

二種粒子の凝集を考慮した介在物モデルによる 取鍋精錬時の介在物挙動解析

淵上 勝弘*・若生 昌光*・今村 尚近*²・遠藤 公一*²
清瀬 明人*³・沢田 郁夫*⁴

Analysis of Inclusion Behavior in a Ladle Refining Process by a Newly Developed Coagulation Model

Katsuhiko FUCHIGAMI, Masamitsu WAKOH, Naohika IMAMURA, Koichi ENDOH,
Akito KIYOSE and Ikuo SAWADA

Synopsis : A new model was developed to analyze the coagulation behavior of inclusions in the molten steel during the secondary refining process. The advantage of the model is to calculate the behavior of two types of inclusions, such as alumina inclusion and slag-origin inclusion, which is a slag particle engulfed by the flow at the surface of the molten steel. The flow of the molten steel in a ladle is calculated by using a large eddy simulation model, and several kinds of inclusion collision modes are considered in the coagulation model. Inclusion analysis experiments were carried out in the secondary refining process, changing the flow rate of Ar gas injected from bottom of the ladle; the results were compared with the calculation. It is concluded that the increase in Ar gas flow rate increases the number of inclusions by enhancing the slag particle engulfed at the surface of the molten steel. The effect of Ar gas flow rate on the number of inclusions seems to be small within the range of Ar gas flow rate investigated.

Key words : steelmaking; coagulation model; ladle refining process; alumina inclusion; slag inclusion.

1. 緒言

溶鋼中の介在物凝集挙動については、計算モデルによる解析が行われてきた¹⁻³⁾が、いずれも脱酸生成物であるアルミナ粒子を対象としたものである。実際には、溶鋼上にあるスラグの巻き込みが、介在物挙動に大きく影響していると考えられる。

Fig. 1 には、二次精錬直後の溶鋼中に見られる介在物の

代表的な形態を示すが、脱酸生成物である数 μm サイズのアルミナ粒子が多数凝集したアルミナ・クラスタ以外に、完全な球形の介在物と凹凸を呈する形態の介在物（ここでは、不定形介在物と呼称する）が見られる。この球形の介在物は、組成を分析すると、 $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ を主成分とする多元系の酸化物 ($\text{CaO}/\text{Al}_2\text{O}_3=0.8\sim 1.2$) であり、融点が比較的低いため、溶鋼中では液相になっているものと考えられる。一方、不定形の介在物は、 $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ 系の Al_2O_3 含有量の

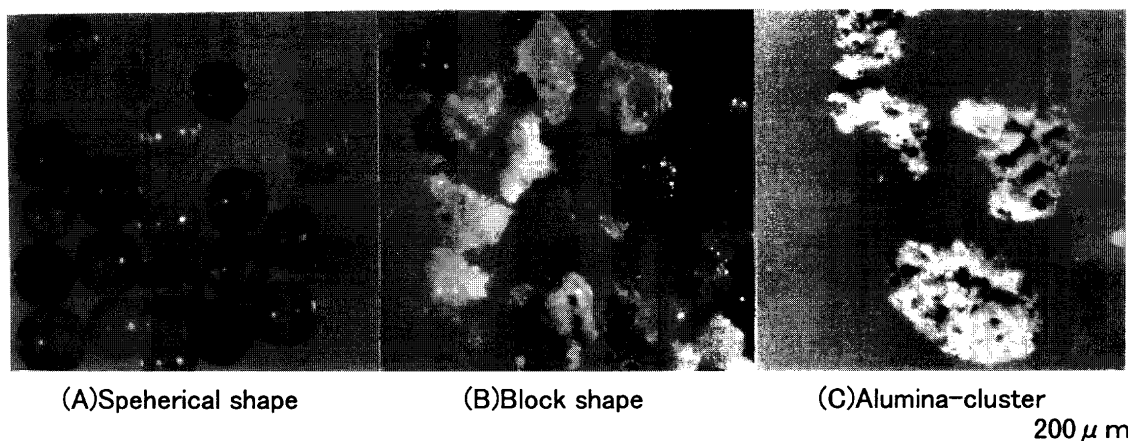


Fig. 1. Morphologies of inclusions.

平成 10 年 10 月 15 日受付 平成 11 年 2 月 9 日受理 (Received on Oct. 15, 1998; Accepted on Feb. 9, 1999)

* 新日本製鐵(株) 大分技術研究所 (Oita R&D Lab., Nippon Steel Corp., 1 Oaza-Nishinosu Oita 870-8566)

* 2 新日本製鐵(株) 大分製鐵所 (Oita Works, Nippon Steel Corp.)

