

# 低温推进剂贮箱内自增压过程仿真分析研究

陈既东,朱建炳\*,赵积鹏,张 海,顾森东,于 斌  
(兰州空间技术物理研究所,兰州 730000)

**摘要:**为研究低温推进剂贮箱漏热造成贮箱内压力升高和低温推进剂液相热分层现象,利用用户自定义函数(User-Defined Functions,UDF)对低温贮箱内工质的能量源项、气液相的质量源项以及相变饱和温度等变量进行了解释。结合VOF(Volume of Fluid)模型,以及在Fluent软件所建立的低温工质材料模型,实现了低温液氮和液氮贮箱内自增压过程的仿真。重点分析了不同的气体模型和液相密度模型组合对自增压预测曲线的影响。对比仿真值和理论值发现:使用实际气体模型(Redlich-Kwong-Soave model,R-K-S model)和Boussinesq近似液相密度模型得到的压力值更接近理论压力值。此外,对不同重力环境和不同充注率的实验工况进行了仿真,得到了环境重力和充注率对低温液氮贮箱自增压过程的影响规律。

**关键词:**低温推进剂贮箱;UDF;VOF模型;实际气体模型;自增压过程

中图分类号:TB657.3

文献标志码:A

文章编号:1006-7086(2023)02-0163-08

DOI:10.3969/j.issn.1006-7086.2023.02.009

## Numerical Simulation of Self-pressurization Process in Cryogenic Propellant Tank

CHEN Jidong, ZHU Jianbing\*, ZHAO Jipeng, ZHANG Hai, GU Sendong, YU Bin  
(Lanzhou Institute of Physics, Lanzhou 730000, China)

**Abstract:**In order to study the pressure increase in the tank and the thermal stratification of the cryogenic propellant liquid phase caused by heat leakage in the cryogenic propellant tank, the User-Defined Functions(UDF) were used to explain the variables such as the energy source term, the mass source term of the gas-liquid phase and the phase change saturation temperature in the cryogenic tank. Combined with the VOF model and the cryogenic working fluid material model established by Fluent software, the simulation of the self-pressurization process in the cryogenic liquid nitrogen and liquid krypton tank was realized. The influence of different gas model and liquid phase density model combinations on the self-boosting prediction curve is analyzed. Comparing the experimental and theoretical values of the simulation, it is found that the pressure value obtained by using the actual gas model (Redlich-Kwong-Soave model, R-K-S model) and the Boussinesq approximate liquid phase density model is closer to the theoretical pressure value. In addition, the experimental conditions of different gravity environments and different filling rates were simulated, and the influence of ambient gravity and filling rate on the self-pressurization process of cryogenic liquid krypton tanks was obtained.

**Key words:** cryogenic propellant tank; UDF; VOF model; real gas model; self-pressurization process

## 0 引言

与常温推进剂相比,低温推进剂具有高比冲、无毒、无污染等优点。随着航天技术的不断发展和

火箭发动机大推力、高比冲的性能需求,低温推进剂得到了广泛应用,如液氢(LH<sub>2</sub>)、液氧(LO<sub>2</sub>)等在新型运载火箭中的大规模应用,以及氦气(Kr)、氙

收稿日期:2022-07-10

基金项目:真空技术与物理重点实验室基金(B202003)

作者简介:陈既东,硕士研究生,主要从事航天电推进贮供单元技术研究。E-mail:chenjidongyx@163.com

通信作者:朱建炳,研究员,主要从事空间低温制冷技术研究。E-mail:zhujb-510@sohu.com

引文信息:陈既东,朱建炳,赵积鹏,等.低温推进剂贮箱内自增压过程仿真分析研究[J].真空与低温,2023,29(2):163-170.

CHEN J D, ZHU J B, ZHAO J P, et al. Numerical simulation of self-pressurization process in cryogenic propellant tank[J]. Vacuum and Cryogenics, 2023, 29(2): 163-170.

气(Xe)等在电推力器中的使用,低温推进剂越来越受到各航天大国的青睐。对于低温推进剂的贮存,目前普遍采用三种贮存方式:高压气态贮存、超临界贮存以及低温液化贮存。相关文献[1-3]表明:相较于高压气态和超临界态贮存,低温液化贮存具有更高的贮存效率和贮存密度,而且贮存压力低,降低了贮箱的设计难度。然而,低温推进剂贮存温度低,低温贮箱很难通过被动绝热设计实现完全绝热。因此,低温贮箱内低温推进剂很容易因贮箱绝热支撑的传导漏热、相内热传导以及相与内壁面之间自然对流等传热方式而引起热分层和自增压,从而给低温推进剂贮存带来一系列安全问题。

