

# 遠心分離タンディッシュによる溶鋼の高清浄化

三木 祐司\*・柴田 浩光\*・別所 永康\*・岸本 康夫\*  
反町 健一\*・廣田 哲仁\*<sup>2</sup>

Cleaning Molten Steel with the Centrifugal Flow Tundish

Yuji MIKI, Hiromitsu SHIBATA, Nagayasu BESSHO, Yasuo KISHIMOTO,  
Ken-ichi SORIMACHI and Akihito HIROTA

**Synopsis** : A new process was devised for promoting inclusion separation from the steel in a tundish. The process utilizes electromagnetic force to rotate molten steel in a cylindrical chamber. This process is referred to as the Centrifugal Flow Tundish (CF Tundish).

In this work, oxygen content and the number of inclusions in the tundish are examined in an industrial plant to estimate the performance of deoxidation and inclusion separation. A new mathematical model was developed and the deoxidation rate constant in the rotation chamber of the CF tundish is estimated at as much as  $0.7 \text{ min}^{-1}$ . This large deoxidation rate is considered to be due to the large turbulence energy of the CF tundish.

Large inclusions over  $10 \mu\text{m}$  in diameter reduce with the CF tundish during the ladle exchange as well as during the steady state casting. 2-phase fluid dynamic simulation using the VOF method revealed that this large inclusion separation in the CF tundish can be explained by the restraint of the short circuit flow. Thus, this process has been commercially used to produce clean Al-killed stainless steel with high quality.

**Key words** : molten metal; continuous casting; tundish; non-metallic inclusion; separation; deoxidation; electromagnetic field; centrifugal force; fluid-flow simulation; two-phase model.

## 1. 緒言

製鋼プロセスにおいて、高生産性と高品質を両立するために、より効率的な溶鋼清浄化技術が望まれている。溶鋼清浄化のためには、タンディッシュで介在物やスラグの分離を積極的に行い、また、大気による酸化や耐火物からの溶鋼の汚染を極力低減することが重要である。このため、(1)タンディッシュの大型化による介在物の浮上時間の確保<sup>1)</sup>、(2)タンディッシュ内溶鋼流動の改善のための堰形状の改善<sup>2)</sup>、(3)タンディッシュ内溶鋼加熱による介在物分離の促進<sup>3)</sup>、(4)タンディッシュでの溶鋼へのArガス吹込み<sup>4)</sup>、(5)取鍋交換時の溶鋼清浄化対策として、二鍋同時注入を可能とするタンディッシュ等<sup>5)</sup>が、提案、実行されてきた。また、溶鋼汚染対策<sup>6)</sup>としては空気酸化防止のためのタンディッシュの密閉等が盛んに行われてきている。

しかしながら、近年の需要家の品質要求の高まりやコスト低減の必要性から、さらに効率的な介在物分離技術の発展が望まれている。特に、高級鋼の製造プロセスの中で、二次精錬コストの上昇を伴うことなく、溶鋼中の介在物を低減することが重要な課題となってきた。また、連続 casting 工程においては、取鍋交換部などの非定常部の鑄片の品質向上が残された重要な課題となっている。

このような背景から、電磁力により溶鋼に水平回転流を与え、求心力によって介在物を集中分離する遠心分離タンディッシュ（以下、CF (Centrifugal Flow) タンディッシュと称す）の開発に着手した。回転磁界攪拌による介在物の分離効果については、著者らにより、回分系のモデル実験<sup>7)</sup>および500 kg容量のタンディッシュを用いたパイロットプラント実験<sup>8,9)</sup>、千葉第1連铸機におけるスラブ連铸機生産ラインでの効果確認後<sup>10)</sup>、表面品質の厳格なステンレス鋼を対象に、94年に新設された千葉第4連続铸造機で工程化した。

本研究では、(1)タンディッシュ内の脱酸速度、(2)介在物分離機構について検討した。流通系での溶鋼の脱酸速度に関する研究は少なく、回分系でよく用いられる脱酸速度定数の考え方を流通系のタンディッシュに適用した例はあまり見られない<sup>10)</sup>。また、タンディッシュ内の介在物分離に関する数値解析を用いた研究は多いが<sup>11-14)</sup>、特に取鍋交換部に関する数値解析の例は見当たらない。そこで、本論文では、脱酸に関するモデル計算およびタンディッシュの取鍋交換時の介在物の数値解析モデルを新たに構築して、CFタンディッシュの脱酸、介在物分離能力とその機構を検証した。

平成11年7月7日受付 平成11年10月6日受理 (Received on July 7, 1999; Accepted on Oct. 6, 1999)

\* 川崎製鉄(株)技術研究所 (Technical Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chuo-ku Chiba 260-0835)

\* 2 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

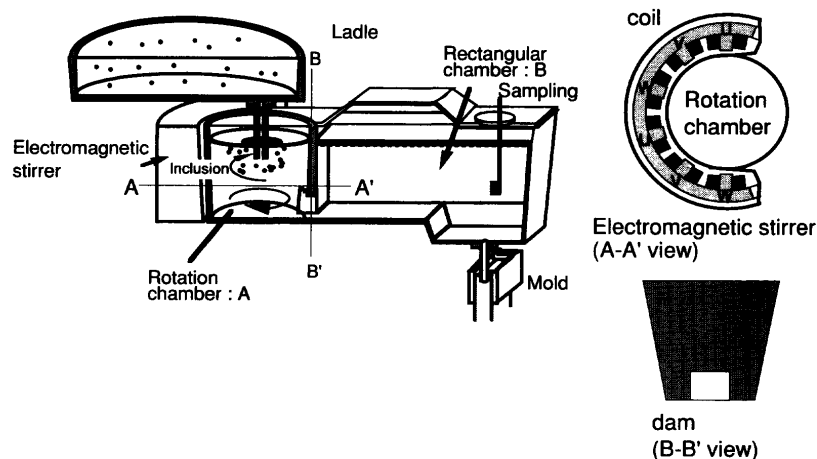


Fig. 1. General idea of the Centrifugal Flow Tundish.

