

GCr15 轴承钢精炼渣对夹杂物祛除行为的研究

赵新凯¹ 石永生¹ 刘世义¹ 王德龙¹ 张炯明²

(1 巨能特钢有限公司炼钢厂, 寿光 262700; 2 北京科技大学钢铁冶金新技术国家重点实验室, 北京 100083)

摘要 通过建立的夹杂物穿越钢渣界面运动模型, 研究了精炼渣对夹杂物的吸附现象。结果表明, 夹杂物粒径、表面张力和熔渣粘度是影响夹杂物冲破钢渣界面的重要参数, 大型夹杂物中粒径和熔渣粘度起决定作用, 而 $\leq 20 \mu\text{m}$ 级别的小型夹杂物中仅表面张力起决定作用; 大型夹杂物冲破钢渣界面的能力远大于小型夹杂物。针对小型夹杂物难以吸附的问题, 运用了夹杂物运动模型和熔渣、钢液表面张力模型, 研究了表面张力对吸附过程的影响。结果表明, 直径 $\leq 122.9 \mu\text{m}$ 尺寸的夹杂物均无法穿越钢渣界面, 回弹至钢液一侧, 由此得出: 无法通过调整精炼渣用以吸附 $\leq 122.9 \mu\text{m}$ 夹杂物以达到进一步降低钢中氧含量的目的。

关键词 轴承钢 氧含量 精炼炉渣 夹杂物

Study on Behavior of Inclusions Removal from GCr15 Bearing Steel by Refining Slag

ZHAO Xin-kai¹, SHI Yong-sheng¹, LIU Shi-yi¹, WANG De-long¹, ZHANG Jiong-ming²

(1 Steel Mill, Juneng Special Steel Co Ltd, Shouguang 262700;

2 State Key Laboratory of Advanced Metallurgy, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083)

Abstract By established a model of inclusions dynamic at the steel-slag interface the refining slag absorbing inclusions phenomenon is studied. Results show that certain parameters, i. e. particle size, interfacial tension and slag viscosity, determine the inclusions transfer behavior. Particle size and interfacial tension determine definitely large size inclusions transfer behavior, while interfacial tension only determines definitely micro size inclusions rating $\leq 20 \mu\text{m}$ transfer behavior. Macro-sizes affects the inclusions displacement more than the Micro-sizes. For the removal of Micro-inclusions, by inclusions mathematical dynamic model coupled by steel and slag surface tension models, the effect of interfacial tension on absorbing process has been studied. It is obvious that the particles blow $122.9 \mu\text{m}$ size could be rebounded into steel when they are flowed to steel-slag interface layer. It is obtained that there is no way by re-designing refining slags to effectively remove $\leq 122.9 \mu\text{m}$ micro-inclusions from steel to slag layer and further to get the aim to decrease the oxygen content in steel.

Material Index Bearing Steel, Oxygen Content, Refining Slag, Inclusions

轴承钢疲劳寿命与非金属夹杂物的类型和尺寸密切相关^[1]。在 Al 脱氧钢中, 因其良好的热力学条件^[2], Al_2O_3 类的夹杂物在 $< 2 \mu\text{m}$ 时因极易 Ca 化变性且尺寸很小, 大幅降低了危害^[3]; 但是 $> 5 \mu\text{m}$ 的 Al_2O_3 类夹杂往往 Ca 化变性不彻底, 形成了点状 D 类夹杂物或与钢种的溶解镁复合成 $\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot \text{MgO} \cdot \text{CaO}$ 类夹杂物^[4], 其复合包裹层的能达到十几到几十微米的尺度^[3-4], 严重影响疲劳寿命; 也有一些文献显示出, 半包裹状 $\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot \text{MgO} \cdot \text{CaO}$ 类夹杂与簇状 Al_2O_3 或复合 $\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot \text{CaO}$ 夹杂伴随存在, 等效直径达到几十到几百微米的尺度^[5-7], 显示出夹杂物之间存在聚合的现象。

研究工作表明^[3,8], 精炼、软吹工序结束后, 夹杂物尺寸基本控制在 $1 \sim 10 \mu\text{m}$, 其中绝大部分在 $2 \sim 5 \mu\text{m}$ 。但无法避免几十微米级别夹杂物残留在钢液中^[5]。国内某钢厂生产轴承钢 (GCr15) 采用

80 t BOF-80 t LF-80 t VD-CC 的工艺, $[\text{O}]$ 控制在 $0.0006\% \sim 0.0008\%$, 在个别炉次中存在几十至几百微米级别的大尺寸夹杂物, 导致疲劳寿命离散度较大。本文以精炼渣为研究对象, 对精炼渣各尺寸夹杂物的祛除 (冲破钢渣界面) 进行了分析研究, 探索了通过调整精炼渣来达到有效吸附各尺寸夹杂物这一课题, 以期进一步降低钢中氧含量和防止大型夹杂物残留钢液中。

1 数学模型建立和分析

1.1 基本假设

建立夹杂物穿越钢渣界面的模型, 必须要确定夹杂物运动到钢渣界面的速度, 以该速度为初始值来求解穿越方程, 而该速度却受钢包底吹流场和自身粒径的影响, 存在不确定性。为了获得普遍的规律性, 必须对钢包底吹流场和夹杂物在钢液中的运动状态进行分析。分析中假定: (1) 钢液为不可压

缩流体;(2)忽略渣层对流场的影响;(3)钢液面为自由液面;(4)底吹气视为均匀的流体,忽略气泡间的相互作用力;(5)气液混和区采用变密度的方式进行考虑;(6)夹杂物呈固态球形分布;(7)忽略夹杂物间化学反应和聚合反应;(8)钢渣界面假定为平面;(9)在夹杂物穿越钢渣界面时的密度和粘度随穿越状态而变化;(10)夹杂物完全进入熔渣,视为被熔渣吸附,否则认为熔渣没有被有效吸附。

