连铸二冷气雾冷却过程导热反问题分析

赵增武[1], 赵立峰[1], 张亚竹[2], 周立平[1], 张孟昀[1], 胡 强[1]

(1. 内蒙古科技大学材料与冶金学院,内蒙古 包头 014010; 2. 内蒙古科技大学能源与环境学院,内蒙古 包头 014010)

摘 要: 建立了连铸二冷气雾冷却一维非稳态导热过程中由铸坯内部单个测温点测得的温度值反算表面未知温度和表面热流密度的数学模型,利用热平衡法建立各节点差分方程,引入灵敏度系数,通过牛顿迭代法优化假设初始值。为了验证该数学模型的正确性,在铸坯表面施加已知热流密度,结果表明反算得到的热流密度与已知热流密度吻合较好。分析了连铸二冷过程中铸坯表面热流密度的变化规律。

关键词: 连铸; 二次冷却; 导热反问题; 气雾射流

中图分类号: TF777, TK124 **文献标识码**: A **文章编号**: 1004 - 7638(2012)05 - 0041 - 05

A Method for Solving the Inverse Heat Conduction Problem During Aerosol Cooling Process

Zhao Zengwu[1], Zhao Lifeng[1], Zhang Yazhu[2], Zhou Liping[1], Zhang Mengyun[1], Hu Qiang[1]

(1. School of Materials and Metallurgy, Inner Mongolia University of Science and Technology, Baotou 014010, Inner Mongolia, China; 2. School of Environment and Energy, Inner Mongolia University of Science and Technology, Baotou 014010, Inner Mongolia, China)

Abstract: A mathematical model was established in this paper to deduce unknown surface temperature and surface heat flux density in the process of 1-d unsteady state thermal conductivity based on the temperatures measured at each internal temperature measuring point in casting strand. Difference equation for each node was established by using heat balance method, and through the introduction of sensitivity coefficient, the initial boundary conditions was optimized through Newton iterative method. In order to verify the correctness of the mathematical model, through exerting heat flux with given density on the solid surface, it was found that the heat flux density obtained through deduction coincided with the given value. In addition, the changing rule of the heat flux density on the surface of the casting strand in the process of secondary cooling during continuous casting was analyzed.

Key words: continuous casting; secondary cooling; inverse heat conduction ; aerosol cooling

0 引言

连续铸钢过程是炼钢厂的重要组成部分,随着对铸坯产品质量、品种多元化、生产效率以及节能降耗要求的提高,需要对连铸过程进行进一步优化。在连铸机设备以及操作工艺一定时,可控性高的是二次冷却过程。该过程中主要通过气雾射流对铸坯进行强制冷却,好的冷却效果可避免表面裂纹、变形等缺陷的出现。关于对气雾冷却过程换热机理的研究已有报道[1-3],文献[4-7]研究了气雾特性对

收稿日期: 2012 - 05 - 29

作者简介: 赵增武(1972—),男,山东东营人,教授,博士,主要从事冶金过程优化研究。

气雾冷却换热能力的影响机理,但这些试验都没有对某一工况下铸坯表面不同位置处换热特点进行比较分析。

由于连铸二冷过程铸坯表面被气雾射流覆盖,表面温度和表面热流密度不方便直接测量,通常采用导热反问题计算模型反算得到,由于导热反问题的不适定性,其反算结果的精确度依赖于输入值的测量误差,近年来,国内外的一些研究者对该问题进行了研究[8-10],笔者也进行了相关尝试。