近几年国内外学者围绕低温贮箱内低温推进剂传热传质过程进行了大量的仿真分析,大多数研究基于 CFD (Computational Fluid Dynamic) 方法和 ANSYS-Fluent 软件开展。Fu 等<sup>[4-5]</sup>构建了柱状贮箱 2 维轴对称模型,利用 CFD 方法研究了气液相界面处相变过程,并对比了不同重力环境下箱体内增压过程。Sun 等<sup>[6-7]</sup>针对 Fluent 软件中相变模型进行了相关讨论。Choi 等<sup>[8]</sup>通过数值模拟研究了贮箱内低温推进剂的自然对流和热分层现象,并对比了不同工质、不同边界条件以及不同液相充注率等因素对贮箱内自增压和热分层现象的影响。Ovidi 等<sup>[9]</sup>利用 CFD 方法分析了圆柱体液化天然气贮箱内由于热边界引起的液相热分层和自增压现象。Liu 等<sup>[10]</sup>建立了液氧低温贮箱 CFD 模型,研究了低温贮箱内自增压和热分层现象,给出了低温液氧贮箱内的温度分布和压力变化。Barsi 等<sup>[11]</sup>为研究常重力环境下的液氢贮箱内的自增压行为,建立了一个两相 CFD 模型,给出了充注率对液氢贮箱内自增压行为的影响。学者们的仿真研究发现,气相区气体被视为理想气体,液相密度存在两种处理方式:一是液相被认为是不可压缩流体,其密度为常压条件下的定值;二是利用 Boussinesq 近似方法允许其在一定范

围内随着温度线性变化,并将其添加到动量方程的体积力项中。很明显,气相的理想气体假设和液相密度的定值处理与实际情况存在一定的差距,因此很难实现准确的自增压预测。

基于此,本文在 Fluent 软件中对低温工质材料属性进行建模,给出氮和氦工质的相关参数输入,使用低温液氮和液氦工质进行仿真分析。主要针对理想气体模型和适用于气液相平衡预测的实际气体模型(R-K-S model 和 Peng-Robinson model)以及液相密度采用定值和 Boussinesq 近似的不同组合方式分别进行数值模拟,将得到的仿真分析值与 NIST Refprop9.1 给出的理论值进行对比,总结出预测精度更高且收敛性更好的自增压动态仿真的参数设置。除此以外,对比分析液氮工质在不同重力环境和不同充注率下的增压速率。

## 1 模型建立

### 1.1 物理模型

贮箱采用圆柱状,腔体结构尺寸:直径 400 mm,高度 1 000 mm。为了简化计算模型,给出了三点假设:(1)由于贮箱内腔体为中心轴旋转对称结构,因此仿真分析采用 2 维轴对称模型;(2)热流边界和温度边界均为热量输入方式,两者最终达到稳态时的效果一致,但由于第二类边界条件即热流边界是通过改变能量源项间接影响贮箱内热环境,而温度边界是直接改变热环境,因此采取第一类边界条件能够更快速地观察到贮箱内相变和增压过程;(3)对于实际情况下的低温贮箱内自增压仿真,由于热流密度很小,仿真时间非常长,为快速验证本文的相关结论,仿真过程采用稍大的温度边界参数进行。

对低温工质氮和氦的相关材料属性进行汇总,如表 1 和表 2 所列,其中氦工质气液相定压比热容随温度变化的曲线如图 1 所示。

表 1 氮工质材料参数

Tab. 1 Material parameters of nitrogen

气相		气相	
摩尔质量/(kg/mol)	28.013 4	热导率	0.024 2
临界压力/MPa	3.398	偏心因子	0.037 0
临界温度/K	126.2	标准状态焓/(J/(kg·K))	191 494.8
临界比体积/(m <sup>3</sup> /kg)	0.003 216	动力黏度/(kg/(m·s))	1.663×10 <sup>-5</sup>
液相		液相	
参考密度/(kg/m <sup>3</sup> )	806.08	热导率	0.110 33
汽化潜热/(J/kg)	198 300	动力黏度/(kg/(m·s))	1.610×10 <sup>-4</sup>

表2 氩工质材料参数  
Tab.2 Material parameters of krypton

气相		气相	
摩尔质量/(kg/mol)	83.798	偏心因子	-0.000 894
临界压力/MPa	5.525	标准状态焓/(J/(kg·K))	945 35
临界温度/K	209.48	动力黏度/(kg/(m·s))	1.04×10 <sup>-5</sup>
临界比体积/(m <sup>3</sup> /kg)	0.110 1	定压比热容 C <sub>p</sub> /(J/(kg·K))	C <sub>p</sub> 满足图1中与温度的曲线关系
热导率	0.004		
液相		液相	
参考密度/(kg/m <sup>3</sup> )	2 413.438 1	表面张力/(N/m)	0.015
汽化潜热/(J/kg)	106 910	动力黏度/(kg/(m·s))	4.05×10 <sup>-4</sup>
热导率	0.110 33	定压比热容 C <sub>p</sub> /(J/(kg·K))	C <sub>p</sub> 满足图1中与温度的曲线关系
热膨胀系数/(kg/(m <sup>3</sup> ·K))	0.008		