1.2 精炼过程中钢包流场分析

流场计算控制方程包含连续性方程、动量方程、湍流模型和传热方程,这些方程属于流体力学和数值传热学方面的经典理论。底吹采用动量方程中添加底吹气源项^[9]的方式予以考虑。钢包熔池直径 2 550 mm,高度 3 000 mm;钢包底吹采用单孔方式,底吹砖直径 115 mm,位置在距离钢包底面中心 420 mm 处。在精练过程中分软吹和强搅两种模式,其中软吹压力 0.19 MPa、流量 15 N/min,强搅压力 0.21 MPa、流量 40 N/min。流场计算中钢液物性参数和氩气物性参数,在文献[10-11]中均有列举。

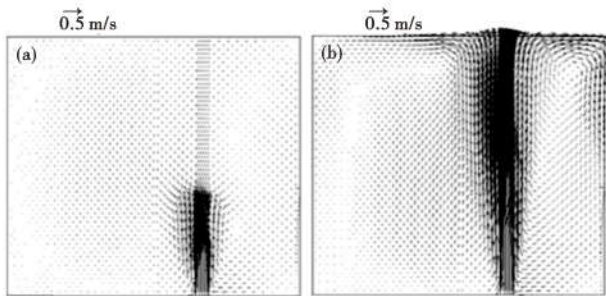


图 1 钢包底吹速度矢量图:(a)软吹方式; (b)强搅方式
Fig.1 Velocity vector of ladle blowing: (a) soft blowing mode; (b) intense blowing mode

从图 1(a,b)可以看出:钢包软吹时,液面速度在 0.02 ~ 0.05 m/s,液面较为平静,流场内部没有明显的循环流;而强搅时,液面速度在 0.02 ~ 0.3 m/s,液面速度变化幅度很大,内部形成了一大一小两个循环流场。本文的模拟计算结果与 WOO 文献[9]中的水模拟结果数量级一致,说明钢包中的速度矢量分布结果是可信的。

1.3 钢液中夹杂物运动状态分析

夹杂物运动主要受重力(F_g)、浮力(F_b)和粘性阻力(F_d)的影响,在粘性阻力表达式中,必须考虑粘性阻力系数(C_d)。当雷诺数较小时, C_d 与雷诺数成线性关系,文献[12]取值 $24/Re$ ($Re < 1$),但是 Hirokazu^[13]研究了钢液体系中的夹杂物后认为 $Re < 3$ 应该为低雷诺数的分界点;当雷诺数很大时, C_d 约为常数,文献[14]的数据值在 0.14 ~ 0.44。当雷诺数介于小和大之间时,文献[15]认为粘度系数与雷诺数间呈非线性关系。本文使用的粘性阻力系数(C_d)如下:

$$C_d = \begin{cases} \frac{24}{Re} & Re < 3 \\ \frac{24}{Re}(1 + 0.15Re^{0.687}) & 3 < Re < 500 \\ 0.44 & Re > 500 \end{cases}$$

根据钢液密度、夹杂物密度、钢液粘度的取值^[10],可以计算出不同粒径夹杂物在静态钢液中运动的终端速度,计算结果如图 2 所示。

从图 2 中可知,直径 130 μm 以内的夹杂物符合 Stokes 模型(雷诺数小于 3),其终端速度值小于钢液面速度范围,可认为该级别的夹杂物随钢液流场运动。

1.4 夹杂物穿越钢渣界面分析

文献[16-17]认为 $Re \geq 1$ 时,夹杂物周围会形成一层液膜,在建模过程中,粘性阻力(F_d)采用了 $Re < 1$ 的形式。文献[18-19]对 NAKAJIMA 模型进行了修正,认为 $Re < 8$ 时为 Stokes 流动。本文夹杂物穿越钢渣界面示意图如图 3 所示,夹杂物穿越运动主要受浮力项(即 $F_b - F_g$)、粘性阻力(F_d)、附加质量力(F_m)和界面阻力(F_i)的影响。根据前文分析,将 $Re = 3$ 设定为有无液膜的临界雷诺数,定义无量纲位移为 $Z^* = Z/R_l$,液膜无量纲位移为 $S^* = S/R_l$,

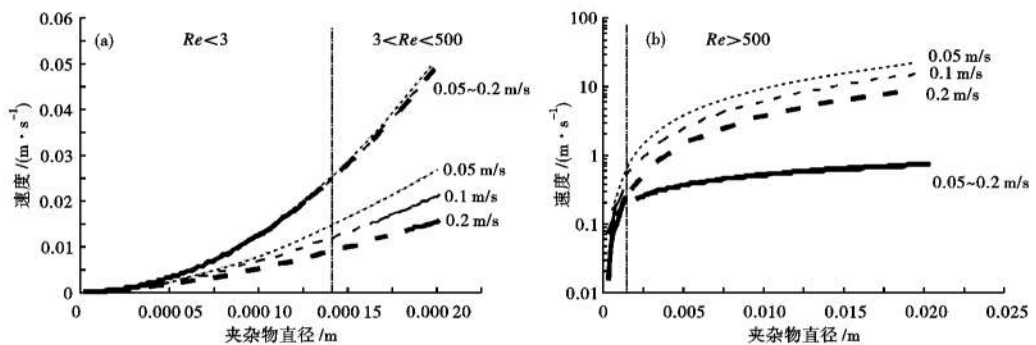


图 2 静态钢液夹杂物终端速度:(a)小雷诺数;(b)大雷诺数
Fig.2 Terminal velocity of inclusions in static steel:(a) small Reynold number; (b) big Reynold number

