

# 鋳型内電磁攪拌適用による鋳片初期凝固安定化

中島 潤二<sup>\*,\*2</sup>・福田 淳<sup>\*3</sup>・清瀬 明人<sup>\*</sup>・川瀬 敏昭<sup>\*</sup>  
大谷 康彦<sup>\*3</sup>・土岐 正弘<sup>\*3</sup>・藤崎 敬介<sup>\*,\*2</sup>

Initial Solidification Improvement of Continuously Cast Slab with In-mold Electromagnetic Stirring

Junji NAKASHIMA, Jun FUKUDA, Akihito KIYOSE, Toshiaki KAWASE, Yasuhiko OHTANI,  
Masahiro DOKI and Keisuke FUJISAKI

**Synopsis** : In this study, an experimental investigation has been carried out for analysis of influence of molten steel flow on homogenization of initial solidification continuously cast slabs. By applying EMS to produce medium carbon steel, it is confirmed that EMS remarkably improves the uniformity of solidification shell thickness over the width of slabs. In the present study, experimental investigation and 3-D magnetohydrodynamic calculation have been carried out for analysis of the influence of molten steel flow on temperature in mold, distribution of solute in slab, heat flux to mold plate, and frequency of nucleus formation. The following results are obtained.

(1) A steady level of initial solidification uniformity is possible to be maintained by providing steady molten steel flow along the solidification front of continuously cast slabs.

(2) According to 3-D magnetohydrodynamics calculation taking into consideration of heat transfer and solidification, electromagnetic stirring technique is useful for improvement of initial solidification uniformity.

In the large-scale application to the commercial production, EMS contributes to reduce surface defects originating from longitudinal cracks.

**Key words**: longitudinal crack; continuous casting; initial solidification; solidification; medium carbon steel; electromagnetic stirring; EMS; magnetohydrodynamics.

## 1. 緒言

厚板・鋼管材は垂包晶凝固するいわゆる中炭素鋼を中心とする製品が多く、初期凝固殻の不均一が原因となって鋳片表面に縦割れが発生し易いことが知られている。また、顧客の高強度化の要望に応じて、Mn, Mo, Nb, V等の合金元素が多量に含有される鋼種も増加し、割れ感受性が高い品種の製造が増加する傾向がある。鋳片段階で割れが検知されたものは、冷却後、溶剤もしくは研削による手入れを実施した後に後工程に搬送され製品化されるが、程度の悪いものは屑化される。また、鋳片段階で検知されない割れが残った鋳片が後工程にそのまま搬送され、圧延された場合、鋳片段階での微細な割れが原因となり、圧延後に製品欠陥として検知される場合もある。軽微なものは手入れ工程に搬送され手入れを行った後、出荷されるが、程度が悪いものは鋳片同様屑化される。以上のことから、厚板・鋼管材向けの鋳片製造にあたって、鋳片段階での割れ発生を抑制することは、単に鋳片、圧延工程で屑化される量を削減することによる歩留向上を可能とするだけでなく、ひいては鋳片を直送することによる熱ロス低減、物流の整流化等

による製造納期短縮等も達成され、経済的にも環境負荷軽減の観点からも改善効果は大きい。

鋳片の縦割れはキャストスタート、取鍋交換部位、タンディッシュ交換部位等の鋳造速度の増減速部等で発生し易い。鋳片での縦割れ低減に対して、鋳型内の電磁攪拌適用による溶鋼流動付与が効果的なことはピレットのコーナー部縦割れ改善<sup>1)</sup>、ピレットでの凝固殻の均一性改善効果による縦割れ低減<sup>2)</sup>等が報告されているが溶鋼流動付与による品質改善のメカニズムに関しては必ずしも明らかにされていない。スラブ連続鋳造時の鋳型内溶鋼への電磁攪拌適用による品質改善効果に関しても報告され<sup>3-6)</sup>、スラブ連続鋳での鋳型内凝固殻成長に及ぼす溶鋼流動の効果に関する報告<sup>7)</sup>もあるが、実操業における鋳片の初期凝固の実態および初期凝固均一化のメカニズムは必ずしも明確になっていない。

本報では、先ず第2章で鋳型内電磁攪拌技術適用による縦割れ改善効果の実態を示し、その後、特に縦割れが生じ易い、中炭材のキャストスタートに代表される非定常部位の鋳片縦割れ低減を目的に、定常部位での鋳型内電磁攪拌の適用による、鋳型内の濃度場、温度場に対する影響を

平成19年2月1日受付 平成19年5月14日受理 (Received on Feb. 1, 2007; Accepted on May 14, 2007)

\* 新日本製鉄(株)環境・プロセス研究開発センター (EPC, Nippon Steel Corp., 20-1 Shintomi Futtsu 293-8511)

\*2 東北大学大学院環境科学研究科 (Graduate School of Environmental Studies, Tohoku University)

\*3 新日本製鉄(株)君津製鉄所 (Kimitsu Works, Nippon Steel Corp.)

評価した。次に、 鑄造開始直後の非定常部位にてサルファ添加試験を実施して初期凝固殻の実態に注目した調査を行い、 初期凝固殻均一化に及ぼす溶鋼流動の影響を検討した結果について述べ、 縦割れ改善のメカニズムを検討した。

## 2. 鑄型内電磁攪拌による縦割れ防止効果

鑄片の縦割れ発生状況におよぼす、 鑄型内電磁攪拌 (Electromagnetic Stirring 以下EMS と称する) による凝固界面前面への溶鋼流動付与の影響を明確にするために、 2.5mの垂直部を有する垂直曲げ型の同一連続鑄造設備で6ヶ月間鑄造した全厚板・鋼管向け中炭材([C]=0.08~0.20 mass%)の鑄片の縦割れ発生枚数比率をEMS適用の有無で比較した<sup>5)</sup>。ここで評価した縦割れは、 熱間疵検査にて目視で判定する割れ長さ10cm以上の幅中央近傍に多く発生する縦割れである。用いたEMS装置は4極のリニアモーター型である<sup>8)</sup>。対象材の鑄造幅は2200~2250mm、 最大鑄造速度は1.4m/minであった。以降の実機試験ではいずれも上述の連続鑄造設備を用いて鑄造した。Fig. 1にEMSを適用しない場合の鑄片の縦割れ発生枚数比率を1とすることで、 EMSを適用した場合の縦割れの改善効果を示した。EMS適用により縦割れの発生は大幅に抑制されており、 鑄片品質改善効果は顕著である。

