

空间锂冷堆冷却介质熔化凝固特性研究

金钊, 刘硕, 王成龙*, 田文喜, 苏光辉, 秋穗正

(西安交通大学核科学与技术学院, 陕西西安 710049)

摘要: 空间锂冷堆在轨启动以及停堆过程中, 冷却介质经历解冻熔化以及凝固相变过程, 由于密度变化导致冷却介质膨胀或收缩, 危及空间堆安全运行。本文针对传统移动边界焓法进行改进, 通过追踪固液界面开发冷冻前沿追踪模型, 可以在粗网格下得到较高精度的温度分布。随后针对空间锂冷堆 SP-100 不同尺寸冷却剂通道的冷却介质凝固过程进行建模计算, 得到不同尺寸下完全凝固时间及边界移动特性。针对尺寸为 0.05 m 的冷却剂通道的冷却介质熔化过程进行模拟, 平均加热热流密度为 5 kW/m² 时, 完全熔化时间为 8 279 s。本文结果可为空间锂冷堆解冻方案设计及安全分析提供参考。

关键词: 锂冷堆; 固液界面; 冷冻前沿追踪模型

中图分类号: TL334

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2026)02-0301-10

doi: 10.7538/yzk.2025.youxian.0368

Study on Freezing and Thawing Characteristics of Coolant in Space Lithium-cooled Reactor

JIN Zhao, LIU Shuo, WANG Chenglong*, TIAN Wenxi, SU Guanghui, QIU Suizheng

(School of Nuclear Science and Technology, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: By integrating advanced static and dynamic energy conversion systems, space lithium-cooled reactors provide reliable electric power outputs at the hundred-kilowatt level, enabling sustained operation of scientific instruments, life-support systems, and propulsion units in extraterrestrial environments. The unique operational requirements of these reactors necessitate precise control over startup and shutdown processes, both of which involve complex solid-liquid phase transitions within the lithium coolant. Due to lithium's relatively high melting point (454 K), the working fluid remains in a solid state prior to launch, ensuring safe transport and storage. During reactor core startup, the coolant gradually undergoes melting and thawing, facilitating heat transfer and enabling reactor activation. In planned shutdown scenarios, the coolant eventually solidifies completely, requiring a controlled remelting process to restore operational readiness. The solidification and melting phase transitions are accompanied by significant volumetric changes, including contraction and expansion, as well as dynamic movement of the coolant. These phenomena alter heat transfer boundaries and introduce additional complexity into the simulation of phase transition processes. Traditional modeling approaches, such as the enthalpy method and the equivalent heat capacity method, are applied to

收稿日期: 2025-05-14; 修回日期: 2025-05-28

基金项目: 国家自然科学基金(12075182)

* 通信作者: 王成龙

simulate phase change behavior. However, these methods prove inadequate for accurately capturing the movement of coolant boundaries, particularly under conditions involving large temperature gradients and non-uniform heat flux distributions. The moving boundary enthalpy method is commonly employed to circumvent direct tracking of the solid-liquid interface, but this approach requires the division of the computational domain into extremely fine control volumes, resulting in excessive computational demands and limited applicability for system-level analysis. To overcome these challenges, this work developed an improved freezing front tracking model capable of accurately tracing the evolution of the solid-liquid interface during phase change events. The model partitioned the phase-changing coolant into distinct solid, liquid, and mixed-phase control volumes. Temperature diffusion equations were formulated and solved for the solid and liquid regions, while coupled equations governing temperature evolution and interface movement were established for the mixed-phase region. Implicit discretization schemes were implemented to enable efficient and robust numerical computation, allowing for high-precision temperature distribution and detailed interface tracking even when employing relatively coarse computational grids. Comparative analysis involving a water freezing case demonstrate that maximum relative error of the freezing front tracking model is 0.80%, significantly outperforming the moving boundary enthalpy method, the maximum relative error of the moving boundary enthalpy method is 2.93% under similar grid conditions. Further modeling of the solidification process in SP-100 space lithium-cooled reactor coolant channels of varying sizes revealed that the complete solidification time increases with channel dimension, and that inward contraction of the coolant leads to an increase in radiative thermal resistance, thereby prolonging the time required for full solidification. Simulation results of the melting process within a 0.05 m diameter channel under an average heating heat flux density of 5 kW/m² indicate a complete melting time of 8 279 s, with pronounced local temperature differences and a peak coolant temperature of 587 K. These findings demonstrate that the improved freezing front tracking model offers superior accuracy and computational efficiency compared to traditional methods, especially in scenarios involving coarse grids and complex boundary movement. The results provide valuable insights into the thermal management and phase transition dynamics of space lithium-cooled reactors, supporting the development of reliable thawing strategies and enhancing reactor safety, performance, and operational flexibility in future space missions.

Key words: lithium-cooled reactor; solid-liquid interface; freezing front tracking model

空间锂冷堆结合静态或动态能量转换系统,可以实现百千瓦级的电功率输出,满足深空探索、空间站能源需求^[1-2]。空间锂冷堆正常启停工况涉及复杂的固液相变过程。由于工质锂的熔点较高(454 K),因此在发射前工质处于凝固状态,在堆芯启动过程中进行缓慢熔化解冻,而在反应堆计划停堆过程中,工质最终会完全凝固,需要熔化解冻以重启反应堆^[3]。空间锂冷堆在轨解冻是空间锂冷堆空间应用亟需突破的关键技术之一。

目前空间锂冷堆工质固液相变研究仍然存在较大的技术空白,李清等^[4]总结了美国空间锂冷堆 SP-100 解冻方案,提出并评估了电加热及堆芯

加热等不同解冻方案优缺点。李华琪等^[5]基于单一(固/液)单元分析研究了冷却剂空隙对锂冷堆工质熔化传热的影响,结果表明锂冷堆启动过程中不会出现热斑。El-Genk 等^[6]基于固定网格及移动边界焓方法计算分析了锂冷堆中空隙产生对熔化/解冻过程的影响,结果表明氦泡空隙对整体空隙影响有限。

