

I 型裂纹动态断裂参量的应变片测试方法研究

李清¹, 于强¹, 张随喜^{1,2}, 田策¹, 钱路¹, 李娜¹

(1. 中国矿业大学(北京) 力学与建筑工程学院, 北京 100083; 2. 霍州煤电集团有限责任公司, 山西 霍州 031400)

摘要: 基于冲击荷载作用下的三点弯曲试验, 开展 I 型裂纹动态断裂力学参量的应变片测试方法研究。通过沿裂纹运动路径布置多点应变片, 结合线弹性断裂力学裂纹尖端应变场解析解, 提出动态裂纹断裂力学参量的特定锐角和钝角 2 种应变片测试方法。给出应变片与裂纹运动路径间特定锐角和钝角值, 建立表征裂纹尖端位置及其周边应变场二项式, 进而计算出裂纹运动速度和动态应力强度因子。结果表明, 2 种应变片方法测定的裂纹运动速度以及锐角应变片方法确定的动态应力强度因子, 与同步进行的动焦散线试验结果相近; 与动焦散线方法相比, 钝角应变片方法确定的裂纹动态应力强度因子在试件中部相差较小, 其余位置相差较大。研究结果为应变片方法在岩石材料 I 型裂纹动态断裂参量测定中的应用提供了试验支撑。

关键词: 岩石力学; 应变片; I 型裂纹; 动态应力强度因子; 运动速度

中图分类号: TU 45

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 6915(2018)06 - 1430 - 08

Strain gauge method for the measurement of dynamic fracture parameters of mode-I crack

LI Qing¹, YU Qiang¹, ZHANG Suixi^{1,2}, TIAN Ce¹, QIAN Lu¹, LI Na¹

(1. School of Mechanics and Civil Engineering, China University of Mining and Technology(Beijing), Beijing 100083, China;

2. Huozhou Coal Electricity Group Co., Ltd., Huozhou, Shanxi 031400, China)

Abstract: The measurement of dynamic fracture parameters of mode-I crack with the strain gauge was performed through the three-point bending tests under impact loading. Based on the analytical solution of strain field around crack tip derived according to the linear elastic fracture mechanics, two strain gauge methods for the measurement of dynamic fracture parameters of mode-I crack were proposed. A couple of stain gauges were mounted along the crack track at the specific orientation angles of acute and obtuse. The specific acute and obtuse angles between the strain gauge and running crack track were given. A two-parameter formula was established to characterize the crack tip location and the strain field around it. Thus, both the running speed and dynamic stress intensity factor (*DSIF*) of the crack tip can be precisely calculated. The running speed obtained from both the acute and obtuse strain gauge method and *DSIF* calculated from the obtuse strain gauge method were close to results from the caustics experiments that conducted simultaneously. In addition, the difference between *DSIF* of the dynamic caustics method and the obtuse strain gauge method was small in the middle of the specimen, and was large in other positions.

Key words: rock mechanics; strain gage; mode-I crack; dynamic stress intensity factor; running speed

收稿日期: 2017 - 12 - 04; **修回日期:** 2018 - 02 - 06

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51374212)

Supported by the National Natural Science Foundation of China(Grant No. 51374212)

作者简介: 李清(1969 -), 男, 2009 年于中国矿业大学(北京)岩土工程专业获博士学位, 现任教授、博士生导师, 主要从事爆破工程及土木工程方面的教学与研究工作。E-mail: liq@cumb.edu.cn. 通讯作者: 于强(1988 -), 男, 现为博士研究生。E-mail: qyucumb@163.com

DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2017.1542

1 引 言

岩石在冲击、爆炸等动荷载作用下的断裂和破坏过程,尤其是含裂纹、节理等缺陷的岩石动态断裂机制,已成为国内外学者探讨的热点^[1]。裂纹尖端附近应力场变化能有效反映岩石断裂特征。对于扩展裂纹尖端附近应力场测量,可以采用诸如数字图像相关(digital image correlation)、动光弹、动焦散线等光学方法,亦可以采用应变片电测方法^[2-4]。

基于裂纹尖端应力场的线弹性力学解, R. G. Irwin 等^[5-6]首先提出应力强度因子的概念来表征裂纹尖端应力集中程度。长期以来,众多学者采用动态强度因子这一物理参量,对裂纹尖端应力场变化规律开展了大量的理论分析和试验研究。M. Y. Dehnavi 等^[7]结合数字图像相关方法,根据受载前后目标区域散斑图像变化,计算出裂纹尖端 I, II 型应力强度因子,同时用动光弹方法验证了计算结果的可靠性。J. W. Dally 和 R. J. Sanford^[8]首先应用应变片方法测量并计算出了张开型裂纹尖端的动态应力强度因子。Z. W. Yue 等^[9]开展冲击荷载下的三点弯曲梁试验,研究了异型夹杂对扩展裂纹尖端动态应力强度因子的影响。Z. W. Yue 等^[10]通过对比动焦散线和应变片电测法测定的准静态荷载作用下的 I 型裂纹尖端应力强度因子,肯定了应变片电测法的准确性。H. Sarangi 等^[11]对含不同长度预制裂缝的有机玻璃板进行试验,指出应变片黏贴位置对应力强度因子计算精度影响显著。D. Chakraborty 等^[12]通过理论计算和数值分析,进一步指出应变片黏贴在试件中部附近时可以降低应力强度因子计算误差,而具体的黏贴范围和误差值并未介绍。C. Z. Qi 等^[13]指出,岩石试件因内部微裂纹的萌生、扩展而造成的破坏,需考虑试件尺寸和裂纹位置。因此,分析不同因素对应变片方法适用性的影响,是准确测量岩石断裂参量的基础^[14]。

