

引文格式:路泽斌,周正干,周庆珩,等. 铝基复合材料深冷急热处理过程中温度场热流动力学试验与仿真研究[J]. 航空制造技术, 2026, 69(19): 25020371.

LU Zebin, ZHOU Zhenggan, ZHOU Qingheng, et al. Experimental and simulation research on thermal dynamics of temperature field during deep cryogenic rapid heat treatment of aluminum matrix composites[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2026, 69(19): 25020371.

铝基复合材料深冷急热处理过程中温度场热流动力学试验与仿真研究

路泽斌¹,周正干¹,周庆珩¹,潘冉²,刘宝胜²,杨力伟³,周文彬¹

(1. 北京航空航天大学机械工程与自动化学院,北京 100191;

2. 中国航空制造技术研究院,北京 100024;

3. 北京航空航天大学能源与动力工程学院,北京 100191)

[摘要] 围绕颗粒增强铝基复合材料在深冷急热处理过程中的温度场演化问题,开展了系统性试验与CFD仿真研究。通过对样件实施液氮深冷处理后迅速浸入沸水,布设热电偶于样件内部测得升温数据,揭示急热过程中的温度变化规律;基于Fluent软件建立三维瞬态热流固耦合CFD模型,模拟样件进入热介质过程中多物理场耦合效应的换热机制。结果表明,仿真数据与试验结果一致,模型具有较高的准确性;样件在初始加热阶段存在剧烈的温度梯度,随后整体温度趋于一致,平均温度由-194℃快速升至92℃;样件急热过程中截面传热系数最高达2265.15 W/(m²·K);急热过程中,近样件壁面液体区域会形成环绕样件的95℃低温区,与远端液体存在5℃的温差。

关键词: 铝基复合材料;深冷急热处理;CFD仿真;温度场演化;换热系数

中图分类号: V252.2;TG156.91

文献标志码: A

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.25020371

Experimental and Simulation Research on Thermal Dynamics of Temperature Field During Deep Cryogenic Rapid Heat Treatment of Aluminum Matrix Composites

LU Zebin¹, ZHOU Zhenggan¹, ZHOU Qingheng¹, PAN Ran², LIU Baosheng², YANG Liwei³, ZHOU Wenbin¹

(1. School of Mechanical Engineering and Automation, Beihang University, Beijing 100191, China;

2. AVIC Manufacturing Technology Institute, Beijing 100024, China;

3. School of Energy and Power Engineering, Beihang University, Beijing 100191, China)

[ABSTRACT] Systematic experiments and CFD simulations were conducted to investigate the temperature-field evolution of particle-reinforced aluminum matrix composites during a deep cryogenic rapid heat treatment. After soaking in liquid nitrogen, specimens were plunged into boiling water; thermocouples embedded inside recorded the transient heating history, revealing the temperature-rise behavior. A 3D transient thermal-fluid-structure coupled CFD model was established based on Fluent software to simulate the heat transfer mechanism of multiphysics coupling effects during the specimen's immersion into the hot medium. The results show good agreement between predicted and measured temperatures, confirming high model accuracy. A severe temperature gradient exists at the onset of heating, but the specimen rapidly equilibrates, its average temperature climbing from -194℃ to 92℃. During the rapid heating of the specimen, the maximum convective heat transfer coefficient at the cross-section reaches 2265.15 W/(m²·K). Throughout the process, a 95℃ cold annulus envelops the specimen wall, maintaining a 5℃ difference from the distant liquid.

收稿日期: 2025-11-19; 退修日期: 2025-12-11; 录用日期: 2026-03-26

基金项目: 国家重点研发计划(2022YFB3405101);国家自然科学基金(52305332)

通信作者: 周文彬,副教授,博士生导师,研究方向为轻量化薄壁结构高性能成形制造技术、可成形轻量化设计、超声无损检测等。

Keywords: Aluminum matrix composites; Deep cryogenic rapid heat treatment; CFD simulation; Evolution of temperature field; Heat transfer coefficient

随着现代航空装备向着轻量化、高机动性与高可靠性方向发展,关键承载结构不仅需要具备优异的比强度与比刚度,还必须在复杂服役环境下保持长期的稳定性和抗损伤能力^[1-3]。铝基复合材料凭借其综合性能,已成为飞机机身、起落架、制动系统和旋翼结构等部位的重要候选材料,其服役性能的提升直接关系到飞行器的安全性和寿命^[4-6]。在航空航天领域中,颗粒增强铝基复合材料已广泛应用在承载结构件上^[7-8]。例如,法国Eurocopter公司生产的EC-120民用直升机采用铝基复合材料作为旋翼系的材料^[9]。DWA公司使用体积分数15% SiC_p/2009Al复合材料制造的液压制动器缸体已经应用在F-18战斗机上^[10]。

对于大多数有色金属而言,成形前的预处理可以有效提高强度和硬度,并大幅减少残余应力^[11-12]。深冷处理是一种适用于铝合金及其复合材料的绿色低碳预处理工艺^[13]。该工艺将材料在固溶后冷却至-130℃以下保存一段时间,可以有效改善材料组织分布,从而提高材料的耐磨性和韧性^[14]。许多学者对材料历经深冷处理后的力学性能、组织演化、变形行为进行了大量的测试与表征,结果表明材料历经深冷处理过程中强度变化趋势更为平缓,析出相更为细小且弥散分布^[15-17]。近年来,一些学者对深冷处理工艺进行了改进。采用超低温深冷和高温急热交替作用的热处理工艺方法——深冷急热处理可以有效消除材料内部残余应力^[18]。急热处理是将处于超低温状态的试样迅速转移至高温环境中,利用极端的瞬时温差激发剧烈热交换的工艺过程。样品表面在数秒内发生快速温升并产生巨大的瞬态温度梯度,通过瞬时热应力场实现残余应力的有效重构,与依靠加热炉升温、过程缓慢的传统退火、正火等热处理方法具有本质区别,深冷急热处理后的材料试样提前2 h达到硬度峰值,且整个预处理阶段的硬度均被提高,析出相尺寸、分布更为均匀^[19]。

虽然深冷急热处理过程能够优化材料微观结构、提升材料性能,但是该过程涉及复杂的热流固多物理场耦合效应^[20],流体介质的流动及其在样品表面的相变状态直接决定了材料的热场分布,进而控制内部热应力的演化。然而,现有研究多侧重于宏观性能表征与静态组织观察,在传热机理方面,大多采用简化的经验换热系数进行传统有限元分析,未能充分考虑急热介质在样品表面的动态相变历程,如气膜演变及流场对热场演化的实

时反馈。近年来,计算流体动力学在复杂界面追踪及相变模拟中已实现成熟应用,为精细化表征剧烈热交换过程提供了可能。因此,本研究旨在建立急热处理过程中试块-液体介质温度场演化的瞬态CFD热流耦合仿真模型,通过多物理场耦合计算深入探讨极端温度梯度下的瞬态传热机制,以弥补现有研究在动态换热定量表征方面的不足,并分析急热过程中材料内部温度场的演化规律。通过进行铝基复合材料深冷急热过程的测温试验,将试验获取的温度场结果与仿真模型进行对比验证。

