

连铸结晶器内氩气/钢液两相非稳态湍流特性 的大涡模拟研究 *

刘中秋 李宝宽 姜茂发 张立 徐国栋
(东北大学材料与冶金学院, 沈阳 110819) (宝山钢铁股份有限公司, 上海 201900)

摘要 提出了一种连铸结晶器内氩气/钢液两相非稳态湍流流动的大涡模拟模型, 采用非齐次 Euler-Euler 双流体模型描述氩气/钢液两相流运动方程, 采用大涡模拟模型对湍流黏性力进行求解. 利用板坯探伤缺陷检测结果间接地验证了氩气/钢液两相非稳态湍流运动特征, 利用水模型实验结果验证了两相的非对称流动特征. 结果表明, 氩气泡的行为将直接影响结晶器内钢液的流动行为. 气泡在结晶器内的运动行为主要受吹 Ar 量和钢流量的影响, 其平均直径随着吹 Ar 量的增大而增大, 随着钢流量的增大而减小. 结晶器内的不对称流场具有不稳定性, 偏流是绝对的, 对称是暂时的、偶然的, 偏流的周期性不明显. 结晶器二冷区弯曲段的弧形形状对结晶器内部流场的影响较大, 偏流发生在弯曲段附近.

关键词 连铸结晶器, 两相流, 大涡模拟, Euler-Euler 模型

中图法分类号 TF777

文献标识码 A

文章编号 0412-1961(2013)05-0513-10

LARGE EDDY SIMULATION OF UNSTEADY ARGON/ STEEL TWO PHASE TURBULENT FLOW IN A CONTINUOUS CASTING MOLD

LIU Zhongqiu, LI Baokuan, JIANG Maofa

Department of Materials and Metallurgy, Northeastern University, Shenyang 110819

ZHANG Li, XU Guodong

Baoshan Iron and Steel Limited Company, Shanghai 201900

Correspondent: LI Baokuan, professor, Tel: (024)83672216, E-mail: libk@smm.neu.edu.cn

Supported by National Natural Science Foundation of China (No.50934008)

Manuscript received 2012-12-21, in revised form 2013-01-23

ABSTRACT A large eddy simulation of unsteady argon/steel two phase flow in a continuous casting mold is presented in this work. The inhomogeneous Euler-Euler approach is used to describe the equations of motion of the two phase flow. Large eddy simulation model is used to solve the turbulent viscosity force. The drag force, lift force and virtual mass force are incorporated in the model. And this model has been validated with a water model experiment and the measurements of the ultrasonic flaw detection. The predicted unsteady two phase turbulent flow characteristics were validated, indirectly, by the measurements of ultrasonic flaw detection. The predicted asymmetric flow was validated by the water model experiment. The simulation results show that the distribution of the bubble diameter is seen to depend on the argon gas and molten steel flow rates. The mean bubble diameter decreases with increasing the molten steel flow rate, but increases with increasing the argon gas flow rate. The asymmetric flow inside the mold was not stationary; the time intervals for changeover appeared to be vary random. It can be concluded that the shape of the bending part of the secondary cooling zone of mold is important to the asymmetric flow. The asymmetric flow occurs near the bending section.

KEY WORDS continuous casting mold, two phase flow, large eddy simulation, Euler-Euler approach

* 国家自然科学基金资助项目 50934008

收到初稿日期: 2012-12-21, 收到修改稿日期: 2013-01-23

作者简介: 刘中秋, 男, 1986 年生, 博士生

DOI: 10.3724/SP.J.1037.2012.00760

在铝镇静钢种连铸工艺中, 为防止浇注水口结瘤, 广泛采用吹 Ar 技术. 氩气泡能够防止浸入式水口阻塞, 进入结晶器内并搅拌钢液, 使钢液的成分和温度均匀, 促进夹杂物上浮, 改善铸坯的质量. 但是吹 Ar 也会带来负面

的影响,小氩气泡和黏附在其表面上的非金属夹杂物一旦被凝固坯壳捕捉,就会造成铸坯缺陷^[1-4].因此,研究水口吹 Ar 工艺条件下连铸结晶器内钢液的流动行为是保证钢坯质量的前提.

国内外研究者对吹 Ar 结晶器内钢液的流动和氩气的运动做了大量的研究. Bessho 等^[5]首次采用数值模拟研究了氩气泡对钢液在结晶器浸入式水口出口处轨迹的影响. Thomas 等^[6]建立了板坯连铸结晶器内氩气与钢液两相流行为及其相关的传热、传质现象的三维有限差分模型,预测了吹 Ar 对钢液流动和过热度耗散的影响,发现氩气泡改变了结晶器上回流区的流型,提高了钢液射流在窄面的冲击点位置. Sánchez-Pérez 等^[7,8]利用 VOF 模型,结合 PIV 水模型实验研究了板坯结晶器内的气液两相流动,引入结构“耦合”和“非耦合”流动的概念,并分析了两者的不同.指出氩气泡的数量和尺寸对钢液的流动影响很大,两相流之间的相互作用使钢液的流动状态变得很复杂,并通过实验得出气泡的尺寸变化范围是 0.98—1.5 mm. Bai 和 Thomas^[1,2,9]采用 Euler 方法研究了中间包滑动水口内的两相流流动行为,指出气泡越大,浮力越大,对流动的影响越大,并采用物理模型建立了氩气流量与气泡尺寸的关系,发现对于给定的氩气流量,高的拉速减小了氩气泡的尺寸大小. Lee 等^[10]采用不同渗透率的耐火材料来模拟高接触角的浸入式水口吹 Ar 过程,得到了不同拉速和吹气量下气泡的粒径分布. Kubo 等^[11]指出,当氩气泡冲出液体表面时,保护渣被卷入钢水中,因此氩气泡是引起表面缺陷的根本原因;并采用氩气泡探测装置探测出结晶器内不同尺寸氩气泡的分布情况. Li 等^[12,13]利用准单相数学模型结合低熔点金属合金模型实验,研究了全幅二段恒稳磁场控制结晶器内气液两相流场和夹杂物粒子的运动轨迹.于海歧和朱苗勇^[14]用离散相模型模拟了吹 Ar 对非金属夹杂物去除的影响,结果表明,吹入氩气能增加夹杂物的去除率. Zhang 等^[3]和 Wang 等^[15]通过吹气水模型实验,观察到了结晶器内 2 种典型的流型,“单涡”和“双涡”,并提出了 2 种流型的产生条件.

现有的板坯探伤缺陷检测结果显示,缺陷(气泡及其附着的夹杂物)呈非稳态、非对称分布,并具有一定的规律性^[16].而以往的大多数数学模型都采用 Reynolds 时均模拟,得到的连铸结晶器内流场呈现对称分布^[17],不能解释板坯探伤缺陷的检测结果,而直接模拟^[18]结晶器内的流场,除了计算机容量的限制外,对于具有复杂边界问题的处理方法还未从理论上完全解决.大涡模拟已成功地应用于结晶器内的单相流动计算,获得了结晶器内钢液的瞬态非对称流场特征^[19-23],但目前还少见利用大涡模拟方法研究结晶器内氩气/钢液两相流动的报道.

