

多层板真空炉温度均匀性数值模拟研究

杨世杰¹ 丁德甲² 王佳利² 孙显彬^{1*}

(1. 青岛理工大学 机械与汽车工程学院 青岛 266520; 2. 深圳市大成精密设备股份有限公司 东莞 523000)

Numerical Simulation Study on Temperature Uniformity of Multi-layer Plate Vacuum Furnace

YANG Shijie¹, DING Dejia², WANG Jiali², SUN Xianbin^{1*}

(1. The School of Mechanical and Automotive Engineering, Qingdao University of Technology, Qingdao 266520, China;

2. Shenzhen Dacheng Precision Equipment Co., Ltd., Dongguan 523000, China)

Abstract To address the issue of uneven temperature distribution in vacuum drying furnaces affecting material drying uniformity, a parameter optimization method based on multiphysics coupled simulation is proposed. First, a three-dimensional heat transfer model of the furnace chamber is established by integrating solid and fluid heat transfer, fluid flow, and radiative heat transfer mechanisms. The results show good agreement between simulation and experimental data, with an average absolute error of 1.11℃ and an average relative error of 2.12% for 36 temperature measurement points. Based on the validated model, the effects of chamber pressure, zoned heating-film power density, and intermediate aluminum plate thickness on temperature uniformity were investigated. The results indicate that temperature uniformity improves initially and then tends to stabilize as pressure decreases, particularly around 1/8 atm. Under atmospheric pressure, a 10% increase in edge power density relative to the central region provides better temperature uniformity. Increasing the thickness of the intermediate aluminum plate reduces the temperature range but also lowers the average temperature. A thickness of 18–20 mm yields favorable overall temperature distribution characteristics. The results provide a reference for thermal field optimization and structural design of multi-layer plate vacuum drying furnaces.

Keywords Vacuum drying furnace, Temperature uniformity, Numerical simulation, Structural optimization, Multiphysics coupling

摘要 针对真空干燥炉内温度分布不均影响物料干燥一致性的问题,提出了一种基于多物理场耦合仿真的参数优化方法。首先,通过集成固体与流体传热、流体流动及辐射传热机制,构建了炉腔三维传热模型,并经由实验验证了其准确性(36个测温点平均绝对误差为1.11℃,平均相对误差为2.12%)。基于该模型,进一步揭示了腔体压力、加热膜分区功率密度及中层铝板厚度对温度均匀性的影响机制。结果表明:随着压力降低,炉内温度均匀性先改善后趋于稳定,1/8 atm附近表现出较优温度均匀性;常压条件下,边缘区域功率密度较中心区域提高约10%时温度均匀性较好;增加中层铝板厚度可减小温度极差,但会降低系统平均温度,厚度为18~20 mm时综合温度分布性能较优。研究结果可为多层板真空干燥炉的热场优化设计提供参考。

关键词 真空干燥炉 温度均匀性 数值模拟 结构优化 多物理场耦合

中图分类号: TG232.6

文献标识码: A

doi: 10.13922/j.cnki.cjvst.202604012

随着新能源电池、电子材料及精密制造等产业的快速发展,真空干燥技术在材料加工和产品制造过程中得到广泛应用^[1-3]。相比传统常压干燥方式,

真空环境可显著降低水分沸点,加快物料内部水分迁移,减少材料结构损伤,从而实现高效干燥提升产品质量^[4]。在实际工业生产中真空干燥炉通常通

过电加热系统对炉腔内部进行加热,其温度场的均匀性直接影响产品的受热均匀性,进而影响干燥效率^[5]。

近年来,随着计算流体力学(简称CFD, Computational Fluid Dynamics)及多物理场耦合技术的发展,数值模拟已成为研究工业加热设备传热特性的重要手段。熊梨等^[6]利用DO辐射模型模拟了真空烧结炉空载状态瞬态温度分布,发现适当增大升温速率和石墨加热管直径可提高炉温均匀性。王婧等^[7]构建了三维真空热处理炉瞬态温度场的数值模型,对H13热作模具钢的真空加热过程进行了模拟,发现随加热速率提升、工件尺寸增大或密集装炉,均可导致温度均匀性下降。刘晓旭等^[8]对硬质合金真空烧结过程的瞬态温度场进行了数值模拟,确认保温阶段内工件温度均匀性较好。杨松等^[9]对钎铁硼真空烧结气淬冷却过程的温度场和流场进行了模拟,发现合理增大进口风速可改善温度均匀性。刘颖等^[10]对真空干燥箱内的传热过程进行了模拟,发现当真空干燥箱内的工作压强接近绝对真空时,箱内的温度分布会发生明显改变。上述研究为真空环境下热场传递机理分析提供了重要基础,但研究对象主要集中于单层腔式设备或高温烧结炉,对于多层板式真空干燥炉的研究仍相对有限。

多层板式真空干燥炉内部通常由多层平行加热板及托盘结构组成,层间距狭小,具有典型的受限空间传热特征。在该类结构中,表面对表面热辐射会因多层遮挡产生复杂角系数变化,同时固体导热、气体传热与热辐射之间存在显著耦合作用。Asako Y等^[11]研究指出,受限空间内辐射换热会显著改变空腔内部温度分布规律。Fang Y等^[12]针对窄间隙真空结构建立了热传递模型,结果表明辐射与导热耦合作用对整体热传递特性具有重要影响。此外,莫玉林等^[13]建立了包含七层/五层镂空隔板结构的简化模型,考虑电加热元件布局与轴流循环风扇作用,揭示了炉内温度梯度形成机制。胡玲艳^[14]针对渡桥式加热炉采用独立式烧嘴分区控制,对PID输出值进行分段,以解决加热过程中工件局部受热不均现象。然而,目前关于多层板式真空干燥炉内部热场演化规律及温度均匀性调控机制的研究仍较为缺乏,相关结构优化规律尚不明确。

综上所述,本文针对多层板真空干燥炉热场分布复杂及均匀性难以控制的问题,建立了三维瞬态

多物理场耦合数值模型。模型综合考虑了固体与流体传热、气体流动及表面对表面辐射等多种传热机制,并结合多层狭小空间结构特征进行了针对性的网格划分与求解设置。通过实验测试对模型进行了验证,在此基础上系统分析了系统压力、加热膜分区功率密度以及中层铝板厚度等关键参数对温度均匀性的影响规律。研究结果可为多层板真空干燥设备的热场优化设计与温控策略制定提供理论参考。

