

# 回転磁界攪拌による鋼浴中介在物の分離機構

論 文

三木祐司\*・北岡英就\*・桜谷敏和\*・藤井徹也\*<sup>2</sup>

## Mechanism of Separation of Inclusions from Molten Steel Stirred with Rotating Electro-magnetic Field

Yuji MIKI, Hidenari KITAOKA, Toshikazu SAKURAYA and Tetsuya FUJII

### Synopsis:

An experimental model was constructed to clarify the mechanism of separation of inclusions from molten steel strongly stirred with a rotating electro-magnetic field.

Molten steel was rotated and solidified in a crucible. The ingot obtained had its maximum oxygen content at the axis of rotation. The existence of this maximum area can be partly explained by the centripetal force acting on inclusions during rotation of the molten steel.

Many coagulating inclusion pairs were observed in the ingot, with the radii of the inclusions forming coagulating pairs being concentrated in the range from 10 to 50  $\mu\text{m}$ . This phenomenon was explained using Saffman's model, which shows the probability of gradient collision between inclusions in turbulent eddies. This inclusion coagulation effect suggests the high deoxidation capability of rotating molten steel in an electro-magnetically stirred ladle.

**Key words:** steelmaking; ladle; stirring; nonmetallic inclusion; deoxidation; collision; coagulation; rotating electro-magnetic field.

## 1. 緒 言

鋼板品質は年々高級化の傾向にあり、これに呼応して製鋼プロセスでの非金属介在物除去による溶鋼清浄化技術の向上も望まれている。溶鋼段階で介在物の分離、除去を十分に行うには、溶鋼に攪拌を与え、介在物同士の合体、凝集を促し、介在物を粗大化し浮上分離を促進することが重要である。

LINDBORG と TORSELL<sup>1)</sup> は、脱酸の素過程を考えて、①脱酸剤の溶解、②酸化物の生成速度が大きいとして、介在物粗大化を律速過程とした介在物分離モデルを報告した。また、SAFFMAN と TURNER<sup>2)</sup> は、乱流渦中に存在する粒子回りの速度勾配によって起こる粒子間の衝突の確率を理論的に求めている。NAKANISHI ら<sup>3)</sup> は、脱酸の律速段階を介在物間の合体、凝集による粗大化過程と考え、SAFFMAN らの衝突理論を用いて介在物間の衝突確率を求め脱酸速度を導いた。谷口と菊池<sup>4)</sup> は、SAFFMAN らの式を用いて乱流渦中の介在物間の衝突頻度を計算し、乱流変動の局所的不均一性による衝突が脱酸を支配していることを指摘した。

また、介在物の凝集機構については、大井ら<sup>5)</sup> のアル

ミナクラスターの研究や MUKAI ら<sup>6)</sup> の介在物組成の変化による凝集速度の違いについての研究がある。また、介在物の衝突過程と共に、介在物の系外への除去過程が脱酸速度を支配する場合があることが指摘され<sup>7)8)</sup>、いまだ脱酸の律速過程については不明確な点が多い。

さらに、実験的に介在物の合体過程をとらえることが難しく、特に、乱流下での介在物の合体挙動を実証した例は見当たらない。一方、著者ら<sup>7)</sup> によって、溶鋼を電磁力により水平回転させる 5 t 規模の取鍋精錬技術が、脱酸速度定数として  $0.2 \text{ min}^{-1}$  以上の大きな脱酸能を有することが明らかとなった。本報告では、回転磁界攪拌浴のモデル実験およびモデル計算を行い、本系特有の脱酸機能を検討するとともに、これまでに提案されている脱酸機構の検証を行う。

## 2. 実験方法

Fig. 1 に回転磁界攪拌下のモデル実験の概要を示す。円筒のセンターが一致するように回転磁界発生装置内にアルミナキャスト製の鑄型を設置した。鑄型に 10 kg または 80 kg の溶鋼を注ぎ、溶鋼に所定の時間だけ水平回転流を与えつつ凝固させ、得られた鋼塊を破断調

平成 2 年 4 月本会講演大会にて発表 平成 3 年 6 月 17 日受付 (Received June 17, 1991)

\* 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 260)

\*2 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 工博 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

Table 1. Experimental conditions and chemical composition of the molten steel.

Sample No.	1	2	3	4	5t ladle
$O_t$ in furnace (ppm)	150	170	62	80	52*
Si/Mn in furnace (%)	0.27/0.96	0.19/0.90	0.30/0.90	0.20/0.90	
Al <sub>2</sub> in furnace (%)			0.020	0.018	0.05*
Rotation speed (rpm)	50	100	80	0	50
Rotation time (s)	100	60	300	0	420

\* Before rotation

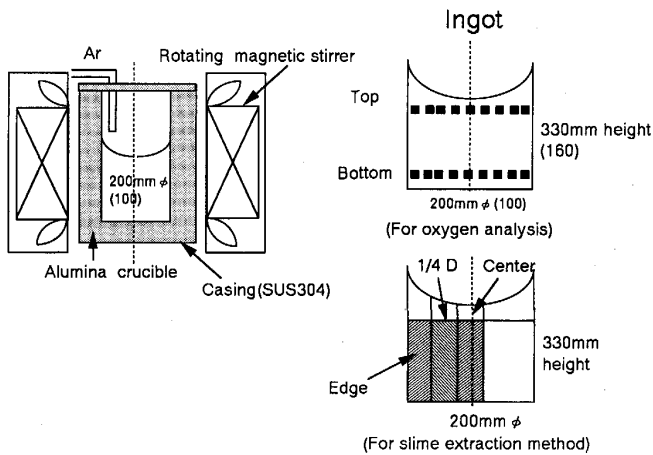


Fig. 1. Schematic diagram of the experimental apparatus and sampling positions for the 80 kg ingot and the 10 kg ingot in brackets.

