

DOI: 10. 11973/jxgccl230273

大变形下固体推进剂黏弹性本构参数的识别

李瑞阳¹, 郑战光¹, 孙经雨², 钱桂安², 蔺跃龙³, 武锐³, 刘通³

(1. 广西大学机械工程学院, 南宁 530004; 2. 中国科学院力学研究所非线性力学国家重点实验室, 北京 100190; 3. 内蒙动力机械研究所, 呼和浩特 010010)

摘要: 在ZWT非线性黏弹性本构模型中添加额外的Maxwell单元, 建立了非线性广义Maxwell模型(NLGMM)并进行数值离散化, 基于Nelder-Mead单纯形算法, 使用端羟基聚醚(HTPE)固体推进剂在不同等位移速率下的拉伸试验数据对本构参数进行优化和验证, 分析了使用工程应变速率和真应变速率对真应力计算结果的差别。结果表明: 经数值离散和参数优化后, 建立的NLGMM可以很好地描述HTPE固体推进剂的力学行为, 对真应力的计算结果与试验结果的最大相对误差不超过6%。当HTPE固体推进剂发生的变形量较小(真应变不大于0.1)时, 使用工程应变速率计算的真应力与使用真应变速率计算结果之间的相对误差不大于5%, 此时可忽略变形导致的非线性效应, 使用工程应力-工程应变和工程应变速率进行计算来确定NLGMM材料参数; 当HTPE固体推进剂发生较大变形(真应变不小于0.4)时, 使用工程应变速率计算的真应力为使用真应变速率计算结果的1.33倍及以上, 材料变形导致的非线性效应不可忽略, 应使用真应力-真应变和真应变速率进行计算来确定NLGMM的材料参数。

关键词: 非线性黏弹性本构模型; 大变形; 固体推进剂; 参数优化

中图分类号: O345

文献标志码: A

文章编号: 1000-3738(2024)09-0112-07

0 引言

固体推进剂是一种由高分子黏合剂、高能固体填料以及功能助剂混合而成的颗粒填充复合材料^[1], 制成的推进剂药柱是固体火箭发动机(SRM)的主要部件之一, 其结构完整性对SRM结构完整性具有重要影响。对推进剂药柱进行结构完整性分析的基础是研究固体推进剂的力学性能, 而构建准确的本构模型是描述其力学行为的关键。目前, 研究人员已对复合材料的黏弹性本构模型开展了较多研究^[2-7]。

固体推进剂的力学行为具有典型的非线性黏弹性特性^[8-9], 其应力和应变状态不仅与外部载荷大小有关, 还受到变形速率、温度和载荷历程的影响。目前, 国内应用较为广泛的描述非线性黏弹性力学行为的本构模型是ZWT非线性黏弹性本构模型^[4]。该模型由两个描述不同应变速率(高应变速率和低应变速率)范围黏弹性响应的Maxwell单元和一个

非线性弹性单元并联组成, 适用于较宽的应变速率范围, 但由于含有的参数数量较多(弹性单元含3个参数, 两个Maxwell单元各含2个参数), 具有较高的参数识别难度。经典的参数识别方法需要使用两组准静态(应变速率小于 1 s^{-1})拉伸试验数据和一组高速(应变速率大于 100 s^{-1})冲击试验数据, 并且为了降低材料参数的识别难度, 通常采用恒定真应变速率下的试验数据来进行参数拟合^[10-12]。但是, 在实际试验过程中, 由于常规试验装置性能的限制, 真应变速率难以保持恒定。通常, 研究人员根据材料在小变形范围内(真应变小于0.1)的工程应变速率与真应变速率接近的特点, 将恒定工程应变速率下的小变形试验结果作为恒定真应变速率下的试验数据代入进行参数拟合。然而, 这种方法在材料变形量较大时的适用性较差。

为了增强模型对应变速率的敏感性, 作者在ZWT非线性黏弹性本构模型中添加额外的Maxwell单元, 建立了非线性广义Maxwell模型(NLGMM)^[13]并进行数值离散化, 利用端羟基聚醚(HTPE)固体推进剂的单轴拉伸试验数据对本构参数进行识别, 分析了模型在使用工程应变速率和真应变速率对真应力计算结果的差异。

收稿日期: 2023-06-14; 修订日期: 2024-07-24

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(12072345)