## 2. 実験条件

### 2・1 設備概要

Fig. 1にCFタンディッシュの概念図を示す。タンディッシュは、7ton容量の回転槽(Fig. 1中のA)と23ton容量の分配槽(Fig. 1中のB)から構成される。Fig. 1に示したリニアモーターの回転磁界発生装置によって、回転槽の溶鋼に水平回転流を与える。溶鋼を回転させる回転槽と回転させない分配槽の2槽構造としたのは、(1)連々鑄の取鍋交換時にタンディッシュ内の溶鋼量を確保すること、(2)回転磁界発生装置を小型化するために回転槽の容量を小さくすることを両立させるためである。回転槽と分配槽は下端部で連結されている。

### 2・2 操業および実験条件

千葉第4連続鑄造機は、ステンレス鋼を中心とした特殊鋼の高速鑄造機として位置付けられており、本プロセスは介在物起因の欠陥が問題となるアルミキルド鋼を中心に行われている。

Table 1にAlキルドステンレス鋼および高炭素鋼の組成例および操業条件の例を示す。これらの鋼種はAl濃度が高く、脱酸生成物は $Al_2O_3$ が中心となる。また、溶鋼回転数は、おおよそ2/3半径の位置に、スラグと溶鋼の比重の中間の耐火物を浮かべ、その回転速度を測定したときの値である。

サンプルはタンディッシュの浸漬ノズル上部の湯面深さ約0.7mの位置をサンプリングした。酸素分析はガス分析法によって全酸素値を調査した。全酸素値は主に数 $\mu m$ 径の微細な介在物が決定しているが、実際の製品欠陥では、大型介在物による場合が多く、大型介在物の個数の減少が表面欠陥低減には有効である。特に、取鍋交換前後は、取鍋スラグや取鍋詰め砂の混入により、溶鋼が汚染され、しばしば定常部よりも介在物個数が多い。そこで、定常部では2 $\mu m$ 以上の介在物を倍率500倍で450mm<sup>2</sup>の視野で顕微鏡観察し、また、取鍋交換部では、倍率200倍で10 $\mu m$ 以

Table 1. Chemical composition and operation conditions.

Steel grade	Chemical composition (mass%)						
	C	Si	Mn	S	P	Cr	Al
SUS430	0.065	0.3	0.65	0.003	0.03	16.3	0.07 - 0.14
high Carbon steel	0.45	0.2	0.7	0.003	0.01	3.5	0.03
Ladle capacity		180 ton					
Tundish capacity		Rotation chamber 7 ton Rectangular chamber 23 ton					
Casting velocity		$\leq 1.3 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$					
Rotational speed		45 rpm					

上の介在物を900mm<sup>2</sup>の視野で顕微鏡観察し、介在物個数を測定した。

## 3. 数値解析方法

介在物の分離機構を検討するため、流動解析を行い介在物の軌跡を計算した。この際に、以下の点に留意した。CFタンディッシュでは、水平回転流によって溶鋼上面が放物線形状となる。円筒容器の外周では、上向きの流れが生じて、その動圧によって盛り上りが生じる。これを、単相流の流体解析で溶鋼表面を平らにしてしまうと、円周部分の上向きの流れが壁に押されて反転することになり、垂直方向全体の流れ場が変化してしまうことが懸念された。また、取鍋交換時の計算でも、タンディッシュ湯面上昇するために、自由表面の取り扱いが必要となる。

そこで、溶鋼上面をVOF (Volume of Fluid)法<sup>15,16)</sup>を用いて自由表面とした。VOF法では、液相と気相の体積比がそれぞれ0.5の位置を自由表面と考え、自由表面は気相と液相の境界を表す。VOF法を採用するために陽解法で非定常計算を行い、流れ場が変化しなくなったところで定常解とした。タンディッシュの回転槽のみを約20,000メッ

シュに分割し、 $k-\varepsilon$ モデルによって乱流を考慮する。また、介在物の軌跡は流れ場の中での介在物の運動方程式<sup>15)</sup>を解くことによって計算した。溶鋼回転流は、コイルの磁場測定結果から体積力の分布を決めて体積力で与えた。自由上面に達した介在物は捕捉されたとみなして、分配槽側に流出した介在物の比率を調査した。介在物の分離は(1)求心力、(2)介在物凝集、(3)回転流による短絡流の抑制の3つの効果によるものと考えられるが、流動解析では、(3)の機構による分離能を取り出す意味で、介在物間の凝集および求心力による介在物の移動は考慮しない。Table 2に計算条件および物性値をまとめる。ここで、介在物密度を $2500\text{ kg/m}^3$ としたのは、高温でのスラグ起因の介在物を想定したためである。

## 4. 実験および操業結果

### 4.1 酸素値

Fig. 2にタンディッシュ分配槽(Fig. 1中のB)内の溶鋼サンプルの全酸素値(全酸素値を以下 $[O]_t$ と称す)を回転有

Table 2. Calculation conditions and physical constants.

	Feeding Rate (ton/min)	Height of Molten Steel (m)	steel		inclusion density kg/m <sup>3</sup>
			density kg/m <sup>3</sup>	viscosity Pa sec	
Steady State	2.5	1.1	7000	0.0058	2500
Ladle Exchange	7.0	0.8			

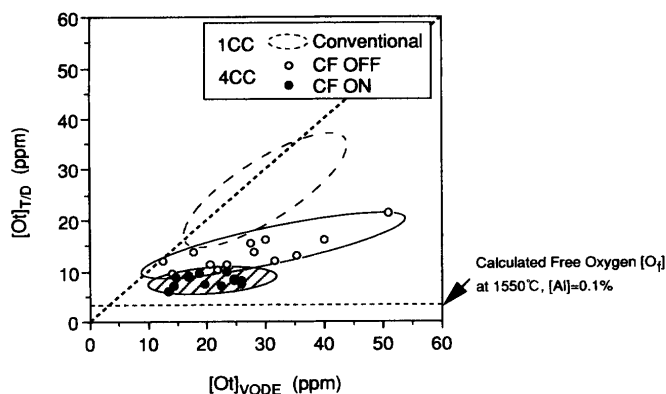


Fig. 2. Comparison of total oxygen contents of SUS430 Al killed steel between in tundish and in ladle after VOD treatment.

