

基于反热传导法对镁合金 DC 铸造二冷区 沸腾换热研究

陈亮¹, 乐启炽¹, 赵大志¹, 贾永辉¹, 宝磊¹, 闫家仕¹, 胡文鑫²

(1. 东北大学材料科学与工程学院, 辽宁沈阳 110819; 2. 包头稀土研究院, 内蒙古包头 014020)

摘要: 对AZ80铸态镁合金进行了喷水冷却试验研究, 采用逆向法准确地求解了AZ80镁合金二冷区的换热系数和热流密度, 并分析了初始温度对热流密度的影响。结果表明, 冲击点处和自由下落区的热流密度均随着表面温度的增加呈先增加后降低的趋势, 且冲击点处的热流密度远高于自由下落区。初始温度对沸腾换热的影响很大, 尤其是临界热流密度随着初始温度的增加而有规律的增加, 其中自由下落区的临界热流密度呈二次函数形式随初始温度的增加而增加, 经数学拟合, 得出了经验公式。

关键词: 镁合金; DC铸造; 换热系数; 沸腾换热; 热流密度

作者简介:

陈亮(1994-), 男, 满族, 硕士, 主要研究方向为镁合金半连铸换热系数的测定与分析。E-mail: chensunlg@163.com

通讯作者:

乐启炽, 男, 教授, 电话: 024-83683312, E-mail: qichil@mail.neu.edu.cn

中图分类号: TG146.22

文献标识码: A

文章编号: 1001-4977(2022)

04-0432-05

基金项目:

国家自然科学基金(51974082); 内蒙古自治区科技计划项目课题(2020GG0175)。

收稿日期:

2021-10-18 收到初稿,

2021-12-11 收到修订稿。

DC(Direct Chill)直冷铸造是一种半连续铸造工艺, 其发展要追溯到20世纪30年代, 主要用于生产挤压和轧制的铸锭^[1]。半连续铸造是当前有色金属常用的一种铸造工艺, 因其层状流动状态和较快的结晶速率, 可改善微观组织, 生产出较高质量的铸坯^[2]。在镁合金半连续铸造过程中, 如图1所示, 主要经历了熔融的金属与温度较低的结晶器内壁相接触的一次模具冷却阶段和铸锭拉出结晶器时的二次水冷阶段。而冷却水从喷水口射出, 所冷却的铸锭表面部分为二冷区。其中二冷区水冷是凝固散热的主要阶段, 散热量占80%之多^[3]。二冷区的水冷效果对铸锭质量有直接影响, 包括铸锭微观组织、应力状态、冷隔和气孔等缺陷的形成^[4-5]。因此镁合金半连续铸造过程中主要通过控制二次冷却强度来控制铸坯质量。而对流换热系数是二冷配水制度的重要因素, 是半连铸数值模拟喷水冷却的关键参数, 影响着铸坯凝固时温度场的预测计算模拟的准确性, 故准确测量镁合金二冷区对流换热系数尤为重要^[6-7]。

影响二次水冷阶段散热的工艺因素有很多, 如水流量、初始温度、表面粗糙度以及喷水形式等^[5-6, 8]。然而, 众多学者主要在铝合金半连续铸造领域针对这些工艺因素做了定量或定性的研究, 镁合金领域涉及甚少。镁合金和铝合金的冷却因子各异, 其半连续铸造工艺也不同, 故二冷区换热边界条件更是截然不同, 在计算模拟时就会产生较大偏差^[9]。然而, 由于合金和工艺本身的特点, 镁合金DC铸造现场测量数据相对困难。故本文在模拟半连铸试验的基础上, 设计了用于模拟镁合金半连铸二冷区冷却过程的试验装置, 并获得了二冷区温度随冷却条件变化的基础数据。采用逆向法求解换热系数, 对沸腾换热的变化规律进行分析, 旨在为半连铸二冷区计算机数值模拟提供相对准确的边界条件, 优化工艺参数, 减少缺陷形成^[10]。