1 物理模型与数值模拟

1.1 物理模型

真空炉模型如图1所示,整体模型主要由烘箱外壳以及四层烘干层板构成,各层结构在竖直方向均匀布置,从而形成多层加热干燥空间。

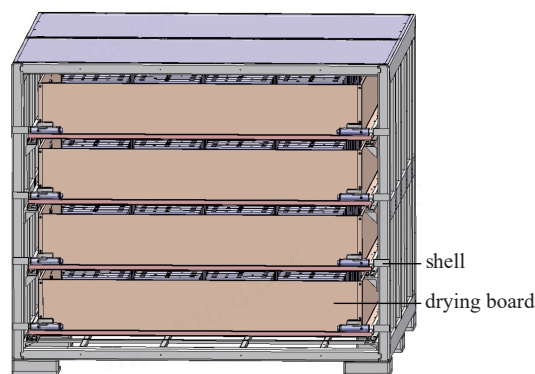


图1 真空干燥炉模型

Fig. 1 Vacuum drying furnace model

每层干燥层板依据实际设备结构进行建模,其组成如图2所示,自下而上依次为底层铝板、加热膜、中间铝板、铁氟龙膜及周边反温板。加热膜作为主要热源,通过通电产生焦耳热并向周围结构传递热量;铁氟龙膜位于层板顶部,与待干燥产品直接接触。

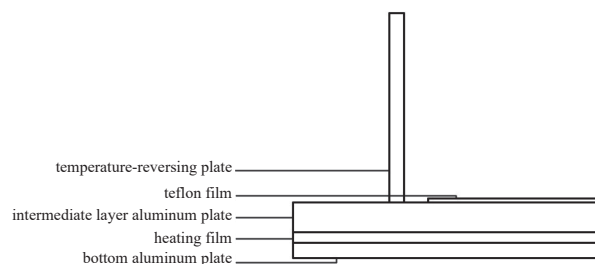


图2 单层加热板结构示意图

Fig. 2 Schematic diagram of single-layer heating plate structure

为提高模型计算效率并保证求解稳定性,在保留主要传热路径和关键结构特征的前提下,对真空干燥炉三维几何模型进行了合理简化。建模过程中忽略了螺栓孔、微小倒角、焊缝以及非主导传热路径上的局部支撑结构等细节。由于上述结构尺寸远小于系统特征尺度,对整体热容、有效辐射面积及主导传热机制的影响较小,因此其简化不会显著改变炉内温度场分布、热流传递特性及表面对表面辐射换热规律。

简化后的真空炉几何尺寸为:长度 1925 mm、宽度 1650 mm、高度 1315 mm。加热膜几何尺寸为:长度 1700 mm、宽度 1500 mm、厚度 1.5 mm。

1.2 控制方程

在数值模拟中,由于箱内温差范围较大,空气密度随温度变化不可忽略。为准确捕捉由温差诱导的自然对流效应,采用弱可压缩流动模型^[15]。并做出以下假设:

- (1)各材料层界面接触良好,界面处温度连续。
- (2)各材料层均视为各向同性的连续介质。
- (3)忽略流体粘性力做功引起的耗散热。

系统的控制方程组包括能量守恒方程、流体流动方程及表面热辐射方程^[16]。

能量守恒方程:

$$d_z \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + d_z \rho C_p u \cdot \nabla T + \nabla \cdot (-d_z k \nabla T) = d_z Q \quad (1)$$

$$q = -d_z k \nabla T \quad (2)$$

流体流动控制方程:

$$\frac{\partial (d_z \rho)}{\partial t} + \nabla \cdot (d_z \rho u) = 0 \quad (3)$$

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} + \rho (u \cdot \nabla) u =$$

$$\nabla \cdot \left[-p \mathbf{I} + \mu (\nabla u + (\nabla u)^T) - \frac{2}{3} \mu (\nabla \cdot u) \mathbf{I} \right] + \rho g \quad (4)$$

热辐射方程:

$$q_{\text{rad}} = \epsilon \sigma (T_{\text{amb}}^4 - T^4) \quad (5)$$

式中, ρ 为流体密度, kg/m^3 ; T 为绝对温度, K ; t 为时间, s ; u 为速度矢量, m/s ; p 为压力, Pa ; C_p 为定压比热容, $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; k 为导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; μ 为流体动力粘度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$; g 为重力加速度矢量, m/s^2 ; Q 为体积热源强度, W/m^3 ; ϵ 为表面发射率; σ 为斯蒂芬-波尔兹曼常数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$; T_{amb} 为环境参考温度, K ; d_z 为模型在厚度方向的尺度, m ; $\mathbf{I}$ 为单位矩阵。

1.3 数值计算模型与边界条件设置

本研究采用三维数值模拟方法对真空干燥炉内部传热过程进行分析,为准确描述炉内复杂的能量传递过程,模型综合考虑固体与流体传热、层流以及表面对表面辐射等物理场,实现炉腔内部多种传热过程的统一求解。

热源采用体积热源方式模拟电加热膜的发热过程,根据加热膜区域分布特征对功率密度进行参数化设置,以表征实际加热系统的热输入特性。为模拟炉体与环境之间的热交换,在外壁面施加自然对流边界条件,对流换热系数取 $h = 5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$,该参数可反映自然对流条件下炉体的散热特性^[17]。

在材料属性设置方面,部分关键材料的热物性参数由供应商给出如表 1 所示。其余常规部件的热物性参数则直接引用标准材料物性数据库,并充分考虑了材料导热系数、比热容等关键属性随温度变化而表现出的非线性特征^[18]。

表 1 材料模拟参数

Tab. 1 Material simulation parameters

材料	属性	参数取值
铝	$\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	2700
	$C_p/(\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K}))$	900
	$k/(\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K}))$	155
	ϵ	0.04
铁氟龙	$\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	2100
	$C_p/(\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K}))$	1050
	$k/(\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K}))$	0.25
加热膜	$\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	1600
	$C_p/(\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K}))$	1000
	$k/(\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K}))$	13

2 网格划分与实验验证

2.1 网格划分及无关性验证

网格划分质量直接影响数值计算精度与求解效率。网格过粗可能降低结果准确性,而过度细化则会显著增加计算成本,因此需在计算精度与求解效率之间进行合理权衡^[19]。

本研究采用了混合网格划分策略,通过结合扫掠网格、自由四面体网格以及局部单元加密技术,确保了计算精度与计算资源的相对平衡。对于铁氟龙薄膜等大展弦比的薄层几何域,采用扫掠网格

技术^[20],对于炉体结构件及层板组件等复杂实体区域,采用自由四面体网格并设置为较细网格等级,以保证复杂几何边界处的计算精度。针对炉腔流体域,采用基于流体动力学的自适应网格优化方法,对近壁面区域进行局部加密,以准确描述自然对流边界层发展过程及壁面热通量分布特征。

划分后的网格如图3所示,为验证模型计算结果的数值可靠性,本文进一步开展了网格无关性分析。分别建立粗网格、中等网格以及细网格三组模型,并选取炉内监测点平均温度及极差作为评价指标进行对比分析。结果如表2。