## 3. 実験方法

### 3.1 凝固組織および溶鋼流速計による溶鋼流動調査

EMS適用による鑄型内溶鋼の流動状況の変化を明らかにするために、 (1)、(2)式に示す、 岡野の式<sup>9)</sup>を用いてデンドライト傾角を測定し溶鋼流速を算出するとともに、 流速評価の妥当性検証のために歪ゲージを用いた溶鋼流速計<sup>10)</sup>を用いて、 鑄型内の溶鋼流速の変化を直接評価し、 比較した。比較実験での鑄造条件をTable 1に示す。デンドライト傾角( $\theta$ )測定のために、 Fig. 2に示すように、 溶鋼流速計にて測定した位置に相当する鑄片を採取した。鑄型メニスカスに平行な、 水平方向の溶鋼流動状況を調査するために、 鑄造方向と垂直な面 (C断面) の表面を研磨し、 ピクリン酸により腐食した後、 Fig. 3に示すように倍率5倍で凝固組織を撮影し、 1次デンドライトアームの鑄片表面での法線に対する角度( $\theta$ )を測定した。

測定に際しては、 測定位置にて鑄片表面と平行にFig. 3に示した破線を引き、 測定対象範囲を一定間隔で分割し、  $\theta$ を20個以上測定したものを平均して用いた。メニスカスからの深さ方向の流速のデータを得るために、 鑄片表層から1mm間隔でデンドライト傾角を測定し、 メニスカスからの深さ方向の流速の評価に用いた。溶鋼流速は、 高炭素鋼で求めた(1)、(2)式に示す、 岡野の式<sup>9)</sup>が適用できると仮定して算出した。

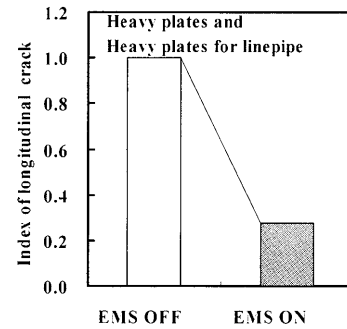


Fig. 1. Effect of EMS on longitudinal crack.

Table 1. Casting conditions for molten steel velocity measurement.

Steel grade	Midium carbon steel ; C = 0.16 mass%, Si=0.44mass%, Mn=1.34mass%
Casting speed	1.0 m/min
Slab width	2.10m

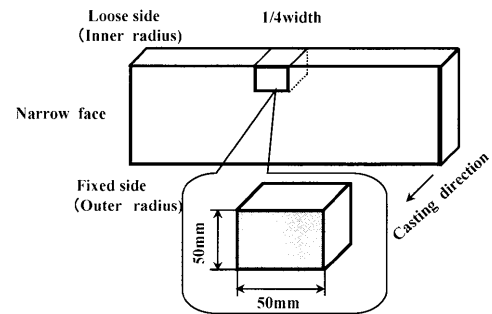


Fig. 2. Sampling position for dendrite angle measurement.

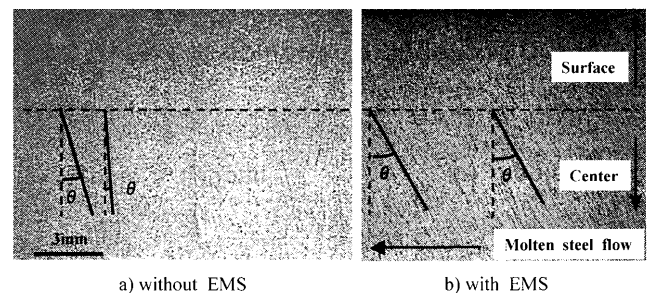


Fig. 3. Solidification structure with and without EMS.

$$\ln V = (\theta + 9.73 \times \ln f + 33.7) / (1.45 \times \ln f + 12.5), \quad V < 50 \dots (1)$$

$$\ln V = (\theta + 4.83 \times \ln f + 7.2) / (0.1 \times \ln f + 5.4), \quad V \geq 50 \dots (2)$$

ここで、 $\theta$ ; デンドライト傾角[degree],  $f$ ; 凝固速度[cm/s],  $V$ ; 溶鋼流速[cm/s]である。

次に溶鋼流速計<sup>10)</sup>の概略をFig. 4に示す。本溶鋼流速計は流速計上部に鉛直方向に歪ゲージを二つ有することにより溶鋼に浸漬するMoサーメットの曲げモーメント、捻りトルクといった項を排除し、溶鋼の流動から受ける抗力のみを検出することを可能とする測定装置である。本測定装

置は実機の連続鋳造設備のEMSを用いた1/1の低融点合金試験を実施し、Moサーメットの浸漬深さ位置での低融点合金試験<sup>11)</sup>にて、電磁流速計により測定した実流速と本流速計にて測定した溶鋼流速との対応がとれるように事前に校正して用いた。溶鋼での流速測定ではMoサーメットの検出端部先端を鋳型内溶鋼のメニスカスから各々20, 40, 60 mm位置に浸漬し測定した。

次にEMS適用時に鋳型内溶鋼がEMSによって誘起される力により確実に旋回流を形成していることを確認するために、鋳片の半幅試料を採取し、上述のデンドライト傾角測定により鋳型内の種々の位置の溶鋼流動状況を評価した。調査に当たっては、広幅材に比べ浸漬ノズルと鋳型短辺との距離が近く、浸漬ノズルから吐出される溶鋼が鋳型短辺に衝突して上昇・反転し、鋳型中央へ向かっていく反転流の流速が大きくなり、旋回流の形成に不利となると考えられる狭巾材にて調査した。厚板材には狭巾材は少ないので薄板材を調査に供した。鋳造条件をTable 2に、デンドライト傾角を測定するための鋳片試料の採取位置をFig. 5に示す。

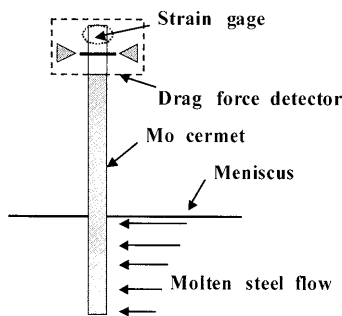


Fig. 4. Schematic drawing of flow velocity sensor.

Table 2. Casting conditions for dendrite angle measurement.