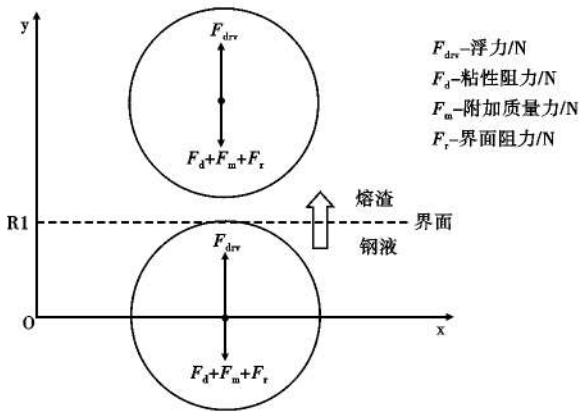


图 3 夹杂物穿越钢渣界面示意图
Fig.3 Sketch of inclusions transfer from steel to slag layer

则可得无量纲时间为 $t^* = t \sqrt{g/R_l}$, 无量纲速度 $v^* = v/\sqrt{R_l g}$, 无量纲加速度 $\alpha^* = \alpha/g$ 。代入无量纲量。最终可得本文的夹杂物穿越钢渣界面方程为:

$$\frac{d^2 Z^*}{dt^{*2}} = \begin{cases} 2 \cdot \frac{\rho_s \cdot A(Z^*) - \rho_l}{\rho_s \cdot A(Z^*) + 2\rho_l} - 3D(Z^*)B(Z^*) - \frac{9 \mu_s}{E(Z^*)\mu_M} C(Z^*) \frac{dZ^*}{dt^*} & Re < 3 \\ 2 \cdot \frac{\rho_M - \rho_l}{\rho_M + 2\rho_l} - 3DF(Z^*, S^*) - \frac{3 \mu_s G(Z^*, S^*)}{E\mu_M} \frac{dZ^*}{dt^*} - \frac{9(1 + 0.15Re^{0.687})}{E} \frac{dZ^*}{dt^*} & 3 \leq Re \leq 500 \\ 2 \cdot \frac{\rho_M - \rho_l}{\rho_M + 2\rho_l} - 3DF(Z^*, S^*) - \frac{3 \mu_s G(Z^*, S^*)}{E\mu_M} \frac{dZ^*}{dt^*} - \frac{0.33 \rho_M}{E\mu_M} \left(\frac{dZ^*}{dt^*} \right)^2 & Re > 500 \end{cases}$$

$$\frac{ds^*}{dt^*} = \frac{-\frac{dZ^*}{dt^*}(2 - Z^*)(S^* + Z^*)S^* - S^* \frac{dZ^*}{dt^*}}{2S^* + Z^*}$$

各参数项具体表达式见表 1 所示。

夹杂物穿越钢渣运动模型可用四阶荣格库塔法进行数值求解, 利用 C 语言编制计算程序, 获得计算结果。文献[19]设计了一个实验装置^[19], 用水模拟钢液, 用硅油模拟熔渣, 用塑料小球模拟夹杂物, 夹杂物在水底释放, 用高速摄像机捕捉并记录小球的上浮状态。使用文献[19]中球径、硅油密度、水

表 1 夹杂物穿越运动方程各项表达式

Table 1 Expression of each item of inclusions transfer Model

项目	表达式
$A(Z^*)$	$\begin{cases} 1 & Z^* > 2 \\ \frac{1}{4} \left(\frac{\rho_M}{\rho_S} - 1 \right) Z^{*3} - \frac{3}{4} \left(\frac{\rho_M}{\rho_S} - 1 \right) Z^{*2} + \frac{\rho_M}{\rho_S} & 0 \leq Z^* \leq 2 \\ \frac{\rho_M}{\rho_S} & Z^* < 0 \end{cases}$
$B(Z^*)$	$\begin{aligned} & Z^* - 1 - \cos\theta_{IMS} \\ \cos\theta_{IMS} &= \frac{\sigma_{IM} - \sigma_{IS}}{\sigma_{MS}} \end{aligned}$
$C(Z^*)$	$\begin{cases} 1 & Z^* > 2 \\ \frac{1}{4} \left(\frac{\mu_M}{\mu_S} - 1 \right) Z^{*3} - \frac{3}{4} \left(\frac{\mu_M}{\mu_S} - 1 \right) Z^{*2} + \frac{\mu_M}{\mu_S} & 0 \leq Z^* \leq 2 \\ \frac{\mu_M}{\mu_S} & Z^* < 0 \end{cases}$
D	$\frac{\sigma_{MS}}{R_l^2 g (\rho_M + 2\rho_l)}$
E	$\frac{\sqrt{R_l^3 g (\rho_M + 2\rho_l)}}{\mu_M}$
$F(Z^*, S^*)$	$\frac{(2 + S^* - Z^*)(S^* + Z^*)}{(1 + S^*)^3}$
$G(Z^*, S^*)$	$\left(\frac{1}{1 + 2S^*} - \frac{1}{1 + 4S^*} \right) \left[1 - \left(\frac{1 - Z^*}{1 + S^*} \right)^3 \right]$
Re	$\frac{\rho_M D}{\mu_M \sqrt{R_l g}} \frac{dZ^*}{dt^*}$

注: Z - 夹杂物运动位移/m; ρ_s - 熔渣密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$); μ_s - 熔渣粘度/($\text{Pa} \cdot \text{s}$); σ_{IM} - 夹杂与钢液间界面张力/($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$); σ_{IS} - 夹杂与钢渣间界面张力/($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$); σ_{MS} - 钢液与钢渣间界面张力/($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$); θ_{IMS} - 钢渣夹杂物润湿角; S - 液膜厚度/m。

的密度、小球密度、硅油粘度、水的粘度和水-油-球间的表面张力数据^[19], 将本修正模型、NAKAJIMA 模型和文献[19]修正模型计算结果与实验结果对比见图 4。

从文献[19]中可以看出, 小球浮出水-硅油界面的瞬间, 表面裹着一层水膜, 之后小球在硅油中小范围内上浮而后下降, 并出现一定程度的震荡, 终点位置稳定在水-硅油界面附近的硅油侧中。从图 4 中可知, 文献[19]修正模型和本论文的修正模型能模拟出小球在刚接触水-硅油界面后, 在小范围内上浮速度震荡趋势, 这点优于 NAKAJIMA 模型; 文献[19]修正模型和本论文的修正模型均预测小球稳定在硅油层中, 而 NAKAJIMA 模型却给出了不能被吸附的结果, 明显与实际不符合。

