

# 压-剪复合应力波作用下 材料动态断裂韧性研究\*

马 维 段祝平

(中国科学院力学研究所,北京,100080)

**摘 要** 提出亚微秒单脉冲应力波载荷作用下 I 型裂纹的平板冲击实验技术. 加载率为  $dK/dt \sim 10^8 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$ . 实验中由锰铜应力片和弹性波理论分别测定和计算了压应力;通过微观分析确定了动态裂纹的平均扩展长度;引进等效应力强度因子,用动态断裂理论确定了 60# 钢的动态断裂韧性  $K_{Id}$  和  $K_{IId}$ ;建立了亚微秒冲击载荷作用下确定材料动态断裂韧性的方法.

**关键词** 单脉冲应力波,等效应力强度因子,动态断裂韧性,压-剪复合应力波,压-剪炮

## 1 引言

裂纹的起裂发生在纳秒甚至更短的瞬间. 测试材料动态断裂韧性的三点弯曲实验和非对称冲击实验<sup>[1,2]</sup>等,加载率一般为  $dK/dt \sim 10^{3-5} \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$ ,冲击载荷作用时间为微秒量级. 裂纹起裂过程中连续作用的应力波影响了起裂机制,改变了裂尖区域和断裂面的应有形貌,使事后的显微分析结果无法正确揭示材料的破坏机理. 所以,严格地讲,这类实验不能对材料破坏机理进行正确刻画,只能对断裂韧性做出近似估计.

亚微秒应力波平板冲击实验技术<sup>[3,4]</sup>的加载率为  $dK/dt \sim 10^8 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$ . 裂纹起裂后最终又在试样中止裂. 所以,这种实验技术可以从事裂纹起裂和传播机理以及应力波在裂尖发生衍射等现象的研究. 结果表明:裂纹扩展机理与冲击速度和环境温度相关;由样品背面测试点的速度-时间曲线测得的裂纹起裂时刻可以合理地确定材料的动态断裂韧性,其结果与根据动态断裂理论的结果相比,相对误差约为 10.4%. 误差产生的原因是多方面的. 例如,裂纹起裂前裂尖已承受压缩应力波作用;裂纹起裂后应力波在试样边界发生多次反射,在裂尖发生多次衍射. 这些现象对断裂韧性和裂纹传播机制产生了明显影响,但是至今尚未研究清楚.

本文的目的就是在消除这些现象影响的条件下通过实验研究结合理论分析确定材料的动态断裂韧性. 第 2 节简述改进的 I 型裂纹平板冲击实验技术和实验结果;第 3 节根据实验测试结果和弹性动力学原理建立确定材料动态断裂韧性的方法,并确定 60# 钢的动态断裂韧性;最后是结论.

\* 国家自然科学基金重点资助项目(59836220).  
2000-07-07 收到第 1 稿,2001-05-15 收到修改稿.

## 2 实验

利用“层裂”现象可以设计亚微秒单脉冲应力波加载条件下 型裂纹的平板冲击实验(见图 1). 装置是压-剪炮, 实验材料选用 60<sup>#</sup>, 热处理使其胞化和微结构进一步均匀化, 以使用经典动态断裂理论对实验结果进行近似分析. 试样、飞片和动量吸收板的形状和尺寸见图 2. 在有效水分除边界效应影响条件下, 裂尖变形场处于平面应变状态; 飞片冲击速度用探针测定, 冲击压应力用锰铜压力片测试, 或通过飞片冲击速度根据弹性波理论求得; 斜冲击的剪应力分量由摩擦定律确定. 相应的最大静摩擦系数由实验测定; 通过断裂面微观观察确定裂纹扩展平均长度并研究材料破坏机理; 根据动态断裂理论的能量原理和断裂判据确定材料动态断裂韧性.