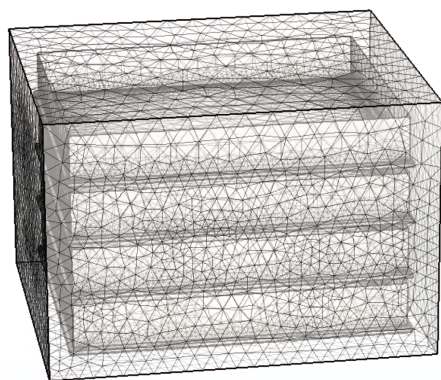


图3 真空干燥炉仿真模型网格

Fig. 3 Mesh of the vacuum drying furnace model

表2 网格无关性验证表

Tab. 2 Table of grid independence verification

网格单元数	平均温度/℃	极差/℃
842543	110.01	9.18
1431025	110.13	9.25
2187871	110.16	9.27

当网格数量由143万增加至219万时,平均温度变化仅为0.03℃,极差变化小于0.02℃,说明模型计算结果已基本收敛,继续加密网格对结果影响较小。因此,本文最终选取2187871个单元作为后续仿真计算的网格划分方案。

2.2 实验验证

为验证所建立数值模型的准确性与可靠性,本文选取实际量产的真空干燥炉设备进行升温过程中温度测量实验,加热膜功率密度为0.558 W/cm²以最大功率热到110℃,将实验结果与数值模拟结果进行对比分析。

本研究在布置测温点时,既保证了对整个炉腔

的均匀监控,又专门针对容易出现极端温度的中心热点和边缘冷角进行了重点覆盖。实验在每层加热板上均匀布设了9个测温节点共计36个传感器,这种兼顾整体与局部的监测方式,确保了实验数据能真实反映各类极端工况下的温度变化。各测温点的具体位置与编号详见图4。

为验证模型的准确性,采用图5(a)所示真空干燥炉开展升温实验。实验过程中,利用图5(b)所示TP9000多路温度记录仪及K型铁氟龙热电偶对各

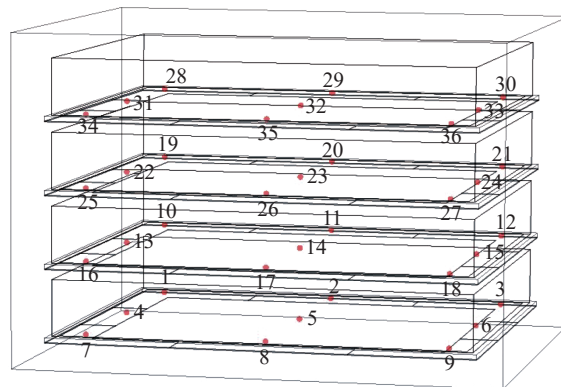


图4 36个测温点位置示意图

Fig. 4 Schematic diagram of the positions of 36 temperature measuring points

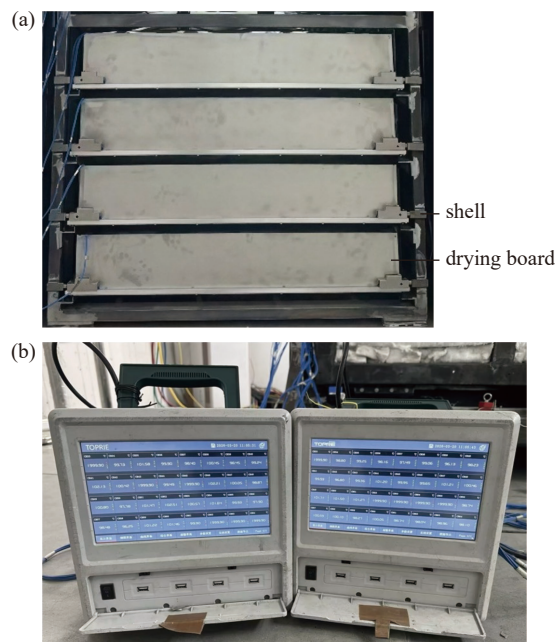


图5 实验设备。(a)真空干燥炉测试设备,(b)TP9000多路温度记录仪

Fig. 5 Experimental equipment. (a) Test equipment of the vacuum drying furnace, (b) TP9000 Multi-channel temperature recorder

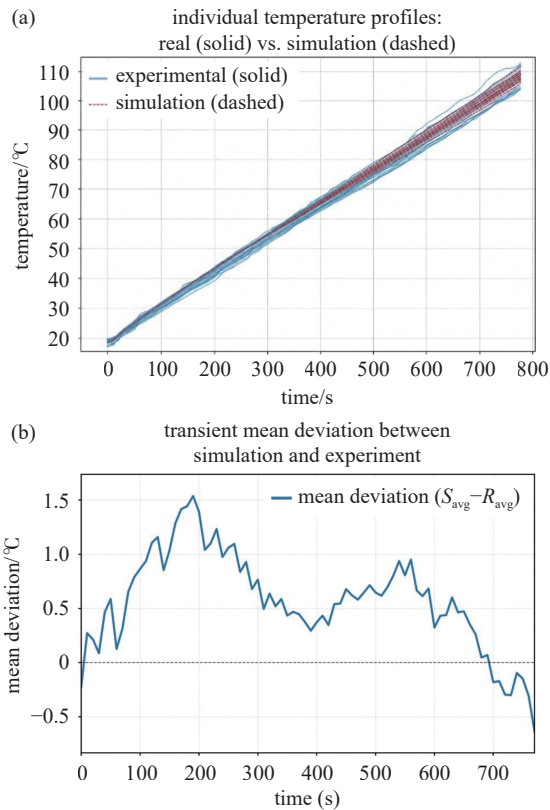


图6 实验验证对比结果。(a)温度随时间变化对比图,(b)实时平均偏差变化曲线

Fig. 6 Comparison results of experimental verification. (a) Comparison plot of temperature versus time, (b) curve of real-time average deviation variation

测点温度进行实时采集。测量系统精度为 $\pm 1.5^{\circ}\text{C}$, 能够满足实验测试要求。

将实验数据与对应位置的数值模拟结果进行对比分析。由图 6(a)可知, 模拟结果与实验结果在升温过程中的变化趋势基本一致; 由图 6(b)可知,

整个加热周期内模拟均值与实验均值的偏差始终保持在较小范围内, 最大偏差不超过 1.6°C 。结果表明, 所建立的数值模型能够较准确地预测真空干燥炉的温度变化规律, 具有良好的可靠性和工程应用价值。

