

文章编号:1006-9941(2020)06-0514-08

HTPB 推进剂三点弯曲过程试验与数值模拟

伍鹏¹,李高春²,王鑫¹

(1. 海军航空大学 研究生大队, 山东 烟台 264001; 2. 海军航空大学 导弹总体与发动机教研室, 山东 烟台 264001)

摘要: 为了研究端羟基聚丁二烯(HTPB)推进剂三点弯曲过程裂纹尖端细观损伤特点,采用扫描电镜对裂纹尖端动态损伤过程进行了观察。建立了基于子模型的推进剂三点弯曲多尺度模型,实现了三点弯曲试件宏观变形和裂纹尖端细观损伤的有效计算,并从试验和数值模拟两个角度分析了裂纹尖端损伤过程。结果表明:推进剂三点弯曲裂纹尖端损伤过程先是裂尖颗粒与基体脱湿,在裂纹尖端附近形成损伤区,随压缩位移的增加,不同颗粒脱湿引起的微裂纹与裂尖汇聚,使裂纹向前扩展;压缩过程中,由于裂纹尖端两端的拉伸作用使裂尖发生钝化。压缩位移从0增加至1.2 mm,裂纹张开位移从0增加至84.1 μm ,并且随压缩位移的增加,其增加的速率也增大;数值模拟结果与试验结果吻合良好。建立的基于子模型的多尺度数值模型可以有效模拟推进剂三点弯曲试验宏观变形以及裂纹尖端细观损伤过程,为开展推进剂宏观细观损伤过程分析提供了一种新方法。

关键词: HTPB推进剂;三点弯曲;裂纹尖端;损伤过程;子模型

中图分类号: TJ76; V19

文献标志码: A

DOI:10.11943/CJEM2019187

1 引言

端羟基聚丁二烯(HTPB)推进剂广泛应用于各类固体火箭发动机,发动机中推进剂药柱的形状复杂,在机械载荷的作用下,在某些关键部位产生损伤从而萌生裂纹。裂纹的产生导致发动机的燃面增大,进而影响发动机工作过程^[1-2],因此对推进剂裂纹的研究一直是人们关注的重点。张亚^[3]研究了某型复合固体推进剂在 I-II 复合型裂纹下的断裂行为,得到了不同裂纹倾斜角下裂纹扩展开裂角和断裂载荷。龙兵^[4]研究了高应变率下 HTPB 推进剂的断裂性能,发现推进剂的动态起裂韧性具有明显的应变率敏感性,应变率越高,越表现为脆性断裂特征。汪文强^[5]研究了冲击载荷下 CMDB 裂纹尖端的损伤过程,获得了推进剂的 I 型动态起裂韧性,并建立了数值模型,模拟了推进剂静态加载下的裂纹扩展过程,发现裂纹首先呈 I 型扩展,最后以复合断裂形式扩展失效。韩波^[6]建立了 HTPB 推进

剂的粘聚区本构,对推进剂断裂过程进行了数值模拟,较好地还原了推进剂 I-II 型裂纹扩展过程。职世君^[7]以 J 积分作为裂纹扩展起始判据,研究了不同裂纹扩展方向准则对复合型裂纹的扩展过程的影响,发现考虑裂尖构形的影响可以更精确地模拟裂纹初始扩展角度。上述文献对裂纹的研究多是从宏观角度进行的,材料在宏观尺度上的力学表现都是由细观尺度行为演化而成的^[8],从细观尺度研究推进剂损伤过程,可以更好地理解推进剂的宏观失效机理。因此,近年来不少学者开始从细观角度对推进剂损伤过程进行研究。李高春^[9]研究了不同温度和拉伸速率下复合固体推进剂断面形貌,分析了其破坏模式。Liu^[10]的研究表明,推进剂裂纹损伤过程表现为钝化-扩展循环过程。王阳等^[11]利用数字图像相关方法分析了 HTPB 推进剂三点弯曲裂纹尖端细观形貌演化过程,但是由于裂纹尖端变形较大,数字图像相关无法很好地匹配,尚需进一步研究。

从上述文献研究的特点来看,主要可以分为两个方面:一是通过建立含推进剂裂纹的宏观模型,对裂纹扩展过程进行宏观数值模拟;二是对推进剂裂纹进行损伤试验,采用扫描电镜对推进剂的断面进行观察,获得推进剂断面的细观形貌。对裂纹进行宏观尺度的数

收稿日期:2019-07-01;修回日期:2019-09-13

网络出版日期:2019-11-05

基金资助:装备预研基金(9140A28010215JB14073)

作者简介:伍鹏,男(1991-),博士生,研究方向为海战场环境固体火箭发动机使用工程。e-mail:leespring@sohu.com

引用本文:伍鹏,李高春,王鑫. HTPB 推进剂三点弯曲过程试验与数值模拟[J]. 含能材料,2020,28(6):514-521.

WU Peng, LI Gao-chun, WANG Xin. Experimental and Numerical Simulation on the Damage Process of HTPB Propellant at the Crack Tip[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2020, 28(6):514-521.

