

UDC 621.746.047 : 669.14-412-147 : 620.192.45 :  
666.76.022.846 : 621.746.5 : 621.746.6

論 文

## 連鑄広幅スラブ内の大型介在物の起源と除去法\*

垣生 泰弘\*\*・北岡 英就\*\*・吉井 裕\*\*

江見俊彦\*\*\*・飯田義治\*\*\*\*・上田典弘\*\*\*\*\*

## Origin and Removal of Large Nonmetallic Inclusions Occurring during Continuous Casting of Wide Slabs

Yasuhiro HABU, Hidenari KITAOKA, Yutaka Yoshii,  
Toshihiko EMI, Yoshiharu IIDA, and Tanehiro UEDA

## Synopsis:

Contribution of tundish slag entrainment, reoxidation, and refractory erosion, to the amount of large nonmetallic inclusions occurring during teeming in continuously cast slabs has been determined with tundishes of varying design equipped with different type of nozzles. Reoxidation taking place during teeming from ladle to tundish, travelling in tundish, and teeming through tundish nozzle, has also been evaluated separately. The fraction of large inclusions occurring from the entrainment of tundish- or mould-slag has been examined by use of  $\text{La}_2\text{O}_3$  or  $\text{CeO}_2$  as tracer. Most of large inclusions has been found to be of exogenic origin arising mainly from air reoxidation and tundish slag entrainment.

On the basis of these observations, a combination of specifically designed tundish and tundish nozzle has been developed to virtually remove inclusion accumulation in the upper quarter thickness of continuously cast slabs for deep drawing-ironing strip steel and control-rolled high strength strip steels.

## 1. 緒 言

近年、連鑄技術の進歩は目ざましく、鋼片全生産量に占める連鑄比率の急速な増大とあいまつて適用鋼種も高級鋼まで拡大されつつあるが、その際の品質上の問題点の一つに大型介在物がある。

連鑄製広巾スラブ内の大型介在物に関する研究は最近多くみられる<sup>1)10)</sup>。例えば起源については、溶鋼の空気酸化<sup>1)~5)</sup>、取鍋スラグ<sup>10)</sup>、タンディッシュ<sup>4)8)</sup>あるいは鑄型のフラックス<sup>3)4)</sup>、タンディッシュ・ノズルの溶損<sup>3)</sup>、などは起因する外来性介在物が主体であるとの報告が多い。しかしそれらの混入比率は定量的に把握されていない。また實際上重要である介在物低減法に関しても、取鍋・タンディッシュ間の注入流の空気酸化防止<sup>1)2)5)</sup>、タンディッシュ内あるいは鑄型内での混入防止と浮上促進<sup>3)6)7)</sup>、など個々の効果についての報告が主体であり、それらの組合せによる相乗効果や最大の関心事である高級

鋼への適用効果などについての報告は少ない<sup>6)8)</sup>。

本研究は円弧型連鑄機製広巾スラブに出現する大型介在物に関し、起源別混入比率を明らかにするとともに、効果的な低減法の開発経過ならびにビール缶などのD I 缶用鋼、A P I 規格X60級の電縫鋼管用鋼など高級鋼への適用結果についてまとめた。

## 2. 水 模 型 実 験

実機での鑄造実験に先立ち、まず水模型実験でタンディッシュおよび鑄型内における介在物浮上に有利な条件を；前者はタンディッシュ構造、後者はタンディッシュ・ノズル形状を変えて検討した。

## 2.1 実験方法

実験装置は千葉製鉄所半径 10m 円弧型 260×1700 mmのスラブ連鑄設備の1/4 模型を製作した。

タンディッシュ内の介在物浮上性比較実験は、堰などの内部構造や浴深さの異なる数種類のタンディッシュに

\* 昭和49年10月、50年4月、10月本会講演大会にて発表、昭和51年3月29日受付(Received March 29, 1976)

\*\* 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., Chiba 280)

\*\*\* 川崎製鉄(株)技術研究所 理博 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

\*\*\*\* 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (現在：水島製鉄所) (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

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

ついて、取鍋からタンディッシュへの注入流に一定量、 $W_i(g)$  の直径約 0.7 mm、密度 0.91 g/cm<sup>3</sup> のポリプロピレン粒子（浮上速度が溶鋼中の約 200~300 $\mu$  のシリケート系介在物相当）を混ぜ、一定時間内にタンディッシュノズルから鑄型内に流出する粒子量、 $W_o(g)$  を測定し、粒子浮上率、 $(W_i - W_o)/W_i$  で粒子浮上性の優劣を判定した。測定中、取鍋ノズルとタンディッシュノズルから出る水量を等しく、タンディッシュ内水面高さは一定に保つた。流量は原型の取鍋ノズルからの溶鋼流出量相当としたので、粒子の浮上性は実際より悪い。

一方、鑄型内の介在物浮上性比較実験は、タンディッシュノズルからの噴出流に、直径約 2 mm のポリプロピレン粒子（浮上速度が溶鋼中の約 400~500 $\mu$  のシリケート系介在物相当）を一定量巻込ませ、プール内の挙動と分布状況をスラブの長短両辺より肉眼観察ならびに写真撮影し、粒子の浮上性を比較した。ノズル条件は逆 Y 型（吐出角度下向 25°、以下同様）およびボトル型ノズル<sup>11)</sup> による正常注入の他に、逆 Y 型ノズルの偏心注入（ノズル位置を中心より原寸で 350 mm 偏心）と逆 Y 型二本ノズル注入（ノズル位置は中心から左右へ各 350 mm）の 4 通りである<sup>12)</sup>。どの実験も、流体の Froude 数を一致させて相似条件とした。

## 2.2 結果

### 2.2.1 タンディッシュ内の流れと粒子浮上性

今回調査したうちで最良の粒子浮上性を示したトンネル型とオーバーフロー型の堰を設置した二重堰付タンディッシュと堰のない通常のタンディッシュについて、タンディッシュ内の流れの状況を Fig. 1 に、粒子浮上性の比較を Table 1 に示した。

通常のタンディッシュの場合、浴面下部および底部にタンディッシュノズルに向う強い流れがあり、粒子はおもに前者の流れに沿って浮遊する。しかし、浴深さが浅くなると浴内の流れは全般的に乱れてくるので粒子は浮上しにくくなると同時に浴面に沿った流れが早期にタンディッシュノズルに向って降下するので、ノズル近辺の粒子濃度が高くなる。その結果、粒子がノズルへの流れに巻込まれ易くなり、粒子浮上率は浴深さが 900 mm（原寸、以下同じ）で 96%、700 mm で 92%、500 mm で 87% と浴面の低下とともに悪くなる。とくに浴面が 300 mm 近くまで下がるとノズルの吸込みにより漏斗状の渦巻が発生し、粒子の巻込みが顕著となるので粒子浮上率は 67% と大巾に悪化する。これに対し、二重堰付タンディッシュの場合、流れは二つの堰の間で上向きに揃えられ、その後も浴面に沿った整流となるため粒子の浮上に好適な条件を与える。このため粒子浮上率は大巾

