

文章编号:1006-9941(2018)09-0732-07

HTPB 推进剂温度相关性失效准则

李辉,许进升,周长省,陈雄,郑健

(南京理工大学机械工程学院,江苏南京 210094)

摘要: 为建立考虑温度及应变率效应的端羟基聚丁二烯(HTPB)推进剂失效准则,通过不同温度下的 HTPB 推进剂应力松弛实验(233.15, 253.15, 273.15, 293.15, 323.15, 343.15 K)得到了 HTPB 推进剂的时温等效因子,基于累积损伤理论和线性粘弹性理论,建立了含时温等效因子 α_T 的推进剂失效准则,结合不同温度、不同速率下的单轴拉伸实验数据获取了失效准则损伤参数。利用该失效准则预测了不同温度和拉伸速度下推进剂材料的损伤演化特性和临界失效时间,与实验结果对比分析发现,失效准则预测相对误差低于 20%,表明该失效准则能在低温 233.15~273.15 K,拉伸速度 2~500 mm·min⁻¹ 和高温 293.15~343.15 K,拉伸速度 0.5~100 mm·min⁻¹ 的条件下预测 HTPB 推进剂的失效情况。

关键词: 端羟基聚丁二烯(HTPB)推进剂;温度相关性;失效准则;损伤演化

中图分类号: TJ55; V435

文献标志码: A

DOI: 10.11943/CJEM2018068

1 引言

固体火箭发动机是火箭弹、导弹等武器的常用动力装置。随着现代武器远程化战术要求的不断提高,固体推进剂的能量要求和长径比也越来越高。然而,由于固体火箭发动机中装有高能推进剂,其安全问题受到高度关注。近些年来国内外在固体火箭武器试飞过程以及战争中,多次出现由于推进剂药柱结构完整性破坏导致的发动机爆炸事故,造成重大人员伤亡。分析因药柱结构完整性破坏而引起事故的原因,可能是在装药设计中缺乏准确有效的装药结构完整性分析方法,没有精确掌握推进剂材料的损伤失效特性。

国外在研究推进剂等粘弹性材料损伤失效特性方面进展较快,基于累积损伤理论,建立了不同的损伤模型或失效准则来描述固体推进剂等粘弹性材料的损伤失效过程。基于 Miner^[1] 在研究金属材料循环载荷下

提出的线性累积损伤理论,Lahe^[2] 和 Bills^[3] 在研究粘弹性材料受载于恒定载荷下时,认为损伤与时间呈线性关系,提出了失效时间关于应力的幂率形式的损伤失效模型。后来 Desmorat 等^[4] 研究认为损伤不再是线性变化,而是以频率关于损伤的函数来表征损伤失效过程。E. J. S. Duncan^[5] 在研究端羟基聚丁二烯(HTPB)推进剂时,建立了一种包含累积损伤的单轴非线性粘弹性本构方程,并成功应用该方程表征常温下整个应力过程中材料的损伤失效过程。近年, Sullivan^[6] 利用 Kachanov^[7] 提出的损伤演化定律研究粘弹性材料在循环载荷下的损伤失效情况,并给出损伤参数 S 的拟合方程。Kunz^[8-9] 阐述了线性累积损伤模型能很好地预测推进剂在某些载荷条件下的失效情况,提出了适用于 Lahe^[2] 线性累积模型参数确定的方法,以及利用 Kachanov^[7] 损伤模型,得到了固体推进剂在恒定应变率、蠕变等载荷下的损伤失效过程。孟红磊等^[10] 将 E. J. S. Duncan 建立的累积损伤模型在常温下应用于双基推进剂,结果显示该累积损伤模型能够很好判断双基推进剂材料的失效情况。史佩^[11] 利用连续损伤力学理论并耦合线性累积损伤,建立了复合固体推进剂蠕变累积损伤模型,得到了推进剂在蠕变下的损伤失效曲线。梁蔚等^[12] 在研究循环载荷下 HTPB 推进剂的疲劳特性时,基于损伤力学理论和粘弹性理论,建

收稿日期:2018-03-19;修回日期:2018-05-22

网络出版日期:2018-07-05

基金项目:国家自然科学基金(51606098)

作者简介:李辉(1995-),男,主要从事固体火箭发动机装药结构完整性分析。e-mail:825224736@qq.com

通信联系人:许进升(1985-),男,副教授,博士,主要从事固体火箭发动机装药结构完整性分析。e-mail:xujinsheng@njjust.edu.cn

引用本文:李辉,许进升,周长省,等. HTPB 推进剂温度相关性失效准则[J]. 含能材料,2018,26(9):732-738.

LI Hui, XU Jin-sheng, ZHOU Chang-sheng, et al. Failure Criterion Related to Temperature for HTPB Propellant[J]. Chinese Journal of Energetic Materials (Hang-neng Cailiao), 2018, 26(9): 732-738.