以往研究者多采用均相流模型^[12]和 VOF 多相流模型^[7]来描述结晶器内气液两相运动行为,这类数学模

型中,通过密度差体现气液两相间作用,不考虑相间其它作用力,与实际情况有一定差距.为了更加准确地反映气液两相相互作用对钢液流动的影响,本工作采用 Euler-Euler 双流体模型和大涡模拟模型,预测结晶器内氩气/钢液两相的非稳态流动及气相分布.在用板坯探伤缺陷检测结果和水模型实验结果验证计算结果的基础上,得到了结晶器内氩气/钢液两相的湍流运动特征,并研究了吹 Ar 量和钢流量对两相流动的影响规律.

1 数学模型描述

1.1 Euler-Euler 双流体模型

采用 Euler-Euler 非齐次双流体耦合模型研究连铸结晶器内钢液和氩气的两相流动, k 相(气相 g 或液相 l)的运动方程如下^[24,25]:

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k u_k) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k u_k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k u_k u_k) = -\nabla \cdot (\alpha_k \tau_k) - \alpha_k \nabla p + \alpha_k \rho_k g + M_{I,k} \quad (2)$$

式中, α_k 是 k 相的体积分数, ρ_k 是 k 相的密度, u_k 是 k 相的速率, τ_k 是 k 相的应力, p 为压力, g 为重力加速度, t 为时间. 式(2)右侧的各项分别代表应力项、压力梯度项、重力项和相间作用力引起的动量交换项. 方程中 k 相的速率 u_k 定义为:

$$u_k = \tilde{u}_k + u'_k \quad (3)$$

式中,在大多数计算模型中(例如 Reynolds 时均模型), \tilde{u}_k 代表平均速率, u'_k 代表脉动速率,但在这些模型中,脉动相也被平均化处理.当采用大涡模拟,式(1)和(2)被过滤函数过滤后, \tilde{u}_k 和 u'_k 分别代表网格速度和亚网格速率,亚网格速率采用亚格子模型计算.

k 相方程的应力项 τ_k 为:

$$\tau_k = -\mu_{\text{eff},k}(\nabla u_k + (\nabla u_k)^T - \frac{2}{3}\delta_{ij}(\nabla \cdot u_k)) \quad (4)$$

式中, δ_{ij} 是 Kronecher 符号; $\mu_{\text{eff},k}$ 是有效黏性,它由 3 部分构成,分别是分子黏性 $\mu_{L,1}$, 湍流黏性 $\mu_{T,1}$ 和气泡诱导黏性. 液体的有效黏性 $\mu_{\text{eff},l}$ 表示为:

$$\mu_{\text{eff},l} = \mu_{L,1} + \mu_{T,1} + \mu_{BI,1} \quad (5)$$

气体有效黏性 $\mu_{\text{eff},g}$ 与 $\mu_{\text{eff},l}$ 存在如下关系^[26]:

$$\mu_{\text{eff},g} = \frac{\rho_g}{\rho_l} \mu_{\text{eff},l} \quad (6)$$

气泡诱导的湍流黏性 $\mu_{BI,1}$ 基于 Sato 和 Sekoguchi^[27]提出的模型,表达式为:

$$\mu_{BI,1} = \rho_l C_{\mu,BI} \alpha_g d_g |u_g - u_l| \quad (7)$$

式中, d_g 是气泡直径; $C_{\mu, BI}$ 是模型常数, 取为 0.6.

1.2 大涡模拟模型

本工作提出利用大涡模拟计算湍流黏性. 大涡模拟的关键在于亚格子模型, 它决定了不可解湍流尺度的作用. 本工作采用 Smagorinsky^[28] 模型计算湍流黏性 $\mu_{T, l}$:

$$\mu_{T, l} = \rho_l (C_S \Delta)^2 |S| \quad (8)$$

式中, C_S 是 Smagorinsky 常数, 取为 0.1; S 是求解尺度下的应变率张量; 过滤尺寸 $\Delta = (\Delta_i \Delta_j \Delta_k)^{1/3}$, 即网格的大小.

1.3 相间作用力

两相间的动量交换通过相间作用力实现, 包括:

$$M_{l, l} = -M_{l, g} = M_{D, l} + M_{L, l} + M_{VM, l} \quad (9)$$

式中, 右侧的 3 项分别代表曳力、浮升力和虚拟质量力.

曳力 $M_{D, l}$ 定义为:

$$M_{D, l} = -\frac{3}{4} \alpha_g \rho_l \frac{C_D}{d_g} |u_g - u_l| (u_g - u_l) \quad (10)$$

定义相间 Reynolds 数 $Re_{l, g} = \rho_l |u_g - u_l| d_g / \mu_l$, 当它足够大的时候, 曳力系数 C_D 是与 Reynolds 数无关的量:

$$C_D = 0.44 \quad (1 \times 10^3 \leq Re_{l, g} \leq 2 \times 10^5) \quad (11)$$

气泡在有速度梯度的流场中运动, 若气泡上部的速度比下部的速度快, 则上部的压力就比下部的低. 此时, 气泡将受到一个浮升力 $M_{L, l}$ 的作用:

$$M_{L, l} = \alpha_g \rho_l C_L (u_g - u_l) \times \nabla \times u_l \quad (12)$$

式中, C_L 是模型常数, 取为 0.5.

当气泡相对于流体作加速运动时, 不但气泡的速度越来越大, 而且在气泡周围流体的速度亦会增大. 推动气泡运动的力不但会增加气泡本身的动能, 而且也增加了流体的动能, 因此, 这个力将大于加速气泡本身所需的动能, 这好像是气泡质量增加了一样, 所以加速这部分增加质量的力就叫做虚拟质量力, 或称表观质量效应. 定义为:

$$M_{VM, l} = \alpha_g \rho_l C_{VM} \left(\frac{du_g}{dt} - \frac{du_l}{dt} \right) \quad (13)$$

式中, 虚拟质量系数 C_{VM} 等于 0.5.

1.4 边界条件

本工作的计算入口为中间包出口, 根据拉坯速率, 入口速率由质量守恒定律确定, 不同拉速 0.8, 1.2 和 1.6 m/min 分别对应进口速率 0.5, 0.75 和 1.0 m/s. 自由液面为排气条件, 氩气泡在此处允许逃逸, 而钢液所有变量的法向梯度为零, 法向速率为零. 出口处流动充分自

如, 各物理量沿该截面的法向导数为零, 其中气相的体积分数梯度为零. 结晶器壁面采用无滑移边界条件.

假设氩气泡的入口位置与钢液相同, 考虑到实际现场吹入的标况下 (常温常压) 的“冷”氩气, 进入水口后遇到高温钢液会发生膨胀, 计算中所用的是膨胀后的气体流量 \bar{f}_a , 根据平均氩气体积分数给定^[1]:

$$\bar{f}_a = \frac{\beta Q_a}{\beta Q_a + Q_S} \quad (14)$$

式中, Q_a 是标况下的氩气体积流量, Q_S 是钢液的体积流量, β 是由于温度和压力变化引起的气体膨胀系数, 取值为 5^[6].

1.5 计算条件与求解方法

本工作以浸入式水口和板坯连铸结晶器为研究对象, 三维计算模型如图 1 所示. 以往的研究计算一般是考虑结晶器或者距弯月面 2—4 m 的区域, 很少考虑二冷区弯曲段弧形形状的影响. 为了更加准确地反映实际连铸结晶器内的流动情况, 本工作考虑了结晶器下部二冷区的垂直段和部分弯曲段, 使其能够达到充分发展流动, 整个计算域的高度达到 6 m. 具体数值计算过程中的几何、物性和操作参数如表 1 所示.

