



铜包钢棒多辊固-液铸轧复合工艺 布流区界面传热行为

季 策^{1,2}, 黄华贵^{1,2}, 杨家辉^{1,2}

(1. 燕山大学 国家冷轧板带装备及工艺工程技术研究中心, 秦皇岛 066004;

2. 燕山大学 机械工程学院, 秦皇岛 066004)

摘 要: 金属包覆材料多辊固-液铸轧复合工艺集固-液铸轧复合技术与多辊孔型轧制技术的优势为一体, 可以实现高效率、短流程连续成形。为了通过数值模拟技术缩短工艺开发周期, 针对布流区内钢/铜固-液界面传热问题, 基于一维非稳态传热原理反求界面换热系数, 拟合了其于钢侧表面温度相关的计算模型, 推导了差分计算模型并利用 Visual Basic 软件编制了计算程序, 分析了工艺参数对基体温度分布的影响规律。结果表明: 基体经过布流区后, 表面温度高, 芯部温度低, 有利于同时获得较高表面温度和足够基体强度; 在工艺参数常规调整范围内, 覆层温度对基体温度影响较小, 名义铸轧速度、覆层高度、基体半径对基体温度影响较为显著。就工艺控制角度而言, 只有覆层高度可根据需要在较大范围内进行调整, 从而调控铸轧区入口处的基体温度。

关键词: 铜包钢; 固-液界面; 铸轧复合; 传热; 换热系数

文章编号: 1004-0609(2022)-09-2568-12

中图分类号: TG339

文献标志码: A

引文格式: 季 策, 黄华贵, 杨家辉. 铜包钢棒多辊固-液铸轧复合工艺布流区界面传热行为[J]. 中国有色金属学报, 2022, 32(9): 2568-2579. DOI: 10.11817/j.ysxb.1004.0609.2021-42231

JI Ce, HUANG Hua-gui, YANG Jia-hui. Interfacial heat transfer behavior in delivery zone of multi-roll solid-liquid cast-rolling bonding process for copper cladding steel bars[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2022, 32(9): 2568-2579. DOI: 10.11817/j.ysxb.1004.0609.2021-42231

金属包覆材料多辊固-液铸轧复合工艺集固-液铸轧复合技术与多辊孔型轧制技术优势为一体, 无需进行基体和覆层的预装配组坯, 其固-液柔性包覆特征可以实现金属包覆材料的高效率、短流程连续成形^[1]。随着计算机技术的发展, 针对凝固、传热过程的数值模拟技术迅速发展起来, 可为揭示成形过程复杂传热行为和分析工艺参数影响规律提供参考。然而, 实现精确预测的前提是准确的边界条件, 其中界面换热系数被认为是一个最重要但又最

难以直接测量和计算的参数^[2-3]。

界面换热系数测试方法从时间角度可以分为稳态法和瞬态法^[4]。稳态法可以获得特定工况下的界面换热系数, 但被测试件通常未达到塑性变形状态。然而, 热塑性加工工艺通常是金属与模具的瞬态接触过程, 其物理机制与稳态接触换热区别显著^[5]。从求解流程角度可以分为直接测量和反求推测。直接测量是指利用电容式传感器^[6]、石英玻璃探头^[7]、超声波^[8]等直接探测界面气膜的变化过程, 反求推测是指测试试件的温度演变历程并根据反传

基金项目: 国家重点研发计划资助项目(2018YFA0707300); 国家自然科学基金资助项目(51974278)

收稿日期: 2021-08-22; **修订日期:** 2021-10-19

通信作者: 黄华贵, 教授, 博士; 电话: 0335-8077352; E-mail: hhg@ysu.edu.cn

热原理求解界面换热系数。

铸轧工艺涉及金属物理状态变化, 其中的复杂传热过程一直是研究重点, 主要侧重于铸轧辊与被铸轧金属间的换热行为。钢铁材料熔点较高, 常采用立式铸轧工艺, 铸轧辊采用铜合金, 生产速度在 $100\sim 135\text{ m/min}^{[9]}$, 铸轧区内完成凝固和变形所需时间极短, 因此界面换热行为研究侧重于瞬时性。有色金属熔点较低, 常为水平式或倾斜式铸轧工艺, 铸轧辊常采用耐高温合金钢, 生产速度在 $1\sim 3\text{ m/min}^{[10]}$ 。在铸轧辊直径量级相当的情况下, 有色金属的铸轧速度远低于钢铁材料, 因此界面换热行为差异显著。除此以外, 固-液铸轧复合工艺还需关注基体-覆层间传热行为, 提高基体温度通常有利于界面复合^[11-12], 但基体温度过高时易出现断裂、变形等缺陷或形成大量金属间化合物, 反而不利于界面复合。

稳定生产时金属包覆材料多辊固-液铸轧复合工艺可认为是热平衡状态。然而, 从进入布流区到离开铸轧区, 界面处的温度、压力等状态持续变化, 根据基体和覆层物理状态可分为固-液、固-糊(半固态)和固-固三种接触情况, 并且布流区内无压力和变形作用, 铸轧区内有压力和变形作用。由于接触状态的复杂性和边界条件的瞬态性给测量界面气膜平均厚度和计算界面换热系数带来了很大困难, 亟待开展基体-覆层间界面传热行为研究, 为仿真模拟提供依据从而缩短工艺开发周期。

本文以铜包钢棒为目标产品, 通过对多辊固-

液铸轧复合工艺的环形布流过程进行合理简化, 根据一维非稳态传热原理设计了钢-铜界面换热系数测试实验, 基于 DEFORM 软件反向求解界面换热系数, 利用 ProCAST 软件正向仿真温度场和凝固场演变过程, 推导了布流区内的一维非稳态轴对称差分传热计算模型, 并基于 Visual Basic 软件编制了布流区传热计算程序, 分析了工艺参数对基体温度的影响规律。

1 实验

1.1 多辊固-液铸轧复合工艺原理

金属包覆材料多辊固-液铸轧复合工艺原理如图1所示。该工艺融合了多辊孔型轧制技术和固-液铸轧复合技术双重优势, 由多个铸轧辊共同组成圆形孔型, 与双辊布置模式相比, 其周向的传热、传质、凝固和变形的连续性和均匀性显著改善, 从而最终保障产品周向性能均匀性^[13-15]; 从功能角度可将其温度场分为布流区和铸轧区, 布流区实现覆层金属均匀分布和基体金属入口控温, 铸轧区实现界面结合。布流区采用液位高度控制, 基体和覆层率先进行固-液接触换热。如图1(b)所示, 基体温度升高, 覆层温度降低, 由于几何结构周向上分布均匀, 因此可认为周向传热均匀, 即属于一维轴对称传热问题, 并且布流区出口温度即等于铸轧区入口温度。

