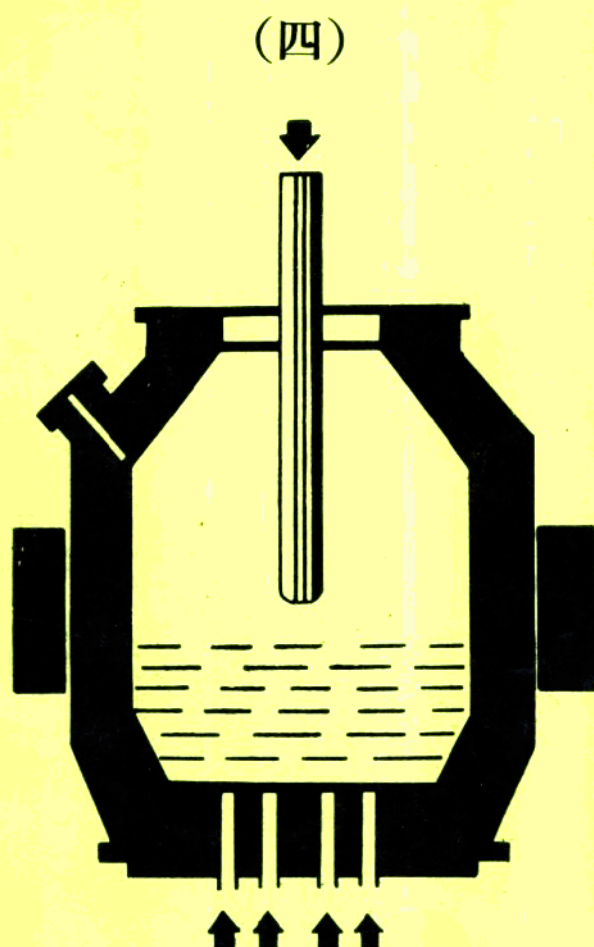


国外转炉顶底复合吹炼技术



钢铁研究总院
北京·1989年11月

国外转炉顶底复合吹炼技术

(四)

主 编 朱文佳 李继宗 幸 超

技术指导 邓开文

钢铁研究总院
北京·1989年11月

1989年11月

目 录

一、实验研究

1. 复合吹炼底吹参数的选择 (1)
2. 转炉底吹熔池穿透的预防 (6)
3. 转炉底吹风嘴双相流工作参数 (7)
4. 底吹转炉熔池水力学模拟问题 (9)
5. 底吹圆筒熔池内水射流和水-空气系气泡射流的流动特性 (11)
6. 转炉粉尘的发生机理 (17)
7. 影响顶底吹转炉中铬矿石熔融还原速度因素的定量化 (22)
8. 强搅拌熔池中锰烧结矿的熔融还原反应 (28)
9. 强搅拌熔池中铬矿球团的熔融还原反应 (34)

二、吹炼技术与工艺控制

10. 川崎钢铁公司的顶底复吹工艺 (41)
11. LTV CLEVELAND 2号BOF的LD—KGC底吹搅拌 (45)
12. 用数模控制转炉自动吹炼技术的开发 (49)
13. 氧气顶吹转炉熔池搅拌过程中氮的控制 (54)
14. 氧气炼钢工艺中氮的来源及其控制 (59)
15. 转炉精炼预处理铁水技术 (63)
16. 铁水预处理和熔融还原新炼钢工艺的工业化 (68)
17. 影响复吹转炉铁水用量的工艺参数 (74)
18. 蒂森TBM复吹转炉使用经处理的工艺粉尘 (76)
19. 格奥尔格马利安冶金厂利用底吹风嘴往转炉喷吹除尘器粉尘 (80)

三、二次燃烧技术

20. 顶底吹转炉中二次燃烧技术的开发 (85)

21. DOFASCO的二次燃烧技术 (91)
22. 在6吨试验性氧气转炉中研究二次燃烧机理 (95)
23. 双流道氧枪复吹转炉 (99)

四、耐火材料

24. 复吹转炉耐火材料生产和使用的经验总结 (103)
25. Algoma第二炼钢厂炉衬寿命的最佳化 (115)
26. 吹炼预处理铁水的转炉用炉衬材料 (118)
- ✓ 27. 精炼金属用多孔塞的设计和使用(I) (122)
- ✓ 28. 精炼金属用多孔塞的设计和使用(II) (126)
29. 转炉出钢口用耐火材料的改进 (131)
30. 转炉内衬不定形耐火材料的技术可能性 (133)
31. $MgO-C$ 砖的氧化和内部反应 (139)
32. 含碳耐火材料在高温下的行为 (140)
33. 关于镁碳质耐火材料高温反应的实验室研究 (141)
34. $MgO-CaO$ 系熟料的特性及耐蚀性 (142)
- ✓ 35. 高寿命复吹转炉的实现 (143)
36. 采用冷却炉壳和单层旋砌炉衬提高炉体寿命 (144)
37. 硅酸盐结合喷补料 (145)
38. 往热喷补浆中添加白云石料的效果 (146)

五、机械设备负荷与寿命

39. 延长转炉机械设备寿命技术的进步 (147)
40. 底吹转炉熔池和炉体振荡的流体动力学特性关系 (153)
41. 提高底吹氧复吹转炉主要部位的稳定性 (155)

六、一般论述

42. 北美氧气转炉炼钢综述 (159)
43. 在顶底吹转炉中底吹 CO 气体 (161)
44. Middletown厂碱性氧气转炉独特的底吹性能 (167)
45. K(M)S炼钢过程在Klockner钢公司Georgsmarienhutte钢厂的发展 (173)
46. 加拿大Dofasco钢公司300吨K—OBM转炉试车 (176)