由于大涡模拟达到动态稳定需要很长时间, 为了减少计算量, 本计算求解分 2 部分完成: 首先, 采用 Reynolds averaged $k-\epsilon$ 方法求解稳态下的气液两相流场, 目的是为了获得一个稳定的初场, 然后采用大涡模拟进行计算. 求解过程中动量方程的压力项采用 SIMPLEC 算法. 本工作采用结构化网格, 网格总数约 1.5×10^6 , 时间步长为 0.0001 s, 计算时间为 200 s.

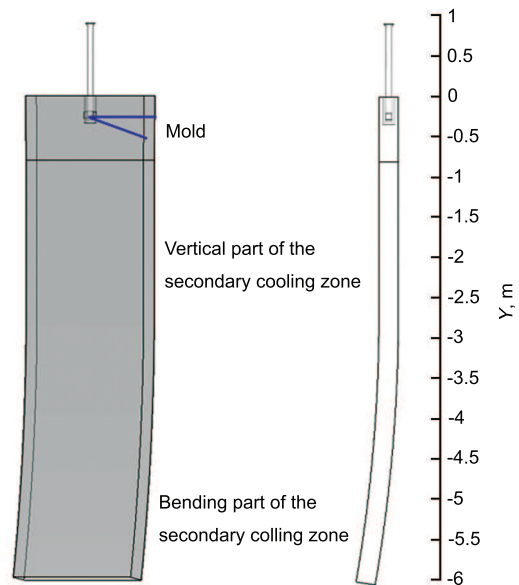


图 1 结晶器计算模型

Fig.1 Geometry model for the calculation domain

2 水模型实验

为了验证数学模型的准确性, 本工作根据流体流动相似原理, 按 1 : 3 比例建立结晶器模型. 由于氩气在钢液中的运动为气液两相流, 而气液两相流为重力驱动, 因此保证 Froude 准数 (Froude number) 相等, 其中气相采用

修正的 Froude 准数^[29]. 由于水与钢液的运动黏度相近, 因而选择以水模拟钢液、以空气模拟氩气. 图 2 为建立的水模型实验系统实物图和吹气系统示意图. 吹气采用环状均匀进气, 内部共设有 24 个内径为 1 mm 的进气口. 表 2 示出了数值模拟与水模型实验对应的工艺参数. 为便于

表 1 数值模拟过程中的几何、物性和操作参数

Table 1 Geometrical, physical properties and operating conditions used in numerical simulation model

Parameter	Value	Parameter	Value
Inlet diameter of SEN, mm	115	Length of mold, mm	800
Diameter of SEN, mm	80	Length of vertical part, mm	2300
Length of SEN, mm	900	Length of bending part, mm	3200
Exit angle of nozzle, deg	15	Radius of mold curvature, mm	10250
Height of SEN port, mm	80	Casting speed, m/min	0.8, 1.2, 1.6
Width of SEN port, mm	60	Density of molten steel, kg/m ³	7020
Submergence depth of SEN, mm	300	Density of argon, kg/m ³	0.56
Width of mold, mm	1717	Viscosity of molten steel, kg/(m·s)	5.6×10^{-3}
Thickness of mold, mm	228	Viscosity of argon, kg/(m·s)	7.42×10^{-5}

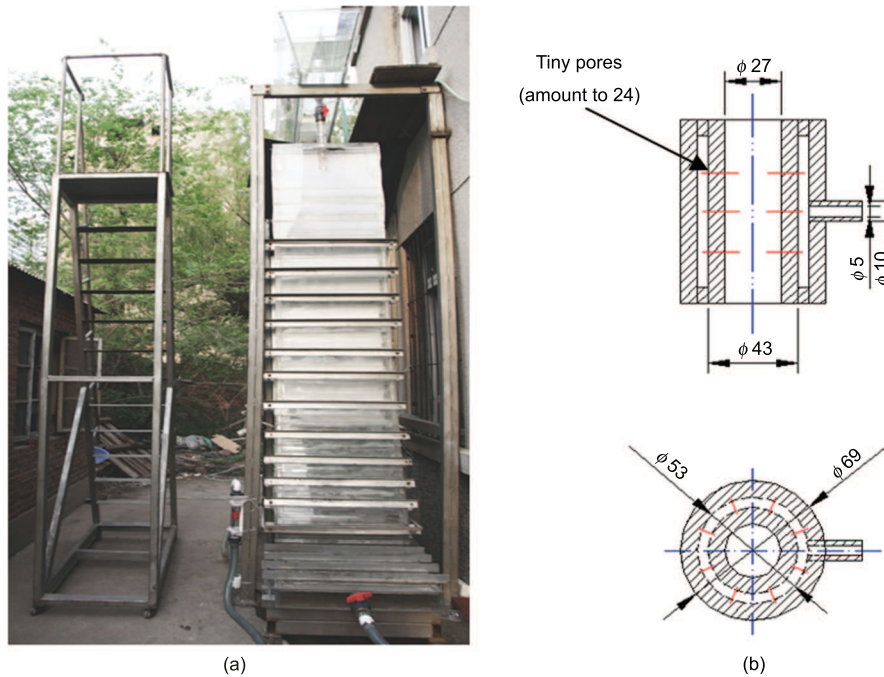


图 2 结晶器水模型实物图与吹气系统示意图

Fig.2 Physical diagram of the water model (a) and the schematic diagram of air blowing system (unit: mm) (b)

表 2 数值计算与水模型实验所采用的工艺参数

Table 2 Casting condition for numerical simulation and water model experiment

Parameter	Value			Value		
Casting speed V , m/min	0.8	1.2	1.6			
Steel flow rate Q_s , L/min	313.18	469.77	626.36			
Water flow rate Q_w , L/min	20.04	30.07	40.08			
Argon gas flow rate Q_a , L/min	3.23	6.45	—	12.91	—	—
Gas flow rate Q_g , L/min	1.67	3.34	5.01	6.68	8.35	10.02

实验观察, 加入高锰酸钾溶液以显示流体的流型, 并采用高速摄像机进行记录. 采用图像分析软件分析结晶器内的气泡粒径分布.

3 结果与讨论

3.1 气泡运动行为和粒径分布

图 3 给出了不同操作条件下水模型实验中连铸结晶器内的气泡含气率和粒径分布. 可以看出, 在流体高的剪切作用下, 吹入水口内的气体分解为不同尺寸的小气泡. 从水口出来的气泡主要受到浮力和流体的拖曳力作用, 气泡直径越大, 受到的浮力越大, 随流股运动较短的距离立

即上浮. 小气泡冲击较深, 部分能够运动到结晶器的窄面, 它们在结晶器内运动的路径较长, 停留时间较长; 同时不断发生小气泡的碰撞合并, 形成较大的气泡.

