

车用增压器涡轮熔模铸造过程数值模拟优化

贾志宏¹, 符浩¹, 张义刚², 谢道存², 景文祥¹, 李晨阳¹, 张泽坤¹, 连毓东¹

(1. 江苏大学材料科学与工程学院, 江苏镇江 212013; 2. 无锡范尼韦尔工程有限公司, 江苏无锡 214021)

摘要: 以车用增压器涡轮为例, 探讨了合金及型壳的主要热物性参数, 实施了铸件凝固测温试验, 基于Beck非线性估算法得到了合金与型壳随温度变化的界面换热系数。采用优化后的输入条件进行充型凝固模拟, 结果表明, 铸件凝固的实际温度场与模拟温度场吻合程度较好, 并且实际浇注后叶片叶梢处可能出现的浇不足缺陷与模拟结果基本一致, 以此验证了数值模拟的准确性和可靠性。

关键词: 增压器涡轮; 热物性参数; 界面换热系数; 数值模拟

为尽快实现国家“十四五”规划制定的“碳达峰碳中和”战略目标, 涡轮增压技术作为节能减排的关键技术, 增压器涡轮正朝着精密化、轻量化与薄壁化方向发展^[1]。虽然减薄叶片厚度可以有效提高涡轮的空气动力学性能, 但在实际熔模铸造过程中却使得叶片浇不足的概率增大, 这增加了涡轮的报废率, 也提高了产品的生产成本^[2]。

数值模拟技术代替传统试错法对优化产品工艺、提高产品质量及降低产品研发和生产成本具有重要作用, 为了提高模拟精度, Zhang^[3]等人提出了界面换热系数的等效参数化模型, 通过采取铸件和铸型间的温度, 利用商业软件ProCAST和一种全局收敛方法(GCM)的优化工具进行分析, 结果表明, 实验温度与模拟温度吻合较好。Liu^[4]等人建立了一种热传导反算法来测定低接触压力和大表面粗糙度下Al-Mg-Si合金与模具钢之间的界面换热系数, 通过比较实测温度和模拟温度证实了该算法的准确性。Tao^[5]等人开发了弱可压缩模型(WCM)和非统一的有限差分网格模型(UFDM), 利用自开发的软件对钛合金薄壁套管在不同工艺条件下的熔模铸造过程进行了数值模拟, 结果表明, 钛合金套管的预测缺陷与X射线实验结果吻合较好。

已有的研究通过自建理论模型来提高铸造模拟精度, 而理论模型中所必需的铸件和铸型的热物性参数, 铸件与铸型的边界条件对模拟结果具有决定性影响, 却研究较少。本文以车用增压器涡轮为研究对象, 通过实测合金和型壳的主要热物性参数, 实施铸件凝固过程测温实验, 基于Beck非线性估算法反算铸件与铸型的界面换热系数, 对比分析充型缺陷及凝固温度场的模拟结果与实际结果, 旨在进一步提高增压器涡轮熔模铸造数值模拟的准确性和可靠性。

1 数学模型

通过数值反算法求解铸件与铸型的界面换热系数, 就是利用Beck提出的非线性估算法^[6]不断地进行优化计算, 使反求得到的换热系数计算的温度场曲线与实际温度场曲线不断拟合靠近, 为此建立以下收敛判据:

$$s(h) = \sum_{i=1}^{N_i} \sum_{j=1}^{N_m} \frac{1}{\sigma_j^2} [T_{ij}^m - T_{ij}^c(h)]^2 + \sum_{k=1}^{N_h} \frac{1}{\sigma_k^2} [h_k - h_k^0]^2 \quad (1)$$

在整个换热系数反求系统中, T_{ij}^m 为测温点 x_j ($j=1, \dots, N_m$) 随时间 t_i ($i=1, \dots, N_i$) 变化的实际测量温度; T_{ij}^c 为正向求解计算的温度; h_k ($k=1, \dots, N_h$) 为要反求得到

作者简介:

贾志宏(1976-), 男, 副教授, 博士, 研究方向为铸造过程数值模拟。E-mail: 13775552323@163.com

中图分类号: TG249.4

文献标识码: A

文章编号: 1001-4977(2022)

06-0760-06

收稿日期:

2021-10-26 收到初稿,

2021-12-05 收到修订稿。

的界面换热系数; h_i^0 为正算求解中设置的初始界面换热系数, 是一个经验值或者猜想值; σ_T 为实际测量温度的误差; σ_h 为每一次迭代过程 h 被允许的最大变化量; 当 $s(h)$ 最小时即为所求的界面换热系数 h 。

反算的具体流程是首先输入铸件上某点实测的温度场数据, 再设定一个尽可能贴合实际情况的界面换热系数初始值, 然后计算铸件与铸型的凝固温度场, 接着设置迭代次数, 最后求得使得模拟温度场与实测温度场曲线最靠近的界面换热系数。

2 试验方案

2.1 合金及型壳热物性参数测试

Inconel713C 属于 γ' 相沉淀强化型镍基合金, 在高温下具有较高的强度和抗疲劳性能, 因此本文中的增压器涡轮采用 Inconel713C 母合金棒料重熔浇注而成。型壳材料由 1 层面层和 5 层背层组成, 面层由锆英浆料 ($ZrSiO_4 + SiO_2$) 和锆英砂 ($ZrSiO_4$) 组成, 背层由石英浆料 (SiO_2) 和莫来石 ($3Al_2O_3 - 2SiO_2$) 组成。合金

及型壳主要热物性参数测试内容、温度、方法、仪器如表 1 所示。在室温下测得合金及型壳的密度分别为 $7.915 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$, $2.49 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 。合金及型壳的热导率是通过定义式 (2) 计算得出:

$$\lambda = \alpha \rho c \quad (2)$$

式中: λ 为热导率, α 为热扩散系数, ρ 为密度, c 为比热容。

2.2 铸件凝固测温试验

以某增压器涡轮为物理模型设计测温试验方案, 由于采用单室真空感应熔炼炉一次性完成熔化、充型凝固, 所以需要将热电偶预埋进型壳内。如图 1a 所示, 测温点距离铸件与铸型表面 2 mm 处。涡轮测温点如图 1b 所示, 测温点在涡轮的底部位置, 将涡轮蜡模、浇口及坩埚粘接后进行型壳制备, 并在型壳测温点位置打孔预埋热电偶。

真空感应熔炼炉及测温系统如图 2 所示, 真空感应熔炼炉由感应线圈盒、水冷真空室及升降平台组成。

表 1 合金及型壳主要热物性参数测试
Table 1 Test of main thermal physical parameters of the alloy and the mold

测试内容	测试温度/°C	测试方法	测试仪器
合金固液相线	25~1 500	差式扫描量热法 ^[8]	NETZSCH STA 449F3
合金比热容及热导率	25、800、1 000	激光闪射法 ^[9]	NETZSCH LFA427
型壳热导率	25、800、1 000	瞬变平面热源法 ^[10]	Hot Disk TPS 2500S

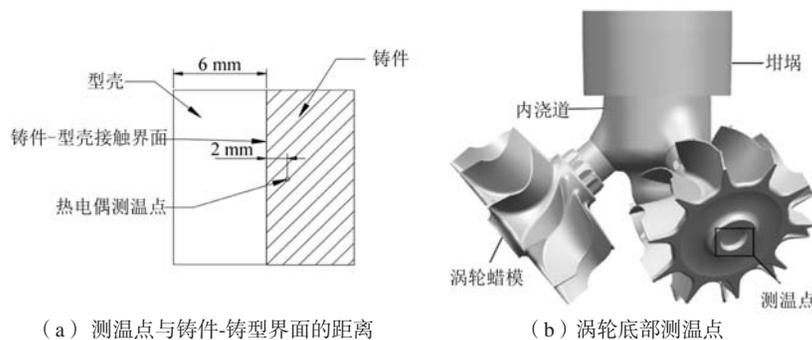


图 1 涡轮测温点示意图

Fig. 1 Schematic diagram of temperature measuring points of the turbine

测温系统由测温装置和信息采集装置组成, 测温装置是 B 型铂铑热电偶丝的正负极分别穿进双孔刚玉芯管, 利用氢氧焰焊枪将芯管前露出一节正负极焊接形成测温点, 热电偶丝剩余部分为防止搭接短路用单孔陶瓷管串满, 热电偶丝正负极分别连接陶瓷铜片插头正负极。信息采集装置是 QuadTemp, 4 通道多类型温度记录仪, 阅读间隔为 1 s。测温操作流程是从焙烧炉挑出模壳放至在装有支架的升降平台上, 连接测温装置与信息采集装置, 升降平台上升, 按照程序设定依次完成抽真空、感应熔化及浇注, 信息采集装置对整个

