

大直径周边切口试件的冲击拉伸试验系统的弹塑性有限元分析*

孟庆良^{1,2}, 夏源明^{1,2}

(1. 中国科学技术大学力学和机械工程系, 安徽合肥 230027)

(2. 中国科学技术大学, 中国科学院材料力学行为和设计重点实验室, 安徽合肥 230027)

摘要:为在旋转盘式间接杆杆型冲击拉伸试验装置上更好地实施起裂止裂试验,对采用直径大于杆径的周边切口试件的动态断裂试验系统进行了弹塑性有限元动力学分析.结果表明,尽管试件端面的应力场和位移场是非均匀的,但对于深裂纹大直径试件,围道 J 积分仍是守恒的, J 积分仍可作为裂纹尖端的表征参量,且Rice远场 J 积分公式仍可推广应用,但必须对由一维试验原理所得到的试件两端的平均相对位移和载荷进行修正.为此,提出了一种有效的相应修正方法,由此得到的远场 J 积分与动态围道 J 积分吻合得很好.

关键词:周边切口; J 积分;弹塑性动态断裂;有限元分析

中图分类号: O346.1 **文献标识码:** A

0 引言

饶世国、夏源明、杨报昌^[1,2]在旋转盘式间接杆杆型冲击拉伸试验装置上利用双边切口薄板小试件成功地实施了弹塑性材料的动态断裂试验,形成了一套确定弹塑性材料平面应力型动态起裂韧度的 J 表征和测试方法;宫能平、夏源明^[3,4]采用同样的方法利用周边切口短圆柱试件进行了平面应变型断裂试验.这套方法的特点在于均是依据杆杆型冲击拉伸装置的一维试验原理^[1,3],同时利用短试件,将与裂纹运动无关的试件的质心运动动能近似从外力对试件所作的总功中分离出去,获得与裂纹运动相关的动态变形能,从而为推广Rice的远场 J 积分作为动态起裂韧度和阻力曲线的 J 表征和测试奠定了基础.对于弹塑性材料,还存在一个很重要的动态止裂特性,尤其是瞬态加载下的动态止裂特性很少有人涉及^[5];原因在于实施瞬态加载下的小试件动态起裂止裂试验是非常困难的.另外,为获得 J 阻力曲线也必须通过动态起裂止裂试验配合动态曲线标定法以获得裂纹扩展轨迹.在文献^[5,6]中,通过控制入射脉冲的宽度已成功地实施了动态起裂止裂试验,但为满足一维试验原理和Rice公式深裂纹的条件,所用的试件韧带直径太小,因此对入射脉冲宽度控制的要求十分

* 收稿日期:2003-05-22

作者简介:孟庆良,男,1962年生,博士生.研究方向:材料动态力学性能. E-mail: qlmeng@ustc.edu

苛刻,致使动态起裂止裂试验的成功率很低(脉冲过短不易起裂,脉冲过长起裂后不易止裂),且难以获得可靠的裂纹扩展轨迹.为提高动态起裂止裂试验的成功率,必须增大试件的韧带直径,且有两种方法.一种方法是同步增大输入、输出杆直径以及试件的外径和韧带直径,这将从总体上增加试验系统的横向惯性效应,动摇一维试验原理,似不可取;另一种就是不改变输入、输出杆的直径,仅增大试件的外径和韧带直径,但这将在杆和试件的交界处形成几何间断,造成明显的三维效应,导致两交界处处位移场和应力场的非均匀,有可能导致 Rice 远场 J 积分的误差,即能否推广 Rice 远场 J 积分是需要进一步论证的.

论文对上述第二种方法的试验系统进行弹塑性有限元动力学分析,以提供可行性论证,并提出一种有效的依据试验结果计算远场动态 J 积分的修正方法.

1 试验方法

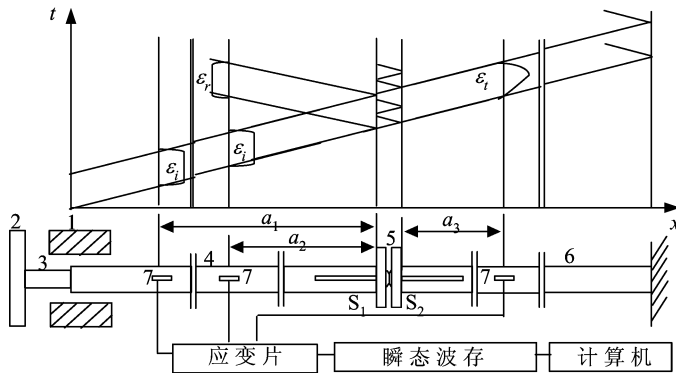
本文对试验方法(试验装置、测试原理等)仅作一扼要说明,详细可参考文献[3,4].