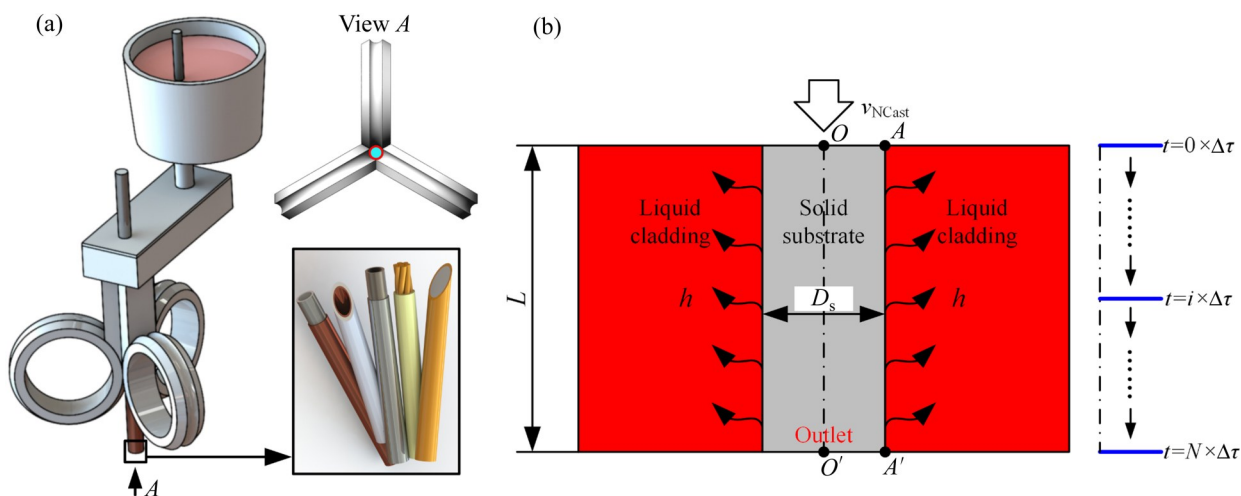


图1 金属包覆材料多辊固-液铸轧复合工艺

Fig. 1 MRSLCRB process of metal cladding materials: (a) Technical principle; (b) Heat transfer in delivery zone

1.2 界面换热系数测试方案

基于一维非稳态传热原理设计了钢-铜界面换热系数测试方案,如图2所示。石墨坩埚内径60 mm,高度120 mm;内部铜液熔化温度为1150 ℃,铜液高度为80 mm,熔化完成之后坩埚外侧包覆隔热材料并转移至测试平台;钢棒高度为60 mm,直径分别为10、20、30和40 mm;在钢棒上沿高度方向按照间距10 mm布置3个测温热电偶,外侧包覆隔热材料后与铜液进行一维固-液接触传热,利用NI数据采集系统和LabVIEW测试软件实时采集测温点处温度-时间数据。测温点A为铜液温度,测温点B为反求数据点,测温点C和D为验证数据点,点O为仿真获得的钢侧表面温度。为保证测试精度,热电偶与钢棒之间为焊接,即触点与钢棒为冶金结合。

1.3 界面换热系数反求

反传热问题与正传热问题相反,是通过给出物体表面热流以及物体内部的一点或多点的温度测量值,反过来推导物体的初始状态、流动状态、边界条件、内部热源和换热系数等,在工程中有重要价值。DEFORM-3D软件中提供的Inverse Heat Transfer Wizard模块可以通过反传热求解获得试件热交换区域的换热系数,该模块需要输入的关键数据包括:零件的几何参数、热电偶位置、热电偶的时间-温度数据、定义传热区域、初始猜测值、热物性参数等,输出参数包括界面换热系数和实验与

模拟结果对比数据。

钢-铜界面换热系数反求包括反向求解和正向仿真两个过程。首先,基于DEFORM软件提供的反传热计算模块建立等比例一维反向传热仿真模型,如图3(a)所示,利用测温点B的时间-温度测试数据反求界面换热系数;对比结果中当B、C和D三个点的温度均吻合时方可认为反求得到的界面换热系数合理。然后,基于ProCAST软件建立正向仿真模型,如图3(b)所示,利用反求得到的界面换热系数正向仿真获得温度场和凝固场演变过程。模拟所需材料热物性参数由JMatPro软件计算得到,基本假设条件如下:1)初始时刻钢棒和铜液温度分布均匀;2)忽略热电偶焊点体积对测量位置的影响;3)以测温点A的温度作为钢-铜界面中铜侧温度。

2 界面传热行为分析

2.1 钢-铜界面换热系数反求结果

图4所示为不同钢棒直径时测试温度与模拟温度的对比结果。通过一维非稳态传热实验可以获得点A、B、C和D的时间-温度测试数据,点B距离钢-铜界面最近,温度最先升高并且幅值最大,点C和D因距离界面较远,温度升高明显滞后并且幅值依次减小。此外,随着钢棒直径增大,各测温点升温速率降低和响应滞后现象愈加明显。点A测试的是界面附近的铜侧温度,钢棒直径为10 mm、20 mm和30 mm时,点A的温度整体上比较平稳,平

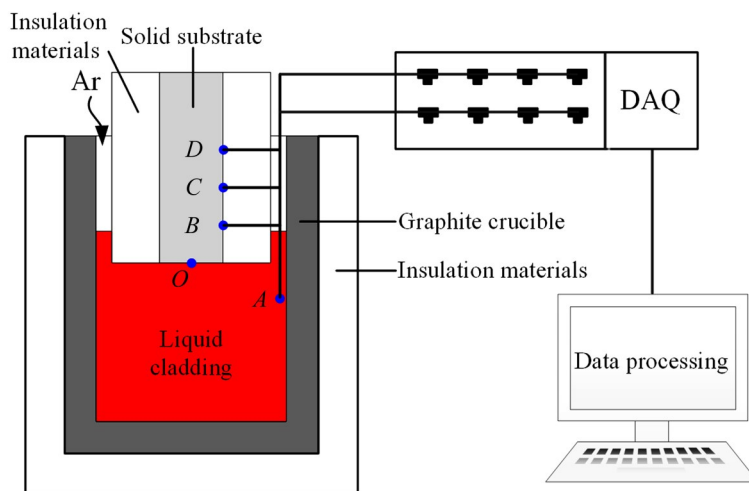


图2 一维非稳态界面换热系数测试原理

Fig. 2 Measurement principle of one-dimensional unsteady interfacial heat transfer coefficient

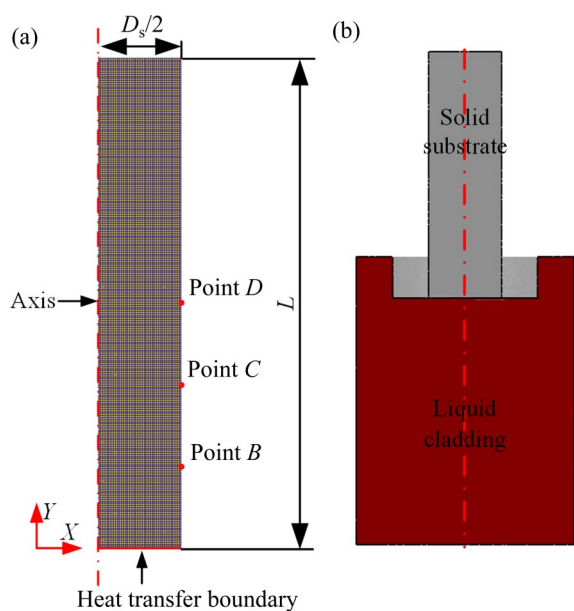


图3 数值仿真模型

Fig. 3 Numerical simulation model: (a) Reverse solving; (b) Forward validation

均值分别为1110℃、1067℃和1059℃；而钢棒直径为40 mm时，点A温度出现明显下降，从0 s时的1006℃的下降到35 s时的823℃。此外，设定熔化后的保温温度为1150℃。通过钢棒直径为10 mm时点A的平均温度1110℃可以推测，正式开始实验前铜液存在约40℃的温降，主要原因是转移石墨坩埚和调试测试平台过程中的空冷温降。

