

# 介在物流出特性に及ぼすタンディッシュ形状の影響

中岡 威博\*・三宅 俊也\*・三村 毅\*<sup>2</sup>・田井 啓文\*<sup>3</sup>

Effect of Tundish Shape on Inclusion Outflow Ratio

Takehiro NAKAOKA, Toshiya MIYAKE, Tsuyoshi MIMURA and Hirofumi TAI

**Synopsis :** Molten steel flow and inclusion removal behavior in tundish were studied by using numerical simulation and water-model experiment. The effects of tundish characteristics such as width, depth, length on inclusion outflow ratio were evaluated and a new inclusion outflow model was deduced using tundish Width/Depth ratio. The results are as follows:

- (1) By a bottom short-circuit flow in a tundish, inclusion outflow ratio is extremely increased in the case of Width/Depth ratio < 0.6.
- (2) With the enlargement of tundish width in same volume, inclusion outflow ratio is decreased.
- (3) When Width/Depth ratio exceeds 1.5, cross-sectional circular flow is enlarged and inclusion outflow ratio attains to a constant value.

**Key words:** tundish; alumina inclusion; numerical simulation; particle model; water-model experiment.

## 1. 緒言

近年の連続鋳造における生産性向上ならびに鋳片の高品質化に伴い、溶鋼内の介在物の挙動を把握することが必要であり、特にタンディッシュにおいては非金属介在物との比重差を利用した浮上の促進が重要な課題となっている<sup>1-5)</sup>。

一般にはタンディッシュ内での介在物の浮上特性を向上させるためには、タンディッシュの容量拡大を行ない、溶鋼の平均滞留時間を増加させることが有効であると考えられる。しかし容量拡大を行ってもタンディッシュ底部や側壁に短絡流が発生し、タンディッシュ全容量を使い切らず効果が期待できない可能性がある。このようにタンディッシュ形状の介在物浮上に及ぼす影響についてはまだ十分に明らかにされていない。

そこで本研究においてはタンディッシュ容量-幅-深さの影響を調査するために水モデル実験と数値解析を用いて検討を行なった。またこれらの結果を基にタンディッシュ内の介在物浮上特性の一般化、定式化を行ない、(株)神戸製鋼所加古川3号スラブ連鋳機に適用した例を示す。

## 2. 数値解析および水モデル実験

数値解析および水モデル実験では容量-幅-深さの影響のみを考慮し、その他の形状の影響を排除するためスロープや堰の無い、直方体形状の注湯部1ヶ所、流出部1ヶ所の1ストランドのタンディッシュを用いた。

### 2.1 解析モデル

タンディッシュ内の溶鋼は、注湯部近傍では鍋からの注湯流による1.0 m/s以上(ノズルRe数 $10^5$ 程度)の速い流れと注湯部直下に形成された衝突噴流による圧力、速度勾配の激しい乱れた流れが、またタンディッシュ下流域には0.01 m/s (Re数 $10^3$ 程度)の遅い流れが存在している。そのため溶鋼の流れ場の解析にはK- $\epsilon$ 乱流モデルを用いた。また壁面の耐火物からの抜熱による熱対流の影響を表すためにBoussinesqの近似モデル<sup>6)</sup>を使用した。

鍋からタンディッシュへの注湯は、シールパイプ方式のため溶鋼面にたたき込まれた流れは、気泡を巻き込んだ気液2相の流れとなるが、タンディッシュ全域の流れを求めることが目的であることおよび計算の簡略化のため、気泡による乱れと速度の減衰は、注湯流の境界条件としてK、 $\epsilon$ の値を調整することにより1相流での解析を行なった。K、 $\epsilon$ の値は水モデル実験時の下降流の計測結果より、十分に発達した円管の30倍の値を用いた。以下にその式を示す。

$$K = 30 \cdot \frac{U^2}{100} \quad \epsilon = \frac{0.09^{3/4} \cdot K^{3/2}}{0.07 \cdot D} \dots \dots \dots (1)$$

ここで、U：注湯部での流速、D：注湯管直径。

介在物の挙動を数値計算で扱う場合において、主に2種類の方法が用いられている。1つは、介在物の存在密度を濃度に置換え、介在物の浮上速度をスリップ速度として与えた濃度方程式を解く手法、もう1方は介在物各々に対して働く力を求め、運動方程式を計算する手法である。

タンディッシュ内の介在物の挙動を評価するにあつ

平成11年8月4日受付 平成11年11月16日受理 (Received on Aug. 4, 1999; Accepted on Nov. 16, 1999)

\* (株)神戸製鋼所機械研究所 (Mechanical Engineering Research Lab., Kobe Steel, Ltd., 1-5-5 Takatsukadai Nishi-ku Kobe 651-2271)

\* 2 (株)神戸製鋼所加古川製鉄所 (Kakogawa Works, Kobe Steel, Ltd.)

\* 3 (株)神戸製鋼所神戸製鉄所 (Kobe Works, Kobe Steel, Ltd.)

