

# 移動磁界中を成長するデンドライトの偏向現象

江坂 久雄\*・藤 健彦\*<sup>2</sup>・原田 寛\*<sup>2</sup>・竹内 栄一\*<sup>2</sup>・藤崎 敬介\*<sup>2</sup>

Deflection of Steel Dendrite Growing in the Fluid Flow Driven by Electromagnetic Stirrer

Hisao ESAKA, Takehiko TOH, Hiroshi HARADA, Eiichi TAKEUCHI and Keisuke FUJISAKI

**Synopsis :** In order to evaluate the flow velocity of molten steel driven by electromagnetic stirrer in the mold, not only deflection mechanism of dendrite due to fluid flow but also fluid dynamics promoted by Lorentz force have been taken into account. Deflection angle of dendrite in cross section have been analysed in various steels which have been cast with various width and promotive forces. The relation between deflection angle and promotive force is not well correlated (correlation factor: 0.63). It is found from the numerical analysis of fluid dynamics that the flow velocity increases with increasing width of slab, at a constant promotive force. Thus, promotive forces are normalized with respect to width. Since the deflection angle of steel dendrite is affected by carbon content, experimental data on deflection angle are also modified by carbon content. The relation between normalized promotive force and modified deflection angles is then quite well correlated (correlation factor: 0.97).

Since the Lorentz force is a body one, the flow velocity ( $U_s$ ) can be simply derived. The ratio between flow velocity calculated from modified deflection angle and  $U_s$  is approximately 0.4, which may be constant with usual casting condition of slab. This indicates that 60% of imposed electromagnetic force disappears due to the interaction of 3D flow, due to the interference between submerged entry nozzle etc.

To estimate the flow velocity, it is important to take the effect of carbon content on deflection angle into consideration.

**Key words :** continuous casting; solidification; dendrite; deflection angle; electromagnetic stirring; Lorentz force.

## 1. 緒言

合金の凝固過程において、流動下で成長するデンドライトは流れの上流側に偏向し、その偏向角は、液相の流速、凝固速度の影響を受けることが知られている<sup>1,2)</sup>。デンドライトが流れの上流側に偏向するのは、成長するデンドライトに流動が付与されることによって、先端形状が変化し、上流側にその成長方向を変えるためであることが透明有機物を用いた実験から明らかとなっている<sup>3)</sup>。溶質濃度の影響については従来までに明確にはなっていない<sup>4-8)</sup>が、著者らの研究によって鋼中の炭素濃度の増加によってデンドライトの偏向角が増加することが確認されている<sup>9)</sup>。

一方鋼の連続鋳造において、移動磁界を利用した鋳型内電磁攪拌（以下M-EMS）の適用により、鋳片表層の大型介在物の捕捉が防止されることが示され<sup>10-12)</sup>、そのメカニズムとして流速が存在することによって凝固シェル前面の粘性底層から遷移層により構成される境界層厚さの変化、Saffman力によるリフト効果により説明できることが判ってきている<sup>12-16)</sup>。M-EMSによる溶鋼流速の見積もりには、高橋ら<sup>1)</sup>の実験から得られたデータを解析して実験式とした岡野の式<sup>17)</sup>が多く用いられてきた。しかし、本実験式には鋼種の影響は入っておらず、連続鋳造される広範な鋼種

に適用するには流速の見積もりに問題を生ずる場合があった。また、鋳造幅は変化するにもかかわらず、製造現場で用いられる攪拌推力という指標で流速が整理されてきた。

そこで、本研究ではデンドライト成長理論に基づくデンドライト偏向現象と鋳造幅の影響を考慮した電磁流体力学的検討を総合化し、移動磁界中を成長するデンドライトの偏向について統一的記述を試みた。

## 2. デンドライト偏向角の定式化<sup>9)</sup>

筆者の中の一人とその共同研究者は、鋼のデンドライトの流動による偏向現象について、実験的、理論的に研究を行った<sup>9)</sup>。そこでは炭素濃度を幅広く変更し、デンドライト偏向の炭素濃度依存性を検討した。実験は、真空溶解炉内にステンレス製定盤で作成した傾斜鋳型を設置し、炭素濃度を0.004 mass%から1.0 mass%まで変更した溶鋼を過熱度一定で鋳造した。柱状晶の平均成長速度1 mm/s、平均溶鋼流速 $1.8 \cdot 10^{-1}$  m/sの条件でのデンドライト偏向角の実験データをFig. 1に示す。これから高橋らの求めた実験式<sup>18)</sup>に炭素濃度の寄与を加味する形で、(1)式のように実験式を求めた。ここで、偏向角が変化する炭素濃度は、成長速度、流速などに影響されることが予想されるが、ここでは