1 试验方法

本试验材料选用AZ80镁合金圆铸锭, 其二次冷却试验装置示意图如图1所示。在圆铸锭同一平面沿着轴向距离圆铸锭外表面5 mm处使用2.5 mm的钻头打不同深度的孔, 其孔径为2.56 mm, 最后在里面埋置GG-K-36型热电偶, 电偶排布如表1所示。试验条件如表2所示, 在喷水冷却之前, 首先将圆铸锭的初始温度 T_0 分别加热

表1 电偶排布
Table 1 Thermocouple depth

编号	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
深度/mm	55	60	65	70	75	85	95	105	115	125

表2 试验条件
Table 2 Experimental conditions

水流量	初始温度	表面状态	铸锭尺寸	记录频率	合金	喷射角度	钻孔直径
66.67/(L·min ⁻¹)	523~673 K	原始表面	Φ160 mm	100 ms	AZ80	60°	2.56 mm

到523 K、573 K、623 K、673 K左右，待铸锭达到预设试验温度时，将试样放入结晶器固定的相应位置进行喷水冷却，冷却区域如图2所示，并使用温度记录仪分别对冲击区和自由下落区进行温度数据的采集。

2 逆传热模型的建立

本研究基于实测温度数据，采用DEFORM有限元分析软件中自带的Inverse Heat Transfer模块，来进行表面换热系数的求解。材料参数采用自定义形式，如图3所示，即AZ80镁合金的热物性参数均采用JMatPro软件

计算得到的物性参数随温度变化的值，这些物性参数包括热传导率和比热容等。冷却水温度采用铸锭外表面实测水温温度，淬火温度分别为试验所研究的铸锭初始温度523 K、573 K、623 K、673 K。经本文验证，计算关于时间变化的表面换热系数要比关于温度变化的表面换热系数要快，其拟合度高。故本文最终选用求解表面换热系数随时间变化的曲线变化函数，选取实测温度曲线的拐点作为控制点，采用B-spline三次样条插值。对于非线性的数值问题，DEFORM反传热模型可采用BFGS算法优化控制，进而提高表面换热系数的计算效率以及提高实测温度与模拟温度的贴合度^[11]。

Deform反求数学模型为

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = C_p \rho \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

式中： λ 为材料导热系数，W/(m·K)； ρ 为材料密度，kg/m³； C_p 为比热容，J/(g·K)； T 为温度，K。但由于液态镁合金在凝固冷却过程中，有源源不断的液态镁的补充，故表面喷水点主要为一维径向传热。在铸锭近邻表面点的温度变化可以近似用一维热传导公式表示：

$$C_p \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \quad (2)$$

在喷水冷却过程的模拟计算中，对流换热边界条件为：

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_s = h(T_s - T_L) \quad (3)$$

式中： h 为界面换热系数，是反求过程的求解目标，W/(m²·K)； T_s 为铸锭表面温度，K； T_L 为冷却介质水温，K。将试验所测得的温度随时间变化的铸锭近邻表面温度值 T_s 和冷却介质水温 T_L 导入反传热模型中。利用Deform反传热模型首先预设表面换热系数初值，预设初值不宜过高或者过低，较大的换热系数控制边界会导致程序优化求解时间增大^[12]。经多次反求模拟观察发现，换热系数初值选平均值5 000 W/(m²·K)合适。然后通过导热微分方程推算内部的温度值，根据推算值与试验测量值的差值不断修正设定值，最终使推算值逼近测定值，进而求得随温度变化的表面换热系数值。