1 导热反问题

1.1 数学模型

如图1所示,厚度为2 s 的连铸坯在二冷区开始进行气雾冷却,该过程可以近似为 x 方向上的一维导热,其控制方程和边界条件可表示为:

$$\frac{\partial T}{\partial t}=\alpha\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\qquad x\epsilon(0,s)\ ,t>0 \tag{1}$$

$$T(x,0)=T_0\qquad x\epsilon(0,s)\ ,t=0 \tag{2}$$

$$-\lambda\frac{\partial T}{\partial x}\bigg|_{x=0}=q(t)\qquad t>0 \tag{3}$$

$$\frac{\partial T}{\partial x}\bigg|_{x=s}=0\qquad t>0 \tag{4}$$

$$T(i,t)=Y(t)\qquad t>0 \tag{5}$$

式中,$\alpha=\lambda/(c\cdot\rho)$,称为热扩散系数,$m^2/s$; λ 为钢板导热系数,W/(m·℃); ρ 为钢板试样密度,kg/m^3; C 为钢板的定压比热容,J/(kg·℃); T 为钢板温度,℃; x 为厚度方向坐标,m; s 为模型厚度,m; $Y(t)$ 为温度测量值; T_0 为初始时刻温度值; $q(t)$ 为未知边界热流密度。

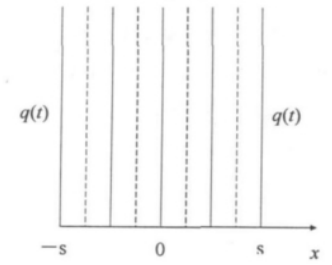

图1 物理模型

Fig. 1 Physical model

1.2 求解思路

在反问题求解过程中,通过将某节点处试验测得的温度值与假设已知边界条件后计算得到的温度值进行比较,当两者差最小时认为此时的边界条件假设值即为真实的边界条件。该过程通过引入泛函来实现。

$$J(q)=(T_i^m-T_i^c(q))^2 \tag{6}$$

式中,T_i^m 表示 $i(i=1,2,\cdots,N_t)$ 时刻测温点的测量温度,$T_i^c(q)$ 表示 $i(i=1,2,\cdots,N_t)$ 时刻测温点的计算温度。

$J(q)$ 对 q 求导并令导数等于零得:

$$J'(q)=(T_i^m-T_i^c(q))\frac{\partial}{\partial q}(T_i^c(q))=0 \tag{7}$$

其中$\frac{\partial}{\partial q}(T_i^c(q))$定义为灵敏度系数,用式(8)近似计算:

$$\frac{\partial}{\partial q}(T_i^c(q))\approx\frac{T_i^c(q+\delta q))T_i^c(q)}{\delta q} \tag{8}$$

令 $J'(q)=f(q)$,采用 Newton 迭代法求解该非线性方程:

$$q_1=q_0-\frac{f(q_0)}{f'(q_0)} \tag{9}$$

如果满足收敛判据

$$\left|\frac{q_1-q_0}{q_1}\right|<\varepsilon \tag{10}$$

输出结果,表明当前时刻的对流换热系数计算完毕,进行下一时刻计算。

根据反问题求解思路,首先需要解导热正问题,即在上述数学模型中假设边界条件 $q(t)$ 为已知,求解温度场 $T_i^c(q)$,该过程中根据热平衡原理[4]建立节点差分方程隐式格式,采用 TDMA 法求解温度控制方程。

1.3 反问题求解数学模型验证算例

为了验证上述反问题求解计算模型的正确性,笔者通过假设已知边界条件和初始条件进行一维非稳态导热正问题计算,取某节点所有时刻的温度值作为已知条件,采用上述反问题计算模型反算边界条件,将反算值与假设值作对比,以此来验证反问题求解模型的正确性(如图2所示)。