作者简介: 李瑞阳(1998—), 男, 江西南昌人, 硕士研究生

导师: 郑战光教授

1 NLGMM的建立及数值离散与校验

1.1 NLGMM的建立

NLGMM由一个非线性弹性单元与 N 个Maxwell单元并联组成,其本构方程为

$$\sigma(t) = f[\varepsilon(t)] + \sum_{i=1}^N E_i \int_0^t e^{-(t-s)/\tau_i} \frac{d\varepsilon(t)}{ds} ds \quad (1)$$

$$f[\varepsilon(t)] = E_0 \varepsilon(t) + \alpha \varepsilon^2(t) + \beta \varepsilon^3(t) \quad (2)$$

式中: $f[\varepsilon(t)]$ 为描述非线性弹性响应的函数,为纯弹性项,无载荷历史效应; E_0, α, β 均为弹性常数; E_i, τ_i 分别为第 i 个Maxwell单元的弹性模量和松弛时间, i 为 $1 \sim N$ 的整数; $\sigma(t), \varepsilon(t)$ 分别为真应力和真应变; t 为时间; s 为历史时间积分变量。

当NLGMM仅使用两个Maxwell单元($N=2$)时,该模型为ZWT模型。

1.2 NLGMM的数值离散

目前,固体推进剂力学参数的准确性常使用单轴拉伸试验数据进行对比验证。然而,常规单轴拉伸试验机的加载方式为等位移速率加载,真实的应变速率随试样的拉长不断下降,故这种加载方式在本质上为变应变速率加载。在小变形范围内,材料的工程应变速率与真应变速率相差不大,可近似认为加载方式为等应变速率加载;发生大变形时,材料的真应变速率远小于工程应变速率,此时建立在等应变速率下的本构方程将不再适用。因此,需要建立考虑变应变速率加载的本构方程来描述固体推进剂在大变形下的力学行为。

在变应变速率加载情况下,直接使用本构方程中的积分计算难以得到形式明确的解析解公式,无法应用于实际工程。因此,作者对建立的NLGMM本构方程进行数值离散化,将载荷历程分成无数个微小的时间步 Δt ,在每个 Δt 内的应变速率为该时刻的应变速率,从而将变应变速率加载问题转化为考虑多段载荷历史效应的等应变速率加载问题。

设第 i 个Maxwell单元的应力响应为 $h_i(t)$,其表达式为

$$h_i(t) = E_i \int_0^t e^{-(t-s)/\tau_i} \frac{d\varepsilon(t)}{ds} ds \quad (3)$$

则NLGMM又可表示为

$$\sigma(t) = f[\varepsilon(t)] + \sum_{i=1}^N h_i(t) \quad (4)$$

当加载时间为 $t+\Delta t$ 时,则由式(2)可得

$$f[\varepsilon(t+\Delta t)] = E_0 \varepsilon(t+\Delta t) + \alpha \varepsilon^2(t+\Delta t) + \beta \varepsilon^3(t+\Delta t) \quad (5)$$

此时,第 i 个Maxwell单元的应力响应为

$$h_i(t+\Delta t) = E_i \int_0^{t+\Delta t} e^{-(t+\Delta t-s)/\tau_i} \frac{d\varepsilon(t)}{ds} ds \quad (6)$$

当 $\Delta t \rightarrow 0$ 时, $\frac{d\varepsilon(t)}{ds}$ 可使用向前差分格式表示为

$$\frac{d\varepsilon(t)}{ds} = \frac{\Delta \varepsilon(t)}{\Delta t} = \frac{\varepsilon(t+\Delta t) - \varepsilon(t)}{\Delta t}, \text{ 因此式(6)可变形为}$$

$$\begin{aligned} h_i(t+\Delta t) &= E_i \int_0^t e^{-(t+\Delta t-s)/\tau_i} \frac{d\varepsilon(t)}{ds} ds + \\ &E_i \int_t^{t+\Delta t} e^{-(t+\Delta t-s)/\tau_i} \frac{d\varepsilon(t)}{ds} ds \\ &= E_i e^{-\Delta t/\tau_i} \int_0^t e^{-(t-s)/\tau_i} \frac{d\varepsilon(t)}{ds} ds + \\ &E_i \int_t^{t+\Delta t} e^{-(t+\Delta t-s)/\tau_i} \frac{d\varepsilon(t)}{ds} ds \\ &= e^{-\Delta t/\tau_i} h_i(t) + \\ &E_i \tau_i \frac{\varepsilon(t+\Delta t) - \varepsilon(t)}{\Delta t} (1 - e^{-\Delta t/\tau_i}) \end{aligned} \quad (7)$$