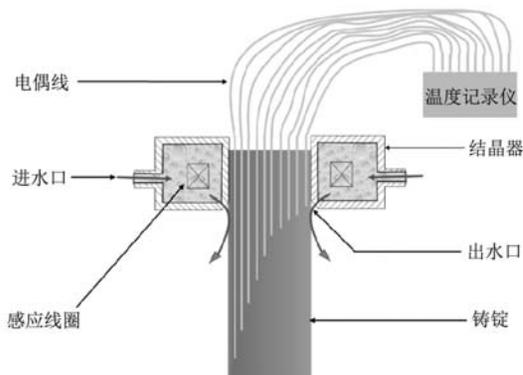


图1 试验装置简图

Fig. 1 Schematic diagram of the experimental apparatus

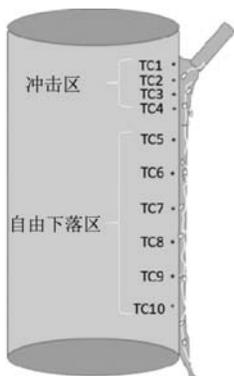


图2 电偶分布及水冷区域划分

Fig. 2 Distribution of thermocouple and division of the water cooling zone

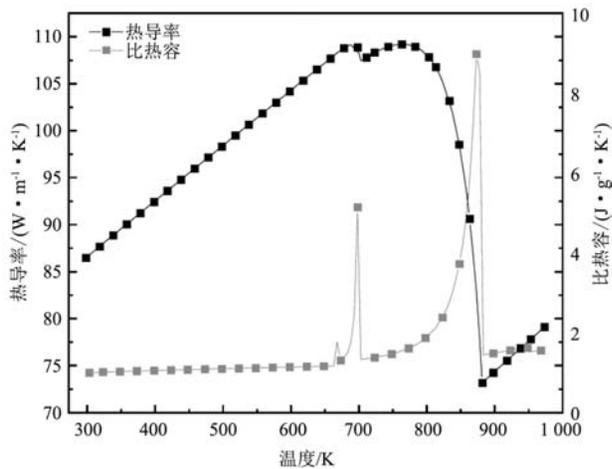


图3 AZ80热导率和比热容随温度变化的曲线

Fig. 3 Thermal conductivity and specific heat capacity of the AZ80 as a function of the temperature

3 结果与讨论

3.1 模拟温度与实测温度对比

如图4和图5所示,以实验条件温度673 K,冲击区TC2点和自由下落区TC8点为代表的试验所测温度与模拟温度的对比。由逆热传导模块模拟优化停止条件可知,当相对改进小于2%时,局部优化结束,结果收敛。由图4和图5可知,不论是冲击点还是自由下落区的试验,实测温度曲线和模拟温度曲线贴合度都很高,两者显示了较好的一致性,经各点误差分析得出误差均在0.8%以下。这表明,试验可重复性较高,真实性较强,可以比较准确地计算冷却水的换热系数。

3.2 初始温度对热流密度的影响

根据沸腾换热原理,典型沸腾曲线包括:强制对流、核沸腾、过渡沸腾以及膜沸腾这四种沸腾传热机

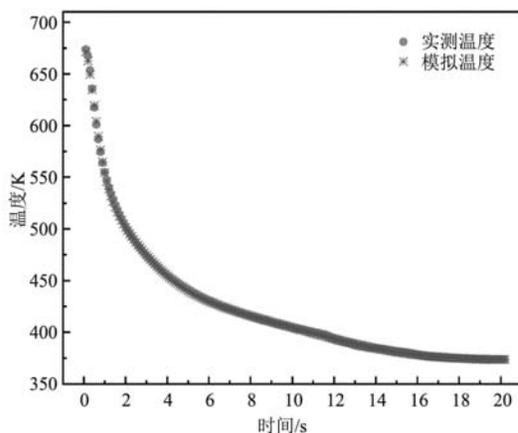


图4 冲击区TC2点处试验温度与模拟温度的比较

Fig. 4 Comparison of experimental temperature and simulated temperature at the TC2 point of the impingement

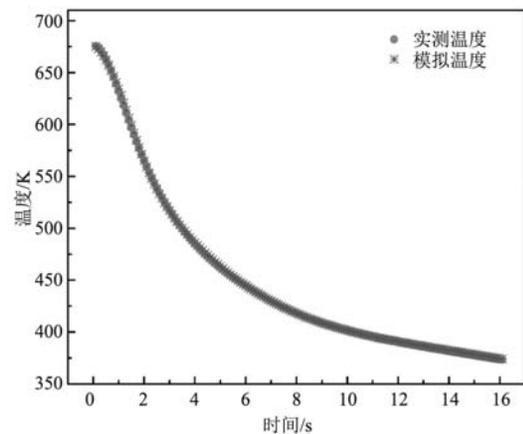


图5 自由下落区TC8点处试验温度与模拟温度的比较

Fig. 5 Comparison of experimental temperature and simulated temperature at the TC8 point of the free falling zone

