

DOI: 10.11883/bzycj-2021-0062

冲击载荷作用下圆孔缺陷对裂纹动态扩展行为的影响规律*

王磊¹, 朱哲明¹, 周磊^{1,2}, 董玉清¹, 牛草原¹, 杨正艳¹

(1. 四川大学建筑与环境学院深地科学与工程教育部重点实验室, 四川 成都 610065;

2. 成都理工大学地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室, 四川 成都 610059)

摘要: 空腔和裂纹缺陷通常共存于深部地下岩体中, 它们共同影响着岩体的结构安全性与稳定性。为了探究动力扰动载荷下圆形空腔对裂隙岩体内裂纹扩展行为的影响规律, 提出了不同圆孔倾角的直裂纹空腔圆弧开口试件 (circular opening specimen with straight crack cavity, COSSCC), 利用自制大型落锤冲击实验装置进行动态加载实验, 同时采用裂纹扩展计系统测试了裂纹的动态起裂时刻与裂纹扩展速度等各种断裂力学参数, 随后采用有限差分软件 Autodyn 进行裂纹扩展路径与圆孔周围应力场的数值分析, 并采用有限元软件 Abaqus 计算裂纹的动态起裂韧度与裂纹扩展过程中的动态扩展韧度。结果表明: (1) 当圆孔倾角 θ 小于 10° 时, 裂纹扩展路径会偏折并穿过圆孔表面; 当圆孔倾角 θ 为 20° 与 30° 时, 裂纹扩展路径向圆孔方向发生偏折但不会穿过圆孔, 圆孔具有明显的裂纹扩展引导作用; 当圆孔倾角 θ 为 40° 与 50° 时, 裂纹扩展路径不会发生偏折, 圆孔引导作用明显减弱。(2) 当裂纹扩展路径达到圆孔空腔附近时, 裂纹尖端的拉伸应力区与圆孔边缘的拉伸应力区发生重合, 此时裂纹扩展速度显著增大, 裂纹动态断裂韧度显著减小。(3) 裂纹的偏折方向与裂纹尖端最大周向应力的方向基本一致。(4) 裂纹动态断裂韧度始终小于裂纹起裂韧度, 且裂纹动态断裂韧度与裂纹动态扩展速度呈负相关关系。裂纹动态扩展速度越大, 裂纹动态断裂韧度越小。

关键词: 圆孔缺陷; 动态载荷; 裂纹扩展行为; 动态断裂韧度

中图分类号: O383; U45

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

Influence of circular hole defect on dynamic crack propagation behavior under impact loads

WANG Lei¹, ZHU Zheming¹, ZHOU Lei^{1,2}, DONG Yuqing¹, NIU Caoyuan¹, YANG Zhengyan¹

(1. MOE Key Laboratory of Deep Earth Science and Engineering, College of Architecture and Environment,

Sichuan University, Chengdu 610065, Sichuan, China;

2. State Key Laboratory of Geohazard Prevention and Geoenvironment Protection,

Chengdu University of Technology, Chengdu 610059, Sichuan, China)

Abstract: Cavities and crack defects usually coexist in deep earth rock mass structures, which together affect the structural safety and stability of rock masses. In order to study the effect of circular cavity on crack propagation behavior in rock mass under dynamic loads, circular opening specimens with straight crack cavity (COSSCC) specimen were proposed in this study, and a large-scale drop hammer impact device was applied to conduct impact tests. Crack propagation gauges were implemented to measure fracture mechanics parameters, such as dynamic crack initiation time and crack propagation velocity. Then a modified finite difference code Autodyn was applied to carry out the numerical simulation analysis of crack propagation path and stress

* 收稿日期: 2021-02-08; 修回日期: 2021-04-02

基金项目: 国家自然科学基金 (U19A2098); 中央高校基本科研业务费专项资金 (2021SCU12130);

四川省科技厅项目 (2021YJ0511); 深地科学与工程教育部重点实验室 (四川大学) 开放基金 (DESE202005);

地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室开放基金 (SKLGP2021K009)

第一作者: 王磊 (1995—), 男, 硕士研究生, 1959229937@qq.com

通信作者: 周磊 (1990—), 男, 博士, 助理研究员, zhoulitkx@126.com

field around the circular hole. The traditional finite element code Abaqus was also used to calculate the dynamic initiation toughness and dynamic propagation toughness. The results indicate that: (1) when the inclination θ of the circle hole is less than 10° , the crack propagation path deflects and passes through the surface of the circle hole; when the inclination θ of circle hole is 20° and 30° , the crack propagation paths deflects in the direction of the hole but does not pass through the circular hole, indicating that the circular hole has obvious guiding effect on crack propagation; when the inclination θ of circle hole is 40° and 50° , crack propagation path does not deflect, and the guiding effect of the circular hole is obvious weaken. (2) When the crack propagation path reaches the vicinity of the circular hole, the tensile stress zone at the crack tip coincides with the tensile stress zone at the edge of the circular hole. At this time, the crack propagation speed increases significantly, and the dynamic fracture toughness of the crack decreases significantly. (3) The deflection direction of the crack is basically the same as the direction of the maximum circumferential stress at the crack tip. (4) The dynamic fracture toughness of the crack is always smaller than the crack initiation toughness, and the dynamic fracture toughness of the crack has a linear relationship with the dynamic crack growth rate. The larger the dynamic crack growth rate, the smaller the dynamic fracture toughness of the crack.

Keywords: hole defect; dynamic loads; crack propagation behavior; dynamic fracture toughness

深部地下岩体结构中, 岩体周围不仅会存在裂纹、节理与断层等各种缺陷, 而且岩体周围也可能存在圆形或椭圆形等不同形状的空腔。当地下岩体结构受到突如其来的地震或爆破等动力扰动载荷作用时, 岩体结构中的裂隙与空腔的共同作用将会导致岩体结构整体的失稳坍塌, 最终造成岩体结构垮塌、泥石流、地裂缝、地面沉降等各种地质灾害, 同时伴随着惨烈的人员伤亡和大量的经济损失^[1-3]。因此, 很有必要对含空腔缺陷裂隙结构的动态破碎行为进行分析研究。

在静态断裂力学方面, Fan 等^[4]采用单轴压缩实验测试了含有单孔双裂纹缺陷和双孔双裂纹缺陷的矩形砂岩试样的破坏形态。Gong 等^[5]给出了 I / II 型裂纹缺陷尖端附近存在椭圆孔缺陷时的理论求解的方法, 并用复变函数的方法得到了 III 型应力强度因子的表达式。Meguid 等^[6]用积分变换和贝塞尔函数计算了在反平面载荷下裂纹尖端附近任意位置存在圆孔缺陷时的理论解。在动态断裂力学方面, 杨仁树等^[7]用动态焦散线实验方法, 研究了圆孔缺陷对原生裂纹在爆炸载荷下扩展行为的影响, 结果表明, 爆生裂纹扩展到圆孔附近时裂纹扩展速度会增加; 李盟等^[8]研究了双孔对爆生裂纹动态扩展行为的影响, 结果表明双孔会降低裂纹的扩展速度。

地质灾害的常见诱因包括地震、爆破、工程开挖等, 它们都属于动力扰动载荷。因此本文将基于动态载荷研究岩体内裂纹的动态扩展规律, 包括裂纹的扩展速度, 扩展机理及扩展韧度等。近年来, 研究岩石动态断裂行为的方法主要有实验-数值模拟法^[9-10]、高速摄影法^[11-12]、应变片法^[13-14]、动态焦散线法^[15, 16]、动态数字图像相关法^[17]等。研究内容主要聚焦于裂纹扩展的动态起裂、动态扩展及动态止裂三阶段^[18-23], 但很少有研究综合考虑了空腔缺陷与裂纹缺陷共同遭受动力载荷作用下的破碎行为演变规律。

此外, 分离式霍普金森压杆 (split Hopkinson pressure bar, SHPB) 装置已经被广泛运用于动力学实验的相关研究^[24-25], 但是由于其杆件的直径较小, 不适于大尺寸试件的冲击实验。因此, 基于 SHPB 原理, 团队设计了适用于大尺寸试件动态断裂行为研究的大型落锤冲击实验装置。并且本文创新性提出了直裂纹空腔圆弧开口试件 (circular opening specimen with straight crack cavity, COSSCC), 然后利用落锤冲击实验装置进行动态加载, 同时搭配裂纹扩展计 (CPG) 监测裂纹扩展的动态断裂过程, 随后借助于数值计算软件进行了裂纹破坏行为的时效变形数值分析, 完善与补充动态实验数据捕捉的局限性, 模拟出裂纹扩展过程中的应力场变化情况以及计算动态断裂韧度值, 最后结合实验结果和数值模拟结果分析裂纹的扩展形态及其扩展机理。

