

文章编号: 1001-4888(2023)04-0530-11

静态爆破中炮孔拐角应力集中及导向效应研究^{*}

尹文杰, 苏永华, 黎诗诚, 肖俊杰, 沈嘉铨

(湖南大学 土木工程学院, 湖南长沙 410082)

摘要: 在圆形钻孔中灌装破碎剂进行裂岩, 其产生的裂纹通常具有随机性。为实现软岩工程中的定向裂岩, 本文采用正三角孔替代传统的圆形钻孔, 基于相似原理, 选用河砂、水泥、石膏等相似材料模拟软岩, 开展双孔静态膨胀的室内试验。以孔间距和孔偏转角作为自变量, 探讨不同工况下裂纹的扩展规律以及致裂效果, 并建立模型试块的力学模型, 进行裂纹对比及扩展研究。试验结果表明: 正三角孔具有良好的定向效果, 裂纹从孔尖拐角处萌生, 并大致沿孔角平分线方向发育扩展; 紧靠裂纹处的应变曲线会历经试验初期、起裂前、裂纹失稳扩展和平稳波动 4 个阶段。孔偏转角存在会抑制裂纹的发育, 数值计算表明, 在 $0^{\circ} \sim 30^{\circ}$ 内, 偏转角度越大, 裂隙数量越少, 对裂纹发展的抑制效果越明显。致裂的破坏模式以受拉破坏为主, 剪切破坏为辅; 在裂纹附近区域, 与裂纹平行方向受压, 垂直受拉。

关键词: 静态爆破; 正三角孔; 定向破裂; 裂纹

中图分类号: TU458⁺.4

文献标识码: A

DOI: 10.7520/1001-4888-22-192

0 引言

我国中西部地区的一些城市正在进行大规模的地铁修建, 部分地铁站场深达 30m 甚至更大^[1]。但这些地区地表全风化和强风化的土石混合物覆盖层厚度通常不大, 所以地铁站场基坑开挖往往需要穿越厚度较大的软岩地层^[2-3]。对完整性较好和致密性稍高的岩体, 采用常规挖掘机械会出现无法裂岩或效率低下的情况。若利用钻眼爆破的方法挖掘, 则会产生大量烟尘、飞石以及噪声, 且对施工邻近区域的重要建/构筑物的地基或大型的管道、管线造成冲击破坏。

静态爆破法是在预留的岩石孔洞中灌入静态破碎剂, 利用其体积膨胀产生的压力使岩石碎裂^[4-5]。静态爆破具有无污染、无噪声、性能稳定、成本低廉等优点, 且对围岩无扰动或扰动程度轻微, 因此在城市地铁站场基坑及有关岩石工程开挖^[6-9]或拆除^[10]中, 人们尝试利用静态爆破先将软岩完整性降低, 然后再利用机械实施正常挖掘。

与一般的高能炸药和钻眼爆破破碎岩石不同, 地铁站场开挖的静态爆破只需在岩体预定方向产生若干裂缝, 就能形成稀疏的贯通裂隙网络, 从而达到挖掘器械能够顺利开挖的条件。然而定向破岩的理论和并不成熟, 破岩方向往往难以控制, 这是由于当前静态爆破研究主要针对圆形钻孔展开, 圆孔产生的膨胀压在各个方向相同, 裂纹往往需要自动寻找最优破裂面, 因此产生的裂纹具有随机性, 这不仅造成能量的浪费, 而且不能准确预测裂纹的发展。故有许多学者在圆形钻孔的基础上探索导向性裂岩, 唐烈先等^[11-12]通过在圆孔中插入薄板, 探寻主裂纹的导向作用, 并对混凝土模型的破坏过程进行物理与数值模拟, 从而得到裂纹扩展的规律。杨仁树等^[13]、桂良玉等^[14]通过增设切槽的方式获得了裂纹

^{*} 收稿日期: 2022-08-09; 修回日期: 2022-12-18

基金项目: 国家自然科学基金项目(52178330)

通信作者: 苏永华(1965—), 博士, 教授。主要从事地下工程研究。Email: yong_su1965@126.com

的扩展特征。Zhao 等^[15]提出密集线性孔的静态致裂法,通过密集钻孔的应力耦合叠加效应,实现了裂纹沿孔轴线方向的破裂。Gambatese^[16]通过间隔装药得出了空孔对裂纹具有导向影响的结论。

虽然已有的研究提出了各种方法实现对圆孔的定向致裂,但操作繁琐,不利于实际应用,因此,本文提出利用异形孔拐角集聚能量的特点来实现定向破裂。非圆急剧拐角多边形很多,其中三角形形式最简单,也最具有代表性。本文利用相似材料模拟软岩的力学特性,开展双孔静态致裂试验,通过改变 2 个正三角孔的孔间距(l)和双孔正对角平分线的夹角(θ),结合 PFC^{2D}数值软件模拟,探究不同工况下三角孔的定向致裂效果和裂纹发展规律。

1 相似材料的制备

1.1 软岩相似材料的确定

狭义上软岩指的是抗压强度较低的岩石,按照 TB 10077—2019《铁路工程岩土分类标准》的定义,单轴抗压强度小于 30MPa 的岩石被归类为软岩,力学性质介于塑性黏土与脆性岩石之间。

模拟试验原则上要求模型材料具有和原型材料相似的结构以及破坏特征,同时保证模型在几何特征、物理常数、初始条件、边界条件上和原型相似。以原型孔洞和现有模型孔确定几何相似比为 $C_l=2.5$,根据相似原理或量纲分析方法^[17-18],可得到软岩相似材料的容重、抗压强度、弹性模量、泊松比等主要目标参数的取值,见表 1。

表 1 力学参数相似关系及目标参数取值
Tab.1 Similarity scale and target parameters of various mechanical parameters

物理量	相似关系	相似比	原型物理参数	目标参数
容重	C_γ	1.20	$24\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$	$20\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$
抗压强度	$C_\sigma=C_\gamma C_l$	3.00	5MPa~30MPa	1.67MPa~10MPa
弹性模量	$C_E=C_\gamma C_l$	3.00	0.30GPa~6GPa	0.10GPa~2GPa
泊松比	C_μ	1.00	0.15~0.25	0.15~0.25