立了 HTPB 推进剂含温度效应的疲劳损伤三阶段演化模型。

综上所述,目前国内外众多学者提出了各种损伤失效模型,认为材料的加载过程,是一个损伤不断累积直至材料出现宏观失效的过程,其失效过程不仅与最大应力、最大应变有关,而且与材料的整个加载应力作用的历史密切相关。然而,这些损伤失效模型中考虑温度变量的却很少,都停留在常温下对推进剂材料损伤失效模型的研究。我国疆域广阔,地域之间温差较大,固体推进剂在服役期间长期承受温度载荷的作用,经研究发现^[13-14]外部环境温度严重影响药柱的疲劳失效特性。因此,本研究拟针对 HTPB 推进剂在不同温度和不同应变率下的失效特性进行探索,基于 E. J. S. Duncan^[5]提出的累积损伤模型,建立一种含时温等效因子的失效准则,为 HTPB 推进剂装药结构完整性分析计算和装药结构设计以及推进剂的储存提供必要的依据。

2 实验方法与实验结果

2.1 实验试件

实验对象为 HTPB 推进剂,主要成分为氧化剂高氯酸铵(AP)、粘合剂 HTPB、铝粉、黑索今(RDX)等,试件形状为哑铃型板条状,其尺寸如图 1 所示。

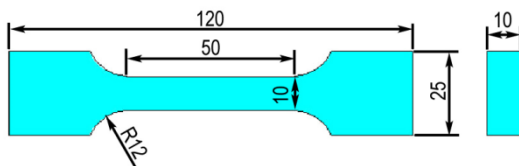


图 1 试件的尺寸(单位:mm)

Fig.1 Dimensions of specimens(unit:mm)

2.2 应力松弛实验

首先将材料试样密封包装后进行保温 3 h 左右,待保温箱中温度达到实验所需温度时,利用 QJ211B 型电子万能试验机进行材料的应力松弛实验。按 GJB770B-2005 方法 413.4 规定,实验温度选择为 233.15, 253.15, 273.15, 293.15, 323.15, 343.15 K; 松弛应力测试时间: 2, 4, 8, 20, 40, 80, 200, 600, 1000 s; 初始恒定应变: 5%。每组温度下应力松弛实验重复 3 次,结果取平均值。其中 HTPB 推进剂在 293.15 K 下的应力松弛实验曲线如图 2 所示。

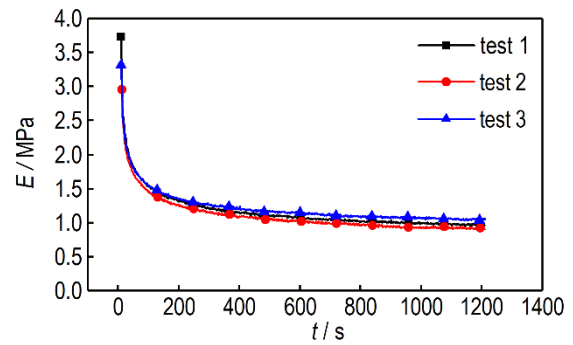


图 2 HTPB 推进剂 293.15 K 下的应力松弛曲线

Fig.2 The stress relaxation curves of HTPB propellant at 293.15 K

2.3 单轴等速拉伸实验

与应力松弛实验同样的保温方法,在低温 233.15, 253.15, 273.15 K 下进行 2, 20, 100, 500 $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 的等速拉伸破坏试验和在高温 293.15, 323.15, 343.15 K 进行 0.5, 2, 20, 100 $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 的等速拉伸破坏试验,同样利用 QJ211B 型电子万能试验机记录整个实验过程中试件的应力和应变随时间的变化情况,同组实验重复 3 次,取平均值为当组最终结果。其中 HTPB 推进剂在 293.15 K 温度水平下以不同拉伸速度的应力-应变曲线如图 3 所示,HTPB 推进剂在不同温度水平下以 20 $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 拉伸速度的应力-应变曲线图 4 所示。

由图 3 可见,HTPB 推进剂的力学性能明显受应变率影响,应变率越高,屈服应力越高。由图 4 可知,HTPB 推进剂力学特性具有温度相关性,低温下(233.15 K)推进剂最大应力可以达到 2.16 MPa,然而相对高温(343.15 K)时,最大应力只有 0.68 MPa,可见外部环境对 HTPB 推进剂力学性能影响很大,尤其是在低温下,HTPB 推进剂的力学特性在温度之间变化很大。