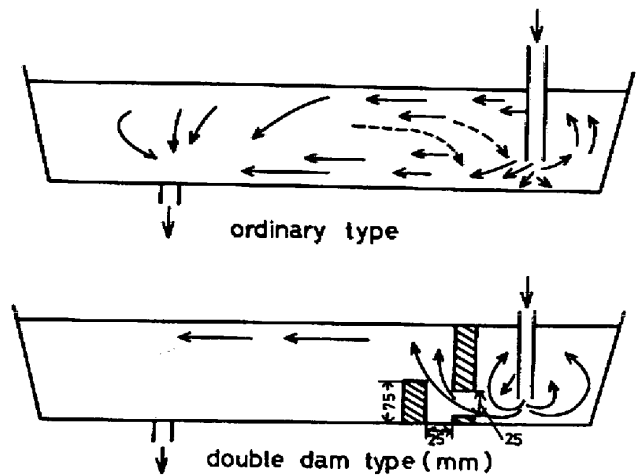


Fig. 1. Water flow pattern in model tundishes.

Table 1. Percentage of inclusions removed in tundishes of different design.

| Bath depth (mm) | Ordinary tundish | Tundish with double dams |
|-----------------|------------------|--------------------------|
| 900             | 96%              | 99%                      |
| 700             | 92%              | 97%                      |
| 500             | 87%              | 94%                      |
| 300             | 67%              | —                        |

に改善され、900 mm 深さで 99%、500 mm でも 94% であり、今回調査したうち最良の成績を示した。

### 2.2.2 プール内のフローパターンと粒子浮上性

各々のプール内フローパターンを Fig. 2 に示す。

逆 Y 型とボトル型ノズルの正常注入はほぼ同じパターンであるが、ボトル型の場合、ノズルからの噴流速度が逆 Y 型の約 1/3（実測値）と小さいために短辺衝突後に形成される上下二つの分岐流はいずれも弱く、したがって下向きの分岐流により形成される循環流の下端は逆 Y 型の約 1/2 と浅い。逆 Y 型偏心注入の場合は循環流の下端が左右で異なり、正常注入の場合に比して、ノズル側（ノズルと鑄型短辺との間隔が短い側）は浅く、反ノズル側（ノズルと鑄型短辺との間隔が長い側）ではプール深部まで及ぶ。一方、二本ノズル注入は両ノズルからの噴流が衝突するスラブ巾中央部ではやや複雑な流れとなる以外は、一本ノズル注入のパターンを二つ合せた流れとなる。循環流の下端はボトル型の場合と同程度で浅い。

次にプール内の粒子分布状況は以下のようなものである<sup>12)</sup>。

1) 平均粒子密度（クレーター内の単位体積当りの平均粒子数）は、逆 Y 型偏心注入 > 同・正常注入 > ボトル型ノズル注入 > 二本ノズル注入、の順で小さく、これは粒子のプール内侵入深さの順位と一致し、粒子の浮上分離はプール内侵入深さが深くなるほど悪くなる。

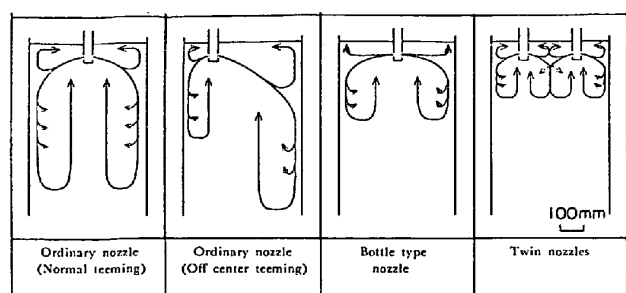


Fig. 2. Motion of resin particles in water pool.

2) 巾方向の偏在は、偏心注入の場合とくに顕著で、反ノズル側では正常注入より大きく、ノズル側では小さい。逆Y型およびボトル型ノズルではともに1/4巾部および短辺部で最も多く、巾中央部では少なく、その差が大きい。一方、二本ノズル注入では巾方向の差が小さい。

以上、介在物の浮上促進には、タンディッシュに二重堰を設け、浴深さをできるだけ深くすること、鑄型では、クレーター内での介在物の侵入が浅くかつ均一に分散するような流れとなるタンディッシュノズル（例えば二本ノズル）を使うと有効であると判明した。

### 3. 実機鑄造実験

水模型実験で得られた知見の確認も含め、介在物の少ない高度の清浄性が要求される高級鋼が製造可能な連鑄工程の確立を目的として、千葉製鉄所の半径 10m 円弧型スラブ連鑄機において実験を試みた。

#### 3.1 実験方法

100 t 転炉で溶製した厚板用 40 キロ級鋼（平均組成：C/0.16, Si/0.30, Mn/0.70, sol Al/0.002%）とさらに RH 脱ガス処理した同 50 キロ級鋼（C/0.13, Si/0.40, Mn/1.35, sol Al/0.035%）を対象に、鑄型寸法 260×1700 mm において、次のような実験を行なった。

1) 取鍋・タンディッシュ間に Fig. 3 のように、注入管併用無酸化注入、注入管使用注入、およびオープン注入の三条件、タンディッシュに二重堰の有無と浴深さ（深浴=700 mm と浅浴=400 mm）の四条件を組合せた、Table 2 A~H までの八通りと比較実験。

2) タンディッシュノズルを水模型実験と同様逆Y型正常注入、逆Y型偏心注入、ボトル型および逆Y型二本ノズル、の四通りとした比較実験、ただしノズル材質には主に熔融シリカ（以下 F・S質）、一部のヒートにはアルミナグラファイト（以下 A・G質）を用い、その他の条件は極力揃えた（タンディッシュ内溶鋼過熱度 20~30°C、鑄込速度 0.6~0.7m/min、タンディッシュノズル浸漬深さ約 180 mm など）。トレーサーとしてタンディ

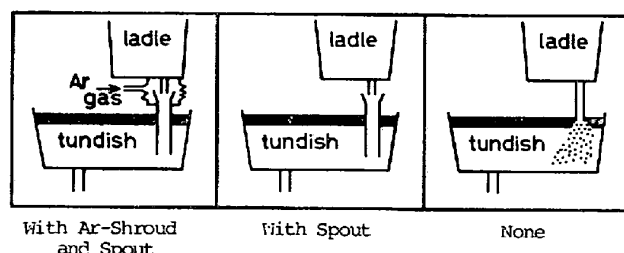


Fig. 3. Method of teeming from ladle into tundish.