制^[13]。本试验为静态淬火冷却,如图6和图7所示,膜沸腾机制缺席,这是由于初始表面温度最高为673 K,冷却介质水的温度在289 K左右,初始温度相对较低,过冷度较大,产生气泡能力相对较弱,加之冷却水的冲击作用,气泡更难以形成连续的气泡膜,故膜沸腾机制难以发生^[14]。由图6和7可知,不论是冲击点还是自由下落区,初始温度对热流密度都有一定影响,初始温度越高,临界热流密度值越大。尤其在过渡沸腾阶段的热流密度,二者均随着温度的增加而增加。但在冲击点处,当超过某一温度点时,初始温度对沸腾曲线几乎没有影响^[15]。如图6所示,当初始温度 T_0 为623 K和673 K时,临界热流密度值几乎相近。此外,从沸腾曲线整体走势来看,不同初始温度情况下,热流密度均随着表面温度的增加呈先增加后减少的趋势。这是因为^[16]当表面温度较低时,此时强制对流起主要

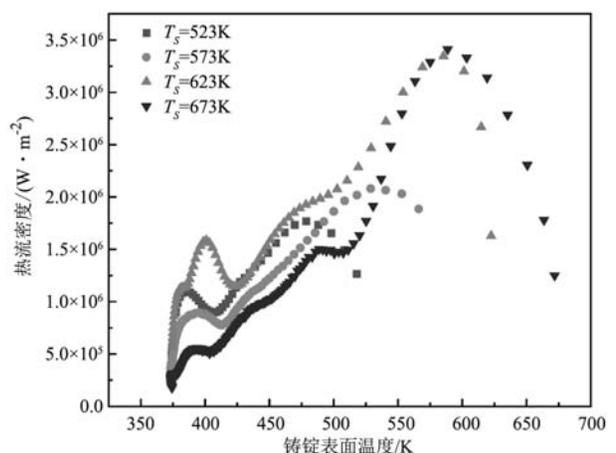


图6 冲击点处不同试样起始温度下的沸腾曲线

Fig. 6 Boiling curves for different start temperatures at the free falling zone

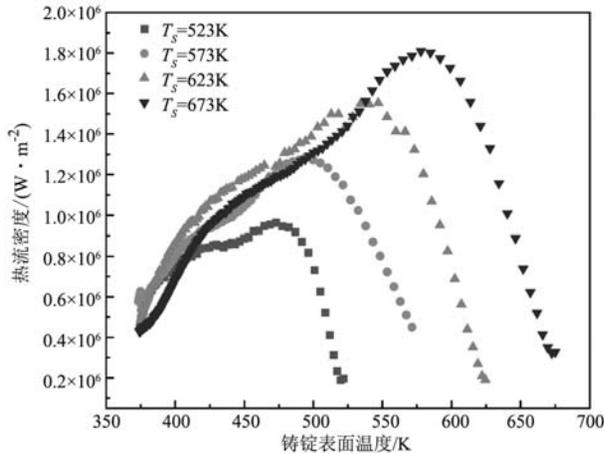


图7 自由下落区不同试样起始温度下的沸腾曲线

Fig. 7 Boiling curves for different start temperatures at the point of the impingement

作用,随着表面温度的升高,表面温度与冷却水的温差逐渐增大,因此热流密度呈递增的趋势。当温度过高,进入核沸腾阶段时,冷却水会在铸锭表面形成气泡,与此同时气泡形核并长大,由于冷却水不断冲刷,使得气泡迅速脱离铸锭表面,冷却水流向原来位置,产生及其强烈的对流换热作用,故热流密度迅速持续递增。当热流密度达到临界热流密度值时,随着温度的继续增加,气泡数量急剧增加,并形成一层不稳定的气泡膜。由于气泡膜的存在,冷却水与铸锭表面隔绝,故气泡膜的绝热作用大幅度降低了冷却水的换热能力,因此热流密度逐渐降低。