1 铝基复合材料深冷急热测温试验

针对颗粒增强铝基复合材料开展深冷急热处理基础试验,采用85 mm×85 mm×80 mm立方体试块进行。试验使用两块立方体样件,每块样件分别重复进行反淬火试验两次。本试验基于深冷急热工艺原理,首先采用极低温环境对试块进行深冷预处理,使其达到稳定低温状态,随后将试块迅速置于高温液体介质中实现快速加热,整个过程严格计时并同步采集温度数据,试验工艺原理与基本试验过程如图1所示。试验中采用液氮浴方法进行深冷处理,使样件达到极低温下的热平衡,采用水作为急热过程的液体介质,水温为100℃,加热容器功率为2800 W。

考虑到样品表面粘贴热电偶会引入淬火介质的温度干扰,难以获取样品表面实际的温度变化,影响测量准确性,本试验将热电偶测温点布置于样品内部,记录铝基复合材料样品内部不同位置在急热过程中温度的变化过程。在样品内部布置9个测温点($T_1 \sim T_9$),具体的测点布置方案如图2所示,测点7位于立方体几何中心,测点6、8、9分布在通过中心点的垂直轴线上,用于监控样品内部核心区域的温度梯度;测点1、2、3、4、5则布置在距离样品外表面仅4 mm的近界面处,其中测点1、5靠近样品顶角区域,用以评估样品表面的复杂对流换热行为。9个测点的空间分布旨在捕捉从表面对流驱动区到核心导热控制区的完整温度梯度,由于孔径与样品整体尺寸相比极小,其对整体热流场的扰动可忽略不计,确保了所记录的瞬态温度历程能够真实反映样品内部的传热特征。

本试验中测点温度的测定采用T型铠装热电偶进

行,其测温范围为-200~200℃,测量精度为±1℃,满足试验中铝基复合材料样件在深冷急热处理中温度由-196~100℃的温度变化范围要求。所采用的铠装热电偶基本尺寸如下:热电偶探头直径为1mm,探头长度为150mm,引线长度为1m。试验中热电偶铺设于深孔内,采用耐超低温环氧树脂胶进行粘接、固定与密封。考虑到环氧树脂胶与铝基复合材料在导热系数上存在差异,为最小化胶粘材料对传热行为的干扰,试验严格控制钻孔直径为1.5mm,确保胶层厚度

维持在0.25mm的极低水平,降低了胶层热阻导致的温升滞后。同时,环氧树脂胶在固化后具有良好的物理稳定性,能够有效消除深孔内空气对流产生的测量误差。为保证热电偶测温的准确性,耐低温树脂胶型号为越富YF9188,其工作温度为-200~180℃,胶黏剂固化时间为24h。热电偶固定方案示意图及粘接后的试样如图3所示。采用TP100多通道数据记录仪进行热电偶温度信号的采集,TP100可用采样通道为24,数据仪采样频率为10Hz,采集器精度为±0.05%。根据误差传递定律,试验系统的总不确定度由热电偶测量误差与数据采集系统的系统误差合成。采用式(1)计算总不确定度,计算结果如表1所示。

$$w_R = \sqrt{\sum \left(\frac{\partial R}{\partial x_i} w_i \right)^2} \quad (1)$$

式中, w_i 为测量值的不确定度; $\frac{\partial R}{\partial x_i}$ 为测量值的灵敏系数。

2 铝基复合材料急热过程CFD仿真模型

本研究采用CFD流体动力学分析软件Fluent,根据铝基复合材料深冷急热基本试验的工况,建立急热处理过程中试块-液体介质温度场演化的瞬态CFD热流耦合仿真模型。

2.1 基本物理模型

CFD热流耦合仿真模型基于深冷急热处理基本试验物理过程进行构建,采用瞬态求解方法,其基本物理模型如图4所示。整体模型由固体计算域及流体计算

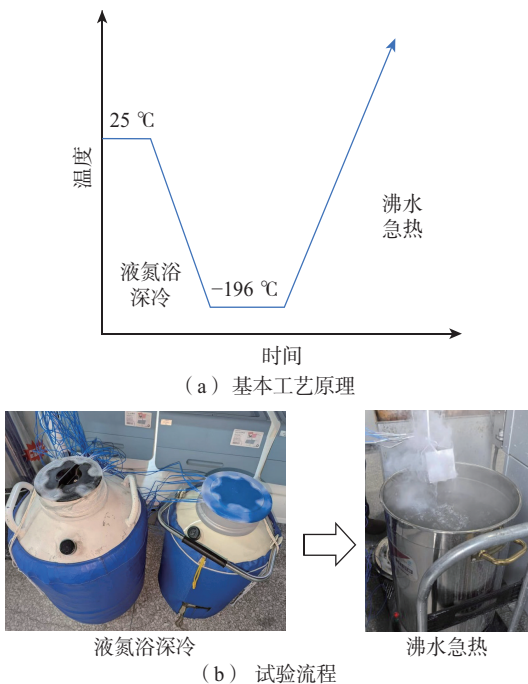


图1 试验工艺原理与基本流程

Fig.1 Principle and basic procedure of experimental process

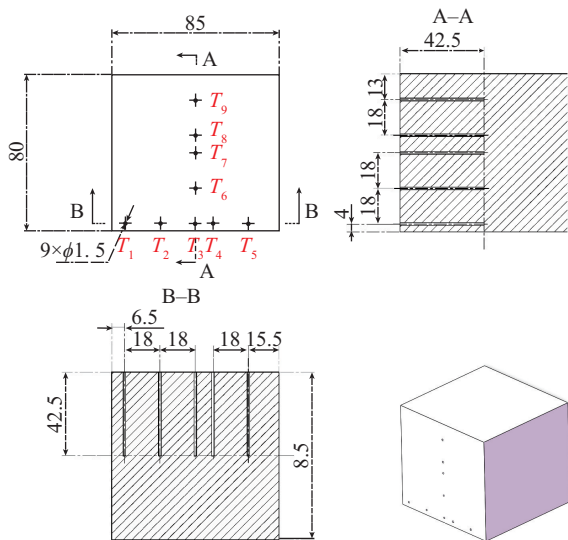


图2 温度测点布置

Fig.2 Temperature sensor placement

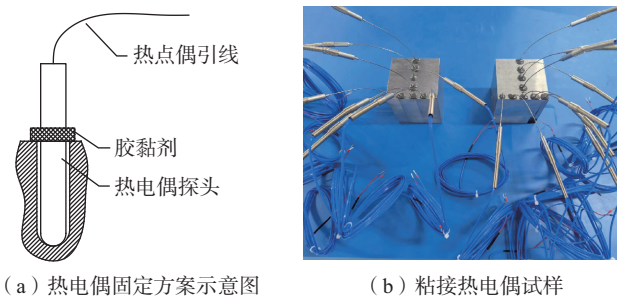


图3 热电偶固定方案与粘接热电偶样件

Fig.3 Thermocouple mounting scheme and bonded thermocouple specimen

表1 试验不确定度表

Table 1 Experiments uncertainty

类型	不确定度
T型热电偶	±1℃
数据采集仪	±0.05%
总不确定度	1.16℃

域组成,固体计算域即为铝基复合材料样件,流体计算域设置为底面半径210 mm、高600 mm的圆柱形区域,流体计算域由空气与水组成,其中水的高度为400 mm。立方体样件以0.15 m/s速度进入急热介质沸水中,样件完全浸没后在水中静置,急热处理时间总计60 s。在仿真模型中设置铝基复材材料属性,如表2所示。