1.1 旋转盘式杆杆型冲击拉伸试验装置和测试原理

按一维试验原理(图1),试件两端面(S_1 和 S_2)处的合力和位移分别为

$$P_1(t) = EA[\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t)], P_2(t) = EA\varepsilon_t(t), \quad (1)$$

$$u_1(t) = c_0 \int_0^t [\varepsilon_i(\tau) + \varepsilon_r(\tau)] d\tau, u_2(t) = c_0 \int_0^t \varepsilon_t(\tau) d\tau. \quad (2)$$



1. 锤头 2. 撞块 3. 金属短杆 4. 入射杆 5. 试件 6. 透射杆 7. 半导体应变片

图1 试验装置及测试原理图

Fig.1 BTIA and SHPB and the Lagrange X - T sketch of 1D experimental measuring principle

这里, E 、 A 分别为输入、输出杆的弹性模量和横截面面积, c_0 为杆中弹性波速; $\varepsilon_i(t)$ 和 $\varepsilon_r(t)$ 为作用在端面 S_1 的入射波和反射波的应变, $\varepsilon_t(t)$ 为作用在端面 S_2 上透射波的应变, 分别由输入杆和输出杆上应变片测得且按一维试验原理移位得到.

外力对试件所做的总功为

$$W(t) = \int_0^t P_1(t) du_1(t) - \int_0^t P_2(t) du_2(t). \quad (3)$$

取 $\bar{u}(t) = \frac{1}{2}[u_1(t) + u_2(t)]$, $\Delta(t) = u_1(t) - u_2(t)$, $\bar{P}(t) = \frac{1}{2}[P_1(t) + P_2(t)]$, 则 $\bar{u}(t)$ 、 $\Delta(t)$ 和 $\bar{P}(t)$ 分别为试件质心的位移、试件两端的相对位移与平均载荷, 且式(3)可写成

$$W(t) = \int_0^t [P_1(t) - P_2(t)] d\bar{u}(t) + \int_0^t \bar{P}(t) d\Delta(t) = W_k(t) + W_d(t) \quad (4)$$

若将试件的能量分解为与裂纹运动无关的刚性动能(质心动能) $T_k(t)$ 以及与裂纹运动相关的动态变形能 $U_d(t)$, 则对有限长的短试件, 有 $W_k(t) \approx T_k(t)$ 和 $W_d(t) \approx U_d(t)$, 即 $W_k(t)$ 为近似等于与裂纹运动无关的外力功, $W_d(t)$ 为近似等于与裂纹运动相关的外力功。

1.2 试件的形状与联接

试件的形状和联接方式见图 2, 其中: D_0 为输入、输出杆的直径, D 为试件的外径, $D > D_0$, 故称大直径; d 为韧带直径, 裂纹深度比取 75%。

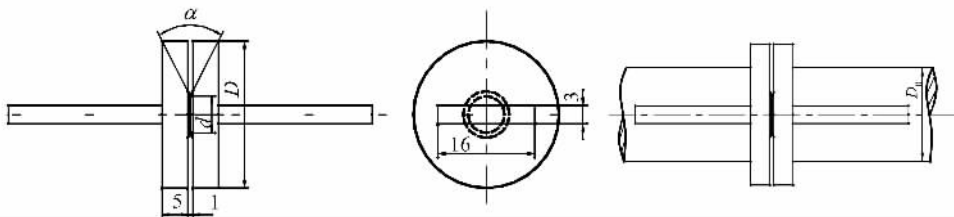


图 2 试件的形状与联接

Fig.2 The shape and connected form of specimen

2 轴对称情况下的动态 J 积分

对轴对称圆杆周边切口情况, 动态围道 J 积分有如下的公式^[7]

$$J = -\frac{1}{c} \left\{ \int_{I_0} \left(U_{n_r} - T_r \frac{\partial u_r}{\partial r} - T_z \frac{\partial u_z}{\partial r} \right) r dl - \int_{A_0} \left(U - T_\theta \frac{u_r}{r} \right) dA + \int_{A_0} \rho \left(\ddot{u}_r \frac{\partial u_r}{\partial r} + \ddot{u}_z \frac{\partial u_r}{\partial r} \right) r dA \right\} \quad (5)$$

