

BFe10 白铜管材热冷组合铸型水平连铸凝固温度场模拟

梅 俊, 刘新华, 谢建新

(1. 北京科技大学 材料先进制备技术教育部重点实验室, 北京 100083;

2. 北京科技大学 新材料技术研究院, 北京 100083)

摘 要: 建立了热冷组合铸型(HCCM)水平连铸管材温度场模拟模型, 采用实验与模拟相结合的方法修正界面的换热系数条件。所建立的 HCCM 水平连铸全尺寸模拟模型和所施加边界条件的误差小于 6%, 可较好地模拟实际传热过程的温度场。模拟结果表明: 当拉坯速度由 20 mm/min 增加到 110 mm/min 时, 两相区宽度由 20 mm 增加至 30 mm; 当热型段加热温度由 1 150 °C 提高到 1 300 °C 时, 两相区宽度由 30 mm 减小至 12 mm; 当冷型段冷却水流量由 300 L/h 增加到 900 L/h 时, 两相区宽度由 30 mm 减小至 20 mm; 当采用增加热阻的改进铸型结构时, 两相区宽度由 25 mm 减小至 12 mm。 d 50 mm $\times$ 5 mm BFe10 管材 HCCM 水平连铸合理的制备参数为: 熔体保温温度 1 250 °C, 连铸拉坯速度 50~80 mm/min, 热型段加热温度 1 200~1 300 °C, 冷型段冷却水流量 500~700 L/h。

关键词: BFe10 合金; 热冷组合铸型; 水平连铸; 温度场模拟

中图分类号: TG249.7; TG146.1

文献标志码: A

Solidification temperature field simulation of BFe10 cupronickel tube during heating-cooling combined mold continuous casting

MEI Jun, LIU Xin-hua, XIE Jian-xin

(1. Key Laboratory for Advanced Materials Processing, Ministry of Education,

University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China;

2. Institute for Advanced Materials and Technologies, University of Science and Technology Beijing,

Beijing 100083, China)

Abstract: The model of solidification temperature field simulation during Heating-Cooling Combined Mold (HCCM) continuous casting was established and the heat transfer coefficient of interface was revised by the method of experiment combined with simulation. The established full-size model of HCCM continuous casting and the imposed boundary conditions could reflect the actual transfer process better with the error less than 6%. The simulation results show that with increasing drawing speed from 20 mm/min to 110 mm/min, the width of two-phase regions increases from 20 mm to 30 mm; with raising heating temperature from 1 150 °C to 1 300 °C, the width of two-phase regions decreases from 30 mm to 12 mm; with increasing cooling water flow from 300 L/h to 900 L/h, the width of two-phase regions decreases from 30 mm to 20 mm; when an improved mold with a structure to add thermal resistance is adopted, the width of two-phase regions decreases from 25 mm to 12 mm. The appropriate parameters of d 50 mm $\times$ 5 mm BFe10 tube by HCCM continuous casting are as follows: holding temperature of melt 1 250 °C, drawing speed 50–80 mm/min, heating temperature of heating section 1 200–1 250 °C, cooling water flow of cooling section 500–700 L/h.

Key words: BFe10 alloy; heating-cooling combined mold; horizontal continuous casting; temperature field simulation

基金项目: 国家科技支撑计划资助项目(2011BAE23B00)

收稿日期: 2011-05-29; 修订日期: 2012-04-09

通信作者: 谢建新, 教授, 博士; 电话: 010-62332254; E-mail: jxxie@mater.ustb.edu.cn

BFe10 白铜合金具有较高的强度、良好的导热性能和优良的耐蚀性能,其管材作为冷凝管、热交换器管等广泛应用于火电、船舶、海水淡化等领域^[1]。白铜管材传统生产采用“半连铸实心铸锭—热挤压管材—冷轧—拉拔”的工艺(简称挤轧拉拔工艺),由于冷轧/拉伸道次多,加上酸洗、中间退火等工序,总加工工序多达 20 多个道次^[2],导致工艺流程长、能耗大、成材率低、成本高等一系列问题。

本文作者等开发了一种白铜管材热冷组合铸型(Heating-cooling combined mold, 简称 HCCM)水平连铸工艺^[3]。前期研究表明,采用该工艺可连铸出表面光亮、具有高轴向取向组织、致密度高的白铜管材。这种管材无需铣面等处理,可直接进行大变形冷轧或拉拔成形。开发 HCCM 水平连铸新工艺对于缩短传统白铜管材生产工艺流程,提高成材率、降低生产成本具有重要意义。

HCCM 水平连铸过程控制的关键是通过工艺参数的合理匹配,精确控制管坯凝固的固液界面位置和温度梯度,从而控制晶体的生长方向和管坯的表面质量。影响 HCCM 水平连铸的因素较多,如热型段加热温度(热型温度)、冷型段冷却水流量以及拉坯速度等。对于复杂边界条件和多因素耦合作用条件下的温度场分析,数值模拟分析是非常有效的方法^[4-5]。

本文作者以 BFe10 白铜合金(10% Ni, 1% Fe, 1% Mn, 余量 Cu, 质量分数)为对象,采用 Procast 软件^[6]

对 HCCM 水平连铸过程铸型内的温度场进行模拟分析,研究制备参数及铸型结构对固液界面位置、两相区宽度的影响规律,为工艺优化与缺陷分析提供理论依据。

1 模型与模拟方法

1.1 HCCM 水平连铸工艺原理

HCCM 水平连铸工艺的基本原理如图 1 所示。合金在熔炼坩埚 4 中熔化后,经导流管 6 进入保温坩埚 5 中保温;当保温坩埚的温度与热型段 I 的温度达到设定值后,开启牵引机构 10 进行管材连铸成形。实验时,可通过调整熔体温度、热型段加热温度、冷型段冷却水流量和连铸拉坯速度等,研究制备参数对管材质量的影响。

HCCM 水平连铸工艺的主要特点是铸型由加热段(简称热型段)和冷却段(简称冷型段)组成。对热型段采用加热装置进行强制加热,而对冷型段采用水冷铜套进行强制冷却,将管材凝固界面控制在热型段和冷型段过渡区域内,在固液界面前沿建立起较高的轴向温度梯度,从而可抑制晶粒沿管材径向生长,促进晶粒沿轴向生长,获得沿轴向取向的结晶组织,消除普通水平连铸(冷型连铸)时发达的径向柱状晶组织。同时,由于冷型段的存在,管材固液界面位置可在热型