査した。

実験条件および溶鋼成分を Table 1 に示す。10 kg 規模では、大気高周波溶解炉による Si-Mn 脱酸鋼を用い、80 kg 規模では、溶鋼上面を Ar シールした高周波溶解炉による Si-Mn-Al 脱酸鋼を用いた。得られた鋼塊よりサンプリングを行い、鋼中の全酸素値 ( $O_t$ ) の高さ方向、半径方向の分布を調査した。また 80 kg 鋼塊については半径方向の各位置でスライム抽出法による介在物量を調査した。また 10 kg 鋼塊では、 $O_t$  のほかに介在物の形態を光学顕微鏡および EPMA により詳しく調査した。なお、10 kg 鋼塊では、介在物の過渡的な状態を観察するために、溶鋼の過熱度を調整することにより約 60~100 s で凝固が完了するようにし、凝固完了まで回転磁界を印加した。一方 80 kg 鋼塊では、5 min 溶鋼を回転させた後、そのまま静置凝固させた。

また、5 t 取鋼精錬炉<sup>7)</sup>においても回転攪拌中に半径方向の各位置でサンプリングを行い、 $O_t$  を調査した。

### 3. 実験結果

#### 3.1 酸素量の分布

Fig. 2 に、80 kg 鋼塊の各位置の  $O_t$  の分布値を示す。80 rpm (8.4 rad/s)、300 s 回転させた鋼塊では、回転軸心部に  $O_t$  のピークが存在しているのに対して、回転

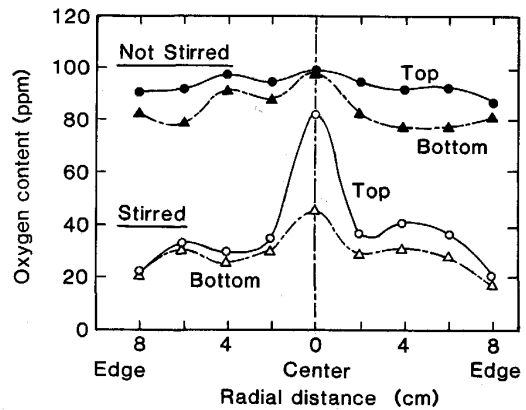


Fig. 2. Distribution of total oxygen content in the radial direction for the 80 kg ingot.

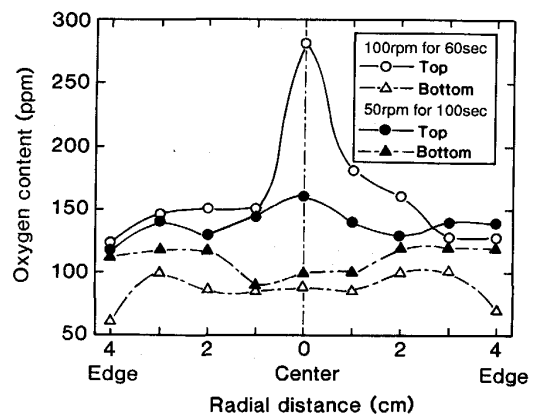


Fig. 3. Distribution of total oxygen content in the radial direction for the 10 kg ingot.

させなかった場合にはこのようなピークは認められない。また、回転させた場合には、溶解炉内の  $O_t$  と比較して鋼塊の平均的な  $O_t$  も低下している。

10 kg 鋼塊についても、Fig. 3 に示すように同様の現象が認められ、また、回転数の減少に伴い、回転軸心部にあるピーク高さも低下している。

以上のモデル実験の結果に基づき、5 t 回転磁界精錬炉<sup>7)</sup>において、Ar 雰囲気下で溶鋼回転中(回転数 50 rpm : 5.2 rad/s)に、底面より 400 mm の位置(湯面レベル 900 mm)の回転軸心部と回転軸心から 350 mm の位置 ( $r/r_{max} = 0.7$ ) の溶鋼サンプリングを行い、 $O_t$  を

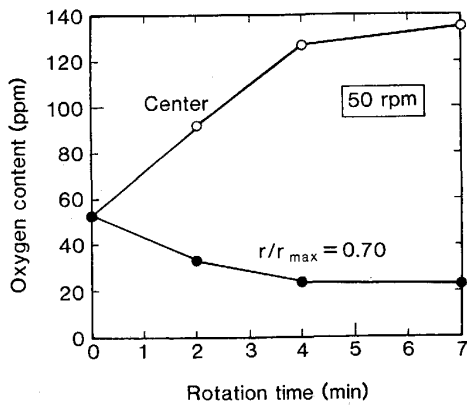


Fig. 4. Change of oxygen content with stirring time in a 5 t ladle refining furnace.