基于前面的能量分析, 推广的 Rice 远场 J 积分公式为^[4]

$$J_{dc}(t) = \frac{1}{2\pi c^2} \left[3 \int_0^t \bar{P}(t) \frac{d\Delta_c(t)}{dt} dt - \bar{P}(t) \Delta_c(t) \right] \quad (6)$$

$$J'_{dc}(t) = \frac{1}{2\pi c^2} \left[3 \int_0^t P_0(t) \frac{d\delta(t)}{dt} dt - P_0(t) \delta(t) \right] \approx \frac{1}{2\pi c^2} \left[3 \int_0^t \bar{P}(t) \frac{d\delta(t)}{dt} dt - \bar{P}(t) \delta(t) \right] \quad (7)$$

式(6)中的 $\Delta_c = \Delta - \Delta_{nc}$, Δ 为试件两端加载点的相对位移, Δ_{nc} 对应试件上无裂纹部分的弹性位移; 式(7)中 P_0 和 δ 为透过裂纹韧带面的载荷和裂纹嘴的张开位移(CMOD)。必须指出, Rice 公式是在远场应力和位移都是均匀的条件下导出的, 推广到动态时式(6)和(7)还应该满足前述能量分析 $W_k(t) \approx T_k(t)$ 和 $W_d(t) \approx U_d(t)$ 的前提; 但对本文所用的大直径试件, S_1 和 S_2 端面的应力场和位移场显然是非均匀的, 且试件两端的载荷和位移均是按式(1)和(2)间接得到的, 这意味着式(6)和(7)是否适用需要进一步论证。

3 试验系统的有限元分析

本文的数值计算是在 ABAQUS 有限元程序上进行的, 结合自编程序还可给出动态 J 积分的计算结果。本文所用的材料动态本构模型与文献[3]相同, 杆和联接段采用线弹性模型, 试件简化为等向强化线性硬化模型, 系统简化成一平面轴对称的整体模型(图3), 各部

分的材料和尺寸参数见表 1.

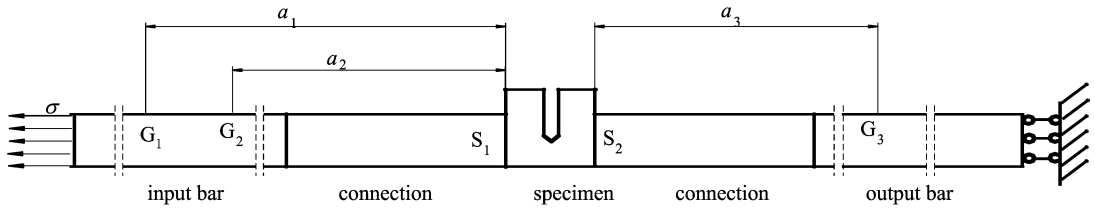


图 3 二维轴对称模型示意图

Fig. 3 Schematic diagram of 2D axisymmetric FEA model

表 1 输入、输出杆与试件的材料与尺寸参数

Tab. 1 The material and geometric parameters of input/output bar and specimen

材料与尺寸参数	输入杆	输出杆	联接段	试件 A5020	试件 A6024
密度 $\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	7 800	7 800	6 613	2 700	2 700
弹性模量 E / GPa	200	200	170	70	70
屈服极限 σ_s / MPa				390	390
强度极限 σ_b / MPa				550	550
直径 D / mm	16	16	16	20	24
长度 L / mm	600	480	30	11	11
切口宽度 t / mm				1	1
裂尖夹角 $\alpha / (^\circ)$				60	60
韧带直径 d / mm				5	6

在输入杆前端施加一模拟脉冲载荷 $\sigma = \sigma_0 f(t)$, 脉冲函数如图 4. 根据韧带绝对直径的不同, 对 A5020 和 A6024 试件加载的平均应力幅值 σ_0 分别取为 178 MPa 和 257 MPa, 上升沿均取为 15 μs .

