

多管火箭武器储运发射箱长期储存蠕变性能预测*

孙同生¹, 于存贵¹, 秦予铮¹, 王 琪²

(1. 南京理工大学 机械工程学院, 江苏 南京 210094; 2. 江西长江化工有限责任公司, 江西 九江 332006)

摘要:为探究火箭武器储运发射箱长期储存的蠕变性能,制备复合材料层压板并开展单轴拉伸蠕变试验,获得了单向纤维复合材料主方向的蠕变本构模型参数。采用有限元方法并借助用户自定义材料子程序建立储运发射箱长期储存蠕变的数值分析模型,预测了堆码储存15年后底层发射箱的蠕变变形。以储存后的发射箱作为初始状态建立弹管耦合发射动力学仿真计算模型,进一步分析蠕变对火箭弹发射过程的影响。仿真结果表明:蠕变引起的定向器平行度和发射箱底面平面度的变化均小于技术指标规定值,定向器束的最大残余变形在三维空间内呈马鞍状分布,上、下两行中间位置定向器的变形最大,左、右两列中间位置定向器的变形最小。定向器蠕变变形使得弹管间隙减小,火箭弹在管内运动使弹管之间的动态接触碰撞力增大,离轨速度降低。

关键词:储运发射箱;复合材料定向器;长期储存;蠕变变形;有限元分析;用户自定义子程序

中图分类号:TJ393 文献标志码:A 开放科学(资源服务)标识码(OSID):
文章编号:1001-2486(2020)05-060-08



听语音
与作者
聊科研

Prediction of creep performance for multiple launch rocket canister under long-term storage

SUN Tongsheng¹, YU Cungi¹, QIN Yuzheng¹, WANG Qi²

(1. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;
2. Jiangxi Changjiang Chemical Co., Ltd, Jiujiang 332006, China)

Abstract: In order to investigate the creep performance of multi-barrel rocket weapon launch canister under long-term storage, uniaxial tensile creep test was carried out on composite laminate and the creep constitutive model parameters of single layer in the main directions were obtained. The finite element method and the user-defined material subroutine were used to establish long-term storage numerical analysis model of launch canister. Creep deformation of the bottom launch canister after 15 years storage was predicted. Taking the stored launch canister as initial state, the dynamic simulation model of rocket-tube coupling was built, and the influence of creep on rocket launching process was further investigated. Simulation results show that the change of the parallelism of the director and the flatness of the bottom surface of launch canister caused by creep are smaller than the specified values of technical indicators. The maximum residual deformation of director bundle is saddle-shaped in three-dimensional space, and the deformations of the middle position directors for upper and lower rows are largest, while that of the middle position directors for left and right columns are smallest. Creep deformation of the director reduces the clearance between rocket and director, increases the dynamic contact collision force and lessens the off-track velocity of rocket.

Keywords: launch canister; composite director; long-term storage; creep deformation; finite-element analysis; user-defined subroutine

现代火箭武器系统兼具火力猛、灵活性和远程精确打击的特点,在现代战争中的地位愈发重要。为进一步提高其机动性和快速响应能力,同时实现“一专多能,一架多用”的目标,一般搭载由玻璃纤维增强聚合物基复合材料定向器(以下简称定向器)集束而成的模块化储运发射箱^[1]。在库房长期堆码储存过程中,储运发射箱框架和定向器均存在蠕变变形,从而对火箭弹的

发射过程及射击密集度产生一定影响。因此,需要从理论上对储运发射箱的蠕变变形进行预测,以评估其服役性能。

蠕变体现了材料力学性能的时间效应,国内外很多学者对材料及结构的蠕变性能开展了深入的研究工作。Liu等^[2]对室温下高强度钢的蠕变行为进行了研究。结果表明:在室温条件下,高强度钢会出现蠕变变形。并且,当应力低于材料的

* 收稿日期:2019-03-05

基金项目:江苏省自然科学基金青年基金资助项目(BK20170837)

作者简介:孙同生(1991—),男,山东威海人,博士研究生,E-mail:314101002278@njust.edu.cn;

于存贵(通信作者),男,副教授,博士,硕士生导师,E-mail:yu_cungi@sina.com

屈服极限时,高强度钢不会产生蠕变失效。Becker等^[3]基于Katchanov-Robotnov蠕变本构模型,编写了用户自定义材料子程序(User-defined MATerial subroutine, UMAT)对金属高温蠕变连续损伤机制进行了数值模拟,数值模拟结果与试验结果基本一致。Chen等^[4]用有限元仿真平台分析了0.5Cr0.5Mo0.25V钢管的许用应变变量,对T型接头进行蠕变设计。Colombo等^[5]对锅炉三通接头进行了蠕变损伤数值模拟,仿真结果与试验结果相一致。王珂等^[6]利用修正的时间硬化模型对管壳式散热器的蠕变行为进行了有限元建模,获得了 10^5 h后的蠕变变形。

