

EB炉冷床内钛液流动、传热和挥发行为研究

李阳¹, 王力², 王运³, 刘长东², 蒲东德²

- (1. 钒钛资源综合利用国家重点实验室, 四川 攀枝花 617000)
(2. 攀钢集团(攀枝花)钛金属材料有限公司, 四川 攀枝花 617000)
(3. 攀钢集团西昌钢钒有限公司, 四川 西昌 615000)

摘要: 基于国内某企业 3200 kW 的双流 C 型电子束冷床炉 (EB 炉), 建立了钛液流动-传热-凝固-挥发的多场耦合数学模型, 理论分析了不同熔炼工艺下初炼和精炼冷床内钛液的冶金行为。结果表明: 稳定熔炼过程中, 热辐射为热量散失的主要途径, 占总散失热量的 77.63%, 热传导散失的热量占比为 22.36%, 钛挥发导致的热量损失忽略不计; 钛液挥发主要发生于初炼冷床内; 相同熔炼功率下, 增加熔炼速率可降低初炼冷床内钛液的过热度 and 挥发速率, 当熔炼速率由 1000 kg/h 增加至 2000 kg/h 时, 钛液的过热度由 210 K 降低至 8 K, 最大挥发速率由 0.0022 kg/s 降低至 0.0004 kg/s。

关键词: 电子束冷床炉; 数值模拟; 冷床; 传热; 凝固

中图分类号: TG146.23

文献标识码: A

文章编号: 1009-9964(2023)04-006-07

Study on Flow, Heat Transfer and Volatilization Behavior of Molten Titanium in Cold Hearth during EB Furnace Melting Process

Li Yang¹, Wang Li², Wang Yun³, Liu Changdong², Pu Dongde²

- (1. State Key Laboratory of Vanadium and Titanium Resources Comprehensive Utilization, Panzhihua 617000, China)
(2. Pangang Group (Panzhihua) Titanium Metal Materials Co., Ltd., Panzhihua 617000, China)
(3. Pangang Group Xichang Steel and Vanadium Co., Ltd., Xichang 615000, China)

Abstract: Based on the electron beam cold hearth furnace (EB furnace) with the total power of 3200 kW and C-type cold hearth, a numerical model coupled with flow field, heat transfer, solidification and evaporation of molten titanium was established. The metallurgical behavior of molten titanium in melting hearth and refining hearth under different processes was investigated. The results show that the thermal radiation is the main way of heat loss during the stable melting process, accounting for 77.63%, the heat loss via thermal conduction accounts for 22.36%, and that via evaporation can be ignored. The evaporation of molten titanium mainly occurs in the melting hearth. With the same melting power, increasing melting rate can reduce the superheat and evaporation rate of molten titanium in melting hearth. When the melting rate increases from 1000 kg/h to 2000 kg/h, the superheat of molten titanium decreases from 210 K to 8 K, and the maximum evaporation rate decreases from 0.0022 kg/s to 0.0004 kg/s.

Keywords: electron beam cold hearth furnace; numerical simulation; cold hearth; heat transfer; solidification

工业上常见的钛合金熔炼方法包括真空电弧炉熔炼 (VAR)^[1-2]和电子束冷床炉 (EB 炉) 熔炼^[3]。相较于 VAR, EB 炉熔炼对原料要求低, 可采用硬心、低等级海绵钛及铣削料为原料直接熔铸成圆形、方形等不同截面的钛锭, 进而减少后续轧制过程中的损失, 降低

生产成本^[4]。此外, EB 炉熔炼时真空度介于 0.01~1 Pa, 电子束能量密度高, 可有效去除原料中的氯化物以及高、低密度夹杂。

在 EB 炉熔炼过程中, 电子束枪的扫描花样、扫描功率直接影响钛液的流动、传热、凝固和挥发行为。电子束枪的扫描模式和频率决定了熔池表面的能量分布, 也是决定熔池深度和凝固界面形貌的关键因素, 合理的

收稿日期: 2023-03-31

通信作者: 李阳 (1990—), 男, 工程师。

凝固界面有助于减少溶质偏析,提高铸锭的内部质量。Gao等^[5]通过建立三维数值模型研究了大型TC4钛合金圆锭的温度分布和凝固形貌演变规律,发现当电子枪的扫描频率大于5 Hz时,熔池液面的温度梯度较小,温度分布较为均匀。Nakamura等^[6]研究发现,在TC4钛合金EB炉熔炼过程中,将扫描频率增加到10 Hz时可以显著降低熔池液面的温度梯度和Al元素的挥发损失。