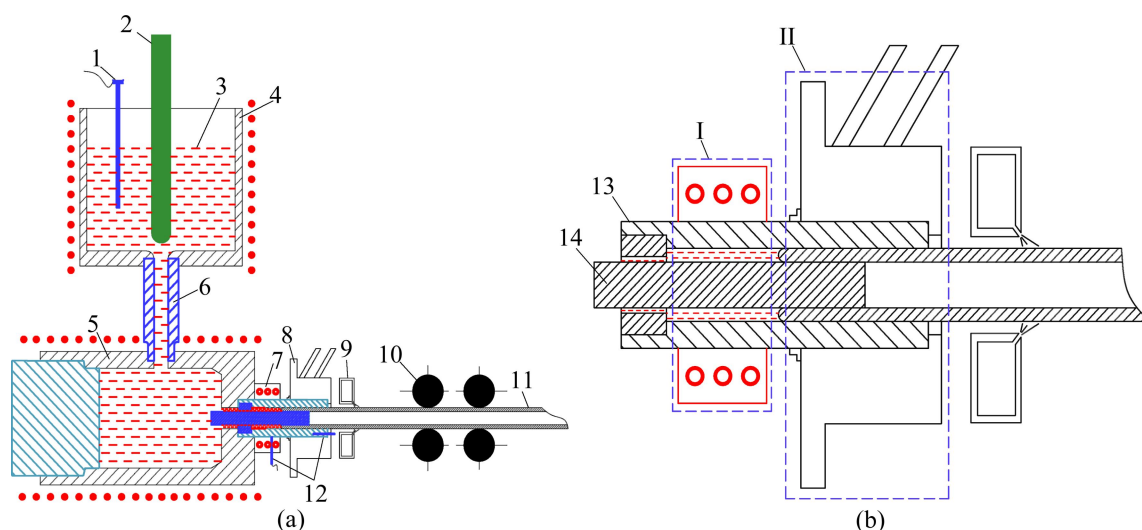


图1 热冷组合铸型水平连铸工艺原理示意图

Fig. 1 Process principle schematic diagram for heating-cooling combined mold (HCCM) casting: (a) Schematic diagram of process principle; (b) Structure schematic diagram of HCCM; 1—Temperature measuring device; 2—Stopper; 3—Alloy melt; 4—Melting crucible; 5—Holding crucible; 6—Diversion pipe; 7—Mold heating device; 8—Water-cooled copper sleeve; 9—Secondary cooling water; 10—Traction device; 11—Tube; 12—Temperature measuring device; 13—Mold; 14—Core rod; I—Section of heating mold; II—Section of cooling mold

段和冷型段过渡区域较大范围内变动,从而有利于避免连续定向凝固法(热型连铸, OCC 法)^[7]容易出现拉漏事故,采用较大的拉铸速度实现较大直径和壁厚管材的连铸。

1.2 传热方程及温度场模型的建立

铸造过程温度场的计算采用基于能量守恒的热传导微分方程^[8-10]

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

式中: ρ 为密度, kg/m^3 ; c_p 为定压比热容, $\text{J}\cdot\text{kg/K}$; T 为温度, K ; t 是时间, s ; x 、 y 、 z 是空间坐标轴; L 为潜热, J/kg ; f_s 凝固过程中的金属固相分数。

在热传导分析中,根据物体边界处传热特点不同,边界条件可分为以下三类:

1) 第一类边界条件,给定物体边界上任何时刻的温度分布 $T=T_0$;

2) 第二类边界条件,给定物体边界上任何时刻的热流密度分布 $-nq=q_0$;

3) 第三类边界条件,给定物体边界与周围环境间的表面传热系数 $-nq=h(T_{\text{ext}}-T)$ 。

管材固液界面位于石墨铸型内,因此,以包含铸型、芯棒、水冷铜套和管材的一段热冷组合铸型为对象,建立几何模型,分析铸型长度范围内管材温度场。由于水平连铸过程中管材的收缩导致铸坯和结晶器间产生气隙,且由于结晶器水平放置,重力作用使气隙沿四周分布不均匀^[11],导致管材凝固时上下传热存在差异,因此,在模型建立上选择全尺寸模型,以便对这种传热的非对称性进行模拟。简化的几何模型如图 2(a)所示。

1.3 基本假设及边界条件

在模拟之前,对 BFe10 管材 HCCM 水平连铸过程做如下简化处理:

1) 考虑稳态过程,即只考虑在设定的边界条件下达到稳定时的温度场;

2) 忽略金属液内部的对流换热和自然对流;

3) 所有部件各向同性,物性参数仅与温度有关;

4) 除结晶潜热外,不考虑其它相变潜热。

图 2(b)所示为模型网格划分及边界条件。实际模拟时,管材采用边长为 1 mm 的四边形,铸型、芯棒和铜套采用边长为 2 mm 的三角形进行网格划分。由于边界条件是对称施加的,因此图 2(b)中只给出了模型上半部分的边界条件。其中边界 1、2、3 均为等温界面,属于第一类边界条件,边界 1、2 为金属液流入

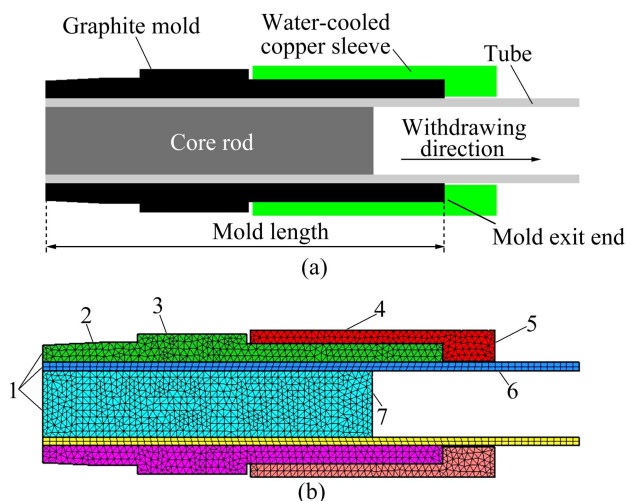


图 2 凝固温度场模型示意图

Fig. 2 Schematic diagram for simulation model of solidification temperature field: (a) Simplified model; (b) Meshing and boundary conditions; 1, 2 and 3—Isothermal interface; 4—Convective heat transfer interface; 5 and 6—Radiation heat transfer interface; 7—Insulation interface