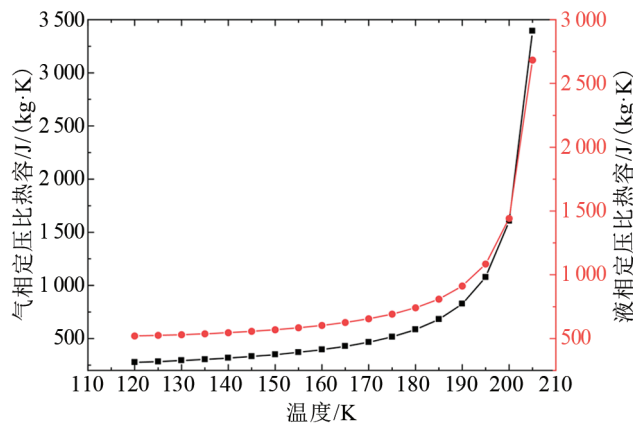


图1 氩工质定压比热容随温度变化曲线

Fig. 1 Curve of krypton C<sub>p</sub> changing with temperature

1.2 数学模型

为了更加清晰和准确地研究低温推进剂在低温贮箱内由于绝热支撑和壁面漏热引起的流动和传热问题,引入三区模型的分区方式,即贮箱内的流体环境分为三个区域,分别为气相区、液相区以及气液相界面层。气液相界面层被视为忽略质量的薄层结构,不存在内部能量,界面层温度规定为饱和温度。由于气液两相之间有明显的分界面,没有融合、掺混的现象,因此用于自由面流动和分层流动的VOF模型更适用于低温推进剂在低温贮箱内的质量和热量传输的相变过程。

基于界面追踪的多相流VOF模型,目前讨论最多且应用广泛的蒸发冷凝相变模型是Lee模型,该模型结构简单、计算方便、具有更高的计算精度,通过判断网格单元内的温度与饱和温度的关系来实现两相间的质量传输。Lee模型中的饱和温度并非

定值,而是随着网格单元内的压力变化而变化,因此利用UDF将其值定义为满足饱和蒸气压曲线更加合理。相变的数学模型需要精准地计算气液界面处的热量和质量交换,利用ANSYS-Fluent软件中VOF模型和Lee模型仍不能很好地解释质量传输和能量传输过程,因此需要UDF编程对气液相的质量源项和贮箱内混合相的能量源项变化情况进行解释。

贮箱内流体流动和热传递过程通常根据连续性方程、动量方程以及能量方程进行描述,下面公式中下标为“L”代表液相,下标为“G”代表气相,下标为“I”代表气液相界面:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \mathbf{v}) = S_c \tag{1}$$

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \nabla(\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p + \nabla[\mu_{eff}(\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T)] + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F}_{vol} \tag{2}$$

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \nabla[\mathbf{v}(\rho E + p)] = \nabla(k_{eff} \nabla T) + S_h \tag{3}$$

式中: $\mathbf{v}$ 为速度; $\rho$ 为流体密度; $t$ 为时间; $p$ 为压力; $T$ 为温度; $\mathbf{g}$ 为重力,取9.8m/s<sup>2</sup>;S<sub>c</sub>为连续性方程中的质量源项; $\mu_{eff}$ 为有效动力粘度; $k_{eff}$ 为有效传热系数;S<sub>h</sub>为能量方程中的能量源项; $\mathbf{F}_{vol}$ 为动量方程中的体积力项;E代表低温贮箱内的能量源项。基于VOF模型,气液两相的连续性方程分别可表示为:

气相:

$$\frac{1}{\rho_G} \left[ \frac{\partial(\alpha_G \rho_G)}{\partial t} + \nabla(\alpha_G \rho_G \mathbf{v}_G) \right] = S_{\alpha G} \tag{4}$$

液相:

$$\frac{1}{\rho_L} \left[ \frac{\partial(\alpha_L \rho_L)}{\partial t} + \nabla(\alpha_L \rho_L \mathbf{v}_L) \right] = S_{\alpha L} \tag{5}$$

其中  $\alpha$  表示体积分数项,  $S_{\alpha G}$ 、 $S_{\alpha L}$  分别为蒸发和冷凝的质量源项, 因此连续方程中的质量源项和能量方程中的能量源项可分别表示为:

$$S_C = \dot{m}_1 A_1 = \begin{cases} S_{\alpha G}, & T > T_{\text{sat}} \\ S_{\alpha L}, & T < T_{\text{sat}} \end{cases} \quad (6)$$

$$S_h = S_c \gamma \quad (7)$$

式中:  $\gamma$  为汽化潜热值;  $\dot{m}_1$  为气液相界面处的蒸发率;  $A_1$  为气液相界面层面积;  $T_{\text{sat}}$  为饱和温度值; 其中:

蒸发过程:

$$S_{\alpha G} = \dot{m}_G = -\dot{m}_L = r\alpha_L \rho_L \frac{T - T_{\text{sat}}}{T_{\text{sat}}}, \quad T > T_{\text{sat}} \quad (8)$$

冷凝过程:

$$S_{\alpha L} = \dot{m}_L = -\dot{m}_G = r\alpha_G \rho_G \frac{T_{\text{sat}} - T}{T_{\text{sat}}}, \quad T < T_{\text{sat}} \quad (9)$$

式中:  $r$  为蒸发和冷凝系数,  $s^{-1}$ 。该系数并非定值, 其取值越大, 计算精度越高, 但同时会带来能量方程发散的问题。本文研究基于自增压瞬态过程, 需要考虑更好的计算收敛性, 故取默认值 0.1。气相和液相的体积分数满足:  $\alpha_G + \alpha_L = 1$ 。单元网格内的变量均由体积分数决定:  $\rho = \alpha_G \rho_G + \alpha_L \rho_L$ 、 $\mu_{\text{eff}} = \alpha_G \mu_{\text{eff}_G} + \alpha_L \mu_{\text{eff}_L}$ 、 $k_{\text{eff}} = \alpha_G k_{\text{eff}_G} + \alpha_L k_{\text{eff}_L}$ 。能量源项  $E$  作为一个质量平均项来处理:

$$E = \frac{\alpha_G \rho_G E_G + \alpha_L \rho_L E_L}{\alpha_G \rho_G + \alpha_L \rho_L} \quad (10)$$