近年来,关于EB炉熔炼工艺的模拟和实验研究多集中于结晶器内钛液的冶金行为^[7-11]。例如,Zhuk等^[12]通过研究发现结晶器内较浅的熔池有利于改善铸坯的表面质量。Shuster等^[13]认为结晶器内的热浮力是影响结晶器内钛液流动行为的关键因素。Zhao等^[14]开展了三维温度场-流场-凝固场的数值模拟研究,研究发现结晶器内热辐射为热量散失的主要途径,占总热量散失的31%。Xu等^[15]通过瞬态模型研究了结晶器内熔池形貌的演变规律,发现结晶器内的熔池界面呈非对称性,可通过改善电子枪的扫描模式和频率加以优化。上述研究主要集中在结晶器内钛液的冶金行为,而关于初炼和精炼冷床内钛液的流动、传热、凝固和挥发行为却鲜有报道。

2022年,国内某企业从德国ALD公司引进了一台3200 kW的EB炉,该EB炉配备有4把功率为800 kW的电子枪以及可进行双拉锭的C型冷床。为探究EB炉熔炼过程中初炼和精炼冷床内钛液复杂的冶金行为,以该EB炉的C型冷床为研究对象,建立三维钛液流动、传热和挥发的数学模型,对不同电子枪扫描功率和熔化速率下冷床内钛液的冶金行为进行理论分析,以期为EB炉熔炼工艺的制定和优化奠定理论基础。

1 数学建模

图1为ALD公司3200 kW的C型EB炉结构示意图。该EB炉共配备有4把800 kW的电子枪,其中1#和2#电子枪负责熔化物料及初炼冷床的加热,3#电子枪负责精炼冷床的补热,4#电子枪负责2个结晶器的补热。海

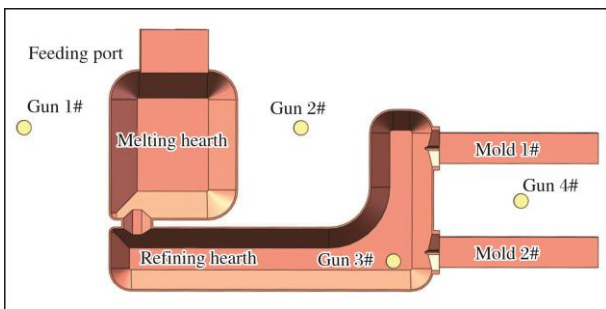


图1 C型EB炉结构示意图

Fig.1 Schematic diagram of C-type EB furnace structure

绵钛通过振动给料器由进料口进入初炼冷床,在1#和2#电子枪的作用下熔化为具有一定过热度的钛液。钛液通过溢流唇进入精炼冷床,并最终由分配段的溢流口流入结晶器中浇铸为钛锭。

1.1 控制方程

钛液的流动、传热和凝固行为可通过以下方程描述^[9]:

(1) 连续性方程

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u) = 0 \quad (1)$$

(2) 动量方程

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho u)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u u) = & -\nabla p + \nabla \cdot [(\mu + \mu_t)(\nabla u + \nabla u^T)] \\ & + \rho g + \frac{(1-\beta)^2}{(\beta^3 + 0.001)} A_{\text{mush}} u \end{aligned} \quad (2)$$

式中: ρ 为钛液密度, kg/m³; t 为时间, s; u 为钛液流动速度, m/s; p 为压力, Pa; g 为重力加速度, m/s²; μ 为钛液粘度, Pa s; μ_t 为湍流粘度, Pa s; β 为液相体积分数, 无量纲; A_{mush} 为糊状区参数, 无量纲。

(3) k - ε 低雷诺数湍流方程

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u k) = & \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] - \rho \varepsilon + \\ & \frac{(1-\beta)^2}{(\beta^3 + 0.001)} A_{\text{mush}} k \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho \varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u \varepsilon) = & \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_1 G - C_2 \rho \varepsilon) \\ & + \frac{(1-\beta)^2}{(\beta^3 + 0.001)} A_{\text{mush}} \varepsilon \end{aligned} \quad (4)$$

式中: k 为湍动能, m²/s²; ε 为湍流耗散率, m²/s³; G 为平均速度梯度产生的湍动能, m²/s²; C_1 、 C_2 、 σ_k 、 σ_ε 为经验常数, 其值分别为1.44、1.92、1.0、1.3。

(4) 能量控制方程

$$\frac{\partial (\rho H)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u H) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + S \quad (5)$$

式中: H 为焓, J/kg; λ 为热导率, K/m; T 为温度, K; S 为能量源项, W/m³。

(5) 钛的挥发

EB炉熔炼过程中钛的挥发速率(ω)和挥发吸热(q_{vap})可表示为:

$$\omega = 4.38 \times 10^{-4} p_{\text{Ti}} \sqrt{M_{\text{Ti}} / T} \quad (6)$$

$$\lg(p_{\text{Ti}} / 133) = AT^{-1} + B \lg T + CT + D \quad (7)$$

$$q_{\text{vap}} = h_{\text{vap}} \cdot \omega = 42486 \times p_{\text{Ti}} \sqrt{M_{\text{Ti}} / T} \quad (8)$$