式(7)即为各Maxwell单元应力响应的增量公式。真应变 $\varepsilon(t)$ 作为输入条件是已知的,则根据式(7)可知,NLGMM中每个Maxwell单元的下一时间步的应力响应 $h_i(t+\Delta t)$ 由上一时间步的应力响应 $h_i(t)$ 递推得到,这种递归形式的计算可以极大地节省计算机内存空间。联立式(4)、式(5)和式(7),即可得到模型在一维受力下的应力增量公式,如下:

$$\begin{aligned} \sigma(t+\Delta t) &= E_0 \varepsilon(t+\Delta t) + \alpha \varepsilon^2(t+\Delta t) + \\ &\beta \varepsilon^3(t+\Delta t) + \\ &\sum_{i=1}^N \left[e^{-\Delta t/\tau_i} h_i(t) + \right. \\ &\left. E_i \tau_i \frac{\varepsilon(t+\Delta t) - \varepsilon(t)}{\Delta t} (1 - e^{-\Delta t/\tau_i}) \right] \end{aligned} \quad (8)$$

通过式(8)将所有并联单元的应力响应进行求和,即可得到模型在时间域内任意时刻的应力。可以看到,在式(8)的解法中无需输入试验所采用的应变速率,其应变速率是由应变和时间实时计算得到的,当时间步足够小时,该离散数值解收敛于精确解,故而该解可以作为NLGMM模型在变应变速率下的解。

上述将NLGMM本构方程进行数值离散化的方法摆脱了传统解析解对真应变速率恒定的要求,只需提供材料在试验过程中随时间变化的真应变数据,便可得到任意单轴加载方式下的高精度数值解。

NLGMM模型中的 $f[\varepsilon(t)]$ 为非线性弹性响应部分,并不涉及黏性,无载荷历史效应,因此无需以增量形式表达,可根据实际使用情况对其函数形式进行灵活调整。后文为便于和Prony级数模型进行对比,仅使用和ZWT模型相同的多项式形式作为非线性弹性响应部分。

1.3 离散本构数值的校验

在进行NLGMM参数优化前,需要对NLGMM离散化本构方程计算结果的准确性进行验证,以确保其在大变形条件下也具有高精度。由于NLGMM中的 $f[\varepsilon(t)]$ 为非线性弹性项,并不参与离散过程,因此可将其参数 α 和 β 设为0,使得模型退化为线性广义Maxwell模型(数学上称为Prony级

数),这样就可以通过与Abaqus有限元软件中成熟的Prony级数进行对比,来实现对NLGMM中离散化部分(即黏弹性部分)的校验。

在校验过程中,NLGMM选择使用两个Maxwell单元,相应的Prony级数为2阶。任意假设一组NLGMM本构参数(非真实材料参数)以及对应等价的Prony级数参数,见表1,NLGMM中的参数 τ_i 与Abaqus中Prony级数相同,其余参数的转换关系如下:

$$E_{\text{inst}} = E_0 + E_1 + E_2 \quad (9)$$

$$g_i = E_i / E_{\text{inst}} \quad (10)$$

式中: E_{inst} 为初始时刻的瞬时弹性模量; g_i 为第 i 个Maxwell单元的无量纲剪切模量。

表1 假设的NLGMM本构模型参数以及对应等价的Prony级数参数

模型	E_0/MPa	E_1/MPa	E_2/MPa	τ_1/s	τ_2/s	α/MPa	β/MPa	$E_{\text{inst}}/\text{MPa}$	g_1	g_2
NLGMM	2	2	16	200	1	0	0			
Prony级数				200	1			20	0.1	0.8

使用由NLGMM退化成的线性广义Maxwell模型(两个Maxwell单元)和Abaqus有限元软件中成熟的Prony级数分别计算材料在等位移速率为10, 100, 200, 500 $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 下拉伸时的真应力。由于在等位移速率加载条件下,试样在单位时间内拉长的长度为定值,真应变速率将随试样的拉长而不断降低,因此等位移速率加载本质上为应变速率加载。由图1可以看到,由NLGMM退化成的线性本构Maxwell模型计算得到的真应力与采用Abaqus软件中成熟的Prony级数的计算结果完全一致,相对误差为0。这说明该离散化本构方程的理论计算结果可靠,可用于后续参数优化计算。