47. Dofasco 300吨LD转炉改装成K—OBM.....	(182)
48. 关于转炉车间的设计.....	(186)
49. 转炉炼钢方法的分类.....	(187)
50. 国际氧气转炉炼钢会议	(189)

七、OBM/Q—BOP国际会议文献

51. 底部风嘴最小气量同各操作参数的关系	(191)
52. Q—BOP、K—BOP炉风嘴耐火材料和操作技术的改进.....	(193)
53. 铁水预处理用于Q—BOP炉	(197)
54. OBM炼钢车间使用含磷0.85%铁水的生产情况.....	(201)
55. 加拿大QIT公司K—OBM工艺的操作结果	(205)
56. 新西兰钢厂操作和设计参数对转炉作业的影响	(210)
57. 新西兰钢厂冶金操作参数对控制K—OBM氧枪和炉口粘废钢的影响.....	(215)
58. 钢厂中废气分析的应用	(219)
59. 为二次燃烧的目的使用侧喷嘴或顶枪所取得的结果	(224)
60. 用KMS法在转炉内预热废钢的经济分析.....	(228)
61. 废钢预热应用于复合吹炼的经济分析	(230)
62. 将平炉炼钢厂改造成K—OBM/KMS厂.....	(234)
63. 马克斯许特炼钢厂的新操作结果.....	(238)
64. 马克斯许特厂K—OBM和KMS炉在降低操作成本方面的成就.....	(239)
65. 复吹转炉用镁碳耐火材料的新进展	(241)
66. 碳结合熔融镁砖的新发展及其生产操作	(247)
67. OBM/KMS转炉和炉底的耐火材料内衬	(251)
68. 复吹转炉风嘴区域附近镁碳砖的侵蚀及其对产品性能的影响.....	(256)

八、专 利 文 献

- 1) 顶底复吹转炉炼钢法 (261)
- 2) 顶底吹转炉精炼法 (264)
- 3) 吹气风嘴 (267)
- 4) 转炉排气处理装置的密封操作方法 (270)
- 5) 转炉排气处理装置的裙罩密封装置 (272)
- 6) 冶金炉的副原料装料口 (274)
- 7) 水冷氧枪 (276)
- 8) 倾动炉的炉口密封装置 (280)
- 9) 倾动炉的炉口密封装置 (283)
- 10) 转炉造渣控制法 (286)
- 11) 搪瓷用钢的转炉冶炼法 (289)
- 12) 促进

氧气顶吹转炉炼钢脱硫的方法 (293) 13)吹气体用风嘴 (294) 14)精炼炉吹入气体流量控制方法 (297) 15)精炼炉吹入气体流量的控制方法 (302) 16)铁水加碳的热补偿炼钢法 (305) 17)转炉废气处理的炉压控制方法 (309) 18)金属液容器的出钢口 (311) 19)转炉渣的处理装置 (314) 20)转炉废气回收控制方法 (316) 21)转炉废气处理装置的转炉炉口与裙罩间的密封装置 (318) 22)转炉炼钢法 (321) 23)炼钢法 (322) 24)清除转炉炉口粘积液的装置 (328)

1. 复合吹炼底吹参数的选择

S.C.Koria 等

顶底复合吹炼一个重要条件是底吹气体参数的选择。本文研究了在没有化学反应的条件下,气体搅拌对物质交换产生的影响以及与底吹气体速度、风嘴数量及风嘴排列的关系。根据研究结果提出了最大和最小喷吹速度、风嘴节圆直径的计算公式,为浅熔池复合吹炼转炉提供最佳混合条件。进一步研究表明,在选择风嘴直径和风嘴数量时必须保证在吹炼过程中不发生喷吹气体的间断。

符 号

A ——公式(7)的前置指数;

C_{∞} ——平衡浓度;

C_t ——任一时间的浓度;

C_0 ——原始浓度;

d ——风嘴节圆直径;

d_s ——风嘴直径;

D ——熔池直径;

g ——重力加速度;

H ——熔池高度;

K' ——在 $\theta=2\pi$ 时速度常数;

K ——在 $\theta=0, \pi/2$ 和 π 时的速度常数;

K_{min} ——速度常数最小值;

L ——风嘴长度;

n ——公式(7)中指数;

N ——风嘴数量;

N_{fr} ——Froude修正数;

t ——时间;

t_m ——混合时间;

u ——表面速度;

V_s ——气体喷吹速度;

ε ——混合能;

ρ_g ——气体密度;

ρ_L ——液体密度;

θ ——风嘴弧度角。

1. 绪言

顶吹氧气底吹惰性气体的转炉正确选择底吹元件(多孔塞或风嘴)、喷吹元件数量和排列方式是顶底复合吹炼方法的重要条件。喷吹惰性气体是为改善熔池的混合状态从而增强物质传递反应速度。因此,对已知顶吹条件的转炉在选择底吹元件的数量和排列方式时必须同时考虑到混合和物质传递。

许多研究者在为复合吹炼转炉选择底吹元件时都以混合时间为准则。他们在冷模中模拟一个具体的复吹转炉对混合时间与底吹气体速度、风嘴数量及排列方式之间的关系进行测定。根据冷模拟试验数据提出许多复合吹炼方法并付诸实践。所有这些方法都由Lange在一次考察中予以描述。有趣的是文中提到,对相同起始成分的生铁采用不同数量的风嘴和不同排列方式的复合吹炼转炉在冶金特性(在相同碳含量的钢中比较钢中的氧和渣中的氧化铁)方面没有出现明显差异。

过去在选择底吹参数时,由于没有考虑到气体搅拌对物质传递的作用,在选择喷吹元件方面常常出现问题。

本试验在无化学反应的条件下通过冷模拟试验对各种喷吹速度、不同排列方式和不同数量的风嘴对渣和金属间物质传递的影响进行了研究。为此,对苯酸从水到油顶的传递与时间的关系进行了测定。通过为气体搅拌的风嘴排列方式及风嘴数量的选择对结果进行了分析。

