

液态金属中气体射流过程数值模拟研究

刘红¹, 解茂昭^{*1}, 王德庆²

(1. 大连理工大学 能源与动力学院, 辽宁 大连 116024;

2. 大连交通大学 材料科学与工程学院, 辽宁 大连 116028)

摘要: 应用欧拉-欧拉法双流体模型描述液态金属中气体射流搅拌过程的两相流动及气泡分布. 采用分别描述气泡和液体湍流的 k - ϵ 两相湍流模型, 重点分析气泡和液体在流场中的受力, 详细讨论了阻力、升力等相间作用力对气泡分布的影响. 结果表明, 气泡的喷射对熔池起搅拌作用, 中心线上入口处气含率最高, 进入熔池后迅速下降, 到一定高度后下降趋势变缓, 在出口附近趋于不变. 预测结果和文献中的实验结果进行对比表明, 在给出合理的相间作用力模型时, 该模型预测值和实验结果符合较好.

关键词: 气液两相流; 射流; 气含率; 双流体模型

中图分类号: TK121 **文献标识码:** A

0 引言

气体射流在冶金工业中应用广泛, 如气体射流以加速反应、加速混合、除气等, 气体向高温金属熔池中进行射流发泡所制备的泡沫金属是一种内部含有许多孔隙的新型功能材料, 孔隙度高, 密度可控范围大, 应用广泛. 由于熔融金属中气体射流两相流场高温高湍流度及其不透明性, 其气泡特性及两相流动特性的测量有很大难度, 发展数值模拟技术非常必要. Manabu等^[1]应用低熔点 Wood 金属进行射流实验及模拟, 给出了液体的轴向及径向速度、湍动能、雷诺应力、几个不同高度处的气含率. Martin等^[2~4]也对液态金属内气体搅拌射流特性进行了数值模拟, 他们只考虑了液相湍流而忽视了气相湍流, 在气体射流孔处直接给出定常气体速度, 所得模拟结果在液相区可以给出合理预测, 但在羽流区还存在较大分歧. 实际上, 液体中气体射流两相流动中气泡和液体都有较强的湍流脉动, 两相流场中的流动特性与气泡及液相的湍流脉动密切相关, 因此有必要全面考虑两相湍流脉动和相间相互作用的气液两相湍流模型.

本文将双流体模型应用于氦气射入 Wood 金属中的两相流, 详细讨论相间作用力和湍流模型的影响, 着重对气泡特性及分布进行数值模拟研究.

1 物理及数学模型

目前湍流射流两相流研究中有关气泡特性的实验数据非常少, 文献 [1] 给出了 Wood 金属熔池底吹氦气射流过程中气泡分布特性及气泡和液相流动特性的测量值, 实验条件如图 1 所示, 熔池为直径 204 mm 高 300 mm 的圆筒, 熔融金属深 150 mm, 氦气从熔池底部中心喷孔射入, 喷孔直径为 0.5 mm. 出口直接通向大气. 气体入口流量为 $60 \text{ cm}^3/\text{s}$. 实验所用 Wood 金属和氦气的物性参数为液相密度 $\rho_l = 9\,560 \text{ kg/m}^3$, 黏度 $\mu_l = 0.003\,259 \text{ Pa}\cdot\text{s}$, 氦气密度 $\rho_g = 0.129 \text{ kg/m}^3$, 黏度 $\mu_g = 1.99 \times 10^{-5} \text{ Pa}\cdot\text{s}$, 表面张力 $\sigma = 0.16 \text{ N/m}$. 气体在熔融金属中的射流状态随其喷射速度不同而不同. 在低速喷射时, 气体会以单独气泡形式进入液体; 而在高速喷射时, 气体会形成连续射流, 射流随即会破碎成不同尺寸的小气泡. 小气泡与周围流体存在较大速度差, 从而带动和卷吸周围流体进入射流气体区内, 形成气液混合区 (羽流区). 由于该射流过程十分复杂, 为简化计算, 本文引入下列基本假设:

(1) 忽略气体射流分裂破碎过程, 认为气体一旦离开喷孔, 就成为等直径球形小气泡.

(2) 流动可简化为二维平面、不可压缩黏性流动.

收稿日期: 2006-05-28; 修回日期: 2007-06-20.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (50371013).