图 3a—d 为吹气量为 3.34 L/min 条件下, 水流量 (即拉速) 分别为 20.4 和 40.08 L/min 下的含气率和粒径分布. 可见, 当水流量较小 (20.04 L/min) 时, 大部分气泡在浸入式水口附近上浮, 随着水流量的增加, 气体分布的位置向窄面靠近, 窄面附近的含气比例明显增加, 但含气比例的峰值有所降低, 即气体在整个结晶器宽度方向上分布得要更加均匀些. 这主要是因为拉速增加, 从结晶

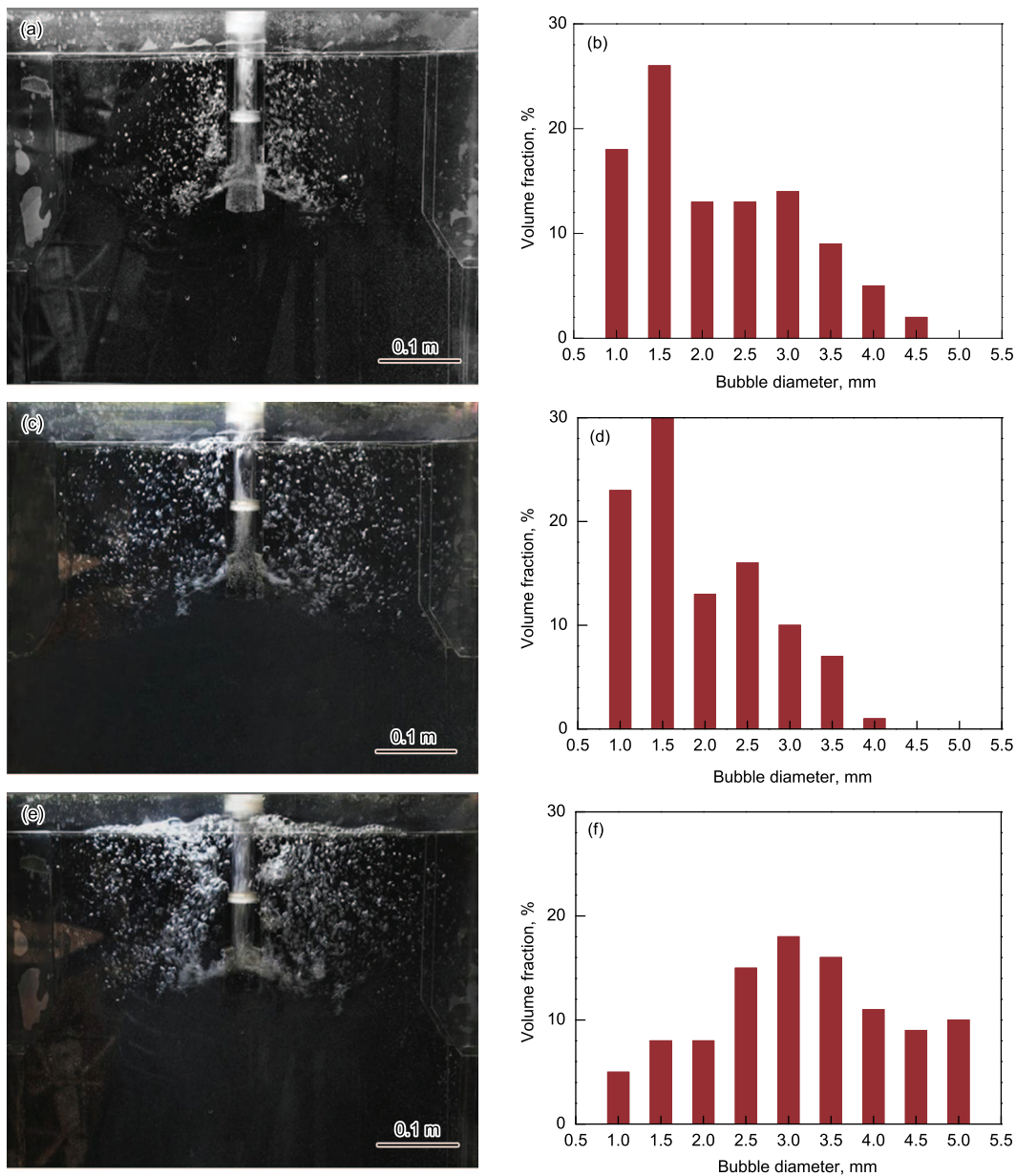


图 3 水模型实验中的含气率分布与气泡粒径分布

Fig. 3 Gas volume fractions (a, c, e) and size distributions (b, d, f) from the water model experiments with $Q_w=20.04$ L/min and $Q_g =3.34$ L/min (a, b), $Q_w=40.08$ L/min and $Q_g =3.34$ L/min (c, d) and $Q_w=40.08$ L/min and $Q_g =6.68$ L/min (e, f)

器水口流出的钢水量和速率都增加, 流股所具有的动能也相应增加, 可以将气泡带至更远的地方, 造成窄面含气比例增大. 在实际结晶器内, 氩气泡也就更容易被窄面坯壳捕捉而残留在铸坯中, 因此, 钢流量增加会增大铸坯产生气泡缺陷的危险. 图 3e 和 f 为水流量为 40.08 L/min、吹气量为 6.68 L/min 条件下结晶器内的含气率和粒径分布. 与图 3c 和 d 对比可知, 在水流量一致的条件下, 当吹气量较小 (3.34 L/min) 时, 气体在整个结晶器宽度方向上分布更加均匀, 随着吹气量的增加, 越来越多的气泡在水口附近上浮. 这是因为吹气量增大到一定程度后, 气体在水口内占据的比重较大, 气体很难被钢液充分打碎, 即使打碎的气泡在结晶器内也很容易发生碰撞合并, 进而生成较大的气泡, 在水口附近上浮.

图 4 示出了计算得到的结晶器内氩气的瞬时含气率分布和氩气泡运动迹线, 三组图分别对应图 3 中的 3 种情况. 由图可知, 由于浮力的作用, 气泡离开水口后, 基本竖直浮起 (图 4a 和 b), 到液面附近由于受表面流的影响, 略向外倾斜. 随着钢流量的增加, 水口出口处钢液流股流速迅速增加, 气泡在钢液的夹带下穿透深度明显增加 (图

4c 和 d), 这增大了气泡被凝固坯壳捕捉的机会. 随着水口吹气量的增加, 结晶器内气泡的数量和直径均有增加趋势 (图 3), 由于气泡对周围流体抽引作用的加强, 改变了结晶器内部流场的状态, 因而在上浮过程中基本呈竖直上浮 (图 4e 和 f), 且气泡的穿透深度减小, 大部分气泡在靠近水口的区域上浮. 计算结果与水模型的实验结果基本吻合.

图 5 给出了不同水流量、不同吹气量下气泡的平均粒径分布. 在水流量一定的条件下, 气泡的平均粒径随着吹气量的增大而增大; 当吹气量一定时, 水流量增加, 气泡的平均直径减小. Bai 和 Thomas^[9] 认为, 结晶器内的气泡粒径分布受吹气狭缝大小的影响较小, 由于钢液-氩气的表面张力系数约是水-空气的 16 倍, 钢液-氩气的接触角为 150° , 是水-空气的 3 倍, 再加上钢液的密度较大等原因, 造成在实际连铸结晶器内, 氩气泡的平均粒径要大于水模型当中的气泡平均粒径. 但由于很难测量实际结晶器内的氩气粒径分布, 所以水模型得到的气泡平均粒径数据, 被用于本工作的数值计算当中.