进一步对 36 个测温点的仿真结果与实验数据进行误差分析。结果表明, 总体平均绝对误差为 1.11°C , 平均相对误差为 2.12%, 均处于工程允许范围内。由图 7 可知, 36 个测点的最大误差为 2.51°C , 出现在第三层板外围的 21 号测点。总体上, 外围区域测点误差相对较大, 主要源于实验过程中环境扰动、传感器安装误差以及模型对局部边缘结构适度简化所带来的影响。相比之下, 各层板中心区域测点误差较小, 这是由于其温度变化主要受稳态热传导过程控制, 热惯性较大, 对边界扰动具有较强的衰减作用。

尽管仿真结果与实验数据之间存在一定偏差, 但整体误差较小, 且温度变化趋势保持良好一致性。验证结果表明, 所建立的数值模型能够较准确地表征真空干燥炉内部传热过程及温度场演化规律, 具有较好的可靠性和预测能力, 可为后续温度均匀性分析及结构优化研究提供可靠依据。

2.3 简化物理模型与 MATLAB 验证

为验证数值模拟结果的合理性并分析炉腔加热过程中的传热机理, 建立了对应的集中参数热力学模型。假设系统内部温度均匀, 将加热系统等效为单一热节点。在热源输入作用下, 系统通过自然对流和热辐射向环境散热。根据能量守恒原理, 可得系统的能量平衡方程:

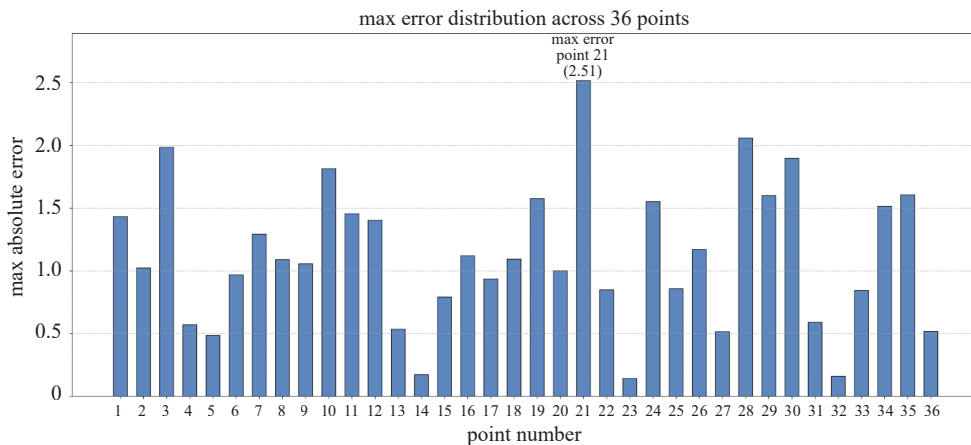


图7 监测点最大误差分布图

Fig. 7 Distribution map of maximum error at monitoring points

$$C_{\text{eff}} \frac{dT}{dt} = P_{\text{total}} - hA_{\text{conv}}(T - T_{\text{amb}}) - \varepsilon_{\text{eff}} \sigma A_{\text{rad}}(T^4 - T_{\text{amb}}^4) \quad (6)$$

式中: C_{eff} 为系统等效热容; P_{total} 为总输入热功率; h 为对流换热系数; A_{conv} 为对流换热面积; A_{rad} 为等效辐射面积; ε_{eff} 为等效表面发射率。

系统等效热容由各材料区域热容叠加得到:

$$C_{\text{eff}} = \sum_i \rho_i C_{p,i} V_i \quad (7)$$

其中, V_i 、 ρ_i 和 $C_{p,i}$ 分别为第 i 个区域的体积、密度及比热容。

从几何模型和边界条件中提取热源面积、对流换热面积以及主要材料区域的体积参数。主要材料区域的体积及热物性参数如表3所示。

在 MATLAB 中采用 ode45 对上述集中参数模型进行数值求解。计算时间与几何仿真模型保持一致。MATLAB 简化模型、几何仿真结果与实验测试结果的平均温升曲线对比如图8所示。

MATLAB 计算得到系统平均温度与几何仿真

表3 系统主要材料热物性参数表

Tab. 3 Table of thermal physical property parameters of main materials in the system

材料区域	体积/m ³	密度/kg·m ⁻³	比热容/J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹
空气	3.9505	1.184	1007
铝	0.204	2700	900
铁氟龙	0.00141	2100	1050
加热膜	0.0153	1600	1000
304 不锈钢	0.00554	7900	500

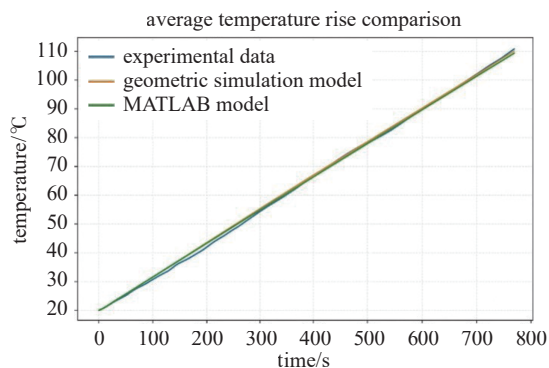


图8 实验结果、几何仿真模型与 MATLAB 模型平均温度升温对比

Fig. 8 Comparison of average temperature rise obtained from experimental data, geometric simulation model, and MATLAB model

模型的相对误差为 0.4%。由图8可知, 三者的温升变化趋势基本一致。MATLAB 简化模型能够较准确地预测系统平均温度变化, 几何仿真模型能够进一步反映温度场分布特征, 实验结果则验证了模型的可靠性。三者结果具有较好的一致性, 表明所建立的模型能够有效描述系统加热过程中的温度变化规律, 具有较高的计算精度。

3 仿真结果与分析

由于炉体内部各层铺设的铁氟龙膜直接与待处理产品接触并通过热传导方式向产品传递热量, 因此铁氟龙膜表面的温度分布均匀性在很大程度上决定了产品受热的一致性。为了定量评价炉腔内部温度场分布特征以及不同工况下的温度均匀程度, 需要对各测温点温度数据进行统计分析, 并建立相应的温度均匀性评价指标。

在本研究中, 选取布置的 36 个测温点作为温度采样点, 通过计算各测温点温度的极差来表征该层温度分布的离散程度。同时, 为进一步反映整体炉腔在不同层面上的温度均匀性特征, 引入平均极差作为综合评价指标^[21]。其定义如下:

极差:

$$R = X_{\text{max}} - X_{\text{min}} \quad (8)$$

平均极差:

$$\bar{R} = \frac{\sum_{i=1}^k R_i}{k} \quad (9)$$

式中: X_{max} 为 36 个测温点最大值, K; X_{min} 为 36 个测温点最小值, K; R 表示单层测温点温度的极差, K; k 为炉体内部测温层数; R_i 为第 i 层的极差, K; $\bar{R}$ 为各层极差的平均值, K。

