

爆炸载荷下裂纹扩展的 动态复合型应力强度因子的研究

朱振海 陈梦成

用多火花像机记录了爆炸驱动的尖劈作用下由平板自由边界启动的裂纹扩展及伴随裂纹扩展的等差条纹环的动态分布。根据动态等差条纹环的分布用动态光弹性和断裂力学理论分析了裂纹扩展的特征，计算了复合型裂纹的动态应力强度因子，改进了传统的数据处理方法，编制了计算动态应力强度因子的计算机程序。

一、前言

对于爆炸载荷作用下裂纹的扩展机制，许多学者已作了大量的工作。但是，以往的研究大都基于经典的强度理论。由于岩体的非均质性、各向异性及含大量微裂隙、解理、节理等，强度理论难以对运动裂纹顶端附近的动态应力场进行定量描述。文献〔1〕曾强调用断裂力学理论取代经典的强度理论来探讨光面爆破和预裂爆破中炮孔之间的贯穿。文献〔2〕也曾把炮孔爆炸产生的裂纹作为纯I型裂纹来探讨预裂爆破机理。从公开文献看，关于爆炸载荷下裂纹扩展的断裂动力学分析还十分贫乏。

作者打算用动态光弹性和断裂动力学理论研究爆炸产生的随机径向复合性裂纹扩展过程中的动态断裂准则。本文研究为这一计划的一部分，主要研究爆炸载荷驱动尖劈作用下在大平板自由边界上的预切槽底部产生的复合型裂纹扩展过程中裂纹顶端动态应力强度因子 K_I 、 K_{II} 的变化规律，为进一步研究提供动态试验和分析方法。

二、试验技术

试件为环氧树脂平板，几何尺寸为 $200 \times 200 \times 6$ mm。在一边的几何中点预切一个深18mm的“V”形槽。直接加载的尖劈置于一钢管中，直径为6.25mm的短圆柱形药包放在尖劈圆形尾部，见图1。炸药爆炸后，驱动尖劈向下运动。尖劈一方面把爆炸应力波传入板中，另一方面挤压槽面，在预切裂纹顶端产生拉伸和剪切应力，使其失稳扩展。

炸药由脉冲式电容发爆器起爆，多火花式动态光测弹性仪（WZ DD - 1）用来记录裂纹扩展及伴随裂纹扩展的应力条纹环。药包的制作、起爆方法及与光弹仪的同步在文献〔3，4〕中有较

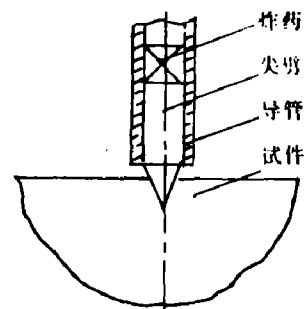


图1 加载装置与试件

详细的说明。

三、记录结果

本项试验共进行了6次,由于爆炸同步的困难性及记录系统的复杂性,因而只有两次(序号分别为K-1和K-6)实验记录的照片可供分析。图2给出了其中一组典型的复合型裂纹扩展的动光弹照片,图下数字为炸药爆炸后的时刻(μs)。由序列照片可得裂纹长度和瞬时速度随时间的分布,见图3和图4。由图3可见,在相同的时刻试件K-6上的裂纹长度比试

