

基于 Hopkinson 技术的 CMDB 推进剂 动态起裂韧性实验

郑健¹, 汪文强^{1,2}, 陈雄¹, 周长省¹, 许进升¹

(1. 南京理工大学 机械工程学院, 南京 210094;

2. 中国兵器装备集团公司 武汉滨湖电子有限责任公司, 武汉 430077)

摘 要: 为了研究改性双基(CMDB)推进剂的动态起裂韧性,利用 Hopkinson 实验技术对 CMDB 推进剂的含切缝半圆形(NSCB)试件进行了冲击实验. 运用脉冲整形技术,获得了 CMDB 推进剂的载荷-位移曲线. 采用改进型柔度变化率法得到 NSCB 推进剂试件的起裂点. 通过 ABAQUS 有限元软件对 NSCB 试件的无量纲结构因子进行了标定,并获得了 NSCB 的动态起裂韧性. 利用电镜扫描设备分析了 NSCB 试件断裂的微观机理,研究表明:在加载率为 $5.41 \times 10^5 \sim 8.94 \times 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$ 范围内,CMDB 推进剂的动态起裂韧性具有显著的加载率敏感性,结合电镜扫描图分析,随着加载率的增大,断面内部颗粒微观结构的破坏形貌逐渐恶化,消耗的能量相应增大.

关 键 词: 改性双基推进剂; Hopkinson 实验技术; 动态起裂韧性; 柔度变化率法; 加载率敏感性

中图分类号: V435

文献标志码: A

Experiment on dynamic fracture initiation toughness of CMDB propellant based on Hopkinson technology

ZHENG Jian¹, WANG Wen-qiang^{1,2}, CHEN Xiong¹,
ZHOU Chang-sheng¹, XU Jin-sheng¹

(1. School of Mechanical Engineering,

Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;

2. Wuhan Binhu Electronic Limited Liability Company,

China South Industries Group Corporation, Wuhan 430077, China)

Abstract: To obtain the dynamic fracture initiation toughness of composite modified double-base (CMDB) propellant, impact experiments of notched semi-circular bend (NSCB) specimens were performed by Hopkinson experimental technology. Pulse shaping technology was applied to obtain the load-displacement curve of CMDB propellant. The modified compliance changing rate method was used to determine the crack initiation point of the NSCB specimen. Finite element software ABAQUS was adopted to calculate the dimensionless structure factor of the NSCB specimen, and the dynamic fracture initiation toughness of the CMDB propellant was determined. The scanning electron microscope imaging technique was used to investigate the fracture micro-mechanisms of the NSCB specimen. Research results show that the dynamic fracture initiation toughness is dependent on the loading rate sensitivity significantly within the range of $5.41 \times 10^5 \sim 8.94 \times 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$. With the increase of the loading rate sensitivity, the failure morphology of the particles in the cross section is gradually deteriorated, and the energy consumption is increased through the analysis of the scanning electron microscope.

收稿日期: 2015-01-21

基金项目: 预研项目(20101019)

作者简介: 郑健(1978—)男,浙江台州人,副教授,博士,主要研究方向为固体火箭发动机总体技术. E-mail: zhengjian@njust.edu.cn

Key words: CMDB propellant; Hopkinson experimental technology; dynamic fracture initiation toughness; compliance changing rate method; loading rate sensitivity

改性双基(CMDB)推进剂是现阶段高能推进剂之一,常作为航空弹箭武器重要的动力来源.推进剂在服役过程中,尤其是在点火发射时承受高过载冲击载荷,这对固体推进剂的装药结构完整性提出了严苛的强度要求,设计时必须考虑药柱结构不出现断裂行为,以确保发动机的使用安全性和可靠性.实际的工程应用中必须首先明晰推进剂的力学性能和断裂特性.