铸型的端面,温度等同于金属液的温度,边界 3 为热型段加热温度;边界 4 上发生铜套与冷却水之间的对流传热,边界 5、6 上进行辐射传热,均属于第三类边界条件,其传热系数通过计算确定^[12-13];边界 7 由于在管材内部,可被认为是绝热面。

1.4 管材与模具间界面换热系数的处理

由于普通水平连铸过程管材凝固收缩和自重的影响,管材与铸型和芯棒之间的换热较为复杂。如图 3 所示,换热界面包括管材外表面与铸型顶部内表面(见图 3(a)区)、管材外表面与铸型底部内表面(见图 3(d)区)、管材内表面与芯棒顶部外表面(见图 3(b)区)、管材内表面与芯棒底部内表面(见图 3(c)区)等典型情况。管材在铸型内凝固收缩时,与芯棒紧密接触,并且由于重力作用,管材底部与铸型同样紧密接触,在处理这类界面换热系数(见图 3(b)、(c)和(d)区)时,可采用实测底部石墨铸型内上下两排多点温度(如图 3 所示),通过反问题求解法推出石墨铸型内侧换热边界条件,以此作为管材与芯棒、管材底部与铸型间界面换热系数^[14-16]。在处理管材外表面与顶部铸型内表面间界面换热系数(见图 3(a)区)时,由于金属液在凝固之前与铸型接触紧密,这时它们之间的传热以热传导的方式进行,界面换热系数较大;当铜管发生凝固后,由于凝固收缩和自身重力的影响,使得铜管表面与石墨套之间形成了气隙,这时它们之间的传热主要是通过气隙

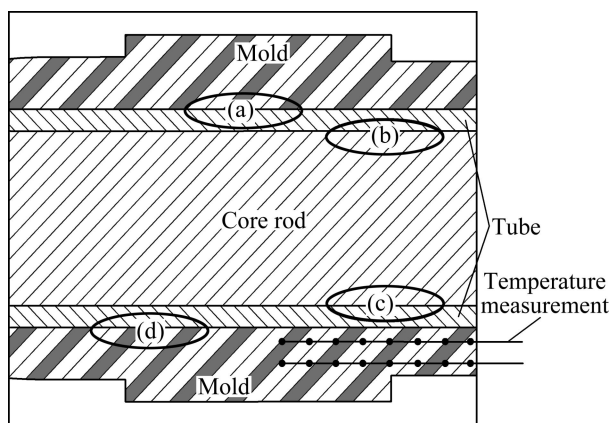


图3 管材与模具间换热界面示意图

Fig. 3 Schematic diagram of heat transfer interface between tube and dies: Zone (a) Tube top between mold; Zone (b) Tube top between core rod; Zone (c) Tube bottom between core rod; Zone (d) Tube bottom between mold

的热传导进行,因此,本研究设定金属液与石墨铸型间的换热系数为常数,金属液凝固成管材后与铸型间的换热系数按气隙传热计算^[17]。

1.5 模拟误差分析

在制备参数为熔化温度 1 250 ℃、保温温度 1 250 ℃、热型段加热温度(热型温度)1 200 ℃、冷型段冷却水流量 700 L/h、拉坯速度 50 mm/min 条件下进行预备实验,实验结束后,将图 4(a)所示的石墨铸型取出,沿轴线剖切,可观察到如图 4(b)所示的现象。

从图 4(b)中划痕初始位置以及金属薄膜的位置,通过分别测量 L_1 和 L_2 ,可确定固液界面位置,即图 4(b)中白色虚线位置,虚线左侧为未凝固区(液相+固液两相),右侧为凝固区(固相)。

将测量的 L_1 和 L_2 在 HCCM 装配图中标记,即可得到图 5 所示固液界面位置示意图。由图 5 可知,管材凝固的固液界面位于热型段和冷型段之间的区域,并且固液界面与水平方向成小于 90°的角度。

借助上述确定管材固液界面位置的方法,对预备实验不同制备参数条件下的管材固液界面位置进行实测,将实测结果与模拟结果进行对比,对界面换热系数进行修正,分析模型误差,以确定更接近实际传热状态的传热模型。

图 6 所示为熔化温度 1 250 ℃、保温温度 1 250 ℃、热型段加热温度 1 200 ℃、冷型段冷却水流量 700 L/h、拉坯速度 50 mm/min 条件下的模拟结果示意图。其中图 6(a)所示为温度分布云图,图 6(b)所示为固相分数

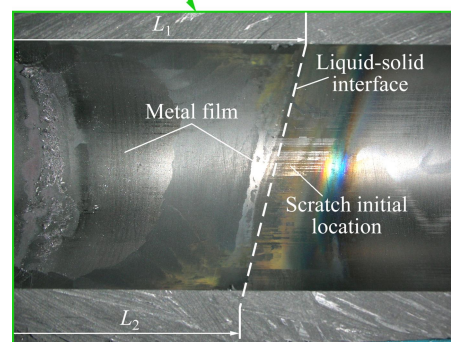
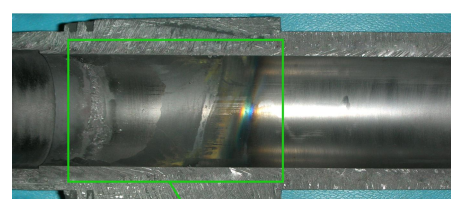
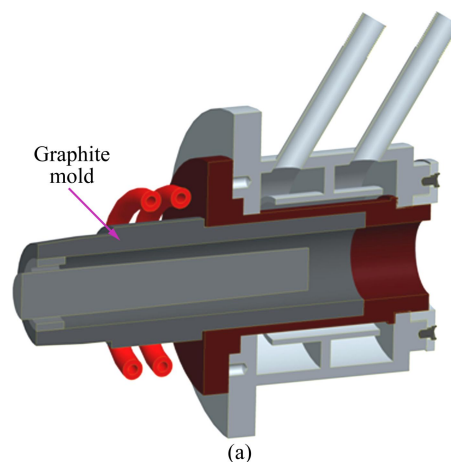


图4 热冷组合铸型结构示意图及实验后石墨模具沿轴线剖面图

Fig. 4 Schematic diagram of mold location (a) and profile along axis after casting experiment (b)

