

溶鋼の鑄型内流動における 自由表面形状と流速の非定常挙動

八田 夏夫*・福井 隆志*²・中島 義夫*³・池田 純治*³

Nonsteady Behaviour of Free Surface Configuration and
Velocity Distribution in a Flow Field of Molten Steel in a Mold

Natsuo HATTA, Takashi FUKUI, Yoshio NAKAJIMA and Jun-ji IKEDA

Synopsis : This paper treats numerical analyses of the flow structure of molten steel in a mold, focusing upon the unsteady behaviour of the free surface profile and velocity. These calculations were performed using the MAC-type solution method to solve a finite differencing approximation of the three-dimensional Navier-Stokes equations governing incompressible fluid flow. Here, the nonsteady body-fitted coordinate system was used so that the uppermost surface coordinate of the computational domain fits the free surface boundary in the physical space and therefore the mesh system is renewed at each computational time step. Also, the experimental study was undertaken to measure the surface velocity distribution, using water instead of molten steel. It was found that the numerical time-averaged surface velocity distribution is fairly in agreement with the experimental data. According to the results obtained by the present mathematical model, the flow field in a mold, including the free surface configuration and velocity, has been clarified to locally and temporarily fluctuate in somewhat a periodic manner. The effect of the casting speed and the kind of immersion nozzle on the flow structure of molten steel is estimated and discussed from a practical standpoint.

Key words : flow field of molten steel; continuous casting; free surface; water model; numerical analysis; computational fluid dynamics; modelling.

1. 緒言

連続鑄造工程において、鉄鋼の品質向上の観点から、メニスカス近くの溶鋼流れの挙動を詳細に把握することが必要不可欠である。現実の鑄造において、モールド上に浮かぶパウダーは溶鋼の酸化防止、保温、シェルとモールド内壁との間の潤滑剤としての重要な役割を果たしている。しかし、このパウダーが溶鋼の中に取り込まれ、非金属介在物として鉄鋼の品質低下を引き起こしている。これは鑄造速度が速い場合に起こると言われている¹⁾。また、笠井ら²⁾はモールド上のパウダーの溶鋼への流れ込みは表面付近の速度のみならず、メニスカスの高さにも影響されると報告している。これは操業条件の相異によるモールド内溶鋼流れへの影響がいに大きく、その把握がいに重要であることを示唆している。したがって、Takataniら³⁾あるいは沢田ら⁴⁾によって溶鋼の鑄型内流動に関する数値解析がなされているが、自由表面を平坦な固定面として扱っている。

本論文の主目的は、タンディッシュから浸漬ノズルを介してモールドへ流入する流体のモールド内流れの挙動を、自

由表面形状の変化に重点をおいて、数値解析することである。本数値解析において、時間の経過に伴い自由表面形状がどのようになるかを調べるため、非定常座標系を採用している。この格子系は計算領域の一番上の面が自由表面境界に適合するように、各時間ステップごとに更新される。よって、物理空間での座標系は場所のみでなく時間の関数としている⁵⁾。この非定常解析はMAC (marker and cell) タイプの解法^{6)~11)}に従っている。また、得られた数値結果を実機大の水モデル実験の結果と比較するため、計算の対象となる流体は水としている。得られた数値結果は実験値と良好な対応を示し、ここで用いられた数値モデルの妥当性が検証されたものと考えている。

2. 数値解法

解くべき支配方程式系は無次元化され、その中の主な無次元量は以下のように定義されている。

$$t = \frac{\bar{t}}{\bar{r}/\bar{U}}, \quad x_i = \frac{\bar{x}_i}{\bar{r}}, \quad u_i = \frac{\bar{u}_i}{\bar{U}} \quad (i = 1, 2, 3) \dots \dots \dots (1)$$

平成7年10月27日受付 平成8年1月18日受理 (Received on Oct. 27, 1995; Accepted on Jan. 18, 1996)

* 京都大学工学部 (Faculty of Engineering, Kyoto University, Yoshida Honmachi Sakyo-ku Kyoto 606)

* 2 京都大学大学院生 (Graduate Student, Kyoto University)

* 3 日新製鋼(株)呉製鉄所 (Kure Works, Nisshin Steel Co., Ltd.)

