

高拉速板坯连铸结晶器浸入式水口的水模型研究

邓小旋[✉], 熊 霄, 王新华, 冀云卿, 黄福祥, 郝 鑫

北京科技大学冶金与生态工程学院, 北京 100083

[✉] 通信作者, E-mail: dxx042@163.com

摘 要 利用染料示踪法, 采用波高传感器和旋桨式流速仪在全比例水模型中研究了四种浸入式水口 (A 型: 凹型, 15° (上角度)-15° (下角度); B 型: 凸型, 15°-15°; C 型: 凹型, 40°-15°; D 型: 凸型, 40°-15°) 下板坯连铸结晶器内的流场和液面特征. 发现采用凹型水口时结晶器液面的波动与表面流速均小于凸型水口. 凹型水口下的表面流速变化的功率 (频率为 0.03 ~ 0.1 Hz) 比凸型水口小约 50%, 所以凹型水口更有利于减少结晶器内卷渣的发生. 在高拉速条件下 (拉速为 1.8 m·min⁻¹), 较大的水口出口上角度有利于抑制水口出口流股的漩涡流, 进而减少剪切卷渣的发生. 四种水口中 C 型水口条件下结晶器液面的表面流速最小, 约为 0.27 m·s⁻¹, 为提高拉速留有较大余地, 所以适合高拉速连铸的最佳浸入式水口为 C 型.

关键词 连铸; 结晶器; 浸入式水口; 水模拟

分类号 TF777.1

Water modeling study on submerged entry nozzles in continuous slab casting molds for high speed casting

DENG Xiao-xuan[✉], XIONG Xiao, WANG Xin-hua, JI Yun-qing, HUANG Fu-xiang, HAO Xin

School of Metallurgical and Ecological Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China

[✉] Corresponding author, E-mail: dxx042@163.com

ABSTRACT The flow field and surface characteristics in a continuous slab casting mold with four kinds of submerged entry nozzles (Type A: well-shaped bottom, 15° (upper port angle)-15° (lower port angle); Type B: mountain-shaped bottom, 15°-15°; Type C: well-shaped bottom, 40°-15°; Type D: mountain-shaped bottom, 40°-15°) were studied by using the dye tracer injection technique, a wave sensor and a propeller velocimeter within a full scale water model. It is found that the level fluctuation and surface velocity in the mold using a well-shaped bottom nozzle are less than those using a mountain-shaped bottom nozzle. The power of surface velocity fluctuations (frequencies ranging from 0.03 Hz to 0.1 Hz) using a well-shaped bottom nozzle is 50% less than that using a mountain-shaped bottom nozzle, so the molten slag entrapment may be reduced when using a well-shaped bottom nozzle in the mold. At a high casting speed of 1.8 m·min⁻¹, a larger upper port angle of the nozzle outlet is in favor of depressing the swirling flow and vortexes at the nozzle outlet, and then the molten slag entrapment decreases. The surface velocity in the mold fed by a Type C nozzle is the lowest and its value is about 0.27 m·s⁻¹ among the four investigated nozzles, so a Type C nozzle provides much allowance for increasing the casting speed. As a result, the optimal design for high speed casting is Type C nozzles.

KEY WORDS continuous casting; molds; submerged entry nozzles; water modeling

高拉速连铸技术以其高效、低成本的优点一直是冶金工作者研究的重点. 但是, 拉速的提高会增加结晶器流场的不稳定、不对称性; 结晶器液面

卷渣以及铸坯表层缺陷也会随之增加. 以高拉速连铸为代表的日本钢厂的研究显示: 对于超低碳钢来说, 在高拉速下结晶器弯月面处凝固钩 (hook) 深

度将会变小^[1], 其捕捉夹杂物的能力也随之变小, 最终使得冷轧钢板的表面缺陷也会相应减少^[2]. 因此, 既保证高拉速的稳定生产 (防止漏钢), 又保证铸坯具有较高的表面质量对于生产优质冷轧卷板意义重大.

铸坯的表面质量很大程度上取决于结晶器内的流场与自由液面特征, 而通过优化水口结构来得到合理的钢液流场和自由液面特征是一种既经济又高效的途径^[3]. 水口结构设计不合理会导致结晶器的流场不对称与不稳定^[4]. 不对称的流场会导致凝固坯壳的非均匀生长和液面的剧烈波动, 进而引起保护渣的卷入, 形成夹渣缺陷并影响最终产品的表面质量. 此外, 不合理的水口结构还会影响结晶器液面的表面流速. 表面流速过大会将液态或固态保护渣剪切卷入到钢液中, 这些保护渣颗粒尺寸大且形状不规则会导致最终轧板的线性缺陷 (sliver defects). 然而表面流速过小, 结晶器弯月面处的温度过低, 会影响保护渣的熔化进而影响保护渣在铜板和坯壳间的润滑效果. 更重要的是, 对超低碳钢来说较小的表面流速还会导致弯月面 Hook 组织的过度生长^[5-7], 加重其捕捉上浮夹杂物、气泡与卷渣, 导致铸坯表层洁净度的恶化. 在严重情况下, 铸坯表层只能通过火焰清理来提高铸坯表层洁净度, 这会严重影响钢材的产量. 文献^[2]认为最佳的表面流速范围为 $0.2 \sim 0.4 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

大量文献报道的最佳板坯连铸结晶器的水口角度为出口上下角度都是 15° 的水口^[8], 但是, 某钢厂现场使用的是一种特殊的水口出口角度不一样的水口, 该水口的上出口角度为 40° , 下出口角度为 15° . Thomas 等^[9]认为这种水口角度 ($40^\circ-15^\circ$) 能够抑制水口出口处的旋转流 (swirling flow), 进而减小液面的波动与表面流速. 但是, 目前关于这两种水口角度下结晶器内的流场特征与自由液面特征的比较还未见报道. 水口底部形状对结晶器内的流场也有很重要的作用. 基于此, 本文对比研究了四种水口 (包括两种底部形状和两种水口出口角度) 下结晶器内钢液的流场和结晶器的自由液面特征, 试图得到适合高拉速浇注的最佳浸入式水口类型. 同时, 本文还结合结晶器内染料示踪的流场, 简要分析了液面特征的形成机理.