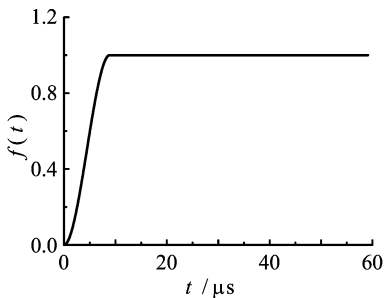


图 4 加载脉冲曲线

Fig. 4 The function of load

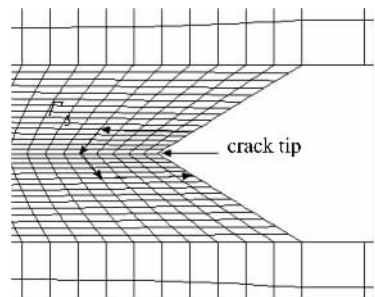


图 5 裂尖及邻近区域单元网格与 J 积分围道

Fig. 5 The mesh of crack tip zone and contours of J -integral

单元网格的划分方案参照文献[3], 杆与联接段网格较为稀疏, 试件上的网格较细, 韧带区网格最为细密. 为了便于计算围道 J 积分, 同时保证裂尖处变形的计算精度, 采用了 8 节点的四边形减缩积分单元, 单元的最小尺度为 0.023 mm. 近场 J 积分围道的选取如图 5 所示, 图中 Γ_5 表示第 5 围道, 其余围道可类推. 计算时间步长为 0.05 μs .

4 结果与分析

通过有限元分析即可得到系统随着时间变化的位移、应变、应力等. 图 6 中 ε_1 、 ε_2 、 ε_3 为对应输入输出杆上 G_1 、 G_2 和 G_3 处应变随时间的变化. 为了便于阐述, 一律将由有限元计算直接得到的试件两端 (S_1 和 S_2) 和韧带面上的载荷、位移等称为真实值; 而将利用一维试验原理得到的相应的量 (即按式 (1) 和 (2) 计算) 称作预测值, 用上标 * 或 ** 表示.

4.1 试件端面的应力和位移场

计算结果表明, 试件端面 (S_1 和 S_2) 的应力场和位移场确实是非均匀的, 图 7 和图 8 显示了 A5020 试件 S_1 端面上应力场和位移场沿径向的变化. 由图 7 还可看出, 在杆与试件端部自由面交界处有明显的应力集中. 对 A6024 试件有同样的结果. 说明 Rice 远场 J 积分公式推广到动态时, 远场应力和位移的均匀性条件确实难以满足.

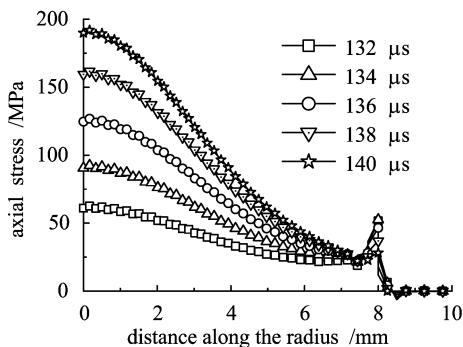


图 7 不同时刻 A5020 试件 S_1 端面上轴向应力的分布

Fig. 7 Axial stress distribution on S_1 plane of A5020 at different time

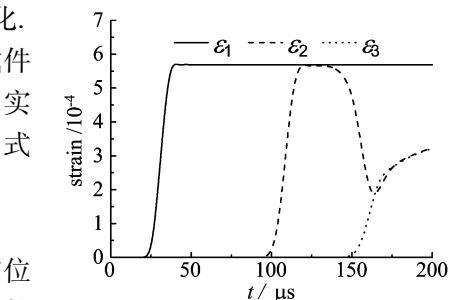


图 6 输入、输出杆上的应变波形
Fig. 6 The different strain at the points of gages of input/output bar