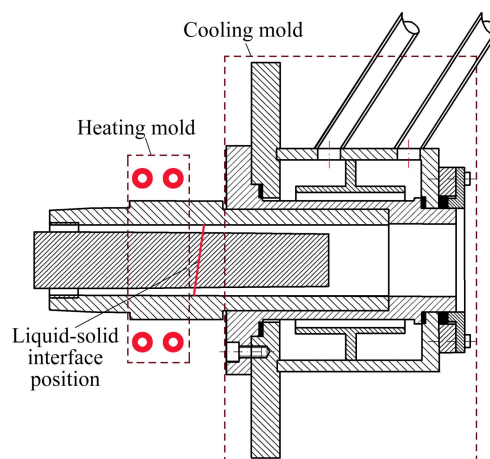


图5 固液界面位置示意图

Fig. 5 Schematic diagram of liquid-solid interface position

图, 结合温度分布和固相分数图, 可以确定该制备参数条件下的固液界面位置。

利用 Procast 中自带的连铸速度参数设置, 进行不同拉坯速度条件下温度场的模拟, 并将模拟结果以装配图中固液界面位置的形式表示, 通过与实验获得的数据对比, 可以判断模型的可靠性。

图 7 所示为不同拉坯速度条件下固液界面位置示意图。由图 7 可知, 模拟结果与实测结果吻合较好, 铸型上部固液界面位置吻合度较高, 误差较小, 铸型下部误差较大, 最大误差为 6%, 出现在图中圆圈标记的数据位置。由此可知, 本研究所建立的模型以及施加的边界条件能够反映实际传热情况, 可用于温度场模拟。由于管材自身重力的影响, 管材上部的固液界面位置比下部更靠近铸型出口。只要控制管材上部的固液界面位置在热型段和冷型段交界处, 则下部和中部的固液界面位置必定会在这一区间或热型段区间, 而不会位于冷型段区间。因此, 以下的温度提取及模拟结果分析主要考察管材上部的情形。

1.6 模拟条件

温度场模拟时的管材尺寸为 $d50\text{ mm} \times 5\text{ mm}$ 。熔化温度 $1\ 250\text{ }^{\circ}\text{C}$ 和保温温度 $1\ 250\text{ }^{\circ}\text{C}$ 固定不变。其余制备参数变化范围如下: 拉坯速度 $20\sim 110\text{ mm/min}$, 热型段加热温度 $1\ 150\sim 1\ 300\text{ }^{\circ}\text{C}$, 冷型段冷却水流量 $300\sim 900\text{ L/h}$ 。

2 计算结果与讨论

2.1 制备参数对固液界面位置的影响

采用本研究建立的模型, 计算不同制备参数条件下的铸型温度场, 研究制备参数对管材凝固界面的影响规律。

2.1.1 拉坯速度的影响

在熔化温度 $1\ 250\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、保温温度 $1\ 250\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、热型段加热温度 $1\ 200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、冷型段冷却水流量 700 L/h 的条件下, 计算了不同拉坯速度时管材的温度分布, 结果如

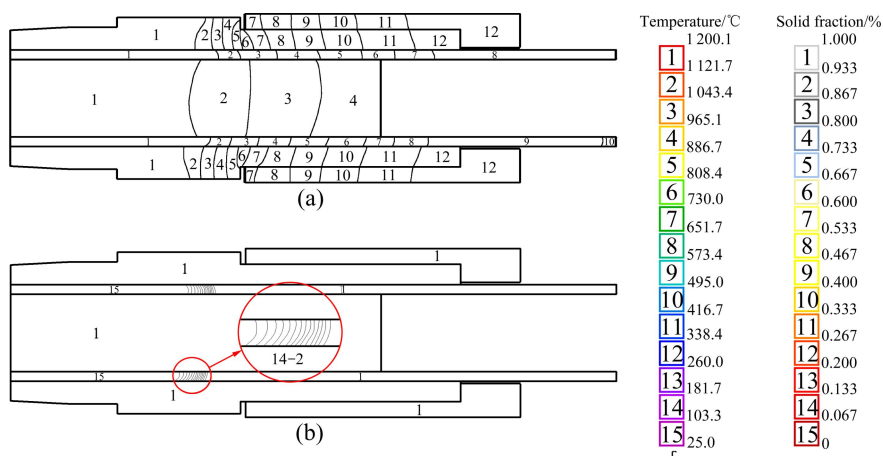


图 6 模拟结果示意图

Fig. 6 Schematic diagram of simulation results: (a) Temperature contours; (b) Solid fraction contours

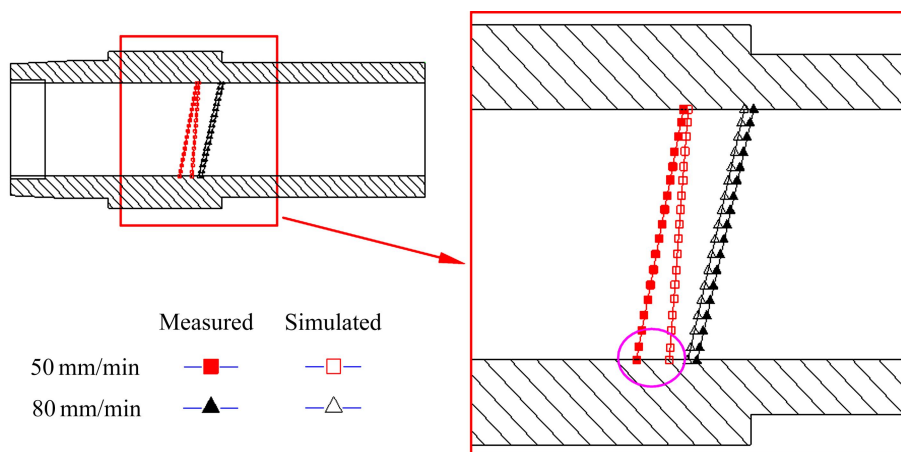


图 7 不同拉坯速度条件下固液界面位置示意图

Fig. 7 Schematic diagram of liquid-solid interface position under different casting speeds

图8所示。其中铸型长度为237 mm,右侧为铸型出口端,热型段和冷型段的位置和宽度分别如图8所示。图中双箭头宽度为液相线与固相线之间的距离,即固液两相区宽度;两相区越宽,管材凝固界面前沿的温度梯度越小,越不利于轴向热传导的建立。由于两相区内管材固液相共存,两相区越宽,热裂纹、表面粗糙等缺陷产生的几率越大。为了获得沿轴向取向显著,表面质量高的管材,固液界面应控制在热型段和冷型段之间的过渡区域内,并减小两相区宽度,提高管材凝固界面前沿的温度梯度,从而获得组织沿轴向取向显著的管材。