1 实验过程

本次水模型设备在保证模型与原型的 Re 准数和 Fr 准数相等的前提下采用 1:1 的比例进行全尺寸制作. 结晶器采用有机玻璃制成, 其厚度为 20 mm. 整个实验的装置示意图如图 1 所示^[10]. 本实

验中的浸入式水口采用四种不同水口形状 (A: 凹型 $15^\circ-15^\circ$; B: 凸型 $1^\circ-15^\circ$; C: 凹型 $40^\circ-15^\circ$; D: 凸型 $40^\circ-15^\circ$), 其示意图如图 2 所示. 此外, 实验中为了消除结晶器下部出口流对流场的影响, 结晶器的长度加长到 2000 mm, 且在距结晶器底部 300 mm 处安装缓流槽, 缓流槽为密布的直径为 10 mm 的小孔. 为了保证较为真实的模拟现场的操作条件, 实验采用与某钢厂尺寸一致的塞棒装置控流并使用步进电机来控制塞棒的升降.

本实验采用向塞棒孔里注入染料的方式来显示流场. 此外, 实验采用中国水利科学研究院研制的 DJ800 型电容式波高仪采集波高数据, 波高数据测量时间为 60 s, 测量时间间隔为 0.05 s. 测定液面波动时, 选取水口浸入深度为 80 mm 且静止时的液面作为测量的零点. 本实验中水口浸入深度的调整采用的是直接提高或降低结晶器液面的实际高度来实现. 液面波动的测点如图 3 中的 1#~9# 所示. 本实验利用旋桨式流速仪 (Miniwater6 Mini) 测量距离结晶器自由液面 20 mm 以下的水平表面流速. 该流速仪旋桨直径为 12 mm, 且其准确性已经得到 Chaudhary 等^[11]数值模拟结果的验证, 所以可近似地忽略该流速仪对结晶器表面流场的影响. 通过旋桨的转动可以连续输出线性的电压信号, 经过数据采集仪 (DaqPROTM5300) 收集得到这种电压信号进而转化为表面流速值. 该流速仪可以连续测量结晶器自由液面的表面流速, 测量频率可达 1 Hz. 在本实验中表面流速的测点如图 3 中 1'#, 3'#, 5'#, 7'# 和 9'# 所示. 表面流速数据的采集时间为 200 s. 实验模拟的参数以及相应的取值见表 1 所示.

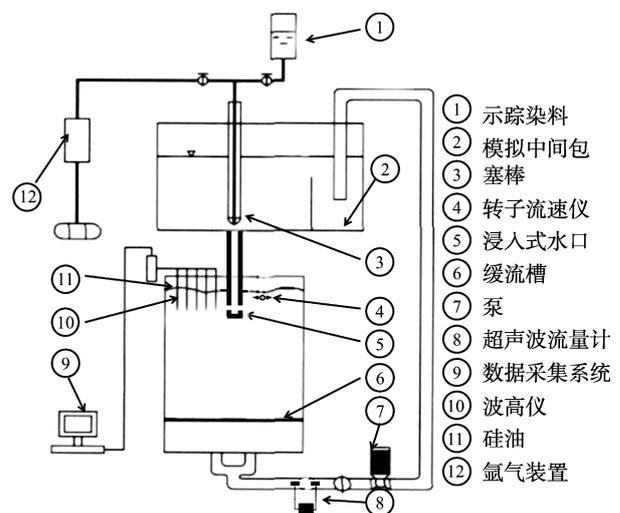


图 1 水模型实验装置示意图

Fig.1 Schematic diagram of water model experiment

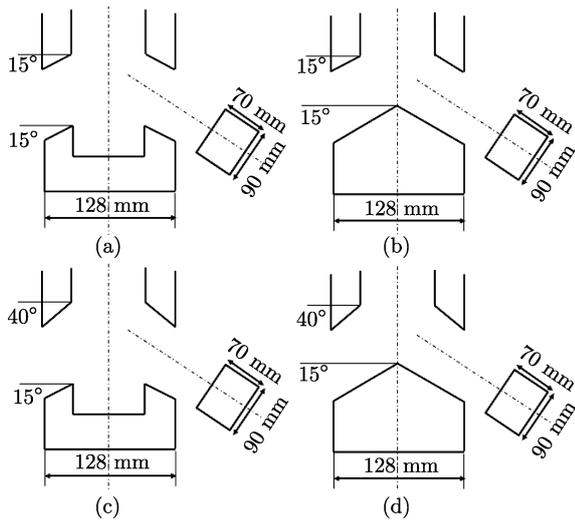


图 2 浸入式水口结构示意图。(a) A 型水口；(b) B 型水口；(c) C 型水口；(d) D 型水口

Fig.2 Schematic diagram of submerged entry nozzles (SENs): (a) Type A SEN; (b) Type B SEN; (c) Type C SEN; (d) Type D SEN

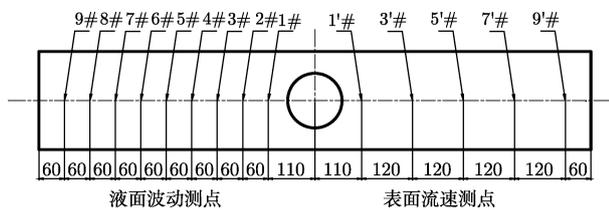


图 3 液面波动和表面流速测点示意图 (单位: mm)

Fig.3 Schematic diagram of testing points for level fluctuation and surface velocity (unit: mm)

表 1 水模型实验模拟的参数

Table 1 Casting parameters of water model experiment

尺寸参数	结晶器原型	水模型
结晶器宽度/mm	1300	1300
结晶器厚度/mm	247	247
结晶器高度/mm	900	2000
水口内径/mm	78	78
模拟工艺参数	取值	水口类型
拉速/(m·min ⁻¹)	1.4, 1.6, 1.8, 2.0	A, B, C, D
水口浸入深度/mm	110, 130, 150, 170, 190	

2 现场工艺参数对结晶器自由液面特征的影响

2.1 拉速对液面波动和表面流速的影响

研究发现,拉速与浸入深度对四种水口条件下自由液面特征的影响变化趋势一致.所以本文仅选取 B 型水口,水口浸入深度固定为 150 mm,研究拉速对结晶器液面波动与表面流速的影响,液面波动选取 60 s 内波动对液面波动平均值的标准差(波

差)^[12-13],结果如图 4 所示.由图 4(a)可以看出,当拉速从 1.4 m·min⁻¹ 增加到 2.0 m·min⁻¹ 时,平均波差(所有测点波差的平均值)从 2.6 mm 增加到 4.6 mm.由图 4(b)可以看出,表面流速随距水口中心距离的增加呈现先增加后减小的趋势,且在结晶器宽面 1/4 处时达到最大,下文如不作特殊说明,表面流速均指的是最大的表面流速.当拉速从 1.4 m·min⁻¹ 增加到 2.0 m·min⁻¹ 时,自由液面的表面流速从 0.3 m·s⁻¹ 增加到 0.43 m·s⁻¹.可见结晶器液面波动与表面流速会随着拉速的增加而增加.文献报道最佳的表面流速范围为 0.2 ~ 0.4 m·s⁻¹^[1],所以 B 型水口并不适合高拉速浇注,需要进一步对四种水口下结晶器液面波动的绝对值和流速的绝对值进行分析,以确定适合高拉速浇注的水口.