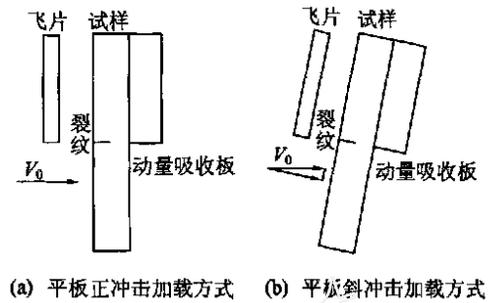


图 1 平板冲击实验加载方式

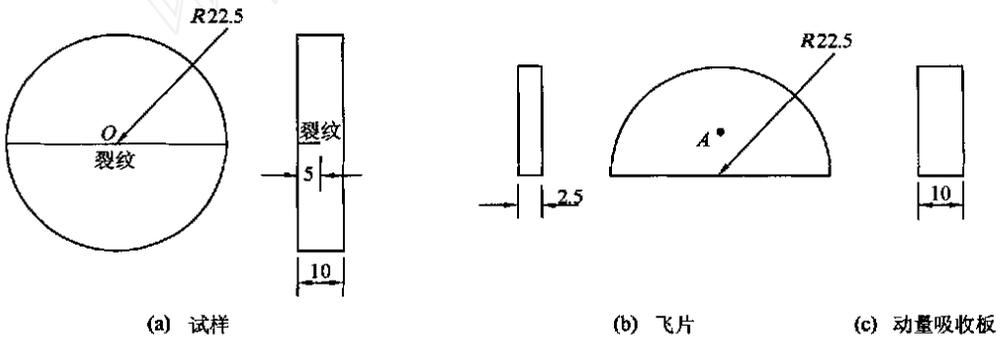


图 2 试样、飞片和动量吸收板简图及尺寸

表 1 给出了实验结果. 有飞片冲击速度  $v_0$  和冲击倾角  $\theta$ 、锰铜压力片测得的压应力  $\sigma_{cp}$  和根据冲击速度计算的正压力  $\sigma_0$  以及两者的相对误差  $e_r$ 、剪应力  $\tau_0$  和裂纹扩展平均长度  $l$ .

图 3 是实验测得的冲击应力波波形的, (a) 和 (b) 分别是 1<sup>#</sup> 试样前后表面的测试结果, (c) 为 7<sup>#</sup> 试样的测试结果, (d) 为 8<sup>#</sup> 试样的测试结果. 由于应力波对试样作用后造成材料损伤并引起裂纹扩展, 损失大量能量, 使最大应力值减小约 35%. 锰铜片结合层的厚度约为 0.1 mm, 使应力波前沿上升时间延长至 0.2  $\mu$ s 左右; 锰铜片的粘贴位置是试样受冲击半圆面积的中心 A 处(图 2(b)). 该点已经处于边界效应的影响区. 因此造成应力波波形的失真(不是理想方波), 但未造成压应力幅值的明显偏差. 比较实测结果  $\sigma_{cp}$  和计算结果  $\sigma_0$  可见: 最大误差为 7.4%, 平均误差为 4.1%. 若把锰铜片埋于圆形试样的中心 O 处, 测得的应力波近似为方波<sup>[5]</sup>.

表 1 相关实验参数

序号	$v_0$	$\theta$	$\sigma_0^{(1)}$	$\sigma_0$	$\sigma_{exp}^{(2)}$	$e_r$	$l$
No.	/m·s <sup>-1</sup>	/ (°)	/GPa	/GPa	/GPa	(%)	/mm
01	181	0	3.67	0.00	3.81 (2.47)	3.9	0.10
02	173	0	3.46	0.00	3.71 (3.04)	7.1	0.11
03	183	0	3.71	0.00	3.69 (3.19)	0.4	0.09
04	192	15	3.76	0.90	3.48 (3.16)	7.4	0.10
05	187	0	3.79	0.00	3.94 (3.24)	4.1	0.07
06	184	15	3.60	0.86	3.65 (-)	1.5	0.10
07	204	15	3.99	0.96	- (3.58)	-	0.11
08	208	30	3.65	0.88	- (3.15)	-	0.11
09	156	15	3.05	0.73	- (2.89)	-	0.09