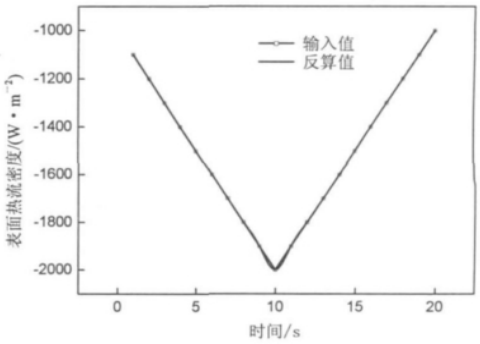

图2 热流密度输入值与计算值的比较

Fig. 2 Input value vs. calculated value of heat flux density

从图 2 可以看出,假设值与反算值符合的较好,当判据为 $\varepsilon = 0.001$ 时,反算相对误差为 3.37×10^{-12}。

2　试验装置及方法

连铸二冷气雾冷却静态试验装置由气雾射流系统和热态测试系统组成(如图 3 所示) 。

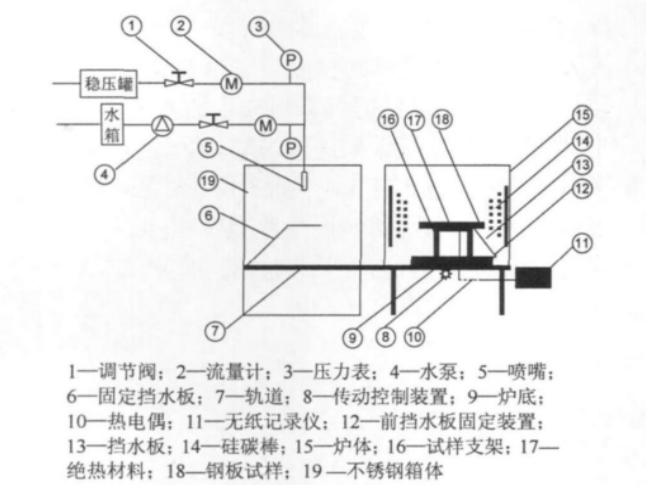

图 3　试验装置示意

Fig. 3　Schematic diagram of the equipments used in the experiment

利用 Ansys 软件对该试验采取的打孔测温方法进行分析,结果表明当测温孔间距为 2 cm 时,测温点测温平均相对误差 ≤2.98% ,在连铸二冷区温度范围内测温平均相对误差 ≤1.12% ,由此可知铸坯试样上的测温孔对温度场的影响较小。

喷嘴布置高度为 200 mm,气压 0.2 MPa,水压 0.4 MPa,钢板试样材质为 304 不锈钢,尺寸 400 mm ×300 mm ×16 mm,目标温度 1 200 ℃。

测温点布置如图 4 所示。

利用格子栅集水器采集并计算得到各测温点处平均水流密度、各测温点处水流密度值 w 与喷射角度 α。

3　结果分析

3.1　表面热流密度随时间变化关系

图 5 所示为 x 方向上 5 个测温点表面热流密度随时间变化规律,整体呈现增大—减小—增大—减小的趋势。从图 5 可以看出,B、C、D 三点降温曲线斜率在 24 s 之前十分接近; B 点距离喷嘴正下方 60 mm,但其降温曲线斜率要大于 C、D 两点及更远的 A、E 两点。这说明喷嘴下方 x 方向上换热强度沿 x 方向呈现先增大后减小的趋势。

