



空间站高温材料实验加热过程数值模拟研究

张阳, 马萍, 钟红恩*, 余建定, 刘洋, 郭玉雪

中国科学院空间应用工程与技术中心, 北京 100101

* E-mail: zhonghongen@csu.ac.cn

收稿日期: 2025-09-30; 接受日期: 2025-11-20; 网络版发表日期: 2025-12-09

摘要 基于空间站高温材料实验柜I型高温炉的结构和工作原理, 建立了样品在高温炉中加热过程的三维有限元模型. 该模型考虑了热传导和热辐射的耦合作用, 以及闭环反馈控温算法, 可计算不同热控工艺下炉膛和样品盒温场分布情况. 通过仿真和实验验证, 对铜合金样品在高温炉的定向凝固过程进行了研究, 分析了炉膛不同加热区和样品盒内的温场分布特征和变化机理. 仿真与实验的对比结果表明, 在加热、保温、定向凝固和降温整个阶段, 该模型可准确计算炉膛内不同加热区的温度变化情况, 但样品盒内温度梯度和降温速度的计算值要高于热电偶的实测数据. 该模型可用于验证空间高温材料实验方案设计的合理性, 进一步优化后可指导样品盒结构和热控工艺参数的设计, 降低地面匹配实验试错成本, 提升空间实验的效率和质量.

关键词 高温炉, 数值模拟, 温场分布, 有限元

1 引言

高温材料科学实验柜是空间材料领域的重要实验平台, 支持开展金属合金、半导体材料、纳米和介孔材料、亚稳材料和特种玻璃、无机功能材料和新型特种功能材料等多种类别材料的熔体生长和凝固科学实验. I型高温炉模块可提供最高1200℃的实验温度和梯度、等温或区熔等多种温度场条件.

高温炉的加热过程直接影响材料的微观结构与宏观性能. 准确获取高温加热炉内的温度场分布数据对研究材料形成机理和优化热控工艺参数有着至关重要的作用. 尽管当前可以通过高温炉及样品盒内预设的温度传感器对相应位置的温度变化情况进行监测, 但全面解析高温炉及材料不同位置的温场分布仍然十分

困难. 数值模拟技术凭借其全流程可视化、参数可调性及低成本优势, 成为揭示材料高温加热过程中温度变化情况的关键工具.

建立高温加热炉的数学模型, 深入研究高温加热炉的温度场, 对于指导高温炉和样品盒的设计、优化材料热控工艺具有重要意义. 一方面, 可以在高温炉设计和研制阶段, 通过计算预测炉内温度场分布, 分析不同因素对温度场的影响, 为加热炉材料选型和结构设计优化提供科学依据, 从而缩短研发周期、降低成本, 提高加热炉的性能和可靠性; 另一方面, 可以在高温炉实际运行过程中, 通过计算预测不同热控工艺参数下材料内部的温度场分布, 指导样品盒封装结构和热控工艺参数的设计, 降低地面匹配实验试错成本, 提升空间实验的效率和质量.

引用格式: 张阳, 马萍, 钟红恩, 等. 空间站高温材料实验加热过程数值模拟研究. 中国科学: 技术科学, 2025, 55: 2006–2013

Zhang Y, Ma P, Zhong H E, et al. Numerical simulation research on the heating process of high-temperature materials experiment in China Space Station (in Chinese). Sci Sin Tech, 2025, 55: 2006–2013, doi: 10.1360/SST-2025-0289

高温炉内温度场的理论计算研究本质上是解决对流、辐射和热传导耦合的复杂传热问题。Colomer等人^[1]研究了不同受热腔体中参与介质中辐射和自然对流的相互作用。Albanakis和Bouris^[2]通过数值分析研究了三维不对称加热方腔中对流、表面辐射和传导耦合传热。Kuznetsov和Sheremet^[3]对具有有限厚度导热壁的空腔底部局部加热过程中的对流辐射进行了数值研究。Raisi和Arvin^[4]采用有限元法对流体场方程进行离散化,研究了瞬态自然对流问题和方腔内流体-固体相互作用的影响。Selçuk和Kayakol^[5]基于矩形炉,分别从计算精度和经济性方面评估了辐射模型的离散纵坐标法(DO)和离散传递法(DTM)。Mochida等人^[6]采用蒙特卡罗方法计算辐射传热,并开发了一种计算机程序,用于分析真空炉内三维瞬态辐射-传热问题,以估计大型加热炉的传热特性,并计算有效加热区域。Kantor^[7]通过耦合传导辐射法研究了真空中通过隔热罩的热传递。