1 实 验

1.1 实验模型

实验采用脆性材料有机玻璃 (polymethyl methacrylate, PMMA), 相对于岩石, 它具有更好的均质性和

透光性, 便于测试与观察裂纹的起裂与扩展行为。PMMA 材料的密度为 1180 kg/m^3 , 弹性模量为 6.1 GPa , 泊松比为 0.31 , 纵波波速 c_p 为 2320 m/s , 横波波速 c_s 为 1260 m/s 。试样的制备是由工厂定制, 裂纹缺陷和圆孔缺陷都是采用激光切割的方法, 用这种工艺切割的裂纹, 加工精度高, 切口光滑平整, 其切割缝隙宽度为 0.1 mm , 能够有效减小裂纹宽度对实验结果造成的影响。

直裂纹空腔圆弧开口试件尺寸如图 1 所示, 首先在 $300 \text{ mm} \times 400 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$ 的矩形有机玻璃板试样上端切割直径为 150 mm 的半圆弧, 圆弧开口能够使得裂纹更容易起裂与扩展, 裂纹起裂阶段能够更好地表征为纯 I 型裂纹断裂特征, 防止起裂阶段裂纹尖端剪应力场对裂纹扩展行为的影响, 能够更好地分析圆孔缺陷对裂纹扩展路径的影响规律, 这是在研究团队前期研究基础上所证明的优势构型^[26]。随后激光切割圆孔缺陷的直径为 10 mm , 切割预制裂纹长度为 50 mm , 并使得裂纹尖端与圆孔圆心直线距离为 50 mm , 而裂纹尖端与圆孔中心连线的夹角定义为 θ , 即圆孔的倾角。为了探究不同倾角的圆孔对裂纹扩展的影响规律, 本次实验以圆孔倾角 θ 为变量设计了 θ 分别为 0° 、 10° 、 20° 、 30° 、 40° 和 50° 的 6 组实验, 每组实验制备 3 个试件。试件命名 #00-1 表示圆孔倾角为 0° 的 1 号试件, #30-3 为圆孔倾角为 30° 的 3 号试件。

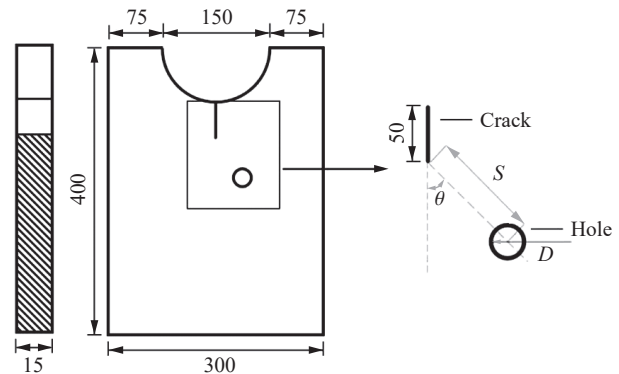


图 1 试件的构型及尺寸 (单位: mm)

Fig. 1 Sketch map of specimen (unit: mm)

1.2 动态加载实验设备

采用基于 SHPB 原理设计的落锤冲击实验装置, 如图 2 所示, 该装置主要由落锤、入射板、透射板、阻尼器组成。冲击锤是尺寸为 $480 \text{ mm} \times 150 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$ 的钢板, 动态实验时让其自由落体撞击入射板, 使入射板能够获得一个正弦应力脉冲信号。入射板和透射板均采用 LY12CZ 铝合金材料制作, 经过测试得到其弹性模量为 71.7 GPa , 密度为 2850 kg/m^3 , 纵波波速为 5006.5 m/s , 泊松比为 0.33 。其中入射板的尺寸为 $300 \text{ mm} \times 3000 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$, 透射板的尺寸为 $300 \text{ mm} \times 1000 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$ 。经过前期多次测试, 在入射板距离底端 75 mm 处贴一个应变片 (strain gauge, SG) 测量入射波和反射波信号, 在透射板距离顶端 75 mm 处贴应变片测量透射波信号。在入射板顶端配置一块黄铜片, 其作用是减小加载波形的高频振荡和弥散效应, 同时也可以提高加载波的上升沿^[27]。加载前, 在 COSSCC 试件上下端涂抹黄油, 以减小试件与入射杆底端和透射杆顶端之间的摩擦力。

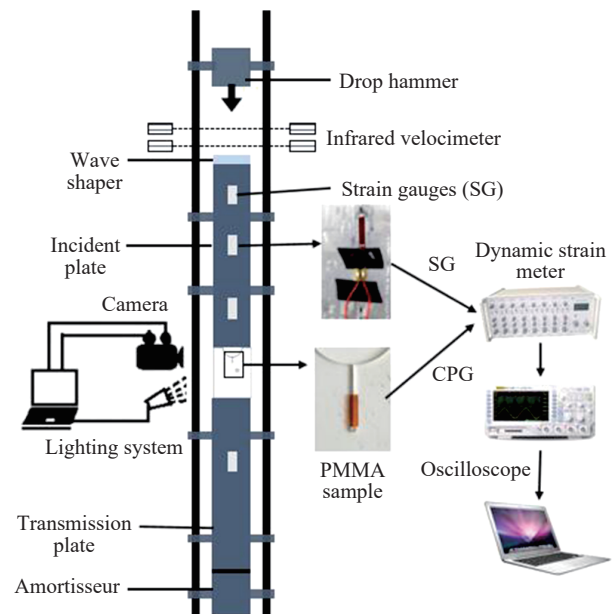


图 2 落锤冲击实验装置

Fig. 2 Drop hammer impact test system

1.3 裂纹扩展计测试系统

实验采用裂纹扩展计 (crack propagation gauge, CPG) 采集实验数据, CPG 型号为 BKX3-17.8CY-21-W, 电阻值为 3.5Ω 。CPG 如图 3 所示。裂纹扩展计由基底、引线、两根横向栅丝和 21 根竖向栅丝构成。21 根竖向栅丝相当于 21 根阻值不同的电阻, 分别命名为 R_1, R_2, \dots, R_{21} , 它们被两根横向栅丝并联起来。

CPG 监测裂纹扩展的有效长度即为横向栅丝接入电路的有效长度, 值为 $L=44\text{ mm}$, 竖向栅丝的长度为 $b=20\text{ mm}$ 。在本实验中, 先将 CPG 与一个 $50\ \Omega$ 的电阻并联, 然后再串联一个阻值为 $50\ \Omega$ 的电阻, 这样可以保证 CPG 两端电压变化不会太大从而影响实验结果的精度。整个电路由一个 16 V 的稳压源提供稳定的电源电压。CPG 可以监测到裂纹扩展到 CPG 每根栅丝位置的时刻, 其原理是: 实验时, 将 CPG 粘在试件待测位置, CPG 的栅丝会随着裂纹的扩展一起断裂。当 CPG 上的敏感栅丝每断一根, CPG 的总电阻值就会产生突变。将 CPG 接入电路中, 电阻值的突变就会表现为输出电压值的突变, 而突变时刻就是 CPG 金属栅丝的断裂时刻, 也就是裂纹扩展到栅丝位置的时刻, 设裂纹扩展到 R_n 栅丝位置的时刻为 t_n , 在粘贴 CPG 时, 保证裂纹尖端与 CPG 第 1 根栅丝 R_1 位置重合, 以确保 R_1 的断裂时刻 t_1 即为裂纹的起裂时刻 t_r 。裂纹扩展经过相邻两根栅丝的距离都为 $l_0=2.2\text{ mm}$, 这样就可以算出裂纹扩展经过相邻两根栅丝之间的平均裂纹扩展速度 v_n :

$$v_n = \frac{l_0}{t_n - t_{n-1}} \quad (1)$$

裂纹扩展经过 CPG 的 21 栅丝的平均速度为 v_a :

$$v_a = \frac{L}{t_{21} - t_1} \quad (2)$$

1.4 实验结果分析

实验中, 入射板和透射板上的应变片分别独立的接入两个桥式电路中, 采用单臂桥式电路, 应变片型号为 BX120-5AA, 张贴在入射端和透射端的应变片分别接入单臂桥式电路中, 应变片测得应变 ε 和电桥的输出电压 ΔU 应满足:

$$\varepsilon = \frac{4\Delta U}{nEK_s} \quad (3)$$

式中: n 为超动态应变仪控制的增益系数, 实验时该增益系数设置为 $n=1000$; 电桥电压 $E=2\text{ V}$; 应变片的灵敏度系数 $K_s=2.1$ 。

