

## 变重力下低温液氮界面流动及温度分布\*

章敏<sup>1</sup> 刘秋生<sup>1,2</sup> 陶跃群<sup>1</sup> 何乃峰<sup>1</sup>

1(中国科学院力学研究所 微重力重点实验室 北京 100190)

2(中国科学院大学工程科学学院 北京 100049)

**摘要** 为了研究残余重力加速度  $g$  对液氮贮箱自加压期间贮箱内流体的流动、相分布、温度分布以及压强分布的影响, 针对液氮贮箱, 采用流体体积 (Volume-of-Fluid, VOF) 方法数值模拟了不同  $g$  条件下液氮贮箱的自加压过程. 研究表明: 在大  $g$  情况下, 贮箱内压强沿  $g$  的方向逐渐增大, 贮箱内气枕的温度随贮箱壁面的持续漏热而不断升高, 且靠近壁面区域气体的温度最高, 靠近液体区域气体的温度最低; 随着  $g$  的减小, 贮箱内的液体更容易沿贮箱壁面爬升, 贮箱内流体温度差异性逐渐减小; 在小  $g$  情况下, 贮箱内流体流动稳定后会将气枕包裹于贮箱中部, 形成球形气泡, 贮箱内流体温度的差异性随时间先逐渐增大然后逐渐减小. 在零重力环境下, 贮箱壁面漏热 ( $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ ) 存在与否对贮箱内流体运动和相分布的影响均不显著, 并且在起始一段时间间隔  $\Delta t_f$  ( $0 \leq \Delta t_f \leq 40 \text{ s}$ ) 内, 除贮箱壁面附近之外,  $q_w$  存在与否对贮箱内流体温度分布的影响也不显著.

**关键词** 液氮, 界面变形, 温度分层, 贮箱壁面漏热, 数值仿真

**中图分类号** V511

## Research on Interfacial Flow and Thermal Stratification of Cryogenic Liquid Nitrogen in Variable Gravity

ZHANG Min<sup>1</sup> LIU Qiusheng<sup>1,2</sup> TAO Yuequn<sup>1</sup> HE Naifeng<sup>1</sup>

1(Key Laboratory of Microgravity, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190)

2(School of Engineering Science, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049)

**Abstract** In order to study the effects of residual gravitational acceleration  $g$  on the flow, phase distribution, temperature distribution, and pressure distribution of liquid nitrogen tank during self-pressurization, the self-pressurization process of liquid nitrogen tank under different  $g$  was numerically simulated by the Volume-of-Fluid (VOF) method. The results show that under the condition of large  $g$ , the fluid pressure in the tank increases gradually along the direction of residual gravity, and the temperature of

\* 国家自然科学基金资助项目 (11532015), 中国载人空间站空间蒸发相变与传热强化实验研究项目 (TGMTYY14019-1) 和变重力推进剂流体管理研究项目 (YYWT0601EXP1901), 中-欧载人航天应用合作项目 (Y935011041), 中国科学院国际伙伴计划对外重点项目 (115111KY5B20200008) 共同资助

2023-10-10 收到原稿, 2024-02-01 收到修定稿

©The Author(s) 2024. This is an open access article under the CC-BY 4.0 License (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)

the ullage in the tank increases with the continuous heat leakage of the tank wall, and the gas temperature near the wall is the highest, and the gas temperature near the liquid is the lowest, while the temperature in the liquid bulk zone of the tank changes little with time. With the decrease of  $g$ , the liquid in the tank is more likely to climb along the wall of the tank with better infiltration, and the temperature difference of the fluid in the tank is gradually reduced. In the case of small  $g$ , after the fluid flow in the tank is stable, the ullage will be wrapped in the middle of the tank, forming a spherical bubble. The difference of the fluid temperature in the tank gradually increases and then decreases with time. In zero gravity environment, the presence or absence of heat leakage ( $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ ) on the tank wall has no significant influence on the fluid movement and phase distribution in the tank, and within the initial time interval  $\Delta t_f$  ( $0 \leq \Delta t_f \leq 40 \text{ s}$ ), the influence of the presence or absence of  $q_w$  on the temperature distribution of the fluid in the tank also is not significant except near the wall of the tank. Numerical simulation results are expected to provide references to further study the on-orbit pressure control technique of cryogenic liquid tanks and space cryogenic fluid management.

**Key words** Liquid nitrogen, Interfacial flow, Thermal stratification, Tank wall heat leakage, Numerical simulation

## 0 引言

低温推进剂尤其是液氢、液氧以及液态甲烷在运载火箭及其上面级上得到了广泛应用,但是低温推进剂具有沸点低、表面张力小、相变潜热小等特殊物性<sup>[1,2]</sup>。沸点低意味着低温推进剂空间储存更易发生气液相变,当外界热环境热量进入贮箱后会引发低温推进剂的温度上升甚至气化,使得低温推进剂贮箱内压力持续升高,为了保证贮箱处于安全压力下,必须向外排放蒸汽进行泄压。在微重力环境下,由于低温推进剂贮箱内的气枕与液体处于混合状态,气液界面处于动态变化中,因此难以实现纯气体的排放和纯液体的输送。相变潜热小表明低温流体更易发生气液两相流动。因此有必要就空间低温流体管理(Cryogenic Fluid Management, CFM)技术开展预先研究,得到复杂力、热环境下低温流体流动行为、界面流动现象和热分层等的变化规律。

目前对此已进行了诸多研究。20世纪60年代,美国国家航空航天局(NASA)进行了一系列飞行实验,其中阿特拉斯半人马座上面级第4次(Atlas-Centaur-4, AC-4)和第8次(AC-8)飞行实验的目的是研究微重力环境条件下低温推进剂的行为<sup>[3,4]</sup>。Aydelott<sup>[5]</sup>在Aerobee探空火箭上搭载直径为0.23 m的球形液氮贮箱进行低重力环境下的自加压实验,飞行实验中的低重力水平为 $10^{-3} g_0$  ( $g_0 = 9.81 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ )。实验结果表明,低重力环境下贮箱内压力的上升速度

远低于常规重力环境下贮箱内压力的上升速度。1991年Bentz等<sup>[6]</sup>利用飞机的抛物线飞行对缩比贮箱进行了时长为30 s、重力水平为 $10^{-2} g_0$ 的自加压实验,实验的主要目的是为航天飞机(Space Transportation System, STS)搭载实验进行前期技术验证。Zhou等<sup>[7]</sup>对以液氮为工质的低温液体贮箱进行了自加压实验,气枕压力分别从常压增压至0.193, 0.153, 0.121 MPa。实验结果表明,液相温度分层主要存在于液氮表面,并且温度分层情况受气枕压力的影响明显,而液相主体区温度则几乎不随气枕压力的变化而变化。2018年底NASA戈达德航天飞行中心(Goddard Space Flight Center, GSFC)利用低温推进剂空间零蒸发存储与在轨传输(Robotic Refueling Mission-3, RRM-3)实验模块,在国际空间站舱外暴露平台上开展了低温流体液态甲烷的零蒸发空间存储与在轨传输实验,其中零蒸发空间存储低温流体液态甲烷实验持续了4个月并获得成功,但由于制冷机供电故障,在轨传输低温流体液态甲烷实验失败<sup>[8]</sup>。Li<sup>[9]</sup>设计了直径0.29 m、容积24 L的石英玻璃圆柱型液氮贮箱进行地面自加压实验。实验结果表明,圆柱型液氮贮箱自加压过程是一个气液界面呈现为静止的水平面,液体对流受到抑制,气枕与液体区域存在温度分层的过程。Chato和Kassem<sup>[10,11]</sup>在国际空间站上开展了一系列可视化的零蒸发储存(Zero Boil-Off, ZBO)实验,目的是为了验证低温推进剂长期在轨储存零排放技术。ZBO实验不仅可以准确观

测到贮箱内液面行为和流体运动,而且由于对贮箱工作的外部环境进行了隔离,边界条件在微重力环境下可以得到有效控制<sup>[12-15]</sup>. Grayson 等<sup>[16]</sup>利用 FLOW-3D 软件对土星-IB/S-IVB 运载火箭 (Apollo-Saturn 203, AS-203) 飞行实验进行了数值计算,其中气枕区域和液体区域通过气液交界面进行分割. 计算结果表明,气枕压力上升速率与实验值的偏差在 4% 以内,气枕温度上升速率与实验值的偏差在 6% 以内. Bar-si 和 Kassemi<sup>[17]</sup>利用 FLUENT 软件对气枕区域与液体区域进行了分区建模,气液交界面被认为是一个移动的水平面,其移动速率利用集总参数建模方法通过获得气液交界面两侧的热流密度求得. Ahuja 等<sup>[18]</sup>和 Mattick 等<sup>[19]</sup>利用 CRUNCH CFD 软件对低温流体晃动时贮箱内气液交界面形状的变化以及自加压过程进行了模拟研究,其对马歇尔航天飞行中心 (Marshall Space Flight Center, MSFC) 液氢贮箱落塔实验液面形状的预测结果与实验结果完全一致,而对气枕压力值的预测结果则与 AS-203 自加压实验的相关结果基本一致. Li<sup>[20]</sup>利用 VOF 算法模拟研究了不同残余重力加速度以及液体与固体壁面浸润性情况下气液两相流的相图,分析了各参数对贮箱内流体的流动和分布规律的影响,并将数值模拟结果与实验结果进行了对比. Chen 等<sup>[21]</sup>利用 FLUENT 软件中的 VOF 算法对低温推进剂贮箱内的传热传质过程进行模拟研究. 研究表明随着贮箱壁面传热过程的稳定,贮箱内低温推进剂的温度分布、流动状态以及相变情况会趋于稳定,而影响相变的主要因素是贮箱壁面漏热及低温推进剂自身的对流运动. Fu 等<sup>[22]</sup>利用 FLUENT 软件中的耦合水平集和 VOF (Coupled Level Set and Volume of Fluid, CLSVOF) 算法对整个低温液体贮箱进行建模,并跟踪或捕获气液两相交界面. 模拟结果表明,液体蒸发引起的微小蒸汽区是导致贮箱内气枕压力升高的主要原因. Yang 和 West<sup>[23]</sup>利用气液两分区 CFD 建模方法推导了低温推进剂贮箱内换热系数的计算公式,并根据仿真结果给出  $Nu$  数与  $Ra$  数的对应关系. Liu 等<sup>[24]</sup>利用 FLUENT 软件中的 VOF 算法模拟了气液相变和各空间辐射热流对在轨运行的低温液氧贮箱内部流体温度分布的影响. 模拟结果表明,当  $g$  为 0 时,由于此时低温液氧贮箱内部不存在自然对流,因此在一段时间之后,液氧贮箱壁面附近的流体会出现局部过热现象;