2.2 浸入深度对液面波动和表面流速的影响

图 5 为 B 型水口在高拉速 1.8 m·min⁻¹ 时,不同浸入深度对结晶器液面波动与表面流速的影响.由图可以发现浸入深度对液面特征的影响远没有拉速影响那么明显.当浸入深度从 110 mm 增加到 190 mm 时,平均波差从 4.6 mm 变到 3.53 mm,表面流速从 0.36 m·s⁻¹ 变化到 0.39 m·s⁻¹.文献报道增加水口浸入深度可以减轻上回流的强度,进而减小液面波动和钢渣界面的不稳定性^[14].但是, Miranda 等^[13]通过水模型与数值模拟发现增加浸入深度会使上回流充分发展,反而会增加液面的表面流速.Hoffken 等^[14]认为水口的浸入深度存在一个最佳的范围,在这个范围内板坯的纵裂发生率最小.从本实验结果来看,浸入深度对液面波动和表面流速的影响均不明显.

3 水口底部形状(凹凸型)对自由液面特征的影响

3.1 水口底部形状对液面波动的影响

为了研究水口底部形状(凹凸型)对结晶器液面特征的影响,本文应选取 A 型(凹型)和 B 型(凸型)或者使用 C 型(凹型)和 D 型(凸型)进行对比研究.由于选取 A、B 型或者 C、D 型对液面波动的影响趋势一致,所以本文仅选取 C 型(凹型)和 D 型(凸型)水口进行液面波动对比研究.与图 4 和图 5 选取的“波差”不同,本节采用瞬时波高来表征结晶器液面的瞬态波动.瞬时液面波动表征了自由液面的瞬时特征,更能表征液面的波动情况.

图 6 为两种拉速下水口底部形状对瞬时液面波动的影响,选取两种水口浸入深度 150 mm 和 170 mm,液面波动的测点为图 3 中 5#测点,其中液位

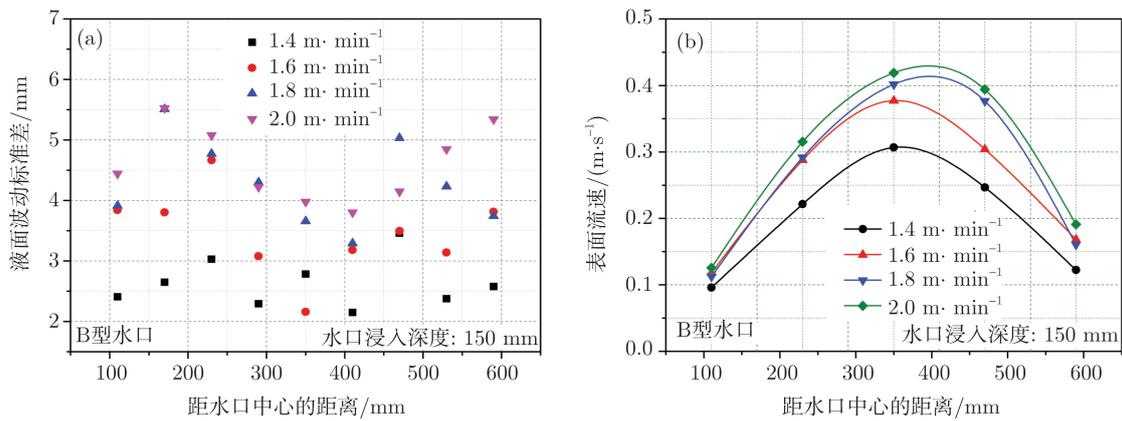


图 4 拉速对结晶器内液面波动 (a) 和表面流速 (b) 的影响

Fig.4 Effects of casting speed on level fluctuation (a) and surface velocity (b) in the mold

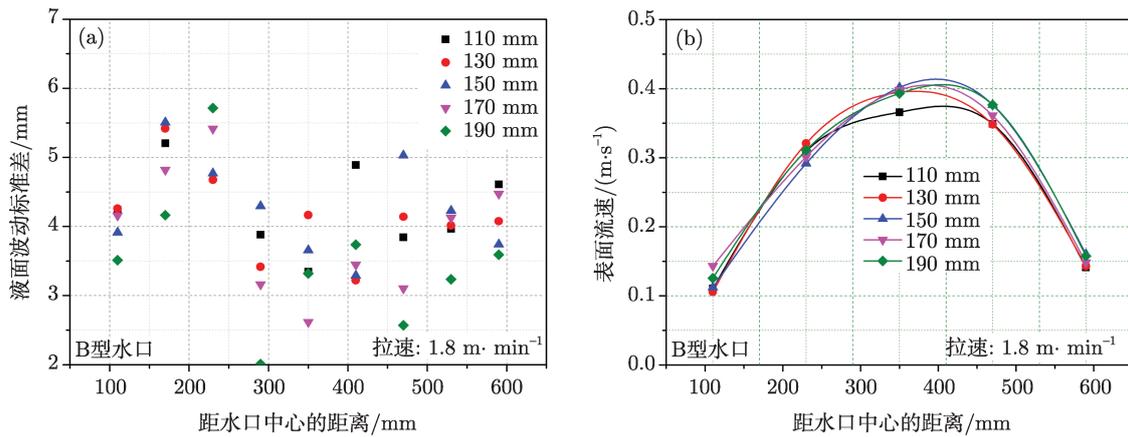


图 5 浸入深度对结晶器内液面波动 (a) 和表面流速 (b) 的影响

Fig.5 Effects of nozzle immersing depth on level fluctuation (a) and surface velocity (b) in the mold