* 3 新日本製鐵(株) 君津技術研究所 (Kimitsu R&D Lab., Nippon steel Corp.)

* 4 新日本製鐵(株) 先端技術研究所 (Advanced Technology Research Labs., Nippon Steel Corp.)

多い複合酸化物 ($\text{CaO}/\text{Al}_2\text{O}_3 < 0.8$) であり、融点は比較的高い。取鍋精錬において、Al脱酸後から連続的に溶鋼サンプリングを行った試験結果から、球形介在物は、取鍋溶鋼上のスラグが溶鋼内に巻込まれた粒子が溶鋼中のAlで還元されたものと推定される。また、不定形介在物は、脱酸生成物であるアルミナと球形介在物が凝集体したものだと推定される。

このような巻込みスラグに起因する介在物は、その量が多い場合には、脱酸生成物であるアルミナの凝集、浮上分離挙動に大きな影響を与えられとされる。

本報では、新しく開発した2種粒子の介在物凝集モデル⁴⁾を用いて、スラグ巻込みを考慮した介在物挙動の計算を行ない、取鍋精錬終了時の溶鋼サンプリング結果と対比・検討した結果について報告する。

2. 計算モデル概要

介在物凝集の計算は、溶鋼流動計算プログラムと介在物凝集プログラムをそれぞれ独立に用いて行っており、溶鋼流動計算プログラムで得られた各メッシュごとの6方向の速度ベクトルを介在物凝集プログラムのメッシュに換算して入力する。溶鋼流動計算におけるメッシュは、 $49 \times 49 \times 38$ とし溶鋼流動をできるだけ精密に計算した。一方、介在物凝集モデルにおいては、溶鋼流動計算と同一メッシュでは計算時間が膨大になるため、メッシュを $10 \times 10 \times 8$ とした。

溶鋼流動計算プログラムは、3次元流体解析モデル“FLODIA”に、ガス吹き込みによる浮力および溶鋼の温度差に基づく密度変化を考慮したものを用いた。“FLODIA”は、3次元のLarge Eddy Simulationによる乱流の非定常計算モデルであり、詳細は沢田らによる参考文献⁵⁾を参照されたい。

ガス吹き込みによる気泡の空間分布の計算には、以下に示すCastillejos and Brimacombe⁶⁾のモデルを用いた。

$$\alpha_{\max} = 2.9377N^{-1} \quad (N \geq 4) \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\alpha_{\max} = N^{-0.22} \quad (N < 4) \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$N = \{g \cdot d_0^5 (\rho_l - \rho_g) / Q_0^2 \cdot \rho_l\}^{0.269} (z/d_0)^{0.993} \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$r_{\alpha_{\max}/2} = 0.243 \{g \cdot d_0^5 (\rho_l - \rho_g) / Q_0^2 \cdot \rho_l\}^{0.184} (z/d_0)^{0.48} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\alpha = \alpha_{\max} \cdot \exp\{-0.7(r/r_{\alpha_{\max}/2})^{2.4}\} \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$\rho = \alpha \cdot \rho_g + (1 - \alpha) \rho_l \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 g ：重力加速度、 z ：吹き出し口からの鉛直方向距離、 d_0 ：吹き出し口径、 Q_0 ：ガス流量、 r ：吹き出し口中心線（吹き出し口を通る鉛直方向の線）からの水平距離、 α ：気泡率、 ρ_l ：溶鋼密度、 ρ_g ：Arガス密度、 ρ ：溶鋼・

Arガス混合部密度。

介在物粒子は、アルミナとスラグ粒子の2種とし、移流拡散、乱流せん断、浮上速度差、ブラウン運動等を考慮した凝集および浮上の計算を行う。介在物の凝集については、以下の式を用いた。

まず、介在物の凝集体頻度を以下の式で表す。

$$Z = \alpha \times N_{ij} \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 Z ：凝集体頻度、 α ：凝集体係数、 N_{ij} ：介在物衝突頻度。

粒径 d_i と d_j の介在物どうしの衝突頻度は次式で表される⁷⁾。

$$N_{ij} = \{\beta_1(d_i, d_j) + \beta_2(d_i, d_j) + \beta_3(d_i, d_j) + \beta_4(d_i, d_j)\} n_i \cdot n_j \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 $\beta_1(d_i, d_j)$ ：乱流剪断による衝突頻度