基于反求界面换热系数可以正向仿真获得点O、B、C和D的时间-温度仿真数据。从数据整体变化趋势上可知，四个工况下各点的测试数据与仿真数据的最大偏差小于5%，二者吻合良好，证明了反求界面换热系数的准确性。当钢棒直径相同时，随着时间的延长，各点温度偏差呈增大趋势；而当时间相同时，随着钢棒直径增大，各点温度偏差同样呈增大趋势。偏差产生的主要原因有两点，一是测温热电偶有一定的体积，影响实际测温位置；二是材料热物性参数由JMatPro软件计算得

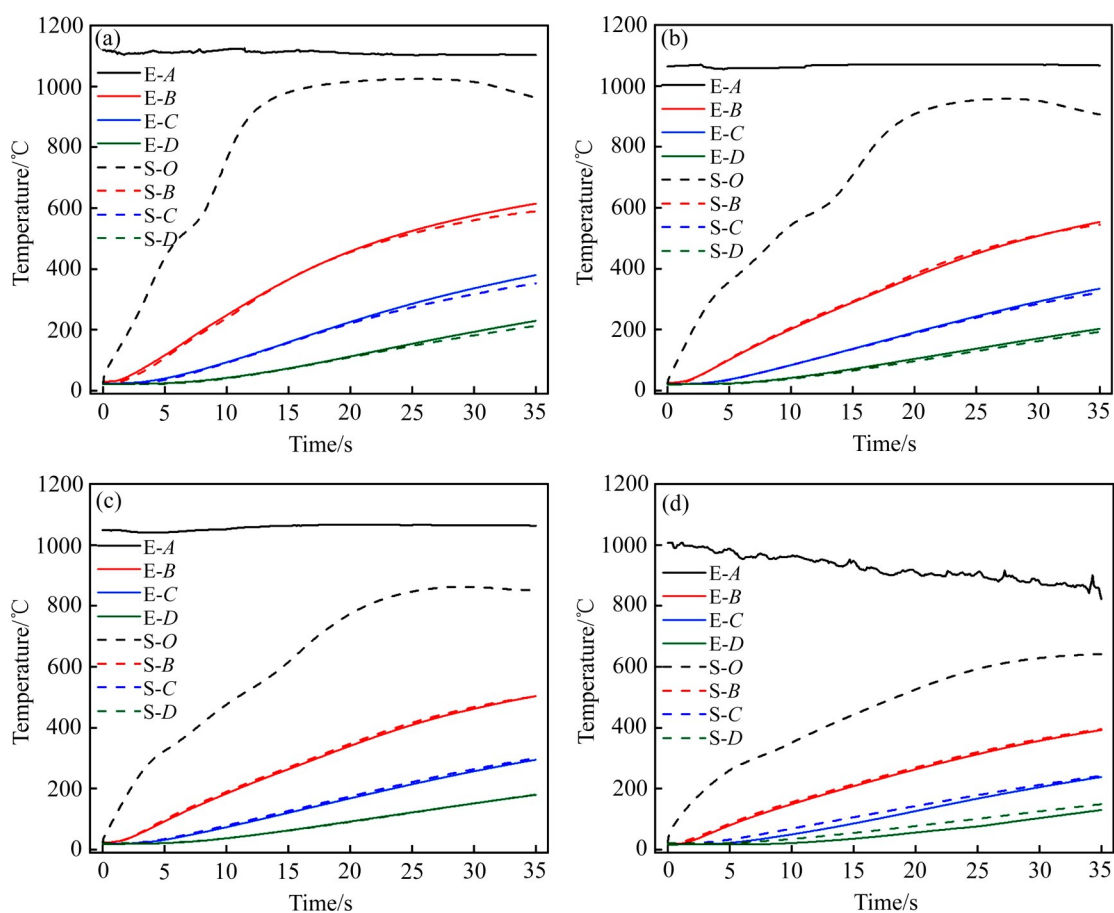


图4 钢棒直径不同时测试数据与仿真数据对比

Fig. 4 Comparison of test data and simulation data with different steel bar diameters (Curves E-A, E-B, E-C and E-D represent test data of points A, B, C and D; Curves S-O, S-B, S-C and S-D represent simulation data of points O, B, C and D): (a) $D_s=10$ mm; (b) $D_s=20$ mm; (c) $D_s=30$ mm; (d) $D_s=40$ mm

到,与实际材料热物性参数存在一定差异。

图5所示为正向仿真获得的钢棒直径10 mm时的温度场和凝固场演变过程。 $t=0$ s时钢棒与铜液未开始换热,因此温度分布均匀且无凝固现象,如图5(a)所示。 $t=10$ s时钢棒与铜液进行接触换热,由于界面激冷作用,铜侧温降区域较小且界面附近温度较低,凝固区呈增大趋势,如图5(b)所示。 $t=20$ s时,铜侧温降区域明显扩大,远离界面的高温铜液向近界面的低温铜液传递热量,因此凝固区扩大不显著,如图5(c)所示。 $t=30$ s时铜侧温降区继续扩大,但由于高温区持续向低温区传热,界面附近出现重熔现象,因此凝固区逐渐减小,如图5(d)

所示。

图6所示为正向仿真获得的钢棒直径不同时35 s时刻对应的温度场和凝固场分布情况。钢棒直径为10 mm时出现重熔现象,因此整体而言铜侧温降并不显著,界面附近凝固区很小,如图6(a)所示。在钢棒直径为20、30和40 mm时未出现重熔现象,铜侧温降的幅值和区域逐渐增大,凝固区范围显著增大,如图6(b)~(d)所示。通过对比可知,固-液铸轧复合过程中钢棒体积占比越大时越难发生重熔。

