UDC 621.746.047:620.192.45

連続 casting における溶鋼の流動現象と非金属 介在物について

鈴木 信雄*, 小沢 正俊*, 早川 静則*

Distribution of Inclusions and Fluid Flow in Continuously Cast Billets

Nobuo Suzuki, Masatoshi Ozawa and Shizunori Hayakawa

Synopsis

In order to understand mechanism of entrapment of large non-metallic inclusions in surface layer of continuously cast billets, scheme of molten metal flow in tundish and mold and distribution of large inclusions of billets were investigated.

Results obtained are as follows.

1) Non-metallic inclusions which become larger up to 1.2mm ϕ by collision at turbulent zone in mold are mainly entrapped inside of solidified shell. This tendency is especially recognized in case of smaller billet size.

2) In order to promote float separation in mold, it is necessary to give a little turbulent zone in mold, to eliminate dead zone of metal flow and to wash out inside solidified shell by high speed metal flow.

Especially it is recognized that influence of metal flow pattern in mold by submerged nozzle shape has more considerable effect on decreasing non-metallic inclusions in surface layer, compared with influence of casting speed, tundish metal flow pattern and billet size.

1. 緒 言

当社茨川工場連铸マシンにおける非金属介在物の問題として、小断面(165角)ブルームのサブ・サーフェスにトラップされた酸化物系大型介在物がある。これは、製品段階における表面仕上げ後に線状きずとして検出され、歩留り低下の極めて大きな原因になる。この制御技術に関して、長期にわたり種々の対策試験および改善をつみ重ねた結果、現在ほぼ確立されてはいるが、その起源、生成機構、およびトラップのプロセス等の理論的

裏付けが得られない限り、問題が解決したというところまでは至らないと考えられる。この報告は、このような観点から、タンディッシュ内、およびモールド内の溶鋼流動現象と大型介在物との関連について取上げ、考察したものである。

2. タンディッシュ内における溶鋼流動現象について

タンディッシュ内の溶鋼流動について、混合モデルを用いて解析した結果 (APPENDIX-I 参照)、溶鋼のタンディッシュ内における滞留時間は、断面寸法165角、铸造速度 1.4 m/min での铸造時を想定すると、60~100 sec 程度と思われる。非金属介在物の浮上分離がストークスの法則に基づく

昭和50年11月18日受付

*大同製鋼(株)茨川工場製鋼課

ものと仮定し、タンディッシュ内における浮上分離を考えた場合、溶鋼の滞留時間が長ければ長い程、大きな効果が得られる (APPENDIX-II 参照)。この考え方で、滞留時間を上述の 60~100 sec 程度とした場合の効果は、 120μ 丸以上の大型非金属介在物は除去されるが、それ以下の微小介在物については効果の少ないことがわかる。実操業において、タンディッシュ内に持込まれる介在物は、Fig. 1 に示す如く 120μ 丸以上の大型介在物はほとんど検出されず、 $20\sim60\mu$ 丸程度が大部分を占めることから、タンディッシュ内における浮上効果は余り期待できない。つぎに非金属介在物のパラメーターとして酸素レベルの比較を Fig. 2 に、また臭素メタノール法分析による介在物量の挙動を Fig.

Fig. 1. Behavior of large inclusion at every stage (18-8 Ni-SUS).

Fig. 2. Behavior of oxygen content of every stage (18-8 Ni-SUS).

Fig. 3. Behavior of inclusions of every stage (low C-13% Cr-SUS).

3 に示したが、この結果からも上述の推定を裏付けるものである。すなわち、実操業において、タンディッシュでの効果を得るためには、大部分を占める 40μ 丸程度の微小介在物を浮上させる必要があり、そのためには、底部流短絡現象のない状態で、約 4 min 以上の滞留時間が必要と考えられる。しかし Fig. 4 に示す様な、セキ、Ar バブリング法による滞留時間の延長を計る実験を行ったが期待したほどの非金属介在物の低減の効果を認めることができなかった。今後さらに詳細な実験をおこなってその効果を検討する必要があると考えている。

Fig. 4. Flow pattern in tundish by water model.

3. モールド内における溶鋼流動現象について

3.1 乱流領域の影響

モールド内溶鋼流動現象を知る方法として、水模型による流体実験法(APPENDIX-III 参照)を用いて調査した結果、Fig. 5 に示すごとく、モールド内における流動は乱流と層流に大別され、乱流領域はモールド湯面よりノズル噴流のクレター内侵入位置までを示しており、それ以下は層流領域となっている。この流動現象と非金属介在物との関連性を検討するため、Photo.1 に示すごとく、流体実験法にて大型介在物を比重差から気泡にみたて、モールド内における集積位置を観察した結果、大型介在物は乱流領域内にて湯面より 400

Photo. 1. Flow pattern of air bubbles in water pool.