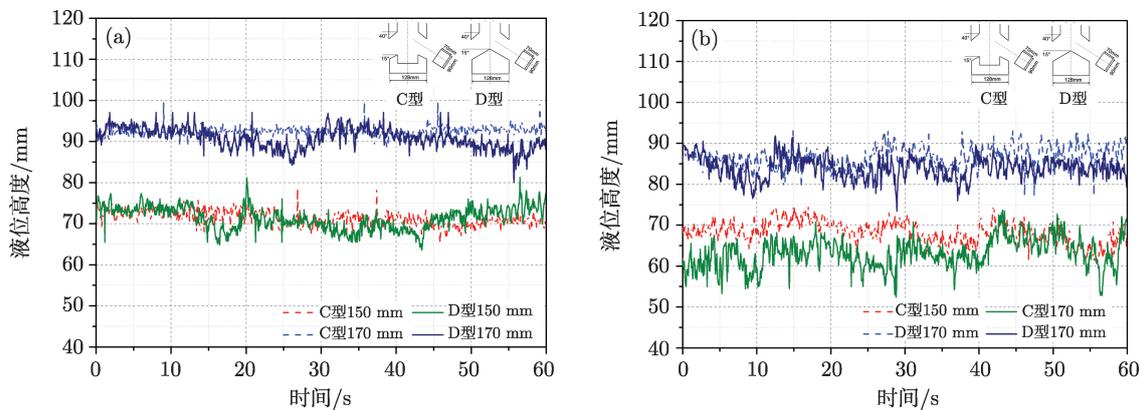


图 6 不同拉速下水口底部形状对瞬时液面波动的影响. (a) 1.4 m·min⁻¹; (b) 1.8 m·min⁻¹

Fig.6 Effect of nozzle bottom shapes on transient level fluctuation at different casting speeds: (a) 1.4 m·min⁻¹; (b) 1.8 m·min⁻¹

高度以水口浸入深度为 80 mm 且液面静止时的液位作为零点, 所以水口浸入深度为 150 mm 和 170 mm 时, 液位高度在 70 mm 和 90 mm 上下波动.从图 6(a) 和 (b) 可以看出: 在拉速为 1.4 m·min⁻¹ 时, 凹型水口和凸型水口的瞬时液面波动分别为 ±2 mm 和 ±3 mm; 在高拉速下 (1.8 m·min⁻¹), 凹型水口和

凸型水口下的瞬时液面波动为 ±3 mm 和 ±5 mm, 所以凹型水口在高低拉速下的瞬时液面波动均小于凸型水口.

3.2 水口底部形状对表面流速的影响

图 7 为两种拉速、四种不同形状水口在不同浸入深度条件下的表面流速. 由图 7(a) 和 (b) 可以看

到: 对于 15°-15° 水口 (A, B 型) 而言, 在拉速为 1.4 m·min⁻¹、浸入深度为 150 mm 时, 凹型水口和凸型水口的表面流速差别不大, 分别为 0.23 m·s⁻¹ 和 0.22 m·s⁻¹; 当拉速为 1.8 m·min⁻¹、浸入深度为 150 mm 时, 凸型水口的表面流速达到了 0.41 m·s⁻¹, 而相同条件下凹型水口的表面流速为 0.34 m·s⁻¹, 凸型水口下的表面流速比凹型水口大约 21%. 可见在高拉速条件下, 凹型水口可以较大的降低表面流速, 进而减小剪切卷渣带来的表面质量问题. 这与 Chaudhary 等 [11] 和 Zhang 等 [8] 的研究结果吻合的

较好. 由图 7(c) 和 (d) 可以看到: 对于 40°-15° 水口 (C, D 型) 而言, 在拉速为 1.4 m·min⁻¹、浸入深度为 150 mm 时, 凹凸型水口的表面流速差别较大, 凹型和凸型水口下的表面流速分别为 0.16 m·s⁻¹ 和 0.30 m·s⁻¹; 当拉速达到 1.8 m·min⁻¹ 时, 浸入深度为 150 mm 时, 凹型和凸型表面流速分别为 0.27 m·s⁻¹ 和 0.36 m·s⁻¹. 上述数据也显示: 凹型水口可以很好地降低表面流速. 综上可知: 不管是上下角度为 40°-15° 还是上下角度为 15°-15° 水口, 凹型水口比凸型水口更有利于降低结晶器液面的表面流速.