Steel grade	Ultra low carbon steel ; C=0.002mass%,Si=0.0006mass%,Mn=0.01mass%
Casting speed	1.6 m/min
Slab width	1.30 m

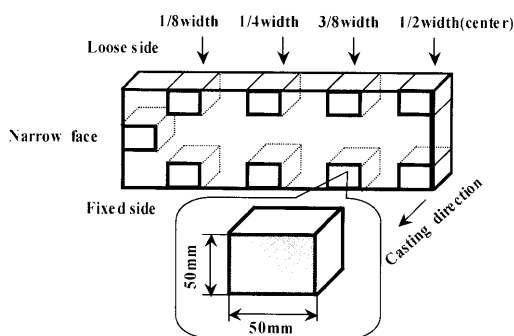


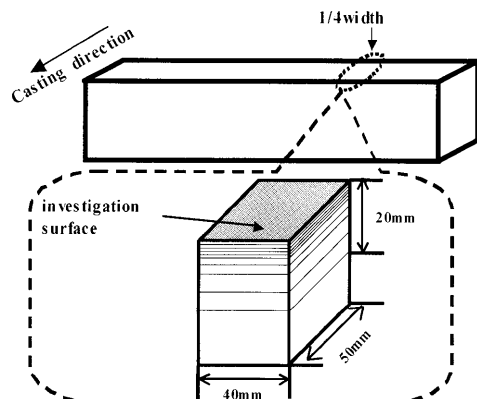
Fig. 5. Sampling position for dendrite angle measurement.

### 3・2 濃度場におよぼすEMSの影響

鋳型内溶鋼にEMSを適用することにより、凝固界面前に溶鋼流動が付与されるが、その結果、凝固界面近傍における溶質濃度の分布が変化し、鋳片の初期凝固に影響を与える可能性が考えられた<sup>1,12)</sup>。そこで、Fig. 6に示すように、鋳型内の溶鋼流動が安定している定常部位鋳片の1/4幅部の黒皮直下の鋳片表層から1, 2, 3, 4, 5, 7, 10, 15, 20 mmまでの各位置での40×50 mmの領域の1 mm厚分の切り粉試料を採取し化学分析に供し、鋳片表層の溶質の濃度分布を調査した。供試材の鋳造条件をTable 3に示す。

### 3・3 鋳型内の温度場におよぼす溶鋼流動の影響評価

EMS適用による溶鋼流動変化に伴うメニスカス近傍の温度変化を明らかにするために、Fig. 7に示すように鋳型内の幅方向および厚み方向に、格子状に、異なる9箇所の位置にて温度測定を実施した<sup>5)</sup>。温度測定に当たっては、直径13 mm (肉厚3 mm) のMoサーメットの保護管で保護した熱電対を、鋳片厚み方向に同時に3本、EMSを適用した(ON)状態で浸漬し60秒以上保持し、温度が安定した時



\* Sampling thickness is 1mm each specimen for analysis.

Fig. 6. Sampling position for analysis.

Table 3. Casting conditions for distribution of solute analysis.

Steel grade	Midium carbon steel ; C= 0.16 mass%, Si=0.43mass%,Mn=1.33mass%
Casting speed	1.0 m/min
Slab width	2.20m

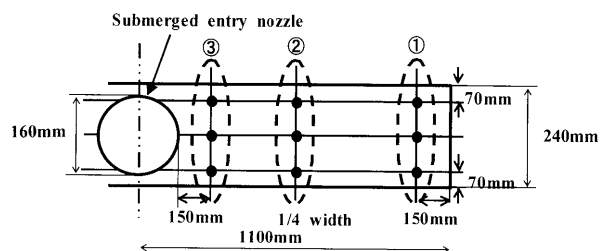


Fig. 7. Schematic drawing of temperature measuring position in mold.

Table 4. Casting conditions for mold heat flux measurement.

Steel grade	Midium carbon steel ; C ≒ 0.16 mass%
Casting speed	1.48 m/min
Slab width	1.60m

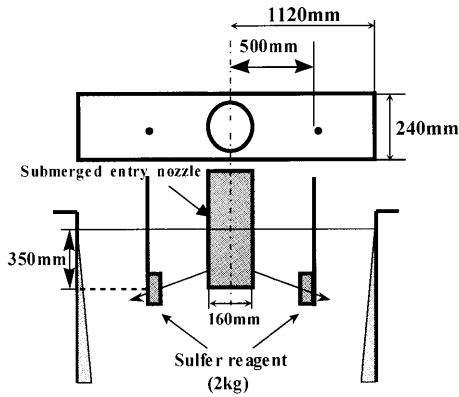


Fig. 8. Schematic drawing of sulfur addition test to steel in mold.

点での約10秒間の平均温度を記録計のチャート紙上から起電力を読み取り温度に換算した。上記測定に引き続きEMSを停止(OFF)にし、30秒以上保持し温度が安定したところで同様の方法で测温した。测温にあたって、熱電対の浸漬深さはメニスカス位置より70mmで一定とした。この操作を、位置を変え三回繰り返し9点の测温結果とした(測定時の鑄造条件はTable 3と同じ)。

また、鑄型の抜熱におよぼす鑄型内溶鋼流動の影響を評価する目的で、鑄型の冷却水の給排水温度差より鑄型の面平均熱流束を求め評価した。鑄造条件をTable 4に示す。

### 3.4 初期凝固殻の厚み調査

非常常部鑄片の初期凝固におよぼす溶鋼流動の影響を評価するために、キャストスタート時の凝固殻の厚み測定をEMS適用有り無しの水準で実施し比較に供した。凝固殻の厚み測定のために、鑄造開始後の増速が完了した直後の、一定速度となった時点(鑄造長6~7m位置)で、Fig. 8に示すように下向き15度の2孔浸漬ノズルから吐出される溶鋼流にS試薬を添加、その後さらに鑄造長で約2m鑄造した時点で急減速し溶鋼の注入を停止し、鑄片を引き抜いた。試験実施時の鑄造速度推移の模式図をFig. 9に示す。

鑄造後、鑄片のサルファプリントを採取することにより、初期凝固殻の形状を評価した。調査した鑄片試料はS試薬添加時にメニスカス位置にあった鑄片位置より400~500mm離れた位置で、鑄造方向に垂直な方向で切断した切断面である(Fig.10)。凝固殻の厚み測定は鑄造幅方向に5mm間隔で実施した。鑄造条件をTable 5に示す。

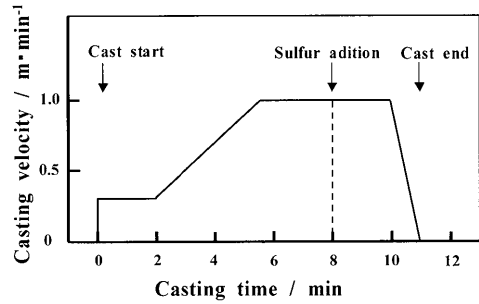


Fig. 9. Schematic drawing of casting velocity for sulfur addition test.

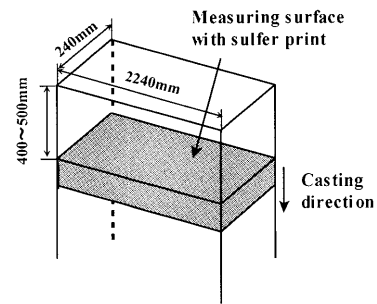


Fig. 10. Schematic drawing of sampling position for sulfur addition test.