無で比較した。図中の $[O]_f$ は、Crの相互作用を考慮したAlとOの平衡から求めた溶存酸素値を示す。 $[O]_t$ と溶存酸素値の差分が介在物による酸素値とみなされる。ステンレス鋼では、Cr濃度が高いために溶存酸素値が高くなり、本成分系では溶存酸素値は約3 ppmと計算される<sup>17)</sup>。全酸素値から溶存酸素値を除いた値を介在物としての酸素値と考えると、介在物による酸素値は、CFを使用しないときに10~20 ppm、CF使用時に5~10 ppmとなり、CF使用により約半減している。

Cが0.45%、Alが0.03%の高炭素鋼で、1ヒートの途中からCFを印加する実験を行った。Fig. 3に、製造途中からCFを印加したときの酸素値の推移を示した。Fig. 3では、低酸素濃度域での分析値はサンプル内の位置によるバラツキが大きいため、サンプルの5箇所分析値の平均値をとった。高炭素鋼では、溶存酸素値は1 ppm以下であり、全酸素値はほとんどすべて介在物による酸素値とみなされる。CF印加開始からタンディッシュ容量である30 tonを製造したあたりで、酸素値が約10 ppmから約5 ppmに低減しており、ステンレス鋼と同様に介在物による酸素値が約半減している。

以下、工程的に使用しているAlキルドフェライト系ステンレス鋼について、介在物の調査および操業の結果を示す。

### 4.2 微細介在物

定常部でのタンディッシュサンプルを顕微鏡で観察し、 $2\text{ }\mu\text{m}$ 径以上 $30\text{ }\mu\text{m}$ 以下の微細介在物の個数を調査した。Fig. 4に結果を示す。微細な介在物はほとんどが粒状の $\text{Al}_2\text{O}_3$ であった。CF使用により $2\sim 30\text{ }\mu\text{m}$ 径の介在物も低減

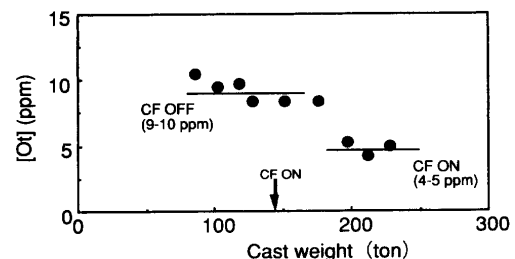


Fig. 3. Change of total oxygen contents of 0.45% carbon steel.

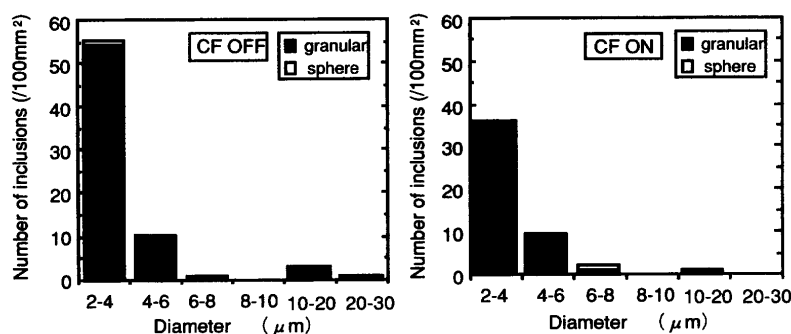


Fig. 4. Comparison of number of inclusions in tundish during steady state casting. (SUS430)

しており、先に示した酸素値の低減効果と一致する。

#### 4・3 大型介在物

VOD終了時の10 $\mu$ m径以上の介在物の形態を詳しく観察したところ、(1)球状、(2)粒状およびクラスター状のものが観察された。Fig. 5に、代表的な球状介在物の形態

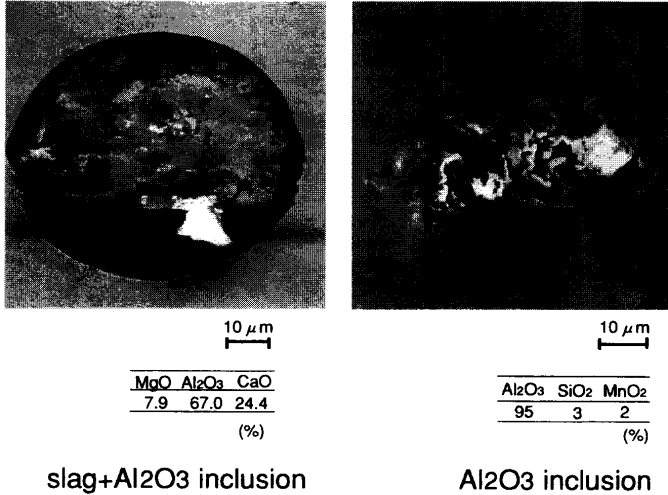


Fig. 5. Morphology and composition of inclusions in ladle after VOD treatment. (SUS430)

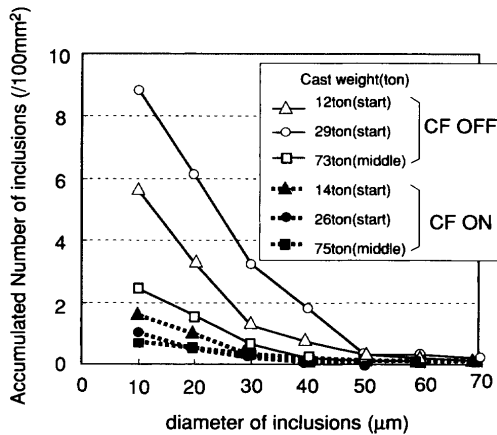


Fig. 6. Accumulated number of inclusions over 10 $\mu$ m in diameter during ladle exchange. (SUS430)