作者简介: 刘红 (1970-), 女, 博士, 讲师; 解茂昭* (1944-), 男, 教授, 博士生导师.

(3) 假定气体进入熔池前温度已达到熔池温度,系统保温良好,气液相间及与外界环境之间都没有质量和能量的交换. 气泡数守恒(不计聚合和破裂). 无温差引起的气体膨胀.

(4) 在每一个单元格内,两相压力相等.

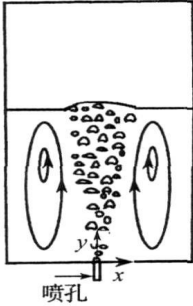


图 1 熔池底吹气体射流示意图

Fig. 1 Experimental sketch of gas jetting into metal melt

1.1 双流体模型

本文应用双流体模型^[5]描述两相流动. 认为液态金属和气体是两个不同的连续相,相间连续并相互作用,相间作用力主要考虑阻力和升力. 对于直径 d_b 为 0.01 m 的气泡(实验测量值),假设相对速度为 0.5 m/s,则流场中 Re 数为 1.467×10^4 ,流动为强湍流流动. 从每一相质量和动量守恒方程出发,经过相加权平均和雷诺平均后,应用湍流模型封闭方程组,就得到高速射流发泡两相湍流流动的控制方程组.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_l T_q) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho_l T_q v_{qj}) = 0 \tag{1}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho_l T_q v_{qi}) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho_l T_q v_{ji} v_{qj}) = & - T_q \frac{\partial p}{\partial x_i} + \\ & \rho_l T_q g_i - \frac{2}{3} \frac{\partial}{\partial x_i} \left(T_q \mu_{\text{eff}q} \frac{\partial v_{qj}}{\partial x_j} \right) + \\ & \frac{\partial}{\partial x_j} \left[T_q \mu_{\text{eff}q} \left(\frac{\partial v_{qi}}{\partial x_j} + \frac{\partial v_{qj}}{\partial x_i} \right) \right] + F_{qi} \end{aligned} \tag{2}$$

$$\sum T_q = 1 \tag{3}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho_l T_q k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho_l T_q v_{li} k) = & \frac{\partial}{\partial x_j} \left(T_q \frac{\mu_l}{\epsilon_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \\ & T_q (G + G_e - X) \end{aligned} \tag{4}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho_l T_q X) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho_l T_q v_{li} X) = & \frac{\partial}{\partial x_j} \left(T_q \frac{\mu_l}{\epsilon_X} \frac{\partial X}{\partial x_j} \right) + \\ & T_q \frac{X}{k} (C_1 (G + G_e) - C_2 X) \end{aligned} \tag{5}$$

式中: ρ_l 为密度; T_q 为气含率; v_{qj} 为在 j 方向上的质量平均速度; 下标 $q = l, g$ 分别代表液相和气相; F_{qi} 代表相间动量交换项; $\mu_{\text{eff}q}$ 代表有效黏度, $\mu_{\text{eff}q} = \mu_{\text{lam}} + \mu_{\text{turb}}$, 湍流黏度 $\mu_{\text{turb}} = C \rho_l k^2 / X$ k 是单相

湍动能, X 是单相湍动能耗散率, k 和 X 的湍流普朗特数分别为 ϵ_k 和 ϵ_X ; G 是由单相平均速度梯度产生的湍动能,计算方法见文献[5]; G_e 是由于气泡存在而产生附加湍动能,主要由无旋运动和气泡尾流引起的旋转效应组成,为简单起见,在此设 $G_e = 0$. 气体通过喷孔向静止液体喷射时,高速气体先引起液体湍流流动,反过来,湍流液体又会引起气泡的湍流脉动. 本文应用标准 $k-X$ 湍流模型,对每一相解 $k-X$ 方程,分别描述气液两相湍流. 模型参数取与单相湍流相同的参数值,即 $C_1 = 1.44, C_2 = 1.92, C = 0.09, \epsilon_k = 1.0, \epsilon_X = 1.3$.

要封闭上述方程组,还需给出相间动量交换项

$$F_g = F_g^D + F_g^{VM} + F_g^L = - F_l \tag{6}$$

其中 F_g^D, F_g^{VM}, F_g^L 分别代表由于阻力、虚拟质量力、升力产生的动量交换. 由于阻力引起的动量交换项为^[6]

$$F_{gi}^D = - \frac{3}{4} d T_g T_l \frac{C_D}{d_b} |v_{gi} - v_{li}| (v_{gi} - v_{li}) \tag{7}$$

阻力系数 C_D 的选择见后文.