在动态加载过程前, 用红外线测距仪测量落锤冲击高度, 随后根据动能定理, 可计算得到落锤的下落冲击速度。落锤冲击实验中, 各组实验的落锤冲击高度均约为 1.8 m , 计算得到落锤产生的冲击速度约为 6.0 m/s 。每组试件冲击完成后, 记录入射板和透射板上应变片的电压信号数据。这个电压信号就是入射波、反射波和透射波电压信号。由于实验室存在干扰, 实验采集到的信号数据难免有噪点, 因此将得到信号导入 Origin 软件中做降噪处理和寻找波头^[28], 处理得到入射波、反射波、和透射波应变如图 4(a) 所示。

根据一维弹性应力波假设^[29], 入射波和反射波的叠加可以得到入射板对试件的载荷, 而透射波是透射板对试件的载荷, 即:

$$P_i = EA(\varepsilon_i + \varepsilon_r) \quad (4)$$

$$P_t = EA\varepsilon_t \quad (5)$$

式中: P_i 为入射板对试件的载荷; P_t 为透射板对试件的载荷; A 为入射板、透射板与试件的接触面积; E 为入射板与透射板材料的弹性模量; ε_i 为入射波应变; ε_r 为反射波应变; ε_t 为透射波应变。叠加后的入射端和透射端的加载曲线如图 4(b) 所示, 这个加载曲线将导入有限元软件中, 作为加载边界条件计算应力强度因子。

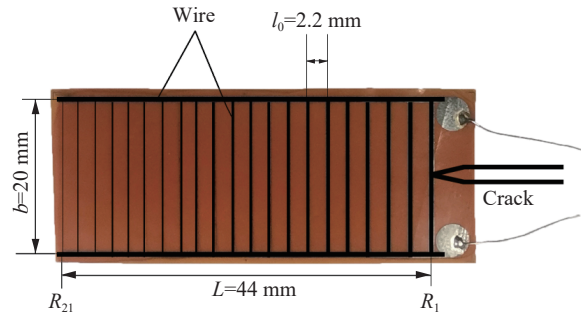


图 3 裂纹扩展计 (CPG) 示意图

Fig. 3 Sketch map of the crack propagation gauge (CPG)

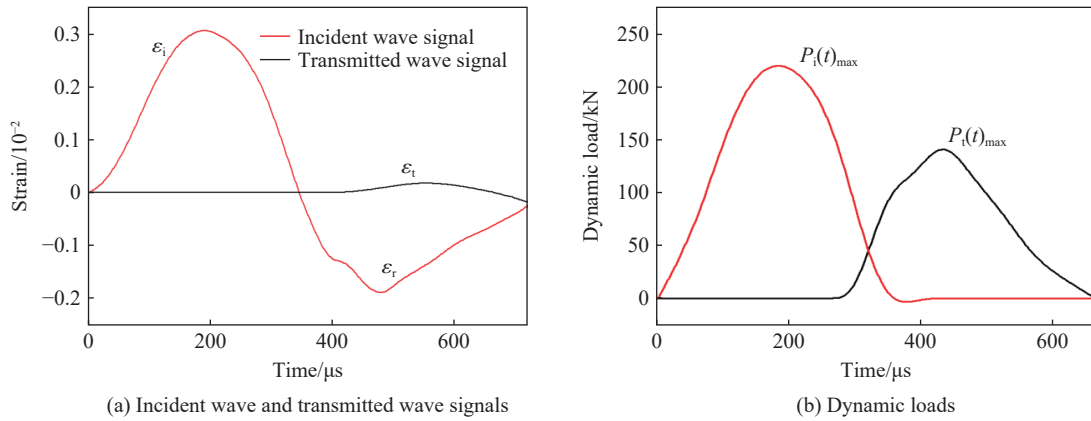


图 4 入射波和透射波信号

Fig. 4 Signals of incident wave and transmitted wave

通过实验测得 CPG 的电压信号, 将采集的数据导入数值分析软件 Origin 中, 再对电压信号求导, 导数的极值对应为电压信号的突变时间, 即为栅丝的断裂时间, 如图 5 所示。图 5(a) 为 #00-1 号试件的 CPG 电压信号, 可以看到, 裂纹扩展经过 21 根栅丝, 相应的 CPG 电压信号出现了 21 个台阶。并且电压信号的第 21 个台阶明显较窄, 意味着裂纹扩展从栅丝 R_{20} 到 R_{21} 的时间较短, 即此处的裂纹扩展速度较大。而对于 #20-3 和 #40-2 号试件, 电压信号的第 21 个台阶没有出现明显变窄的现象, 即此处裂纹的扩展速度没有显著增大, 如图 5(c)~(e) 所示。图 5(a)、(c)、(e) 中红色曲线即为电压信号的导数, 可以看到导数曲线都出现了 21 个极值点, 极值点对应的的时间即为 21 根栅丝分别断裂的时间, 特别地, 第 1 根栅丝 R_1 的断裂时间即为裂纹的起裂时刻 t_r , 试件 #00-1 的起裂时刻为 $423.2 \mu\text{s}$, 试件 #20-3 的起裂时刻为 $425.6 \mu\text{s}$, 试件 #40-2 的起裂时刻为 $424.4 \mu\text{s}$ 。图 5(b) 为 #00-1 的裂纹动态扩展速度和裂纹扩展位移时程曲线, 可以看出裂纹扩展速度基本在 $200 \sim 350 \text{ m/s}$ 范围内, 裂纹扩展的平均速度 v_a 为 281.79 m/s 。比较特别的是, 当裂纹扩展到栅丝 R_{21} 时, 裂纹扩展速度出现了显著的增大, 达到了 464.60 m/s , 而此时裂纹距离圆孔边缘仅 1 mm 。而对于试件 #20-3 和试件 #40-2, 裂纹扩展到第 21 根栅丝时, 裂纹尖端距离圆孔边缘分别为 12.4 mm 和 27.6 mm , 此时裂纹扩展速度并没有出现显著增大, 如图 5(d) 和 5(f) 所示。并且计算出裂纹的平均扩展速度 v_a 分别为 235.59 m/s 和 254.79 m/s , 均小于试件 #00-1 的裂纹的平均扩展速度 v_a 。

各组实验的 CPG 测试数据如表 1 所示。从表中可以看出, 各组试样的裂纹起裂时刻均在 $417 \sim 427 \mu\text{s}$ 之间, 其最大差距小于 2%, 因此, 在误差范围内, 可以认为圆孔对裂纹的起裂时间没有影响。而其误差可能是由于试样制备时, 激光切割的预制裂纹尖端的尖锐程度不同, 导致裂纹起裂的难易程度产生细小的差异, 使得裂纹的起裂时间存在着误差。

表 1 各组式样的 CPG 测试结果

Table 1 CPG test results of each specimens

圆孔偏角 $\theta/^\circ$	动态起裂时间/ μs	裂纹扩展最大速度/ $(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	裂纹扩展平均速度/ $(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$
0°	423.2	464.60	281.79
10°	422.1	420.07	274.34
20°	425.6	276.31	235.59
30°	427.8	295.69	238.56
40°	424.4	291.66	254.79
50°	417.8	261.90	228.46

各组试件的裂纹扩展变化趋势如图 6 所示, 对于 $\theta=0^\circ$ 的编号为 #00-1 试样, 裂纹扩展从栅丝 R_1 到栅丝 R_{21} 时, 裂纹扩展速度发生小幅度的波动, 但当裂纹扩展到达栅丝 R_{21} , 距离圆孔边缘 1 mm 时, 裂纹扩展速度显著增大, 并且达到最大值 464.60 m/s ; 对于 $\theta=10^\circ$ 的编号为 #10-3 的试样, 同 #00-1 号试样类似, 裂