模型基本网格划分如图5所示,流体计算域与固体计算域均采用六面体网格,并采用流体计算域与固体计

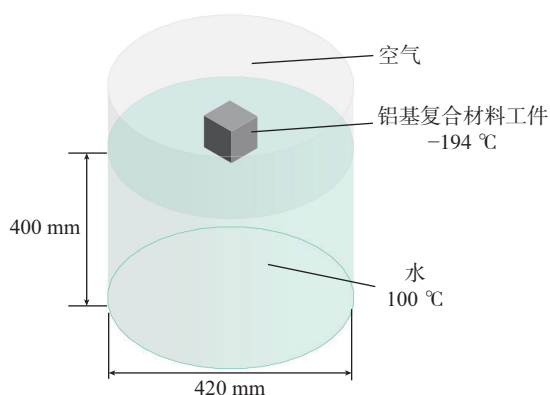


图4 基本物理模型

Fig.4 Basic physical model

表2 铝基复合材料材料属性表

Table 2 Properties of aluminum matrix composites

温度/°C	比热容/(J/(kg·K))	热导率/(W/(K·m))
-179.28	379.49	91.6
-164.3	447.21	99.07
-149.17	510.72	105.69
-134.08	562.77	112.03
-118.97	608.7	117.33
-103.85	645.19	121.86
-88.74	681.03	125.62
-73.65	706.85	128.79
-58.57	734.45	131.05
-43.48	759.25	132.05
-28.45	782.75	133.77
-15.01	802.49	134.09
50	835	176
160	910	178
270	963	179
380	1106	183
500	1280	187

算域网格共节点方法,以实现模型中固体计算域与流体计算域的数据交换,进行换热过程热流耦合计算。在仿真过程中,划分的网格数量会直接影响模拟计算的结果和精度,同时为充分利用计算资源,需要对模型进行网格无关性验证。划分了5套不同数目的网格,以急热处理后试样的平均温度为评判标准,结果如图6所示。随着网格数量的增多,样件平均温度趋于定值,考虑计算精度与计算资源,采用106万网格数目模型进行后续结果分析。

2.2 模型设置

本模型中所采用的基本边界条件包括出口边界条件和壁面边界条件。为真实反映试验工况,模型中流体计算域顶部设置为压力出口,以模拟开放式的大气环境并允许水蒸气自由溢出;基于试验中急热介质容器良好的保温性能和试验周期较短的实际情况,忽略侧壁面向环境的微小散热,将侧壁面设定为绝热静止壁面。底面则设定为恒定热流边界,热流密度为20210 W/m²,对应于加热装置维持水温的额定功率。在仿真计算时设定模型初始状态,给定计算域内各单元的初始值,设置样件的初始温度为-194 °C,水的初始温度为100 °C,水计算域内初始液相体积分数为1。

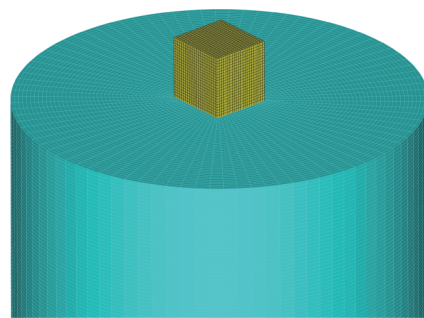


图5 模型网格划分

Fig.5 Model meshing

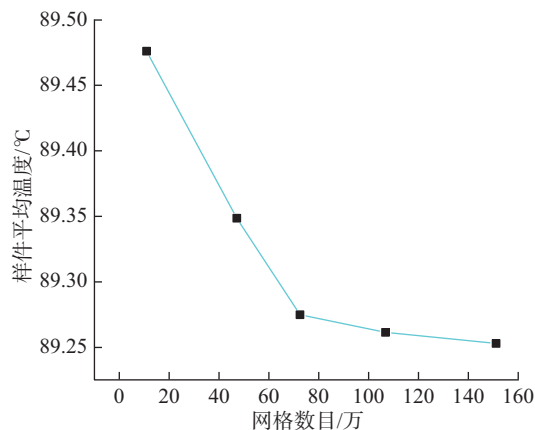


图6 网格无关性验证结果

Fig.6 Grid-independence verification results

本仿真模型的建立存在一定的不确定性,包括侧壁面设定的绝热条件假设与试验中可能存在的微小散热之间的差异,以及两相流界面模拟中存在的模型固有误差。基于网格独立性验证结果,对数值模型本身的不确定性进行了评价。在所述假设框架内,该仿真模型具有可靠的求解精度,能够用于揭示和分析本研究关注的核心物理过程与规律。

样件急热模型中流体域的计算包括空气、水及水蒸气,为了准确捕捉急热过程中样件表面的三相界面行为及剧烈沸腾换热,选用了VOF多相流模型,并使用隐式计算方法求解控制方程,以确保在大温差剧烈相变下的数值稳定性。相变过程采用Lee蒸发-冷凝模型描述,该模型通过连续性方程中的质量源项实现相间传递,能够有效表征恒压沸腾现象,气液相变因子设置为0.1。集成凝固/融化模型模拟极低温样件入水时可能会产生的水凝固结冰现象,引入液体分数追踪相变区域,设置材料相变温度与相变潜热进行计算,设置水的固液相变潜热为334 kJ/kg。采用UDF自定义程序对急热过程中样件的运动行为进行精确表征,利用UDF程序对自定义样件的运动速度及运动时间进行定义。采用动网格方法模拟计算急热处理过程中样件运动导致的流体计算域形状变化问题,通过网格的动态更新或变形来适应几何形状的变化。本研究中采用弹簧近似模型进行网格平滑设置,根据边界运动调整内部节点位置。

CFD仿真模型压力速度耦合方法选择Coupled算法。对计算空间进行离散时,梯度变量采用格林高斯节点法进行求解,基于高斯散度定理,通过单元界面的物理量插值计算单元梯度,适用于高扭曲度网格,精度较高;压力梯度项采用PRESTO格式进行求解,基于单元面压力插值计算压力梯度,稳定性强、抗网格扭曲能力较优;动量、湍流动能、比耗散率、能量方程均采用二阶迎风格式。在仿真模型求解过程中,亚

松弛因子控制在0.3~0.8范围内,以提高计算的收敛性。

3 研究结果与分析

3.1 试验结果

将试验获取的各测温点温度-时间历程数据进行处理,结果如图7所示,误差棒整体较窄,试验数据较为稳定,误差与离散性较小。在60 s内,样件整体的平均温度由-194 °C上升至92 °C。在急热处理初期,各点温度上升速率不同。立方体样件近壁面直角区域因其特殊的几何特征,该区域附近对流换热作用最为强烈,温度上升迅速,测点1的温度变化范围最大,在1 s内温度上升至-145 °C;在立方体样件的单侧壁面,对流换热作用相对较低,测点3温度在1 s内上升至-162 °C;而立方体样件内部由于热传导作用较慢,温升很小,位于立方体中心的测点7温度为-192 °C,基本维持在初始状态。此时立方体样件的温度梯度较大,整个样件温度分布呈现边界温度高、内部温度低的状态。随着换热过程的进行,样件内外的温差逐渐减小,整体的温度梯度减小,样件近壁面直角区域、样件单侧壁面中心及样件内部的温度上升至0 °C以上的时间分别为12 s、15 s、18 s。当急热处理的时间到50 s左右时,各测点的温度逐渐接近,随着急热过程继续进行,样件各处的温度趋于一致,整体趋于热平衡状态。

