

© 1988 ISIJ

論 文

数式モデルによる丸ビレット連続の 2次冷却制御技術

高輪 武志*・高本 勉*・友野 宏*²
奥野 圭吾*³・三木 裕貴*³・榎本 良敏*³

Control Technology of Secondary Cooling Process in Round Billet Continuous Casting Based on a Mathematical Model

Takeshi TAKAWA, Tsutomu TAKAMOTO, Hiroshi TOMONO,
Keigo OKUNO, Hirotaka MIKI and Yoshitoshi ENOMOTO

Synopsis:

For the improvement of quality of round billet, a mathematical model of secondary cooling process control has been developed on the following procedure.

(1) Cylindrical heat transfer model suitable for round section is considered, and one dimensional difference equation along the billet radius is derived.

(2) In regard to the boundary condition of billet surface, heat transfer coefficients which are suitable for mold area, direct cooling area and indirect cooling area respectively are selected.

(3) The authors have developed a control method determining optimum water flow in order to keep the temperature fall pattern of billet surface at the aimed value by using the above mentioned model.

This control method is being put into practice and improves the control accuracy of surface temperature of round billet, and it contributes to the reduction of degrading ratio due to surface defects and so on.

Key words: continuous casting; secondary cooling; process control; mathematical model; round billet; heat transfer model; difference equation; surface temperature; heat transfer coefficient.

1. 緒 言

連続鋳造において2次冷却は鋳片の表面および内部品質に大きな影響を及ぼしており、これを適正に制御することは品質の向上、安定のために極めて重要である。2次冷却制御の目的は、鋳込速度や溶鋼温度変化などの操業条件の変動に対して鋳片の温度履歴を鋼の脆化域を回避して適正に制御することにより表面疵や内部割れを防止することにある。

連続鋳片の表面温度を精度良く求める研究はかなり古くから行われている。当初、妥当と考えられる仮定にもとづいて数値計算を行つたものに MIZIKAR¹⁾の研究とその方法を発展させた松野ら²⁾の研究があるが、これらはオンラインでそのまま使用できるほど簡略ではなかつ

た。

飯田ら³⁾は複数個の温度計を2次冷却帯に配置し、そこで計測される表面温度が一定になるよう冷却水を操作する方式を報告している。しかし、この方法は温度計に100%依存するため、長期にわたる安定した計測が保障されない限り、十分な精度が期待できないという問題点がある。

そこで、理論的な伝熱計算を基本とし、境界条件・物性値などは実験的に求めたものを用い、かつオンライン化が可能で精度も良好な鋳片温度計算モデルの開発が梨和ら⁴⁾により試みられ、スラブ連続を対象にした制御システムの実用化に成功したとの報告がなされている⁴⁾⁵⁾。

これらは、伝熱方程式にもとづいたモデルにより鋳片温度を全長にわたり計算し、この計算値をもとに各冷却

昭和63年2月26日受付 (Received Feb. 26, 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.)

ゾーンごとの最適水量を算出する方式である⁴⁾⁵⁾。その後、これと同種のモデルによるブルーム連鑄の制御結果が北村ら⁶⁾により報告されている。

一方、川崎ら⁷⁾は、鑄片の厚み方向の温度分布を2次式で近似し、伝熱方程式に代入して凝固厚と表面温度を計算し、それにもとづいて冷却水量を求めている。

最近、継目無鋼管の製造コスト低減を目的としてラウンド連鑄化が進められており、筆者らは、従来開発してきたスラブ連鑄用の制御モデル⁴⁾をベースにして、ラウンド連鑄の2次冷却のための制御モデルを開発し、実用化に成功した。以下数式モデルの概要と制御結果について述べる。

2. 鑄片温度計算モデルの概要

2.1 計算の基礎式

本研究で対象とするラウンド連鑄は2ストランドで各ストランド2本ずつのツイン鑄込方式であり、ピレットサイズは187~335 mmφである。Fig. 1 にその冷却水制御ループ、Fig. 2 にスプレー配置を示す。