合理黏贴的应变片可以记录运动裂纹尖端的应变场变化全过程,应考虑试件边界的影响。朝向角和位置不同的应变片测得的应变曲线差异较大,产生这一现象的内在机制尚未揭示,具体原因需要深入探究。本文将基于应变片方法测定动态应力强度因子的前期试验研究,进一步采用应变片方法,分析不同应变片朝向角和位置表征 I 型裂纹扩展特征的差异,并结合数字激光动焦散线方法,对比分析两者计算的裂纹运动速度和动态应力强度因子异

同,为应变片测试方法在岩石材料 I 型裂纹动态断裂参量测定中的应用提供试验支撑。

2 测试原理与试验系统

2.1 断裂参量的应变片方法测试原理

裂纹尖端应力场具有奇异性、3D 效应和应力梯度的特点,采用应变片直接黏贴于尖端的方式,无法完整测得裂纹尖端应变变化的全过程。所以, J. W. Dally 和 R. J. Sanford^[8]基于特定应变片黏贴朝向角和位置,提出通过间接测量扩展裂纹尖端附近应变场变化规律,计算其动态应力强度因子。应变片与裂纹尖端相对位置关系如图 1 所示。其中, x 轴大于 0 方向为裂纹直线运动方向,设定应变片所处的 G 点横坐标为 x = 0 点,纵坐标 y₀ 为应变片中心至扩展裂纹的垂直距离。基于复变函数理论,应变片 G 点的应变 $\varepsilon_{\text{gage}}$ 可表示为

$$2\mu\varepsilon_{\text{gage}} = A_0 f_0 + A_1 f_1 + B_0 f_2 \quad (1)$$

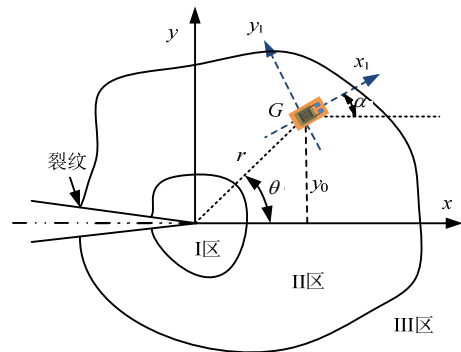


图 1 应变片朝向角和位置

Fig.1 Orientation and position of strain gauge

式中: μ 为介质剪切模量; A_0 , A_1 和 B_0 为对应项系数; f_0 , f_1 和 f_2 为与裂纹运动速度 c_0 、裂纹直线扩展路径和裂纹尖端与应变片连线的夹角 θ 、应变片朝向角 α 有关的参量,由图 2 应变片黏贴位置与裂纹尖端极坐标关系,分别可表示为

$$f_0 = \beta_1 r_1^{-1/2} \cos(\theta_1 / 2) \kappa(\lambda_1^2 - \lambda_2^2) + \beta_1 r_1^{-1/2} \cdot (1 + \lambda_1^2) \cos(2\alpha) + 2\beta_1 r_1^{-1/2} \lambda_1 \sin(\theta_1 / 2) \cdot \sin(2\alpha) - \beta_1 r_2^{-1/2} \frac{4\lambda_1 \lambda_2}{1 + \lambda_2^2} \cos(\theta_2 / 2) \cdot \cos(2\alpha) - 2\beta_1 r_2^{-1/2} \lambda_1 \sin(\theta_2 / 2) \sin(2\alpha) \quad (2)$$

$$f_1 = \beta_1 r_1^{1/2} \cos(\theta_1 / 2) \kappa(\lambda_1^2 - \lambda_2^2) + \beta_1 r_1^{1/2} (1 + \lambda_1^2) \cos(2\alpha) - 2\beta_1 r_1^{1/2} \lambda_1 \sin(\theta_1 / 2) \sin(2\alpha) - \beta_1 r_2^{1/2} \frac{4\lambda_1 \lambda_2}{1 + \lambda_2^2} \cos(\theta_2 / 2) \cos(2\alpha) + 2\beta_1 r_2^{1/2} \lambda_1 \cdot \sin(\theta_2 / 2) \sin(2\alpha) \quad (3)$$

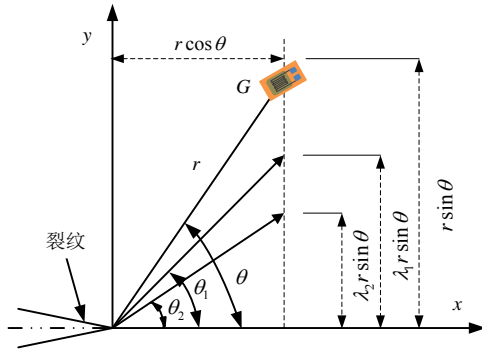


图2 应变片朝向角和位置的极坐标关系

Fig.2 Coordinate system for strain gauge orientation and position

$$f_2 = \beta_1(\lambda_1^2 - \lambda_2^2)[\kappa + \cos(2\alpha)] \quad (4)$$

其中, $\lambda_1, \lambda_2, \beta_1$ 及 κ 可表示^[15]为

$$\lambda_1 = \sqrt{1 - (c_0 / c_1)^2} \quad (5)$$

$$\lambda_2 = \sqrt{1 - (c_0 / c_2)^2} \quad (6)$$

$$\beta_1 = (1 + \lambda_2^2) / [4\lambda_1\lambda_2 - (1 + \lambda_2^2)^2] \quad (7)$$

$$\kappa = (1 - \nu) / (1 + \nu) \quad (8)$$

式中: ν 为介质泊松比; λ_1, λ_2 为与裂纹运动速度 c_0 、介质的纵波波速 c_1 及横波波速 c_2 相关的常数。

进一步分析式(4)可以看出, 已知泊松比 ν 情况下, 确定满足关系式 $\kappa + \cos(2\alpha) = 0$ 的特定 α 角, 则式(1)中的 $B_0 f_2$ 项为 0, 其可以简化为