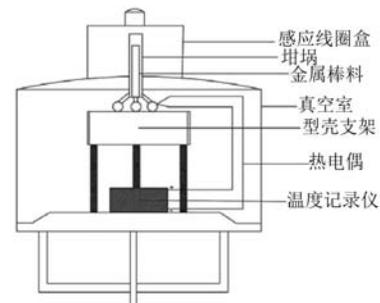


图 2 真空感应熔炼炉及测温系统示意图

Fig. 2 Schematic diagram of the vacuum induction melting furnace and temperature measurement system

过程进行温度采集。

2.3 增压器涡轮熔模铸造数值模拟

本研究选用ProCAST软件进行充型凝固数值模拟,为了提高生产效率和保证铸件质量的均一性,对涡轮铸件采用组树浇注系统,一模三件。将测量的合金及型壳主要热物性参数拟合输入到软件数据库,前处理对浇注系统及涡轮网格划分为4 mm,利用shelling功能设置型壳的厚度为6 mm,网格划分如图3所示。为了使得模拟尽可能贴合实际,母合金棒料在感应线圈中分为上下两段,在前处理中对在线圈内的金属设置为1545 ℃,线圈外的金属设置在固液相线之间为1310 ℃,型壳预热温度设置为850 ℃。根据Dong^[11]等人的研究,设置界面换热系数的初始值为2 000 W/(m²·K),将正向模拟得到VDB文件与实测温度场数据的xyn文件输入到ProCAST inverse模块,然后模拟温度场数据与实测温度场数据不断进行优化计算,最终得到合金与型壳的界面换热系数。将反算得到的界面换热系数再输入软件数据库,其他参数保持不变进行正向模拟验证。

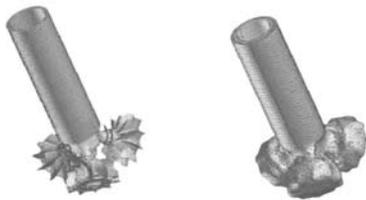


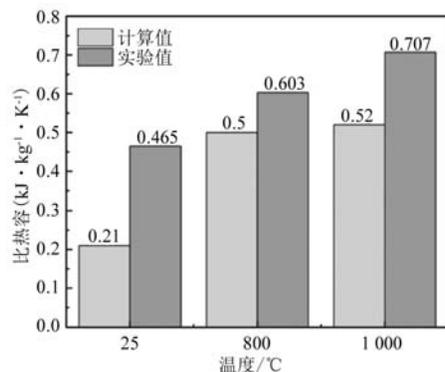
图3 铸件及模壳网格划分示意图

Fig. 3 Schematic diagram of the mesh divisions of the casting and the mold

3 结果分析与讨论

3.1 合金及型壳热物性参数测试结果分析

Inconel713C DSC升温曲线如图4所示,吸热峰峰值对应的是合金的液相线温度,记为1 328 ℃。根据切线法^[12],外推基线与转变开始最大斜率的切线的交点是吸热峰的外推始点,即合金的固相线温度为1 300 ℃。



(a) 比热容实验值与计算值

合金固液相线DSC实测值与Scheil模型计算值如表2所示,实测值与计算值有较大的差异,一方面原因是实验的误差,测试试样非常小(111.3 mg),并且实验冷却速度较快(10 ℃/min),这就导致了熔体的过冷度较大,实际结晶温度较低,因为凝固过程较大的过冷量,所以DSC测试的液相线温度与合金的实际液相线温度相比较低^[13];另一方面,Scheil模型是基于溶质在固相中完全没有扩散,在液相中充分扩散这一前提条件,在非平衡凝固条件下忽略了溶质在固相中的相互作用,所以导致计算得到的固相线温度与合金的实际固相线温度相比较低^[14],因此,将DSC实验得到的固相线及计算得到的液相线输入到模拟软件更为准确。