調査した。結果を Fig. 4 に示す。回転時間の経過と共に回転軸心部で  $O_i$  が増加し、端部では  $O_i$  が減少しており、モデル実験と同様の現象が起こっていることが確認された。

3・2 介在物量の分布

スライム抽出介在物量  $M$  と各粒径範囲の平均の半径の1個当たりの介在物重量  $m$  より、各粒径範囲の介在物個数は(1)式で表される。

$$N(R) = M/m = \frac{3M}{4\pi R^3 \rho_{inc} \times 25} \dots\dots\dots(1)$$

ここで、 $\rho_{inc}$  は介在物の密度であり、さらに分母に25とあるのは、スライム抽出法は50  $\mu\text{m}$ ~100  $\mu\text{m}$  径、100  $\mu\text{m}$ ~150  $\mu\text{m}$  径など、50  $\mu\text{m}$  径(25  $\mu\text{m}$  半径)ごとの範囲にある介在物量を測定しているため、この半径の範囲で割って、半径1  $\mu\text{m}$  ごとの介在物個数として規格化したためである。

Fig. 5 に80 kg 鋼塊の半径方向の各位置で(1)式より求めた各介在物半径の範囲にある個数を示す。

介在物半径  $R$  と介在物個数  $N(R)$  の間には、次式で示される関係が成立することが経験的に知られている。

$$N(R) = N_0 \cdot \exp(-\alpha R) \dots\dots\dots(2)$$

ここで、 $N_0$ 、 $\alpha$  は定数

本実験でも鋼塊端部および1/4直径部と軸心部の100  $\mu\text{m}$  以下の半径の介在物についてはこの関係が成立している。しかしながら、1/4直径部と軸心部の100  $\mu\text{m}$  以上の半径の介在物については、介在物個数がこの関係から外れて多くなっている。

本モデル実験で、(2)式が成立した鋼塊端部の勾配から  $\alpha = 0.08$  を得る。これまでに報告された種々の脱酸剤、粒径範囲の介在物粒径と個数の関係から、(1)、(2)式を用いて  $\alpha$  の値を試算し、結果を Table 2 にまとめた。Table 2 から、脱酸剤によらず  $\alpha$  の値はほぼ0.07

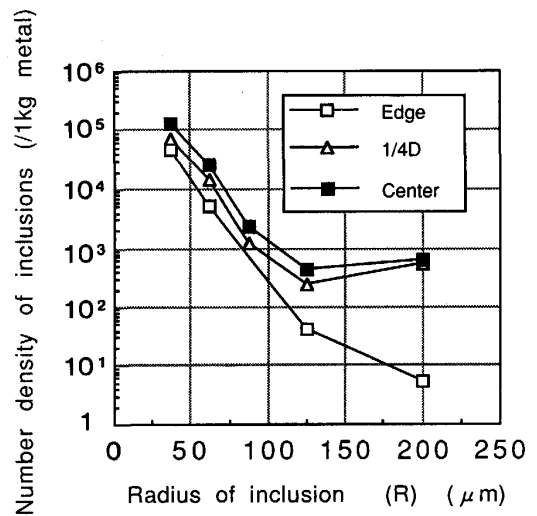


Fig. 5. Relation between radius and number density of inclusions at each radial position.

Table 2. Comparison of  $\alpha$  for various deoxidizers.

Deoxidizer	Time after addition (min)	Range of inclusion radius ( $\mu\text{m}$ )	$\alpha$	Reference cited
Si-Al	18	1.5~19	0.07	9
Si	3	1.5~8	0.83	10
Al (Cluster)	20	50~115	0.07	11
Al (Particle)	0.17	2~16	0.67	3
Si-Mn-Al	15	32~200	0.08	This work

~0.08 の範囲にあるが、脱酸剤添加後10~180 s 程度の脱酸剤添加直後においては、 $\alpha$  は0.67~0.83 と大きな値となっている。これは、脱酸剤添加直後では、介在物の粗大化が進んでいないために微細介在物の割合が大きいが、時間経過とともに、介在物の粗大化と、粗大化した大型介在物の系外への分離がバランスして、 $\alpha$  がほぼ一定となってくるためと思われる。

3・3 介在物の形態

10 kg 鋼塊中の介在物は球状を呈している。さらに介在物の形態を詳しく調査した結果、Photo. 1 に示すように介在物間の合体途中と推察される形態が多数観察され、また、Photo. 1 の左下の写真に示すように、一つの介在物に三つの介在物が合体している例も見つかった。EPMA により介在物組成を分析した結果、Photo. 2 に示すような  $\text{SiO}_2 \approx 40\%$ 、 $\text{MnO} \approx 60\%$  の低融点酸化物であった。

これらの凝集途中の介在物を構成する粒子径の組合せ、( $R_1$ ,  $R_2$ ) を Fig. 6 に示す。Fig. 6 では、合体途中の二つの介在物は本来区別されないが、便宜上  $R_1 > R_2$  なる条件を入れてプロットした。Fig. 6 より明らかなように、合体途中の介在物は10~50  $\mu\text{m}$  半径の限られた範囲に集中している。

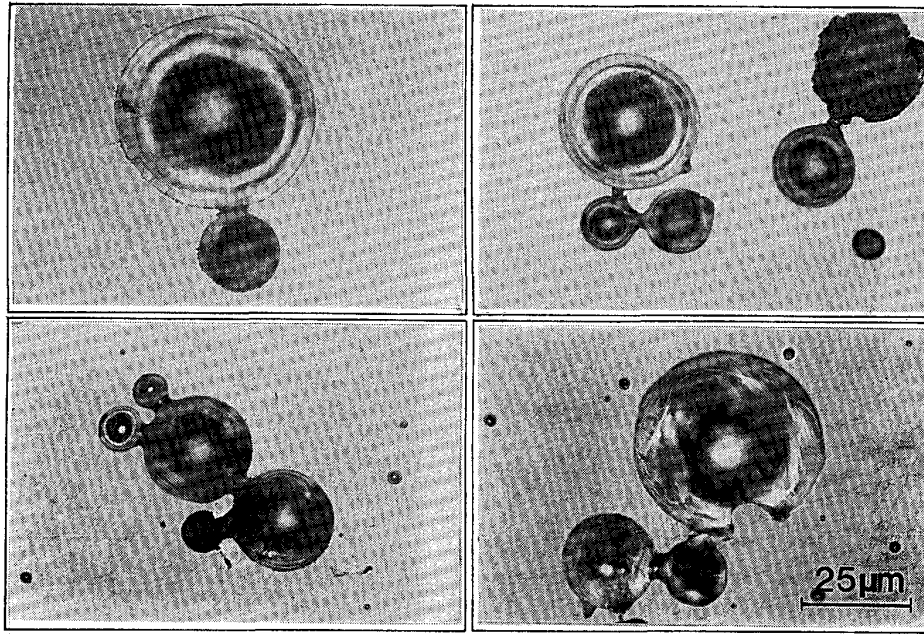


Photo. 1. Microphotographs of the coagulated inclusions.