$$2\mu\epsilon_{\text{gage}} = A_0 f_0 + A_1 f_1 \quad (9)$$

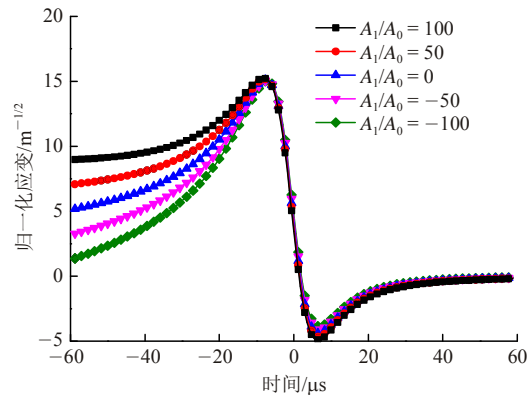
同时, 式(9)等号两侧除以系数 A_0 再次简化。其中, 等号左侧为归一化应变 $2\mu\epsilon_{\text{gage}} / A_0$, 右侧多项式仅第 2 项 f_1 含有系数, 表达式为

$$2\mu\epsilon_{\text{gage}} / A_0 = f_0 + (A_1 / A_0) f_1 \quad (10)$$

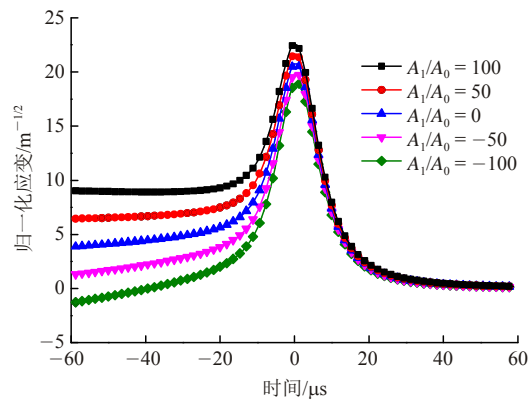
分析表明, 试验所用介质的 $\nu = 0.38$ 时, 计算得出 α 有锐角 58.4° 和钝角 121.6° 两个朝向角可满足式(4)等于 0, 故应对 2 个角度分别进行探讨。

假定试件中裂纹运动速度 $c_0 = 160 \text{ m/s}$, 应变片与裂纹间距 $y_0 = 1.6 \text{ mm}$, 结合上文 $\nu = 0.38$ 时的 2 个朝向角 α , 针对二项式(10), 绘制系数 A_1 / A_0 分别为 $-100, -50, 0, 50$ 和 100 m^{-1} 的理论归一化应变 $2\mu\epsilon_{\text{gage}} / A_0$ 与裂纹运动时间的关系曲线, 如图 3 所示。

由图 3(a), (b)可知, 理论计算的锐角应变片方法归一化应变 $2\mu\epsilon_{\text{gage}} / A_0 = 0$, 钝角应变片方法归一化应变 $2\mu\epsilon_{\text{gage}} / A_0$ 为最大峰值点时, 分别为裂纹运动至应变片正下方的时刻, 此特征是应变片方法确定裂纹尖端位置的理论依据。



(a) 锐角应变片方法



(b) 钝角应变片方法

图3 应变片方法归一化应变与裂纹运动时间曲线

Fig.3 Curves of normalized strain versus crack running time for strain gauge method

基于裂纹尖端应变场理论, 将理论和实测应变-时间曲线一一对应。首先, 提取理论和实测曲线峰值 2 侧 3/4 峰值的特征时间差 Δt , 将理论曲线和实测曲线匹配, 确定系数 A_1 / A_0 。之后, 由 A_1 / A_0 值和理论曲线的归一化应变峰值 ϵ_{top} 得出 A_0 。应变片方法 I 型裂纹动态应力强度因子 K_1^d 计算式^[10-11]为

$$K_1^d = 2\mu\epsilon_{\text{gage}} \sqrt{2\pi} / \epsilon_{\text{top}} \quad (11)$$

当应变片黏贴在扩展裂纹尖端附近特定区域(见图 1), 式(9)的适用性需进一步分析。当应变片黏贴在扩展裂纹尖端应力奇异区(I 区)内, 式(9)中应变非奇异项 $A_1 f_1$ 的值可以控制在奇异项 $A_0 f_0$ 值的 5% 以内, 仅凭其奇异项即可表征裂纹尖端附近应变场。然而, 受到裂纹尖端的高应力梯度、3D 效应和应变片尺寸的影响, 应变片无法直接黏贴在 I 区内。D. Chakraborty 等^[12]研究表明, 当应变片黏贴在 II 区内, 即应变片与裂纹距离 y_0 为 $0.25 \sim 2.30 \text{ mm}$ 时, 式(9)可以准确解析裂纹尖端附近应变场。当应变片黏贴在 III 区内, 式(9)误差过大, 无法应用。

2.2 动焦散线方法测试原理

动焦散线方法是利用裂纹尖端高应力场、应力

奇异性, 基于几何光学映射关系, 将平面模型的变形转换为参考平面上清晰可见的光学图像。当平面模型受外荷载作用时, 裂纹尖端厚度、光线折射率出现改变, 使得入射平行光线发生折射偏转, 并且离尖端越近, 偏转越明显。其中, 过平面模型点 p 的光线行进 z_0 距离后偏转至参考平面点 p' 。 xoy 平面中向量 \vec{r} 与 x_0oy_0 平面中向量 \vec{r}' 的关系可表征光线的偏转, 如图 4^[16]所示。试验中摄影机可记录参考平面上的清晰圆形焦散斑。

