

# 连铸结晶器内气泡群粒径分布的实验研究

刘中秋, 李林敏, 李宝宽  
(东北大学 冶金学院, 辽宁 沈阳 110819)

**摘 要:** 为了获得结晶器内的气泡粒径及其分布规律,建立了一套水模型实验系统.为模拟真实上水口的吹氩过程,采用莫来石制作水模型的环状吹气装置,利用激光片光源和高速摄像机捕捉气泡的瞬时分布,并采用 ImageJ 软件分析和计算气泡的粒径.结果发现:气泡平均粒径随水流量、水口插入深度的增加而增大,随吹气量、水口倾角的增大而减小;莫来石弥散砖产生的气泡初始粒径较小且分布均匀.气泡粒径在结晶器宽面一侧水平方向上呈先增大后减小的趋势.随水流量的增大,气泡分布更加分散;随吹气量的增加,气泡分布规律无明显区别,但粒径增大.

**关 键 词:** 连铸结晶器;聚并;破碎;气泡粒径分布;水模型实验  
**中图分类号:** TF 777.1      **文献标志码:** A      **文章编号:** 1005-3026(2017)01-0057-05

## Experimental Study of Bubble Size Distribution in Continuous Casting Mold

LIU Zhong-qiu, LI Lin-min, LI Bao-kuan  
(School of Metallurgy, Northeastern University, Shenyang 110819, China. Corresponding author: LIU Zhong-qiu, E-mail: liuzq@smm.neu.edu.cn)

**Abstract:** In order to obtain the bubble size distribution in the mold, a water model system was developed with air blowing through a circumferential inlet chamber made of specially-coated mullite porous brick, which is used as the actual upper nozzle. The transient bubble distributions in the mold were captured by a high-speed video camera under a laser light beam. Then, the location and size of bubbles were measured using the image analysis software of ImageJ. The results show that the average bubble size increases with increasing the water flow rate and SEN immersion depth, decreases with increasing the gas blowing rate and nozzle port angle. The initial bubble size obtained from the mullite brick is small and uniform. The bubble size along the horizontal direction of wide wall increases first and then decreases. With the increase of water flow rate, the bubble distribution is more dispersed. With the increase of gas blowing rate, there is no obvious difference for the bubble distribution; however, the bubble size was increased.

**Key words:** continuous casting mold; coalescence; breakage; bubble size distribution; water model experiment

上水口吹氩作为保障连铸结晶器顺行的关键功能元件,其作用是防止水口堵塞和吸气、均匀钢水温度和成分、促进夹杂物上浮,从而提高了钢坯质量.但是吹氩也会带来负面的影响,小氩气泡和黏附在其表面的非金属夹杂物一旦被凝固坯壳捕捉,就会造成铸坯缺陷.因此,研究结晶器内氩气-钢液的两相运动行为是保证钢坯质量的前提.

国内外研究者对连铸结晶器内的气液两相流动的研究给予了高度重视. Thomas 等<sup>[1]</sup>建立了结晶器内氩气-钢液两相流数学模型,预测了吹氩对钢液流动的影响. Kubo 等<sup>[2]</sup>采用欧拉双流体模型研究了结晶器内的气液两相流,发现吹氩量对结晶器内钢液流型的影响很大. Bai 等<sup>[3-4]</sup>采用

该方法研究了滑动水口内的两相流动,指出气泡越大,对流动的影响越大。Javurek 等<sup>[5]</sup>采用双流体模型研究了夹杂物在结晶器内的运动,得到的夹杂物浓度分布与现场测量结果吻合较好。Liu 等<sup>[6]</sup>采用离散相模型对不同尺寸气泡的运动行为进行了数值模拟。还有部分学者采用均相流模型<sup>[7]</sup>和 VOF 模型<sup>[8-9]</sup>计算结晶器内的气液两相流,这些数学模型中的气液相间作用通过密度差体现,不考虑相间其他作用力,与实际情况存在一定差距。

初始均一粒径(近似)氩气泡经弥散砖进入水口后,由于受到钢液湍流的作用,气泡间会发生强烈的聚并和破碎现象,造成进入结晶器内的气泡具有较广的粒径分布。以往研究者的工作主要集中于研究吹氩对钢液流动和相关现象的描述与影响规律上,而对结晶器内气泡粒径以及分布规律等重要参数的实验进行得不够充分。