极差和平均极差数值越小, 说明炉腔内部温度分布越均匀, 系统的热场稳定性与产品受热一致性越好。

3.1 不同真空度对于温度均匀性的影响

为系统研究腔体内部压力对炉内温度均匀性的影响规律, 在炉体几何结构参数、边界条件及加热方式均保持一致的前提下, 将加热膜功率密度统一设定为 0.558 W/cm², 对不同压强条件下的炉腔温度场分布特性进行了对比分析。在此基础上, 通过改变腔体内部气体压强, 分别选取 1 atm、1/2 atm、1/4 atm、1/8 atm、1/16 atm 以及 1/32 atm 六种典型工

况进行数值模拟分析。

图 9 给出了不同压力条件下铁氟龙表面的温度分布结果。总体来看,随着压力降低,炉内温度均匀性明显提高。当压力由 1 atm 降低至 1/8 atm 时,表面温度梯度逐渐减小,温度分布趋于均匀;继续降低压力后,均匀性改善幅度明显减弱,并出现轻微波动现象。

这种变化规律与炉内传热机制的转变密切相关。在常压条件下,气体密度较高,温差诱导的浮升力驱动明显,炉内形成较强的自然对流循环。热空气沿侧壁上升并在顶部汇聚,从而导致热量在空间内发生大尺度重新分配,使局部区域出现温度偏

高或偏低现象,降低了整体温度均匀性。

图 10 给出了不同压力条件下炉内流场分布情况。随着压力降低,炉内流动强度显著减弱,最大流速由常压下的 0.668 m/s 下降至 1/32 atm 时的 0.0687 m/s,降幅达到 89.7%。流场强度的大幅衰减表明浮力驱动作用受到明显抑制,自然对流逐渐失去主导地位,气体流动对热量运输的贡献显著降低。

从传热理论角度分析,自然对流强度通常采用 Rayleigh 数进行表征。当系统压力降低时,气体密度减小, Rayleigh 数显著下降,浮力驱动作用逐渐减弱,自然对流传热能力明显降低。在常压条件下,

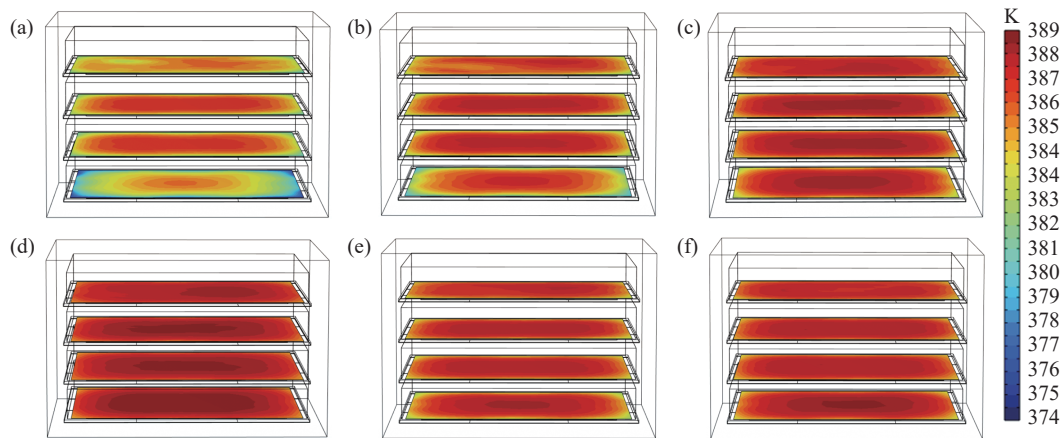


图9 不同压力下铁氟龙薄膜表面温度分布云图。(a) $p=1$ atm, (b) $p=1/2$ atm, (c) $p=1/4$ atm, (d) $p=1/8$ atm, (e) $p=1/16$ atm, (f) $p=1/32$ atm

Fig. 9 Cloud charts of surface temperature distribution of PTFE membrane under different pressures. (a) $p=1$ atm, (b) $p=1/2$ atm, (c) $p=1/4$ atm, (d) $p=1/8$ atm, (e) $p=1/16$ atm, (f) $p=1/32$ atm

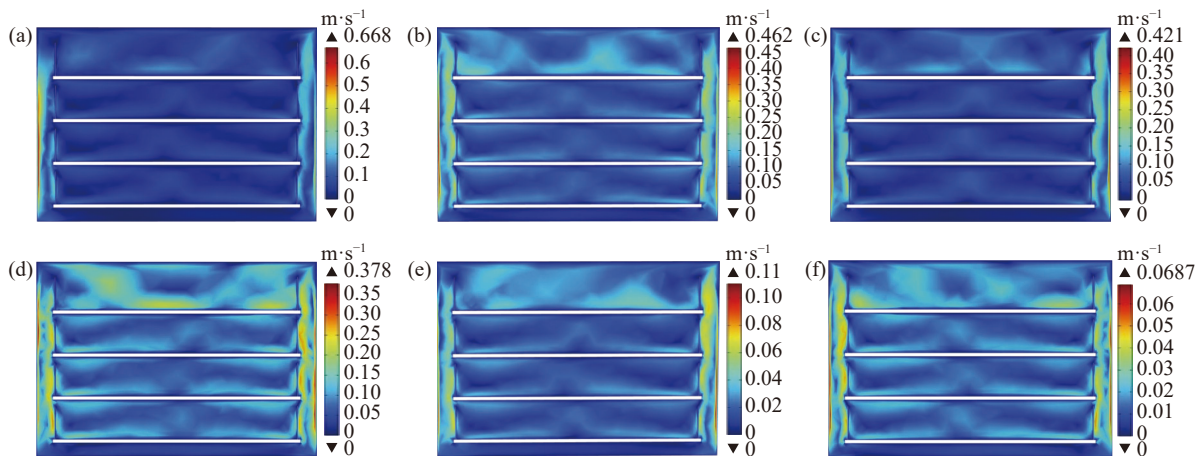


图10 不同压力下真空干燥炉截面速度云图。(a) $p=1$ atm, (b) $p=1/2$ atm, (c) $p=1/4$ atm, (d) $p=1/8$ atm, (e) $p=1/16$ atm, (f) $p=1/32$ atm

Fig. 10 Cross-section velocity cloud diagrams of vacuum drying furnace under different pressures. (a) $p=1$ atm, (b) $p=1/2$ atm, (c) $p=1/4$ atm, (d) $p=1/8$ atm, (e) $p=1/16$ atm, (f) $p=1/32$ atm