Li等人^[8]建立了真空烧结炉的三维数值模型,并结合温度-电压反馈调节的自定义程序,分析了炉子的加热和保温阶段以及热滞后现象。Ren等人^[9]基于XGBoost方法对空间高温材料实验炉控制系统进行了数据建模。然而,上述研究存在一定局限性,对真空炉中温控和非定常加热过程响应的仿真研究较少,计算模型缺少对实验数据的全面验证。

本文旨在通过对空间站高温材料实验加热炉温度场的仿真研究,深入了解炉内温度分布规律,揭示影响温度场的关键因素,为加热炉和样品盒结构设计以及材料加工热控工艺参数优化提供理论依据和仿真技术支持。具体研究内容包括:首先,根据高温加热炉的工作原理,建立合理的数学物理模型,准确描述炉内的温控系统和传热过程。其次,利用有限元方法对定向凝固实验的高温加热炉温度场进行模拟计算,分析传热方式、炉体结构等因素对温度场分布的影响规律。最后,基于高温炉和样品盒温度传感器的测试结果,对模拟结果进行实验验证,验证仿真模型精度,分析误差来源,提出改进策略。

2 数值模拟方法

2.1 高温炉和样品盒几何模型

依据空间站高温材料科学实验柜I型高温炉的主要结构尺寸和尺寸,绘制了包含加热丝、热电偶、陶

瓷、保温材料等主要部件的三维几何模型,如图1所示。图中标出了炉膛内部4个测温热电偶(F1~F4)以及样品盒内5个热电偶(S1~S5)的测温位置。

I型高温炉整体为中心通孔的圆柱体结构,样品盒放在炉膛孔中进行加热。高温炉包括上、中、下三段可独立加热的炉体,三段炉体和样品盒均可以独立移动,从而实现温度场的移动,满足材料样品盒的定向凝固等实验需求。整个炉体设置了4个加热区,每个加热区由多个棒状电阻丝组成。上段炉和下段炉各含有一层加热体,中段炉包含了两个加热区。每段加热区可单独调节加热功率,实现各自加热区相对独立的温度控制。炉膛内的4个热电偶(F1~F4)分别放置在4个加热区,位于相邻两个棒状电阻丝之间的间隙,用以进行温度的监视和控制。

样品盒中间为铜合金样品,外层有3层防护结构,内层为氮化硼坩埚,中间层为带有凹槽氧化铝坩埚,外层为氧化铝安瓿。铜合金样品被密封在氮化硼坩埚内,铜合金的熔点为1010℃。中间层氧化铝坩埚的凹槽中镶嵌有5个热电偶(S1~S5),用于测量样品盒内部的温度。5个热电偶之间的间隔距离为16 mm,最下端S1热电偶距离样品盒圆弧底27 mm。

在空间实验时,按照材料热控工艺的设计,自动控

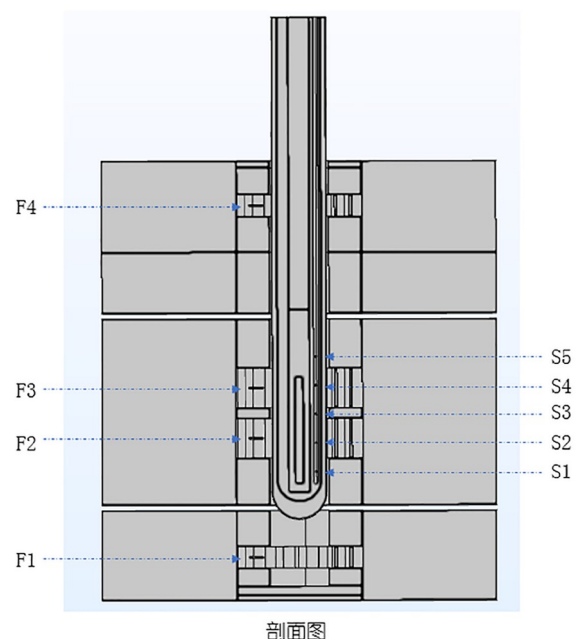


图1 (网络版彩图)高温炉三维几何模型

Figure 1 (Color online) 3D geometric model of the heating furnace.