注：(1) 按弹性应力波理论估算结果。

(2) 此列中括号内的数据为试样后表面应力片测试结果。

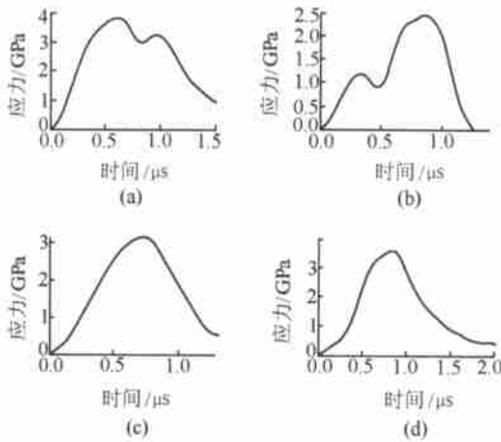


图 3 正压力波形



图 4 4# 试样的断口微观照片。  
= 15°,  $v_0 = 192$  m/s

图 4 是试样中部断裂面的扫描电镜照片。其中(a)、(b)和(c)分别表示准静态断裂区、动态裂纹扩展区和预制缺口区。均匀的动态扩展区(b)表明缺口尖端中部近似满足平面应变加载条件,由此可测得动态裂纹的平均扩展长度  $l$ (表 1);准静态断裂区(a)是冲击实验后在 Instron 材料试验机上进行的准静态三点弯曲实验产生的断裂面,加载率为  $dK/dt \sim 10^{1/2}$  MPa·m<sup>1/2</sup>·s<sup>-1</sup>,破坏机理表现为解理断裂,表明 60# 钢热处理后脆性明显增加。

冲击实验中材料已发生屈服,相关弹塑性理论分析将另文讨论,本文仅限弹性波理论的近似分析.相关实验研究的详细论述和结果参见文献[5,6].

### 3 动态断裂韧性

#### 3.1 动态能量释放率和断裂判据

断裂力学的  $J$ -积分理论<sup>[7]</sup>已推广到动态断裂理论<sup>[8]</sup>. / 混合型裂纹的动态能量释放

率为

$$G = \lim_{v \rightarrow 0} \left\{ \frac{F(v)}{v} \right\} = \frac{1 - \mu^2}{E} [k(v) K^2 + k'(v) K'^2] \quad (1)$$

其中

$$\begin{cases} F(v) = v \left[ (U + T) n_1 - \sum_{ij} n_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right] \\ k(v) = \frac{1 - cv}{(1 - av)^{1/2}} \sim \frac{1 - cv}{1 - 0.5cv}, \quad k'(v) = \frac{1 - cv}{(1 - bv)^{1/2}} \sim \frac{1 - cv}{1 - 0.46cv} \end{cases} \quad (2)$$

这里  $F(v)$  为  $J$ -积分在动态断裂理论中的推广形式,  $k(v)$ 、 $k'(v)$  为裂纹扩展速度  $v$  的泛函, 是围绕裂尖的积分曲线,  $n_j$  是的外法线,  $\sum_{ij} n_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j}$ 、 $v$ 、 $U$ 、 $T$ 、 $E$  和  $\mu$  分别是应力张量、质点位移和速度、应变能、动能、弹性模量和泊松比,  $a$ 、 $b$  和  $c$  分别为膨胀波、旋转波和 Rayleigh 波波速的倒数,  $x_1$  和  $x_2$  分别对应于坐标  $x$  和  $y$ 。

恒定能量释放率判据  $G_p = G_c = \text{Const}$  认为能量释放率达到临界值  $G_c$  时起裂. 裂纹扩展中能量释放率  $G_p$  保持不变. 在此假定下, 裂尖运动规律由如下的微分方程确定

$$G_c = g(v) G_c(t;0) = \text{Const} \quad (3)$$

其中  $g(v) = 1 - v/c_R$ ,  $c_R$  为 Rayleigh 波波速, 且静态情形有  $G_c(t;0) = (1 - \mu^2) K_c^2 c/E$ .