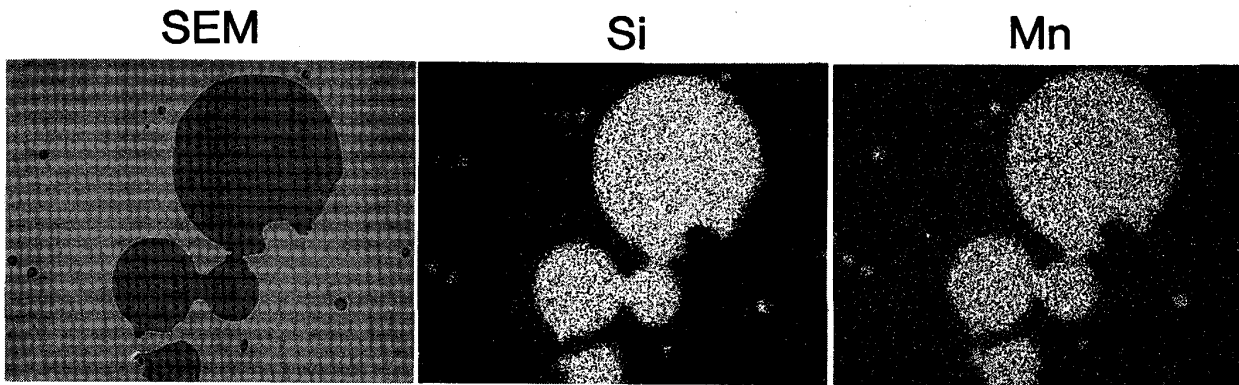


Photo. 2. X-ray images of the coagulated inclusions.

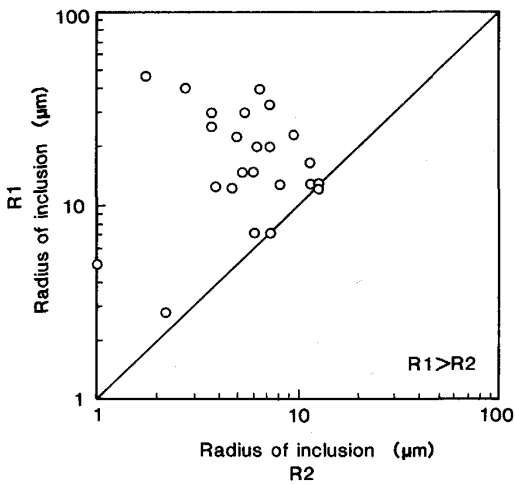


Fig. 6. Distribution of radius for the observed pairs of coagulated inclusions.

#### 4. 考 察

##### 4.1 介在物の移動速度の推定

回転軸心部に酸素量のピークが生じる理由の一つは、すでに KOR<sup>12)</sup>が指摘しているように溶鋼と介在物の比重差によって生じる求心力による結果と考えられる。

いま、溶鋼の回転速度を  $\omega$ 、回転軸心からの距離を  $r$ 、溶鋼の密度を  $\rho_{Fe}$ 、介在物の密度を  $\rho_{inc}$  とすると、介在物には(3)式で示される回転軸心部に向かう力が働く。

$$F_r = r\omega^2(\rho_{Fe} - \rho_{inc}) \dots\dots\dots(3)$$

Stokes 則<sup>13)</sup>が成立すると仮定すると、介在物は(4)式で示される終末速度で回転中心部に向かう。

$$V_r = 2(\rho_{Fe} - \rho_{inc})R^2\omega^2r / 9\mu \dots\dots\dots(4)$$

ここで、 $R$  は介在物の半径、 $\mu$  は溶鋼粘性係数。

一方、静止浴中での浮力による介在物の移動速度は、

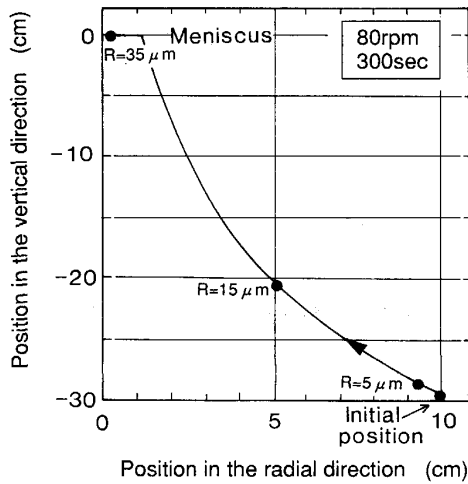


Fig. 7. Calculated trajectory of inclusions during rotation.