钢棒直径不同时界面换热系数与时间的关系如图7(a)所示,随着时间的延长,界面接触换热系

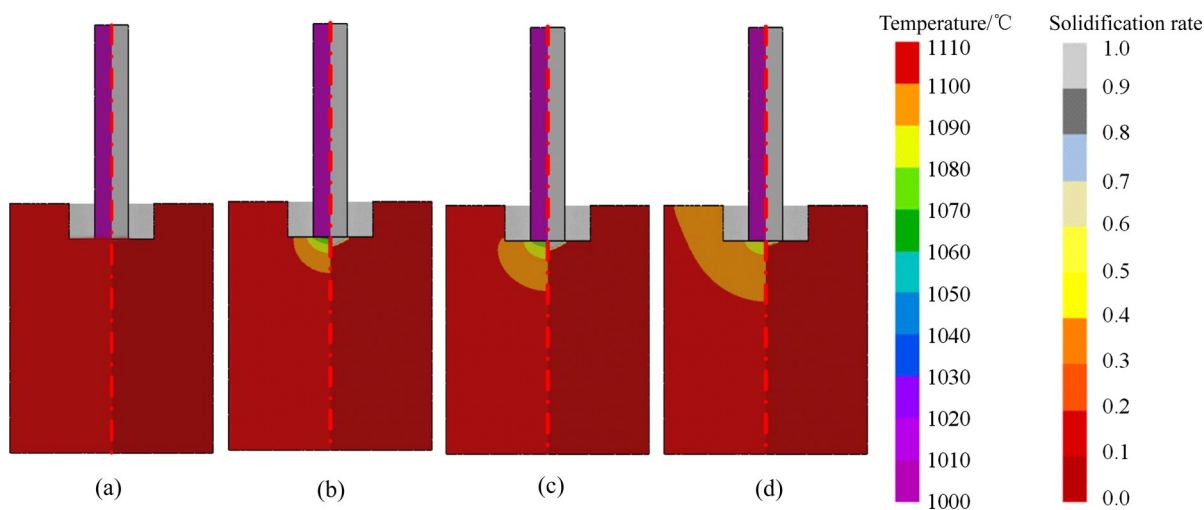


图5 钢棒直径10 mm时的温度场和凝固场演变过程

Fig. 5 Temperature field and solidification field evolution process of steel bar with diameter of 10 mm: (a) $t=0$ s; (b) $t=10$ s; (c) $t=20$ s; (d) $t=30$ s

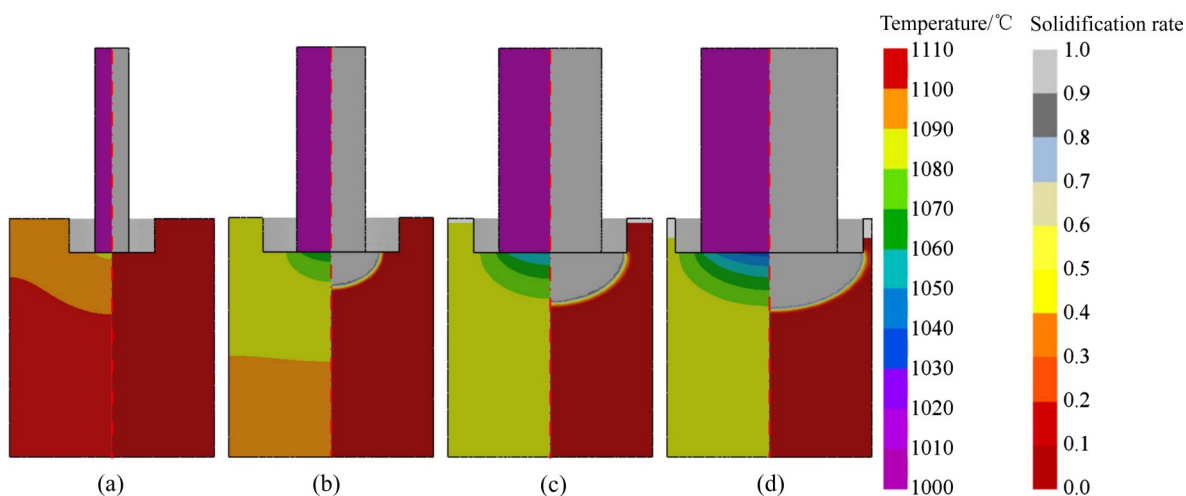


图6 钢棒直径不同时35 s时刻对应的温度场和凝固场

Fig. 6 Temperature field and solidification field of steel bar with different diameters at 35 s: (a) $D_s=10$ mm; (b) $D_s=20$ mm; (c) $D_s=30$ mm; (d) $D_s=40$ mm

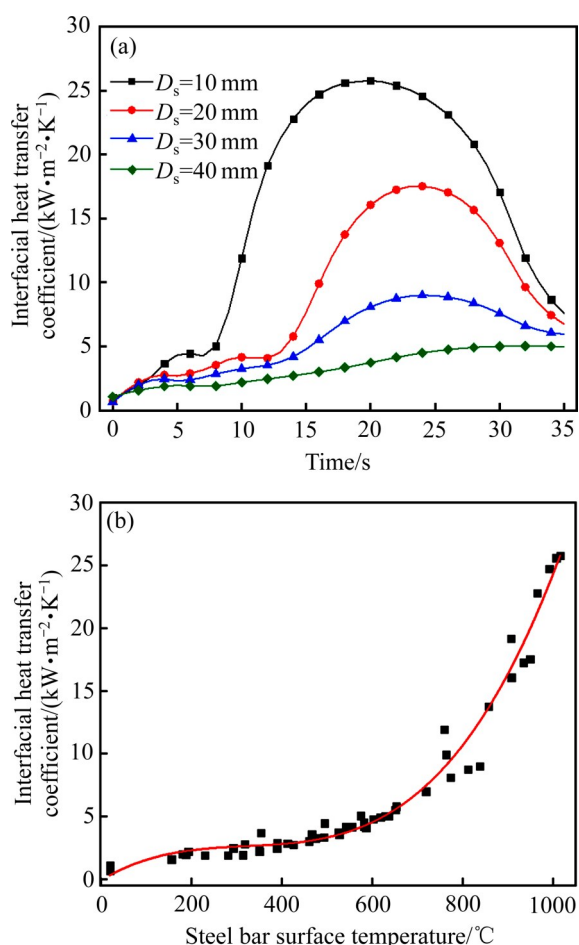


图7 钢棒直径不同时的钢-铜界面换热系数

Fig. 7 Interfacial heat transfer coefficients of steel-Cu with different steel bar diameters: (a) Interfacial heat transfer coefficients at different time; (b) Interfacial heat transfer coefficients at different steel surface temperatures

数呈先增大后减小的趋势, 并且随着钢棒直径的增大, 界面换热系数呈现明显的下降趋势; 但是需要指出的是, 钢棒直径并非直接因素, 其本质是温度场不同。界面换热系数与钢侧表面温度的关系如图 7(b)所示, 在 0~200 °C 范围内, 随着钢棒表面温度增加, 界面换热系数呈增大趋势; 在 200~600 °C 范围内, 随着钢棒表面温度继续增大, 界面换热系数的增大幅度很小; 但在 600 °C 以后, 界面换热系数又开始迅速增大。朱德才等^[16]利用稳态传热法研究了载荷和温度对纯铜/3Cr2W8V 钢固-固界面换热系数的影响, 同样发现在低载荷时中温段界面换热系数随温度的变化很小。

对于数值模拟而言, 很难考虑实际中存在的诸多复杂因素, 因此通常需要进行合理简化。在工程

应用中, 通常把界面换热系数简化为界面温度和压力的函数。对于多辊固-液铸轧复合工艺而言, 布流区内基体-覆层间无压力作用, 因此可将界面换热系数简化为钢侧表面温度的函数, 最终拟合得到的计算模型如公式(1)所示, 拟合曲线与数据散点吻合良好, 能够满足工程应用。

$$h = -0.11 + 2.20 \times 10^{-2}T - 6.32 \times 10^{-5}T^2 + 6.56 \times 10^{-8}T^3 \quad (0^\circ\text{C} \leq T \leq 1000^\circ\text{C}) \quad (1)$$

2.2 一维非稳态轴对称差分模型

由图 2 可知, 基体金属处于恒速运动状态, 忽略沿轴向的热传导, 布流区内的基体-覆层传热过程可简化为一维非稳态轴对称传热问题。圆柱坐标系 (r, θ, z) 下的常物性、无内热源的三维非稳态导热微分方程为