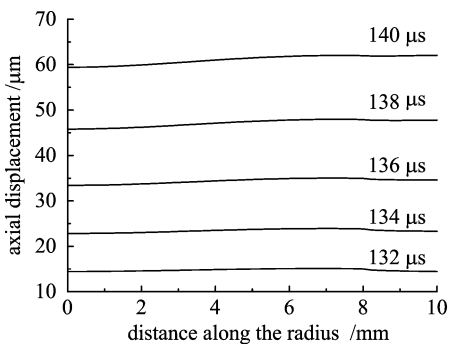


图 8 不同时刻 A5020 试件 S_1 端面上轴向位移的分布

Fig. 8 Axial displacement distribution on S_1 plane of A5020 at different time

图 9 为周边切口张开位移沿径向的分布, 当趋近于切口边缘时, 张开位移的变化趋于水平. 为保持与试验时光位移计光栅的位置一致, 本文规定切口外缘 2 mm 内相对位移的平均值为张开位移 δ (真实值). 本文还规定 S_1 和 S_2 两端面上位移平均值的差为相对位移 Δ (真实值). Δ 和 δ 随时间的变化见图 10; 此图表明 Δ 与 δ 二者非常接近. 由于 Δ 是端面上位移的平均值, 从某种程度上抵消了试件无裂纹部分的弹性变形的影响, 因此有 $\Delta \approx \delta$, 由此可认为 $\Delta_c \approx \Delta$, 下面将用 Δ 代替 Δ_c .

图 11 同时给出了真实 Δ 和 Δ^* 与之对应的预测值 随时间的变化. 从此图可以看到, Δ^* 与 Δ 之间误差较大, 主要原因是由于入射波在输入杆的联接段提前反射造成的, 而这部分反射波与试件的变形无关, 因此必须加以修正. 修正的方法就是简单地将这部分提前反射波赋零. 修正的结果为 Δ^{**} (图 11), 与真实的 Δ 吻合的比较好.

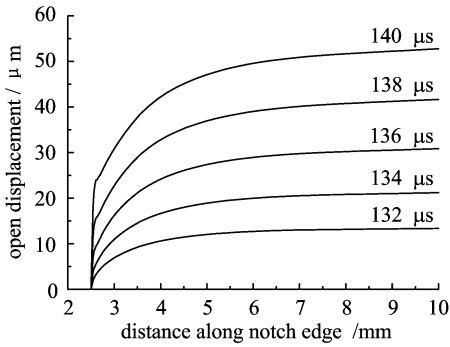


图 9 周边切口张开位移沿径向的分布

Fig. 9 The open displacement distribution along radius

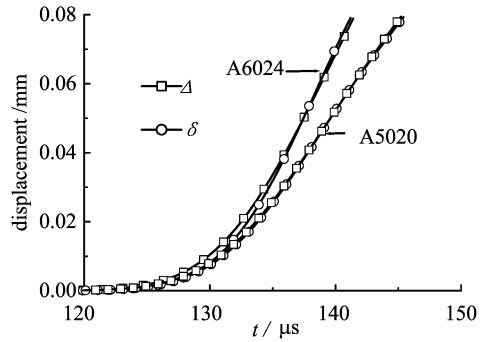


图 10 $\Delta-t$ 、 $\delta-t$ 曲线

Fig. 10 Displacement versus time ($\Delta-t$ 、 $\delta-t$) curve

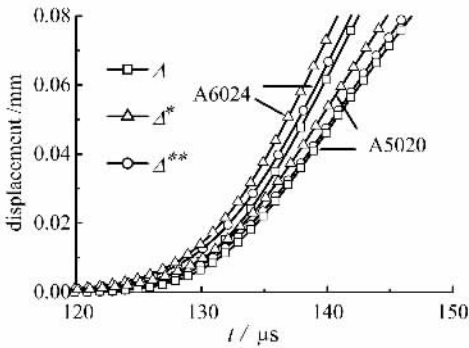


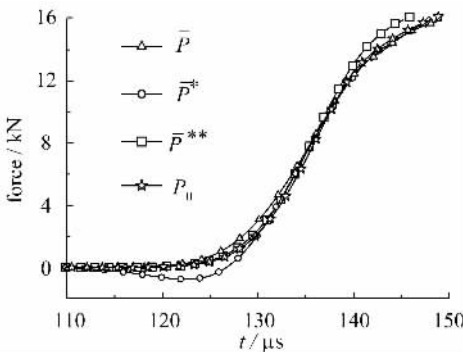
图 11 $\Delta-t$ 、 Δ^*-t 、 $\Delta^{**}-t$ 曲线