由于贮箱内低温流体的表面张力作用不容忽视, 因此界面层处(包括气相区界面层和液相区界面层)的表面张力常常通过连续表面力模型(Continuum Surface Force, CSF)添加到动量方程中的体积力中, 即:

$$\vec{F}_{\text{vol}} = \sigma_{\text{LG}} \frac{\alpha_G \rho_G \kappa_G \nabla \alpha_L + \alpha_L \rho_L \kappa_L \nabla \alpha_G}{\frac{1}{2}(\rho_G + \rho_L)} \quad (11)$$

式中:  $\sigma_{\text{LG}}$  为表面张力系数;  $\kappa_G$ 、 $\kappa_L$  分别为气、液相界面曲率, 可通过表面法向附近的梯度求得, 即:

$$\kappa = \nabla \cdot \vec{n} \quad (12)$$

### 1.3 有限元模型

规则四边形的结构化网格更适合贮箱的 2 维平面简单结构, 经过网格无关性验证, 选择网格尺寸大小为 0.05 m。由于边界层和初始相界面位置是流体流动较剧烈的位置, 因此对于这两部分进行了网格加密, 使得计算能够保持较好的收敛性, 有限元模型如图 2 所示。贮箱内流体流态一般利用雷诺数  $Re$  进行判断, 根据设定的仿真实验参数初步试算后

$Re$  大于 4 000, 满足湍流态的判定条件, 需要选择合适的湍流计算模型。由于边界层具有较大的耗散率和较弱的湍流脉动动能, 综合分析 Fluent 软件中针对湍流态的几种计算模型特点, 最终选择低  $Re$  的 k-e 模型。

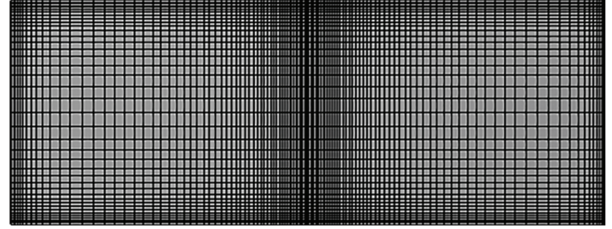


图 2 2 维圆柱贮箱有限元模型

Fig. 2 2-Dimensional cylindrical tank finite element model

低温贮箱内低温推进剂的流动属于自由界面运动问题, 利用 VOF 进行相界面追踪时, 通常需要采用 Geo-Reconstruct 进行界面重构和 PRESTO 对压力项进行离散化处理。除此以外, 由于表面张力的存在, 为维持压力梯度和表面张力在动量方程中的平衡, 进而保证计算收敛性, 建议选择 Implicit Body Force, 即隐式体积力选项。对于压力-速度耦合求解器的选择, PISO (Pressure-Implicit with Splitting of Operators) 算法具有更高的求解精度和计算效率, 而且计算收敛性好。但是当流动计算过程中的黏度比大于  $10^5$  时, 用 PISO 进行求解时会出现浮点溢出, 使得残差曲线发散, 此时应适当减小松弛因子或者选择对该工况适用性更好的 Coupled 求解器, 对应的 Courant Number 更大。时间步长采用变步长方式进行时, 可通过判断每个时间步的 Courant Number 大小来自动改变时间步长, 进而保证计算收敛性。时间步长实际上是根据网格单元内可能的最大流动速度和 Courant Number 来确定, 对于简单的模型可采用定时间步长, 在保证计算收敛的情况下选择更大的时间步长, 以此提高计算效率。本文的仿真计算选择变步长方式进行, 时间步长波动范围基本维持在 0.001 ~ 0.02 s 之间。

## 2 仿真分析与讨论

### 2.1 流体模型对自增压预测结果的影响

低温贮箱内出现自增压现象主要由两个因素导致: 一是由于蒸发过程和气相区壁面漏热使得气体的质量分数和干度增大, 但低温贮箱内气相区体

积占比有限,相当于向有限容积的容器内充气,所以气体的压力和温度会出现同步上升的趋势;二是由于液相密度会随着液体温度上升而逐渐减小,液相体积膨胀对气相区产生了一定的压缩功,这一部分压缩功以气相压力升高的形式表现出来。因此,为了提高自增压曲线预测能力,需选择准确的气体模型和液相密度模型。

气相区气体模型大致分为理想气体模型和实际气体模型两种,而实际气体模型大多是基于范德瓦耳方程进行修正得到的。对比分析了几种实际气体模型发现:R-K-S状态方程和P-R状态方程均具有预测气相饱和蒸气压和气液平衡的能力。液相密度虽然在实际升温过程中变化不大,但是为了更好地保证自增压预测结果的准确性,由温度变化引起的液相体积膨胀对气相压力的影响不可忽略。因此,本文针对以上提及的两种实际气体模型和理想气体模型,以及定值液相密度和 Boussinesq 近似液相密度分别进行仿真分析。

利用 Fluent 软件中氮工质的材料模型,设定液相初始温度为 73 K,气相初始温度为 78 K,液相边界条件采用 100 K 的定温边界,气相边界为绝热边界,初始充注率为 50%。仿真实验设置如表 3 所列。