固液相变模拟研究方面, Mahdi 等^[7]基于焓孔法研究了添加纳米颗粒对相变材料的管内凝固过程,预测了总凝固时间。Mohaghegh 等^[8]通过划分糊状区域并假设糊状区域温差近似获取液相份额,研究分析了梨形容器中相变材料的凝固时间,

并和实验进行了验证。Soliman 等^[9]对比了焓孔法与忽略对流项的简化熔化凝固模型,结果表明容器尺寸变大时,两种模型差异逐渐明显。Hakan 等^[10]通过焓方法研究了二维长通道中不同相变材料的熔化行为,结果表明温差及外部空气流速是影响熔化的关键因素。何孟轩等^[11]基于半隐式运动粒子(MPS)方法模拟了堆芯事故下 2×2 棒束的熔化行为及流道的堵塞,结果表明堆芯格架会加速熔化过程。

综上所述,对于工质固液相变模拟广泛采用粒子法或固定网格的焓方法进行凝固/熔化过程模拟,但是忽略了控制体相变过程中的体积变化,同时网格精度或粒子数要求较高导致计算量增加,不适用长时间熔化凝固过程的计算分析。对于空间锂冷堆,冷却介质凝固/熔化相变过程伴随冷却剂收缩/膨胀移动,导致传热边界发生改变。焓方法以及粒子法难以模拟冷却剂边界收缩/膨胀移动过程,对于该现象通常采用移动边界改进的焓方法进行计算分析^[12],该方法避免了追踪固液界面,但需要划分较细控制体进行建模,导致计算量较大难以直接应用于系统分析。

本文针对上述问题开发适用于粗网格熔化凝固计算的冷冻前沿追踪模型,并与移动边界焓法进行对比分析。针对空间锂冷堆 SP-100 堆芯冷却剂通道进行建模,分析不同尺寸通道内工质的凝固特性,为空间锂冷堆工质凝固及熔化解冻分析奠定基础。

1 SP-100 简介

空间锂冷堆 SP-100 设计概念源于美国国防部战略防御倡议,最初目标是作为空间轨道电源,后续使用场景扩展至月表/火星表面电站及核电推进电源,提供百千瓦级电功率输出。SP-100 堆芯结构如图 1 所示,其堆芯由燃料棒、安全棒、筒体、反射层等结构组成^[13-14]。堆芯冷却剂通道由筒体与格架形成的空隙组成,冷却剂工质锂由入口通道进入汇集腔室,随后由腔室均匀流入燃料棒空隙中,对燃料棒进行冷却。正常运行过程中通过 12 块径向反射层滑移调整堆芯功率,堆内安全棒用于反应堆停堆。在轨停堆过程中,冷却剂工质停止流动,堆芯中冷却剂入口通道锂工质通过筒体壁面向外导热,并最终经由反射层外表面

辐射热量,锂工质逐渐凝固。本文以该堆芯中冷却剂入口通道锂工质为研究对象,分析不同通道尺寸的工质凝固特性以及熔化特性。

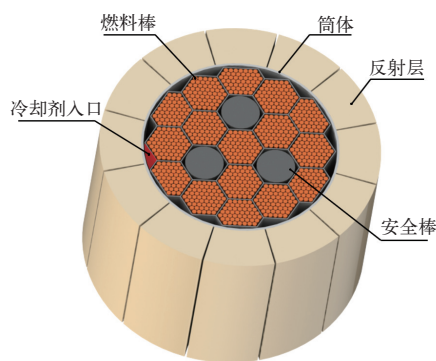


图 1 SP-100 堆芯结构示意图
Fig. 1 SP-100 core structure diagram

2 堆芯通道凝固模型

由于锂工质固相密度大于液相密度,因此在堆芯通道凝固过程中锂工质会出现收缩。工质凝固模型如图 2 所示,在凝固过程中收缩方向不同会导致筒体换热边界可能为导热边界或辐射边界。此外,在凝固过程中,冷冻前沿的位置和固液相边界位置均随着凝固过程进行而不断改变,常规焓方法忽略固液相体积变化,采用固定网格进行控制体划分,难以分析边界移动过程。Hunter 等^[12]提出移动边界焓法用于求解固液相边界位置移动问题,但由于缺少冷冻前沿模型,固液相边界位置求解精度依赖网格划分精度。本文在移动边界焓法基础上直接建立两相热扩散方程,建立

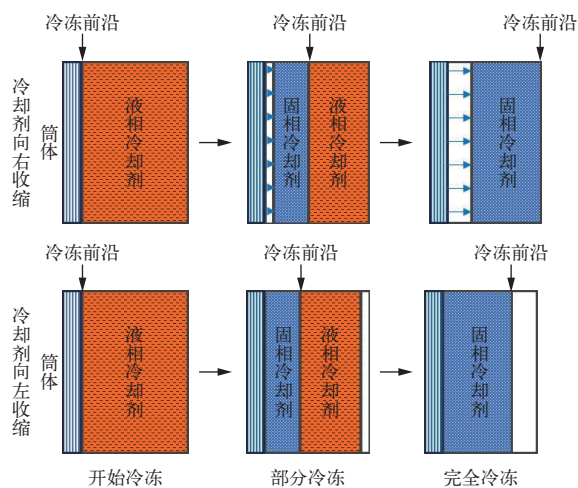


图 2 堆芯通道凝固模型示意图

Fig. 2 Core channel freezing model diagram

隐式冷冻前沿移动模型,提高粗网格下温度计算精度。

2.1 移动边界焓法模型

移动边界焓法由 Hunter 等^[12]提出,基于焓方法和 Kirchoff 变换改造以适用于相变移动边界问题。针对如图 3 所示的混合相控制体,通过两侧边界导热引起混合相控制体焓值发生改变,因此存在以下焓方程:

$$\frac{d}{dt} \int_{x_1(t)}^{x_2(t)} \rho H dx = k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x_1(t)}^{x_2(t)} \quad (1)$$