Fig. 11 Displacement versus time ($\Delta-t$ 、 Δ^*-t 、 $\Delta^{**}-t$) curve

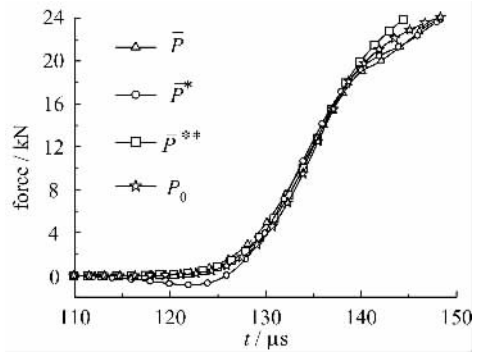
将 S_1 、 S_2 和韧带面的应力积分即可得 P_1 、 P_2 和 P_0 (真实值), 进而得 \bar{P} (真实值); 按一维试验原理还可得到与 P_1 、 P_2 和 \bar{P} 对应的预测量 P_1^* 、 P_2^* 和 \bar{P}^* (图 12)。从图 12 可看出, \bar{P}^* 在开始阶段出现了负值, 这显然是不合理的; 出现负值的主要原因同样是由于入射波在输入杆上联接段产生的提前反射, 但不能采用 Δ^* 的修正方法。

无论是静态还是动态, 裂纹起裂的本质就是韧带面上载荷作用的结果, 因此韧带面上的载荷 P_0 应为修正 \bar{P}^* 的依据。从图 13 可以发现, P_2 非常光滑, 且与 P_0 在形态上十分相似, 因此若将 S_2 端面的载荷预测值 P_2^* 在时间轴上提前到试件裂纹

韧带面上, 即移位时间 $\Delta t = \Delta l / C_1$ (其中 Δl 为试件 S_2 端面到韧带面的长度, C_1 为试件材料的弹性波速), 所得值记为 \bar{P}^{**} , 可见修正后的 \bar{P}^{**} 与 P_0 吻合得很好 (图 12)。



(a) A5020



(b) A6024

图 12 $\bar{P}-t$ 、 \bar{P}^*-t 、 $\bar{P}^{**}-t$ 、 P_0-t 曲线

Fig. 12 Load versus time ($\bar{P}-t$ 、 \bar{P}^*-t 、 $\bar{P}^{**}-t$ 、 P_0-t) curve

4.2 J 积分

图 14 为任意取出的 3 个不同围道的 J 积分随时间的变化,可见尽管试件端部的应力和位移场是非均匀的,但裂尖近场围道 J 积分仍具有很好的守恒性,说明 J 积分对于本文所采用的大直径试件仍可以作为裂纹尖端的表征参量,以下本文就将第 3 到第 15 围道的 J 积分的平均值作为基准值。

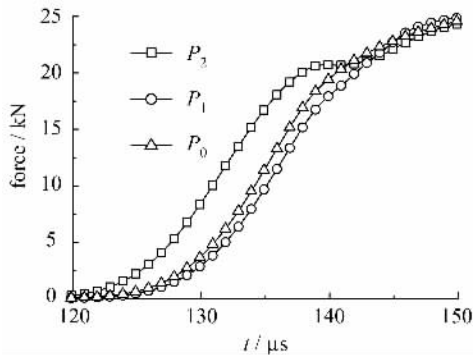


图 13 A6024 试件 P_1 、 P_2 、 P_0 随时间的变化

Fig. 13 Load versus time ($P_1 - t$, $P_2 - t$ and $P_0 - t$) curve of A6024

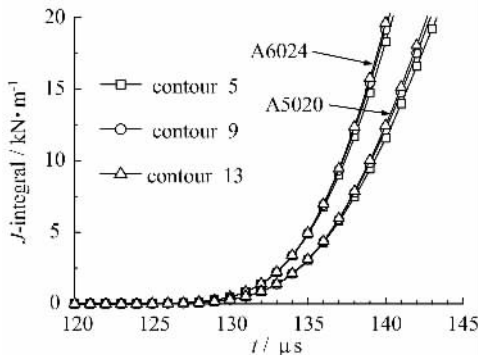
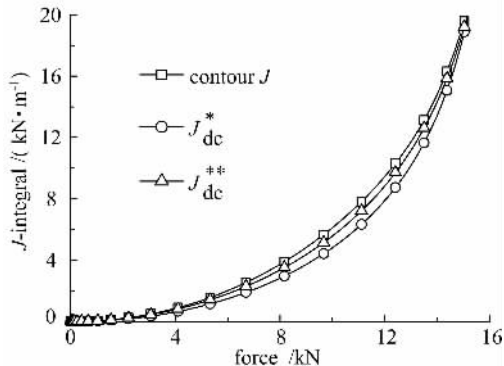