与金属材料相比,在相同环境下聚合物基复合材料的蠕变变形更为明显。任超等^[7]根据标准线性固体模型构建了短纤维增强聚合物基复合材料的蠕变本构模型,利用有限元仿真平台研究了纤维几何参数对复合材料蠕变行为的影响。张小玉等^[8]从聚合物基体的黏弹性出发,建立了一种由基体黏弹性获得单向纤维复合材料黏弹性的新方法,推导了单向纤维复合材料沿纤维方向的蠕变柔量,通过蠕变试验验证了模型的准确性。但是,由于模型本身的限制,该模型无法模拟过渡阶段的蠕变行为。文献[9-11]分别用Maxwell模型、Burgers四参量模型和幂率模型描述基体的长期黏弹性,并假设单向纤维复合材料具有周期性微观结构,推导了复合材料层合板的蠕变本构关系。Rafiee等^[12-13]基于树脂基体的蠕变试验和细观混合率理论,依次建立了复合材料单向板和层合板的非线性蠕变本构模型,构建数值模型预测了复合材料管道50年后的蠕变变形和剩余强度。

针对储运发射箱长期储存蠕变行为,苏腾腾^[14]将定向器材料简化为各向同性,建立单根定向器的蠕变数值模型,预测长期储存15年后的蠕变变形。事实上,定向器由玻璃纤维经湿法缠绕工艺成型,其力学性能具有明显的各向异性,因此文献[14]得到的蠕变变形与实际情况存在较大差异。Yu等^[15]针对储运发射箱箱体框架材料在室温环境下开展了不同应力水平的单轴拉伸蠕变试验,预测了堆码储存15年后箱体框架的蠕变变形,但是并未考虑定向器本身的蠕变变形问题。然而,长期储存后定向器的变形量是影响储运发射箱使用性能的关键因素之一。因此,本文着重研究复合材料定向器的长期储存蠕变性能,制备玻璃纤维增强环氧树脂基复合材料层压板并开展单轴拉伸蠕变试验,建立复合材料各向异性蠕变

本构模型。采用有限元方法并借助有限元用户自定义材料子程序,建立储运发射箱长期堆码储存蠕变数值模型和弹管耦合发射动力学模型,探索发射箱的蠕变变形规律并研究蠕变对火箭弹发射过程的影响。

1 蠕变本构模型

1.1 金属蠕变模型

为了研究储运发射箱长期储存的蠕变行为,首先需要建立恰当的理论模型来描述材料的蠕变行为。文献[16]将单轴应力状态下各向同性材料的蠕变应变表示为应力 σ 、时间 t 和温度 T 的函数:

$$\varepsilon^{\text{cr}} = f_1(\sigma)f_2(t)f_3(T) \quad (1)$$

其中,蠕变应变与时间和应力的关系可以由Bailey-Norton模型^[17]得到:

$$f_1(\sigma)f_2(t) = A_1\sigma^m t^n \quad (2)$$

另外,蠕变可以认为是一种热激活过程,即蠕变变形与激活能有关。因此,可将蠕变应变与温度的关系表示为:

$$f_3(T) = A_2 e^{-\frac{Q}{RT}} \quad (3)$$

将式(2)和式(3)代入式(1)中,得到金属材料蠕变本构模型:

$$\varepsilon^{\text{cr}} = B\sigma^m t^n e^{-\frac{Q}{T}} \quad (4)$$

式中, $B = A_1 A_2$, $\theta = \frac{Q}{R}$ 。 Q 为热激活能, R 为普适气体常数, T 为绝对温度。 A_1 、 A_2 、 B 、 m 、 n 都是常数且与温度有关, $0 < n < 1 < m$ 。

文献[15]拟合单轴拉伸蠕变试验数据得到发射箱箱体框架材料的蠕变本构模型参数为 $B = 3.073\ 2\text{E} - 13$, $m = 4.527\ 75$, $n = 0.085\ 65$, $\theta = 571$ 。

1.2 复合材料蠕变模型

连续纤维增强聚合物基复合材料具有明显的各向异性特征,常用于表征其蠕变行为的模型主要有混合率模型和半经验幂率模型。混合率模型基于单向纤维复合材料细观几何结构,假设在单轴应力作用下增强纤维和树脂基体具有一定的串并联关系,由此得到复合材料主方向的蠕变本构模型^[8,18]为:

$$\varepsilon_1^{\text{cr}}(t) = \frac{P_1}{q_1}\sigma_1 + \left(\frac{P_0}{q_0} - \frac{P_1}{q_1}\right)(1 - e^{-\frac{t}{\tau_1}})\sigma_1 \quad (5)$$

$$\varepsilon_2^{\text{cr}}(t) = \frac{1}{E_k}\sigma_2 + \frac{\nu_m}{E_1}(1 - e^{-\frac{t}{\tau_1}})\sigma_2 \quad (6)$$

$$\gamma_{12}^{\text{cr}}(t) = \frac{1}{G_k}\tau_{12} + \frac{\nu_m}{G_1}(1 - e^{-\frac{t}{\tau_2}})\tau_{12} \quad (7)$$

式(5)为沿纤维方向的蠕变本构模型,其中, $p_0 = E_1 + E_2$, $q_0 = [E_1 E_2 \nu_m + E_1 E_3 (1 - \nu_m) + E_2 E_3 (1 - \nu_m)]$, $p_1 = \eta_1$, $q_1 = [E_2 \nu_m + E_3 (1 - \nu_m)] \eta_1$, E_1 、 E_2 和 η_1 为树脂基体拉伸黏弹性参数, E_3 为玻璃纤维的弹性模量, ν_m 为树脂基体的体积含量。

式(6)为垂直于纤维方向的蠕变本构模型,其中,

$$\tau_1 = \frac{\eta_1}{E_1}, E_k = \frac{E_2 E_3}{E_3 \nu_m + E_2 (1 - \nu_m)},$$

