

論 文

UDC 621.746.047 : 669.14-412-147 : 621.746.588 : 537.852.1

電磁攪拌（静磁場通電方式電磁攪拌法）による
連铸鑄片の品質改善中谷 元彦*・足立 隆彦*・杉谷 泰夫*²
小林 純夫*²・吉原 正裕*²・石村 進*³

Quality Improvement by the Application of a Stirrer (Direct Current and Static Magnetic Field Method) to Continuous Casting Bloom

Motohiko NAKATANI, Takahiko ADACHI, Yasuo SUGITANI

Sumio KOBAYASHI, Masahiro YOSHIHARA, and Susumu ISHIMURA

Synopsis :

In order to improve the inner quality of continuous casting bloom, especially for the increase of the ratio of the equiaxed crystal zone and the reduction of center segregation and center porosity, a study was made of the application of the stirrer (Direct Current and Static Magnetic Field Method) to the bloom caster.

From experiments in the laboratory and at a 300×400 m/m bloom caster, the following results were obtained,

(1) The ratio of the equiaxed crystal zone increased when long stirring time with low stirring force was applied.

(2) The degree of white band was related to the maximum stirring force and was not influenced by the stirring time. A direct current and static magnetic field method was suitable to the bloom caster. Application of the stirrer to the 300×400 m/m Caster made it possible to improve the inner quality of the cast bloom and to expand the applications of caster products.

1. 緒 言

連続鑄造法で製造された鑄片の凝固組織の改善，すなわち等軸晶率の増大，中心偏析やセンター・ポロシティの軽減といった目的のために，電磁攪拌法が広く採用されつつあり，効果を上げている^{1)~5)}。しかし，電磁攪拌による負偏析帯(ホワイト・バンド)の生成^{1)~7)}は鋼材の性質を劣化させる場合があり，用途によつてはその生成を抑制しつつ攪拌効果を上げることが要求される。

電磁攪拌の方法としては，移動磁場や回転磁場を用いる誘導方式が一般的であり，筆者らも 115φ あるいは 180φ としたビレットあるいは小断面ブルームには，回転磁場方式の電磁攪拌装置を設置し，効果を上げてきた⁸⁾。一方，直接通電方式の攪拌方法も当然考えられるところであり，古くは WATERS の提案⁹⁾がある。また，浅井ら¹⁰⁾は，直流および交流の直接通電方式による小形

鑄塊の攪拌実験を行い，誘導方式と同様に結晶粒の微細化が可能であることを示している。筆者らは，浅井らとは独立に，直流電流と直流磁場の組み合わせによる直接通電方式の攪拌方法，すなわち「静磁場通電方式電磁攪拌法」の検討を進めてきたが，誘導方式と比較して以下の利点が認められた。

1) 鑄片との電磁気的な結合がよく，低消費電力である。

2) 装置を小形にすることができ，既設の連続鑄造設備に適用しやすい。また電源設備も簡便である。

とくに，最近急速に増加しつつある厚さが 300 mm を越えるような大断面ブルームに電磁攪拌を適用する場合には，誘導方式の場合，装置は大形化し，低周波変換設備が必要になるので，静磁場通電方式のこれらの特徴は著しい。

3) ホワイト・バンド生成に関しては乱流拡散が主要

昭和 55 年 12 月 29 日受付 (Received Dec. 29, 1980)

* 住友金属工業(株)小倉製鉄所 (Kokura Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*² 住友金属工業(株)中央技術研究所 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagahondori Amagasaki 660)*³ 住友金属工業(株)和歌山製鉄所 (Wakayama Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

な役割をなしているとされている⁶⁾⁷⁾¹¹⁾が、一方、直流磁界には乱流抑制効果がある¹²⁾ことが知られており、ホワイト・バンド抑制に対して有利であると期待される。

本論文では、静磁場通電方式電磁攪拌法を、300×400 mm² 大断面ブルームの連続鋳造機に適用した結果、ホワイト・バンドの生成を極力抑制し、かつ広い等軸晶域が得られることを確認したので、その概要を報告する。

2. 静磁場通電方式電磁攪拌法

2.1 電磁攪拌装置

使用した電磁攪拌装置の概念を Fig. 1 に示す。鋳片を取り囲むように磁場発生コイルを設置し、鋳片の長手方向の直流磁場を発生させる。また、コイル間に設置したガイドロールを介して、鋳片厚さ方向に直流電流を通電させる。この結果、図中に示したように鋳片幅方向の電磁力が発生し、幅方向縦断面内での溶鋼循環流が生じる。実際には溶鋼が流動すると直流電流を阻止する方向に逆起電力が発生するから、現象は複雑になるが、溶鋼流動の方向に関しては、以上の説明で正しい。通電電流及び磁場の方向については幾分の任意性があり、他の方向での組み合わせも考えられる⁸⁾¹³⁾。Fig. 1 の場合を TE 形 (Transverse Electric Field) 静磁場通電方式と呼ぶことにする。本方式の場合、Fig. 1 に示されるように、電磁攪拌装置を既設のローラ・エプロンに設置でき、きわめて小形である。

2.2 TE 形静磁場通電方式電磁攪拌法の解析

本方式による電磁場および流動現象は、三次元的であつて、きわめて複雑であるが、ここでは簡単のため、鋳片幅は無量大であり、かつ幅方向には現象は一様であるとして、Fig. 2 の構造について二次元的な解析を行う。

- 1) Fig. 2 で $\partial/\partial z = 0$
- 2) 固液共存相の存在を無視し、以下のようにする。
 $0 \leq |x| \leq b$; 液相

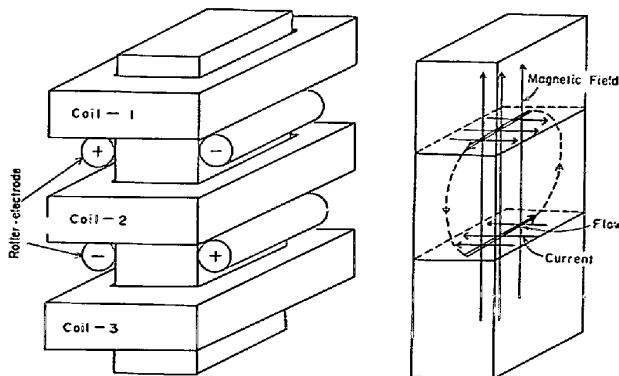


Fig. 1. Schematic diagram of the conduction electromagnetic stirrer.

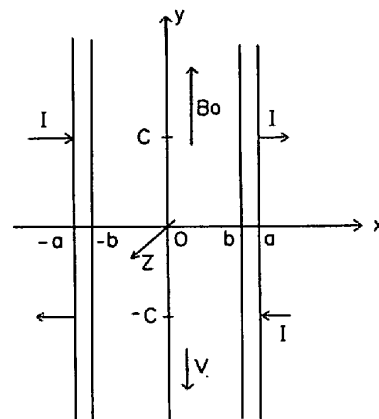


Fig. 2. Calculation model for the conduction electromagnetic stirrer. (Type. TE)

$$b \leq |x| \leq a; \text{ 固相}$$

- 3) 磁場は一様かつ一定であり、通電電流及び溶鋼流動の磁場に対する寄与を無視する。すなわち、磁場 B を、

$$B = B_0 \mathbf{V}_y, B_0 = \text{const.} \dots\dots\dots (1)$$

とする。

- 4) $y = \pm c, x = \pm a$ には、それぞれ単位長さの強度 $\pm I$ の線電流源がある。

- 5) 速度成分は、

$$\mathbf{V} = -V \cdot \mathbf{W}_y + w(x, y) \mathbf{V}_z \dots\dots\dots (2)$$

であるとし、 V は鋳片の鋳込み速度で一定であるとする。

- 6) 流れは層流であるとする*。

磁場は一定である (仮定 3)) から、Maxwell の方程式の内、電場に関する方程式のみが必要である。

$$\mathbf{V} \times \mathbf{E} = \mathbf{0} \dots\dots\dots (3)$$

$$\mathbf{V} \cdot \mathbf{J} = \mathbf{0} \dots\dots\dots (4)$$

$$\mathbf{J} = \sigma(\mathbf{E} + \mathbf{V} \times \mathbf{B}) \dots\dots\dots (5)$$

一方、電磁力 F は (6) で与えられる。

$$\mathbf{F} = \mathbf{J} \times \mathbf{B} \dots\dots\dots (6)$$

(4) より、電流密度 J に関するベクトル・ポテンシャル Ψ が存在し、

$$\mathbf{J} = \mathbf{V} \times \Psi, \mathbf{V} \cdot \Psi = \mathbf{0} \dots\dots\dots (7)$$

とする。

仮定 1), 4) より

$$\Psi = \Psi \mathbf{V}_z \dots\dots\dots (8)$$

であるから、結局、以下の方程式を得る。

* 電磁流体力学の知識によれば、直流磁場の乱流抑制効果は著しく、特に流れに垂直にかけられた磁場の場合、ハルトマン数が 20 で、臨界レイノルズ数は 10^6 に達する¹²⁾。連続鋳造における溶鋼流動を扱う場合、固液共存相は十分発達した粗面と考えられ、この場合の乱流抑制効果の程度は不明であるが、ここでは全領域が層流であると仮定した。

$$\frac{\partial^2 \Psi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Psi}{\partial y^2} + \sigma B_0 + \frac{\partial w}{\partial y} = 0 \dots\dots\dots (9)$$

$$\mathbf{J} = \frac{\partial \Psi}{\partial y} \mathbf{V}_x - \frac{\partial \Psi}{\partial x} \mathbf{V}_y \dots\dots\dots (10)$$

$$\mathbf{F} = B_0 \frac{\partial \Psi}{\partial y} \mathbf{V}_z \dots\dots\dots (11)$$

一方、仮定 1), 2), 5), 6) より、 $|x| \leq b$ に対して Navier-Stokes の方程式から、(12) が得られる。

$$\eta \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) + \rho V \frac{\partial w}{\partial y} + B_0 \frac{\partial \Psi}{\partial y} = 0 \dots\dots\dots (12)$$

ここで、各変数を (13) のようにおいて、(9), (12) を正規化すると (14), (15) を得る。

$$\begin{aligned} L = b, \quad U_0 = IB_0 L / (2\eta), \quad U_1 = I / (2\sigma B_0 L), \\ \Psi_0 = I / 2, \\ x = x^* L, \quad y = y^* L, \quad a = a^* L, \quad C = C^* L, \\ w = w^* U_0, \quad V = V^* U_1, \quad \Psi = \Psi^* \Psi_0 \\ Ha = \sqrt{\sigma / \eta} B_0 L; \text{ハルトマン数} \\ Re = \rho U_1 L / \eta; \text{レイノルズ数} \dots\dots\dots (13) \end{aligned}$$

$$\frac{\partial^2 \Psi^*}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 \Psi^*}{\partial y^{*2}} + Ha^2 \frac{\partial w^*}{\partial y^*} = 0 \dots\dots\dots (14)$$

$$\frac{\partial^2 w^*}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 w^*}{\partial y^{*2}} + Re V^* \frac{\partial w^*}{\partial y^*} + \frac{\partial \Psi^*}{\partial y^*} = 0 \dots\dots\dots (15)$$

(14), (15) を Fig. 3 の境界条件を用いて差分法で解い

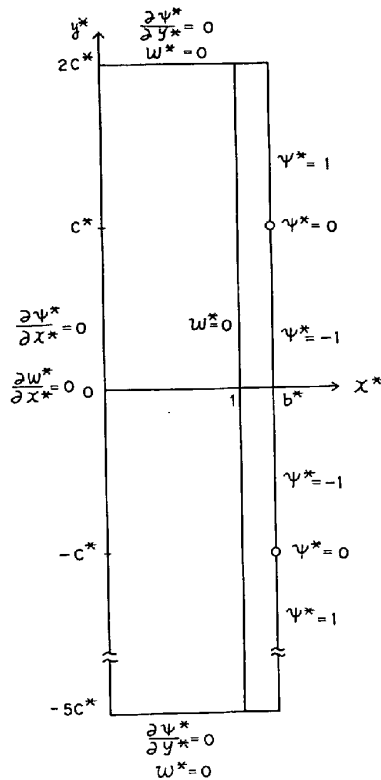


Fig. 3. Boundary conditions.
 $V^* = 0.03, \quad b^* = c^* = 1.25$

た結果を以下に記す。なお、 $V^* = 0.03$ で一定とした。

(1) 流速分布

通電位置における厚み方向流速分布を Fig. 4 に示す。最大流速を生じる位置は、ハルトマン数にほとんど依存しない。また、正規化流速の最大値も、ハルトマン数にほとんど依存しないから、最大流速は IB_0 にほぼ比例する。中央部における流速は直流磁場の作用によつてハルトマン数が大きいほど抑制されており、誘導磁場方式の電磁攪拌法と異なる点の一つである。

(2) 壁面剪断力

通電位置における壁面剪断力を Fig. 5 に示す。剪断力はほぼ IB_0 に比例する。

筆者らは、実験室規模での回転磁界方式の電磁攪拌試験を実施し、乱流モデルを用いた解析の結果、等軸晶率が壁面剪断力で整理できることを示した¹⁴⁾。また、TE形静磁場通電方式の電磁攪拌試験を行い、等軸晶率が通電電流と磁束密度の積 IB_0 で整理できることを示した⁸⁾。これは、本解析結果より、静磁場通電方式においても等軸晶率が壁面剪断力で整理できることを意味する。

また、Fig. 5 の結果は鑄片の寸法に影響しないことにも注意を要する。すなわち、鑄片寸法が変わつても、凝固率及び鑄片厚に対する通電ロール・ピッチの比が変わ

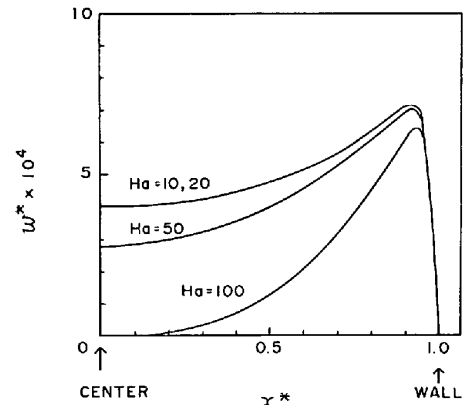


Fig. 4. Velocity distribution.
at $y^* = c^*$
(Results of the calculation)

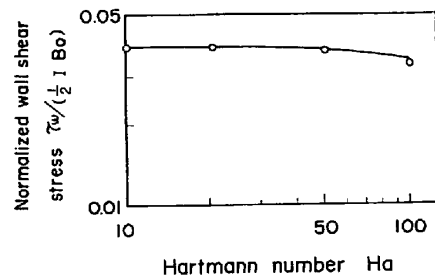


Fig. 5. Relationship of Hartmann number to wall shear stress at $y^* = c^*$.

らなければ、同一の IB_0 により、同一の壁面剪断力が与えられる。

3. 試験方法

3.1 連続铸造機

電磁攪拌装置を設置した連続铸造機の主な仕様を、Table 1 に示す。300×400 mm 大断面ブルームの垂直曲げ型連続铸造機である。

3.2 電磁攪拌設備

基礎実験結果及び 2. で述べた解析結果に基づき、電磁攪拌設備の設計を行った。今回の試験に用いた装置を Fig. 6 に示す。コイルと通電ロールを直列に接続する構成としたので、磁場の値は通電電流値に比例する。また、攪拌効果を表す重要な因子である壁面剪断力は、通電電流の 2 乗に比例する。また、その設置状況を Fig. 7 に、電気的仕様を Table 2 に示す。二次側消費電力は、

Table 1. Specifications of the continuouscaster.

Item	Specification
Type	Vertical bending type
Number of strand	2
Length of vertical zone	16.7 m
Radius of curvature	9 m R
Machine length	32.7 m
Bloom size	300 × 400 mm

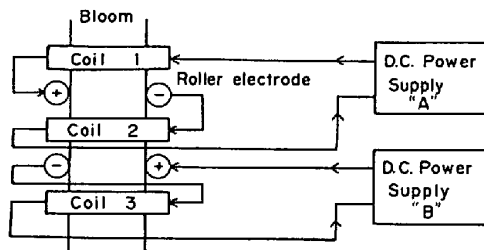


Fig. 6. Circuit diagram of the conduction electromagnetic stirrer. (Type. TE)

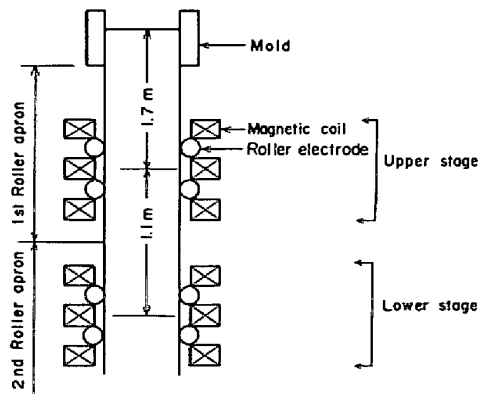


Fig. 7. Installation at the electromagnetic stirrer.

Table 2. Electric specifications of the conduction electromagnetic stirrer.

Items	Specification
1) Conduction current (max.)	2500 (A)
2) Power supply voltage at the maximum current (typ.)	19.0 (V)
2-1) Circuit - "U"	12.5 (V)
2-2) Circuit - "L"	80 (kW)
3) Power consumption in the stirrer (max)	130 (mT)
4) Magnetic flux density at the bloom center (max.)	0.31 (m)
5) Roller pitch	0.31 (m)
6) Coil pitch	0.31 (m)

Table 3. Test conditions of electromagnetic stirring.

Item	Condition	
Steel grade	S35C~S45C SCM440 SWRS62~SWRS87	
Casting condition	Bloom size	300 × 400 mm
	Superheat in tundish	20 ~ 50 °C
	Casting speed	0.5 ~ 0.75 m/min
	2nd cooling water	0.3 ~ 0.4 l/kg
Electromagnetic stirring condition	Number of stage	1 or 2
	Stirring mode	Continuous
	Coil current	350 ~ 2500 A
	Roller current	350 ~ 2500 A

たかだか 80 kW 程度であり低い値である。

3.3 試験内容

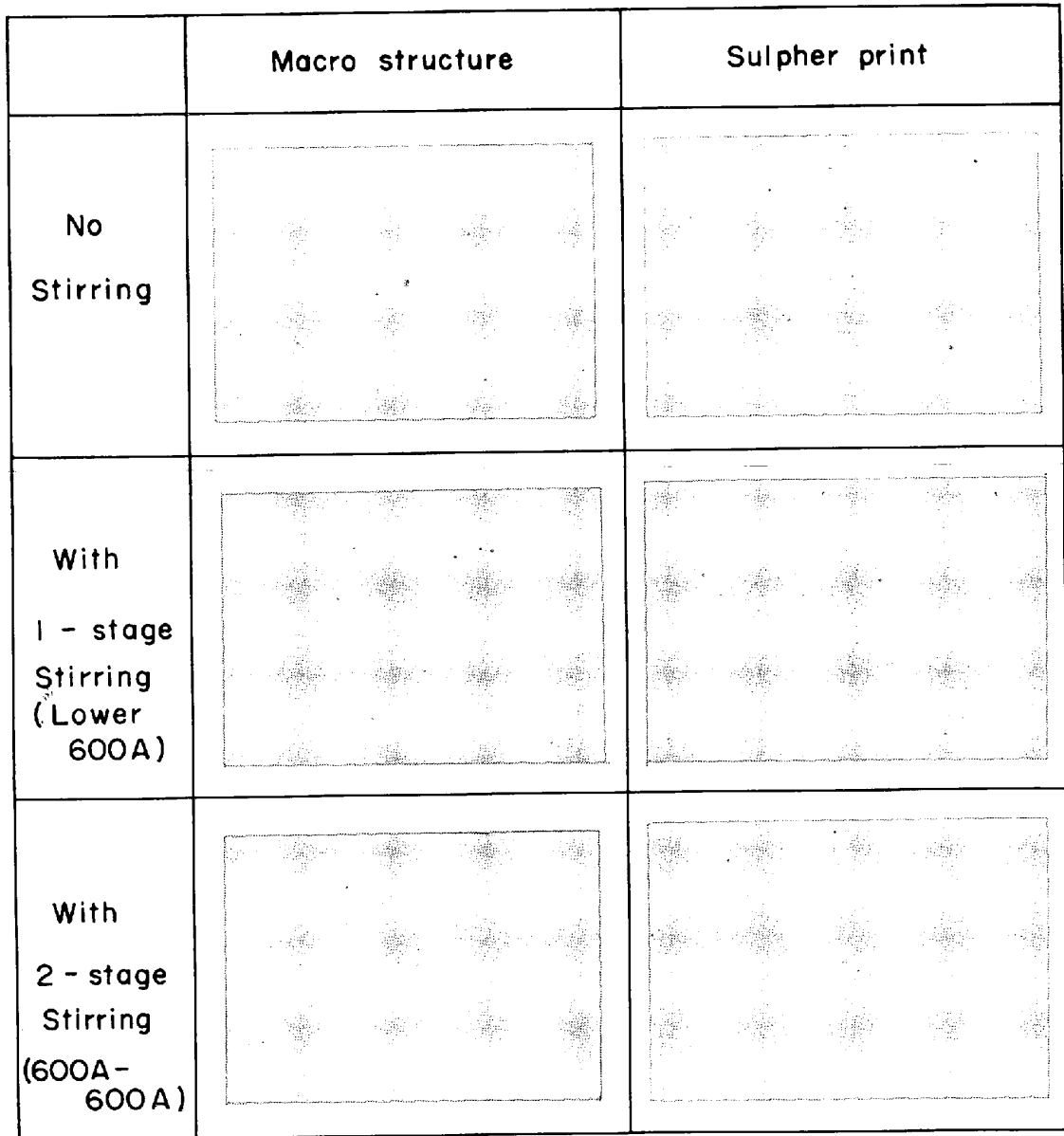
電磁攪拌装置は、一方のストランドに設置し、他ストランドの铸片を比較材とした。また、Fig. 7 で 1st ローラ・エプロンのみで攪拌した場合を上部 1 段攪拌、2nd ローラ・エプロンのみで攪拌した場合を下部 1 段攪拌、両者で攪拌した場合を 2 段攪拌と称し、それぞれの差、攪拌強度などの影響を調査した。Table 3 に铸造条件、電磁攪拌条件を示す。

4. 結果と考察

4.1 凝固組織

Photo. 1 に攪拌材および非攪拌材のマクロ組織とサルファプリントの例を示す。攪拌により等軸晶は増加し、中心偏析も軽微となつているが、攪拌部にはホワイト・バンドが出現している。

Photo. 2 にピクリン酸で腐食した電磁攪拌材の横断面を示す。等軸晶率は等軸晶帯厚さの全厚さに対する比率で表わした。なお、垂直(完全凝固)一曲げ型連铸機を使用しているため、等軸晶帯の厚み方向での偏りは発生していない。



Steel grade S45C

Bloom size 300x400mm

Photo. 1. Solidification structure of continuously cast blooms.

4.2 等軸晶率および中心偏析におよぼす攪拌条件の影響

4.2.1 等軸晶率と中心偏析度の関係

Fig. 8 に等軸晶率と C の中心偏析度の関係を示す。電磁攪拌材、非攪拌材を問わず、等軸晶率が増加するほど中心偏析は軽減する。なお、中心偏析度 Sc は以下の算式により求めた。

$$Sc[\%] = (C_c/C_o) \times 100 \dots \dots \dots (16)$$

ここで、 C_c , C_o は中心部および表皮下 20 mm 位置における 5 mmφ ドリルサンプルの化学分析値である。

4.2.2 等軸晶率と溶鋼過熱度の関係

溶鋼過熱と等軸晶率の関係を Fig. 9 に示す。非攪拌

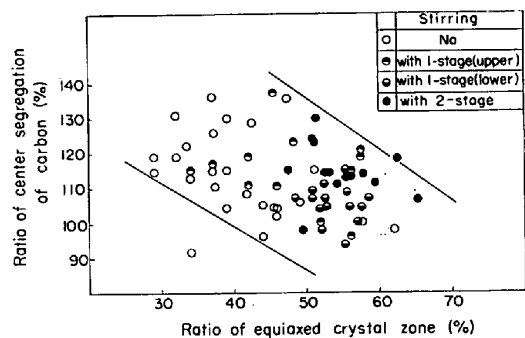


Fig. 8. Relation between ratio of center segregation of carbon and ratio of equiaxed crystal zone of S45C cast bloom.

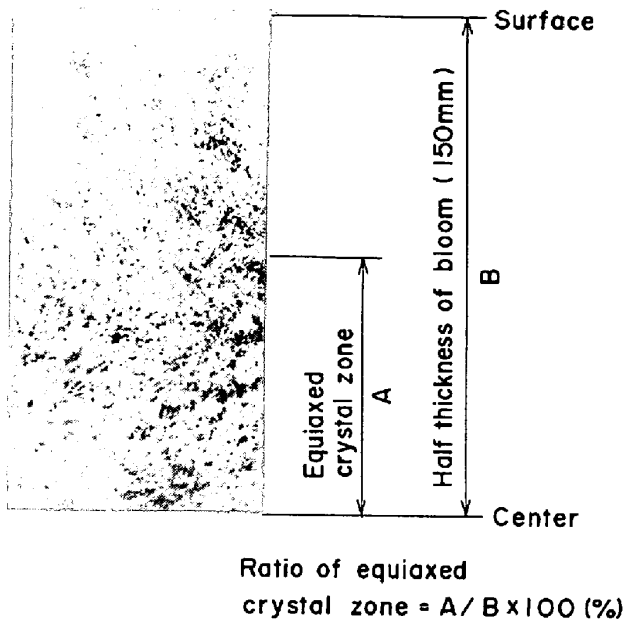


Photo. 2. Method of measurement of equiaxed crystal zone ratio.

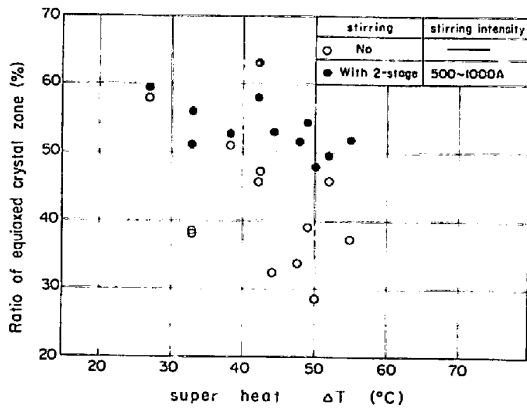


Fig. 9. Effect of super heat (ΔT) on equiaxed crystal zone ratio of S45C cast blooms. (Casting speed 0.6 m/min)

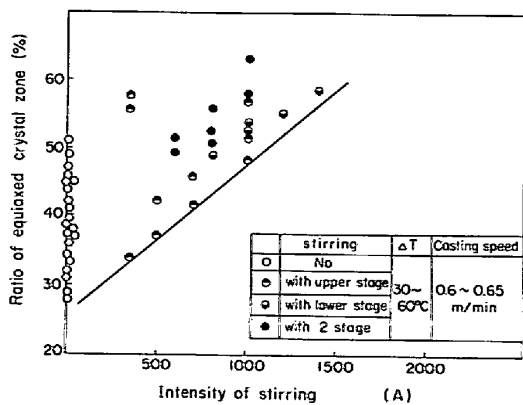


Fig. 10. Effect of stirring intensity on equiaxed crystal zone ratio of S45C cast blooms.

材については溶鋼過熱度の影響が顕著であるが、攪拌材では、溶鋼過熱度の高い領域でも、安定して高い等軸晶率を得ることができる。なお、液相線温度は一戸の式¹⁵⁾により求めた。

4.2.3 攪拌強度と等軸晶率の関係

Fig. 10 に通電電流値と等軸晶率の関係を示す。攪拌強度の増加とともに、等軸晶率は増加する。とくに等軸晶率下限の上昇が著しいので、攪拌強度を増すにつれて、等軸晶率のばらつきは減少する。また、上部1段攪拌と下部1段攪拌の差は少ない。2段攪拌の場合、上段の電流値でプロットしているが、1段攪拌にくらべ、等軸晶増加効果が大きい。

4.2.4 等軸晶率と铸造速度の関係

Fig. 11 に等軸晶率に及ぼす铸造速度の影響を示す。攪拌強度の低い範囲では、铸造速度が小さいほど、等軸晶率下限値は高いが、攪拌強度が高くなると铸造速度の影響は小さくなる。

4.2.5 中心偏析におよぼす電磁攪拌の影響

Fig. 12 には、铸片縦断面における軸心部の [C] 分布を示す。非攪拌材に比べて、攪拌材の [C] 正偏析は軽微になつている。

4.2.6 電磁攪拌の等軸晶率増加対策

Fig. 10, 11 に示されるように、等軸晶率は増加する

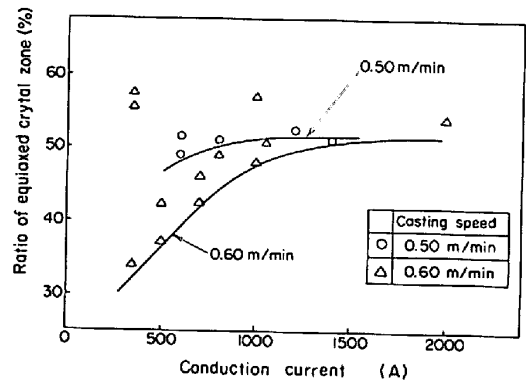


Fig. 11. Effect of casting speed on equiaxed crystal zone ratio of S45C cast blooms with 1-stage stirring.

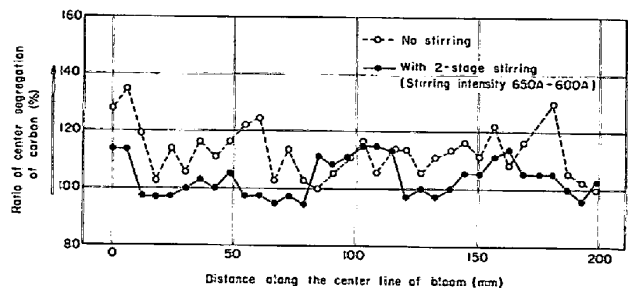


Fig. 12. Carbon distribution along the center line of S45C cast bloom.

が、同一鑄造条件であつても、等軸晶率のばらつきは大きい。また、同一電流値であつても、攪拌段数や、鑄造速度により、攪拌効果に差が認められる。等軸晶率に及ぼす電磁攪拌の効果を、より明らかにするため、以下の整理を行つた。

攪拌強度、攪拌段数及び鑄造速度の影響を統一的に評価するため、攪拌効果を表すパラメータ S_E を導入した。 S_E と等軸晶率の関係をプロットしたものを Fig. 13 に示す。 S_E は攪拌によつて、等軸晶の核となる柱状デンドライトの切断個数を代表するパラメータであり、柱状デンドライトの切断が攪拌強度と攪拌領域で成長するデンドライトの長さ に比例する。すなわちある長さ以上に成長した柱状デンドライトが切断されると考え、次式で算出した。

$$S_E^0 = \int \tau_w \cdot R dt = \int \tau_w dD \quad \dots\dots\dots (17)$$

ここで、 τ_w は I^2 に比例し、また $D = k\sqrt{T}$ であるから

$$S_E^0 \propto S_E = \int I^2 dD$$

$$\begin{cases} = I^2(\sqrt{L_{12}} - \sqrt{L_{11}}) / \sqrt{V} \dots\dots (1 \text{ 段攪拌}) \\ = I^2\{(\sqrt{L_{12}} - \sqrt{L_{11}}) + (\sqrt{L_{21}} - \sqrt{L_{22}})\} / \sqrt{V} \\ \dots\dots\dots (2 \text{ 段攪拌}) \dots\dots (18) \end{cases}$$

今回の場合、 L_{11} 、 L_{12} 、 L_{21} 、 L_{22} はそれぞれ 1.6 m、1.9 m、2.7 m、3.0 m である。

Fig. 13 より、等軸晶率は、パラメータ S_E によつて攪拌段数、鑄造速度に関係なく、ほぼ同一のグループとして統一的に整理できることがわかる。

4.3 ホワイト・バンド生成におよぼす攪拌の影響

攪拌帯に生成するホワイト・バンドの鮮明度を5段階に分類し、攪拌強度との関係を調査した。Photo. 3 にホワイト・バンド評点の標準写真を示す。

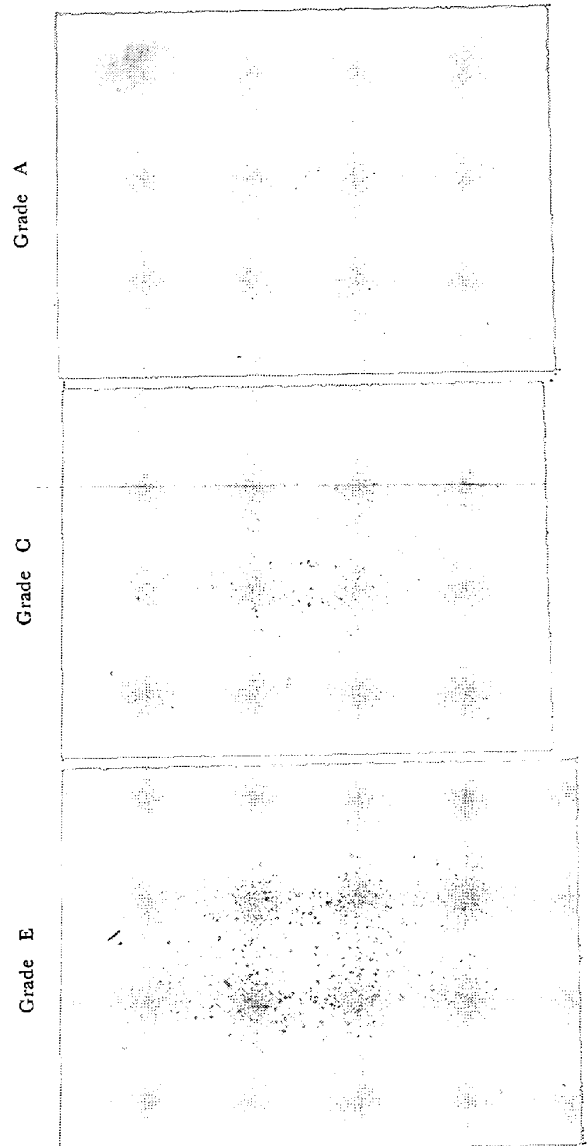


Photo. 3. Standard sulfur print of white band index.

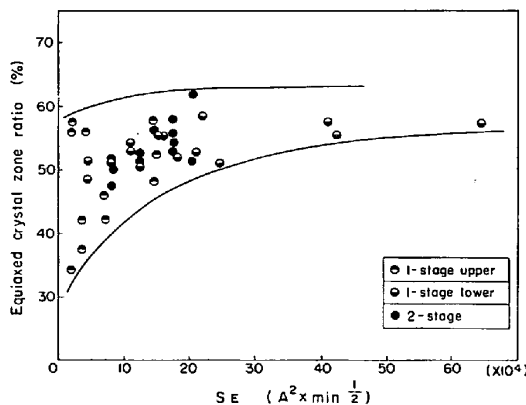


Fig. 13. Relationship of equiaxed crystal zone ratio to the stirring effect parameter S_E .
($V = 0.45 \sim 0.75$ m/min)
($\Delta T = 30 \sim 60^\circ C$)

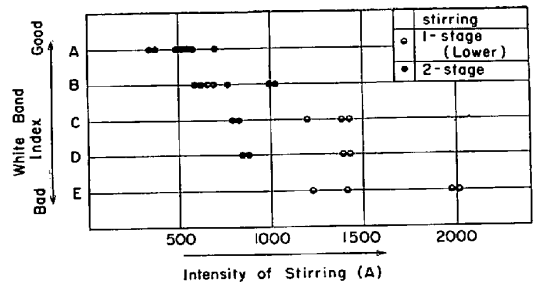


Fig. 14. Relation between white band index and stirring intensity of S45C cast blooms.

Fig. 14 に示すように、ホワイト・バンドの鮮明度は1段攪拌と2段攪拌には関係なく、攪拌強度のみに依存し、その強度が大きいほど鮮明度は著しい。なお、2段攪拌の場合、電流値の高い方をもつて攪拌強度とした。

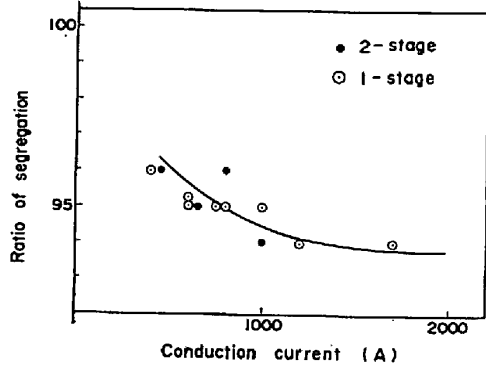


Fig. 15. Relation of maximum negative segregation ratio of C to Conduction current.

Fig. 15 に、通電電流値（2段攪拌の場合は大きい方の値）と、ホワイト・バンドにおけるCの最大負偏析度の関係を示す。最大負偏析度は、(ホワイト・バンド中のC最小分析値)/(表皮下20mm位置のC分析値)×100とし、分析は鋳片厚み方向1mm毎に行つた。通電電流が1000Aを越すと、偏析度は94%程度ではほぼ一定に

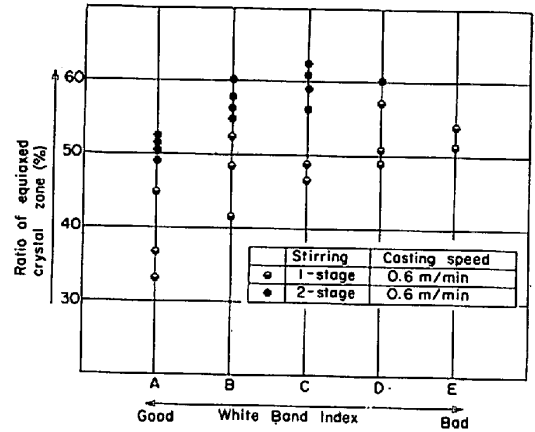


Fig. 16. Relation between white band index and ratio of equiaxed crystal zone, comparing 1-stage stirrer and 2-stage stirrer of S45C cast bloom.

なつている。

誘導方式の場合、Cの偏析度は80%程度までは、攪拌流速、すなわち通電電流値にほぼ比例して減少する¹¹⁾。この現象は、乱流混合モデルの特徴と考えられる。一方、

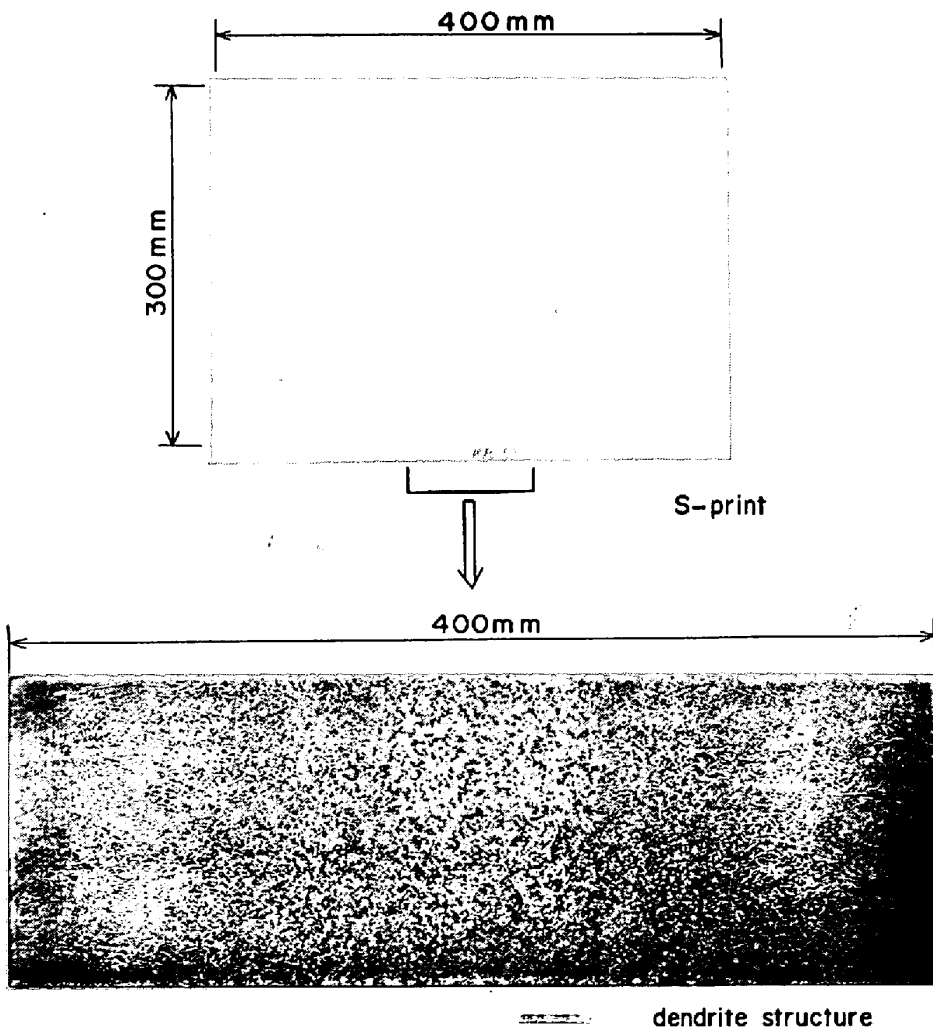


Photo. 4. Sulfur print and macro structure of cast bloom which is stirred with optimum conditions.

本実験の場合、偏析度が 94% で飽和する傾向が見られたのは、1章で述べた直流磁界による乱流抑制効果が現れたためと考える。

4.4 適正攪拌条件

Fig. 16 にホワイト・バンド評点と等軸晶率の関係を示す。ホワイト・バンドの生成を抑制して、かつ、高い等軸晶率を得るためには1段攪拌よりも2段攪拌の方が有利である。

適正な条件で2段攪拌を実施した場合の、代表的な鑄片のマクロ組織およびサルファープリント写真をPhoto. 4 に示す。

5. 結 言

TE 形静磁場通電方式電磁攪拌法を開発し、300×400 mm² 大断面ブルーム 連続鑄造機に適用して攪拌試験を実施した。

本攪拌法の設備的な特徴は次のとおりである。

(1) 攪拌設備が小形で、既設連続鑄造機に適用しやすい。

(2) 低消費電力である。

また、攪拌試験の結果、次の点が明らかとなった。

(1) 電磁攪拌における等軸晶率の増加は、攪拌効果を表すパラメータ S_E および非攪拌材の等軸晶率で整理することができ、低い攪拌力であつても、攪拌時間を増加させることにより高い等軸晶率を得ることができ

$$S_E = \int \tau_w \cdot R dt$$

(2) ホワイト・バンドの程度は、最大攪拌強度に依存し攪拌時間の影響は少ない。一方、本方式の攪拌法によるホワイト・バンド部の負偏析度は、比較的軽度な値で飽和している。これは、静磁場による乱流抑制効果によるものと思われる。

(3) 以上より、2段攪拌による適正な電磁攪拌条件を把握した。この結果、ホワイト・バンドを抑制し、高い等軸晶率をもつ鑄片を安定して製造することが可能であり、これによつて中心偏析を大幅に軽減することができた。

現在、当社小倉製鉄所では、通電電流と磁場強度を独立に設定できる、改良された静磁場通電方式電磁攪拌装置による2段攪拌法を採用し、高級かつ高品質の鑄片を安定して量産を行っている。

最後に、終始御指導をいただいた住友金属工業(株)取締役 小倉製鉄所長 玉本茂氏、中央技術研究所副所長 白岩俊男博士、及び同研究所次長 梅田洋一氏に感謝い

たします。

記 号

a : 鑄片厚の 1/2	[m]
a^* : 正規化鑄片厚の 1/2	(= a/b)
B, B_0 : 磁束密度	[T]
b : 溶鋼厚の 1/2	[m]
C_c, C_o : 溶質成分濃度	
c : 通電ロール・ピッチの 1/2	[m]
c^* : 正規化通電ロール・ピッチの 1/2	
D : 凝固殻厚さ	[mm]
E : 電界	[V/m]
F : 電磁体積力	[N/m ³]
Ha : ハルトマン数	(= $\sqrt{\sigma/\eta} BoL$)
I : 鑄片単位幅あたり通電電流	[A/m]
J : 電流密度	[A/m ²]
k : 凝固定数	[mm/min ^{1/2}]
L : 代表長	[m] (= b)
$L_{11}, L_{12}, L_{21}, L_{22}$: メニスカスからの距離	[m]
R : 凝固速度	[m/s], [mm/min]
Re : レイノルズ数	(= $\rho U_1 L / \eta$)
Sc : 中心偏析率	[%]
S_E : 攪拌効果パラメータ	[N/m ² ·min ^{1/2}]
t : 時刻	[s], [min]
U_0 : 代表速度	(= $IB_0L / (2\eta)$)
U_1 : 代表速度	(= $I / (2\sigma BoL)$)
V : 速度	[m/s]
V : 鑄造速度	[m/s], [m/min]
V^* : 正規化鑄造速度	(= V / U_1)
w : 溶鋼速度	[m/s]
w^* : 正規化溶鋼速度	(= w / U_0)
x, y, z, x^*, y^* : 座標軸	
Ψ, ψ : 電流密度のベクトル・ポテンシャル	[A/m]
Ψ_0 : 代表ベクトル・ポテンシャル	(= $I/2$) [A/m]
Ψ^* : 正規化ベクトル・ポテンシャル	(= Ψ/Ψ_0)
ρ : 溶鋼密度	[kg/m ³]
σ : 溶鋼電気伝導度	[s/m]
τ_w : 壁面剪断力	[N/m ²]
η : 溶鋼粘度	[kg/(m·s)]
V : ナブラ記号	

文 献

- 1) H. JACOBI, R. STEFFEN: Stahl u. Eisen, 98 (1978), p. 1179
- 2) H. S. MARR: Iron and Steel International, (1979), p. 29
- 3) 岩田 齊, 山田勝彦, 藤田照夫, 林 享三: 鉄と鋼, 61 (1975), p. 52
- 4) 竹内英磨, 池原康充, 柳井隆司, 松村省吾: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 59
- 5) 竹内英磨, 森 久, 池原康充, 駒野忠昭, 柳井隆司: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 638
- 6) 高橋忠義, 萩原 巖: 日本金属学会誌, 29 (1965), p. 1152
- 7) 高橋忠義, 市川 洌, 工藤昌行, 島原皓一: 鉄と

- 鋼, 61 (1975), p. 2198
- 8) T. SHIRAIWA, S. SUGITANI, M. MIZUTANI, S. KOBAYASHI, S. ISHIMURA, H. TOMONO: Sumitomo Search, (1979), p. 97
- 9) B. H. WATERS: British Patent 872519, (1956)
- 10) 浅井滋生, 安井研二, 靱 巖: 鉄と鋼, 64 (1978), p. 34
- 11) 佐々木寛太郎, 杉谷泰夫, 小林純夫, 石村 進: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 60
- 12) A. B. CAMELL: Plasma Physics and Magnetofluidmechanics, (1963), p. 257 [McGraw-Hill]
- 13) 杉谷泰夫, 小林純夫, 石村 進, 岡崎 卓, 安元 邦夫: 学振製鋼 19 委 凝固現象協議会資料 19 委-10154, (1979)
- 14) 杉谷泰夫, 小林純夫, 吉原正裕, 石村 進: 鉄と鋼, 66 (1980), S801
- 15) 一戸正良, 学振製鋼 19 委 凝固現象協議会資料, 19 委-8837, (1968)
-