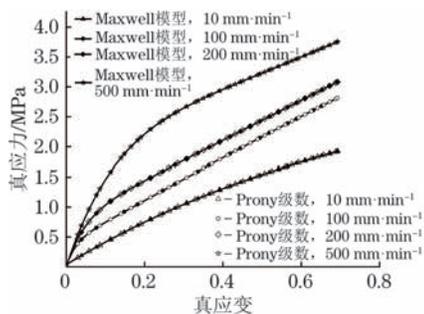


图1 线性广义Maxwell模型和Abaqus软件中Prony级数计算得到的真应力-真应变曲线对比

Fig. 1 Comparison of true stress-true strain curves obtained by linear generalized Maxwell model and Prony series in Abaqus software

2 NLGMM参数的识别与验证

2.1 模型参数优化算法

前文推导得到的离散数值解并无形式明确的数学方程,因此需要采用优化算法进行识别。以本构参数为自变量,通过最小化试验值与理论解之间的均方误差损失函数,反向求解NLGMM的材料参数,优化流程如图2所示。

假设优化的目标函数 $Y(C)$ 为

$$Y(C) = L(C) + \rho \left[\sum_{i=1}^N (\max\{0, -\tau_i\})^2 + \sum_{j=0}^N (\max\{0, -E_j\})^2 \right] \quad (11)$$

$$L(C) = \sum_{m=1}^M L_m(C) \quad (12)$$

式中: ρ 为足够大的正数,以罚函数的方式迫使 τ_i, E_j 在优化过程中始终为非负数; j 为0~N的整数; $L(C)$ 为所有计算值与试验值之间的损失之和; M 为优化用试验的总个数; m 为1~M的整数; $L_m(C)$ 为第 m 个试验中试验值与计算值的均方误差。

将NLGMM离散化本构方程代入式(11)和式(12)中,采用Python对目标函数进行编程,使用scipy.optimize库的fmin函数调用Nelder-Mead单纯形算法优化材料参数。当目标函数达到最小值

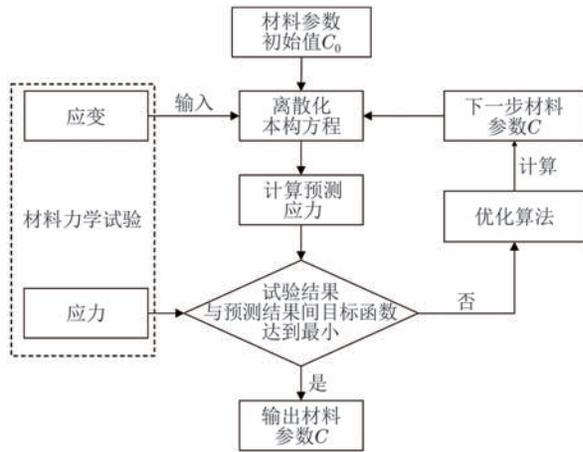


图2 NLGMM的材料参数优化流程

Fig. 2 Optimization process of material parameters of NLGMM

时,意味着材料参数皆在限定范围内,损失函数达到最小值,所得解为最优解,即此时 C 为最准确的NLGMM材料参数。

2.2 模型参数的获取

选择文献[14]中的HTPE固体推进剂在等位移速率为10, 100, 200 $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 下拉拉伸时的试验数据作为NLGMM参数优化的测试数据。由于该文献的试验数据为工程应力和工程应变,需将其转换为真应力和真应变,转换公式如下:

$$\sigma(t) = \frac{L}{L_0} \sigma_{\text{eng}}(t) \quad (13)$$

$$\varepsilon(t) = \int_{L_0}^L \frac{dL}{L} = \ln(L/L_0) \quad (14)$$

式中: L_0 , L 分别为试样初始长度和当前长度; $\sigma_{\text{eng}}(t)$

为工程应力。

根据NLGMM的材料参数优化流程,先取一组初始材料参数,将上述试验的应变数据输入离散化本构方程中计算预测应力,预测结果与试验结果间目标函数值较大时,调用Nelder-Mead单纯形算法进行参数优化,直至目标函数值最小,此时优化的材料参数为最优参数。初始参数和最终得到的最优参数如表2所示。将优化的材料参数重新代入离散本构方程中,计算HTPE固体推进剂在等位移速率为2, 10, 100, 200 $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 拉伸时的真应力-真应变曲线,并与文献[14]中的试验结果进行对比。