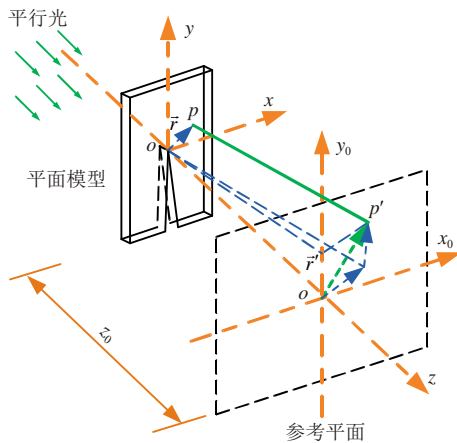


图 4 光线偏移示意图^[16]

Fig.4 Sketch of light deflection^[16]

动焦散线方法 I 型裂纹动态应力强度因子 K_I^d 计算式^[17]为

$$K_I^d = \frac{2\sqrt{2\pi}F(\nu)}{3(3.18)^{5/2} z_0 |c_1| d_{eff} \lambda_m^{3/2}} D_{max}^{5/2} \quad (12)$$

式中: D_{max} 为焦散斑直径最大值; z_0 为试验试件至参考平面距离, 为 900 mm; c_1 为所用透射式动焦散线系统应力光学常数, 为 $0.88 \times 10^{-10} \text{ m}^2/\text{N}$; d_{eff} 为所用试件实际厚度, 为 5 mm; λ_m 为平行光光学放大倍数, 为常数 1; $F(\nu)$ 为和裂纹运动速度 c_0 有关的修正因子, 通常取 1。

焦散斑前缘与裂纹尖端的距离 X_c 和焦散斑最大直径 D_{max} 存在 $X_c = 0.527 5D_{max}$ 的关系。利用 Photoshop 软件测量焦散斑最大直径, 确定裂纹尖端位置, 再结合位移和时间差, 即可计算裂纹运动速度 c_0 。

因此, 基于式(12)以及焦散斑前缘和裂纹尖端位置关系, 采用动焦散线方法亦可以获得不同时刻裂纹动态应力强度因子和运动速度。

2.3 试验系统

应变片和动焦散线方法测试系统如图 5 所示。其中, 应变片方法试验系统由 LK2400 型高速数据采集器、LK2107A 型高速动态应变记录仪、数据传输导线和计算机构成。应变片电阻为 120 Ω , 栅丝尺寸为 0.5 mm \times 0.5 mm。动焦散线试验系统由激光器、扩束镜、1 组透镜、数字高速摄影机、预装分析软件的计算机和试验加载架构成。选用波长为 532 nm 的激光光源, 使所采用数字高速摄影机达到最优成像效果。数字高速摄影机曝光时间为 1/1 000 000 s。试验中, 将高速摄影机记录频率设置为 100 000 帧/s, 相邻 2 幅图像的时间差为 10 μ s。

2.4 试验描述

有机玻璃(polymethyl methacrylate, PMMA)材料动态裂纹尖端应力变化特征同脆性岩石介质高度类似, 亦具有良好透光性、各向均质性、力学各向同性, 是应变片方法和动焦散线方法的理想试验材料, 故在本研究中选择。PMMA 动力学参数如表 1^[18]所示。三点弯曲试验试件长 $L = 220 \text{ mm}$, 宽 $w = 50 \text{ mm}$, 厚 $d_{eff} = 5 \text{ mm}$, 底部两支点间距 $l = 200 \text{ mm}$ 。试件底边有长 $a = 5 \text{ mm}$ 、粗细为 0.3 mm 预制裂纹。落锤由 330 mm 处自由下落, 作用试件时速度为 2.54 m/s。依节 2.1 所述锐角和钝角应变片方法, 在离试件底边 0.4w, 0.5w, 0.6w 处的裂纹运动路径左侧分

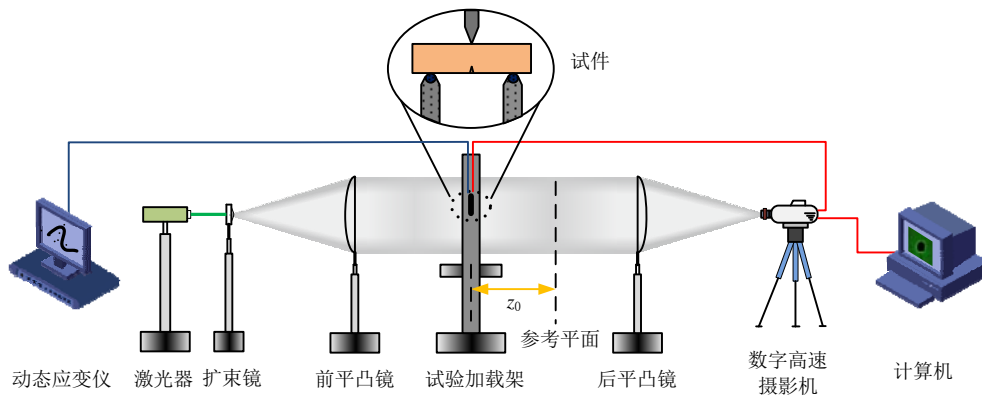


图 5 试验测试系统示意图

Fig.5 Diagram of the experimental system

表 1 有机玻璃动力学参数^[18]

Table 1 Dynamic mechanical parameters of PMMA^[18]

弹性模量 E_d/GPa	泊松比 ν	$c_1/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$c_2/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$
3.3	0.38	2 250	1 200