图 6 给出了不同钢流量和不同吹 Ar 量条件下, 计算

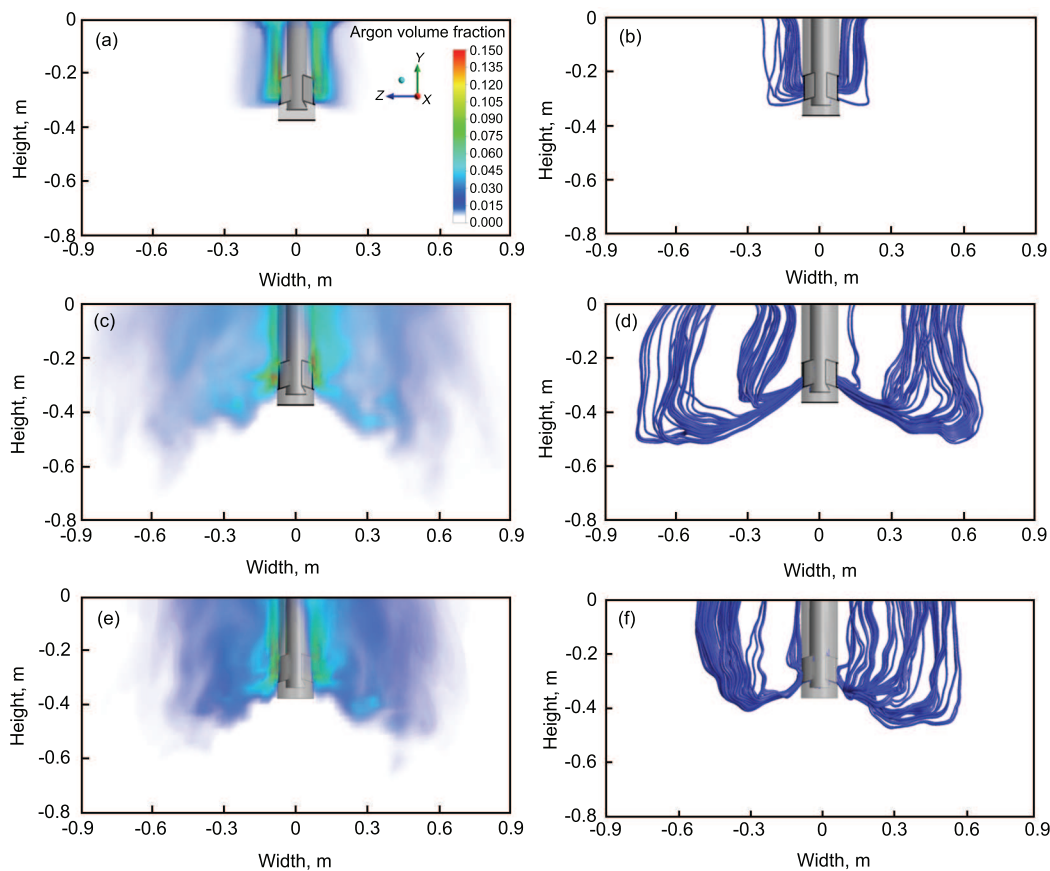


图 4 数值计算得到的氩气含气率分布和氩气泡运动迹线

Fig.4 Predicted argon volume fractions (a, c, e) and argon bubble streamlines (b, d, f) from the calculation with $Q_s=313.18$ L/min and $Q_a=6.45$ L/min (a, b), $Q_s=626.36$ L/min and $Q_a=6.45$ L/min (c, d) and $Q_s=626.36$ L/min and $Q_a=12.91$ L/min (e, f)

过程中监测的弯月面中心点上氩气体积分数。结果表明, 气泡在结晶器内的运动行为主要受钢液流量和吹 Ar 流量的影响。钢流量 (拉速) 的增加, 增大了水口出口处钢液流股的速度, 越来越多的氩气在钢液流股的夹带下运动到结晶器宽面的四分之一位置 (即监测点位置)。由图 6a 可见, 当吹 Ar 量为 6.45 L/min, 钢流量从 313.18 L/min 提高到 626.36 L/min 时, 中心点上的氩气平均体积分数由 0 增加到 0.01。随着吹 Ar 量的增加, 气泡所作的浮力功增加, 对周围钢液的抽引作用增大, 造成冲击深度减小。由图 6b 可见, 当钢流量为 626.36 L/min, 吹 Ar 量从 3.23 L/min 提高到 12.91 L/min 时, 中心点上的氩气平均体积分数由 0.004 增加到 0.012。左右对称两点的监测数据表明: 氩气在上表面的排出位置相对于结晶器中心是不对称的, 且随时间的变化波动较大。

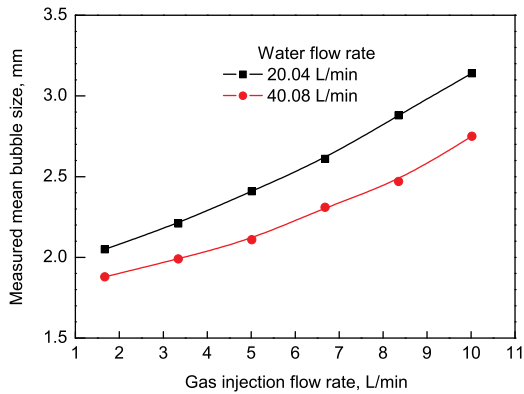


图 5 水模型内的气泡粒径分布

Fig.5 Bubble size distribution curves from the water model experiment

3.2 结晶器内的非对称流动

结晶器内的非对称流动是指钢液从浸入式水口两侧孔射出后形成的、流场分布不沿结晶器中心对称的偏流现象。发生偏流会导致结晶器两侧对称位置钢液的流速不等, 弯月面流速不等会导致弯月面产生漩涡卷渣, 影响钢坯质量。以往分析产生原因有很多: 滑动水口开度调整、水口内部结瘤堵塞、水口不对中等。Gupta 和 Lahiri^[30] 采用水模型实验研究了结晶器内的偏流现象, 认为水口出口处旋转的涡流与结晶器宽面的碰撞是导致结晶器内流动不对称的根本原因, 同时射流的不稳定性也会造成流动方式的变化。

图 7a 和 b 给出了水流量为 40.08 L/min、吹气量为 3.34 L/min 条件下, 水模型实验得到的不同时刻流体流型。可以看出, 流体从浸入式水口出口射出后形成的流场, 在结晶器下部 (二冷区) 的分布沿结晶器中心是不对称的, 在 t_1 时刻呈现右侧偏流, t_2 时刻呈现左侧偏流。图 7c 和 d 示出了钢液流量为 626.36 L/min、吹气量为 6.45 L/min 条件下, 计算得到的不同时刻计算域内的钢液流型。可以看出, 在 95 s 时刻, 钢液呈现右侧偏流; 经过 55 s 后, 即在 150 s 时刻, 钢液又呈现左侧偏流。计算结果与水模型实验结果比较吻合。观察偏流发生的位置可以发现, 偏流发生在二冷区弯曲段附近 (水模型为弯月面下 0.9 m, 实际模型为弯月面下 2.7 m), 这个结果说明二冷区弯曲段的弧形形状对结晶器内部流场的影响较大。通过不同时刻的结晶器内部流场分析可知, 结晶器内的流场不仅在空间范围上存在湍动性和不均匀性, 还随时间逐渐发展变化。不对称流场具有不稳定性, 偏流是绝对的, 对称