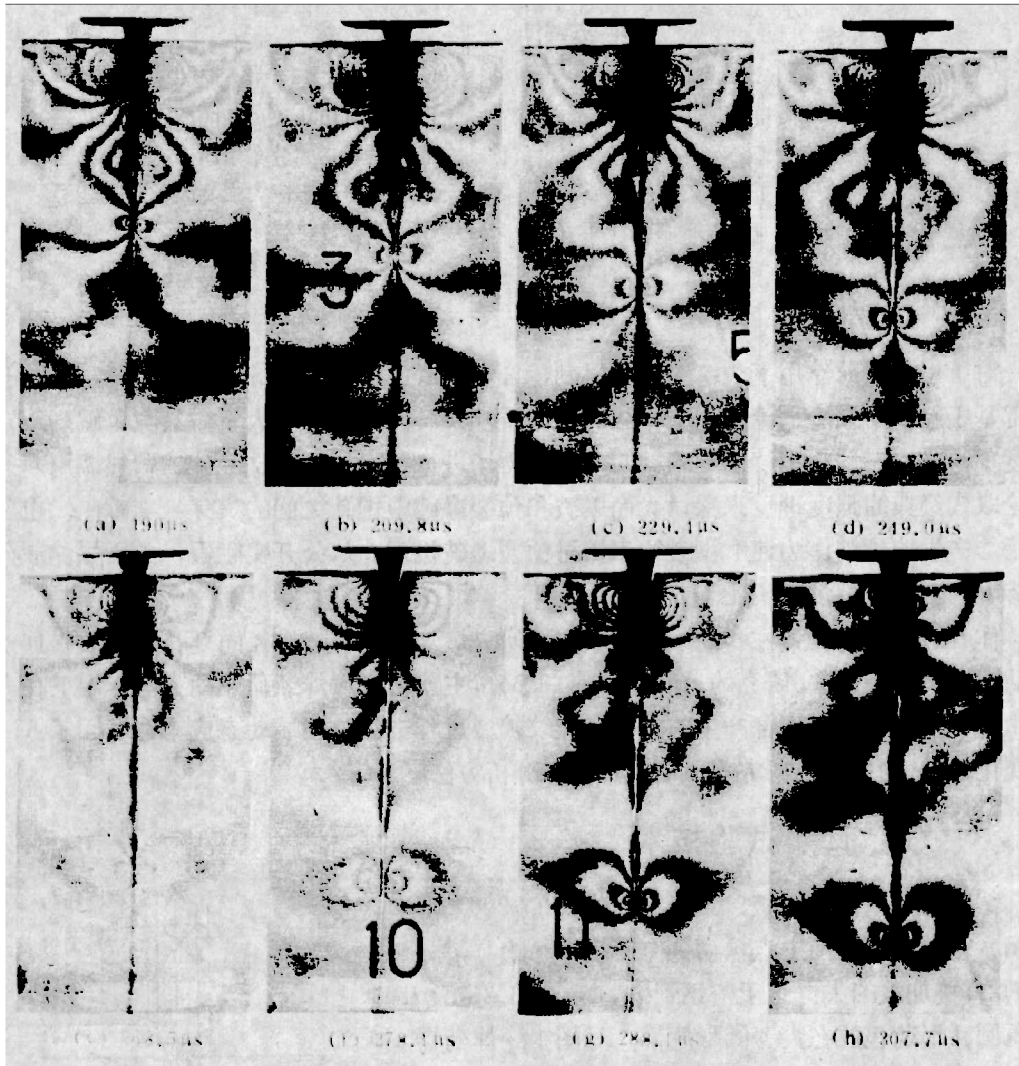


图2 裂纹扩展的等色线照片

件K-1上的裂纹长,而且随着时间的增长,这一长度差也在增长。这说明K-6上裂纹扩展速度比K-1的快。由图4可见,复合裂纹扩展速率在记录时间内是不断变化的,时增时减。尖劈驱动的裂纹扩展不同于静态拉伸引起的断裂扩展。这一差别集中反映了爆炸应力波以及在自由边界产生的反射波对裂纹扩展的影响。因此,作者认为,可以用这种模型研究应力波在断裂控制中的作用。

