

贮箱内浆态低温推进剂沉降特性数值研究

夏斯琦, 谢福寿, 厉彦忠, 郭琬

(西安交通大学制冷与低温工程研究所, 710049, 西安)

摘要: 为了揭示浆态低温推进剂在贮存时的颗粒沉积行为规律,解决沉积带来的浆态低温推进剂向火箭发动机输送时的供给问题,研究了贮箱内浆态低温推进剂的沉降特性。基于欧拉-欧拉数值模拟方法,考虑固体颗粒动力学理论建立了低温固液两相流动与相变传热数值模型,研究了浆态低温推进剂(浆氮、浆氧、浆氢)在贮箱内两相流场动力学信息与沉降特性,并讨论了不同低温工质、不同粒径(0.02~0.5 mm)、不同固相体积分数(10%~50%)以及不同漏热率(50~200 W/m²)工况对浆体低温推进剂沉积和流场特性的影响。结果表明:固氧颗粒在液氧内沉降较为微弱,但固氮和固氢颗粒明显沉降,实际应用时需考虑防沉降措施;在固相粒径较小、固相初始含量较少、壁面漏热更少的情况下,浆态低温推进剂的沉积量更少;固液密度比较大的浆状流体沉降速率更快,以0.5 mm的粒径为例,浆氮、浆氢相界面的下移速率分别为15.62及12.58 mm/s,而浆氧的相界面下移速率仅为0.12 mm/s;此外,在特定条件下贮箱中存在方向相反的双涡旋。研究结果揭示了浆态低温推进剂在存储过程中的物理规律,可为浆态流体的高效储存和应用提供参考。

关键词: 浆氮;浆氧;浆氢;低温推进剂;数值模拟

中图分类号: V511+.6 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtub202401014 **文章编号:** 0253-987X(2024)01-0146-11

A Numerical Study on the Settlement Characteristics of Slush Cryogenic Propellants in the Tank

XIA Siqi, XIE Fushou, LI Yanzhong, GUO Wan

(Institute of Refrigeration and Cryogenic Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: To investigate the particle settlement behavior of slush cryogenic propellants during storage process and address the supply issue caused by deposition during transportation to rocket engines, the research on sedimentation characteristics of slush cryogenic propellants in the tank was carried out. This numerical model utilizes the Euler-Euler method, considering the kinetic particle theory, to simulate cryogenic solid-liquid two-phase flow and phase change heat transfer of propellants. The study focuses on analyzing the flow field and deposition characteristics of slush cryogenic propellants such as slush nitrogen, slush oxygen, and slush hydrogen within the tank. This study examines the influence of various factors on the deposition and flow field characteristics of cryogenic fluids, including different cryogenic propellants, particle sizes ranging from 0.02 to 0.5 mm, volume fraction of solid hydrogen ranging from 10% to 50%, and heat leakage rate ranging from 50 to 200 W/m². It is concluded that the deposition of slush cryogenic propel-

收稿日期: 2023-06-26。 作者简介: 夏斯琦(1995—),女,博士生;谢福寿(通信作者),男,副教授。 基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52276018);中国博士后科学基金特别资助项目(2021T140538,2020M673391)。

网络出版时间: 2023-10-16 网络出版地址: <https://kns.cnki.net/kcms/detail/61.1069.T.20231013.0959.002>

lant is reduced when the solid particle size is smaller, the initial solid phase content is lower, and there is less heat leakage at the wall. Additionally, slush fluids with higher solid-liquid density exhibit a faster deposition rate. For a particle size of 0.5 mm, the slurry nitrogen and slurry hydrogen phase interfaces display downward migration rates of 15.62 mm/s and 12.58 mm/s, respectively, while the slush oxygen phase interface has a significant slower downward migration rate of only 0.12 mm/s. These findings shed light on the physical behaviors of slush cryogenic propellants during storage process, providing valuable insights for the efficient storage and application of slush cryogenic propellants.

Keywords: slush nitrogen; slush oxygen; slush hydrogen; cryogenic propellants; numerical simulation

为了实现载人登陆月球、火星等空间技术发展的中长期战略目标,在研制大型/重型火箭方面仍需进行大量工作。从各国对大型/重型火箭的研发历程来看,低温推进剂的大规模应用是其共有的显著特点。相比于常温推进剂,低温推进剂如液氢、液氧等,具有高比冲、大推力、低成本、无毒、无污染等显著优势^[1-2]。然而,低温推进剂在应用过程中经常处于沸点附近,存在蒸发快和难以储存的缺点。为了获得更好的热力学性能,可对处于热力学饱和状态的低温推进剂继续输入冷量,直至三相点处出现固体颗粒,从而获得液相和固相颗粒的低温固液两相混合物,称为浆态低温推进剂。浆态低温推进剂的固相质量分数一般在 60% 以下,并且具有流动特性,其热力学性质相对于热力学饱和状态得到了显著的改善,包括密度增加、单位体积冷量增加和运动黏度增加等。热力学性质的改善使得火箭的有效载荷提升,贮箱尺寸减小,运输过程更稳定,深空探测的范围拓宽^[3-5]。以常沸点(20.39 K)液氢为例,含固相质量分数 60% 浆氢的密度和单位体积冷量将分别增加 16.8% 和 34%^[3,6]。

早在 20 世纪 60 年代,美国就开始了浆氢的研究。Carney^[7]于 1964 年发表了关于浆氢制备的研究成果,指出由于其在密度和热容方面的优势,将其用作火箭燃料具有相当重要的战略意义。随后,NASA 和其他研究机构对浆氢在航天领域的应用进行了大量研究,包括生产方法^[8-11]、运输和燃烧特性^[12-14]以及热物理参数的测量^[15-16],也做了大量关于浆氢在现役火箭或航天器上应用的可行性分析。1965 年,NASA 考虑在土星 V 号第四级上使用浆氢或过冷液氢。如果使用固相体积分数为 50% 的浆氢,航天器在轨道飞行过程中的蒸发损失将从近 2.9 t 减少到 0.5 t,有效载荷将增加 40%^[4]。在 20 世纪七八十年代^[17-18],NASA 考虑将浆氢用作单级入轨可重复使用的运载器以及国家空天飞机高速推

进系统的燃料,预估的起飞质量将大大降低,并得出使用浆氢/浆氧方案或浆氢方案作为推进剂燃料是可行的。直到 2017 年^[11],NASA 仍在进行大规模浆氢的制备。对于我国而言,浆态低温推进剂研究才刚刚起步,北京 101 所^[19]和西安交通大学研究团队成功制备出浆氢^[20-23]。

综上所述,NASA 等研究机构一直在研究浆态低温推进剂,发现其在技术上可行,并且具有应用潜力。目前,关于浆态低温推进剂的实验研究侧重于制备和应用的可行性论证,对于相关的基础科学问题有待加强。使用计算多相流体动力学方法比实验方法更容易解释和探索复杂的过程,因此许多研究人员开展了数值仿真模拟以获得浆氮、浆氢的流动和压降等特性。然而,以往的数值研究主要集中在管道强制对流过程中的流场和热力学特性^[24-28],很少有关于浆态低温推进剂在火箭贮箱内贮存时涉及的颗粒沉积和固液分层现象等物理特性的研究,而颗粒沉积等物理特性会直接影响低温火箭贮箱的结构设计、火箭发动机供给系统的正常工作等。本文构建了基于欧拉-欧拉模型考虑固体颗粒动力学理论的固液两相流动与相变传热数值模型,获得了贮箱内浆态低温推进剂的沉积和流场特性,并通过变工况计算讨论了影响浆态低温推进剂沉降特性的因素,以实现浆态低温推进剂的均匀分布和其高效储存。研究结果可为浆态低温推进剂的储存提供一定的技术支持。