表中: C_σ 、 C_γ 、 C_l 、 C_δ 、 C_ϵ 、 C_μ 、 C_E 分别表示应力、容重、几何、位移、应变、泊松比和弹性模量的相似比。

1.2 基于正交试验的软岩相似材料设计

本文试验选用了中粗砂、细砂、硅酸盐水泥P. I 42.5 以及石膏进行相似试验。其中,中粗砂和细砂作为骨料,水泥和石膏作为胶结剂。试验采用三因素三水平的正交试验方案,见表 2。

表 2 相似材料试验方案
Tab.2 Test schemes for similar materials

试验次序	A	B	C
	(中粗砂/骨料) $\times 100\%$	[骨料/(骨料+胶结剂)] $\times 100\%$	(水泥/胶结剂) $\times 100\%$
试验 1	60	75	70
试验 2	60	67	60
试验 3	60	50	50
试验 4	50	75	60
试验 5	50	67	50
试验 6	50	50	70
试验 7	40	75	50
试验 8	40	67	70
试验 9	40	50	60

表中因素 A 代表中粗砂质量占总砂(骨料)质量的比值(中粗砂/骨料) $\times 100\%$,取 60、50、40;B 代表骨料质量与骨料和胶结剂质量总和的比值[骨料/(骨料+胶结剂)] $\times 100\%$,取 75、67、60;C 代表水泥质量与胶结剂质量的比值(水泥/胶结剂) $\times 100\%$,取 70、60、50。

1.3 正交试验结果

采用 50mm×100mm 的标准圆柱形模具,根据表 2 中的因素质量占比计算各材料配比,然后称重、加水搅拌、振动,每组制作 3 个试样,在常温下养护 7 天。对圆柱试样进行称重和单轴压缩试验,获得各组试样的密度、抗压强度和弹性模量见表 3。

表 3 中单轴抗压强度为 2.6MPa~10.9MPa,基本符合表 1 抗压强度的目标参数的取值范围,9 组试验的平均密度为 $1.96 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$,也与容重的目标参数取值接近。

表 3 相似材料正交试验结果

Tab. 3 Orthogonal test results of similar materials

试验次序	单轴抗压强度 σ_c/MPa	弹性模量 E/GPa	密度 $\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$
试验 1	4.60	0.27	1.89
试验 2	6.90	0.36	1.99
试验 3	10.90	0.87	1.98
试验 4	3.80	0.27	1.91
试验 5	6.10	0.43	1.93
试验 6	9.20	0.66	2.00
试验 7	2.60	0.14	1.95
试验 8	5.10	0.29	1.96
试验 9	8.90	0.44	2.03

对相似材料的试验结果进行极差分析,求出因素 A、B、C 不同水平下的平均值,见表 4。表中因素 B 的极差最大,其次为 A,因素 C 的极差最小,各因素对单轴抗压强度的敏感性大小分别为 $B > A > C$,由此可说明因素 B 对于相似材料的单轴抗压强度起最主要的作用。随着因素 B 即骨料占比的提高,单轴抗压强度越来越低;当因素 A 的占比增大时,单轴抗压强度值升高。

表 4 相似材料单轴抗压强度极差分析(单位:MPa)

Tab. 4 Range analysis of uniaxial compressive strength of similar materials(unit: MPa)

水平序数	A	B	C
1	7.47	3.60	6.30
2	6.37	6.03	6.53
3	5.47	9.67	6.47
极差	2.00	6.07	0.23

2 室内试验结果及分析

2.1 试验设计

选择试验 7(中粗砂:细砂:水泥:石膏=6:9:2.5:2.5)作为相似材料的配比,为尽量消除尺寸效应^[19]的影响,确定试块几何尺寸为 $L \times B \times H = 400\text{mm} \times 500\text{mm} \times 200\text{mm}$ 。待试块成型后拆模,在常温下养护 7 天。试验前,对试块表面进行磨平、刷胶、定位、贴应变片。应变片的贴片位置选择在偏离裂纹一定距离的区域,在有效监测试块表面应变的同时,避免裂纹与应变片重叠造成应变片被拉断。待准备工作完成后,采用 HSCA-II 型高效无声破碎剂(以下简称破碎剂)进行正式试验。破碎剂的主要成分生石灰是一种灰色粉末,适用温度为 $10^\circ\text{C} \sim 25^\circ\text{C}$,它主要用于静态爆破,用来致裂岩石。将破碎剂与水按 3:1 的质量比混合,随后灌入预留孔洞中,开展双孔软岩试块的静态定向致裂试验。

如图 1 所示,预留孔为边长 25mm 的正三角孔(2 个),孔深 150mm,孔深占试块高度的 3/4。 l 代表双孔中心之间的间距, θ 代表双孔平分线夹角, l_1 、 l_2 表示孔中心到最近自由面的距离,称最小抵抗线。

制备 6 个试块,具体几何参数见表 5,试样编号以 SQ150_10 为例,其中 150 表示孔间距 l , 10 代表孔偏角 θ 。设置孔间距 l 为正三角孔边长的 4、6、8 倍, θ 为 0° 、 10° 、 20° 。试块应变片布置如图 2 所示, Y 应变片的方向与孔角平分线平行, L 应变片的方向与孔角平分线垂直。应变片均粘贴在试块表面,按等间距原则布置在 2 个三角孔中间和其中一孔角平分线上,共计 12 片。试验过程需要的监测设备和记录仪器主要是 uT7100 静态应变测试系统、电脑控制系统和高清像素相机,如图 3 所示。