Table 2. Teeming conditions for casting experiments.

| Heat No. | Ar gas shroud | Teeming spout | Tundish |      |
|----------|---------------|---------------|---------|------|
|          |               |               | Depth   | Dams |
| A        | ×             | ×             | Shallow | ×    |
| B        | ×             | ○             | //      | ×    |
| C        | ○             | ○             | //      | ×    |
| D        | ×             | ×             | Deep    | ×    |
| E        | ×             | ○             | //      | ×    |
| F        | ×             | ×             | //      | ○    |
| G        | ×             | ○             | //      | ○    |
| H        | ○             | ○             | //      | ○    |

(○……equipped, ×……not-equipped)

ッシュフラックスに  $La_2O_3$ 、鑄型フラックスに  $CeO_2$  を使用前に各 10% 均一に混合したりタンディッシュフラックスの代わりにワラ灰を使用する実験も行なった。

スラブ内の大型介在物は、いずれも鑄込中期のスラブを対象に、スラブの短辺部、1/4 巾部、および巾中央部の円弧内側の介在物集積帯から、60□×150 mm の角状試料または表面から厚み方向に連続して 20×80×150 mm の板状試料を切出し、スライム法で 50 μ 以上の介在物を抽出する方法、上記と同様な採取法による 5×80×280 mm の板状試料に X線透過させ約 100 μ 以上の介在物を検出する方法、により調査した。介在物の組成分析はガラスビード法、E.P.M.A 法で行った。鑄造時のクレーター内の溶鋼流動状況は、前報同様<sup>11)~13)</sup> 介在物調査と同じ位置で、1) 柱状デンドライトの成長方向から流れの方向、2) 炭素濃度分布から流速を推定した。

#### 3.2 結果

##### 3.2.1 大型介在物におよぼす鑄造条件の影響

###### (1) 取鍋・タンディッシュ間の注入法の影響

50キロ級スラブ内集積帯の 50 μ 以上のスライム抽出介在物量におよぼす鑄造条件の影響を Fig. 4 に示す。ただし、ノズルはすべて逆Y型 F・S 質である。全介在物量はオープン注入の場合（Heat A, D, F）約 80（深型）~380（浅型）mg/10 kg Steel であるのに対し、取鍋下に注入管を取付ける（Heat B, E, G）と約 1/3（浅型）~1/6（深型）に減少する。注入管を取付け、かつ注入流

周囲の雰囲気为非酸化性 ( $O_2 < 1\%$ ) にする (Heat C, H) と, 介在物量はさらに減少して, オープン注入の約 1/13 (浅型) ~ 1/50 (深型) となる. このように大型介在物量に及ぼす注入時の空気酸化の影響は大きい.

次に, タンディッシュおよび鋳型フラックス中のトレーサーのうち,  $La_2O_3$  は検出されるが  $CeO_2$  は検出されなかつたことから, タンディッシュフラックスの混入はあるが, 鋳型フラックスの混入は生じていないと判断した. 注入法別では Fig. 4 上段のようにオープン注入の場合 (Heat A, D, F),  $La_2O_3$  は最大 5.7 mg/10 kg steel と多いが, 注入管を使用した場合 (Heat B, C, E, G, H) は最大 0.5 mg/10 kg Steel と少なく, オープン注入では空気酸化の他にタンディッシュフラックスの巻込も大型介在物の主要原因の一つであることがわかる.

### (2) タンディッシュ構造の影響

いずれの注入条件においても, 浴深さが増すほど, さらに堰の設置により, 介在物が減少する傾向が明瞭である. 無酸化注入を行ない, 注入管を使用し, かつ深浴で堰を設置した Heat H では, 大型介在物量は約 3.5 mg/10 kg steel と少なく, オープン注入で浅浴の堰のない Heat A に比し, 実に約 1/100 の低水準である.

介在物組成はタンディッシュ構造の違いによりとくに

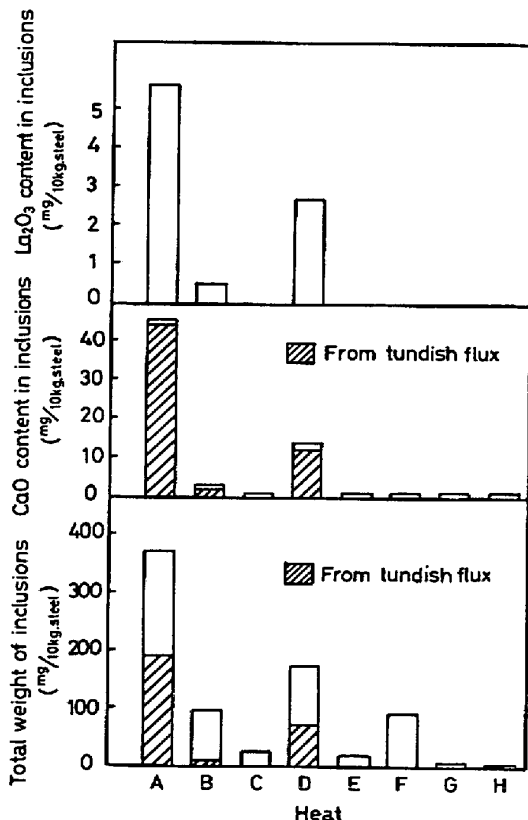


Fig. 4. Effect of the methods of teeming on the amounts of and CaO- and  $La_2O_3$ -content in large inclusions.

大きく変化しないが, Fig. 4 のようにタンディッシュフラックスのトレーサー成分の  $La_2O_3$  量には相当差がある. すなわち, 浴深さを増すか堰を設けると  $La_2O_3$  量は大巾に減少し, とくに深浴でかつ堰を設置すれば, 注入管を使わなくても  $La_2O_3$  は検出されず, フラックスが一旦混入しても十分浮上しうることを証明している.

### (3) タンディッシュノズル条件の影響

40キロ級鋼を対象に, 取鍋からタンディッシュへはオープン注入し, タンディッシュには堰を設けず, 400 mm の浅浴の条件下で, タンディッシュノズルのみを前述の4条件に変化させて鑄造したスラブ内の, 50  $\mu$  以上のスライム抽出介在物の分布状況を Fig. 5 に示した.

逆Y型正常注入では, 巾方向のいずれの位置においても集積ピークは表面から 40~60 mm であり, ピーク値は, 1/4 巾部で最も多く約 460 mg/kg steel, ついで短辺部の約 350 mg/kg steel で, 巾中央部は約 300 mg/kg steel と最も少ない. 偏心注入すると巾方向における偏在がさらに顕著となる. すなわち, 反ノズル側において介在物が多いのが目立ち, ピーク値も正常注入より大きい. ノズル側では反ノズル側の約 1/2 と少ない. 偏心注入のもう一つの特徴は介在物の多い反ノズル側短辺部において, 介在物がクレーター深部まで侵入している点で, これは水模型実験の粒子分布傾向と一致する. ボトル型ノズルでは, 巾方向のどの位置でも集積ピークは表面から 20~40 mm と浅く, かつ集積の終点も逆Y型ノズルに比して表面側へ移動している. ピーク値は逆Y型ノズルと同様短辺部で最も多く, ついで 1/4 巾部, 巾中央部の順であるが, いずれの値も逆Y型の 1/2~1/3 と少ない. また, 二本ノズル注入では, 巾方向を問わず集積ピークは表面から 20~40 mm と浅く, かつ集積の終点も表面寄りにあり, ボトル型ノズル同様介在物のクレーター内侵入が浅いことが推察される. ピーク値はいずれの部位も約 50~70 mg/kg steel でボトル型の約 1/2~1/3 とさらに小さく巾方向の偏在も最も少ない.