本モデルでは、円柱座標による伝熱モデルにもとづいて Fig. 3 に示すように1ラジアン扇形の計算領域を考え、これをメッシュに分割して差分式により計算する。基本的には静止浴の熱伝導の問題と考え、連鑄特有の現象は以下のごとく取り扱った。

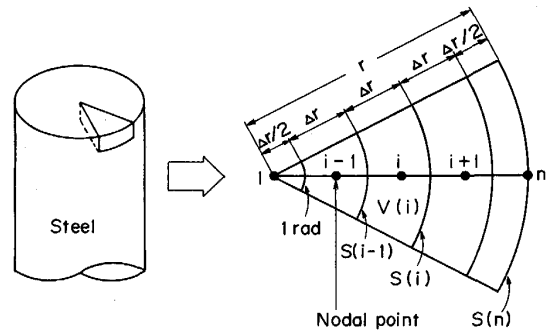


Fig. 3. Mesh division in cylindrical model.

- (1) 鑄込方向および円周方向の熱流は無視する。
- (2) 凝固潜熱は溶鋼が固相線温度に達した部分で発生する。
- (3) 鋼浴中は流動があるために熱伝導が良くなるので、計算上は熱伝導率を大きくする。
- (4) 密度は温度によつて変化しない。

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

以上の基本的仮定にもとづいて半径方向1次元の差分方程式を導くと次式を得る。

$$H'_i = H_i + \frac{\Delta t}{\rho \cdot V_i} \cdot (Q_i - Q_{i-1}) \quad (i = 1 \sim n) \dots\dots (1)$$

$$Q_i = h \cdot S_i \cdot (T_w - T_i) \quad (i = n) \dots\dots\dots (2)$$

$$Q_i = k_i \cdot \frac{S_i}{\Delta r} \cdot (T_{i-1} - T_i) \quad (i = 2 \sim n) \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 Δt : 計算時間間隔 (s)

Δr : 節点間距離 (cm)

H_i : エンタルピー (cal/g)

H'_i : 時間 Δt 後のエンタルピー (cal/g)

Q_i : 流入出熱量 (cal/s)

T_i : 節点での温度 (°C)

h : 熱伝達率 (cal/cm²·s·°C)

k_i : 熱伝導率 (cal/cm·s·°C)

ρ : 密度 (g/cm³)

T_w : 冷却水温または気温 (°C)

n : 節点数

上記(2)式は鑄片表面での抜熱を表し、(3)式は鑄片内部での熱流をあらわす。

ここで、 S_i は節点*i*の領域と節点(*i*+1)の領域との境界面積であり、Fig. 3より(4)式で表すことができる。 V_i は節点*i*の領域の体積であり、(5)式で表される。

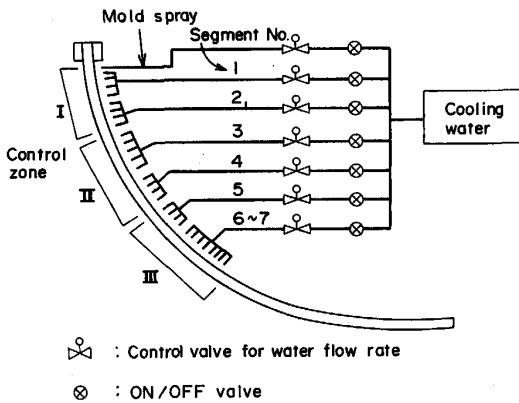


Fig. 1. Control loop of secondary cooling water.