$$V_z = 2(\rho_{Fe} - \rho_{inc.})R^2g / 9\mu \dots\dots\dots(5)$$

ここで、 $g$  は重力加速度

で表される。

いま、この求心力による移動速度と静止浴中の浮力による移動速度を比較すると、

$$V_r / V_z = \omega^2 r / g \dots\dots\dots(6)$$

となる。80 kg モデル実験での最外周部の  $r = 0.1$  m,  $\omega = 80$  rpm (8.4 rad/s) を用いて(6)式を計算すると、

$$V_r / V_z \approx 0.8 \dots\dots\dots(7)$$

となる。介在物が重力方向と半径方向にこのような力を受けるとし、初期条件として各粒径の介在物を底面の最外周部に置いたとき、80 rpm (8.4 rad/s), 300 s の回転中の軌跡を計算した結果を Fig. 7 に示す。35  $\mu$ m 半径以上の介在物は求心力によって回転中心部まで移動するが、 $O_i$  の主体を占める小径の介在物では移動速度が小さく、鋼塊軸心部の  $O_i$  のピークの存在をこの考え方だけでは説明できない。

4.2 介在物間の合体

脱酸速度が溶鋼に投入される攪拌動力密度に大きく影響されることは多くの研究者によって指摘されている。これは、溶鋼の攪拌によって介在物の粗大化が進み系外への分離が進行するためと考えられている。ここでは、これまでに提案された理論による計算と実測された合体途中の介在物を構成する組合せ、( $R_1$ ,  $R_2$ ) を比較することにより介在物の粗大化のメカニズムを検討する。

4.2.1 Stokes 浮上<sup>13)</sup>による介在物間の衝突確率

介在物粒径の差で浮力および求心力による移動速度に差が生じ、速度差によって介在物同士の衝突が起こる。いま、簡単のために、介在物が Stokes の終末速度で移動すると仮定すると、介在物間の衝突確率  $w_s$  は(8)式

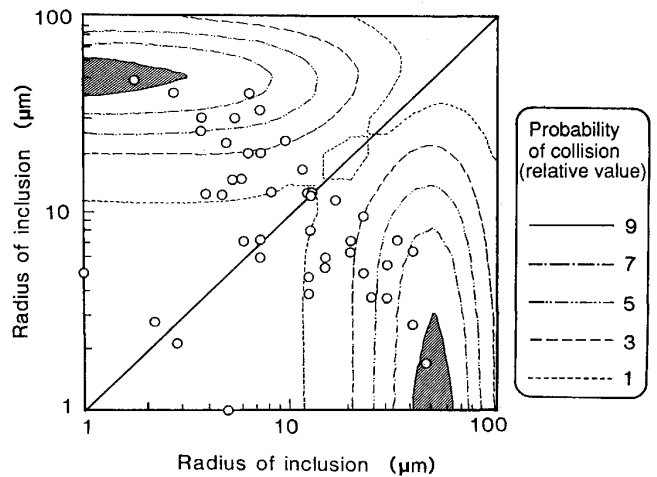


Fig. 8. Comparison of the calculated contours of collision probability based on Stokes' model with the radius of the observed pairs of coagulated Si-Mn inclusions ( $\alpha = 0.08$ ).

で表される<sup>1)</sup>。

$$w_s = \frac{2}{9} g \frac{\Delta\rho}{\mu} |R_1 - R_2| (R_1 + R_2)^3 = 7.2 |R_1 - R_2| (R_1 + R_2)^3 \dots\dots\dots(8)$$

(8)式より介在物粒径分布を考慮した衝突確率  $W_s$  は、

$$W_s = 7.2 |R_1 - R_2| (R_1 + R_2)^3 \times |N_0 \exp(-\alpha R_1) \cdot N_0 \exp(-\alpha R_2)| / 2 \dots\dots(9)$$

と表されることになる。

$\alpha$  を 0.08 とし、(9)式を数値計算することにより求められる衝突確率  $W_s$  を、実証された合体途中の介在物半径と同わせて、Fig. 8 に示す。Fig. 8 では、見やすいように、 $R_1 > R_2$  なる条件を入れてプロットした介在物半径を  $y = x$  で反転させて  $R_1 < R_2$  の領域にもプロットしている。Stokes 浮上では介在物の半径の違いによって介在物の移動速度が異なるために、半径差の大きい領域で衝突確率が増す結果となるが、得られた実測値とは一致しない。

4.2.2 乱流渦中の介在物間の衝突確率

SAFFMAN ら<sup>2)</sup>によって提案されたように、乱流場に取り込まれた介在物が、その介在物の回りに速度勾配を形成し、衝突空間を持つと考える。

このとき乱流渦中にある粒子間の衝突確率  $w$  は、衝突前の介在物半径を  $R_1$ ,  $R_2$ , 攪拌動力密度を  $\epsilon$ , 溶鋼動粘性係数を  $\nu$  とすると、

$$w = 1.3\sqrt{\pi}(R_1 + R_2)^3 \sqrt{\epsilon/\nu} \dots\dots\dots(10)$$

で表される<sup>†</sup>。介在物粒径分布を考慮した衝突確率  $W$  は、

<sup>†</sup> SAFFMAN ら<sup>2)</sup>の論文では、(10)式中の  $\sqrt{\pi}$  は含まれていないが、これは、LINDBORG ら<sup>1)</sup>が指摘したように、SAFFMAN らの数式上の誤りと考えられる。

$$W = 1.3\sqrt{\pi}(R_1+R_2)^3\sqrt{\epsilon/\nu} \times \{N_0 \exp(-\alpha R_1) \cdot N_0 \exp(-\alpha R_2)\} / 2 \dots\dots(11)$$

と表される. ここで同様に  $\alpha=0.08$  を用いて各半径の介在物の相対的な衝突確率の大きさの計算結果を, 実測された合体途中の介在物半径と共に Fig. 9 に示す. Fig. 9 の計算結果で  $10 \mu\text{m}$  半径以下の介在物の衝突確率が小さいのは(10)式で示した  $w$  が小さいためであり,  $80 \mu\text{m}$  半径以上の介在物で衝突確率が小さいのは, 介在物個数  $N_0 \exp(-\alpha R)$  が小さくなるためである.