根据上述的三组仿真实验得到了如图 3~5 所示的仿真结果。首先观察三组实验中低温氮工质

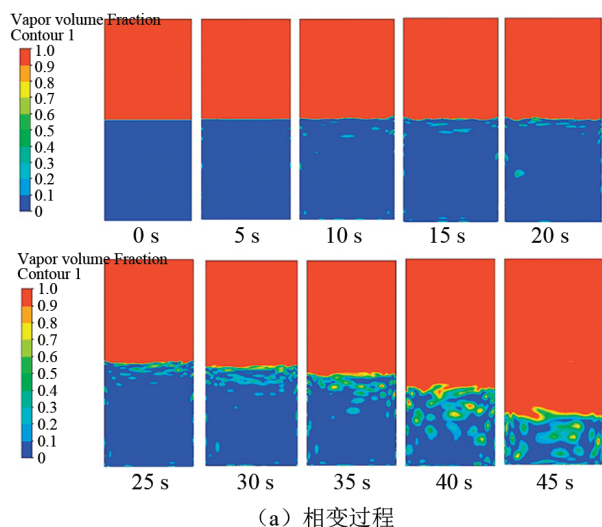
的气液相变过程,发现液相密度以定值方式处理时,液相体积占比随着蒸发过程的进行逐渐减小,气相体积占比明显增加;而对于采用 Boussinesq 近似方法得到的气液相变过程,液相随温度升高而体积膨胀,气相的质量分数增加,但是体积分数没有增加,反而被膨胀的液相压缩呈现缓慢减小的趋势,这也是导致在同样 45 s 内实验 2 和 3 的气相压力明显高于实验 1 的气相压力的原因。

表 3 不同流体模型仿真实验组合

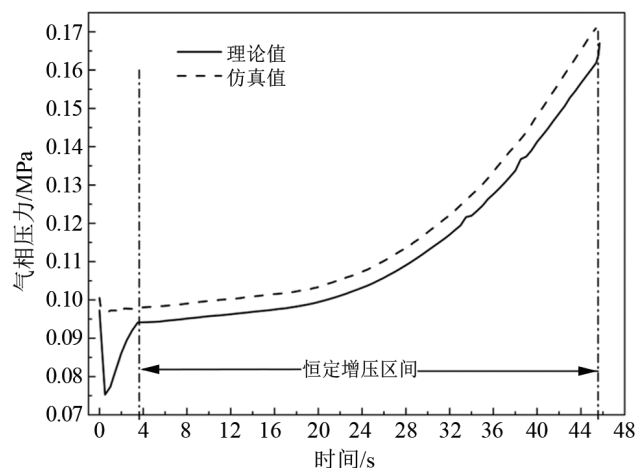
Tab. 3 Simulation experiment combinations of different fluid models

实验组别	气相密度	液相密度
1	满足理想气体状态方程	定值
2	实际气体状态方程 (满足 P-R 方程)	Boussinesq 近似
3	实际气体状态方程 (满足 R-K-S 方程)	Boussinesq 近似

其次,三组实验分别对应着不同的流体模型组合,将仿真得到的气相温度和密度带到 NIST Ref-prop9.1 软件中得到对应的理论压力值,与仿真值进行对比,如图 3(b)、4(b)、5(b)所示。很明显,利用 R-K-S 方程得到的仿真值与理论值更接近。



(a) 相变过程



(b) 压力理论值和仿真值对比

图 3 氮理想气体模型和液相定值密度组合仿真实验 1

Fig. 3 Combined simulation experiment 1 of nitrogen ideal gas model and liquid constant density

除此以外,从增压曲线的变化趋势来看,由于气液相初始温度存在 5 K 的温差,在封闭贮箱的初始阶段存在由气相向液相转化的冷凝过程,使得气相

压力呈现短暂的下降趋势。随着温度边界的热量输入,壁面处和气液相界面层处相继出现蒸发现象,气相压力开始上升,逐渐进入稳定的自增压阶段。

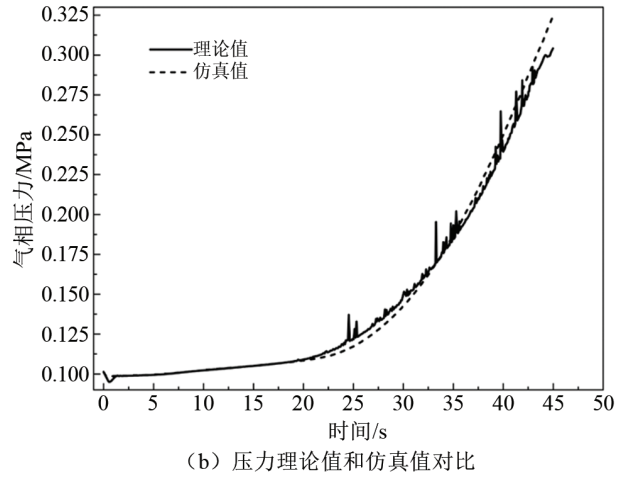
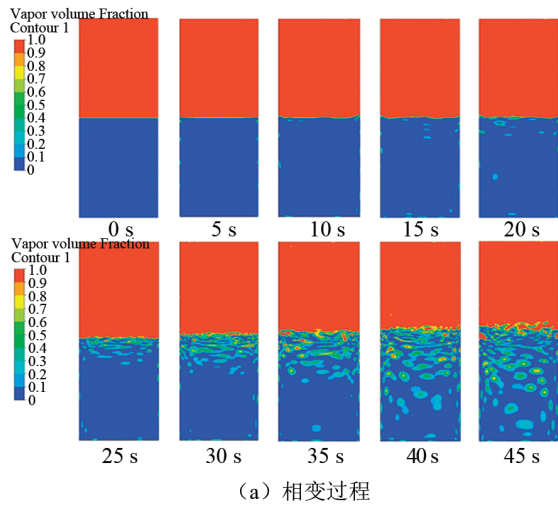