平成11年6月30日受付 平成11年8月31日受理 (Received on June 30, 1999; Accepted on Aug. 31, 1999)

\* 新日本製鐵(株)技術開発本部(現:防衛大学校材料物性工学科)(Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., now Department of Materials Science and Engineering, The National Defense Academy, 1-10-20 Hashirimizu Yokosuka 239-8686)

\*<sup>2</sup> 新日本製鐵(株)技術開発本部(Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp.)

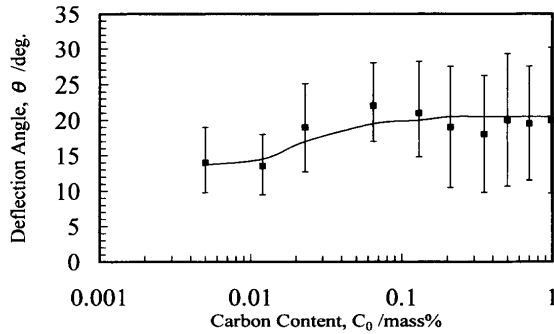


Fig. 1. Experimental result of relation between carbon content and deflection angle.

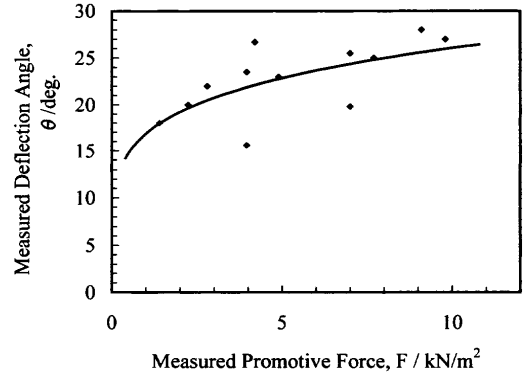


Fig. 2. Relation between measured promotive force and measured deflection angle of dendrite.

Table 1. Carbon content and width of slabs investigated in this study.

| Carbon Content<br>[mass%] | Width<br>[mm] | Promotive Force<br>[kN/m <sup>2</sup> ] |
|---------------------------|---------------|---|
| 0.002                     | 1768          | 3.07                                    |
| 0.002                     | 1768          | 7.00                                    |
| 0.030                     | 1830          | 1.40                                    |
| 0.030                     | 1830          | 2.24                                    |
| 0.030                     | 1830          | 2.80                                    |
| 0.030                     | 1830          | 4.90                                    |
| 0.030                     | 1830          | 7.70                                    |
| 0.030                     | 1830          | 9.10                                    |
| 0.030                     | 1830          | 9.80                                    |
| 0.037                     | 1303          | 3.96                                    |
| 0.050                     | 1800          | 4.20                                    |
| 0.056                     | 1222          | 5.77                                    |

同一と考えた。

$$\theta = \{0.35 \cdot C_0^2 / (C_0^2 + 0.0005) + 0.65\} \cdot 11.5 \cdot U^{-0.177} \cdot \log(5.38 \cdot 10^{-1} \cdot U^{2.08} / V) \dots \dots \dots (1)$$

ただし、 $U$ は溶鋼流速 (m/s)、 $V$ はデンドライトの成長速度 (m/s)、 $C_0$ は炭素濃度 (mass%)であり、偏向角( $\theta$ )はdeg.で表示する。

なお、デンドライト偏向角度に炭素濃度依存性が現れる理由は次の通りである<sup>9)</sup>。炭素濃度が高い場合は、一次デンドライトアーム間隔が広く、流れがデンドライト樹間にまで作用する。流れの上下流の組成的過冷に基づく成長の駆動力の差が大きくなるために上流側に偏向する。それに対し、炭素濃度が低い場合には、一次デンドライトアーム間隔が狭いために流れが作用しにくい。そのため上下流の成長駆動力差が小さくなるために偏向角が小さくなる。