以上の結果は水模型実験による予測と同じであり, 鋳型内での介在物浮上分離促進には, クレーター内において介在物の侵入を浅くし, かつ均一に分散させるような流動条件にするとよいことが確認された.

#### 3.2.2 鋳込流のクレーター内侵入深さ

溶質分布および柱状 dendraイトの成長方向から推定した鋳込流のクレーター内侵入深さを Table 3 にまとめた. 両法による値はいずれの注入条件においてもほぼ一致しており, また注入条件別の差は水模型実験の推測結果と同傾向である.

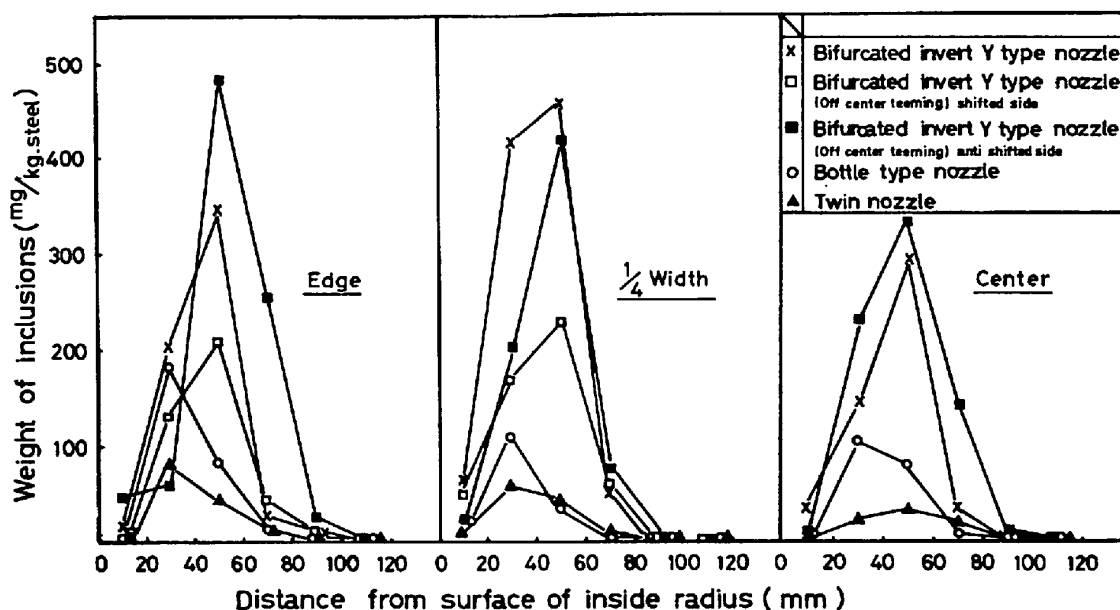


Fig. 5. Effect of tundish nozzle on the distribution of large inclusions ( $\geq 50\mu\phi$ ) in slabs.

3.3 考察

3.3.1 大型介在物の起源

(1) 連铸工程における溶鋼の二次酸化

連铸スラブ内の大型介在物の大半は、空気酸化生成物など溶鋼の二次酸化生成物を主体とする外来性のものであることがわかった。このように大型介在物の主体が外来性介在物であるという知見は熊井ら<sup>3)</sup>、植田ら<sup>4)</sup>、鈴木ら<sup>5)</sup>のそれと一致する。ここでは連铸工程における溶鋼の二次酸化に関し、各酸化源別の比率を検討する。

Al, Si, Mn を含む溶鋼が酸化を受ける場合、まず、FeO, MnO, SiO<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> が生成され、時間の経過とともに、FeO, MnO, SiO<sub>2</sub> は Al で還元されて Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> に変化する。したがって、溶鋼の二次酸化量は sol Al の減少量で評価し得る。

連铸工程においては溶鋼は主として次のような酸化を受ける； 1) 取鍋・タンディッシュ間の注入量による空気酸化、2) タンディッシュ内溶鋼表面からの酸化、3) タンディッシュライニング面からの酸化、4) タンディッシュフラックスの巻込みによる酸化、5) タンディッ

シュノズルの溶損による酸化。

まず上記 1)~4) の各酸化量をタンディッシュ内溶鋼中の sol Al の変化から推定する。今、以下の仮定をおきタンディッシュ内溶鋼中の sol Al 経時変化を導く。

1) 溶鋼の取鍋からタンディッシュへの注入速度とタンディッシュから铸型への流出速度は同じで常に一定  $w$  (g/min) とする。2) 溶鋼は取鍋からタンディッシュへ注入される際、次のような酸化を受け、sol Al が消費される。(i) 注入時の空気酸化による sol Al 減少量 ( $\Delta[Al]_a$ )、(ii) 溶鋼表面フラックスおよびライニング面の還元消費される単位時間当りの sol Al 減少速度 ( $K_s$ , g/min)、(iii) 注入流により巻込まれたフラックスの還元消費される単位時間当りの sol Al 減少速度 ( $K_f$ , g/min)。

上記の条件下でタンディッシュ内溶鋼中の sol Al について物質収支をとると(1)式を得る。

$$W \cdot \frac{d[Al]}{dt} = ([Al]_L - \Delta[Al]_a) \cdot w - [Al] \cdot w - K_s - K_f \dots\dots\dots (1)$$

Table 3. Penetration depth of teeming stream into the crater.

| Evaluation                 | Nozzle  |        | Invert-Y type      |              | Bottle type | Twin type |
|----------------------------|---------|--------|--------------------|--------------|-------------|-----------|
|                            | Teeming | Normal | Off-center teeming |              |             |           |
|                            |         |        | Shifted side       | Reverse side |             |           |
| From solute redistribution |         | 5.4m   | 3.2m               | 7.2m         | 2.5m        | 2.1m      |
| From dendritic structure   |         | 5.4m   | 3.8m               | 5.3m         | 2.9m        | 3.2m      |

ここに  $W$  : タンディッシュ内溶鋼重量 (g),  $[Al]$  : 時刻  $t$  における sol Al 濃度,  $[Al]_L$  : 取鍋内溶鋼中の sol Al 濃度,

(1)式を解き,  $t=0$  の時  $[Al] = [Al]_0$ , 鑄込定常期 ( $t \geq 20$  min) では  $e^{-w/W \cdot t} \approx 0$  ( $W = 5.5 \times 10^6$  g,  $w = 1.9 \times 10^6$  g/min) であることを考慮すると(2)式を得る.

$$[Al] = [Al]_L - \Delta[Al]_a - \frac{1}{w} (K_s + K_f) \dots (2)$$

次に前記 5) のタンディッシュ・ノズルの溶損物の還元消費される sol Al 量,  $\Delta[Al]_e$  は(3)式により評価する.

$$\Delta[Al]_e = \Delta[Al]_{T/S}^T - \Delta[Al]_{T/S}^{Al} \dots (3)$$

ここに,  $\Delta[Al]_{T/S}^T$  : タンディッシュ~スラブ間の平均 sol Al 減少量,  $\Delta[Al]_{T/S}^{Al}$  : タンディッシュ~スラブ間の平均 N 吸収量から求めた O 吸収量に対応する平均 sol Al 減少量

(2)式の  $\Delta[Al]_a$ ,  $K_s$ ,  $K_f$  などは 2.2.1 で述べた 3 通りの鑄込法の挙動を比較することにより求めることができる, すなわち各鑄込法別のタンディッシュ内における平均全酸化量と平均 N 吸収量を Table 4 にまとめた.