当  $g$  增加到  $10^{-4} g_0$  时,液氧贮箱内部的自然对流已十分明显,因此在较短时间之后,液氧贮箱壁面漏热可以通过自然对流及时地将热量带入贮箱内部. Agrawal 等<sup>[25]</sup>利用 SINDA/FLUINT 软件对气液两相热力学模型进行了节点离散,计算中不考虑气枕内的自然对流,并且湍流只出现在气液交界面附近. 仿真结果同 Ludwig 等<sup>[26]</sup>的低温液体贮箱实验数据十分吻合,并且推断出低温液体贮箱内的液体过冷度和气枕压力越大,低温液体贮箱内温度分层区所包含液体的质量越大. 但是,由于低温推进剂贮箱同外界换热、微重力与真空环境的耦合,使得贮箱内的物理过程涉及流动、传热、相变、组分扩散与边界条件变换等,同时这些物理过程又相互耦合,因此,空间 CFM 技术还存在诸多亟待解决的问题.

本文采用 VOF 方法,对液氮贮箱内低温流体气液相交界面分布、流动以及温度分布进行数值模拟研究,并考虑了表面张力效应的影响. 通过比较不同残余重力加速度  $g$  下两相流的气液分布、压强分布以及温度分布,分析贮箱壁面漏热对液氮贮箱内低温流体的流动以及温度分布规律的影响,为后续深入开展低温液体贮箱在轨压力控制技术和空间 CFM 提供参考.

## 1 贮箱几何结构

低温流体贮箱的横截面几何形状如图 1 所示,中

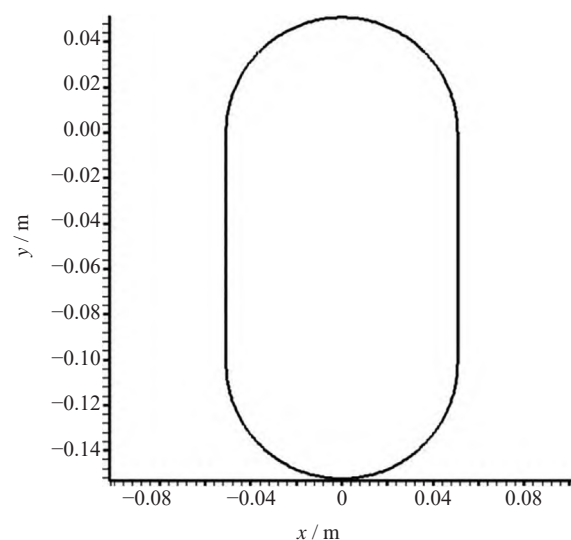


图 1 低温流体贮箱横截面几何模型

Fig. 1 Diagram of cross-section geometry model for the cryogenic fluid tank

间为柱段, 上底和下底为半圆形, 其中柱段高为  $2R$  ( $R = 0.0508$  m 为圆形半径).

## 2 计算模型

连续性方程

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0, \quad (1)$$

动量方程

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\rho \mathbf{v}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = \\ - \nabla p + \nabla \cdot [\mu (\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T)] + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F}_{\text{vol}}, \end{aligned} \quad (2)$$

能量方程

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho c_p T) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} c_p T) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + S_h. \quad (3)$$

其中,  $\rho$  为混合相的密度,  $\mathbf{v}$  为混合相的速度矢量,  $p$  为混合相压力,  $T$  为混合相温度,  $\mu$  为混合相的动力学黏性系数,  $\mathbf{g}$  为航天器在轨飞行过程中的残余重力加速度,  $\mathbf{F}_{\text{vol}}$  为体积力,  $\lambda$  为混合物的导热系数,  $c_p$  为混合物的比热容,  $S_h$  为能量源项.

体积分数方程

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_q \alpha_q) + \nabla \cdot (\rho_q \alpha_q \mathbf{v}) = S_{m_q}, \quad (4)$$

其中,  $\alpha_q$ ,  $\rho_q$  和  $S_{m_q}$  分别为第  $q$  相的体积分数、密度和质量源项, 其中  $\sum_{q=1}^2 \alpha_q = 1$ , 本文气相采用的体积分数方程为理想气体状态方程, 其具体形式如下:

$$\rho_g = \frac{P_g}{R_g T_g}. \quad (5)$$

其中,  $R_g$  为气体常数, 单位为  $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ .

自由界面上的力学平衡条件为

$$p_g - p_l = \frac{2\sigma}{R}. \quad (6)$$

其中, 下标  $l$  代表液相,  $\sigma$  为表面张力,  $R$  为气液弯曲自由交界面的曲率半径. 气液自由交界面的形状由式 (6) 得到, 可通过连续表面张力 (Continuum Surface Force, CSF)<sup>[27]</sup> 模型以等效体积力的形式作为源项加入式 (2) 的动量方程中.

Coupled 边界条件为

$$q_f = q_w, T_f = T_w, \quad (7)$$

其中,  $q_f$  为流体区的热流密度,  $q_w$  为贮箱固体壁面的热流密度, 下标  $f$  代表流体区, 在贮箱内代表气相与液相的集合.

相变模型

$$S_m = \begin{cases} \beta_l \rho_l \alpha_l \frac{(T_{\text{sat}} - T_l)}{T_{\text{sat}}}, & T_l \geq T_{\text{sat}}; \\ \beta_g \rho_g \alpha_g \frac{(T_{\text{sat}} - T_g)}{T_{\text{sat}}}, & T_g < T_{\text{sat}}. \end{cases} \quad (8)$$

$$S_h = S_m \cdot \Delta H, \quad (9)$$

其中,  $\beta$  为质量传递的时间松弛系数, 取值  $0.1 \text{ s}^{-1}$ ;  $T_{\text{sat}}$  为饱和温度;  $\Delta H$  为相变潜热, 单位  $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$ . 体积分数方程式 (4) 中的质量源项  $S_{m_q}$  由式 (8) 决定, 而能量方程式 (3) 中的能量源项  $S_h$  则由式 (9) 决定.

## 3 液氮贮箱自加压仿真模型及网格划分

以低温流体液氮和氮气分别作为液相和气相的模拟工质, 液氮的物性参数见表 1. 初始填充液体积量为贮箱箱体体积的一半, 设置初始气液界面为水平界面 (见图 2), 气枕初始压力为  $101325$  Pa, 气枕初始温度为  $77.35$  K, 液氮初始温度为  $77.35$  K. 贮箱的仿真模型通过 FLUENT 17.0 建立, 分别对气枕和液体区划分结构化网格, 网格在靠近贮箱内壁面的区域进行适当加密. 数值仿真中采用层流模型, 以 VOF 模型仿真两相流问题, 采用压力求解器和瞬态时间求解器, 相变模型通过用户自定义函数 (User-Defined Function, UDF) 以源项的形式加入连续性方程和能量方程中, 相变模型采用 Lee 模型<sup>[28]</sup>, 压力速度耦合方式采用压力隐式算子分割算法 (Pressure Implicit with Splitting of Operators, PISO), 压力插值方式采用 Body-Force-Weighted, 体积分数插值方式采用 Geo-Reconstruct, 其余插值方式采用三阶迎风格式. 仿真时间步长设置为  $0.001$  s, 松弛系数取  $0.1$ , 控制方程的残差均设置为  $10^{-6}$ . 通过网格独立性验证计算, 最终采用网格数为  $86575$  的网格进行数值仿真, 结果如图 3 所示. 对不同重力加速度条件下贮箱内流体非定常流动的情况进行数值仿真, 得到最终稳态的气液交界面形状、压强分布以及温度分布.

## 4 结果与讨论

### 4.1 数值计算方法有效性验证

对于 NASA 常温流体全氟正戊烷 (Perfluoro-n-

表 1 液氮在 1 atm 下的饱和物性参数

Table 1 Saturated physical property parameters of liquid nitrogen under 1 atm

Working fluid	Density / $(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	Saturation temperature /K	Thermal conductivity / $(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$	Specific heat at constant pressure / $(\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$	Latent heat of vaporization / $(\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1})$	Dynamic viscosity $(\times 10^{-5})/(\text{Pa}\cdot\text{s})$	Surface tension $(\times 10^{-3})/(\text{N}\cdot\text{m}^{-1})$	Contact angle / $(^\circ)$
Liquid nitrogen	806.08	77.35	0.1462	2.042	199.2	16.065	8.87	7
N <sub>2</sub>	1.138	77.35	0.0242	1.041	—	1.663	—	—



图 2 低温流体贮箱中气相和液相的初始分布

Fig. 2 Initial distribution of gas and liquid phases in the cryogenic liquid tank

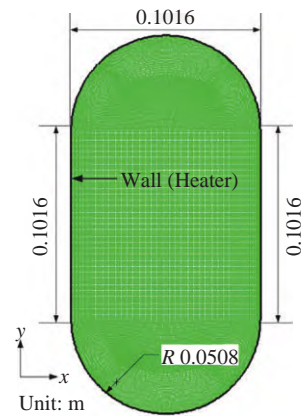


图 3 低温流体贮箱网格划分及边界条件

Fig. 3 Meshing and boundary conditions of the cryogenic liquid tank

Pentane, 记为 PnP 或 C<sub>5</sub>F<sub>12</sub>) 贮箱在国际空间站上的自加压过程<sup>[15]</sup>, 最直接的宏观物理量是气枕压强, 图 4 为贮箱在自加压过程中仿真获得的气枕压强随时间的变化. 从图 4 中可以看出, 在残余重力加速度为  $5 \times 10^{-6} \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$  条件下, 贮箱自 120859 Pa 开始其自加压过程 (数值仿真的初边值条件见表 2), 仿真计算获得 0, 310, 650, 920, 1430 s 时贮箱内气枕压强分别为 120859, 120655.89, 120613, 120599, 120671 Pa, 而 NASA 实验获得 0, 310, 650, 920, 1430 s 时贮箱内气枕压强分别为 120859, 120728, 120695.6, 120662.5, 120728 Pa, 这说明在微重力条件下针对常温流体 PnP 贮箱自加压过程的仿真计算中, 本文仿真模型低估了贮箱内气枕的压强, 考虑到实验中压强测量的不确定性, 可以认为模拟得到的贮箱内气枕压强随时间的变化趋势与实验结果基本一致.