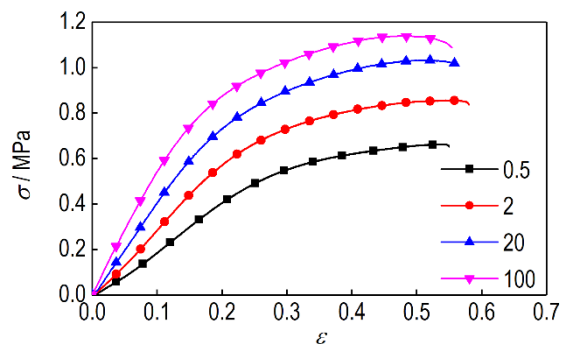


图 3 293.15 K,不同拉伸速度下 HTPB 推进剂的应力-应变曲线

Fig.3 The stress-strain curves of HTPB propellant under different tensile speeds at 293.15 K

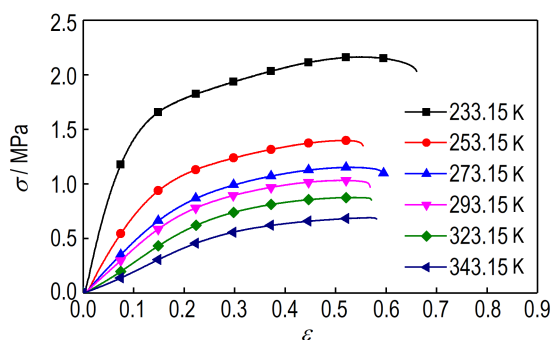


图4 HTPB推进剂在不同温度于 $20 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 拉伸速度下的应力-应变曲线

Fig.4 The stress-strain curves of HTPB propellant at tensile speed of $20 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ under different temperatures

3 时温等效原理及时温等效因子获取

大量研究发现,复合固体推进剂是一种典型的非线性粘弹性聚合物。粘弹性聚合物材料的力学性能的时间相关性和温度相关性之间存在某种转换或等价关系,即时间-温度等效原理^[15],因此时温等效原理也适用于复合固体推进剂。

松弛模量-温度曲线方法^[16]是研究时温等效原理常用方法,即采用同一对数坐标描述不同温度下松弛模量与时间的关系,选取 T_s 作为参考温度,将对应温度 T 下的模量曲线随对数时间轴平移至与参考温度 T_s 重合位置,需要移动的量记为 $\log \alpha_T$,其数学关系式如下:

$$E(\log(t), T) = E(\log(t) - \log \alpha_T, T_s) \quad (1)$$

即

$$E(t, T) = E(t/\alpha_T, T_s) \quad (2)$$

式中, T 为当前温度,K; T_s 为参考温度,K; α_T 为时温等效因子。

由于温度变化会引起材料松弛模量和密度的变化,而模量又随单位体积内所含物质的多少而变化,考虑到这些因素,因此需要对式(2)作出 $\rho T/\rho_s T_s$ 的修正(ρ 表示实验温度(T)下材料密度, ρ_s 表示参考温度(T_s)下的材料密度)。但是对于HTPB推进剂材料而言,温度引起材料密度变化量非常小,因此可以忽略不计,式(2)修正后为:

$$E(t, T) = \frac{T}{T_s} E(t/\alpha_T, T_s) \quad (3)$$

将修正量移至等式左边,取对数,

$$\log\left(\frac{E(t)}{T}\right) = \log(E(t)) - \log \alpha_T \quad (4)$$

将不同温度下的松弛应力-时间曲线用对数坐标表示;再根据式(4)取 $T_s=293.15 \text{ K}$ 为参考温度,在同

一对数坐标系中对不同温度下的模量曲线进行温度修正,得到不同温度水平下的模量曲线,如图5所示。将其他温度所对应的模量曲线平移至与参考温度所对应的模量曲线重叠,即可得到松弛模量主曲线,分别记录不同温度下的模量曲线平移到参考温度下松弛模量曲线的距离值,即为时温等效因子的对数值 $\log \alpha_T$,重复三次取平均值,得到时温等效因子对数值,见表1。

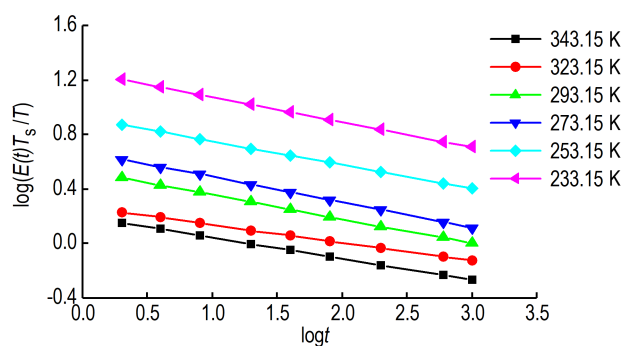


图5 不同温度下HTPB推进剂的松弛模量曲线

Fig.5 The relaxation module curves of HTPB propellant at different temperatures

表1 时温等效因子对数值

Table 1 The logarithm of time-temperature shift factor

T/K	$\log \alpha_T$
233.15	3.8555
253.15	2.1436
273.15	0.679
293.15	0
323.15	-1.1527
343.15	-1.8815