と成分を示す。球状の介在物は、VOD処理中またはタンディッシュで巻込まれたスラグと脱酸生成物のAl<sub>2</sub>O<sub>3</sub>の凝集したもの、粒状およびクラスター状の介在物はAl<sub>2</sub>O<sub>3</sub>濃度が高く、主に脱酸生成物である。

Fig. 6に取鍋交換部および定常部のタンディッシュ出側の介在物の粒径分布を累積度数分布で比較した。縦軸の介在物個数は、横軸の径以上の大きさの介在物の全個数を示す。CFを用いないときには、取鍋開孔後(Fig. 6中のstart)に介在物個数が多くなっているが、CF使用時には、取鍋開孔後も介在物個数はCFを用いないときの定常部以下である。

Fig. 7に10 $\mu$ m径以上の大型介在物個数を鋳造量で整理した。CFを使用しないときには取鍋交換後に介在物個数が多くなっている。本タンディッシュの容量は30tonであるから、介在物個数のピークのある29tonは平均滞留時間にほぼ一致する。このピークの原因として、(1)取鍋交換時の注入末期のスラグの流入、(2)取鍋ノズルの詰め砂による再酸化など<sup>18,19)</sup>が考えられるが、CF使用時にはこのピークが極めて小さくなっている。

#### 4・4 浸漬ノズル詰まり

Fig. 8に浸漬ノズル詰まり状況を示すスライディング

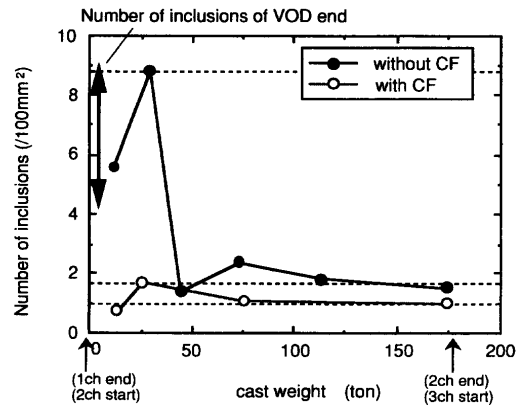


Fig. 7. Change of number of inclusions over 10 $\mu$ m diameter in tundish during casting. (SUS430)

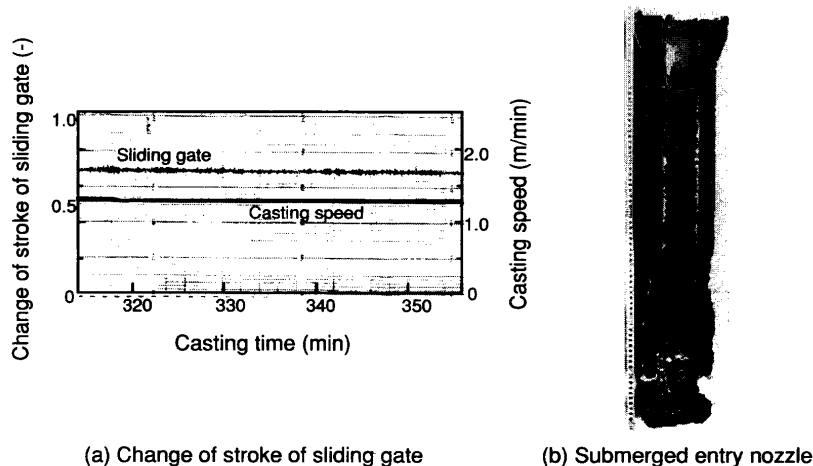


Fig. 8. Change of stroke of sliding gate and longitudinal cross section of submerged entry nozzle after 640 ton casting.

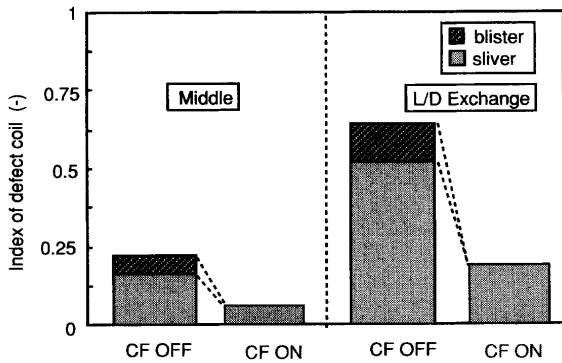


Fig. 9. Effect of the CF tundish on reducing surface defect of SUS430 hot coil.

ゲートの開度の変化を示す。上ノズルからのAr流量を2Nl/minまで低減しても、スライディングゲート開度は変化せず、ノズル詰まりが認められない。また、4連(160ton×4ch)铸造後でもノズル付着物はほとんど見られず、介在物を大幅に低減した効果と考えられる。

#### 4.5 耐火物の溶損と残留スラグ

回転槽での最外周の最大線流速は、2m/sec程度に達するため、耐火物の溶損が懸念された。しかしながら、MgO主成分のコーティング材で4連以上の铸造が可能であり、特に溶損も認められなかった。これは、回転軸芯部にスラグが集中して、スラグによる耐火物の溶損が小さいためと思われる。

また、連々铸の増加とともに回転槽に残留するスラグが溜まり、これが再巻込みすることが懸念されたが、4連々铸(約640ton铸造)まではスラグの再巻込みは認められなかった。さらに連々铸を重ねる場合には、適当なタイミングでオーバーフローさせて残留スラグを系外に排出するなどの対策が必要と思われる。

#### 4.6 コイル表面欠陥

Fig. 9に、CFの有無による熱延コイルの表面欠陥発生率を比較した。CFを使用することによって熱延板の欠陥発生率が低減し、取鍋交換部でもCFを使用しないときの定常部以下となっている。

