

国外煉鋼用氧枪資料选

341.1

鞍鋼鋼鐵研究所技术情报研究室

1974年9月

毛主席语录

真正的理论在世界上只有一种，就是从客观实际抽出来又在客观实际中得到了证明的理论，没有任何别的东西可以称得起我们所讲的理论。

学习外国的东西，不等于统统进口，硬搬外国的一套，要批判的吸收。外国一切好的经验、好的技术，都要吸收过来，为我所用。

毛主席语录

在生产斗争和科学实验范围内，人类总是不断发展的，自然界也总是不断发展的，永远不会停止在一个水平上。

人们要想得到工作的胜利即得到预想的结果，一定要使自己的思想合于客观外界的规律性，如果不合，就会在实践中失败。人们经过失败之后，也就从失败取得教训，改正自己的思想使之适合于外界的规律性，人们就能变失败为胜利。

6x49/15

7F341.1

目 录

计 算

- 1、高强度吹氧喷咀的气体动力学计算原理及其性能…………… (1)
- 2、氧气顶吹转炉喷头的计算…………… (5)
- 3、从氧枪喷出的氧气流股的气体动力学…………… (10)

结 构

- 4、氧枪装置…………… (16)
- 5、炼钢氧枪喷头…………… (22)
- 6、带突出喷咀的氧枪…………… (25)
- 7、水冷装置…………… (31)
- 8、炼钢用氧枪…………… (33)
- 9、向钢水熔池吹氧的喷头…………… (36)
- 10、炼钢炉用的氧枪…………… (40)
- 11、带可浸入熔池的喷头的氧枪…………… (42)
- 12、带文氏管式喷咀的氧枪…………… (49)
- 13、多孔氧枪…………… (52)
- 14、炼钢用的氧枪喷头…………… (56)
- 15、氧枪的涂层与喷涂方法…………… (58)
- 16、消耗式氧枪…………… (60)
- 17、包以耐火物的氧枪…………… (61)
- 18、喷氧枪…………… (63)

❖ 操作与控制 ❖

- 19、碱性氧气转炉氧枪的控制设备…………… (66)
- 20、130 吨氧气顶吹转炉用不同结构喷头的操作…………… (91)
- 21、转炉氧枪相对于钢水液面位置的控制…………… (95)
- 22、多氧枪转炉的操作装置…………… (98)
- 氧枪专利文摘…………… (103)



A373104

{計} {算}

高强度吹氧喷咀的气体动力学 计算原理及其性能

通过增加吹氧量来强化氧气顶吹转炉的冶炼过程带来了一系列的理论和实际问题，涉及强化的最佳值和吹炼时间；氧枪的合理结构；提高喷咀前的氧压等等。

供氧强度和氧枪结构的选择在很大程度上能予定整个工艺过程的效果。所有 100~130 吨转炉车间的供氧强度都颇为接近 (250~480 米³/分)，但他们所用的喷咀类型却有不同，喷孔数目不同；喷孔的总横截面积和喷孔的倾角也不同；各个工厂的喷咀前氧气表压波动不大 (10~13 个大气压)。在相应的空气动力学的基本情况下，转炉内的金属受到超音速流股的冲击。超音速流股与喷咀的喷孔数无关。下面将研究马赫数 $M > 1$ 的超音速喷孔 (拉伐尔喷孔) 的某些气流特性。

在喷孔内的气流可以看作是均匀的，决定于连续性微分方程和贝努里方程：

$$d(\rho u F) = 0 \text{ 和 } d\rho + \rho u du = 0 \quad (1)$$

式中 ρ —气流密度，公斤秒²/米⁴；

u —速度，米/秒；

F —截面积，米²；

p —压力，公斤/厘米²。

考虑到音速的平方 a^2 等于压力关于密度的导数 $dp/d\rho$ (喷孔在绝热过程的条件下)，经过一些变换之后，喷孔截面积和气流速度之间的相互关系可用下述方程式表示：

$$(u^2/a^2 - 1) du/u = dF/F \quad (2)$$

分析此方程表明，为了将气流的压力完全变成速度压头，喷孔的截面积应按下述方式变化：当 $u < a$ 时， a 应该是收缩的 ($dF/F < 0$ 段)；等式 $u = a$ 对应于喷孔的喉口 ($dF/F = 0$)；当 $u > a$ 时，截面积应该是扩张的 ($dF/F > 0$)。

因此，在超音速喷孔中应有三个流段：亚音速的、音速的 (临界断面) 和超音速的。

气流速度与喷孔横截面积之间的关系可以按连续性方程求得，此方程表示了氧气流股在喷孔的任意断面和临界断面之间的特征关系：

$$\rho u F = \rho_{\text{临}} u_{\text{临}} F_{\text{临}} \quad (3)$$

经变换后此式可变为：

$$\frac{F}{F_{\text{临}}} = \frac{(1 - 0.2M^2)^3}{1.73M} \quad (4)$$

由此应该假定，喷孔截面积和要求的流动速度之间有单值关系（在具备足够的压力的条件下）。只有在临界断面（喉口）处（该处 $F = F_{\text{临}}$ ）方程（4）才有单值解。