当气泡足够大,同时气泡在液体中快速上升时,液相流场必然存在很大的速度梯度,使得在速度梯度方向气泡两侧压力不同,从而对气泡产生垂直于气泡与液相流场相对速度方向的升力. 在部分文献中把该力称为 Saffman 力,有些文献简称为升力. 对直径较大的气泡(或粒子)升力非常显著. 计算升力可应用下式^[7]:

$$F_{li}^L = - F_{gi}^L = C_L d T_g T_l (v_{li} - v_{gi}) \times (\nabla \times v_{li}) \tag{8}$$

升力系数 C_L 通常取值为 0.01~0.5. 虚拟质量力的影响较小,可略去不计.

1.2 边界条件

气泡通过锐孔在液体中的形成及其运动非常复杂,至今对气泡形成的机理还没有统一的认识. 在双流体模型中应用实际气体入口,则无法全面考虑气泡生成过程所受到浮力、阻力、惯性力、表面张力和气体动量力等诸多影响,为简化气泡生成过程,应用虚拟入口作为气泡入口. 假设虚拟入口是直径为 d_m 的圆形截面. 计算中取与实验结果相同的气泡直径 $d_b = 10$ mm. 假设射流孔位于池底中心,入流速度等向均匀分布,大小由实验给定. 由质量守恒可得

$$u_b \times T_b = \frac{Q_g}{\frac{1}{4} \pi d_m^2} \tag{9}$$

式中: u_b, T_b 分别为虚拟入口气泡速度和气含率; Q_g 指实验条件下气体体积流率. 考虑到实际条件

下,气泡产生较大变形,根据数值实验结果,虚拟入口直径修正为 $d_m = 14\text{ mm}$.

在该两相流场内,由于相间速度差较大,剪切层处湍流最强.入口对应的湍动能 k 和湍动能耗散率 $X^{[8]}$ 为

$$k=1.5(u_{\text{avg}}I)^2$$

(10)

$$X=C_{\varepsilon}^{-3/4}\frac{k^{3/2}}{l}$$

(11)

式中: I 指湍流强度,是湍流脉动均方根与平均流速的比值^[8], $I=u'/u_{\text{avg}}=0.16(Re)^{-1/8}$, $Re=d_{\text{ug}}d_b/l$; l 指湍流特征尺度, $l=0.07L$, L 为熔池的特征尺寸. 固壁设为非渗透非滑移壁面,因而各相速度为零.对靠近壁面的第一个网格节点采用壁函数方法.假设液体表面平滑,忽略表面波动,不考虑液体溢出.出口压力设为大气压力,气泡自然逸出.

2 模拟结果分析及讨论

本文应用商业软件 Fluent 及若干自编子程序进行计算.压力-速度耦合用 SIMPLE 相耦合格式,动量方程、湍动能方程、湍动能耗散率方程用二阶迎风格式,气含率方程应用 QUICK 格式.收敛准则是各相残差小于 10^{-3} .

选择二维平面域, x (横向) $\times y$ (纵向) = $204\text{ mm} \times 300\text{ mm}$; 坐标原点取射流孔.在求解域上采用了非均匀交错网格系,取 3 种不同的网格划分: 21×30 28×42 69×100 进行试算.前两种网格计算结果差别较大,说明第一种网格过粗,误差较大;后两种结果相似,说明网格对预测结果影响不大,故在结果分析计算中网格均取 28×42 .在射流气体与熔融金属流体的交界区域,流体间相互作用较强,变量沿横向梯度较大.在此区域内适当地加密网格节点的布置,对迭代的收敛和得出合理的计算结果具有不容忽视的作用.

假定初始流场充满静止的 Wood 金属.模拟物性应用实验物性参数.为避免计算发散,时间步长先取为 $t=0.0001\text{ s}$,达到准周期性后,再取时间步长 $t=0.001\text{ s}$.

本文对动量交换系数取不同值,以考查相间作用力的影响.各种情况阻力系数和升力系数的选择详见表 1.表中奥托斯数 $EO=g(d_b-d_g)d_b^3/e$, e 是气泡表面张力.