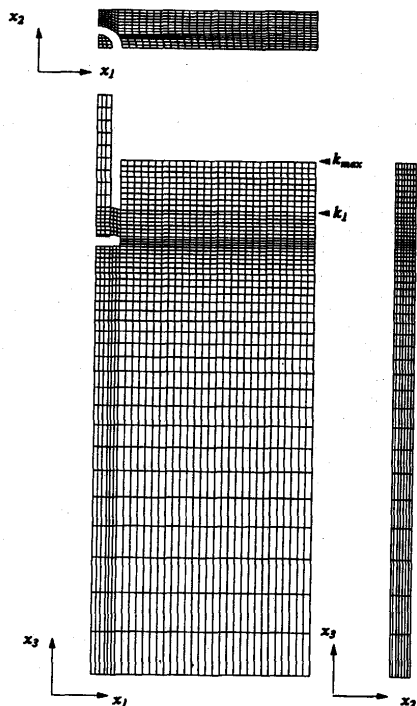


Fig. 1. Indication of mesh arrangement in physical space which is used.

ここで t , x_1 , x_2 および x_3 はそれぞれ時間, 幅方向の距離, 高さ方向の距離, たて方向の距離を表している (Fig. 1 参照). u_i は x_i 軸方向の速度成分である. $\bar{\tau}$ と \bar{U} はそれぞれ代表長さ と代表速度であり, $\bar{\tau}$ は浸漬ノズルの外半径を, \bar{U} は浸漬ノズル内の流体の平均速度を選んでいる. (-) は有次元量を表している. また, ここで取り扱われる計算領域の形状が複雑であり, 移動境界値問題を取り扱うため, 物理空間に適合するような非定常曲線座標系を導入している. そのため物理空間内のある座標 (x_1, x_2, x_3) が計算空間内の座標 (ξ_1, ξ_2, ξ_3) に 1:1 対応するように, 以下のような手順で座標変換している.

まず, 流れ場を支配する方程式系は連続の式と x_i 軸方向の運動量方程式から成り立っているが³, 非定常項 $\partial u_i / \partial \tau$ は

$$\frac{\partial u_i}{\partial \tau} = \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \frac{\partial x_j}{\partial \tau} + \frac{\partial u_i}{\partial t} \frac{\partial t}{\partial \tau} \dots\dots\dots (2)$$

と書けるので, Navier-Stokes 方程式中の非定常項 $\partial u_i / \partial t$ は

$$\begin{aligned} \frac{\partial u_i}{\partial t} &= \frac{\partial u_i}{\partial \tau} - \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \lambda_j = \frac{\partial u_i}{\partial \tau} - \frac{\partial u_i}{\partial \xi_j} \frac{\partial \xi_j}{\partial x_k} \lambda_k \\ &= \frac{\partial u_i}{\partial \tau} - \frac{1}{J} \frac{\partial}{\partial \xi_j} \left(J \frac{\partial \xi_j}{\partial x_k} u_i \lambda_k \right) + \frac{u_i}{J} \frac{\partial}{\partial \xi_j} \left(J \frac{\partial \xi_j}{\partial x_k} \lambda_k \right) \end{aligned} \dots\dots\dots (3)$$

によって与えられる. ここで, J は座標変換を表す Jacobian である. また,

$$\lambda_i = \frac{\partial x_i}{\partial \tau} \dots\dots\dots (4)$$

としている. よって, $(n+1)$ タイムステップでの速度ベクトル場は, 非定常曲線座標系での Navier-Stokes 方程式を陽の Euler スキームで近似した次式,

$$u_i^{n+1} = \left(a_{u_i}^* - \frac{\partial \xi_j}{\partial x_i} \frac{\partial \phi}{\partial \xi_j} \right) \Delta \tau \dots\dots\dots (5)$$