Table 5. Casting conditions for sulfur addition test.

Steel grade	Midium carbon steel ; C = 0.16 mass%, Si=0.44 mass%, Mn=1.31 mass%
Casting speed	0.35~1.03 m/min
Slab width	2.24m

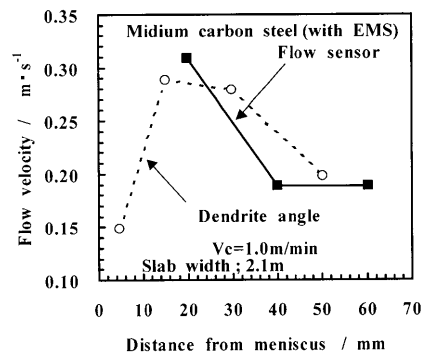


Fig. 11. Comparison of steel flow velocity calculated from dendrite angle and measured by flow sensor.

## 4. 実験結果および検討

### 4.1 鑄型内溶鋼流動状況

Fig.11にデンドライト傾角の測定により(1)式<sup>9)</sup>により算出した溶鋼流速と、溶鋼流速センサーで測定した溶鋼流速との関係を示す<sup>10)</sup>。両者の値は良く一致している。この結果に基づき以後デンドライト傾角の測定結果を用いて溶鋼流速を評価した。凝固組織より求めた溶鋼流速がメニス

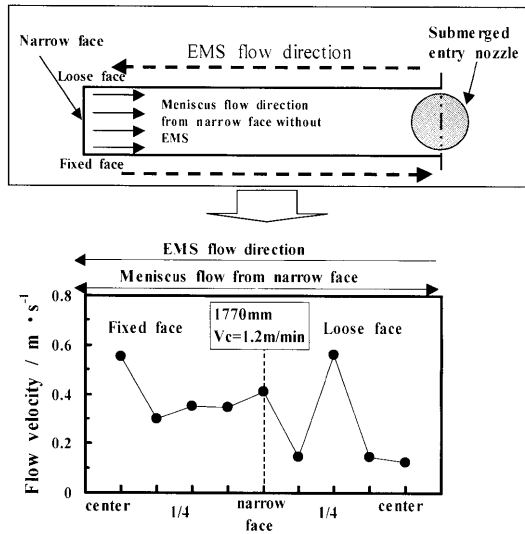


Fig. 12. Distribution of steel flow velocity calculated from dendrite angle (Ultra low carbon steel).

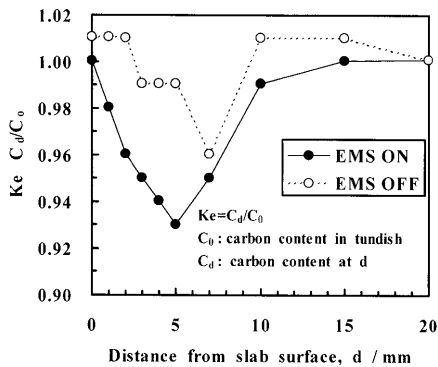


Fig. 13. Distribution of  $K_e$  in the depth direction.

カス近傍で小さくなる傾向が見られるが、メニスカス位置がコイル中心位置から離れていること、連鋳パウダーの溶融層が存在すること等の影響が考えられる。

次に、Fig.12にEMSを適用した場合の、デンドライト傾角より算出した溶鋼流速の値を用いた鋳型内溶鋼流速分布状況を示す。鋳片幅方向で流速にばらつきは見られるものの電磁攪拌の適用により鋳型内メニスカス近傍にてEMSで流速を付与した水平方向に安定した旋回流が形成されていることが確認された。

#### 4・2 鋳型内の濃度場におよぼす溶鋼流動の影響

Fig.13に今回の調査で得られた鋳片表層からの距離と鋳片中の炭素濃度の分析結果による実効分配係数  $K_e$  ( $=C_d/C_0$ ) との関係を示す。ここで、 $C_d$ ；鋳片表層から  $d$ mm 位置での溶質の濃度 [mass%],  $C_0$ ；タンディッシュ溶鋼中の溶質濃度 [mass%] である。

EMSの適用がない場合でも、表層近傍で負偏析になる傾向が見られるが、EMSを適用した場合の方が、実効分配係数の最小値は小さい。しかしながら、母溶鋼の組成 ( $C=0.16$  mass%) から負偏析になる程度は、EMS適用が無い場合で4% ( $C=0.154$  mass%), EMSを適用した場合で最大

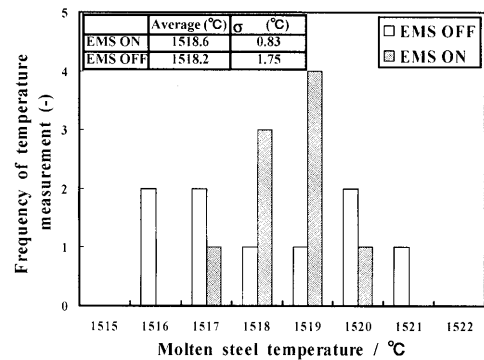


Fig. 14. Distribution of molten steel temperature in the mold.

7% ( $C=0.149$  mass%)程度であった。つまり、従来報告されている<sup>12)</sup>凝固殻の不均一度が大きくなり縦割れ発生頻度が大きくなるとされる炭素濃度0.12~0.16 mass%の範囲を逸脱する程の影響は無く、従って組成変化に伴う限界歪低減の効果により、割れ感受性の高い領域から逸脱するほどの大きな変化ではなかった。この結果より、中炭材の縦割れ低減におよぼすEMS適用の効果として、鋳片表層近傍の溶質濃度に変化の影響は小さいことが分かった。

#### 4・3 鋳型内の温度場におよぼす溶鋼流動の影響

Fig.14に鋳型内溶鋼の測温結果を示す。EMS適用なしの状態とEMSを適用した場合とを比較すると、各測定点にて1~2°Cの温度変化を生ずるが、その挙動は測定箇所により異なり、溶鋼温度が上昇する箇所もあれば、低下する箇所もある。今回の測定ではMoサーメットの保護管を用いたことから、溶鋼の温度変化に対する応答性が悪くなっている可能性は考えられるが、鋳型内の溶鋼温度全体で評価すると、EMS適用により温度のばらつきが低下し、鋳型内の溶鋼温度が均一化していることが分かる<sup>9)</sup>。EMS適用の前後での全測定点9点の平均温度を比較してみると、EMSを適用しない場合で1518.2°C、EMSを適用した場合で1518.6°Cであり顕著な差異は見られなかった。温度の全測定点9点の標準偏差は、EMS適用が無い場合の $\sigma=1.75$ °CからEMS適用の場合の $\sigma=0.83$ °Cと低下し、鋳型内溶鋼温度の偏差が小さくなっている。