### 3. 調査方法

M-EMSを設置したスラブ用連続鋳造機で鋳造されたスラブを対象とし、攪拌推力を0~100%の範囲で変更した。鋳片幅は1220~1830mm、鋼種は極低炭素鋼から中炭素鋼までを対象とした。Table 1には評価に用いた鋳片の炭素濃度と幅、およびM-EMSの推力の条件を示す。なお、推力は真鍮板を並べて測定したもので、鋳型幅方向のローレン

ツ力を幅方向に積分した値に相当する。

鋳型内温度、鋳型内流動が定常に達すると考えられる鋳造開始後10分以上経過した後、横断面観察用のサンプルを切り出した。エッチプリント<sup>19)</sup>によりデンドライト組織を顕出した。

M-EMSの鋳型内での位置、鋳造速度に依存するが、コア中心でのシェル厚は5~10mmの範囲にある。この領域の柱状デンドライトを任意に抽出した約20本のデンドライトの偏向角度を算術平均することにより角度を決定した。

### 4. 調査結果

デンドライト偏向角とM-EMSの推力との関係をすべてのデータを一括して、Fig. 2に示す。これに示されるように、デンドライト偏向角は推力の増大によっておおむね増加する傾向が認められる。後に示すように、デンドライト偏向角ではなく溶鋼流速が推力の平方根に比例するが、ここではデンドライト偏向角が推力の平方根に比例すると仮定して統計処理を行い、相関係数を取った。その結果、相関係数は0.63であり、デンドライト偏向角と推力との間の相関性は極めて低いと判断できる。

### 5. 考察

#### 5.1 炭素濃度の偏向角度に与える影響の補正と鋳片幅の影響の補正

マシンごとに求められているシェル厚と凝固時間との関係から、コア中心での柱状デンドライトの成長速度を次のように求めた。すなわち、鋳型内でもシェル厚( $d$ )と凝固

$$d = k\sqrt{\tau} \dots \dots \dots (2)$$

$$V = k^2/2d \dots \dots \dots (3)$$

時間( $\tau$ )との関係は(2)式のようにになるとし、これを微分す

Table 2. Conditions for comparison of results obtained by numerical calculations and observations of the casts.

|                   |                            |
|-------------------|----------------------------|
| Mold size         | 1000 - 2000mmW×250mmT      |
| Casting speed     | 1.0 - 1.8 m/min            |
| Nozzle Port angle | 35 degree                  |
| Promotive force   | 4pole, 10 N/m <sup>2</sup> |

ることにより、(3)式に示すように、そのシェル厚での成長速度( $V$ )とした。実測した偏向角度、成長速度から溶鋼流速が求められる。

### 1) 炭素濃度の補正

デンドライト偏向角度に炭素濃度の差を考慮した(1)式は、同一の成長速度、流速を与えても炭素濃度によって偏向角度が変化することを示している。仮にすべてが高炭素鋼であったと考えて、デンドライト偏向角度がどの程度になるかを、(1)式の第1項により推定できる。この値を補正偏向角(Modified Deflection Angle)とし、これにより炭素濃度の差を補正した。

### 2) 鋳片幅の影響の補正

まず、M-EMSによって印加される鋳型内容鋼の流動の大きさを見積もる。これには対流の大きさと体積力である鋳造幅方向の電磁力の平均値( $\bar{f}$ )のバランス式を用いる。ここで、電磁力はコア中心での平均値を取り、かつ鋳片幅方向に積分することにより求められる。したがって、簡易式によって推定される溶鋼流速( $U_s$ )は電磁力、スラブ幅( $W$ )を用いて(4)式のように示される。

$$U_s \propto \sqrt{\bar{f} \cdot W \rho} \dots\dots\dots (4)$$

ここで $\rho$ は溶鋼の密度である。

このように、流速は電磁力の平方根また、鋳片幅の平方根に比例して増加することがわかる。

ここで述べた、M-EMSによって印加される溶鋼流速の簡易的な見積もりの正当性を検討するために、有限要素法によりコイル電流から鉄心と鋳型銅板および鋳型構造材の存在を考慮し、磁場分布と誘導電流分布を求めた。これらによりさらに、鋳型内容鋼に作用するローレンツ力の分布を算出した<sup>20)</sup>。ここでは磁気レイノルズ数( $Rm = \mu \sigma U L$ )は今回の実験の範囲内では0.1程度であるが、これは十分に小さいと見なせるため、攪拌流による磁束密度の変化は無視した。また、流れは乱流モデルとして、LES法(Large Eddy Simulation)を用いることにより、Navier-Stokesの式を解いた<sup>21)</sup>。