て、最初に述べた濃度方程式を解く手法は、計算が容易かつ介在物の拡散、凝集、合体、反応などの条件が考慮できるなど利点を備えているが、非定常の濃度方程式で、しかも拡散よりも、流れによる移流の影響が強い状態では濃度方程式における移流項の数値拡散の影響が非常に大きく現れるため<sup>7)</sup>、正しい結果を評価できない可能性がある。

そこで本研究では計算時間はかかるが数値拡散の影響の無い運動方程式を解く手法を用いた。介在物を球形の質点として考え、外力として溶鋼からの抗力、比重差による浮力、溶鋼の圧力勾配による力、介在物の加速時における付加質量を考慮した。介在物の抗力係数には広いReの範囲で適応可能な Abraham の式<sup>8,9)</sup>を用いた。また乱流による拡散については、乱流エネルギーより速度成分の変動分を求め、その大きさだけランダムな方向に移動させることにより表した。以上をまとめると下式のようなになる。

$$\begin{aligned} \rho_P \cdot V_P \frac{d\bar{u}_P}{dt} &= -\frac{1}{2} \rho_P (\bar{u}_P - \bar{u}_F) |\bar{u}_P - \bar{u}_F| \cdot Cd \cdot \pi r^2 && \text{(抗力項)} \\ &+ V_P (\rho_P - \rho_F) \cdot g && \text{(浮力項)} \\ &+ \rho_F \cdot V_P \frac{d\bar{u}_F}{dt} && \text{(圧力勾配項)} \\ &+ \frac{1}{2} \rho_F \cdot V_P \left( \frac{d\bar{u}_F}{dt} - \frac{d\bar{u}_P}{dt} \right) && \text{(付加質量項)} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\bar{u}_P = \bar{u}_P + \sqrt{\frac{2}{3} K} \cdot \bar{e}_{rand} \quad \text{(乱流拡散)} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで

$$V_P : \text{介在物体積} \left( \frac{4}{3} \pi r^3 \right)$$

$$Cd : \text{抗力係数} \left( \text{Abrahamの式} : 0.2924 \cdot \left( 1 + \frac{9.06}{\sqrt{Re}} \right)^2 \right)$$

$$Re : \text{介在物のレイノルズ数} \left( \frac{|\bar{u}_P - \bar{u}_F| \cdot d}{\nu} \right)$$

$\bar{u}$  : 速度ベクトル       $\rho$  : 密度       $g$  : 重力加速度  
(添え字 F : 溶鋼 P : 介在物)

K : 乱流エネルギー

$\bar{e}_{rand}$  : 乱数による方向を持つ単位ベクトル

壁面での介在物の境界条件は完全反射とし、溶鋼表面では介在物がある一定の距離まで接近すると捕捉されるとした。シールパイプでは水モデル実験でも明らかのように気泡による介在物の捕集の影響があるが、2相流の計算を行っていないこと、捕集、凝集のメカニズムが不明確なことから、その影響については考慮していない。

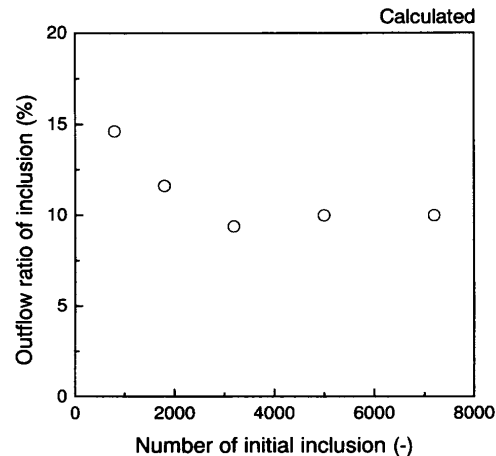


Fig. 1. Effect of the number of initial inclusions on the outflow ratio of inclusions.

介在物は注湯部より均一に分布した状態で、ある時刻からいっせいに放出させ、溶鋼表面に分離浮上した個数、流出部から流れ出た個数を求め、そこから流出率を計算した。

介在物流出率(%)=

$$\frac{[\text{TDから流出した介在物個数}] \times 100}{[\text{TDから流出した介在物個数}] + [\text{TD内で浮上した介在物個数}]} \quad \dots\dots\dots (4)$$

介在物の取り扱いに離散系を用い、さらに乱数による拡散系を使用しているため、投入する介在物の数による影響が考えられる。そこで投入介在物数を変化させた場合の流出率の変化を Fig. 1 に示す。介在物の投入数が少ないと流出率は増加傾向になるが、約3000個を越えるとほぼ一定値に落ち着くことより、本計算においては5000個の粒子を用いた。

2・2 水モデル実験

水モデル実験では実機 1/3 サイズ相当の亚克力タンディッシュを用いた。タンディッシュは直方体形状のものを用意し、側壁位置および湯面高さを変更することにより幅、深さを変化した実験を行なった。

実験では模擬介在物として注湯部より平均径 130 μm のポリエチレン製のフロービーズ (実機アルミナ 68 μm 相当) を注入し、ノズル流出部よりふるいをういてタンディッシュより流出した介在物および、タンディッシュ内で浮上分離した介在物をそれぞれに回収し、乾燥後重量を測定し解析と同様に(4)式より介在物流出率をもとめた。実験に用いた条件を Table 1 に示す。幅、深さを変化させた場合では、スループット一定の条件で実験を行なった。

2・3 水モデル実験との検証

計算に用いたタンディッシュの解析モデルを Fig. 2 に示す。解析は水モデルとの比較を考慮し、主に 1/3 スケール

Table 1. Experimental conditions of tundish water model.