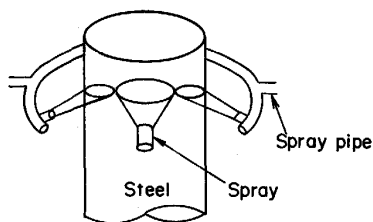


Fig. 2. Spray nozzle arrangement.

$$\left. \begin{aligned} S_i &= \left(i - \frac{1}{2}\right) \cdot \Delta r & (i=1 \sim n-1) \\ S_i &= (i-1) \cdot \Delta r & (i=n) \end{aligned} \right\} \dots (4)$$

$$\left. \begin{aligned} V_i &= (\Delta r)^2 / 8 & (i=1) \\ V_i &= (i-1) \cdot (\Delta r)^2 & (i=2 \sim n-1) \\ V_i &= \left(i - \frac{5}{4}\right) \cdot (\Delta r)^2 / 2 & (i=n) \end{aligned} \right\} \dots (5)$$

なお、節点数については計算時間の短縮および精度の両者を考慮して $n=5$ とした。溶鋼の対流による熱伝導の向上に関して、本研究では計算凝固位置が鋳打ち法にもとづく実測凝固位置に一致するように固相線温度以上の溶鋼の熱伝導率 k_i を2倍に補正し、Fig. 4 に示すごとき関係を用いた。

本計算法は凝固潜熱も考慮するため、(1)式に示すごとくエンタルピーの差分方程式になっている。したがってエンタルピーと温度の関係が必要であり、Fig. 5 にその一例を示す。この場合仮定(2)に述べたごとく凝固潜熱の発生は固相線温度に達した部分で発生し、その量は炭素含有量などに無関係に 65 kcal/kg とした。

2.2 鋳片表面における熱伝達率

モールド部の熱伝達率については、モールドの冷却水の流入・流出の温度差から冷却熱流束を求めた SAVAGE

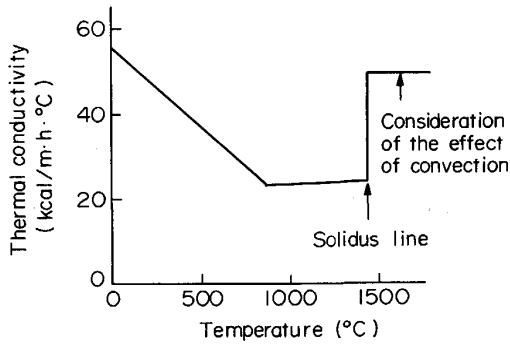


Fig. 4. Thermal conductivity of steel.

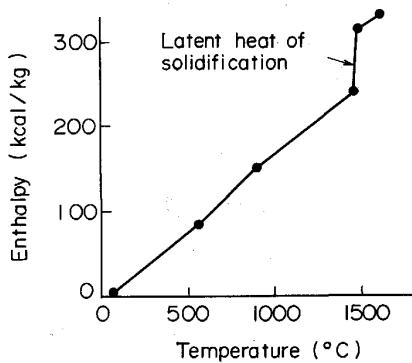


Fig. 5. Enthalpy of steel.

ら⁸⁾の平均熱流束(6)式より求めた。

$$q_{AV} = 64 - \frac{16}{3} \sqrt{\frac{L}{v}} \dots (6)$$

ただし、 q_{AV} : 平均熱流束 (cal/cm²·s)

L : モールド長 (cm)

v : 鋳込速度 (cm/s)

上式より熱伝達率 h は(7)式となる。

$$h = \frac{q_{AV} \times 3600}{T_i - T_w} \equiv h_m \dots (7)$$

次に、スプレー水が直接鋳片に当たる直接冷却部の熱伝達率に関して、スプレー冷却の場合は三塚⁹⁾の式や佐々木¹⁰⁾の式およびそれらの修正式などがあるが、本研究ではミスト冷却を対象にしているので水流密度、気流衝突速度、表面温度の関数として表された川崎¹¹⁾の実験式(8)式を用いた。Fig. 6 にこの場合の熱伝達率を示す。

$$h = \alpha \cdot T_i^{-0.1358} \cdot W^{0.6293} \cdot v_a^{0.2734} \equiv h_D \dots (8)$$

ただし、 W : 水流密度 (l/m²·min)

v_a : 気流衝突速度 (m/s)