近年来,无论是前期实验还是服役过程中频繁发生发动机爆炸事故,使业内研究人员逐渐关注到装药结构完整性的重要性,保证装药结构完整性已成为战术弹箭武器发展的瓶颈技术问题之一.美国爱德华兹空军基地的 Smith 和 Liu^[1-2]综合考虑了温度、加载率、药型厚度和环境压强等因素对推进剂断裂特性的影响. Tussiwand 等^[3]采用一种中心裂纹的试件获得了推进剂的断裂主曲线,并结合有限元的方法计算出火箭发动机在点火时的临界裂纹尺寸;此外, Tussiwand 等又采用一种楔形开口试件测得了推进剂的断裂能 G_c 和临界张开位移. Knauss^[4]发现,大变形条件下固体推进剂发生断裂行为时,裂尖局部应变不均匀度对裂纹扩展速度有显著的贡献,且裂纹的扩展机理依赖于基体内部固体颗粒的形状、尺寸、颗粒分布方向等因素,这些因素的综合作用导致了裂纹钝化扩展. Ho 等^[5]研究了推进剂在低温条件下的断裂特性,指出温度较低的条件推进剂存在“韧-脆”转化特征. 刘朝丰等^[6]采用紧凑拉伸(CT)试件结合声发射系统研究了 HTPB 推进剂的断裂特性,提出了一种由振铃计数确定临界载荷的方法得到推进剂的断裂韧性. 韩波等^[7]建立了基于固体推进剂的微观损伤机理建立了损伤黏超弹本构模型,并通过实验测定了固体推进剂的断裂韧性,而且建立了 HTPB 推进剂含损伤的黏聚区断裂模型的数值仿真方法^[8],更重要的是,模型中考虑了 HTPB 推进剂断裂的率相关性. 其研究思路具有一定的工程应用价值和现实物理意义. 文献[9]采用双 U 形切口试件研究了双基推进剂的切口敏感性和切口强度. 文献[10]基于扩展有限元法准确地预测了准静态条件下 CMDB 推进剂裂纹的开裂过程.

冲击载荷工况下,固体推进剂的断裂行为更

为凸显,而关于固体推进剂在此方面的报道尤为鲜见. 本文基于上述研究进展,利用 Hopkinson 技术进行了 CMDB 推进剂的动态起裂韧性实验研究,结合电镜扫描手段观测了断面的微观结构形貌,阐述了应力波与推进剂内部大粒径高氯酸铵颗粒微观失效行为的关联性,并分析了 CMDB 推进剂动态起裂韧性存在率敏感性的机理.

1 实验材料及方法

1.1 实验材料及试件

本文所研究的推进剂材料主要组分为:硝化棉(NC)、硝化甘油(NG)、黑索今(RDX)、高氯酸铵(AP)、铝粉(Al)以及其他添加成分,各组元质量分数见表 1. 采用机加工方式加工成含切缝半圆形(NSCB)试件,结构图见图 1.

表 1 CMDB 推进剂组分表

Table 1 Ingredients composition of CMDB propellant

组分	NC	NG	RDX	AP	Al	其他成分
质量分数/%	20.5	21	32.5	13.7	8.4	3.9

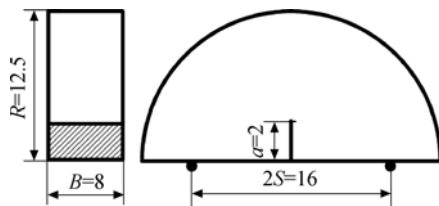


图 1 NSCB 试件结构图(单位:mm)

Fig. 1 Structure of the NSCB specimen (unit:mm)

图 1 中 R 为试件半径, B 为试件厚度, $2S$ 为加载点之间的距离, a 为预制裂纹长度. 试件原材料均沿药柱轴向取材后进行机加工,采用厚度为 0.2 mm 的合金钢刀片处理裂尖. 加工完成后,静置于 50 °C 下保温 24 h 以去除加工残余应力,并在保温箱内自然冷却至实验环境温度(20 ± 2) °C 不低于 5 h 后实验.

1.2 实验方法

动态冲击实验选用 Hopkinson 实验装置,如图 2. 实验系统包括:子弹、入射杆、透射杆、吸收杆、测速器、数据采集卡、超动态应变仪. 实验原理

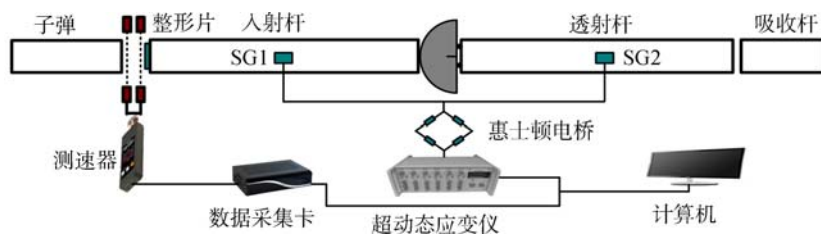


图 2 Hopkinson 实验系统简图

Fig. 2 Schematics of the Hopkinson experiment system

为:子弹经气压装置加速后撞击入射杆产生应力脉冲对试件进行加载,由于试件材料与杆件的波阻抗存在差异,部分应力脉冲在试件与入射杆界面处沿原路返回,剩余部分传入透射杆中;通过粘贴在入射杆上的应变片 SG1,SG2 和数据测试系统记录应力脉冲随时间的变化信号,最终转换为具有可分析性的实验数据。