恒定应力强度因子判据  $K_p = K_c = \text{Const}$  认为应力强度因子达到临界值  $K_c$  时裂纹起裂. 裂纹扩展中应力强度因子  $K_p$  保持不变. 在此假定下, 裂尖运动规律由如下的微分方程确定

$$K_c = k(v) K_c(t;0) = \text{Const} \quad (4)$$

### 3.2 等效断裂强度因子

为确定 / 混合型裂纹应力强度因子, 引入等效力强度因子概念. 由 (1) 式得等效力强度因子定义为

$$\bar{K}(t) = [k(v) K^2(t) + k'(v) K'^2(t)]^{1/2} \quad (5)$$

当  $v \rightarrow 0$  时,  $k$  和  $k'$  均趋于 1, 上式成为  $[K^2(t) + K'^2(t)]^{1/2}$ . 这是 Hallback 等<sup>[9]</sup> 采用的静态等效力强度因子定义.

斜冲击时应力波作用时间为  $2.28 \mu\text{s}$ , 其中压缩波、压-剪复合波和剪切波作用时间分别为  $t_c = 0.73 \mu\text{s}$ 、 $t_f = 0.11 \mu\text{s}$  和  $t_s = 1.46 \mu\text{s}$ . 压缩波和剪切波持续时间分别为  $t_p = 0.83 \mu\text{s}$  和  $t_s = 1.56 \mu\text{s}$ . 假设各应力波为方波. 把剪切波作用时间延迟  $t_c$  后, 得等效力强度因子如下

$$\bar{K}(t) = \frac{0}{2} \begin{cases} k_1(v) N_1(\mu) \sqrt{t}, & 0 < t < t_c \\ [(k_1^2(v) N_1^2(\mu) t + k_2^2(v) N_2^2(\mu) (t - t_c))]^{1/2}, & t_c < t < t_p \\ [k_1^2(v) N_1^2(\mu) (\sqrt{t} - \sqrt{t - t_p})^2 + k_2^2(v) N_2^2(\mu) (t - t_c)]^{1/2}, & t_p < t < (t_f + t_s) \\ [k_1^2(v) N_1^2(\mu) (\sqrt{t} - \sqrt{t - t_p})^2 + k_2^2(v) N_2^2(\mu) (\sqrt{t - t_c} - \sqrt{t - (t_f + t_s)})^2]^{1/2}, & (t_f + t_s) < t < \end{cases} \quad (6)$$

其中

$$\begin{cases} N_1(\mu) = \mu n_1(\mu) c_d^{1/2} + n_2(\mu) c_s^{1/2}, & N_2(\mu) = f_m (n_1(\mu) c_d^{1/2} + n_2(\mu) c_s^{1/2}) \\ n_1(\mu) = \frac{2}{1-\mu} \left( \frac{1-2\mu}{2} \right)^{1/2}, & n_2(\mu) = 2 \left( \frac{2}{1-2\mu} \right)^{1/2} \end{cases} \quad (7)$$

为材料常数的函数;  $f_m$  为最大静摩擦系数. 等效应力强度因子  $\bar{K}(t)$  与时间  $t$  的关系曲线示于图 5 中. 各应力强度因子分量为

$$\begin{cases} K^{(c)}(t) = n_1(\mu) \frac{0}{2} (c_d)^{1/2} \mu T(t) \\ K^{(s)}(t) = n_1(\mu) \frac{0}{2} (c_d)^{1/2} f_m T(t) \\ K^{(c)}(t) = n_2(\mu) \frac{0}{2} (c_s)^{1/2} T(t) \\ K^{(s)}(t) = n_2(\mu) \frac{0}{2} (c_s)^{1/2} f_m T(t) \\ K(t) = n_1(\mu) \frac{0}{2} (c_d)^{1/2} [\mu T(t) + f_m T(t)] \\ K(t) = n_2(\mu) \frac{0}{2} (c_s)^{1/2} [T(t) + f_m T(t)] \end{cases} \quad (8)$$