Inconel713C比热容及热导率实测值与计算值如图5所示,合金的比热容计算值均低于实验值,合金的热导率计算值均高于实验值,由于Scheil模型在计算时不考虑溶质在固相中扩散,在固相线温度以下实测值比计算值更为准确,因此,在1 000 ℃以下代入合金的比

表2 合金固液相线实测值与计算值
Table 2 Measured and calculated values of the alloy solidus and liquidus

项目	DSC实测值	Scheil模型计算值
固相线/°C	1 300	1 180
液相线/°C	1 328	1 340

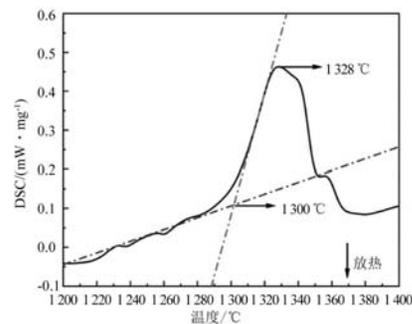
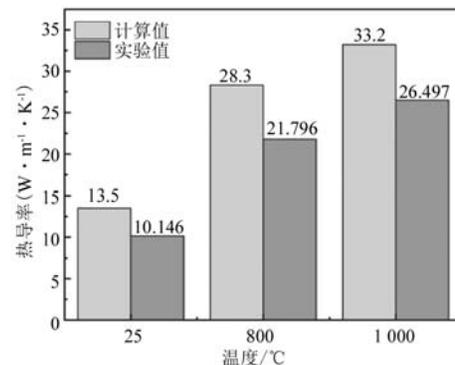


图4 Inconel713C DSC升温曲线

Fig. 4 DSC of the Inconel713C



(b) 热导率实验值与计算值

图5 Inconel713C热导率与比热容实验值与计算值比较

Fig. 5 Comparison between experimental and calculated values of the thermal conductivity and specific heat capacity of the Inconel713C

热容及热导率实测值, 1 000 °C以上采用计算值拟合输入到模拟软件。

型壳主要热物性参数实测值如图6所示, 型壳的热扩散系数随温度的升高先减小再增大, 比热容随温度的升高先增大再减小, 但最终热导率随着温度的升高而减小, 原因是型壳属于多孔疏松材料, 室温下含水量较大, 热导率较大, 随着温度升高, 水分蒸发, 内部孔隙受热膨胀尺寸变大, 导致导热性能降低, 蓄热能力提高, 型壳从外界吸取并存储于自身的热量就越高^[15]。

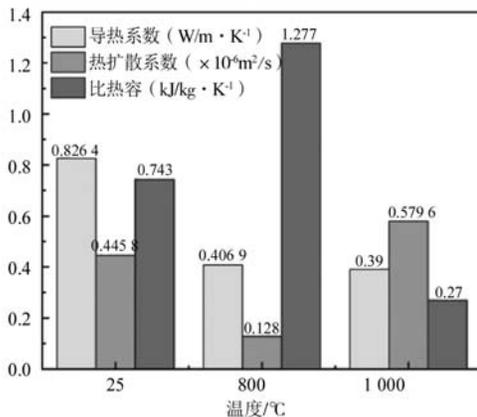


图6 型壳主要热物性参数实验值

Fig. 6 Experimental values of the main thermal physical parameters of the mold

3.2 铸件凝固测温结果分析

铸件凝固实测温度曲线如图7所示, 型壳从焙烧炉取出时温度为1 010 °C, 转移过程中型壳与空气进行对流换热, 每秒温降约为6 °C; 升降平台上升后, 随着熔炼炉内真空度越来越高, 等待浇注过程型壳与炉体进行辐射换热, 每秒温降为2 °C, 温度下降到850 °C; 合金熔化后在重力下浇注, 此时采集到涡轮底部的温度为1 545 °C, 充型完成后铸件开始凝固, 每秒温降约为4 °C, 在1 300 °C到1 330 °C释放结晶潜热, 随后铸件在室温下与空气进行对流换热持续均匀冷却, 每秒温降