### 5. 数値解析結果

Fig.10に、CF印加時の溶鋼流動、自由表面形状および100 $\mu$ m径の介在物の軌跡の例を示す。また、Fig.11に、定常部でのCFを用いないときの例を示した。VOF法で計算された自由表面形状は、垂直断面での溶鋼領域(赤)と気相領域(青)で示している。CF印加時には、溶鋼表面の凹凸が $\pm 0.1$ m程度の放物線形状になっており、また、リアモーター側よりも分配槽側(図中右側)での湯面の盛り上がりだけが僅かに大きくなっている。また、介在物の軌跡の比較から、CF印加時には明瞭な短絡流の抑制効果が確認できる。

Fig.12, 13に、湯面低下後に、次鍋開孔によって湯面上昇させている時の溶鋼流動、自由表面形状および介在物の軌跡を示した。取鍋交換部では、定常部より0.3m湯面が低下し、溶鋼供給量が7000kg/minまで大きくなっているが、定常部と同様に、回転流による短絡流の抑制が認められる。

Fig.14に10 $\mu$ mから300 $\mu$ m径の介在物について、径ごとに100個ずつの介在物の軌跡を計算し、円筒槽から分配槽側に流出する介在物の割合を計算した。CFを印加することで、取鍋交換部でも、CFを使用しないときの定常部並の介在物分離率となっている。

## 6. 考察

### 6.1 脱酸速度

低酸素域での流通系における脱酸速度定数を算出するために、脱酸モデルを新たに構築した。Fig.15にモデルの概要を示した。溶鋼を回転する回転槽と回転しない分配槽で、脱酸速度と再酸化速度を個別に設定する。

(1)回転槽と分配槽は完全混合槽である<sup>10)</sup>、(2)再酸化速度は溶鋼酸素値に依存しない、と仮定すると、回転槽内溶鋼の酸素値 $[O]_1$ と分配槽内の酸素値 $[O]_2$ は、(1)、(2)式で表される。

$$[O]_1 = ([O]_{in} - [O]_1 + k'_1 t_1) / (1 - k_1 t_1) + [O]_1 \quad \dots \quad (1)$$

$$[O]_2 = ([O]_1 - [O]_2 + k'_2 t_2) / (1 - k_2 t_2) + [O]_2 \quad \dots \quad (2)$$

ここで、 $[O]_{in}$ はタンディッシュへ注入される溶鋼の全酸素濃度、 $[O]_1$ は溶鋼中の溶存酸素濃度(ppm)、 $k_1$ 、 $k_2$ は回転槽、分配槽での再酸化の影響を除外した脱酸速度定数( $\text{min}^{-1}$ )、 $k'_1$ 、 $k'_2$ は回転槽、分配槽各々での溶鋼の再酸化速度( $\text{ppm min}^{-1}$ )、 $t_1$ 、 $t_2$ は回転槽、分配槽での溶鋼の平均滞留時間(min)である。

(1)、(2)式から $[O]_1$ を消去することにより(3)式が得られる。

$$([O]_2 - [O]_1) = A([O]_{in} - [O]_1) + B \quad \dots \quad (3)$$

$$A = 1 / ((1 - k_1 t_1)(1 - k_2 t_2)) \quad \dots \quad (4)$$

$$B = k'_1 t_1 / (1 - k_1 t_1)(1 - k_2 t_2) + k'_2 t_2 / (1 - k_2 t_2) \quad \dots \quad (5)$$

$[O]_2$ と $[O]_{in}$ の間には比例関係が成立し、 $t_1$ 、 $t_2$ 、 $k_2$ の値がわかれば、 $[O]_2$ と $[O]_{in}$ の比例係数 $A$ を調査することにより、(4)式から回転槽での脱酸速度定数 $k_1$ を導出することができる。

介在物からなる酸素値は、分析した全酸素値と計算した溶存酸素値の差分によって求められる。また、VODでは、スラグの還元が十分になされており、連続铸造中にも取鍋内の酸素値が低下することから、VODが終了してから、定常部のサンプルをとるまでの時間の取鍋内で介在物浮上

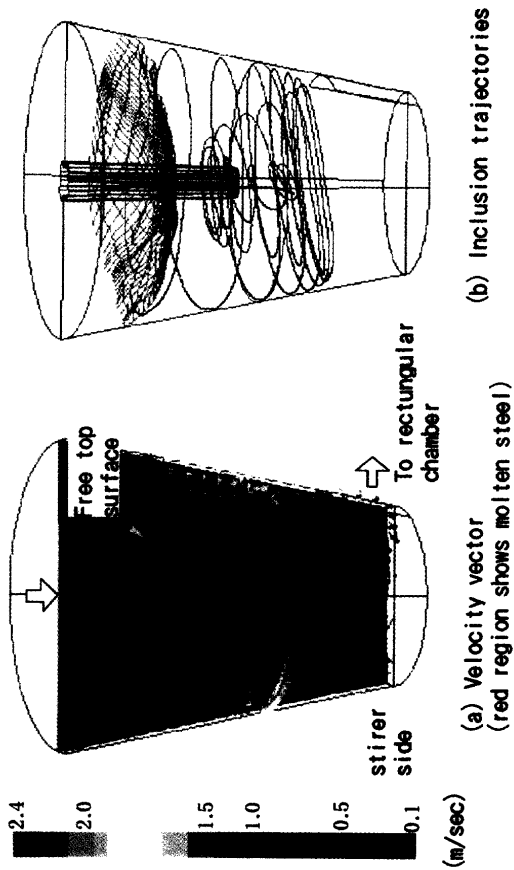


Fig. 10. Velocity vector, free surface profile and trajectory of 100  $\mu\text{m}$  diameter inclusion with rotational flow. (steadt state casting)