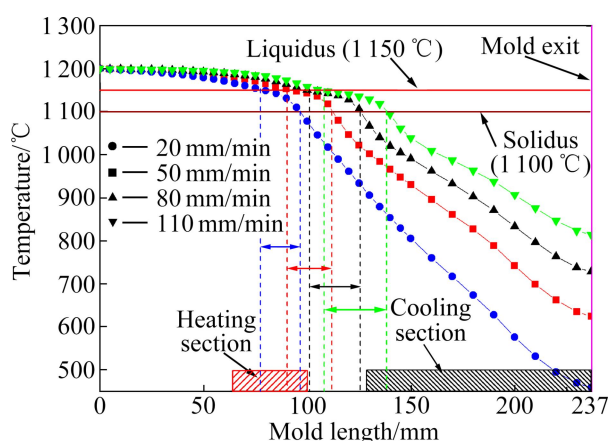


图8 不同拉坯速度管材温度分布

Fig. 8 Temperature distributions of tube under different drawing speeds in HCCM continuous casting process

由图8可知,当拉坯速度为20 mm/min时,固液界面位置位于热型段,两相区宽度约为20 mm;随着拉坯速度的提高,固液界面向铸型出口的方向移动,两相区宽度增加。当拉坯速度为50 mm/min时,固液界面位置位于热型段和冷型段之间的过渡区域内,两相区宽度约为25 mm;当拉坯速度为80 mm/min时,固液界面及整个两相区均位于过渡区域内,两相区宽度约为25 mm;而当拉坯速度为110 mm/min时,固液界面进入冷型段,两相区宽度约为30 mm。通过分析可知拉坯速度对固液界面位置的影响较大。另外随着拉速的提高,铸型出口处管材温度升高,实际实验过程中需要增加喷水冷却系统,以防止管材出铸型后的过度氧化。

综上所述,在考虑固液界面位置和两相区宽度以及制备效率的情况下,在本研究模拟条件下,合理的连铸拉坯速度范围为50~80 mm/min。

2.1.2 热型段加热温度的影响

在熔化温度1250 °C、保温温度1250 °C、冷型段

冷却水流量700 L/h、拉坯速度50 mm/min的条件下,计算了不同热型段加热温度(热型温度)时管材的温度分布,如图9所示。由图9可知,随着热型温度由1150 °C升高至1300 °C,固液界面向铸型出口方向移动,但均在热型段和冷型段之间的过渡区域内,未进入冷型段;两相区宽度减小,由1150 °C时的30 mm减小到1300 °C时的12 mm;而铸型出口管材温度变化不大。由此可知,热型温度对固液界面位置影响较大,但对铸型出口处管材温度影响较小;提高热型温度,有利于促进结晶沿轴向(拉坯方向)的生长,提高结晶的轴向取向度。

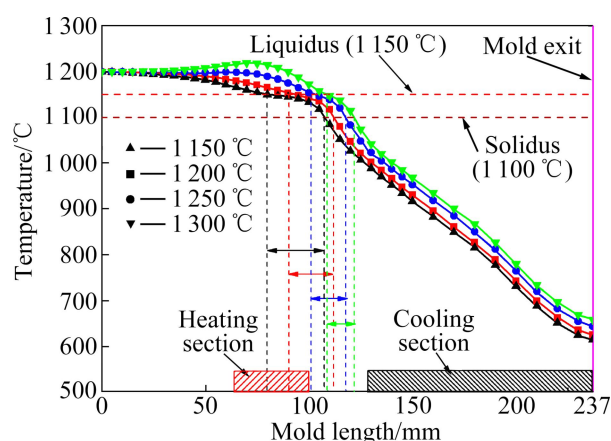


图9 不同热型段加热温度管材温度分布

Fig. 9 Temperature distributions of tube under different mold heating temperatures in HCCM continuous casting process

综上所述,在考虑固液界面位置和两相区宽度,以及有利于进一步提高拉坯速度的情况下,在本模拟条件下,合理的热型段加热温度范围为1200~1300 °C。

2.1.3 冷型段冷却水流量的影响

在熔化温度1250 °C、保温温度1250 °C、热型段加热温度1200 °C、拉坯速度50 mm/min的条件下,计算了冷型段不同冷却水流量对管材温度分布的影响,如图10所示。由图10可知,当冷型段冷却水流量为300 L/h时,两相区宽度约为30 mm,固液界面位于冷型段,并且铸型出口处管材温度较高。随着冷却水流量由500 L/h增大到900 L/h,固液界面在热型段和冷型段的过渡区域向铸型入口方向移动,但两相区宽度变化不大,均维持在20 mm左右。冷却水流量超过700 L/h后,固液界面位置变化不明显。继续增加冷却水流量,并不能显著增加热型段的温度梯度。

综上所述,在本研究模拟条件下,合理的冷型冷却水流量范围为500~700 L/h。

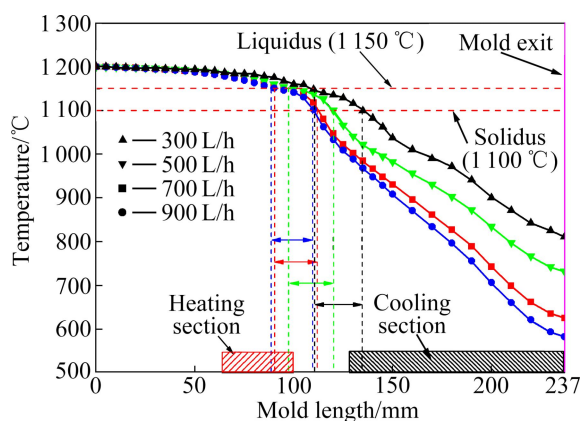


图 10 不同冷型段冷却水流量管材温度分布

Fig. 10 Temperature distributions of tube under different cooling water flow rates in HCCM continuous casting process

2.2 模具结构对固液界面位置的影响

由于石墨材料具有良好的导热能力, 当热型段和

冷型段石墨模具为一体, 或虽然为二段结构, 但其端面紧密接触时, 沿石墨模具长度方向产生大的热传导, 不利于建立高的轴向温度梯度。为了提高热型段和冷型段过渡区域内的温度梯度, 改善铸坯表面质量和促进结晶沿轴向取向生长, 可采取措施在热型段和冷型段之间增加热阻, 减小石墨铸型沿轴向的传热, 从而增大轴向温度梯度。在熔化温度 1 250 °C、保温温度 1 250 °C、热型段加热温度 1 200 °C、冷型段冷却水流量 700 L/h、拉坯速度 50 mm/min 的条件下, 模拟了不同铸型结构对连铸温度场的影响, 结果如图 11 所示。两种铸型结构的差别在于: 整体铸型(见图 11(a))由于石墨的良好导热, 热型段和冷型段之间的热干扰影响较大, 如图 11(b)和图 12 所示, 两相区宽度较大(约为 25 mm), 固液界面前沿温度梯度较小; 而改进后的铸型结构(见图 11(c))通过在热型段和冷型段人为增加热阻, 能够有效减小铸型加热和冷却之间的干扰, 如图 11(d)和图 12 可知, 两相区宽度(约 12 mm)明显减小,