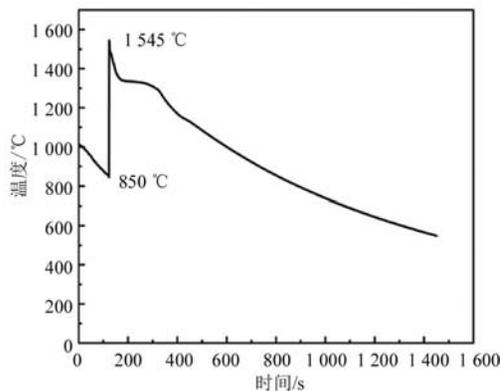


图7 铸件凝固实测温度曲线

Fig. 7 Temperature curve of the casting solidification

约1 °C, 将采集到的温度作为反算数值模拟的输入条件。

3.3 数值模拟分析

界面换热系数 (h) 反算值与初始值对比如图8所示, 200 °C时 h 为62 W/(m²·K), 1 300 °C时 h 升高到275 W/(m²·K), 1 340 °C时 h 升高到1 000 W/(m²·K), 1 545 °C时 h 升高到1 050 W/(m²·K)。受界面类型的影响^[16], 铸件与铸型的界面换热系数可以分为三个阶段: 在1 545 °C到1 340 °C这个阶段, 金属液与型壳紧密接触, 主要进行热传导, 热阻较小, h 较大; 在1 340 °C到1 300 °C阶段, 铸件表面开始形成凝壳并收缩, 铸型受热膨胀, 部分表面产生空隙, 传热较复杂, 热阻变化较大, h 变化较大; 在1 300 °C到200 °C阶段, 铸件的凝壳厚度不断增大, 铸件与铸型之间产生明显的空隙, 主要进行辐射换热和空气对流换热, 热阻随着温度的降低而增大, h 随温度的降低而减小。

通过选取相同时间间隔的涡轮底部实测温度场与模拟温度场进行对比, 如图9所示, 实测温度场与未优化输入条件模拟温度场最小温差为28 °C, 最大温差为194 °C, 平均温差为106.65 °C, 两者吻合程度较差。实

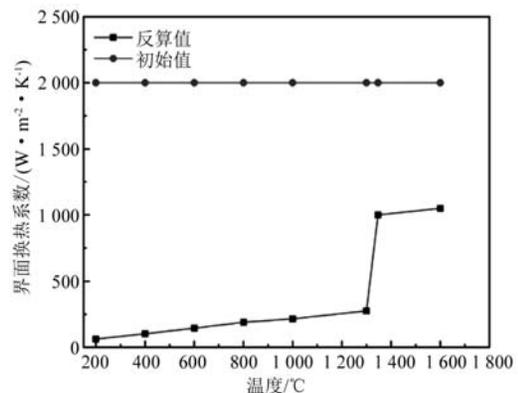


图8 界面换热系数反算值与初始值对比

Fig. 8 Comparison between Inverse calculated value and initial value of the interfacial heat transfer coefficient

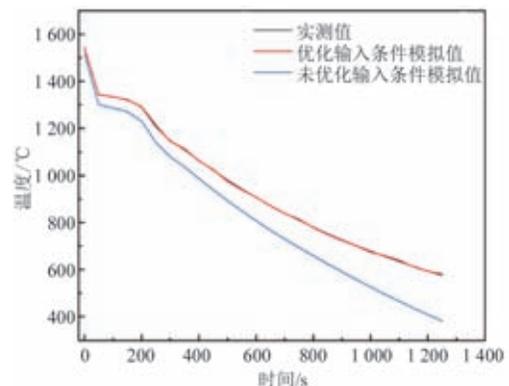


图9 涡轮底部温度场实测与模拟对比

Fig. 9 Comparison between measured and simulated temperature fields at bottom of the turbine

测温度场与优化输入条件模拟温度场最小温差为2℃，最大温差为6℃，平均温差为5.67℃，两者吻合程度较好。

涡轮充型流动过程及温度场分布如图10所示，前3s感应线圈内的液态金属对尚未熔化的线圈外的金属进行热传导，第4s时，金属液顺着直浇道流经三个内浇道直达涡轮底部并且迅速向上充型；第5s时，完成充型涡轮叶片便向涡轮轴实现顺序凝固。从图中可以看出，叶片叶梢最后充满并且最先开始凝固，是最容易

