

N_2O 自增压贮箱的动态供应特性

陈鹏飞¹, 赵晓慧², 洪 流¹, 周立新¹

(1. 液体火箭发动机技术重点实验室, 陕西 西安 710100;

2. 西安航天动力研究所, 陕西 西安 710100)

摘 要:建立了氧化亚氮(N_2O)贮箱自增压模型并完成了模型校验,获得的贮箱压力计算值与实验结果吻合良好。针对自增压贮箱供应液态介质时的动态工作特性开展了仿真计算,结果表明:在相同的质量流量下,供应液态推进剂比供应气态推进剂更有利于维持箱压和流量稳定;受蒸发吸热作用的影响,自增压贮箱在供应过程中压力总是呈下降趋势。给贮箱加热有利于减缓其压力的下降速度,但存在压力响应滞后、换热面积减小等问题,不易获得稳定的动态供应压力。

关键词: N_2O 自增压贮箱;动态特性;数学模型;仿真计算

中图分类号:V434.23-34 文献标识码:A 文章编号:1672-9374(2018)03-0043-06

Dynamic supply characteristics of N_2O self-pressurization tank

CHEN Pengfei¹, ZHAO Xiaohui², HONG Liu¹, ZHOU Lixin¹

(1. Science and Technology on Liquid Propulsion Rocket

Engine Laboratory, Xi'an 710100, China;

2. Xi'an Aerospace Propulsion Institute, Xi'an 710100, China)

Abstract: A mathematical model of N_2O self-pressurization tank was built to study the dynamic supply process, and the calculated tank pressure was in good agreement with the experimental results. For the dynamic operating characteristics of self-pressurization tank supplying the liquid medium, the simulation was carried out. The results show that the supply of the liquid propellant is more favorable than that of the gaseous propellant for maintaining the tank pressure and flow rate steadily under the same mass flow rate. Due to the influence of the evaporation endothermic reaction, the tank pressure usually decreases during the supply process. Heating the tank is beneficial to slow down the rate of pressure drop, but there are problems such as the delayed pressure response and the decreased heat exchange area. In addition, it is difficult to obtain a steady dynamic supply pressure.

Keywords: N_2O self-pressurization tank; dynamic characteristic; mathematical model; simulating calculation

收稿日期:2017-01-03;修回日期:2017-08-27

基金项目:国防科技重点实验室基金项目(6142704040107)

作者简介:陈鹏飞(1984—),男,硕士,高级工程师,研究领域为液体火箭发动机基础理论研究

0 引言

氧化亚氮(N_2O)是一种安全无毒的推进剂,可用于冷气、单组元、双组元、固液和电加热等多种推进模式,推力范围跨越毫牛级至千牛级^[1]。因此, N_2O 已经成为发展无毒推进剂的一个重要选择,受到世界各国的广泛关注^[2-3]。相对于传统的推进剂而言, N_2O 具有较高的饱和蒸气压,可以实现推进剂自增压供应,从而简化系统结构,降低系统质量。

在自增压贮箱持续工作时,贮箱内的 N_2O 会发生较复杂的热交换过程,对贮箱的温度和压力产生影响,因此准确模拟 N_2O 在工作状态下自增压贮箱内压强、温度等参数的变化成为预测其发动机性能的一个关键因素。国内外已有不少学者在这方面开展了研究工作,Whitmore 等人建立了 N_2O 自增压供应系统的工程模型,通过使用熵及混合物中的气体分数作变量,模拟了 N_2O 贮箱的排气过程^[4];Zilliac 和 Karabeyoglu 在 2005 年基于实际流体状态方程和非平衡热力学过程建立了一套 N_2O 贮箱的自增压模型并获得了和实验一致的结果^[5];Casalino 和 Pastrone 分别采用平衡模型和集中参数模型研究了自增压贮箱的动力学特性^[6],并开展了自增压混合发动机的参数分析和优化设计工作^[7];Zimmerman 等人以 CO_2 作为模拟介质,开展了自增压贮箱动力学实验的可视化研究^[8];英国萨瑞大学 Haag 博士通过系列研究评估了 N_2O 自增压供应系统在不加热的条件下提供更大气体流量的可能性,认为 N_2O 自增压供应系统提供的气体质量流量不可能大于 20 g/s ^[9]。禹天福等人模拟了不加热的自增压供应系统,开展 N_2O 放气试验并测量了贮箱供应流量、温度和压强变化;以 Zilliac 等人的模型为基础^[10],孙威、蔡国飙等人开展了 N_2O 单组元微推进系统贮箱自增压特性仿真和实验验证,分析了贮箱填充率、容积和推进剂排除率等参数对贮箱压力下降速率的影响^[11]。