需要说明的是,Hopkinson 不同于静态实验直接加载就可以实现恒应变加载,实验时极易受外界环境干扰,且必须建立在两个基本假设上:①应力脉冲在杆中满足一维传播假定;②试件沿加载方向两受力端满足应力平衡假定。

假设(1)其本质可表示为

$$\epsilon_i(t) = \epsilon_i(t) + \epsilon_r(t) \quad (1)$$

式中 $\epsilon_i(t)$, $\epsilon_r(t)$, $\epsilon_t(t)$ 分别为入射、反射和透射波引起入射杆的应变。

由于 Hopkinson 系统中入射杆长度远大于自身直径尺寸,应力脉冲在杆内传播时可视为一维应力波传播;而子弹与入射杆的刚性高速撞击必然带来高频信号分量,为确保试件在加载过程中尽快实现应力平衡假定,实验时需采用脉冲整形技术,其原理是消除高频信号分量并使加载脉冲上升沿变宽。实验中,共进行 4 组不同加载率下的冲击实验,每组分别不少于 10 次实验,并进行重复性数据校验,选取其中 5 次可靠的数据进行分析。

2 数据处理

2.1 实验数据可靠性校验

本次实验中采用不同厚度的硬纸板作为整形片。图 3 为实测电压(U)信号图,从图中可以看出,经过整形后的波形明显得到改善,加载波形变得更为平滑;上升沿时域明显延长,这使得试件更易于在加载过程中达到应力平衡状态。

Hopkinson 实验数据可靠性的检验标准是通过实测透射信号与计算透射信号是否匹配而判定

的。根据一维应力波理论,实测入射、反射信号之和与实测透射信号应是均等的;入射、反射信号之和反映试件左端面受力情况,透射信号反映试件右端面受力状态。图 4 为实验数据波形校验图,依据式(1)获得计算透射信号,从图 4 中可看出计算透射信号和实测透射信号在整个加载历程中吻合良好,说明试件在冲击过程中能够动态应力均匀假设。

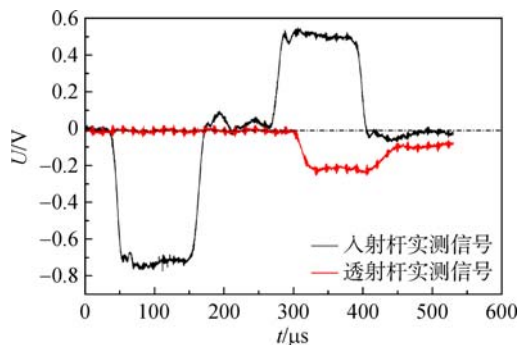


图 3 实测数据

Fig. 3 Actual measurement data of experiment

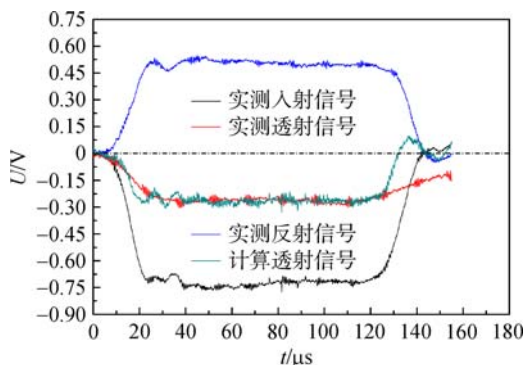


图 4 实验数据波形校验图

Fig. 4 Waveform calibration diagram of experimental data

2.2 裂纹起裂点确定

试件在满足应力平衡的前提下,左右两侧载荷表示为^[11]

$$F(t) = \frac{1}{2} EA [\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t) + \varepsilon_l(t)] \quad (2)$$

式中 E, A 分别为入射杆的弹性模量和横截面积, 其中入射杆的弹性模量为 74 GPa, 直径为 14 mm.