数値計算により求めた流速の精度は、電磁力を印加しない場合に鋳型の溶鋼中に浸漬したMoSi<sub>2</sub>系耐火物棒と歪ゲージを用いて測定した流速と対応させた結果、±15%以内であることが明らかになっている<sup>22)</sup>。解析に用いた条件をTable 2に示す。解析により求めた3次元流線ベクトル図の例をFig. 3に示す。流線ベクトルが複雑な流れを示しているが、鋳型の上方から見た場合、概ね時計回りの旋回流

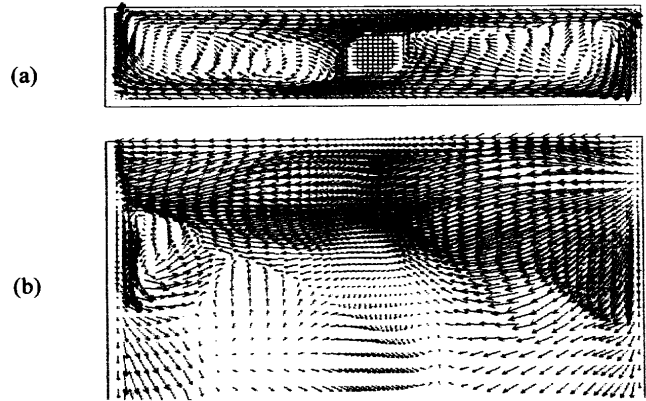


Fig. 3. Example of calculated flow field. (a) Flow field in the horizontal plane at the core center level of EMS (b) Flow distribution near wide face.

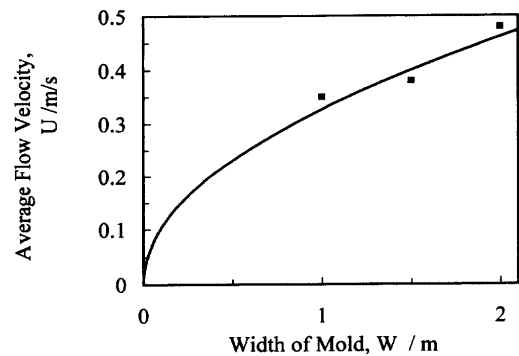


Fig. 4. Change in average flow velocity with width of mold.

が優勢である。特に、デンドライト偏向角からの算出値との比較を行ったコアの高さ方向中心においては、均一に近い旋回流であることがわかる。

M-EMSのコア中心位置の鋳型長手方向へ沿う流れの計算値の時間平均した大きさを鋳型幅に対してプロットしたものをFig. 4に示す。図から明らかなように、鋳型幅が大きくなるにつれて平均流速は大きくなり、(4)式に示したように、流速は幅の平方根に比例すると見なせる。これは、同一ローレンツ力で加速する際に、鋳型幅が大きくなれば助走距離が長くなることに相当するためである。

そこで、流速に対する幅の効果を補正するために、ここではデータの最も多い、1830 mm幅での流速に一致するように、幅の差を補正推力(Modified Promotive Force)として規格化した。

以上のように、炭素濃度の差の影響、鋳片幅の差の影響を補正して、横軸を補正推力、縦軸を補正偏向角として、今回のデータを再プロットしたものをFig. 5に示す。Fig. 2と同様、デンドライト偏向角が推力の平方根に比例すると仮定して回帰式を求め、その相関係数を算出すると、0.97となり、極めて高い相関を示す。

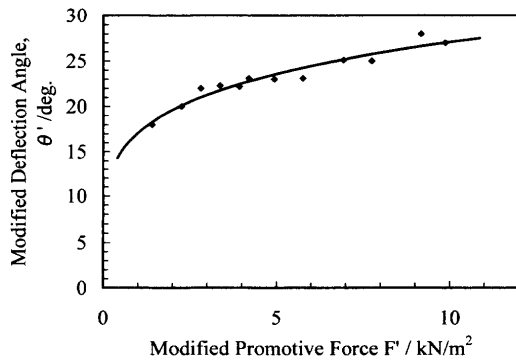


Fig. 5. Relation between modified promotive force and modified deflection angle of dendrite.