从文献资料上看, N_2O 自增压供应系统主要用于微推进系统,大部分都是气态推进剂小流量供应,对于大流量液体供应的研究较少;本文针对 10 N 以上发动机的使用需求,建立贮箱自增压模型,对比分析贮箱气态供应和液态供应对自增压特性的

影响,研究了不同参数对自增压贮箱动态供应特性的影响规律。

1 贮箱自增压模型

1.1 物理模型

参考 Zilliac 等人的建模方法,将贮箱划分为三个区域:气相区、饱和液相层和液相区,如图 1 所示^[5]。物理模型采用如下假设:①贮箱内各区域内部温度均匀,贮箱内的压强处处相等;②饱和液相层为无物理厚度的薄液层,满足质量和能量守恒方程,其温度为贮箱压强对应的饱和温度;③液相区和饱和液相层的热交换按沸腾换热考虑,沸腾换热率与该位置的自然对流传热量成线性关系,推进剂与贮箱、贮箱与环境的热交换均按大空间自然对流换热考虑;④ N_2O 气相符合实际气体状态方程,其内能和焓由余函数法计算获得,液相密度、比热等参数也根据状态方程计算获得。

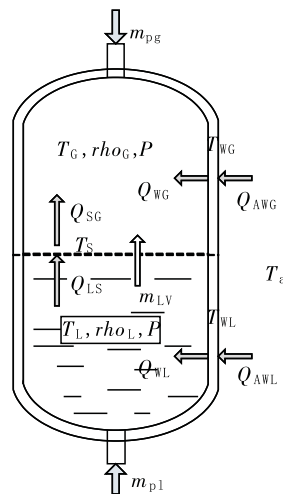


图 1 N_2O 自增压贮箱模型示意图

Fig. 1 Schematic of N_2O self-pressurization tank model

1.2 计算模型

为获得贮箱内部的状态变化,分别针对贮箱内不同区域建立开口系能量平衡方程、质量守恒方程,并联合状态方程建立一组封闭的微分方程组进行求解。气、液两区的通用能量方程可以描述为^[13]:

$$\dot{Q}_{in} = \frac{dE}{dt} + \sum \dot{m}_e h_e - \sum \dot{m}_i h_i + W \quad (1)$$

式中: \dot{Q}_{in} 为进入控制体的净热量; E 为控制体内

能; \dot{m}_i , \dot{m}_e 分别为进入和离开控制体的推进剂质量流率; h_i , h_e 分别为进入和离开控制体的推进剂比焓; W 为控制体与外界交换的净功率。

对于 N₂O 推进剂而言,常温下贮箱内的温度和压力已接近临界状态,采用理想气体估算物性将导致较大的偏差,因此气体采用 PR 实际气体状态方程描述^[14]:

$$p = \frac{R_m T_G}{v - b} - \frac{a}{v^2 + 2bv - b^2} \quad (2)$$

式中: R_m 为气体常数; T_G 为气相温度; v 为比体积; a, b 是与临界参数和温度有关的函数,具体定义方法参考文献[14]的描述。

采用余函数法,可以将实际气体的余内能 u 和余焓 h 表示为^[13]:

$$u - u_{ig} = \frac{a - \frac{\partial a}{\partial T_G} T_G}{2\sqrt{2}b} \ln\left(\frac{v - 0.414b}{v + 2.414b}\right) \quad (3)$$

$$h - h_{ig} = u - u_{ig} + R_m T_G (Z - 1)$$

式中: u_{ig} 和 h_{ig} 分别为理想气体的余内能和余焓; Z 为实际气体的压缩因子。

气、液两区的质量守恒方程为:

$$\dot{m}_G = \dot{m}_{LV} + \dot{m}_{pg} \quad (4)$$

$$\dot{m}_L = -\dot{m}_{LV} + \dot{m}_{pl} \quad (5)$$

式中: \dot{m}_{pg} 为从贮箱气相区流出的气体质量流率; \dot{m}_{pl} 为从贮箱液相区流出的液体质量流率(流入为正); \dot{m}_{LV} 为液体蒸发/凝结质量流率; \dot{m}_G, \dot{m}_L 分别为气相区和液相区的质量变化率。

