

© 1988 ISIJ

 論文
 ///////////////
 ///////////////

連铸铸型内におけるメニスカス近傍の初期凝固解析

高輪武志*・高本 勉*・友野 宏*²・多田健一*³

Initial Solidification Analysis in the Vicinity of Meniscus in Continuous Casting Mold

Takeshi TAKAWA, Tsutomu TAKAMOTO, Hiroshi TOMONO and Ken'ichi TADA

Synopsis :

For the improvement of surface quality of continuously cast steel, an analysis model taking into consideration of steel casting has been developed on the following procedure in order to explain initial solidification phenomenon in the vicinity of meniscus.

(1) A calculation method of temperature distribution has been worked out, assuming that a small quantity of new molten steel flows into mold intermittently and solidified shell and molten steel are casted vertically to the horizontal direction.

(2) Direct difference method using inner nodal point is applied to the numerical calculation of heat transfer equation so that the movement of molten steel due to casting can be easily dealt with, and four kinds of equations are made according to the boundary condition as the fundamental equations in divided mesh.

By using this model, it becomes possible to estimate the temperature distribution in steady-state under casting. In this study, the solidified shell, slag rim shape and the temperature distribution in mold area in the case of using the ordinary copper mold are estimated. Furthermore the adiabatic effect in the case of using mild cooling mold containing refractory is evaluated quantitatively.

Key words : continuous casting ; primary cooling ; initial solidification ; modelling ; meniscus ; difference equation ; temperature distribution ; direct difference method ; heat transfer equation.

1. 緒 言

連続铸造における铸片表面品質の改善には、適正な2次冷却のみならずモールド内1次冷却、とりわけメニスカス近傍の初期凝固現象の解明が重要である。表面割れなどの疵は、横割れ、縦割れ共にメニスカス直下で形成され、以後の過程で助長されることが多い。

最近の研究では、SAUCEDOら¹⁾、LAKIら²⁾が2次元の伝熱解析を行い、溶鋼のモールドへの抜熱と雰囲気部への対流、輻射を考慮して、メニスカス部のシェル成長を論じている。また、長野ら³⁾はモールド部、スラグ部も含めた解析を行い、パウダー・フィルム固相厚などについて論じている。さらに、竹内ら⁴⁾は、スラグ部と溶鋼部の系で、中戸ら⁵⁾の実験結果からモールドへの抜熱量

を求め、溶鋼部の熱伝導率を変化させてシェルの成長を論じている。

しかし、これらの研究はすべて溶鋼が静止した状態での解析であり、モールド部、スラグ部、溶鋼部の系で引抜きを考慮して定常的なシェル成長や温度分布の解析を実施した例は見当たらない。

本研究は、メニスカス近傍の伝熱解析において、铸込み中の定常的な温度分布を求めるために、引抜きを考慮したモデルの開発をめざした⁶⁾。

2. 解析モデルの構成

2.1 モデルの概念

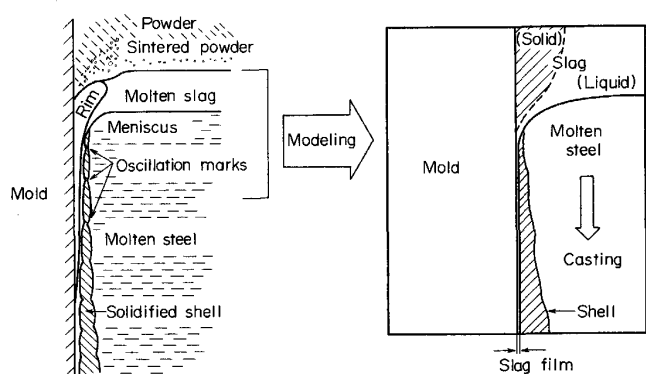
モールド内メニスカス近傍を模式的にかくと Fig. 1の左図のようになるが、これをシミュレーション可能な

昭和 61 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 63 年 2 月 25 日受付 (Received Feb. 25, 1988)

* 住友金属工業(株)システムエンジニアリング事業本部 (System Engineering Division, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-2-2 Shinsenrinishimachi Toyonaka 565)

*2 住友金属工業(株)和歌山製鉄所 Ph. D. (Wakayama Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*3 住友金属工業(株)和歌山製鉄所 (Wakayama Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)



(a) Vicinity of meniscus (b) Simulation model
 Fig. 1. Modeling for simulation.