图 4 氮 P-R 气体模型和 Boussinesq 近似液相密度组合仿真实验 2

Fig. 4 Combined simulation experiment 2 of nitrogen P-R gas model and Boussinesq approximation liquid density

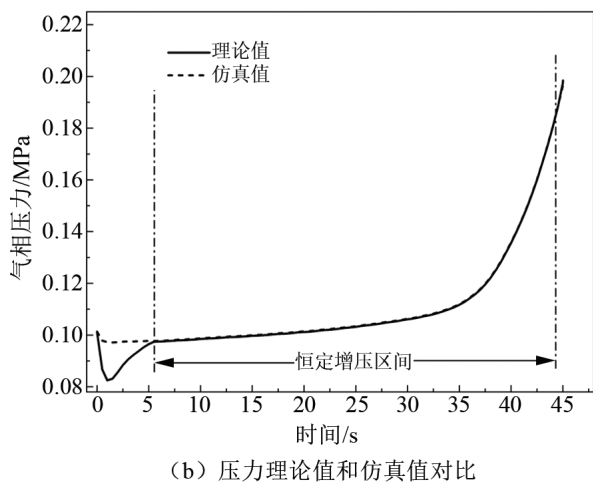
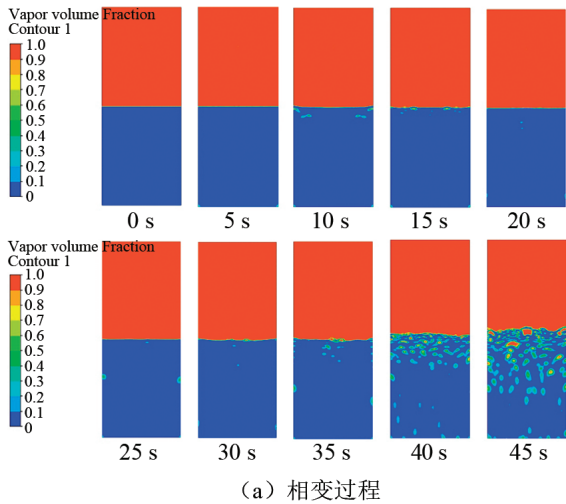


图 5 氮 R-K-S 气体模型和 Boussinesq 近似液相密度组合仿真实验 3

Fig. 5 Combined simulation experiment 3 of nitrogen R-K-S gas model and Boussinesq approximation liquid density

为了验证上述由低温氮工质得到的几点结论

的正确性,采用低温氮工质对 R-K-S 实际气体模型和 Boussinesq 近似液相密度模型组合进行仿真实验。由于 Fluent 软件材料库中没有低温氮工质的材料模型,需首先针对低温氮工质的气液相材料进行了建模,参数输入如表 2 所列。利用自定义的低温氮工质材料模型仿真得到的实验结果如图 6、7、8 所示。

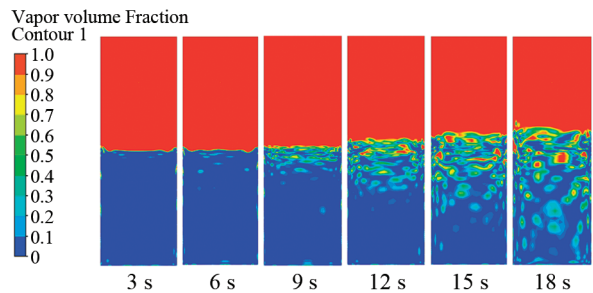


图 6 氙气液相变过程

Fig. 6 Gas-liquid phase transformation of krypton

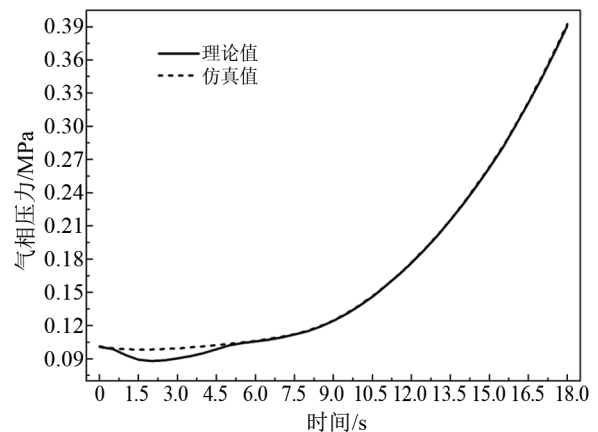


图 7 氙工质气相压力理论值和仿真值对比

Fig 7 Comparison of theoretical and experimental gas pressure of krypton

如图7所示,利用低温氩工质得到的气相压力仿真值在稳定的增压区间内,理论气相压力值和仿真值非常接近。除此以外,对不同时刻的贮箱内轴向温度变化进行了分析,如图8所示。由图8可以看出液氮和氮蒸汽的温度均随时间而升高,该过程较好地反映了实际过程中低温贮箱内的内流体温度变化情况。因此,采用R-K-S实际气体模型和Boussinesq近似液相密度模型的组合,用于低温贮箱内自增压过程的仿真分析,具有较好的预测能力,其结果更具有参考价值,同时也证明了自定义低温氩工质材料模型的正确性。