图 2 分别给出了当升力系数 $C_L=0.5$ 时 4 种不同阻力情况下,气含率和气泡垂向速度在中心线上的预测值与文献 [1] 实验值的对比.由图可以看出,所有模型预报中心线上气含率分布的趋

表 1 考查情况
Tab. 1 The cases considered

情况	C_D	C_L	备注
1	0.44	0.5	固体颗粒阻力模型
2	$2/3Eo^{0.5}$	0.5	变形气泡阻力模型
3	$2/3Eo^{0.5}$	0.5	气泡群尾迹阻力模型
4	$1/9Eo^{0.5}$	0.5	假设阻力模型 (适用于熔融金属)
5	$1/9Eo^{0.5}$	0.4	假设阻力模型
6	$1/9Eo^{0.5}$	0.3	假设阻力模型
7	$1/9Eo^{0.5}$	0.1	假设阻力模型

势都是正确的.即入口处气含率最高,进入融池后迅速下降,到一定高度后下降趋势变缓,在出口附近趋于不变.这是由于喷孔处气泡与周围流体存在较大速度差,在阻力、浮力和升力作用下,气泡迅速减速、变形且横向移动,所呈形状为椭球帽形或钟形,气泡在中心线上的气含率变小.而在出口附近,气泡与周围流体速度差较小,阻力和升力也小,气泡速度和形状变化都不大.阻力系数应用情况 1 固体颗粒阻力模型时,无论是气含率,还是气泡上升速度均与实验值相差甚远,说明固体颗粒阻力模型不适用于熔融金属中气体射流两相流的模拟.应用情况 2 单个变形大气泡的阻力模型时,气泡上升速度呈单调上升趋势,与实验值不符,气含率也比实验值大,这是由于横向阻力相对升力过大,则气泡移动和压缩变形作用无法显示,中心线上气含率比实验值大;由于两相密度差非常大,在气泡移动和压缩变形无法显示时,则表现为轴向浮力作用比阻力大,气泡上升速度呈上升趋势.故在此模型中,主要应合理选择阻力和升力系数,使之与实验相匹配,以期得到合理的结果.本文应用情况 3 气泡群尾迹阻力模型^[9]和情况 4 的阻力模型 $C_D=1/9Eo^{0.5}$.结果发现,气泡群尾迹阻力模型对气含率的分布结果有所改善,而得到的气泡速度却不合理;阻力模型 $C_D=1/9Eo^{0.5}$ 得出的结果在这两方面都与实验结果比较接近.这说明该阻力模型适用于多个大气泡在高黏度液态金属中的流动模拟.由于本模型中假设气体一离开喷孔即分裂为小气泡,忽略了连续射流初始段,模拟结果和实验值在靠近喷孔处有较大差异.另外在靠近喷孔处气泡正在迅速膨胀长大,测量的气泡在中心线上的上升速度不只是气泡上升速度,还包括气泡长大速度,故比计算值大得多.由图 2 可知,入口处气泡群在浮力作用下先慢慢加速,而后又在阻力作用下缓慢减速.当阻力和浮力达到平衡时,气泡达到稳定的终端速度.

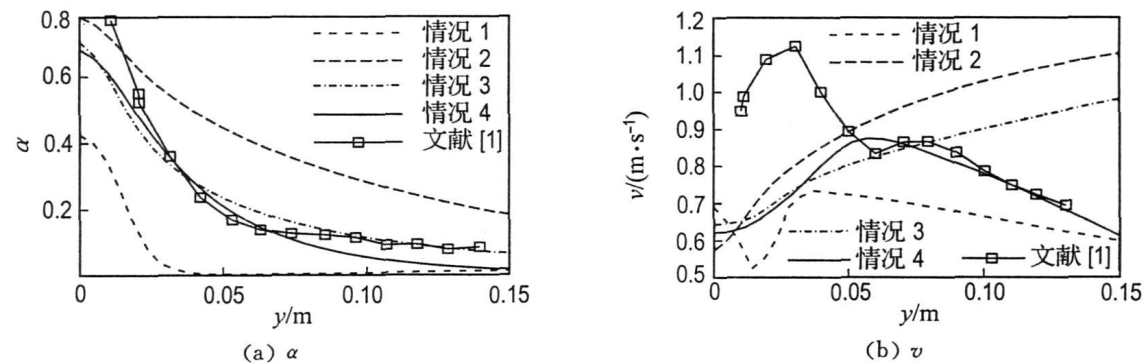


图 2 气含率及气泡上升速度在轴线上分布的模拟预测值与文献 [1] 实验测量值的比较
Fig. 2 Comparison of predicted gas volume fraction and bubble rising velocity with experimental data of Lit. [1] along the axis