ように Fig. 1 の右図で示すごとくモデル化した。シミュレーションでは、同図に示すようにモールド、溶鋼、スラグの3領域を解析対象とし、モールドと凝固シェル間にスラグ・フィルムを考え、さらに鑄込み中の定常的な状態を求めるために溶鋼部の引抜きを考慮した。

モデルの計算手順は Fig. 2 に示すとおりである。本モデルでは、対象の系の境界条件としてモールド冷却水による冷却およびスラグ層上部への輻射、対流熱伝達のみを考え、他は断熱とした。各領域での初期温度として、モールドは室温 (25°C)、溶鋼は液相線温度と過熱度の和、スラグは定常解を早く得るためにスラグの凝固温度を採用した。またメニスカスの形状については下記に示す BIKERMAN⁷⁾ の界面張力の式を用いた。

$$x = x_0 - \sqrt{2a^2 - y^2} + \frac{a}{\sqrt{2}} \ln \frac{\sqrt{2}a + \sqrt{2a^2 - y^2}}{y}$$

$$a^2 = \frac{2\sigma_i}{g \cdot \rho_{Fe}}$$

$$x_0 = a - \frac{a}{\sqrt{2}} \ln(\sqrt{2} + 1) \approx 0.377 a$$

..... (1)

ここで x (m), y (m) はメニスカスの曲面とモールド

ド壁との交点を原点としたときの、モールド壁からの水平方向の距離と、モールド壁に沿った鑄片引抜方向の距離をあらわす。

- ただし、 ρ_{Fe} : 鋼の密度 (kg/m^3)
- g : 重力加速度 (m/s^2)
- σ_i : 界面張力 (N/m)

上述の初期状態から計算を始め、Fig. 2 に示すように、引抜きによる新しい溶鋼の流入を微量の溶鋼の間欠的な流入と仮定した。すなわち、1 ms 程度の時間間隔で伝熱計算を行い、ある時間 (以後サイクルタイムと呼ぶことにする。) ごとに引抜きの処理を行って、各部分の温度が前回の引抜き時と比べて変化がなくなるまで計算を繰り返す。この繰り返すにより定常解が得られ、凝固シェルの形状、スラグ・リムの形状、モールド内の温度分布などが求められる。

2.2 計算方法

2.2.1 計算上の仮定

本モデルでは、メニスカス近傍の初期凝固現象の簡潔化をはかるいくつかの仮定を設定しており、それらは次のごとく要約される。

- (1) 各物質の密度は温度に依存しない。
- (2) 溶鋼の凝固潜熱は固相率に比例して放出される。
- (3) 溶鋼の熱伝導率については温度依存性を考慮し、溶融状態では対流の効果を考慮して固体の場合より大きくする。
- (4) 凝固シェルと溶鋼は常に水平方向に垂直に引き抜かれ、メニスカス部には一定温度の溶鋼が供給され、メニスカスの形状は初期の状態のまま保持されるものとする。

2.2.2 メッシュ分割と計算の基礎式

前節で述べたようなモデルにするために、Fig. 3 に示すごとく、メニスカスに平行に三角および四角メッシュを切り、スラグ部も同様とした。ただし、溶鋼流入の影響の少ない溶鋼下部は解析領域が方形になるように