经过测试,采用3阶NLGMM($N=3$)就可以很好地描述HTPE固体推进剂的单轴拉伸性能。由图3可以看出:当真应变大于0.1时,3阶NLGMM计算得到的真应力-真应变曲线与实测曲线吻合较好,相同真应变下的真应力计算结果和试验结果的相对误差小于6%,说明参数优化后的3阶NLGMM能够准确地描述HTPE固体推进剂的力学行为;对于等位移速率2 $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 条件下,采用参数优化的3阶NLGMM计算得到的真应力与试验结果同样表现出极高的相符性,相对误差小于4%,这说明该模型的适用范围并不仅限于位移速率10~200 $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$,对于该范围外的力学行为也可以进行准确描述。

3 工程应变速率适用范围分析

固体推进剂是一种对应变速率很敏感的材料,忽略应变速率的影响会使计算结果与试验结果偏差

表2 NLGMM材料参数的初始值与最优值

Table 2 Initial values and optimal values of NLGMM material parameters

项目	E_0/MPa	α/MPa	β/MPa	E_1/MPa	E_2/MPa	E_3/MPa	τ_1/s	τ_2/s	τ_3/s
初始值	1	1	-1	1	10	1	0.001	1	1 000
最优值	5.62×10^{-11}	-5.89	8.08	8.44	4.47	4.23	3.56×10^{-4}	0.151	2 924

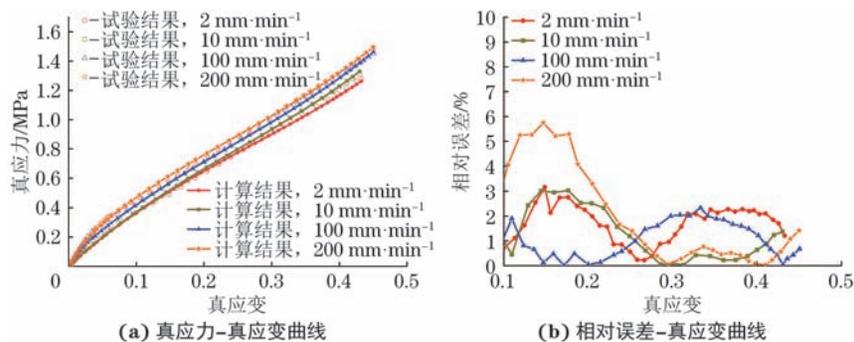


图3 参数优化后3阶NLGMM计算得到的真应力-真应变曲线与试验结果的对比

Fig. 3 Comparison between true stress-true strain curves calculated by third-order NLGMM after parameter optimization and test results:

(a) true stress-true strain curves and (b) relative error-true strain curves

很大,尤其是在大变形时误差更为明显,为此对这一问题进行分析。

根据ZWT模型在等应变速率加载下的解析解^[10],可以得到NLGMM在等应变速率加载下的解析解,如下:

$$\sigma(t) = f[\varepsilon(t)] + \dot{\varepsilon}_0 \left[\sum_{i=1}^N E_i \tau_i \left(1 - e^{-\frac{\varepsilon(t)}{\dot{\varepsilon}_0 \tau_i}} \right) \right] \quad (15)$$

式中: $\dot{\varepsilon}_0$ 为恒定应变速率,即工程应变速率。

将上述所选的4组等位移速率(2, 10, 100, 200 mm·min⁻¹)对应的工程应变速率(0.001 7, 0.008 3, 0.083 0, 0.170 0 s⁻¹)以及优化后的参数代入式(15)中,将其计算结果与使用真应变速率计算的结果进行对比。由图4可知:使用工程应变速率