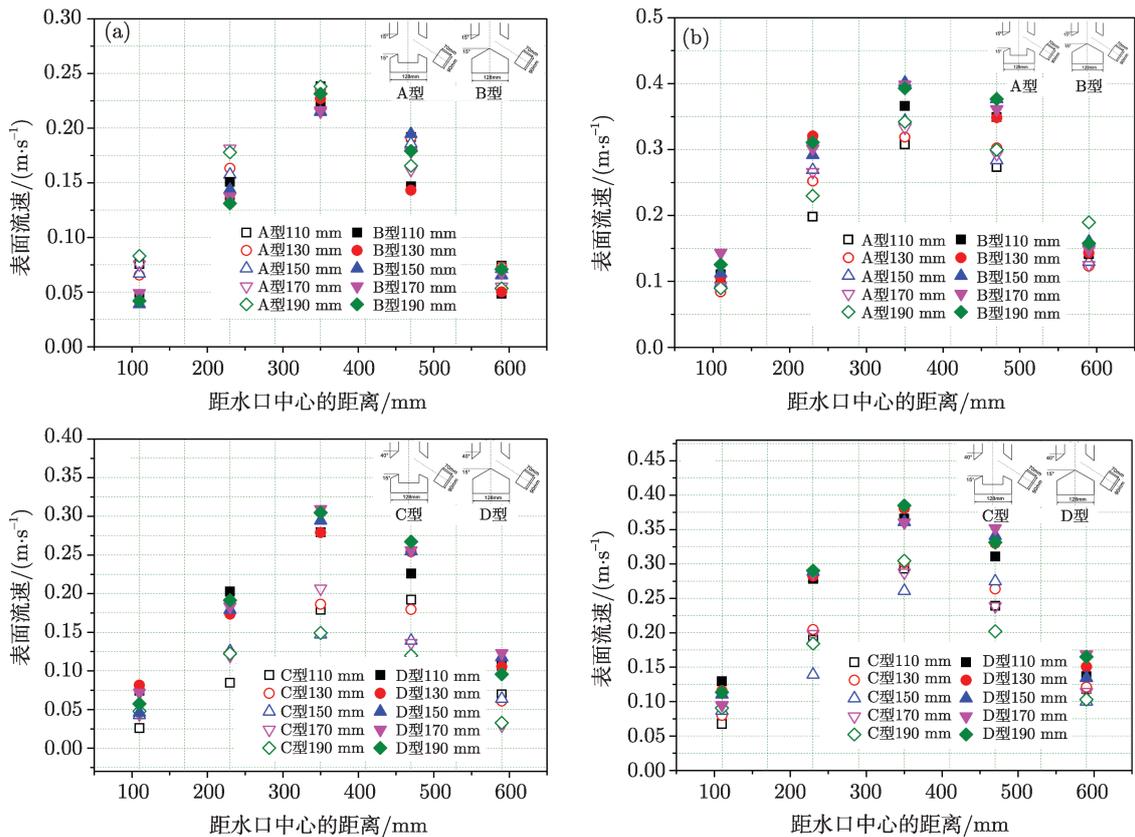


图 7 水口底部形状对表面流速的影响. (a) 1.4 m·min⁻¹, 15°-15° 水口; (b) 1.8 m·min⁻¹, 15°-15° 水口; (c) 1.4 m·min⁻¹, 40°-15° 水口; (d) 1.8 m·min⁻¹, 40°-15° 水口

Fig.7 Effects of nozzle bottom shapes on surface velocity: (a) 1.4 m·min⁻¹, 15°-15° nozzle; (b) 1.8 m·min⁻¹, 15°-15° nozzle; (c) 1.4 m·min⁻¹, 40°-15° nozzle; (d) 1.8 m·min⁻¹, 40°-15° nozzle

3.3 水口底部形状对表面流速影响的功率谱分析

功率谱分析是一种信号处理的方法, 它把时间序列看成不同频率分量的叠加, 利用傅里叶变换等手段对各频率分量进行分解 [15], 得到功率密度谱 [13](power density spectrum). 通过比较谱密度的功率来衡量各个不同频率的分量的相对重要性以找出存在的主要的周期性分量. 图 8(a) 和 (b) 分别为 A、B 两种水口下表面流速的瞬时值及其功率谱, 对应的拉速为 1.4 m·min⁻¹. 由图 8(a) 可以看到, 两种水口表面流速具有明显的周期性特征, 凸型水口

的瞬时表面流速可达 0.4 m·s⁻¹, 而凹型水口的表面瞬时流速达到了 0.35 m·s⁻¹. 功率密度谱分析 (见图 8(b)) 表明大部分信号的功率 (能量) 都集中在低频率, 且能量随着频率的增加呈现减小的趋势, 这与 Najjar 等 [16] 和 Chaudhary 等 [11] 的报道相符. 另外可以看到在频率为 0.03 ~ 0.1 Hz (对应的周期为 10 ~ 33 s) 的范围内, 凸型水口比凹型水口的功率大约 50%. Thomas 等 [9] 报道低频率的表面流速变化更易导致剪切卷渣. 综上可以得出凹型水口比凸型水口更有利于减少剪切卷渣的发生.

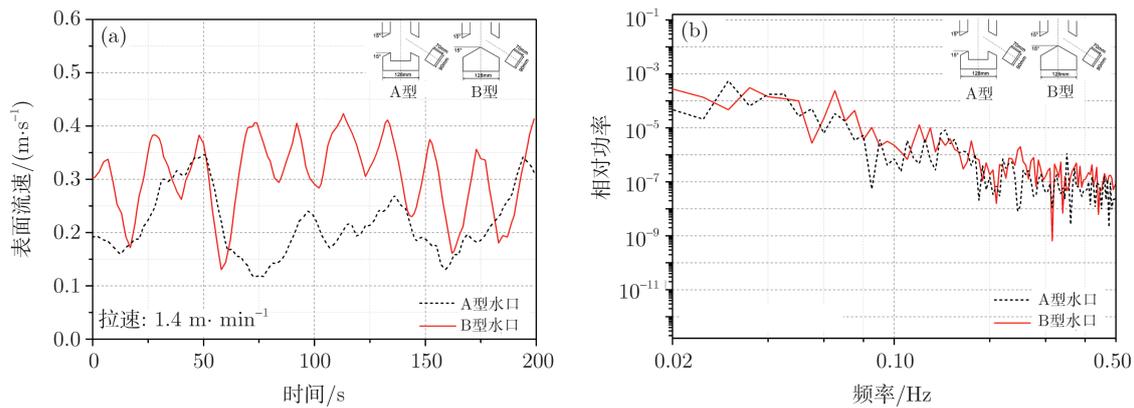


图 8 A、B 两种水口下的表面流速 (a) 瞬时值及其功率谱 (b)

Fig.8 Instantaneous velocity (a) and power spectra (b) of surface velocity measured in A and B nozzles

4 水口出口角度对结晶器自由液面特征的影响

4.1 水口出口角度对液面波动的影响

由第 3 节讨论可知，凹型水口下结晶器的液面特征优于凸型水口，所以比较水口出口角度对液面波动影响时仅选取两种凹型水口 (A 型: 15°-15°; C 型: 40°-15°)。图 9(a) 和 (b) 分别为 A、C 型水口在拉速为 1.4 和 1.8 m·min⁻¹ 时瞬时液面波动的对比，液面波动的测点为图 3 中 9#测点。本文选取两种水口浸入深度 (150 mm 和 170 mm) 比较水口出口角度对液面波动的影响。由图 9(a) 和 (b) 可以看出，两种拉速和两种水口浸入深度下，C 型水口与 A 型水口的液面波动相当。在低拉速 (1.4 m·min⁻¹) 下，A 型水口和 C 型水口的瞬时液面波动约为 ±3 mm，在高拉速 (1.8 m·min⁻¹) 下，A 型水口与 C 型水口的瞬时液面波动约为 ±5 mm。因此，水口出口角度对液面波动的影响不明显。