出现浇不足的位置。通过观察ProCAST后处理中的固相率，未优化输入条件的固相率如图11a所示，涡轮叶片形状相对完整，没有出现充型缺陷；优化输入条件的固相率如图11b所示，在叶片叶梢处出现了浇不足缺陷，与实际浇注结果可能出现浇不足的位置基本保持一致，如图11c所示。充型缺陷及凝固温度场的模拟结果与实际结果均吻合较好，说明通过输入实测的热物性参数及反算得到的界面换热系数可以有效提高数值模拟的准确性。

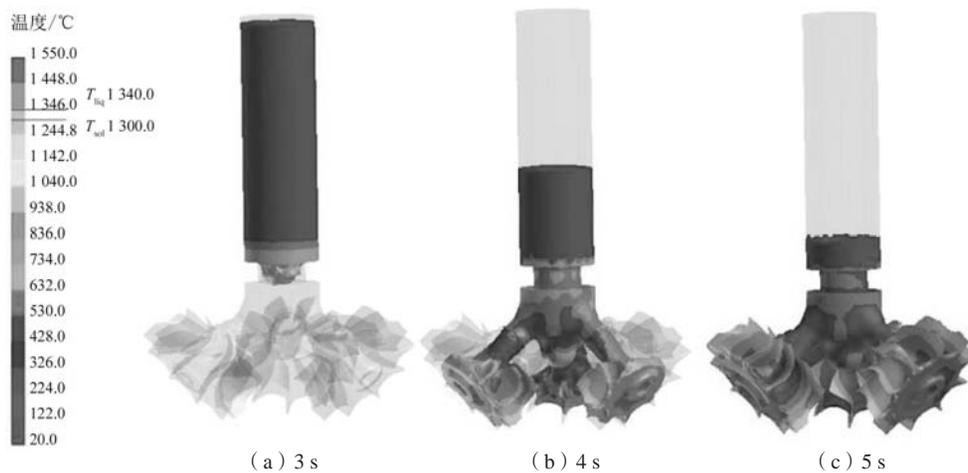


图10 涡轮铸件充型流动过程及温度场分布示意图

Fig. 10 Schematic diagram of the filling flow process and temperature field distribution of the turbine casting

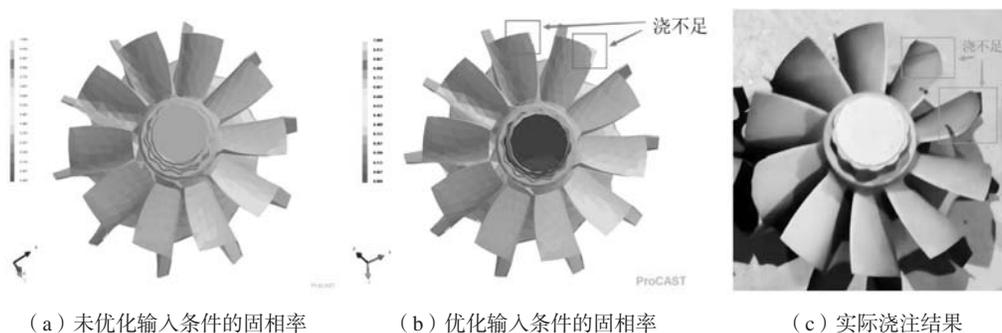


图11 固相率实际与模拟对比

Fig.11 Comparison between actual and simulated fraction solid

4 结论

(1) 以车用增压器涡轮熔模铸造为例，分别采用差式扫描量热法、激光闪射法、瞬变平面热源法测得了合金的固液相线、比热容和热导率及型壳的热导率。通过铸件凝固测温实验并且基于Beck非线性估算法得到了合金与型壳的界面换热系数(h): 当温度在200℃时, h 为62 W/(m²·K), 1300℃时, h 为275 W/(m²·K), 1340℃时, h 为1000 W/(m²·K),

1545℃时, h 为1050 W/(m²·K)。

(2) 采用优化后的输入条件进行充型凝固模拟, 结果表明, 涡轮底部模拟温度场与实测温度场平均温差为5.67℃, 实际浇注后, 叶片叶梢处可能出现的浇不足缺陷与模拟结果吻合较好, 以此验证了数值模拟的准确性和可靠性, 为同种材料的熔模铸造数值模拟提供了一定的参考价值。

参考文献:

- [1] 刘梦飞, 姚志浩, 董建新. 数值模拟在整铸涡轮精密成形中的应用现状 [J]. 精密成形工程, 2021, 13 (1): 35-43.
- [2] YANG L, CHAI L H, LIANG Y F, et al. Numerical simulation and experimental verification of gravity and centrifugal investment casting low pressure turbine blades for high Nb-TiAl alloy [J]. Intermetallics, 2015, 66: 149-155.
- [3] ZHANG W, XIE G, ZHANG D. Application of an optimization method and experiment in inverse determination of interfacial heat transfer coefficients in the blade casting process [J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2010, 34 (8): 1068-1076.
- [4] LIU Z, WANG G, YI J. Study on heat transfer behaviors between Al-Mg-Si alloy and die material at different contact conditions based on inverse heat conduction algorithm [J]. Journal of Materials Research and Technology, 2020, 9 (2): 1918-1928.
- [5] TAO P, SHAO H, JI Z, et al. Numerical simulation for the investment casting process of a large-size titanium alloy thin-wall casing [J]. Progress in Natural Science: Materials International, 2018, 28 (4): 520-528.
- [6] BECK J V, WOODBURY K A. Inverse problems and parameter estimation: integration of measurements and analysis [J]. Measurement Science and Technology, 1998, 9 (6): 839.
- [7] 石照夏, 董建新, 张麦仓, 等. K418 合金车用增压涡轮热裂倾向性分析及预测 [J]. 中国有色金属学报, 2013 (1): 82-90.
- [8] CHAPMAN L A. Application of high temperature DSC technique to nickel based superalloys [J]. Journal of Materials Science, 2004, 39 (24): 7229-7236.
- [9] 王东, 孙晓红, 赵维平, 等. 激光闪射法测试耐火材料导热系数的原理与方法 [J]. 计量与测试技术, 2009 (3): 38-39, 42.
- [10] 黄犊子, 樊栓狮. 采用 HOTDISK 测量材料热导率的实验研究 [J]. 化工学报, 2003 (z1): 67-70.
- [11] DONG Y, BU K, DOU Y, et al. Determination of interfacial heat-transfer coefficient during investment-casting process of single-crystal blades [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2011, 211 (12): 2123-2131.
- [12] QUESTED P N, BROOKS R F, Chapman L, et al. Measurement and estimation of thermophysical properties of nickel based superalloys [J]. Materials Science and Technology, 2009, 25 (2): 154-162.
- [13] GONG L, CHEN B, DU Z, et al. Investigation of solidification and segregation characteristics of cast Ni-base superalloy K417G [J]. Journal of Materials Science & Technology, 2018, 34 (3): 541-550.
- [14] 李日. 铸造工艺仿真 ProCAST 从入门到精通 [M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2010: 241.
- [15] 于文刚. 页岩热导率的影响因素分析及数值模拟 [D]. 成都: 西南石油大学, 2018.
- [16] SZELIGA D, KUBIAK K, ZIAJA W, et al. Investigation of casting-ceramic shell mold interface thermal resistance during solidification process of nickel based superalloy [J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2017, 87: 149-160.

Numerical Simulation and Optimization of Investment Casting Process of Auto Turbocharger Turbine

JIA Zhi-hong¹, FU Hao¹, ZHANG Yi-gang², XIE Dao-cun², JING Wen-xiang¹, LI Chen-yang¹, ZHANG Ze-kun¹, LIAN Yu-dong¹

(1. School of Materials Science and Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang212013, Jiangsu, China; 2. Wuxi Vane Wheel Engineering Co., Ltd., Wuxi 214021, Jiangsu, China)

Abstract:

Taking the auto turbocharger turbine as an example, the main thermal physical parameters of the alloy and the mold were discussed, the temperature measurement test of the casting solidification was carried out, and the interfacial heat transfer coefficient between the alloy and the mold shell varying with temperature was obtained based on Beck nonlinear estimation method. The results showed that the actual temperature field of the casting solidification was in good agreement with the simulated temperature field, and the possible misrun defect at the blade tip after actual pouring were basically consistent with the simulation results, which verifies the accuracy and reliability of the numerical simulation.

Key words:

auto turbocharger turbine; thermal physical parameters; interfacial heat transfer coefficient; numerical simulation