によって計算されている. ここで,

$$\begin{aligned} a_{u_i}^* &= \frac{u_i^n}{\Delta \tau} - \frac{1}{J} \frac{\partial}{\partial \xi_j} \left\{ J \frac{\partial \xi_j}{\partial x_k} (u_k - \lambda_k) u_i \right\} \\ &\quad - \frac{u_i}{J} \frac{\partial}{\partial \xi_j} \left(J \frac{\partial \xi_j}{\partial x_k} \lambda_k \right) + \frac{1}{Re \cdot J} \frac{\partial}{\partial \xi_j} \left(J \frac{\partial \xi_j}{\partial x_k} \frac{\partial \xi_l}{\partial x_k} \frac{\partial u_i}{\partial \xi_l} \right) \end{aligned} \dots\dots\dots (6)$$

である. ただし, 上つき添え字 n は n 回目のタイムステップを表し, $\Delta \tau$ は刻み時間である. また ϕ , Re と Fr は

$$\phi = \frac{\bar{p}}{\rho \bar{U}^2} + \frac{x_3}{Fr^2}, \quad Re = \frac{\bar{U} \cdot \bar{\tau}}{\nu}, \quad Fr = \frac{\bar{U}}{\sqrt{g \cdot \bar{\tau}}} \dots\dots\dots (7)$$

によって定義されている. ここで, \bar{p} と $\bar{\rho}$ はそれぞれ圧力と密度である. ν は動粘性係数であり, g は重力加速度である. Re と Fr はそれぞれレイノルズ数とフルード数である.

(5) 式から, ϕ に関する非定常一般座標系における Poisson 方程式は

$$\frac{1}{J} \frac{\partial}{\partial \xi_j} \left(J \frac{\partial \xi_j}{\partial x_k} \frac{\partial \xi_l}{\partial x_k} \frac{\partial \phi}{\partial \xi_l} \right) = \frac{1}{J} \frac{\partial}{\partial \xi_j} \left(J \frac{\partial \xi_j}{\partial x_k} a_{u_k}^* \right) \dots\dots\dots (8)$$

によって与えられる. なお, 連続方程式 ($\partial u_i^{n+1} / \partial x_i = 0$) を考慮している.

ここで, (8) 式に示されている ϕ に関する Poisson 方程式を解くための解法は共役勾配法¹²⁾に基づいている. また, 速度場の計算スキームにおいて, 対流項には 2 次精度の Donor-Cell 法を適用し, その他の項には中心差分を採用している.

3. 計算条件

3.1 自由表面の決定法

自由表面をもつモールド内流体の流れ場の解析において, 計算サイクルごとに以下のような手順で, 自由表面の位置決定を行なっている. 自由表面の高さ f を (x_1, x_2, t) の一価関数と仮定すると, 自由表面の高さに関する境界条件は次式

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \frac{\partial f}{\partial x_1} \frac{dx_1}{dt} + \frac{\partial f}{\partial x_2} \frac{dx_2}{dt} = \frac{dx_3}{dt} \dots\dots\dots (9)$$

のように書ける. したがって, $(n+1)$ 回目のタイムステップにおける自由表面の位置 f^{n+1} は上式を座標変換して得られ

る次式

$$f^{n+1} = f^n + \left\{ u_3 - \frac{\partial f}{\partial \xi_1} \left(\frac{\partial \xi_1}{\partial x_1} u_1 + \frac{\partial \xi_1}{\partial x_2} u_2 \right) - \frac{\partial f}{\partial \xi_2} \left(\frac{\partial \xi_2}{\partial x_1} u_1 + \frac{\partial \xi_2}{\partial x_2} u_2 \right) \right\} \Delta \tau \dots \dots \dots (10)$$

によって近似できる。ここで、 $dx_1/dt = u_1$, $dx_2/dt = u_2$ および $dx_3/dt = u_3$ である。これによって新しい自由表面の位置を決定し、計算空間における格子系の再構成をしている。

また、物理空間における格子の再構成は、浸漬ノズルの吐出口上端の鉛直方向の格子番号を k_1 、自由表面におけるそれを k_{max} 、その間の一般格子の番号を k ($k_1 < k < k_{max}$) とし (Fig. 1 参照)、格子番号が k である鉛直方向の座標を x_{3k} とすると、 x_{3k} は

$$x_{3k}^{n+1} = x_{3k_1}^{n+1} + \frac{x_{3k_{max}}^{n+1} - x_{3k_1}^{n+1}}{k_{max} - k_1} \cdot (k - k_1) \dots \dots \dots (11)$$