本文采用水模型实验研究吹氩连铸结晶器内气泡的粒径大小以及分布规律,并分析了水流量、吹气量、水口插入深度、水口出口倾角和吹气方式对气泡粒径及分布规律的影响。

## 1 实验系统

采用 1:4 的模型实物比确定模型尺寸,采用透明有机玻璃建立物理水模型的实验系统,如图 1 所示。本实验气体采用氮气,并用气体流量计监视流量。水从上部水箱排出后通过阀门调节流量,然后通过水口进入结晶器,由流量计监视水流量。为了获得中间截面上的气泡分布,本实验采用 3 MW 的激光片光源,在此光源的侧向照射下,结晶器宽面上的气泡分布清晰可见。当两相流动达到动态稳定过程,采用高速摄像机捕捉气泡在结

晶器内的瞬时分布情况。

钢液的流动主要受惯性力和重力影响,因此保证模型与原型的弗劳德数相等;考虑到实际钢液中氩气泡膨胀对钢液流动的影响问题,需要使原型和模型两个体系中的气相修正弗劳德数相等。具体公式及实验系统的主要参数见文献[10]。

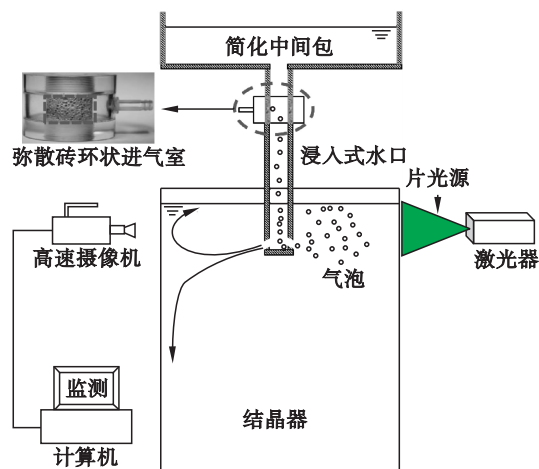


图 1 实验系统示意图

Fig. 1 Schematic diagram of experimental system

## 2 结果与讨论

### 2.1 气泡聚并、破碎现象

由于受到钢液湍流的作用和气泡随机碰撞,气泡间不断经历聚合、破碎等过程,如图 2 和图 3 所示,气泡形状和大小持续发生变化。由图 2a 可知,在图中标记的圆圈内发现两个气泡,随着流动时间的发展,两个气泡逐渐靠近,并发生碰撞,如图 2b 和 2c 所示。两个气泡碰撞在一起的气泡在一定时间内保持接触状态,20 ms 后两个气泡聚并成一个大气泡(图 2c)。由于浮力的作用,气泡在合并的过程中,不断上浮运动。

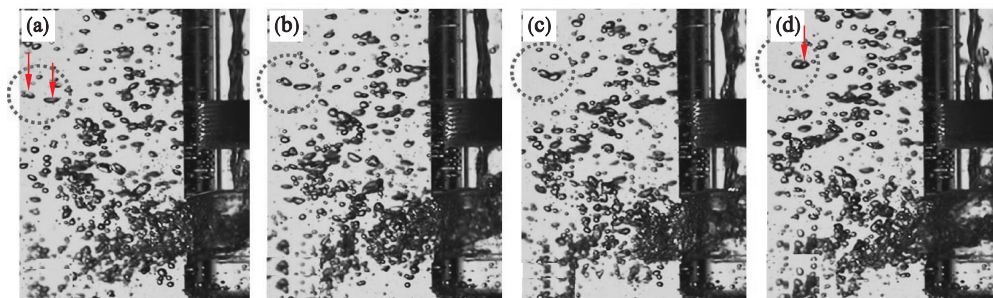


图 2 气泡聚并过程

Fig. 2 Bubble coalescence process

(a)—0 ms; (b)—12 ms; (c)—30 ms; (d)—50 ms.