1.5 熔渣和钢液表面张力分析

某钢厂 GCr15 轴承钢采用 80 t BOF-80 t LF-80 t VD-CC 的工艺(钢包参数和吹氩参数见前文 1.2 所述), 按照连浇 10 炉组织生产, 在精炼结束后取精炼渣样和提桶钢样, 分别进行熔渣成分和夹杂物分析。精炼渣样分析结果如表 2 所示。

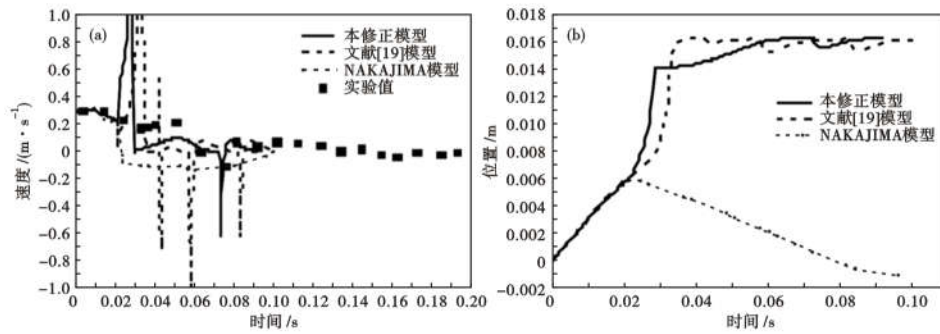


图4 速度(a),位置(b)实验值与模型结果对比

Fig.4 Comparison between experiment and simulation value for speed (a) and location (b)

表2 精炼渣样成分和钢中[O],[N]分析

Table 2 Refining slag sample analysis and [O] and [N] in steel

连浇炉次	渣样/%				钢样/%	
	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	[O]	[N]
1	59.29	7.68	23.55	4.68	0.001 13	0.006 1
2	65.58	12.94	13.36	2.52	0.001 54	0.005 3
3	63.36	10.78	18.9	3.13	0.001 12	0.006 1
4	63.14	11.52	18.54	3.89	0.000 91	0.005 5
5	62.06	10.59	19.61	3.24	0.000 82	0.005 7
6	66.62	9.92	15.87	2.44	0.001 02	0.007 1
7	63.58	11.96	16.95	3.32	0.001 03	0.005 1
8	65.7	12.44	14.15	2.74	0.001 01	0.005 5
9	58.35	11.78	21.41	4.3	0.000 91	0.005 8
10	62.14	11.38	19.73	3.22	0.000 87	0.005 7

由熔渣共存理论^[20]可知,CaO-Al₂O₃-SiO₂-MgO由Ca²⁺+O²⁻和Mg²⁺+O²⁻简单离子、SiO₂和Al₂O₃简单分子和分子化合物组成。其中分子化合物有18种,结构单元间的平衡关系有明确的化学反应平衡式^[21-22]。利用Butler模型^[23]建立CaO-Al₂O₃-SiO₂-MgO四元渣系的Butler方程组,方程组中各正负粒子半径、各纯组元表面张力和摩尔体积均取自文献^[24]。熔渣各组元作用浓度采用牛顿梯度法求解,Butler方程组采用牛顿迭代法进行求解,获得各组元作用浓度和熔渣表面张力结果如表3所示。

按照Mukai提出的规则^[25],本文中GCr15轴承钢钢液表面张力可以利用Fe-A二元或Fe-A-B三元溶液实测数据,获得各组元间作用系数,再根据钢种各组元成分范围和各组元间作用系数获得表明张力具体数值,比较分析可以看出:[C]、[Si]、[Mn]、[Cr]可忽略掉3次及以上各项,[S]、[O]、[N]可忽略掉2次及以上各项,最终获得计算公式为:

$$\sigma_{\text{钢}} = \sigma_{\text{Fe}} + P_{\text{C}}w_{\text{C}} + P_{\text{Si}}w_{\text{Si}} + P_{\text{Mn}}w_{\text{Mn}} + P_{\text{Cr}}w_{\text{Cr}} + P_{\text{S}}w_{\text{S}} + P_{\text{N}}w_{\text{N}} + P_{\text{O}}w_{\text{O}} + P_{\text{CC}}w_{\text{C}}w_{\text{C}} + P_{\text{SiSi}}w_{\text{Si}}w_{\text{Si}} + P_{\text{MnMn}}w_{\text{Mn}}w_{\text{Mn}} + P_{\text{CrCr}}w_{\text{Cr}}w_{\text{Cr}}$$

式中: $\sigma_{\text{钢}}$ 、 σ_{Fe} -液和纯铁表面张力/(mN·m⁻¹); P_i -组元作用系数。

组元作用系数可以用Fe-C^[26]、Fe-Si^[25]、Fe-Mn^[27]、Fe-Cr^[28]、Fe-O-N^[25]和Fe-O-S^[25]数据拟合而得,经数据拟合后 P_{C} 、 P_{Si} 、 P_{Mn} 、 P_{Cr} 、 P_{S} 、 P_{O} 和 P_{N} 分别取值-551.33、-39.17、-332.05、-332.04、-39 667.3、-23 870.4和-10 023.4, P_{CC} 、 P_{SiSi} 、 P_{MnMn} 和 P_{CrCr} 分别取值470.39、0.683、87.09和87.11。最终计算的钢液表面张力见表3所示。