NASA 常温流体 PnP 自加压开始时, 温度监控点坐标 (0.05075 m, 0.1016 m) 位于加热带附近液体区. 图 5 为贮箱在自加压过程中温度监控点处流体温度

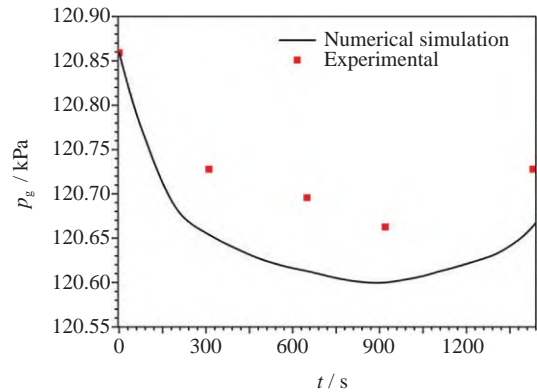


图 4 自加压过程中 NASA 常温流体 PnP 贮箱内气枕压强仿真值与实验数据的对比

Fig. 4 Comparison between simulated results and experimental results of ullage pressure in NASA's normal temperature fluid PnP tank during self-pressurization

随时间的变化. 从图 5 中可以看出, 在纯液体区温度监控点处的液体温度与实验测得的温度值吻合良好.

综合图 4 和图 5 中仿真获得的气枕压强、液体温



表 2 NASA 常温流体 PnP 贮箱自增压仿真的初边值条件  
Table 2 Initial boundary conditions for the self-pressurization simulation of NASA's normal-temperature fluid PnP tank

Variable	Physical significance	Experimental value
$p_0$ / Pa	Initial pressure of normal-temperature fluid PnP	120859
$T_{g,0}$ / K	Initial temperature of the ullage	307
$T_{l,0}$ / K	Initial temperature of normal-temperature fluid PnP	307
$f_0$ / (%)	Initial volume filling ratio of normal-temperature fluid PnP	80.82
$g_0$ / ( $\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$ )	Residual gravitational acceleration	$5\times 10^{-6}$
$q_h$ / ( $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$ )	Average heat leakage density of tank wall in the heating zone	0.5
$q_w$ / ( $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$ )	Average heat leakage density of tank wall out of the heating zone	0

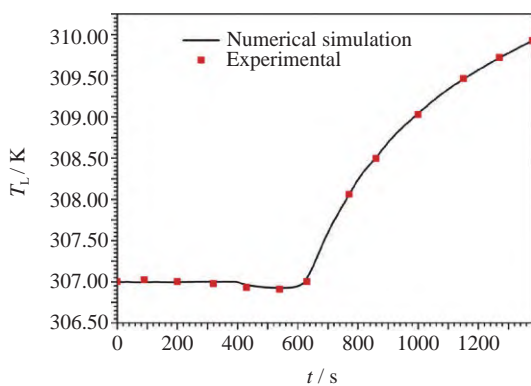


图 5 自加压过程中 NASA 常温流体 PnP 贮箱内位于加热带附近液体区温度仿真值与实验数据的对比

Fig. 5 Comparison between simulated results and experimental results of temperature of the liquid zone near the heating zone in NASA's normal temperature fluid PnP tank during self-pressurization

度与 NASA 实验结果的对比, 认为本文模型可以用来仿真计算类似的微重力条件下流体自加压过程相关问题.

#### 4.2 零重力条件下贮箱内流动及温度分布

考虑在零重力和贮箱壁面由外向内平均漏热密度为  $0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  条件下, 接触角取  $7^\circ$ . 根据 Li<sup>[20]</sup> 的研究结论, 贮箱内液面从初始时刻的平面逐渐出现波动, 而波幅由初始时刻的较大逐渐随时间衰减, 最后逐渐趋于稳定, 形成大球形气泡, 本节仿真结果与此结论基本一致, 结果如图 6 所示.

图 7 和图 8 分别给出了贮箱内流体温度分布和压强分布随时间的演化过程. 从图中可以看出, 在零重力环境中, 贮箱内流体压强主要受温度的影响, 由

于贮箱内气枕的热容量小于液体的热容量, 随着贮箱壁面的持续漏热, 贮箱内气枕的温度逐渐高于液氮的温度 (见图 7), 而由压强状态方程可知, 贮箱内气枕的压强也逐渐高于液氮的压强, 并且在零重力环境中液氮主体区并没有出现压强 (密度) 分层现象 (见图 8).

图 9 给出了贮箱内流体压强随时间和位置的变化情况. 从图 9 中可以看出, 在同一时刻贮箱内流体压强的差异性较小 (见图 10), 随着贮箱壁面持续的漏热, 贮箱内流体压强随时间逐渐升高, 但增长的幅度逐渐减弱, 即热量对压强的增持效应随着压强的升高而减弱.

图 11 为贮箱内流体温度随时间和位置的变化情况. 从图 11 中可以看出贮箱内液体的温度低于气枕的温度, 并且液体中温度差异性较小, 而气枕中则出现了明显的温度分层现象 (在气枕与固壁、气枕与低温液体的接触位置处出现的热分层现象最为显著). 此外, 从图 11 中还可以看出, 随着贮箱壁面的持续漏热, 贮箱内气枕中的温度先逐渐升高后逐渐降低, 而温度分层现象则先逐渐增强后逐渐削弱, 这主要是由于从常规重力释放后进入微重力环境, 由于贮箱内液体的流动导致气枕与贮箱壁面的接触面积逐渐较小, 而与液体的接触面积逐渐增大 (见图 6), 进而导致气枕从固壁获得的热量逐渐减少, 而低温液体从气枕中吸收的热量则逐渐增大, 当在某一时刻气枕从固壁中获得热量完全被低温流体吸收时, 继续减少气枕与贮箱壁面的接触面积或增大与低温流体的接触面积, 会降低气枕的温度, 而气枕中的温度分层现象也将被削弱.

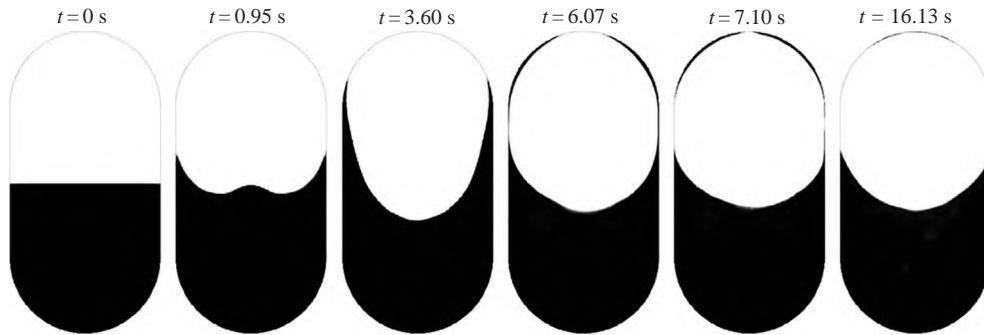


图 6 零重力下  $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内气液相交界面形状的演化过程

Fig. 6 Evolution of gas-liquid interface shape in the tank with zero gravity and  $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$

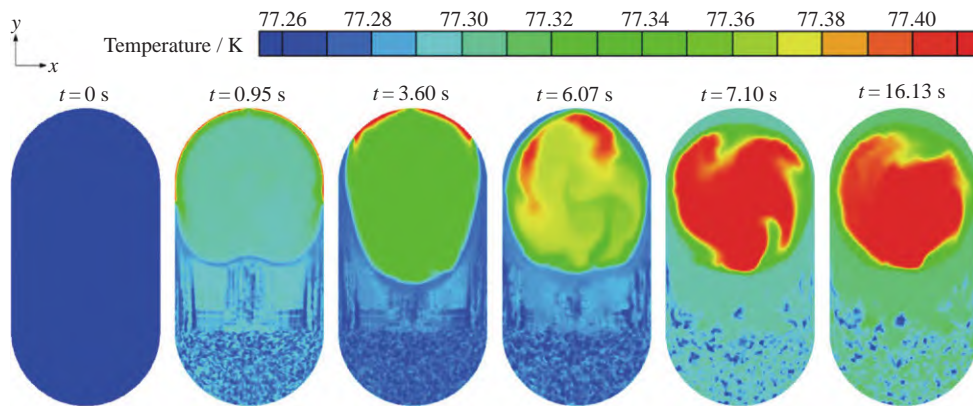


图 7 零重力下  $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内流体温度分布的演化过程

Fig. 7 Evolution of fluid temperature distribution in the tank with zero gravity and  $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$