によって決まる。

3・2 境界条件

本数値実験において、固体壁面に対しては固着条件 ($u_i = 0$) を採用している。また、浸漬ノズル入り口での速度分布は一樣としている。モールド出口に相当する計算領域の最下部に対しては流出条件を採用している。その際、浸漬ノズルからの流入量とモールド出口からの流出量が一致するように、 x_3 方向の速度成分に重みをつけている。

自由表面における ϕ の境界条件は重力と表面張力の効果を考慮し、

$$\phi_f = \frac{\bar{p}_a}{\rho \cdot \bar{U}^2} + \frac{x_3}{Fr^2} - \frac{1}{We} \cdot \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \dots \dots \dots (12)$$

によって与えている¹³⁾。ここで、 ϕ_f は自由表面での ϕ の境界値、 \bar{p}_a は大気圧、 R_1 および R_2 は主曲率半径を示している。また、 We はウェーバー数で、次式

$$We = \frac{\rho \cdot \bar{r} \cdot \bar{U}^2}{\sigma} \dots \dots \dots (13)$$

によって定義される。ここで、 σ は表面張力である。

4. 実験

数値実験によって得られた結果の妥当性を評価するために、実機に基づく水モデル実験がなされた。実験に用いられたモールドの断面寸法は厚さが250mmで、幅が1325mmである。これは、本論文の著者のうちの2人が所属している製鉄所の実機の寸法と同一である。また、静止状態の水の自由表面からノズル吐出口上端に至るまでのノズル浸漬深さは175mmとしている。

この水モデル実験において、モールド内の水の自由表面

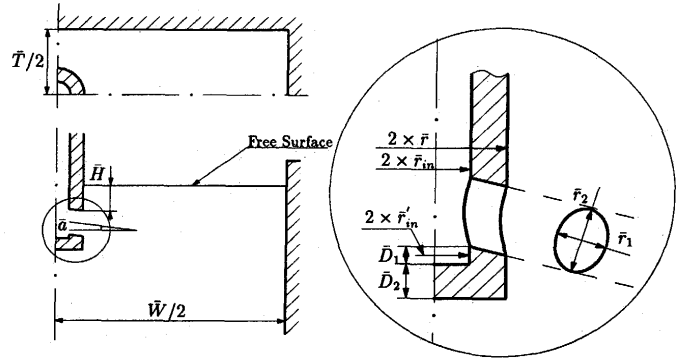


Fig. 2. Schematic view and symbols of main mold and nozzle dimensions.

Table 1. Main size of mold and nozzle used here.

| | | |
|---------------------------------|--------------------------|-------------|
| Slab width | \bar{W} | 1325.0 (mm) |
| Slab thickness | \bar{T} | 250.0 (mm) |
| Depth of submerged nozzle | \bar{H} | 175.0 (mm) |
| Outer diameter of nozzle | $2 \times \bar{r}$ | 145.0 (mm) |
| Inner diameter of nozzle | $2 \times \bar{r}_{in}$ | 85.0 (mm) |
| Inner diameter of nozzle bottom | $2 \times \bar{r}'_{in}$ | 80.0 (mm) |
| Thickness of nozzle exit | \bar{r}_1 | 75.0 (mm) |
| Height of nozzle exit | \bar{r}_2 | 85.0 (mm) |

Table 2. Nozzle size of two kinds of types.

| | | Nozzle 1 | Nozzle 2 |
|----------------------------|----------------|-----------|-----------|
| Depth of box | \bar{D}_1 | 8.0 (mm) | 27.5 (mm) |
| Thickness of nozzle bottom | \bar{D}_2 | 32.5 (mm) | 23.0 (mm) |
| Nozzle port angle | $\bar{\alpha}$ | 15.0 (°) | 30.0 (°) |

近傍の流速はプロベラ型流速計によって計測された。Fig. 2 は水モデル装置の概略図を示し、Table 1 はその寸法を表示している。また、2種類のノズルが採用され、その寸法は Table 2 を参照されたい。