1 低温固液两相流模型构建

1.1 几何模型

本研究以一个典型的火箭燃料贮箱为几何模型,具体结构如图 1 所示。贮箱直径为 1 000 mm,高度包括 800 mm 的圆柱段和底部 250 mm 的椭圆封头段。低温贮箱的壁面有均匀的漏热。

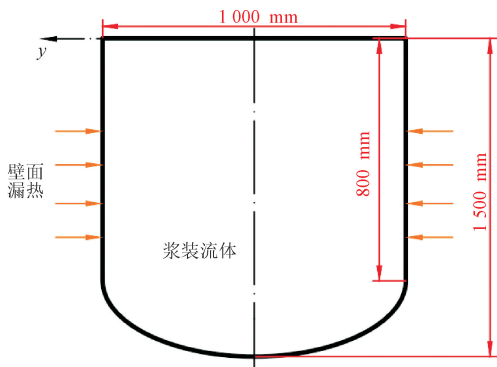


图 1 几何模型简图

Fig. 1 Schematic diagram of geometric structure

1.2 控制方程

在包含固体和液体的两相流中,质量守恒方程、动量守恒方程和能量守恒方程用于表示流动和传热。

欧拉-欧拉方法用于求解液相和固相的质量守恒方程。对于其中的 i 相,质量守恒方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_i \rho_i) + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \mathbf{U}_i) = \dot{m}_{ji} - \dot{m}_{ij} \quad (1)$$

式中: ρ 、 $\mathbf{U}$ 、 $\dot{m}$ 分别为密度、速度矢量和相间质量交换; α_l 和 α_s 分别为液相和固相的体积分数,二者之和等于 1。

动量守恒方程式为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_i \rho_i \mathbf{U}_i) + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \mathbf{U}_i \mathbf{U}_i) = -\alpha_i \nabla p + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau}_i + \alpha_i \rho_i \mathbf{g} + (\dot{m}_{ji} \mathbf{U}_{ji} - \dot{m}_{ij} \mathbf{U}_{ij}) + \mathbf{F}_i \quad (2)$$

式中: p 为压力; $\boldsymbol{\tau}$ 为剪切应力; $\mathbf{g}$ 为重力加速度; $\mathbf{F}_i$ 为固液之间的相互作用力。

对于液相,剪切应力为

$$\boldsymbol{\tau}_l = \alpha_l \mu_l [\nabla \cdot \mathbf{U}_l + (\nabla \cdot \mathbf{U}_l)^T] - \frac{2\alpha_l \mu_l (\nabla \cdot \mathbf{U}_l) \mathbf{I}}{3} \quad (3)$$

式中: $\mathbf{I}$ 为单位张量。

对于固相,由粒子碰撞引起的随机粒子运动导致的应力张量为

$$\boldsymbol{\tau}_s = \alpha_s \mu_s \left[\nabla \cdot \mathbf{U}_s + (\nabla \cdot \mathbf{U}_s)^T - \frac{2(\nabla \cdot \mathbf{U}_s) \mathbf{I}}{3} \right] + (-P_s + \zeta_s \nabla \cdot \mathbf{U}_s) \mathbf{I} \quad (4)$$

式中: μ_s 为剪切黏度; P_s 为颗粒相压力; ζ_s 为体积黏度。

此外,考虑到了固液之间的相间作用力 $\mathbf{F}_i$, 包括液固两相之间的曳力、虚拟质量力和升力。其中,曳力 $\mathbf{F}_D$ 通过 Gidaspow 模型计算。虚拟质量力 $\mathbf{F}_{VM} = C_{VM} \alpha_s \rho_l \left(\frac{d\mathbf{U}_s}{dt} - \frac{d\mathbf{U}_l}{dt} \right)$, 系数 C_{VM} 设置为 0.5。升力 $\mathbf{F}_L$ 由 Legendre-Magnaudet 模型计算。

欧拉多相流模型中第 i 相的能量守恒方程如下

$$\frac{\partial (\alpha_i \rho_i h_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \mathbf{U}_i h_i) = \nabla \cdot (\lambda_i \nabla T_i) + \tau_i : \nabla \cdot \mathbf{U}_i + Q_i + Q_{L,i} \quad (5)$$

式中: t 为时间; λ 为导热系数; h 为焓; T 为温度; $Q_{L,i}$ 是由固液相变引起的界面传热, $Q_{L,i} = \dot{m}_{ij} h_L$ 。

由于强自然对流而发生在颗粒和液体之间的传热率 Q_i (i 指液态 l 或固态 s 中的某一相) 为

$$Q_l = -Q_s = nNu\pi d_p \lambda_l (T_s - T_l) \quad (6)$$

式中: d_p 为固相粒径。

1.3 湍流模型

由于低温流体在贮箱内运动呈现出低雷诺数的自然对流,故本文采用 SST $k-\omega$ 湍流模型描述流体湍流效应。SST $k-\omega$ 模型是 $k-\epsilon$ 和 $k-\omega$ 模型的综合体,在近壁面区域表现为 $k-\omega$ 模型,在主流区域表现为 $k-\epsilon$ 模型,因此, SST $k-\omega$ 模型预测大范围封闭腔中自然对流流动更为准确。

1.4 相变模型

由于固体颗粒与壁面直接接触的概率较小,可以假设在近壁区的液相吸收了壁面传输至贮箱内部的热量,因此,从壁面输入的热量通过热传导或对流从近壁区域转移到主流区域。液相吸热后温度升高,引起了固相和液相之间的温差,从而热量从液相传递到固体颗粒相。固相吸收热量之后融化,从而造成两相之间的质量传递。液相和固相之间的传热通过 Gunn 模型计算,公式为

$$Nu_{sl} = (7 - 10\alpha_1 + 5\alpha_1^2)(1 + 0.7Re_p^{0.2} Pr^{1/3}) + (1.33 - 2.4\alpha_1 + 1.2\alpha_1^2)Re_p^{0.7} Pr^{1/3} \quad (7)$$

式中 $h_{sl} = \frac{6\lambda_l \alpha_1 \alpha_s Nu_{sl}}{d_p^2}$ 。因此,固相的融化速率为 $\dot{m}_{sl} = \frac{h_{sl}(T_l - T_s)}{h_L}$ 。根据融化模型,采用用户自定义函数(UDF)将其植入到求解器中。

1.5 颗粒动力学理论

颗粒动力学理论基于双流体现念,将液相和颗粒相均视为连续相,将固相颗粒的紊流运动类比为气体分子做无规则热运动,在运动过程中颗粒之间不断发生碰撞。颗粒拟温度用于反映颗粒脉动速度的大小,表示为 $\theta_s = \frac{1}{3} u_{s,i} u_{s,i}$, 其中 $u_{s,i}$ 为颗粒的脉动速度。颗粒相的输运方程为

$$\frac{3}{2} \left[\frac{\partial (\alpha_s \rho_s \theta_s)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \mathbf{U}_s \theta_s) \right] = (-p_s \mathbf{I} + \boldsymbol{\tau}_s) : \nabla \cdot \mathbf{U}_s + \nabla \cdot (k_{\theta_s} \nabla \theta_s) - \gamma \theta_s + \varphi_{sl} \quad (8)$$