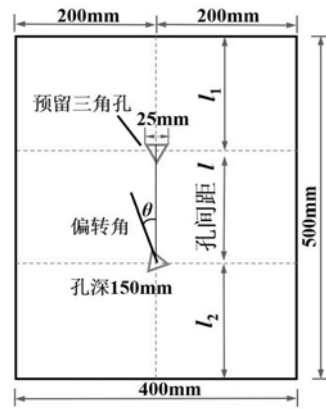


图 1 物理模型示意图
Fig. 1 Physical model

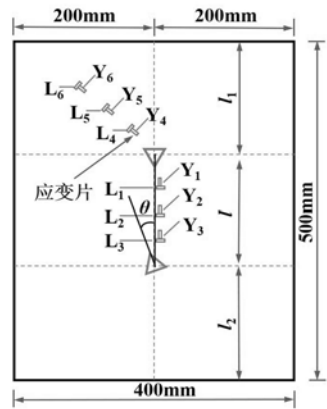


图 2 应变片布置示意图
Fig. 2 Strain gauge layout

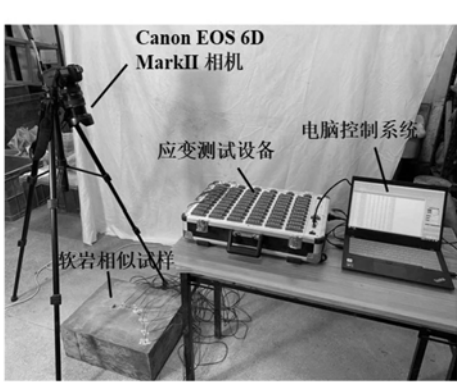


图 3 试验设备
Fig. 3 Test equipment

表 5 试块几何参数

Tab. 5 Geometric parameters of test block

试样编号	l/mm	l_1/mm	l_2/mm	$\theta/^\circ$
SQ100	100	200	200	0
SQ150	150	175	175	0
SQ200	200	150	150	0
SQ200(2)	200	140	160	0
SQ150_10	150	175	175	10
SQ150_20	150	175	175	20

2.2 不同孔间距 l 的试验结果分析

本节分析了 4 个试块(SQ100、SQ150、SQ200 和 SQ200(2))的裂纹扩展过程和应变规律。图 4 记录了试块 SQ150 裂纹发展的重要时间节点,而图 5(a)则展示了试块 L 应变片随时间的应变变化。将这两张图的数据进行比对,可以总结出试验过程 4 个阶段的规律如下:①试验初始阶段($t_0 \sim t_1$),破碎剂与水的反应需要一定时间,孔洞内药物体积变化小,对孔壁的膨胀作用甚微,应变数据处于一个缓慢变化的弹性阶段。②试块起裂前阶段($t_1 \sim t_2$),随着时间推移,破碎剂进行充分的化学反应,体积逐渐膨胀,并伴随热量的释放,对孔壁的作用力明显增强,应变呈现上升的趋势,这也预示试块即将开裂,出现裂纹。③裂纹失稳扩展阶段($t_2 \sim t_3$),随着体积的继续膨胀,在 $t_2 = 9000\text{s}$ 附近,试块萌生第一条裂纹,随后迅速扩展,应变陡增,达到峰值后又快速回弹至初始位置附近。④裂纹缓慢发展阶段($t_3 \sim t_4$), $t_3 = 11200\text{s}$ 时,孔洞内破碎剂的能量基本释放完毕,随后孔壁作用力减小,裂纹发展缓慢,最终停止扩展,应变在此期间呈现出小幅的波动。

以试块 SQ200 为例,图 5(b)展示了孔间 Y 应变片(Y_1 、 Y_2 、 Y_3)的变化规律。试块 SQ200 的 Y 应变片方向与 SQ150 的 L 应变片方向垂直,前者应变数值在整个试验阶段基本为负,后者为正,这表明应变数值的正负与方向相关,因此,可判断与裂纹发展方向平行的 Y 应变片受压,与裂纹发展方向垂直的 L 应变片受拉。

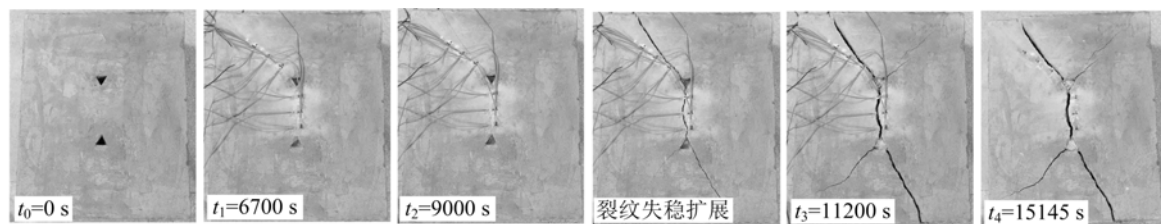


图 4 试块 SQ150 各阶段裂纹发展

Fig. 4 Crack propagation of the test block SQ150 at different stages

同样地,图 5(b)中试块 SQ200 的试验过程也对应应变趋势的 4 个阶段,然而 Y_3 的曲线轮廓模糊,其峰值应变仅为 $-113.4 \mu\epsilon$,阶段③的特征不明显,这是由于应变片位置距离裂纹较远导致的。相较于应变片 Y_1 和 Y_2 ,应变片 Y_3 距离裂纹更远,所受到的影响更小,所以紧靠裂纹处的应变片才有明显的峰值应变,应变-时间曲线图才能准确反映出试验的 4 个阶段规律。

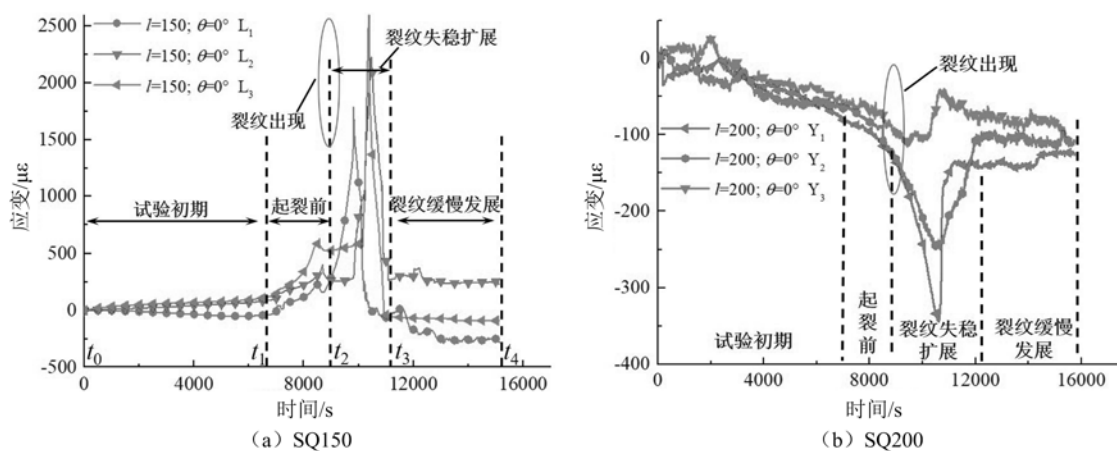


图 5 试块孔间应变-时间曲线

Fig. 5 Curve of strain-time between two holes of test blocks

由于裂纹出现位置不能精确定位,试块斜方向的应变片在实际贴片中往往会偏离实际裂纹。由 SQ100、SQ200 的左上角区域 L 应变片的应变曲线(如图 6(a)、(b))可见,偏离裂纹较远的应变片(L_4 、 L_5 、 L_6)的应变曲线大多为波动不大的平稳曲线,几乎没有峰值出现,对于分析试验过程无参考价值。