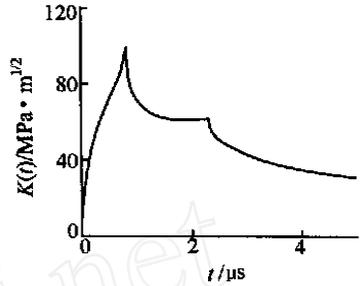


图 5 等效应力强度因子与时间的关系曲线

其中

$$\begin{cases} T(t) = t^{1/2} - (t - t_p)^{1/2} H(t - t_p) \\ T(t) = (t - t_c)^{1/2} H(t - t_c) - [t - (t_f + t_s)]^{1/2} H[t - (t_f + t_s)] \end{cases} \quad (9)$$

为时间变量  $t$  的函数.

对于恒定能量释放率模型,由(1)式和(3)式得

$$\frac{v}{c_R} = 1 - \frac{K_c^2}{\bar{K}^2(t)} \quad (10)$$

其中  $K_c$  为型裂纹的静态应力强度因子,三点弯曲实验测定其值为  $52.5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ ;  $\bar{K}(t)$  为等效应力强度因子. 从裂纹起裂时刻  $t_f$  到止裂时刻  $t_a$  积分(10)式,并作变量替换  $\tau = t - t_f$ ,  $d\tau = dt$ ,得裂尖运动方程为

$$\frac{dl}{c_R} = \frac{1}{1 - \frac{K_c^2}{\bar{K}^2(\tau)}} d\tau \quad (11)$$

方程(11)建立了裂纹平均扩展长度  $l$  和所需时间  $t$  的关系,其中  $l_0$  或  $t_{exp}$  为已知量.

假设等效应力强度因子等于型裂纹的静态应力强度因子  $K_c$ <sup>[3,4]</sup>时,裂纹发生起裂和止裂. 利用等效应力强度因子的时间单调性(图 5),对(11)式进行数值积分可唯一确定时间参数  $t_f$  和  $t_a$ ,最后由(8)式求得  $K_{d1}$ 和  $K_{d2}$ .

同样,由恒定应力强度因子判据和等效应力强度因子定义(5)得

$$K_c = \bar{K}(t) = k(v) K^{(c)}(t) + k(v) K^{(s)}(t) \quad (12)$$

利用近似条件(2)得

$$K_c = \frac{1 - cv}{1 - 0.5cv} K^{(c)}(t) + \frac{1 - cv}{1 - 0.46cv} K^{(s)}(t) \quad (13)$$

把(13)式右边系数展为  $1/cv$  的幂级数并保留一次项,再从时刻  $t_f$  到  $t_a$  进行积分得裂尖运动方程为

$$2 \left( 1 + \frac{1}{cl} \right) \int_a^c K(t) dt + \left( 2.16 + 2.5 \frac{1}{cl} \right) \int_a^c K(t) dt = K_c \quad (14)$$

通过数值积分由上式可以唯一确定裂纹的起裂时刻，并由(8)式可以确定  $K_{II}$  和  $K_{I}$ 。

在图 6 中给出了按两个断裂判据得到的动态断裂韧性。各平均值分别为  $K_I^e = 28.1 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 、 $K_I^s = 169 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  和  $K_{II}^e = 29.1 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 、 $K_{II}^s = 175 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  (上标  $e, s$  分别表示恒定能量释放率判据和恒定应力强度因子判据的相关量)，相对误差均小于 5%。两个判据得到的 I 型和 II 型裂纹应力强度因子的相对比值均为 1.6。