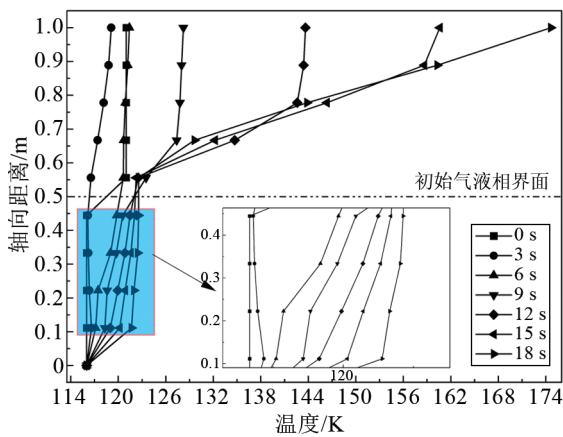


图8 氩工质轴向温度随时间的变化曲线

Fig. 8 The variation curve of axial temperature of krypton with time

## 2.2 不同重力环境对增压速率的影响

低温贮箱会经历地面试验阶段、发射阶段、在轨阶段,各个阶段对应着不同的重力环境。研究不同重力环境下低温贮箱内自增压速率,对各个阶段低温贮箱的安全管理具有重要意义。因此针对不同重力环境利用低温氩工质进行了仿真分析,充注率为50%,定温边界为150 K,仿真实验结果如图9和图10所示。气相压力从0.101 MPa增至0.115 MPa,常重力环境下需要14 s,零重力环境下需要257 s,很明显,常重力环境下的自增压速率大于零重力下的自增压速率。

对于这个结论从两个方面进行分析:(1)低温推进剂的蒸发冷凝过程主要通过界面层进行。常重力环境下气液相具有清晰的分界面,通过自然对流方式进行气相加热相对稳定且高效,因此气相压力曲线呈现稳定的上升趋势。而零重力环境下低温液氮贮箱内的气液相处于弥散状态,气液相界面不断随时间重构,此时换热效率低下且冷流体受热不均匀,因此自增压速率较小,气相增压曲线并不

平滑。(2)不同重力下低温流体漏热量存在差异。相较于常重力,零重力环境下表面张力起到主导作用,使得低温贮箱的内壁面均处于润湿状态,即液相完全包覆气相。由于低温贮箱内自然对流换热几乎为零,壁面液膜很快呈现局部过热状态,此时壁面漏热量也随之逐渐减小,进而使得低温贮箱内的压力增长缓慢。

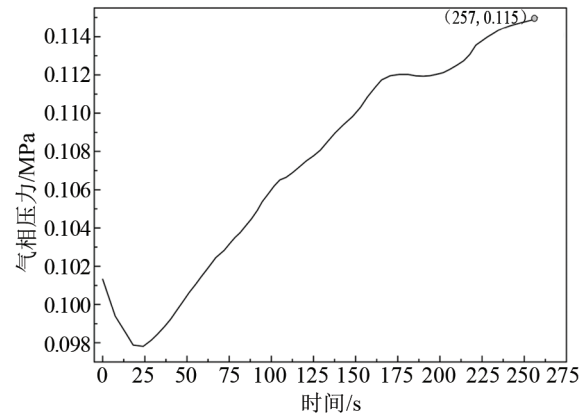


图9 0g时氩工质自增压曲线

Fig. 9 Self-pressurization curve of krypton at 0g

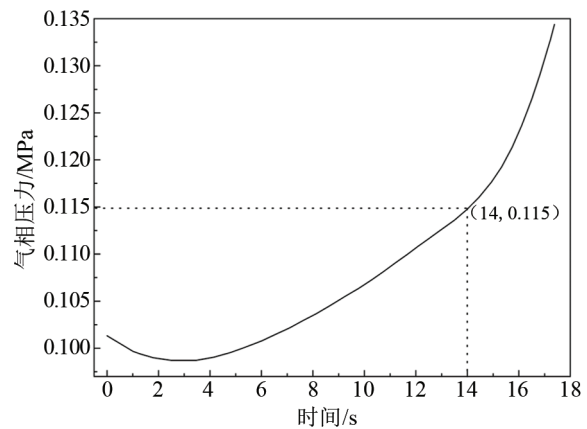


图10 1g时氩工质自增压曲线

Fig. 10 Self-pressurization curve of krypton at 1g

因此变重力环境对于氮推力器用低温液氮贮箱的压力控制提出了不同的要求,即需要针对地面试验阶段和在轨运行阶段分别设计控制策略,以此来保证整个寿命期间内低温贮箱的安全运行。