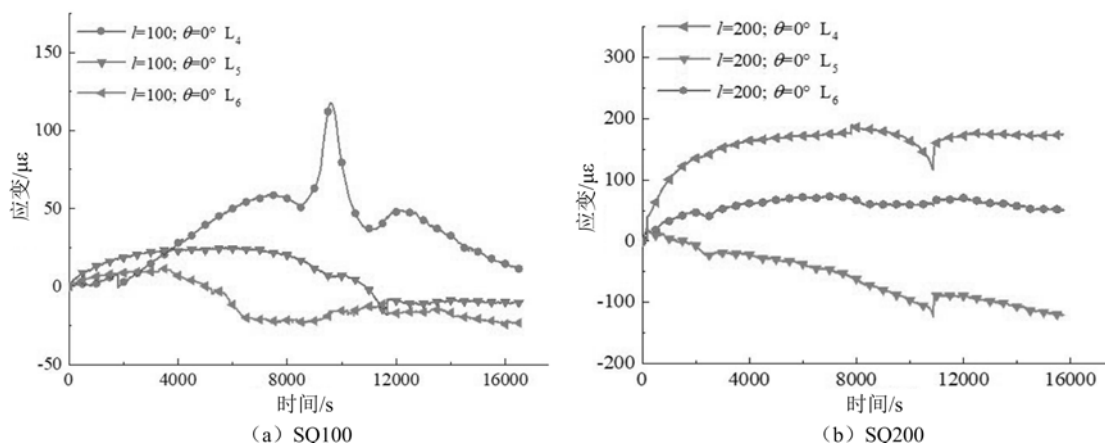


图 6 试块斜向应变-时间曲线

Fig. 6 Curve of strain-time in oblique direction of holes

通过图 5、图 6 的应变-时间曲线总结了裂纹发展的对应阶段,下面将从试块的破碎效果进行分析。图 7 为 4 个试块的最终致裂效果图,其中,序号代表裂纹起裂的先后顺序。图 7(a)、(b)表明试块的裂纹呈“X”形,均有 5 条主裂纹,主裂纹于孔角萌生、大致沿孔角平分线方向发育,相对于圆孔来说,具有

良好的定向效果。图 7(b) 中的⑥号裂纹宽度小、长度有限, 属于次裂纹。

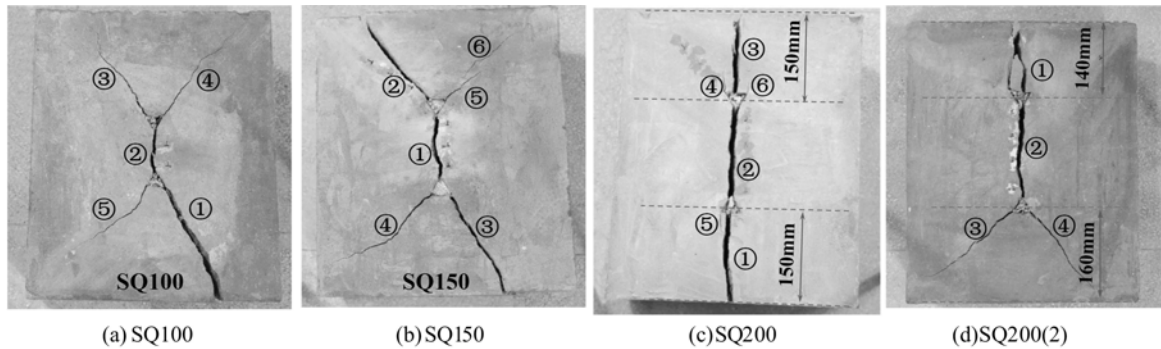


图 7 不同孔间距 l 的试块致裂图

Fig. 7 Crack of test blocks with different spacing l of holes

图 7(c) 中, 试块 SQ200 的致裂结果与 SQ100 和 SQ150 有明显差异, 只在孔角处产生了长度有限的④、⑤、⑥号次裂纹, 主体裂纹为一条贯通的直线。试块 SQ200 的最小抵抗线 $l_1 = l_2 = 150\text{mm}$, 为孔中心距上下自由面的距离。在试验致裂过程中, 由于这个距离过小, 造成裂纹沿着最短距离的自由面发育扩展, 三角孔的定向效果在此状态下失效, 只在孔角处产生了微小的次裂纹。图 7(d) 中, 试块 SQ200(2) 与 SQ200 相比, 孔间距 $l = 200\text{mm}$ 不变, 将 3 个三角孔向上平移 10mm, 即改变了最小抵抗线, 上孔 $l_1 = 140\text{mm}$, 下孔 $l_2 = 160\text{mm}$, 上孔裂纹沿着试块上端自由面破裂, 而下孔裂纹呈现固有的定向性。由此得出结论, 最小抵抗线需合理选取, 当数值过小时会导致正三角孔的定向作用失效。

2.3 不同角度 θ 的试验结果分析

通过改变孔间距 l 进行静态致裂试验分析, 发现试块 SQ150 产了定向性裂纹且破碎效果最佳。为了充分利用破碎剂的能量, 本文选择在试块 SQ150 的基础上改变偏转角度 θ , 以探究偏转角度 θ 对裂纹发展规律和破岩效果的影响。