式中: p_{Ti} 为钛的饱和蒸气压, Pa; M_{Ti} 为钛的摩尔质量, kg/mol; A、B、C、D 为经验常数, 分别为-23 200、-0.66、0、11.74; h_{vap} 为钛的挥发热, J/kg。

1.2 数学模型

基于图 1 所示初炼和精炼冷床建立 1:1 的三维数学模型, 并采用八面体网格进行网格划分, 网格数量为 240 680, 几何模型及网格示意图如图 2 所示。

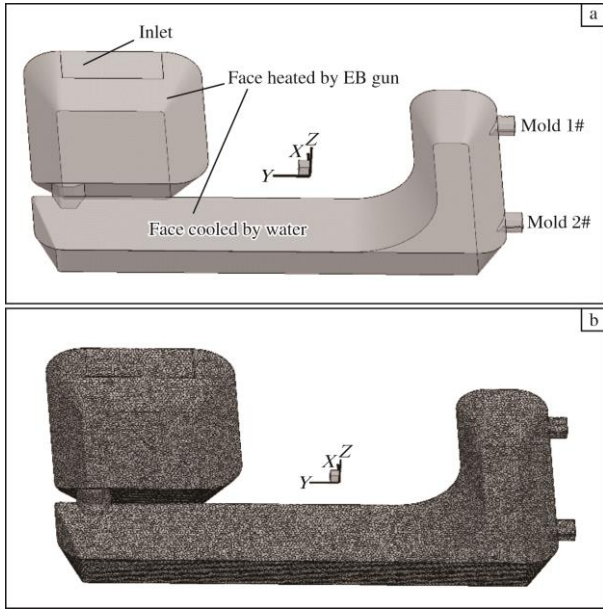


图 2 EB 炉冷床的几何模型及网格示意图

Fig.2 Numerical model (a) and mesh diagram (b) of EB furnace hearth

海绵钛的比热容和热导率均为温度的函数^[16]。对比热容进行温度的积分, 即可得到单位质量海绵钛由室温升至熔点时所需热量 ($Q_{melting}$), 具体可表示为:

$$Q_{melting} = \int_{T_0}^{T_{liquid}} c_p m dT \quad (9)$$

式中: T_{liquid} 为钛液温度, K; T_0 为海绵钛进入熔炼室初始温度, 298 K; c_p 为比热容, J/(kg K); m 为熔炼速率, kg/h。在实际熔炼过程中, 海绵钛通常堆积于进料口附近。为了简化计算, 假设海绵钛以熔化后的钛液进入计算域。钛液进入计算域的进口设置于进料口下方, 尺寸为 200 mm × 470 mm。钛液进入计算域的速度 (v_{inlet}) 和温度 (T_{inlet}) 可由下式换算得到:

$$v_{inlet} = \frac{m}{3600 \rho A_{inlet}} \quad (10)$$

$$(w_{EB1} + w_{EB2}) \eta_0 \eta_1 t = m Q_{melting} + 966.06 m (T_{inlet} - 1943) \quad (11)$$

式中: A_{inlet} 为进口面积, m^2 ; w_{EB1} 、 w_{EB2} 分别为 1#、2# 电子枪的扫描功率, W; η_0 为电子束热转换效率^[16], 0.7; η_1 为熔化区域电子枪功率占比, 假设为 1#和 2#电子枪总

功率的 70%。

初炼冷床除熔化区域外, 其它区域也由电子枪扫描以补充热辐射和热传导散失的热量。假设电子枪的功率平均分配于扫描模块内, 则其能量输入 ($q_{melting}$) 可表示为:

$$q_{melting} = (w_{EB1} + w_{EB2}) \eta_0 (1 - \eta_1) / A_{melting} - \chi \sigma (T^4 - T_1^4) - q_{vap} \quad (12)$$

式中: $A_{melting}$ 为熔化区域外的面积, m^2 ; χ 为黑度, 取值为 0.4; σ 为斯忒藩-玻尔兹曼常数, $5.67 \times 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$; T_1 为熔炼过程中冷凝罩温度, 773 K。公式 (12) 右侧依次为电子枪输入热量、热辐射和钛挥发散失热量。

精炼冷床顶面的能量输入 ($q_{refining}$) 可表示为:

$$q_{refining} = w_{EB3} \eta_0 / A_{refining} - \chi \sigma (T^4 - T_1^4) - q_{vap} \quad (13)$$