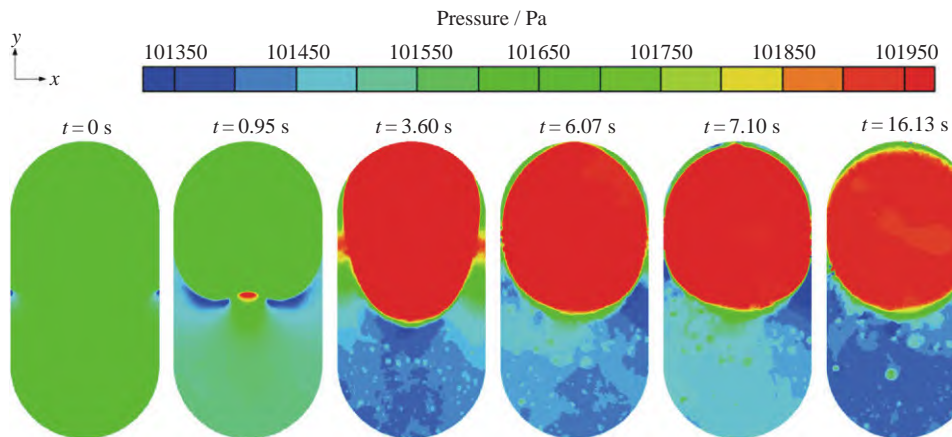


图 8 零重力下  $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内流体压强分布的演化过程

Fig. 8 Evolution of fluid pressure distribution in the tank with zero gravity and  $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$

#### 4.3 不同重力条件下贮箱内流动与温度分布

当贮箱壁面平均漏热密度一定时, 考虑不同的重力加速度 (见表 3), 图 12 给出当贮箱壁面平均漏热密度为  $1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时, 不同残余重力加速度下数值模拟

的液面从初始时刻的水平平面自由释放到趋于稳定的过程. 从图 12 中可以看出, 在不同残余重力加速度条件下, 除了时间上的细微差异之外, 贮箱内液面的运动过程与 Li<sup>[20]</sup> 的研究结论基本一致, 即均出现在

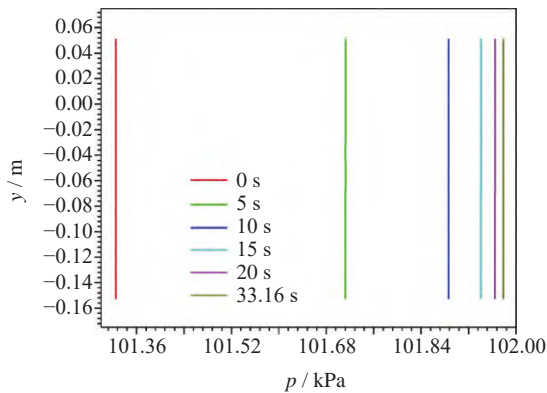


图 9 零重力下  $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内流体压强随时间和轴向位置的变化情况

Fig. 9 Variations of fluid pressure in the tank with time and axial position at zero gravity and  $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$

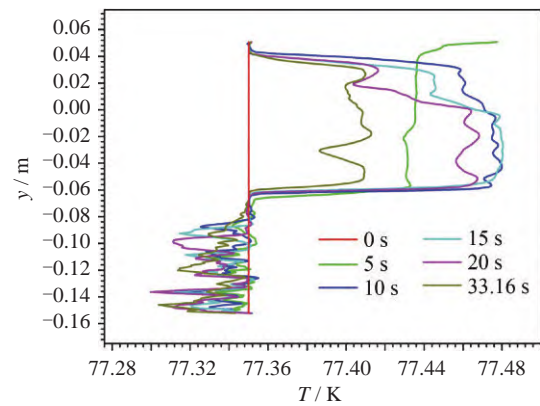


图 11 零重力下  $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内流体温度随时间和轴向位置的变化情况

Fig. 11 Variations of fluid temperature in the tank with time and axial position at zero gravity and  $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$

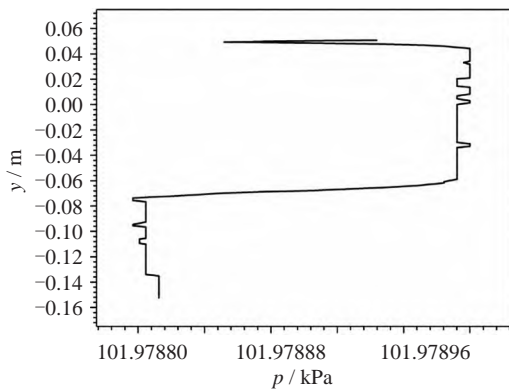


图 10 零重力下  $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内流体压强随轴向位置的变化情况 ( $t = 33.16 \text{ s}$ )

Fig. 10 Variation of fluid pressure in the tank with the axial position at zero gravity and  $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  ( $t = 33.16 \text{ s}$ )

大的残余重力加速度情况下, 残余重力对贮箱内气液形位的分布起主导作用, 可以忽略流体表面张力的影响; 随着残余重力加速度的减小, 残余重力对贮箱内气液形位分布的影响逐渐减弱, 流体表面张力对贮箱内气液形位分布的影响逐渐增强, 因此贮箱内的液体更容易沿着浸润性较好的贮箱壁面爬升; 在小的残余重力加速度情况下, 对于浸润性较好的贮箱壁面条件, 在流体表面张力的主导下, 贮箱内的流体流动稳定后将气枕包裹于贮箱中部, 形成球形气泡. 上述结论表明贮箱壁面漏热对贮箱内液体运动过程的影响较弱.

表 3 不同  $g$  条件下低温流体液氮贮箱自加压仿真的边值条件

Table 3 Boundary conditions for the self-pressurization simulation of cryogenic fluid tank for liquid nitrogen under different  $g$  conditions

Operating condition	C1	C2	C3	C4	C5	C6
$g/(\text{m}\cdot\text{s}^{-2})$	1	0.1	0.01	0.001	0.0001	0
$q_w/(\text{W}\cdot\text{m}^{-2})$	1	1	1	1	1	1

图 13 和图 14 分别给出了当贮箱壁面平均漏热密度为  $1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时, 不同残余重力加速度条件下, 数值模拟的液面从初始时刻的水平平面自由释放到趋于稳定的过程中贮箱内流体温度分布和压强分布的演化过程. 从图 13 可以看出, 由于贮箱内气枕的热容量小于液体, 气枕升温速率远高于液体主体区, 因此在贮箱壁面平均漏热密度为  $1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  的情况下, 对于不同的残余重力加速度, 随着贮箱壁面的持续漏热, 贮箱内气枕的温度均高于液体主体区. 从图 14 可以看出, 根据理想气体状态方程, 当残余重力加速度较大时, 残余重力对贮箱内气液形位的分布起主导作用, 贮箱内流体压强沿残余重力方向逐渐增大, 如图 14(a) 所示; 随着残余重力加速度的逐渐减小, 残余重力对贮箱内气液形位分布的影响逐渐减弱, 而流体表面张力对贮箱内气液形位分布的影响则逐渐增强, 进而造成贮箱内液体与气枕以及贮箱壁面的接触面积增加, 因此贮箱内流体压强分布随时间的演化过



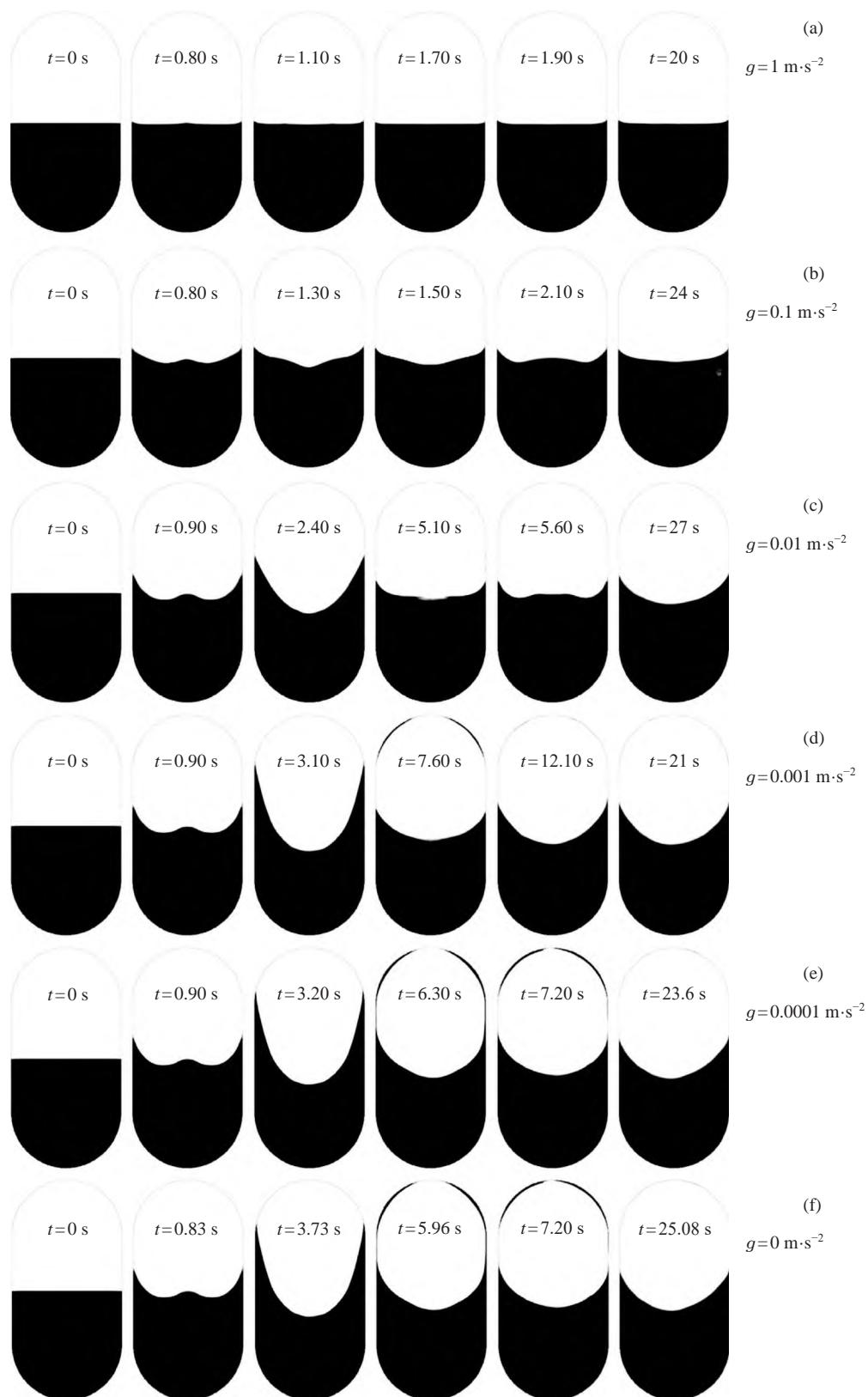


图 12  $q_w = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内气液相交界面形状的演化过程

Fig. 12 Evolution of gas-liquid interface shape in the tank with  $q_w = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$