在急热处理过程中,样件内部各点的升温规律相似,该区域内热传导主导换热,测点6、8的温度-时间历程曲线相似,而在样件近表面区域,对流换热作用更为强烈,测点2、4的温度-时间历程曲线相近。

3.2 仿真与试验结果对比

采用基于标准试验工况建立的三维CFD瞬态传热模型,完成了样件在沸水介质中急热过程中的瞬态温度场演变计算。图8所示为9个测温点的试验与仿真温度

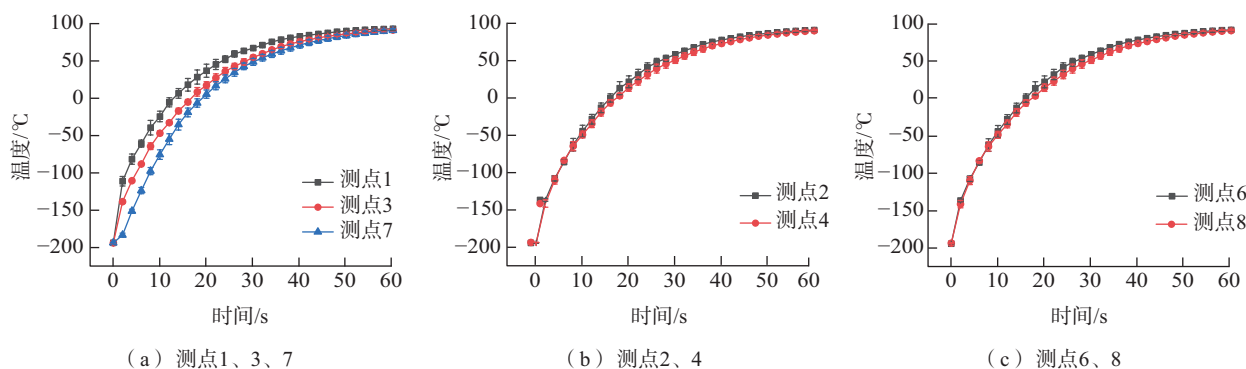


图7 各测点温度-时间曲线

Fig.7 Temperature-time curves at each temperature measurement point

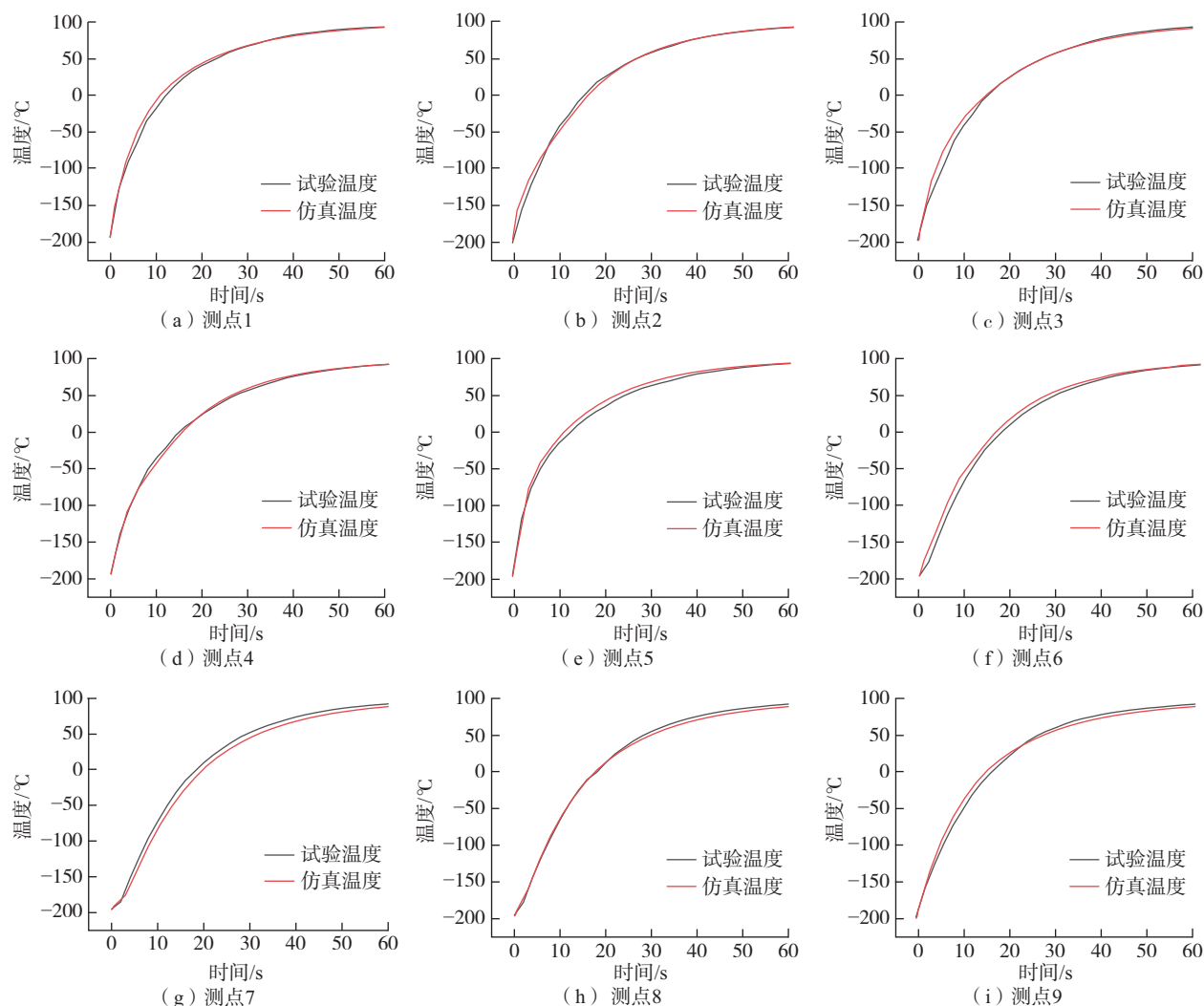


图8 各测点试验与仿真温度对比

Fig.8 Comparison of experiment and simulation temperatures at each temperature measurement point

历程曲线对比。可知,仿真计算得到的温度曲线与试验测得的温度变化趋势基本一致,两者在加热初期的快速升温阶段及后续趋稳过程中均保持较高吻合度。采用平均相对偏差(MAPE)值对每组试验值与模拟温度值进行对比,计算公式为

$$MAPE = \frac{100\%}{n} \sum_{i=1}^n \frac{|y_{sd} - y_{ssp}|}{y_{ssp}} \quad (2)$$

式中, y_{ssp} 为试验值; y_{sd} 为模拟计算值。采用0~60 s内共600个采样点计算得到表3,最大相对偏差为18.7%,最小相对偏差为7.5%。所建立的仿真模型具有较高的可靠性与预测精度。仿真与试验存在的数值偏差,结合前述网格无关性验证可知,网格数目并非制约精度的主要因素。分析认为,仿真与试验的偏差主要集中在样件入水瞬间的剧烈换热阶段,主要源于试验过程中样件快速浸入液面产生的随机物理扰动,如局部液面飞溅及气泡的非对称性聚集,而CFD模型