	1/3 model	Actual
Width, Depth(mm)	163~675	489~2025
W/D ratio(-)	0.444~2.25	←
Length(mm)	1000~3000	3000~9000
Volume	0.09~0.405(m <sup>3</sup> )	17~76.5(ton)
Throughput	19~51(L/min)	2.0~5.6(ton/min)
Inclusion	Polyethylene 80~180(μm)	Alumina 40~95(μm)
Heat flux	0(Kcal/m <sup>2</sup> h)	2000(Kcal/m <sup>2</sup> h)

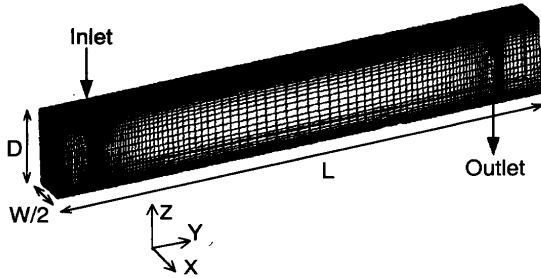


Fig. 2. Numerical simulation model of molten steel flow in tundish.

モデルで行なった。また幅方向にタンディッシュ形状が対称であり、流れもほぼ対称となることから計算時間短縮のため半幅サイズのモデルを用いた。実機との流動の相似則としてフルード数を用い、介在物の挙動の相似則としては浮上時の終末速度がフルード数で一致するように介在物の径を変化させた。

タンディッシュ内の溶鋼流動のパターンについて解析結果と水モデル実験の相違を Fig. 3, 4 に示す。解析結果は半幅モデルであり、水モデルとの比較のため軸対称に拡張して表示した。水モデルでは注湯部より着色水を添加して可視化を行なった。数値計算においては質量を持たない流れと共に移動するトレーサー粒子を用いて計算を行なった。また水モデルでは大きな温度差がなく熱対流がほとんど発生しないため、計算においては熱対流の影響を除外して行なった。同一容量で深い断面形状(幅/深さ=0.444)と正方形断面形状(幅/深さ=1.0)について介在物注入後30s経過時の結果である。

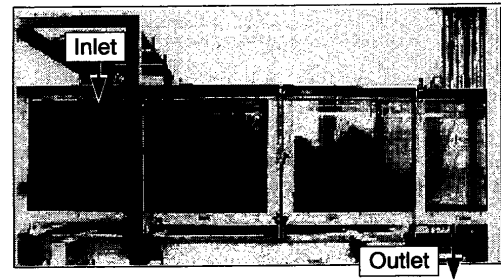
Fig. 3 に示される深い形状のタンディッシュの場合、底を這う速い流れが確認される。また Fig. 4 の正方形断面の場合は長さ方向に垂直な断面内を旋回しながら流れており、深さ方向には表面の方が内部よりが少し早く流れている。

いずれの場合でも水モデルと数値計算のフローパターンの結果はよく一致しており、形状が変化した場合でも流動解析でタンディッシュ内の溶鋼流動を概略把握することが可能であることがわかる。

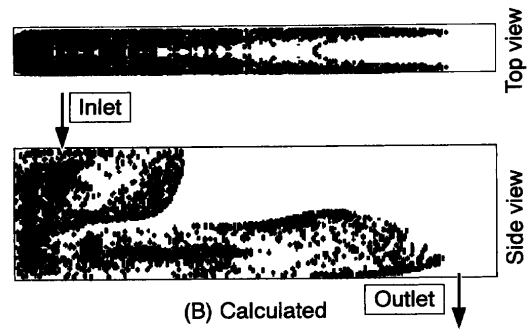
#### 2・4 幅、深さの影響の検討

同一容量(同一断面積)で深さと幅を変化させた場合の数値計算による介在物流出率の結果を Fig. 5 に示す。

Y軸はタンディッシュから流出した介在物の割合を示し

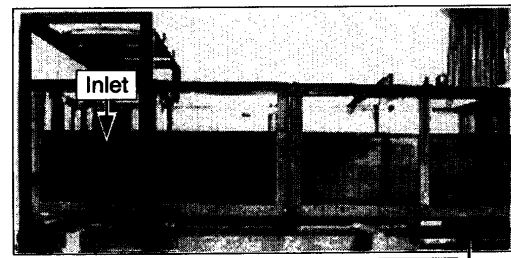


(A) Experiment

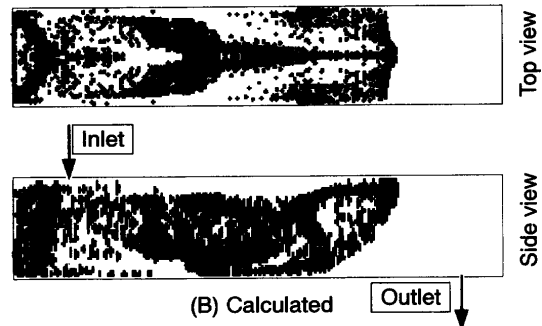


(B) Calculated

Fig. 3. Flow pattern of molten steel in deep tundish (W/D=0.444).



(A) Experiment



(B) Calculated

Fig. 4. Flow pattern of molten steel in square tundish (W/D=1.0).