值模拟无法揭示裂纹尖端的细观损伤过程,对推进剂断面细观形貌观察无法反映裂纹尖端在宏观载荷作用下的动态损伤过程。因此,本研究结合动态观察试验,建立 HTPB 推进剂裂纹尖端动态损伤过程数值模型,从试验和数值模拟两个方面,进一步揭示推进剂裂纹尖端细观损伤机理。

2 细观动态观察试验

2.1 试验方法与过程

试验采用的是某型 HTPB 推进剂,其中固体颗粒的质量分数为 86%,固体颗粒中 AP 含量为 69%,铝粉含量为 17%,HTPB 基体为 11.5%,其他助剂为 2.5%。由于扫描电镜的电镜室尺寸限制,不能制作标准三点弯曲试件,只能制作小试件,设计的试件尺寸为 30 mm×10 mm×5 mm。为了更好地观察裂纹尖端变化过程,试验之前,用锋利的小刀在试件中央切割一条长度为 5 mm 的预制裂纹。试验在岛津 JSM-5410LV 型 SEM 试验系统上进行。通过伺服控制系统控制试验过程的压缩速度,采用 SEM 观察试件表面形貌,试验时温度为 25 ℃。为了排除试件制作时颗粒残留在试件

表面造成的干扰,试验时先将试件表面吹除干净。由于 SEM 成像较慢,要求压缩速率不能太快,所以设置压缩速率 0.12 mm·min⁻¹。对电镜加载 15 kV 电压,设置放大倍数 50 倍,调节对比度与亮度,使屏幕能清晰显示裂纹尖端的细观形貌,试件及夹具的安装如图 1 所示。

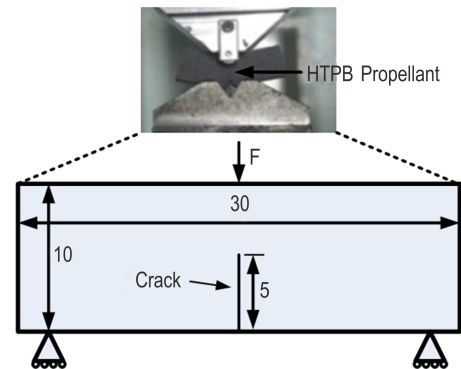


图 1 试件尺寸及夹具安装(单位: mm)

Fig.1 Schematic diagram of specimen size and its fixture (unit: mm)