制各加热区的功率输入。在每组加热区的两段边缘均安装有低导热隔热陶瓷,以减小不同温区之间的热场耦合。紧靠加热炉芯外壁为低导热系数绝热保温结构材料,用于增加传导热阻。高温炉腔体采用真空绝热方式来抑制对流散热,实验过程中炉膛的压力约为400 Pa,因而自然对流散热的影响可以被忽略。

2.2 热传递模型

高温炉内的热传递方式主要为热传导和热辐射。

高温炉和样品盒内部的热传导模型方程为

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q, \quad (1)$$

其中, ρ 为材料密度, c_p 为比热容, T 为温度, k 为导热系数, Q 为加热丝功率。

高温炉和样品盒的表面通过热辐射方式进行散热。表面向外的热通量 q_n 表示为

$$q_n = -k \nabla T \cdot \mathbf{n}. \quad (2)$$

炉膛外表面热通量为表面自发热辐射与接受到环境辐射热的差:

$$q_n = \varepsilon \sigma (T^4 - T_{\text{amb}}^4), \quad (3)$$

其中, ε 为表面辐射率, σ 为斯蒂芬-玻尔兹曼常数, T_{amb} 为环境温度。

炉膛内部的表面热通量,还需要考虑其他表面的辐射能量,表面热辐射通量表示为

$$q_n = \varepsilon \sigma T^4 - \alpha G = \varepsilon (\sigma T^4 - G), \quad (4)$$

其中,右端第一项为该表面的自发辐射通量,第二项为该表面吸收的入射辐射通量, α 为该表面的吸收率。根据基尔霍夫定律,这里吸收率等于辐射率 $\alpha = \varepsilon$ 。 G 为其他表面和非密闭环境入射到该表面的辐射通量,包括所有其他表面投射到该表面的辐射总和 G_m ,以及非密闭系统环境到该表面的辐射热通量 G_{amb} 。

$$G = G_m + G_{\text{amb}} = \sum_j F_j J_j + F_{\text{amb}} \sigma T_{\text{amb}}^4, \quad (5)$$

其中, F_j 为表面 j 与该表面之间辐射角系数, J_j 为表面 j 的出射辐射通量, F_{amb} 表示非密闭部分的辐射角系数。

$$F_{\text{amb}} = 1 - \sum_j F_j. \quad (6)$$

表面 j 的出射辐射通量 J_j 包括自发辐射通量和反射通量

两部分, J_j 可以表示为

$$J_j = \varepsilon_j \sigma T_j^4 + (1 - \alpha_j) G_j, \quad (7)$$

其中, ε_j 为表面 j 的辐射率, T_j 为表面 j 的温度, α_j 为表面 j 的吸收率, G_j 为表面 j 的入射辐射通量。这里表面不透明,忽略了透射部分,因而有表面 j 的反射率 $p_j = 1 - \alpha_j$ 。

2.3 闭环反馈控温模型

高温炉通过“温度检测-偏差计算-PID控制器输出”的闭环过程来实现高精度温度调节。PID控制器的输出量为加热丝的功率 $Q(t)$,其与温度偏差 $e(t)$ 的关系表示为

$$Q(t) = K_p \cdot e(t) + K_i \cdot \int_0^t e(\tau) d\tau + K_d \cdot \frac{de(t)}{dt}, \quad (8)$$

其中, $e(t) = T_{\text{set}}(t) - T(t)$ 为预设的目标温度与实际温度的偏差。 K_p 、 K_i 、 K_d 分别为比例、积分、微分系数。这里 $T(t)$ 为炉膛内4个热电偶的测温数据, $T_{\text{set}}(t)$ 为相应加热区的目标控温曲线。

2.4 有限元计算方法

有限元方法求解的是微分方程的弱形式,以下推导了热传导方程(1)的弱形式。

将式(1)两边同时乘以一个试函数 v ,并在求解域上进行积分,

$$\int_{\Omega} v \left(\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (k \nabla T) \right) d\Omega = \int_{\Omega} v Q d\Omega. \quad (9)$$

利用散度定理可以得到

$$\begin{aligned} & \int_{\Omega} v \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} d\Omega + \int_{\Omega} \nabla v \cdot (k \nabla T) d\Omega \\ &= \int_{\Omega} v Q d\Omega + \int_{\partial\Omega} v (k \nabla T \cdot \mathbf{n}) d\Gamma. \end{aligned} \quad (10)$$

根据Neumann边界条件 $-k \nabla T \cdot \mathbf{n} = q_n$,得到式(1)的弱形式:

$$\begin{aligned} & \int_{\Omega} v \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} d\Omega + \int_{\Omega} \nabla v \cdot (k \nabla T) d\Omega \\ &= \int_{\Omega} v Q d\Omega - \int_{\partial\Omega_N} v q_n d\Gamma, \end{aligned} \quad (11)$$

式中,热源项 Q 为加热丝功率,由式(8)计算可得。 q_n 为表面热辐射通量,可通过式(2)~(7)联合计算。

在此基础上, 将有限元方程在空间和时间上离散化, 可获得离散格式的有限元方程组. 通过有限元方程的弱形式可以看出, 非线性项主要来自表面热辐射. 以下描述了非线性有限元方法求解上述问题的流程.