(i) 取鍋・タンディッシュ間の空気酸化量 ( $\Delta[Al]_a$ )  
各鑄込法の注入時の空気酸化量については Table 4 から次のように考えることができる: まず注入管と無酸化注入併用法では, N 吸収量が 0.8ppm と少なく空気酸化はほぼ防止されていると考えてよい. 注入管のみを使用した注入法では, 注入流表面での酸化 ( $\Delta[Al]_a^s$ ) が主体であるのに対し, オープン注入の場合はさらに注入流の落下によつて形成される“たきつぼ”での酸化 ( $\Delta[Al]_a^t$ ) が加わる. したがつて, 前二者の酸化量の差,  $84 - 50 = 34$ ppm が  $\Delta[Al]_a^s$  に相当し, 後二者の酸化量の差,  $149 - 84 = 65$ ppm が ( $\Delta[Al]_a^t + K_f/w$ ) に相当する.

ここで, 注入時の空気酸化では N と O の同時吸収が生じると考えられるので, N 吸収量から算出した容量係数から得られる見掛のガス・溶鋼反応界面積を使用して O 吸収量を推定する方法で  $\Delta[Al]_a$ ,  $\Delta[Al]_a^t$  を求める.

溶鋼の N 吸収に関しては(4)式が成立する.

$$\frac{dC_N}{dt} = K_N \cdot \left(\frac{F}{V}\right) \cdot (C_N^s - C_N) \dots (4)$$

ここで,  $C_N^s$ ,  $C_N$  : 各々溶鋼中の N 飽和溶解度と N 濃度,  $K_N$  : N 吸収速度定数,  $F$  : ガス・溶鋼反応界面積,  $V$  : 溶鋼体積

一方, 溶鋼の  $N_2$ - $O_2$  混合ガスからの O 吸収に関しては(5)式が成立する<sup>15)</sup>.

$$\frac{dV_{O_2}}{dt} = F \cdot K_O \cdot P_{O_2} \dots (5)$$

ここに,  $V_{O_2}$  : 吸収  $O_2$  体積,  $K_O$  : O 吸収速度定数,  $P_{O_2}$  :  $O_2$  分圧

(4), (5)式を積分し,  $C_N^s = 440$ ppm<sup>16)</sup>,  $K_N = 1.0 \times 10^{-2}$  cm/sec<sup>14)</sup>,  $P_{O_2} = 0.23$  atm,  $K_O = 0.26$  cm<sup>3</sup> $O_2$ /cm<sup>2</sup>·sec·atm<sup>15)</sup> を用いると, 結局注入時の空気酸化量  $\Delta O$  ppm は(6)式で与えられる.

$$\Delta O (\text{ppm}) = (2.81 \times 10^3) \log \frac{(440 - C_N^0)}{(440 - C_N^f)} \dots (6)$$

$C_N^0$ ,  $C_N^f$  : 各々初期および末期の溶鋼中 N 濃度 (ppm), (6)式により各鑄込法の  $\Delta O$  を求めると, まず注入管のみを使用した注入法の場合 30ppm が得られ, これが  $Al_2O_3$  になると仮定して  $\Delta Al$  に換算すると 33ppm で, 先の実測値の 34ppm と極めてよく一致する. 次にオープン注入の場合は  $\Delta O$  は 51 ppm, したがつて  $\Delta[Al]_a$  は 57ppm となる. 先の  $\Delta[Al]_a^s = 34$ ppm を用いると“たきつぼ”での酸化量は,  $\Delta[Al]_a^t = \Delta[Al]_a - \Delta[Al]_a^s = 23$ ppm であり, これは注入量表面の酸化量  $\Delta[Al]_a^s$  に匹敵する.

(ii) 溶鋼表面とライニング面での酸化量 ( $K_s/w$ )

注入時の空気酸化とタンディッシュ・フラックスの巻込を防止した, 注入管と無酸化注入併用法における酸化量がこれに相当する. すなわち Table 4 から  $K_s/w = 50$ ppm Al である.

(iii) 注入流によつて巻込まれたフラックスによる酸化量 ( $K_f/w$ )

オープン注入の全酸化量から  $\Delta[Al]_a$  と  $K_s/w$  を引

Table 4. Averaged total amount and origin of reoxidation in tundish.

| Test No. | Number of heats | Total amount of reoxidation $[\Delta Al^*]$ (ppm) | Amount of N absorbed (ppm) | Origin   |
|----------|-----------------|---|----------------------------|--|
| A        | 4               | 50  | 0.8                        | $K_s/w$  |
| B        | 7               | 84  | 9.6                        | $\Delta[Al]_a^s$ , $K_s/w$                               |
| C        | 11              | 149   | 16.5                       | $\Delta[Al]_a^s$ , $\Delta[Al]_a^t$<br>$K_s/w$ , $K_f/w$ |

$$\Delta Al = [Al]_L - [Al]_T$$

いたものが  $K_f/w$  であり、 $K_f/w=42\text{ppm Al}$  となる。

(iv) タンディッシュノズル溶損物による酸化量  
( $\Delta[\text{Al}]_e$ )

ノズル材質を変えた場合のタンディッシュ溶鋼とスラブ間の平均 sol Al 減少量および平均 N 吸収量の比較を Table 5 に示す。いずれも内挿式ノズルなので N 吸収はほとんどなく、空気酸化は無視し得る。A・G 質ノズルはほとんど溶損しないので<sup>3)</sup>、両ノズルの sol Al 減少量の差 15.4ppm が F・S 質ノズルの溶損物との反応に消費された sol Al 量と考えてよい。

以上のようにして求めた、取鍋からタンディッシュを経て鑄型に至るまでの、各酸化源における溶鋼の酸化量を Table 6 にまとめた。

溶鋼酸化の起源別比率は、注入時の空気酸化が35%で最も多く、次いでタンディッシュ内の溶鋼表面とライニング面が 30%、タンディッシュフラックスの巻込が 25%、ノズル溶損物が 10% の順である。このように溶鋼の二次酸化には、空気酸化やタンディッシュフラックスの巻込の占める割合が大きく、これは前述の大型介在物に対する空気酸化やタンディッシュフラックスの巻込の影響の大きい事実と対応する。従つて大型介在物の低減にはこれら二次酸化の防止に努めることが肝要である。