纹扩展栅丝 R_1 到栅丝 R_{21} 时, 裂纹扩展速度发生小幅度波动, 且裂纹扩展到栅丝 R_{21} 时, 距离圆孔边缘 5.1 mm 时, 裂纹扩展速度显著增大, 并且达到最大值 420.07 m/s。而试件#20-3 裂纹扩展到 R_{21} 时距离圆孔 12.4 mm; 试件#30-2 裂纹扩展到 R_{21} 时距离圆孔 20.0 mm; 试件#40-2 裂纹扩展到 R_{21} 时距离圆孔 27.6 mm; 试件#50-3 裂纹扩展到 R_{21} 时距离圆孔 35.1 mm, 这四组试样裂纹扩展距离圆孔边缘较远, 因此裂纹扩展速度没有增大的现象。由此可以分析出, 当扩展的裂纹距离圆孔较远时, 裂纹扩展速度无大幅度变化, 可以认为圆孔对裂纹扩展速度无影响, 而裂纹扩展速度的小幅波动是由于 PMMA 材料的非均质性和实验误差造成的; 当裂纹扩展到圆孔边缘附近时, 裂纹扩展速度会显著增大。

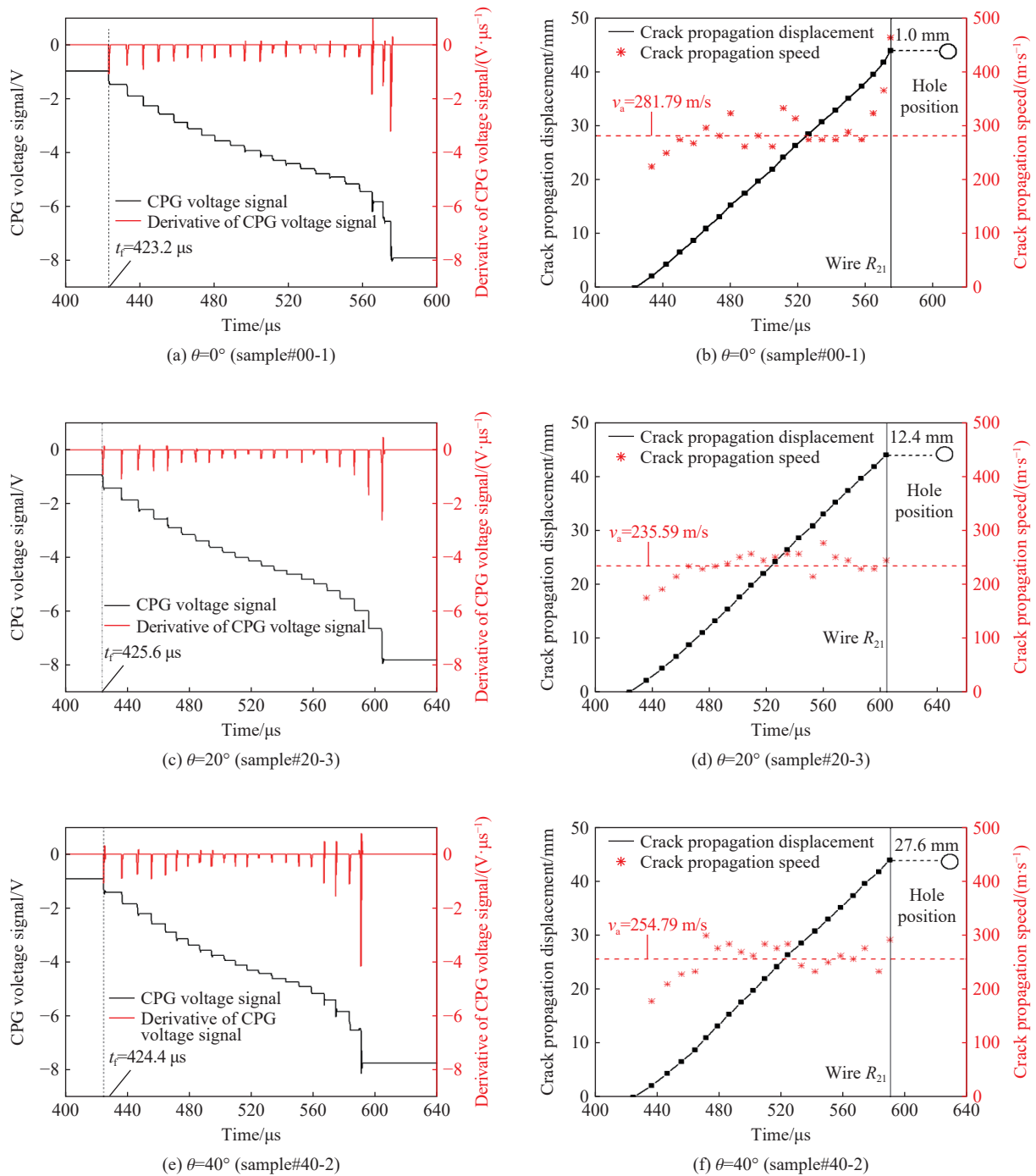


图 5 CPG 测试数据

Fig. 5 Test results of CPG

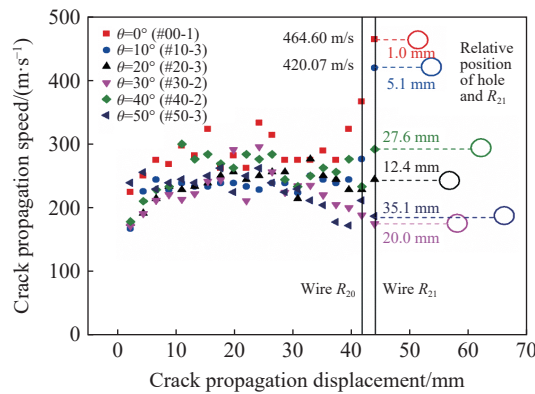


图 6 典型试件裂纹扩展速度变化趋势图

Fig. 6 Trend of crack propagation speed of typical specimens

2 数值模拟

2.1 数值模拟原理简介

本文采用 Autodyn 软件进行数值模拟来验证实验结果的准确性和分析裂纹扩展的机理。Autodyn 采用有限差分算法, 是显式非线性动力分析系统, 能够很好地运用于脆性材料在动态载荷下的断裂分析。近年来越来越多的学者运用 Autodyn 进行数值模拟研究, 并验证了其准确性, 如 Zhu 等^[30-31]、朱哲明等^[32] 对爆炸载荷下的岩石结构裂纹扩展进行了数值分析, Zhou 等^[33] 利用 Autodyn 模拟了巷道围岩在动载荷作用下 I / II 复合型裂纹扩展研究, 动态数值模拟结果和动态实验结果非常接近。

构建整体数值模型时, 根据冲击实验的边界条件和部件尺寸建立落锤、入射板、试件、透射板及阻尼器, 并设立各个部件的实际材料参数, 网格采用四面体网格, 设定落锤速度初始边界条件为 6.0 m/s。数值分析时, 为了避免网格的大变形扭曲, 采用侵蚀模型 (erosion model)。采用最大主应力准则来表征 PMMA 材料的动态断裂行为, 即:

$$\tau_{\max} \geq \tau_c \text{ 或 } \sigma_1 \geq \sigma_T \quad (6)$$

式中: τ_{\max} 为材料的最大剪切应力值, τ_c 为材料的最大剪切强度, σ_1 为材料的最大主应力值, σ_T 为材料的最大拉伸强度。

2.2 数值模拟结果分析

当 θ 为 $0^\circ \sim 50^\circ$ 时的实验结果与数值计算结果对比如图 7 所示。从裂纹扩展轨迹可以看出, 当 $\theta=0^\circ$ 时, 裂纹呈直线扩展, 到达圆孔上表面后停止扩展, 这是由于裂纹到达圆孔上表面后, 裂纹尖端的应力集中现象转化为圆孔周围的应力集中现象, 这时要让裂纹继续向前扩展需要比原来大很多的断裂能来克服圆孔缺陷所需要的能量; 而当 $\theta=10^\circ$ 时, 裂纹扩展到圆孔附近时, 向圆孔方向发生偏转并到达圆孔表面, 表现为圆孔对裂纹具有显著的引导效果; 当 $\theta=20^\circ$ 时, 裂纹扩展到圆孔附近时, 依旧向圆孔缺陷方向发生了偏转, 但最终裂纹并未扩展达到圆孔表面, 说明圆孔对裂纹的引导效果较 $\theta=10^\circ$ 时要弱一些; 当 $\theta=30^\circ$ 时, 裂纹扩展出现和 $\theta=20^\circ$ 类似的偏转现象, 但相对 $\theta=20^\circ$ 来说, 裂纹偏转的幅度更小, 说明 $\theta=30^\circ$ 时圆孔对裂纹的引导效果更小; 当 $\theta=40^\circ, 50^\circ$ 时, 圆孔对裂纹扩展路径几乎没有影响裂纹扩展轨迹不会产生明显的偏折现象, 裂纹呈现出明显的纯 I 型裂纹扩展行为。总体来说, 动态实验的裂纹扩展轨迹与动态数值模拟结果基本吻合一致, 验证与完善了动态实验结果的局限性。