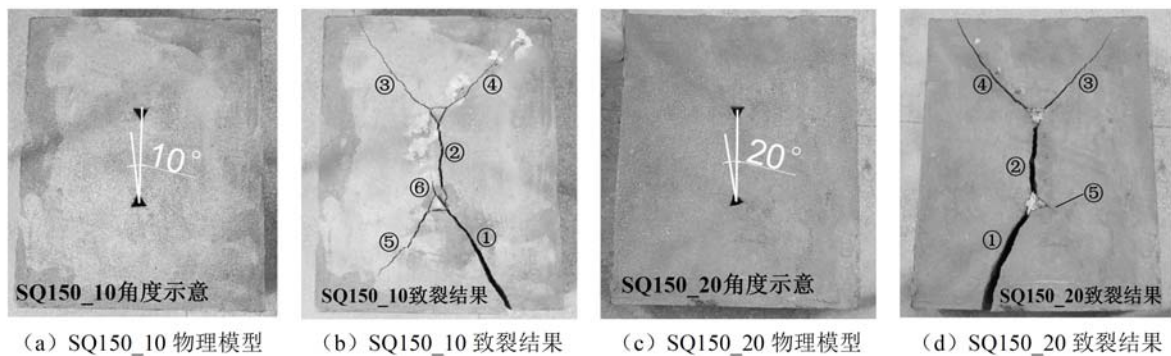


图 8 不同偏转角 θ 的试块致裂图

Fig. 8 Crack of test blocks with different angle θ of holes

如图 8(b) 所示, 当角度 $\theta = 10^\circ$ 时, 试块 SQ150_10 与无角度偏差的 SQ150 相比, 致裂效果基本一致, 裂纹发展大致呈“X”形, 基本实现了定向的目的, 但孔间的裂纹②号和⑥号未贯通。裂纹从萌生到最后失稳扩展的时间较短, ①号、⑥号裂纹于 10980s、11400s 出现, ①号裂纹首先发育, 待⑥号起裂时, ①号裂纹已迅速扩展, 破碎剂的能量在①号裂纹方向得到了更多的释放, 因此导致了⑥号裂纹发展有限, 受到抑制作用。

当角度 $\theta = 20^\circ$ 时, 图 8(d) SQ150_20 表现出完全不同于 SQ150 和 SQ150_10 的破裂结果, 试块破裂仅为 3 个区块, ⑤号裂纹受到严重的抑制作用, 发育极其有限, 长度不足 50mm。破碎剂的能量集聚在①号和②号裂纹处, 导致⑤号裂纹起裂时间比①号裂纹晚 600s。当裂纹寻找到最优破裂面后, 在破碎剂能量的影响下, 加速裂纹在最优破裂面的失稳扩展, 其余方向的裂纹发展则受到抑制。

试块 SQ150_10 和 SQ150_20 的破碎结果表明, 偏转角 θ 的变化会导致破碎剂能量分配不均, 表现

为裂纹延伸受到抑制作用,如 SQ150_10 的⑥号裂纹、SQ150_20 的⑤号裂纹定向扩展有限。由此可初步得出结论,偏转角 θ 越大,抑制作用越大。

3 数值模型对比及扩展分析

目前静态爆破领域下的数值研究不多,唐烈先等^[11]利用 RFPA^{2D}对静态破碎剂作用下裂纹的发展过程进行了研究,之后又有一部分学者对裂纹演化进行了仿真模拟^[20-21]。PFC 是基于颗粒流非连续性介质的力学理论软件,适用于岩土体材料,利用内嵌 Fish 语言,可以实现对裂纹的有效观测。为进一步研究偏转角 θ 对破岩效果的影响,采用 PFC^{2D}进行数值计算并与物理试验进行对比。本节基于 PFC^{2D}验证了数值模型的有效性和可行性,并将各类工况的物理试验转化为平面数值模型的计算分析。

3.1 细观参数验证

目前尚不清楚如何将宏观和微观参数进行定量转化并确定它们之间的对应关系,因此,本文采用了前人广泛使用的“试错法”,即通过多次修改和调整使室内试验与数值模拟的结果吻合。具体操作如下:

所有颗粒由随机种子指定生成,在孔隙率为 0.1 的条件下填充到 50mm×100mm 的墙体内,对试样进行预压、赋值胶结参数等操作,待初始平衡后,通过对上下墙体即加载板进行竖向伺服控制,以一定的速率加载,待试样模型破坏后停止加载,如此重复操作直至参数标定的完成。

如图 9(b)所示,试样的破坏面与加载方向的夹角为 $10^\circ \sim 20^\circ$,以剪拉破坏为主,分裂为左右两块,与图 9(a)的室内单轴压缩试验的破坏形式相近。数值试验与室内单轴压缩试验的应力-应变曲线基本吻合,如图 10 所示。由于数值模型没有原生裂隙,因此不存在孔隙压密阶段,在曲线初始阶段为一条斜率不变的直线。经计算对比,数值试验中的抗压强度、弹性模量与物理试验的误差分别为 8.4% 和 9.0%,均控制在 10% 以内,效果良好。