针对蒸发流率建立的半经验公式如下^[5]:

$$\dot{m}_{LV} = h_{LSB} A_{LS} / h_{lv} (T_L - T_s) \quad (6)$$

$$h_{LSB} = 2.1 \times 10^4 h_{LS}$$

式中: h_{LSB} 为气液界面的相变换热系数; A_{LS} 为气液界面面积; T_L 为液相温度; T_s 为界面温度; h_{lv} 为液体相变潜热; h_{LS} 为气液界面(液体与饱和液相层之间)的自然对流换热系数。

当贮箱压力超过饱和压力后蒸气凝结,则凝结流率满足如下关系^[5]:

$$\dot{m}_{LV} = \frac{[P(T_s) - P] V_G}{(R_m T_G / M) \Delta t} \quad (7)$$

式中: R_m 为气体常数; V_G 为气相区容积; T_G 为气体

温度; M 为气体常数。

气体、液体与贮箱壁面的换热按大空间自然对流换热考虑,在工程计算中广泛采用如下形式的大空间自然对流实验关联式^[15]:

$$Nu = C (Gr \cdot Pr)^n \quad (8)$$

在本文模拟时,常数 C 和 n 分别取为 0.59 和 0.25。

在计算过程中,贮箱内总容积不变,因此:

$$V_L + V_G = V_{total} \quad (9)$$

联立求解上述方程即可获得贮箱内的状态变化。

1.3 模型校验

文献[11]开展了 N₂O 贮箱自增压实验,在气流量 0.7 g/s 的条件下对比了 10 L 和 3.3 L 贮箱的供应特性。以上述实验作为算例进行仿真模型校验。根据实验条件,计算时假设贮箱外表面绝热,将贮箱壁面按接触介质相态分为气壁面和液壁面两部分,计算时间步长取 1 ms,获得了贮箱内压力变化如图 2 所示。从图中可以看出,贮箱压力的计算值与文献[11]的实验值吻合良好,相对误差不超过 5%,验证了计算模型的正确性。

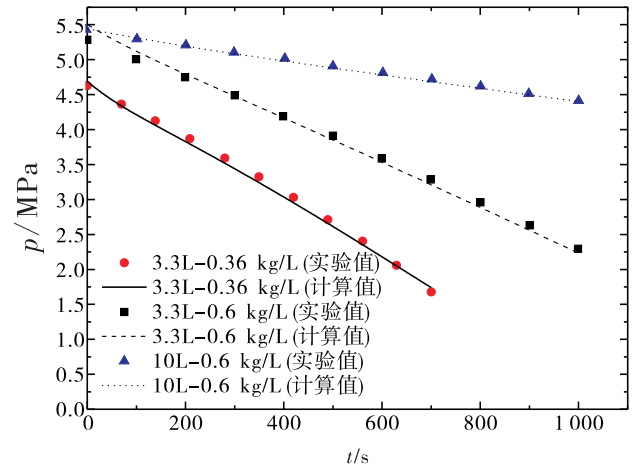


图2 仿真计算与实验值对比

Fig. 2 Comparison between experimental data and simulated results

2 贮箱动态供应过程仿真计算

2.1 贮箱设计参数

仿真计算以某 10 N 发动机的供应系统为原型

进行设计和计算分析。假设燃烧室压力 0.7 MPa, 供应介质的目标流量为 3 g/s, 连续工作时间约 1 000 s, 贮箱容积取 4 L; 初始温度为 292 K (饱和压力约 5 MPa), 初始填充率 0.775 kg/L。

在假设贮箱外表面绝热、供应介质为液态的情况下, 分析了圆柱形贮箱结构参数对其自增压特性的影响规律, 如图 3 所示。从图中可以看出, 贮箱径高比 $D:H$ 、壁厚 δ 等结构变化对供应压力的影响较小。后续计算过程中, 壁厚取 5 mm, 贮箱内径取 120 mm, 高度取 354 mm。

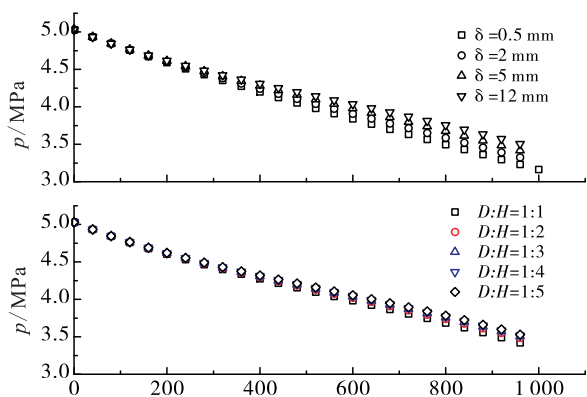


图 3 贮箱壁厚和径高比对其压力变化的影响

Fig. 3 Influence of wall thickness and diameter-to-height ratio on pressure for the tank