为了分析圆孔使裂纹扩展路径发生偏转的作用机理, 以 $\theta=20^\circ$ 的模拟结果为例的试件第一主应力 σ_1 随时间的演变规律如图 8 所示。从图中可以看出, 裂纹扩展的过程中, 裂纹尖端和圆孔边缘都会形成很大的第一主应力, 随着裂纹扩展靠近圆孔, 圆孔边缘的第一主应力逐渐增强, 而当裂纹扩展远离圆孔时, 圆孔边缘的第一主应力逐渐减小; 当裂纹扩展发生明显偏折时 (从 $t=839.3 \mu\text{s}$ 开始), 裂纹尖端的应力场和圆孔表面的应力场距离较近, 使得两拉应力场之间形成较强的应力场, 使得裂纹沿着这个拉升应力场方向发生了偏转, 最终表现为裂纹扩展向着圆孔方向发生了偏折。

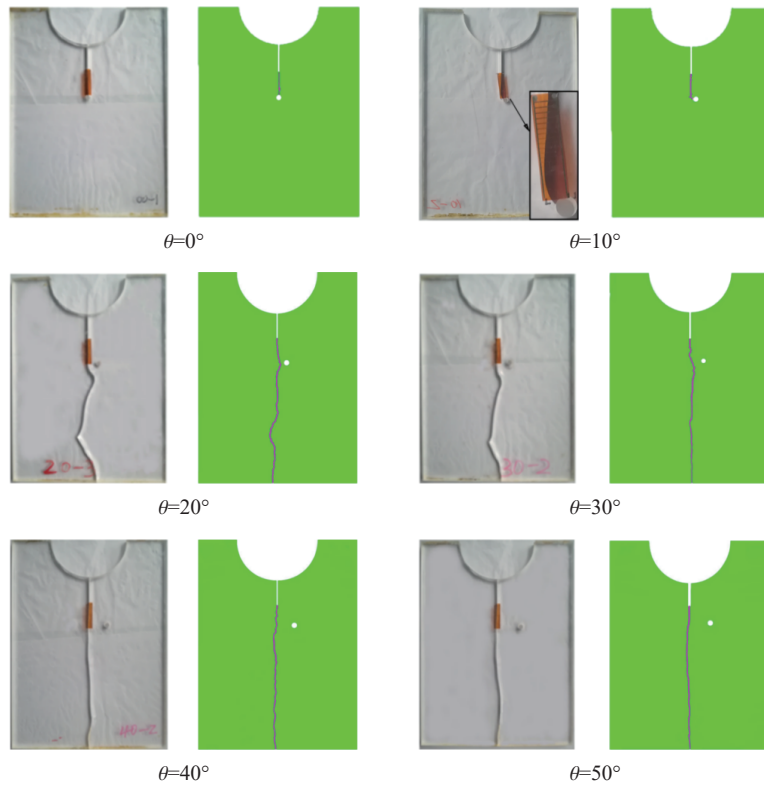


图 7 实验结果和模拟结果对比

Fig. 7 Comparisons of experimental and simulation results

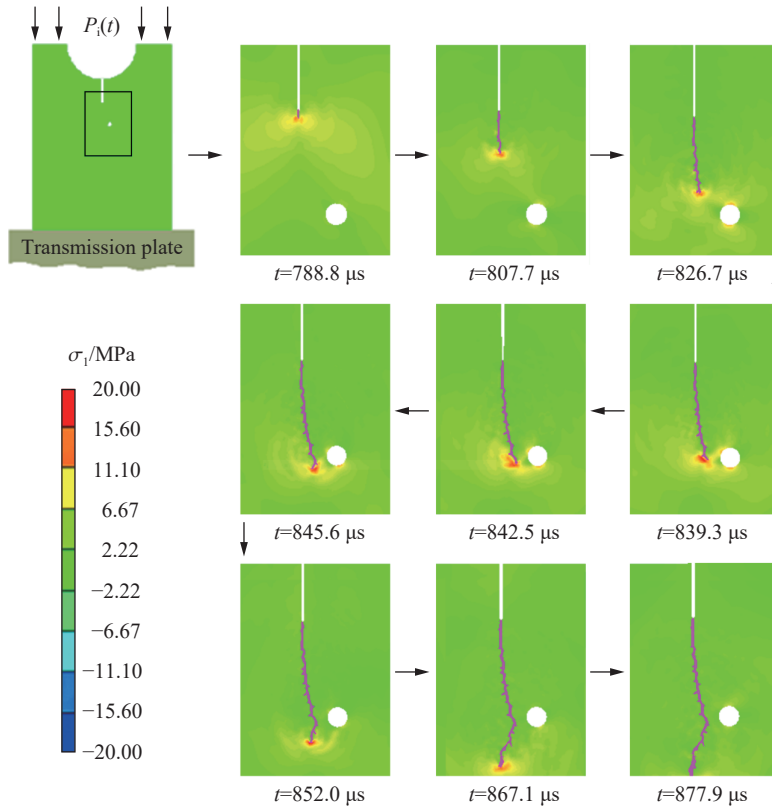


图 8 裂纹扩展中的第一主应力云图 ($\theta=20^\circ$)

Fig. 8 Contour maps of the first principal stress during crack propagation ($\theta=20^\circ$)

PMMA 作为一种脆性材料, 它的破坏是由拉应力造成的。因此, 本文中根据 Autodyn 的模拟结果, 计算了距离裂纹尖端 1 mm 的环形位置各个网格单元的拉应力方向, 即为裂纹尖端的最大周向应力方向, 如图 9 所示, 分别计算了不同圆孔偏角时裂纹扩展至圆孔缺陷附近裂纹尖端的最大周向拉应力。从图中可以看出, $\theta=0^\circ, 40^\circ$ 时, 在 0° 方向周向应力是最大的, 所以裂纹竖直向下扩展, 并未发生偏转; $\theta=10^\circ$ 时, 在 54° 方向上的周向应力是最大的, 因此裂纹沿着 54° 方向扩展, 即裂纹沿着如图 7 ($\theta=10^\circ$) 所示的方向发生了偏转; θ 为 20° 时, 在 41° 方向上的周向应力是最大的, 因此裂纹沿着如图 7 ($\theta=20^\circ$) 所示的方向发生了偏转; θ 为 30° 时, 在 4° 方向上的周向应力是最大的, 因此裂纹沿着圆孔方向轻微的发生了偏转; $\theta=40^\circ, 50^\circ$ 时, 在大约 0° 方向上的周向应力是最大的, 因此裂纹并未发生偏转。