图 3 给出了 5 种不同作用力系数选取情况下,气含率在两个不同轴向位置的分布与实验测量值的对比. 由图看出,随着升力系数的增加,气含率由单峰而变为双峰结构,升力系数越大,双峰点离中心线越远,说明气泡向外侧移动越大,同时变形也大. 并且,气含率在中心线两侧并不对称,可以证明气泡在上升过程中,并不是沿着中心线上升,而是螺旋上升的,说明该模型不用轴对称模型而用二维平面模型是正确的. 5 种情况中,情况 5 与实验测量值最符合. 说明此时作用力系数最合适.

图 4 给出了 5 种不同作用力系数条件下,不同轴向位置处气泡的垂向上升速度与实验测量值的对比. 由图可见,5 种情况下,速度预测值与实验测量值趋势相同,均在中心线上(或略偏于中心线)有速度最大值. 随着径向距离的增加,速度逐渐减小;随着升力系数的增加,中心线上的速度值减小,而偏离中心线的速度有所增加,这说明升力系数增加时,气泡偏离中心线的比例增加,则中心线上阻力与浮力之比增加,而偏离中心线处气泡增多,浮力增大. 相比之下,情况 5 与实验结果符合更好.

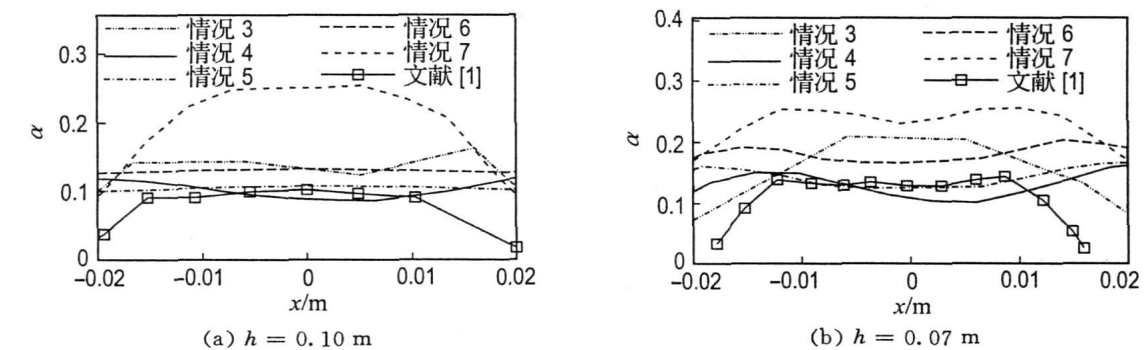


图 3 不同高度气含率分布的模拟预测值与文献 [1] 实验值的比较

Fig. 3 Comparison of predicted gas volume fraction with experimental data of Lit. [1] at different heights

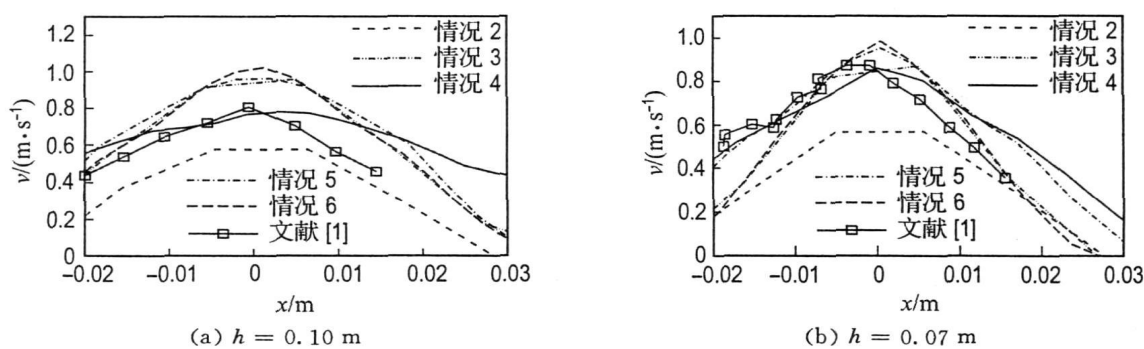


图 4 不同高度气泡上升速度模拟预测值与文献 [1] 实验值的比较

Fig. 4 Comparison of predicted bubble rising velocity with experimental data of Lit. [1] at different heights

图 5 为情况 5 条件下流体速度矢量图. 由图可以看出, 气泡的向上运动带动了初始静止的液体运动; 靠近中心线处的液体在气泡的作用下向上运动, 而在近壁处则向下运动, 在中心线与两壁之间形成旋涡, 且有液体的回流流动.