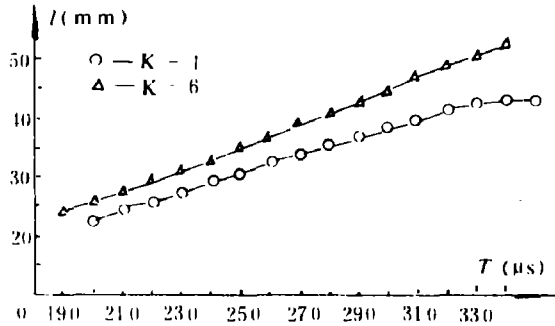


图 3 裂纹长度随时间的分布

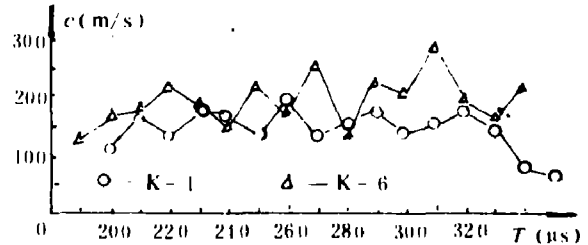


图 4 裂纹瞬时速度随时间的分布

K - 1 上裂纹扩展的速率在 100~200 m/s, 在 340 μs 时刻, 裂纹扩展速率已降到 50 m/s, 在 350 μs 时刻, 又降到 41 m/s, 即将止裂。由此可见, 裂纹可在 0.1~0.2 C_R (C_R 为瑞利波速度, 在此取 C_R = 1000 m/s) 下稳定扩展, 甚至在 0.05 C_R 时不止裂。在记录时间内, K - 6 上裂纹扩展速度在 175~275 m/s 间波动, 没有表现出要止裂的迹象。

四、复合型裂纹顶端应力强度因子的计算和数据分析方法

作者用复变函数方法研究了复合型运动裂纹顶端的瞬时应力场, 得到了复合型运动裂纹的应力强度因子和裂纹扩展速度的关系, 从而得出了最大剪切应力 τ_{max} 与动态应力强度因子间的关系。借助于二维动态应力光性定律:

$$\tau_{max} = \frac{N f_0 d}{2h} \tag{1}$$

得到:

$$\sqrt{(H/\sqrt{r} + \sigma_{0r})^2 + 4J^2/r} = \frac{N f_0 d}{h} \tag{2a}$$

其中:

$$\begin{aligned} H = & \frac{K_I}{\sqrt{\pi}} B_I(c) \left\{ (1 + s^2) [f(a_1) + g(a_1)]^{1/2} \right. \\ & \left. + \frac{4s_1 s_2}{1 + s_2^2} [f(a_2) + g(a_2)]^{1/2} \right\} \\ & - \frac{K_{II}(c)}{\sqrt{\pi}} \cdot B_{II}(c) \left\{ (1 + s^2) [f(a_1) - g(a_1)]^{1/2} \right. \\ & \left. - (1 + s_1^2) [f(a_2) - g(a_2)]^{1/2} \right\} \end{aligned} \tag{2b}$$

$$\begin{aligned} J = & \frac{K_I(c)}{\sqrt{\pi}} \cdot B_I(c) s \left\{ [f(a_1) - g(a_1)]^{1/2} - [f(a_2) - g(a_2)]^{1/2} \right\} \\ & + \frac{K_{II}(c)}{4s\sqrt{\pi}} B_{II}(c) \left\{ 4s_1 s_2 [f(a_1) + g(a_1)]^{1/2} \right\} \end{aligned}$$

$$- (+s_2)^2 [f(a_2) + g(a_2)]^{1/2} \quad (2c)$$

$$\left. \begin{aligned} B_I(c) &= (1 + s_2^2) / [4s_1 s_2 - (1 + s_2^2)^2] \\ B_{II}(c) &= 2s_2 / [4s_1 s_2 - (1 + s_2^2)^2] \end{aligned} \right\} \quad (2d)$$

$$\left. \begin{aligned} f(a_1) &= (1 - a_1^2 \sin^2 \theta)^{-1/2} \\ f(a_2) &= (1 - a_2^2 \sin^2 \theta)^{-1/2} \end{aligned} \right\} \quad (2e)$$

$$\left. \begin{aligned} g(a_1) &= \cos \theta / (1 - a_1^2 \sin^2 \theta) \\ g(a_2) &= \cos \theta / (1 - a_2^2 \sin^2 \theta) \end{aligned} \right\} \quad (2f)$$

$$s_1^2 = 1 - a_1^2, \quad s_2^2 = 1 - a_2^2 \quad (2g)$$

$$a_1 = c/c_1, \quad a_2 = c/c_2 \quad (2h)$$

其中 r 和 θ 是以运动裂纹顶端为原点的极坐标系中的极径和极角, c 、 c_1 、 c_2 分别为裂纹扩展速度、纵波和横波速度, N 为等差条纹级数, f_{od} 为动态材料条纹值, h 为试件厚度。