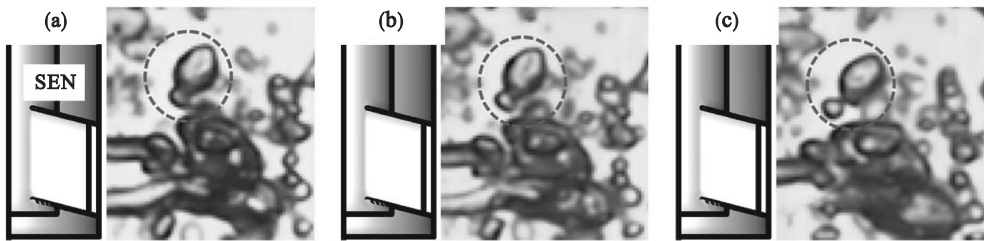


图 3 气泡破碎过程  
Fig. 3 Bubble breakage process  
(a)—0 ms; (b)—10 ms; (c)—20 ms.

图 3 为水口出口附近的一个气泡的破碎过程. 气泡由于受到钢液湍流涡体的碰撞、剪切作用,形状会发生明显变化,如图 3a 所示. 这种作用持续一定时间后,气泡就会被打碎,形成两个或多个气泡,如图 3c 所示.

2.2 不同参数对平均气泡粒径的影响

为了研究结晶器内气泡的平均粒径、分布规

律及影响因素,利用水模型实验研究了板坯连铸结晶器内的气液两相流动,并采用 ImageJ 软件分析了不同水流量、吹气量、水口插入深度、水口倾角和吹气口直径对结晶器内气泡平均粒径的影响. 表 1 示出了不同工况下的实验参数.

图 4a 给出了水流量(拉速)对结晶器内气泡平均粒径的影响规律. 实验中分别采用 15, 17,

表 1 不同条件下的实验参数  
Table 1 Experimental parameters at different working conditions

| 参数                         | 水流量/(L·min <sup>-1</sup> ) | 吹气量/(L·min <sup>-1</sup> )    | 吹气口直径/mm         | 插入深度/mm             | 向下倾角/(°)       |
|----------------------------|----------------------------|-------------------------------|------------------|---------------------|----------------|
| 水流量/(L·min <sup>-1</sup> ) | 15, 17, 19, 21, 23         | 1.6                           | < 1.5            | 75                  | 15             |
| 吹气量/(L·min <sup>-1</sup> ) | 21                         | 0.8, 1.25, 1.6, 2.0, 2.4, 2.8 | < 1.5            | 75                  | 15             |
| 吹气口直径/mm                   | 21                         | 1.6                           | 1.5, 2, 3, < 1.5 | 75                  | 15             |
| 插入深度/mm                    | 21                         | 1.6                           | < 1.5            | 65, 75, 85, 95, 105 | 15             |
| 向下倾角/(°)                   | 21                         | 1.6                           | < 1.5            | 75                  | 10, 15, 20, 25 |

19, 21 和 23 L/min 五种不同的水流量进行实验, 其对应的实际拉速分别为 0.7, 0.8, 0.9, 1.0 和 1.1 m/min. 吹气量保持 1.6 L/min 不变. 结果表明,随着水流量的增加,结晶器内的气泡平均粒径逐渐减小. 其原因是水流量的增加增大了液体射流的强度,导致气泡破碎加剧,使结晶器内的气泡数量增加. 所以在相同的吹气量下,气泡的数量增加直接导致气泡的平均粒径减小.

图 4b 示出了吹气量对结晶器内气泡平均粒径的影响规律. 实验中,水流量保持一致,吹气量分别为 0.8, 1.25, 1.6, 2.0, 2.4 和 2.8 L/min. 从图中可以看出,气泡的平均粒径随着吹气量的增加而增大. 分析其原因是:吹气量的增加致使越来越多的气泡进入结晶器,单位空间内的气泡数密度增加,导致气泡间的碰撞概率增加,增大其合并率,使大气泡数量增加. 通过观察实验中的含气率分布特征发现,大气泡主要集中在水口附近上浮,而且气泡的浮力作用会不断消耗液体射流的能量,使其强度降低,减少气泡的冲击深度,进一

步导致气泡的聚集.

图 4c 给出了水口插入深度对结晶器内气泡平均粒径的影响. 插入深度分别为 65, 75, 85, 95 和 105 mm. 由图可知,水口插入深度对结晶器内气泡粒径的影响较小. 气泡平均粒径总体上呈减小趋势,但是变化并不明显. 原因是当水流量和吹气量一致的情况下,增大水口插入深度会增加气泡在结晶器内所受的静压力,从而使气泡的体积减小.