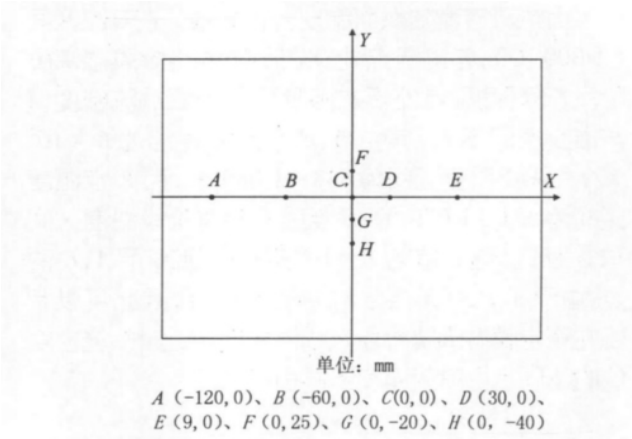

图 4　热电偶布置方式示意

Fig. 4　Distribution of the thermocouple

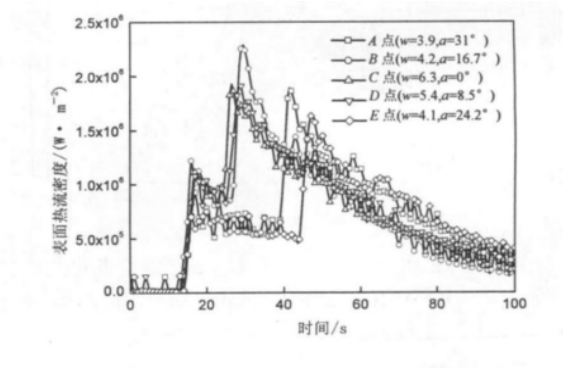

图 5　x 方向上各点表面热流密度随时间变化关系

Fig. 5　Heat flux density changing with time in x direction

图 6 所示为 y 方向上 C、F、G、H 4 个测温点的降温曲线,F、G 两点降温曲线斜率相似,G 点温度值略低,H 点处在 600 ℃之后出现明显的平缓阶段。

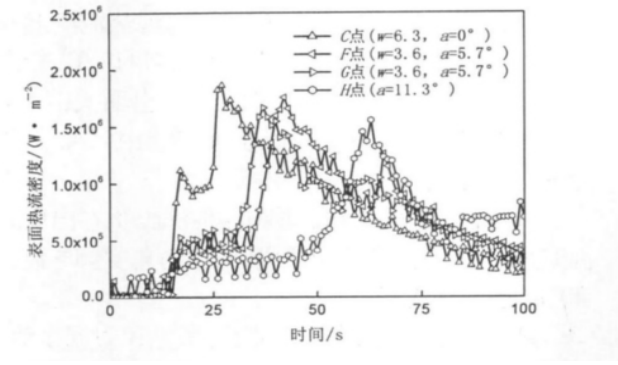

图 6　y 方向上各点表面热流密度随时间变化关系

Fig. 6　Heat flux density changing with time in y direction

3.2　各测温点沸腾曲线变化规律对比分析

图 7 所示为铸坯试样表面 x 方向上 5 个测温点处表面热流密度随表面温度变化关系。在高温区间（≥800 ℃），各测温点处存在明显的稳定膜态沸腾阶段，不同测温点处膜态沸腾阶段表面热流密度值与温度区间不同，其中 A、E 两点 q 值约为 6×10^5 W/m^2，A 点温度区间为 848 ~ 1 089 ℃，而 E 点温度区间为 831 ~ 1 079 ℃；B 点膜态沸腾阶段温度区间与 A 相近，但 q 值为 1×10^6 W/m^2，远高于 A、E 两点，由于 A、B、C 3 点水流密度值相近，因此可以判断在稳定膜态沸腾阶段在水流密度相近时热流密度值的不同是由喷射角度不同引起的。

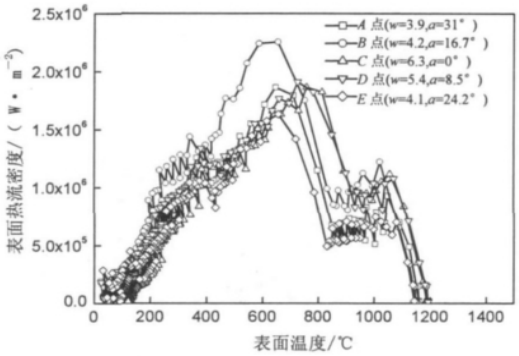

图 7　A ~ E 点处表面热流密度随表面温度变化关系

Fig. 7　Heat flux density changing with surface temperature in x direction

C、D 两点水流密度值较大，膜态沸腾阶段 q 值与 B 点相近，但温度区间明显小于 A、B、E3 点，约为 921 ~ 1 107 ℃。比较 A ~ E5 点处膜态沸腾阶段温度区间会发现，各点处膜态沸腾阶段开始温度值相差不大，而结束温度值相差较大，这说明较大的水流密度可以在较高的表面温度下冲破稳定蒸汽膜，使液滴直接接触高温表面，提高综合换热效果。

从图 7 还可以看出，C、D 两点出现热流密度峰值 q_{max} 时表面温度值要比 A、B、E3 点高 112 ℃，较大的水流密度值可在较高的表面温度下出现 q_{max}，A、E 两点与 C、D 两点处 q_{max} 值相近，而 B 点由于喷射角度不同而 q_{max} 值较大。