ており、高いほど多くの介在物が鑄型へ流入しタンディッシュの性能として悪いことを示している。X軸には幅、深さの比(幅)/(深さ)を用いた。

また水モデルにおいて注湯部より飽和KCl水溶液を注入し、流出部のノズル直上に電気伝導度計を設置し滞留時分布を計測した結果を Fig. 6 に示す。

Fig. 5 より同一の幅/深さ比の場合、容量の拡大に伴って介在物流出率は低下しており、これは幅/深さ比が同じ場

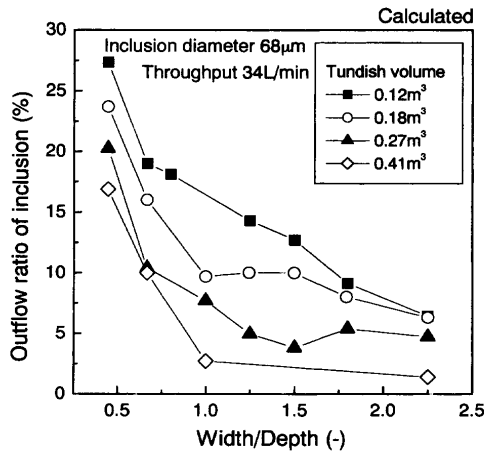


Fig. 5. Effect of the tundish volume and the width/depth ratio on the outflow ratio of inclusions.

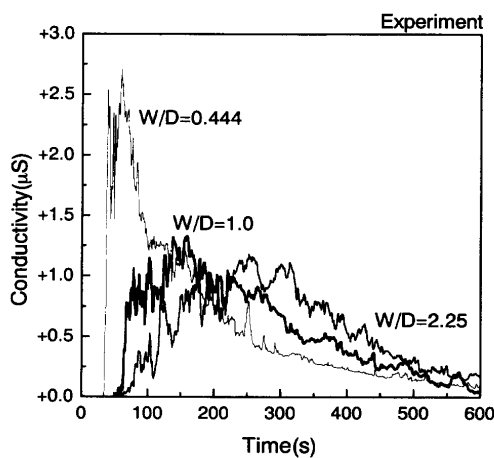


Fig. 6. Resident time distribution of molten steel at various tundishes.

合、溶鋼の流動パターンや介在物の移動挙動はほぼ同じであることから、平均滞留時間が延びたことにより、介在物浮上の機会が増加したものと考えられる。

同一容量の場合、幅/深さ比の増加（幅が広がるほど）に伴って介在物流出率は低下する傾向がある。ただし幅/深さ比が1.5以上かつ大容量になると低下の割合は少なくなり、流出率はほぼ一定の値に落ち着く。またタンディッシュの深さが増加し、幅/深さ比が0.6以下になると介在物の流出率は急激に悪化する。

Fig. 6の滞留時間分布図より、幅/深さ比が小さくなるに従い、濃度の最大値の到達時間は早くなっており平均滞留時間が短くなっている。この結果より深いタンディッシュにおける速い短絡流が確認される。しかし濃度のグラフの立ち上がりが見す最小滞留時間は幅/深さ比が0.444の時は他の条件より速いが、幅/深さ比が1.0と2.25の場合では、ほぼ同じである。

幅/深さ比が0.6以下のいわゆる深いタンディッシュにおいて介在物流出率が非常に高い原因はFig. 3やFig. 6よりタンディッシュ底部の速い短絡流によるものであると考

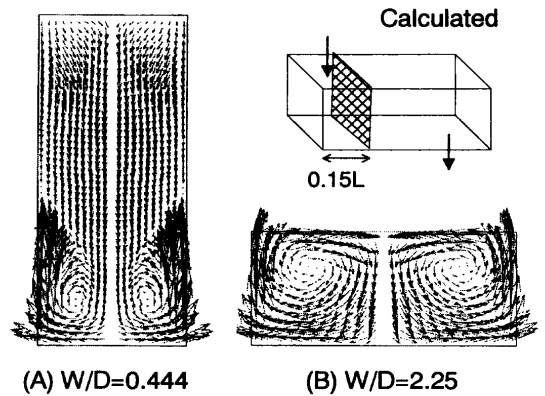


Fig. 7. Velocity vectors of the molten steel flow in the cross section perpendicular to the direction of tundish length.

えられる。この短絡流はFig. 7(A)で示されるようにタンディッシュ底部のみに発生する循環流により表面に上昇せず、そのまま底を這うことにより生成されたものと考えられる。

一方幅の広い形状ではFig. 7(B)に示すようにタンディッシュ長手方向X-Z断面全域にわたって循環流が発生しており、底に沿った短絡流は減少する、さらにその循環流に沿って介在物は底面から浴表面に運ばれ浮上分離する割合が深い形状に比べて増加する。しかし幅/深さ比が1.5を越えたあたりから循環流を形成するタンディッシュ片断面の形状が正方形に近くなることによって（幅/深さ比=2.0で片断面は正方形）、流れに対する抵抗が少なくなる。その結果循環流の流速が速くなり、表面に浮上してきた介在物が再度潜り込むことになる、またFig. 6より最小滞留時間も幅/深さ比1.0と2.25ではほとんど変化せず、これが流出率はほぼ一定の値に落ち着く原因と考えられる。

### 2.5 長さの要因の検討

タンディッシュの長さによる影響をFig. 8に示す。この図は基準のタンディッシュ形状から、幅/深さ比を一定のまま、断面積または長さを変化させた場合における介在物

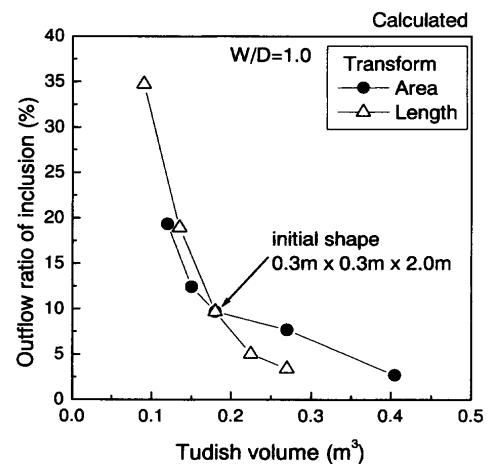


Fig. 8. Effect of the tundish volume on the outflow ratio of inclusions at the width/depth ratio of 1.0.