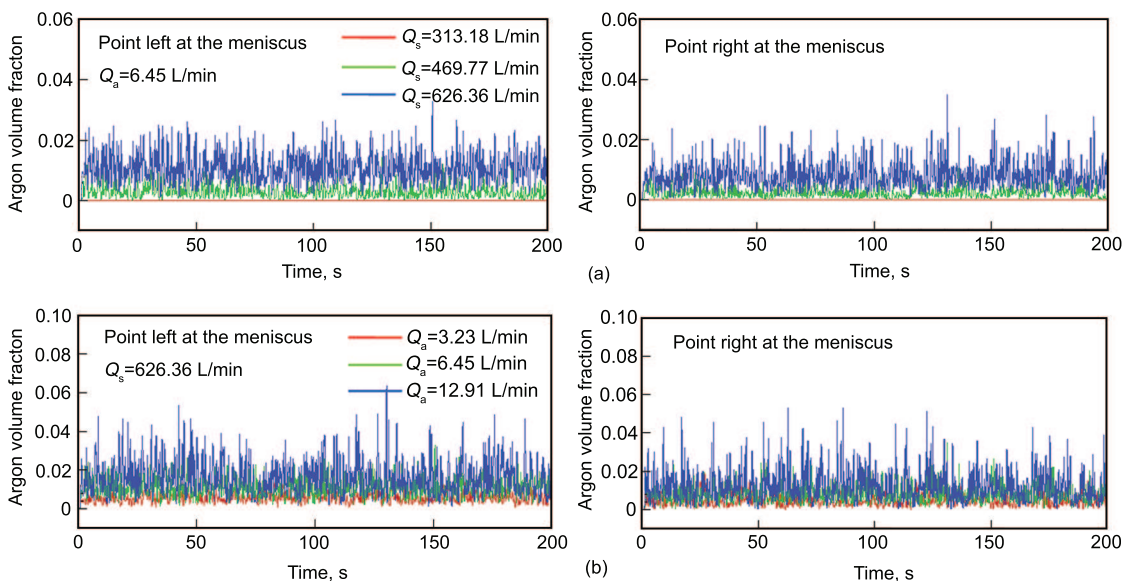


图 6 弯月面中心点上的氩气体积分数监测

Fig.6 Argon volume fractions monitored at the meniscus with different steel flow rates (a) and argon flow rates (b)

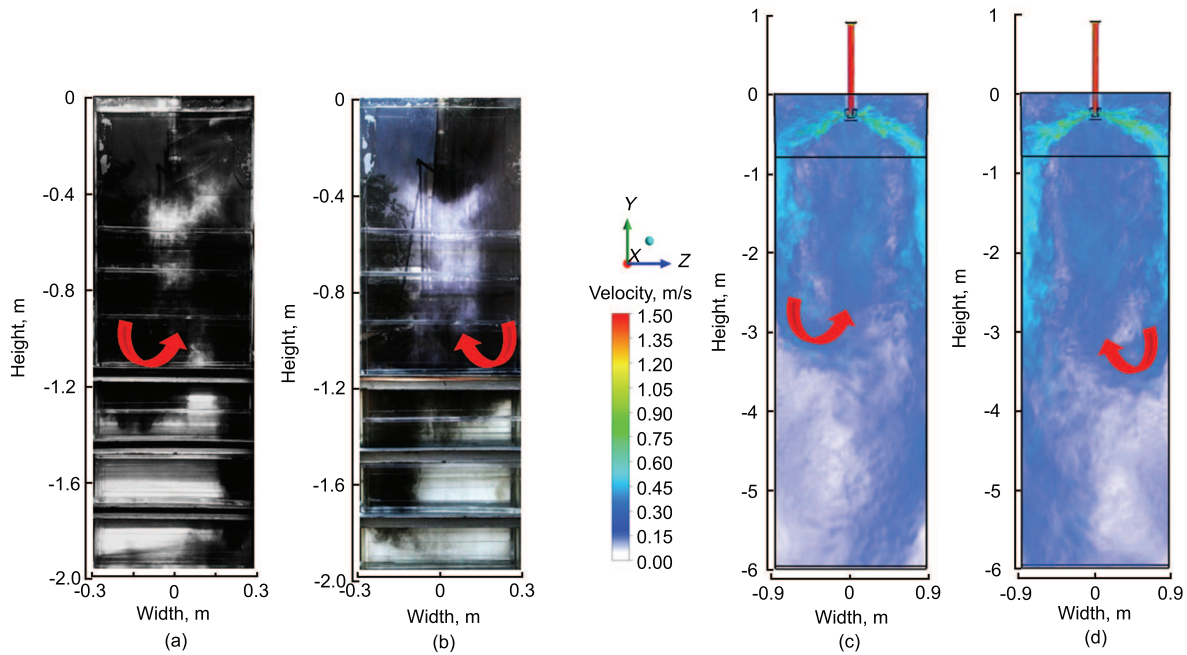


图 7 水模型实验和计算得到的流体流型

Fig.7 Flow patterns from the water model experiment at t_1 (a) and t_2 (b), and the numerical calculations at 95 s (c) and 150 s (d)

是暂时的、偶然的. 通过观察水模型实验和监测计算流场发现, 偏流的周期性不明显.

研究连铸结晶器内流场时发现, 如果气泡和夹杂物的上浮速度小于拉坯速度, 那么它们将无法上浮到渣层, 而是随着钢液一起运动, 最终滞留在钢中形成铸坯缺陷. 气泡与夹杂物之间存在相互作用, 从热力学角度分析, 气泡-夹杂物的组合系统比单个对象的自由能低, 所以气泡容易吸附小型夹杂物. Miki 和 Takeuchi^[31] 采用扫描电镜分析板坯缺陷, 结果表明: 直径为 $500\ \mu\text{m}$ 的氩气泡可以吸附数百个 Al_2O_3 颗粒. 通过对某钢厂同一流浇注、不同时刻轧制后的板坯 (尺寸为 $39\ \text{m} \times 3.2\ \text{m} \times 0.025\ \text{m}$) 进行超声波探伤检测, 发现缺陷 (气泡和夹杂物) 呈现非稳态、非对称分布. 本工作选取的不同时刻的探伤图谱显示, 该板坯缺陷的发生位置是变化的、不对称的, 如图 8 所示. 此结果再次说明结晶器内的流场是非稳态的、不对称的, 存在偏流现象.