(2) 大型介在物に対するタンディッシュフラックスの寄与率

先のトレーサー実験で、大型介在物にタンディッシュフラックスがかなり混入していることが明らかになった。トレーサーの  $\text{La}_2\text{O}_3$  は化学的に極めて安定で、溶鋼あるいは介在物と接触しないしは合体しても還元されない<sup>17)</sup>と考えられるので、同一時期のタンディッシュフラックスと介在物中の  $\text{La}_2\text{O}_3$  濃度の比較から介在物に対

するフラックスの寄与率が計算できる。すなわち、  
フラックスの寄与率(%)

$$= \frac{(\text{介在物中の } \text{La}_2\text{O}_3 \text{ 濃度})}{(\text{フラックス中の } \text{La}_2\text{O}_3 \text{ 濃度})} \times 100$$

上式から求めたタンディッシュ・フラックス起因の大型介在物量と鑄込条件の関係を Fig. 4, 下段に示す。

浴の浅いタンディッシュの場合、オープン注入では全介在物の約 48% がフラックス起因であるが、注入管を使用すると約 6% の低値となる。すなわち注入管の使用によりフラックスの混入は大巾に低減でき、これが大型介在物が急減する理由の一つといえる。浴が深いタンディッシュの場合は、オープン注入においてもフラックス起因の介在物は約 35% と少なく、また、注入管を使用する以外に、堰の設置のみによつてもフラックス起因の大型介在物は皆無となるのが特筆され、深浴や堰の設置が介在物浮上に効果的であることを証明している。

(3) 大型介在物中の CaO の起源

製品の超音波探傷欠陥、地疵などの原因となる大型介在物中に CaO がしばしば検出される<sup>3)4)8)10)</sup>。この CaO の起源については、取鍋スラグ<sup>10)</sup>、タンディッシュ<sup>4)9)</sup> および鑄型<sup>3)4)</sup>のフラックス、などの説があるが、とくにきめてとなる情報は得られていない。

今回のトレーサー実験で、タンディッシュフラックスの混入はあるが、鑄型フラックスの混入はないこと、タンディッシュフラックスの代りにワラ灰を使用すると CaO はごく少量しか検出されないこと、などが明らかとなり、介在物中の CaO の起源はタンディッシュフラックスが主体であると判断された。

さて、介在物中の CaO に対するタンディッシュフラックスの寄与率は、フラックス中のトレーサーの

Table 5. Reoxidation arising from nozzle erosion.

| Nozzle material | Number of heats | Total amount* of reoxidation $\Delta[\text{Al}]_{T/S}^r$ (ppm) | Amount* of N absorbed (ppm) | $\Delta[\text{Al}]_{T/S}^r$ (ppm) | $\Delta[\text{Al}]_e$ (ppm) |
|-----------------|-----------------|--|-----------------------------|-----------------------------------|-----------------------------|
| F.S             | 9               | 25.5   | 2.5                         | 0                                 | 15.4                        |
| A.G             | 2               | 10.1   | 2.0                         | 0                                 | 0                           |

\* Average value

Table 6. Reoxidation from different sources.

|  | Tundish flux & lining | Entrained flux | Air-reoxidation during teeming |            |            | Erosion of nozzle |
|--|-----------------------|----------------|--------------------------------|------------|------------|-------------------|
|  |                       |                | Stream surface                 | Fall pot   | Total      |                   |
| $\Delta[\text{O}]$ ppm<br>( $\Delta[\text{Al}]$ ppm) | 44<br>(50)            | 37<br>(42)     | 30<br>(34)                     | 21<br>(23) | 51<br>(57) | 14<br>(15.4)      |
| Ratio(%)   | 30                    | 25             | 20                             | 15         | 35         | 10                |

La<sub>2</sub>O<sub>3</sub> と CaO はいずれも溶鋼中によつて還元されず同じようにふるまうと考えられるので、同一時期の介在物中の La<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 濃度とフラックス中の La<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, CaO 濃度の比較から、次式によつて求められる;

CaO に対するフラックスの寄与率(%)

$$= \frac{(\text{介在物中の La}_2\text{O}_3\%) \times (\text{フラックス中の CaO}\%)}{(\text{フラックス中の La}_2\text{O}_3\%)}$$

上式から求めた、介在物中の CaO に対するタンディッシュフラックスの寄与率を Fig. 4 中段に示す。

オープン注入の場合、介在物中の全 CaO 量は浅型タンディッシュに比して深型では約 1/3 と低いが、いずれの場合も全 CaO の 95~99% がフラックス起因であり CaO の増加が注入流によるフラックスの巻込みによることわかる。注入管を使用するとフラックスの寄与率は浅型タンディッシュでは約 60% に低下し、深型タンディッシュではほぼ皆無となる。タンディッシュ・フラックスの代わりにラワ灰を使用したヒートでは、CaO 量は 0.1mg/10 kg steel と少なく、これは取鍋から持込まれたものと考えてよい。他のヒートの、フラックス以外からの CaO 量すなわち取鍋から持込まれた CaO 量も 1 mg/10 kg steel 前後と少なくヒート間の差も少ない。すなわち取鍋から持込まれる CaO 量は少ないといえる。

3-3-2 介在物集積軽減のための最適鑄造条件

円弧型連鑄機における介在物の円弧内側への集積現象に関しては多くの報告があるが、集積軽減のための鑄造条件を検討したものは少ない<sup>9)</sup>。著者らは先に、介在物集積量は介在物のクレーター内侵入が深いほど多くなること、円弧半径が 10m の連鑄機では、介在物侵入深さを約 1.5m 以下にすれば、集積は激減すること、を示した<sup>11)~13)</sup>。Fig. 5 の今回のデータも同じ結果を示した。

ここでは介在物のクレーター内侵入深さを、タンディッシュノズル出口の吐出速度、角度、鑄型の巾、鑄込速度などの鑄造要因を総括する式で表す。ノズル出口から下方 X の距離における下降流内の粒子の速度(下方に正) v は、クレーター上部では近似的に次式で示される。

$$v = \left(\frac{a}{X}\right) \cdot \left(\frac{1 + \sin \theta}{2}\right) \cdot v_0 + v_c - v_s \dots\dots\dots (1)$$

ここで v<sub>0</sub> = ノズル出口速度, v<sub>c</sub> = 鑄込速度, v<sub>s</sub> = 粒子のストークス浮上速度, θ = 出口角度, a = 定数