Fig. 5. Flow pattern in mold by water model experiment.

mm 以内に分布することが判った。さらにペンディング上下面の差があり、とくに上面側の 200~400 mm に相当する部分に最も集積していることが判明した。つぎに実際の鋳片における大型介在物の分布は、165角 SUS 304 を例にとれば Fig.6 に示した地きず分布から明らかかなよう KD-2mm (凝固シェル厚6~7mm 相当) と $\frac{1}{2} \cdot D$, $\frac{1}{2} \cdot D$ (凝固シェル厚27mm以上相当) では明確な差があり、表層に近い D-2mm が最も多いことが示される。

また、段削り検査法による線状きずの分布を Fig.7 に示したが、明らかに表層程線状きずが多く、巨大介在物はとくに表層にトラップされ易い

Fig. 6. Distribution of large inclusions of round bar (18-8 Ni-SUS).

Fig. 7. Effect of submerged nozzle type on visible large inclusions.

傾向を示している。参考として、鋳片段階で表層にて観察された巨大介在物例を Photo.2 に示した。以上の結果より流体実験法で得られた流動現象と、非金属介在物の大きさおよび分布との関係は Fig.8 のごとくなる。従って非金属介在物に対する溶鋼流動の影響はつぎのように考えられる。

(1) 層流領域においては、非金属介在物の浮上速度と層流速度とのバランスにより、大型介在物は浮上し、乱流領域に集積する。ストークス法に基づき算出すれば、層流領域に持込まれる介在物は 250μ 丸程度以下である。(APPENDIX-II の Fig.1 参照)

Distance from surface; (3.0mm)

(4.0mm)

(6.5mm)

Photo. 2. Examples of large inclusions near surface of billets.

Fig. 8. Relation between flow pattern by water model experiment and distribution of large inclusions in cast-billets.

Fig. 9. Relation between sand-mark index and direction of round bar (18-8 Ni-SUS).

(2) 乱流領域に集積した大型介在物(250μ丸以上)は乱流領域内にて衝突、凝集がくり返され、しだいに1.2mm丸程度にまで巨大化することが考えられる。

(3) 巨大化した介在物の一部は反転流により凝固シェル内面にトラップされるが、比較的反転流速の大きい部分は反転流による洗浄効果の影響を受け、巨大介在物のトラップされる確率は小さくなる。これは Fig. 9 に示した地さず発生方位からもその傾向が認められ、とくにコーナーと面、および上面側、下面側での流速の差と考えられる。

(4) 巨視的な1.5~4.0mm丸程度の介在物は、流速の極めて小さいDead-zoneに集積し、メニスカスにおける潤滑スラグ層まで到達し得たものは

吸着されるが一部は凝固シェル内面にトラップされるであろう。

以上(1)~(4)の考え方により、大型介在物の低減には、

- 乱流領域を減少させ、Dead-zoneをなくす。
- 凝固シェル内面にそった流速を早め、洗浄効果を高める。

ことが大型介在物の低減に極めて有効な手段といえる。

3. 2 モールド内乱流領域と鑄造条件

流体実験により得られた、鑄造条件と乱流領域の関係を Table 1, Fig. 5 に示した。乱流領域の変動する条件としては、鑄造速度、断面サイズ、浸漬ノズル形状があり以下にそれ等の条件と乱流

Table 1. Influence of CC condition on turbulent zone (by water model).

Nozzle type	Straight					Y
Mold size	165sq.			230 × 320		165sq.
Casting speed	0.8	1.2	1.4	0.35	0.92	1.2m/min
Turbulent zone	350	450	500	480	550	220mm
Tundish head	700	700	700	700	700	700mm

領域についての検討を行う。

(1) 铸造速度の影響

铸造速度の影響は Table 1 から明らかなように高速になる程ノズル噴入流の侵入が深くなり乱流領域が拡大する。例えば165角サイズでストレートノズル使用の場合、铸造速度 0.8m/min と 1.4m/min では乱流領域が 350mm と 500mm の違いがある。従って铸造速度を早めることは乱流領域を拡大し、前項で述べているように巨大化の促進、および捕捉容易域を内部に拡大することとなり好ましい条件とは言えない。実操業において铸造速度は他の要因(能率、凝固速度、温度etc)により大きく支配されるため、大幅な変動はなくほぼ一定に近いことから明確な差を確認することはできない。