2.2 实验过程

不同压缩位移时裂纹尖端放大 50 倍 SEM 图像如图 2 所示,这些图像清晰地反映了不同阶段裂纹尖端细

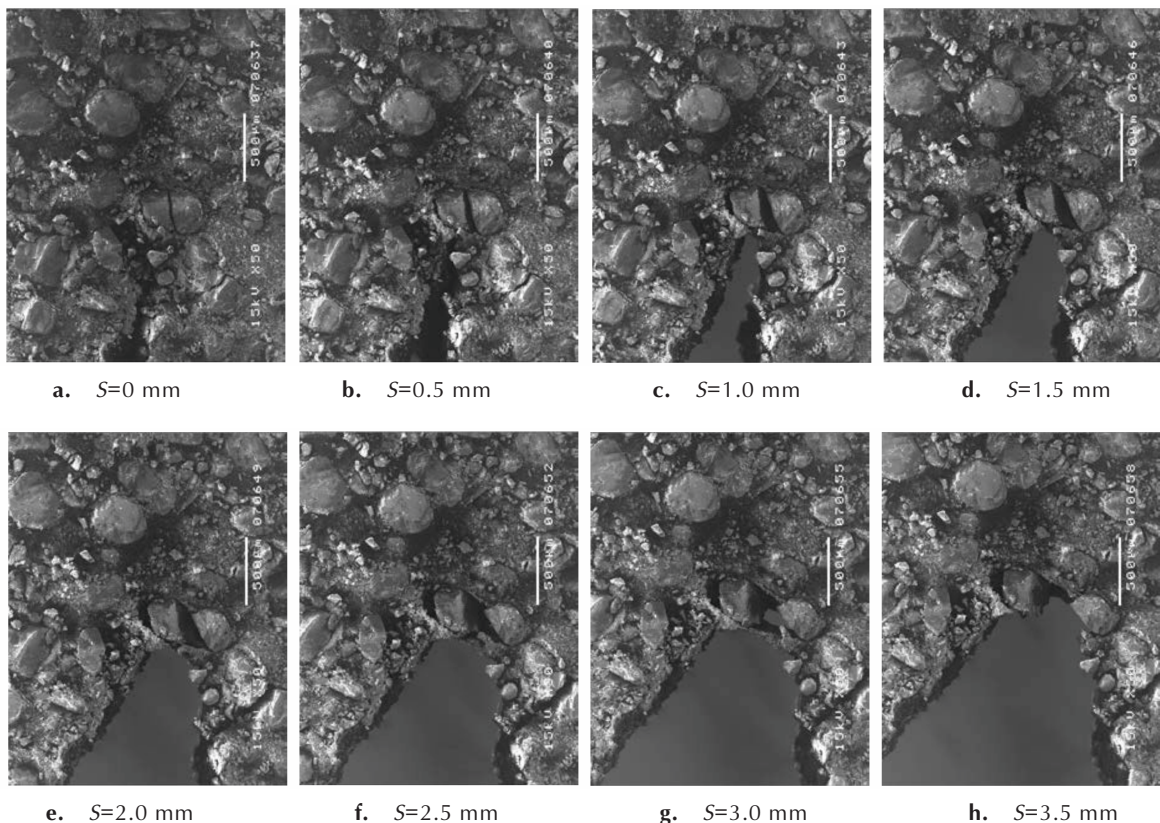


图 2 不同压缩位移下裂纹尖端形貌

Fig.2 Deformation of crack tip under different compression displacements

观形貌变化特点。图2a为初始时刻裂纹尖端的细观形貌,可以看出,预制裂纹的过程中导致少数颗粒破碎,但是大多数颗粒基本保持完好。压缩位移从0增加至2.0 mm(图2b~图2e),裂纹张开角度随压缩位移的增加而变大。裂尖出现钝化,裂尖附近的颗粒脱湿形成微裂纹,微裂纹随着压缩位移的增加不断扩展。压缩位移从2.5 mm增加至3.0 mm(图2f~图2g),微裂纹的扩展使基体颗粒界面的粘接能力减弱,基体开始承受抵抗裂纹作用的载荷,发生较大变形。裂纹尖端载荷的作用使内部薄弱处的基体发生断裂,脱湿不断汇聚,在裂尖前方形成一个明显的孔洞,如图2g所示。压缩位移为3.5 mm时,裂纹尖端两侧的拉伸载荷超过基体的抗拉强度,使裂尖基体发生断裂,裂纹开始向前扩展,如图2h所示。整个过程中,远离裂纹尖端颗粒未见明显脱湿现象,裂纹尖端颗粒的脱湿以及不同颗粒间脱湿的汇聚,与裂纹尖端的作用一起,使裂纹向前扩展。

3 数值模拟

3.1 计算模型

为了定量地描述裂纹尖端的损伤过程,对其开展数值模拟研究。对于推进剂三点弯曲过程,如果只是建立宏观模型,则无法反映裂纹尖端细观损伤过程,如果建立整个试件的细观模型,则会导致计算量太大,所以本文提出对HTPB推进剂三点弯曲动态过程进行多尺度数值模拟。其思想是在关心的裂纹尖端采用细观模型,在远离裂纹尖端区域采用宏观模型。多尺度数值模拟采用子模型方法来完成^[12],建立的多尺度模型如图3所示。宏观模型尺寸与三点弯曲试件一致,边界条件的设置与试验相同,在宏观模型中预置一条与三点弯曲试件裂纹尺寸及位置相同的裂纹。在宏观模型裂纹尖端中心切割一个尺寸为 $1000\ \mu\text{m}\times 1000\ \mu\text{m}$ 子模型,对子模型进行颗粒填充处理。根据文献^[13],HTPB推进剂细观代表性单元的最小尺寸为 $680\ \mu\text{m}\times 680\ \mu\text{m}$,本研究建立子模型尺寸大于该尺寸,因此建立的细观模型是合理的。由于铝粉等细颗粒几乎不会脱湿,只是起到了增强基体模量的作用,所以模型中不考虑铝粉等细颗粒,建模时将细AP、铝粉等颗粒融入基体中,混合后基体的模量可以通过Mori-Tanaka法^[14]计算得到,将混合后的基体统称为基体。根据试验结果,压缩过程中,主要的损伤形式是颗粒与基体界面处的脱粘,所以在基体与颗粒之间采用内聚力模型。

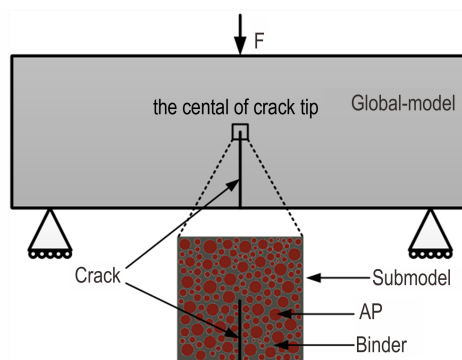


图3 多尺度计算模型

Fig.3 Multi-scale computation model

子模型边界条件由宏观结果插值得到。按驱动量划分,可以分为结点驱动(Node-based submodeling)和面驱动(Surface-based submodeling),分别对应的驱动量为位移与应力,由于有限元位移计算结果精度比应力计算结果精度更高^[15],所以本文采用结点驱动子模型。

子模型边界在宏观模型中插值的方法如图4所示。图4左侧虚线区域为宏观模型,实线区域为子模型。以子模型边界上的结点A为例,说明子模型边界插值的原理,如图4右侧所示。 (ξ, η) 为基准坐标系, (x, y) 物理坐标系,A点为子模型单元的边界结点(驱动结点)。设置宏观模型的位移作为子模型的驱动量,

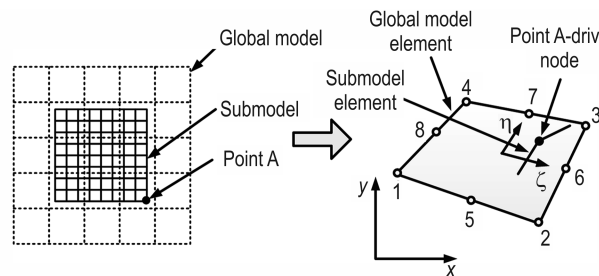


图4 子模型中驱动结点的插值方法

Fig.4 Interpolation method of driven node in submodel

则驱动结点A的位移在宏观模型单元中插值得到,如式(1)所示:

$$u_A = \sum_{i=1}^8 \tilde{N}_i(\xi_0, \eta_0) u_i \quad (1)$$

式中, (ξ_0, η_0) 为A点在基准坐标系下的坐标, u_A 为物理坐标系中A点的位移, $u_i (i=1, 2, \dots, 8)$ 为宏观模型单元结点在物理坐标系下的位移(驱动量), \tilde{N} 为基准坐标系下单元的形函数,宏观单元采用的八结点平面二次等参单元的形函数如式(2)所示。

$$\begin{aligned}
 \tilde{N}_1 &= -1/4 \times (1 - \xi)(1 - \eta)(1 + \xi + \eta) \\
 \tilde{N}_2 &= -1/4 \times (1 + \xi)(1 - \eta)(1 - \xi + \eta) \\
 \tilde{N}_3 &= -1/4 \times (1 + \xi)(1 + \eta)(1 - \xi - \eta) \\
 \tilde{N}_4 &= -1/4 \times (1 - \xi)(1 + \eta)(1 + \xi - \eta) \\
 \tilde{N}_5 &= 1/2 \times (1 - \xi)(1 + \eta)(1 - \eta) \\
 \tilde{N}_6 &= 1/2 \times (1 + \xi)(1 + \eta)(1 - \eta) \\
 \tilde{N}_7 &= 1/2 \times (1 + \xi)(1 - \xi)(1 + \eta) \\
 \tilde{N}_8 &= 1/2 \times (1 - \xi)(1 - \eta)(1 + \eta)
 \end{aligned} \tag{2}$$