别黏贴应变片 A, B, C。锐角和钝角应变片方法的试件分别命名为 1[#]和 2[#]试件。试验试件示意图如图 6 所示。

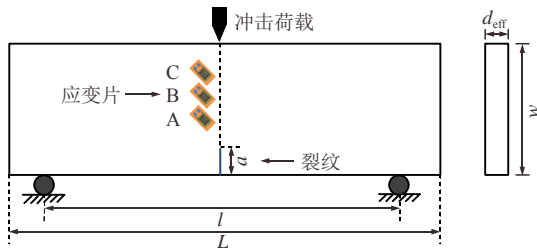


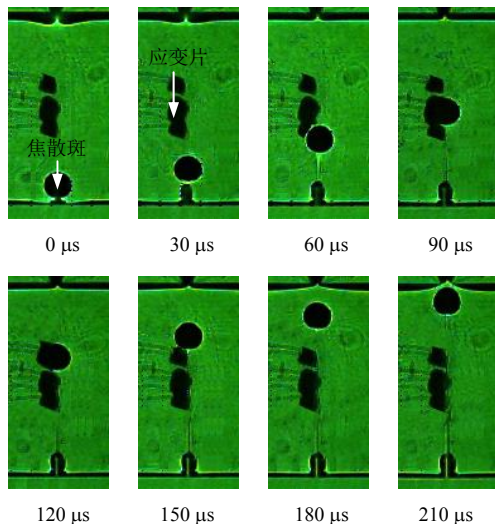
图 6 试验试件示意图

Fig.6 Diagram of the specimen in experiment

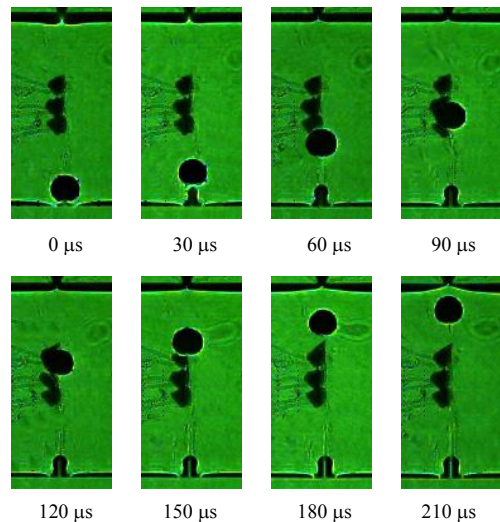
3 试验结果与分析

3.1 试验结果

图 7 为冲击荷载作用下裂纹扩展经过应变片附近的系列动焦散线图片。可以看出，运动裂纹自试件底部预制裂缝处萌生、扩展，扩展路径表现为直线，断裂模式表现为 I 型拉伸断裂。首先，裂纹尖端应力集中程度达到断裂韧度，裂纹开始萌生并呈现出加速运动特征；然后，裂纹运动至应变片周围时，呈现出匀速运动特征；最终，临近试件上边缘时，裂纹呈现出减速运动特征。应变片自裂纹起裂瞬间开始记录，至裂纹贯通停止。将裂纹起裂瞬间设定为 0 时刻，方便数据对比分析。



(a) 锐角应变片方法



(b) 钝角应变片方法

图 7 三点弯曲试验系列动焦散线图片

Fig.7 Dynamic caustics photos of three-point bending tests

I 型裂纹尖端左、右应力场镜像相同，在动焦散线图片上表现为左、右对称的圆形焦散斑。所以，当裂纹运动至应变片附近时，可以通过测量焦散斑右半侧尺寸获得其最大特征直径。

3.2 裂纹运动速度的计算与分析

基于上文锐角和钝角 2 种应变片方法确定裂纹尖端位置的理论依据，获得裂纹经过相邻应变片的位移差、时间差，计算裂纹运动速度。裂纹运动速度和时间的关系如图 8 所示。可以看出，1[#]和 2[#]试件中，应变片 A 和 B 计算的裂纹平均运动速度分别为 159.3, 161.2 m/s，应变片 B 和 C 计算的裂纹平均运动速度分别为 161.0, 164.8 m/s。速度相差较小，表明裂纹均近似为匀速运动。

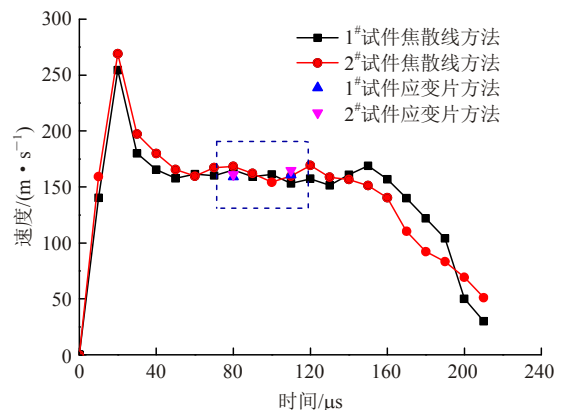


图 8 裂纹运动速度与时间关系曲线

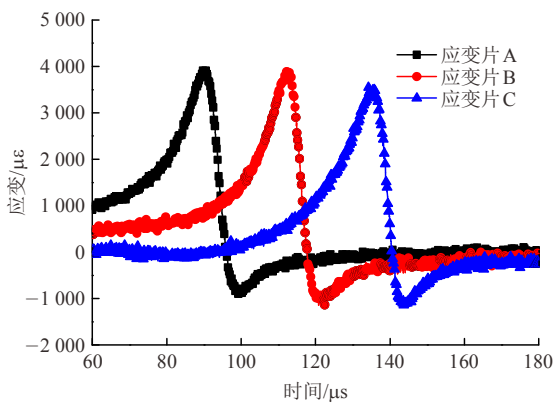
Fig.8 Curves of crack speed versus time

基于动焦散线方法中焦散斑前缘与裂纹尖端位置关系，结合裂纹尖端位移差与时间差计算裂纹运动速度。焦散线方法计算结果表明， $t = 20 \mu\text{s}$ 时刻，