式(6)与式(5)具有相同的形式,且式中符号具有相同的物理意义。

式(7)为面内剪切方向的蠕变本构模型,其中,

$$\tau_2 = \frac{\eta_2}{G_1}, G_k = \frac{G_2 G_3}{G_3 \nu_m + G_2 (1 - \nu_m)},$$

G_1 、 G_2 和 η_2 为树脂基体剪切黏弹性参数, G_3 为玻璃纤维的剪切模量。

幂率模型基于宏观物理现象,认为单向纤维复合材料不同纤维方向上的蠕变变形规律均可用时间指数函数的形式^[19]来表示。

$$\varepsilon_i^{cr} = (J_0 + J' t^n) \sigma_i = J_i(t) \sigma_i \quad (8)$$

式中: J_0 为初始蠕变柔量; J' 、 n 均为材料参数,与环境温度和材料的吸湿量有关。

2 试验

2.1 试验材料及成型工艺

试验用层压板由 G20000 型单向玻璃纤维预浸料(厚度为 0.15 mm,威海光威复材有限公司提供)模压成型,尺寸为 300 mm × 300 mm × 1.5 mm (2 mm),纤维体积分数为 67%,与定向器的纤维体积含量基本一致。固化工艺:120 °C, 2 MPa 条件下保温 2 h 后,保压冷却至室温。按照 GB/T 11546.1—2008^[20] 和 GB/T 3355—2014^[21] 将层合板切割成不同尺寸的小试样,共包括三种典型铺层 $[0^\circ]_{11}$ 、 $[90^\circ]_{16}$ 、 $[45^\circ/-45^\circ]_{45}$,分别编号为 A、B、C,试样类型、尺寸及铺层方式如表 1 所示。

2.2 试验设备及方法

采用深圳三思纵横 UTM5504 型万能材料试验机进行拉伸蠕变试验,采用北钢院 YYU-10/100 型引伸计测量试样 A、B 的蠕变变形。由于缺少双向引伸计,故采用汉中精测 BF120-3AA 型

电阻应变计、江苏联能 YE3818C 型动态应变仪、YE29003A 型桥盒和美国 NI9215 型数据采集器测量记录试样 C 的面内剪切蠕变变形。为排除水分对材料蠕变性能的影响,在蠕变试验前,利用南京沃环 101-2A(S) 型干燥箱将试样烘干 72 h,设定烘干温度为 50 °C。试验时,在尽可能短的时间内达到预定载荷后保载 36 h。试验施加的载荷如表 2 所示,表中的强度值及后续数值模拟所用到的各向异性弹性参数均通过试验获取。

表 2 载荷条件
Tab. 2 Load condition

试样类型	载荷/kN	应力/MPa	拉伸强度/MPa
A	9.5	422.22	929.8
B	1.4	28.19	50.7
C	2.5	24.45	74.39

2.3 试验数据分析

图 1 为试样在室温环境下的单轴拉伸蠕变柔量曲线。可以看出:沿纤维方向的蠕变柔量远小于其他两个方向,并且测试数据存在明显振荡。这是因为沿纤维方向上作用载荷时,弹性纤维起主要承载作用,导致在前后两个采样点之间的蠕变变形量小于引伸计的测试精度而引起振荡。从横向和面内剪切方向的试验数据可以看出,加载结束后不同试样的初始蠕变柔量具有一定差异,但同一材料方向上不同试样的蠕变柔量曲线变化趋势一致,将蠕变柔量曲线进行垂直移位后基本重合。分析认为,初始蠕变柔量与材料的弹性模量相对应,由于加载时间较短,试件内部的微观缺陷以及切割过程中引起的损伤等都会对材料的弹性模量产生较大影响。蠕变则是一种长时间的力学响应,它对试件内部缺陷的微小差异并不敏感,因此同一材料方向上不同试样的蠕变柔量曲线变化趋势一致。另外,从试验数据可以看出,横向 B-2 试样在蠕变 15 h 后蠕变柔量逐渐减小,这主要是由于引伸计打滑引起的测试数据失真,在拟合数据时将其剔除。

表 1 试样尺寸及铺层形式

Tab. 1 Specimen size and layer form

试样类型	铺层方式	长度/mm	宽度/mm	厚度/mm	加强片长度/mm	加强片厚度/mm
A	$[0^\circ]_{11}$	250	15	1.5	50	1.5
B	$[90^\circ]_{16}$	175	25	2		
C	$[45^\circ/-45^\circ]_{45}$	250	25	2		

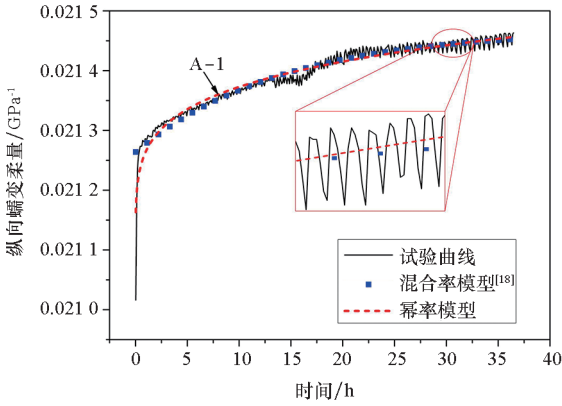
采用 Levenberg-Marquardt 迭代算法,分别根据基于细观力学理论的混合率模型和幂率模型对试验数据进行拟合,结果如图 1 所示。从拟合曲线可以看出,混合率模型无法准确模拟复合材料的过渡蠕变阶段,并且在较长时间蠕变以后,混合率模型所表示的蠕变柔量会趋于恒定值,这不符