式中: $x_1(t)$ 和 $x_2(t)$ 分别为混合相控制体的左边界及右边界,随着相变过程的进行, $x_1(t)$ 和 $x_2(t)$ 随着时间移动; ρ 为混合相控制体的密度; H 为混合相控制体的焓值; k 为导热系数; t 为计算时间; x 为控制体坐标; T 为控制体温度。

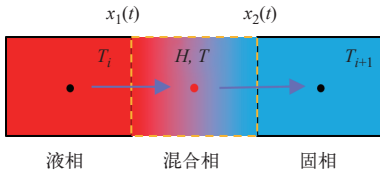


图 3 移动边界焓法控制体示意图

Fig. 3 Diagram of control volume for moving boundary enthalpy model

由于 $x_1(t)$ 和 $x_2(t)$ 随时间移动,无法直接离散坐标。在混合相控制体中,控制体质量不随相变过程改变,因此考虑变换坐标为质量相关坐标:

$$\xi = \frac{1}{\rho_0} \int_0^x \rho(x', t) dx' \quad (2)$$

式中: ξ 为变换后的坐标; ρ_0 为初始的参考密度; x' 为控制体长度。因此对于离散长度为 $\Delta\xi$ 的控制体,表示该控制体质量为 $\rho_0 \Delta\xi A$ (A 为控制体横截面积),并非其实际空间坐标,代入式(1)后即可离散求解。

2.2 冷冻前沿追踪模型

移动焓方程对于单个控制体,可能存在液相、固液混合相、固相 3 种状态。对于固液混合相假设其控制体温度等于相变温度计算与边界控制体的传热,因此误差依赖网格划分精度,不适用于粗网格计算,对于粗网格其冷冻前沿一直在移动,导致导热项不断改变,因此需追踪界面移动特性。在混合相控制体中,控制体能量变化可分为固相能量变化及液相能量变化,以及固相向液相转变

的能量变化,因此针对混合相控制体,存在以下守恒^[15]:

$$\frac{d}{dt} \int_{\Delta x} \rho H dx = \frac{d}{dt} \int_{\Delta x_s} \rho H dx + \frac{d}{dt} \int_{\Delta x_l} \rho H dx + \lim_{\delta t \rightarrow 0} \int_{\delta V} \frac{(\rho H)_{s,t+\delta t} - (\rho H)_{l,t}}{\delta t} dV = Q_l + Q_s \quad (3)$$

式中: Δx 为混合相控制体实际长度; Δx_s 为固相控制体实际长度; Δx_l 为液相控制体实际长度; Q_l 、 Q_s 分别为混合相中液相和固相与相邻控制体的导热; δt 为离散时间; δV 为相变的控制体体积; V 为控制体体积。

对混合相中固、液相进行划分,各相分别受到 3 部分能量传递: 1) 相邻固、液相控制体的传热; 2) 冷冻前沿的导热; 3) 液相质量的减少及固相质量的增加。冷冻前沿温度为系统工质熔化温度 T_0 , 得到以下守恒方程:

$$\frac{d}{dt} \int_{\Delta x_l} \rho H dx = \frac{d}{dt} \rho_l \Delta x_l H_l = Q_l + k_l \frac{T_0 - T_l}{0.5 \Delta x_l} + H_{ls} \frac{d \Delta x_l}{dt} \quad (4)$$

$$\frac{d}{dt} \int_{\Delta x_s} \rho H dx = \frac{d}{dt} \rho_s \Delta x_s H_s = Q_s + k_s \frac{T_0 - T_s}{0.5 \Delta x_s} + H_{ss} \frac{d \Delta x_s}{dt} \quad (5)$$

式中: ρ_l 、 ρ_s 分别为混合相中液相和固相的平均密度; H_l 、 H_s 分别为混合相中液相和固相的平均焓值; H_{ls} 、 H_{ss} 分别为液相、固相与凝固点的焓值差值; k_l 、 k_s 分别为混合相中液相和固相的导热系数; T_l 为混合相中液相平均温度。

考虑 $dH = c_p dT$, 将式(4)、(5)总焓导数项展开为温度方程如下:

$$\Delta x_l \frac{dT_l}{dt} + (T_l - T_0) \frac{d \Delta x_l}{dt} = \frac{Q_l}{\rho_l c_{p,l}} + \frac{k_l}{\rho_l c_{p,l}} \frac{T_0 - T_l}{0.5 \Delta x_l} \quad (6)$$

$$\Delta x_s \frac{dT_s}{dt} + (T_s - T_0) \frac{d \Delta x_s}{dt} = \frac{Q_s}{\rho_s c_{p,s}} + \frac{k_s}{\rho_s c_{p,s}} \frac{T_0 - T_s}{0.5 \Delta x_s} \quad (7)$$

式中: $c_{p,l}$ 、 $c_{p,s}$ 分别为混合相中液相和固相的比定压热容; T_l 、 T_s 分别为液相和固相的温度。式(6)、(7)表示在混合相中液相及固相的边界传热会导致各相温度以及各相长度发生变化。

记固液相界面(冷冻前沿位置)为 S , 初始混合相控制体长度为 a , 则 $S = \Delta x_s$ 。在固液相界面移动过程中,控制体存在以下质量守恒:

$$\rho_l a = \rho_s \Delta x_s + \rho_l \Delta x_l = \rho_s S + \rho_l \Delta x_l \quad (8)$$

因此,可得液相份额长度 $\Delta x_l = a - \frac{\rho_s}{\rho_l} S$, 代入式(6)、(7)中化简为如下方程。

液相温度方程为:

$$(a - K_0 S) \frac{dT_1}{dt} - K_0(T_1 - T_0) \frac{dS}{dt} = \frac{Q_1}{\rho_l c_{p,l}} + \frac{k_l}{\rho_l c_{p,l}} \frac{T_0 - T_1}{0.5(a - K_0 S)} \quad (9)$$