为了研究水口倾角对结晶器内气泡平均粒径的影响,分别采用 10°, 15°, 20°和 25°四种水口倾角进行实验,然后分析不同条件下的气泡平均粒径. 由图 4d 可知:气泡的平均粒径随着水口倾角的增大而增大,但变化较小. 原因是小倾角时,流体达到水口底部时速度变化更明显,对水口底部的冲击更强烈,气泡更容易被打碎;大倾角时流体对水口底部的冲击较弱,更容易产生较大气泡,并且大倾角下气泡的冲击深度较深,气泡在结晶器内的停留时间较长,更有利于气泡的合并.

图 4e 给出了吹气口直径对结晶器内气泡平均粒径的影响. 分别采用莫来石制作的吹气口以及利用 1.5, 2, 3 mm 三种孔径钻头钻孔(24 个)的吹气口进行实验, 保持其余操作参数不变. 由图可知, 通过莫来石弥散砖吹入的气泡平均粒径为

1.68 mm, 且随着吹气口直径的增大, 气泡的平均粒径增大. 通过观察实际实验中的气泡大小分布图像, 发现通过莫来石弥散砖吹入的气泡初始粒径比较均匀; 而通过其余固定直径吹气口吹入的气泡初始粒径就较大, 且粒径分布不均匀.