$\beta_2(d_i, d_j)$ ：乱流変動による衝突頻度

$\beta_3(d_i, d_j)$ ：浮上速度差による衝突頻度

$\beta_4(d_i, d_j)$ ：ブラウン運動による衝突頻度

であり、それぞれ、以下の様に表される。

$$\beta_1(d_i, d_j) = 2.3 \{(d_i + d_j)/2\}^3 (\varepsilon/\nu)^{0.5} \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$\beta_2(d_i, d_j) = 2(2\pi) \{(d_i + d_j)/2\}^2 (1 - \rho/\rho_{inc}) (\tau_i - \tau_j) (Du/Dt) \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$\tau_i = d_i^2 \cdot \rho_{inc} / 18\mu \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$(Du/Dt)^2 = 1.3 \nu^{-1/2} \varepsilon^{3/2} \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$\beta_3(d_i, d_j) = 2\pi \cdot \Delta\rho \cdot g / (9\mu) \{(d_i + d_j)/2\}^3 |(d_i - d_j)/2| \quad \dots\dots\dots (13)$$

$$\beta_4(d_i, d_j) = 2k_B \cdot T / (3\mu) \{(1/d_i - 1/d_j)\} (d_i + d_j) \quad \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 n_i, n_j ：介在物個数、 ε ：攪拌エネルギー、 ν ：動粘性係数、 ρ ：溶鋼密度、 ρ_{inc} ：介在物密度、 τ ：粒子緩和時間、 μ ：溶鋼の粘性係数、 $\Delta\rho$ ：密度差、 k_B ：ボルツマン定数、 T ：絶対温度。

凝集係数は粒子種ごとに変更できるが、その詳細は明らかでないので、0.3一定値とした。Nakanishi et al.⁸⁾は、ASEA-SKF炉内でのアルミナの凝集係数を0.27~0.63としているが、山田¹⁾らは、タンディッシュ内でのアルミナの凝集係数として0.1が実測値と合うとしている。ここでは、Nakanishi et al.らの値の低いほうを採用した。なお、0.1での計算も行ってみたが、0.3のほうが100 μm 以上の介在物がわずかに増える傾向にあった。

また、粒子合体については、アルミナどうしの衝突以外はスラグ系介在物になるとした。すなわち、アルミナ粒子+アルミナ粒子はアルミナ粒子、スラグ粒子+スラグ粒子はスラグ粒子、アルミナ粒子+スラグ粒子はスラグ粒子となる。

介在物の浮上については、Stokes式を用いる。さらに、気泡による介在物の除去については、Szekely⁹⁾の慣性衝突

およびさえぎり衝突を考慮した。また、界面に到達した介在物は系外に除去されるが、一部は温度勾配に基づく界面張力差により溶鋼中へ戻されるとした¹⁰⁾。

$$u'_{float} = u_{float} - K \cdot u_{surf} \cdot d \dots\dots\dots(15)$$

ここで、 u'_{float} ：介在物の浮上速度、 u_{float} ：Stokes式による介在物の浮上速度、 K ：定数 (=2000)、 u_{surf} ：溶鋼の表面流速、 d ：介在物の直径。

式(15)の右辺の第2項は、介在物が温度勾配に基づく界面張力差により溶鋼中へ戻される速度を表している。この項は、式(16)の温度勾配の項をレイノルズのアナロジーを用いて求めた結果である¹¹⁾。

$$u_{\sigma} = -4\sigma / (9\mu) \cdot (\partial\sigma / \partial T) (\partial T / \partial x) \dots\dots\dots(16)$$

ここで、 u_{σ} ：溶鋼中へ戻される流速、 σ ：表面張力、 μ ：動粘性係数、 x ：溶鋼表面からの距離。

なお、本モデルでは、介在物の生成として、Al添加によるアルミナの生成、空気酸化やスラグからの酸素供給によるアルミナの生成が計算出来る構造になっているが、本研究では、以下のように初期条件として介在物粒径を与えた。

初期条件として、Al脱酸直後を想定したアルミナ粒子の粒径分布を与える。また、スラグ粒子については、溶鋼に懸濁していたものと、攪拌中に常時巻込まれるものにわけて計算する。脱酸前に溶鋼に懸濁していたスラグ粒子について、初期条件の一つとして、粒径分布を与える。

また、攪拌中に常時巻込まれるスラグ粒子については、溶鋼流動やスラグ物性に基づく物理モデルではなく、単純に境界条件として、溶鋼/スラグ界面の単位面積、単位時間あたり巻込むスラグ粒子の粒径分布を与えた。これは、本検討で利用できるような、取鍋スラグの巻込み挙動に関する精度の高い物理モデルがなかったためである。これについては、今後のモデル改善の中で検討したい。

なお、介在物の密度は、アルミナ粒子、スラグ粒子とも 3.0 g/cm^3 とし、溶鋼の密度は 7.0 g/cm^3 とした。また、本モデルでは、巻込まれたスラグ粒子の分裂は考慮していない。