4 基于累积损伤的失效准则研究

4.1 失效准则模型

E.J.S.Duncan^[5]在研究HTPB推进剂时,提出了一种累积损伤模型,孟红磊^[10]也用此模型研究了双基推进剂,该模型表征如下:

$$D(t) = \frac{1}{\lambda} \int_0^t (\sigma(t))^\beta dt \quad (5)$$

式中, $\sigma(t)$ 是应力的时间函数, λ 和 β 是材料的累积损伤系数。此模型认为刚开始材料还没有受力时, $D(t)=0$,此时材料没有损伤;当力作用材料一段时间后, $D(t)=1$,此时材料已失效。但是他们均未考虑温度对推进剂失效过程的影响,因此,为了准确表述HTPB推进剂在不同温度下损伤失效过程,需要建立考虑温度及应变率的基于累积损伤模型的失效准则。

HTPB 推进剂线粘弹性本构模型的卷积形式如下^[14]:

$$\sigma = \int_0^t E(\xi^t - \xi^\tau) \frac{d\varepsilon}{d\tau} d\tau \quad (6)$$

式中, $E(t)$ 为松弛模量, MPa; ξ 为折算时间, s; τ 为积分变量。其中将松弛模量表示为 n 阶 Prony 级数形式, 对于等速拉伸过程, 应变率保持不变, $\dot{\varepsilon}_0 = d\varepsilon/d\tau$ 则式(6)变为:

$$\begin{aligned} \sigma &= \dot{\varepsilon}_0 \int_0^t \left[E_\infty + \sum_{i=1}^n E_i \exp\left(-\frac{\xi^t - \xi^\tau}{\tau_i}\right) \right] d\tau \\ &= \dot{\varepsilon}_0 \left\{ E_\infty t + \sum_{i=1}^n E_i \tau_i \alpha_T \left[1 - \exp\left(-\frac{\xi^t}{\tau_i}\right) \right] \right\} \\ &= \dot{\varepsilon}_0 \alpha_T \left\{ E_\infty \xi + \sum_{i=1}^n E_i \tau_i \left[1 - \exp\left(-\frac{\xi^t}{\tau_i}\right) \right] \right\} \end{aligned} \quad (7)$$

式中, E_∞ 为稳态松弛模量, MPa; n 为松弛模量 prony 级数; E_i 则为第 i 项系数; τ_i 为第 i 项松弛特征时间, s。根据式(7), 可以发现应力与折算时间在 HTPB 推进剂线粘弹性阶段存在一种函数关系, 同时根据许进升^[17]关于时温等效原理在 HTPB 推进剂非线性阶段的适用研究, 可以知道 HTPB 推进剂应力-物理时间关系同时也可以通过应力-折算时间关系表示, 故基于时温等效原理, 引入折算时间 $\xi, \xi = t/\alpha_T$, 将原模型中积分实际时间更换为折算时间, 使模型考虑温度效应, 则新失效准则如下:

$$D(t) = \frac{1}{\lambda} \int_0^\xi (\sigma(\xi))^\beta d\xi \quad (8)$$

4.2 模型参数获取

4.2.1 参数率相关性

孟红磊^[18]在研究改性双基推进剂在不同拉伸速率下的屈服和破坏情况时, 提出修正型累积损伤模型, 即式(9), 认为损伤模型参数 a 与应变率呈幂率关系。

$$D(t) = \int_0^t a(\dot{\varepsilon}) \left[\frac{\sigma(t)}{\sigma_{ref}} \right]^\beta dt \quad (9)$$

基于孟红磊这种思想, 假设失效准则中累积损伤系数 λ 与应变率的关系也呈幂率关系, 即 $\lambda = a \times \dot{\varepsilon}^b$, 此处 a 不同于式(9), 则失效准则变换为:

$$D(t) = \frac{1}{a \times \dot{\varepsilon}^b} \int_0^\xi (\sigma(\xi))^\beta d\xi \quad (10)$$

由此可知在同一温度下, 失效准则模型(10)有三个未知数 β, a, b 。故选用温度 293.15 K 下三组实验数据(0.5, 2, 100 mm·min⁻¹)代入式(10)求取模型参数。由于从实验得到的三组实验数据是应力-时间曲线, 通过折算时间与实际物理时间的关系, 即 $\xi = t/\alpha_T$

(α_T 由第 3 节求出), 可以得到应力-折算时间曲线, 但是仍不便带入式(10)中进行数值计算。为了方便计算, 在这里引入一种常用的应力-折算时间函数^[19]:

$$\sigma(\xi) = \frac{M_0 \xi}{1 + \left(\frac{M_0}{\sigma_f} - 2\right) \frac{\xi}{\xi_f} + \left(\frac{\xi}{\xi_f}\right)^2} \quad (11)$$