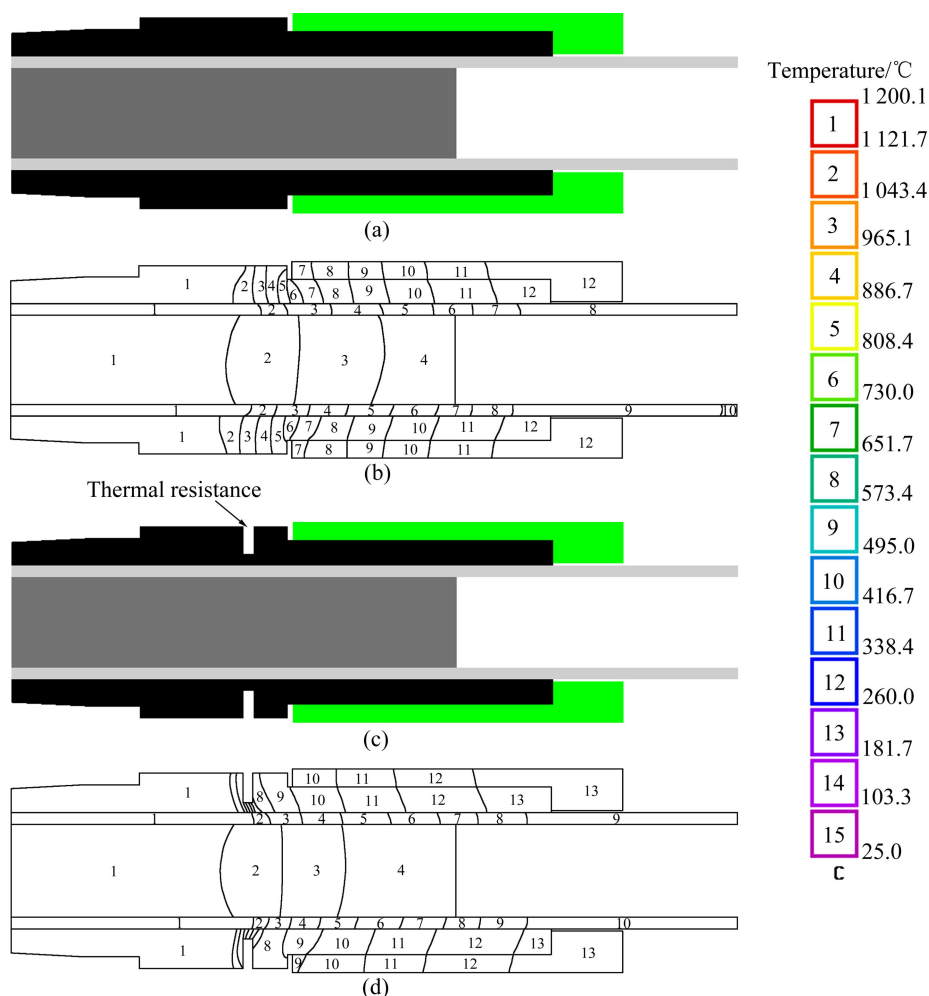


图 11 不同铸型结构模拟结果(温度云图)

Fig. 11 Simulation results of different mold structures (temperature contours): (a), (b) Mold model of whole structure; (c), (d) Mold model of improved structure

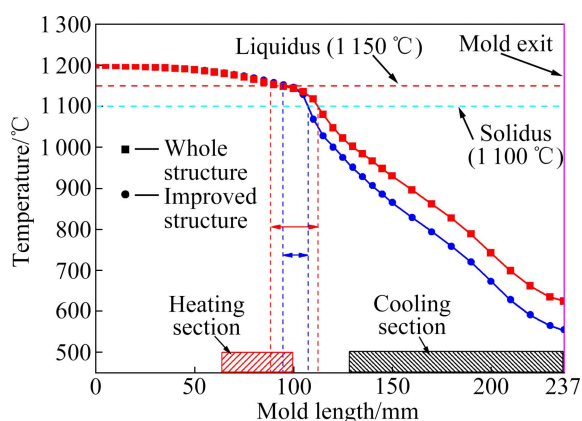


图12 不同铸型结构管材温度分布

Fig. 12 Temperature distributions of tube under different mold structures in HCCM continuous casting process

固液界面前沿温度梯度增加。

上述结果表明,在不提高熔体温度或热型段加热温度的情况下,通过合理的铸型设计可以有效提高管材凝固界面前沿的温度梯度,进而改善管材的组织取向。

根据模拟结果,当制备参数控制在如下范围:熔体保温温度 1 250 °C,连铸拉坯速度控制在 50~80 mm/min,热型段加热温度 1 200~1 300 °C,冷型段冷却水流量 500~700 L/h,管材的凝固界面可控制在热型段和冷型段过渡区内,HCCM 水平连铸可稳定进行,获得具有良好表面质量和沿拉坯方向的取向组织。

3 实验验证

采用整体铸型,在熔化温度 1 250 °C、保温温度

1 250 °C、热型段加热温度 1 150 °C、冷型段冷却水流量 700 L/h、拉坯速度 50 mm/min 条件下进行了 HCCM 连铸实验,连铸管材形貌如图 13(a)所示。由图 13(a)可知,管材表面出现了明显的纵向条纹。根据图 8 所示的模拟结果可知,虽然此时管材凝固两相区宽度较窄,凝固界面前沿具有较大的温度梯度,但由于整个两相区及固液界面位置均靠近热型段,管材凝固过程中与热型段,凝固后与过渡段和冷型段的接触摩擦长度大,造成连铸管材表面产生纵向条纹,并影响铸型的使用寿命。

在熔化温度 1 250 °C、保温温度 1 250 °C、热型段加热温度 1 200 °C、冷型段冷却水流量 700 L/h、拉坯速度 110 mm/min 的条件下,进行了 HCCM 连铸实验,连铸管材形貌如图 13(b)所示。由图 13(b)可知,管材表面出现了横向裂纹。根据图 8 所示的模拟结果可知,此时管材的固液界面进入了冷型段,且两相区较宽,导致了热裂纹缺陷的出现。