合材料的蠕变规律。幂率模型能够准确拟合复合材料的过渡蠕变阶段和稳态蠕变阶段,在试验结束时刻幂率模型与试验数据间的误差小于混合率模型。另外,由于幂率模型较为简单便于编程应用到数值分析模型中,因此选择幂率模型作为复合材料的蠕变本构模型。基于试验数据拟合得到不同材料方向的幂率模型参数如表 3 所示。

表 3 幂率模型拟合参数

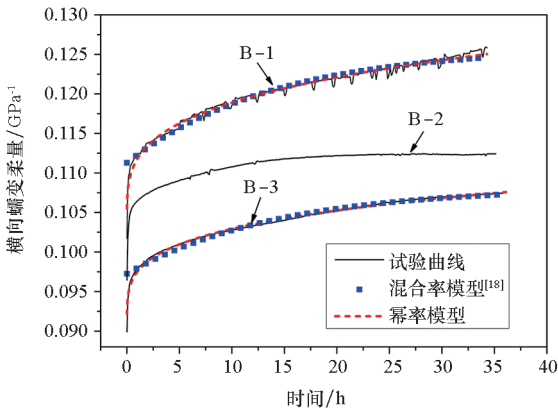
Tab.3 Fitted parameters of power law model

材料方向	J_0/GPa^{-1}	J'	n
纵向	0.021 06	2.08E-4	0.181 2
横向	0.097 09	7.56E-3	0.261 0
面内剪切方向	0.130 74	6.20E-2	0.124 9



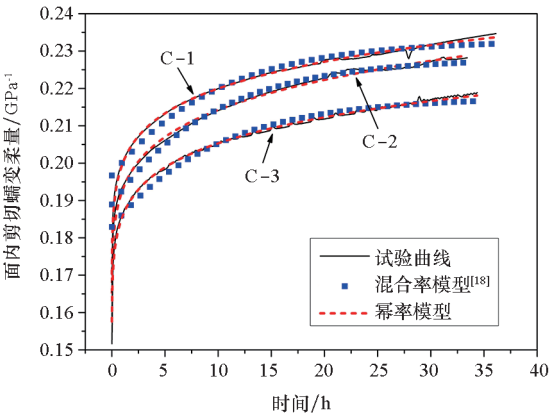
(a) 纵向蠕变柔量曲线

(a) Creep compliance curves for longitudinal direction



(b) 横向蠕变柔量曲线

(b) Creep compliance curves for transverse direction



(c) 面内剪切蠕变柔量曲线

(c) Creep compliance curves for in-plan shear direction

图 1 不同材料方向的拉伸蠕变柔量曲线

Fig.1 Tensile creep compliance curves for different material directions

3 储运发射箱长期储存蠕变有限元建模

3.1 有限元模型

利用 ABAQUS 软件对储运发射箱主要零部件进行离散建模,包括箱体框架、复合材料定向器和火箭弹等,对于不影响结构刚强度的附属机构以集中质量单元模拟,通过刚性单元与相邻节点连接模拟真实的质量分布。由于火箭弹本体的变形不作为研究对象,故将火箭弹本体处理为离散刚体,并在其质心位置建立集中质量单元,赋予火箭弹真实质量;火箭弹定心部处理为柔性体,以绑定的形式连接到火箭弹本体相应位置。定向器为薄壁结构,采用八节点连续壳单元进行离散,其局部网格模型如图 2 所示。箱体框架采用六面体减缩积分单元,储运发射箱整体网格模型如图 3 所示。

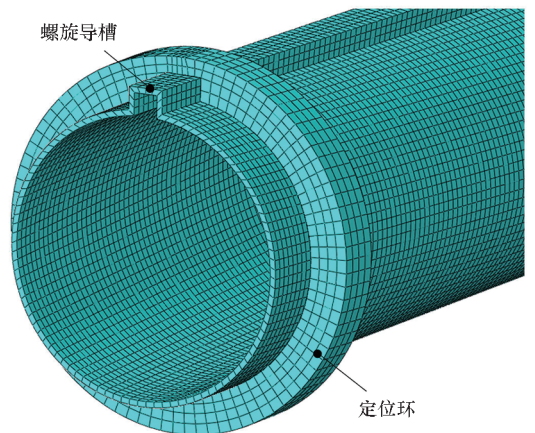


图 2 定向器局部网格

Fig.2 Local view of director mesh

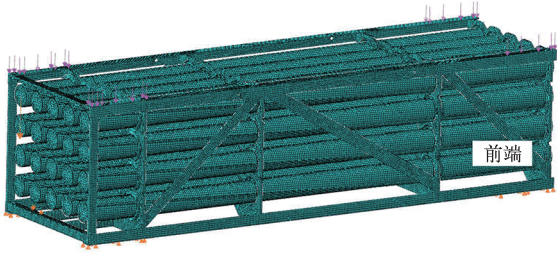


图 3 储运发射箱有限元模型

Fig. 3 Finite element model of launch canister

根据各部件实际装配关系,有限元模型中采用连接单元模拟火箭弹与定向器在轴线方向上的闭锁挡弹力,火箭弹定心部与定向器内表面、定向钮与螺旋导槽以及定向器外部第一、三段(靠近发射箱前端为第一段)定位环与发射箱支撑板之间均定义面-面接触,采用罚函数法进行处理,软件自动判断主从面节点之间是否发生接触,并自动选取罚函数刚度。定向器外部第二、四段定位环与发射箱支撑板之间定义绑定约束。储运发射箱采用三层堆码方式储存,取底层发射箱为研究对象,将上面两个发射箱的质量简化为均布载荷施加到箱体框架相应位置上。对箱体底面与堆码工装接触区域施加边界条件,约束底面前后共四个定位孔的平动自由度 $U1 = U3 = 0$,其他接触区域约束垂向自由度 $U2 = 0$,载荷及边界条件如图 3 所示。