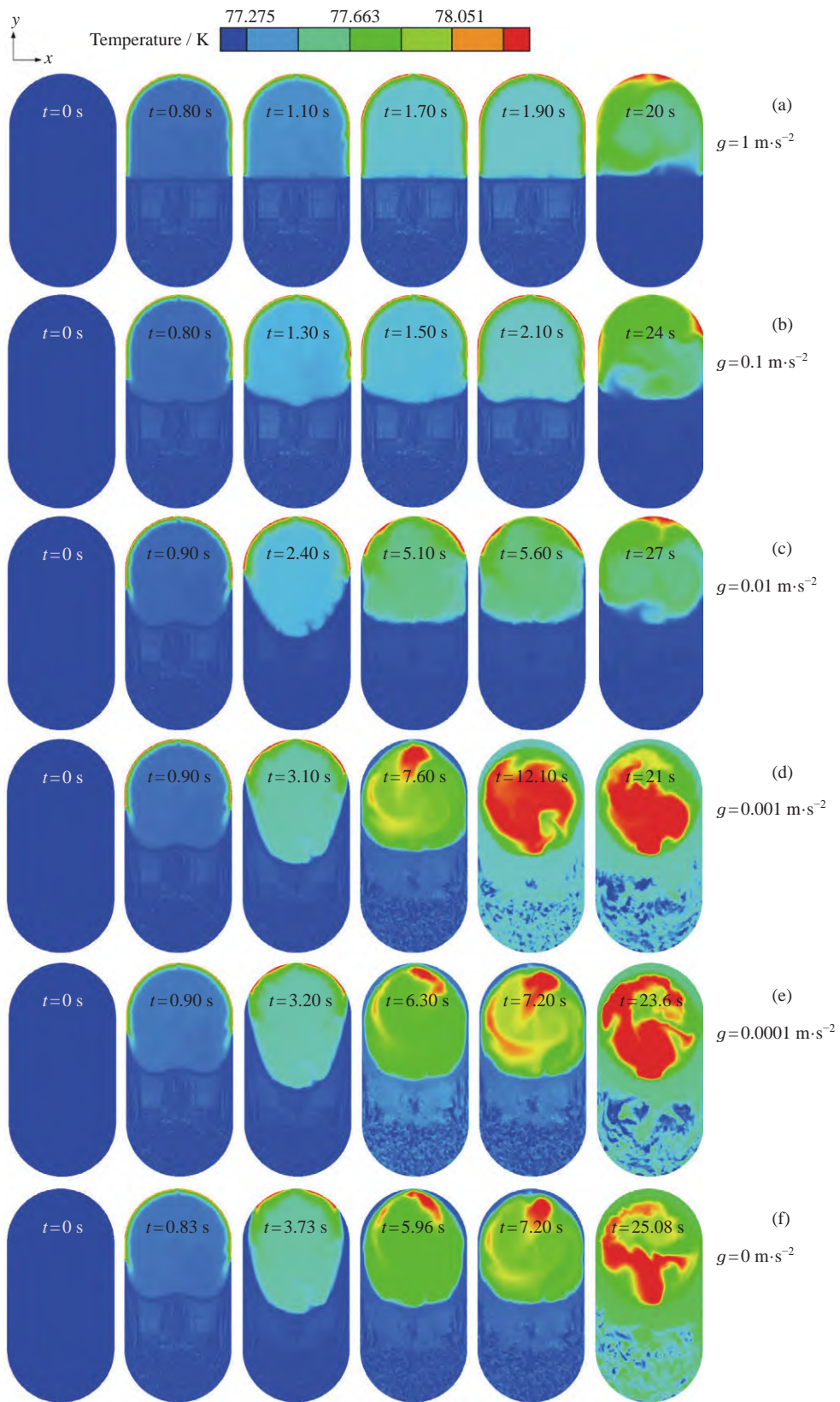


图 13  $q_w = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内流体温度分布的演化过程

Fig. 13 Evolution of fluid temperature distribution in the tank with  $q_w = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$

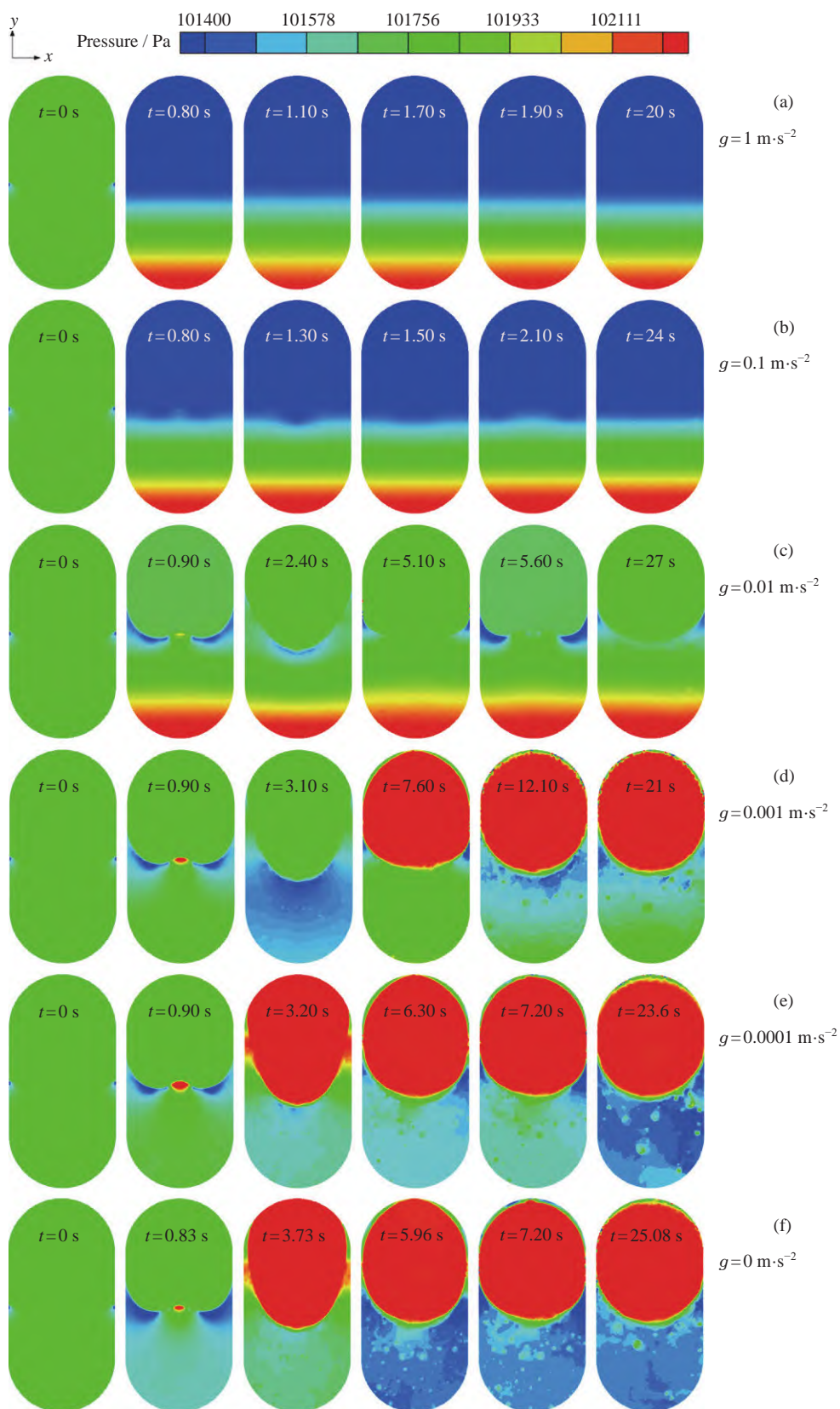


图 14  $q_w = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内流体压强分布的演化过程

Fig. 14 Evolution of fluid pressure distribution in the tank with  $q_w = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$



程将受到残余重力、温度以及流体表面张力的共同作用, 如图 14(b) (d) 所示; 当残余重力加速度较小时, 流体表面张力对贮箱内气液形位的分布起主导作用, 贮箱内流体压强分布随时间的演化过程将受到流体表面张力和温度的共同作用, 如图 14(e) (f) 所示.

图 15 给出了当贮箱壁面平均漏热密度为  $1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时, 不同残余重力加速度下贮箱内流体压强随时间和位置的变化情况. 从图 15 可以看出, 对于不同的残余重力加速度, 贮箱内流体的压强均随贮箱壁面的持续

漏热而逐渐增加, 但增加量逐渐降低. 此外, 从图 15 还可以看出, 随着残余重力加速度的持续减小, 在同一时刻贮箱内流体压强的差异性逐渐减弱, 并且贮箱内气枕压强从比液体压强低 (由残余重力主导) 逐渐变成比液体压强高 (由流体表面张力主导)(见图 16), 这表明残余重力对贮箱内流体压强分布的影响比流体表面张力和温度更加显著.