固相温度方程为:

$$S \frac{dT_s}{dt} + (T_s - T_0) \frac{dS}{dt} = \frac{Q_s}{\rho_s c_{p,s}} + \frac{k_s}{\rho_s c_{p,s}} \frac{T_0 - T_s}{0.5S} \quad (10)$$

式中, $K_0 = \frac{\rho_s}{\rho_l}$ 。式(9)、(10)包含待求解变量固相温度 T_s 、液相温度 T_1 和冷冻前沿位置 S 。

$$T_1^{i+1} = \frac{(a - K_0 S^{i+1})^2 T_1^i - K_1(a - K_0 S^{i+1})(S^{i+1} - S^i) + K_L T_0 + Q_L^{i+1}}{(a - K_0 S^{i+1})^2 - K_0(a - K_0 S^{i+1})(S^{i+1} - S^i) + K_L} \quad (12)$$

式中: $K_1 = K_0 \left(T_0 - \frac{H_0}{c_{p,l}} \right)$, $K_L = \frac{2k_l \Delta t}{\rho_l c_{p,l}}$, $Q_L^{i+1} = \frac{Q_L^{i+1}(a - K_0 S^{i+1}) \Delta t}{\rho_l c_{p,l}}$; 上标 i 为迭代步长编号。

固相温度方程为:

$$T_s^{i+1} = \frac{(S^{i+1})^2 T_s^i + K_2(S^{i+1} - S^i)S^{i+1} + K_S T_0 + Q_S^{i+1}}{(S^{i+1})^2 + (S^{i+1} - S^i)S^{i+1} + K_S} \quad (13)$$

式中: $K_2 = K_0 \left(T_0 - \frac{H_0}{c_{p,s}} \right)$, $K_S = \frac{2k_s \Delta t}{\rho_s c_{p,s}}$, $Q_S^{i+1} = \frac{Q_S^{i+1}(a - K_0 S^{i+1}) \Delta t}{\rho_s c_{p,s}}$ 。

冷冻前沿方程为:

$$-K_0(S^{i+1})^3 + (K_0 S^{i+1} + a)(S^{i+1})^2 + (K_0 K_{ST} - K_{LT} - a S^i)S^{i+1} - K_{ST}a = 0 \quad (14)$$

式中, $K_{ST} = \frac{2k_s(T_0 - T_s^*) \Delta t}{H_{sl}}$, $K_{LT} = \frac{2k_l(T_0 - T_1^*) \Delta t}{H_{sl}}$, T_s^* 及 T_1^* 分别为预估的固相及液相温度。

通过求解式(12)~(14)即可得到冷冻前沿位置以及混合相中液相、固相温度。

2.3 求解算法及计算流程

冷冻前沿追踪模型计算过程中将通道划分为 N 个控制体, 则包含 $N-1$ 个单相控制体(纯液相/纯固相)以及 1 个混合相控制体(冷冻前沿所在控制体)。对于单相控制体采用热扩散方程进行求解, 形成 $N-1$ 维三对角矩阵。而对于混合相控制体求解式(12)~(14)。冷冻前沿追踪算法求解流程如图 4 所示, 首先假定混合相中预估的固相及液相温度 T_s^* 及 T_1^* , 代入式(14), 使用割线法求解该一元三次方程, 寻找在 $(0, a - K_0 a]$ 区间内的解 S^{i+1} 。随后将 S^{i+1} 代入式(12)、(13), 更新 T_s^* 及 T_1^* , 重复上述步骤迭代至残差收敛后获得固相及液相温度 T_s^{i+1} 及 T_1^{i+1} , 随后求解 $N-1$ 维三对角矩阵获得温度分布, 继续求解式(12)~(14)至所有温度收

液相与固相向边界的导热使得前沿不断移动, 边界移动过程中冷冻前沿移动方程如下:

$$H_{sl} \frac{dS}{dt} = k_l \frac{T_0 - T_1}{0.5(a - K_0 S)} + k_s \frac{T_0 - T_s}{0.5S} \quad (11)$$

式中, H_{sl} 为工质熔化潜热。

由此得到混合相求解的基本方程, 对式(9)~(11)进行隐式离散如下。

液相温度方程为:

敛后获得当前时刻温度分布。

3 结果与分析

3.1 冷冻前沿追踪模型验证

以文献 [15] 中水冷冻相变过程算例进行验

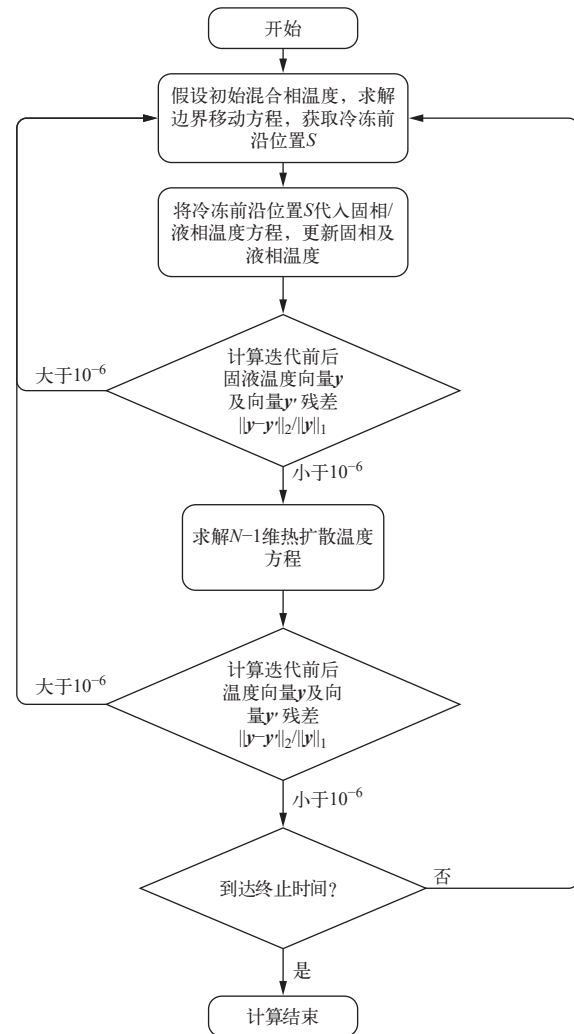


图 4 冷冻前沿追踪算法求解流程

Fig. 4 Solution process of frozen front tracking algorithm

证,设置算例参数如表1所列,初始系统整体温度为 373.15 K,一侧绝热,另一侧施加 223.15 K 的等温边界,系统工质熔化温度 $T_0=273.15$ K。图5示出相变不同阶段分别使用移动边界焓法及冷冻前沿追踪算法的温度分布计算结果。由图5可见,划分较密的网格($N=100$)时,随着冷冻时间增加系统长度持续增加,两种方法计算的温度分布曲线基本重合,最大相对误差列于表2,验证了所开发冷冻前沿追踪模型的准确性。当网格划分较粗($N=10$)时,在计算时刻 $\tau=0.01$ 时,移动边界焓法计算的温度分布出现明显偏差,固相温度计算结果偏高,而液相温度计算结果偏低。相变末期移动边界焓法固相温度与参考曲线($N=100$)基本一致,液相温度计算结果仍然偏低。

表1 冷冻算例参数

Table 1 Parameter of freezing case

参数	参数值
初始长度, m	0.05
初始温度, K	373.15
边界温度, K	223.15
熔化温度, K	273.15
液相密度, $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	1 000
液相比定压热容, $\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	4.18
液相导热系数, $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	0.602
固相密度, $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	917
固相比定压热容, $\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	2.10
固相导热系数, $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	2.22
熔化潜热, $\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$	336

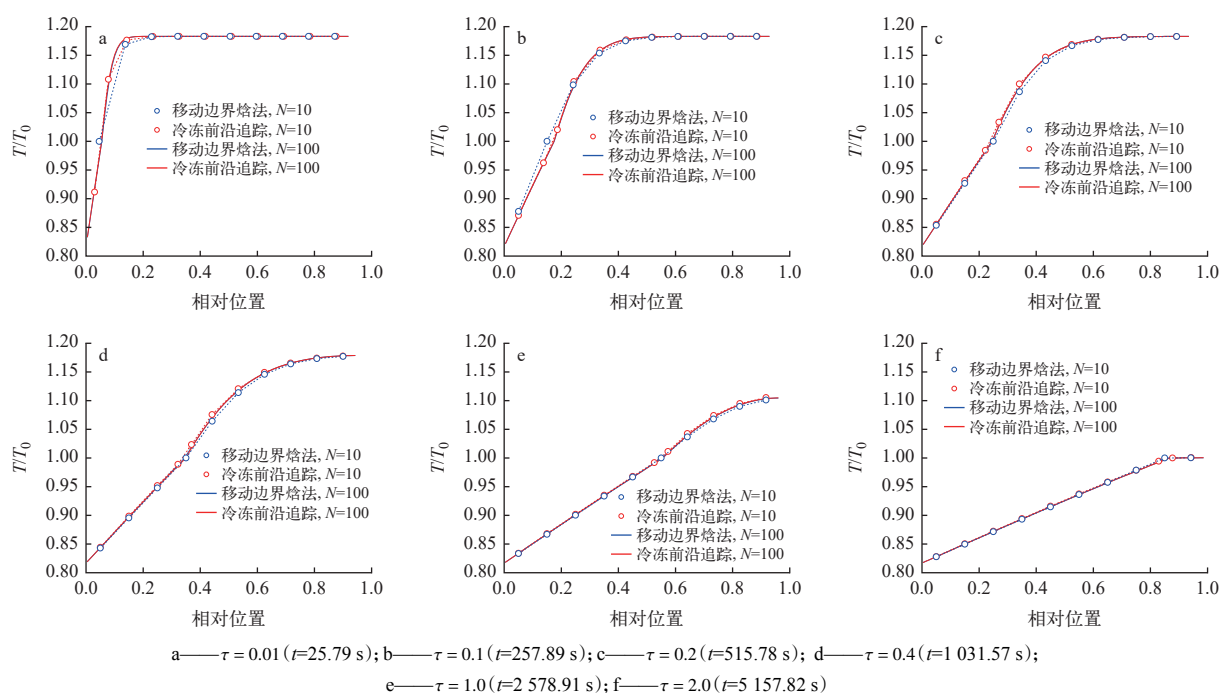


图5 冷冻过程中不同时刻温度分布计算结果

Fig. 5 Calculated result of temperature distribution at different time during freezing process

两种方法在粗网格下与参考曲线($N=100$)的最大相对误差列于表3,冷冻前沿追踪模型在相变初期及末期相对误差均优于移动边界焓法,移动边界焓法在相变初期相对误差最大,达到2.93%。

3.2 锂冷堆工质凝固特性分析

SP-100堆芯冷却剂通道初始充满液态锂工质,温度为454 K,通道外侧为筒体,通道内侧绝热,筒体外侧为辐射散热边界,外侧黑度为0.8,内

侧黑度为0.4。工质物性参数如表4所列。考虑到工质向筒体外侧收缩,针对通道尺寸为0.01、0.05和0.10 m进行凝固过程计算。

图6示出堆芯通道尺寸为0.05 m时,使用冷冻前沿法与El-Genk等^[6]计算结果的对比,可以看到二者温度分布趋势一致,且随着工质凝固时控制体体积不断收缩,控制体位置向收缩位置偏移。与参考结果相比,计算结果在 $t=3900$ s时温

表 2 移动边界焓法及冷冻前沿追踪模型的最大相对误差绝对值

Table 2 Maximum absolute value of relative error between moving boundary enthalpy method and frozen front tracking model