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = c_p \rho \frac{\partial T}{\partial \tau} \quad (2)$$

常物性、无内热源的一维非稳态导热微分方程可以简化为

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) = c_p \rho \frac{\partial T}{\partial \tau} \quad (3)$$

初始状态基体金属各处温度均为常值, 即

$$T(r) = T_0 \quad (4)$$

轴对称模型的旋转轴线为绝热边界, 即

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \bigg|_{r=0} = 0 \quad (5)$$

轴对称模型的表面边界为对流换热边界, 即

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \bigg|_{r=r_0} = h(T - T_{\text{Clad}}) \quad (6)$$

将求解区域离散成有限个网格, 在时间维度上, 以时间步长 $\Delta\tau$ 划分 N 个网格, 以 k 表示其序号; 在径向上, 以网格步长 Δr 划分 M 个网格, 以 i 表示其序号。因此, 物体内部节点 i 在时刻 $k\Delta\tau$ 的温度可以表示为 T_i^k 。中间节点示意图 8(a)所示, 节点 i 在时刻 $k\Delta\tau$ 的温度对坐标的一阶偏导数的中心差分公式为

$$\left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_{i,k} = \frac{T_{i+1}^k - T_{i-1}^k}{2\Delta r} \quad (7)$$

对坐标的二阶偏导数的中心差分公式为

$$\left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \right)_{i,k} = \frac{T_{i+1}^k - 2T_i^k + T_{i-1}^k}{(\Delta r)^2} \quad (8)$$

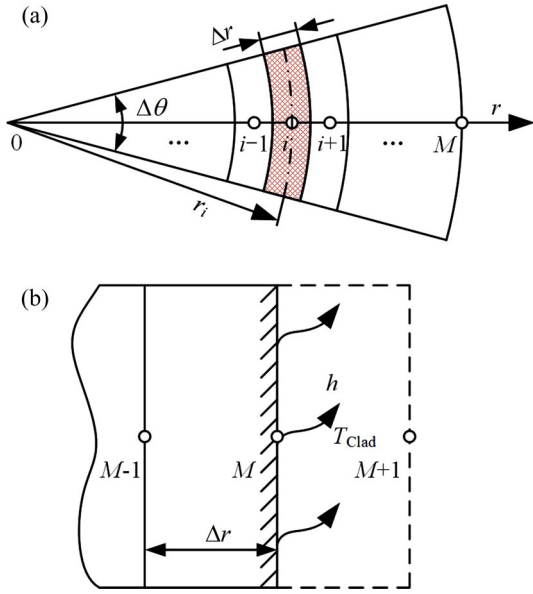


图8 一维非稳态传热节点示意图

Fig. 8 Schematic diagram of one-dimensional unsteady heat transfer node: (a) Middle node; (b) Surface boundary nodes

对时间的一阶偏导数的向前差分可表示为

$$\left(\frac{\partial T}{\partial \tau}\right)_{i,k} = \frac{T_i^{k+1} - T_i^k}{\Delta \tau} \quad (9)$$

将式(7)~(9)代入式(2), 即可得到内部节点沿径向的差分方程为

$$c_p \rho \frac{(T_i^{k+1} - T_i^k)}{\Delta \tau} = \lambda \left[\frac{(T_{i+1}^k - 2T_i^k + T_{i-1}^k)}{(\Delta r)^2} + \frac{1}{r_i} \frac{T_{i+1}^k - T_{i-1}^k}{2\Delta r} \right] \quad (10)$$

整理得

$$T_i^{k+1} - T_i^k = \frac{\lambda \Delta \tau}{c_p \rho (\Delta r)^2} \cdot \left[(T_{i+1}^k - 2T_i^k + T_{i-1}^k) + \frac{\Delta r}{2r_i} (T_{i+1}^k - T_{i-1}^k) \right] \quad (11)$$

令

$$F_0 = \frac{\lambda \Delta \tau}{(\Delta x)^2} \quad (12)$$

将式(12)代入式(11), 则可以得到中间节点的差分方程为

$$T_i^{k+1} = F_0 \left(1 + \frac{\Delta r}{2r_i}\right) T_{i+1}^k + F_0 \left(1 - \frac{\Delta r}{2r_i}\right) T_{i-1}^k + (1 - 2F_0) T_i^k \quad (13)$$

该方程的稳定性条件为

$$1 - 2F_0 \geq 0 \quad (14)$$

表面边界节点如图8(b)所示, 假设在表面边界节点M以外再虚设一个节点M+1, 根据式(13)可得到其差分方程为

$$T_M^{k+1} = F_0 \left(1 + \frac{\Delta r}{2r_M}\right) T_{M+1}^k + F_0 \left(1 - \frac{\Delta r}{2r_M}\right) T_{M-1}^k + (1 - 2F_0) T_M^k \quad (15)$$

将式(7)代入式(6)可以得到表面边界节点的中心差分公式为

$$-\lambda \frac{T_{M+1}^k - T_{M-1}^k}{2\Delta r} = h(T_M^k - T_{\text{Clad}}) \quad (16)$$

由于表面边界节点M+1的是虚设节点, 需联立式(15)和式(16)两式消除 T_{M+1}^k , 令

$$B_i = h\Delta r / \lambda \quad (17)$$

整理得到表面边界节点M的差分方程为

$$T_M^{k+1} = \left[1 - 2F_0 - 2F_0 B_i \left(1 + \frac{\Delta r}{2r_M}\right) \right] T_M^k + 2F_0 T_{M-1}^k + 2F_0 B_i \left(1 + \frac{\Delta r}{2r_M}\right) T_{\text{Clad}} \quad (18)$$

该方程的稳定性条件为

$$1 - 2F_0 - 2F_0 B_i \left(1 + \frac{\Delta r}{2r_M}\right) \geq 0 \quad (19)$$

根据绝热边界式(5), 用同样方法可以得到旋转轴线边界节点的差分方程, 即

$$T_0^{k+1} = 2F_0 T_1^k + (1 - 2F_0) T_0^k \quad (20)$$

为了保证整个计算过程的稳定性, 上述稳定性条件需要同时满足。

2.3 工艺参数影响规律

2.3.1 布流区传热计算程序

基于 Visual Basic 软件编制了布流区传热计算程序, 计算流程如图9所示。该程序配合材料数据库, 可用于工艺参数的影响分析和基体金属铸轧区入口(即布流区出口)的温度预测, 详细工艺参数见表1。此外, 热物性参数随节点温度变化进行插值计算从而提高计算精度。

2.3.2 名义铸轧速度影响

当覆层金属高度 $L=60$ mm、基体金属半径 $r_0=10$ mm、浇注温度 $T_{\text{Cast}}=1120$ °C 时, 名义铸轧速度 v_{NCast} 对铸轧区入口处基体金属温度的影响如图10所示。基体金属温度依赖于其与覆层金属之间的热量传递。随着名义铸轧速度增大, 布流区内固-液

表 1 模拟工艺参数

Table 1 Simulation process parameters

Parameter	Unit	Base value	Range	Spacing
Substrate metal radius, r_0	mm	10	6–12	1
Cladding metal height, L	mm	60	20–100	20
Cladding metal temperature, T_{Cast}	°C	1120	1100–1150	10
Substrate metal temperature, T_{Sub}	°C	25		
Nominal cast-rolling velocity, v_{NCast}	m/min	3.5	2.5–4.5	0.25
Interfacial heat transfer coefficient, h	W/(m ² ·K)	4000		