5. 結果に対する考察

Fig.3(a) および (b) は 鋳造速度 1.0 (m/min) (= 0.01667 (m/s)) および 2.0 (m/min) としたときの x_1 軸方向 (スラブ厚さにおける ($x_2 = 0$) 中心方向) の表面流速の分布の実測値と計算値を比較したものである。ここではノズル 1 を使用し、鋳造速度 1.0 (m/min) の場合は $t = 100$ が 7.45 秒に当たり、2.0 (m/min) の場合は 3.73 秒に相当する。計算値における表面流速の時間的変動は非常に大きい、 $t > 400$ では準定常と見なし、 $t = 500$ から $t = 1000$ までの時間平均値が採用されている。鋳造速度が 1.0 (m/min) の場合には、実測値と計算値が非常によく一致しているが、2.0 (m/min) の場合には、両者の間に若干のギャップが見られる。

Fig. 4 (a) および (b) はノズル 2 を使用したときの表面流速

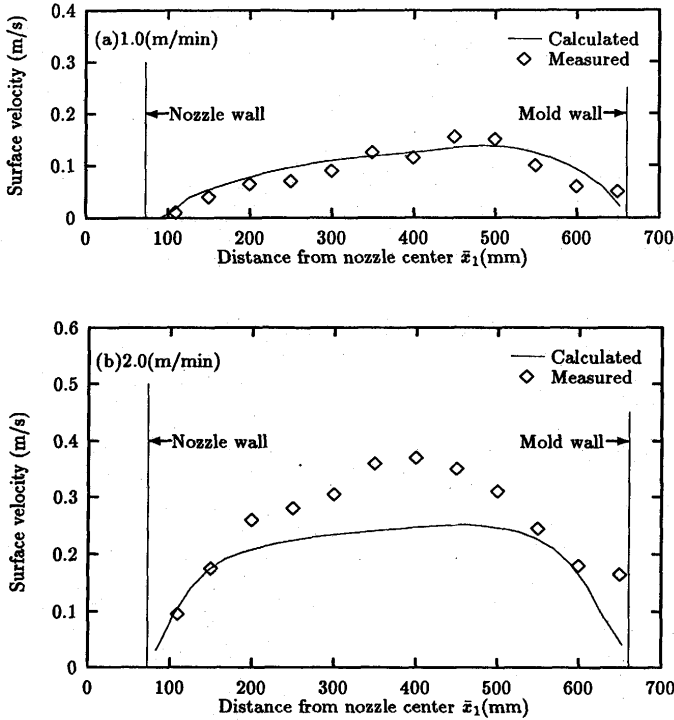


Fig. 3. Comparison of calculated surface velocity with experimental data for nozzle 1 in two cases of casting speed = 1.0 m/min (a) and 2.0 m/min (b). Note that the calculated surface velocity is averaged over a time range from $\Delta t = 500$ to 1000.

の実測値と計算値の比較を示している。 casting速度が1.0(m/min)の場合も2.0(m/min)の場合に対しても実測値と計算値の間に大きな差は見られない。

これらの結果から推定される事実は、ボックス深さと吐出孔角度を大きくすることによってメニスカス近傍の表面流速を低減することが可能と考える。また、 casting速度が大きくなると、当然とは思われるが、表面流速もほぼ比例的に増加する。

Fig. 5はノズル1を採用したときの casting速度の相異による x_1 軸方向の自由表面の時間平均値を示したものである。ここで、たて軸の記号 $\Delta \bar{h}$ は静止状態の液面(破線で示されている)からの高低を示している。いずれの casting速度の場合に対しても、ノズルとモールド短辺壁の中央部では静止状態の液面よりも低く、短辺壁に近づくと高くなっている。また、 casting速度の増大は自由表面の変動を顕著にしている。

Fig. 6はノズル2を使用したときの x_1 軸方向の自由表面の時間平均値を示している。この場合も casting速度の大きい方が自由表面の変動が著しい。しかし、ノズル1に比べると、その変動量はかなり軽減されている。 casting速度が大きくなると、自由表面の最小値になる領域がより浸漬ノズル側へシフトされる傾向が見られる。 casting速度の増大は反転流の速度も大きくなり、その結果、その領域が下流側へ移行し