τ	相对误差/%
0.01	0.58
0.1	0.22
0.2	0.18
0.4	0.32
1.0	0.06
2.0	0.04

表 3 粗网格下两种方法与参考曲线的最大相对误差绝对值

Table 3 Maximum absolute value of relative error between two methods and reference curve on coarse grid

τ	相对误差/%	
	移动边界焓法	冷冻前沿追踪模型
0.01	2.93	0.80
0.1	2.52	0.69
0.2	0.73	0.59
0.4	0.56	0.57
1.0	0.33	0.30
2.0	0.33	0.16

表 4 堆芯通道锂离子物性参数

Table 4 Property parameter of lithium working fluid in core channel

参数	参数值
熔化温度, K	454
液相密度, $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	517
液相比定压热容, $\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	4.38
液相导热系数, $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	42.83
固相密度, $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	530
固相比定压热容, $\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	3.78
固相导热系数, $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	75.73
熔化潜热, $\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$	432.1

度误差最大(-0.15 K), 误差主要来源于 El-Genk 等在锂离子凝固过程中考虑溶解氮析出过程对冷冻前沿界面的影响。

图 7 示出不同尺寸通道中工质在凝固过程中的冷冻前沿相对位置(S/L , L 为通道尺寸)变化, 可以看到冷冻前沿追踪模型计算冷冻前沿位置基本准确。计算结果表明, 在锂离子凝固散热过程中冷

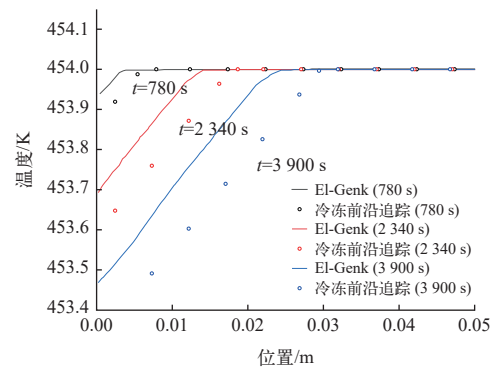


图 6 堆芯通道凝固过程温度分布计算结果对比

Fig. 6 Comparison of calculated result of temperature distribution during solidification process in core channel

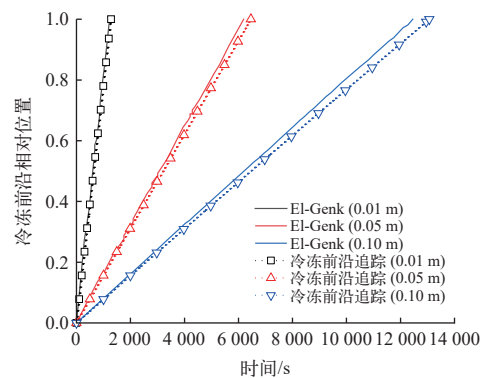


图 7 不同尺寸通道冷冻前沿位置随时间的变化

Fig. 7 Variation of freezing front position with time for channel of different sizes

冻前沿移动速率近似恒定, 冷冻前沿平均移动速率为 7.55×10^{-6} m/s, 相较于 El-Genk 等所计算的 8×10^{-6} m/s 偏小, 相对误差为 -5.63%。对于尺寸为 0.01、0.05 和 0.10 m 的冷却剂通道, 完全凝固时间分别为 1 281、6 462 和 13 066 s。

图 8 示出不同尺寸通道在凝固过程中壁面温度的变化。由图 8 可见, 各通道在凝固过程中壁面温度随时间近似以固定速率下降, 平均下降速率为 1.86×10^{-4} K/s, 相较于 El-Genk 等计算的下降速率 (2×10^{-4} K/s) 偏小, 相对误差为 -7%。对于尺寸为 0.01、0.05 和 0.10 m 的冷却剂通道的工质完全凝固时, 壁面温度分别为 453.7、452.8 和 451.7 K。

如图 2 所示当工质向内收缩过程中, 工质与壁面逐渐脱离, 此时工质与筒体壁面的导热逐渐变为辐射传热, 最终壁面将热量辐射至太空。图 9 示出通道尺寸为 0.05 m 时工质向内收缩过程中工质温度的分布。可以看到随着时间推进, 工质逐渐远离壁面向内收缩, 该凝固过程速率明显小于

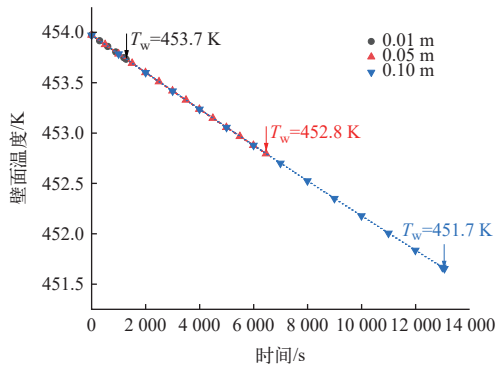


图 8 不同尺寸通道壁面温度随时间的变化
Fig. 8 Variation of wall temperature with time for channel of different sizes

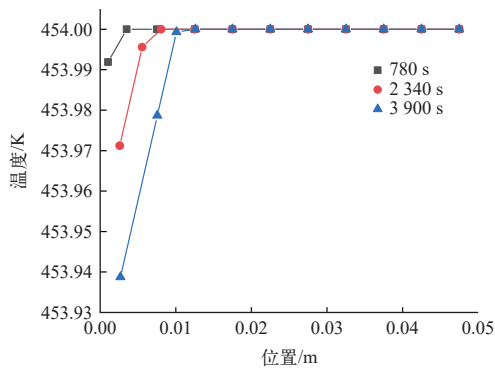


图 9 堆芯通道凝固过程温度的分布
Fig. 9 Temperature distribution during solidification process in core channel

向外收缩的凝固过程。不同尺寸通道的工质凝固过程的冷冻前沿移动位置如图 10 所示, 冷冻前沿移动速率为 2.54×10^{-6} m/s, 小于向外收缩时的冷冻前沿速率, 说明工质向内收缩时辐射热阻增加, 需要更长时间才能完全凝固。对于尺寸为 0.01、