综上所述，水流密度影响各种沸腾状态出现的温度区间，当水流密度值相同时，喷射角度会导致表面热流密度值的不同。

莱式温度为稳定膜态沸腾阶段结束时温度值，该值随水流密度的变化而变化。图 8 为莱式温度值随水流密度变化关系。随着水流密度的增加，莱式温度值明显变大；当水流密度从 3.9 L/(m^2 · s) 增加到 6.3 L/(m^2 · s) 时，莱式温度值从 797 ℃增加到 921 ℃；莱式温度点是稳定膜态沸腾阶段与过渡态沸腾阶段的临界点，因此可以根据水流密度值来判断铸坯表面的沸腾状态。例如：当水流密度大于 5.4 L/(m^2 · s)，莱式温度大于 900 ℃时，认为在连铸二冷气雾冷却阶段大部分处在稳定膜态沸腾阶段，但存在短暂的过渡态沸腾阶段。由于稳定膜态沸腾阶段表面综合换热强度与过渡态沸腾阶段相比较小，因此还可以根据气雾射流水流密度分布情况来判断喷嘴的冷却效果是否均匀，例如：当喷嘴射流区域水流密度分布在 5.4 ~ 6.3 L/(m^2 · s) 时，铸坯表面沸腾曲线各沸腾阶段温度范围相近，综合换热强度也相差不大，这有利于铸坯的均匀冷却，对多喷嘴交叉布置方式具有指导意义。

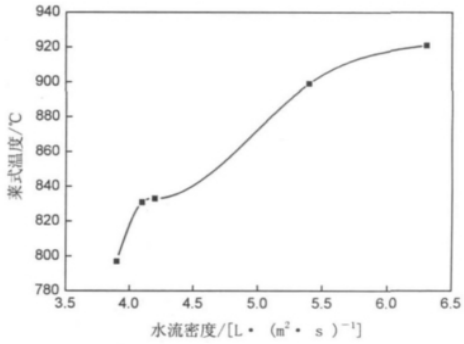

图 8　莱式温度随水流密度变化关系

Fig. 8　Heat flux density changing with leidenfrost temperature

图 9 为 y 方向上 C、H 两点处表面热流密度随表面温度变化关系。C 点为射流中心点，冷却开始阶段存在明显的膜态沸腾阶段；而 H 点在开始阶段无明显的膜态沸腾阶段，在 300 ~ 600 ℃范围内出现明显的“膜态沸腾阶段”。

在高温区，平行流区主要靠来自射流冲击区的水流进行换热冷却，而在高温阶段射流冲击区的水流绝大部分用于蒸发换热，很少进入平行流区，少量的冷却介质不足以形成稳定的膜态沸腾，随着温度的降低，射流冲击区少量未蒸发的冷却介质开始进入平行流区，其表面热流密度随之升高，并出现峰值（即临界热流密度 q_{max}）。当大量的冷却介质进入平行流区时，冷却介质的量足以在高温表面形成稳定的蒸汽膜，开始进入稳定膜态沸腾阶段，随着表面温度的降低结束稳定膜态沸腾阶段进入核

态沸腾阶段。图中 H 点膜态沸腾阶段温度区间为230 ~ 498 ℃，该阶段表面热流密度约为 7×10^5 W/m^2。

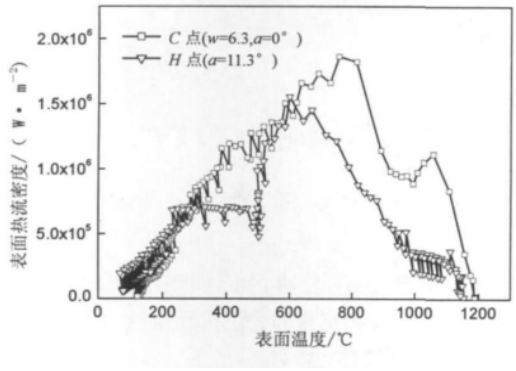

图 9　C、F、G、H4 点表面热流密度随表面温度变化关系

Fig. 9　Heat flux density changing with surface temperature in Y direction

4　结论

1) 在整个降温过程中，表面热流密度整体呈现先增大 - 减小 - 增大 - 减小的规律; 射流区域宽度方向上表面热流密度从喷嘴正下方向两侧呈现先增大后减小的趋势; 射流区域厚度方向上，非射流区域冷却曲线明显滞后与气雾射流区域测温点处降温曲线。