2. 相似条件

在浸没喷吹气体的条件下熔池的液流和混合受气体喷吹速度控制。在模中的喷吹速度是通过完全相似的Froude修正数确定的。

Froude数定义为

$$N'_{Fr} = \rho_g u^2 / 2\rho_L gH \quad (1)$$

在模中通过风嘴喷入气体,对于每个风嘴内径为 d ,的 N 个风嘴的表面速度 u 公式为

$$u = 4\dot{V}_g / \pi d^2 N \quad (2)$$

联立公式(1)和(2)并整理得

$$N'_{Fr} = 0.811 \frac{\rho_g}{\rho_L} \cdot \frac{\dot{V}_g^2}{N^2 d^4 H \cdot g} \quad (3)$$

在一个特定的300 t顶底复合吹炼转炉中进行了实验,在顶吹氧气期间底吹氩气3~15 m³/min(相当于0.01~0.05 m³/(min·t))。风嘴数为8个,每个风嘴内径为8 mm。熔池高度1.8 m。引用上述实际数据用公式(3)计算出Froude修正数为0.125~3之间。

完全可以证实,喷吹气体对熔池冲击引起的搅拌作用是非常微弱的,因此在顶底复合吹炼过程中熔池的混合状态主要受底吹的气体控制,而顶枪只起供氧作用。根据上述理由,本冷模试验中气体只从容器底部喷入。风嘴内径为8 mm,采用上述Froude修正数范围(0.125~3)和其它与本试验有关的一些变量利用公式(3)得出当 $N=2.4$ 和8时冷模试验流量为1.39~5 L/min。

风嘴排列方式是模拟试验应该考虑的另一个重要参数。查文献得知,在实际复合吹炼转炉所采用的底吹惰性气体风嘴排列方式既有对称排列也有不对称排列。本试验采用环形排列。环形排列的特点在于风嘴排列的节圆直径和分布的弧度角不同。风嘴节圆直径由下列条件确定。

喷入气体的 N 个风嘴都排列在节圆直径上(PCD),从风嘴喷出的气体经过液体上浮并在熔池中形成一个循环流。为了使在熔池直径为 D 的熔池中得到均匀的混合条件,风嘴节圆直径应是:在节圆所包围的面积由于喷吹气体产生的液流应等于该圆外围面积的液流。由此得出下列公式

$$\pi d^2 = \pi (D^2 - d^2) \quad (4)$$

$$\text{或 } d = D/2^{\frac{1}{2}} = 0.71D \quad (5)$$

若满足公式(5)的标准,所有风嘴都必须喷出气体。在 $d=0.71D$ 时,通过一定的气体喷吹速度引起的搅拌强度必须在整个熔池中均匀分布,从而产生最大物质传递效果。试验结果证实了上述情况。该试验PCD在0.3D至0.8D之间改变。

3. 试验

在试验过程中对苯酸从水到油的传递速度与气体喷吹速度、风嘴数量和风嘴排列方式之间的关系进行测定。苯酸被溶解于水中,整个实验苯酸起始浓度都是3.9048 g/L。采用甲苯稀释后的重石蜡油。

图1为试验装置,全部试验都是在高度为240 mm、直径为200 mm的玻璃容器中进行的。容器的底盘可以更换。在底盘上按要求位置钻成0.8 mm直径的圆孔。本试验把这些孔称为风嘴。在试验期间各温度保持在30℃;气体为氮气,装置如图;气体流量是用一种带刻度的毛细管流量计测量;在水中的苯酸浓度用标准滴定法随时进行测定。

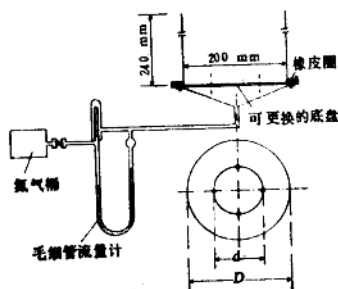


图1 研究溶质从水到油传质的试验装置

气体总流速在1.39~5 L/min之间改变,风嘴数量为2个、4个和8个(其相应气体喷吹速度的Froude修正数为0.089~2.886)。通过改变风嘴节圆直径和弧度角进行各种对称和不对称排列。

4. 试验结果

在试验过程中观察到,气体喷吹速度低于某一最小值时所有风嘴都不再喷出气体,这一最小值当 $N=2$ 时为0.5 L/min,当 $N=4$ 时为1.39 L/min,当 $N=8$ 时为2 L/min。采用这些喷吹速度值和风嘴数量通过公式(3)得出最小Froude数为0.0625。

随着气流量的增加气体喷吹速度增加,当增加到某一特定值时可看到油滴开始被带入水中,把这一值称为最大喷吹速度。最大喷吹速度值为: $N=2$ 时3.34 L/min, $N=4$ 时4.34 L/min, $N=8$ 时5 L/min。发现Froude数最大值与风嘴数量有关; $N=2$ 时为2.791, $N=4$ 时为1.178, $N=8$ 时为0.391。事实上一方面由于风嘴数量的增加每个风嘴的气体流量减少;另一方面则由于更大的油水界面受到上升气泡冲击导致(N_{cr})最大与风嘴数量的依从关系。

试验是在最小和在水项不出现油滴的最大喷吹速度范围进行物质传递测量的。

试验结果表明,苯酸从水到油的传递与气体喷吹速度、风嘴数量及风嘴排列方式有关。

图2~5表示由本试验得到的典型结果。

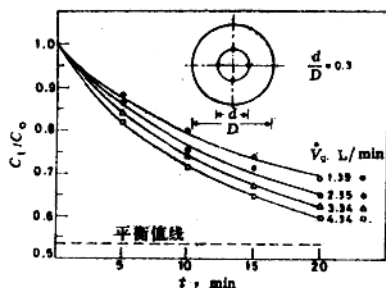


图2 在各种气体喷吹速度下水中苯酸分数浓度随时间的变化(4个风嘴对称排列)