考虑到实验过程中炉体或者样品盒的相对移动, 计算网格随时间进行变化, 在有限元计算中需要采用动网格方法来实时更新网格位置. 炉体或者样品盒的网格节点的移动通过位移条件给出.

有限元计算流程如图2所示, 主要包括以下几个步骤.

- (1) 初始化网格: 生成初始计算离散网格.
- (2) 更新网格位置: 根据动网格位移条件实时更新网格位置.
- (3) 计算加热丝功率: 根据PID温控算法, 计算加热丝的功率.
- (4) 计算表面热通量: 根据更新的网格位置, 通过半立方体法计算表面辐射角系数, 从而获得表面热辐射通量.
- (5) 求解离散格式非线性方程组: 根据边界条件及源项表达式, 计算非线性有限元离散方程.
- (6) 迭代收敛检查: 当解满足收敛条件后, 返回步骤(2), 开始计算下一个时间步.

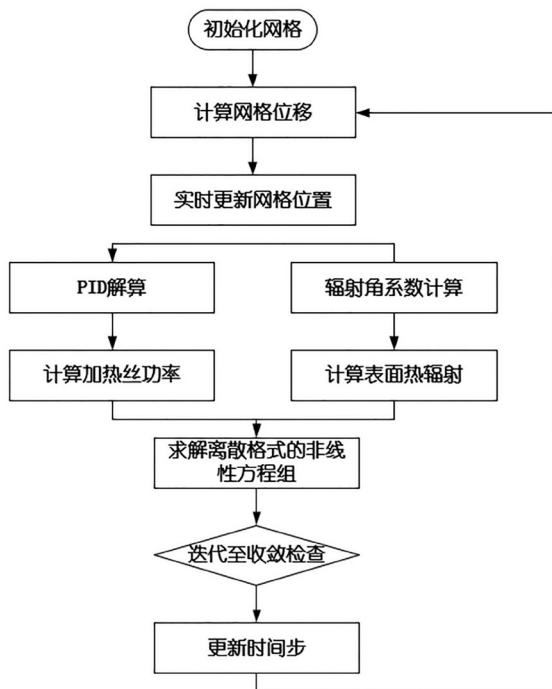


图2 有限元计算流程

Figure 2 Finite element calculation process.

步骤(2), 开始计算下一个时间步.

3 结果与讨论

3.1 样品盒热控工艺

本文以典型高温炉定向凝固实验为例, 利用高温炉和样品盒内的温度测量数据, 来验证有限元模型. 在实验过程中, 采用中段炉对样品盒进行加热, 上段炉和下段炉不加热. 当中段炉升温至目标温度后, 移动炉体实现晶体定向凝固生长.

加热前, 三段炉和样品盒的初始位置如图1所示. 三段炉间距3 mm, 样品盒底部距离炉体上端199 mm. 加热开始后, 中段炉按照图3所示目标温度曲线进行加热. 首先2 h内升温至600℃, 再3 h内升温至1000℃, 最后2 h内升温至1140℃; 在1140℃保温1 h后, 上、中、下炉体开始以3.75 mm/h的移动速率向下移动70 mm至样品完全凝固; 此后高温炉3 h内降温至740℃, 再3 h内降温至100℃, 最后关闭加热指令, 自然冷却至室温.

3.2 测温数据分析

实验中炉膛内4个热电偶的测温数据如图3所示. 由于4个热电偶并未与炉膛接触, 因而温度数据分别表示炉膛内4层加热丝附近的温度变化情况.

F2和F3热电偶温度曲线重合, 且与控温曲线保持一致, 表明了温控PID参数和目标温度曲线设置的合

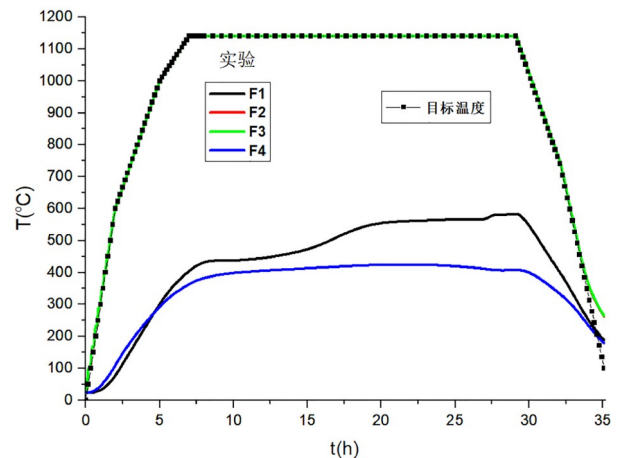


图3 (网络版彩图) 炉膛目标温度曲线和炉膛4个热电偶测温数据

Figure 3 (Color online) Target temperature and temperature measurement data from four thermocouples in the furnace.