获取材料的动态起裂因子必须事先确定实验载荷-位移曲线中的起裂点. 对于获取材料在冲击条件下的起裂点的研究主要集中在金属、岩石、塑料黏结 (PBX) 炸药等方面^[12-14]. PBX 炸药、岩土与复合推进剂的均属于高填充比颗粒增强材料, 其相关的研究方法可为研究固体推进剂提供一定的借鉴. 此外, Kobayashi 等^[15]认为裂纹起裂时, 裂尖前沿局部小范围内会出现塑性流动行为, 无疑会消耗部分能量, 因而载荷-位移曲线中峰值点前, 曲线不一定是严格的直线段. 因此, Kobayashi 等提出了柔度变化率法确定裂纹的起裂点, 即

$$\Delta c/c = (c - c_{el})/c_{el} \quad (3)$$

式中 $c = d/F$, d 位移, F 为载荷; $c_{el} = \Delta d/\Delta F$ 为初始线弹性段切线柔度.

根据式(3)不难发现, $\Delta c/c-d$ 曲线上必然存在一个斜率快速增长的拐点, Kobayashi 认为这一点即是裂纹的起裂点. 图 5 利用式(2)~式(3)计算得到的载荷-位移曲线和 $\Delta c/c-d$ 曲线. 从图 5 中可看出, 曲线初始段为线弹性段, 峰值点前一段曲线斜率有所减小. 按照 Kobayashi 的理论, 对曲线进行微分处理, 取 $\Delta c/c-d$ 曲线中拐点位置, 找出载荷-位移曲线中对应的载荷作为裂纹的起裂点. 显然, 从图 5 中可看出, $\Delta c/c-d$ 曲线存在振荡现象, 且分界点不明显. 因此, 利用这种处理方法难免会带来误差. 鉴此, 将 $\Delta c/c-d$ 曲线二次微分处理, 如图中 $d(\Delta c/c)-d$ 曲线. 其目的使曲线拐点更为明显, 更易于确定起裂点, 且在一定程度上降低原本剧烈的振荡现象. 依据图 5, 二次微分后得

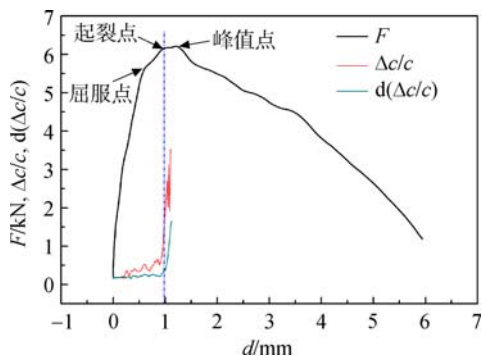


图 5 起裂点确定结果

Fig. 5 Determined results of crack initiation point

到的 $d(\Delta c/c)-d$ 曲线的振荡现象得到有效的抑制, 且拐点清晰, 这一改进型柔度变化率法在处理多个数据时体现出了明显的优势.

2.3 动态起裂韧性

在 Hopkinson 实验中, 在验证试件基本达到动态应力平衡时, 即试件两个端面受力 $F_1 = F_2 = F$, 动态起裂因子可表示为^[16-17]

$$K_{Id} = \frac{F(t)}{2BR} \sqrt{\pi a} Y \left(\frac{S}{R} \right) \quad (4)$$

式中 $Y(S/R)$ 为无量纲结构因子, 其实是试件的几何构型函数, 即由于人们在采用 NSCB 试件研究材料的断裂问题时, 无论是半径 R 、预制裂纹长度 a , 还是加载点跨度 $2S$ 不尽相同, 但这几项几何尺寸之间存在对应的关系, 其值可通过有限元数值标定法确定^[18]. 本文基于扩展有限元法采用 ABAQUS 有限元软件建立数值标定模型 (见图 6). 扩展有限元法 (EFEM) 在模拟裂纹起裂与扩展时不需要在裂尖位置重置密集的奇异单元, 但试件加载接触区为典型应力集中区, 因而划分网格时在加载接触端进行局部网格加密处理.