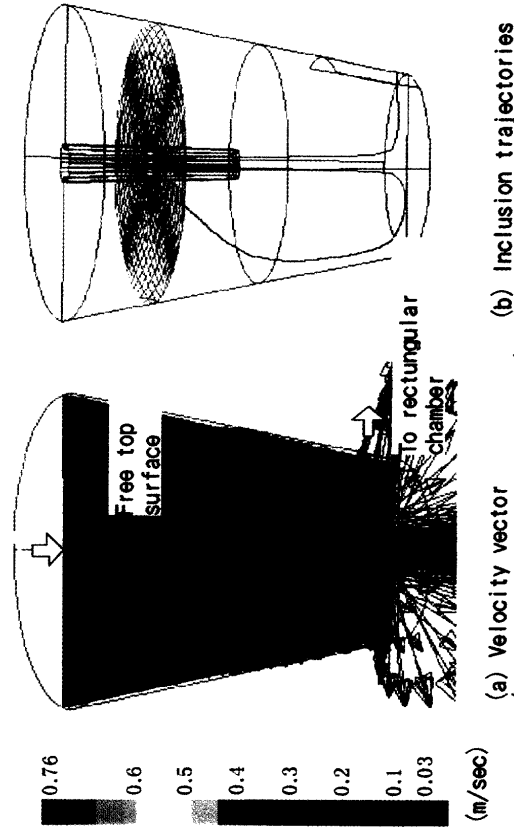


Fig. 11. Velocity vector, free surface profile and trajectory of 100  $\mu\text{m}$  diameter inclusion without rotational flow. (steady state casting)

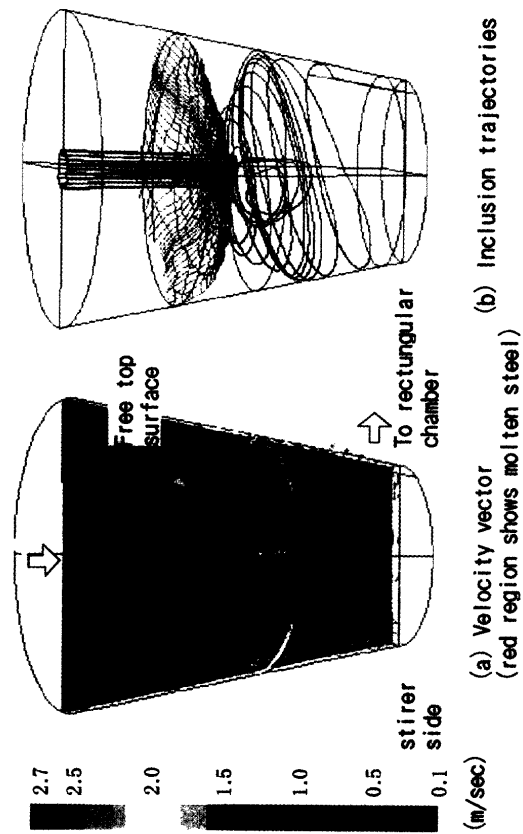


Fig. 12. Velocity vector, free surface profile and trajectory of 100  $\mu\text{m}$  diameter inclusion with rotational flow. (during ladle exchange)

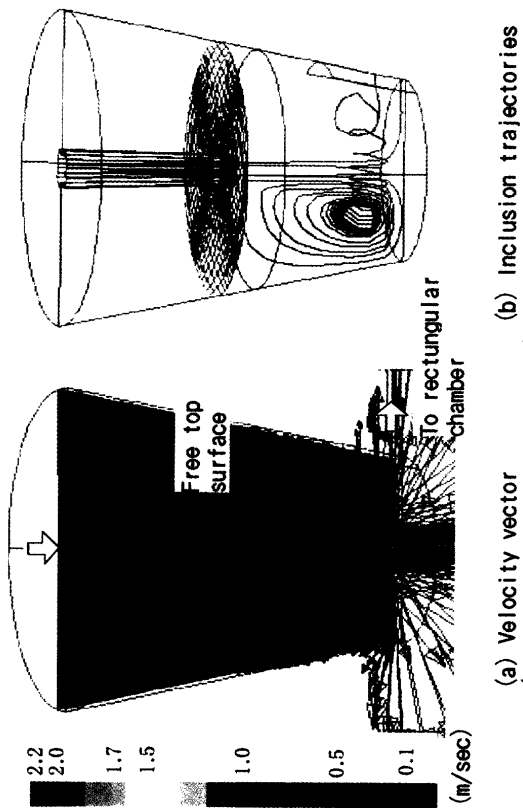


Fig. 13. Velocity vector, free surface profile and trajectory of 100  $\mu\text{m}$  diameter inclusion without rotational flow. (during ladle exchange)

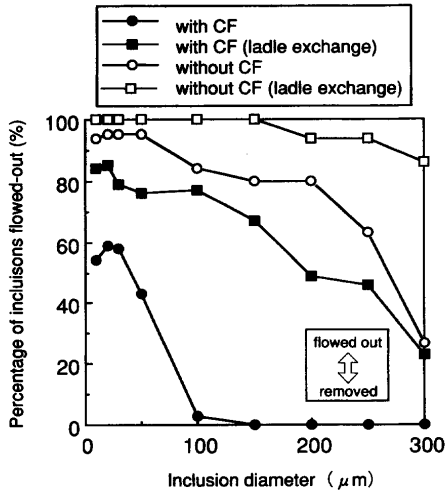


Fig. 14. Relationship between inclusion diameter and percentage of inclusions flowed-out from rotation chamber.

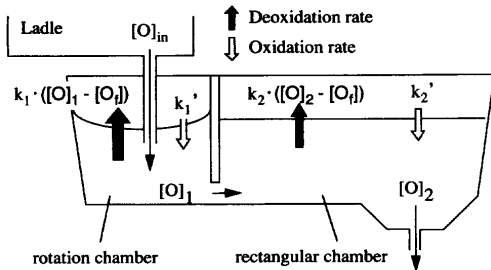


Fig. 15. General idea of model for estimating deoxidation rate constants.