次に鋳型の冷却水の給排水温度差から評価した、面平均の熱流束の変化をEMS適用の有無で比較してFig.15に示す。EMSを適用しない場合には連鋳鋳型のFixed side側(下面側、以下F面と称する)がLoose side側(上面側、以下L面と称する)に比べて面平均熱流束が大きい傾向にあったものが、EMSを適用することにより鋳型の面平均熱流束はL面とF面とでほぼ同一となり均一化する現象が見られた。これはEMSを適用しない場合には浸漬ノズルの溶鋼流量制御を実施するスライディングノズル(以下SNと称する)の開閉方向が鋳片厚み方向であることに起因して鋳型内の溶鋼が鋳片厚み中心位置からF面側に偏った流れを形成していたためと考えられる。EMSを適用す

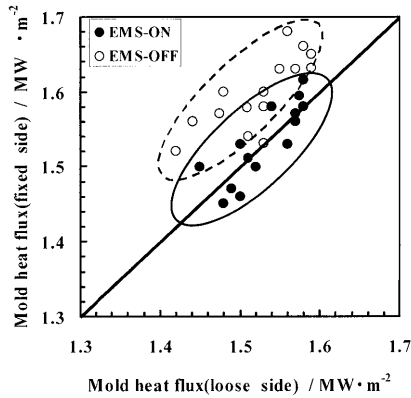


Fig. 15. Effect of EMS on mold heat flux.

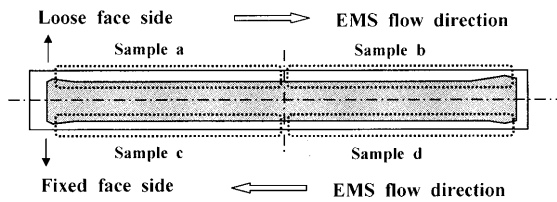


Fig. 16. Sampling position for shell thickness measurement.

ることにより浸漬ノズルからの吐出流に依存しない溶鋼流動を付与することにより、鑄型内溶鋼が安定した旋回流を形成し、鑄型内溶鋼流動の偏流が解消され、その結果L面とF面との拔熱挙動の違いが解消されたのではないかと推定される。その結果鑄型全体で見れば、凝固界面への熱供給の均一性が増したことになると思われる。

4.4 初期凝固殻均一化におよぼす溶鋼流動の影響

初期凝固殻の厚み測定に当たってはFig.16に示すように鑄片を(a)~(d)に各々4分割し測定した。(a)~(d)の各鑄片位置でEMS有り無しで測定結果を比較した。

Fig.17に(a)の位置の測定結果をEMS有り無しで比較して示した。EMSを適用しない場合には、凝固殻の厚みは鑄片幅方向に大きなばらつきが生じており、図中矢印で示しているように、局部的に凝固遅れが生じている箇所も見られる。EMS適用が無い場合の凝固殻厚みの平均(5mm間隔で鑄片半幅約1mを測定した平均)が11.8mmで標準偏差;  $\sigma=1.74$ mmに対し、EMSを適用した場合には凝固殻の平均厚が9.0mmで標準偏差;  $\sigma=0.82$ mmとなっており、凝固遅れも少なく、凝固殻の厚みのばらつきが小さくなる傾向が見られる。EMS適用により凝固殻の厚みのばらつきが小さくなることが分かった。

なお、短辺から800mmの位置にてEMS適用の有無にかかわらず凝固殻の厚みが小さくなる傾向が見られるが、この位置は浸漬ノズル近傍の部分で、ノズル吐出孔からの溶鋼吐出流によるシェル洗いの影響が発現しているものと推定されるが、今後更なる検討が必要である。

このようにして、上記(a)の測定と同様に、(b), (c), (d)の

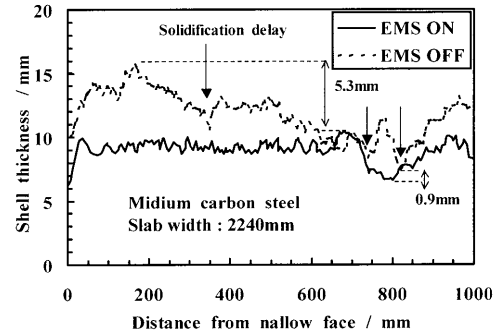


Fig. 17. Distribution of shell thickness measured by sulfur print.

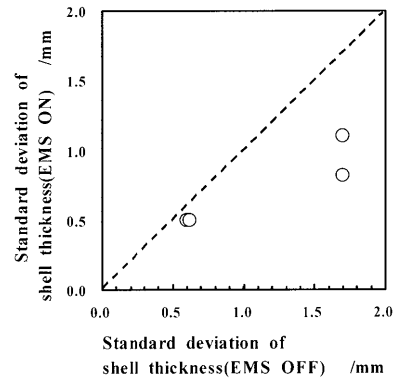


Fig. 18. Comparison of standard deviation of shell thickness.

各鑄片位置でも凝固殻の厚みを測定し、凝固殻の不均一度の程度を、その標準偏差で示し、EMS有り無しで比較してFig.18に示した。この調査結果より、EMS適用により鑄片の全周にわたり、凝固殻厚の不均一度が低位に安定することが分かった。鑄型内電磁攪拌による溶鋼流動の付与により初期凝固殻厚のばらつきが低位に安定化し凝固殻厚みの鑄造幅方向の均一性が向上している。

初期凝固殻の厚みにおよぼす溶鋼流動の影響に関しては、山村らが溶鋼での冷却鑄型の浸漬実験を行い、0~50cm/sの速度範囲で実験を実施し、溶鋼流動の付与により、凝固殻の厚みの不均一が解消されることを報告<sup>13)</sup>している。特に中炭素鋼の場合には溶鋼に面した初期凝固殻の凸部の成長が、初期凝固殻の不均一に伴う熱伝達率の変化により抑制され、凝固殻の厚みが均一になることが報告されている。Fig.17に示した凝固殻の厚みの比較によれば、凝固殻の最小厚みの差(EMS OFFの場合のシェル厚の最小部分の厚みとEMS ONの場合のシェル厚の最小部分の厚みとの差)は0.9mmと小さいにも係わらず、最大厚みの差(EMS OFFの場合のシェル厚の最大部分の厚みとEMS ONの場合のシェル厚の最大部分の厚みとの差)は5.3mmと大きく、浸漬実験と同様の傾向が得られている。

また、藤らの電磁流動解析による検討<sup>14)</sup>によれば、円管流れで40cm/sの流速を初期条件にして、EMSの適用有り無しによる凝固界面前面の速度境界層の厚みを検討した結