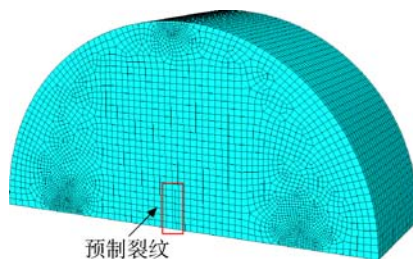


图 6 NSCB 试样扩展有限元标定模型

Fig. 6 EFEM calibration model of NSCB specimen

CMDB 推进剂属性和参数利用文献[10]中的含 6 阶 Prony 级数的本构模型定义

$$E(t) = E_0 + \sum_{i=1}^6 E_i (e^{-t/\tau_i} - 1) \quad (5)$$

式中 $E(t)$ 为松弛模量; E_0 为瞬态松弛模量; E_i 为弹性系数; τ_i 为松弛时间. E_i, τ_i 参数值如表 2.

由于试件断裂过程中, 除起裂点外绝大部分处于弹性状态, 标定 $Y(S/R)$ 时将 F 设为初始边界, 计算时直接输出 I 型断裂的动态起裂因子 K_{Id} , 则可求出不同预制裂纹条件下的 $Y(S/R)$ 值, 且将标定结果与文献[18]进行比较, 如图 7. 从图 7 可以看出, $Y(S/R)$ 值随 a/R 值变化的趋势与文献[18]一致, 且吻合度较高.

表 2 CMDB 推进剂 Prony 级数参数值

Table 2 Prony series coefficients of CMDB propellant

参数	数值	参数	数值
E_1/MPa	913.92	τ_1/s	0.037
E_2/MPa	492.42	τ_2/s	0.200
E_3/MPa	194.42	τ_3/s	1.025
E_4/MPa	148.47	τ_4/s	7.038
E_5/MPa	96.85	τ_5/s	57.310
E_6/MPa	81.41	τ_6/s	434.870
E_0/MPa	2064.45		

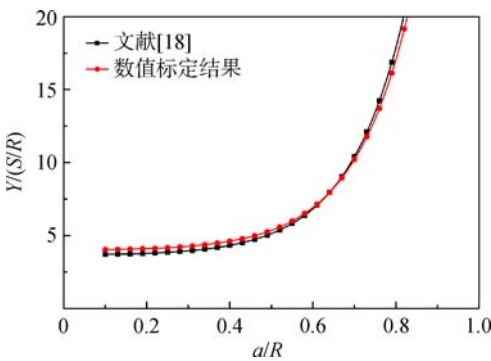


图 7 试件结构因子标定结果

Fig. 7 Calibration results of specimen structure factor

利用 Matlab 软件,采用最小二乘法将 $Y(S/R)$ 值标定结果进行拟合

$$Y(S/R) = 3.978 + 0.165(a/R) + 0.09(a/R)^2 + \exp[7.347(a/R)] \quad (6)$$

实验中试件的预制裂纹长度 a 和半径 R 分别为 2 mm 和 12.5 mm. 由式(2)~式(4)和式(6)得到不同冲击速度下 CMDB 推进剂的动态起裂因子,如表 3. 其中,断裂力学中加载率定义为

$$\dot{K} = K_{Id}/t_i \quad (7)$$

式中 t_i 为起裂时刻.

表 3 CMDB 推进剂动态起裂韧性实验结果

Table 3 Experimental results of CMDB propellant dynamic fracture initiation toughness

试件 编号	子弹 速度/ (m/s)	载荷/ N	起裂 时刻/ μs	加载率/ 10^5 $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \text{s}^{-1}$	动态起裂 因子/ $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$
A1	10.25	4383	13.2	5.41	7.14
A2	10.36	4409	13.3	5.39	7.17

续表

试件 编号	子弹 速度/ (m/s)	载荷/ N	起裂 时刻/ μs	加载率/ 10^5 $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \text{s}^{-1}$	动态起裂 因子/ $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$
A3	10.19	4436	13.5	5.34	7.22
A4	10.29	4430	13.7	5.26	7.21
A5	10.15	4442	13.1	5.51	7.22
B1	13.06	5071	13.2	6.25	8.26
B2	13.13	5064	12.8	6.44	8.24
B3	13.21	5062	13.3	6.19	8.24
B4	13.11	5066	12.9	6.39	8.25
B5	13.16	5059	12.2	6.75	8.24
C1	15.16	6060	12.4	7.96	9.86
C2	15.25	6050	12.3	8.01	9.84
C3	15.19	6025	12.1	8.11	9.81
C4	15.12	6057	12.5	7.89	9.86
C5	15.22	6083	12.3	8.05	9.90
D1	22.25	6758	12.3	8.94	11.00
D2	22.28	6677	12.5	8.69	10.87
D3	22.23	6694	12.1	9.01	10.89
D4	22.34	6710	12.2	8.95	10.92
D5	22.46	6736	12.1	9.06	10.97

