

· 试验研究 ·

100 t 顶吹转炉三维可压缩流场的数值模拟

解家英 张利君 宁林新 王凤琴
(首钢技术研究院,北京 100043)

摘要 通过利用 Fluent 流体软件及标准 $k-\varepsilon$ 方程模型,研究氧气压力(11.46×10^5 Pa 和 6.88×10^5 Pa)及氧枪位置(1.2~1.5 m)对钢厂 100 t 顶吹转炉氧枪射流特性及钢液表面冲击的影响。结果表明,随氧气压力的增大,氧气在转炉内高速区范围变大,射流核心段长度变长,且气流的压能增加;氧气压力为 11.46×10^5 Pa 时,当枪位由 1.2 m 提到 1.5 m 时,钢液表面氧气流最大冲击速度由 240 m/s 降低至 194 m/s,高速区面积减少,钢液凹坑深度由 0.37~0.43 m 降至 0.30~0.36 m,同时凹坑最大直径由 0.70~0.80 m 增至 0.80~0.95 m。

关键词 100 t 顶吹转炉 氧枪 射流特性 数值模拟 枪位 氧气压力 钢液凹坑

Numerical Simulation of Three Dimensional Compressible Fluid Flow of 100 t Top-Blown Oxygen Converter

Xie Jiaying, Zhang Lijun, Ning Linxin and Wang Fengqin
(Shougang Technology Institute, Beijing 100043)

Abstract The influence of oxygen pressure (11.46×10^5 Pa and 6.88×10^5 Pa) and oxygen lance level (1.2~1.5 m) on jet characteristics and impact of liquid surface of 100 t top-blown oxygen converter at steel works is studied by using Fluent fluid software and standard $k-\varepsilon$ turbulence model. Results show that with increasing oxygen pressure the high speed region of oxygen in converter enlarges, the length of jet key area increases and the pressure energy of jet enhances; with oxygen pressure 11.46×10^5 Pa, as oxygen lance level is raised from 1.2 m to 1.5 m, the max impact speed of oxygen flow at liquid surface decreases from 240 m/s to 194 m/s and the high speed region reduces, the depth of liquid cavity decreases from 0.37~0.43 m to 0.30~0.36 m while the max diameter of liquid cavity enlarges from 0.70~0.80 m to 0.80~0.95 m.

Material Index 100 t Top-Blown Oxygen Converter, Oxygen Lance, Jet Characteristics, Numerical Simulation, Lance Level, Oxygen Pressure, Liquid Cavity

氧枪射流对熔池搅拌效果的强弱、熔池运动的均匀程度直接影响到熔池的反应和升温速率的快慢。在实际转炉生产过程中,由于射流与熔池冲击作用较强,射流的能量损失较大,用于熔池搅拌的能量仅为氧枪射流的 10%~20%。因此,研究转炉内氧枪射流与熔池间相互作用以及转炉熔池流动情况,有利于深入研究氧枪射流与熔池的作用机理,提高氧枪射流能量的利用率,改善熔池搅拌效果^[1-3]。

对射流的研究主要为水模拟和数值模拟两种方法。在对射流作用下熔池状况的研究方面,水模拟一直占据着主要地位^[4]。但是由于水模拟试验中测量手段的限制,所以通过水模拟研究射流作用下的多相流情况具有局限性。伴随着计算机能力的提高及大型商业化数值模拟软件的出现,数值模拟成为研究射流的新方法。大多射流的模拟集中在对自由射流特性的研究,对射流特性的研究可以优化氧枪结构,但对于射流变化对熔池多相流的研究较少^[2]。为研究氧气入口压力及氧枪位置对射流特性及钢液的影响,本文利用 Fluent 商业软件,在钢厂