1.6 夹杂物统计分析

对在精炼结束后所取的提桶钢样从中间剖开,在1/2R附近取15 mm×15 mm试样2块,制成金相样,在SEM扫描电镜下进行形貌观察和数量统计。从夹杂物形貌上来看,精炼结束样的夹杂物主要有两种形貌,即CaO-Al₂O₃系和MgO-Al₂O₃系,几乎不可见纯Al₂O₃夹杂,总体夹杂物形貌与王新华教授^[29]的研究结果一致。夹杂物数量密度统计时,在800×下观察200个视场,每个视场下按照0~5 μm、5~10 μm、10~20 μm、20~30 μm、30~40 μm和40~60 μm共6个级别(当量直径为各级别的中间值),进行夹杂物数量的统计。获得如下拟合关系:

$$n_i = 4.04 \times 10^{14} \cdot d_i^{-4.3}$$

式中: n_i -夹杂物数量密度/(n·m⁻³); d_i -夹杂物直

表3 模型计算结果

Table 3 Simulation calculation results

连浇	各组元作用浓度				熔渣表面张力/(N·m ⁻¹)	钢液表面张力/(N·m ⁻¹)	润湿角cosθ _{IMS}
	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO			
1	0.299 9	0.000 157	0.030 2	0.020 2	0.595 6	1.159	0.80
2	0.298 9	0.000 083 1	0.036 1	0.020 4	0.612 1	1.158	0.78
3	0.299 8	0.000 062 3	0.030 7	0.020 2	0.604 9	1.160	0.79
4	0.299 8	0.000 055 8	0.030 9	0.020 3	0.606 3	1.250	0.73
5	0.299 8	0.000 132	0.030 5	0.020 1	0.604 8	1.250	0.73
6	0.299 4	0.000 107	0.031 5	0.020 2	0.609 5	1.152	0.79
7	0.299 7	0.000 108	0.031 1	0.020 1	0.609 1	1.251	0.73
8	0.299 3	0.000 125	0.032 9	0.020 3	0.612 8	1.168	0.77
9	0.299 9	0.000 188	0.030 3	0.020 3	0.602 7	1.207	0.76
10	0.299 8	0.000 143	0.030 6	0.020 2	0.606	1.170	0.78

径/ μm 。

利用文献 [30] 提出的夹杂物族群概念, 以 $2\ \mu\text{m}$ 夹杂物为基础值, 可以确定本研究范围内的夹杂物族群分布情况 (分别为 2.00、2.82、3.97、5.60、7.89、11.12、15.68、22.10、31.15、43.90、61.88、87.22、122.93、173.27 和 $244.21\ \mu\text{m}$, 共 15 族), 这样便于对各级别夹杂物的上浮祛除情况分别讨论。

2 结果及讨论

2.1 结果分析

将整浇次 (10 炉) 精炼渣样和钢样成分取平均, 可以获得浇次平均值下的作用浓度、熔渣表面张力、钢液表面张力和润湿角参数, 根据公开的文献可以查阅国外先进企业的精炼渣样成分范围, 通过这些数据可以获得作用

浓度和熔渣表面张力数据, 这样可以获得夹杂物吸附的润湿角, 结果见表 4、表 5 所示。

从表 4 可知, 山阳特钢的精炼渣系, 在 20 世纪 80 年代的钢渣中 Al_2O_3 控制较低, 后来控制在 20% ~ 25%, 本文中的渣系平均 Al_2O_3 控制 18.2%, 低于其它三家, 但是其 Al_2O_3 活度与山阳特钢和 SKF 相差不大。韩国 POSCO 渣系 Al_2O_3 控制在 25% ~ 35%, 渣中过高的 Al_2O_3 必然增大了其活度, 从表 5 中可知, POSCO 的精炼渣系 $m\text{CaO} \cdot n\text{Al}_2\text{O}_3$ (即单元 5 ~ 9) 活度值最大, 其它各家差别不大。

从表 4 中可知, $\cos\theta_{\text{IMS}}$ 变化范围分别为 0.76 ~ 0.78, 表面张力变动幅度不大。按照夹杂物族群分布情况, 可以计算出 $\cos\theta_{\text{IMS}}$ 取值 0.8 (固定较大值) 时的各级别夹杂物被渣层吸附的情况, 结果见图 5 所示。

按照本文夹杂物穿越渣层数学模型的计算结

表 4 各企业精炼渣成分和模型计算结果

Table 4 Refining slag contents and simulation calculation results of each steelworks

公司名称	精炼渣成分/%				表面张力/($\text{N} \cdot \text{M}^{-1}$)		润湿角/ ($\cos\theta_{\text{IMS}}$)
	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	σ_{IS}	σ_{MS}	
日本山阳 (旧) ^[31]	57.8 0.299 8	13.3 0.000 195	15.8 0.031 1	4.3 0.020 1	0.609 9	1.192	0.76
日本山阳 (新) ^[32]	50-55(53) 0.299 9	10 0.000 199	20-25(23) 0.0301	3 0.020 1	0.594 2	1.192	0.78
瑞典 SKF ^[33]	50 ~ 60(55.7)	6 ~ 10(8.2)	26 ~ 30(27.6)	7 ~ 10(8.5)	0.587 4	1.192	0.78
韩国 POSCO ^[34]	50 ~ 60(55) 0.299 9	<10(8) 0.000 166	25 ~ 35(30) 0.032 1	<4(3) 0.020 2	0.587 4	1.192	0.78
浇次平均	62.98 0.299 7	11.09 0.000 116	18.21 0.030 7	3.35 0.020 3	0.606 5	1.192	0.76