流出率の変化を表している。この図より介在物浮上効果には長さの影響が断面積の影響と比較して大きい、これは介在物が浮上しやすいタンディッシュ後部の静かな領域が長さの変化により大きく変化することが原因である。

### 3. 介在物浮上特性のモデル化

つぎにこれら解析および水モデル実験の結果を用いてタンディッシュ形状の相違による介在物流出率の一般化と定式化を行なう。タンディッシュの各形状および変数として以下のように定義する。

- $Q$  : タンディッシュ流量
- $N_{in}$  : 注入介在物個数
- $N_{out}$  : 流出介在物個数
- $F_{in}$  : 注入介在物密度
- $F_{out}$  : 流出介在物密度
- $U_{ave}$  : 断面平均流速  $= Q / (W \cdot D)$
- $T_{ave}$  : 平均滞留時間  $= L / U_{ave}$
- $U_f$  : 介在物浮上速度
- $R_{out}$  : 介在物流出率

タンディッシュ内の流動モデルの定式化手法として、均一混合槽と一様流槽の組合わせで表すモデルが用いられている。例えばタンディッシュ内を完全なピストンフローと考える均一浮上モデルや断面内を均一混合と考えるモデル<sup>10,11)</sup>、また混合槽の組合わせで表すモデル<sup>12)</sup>等が存在する。例えば  $n$  槽の完全混合槽モデル<sup>13)</sup>では以下のように表される。

$$R_{out} = \frac{f_{out}}{f_{in}} = \left( \frac{1}{1 + \frac{u_f \cdot T_{ave}}{D \cdot n}} \right)^n$$

$$= \left( \frac{1}{1 + \frac{u_f \cdot W \cdot L}{Q \cdot n}} \right)^n \dots \dots \dots (5)$$

これらのモデルでは底流れを起こす深いタンディッシュや、浅いタンディッシュの状況を表すことは困難である。例えば(5)式では、介在物の流出率は同一スループットの場合に深さ  $D$  と無関係となり、タンディッシュの深さ増加による容量拡大において介在物流出率は変化しない結果となる。

#### 3.1 新たな定式化と評価

以上の今までの定式化の問題点を踏まえて、タンディッシュ内の介在物挙動のモデルについて考察を行なった。

タンディッシュ内介在物の移動状況の例を Fig. 9 に示す。図より介在物の先端の位置より後部は旋回流や逆流の影響で拡散が進んでいる。また介在物先端の位置と注入後

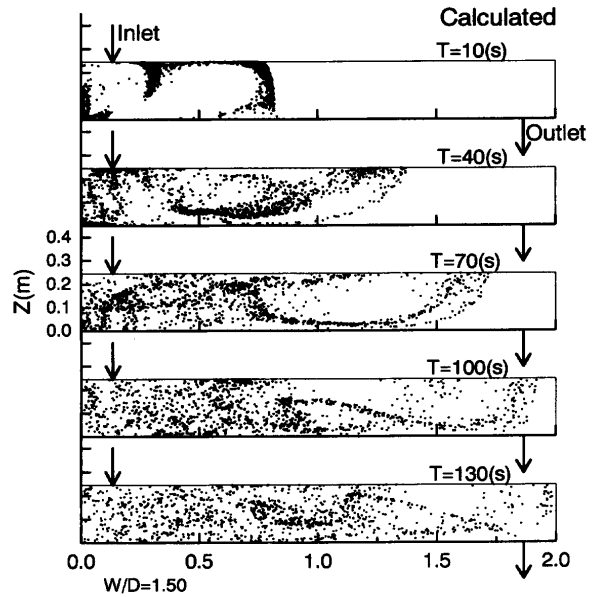


Fig. 9. Movement of particles in molten steel in tundish.

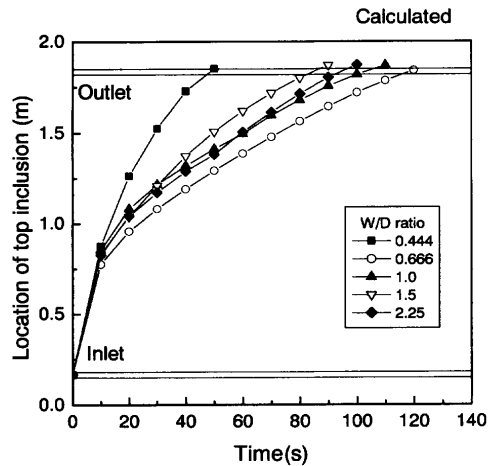


Fig. 10. Relationship between the top position of moving inclusions and the elapsed time after the addition of inclusions.

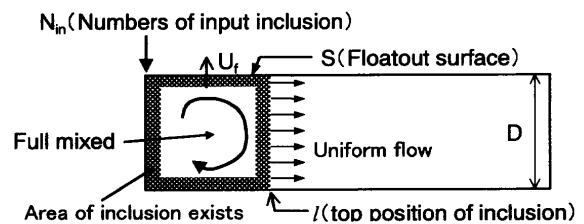


Fig. 11. Removal model of inclusions from the molten metal in tundish under the condition of  $0 < l < L$ .