四孔氧枪结构的基础上,建立了三维数值模型,对转炉炼钢中的射流特性及钢液表面凹坑进行了数值模拟研究,所得结论为氧气操作工艺的优化提供了可靠的理论依据。

1 模型的建立

1.1 几何模型

图 1 为 100 t 转炉以及四孔拉瓦尔氧枪的几何示意图,其中氧枪轴线与喷口轴线的夹角为 13° ,喉口直径 36.6 mm,喉口长度 5 mm,喷头出口直径 47.6 mm。

1.2 数学模型描述

在顶吹模型中,由于氧枪射流为超音速射流,在氧枪出口处,气流的马赫数达到 2 左右,气流可压缩性对气流的衰减规律影响很大,因此模型中气体射流必须以可压缩气体来处理。气体射流遵循连续性方程、动量守恒,能量守恒和气体状态方程^[5]。

$$\text{连续性方程: } \frac{\partial \rho_g}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_g \vec{u}_g) = 0 \quad (1)$$

动量守恒方程:

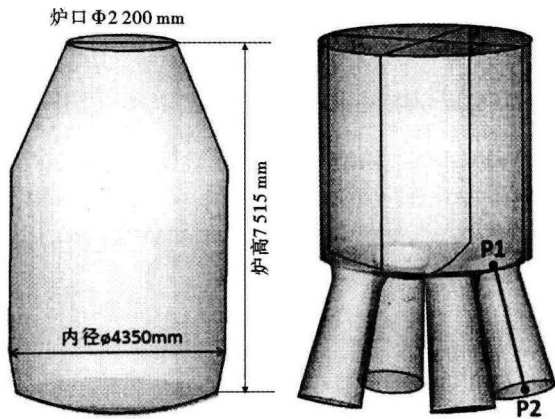


图 1 100 t 顶吹转炉及氧枪物理模型

Fig. 1 Physical model of 100 t top-blown oxygen converter and oxygen lance

$$\frac{\partial(\rho_g \vec{u}_g)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_g \vec{u}_g) = -\nabla P + \mu_{\text{eff}} \nabla^2 \vec{u}_g + \rho_g \quad (2)$$

能量守恒方程:

$$\frac{\partial(\rho_g T)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_g \vec{u}_g T) = k_{\text{eff}} \nabla^2 T \quad (3)$$

理想气体状态方程:
$$\rho_g = \frac{P}{\frac{R}{M_w} T} \quad (4)$$

$$k_{\text{eff}} = \frac{\lambda}{c_p} + \frac{\mu_t}{Pr_t} \quad (5)$$

式中: ρ_g -射流氧气密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$); \vec{u}_g -气流速度矢量/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$); $\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_t$, μ_t -湍流粘度系数; M_w -摩尔分子质量/($\text{kg} \cdot \text{mol}^{-1}$); P -理想气体压强/Pa; Pr_t -普朗特常数; T -气体温度/K; R -气体常数。

1.3 初始和边界条件

(1) 入口边界条件采用压力入口, 表压分别为 11.46×10^5 Pa、 6.88×10^5 Pa; (2) 出口采用压力出口边界条件, 设定表压值为 1.01×10^5 Pa; (3) 转炉壁面采用无滑移边界条件, 近壁面处采用标准壁面函数处理; (4) 入口氧气温度为 390 K, 绝热指数 $k = 1.4$ 。

本模拟采用非稳态湍流模型, 用非耦合、隐式求解法计算。与不可压缩流体湍流运动相比, 湍流方程中考虑了可压缩流体在较高马赫数下由于扩张耗散引起的湍动能损失。整个计算域采用 $k-\varepsilon$ 模型计算^[6]。

本模拟采用非稳态湍流模型, 用非耦合、隐式求解法计算。与不可压缩流体湍流运动相比, 湍流方程中考虑了可压缩流体在较高马赫数下由于扩张耗散引起的湍动能损失。整个计算域采用 $k-\varepsilon$ 模型计算^[6]。