理性. 在降温阶段, 温度低于400℃时, 中段炉的F2和F3热电偶温度略微高于控温曲线, 表明此时炉膛的散热较慢, 接近自然冷却过程.

下段炉F1热电偶和上段炉F4热电偶温度变化有明显差异. 整体来看, 下段炉F1热电偶的温度要高于上段炉F4热电偶的温度, 其主要原因是下段炉F1热电偶的位置相比上段炉F4热电偶距离中段炉两个加热区更近. 开始加热后, 随着F2和F3热电偶温度的升高, F1和F4热电偶温度缓慢增加, 但F4热电偶的温度略高于F1热电偶.

在炉体向下移动过程中, 上段炉F4热电偶的温度基本保持不变. 这是因为上段炉与中段炉加热区的相对位置保持不变, 并且加热丝的热量辐射到样品盒表面, 再辐射到上段炉的传热路径基本不发生变化. 但是, 下段炉F1热电偶的温度在炉体向下移动过程中有明显上升. 样品盒下端初始位于中段炉和下段炉之间, 加热炉的热量无法直接辐射到下段炉; 随着炉体向下移动, 部分中段炉加热丝的热量可以直接辐射到下段炉, 使得下段炉温度上升.

样品盒内5个热电偶测温数据如图4所示, 分别代表着铜合金样品外氧化铝坩埚凹槽内不同位置的温度变化情况.

加热开始后, 5个热电偶的温度均随控温曲线快速增大. 在炉膛初始加热阶段(400℃以下), 5个热电偶的温度上升速度基本一致, 表明400℃以下时铜合金样品

的轴线的温度梯度较小. 炉膛继续升温时, 5个热电偶的温度上升速度明显不一样, 表明400℃以上时铜合金样品沿着轴线有较大的温度梯度.

在保温阶段, 样品盒内5个热电偶温度和炉膛4个热电偶温度都保持恒定不变, 表明此时高温炉处于动态热平衡状态. S3热电偶处于加热区中间, 因而温度最高, 比目标温度低大约80℃. S5热电偶温度最低, 比目标温度低大约250℃, 比S1热电偶的温度低大约70℃. 上述结果表明样品盒内温度沿轴向成非对称分布, 并且由于热量沿着样品盒上端散热, 加热区上部分的温度更低、温度梯度更大.

图3中炉膛内F1和F4热电偶温度的不同也与样品盒温度变化直接相关. 在低温时样品盒轴线的温度差异不大, 上段炉F4热电偶距离样品盒比下段炉F1要近, 因而F4热电偶在初始加热阶段温度高于F1热电偶. 随着温度逐渐升高, 样品盒下部温度高于上部, 因而下段炉温度也会高于上段炉.

当炉体开始向下移动时, 样品盒S3、S4、S5热电偶逐渐远离中段炉中心, 因而温度逐渐降低; S1、S2热电偶先靠近再远离中段炉中心, 因而温度先上升再下降.

3.3 仿真设置

仿真模型中用于计算的材料参数如表1所示. 高温炉周围的环境温度随时间变化, 在计算中以样品盒上端附近的测温数据 T_{up} 为参考即冷端温度, 实验过程中 T_{up} 的变化如图4中所示. 考虑到实际中炉体周围的环境温度要高于样品盒冷端温度, 需要对冷端温度数据进行修正. 式(3)和(5)中的环境温度可以近似为 $T_{amb} = T_0 + b(T_{up} - T_0)$,

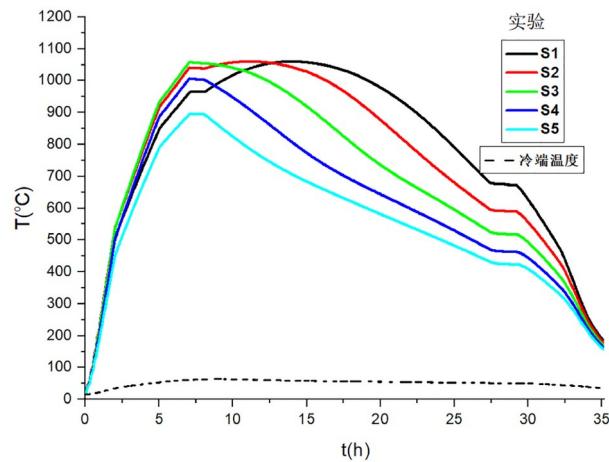


图4 (网络版彩图)样品盒内5个热电偶测温数据和冷端测温数据

Figure 4 (Color online) Temperature measurement data from five thermocouples in the sample box and the thermocouple at the cold end.