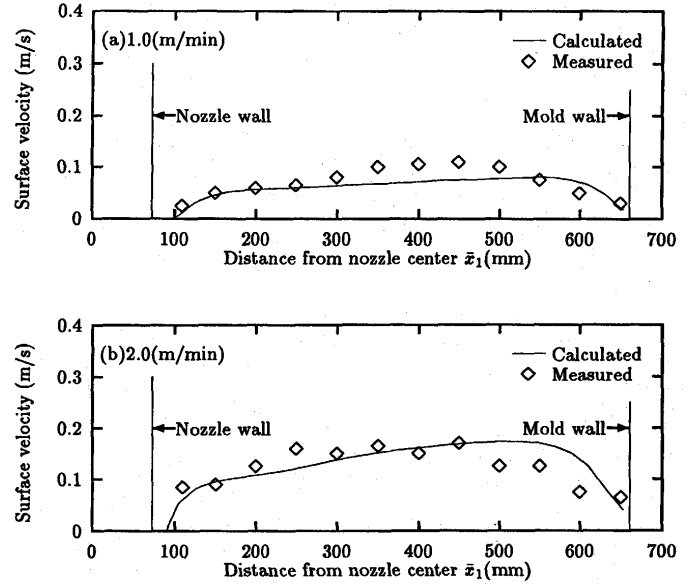


Fig. 4. Comparison of calculated surface velocity with experimental data for nozzle 2 in two cases of casting speed = 1.0 m/min (a) and 2.0 m/min (b). Note that the calculated surface velocity is averaged over a time range from $\Delta t = 500$ to 1000.

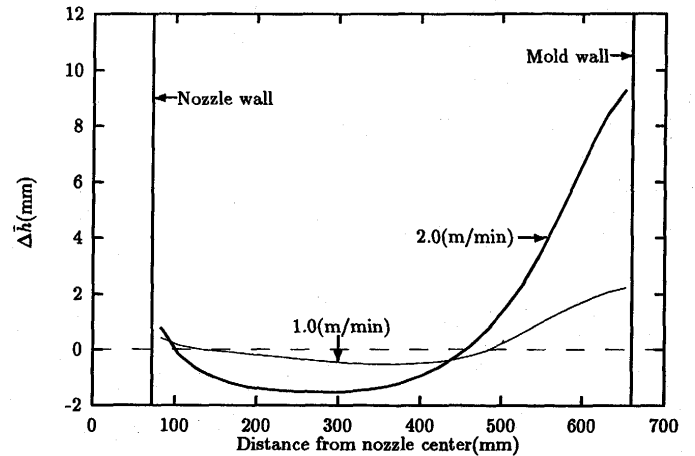


Fig. 5. Calculated free surface configurations for nozzle 1 in two cases of casting speed = 1.0 m/min and 2.0 m/min. Note that the the surface configurations are averaged over a time range from $\Delta t = 500$ to 1000.

易くなるためと考えられる。

ところで、 casting速度が同一である場合、自由表面の高低差は別として、自由表面の分布形態はほぼ同じになっている。このことは、 casting速度を同じにすると、流体の流れ場の構造、例えば、自由表面を引き下げたり押し上げたりする駆動力が、その大きさはともかくとして、ほぼ同じ分布で作用していることに基づくと考えられる。しかし、自由表面の最大値と最小値の差は歴然としており、ノズルを変更することによって流れ場に作用する駆動力の分布を変えることは困難であっても、その大きさそのものに対する制

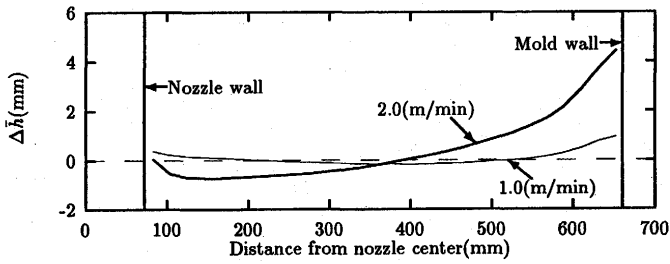


Fig. 6. Calculated free surface configurations for nozzle 2 in two cases of casting speed=1.0 m/min and 2.0 m/min. Note that the surface configurations are averaged over a time range from $\Delta t=500$ to 1000.