式中: w_{EB3} 为 3# 电子枪的扫描功率, W; $A_{refining}$ 为 3# 电子枪扫描图形面积, m^2 。

初炼、精炼冷床侧面和底面的热传导系数取经验值 240 W/m²^[17]。此外, 初炼、精炼冷床的顶面假设为自由滑移壁面条件, 初炼、精炼冷床内的侧面和底面均为无滑移壁面。精炼冷床的溢流口设为流出边界条件, 钛液可自由流出计算域。钛的物性参数及工艺条件如表 1 所示。

表 1 物性参数及工艺条件

Table 1 Physical parameters and process conditions

Parameter	Value
Power of gun 1#/kW	700
Power of gun 2#/kW	700
Power of gun 3#/kW	800
Density of molten titanium/kg m ⁻³	4150
Viscosity of molten titanium/kg m ⁻¹ s ⁻¹	0.0037
Solidus temperature/K	1940
Liquidus temperature/K	1943
Melting rate/kg h ⁻¹	1000, 1500, 2000
Latent heat of melting/J kg ⁻¹	2.95×10^5
Latent heat of vaporization/J kg ⁻¹	9.7×10^6

1.3 模型验证

EB 炉熔炼条件苛刻, 熔炼过程中的温度、流速等数据难以获取。文献[16]则以纽扣钛锭为研究对象, 研究了不同电子枪功率下熔池的形貌。为了验证本研究中数学模型的可靠性, 依据文献[16]中所采用的工艺条件建立相应的数学模型并进行验证, 所得结果如图 3 所示。由图 3 可知, 通过本研究建立的模型获得的熔池形貌与文献[16]中的熔池形貌吻合较好, 说明所建数学模型具有较高的准确性和可靠性。

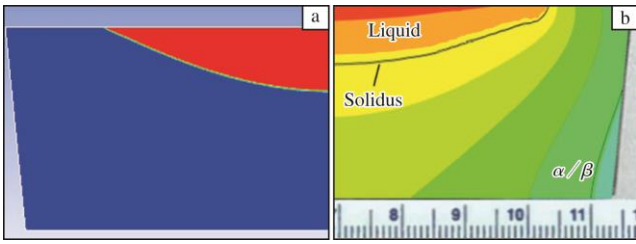


图 3 模型预测的熔池形貌与文献结果^[16]

Fig.3 Molten pool morphology predicted by model (a) and result in literature (b)

2 结果与分析

2.1 熔炼速率对冷床温度场的影响

图 4 所示为不同熔炼速率下初炼和精炼冷床内的温度分布云图。由图 4 可知，当熔炼速率为 1000 kg/h 时，初炼熔池液面的温度最高达到 2250 K，平均温度为 2153 K，钛液过热度约为 210 K。钛液由溢流唇进入精炼冷床后，温度逐渐降低。当熔炼速率为 1500 kg/h 时，初炼冷床液面的最高温度达到 2151 K，平均温度约为 2040 K，钛液过热度约为 97 K，而当熔炼速率增加至

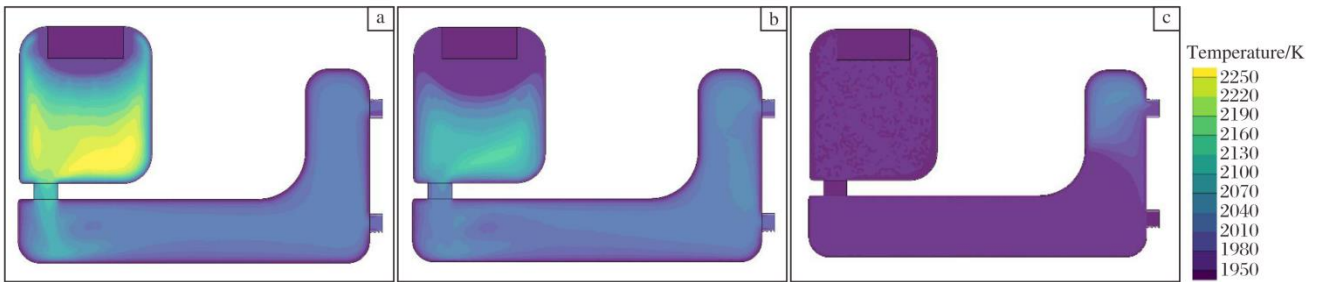


图 4 不同熔炼速率下初炼冷床和精炼冷床内的温度分布云图

Fig.4 Temperature distribution nephograms in melting hearth and refining hearth under various melting rates: (a) 1000 kg/h; (b) 1500 kg/h; (c) 2000 kg/h

2000 kg/h 时，由初炼冷床流入精炼冷床的钛液最高温度为 1953 K，平均温度约为 1948 K，即在当前熔炼工艺条件下，仅可使初炼冷床内的钛液维持熔融状态。