图 9 给出了不同操作条件下结晶器内钢液的瞬时速度矢量分布. 结果表明: 气泡的行为将直接影响结晶器内钢液的流动行为. 图 9a 和 b 为吹 Ar 量 $6.45\ \text{L}/\text{min}$ 条件下, 不同钢流量下的钢液流场. 可以看出, 当钢流量较小 ($313.18\ \text{L}/\text{min}$) 时, 由于大部分气泡在浸入式水口附近上浮 (图 4a), 抽引周围的钢液向上运动, 再加上钢液本身的动量较小, 所以造成一部分钢液直接冲击到水口附近的弯月面, 形成与上回流方向相反的漩涡, 钢液射流在结晶器窄面的冲击点上移, 当气体的这种抽引作用很大时, 会

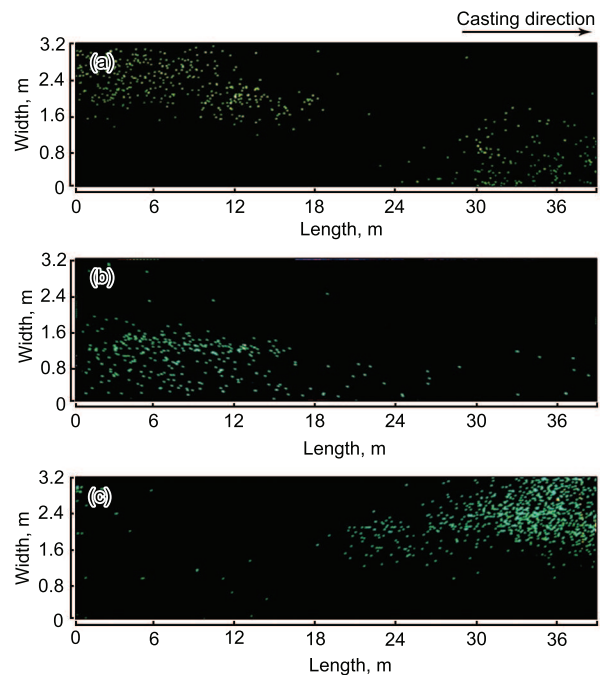


图 8 板坯探伤缺陷的分布

Fig.8 Distribution of slab detection defects at t_3 (a), t_4 (b) and t_5 (c)

造成弯月面钢液的裸露, 所以控制钢流量和吹 Ar 量对保证板坯质量是至关重要的. 随着钢流量的增加, 气泡平均粒径减小, 气泡在结晶器宽面的分布较为均匀 (图 4b), 由于钢液本身的动量加大, 所以氩气泡对钢液射流的抽引作

用不太明显, 如图 9b 所示. 图 9c 所示为钢流量为 626.36 L/min, 吹气量为 12.91 L/min 条件下, 结晶器内钢液的瞬时流场. 与图 9b 对比可知, 在钢流量一致的情况下, 随着吹 Ar 量的增加, 由于越来越多的氩气泡在水口附近聚集上浮, 氩气对钢液的抽引作用增大, 所以使钢液在水口附近的速度增大, 在窄面的冲击点上移.

水口吹 Ar 时, 结晶器液面波动行为对防止夹杂物的去除、卷渣、漏钢和拉裂很重要. 图 10 给出了不同钢流

量和不同吹 Ar 量条件下, 弯月面中心点上钢液速率的监测数据. 此处采用钢液速率来表征结晶器液面的波动大小. 结果表明: 弯月面处的钢液速率波动较大, 在吹 Ar 量一定时, 随着钢流量 (拉速) 的增加, 增大了水口出口处钢液流股的速率, 越来越多的氩气在钢液流股的夹带下能够运动到结晶器深处. 由图 10a 可以看出, 当吹 Ar 量为 6.45 L/min, 钢流量从 313.18 L/min 提高到 626.36 L/min 时, 中心点上的钢液最大波动速率先增

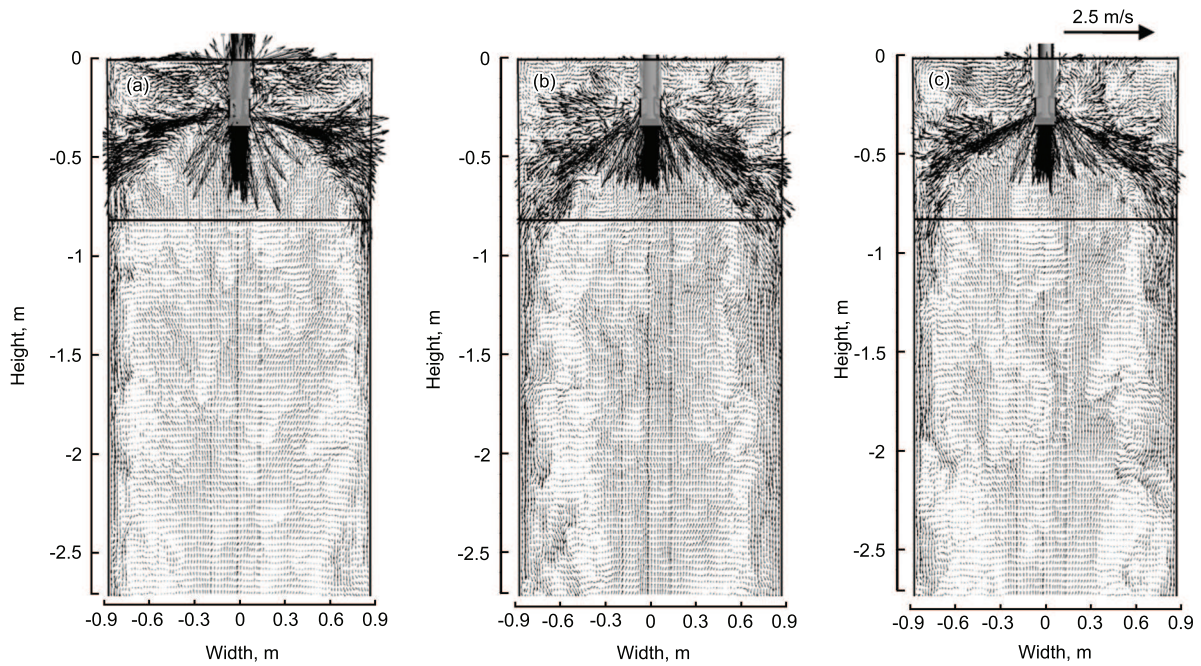


图 9 钢液的瞬时速度矢量分布

Fig.9 Molten steel instantaneous velocity vector plots in the mid-plane of the mold with $Q_s=313.18$ L/min and $Q_a=6.45$ L/min (a), $Q_s=626.36$ L/min and $Q_a=6.45$ L/min (b) and $Q_s=626.36$ L/min and $Q_a=12.91$ L/min (c)

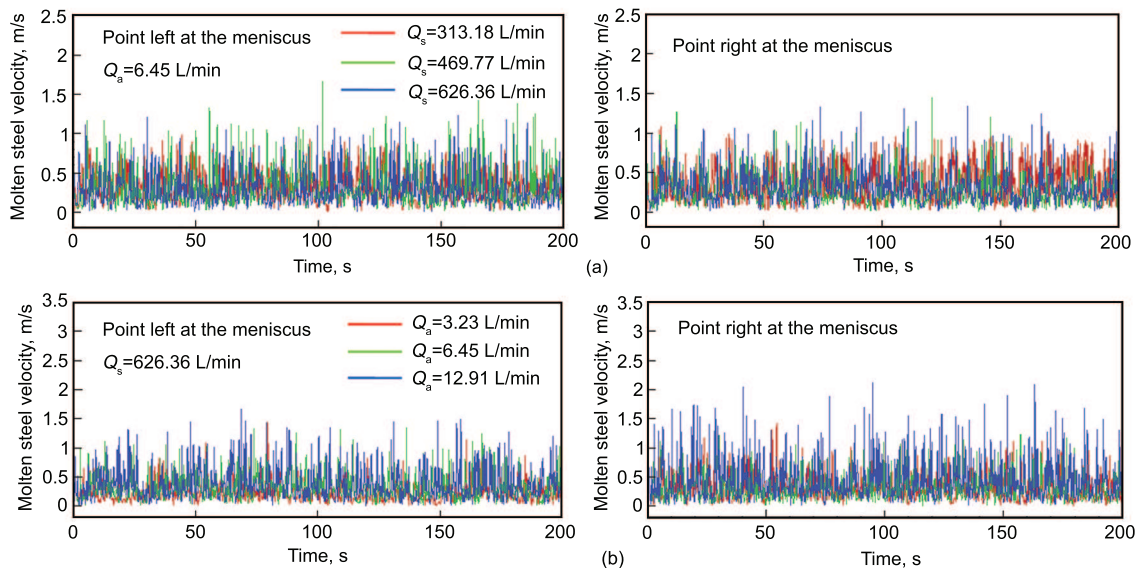


图 10 弯月面中心点上的钢液速率监测

Fig.10 Molten steel velocities monitored at the meniscus with different steel flow rates (a) and argon flow rates (b)