表3 测点温度与试验温度偏差

Table 3 Deviation between measured and experimental temperatures

测点1	测点2	测点3	测点4	测点5	测点6	测点7	测点8	测点9
9.4	10.2	9.2	13.7	11.0	18.7	7.5	14.6	12.2

中的VOF界面处理难以完全复现此类极短时间内的随机扰动。尽管存在局部偏差,但仿真模型准确捕捉到了样件从边缘到中心、从对流主导到导热主导的温度梯度演变规律,整体变化趋势与试验过程高度吻合,验证了该模型在复杂相变换热工况下的预测精度。

3.3 仿真结果

图9所示为样件在入水过程中外表面及中心截面瞬态温度场云图。样件在入水过程中,侧面和底面与高

温水体之间形成相对速度,发生剧烈的强制对流换热作用,近壁面温度快速上升,整体温度场呈现由底部至顶部温度递减的分布,样件底部首触水面,瞬时热流密度最大,温度跃升最为迅速,在0.2~0.8 s时,底部温度由-184 °C升至-140 °C,温升幅度高达44 °C;心部区域由于导热路径较长,温度变化较慢,在0.2~0.8 s时,心部区域温度由-190 °C升至-175 °C,温升为15 °C。在0.8 s时,在样件心部与底面间形成了35 °C的瞬时温差,具有较大的温度梯度。

图10所示为样件完全浸入水中后其外表面与中心截面不同时刻的温度场云图。在样件完全入水,并在水中停止运动时,水体与样件间的相对速度消失,换热机制迅速转为伴随沸腾的自然对流。此时的温度场呈现出近壁面边界区域温度高、心部区域温度低的特征,壁面温度快速逼近水温,心部温度明显滞后,沿壁面法线方向具有较高的温度梯度,在 $t=5$ s时,心部与外表面温度差达到了100 °C。在持续换热过程中,导热成为主要换热方式,样件心部的温升速率高

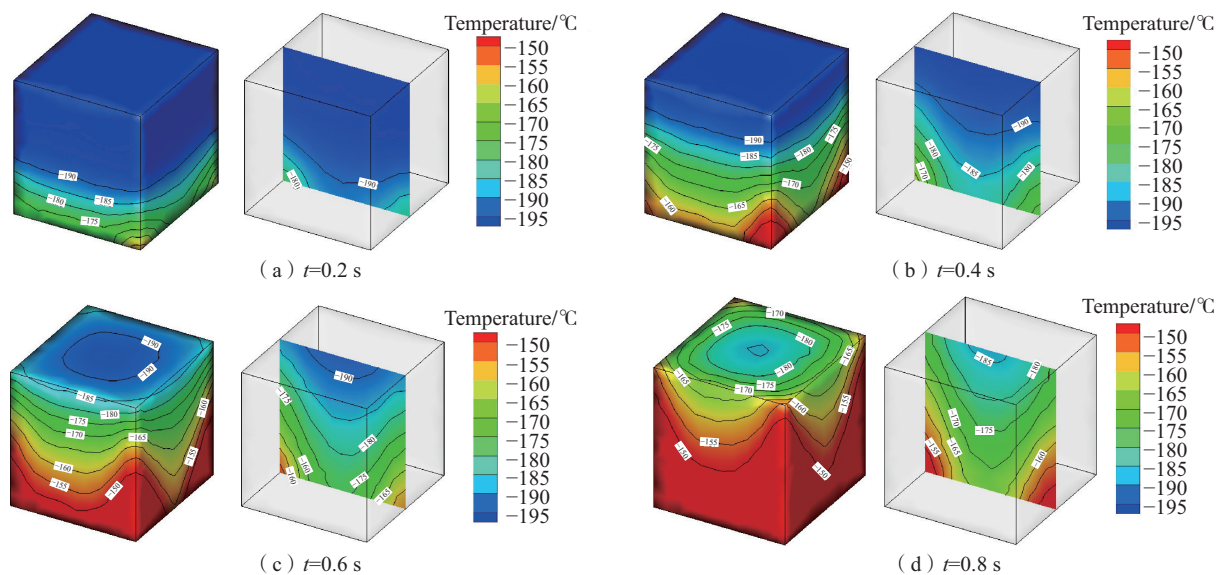


图9 样件入水时表面与中心截面温度场分布

Fig.9 Temperature field distribution on the surface and at the center cross-section of the specimen upon water entry

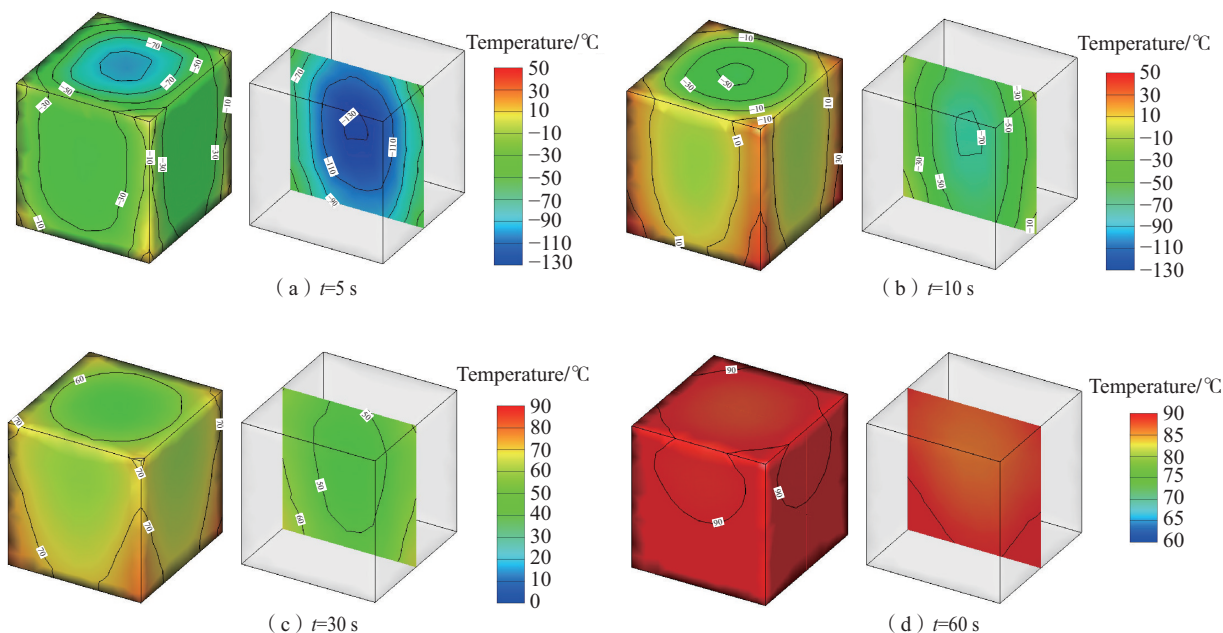


图10 样件静置水中时表面与中心截面温度场分布

Fig.10 Temperature field distribution on the surface and at the center cross-section of the specimen in water

于近壁面,样件内外的温差越来越小,温度梯度逐渐减小。在10 s、30 s时,内外最大温差分别减至50℃与25℃。60 s时,外表面温度已达90℃,心部升至85℃,整体平均温度达到89.28℃,样件整体温度场趋于均匀。