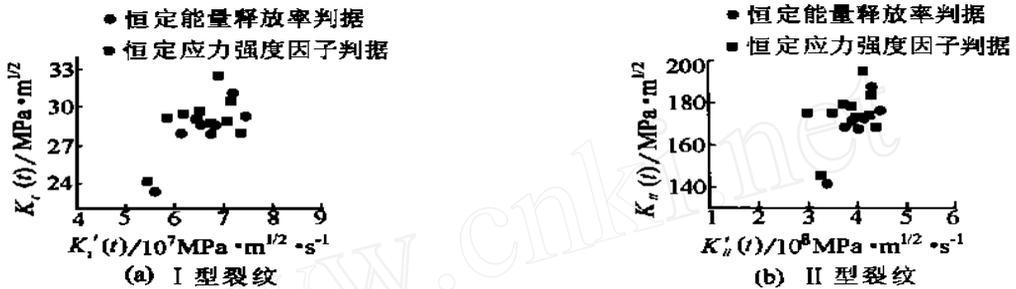


图 6 两种断裂判据确定的应力强度因子

#### 4 结论

本文在推广和应用已有实验技术<sup>[2-6]</sup>的基础上,提出一种改进的非对称 I 型裂纹平板冲击实验技术。消除了试样边界效应影响和应力波在试样中多次反射和衍射现象,实现了裂纹尖端的平面应变的单脉冲应力波加载;根据实测和计算的正压力及测得的裂纹平均扩展长度,引入动态等效应力强度因子概念,建立了单脉冲压-剪复合应力波作用下,确定材料动态断裂韧性的实验方法。根据恒定能量释放率和恒定应力强度因子判据得到应力强度因子,相对结果的平均误差小于 4%。

#### 参 考 文 献

- 1 Kalthoff J F. Shadow optical analysis of dynamic shear fracture. Proc Int Conf on Photo-mechanics and Speckle Metrology San Diego, Calif Aug 16 ~ 21, 1987, and Optical Engineering, 1988, 27:127 ~ 133
- 2 Kalthoff J F. Transition in the failure behavior of dynamically shear loading cracks. Appl Mech Rev, 1990, 43(5): 247 ~ 250
- 3 Ravichandran G, Clifton R J. Dynamic fracture under plane wave loading. International Journal of Fracture, 1989, 40:157 ~ 201
- 4 Prakash V, Clifton R J. Experiment and analytical investigation of dynamic fracture under conditions of plane strain. Fracture Mechanics: Twenty-Second Symposium, Vol. 1, ASTM STP 1131, Ernst H A, Saxena A, McDowell D L, Eds American Society for Testing and Material, Philadelphia, 1992, 412 ~ 444
- 5 马维. 压-剪复合应力波作用下材料动态断裂韧性的实验研究和理论分析. 中国科学院力学研究所博士学位论文, 1998
- 6 Ma Wei, Duan Zhuping. The investigation of dynamic fracture behavior of material under the compressive-shear com-

bined stress waves. *ACTA Mechanica Sinica*, 2000, 16(4) :333 ~ 347

- 7 Rice J R. Mathematical analysis in the mechanics of fracture. In *Fracture*, ed. H Liebowitz, NY: Academic, 1968, 2:191 ~ 311
- 8 Freund L B. *Dynamic fracture mechanics*. NY, Cambridge University Press, 1990
- 9 Hallback N, Nilsson F. Mixed-Mode / fracture behavior of an aluminium alloy. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 1994, 42(9) :1345 ~ 1374

## INVESTIGATION OF DYNAMIC FRACTURE TOUGHNESS UNDER COMPRESSIVE-SHEAR COMBINED STRESS WAVE LOADING

Ma Wei      Duan Zhuying

(*Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing, 100080*)

**Abstract** An improved plate impact experimental technique is presented at present study for studying dynamic fracture processes of the model crack, which have occurred under sub-microsecond single stress pulse loading. The loading rate achieved is  $dK/dt \sim \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$ . Under the loading conditions, the compressive stresses are measured by using Mn-Cu stress gages technique, and the average lengths of crack advanced are determined from the fractograph of fracture surfaces. By introducing the equivalent stress intensity factors, the dynamic fracture toughness,  $K_{Ia}$  and  $K_{IIa}$ , are estimated from the initiation time determined by the elasto-dynamic modeling of the crack advance. A universal testing method, by which the dynamic fracture toughness of material can be accurately determined, has been established.

**Key words** single pulse, equivalent stress intensity factors, dynamic fracture toughness, compressive-shear combined stress wave, pressure-shear gun