(8)式中の α は係数であり実験的に $10^{1.48}$ と決めた¹¹⁾。

スプレーが直接かからない鋳片部(これを間接冷却部と呼ぶことにする)はロール接触による冷却、水冷、水のためによる冷却などが考えられるが、そのそれぞれを分離し定量化することは困難であり、仮に定量化できたとしても不正確である。したがって空冷の効果に補正係数を掛けることによつて熱伝達率を(9)式のごとく定量化することとし、ロールとの接触などの影響はこの補正項に含ませることにした。この補正係数 β は計算による表面温度が実測値と一致するように $\beta=1.3$ とした。

$$h = \frac{4.88 \cdot \beta \cdot \left\{ \left(\frac{T_i + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_w + 273}{100} \right)^4 \right\}}{T_i - T_w} \equiv h_i \dots (9)$$

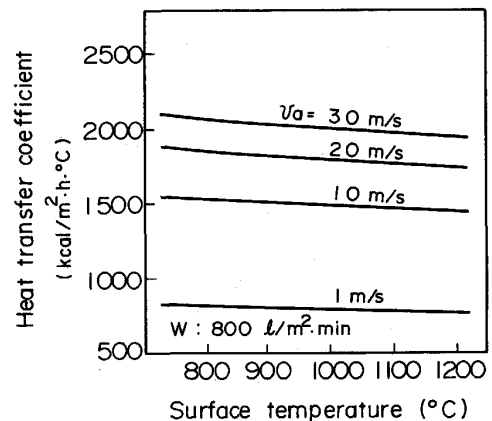


Fig. 6. Heat transfer coefficient in mist cooling¹¹⁾.

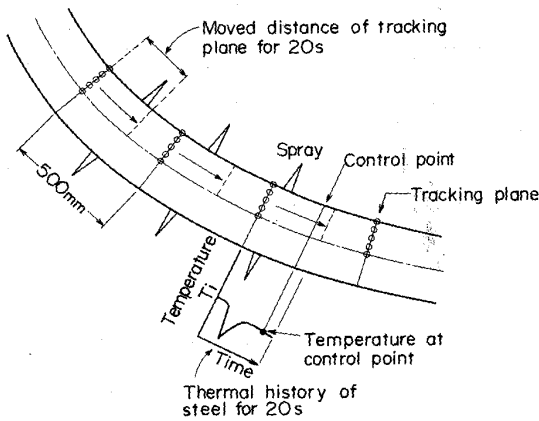


Fig. 7. Concept of heat tracking.

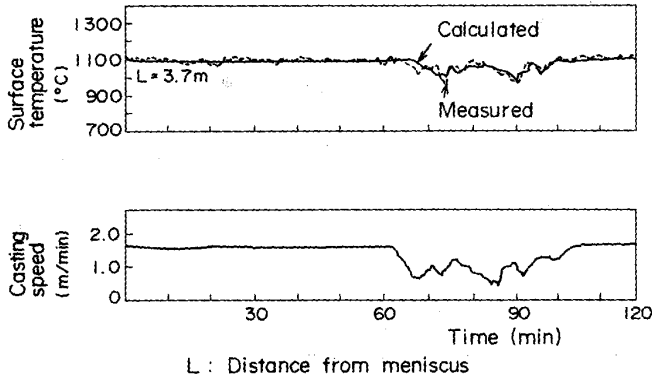


Fig. 8. Comparison between calculated and measured surface temperature.

2.3 鋳片長手方向の温度計算

丸ビレットの1断面の半径方向温度分布は前述の基本モデルで求められるが、水量・鋳込速度が時々効々変化する場合の長手方向の温度分布計算のためには計算対象横断面(トラッキング面)⁴⁾をモールド湯面から矯正完了点までの鋳片上に所定長さ(500mm)ごとに設け、そのおののについて前述の基本モデルを適用する。この計算は実績溶鋼温度を初期温度にして、その時点の実績水量にもとづいて20sごとにトラッキング面の移動とともに逐次実行される。この計算の概念図をFig. 7に示す。