图11所示为样件浸入水过程中流体中心截面温度场分布情况。初始状态时,水温为100℃,样件置于水蒸气流体域内。样件开始浸入水时,样件底面接触液面,近壁面液体热量迅速散失,局部水体温度低于凝固点,造成一个显著的近壁面液体低温区,形成贴于壁面的冰相区域,如图12(a)所示。冰的导热系数远低于样件,在其形成初期减缓了样件的温升过程,阻碍了热量交换。在0.2 s时,近壁面液体局部温度低于50℃,样件远端区域水温同步下降至95℃。样件继续浸没,侧壁面逐渐没入水中,对流换热占据主导,样件

内部冷量被持续消耗,导致侧壁面的冰层因吸收外界热量而迅速消融,温度回升至0.4 s时的65℃;上壁液体温度持续降低。样件整体完全浸入水中后,侧壁面温度上升迅速,在0.6 s时升至85℃,如图12(b)所示,上壁面冰相区域逐渐融化,冰层持续吸热,温度缓慢升高,低温区域范围缩小,并逐渐在上壁面上侧区域形成箭头状低温带。换热持续进行,在0.8 s时,侧壁面温度升至90℃,顶部冰相消融,液体温度较低,远端液体温度维持在95℃。冰层的形成与消融是急热处理初期的关键现象,不仅改变了近壁面的流体流态,还通过潜热吸收与热阻效应调节了样件各表面的瞬态换热强度分布。

图13所示为样件完全浸入水中静置升温时,中心截面温度场分布情况。样件完全浸入水中后,在液体自然对流的作用下,温度场呈现新的温度分布规律。近

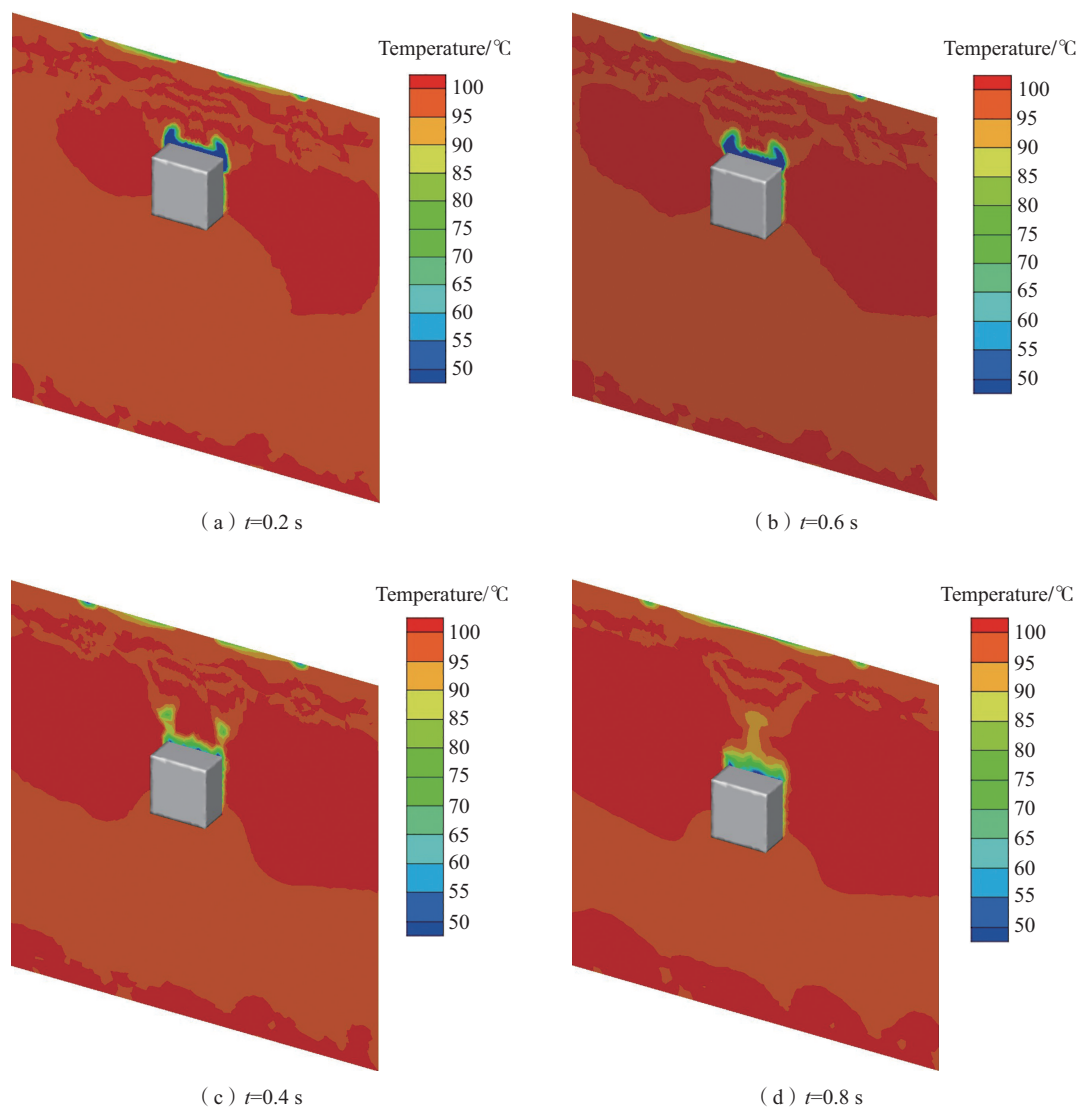


图11 样件入水过程中流体中心截面温度场分布

Fig.11 Temperature field distribution at the fluid mid-plane as the specimen enters the water

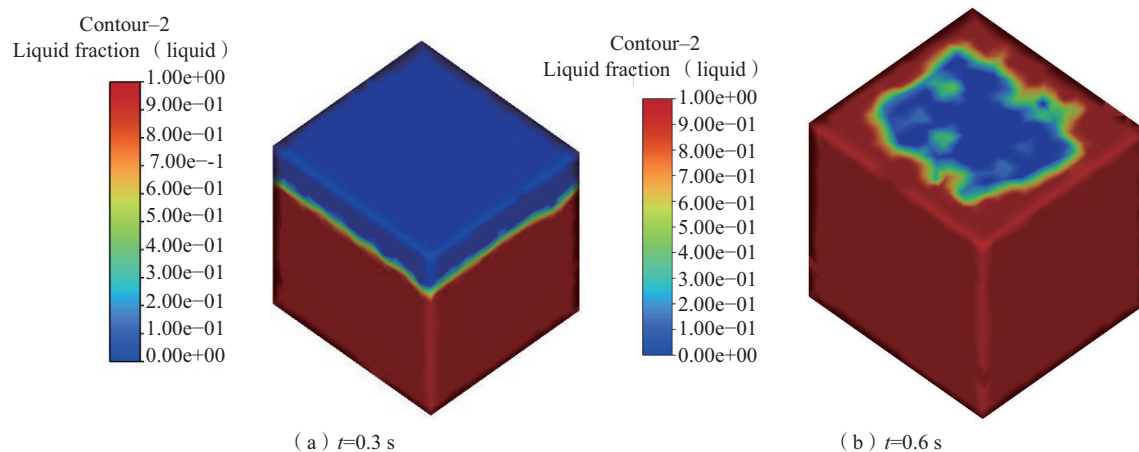


图12 样件入水过程中样件表面冰相分布

Fig.12 Ice phase distribution on the specimen surface during the specimen enters the water