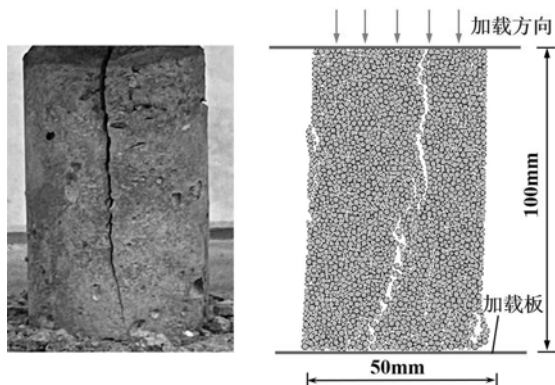


图 9 单轴压缩破坏模式

Fig. 9 Failure mode of uniaxial compression test

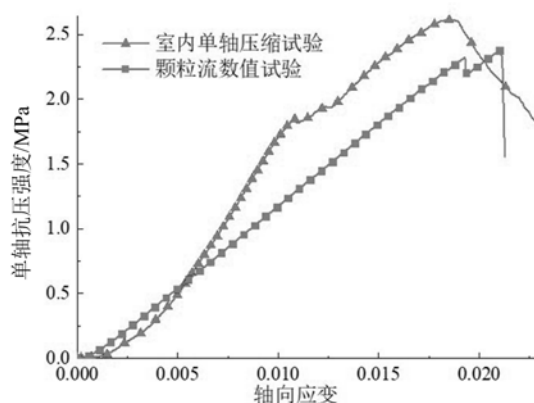


图 10 物理试验与数值模拟应力-应变曲线

Fig. 10 Stress-strain curves from physical tests and numerical simulations

通过反复试算、调整与校正,最终选出一组最符合相似材料的单轴压缩试验结果的细观参数,见表 6。

表 6 模型细观参数

Tab. 6 Mesoscopic parameters of numerical model

参数	颗粒密度 ρ /($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	接触 模量/Pa	黏结接触 模量/Pa	黏结拉伸 强度/Pa	刚度比	摩擦 系数	黏结内 聚力/Pa	内摩擦角 /($^\circ$)
取值	2000	1e7	1.5e8	1.3e6	1.1	0.5	1.3e6	42

3.2 数值模型的建立

根据物理试验模型的几何尺寸,利用 PFC^{2D}建立试块的几何模型,模型尺寸为 400mm×500mm,孔

间距为 150mm。由于正三角孔的对称性,偏转角 θ 的取值为 $0^\circ \sim 30^\circ$ 或 $\theta=180^\circ$, 因此取 θ 为 0° 、 10° 、 15° 、 20° 、 30° 和 180° , 对应模型标号为 SZ150_0、SZ150_10、SZ150_15、SZ150_20、SZ150_30 和 SZ150_180。模型颗粒单元的最大和最小半径设置为 2mm 和 1mm, 颗粒间接触方式采用平行黏结模型, 若黏结遭到破坏会造成宏观刚度的突降, 此黏结模型比较贴合岩石材料脆性破坏的特征。

对模型中三角孔对应位置的颗粒进行膨胀操作, 以模拟物理试验中破碎剂的膨胀作用。由于破碎剂水化反应后体积可达到初始体积的 2~3 倍, 因此在平面模型中, 设定膨胀组颗粒到达初始颗粒半径的 1.26~1.44 倍时, 停止膨胀。

3.3 PFC 计算结果分析

对比图 11(a) 和图 7(b) 的裂纹分布, 可以观察到呈现“X”形分布的 5 条主裂纹, 孔间裂隙连通, 裂纹大致沿孔角平分线发育。通过对细观参数的验证和数值模型的对比, 可以发现数值试验结果和物理试验结果有较好的一致性, 证明了数值模拟的有效性和可行性。

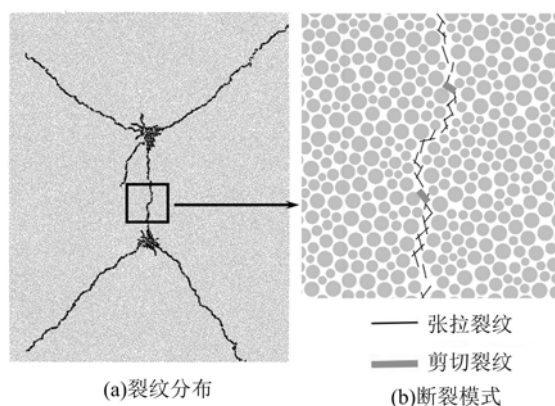


图 11 SZ150_0 裂纹及断裂模式

Fig. 11 Crack and fracture mode of SZ150_0

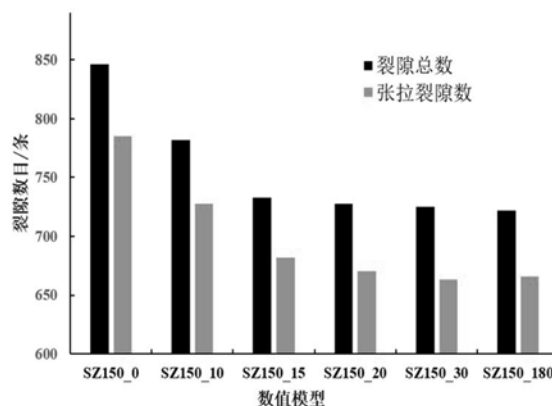


图 12 裂隙数量统计

Fig. 12 Statistics of the number of cracks

试块的宏观破坏模式通常与数值颗粒的细观裂纹扩展紧密联系, 其内部机制为: 当颗粒间的法向应力或切向应力大于对应的法向黏结强度或切向黏结强度时, 颗粒之间的黏结发生破坏, 破坏类型分别是张拉断裂和剪切断裂, 如图 11(b) 所示, 以裂纹的断裂模式来看, 主要以张拉破坏为主, 剪切破坏为辅。如图 12 所示, 张拉裂纹的占比达到 90%~95%, 随着偏转角 θ 的增大, 裂隙总数减小。由此可得出孔偏转角 θ 的存在对裂隙发育有抑制作用, 且随着角度 θ 的增大, 抑制作用越来越明显。

在两孔中心连线的中点即原点布置测量圆, 该测量圆用于记录裂纹发展处的数据, 这些数据反映了裂纹处水平 X 方向的正应力变化(图 13), 其规律如下: ①在计算模型初期, 各模型的初始应力都较低, 在 42000 时步(时步表示 PFC 软件内部的虚拟时间, 即时间步数)前, 应力的变化极小, 随后达到峰值应力, 颗粒被张拉破坏, 紧接着应力又迅速下降回落, 在 0 附近趋于稳定, 可见应力的变化趋势较好地吻合了物理试验中裂纹附近处的应变变化。②随着偏转角 θ 的增大, 峰值应力所对应的时间会越来越滞后, 这表明偏转角 θ 的存在对孔间致裂和裂纹发展产生了影响。

图 14 显示了 6 组数值模型的致裂效果, 裂纹序号为位置编号, 6 组模型的上孔位置均不变, 仅对下孔进行角度偏转。通过对比图 14 中 SZ150_10、SZ150_20 和图 8 中 SQ150_10、SQ150_20 的致裂结果, 发现偏转角 θ 为 10° 时, 模型 SZ150_10 的裂纹③在两孔之间实现贯通, 和试块 SQ150_10 孔间裂纹发展略有差异, 而其余 4 条孔角延伸的裂纹的发展规律基本一致, 形态相较于无角度偏转的模型变化不大; 偏转角为 20° 时, 模型 SZ150_20 的裂纹⑥和试块 SQ150_20 的裂纹⑤的扩展长度都极有限, 相对于主裂纹的长度几乎可忽略, 对降低试块完整性的作用不大。