采用改进后的铸型结构,在熔化温度 1 250 °C、保温温度 1 250 °C、热型段加热温度 1 200 °C、冷型段冷却水流量 700 L/h,拉坯速度 50 mm/min 条件下,制备了高质量的白铜管材,管材形貌及金相如图 14 所示。

由图 14(a)可知,连铸管材的内外表面光亮,无橘皮、微裂纹等表面缺陷,可不进行铣面直接进行后续轧制^[3]。由图 14(b)可知,管材横截面上壁厚均匀。由图 14(c)可知,连铸管材组织为明显沿轴向取向生长的柱状晶组织,枝晶主干方向与管材轴向存在一定角度,并且沿生长方向不完全连续,一次枝晶主干间距 100~150 μm。这是由于水平连铸上下传热不均匀,固液界面与水平方向成一定角度,同时枝晶沿近乎垂直于固液界面的方向生长,因此,枝晶与轴向会存在一

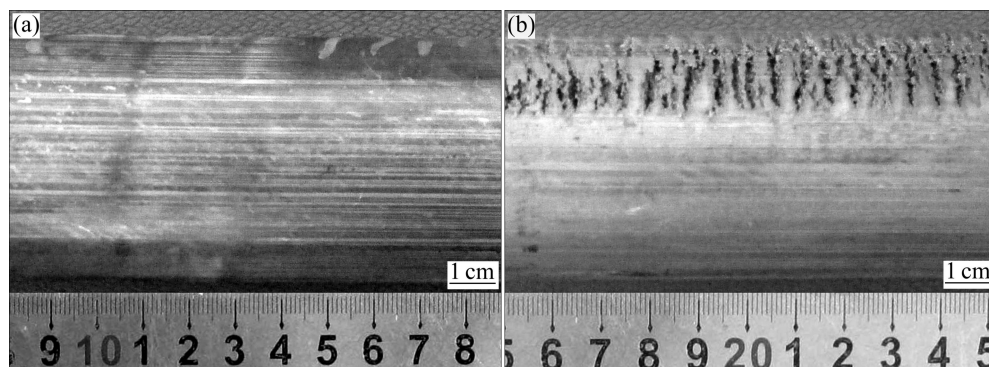


图13 连铸管材表面的纵向条纹和横向裂纹

Fig. 13 Morphologies of cast tube: (a) Scratch under condition of melting temperature 1 250 °C, holding temperature 1 250 °C, heating temperature of mold 1 150 °C, water flow of cooling mold 700 L/h, drawing speed 50 mm/min; (b) Hot cracking under condition of melting temperature 1 250 °C, holding temperature 1 250 °C, heating temperature of mold 1 200 °C, water flow of cooling mold 700 L/h, drawing speed 110 mm/min

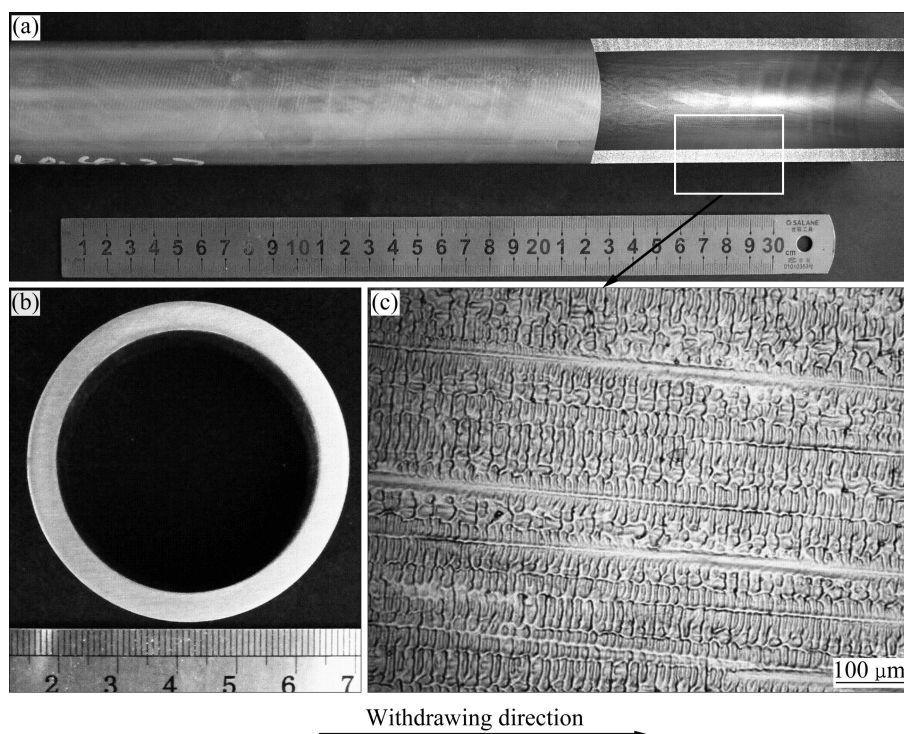


图 14 连铸管材形貌及金相

Fig. 14 Morphology and Metallographic of cast tube: (a) Exterior and internal surface of tube; (b) Transversal section of tube; (c) Microstructure of tube, under condition of improved mold, melting temperature 1 250 °C, holding temperature 1 250 °C, heating temperature of mold 1 200 °C, water flow of cooling mold 700 L/h, drawing speed 50 mm/min

定角度，并且无法沿轴向连续生长。

模拟分析和连铸实验结果表明，只要将管材凝固界面位置控制在热型段和冷型段过渡区间内，并将两相区宽度控制在 10~25 mm 范围内，就能保证连铸管材具有沿轴向取向组织和良好的表面质量。当采用改进的铸型结构时， $d 50 \text{ mm} \times 5 \text{ mm}$ BFe10 管材合理的 HCCM 水平连铸制备参数范围为：熔体保温温度 1 250 °C，拉坯速度 50~80 mm/min，热型段加热温度 1 200~1 300 °C，冷型段冷却水流量 500~700 L/h。

4 结论

1) 所建立的 HCCM 水平连铸全尺寸模拟模型和所施加边界条件的误差小于 6%，可较好地模拟实际传热过程的温度场。

2) 随着拉坯速度的提高，管材凝固界面向铸型出口方向移动，两相区宽度增加，由拉坯速度 20 mm/min 时的 20 mm 增加到 110 mm/min 时的 30 mm；随着热型段加热温度的提高，管材凝固界面向铸型出口的方向移动，两相区宽度减小，由 1 150 °C 时的 30 mm 减