当供应介质为液体时, 液流量与压降的关系为:

$$\dot{m}_{PL} = \mu_L A_{jetL} \sqrt{2\rho_L \Delta p}$$

式中: μ_L 为液流量系数, 参考文献[5]取 0.425; ρ_L 为液体密度; Δp 为贮箱与燃烧室之间的压差; A_{jetL} 为液体节流嘴当量流通面积。根据目标流量计算得到 A_{jetL} 为 $0.0856 \times 10^{-6} \text{ m}^2$ 。

当供应介质为气体时, 液流量与压降的关系为:

$$\dot{m}_{PL} = \mu_G A_{jetG} \sqrt{2\rho_G P}$$

式中: μ_G 为气流量系数, 参考文献[5]取 0.595; A_{jetG} 为气体节流嘴当量流通面积, 根据目标流量计算得到 A_{jetG} 为 $0.1253 \times 10^{-6} \text{ m}^2$ 。

2.2 介质相态对贮箱动态供应特性的影响

假设贮箱外表面绝热, 在单独供应液态介质和气态介质的条件下, 对比了贮箱压力变化过程, 如图 4 所示。随着供应时间延长, 贮箱内的压力逐渐下降, 这与文献[12]和[16]的研究结果一致。

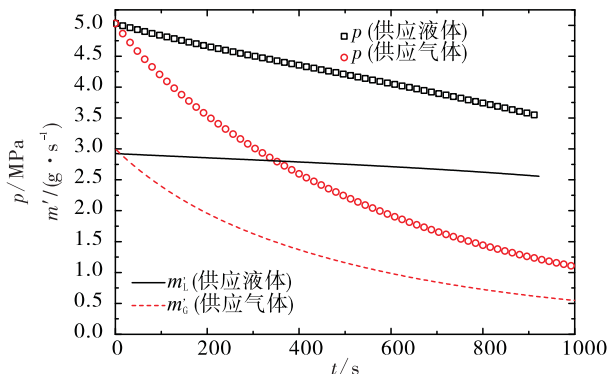


图 4 推进剂相态对贮箱压力和供应流量的影响

Fig. 4 Influence of propellant phase state on pressure and supply flow rate of tank

从图中数据可以看出, 在相同的初始压力和目标流量下, 当供应介质为液体时, 贮箱在 922 s 内排空液体, 压力由 5.0 MPa 下降至 3.5 MPa, 推进剂质量流量由 3.0 g/s 下降至 2.5 g/s; 当供应介质为气体时, 1 000 s 内贮箱压力由 5.0 MPa 下降至 1.1 MPa, 推进剂质量流量由 3.0 g/s 下降至 0.5 g/s。因此, 供应液态推进剂更有利于维持箱压和流量稳定。

自增压贮箱在工作过程中的压力变化与其内部推进剂温度变化密切相关。贮箱自增压工作过程中推进剂的温度变化规律如图 5 所示。

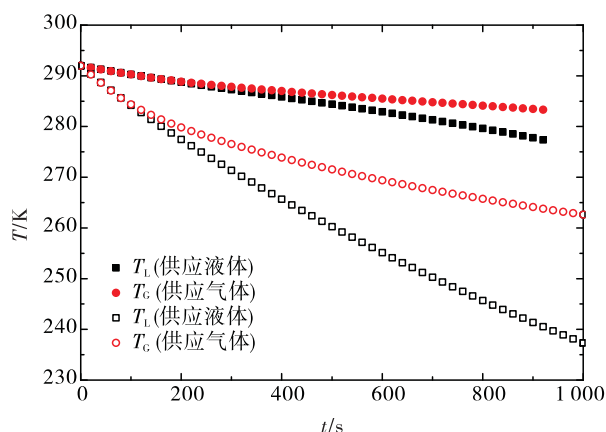


图 5 不同供应相态对应的推进剂温度变化规律

Fig. 5 Variation of propellant temperature corresponding to supply phase state

数据表明, 当供应介质为气体时, 贮箱内的介质温度更低。这是因为在相同的质量流量下, 供应

气体时推进剂体积流量更大,贮箱压力主要依靠推进剂蒸发来补充,其蒸发量和吸热量均较大,导致液相温度及其对应的饱和压力快速降低,贮箱供应压力偏离初始压力并快速减小。而在供应液体介质时,体积流量较小,气液界面上蒸发少量的推进剂即可填补液位下降形成的“空缺”;由于气液界面上的液体不断蒸发吸热,贮箱内的推进剂温度和饱和压力也不断降低,因此贮箱压力在其自增压动态供应过程中总是呈下降趋势。