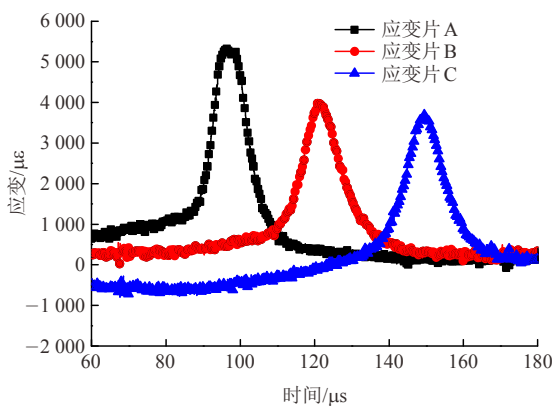
1[#]和 2[#]试件分别达最大速度 254.8 和 269.0 m/s。在 50~150 μs 时间段, 裂纹速度降至 160 m/s 的稳定“平台”。裂纹临近试件上边缘时, 焦散斑变形扭曲, 速度继续降低。动焦散线方法获得的裂纹恒速运动特征与应变片方法计算结果相近。

3.3 裂纹动态应力强度因子的计算与分析

冲击荷载作用下的 1[#]和 2[#]试件中, 应变片 A, B 和 C 测得的应变 - 时间曲线如图 9 所示。可以看出, 锐角和钝角应变片方法测得的曲线在峰值大小和变化趋势上存在较大差异。1[#]试件中应变片 A, B 和 C 的应变 - 时间曲线分别有 1 个最大峰值和 1 个最小峰值, 对应最大峰值依次为 3 870.2, 3 935.6 和 3 598.6 με, 对应最小值依次为 -996.1, -1 142.2 和 -1 149.7 με。2[#]试件中应变片 A, B 和 C 的应变 - 时间曲线仅有 1 个最大峰值, 分别依次为 5 312.5, 3 974.6 和 3 720.7 με。对比发现, 实测曲线和上文理论计算曲线变化趋势相近似。



(a) 1[#]试件



(b) 2[#]试件

图 9 试验实测应变 - 时间曲线

Fig.9 Curves of strain-time from tests

二项式(10)的非奇异项系数 A_1 / A_0 的确定是准确绘制理论应变 - 时间曲线的关键。对图 3 的理论计算曲线分析发现, 最大归一化应变出现前的应变 - 时间曲线受系数 A_1 / A_0 影响最大, 在此区域内选取

特征时间差 Δt , 利于计算精度提高。对比发现, 峰值两侧的 3/4 最大应变值时间差 Δt 变化特征显著, 可以用于表征曲线变化特征^[19]。

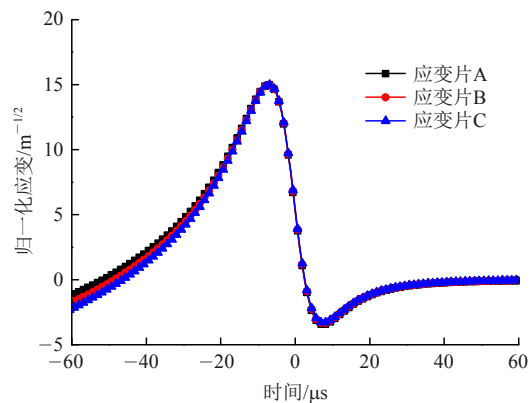
首先, 分别提取图 9 中应变 - 时间曲线的特征时间差 Δt , 结果见表 2。可以看出, 裂纹运动速度相似情况下, 1[#]试件 3 条应变 - 时间曲线的特征时间平均值为 7.03 μs, 较 2[#]试件的 3 条应变 - 时间曲线特征时间平均值 7.35 μs 小, 进一步呈现出 2 种应变片方法的差异, 亦是区别分析不同应变片方法的基础。然后, 基于试验实测的应变 - 时间曲线特征时间 Δt , 计算出不同特征时间对应的二项式(10)的非奇异项系数 A_1 / A_0 。最后, 将试验实测所得 A_1 / A_0 数据同理论计算的应变 - 时间曲线相匹配, 绘制出不同应变片对应的理论应变 - 时间曲线, 结合理论计算、试验实测和式(11)计算出动态应力强度因子。1[#]试件中应变片 A, B 和 C 实测曲线对应的二项式(10)系数 A_1 / A_0 分别为 -175.2, -190.8 和 -203.4 m^{-1} ; 2[#]试件中应变片 A, B 和 C 实测曲线对应的二项式(10)系数 A_1 / A_0 分别为 50.2, 6.0 和 -37.5 m^{-1} 。1[#]和 2[#]试件中, 应变片 A, B 和 C 理论计算的应变 - 时间曲线如图 10 所示。

表 2 不同应变 - 时间曲线特征时间 Δt

Table 2 Characteristic time Δt for different strain-time curves

试件编号	特征时间/μs		
	应变片 A	应变片 B	应变片 C
1 [#]	7.15	6.90	7.05
2 [#]	7.21	7.45	7.40

1[#]试件中应变片 A, B 和 C 与裂纹垂直距离 y_0 分别为 1.58, 1.50 和 1.62 mm, 理论计算的归一化应变最大峰值 ϵ_{top} 相同, 为 15.2 $m^{-1/2}$; 2[#]试件中应变片 A, B 和 C 与裂纹垂直距离 y_0 分别为 1.40, 1.54 和 1.66 mm, 理论计算的归一化应变最大峰值 ϵ_{top} 分别为 23.5, 20.8 和 19.8 $m^{-1/2}$ 。