果、EMSの適用が無い場合の速度境界層厚み3mmからEMS適用により1mmに変化し、速度境界層厚みが約1/3に低減された計算例が報告<sup>14)</sup>されている。EMS適用により凝固界面前面近傍まで溶鋼流動が付与されることにより、初期凝固殻界面近傍にて、剥離流が生じることなく安定した流れとなることが推定される。従って、EMS適用による溶鋼流動付与により、溶鋼から初期凝固殻の熱供給も安定化され、初期凝固殻の厚みのばらつきが、鋳片幅方向で小さくなることが示唆される。

4.5 電磁流動解析によるEMS適用効果の検討

凝固界面前面への溶鋼流動付与による初期凝固殻均一性に対する影響評価のために、電磁流動解析による連鋳鋳型内の凝固殻形成の数値解析を実施した。

4.5.1 計算条件

計算に当たっては、連続鋳造設備の鋳型内の溶鋼流動状況をシミュレートするために、計算領域としてFig.19に示すような幅(X方向)2.0m、厚さ(Y方向)0.24m、高さ(Z方向)5.0mの領域を考え、X、Y、Z各方向を98×36×81のメッシュに分割した。なお、鋳型壁面近傍に関してはFig.20に示すようにメッシュ分割を細かくした。実鋳片の鋳造には2.50mの垂直部を有する垂直曲げ連続鋳造設備を用いたが、評価の範囲が鋳型内の湯面から1.0mの範囲なので、簡略化のために計算領域は深さ5.0mの直方体とみなした。凝固組織調査を実施した鋳片の鋳造速度が1.0m/minであったので、鋳造速度として $V_c=1.0$  m/minの条件で電磁攪拌有り無しの場合を計算した。

計算に当たっては先ず電磁界解析ソフトであるFLEDY

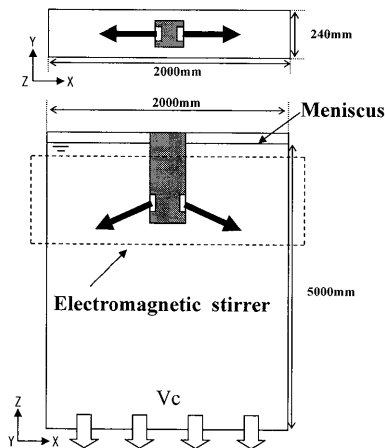


Fig. 19. Schematic drawing of simulation area.

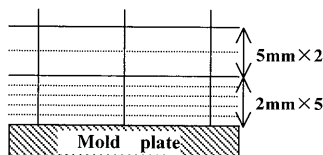


Fig. 20. Schematic drawing of used mesh for the numerical simulation near wall.

を用い、鋳型内の磁束密度分布および渦電流分布よりローレンツ力を求めた<sup>15)</sup>。計算で得られたローレンツ力を流動解析の外力項として入力し、各々の鋳造速度にて計算を実施した。流動解析手法としてLES (Large Eddy Simulation)を用いた。

計算にあたっては、(3)式による $\vec{A}-\psi$ 法、有限要素法による渦電流電磁場解析を用いて、鋳型内の磁束密度分布および渦電流分布より電磁力 $\vec{F}_{em}$ を(4)式より求めた。

$$\nabla \times ([\mu]^{-1} \nabla \times \vec{A}) + \sigma \left( \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} + \nabla \psi \right) = \vec{J}_0 \dots \dots \dots (3)$$

ここで、 $\vec{A}$ :ベクトルポテンシャル[Wb/m],  $\psi$ :スカラーポテンシャル[V],  $\vec{J}_0$ :電流密度[A/m<sup>2</sup>],  $\sigma$ :電気伝導度[S/m],  $[\mu]^{-1}$ :透磁率テンソルの逆行列[m/H]である。

$$\vec{F}_{em} = \sigma \left( \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} + \nabla \psi \right) \times (\nabla \times \vec{A}) \dots \dots \dots (4)$$

次に、計算で得られた電磁力を(5)式に示すごとく流動解析の外力項として入力し、各々の鋳造速度における計算を実施した。

$$\rho \frac{D\vec{u}}{Dt} = \xi \nabla^2 \vec{u} - \nabla P + \rho \vec{g} + \vec{F}_{em} + \rho K \vec{u} \dots \dots \dots (5)$$

ここで、 $\vec{u}$ :流速ベクトル[m/s],  $\rho$ :溶鋼の密度[kg/m<sup>3</sup>],  $\xi$ :粘性係数[kg/(m·s)],  $P$ :圧力[N/m<sup>2</sup>],  $\vec{g}$ :重力ベクトル[m/s<sup>2</sup>],  $D/Dt$ :全微分である。

固液共存域でのモデル化にはDarcy流れを用いた。Darcy流れ係数は(6)式に示す固相率の関数で示される。

$$K = K_0 \frac{F_s^2}{(1-F_s)^3} \dots \dots \dots (6)$$

ここで $F_s$ :固相率[-]である。

計算に用いた溶鋼の物性値をTable 6に示す。

計算で得られた溶鋼温度: $T_i$ が $T_L$ :液相線温度と $T_S$ :固相線温度の間の温度である場合に、(8)式で定義した $F_s$ :固相率が所定の値となった時点で凝固殻であると判定した。

$$F_s = (T_i - T_S) / (T_L - T_S) \dots \dots \dots (7)$$

ここで、溶鋼の温度は、伝熱の(8)式を用いて、流動解析の(5)式と連成して計算した。

$$\rho C_p \frac{DT_i}{Dt} = \nabla \cdot (k \nabla T_i) + q \dots \dots \dots (8)$$

Table 6. Material conditions for calculation.

Viscosity	0.006	[Pa·S]
Density	7200	[kg/m <sup>3</sup> ]
Surface tension	1.72	[N/m]
Calculation time	120	[s]

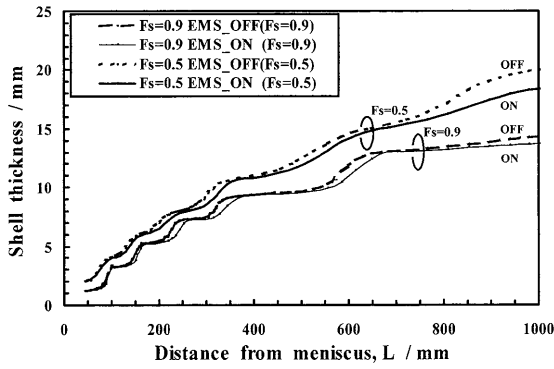


Fig. 21. Distribution of calculated shell thickness for casting direction.