Fig. 9 で計算値と実測値がよく一致するのに対して, 二つの介在物の半径の差が大きい領域で衝突確率が增大する Fig. 8 の計算結果と観察結果は一致しない. これらの結果より, 乱流渦に巻き込まれた介在物の Gradient collision を主要なメカニズムとして介在物間の衝突が

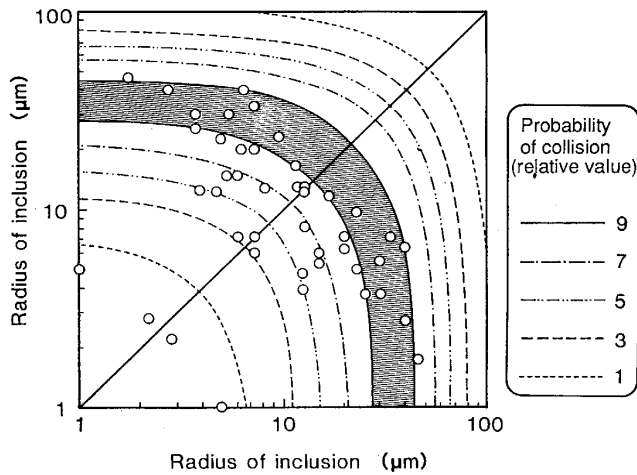


Fig. 9. Comparison of the calculated contours of collision probability based on Saffman's model with the radius of the observed pairs of coagulated Si-Mn inclusions ( $\alpha=0.08$ ).

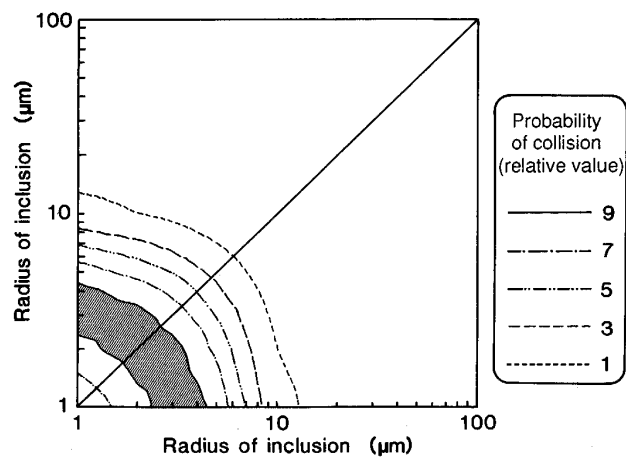


Fig. 10. Prediction of the contours of collision probability based on Saffman's model for alumina particles ( $\alpha=0.70$ ).

進行していると考えられる.

#### 4.2.3 アルミナクラスターの場合

以上の検討は  $\alpha$  を  $0.08$  と仮定した場合であるが, 脱酸剤添加直後では Table 2 で示したように  $\alpha$  が  $0.7$  程度と大きい.

$\alpha=0.7$  の場合の衝突確率を Gradient collision を仮定した(11)式を用いて計算することにより, Fig. 10 を得る.  $3 \mu\text{m}$  半径程度の微細介在物の衝突確率が大きくなっている. 脱酸初期にアルミナ粒子同士の衝突によってクラスターを形成すると考えると, 上述の計算結果はクラスターを形成しているアルミナ半径が  $3 \mu\text{m}$  以下であるという実測値<sup>14)</sup>と矛盾しない.

溶鋼攪拌時に, アルミナ粒子の挙動を調査するため, RH 処理における低炭素鋼の Al 添加 3 min 後と 18 min 後で溶鋼サンプリングを行い, サンプル中の介在物を EB 法<sup>15)</sup>により分離した. 分離した介在物の SEM 像を Photo. 3 に示す. Al 添加 18 min 後の方が, クラスターを形成しているアルミナ粒子径が大きくなっている. このことから, クラスターを形成する個々の粒子でも攪拌浴下で粗大化することがわかる.

#### 4.2.4 最小の乱流渦径と介在物径の関係

KOLMOGOROV<sup>16)</sup> によって理論的に導かれた乱流中の最小渦径  $\eta$  は, 次式で示される.

$$\eta = (\nu^3 / \epsilon)^{0.25} \dots\dots\dots(12)$$

Kolmogorov の局所平衡理論<sup>16)</sup>によると,  $Re$  数の大きな乱流場には大きい渦から小さい渦までの階層組織が形成され, 一種の平衡状態が考えられる. すなわち, 大きい渦は外部からの作用によって直接励起され, 小さい渦はより大きい渦が分裂を何段階か繰り返した後にできる. 渦の持つエネルギーが, 液体の粘性による消散によって消滅する臨界の径が Kolmogorov の渦径であり, 渦径分布は Kolmogorov の渦径以上で  $5/3$  乗則にしたがう.

浅井<sup>17)</sup>は, 溶鋼の精錬を対象に  $\eta$  の値を概算し, 最小渦径が介在物径とほぼ同じ大きさにあることを指摘した. いま, 本モデル実験の攪拌動力密度  $\epsilon$  を  $0.5 \text{ W/kg}$  とし<sup>7)</sup> (12)式より  $\eta$  を概算すると, 約  $20 \mu\text{m}$  半径となる. すなわち, Kolmogorov の最小渦径が本実験で観察された合体途中の介在物粒径と同じオーダーであり, この点からも介在物が乱流渦に巻き込まれていると考えられる.