式中: θ_s 指颗粒拟温度; k_{θ_s} 是扩散系数; φ_{sl} 是固液相之间的能量交换。上式右边第一项为颗粒脉动能,第二项为沿颗粒拟温度梯度方向颗粒脉动能的耗散。

剪切黏度 μ_s 和体积黏度 ζ_s 分别由颗粒动力学理论中的 Gidaspow 模型和 Lun 模型计算。颗粒的剪切黏度由动力黏度与碰撞黏度组成,计算公式为

$$\mu_s = \frac{10\rho_s d_p \sqrt{\theta_s \pi}}{96\alpha_s (1 + e_{ss}) g_{0,ss}} \left[1 + \frac{4}{5} g_{0,ss} \alpha_s (1 + e_{ss}) \right]^2 + \frac{4}{5} \alpha_s \rho_s d_p (1 + e_{ss}) g_{0,ss} \sqrt{\theta_s / \pi} \quad (9)$$

式中: $g_{0,ss}$ 为颗粒的径向分布函数, $g_{0,ss} = \frac{1}{1 - (\alpha_s / \alpha_{s,max})^{1/3}}$; e_{ss} 为颗粒间的碰撞恢复系数。

表 1 浆态低温推进剂的物性参数
Table 1 Thermodynamic properties of slush cryogenic propellants

热物性参数	浆氮	浆氧	浆氢
初始压力 P_0 /kPa	12.530	0.146	7.740
三相点温度 T_{tp} /K	63.15	54.36	13.81
液相密度 ρ_l /(kg · m ⁻³)	867.860	1 306.100	76.974
固相密度 ρ_s /(kg · m ⁻³)	1 026.500	1 358.407	86.590
固液密度之比 R_ρ	1.183	1.040	1.125
比定压热容 C_p /(J · kg ⁻¹ · K ⁻¹)	2 000.0	1 673.2	6 925.8
液相黏度 μ_l /(Pa · s ⁻¹)	2.920×10^{-4}	7.734×10^{-4}	2.588×10^{-5}
液相导热系数 λ_l /(W · m ⁻¹ · K ⁻¹)	0.162 0	0.202 0	0.075 3
固相导热系数 λ_s /(W · m ⁻¹ · K ⁻¹)	0.200	0.280	0.129

本研究的数值计算使用 Fluent 19.1 软件进行。模型采用 phase-coupled SIMPLE 算法求解压力-速度耦合,least squares cell-based 格式求解离散梯度,body-weighted 格式离散压力。将二阶迎风格式应用于动量和能量的离散,从而获得更高的精度。时间步长取 0.001 s,当每个时间步长内能量方程的收敛残差小于 1.0×10^{-8} ,其他方程的收敛残差小于 1.0×10^{-4} 时,认为该步收敛。

1.7 网格无关性验证

网格无关性对于获得可靠的结果非常重要。因此,在进行进一步仿真之前对网格无关性进行了讨论。图 2 为 10 s 时的平均温度。可以看出,液氢平均温度随着网格数的增加而增加,在网格数量达到 16.5 万时温度几乎保持不变。考虑到计算的准确性和快速性,因而选择了具有 16.5 万个单元的网格模型进行后续的数值模拟。

2 数值模型验证

本文对现有的水和泥砂的沉积实验^[29]进行了数值模拟,以验证所建立的模型在模拟液固两相沉降过程中的有效性。实验将沙子放入装满水的量筒中搅拌均匀,然后观察并记录泥浆和纯水之间的界面位置

1.6 初始和边界条件及数值方法

初始时刻贮箱中固相颗粒均匀分布。在壁面上,液相采用无滑移边界条件处理,固相采用 Johnson-Jackson 方法处理。重力加速度为 9.81 m/s²。单组分的填充极限默认为 0.63。计算中采用 Boussinesq 近似来描述液相的密度以考虑热分层效应,其他热物性被视为常数,对应于工质的三相点状态。表 1 列出了浆态低温推进剂具体的物性参数。

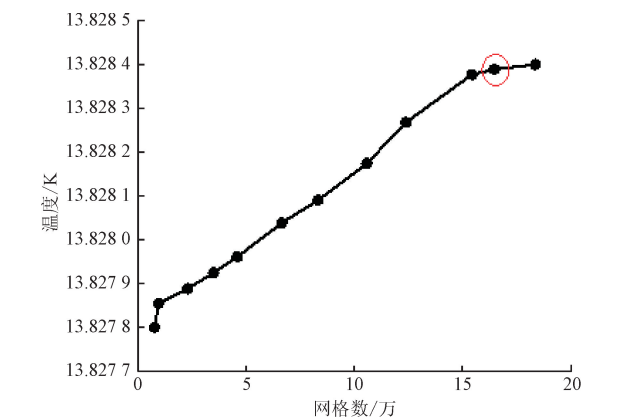


图 2 液氢温度随网格数量的变化
Fig. 2 Temperature of liquid hydrogen changes with the number of grids

随时间推移而变化的距离,以确定泥浆的平均沉降速度。选择颗粒尺寸为 0.106~0.15 mm 进行验证。图 3 的验证结果表明,当颗粒体积分数为 7.011% 时,模拟和实验获得砂的沉降速度分别为 0.012 3 和 0.013 1 m/s;当颗粒体积分数为 9.021% 时,模拟与实验获得的泥砂沉降速度分别为 0.010 2 和 0.011 2 m/s。模拟和实验结果的相对误差均小于 10%。因此,可认为该数值模型的精度满足要求,之后可采用所建立的模型对浆态低温推进剂的流场和沉积特性开展

多工况的数值模拟计算。

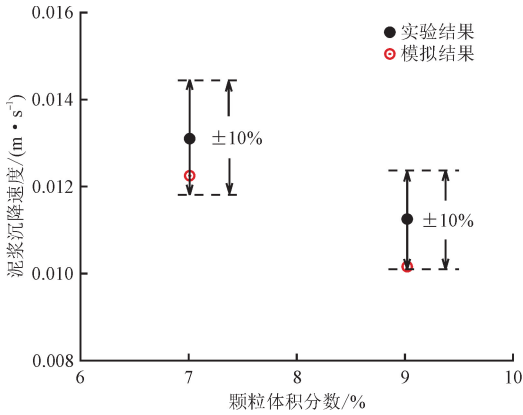


图 3 实验与模拟结果的对比

Fig. 3 Comparison of experimental and simulation results

为了同时考虑计算的准确性和速度,使用二维和三维模型进行计算。二维轴对称模型和三维模型在 10 s 时固相沿轴向的温度如图 4 所示,纵轴 y/H 为轴向位置和贮箱总高度的比。可以看到,二维模型沿轴向的温度与三维模型的温度非常接近。考虑到计算速度和精度,本文在后续计算中采用二维轴对称模型。