3 实验结果分析

图 8 为 CMDB 推进剂 NSCB 试件受冲击载荷作用后的宏观形貌. 从图中可直观地看出,裂纹起裂后呈典型的 I 型断裂方式扩展,且不难发现在裂尖附近材料均存在明显的“白化”现象,这一现象与文献[10]中所观察到的现象类似,说明裂尖位置发生了局部小范围内的塑性流动现象,这一现象也从侧面解释了图 5 中曲线经历线性段后不是直接到达峰值后骤降,曲线在峰值点前经历一小段的屈服过程. 图 9 中给出了 NSCB 试件断口放大图,从图 9 中可以明显地观察到,在预制裂纹与裂纹扩展区的交界处存在明显的塑性带,如图中箭头中所示,而裂纹扩展面并未出现这一现象. 说明裂尖位置小范围内材料的塑性流动行为消耗了部分能量,而试件在整个冲击过程中并未发生明显的塑性变形行为或变形很小. 裂纹起裂后,已形成的宏观裂纹在载荷的驱动下迅速扩展,而距离起裂点较远处的“远场”位置能量因新生成

的裂纹面而急剧耗散,来不及发生塑性屈服行为,因此从图 5 中可观察到载荷曲线在峰值点后迅速下降.图 10 为裂纹扩展面电镜图,从图中可观察到整个断面内大粒径高氯酸铵颗粒呈“鳞片”形态,这说明裂纹扩展时,整个试件向脆性断裂转变.

值得注意的是,从表 3 中的数据可以看出,CMDB 推进剂的动态起裂韧性随加载率呈递增关系,说明动态冲击条件下,CMDB 推进剂存在

明显的加载率敏感性.

图 11 给出了 4 组不同加载率下的断面的微观电镜图.图 11(a)~图 11(c)分别为加载率达到 5.41×10^5 , 6.25×10^5 , 7.96×10^5 , 8.94×10^5 $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$ 条件下的微观电镜图.显然,从图中可观察到随着加载率的增大,断面内部颗粒的微观结构的破坏形貌逐渐恶化:加载率达到 6.25×10^5 $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$ 时,如图 11(b),该视场内基体材料内部高氯酸铵颗粒呈典型的穿晶断裂,颗粒的穿晶断裂行为无疑会消耗额外的能量;加载率进一步增大时,如图 11(c)中所观察到的高氯酸铵颗粒破坏形貌更为恶劣,尤其将断面形貌放大至 1000 倍时,如图 11(d)中高氯酸铵颗粒已完全碎裂成多块.