2 计算结果与讨论

2.1 氧气压力对氧气射流的影响

图 2(a) 中氧气压力分别为 11.46×10^5 Pa 和 6.88×10^5 Pa 时, 拉瓦尔管轴线上氧气流速度的变化 (P1 为拉瓦尔管入口中心点, 如图 1)。由图 1 可知, 在不同入口氧气压力下, 气体在拉瓦尔管中的速度基本一致, 仅在氧枪出口处由于受炉内压力的影响, 速度有较小的区别。这表明氧气在氧枪内的速度与尺寸相关, 因此改变入口氧气压力对氧气在拉瓦尔管内速度分布无影响。

图 2(b) 为氧气压力分别为 11.46×10^5 Pa 和 6.88×10^5 Pa 时, 拉瓦尔管中心轴线上氧气流压强的变化。由图 2(b) 可知, 不同的入口氧气压力对拉瓦尔管内压强分布影响明显, 入口氧气压力为 11.46×10^5 Pa 时, 氧枪出口压强为 1.66×10^5 Pa; 入口氧气压力为 6.88×10^5 Pa 时, 氧枪出口压强降为 1.02×10^5 Pa。

图 3(a, b) 分别为氧气压力为 11.46×10^5 Pa 和 6.88×10^5 Pa 时, 氧气在转炉内的速度分布, 图 3(c) 为不同氧气压力下, 氧气在转炉内速度的比较。由图 3(c) 可知, 入口氧气压力为 11.46×10^5 Pa 时, 氧气在出氧枪出口时速度为 535 m/s, 出口氧气压强为 1.66×10^5 Pa。由于出口氧气压力大于炉内氧气压力, 因此超音速氧气流离开氧枪后, 氧气体积迅速膨胀, 密度骤降, 氧气流速继续增加至 619 m/s。入口氧气压力为 6.88×10^5 Pa 时, 氧枪出口压强仅为 1.02×10^5 Pa, 氧枪出口处氧气流速增加至 542 m/s。这是一个临界氧气压力, 如果入口氧气压力继续减小, 则导致氧枪出口的压强小于炉内压强, 则产生的是压缩波而不是膨胀波, 容易出现激波现象, 无法保证氧气射流有足够的冲力。比较

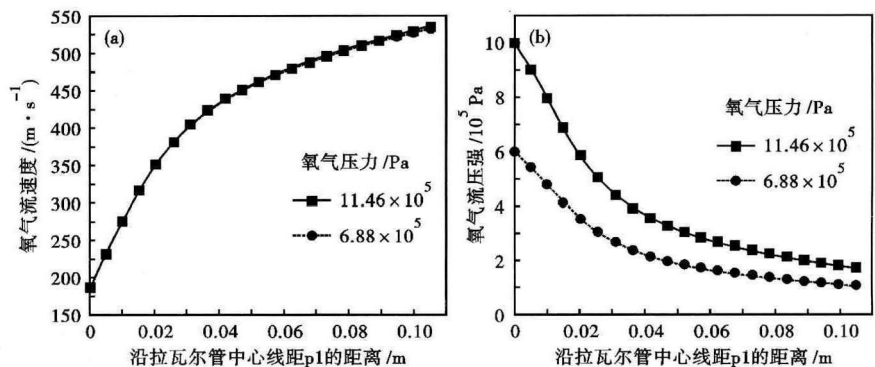


图 2 不同入口压力下拉瓦尔管轴线上氧气流速度(a)和压强(b)的分布

Fig. 2 Distribution of speed (a) and pressure (b) of oxygen flow along axis of Laval nozzle with different inlet pressure