2.3 加热对贮箱压力稳定性的影响

为维持自增压贮箱供应压力的稳定性,给贮箱加热是一种常用的手段。在贮箱外表面施加了两种不同的热边界条件:①假设环境温度 292 K,贮箱外表面自然对流换热系数分别为 0 和 $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$;②假设外表面绝热,在贮箱外表面均匀施加 $500 \text{ W}/\text{m}^2$, $1\,000 \text{ W}/\text{m}^2$, $1\,500 \text{ W}/\text{m}^2$ 和 $2\,000 \text{ W}/\text{m}^2$ 的有效热流量。

不同热边界条件对贮箱压力动态变化过程的影响如图 6 所示。从图中可以看出,由于自然对流换热热量很小,增大自然对流换热系数对贮箱压力变化几乎没有影响;通过在贮箱外表面施加较大的热流量,可以有效减缓贮箱压力的下降速度;随着施加热流量进一步增大,贮箱压力呈先下降、后上升、再下降的趋势变化。另外,对比图 6 不同工况下的压力变化曲线可以发现,在 100 s 之前,不同热边界对应的压力变化曲线几乎重合;在 700 s 之后,贮箱压力有加速下滑的趋势。这与贮箱壁面的传热特性有关。

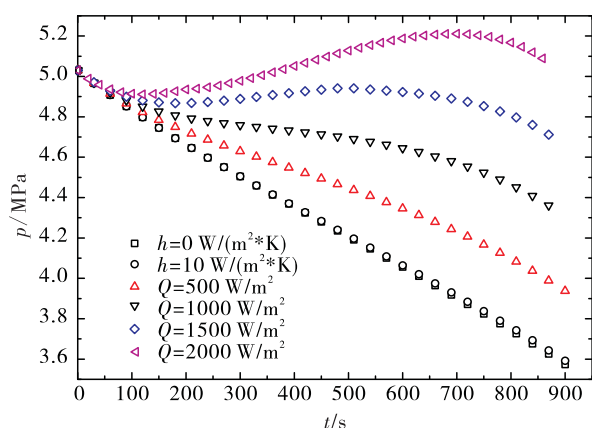


图6 加热对贮箱压力稳定性的影响

Fig. 6 Influence of heating on stability of tank pressure

以施加 $1\,500 \text{ W}/\text{m}^2$ 热流量的工况为例,贮箱在动态供应过程中不同位置的换热量和温度变化如图 7 所示。图中, T_{WL} , T_{WG} 分别为液壁温和气壁温; Q_{AWL} , Q_{AWG} 分别为施加在液壁面和气壁面上的热量; Q_{WL} , Q_{WG} 分别为液壁面和气壁面向推进剂传递的热量; Q_{LV} 为液体蒸发吸收的热量。

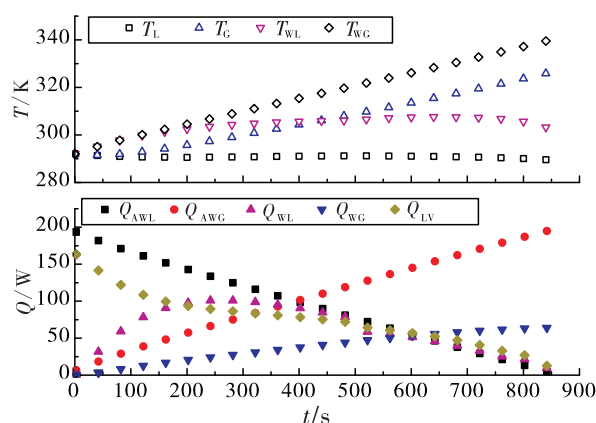


图7 贮箱不同位置的换热量与温度变化

Fig. 7 Variation of heat exchange quantity and temperature at different positions of tank