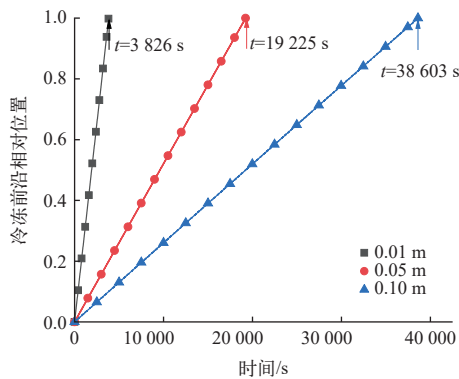


图 10 不同尺寸通道工质凝固过程中冷冻前沿位置随时间的变化
Fig. 10 Variation of freezing front position with time during solidification process of working fluid in channel of different sizes

0.05 和 0.10 m 的冷却剂通道, 完全凝固时间分别为 3 826、19 225 和 38 603 s。

3.3 锂冷堆工质熔化特性分析

针对尺寸为 0.05 m 冷却剂通道沿轴向划分 15 个控制体, 考虑平均加热热流密度为 5 kW/m^2 , 选取轴向功率分布如图 11 所示。冷却剂通道初始温度为 454 K, 工质完全凝固为固态, 筒体外侧为辐射散热边界, 外侧黑度为 0.8, 进行熔化解冻瞬态计算。图 11 示出轴向不同控制体的熔化时间, 由于加热功率分布差异, 中心控制体最短在 2 669 s 已经完全熔化, 而在 8 279 s 时所有控制体才完全熔化。图 12 示出冷冻前沿追踪模型计算的冷冻前沿位置在熔化过程的变化, 熔化过程开始时, 冷冻前沿出现在加热侧, 随着熔化过程进行, 冷冻前沿逐渐向筒体侧移动, 最终通道内工质完全熔化, 冷冻前沿与筒体内侧完全重合。

冷却剂通道内工质熔化过程中温度的变化如图 13 所示。在解冻初期 (2 000 s) 前, 此时各层控

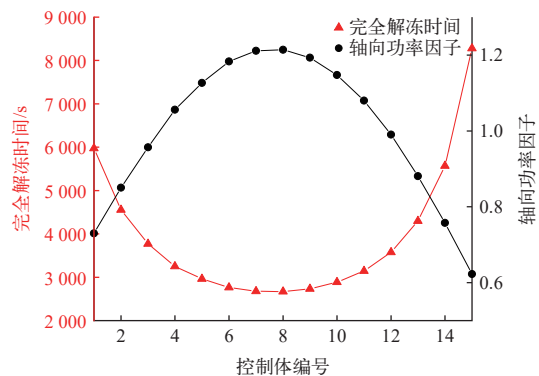


图 11 轴向各位置功率因子及熔化过程时间分布
Fig. 11 Power factor at various axial positions and time distribution during melting process

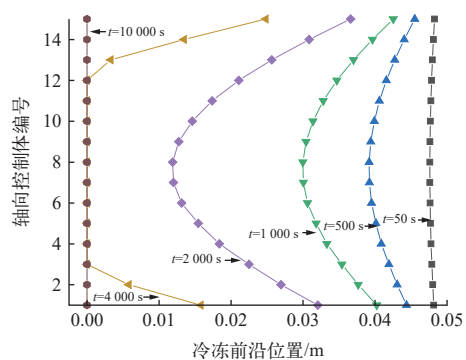


图 12 熔化过程中冷冻前沿位置随时间的变化
Fig. 12 Variation of freezing front position with time during melting process

制体未完全熔化,受熔化潜热影响加热热流驱动冷冻前沿移动,工质温度分布与轴向功率因子趋势一致,控制体温差最大为 5.7 K,控制体最高温度为 458.9 K。而当部分控制体完全熔化后,加热

热流导致工质局部温度迅速上升,4 000、6 000 和 8 000 s 时控制体最高温度分别为 505、554 和 583 K。当冷却剂通道内工质完全熔化时,工质最高温度为 587 K,工质最大温差为 153 K。