在双孔之间的应力叠加区域, 偏转角 θ 的大小导致了孔间裂纹的发育和延伸差异。当角度 θ 较小时, 图 14 中模型 SZ150_0、SZ150_10 的裂纹③实现了贯通; 当角度 θ 较大时, SZ150_15、SZ150_20、SZ150_30 的裂纹③、④在最优破裂面的路径上未重合。

偏转角度 θ 的大小反映出了裂纹发育受到抑制的程度,当 θ 为 $0^\circ \sim 10^\circ$ 时,图 14 中的模型 SZ150_0、SZ150_10 的破裂效果基本一致,仅后者裂纹⑤的发育长度短于前者,裂隙数目少 21 条。当 θ 为 $15^\circ \sim 30^\circ$ 时,模型 SZ150_15、SZ150_20 中裂纹⑥的发展受到了强烈抑制,而模型 SZ150_30 中本该出现的这条裂纹并没有萌生,被完全抑制。当孔的偏转角度为 180° 时,SZ150_180 只有一个孔角有裂纹延伸,为裂纹④,另外两个孔角均不萌生主裂纹,致裂效果最差,因此偏转角的增大会使裂纹受抑制的程度增大。

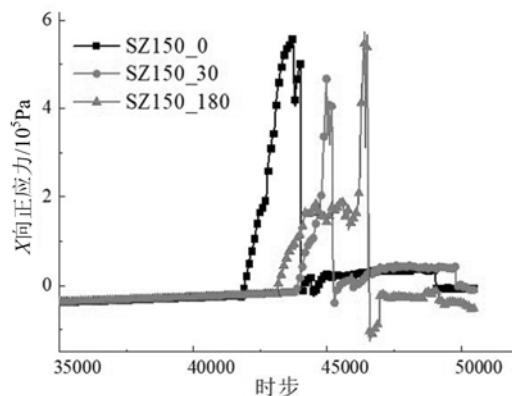


图 13 应力历史曲线

Fig. 13 Curve of stress history

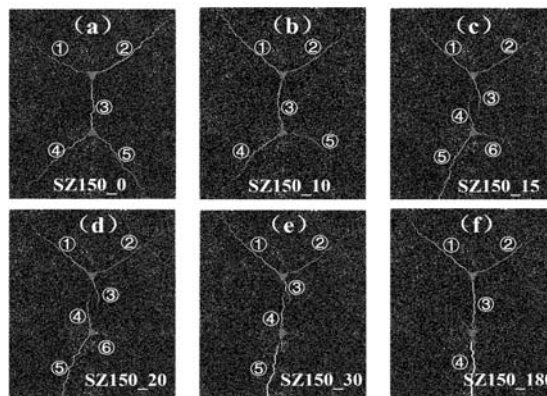


图 14 模型致裂结果

Fig. 14 Cracking results of the model

4 结论

(1) 正三角孔具有良好的定向效果,裂纹从孔尖拐角处萌生,并大致沿孔角平分线发育扩展;紧靠裂纹处的应变曲线会经历试验初期、起裂前、裂纹失稳扩展和平稳波动 4 个阶段。

(2) 孔偏转角 θ 的存在会抑制裂纹的发育。通过开展数值模拟研究,得出在 $0^\circ \sim 30^\circ$ 范围内,偏转角度越大,裂隙数量越少,对裂纹发展的抑制效果越明显。

(3) 致裂的破坏模式主要以受拉破坏为主,剪切破坏为辅;在裂纹附近区域,与裂纹平行方向受压,垂直方向受拉。

参考文献:

- [1] 黄明利,瞿晓巍,谭忠盛,等. 地铁重庆北站零距离立体交叉暗挖施工力学效应分析[J]. 土木工程学报, 2017, 50(S2):21-27 (HUANG Mingli, QU Xiaowei, TAN Zhongsheng, et al. Analysis on the mechanical effect of metro tunnel construction of Chongqing North Station with zero distance stereo crossing [J]. China Civil Engineering Journal, 2017, 50 (S2):21-27 (in Chinese))
- [2] 易树健,崔鹏,伍纯昊,等. 川藏铁路廊道板块缝合带对软岩分布的控制效应及其工程影响[J]. 工程地质学报, 2021, 29(2):275-288 (YI Shujian, CUI Peng, WU Chunhao, et al. Control effect of suture zones on distribution of soft rock and its engineering influence along Sichuan-Tibet Railway corridor [J]. Journal of Engineering Geology, 2021, 29(2):275-288 (in Chinese))
- [3] 彭柏兴,金飞,王星华. 长沙国际金融中心软岩载荷试验及其成果分析[J]. 岩土工程学报, 2017, 39(S1):156-160 (PENG Baixing, JIN Fei, WANG Xinghua. Experimental study on bearing capacity of soft rock of Changsha International Finance Centre [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, 39 (S1):156-160 (in Chinese))
- [4] 荣际凯,侯尚武. 静力破碎剂的原理与应用(一)[J]. 建井技术, 1989(4):23-26 (RONG Jikai, HOU Shangwu. Principle and application of static crushing agent (I) [J]. Mine Construction Technology, 1989(4):23-26 (in Chinese))
- [5] Natanzi A S, Laeffer D F, Connolly L. Cold and moderate ambient temperatures effects on expansive pressure development in soundless chemical demolition agents[J]. Construction & building materials, 2016, 110:117-127.
- [6] De Silva V R S, Ranjith P G, Perera M S A, et al. The effect of saturation conditions on fracture performance of