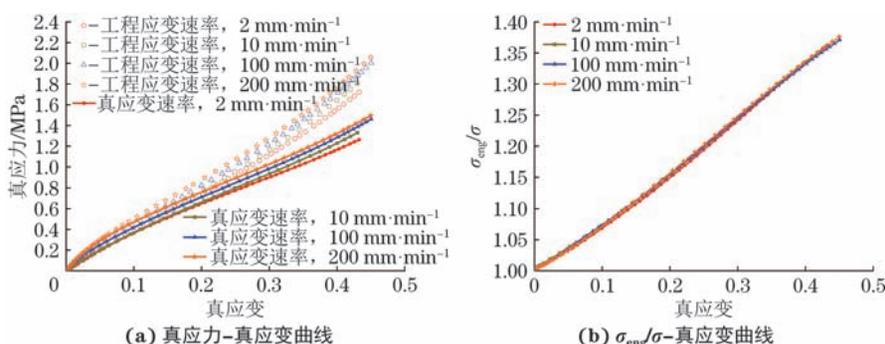


图4 使用工程应变速率与使用真应变速率的计算结果对比

Fig. 4 Comparison of calculation results between using engineering strain rates and using true strain rates: (a) true stress-true strain curves and (b) $\sigma_{\text{eng}}/\sigma$ -true strain curves

4 结论

(1)在ZWT非线性黏弹性本构模型中添加额外的Maxwell单元建立NLGMM并进行数值离散化,由该NLGMM退化成的线性广义Maxwell模型对真应力的计算结果与使用Abaqus中成熟的Prony级数的计算结果完全一致,说明该离散化本构方程的理论计算结果可靠;基于Nelder-Mead单纯形算法对NLGMM模型参数进行优化,参数优化后计算得到的HTPE固体推进剂的真应力与试验结果的最大相对误差不超过6%。

(2)当HTPE固体推进剂发生的变形量较小(真应变不大于0.1)时,使用工程应变速率计算得到的真应力与使用真应变速率计算结果的相对误差小于5%,此时可忽略变形导致的非线性效应,使用工程应力-工程应变和工程应变速率进行计算来确定NLGMM的材料参数;当HTPE固体推进剂发生较大变形时(真应变不小于0.4)时,使用工程应变速

率计算得到的真应力 σ_{eng} 高于使用真应变速率计算得到的真应力 σ ,不同等位移速率下,二者比值 $\sigma_{\text{eng}}/\sigma$ 随真应变的变化曲线基本重合,说明等位移速率对该比值的影响很小; $\sigma_{\text{eng}}/\sigma$ 的大小随着真应变增大而增大,说明真应变是其主要影响因素。当真应变不大于0.1时, $\sigma_{\text{eng}}/\sigma$ 不大于1.05,两者的相对误差小于5%,此时可忽略材料变形导致的非线性效应,使用工程应力-工程应变和工程应变速率进行计算来确定NLGMM材料参数。当真应变不小于0.4时, $\sigma_{\text{eng}}/\sigma$ 不小于1.33,相对误差极大。这说明当HTPE固体推进剂发生大变形时,材料变形导致的非线性效应不可忽略,需使用非线性理论,考虑该材料在变形过程中真应变速率对其力学行为的影响,使用真应力-真应变和真应变速率进行计算确定NLGMM材料参数。

率计算得到的真应力为使用真应变速率计算结果的1.33倍及以上,相对误差较大,此时材料变形导致的非线性效应不可忽略,应使用真应力-真应变和真应变速率进行计算来确定NLGMM的材料参数。

参考文献:

- [1] 陈雄,许进升,郑健. 固体推进剂黏弹性力学[M]. 北京:北京理工大学出版社,2016.
CHEN X, XU J S, ZHENG J. Viscoelastic mechanics of solid propellants[M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2016.
- [2] 王礼立,施绍裘,陈江瑛,等. ZWT非线性热粘弹性本构关系的研究与应用[J]. 宁波大学学报(理工版), 2000, 13(增刊1): 141-149.
WANG L L, SHI S Q, CHEN J Y, et al. Study and application of nonlinear thermo-viscoelastic constitutive relations of ZWT. Journal of Ningbo University (Science and Technology), 2000, 13(S1): 141-149.
- [3] SMART J, WILLIAMS J G. A comparison of single-