喷孔任意断面的气流速度决定于动压力函数和气流密度。

超音速喷孔中，出口处压力（ P_0 ）变化不影响气流速度。因为在这种情形下，喷孔任一点的压力（ p ）作相应变化，而压力和速度的关系仍保持不变。

因此，为了确保喷孔超音段达到预定的马赫数，应根据喷孔前氧压，正确地选择喷孔的几何尺寸。

如果喷孔前的压力增加了，那么喷孔出口压力也应同时增加，并且气体在还有剩余压力（扩散不充分）时流出。如果喷孔前压力降低了，则喷孔出口处的压力也降低。这时流股速度不变。因为速度只是喷孔的出口截面与临界断面之比的函数。

用于转炉生产的喷孔的比值 $F/F_{\text{临}}$ 可取其等于1.2~1.4，相应的马赫数为 $M = 1.2 \sim 1.5$ 。

喷咀扩散段的长度可按式计算：

$$L = (d_2 - d_1) / \operatorname{tg} \alpha/2$$

式中 d_1 和 d_2 ——喷孔临界断面和出口断面处的直径；

$\alpha/2$ ——喷咀扩散段的扩张半角。

用此方法计算的喷孔能保证出口处得到超音速流股。喷孔中气流压力的变化并不影响喷射流，因为按音速传播的压力波被超音速流股冲掉了。

因此，超音速喷孔出口处的压力与所流入的气体空间的气流压力无关，而仅与喷孔前的压力和喷孔形状有关。

图1指出从拉伐尔喷孔喷出氧流的轴向速度的计算取决于喷孔前的剩余压力。图中2.5~8.5大气压的区间画上了从超音速喷孔喷出气流速度的实验数据（6），这些实验数据与理论曲线（a）的一致性证明，上述简单的超音速喷咀的计算方法满足了实际喷咀的试验结果。

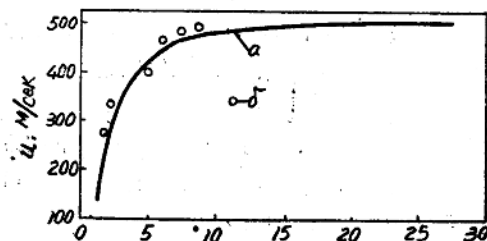


图1 喷咀前压力，大气压喷咀出口断面的最大气流速度喷孔前表压之间的关系
a—理论曲线； 6—实验数据。

转炉熔池吹氧时期，喷孔前压力及转炉容积压力可能发生变化（因管路氧压波动的缘故），转炉的压力也能发生变化。因此计算超音速喷孔要考虑不能计算的因素：当提高喷孔前压力（或降低炉膛的压力）时，气流流股就扩散不足，反之就扩散过分。

当增加喷孔前压力时（ $P_0 > P_{0\text{计}}$ ）或降低喷孔前压力时， $P_0 < P_{0\text{计}}$ （这在气体动力学中是等量的关系），从拉伐尔喷孔出来的气流如下：

当喷孔前压力提高到大于按喷孔出口处的计算值时，流股未充分扩散，结果在点 A

和 A_1 产生马赫冲击波，其折射波如图 2 的 Am_1 和 Am_2 所示。所产生的负压扰乱了流线，使流股有所膨胀，并在低压区产生数字 δ 偏斜角。所有的马赫波都在流股的轴线上相交，马赫波的产生与相交可以不止一次地沿流股长度重复发生，且马赫波的每次相交的距离约为孔径的 6 倍，其结果是使流股速度所受的干扰增强，即， $M_1 < M_2 < M_3$ 。

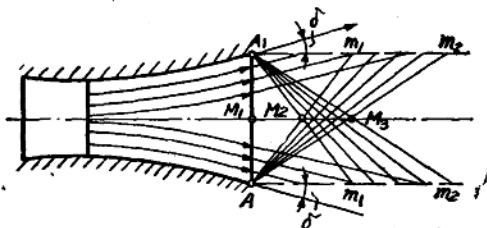


图 2 从拉伐尔喷嘴流出的非计算状态流股的波谱和发生的马赫波图解

在这种工作状态下，喷嘴在速度方面得不到好处，在这种条件下，压力的改变不在喷嘴内发生，而是距离喷嘴约 4~6 倍喷嘴直径处发生。为了使压力能完全地变成速度能和得到均匀的气流结构，就构成“短”喷嘴。

在喷嘴前气流压力过低的条件下，出口断面上将产生过分膨胀。在喷嘴本身，气流股发生的阻尼，从而导致产生蜂窝状气体流股。结果使马赫波不止

一次地彼此重迭，并获得超音速，但自身的能量消耗远大于不完全膨胀的状态。

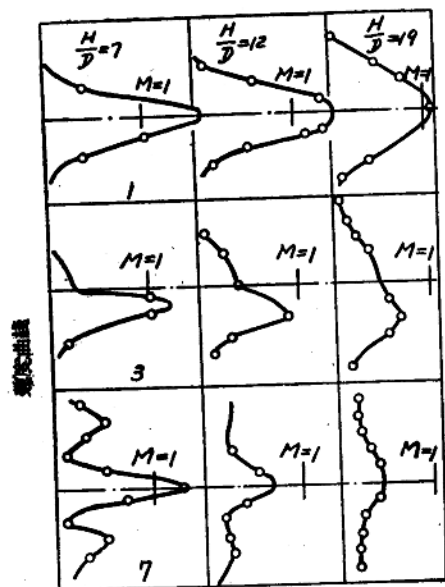
对氧气喷头来说，这两种非计算的工作状态都是不希望出现的，既然气流的空气动力学参数可以用来控制工艺过程，就要有意地缩短喷嘴，以免产生过分膨胀，从而不合理地破坏计算的工作状态。实际上，转炉车间喷嘴前的表压（10~13 个大气压）波动范围是 1~3 个大气压。在两个地方对超音速喷嘴的工作状态使用的非计算性系数为 $n = 1.1 \sim 1.4$ 。在此范围内变化的系数 n 不影响气流股的速度特性，对于计算的超音速喷嘴的 n 值相应变化见图 1。在参数 n 的这种变化条件下，作为速度的函数的气流密度变化也是不显著的（为 5~7%），因为通过喷嘴的氧气流量（米³/秒）可以准确计算。