3.2 推进剂及其组分的力学本构

将 HTPB 推进剂视为线弹性材料,其弹性模量 E 与泊松比 ν 分别为 1.79 MPa 和 0.495^[16]。

对于 HTPB 基体,采用 $N=3$ 的 Ogden 超弹性本构模型,其 Ogden 模型各项系数如表 1 所示^[17]。

表 1 Ogden 超弹性模型参数^[17]

Table 1 Parameters of Ogden hyperelastic model^[17]

coefficient	μ_1/MPa	α_1	μ_2/MPa	α_2	μ_3/MPa	α_3
binder	-0.06744	0.0362	0.09493	1.4561	2.0134	0.6267

推进剂中的 AP 颗粒,采用线弹性本构,其弹性模量 E 和泊松比 ν 分别为 32450 MPa 和 0.1433。

3.3 颗粒脱湿的内聚力模型

内聚力模型建立了界面张开位移与界面力之间的关系,广泛用于模拟界面类问题,常用的内聚力模型有双线性内聚力模型、指数型内聚力模型、多项式型内聚力模型等^[18]。本研究采用的双线性内聚力模型,其原理如图 5 所示。分为 3 个阶段,损伤起始段 ($0 \leq \delta \leq \delta^0$)、损伤扩展段 ($\delta^0 \leq \delta \leq \delta^f$) 以及完全脱粘段 ($\delta^f \leq \delta$)。其中 n, s 分别表示法向与切向, δ_n 、 δ_s 分别表示界面的法向和切向位移分离量。

损伤起始段,界面尚未产生损伤,该阶段内界面力与界面张开位移之间的关系如式(3)所示:

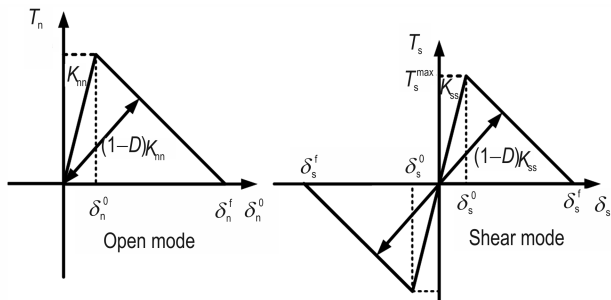


图 5 双线性内聚力模型^[18]

Fig.5 Schematic diagram of bilinear cohesive model^[18]

$$\mathbf{T} = \begin{Bmatrix} T_n \\ T_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 \\ 0 & K_{ss} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \end{Bmatrix} \tag{3}$$

K_{nn} 、 K_{ss} 分别为界面初始刚度。

损伤扩展段,界面开始损伤,界面刚度下降,此时界面位移与界面力之间的关系如(4)式所示:

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} (1-D)K_{nn} & 0 \\ 0 & (1-D)K_{ss} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \end{Bmatrix} \tag{4}$$

D 为界面损伤因子,如式(5)所示:

$$D = \frac{\delta_m^f (\delta_m^{\max} - \delta_m^0)}{\delta_m^{\max} (\delta_m^f - \delta_m^0)} \tag{5}$$

式中, $\delta_m^{\max} = \max\{\delta_m\}$ 为界面最大有效张开位移, $\delta_m = \sqrt{\delta_n^2 + \delta_s^2}$ 为界面有效位移。最大名义应力准则认为当界面处的应力达到最大名义应力时,界面开始损伤,如式(6)所示:

$$\text{MAX} \left\{ \frac{\langle T_n \rangle}{T_n^{\max}}, \frac{T_s}{T_s^{\max}} \right\} = 1 \tag{6}$$

式中, T_n^{\max} 和 T_s^{\max} 为界面法向和切向损伤起始时的最大应力, $\langle T_n \rangle$ 如式(7)所示:

$$\langle T_n \rangle = \begin{cases} T_n, & T_n > 0 \\ 0, & T_n < 0 \end{cases} \tag{7}$$

根据上文所述,双线性内聚力模型的参数为界面初始刚度 (K_{nn} 、 K_{ss}),最大名义应力 (T_n^{\max} 、 T_s^{\max}),最大张开位移 (δ_n^f 、 δ_s^f),本文采用的内聚力模型参数如表 2 所示,法向与切向模型参数一致^[19]。

表 2 内聚力模型参数^[19]

Table 2 Parameters of cohesive model^[19]

interface	$T_n^{\max}, T_s^{\max} / \text{MPa}$	$K_{nn}, K_{ss} / \text{MPa}$	$\delta_n^f, \delta_s^f / \mu\text{m}$
binder/particle	0.2	15000	37

3.4 裂纹尖端动态损伤过程分析

压缩位移较小时,颗粒脱湿较小,不易观察,压缩位移较大时,推进剂基体已经发生断裂,不易于比较。所以选取压缩位移中间值附近约为 1.5 mm 时的裂纹尖端 SEM 图像与子模型裂纹尖端进行对比,如图 6 所示。图中上侧为宏观三点弯曲试件模拟结果,右下侧为子模型中裂纹尖端模拟结果,左下侧为试验拍摄裂纹尖端细观形貌,从图中可以明显地看到位于裂尖附近处颗粒的脱湿以及脱湿之后形成的微孔洞,试验结果与数值模拟结果比较吻合。子模型方法能够较好地反映宏观三点弯曲过程试件宏观变形与裂纹尖端细观