の経過時間との関係を表すと Fig.10 となり断面平均流速では進んでおらず幅/深さ比により異なっている、そのため先端部の実際の速度を考慮する必要がある。更に介在物の先端が流出部に達した後はタンディッシュ内の介在物の分布は全域でほぼ均一混合槽になっている。そこで介在物の先端の位置  $l$  が流出部に達する前と後の2つに分けてモデルを構築した。

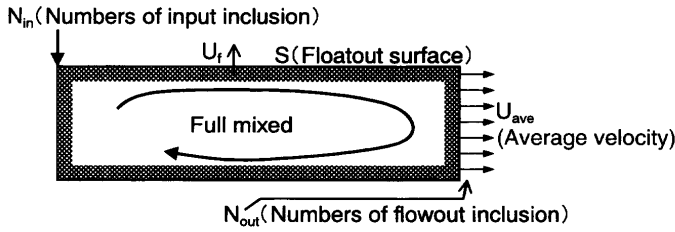


Fig. 12. Removal model of inclusions from the molten metal in tundish under the condition of  $L=l$ .

(1) 介在物が流出部に達する前 ( $0 < l < L$ )

タンディッシュ内の介在物の個数( $N$ )は介在物の浮上分離分(浮上速度×浮上表面面積×密度)だけ減少することより下式のように表される。

$$\frac{dN(l;t)}{dt} = - \frac{W \cdot l}{\text{浮上表面積}} \cdot \frac{u_f}{\text{浮上速度}} \cdot \frac{N(l;t)}{W \cdot D \cdot l \cdot \text{介在物密度}} \quad (6)$$

$$= - \frac{N}{D} \cdot u_f \dots \dots \dots (6)$$

介在物先端が流出部に達したときの介在物個数  $N(L)$  は (6) 式を積分することより

$$N(L; T_{\min}) = N_{\text{in}} \cdot \exp\left(-\frac{u_f}{D} \cdot T_{\min}\right) \dots \dots \dots (7)$$

ここで最小滞留時間(介在物先端が流出部に届く時間)として、次式を定義する。

$$T_{\min} = \frac{L}{\int U(l) \cdot dl} \dots \dots \dots (8)$$

(2) 介在物が流出部に達した後 ( $L=l; t > T_{\min}$ )

介在物が流出部に到着後、浴槽内は完全混合状態となり、タンディッシュ内の介在物は浴面全域からの浮上分離と流出によって減少する。すなわち浴槽内の介在物の変化は下式のようなになる。

$$\frac{dN(l;\tilde{t})}{dt} = - \frac{W \cdot L \cdot u_f}{\text{浮上分離分}} \cdot \frac{N(l;\tilde{t})}{W \cdot D \cdot L} - \frac{W \cdot D \cdot U_{\text{ave}}}{\text{流出分}} \cdot \frac{N(l;\tilde{t})}{W \cdot D \cdot L}$$

$$= - \left( \frac{u_f}{D} + \frac{U_{\text{ave}}}{L} \right) \cdot N(l;\tilde{t}) \dots \dots \dots (9)$$

$$N(l;\tilde{t}) = N(L) \cdot \exp\left(-\left(\frac{u_f}{D} + \frac{U_{\text{ave}}}{L}\right) \tilde{t}\right) \dots \dots \dots (10)$$

ここで  $\tilde{t} = t - T_{\min}$

よって  $dt$  の間に流出した介在物数  $dN_{\text{out}}$  は

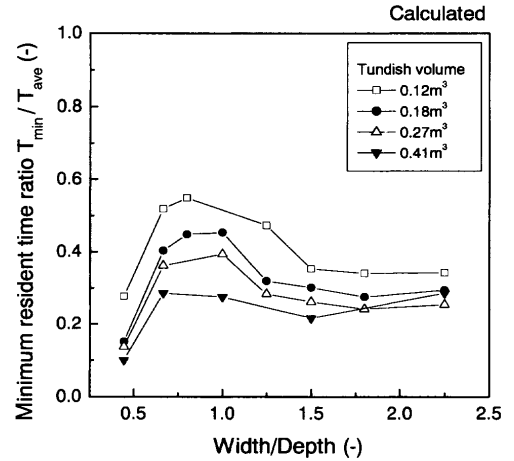


Fig. 13. Comparison of the minimum resident time of molten steel in various tundishes.

$$dN_{\text{out}} = \frac{U_{\text{ave}}}{L} \cdot N \cdot d\tilde{t} \dots \dots \dots (11)$$

となる。流出した介在物総量は  $dN_{\text{out}}$  の積分を行ない、(7) 式を代入すると

$$N_{\text{out}} = \int_0^{\infty} \frac{U_{\text{ave}}}{L} \cdot N(t) \cdot d\tilde{t}$$

$$= \frac{N(L)}{\frac{L}{D} \frac{u_f}{U_{\text{ave}}} + 1}$$

$$= \frac{N_{\text{in}}}{\frac{L}{D} \frac{u_f}{U_{\text{ave}}} + 1} \exp\left(-\frac{u_f}{D} \cdot T_{\min}\right) \dots \dots \dots (12)$$

よって流出率  $R_{\text{out}}$  は時間の次元の変数で整理すると

$$R_{\text{out}} = \frac{N_{\text{out}}}{N_{\text{in}}} = \frac{\exp\left(-\frac{T_{\min}}{T_{\text{float}}}\right)}{\frac{T_{\text{ave}}}{T_{\text{float}}} + 1} \dots \dots \dots (13)$$