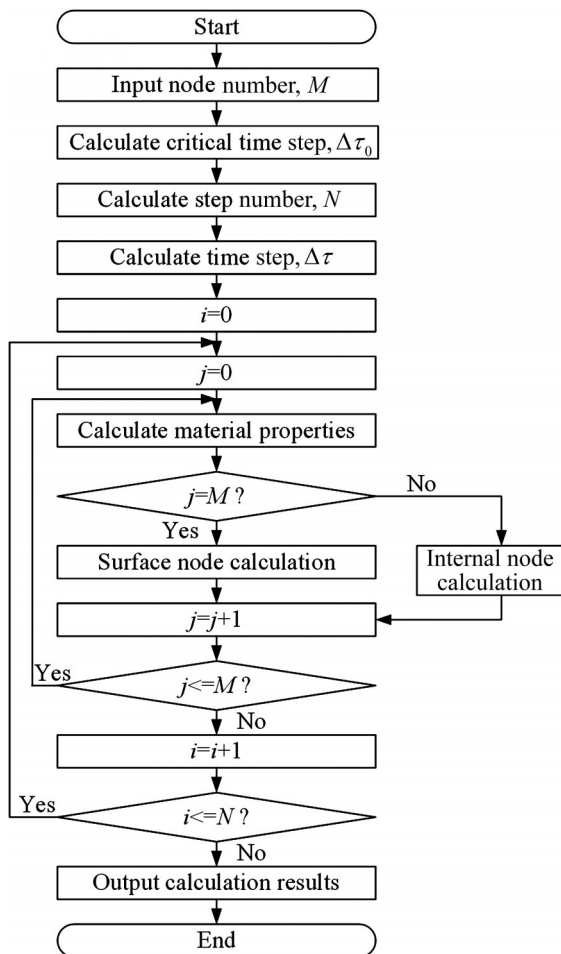


图 9 程序计算流程图

Fig. 9 Program calculation flow chart

换热时间减少, 因此铸轧区入口处基体金属的表面温度和芯部温度逐渐降低, 并且二者之间的温差逐渐减小。此外, 基体金属内部热量传递方式为热传导, 因此表面温度的下降幅度和响应速度均大于芯部温度的相应值。

2.3.3 覆层金属高度

当名义铸轧速度 $v_{\text{NCast}}=3.5$ m/min、基体金属半径 $r_0=10$ mm、浇注温度 $T_{\text{Cast}}=1120$ °C 时, 覆层金属

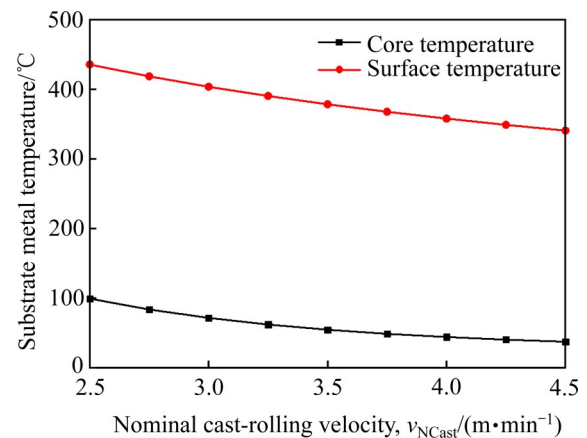


图 10 名义铸轧速度对基体金属温度的影响

Fig. 10 Influence of nominal cast-rolling velocity on substrate metal temperature

高度 L 对铸轧区入口处基体金属温度的影响如图 11 所示。随着覆层金属高度增加, 布流区内固-液换热时间增加, 因此铸轧区入口处基体金属温度整体显著升高; 并且表面温度的升高幅度和响应速度均大于芯部温度的相应值, 因此二者之间的温度差异逐渐增大。除此以外, 覆层金属高度值越大时, 高温液态熔体容量越大, 综合温降越小, 因此可避免熔体过早在布流器内部凝固。

2.3.4 基体金属半径影响

当名义铸轧速度 $v_{\text{NCast}}=3.5$ m/min、覆层金属高度 $L=60$ mm、浇注温度 $T_{\text{Cast}}=1120$ °C 时, 基体金属半径 r_0 对铸轧区入口处基体金属温度的影响如图 12 所示。随着基体金属半径增加, 表面温度变化向芯部传递所需的时间变长, 芯部对表面的冷却作用更为显著。因此, 随着基体金属半径的增加, 铸轧区入口处基体金属温度整体呈降低趋势, 并且芯部温度降低更加明显, 表面温度与芯部温度之间的温度差异逐渐增大。

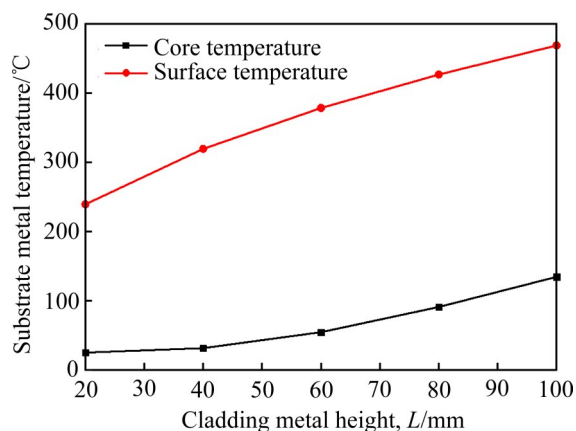


图11 覆层金属高度对基体金属温度的影响

Fig. 11 Influence of cladding metal height on substrate metal temperature

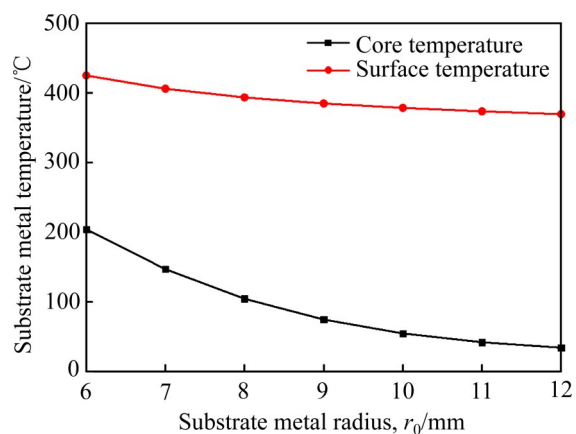


图12 基体金属半径对基体金属温度的影响

Fig. 12 Influence of substrate metal radius on the substrate metal temperature

2.3.5 覆层金属温度影响

当名义铸轧速度 $v_{\text{NCast}}=3.5$ m/min、覆层金属高度 $L=60$ mm、基体金属半径 $r_0=10$ mm 时，覆层金属温度 T_{Cast} 对铸轧区入口处基体金属温度的影响如图13所示。界面换热强弱取决于界面换热系数和界面温度差。当界面换热系数一定时，随着覆层金属温度的增加，基体金属和覆层金属之间的温度差异增大，因此铸轧区入口处基体金属温度呈升高趋势；但因覆层金属的温度增加有限，基体金属温度变化幅度很小，且对芯部温度影响不显著。