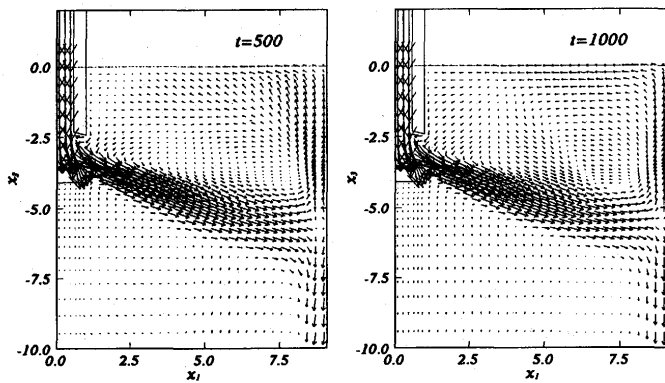


Fig. 7. Velocity vector fields on (x_1, x_3) -plane at $\Delta t=500$ (a) and 1000(b) at casting speed=1.0m/min. Note that the nozzle 1 is used.

御は可能であると考えるよくだらう。

Fig. 7 はノズル 1 を採用し、鋳造速度が 1.0(m/min) のときの $t=500$ および 1000 における速度ベクトル場を示している。浸漬ノズルの吐出孔から流出する流体が壁面に衝突し、上昇流と下降流に分岐し、上昇流によって反転流が形成されていく時間的プロセスが観察できる。一見、時間によって流れ場はそれほど変化してないように観察できるが、微視的な観点から見ると、流れ場は完全に定常ではない。

Fig. 8 (a) および (b) はノズル 1 を採用し、鋳造速度 1.0(m/min) としたときの x_1 軸方向の自由表面の形状と表面速度の変化を時系列順にフォローしたものである ($t=800 \sim 900$)。自由表面の形状はほぼ周期的に変動しており、短辺壁が押し上げられると、ノズル壁では引き込まれている。また、その逆も真である。しかし時間平均化すると、Fig. 5 にも示しているように、短辺壁近傍の自由表面は押し上げられ勝ちである。これは短辺壁近傍の反転流の上昇速度の大きさから考えて当然である。つぎに、表面速度の時間的変化もほぼ周期的である。なお、この図でノズル壁の速度成分 u_1 がゼロになっていないが、ノズル外壁面 ($x_1=r$) に衝突して始めてゼロになっている。数値解析的には、壁面は格子境界となっているので、一個前の格子の速度成分までが図示されている。

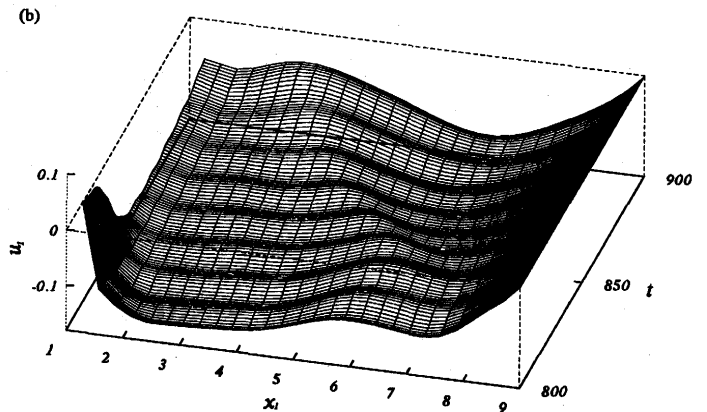
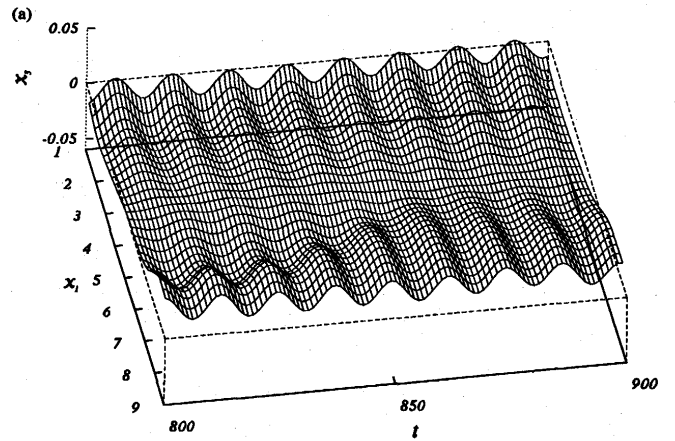