损伤过程的特点,避免了宏观模型无法反映裂纹尖端微观损伤的问题,同时与建立整个试件细观模型的方法相比,降低了计算量,具有明显的优势。本文建立的多尺度数值模型能够有效地反映推进剂宏观三点弯曲裂纹尖端细观动态损伤过程。

图7为不同压缩位移下裂纹尖端的 Von Mises 应力云图。由图7可知,在细观尺度下,推进剂内部的应

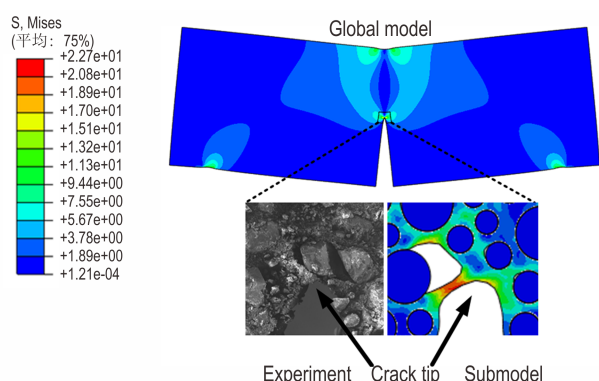


图6 试验与数值模拟结果对比

Fig.6 Comparison between experimental and numerical results

力不是均匀分布的,颗粒内部的应力明显高于基体。压缩位移从0.5 mm增加至1 mm(图7a、图7b),裂纹尖端的应力从0.11 MPa增加至0.26 MPa,同时裂尖开始钝化。压缩位移为1.5 mm时(图7c),裂尖处的颗粒发生了脱湿,出现微裂纹,脱湿之后基体受到裂纹两端的拉扯作用发生较大变形,内部应力增大。位移从2.0 mm增加至2.5 mm(图7d、图7e),随压缩位移的增加,沿裂纹尖端向前方向的颗粒不断脱湿,脱湿后颗粒基体界面承受裂纹载荷作用的能力减弱,抵抗裂纹作用的载荷主要由脱湿后的基体承受,其内部的应力较周边区域高。压缩位移为3.0 mm(图7f),可以看出,脱湿后的基体内部应力远远高于周边区域,应力极值约为0.74 MPa。根据 Von Mises 屈服准则,失效将会首先发生在这些应力较高的基体处,使颗粒之间的微裂纹汇聚,与裂纹尖端的作用一起,使裂纹扩展。整个过程中,远离裂纹尖端两侧的颗粒基本不会发生脱湿。裂纹尖端变形、损伤过程数值模拟结果与试验现象一致。

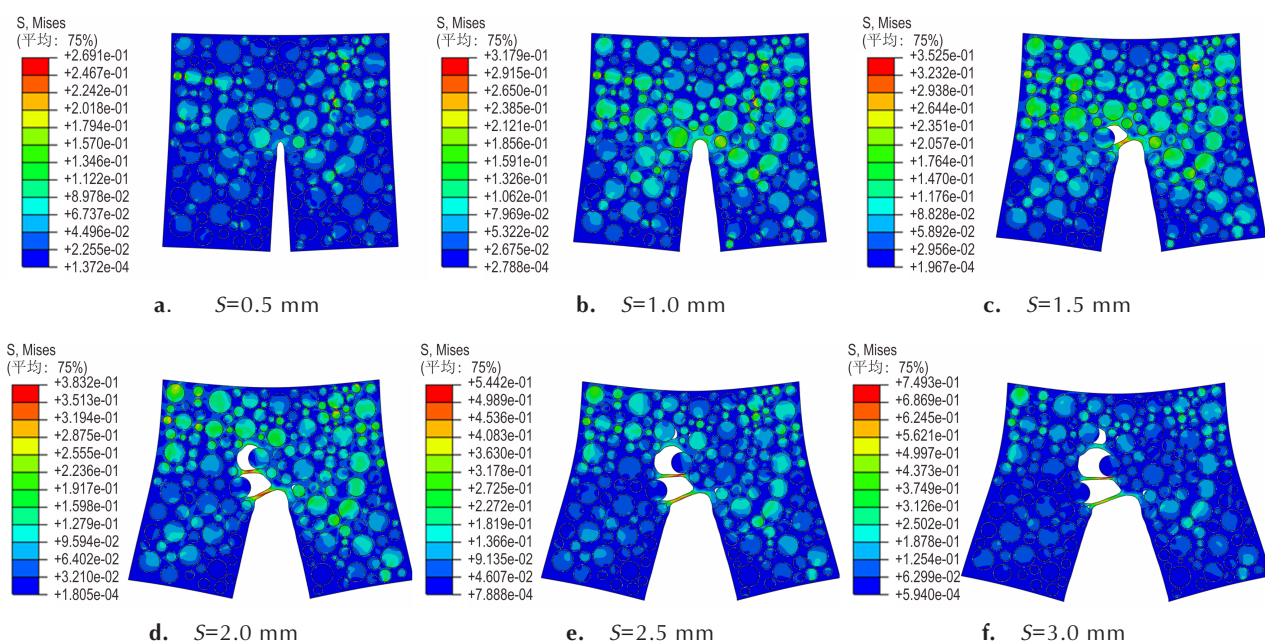


图7 不同压缩位移下 Von Mises 应力分布云图

Fig.7 Contours of Von Mises stress at different compression displacements

图8为不同压缩位移下裂纹尖端的最大主应变云图。由图8可知,与颗粒相比,基体模量较小,所以应变主要位于基体内部。压缩位移从0.5 mm增加至1.0 mm(图8a、图8b),应变极值位于裂尖处,应变从0.5 mm时的0.39增加到1.0 mm时的0.84。颗粒脱湿之后,应变最大的位置由裂纹尖端转移至脱湿之后的