从多孔喷头（三孔或四孔）喷出的流股由于相互影响而复杂化。近年来，中央黑色冶金研究院对多孔喷嘴进行了研究，喷头的喷嘴数目为 1~42 个（筛孔）。对于三种类型喷头的三个截面上速度场的测量结果示于图 3。所有喷头的喷嘴都是按上述方法计算的。速度场是从用于 10 吨转炉的氧枪上获得的，多孔喷头的核算喉口直径为 40 毫米，实验室模型的直径为 12 毫米，在进行比较时，证明是自动模拟的。

对这些数据的分析有可能弄清楚从不同喷嘴数的多孔喷头中流出的流股特征。发现用三孔喷头吹炼时，流股的最高速度不在轴线上。在无中心喷嘴的喷嘴中有这种位移现象。从无中心孔喷头喷出的气流流股是不对称和不均匀的。在这种条件下，流股的特征是沿流股截面有大的压力降（沿流股断面上的全压变化曲线和速度变化曲线相类似），因为当流股喷射时介质对流股的相互作用加强了。

具有中心孔时，流股曲线与氧枪轴线相重合，并在中心形成核心流股，中心流股与周围喷嘴所喷出的流股相汇合，这样就保证了总的流股具有“紧密的”结构。为降低沿流股断面的压力梯度（增加流股的密度），可以增加喷嘴数目（在保持总的截面积不变时），或者增加中心喷嘴的直径。经验证明，喷嘴数（大于 12 个）一样时，离喷嘴出口为 6~7 个喷嘴直径处的气流结构是均匀的，即中心流股沿圆周完全汇合。用这样喷嘴数的喷嘴，即使在一般情况下，特别是在提高吹氧强度时，渣中氧化铁可高达 38%，

同时使金属飞溅损失增加。此外，铁在烟尘中的烧损也增加了。



(M—音速)

图3 与单孔、三孔和七孔喷头的喷出口成不同距离（为孔径的7、12和19倍）沿流股截面上测量流股速度场的实验数据

氧枪的半工业性试验结果，保证流股具有不同的流速，使有可能推荐这种结构的流股，用于提高转炉熔池的吹炼强度（强度高达7米³/分·吨）。喷头中的喷孔数应根据每个转炉的具体情况决定，根据转炉的尺寸及喷头的直径，主要是取决于供氧强度。

对容量为100~130吨工业性生产转炉，供氧强度为5米³/分·吨时，可用带中心孔的五孔氧枪。在这样的供氧强度下，用七孔氧枪时，流股就过于分散，削弱了流股，只好使喷头接近金属液面。这对喷头的寿命是不利的。

带中心孔的多孔喷枪在工艺上推广的可能性是很大的。在这种情况下，不取决于氧气在中心孔和周围孔之间的分配。这种双重结构（而不仅是喷头，就连枪体本身也是），根据工艺要求在相应的吹炼过程中，有可能用于强化或减弱流股对熔池的作用。

如果中心孔的孔径比周围孔的孔径大，那么就形成有不同喷射速度的流股（图3）。在总流股的中心存在“硬”核和以相对较低速度流动的“软”的周边气流，因此有可能把单孔喷枪和多孔喷枪的优点结合起来——流股射入熔池，加速脱碳过程，并为加速溶化石灰创造条件。由此出发，已设计了七孔喷枪，其速度场也如图3所示。喷头的中心孔喷出全部氧量的一半，其余一半氧量分散给周围6个孔，这些孔配置成与垂直轴线成15°角。在诺伏都里斯基钢铁厂试用了七孔氧枪，供氧强度为4和7米³/分·吨。

与三孔氧枪（其速度分布也如图3所示）相比，七孔氧枪没有提供较高的脱碳速度，吹炼时间也没有缩短，但用这种喷枪吹炼时，成渣进行得更好，更完全（图4）。

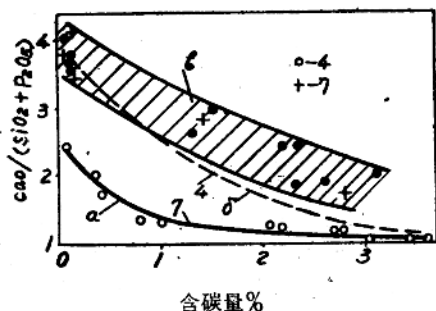


图4 用各种喷枪吹炼时，吹炼过程中渣碱度的变化。（曲线和点旁的数字—供氧强度，米³/分·吨）：a、6—三孔喷枪，在吹炼过程中分别加入同一百分数的石灰（7和4米³/分·吨）；b—七孔喷枪（7和4米³/分·吨）

译自：Сталь, 1972, 10, 981~984.