表 5 各单元作用浓度

Table 5 Mass action concentrations of each unit

No	结构单元	炉次平均	山阳(旧)	山阳(新)	SKF	POSCO
5	3CaO · Al ₂ O ₃	1.896×10^{-2}	1.923×10^{-2}	1.863×10^{-2}	1.863×10^{-2}	1.987×10^{-2}
6	12CaO · 7Al ₂ O ₃	1.176×10^{-4}	1.293×10^{-4}	1.033×10^{-4}	1.033×10^{-4}	1.620×10^{-4}
7	CaO · Al ₂ O ₃	2.884×10^{-1}	2.923×10^{-1}	2.830×10^{-1}	2.830×10^{-1}	3.018×10^{-1}
8	CaO · 2Al ₂ O ₃	1.821×10^{-2}	1.869×10^{-2}	1.751×10^{-2}	1.751×10^{-2}	1.992×10^{-2}
9	CaO · 6Al ₂ O ₃	6.695×10^{-6}	7.239×10^{-6}	5.952×10^{-6}	5.952×10^{-6}	8.755×10^{-6}
10	MgO · Al ₂ O ₃	8.301×10^{-3}	8.326×10^{-3}	8.058×10^{-3}	8.098×10^{-3}	8.636×10^{-3}
11	3Al ₂ O ₃ · 2SiO ₂	1.792×10^{-12}	5.264×10^{-12}	4.970×10^{-12}	3.458×10^{-12}	4.044×10^{-12}
12	CaO · SiO ₂	1.122×10^{-2}	1.886×10^{-2}	1.926×10^{-2}	1.606×10^{-2}	1.577×10^{-2}
13	2CaO · SiO ₂	9.992×10^{-2}	1.681×10^{-1}	1.716×10^{-1}	1.432×10^{-1}	1.406×10^{-1}
14	3CaO · SiO ₂	1.723×10^{-2}	2.899×10^{-2}	2.961×10^{-2}	2.470×10^{-2}	2.425×10^{-2}
15	MgO · SiO ₂	1.688×10^{-5}	2.810×10^{-5}	2.868×10^{-5}	2.404×10^{-5}	2.361×10^{-5}
16	2MgO · SiO ₂	2.360×10^{-6}	3.889×10^{-6}	3.969×10^{-6}	3.344×10^{-6}	3.283×10^{-6}
17	CaO · Al ₂ O ₃ · 2SiO ₂	1.456×10^{-7}	4.169×10^{-7}	4.204×10^{-7}	2.925×10^{-7}	3.008×10^{-7}
18	2CaO · Al ₂ O ₃ · SiO ₂	8.547×10^{-3}	1.456×10^{-2}	1.440×10^{-2}	1.201×10^{-2}	1.257×10^{-2}
19	CaO · MgO · SiO ₂	1.649×10^{-3}	2.745×10^{-3}	2.802×10^{-3}	2.349×10^{-3}	2.307×10^{-3}
20	CaO · MgO · 2SiO ₂	3.776×10^{-7}	1.057×10^{-6}	1.101×10^{-6}	7.699×10^{-7}	7.424×10^{-7}
21	2CaO · MgO · 2SiO ₂	6.603×10^{-6}	1.849×10^{-5}	1.927×10^{-5}	1.347×10^{-5}	1.299×10^{-5}
22	3CaO · MgO · 2SiO ₂	3.859×10^{-4}	1.081×10^{-3}	1.127×10^{-3}	7.880×10^{-4}	7.598×10^{-4}

果, 夹杂物直径 $\leq 122.9\ \mu\text{m}$ 均属于 Stokes 模型 (即 $\Phi < 130\ \mu\text{m}$), 从图 5(a)、(b) 和 (c) 中可知, 夹杂物直径 $2 \sim 122.9\ \mu\text{m}$ 尺寸级别的夹杂物均无法有效吸附, 夹杂物上升至钢渣界面初期存在不断震荡的过程, 随后稳定在钢渣界面的钢液一侧。而夹杂物直径 $173.3\ \mu\text{m}$ 和 $244.2\ \mu\text{m}$ 属于 Schille 模型 (有液膜), 从图 5(d) 中可以看出, 这两种尺寸级别的夹杂物是可以穿越渣层的 (即被渣层吸附), 文献 [18-19] 中的计算结果为 $> 190\ \mu\text{m}$ 才会出现穿越, 可知两者计算结果基本一致。本文也计算了直径为 $61.9\ \mu\text{m}$ 、 $87.2\ \mu\text{m}$ 和 $122.9\ \mu\text{m}$ 三种尺寸级别夹杂物在 Schille 模型下的结果, 从图 5(d) 中可以看出, 在有液膜模型条件下, 这 3 种尺寸级别的夹杂物均被液膜弹出, 结果稳定在钢渣界面的钢液一侧, $61.9\ \mu\text{m}$ 级别的夹杂物被弹开的距离最大, 随着夹杂物尺寸级别的增大, 被弹开的可能性越小, 这 3 种级别的夹杂物在无液膜和有液膜模型下, 获得了同

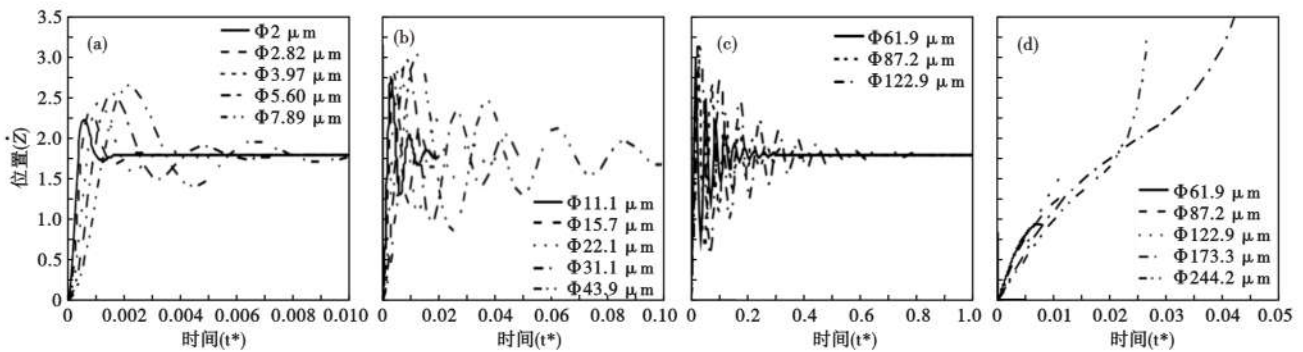


图5 各族夹杂物穿越渣层结果:(a) $\Phi \leq 10 \mu\text{m}$ (1~5 族); (b) $10 \mu\text{m} < \Phi \leq 50 \mu\text{m}$ (6~10 族); (c) $50 \mu\text{m} < \Phi \leq 130 \mu\text{m}$; (d) 有液膜时
Fig.5 Simulation results of each cluster inclusions transferring slag layer: (a) $\Phi \leq 10 \mu\text{m}$ (1~5 cluster); (b) $10 \mu\text{m} < \Phi \leq 50 \mu\text{m}$ (6~10 cluster); (c) $50 \mu\text{m} < \Phi \leq 130 \mu\text{m}$; (d) with liquid film

