

論 文

UDC 621.746.047 : 669.14-147-412

大断面連铸ブルームの内部品質におよぼす操業条件の影響

飯田 義治*・大西 正之*²・上田 徹雄*²岡野 忍*³・新庄 豊*³

Influence of Operating Conditions on Internal Quality of Large Cross Section Continuously Cast Blooms

Yoshiharu IIDA, Masayuki ŌNISHI, Tetsuo UEDA,
Shinobu OKANO, and Yutaka SHINSHO

Synopsis :

The No. 1 Steelmaking Shop of Kawasaki Steel Corp. Mizushima Works has two circular arc type bloom casters with mold size ranging from 200×220 mm to 400×560 mm.

In this paper, the influence of casting conditions on internal defects of large cross section bloom casts has been studied, especially the molten steel flow in the pool caused by immersed nozzle and electromagnetic stirrer.

The multi-pore immersed nozzle has been proved to be superior to the single-pore nozzle, in increasing areal percentage of equiaxed crystals of casts and in decreasing accumulation of inclusions. The amount of large inclusions in large cross section bloom is less than in the case of smaller ones. A mathematical model to predict the amount of large inclusions accumulated in the upper side of bloom casts is presented. The influence of electromagnetic stirring on the center segregation and negative segregation at the part of white band is made clear, and low segregation casts can be obtained by choosing a proper electromagnetic stirring condition.

1. 緒 言

当社水島製鉄所では昭和 43 年 8 ストランドのブルーム連铸機を設置し、昭和 48 年にはブルームとビームブランク兼用の第 3 連铸機を稼動させた。その後、連铸適用製品サイズ径の拡大を目的として昭和 53 年第 3 連铸機の改造を行い、400×560 mm サイズの铸込みが可能になり、機械構造用炭素鋼および低合金鋼丸棒では 260 mmφ、継目無鋼管では 16 インチまでのものを連铸化することができた。さらに内部品質のより一層の向上を目的として昭和 54 年に電磁攪拌装置を設置し、当所の条鋼用素材の連铸化は連铸用スラブからの大断面 H 形鋼用素材も含めほぼ完了した¹⁾。

本報では大断面ブルーム連铸機の操業条件と铸片の内部品質の関係について述べるとともに、铸込み時の溶鋼流動と铸片内の非金属介在物、等軸晶率および中心偏析の関係について検討した。

2. 設 備 概 要

第 1 連铸機および第 3 連铸機の設備概要を Table 1 に示す。铸造断面積が大きいことによる設備上の留意点としては、未凝固铸片の矯正による内部割れ対策と適正な引き抜き矯正能力の設定が主なものである²⁾。したがって大断面の未凝固铸片を矯正する第 3 連铸機においては 2 点曲げ矯正方式を採用した。パルジングによる内部割れは铸造速度が遅いためあまり問題とならない。なお、高炭素鋼の中心偏析およびセンターポロシティの改善のため第 1 連铸機および第 3 連铸機とも ASEA 方式の電磁攪拌装置を設置している。

3. 大断面ブルーム連铸機の操業

大断面ブルーム連铸においては铸造能力を低下させることなく铸造速度を下げるので非金属介在物およびセンターポロシティの低減等品質改善効果が

昭和 55 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 55 年 11 月 10 日受付 (Received Nov. 10, 1980)

* 川崎製鉄(株)水島製鉄所 工博 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp.)

*² 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp., 1 Mizushima-Kawasakidori Kurashiki 712)

*³ 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

Table 1. Main specifications of the continuous casting machines for blooms and beam blank.

Item	No. 1 C.C.M.	No. 3 C.C.M.
Furnace	180 t LD 2/3	
Start up	June 1968	Oct. 1972
Mold size (mm)	200×220×11.0	240×400×1.0
× casting speed	200×300×1.10	200×400×0.90
(m/min)	250×250×1.00	400×560×0.50 (B.B.)
	250×300×1.00	400×460×1.0
Number of strands	8	4
Bending radius	12 500	12 500/22 250
Length from meniscus to the torch cutter	38 850	41 636

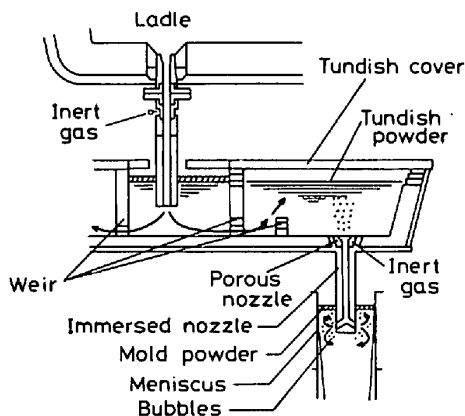


Fig. 1. Schematic representation of some methods to produce clean bloom casts.

きい。さらに Fig. 1 に示すように、高品質の鋳片を得るための種々の対策を取ることができる。主なものを次に記す。

- 1) 取鍋-鋳型間の空気酸化防止
- 2) 大容量タンディッシュの採用
- 3) ガス吹き込み孔を有する一体型浸漬ノズルの採用
- 4) 鋳型内湯面制御
- 5) 低鋳造速度、低比水量操業
- 6) コーティングモールドの採用

一方、コーティングモールドと多孔浸漬ノズルの採用により拘束性ブレイクアウトが発生しはじめたこと、タンディッシュ交換時間が長いと鋳片の引き抜き矯正が困難になるなどの問題が生じた。

3-1 拘束性ブレイクアウト

ブルーム連鋳における拘束性ブレイクアウトはスラブ連鋳の場合と同じであり³⁾、次のような特徴がある。

- 1) 鋳型内に残存する凝固シェルは上部ほど厚い。

Meniscus →



Foot roll →

Photo. 1. An example of break out caused by sticking of solidified shell to mold plate.

- 2) Photo. 1 に示すように鋳片は斜めに破断しており、破断面の最下端が鋳型出口に達したところで漏鋼する。

この種のブレイクアウトは、銅板のめつきによる伝熱特性の変化と多孔ノズル採用によるモールドパウダーの流入不良により、メニスカス近傍で凝固シェルが鋳型に固着することによつて生じる。そこで、低粘度のモールドパウダーを使用するとともに、多孔ノズルの吐出口の改良を行い拘束性ブレイクアウトを減少させることができた。

拘束性ブレイクアウトが起ると、凝固シェルの破断部は鋳込みとともに下方に移動するので、ある一定位置での鋳型銅板温度は不連続に変化すると予想される。鋳型各面中央部、メニスカス下 100 mm のところに熱電対を埋め込み測温した結果を Fig. 2 に示す。凝固シェルと鋳型の固着は①面で生じ、凝固シェル破断による温度の不連続は②、③、④面へと伝播している。凝固シェルの破断が鋳込み方向に対して 45°C であるとして計算した温度ピーク発生時間差は実測値とよく一致している。このように、拘束性ブレイクアウトの発生は銅板温度の測定から比較的簡単に予知することができ操業の安定に寄与している。

3-2 タンディッシュ交換

当所のブルーム連鋳機でのタンディッシュ交換法を

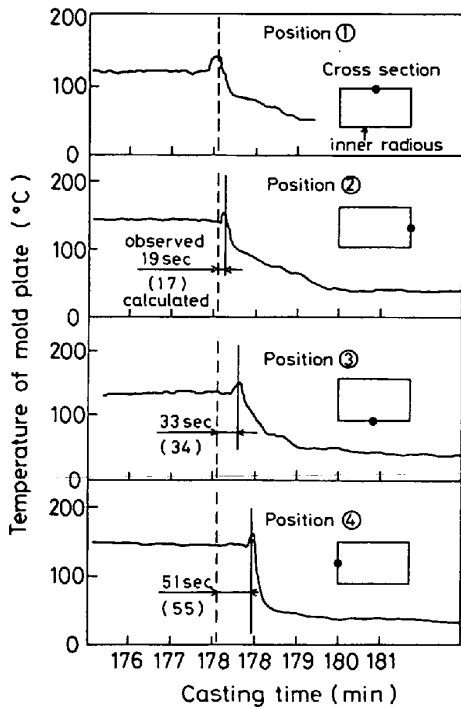


Fig. 2. Temperature changes in mold plate at 100 mm below from meniscus.

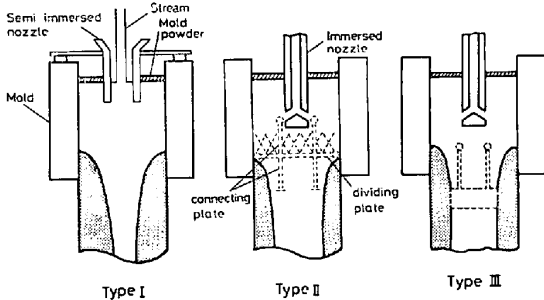


Fig. 3. Schematic representation of sequence casting between the heats with different chemical composition.

Fig. 3 に示す。タイプ I は浸漬ノズルを使用しない鋼種、タイプ II, III は浸漬ノズルを使用する鋼種に用いており、タンディッシュ交換時間はそれぞれ 3, 7, 3 min である。溶鋼の分離はタイプ II が最も優れているが、この方法はタンディッシュ交換時間が長いので大断面サイズの铸片では引き抜き矯正ができなくなるおそれがあり、タイプ III の方法を取り入れた。これらの方法の採用によりすべてのサイズについて異鋼種間の連続-連続铸造が可能となった。

4. 铸片の品質

4.1 内部割れ

ブルーム铸片に観察される内部割れには、サポートロールの不整合によるバルジング、熱応力および未凝固铸

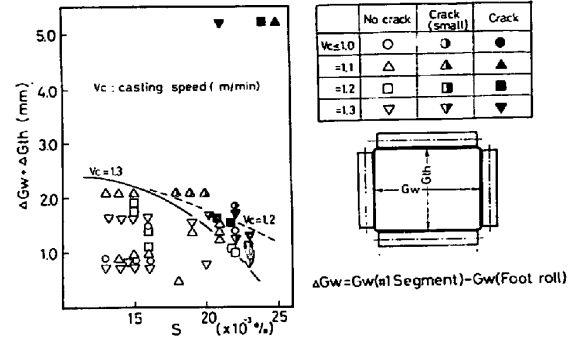


Fig. 4. Influence of miss-alignment and sulfur content for internal crack of bloom castings.

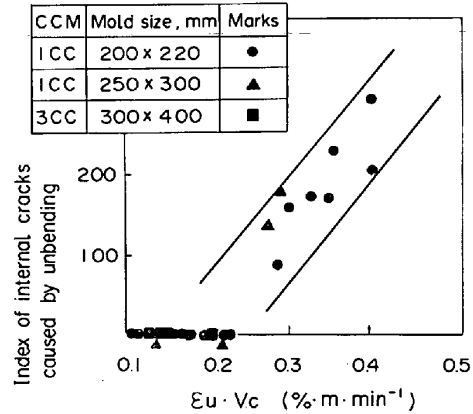


Fig. 5. Influence of $\epsilon_u \cdot V_c$ on internal crack caused by unbending.

片の矯正によるものがある。

300×400 mm サイズの中炭素鋼について、バルジングによる内部割れとサポートロールの不整合および鋼中 S 含有量の関係を Fig. 4 に示す。サポートロールの不整合が 1.5 mm 以下で $S \leq 0.020\%$ であれば铸込み速度が 1.3 m/min でも内部割れは生じない。

熱応力による内部割れは铸片の復熱が生じないような冷却水パターンを併用することによつて容易に防止できる⁴⁾⁵⁾。

未凝固铸片の矯正による内部割れと铸込み速度 V_c および矯正歪みと ϵ_u の関係を Fig. 5 に示す。 $\epsilon_u \cdot V_c$ が $0.2(\% \cdot m \cdot \text{min}^{-1})$ 以下であれば内部割れは発生しない。未凝固铸片の矯正による内部割れを防止するためには矯正歪みを少なくすることが最も効果的であり、多点矯正はブルーム連铸の大断面化、高速化に際しての必要条件である。

4.2 非金属介在物

連铸铸片の非金属介在物の起源は脱酸生成物、溶鋼の空気酸化およびタンディッシュ内スラグの巻き込みが主なものであり⁶⁾、Fig. 1 に示したような対策を取っている。

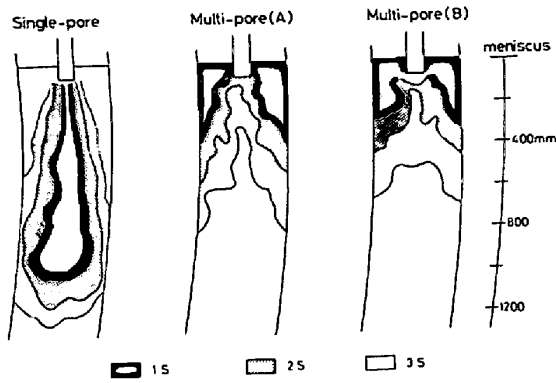


Fig. 6. Some examples of jet stream from immersed nozzle by water model.

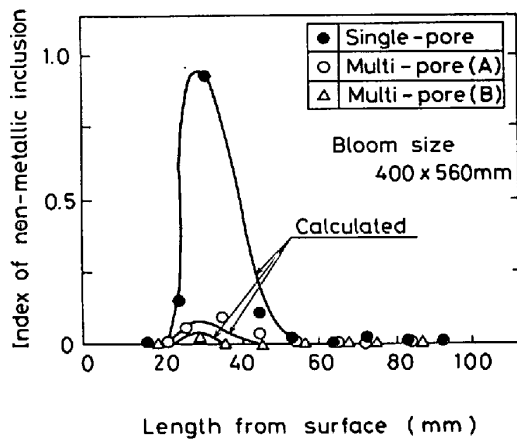


Fig. 7. Influence of shape of immersed nozzle on accumulation of non-metallic inclusions.

鑄片に捕捉される非金属介在物量は溶鋼プール内の流れに左右され^{7)~10)}, これは鑄片サイズ, 鑄込み速度および浸漬ノズル形状によつて変わる。大断面ブルームでは浸漬ノズルから鑄型壁までの間隔が広く, 種々の形状の浸漬ノズルを使用できる。水モデルにより種々の形状をした浸漬ノズルの流れを観察し, その代表例を Fig. 6 に示す。これらのノズルを用いて鑄込んだ鑄片上面側の非金属介在物の分布を Fig. 7 に示す。非金属介在物は X線透過法により 100 μ 以上の個数を測定した。非金属介在物は単孔の浸漬ノズルが最も多く, 溶鋼流の減衰が大きい多孔の浸漬ノズルはいずれも少ない。なお図中の実線は後述する非金属介在物捕捉モデルで計算したものである。

鑄片サイズと非金属介在物量の関係を Fig. 8 に示す。鑄片サイズが大きいものほど鑄片に捕捉される非金属介在物量は少ない。これらはいずれのサイズも多孔の浸漬ノズルを用いたものであり, 鑄込み速度および鑄片サイズが影響していると考えられる。

4.3 中心偏析

中心偏析を減少させるためには軸心部の等軸晶率を増

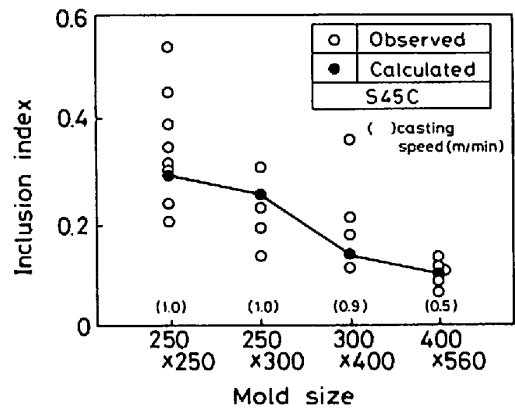


Fig. 8. Influence of mold size on accumulation of non-metallic inclusions.

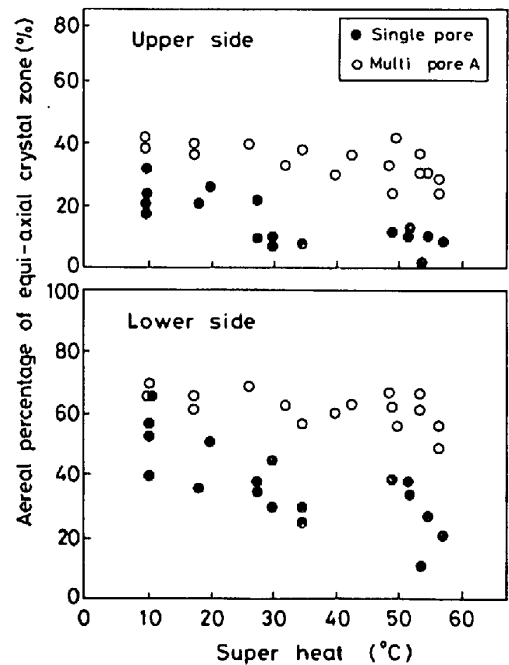


Fig. 9. Relation among super heat, type of immersed nozzle and areal percentage of equiaxial crystal zone.

加させる必要があり, そのため電磁攪拌^{11)~19)}や低温鑄造²⁰⁾が行われている。

等軸晶が比較的生成しやすい S45C について²¹⁾, 等軸晶率とタンディッシュ内溶鋼過熱度の関係を調査した結果を Fig. 9 に示す。溶鋼過熱度よりも浸漬ノズル形状の影響が大きくあらわれており, 多孔の浸漬ノズルを用いたものは単孔のものより等軸晶率が大きく, しかも溶鋼過熱度の影響があまり無いことがわかる。

等軸晶が生成しにくい 0.16% C の炭素鋼を, 前述の多孔浸漬ノズル A および B を用いて鑄込んだ鑄片の等軸晶率および中心偏析を調査した。鑄片上面側の等軸晶率は浸漬ノズル A で 0%, B で 6% であつた。鑄片軸心部か

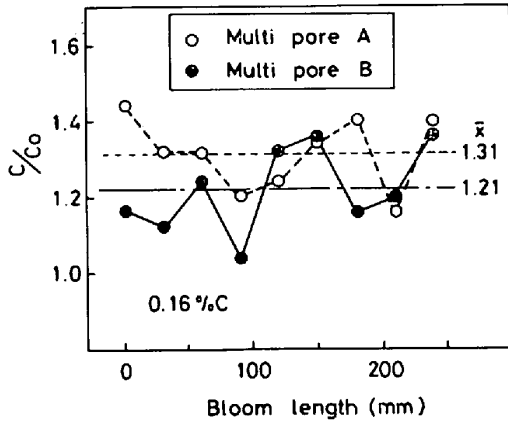


Fig. 10. Influence of shape of immersed nozzle on carbon segregation at center of bloom.

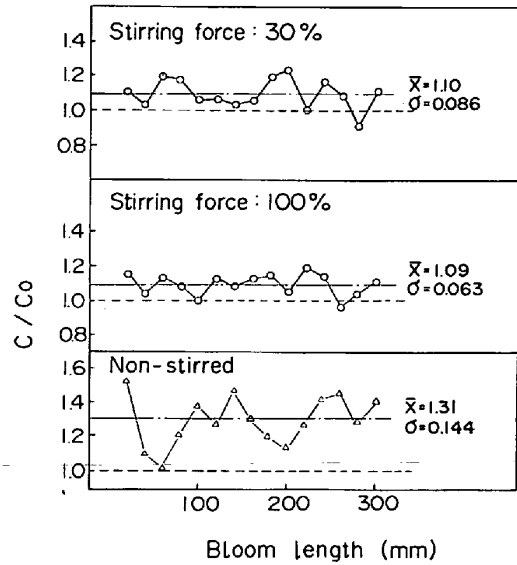


Fig. 12. Influence of electro-magnetic stirring on carbon segregation at center of bloom.

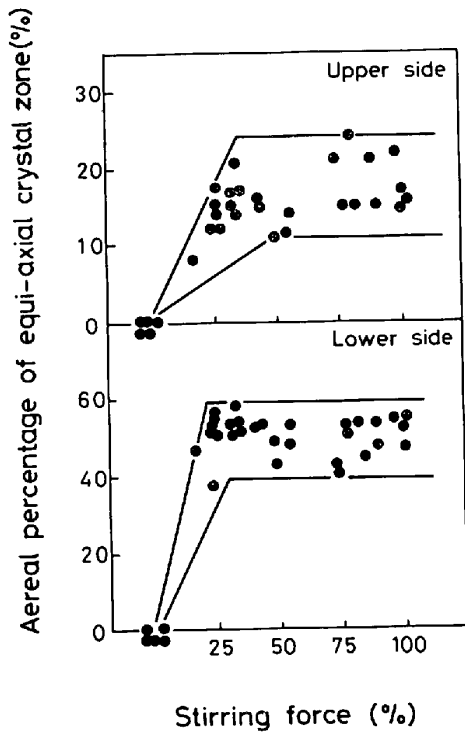


Fig. 11. Relation between stirring force of electro-magnetic stirrer and areal percentage of equiaxial crystal zone.

ら採取した 5 mmφドリルサンプルの C 分析結果を Fig. 10 に示す。铸型内での溶鋼流の減衰が大きい浸漬ノズル B は A よりも中心偏析が減少していた。

4.4 電磁攪拌による中心偏析の軽減

250×250 mm および 250×300 mm サイズの高炭素鋼 (0.55~0.85% C) に対し、タンディッシュ内溶鋼過熱度 30~40°C で铸込み、電磁攪拌を行った。電磁攪拌装置は ASEA リニアモータ方式であり、最大電流 500A、周波数 5~50 Hz、最大出力 425 kVA および攪拌方向は上下

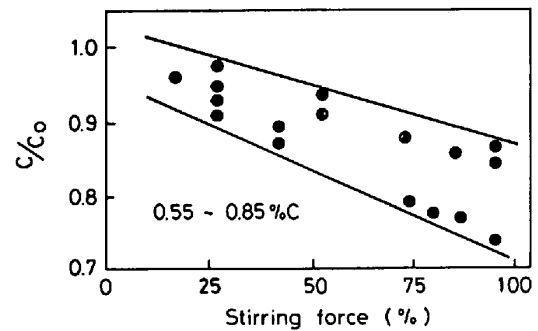


Fig. 13. Relation between stirring force of electro-magnetic stirrer and carbon segregation at white band.

方向である。攪拌力と等軸晶率の関係を Fig. 11 に示す。铸片上下面側とも攪拌力の増加とともに等軸晶率も大きくなるが、攪拌力が 30% で等軸晶率は飽和している。铸片軸心部の C 偏析を Fig. 12 に示す。攪拌力 30% で中心偏析は大きく軽減しているが、攪拌力 100% にしてもその効果はあまり変わらない。

ホワイトバンド部の偏析と攪拌強度との関係を Fig. 13 に示す。負偏析の程度は攪拌強度が増すにつれて大きくなっており、铸片品質の面から攪拌強度は 30% で十分である。

中炭素鋼についても高炭素鋼と同様な傾向があり、攪拌力が約 20% で等軸晶は飽和している。

5. 考 察

5.1 非金属介在物捕捉モデル

湾曲型連铸機の铸片上面側に捕捉される非金属介在物

に関する捕捉モデルは熊井ら²¹⁾, 垣生ら⁹⁾, 拜田ら²²⁾および宮村ら²³⁾が報告している. これらのモデルはいずれもクレーター内深さ方向での介在物分布を仮定しているが, クレーター内の流速および鋼中の非金属介在物の粒径分布から鋳片上面側に捕捉される非金属介在物量を計算するモデルを考えた.

クレーター内の溶鋼流速および溶鋼中の非金属介在物の粒径分布をそれぞれ (1), (2) 式のように仮定する.

$$V_l = \alpha \exp(-\beta l) \dots\dots\dots (1)$$

$$N_l = N_0 \exp(-\gamma d_l) \dots\dots\dots (2)$$

ここで l は凝固シェルに沿って測つた湯面からの距離, V_l は l の位置における凝固界面に沿つた下向きの溶鋼流速, d_l は溶鋼中の非金属介在物の直径, N_0 は単位体積当たりの溶鋼中に含まれる非金属介在物の総個数, N_l は直径 d_l 以上の大きさの非金属介在物の総個数であり, α, β, γ は定数である.

次に湯面から l の位置における単位体積当たりの溶鋼中に含まれる非金属介在物個数 N_l を計算する. 対象とする非金属介在物径 d_l は 0.01~0.05 cm であるから, その浮上速度 V_l は小径側では径の 2 乗, 大径側では径の 1.14 乗に比例する. そこで, 非金属介在物の浮上速度を (3) 式で近似する.

$$V_l = 300 d_l^{3/2} \dots\dots\dots (3)$$

ここで, 非金属介在物の密度は 3.5 g/cm³, 溶鋼の密度を 7.0 g/cm³, 粘性を 0.07 poise とし, V_l は cm/s, d_l は cm である.

Fig. 14 において, l の位置における凝固シェル厚 δ および凝固界面と垂線とのなす角度 θ_l は (4), (5) 式のようにあらわさせる. また l の位置に存在しうる非金属介在物の最大径 d_{max} は浮上速度と溶鋼流速の釣り合いから (6) 式であらわされる.

$$\delta = k \left(\frac{l}{V_c} \right)^{1/2} + b \dots\dots\dots (4)$$

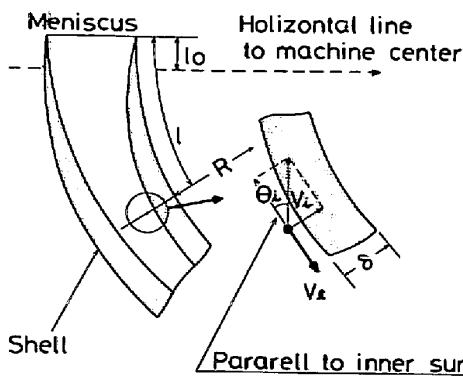


Fig. 14. Schematic representation of trapping inclusions at upper shell.

$$\tan \theta_l = \frac{(R + \delta) \tan \{(l - l_0)/R\} - R(d\delta/dl)}{(R + \delta) + R(d\delta/dl) \tan \{(l - l_0)/R\}} \dots\dots\dots (5)$$

$$d_{max} = \left\{ \frac{\alpha \exp(-\beta l)}{300 \cos \theta_l} \right\}^{2/3} \dots\dots\dots (6)$$

ここで k, b は定数, V_c は鋳込み速度, R は連鋳機の円弧の半径, l_0 は湯面から円弧の中心を通る水平線までの距離である.

対象とする非金属介在物の最小径を d_{min} とすれば, N_l は (7) 式のようになり, (1)~(6) 式から計算できる.

$$N_l = N_0 \{ \exp(-\gamma \cdot d_{min}) - \exp(-\gamma \cdot d_{max}) \} \dots\dots (7)$$

凝固シェル前面の溶鋼中に存在する非金属介在物が鋳片に捕捉される割合は, 非金属介在物が凝固シェルに向かう速度 $V_l \cdot \sin \theta_l$ に比例すると考えられる. $V_l \cdot \sin \theta_l$ は粒子径によつて異なるが, モデルを簡単にするため, l の位置における最大の非金属介在物径のものでこれを代表するとすれば (8) 式が得られる. ただし, $\theta_l \leq 0$ のときの $V_l \cdot \sin \theta_l$ は 0 である.

$$V_l \cdot \sin \theta_l = \alpha \exp(-\beta l) \cdot \tan \theta_l \dots\dots\dots (8)$$

また鋳片の単位厚み当たりの凝固界面積は (4) 式から次式のようになる.

$$\frac{dl}{d\delta} = \frac{2V_c(\delta - b)}{k^2} \dots\dots\dots (9)$$

鋳片単位厚み当たりに捕捉される非金属介在物個数は, 溶鋼中の非金属介在物個数, 鋳片に捕捉される割合および単位凝固厚み当たりの界面積の積 m に比例し, これは (10) 式であらわされる.

$$m = 2N_0 V_c \alpha \exp(-\beta l) \cdot \tan \theta_l \cdot \left(\frac{\delta - b}{k^2} \right) \times \{ \exp(-\gamma \cdot d_{min}) - \exp(-\gamma \cdot d_m) \} \dots\dots\dots (10)$$

Fig. 6 に示した 3 種類の浸漬ノズルについて水モデルにより V_l と l の関係を調査し, その結果を Fig. 15 に示す. これから α の値は単孔浸漬ノズルで 352 cm/s, 多孔浸漬ノズル A および B でそれぞれ 54, 32 cm/s となり, B はいずれも 0.016 cm⁻¹ であつた.

スライム法によつて抽出した連鋳スラブの非金属介在物量から Fig. 16 に示す結果を得た²⁴⁾²⁵⁾. これから γ は 200 cm⁻¹ とした.

凝固速度定数 k および b は, 鋳型内トレーサー添加および鋳打ち法から求め, 多孔ノズルで 2.3 cm·min^{-1/2}, -0.3 cm, 単孔ノズルで 2.5 cm·min^{-1/2}, -0.2 cm の値が得られた.

Fig. 7 に示した実線はこれらの値を用いて計算したものである. このモデルでは非金属介在物量の相対値し

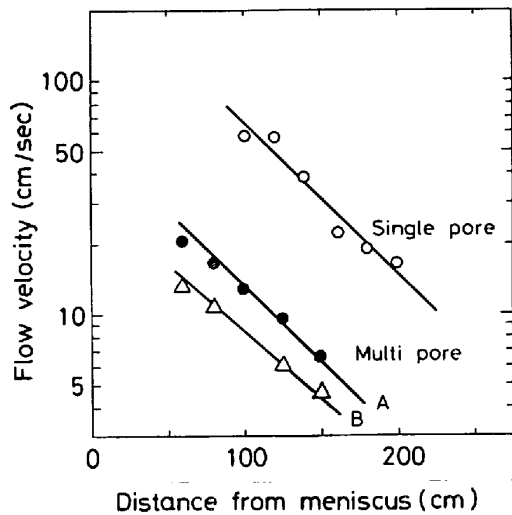


Fig. 15. Relation between flow velocity and distance from meniscus by water model of bloom casting.

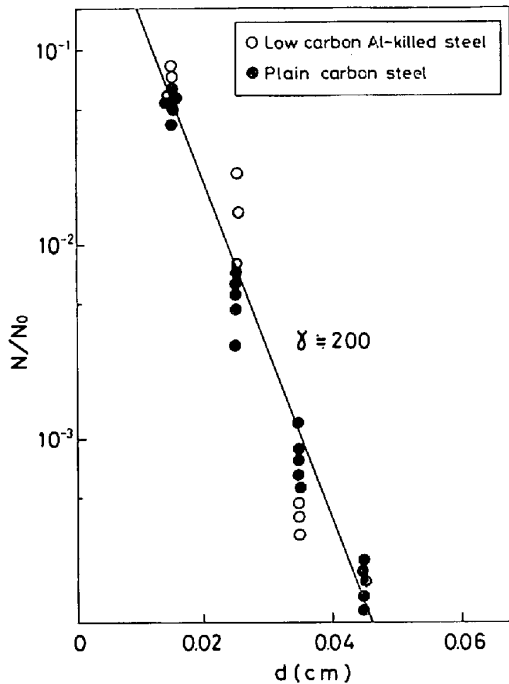


Fig. 16. Size distribution of inclusions in steel cast.

か求まらないので、単孔浸漬ノズルで铸込んだ铸片のピーク値の実測値と計算値を合わせた。

Fig. 8 では、 β は各サイズとも 0.016 cm^{-1} とした。また、岩崎ら²⁶⁾の式から铸型壁に衝突するときに注入流の速度を計算し、これにノズル出口角度 θ_s の補正項 $(1 + \sin \theta)/2$ を乗じて衝突位置での下向きの流速に換算し、これと β から α を求めた。 k 、 b は多孔ノズルの値を用い、各サイズの铸片に捕捉される非金属介在物量を計算した。なお Fig. 8 では $400 \times 560 \text{ mm}$ サイズにおける非金属介在物量の計算値と実測値を合わせた。

Fig. 7, 8 とも計算値は実測値と比較的よく一致している。このモデルから铸片上面側に捕捉される非金属介在物量を減少させるためには、溶鋼中の介在物数を減らすとともに、铸込み速度を下げること、 α を小さくするような浸漬ノズル形状にすることなどが効果的である。

5.2 溶鋼流動と等軸晶

タンディッシュ内溶鋼過熱度が同じであつても単孔ノズルと多孔ノズルでは铸片の等軸晶率に差がみられた。この理由について凝固シェル厚および铸型内での抜熱量などの面から検討した。

単孔ノズルと多孔ノズルでは铸込み時の溶鋼流動が異なるため凝固シェル生成にも差がみられた。 $400 \times 560 \text{ mm}$ サイズの铸片についてトレーサー法によつて測定した凝固シェル厚を Fig. 17 に示す。铸型内では単孔ノズルの方が凝固シェルは厚いが、2 次冷却帯では逆転していた。

铸型入側と出側の熱バランスから铸型内溶鋼の温度降下量を推定してみた。モールドパウターの熱量およびその表面からの放散熱は少ないのでこれらを無視すれば、铸型内での溶鋼温度の降下量 ΔT_M は(11)式で表される。

$$\begin{aligned} \Delta T_M &= T_0 - T_m \\ &= \frac{2(a+b-2\delta)\delta}{(a-2\delta)(b-2\delta)} \cdot \frac{\rho_s}{\rho_L} \cdot \left\{ \frac{C_{PS}}{C_{PL}} \cdot T_S - T_0 \right\} \\ &+ \frac{W_{H_2O}(t_{W_2} - t_{W_1})}{V_c \rho_L (a-2\delta)(b-2\delta)} \cdot \frac{C_{PH_2O}}{C_{PL}} \dots\dots\dots (11) \end{aligned}$$

ここで、 T_0 は铸型に流入した溶鋼温度、 T_m 、 T_S は铸型出側での溶鋼および凝固シェルの平均温度、 a 、 b

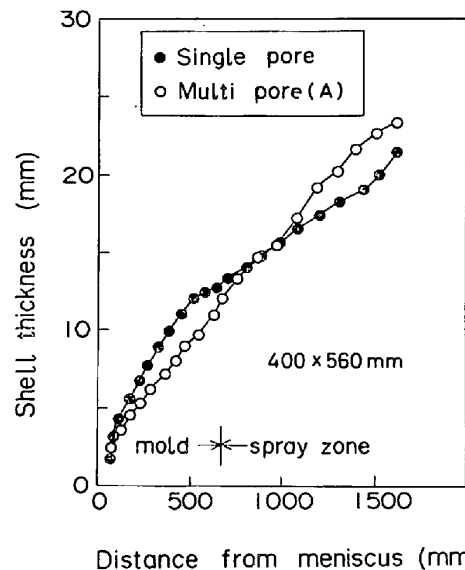


Fig. 17. Influence of shape immersed nozzle on the shell growth in and close to mold.

Table 2. Temperature drop of molten steel in mold and actual values used for the calculation.

Mold size (cm)	Immersion nozzle	W_{H_2O} (l/min)	V_c (m/min)	$t_{w_2}-t_{w_1}$ (°C)	δ (cm)	T_o (°C)	ΔT_m (°C)
40×56	Single-pore	2 500	0.40	4.9	2.52	1 538	6
	Multi-pore	2 550	0.45	5.4	1.94	1 538	29
30×40	Single-pore	2 200	0.82	5.9	1.87	1 540	0
	Multi-pore	2 200	0.87	6.2	1.40	1 540	25

ρ_L : 7.0 g/cm³, ρ_S : 7.4 g/cm³, C_{PL} : 0.207 cal/g·°C, C_{PS} : 0.166 cal/g·°C, T_S : 1 400°C

W_{H_2O} : Cooling water flow rate, V_c : casting speed

$t_{w_2}-t_{w_1}$: Temperature difference in mold cooling water between outlet and inlet

δ : Shell thickness at outlet of mold, T_o : Steel temperature in tundish

は鋳片の幅および厚み, ρ は密度, δ は鋳型出側での凝固シェルの平均厚み, V_c は鋳込み速度, C_p は平均比熱, W_{H_2O} は鋳型冷却水量, t_{w_2} , t_{w_1} は鋳型冷却水の出側および入側温度であり, 添字 S, L はそれぞれ凝固シェルおよび溶鋼を示す。

Table 2 に 300×400, 400×560 mm サイズの鋳片について ΔT_m を計算した結果を示す。単孔ノズルでは鋳型内での溶鋼温度降下量は 5°C 程度なのに対し, 多孔ノズルでは 30°C 近くの温度降下がある。

多孔ノズルを用いて鋳込んだ場合に鋳片の等軸晶率が増加し, しかもタンディッシュ内溶鋼過熱度の影響が少ないのは, 鋳型内の激しい攪拌により溶鋼過熱度が消失してしまい, 等軸晶核の生成およびその再溶解に対して有利になるためと考えられる。

電磁攪拌を行った中炭素鋼のホワイトバンド部の凝固組織を Photo. 2 に示す。攪拌力が 20% のものではホワイトバンド部を境にしてデンドライトの主軸が偏向しているだけであるが, 攪拌力が 70% になるとデンドライトの二次アームはもちろん主軸さえも不鮮明な凝固組織となる。不鮮明な凝固組織が生じる時の攪拌力は 20~35% であり, 等軸晶率が飽和する時の攪拌力にほぼ一致する。このことは電磁攪拌による等軸晶率の増加がデンドライトの切断による等軸晶核の増加であると考えれば説明できる。しかしながら電磁攪拌による等軸晶率増加の機構については, 攪拌による溶鋼温度降下と凝固速度の変化²⁷⁾, マクロ的な流れによる結晶核の移動および溶鋼温度分布²⁸⁾なども含めた検討が必要である。

6. 結 言

鋳片サイズ 200×220~400×560 mm の大断面ブルーム連鋳機の操業上の改良点ならびに鋳片の内部品質におよぼす操業要因の影響について述べるとともに, 鋳片に捕捉される非金属介在物量および鋳片の等軸晶と鋳込み

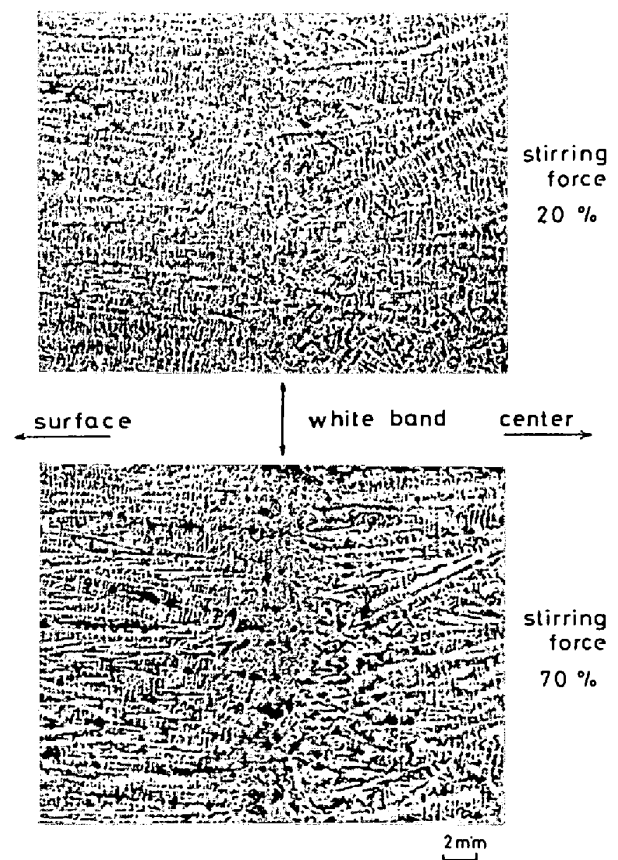


Photo. 2 Solidification structures at white band.

時の溶鋼流動の関係について検討した。

結果を要約すると以下ようになる。

1) 凝固シェルと鋳型銅板の固着による拘束性ブレイクアウトはモールドパウダーの低粘度化ならびに浸漬ノズルの吐出孔形状の改良によつて低減でき, またこの種のブレイクアウトは鋳型銅板測温により予知できる。

2) 鋳込み方法, 鋳片サイズにより 3 種類のタンディッシュ交換法を採用し, すべてのサイズの異鋼種間連続-連続鋳造が可能となった。

3) 未凝固鋳片の矯正による内部割れは鋳込み速度と

矯正歪みによつて整理でき、鑄片の大断面化および高速化に対し2点矯正は有効な手段である。

4) 鑄片サイズが大きいほど鑄片上面側に捕捉される非金属介在物量は減少する。また鑄込み条件から鑄片に捕捉される非金属介在物量を推定するモデルを考えた。

5) 多孔の浸漬ノズルを用いて鑄型内溶鋼を攪拌することにより鑄片の等軸晶率が増加する。これは溶鋼過熱度が鑄型内で消失してしまうためであると推定された。

6) 高炭素鋼および中炭素鋼に電磁攪拌を行い、等軸晶の飽和する攪拌力が存在し、その際ホワイトバンド部は不鮮明なデンドライト組織を呈することがわかつた。

文 献

- 1) 飯田義治, 岡野 忍, 新庄 豊, 児玉正範: 川崎製鉄技報, 12 (1980) 3, p. 24
- 2) 飯田義治, 守脇宏治, 児玉正範: 鉄と鋼, 65 (1979) 4, S 116
- 3) 糸山哲司, 垣生泰弘, 反町健一, 越川隆雄: 鉄と鋼, 65 (1979) 4, S 167
- 4) G. Van. DRUNEN, J. K. BRIMACOMBE, and F. WEINBERG: Ironmaking and Steelmaking, (1975) 2, p. 125
- 5) A. GRILL: Ironmaking and Steelmaking, (1979) 2, p. 62
- 6) 垣生泰弘, 北岡英就, 吉井 裕, 江見俊彦: 鉄と鋼, 62 (1976) 14, 1803
- 7) 熊井 浩, 広本 健, 松永 久, 大橋徹郎: 鉄と鋼, 60 (1974) 7, p. 926
- 8) 垣生泰弘, 吉井 裕, 飯田義治: 鉄と鋼, 60 (1974) 7, p. 962
- 9) 小野修二郎, 成田 進, 伊藤幸良, 三原紀男, 大佐々哲夫: 鉄と鋼, 60 (1974) 7, p. 953
- 10) 成田貴一, 森 隆資, 綾田研三: 鉄と鋼, 63 (1977) 4, S 122
- 11) W. POPPMEIER, B. TARMANN, and O. SCHAOBER: J. Metals, (1966) 10, p. 1109
- 12) 岩田 齊, 山田勝彦, 藤田照夫, 林 享三: 鉄と鋼, 61 (1975) 4, p. 2972
- 13) R. ALBERNY and J. P. BIRAT: Continuous Casting of Steel, (1977), p. 116 [The Metals Society]
- 14) 竹内英磨, 池原康允, 柳井隆司: 鉄と鋼, 63 (1977) 8, p. 1287
- 15) D. J. HURTUK and A. A. TZAVARAS: Met. Trans., 8B (1977), p. 243
- 16) 佐々木寛太郎, 杉谷泰夫, 小林純夫, 石村 進: 鉄と鋼, 65 (1979) 1, p. 60
- 17) 角井 洵, 古河洋文, 佐々木邦政: 三菱重工技報 16 (1979) 3, p. 309
- 18) 森 隆資, 綾田研三: 神戸製鋼技報, 29 (1979) 3, p. 16
- 19) 小野修二郎, 前出弘文, 重住忠義, 鈴木功夫: 鉄と鋼, 66 (1980) 2, A 33
- 20) 森 隆資: 鉄と鋼, 58 (1972) 10, p. 1511
- 21) 杉本 悟, 菅野道夫, 玉応雄一郎, 川上公成: 鉄と鋼, 63 (1977) 11, S 605
- 22) 拜田 治, 垣生泰弘, 江見俊彦, 浜上和久: 鉄と鋼, 66 (1980) 4, S 142
- 23) 宮村 紘, 金子信義, 金丸和雄: 鉄と鋼, 65 (1979) 4, S 229
- 24) 北岡英就: 未発表
- 25) 鈴木健一郎: 未発表
- 26) 岩崎敏夫, 千秋信一: 土木学会誌, 38(1953), p. 337
- 27) 藤井博務, 大橋徹郎: 鉄と鋼, 65 (1979) 4, S 233
- 28) 浅井滋生, 安井研二, 鞭 巖: 鉄と鋼, 64 (1978) 1, p. 34