氧气顶吹转炉喷头的计算

众所周知，氧气顶吹转炉炼钢法喷头结构（尤其是孔数和孔的布置）对冶炼过程（喷溅，烟尘的排出，造渣等）和炉子工作指标有很大影响。

钢液面上涨至接近炉口是渣—金属的混合物从转炉喷出的主要原因。带泡沫的转炉熔池液面和喷溅上升的高度决定于多种原因（在熔池里的数字氧化碳气泡按体积分布情况和优先逸出的水平，渣和金属的膨胀度等），但脱碳速度是主要原因。

在总结鼓泡熔池起泡的试验研究的结果中，得出一个在熔池液面显著上升和强烈喷溅时是正确的方程式 ($Fr > 0.04$)：

$$(H - H_0)/H_0 = K_1 Fr^a We_m (r_v/r_{\text{ж}})^b \quad (1)$$

式中 H_0, H ——初期静熔池液面和大翻时熔池液面的高度；

K_1 ——某个比例系数；

Fr ——弗鲁德准数 (W^2/gH_0 ，式中 W ——熔池在截面内气体的平均速度， g ——自由落体加速度)

We ——法贝尔系数 ($\delta/r_v D^2$ ，式中 δ ——钢水的表面张力， r_v ——气体比重， D ——气泡的直径)；

$r_{\text{ж}}$ ——钢水比重。

同时假定 $n \gg m$, $n \gg L$ 。

考虑到方程式 (1) 中后两个因子的影响极微以及一般地说来 r_v , $r_{\text{ж}}$ 和 δ 值实际上变化不大，可将方程 (1) 变成下述近似形式：

$$(H - H_0)/H_0 = H/H_0 - 1 \approx K_2 (W/\sqrt{gH_0})^a, \quad (2)$$

式中 a ——幂指数，近似等于 0.7。

转炉熔池沸腾时一氧化碳气流的平均速度 W_{co}

$$W_{co} = V_{co}(\text{总})/S = K_3 U_c T H_0 \quad (3)$$

式中 $V_{co}(\text{总})$ ——在单位时间内从熔池里逸出的一氧化碳的总体积；

U_c ——脱碳速度；

T ——熔池温度，°K；

S ——熔池截面积。

从方程 (2) 和 (3) 可得出气泡相对高度：

$$(H - H_0)/H_0 = K_4 U_c^a T^a H_0^a / 2 \quad (4)$$

随着转炉容积的减小，相对的钢水与炉衬接触的单位面积增加了，很显然，在炉衬上产生的一氧化碳气泡层也要增加，这样就促使在熔池内一氧化碳析出量更加均匀并影响产生气泡（因数 H_0 的幂指数）。考虑到这一点，同时也可以推想，在不同的熔

池里，温度和造渣制度是相似的，可以得出：

$$(H-H_0)/H_0 = H/H_0 - 1 \approx K_5 U_c^b H_0^b \quad (5)$$

式中 b —— 某个幂指数

喷吹氧气分散（喷头孔数增加）作用于钢液面并加速造渣，相对地提高气体逸出的强度；但是它的作用更复杂，因为随着在金属的容积内和在熔炼过程一氧化碳逸出量的均匀性提高了，同时最大与平均脱碳速度的比值降低。

喷头上的孔数 n 对钢液面高度的影响决定于转炉结构，喷头（喷孔的形状，氧气流股分散的角度等）以及操作技术的特点。一次近似值里，50~150吨转炉在一般的工作条件下（拉伐尔孔喷头，标准单位容积）， n 对钢液面高度的影响的一次近似可用下面方程式表示：

$$(H-H_0)/H_0 = \varphi(n) \approx K_6/n^d \quad (6)$$

式中 d —— 幂指数，等于0.5~0.7。

从方程式（5）和（6），根据吹氧强度 J_{O_2} 与脱碳速度的关系，可推导出下列关系：

$$\frac{(H-H_0)}{H} \approx K_7 \frac{U_c^b H_0^b}{n^d} \approx K_8 \frac{J_{O_2}^b H_0^b}{n^d} \quad (7)$$

当然气泡强烈时，喷溅上升的水平面也有变化，几乎接近熔池气泡水平面的变化，方程式（1）~（7）可用来近似确定激烈喷溅上升的高度 H_1 ，但 H_1 不能超过转炉炉膛的总高度 H_k 。

从方程式（7）和上述条件可得出转炉炉膛的总高度 H_k 的关系式：

$$H_k/H_0 - 1 \approx H_k/H_0 \approx K_8 J_{O_2}^b H_0^b / n^d \quad (8)$$

转炉的单位容积 V_{yD} 可由下式确定：

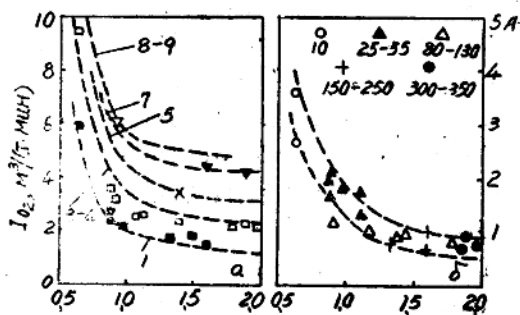
$$V_{yD} = \frac{V_{\text{转}}}{Q} \approx K_9 \frac{H_k}{H_0} \approx K_{10} \frac{J_{O_2}^b H_0^b}{n^d} \quad (9)$$