小到 1 300 °C 时的 12 mm；随着冷却水流量的增大，固液界面向铸型入口方向移动，两相区宽度变化不大，保持为 20 mm 左右。

3) 不同铸型结构对 HCCM 水平连铸温度场有明显的影响，采用在热型段和冷型段之间人为增加热阻的改进铸型结构，能显著提高管材凝固界面前沿的温度梯度，两相区宽度由 25 mm 减小为 12 mm。

4) 温度场模拟及实验结果表明： $d 50 \text{ mm} \times 5 \text{ mm}$ BFe10 管材 HCCM 水平连铸合理的制备参数范围如下：合金熔体保温温度 1 250 °C，连铸拉坯速度 50~80 mm/min，热型段加热温度 1 200~1 300 °C，冷型段冷却水流量 500~700 L/h。

REFERENCES

- [1] GLOVER T J. Copper-Nickel alloy for the construction of ship and boat hulls [J]. British Corrosion Journal, 1982, 17(4): 155–157.
- [2] 李宏磊, 娄花芬, 马可定. 铜加工生产技术问答[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2008: 89–92.
LI Hong-lei, LOU Hua-fen, MA Ke-ding. Question and answer of copper production technology [M]. Beijing: Metallurgical

- Industry Press, 2008: 89–92.
- [3] 谢建新, 梅俊, 刘新华, 刘雪峰. 一种白铜管材热冷组合铸型水平连铸工艺与设备[P]. 中国, ZL 201010501407.4, 2012.
XIE Jian-xin, MEI Jun, LIU Xin-hua, LIU Xue-feng. A kind of process and equipment for fabricating cupronickel pipes with heating-cooling combined mold casting [P]. CN, ZL 201010501407.4, 2012.
- [4] TIEU A K, KIM I S. Simulation of the continuous casting process by a mathematical model [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1997, 39(2): 185–192.
- [5] CHABCHOUB F, ARGYROPOULOS S A, MOSTAGHIMI J. Mathematical modeling and experimental measurements on the horizontal Ohno continuous casting process for pure tin [J]. *Canadian Metallurgical Quarterly*, 1994, 33(1): 73–88.
- [6] 胡红军, 杨明波, 罗静, 王春欢, 陈康. ProCAST 软件在铸造凝固模拟中的应用[J]. *材料科学与工艺*, 2006, 14(3): 293–295.
HU Hong-jun, YANG Ming-bo, LUO Jing, WANG Chun-huan, CHEN Kang. Application of the software ProCAST in the casting of solidification simulation [J]. *Materials Science & Technology*, 2006, 14(3): 293–295.
- [7] 甘春雷, 刘雪峰, 黄海友, 谢建新. BFe10-1-1 合金管材连续定向凝固制备工艺及组织力学性能[J]. *金属学报*, 2010, 46(12): 1549–1556.
GAN Chun-lei, LIU Xue-feng, HUANG Hai-you, XIE Jian-xin. Fabrication process, microstructure and mechanical properties of BFe10-1-1 alloy tubes by continuous unidirectional solidification [J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 2010, 46(12): 1549–1556.
- [8] JANIK M, DYJA H. Modelling of three-dimensional temperature field inside the mould during continuous casting of steel [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2004, 157/158: 177–182.
- [9] ALVAREZ B D, MARTMHN M L, QUINTANA J M. Mathematical modeling of the process of continuous casting of aluminium and its alloys [J]. *Finite Elements in Analysis and Design*, 1999, 33: 43–59.
- [10] XIE S S, XIE W H, HUANG S H. Numerical simulation of temperature field of copper and copper alloy in horizontal continuous casting [J]. *Rare Metals*, 1999, 18(3): 195–196.
- [11] NISHIDA Y, DROSTE W, ENGLER S. The air-gap formation process at the casting-mold interface and the heat transfer mechanism through the gap [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 1986, 17(4): 833–844.
- [12] 侯忠霖, 姚山, 王廷利, 张兴国, 金俊泽. 一种铝合金水冷界面换热系数反求方法的研究[J]. *材料热处理学报*, 2008, 29(1): 157–161.
HOU Zhong-lin, YAO Shan, WANG Ting-li, ZHANG Xing-guo, JIN Jun-ze. A method of inverse evaluation for interface heat transfer coefficient between aluminium alloy and cooling water [J]. *Transactions of Materials and Heat Treatment*, 2008, 29(1): 157–161.
- [13] LEE J E, HAN H N, OH K H, YOON J K. A fully coupled analysis of fluid flow, heat transfer and stress in continuous round billet casting [J]. *ISIJ International*, 1999, 39(5): 435–444.
- [14] 朱宪华, 董增章, 苏俊义. 水平连铸铸铁棒材过程数值模拟[J]. *金属学报*, 1990, 26(3): 171–176.
ZHU Xian-hua, DONG Zeng-zhang, SU Jun-yi. Numerical simulation of solidification process of iron bar by horizontal continuous casting [J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 1990, 26(3): 171–176.
- [15] 郭鹏, 张兴国, 郝海, 金俊泽. AZ31 镁合金圆锭连铸过程温度场的数值模拟[J]. *中国有色金属学报*, 2006, 16(9): 1570–1576.
GUO Peng, ZHANG Xing-guo, HAO Hai, JIN Jun-ze. Temperature simulation of direct chill casting of AZ31 magnesium alloy billets [J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2006, 16(9): 1570–1576.
- [16] 杜凤山, 张沛, 许志强, 赵玲玲. 铝铸锭凝固边界热交换规律及温度场模拟[J]. *中国有色金属学报*, 2007, 17(11): 1750–1754.
DU Feng-shan, ZHANG Pei, XU Zhi-qiang, ZHAO Ling-ling. Law of heat transfer and simulation of temperature field for aluminum ingot solidification [J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2007, 17(11): 1750–1754.
- [17] 张云鹏, 梁海奇, 杨秉俭, 苏俊义, 朱宪华. 铸铁水平连铸中铸坯与石墨套界面换热的数学模型[J]. *西安交通大学学报*, 1998, 32(7): 90–93.
ZHANG Yun-peng, LIANG Hai-qi, YANG Bing-jian, SU Jun-yi, ZHU Xian-hua. Modeling of interface heat exchange between casting bar and graphite sleeve of horizontal continuous casting [J]. *Journal of Xi'an Jiao Tong University*, 1998, 32(7): 90–93.

(编辑 何学锋)