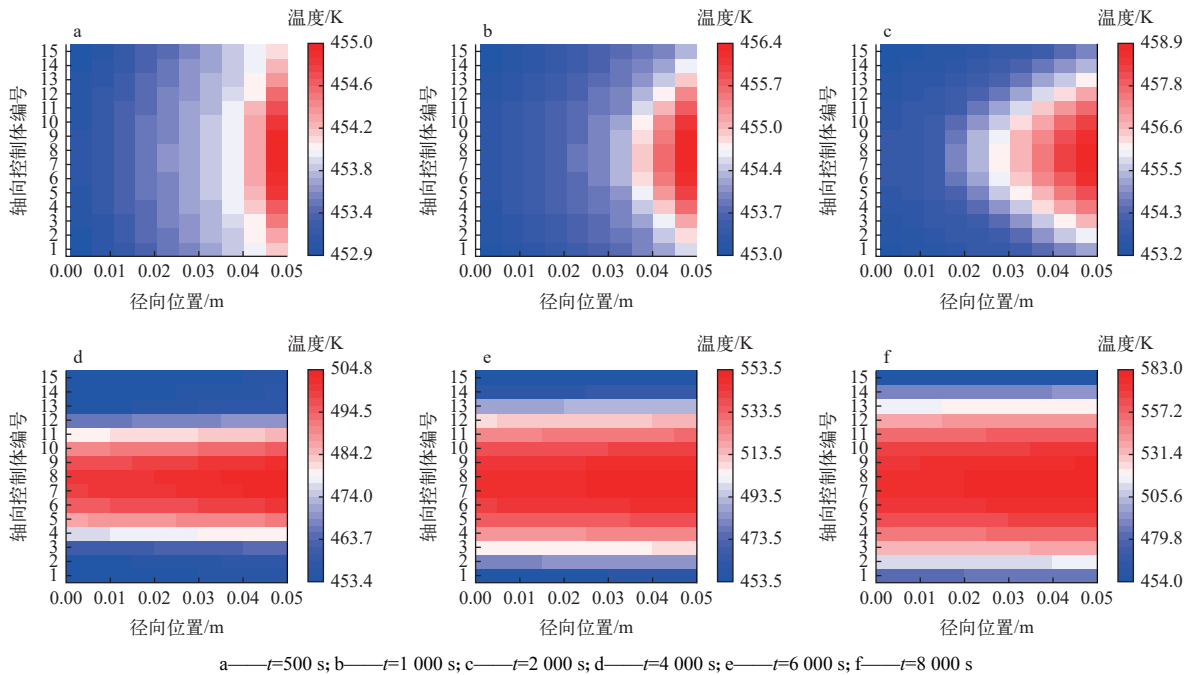


图 13 熔化过程中不同时刻工质温度的分布

Fig. 13 Temperature distribution of working fluid at different time during melting process

4 结论

本文以空间锂冷堆冷却介质为研究对象,基于移动边界焓法添加了冷冻前沿移动模型,开发了适用于粗网格凝固过程的冷冻前沿追踪模型。针对水冷冻过程以及不同尺寸通道的工质凝固及熔化过程进行计算,计算结果如下。

1) 在水冷冻算例结果中,粗网格下($N=10$)移动边界焓法最大相对误差为 2.93%,冷冻前沿追踪模型最大相对误差为 0.80%,验证了所开发的冷冻前沿追踪模型的准确性。

2) 锂冷堆工质凝固计算结果中,划分粗网格计算工质冷冻前沿速率为 7.55×10^{-6} m/s,相较于 El-Genk 等计算的 8×10^{-6} m/s 较为接近,验证了模型的适用性。工质向筒壁内侧收缩时冷冻前沿速率下降至 2.54×10^{-6} m/s,将导致更长的凝固时间。

4) 在热流密度为 5 kW/m^2 的加热功率下,冷却剂通道内工质完全熔化时间为 8 279 s,冷却剂

最高温度为 587 K。

参考文献:

- [1] 苏著亭,杨继材,柯国土.空间核动力[M].上海:上海交通大学出版社,2016.
- [2] 苏光辉,章静,王成龙.核能在未来载人航天中的应用[J].载人航天,2020,26(1):1-13.
SU Guanghui, ZHANG Jing, WANG Chenglong. Application of nuclear energy in future manned space flight[J]. Manned Spaceflight, 2020, 26(1): 1-13(in Chinese).
- [3] YANG J Y, EL-GENK M S. Mechanisms of voids formation during cooldown and freezing of lithium in SP-100 type systems[J]. AIP Conference Proceedings, 1991, 217(3): 1244-1254.
- [4] 李清,李来冬,刘金宏,等.空间锂冷核反应堆锂解冻方案探析[J].科技创新与应用,2021,11(31):1-8,14.
LI Qing, LI Laidong, LIU Jinhong, et al. An analysis of the lithium thawing scheme for space lithium cold nuclear reactor[J]. Technology Innovation and Application, 2021, 11(31): 1-8, 14(in Chinese).

- [5] 李华琪, 杨宁, 朱磊, 等. 冷却剂锂内空隙对空间堆停堆及启动过程传热影响[J]. *原子能科学技术*, 2017, 51(12): 2218-2223.
LI Huaqi, YANG Ning, ZHU Lei, et al. Effect of void in lithium coolant on heat transfer of space reactor cooldown and startup processes[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2017, 51(12): 2218-2223(in Chinese).
- [6] EL-GENK M S, YANG J Y. An investigation of voids formation mechanisms and their effects on freeze and thaw processes of lithium and lithium fluoride[R]. [S. l.]: [s. n.], 1991.
- [7] MAHDI J M, NSOFOR E C. Solidification of a PCM with nanoparticles in triplex-tube thermal energy storage system[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2016, 108: 596-604.
- [8] MOHAGHEGH M R, ALOMAIR Y, ALOMAIR M, et al. Melting of PCM inside a novel encapsulation design for thermal energy storage system[J]. *Energy Conversion and Management: X*, 2021, 11: 100098.
- [9] SOLIMAN A S, SULTAN A A, CHENG P, et al. Comparison of simplified and solidification-melting model: Numerical simulation with experimental validation[J]. *Journal of Energy Storage*, 2024, 84: 110837.
- [10] HAKAN F Ö, AKBAL Ö, BISWAS N, et al. Analysis of melting behavior of layered different phase change materials for a cylinder insert into a channel[J]. *Thermal Science and Engineering Progress*, 2024, 51: 102638.
- [11] 何孟轩, 傅晟威, 余航. 基于 MPS 算法的 2×2 棒束结构熔化行为数值模拟[J]. *核动力工程*, 2022, 43(5): 147-153.
HE Mengxuan, FU Shengwei, YU Hang. Numerical simulation of melting behavior of 2×2 rod bundle structure based on MPS algorithm[J]. *Nuclear Power Engineering*, 2022, 43(5): 147-153(in Chinese).
- [12] HUNTER L W, KUTTLER J R. The enthalpy method for heat conduction problems with moving boundaries[J]. *Journal of Heat Transfer*, 1989, 111(2): 239-242.
- [13] DEMUTH S F. SP100 space reactor design[J]. *Progress in Nuclear Energy*, 2003, 42(3): 323-359.
- [14] JOSLOFF A T, MATTEO D N, BAILEY H S. SP-100 space reactor power system readiness and mission flexibility[J]. *AIP Conference Proceedings*, 1993, 271(1): 229-236.
- [15] SHAMSUNDAR N, SPARROW E M. Analysis of multi-dimensional conduction phase change *via* the enthalpy model[J]. *Journal of Heat Transfer*, 1975, 97(3): 333-340.