式中, M_0 为应力时间曲线的初始斜率, MPa·s⁻¹; ξ_f 为材料折算失效时间, s; σ_f 为临界失效力, MPa。将温度为 293.15 K 下拉伸速度为 0.5, 2, 100 mm·min⁻¹ 的应力随折算时间变化值用公式(11)拟合, 拟合结果如图 6 所示, 分布点表示实验获得的应力随折算时间变

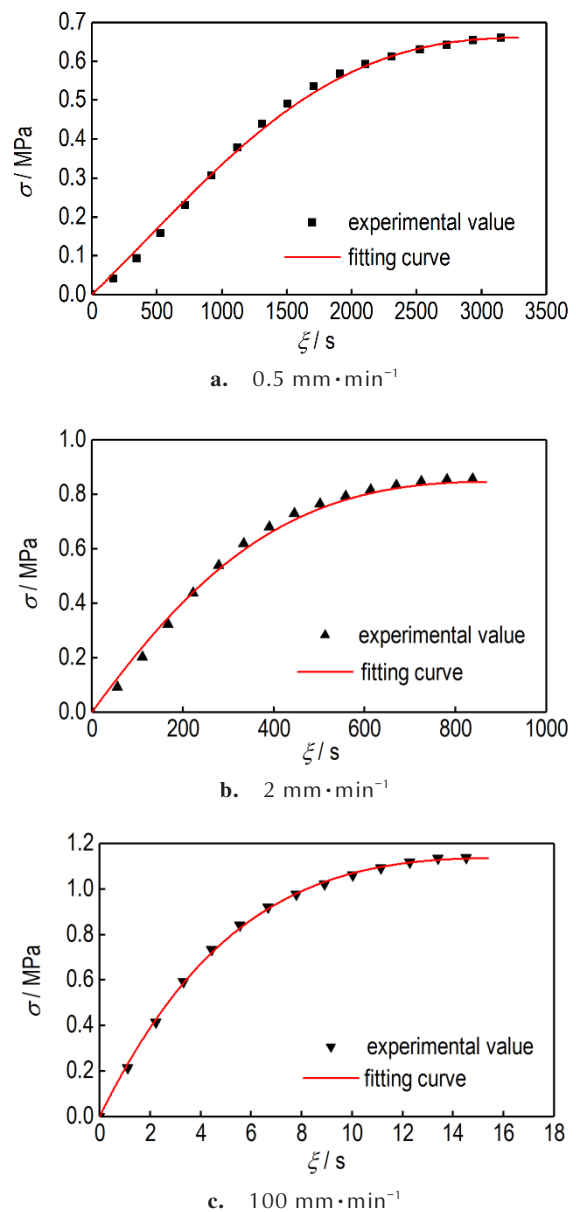


图 6 利用函数方程(11)拟合的拉伸试验结果
Fig.6 Fitting results of tensile tests by function equation(11)

化过程,红色实线表示实验数据根据式(11)的形式拟合得到的函数曲线。由图6可见,拟合情况较好,该方程能较好地表示HTPB推进剂在等速拉伸情况下的应力折算时间变化过程。其中各拉伸速度下函数方程(11)的参数 M_0 值、 ξ_t 值、 σ_f 值见表2。

表2 不同拉伸速度下函数方程(9)的参数值

Table 2 The parameters of function equation(9) under different tensile speeds

$v / \text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$	$M_0 / \text{MPa} \cdot \text{s}^{-1}$	ξ_t / s	σ_f / MPa
0.5	0.000328	3282	0.66
2	0.00228	868	0.85
100	0.2247	15.4	1.13

Note: v is the tensile speed. M_0 is initial slope of the stress-reduced time curve. ξ_t is the reduced time. σ_f is the failure stress.

将表2中各项参数代入式(11)中,可以得到各拉伸速度下应力随折算时间曲线变化曲线的数值方程,将数值方程代入到式(10)中,以失效准则模型数值为1,运用MATLAB数值积分和插值运算方法,反算得到参数 $\beta=1.82$,从而得到不同拉伸速度下的 λ 值,将 λ 的值拟合成关于应变率的幂率函数,拟合曲线如图7所示,其中 $a=0.69682$, $b=-0.824$,即: $\lambda=0.69682 \times \dot{\varepsilon}^{-0.824}$