ただし実際に铸造速度による乱流領域長の制御はマイナスの要素が大きく、良い手段とはいえない。

(2) 断面サイズの影響

断面サイズの差は Table 1 から明らかなように大断面ほど乱流領域は深くなる。しかし小断面に比較し側壁干渉の影響が小さくなることから、凝固シェル内面にそった反転流の流速は早く、また上面側、下面側の差異も少ないことが流体実験により確認された。従って、乱流領域の影響と反転流速の影響の相殺効果となるが、Fig.10の結果より反転流速の影響が比較的大きいものと考えられることから、断面サイズが大きくなる程、大型介在物の低減には効果が大きくなることが期待できる。

(3) 浸漬ノズル形状の影響

浸漬ノズル形状としてストレート・ノズル、Y型ノズルを使用し両者の比較を行った。その結果、Table 1, Fig. 4 に示したようにストレート・ノズ

Fig. 10. Influence of billet size on sand-mark index of round bar.

ルに比較し、Y型ノズルの場合乱流領域は半減する。またストレート・ノズルの場合、ノズル周囲に存在する Dead-zone 域はノズル浸漬深さを浅くすることにより多少領域をせばめることは可能であっても、ストレート・ノズルを使用する限り必ず存在する。この Dead-zone の有害性は3・1で述べた内容以外にクラスト生成傾向の強い鋼種(たとえば、高Si鋼、高S鋼 etc)に関しては、クラスト生成を助長し、このクラストにより完全に介在物の潤滑スラグ層への吸着は遮断される。しかしY型ノズルの場合、これ等クラストの生成は皆無であり、また流体実験結果からも Dead-zone 域は存在しないことが認められた。つぎに凝固シェル内面の洗浄効果は、ノズル噴流方向の差からストレート・ノズルとは比較にならない程強力となる。従って、3・1の条件をほぼ完全に満足し、大型介在物の低減には極めて大きな効果が期待される。当社では最大の効果を得るために、噴出角度に改良を加えることにより上昇流速アップを計り、また比較的流速が遅くトラップされ易い面に向けて噴出させ洗浄効果を狙った。その結果、Fig. 7, Fig. 11 に示したストレート・ノズ

ル铸造との比較において明らかに大型介在物が減少しており、これまでに述べた考え方にほぼ一致するものといえる。

Fig. 11. Effect of submerged nozzle type on sand-mark index of round bar (18-8 Ni-SUS).

4. 結 言

湾曲型ブルーム連铸铸片の大型非金属介在物とタンディッシュ内およびモールド内の溶鋼流動現象との関係を理論的に考察し以下の結論を得た。

(1) タンディッシュ内における介在物の浮上分離は、溶鋼滞留時間が 60~100 sec 程度では余り期待できない。

(2) モールド内における介在物の挙動は、乱流領域にて衝突、凝集化により巨大化する。従って 1.2 mm 丸程度の大型介在物はこの乱流領域内で

トラップされ、またさらに巨大な 1.5~4.0 mm 丸程度のものは上部 Dead-zone にてトラップされたものであろう。

(3) 大型介在物の低減には、乱流領域の縮小、Dead-zone の解消、および凝固シェル内面の高速流による洗浄効果が不可欠である。その方法として様々な諸条件の比較検討の結果、Y型浸漬ノズルの適用が最も有効との結論を得た。

〔APPENDIX-I〕 タンディッシュ内滞留時間

予備的な流体実験よりタンディッシュ内の湯流れは Fig. 1 のごとき様相と推察され、Fig. 2 のごとき 3 個の完全混合槽よりなる並列混合モデルを考え、パラメータとして並列槽への流量配合率 η を導入してこのモデルの混合特性を論ずる。

Fig. 1. supposition picture of molten steel flow in tundish.

Q : Pouring flow amount, discharging flow amount (kg/sec)

V : Molten steel amount in tundish (kg)

C_0 : Initial density of tracer (wt %)

η : Combination ratio of flow amount to mixing tank No.2 & 3

C_i : Density after t :sec in mixing tank (wt %)

ϕ : (Qt/V) t :sec

Fig. 2. Mixing cell model (Model-1).