表1 材料参数

Table 1 Material parameters

材料	密度(kg/m ³)	导热系数(W/(m K))	比热容(J/(kg K))
保温材料	400	0.4	1200
加热丝	2000	400	200
热电偶	2000	400	200
炉膛陶瓷	6200	2.5	550
氧化铝坩埚	3850	30	800
氮化硼坩埚	2200	15	630
铜合金	8000	94	385

其中 b 为修正因子, T_0 是初始温度. 炉膛的表面辐射率设为0.55, 加热丝和热电偶的表面辐射率为0.25. 辐射率数据来源于文献[10,11]. 式(8)中PID参数采用程序默认值, 3个参数的比值为1:0.1:0. 目标温度 $T_{\text{set}}(t)$ 为图3中的目标温度曲线.

炉体动网格位移条件设为 $s = u(t - t_0)$, $t_0 < t < t_1$, 其中, s 为炉体的网格位移, u 为炉体移动速度, t_0 为炉体开始移动时刻, t_1 为炉体结束移动时刻. 其他时刻, 炉体位置保持不变.

3.4 仿真验证

图5展示了炉体开始移动、移动中和停止移动 $t = t_0$, $(t_0 + t_1)/2$, t_1 三个时刻, 炉体横截面上的温场分布情况. 中段炉的加热区为热源温度最高, 热量直接辐射到样品盒, 沿着样品盒轴线方向有明显的温度梯度.

图6和7分别为高温炉4个加热区热电偶和样品盒内5个热电偶温度的仿真数据, 并与图3和4中实验数据进行了比较. 对比结果显示, 高温炉和样品盒内热电偶温度的仿真结果与实测温度数据变化趋势一致, 说明了本研究中数学物理模型的合理性和有限元计算方法的正确性. 与实测温度数据相比, 高温炉4个加热区热电偶温度的仿真最大误差小于 40°C , 这表明该模型对于高温炉的仿真结果具有较高精度. 样品盒内5个热电偶温度的仿真结果与实测数据变化趋势一致, 但定量上存在一定偏差, 整体上看仿真数据偏高. 尽管样品盒内的最大温度与实测数据接近, 但实际样品盒内的轴向温度梯度更高.

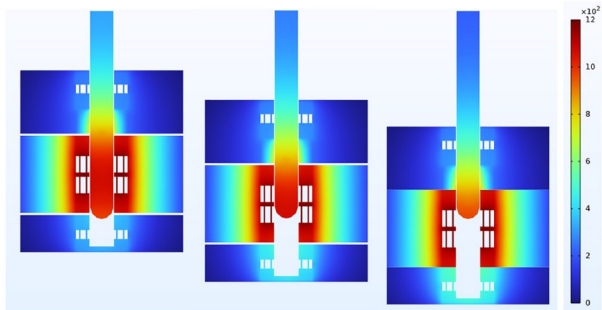


图5 (网络版彩图)三个不同时刻炉体横截面上的温场分布云图

Figure 5 (Color online) Cloud diagrams of temperature field distribution on the cross-section of the furnace at three different moments.

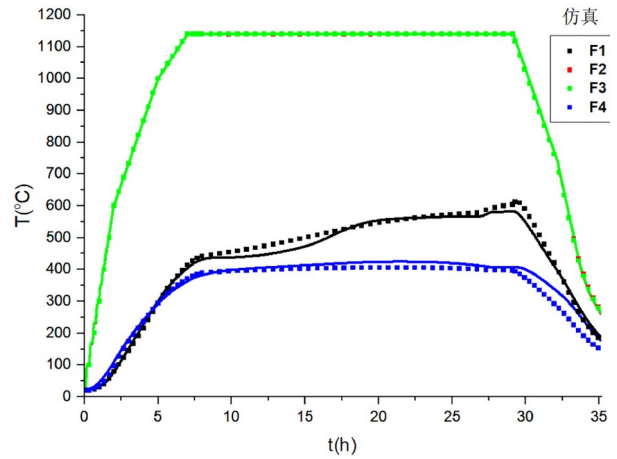


图6 (网络版彩图)炉膛内热电偶温度的仿真数据和实验数据比对

Figure 6 (Color online) Comparison of simulation data of thermocouple temperature in the furnace with experimental data.