一个典型的试验为:2.2 L的苯酸溶液被放入该试验容器中,容器中保持要求的气体流量。随后把500 mL的石蜡油靠容器壁缓慢地倒入该容器中,按规定的间隔时间用吸管吸出大约25 mL溶液用KOH标准溶液进行滴定。苯酸传递试验进行20 min。每次试验都用新苯酸溶液和新石蜡油。

用上述试验方法对喷吹速度,风嘴数量及风嘴排列方式对苯酸传递的影响进行了研究。

4.1 气体喷吹速度的影响

图2表示4个风嘴对称排列时气体喷吹速度对水中苯酸分数浓度随时间降低的影响。在任一时间苯酸分数浓度(C_1/C_0)都随喷吹速度的增加而降低。采用其它数量的风嘴和排列方式得到类似的曲线图。

4.2 风嘴节圆直径的影响

图3表示4个风嘴,排列弧度角 $\theta=2\pi$ 、喷吹速度为1.39 L/min时风嘴节圆直径对苯酸分数浓度(C_1/C_0)值随时间降低的影响。从图可

以看出, 在任一 d/D 值分数浓度(C_1/C_0)都随时间延长而降低。

有趣的是, 在时间一定时, 风嘴节圆直径在 $0.3D$ 至 $0.7D$ 之间 C_1/C_0 随着PCD的增大而降低, 但是当 $PCD=0.8D$ 时 C_1/C_0 反而升高。采用其它风嘴数量和喷吹速度得到的是类似的结果。这一结果证实与公式(5)得出的一致, 在 $d=0.7$ 时存在一个最大质量传递值。

4.3 风嘴数量的影响

图4表示 $d/D=0.3$ 和 0.7 时风嘴数量 N 对 C_1/C_0 随时间降低的影响。在任一 d/D 值, 当 N 从2增到4时在任一时间 C_1/C_0 的降低都比 N 从4到8时更为显著。其它喷吹速度和 d/D 值得到类似的曲线图。

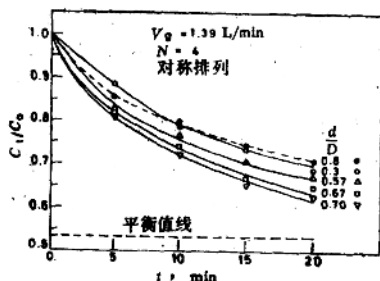


图3 在风嘴数量为4个、对称排列及喷吹速度不变时, 改变节圆直径, 苯酸在水中的分数浓度随时间的变化

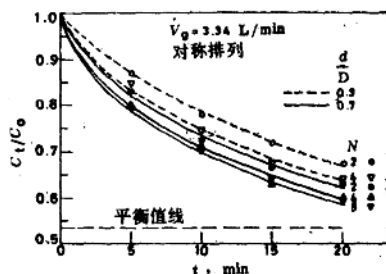


图4 风嘴排列方式同图2, 气体喷吹速度不变的条件下, 不同风嘴数量对苯酸在水中分数浓度随时间降低的影响

4.4 对称排列和不对称排列的影响

图5表示在喷吹速度为 3.34 L/min 时4个风嘴的不同排列方式对 C_1/C_0 随时间降低的影响。通过改变已知风嘴节圆直径的弧度角获得各种排列方式。在图中 $\theta=0, \pi/2$ 和 π 时为不对称排列, $\theta=2\pi$ 时为对称排列。当 $\theta=\pi$ 时 C_1/C_0 在任一时间降低都是最大。当 $\theta=\pi/2$ 和 2π 时 C_1/C_0 值的降低速度居 0 和 π 之间。采用其它喷吹速度和风嘴数量得到类似的变化。

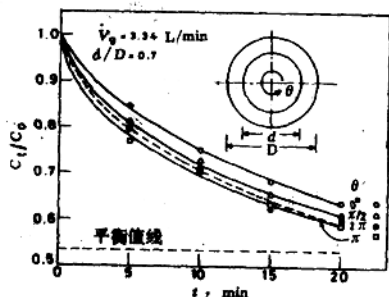


图5 气体喷吹速度和风嘴节圆直径不变, 对称($\theta=2\pi$)和不对称($\theta=0, \pi/2$ 和 π)排列对苯酸在水中分数浓度随时间降低的影响

4.5 速度常数的确定

从观察到没有油滴被带入水中可知, 本试验的物质传递主要靠苯酸从水到油的界面的扩散。在一定渣量的条件下速度常数由一次速度表达式估算

$$\ln \frac{C_1 - C_0}{C_0 - C_1} = K, \quad (6)$$

速度常数 K 决定熔池的混合状态。本试验测定的 C_0 值为 2.09 g/L 。

图6表示由本试验得到的典型的 $(C_1 - C_0) / (C_0 - C_0)$ 对时间的半对数线图。图中直线段是用最小平方分析法确定的。它们的斜度就是速度常数 K 。

图7(略)表示风嘴对称排列在不同喷吹速度下速度常数随 d/D 的变化关系。当 N 和 d/D 一定时, 利用 K 值的结果得到回归方程

$$K = AV_0^2 \quad (7)$$

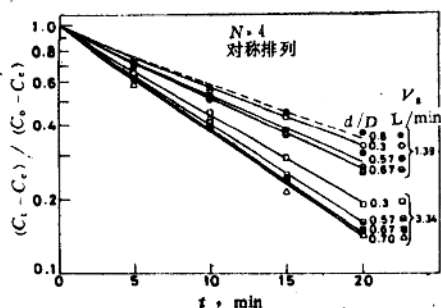


图6 用 $(C_1 - C_2) / (C_0 - C_2)$ 比值随时间的变化估算速度常数 (4个风嘴对称排列)