图 17 给出了当贮箱壁面平均漏热密度为  $1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时, 不同残余重力加速度下贮箱内流体温度随时间和位置的变化情况. 从图 17 可以看出, 在同一时刻, 贮

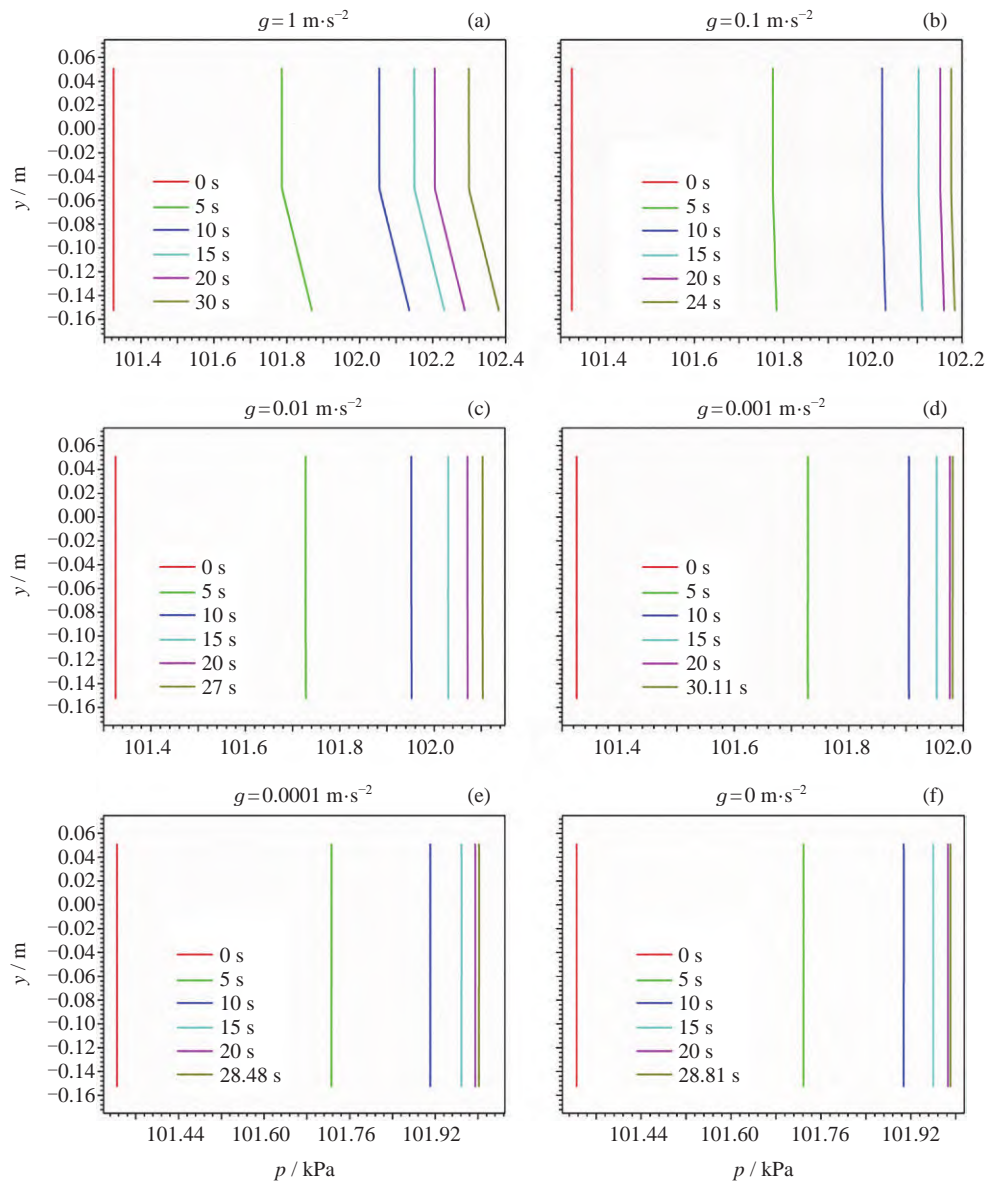


图 15  $q_w = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内流体压强随时间和轴向位置的变化情况

Fig. 15 Variations of fluid pressure in the tank with time and axial position at  $q_w = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$

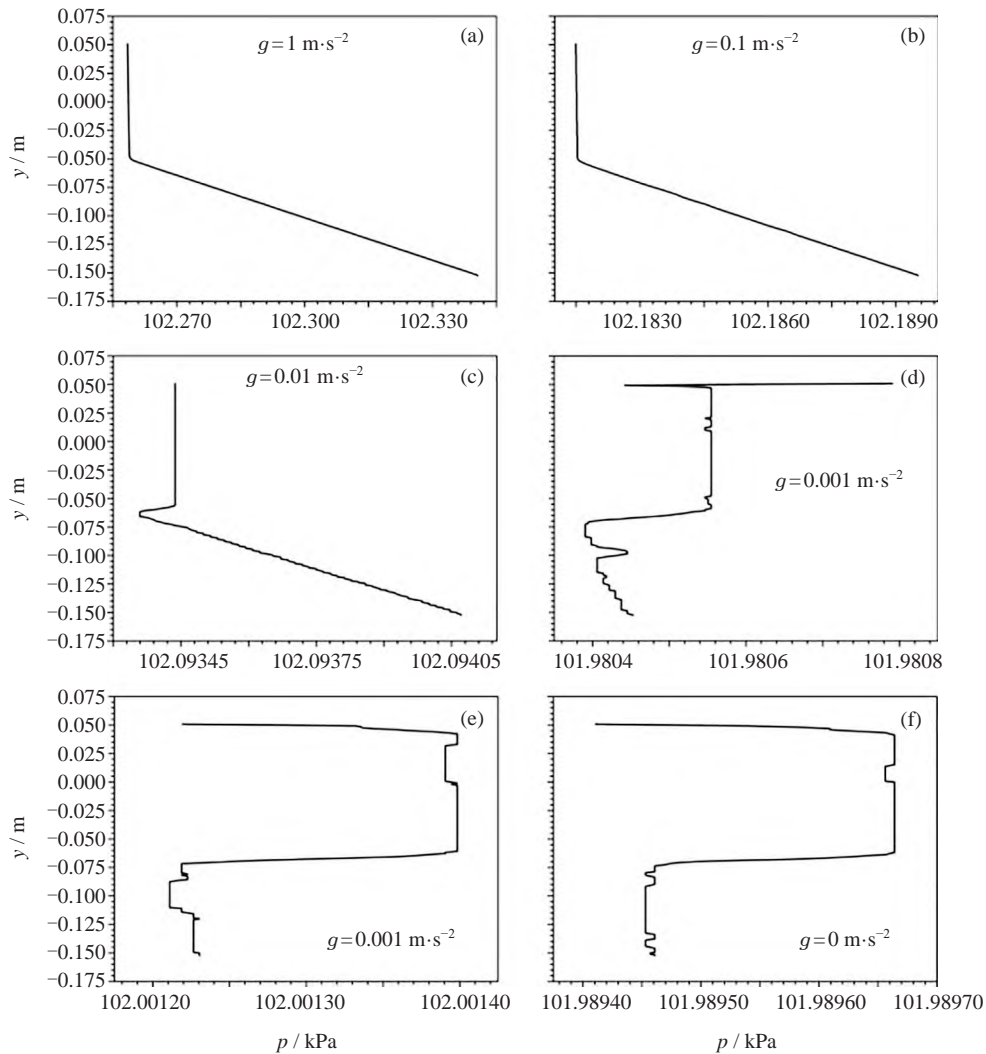


图 16  $q_w = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内流体压强随轴向位置的变化情况 ( $t = 25 \text{ s}$ )

Fig. 16 Variation of fluid pressure in the tank with the axial position at  $q_w = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  ( $t = 25 \text{ s}$ )

箱内气枕的温度要高于液体主体区的温度, 并且随着残余重力加速度的减小, 贮箱内流体 (气体和液体) 的温度和差异性也随之逐渐降低, 这表明残余重力对贮箱内流体温度分布的影响比流体表面张力和温度更加显著. 此外, 从图 17 中还可以看出, 在大残余重力加速度情况下, 由于残余重力对贮箱内气液形位的分布起主导作用, 在贮箱内流体平稳后, 气液界面接近于常规重力情况下的水平平面, 因此贮箱内气枕的温度随贮箱壁面的持续漏热而不断升高, 且靠近壁面区域气体的温度最高, 靠近液体区域气体的温度最低, 而贮箱内液体主体区温度随时间的变化则较小, 如图 17(a) 所示; 随着残余重力加速度的不断减小, 贮箱内的液体更容易沿着浸润性强的贮箱壁面爬升, 从而造成贮箱内气枕与贮箱壁面的接触面积减

少, 而贮箱内的液体与贮箱壁面的接触面积则增大, 进而导致贮箱内气枕在单位时间内获得的热量减少, 气枕温度升高速率减小, 但由于液体的热容量高于气体, 贮箱内液体虽然增加了与贮箱壁面的接触面积但其温度升高并不明显, 因此最终呈现出贮箱内流体温度差异性逐渐减小的趋势, 如图 17(b)(d) 所示; 在小残余重力加速度情况下, 由于流体表面张力对贮箱内气液形位的分布起主导作用, 在贮箱内流体流动平稳后, 气液界面与常规重力情况下有很大的差异, 即贮箱内的液体将气体完全包裹于贮箱内部, 形成大球形气泡, 这会造成贮箱内的气枕完全脱离贮箱内壁面, 由于液体的热容量高于气体, 从而使得贮箱内流体温度的差异性随时间先逐渐增大然后逐渐减小, 如图 17(e)(f) 所示.