3.2 定向器铺层结构

复合材料定向器由连续玻璃纤维和环氧-酸酐树脂体系经湿法缠绕工艺制成,其厚度为

2.5 mm,铺层顺序为 $[90^\circ / (\pm 53.7^\circ)_5 / 90^\circ]$,有限元模型中定义局部离散坐标系,按实际铺层顺序赋予定向器材料属性,详细铺层结构如图 4 所示。其中左下角坐标系代表局部离散坐标系,其 1 方向沿定向器轴线方向,2 方向沿定向器周向,3 方向沿定向器径向。各层厚度 t 表示相对厚度,并不代表实际意义上的厚度。各层上的斜线表示纤维方向,可以看出,第 1、12 层纤维方向与局部离散坐标系的 2 方向一致,表示纤维沿周向缠绕,有限元模型中复合材料定向器的铺层方式与实际结构相同。

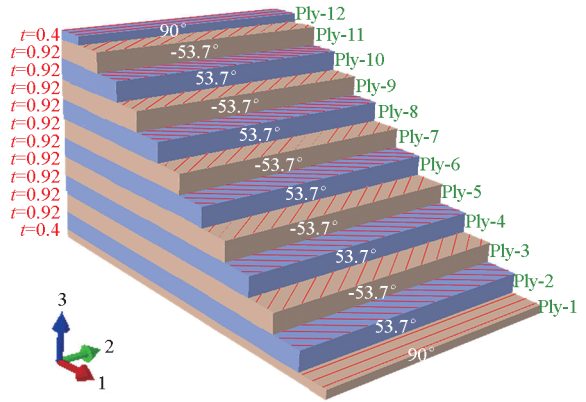


图 4 复合材料定向器的铺层顺序

Fig. 4 Layup sequence of composite director

3.3 蠕变本构模型二次开发

借助有限元软件提供的用户材料子程序接口定义复合材料各向异性蠕变本构模型,UMAT 的工作流程示意图如图 5 所示。编程思路如下所示。

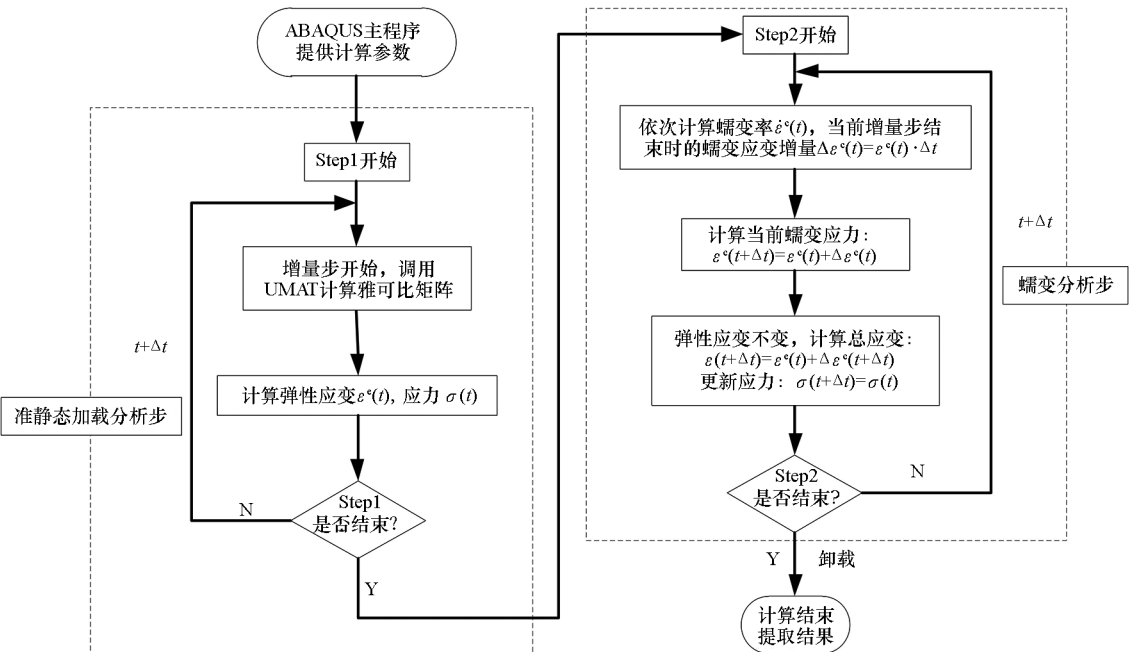


图 5 UMAT 工作流程示意图

Fig. 5 Workflow diagram of UMAT

Step1: 在弹性加载分析步内,主程序调用子程序计算弹性应变 $\varepsilon^e(t)$ 和应力 $\sigma(t)$;