n 表示熔池混合强度。从观察没有油滴被带进水中可知 n 必然不变,由此可知 A 必然决定熔池混合强度(混合能)的分布,它又依赖于 K 和 d/D 。

根据上述论据做出 n 对风嘴数量 N 的线图(图8a,略)。实线代表下式的最小平方线

$$n = 0.4N^{0.003} \quad (8)$$

正如所料,该线指明 n 和 N 无关。进一步实验证实 n 值不取决于 N 。图中虚线是所有斜度的平均值,它是 $n=0.449$ 。

图8b(略)表示截矩 $A(\text{min})^{-1}$ 对 d/D 的线图。

图中 d/D 最高值只用到0.7。因为 $d/D \geq 0.7$ 时

速度常数降低,同时对混合条件而言也失去意义。试验结果得

$$A = 0.0531 (d/D)^{0.08} \quad N=2 \quad (9)$$

$$A = 0.0575 (d/D)^{0.12} \quad N=4 \text{ 和 } 8 \quad (10)$$

从上式得知只有 N 从2到4时 N 对熔池的混合强度的分布才有影响。进一步增加风嘴数量(从4到8), N 的有益影响消失。

把(9)、(10)或及 $n=0.449$ 值带入公式(7)得

$$K = 0.0531 (d/D)^{0.08} \dot{V}_g^{0.449} \quad N=2 \quad (11)$$

$$K = 0.0575 (d/D)^{0.12} \dot{V}_g^{0.449} \quad N=4 \text{ 和 } 8 \quad (12)$$

为使 K 单位为 min^{-1} ,公式(11)和(12)中 $\dot{V}_g$ 的单位用 L/min 。公式(11)和(12)的线图如图7(略)所示。由试验得来的一些点与用公式(11)和(12)得到的线十分吻合。

图9(略)和图10(略)分别表示4个风嘴和8个风嘴的对称和不对称的排列 K 值随 d/D 的变化。图中有两个引人注目的数值,一个是在 $\text{PCD}=0.7$ 时 K 值最大(与公式(5)一致)。另一个是对应于 $\theta=\pi$ 的4或8个风嘴的不对称排列,在全部 d/D 值的情况下速度常数 K 值都比 $\theta=0, \pi/2$ 和 2π 时高。

5. 讨论

试验结果表明,熔池的混合状态受风嘴速度和PCD叠加影响的控制。而叠加影响的大小取决于风嘴数量。在风嘴数量较少(本试验 $N=2$)时PCD对 K 值的影响(PCD指数为0.3)比风嘴数量多时($N=4$ 和8, $\text{PCD}=0.12$)影响大。而气体喷吹速度对 K 值的影响却与风嘴数量 N 无关(对 $N=2, 4$ 和8而言,式(11)和(12)中 $\dot{V}_g$ 指数都是0.449)。

进一步试验结果表明,随着风嘴数量的增加,喷吹速度对 K 值的影响比PCD对 K 值的影响更为明显。更确切的说,随着风嘴数量的增加,PCD对熔池混合状态的影响变成与风嘴数量无关($N=4$ 和8时PCD的指数都是0.12)。

6. 结论

为了确定复合吹炼转炉底吹气体参数的影响进行了试验研究。以速度常数作为熔池混合状态的指标。从试验观察得知,熔池混合状态由喷吹速度和风嘴节圆的叠加影响决定。随着风嘴数量的增加气体喷吹速度的影响比PCD更突出。最小和最大Froude数由最小和最大喷吹速度确定,实际测定的数据与用公式计算出来的数据比较一致。最后指出,气体喷吹速度

和PCD是控制熔池混合状态的最重要参数。风嘴数量和直径必须以这样方式选择,即在喷吹过程中保证不间断地喷射气体。

参考文献略。

摘译自《Ironmaking and Steelmaking》,

15 (1988), No. 3, 127~133.

王明超 译

2. 转炉底吹熔池穿透的预防

И.А.Талбыкин 等

底吹氧熔池中的传质现象在很大程度上取决于熔池的流体动力学状态,特别是喷吹时有无穿透现象。本工作的内容就是建立喷吹参数和预防穿透现象的条件之间的关系。在流体化学模型上进行了这项研究,装置中包括三个不同直径的熔池,其直径分别为102, 142和214 mm,还有底吹喷嘴、流量计、截止调节阀和二氧化碳气瓶。开始试验前,向熔池内加入0.1N氢氧化钠溶液,将熔池深度分别保持为184, 95和42 mm (深熔池 r , 中等深度 c 和浅熔池 M)。此外,试验中改变风嘴的数目和直径以及二氧化碳(净化了的气体)流量。熔池每次总共喷吹150 s,每15 s取样一次。用滴定法测定熔池喷吹吸收系数 η 。所得处理结果示于下图。

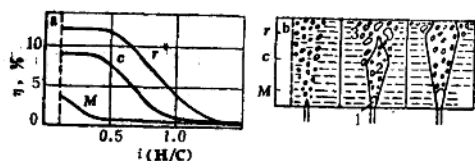


图 喷吹吸收系数 η 和初始冲量 i 的关系(a)

及喷吹制度定性图(b)

1—气体;2—气体中的液滴;3—气泡

选择风嘴出口处的流股冲量作为目标量,

因为它是影响喷吹区流体动力学的最重要的因素。顶吹熔池模型试验已有力地证实了这一点。在水力学模型上,用测定飞溅物的方法找到了熔池发生穿透的临界深度 h_{np} 和弗卢德数的关系

$$h_{np} = 5.07d (Fr')^{1/3} \quad (1)$$

式中, $Fr' = \rho_r \rho_{ж}^{-1} V^2 (gd)^{-1}$, d ——喷孔直径, U ——气体体积流量, g ——重力加速度;