による脱酸を、原らの考え方<sup>19)</sup>に従って(6)式で考慮した。

$$[O]_{in} = [O]_{VODE} \times \exp(-kt) + \left\{ \frac{48}{54} \times \alpha \times [\Delta Al] / t \right\} \times \{ 1 - \exp(-kt) \} / k \dots \dots \dots (6)$$

ここで、右辺第1項は取鍋内の介在物浮上による脱酸項、右辺第2項は再酸化項、 $[O]_{in}$ : タンディッシュへ注入される溶鋼の全酸素濃度、 $[O]_{VODE}$ : VOD終了時の溶鋼酸素値、 $\alpha$ : 取鍋内再酸化によって生成した $Al_2O_3$ の内、溶鋼に巻込まれる割合で、原らの結果から0.28、 $[\Delta Al]$ は、VOD終了からタンディッシュ流入までの鋼中の溶存Alの低減値、 $k$ : 取鍋内の介在物浮上に伴う脱酸速度定数で $0.02 \text{ min}^{-1}$ <sup>19,20)</sup>である。

Fig.16では、(3)式の $([O]_2 - [O]_l)$ と $([O]_{in} - [O]_l)$ をプロットし、傾きAの値を最小二乗法によって求めた。CF印加時にはAは0.21, 印加なしのときには0.62となり、この値から(4)式によって、 $k_1$ を求める。まず、溶鋼を回転させないときの酸素値から、(4)式で $k_1 = k_2$ として、 $k_2 = 0.04 \text{ min}^{-1}$ を得る。さらに、溶鋼を回転させたときの勾配Aと先に得られた $k_2$ を用いて、 $k_1$ を計算する。得られた結果をTable 3にまとめた。回転槽での脱酸速度定数 $k_1$ は $0.7 \text{ min}^{-1}$ 程度と見積もられた。

Fig.17に、これまでに示されている他の二次精錬プロセスにおける攪拌動力密度と脱酸速度定数の関係を比較し

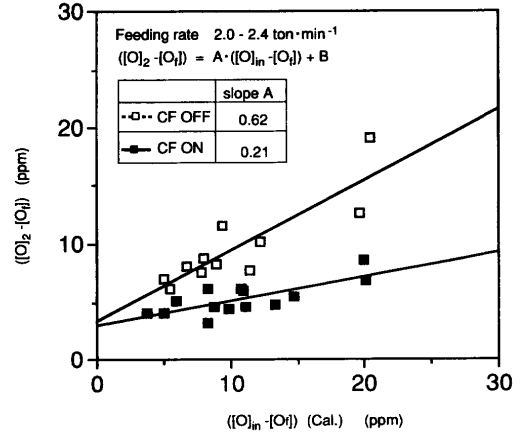


Fig. 16. Relation between  $[O]_{in}$  and  $[O]_2$ .

Table 3. Comparison of deoxidation rate constants.

	Deoxidation rate const. ( $\text{min}^{-1}$ )	
	Rotation chamber $k_1$	Rectangular chamber $k_2$
CF OFF	0.04	0.04
CF ON	0.72	0.04

た。遠心分離タンディッシュは、他の二次精錬プロセスと比較しても脱酸能力が大きいことがわかる。なお、他の二次精錬プロセスは再酸化項を含んだ脱酸速度定数である。溶存Al量の変化から見積もられるタンディッシュ内での再酸化量は数ppmと小さく、通常の数ppmの全酸素値を議論する際には再酸化項を含めた場合と含めない場合で脱酸速度定数に大きな差異はないが、本解析では10ppm以下の極低酸素領域の脱酸速度を議論するために再酸化項を除いた脱酸速度を求めた。

6・2 介在物の分離機構

遠心分離タンディッシュの介在物分離機構については、(1)介在物間の合体、凝集による介在物粗大化、(2)求心力による回転軸芯部への集中分離、(3)水平回転流によって垂直方向の流れ場が変化して短絡流を抑制、という3つの分離機構が同時に起こり介在物を分離、除去すると考えられる<sup>8,10)</sup>。

定常部においては、Fig.17に示されるように脱酸速度が攪拌動力密度で整理されることから、(1)の乱流による介在物間の合体、凝集は、酸素値の低減に大きく寄与していると考えられる。

(2)の求心力について、Korら<sup>23)</sup>の解析を参考に、介在物に働く求心力による移動速度を見積もる。求心力による半径方向の移動速度を $V_r$ 、浮力による重力方向の移動速度を $V_z$ とすると、

$$V_r = 2(\rho_{Fe} - \rho_{inc})R^2 \omega^2 r / 9\mu \dots \dots \dots (7)$$

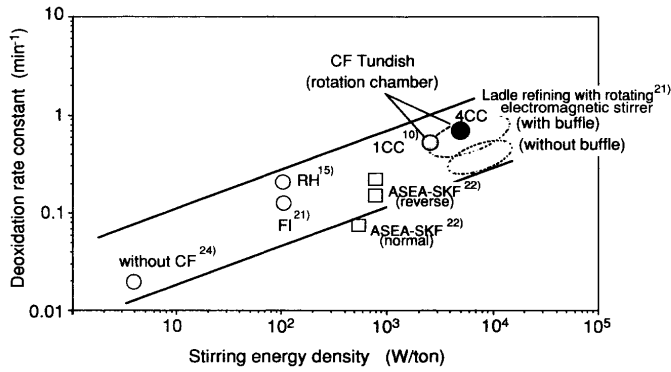


Fig. 17. Comparison of deoxidation rate constants.

$$V_z = 2(\rho_{Fe} - \rho_{inc.})R^2g/9\mu \dots \dots \dots (8)$$

ここで、 $\rho_{Fe}$ : 溶鉄の密度(kg/m<sup>3</sup>),  $\rho_{inc.}$ : 介在物密度(kg/m<sup>3</sup>),  $R$ : 介在物半径(m),  $\omega$ : 回転速度(rad/s),  $\mu$ : 溶鉄粘度(Pa·s),  $g$ : 重力加速度(m/s<sup>2</sup>).