3. 実験条件

取鍋精錬装置として、取鍋底からAr攪拌を行ない、浸漬管内で脱酸材を添加するタイプの装置を用いた¹²⁾。鋼種は低炭Alキルド鋼で、Ar流量を $0.0293 \text{ (Nl/(s}\cdot\text{t))}$ と $0.0441 \text{ (Nl/(s}\cdot\text{t))}$ の2水準で変化させ、脱酸後の溶鋼サンプルを採取して、鋼中の介在物を電解スライム抽出法および顕微鏡法で分析した。溶鋼成分をTable 1に、試験条件をTable 2に示す。

Table 1. Chemical composition of the steel. (mass%)

C	Si	Mn	P	S	Al
0.05	0.03	0.4	0.01	0.01	0.05

Table 2. Experimental conditions.

case	Ar (Nl/(s·t))	Mass of steel (ton)
1	0.0293	340
2	0.0441	340

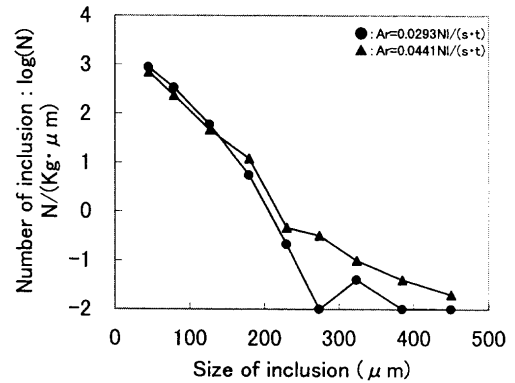


Fig. 2. Size distribution of slag-inclusions (measured).

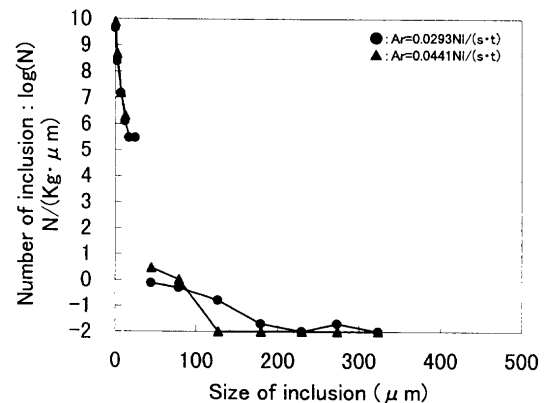


Fig. 3. Size distribution of alumina-inclusions (measured).

4. 実験結果

Ar流量 $0.0293 \text{ (Nl/(s}\cdot\text{t))}$ (水準1) と $0.0441 \text{ (Nl/(s}\cdot\text{t))}$ (水準2) の2水準におけるスラグ系介在物 (単体アルミナ以外：巻込みスラグを還元またはスラグと凝集体したアルミナ) の粒径分布をFig. 2に示す。また、アルミナ系介在物の粒径分布をFig. 3に示す。縦軸の介在物個数は、測定した介在物個数をその測定した粒径範囲の幅で割った $1 \mu\text{m}$ あたりの介在物個数とした。通常、サイズ分布を示す場合は、等間隔の区間を採用するが多いが、今回は微小介在物を $1\sim 10 \mu\text{m}$ ピッチで顕微鏡で測定し、大型介在物を $50 \mu\text{m}$ ピッチでスライム法で測定したため、サイズ区間が異なり、そのままでは正しい介在物分布とならない。そこで、測定した粒径範囲の幅で規格化した。例えば、 $50\sim 100 \mu\text{m}$ の介在物が100個あった場合、縦軸は測定粒径

Table 3. Effect of the slag-inclusion on the alumina-inclusion. (N/kg)

	~10 μm	~30 μm	~50 μm	~100 μm	~200 μm
non-slag	2.705E+09	2.810E+05	334.58	2.99	0.0491
slag	2.689E+09	2.732E+05	324.22	2.85	0.0414
slag/non-slag	0.994	0.973	0.969	0.953	0.843

範囲幅 50 μm で割った値, 2個/ μm となり, サイズ平均値 75 μm の介在物が 2 個存在するとした。連続関数としての介在物分布を考えると, 100 個という数値は連続関数をその区間の範囲で積分した値に相当し, 2 個という数値はその区間内の分布が直線と仮定した場合のサイズ平均値 (75 μm) に対する介在物個数を示している。サイズ区間の平均値と 1 μm あたりの介在物個数をプロットすることにより, 連続関数的な介在物分布が得られる。