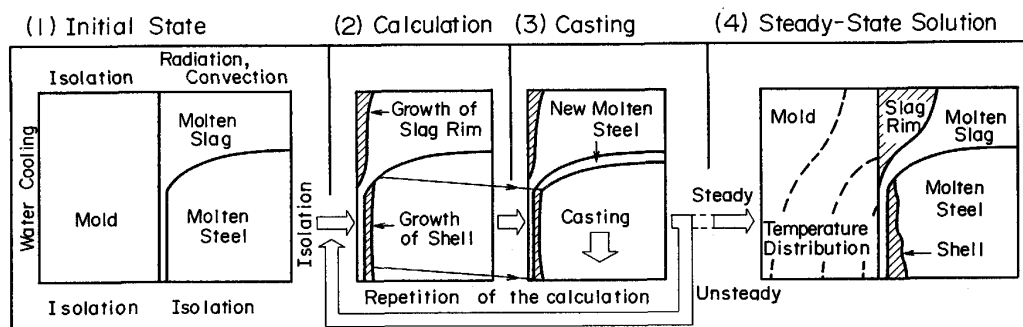


Fig. 2. Concept of the simulation model.

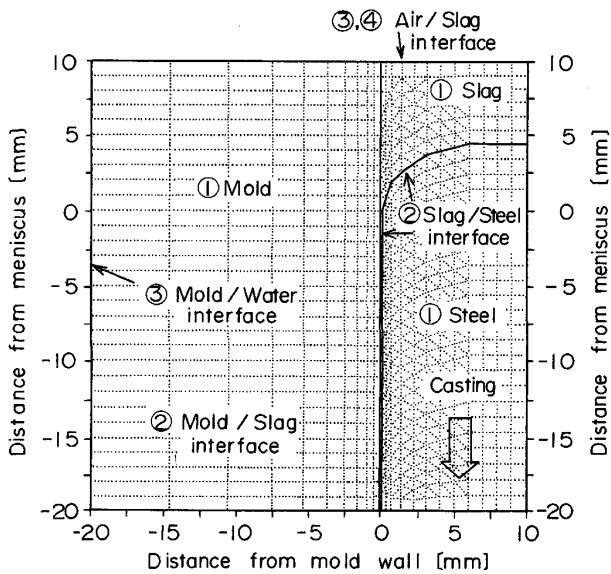


Fig. 3. Mesh division and boundaries.

メッシュを変形した。モールド部は四角メッシュで温度変化の大きいところは細かく分割して指数関数的にメッシュの大きさを変えた。また、節点は三角形、四角形の外心とし、外心間距離の短い三角形は一つの四角形に吸収した。

ここで節点を外心にとつたのは、引抜きを取扱いを容易にするために内接点直接差分法⁸⁾を用いたからである。すなわち、引抜きを考慮する場合、Fig. 4に示すごとく外節点法では溶鋼とスラッグの境界などに2重接点を設けたり、一つの節点領域を2分割するなどの必要が生じる。これに対し、内節点法では、メニスカス上に節点を設けなくて、1節点で1メッシュを代表することにより引抜きを取扱いや複数の物質から成る場合でも計算が容易になり、計算プログラムも汎用性が大きくなる。

計算にあたっては、凝固潜熱の扱いを容易にするためにエンタルピー法⁸⁾を採用し、求めたエンタルピーを温度に換算した。

節点領域 i における熱エネルギー保存則を考えると、エンタルピー変化は単位時間に節点領域に蓄積される熱量 Q_n を用いて(2)式のごとく書き表せる。

$$H_i^{t+\Delta t} = H_i^t + \frac{\Delta t}{\rho \cdot \Delta V} \sum_n Q_n \dots\dots\dots (2)$$