样的吸附结果。

2.2 讨论

Yoon^[34]认为通过控制精炼渣系(CaO)/(SiO_2) = 4.5~7.0 和(CaO)/(Al_2O_3) = 1.2~2.0, 可以将钢种溶解氧控制在 $(8 \sim 12) \times 10^{-6}$ 。表2中的(CaO)/(SiO_2)波动在5.0~7.7, (CaO)/(Al_2O_3)波动在2.5~4.9, 从Yoon^[34]的结论来看, 某钢厂精炼渣存在降低CaO和提高 Al_2O_3 的空间。从表2中可知, 精炼结束后钢液氧含量在0.0008%~0.0015%, 夹杂物绝大部分为2~5 μm , 而 $\geq 10 \mu\text{m}$ 的夹杂物较为少见。从这些数据可以看出, 本文中的精炼渣系已经起到了很好的控制效果, 在随后的VD处理和连铸过程中, 钢液氧含量还能进一步降低到0.0006%~0.0080%。

钢液氧含量与夹杂物吸附密切相关, 从熔渣各组元活度值的计算中来看, 某钢厂GCr15轴承钢精炼渣系与国外先进企业对比, Al_2O_3 成分控制略低、 SiO_2 控制略高、润湿角略低, 但是这些数据均从热力学角度得出的结论。从动力学范畴出发, 由图5可以看出, 对于夹杂物直径 $\Phi < 122.9 \mu\text{m}$ 各公司的渣系均给出了无法有效吸附的结论。而表4中的山阳(新)、瑞典SKF、韩国POSCO等公司, 其GCr15轴承钢实物溶解氧含量均在 $\leq 5 \times 10^{-6}$ 的水平, 实际上这一结果并不仅仅通过精炼渣系来实现的, 例如, 山阳(新)、韩国POSCO均采用“初炼炉-LF精炼-RH脱气-连铸”工艺路线。

文献(POSCO)^[34]指出, 铁水中的磷含量控制是获得超低氧轴承钢的关键, 文献(山阳特钢)^[32]

中提到初炼炉渣会成为D类或镁铝尖晶石类夹杂的来源, 文献(SKf)^[35]也讲到 CaF_2 对炉衬和钢包衬的侵蚀的重要性, 文献^[36]指出底吹搅拌功对夹杂去除的重要作用, 也提到了耐材对钢液质量的重要性。综上所述可知, 轴承钢工艺路线的制定, 必须参考国内外先进企业的经验, 从原料、辅料和耐材使用到初炼炉、精炼炉和连铸各环节进行工艺优化。

3 结论

(1) 计算表明: 对小型夹杂物而言, 表面张力对夹杂物冲破渣层的程度影响很大, 对大型夹杂物而言, 熔渣粘度 μ_s 对夹杂物最终状态的影响较大。

(2) 分析表明: 生产中润湿角 $\cos\theta_{\text{IMS}}$ 变动范围为0.73~0.8, 该范围与其它先进企业精炼渣系计算结果相近, 不存在大幅度提高润湿角促进夹杂物吸附的条件。

(3) 夹杂物穿越渣层模型计算结果表明, 即使在很大润湿角的条件下($\cos\theta_{\text{IMS}} = 0.8$)直径小于122.9 μm 尺寸级别的夹杂物均无法有效吸附, 而采用山阳(新)、瑞典SKF、韩国POSCO三家先进公司的精炼渣系, 也改变不了这一趋势。

(4) 122.9 μm 以下级别的夹杂物不能被渣层有效吸附, 存在着随液面波动或流场变动向钢液内部扩散的可能; 单纯通过调整精炼渣来达到吸附这些夹杂物, 从而达到进一步降低氧含量的目的是行不通的; 轴承钢工艺路线的制定, 需要从各环节进行工艺优化配合。

参考文献

[1] Eid N and Thomason P F. The Nucleation of Fatigue Cracks in a Low-Alloy Steel Under High-Cycle Fatigue Conditions and Uniaxial Loading[J]. Acta Metallurgica, 1979, 27(7): 1239-1249.

[2] Itoh H, Hino M and Ban-Ya S. Thermodynamics on the Formation of Spinel Nonmetallic Inclusion in Liquid Steel[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 1997, 28(5): 953-956.