式中 $V_{\text{转}}$ ——

转炉炉膛的总容积，
米³； Q —— 转炉的
容量，吨。

从已导出的方程式说明，熔池深度（和转炉容量）减小时，
（图1）已经证明了的
指数 $A = J_{O_2}^{0.7} / n^{0.6}$

「吹炼容量」就要增大，在图1中用指数
 $A = J_{O_2}^{0.7} / n^{0.6}$ 表示
出来。这个结论已经
被一系列的研究所证实。



静熔池深度 H_0 ，米

左一在吹炼时不出现大的喷溅的喷头孔数 n （曲线上的数字）和熔池深度对可允许的吹炼强度的影响；
右一砌体（右上侧图号下的数字——吨）和熔池深度对吹炼容量指数 A 的影响

图1 转炉熔池的吹炼容量与熔池深度 H_0 ，转炉容量 Q 和喷头结构的关系

为了消除突然喷溅（和保证正常造渣），在加大吹炼强度和加大该转炉的 H_o 变化时下面的关系必须经常成立：

$$(H - H_o)/H_o \approx K_8 J_{O_2}^b H_o^b / n^d = \text{常数} \quad (10)$$

从这里可以证明，在不同的条件 I 和 II（不同的吹炼强度 J_{O_2} 和不同的熔池深度 H_o ）下进行吹炼时，喷头 n_1 和 n_{11} 的孔数的关系必须满足下面的条件：

$$n_{11}/n_1 \approx [J_{O_2(11)}/J_{O_2(1)}]^x [H_{o(11)}/H_{o(1)}]^y \quad (11)$$

在此基础上可得出计算理想喷头的孔数的公式：

$$n \approx K_{11} J_{O_2}^x H_o^y \quad (11a)$$

式中指数 $x = a/d$ 和 $y = b/d$

如用 3~9 孔（图 1）喷头供氧 $H_o = \text{常数}$ 时，在不同容量的转炉里不会出现大的喷溅的吹炼强度时的实际数据整理结果，得出值 $X = 1.15 \sim 1.2$ 和 $d = 0.6$ 。

从方程式（9）可以得出更接近于计算影响转炉的标准体积和高度确定孔数 n_1 的方程式：

$$n_1 = K_{12} \frac{J_{O_2}^x H_o^y}{V^{1/2} y d} = K_{13} \frac{J_{O_2}^x H_o^y}{(H_K/H_o)^z} \quad (12)$$

式中 $Z = 1/d$

熔池的吹炼容量与熔池的深度之间的关系是各种各样的。静熔池的高度 H_o 的升高一般的转炉容量也随之增加，但是现在在很大程度上装料量的增加是通过扩大熔池面积 S 和增大直径来实现的。在这种条件下，熔池的容量和底面积不同的转炉氧气流股分散是一样的而且在熔池里的气体析出是均匀的（熔池的动力学也相似），很显然，这就保证了喷孔数与转炉单位面积之比是一样的：

$$n/S = \text{常数} \quad (14)$$

从此式可得出孔数最多的喷头公式：

$$n_{\text{最大}} \approx K_{14} S \approx K_{15} (Q/H_o) \quad (15)$$

大容量转炉的工作经验定性地证明了这个关系。

将（12）式代入此式可得出

$$n_{\text{最大}} \approx K_{16} \frac{J_{O_2}^x Q}{V^{1/2} y d H_o^{1-y}} \approx K_{17} \frac{J_{O_2}^x Q}{(H_K/H_o)^z H_o^{1-y}} \quad (16)$$

方程式（12）、（15）和（16）说明确定熔池膨胀和吹炼制度基本参数的相互关系，也可以应用于转炉基本尺寸的计算中。

对于 100~130 吨转炉，利用用过的吹炼制度就足够用 [$J_{O_2} = 22 \text{米}^3/\text{吨} \cdot \text{分}$] 冷废钢； $n = 3 \sim 4$ ； $V_{\text{уд}} = 0.8 \text{米}^3/\text{吨}$ ； $H_o = 1.4 \text{米}$ ； $H_K = 7.6 \text{米}$]，如果采用 $a = 0.7$ ； $d = 0.6$ ； $1 - y = 0.33$ ； $b = 0.40$ 的幂指数值，那就可算出以下幂指数的值和公式（15）和（16）中的比例系数（所用的基本参数变化一致）： $X = 1.17$ ； $Y = 0.67$ ； $Z = 1.7$ ； $K_{16} = 9.0 \cdot 10^{-3}$ ； $K_{17} \approx 0.20$ ； $K_{18} = 150 \cdot 10^{-2}$ ，把这些值代入最大孔数喷头的公式后即得出