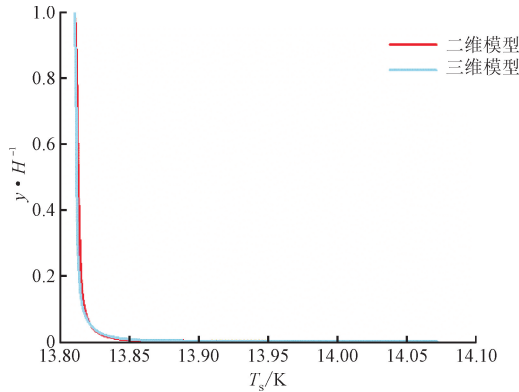


图 4 二维轴对称模型与三维模型计算结果的对比

Fig. 4 Comparison of simulation results between 2D axisymmetric model and 3D model

3 结果与讨论

3.1 浆氮、浆氧、浆氢的沉降特性

图 5 展示了浆氮、浆氧和浆氢在 100 s 时的流场、相分布和温度云图。本节中固相粒径 d_p 为 0.1 mm,初始固相体积分数 α_{s0} 为 10%,壁面漏热率 q 为 100 W/m²。由温度云图可以看到,近壁面处的温度在壁面漏热的作用下首先上升,再逐步向贮箱

内部扩散。当贮箱内的工质为浆氮、浆氢时,由相分布云图能够明显地看到,颗粒随着时间推移沉淀到底部并紧密聚集,浆状物和液相的界面位置随着时间的推移而下降,因此容器的顶部逐渐成为纯液相。而当贮箱内的工质为浆氧时,颗粒的沉降并不明显,浆氧在温度梯度的作用下形成大范围的自然对流。这主要是因为其固相和液相的密度差很小,而密度比仅仅只有 1.04。在此情况下,由于壁面带来的热流使得液相温度升高时,固相颗粒更容易和液相一起被温度梯度带动,因此更易形成贮箱内大范围的自然对流。

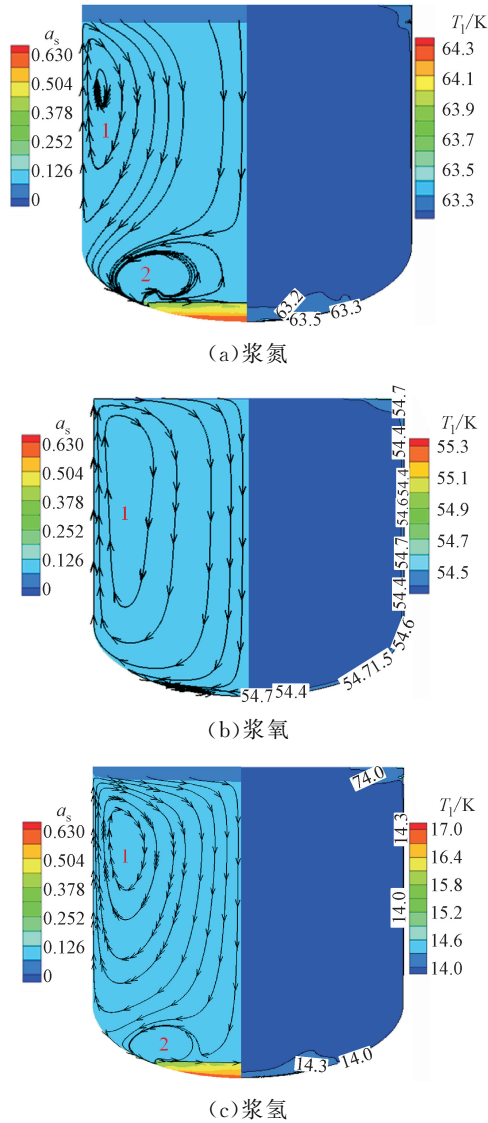


图 5 低温浆状流体的流场、相分布和温度分布
Fig. 5 Flow field, phase distribution and temperature distribution of slush cryogenic fluid

由固相的流线图可以观察到,当模拟工质为浆氮和浆氢时,在罐体圆柱段壁面附近和罐体底部附

近有两个旋转方向相反的涡旋,定义对于圆柱段的顺时针方向涡旋均称为涡旋 1,将贮箱底部逆时针方向的涡旋称为涡旋 2。壁面的漏热导致壁面附近的温度升高,近壁面区域的上升浮力效应大于重力引起的沉降效应,靠近壁面的液体向上移动,并带动周围的固相颗粒向上运动,而在靠近轴线的区域,存在具有垂直向下速度的固氮/固氢颗粒。因此,在两种方向相反流动的综合作用下,圆柱段的近壁面处形成了涡旋 1,即贮箱内的流体在温度梯度的作用下形成大范围的自然对流。此时,涡旋 1 占贮箱柱状段的小部分,近贮箱中心轴线区域的固相因重力作用向下运动,在靠近涡旋 1 的区域受其影响流线出现弯曲,形成从贮箱中轴线处流向壁面的流线;在浆氮/浆氢贮箱底部沉积的密集浆体较少,涡旋 1 附近的固相颗粒在重力作用下沿着涡旋 1 的外围流至贮箱椭圆封头部位,并沿着椭圆表面向下流动;贮箱底部达到沉降极值的浆体已不再容许更多固相颗粒的加入,则流至已完全沉积区域界面处的固相颗粒在惯性作用下向贮箱中轴线方向流动,在已完全沉积区域界面处形成从壁面处流向贮箱轴线的流线;最终,于贮箱底部附近,三个方向综合作用下形成涡旋 2。

将固相体积分数小于 1% 的浆态推进剂的位置定义为液相与浆态流体界面,表示为 H_{if} 。此外,颗粒体积分数达到堆积极限值的区域被定义为完全沉降区域,该区域的高度用 H_{cs} 表示。图 6 描述了浆氮、浆氧和浆氢的相界面和完全沉降高度随时间的变化。可以看到,在 300 s 内,相界面高度逐渐降低,浆氮和浆氢的相界面高度与时间之间存在较为明显的线性关系;300 s 内浆氮、浆氧和浆氢的相界

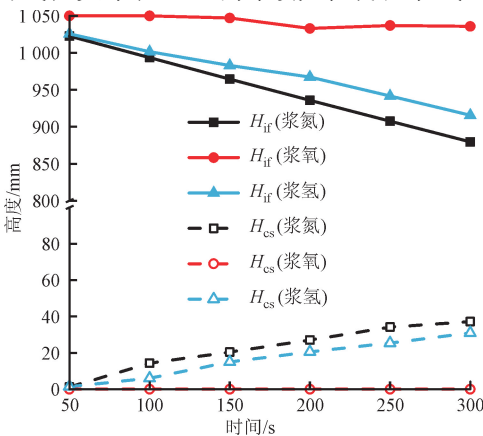


图 6 浆态低温推进剂的沉降特性

Fig. 6 Settlement characteristics of cryogenic slush propellants

面高度分别降低至 879.7、1035.8 和 915.7 mm。由此可以得出,在此工况下各浆状流体的沉降速度为 0.568、0.047 和 0.448 mm/s。随着时间的推移,储罐底部达到完全沉降的范围也逐渐扩大,浆氮、浆氧和浆氢在 300 s 内完全沉降高度分别达到 37.2、0 和 31.0 mm,浆氮的沉降速率最快。