2.4 計算モデルの精度

前述のモデルによつて計算された鋳片の表面温度と、COP (Continuous Optical Pyrometer) による実測データとの対比をFig. 8に示す。この図は実操業において大幅に鋳込速度の変動があつた場合の例であるが、両者はよく一致していることがわかる。

3. 鋳片温度の制御方法

前章のモデルによつて鋳片温度の計算ができるが、操業上の予見できない外乱たとえば鋳片とロールの接触程度の変化や鋳片表面へのスケール付着などによる計算精度低下を防ぐために、鋳片の実測温度にもとづくパラメーター修正¹²⁾を行う。すなわち、各制御ゾーン入口の鋳片表面温度実測値を初期値として2.3節で述べた方法で計算される制御ゾーン出口の表面温度が実測値とずれた場合、直接冷却部および間接冷却部の熱伝達率 h_D 、 h_I を修正するという方式にした。この場合、ずれの内容を h_D と h_I の双方に正確に分離してその結果に応じて h_D 、 h_I をオンライン的に調整するのは困難であるので、本研究では計算値と実測値が一致するように(8)式中の α および(9)式中の β の双方に同一の値をかけることによつて h_D 、 h_I を修正する。ただし、温度計測の長期にわたる安定が保障されない場合に上述のパラメーター修正を無条件に行うことは危険であるため、本システムでは、定期修理時にオフライン的に温度計測の妥当性の点検を行い、正常でないと判定された場合にはオンライン時のパラメーター修正処理を打ち切ると同時に、正常であると判断された場合でも温度の実測値と計算値との差が異常に大きい場合は計測異常としてパラメーター修正処理を実施しない。

鋳片の2次冷却ではメニスカスより矯正点までの鋳片温度が所定の温度降下パターンを保持することが望ましい。このためFig. 9に示すごとく鋳片の各トラッキング面が各制御点を与えられた目標温度で通過するような注水量を決定する制御方式を作成した⁴⁾。その具体的な手順は下記のとおりである。

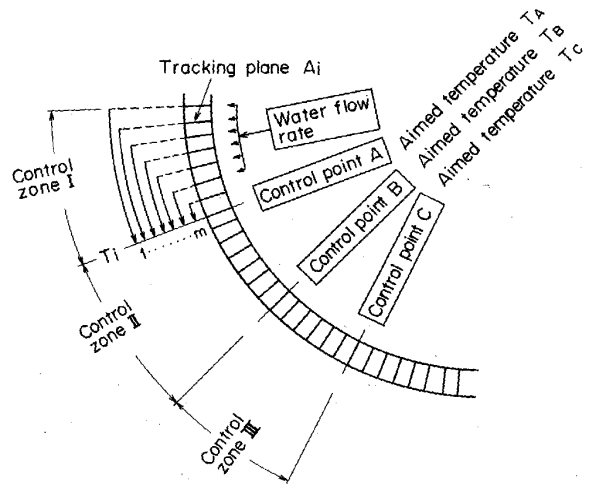


Fig. 9. Concept of temperature control.

- (1) 鑄込速度、水流密度は現状のまま推移すると仮定して、制御ゾーンⅠのすべてのトラッキング面 A_i が制御点 A におおの到達する時の温度 T_i ($i=1\sim m$) を予測する。ただし m はトラッキング面の数を示す。
- (2) 予測温度 T_i と目標温度 T_A との差 ϵ_i を求める。

$$\epsilon_i = T_i - T_A \quad (i=1\sim m) \dots\dots\dots (10)$$
- (3) 上記の温度差 ϵ_i の 2 乗和が最小になるような水流密度の変更量を算出する。この問題は解析的には解けないので、水流密度 W を現状より微小量ずつ変化させた時の温度差 ϵ_i ($i=1\sim m$) を上記(1)、(2)と同様の方法でそれぞれ求め、その中で ϵ_i の 2 乗和 $\sum_{i=1}^m \epsilon_i^2$ が最小になるような水流密度変更量を求めた。
- (4) 上記(1)~(3)と同様の計算を制御ゾーンⅡ、Ⅲ