$\rho_{ж}$, ρ_r ——喷孔出口处液体和气体的密度。

将冲量 $i_c = mw = \frac{\pi}{4} d^2 \rho_r w^2$ 代入式(1) (m ——气体质量流量, w ——气体在喷孔出口的速度)得

$$h_{np} = 5.49 \sqrt{i_c / (g \rho_{ж})} \quad (2)$$

这个关系式和描述气流自上垂直穿入液体的Б, Л, Марков式的区别仅为系数之差,即

$$L = 3.5 \sqrt{i_c / (g \rho_{ж})} \quad (3)$$

根据图中a部深熔池(r)的数据,设定穿透发生在冲量的某一最大点,超过该最大点喷吹吸

收系数开始下降, 得到

$$h_{np} = 5.1 \sqrt[3]{i_c / (g\rho_{\pi})} \quad (4)$$

式(4)中的系数误差 $\pm 8\%$ 。因此, 式(2)和(4)所得结果的差别可能达到22%。由于试验数据分散, 中等深度熔池的系数未能算出, 而浅熔池情况, 还由于曲线上没有转折点, 也未能定其相应的系数。

对钢液来说, 式(4)应为

$$h_{np} = 0.12 \sqrt[3]{i_c} = 0.12 \sqrt[3]{\frac{M}{n} w} \quad (5)$$

式中, M ——喷吹总质量流量; n ——风嘴数。

用式(5)算的结果在10 t转炉上已为试验数据证实。该式统一了表达熔池深度、喷吹流量、风嘴数目和直径以及风嘴前气压等各因素关系的方程组。

结论

得到了底吹氧-燃流股初始冲量和转炉无穿透熔池深度关系的方程式, 它能用来计算在不同流量和压力下的风嘴最佳数目。

译自 Изв. ВУЗ. Чер. Met. 1989, №1.

张荣生 译 牟慧妍 校

3. 转炉底吹风嘴双相流工作参数

В.А.Злобеев 等

转炉复吹炼钢工艺的新方案准备了炉底喷吹各种粉状物和气体(氧或氮)的混合物。为了向转炉炉底稳定地运送悬浮状的固体物质, 并建立最佳气、固物吹入熔池制度, 必须对各种情况下炉底风嘴双相流的参数(必须的气体初压和流股的参数)予以正确的估计。将研究底吹风嘴的几何尺寸、固体粒子的参数和喷吹制度对双相流参数的影响。

根据对给定喷孔形状(收缩-直筒形管的风嘴所作的试验结果, 进行了处理后所得到的计算方法, 用于对问题的分析。计算中有下列变量: 气体消耗(氧)和粉末消耗, 风嘴喷孔的直径和长度, 固体粒子的直径和平均质量直径, 转炉熔池深度(反压)。

下表是有关氧气风嘴喷孔的几何尺寸对吹气参数影响的结果。

对两种喷孔作了计算, 喷口圆筒部分的直径 D 分别为39和19 mm。设定了每个喷孔的长度 L 可在2.0~0.8 m之间变化。对两种喷孔采用了相同的气流单位断面气体量($\dot{m}_1$), 临界速度范围内为1060 kg/(m²·s)和临界速度范围前为530 kg/(m²·s)。外部压力(反压)为0.18 MPa。粉气质量流量比 w 是2和8。固体粒子平均质量直径 $d=100$ mm, 密度 $\rho_2=3000$ kg/m³。

上述计算结果说明, 当保持喷孔长度不变, 喷孔直径变化一倍引起所需起始压力的变化

$(m_1) \cdot v$ $kg/(m^2 \cdot s)$	W	D mm	$P_H, MPa(绝对)$			$P_H, MPa(绝对)$			$v_{2a}, m/s$			$v_{1a}, m/s$		
			L, m			L/D			L, m			L, m		
			2.0	1.4	0.8	80	50	20	2.0	1.4	0.8	2.0	1.4	0.8
530	2	38	0.49	0.47	0.44	0.53	0.49	0.43	144	143	139	192	192	192
		19	0.54	0.50	0.46	0.51	0.42	0.42	137	136	133	193	193	193
	8	38	0.88	0.84	0.80	0.93	0.87	0.79	109	109	106	175	175	176
		19	0.95	0.90	0.83	0.91	0.84	0.76	104	104	103	178	178	178
	2	38	0.98	0.95	0.90	1.06	0.97	0.89	170	169	166	282	282	282
		19	1.07	1.01	0.94	1.02	0.95	0.86	161	160	160	284	284	284
1060	8	38	1.83	1.76	1.67	1.93	1.82	1.67	122	122	120	266	266	266
		19	1.98	1.87	1.74	1.89	1.77	1.61	117	117	117	268	268	268

不显著, 当 $L=2$ m时, 最大的变化仅为10%。若将喷孔长度减至0.8 m, 则变化量 $<5\%$ 。显然, 喷孔绝对长度减少导致起始压力减小。然而, 当长径比 L/D 相同, 但直径不同的喷孔在流量 (m_1) , 和 W 相同时, 起始压力的差别仅为4%。喷孔长度不变时, 改变喷孔直径对双相流的冲量没有明显影响; 喷孔出口固体粒子速度 u_2 , 约变化5%, 而气体速度 u_1 , 变化小于2%。喷孔长度变化对流股参数的影响更小。

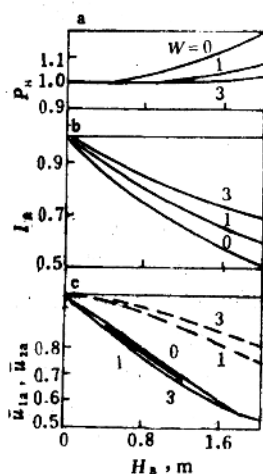


图1 熔池深度对相对变化的影响

a—喷孔前压; b—流股冲量; c—喷孔出口相速度
度 $\bar{u}_{2a}$ (—)和 $\bar{u}_{1a}$ (.....)