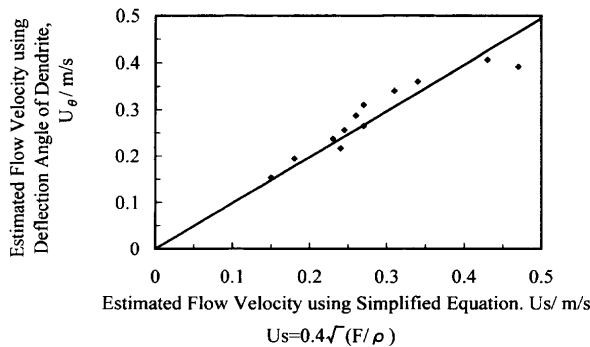


Fig. 6. Comparison of velocity obtained by calculation and estimated by dendrite deflection angle.

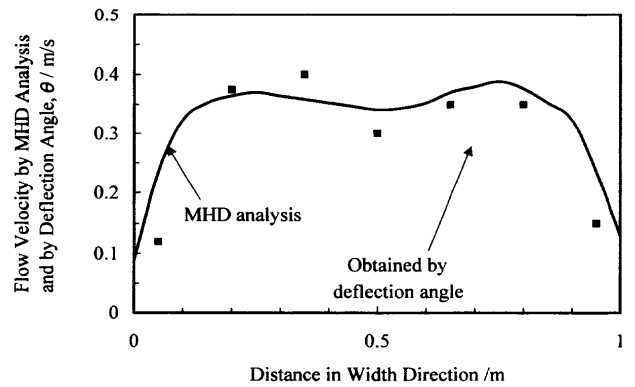


Fig. 7. Comparison of flow velocity obtained by deflection angle of dendrite and by numerical simulation.

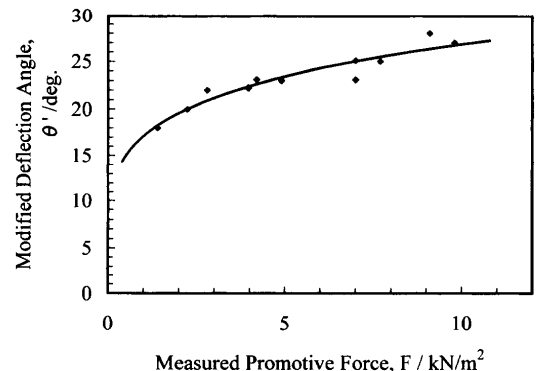


Fig. 8. Relation between measured promotive force and modified deflection angle of dendrite.

### 5・2 デンドライト偏向角から求めた流速と簡易計算から求めた流速との比較

実測されたデンドライト偏向角から(1)式を用いて溶鋼流速( $U_\theta$ )が推定できる。一方、単純な推力式から求めた(4)式を用いて簡易的な流速( $U_s$ )を求めることができる。この両者を比較したものをFig. 6に示す。図に示すように両者は非常によい相関を示し、 $U_\theta$ と $U_s$ は以下のように示される。

$$U_\theta = U_s = k \sqrt{\frac{F}{\rho}} \dots\dots\dots (5)$$

ここで $k$ は比例定数で、約0.4である。

鋳型内溶鋼はM-EMSにより旋回するように力を受けるが、溶鋼流は3次元的な電磁力分布、ノズル吐出流との干渉、ノズルによる旋回流障害、コーナー部での減速、鋳型内上下方向への流れなどの影響を受ける。その結果、水平方向の旋回に有効に作用するのは、今回の実験の範囲内では約40%であり、残りは散逸したことを示す。散逸の原因は前述の通りであるので、ノズル形状、吐出角、スリーブ、鋳片厚、コーナー形状等々に影響を受けるが、鋳型内にM-EMSを併設するスラブ連続鋳造機であれば、ほぼ一定の値をとるものと考えられる。