$$n_{\text{最大}} = 0.0150 J_{O_2}^{1.17} Q / H_o^{0.33} \quad (17)$$

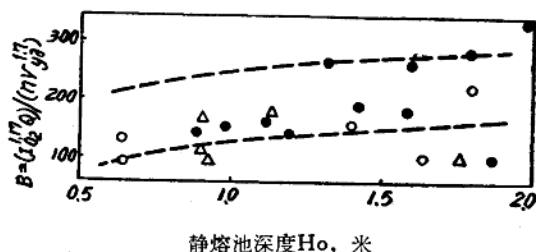


图2 最大孔数公式中指数 B 和静熔池深度 Ho 的关系

苏联的 (a) (装冷料) 和国外 (b) 容量为 10~300吨转炉工作的参数, $1-y=0.33, b=0.4$

图1示出的关系经常是与这样一种情形有关, 即装料量和熔池面积增加时, 喷孔数的增加量实际上是不够的。

图1和文献数据的分析说明, 当容量 $Q > 100$ 吨时, 转炉的容积以及熔池面积 S_0 对熔池吹炼容量(及孔数 n) 的影响减弱了。

所以可以推测, 熔池吹炼容量和熔池深度 H_0 及装料量 Q 的关系(图1)主要是与熔池深度的直接影响有关。比较小的熔池里, 金属与炉底和渣线以下炉墙的单位接触表面比较大而在下面铁水静压力比较小。这样, 很显然, 在熔池底部便形成一氧化碳气泡促进「底部」沸腾的发展并在熔池容积内的一氧化碳均匀析出, 从「渣下」沸腾减弱, 根据方程式(3)与对平均脱碳速度 W_{CO} 的影响结合起来减少熔池总的和局部的泡沫化。

在这种情况下按方程式(12)计算, 方程式(12)对大容量的转炉给出了最少的孔数 $n_{\text{最小}}$ 。将图1和3的数据进行整理, 得出幂指数 y 的近似值约 2.0 ($b \approx 1.2$)

用这个值和 $Z=1.7$ 的幂指数, 以及利用上述 100~130 吨转炉工作参数的数据, 可以找出等于 0.35; 在这种情况下最少喷孔数的计算公式可用下式表示:

$$n_{\text{最小}} \approx 0.35 J_{O_2}^{1.17} H_0^{2.0} / V_{yD}^{1.7} \quad (18)$$

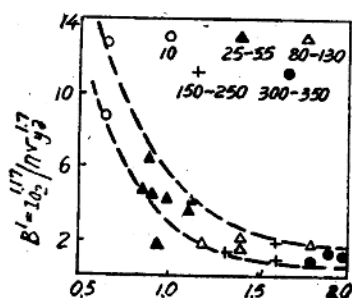
当 $V_{yD} = 0.7 \sim 0.8 \text{ 米}^3/\text{吨} = \text{常数}$ 时, 可简化成下式:

$$n_{\text{最小}} \approx 0.55 J_{O_2}^{1.17} H_0^{2.0} \quad (19)$$

按着方程式(17)和(19)计算的结果如图4, 在下述的吹炼强度时, 进行这些计算:

	I	II	III	IV
$J_{O_2}, \text{米}^3/(\text{吨} \cdot \text{分})$	2.3~2.5	5	7.5	10

从图5点的分散度的分析可说明, 当转炉容



静熔池高度 H_0 , 米
(图中符号下的数字单位为吨)

图3 转炉容量不同时公式(12)的指数 B 与静熔池深度的关系

积变化的范围大时,尤其是转炉容积超过 130 吨的情况下,采用方程式(18)来计算是合理的。

孔数超过 10~12 时，可用两根喷枪或用在 一根喷枪有几个回路，每个回路单独供氧的喷头。

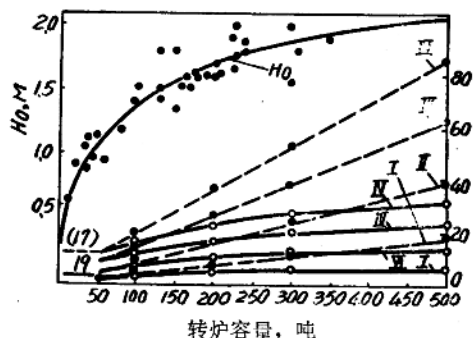


图4 吹炼强度不同时, 转炉容量与按照公式(17)和(19)的喷头 n 最大和 n 最小计算的理想孔数和转炉熔池深度的变化的关系

正在建容量为 350~400 吨的转炉,吹炼强度为 5 米³/吨·分,理想的喷头是 10~13 孔的。

进一步研究就是要精细计算指数, a 、 b 、 d 的值。

这样,吹炼强度的提高,转炉容量和熔池深度增加必然带来流股分散(为消除冲点飞溅和改进造渣)。

保证正常冶炼工艺的喷枪孔数，决定于吹炼强度转炉熔池深度和标准的容积（炉膛的大小）。喷枪孔数不足时，〈吹炼容积〉减小，金属喷溅增加并侵蚀快，造渣不好。

卡拉干达钢铁公司 250~300 吨转炉，吹炼强度近 $3 \text{米}^3/\text{吨} \cdot \text{分}$ ，可采用喷枪孔数为 5~6。

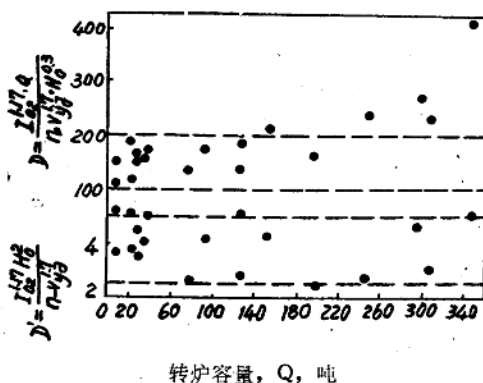


图5 现有转炉容量Q和指数D, D'的关系

$$D=1/k_{10}=J_{O_2}^{1.17} Q/n V_{уд}^{1.7} H_2O^{0.3}$$
$$D' = 1/k_{18} = J_c^{1.17} H_0^{2.0} / n V_{\text{уд}}^{1.7}$$

译自: Сталь, 1973, 1, 20~23.