从图中可以看出,在初始时刻,液体蒸发吸热量 Q_{LV} 与液壁面吸收的热量 Q_{AWL} 相当,然而此时壁面与液体的温差较小,因此 Q_{WL} 很小,这是导致前 100 s 加热效果滞后的主要原因。随着供液过程持续,壁面与液体的温差增大, Q_{WL} 逐渐增大;但是贮箱液位随之下降,液壁的面积减小, Q_{AWL} 呈下降趋势,因此 Q_{WL} 增大到一定程度之后也逐渐减小。在后期,随着贮箱逐渐排空,液体有效受热表面积减小,温度下降速度加快,压力也随之快速降低。对于贮箱内的蒸气而言,随着液位降低,加热面逐渐增大,因此气体温度、气壁面温度和接受的热量均呈上升趋势。

3 结论

本文建立贮箱自增压模型,主要针对自增压贮箱供应液态介质时的工作特性进行了仿真计算,研究表明:

1) 基于自增压模型获得的贮箱压力计算值与实验结果吻合良好;贮箱结构参数变化对供应压力的动态变化影响相对较小。

2) 在相同的质量流量条件下, 自增压贮箱供应液态推进剂比供应气态推进剂更有利于维持箱压和流量稳定; 受自增压过程蒸发吸热的影响, 贮箱压力在供应过程中总是呈下降趋势。

3) 给贮箱加热可以有效减缓其压力下降速度; 但受壁面传热特性的影响, 初始加热时液体吸热量很小, 随着持续供应过程持续, 液体吸热量先增大后减小, 贮箱供应压力不易稳定。

参考文献:

- [1] 贺芳, 方涛, 李亚裕, 等. 新型绿色推进剂研究进展[J]. 火炸药学报, 2006, 29(4): 54-57.
- [2] TILIAKOS N, TYLL J S, HERDY R, et al. Development and testing of a nitrous oxide / propane rocket engine: AIAA 2001-3258 [R]. USA: AIAA, 2001.
- [3] 宋长青, 徐万武, 张家奇, 等. 氧化亚氮推进技术研究进展[J]. 火箭推进, 2014, 40(2): 7-15.
SONG Changqing, XU Wanwu, ZHANG Jiaqi, et al. Research progress of nitrous oxide propulsion technology [J]. Journal of rocket propulsion, 2014, 40(2): 7-15. (in Chinese)
- [4] WHITMORE S A. Engineering model for self-pressurizing saturated-N₂O-propellant feed systems [J]. Journal of propulsion and power, 2010, 26(4): 706-714.
- [5] ZILLIAC G, KARABEYOGLU M A. Modeling of propellant tank pressurization: AIAA-2005-3549 [R]. USA: AIAA, 2005.
- [6] CASALINO L, PASTRONE D. Optimal design of hybrid rocket motors for microgravity platform [J]. Journal of propulsion and power, 2008, 24(3): 491-498.
- [7] CASALINO L, PASTRONE D. Optimal design of hybrid rockets with self-pressurizing oxidizer: AIAA 2006-4501 [R]. USA: AIAA, 2006.
- [8] ZIMMERMAN J E, CANTWELL B J, ZILLIAC G G. Parametric visualization study of self-pressurizing propellant tank dynamics: AIAA 2015-3829 [R]. USA: AIAA, 2015.
- [9] HAAG G S. Alternative geometry hybrid rockets for spacecraft orbit transfer [D]. Guildford, UK: University of Surrey, 2001.
- [10] 禹天福, 贾月. 一氧化二氮催化分解的研究与应用[J]. 化学推进剂与高分子材料, 2006, 4(2): 6-10.
- [11] 孙威, 方杰, 蔡国飙. N₂O 单组元微推进系统贮箱自增压特性[J]. 北京航空航天大学学报, 2009, 35(11): 1910-1913.
- [12] CAI Guobiao, SUN Wei, FANG Jie, et al. Design and performance characterization of a sub-Newton N₂O monopropellant thruster [J]. Aerospace science and technology, 2012, 23(1): 439-451.
- [13] 陈则韶. 高等工程热力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2008.
- [14] 赵红玲, 王凤坤. 气液物性估算手册[M]. 陈圣坤等, 译. 北京: 化学工业出版社, 2005.
- [15] 杨世铭, 陶文铨. 传热学[M]. 4 版. 北京: 高等教育出版社, 2006.
- [16] 龚亮. 一氧化二氮单组元发动机系统方案设计及仿真研究[D]. 长沙: 国防科技大学, 2013.

(编辑: 陈红霞)