ただし、

H_i^t : 時刻 t におけるメッシュ i のエンタルピー

$H_i^{t+\Delta t}$: 時刻 $t + \Delta t$ におけるメッシュ i のエンタルピー

Q_n : 境界 n での流入出熱量

ρ : 密度

ΔV : メッシュ体積

Δt : 計算時間間隔

Fig. 3に示した各メッシュにおける基礎式は、以下に示すごとく4種類に分けて考えることができる⁸⁾(Fig. 5)。

①モールド内、溶鋼内またはスラッグ内のように同一物質の隣接領域 a と熱抵抗なしで接触している面 S_a から熱伝導で流入する熱量 Q_a は(3)式で表すことができる。

$$Q_a = \bar{\lambda}_{ia} \cdot \frac{S_a}{l_{ia}} (T_a - T_i) \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 S_a : 節点領域 i と節点領域 a との境界面積

$\bar{\lambda}_{ia}$: 節点 i, a 間の平均熱伝導率

l_{ia} : 節点 i, a 間の距離

T_a : 節点領域 a の温度

T_i : 節点領域 i の温度

②スラッグと溶鋼の境界、モールドとスラッグの境界のように隣接面 S_b と熱抵抗 r で接触している場合の流入熱量 Q_b は(4)式で表される。

$$Q_b = \frac{S_b \cdot (T_b - T_i)}{r + l_{ib}/\lambda_i + l_{bi}/\lambda_b} \dots\dots\dots (4)$$

ただし、 S_b : 節点領域 i と節点領域 b との境界面積

l_{ib}, l_{bi} : 節点 i, b から面 S_b までの距離

λ_i, λ_b : 節点領域 i, b での熱伝導率

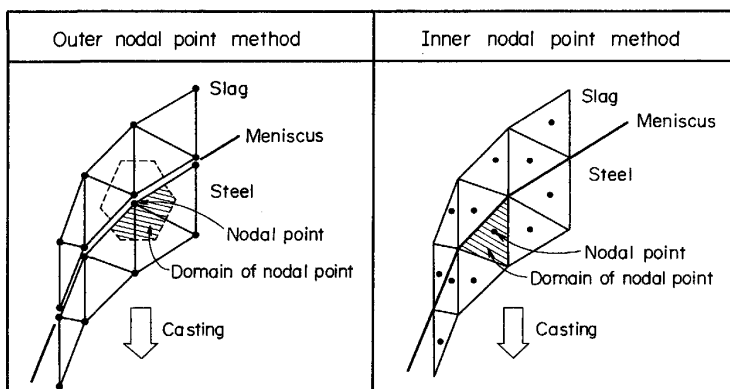


Fig. 4. Comparison between outer nodal point method and inner nodal point method.

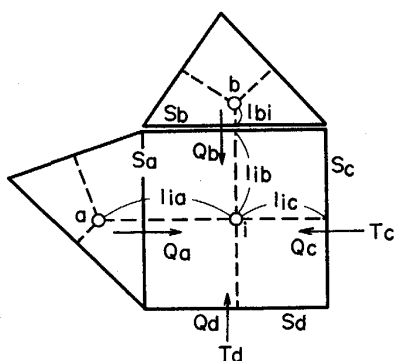


Fig. 5. Heat energy conservation in the domain of inner nodal point i .

T_b : 節点領域 b の温度

なお熱抵抗 r は熱伝達率 h を用いれば $r=1/h$ となる。

③モールドと冷却水の境界, スラグと空気の境界のように熱伝達率 h_c で接触している境界面 S_c からの流入熱量 Q_c は(5)式で表される。

$$Q_c = \frac{S_c \cdot (T_c - T_i)}{1/h_c + l_{ic}/\lambda_i} \dots\dots\dots (5)$$

ただし, S_c : 節点領域 i と外部との境界面積

l_{ic} : 節点 i から面 S_c までの距離

T_c : 外部の温度

④スラグ層からの輻射の場合の流入熱量 Q_d は(6)式で表される。

$$Q_d = \epsilon \Gamma \{ (T_a + 273)^4 - (T_e + 273)^4 \} \cdot S_d \dots (6)$$