基体(图8c)。继续增加压缩位移,沿裂尖向前方向颗粒相继脱湿,脱湿之后的基体受到裂纹两侧拉伸载荷的作用,应变增大。压缩位移为3.0 mm时,应变极值位于颗粒脱湿之后的基体处,约为1.72。

COD 理论^[20](Crack Opening Displacement, 裂纹张开位移)认为:“当裂纹张开位移 δ^{COD} 达到材料的

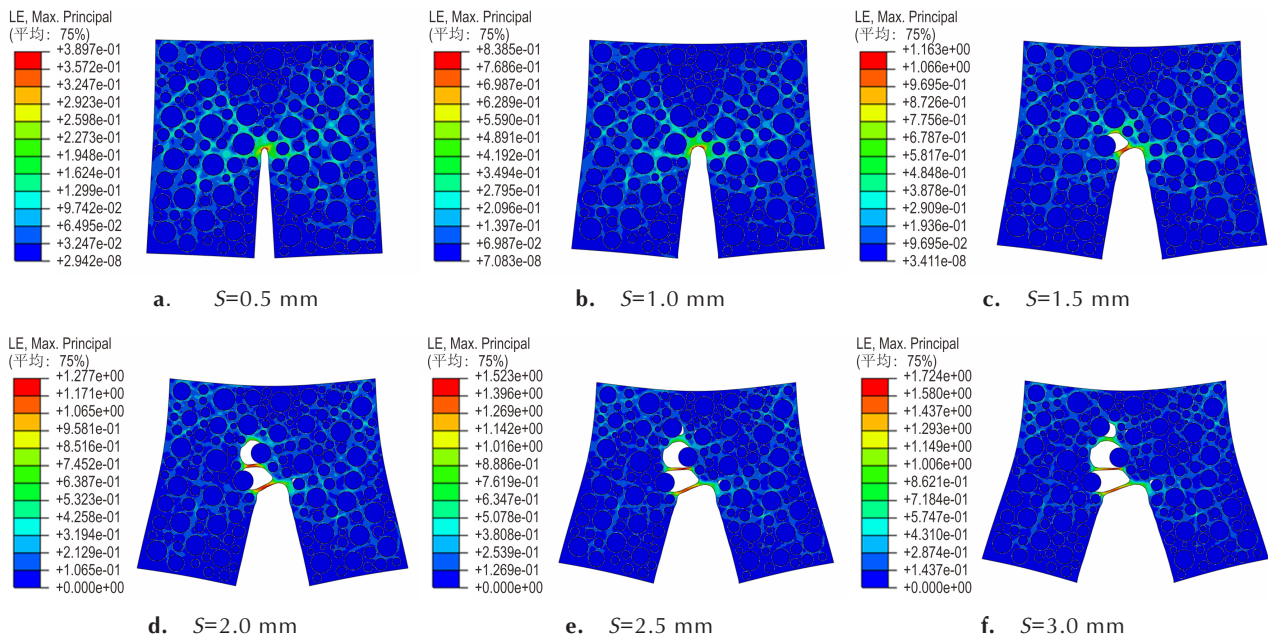


图8 不同压缩位移下应变分布云图

Fig.8 Contours of strains at different compression displacements

临界值时,裂纹即发生失稳扩展”,因此裂纹张开位移对衡量裂纹是否扩展具有重要意义。对子模型中压缩起始($S=0\text{ mm}$)至裂尖首次出现颗粒脱湿($S=1.2\text{ mm}$)阶段裂纹张开位移进行了测量,裂纹张开位移随压缩位移变化过程如图9所示。可以看出,裂纹张开位移随压缩位移的增大逐渐增大,当压缩位移从0增加至1.2 mm时,裂纹张开位移从0增加至 $84.1\text{ }\mu\text{m}$ 。

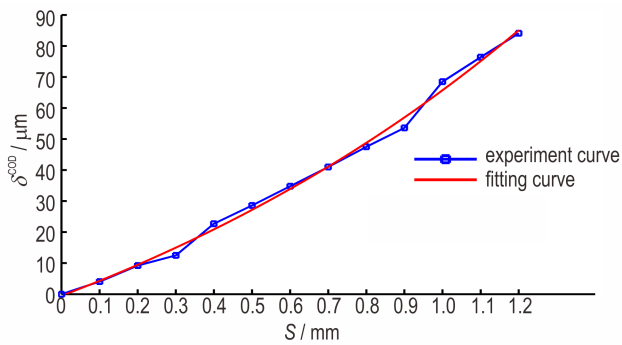


图9 裂纹张开位移与压缩位移关系

Fig.9 The relationship between compression displacement and δ^{COD} of crack tip

为排除测量过程误差的影响,将裂纹张开位移与压缩位移进行了拟合,发现裂纹张开位移与压缩位移之间比较符合指数型关系,得到如式(8)所示关系 ($R^2=0.9961$)。式(8)表明,裂纹张开位移不仅随压缩位移的增大而增大,而且增加的速率也增大。

$$\delta^{\text{COD}}(\mu\text{m})=70.68 \times 10^{0.28735} - 71.21 \quad (0 < S < 1.2\text{ mm}) \quad (8)$$