Step2: 在蠕变分析步内,子程序读取分析步总时间并计算当前增量步开始时刻的蠕变率 $\dot{\varepsilon}^c(t)$;

Step3: 子程序计算当前增量步结束时的蠕变应变增量 $\Delta\varepsilon^c(t) = \dot{\varepsilon}^c(t) \Delta t$, 以及当前蠕变应变 $\varepsilon^c(t + \Delta t) = \varepsilon^c(t) + \Delta\varepsilon^c(t)$, 并进一步获得总应变 $\varepsilon = \varepsilon^e(t) + \varepsilon^c(t + \Delta t)$;

Step4: 更新应力 $\sigma(t + \Delta t) = \sigma(t) + \Delta\sigma(t)$, 由于弹性应变增量 $\Delta\varepsilon^e = 0$, 故 $\sigma(t + \Delta t) = \sigma(t)$;

Step5: 返回主程序,继续计算下一个增量步;

Step6: 循环进行 Step2 ~ 5, 直至达到设定的蠕变总时间。

3.4 结果分析

3.4.1 储运发射箱蠕变变形

设置瞬时加载、蠕变以及卸载三个分析步,分别模拟堆码、储存蠕变以及移除上层发射箱的卸载过程。由于发射箱兼具弹药包装箱的功能,故结合发射箱设计技术指标要求以及火箭弹储存可靠性要求,设定蠕变分析步时长为 15 年,控制最大增量步长为 240 h, 以保证有足够的计算精度。图 6 为储存 15 年后箱体框架的残余变形云图,最大残余变形为 0.88 mm, 位于箱体前端第一段角钢的中间部位,左右两侧呈对称分布。在最大变形位置,选择应力为 90 MPa 的单元输出其蠕变应变曲线,如图 7 所示。从图中可以看出,仿真得到的蠕变应变曲线与文献[22]给出的室温条件下同种材料在相同应力作用下的蠕变应变曲线吻合较好,有效验证了本文仿真模型的正确性。

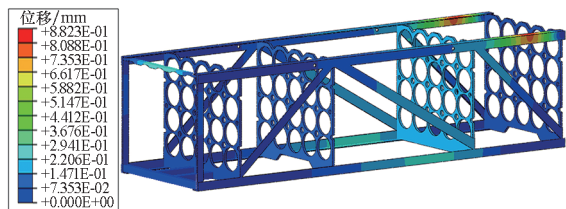


图 6 箱体框架残余变形

Fig. 6 Residual deformation of launch canister frame

储运发射箱各项技术指标能否满足要求直接关系到火箭弹的起始扰动,进而影响射击密集度。因此,在出厂及使用前通常需要对储运发射箱进行检测。一般以射序 10 号定向器(位于第三行第三列)为基准,检测基准定向器对箱体底面的平行度和箱体底面的平面度,并以基准定向器为参考检测管间平行度。在箱体底面和定向器上各定义一条沿定向器轴线方向的路

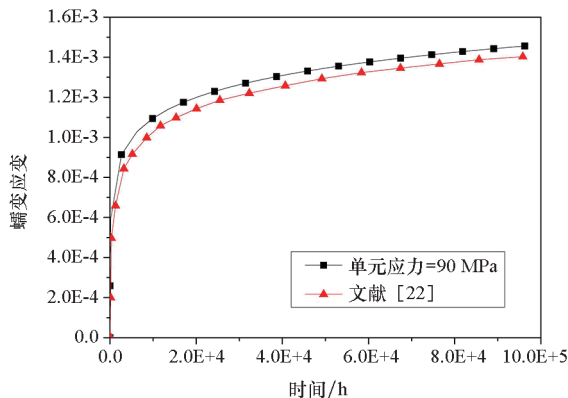


图 7 蠕变应变曲线

Fig. 7 Creep strain curve

径,提取两条路径上各节点的残余变形量,如图 8 所示。定向器的最大残余变形位于第二、三段定位环中间部位,主要是由于箱体第二、三支撑板的间距较大,并且火箭弹质心以及前、中定心部均处于第二、三支撑板之间,火箭弹的质量直接通过定心部作用于该段定向器。根据图 8 计算得到箱体底面的平面度为 0.238 5 mm,基准定向器对箱体底面的平行度约为 0.254 5 mm,均小于技术指标规定值。

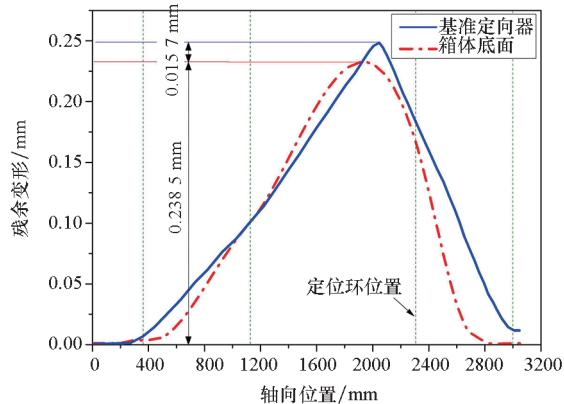


图 8 箱体底面和基准定向器沿轴线方向的残余变形

Fig. 8 Residual deformation along axis of launch canister frame and reference director

图 9 给出了储存 15 年后所有 20 根定向器的最大残余变形量。可以看出,各定向器的最大残余变形在三维空间内呈马鞍状分布,位于上、下两行中间位置定向器的残余变形最大,最大值为 0.266 1 mm;左、右两列中间位置定向器的残余变形最小,最小值为 0.243 9 mm。基准定向器的残余变形量为 0.254 5 mm,发射箱内各定向器相对于基准定向器的平行度最大值为 0.011 6 mm,满足技术指标要求。