(a) 1[#]试件

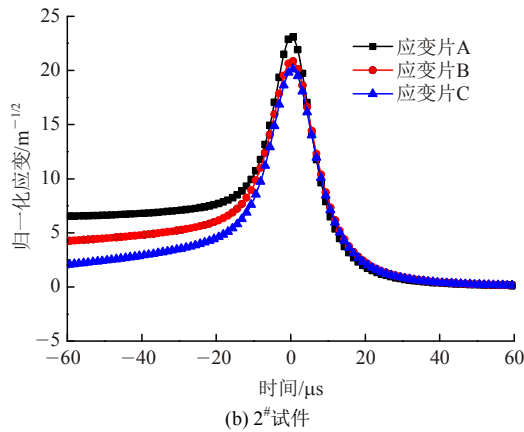


图 10 理论计算应变 - 时间曲线
Fig.10 Curves of strain-time from theoretical calculation

以 1[#]试件中应变片 A 实测曲线分析过程为例，介绍应力强度因子 K_I^d 计算过程。应变片 A 与运动裂纹垂直距离 $y_0 = 1.58 \text{ mm}$ ，应变片和焦散线方法测得的裂纹运动速度相近，本研究采用焦散线方法所测速度平均值 161.0 m/s 为计算值。1[#]试件中，3 个应变片试验实测最大应变值为 $3\ 870.2 \mu\epsilon$ ，理论计算的归一化应变最大峰值 ϵ_{top} 均为 $15.2 \text{ m}^{-1/2}$ ，而后，结合式(11)计算出应力强度因子为 $1.23 \text{ MN/m}^{3/2}$ 。同理，计算出 1[#]试件应变片 B, C 及 2[#]试件应变片 A, B 和 C 应力强度因子分别为 1.27, 1.31, 1.29, 1.20 和 1.27 $\text{MN/m}^{3/2}$ 。

与此同时，根据动焦散线方法测得的焦散斑尺寸，结合式(12)计算不同时刻裂纹尖端动态应力强度因子。2 个试件应变片和动焦散线方法计算的裂纹尖端动态应力强度因子对比详情如图 11 所示。可以看出，1[#]试件中 3 个不同位置的锐角应变片实测的应变 - 时间曲线变化趋势相似，确定的动态应力强度因子和同步进行的动焦散线试验结果相近，最大相差仅 3.5%。与动焦散线方法相比，2[#]试件中 3 个不同位置钝角应变片确定的动态应力强度因子在

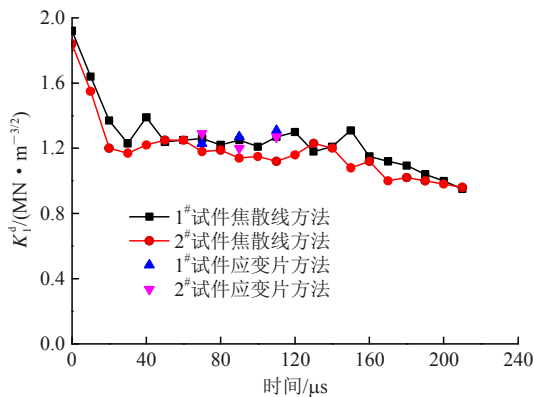


图 11 动态应力强度因子 K_I^d 与时间关系曲线
Fig.11 Relation curves of K_I^d versus time

试件中部位置相差较小，其余位置相差较大，最大相差可达 12.0%。

综上可知，在试件中部位置，应变片和动焦散线方法获得的 I 型裂纹动态断裂参量高度相近。锐角应变片和钝角应变片方法分别确定应变 - 时间曲线 0 点和峰值点对应的的时间差，再结合位移差计算裂纹运动速度。结合理论分析和实测的应变 - 时间曲线，计算动态应力强度因子。岳中文等^[20]分析了冲击荷载下含双预制缺陷的裂纹尖端动态参量变化，同本研究中钝角试件裂纹运动速度和 K_I^d 相比，最大相差 8.4%和 5.1%。杨仁树等^[21]利用三点弯曲试验分析含缺陷试件断裂过程，其中裂纹扩展的第 1 阶段 K_I^d 平均值为 $1.31 \text{ MN/m}^{3/2}$ ，同本文应变片方法最大相差约 9.0%。赵熙等^[22]获得了纯 I 型 K_I^d 光弹性试验和理论解析的值，其中理论解析结果与本文锐角和钝角应变片方法结果分别相差 4.8%和 5.2%。

4 结 论

冲击荷载作用下的三点弯曲试验中，通过沿裂纹路径一侧布置多点应变片，开展 I 型裂纹动态断裂参量的应变片测试方法研究，结论如下：

- (1) 基于线弹性断裂力学的裂纹尖端应变场解析解，提出了裂纹运动速度和动态应力强度因子的特定锐角和钝角 2 种应变片测试方法。锐角应变片方法中归一化应变为 0 时，钝角应变片方法中归一化应变为最大峰值时，裂纹运动至应变片正下方。
- (2) 确定应变片和裂纹路径间特定锐角和钝角值，利用构建的裂纹尖端周边应变场二项式，分析裂纹尖端应力场变化特征。锐角应变片方法的理论计算和实测应变 - 时间曲线中，含 1 个最大和 1 个最小 2 个峰值，钝角应变片法曲线含 1 个最大峰值。
- (3) 2 种应变片方法测定的裂纹运动速度以及锐角应变片方法确定的动态应力强度因子，和同步进行的动焦散线试验结果相近。与动焦散线方法相比，钝角应变片方法确定的裂纹动态应力强度因子在试件中部相差较小，其余位置相差较大。

参考文献(References):

[1] 杨仁树, 陈程, 王照, 等. 不同直径空孔对爆生裂纹扩展行为影响规律的实验研究[J]. 煤炭学报, 2017, 42(10): 2 498 - 2 503. (YANG Renshu, CHEN Cheng, WANG Xu, et al. Experimental investigation on the influence of different diameter empty holes on the crack growth behavior of blasting[J]. Journal of China Coal Society,