- different soundless cracking demolition agents (SCDAs) in geological reservoir rock formations[J]. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 2019, 62:157—170.
- [7] De Silver R, Pathegama Gamage R, Anne Perera M. An alternative to conventional rock fragmentation methods using SCDA: a review[J]. *Energies*, 2016, 9(11):958.
- [8] 娄荣, 陈威文, 周方均, 等. 钢筋混凝土构件的大孔径静态破碎技术研究[J]. *爆破*, 2020, 37(4):127—131 (LOU Rong, CHEN Weiwen, ZHOU Fangjun, et al. Soundless cracking technology of reinforced concrete structure with large embedded hole[J]. *Blasting*, 2020, 37(4):127—131 (in Chinese))
- [9] Huang B, Li P, Ma J, et al. Experimental investigation on the basic law of hydraulic fracturing after water pressure control blasting[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2014, 47(4):1321—1334.
- [10] 郑立霞, 宋显辉, 李卓球. 利用CFRC压敏性监测钢筋锈蚀的模拟实验研究[J]. *实验力学*, 2004, 19(2):206—210 (ZHENG Lixia, SONG Xianhui, LI Zhuoqi. Corrosion monitoring of rebar by compression sensitivity of CFRC[J]. *Journal of Experimental Mechanics*, 2004, 19(2):206—210 (in Chinese))
- [11] 唐烈先, 唐春安, 唐世斌, 等. 静态破碎的物理与数值试验[J]. *岩土工程学报*, 2005, 27(4):437—441 (TANG Liexian, TANG Chunan, TANG Shibin, et al. Physical experiment and numerical simulation on effect of soundless cracking agent[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2005, 27(4):437—441 (in Chinese))
- [12] 唐烈先, 唐春安, 胡军. 混凝土静态破碎主裂纹导向技术的试验研究[J]. *混凝土*, 2013(11):11—13 (TANG Liexian, TANG Chunan, HU Jun. Tests and research about the oriented technic to main crack in soundless cracking on concrete[J]. *Concrete*, 2013(11):11—13 (in Chinese))
- [13] 杨仁树, 孙中辉, 佟强, 等. 静态破碎剂膨胀作用下试件裂纹扩展试验研究[J]. *工程爆破*, 2010, 16(3):7—11 (YANG Renshu, SUN Zhonghui, TONG Qiang, et al. Experiment of crack propagation in test specimen under expansive action of static cracking agent[J]. *Engineering Blasting*, 2010, 16(3):7—11 (in Chinese))
- [14] 桂良玉. 静态破碎剂破岩机理试验研究[D]. 北京:中国矿业大学(北京), 2008 (GUI Liangyu. Experimental study on rock breaking mechanism of static crushing agent[D]. Beijing: China University of Mining and Technology (Beijing), 2008 (in Chinese))
- [15] Zhao X, Huang B, Cheng Q, et al. Experimental investigation on the basic law of rock directional fracturing with static expansive agent controlled by dense linear multi boreholes[J]. *Journal of Central South University (Science and Technology)*, 2021, 28(8):2499—2513.
- [16] Gambatese J A. Controlled concrete demolition using expansive cracking agents[J]. *Journal of Construction Engineering and Management*, 2003, 129(1):98—104.
- [17] 牛双建, 党元恒, 杨大方. 深部软岩新型相似模拟材料的研制[J]. *实验力学*, 2015, 30(3):388—394 (NIU Shuangjian, DANG Yuanheng, YANG Dafang. Development of a new simulation material for deep soft rock[J]. *Journal of Experimental Mechanics*, 2015, 30(3):388—394 (in Chinese))
- [18] 王俊光, 刘文峰, 梁冰, 等. 软弱破碎油页岩蠕变特性相似材料实验研究[J]. *实验力学*, 2016, 31(2):263—268 (WANG Junguang, LIU Wenfeng, LIANG Bing, et al. On the similar material for creep characteristic study of weak and broken oil shale[J]. *Journal of Experimental Mechanics*, 2016, 31(2):263—268 (in Chinese))
- [19] De Silva V R S, Ranjith P G. A study of rock joint influence on rock fracturing using a static fracture stimulation method[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2020, 137:103817.
- [20] 郭怀广, 朱立凯. 煤岩层静态爆破释能增透机制探讨[J]. *中国安全科学学报*, 2020, 30(5):60—65 (GUO Huaiguang, ZHU Likai. Discussion on anti-reflection mechanism of static Blasting energy in coal strata[J]. *China Safety Science Journal*, 2020, 30(5):60—65 (in Chinese))
- [21] Tang W, Zhai C, Xu J Z, et al. Numerical simulation of expansion process of soundless cracking demolition agents by coupling finite difference and discrete element methods[J]. *Computers and Geotechnics*, 2022, 146:104699.

Study on stress concentration and guiding effect of borehole corner in static blasting

YIN Wenjie, SU Yonghua, LI Shicheng, XIAO Junjie, SHEN Jiacheng

(College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, Hunan, China)

Abstract: The process of static expansion and fracturing is generally to fill the cracking agent in the circular drilling hole, and rock is cracked by the expansion and pressure generated by the hydration reaction of the cracking agent. Due to the low tensile strength of the rock, the resulting expansion pressure will destroy the rock. The cracks are often random and cannot be directional. In order to realize directional fracturing in soft rock engineering, in this paper, an equilateral triangular hole was used instead of the traditional circular drilling hole, and the directional fracturing of rock was achieved by using the corner energy accumulation effect of the special-shaped hole. Based on the similarity principle, river sand, cement, gypsum, and other materials were selected to simulate soft rock, and static expansion tests with double holes were carried out in the laboratory. Taking hole spacing l and hole deflection angle as independent variables, the crack propagation law and effects of fracturing were investigated under different working conditions. The mechanical numerical model of the test block was established. Then the crack propagation was compared with the laboratory test and further propagation studies were carried out. Experimental results show that using of the equilateral triangular hole has a better directional effect than the general round hole. The crack initiates from the sharp corner of the hole and develops along the bisector of the hole angle roughly. The strain curve close to the crack goes through four stages: the initial stage, pre-crack stage, crack instable propagation stage, and steady fluctuation stage. The existence of the equilateral triangular hole deflection angle can inhibit crack development. Numerical calculation shows that the larger the deflection angle, the fewer cracks and the more obvious inhibition effect of crack development in the range of hole deflection angle $0^\circ \sim 30^\circ$. Tensile failure is the main failure mode and shear failure is the secondary failure mode. In the area near the crack, the compression is parallel to the crack and the tension is vertical.

Keywords: static blasting; the equilateral triangle hole; directional rupture; crack