- [3] Yang W, Zhang L and Wang X, et al. Characteristics of Inclusions in Low Carbon Al-Killed Steel during Ladle Furnace Refining and Calcium Treatment[J]. The Iron and Steel Institute of Japan International, 2013, 53(8): 1401-1410.
- [4] Yang S, Wang Q and Zhang L, et al. Formation and Modification of MgO · Al₂O₃-Based Inclusions in Alloy Steels[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2012, 43(4): 731-750.
- [5] Zhang L and Thomas B G. Inclusions in Continuous Casting of Steel [A]. XXIV National Steelmaking Symposium, Morelia, Mich, Mexico[C]. Citeseer, 2003; 28-42.
- [6] Yang Guangwei, Wang Xinhua and Huang Fuxiang, et al. Influence of Reoxidation in Tundish on Inclusion for Ca-Treated Al-Killed Steel[J]. Steel Research International, 2013, 85(5): 784-792.
- [7] Cheng-Bin S, Wen-Tao Y and Hao W, et al. Simultaneous Modification of Alumina and MgO · Al₂O₃ Inclusions by Calcium Treatment During Electroslag Remelting of Stainless Tool Steel[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2016, 48(1): 1-1.
- [8] Jiang M, Wang X and Chen B, et al. Formation of MgO · Al₂O₃ Inclusions in High Strength Alloyed Structural Steel Refined by CaO-SiO₂-Al₂O₃-MgO Slag[J]. The Iron and Steel Institute of Japan International, 2008, 48(7): 885-890.
- [9] Woo J, Szekely J and Castillejos A, et al. A study on the Mathematical Modeling of Turbulent Recirculating Flows in Gas-Stirred Ladles [J]. Metallurgical Transactions B, 1990, 21(2): 269-277.
- [10] Bouris D and Bergeles G. Investigation of Inclusion Re-Entrainment from the Steel-Slag Interface [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 1998, 29(3): 641-649.
- [11] Wang L T, Zhang Q Y and Peng S H. Mathematical Model for Growth and Removal of Inclusion in a Multi-Tuyere Ladle during Gas-Stirring[J]. The Iron and Steel Institute of Japan International, 2005, 45(3): p. 331-337.
- [12] Abraham F F. Functional Dependence of Drag Coefficient of a Sphere on Reynolds Number[J]. The Physics of Fluids, 1970, 13(8): 2194-2195.
- [13] Hirokazu T, Yoshiei K and Kenichi S, et al. Agglomeration and Flotation of Alumina Clusters in Molten Steel[J]. The Iron and Steel Institute of Japan International, 1999, 39(5): 426-434.
- [14] Morrison F A. Data Correlation for Drag Coefficient for Sphere[J]. Department of Chemical Engineering, Michigan Technological University, Houghton, MI, 2013, 49931.
- [15] Clift R, Grace J R and Weber M E. Bubbles, Drops, and Particles [J]. American Scientist, 1978, 67(4), 491-492.
- [16] Strandh J, Nakajima K and Eriksson R. Solid Inclusion Transfer at a Steel-Slag Interface with Focus on Tundish Conditions[J]. The Iron and Steel Institute of Japan International, 2005, 45(11): 1597-1606.
- [17] Strandh J, Nakajima K and Eriksson R, et al. A Mathematical Model to Study Liquid Inclusion Behavior at the Steel-Slag Interface [J]. The Iron and Steel Institute of Japan International, 2005, 45(12): 1838-1847.
- [18] Yang S, Li J and Liu C, et al. Motion Behavior of Nonmetal Inclusions at the Interface of Steel and Slag. Part II: Model Application and Discussion[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2014, 45(6): 2453-2463.
- [19] Liu C, Yang S and Li J, et al. Motion Behavior of Nonmetallic Inclusions at the Interface of Steel and Slag. Part I: Model Development, Validation, and Preliminary Analysis[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2016, 47(3): 1882-1892.
- [20] Zhang J. Coexistence Theory of Slag Structure and Its Application to Calculation of Oxidizing Capability of Slag Melts[J]. Journal of Iron and Steel Research (International), 2003, 10(1): 1-10.
- [21] Rein R and Chipman J. Activities in Liquid Solution SiO₂-CaO-MgO-Al₂O₃ at 1600 Degrees [J]. JOM-JOURNAL OF METALS, 1964, 16(9): 777-782.
- [22] Wang P, Ma T and Zhang J. The Model of Mass Action Concentration for Slag System of CaO-SiO₂-Al₂O₃-MgO and its Application [J]. Iron and Steel-Beijing-, 1996, 31: 27-31.
- [23] Butler J. The Thermodynamics of the Surfaces of Solutions[J]. P Proceedings of the Royal Society of London. Series A, 1932, 135(827): 348-375.
- [24] Nakamoto M, Kiyose A and Tanaka T, et al. Evaluation of the Surface Tension of Ternary Silicate Melts Containing Al₂O₃, CaO, FeO, MgO or MnO[J]. The Iron and Steel Institute of Japan International, 2007, 47(1): 38-43.
- [25] Mukai K, Matsushita T and Mills K C, et al. Surface Tension of Liquid Alloys-A Thermodynamic Approach [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2008, 39(4): 561-569.
- [26] Kawai Y, Mori K and Kishimoto M, et al. Surface Tension of Liquid Fe-C-Si Alloys[J]. Tetsu-to-Hagane, 1974, 60(1): 29-37.
- [27] 王景唐, 边茂恕, 马禄铭. 液态 Fe-Mn 和 Fe-S 二元系表面组成的研究[J]. 金属学报, 1986, 22(3): 95-99.
- [28] Sharan A, Nagasaka T and Cramb A W. Surface Tensions of Liquid Fe-Cr and Fe-Cr-N Alloys [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 1994, 25(4): 626-628.
- [29] 王新华, 姜敏, 于会香, 等. 超低氧特殊钢中非金属夹杂物研究[J]. 炼钢, 2015, 31(6): 1-12.
- [30] Nakaoka T, Taniguchi S and Matsumoto K, et al. Particle-Size-Grouping Method of Inclusion Agglomeration and its Application to Water Model Experiments[J]. The Iron and Steel Institute of Japan International, 2001, 41(10): 1103-1111.
- [31] Uesugi T. Recent Development of Bearing Steel in Japan[J]. Tetsu-to-Hagane, 1988, 74(10): 1889-1894.
- [32] Van B J, Tiekink K and Visser H. Clean Steel 7[J]. Ironmaking Steelmaking, 2008, 35(2): 81-90.
- [33] Almcrantz M, Andersson M A and Jönsson P G. Determination of Inclusion Characteristics in the Asea - SKF Process using the Modified Spark - Induced OES Technique as a Complement in Studying the Influence of Top Slag Composition[J]. Steel Research International, 2005, 76(9): 624-634.
- [34] Yoon B H, Heo K H and Kim J S, et al. Improvement of Steel Cleanliness by Controlling Slag Composition[J]. Ironmaking Steelmaking, 2002, 29(3): 214-217.
- [35] Riyahimalayeri K, Ölund P and Selleby M. Oxygen Activity Calculations of Molten Steel: Comparison with Measured Results[J]. Steel Research International, 2013, 84(2): 136-145.
- [36] Fandrich R, Lungen H B and Wuppermann C D. Actual Review on Secondary Metallurgy[J]. Revue de Métallurgie, 2008, 105(7-8): 364-374.

赵新凯(1980-),男,博士(2015年北京科技大学),工程师,冶金、连铸工艺研究。E-mail:zhaoxinkai3316@163.com

收稿日期:2021-09-11