- 2017, 42(10): 2 498 - 2 503.(in Chinese))
- [2] 夏开文, 徐 颖, 姚 伟, 等. 静态预应力条件作用下岩板动态破坏行为试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(5): 1 122 - 1 132. (XIA Kaiwen, XU Ying, YAO Wei, et al. Experimental study of dynamic fracture behavior of brittle rock plate under static pre-loading[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(5): 1 122 - 1 132.(in Chinese))
- [3] 岳中文, 郭 洋, 王 煦, 等. 空孔形状对岩石定向断裂爆破影响规律的研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(2): 376 - 382.(YUE Zhongwen, GUO Yang, WANG Xu, et al. Influence of empty hole shape on directional fracture controlled blasting of rock[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(2): 376 - 382.(in Chinese))
- [4] 岳中文, 宋 耀, 王 煦, 等. 不同倾角预制裂纹缺陷与运动裂纹的相互作用[J]. 爆炸与冲击, 2017, 37(1): 162 - 168.(YUE Zhongwen, SONG Yao, WANG Xu, et al. Interaction between a pre-existing crack defect with different angle and a running crack[J]. Explosion and Shock Waves, 2017, 37(1): 162 - 168.(in Chinese))
- [5] IRWIN R G. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate[J]. Journal of Applied Mechanics, 1957, 24(3): 361 - 364.
- [6] WILLIAMS M L. On the stress distribution at the base of a stationary crack[J]. Journal of Applied Mechanics, 1957, 24(3): 109 - 114.
- [7] DEHNAVI M Y, KHALEGHIAN S, EMAMI A, et al. Utilizing digital image correlation to determine stress intensity factors[J]. Polymer Testing, 2014, 37: 28 - 35.
- [8] DALLY J W, SANFORD R J. Strain-gage methods for measuring the open-mode stress-intensity factor, K_I [J]. Experimental Mechanics, 1987, 27(4): 381 - 388.
- [9] YUE Z W, SONG Y, HAN R J, et al. Experimental study on dynamic fracture behavior of three -point bending beam with double deformity inclusions[J]. Journal of Southeast University, 2016, 32(3): 333 - 338.
- [10] YUE Z W, SONG Y, YANG R S, et al. Comparison of caustics and the strain gage method for measuring mode I stress intensity factor of PMMA material[J]. Polymer Testing, 2017, 59: 10 - 19.
- [11] SARANGI H, MURTHY K S R K, CHAKRABORTY D. Experimental verification of optimal strain gage locations for the accurate determination of mode I stress intensity factors[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2013, 110: 189 - 200.
- [12] CHAKRABORTY D, MURHTY K S R K, CHAKRABORTY D. Determination of K_I in orthotropic laminates with double ended cracks using a single strain gage technique[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2016, 82: 96 - 106.
- [13] QI C Z, WANG M, BAI J, et al. Mechanism underlying dynamic size effect on rock mass strength[J]. International Journal of Impact Engineering, 2014, 68: 1 - 7.
- [14] HU X, GUAN J, WANG Y, et al. Comparison of boundary and size effect models based on new developments[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2017, 175: 146 - 167.
- [15] 范天佑. 断裂动力学引论[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 1990: 116 - 123.(FAN Tianyou. An introduction to fracture dynamics[M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 1990: 116 - 123.(in Chinese))
- [16] 李 清, 于 强, 朱各勇, 等. 不同药量的切缝药包双孔爆破裂纹扩展规律试验[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(9): 2 205 - 2 212. (LI Qing, YU Qiang, ZHU Geyong, et al. Experimental study of crack propagation under two-hole slotted cartridge blasting with different amounts of charge[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(9): 2 205 - 2 212.(in Chinese))
- [17] 杨仁树, 左进京, 杨立云, 等. 爆炸应力波作用下动、静裂纹相互作用的实验研究[J]. 爆炸与冲击, 2017, 37(6): 952 - 958.(YANG Renshu, ZUO Jinjing, YANG Liyun, et al. Dynamic and static crack interaction under action of explosive stress wave[J]. Explosion and Shock Waves, 2017, 37(6): 952 - 958.(in Chinese))
- [18] 李 清. 爆炸致裂的岩石动态力学行为与断裂控制试验研究[博士学位论文][D]. 北京: 中国矿业大学, 2009.(LI Qing. Experiment of fracture behaviors and control for crack propagation under blasting load[Ph. D. Thesis][D]. Beijing: China University of Mining and Technology, 2009.(in Chinese))
- [19] BERGER J R, DALLY J W. An overdeterministic approach for measuring K_I using strain gages[J]. Experimental Mechanics, 1988, 28(2): 142 - 145.
- [20] 岳中文, 宋 耀, 杨仁树, 等. 冲击荷载下深梁动态断裂行为的光弹性实验[J]. 振动与冲击, 2017, 36(19): 236 - 241.(YUE Zhongwen, SONG Yao, YANG Renshu, et al. Photoelastic experiments on deep beam fracture behaviors under impact load[J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(19): 236 - 241.(in Chinese))
- [21] 杨仁树, 许 鹏, 岳中文, 等. 圆孔缺陷与 I 型运动裂纹相互作用的试验研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(6): 1 597 - 1 603.(YANG Renshu, XU Peng, YUE Zhongwen, et al. Laboratory study of interaction between a circular hole defect and mode I moving crack[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(6): 1 597 - 1 603.(in Chinese))
- [22] 赵 熙, 鞠 杨, 郑泽民. 混合型应力强度因子的光弹性多参数测定[J]. 工程科学学报, 2017, 39(8): 1 288 - 1 294.(ZHAO Xi, JU Yang, ZHENG Zemin. Multiple parameter measurement of mixed-mode stress intensity factors using the photoelastic method[J]. Chinese Journal of Engineering, 2017, 39(8): 1 288 - 1 294.(in Chinese))