2) 在冷却开始阶段，非射流冲击区内水流密度值较小，导致其沸腾曲线的变化规律与射流冲击区内测温点上的沸腾曲线明显不同; 气雾射流冲击区内膜态沸腾阶段出现在 q_{max} 之前，非气雾射流冲击区内膜态沸腾阶段出现在 q_{max} 之后。

3) 随水流密度的增加，莱式温度值明显变大，当水流密度从 3.9 L/(m^2 · s) 增加到 6.3 L/(m^2 · s) 时莱式温度值从 797 ℃增加到 921 ℃，变化 124 ℃。

参考文献

[1] Wendelstorf J, Spitzer K - H, Wendelstorf R. Spray water cooling heat transfer at high temperatures mass transfer [J]. International Journal of Heat and Spitzer, 2008 (51) : 4902 - 4909.

[2] Haramura Y, Katto Y. A new hydrodynamic model of critical heat flux, applicable widely to both pool and forced convection boiling on submerged bodies in saturate liquids [J]. Int. J. Heat Mass Transfer, 1983, 26: 389 - 399.

[3] Wang Yaqing, Liu Minghou, Liu Dong, *et al.* Numerical study on the effect of secondary nucleation on spray cooling [J]. Journal of University of Science and Technology of China, 2009, 39(4): 391 - 397.
(王亚青，刘明侯，刘东，等. 数值研究"二次成核"在喷雾冷却中的作用 [J]. 中国科学技术大学学报，2009，39(4): 391 - 397.)

[4] Chen Dengfu, Feng Ke, Xu Chushao, *et al.* The performance of spray nozzles for high efficiency continuous casting [J]. Energy For Metallurgical Industry, 2002, 21(2): 5 - 8.
(陈登福，冯科，徐楚韶，等. 高效连铸二次冷却喷嘴的性能 [J]. 冶金能源，2002，21(2): 5 - 8.)

[5] Chen R H, Chow L C, Navedo J E. Effects of spray characteristics on critical heat flux in subcooled water spray cooling [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2002, 45: 4033 - 4043.

[6] Mei Guohui, Meng Hongji, Xie Zhi. Effect of spraying direction on heat exchange in spray cooling process [J]. Journal of Northeastern University (Natural Science), 2004, 25(4): 374 - 377.
(梅国晖，孟红记，谢植. 喷射方向对喷雾冷却换热的影响 [J]. 东北大学学报(自然科学版)，2004，25(4): 374 - 377.)

[7] Lin L, Ponnappan R. Heat transfer characteristics of spray cooling in a closed loop [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2003, 46: 3737 - 3746.

[8] Sui Dashan. Research on parameters identification of heat conduction inverse problem in the casting solidification process [D]. Shanghai Jiaotong University, 2008.
(隋大山. 铸造凝固过程热传导反问题参数辨识技术研究 [D]. 上海交通大学，2008.)

[9] Wu Hongtan. Application of conjugate gradient method to two - dimensional inverse convective heat transfer problem [J]. Journal of Astronautic Metrology and Measurement, 2005, 25(4): 25 - 40.
(吴洪潭. 二维对流换热反问题的共轭梯度法求解 [J]. 宇航计测技术，2005，25(4): 25 - 40.)

[10] Yu Ming. Research and application of analytical solution for temperature field in accelerated cooling process of plate [D]. Northeastern University, 2008: 25.
(于明. 中厚板轧后冷却过程温度场解析解研究与应用 [D]. 东北大学，2008: 25.)

编辑　余文华