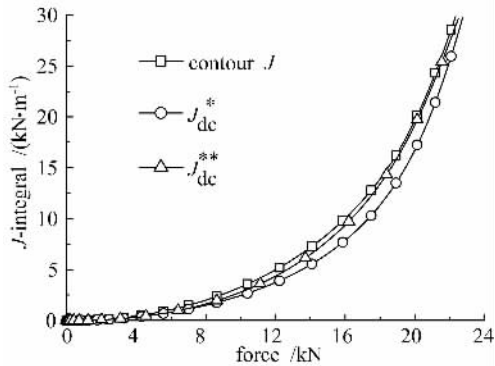
图 14 裂尖几个不同围道 J 积分随时间的变化

Fig. 14 J -integral versus time of several contours

图 15 就是根据 $\bar{P}^{**} \sim \Delta^*$ 、 $\bar{P}^{**} \sim \delta$ 载荷位移曲线按公式 (6) (7) 计算的远场 J 积分 J_{dc}^* 和 J_{dc}^{**} 与围道 J 积分的比较,可见均吻合得比较好,且根据 $\bar{P}^{**} \sim \delta$ 所计算的 J_{dc}^{**} 与围道 J 积分更为接近,因此在试验中,用修正后的 \bar{P}^{**} 与实测的 δ (CMOD) 计算 J_{dc} 可能更好



(a) A5020



(b) A6024

图 15 J 积分与载荷的关系

Fig. 15 The relation between J -integral and load of two specimens

5 结论

(I) 对于深裂纹大直径试件,围道 J 积分仍是守恒的, J 积分仍可作为裂纹尖端的表征参量,且 Rice 远场 J 积分公式仍可推广应用,但必须对由一维试验原理所得到的试件两端的平均相对位移和载荷进行修正。

(II) 提出了一种有效的修正试件两端的平均相对位移和载荷的方法,由此得到的远场

J 积分与动态围道 J 积分吻合得很好。

总之,用本文采用的两种深裂纹大直径周边切口试件来进行平面应变型弹塑性动态断裂试验的方法是合理的。

参 考 文 献

- [1] 饶世国,夏源明,杨报昌. 平面应力型动态断裂韧度的一种测试方法[J]. 固体力学学报,1993, 14(3): 241-246.
- [2] Rao Shiguo, Xia yuanming. Dynamic elastic-plastic FEM analysis of a fracture specimen under plane stress state[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1995, 52(4): 755-763.
- [3] 宫能平,夏源明. 周边切口短圆柱试件的杆杆型冲击拉伸试验系统的弹塑性有限元分析[J]. 固体力学学报,2002, 23 (2): 223-231.
- [4] Gong Nengping, Xia Yuanming. A novel method for measuring and characterizing dynamic fracture initiation toughness of elastic-plastic materials[J]. Acta Mechanica Solida Sinica , 2002, 15(2): 149-155.
- [5] 宫能平. 弹塑性材料动态断裂韧性的理论与实验研究[D]. 中国科学技术大学, 合肥, 2001.
- [6] 饶世国. 材料动态断裂韧性的理论与实验研究[D]. 中国科学技术大学,合肥,1992.
- [7] Nakamura T, Shih C Fand Freund L B. Elastic-plastic analysis of a dynamically loaded circumferentially notched round bar[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985, 22: 437-452.

Elastic-plastic FEA of Tensile Impact Apparatus With a Larger Diameter Circumferentially Notched Specimen

MENG Qing-liang^{1,2}, XIA Yuan-ming^{1,2}

(Dept. of Modern Mechanics, USTC, Hefei, 230027, China)

(Key Laboratory of Mechanical Behavior and Design of Materials of CAS of USTC, Hefei, 230027, China)

Abstract: To carry out better crack initiation and crack arrested tests on a self-designed bar-bar tensile impact apparatus, a specimen is designed with deep circumferential notch and with its external diameter being larger than the bar's. Dynamic elastic-plastic FEA of the testing system is performed. Though the stresses and displacements are nonuniform in the end plane of specimen, the results demonstrate that contour J -integral is still in conservation and can be regarded as the crack tip characterizing parameter. The formula proposed by Rice is still suitable, but it must be modified for the average opposite displacements and forces in the specimen's end planes, which are obtained with the method based on one-dimensional experiment principle. A corresponding modification method is proposed. The Rice's J -integrals calculated with the modified method accord well with the contour J -integral.

Key words: circumferential notch; J -integral; elastic-plastic dynamic fracture; FEA