ただし, ϵ : 輻射率

Γ : ステファン・ボルツマン定数

S_d : 節点領域 i と外部との境界面積

T_d : 大気温度

(6)式で T_e は面 S_d における表面温度を表すが, ここでは $T_e \approx T_i$ と近似した。

各メッシュごとに上記の分類にもとづいた流入出熱量 Q_n を計算し, (2)式にもとづく前進差分法により時間 Δt 後のエンタルピーを求め, 温度に変換した。

エンタルピーと温度の関係については次のようにして求める。すなわち, まず Fig. 6 に示す Fe-C 系状態図より温度に対応した固相率 f_s を(7)式により求める。

$$f_s = \frac{b}{a+b} \dots\dots\dots (7)$$

凝固変態をする物質のエンタルピーは(8)式で表せる⁸⁾ から, (8)式右辺の f_s に(7)式で求めた値を代入すれば温度に対応するエンタルピー H を求めることができる。

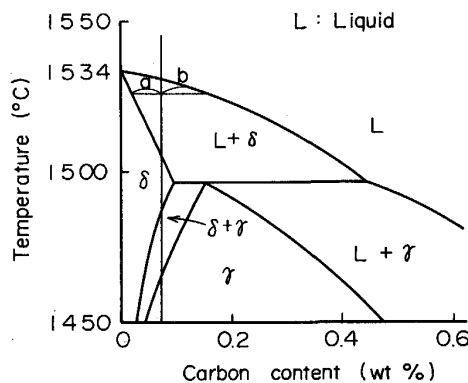


Fig. 6. Fe-C phase diagram.

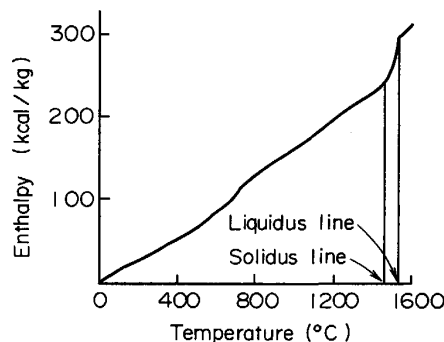


Fig. 7. Relation between temperature and enthalpy.

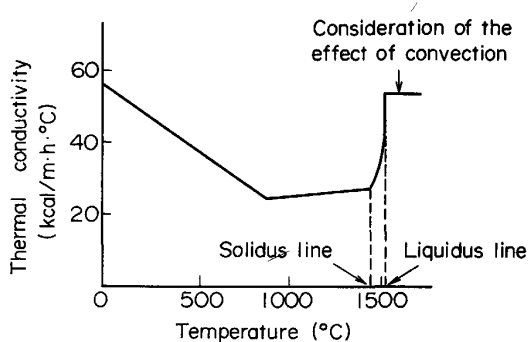


Fig. 8. Thermal conductivity of steel.

$$H = H_0 + \int_{T_0}^T C_p dT + (1 - f_s) \cdot L \dots\dots\dots (8)$$

ただし, H_0 は基準温度 T_0 におけるエンタルピーで, C_p , L はそれぞれ比熱および凝固潜熱である。この方法によつて求めたエンタルピーと温度の関係を Fig. 7 ($C=0.10\%$ の例) に示す。

また溶鋼の熱伝導率については, 仮定(3)にしたがつ

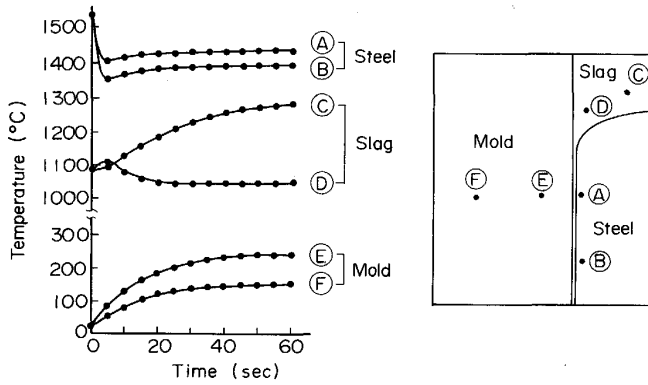


Fig. 9. State of convergence in calculation.