ここで

$$\left\{ \begin{array}{l} T_{\text{float}} = \frac{D}{u_f} \quad (\text{底からの介在物浮上時間}) \\ T_{\text{ave}} = \frac{L}{U_{\text{ave}}} \quad (\text{平均滞留時間}) \\ T_{\min} = \frac{L}{\int_0^L U(l) \cdot dl} \quad (\text{最小滞留時間}) \end{array} \right.$$

上記の式のように表すことができる。ここで問題となるのは、介在物の先端が進行する時間と、その先端が流出部に到達するまでの介在物の最小滞留時間  $T_{\min}$  である。

これを解析結果から求めると Fig.13 となる。深い形状では底流れの短絡流により最小滞留時間は短かく、幅が広が

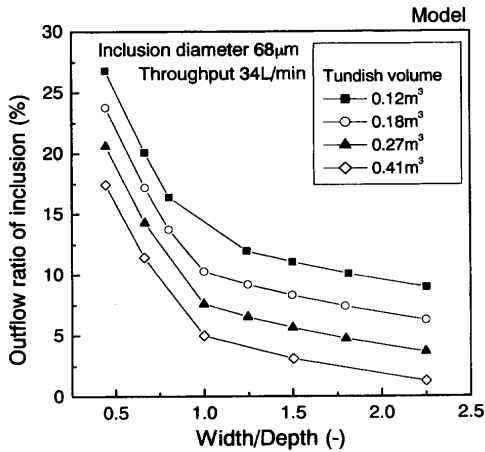


Fig. 14. Outflow ratio of inclusions calculated by new removal model of inclusions.

るにしたがって長くなっている。幅/深さ比が1.0を超えると、最小滞留時間はまた短くなっている。この原因は介在物の移動状況を見ると幅/深さ比が1.0以下では底壁にそった短絡流が形成されているが、1.0以上になると断面全域を旋回する流れのモードに変化していることによる(片断面が正方形に近づくほど抵抗がなくなり旋回しやすくなり)と考えられる。

また容量が増加すると、平均滞留時間に対する最小滞留時間の割合が短くなっており、これは長さ一定のため断面積が増加すると、幅、深さに対する長さの割合が短くなることにより、流れの静かなタンディッシュ後部の領域が減少し、流速の速い短絡流の発生する領域の割合が増加したことが原因と考えられる。

最小滞留時間はFig.13より幅/深さ比と容量によって分離し重回帰を使って求めると下式のようになる。

$$\frac{T_{\min}}{T_{\text{ave}}} = \gamma \cdot \left(\frac{W}{D}\right)^{\alpha} \cdot \left(\frac{WD}{L^2}\right)^{\beta} \quad \dots\dots\dots (14)$$

(幅/深さ比の影響)(容量の影響)

ここで  
 (幅/深さ < 1.0    α=1.013    β=-0.471    γ=0.0729  
                   ≥ 1.0    α=-0.634    β=-0.429    γ=0.0776

ここで求めた最小滞留時間  $T_{\min}$  を(13)式に代入し、新たな係数  $A, B$  を導入する。

$$R_{\text{out}} = \frac{A \cdot \exp\left(-\frac{T_{\min}}{T_{\text{float}}}\right)}{\frac{T_{\text{ave}}}{T_{\text{float}}} + 1} + B \quad \dots\dots\dots (15)$$

ここで各係数  $A, B$  を Fig. 5 の介在物流出率の解析結果を用いて、最小自乗法近似で求めると

$$\begin{cases} A=0.7082 \\ B=-0.1414 \end{cases}$$

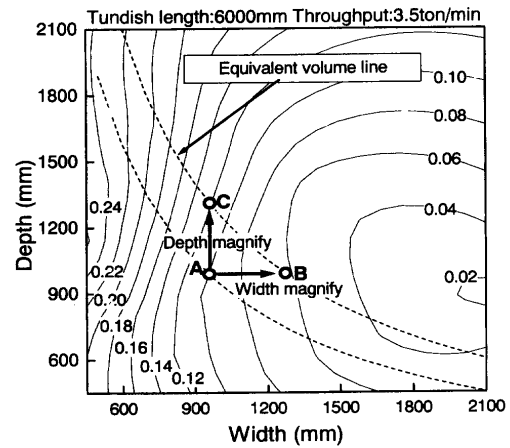


Fig. 15. Distribution of iso-outflow ratio lines at the tundish length of 6000 mm and the throughput of 3.5 t/min.

Table 2. Dimension of tundish at Kakogawa No. 3 Caster.

	3CC	3CC	3CC
	Width	Depth	Depth
Volume(ton)	53(2strand)	70(2strand)	70(2strand)
Width(mm)	430~850	430~1150	430~850
Depth(mm)	550~1100	550~1100	750~1300
W/D(-)	0.59~1.55	0.59~2.09	0.33~1.26
$W_{\text{ave}}/D_{\text{ave}}(-)$	1.5	1.8	1.2
Length(mm)	5300	5300	5300

となる、ここで現れる係数  $A, B$  は新しい式のモデリングが実際のタンディッシュにおける注湯部や流出部の局所的な流れを考慮していないことによる影響と考えられる。この(15)式を容量ごとに表したものを Fig.14 に示す。Fig. 5 の解析結果と比較すると、深い底流れを起こす形状や、浅い領域においてもよく一致していることが確認できる。

以上の結果より新しいモデルによってタンディッシュ内の介在物流出特性が、より正確に表せることが確認できた。これらの結果より求めた、幅/深さをパラメータとしたタンディッシュの設計線図を Fig.15 に示す。