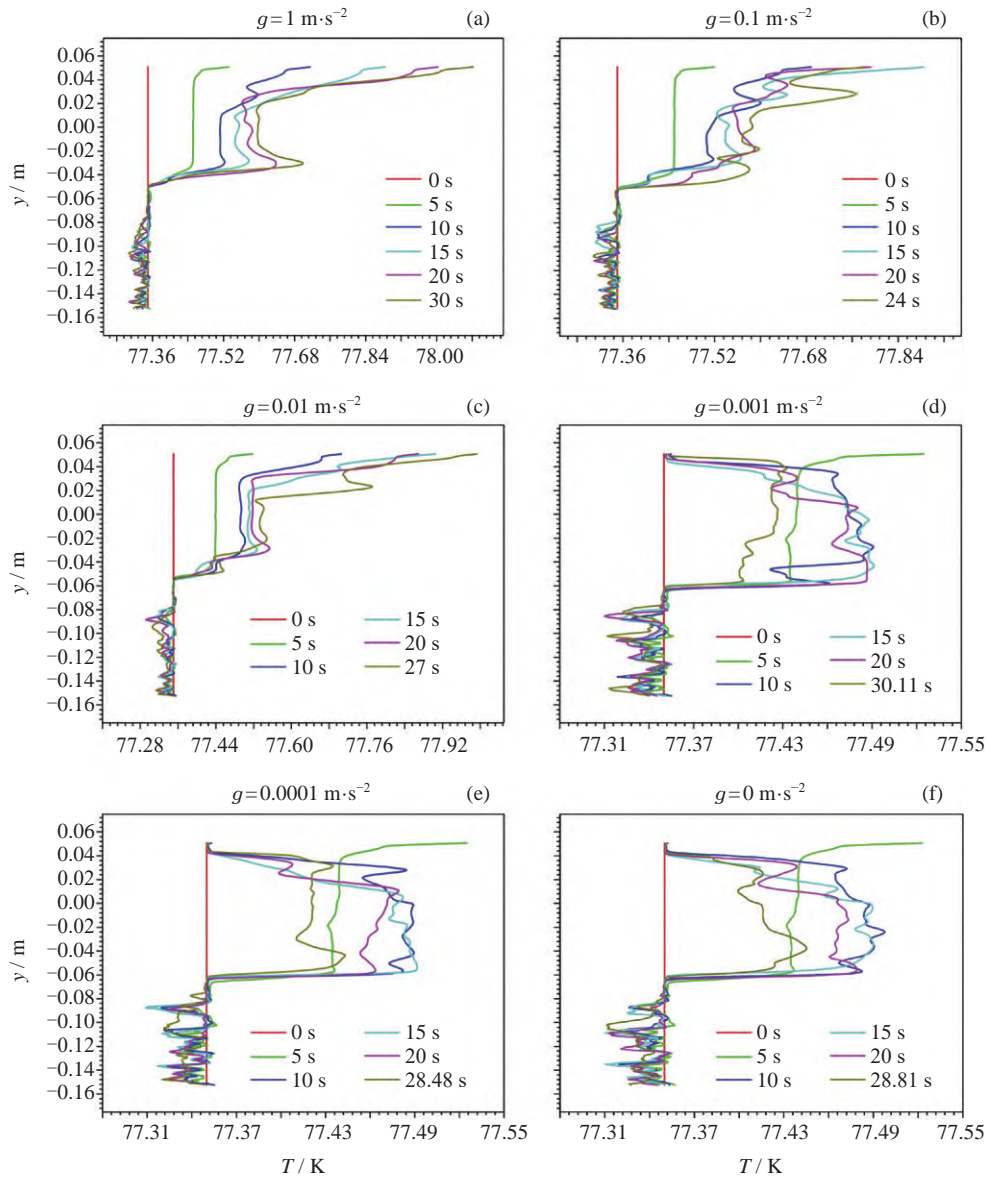


图 17  $q_w = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内流体温度随时间和轴向位置的变化情况

Fig. 17 Variations of fluid temperature in the tank with time and axial position at  $q_w = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$

#### 4.4 漏热对贮箱内流动与温度分布的影响

图 18 给出了在零重力环境贮箱壁面平均漏热密度设定为  $0 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  条件下, 数值仿真的液面从初始时刻的水平平面自由释放到趋于稳定的流动过程. 从图 18 可以看出, 从常规重力过渡到零重力环境, 贮箱内流体运动和相分布由重力主导过渡到由流体表面张力主导, 即在浸润性较好的贮箱壁面条件下, 液体由于表面张力的作用, 沿着贮箱壁面爬升, 从贮箱底部向贮箱顶部流动, 最终将贮箱内的气枕包裹于中间, 形成大球形气泡, 这与在零重力环境贮箱壁面存

在平均漏热密度条件下的情形相比, 除了时间上的细微差异之外基本一致 (如图 6 所示), 这说明在零重力环境下贮箱壁面漏热 ( $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ ) 存在与否对贮箱内流体运动和相分布的影响不是很显著.

图 19 给出了在零重力环境贮箱壁面平均漏热密度为  $0 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  条件下, 贮箱内流体温度随时间和轴向位置的变化情况. 从图 19 中可以看出, 在不同时刻, 贮箱内气体的温度始终高于液体 (这主要是由于气体的热容量低于液体热容量而造成的), 靠近气枕的液体温度高, 并且在气液界面附近存在较大的温度梯

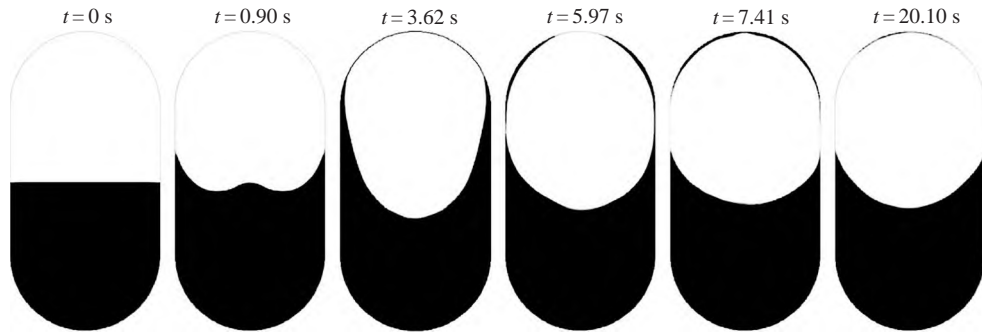


图 18 零重力下  $q_w = 0 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内气液相交界面形状的演化过程

Fig. 18 Evolution of gas-liquid interface shape in the tank with zero gravity and  $q_w = 0 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$

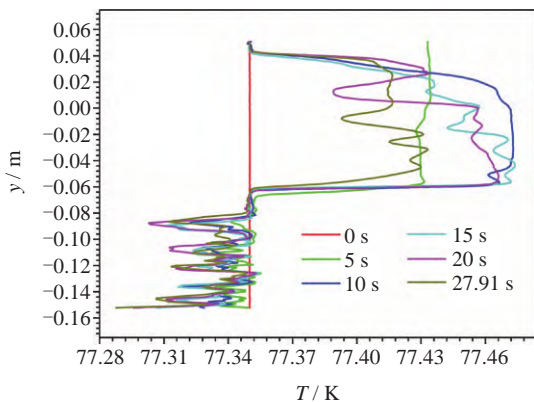


图 19 零重力下  $q_w = 0 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内流体温度随时间和轴向位置的变化情况

Fig. 19 Variations of fluid temperature in the tank with time and axial position at zero gravity and  $q_w = 0 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$

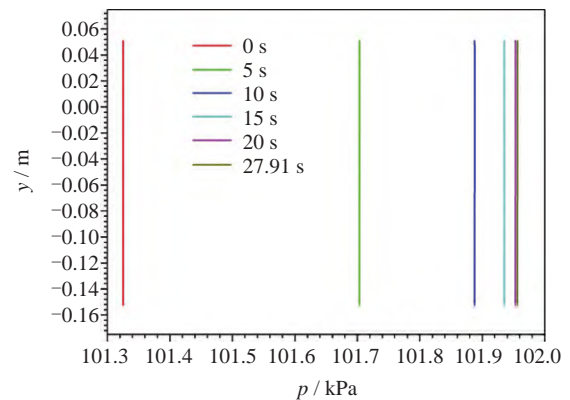


图 20 零重力下  $q_w = 0 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  时贮箱内流体压强随时间和轴向位置的变化情况

Fig. 20 Variations of fluid pressure in the tank with time and axial position at zero gravity and  $q_w = 0 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$

度, 贮箱内气枕中存在温度分层. 此外, 从图 19 中还可以看出, 随着时间的增加, 贮箱内气枕的温度先逐渐升高后逐渐降低, 而气枕中的温度分层现象则先逐渐显著后逐渐削弱, 这主要是由于从常规重力释放后进入微重力环境, 由于贮箱内液体的流动导致气枕与贮箱壁面的接触面积逐渐较小, 而与液体的接触面积则逐渐增大 (见图 18), 贮箱内液体温度对应的饱和压强高于气枕的压强, 继而导致低温蒸气进入气枕中, 引起气枕的压强升高 (根据理想气体状态方程可知), 当在某一时刻贮箱内液体温度对应的饱和压强与气枕的压强相等时, 随着贮箱内气枕压强的继续升高 (见图 20), 贮箱内的液体将从气枕中吸收热量, 最终导致贮箱内气枕温度逐渐下降, 气枕中的温度分层现象也将被削弱, 这与零重力环境贮箱壁面存在平均漏热密度条件下的情形相比, 除了贮箱壁面附近之外

基本一致 (见图 11), 上述结论说明在零重力环境下, 在起始一段时间间隔  $\Delta t_f$  ( $0 \leq \Delta t_f \leq 40 \text{ s}$ ) 内, 贮箱壁面平均漏热密度  $q_w$  ( $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ ) 存在与否对贮箱内流体温度分布的影响除了贮箱壁面附近之外不是很显著.