2.3.6 基体金属温度控制策略

通过上述分析可知，在布流区工艺参数常规调整范围内，覆层金属温度对基体金属温度的影响较小，而名义铸轧速度、覆层金属高度和基体金属半

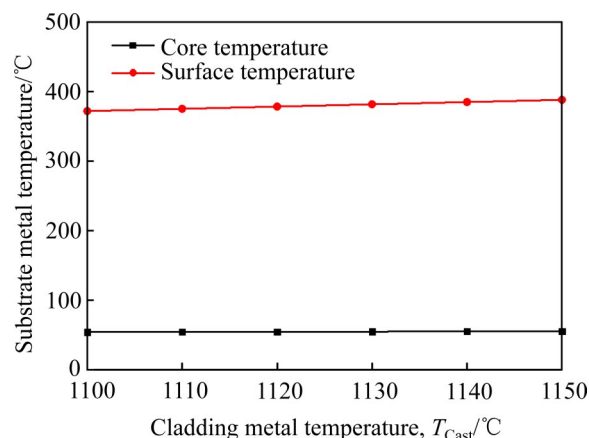


图13 覆层金属温度对基体金属温度的影响

Fig. 13 Influence of cladding metal temperature on substrate metal temperature

径对基体金属温度的影响较为显著。从工艺控制角度而言，当产品规格和工艺参数确定之后，基体金属半径和名义铸轧速度随即确定，因此只有覆层金属高度可根据需要在较大范围内进行调整。传统预热工艺加热保温时间较长，被加热试件通常整体温度均匀一致；而通过调整覆层金属高度来控制基体金属温度时，表面温度高，芯部温度低，二者间的温度差异大，因此有利于同时获得较高表面温度和足够基体金属强度，避免固-液铸轧复合过程中产生显著塑性变形。当布流区高度60 mm、熔池高度40 mm、名义铸轧速度4.5 m/min、浇注温度1120 °C、孔型直径25 mm时，利用多辊固-液铸轧复合工艺成功制备了三种不同规格的铜包钢棒，产品截面如图14所示，无明显宏观缺陷。

利用 AXIO OBSERVER 3M 金相显微镜观察复合界面处铜侧微观组织，结果如图15(a)所示，铜侧无明显孔洞、夹杂等铸造缺陷，基体金属与覆层金属之间形成连续复合界面。采用 FEI SCIOS

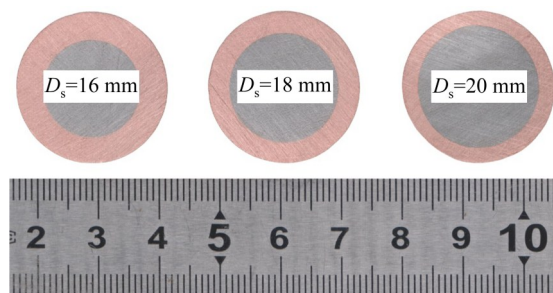


图14 铜包钢棒截面

Fig. 14 Sections of copper cladding steel bars

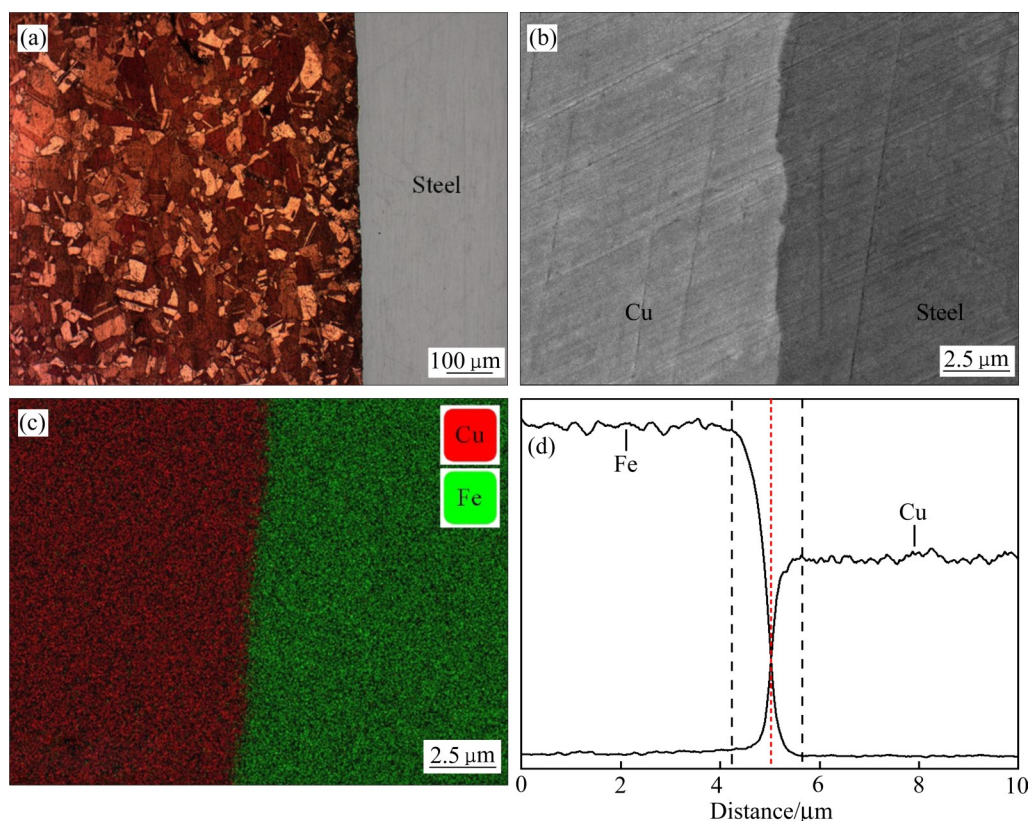


图15 钢-铜复合界面

Fig. 15 Steel-Cu bonding interface: (a) Microstructure, OM image; (b) Morphology, SEM image; (c) EDS surface-scanning result; (d) EDS line-scanning result

DUALBEAM双束电子显微镜对复合界面进行微观形貌和元素分布分析,结果如图15(b)所示,可见复合界面连续且均匀。EDS面扫描结果表如图15(c)所示,可见复合界面处铜和铁存在互相扩散。EDS线扫描结果如图15(d)所示,可见微观组织中元素分布过渡平滑,无明显中间化合物产生,扩散层厚度约为1.4 μm。

3 结论

1) 在0~200 °C范围内,随着钢棒表面温度增加,钢-铜界面换热系数呈增大趋势;在200~600 °C范围内,随着钢棒表面温度继续增大,钢-铜界面换热系数的增大幅度很小;但在钢棒表面温度达到600 °C以后,钢-铜界面换热系数又开始迅速增大,拟合得到的计算模型为 $h = -0.11 + 2.20 \times 10^{-2}T - 6.32 \times 10^{-5}T^2 + 6.56 \times 10^{-8}T^3$ 。

2) 在布流区内基体金属与覆层金属进行固-液传热,基体金属表面温度高而芯部温度低,二者的

温度差异显著,有利于同时获得较高表面温度和足够基体金属强度,从而避免基体金属发生显著塑性变形。

3) 在布流区工艺参数常规调整范围内,覆层金属温度对基体金属温度影响较小,而名义铸轧速度、覆层金属高度和基体金属半径对基体金属温度的影响较为显著。就工艺控制角度而言,只有覆层金属高度可根据需要在较大范围内进行调整,从而调控铸轧区入口处的基体金属温度。