### 5・3 数値流体解析結果の評価

鋳造幅1000 mm、鋳造速度1 m/minの場合の数値流体解析

結果をFig. 7に示す。コア中心位置での時間平均した鋳型長手方向に沿う流速を実線で示した。これより溶鋼のコーナー部での流動立ち上がり、ノズルとの干渉による減速、コーナー部での減速が認められる。Fig. 7には本解析条件に最も近いと考えられる、Table 1の最下段に示した鋳片の各部位のデンドライト偏向角から(1)式を用いて求めた流速の推定値も合わせて示す。両者の流速の極大、極小位置は実験結果、解析結果ともよく一致しており、かつ流速の絶対値についても±15%の範囲で極めて良い一致を示す。

したがって、数値流体解析による計算結果は妥当な数値を予測していると判断できる。

### 5・4 炭素濃度と幅の溶鋼流速推定における寄与

M-EMSにおける溶鋼流速推定における炭素濃度と鋳造幅のそれぞれの影響度を検討するために、Fig. 2と同様の比較を行った。すなわち、1) 炭素濃度を補正した「補正偏向角」と鋳造幅を補正しない推力との関係と、2) 炭素濃度を補正しない偏向角と鋳造幅を補正した「補正推力」との関係である。

まず、1) 炭素濃度を補正した「補正偏向角」と鋳造幅を補正しない推力との関係をFig. 8に示す。Fig. 2と同様にして、偏向角と推力の平方根との間の相関係数は0.96であり、非常に高い相関を示す。

一方、2) 炭素濃度を補正しない偏向角と鋳造幅を補正

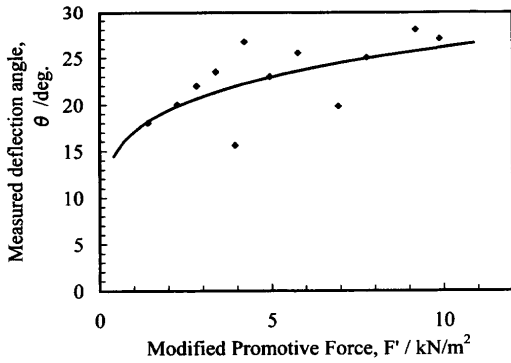


Fig. 9. Relation between modified promotive force and measured deflection angle of dendrite.

した「補正推力」との関係を図. 9に示す。ここでは、相関係数は0.61であり、単独では相関性は改善されない。

以上の結果から、今回の研究の範囲内では、炭素濃度のデンドライト偏向角に及ぼす影響の寄与が溶鋼流速推定に対する影響が大きいことが結論できる。

## 6. 結言

鋼のデンドライトの流動による偏向現象に及ぼす炭素濃度の影響、鋳造幅の影響を考慮した電磁流体力学的検討を行い、M-EMSによる溶鋼流速の解析を行った。

(1) 幅の影響を考慮した溶鋼流速の簡易推定式、 $U_s = k\sqrt{\bar{f} \cdot W \rho}$ と炭素濃度のデンドライト偏向角に与える影響を考慮して求めた流速、 $U_\theta$ との間には良い相関が認められ、 $U_\theta = U_s$ で示せる。係数 $k$ は、鋳造系に依存する定数であるが、標準的なM-EMSを併設した連続鋳造機では約0.4となる。

(2) デンドライト偏向角を用いてM-EMSによる鋳型内流速を評価する際、鋼中炭素濃度のデンドライト偏向角に与える効果と、鋳型幅の影響を考慮する必要がある。

ただし、両者の見積り流速に与える寄与を検討した結果、鋼中炭素濃度のデンドライト偏向角に及ぼす影響が、非常に大きいことが明らかになった。

## 記号

$C_0$  : 炭素濃度 [mass%]  
 $d$  : 凝固シェル厚 [mm]  
 $\bar{f}$  : 平均ローレンツ力 [ $N/m^3$ ]  
 $F$  : 推力 [ $kN/m^2$ ]