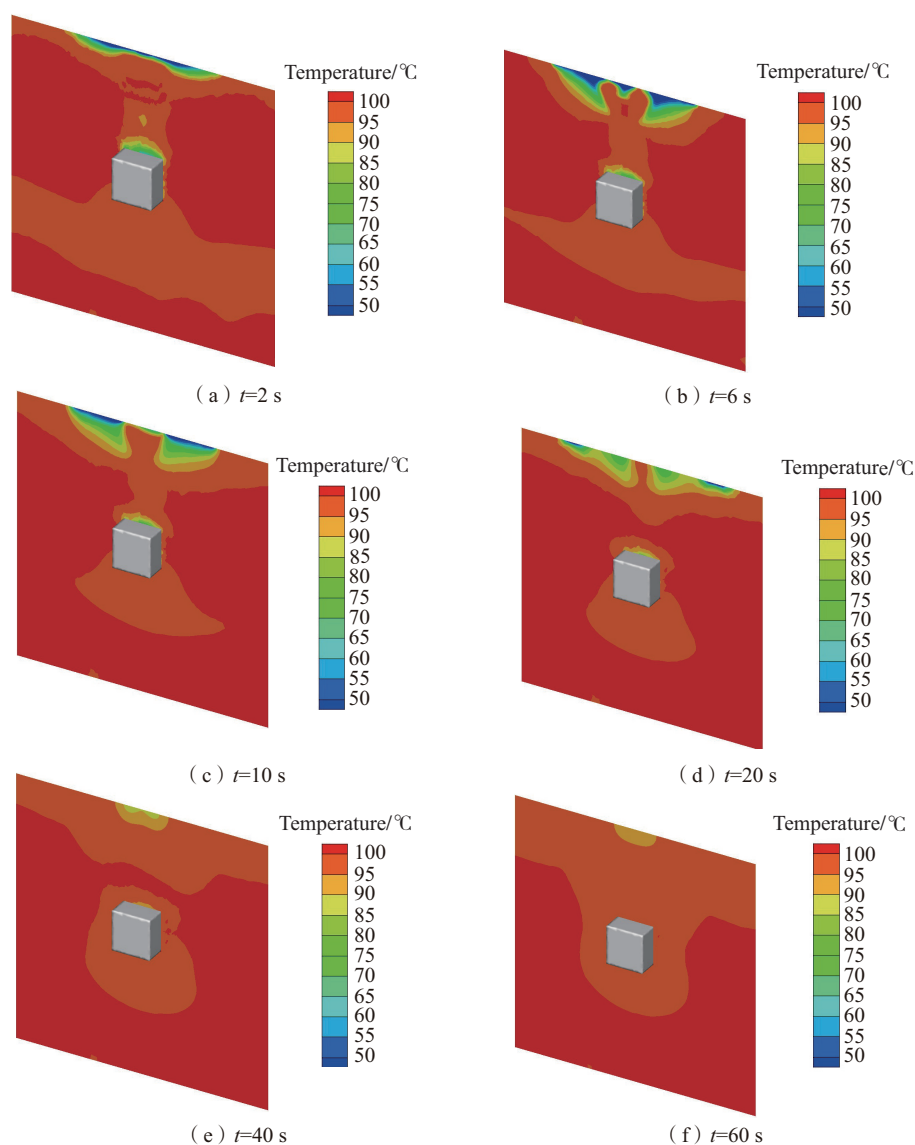


图13 样件静置于水中时流体中心截面温度场分布

Fig.13 Temperature field distribution at the fluid mid-plane while the specimen is in the water

样件上壁面区域温度升高,低温区消失,样件中心区域液体的温度在2 s时为75 °C,20 s时升至85 °C,在40 s时升至95 °C,与整体液体区域的温度梯度降低;同时,侧壁面区域在自然对流作用下温度同样升高,近样件两侧壁面的液体区域也产生局部温度梯度。随着换热过程的持续进行,上壁面箭头状低温区域随着样件本体温度的上升逐渐消失,逐渐形成包围样件壁面的低温区域;近下壁面液体则形成了一个较大的低温区,局部温度低至94 °C。换热过程继续进行,近壁面区域的液体低温区范围随着样件的温度上升而持续减小,在传热过程进行至60 s时,液体的温度场分布趋于均匀化,但水与工件壁面仍存在一定的温度梯度,近壁面液体温度为95 °C,远端液体温度最终为100 °C,近壁面与远端液体保持约5 °C的温差。

图14所示为仿真模型计算获取的急热过程中表面对流传热系数-时间历程曲线。表面对流传热系数依据傅里叶导热定律和牛顿冷却公式,通过捕捉样件近壁面流体单元的温度梯度,根据壁面第一层网格处的流体温度梯度实时计算得出。在样件初始浸入水阶段,剧烈的对流换热作用使对流传热系数快速上升。由于样件部分区域仍处于水蒸气域中,同时受冰层减弱换热作用的影响,对流传热系数较小,在0.2 s时为1247.47 W/(m²·K)。待样件全部浸入水中,冰相区域消失后,对流传热系数在 $t=0.8$ s时达到最大,为2265.15 W/(m²·K)。随后样件全部浸入水中静置时,对流换热方式转变为自然对流,对流传热系数降至1 s时的2172.50 W/(m²·K),随着急热过程的进行,样件温度逐步升高,其与升温介质之间的传热温差显著减小,削弱了自然对流换热过程的强度,换热效率下降,对流传热系数呈现下降趋势。该演变规律在时间维度上与剧烈温差下的

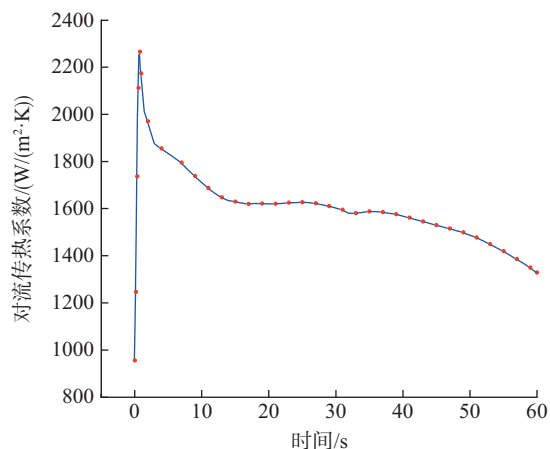


图14 样件表面对流传热系数-时间历程曲线

Fig.14 Time-history curve of surface heat-transfer coefficient for the specimen

换热行为相吻合,换热强度量级也与剧烈温差下的强度范围相一致。

4 结论

本研究进行了铝基复合材料深冷急热处理试验,基于试验建立了样件急热过程流体动力学仿真模型,得出以下结论。

(1)建立的CFD热流耦合仿真模型能够较好地模拟样件急热过程,仿真与试验温升趋势吻合良好,仿真结果与试验结果最大偏差为18.7%。

(2)样件在60 s内平均温度由-194 °C上升至92 °C,急热处理过程初期,样件内外温差显著,存在较大的温度梯度,随着换热的进行,温度梯度减小并趋于热平衡。