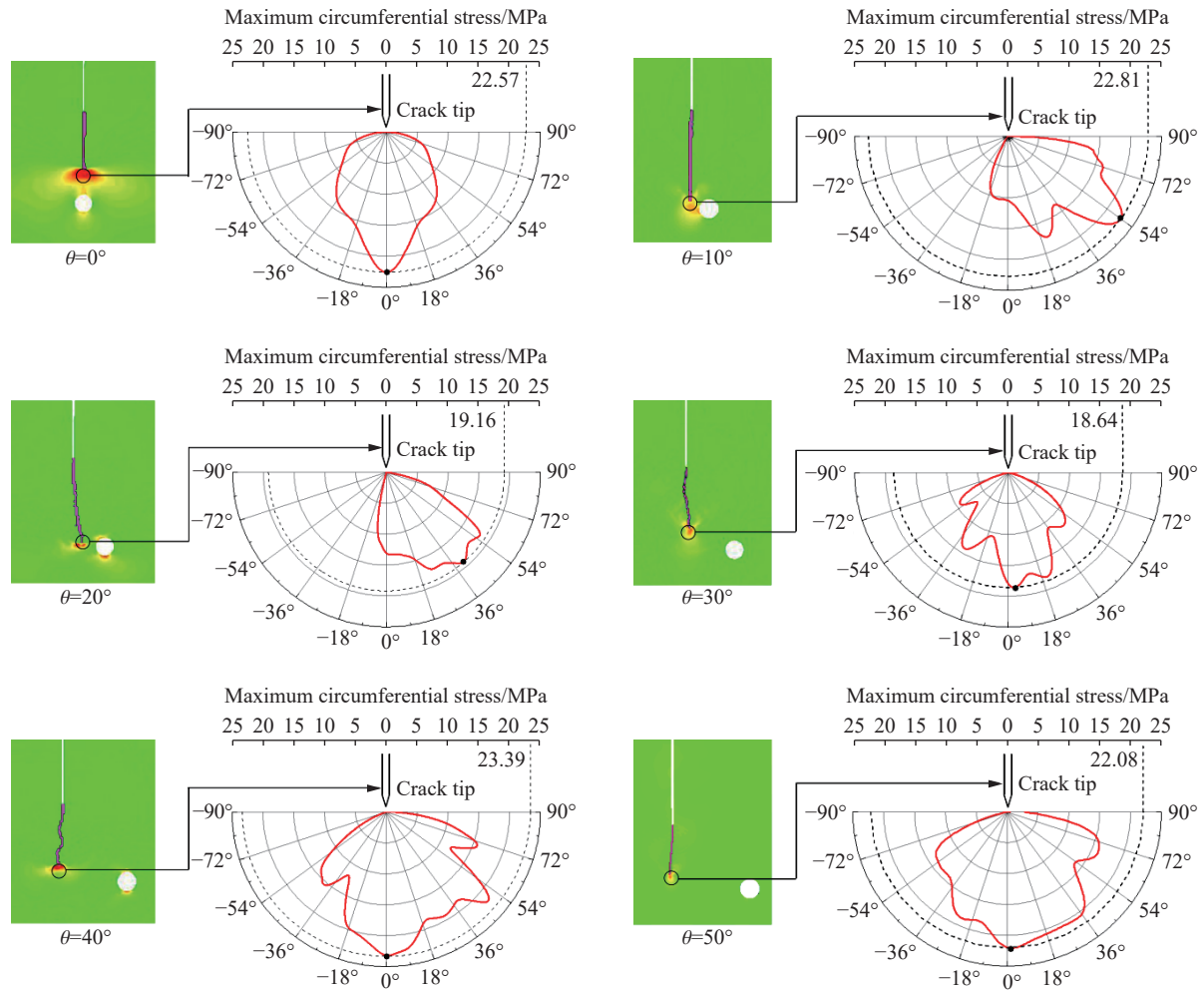


图 9 裂纹尖端的最大周向应力方向

Fig. 9 Maximum circumferential stress direction at the crack tip

综合对比各组实验结果和模拟结果可以发现, 圆孔偏角 $\theta < 10^\circ$ 时, 裂纹扩展会达到圆孔, 圆孔偏角 $\theta < 30^\circ$ 时, 圆孔对裂纹扩展具有引导作用, 圆孔偏角 $\theta > 30^\circ$ 时, 圆孔对裂纹扩展几乎没有引导作用。

3 动态断裂韧度计算

采用基于有限元软件 Abaqus 进行动态应力强度因子的计算, 随后结合裂纹扩展计测得的每根栅丝的动态断裂时刻, 就可以得到裂纹的起裂韧度和动态断裂韧度, 这也是被许多研究学者所采用的实验-数值法^[8]。

3.1 有限元数值模型

根据实验的实际尺寸建立数值模型,力学性质材料参数设置根据上文所述的 PMMA 材料参数设置,分析步中采用动力隐式计算 (dynamic, implicit), 因为动力隐式计算能够很好地反映冲击载荷下的瞬时特性。载荷导入实验测得的入射波和透射波, 分别加载在模型顶部和底部。裂纹尖端区域采用六节点的三角形 CPS6 单元,其余网格采用八节点的四边形 CPS8 单元^[4],如图 10 所示。

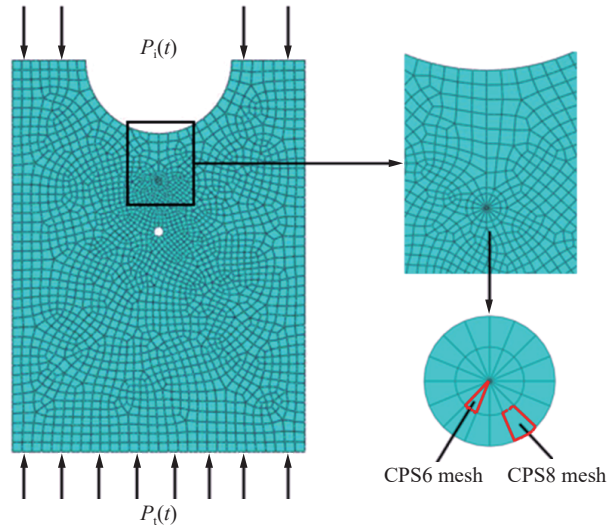


图 10 ABAQUS 数值模型网格示意图

Fig. 10 Sketch map of the numerical model in ABAQUS

3.2 动态应力强度因子计算

计算的不同圆孔倾角 θ 时裂纹尖端的动态应力强度因子如图 11(a) 所示,再根据表 1 的裂纹动态起裂时间,可标定出裂纹的动态起裂韧度,如图 11(b)。从图中可以看到,各组式样的裂纹集中在 417~427 μs 之间起裂。在裂纹起裂后,圆孔倾角为 $\theta=0^\circ$ 时的动态应力强度因子的时程曲线值最大,圆孔倾角 θ 为 10° 和 20° 时次之,倾角为 $\theta=30^\circ$ 、 40° 及 50° 时最小,且几乎重合。说明圆孔对裂纹尖端应力强度因子产生影响,当 θ 小于 30° 时, θ 越小裂纹起裂后的裂纹尖端应力强度因子越大,说明 θ 大于 30° 时,圆孔对裂纹尖端应力强度因子几乎没影响。

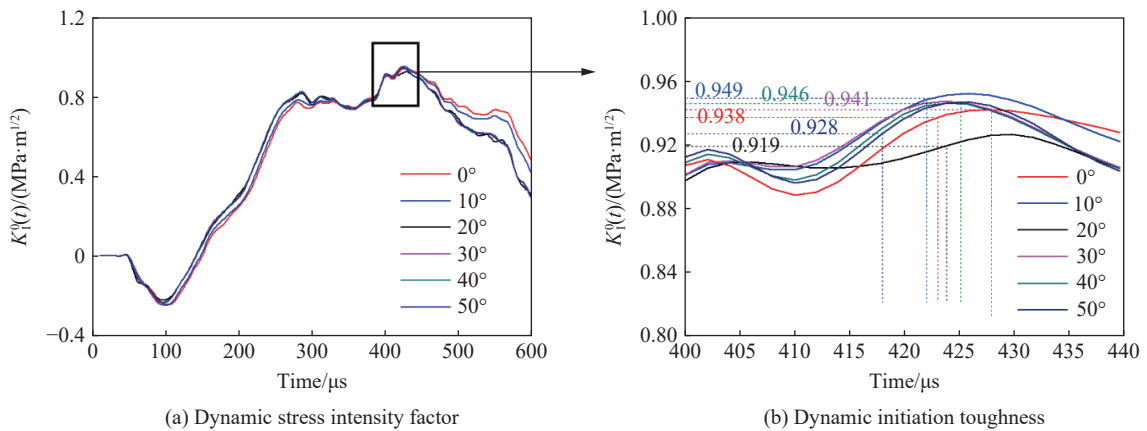


图 11 动态应力强度因子时程曲线

Fig. 11 Histories of the dynamic stress intensity factor

3.3 普适函数修正

Freund^[34] 认为, 裂纹的动态应力强度因子等于该处裂纹静止时的应力强度因子和裂纹扩展的普适函数 $k(v)$ 的乘积, 它表征了裂纹扩展速度对动态应力强度因子的修正函数关系。特别地, 对于静止裂纹的临界应力强度因子和动态扩展裂纹的动态断裂韧度也满足普适函数关系, 即:

$$K_{IC}^d(t) = K_{IC}^d[t, a(t), v(t)] = k(v)K_{IC}^0(t, a) \quad (7)$$

式中: $K_{IC}^d(t)$ 为 t 时刻的动态断裂韧度, $a(t)$ 为裂纹长度, $v(t)$ 为裂纹扩展速度, $K_{IC}^0(t, a)$ 为长度为 a 的静止裂纹, 在相同载荷下的临界应力强度因子, 其只与外加载荷、试件尺寸及裂纹长度有关, $k(v)$ 普适函数, 计算公式如下:

$$k(v) \approx \frac{1 - v/c_R}{\sqrt{1 - v/c_d}} \quad (8)$$

式中: c_R 为材料 Rayleigh 波波速, c_d 为纵波波速, PMMA 材料的 $c_R = 1\ 260\ \text{m/s}$ 、 $c_d = 2\ 320\ \text{m/s}$ 。