て Fig. 8 に一例を示すごとく熔融状態での対流の効果を考慮して¹⁾ 溶鋼温度と関連づけた。

3. 計算結果および考察

3.1 計算の収束性

溶鋼, スラグおよびモールドの内部の2点ずつを選び, それら各点でのモデルによる計算温度の収束状況を調べた. Fig. 9 にその一例を示す. ただし, 図の横軸の時間はコンピューターによる計算時間ではなく, プロセスの経過時間を示す. この図によれば, 溶鋼部の①, ②は約 20s, スラグ部の③, ④は約 60s, モールド部の⑤, ⑥は約 40s で定常状態に達している.

溶鋼部については, いずれも計算初期に急激に降温したあと徐々に昇温しているが, これは最初溶鋼からモールドへの抜熱が大きいが, モールドの温度が上昇していくにしたがつて抜熱量が減ると, 上部から新しく流入してくる溶鋼からの伝熱の影響とによるものと考えられる. ②の方が①より温度が低いのは新しく流入してくる溶鋼からの距離が①の場合より遠くその伝熱の影響が小さいためであると考えられる.

スラグ部については, ③と④ではかなり異なった経過を示している. ③の場合はモールドより離れているためモールドへの抜熱よりも溶鋼からの受熱の方が大きく計算初期から昇温を続けている. これに対して④の方は初期には溶鋼からの受熱により一時期昇温するがその後はモールドへの抜熱の方が大きいために降温する.

モールド部については, ⑤, ⑥のいずれも溶鋼からの抜熱により昇温しており, 溶鋼との距離のより近い⑤の方が昇温量が大きくなっている.

3.2 計算結果と考察

Table 1 に示す操業条件と物性値のもとで, 前章で述べたモデルを用いて計算した 60s 後の温度分布の例を Fig. 10 に示す.

Table 1. Casting conditions and properties of steel used in analysis.

Item	Value
Carbon content	0.10 wt%
Superheat of molten steel	0°C
Casting speed	0.6 m/min
Cooling water temperature	25°C
Slag film thickness	0.1 mm
Liquidus line temperature of steel	1528.7°C
Solidus line temperature of steel	1482.5°C
Solidifying temperature of slag	1080°C
Heat transfer coefficient of mold/slag interface	5000 W/m ² ·K
Heat transfer coefficient of mold/water interface	30000 W/m ² ·K
Heat transfer coefficient of slag/air interface	300 W/m ² ·K
Heat transfer coefficient of mold/refractory interface	1000 W/m ² ·K
Emissivity from slag to air	0.2
Thermal conductivity of slag	0.5 W/m·K

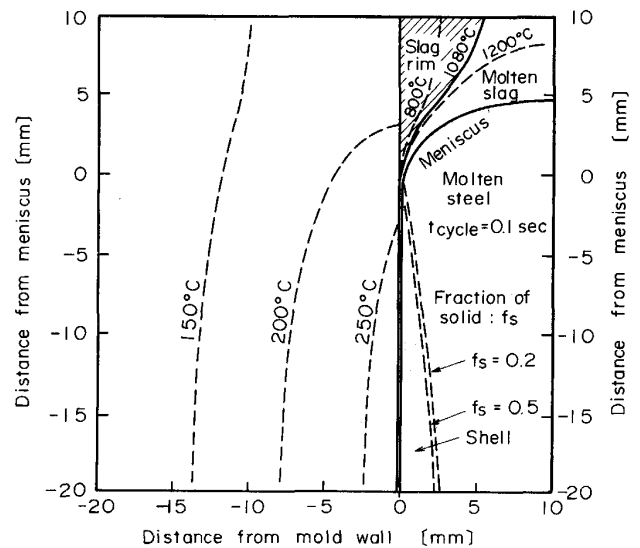


Fig. 10. Temperature distribution near meniscus.