#### 4.3 回転磁界攪拌浴での脱酸機構の推定

以上のモデル実験およびモデル計算により, 回転磁界攪拌浴中の介在物の挙動を以下のように推察した.

4.1 節, (7)式で検討したように介在物に働く求心力の大きさは, たかだか浮力の  $0.8$  倍程度である. 回転

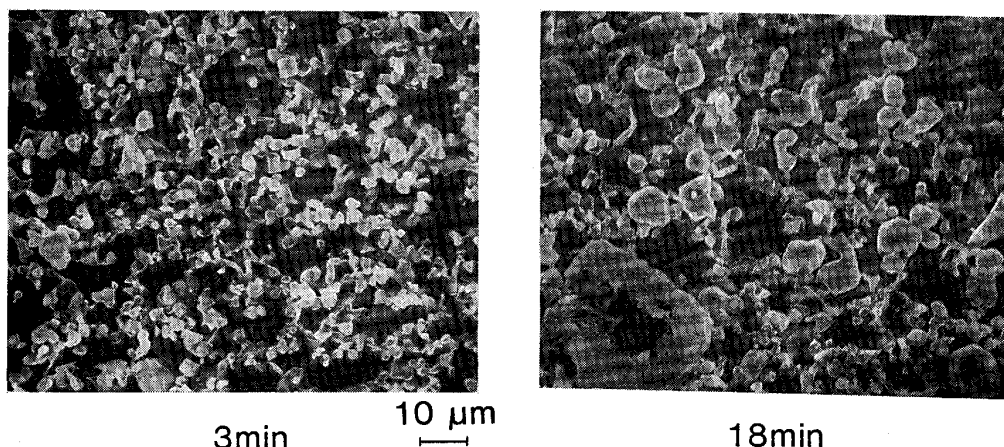


Photo. 3. Comparison between inclusions in molten steel obtained at 3 min and 18 min after the addition of aluminum in RH degasser.

しない場合の高さ方向の  $O_i$  の分布の差が小さいことから、介在物の本力学場による移動のみを考慮した脱酸速度は小さいと考えられる。すなわち、求心力による介在物の移動のみでは、本モデル実験で認められた軸心部の大きな  $O_i$  のピークを説明できない。

Fig. 7 に示したように介在物の移動速度は介在物半径の2乗に比例して増加するが、本モデル実験では4.3節で計算したような乱流渦中の介在物間の合体による粗大化が促進されることにより、介在物の移動速度の増加が起こり、大きい脱酸能が得られたと考えられる<sup>14)</sup>。

また、回転磁界攪拌浴の脱酸に特有の現象として、回転軸心部の介在物の集積による介在物間の衝突促進効果が考えられる。(11)式では介在物粒径分布は  $N_0 \exp(-\alpha R)$  を仮定しているが、Fig. 6 に示したように、回転軸心部の  $100 \mu\text{m}$  以上の介在物個数は、仮定から導かれる値の  $10 \sim 10^2$  倍となっている。この場合の介在物間の衝突確率は、(11)式で示したように介在物個数の2乗に比例することになるから  $10^2 \sim 10^4$  倍程度大きくなることになる。同様に、(11)式により衝突確率は攪拌動力密度の  $1/2$  乗に比例することから、介在物数が10倍偏在することは、攪拌動力密度を  $10^4$  倍した場合と同等の衝突確率をもたらすことになると試算される。

以上の検討により、回転磁界攪拌浴では、①介在物間の合体による粗大化によって介在物の浮上速度および回転中心部に向かう速度が増加し、②介在物が乱流エネルギーの大きい回転軸心部に集積することにより、更に衝突確率が増加して、脱酸速度の向上がもたらされているものと推察される。

#### 4.4 介在物の凝集過程

介在物の合体は、衝突過程とその後の凝集過程で終了

する (Fig. 11)。KUCZYNSKI<sup>18)</sup> は、2粒子間の焼結メカニズムを検討し、粒子半径と2粒子間の接合部長さとの間に(13)式の関係があることを導いている。

$$\frac{x^n}{R^m} = A(T) \cdot t \quad \dots\dots\dots(13)$$

よって、

$$\left(\frac{x}{R}\right)^n = R^{m-n} A(T) \cdot t \quad \dots\dots\dots(14)$$

$$n \log(X/R) = (m - n) \log(R) + \log(A(T) \cdot t) \quad \dots\dots\dots(15)$$

ここで、 $x$ : 接合部半径、 $R$ : 粒子半径

$A(T)$ : 拡散係数を含む温度の関数

$t$ : 衝突後の焼結時間

(15)式中の  $\log(R)$  に対する  $\log(X/R)$  の比:  $G = (m - n)/n$  は、その焼結機構に依存し粘性流動の場合には0.50、体積拡散の場合には0.60、表面拡散の場合には0.57となる<sup>18)</sup>。

大井ら<sup>5)</sup>は、この考え方をアルミナクラスターの凝集

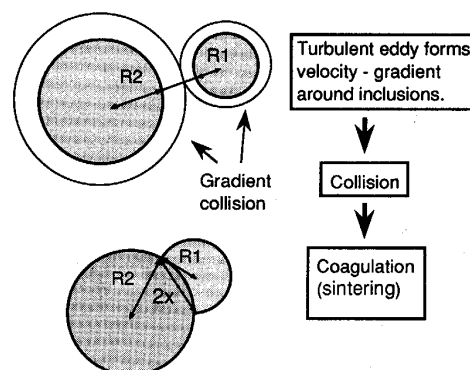


Fig. 11. Concept for the collision between inclusions.