图 5 为稳定熔炼过程中，初炼和精炼冷床内的热量散失方式及占比。由图 5 可知，稳定熔炼过程中，辐射散热为热量散失的主要途径，占 77.63%，其次为冷床壁面散热，占 22.36%，而钛液挥发散热仅占 0.01%，可忽略不计。

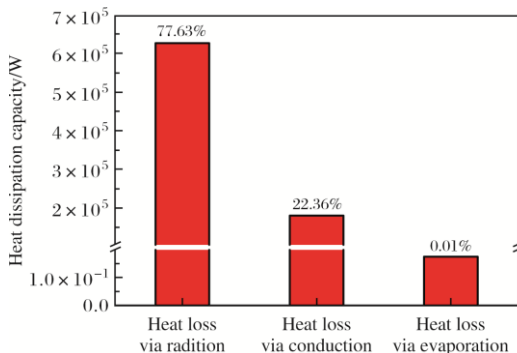


图 5 初炼和精炼冷床内不同方式散失的热量及占比

Fig.5 Heat dissipation capacity and its ratio in different ways in melting hearth and refining hearth

图 6 为不同熔炼速率下初炼和精炼冷床内固-液界面的形貌。由图 6 可知，当熔炼速率为 1000 kg/h 时，

由于初炼冷床内钛液温度较高，所形成的熔池较深，深度达到 0.18 m。高温钛液由溢流唇流入至精炼冷床后，冲击出一个相对较深的熔池，深度约为 0.16 m。随着钛液过热度不断降低，精炼冷床内熔池形貌逐渐趋于平缓，深度减小，在精炼冷床溢流口附近，熔池深度降低至 0.04 m。当熔炼速率增加至 1500 kg/h 时，初炼冷床内钛液过热度降低，熔池深度减小，但钛液由溢流唇进入精炼冷床后，依然在精炼冷床中冲击出一个深度为 0.15 m 的熔池。随着熔炼速率提升至 2000 kg/h 时，钛液过热度进一步降低，初炼冷床内的熔池深度仅为 0.05 m。钛液在精炼冷床内流动过程中，热量以热辐射的形式快速耗散，熔池深度逐渐降低，当熔炼速率分别为 1000、1500 和 2000 kg/h 时，精炼冷床分配段的平均熔池深度分别为 0.055、0.062 和 0.048 m。由此可知，初炼冷床内钛液的过热度 and 熔池深度对精炼冷床溢流口的深度影响不大。

图 7 为稳定熔炼过程中，不同熔炼速率下溢流口的平均浇铸温度。由图 7 可知，当熔炼功率为 1400 kW、熔炼速率分别为 1000 kg/h 和 1500 kg/h 时，2#结晶器的浇铸温度高于 1#结晶器，二者温度之差分别为 3.4 K 和 2.4 K。当熔炼速率增加至 2000 kg/h 时，2#结晶器的浇铸温度低于 1#结晶器，二者温度之差为 -20 K，这是由

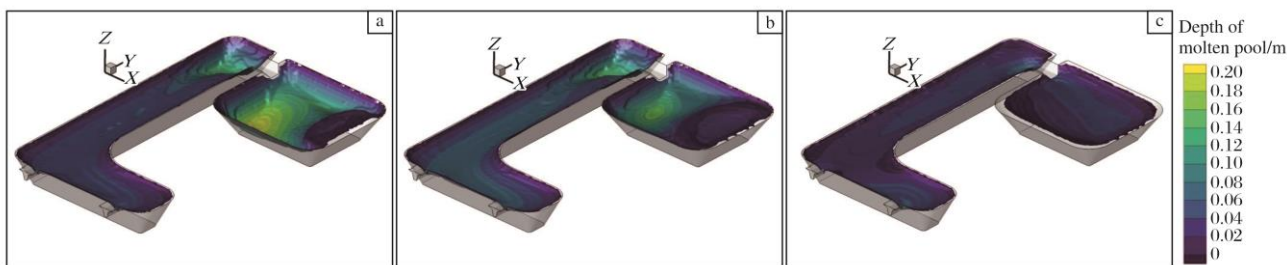


图6 不同熔炼速率下初炼冷床和精炼冷床内的固-液界面形貌

Fig.6 Morphologies of solid-liquid interface in melting hearth and refining hearth under various melting rates:

(a) 1000 kg/h; (b) 1500 kg/h; (c) 2000 kg/h

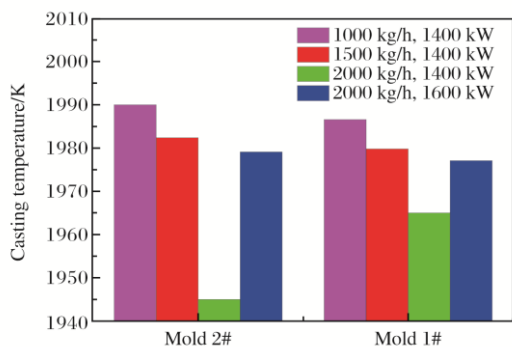


图7 结晶器溢流口的平均浇铸温度

Fig.7 Average casting temperature of mold overflow ports

于熔炼速率增加, 流入精炼冷床内钛液的过热度较低, 3#电子枪无法维持钛液具有较高的过热度, 而1#结晶器区域溢流口流动较弱, 电子枪补热时间相对较长, 因而1#结晶器的浇铸温度相对较高。当熔炼功率增加至1600 kW, 而熔炼速率为2000 kg/h时, 2#和1#结

晶器的浇铸温度之差仅为2 K。这是由于钛液流动过程中存在强烈的辐射散热, 初炼冷床中钛液的过热度对最终浇铸温度影响不大。若要提高钛液浇铸温度, 可通过调整精炼冷床内的功率分配, 提高溢流口区域的功率占比来实现。

2.2 熔炼速率对冷床流场的影响

图8为不同熔炼速率下初炼和精炼冷床内的钛液流速分布云图。由图8可知, 随着熔炼速率增大, 钛液流速显著增加。当熔炼速率为1000 kg/h时, 最大钛液流速约为0.008 m/s; 当熔炼速率升至2000 kg/h时, 最大钛液流速增加至0.021 m/s。这是由于当熔炼速率增加时, 钛液的体积流量增大, 在相同熔炼工艺下, 钛液的过热度降低, 流道截面积减小, 进而导致钛液流速增加。图9为不同熔炼速率下初炼和精炼冷床内的钛液流线图。由图9可知, 钛液冲击精炼冷床壁面后, 形成2个流股, 靠近外侧的流股倾向于由2#结晶器浇铸, 而内侧的流股更倾向于由1#结晶器浇铸。

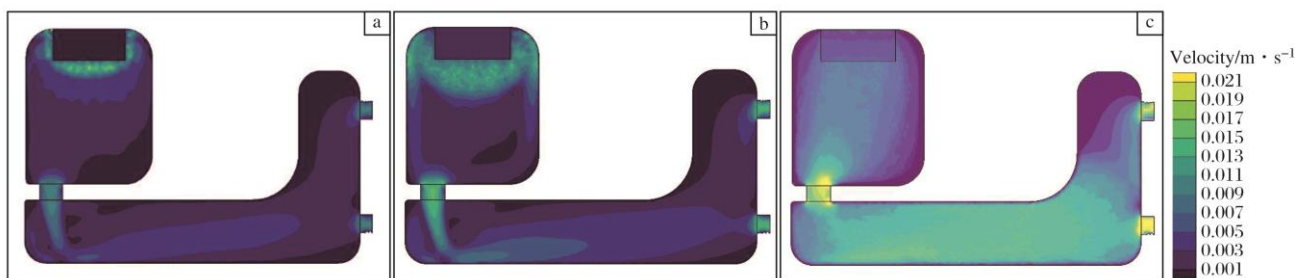


图8 不同熔炼速率下初炼冷床和精炼冷床内的钛液流速分布云图

Fig.8 Molten titanium velocity distribution nephograms in melting hearth and refining hearth under various melting rates:

(a) 1000 kg/h; (b) 1500 kg/h; (c) 2000 kg/h

2.3 熔炼速率对钛液挥发行为的影响

图10为不同熔炼速率下初炼和精炼冷床内钛液挥发速率分布云图。由图10可知, 钛液挥发主要集中于初炼冷床。在稳定熔炼过程中, 初炼冷床内钛液挥发速率最高。在相同熔炼工艺下, 增大熔炼速率可降低钛液挥发速率。

当熔炼速率为1000 kg/h时, 最大挥发速率为0.0022 kg/s; 当熔炼速率增加至2000 kg/h时, 最大挥发速率仅为0.0004 kg/s。图11为熔炼室冷凝罩中的冷凝物照片。从图11可以看出, 冷凝物主要附着于初炼冷床上方, 精炼冷床和结晶器区域附着的挥发物较少, 与仿真模拟结果一致。