若裂纹扩展速度 $v=0$, 则 $k(v)=1$ 。预制裂纹尖端第 1 根 CPG 栅丝速度就为零, 所以不用进行普适函数修正, 即所确定出的临界应力强度因子即为起裂韧度。若要计算其余栅丝处的动态断裂韧度, 则需先进行静态应力强度因子的计算, 再根据栅丝断裂时刻, 确定静止裂纹的临界应力强度因子 $K_{IC}^0(t, a)$, 然后根据式 (7), 算出该处动态扩展裂纹的动态断裂韧度 $K_{IC}^d(t)$ 。例如, 计算 $\theta=0^\circ$ 的试样栅丝 R_{21} 处的动态断裂韧度, 此时裂纹扩展长度 $a=94.0\ \text{mm}$, Abaqus 建模计算得静态应力强度因子后根据断裂时刻确定 $K_{IC}^0=1.012\ \text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, 引用第 1.3 节得出的结果, 动态断裂时刻为 $t_{21} = 574.6\ \mu\text{s}$, 裂纹扩展速度 $v(t)=464.60\ \text{m/s}$, 根据式 (8) 计算出 $k(v)=0.706$, 则根据式 (7) 计算出普适函数修正后得到的动态断裂韧度为 $K_{IC}^d=0.715\ \text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 。

3.4 计算结果分析

以 $\theta=0^\circ$ 为例, 用普适函数对静止裂纹的临界应力强度因子进行了修正, 如图 12(a) 所示。可以看出, 经普适函数修正后的动态断裂韧度比静止裂纹的临界应力强度因子都要小, 这是因为动态裂纹刚开始起裂时裂纹尖端不是理想化的尖锐裂纹, 需要克服的起裂阻力较大, 当裂纹动态扩展时, 裂纹尖端是接近于理想化的尖锐裂纹, 克服裂纹起裂的阻力较小。最后计算出各组试样的动态断裂韧度如图 12(b) 所示, 可以看出裂纹初始扩展时的断裂韧度要大于裂纹扩展稳定后的断裂韧度, 这是由于裂纹初始扩展时的裂纹扩展速度较小, 使得裂纹扩展的惯性效应较弱, 所以裂纹扩展的断裂韧度更大; 随着裂纹扩展速度趋于稳定, 各组试样的动态断裂韧度值也趋于稳定, 仅仅发生小幅波动; 而对于 0° 和 10° 的第 21 根栅丝位置, 由于其紧邻圆孔边缘, 其断裂韧度明显减小, 这是由于此处的裂纹扩展速度增大, 裂纹的惯性效应增大, 使得裂纹更易发生扩展。

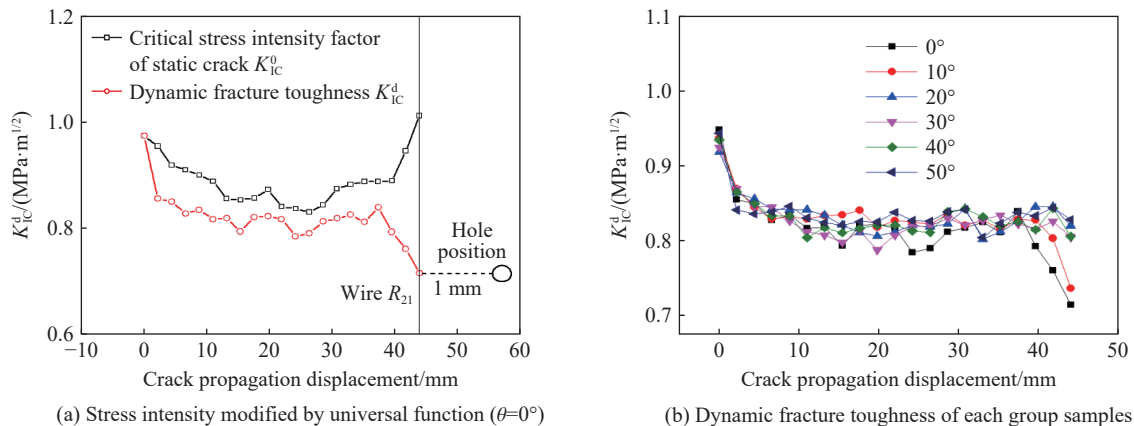


图 12 各组试样的动态断裂韧度
Fig. 12 Dynamic fracture toughness of each specimens

为了验证裂纹动态断裂韧度与裂纹扩展速度之间的关系, 对所有试样计算结果的裂纹扩展速度和动态断裂韧度进行了拟合, 如图 13 所示, 其中前几个孤立点表示各组试件的起裂韧度, 后两个孤立点表示 $\theta=0^\circ, 10^\circ$ 的试件裂纹扩展速度显著增加的数据点。根据拟合结果, 裂纹动态断裂韧度和裂纹扩展速度关系为 $K_{IC}^d=0.9899-0.00055v$, 决定系数 R^2 达到了 0.95775。因此可以说明裂纹扩展速度和动态断裂韧度成负相关关系, 即裂纹扩展速度越大, 裂纹动态扩展韧度越小。

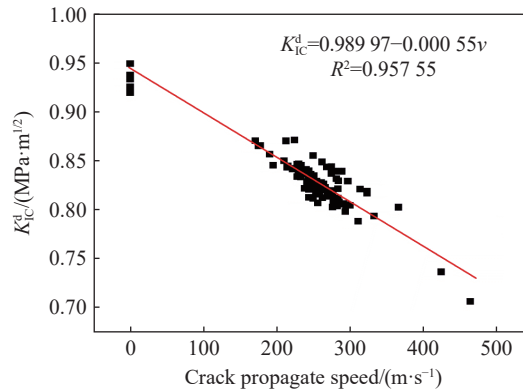


图 13 动态断裂韧度与裂纹扩展速度的关系

Fig. 13 The relationship between dynamic fracture toughness and crack propagation speed

4 结 论

本文中基于大尺度落锤冲击实验装置对直裂纹空腔圆弧开口试件(COSSCC)进行了动态冲击实验, 研究了裂隙试件内圆弧空腔对裂纹扩展轨迹、起裂时刻、裂纹扩展速度及最大周向应力方向的影响规律, 采用数值软件 Autodyn 分析了裂纹扩展过程中裂尖动态应力场的演变规律, 并借助于有限元软件 Abaqus 计算了动态断裂韧度随裂纹扩展速度的变化趋势, 得出如下结论:

(1) 圆孔缺陷对裂隙试件内裂纹扩展轨迹有严重的影响作用。当圆孔相对于裂纹尖端距离一定时, 圆孔相对于裂隙的倾角越小, 对裂纹扩展的影响越大。当圆孔倾角为 10° 时, 裂纹会向圆孔面进行偏转并到达圆孔面; 当圆孔倾角为 20° 和 30° 时, 裂纹也会继续向圆孔偏转但不会到达圆孔面; 当圆孔倾角超过 40° 以后, 圆孔对裂纹扩展轨迹几乎没影响。

(2) COSSCC 试件中裂纹扩展到圆孔附近时, 裂纹扩展速度会明显增大, 裂纹的动态断裂韧度会显著减小。

(3) 动载荷作用下裂纹扩展过程中动态扩展韧度不是定值, 在逐渐的上下波动, 都小于裂纹的动态起裂韧度; 裂纹动态断裂韧度与裂纹扩展速度成负相关关系。

参考文献:

- [1] WU Q H, WENG L, ZHAO Y, et al. On the tensile mechanical characteristics of fine-grained granite after heating/cooling treatments with different cooling rates [J]. *Engineering Geology*, 2019, 253: 94–110. DOI: 10.1016/j.enggeo.2019.03.014.
- [2] 余诗刚, 林鹏. 中国岩石工程若干进展与挑战 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2014, 33(3): 433–457. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2014.03.001.
SHE S G, LIN P. Several progress and challenges of Chinese rock engineering [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2014, 33(3): 433–457. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2014.03.001.
- [3] YU L Y, SU H J, JING H W, et al. Experimental study of the mechanical behavior of sandstone affected by blasting [J]. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 2017, 93: 234–241. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2017.02.002.
- [4] FAN X, CHEN R, LIN H, et al. Cracking and failure in rock specimen containing combined flaw and hole under uniaxial compression [J]. *Advances in Civil Engineering*, 2018: 1–15. DOI: 10.1155/2018/9818250.