4.2 水口出口角度对表面流速的影响

图 10(a) 和 (b) 分别为 A、C 型水口浸入不同

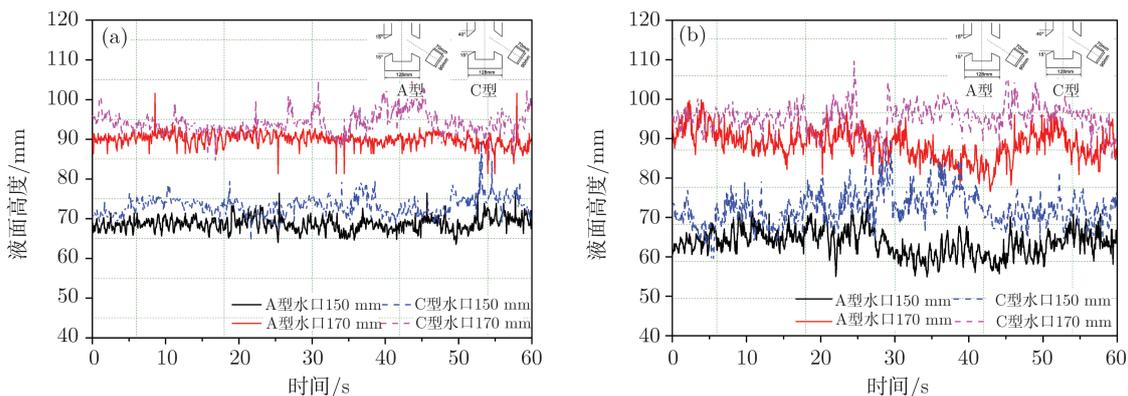


图 9 拉速为 1.4 m·min⁻¹ (a) 和 1.8 m·min⁻¹ (b) 时水口出口角度对瞬时液面波动的影响

Fig.9 Effects of port edge angle on transient level fluctuation at casting speeds of 1.4 m·min⁻¹ (a) and 1.8 m·min⁻¹ (b)

深度后在拉速为 1.4 m·min⁻¹ 和 1.8 m·min⁻¹ 时表面平均流速的对比。由图可以发现：当拉速为 1.4 m·min⁻¹、浸入深度为 150 mm 时，A 型水口和 C 型水口下结晶器的表面流速分别为 0.21 m·s⁻¹ 和 0.15 m·s⁻¹。当拉速为 1.8 m·min⁻¹、浸入深度为 150 mm 时，A 型水口和 C 型水口下结晶器的表面流速分别为 0.34 m·s⁻¹ 和 0.26 m·s⁻¹。因此，C 型水口由于具有更大的角度，在高低拉速下 (1.4 m·min⁻¹ 和 1.8 m·min⁻¹)，其表面流速较 A 型水口的表面流速分别低 28% 和 23%。

5 自由液面特征的机理分析

5.1 水口底部形状对自由液面特征影响的机理分析

结晶器内的自由液面特征是由水口出口流股的特征及结晶器内的流场决定的。图 11 为拉速是 1.8 m·min⁻¹、浸入深度为 150 mm 时 C 型水口 (图 11(a) 和 (b)) 与 D 型水口 (图 11(c) 和 (d)) 的流场染料示踪图案。从图 11(a) 中可以看出，C 型水口下从水口出来的射流具有的动能比较小，流股偏“厚”，流速分布较为分散；图 11(b) 为加入示踪剂

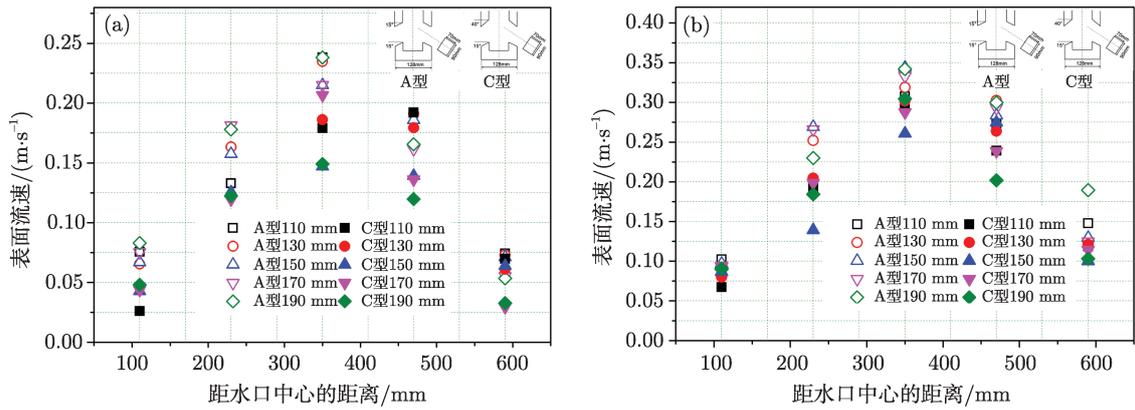


图 10 拉速为 1.4 m·min⁻¹ (a) 和 1.8 m·min⁻¹ (b) 时水口出口角度对表面流速的影响

Fig.10 Effects of port edge angle on surface velocity at casting speeds of 1.4 m·min⁻¹ (a) and 1.8 m·min⁻¹ (b)