3.2 变粒径对各流体沉降特性的影响

图 7 描绘了不同尺寸固相颗粒在 50 s 时贮箱内的相分布和流场变化。可以看到,当贮箱内工质为浆氢和浆氮时,随着固体颗粒粒径的减小,低温贮箱圆柱段附近涡旋 1 的范围逐渐扩大。当固相颗粒的粒径为 0.5 mm 时,浆氮和浆氢贮箱内尚未完全沉降区域中颗粒垂直向下流动,在已经完全沉降的区域内存在多个小漩涡。而在浆氧贮箱内,0.5 mm 粒径下存在两个旋转方向相反的涡旋。

当颗粒粒径为 0.3 mm 时,浆氮贮箱中未完全沉降区域内颗粒的流动方向仍为竖直向下。在浆氢贮箱内,由于漏热在圆柱段部分的壁面附近颗粒向上移动,同时受到贮箱中心部分向下移动的颗粒的影响,最终在圆柱段部分形成涡旋 1。涡旋 1 影响了附近的流线,进而形成了凹入中轴线方向的弧形流线。涡旋 1 附近的固氢颗粒沿着弧形流线移动,最终沉淀在贮箱底部。贮箱中轴线附近固氢粒子的运动方向仍然是垂直向下的,因为其此时还未受到涡旋 1 运动的影响。在浆氧贮箱内,壁面附近的涡旋 1 较粒径为 0.5 mm 时扩大,贮箱底部的涡旋 2 的面积受到涡旋 1 的压缩面积减小。

当颗粒粒径减小到 0.1 mm 时,在浆氮贮箱底部沉积的密集浆氮较少,颗粒会沿着椭球面流动流到贮箱封头区域。贮箱封头部分靠近中轴线处的颗粒受到沿椭球面流动的颗粒的影响,形成了涡旋 2。在浆氢贮箱内,涡旋 1 的范围继续扩大。贮箱底部仅有少量浆氢沉积,固氢颗粒将沿着椭球面流至贮箱封头段。贮箱中心部分向下流动的颗粒逐渐受到沿椭球表面流动的颗粒的影响,从中心向罐壁流动,从而在贮箱底部形成了涡流 2。在浆氧贮箱内,涡旋 1 已扩大到贮箱顶部至底部的区域。

当粒径为 0.05 mm 时,浆氮贮箱内圆柱段的壁面附近因壁面漏热的影响形成了涡旋 1,此时贮箱中存在两个方向相反的涡旋。当颗粒粒径进一步减小到 0.02 mm 时,浆氮贮箱内的涡旋 1 的面积逐渐扩大,并压缩涡旋 2 的面积。与粒径为 0.1 mm 的情况相比,粒径为 0.05 mm 时浆氢贮箱内涡旋 1 面积继续扩大,粒径为 0.02 mm 时涡旋 1 的范围几乎

扩展到整个浆氢贮箱。对于浆氧贮箱,在 0.1 mm 时浆氧贮箱内已经只有涡旋 1,当颗粒尺寸减小到 0.05 mm 甚至 0.02 mm 时,浆氧贮箱内的涡旋 1 也同样在整个贮箱内发展,贮箱中的颗粒向下沉积的数量也极少。粒径的减小会导致浮力、重力和界面力的变化,根据动量守恒方程,力的变化会导致粒子速度的变化。随着颗粒直径的减小,来自壁面漏热的浮力对颗粒的运动具有更大的影响。

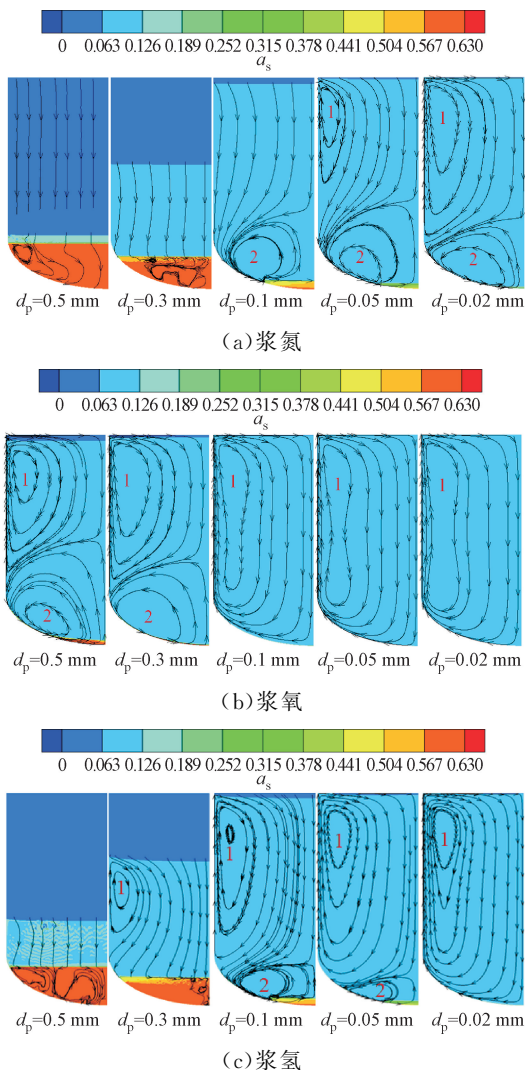


图7 不同颗粒尺寸下的相分布和流场变化

Fig. 7 Phase distribution and flow field changes under different solid particle sizes

图8为50 s时浆氮、浆氧和浆氢在不同粒径下的相界面位置和完全沉降高度。从图中可以看出,当浆氮的粒径从 0.02 mm 增加到 0.5 mm 时,相界面位置分别为 1 050.0、1 044.4、1 022.6、619.9 和 269.0 mm。当颗粒直径为 0.5 mm 时,浆氮在 50 s 内的界面下移速率为 15.62 mm/s。当浆氧的粒径从 0.02 mm 增加到 0.5 mm 时,相界面位置从

1 050.0 mm 下降到 1 024.1 mm。粒径为 0.5 mm 时浆氧的相界面下移速率仅为 0.12 mm/s。当浆氢的粒径从 0.02 mm 增加到 0.5 mm 时,相界面位置分别从 1 050.0 mm 下降到 421.2 mm,浆氢界面下移速率为 12.58 mm/s。可以看出,随着粒径的增加,浆状流体的相界面位置逐渐降低,贮箱内所有固相更快达到完全沉积。当颗粒粒径从 0.02 mm 增加到 0.5 mm 时,浆氮和浆氢的完全沉降高度分别从 0 mm 增加到 204.1 mm 以及从 0 mm 增加到 185.1 mm。当计算时间延长时,在粒径为 0.5、0.3 mm 等此类有明显沉积的情况下,浆氮、浆氧贮箱内所有固相逐渐缓慢沉积,直至 H_{if} 和 H_{cs} 的值重合,所有固相到达颗粒聚集极值。粒径越小,所有固相达到完全沉积的时间越长。浆氧的完全沉降量较少,当浆氧内的固体颗粒的粒径 0.02 mm 增加到 0.5 mm 时,完全沉降高度仅从 0 mm 增加到 5.0 mm。在相同的计算时间内,颗粒尺寸的增加使得沉积量增加。