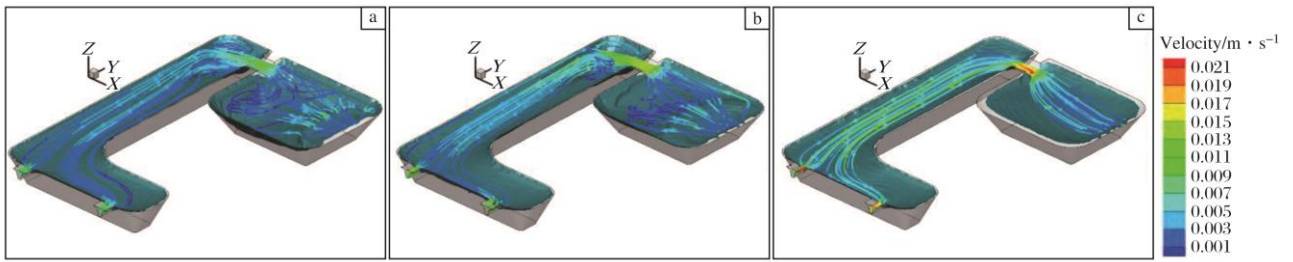


图 9 不同熔炼速率下初炼冷床和精炼冷床内的钛液流线图

Fig.9 Streamline diagrams of molten titanium in melting hearth and refining hearth under various melting rates:

(a) 1000 kg/h; (b) 1500 kg/h; (c) 2000 kg/h

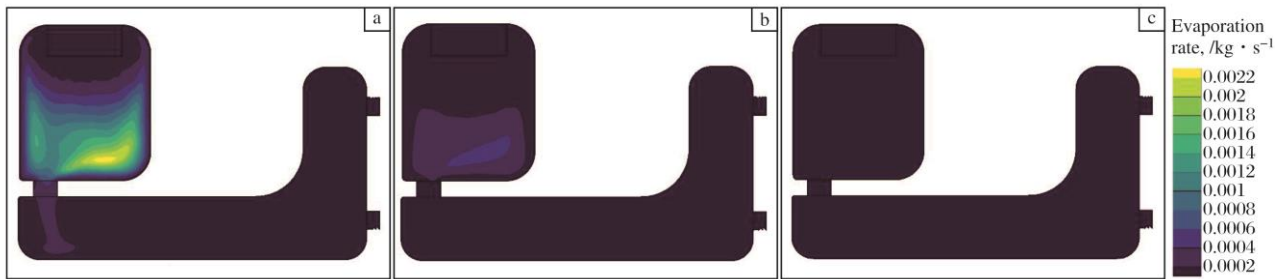


图 10 不同熔炼速率下初炼冷床和精炼冷床内的钛液挥发速率分布云图

Fig.10 Evaporation rate contours of molten titanium in melting hearth and refining hearth under various melting rates:

(a) 1000 kg/h; (b) 1500 kg/h; (c) 2000 kg/h



图 11 熔炼室内冷凝罩上的冷凝物照片

Fig.11 Photos of condensate on condensation cover in smelting chamber

在实际熔炼中, 由于电子束的能量并非均匀分布于熔池液面, 而是遵循一定的扫描图形进行分配, 当扫描图形布置不合理或多个扫描图形相互叠加时, 则易产生局部高温, 钛液的挥发速率急剧增大, 熔炼过程的挥发损耗相应增加。因此, 在制定熔炼工艺时, 合理的电子枪扫描图形和功率分配对降低钛液的挥发损耗, 提高金属收得率具有重要意义。

3 结 论

(1) 通过数值仿真探究了 C 型 EB 炉熔炼过程中初炼

和精炼冷床内钛液流动、传热和挥发行为。在初炼和精炼冷床内, 热量主要以热辐射的形式散失, 占总散失热量的 77.63%, 其次为冷床壁面散热, 散失的热量约占 22.36%, 由钛液挥发导致的热量损失约占 0.01%, 可忽略不计。

(2) 增加熔炼速率可降低初炼冷床内钛液的过热度, 熔炼速率由 1000 kg/h 增加至 2000 kg/h 时, 钛液的过热度由 210 K 降低至 8 K。

(3) 初炼冷床内钛液的过热度对精炼冷床分配段的浇铸温度影响不大。

(4) 钛液冲击精炼冷床壁面后形成 2 个流股, 靠近精炼冷床外侧的钛液倾向于由 2#结晶器浇铸, 反之则由 1#结晶器浇铸。

(5) 钛液的挥发损耗主要在初炼冷床内, 增加熔炼速率有助于减小钛的挥发损耗。熔炼速率由 1000 kg/h 增加至 2000 kg/h 时, 最大挥发速率由 0.0022 kg/s 降低至 0.0004 kg/s。

参考文献 References

[1] Jing Z Q, Sun Y h, Liu R, et al. Effect of vacuum arc remelting process parameters on macrosegregation in TC4 titanium alloy [J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2023, 52(3): 815-822.
 [2] 罗文忠, 赵小花, 刘鹏, 等. 采用数值模拟方法分析影响 VAR