REFERENCES

- [1] 季 策. 金属包覆材料多辊固-液铸轧复合技术理论与实验研究[D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2021: 24-41.
JI Ce. Theoretical and experimental research on multi-roll solid-liquid cast-rolling bonding technology of metal cladding materials[D]. Qinhuangdao: Yanshan University, 2021: 24-41.
- [2] 刘志文, 李落星, 易 杰, 等. 6061铝合金与H13模具钢固体界面接触换热系数的反分析求解[J]. 中国有色金属学报,

- 2019, 29(4): 700–708.
- LIU Zhi-wen, LI Luo-xing, YI Jie, et al. Inverse estimation of contact heat transfer coefficient between 6061 aluminum alloy and H13 die steel[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2019, 29(4): 700–708.
- [3] 刘新华, 付新彤, 付华栋, 等. 大断面铜包铝棒坯立式连铸成形工艺参数对连铸复合过程影响的数值模拟[J]. 中国有色金属学报, 2017, 27(3): 514–524.
- LIU Xin-hua, FU Xin-tong, FU Hua-dong, et al. Numerical simulation analysis of effects of processing parameters on forming process of vertical continuous core-filling casting for copper clad aluminum billets with large section[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2017, 27(3): 514–524.
- [4] 周芝龙. 铸件-模具界面换热机理的研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2013: 6–12.
- ZHOU Zhi-long. The mechanism of heat transfer at the metal-mold interface[D]. Chongqing: Chongqing University, 2013: 6–12.
- [5] 邢磊, 张立文, 张兴致, 等. TP2铜与3Cr2W8V模具钢的瞬态接触换热系数[J]. 中国有色金属学报, 2010, 20(4): 662–666.
- XIN Lei, ZHANG Li-wen, ZHANG Xing-zhi, et al. Transient contact heat transfer coefficient between TP2 copper and 3Cr2W8V die steel[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2010, 20(4): 662–666.
- [6] MAJUMDAR J, RAYCHAUDHURI B C, DASGÜPTA S. An instrumentation scheme for multipoint measurement of mould-metal gap in an ingot casting system[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1981, 24(7): 1089–1095.
- [7] WINTER B P, OSTRAM T R, SLEDER T A, et al. Mould dilation and volumetric shrinkage of aluminum alloys in green and dry sand molds[J]. AFS Transactions, 1993, 87: 259.
- [8] KAYIKCI R, GRIFFITHS W D, STRANGWAYS C. An ultrasonic technique for the determination of casting-chill contact during solidification[J]. Journal of Materials Science, 2003, 38(21): 4373–4378.
- [9] 李嘉牟. 双辊薄带铸轧技术[J]. 一重技术, 2019(3): 1–6, 17.
- LI Jia-mou. Double-roll strip roll-casting technique[J]. CFHI Technology, 2019(3): 1–6, 17.
- [10] 武子原, 王祝堂. 中国铝合金带坯双辊式连续铸轧进展[J]. 轻合金加工技术, 2019, 47(4): 1–5.
- WU Zi-yuan, WANG Zhu-tang. China's progress in the twin-roll continuous cast rolling of aluminum alloy strip stock[J]. Light Alloy Fabrication Technology, 2019, 47(4): 1–5.
- [11] GRYDIN O, SCHAPER M, STOLBCHENKO M. Comparison of twin-roll casting and high-temperature roll bonding for steel-clad aluminum strip production[M]//HYLAND M. Light Metals 2015. Cham: Springer, 2015: 1225–1230.
- [12] HAGA T, OKAMURA K, WARARI H, et al. Effect of base strip temperature on bonding of three-layer clad strip cast by a vertical-type tandem twin roll caster[J]. Key Engineering Materials, 2018, 792: 8–15.
- [13] 季策. 双金属复合管固-液铸轧复合工艺及复合机理研究[D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2017: 36–41.
- Ji Ce. Research on solid-liquid cast-rolling bonding process and bonding mechanism of bimetallic clad pipes[D]. Qinhuangdao: Yanshan University, 2017: 36–41.
- [14] JI C, HUANG H G. A review of the twin-roll casting process for complex section products[J]. ISIJ International, 2020, 60(10): 2165–2175.
- [15] 季策, 许石民, 黄华贵. 金属包覆材料固-液铸轧复合技术研究进展[J]. 精密成形工程, 2021, 13(6): 12–22.
- Ji Ce, XU Shi-min, HUANG Hua-gui. Research progress of solid-liquid cast-rolling bonding technology for metal cladding materials[J]. Journal of Netshape Forming Engineering, 2021, 13(6): 12–22.
- [16] 朱德才, 张立文, 裴继斌, 等. 固态塑性成形过程中界面接触换热的实验研究[J]. 塑性工程学报, 2008, 15(1): 92–96.
- ZHU De-cai, ZHANG Li-wen, PEI Ji-bin, et al. Experiment research on the thermal contact conductance during the solid plastic forming[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2008, 15(1): 92–96.

Interfacial heat transfer behavior in delivery zone of multi-roll solid-liquid cast-rolling bonding process for copper cladding steel bars

JI Ce^{1,2}, HUANG Hua-gui^{1,2}, YANG Jia-hui^{1,2}

(1. National Engineering Research Center for Equipment and Technology of Cold Strip Rolling,

Yanshan University, Qinhuangdao 066004, China;

2. College of Mechanical Engineering, Yanshan University, Qinhuangdao 066004, China)

Abstract: The multi-roll solid-liquid cast-rolling bonding (MRSLCRB) process of metal cladding materials integrates the advantages of solid-liquid cast-rolling bonding technology and multi-roll groove rolling technology, which can realize high efficiency, short flow and continuous forming. To shorten the process development cycle by numerical simulation, aiming at the steel/Cu solid-liquid interfacial heat transfer in the delivery zone, the interfacial heat transfer coefficient was computed inversely based on one-dimensional unsteady heat transfer principle, and the calculation model related to steel bar surface temperature was fitted. The differential calculation model was derived and the calculation program was compiled by the Visual Basic software. The influences of process parameters on substrate temperature were analyzed. The results show that, when the substrate pass through the delivery zone, the surface temperature is high and the core temperature is low. Hence, this case can ensure sufficient strength of the substrate metal while obtaining high surface temperature. In the conventional adjustment range of process parameters, the cladding temperature has little effect on the substrate temperature. The nominal cast-rolling velocity, the cladding height, and substrate radius have significant effects on the substrate temperature. From the view of process control, only the cladding height can be adjusted in a wide range according to the requirement, so as to control the substrate temperature at the cast-rolling zone entrance.

Key words: copper cladding steel; solid-liquid interface; cast-rolling bonding; heat transfer; interfacial heat transfer coefficient

Foundation item: Project(2018YFA0707300) supported by the National Key Research and Development Program of China; Project(51974278) supported by the National Natural Science Foundation of China

Received date: 2021-08-22; **Accepted date:** 2021-10-19

Corresponding author: HUANG Hua-gui; Tel: +86-335-8077352; E-mail: hhg@ysu.edu.cn

(编辑 何学锋)