3.4.2 蠕变对火箭弹发射的影响

探究蠕变变形对火箭弹发射的影响,进而评

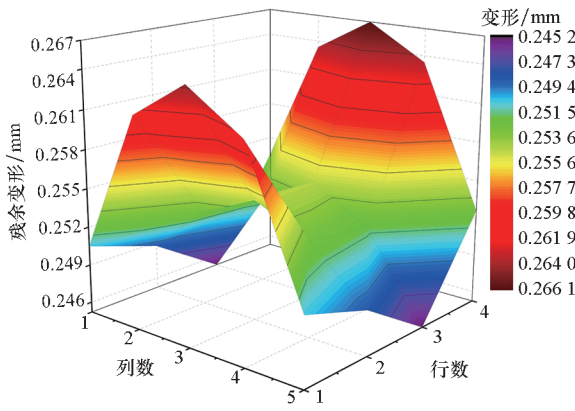


图 9 定向器束的最大残余变形

Fig. 9 Maximum residual deformation of director bundle

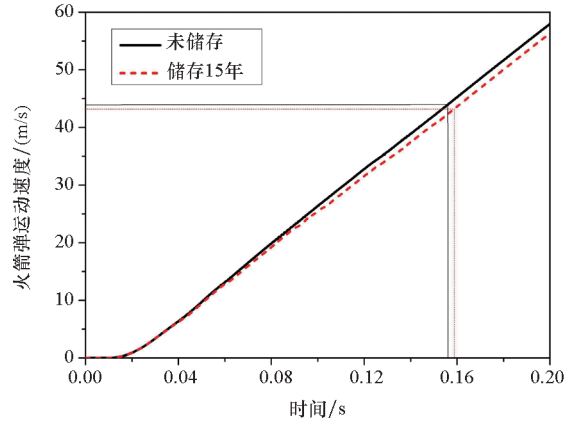


图 11 火箭弹轴向速度曲线

Fig. 11 Axial velocity curve of rocket

估长期堆码储存后发射箱的使用性能是预测蠕变变形的最终目的。将蠕变变形后的发射箱模型作为孤立网格部件导入新的模型,重新定义材料属性以及部件之间的相互作用关系,并选择蠕变变形量最大的定向器模拟火箭弹发射过程,建立弹管耦合发射动力学模型。其中,火箭弹定心部与定向器之间、导向钮与螺旋导槽之间设置通用接触,真实再现火箭弹管内运动时期的动态接触碰撞过程。图 10 为火箭弹发射过程中定向器受到的动态接触碰撞力。可以看出,采用储存 15 年后的发射箱发射火箭弹时,弹管之间的动态接触碰撞力明显增大。分析认为,定向器蠕变变形使得弹管间隙减小是引起接触碰撞力增加的主要原因。火箭弹沿定向器轴线方向的速度-时间曲线如图 11 所示。长期储存后,火箭弹的离轨速度略有降低,离轨时间增加。火箭弹与定向器间接接触碰撞力的增大使得火箭弹在管内运动时期的能量损失增加,最终导致火箭弹运动速度降低。

4 结论

针对连续玻璃纤维增强环氧树脂基复合材料开展单轴拉伸蠕变试验,借助有限元软件提供的用户材料子程序接口定义了复合材料各向异性蠕变本构关系,进而预测了储运发射箱堆码储存 15 年后的蠕变变形,并研究了蠕变变形对火箭弹发射过程的影响。得到的结论如下:

1) 幂率模型能够准确拟合复合材料的过渡蠕变阶段和稳态蠕变阶段,拟合精度高于细观混合率模型。

2) 储运发射箱三层堆码储存 15 年后,底层发射箱箱体框架的最大残余变形为 0.88 mm,最大变形位置在箱体前端第一段角钢的中间部位;箱体底面的平面度为 0.238 5 mm,基准定向器相对于箱体底面的平行度为 0.254 5 mm,均满足技术指标要求。

3) 定向器束的最大残余变形在三维空间内呈马鞍状分布,位于上、下两行中间位置定向器的残余变形最大,最大值为 0.266 1 mm;左、右两列中间位置定向器的残余变形最小,最小值为 0.243 9 mm,各定向器相对于基准定向器的平行度最大值为 0.011 6 mm,小于技术指标规定值。

4) 定向器的蠕变变形使得弹管间隙减小,火箭弹管内运动时期弹管之间的动态接触碰撞力增大,能量损失增加,进而导致火箭弹的离轨速度降低。

参考文献 (References)

[1] 于存贵, 李志刚. 火箭发射系统分析[M]. 1 版. 北京: 国防工业出版社, 2012: 67-68.
 YU Cungi, LI Zhigang. Analysis of rocket launching system[M]. 1st ed. Beijing: National Defence Industry Press, 2012: 67-68. (in Chinese)