由此可见根据式(2a)和适当的数据处理就可求出动态应力强度因子 K_I 、 K_{II} 及远场应力 σ_∞ 。但是, 由于应力波的干扰, 无法精确地确定裂纹顶端条纹级数。为此, 采用与处理静态时相同的方法, 把式(2a)展为 $1/\sqrt{r}$ 的幂级数, 并取其前两项, 得:

$$(H^2 + 4J^2/r)^{1/2} + H \cdot \sigma_\infty / (H^2 + 4J^2)^{1/2} = N f_{od} / h \quad (3)$$

根据裂纹顶端相邻条纹级数之差 ΔN (已知), 并取 $\theta = \theta_2$, 则式(3)可化为

$$\Delta N \cdot f_{od} / h = (H^2 + 4J^2)^{1/2} (1/\sqrt{r_1} - 1/\sqrt{r_2}) \quad (4)$$

由式(4)可见, 求应力强度因子就避免了确定 N 值的麻烦。

本文采用最适用和最有效的方法——非线性最小二乘法。对于每个实验测得的极点坐标 (r_k, θ_k) , 都可求出相应的理论值 $(\tau_{max})_k$, 即

$$\begin{aligned} & (H^2 + 4J^2)^{1/2} (1/\sqrt{r_{1k}} - 1/\sqrt{r_{2k}}) \\ &= \frac{\Delta N_k f_{od}}{h} \end{aligned} \quad (5)$$

其中: $K = 1, 2, \dots, m$ ($m \geq 2$) 是等差条纹环上数据点数, 取点方式如图5所示。

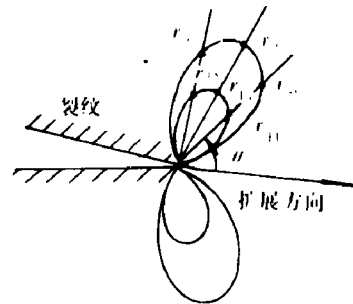


图5 在等差条纹环上取点示意图

令

$$F_k = (H^2 + 4J^2)^{1/2} (1/\sqrt{r_{1k}} - 1/\sqrt{r_{2k}}) - \frac{\Delta N_k f_{od}}{h} \quad (6)$$

对于 K_I 、 K_{II} 的任意初始值, 代入式(6), 显然 F_k 不一定为零, 必存在一定的误差。为了修正这种误差, 把式(6)展为台劳级数形式的迭代方程:

$$-(F_k)_i = \left(\frac{\partial F_k}{\partial K_I} \right)_i (\Delta K_I)_i + \left(\frac{\partial F_k}{\partial K_{II}} \right)_i (\Delta K_{II})_i \quad (7)$$

式中 i 为迭代次数。把式(7)写成矩阵形式

$$\begin{pmatrix} F_1 \\ F_2 \\ \vdots \\ F_k \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} \frac{\partial F_1}{\partial K_I} & \frac{\partial F_1}{\partial K_{II}} \\ \frac{\partial F_2}{\partial K_I} & \frac{\partial F_2}{\partial K_{II}} \\ \vdots & \vdots \\ \frac{\partial F_k}{\partial K_I} & \frac{\partial F_k}{\partial K_{II}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta K_I \\ \Delta K_{II} \end{pmatrix} \quad (8)$$

(8) 式可简写为 $[F] = [a][\Delta K]$ (9)

或 $[\Delta K] = [c]^{-1}[d]$ (10)