この図は  $X$  軸に幅、 $Y$  軸に深さを設定し、 $Z$  軸として介在物流出率を与え等高線をプロットしたものである。この線図を用いることにより、ある制約条件が与えられたなかで最も介在物流出率が少ない幅、深さ比を選択することが可能である。

例えば現在幅、深さ、容量が  $A$  の値を取るタンディッシュの容量拡大を考えると現状での介在物流出率は10%程度であるが、同一容量に拡大するとすれば、図より幅拡大では  $B$  の位置(流出率6%)に、深さ拡大は  $C$  の位置(流出率12%)に移動することが分かる。よって深さ拡大では介在物流出率が悪化するため、幅拡大が適していることが確認できる。

#### 4. 加古川3号連鑄機への応用

以上の結果をもとに加古川3号連鑄機の条件でシミュ

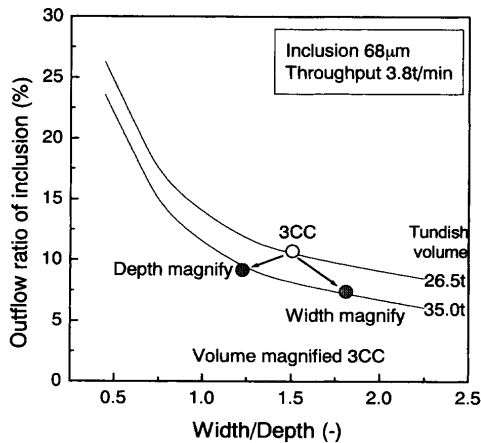


Fig. 16. Design of tundish at Kakogawa No. 3 Caster using new removal model of inclusions.

レーションを実施した。加古川3号連铸機改造にあたっては、容量は53 tonから70 tonの拡大で幅/深さ比が最も変化する幅拡大、深さ拡大の条件について検討を行った。Table 2に各タンディッシュの形状を示す。

以上の各値を(14)式に代入し、さらにその結果を(15)式に代入して、各条件での介在物流出率を求め、幅/深さ比と介在物流出率の関係を表す図にプロットとした結果をFig.16に示す。タンディッシュの形状は場所により変化するため幅/深さ比は直胴部の平均値を用いた。

加古川3号連铸機の幅/深さ比は1.5の幅広の形状であり、タンディッシュ全面に旋回流が発生し、底流れを起こさない領域に位置する。加古川3号連铸機の70 tonへの容量拡大においては幅拡大のみ、深さ拡大のみを行っても幅/深さ比は1.2~1.8の値になる。これはFig.16より介在物流出率では幅/深さ比の影響が少ない領域であり、若干幅拡大が有利であるが、深さ拡大と比較しても大きな相違はなく、容量拡大の効果によって介在物流出率は減少している。

## 5. 結言

タンディッシュ内の溶鋼流動および、介在物挙動につい

て数値解析および水モデルを用いて検討を行ない。タンディッシュ容量、幅、高さの介在物浮上に対する影響を分離、定式化を行った。

その結果、介在物浮上特性は幅/深さの比( $W/D$ )と容量によって整理が可能であり、以下の知見を得た。

(1)  $W/D$ が0.6以下の深い形状では底流れの短絡流により介在物浮上特性は急激に悪化する。

(2) 介在物流出率は $W/D$ の増加(幅が広がる)に伴って減少する。

(3)  $W/D$ が1.5を超えると断面内の旋回流が強くなり、介在物流出率は変化しなくなる。

また介在物浮上モデルの定式化において、従来用いられている平均滞留時間だけでなく、最小滞留時間( $T_{min}$ )を用いた新しいモデルを使用することにより、深さ、幅の詳細な影響を表すことが可能となった。

今後の課題として、考慮に入っていない介在物の分離、凝集モデルを取り込み、更なる精度の向上を目指す。

## 文 献

- 1) T.Shumiya, A.Shiraishi, K.Iwata, Y.Hitomi and T.Nagahata: *Sumitomo Search*, **55** (1994), 7.
- 2) S.Singh and S.C.Koria: *ISIJ Int.*, **33** (1993), 1228.
- 3) J.L.Yeh, W.S.Hwang and C.L.Chou: *Ironmaking Steelmaking*, **19** (1992), 502.
- 4) K.H.Tacke and J.ludwig: *Steel Res.*, **58** (1987), 262.
- 5) H.Tanaka, R.Nishihara, I.Kitagawa and R.Tsujino: *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), 1254.
- 6) 流体力学ハンドブック, 日本流体力学会編, 丸善, 東京, (1987), 475.
- 7) T.Nakaoka, T.Miyake, H.Tai and T.Mimura: *CAMP-ISIJ*, **10** (1997), 760.
- 8) 三宅俊也: 私信.
- 9) R.Clift, J.R.Grace and M.E.Weber: *Bubbles, Drops and Particles*, Academic Press, Orlando, (1978).
- 10) K.Nakajima, T.Marukawa, T.Kawasaki and J.Yoshiyama: *Tetsu-to-Hagané*, **69** (1983), S913.
- 11) J.Wakita, S.Mizoguchi and M.Yoshida: *Tetsu-to-Hagané*, **66** (1980), S864.
- 12) K.Nakajima, T.Kawasaki, T.Marukawa and J.Yoshiyama: *Tetsu-to-Hagané*, **71** (1985), A41.
- 13) K.Takatani: *JSME 5th Computational Mechanics Conference*, (1992), 23.