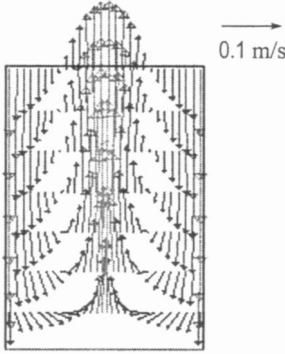


图 5 液态流场矢量图

Fig. 5 Vector of velocity of liquid

3 结 语

本文应用商业软件 FLUENT, 数值模拟了液态金属中气体射流两相流, 并将模拟结果与文献 [1] 实验结果进行了对比. 结果表明在同时考虑气液两相湍流脉动, 且正确给出相间作用力系数时, 两相流数值模拟预测值与实验结果相接近, 该结果将为液态金属中气体射流两相流的 CFD 模拟提供一定的理论依据.

参考文献:

[1] MAN ABU I, HIRO HILO T, HIDEO T. Bubble and

liquid flow characteristics in a Wood's metal bath stirred by bottom helium gas injection [J]. *Metal and Mater Trans B*, 1997, **28B**(12): 1053-1061

[2] MARTIN M, RENDUELES M, DIAZ M. Global and local mixing determinations for steel converter analysis [J]. *Chem Eng Sci*, 2005, **60**(21): 5781-5791

[3] XIA J L, AHOKAINEN T, HOLAPPA L. Modelling of flows in a ladle with gas stirred liquid wood's metal [C]// *Second International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries*. Melbourne: CSIRO, 1999 187-192

[4] 詹树华, 欧俭平, 赖朝彬. 两种浸入式侧吹模式下的熔池搅拌现象 [J]. *中南大学学报 (自然科学版)*, 2005, **36**(1): 49-54

[5] BUWA V V, RANADE V V. Dynamics of gas-liquid flow in a rectangular bubble column: experiments and single /multi-group CFD simulations [J]. *Chem Eng Sci*, 2002, **57** 4715-4736

[6] LANE G L, SCHWARZ M P, EVANS G M. Predicting gas-liquid flow in a mechanically stirred tank [J]. *Appl Math Modelling*, 2002, **26** 223-235

[7] DEEN N G, SOLBERG T, HJERTAGER B H. Large eddy simulation of the gas-liquid flow in a square-cross-sectioned bubble column [J]. *Chem Eng Sci*, 2001, **56** 6341-6349

[8] Fluent. *FLUENT 6.0 User's Guide Volume 10.4* [M]. USA: Fluent, 2001

[9] ISHII M, ZUBER N. Drag coefficient and relative velocity in bubbly, droplet or particulate flows [J]. *AIChE J*, 1979, **25** 843-855

Numerical simulation of turbulent flow processes of gas jetting into metal melt

LIU Hong¹, XIE Mao-zhao^{* 1}, WANG De-qing²

(1. School of Energy and Power Eng., Dalian Univ. of Technol., Dalian 116024, China;

2. College of Mater. Sci. and Eng., Dalian Jiaotong Univ., Dalian 116028, China)

Abstract The Eulerian-Eulerian two-fluid model was used to simulate the flow processes and bubble distribution of gas jetting into metal melt. A two-phase version of the $k-X$ turbulence model was applied to the liquid and gas bubbles respectively. Effects of the inter-phase momentum exchange were examined with the emphasis on the influence of drag and lift forces. Results show that the metallic flow field in the ladle is stirred by gas injection, and that gas volume fraction decreases abruptly near the nozzle while it decreases gradually with increasing axial distance from the nozzle exit. Reasonable agreements between computational results and the experimental data from the literature were obtained by properly turning the drag and lift coefficients.

Key words gas-liquid flow; jetting; gas volume fraction; two-fluid model