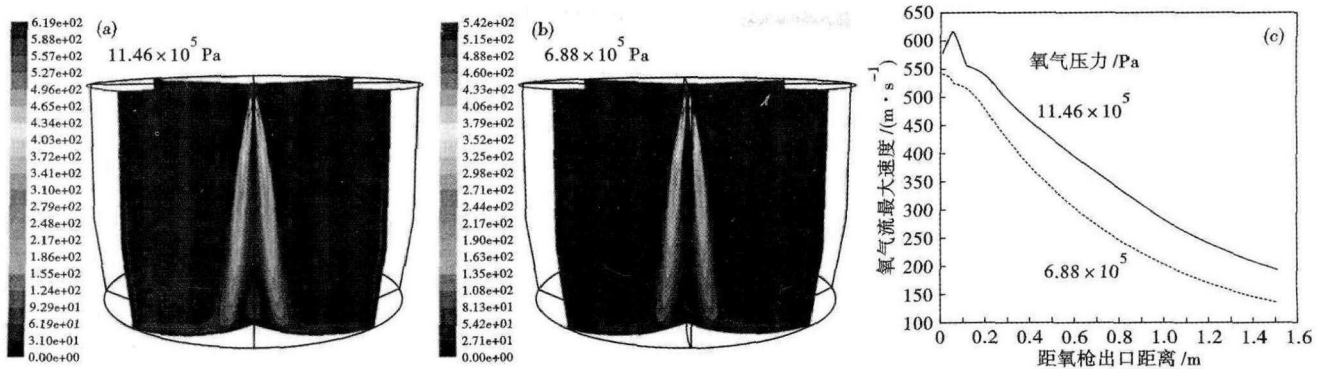


图3 氧气压力为 11.46×10^5 Pa (a) 和 6.88×10^5 Pa (b) 时转炉内氧气速度分布云图和分布曲线 (c)

Fig. 3 Oxygen speed cloud figure in converter with oxygen pressure 11.46×10^5 Pa (a) and 6.88×10^5 Pa (b), and distribution curves of oxygen speed (c)

不同氧气压力下的氧气在炉内速度分布可知,随着氧气压力的增大,氧气在转炉内高速区范围变大,射流核心段长度变长。

2.2 枪位对氧气射流的影响

本计算模拟了入口氧气压力为 11.46×10^5 Pa 时,枪位分别为 1.2, 1.3, 1.4, 1.5 m 时,氧气在钢液表面位置处的速度分布情况。图 4 曲线右侧为转炉内钢液表面的水平截面,取中心点 q1 到转炉侧壁 q2 点间的直线进行速度分析。

由图 4 曲线可知,钢液表面氧气流的最大速度随枪位的提高逐渐减小,这对冲击深度和冲击面积的影响较大。同时由于射流中心速度的衰减和射流的扩散,氧气流速度随着枪位的升高,其对应的低速等速线所包围的面积增加,高速等速线所包围的面积减少。

2.3 枪位对冲击深度及面积的影响

根据以上氧枪射流的计算结果,取氧气压力为 11.46×10^5 Pa,枪位分别为 1.2 m 和 1.5 m 时距钢液面 0.5 m 处的氧气速度场,将该速度场作为多相

流计算中的入口边界进行 VOF 多相流计算。

图 5 (a,b) 为过某一拉瓦尔管轴线纵截面的相分布云图,其中灰色为钢液,黑色为气体。从图 5 中看出,在氧气流的冲击下,钢液表面形成了一定的冲击深度和冲击范围,一定半径内的钢水液面下凹,形

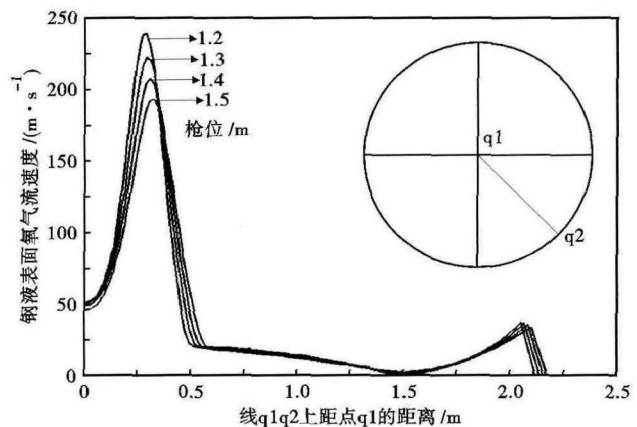


图4 枪位对转炉内钢液表面处氧气流速的影响

Fig. 4 Effect of lance level on oxygen flow speed at surface of liquid in converter