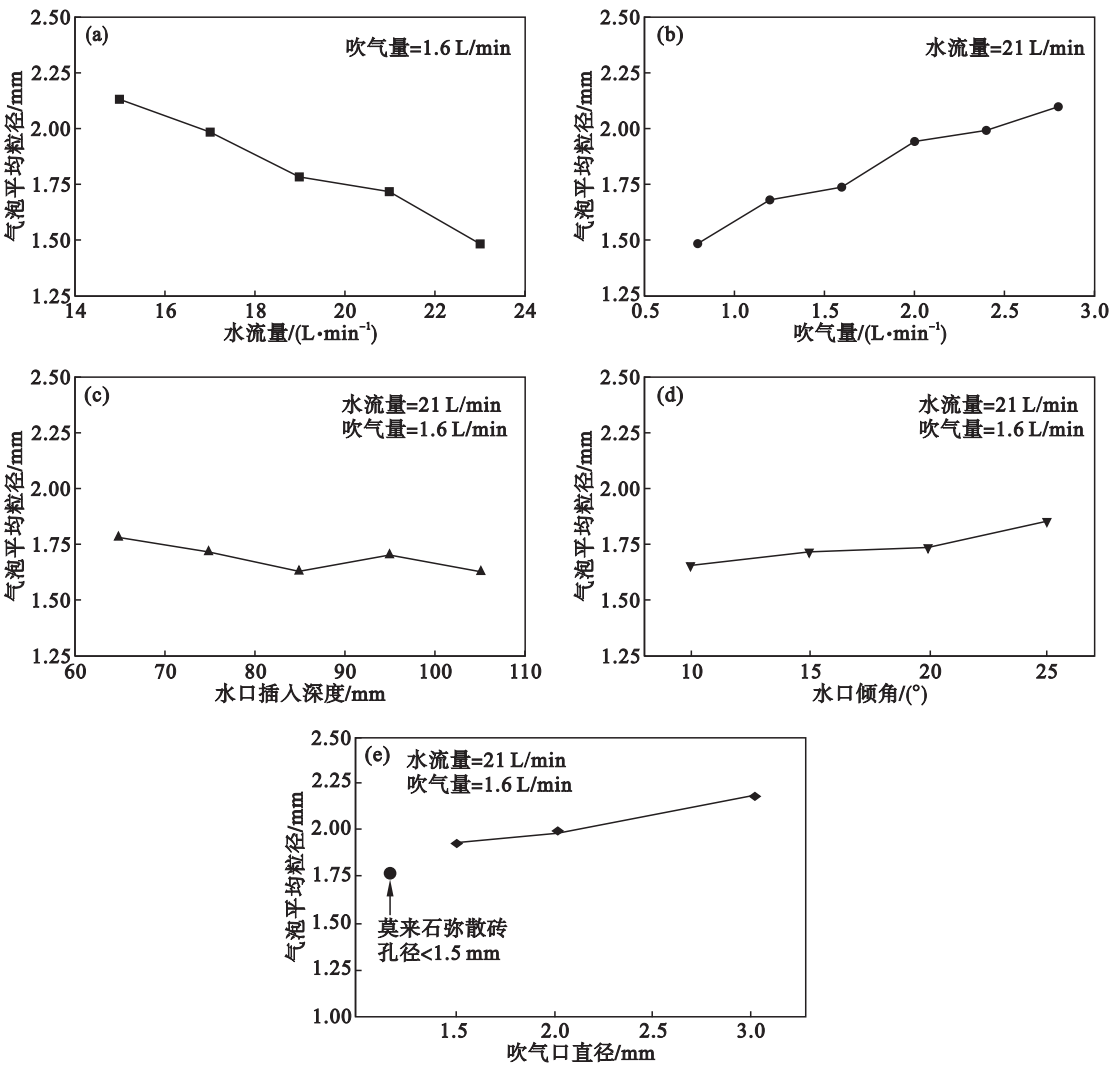


图 4 不同参数对气泡平均粒径的影响

Fig. 4 Effect of different parameters on average bubble diameter

(a)—水流量; (b)—吹气量; (c)—水口插入深度; (d)—水口倾角; (e)—吹气口直径.

2.3 气泡粒径分布

为了研究气泡在结晶器宽度方向上的变化情况, 将水口每侧的研究区域平均分为 16 块子区域. 分别对每个区域利用 ImageJ 软件进行处理分析, 得到每个子区域内的平均粒径. 采用 5 个不同时刻的气泡分布图像进行分析, 取平均值.

水流量和吹气量是对结晶器内气液两相流动影响最大的操作因素. 图 5 给出了水流量的影响, 此时的吹气量保持 1.6 L/min 不变. 由图可知, 气泡粒径在结晶器一侧水平方向上呈先增大后减小的趋势变化. 对比不同水流量发现: 随着水流量的增加, 粒径逐渐减小. 对比气泡粒径峰值发现: 小

流量下的峰值更加靠近水口; 大流量下的峰值向窄面靠近, 且峰值的大小随着水流量的增加逐渐减小. 观察结晶器窄面附近的气泡粒径发现: 随着水流量的增加, 气泡粒径逐渐增大. 对比整体变化趋势发现: 随着水流量的增加, 液体射流的强度增加, 相同大小的气泡在液体射流的带动下能够运动至更深的区域, 导致气泡在结晶器宽面上的分布更加分散.

图 6 给出了吹气量对结晶器宽面方向上的气泡粒径分布的影响, 此时的水流量保持 21 L/min 不变. 结果发现: 气泡粒径在结晶器水平方向上仍呈先增大后减小的变化趋势. 对比不同吹气量下



水口附近和窄面附近的气泡粒径大小发现:气泡粒径几乎相等,只有微小的区别.对比气泡粒径峰值发现:不同吹气量下的峰值出现位置基本一致,但数值有较大区别;小吹气量下的峰值较小,仅为 1.9 mm;大吹气量下的峰值能够达到 2.5 mm.对比整体变化趋势发现:在相同的液体射流强度下,气泡的冲击深度无明显区别;随着吹气量的增加,气泡的数量增多,单位体积内的气泡数密度增大,加剧了气泡合并过程,导致气泡的粒径增大.

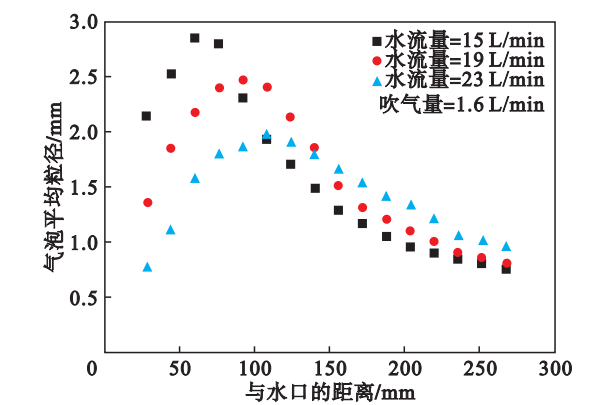


图 5 不同水流量下结晶器宽面上的气泡粒径分布  
Fig. 5 Bubble size distributions along the mold width with different water flow rates