腔体内空气流动会导致热量在空间内重新分布,从而加剧局部温度差异;而随着压力降低,对流换热逐渐受到抑制,由流动引起的非均匀热量运输显著减弱。此时系统传热主要依赖固体导热和表面对表面辐射传热,两者均不涉及大尺度流体运动,因此温度场主要受结构导热路径和边界条件控制。随着对流影响减弱,局部热量扰动减少,炉内温度分布逐渐趋于稳定,温度均匀性得到改善。

为了进一步分析压力变化对系统能量传递特性的影响,图 11 给出了炉体外壳散热损失功率随时间变化情况。结果表明,常压条件下外壳散热功率最大约为 3200 W,而 1/8 atm 工况下仅为 760 W,降幅超过 76%。这说明降低系统压力不仅削弱了炉内自然对流,同时减少了热量向环境的散失,使更多热量保留在炉体内部参与加热过程,从而提高了系统整体温度水平和温度一致性。

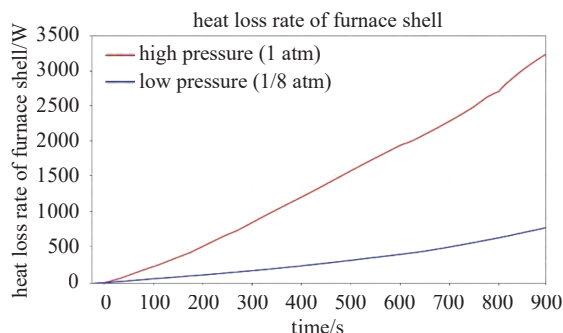


图 11 炉体散热损失功率随时间变化

Fig. 11 The power loss due to heat dissipation of the furnace body varies with time

为进一步分析不同压力条件下炉内温度分布特征,在计算 36 个测温点平均温度和标准差的基础上,引入 95% 置信区间对测温点温度均值的统计可靠性进行表征。其计算公式为:

$$CI_{95\%} = \bar{T} \pm 1.96 \frac{s}{\sqrt{n}} \quad (10)$$

式中, $\bar{x}$ 为 36 个测温点温度均值; s 为样本标准差; n 为测温点数量 ($n=36$)。95% 置信区间用于表征测温点温度均值的统计波动范围,可辅助评价不同压力工况下温度分布特征的稳定性。温度均匀性则主要通过标准差和温度极差进行评价。

对 36 个测温点数据进行统计分析,结果如表 4 所示:

由表 4 可知,随着压力降低,炉内平均温度整体呈上升趋势,而标准差和极差总体表现为先减小

表 4 不同压力条件下温度均匀性统计结果

Tab. 4 Statistical results of temperature uniformity under different pressure conditions

压力/atm	平均温度/K	标准差/K	95% 置信区间/K	极差/K
1	383.02	2.39	± 0.78	9.26
1/2	384.55	1.72	± 0.56	6.72
1/4	385.89	1.19	± 0.39	4.66
1/8	386.91	0.89	± 0.29	3.38
1/16	385.57	1.23	± 0.40	4.73
1/32	386.14	1.01	± 0.33	3.94

后趋于稳定。当压力由 1 atm 降低至 1/8 atm 时,平均温度由 383.02 K 提高至 386.91 K,温度极差由 9.26 K 降至 3.38 K,降幅达到 63.5%;标准差由 2.39 K 降至 0.89 K,表明降低系统压力能够有效改善炉内温度均匀性。然而,当压力进一步降低至 1/16 atm 和 1/32 atm 时,标准差分别增大至 1.23 K 和 1.01 K,温度极差回升至 4.73 K 和 3.94 K,说明继续提高真空度后温度均匀性的改善效果已趋于饱和。

从统计结果来看,1/8 atm 工况对应最小的标准差和极差,表明其具有最佳的温度均匀性。进一步比较发现,1/4 atm、1/8 atm 和 1/16 atm 工况下测温点温度均值的 95% 置信区间存在一定重叠,且标准差均小于 1.3 K、温度极差差值均小于 1.5 K,说明该压力区间内温度均匀性差异相对有限。在本研究范围内,1/4 ~ 1/16 atm 压力区间均表现出较好的温度均匀性,其中 1/8 atm 工况具有相对最优的综合表现。

为验证数值模拟预测结果的可靠性,本文进一步选取常压和仿真分析得到的最优压力工况 1/8 atm 开展实验对比研究。实验过程中保持加热功率、装载方式及边界条件一致,仅改变炉内压力水平,以考察压力变化对温度均匀性的影响,结果如图 12 所示。

实验结果表明,1/8 atm 工况下的温度极差明显低于常压工况,验证了仿真模型对于压力影响规律预测的合理性。

综上所述,随着压力降低,炉内气体密度下降, Rayleigh 数减小,自然对流作用受到抑制,由流体循环引起的非均匀热量运输减弱,温度均匀性明显改善。当压力进一步降低时,对流贡献趋于稳定,均匀性提升逐渐饱和。在本研究范围内,1/4 ~ 1/16 atm 压力区间均具有较好的温度均匀性,其中 1/8 atm 工

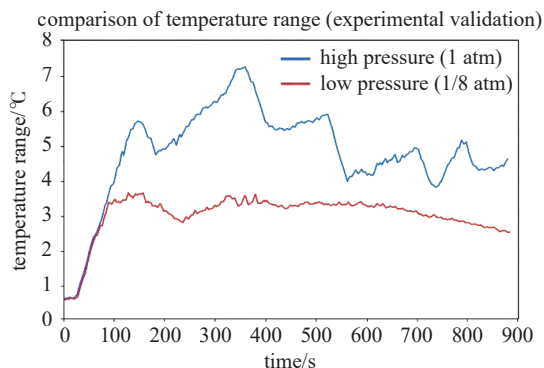


图12 不同压力条件下温度极差的实验验证

Fig. 12 Experimental validation of temperature range under different pressures

况的温度标准差和极差最小,表现出相对较优的综合性能。

3.2 加热膜分区功率密度对于温度均匀性的影响

根据图9所示铁氟龙表面温度分布云图可知,炉腔内部存在一定的径向温度梯度,边缘区域受外界环境散热影响较大,其温度低于中心区域。为补偿边界热损失并改善温度均匀性,对加热膜进行了分区设计,如图13所示,将其划分为边缘热区和中心热区,并通过针对不同区域设置差异化功率密度实现温度场优化。