$V_r$ は最外周が最大となり、このときの水平方向と垂直方向の介在物の移動速度の大きさの比  $V_r/V_z$ は、実機での条件を入ると、

$$V_r/V_z = \omega^2 r/g \approx 0.9 \dots \dots \dots (9)$$

となる。すなわち、介在物の半径方向の移動速度は、浮力による移動速度の0.9倍程度と見積もられる。取鍋の静止浴中の脱酸速度は、0.02 min<sup>-1</sup>程度<sup>12)</sup>であり、求心力による介在物の移動速度が浮力による移動速度の0.9倍でほぼ同等であることから、求心力のみの脱酸効果は小さく、攪拌による介在物粗大化と求心力が同時に働くことで大きい脱酸速度が得られているものと考えられる。

6・3 大型介在物の分離機構

大型介在物の分離に関しては、流体解析の結果からわかるように、水平回転流を与えることによって回転槽の垂直方向の流れ場が変化し、注入孔からの短絡流を抑制する効果が大きい。分配槽では通常のタンディッシュと同様に、浮力、溶鋼の熱対流による流れや介在物間の凝集などで介在物が分離される<sup>24)</sup>が、7 tonの回転槽のみでも通常の大型タンディッシュ<sup>11-14,24)</sup>と同等以上の大型介在物の分離能力が見積もられた。

このような回転流による短絡流の抑制効果によって滞留時間分布関数が改善されることは、実機でのCuトレーサー実験やスラグトレーサー実験でも確認されており<sup>19)</sup>、この効果によって、取鍋交換部でも大型介在物を低減できているものと考えられる。

7. 結言

千葉4CCにおいてAlキルド鋼のフェライト系ステンレス鋼に遠心分離タンディッシュを工程化した。

結果、

(1) タンディッシュでの全酸素値が10 ppm以下の高纯净鋼の製造が可能となった。

(2) (1)の結果として、低Ar流量においてもノズル詰まりのない casting が可能となり、鋼板の表面欠陥が低減できた。

(3) 回転槽の耐火物溶損量は問題のないレベルである。これは、スラグが回転軸芯部に集中して、スラグによる耐火物の溶損が小さいためと思われる。

(4) 取鍋交換前後でも、CF使用時の10 μm径以上の大型介在物個数は、CFを使用していない場合の定常部程度であり、大型介在物の大きな低減効果が認められた。

(5) 遠心分離タンディッシュの回転槽での脱酸速度定数は0.7 min<sup>-1</sup>程度と見積もられ、他の二次精錬プロセスと比較しても大きい脱酸能を有している。

(6) 2相流による流動解析の結果から、大型介在物の低減は、回転槽における短絡流の抑制効果が大きく寄与しているものと推定される。

文 献

- 1) K.Ohkuma, T.Saito, K.Ebato, K.Matsuo, A.Ohte and H.Fujimoto: *CAMP-ISIJ*, **3** (1990), 198.
- 2) Y.Habu, H.Kitaoka, H.Yoshii, T.Emi, Y.Iida and T.Ueda: *Tetsu-to-Hagané*, **62** (1976), 1803.
- 3) T.Akemiya, A.Shiraishi, K.Iwata, H.Tomono, T.Nagahata and A.Mori: *CAMP-ISIJ*, **2** (1989), 1216.
- 4) K.Nakajima and M.Kawasaki: *Tetsu-to-Hagané*, **73** (1987), 860.
- 5) H.Kimura, M.Mori, O.Goto, T.Shirai and H.Tanaka: *CAMP-ISIJ*, **4** (1991), 1198.
- 6) H.Tanaka, Y.Nishihara, I.Kitagawa and Y.Tsujino: *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), 1254.
- 7) Y.Miki, H.Kitaoka, T.Sakuraya and T.Fujii: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 431.
- 8) Y.Miki, H.Kitaoka, T.Fujii, S.Saito and K.Komamura: Proc. of Int. Symp. on Electromagnetic Processing of Materials (EPM '94), ISIJ, Tokyo, (1994), 217.
- 9) Y.Miki, H.Kitaoka, T.Fujii, S.Saito, K.Komamura and Y.Sakurai: *CAMP-ISIJ*, **7** (1994), 1200.
- 10) Y.Miki, H.Kitaoka, N.Bessho, T.Sakuraya, S.Ogura and M.Kuga: *Tetsu-to-Hagané*, **82** (1996), 498.
- 11) W.Yamada, I.Sawada and H.Tanaka: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 767.
- 12) K.Takatani: *Sumitomo Met.*, **50** (1998) Feb., 85.
- 13) T.Nakaoka, T.Miyake, K.Tai and T.Mimura: *CAMP-ISIJ*, **10** (1997), 760.
- 14) Y.Miki and B.G.Thomas: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 870.
- 15) Y.Miki, B.G.Thomas, A.Denissov and Y.Shimada: *Iron Steelmaker*, **24** (1997) Aug., 31.
- 16) H.Matsuno, T.Murai, T.Ishii, E.Sakurai, H.Kawashima and K.Murakami: *Tetsu-to-Hagané*, **85** (1999), 216.
- 17) 製鋼反応の平衡推奨値, 日本学術振興会, 東京, (1984), 115.
- 18) H.Kimura, M.Mori, O.Goto, T.Shirai and H.Tanaka: *CAMP-ISIJ*, **4** (1991), 1198.
- 19) Y.Hara, S.Idogawa, T.Sakuraya, S.Hiwasa and H.Nishikawa: *CAMP-ISIJ*, **4** (1991), 1202.
- 20) H.Mori, K.Tanizawa, K.Matsuo and M.Yamate: *Tetsu-to-Hagané*, **53** (1967), 362.
- 21) T.Sakuraya, N.Sumita, T.Fujii and Y.Fukui: Proc. of 6th Int. Iron and Steel Cong. (6th IISC), ISIJ, Tokyo, (1990), 576.
- 22) K.Nakanishi and J.Szekely: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **15** (1975), 522.
- 23) G.J.W.Kor: *ISS Trans.*, **5** (1984), 1.
- 24) Y.Miki and B.G.Thomas: *Metall. Trans. B*, **30B** (1999), 639.