从氧枪喷出的氧气流股的气体动力学

氧气流股与钢液面相互作用的特性影响着与杂质起氧化作用的氧气是否充分利用,以及炉子其它技术指标。以前在模拟和计算这一影响时所用的定律仅对自由亚音速流是正确的。用氧气吹炼钢液时,实际上气体流股是超音速的不充分扩散的或过分扩散的流股。

计算氧气顶吹炼钢时,首先要知道氧气流股与金属熔池接触时氧气的参数;喷头至钢液面这段气流的各种参数是在超音速流股气流特性的作用下变化的,以及在氧气与其周围气体进行质量和热量交换的情况下变化的。

本文的作者们为估计最重要的超音速流股参数的作用曾对高速气流的各别现象进行了研究。

在超音速流下,在相当长距离上压力落差伴随着冲击波现象和所有热力学参数在其横向和纵向截面上发生周期性变化。

喷孔切口处的静压力 P_1 一般地不等于周围的介质的压力 P_2 。氧气流股的非计算性的程度是用比值 $n = P_1/P_m$ 来表示的,由于管线氧压和转炉氧耗的波动,一般地此比值不等于1。此外,采用收缩—扩散形喷嘴喷头时,专门预定为非计算流股,以保护孔的外边缘。

当 $n < 1$ 时,在孔内的气流就要过分扩散而且能与孔壁脱开。

图1是接近于计算的超音速流股的流谱图。照片上的阴影显现出来的是氧气流股的气体动力学(超音速的)部分。图2示出的是全部流股,为了得到流动图象而在流股中增添了大量的湿蒸气。

超音速流股由两部分组成:一种是由于摩擦而逐渐消减带复杂冲击波系统的超音速核,另一部分是亚音速外层,由于与周围介质相接触并与超音速核作质量交替,亚音速外层的厚度不断增长,在阴影的照片上超音速核有互相交替桶形波的形状。

在按计算的流动状态时,在弱波负压的相互作用下形成的超音速核接近于圆锥形,下一个「桶形波」的长度和直径要比前一个小,垂直于绕流矢量压缩直线击波逐渐消失了。

第一个桶形波的结构具有特殊意义。图3 A 是接近于计算值($n=1.3$)的阴影照片。桶形的压缩击波划分出特殊区。通常的击波系统 a 和 δ 内的超音速核区域 I 不同于与亚音速层在边界 b 上直接接触的区域 II,在亚域 II 里的压力接近 P_r 。

从边缘和形状不正确的喷孔(不成型的设计)部分出来负压弱波网,这个网经过曲线击波 a ,但在超音速核的边界上反射成压缩波 r ,然后消失在下一个击波中,在非计算制度下(图3 B 和 B),曲线击波闭合于直线击波 δ (马赫圆盘)边界,在流股

的中心部分成超音速流和亚音速 e 。

不扩散流股 δ 实际上与计算的不同，特别在 n 值比较大时。第一个桶形波的边界是曲线的，当时生成负压直击波，随后出现亚音速流（通常不是冲击波）。随着非计算性 n 程度的增加，马赫圆盘的直径和按着气流截面亚音速气流场，以及流股边缘的曲率也增大。

在负压的直线击波上，流股的机械能相当大的部分损失，而熵增大。同样，适度非计算性时（击波前的马赫数 $M=1.5$ ）在直线击波上的氧的速度降低到 230 米/秒（喷出的速度 $W_1=500$ 米/秒）。

依非计算性 n 的程度，超音速流股的环境可以显著地减少。与此同时，可望所有流股的超音速部分基本上被限制在第一个桶形波上或提高并占据所有流股（ $n=1$ ）。在这种情况下，高温亚音速核（马赫圆盘）可有不同的锥度。当超音速层达到一定厚度时，就可以把亚音速核加速到超音速度，而在超音速核厚度较薄时，由于内面和外面的亚音速流制动的结果，超音速层很快消散。



图1 超临界压差 ($n=1.25$)
时流股的内部结构



图2 180吨转炉三孔喷枪喷出氧气流
($d_{\text{临}}=32$ 毫米, $P_0=8.7$ 大气
压, $F_{\text{临}}/F_1=0.58$; 喷孔与枪
体夹角 $\alpha=8^\circ$)

在过分扩散流股 (B) 里第一个桶形波是短的，出现收缩直击波，而且随着 n 的减小，向直喷孔切口移近，紧接着可看到亚音速流场 e ，流股离开孔壁时切断的位置上出现负压，会引起气体强烈地吸入到喷孔里和扰动流股。

第一个桶形波告诉我们关于超音速核结构的重要情况。按着桶形波的外形可以判断



A~B 非计算性程度 $n=1.3, 6.7, 0.62$ 。喷孔前剩余压力相应地为 12.0; 12.0; 4.2 大气压。图中符号说明见正文。
130吨转炉，单孔喷枪 ($d_{\text{临}}=32$ 毫米)

图3 超音速非计算氧气流股的初始段

各种超音速核的气体动力学的特征量，首先是所有流股的形状和尺寸，其中也包括气体动力学段的范围（界限）。在气体消耗不变和孔临界截面不变时，在计算和非计算条件下在流股基本段的动压有时可相差 2~3 倍。

这样，有条件地，按长度可把超音速流股分成三段：第一个桶形流，过渡段（到流股轴上的 $Mx=1$ 的截面）和基本段。从超音速流股过渡到亚音速时通常出现不同强度的收缩驻波。