其中: $[d] = [a]^T [F]$,

$[c] = [a]^T [a]$,

$[c]^{-1}$ 为 $[c]$ 的逆阵,

$[a]^T$ 为 $[a]$ 的转置矩阵。

通过 (10) 式就可以求出 ΔK_I 和 ΔK_{II} ，再逐步对 K_I ， K_{II} 的初始值进行修正。具体步骤如下：(1) 选取任意初始值；(2) 用初始值计算 ΔK_I 、 ΔK_{II} ；(3) 检查 ΔK_I 、 ΔK_{II} 是否满足精度，若不满足，则据下列公式修正，并重复步骤 (2)、(3)，

$$(K_I)_{i+1} = (K_I)_i + (\Delta K_I)_i \quad (11)$$

$$(K_{II})_{i+1} = (K_{II})_i + (\Delta K_{II})_i \quad (12)$$

(4) 当 ΔK_I ， ΔK_{II} 满足计算精度要求时，停止计算，打印结果。

五、数据分析与讨论

根据上面给出的计算方法和处理方法编制了计算机程序，分别计算出了在记录时间内试件 K-1 和 K-6 上复合型裂纹顶端应力强度因子 K_I 和 K_{II} ，作出了它们随时间分布的曲线，见图 6 和图 7。由图 6 可见， K_I 随时间发生波动性变化，这再次体现了应力波对裂纹扩展的影响。在动态记录时间内，试件 K-1 的 K 值在 $0.7 \sim 1.4 \text{MPa}\sqrt{m}$ 之间变化，试件 K-6 的

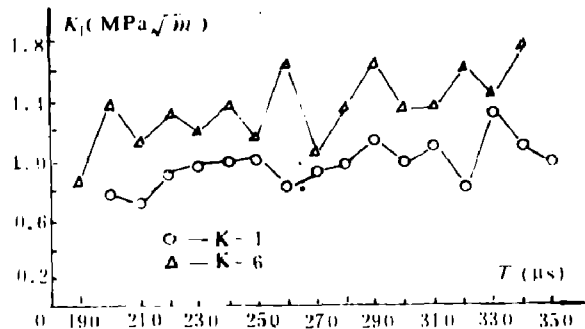


图 6 K_I 随时间的分布

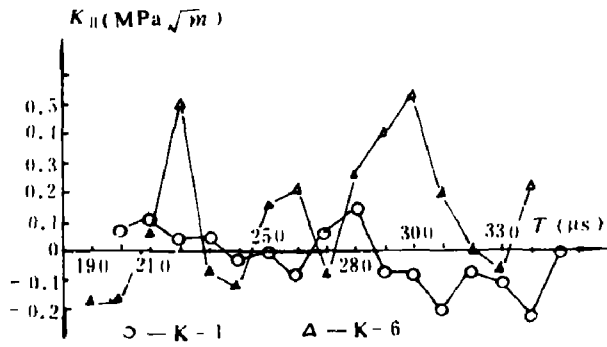


图7 K_{II} 随时间的分布

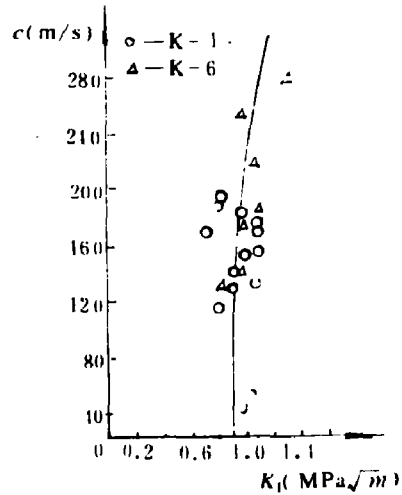


图8 $K_I \sim c$ 分布曲线

K_I 值在 $0.8 \sim 1.8 \text{ MPa}\sqrt{m}$ 之间变化。

K_I 与裂纹速度之间存在非线性的正比关系,如图8所示。由图8可见,在该加载条件下,模型材料的断裂韧性 K_I 大约为 $0.9 \text{ MPa}\sqrt{m}$ 。图7表明 K_{II} 随时间也呈波浪型变化。对于试件 K-1,变化范围为 $-0.25 \sim 0.15 \text{ MPa}\sqrt{m}$,对于试件 K-6,变化范围为 $-0.20 \sim 0.55 \text{ MPa}\sqrt{m}$ 。