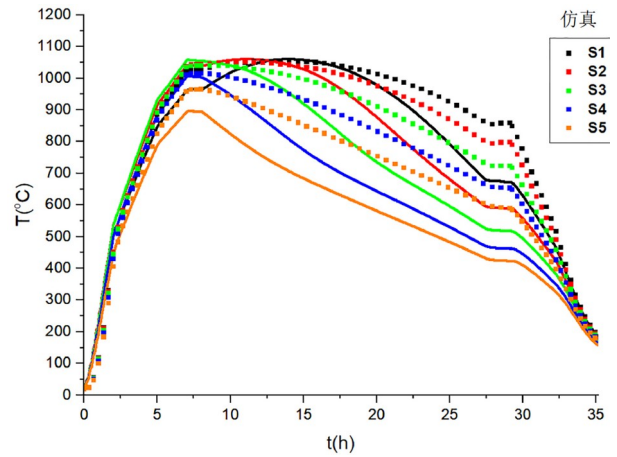


图7 (网络版彩图)样品盒内热电偶温度的仿真数据和实验数据比对

Figure 7 (Color online) Comparison of simulation data of thermocouple temperature in the sample box with experimental data.

3.5 误差分析

在高温加热炉温度场仿真中, 对上段炉中磁场线圈、保温隔热结构以及样品盒内上端结构均进行了一定程度的简化处理. 因而在材料参数的设定上, 仿真中采用了整体平均值来等效区域结构的热物理性质. 同时, 仿真模型中材料参数设为常数, 未考虑其随温度的变化, 这可能导致样品盒温度计算出现误差. 比如, 在高温区域, 炉膛导热系数的增大, 导致热量传递加快, 使得样品盒轴向的温度梯度增大.

实验测量温度过程中也存在多种误差来源, 会对仿真结果与实验数据的对比结果产生影响。在实际测量中, 热电偶的安装位置、接触热阻以及校准误差等因素, 仍会导致测量温度存在一定偏差。例如, 热电偶安装时若与被测物体接触不紧密, 会引入接触热阻, 使得测量温度低于实际温度。

在物理模型方面, 对一些物理过程进行了近似处理。比如, 未考虑样品熔化和凝固过程中的相变潜热以及熔体的热对流。在仿真过程中, 边界条件的设定存在一定的不确定性。加热炉运行时, 不同位置的环境温度存在差异, 而在仿真中难以精确设定这些边界条件, 实验中也无法提供全面的监测数据。

针对上述误差来源, 从多个方面提出仿真模型的改进策略。在模型优化方面, 尽量减少不必要的模型简化。对于几何模型, 在计算资源允许的情况下, 尽可能详细地构建炉内的复杂结构, 包括整个真空腔体和样品盒上部连接机构等, 以更准确地模拟炉内的气流流动和热量传递路径。在物理模型方面, 采用更精确的物理模型, 考虑熔体热对流以及相变潜热的影响。同时, 对于材料参数, 建立材料热物理性质随温度变化的模型, 根据实验数据或相关文献, 确定材料在不同温度下的导热系数、比热容等参数, 提高仿真模型的准确性。

在测量方法方面, 优化样品盒内热电偶的安装方式, 确保传感器与被测物体紧密接触, 减少接触热阻, 并对传感器进行校准, 保证温度测量的精度。同时, 在

样品盒轴向和径向设计多个测温点, 以获取样品盒内部温度场的全面数据。

在参数校准方面, 基于测量实验或者文献资料, 获得不同温度下材料的准确热物理参数。利用优化算法, 对仿真模型中的参数进行调整, 例如, 调整边界条件和材料参数, 使仿真结果与实验数据更加吻合。

通过以上综合改进策略, 有望进一步减小仿真结果与实验数据之间的误差, 提高高温加热炉温度场仿真结果的准确性和可靠性。

4 结论

本文综合考虑了高温炉的热传导和热辐射的耦合作用, 结合闭环反馈控温算法, 建立了空间材料实验过程的三维有限元模型, 通过对样品在高温炉的定向凝固过程的数值模拟, 深入分析了炉内温度分布规律, 揭示了高温炉和样品盒之间的传热机制, 为加热炉和样品盒结构设计以及材料加工热控工艺参数优化提供理论依据和仿真技术支持。仿真与实验的对比结果表明, 在加热、保温、定向凝固和降温整个阶段, 该模型可准确计算炉膛内不同加热区的温度变化情况, 但样品盒内温度梯度和降温速度的计算值要高于热电偶的实测数据。该模型可用于验证空间高温材料实验方案设计的合理性, 进一步优化后可指导样品盒结构和热控工艺参数的设计, 降低地面匹配实验试错成本, 提升空间实验的效率和质量。