图1所表示的是喷孔前压, 流股冲量和喷孔出口处固相速度在气体的不同含粉量的情况下和转炉熔池深度的关系(喷孔的几何特性: $D=0.038$ m, $L=2$ m, 氧流量 0.6 kg/s)。可以看出, 若单纯吹气体, 喷孔长度增加到2 m时, 前压增加20%(图1a)。当气体内含有固体材料时, 该影响减弱。如当 $W=3$ 时, 喷孔长增至2 m, 前压仅增加2%。喷孔出来的流股的冲量随熔池深度的增加而显著减小, 当熔池深度 $H_B=2$ m, $W=0$ 时, 减小到原始量的52%, 而 $W=3$ 时则减小到原始量69%(图1b)。如图1c所示, 其原因是载气速度减小, 相应的固相速度也减小。

固体粒子的尺寸和密度对喷吹制度的影响是针对直径为0.027 m和长度为2 m的喷孔进行研究的。粒子的平均直径 d 变化于 $500 \sim 5 \mu m$ 之间, 而密度范围是 $\rho_s = 1500 \sim 4500$ kg/m³。

图2所示是相对起始气压(前压) P_{Hs}/P_{Hr} (P_{Hr} ——喷吹纯气体时的前压)和喷孔出口相对气体速度(u_1/u_r) a和固相速度(u_2/u_1)与在临界速度前粒子尺寸的关系($m_1/m_r = 0.49$, $\dot{m}_r$ ——纯气体的临界流量)。从图2a可见, 当气体中固体夹杂量不大 $W (=1)$ 时,

粒子尺寸对喷孔前压的影响不大, 然而当 $W=6$ 时, 粒子直径从500减小到5 μm , 前压大约增加27 %。这个影响在粒子直径 $<100 \mu\text{m}$ 的区间尤为强烈。在研究的范围内, 粒子尺寸对喷孔出口处粒子速度的影响是可观的(图2b), 当粒子尺寸减小时, 其出口增加约50 %, 而且最强的变化是在 $d<100 \mu\text{m}$ 的范围内, 当 $d=5 \mu\text{m}$ 时其值为载体速度的0.92~0.99。

只有当气流中固体粒子浓度高($W=6$)的时候, 气流速度才显得和粒子尺寸有密切的关系。虽然粒子直径减小时, 气相速度亦减小, 但双相流的冲量由于固相速度增加而增加。含有直径为5和500 μm 的粒子的流股冲量间的区别为20~25 %。固体粒子尺寸变化时, $(P_{\text{nr}}/P_{\text{nr}})$ 、 (u_1/u_r) 和 (u_2/u_1) 在双相临界流的情况时性质相同。

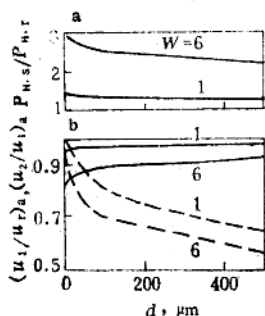


图2 与固体粒子平均质量直径的关系
a—喷孔前相对压力。b—气体
(——)和粒子(-----)喷孔出口相对速度

在研究粒子密度对喷映参数的影响时, 给定平均质量直径为100 μm 。已经清楚, 在临界前制度下的变化几乎为零。而当临界流时, 前压变化也不超过8 %, 而且随粒子密度的增加, 相对喷孔前压减少。喷孔出口气体速度和粒子密度关系不大, 当 ρ_2 在试验范围内变化, 粒子速度增加量不到10 %。

结论

由于载气通过喷孔断面的流量和气体中粒子含量保持不变, 喷孔几何特性的变化对双相流的参数影响不大。熔池深度增加并不改变所需喷前的气压, 但流股的冲量下降。粉状粒子

在小于100 μm 的范围内对底吹双相流参数的影响最强烈。

摘译自《Изв. ВУЗ. Чер.Мет.», 1988.

张荣生 译 牟慧妍 校

4. 底吹转炉熔池水力学模拟问题

В.И. Баптизманский 等

在研究转炉熔池现象时, 常使用模拟法。在这样的模型上, 比较容易保证主要因素和决定研究对象状态的力的相似, 在进行转炉熔池冷模型试验时, 最常用的是模型和原型的阿基米德数和弗卢德数相等原则, 下面是阿基米德数和弗卢德数。

$$Ar = \rho_r w_r^2 / (\rho_x g d_e)$$

$$Fr = w_r^2 / (g d_e)$$

式中 w_r ——气体流速, m/s ; ρ_r 和 ρ_x ——气体和液体的密度, kg/m^3 ; g ——重力加速度, m/s^2 ; d_e ——喷孔直径, m 。

然而, 阿基米德数, 仅决定于上浮力和惯性力的关系, 不考虑整个熔池气体的惯性反作

用,也不考虑脱碳过程对水力学的影响。而弗卢德数则并不考虑气体和液体密度的比例。

有工作表明,当作熔池水力学模型时,必须保持模型和原型的牛顿数相等,即

$$Ne = m_r W_r / F \quad (1)$$

式中 m_r ——进入熔池的气体质量, kg/s ; F ——熔池重量, N 。

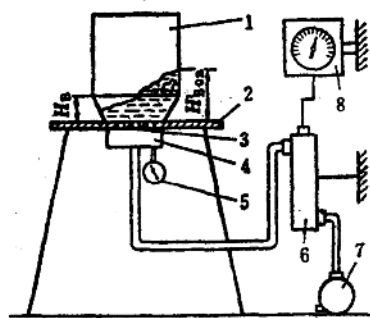


图1 试验装置图

1—转炉透明模型; 2—装配架; 3—底吹炉底; 4—风盒; 5—压力表; 6—流量计; 7—空气压缩机;