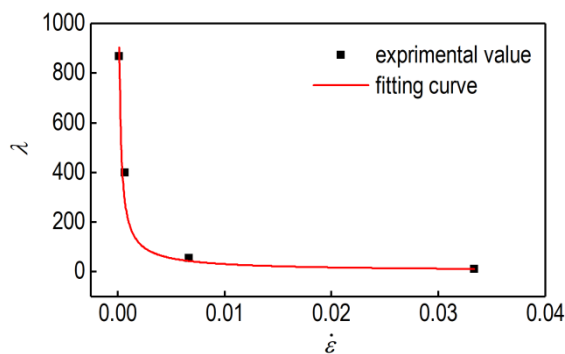


图7 在293.15 K不同应变率下的 λ 值

Fig.7 Value of λ under different strain rates at 293.15 K

4.2.2 参数温度相关性

假设 β 的值不随温度的变化而变化,认为 λ 同时也是温度的函数,其它温度下 λ 的获取方法与293.15 K下相同,再通过同样的拟合方法,以幂率形式表示 λ (将温度323.15 K下实验数据用做失效准则验证,在此不拟合),可以得到不同温度下的 a, b 值,见表3。

利用origin将表3中不同温度下 a, b 值分别用含温度的函数关系式拟合表示。

$$\log a = 1.79494 - 215.287 \exp(-T/61.69378)$$

$$b = -0.7633 - 5.12479 \times 10^{-5} \exp(T/40.38)$$

表3 不同温度下的 a, b 值

Table 3 The value of a and b under different temperatures

T / K	a	b
233.15	0.00077472	-0.77145
253.15	0.0121563	-0.79871
273.15	0.21749	-0.80818
293.15	5.02728	-0.92094
343.15	8.80415	-1.016

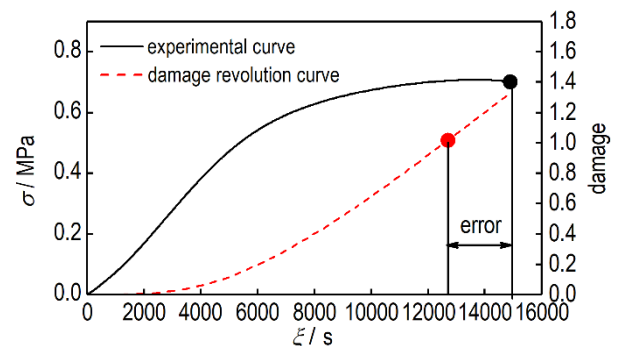
当考虑到应变率和温度对HTPB推进剂失效的影响时,失效准则的表达式为:

$$D(\xi) = \frac{\int_0^{\xi} (\sigma(\xi))^{1.82} d\xi}{10^{1.79494 - 215.287 \exp(-T/61.69378)} \times \dot{\varepsilon}^{-0.7633 - 5.12479 \times 10^{-5} \exp(T/40.38)}} \quad (12)$$

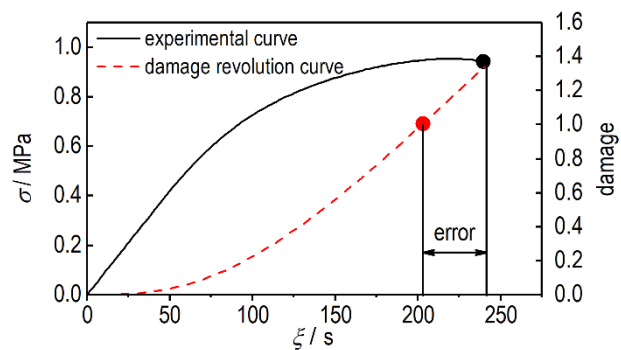
4.3 失效准则验证

根据已经确定的失效准则模型,即式(12),结合323.15 K温度下的2, 100 $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 拉伸实验数据,可以得到相应拉伸速度下HTPB推进剂材料损伤演化曲线,如图8所示。

由图8可见,损伤在载荷作用初期,损伤演化很



a. $2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$



b. $100 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$

图8 HTPB推进剂在323.15 K下不同拉伸速度的损伤演化曲线

Fig.8 Damage evolution curves of HTPB propellant under different speeds at 323.15 K (The black point is the experimental failure time and the red point is the failure time predicted by failure criterion)

慢,一段时间的损伤模型数值都接近于0,分析其原因是 HTPB 推进剂处于弹性阶段,损伤较小,在损伤演化曲线中基本不显示;随后伴随着加载时间的增长,应力不断增大,应变在 10% 左右时,损伤开始明显出现,这与常武军^[20]和职世君等^[21]对 HTPB 推进剂的细观损伤研究,HTPB 推进剂的损伤大约发生在其应变 10% 左右的结果基本吻合;随着加载时间延续,损伤累积增加,直至材料发生失效,此时失效准则模型数值为 1。

对于在 323.15 K 下,以 $2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 的拉伸速度得到的推进剂实验失效折算时间为 $\xi_{f1}=14937.7\text{s}$,当损伤模型 $D(\xi)=1$ 时,得到的失效时间为 $\bar{\xi}_{f1}=12573.3 \text{ s}$; 以 $100 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 的拉伸速度得到的实验折算失效时间为 $\xi_{f2}=240 \text{ s}$,当损伤模型 $D(\xi)=1$ 时,