- [5] GONG S X, MEGUID S A. A general solution to the antiplane problem of an arbitrarily located elliptical hole near the tip of a main crack [J]. *International Journal of Fracture*, 1991, 28(2): 249–263. DOI: 10.1016/0020-7683(91)90209-X.
- [6] MEGUID S A, WANG X D. The dynamic interaction of a crack with a circular hole under antiplane loading [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1995, 43(22): 1857–1871. DOI: 10.1016/0022-5096(95)00061-M.
- [7] 杨仁树, 左进京, 方士正, 等. 圆孔缺陷对爆生裂纹扩展行为影响的试验研究 [J]. *振动与冲击*, 2018, 37(12): 174–178. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2018.12.026.
YANG R S, ZUO J J, FANG S Z, et al. Experimental study on the effect of circular hole defect on the growth behavior of explosive crack [J]. *Vibration and Impact*, 2018, 37(12): 174–178. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2018.12.026.
- [8] 李盟, 朱哲明, 刘瑞峰, 等. 孔洞对爆生裂纹动态扩展行为影响研究 [J]. *岩土工程学报*, 2018, 40(12): 2191–2199. DOI: 10.11779/CJGE201812005.
LI M, ZHU Z M, LIU R F, et al. Effect of void on dynamic propagation behavior of explosive crack [J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 2018, 40(12): 2191–2199. DOI: 10.11779/CJGE201812005.
- [9] WANG Q Z, FENG F, NI M, et al. Measurement of mode I and mode II rock dynamic fracture toughness with cracked straight through flattened Brazilian disc impacted by split Hopkinson pressure bar [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2011, 78(12): 2455–2469. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2011.06.004.
- [10] WANG M, ZHU Z M, DONG Y Q, et al. Study of mixed-mode I/II fractures using single cleavage semicircle specimens under impacting loads [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2017, 177: 33–44. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2017.03.042.
- [11] JIANG F C, VECCHIO K S. Hopkinson bar loaded fracture experimental technique: a critical review of dynamic fracture toughness tests [J]. *Applied Mechanics Reviews*, 2009, 62(6): 1469–1474. DOI: 10.1115/1.3124647.
- [12] LEE D, TIPPUR H, BOGERT P. Dynamic fracture of graphite/epoxy composites stiffened by buffer strips: An experimental study [J]. *Composite Structures*, 2012, 94(94): 3538–3545. DOI: 10.1016/j.compstruct.2012.05.032.
- [13] AVACHAT S, ZHOU M. High-speed digital imaging and computational modeling of dynamic failure in composite structures subjected to underwater impulsive loads [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 77: 147–165. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2014.11.008.
- [14] 周磊, 朱哲明, 董玉清, 等. 冲击加载下巷道内裂纹的扩展特性及破坏行为 [J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(4): 785–794. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0383.
ZHOU L, ZHU Z M, DONG Y Q, et al. Propagation characteristics and failure behavior of cracks in roadways under impact loading [J]. *Explosion and Shock*, 2018, 38(4): 785–794. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0383.
- [15] 姚学锋, 熊春阳, 方竞. 含偏置裂纹三点弯曲梁的动态断裂行为研究 [J]. *力学学报*, 1996(6): 22–30. DOI: 10.6052/0459-1879-1996-6-1995-385.
YAO X F, XIONG C Y, FANG J. Study on dynamic fracture behavior of a three-point bending beam with offset cracks [J]. *Acta Mechanica Sinica*, 1996(6): 22–30. DOI: 10.6052/0459-1879-1996-6-1995-385.
- [16] 李清, 杨仁树, 李均雷, 等. 爆炸荷载作用下动态裂纹扩展试验研究 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2005(16): 2912–2916. DOI: 10.3321/j.issn: 1000-6915.2005.16.017.
LI Q, YANG R S, LI J L, et al. Experimental study on dynamic crack propagation under explosive load [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2005(16): 2912–2916. DOI: 10.3321/j.issn: 1000-6915.2005.16.017.
- [17] 范亚夫, 魏延鹏, 薛跃军, 等. 数字图像相关测试技术在霍普金森杆加载实验中的应用 [J]. *实验力学*, 2015, 30(5): 590–598. DOI: 10.7520/1001-4888-14-273.
FAN Y F, WEI Y P, XUE Y J, et al. The application of digital image correlation test technology in Hopkinson bar loading experiment [J]. *Experimental Mechanics*, 2015, 30(5): 590–598. DOI: 10.7520/1001-4888-14-273.
- [18] ERARSLAN N, WILLIAMS D J. The damage mechanism of rock fatigue and its relationship to the fracture toughness of rocks [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2012, 56(12): 15–26. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2012.07.015.
- [19] FUNATSU T, KURUPPU M, MATSUI K. Effects of temperature and confining pressure on mixed-mode(I-II) and mode II fracture toughness of Kimachi sandstone [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2014, 67(2): 1–8. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2013.12.009.
- [20] HAERI H, SHAHRIAR K, MARJI M F, et al. Experimental and numerical study of crack propagation and coalescence in pre-cracked rock-like disks [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2014, 67(4): 20–28. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2014.01.008.

- [21] ALIHA M R M, AYATOLLAHI M R. Rock fracture toughness study using cracked chevron notched Brazilian disc specimen under pure modes I and II loading-A statistical approach [J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2014, 69(2): 17–25. DOI: 10.1016/j.tafmec.2013.11.008.
- [22] WANG X M, ZHU Z M, WANG M, et al. Study of rock dynamic fracture toughness by using VB-SCSC specimens under medium-low speed impacts [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2017, 181: 52–64. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2017.06.024.
- [23] ZHOU L, ZHU Z M, QIU H, et al. Study of the effect of loading rates on crack propagation velocity and rock fracture toughness using cracked tunnel specimens [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2018, 112: 25–34. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2018.10.011.
- [24] ZHANG Q B, ZHAO J. Effect of loading rate on fracture toughness and failure micromechanisms in marble [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2013, 102(2): 288–309. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2013.02.009.
- [25] ZHANG Q B, ZHAO J. Determination of mechanical properties and full-field strain measurements of rock material under dynamic loads [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2013, 60(8): 423–439. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2013.01.005.
- [26] 王蒙, 朱哲明, 胡荣. 基于 SCSC 试样的岩石复合型裂纹动态扩展特征研究 [J]. *四川大学学报 (工程科学版)*, 2016, 48(2): 57–65. DOI: 10.15961/j.jsuese.2016.02.009.
WANG M, ZHU Z M, HU R. Rock experiments study of crack propagation under I and II mixed-mode dynamic loading using SCSC specimens [J]. *Journal of Sichuan University (Engineering Science Edition)*, 2016, 48(2): 57–65. DOI: 10.15961/j.jsuese.2016.02.009.
- [27] 陈庚. 霍普金森杆波形整形技术研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2015.
CHEN G. Research on Hopkinson Bar Wave Shaping Technology [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2015.
- [28] 刘德顺, 李夕兵. 冲击机械系统动力学 [M]. 北京: 科学出版社, 1999.
LIU D S, LI X B. Dynamics of impact mechanical system [M]. Beijing: Science Press, 1999.
- [29] 郭伟国, 李玉龙, 索涛. 应力波基础简明教程 [M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2007: 44–52.
GUO W G, LI Y L, SUO Tao. A concise course of stress wave foundation [M]. Xi'an: Northwestern Polytechnic University Press, 2007: 44–52.
- [30] ZHU Z M, XIE H P, MOHANTY B. Numerical investigation of blasting-induced damage in cylindrical rocks [J]. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 2008, 45(2): 111–121. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2007.04.012.
- [31] ZHU Z M, MOHANTY B, XIE H P. Numerical investigation of blasting-induced crack initiation and propagation in rocks [J]. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 2007, 44(3): 412–424. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2006.09.002.
- [32] 朱哲明, 刘凯, 康骥鸣, 等. 缓慢卸载 P 波诱发岩体不连续断裂破坏的可能性研究 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2014, 33(A02): 3948–3955. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2014.s2.070.
ZHU Z M, LIU K, KANG J M, et al. Study on the possibility of rock mass discontinuous fracture induced by slow unloading P-wave [J]. *Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2014, 33(A02): 3948–3955. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2014.s2.070.
- [33] ZHOU L, ZHU Z M, DONG Y Q, et al. Investigation of dynamic fracture properties of multi-crack tunnel samples under impact loads [J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2020, 109: 1–11. DOI: 10.1016/J.TAFMEC.2020.102733.
- [34] FREUND L B. Dynamic fracture mechanics [J]. *Cambridge Monographs on Mechanics and Applied Mathematics*, 1992, 72(8): 383–384. DOI: 10.1002/zamm.19920720818.

(责任编辑 王易难)