致谢 感谢北京科技大学朱谕至高温材料实验项目团队为本研究提供的实验数据支持。

参考文献

- 1 Colomer G, Costa M, Cònsul R, et al. Three-dimensional numerical simulation of convection and radiation in a differentially heated cavity using the discrete ordinates method. *Int J Heat Mass Transfer*, 2004, 47: 257–269
- 2 Albanakis C, Bouris D. 3D conjugate heat transfer with thermal radiation in a hollow cube exposed to external flow. *Int J Heat Mass Transfer*, 2008, 51: 6157–6168
- 3 Kuznetsov G V, Sheremet M A. Conjugate natural convection with radiation in an enclosure. *Int J Heat Mass Transfer*, 2009, 52: 2215–2223
- 4 Raisi A, Arvin I. A numerical study of the effect of fluid-structure interaction on transient natural convection in an air-filled square cavity. *Int J Therm Sci*, 2018, 128: 1–14
- 5 Selçuk N, Kayakol N. Evaluation of discrete ordinates method for radiative transfer in rectangular furnaces. *Int J Heat Mass Transfer*, 1997, 40: 213–222
- 6 Mochida A, Kudo K, Mizutani Y, et al. Transient heat transfer analysis in vacuum furnaces heated by radiant tube burners. *Energy Convers*

- [Manage](#), 1997, 38: 1169–1176
- 7 Kantor R. Modelling of a coupled radiation-conduction heat transfer through a heat shield in vacuum thermal isolation applications. [Procedia Eng](#), 2016, 157: 271–278
 - 8 Li M, Huang J, Hu T, et al. Numerical simulation of the heating process in a vacuum sintering electric furnace and structural optimization. [Sci Rep](#), 2024, 14: 30905
 - 9 Ren J, Xiao Z, Yu Q. Modeling of temperature control system of space experiment high-temperature furnace based on XGBoost. [Chin J Space Sci](#), 2023, 43: 703–710
 - 10 Mironov R A, Zabezhailov M O, Borodai S P. Theoretical-experimental determination of the temperature dependence of the integral emissivity of an alumina ceramic. [Refract Ind Ceram](#), 2015, 55: 424–427
 - 11 Yan W, Panahi A, Levendis Y A. Spectral emissivity and temperature of heated surfaces based on spectrometry and digital thermal imaging—Validation with thermocouple temperature measurements. [Exp Therm Fluid Sci](#), 2020, 112: 110017

Numerical simulation research on the heating process of high-temperature materials experiment in China Space Station

ZHANG Yang, MA Ping, ZHONG HongEn, YU JianDing, LIU Yang & GUO YuXue

Technology and Engineering Center for Space Utilization, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100101, China

Based on the operational principles of the high-temperature furnace aboard the China Space Station, a three-dimensional finite element model was developed to simulate the sample heating process, incorporating a closed-loop feedback temperature control algorithm. This model accounts for the coupled effects of heat conduction and heat radiation, enabling it to compute the temperature field distribution within both the furnace and the sample box under various thermal control scenarios. Through a combination of simulation and experimental validation, the directional solidification process of copper alloy samples in the high-temperature furnace was thoroughly investigated. The study analyzed the distribution characteristics and underlying mechanisms of temperature fields across different heating zones within the furnace and inside the sample box. Comparative analysis of simulation results and experimental data revealed that the model accurately predicted temperature variations across different heating zones of the furnace throughout the entire heating, holding, directional solidification, and cooling phases. However, it was observed that the calculated temperature gradients and cooling rates inside the sample box exceeded the measured values obtained from thermocouples. Following further refinement, this model can serve as a valuable tool for verifying the rationality of space high-temperature materials experiment designs. It can guide the optimization of sample box structures and thermal control process parameters, thereby reducing the trial-and-error costs associated with ground-based matching experiments and enhancing the efficiency and quality of space experiments.

high-temperature furnace, numerical simulation, temperature field distribution, finite element method

doi: [10.1360/SST-2025-0289](https://doi.org/10.1360/SST-2025-0289)