(3)样件急热过程中,液体温度呈阶段性变化:浸没初期壁面附近结冰形成低温区;静置阶段上壁面处出现低温带;持续换热后形成环绕样件的95 °C的低温区,近壁面与远端液体保持约5 °C温差。

(4)在急热处理过程中,样件表面传热系数先升后降:初始入水时为1247.47 W/(m²·K),随后在0.8 s内升至峰值2265.15 W/(m²·K),之后随温度升高逐渐下降。

参考文献

- [1] 林忠钦,黄庆学,苑世剑,等.中国塑性成形技术和装备30年的重大突破与进展[J].塑性工程学报,2024,31(4):2-45.
Lin Zhongqin, Huang Qingxue, Yuan Shijian, et al. Major breakthrough and progress in metal forming technology and equipment of China in the last 30 years[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2024, 31(4): 2-45.
- [2] 孟凡玲,徐佳欣,孔旭,等.SiC纤维增强高温合金复合材料界面问题研究进展[J].航空制造技术,2024,67(22):52-59,85.
Meng Fanling, Xu Jiaxin, Kong Xu, et al. Advances of interface reaction in SiC fiber reinforced superalloy composites[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(22): 52-59, 85.
- [3] 范建勋,李国和,王丰,等.颗粒增强复合材料切削加工三维有限元模拟研究进展[J].航空制造技术,2024,67(1/2):112-123,138.
Fan Jianxun, Li Guohe, Wang Feng, et al. Research progress on 3D finite element simulation of cutting of particle reinforced composite[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(1/2): 112-123, 138.
- [4] 曹春晓.一代材料技术,一代大型飞机[J].航空学报,2008,29(3):701-706.
Cao Chunxiao. One generation of material technology, one generation of large aircraft[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2008, 29(3): 701-706.
- [5] Zhan L H, Lin J G, Dean T A. A review of the development of creep age forming: Experimentation, modelling and applications[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2011, 51(1):

1-17.

[6] 易双, 赵优, 陈泽军, 等. SiC颗粒增强铝基复合材料高速冲击力学性能[J]. 塑性工程学报, 2025, 32(9): 129-139.

Yi Shuang, Zhao You, Chen Zejun, et al. Mechanical properties of SiC particle - reinforced aluminum matrix composites under high - velocity impact[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2025, 32(9): 129-139.

[7] 杨龙允, 段春争, 印文典, 等. 颗粒增强铝基复合材料切削加工研究现状[J]. 航空制造技术, 2022, 65(22): 68-79.

Yang Longyun, Duan Chunzheng, Yin Wendian, et al. Research status of machining of particle reinforced aluminum matrix composites[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2022, 65(22): 68-79.

[8] 丁文锋, 万年, 赵彪, 等. 航空航天先进制造理论与技术研究现状及趋势[J]. 航空学报, 2025, 46(6): 531833.

Ding Wenfeng, Wan Nian, Zhao Biao, et al. Research status and tendency of advanced manufacturing theory and technology in aerospace[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2025, 46(6): 531833.

[9] 王文明, 潘复生, Lu Yun, 等. 碳化硅颗粒增强铝基复合材料开发与应用的研究现状[J]. 兵器材料科学与工程, 2004, 27(3): 61-67.

Wang Wenming, Pan Fusheng, Lu Yun, et al. Current status of development and application in SiC_p/Al composites[J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2004, 27(3): 61-67.

[10] Miracle D B. Aeronautical applications of metal-matrix composites[M]//Composites. Materials Park: ASM International, 2001: 1043-1049.

[11] 周庆珩, 肖雪莲, 黄遐, 等. 时效温度对7050铝合金屈服强度的影响与本构模型研究[J]. 精密成形工程, 2024, 16(3): 108-114.

Zhou Qingheng, Xiao Xuelian, Huang Xia, et al. Effect of ageing temperature on yield strength of aluminium alloy 7050 and constitutive modeling investigation[J]. Journal of Netshape Forming Engineering, 2024, 16(3): 108-114.

[12] 邢宇涵, 蒋少松, 侯晨睿. 热处理对2195铝锂合金微观组织与力学性能的影响[J]. 塑性工程学报, 2024, 31(6): 217-225.

Xing Yuhan, Jiang Shaosong, Hou Chenrui. Effect of heat treatments on microstructure and mechanical properties of 2195 Al-Li alloy[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2024, 31(6): 217-225.

[13] 吴志生, 单平, 胡绳荪, 等. 深冷处理的铝合金点焊电极寿命研究[J]. 机械工程学报, 2005, 41(3): 146-150.

Wu Zhisheng, Shan Ping, Hu Shengsun, et al. Study on deep cryogenic treatment electrode life for spot welding aluminum alloy[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2005, 41(3): 146-150.

[14] 张家龙, 卢立伟, 康伟, 等. 轧后深冷处理工艺对AZ31镁合金板材组织和力学性能的影响[J]. 塑性工程学报, 2022, 29(2): 126-133.

Zhang Jialong, Lu Liwei, Kang Wei, et al. Effect of post rolling cryogenic treatment on microstructure and mechanical properties of AZ31 magnesium alloy sheet[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2022, 29(2): 126-133.

[15] 刘粤, 赵祥帅, KONG Charlie, 等. 轧制及时效对AA6061深冷力学性能的影响[J]. 塑性工程学报, 2021, 28(5): 76-83.

Liu Yue, Zhao Xiangshuai, Charlie K, et al. Effect of rolling and aging on cryogenic mechanical properties of AA6061[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2021, 28(5): 76-83.

[16] Weng Z J, Gu K X, Wang K K, et al. The reinforcement role of deep cryogenic treatment on the strength and toughness of alloy structural steel[J]. Materials Science and Engineering: A, 2020, 772: 138698.

[17] 钱士强, 李曼萍, 赵亚平. 深冷处理对Al-Cu合金时效的影响[J]. 金属热处理, 2001, 26(12): 28-31.

Qian Shiqiang, Li Manping, Zhao Yaping. Influence of cryogenic treatment on ageing process for supersaturated aluminum - copper alloy[J]. Heat Treatment of Metals, 2001, 26(12): 28-31.

[18] 张琪, 樊建中, 肖伯律, 等. 冷热循环对粉末冶金SiC_p/Al复合材料力学性能的影响[J]. 稀有金属, 2007, 31(5): 701-704.

Zhang Qi, Fan Jianzhong, Xiao Bolü, et al. Effect of cooling - thermal cycling treatment on mechanical properties of SiC_p/Al composite prepared by power metallurgy[J]. Chinese Journal of Rare Metals, 2007, 31(5): 701-704.

[19] 潘冉, 刘宝胜, 曾元松, 等. 深冷处理对15% SiC_p/2009铝基复合材料组织与力学性能的影响[J]. 金属热处理, 2022, 47(9): 65-70.

Pan Ran, Liu Baosheng, Zeng Yuansong, et al. Effect of cryogenic treatment on microstructure and mechanical properties of 15% SiC_p/2009 aluminum matrix composite[J]. Heat Treatment of Metals, 2022, 47(9): 65-70.

[20] Jin P, Xiao B L, Wang Q Z, et al. Effect of hot extrusion on interfacial microstructure and tensile properties of SiC_p/2009Al composites fabricated at different hot pressing temperatures[J]. Journal of Materials Science & Technology, 2011, 27(6): 518-524.

(责编 阳光)