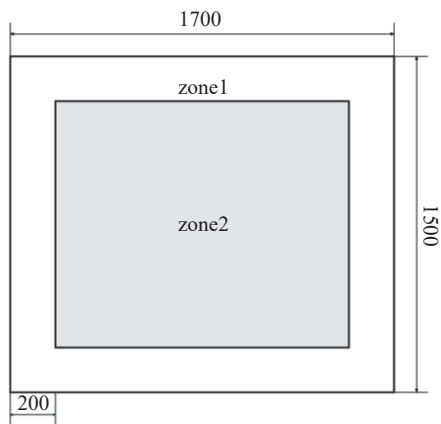


图13 加热膜分区示意图

Fig. 13 Schematic diagram of heating film zoning

在保持炉体结构及边界条件不变的情况下,基于常压工况下的初始温度场结果,分别设置边缘区域功率密度较中心区域提高5%、7.5%、10%、12.5%和15%进行数值模拟。由于常压条件下自然对流最为强烈,边界热损失达到最大,因此选择该工况开展边缘功率敏感性分析,以确定系统在最不利散热条件下的功率补偿上限,为后续控制策略设计提供

依据。

由图14可知,随着边缘区域功率密度的提高,炉腔平均温度逐渐升高,36个测温点的温度极差整体呈下降趋势,表明温度均匀性得到改善。当边缘功率补偿比例达到10%时,温度极差降至最小值,炉腔内部温度梯度显著减弱,系统获得最佳温度均匀性。继续提高补偿比例至15%后,四层板平均温度极差出现回升,说明边缘区域产生过补偿现象,形成新的反向温度梯度。

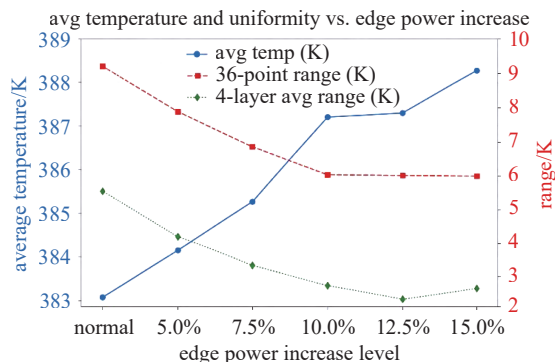


图14 平均温度与极差随边缘功率补偿的变化

Fig. 14 Variation of average temperature and temperature range with edge power compensation

综合分析表明,在常压工况下,边缘区域功率密度较中心区域提高10%时可获得最佳静态温度均匀性。该补偿比例可作为后续动态温度控制系统前馈补偿的上限参考,为多区域加热功率优化及控制算法设计提供依据。

3.3 中层铝板厚度对于温度均匀性的影响

为研究中间层铝板厚度对炉内温度场分布及温度均匀性的影响,以图2所示烘干层板结构为研究对象开展参数化数值模拟。在保持炉体结构、边界条件及加热功率密度等参数不变的条件下,仅改变中间层铝板厚度,以分析其对炉腔温度场的调控作用。中间层铝板作为主要导热与均温部件,其厚度变化将影响热量传递路径、热扩散能力及蓄热特性,进而影响系统整体温度分布。为系统评估其影响规律,选取14 mm、16 mm、18 mm、20 mm和22 mm五种厚度方案进行仿真计算。

由图15可知,中间层铝板厚度对系统平均温度和温度均匀性均具有显著影响。随着厚度由14 mm增加至22 mm,系统平均温度整体呈下降趋势,由约394 K降低至370 K。这主要是由于铝板

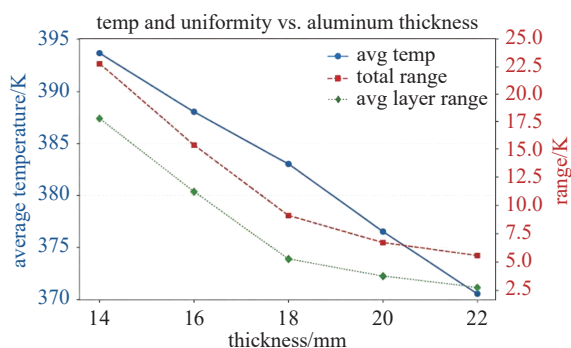


图15 平均温度与极差随铝板厚度的变化

Fig. 15 Variation of average temperature and range with aluminum plate thickness

厚度增加后,热传导路径延长且热容量增大,导致单位时间内传递至上层结构的热量减少,从而降低了系统整体温度水平。

从传热机理角度分析,中间层铝板在层板结构中兼具热量传递与温度均衡作用。由于铝材料具有较高的导热系数,其面内导热能力远高于铁氟龙膜等非金属材料。当铝板厚度较小时,加热膜产生的热量主要沿局部路径向上传递,热量在平面方向扩散能力有限,容易在热源区域形成局部热点,从而导致较大的温度梯度。当铝板厚度增加后,其横向导热截面积增大,面内热扩散能力增强,局部高温区域能够更快地向周围低温区域传递热量,使温度分布趋于均匀,因此测温点温度极差明显减小。

进一步分析可发现,当铝板厚度由14 mm增加至18 mm时,温度极差下降幅度最为明显;而继续增加至20 mm和22 mm后,温度极差改善幅度明显减缓。这表明随着厚度增加,铝板对温度场的均化作用逐渐趋于饱和。此时进一步增厚铝板虽然能够略微改善温度均匀性,但会显著增加系统热惯性并降低工作温度水平,综合收益有限。

因此,从温度均匀性改善效果与温度水平保持能力两方面综合考虑,在本研究参数范围内,中间层铝板厚度取18~20 mm时能够获得较优的综合热场性能,可作为多层板真空干燥炉层板结构设计的推荐参数范围。

4 结论

针对多层板真空干燥炉温度均匀性问题,建立并验证了三维多物理场耦合传热模型,在此基础上分析了压力、加热膜功率分布及中层铝板厚度对温度场的影响规律。主要结论如下:

(1)仿真结果与实验数据吻合较好,36个测温点平均绝对误差为1.11℃,平均相对误差为2.12%,表明所建立模型能够较准确地预测炉内温度场分布。

(2)系统压力对温度均匀性具有显著影响。随着压力降低,炉内温度均匀性明显改善;当压力降低至1/8 atm附近时,温度均匀性达到较优水平,继续降低压力后改善效果趋于饱和。