根据所观察到断面的微观结构分析,推测裂纹起裂后向脆性断裂转化与基体内部材料的微观失效机理直接相关:裂纹起裂后,由于裂尖前沿本

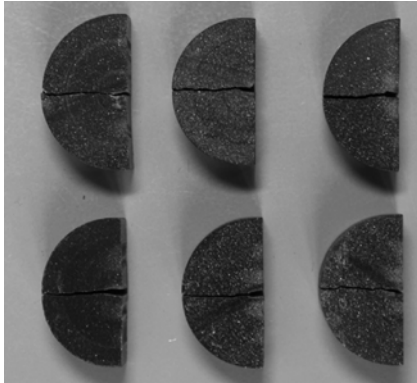


图 8 NSCB 试件断裂形貌

Fig. 8 Fracture topography of NSCB specimens

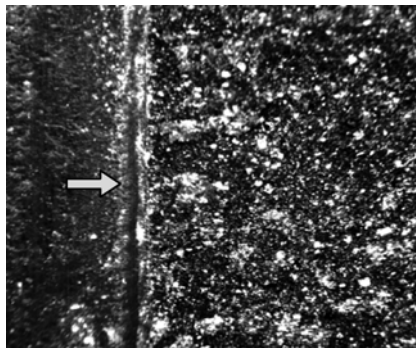


图 9 NSCB 试件断口放大图

Fig. 9 Fracture enlarge topography of NSCB specimen

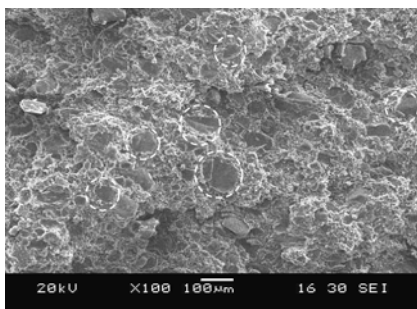
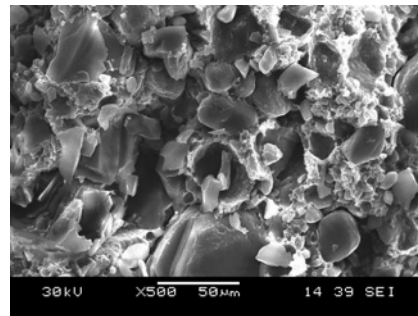
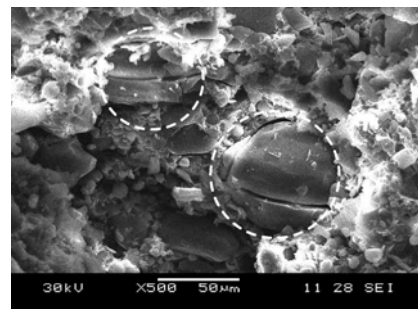


图 10 裂纹扩展面电镜图

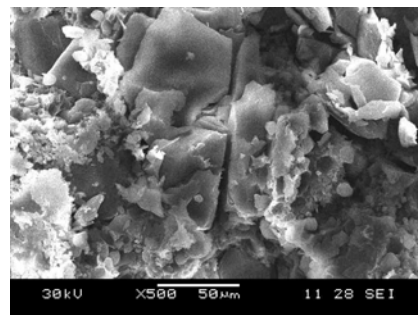
Fig. 10 Micrograph of crack growth surface by scanning electron microscope



(a) $\dot{K}=5.41 \times 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$



(b) $\dot{K}=6.25 \times 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$



(c) $\dot{K}=7.96 \times 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$

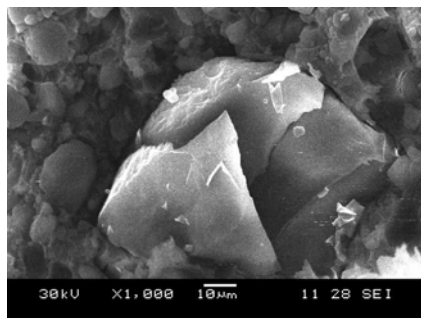


图 11 不同加载率下的断面电镜图

Fig. 11 Micrographs of fracture surfaces under different loading rates by scanning electron microscope

身即为应力高度集中区,在动载的驱动下迅速向基体内部扩展,而短时间内基体材料来不及发生较大的应变,裂纹直接穿过大粒径固体颗粒,颗粒直接发生连贯性的脆性断裂,因而试件整体表现出一定的冲击脆化特性,这一连续性失效行为是导致推进剂在动态冲击条件下表现出脆性断裂特性的重要原因。此外,值得关注的是,不同加载率下应力脉冲对材料内部的颗粒的损伤程度明显不同,如图 11 所示,推进剂内部结构损伤程度越恶劣,产生的微观断裂面积总量相应增大,所需要的能量则更多,因而宏观角度上所求得的 K_{Id} 值相应增大。

4 结 论

本文开展了 CMDB 推进剂的动态起裂韧性实验研究,得到如下结论:

1) 采用脉冲整形技术使得试件在冲击过程中尽快实现动态应力平衡,并采用改进型柔度变化率法确定载荷-位移曲线中 NSCB 试件的起裂点,结果表明采用传统柔度变化率法得到的 $d(\Delta c/c)$ - d 曲线振荡现象得到有效的抑制,且拐点清晰,在处理数据时得到的结果更为准确。

2) 在本文研究的加载率为 $5.41 \times 10^5 \sim 8.94 \times 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$ 范围内,CMDB 推进剂的动态起裂韧性 K_{Id} 表现出明显的加载率相关性。

3) 观察推进剂断面宏观放大图发现,NSCB 试件裂纹起裂后裂尖位置发生了局部小范围内的塑性流动现象,而试件在整个冲击过程中并未发生明显的塑性变形行为或变形很小,裂纹扩展时,断面内大粒径高氯酸铵颗粒呈“鳞片”形态,整个试件向脆性断裂转变。