非计算的超音速流股特点主要是流场不均匀；在流股里轴线上的速度可能比边缘的低。由于这样按着流股截面确定在流股里

的任何点和综合数据的方法是复杂而艰巨的。为计算流股与钢液的相互作用，也就是为确定搅拌效率，必须找出流股的平均参数和计算压缩击波里的能量损失，压缩击波的强度由 n 值确定。长度为 X 的超音速流段上，运动的数量和能量平衡方程（不考虑 CO 燃烧的无间断的、规定的、气流条件下）：

$$m_o C_p T_o + m_r C_p T_r + Q = (m_o + m_r) C_p T_x + \alpha (m_o + m_r) m_x^2 / 2; \quad (1)$$

$$F_1 P_r (n-1) + B_m w_1 = \beta (m_o + m_r) w_x + F_x (p_x - p_r) \quad (2)$$

式中 F_1 、 F_x ——喷孔出口面积和在截面 X 处的流股面积；

T_1 、 T_r ——喷孔出口处的温度和转炉炉气温度，°K；

m_1 、 m_r ——喷枪氧量，化合的转炉炉气量 ($m = m_o = m_1$)；

w_1 、 w_x ——氧气的出口速度和在截面 X 里的气体速度；

c_p ——热容量在截面 X 里的混合物和转炉炉气在出孔之前氧的指数—— $\langle o \rangle$

$\langle r \rangle \langle x \rangle$ （指数 $\langle o \rangle$ 、 $\langle p \rangle$ 、 $\langle x \rangle$ ——喷咀前的氧，转炉炉气，截面 X 处的混合物）；

Q ——流股所吸收的辐射热热量；

β ——截面 X 和出口截面上计算速度的不均匀性系数。

对工业条件下的氧气流股的研究以及按实用气体动力学的工作结果表明，在超音速段上，当 n 大于 2~3 时，第一个桶形波后的击波上的静压力以及以后流股上的静压力接近于大气压 ($p_x = p_r$)，而速度是跨音速的。在接近于计算值流动时，量值 P_x 和 P_r 也是接近的。

在静压力等于大气压的截面上，可以从方程 (1) 和 (2) 以及所述断面的状态方程求出流股的基本参数（平均温度 T_x ，速度 w_x 和密度 ρ_x ），而不必考虑流股的非理想性和放射吸收；

$$T_x = \frac{T_o + g - T_r - \frac{2 \left(\beta_{w1} + \frac{F_1}{m} - p_r(n-1) \right)^2}{2c_{pr} \left(\beta^2(1+g) \right)}}{1 + g c_{px}/c_{po}} \quad (3)$$

$$W_x = \left(\frac{Pn(n-1)}{W_1 p_1} + \beta W_1 \right) \frac{1}{B(1+g)} \quad (4)$$

$$P_x = \frac{p_r(1+g)}{T_x(gR_r + R_o)} \quad (5)$$

式中: $g = \frac{m_2}{m}$ ——转炉气体中化合物的相对质量;

R_o 和 R_r ——氧和转炉炉气的气体常数。

对于按计算的制度来说, 方程(3)和(4)可大大简化, 在均匀流中可归结为:

$$T_x = \frac{T_o}{1 + g \frac{c_{pr}}{c_{px}}} + \frac{T_2}{1 + \frac{1}{g} \frac{c_{po}}{c_{pr}}} - \frac{T_o - T_2}{(1+g)(1 + g \frac{c_{pr}}{c_{po}})} \quad (6)$$

$$\frac{W_x}{W_1} = \frac{1}{1+g} \quad (7)$$

分析方程(3)~(7)表明, 影响参数 T_x , W_x 和 Q_x 的主要因素是转炉炉气化合物的相对质量值 g , 即是一氧化碳的相对质量。

这个值的确定相当复杂, 特别是在高温双相介质中引入超音速非计算流股的情形。阿勃拉莫维奇的工作中有一个值的近似计算方法(对于不可压缩气流)。在高温转炉炉气化合物的情形, 更准确的 g 值可以以引入冷气体气流的情况分析来确定。假定, 冷的和热的气体化合物在等温条件下在流动边界上的速度是一样的。此时, 确定在超音速非计算流股初始段上的 g 值的方程(在 H/d 的前七个尺寸上)可归结为下式:

$$g = \frac{1}{h} \left(0.375 \frac{H}{d_1} + 1.2 \times 10^{-4} \exp \frac{H}{d_1} \right) \left(\frac{1}{Ma} - 0.22 \right) \frac{T_{wo}}{T_r} \quad (8)$$

式中: T_{ro} ——在实验条件下周围气体的温度($T_{ro} = 293^\circ K$);

H ——喷嘴切口到所研究截面的距离;

d_1 ——喷嘴出口处的流股直径;

Ma ——喷嘴切口上的马赫数, 在任何实际压力 P_o 下, 利用气体动力学表格按已知的喷嘴临界截面($F_{临}$)和出口截面积(F_1)就可求得此马赫数。

由数字部分氧和部分转炉炉气 g 组成的混合气体的热容量 C_{px} 可按加法定律计算出:

$$C_{px} = \frac{C_{po} + g C_{pr}}{1+g}$$

所得到的关系的正则性可用在喷嘴切口处的边界条件 $T_x \rightarrow T_1$ 和 $g \rightarrow 0$ 得到证实。

在这种情形下, 方程式(3)可归结为: