

文章编号:1006-9941(XXXX)XX-0001-13

不同温度和应力水平下 HTPB 复合固体推进剂的蠕变力学性能

王哲君¹,张砚珅¹,强洪夫¹,陈家兴²,武锐²

(1. 火箭军工程大学, 陕西 西安 710025; 2. 内蒙动力机械研究所, 内蒙古 呼和浩特 010010)

摘要: 为研究三组元端羟基聚丁二烯(HTPB)复合固体推进剂在不同温度和应力水平下的蠕变力学性能,基于自研机械式蠕变性能测试装置、温湿度环境箱和高清相机等设备,开展了10℃、25℃、40℃和55℃4个环境温度下0.072~0.712 MPa应力水平范围内推进剂的蠕变力学响应测试,获得了应变-蠕变时间曲线及典型力学性能参数随试验环境温度和应力水平的变化规律,并建立了反映较宽加载条件下推进剂破坏性能的蠕变断裂时间主曲线。结果表明,随应力水平提高,推进剂的应变-蠕变时间曲线特性由3阶段转变为4阶段,而环境温度的升高可降低使曲线特性呈现4阶段的临界应力水平,且该应力水平满足指数型下降规律,其数值从10℃条件下的0.562 MPa降至55℃时的0.262 MPa,降低比值达53.38%;推进剂的初始蠕变柔量随环境温度升高而增大,但几乎不随应力水平升高而改变。当环境温度和应力水平均升高时,蠕变速率增大、蠕变断裂时间缩短、累积损伤程度增大、累积损伤速率加快,而断裂应变总体上仅对应力水平的改变比较敏感,且随应力水平提高而呈线性增加趋势。55℃、0.412 MPa作用下的蠕变速率约为10℃同等应力水平时的493倍,蠕变断裂时间约为25℃同等应力水平时的2.14%;基于不同环境温度下的蠕变断裂时间和应力水平的双对数试验数据,利用环境温度-应力水平等效关系,建立了推进剂的蠕变断裂时间主曲线,并获得了主曲线和温度移位因子的指数型数学表达式,采用该表达式经计算确保25℃条件下立式贮存的SRM药柱在15年内不发生蠕变断裂破坏的加载应力水平应低于0.2176 MPa。

关键词: 温度;三组元HTPB推进剂;蠕变;力学性能;蠕变断裂时间主曲线

中图分类号: TJ55;V512

文献标志码: A

DOI:10.11943/CJEM2025049

0 引言

作为固体火箭发动机(SRM)燃料的复合固体推进剂是典型的颗粒填充复合材料,其变形特性和失效情况明显受到环境温度、加载速率、应力(或应变)状态以及应力(或应变)水平等的影响^[1]。因此,有效开展不同加载条件下复合固体推进剂的力学性能研究对于全面认识其性能变化,以及合理建立SRM药柱的失效判据,进而准确评估使役条件下SRM的结构完整性等具有重要意义。

针对环境温度的影响效应,国内外研究者已开展

了大量的不同温度条件下的复合固体推进剂的单轴拉伸、单轴压缩、双轴拉伸、双轴压缩、拉剪复合加载和围压拉伸加载试验^[2-7],并基于试验结果构建了反映推进剂极限承载能力的力学性能主曲线、失效判据和破坏包络线^[8-9],上述研究成果有力支撑了低温点火、宽温域抗高过载等瞬态冲击使役工况下SRM结构完整性的精确评估需求。但在承受点火发射等瞬态冲击载荷之前,SRM长期处于贮存状态,随着立式贮存新型使役状态的出现,国内外研究者开始逐渐关注该工况下因自重载荷引发的复合固体推进剂的蠕变力学响应特性以及该特性对SRM药柱结构形变的影响^[10-11]。虽然王鑫^[12-13]、Shen^[14-15]、许进升^[16-17]、Wang^[18]和强洪夫团队^[19]已提出了多种测试复合固体推进剂蠕变力学性能的试验方法,并建立了Burgers模型等多个蠕变本构关系以计算分析立式贮存条件下SRM的结构形变和损伤演化规律,然而有关环境温度变化对推进剂蠕变性能影响的研究仍十分匮乏,公开报道的研究成果主要集中于讨论短期蠕变变形量和蠕变回复特性对

收稿日期:2025-03-28;修回日期:2025-05-08

网络出版日期:2025-06-09

基金项目:国家自然科学基金(22205259)

作者简介:王哲君(1988-),男,副教授,主要从事固体火箭发动机装药结构完整性和安全性研究。e-mail:qinglongzaitian888@163.com

通信联系人:王哲君(1988-),男,副教授,主要从事固体火箭发动机装药结构完整性和安全性研究。e-mail:qinglongzaitian888@163.com

引用本文:王哲君,张砚珅,强洪夫,等.不同温度和应力水平下HTPB复合固体推进剂的蠕变力学性能[J].含能材料,DOI:10.11943/CJEM2025049.

WANG Zhe-jun, ZHANG Yan-shen, QIANG Hong-fu, et al. Creep Mechanical Properties of HTPB Composite Solid Propellant under Different Temperatures and Stress Levels[J]. Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao), DOI:10.11943/CJEM2025049.

环境温度的依赖关系,以及建立可预测长期蠕变性能的蠕变柔量主曲线。2008年,李东等^[20]通过采用电子万能试验机开展-10~50℃环境温度下的短期蠕变及蠕变回复力学性能试验,建立了以参考温度20℃和应力水平5MPa为参考基准的双基固体推进剂的蠕变柔量主曲线。2018年,胡义文等^[21]采用DMA装置研究了30~70℃、0.1~0.3MPa条件下某3,3-二叠氮甲基氧丁环与四氢呋喃共聚酯(PBT)基固体推进剂的蠕变变形和蠕变回复特性,结果表明该推进剂的蠕变性能与应力水平、环境温度强烈相关,尤其是应力水平效应更为明显。2022年,刘双等^[22]分析了26~76℃环境温度范围对GAP基含能热塑性弹性体(GAP-ETPE)固体推进剂蠕变应变、蠕变回复、残余应变和蠕变速率等的影响规律。

为全面深入认识复合固体推进剂的蠕变性能,提高立式贮存条件下SRM的宽温使役能力,针对上述有关环境温度对推进剂蠕变性能影响研究尚不充分的现状,本研究以SRM常用的三组元HTPB复合固体推进剂为研究对象,基于自研机械式蠕变性能测试装置、温

湿度环境箱和高清相机等设备,开展不同环境温度和应力水平条件下该推进剂的蠕变力学性能测试,分析推进剂变形曲线和力学性能表征参量随环境温度和应力水平改变的变化规律,并基于环境温度-应力水平等效关系建立描述推进剂蠕变破坏性能的主曲线。

1 试验部分

1.1 试验件与试验装置

三组元HTPB复合固体推进剂,内蒙动力机械研究所制备,固含量(高氯酸铵(AP)和铝粉(Al))88%。研究根据GJB 770B-2005标准^[23],将推进剂制成标距为70mm的B型标准哑铃型试验件。

立式贮存条件下SRM固体推进剂药柱发生的蠕变变形具有长期特性,为有效模拟表征这种长期蠕变特性,本研究采用如图1a所示的自研机械式多试样件蠕变性能测试装置,而避免应用常规电子式试验机在开展长期蠕变力学性能测试时存在的数据漂移及测量

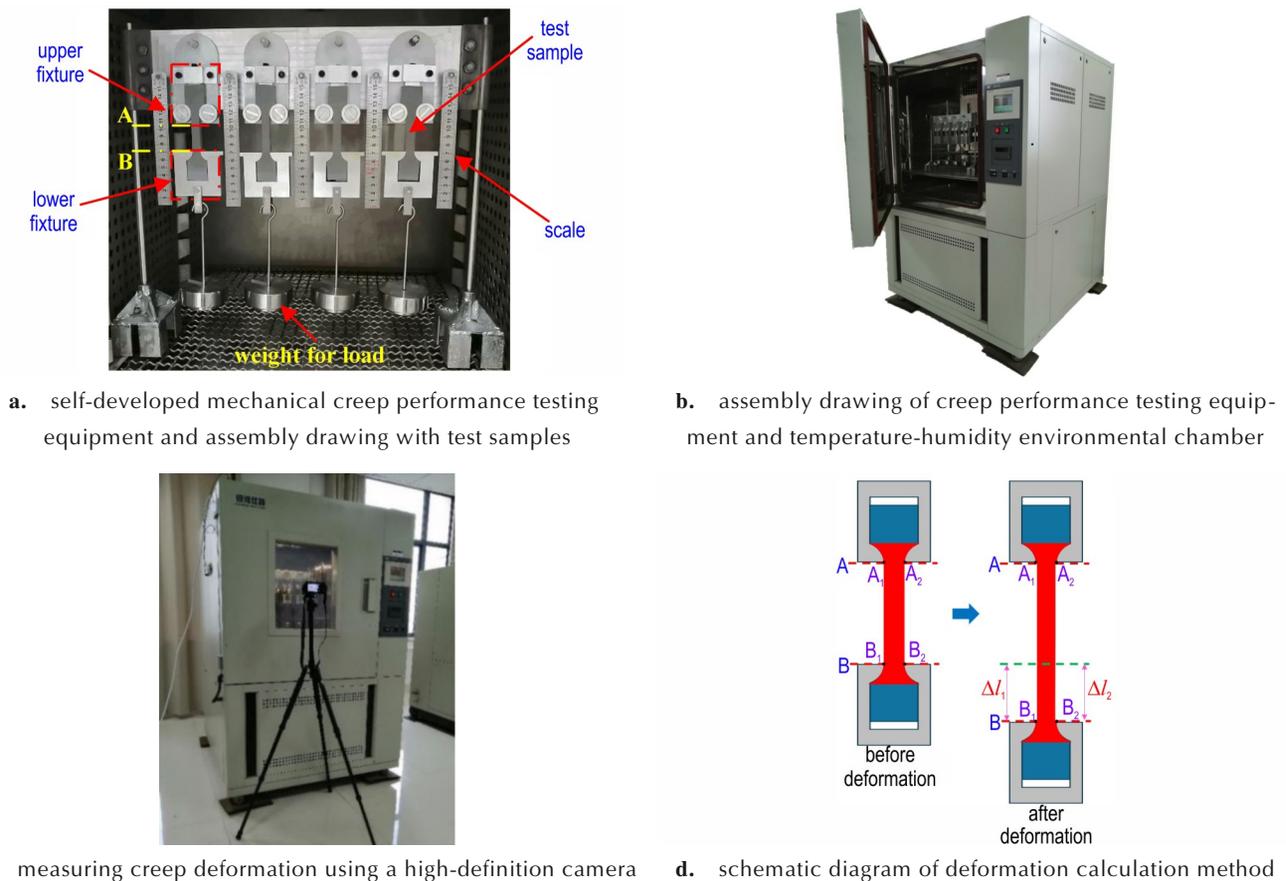


图1 测试不同环境温度下HTPB推进剂蠕变力学性能的典型设备和试验方法

Fig.1 Typical equipments and methods for testing creep mechanical properties of HTPB propellant under different environmental temperature conditions

误差不断累积增大的现象,以提高试验结果的可靠性,同时按照图 1a~d 所示的关键步骤进行测试。根据文献[24]介绍的结构组成和测试原理,图 1a 所示装置首先利用上下夹具的卡口实现对固体推进剂试验件的夹持和固定,然后通过在下夹具上悬挂不同质量的砝码对试验件施加不同应力水平的蠕变载荷,砝码质量由测试所需应力水平和试验件的初始截面积共同计算确定。同时,为提高试验效率,在该装置的 4 个完全一致且独立的测试工位上同步进行 4 组蠕变力学性能测试。

为严格控制测试过程中的环境温湿度,在测试前先将图 1a 所示装置整体放置于如图 1b 所示的温湿度环境箱(和晟 HS-225B 型)内,待关门确保密封性后在环境箱操控面板上设置测试所需的环境温度和湿度,并保温保湿 1 h 后开始进行蠕变测试。该环境箱的主要技术指标为:控温范围 $-40\sim 150\text{ }^{\circ}\text{C}$,控温精度 $\leq 0.3\text{ }^{\circ}\text{C}$,湿度控制范围 $20\%\sim 98\%$,控湿精度 $< 1\%$ 。

针对蠕变变形量测试,首先分别选取图 1a 所示上下夹具的下沿(即 A 线)和下夹具的上沿(即 B 线)与试验件的 2 个接触点 A_1 、 A_2 和 B_1 、 B_2 作为分析位置(图 1d),由于 A 线固定则 A_1 和 A_2 点定为基准分析位置,然后通过位置固定的高清相机透过图 1c 所示温湿度环境箱的前侧透明观察窗对 B 线位置的 B_1 和 B_2 点的变化进行拍照录像,测试的前 1000 s 采取连续拍照录像方式进行图像采集,然后根据应力水平高低设置图像自动采集频次为每间隔 600 s、400 s 或 200 s 拍照 1 次直至试验结束,在该过程中如试验件表面出现肉眼可见的裂纹等损伤时则再次开启连续拍照录像模式直至试验件断裂。最后,对录像拍照的图像进行分析,并按照图 1d 所示方法计算得到图像采集不同时刻时 A 线和 B 线之

间平均间距的变化量 $\Delta l(t) = [\Delta l_1(t) + \Delta l_2(t)]/2$,进而得到相对应的 HTPB 推进剂的应变值 $\varepsilon(t) = \Delta l(t)/l(0)$,其中 $l(0)$ 为推进剂试验件的标距长度,数值为 70 mm。

1.2 试验方法

针对蠕变力学性能测试试验,应力水平参考表 1 的 $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $40\text{ }^{\circ}\text{C}$ 和 $55\text{ }^{\circ}\text{C}$ 环境温度条件下 $4.2\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ 拉伸时获得的 HTPB 推进剂的单轴抗拉强度极限来设定,选取最大抗拉强度的 $10\%\sim 75\%$ 作为试验测试值。试验过程中确保每个环境温度下至少有 3 个使推进剂试验件发生蠕变断裂的应力水平,至少有 3 个使推进剂在 100000 s 加载时间内未发生蠕变断裂的应力水平。综合考虑试验结果的有效性和试验成本,每个试验工况下进行 4 组重复试验,对 4 组试验得到的应变 $\varepsilon(t)$ 数据分别绘制相应曲线,然后取 4 条曲线的均值并进行光滑处理后确定为该工况下用于后续分析的应变-蠕变时间曲线。

具体来说,为分析环境温度对 HTPB 推进剂应变-蠕变时间曲线特性的影响,本研究首先在 3 个应力水平 0.122 MPa 、 0.312 MPa 和 0.412 MPa 下分别进行了不同环境温度 $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $40\text{ }^{\circ}\text{C}$ 和 $55\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时的蠕变力学性能测试,得到了推进剂的应变-蠕变时间曲线。其中,试验环境温度设定参考文献[25]所述采用贴壁浇筑方法的大型 SRM 的固化降温零应力温度和发动机贮存时的环境温度范围。同时,参考 GJB 10018-2021《复合固体推进剂定载试验及平衡模量测定方法》标准^[26],设定蠕变测试试验的温湿度环境箱(图 1b)内的相对湿度恒定为 50%。

表 1 不同环境温度下 HTPB 推进剂的单轴抗拉强度及蠕变力学性能试验工况

Table 1 Uniaxial tensile strength and test conditions for creep mechanical performance of HTPB propellant under different environmental temperatures

| | stress levels under different environmental temperatures / MPa | | | |
|--------------------------------------------------------------------------|----------------------------------------------------------------|--------------------|--------------------|--------------------|
| | 55 °C | 40 °C | 25 °C | 10 °C |
| maximal uniaxial tensile strength at $4.2\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ | 0.616 | 0.66 | 0.723 | 0.949 |
| | 0.072 (no rupture) | 0.072 (no rupture) | 0.072 (no rupture) | 0.122 (no rupture) |
| | 0.122 (no rupture) | 0.122 (no rupture) | 0.122 (no rupture) | 0.212 (no rupture) |
| | 0.162 (no rupture) | 0.212 (no rupture) | 0.212 (no rupture) | 0.312 (no rupture) |
| | 0.262 (rupture) | 0.312 (rupture) | 0.312 (no rupture) | 0.412 (no rupture) |
| stress levels for creep test | 0.312 (rupture) | 0.362 (rupture) | 0.362 (rupture) | 0.512 (no rupture) |
| | 0.362 (rupture) | 0.412 (rupture) | 0.412 (rupture) | 0.562 (rupture) |
| | 0.412 (rupture) | 0.462 (rupture) | 0.462 (rupture) | 0.612 (rupture) |
| | 0.462 (rupture) | | | 0.662 (rupture) |
| | | | | 0.712 (rupture) |

其次,为分析应力水平对HTPB推进剂应变-蠕变时间曲线特性的影响,在高温55℃、室温25℃和低温10℃3个温度环境下,分别在最低应力水平、发生蠕变断裂的临界应力水平和最高应力水平上进行了蠕变测试,得到了推进剂的应变-蠕变时间曲线。

2 结果与讨论

2.1 环境温度和应力水平对应变-蠕变时间曲线特性的影响

通过开展蠕变测试,得到了如图2所示的3个应力水平下不同环境温度对应的HTPB推进剂的应变-蠕变时间曲线,以及如图3所示的3个温度下不同应力水平对应的应变-蠕变时间曲线。为进一步分析应变-蠕变时间曲线特性随试验条件发生改变的内在原因,对HTPB推进剂试验件进行了典型应变时刻的形貌观测,结果如图4所示。

由图2和图3可以看到,HTPB推进剂的应变-蠕变时间曲线随环境温度和应力水平的改变呈现如下特点:

(1)当HTPB推进剂试验件未发生蠕变断裂时,应变-蠕变时间曲线可以分为3个阶段,试验件发生断裂时,应变-蠕变时间曲线可以分为4个阶段,分别为:瞬时变形段OA(阶段1)、加载初期的衰减蠕变段AB(阶段2)、加载中期的稳定蠕变段BC(阶段3)和加载后期的加速蠕变段CD直至试验件发生断裂破坏(阶段4),具体如典型结果图图3a所示。上述应变-蠕变时间曲线变化趋势与文献[27]的结论保持一致,也与许进升^[16-17]、刘双等^[22]获得的试验规律相同。

由图4对应的利用高清相机拍摄得到的室温0.462 MPa条件下典型应变处HTPB推进剂试验件的形貌图可以看出,在变形初期的瞬时变形段,由于应变值较小,推进剂试验件仅被拉长,其表面没有微裂纹产生。当应变增大至0.3时,试验件表面出现许多肉眼可见的“孔隙”(红色圆圈所示),在“孔隙”密集的损伤区域内部具有明显的“拉丝”现象。当变形继续增大至应变为0.4时,试验件表面的微裂纹已发生扩展和贯通,成为宏观裂纹,最终导致试验件发生迅速断裂。根据强洪夫等^[28]利用微CT对推进剂单轴拉伸不同变形

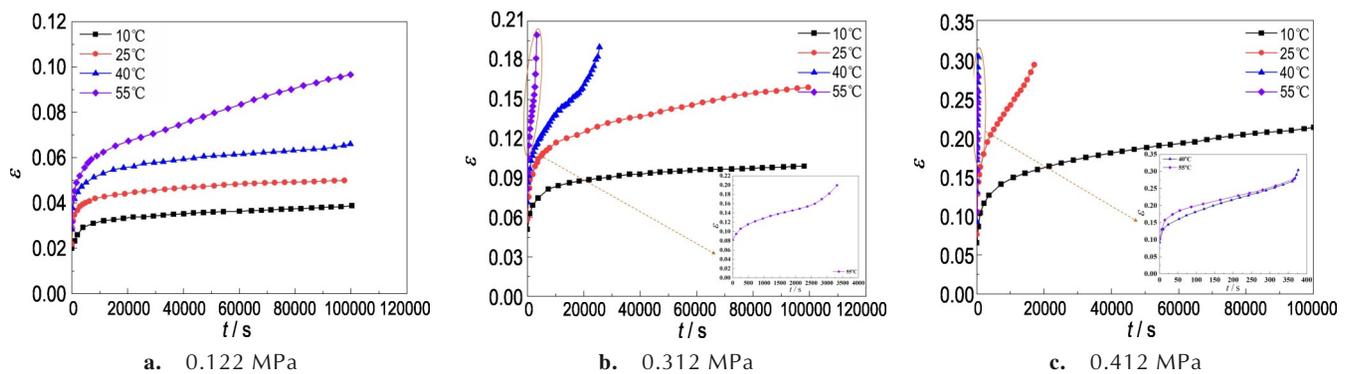


图2 典型应力水平下不同环境温度时HTPB推进剂的应变-蠕变时间曲线

Fig.2 Strain-creep time curves of HTPB propellant at different environmental temperatures under typical stress levels

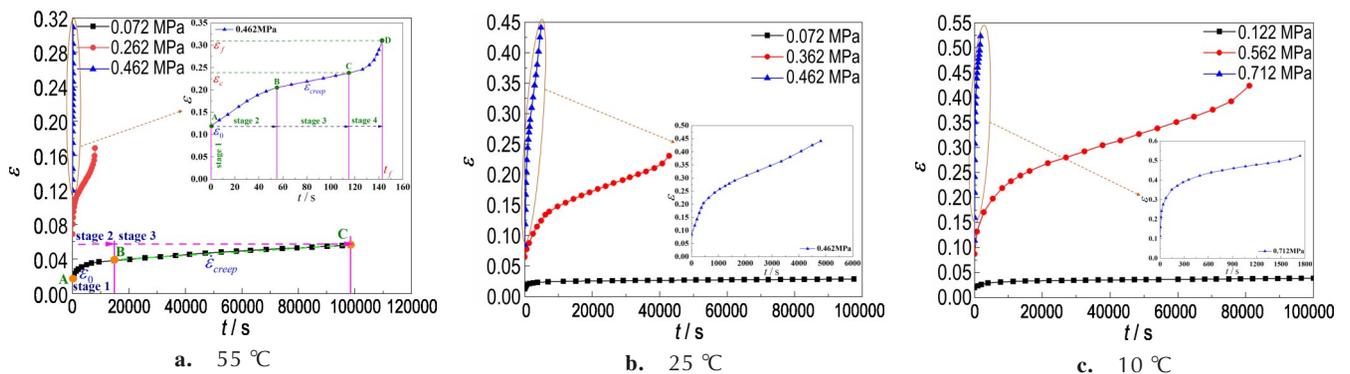


图3 不同环境温度时典型应力水平下HTPB推进剂的应变-蠕变时间曲线

Fig.3 Strain-creep time curves of HTPB propellant at different environmental temperatures under typical stress levels

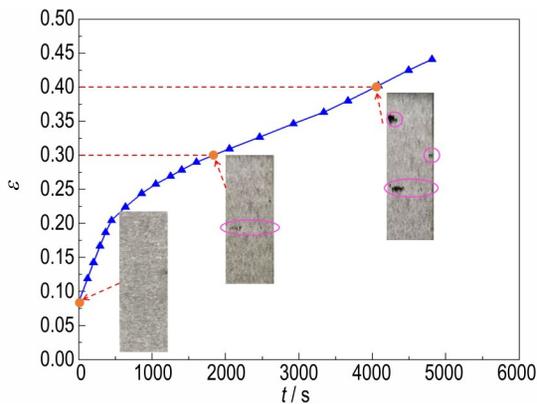


图4 25 °C、0.462 MPa条件下典型应变时HTPB推进剂试验件形貌变化图

Fig.4 Morphology change of HTPB propellant sample under typical strain at 25 °C and 0.462 MPa

阶段的细观结构原位观测结果以及表征损伤的孔隙率的统计规律可知,上述大应变处试验件表面“孔隙”、裂纹的出现源于细观结构发生的“脱湿”现象。可见,“脱湿”损伤的发生是HTPB推进剂的应变-蠕变时间曲线呈现4阶段特性的内在原因,而当应力水平较低时(如图3a中0.072 MPa),因为推进剂变形的总应变较低,无法达到“脱湿”临界应变,即细观结构无损伤,因此,相对应的应变-蠕变时间曲线仅能呈现3阶段特性,但无法出现加速蠕变段CD以及试验件断裂破坏现象。此外,李高春等^[29]的研究表明,环境温度升高可降低推进剂发生“脱湿”损伤的临界应变。因此,应变-蠕变时间曲线呈现4阶段特性的临界应力水平或导致蠕变断裂发生的临界应力水平随环境温度升高而降低。

(2)在瞬时变形段(阶段1),研究发现随着环境温度的升高,推进剂具有更大的初始应变 ε_0 。其中,0.412 MPa下,55 °C时的初始应变为0.1051,约为10 °C时初始应变0.0655的1.6倍(图2a)。55 °C下,0.072 MPa时初始应变为0.0178,约为25 °C时初始应变0.0135的1.32倍(图3a~b)。可见,升高环境温度对HTPB推进剂的瞬时变形量具有增强作用。

(3)从加载初期的衰减蠕变段(阶段2)开始,升高环境温度可以增大HTPB推进剂的应变和应变增加幅度,但具有更低的平均应变增加幅度(图2)。如图2a所示,0.122 MPa、100 s加载时刻,环境温度55 °C、40 °C和25 °C相较10 °C的应变增加幅度分别为0.0127、0.0107和0.0054,平均应变增加幅度为 $2.82 \times 10^{-4} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 、 $3.56 \times 10^{-4} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 和 $3.63 \times 10^{-4} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 。

随应力水平提高,HTPB推进剂发生形变的应变增大,且应变增加幅度和平均应变增加幅度都升高(图3)。

如图3a所示,高温55 °C、100 s加载时刻,应力水平0.262 MPa和0.462 MPa分别相较0.072 MPa增加0.190 MPa和0.390 MPa,应变则相较0.072 MPa时的0.0178分别具有0.0629和0.2132的增加幅度,相应的每升高1 MPa的平均应变增加幅度为0.3310和0.5467。采用相同方法计算得到低温10 °C、100 s加载时刻(图3c)的应力水平0.712 MPa和0.562 MPa分别相较0.122 MPa的变形应变增加幅度为0.3046和0.06752,相应的每增大1 MPa的平均应变增加幅度为0.5163和0.1534。

(4)在稳定蠕变段(阶段3),随环境温度升高或应力水平提高,推进剂应变-蠕变时间曲线的上翘趋势更加明显,且该阶段的变形时长呈现逐渐减小趋势。如图2b所示的0.312 MPa条件下,稳定蠕变段变形时长由10 °C的79729 s减小为25 °C的71008 s、40 °C的10056 s和55 °C的1172 s,相应的减小比值分别为10.94%、87.39%和98.53%。如图3a所示,高温55 °C条件下,稳定蠕变段变形时长由0.072 MPa的83606 s减小为0.262 MPa的4056 s和0.462 MPa的70 s,相应的减小比值分别高达95.15%和99.92%。

(5)在加载后期的加速蠕变段(阶段4),对比图2b~c和图3a可知,随环境温度升高或应力水平提高,HTPB推进剂发生蠕变断裂的时间减小,而应变呈现增大趋势。

2.2 环境温度和应力水平对蠕变力学性能参数的影响

材料的力学性能通常可用特征参数来表征,刘双^[22]、黄翰哲等^[30]指出,蠕变柔量、蠕变速率和断裂时的应变等参数的变化对于分析粘弹性材料不同蠕变阶段的力学性能极为关键。因此,为进一步定量讨论试验条件下环境温度(10 °C、25 °C、40 °C和55 °C)和应力水平(0.072~0.712 MPa)对HTPB推进剂蠕变力学性能的影响,本研究依次选取应变-蠕变时间曲线上反映瞬时变形段(阶段1)特性的初始蠕变柔量 J_0 ;反映稳定蠕变段(阶段3)特性的蠕变速率 $\dot{\varepsilon}_{\text{creep}}$;反映加速蠕变段(阶段4)特性的断裂时间 t_f 和断裂应变 ε_f 以及使推进剂发生蠕变断裂的临界应力水平 σ_{cr} 为代表性力学性能参数进行量化分析。其中,蠕变速率 $\dot{\varepsilon}_{\text{creep}}$ 为稳定蠕变段曲线的斜率,断裂时间 t_f 和断裂应变 ε_f 从断裂点处取值(图3a),临界应力水平 σ_{cr} 根据表1数值进行确定,而初始蠕变柔量 J_0 则按照式(1)计算获得:

$$J_0 = \varepsilon_0 / \sigma \quad (1)$$

式中, ε_0 为0时刻推进剂试验件发生瞬时变形的初始

应变,无量纲; σ 为推进剂蠕变力学性能试验的应力水平,MPa。

2.2.1 对初始蠕变柔量的影响

HTPB推进剂的初始蠕变柔量 J_0 随环境温度和应力水平的变化曲线如图5a所示。由图5a可知,同一应力水平下的初始蠕变柔量 J_0 随环境温度升高而不断增大,但同一环境温度条件下,该柔量几乎不随应力水平的改变而发生变化。

为分析初始蠕变柔量 J_0 呈现上述变化规律的原因,本研究统计了不同环境温度和应力水平下的初始应变 ϵ_0 ,如图5b所示。由图5b可以看出,虽然环境温度和应力水平的变化能够改变 ϵ_0 的大小,但相应数值总体上较小,最大值不超过12%,即HTPB推进剂仍处于线性粘弹性变形阶段,因此,初始蠕变柔量 J_0 的变化主要由推进剂的基本属性决定。环境温度变化可以改变固体推进剂内部链段的热运动和松弛时间,因此,初始蠕变柔量 J_0 对环境温度具有更高的敏感性。

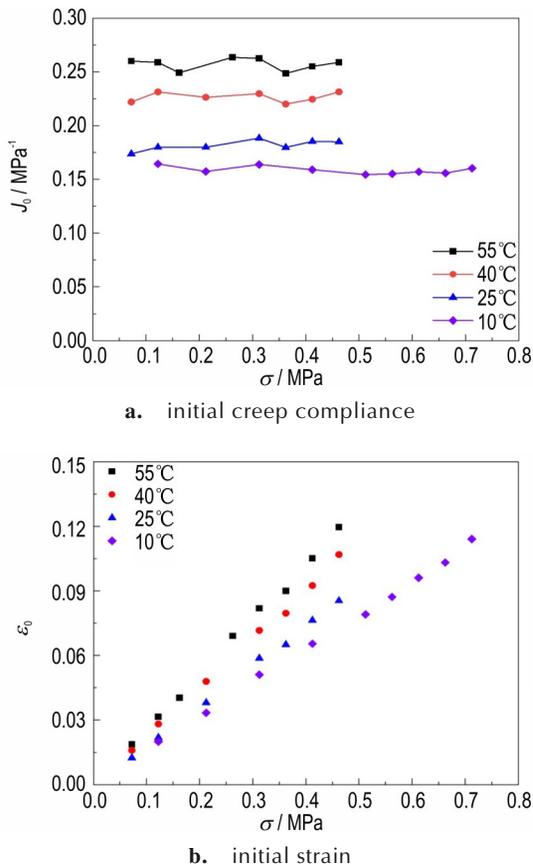


图5 HTPB推进剂的初始蠕变柔量和初始应变随环境温度和应力水平的变化曲线图

Fig.5 Variation curves of initial creep compliance and initial strain of HTPB propellant with environmental temperatures and stress levels

2.2.2 对蠕变速率的影响

HTPB推进剂的蠕变速率 $\dot{\epsilon}_{creep}$ 随环境温度和应力水平的变化曲线如图6a所示,不同环境温度条件下 $\lg(\dot{\epsilon}_{creep})$ 与 $\lg(\sigma)$ 之间均满足指数型非线性增加关系,并总体上呈现3阶段特性,即缓慢增加阶段(1阶段)、非线性增加阶段(2阶段)和线性急剧增加阶段(3阶段),具体拟合函数如表2所示。

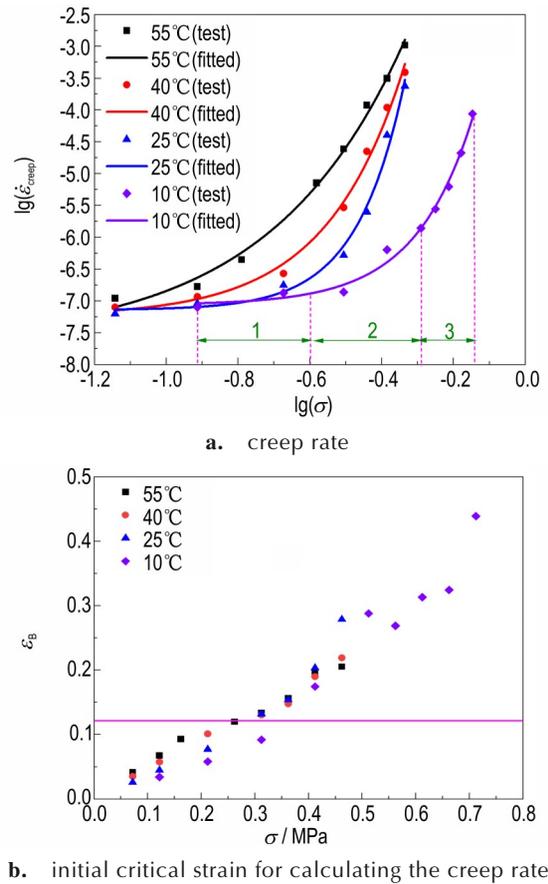


图6 HTPB推进剂的蠕变速率和计算蠕变速率的初始临界应变随环境温度和应力水平的变化曲线图

Fig.6 Variation curves of creep rate and initial critical strain for calculating the creep rate of HTPB propellant with environmental temperatures and stress levels

表2 不同环境温度下蠕变速率与应力水平之间的拟合函数关系式

Table 2 Fitting function relationships between creep rate and stress level under different environmental temperatures

| temperature / °C | fitting function | R ² |
|------------------|---------------------------------------------------------------------------|----------------|
| 55 | $\lg(\dot{\epsilon}_{creep}) = 11.6632 \exp[\lg(\sigma)/0.3730] - 7.6415$ | 0.9930 |
| 40 | $\lg(\dot{\epsilon}_{creep}) = 18.7041 \exp[\lg(\sigma)/0.2163] - 7.2438$ | 0.9889 |
| 25 | $\lg(\dot{\epsilon}_{creep}) = 44.3994 \exp[\lg(\sigma)/0.1337] - 7.1418$ | 0.9837 |
| 10 | $\lg(\dot{\epsilon}_{creep}) = 7.3217 \exp[\lg(\sigma)/0.1612] - 7.0615$ | 0.9883 |

由图 6a 可知, $\lg(\sigma)$ 不超过 -0.6737 时, 即应力水平低于 0.212 MPa 时, 环境温度升高对推进剂蠕变速率 $\dot{\epsilon}_{\text{creep}}$ 的提升效果有限, 几乎无变化, 而当应力水平高于 0.212 MPa 时, 环境温度升高能极大提升推进剂的蠕变速率 $\dot{\epsilon}_{\text{creep}}$, 且蠕变速率与应力水平的双对数曲线的第 1 阶段(即缓慢增加阶段)逐渐减小, 第 2 阶段(非线性增加阶段)逐渐增加。如高温 55 °C 和 0.412 MPa 作用下的蠕变速率为 $3.14 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$, 约为低温 10 °C、 0.412 MPa 条件下蠕变速率 $6.37 \times 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ 的 493 倍。

蠕变速率 $\dot{\epsilon}_{\text{creep}}$ 具有上述变化规律的主要原因为: 该参数随环境温度和应力水平的变化主要取决于稳定蠕变段推进剂的变形程度和损伤特性。本研究统计了不同环境温度和应力水平下稳定蠕变段起始时刻 HTPB 推进剂的应变, 如图 6b 所示。由图 6b 可以知, 当应力水平低于 0.212 MPa 时, 稳定蠕变段起始时刻推进剂变形的应变总体较低, 最大值不超过 12%, 无“脱湿”损伤发生, 因此, 蠕变速率对环境温度和应力水平变化的敏感程度较低。当应力水平高于 0.212 MPa 时, 稳定蠕变段起始时刻的应变大于 12%, 此时推进

剂内部细观结构出现“脱湿”损伤, 因此, 环境温度和应力水平对蠕变速率的影响程度明显增强, 蠕变速率随应力水平的提高也开始呈现非线性增加趋势, 甚至表现出线性急剧增加趋势。

2.2.3 对断裂时间、断裂应变和断裂临界应力水平的影响

试验条件下 HTPB 推进剂的断裂时间 t_f 、断裂应变 ϵ_f 以及使推进剂发生蠕变断裂的临界应力水平 σ_{cr} 随环境温度和应力水平的变化曲线如图 7 所示。由图 7 可知, 3 个参数具有如下的变化规律:

(1) 由图 7a 可知, 同一环境温度下 HTPB 推进剂的蠕变断裂时间 t_f 与应力水平 σ 之间满足线性双对数关系, 拟合曲线的函数表达式如表 3 所示。由表 3 所示, 直线斜率为负值, 且斜率随环境温度下降而不断减小, 应力水平提高能够降低推进剂的蠕变断裂时间 t_f , 而且降低幅值随环境温度下降而总体上呈现不断增大趋势。如低温 10 °C 时 0.712 MPa 条件下的断裂时间 t_f 约为 0.562 MPa 条件下数值的 2.14%, 而 0.412 MPa 条件下高温 50 °C 的蠕变断裂时间 t_f 约为室温 25 °C 条件下数值的 2.14%。

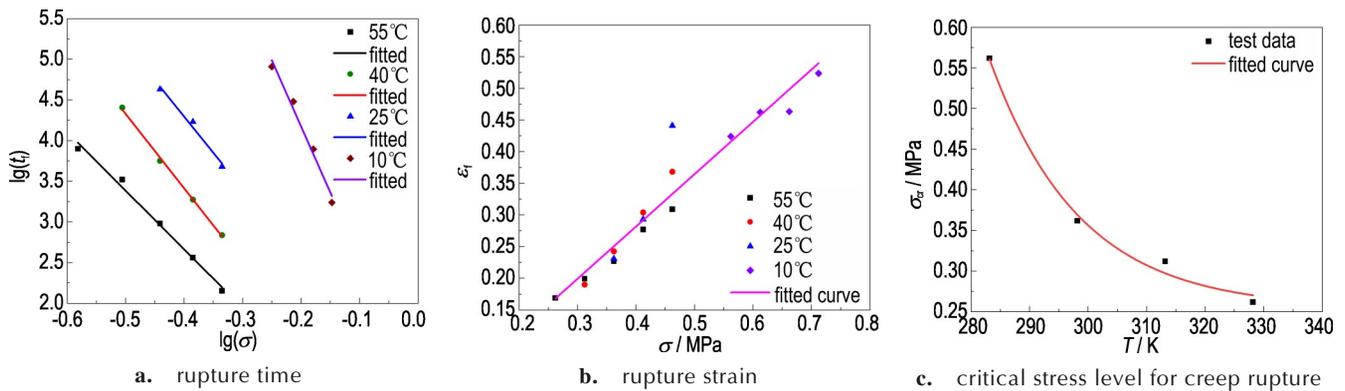


图 7 HTPB 推进剂的断裂时间、断裂应变和断裂临界应力水平随环境温度和应力水平的变化曲线图

Fig.7 Variation curves of rupture time, rupture strain and critical stress level for creep rupture of HTPB propellant with environmental temperatures and stress levels

表 3 不同环境温度下蠕变断裂时间与应力水平的拟合函数关系式

Table 3 Fitting function relationships between creep rupture time and stress level under different environmental temperatures

| temperature / °C | fitting function | R^2 |
|------------------|-------------------------------------------|--------|
| 55 | $\lg(t_f) = -7.2083\lg(\sigma) - 0.2191$ | 0.9888 |
| 40 | $\lg(t_f) = -9.147\lg(\sigma) - 0.2449$ | 0.9973 |
| 25 | $\lg(t_f) = -8.9177\lg(\sigma) + 0.7283$ | 0.9683 |
| 10 | $\lg(t_f) = -16.2558\lg(\sigma) + 0.9209$ | 0.9754 |

Note: The unit of creep fracture time and creep stress level is s and MPa, respectively.

蠕变断裂的发生与固体推进剂细观结构发生的损伤密切相关, 为进一步分析上述蠕变断裂时间 t_f 随环境温度和应力水平变化的内在原因, 以试验条件下环境温度 55 °C 以及该温度条件下发生蠕变断裂的 4 个应力水平 0.262 MPa、 0.312 MPa、 0.412 MPa 和 0.462 MPa 为例分析应力水平的影响, 并选择在 0.412 MPa 应力水平下均发生蠕变断裂的 55 °C、 40 °C 和 25 °C 为例分析环境温度的影响。

基于 Kunz 等^[31-32]提出的线性累积损伤模型, 固

体推进剂在蠕变变形条件下发生断裂时的内部累积损伤 D 随蠕变时间 t 的变化可按照如下表达式进行计算:

$$D(t) = 1 - \left[1 - (t/t_i) \right]^{1/(1+\beta)} \quad (2)$$

式中, β 为累积损伤指数, 其数值等于蠕变断裂时间 t_i 与应力水平 σ 之间线性双对数关系斜率的负数, 可根据表 3 所示拟合函数关系式直接确定。

将 β 数值带入式(2)可得到发生蠕变断裂的环境温度 55 °C 4 个应力水平条件下的累积损伤, 以及 0.412 MPa 应力水平下环境温度为 55 °C、40 °C 和 25 °C 时的累积损伤, 计算结果如图 8 所示。由图 8 可知, 应力水平越高、环境温度越高, 同一蠕变时间下 HTPB 推进剂细观结构内部的累积损伤越大, 即推进剂越容易发生“脱湿”损伤, 且损伤的增加速率越快。因此, 蠕变断裂时间 t_i 随环境温度升高和应力水平提高而降低, 并呈现如图 7a 所示的变化规律。

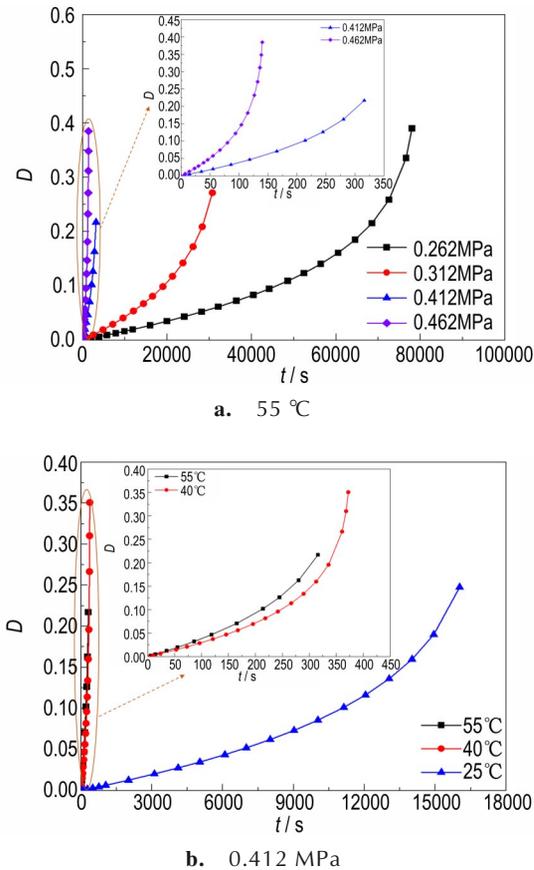


图 8 典型环境温度和应力水平下 HTPB 推进剂的累积损伤-蠕变时间曲线

Fig. 8 Cumulative damage-creep time curves of HTPB propellant under typical environmental temperatures and stress levels

(2) 由图 7b 可知, HTPB 推进剂的断裂应变 ε_f 与应力水平 σ 之间满足式(3)所示线性关系。当应力水平低于 0.462 MPa 时, 同一应力水平下, 环境温度变化几乎不改变断裂应变 ε_f 的数值大小, 而当应力水平达到 0.462 MPa 时, 随环境温度升高, 推进剂的断裂应变 ε_f 不断降低, 如高温 55 °C 条件下的断裂应变 ε_f 约为室温 25 °C 条件下数值的 70.12%。

$$\varepsilon_f = 0.8257\sigma - 0.04815 \quad (3)$$

式中, ε_f 为无量纲断裂应变; σ 为应力水平, MPa。

(3) 由图 7c 可知, 试验条件下能使 HTPB 推进剂发生蠕变断裂的临界应力水平 σ_{cr} 随环境温度升高而呈现式(4)所示的指数型非线性下降趋势, 其数值从 10 °C 条件下的 0.562 MPa 降至 55 °C 条件下的 0.262 MPa, 降低比值高达 53.38%。

$$\sigma_{cr} = 3.1570 \times 10^7 \exp(-T/15.3476) + 0.2540 \quad (4)$$

式中, σ_{cr} 为临界应力水平, MPa; T 为开展 HTPB 推进剂蠕变力学性能试验的环境温度, K。

3 蠕变破坏性能主曲线分析

为有效开展长期立式贮存使役工况下 SRM 药柱的结构完整性评估, 需确定与之对应的蠕变断裂时间、断裂应变以及使推进剂发生蠕变断裂的临界应力水平等破坏性能参数的数值。断裂应变的大小仅与应力水平相关, 而发生蠕变断裂的临界应力仅与环境温度相关, 上述 2 个参数的数值较为容易确定, 且与载荷作用时间无关。蠕变断裂时间不仅涉及环境温度、应力水平 2 个影响因素, 而且需要开展长时间的蠕变力学性能测试。Willianms 等^[33]提出的等效原理和基于该原理构建的主曲线, 不仅可以多个因素的影响等当为单一因素, 而且为基于短期试验结果预测长期性能或基于较窄范围测试结果预测较宽加载范围性能提供了重要的研究工具。因此, 本研究基于金日光^[34]、Luo 等^[35]已证明成立的环境温度-应力水平等效关系, 建立参考温度下 HTPB 推进剂的蠕变断裂时间主曲线, 进而用于描述和预测较宽加载范围推进剂的破坏性能, 同时估算达到 SRM 特定立式贮存要求时的蠕变条件。

根据环境温度-应力水平等效关系, 随环境温度和应力水平变化的蠕变断裂时间 t_i 满足如下表达式:

$$t_i[T, \lg(\sigma)] = t_i[T_0, \lg(\sigma) + \lg \alpha_T] \quad (5)$$

式中, α_T 为温度移位因子, 其含义为环境温度 T 、应力水平 σ 条件下的蠕变断裂时间 t_i 与参考环境温度 T_0 、

应力水平 $\sigma \cdot \alpha_T$ 条件下的蠕变断裂时间 t_f 相等。

GJB 770B-2005 标准中方法 413.3^[23] 给出了利用作图法确定温度移位因子 α_T 数值的方法, 基于该方法的计算步骤, 本研究在图 7a 所示结果的基础上, 选取 25 °C 为参考环境温度 T_0 , 进一步采用图 9a 的作图方法逐段计算获取式 (5) 中不同环境温度条件下的 α_T 的数值, $\lg(\alpha_T)$ 的大小等于将环境温度 T 条件下的蠕变断裂时间 t_f 与应力水平 σ 之间的双对数直线沿水平方向平移至参考温度 T_0 条件下的直线时的平均移动距离, 例如 40 °C 条件下的直线平移至 25 °C 条件下的直线时的平均移动距离为 $(l_1 + l_2 + l_3)/3$ 。同时, 按照 GJB 770B-2005 标准中方法 413.3^[23] 的定义方法, 当 $T > T_0$ 时, $\lg(\alpha_T)$ 的值小于 0, 反之大于 0, 当 $T = T_0$ 时, $\lg(\alpha_T) = 0$ 。利用上述方法最终计算得到的不同环境温度时的 $\lg(\alpha_T)$ 的数值如图 9b 所示。由图 9 可知, $\lg(\alpha_T)$ 与 T 之间满足指数型非线性关系, 且随环境温度升高, 其数值不断增大, 具体的拟合表达式如下所示:

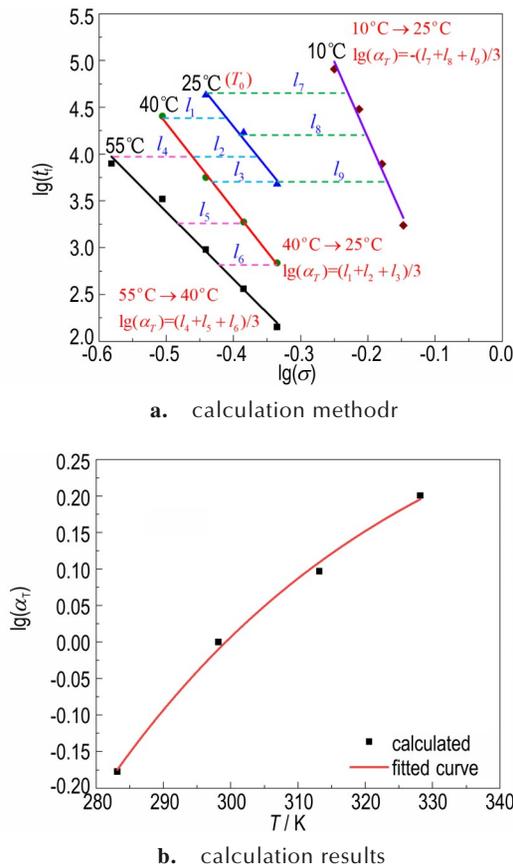


图 9 温度移位因子的计算方法示意图和计算结果图
Fig.9 Schematic diagram of calculation method and calculation results of temperature shift factor

$$\lg(\alpha_T) = -263.8649 \exp(-T/46.479) + 0.4222 \quad (6)$$

式中, T 为开展 HTPB 推进剂蠕变力学性能试验的环境温度, K。

将图 7a 所示其余环境温度下的蠕变断裂时间 t_f 与应力水平 σ 的双对数直线的横坐标 $\lg(\sigma)$ 分别叠加该温度下 $\lg(\alpha_T)$, 即横坐标变为 $\lg(\sigma \cdot \alpha_T)$, 则可得到参考温度 25 °C 时 t_f 的主曲线, 如图 10 所示。由图 10 可知, t_f 的主曲线呈指数型非线性下降趋势, 并满足如下拟合表达式:

$$\lg(t_f) = 1.3787 \exp[-\lg(\sigma \cdot \alpha_T)/0.3652] + 0.2185 \quad (7)$$

式中, t_f 为蠕变断裂时间, s; σ 为蠕变加载应力水平, MPa。

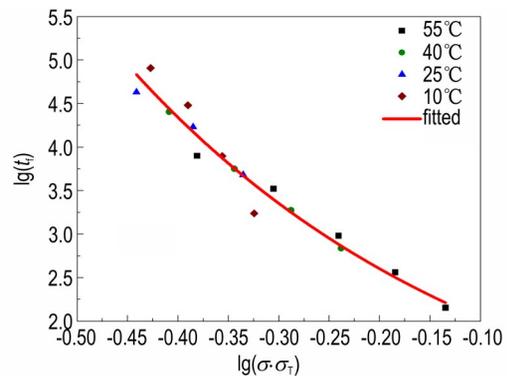


图 10 HTPB 推进剂的蠕变断裂时间主曲线
Fig.10 Master curve of creep rupture time for HTPB propellant

结合式 (6) 和 (7), 一方面可直接对 10~55 °C 不同环境温度和应力水平条件下 HTPB 推进剂的蠕变断裂时间 t_f 或参考环境温度 25 °C 条件下较宽应力水平范围内 (0.362~0.733 MPa, 如图 10 所示) 的蠕变断裂时间 t_f 进行预测, 预测区间远大于试验条件下的 25 °C 时发生蠕变断裂的应力水平范围 0.362~0.462 MPa。另一方面, 结合式 (6) 和 (7), 也可对 10~55 °C 不同环境温度条件下于时间 t_f 发生蠕变断裂的应力水平进行初步估算, 如环境温度 25 °C 条件下 t_f 为 15 年 (即 4.7304×10^8 s) 时的应力水平约为 0.2176 MPa。因此, 为了确保 25 °C 条件下立式贮存的 SRM 药柱在 15 年时间内不发生蠕变断裂破坏, 则蠕变变形的加载应力水平应低于 0.2176 MPa。

4 结论

(1) HTPB 推进剂的应变-蠕变时间曲线与一般聚合物的蠕变变形曲线特性相一致, 且受到环境温度

和应力水平的显著影响。在发生蠕变断裂的较高应力水平下,具有瞬时变形段、加载初期的衰减蠕变段、加载中期的稳定蠕变段和加载后期的加速蠕变段直至试验件发生断裂破坏4阶段特性,当应力水平降低至不发生蠕变断裂时,则仅呈现前3阶段,而升高环境温度可降低使曲线呈现4阶段特性的临界应力水平;

(2)反映瞬时变形特性的初始蠕变柔量随试验环境温度升高而增大,但几乎不随应力水平升高而改变;反映稳定蠕变段变形特性的蠕变速率随环境温度升高和应力水平提高而增大,且蠕变速率和应力水平的双对数之间均满足指数型非线性增加关系,并总体上呈现3阶段特性;反映加速蠕变段变形特性的断裂时间随环境温度升高和应力水平提高而缩短,但断裂应变总体上仅对应力水平的改变比较敏感;此外,使推进剂发生蠕变断裂的临界应力水平随环境温度升高呈指数型下降趋势;

(3)环境温度和应力水平对HTPB推进剂蠕变力学性能的影响规律,主要由推进剂的基本属性以及大变形时发生的“脱湿”损伤、损伤累积等因素决定。当环境温度升高和应力水平提高时,推进剂越容易发生“脱湿”损伤,且累积损伤程度增大、累积损伤速率加快;

(4)利用环境温度-应力水平等效关系建立的呈现指数型变化趋势的蠕变断裂时间主曲线,可对环境温度25℃条件下0.362~0.733 MPa应力水平范围内的蠕变断裂时间进行预测。同时,结合主曲线和温度移位因子的数学表达式可对10~55℃不同环境温度条件下在特定蠕变断裂时间发生破坏的应力水平进行初步估算,经计算确保25℃条件下立式贮存的SRM药柱在15年时间内不发生蠕变断裂破坏的加载应力水平应低于0.2176 MPa。

参考文献:

- [1] 王哲君,强洪夫,王广,等. 固体推进剂力学性能和本构模型的研究进展[J]. 含能材料, 2016, 24(4): 403-416.
WANG Zhe-jun, QIANG Hong-fu, WANG Guang, et al. Review on the mechanical properties and constitutive models of solid propellants [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2016, 24(4): 403-416.
- [2] 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): 297-302.
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.
- [3] 王冉,武毅,白龙,等. 宽温域宽应变率下丁羟四组元HTPB推进剂单轴压缩力学行为[J]. 含能材料, 2024, 32(2): 183-192.
WANG Ran, WU Yi, BAI Long, et al. Uniaxial compressive mechanical behavior of four-component HTPB propellant under wide temperature and strain rate range [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2024, 32(2): 183-192.
- [4] JIN L, FANG Q, YAN X, et al. Biaxial tensile mechanical properties of HTPB solid propellant [J]. *International Journal of Aerospace*, 2023, (2023): e2407730.
- [5] GENG T, QIANG H, WANG Z, et al. Macroscopic and mesoscopic properties of HTPB propellant under low temperature dynamic biaxial compression loading [J]. *Polymer Testing*, 2023, 119: 107922.
- [6] WANG J, QIANG H, WANG Z. Strength criterion of HTPB composite solid propellant under tension-shear loading at low temperature [J]. *Propellants Explosives Pyrotechnics*, 2022, 47(5): e202100267.
- [7] LI H, XU J, LIU J, et al. Research on the influences of confining pressure and strain rate on NEPE propellant: Experimental assessment and constitutive model [J]. *Defence Technology*, 2021, 17(5): 1764-1774.
- [8] 张镇国,何景轩,沙宝林,等. 丁羟基固体推进剂的破坏包络及其演化行为研究[J]. 宇航学报, 2021, 42(12): 403-416.
ZHANG Zhen-guo, HE Jing-xuan, SHA Bao-lin, et al. A study on failure envelopes of HTPB solid propellants and their evolution [J]. *Journal of Astronautics*, 2021, 42(12): 403-416.
- [9] 强洪夫,王哲君,王广,等. 低温动态加载下三组元HTPB复合固体推进剂的失效判据[J]. 含能材料, 2019, 27(4): 274-281.
QIANG Hong-fu, WANG Zhe-jun, WANG Guang, et al. Failure criteria of three-component HTPB composite solid propellant at low temperature under dynamic loading [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2019, 27(4): 274-281.
- [10] BIHARI B K, RAO N P N, GUPTA M, et al. A study on creep behavior of composite solid propellants using the Kelvin-Voigt model [J]. *Central European Journal of Energetic Materials*, 2017, 14(3): 742-756.
- [11] 陈科,任全彬,程吉明,等. HTPB推进剂装药发动机立式贮存结构响应分析[J]. 2022, 40(1): 56-61.
CHEN Ke, REN Quan-bin, CHENG Ji-ming, et al. Structural response analysis of a solid rocket motor with HTPB propellant grain under vertical storage condition [J]. *Journal of Northwestern Polytechnical University*, 2022, 40(1): 56-61.
- [12] 王鑫,高鸣,伍鹏,等. 固体推进剂药柱立式贮存的蠕变效应[J]. 火炸药学报, 2019, 42(2): 160-168.
WANG Xin, GAO Ming, WU Peng, et al. Research on creep effect of solid propellant grain under vertical storage [J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2019, 42(2): 160-168.
- [13] 王鑫,赵汝岩,卢洪义,等. HTPB推进剂装药蠕变行为及影响因素[J]. 火炸药学报, 2021, 44(3): 399-406.
WANG Xin, ZHAO Ru-yan, LU Hong-yi, et al. Creep behavior and influence factors of HTPB propellant grain [J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2021, 44(3): 399-406.