- integral non-linear viscoelasticity theories[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1972, 20(5): 313-324.
- [4] FINDLEY W N, LAI J S Y. A modified superposition principle applied to creep of nonlinear viscoelastic material under abrupt changes in state of combined stress[J]. *Transactions of the Society of Rheology*, 1967, 11(3): 361-380.
- [5] PIPKIN A C, ROGERS T G. A non-linear integral representation for viscoelastic behaviour[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1968, 16(1): 59-72.
- [6] LEADERMAN H. Large longitudinal retarded elastic deformation of rubberlike network polymers[J]. *Transactions of the Society of Rheology*, 1962, 6(1): 361-382.
- [7] SWANSON S R, CHRISTENSEN L W. A constitutive formulation for high-elongation propellants[J]. *Journal of Spacecraft and Rockets*, 1983, 20(6): 559-566.
- [8] DENG B, TANG G J, SHEN Z B. Structural analysis of solid rocket motor grain with aging and damage effects[J]. *Journal of Spacecraft and Rockets*, 2014, 52(2): 331-339.
- [9] WANG Z J, QIANG H F, WANG T J, et al. A thermovisco-hyperelastic constitutive model of HTPB propellant with damage at intermediate strain rates[J]. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, 2018, 22(3): 291-314.
- [10] 王哲君, 强洪夫, 王广, 等. 中应变率下HTPB推进剂压缩力学性能和本构模型研究[J]. *推进技术*, 2016, 37(4): 776-782.
- WANG Z J, QIANG H F, WANG G, et al. Mechanical properties and constitutive model for HTPB propellant under intermediate strain rate compression[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2016, 37(4): 776-782.
- [11] 刘志林, 王晓鸣, 姚文进, 等. 底排药的高应变率动态响应实验和仿真[J]. *含能材料*, 2014, 22(4): 529-534.
- LIU Z L, WANG X M, YAO W J, et al. Numerical simulation and mechanical behavior of base bleed grain at high strain rate[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2014, 22(4): 529-534.
- [12] 王蓬勃, 王政时, 鞠玉涛, 等. 双基推进剂高应变率型本构模型的实验研究[J]. *固体火箭技术*, 2012, 35(1): 69-72.
- WANG P B, WANG Z S, JU Y T, et al. Experimental research on rate dependent constitutive relation of double-base propellant under impact load[J]. *Journal of Solid Rocket Technology*, 2012, 35(1): 69-72.
- [13] JRAD H, DION J L, RENAUD F, et al. Experimental characterization, modeling and parametric identification of the non linear dynamic behavior of viscoelastic components[J]. *European Journal of Mechanics, A/Solids*, 2013, 42: 176-187.
- [14] 朱国翠, 袁申, 刘长义, 等. HTPE/AP/Al/RDX推进剂的准静态拉伸力学性能[J]. *火炸药学报*, 2021, 44(5): 686-692.
- ZHU G C, YUAN S, LIU C Y, et al. Mechanical properties of quasi-static stretch of HTPE/AP/Al/RDX propellant[J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2021, 44(5): 686-692.

Identification of Viscoelastic Constitutive Parameters for Solid Propellant under Large Deformation

LI Ruiyang¹, ZHENG Zhanguang¹, SUN Jingyu², QIAN Guian², LIN Yuelong³, WU Rui³, LIU Tong³

(1. College of Mechanical Engineering, Guangxi University, Nanning 530004, China; 2. The State Key Laboratory of Nonlinear Mechanics (LNM), Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China; 3. Inner Mongolia Power Machinery Research Institute, Hohhot 010010, China)

Abstract: In the ZWT nonlinear viscoelastic constitutive model, additional Maxwell elements were incorporated to establish a nonlinear generalized Maxwell model (NLGMM), and the NLGMM was numerically discretized. Based on the Nelder-Mead simplex algorithm, the constitutive parameters were optimized and validated with tensile test data of hydroxyl terminated polyether (HTPE) solid propellant at different constant displacement rates. The differences in true stress calculation with engineering strain rates and true strain rates were analyzed. The results show that after numerical discretization and parameter optimization, the established NLGMM could effectively describe mechanical behavior of HTPE solid propellant. The maximum relative error between the calculated true stress and the test results was not higher than 6%. When the deformation of HTPE solid propellant was small (the true strain was not greater than 0.1), the relative error between the true stress calculation with engineering strain rates and that with true strain rates did not exceed 5%, indicating that the nonlinear effects caused by material deformation could be neglected and the material parameters of NLGMM could be calculated with engineering stress-engineering strains and engineering strain rates. When HTPE solid propellant underwent large deformation (the true strain was not less than 0.4), the true stress calculation with engineering strain rates was not less than 1.33 times that with true strain rates, and the nonlinear effects caused by material deformation could not be ignored. The material parameters of NLGMM should be calculated with true stress-true strains and true strain rates.

Key words: nonlinear viscoelastic constitutive model; large deformation; solid propellant; parameter optimization