图9给出了 K_I 与 K_{II} 之比的绝对值 $|K_I / K_{II}|$ 随时间的变化曲线。这一比值反映了裂纹顶端拉伸应力和剪切应力对裂纹扩展的贡献大小。由图9可见,一般情况下二者的比值在10左右,最小比值为2.5左右,比值小于5,大于20的点较少。在 $T = 250, 320, 350 \mu\text{s}$ 时, $|K_I / K_{II}|$ 大于100,此时,裂纹可作为I型裂纹。为了进一步分析裂纹顶端拉伸和剪切应力作用,在图10中给出了 $K_I \sim |K_{II}|$ 分布曲线。研究这一关系对于建立复合型断裂准则具有重要意义。由于作者掌握的试验数据还不充足,这个问题有待以后专门讨论。

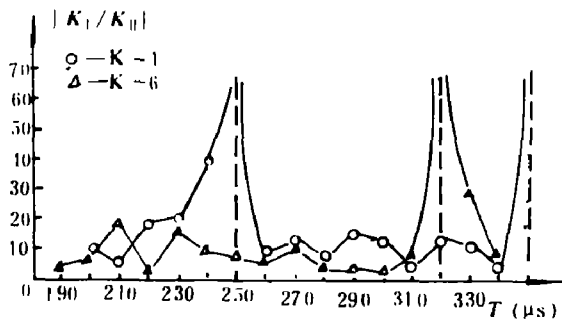


图9 $|K_I / K_{II}|$ 随时间的分布

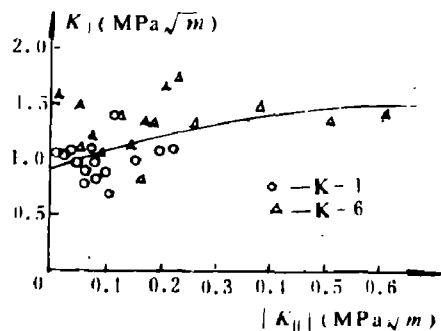


图10 $K_I \sim |K_{II}|$ 分布曲线

六、结 束 语

通过对尖劈驱动的复合型裂纹扩展的动态特性的分析, 可得如下几点认识:

1. 尖劈驱动下裂纹稳定扩展的速度较低, 一般在 $0.1 \sim 0.3 c_R$ 之间。
2. K_I 、 K_{II} 随时间的变化曲线呈波浪型。
3. $|K_I / K_{II}|$ 值较大, 一般在10左右, 而且变化范围较大, 也就是说, 裂纹顶端拉伸作用比剪切作用大得多。
4. 实验条件下 K_{Ic} 大约为 $0.9 \text{MPa}\sqrt{m}$, K_I 与 $|K_{II}|$ 之间存非线性的正比关系。
5. 改进的处理和计算复合型裂纹顶端动态应力强度因子的方法是可行的, 编制的计算机程序具有速度快 (一般只要迭代 $3 \sim 4$ 次)、对初始值选取灵敏度低等特点。

本文是在中国矿业学院杨善元教授和北方交通大学孙燕君教授指导下完成的, 在此表示衷心的感谢。

参 考 文 献

- [1] Wang Shuren, Zhu Zhenhai, Wei Youzhi, Proc. Inte. Symp. Intense Dynamic Loading and Its Effects, Science Press, Beijing, (1986), 306 - 11.
- [2] 王中黔等, 爆炸与冲击, 3 (1)(1983), 52 - 58.
- [3] 朱振海, 火工品, (3)(1984), 32 - 34.
- [4] 朱振海, 杨永琦, 爆炸与冲击, 5 (3)(1985), 67 - 76.

INVESTIGATION ON DYNAMIC MIXED—MODE STRESS INTENSITY FACTORS DURING THE PROPAGATION OF A CRACK UNDER EXPLOSION LOADING

Zhu Zhenhai Chen Mengcheng

Abstract

When a crack extended from a free boundary of a half-infinite plate driven by a wedge loaded explosion the photoelastic fringe patterns near the tip of this crack were recorded by means of a multiple sparks camera. The properties of extension of this crack were analysed and the dynamic mixed-mode stress intensity factors were calculated according to the photoelastic fringe patterns near the tip of the crack with the theories of dynamic photoelasticity and fracture dynamics. The traditional data treatment methods were improved. The code of calculating the dynamic mixed-mode stress intensity factors was programmed by the authors.