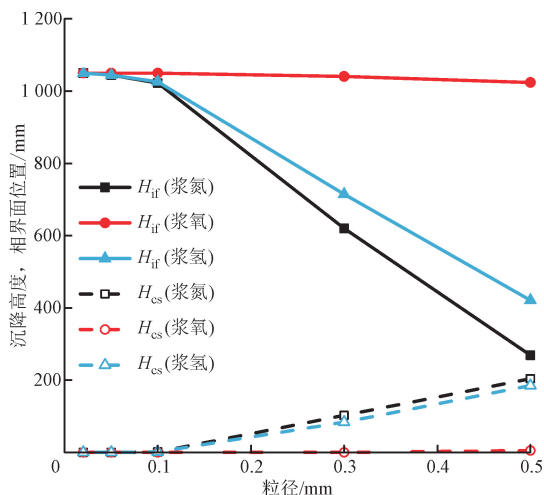


图8 不同粒径下的相界面位置和完全沉降高度的变化
Fig. 8 Changes in H_{if} and H_{cs} of slush cryogenic propellants under different particle sizes

3.3 初始固相体积分数对各流体沉降特性的影响

图9展示了不同初始固相体积分数的浆状流体在 50 s 时的相分布和流场。由图 9(a) 可以看到,在浆氮贮箱中,随着初始固相体积分数的增加,贮箱中段的近壁面开始出现涡旋 1,并且逐渐向贮箱的中轴线方向发展。在固相体积分数增加后,更多的固氮颗粒会导致更频繁的颗粒碰撞和摩擦,近壁面区域的颗粒在受到漏热影响后,受到颗粒之间碰撞和摩擦的驱动,涡旋 1 的范围更大。在初始固氮体积分数为 20% 时,涡旋 1 出现。随着之后的初始固氮

体积分数的继续增加,贮箱底部的涡旋 2 的面积也逐渐扩大。如图 9(b)所示,在浆氧贮箱中,改变初始固相体积分数后流场的形态基本相同,因为此时浆氧并没有明显的沉降,涡旋 1 始终充满半个贮箱。如图 9(c)所示,浆氢贮箱中流场的基本形式相同,不同之处在于贮箱中涡旋的大小。一方面,固体氢初始体积分数越高,与最大填充极限之间的差值越小,因此贮箱中的浆氢更有可能达到最大沉积极限。另一方面,更多的固氢颗粒导致颗粒之间有更多的碰撞和摩擦以及更大的黏性。靠近壁面的颗粒在受到壁的热泄漏影响后,更易受到颗粒之间碰撞和摩擦的驱动,颗粒带来的扰动加剧,扰动范围也扩大,从而导致涡流 1 的范围更大。这两个因素的结合导致具有低固氢体积分数的顶部区域中的颗粒相对快速下沉,在较高的初始体积分数下,贮箱底部达到完全沉降的区域更大。

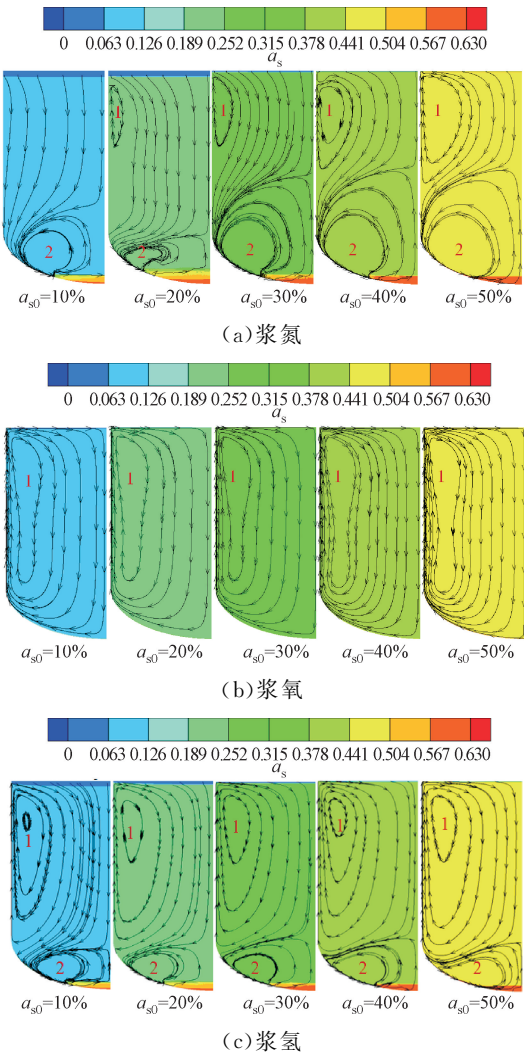


图 9 不同初始固相体积分数的浆状流体的相分布和流场
Fig. 9 Phase distribution and flow field changes with different initial volume fraction of solid

图 10 显示了 50 s 时浆氮、浆氧和浆氢在不同初始固相体积分数下的相界面位置和完全沉降高度的变化。可以看出,当浆氮的初始固氮体积分数从 10% 增加到 50% 时,相界面位置分别为 1 022.6、1 022.8、1 044.5、1 048.9 和 1 050.0 mm。当浆氧的初始固相体积分数改变时,相界面位置始终为 1 050.0 mm。当浆氢的初始固氢体积分数从 10% 增加到 50% 时,相界面位置从 1 025.8 mm 升高到 1 050.0 mm。随着固相体积分数的增加,浆状流体的相界面位置逐渐升高。此外,随着颗粒初始体积分数从 10% 增加到 50%,浆氮和浆氢的完全沉降高度分别从 1.2 mm 增加到 27.0 mm 以及从 1.2 mm 增加到 19.7 mm,浆氧的完全沉降量较少。当浆氧内的固体体积分数从 10% 增加到 50% 时,完全沉降高度仍为 0 mm,表明初始固氢体积分数的增加导致沉积量的增加。因为固相初始含量越高,与最大填充极限之间的差值越小,所以贮箱中的浆态低温推进剂更易达到沉积极限。

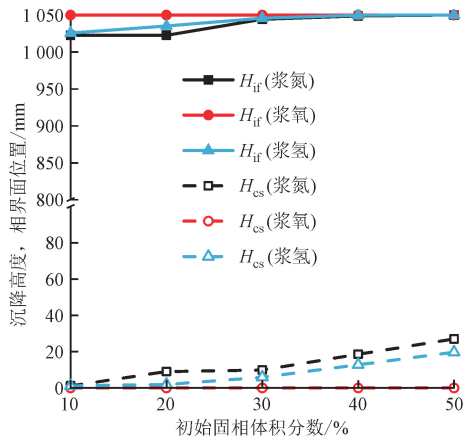


图 10 不同初始固相体积分数下相界面位置和完全沉降高度的变化
Fig. 10 Changes in H_{if} and H_{cs} of slush cryogenic propellants under different α_{s0}

3.4 漏热对各流体沉降特性的影响

图 11 显示了不同漏热情况下浆状流体的相分布和固相流场。可以看出,随着热泄漏率的增加,浆氮、浆氧和浆氢贮箱内的涡流 1 的范围均逐渐扩大,涡流 2 区域的范围逐渐缩小。在浆氮贮箱内,漏热率为 50 W/m² 时流线向下,漏热率增加到 150 W/m² 时涡旋 1 明显出现。当漏热率增加到 200 W/m² 时,涡旋 1 面积继续扩大,涡旋 2 的面积随着漏热的增加而减小。在浆氧贮箱内,在壁面漏热率为 50 W/m² 时,浆氧贮箱的底部存在小面积的涡旋 2。