如图8所示,不同初始温度试验条件下冲击点处的临界热流密度远高于自由下落区的临界热流密度。这是因为冲击点处的水流速比自由下落区的水流速大,形核的气泡被迅速不断冲走,换热能力强,换热系数大,因此冲击点处的热流密度显著高于自由下落区的热流密度^[17]。如图9所示,自由下落区的临界热流密度随着初始温度的递增逐渐增加,其递增形式呈二次函数形式增加。经过数学拟合,自由下落区临界热流密度随初始温度而变化的经验公式如下: $Q=13\ 655.21T_0-6.72T_0^2-4.34\times 10^6$, 其中 T_0 为初始温度, K; Q 为临界热流量, $W/(m^2\cdot K)$ 。该公式拟合相似度 $R_2=0.999\ 77$, 相似度极高,故经验公式相对精准。

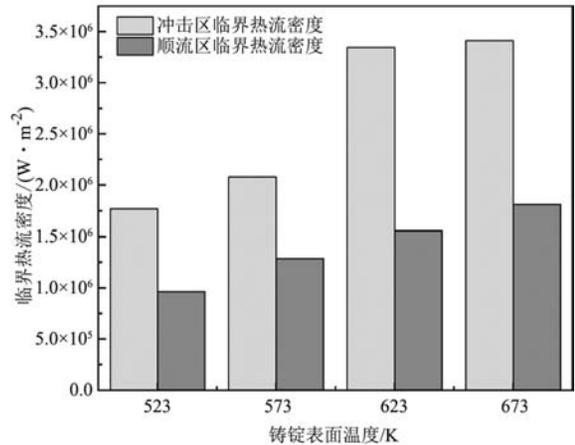


图8 初始温度对沸腾曲线上临界热流密度的影响

Fig. 8 Effect of start temperatures on the critical heat flux on boiling curves

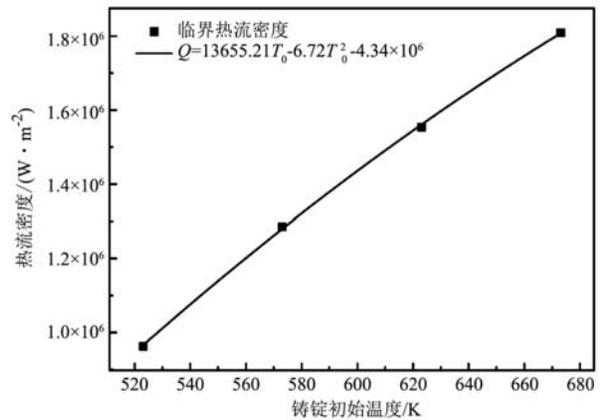


图9 自由落体区不同铸锭初始温度下的临界热流密度

Fig. 9 Critical heat flux for different start temperatures at the free falling zone

4 结论

(1) 采用逆向法求解了镁合金二冷区喷水冷却的换热系数,其中模拟温度与试验温度拟合度高,故反求结果真实可靠。

(2) 不论是冲击点还是自由下落区,其热流密度都随着表面温度的增加呈先增加后降低的趋势,且冲击点处的热流密度远高于自由下落区。

(3) 不同初始温度条件下,冲击点和自由下落区的临界热流密度均随着初始温度的增加而增加。其中自由下落区的临界热流量呈二次函数形式递增,经数学拟合可得经验公式: $Q=13\ 655.21T_0-6.72T_0^2-4.34\times 10^6$ 。

参考文献:

- [1] YANG Yan, XIONG Xiaoming, CHEN Jing. Research advances in magnesium and magnesium alloys worldwide in 2020 [J]. Journal of Magnesium and Alloys, 2021, 9: 705-747.
- [2] LE Qi-chi, ZHANG Zhi-qiang, RU Li-li. Research on heat transfer during LFEC processing by in-situ temperature measurement [J]. Materials Science Forum, 2011, 686: 300-304.
- [3] BOLDUC S, KISS L I. Sensitivity study of the influence of the water boiling parameters on aluminum semi-continuous DC casting [J]. International Journal of Thermal Sciences, 2020, 151: 1-15.
- [4] DREZET J M, RAPPAZ M. Modeling of ingot distortions during direct chill casting of aluminum alloys [J]. Metall.Trans.A, 1996, 27A: 3214.
- [5] CARON E, WELLS M A. Secondary cooling in the direct-chill casting of magnesium alloy AZ31 [J]. Metallurgical and Materials Transactions, 2009, 40 (B): 585-595.
- [6] 李朝霞, 郑贤淑, 金俊泽. 连续铸造铸锭与冷却水之间传热系数的确定 [J]. 铸造, 2001 (1): 141-145.
- [7] ETIENNE Caron, MARY A W. Film boiling and water film ejection in the secondary cooling zone of the direct-chill casting process [J]. Metallurgical and Materials Transaction, 2012, 43 (B): 155-162.
- [8] HIBBINS S G. Investigation of heat transfer in DC casting of magnesium alloys [J]. Light Metals 1998: 265-279.
- [9] 施鸿均, 杨弋涛, 张恒华, 等. 逆向法确定铝合金连铸喷水冷却的换热系数 [J]. 特种铸造及有色合金, 2005, 25 (9): 528-530.
- [10] KULKARNI G A, NALLATHAMBI A K, SPECHT E. Eulerian steady state solution of boiling curve for impinging water jet on moving hot metal plate [J]. Heat Mass Transfer, 2019, 55 (6): 1819-1828.
- [11] 曹欣, 孙志超, 杨合. 基于DEFORM反传热模型表面换热系数的确定 [J]. 塑性工程学报, 2013, 20 (2): 130-135.
- [12] Scientific Forming Technology Corporation, DEFORMTM Inverse Heat Transfer Wizard Prime [P]. 2007: 1-6.
- [13] COLLIER J G, THOME J R. Convective Boiling and Condensation, 4th ed. Oxford University Press, New York, NY, 1996, 148-169.
- [14] 徐戎, 李落星, 王震虎. 基于反热传导法的铝合金喷水冷却界面换热系数求解 [J]. 金属热处理, 2018, 43 (11): 202-207.
- [15] ETIENNE Caron. Secondary cooling in the direct-chill casting of light metals [D]. Vancouver, The University of British Columbia, 2008.
- [16] COLLEEN Bettles, Matthew Barnett. Advances in wrought magnesium alloys: Direct chill casting of magnesium extrusion billet and rolling slab [M]. GRANDFIELD J F. Grandfield Technology Pty Ltd, Australia, Woodhead Publishing Limited, 2012: 229-271.
- [17] 李朝霞, 郑贤淑, 金俊泽. 连续铸造铝锭水冷边界换热条件的分析 [J]. 铸造技术, 2001 (1): 17-20.

Study on Boiling Heat Transfer in Secondary Cooling Zone of DC Casting of Magnesium Alloy Based on Inverse Heat Conduction Method

CHEN Liang¹, LE Qi-chi¹, ZHAO Da-zhi¹, JIA Yong-hui¹, BAO Lei¹, YAN Jia-shi¹, HU Wen-xin²

(1. School of Materials Science and Engineering, Northeastern University, Shenyang 110819, Liaoning, China; 2. State Key Laboratory of Bayan Obo Rare Earth Resource Researches and Comprehensive Utilization, Baotou Research Institute of Rare Earths, Baotou 014020, Inner Mongolia, China)

Abstract:

The spray cooling experiment of AZ80 magnesium alloy was carried out. The heat transfer coefficient and the heat flux in the secondary cooling zone of the AZ80 magnesium alloy were accurately solved by reverse method, and the effect of initial temperature on heat flux was analyzed. The results showed that the heat flux at the point of impingement and the free falling zone increased first and then decreased with the increase of surface temperature, and the heat flux at the point of the impingement was much higher than that in the free falling zone. The initial temperature had a great influence on the boiling heat transfer, especially the critical heat flux increased regularly with the increase of the initial temperature. The critical heat flux in the free falling zone increased with the increase of the initial temperature in the form of a quadratic function and the empirical formula was obtained by mathematical fitting.

Key words:

magnesium alloy; direct-chill casting; heat transfer coefficient; boiling heat transfer; heat flux