得到的失效时间为 $\bar{\xi}_{f2}=203.19 \text{ s}$ 。选用由失效准则预测的材料失效时间 $\bar{\xi}_i$ 与实际实验材料失效时间 ξ_i 的差值的绝对值与实际实验材料失效时间 ξ_i 的比作为验证所建立的失效准则准确性指标。

拉伸速度为 $2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 时:

$$\frac{|\bar{\xi}_{f1} - \xi_{f1}|}{\xi_{f1}} = \frac{|12573.3 - 14937.7|}{14937.7} = 15.8\%$$

拉伸速度为 $100 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 时:

$$\frac{|\bar{\xi}_{f2} - \xi_{f2}|}{\xi_{f2}} = \frac{|203.19 - 240|}{240} = 15.3\%$$

通过上述相对误差计算方法,由失效准则预测的 HTPB 推进剂失效时间的相对误差见表 4。

表 4 失效准则预测的失效时间相对误差

Table 4 The relative error of failure time predicted by failure criterion

T / K	relative error / %				T / K	relative error / %			
	$2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$	$20 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$	$100 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$	$500 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$		$0.5 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$	$2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$	$20 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$	$100 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$
233.15	1.89	8.10	16.1	3.97	293.15	>20	1.69	2.42	13.1
253.15	8.75	14.1	13.0	18.1	323.15	7.50	15.8	10.1	15.3
273.15	14.3	17.5	14.2	>20	343.15	4.51	9.85	12.7	10.8

由表 4 可见,由失效准则得到的失效时间相对误差小于 20%(除 293.15 K 下 $500 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 和 $20 \text{ }^\circ\text{C}$ 下 $0.5 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$,分析这两组实验误差较大的原因可能是由于两次拟合造成较大的误差)。说明该基于累积损伤模型的失效准则可以很好地预测 HTPB 推进剂在不同应变率及温度下的损伤失效过程和失效时间,具备描述 HTPB 推进剂损伤演化的能力,可作为普遍适用的失效准则用于推进剂的失效预测。

5 结论

结合其他学者关于其他固体推进剂的损伤失效研究,基于累积损伤模型,针对 HTPB 推进剂建立了考虑温度和应变率因素的失效准则,得到如下结论:

(1) HTPB 推进剂的力学性能具有明显的率相关和温度相关性,因此在研究推进剂的损伤失效特性时,必须考虑外界环境温度和应变率对其的影响。

(2) 基于累积损伤模型,并结合不同环境温度和不同拉伸速率的单轴等速拉伸破坏实验以及应力松弛实验,建立了预测 HTPB 推进剂损伤演化情况和失效时间的失效准则。在 323.15 K 下,结合 $2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$

和 $100 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 单轴拉伸实验数据对所建立的失效准则进行验证,结果发现误差低于 20%,说明该失效准则能在低温 233.15~273.15 K,拉伸速度 $2 \sim 500 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 和高温 293.15~343.15 K,拉伸速度 $0.5 \sim 100 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 条件下预测 HTPB 推进剂的失效情况,能够为固体推进剂装药结构完整性分析方法、推进剂失效研究、及推进剂贮存提供一定依据。

参考文献:

- [1] Miner M A. Cumulative damage in fatigue[J]. *J Applied Mechanics Trans Asme*, 1945, 67: 159-164.
- [2] Laheru K L. Development of a generalized failure criterion for viscoelastic materials [J]. *Journal of Propulsion & Power*, 1992, 8(4): 756-759.
- [3] Bills K W. Observations on the linear cumulative damage concept[C]//Proceedings of the JANNAF Structures and Mechanical Behavior Subcommittee Meeting, Chemical Propulsion Information Agency Publication. 1980, 331: 57-59.
- [4] Desmorat R. Damage and fatigue: Continuum damage mechanics modeling for fatigue of materials and structures[J]. *Revue Européenne de Génie Civil*, 2006, 10(6-7): 849-877.
- [5] Duncan E J S, Margetson J. A nonlinear viscoelastic theory for solid rocket propellants based on a cumulative damage approach [J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1998, 23(2): 94-104.
- [6] Sullivan R W. Development of a viscoelastic continuum dam-