随着壁面漏热的增加,涡旋1的面积增大挤压涡旋2,在壁面漏热率增加到 100 W/m^2 时涡旋2已消失,涡旋1发展到半个贮箱。在浆氢贮箱内,随着壁面漏热的增加,涡流1的范围逐渐扩大,涡流2区域的范围逐渐缩小。在浆状流体的储存过程中,较大的壁面漏热将导致近壁面和中心区域之间的温差增加,从而导致涡流1的膨胀。涡流1范围的增加将不可避免地导致涡流2的范围减小。

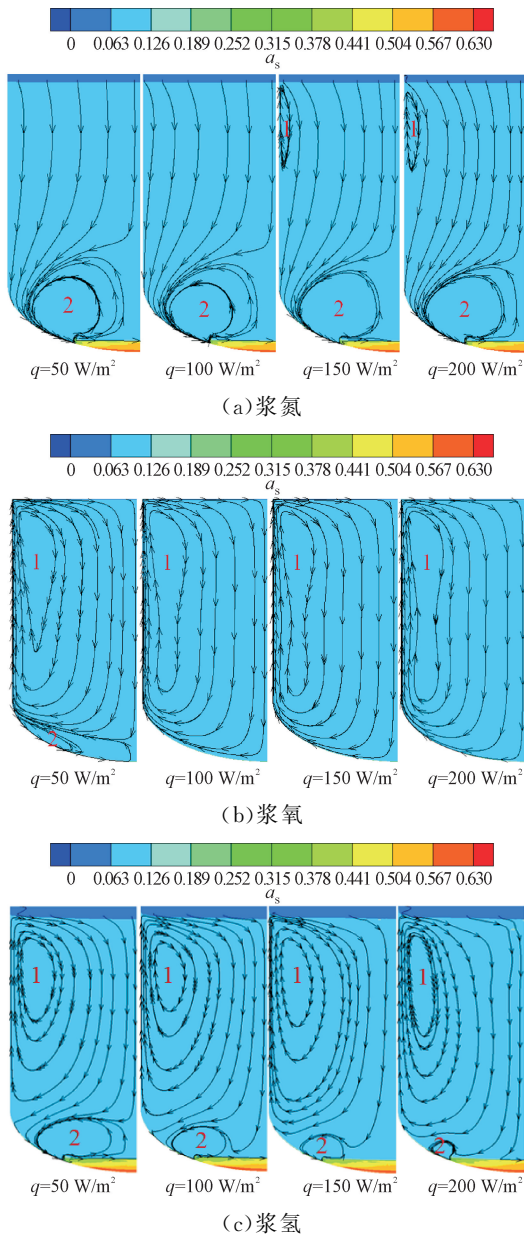


图11 不同漏热率下浆状流体的相分布和流场的变化

Fig. 11 Phase distribution and flow field of slush fluids with different heat leakage rate

图12显示了50 s时不同漏热情况下相界面位置和完全沉降高度的变化。当贮箱内的工质为浆氮时,随着热泄漏率从 50 W/m^2 增加到 200 W/m^2 ,纯

液相与浆氮的相界面位置从 $1\,022.8 \text{ mm}$ 降低到 $1\,022.1 \text{ mm}$ 。热泄漏增加时,更多的固体颗粒被涡流1卷起,从贮箱顶部向下流动,导致界面位置下降。当贮箱内的工质为浆氢时,随着热泄漏率从 50 W/m^2 增加到 200 W/m^2 ,相界面从 $1\,028.3 \text{ mm}$ 减小到 $1\,015.4 \text{ mm}$ 。当贮箱内的工质为浆氧时,相界面的位置并无明显改变,始终为 $1\,050.0 \text{ mm}$,浆氧贮箱内的完全沉降高度也始终为 0 mm 。此外,随着热泄漏的增加,浆氮的完全沉降高度从 2.72 mm 升至 2.86 mm ,浆氢的完全沉降高度从 1.21 mm 增加到 1.24 mm 。在热泄漏较大的情况下,由图11(a)可以看到,在浆氮贮箱中沉积较为明显的区域位于涡旋2的底部,此时贮箱中涡旋2的范围相对减小,因而浆氢贮箱中被涡旋2卷积到涡流上部的颗粒较少。随着壁面漏热的增加浆氢贮箱中涡旋2的范围减小,在漏热率 200 W/m^2 时可以看到涡旋2仅在壁面处出现且占有面积积极小,在靠近轴线附近的流线更是直接流向贮箱底部,因而浆氢贮箱中被涡旋2卷积到涡流上部的颗粒较少,因此更多的浆氢达到完全沉降。此外,浆氢贮箱内涡旋1的面积更大,相对于浆氮流体,更多的固相颗粒在中心处被涡旋1影响向贮箱底部运动,因此浆氢的相界面下移更快。模拟结果表明,随着热泄漏率的增加,纯液相与浆状流体的界面位置减小,完全沉积高度略有增加。

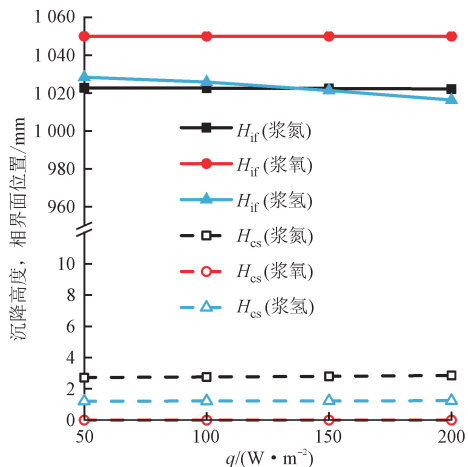


图12 不同漏热率下相界面位置和完全沉降高度的变化
Fig. 12 Changes in H_{if} and H_{cs} of slush cryogenic propellants with different heat leakage rate

4 结 论

本文基于欧拉-欧拉双流体模型构建了考虑相变和传热的固液两相流数值模型,得到了不同低温工质、粒径、含固量以及漏热工况下低温流体的流场

动力学行为和颗粒分布规律。

(1)不同浆态低温推进剂在储存中具有不同的沉降速率。浆氮、浆氢的纯液相与浆状流体界面的下移速率在粒径为0.5 mm时分别为15.62及12.58 mm/s,而浆氧的相界面下移速率仅为0.12 mm/s。固液两相的密度比越大,浆态低温推进剂的沉降速率越快。

(2)当固相颗粒的粒径减小时,颗粒在贮箱中受浮力影响越大,浆态低温推进剂的沉降速率减小。在50 s内,粒径由0.5 mm减小至0.02 mm时,浆氮、浆氢和浆氧的相界面位置下降量分别由781、628.8和25.9 mm均减小至0 mm,浆氮、浆氢和浆氧的完全沉降高度分别从204.1、185.1和5.0 mm均减小至0 mm。

(3)随着贮箱内固相含量的增加,纯液相与浆态流体之间的相界面位置的变化量减小。在50 s内,当固相体积分数为10%时,浆氮、浆氢和浆氧的相界面位置下降量分别为27.4、24.2和0 mm,而固相体积分数为50%时,相界面下降均为0 mm。随着初始固相体积分数的增加,与最大沉积极限0.63之间的差距减小,从而贮箱底部的浆态推进剂更易达到沉积极限。