(3)通过提高边缘区域加热功率密度可有效改善温度均匀性,常压下边缘功率较中心区域提高约10%时温度极差达到最小值,可为后续多区域加热控制策略设计提供参考。

(4)增大中层铝板厚度有利于增强热量横向扩散能力并提高均温效果,但会降低系统平均温度。当铝板厚度为18~20 mm时,可获得较好的温度均匀性和温度水平综合表现。

本研究结果可为多层板真空干燥炉的结构设计与温度控制优化提供参考。

参 考 文 献

- [1] Yang X F, Chen W, Xiao J, et al. Application of reaction engineering approach in modelling vacuum baking of lithium battery[J]. *CIESC Journal*, 2022, 73(7): 3262–3272 (杨兴富, 陈文, 肖杰, 等. 反应工程方法在锂电池真空干燥模拟上的应用 [J]. *化工学报*, 2022, 73(7): 3262–3272 (in Chinese))
- [2] Chen Y X, Yang J M, Li D B, et al. Numerical simulation of the vacuum drying process of cylindrical lithium-ion batteries[J]. *Energy Storage Science and Technology*, 2023, 12(6): 1957–1967 (陈育新, 杨家沐, 李东博, 等. 圆柱形锂离子电池真空干燥过程的数值模拟 [J]. *储能科学与技术*, 2023, 12(6): 1957–1967 (in Chinese))
- [3] Li J L, Zhou X X, Fang J, et al. Vacuum drying of flexible LiFePO₄ electrode for lithiumion battery: an experimental study[J]. *Chinese Journal of Vacuum Science and Technology*, 2019, 39(10): 839–844 (李吉乐, 周晓雄, 方军, 等. LiFePO₄ 极片真空干燥特性及动力学 [J]. *真空科学与技术学报*, 2019, 39(10): 839–844 (in Chinese))
- [4] Zhang W P, Chen C, Ju H Y, et al. Pulsed vacuum drying of fruits, vegetables, and herbs: Principles, applications and future trends[J]. *Comprehensive Reviews in Food Science and Food Safety*, 2024, 23(5): e13430
- [5] Zhang S Q, Liu Z Q, Mo W H, et al. Discussion on temperature uniformity in low-temperature zone of vacuum furnace[J]. *Heat Treatment of Metals*, 1997(3): 46–48 (张

- 善庆, 刘忠秋, 莫卫红, 等. 真空炉低温区炉温均匀性探讨 [J]. *金属热处理*, 1997(3): 46–48 (in Chinese))
- [6] Xiong L, Zhang D C, Song S C, et al. Numerical simulation and system optimization of temperature field in silicon carbide vacuum sintering furnace[J]. *Heat Treatment of Metals*, 2022, 47(6): 259–265 (熊梨, 张登春, 宋石初, 等. 碳化硅真空烧结炉温度场数值模拟与系统优化 [J]. *金属热处理*, 2022, 47(6): 259–265 (in Chinese))
- [7] Wang J, Tang L N, Wang H, et al. Simulation of temperature field in vacuum furnace and evaluation of vacuum heating process[J]. *Heat Treatment*, 2021, 36(1): 1–5 (王婧, 唐丽娜, 王皓, 等. 真空炉内温度场的模拟及真空加热工艺评估 [J]. *热处理*, 2021, 36(1): 1–5 (in Chinese))
- [8] Liu X X, Yang S, Kong L K, et al. Numerical simulation and optimization of temperature field of sintered NdFeB vacuum furnace based on fluent[J]. *Metallic Functional Materials*, 2024, 31(6): 91–97 (刘晓旭, 杨松, 孔令凯, 等. 基于 Fluent 烧结钕铁硼真空炉温度场数值模拟与优化 [J]. *金属功能材料*, 2024, 31(6): 91–97 (in Chinese))
- [9] Yang S, Li J, Liu D, et al. Simulation of gas quenching cooling temperature field and flow field of sintered Nd-FeB vacuum sintering furnace based on fluent[J]. *Metallic Functional Materials*, 2023, 30(5): 113–117 (杨松, 李军, 刘迪, 等. 基于 Fluent 烧结钕铁硼真空烧结炉气淬冷却温度场流场的模拟 [J]. *金属功能材料*, 2023, 30(5): 113–117 (in Chinese))
- [10] Liu Y, Zhang W, Liu Y P. Heat transfer in vacuum drying oven: a simulation study[J]. *Chinese Journal of Vacuum Science and Technology*, 2020, 40(4): 297–301 (刘颖, 张雯, 刘义平. 真空干燥箱内传热过程数值模拟研究 [J]. *真空科学与技术学报*, 2020, 40(4): 297–301 (in Chinese))
- [11] Asako Y, Yamaguchi Y, Chen L, et al. Combined natural convection and radiation heat transfer in a vertical air cavity with hexagonal honeycomb core of negligible thickness[J]. *Numerical Heat Transfer Part A*, 1996, 30(1): 73–85
- [12] Fang Y, Eames P, Norton B, et al. Experimental validation of a numerical model for heat transfer in vacuum glazing[J]. *Solar Energy*, 2006, 80(5): 564–577
- [13] Mo Y L, Wang W K, Wei B, et al. Numerical simulation study on temperature field distribution characteristics of heat treatment furnace[J]. *Mechanical Research & Application*, 2026, 55(8): 178–187 (莫玉林, 王文坤, 魏斌, 等. 热处理炉温度场分布特性数值模拟研究 [J]. *机械研究与应用*, 2026, 55(8): 178–187 (in Chinese))
- [14] Hu Y L. Optimization design of temperature control system for bridge reheating furnace[J]. *Industrial Furnace*, 2016, 38(1): 53–56 (胡玲艳. 渡桥加热炉控温系统的优化设计 [J]. *工业炉*, 2016, 38(1): 53–56 (in Chinese))
- [15] Li C G, Tsubokura M, Fu W S, et al. Compressible direct numerical simulation with a hybrid boundary condition of transitional phenomena in natural convection[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2015, 90: 654–664
- [16] Moran M J, Shapiro H N, Munson B R, et al. Introduction to thermal systems engineering: thermodynamics, fluid mechanics, and heat transfer[M]. New York: John Wiley & Sons, 2002
- [17] Bergman T L. Fundamentals of heat and mass transfer[M]. Hoboken, NJ: John Wiley & Sons, 2011
- [18] Steiner T R. High temperature steady-state experiment for computational radiative heat transfer validation using COMSOL and ANSYS[J]. *Results in Engineering*, 2022, 13: 100354
- [19] Wang Y, Lu T, Wu L W, et al. Numerical simulation of thermal properties of active phased array antenna[J]. *Journal of System Simulation*, 2018, 30(9): 3526–3545 (王勇, 卢婷, 吴龙文, 等. 有源相控阵天线散热特性的数值仿真 [J]. *系统仿真学报*, 2018, 30(9): 3526–3545 (in Chinese))
- [20] Sun L, Tierney C M, Armstrong C G, et al. Decomposing complex thin-walled CAD models for hexahedral-dominant meshing[J]. *Computer-Aided Design*, 2018, 103: 118–131
- [21] Wu Q, Hao X P, Song J, et al. The investigation on the temperature field uniformity of a high-precision vacuum blackbody[J]. *Journal of Metrology*, 2022, 43(10): 1279–1284 (武强, 郝小鹏, 宋健, 等. 高精度真空黑体温度场均匀性研究 [J]. *计量学报*, 2022, 43(10): 1279–1284 (in Chinese))