大后减小, 这是因为增大钢流量使气泡在结晶器内的停留时间增加, 增加了气泡与钢液的作用时间, 因此, 气泡的浮力作用使钢液的动量减小. 在钢流量一定的条件下, 增加吹 Ar 量, 气泡对周围钢液的抽引作用增大, 上升的钢液在弯月面处引起的波动加剧, 液面流速的波动明显增大. 由图 10b 可见, 当钢流量为 626.36 L/min, 吹 Ar 量从 3.23 L/min 提高到 12.91 L/min 时, 中心点上钢液的最大波动速率能够达到 2 m/s, 此时液面裸露和卷渣的几率增大.

4 结论

(1) 提出了一种计算连铸结晶器内氩气/钢液两相非稳态流动的大涡模拟模型, 在用板坯探伤缺陷检测结果和水模型实验结果验证计算结果的基础上, 得到了结晶器内氩气/钢液两相湍流运动特征. 在钢流量较小时, 氩气泡离开水口后, 基本竖直浮起, 到液面附近受表面流的影响, 略向外倾斜. 随着钢流量的增加, 氩气分布的位置向窄面靠近, 窄面附近含气比例明显增加; 随着吹 Ar 量的增加, 越来越多的气泡在水口附近上浮.

(2) 当钢流量一定时, 氩气泡的平均直径随着吹气量的增大而增大; 当吹 Ar 量一定时, 钢流量增大, 气泡的平均直径减小.

(3) 结晶器内的不对称流场具有不稳定性, 偏流是绝对的, 对称是暂时的、偶然的, 偏流的周期性不明显. 偏流发生在二冷区弯曲段附近, 表明结晶器二冷区弯曲段的弧形形状对结晶器内部流场的影响较大.

(4) 氩气泡的运动直接影响结晶器内钢液的流动行为, 气泡在结晶器内的运动行为主要受吹 Ar 量和钢流量的影响. 当吹 Ar 量一致时, 随着钢流量的增加, 气泡在结晶器宽面的分布较为平均, 对钢液射流的抽引作用减小, 在窄面的冲击点下移; 当钢流量一致时, 随着吹 Ar 量的增加, 氩气对钢液的抽引作用增大, 使钢液在水口附近的速度增大, 在窄面的冲击点上移.

参考文献

- [1] Bai H, Thomas B G. *Metall Mater Trans*, 2001; 32B: 253
- [2] Bai H, Thomas B G. *Metall Mater Trans*, 2001; 32B: 269
- [3] Zhang L F, Yang S B, Cai K K, Li J Y, Wang X G, Thomas B G. *Metall Mater Trans*, 2007; 38B: 63
- [4] Yoshida J, Iguchi M, Yokoya S. *Tetsu Hagané*, 2001; 87: 529
(吉田进, 井口学, 横谷真一郎. 铁と钢, 2001; 87: 529)
- [5] Bessho N, Yoda R, Yamasaki H. *Iron Steelmaker*, 1991; 18: 39
- [6] Thomas B G, Huang X, Sussman R C. *Metall Mater Trans*, 1994; 25B: 527
- [7] Sánchez-Pérez R, Morales R D, Palafox-Ramos J, Díaz-Cruz M. *Metall Mater Trans*, 2004; 35B: 85
- [8] Sánchez-Pérez R, Morales R D. *ISIJ Int*, 2003; 43: 637
- [9] Bai H, Thomas B G. *Metall Mater Trans*, 2001; 32B: 1143
- [10] Lee G G, Thomas B G, Kim S H. *Met Mater Int*, 2010; 16: 501
- [11] Kubo N, Ishii T, Kubota J. *ISIJ Int*, 2002; 42: 1251
- [12] Li B K, Okane T, Umeda T. *Metall Mater Trans*, 2000; 31B: 1491
- [13] Li B K, Okane T, Umeda T. *Metall Mater Trans*, 2001; 32B: 1053
- [14] Yu H Q, Zhu M Y. *Acta Metall Sin*, 2008; 44: 619
(于海岐, 朱苗勇. 金属学报, 2008; 44: 619)
- [15] Wang Y F, Zhang L F. *Metall Mater Trans*, 2011; 42B: 1319
- [16] Liu Z Q, Qi F S, Li B K, Tsukihashi F. *J Iron Steel Res Int*, 2011; 18: 243
- [17] Hershey D E, Thomas B G, Najjar F M. *Int J Numer Methods Fluids*, 1993; 17: 23
- [18] Moser R D, Kim J, Mansour NN. *Phys Fluids*, 1999; 4: 943
- [19] Yuan Q, Sivaramakrishnan S, Vanka S P, Thomas B G. *Metall Mater Trans*, 2004; 35B: 967
- [20] Li B K, Liu Z Q, Qi F S, Wang F, Xu G D. *Acta Metall Sin*, 2012; 48: 23
(李宝宽, 刘中秋, 齐凤升, 王芳, 徐国栋. 金属学报, 2012; 48: 23)
- [21] Yuan Q, Thomas B G, Vanka S P. *Metall Mater Trans*, 2004; 35B: 685
- [22] Qian Z D, Wu Y L. *Acta Metall Sin*, 2004; 40: 88
(钱忠东, 吴玉林. 金属学报, 2004; 40: 88)
- [23] Real C, Miranda R, Vilchis C, Barron M, Hoyos L, Gonzalez J. *ISIJ Int*, 2006; 46: 1183
- [24] Deen N G, Solberg T, Hjertager B H. *Chem Eng Sci*, 2011; 56: 6341
- [25] Dhotre M T, Niceno B, Smith B L. *Chem Eng J*, 2008; 136: 337
- [26] Jakobsen H A, Sannaes B H, Grevskott S, Svendsen H F. *Ind Eng Chem Res*, 1997; 36: 4052
- [27] Sato Y, Sekoguchi K. *Int J Multiphase Flow*, 1975; 2: 79
- [28] Smagorinsky J. *Mon Weather Rev*, 1963; 91: 99
- [29] Singh V, Dash S K, Sunitha J S, Ajmani S K, Das A K. *ISIJ Int*, 2006; 46: 210
- [30] Gupta D, Lahiri A K. *Metall Mater Trans*, 1996; 27B: 757
- [31] Miki Y, Takeuchi S. *ISIJ Int*, 2003; 43: 1548

(责任编辑: 肖素红)