- Journal of Explosives & Propellants*, 2021, 44(3): 399-406.
- [14] DENG K, LI H, XU J, et al. Long-term and short-term creep characteristic analysis for HTPB Propellant[J]. *Propellants Explosives Pyrotechnics*, 2022, 47(9): e202200074.
- [15] DENG K W, LI H Y, SHEN Z B, et al. Low strain rate yield characteristics and failure modes of solid composite propellant[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2023, (150): 107364.
- [16] 吴轩,郑健,许进升,等.HTPB固体推进剂蠕变损伤模型研究[J]. *火炸药学报*, 2023, 46(3): 260-265.
WU Xuan, ZHENG Jian, XU Jin-sheng, et al. Research on creep damage model of HTPB solid propellant[J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2023, 46(3): 260-265.
- [17] 吴轩,黄薇,许进升,等.HTPB推进剂蠕变试验及长期蠕变性能研究[J]. *强度与环境*, 2024, 51(5): 8-13.
WU Xuan, HUANG Wei, XU Jin-sheng, et al. Research on creep experiment and long-term creep performance of HTPB propellant[J]. *Structure & Environment Engineering*, 2024, 51(5): 8-13.
- [18] WANG J, FANG Q, SHA B. Investigation on the creep models of the NEPE solid propellant[J]. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 2024, 31(13): 2772-2783.
- [19] ZHANG Y, QIANG H, WANG X, et al. Investigation on a viscoelastic creep damage constitutive model for HTPB propellant and its application in finite element analysis[J]. *Journal of Electrical Systems*, 2024, 20(3): 823-840.
- [20] 李东,周省长,鞠玉涛,等.双基固体推进剂药柱非线性蠕变特性实验研究[J]. *固体火箭技术*, 2008, 31(5): 475-479.
LI Dong, ZHOU Chang-sheng, JU Yu-tao, et al. Experimental research on the nonlinear creep property of double base solid propellant grain [J]. *Journal of Solid Rocket Technology*, 2008, 31(5): 475-479.
- [21] 胡义文,左海丽,郑启龙,等.PBT基复合固体推进剂高温蠕变行为研究[J]. *固体火箭技术*, 2018, 41(1): 41-46.
HU Yi-wen, ZUO Hai-li, ZHENG Qi-long, et al. Creep behavior of composite solid propellant based on PBT at high temperature [J]. *Journal of Solid Rocket Technology*, 2018, 41(1): 41-46.
- [22] 刘双,张锡铭,张京,等.GAP-ETPE基高能固体推进剂的蠕变性能[J]. *火炸药学报*, 2022, 45(6): 877-883.
LIU Shuang, ZHANG Xi-ming, ZHANG Jing, et al. Creep properties of GAP-ETPE-based high-energy solid propellant[J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2022, 45(6): 877-883.
- [23] 国防科学技术工业委员会. GJB 770B-2005:火药试验方法[S]. 北京: 中国标准出版社, 2005.
Commission of Science, Technology and Industry for National Defense. GJB 770B-2005: Test method of propellant [S]. Beijing: China Standard Press, 2005.
- [24] 强洪夫,冯帅星,王学仁,等.一种机械式粘弹性材料多试件蠕变性能测试装置: ZL201921615060.9[P]. 2020.
QIANG Hong-fu, FENG Shuai-xing, WANG Xue-ren, et al. A mechanical creep performance testing device for multiple specimens of viscoelastic materials: ZL201921615060.9 [P]. 2020.
- [25] 周东谟,谢旭源,王瑞民,等. NEPE推进剂固化降温过程残余应力应变分析[J]. *含能材料*, 2024, 32(2): 193-203.
ZHOU Dong-mo, XIE Xu-yuan, WANG Rui-min, et al. Residual stress/strain analysis of NEPE propellant under curing and cooling [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2024, 32(2): 193-203.
- [26] 中央军委装备发展部. GJB 10018-2021: 复合固体推进剂定载试验及平衡模量测定方法[S]. 北京: 中国标准出版社, 2021.
Equipment Development Department of the Central Military Commission. GJB 10018-2021: Test method for constant-load and equilibrium modulus of composite solid propellant [S]. Beijing: China Standard Press, 2021.
- [27] 穆霞英. 蠕变力学[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 2023: 4-5.
MU Xia-ying. Creep mechanics[M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 2023: 4-5.
- [28] 刘新国,刘佩进,强洪夫,等.基于微CT技术的丁羟推进剂脱湿定量表征方法研究[J]. *推进技术*, 2019, 40(5): 1162-1168.
LIU Xin-guo, LIU Pei-jin, QIANG Hong-fu, et al. Quantification method of dewetting damage of HTPB propellant based on micro-CT detection [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2019, 40(5): 1162-1168.
- [29] 李永强,李高春,林明亮. 温度和加载速率影响下HTPB推进剂微观损伤及机理分析[J]. *推进技术*, 2025, 46(2): 2311049.
LI Yong-qiang, LI Gao-chun, LIN Ming-liang. Micro-damage and mechanism analysis of HTPB propellant under influence of temperature and loading rate[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2025, 46(2): 2311049.
- [30] 黄翰哲,王克俭,牛余雷,等. PBX模拟材料的蠕变性能及损伤模型[J]. *火炸药学报*, 2025, doi: 10.14077/j.issn.1007-7812.202504012.
HUANG Han-zhe, WANG Ke-jian, NIU Yu-lei, et al. Research on creep properties and damage models of PBX analog materials [J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2025, doi: 10.14077/j.issn.1007-7812.202504012.
- [31] KUNZ R. Continuum damage mechanics modeling of solid propellant [C]//44th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit. New York: AIAA, 2013: 4973.
- [32] LAHERU K L. Development of a generalized failure criterion for viscoelastic materials[J]. *Journal of Propulsion and Power*, 1992, 8(4): 756-759.
- [33] WILLIAMMS M L, LANDEL R F, FERRY J D, et al. The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass-forming liquids [J]. *Journal of the American Chemical Society*, 1955, 77(14): 3701-3707.
- [34] 金日光,刘薇. 高分子材料应力-时间等效性的考察[J]. *北京化工学院学报*, 1994, 21(1): 35-40.
JIN Ri-guang, LIU Wei. Study on the equivalency between stress and time of polymer materials[J]. *Journal of Beijing Institute of Chemical Technology*, 1994, 21(1): 35-40.
- [35] LUO W, YANG T, AN Q. Time-temperature-stress equivalence and its application to nonlinear viscoelastic materials[J]. *Acta Mechanica Solida Sinica*, 2001, 14(3): 195-199.

Creep Mechanical Properties of HTPB Composite Solid Propellant under Different Temperatures and Stress Levels

WANG Zhe-jun¹, ZHANG Yan-shen¹, QIANG Hong-fu¹, CHEN Jia-xing², WU Rui²

(1. Rocket Force University of Engineering, Xi'an 710025, China; 2. Inner Mongolia Power Machinery Institute, Hohhot 010010, China)

Abstract: To investigate the creep mechanical properties of tri-component hydroxyl-terminated polybutadiene (HTPB) composite solid propellant under different temperatures and stress levels, creep mechanical performance tests were conducted using a self-developed mechanical creep testing equipment, a temperature-humidity environmental chamber, and a high-definition camera. Tests were performed at environmental temperatures of 10 °C, 25 °C, 40 °C and 55 °C, covering a stress range of 0.072 to 0.712 MPa. The strain-creep time curves were obtained, along with the variation patterns of typical mechanical property parameters with environmental temperature and stress level. A master curve for the creep rupture time, reflecting the propellant's failure behavior under broad loading conditions, was established. The results indicate that, as the stress level increases, the characteristics of the propellant's strain-creep time curve shift from three stages to four stages. Increasing environmental temperature reduces the critical stress level at which the four-stage curve characteristic exhibits, and this stress follows an exponential decay pattern, decreasing from 0.562 MPa at 10 °C to 0.262 MPa at 55 °C with a reduction ratio of 53.38%. The initial creep compliance increases with rising environmental temperature but remains almost unchanged with increasing stress level. When both environmental temperature and stress level increase, the creep rate increases, creep rupture time shortens, cumulative damage degree increases, and cumulative damage rate accelerates. In contrast, the fracture strain is primarily sensitive to changes in stress level and exhibits a linear increasing trend with increasing stress level. The creep rate under 55 °C and 0.412 MPa is approximately 493 times that under the same stress level at 10 °C, and the creep rupture time is about 2.14% of that under the same stress level at 25 °C. Finally, based on the double logarithmic test data of creep rupture time versus stress level under different environmental temperatures, and using the environmental temperature-stress level equivalence relationship, a master curve for propellant's creep rupture time was established. At the same time, exponential mathematical expressions for this master curve and the temperature shift factor were obtained. Calculations using these expressions indicate that, to ensure a vertically stored SRM grain does not experience creep rupture failure within 15 years at 25 °C, the loading stress level should be lower than 0.2176 MPa.

Key words: temperature; tri-component HTPB propellant; creep; mechanical property; master curve of creep rupture time

CLC number: TJ55; V512

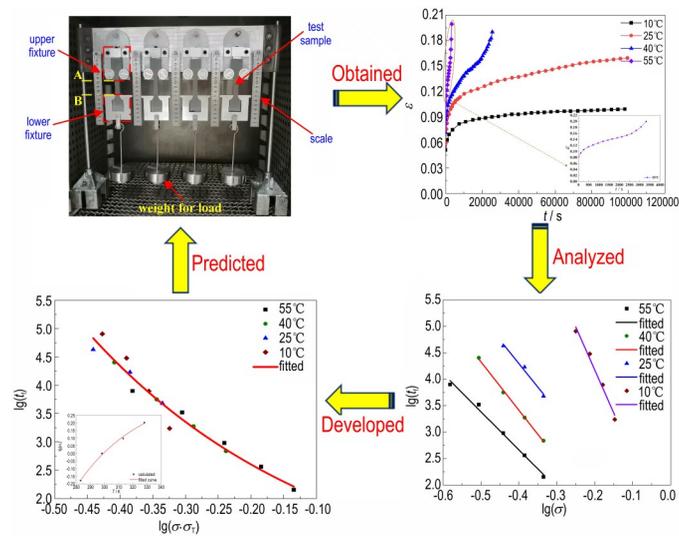
Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2025049

Grant support: National Natural Science Foundation of China (No. 22205259)

(责编:姜梅)

图文摘要:



Using a self-developed mechanical creep testing equipment, creep mechanical property curves of tri-component HTPB propellant were obtained within a stress level range of 0.072~0.712 MPa and temperature range of 10~55 °C. The effects of temperature and stress level on the characteristics of the strain-creep time curves and the typical mechanical parameters were analyzed, and a master curve for creep rupture time that can predict failure performance under a wide range of loading conditions was established. The relevant results can provide data support for evaluating the structural integrity of SRM grain under long-term vertical storage conditions.