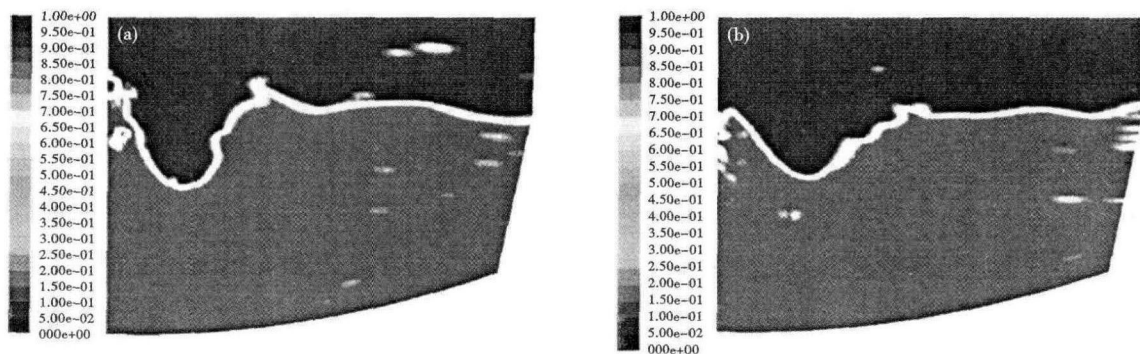


图5 沿拉瓦尔管轴线纵截面相分布云图, $t = 33$ s; 枪位 (a) 1.2 m; (b) 1.5 m

Fig. 5 Contours of phase distribution at longitudinal section along axial of Laval nozzle, $t = 33$ s; lance level (a) 1.2 m; (b) 1.5 m

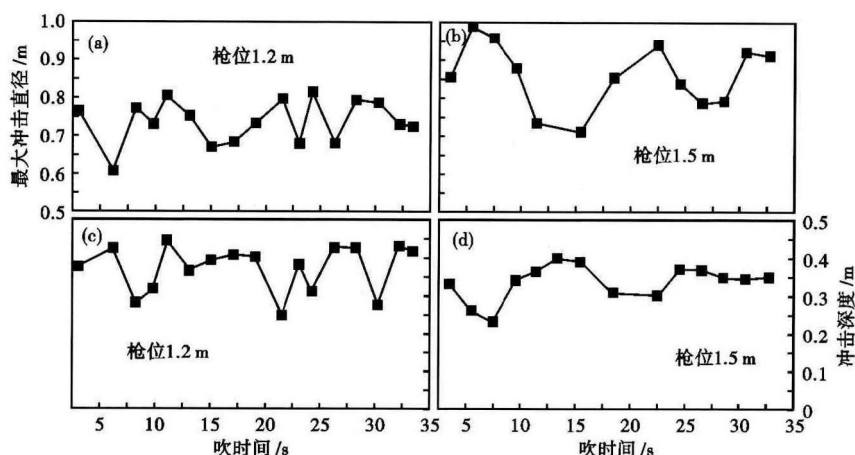


图 6 凹坑最大冲击直径(a)(b)和深度(c)(d)随吹氧时间的变化,枪位:(a)(c) 1.2 m;(b)(d)1.5 m

Fig. 6 Change of max impact diameter (a) (b) and impact depth (c) (d) of cavity in liquid with oxygen blowing time, lance level: (a) (c) 1.2 m; (b) (d) 1.5 m