## 2.3 充注率对自增压速率的影响

液相充注率是影响低温推进剂长期贮存性能的重要参数之一。不同的液相充注率对应着不同的气液相漏热量和气相体积占比,因此会直接影响低温推进剂自增压速率。为验证这一结论,在常重力环境下,采用低温氩工质对30%、50%、80%三个充注率工况进行仿真分析,得到图11。

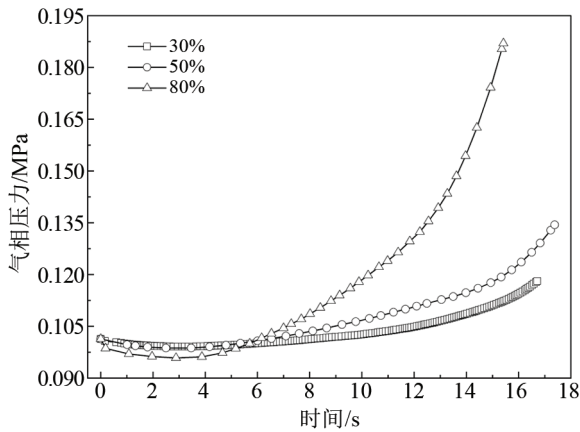


图 11 不同充注率液氩贮箱自增压曲线

Fig. 11 Self-pressurization curves of liquid krypton tank with different filling rates

分析三种不同充注率自增压曲线的增压速率可以看出:随着低温推进剂初始充注率增大,气相体积占比减小,定温边界持续加热使得液体体积膨胀,产生的膨胀功全部以气相压力增加的形式呈现,再加上气液界面层处的蒸发,使得自增压速率逐渐增大。然而充注率不能持续增大,若是充注率增至 100%,受壁面加热,液相体积膨胀对应的内能增加量会全部转化为机械能向外做功,即以压力的形式直接作用在贮箱壁面,低温液氩贮箱的安全性将大幅降低。当充注率降低时,由漏热引起的液体蒸发对气相自增压速率的贡献显著大于液相体积膨胀所产生的贡献。气液相界面处液相不断蒸发成为气相,但由于气相体积占比很大,很难在短时间内实现大范围的压力变化,即在定温边界下,随着液相充注率减小,自增压速率明显减慢。

### 3 结论

为更好地揭示和预测低温贮箱内低温推进剂由于壁面和支撑漏热引起的自增压现象,利用 Fluent 软件对低温贮箱内低温推进剂自增压过程进行了仿真分析。首先对低温工质不同气相和液相模型组合进行对比分析和验证,随后建立氩工质气液相模型并验证,最后分析了重力、充注率对自增压速率的影响。得出以下结论:

(1)建立了常重力下圆柱状低温贮箱的气液两相流模型。气相采用 R-K-S 实际气体模型,液相采用 Boussinesq 近似处理方式,能够提高自增压瞬态仿真预测结果的准确性。

(2)建立了低温氩工质气液两相的材料模型,利用该材料模型验证了 R-K-S 实际气体模型和 Boussinesq 近似液相密度模型组合在自增压预测方

面的准确性,同时也证明了低温氩工质材料自定义模型的正确性。

(3)对比分析了不同重力环境和不同充注率下的自增压速率,结果表明:随着重力的逐渐减小,对应的自增压速率也随之减小;在定温边界条件下,随着液相充注率的增加,自增压速率明显提高。

### 参考文献:

- [1] WELLE R. Xenon and krypton availability for electric propulsion—An updated assessment[C]//29th Joint Propulsion Conference and Exhibit, 1993.
- [2] 郭志钊,巨永林. 低温液氢储存的现状及其存在问题[J]. 低温与超导, 2019, 47(6): 21-29.
- [3] 陈既东,朱建炳,赵积鹏,等. 电推进系统液氮低温推进剂贮箱关键技术分析[J]. 真空与低温, 2022, 28(6): 660-667.
- [4] FU J, SUNDEN B, CHEN X, et al. Influence of phase change on self-pressurization in cryogenic tanks under microgravity [J]. Applied Thermal Engineering, 2015, 87: 225-233.
- [5] FU J, SUNDEN B, CHEN X. Analysis of self-pressurization phenomenon in a cryogenic fluid storage tank with VOF method[C]//ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, 2013.
- [6] SUN D, XU J, CHEN Q. Modeling of the evaporation and condensation phase-change problems with FLUENT[J]. Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals, 2014, 66(4): 326-342.
- [7] SUN D L, XU J L, WANG L. Development of a vapor-liquid phase change model for volume-of-fluid method in FLUENT [J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2012, 39(8): 1101-1106.
- [8] CHOI S W, LEE W I, KIM H S. Numerical analysis of convective flow and thermal stratification in a cryogenic storage tank [J]. Numerical Heat Transfer, Part A: Applications, 2017, 71(4): 402-422.
- [9] OVIDI F, PAGNI E, LANDUCCI G, et al. Numerical study of pressure build-up in vertical tanks for cryogenic flammables storage[J]. Applied Thermal Engineering, 2019, 161: 114079.
- [10] LIU Z, LI Y, JIN Y. Pressurization performance and temperature stratification in cryogenic final stage propellant tank[J]. Applied Thermal Engineering, 2016, 106: 211-220.
- [11] BARSİ S, KASSEMI M. Investigation of tank pressurization and pressure control—part II: numerical modeling[J]. Journal of Thermal Science and Engineering Applications, 2013, 5(4): 041006.

(责任编辑:郭云)