8—二次流量表

等式(1)说明各流股冲量之和的总喷吹动力和反其向作用的力——熔池重量之间的关系。其他作者曾将式(1)展开。他们在描述流股和熔池作用过程和喷吹宏观流体力学(运动和相搅拌等)时,用的是无量纲冲量

$$I = i / (\rho_{\text{ж}} g L^3) \quad (2)$$

式中, i ——流股冲量, $\text{kg} \cdot \text{m/s}^2$; L ——特征尺寸, m 。

从性质上讲,式(2)和式(1)导致相同的关系,尽管式(2)中分母并不准确地描述相反的作用力——熔池重量,而该力和 $H_b D_b^2$ 乘积成比例(H_b 和 D_b 分别是熔池的深度和直径)。

在底吹中,一氧化碳总体冲量作用于熔池的矢量和吹氧矢量一致,如果对此一补充运动

冲量加以校正,则对模型试验的相似准数可作修正,用牛顿修正数 Ne' , 即

$$Ne' = (\sum i_{O_2} + \sum i_{CO}) / (\rho_{\text{ж}} g H_b D_b^2) \\ = \sum i / (\rho_{\text{ж}} g H_b D_b^2)$$

式中 $\sum i_{O_2}$ ——作用于熔池的氧流总冲量, $\text{kg} \cdot \text{m/s}^2$; $\sum i_{CO}$ ——一氧化碳上浮总冲量, $\text{kg} \cdot \text{m/s}^2$; $\sum i$ ——氧流和一氧化碳作用于熔池的总冲量, $\text{kg} \cdot \text{m/s}^2$ 。

应当指出,必须用试验证实并保证模型和原型上气体和液体作用制度的相似性。

牛顿修正数 Ne' 在研究熔池成波过程时尤能描述相间作用的动力学。

对转炉底吹用直筒状风嘴,有两种计算流股冲量的方法;考虑到气体离喷嘴后的扩张或考虑到气体临离喷嘴时具有势能。两种方法所给的结果是相近的。对现有的炼钢实践中底吹制度下的熔池来说,两种计算方法的结果相差不大于3~5%。

为了进一步准确地得到研究过程中的决定性相似准数,如对底吹氧熔池成波过程的研究时,作了一系列冷模型试验,图1是试验装置,因为牛顿修正数 Ne' 对模型比例没有限制,故为250 t转炉准备了三个模型,其比例分别为缩小12、24和36倍。喷吹时用的模型喷嘴,直径分别为1.5、2.0和3.0 mm。用空气模拟了氧气,其流量、流速均按 Ne' 算出。以水模拟钢液。用于描述成波过程的标量是相对波高 $H = H_{\text{波}} / H_b$, $H_{\text{波}}$ 是沿转炉壁表面波的最大升高高度, H_b ——静熔池深度。对一氧化碳运动所形成的冲量计算表明, $\sum i_{CO}$ 不超过 $\sum i_{O_2}$ 的10~30%。因此, $\sum i = (1.1 \sim 1.3) \sum i_{O_2}$ 。

转炉熔池中成波过程和喷吹制度的关系究竟如何密切,通过相同的喷嘴分布(两列平行分布,喷嘴数分别为4、6、8、10)情况下的试验结果进行分析。喷吹制度通过各种相似准数表现。图2中列出试验结果。相对波高和牛顿修正数之间的关系是最可靠的表现方法

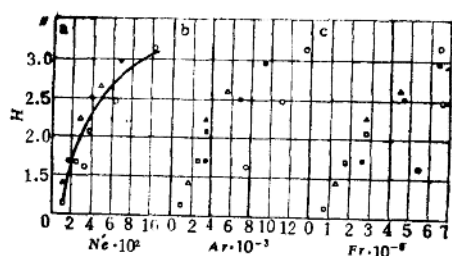


图2 相对波高和喷吹制度的关系
喷吹制度由牛顿数、阿基米德数和弗卢德数表示；
喷嘴数：□—10，△—8，●—6，○—4

作用的相似准数。

(图2a)，此时 $\eta_{HN}e'$ ——相对波高和牛顿修正数之间的相关系数近于0.9。而对阿基米德数和弗卢德数则分别约为0.8和0.75。

对试验中喷嘴分布的情况，得到如下关系。

$$H \approx 1 + 11.43 (Ne')^{0.0000}$$

结论

分析试验结果表明，对熔池内成波过程，波高的主要影响来自喷吹制度，最重要的是底部喷吹流量。表明熔池波高和喷吹制度关系的最好方式是波高和牛顿修正数之间的关系。在底吹熔池的模拟试验中，牛顿修正数是起主导

译自《Изв. ВУЗ. Чер.Мет.》，1988，№8。

张荣生 译 车慧妍 校

5. 底吹圆筒熔池内水射流和水-空气系 气泡射流的流动特性

井口 学 等

(大坂大学)

1. 绪言

从熔池底部吹入气体时的流场大致分为上升射流区、由径向速度支配的熔池表面区和逆流循环区。关于该流场的理论研究正在积极进行，但尚缺乏验证各种模型的可靠性所必要的实验研究。

本文从中间气体区域即主要由喷嘴直径 d_n 和空气流量 Q 规定的气泡区域着手，首先通过实验探讨了从圆筒形水熔池底部吹入空气时， d_n 和 Q 对气泡上升特性的影响，预测了由气泡引起的水速与 d_n 、 Q 的关系。接着用激光多普勒速度计LDV测定水的上升速度，来证实预测的可靠性，同时求出紊流分布，提供使各种模型精度提高的基础资料，同时也进行了从底部喷入水时形成的约束水射流的实验，验证用LDV测定的水速和紊流的可靠性。进而探讨了与自由射流相比，熔池侧壁对约束水射流的作用。

2. 实验装置和测定方法

2.1 实验装置

水射流用实验装置如图1a所示。使用液体为自来水，通过高位水槽的高度和喷嘴直径 d_n (2, 5, 7 mm) 的组合可以设计成各种水流量 Q_w 。喷嘴外径12 mm。水从高位水槽经调压