- age model for cyclic loading [J]. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, 2008, 12(4):329-342.
- [7] Kachanov L M. Introduction to continuum damage mechanics [M]. Dordrecht: Martinus Nijhoff, 1986.
- [8] Kunz R. Characterization of solid propellant for linear cumulative damage modeling [C]// Aiaa/asme/sae/asee Joint Propulsion Conference & Exhibit. 2013.
- [9] Kunz R. Continuum damage mechanics modeling of solid propellant [C]// Aiaa/asme/sae/asee Joint Propulsion Conference & Exhibit. 2013.
- [10] 孟红磊, 赵秀超, 鞠玉涛, 等. 基于累积损伤的双基推进剂强度准则及实验 [J]. 推进技术, 2011, 32(1):109-112
MENG Hong-lei, ZHAO Xiu-chao, JU Yu-tao, et al. Strength criteria and experiments of double-base propellant based on cumulative damage [J]. *Propulsion Technology*, 2011, 32(1): 109-112.
- [11] 史佩, 曲凯, 张旭东. 基于连续损伤模型的复合固体推进剂力学性能研究 [J]. 海军航空工程学院学报, 2010, 25(6):662-666.
SHI Pei, QU Kai, ZHANG Xu-dong. Mechanical properties of composite solid propellants based on continuous damage model [J]. *Journal of Naval Aeronautical Engineering Institute*, 2010, 25(6):662-666.
- [12] 梁蔚, 吕庆山, 陈雄, 等. 温度对 HTPB 推进剂疲劳特性的影响 [J]. 含能材料, 2017, 25(3):184-190.
LIANG Wei, LÜ Qing-shan, CHEN Xiong, et al. Influence of temperature on fatigue characteristics of HTPB propellants [J]. *Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2017, 25(3): 184-190.
- [13] Yıldırım H C, Ozupek Ş. Structural assessment of a solid propellant rocket motor: Effects of aging and damage [J]. *Aerospace Science & Technology*, 2011, 15(8):635-641.
- [14] Chyuan S W. Dynamic analysis of solid propellant grains subjected to ignition pressurization loading [J]. *Journal of Sound & Vibration*, 2003, 268(3):465-483.
- [15] 杨挺青. 粘弹性力学 [M]. 武汉: 华中理工大学出版社, 1990.
YANG Ting-qing. *Viscoelastic mechanics* [M]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology Press, 1990.
- [16] 杨挺青. 黏弹性理论与应用 [M]. 北京: 科学出版社, 2004.
YANG Ting-qing. *Viscoelastic theory and applications* [M]. Beijing: Science Press, 2004.
- [17] 许进升. 复合推进剂热粘弹性本构模型实验及数值仿真研究 [D]. 南京: 南京理工大学, 2013.
XU Jin-sheng. Experimental study and numerical simulation of the thermal viscoelastic constitutive model of composite propellant [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2013.
- [18] 孟红磊. 改性双基推进剂装药结构完整性数值仿真方法研究 [D]. 南京: 南京理工大学, 2011.
MENG Hong-lei. Research on numerical simulation method for structural integrity of modified double-base propellant charge [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2011.
- [19] Saenz L P. Discussion of "equation for the stress-strain curve of concrete" by Desayi and Krishnan [J]. *Aci Journal*, 1964, 61: 1229-1235.
- [20] 常武军, 鞠玉涛, 王蓬勃. HTPB 推进剂脱湿与力学性能的相关性研究 [J]. 兵工学报, 2012, 33(3):261-266.
CHANG Wu-jun, JU Yu-tao, WANG Peng-bo. Correlation of dehydration and mechanical properties of HTPB propellants [J]. *Acta Armamentari*, 2012, 33(3):261-266.
- [21] 职世君, 曹付齐, 申志彬, 等. 复合固体推进剂颗粒脱湿损伤参数反演 [J]. 推进技术, 2016, 37(10):1977-1983.
ZHI Shi-jun, CAO Fu-qi, SHEN Zhi-bin, et al. Inversion of dewetting damage parameters of composite solid propellant particles [J]. *Propulsion Technology*, 2016, 37(10): 1977-1983.

Failure Criterion Related to Temperature for HTPB Propellant

LI Hui, XU Jin-sheng, ZHOU Chang-sheng, CHEN Xiong, ZHENG Jian

(School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

Abstract: To establish a failure criterion for hydroxyl-terminated polybutadiene (HTPB) propellant which considers the effect of temperature and strain rate. The time-temperature shift factor of HTPB propellant was obtained by stress relaxation tests at different temperatures (233.15, 253.15, 273.15, 293.15, 323.15, 343.15 K) of HTPB propellant. Based on cumulative damage theory and linear viscoelastic theory, a failure criterion of propellant with time-temperature shift factor α_T was established. The damage parameters of failure criterion were obtained by combining the uniaxial tensile test data at different temperatures and different strain rates. The failure criterion was used to predict the damage evolution characteristics and critical failure time of propellant material at different temperatures and strain rates. Compared with the experimental results, it is found that the relative error predicted by the failure criterion is less than 20%, indicating that the failure criterion can predict the failure condition of HTPB propellant in the range of low temperature 233.15-273.15 K at tensile speed of 2-500 mm·min⁻¹ and in the range of high temperature 293.15-343.15 K at tensile speed of 0.5-100 mm·min⁻¹.

Key words: hydroxyl-terminated polybutadiene (HTPB) propellant; temperature correlation; failure criterion; damage revolution

CLC number: TJ55; V435

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2018068