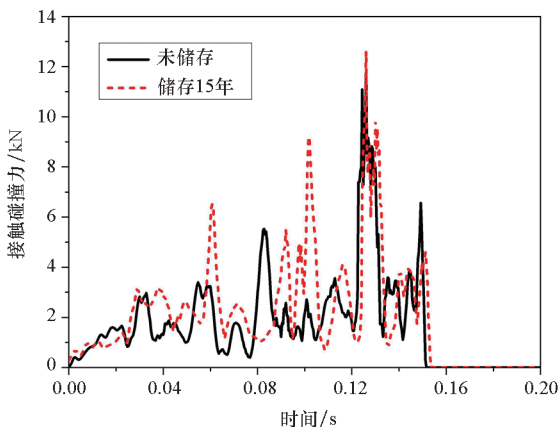


图 10 定向器受到的动态接触碰撞力

Fig. 10 Dynamic contact collision force on director

- [2] Liu C, Liu P, Zhao Z B, et al. Room temperature creep of a high strength steel[J]. *Materials & Design*, 2001, 22(4): 325–328.
- [3] Becker A A, Hyde T H, Sun W, et al. Benchmarks for finite element analysis of creep continuum damage mechanics[J]. *Computational Materials Science*, 2002, 25(1/2): 34–41.
- [4] Chen J N, Chen J J, Tu S D. Case study of strain based criterion for high temperature design [J]. *Pressure Vessel Pipe*, 2003, 1: 130.
- [5] Colombo P P, Garzillo A, Meriggi M, et al. Creep and damage analysis of a serviced tee intersection in a boiler header: comparison between numerical and experimental results [J]. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 1996, 66(1/2/3): 243–251.
- [6] 王珂, 刘遵超, 刘彤, 等. 管壳式换热器壳体的高温蠕变有限元分析[J]. *机械工程材料*, 2014, 38(4): 87–90.
WANG Ke, LIU Zunchao, LIU Tong, et al. Finite element analysis of high temperature creep of shell for shell and tube heat exchanger [J]. *Materials for Mechanical Engineering*, 2014, 38(4): 87–90. (in Chinese)
- [7] 任超, 陈建钧, 潘红良. 纤维增强复合材料黏弹性行为的预测模型[J]. *复合材料学报*, 2012, 29(1): 162–168.
REN Chao, CHEN Jianjun, PAN Hongliang. Prediction model for visco-elastic behavior of fiber reinforced composites [J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2012, 29(1): 162–168. (in Chinese)
- [8] 张小玉, 黄乾钰, 陈建中, 等. 聚合物基复合材料单向板黏弹性模型[J]. *华中科技大学学报(自然科学版)*, 2015(1): 30–33.
ZHANG Xiaoyu, HUANG Qianyu, CHEN Jianzhong, et al. The visco-elastic model of PMC unidirectional plates [J]. *Journal of Huazhong University of Science and Technology (Nature Science Edition)*, 2015(1): 30–33. (in Chinese)
- [9] Luciano R, Barbero E J. Analytical expression for the relaxation moduli of linear visco-elastic composites with periodic microstructure [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1995, 62(3): 786–793.
- [10] Harris J S, Barbero E J. Prediction of creep properties of laminated composites from matrix creep data [J]. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 1998, 17(4): 361–379.
- [11] Barbero E J. Prediction of long-term creep of composites from doubly-shifted polymer creep data [J]. *Journal of Composite Materials*, 2009, 43(19): 2109–2124.
- [12] Rafiee R, Mazhari B. Modeling creep in polymeric composites: developing a general integrated procedure [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2015, 99: 112–120.
- [13] Rafiee R, Mazhari B. Simulation of the long-term hydrostatic tests on the glass fiber reinforced plastic pipes [J]. *Composite Structures*, 2016, 136: 56–63.
- [14] 苏腾腾. 玻璃钢定向器耐老化性能研究及寿命预测[D]. 南京: 南京理工大学, 2016.
SU Tengting. Research on aging properties and life prediction of glass-steel launching tube [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2016. (in Chinese)
- [15] Yu C G, Sun T S, Xiao G Y. Study on creep performance of launch canister under long-term storage [J]. *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering*, 2019, 43(2): 199–208.
- [16] 穆霞英. 蠕变力学[M]. 1版. 西安: 西安交通大学出版社, 1990.
MU Xiaying. Creep mechanics [M]. 1st ed. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 1990. (in Chinese)
- [17] Harry K. Creep analysis [M]. 1st ed. New York: John Wiley & Sons, 1980: 20–22.
- [18] 黄乾钰. 聚合物基复合材料黏弹性性能预测及其应用研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2015.
HUANG Qianyu. Visco-elastic properties prediction and application of polymer matrix composites [D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2015. (in Chinese)
- [19] Lou Y C, Schapery R. Visco-elastic characterization of a nonlinear fiber-reinforced plastic [J]. *Journal of Composite Materials*, 1969, 5(2): 208–234.
- [20] 中国国家标准委员会. 塑料蠕变性能的测定 第1部分: 拉伸蠕变; GB/T 11546.1—2008 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2008.
Standardization Administration of the People's Republic of China. Plastics—determination of creep behaviour—Part 1: tensile creep; GB/T 11546.1—2008 [S]. Beijing: Standard Press of China, 2008. (in Chinese)
- [21] 中国国家标准委员会. 聚合物及复合材料纵横剪切试验方法: GB/T 3355—2014 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2014.
Standardization Administration of the People's Republic of China. Test method for in-plane shear response of polymer matrix composite materials; GB/T 3355—2014 [S]. Beijing: Standard Press of China, 2014. (in Chinese)
- [22] Rajendran R, Paik J K, Lee J M, et al. Creep life prediction of a high strength steel plate [J]. *Materials & Design*, 2008, 29(2): 427–435.