(4)当壁面漏热率增加时,液相与浆态低温推进剂之间的界面下降得更快,沉降速率加快,达到完全沉积的固相颗粒量略有增加。

本文在数值建模时,将浆体颗粒视为均匀粒径,壁面漏热视为均匀。在后续工作中,团队会建立气-液-固三相数值仿真模型,继续考虑浆体颗粒粒径分布以及非均匀漏热条件,进一步探究实际应用条件对其沉积特征和流场变化特性的影响。

参考文献:

- [1] SUTTON G P. History of liquid propellant rocket engines in the United States [J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2003, 19(6): 978-1007.
- [2] SUTTON G P. History of liquid-propellant rocket engines in Russia, formerly the Soviet Union [J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2003, 19(6): 1008-1037.
- [3] FRIEDLANDER A, ZUBRIN R, HARDY T L. Benefits of slush hydrogen for space missions [EB/OL]. (1991-10-01) [2023-05-01]. <https://ntrs.nasa.gov/citations/19920001996>.
- [4] KELLER C W. Effects of using subcooled liquid and slush hydrogen fuels on space vehicle design and performance [C]//3rd Propulsion Joint Specialist Conference,

- Reston, VA, USA: AIAA, 1967: AIAA 1967-467.
- [5] XIE Fushou, SUN Qiang. Comprehensive performance evaluation of densified liquid hydrogen/liquid oxygen as propulsion fuel [J]. *Energies*, 2022, 15(4): 1365.
- [6] 谢福寿, 雷刚, 王磊, 等. 过冷低温推进剂的性能优势及其应用前景 [J]. *西安交通大学学报*, 2015, 49(5): 16-23, 127.
XIE Fushou, LEI Gang, WANG Lei, et al. Performance advantages and application prospects of subcooled cryogenic propellants [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2015, 49(5): 16-23, 127.
- [7] CARNEY R R. "Slush hydrogen" production and handling as a fuel for space projects [C]//Advances in Cryogenic Engineering. Boston, MA, USA: Springer, 1964: 529-536.
- [8] DWYER R F, COOK G A, STELLRECHT D H. Laboratory production of fluid hydrogen slush [J]. *I&EC Product Research and Development*, 1964, 3(4): 316-320.
- [9] OHIRA K. Study of production technology for slush hydrogen [J]. *AIP Conference Proceedings*, 2004, 710(1): 56-63.
- [10] 江芋叶. 浆氮的制备及其在水平管内的流动与相变换热特性研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2013.
- [11] SWANGER A M, NOTARDONATO W U, FESMIRE J E, et al. Large scale production of densified hydrogen to the triple point and below [C]//IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Bristol, UK: IOP Publishing, 2017: 012013.
- [12] COLLIER R S. Thermally induced oscillations in cryogenic systems [EB/OL]. (1972-04-01) [2023-05-01]. <https://ntrs.nasa.gov/citations/19740076199>.
- [13] HARDY T L, WHALEN M V. Slush hydrogen transfer studies at the NASA K-site test facility [C]//28th Joint Propulsion Conference and Exhibit. Reston, VA, USA: AIAA, 1992: AIAA 1992-3384.
- [14] BATES S C. Assessment of solid hydrogen slurry fueling for an airbreathing supersonic combustor [J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2004, 20(5): 793-800.
- [15] SNYDER R W, TURNEY G E. Measurement of liquid and two-phase hydrogen densities with a capacitance density meter [EB/OL]. (1969-04-01) [2023-05-01]. <https://ntrs.nasa.gov/citations/19690014096>.
- [16] OHIRA K, NAKAMICHI K, KIHARA Y. Development of a microwave-type densimeter for slush hydrogen [J]. *Cryogenics*, 2003, 43(10/11): 615-620.

- [17] NOTARDONATO J J, MASTERS P A. High density propellants for single stage to orbit vehicles [EB/OL]. (1976-01-01) [2023-05-01]. <https://ntrs.nasa.gov/citations/19770003210>.
- [18] HANNUM N P, BERKOPEC F D. Fueling the national aero-space plane with slush hydrogen [C]//National Aerospace Plane Conference. Reston, VA, USA: AIAA, 1989: AIAA 1989-5014.
- [19] 张春伟, 柴栋栋, 马军强, 等. 基于双喷射雾化的浆氢制备及可视化研究 [J]. 低温工程, 2023(2): 40-49.
ZHANG Chunwei, CHAI Dongdong, MA Junqiang, et al. Study on preparation and visualization of slurry hydrogen based on dual jet atomization [J]. Cryogenics, 2023(2): 40-49.
- [20] 谢福寿, 夏斯琦, 朱宇豪, 等. 液氢/固氢混合物(氢浆)制备可视化试验研究 [J]. 西安交通大学学报, 2022, 56(6): 26-33.
XIE Fushou, XIA Siqi, ZHU Yuhao, et al. Visual experimental study on preparation of mixture of liquid hydrogen and solid hydrogen (slush hydrogen) [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2022, 56(6): 26-33.
- [21] XIE F S, XIA S Q, ZHU Y H, et al. Visual experimental study of slush hydrogen production by freezing-melting method [J]. Cryogenics, 2023, 131: 103663.
- [22] XIA Siqi, LI Yanzhong, XIE Fushou. Influence of process parameters on production of slush hydrogen by freeze-thaw method [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2023, 48(88): 34520-34535.
- [23] XIA Siqi, LI Yanzhong, XIE Fushou. Numerical study on particle distribution characteristics of slush hydrogen in a cryogenic tank [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2023, 48(40): 15280-15291.
- [24] ISHIMOTO J, ONO R. Numerical study of the two-phase flow characteristics of slush nitrogen [J]. Cryogenics, 2005, 45(4): 304-316.
- [25] OHIRA K, OTA A, MUKAI Y, et al. Numerical study of flow and heat-transfer characteristics of cryogenic slush fluid in a horizontal circular pipe (SLUSH-3D) [J]. Cryogenics, 2012, 52(7/8/9): 428-440.
- [26] 张鹏, 石新杰. 浆氢在水平圆管内流动的数值模拟 [J]. 化工学报, 2014, 65(S2): 38-44.
ZHANG Peng, SHI Xinjie. Numerical investigation of slush hydrogen flow in horizontal pipes [J]. CIESC Journal, 2014, 65(S2): 38-44.
- [27] JIN T, LI Y J, LIANG Z B, et al. Numerical prediction of flow characteristics of slush hydrogen in a horizontal pipe [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2017, 42(6): 3778-3789.
- [28] JIN Tao, LI Yijian, WU Shuqin, et al. Flow field and friction factor of slush nitrogen in a horizontal circular pipe [J]. Cryogenics, 2018, 91: 87-95.
- [29] 肖红, 唐达生. 砂矿颗粒沉降运动规律试验研究 [J]. 矿冶工程, 2015, 35(3): 1-3.
XIAO Hong, TANG Dasheng. Experimental study on the settlement rule for placer particles [J]. Mining and Metallurgical Engineering, 2015, 35(3): 1-3.

(编辑 亢列梅)