(1)式の第1項はノズルからの吐出流が鑄型短辺衝突後に形成される下降流の速度を示す。(1 + sin θ / 2) は衝突後の運動量の分配を考慮<sup>18)</sup>したもの、(a / X) は X の適用範囲から選んだ岩崎らの式<sup>19)</sup>である。介在物侵入深さは(1)式で v = 0 となる X であり、X を介在物の湯面からの深さ H を示す(2)式に代入すれば(3)式を得る。

$$H = d + \left(\frac{W'}{2}\right)(\tan \theta) + \left(X - \frac{W'}{2} \cdot \frac{1}{\cos \theta}\right) \dots\dots\dots (2)$$

d = ノズル出口中心と湯面との距離, W' = スラブ巾,

$$H = \left(\frac{v_0}{v_s - v_c}\right) \left(\frac{1 + \sin \theta}{2}\right) \cdot a - \left(\frac{W'}{2}\right) \cdot \left(\frac{1}{\cos \theta} - \tan \theta\right) + d \dots\dots\dots (3)$$

(3)式に含まれる変数を参考にし、H に及ぼす前述の鑄造要因の影響を次のようにパラメーター表示する。

$$H = H \left[ \left(\frac{v_0}{v_s - v_c}\right), \left(\frac{1 + \sin \theta}{2}\right), \left(\frac{W'}{900}\right)^n \right] \dots (4)$$

水模型実験で、v<sub>c</sub> = 0.5~2.0m/min, θ = 0~65°(下向), W' = 900~2 200 mm の範囲で、それぞれを独立に変化させ実験式を求めた結果、Fig. 7 から次式が得られた。

$$\log H = 0.462 \log \left(\frac{v_0}{v_s - v_c}\right) \cdot \left(\frac{1 + \sin \theta}{2}\right) \cdot \left(\frac{W'}{900}\right)^{1.3} - 0.397 \dots\dots\dots (5)$$

前述のように介在物集積軽減のための条件は、H < 1.5m である。これと(5)式を組み合わせると、(6)式を得る。

$$\left(\frac{v_0}{v_s - v_c}\right) \cdot \left(\frac{1 + \sin \theta}{2}\right) \cdot \left(\frac{W'}{900}\right)^{1.3} < 17.4 \dots\dots (6)$$

すなわち、鑄片サイズ(W'), 対象とする介在物粒径に応じて、(6)式にしたがいノズル出口角度(θ), 鑄込速度(v<sub>c</sub>, v<sub>0</sub>) を制御すれば集積介在物量を低減できる。

この実証例として鑄型内メニスカス下約 4 m 長さの垂直部を有する千葉製鉄所の垂直曲げ型連鑄機で鑄造したスラブ内の約 100 μ 以上の大型介在物分布を Fig. 8 に示す<sup>20)</sup>。この場合、(5)式を用いて鑄造条件から計算した約 100 μ の介在物の偏入深さは約 3 m で、垂直部長さより浅く、予測どおり介在物集積は認められない。

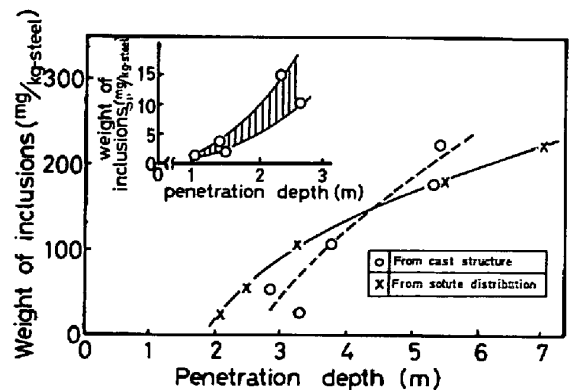


Fig. 6. Influence of the inclusion penetration depth (inset, from water model exp.) and stream penetration depth on the amount of large inclusions in the upper quarter thickness of continuously cast slabs.



Table 7. Effect of the method of teeming on rejects during DI-processing.

| Test No. | Teeming from ladle to tundish | Tundish type               | Tundish nozzle | Teeming temp. ( $\Delta T^{\circ}\text{C}$ ) | Reject index |
|----------|-------------------------------|----------------------------|----------------|--|--------------|
| A        | With spout                    | Ordinary                   | Invert-Y       | 15-25  | 100          |
| B        | With spout & Ar shroud        | Deep bath with double dams | Twin           | 15-25  | 4.75         |
| C        | Same as B                     | Same as B                  | Same as B      | 30-40  | 0.69         |

Table 8. Effect of the method of teeming on UST defects of API-X60 tubes.

| Test No. | Teeming from ladle to tundish | Tundish nozzle             | Tundish nozzle | Defect index |
|----------|-------------------------------|----------------------------|----------------|--------------|
| A        | With spout                    | Ordinary                   | Invert-Y (A.G) | 100          |
| B        | Same as A                     | Deep bath with double dams | Same as A      | 16           |
| C        | With spout & Ar shroud        | Same as B                  | Same as A      | 8            |

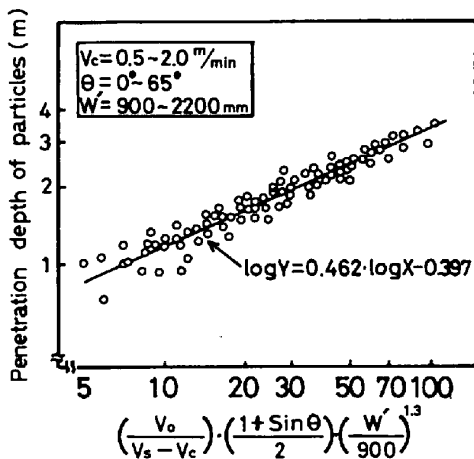


Fig. 7. Penetration depth of particles under varying casting conditions.

#### 4. 高級鋼への適用試験

大型介在物の低減に効果が認められた上述の方法を、介在物の少ない、優れた清浄性が要求される2, 3の高級鋼に適用し、その効果を確認した。

##### 4.1 DI 缶用スラブ製造への適用

DI加工法により製造されるビール缶、清涼飲料缶などに用いられる鋼板は、加工条件が極めてきびしく、鋼中の大型介在物はフランジ割れをはじめ各種の欠陥原因となりやすいため、極力減らす必要がある<sup>21)</sup>。

Table 7 に鑄込方法とDI製缶成績の関係をまとめた。鋼種は低炭アルミキルド鋼(平均組成, C/0.040, Si/0.030, Mn/0.30, P/0.013, S/0.006, sol Al/0.060%)でスラブ寸法(260×1520 mm)以外は3.1節に述べた製造条件とほぼ同様である。最終母板は0.34 mm

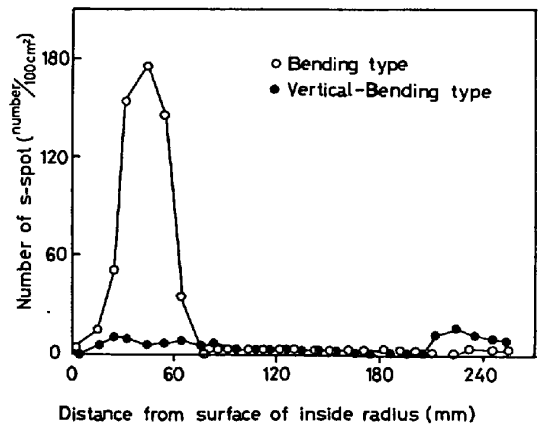


Fig. 8. Effect of machine type on the through thickness distribution of S-spots.