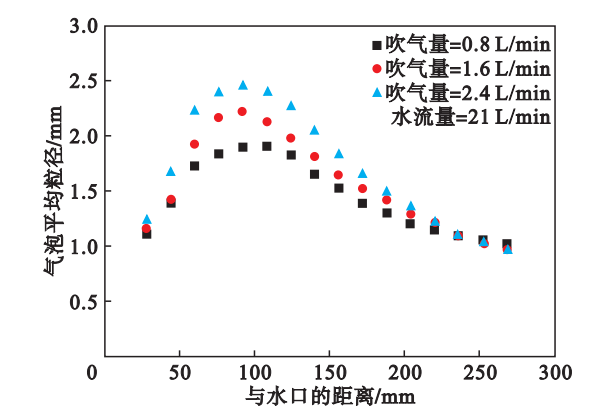


图 6 不同吹气量下结晶器宽面上的气泡粒径分布  
Fig. 6 Bubble size distributions along the mold width with different gas flow rates

### 3 结 论

1)随着水流量的增加,液体射流强度增大,导致气泡破碎加剧,平均粒径减小.随着吹气量的增加,气泡的数量增加,平均粒径增大.水口插入深度对气泡粒径的影响较小.水口倾角越大,气泡在结晶器内的停留时间较长,容易合并产生大气

泡.吹气口直径对气泡粒径的影响较大,莫来石吹入的气泡初始粒径较小且分布均匀;其余固定直径吹气口的气泡初始粒径较大且分布不均匀.

2)气泡粒径在结晶器宽面一侧水平方向上呈先增大后减小的趋势.随着水流量的增加,气泡的分布更加分散,粒径峰值逐渐减小.随着吹气量的增加,气泡的冲击深度无明显区别;气泡的数量增多,单位体积内的气泡数密度增大,同一位置处将发生更多的气泡合并,导致气泡的粒径增大.

### 参考文献:

[ 1 ] Thomas B G, Huang X, Sussman R C. Simulation of argon gas flow effects in a continuous slab caster[ J ]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 1994, 25 ( 8 ) : 527 – 547.

[ 2 ] Kubo N, Ishii T, Kubota J, et al. Two-phase flow numerical simulation of molten steel and argon gas in a continuous casting mold[ J ]. *ISIJ International*, 2002, 42 ( 11 ) : 1251 – 1258.

[ 3 ] Bai H, Thomas B G. Turbulent flow of liquid steel and argon bubbles in slide-gate tundish nozzles. Part I: model development and validation[ J ]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2001, 32 ( 4 ) : 253 – 268.

[ 4 ] Bai H, Thomas B G. Turbulent flow of liquid steel and argon bubbles in slide-gate tundish nozzles. Part II: effect of operation conditions and nozzle design[ J ]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2001, 32 ( 4 ) : 269 – 284.

[ 5 ] Javurek M, Gittler P, Rossler R, et al. Simulation of nonmetallic inclusions in a continuous casting strand[ J ]. *Steel Research International*, 2005, 76 ( 1 ) : 64 – 70.

[ 6 ] Liu C L, Luo Z G, Zhang T, et al. Mathematical modeling of multi-sized argon gas bubbles motion and its impact on melt flow in continuous casting mold of steel[ J ]. *Journal of Iron and Steel Research International*, 2014, 21 ( 4 ) : 403 – 407.

[ 7 ] Li B K, Okane T, Umeda T. Modeling of molten metal flow in continuous casting process considering the effects of argon gas injection and static magnetic field application[ J ]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2000, 31 ( 6 ) : 1491 – 1503.

[ 8 ] Torres-Alonso E, Morales R D, Sarcia-Hernandez S. Cyclic turbulent instabilities in a thin slab mold. Part II: mathematical model[ J ]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2010, 41 ( 6 ) : 675 – 691.

[ 9 ] Arcos-Gutierrez H, Barrera-Cardiel G, Barreto J J, et al. Numerical study of internal SEN design effects on jet oscillations in a funnel thin slab caster[ J ]. *ISIJ International*, 2014, 54 ( 6 ) : 1304 – 1313.

[ 10 ] Liu Z Q, Li B K, Jiang M F, et al. Euler-Euler Lagrangian modeling for two-phase flow and particle transport in continuous casting mold[ J ]. *ISIJ International*, 2014, 54 ( 6 ) : 1314 – 1323.