粒径が 37 μm 以上については, 電解スライム抽出法の結果であり, 30 μm 以下については顕微鏡観察の結果である。アルミナ系の場合には, 顕微鏡でも数 μm サイズの非常に多くの介在物が観察されたが, スラグ系介在物については, 顕微鏡では全く観察されず, 最小粒径は電解スライム抽出法で得られた 37 μm であった。このことは, この介在物の起源が脱酸生成物ではなく, 物理的に巻込まれたものであることを示すと考えられる。

Fig. 2 より, スラグ系介在物の個数は, 150 μm を境に両水準で逆転することが判った。すなわち, 150 μm より小さい場合には水準 1 のほうが多いが, 150 μm 以上では水準 2 のほうが多い。

一方, アルミナ系介在物の場合には, Fig. 2 より 30 μm 以下では両水準に大きな差は見られないが, 37~105 μm では水準 2 のほうが多く, 105 μm 以上では水準 1 のほうが多い。ただし, スラグ系介在物ほど大きな差は見られない。

Ar 流量を 0.0293(N/(s \cdot t)) から 0.0441(N/(s \cdot t)) に増大することにより, スラグ系介在物はサイズの大きなものが増加し, アルミナ系介在物はサイズの大きなものが減少したことから, スラグ系介在物は, アルミナ系介在物の挙動に影響を与えている可能性が大きいと考えられる。

アルミナ系介在物に与えるスラグ系介在物の影響を明確にするために, スラグ粒子を考慮する場合としない場合で計算を行った結果を Table 3 に示す。スラグ粒子は, 微細なアルミナ系介在物には大きな影響を及ぼさないが, 50 μm 以上のアルミナ系介在物が減少することが判った。この場合の計算には, 凝集係数 0.1 を用いており, 凝集係数の見直しによりさらに影響が大きくなる可能性が高い。

5. モデル計算

5.1 計算条件

計算についても, 実機試験と同じ Ar 流量条件である, 0.0293(N/(s \cdot t)) (水準 1) と 0.0441(N/(s \cdot t)) (水準 2) の 2

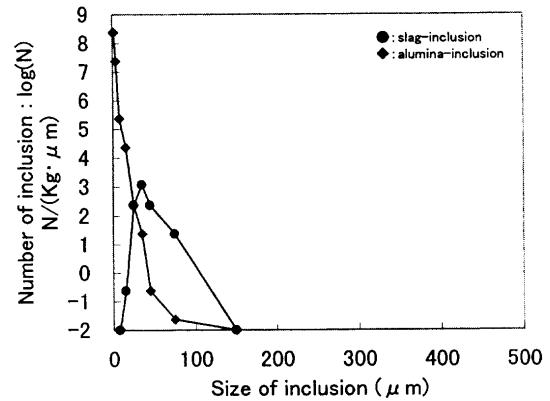


Fig. 4. Initial size distribution of inclusions.

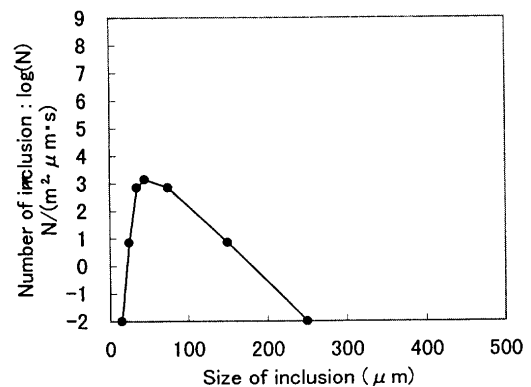


Fig. 5. Boundary condition; size distribution of slag particles engulfed by surface flow.

水準について行った。浸漬管の浸漬深さも実機と同じようにして計算した。初期条件は, アルミナ初期粒径分布と脱酸前に溶鋼に懸濁しているスラグ粒径分布であるが, スラグ系介在物の粒径分布については, 別途求めた Al 添加前の介在物実測結果をもとに決定した。アルミナ系介在物については, 粒径分布を変化させて与え, 水準 1 について計算を行ない, アルミナ系とスラグ系の両方について, その結果が水準 1, すなわち Ar 流量が 0.029 N/(s \cdot t) の場合の実測結果と最も合うように試行錯誤的に検討した。また, 境界条件としての, 取鍋スラグ巻込み量についても, 同様にアルミナ系とスラグ系の両方について, 計算結果が水準 1 の実測結果と最も合うように試行錯誤的に検討した。

得られた初期条件と境界条件を Fig. 4, Fig. 5 に示す。アルミナ系については, サイズが小さくなるほど個数が多くなるような分布であり, スラグ系については, 初期粒径分布および巻込み粒径分布とも 40 μm で個数のピークを示す分布となった。