モールド部について見てみると, メニスカス付近では鑄込み方向の伝熱がかなり大きく, またモールド内壁面温度はメニスカス部ではなくメニスカス直下(メニスカスより鑄込み方向に少し下がった位置)で最も高くなるという現象をよく表している. このことは中戸ら⁵⁾の考察とも一致している.

スラグ部では, 溶鋼がモールドとスラグ・フィルムを介して接触しているメニスカス直上のスラグ温度は, スラグの凝固温度以上であり十分にスラグの流入, 潤滑が可能なることを推論させる. また, スラグ・リムの形状も実機から採取されるリムの形状によく類似している.

溶鋼部では, サイクルタイムを 0.1s とした場合には, ほとんどメニスカス上にシェルが成長していないことが確認される. ただし, 厳密には, 浸漬ノズルから流入した溶鋼の鑄型内での流動や鑄型のオシレーションによる湯面変動などがメニスカス部の凝固におよぼす影響を考慮しなければならないが, これらの解析は今後の課題と考えられる.

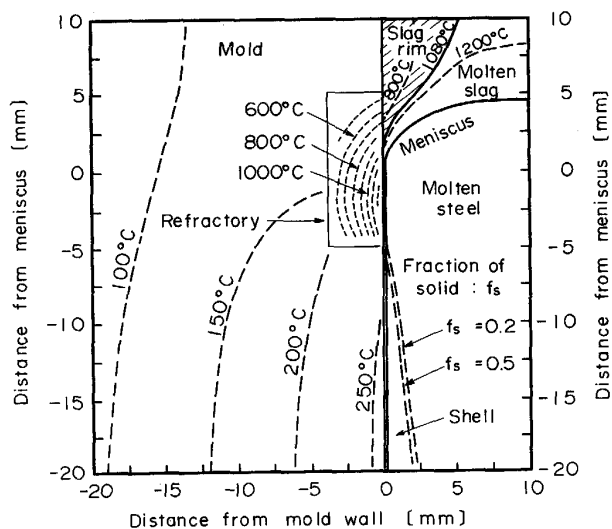


Fig. 11. Effect of refractory on the meniscus solidification.

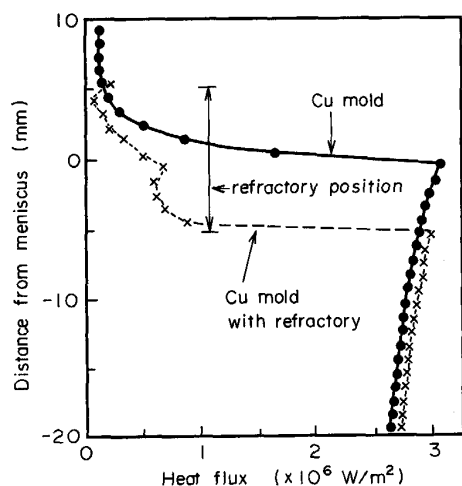


Fig. 12. Distribution of heat flux to mold.

最近メニスカス部を緩冷部にしてオッシレーションマークの軽減や鑄片の表面品質を向上させることが提案されている⁹⁾。ここでは低熱伝導率 ($2.5 \text{ W/m}\cdot\text{K}$) のジルコニア耐火物をモールドのメニスカス付近にはめこんだ場合の計算例を Fig. 11 に示す。図より、耐火物の位置にある溶鋼は凝固シェルが成長せず耐火物の下部付近から凝固が始まることが分かる。また、耐火物内の温度勾配は非常に大きく、表面温度は 1200°C にも達し熱的に過酷な状況にあることが分かる。スラグ部については、メニスカス部が高温になることにより、スラグ・リムが上方に少し後退している。この計算結果から、メニスカス付近の適当な断熱により凝固シェルの先端位置の制御が可能となり、オッシレーション・マークの軽減の