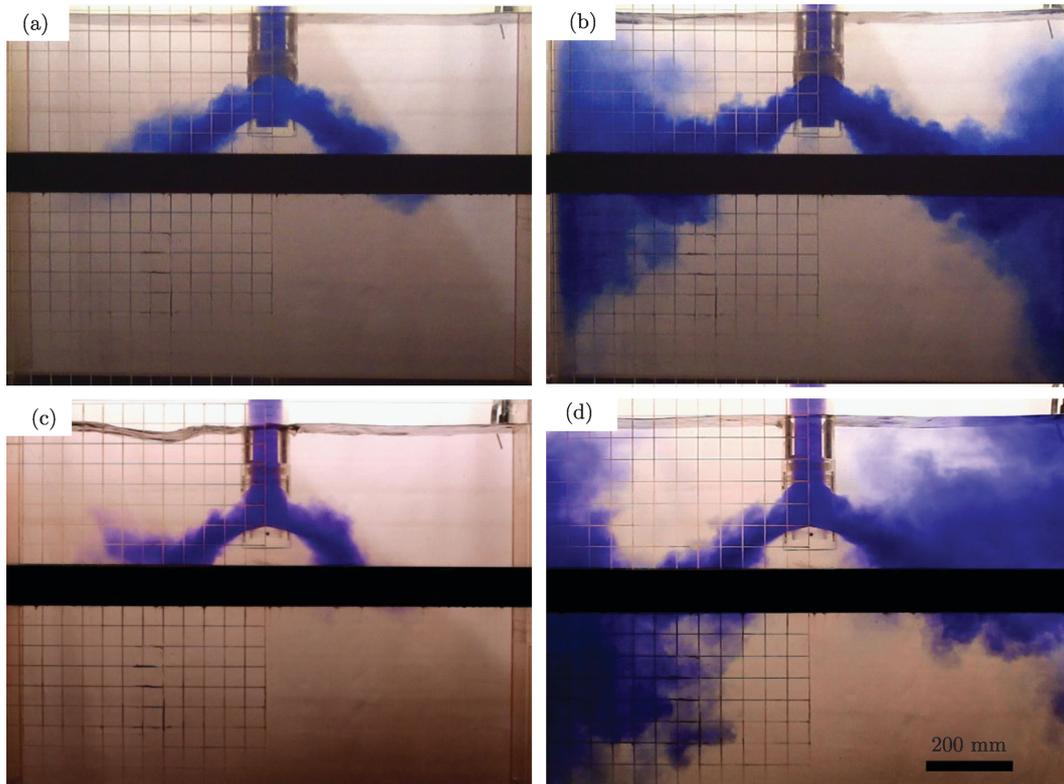


图 11 不同水口底部形状下染料注入不同时间结晶器内的流场示踪图. (a) C 型水口, 2 s; (b) C 型水口, 4 s; (c) D 型水口, 2 s; (d) D 型水口, 4 s

Fig.11 Fluid tracing in the mold with different bottom-designed nozzles after different tracer injection time: (a) type C nozzle, 2 s; (b) type C nozzle, 4 s; (c) type D nozzle, 2 s; (d) type D nozzle, 4 s

4 s 后结晶器内的流场, 可见流场非常对称. 从图 11(c) 可以看出, D 型水口出口的流场湍动能较大, 流股偏“薄”, 流股能量分布较为集中, 极易造成流场的不对称现象; 图 11(d) 为加入示踪剂 4s 后结晶器内的流场, 可见流场表现出不对称的现象. 这与 Chaudhary 等^[11] 的数值模拟结果吻合的很好. 这是由于在 C 型水口 (凹型水口) 下, 水口内的流股撞击水口底部, 损失了很大一部分能量, 导致出口

流股的动能减小; 相反, 对 D 型水口 (凸型水口) 来说, 水口内的流股出水口时损失的能量很小, 且由于流股的湍动能在水口附近分布的随机性, 导致钢液出口时会随机性地产生流股不对称的现象. 凸型水口的这种高动量的出水口射流会导致剧烈的结晶器液面波动和较高的表面流速, 这将会增加液面卷渣的概率.

5.2 水口出口角度对自由液面特征影响的机理分析

图 12(a) 和 (b) 分别为拉速为 $1.8 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ 、浸入深度为 150 mm 时 A 型水口下加入染料 2 s 和 4 s 后的结晶器内流场形态. 由图可以发现: A 型水口下从水口出来的射流角度比 C 型水口 (参见图 11(a)) 小, 会导致 A 型水口的上回流比 C 型水口的上回流具有更高的能量, 这将会增加液面的表面流速. 仔细观察发现: 在 A 型水口条件下, 出口的

钢液流股会产生漩涡流, 这与 Thomas 等^[9] 的数值模拟研究非常的吻合. 这些漩涡流会导致上回流出现很多小型的漩涡, 如图 12(b) 中箭头指示的 1 和 2 所示. 这有可能导致结晶器液面出现漩涡卷渣. C 型水口由于水口出口上角度比下角度大, 可以很好地抑制水口出口的漩涡流, 减小上回流的漩涡流强度 (见图 11(a) 和 (b)), 从而减少卷渣的发生.

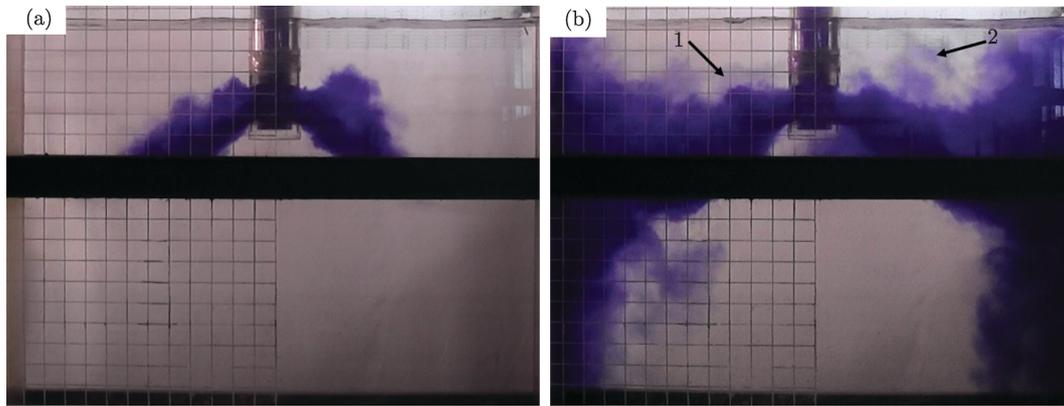


图 12 加入染料 2 s (a) 和 4 s (b) 后 A 型水口下结晶器内的流场示踪

Fig.12 Fluid tracing in the mold with a Type A nozzle after the tracer injection time of 2 s (a) and 4 s (b)

6 最佳水口结构的确定

从流场可以看出, 凸型水口由于本身的结构缺陷, 极易产生流场的不对称的现象, 这样就会导致结晶器坯壳的不均匀凝固, 容易产生裂纹等缺陷. 同时, 凸型水口的液面波动和表面流速都比相同角度的凹型水口大, 更易产生卷渣和成品表面缺陷等问题. 所以选择凹型水口 (A 型和 C 型) 比凸型水口 (B 型和 D 型) 更有利于提高铸坯和轧板的表面质量.

从 4.2 的讨论可知: 在低拉速下, C 型水口下结晶器液面的表面流速太小 ($<0.2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$), 这不利于自由液面保护渣的熔化, 对于浇注超低碳钢来说, 表面流速偏小会导致弯月面处发达的 Hook 组织与较深的振痕, 发达的 Hook 会捕捉上浮的夹杂物和气泡, 恶化铸坯的表层洁净度, 最终导致冷轧板的表面缺陷, 所以有必要适当的提高自由液面的表面流速. 因此, A 型水口更适合低拉速生产对表面质量要求严格的钢种, 如 IF 钢.