5.2 計算結果および実機試験結果との対比

2つの水準における取鍋内溶鋼流動の計算結果を Fig. 6, Fig. 7 に示す。0.0293(N/(s \cdot t)) (水準 1) の場合に較べて, 0.0441(N/(s \cdot t)) (水準 2) の場合には, 上昇速度はむしろ若干小さくなっているが, 浸漬管壁に沿う下降流が大きく

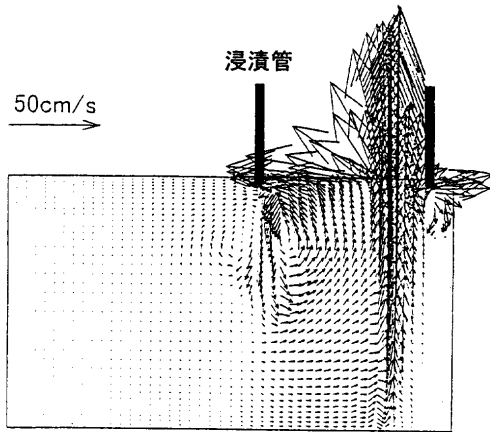


Fig. 6. Molten steel flow in a ladle (case 1, estimated).

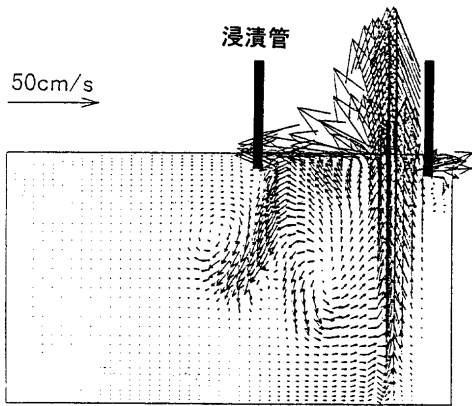


Fig. 7. Molten steel flow in a ladle (case 2, estimated).

なっている。これは、水準2の場合のほうが浸漬管の深さが200mmと、水準1の100mmに較べて深くなっている影響だと考えられる。

Fig. 8, Fig. 9には、水準1について、サンプリング位置におけるモデル計算結果と実測結果の対比を示す。スラグ系については、270 μm で若干開きが見られるが、他の粒径では計算結果と実測結果がほぼ一致した。一方、アルミナ系については、初期条件をいろいろ振っても、これ以上の合致にはならなかった。

水準1と同じ初期条件（アルミナ系およびスラグ系介在物粒径分布）、境界条件（巻込みスラグ粒径分布）を用いて、Ar流量0.044 Nl/(s \cdot t)（水準2）の場合を計算した結果を Fig. 10, Fig. 11 に示す。図中には水準2の実測値と水準1の計算結果も合わせて示す。スラグ系については、計算結果よりも実測値のほうが、100 μm 以上の介在物個数が多い。また、アルミナ系については、計算結果と実測値がほぼ一致している。

なお、同じ計算結果どうして水準1と水準2を比較すると、スラグ系介在物についても、アルミナ系介在物についても大きな変化が見られない。すなわち、初期条件と境界条件を変化させない場合には、このレベルのAr流量変化

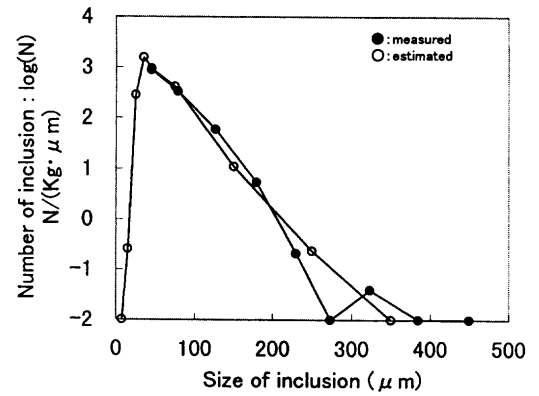


Fig. 8. Size distribution of slag-inclusions (case 1).

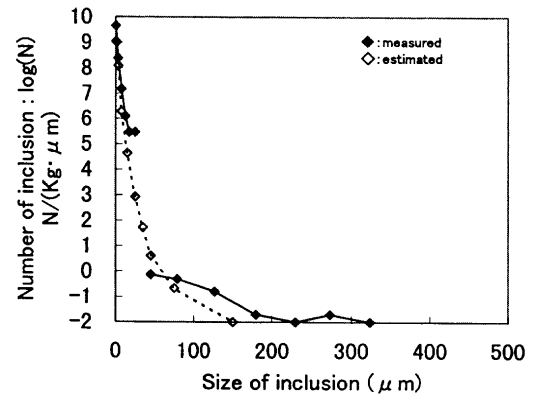


Fig. 9. Size distribution of alumina-inclusions (case 1).