Fig. 8. Variation of free surface configuration(a) and velocity(b) in x_1 direction indicated by time series in a range from $\Delta t=800$ to $\Delta t=900$ for nozzle 1 at casting speed=1.0m/min.

6. 結言

自由表面の変動を考慮した鋳型内容鋼の流れ場の挙動を詳細に把握するために、MACタイプの解法を用いて非定常解析を行なった。一方、実機大の水モデル実験を行ない、2つのタイプのノズルを採用し、鋳造速度を変化させたときの表面流速を計測した。その結果、数値解と実測値は良好な対応を示し、本論文で用いた解析手法の妥当性が検証された。数値解析の結果から得られた主な結論は以下の通りである。

- (1) 自由表面の形状および表面流速に及ぼす鋳造速度の影響はきわめて大きい。
- (2) ノズルのボックス深さが大きくなると(ノズル 2)、鋳型短辺壁に衝突後上昇する流れを抑制し、その結果、自由表面近傍の表面流速が低減する。また、自由表面の最大値と最小値の差が小さくなる。
- (3) 自由表面の最小値となる領域は浸漬ノズルの相違に対して大きな変化が認められないが、鋳造速度に対しては著しく変化する。
- (4) 自由表面の形状と表面速度の変化を時系列に従って

調査した結果、ほぼ周期的に変動していると考えられる。

(5)しかし、時間平均的には短辺壁近傍の自由表面は高く、鑄造速度の増大に伴って、自由表面の最小値がより浸漬ノズル側へシフトされる傾向を示している。

最後に、本研究の成果に対して貴重な討論と助言を戴いた住友金属工業(株)総合研究開発センター高谷幸司主任研究員に深甚なる謝意を表す。また、本研究は文部省科学研究費補助金試験研究(B)(2)研究課題番号07555519を受けて行なわれたことを記し、感謝の意を表す。

文 献

- 1) 沖村利昭, 向 政登, 中島義夫: 材料とプロセス, 6 (1993), 292.
- 2) 笠井宣文, 川崎守夫, 花崎一治, 坂下 勉: 材料とプロセス, 13 (1990), 1114.
- 3) K.Takatani, K.Nakai, N.Kasai, T.Watanabe and H.Nakajima: ISIJ Int., 12 (1989), 1063.
- 4) 沢田郁夫, 岸田 豊, 岡澤健介, 田中宏幸: 鉄と鋼, 79 (1993), 160.
- 5) Z.U.A.Warsi: AIAA J., 19 (1986), 240.
- 6) F.H.Harlow and J.E.Welch: Phys. Fluids, 9 (1966), 842.
- 7) C.W.Hirt and J.L.Cook: J.Comput. Phys., 10 (1972), 324.
- 8) R.K.C.Chan and R.L.Street: J.Comput. Phys., 6 (1970), 68.
- 9) H.Miyata, T.Sato and N.Baba: J.Comput. Phys., 72 (1987), 393.
- 10) H.Miyata: J.Comput. Phys., 65 (1986), 179.
- 11) N.Baba and H.Miyata: J.Comput. Phys., 69 (1987), 362.
- 12) S.Fujino, S.Zhang and M.Mori: Proceedings of International Symposium on Supercomputer, Fukuoka, (1991) Nov. 6-8, 127.
- 13) B.J.Daly: J.Comput. Phys., 4 (1969), 97.