成了凹坑。当供氧压力一定时,若喷头距液面较近,则对液面的冲击速度较大,有效冲击面积较小,冲击深度较深。若喷头距液面较高,则对液面的冲击速度减小,有效冲击面积增大,冲击深度减小。

图 6(a,b)为不同枪位时凹坑直径随吹氧时间的变化,由图 6(a,b)可知,凹坑最大冲击直径随着吹氧时间发生波动,枪位为 1.2 m 时,凹坑最大冲击直径波动范围为 0.70 ~ 0.80 m;枪位为 1.5 m 时,凹坑最大冲击直径波动范围为 0.80 ~ 0.95 m。

图 6(c,d)为不同枪位时凹坑深度随吹氧时间的变化曲线。在吹氧时间为 0 ~ 33 s,冲击深度随着吹氧时间而发生变化,枪位为 1.2 m 时,冲击深度变化范围为 0.37 ~ 0.43 m;枪位为 1.5 m 时,冲击深度变化范围为 0.30 ~ 0.36 m,且当吹氧时间大于 25 s 后,冲击深度变化较小。

3 结论

(1) 改变拉瓦尔管入口氧气压力对拉瓦尔管内氧气速度分布无影响,但对拉瓦尔管内压强分布影响明显。因此为了避免激波的产生,操作时适当提高入口氧气压力,使出口压强大于炉内压强,这样产生膨胀波而不是压缩波,以保证氧气射流有足够的冲力。

(2) 随着氧气压力的增大,氧气在转炉内高速

区范围变大,射流核心段长度变长。氧气压力对钢液表面处氧气流冲击速度影响较大,氧气压力大的冲击速度大,冲击深度深,需注意射流对炉底的影响。

(3) 氧气压力为 11.46×10^5 Pa 时,枪位分别为 1.2, 1.3, 1.4, 1.5 m 时,顶吹对熔池的冲击,钢液表面氧气流最大冲击速度分别为 240, 223, 208, 194 m/s。随枪位的提高,钢液表面氧气流的最大速度逐渐减小,低速等速线所包围的面积增加,高速等速线所包围的面积减少。

(4) 随着枪位的提高,钢液表面凹坑的深度变小,但是直径变大。枪位为 1.2 m 时,凹坑最大直径波动范围为 0.70 ~ 0.80 m,凹坑深度变化范围为 0.37 ~ 0.43 m;枪位为 1.5 m 时,凹坑最大冲击直径波动范围为 0.80 ~ 0.95 m,凹坑深度变化范围为 0.30 ~ 0.36 m。

参考文献

- [1] 吴凤林,蔡扶时. 顶吹转炉氧枪设计[M]. 北京:冶金工业出版社,1982:208-209.
- [2] Ersson M, Tillander A, Jansson L. A Mathematical Model of an Impinging Air Jet on a Water Surface [J]. ISIJ International, 2008, 48 (4): 377-384.
- [3] Wang W J, Yuan Z F, Matsuura H, et al. Three-dimensional Compressible Flow Simulation of Top-blown Multiple Jets in Converter [J]. ISIJ International, 2010, 50(4): 491-500.
- [4] Yang W Y, Ding Y L, Wang M L, et al. Water Modeling of Interaction between Jets from Multi-nozzle Lance and Bath in Large Converter [J]. Iron and Steel, 2004, 39(3): 16-19.
- [5] 娄文涛,李勇,朱苗勇. 顶底复吹转炉内气液两相流行为的数值模拟[J]. 过程工程学报, 2011, 11(6): 926-932.
- [6] 蒋国璋,孔建益,李公法,等. 中间包流场的数值模拟及其优化[J]. 中国冶金, 2008, 18(2): 46-50.

解家英(1975-),女,博士(瑞典皇家工学院),高级工程师,1997年内蒙古科技大学(本科)毕业,钢铁冶金仿真技术研究。E-mail: jyxie2002@sina.com

收稿日期:2014-04-17