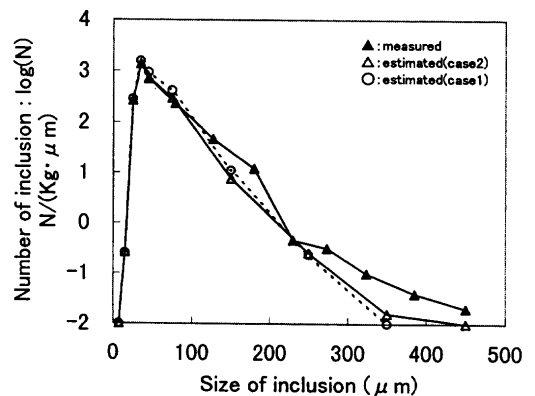


Fig. 10. Size distribution of slag-inclusions (case 2).

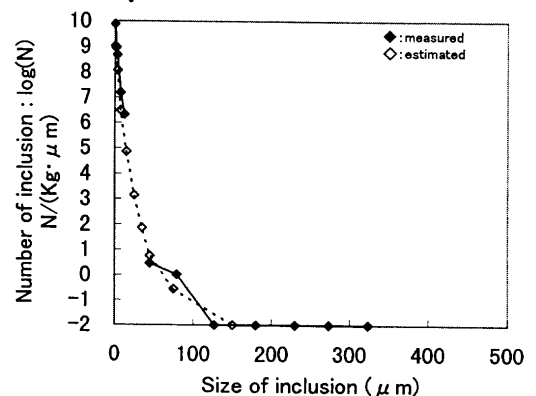


Fig. 11. Size distribution of alumina-inclusions (case 2).

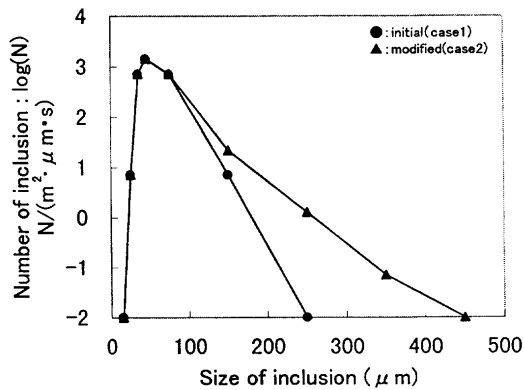


Fig. 12. Modified boundary condition; size distribution of slag particles engulfed by surface flow.

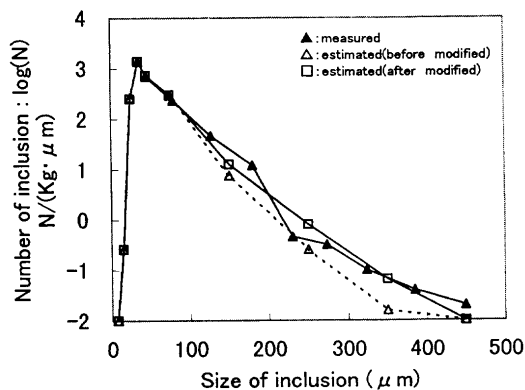


Fig. 13. Size distribution of slag-inclusions (case 2, estimated by using modified boundary condition).

では、介在物凝集挙動に大きな変化を与えていないことが判る。

6. 考察

6.1 溶鋼流動によるスラグ巻き込み挙動の変化

水準2での実測値と計算結果を合うようにするために、以下に検討した。初期条件は、水準1と水準2で変化がないものと仮定し、巻き込みスラグ量を変化させた。この結果、巻き込みスラグ粒子の粒径分布をFig. 12のようにした場合に、水準2における実測の介在物粒径分布と計算結果が、Fig. 13のようにほぼ一致した。このことは、Ar流量を0.0293(N/(s·t)) (水準1) から0.0441(N/(s·t)) (水準2) に変えた場合には、介在物凝集挙動そのものには大きな変化を与えないが、Ar流量が多くなると巻き込まれるスラグ粒径が大きくなり、スラグ巻き込み量にも変化を与えることが判った。

6.2 アルミナ・クラスタの体積補正

Fig. 9において、アルミナ系介在物に関しては、初期条件をいろいろ振っても、これ以上の合致にはならなかった。そこで、アルミナ・クラスタの体積について検討した。アルミナ・クラスタはアルミナ粒子に溶鋼がとり囲まれた状