对于高拉速 ($1.8 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$) 连铸来说, A 型水口的表面流速达到了 $0.4 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 由于水模实验中忽略了凝固坯壳的作用^[17], 所以实际结晶器中钢液的

表面流速会大于 $0.4 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 这会增大结晶器液态保护渣的卷入的几率. C 型水口下结晶器表面的流速为 $0.32 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 且不同水口浸入深度下表面流速的范围是 $0.26 \sim 0.32 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 而且还有提高拉速的空间, 所以高拉速下最佳的浸入式水口是 C 型水口.

7 结论

(1) 在高拉速条件下, 使用凹型水口的结晶器液面的波动与表面流速均大于凸型水口. 谱功率分析表明: 凹型水口比凸型水口的表面流速变化的功率 (频率为 $0.03 \sim 0.1 \text{ Hz}$) 小约 50%. 所以凹型水口比凸型水口更有利于减少结晶器液面的卷渣.

(2) 凹凸型水口影响液面特征的机理分析表明: 在凹型水口下, 水口内的流股撞击水口底部, 损失了很大一部分能量, 导致出口流股的动能减小; 相反, 对凸型水口, 水口内的流股出水口时损失的能量很小, 且由于流股的湍动能在水口附近分布的随机性, 导致钢液出口时会随机性的产生流股不对称的现象.

(3) 对不同角度的两种凹型水口 (A 和 C) 来说, 两种水口条件下结晶器液面的波动相差不大. 在拉速小于 $1.4 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ 时, C 型水口下结晶器液面的

表面流速小于 $0.2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 不利于保护渣的熔化. 在拉速大于 $1.8 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ 时, A 型水口的表面流速大于 $0.4 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 将可能导致剪切卷渣的发生; 而 C 型水口的表面流速为 $0.32 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. 所以高拉速下最佳的浸入式水口为 C 型.

(4) 水口出口角度影响液面特征的机理分析表明: C 型水口由于水口上角度大于下角度, 可以抑制水口出口处的漩涡流, 降低上回流的强度, 减少卷渣的发生.

参考文献

- [1] Kubota J, Okimoto K, Shirayama A, et al. Meniscus flow control in the mold by travelling magnetic field for high speed slab caster // *74th Steelmaking Conference Proceeding*. Washington, 1991: 233
- [2] Hakamura H, Kohira S, Kubota J, et al. Technology for production of high quality slab at high Speed casting // *75th Steelmaking Conference Proceeding*. Toronto, 1992: 409
- [3] Zhang L, Thomas B G. State of the art in evaluation and control of steel cleanliness. *ISIJ Int*, 2003, 43(3): 271
- [4] Wang X H, Wang X H, Zhang J M, et al. Water modeling study on the meniscus dynamic distortion of molten steel level in a CSP thin slab casting mould. *J Univ Sci Technol Beijing*, 2009, 31(2): 234
(王现辉, 王新华, 张炯明, 等. CSP 结晶器内钢液面动态失稳现象的水模型实验. 北京科技大学学报, 2009, 31(2): 234)
- [5] Lee G G, Thomas B G, Kim S H. Microstructure near corners of continuous-cast steel slabs showing three-dimensional frozen meniscus and hooks. *Acta Mater*, 2007, 55(20): 6705
- [6] Sengupta J, Shin H J, Thomas B G, et al. Micrograph evidence of meniscus solidification and sub-surface microstructure evolution in continuous-cast ultralow-carbon steels. *Acta Mater*, 2006, 54(4): 1165
- [7] Sengupta J, Thomas B G, Shin H J, et al. Mechanism of hook formation in ultralow-carbon steel: based on microscopy analysis and thermal-stress modeling. *Iron Steel Technol*, 2007, 4(7): 83
- [8] Zhang L F, Yang S B, Cai K K, et al. Investigation of fluid flow and steel cleanliness in the continuous casting strand. *Metall Mater Trans B*, 2007, 38(1): 63
- [9] Thomas B G, Yuan Q, Sivaramakrishnan S, et al. Comparison of four methods to evaluate fluid velocities in a continuous slab casting mold. *ISIJ Int*, 2001, 41(10): 1262
- [10] Deng X X, Wang Q Q, Qian L, et al. Water model optimization of three-port submerged entry nozzle feeding a funnel-shaped thin slab mold. *Iron Steel*, 2012, 47(7): 26
(邓小旋, 王强强, 钱龙, 等. 适合漏斗型薄板坯连铸结晶器三孔水口的水模型优化. 钢铁, 2012, 47(7):26)
- [11] Chaudhary R, Lee G G, Thomas B G, et al. Transient mold fluid flow with well- and mountain-bottom nozzles in continuous casting of steel. *Metall Mater Trans B*, 2008, 39(6): 870
- [12] Hu H, Zhao H M, Zhang, J M, et al. Research on water model of mold level fluctuation. *Iron Steel Vanadium Titanium*, 2005, 26(1): 10
(胡皓, 赵和明, 张炯明, 等. 结晶器液面波动的水模型研究. 钢铁钒钛, 2005, 26(1): 10)
- [13] Miranda R, Barron M A, Barreto J, et al. Experimental and numerical analysis of the free surface in a water model of a slab continuous casting mold. *ISIJ Int*, 2005, 45(11): 1626
- [14] Hoffken E, Lax H, Pietzko G, et al. Development of improved immersion nozzles for continuous slab casting // *4th International Conference Continuous Casting*, Vol 2. Brussels, 1988: 461
- [15] Zhang N, Lei H. Surface disturbance in continuous casting mold. *Phys Exam Test*, 2010, 28(2):28
(张宁, 雷洪. 连铸结晶器内液面波动研究. 物理测试, 2010, 28(2): 28)
- [16] Najjar F M, Thomas B G, Hershey D E. Numerical study of steady turbulent flow through bifurcated nozzles in continuous casting. *Metall Mater Trans B*, 1995, 26(4): 749
- [17] Jin X, Chen D F, Zhang D J, et al. Water model study on fluid flow in slab continuous casting mould with solidified shell. *Ironmaking Steelmaking*, 2011, 38(2): 155