分别对试验与数值模拟压缩位移为1.0 mm时裂纹张开位移进行测量,如图10所示。试验过程实测值约为 $78.92\text{ }\mu\text{m}$,子模型模拟值约为 $68.5\text{ }\mu\text{m}$ 。实测值较模拟值稍大,对比试验过程裂尖与数值模拟裂尖形貌,分析其原因,主要有两点:一是试验结果中,颗粒与裂纹裂尖的距离较数值模拟中更近,裂尖两侧对基体的作用更大,基体受拉伸作用更严重,所以裂纹张开位移更大;二是由于预制裂缝的原因,造成了推进剂裂尖处初始损伤,使裂尖颗粒在压缩初期就开始脱湿,脱湿之后颗粒/基体界面承受裂尖两侧拉伸作用能力减弱,抵抗裂尖两侧拉伸作用主要由基体承受,所以基体变形更大,造成裂纹张开位移更大。而数值模型中颗粒/基体界面粘接良好,所以裂纹张开位移较小。总的来说,两者之间相差较小,再一次印证了模型建立的合理性。

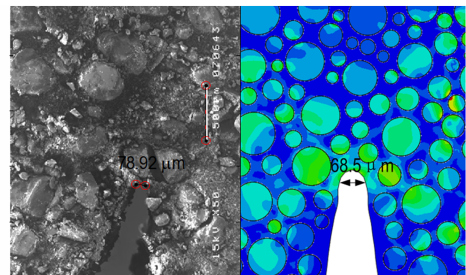


图10 试验与数值模拟裂纹张开位移

Fig.10 Comparison of crack opening displacements of experiment and numerical simulation

本文在分析推进剂裂纹尖端的损伤过程中,只考虑了裂纹尖端颗粒的脱湿,然而裂纹尖端的破坏是一个复杂的过程,还存在其他不同的损伤模式,比如基体的损伤等。为了更加精确地模拟裂纹尖端损伤过程,后续的研究还需考虑基体的损伤,从而更好地解释推进剂裂纹尖端的损伤机理。

4 结论

(1)推进剂三点弯曲过程中,裂纹尖端的损伤模式表现为先是裂尖颗粒与基体脱湿,在裂纹尖端附近形成损伤区,随压缩位移的增加,不同颗粒脱湿形成的微裂纹不断汇聚,在裂纹尖端两侧的拉伸作用下,与裂纹尖端合并,使裂纹向前扩展。

(2)推进剂在压缩过程中,裂纹尖端的基体受到裂纹尖端两侧的拉伸作用逐渐发生钝化。裂纹张开位移随压缩位移增大而增大,压缩位移从0增加至1.2 mm时,裂纹张开位移从0增加至84.1 μm ,并且其增加的速率也增大。

(3)针对推进剂裂纹尖端损伤特点,建立了推进剂三点弯曲宏观多尺度数值模型,得到了裂纹尖端动态损伤过程应力应变分布与裂纹张开位移。数值模拟结果与试验结果比较吻合,有效地模拟了推进剂宏观变形与裂纹尖端微观损伤过程,为开展推进剂宏观损伤分析提供了一种新的方法。

参考文献:

- [1] 赵玖玲,强洪夫.复合固体推进剂宏观损伤机理[M].北京:中国宇航出版社,2014:9-11.
ZHAO Jiu-ling, QIANG Hong-fu. Macroscopic and microscopic damage mechanism of composite solid propellant[M]. Beijing: China Astronautic Publishing House, 2014: 9-11.
- [2] Nageswara R B. Fracture of solid rocket propellant grains[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1992, 43(2): 455-459.
- [3] 张亚,强洪夫,杨月诚.国产HTPB复合固体推进剂I-II型裂纹断裂性能实验研究[J].含能材料,2007,15(4):359-362.
ZHANG Ya, QIANG Hong-fu, YANG Yue-cheng. Fracture behavior of HTPB composite propellant in I-II mixed mode crack[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials(Hanneng Cailiao)*, 2007, 15(4): 359-362.
- [4] 龙兵,常新龙,张有宏,等.高应变率下HTPB推进剂动态断裂性能研究[J].推进技术,2015,36(3):471-475.
LONG Bing, CHANG Xin-long, ZHANG You-hong, et al. Study on dynamic fracture properties of HTPB propellant under high strain rate[J]. *Journal of Propulsion*, 2015, 36(3): 471-475.
- [5] 汪文强,陈雄,郑健,等.冲击载荷下CMDDB推进剂断裂性能实验研究[J].固体火箭技术,2015,38(3):371-377.
WANG Wen-qiang, CHEN Xiong, ZHENG Jian, et al. Experimental research on CMDDB propellant fracture under impact load[J]. *Journal of Solid Rocket Technology*, 2015, 38(3): 371-377.
- [6] 韩波,鞠玉涛,许进升,等.基于粘聚区模型的推进剂开裂数值仿真[J].弹道学报,2012,24(1):63-68.
HAN Bo, JU Yu-tao, XU Jin-sheng, et al. Numerical simulation of crack propagation in solid propellant based on cohesive zone model[J]. *Journal of Ballistics*, 2012, 24(1): 63-68.
- [7] 职世君,孙冰,张建伟.固体推进剂复合型裂纹扩展数值计算[J].固体火箭技术,2011,34(1):28-33.
ZHI Shi-jun, SUN Bing, ZHANG Jian-wei. Numerical computation of mixed mode crack propagation in solid propellant[J]. *Journal of Solid Rocket Technology*, 2011, 34(1): 28-33.
- [8] Matous K, Inglis H M, Xiaofeng Gu, et al. Multiscale damage modeling of solid propellants: theory and computational framework[J]. *AIAA-2005-4347*.
- [9] 李高春,李树谦,郭宇,等.不同温度和拉伸速率下复合推进剂力学性能及破坏模式分析[J].固体火箭技术,2019,42(3):29-302.
LI Gao-chun, LI Shu-qian, GUO Yu, et al. Mechanical properties and failure mode of composite solid propellant under different temperatures and tensile rates[J]. *Journal of Solid Rocket Technology*, 2019, 42(3): 297-302.
- [10] Liu C T. Crack growth behavior in a solid propellant[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1997, 56(1): 127-135.
- [11] 王阳,李高春,张璇,等.基于SEM与数字图像相关方法的HTPB推进剂裂尖扩展过程分析[J].火炸药学报,2019,42(1):73-78.
WANG Yang, LI Gao-chun, ZHANG Xuan, et al. Analysis of crack propagation process of HTPB propellant based on SEM and digital image correlation method[J]. *Chinese Journal of Explosives and Propellants*, 2019, 42(1): 73-78.
- [12] WANG Hao. Accurate stress analysis on rigid central buckle of long-span suspension bridges based on submodel method[J]. *Science in China Series E: Technological Science*, 2009, 52(4): 1019-1024.
- [13] 马昌兵,强洪夫,武文明,等.丁羟推进剂微观结构的统计特性分析[J].火炸药学报,2011,34(3):52-57.
MA Chang-bing, QIANG Hong-fu, WU Wen-ming, et al. Statistical character analysis on microstructure of HTPB propellant[J]. *Chinese Journal of Explosives and Propellants*, 2011, 34(3): 52-57.
- [14] Mori T, Tanaka K. Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions[J]. *Acta Metallurgica*, 1973, 21(5): 571-574.
- [15] 孙雁,钟万勰.影响函数与有限元应力计算[J].计算力学学报,2010,27(1):1-7.
SUN Yan, ZHONG Wan-xie. Influence function and finite element stress calculation[J]. *Chinese Journal of Computational Mechanics*, 2010, 27(1): 1-7.
- [16] 王广,赵奇国,武文明.复合固体推进剂/衬层粘接界面微观结构数值建模及脱粘过程[J].科学技术与工程,2012,12(30):7092-7097.
WANG Guang, ZHAO Qi-guo, WU Wen-ming. Mesostructure numeric modeling and debonding procedure simulation of composite solid propellant/liner bonding interface[J]. *Science Technology and Engineering*, 2012, 12(30): 7092-7097.

- [17] 李高春, 邢耀国, 戢治宏, 等. 复合固体推进剂细观界面脱粘有限元分析[J]. 复合材料学报, 2011, 28(3): 229-235.
LI Gao-chun, XING Yao-guo, JI Zhi-hong, et al. Finite element analysis of microscale interfacial debonding in composite solid propellants [J]. *Acta Material Composite Sinica*, 2011, 28(3): 229-235.
- [18] 张军. 界面应力及内聚力模型在界面力学的应用[M]. 郑州: 郑州大学出版社, 2011: 7-10.
ZHANG Jun. Application of interface stress and cohesive model in interface mechanics. Zhengzhou: Zhengzhou University Press, 2011: 7-10.
- [19] 职世君, 张建伟, 张泽远. 复合固体推进剂细观损伤形貌数值模拟[J]. 固体火箭技术, 2015, 38(2): 239-245.
ZHI Shi-jun, ZHANG Jian-wei, ZHANG Ze-yuan. Numerical simulation of mesoscopic damage morphology of composite solid propellants [J]. *Journal of Solid Rocket Technology*, 2015, 38(2): 239-245.
- [20] 酆正能, 张纪奎. 工程断裂力学[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2011: 94-100.
LI Zheng-neng, ZHANG Ji-kui. Engineering fracture mechanics [M]. Beijing: Beihang University Press, 2011: 94-100.

Experimental and Numerical Simulation on the Damage Process of HTPB Propellant at the Crack Tip

WU Peng¹, LI Gao-chun², WANG Xin¹

(1. Graduate Students' Brigade, Naval Aviation University, Yantai 264001, China; 2. Teaching and Research Section of Missile Body and Engine, Naval Aviation University, Yantai 264001, China)

Abstract: To study the microscopic damage characteristics of crack tip in the three-point bending process of hydroxyl-terminated polybutadiene (HTPB) propellant, the dynamic damage process of crack tip was observed by scanning electron microscopy. Based on submodel of propellant, a multi-scale model of three-point bending process was established. The macroscopic deformation and meso-damage of crack tip during three-point bending process were calculated. The damage process of crack tip was analyzed by experiment and numerical simulation, respectively. The results show that the damage process of the three-point bending test is firstly the dewetting of the particles at crack tip, and then from the damage zone. With the increase of the compression displacement, the microcrack caused by the dewetting of different particles converges with crack tip to make the crack develop. Due to the tensile action at both sides of the crack, the crack tip becomes blunt. As the compression displacement increases from 0 to 1.2 mm, the crack opening displacement increases from 0 to 84.1 μm , and the increase rate is also increased. The numerical simulation results agree well with the experimental results. The multi-scale numerical model based on submodel can effectively simulate the macroscopic deformation of propellant on three-point bending process and the microscopic damage process of crack tip, which provides a new method for the analysis of macroscopic and microscopic damage process of propellant.

Key words: hydroxyl-terminated polybutadiene (HTPB) propellant; three point bending; crack tip; dynamic damage process; submode

CLC number: TJ76; V19

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2019187

(责编:王艳秀)