可能性が推定できる。

Fig. 12 には、Fig. 10 および Fig. 11 の例における溶鋼あるいはスラグからモールドへの熱流束をプロットした。Cu モールドの場合、熱流束はメニスカス起点が最も大きく、モールド下部へいくにしたがって徐々に減少する。また、メニスカス起点より上方では熱流束は急激に低下しメニスカス起点より 5 mm 上方ではメニスカス起点の 10 分の 1 程度にまで減少し、スラグによる伝熱がかなり小さいことが分かる。一方、耐火物張りモールドの場合、メニスカス直下での熱流束は Cu モールドの場合の 4 分の 1 程度にまで抑制されており、耐火物による断熱効果が大いことが定量的に把握できる。しかしこの場合でも耐火物張り以外の場所での熱流束は Cu モールドの場合と余り変わっていない。

4. 結 言

メニスカス近傍の初期凝固に関する従来の研究では、引抜きを考慮しないで、ある瞬間に溶鋼がモールドと接したと仮定して 1 s 以内程度の伝熱計算を行ったものがほとんどであり、引抜きを考慮した例はない。本研究では、単純ではあるが現実のプロセスをよく近似できる仮定を導入して引抜きを考慮した解析モデルの開発を行い、次の結果を得た。

- (1) 新しい溶鋼の流入を微量の溶鋼が間欠的に流入するとして扱い、かつ凝固シェルと溶鋼は水平方向に垂直に引き抜かれるとして温度分布を計算する方式を考案した。
- (2) 本方式による計算では、約 60 s でモールド部、溶鋼部、スラグ部のすべてが定常状態に達することが確認された。

(3) 本モデルによる計算の結果、モールドへの熱流束はメニスカス起点が最も大きい、モールド内壁面温度はメニスカス直下で最も高くなるということが確認された。

(4) スラグ部では、スラグ・リムが発生することが計算により予想でき、またメニスカス直上のスラグ温度は凝固温度以上となり溶融状態であることもわかった。

(5) さらに、緩冷却を目的とした耐火物張り鑄型を使用した場合の断熱効果を定量的に把握することが可能となった。

最後に、本研究に対して御支援、御指導をいただいた住友金属工業(株)前中央技術研究所所長 西岡邦夫博士、システムエンジニアリング事業本部副本部長 美坂佳助博士に深謝の意を表するとともに、有益な助言と御指導をいただいた大阪大学工学部教授 大中逸雄博士に

厚く感謝いたします。

文 献

- 1) I. SAUCEDO, J. BEECH and G. J. DAVIES: *Met. Technol.*, **9** (1982), p. 282
- 2) R. S. LAKI, J. BEECH and G. J. DAVIES: *Ironmaking Steelmaking*, **11** (1984), p. 283
- 3) 長野 裕, 中野武人, 田中 純, 有吉敏彦: *鉄と鋼*, **70** (1984), S983
- 4) E. TAKEUCHI and J. K. BRIMACOMBE: *Metall. Trans. B*, **15**

- (1984), p. 493
- 5) 中戸 参, 鞭 巖: *鉄と鋼*, **66** (1980), p. 33
- 6) 高本 勉, 高輪武志, 友野 宏, 多田健一: *鉄と鋼*, **72** (1986), S132
- 7) J. J. BIKERMAN: *Physical Surfaces* (1970), p. 10 [Academic Press]
- 8) 大中逸雄: *コンピュータ伝熱・凝固解析入門* (1985), p. 21 [丸善]
- 9) 中井 健, 坂下 勉, 橋尾守規, 川崎守夫, 中島敬治, 杉谷泰夫: *鉄と鋼*, **73** (1987), p. 498