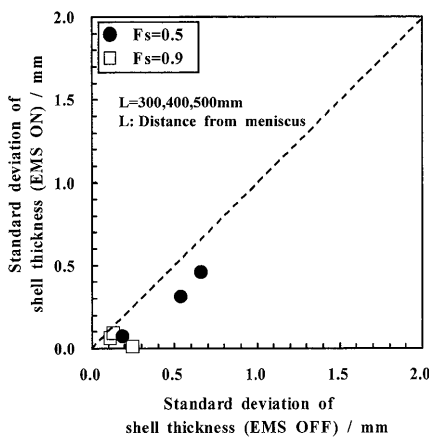


Fig. 22. Comparison of standard deviation of calculated shell thickness.

ここで、 $C_p$ : 低圧比熱 [J・kg<sup>-1</sup>・°C<sup>-1</sup>],  $T_i$ : 溶鋼温度 [°C],  $\kappa$ : 熱伝導率 [W/m・°C],  $q$ : 発熱源 [W/m<sup>3</sup>] 凝固による潜熱は、(8)式の  $q$  で表現している。

#### 4.5.2 計算結果

Fig.21に計算により得られた (流体時間: 60秒), 鋳型メナスカスからの距離:  $L$  と, 鋳造幅方向の凝固殻厚みの平均値との関係を  $F_s=0.5, 0.9$  の場合に分けて示した。計算で得られる特定の  $F_s$  をシェル厚として考慮した結果と実際の凝固殻厚みとの比較・検証が必ずしも十分ではないと考え、流動限界固相率を挟み低固相率側と高固相率側の計算結果とを併記した。いずれの場合もEMSを適用することによりメナスカスから同一の距離で比較すると、凝固殻厚みは薄くなることが分かる。また、Fig.22に示すように、EMS適用により、 $L=300, 400, 500$  mm位置 (実鋳片調査位置近傍) での鋳造幅方向の凝固殻厚み計算結果の標準偏差は小さくなっている。標準偏差算出に当たっては鋳片幅方向の5 mm毎の凝固殻厚みの計算結果を用いた。なお、以上の結果より、EMSを適用し、凝固界前面に溶鋼流動を付与することにより、凝固殻厚みのばらつきが小さくなり初期凝固が均一化される効果があることが、電磁流動解析によっても確認することができた。今回の計算結果はEMSによって付与された鋳型内の溶鋼流動により、鋳型

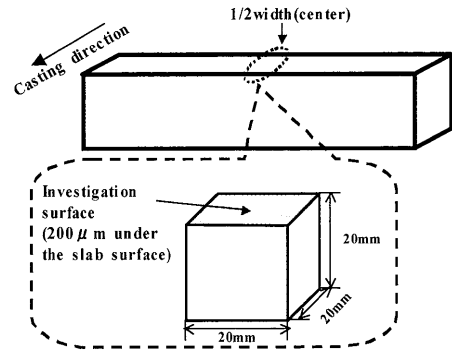


Fig. 23. Sampling position for solidification structure measurement.

内の抜熱が均一になっていることを現していると考えられる。

#### 4.6 EMS適用による初期凝固組織におよぼす影響

##### 4.6.1 初期凝固組織調査方法

4.4節では不均一な初期凝固殻の厚みに関する調査結果より、EMSによる凝固前面への溶鋼流動の付与により、不均一に成長した初期凝固殻の厚みが均一化していることが実証され、4.5節では電磁流動解析により流動と温度場のみを検討することによっても、EMS適用による初期凝固殻の安定化効果が検証された。

次に、凝固開始時の凝固殻の不均一さにおよぼす要因を更に検討するために、初期凝固組織の調査を行った。江阪らの報告<sup>16)</sup>によれば、鋳片表面から一定の距離の凝固組織から判定した結晶粒径は、凝固開始時の結晶粒径に比例しており核発生頻度に対応していることを明らかにしている。そこで、鋳片の初期凝固組織を調査しEMSによる溶鋼流動付与の影響の評価を試みた<sup>17)</sup>。調査対象としては初期凝固殻の厚みを測定した中炭材の鋳片を用いた。鋳造条件をTable 3に、調査に供した試料の採取位置をFig.23に示す。

鋳片の幅中央部の位置より20×20×20 mmの鋳片試料を採取し、鋳片表層から200 μmを研磨した後、ピクリン酸を用いて凝固組織を検出した。顕微鏡にて25倍の写真を撮影し、デンドライトアームが同じ方向を向いているものを一つのグループとしてグループ分けを行った。同一のグループに属するものは同一の凝固核から成長したものと仮定し、単位面積当たりのグループの数を核生成数として定義し、EMS適用有り無しで比較を行った。

##### 4.6.2 初期凝固組織調査結果

Fig.24に同一方向に向いたデンドライトをグループ分けした結果を示す。図より求めた核生成数はEMSを適用しない場合に1.94個/mm<sup>2</sup>であるのに対し、EMSを適用した場合には5.06個/mm<sup>2</sup>と増加しており、初期凝固組織が細かくなっている。従って、江阪らの検討結果からするとEMS適用により核生成が促進されている可能性が考えられる結果となっている。



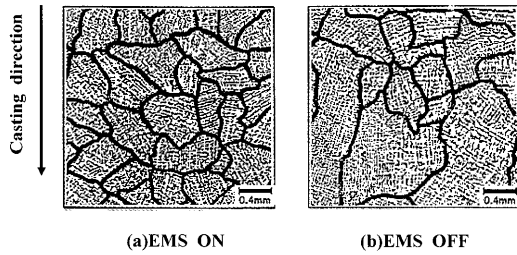


Fig. 24. Solidification structure at 200 μm from slab surface.

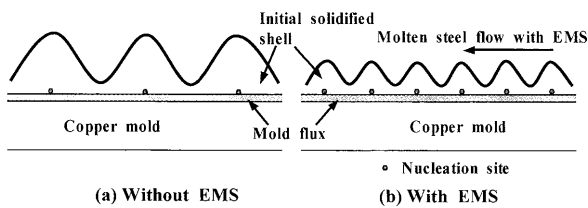


Fig. 25. Effect of EMS on initial solidified shell.

Table 7. Concept of initial solidification improvement with EMS.