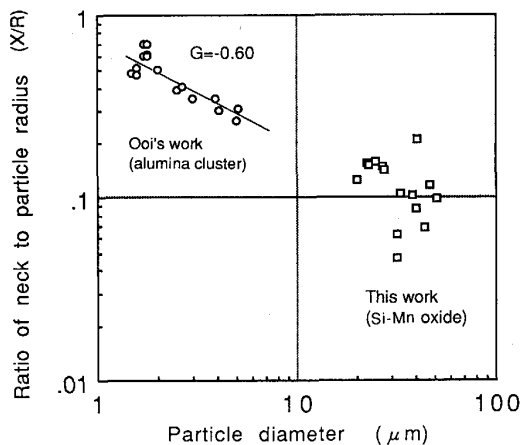


Fig. 12. Relationship between the particle diameter and ratio of the neck to particle radius.

過程に適用し、Fig. 12の白丸で示すように介在物半径  $R$  と焼結度  $x/R$  とに良い相関が得られ、アルミナが体積拡散に近い機構で凝集（融合）していることを示した。一方、本実験の Si-Mn 脱酸鋼で観察された合体途中の介在物の焼結度を調査したところ、Fig. 12 にプロットしたように介在物半径と焼結度の間に相関が認められなかった。

この結果は以下のように考えられる。アルミナの場合にはその焼結速度が遅いために、介在物間の衝突過程よりも凝集過程が遅く、(13)式の焼結時間を無視できた。一方、本実験で観察された介在物は Si-Mn 系の低融点の酸化物であり、その組成から溶鋼中では液体状態であったと推定される。Si-Mn 脱酸鋼で凝集途中の介在物が見出されるのは稀であるが、MUKAI ら<sup>6)</sup>の研究にもあるように、溶鋼中で介在物が液体状態である場合には、衝突後の凝集（融合）速度が大きい。このために、溶鋼攪拌と凝固が同時に進行し、介在物凝集の過渡的な状況の固定が可能であった本実験においても、凝集時間を無視することができなくなり、介在物半径と焼結度の相関が不明確となってくると考えられる。

## 5. 結 言

溶鋼に水平回転流を与えつつ凝固させるモデル実験を行い、介在物の分離メカニズムについて以下の知見を得た。

- (1) 溶鋼に水平回転流を与えることにより、回転軸心部で  $O_2$  にピークが生じる。
- (2) モデル実験で介在物に働く求心力の大きさは浮力よりも小さく、求心力による介在物の移動のみでは、回

転磁界攪拌によって生じる回転軸心部の  $O_2$  のピークを説明できない。

(3) 乱流渦中に巻き込まれた介在物の回りに生じる速度勾配によって介在物間の衝突が促進されると考えた SAFFMAN らの考え方をを用いたモデル計算による衝突確率と本実験で観察された合体途中の介在物半径とが良く一致した。また、この考え方により、アルミナクラスターを形成する粒子間の合体も矛盾なく説明できた。

(4) 回転攪拌浴で脱酸速度が向上するのは、(2)で述べた求心力による介在物の移動に加えて、回転攪拌によって攪拌動力密度の増加と介在物の偏在が起り、(3)で述べた介在物間の衝突確率が増加することで、介在物の粗大化が促進され介在物の移動速度が増加することによる。

(5) アルミナクラスターで認められた介在物半径と焼結度の相関が Si-Mn 系酸化物で認められないことは、Si-Mn 系酸化物の衝突後に起こる凝集速度が大きいことの反映と考えられる。

## 文 献

- 1) U. LINDBORG and K. TORSSELL: Trans. Metall. Soc. AIME, **242** (1968), p. 94
- 2) P. G. SAFFMAN and J. S. TURNER: J. Fluid Mech., **1** (1956), p. 16
- 3) K. NAKANISHI and J. SZEKELY: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **15** (1975), p. 522
- 4) 谷口尚司, 菊池 淳: 鉄と鋼, **73** (1987), A211
- 5) 大井 浩, 関根 稔, 河西悟郎: 鉄と鋼, **59** (1973), p. 1078
- 6) 藤沢敏治: 第 126・127 回西山記念技術講座 (日本鉄鋼協会編) (1988), p. 107
- 7) T. SAKURAYA, N. SUMITA, T. FUJII and Y. FUKUI: The 6th International Iron and Steel Congress, Nagoya, Japan, **3** (1990), p. 576
- 8) M. HIRASAWA, K. OKUMURA, M. SANO and K. MORI: The 6th International Iron and Steel Congress, Nagoya, Japan, **3** (1990), p. 568
- 9) 熊井 浩, 広本 健, 松永 久, 大橋徹郎, 大野唯義: 鉄と鋼, **60** (1974), p. 926
- 10) 宮下芳雄: 第 2 回西山記念技術講座 (日本鉄鋼協会編) (1968), p. 124
- 11) 遠藤公一, 高本 久, 中川淳一, 尾花保雄, 高浜秀行, 金子敏行, 稲葉東實, 山本利樹: 製鉄研究 (1989) 335, p. 2
- 12) G. L. W. KOR: ISS Trans., **5** (1984), p. 1
- 13) 例えば, 粉体工学便覧 (粉体工学会編) (1986) [日刊工業新聞社]
- 14) S. LINDER: Scand. J. Metall., **3** (1974), p. 137
- 15) 塗 嘉夫, 梅沢一誠: 鉄と鋼, **75** (1989), p. 1897
- 16) 乱流現象の科学 (巽 友正編), Vol. 1 (1986), p. 197 [東大出版会]
- 17) 浅井滋生: 日本金属学会会報, **23** (1984), p. 59
- 18) G. C. KUCZYNSKI: Trans. Metall. Soc. AIME, **185** (1949), p. 169