$F'$  : 修正推力 [ $kN/m^2$ ]  
 $k_1$  : 凝固定数 [ $mm/min^{1/2}$ ]  
 $k_2$  : 比例定数 [-]  
 $L$  : 代表長さ [m]  
 $Rm$  : 磁気レイノルズ数 [-]  
 $U$  : 溶鋼流速 [m/s]  
 $U_s$  : 簡易式により算出した溶鋼流速 [m/s]  
 $U_\theta$  : デンドライト傾角から算出した溶鋼流速 [m/s]  
 $V$  : デンドライト成長速度 [m/s]  
 $W$  : 鋳造幅 [m]  
 $\theta$  : デンドライト偏向角度 [degree]  
 $\rho$  : 溶鋼密度 [ $kg/m^3$ ]  
 $\mu$  : 透磁率 [Wb/Am]  
 $\sigma$  : 電気伝導度 [ $\Omega^{-1} m^{-1}$ ]  
 $\tau$  : 凝固時間 [min]

## 文 献

- 1) T.Takahashi, K.Ichikawa, M.Kudou and K.Shimabara: *Tetsu-to-Hagané*, **61** (1975), 2198.
- 2) M.C.Flemings, C.A.Adams, E.E.Hucke and H.F.Taylor: *Trans. AFS*, **64** (1956), 636.
- 3) H.Esaka, T.Taenaka, H.Ohishi, S.Mizoguchi and H.Kajioka: *J. Jpn. Soc. Microgravity Appl.*, **6** (1989), 20.
- 4) R.Ichikawa, H.Taniguchi and O.Asai: *Z. Metallkd.*, **71** (1980), 260.
- 5) M.Moukassi and G.Lesoult: Proc. of 6th Int. Iron and Steel Cong. (6th IISC), ISIJ, Tokyo, (1990), 567.
- 6) H.Fredriksson, N.El Mahallawy, M.Tahs and G.Wanglow: *Scand. J. Metall.*, **15** (1986), 127.
- 7) K.Murakami, H.Aihara and T.Okamoto: *Acta Metall.*, **32** (1984), 933.
- 8) H.Abe and K.Togano: *J. Jpn. Inst. Met.*, **33** (1969), 970.
- 9) H.Esaka, F.Suter and S.Ogibayashi: *ISIJ Int.*, **36** (1996), 1264.
- 10) Q.Han and J.Cisse: *J. Cryst. Growth*, **140** (1994), 398.
- 11) C.Taniguchi and J.Kikuchi: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 423.
- 12) J.Fukuda, T.Kawase, Y.Ohtani, N.Iwata, K.Tsutsumi H.Okumura and K.Watanabe: *CAMP-ISIJ*, **7** (1994), 1193.
- 13) Y.Ohtani, J.Fukuda, N.Iwata, N.Ishiwata and K.Funato: *CAMP-ISIJ*, **7** (1994), 1194.
- 14) A.Kiyose, K.Miyazawa, J.Fukuda, Y.Ohtani and J.Nakashima: *CAMP-ISIJ*, **7** (1994), 1195.
- 15) K.Okazawa, I.Sawada, T.Toth and E.Takeuchi: *CAMP-ISIJ*, **8** (1995), 343.
- 16) I.Sawada and K.Okazawa: *CAMP-ISIJ*, **8** (1995), 344.
- 17) S.Okano, T.Nishimura, H.Ohi and T.Chino: *Tetsu-to-Hagané*, **61** (1975), 2982.
- 18) 高橋忠義, 工藤昌行, 市川 洸, 島原皓一: 鉄鋼の凝固, 日本鉄鋼協会鉄鋼基礎共同研究会凝固部会編, 日本鉄鋼協会, 東京, (1977), 123.
- 19) K.Miyamura, S.Kitamura, S.Sakaguchi, C.Hamaguchi and M.Hirai: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **24** (1984), 718.
- 20) K.Fujisaki, K.Sawada, T.Ueyama, K.Okazawa, T.Toth and E.Takeuchi: Proc. of Int. Symp. on Electromagnetic Processing of Materials (EPM'94), ISIJ, Tokyo, (1994), 272.
- 21) I.Sawada, Y.Kishida, K.Okazawa and H.Tanaka: *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), 30.
- 22) T.Kawase, M.Doki, J.Nakashima, K.Tsutsumi and H.Okumura: *CAMP-ISIJ*, **8** (1995), 248.