	EMS OFF	EMS ON
Molten steel flow in mold	irregular	regular
Molten steel temperature	fluctuated	uniformed
Mold powder influx	fluctuated	uniformed
Heat flux to mold plate	fluctuated	uniformed
Solidification	irregular	regular

Fig.25に模式図にて示すように、仮に鋳型側の初期凝固殻形状がエアギャップの生成も無く、平坦であったと仮定すると、核生成数が大きい方が初期凝固殻の不均一は小さくなると考えられる。

#### 4.7 初期凝固殻形成におよぼす温度場の影響

以上述べてきたように、初期凝固殻形成におよぼすEMSの効果を溶鋼流動状況、溶鋼温度測定、初期凝固殻形状測定、電磁流動解析により確認した。Table 7にEMS適用による初期凝固安定化の考え方を示す。EMSの適用により鋳型内溶鋼は浸漬ノズルの吐出流に依存した非定常な流れから、EMSによる電磁力により誘起された安定した旋回流となる。それに伴い、鋳型内溶鋼の温度の不均一が小さくなり、温度分布が均一化され、熱的に均一化が図られたと考えられる。この結果、連鋳パウダーの溶融も安定化し、パウダー流入が均一化され、その結果として鋳型の熱流束のばらつきが低減され初期凝固が安定化したものとする。その結果、特に熱的に非定常な状態であるキャストスタート部位を含めた、中炭材での縦割れ低減が可能となったものとする。なお、EMSの適用有り無しでパウダー消費量に有意な差は見られなかった。

また、凝固組織の調査結果より初期凝固殻の凝固核の発

生頻度が増大し、初期凝固の安定化に寄与したことが推定される。今回の調査結果は表層から200 μmの位置のみの調査結果であり、厳密な意味での核生成数とは異なることが考えられ、更に鋳型に近い鋳片表面に平行な、異なるZ断面での核生成数を測定した後に外挿し、鋳片表面での核生成数を予測する必要があると考えられる。核生成に関しては鋳型の極表面において極めて短時間に起きる現象であるので、EMSにより誘起された溶鋼流動の影響で熱的な変化が影響した可能性が高いと考えられ、今後、操業条件を揃えた条件下でEMSの引加条件を変更し、実鋳片の表層近傍の詳細な調査、実験等を実施することにより確認すべき課題であると考えられる。

## 5. 結言

本研究では、厚板・鋼管材の非定常部品質向上に重要な中炭材の縦割れ低減を目的に、EMS適用による初期凝固殻均一化におよぼす溶鋼流動の影響を実操業および実鋳片の詳細な調査、解析に基づき検討した結果、以下のことが明らかになった。

(1) EMS適用有無による鋳片表層の溶質の濃度分布を調査した結果、EMS適用により表層負偏析が増大する傾向が見られたが、成分変化により割れ感受性の高い領域から逸脱する程の影響は無い。

(2) EMS適用により鋳型内に安定した旋回流が形成されることにより、溶鋼温度のばらつきが小さくなり、均一化され、その結果鋳型内の抜熱も安定化する。

(3) EMS適用による凝固界面前面への溶鋼流動付与により、実機で鋳造した中炭材の初期凝固殻厚の最大厚みが小さくなり、鋳片幅方向の厚みのばらつきが小さくなることを確認できた。

(4) 電磁流動解析により、EMS適用により凝固界面前面に溶鋼流動を付与することにより鋳片幅方向の凝固殻のばらつきが小さくなる実機での現象を検証することができた。

(5) 初期凝固殻の組織調査により、デンドライトアームが同一方向に向いている組織を一つの凝固核として仮定すると、EMS適用により凝固核の発生頻度が増加しており、初期凝固殻の均一化に寄与している可能性が考えられる。

以上のように、連続鋳造設備の鋳型内溶鋼にEMSを適用し凝固界面前面に溶鋼流動を付与することにより、鋳型内溶鋼の熱的な安定化が図られ、その結果として初期凝固殻の均一化が実現、中炭材における鋳片縦割れが低減し、鋳片品質の向上が可能となった。EMS適用による溶鋼流動付与の効果は、鋳片表面清浄性に対しては溶鋼流動そのものの寄与であったのに対し<sup>18)</sup>、初期凝固安定化に対しては、鋳型内溶鋼の熱的な均一化を介する効果であることが

分かった。

本研究における電磁流動解析実施にあたり、日鐵プラント設計（株）の山田貴啓氏の多大なる支援をいただいた。ここに深甚なる謝意を表す。

## 文 献

- 1) J.Nishi, Y.Hatuse and K.Morita: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **26** (1986), B-165.
- 2) A.lehman and O.Sjoden: *SEALS Q.*, **32** (2003), No. 3, 33.
- 3) H.Yuyama, M.Suzuki, H.Misumi, H.Yamamura and Y. Ide: *CAMP-ISIJ*, **1** (1988), 1220.
- 4) Y.Ohtani, J.Fukuda, N.Iwata, N.Ishiwata and K.Funato: *CAMP-ISIJ*, **7** (1994), 1194.
- 5) Y.Ohtani, T.Kawase, J.Fukuda, J.Nakashima, K.Nakamura and T.Yamazaki: *CAMP-ISIJ*, **8** (1995), 348.
- 6) T.Miyake, M.Morishita and M.Kokita: *CAMP-ISIJ*, **15** (2002), 903.
- 7) K.Ebina, M.Morishita, T.Miyake and M.Tokunaga: *CAMP-ISIJ*, **7** (1994), 285.
- 8) J.Fukuda, T.Kawase, Y.Ohtani, N.Iwata, K.Tsutsumi, H.Okumura and K.Watanabe: *CAMP-ISIJ*, **7** (1994), 1193.
- 9) S.Okano, T.Nishimura, H.Ohi and T.Chino: *Tetsu-to-Hagané*, **61** (1975), 2982.
- 10) T.Kawase, M.Doki, J.Nakashima, K.Tsutsumi and H.Okumura: *CAMP-ISIJ*, **8** (1995), 248.
- 11) J.Fukuda, T.Kawase, M.Doki, K.Tsutsumi, K.Watanabe and H.Huchigami: *CAMP-ISIJ*, **7** (1994), 10.
- 12) T.Saeki, S.Ooguchi, S.Mizoguchi, T.Yamamoto, H.Misumi and A.Tsuneoka: *Tetsu-to-Hagané*, **68** (1982), 1773.
- 13) H.Yamamura, Y.Mizukami and Y.Ueshima: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 592.
- 14) T.Toh, H.Hasegawa and H.Harada: *ISIJ Int.*, **41** (2001), 1245.
- 15) K.Fujisaki: *IEEE Trans. Ind. Appl.*, **37** (2001), 1098.
- 16) H.Esaka, K.Shinozuka and M.Tamura: *ISIJ Int.*, **43** (2003), 1751.
- 17) Y.Ohtani, J.Fukuda, J.Nakashima, H.Esaka and K.Satoh: *CAMP-ISIJ*, **8** (1995), 348.
- 18) J.Nakashima, J.Fukuda, A.Kiyose, T.Kawase, Y.Ohtani, M.Doki and K.Fujisaki: *Tetsu-to-Hagané*, **93** (2007), 211.