- 熔炼钛合金铸锭表面质量的因素[J]. 稀有金属材料与工程, 2020, 49(3): 927-932.
- [3] 于兰兰, 毛小南, 张英明, 等. 电子束冷床炉单次熔炼钛合金铸锭研究进展[J]. 钛工业进展, 2009, 26(2): 14-18.
- [4] 赵秦阳, 陈永楠, 徐义库, 等. 钛合金材料低成本化制备技术进展与展望[J]. 中国有色金属学报, 2021, 31(11): 3127-3140.
- [5] Gao L, Huang H G, Zhang Y Q, et al. Numerical modeling of EBCHM for large-scale TC4 alloy round ingots[J]. JOM, 2018, 70(12): 2934-2942.
- [6] Nakamura H, Mitchell A. The effect of beam oscillation rate on Al evaporation from a Ti-6Al-4V alloy in the electron beam melting process[J]. ISIJ International, 1992, 32(5): 583-592.
- [7] Liu Q L, Jiang P, An F P. Design of crucible size of electron beam cold hearth melting for ultra-long and ultra-thin TC4 ingot[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2020, 49(5): 1476-1482.
- [8] Kondrashov E, Rusakov K, Leder M. The relationship between crystal morphology and solidification characteristics for VT3-1 alloy during vacuum arc remelting[J]. Journal of Crystal Growth, 2020, 531: 125348.
- [9] 杜彬, 曹寿林, 王龙, 等. 电子束冷床炉熔炼TC18钛合金过程中元素挥发研究[J]. 钛工业进展, 2022, 39(2): 1-6.
- [10] Gao L, Huang H G, Jiang Y H, et al. Numerical study on the solid-liquid interface evolution of large-scale titanium alloy ingots during high energy consumption electron beam cold hearth melting[J]. JOM, 2020, 72(5): 1953-1960.
- [11] 岳旭, 陈威, 阿热达克 阿力玛斯, 等. 熔炼工艺对 Ti-662 合金化学成分均匀性的影响[J]. 钛工业进展, 2022, 39(4): 1-5.
- [12] Zhuk H V, Kobryn P A, Semiatin S L. Influence of heating and solidification conditions on the structure and surface quality of electron-beam melted Ti-6Al-4V ingots[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2007, 190: 387-392.
- [13] Shuster R E, Cockcroft S L, Maijer D M, et al. A three-dimensional transient thermal-fluid flow-compositional study of ingot casting during electron beam remelting of Ti-6Al-4V[J]. Applied Mathematical Modelling, 2016, 40(21/22): 9095-9117.
- [14] Zhao X, Reilly C, Yao L, et al. A three-dimensional steady state thermal fluid model of jumbo ingot casting during electron beam re-melting of Ti-6Al-4V[J]. Applied Mathematical Modelling, 2014, 38(14): 3607-3623.
- [15] Xu Y P, Chen Q P, Liu Y, et al. Numerical simulation of asymmetrical fluid flow and solidification during the electron beam cold hearth re-melting (EBCHR) process of titanium alloy TA10[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2020, 49(11): 3761-3768.
- [16] Zhang Z K. Modeling of Al evaporation and marangoni flow in electron beam button melting of Ti-6Al-4V[D]. British: University of British Columbia, 2013.
- [17] 马开道, 鲁毅, 马琨. 稀有金属真空熔炼技术及其设备设计[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2011.

行业动态

日本大阪钛科技公司 2023 财年第 1 季度海绵钛销售额大幅增长

日本大阪钛科技公司 2023 财年第 1 季度（2023 年 4 月 1 日至 2023 年 6 月 30 日）营业额为 141.30 亿日元，较 2022 财年第 1 季度的 87.02 亿日元增长了 62.4%；营业利润为 16.91 亿日元，较 2022 财年第 1 季度的 4.22 亿日元增长了 300.5%；净利润为 20.73 亿日元，较 2022 财年第 1 季度的 8.17 亿日元增长了 153.6%。公司钛事业部 2023 财年第 1 季度销售额为 134.07 亿日元，同比增长 75.9%。其中，面向航空领域出口海绵钛的销售额同比增长 72.2%，日本国内一般工业及民用领域对海绵钛的需求也显著增加，销售额同比增长 83.1%。

（何蕾编译自大阪钛科技公司官网）

美国 ATI 公司将大幅提高钛熔炼产能

据报道，ATI 公司将在位于华盛顿州南部的里奇兰投资扩建钛熔炼工厂。该扩建项目预计于 2024 年年底投产，产品认证将在 2025 年进行。ATI 公司总裁兼首席运营官 Kim Fields 表示，公司正在努力扩大钛熔炼产能，提升钛产品品质，本次扩建项目在化学成分控制、工艺灵活性方面将更具优势。项目完成后，ATI 公司航空航天及国防级钛产品产量将较 2022 年增加约 35%。

（何蕾编译自 ATI 公司官网）