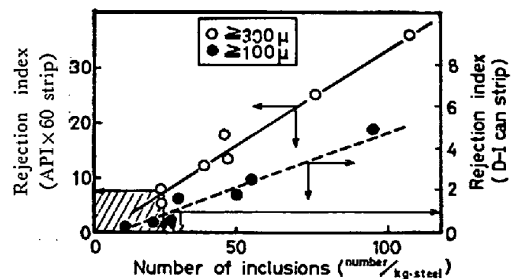


Fig. 9. Critical cleanliness of slabs for strip for line pipe (API-X60) and DI can use.

厚のブリキ・コイルで、DI製缶成績はビール缶相当の薄肉円筒(内径65×高さ123 mm)に成形するまでに介在物起因で発生した不良品の発生割合で示した。対策実施以前の従来法(A法)の不良発生を100とすれば、取鍋・タンディッシュ間無酸化注入、二重堰付深型タンディッシュと2本ノズル注入を採用したB法では不良発生

が 4.75 と約 1/20 に大巾に減少した。さらに高温注入を行ったC法では 0.69 とB法のさらに約 1/7 に減少し、十分満足な水準を実現できた。D I 製缶不良発生頻度は Fig. 9 のようにスラブ内で 100  $\mu$  以上 (X線法) の粒径の介在物量と良い相関がある。ゆえに、欠陥原因となるスラブ内介在物の臨界径は約 100  $\mu$  と推察され、D I 製缶不良発生を低水準に保つにはスラブ内集積帯の 100  $\mu$  以上の介在物量を 30 個/kg-steel 以下にすればよい。

#### 4.2 電縫鋼管用スラブ製造への適用

円弧型連鑄機製スラブを電縫鋼管用素材に使用する場合は、集積帯の大型介在物が造管後のフック・クラックおよび溶接部近傍の超音波探傷欠陥の原因になりやすい<sup>8)</sup>ので集積介在物量を極力減らすことが要求される。

Table 8 に鑄込方法と造管後の超音波探傷成績の関係を示す。鋼種は API 規格 X60 級鋼で、その他の条件は 3.1 とほぼ同様である。最終母板は 6.3 mm 厚の熱延板鋼管径は 406 mm  $\phi$  で、造管後の超音波探傷は API 規準にしたがい、水浸-多探触子法により 2.25 MHz、入射角度 45° の超音波を用いた。対策実施以前の従来法 (A法) の不良指数を 100 とすれば、注入管と二重堰付深型タンディッシュを使用したB法では不良指数 16 と約 1/6、さらに取鍋・タンディッシュ間の無酸化注入を加えたC法では不良指数は 8 とB法の 1/2 に減少し、十分満足な水準を実現できた。

超音波不良指数とスラブ内介在物量の関係は Fig. 9 に示すように約 300  $\mu$  以上の介在物量と良い相関がみられ、造管後の超音波探傷欠陥となるスラブ内介在物の臨界径は約 300  $\mu$  と推察される。欠陥水準を分塊工程材と同等以下に保つにはスラブ内集積帯の 300  $\mu$  以上の介在物量を 25個/kg-steel 以下にする必要がある。

### 5. 結 言

円弧型連鑄機製広巾スラブ内の大型介在物の起源を調べ、効果的な低減策を検討し、各種低減策を組み込んだ鑄造法を高級鋼に適用し効果を確認した。すなわち、

1) 大型介在物はタンディッシュにおける溶鋼の二次酸化物を主体とする外来性のものがほとんどである。すなわち通常の浅型タンディッシュを用いた場合、取鍋下に注入管を用い、注入流周囲を非酸化性にする、大型介在物量はオープン注入時の約 1/12 に激減する。この減少に対する寄与は溶鋼の空気酸化とタンディッシュフラックス混入が各 50% である。

2) 取鍋・鑄型間の二次酸化量を sol Al の減少量を指標にして酸化源別に比較すると、取鍋・タンディッシュ間の注入時の空気酸化が全酸化量の約 35% で最も多く、ついでタンディッシュ内の溶鋼表面とライニング面からの酸化が約 30%、タンディッシュフラックスの巻込による酸化が約 25%、タンディッシュノズル溶損による酸化が約 10% の順であった。

3) 大型介在物中の CaO の起源はタンディッシュフラックスからほとんどを占め、取鍋スラグ、鑄型フラックスからはごくわずかである。

4) タンディッシュ内での大型介在物浮上は浴深さを増し、堰を設置することにより大巾に促進できる。

5) 鑄型内の浮上は介在物のクレーター内侵入が浅いほど良く、半径 10m 円弧型連鑄機では侵入深さが約 1.5m 以下の時円弧内側の介在物集積は消失する。

6) 各種介在物低減策を組み込んだ鑄造法を高度の清浄性が要求される D I 用鋼、X-60 級電縫鋼管用鋼に適用し、満足な成績を収めることができた。

### 文 献

- 1) 新日鉄光: 第 54 回特殊鋼部会資料 (特45-15-共9) (1972年 5月)
- 2) 玉本, 他: 住友金属, 26 (1974), p. 145
- 3) 熊井, 他: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 926
- 4) 植田, 他: 同上, 60 (1974), p. 943
- 5) 新日鉄八幡: 第 54 回製鋼部会資料, No. 20, (1973年 3月)
- 6) N. T. MILLS, et al.: J. Metal, Nov. (1971), p. 37
- 7) F. E. LISTHUBER, et al.: Iron and Steel Eng. (1974), p. 92
- 8) 鈴木, 他: 鉄と鋼, 61 (1975), p. 2805
- 9) 岡野, 他: 同上, 61 (1975), p. 2982
- 10) 井上, 他: 同上, 61 (1975), S90
- 11) 垣生, 他: 同上, 60 (1974), p. 962
- 12) 垣生, 他: 同上, 60 (1974), A99
- 13) Y. HABU, et al.: Trans. ISIJ, 15 (1975), p. 246
- 14) 長, 他: 鉄と鋼, 54 (1968), p. 19
- 15) T. EMI, et al.: Met. Trans., 6B (1975), p. 95
- 16) 学振推奨値, 19 委 8369 (1967)
- 17) 桜谷, 他: 鉄と鋼, 62 (1976), 13, p. 1653
- 18) 熊井, 他: 同上, 60 (1974), p. 894
- 19) 岩崎, 他: 土木学会誌, 38 (1953), p. 337
- 20) 守脇, 他: 鉄と鋼, 61 (1975), S474
- 21) 飯田, 他: 川崎製鉄技報, 8 (1976), p. 1