4) 根据推进剂断面电镜图发现,随着加载率

的增大,断面内部颗粒微观结构的破坏形貌逐渐恶化,消耗的能量相应增大,CMDB 推进剂动态起裂韧性表现出明显的加载率敏感性与应力脉冲对材料内部的损伤效应直接相关。

参考文献:

- [1] Smith C W, Liu C T. Effects of near-tip behavior of particulate composites on classical concepts[J]. Composites Engineering, 1991, 1(4): 249-257.
- [2] Liu C T. Crack growth behavior in a solid propellant[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1997, 56(1): 127-135.
- [3] Tussiwand G S, Saouma V, Terzenbach R, et al. Fracture mechanics of composite solid rocket propellant grains: material testing[J]. Journal of Propulsion and Power, 2009, 25(1): 60-73.
- [4] Knauss W G. Fracture and failure at and near interfaces under pressure[R]. California: California Institute of Technology Pasadena Graduate Aeronautical Labs, ADA348939, 1998.
- [5] Ho S Y, Fong C W. Temperature dependence of high strain-rate impact fracture behavior in highly filled polymeric composite and plasticized thermoplastic propellants[J]. Journal of Materials Science, 1987, 22(8): 3023-3031.
- [6] 刘朝丰, 陈飞, 阳建红. 固体推进剂断裂韧性试验方法研究[J]. 宇航学报, 2007, 27(增刊 1): 186-189.
LIU Chaofeng, CHEN Fei, YANG Jianhong. Test method research on solid propellant fracture toughness[J]. Journal of Astronautics, 2007, 27(Suppl. 1): 186-189. (in Chinese)
- [7] 韩波, 鞠玉涛, 周长省. HTPB 推进剂粘聚区本构模型反演识别研究[J]. 兵工学报, 2012, 33(11): 1335-1341.
HAN Bo, JU Yutao, ZHOU Changsheng. Inversion identification of constitutive model of cohesive zone in HTPB propellant[J]. Acta Armamentarii, 2012, 33(11): 1335-1341. (in Chinese)
- [8] 韩波, 鞠玉涛, 周长省. HTPB 推进剂粘聚断裂研究[J]. 固体火箭技术, 2013, 36(1): 89-93.
HAN Bo, JU Yutao, ZHOU Changsheng. Cohesive fracture investigation of HTPB propellant[J]. Journal of Solid Rocket Technology, 2013, 36(1): 89-93. (in Chinese)
- [9] 胡少青, 鞠玉涛, 韦震, 等. 双基推进剂的切口强度及切口敏感性[J]. 航空动力学报, 2014, 29(8): 2012-2016.
HU Shaoqing, JU Yutao, WEI Zhen, et al. Notch strength and notch sensitivity of double base propellant[J]. Journal of Aerospace Power, 2014, 29(8): 2012-2016. (in Chinese)
- [10] 汪文强, 郑健, 陈雄, 等. 基于扩展有限元的改性双基推进剂的开裂过程模拟研究[J]. 推进技术, 2015, 36(1): 149-155.
WANG Wenqiang, ZHENG Jian, CHEN Xiong, et al. Numerical simulation of crack propagation in CMDB propellant based on extended finite element method[J]. Journal of Propulsion Technology, 2015, 36(1): 149-155. (in Chinese)

- [11] 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: 423-439.
- [12] 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.
- [13] Foster J T, Chen W, Luk V K. Dynamic crack initiation toughness of 4340 steel at constant loading rates[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2011, 78(6): 1264-1276.
- [14] 陈荣. 一种 PBX 炸药试样在复杂应力动态加载下的力学性能实验研究[D]. 长沙: 国防科学技术大学, 2010.
CHEN Rong. Experimental studies on mechanical properties of a PBX under various dynamic loading conditions [D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2010. (in Chinese)
- [15] Kobayashi T, Yamamoto I, Niinomi M. Introduction of a new dynamic fracture toughness evaluation system [J]. *Journal of Testing and Evaluation*, 1993, 21(3): 145-153.
- [16] Zhang Q B, Zhao J. Effect of loading rate on fracture toughness and failure micro-mechanisms in marble[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2013, 102(2): 288-309.
- [17] Chong K P, Kuruppu M D. New specimen for fracture toughness determination for rock and other materials[J]. *International Journal of Fracture*, 1984, 26(2): 59-62.
- [18] Lim I L, Johnston I W, Choi S K. Stress intensity factors for semi-circular specimens under three-point bending[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1993, 44(3): 363-382.

(编辑: 陈 越)