No. 3 混合槽の滞留時間分布函数; $E(\phi)$

$$E(\phi) = -dI(\phi)/d\phi \\ = 2e^{-2\phi} + 4(\eta+1)e^{-4\phi} - 6(\eta+1)e^{-6\phi} - 8\eta e^{-8\phi} + 10\eta e^{-10\phi} \dots (1)$$

内部年令分布函数; $I(\phi)$

$$I(\phi) = (1 - C_3/C_0) \\ = e^{2\phi} + (\eta+1)e^{-4\phi} - (\eta+1)e^{-6\phi} - \eta e^{-8\phi} + \eta e^{-10\phi} \dots (2)$$

Fig. 3. Residence-time distribution function ($E(\phi)$ vs ϕ).

(1)式を Fig. 3 に図示する。パラメーター η の0~1の $E(\phi)$ の変化を併せ示す。 $E(\phi)_{\max}$ でタンディシュの滞留時間の指示値とすれば

$$\begin{cases} \eta=0; \phi=0.22 \\ \eta=0.5; \phi=0.31 \\ \eta=1.0; \phi=0.33 \end{cases}$$

$\phi \rightarrow t$ 換算にて165角サイズ, 速度 1.4m/min の鋳造時を想定すれば,

$$\begin{cases} \eta=0; t=67\text{sec} \\ \eta=0.5; t=94\text{sec} \\ \eta=1.0; t=100\text{sec} \end{cases}$$

ただし, $Q=250\text{kg/min}$, $V=1,250\text{kg}$, $\eta=0$ の場合は No.2 混合槽は停滞 zone, $\eta=1$ の場合は, タンディシュ底部流のないことを示す。

[APPENDIX-II] タンディシュ内における介在物の浮上分離について

介在物粒子径と浮上速度の関係を下式に示す。

$$v = 2gr^2\Delta\rho/9\eta \dots (\text{ストークスの法則})$$

(g ; 重力の加速度 $\Delta\rho$; 溶鋼と介在物の密度差, η ; 溶鋼の粗性, r ; 粒子半径)

つぎにタンディシュ内容鋼 Head($H=565\text{mm}$)における滞留時間と浮上離脱粒子最小径

Fig. 1. Relation between minimum inclusions diameter and time in tundish.

Fig. 2. Growth of inclusions by floatation.

は, $H = \int v dt$ より Fig. 1 に示す。さらに浮上過程における介在物の凝集を考慮すれば, 浮上速度はより大きくなる。粒子径 r_0 の介在物の t 秒後の粒子径 r の関係を Fig. 2 に示した。(計算式)

$$V = \pi \cdot r^2 \cdot v \cdot \Delta t$$

(V ; Δt 秒間に半径 r の粒子が通過する体積)

$$\Delta V = \pi \cdot r^2 \cdot v \cdot \Delta t \cdot k$$

(k ; 溶鋼単位体積中の介在物体積比)

$$4\pi(r+\Delta r)^3/3 - 4\pi r^3/3 = \Delta V$$

$$\Delta V = v \cdot k \cdot \Delta t / 4(\Delta r^2, \Delta r^3 \approx 0)$$

$$dr/dt = v \cdot k / 4 = K_1 \cdot r^2 \cdot k / 4 = K_2 \cdot r^2 (K_1 = 2 \cdot g \cdot \Delta\rho / 9\eta, K_2 = K_1 \cdot k / 4)$$

$$r=r_0/(1-K_2 \cdot r_0 \cdot t) (t=0, r=r_0 \text{ の条件で積分})$$

〔APPENDIX-III〕 流体実験法について

モールド内における溶鋼流動現象を調査する方法として、Photo. 1 に示すごとく透明な塩化ビニールにて凝固シェル模型を作製し、実操業との相似条件を合わせるために、Reynolds No. (Vl/ν), Froude No. ($V^2/g l$) を同時に一致させる実験方法とした。熔融状態における鋼の ν 値と常温における水がほぼ等しいことから水を流体として使用し、Reynolds No., Froude No. を合わせるために l 値は実寸と同寸法とした。また凝固シェル模型は凝固シェル厚みを考慮し $K \approx 30$ (凝固速度定数)* にあうように作製した。以上の実験装置を用い、断面サイズ、鑄造速度、浸漬ノズル形状を変化させ流動状況の観察を行った。なお、流束の方向を観察する方法としてアクリル樹脂粉末をトレーサーとして添加した。

(*ブレイクアウトのシェル厚より K 値 ≈ 30 を得ている)

Photo. 1. Apparatus of modelling experiments.