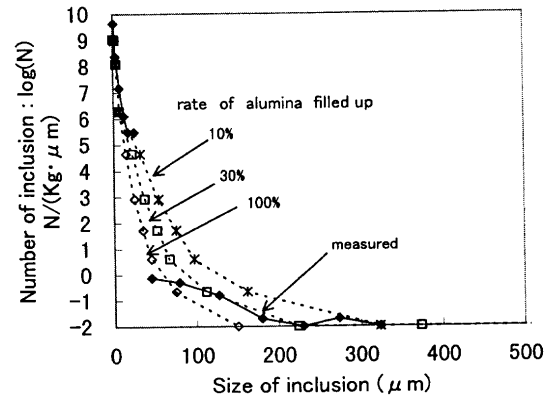


Fig. 14. Size distribution of alumina-inclusions (case 1, estimated by changing rate of alumina particle filled up).

態になっているといわれており、見かけの体積に対して、アルミナ粒子の占める空間充填率は1よりかなり小さいと考えられる。モデル計算におけるアルミナ・クラスタの補正については、Miki et al.³⁾は、凝集体する際の衝突半径には見かけの半径を、浮上では見かけの球に対する空間充填率を1と仮定して計算している。

本計算モデルでは、アルミナ・クラスタに関してはすべて空間充填率が1の球として計算していた。そこで、計算で得られたアルミナ粒子の粒径のうち10 μ m以上のサイズのものについて、アルミナ粒子の占める空間充填率が10, 30, 100%であるとして補正した結果をFig. 14に示す。図より、アルミナ粒径が小さい場合には充填率が100%と大きいほうが計算結果と良く合うが、粒径が大きくなるに従い、30, 10%と補正したほうが実測値に合ってくるのが判る。

また、水準2の場合は、この補正を行わなくても比較的良好な一致を示しており、一見矛盾しているように見える。しかしながら、両計算結果を比べると、定性的には実測値と同様の傾向があり、この実測値と計算値の相違は、スラグ粒子とアルミナ粒子との凝集係数に関係すると考えられる。スラグ粒子とアルミナ粒子の凝集係数を見直すことにより実測値と計算値が一致すると考えられる。

7. 結言

新しく開発した二種粒子の介在物凝集モデルを用いて、スラグ巻き込みを考慮した介在物挙動の計算を行ない、取鍋精錬終了時の溶鋼サンプリング結果と対比・検討し、以下の知見を得た。

- (1) 本モデルにより、取鍋精錬後の溶鋼中介在物につき、アルミナ系およびスラグ系介在物の両方について、その粒径分布を計算できる。
- (2) Ar流量を0.0293(N/(s·t)) (水準1) から0.0441(N/(s·t)) (水準2) に変えた場合には、介在物凝集挙動そのものには大きな変化を与えないが、スラグ

巻込み量に変化を与える，すなわち，Ar流量が多くなると巻込まれるスラグ粒径が大きくなる。

今後の課題として，以下の改良を行う。

- (1) アルミナ・クラスタ体積補正のモデル内への取り込み
- (2) スラグ系+アルミナ系，スラグ系どうしの衝突時の凝集係数の変更

文 献

- 1) W.Yamada, I.Sawada and H.Tanaka: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 767.
- 2) 村井 剛, 松野秀寿, 高橋謙治, 櫻井栄司, 川島一斗士: 日本学術振興会製鋼第19委員会第12回反応プロセス研究会資料, No. 11677, (1997).
- 3) Y.Miki, B.G.Thomas, A.Denissov and Y.Shimada: *Iron Steelmaker*, **24** (1997) Aug., 31.
- 4) A.Kiyose, I.Sawada and M.Wakoh: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 197.
- 5) I.Sawada, Y.Kishida, K.Okazawa and H.Tanaka: *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), 160.
- 6) A.H.Castillejos and J.K.Brimacombe: *Metall. Trans. B*, **18B** (1987), 659.
- 7) S.Taniguchi and A.Kikuchi: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 527.
- 8) K.Nakanishi and J.Szekely: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **15** (1975), 522.
- 9) A.G.Szekely: *Metall. Trans. B*, **7B** (1976), 259.
- 10) K.Mukai: *Tetsu-to-Hagané*, **71** (1985), 1435.
- 11) W.Yamada, I.Sawada and H.Tanaka: *CAMP-ISIJ*, **10** (1997), 109.
- 12) 梶岡博幸: 取鍋精錬法, 日本鉄鋼協会監修, 地人書館, 東京, (1997), 108.