## 5 结论

采用 VOF 方法同时考虑表面张力效应, 通过数值计算模拟了贮箱内液氮工质的流动和温度分布过程, 并结合不同的重力加速度给出了计算结果. 用数值仿真的方法考察了贮箱内气液两相的运动状态和温度分布, 分析了推进系统能否在微重力状态下保证出口低温液体的相位和温度分布情况, 结合相关理论分析结果, 为低温液体管理方案的确定提供了参考.

研究得出主要结论如下。

(1) 建立了 NASA 常温流体 PnP 贮箱微重力自加压过程的数值模型, 分析了贮箱内气枕压强和加热带附近液体区温度随时间的变化过程, 并与文献中实验测量值进行了比较, 二者具有较好的吻合度, 表明本文计算方法可以用来模拟类似的液体自加压问题。

(2) 在大的残余重力加速度情况下, 残余重力对贮箱内气液形位的分布起主导作用, 贮箱内流体压强沿残余重力方向逐渐增大, 贮箱内气枕温度随贮箱壁面的持续漏热而不断升高, 且靠近壁面区域气体的温度最高, 靠近液体区域气体的温度最低, 而贮箱内液体主体区温度随时间的变化则较小。

(3) 随着残余重力加速度的减小, 贮箱内的液体更容易沿着浸润性较好的贮箱壁面爬升, 贮箱内流体压强分布随时间的演化过程将受到残余重力、温度以及流体表面张力的共同作用, 贮箱内流体温度差异性逐渐减小。

(4) 在小的残余重力加速度情况下, 在流体表面张力的主导下, 贮箱内的流体流动稳定后将气枕包裹于贮箱中部, 形成球形气泡, 贮箱内流体压强分布随时间的演化过程将受到流体表面张力和温度的共同作用, 贮箱内流体温度的差异性随时间先逐渐增大然后逐渐减小。

(5) 在零重力环境下, 贮箱壁面漏热 ( $q_w = 0.5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ ) 存在与否对贮箱内流体运动和相分布的影响均不是很显著, 并且在起始一段时间间隔  $\Delta t_f$  ( $0 \leq \Delta t_f \leq 40 \text{ s}$ ) 内,  $q_w$  存在与否对贮箱内流体温度分布的影响除了贮箱壁面附近之外也不是很显著。

## 参考文献

- [1] WANG Lei, LI Yanzhong, ZHANG Shaohua, *et al.* Research progress and outlooks of cryogenic propellant space management technologies[J]. *Journal of Astronautics*, 2020, **41**(7): 978-988 (王磊, 厉彦忠, 张少华, 等. 低温推进剂空间管理技术研究进展与展望 [J]. *宇航学报*, 2020, **41**(7): 978-988)
- [2] WANG Lei, JIA Zhouxia, QU Miao, *et al.* Gravity-dependence analysis of cryogenic fluid management techniques in space and experimental scheme suggestions[J]. *Journal of Refrigeration*, 2021, **42**(4): 1-11 (王磊, 贾洲侠, 瞿淼, 等. 低温流体管理技术重力依赖性分析与微重力试验方案 [J]. *制冷学报*, 2021, **42**(4): 1-11)
- [3] SZABO S V JR, GROESBECK W A, BAND K W, *et al.* Atlas-Centaur Flight AC-4 Coast-Phase Propellant and Vehicle Behavior[R/P]. NASA TM X-1189, 1965
- [4] LACOVIC R F, YEB F C, SZABO S V JR, *et al.* Management of Cryogenic Propellants in A Full Scale Orbiting Space Vehicle[R]. Washington: National Aeronautics and Space Administration, 1968
- [5] AYDELOTT J C. Effect of gravity on self-pressurization of spherical liquid-hydrogen tankage[R]. Washington: National Aeronautics and Space Administration, 1967
- [6] BENTZ M D, MESEROLE J S, KNOLL R H. Jet mixing in low gravity: results of the Tank pressure control space experiment[C]//Proceedings of the 28th Joint Propulsion Conference and Exhibit, 1992
- [7] ZHOU Z J, LEI G, WANG T X. Investigation on pressurization performance and thermal stratification in cryogenic nitrogen tank[J]. *Cryogenics & Superconductivity*, 2017, **45**(1): 6-10,37 (周振君, 雷刚, 王天祥. 低温液氮贮箱增压性能及热分层研究 [J]. *低温与超导*, 2017, **45**(1): 6-10,37)
- [8] KRENN A, STEWART M, MITCHELL D, *et al.* Flight servicing of robotic refueling mission 3[C]//Space Cryogenics Workshop. Washington: NASA, 2019
- [9] LI Jiachao. Research on the Operation Process and On-orbit Thermal Management Technology of Hydrogen-oxygen Propellant Tanks[D]. Beijing: Beihang University, 2019 (李佳超. 氢氧推进剂贮箱的工作过程与在轨热管理技术研究 [D]. 北京: 北京航空航天大学, 2019)
- [10] CHATO D, KASSEMI M. The zero boil-off tank experiment contributions to the development of cryogenic fluid management[C]//Space Cryogenics Workshop. Washington: NASA, 2015
- [11] CHATO D, KASSEMI M. The zero boil-off tank (ZBOT) experiment role in development of cryogenic fluid storage and transfer technologies[C]//Proceedings of the 28th Annual Meeting of the American Society for Gravitational and Space Research. New Orleans: NASA, 2012
- [12] KASSEMI M, HYLTON S, KARTUZOVA O. Zero-boil-off tank (ZBOT) experiment – ground-based validation of self-pressurization & pressure control two-phase CFD model [C]//Proceedings of the 33rd Annual Meeting American Society for Gravitational and Space Research. Seattle: NASA, 2017
- [13] KARTUZOVA O, KASSEMI M. CFD jet mixing model validation against zero-boil-off tank (ZBOT) microgravity experiment[C]//Proceedings of the AIAA/SAE/ASEE Joint Propulsion and Energy Forum and Exposition 2019. Indianapolis: AIAA, 2019
- [14] KASSEMI M, HYLTON S, KARTUZOVA O. 1G and microgravity tank self-pressurization: experiments and CFD model validations across Ra and Bo regimes[J]. *International Journal of Microgravity Science and Application*, 2020, **37**(1): 370103
- [15] SAKOWSKI B, HAUSER D M, KASSEMI M. SINDA/FLUINT and thermal desktop multi-node settled and unsettled propellant tank modeling of zero boil off

- test[C]//Proceedings of the 55th AIAA/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference. Indianapolis: AIAA, 2019
- [16] GRAYSON G D, LOPEZ A, CHANDLER F, *et al.* Cryogenic tank modeling for the Saturn AS-203 experiment [C]//Proceedings of the 42nd AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit. Sacramento: AIAA, 2006
- [17] BARSIS S, KASSEMI M. Numerical simulations of the zero boil-off tank experiment[C]//Proceedings of the 46th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reno: AIAA, 2008
- [18] AHUJA V, HOSANGADI A, MATTICK S, *et al.* Computational analyses of pressurization in cryogenic tanks[C]//Proceedings of the 44th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit. Hartford: AIAA, 2008
- [19] MATTICK S J, LEE C P, HOSANGADI A, *et al.* Progress in modeling pressurization in propellant tanks[C]//Proceedings of the 46th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit. Nashville: AIAA, 2010
- [20] LI Zhangguo. Numerical Simulation and Experimental Investigation of Fluid Interface Behavior and Fluid Management in Space[D]. Beijing: Graduate University of Chinese Academy of Sciences, 2010 (李章国. 空间流体界面现象与在轨流体管理数值模拟与实验研究 [D]. 北京: 中国科学院研究生院, 2010)
- [21] CHEN Liang, LIANG Guozhu, DENG Xinyu, *et al.* CFD numerical simulation of cryogenic propellant vaporization in tank[J]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 2013, **39**(2): 264-268 (陈亮, 梁国柱, 邓新宇, 等. 贮箱内低温推进剂汽化过程的 CFD 数值仿真 [J]. 北京航空航天大学学报, 2013, **39**(2): 264-268)
- [22] FU J, SUNDEN B, CHEN X Q, *et al.* Influence of phase change on self-pressurization in cryogenic tanks under microgravity[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2015, **87**: 225-233
- [23] YANG H Q, WEST J. CFD extraction of heat transfer coefficient in cryogenic propellant tanks[C]//Proceedings of the 51st AIAA/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference. Orlando: AIAA, 2015
- [24] LIU Zhan, SUN Peijie, LI Peng, *et al.* Research on thermal stratification of cryogenic liquid oxygen tank in microgravity[J]. *Cryogenics*, 2016(1): 25-31,53 (刘展, 孙培杰, 李鹏, 等. 微重力下低温液氧贮箱热分层研究 [J]. 低温工程, 2016(1): 25-31,53)
- [25] AGRAWAL G, JOSEPH J, AGARWAL D, *et al.* Mathematical modelling of thermal stratification in a cryogenic propellant tank[J]. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2017, **171**(1): 012045
- [26] LUDWIG C, DREYER M E, HOPFINGER E J. Pressure variations in a cryogenic liquid storage tank subjected to periodic excitations[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2013, **66**: 223-234
- [27] BRACKBILL J U, KOTHE D B, ZEMACH C. A continuum method for modeling surface tension[J]. *Journal of Computational Physics*, 1992, **100**(2): 335-354
- [28] LEE W H. A pressure iteration scheme for two-phase flow modeling [M]. *Los Alamos: Los Alamos Scientific Laboratory*, 1980: 407-431

## 作者简介



章敏男, 1987年5月出生于安徽省枞阳县, 现为中国科学院力学研究所博士后, 主要研究方向为空间低温流体管理、液态金属气雾化制备金属粉末过程研究等。  
E-mail: zhangm\_nuaa@163.com