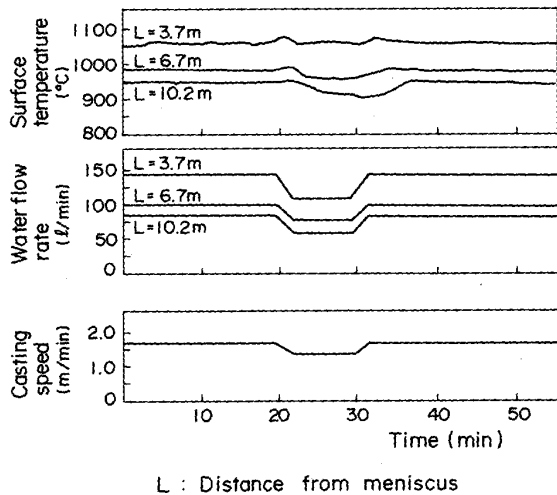


Fig. 10. Simulation of the variation of surface temperature and water flow rate by the ordinary method.

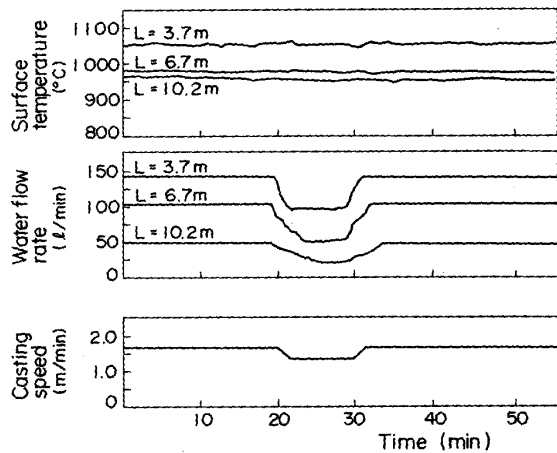


Fig. 11. Simulation of the variation of surface temperature and water flow rate by the new method.

についても行う。

以上の方式による水量設定の挙動を鑄込速度に変化があつた場合を例にとり、鑄込速度に比例させた従来の水量設定方式との比較のためにシミュレーションを行った結果を Fig. 10, 11 に示す。この結果次の特徴が認められた。

- (1) 鑄込速度が低下しても、本方式では必ずしもバルブが急閉することなく徐々に変更するという動作をする。
- (2) 鑄込速度が急回復した場合も、本方式では既に低速度で温度が確保されているのでバルブを急開する必要がない。

以上の結果として、ある特定位置（モールド内メニスカスの位置よりそれぞれ 3.7 m, 6.7 m, 10.2 m の位置）における本方式での鑄片温度の推移は従来方式の場合に比べると極めて満足すべき結果となつている。

4. 制御適用結果

前章で述べたごとく本制御方式の有効性が認められたので Fig. 12 に示すごとく制御システムを構築して、1985 年 9 月より実機への適用を開始した。適用結果の

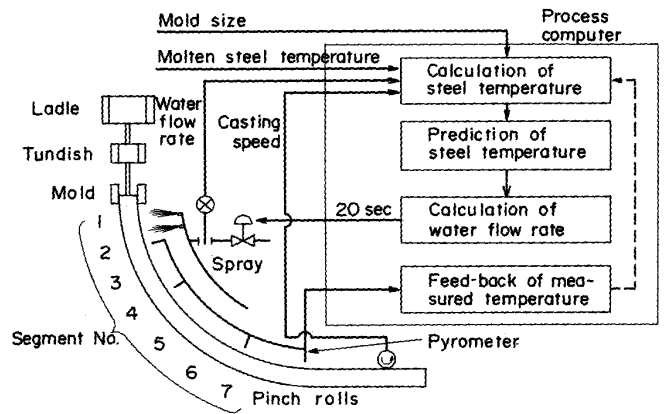


Fig. 12. Schematic diagram of the control system.

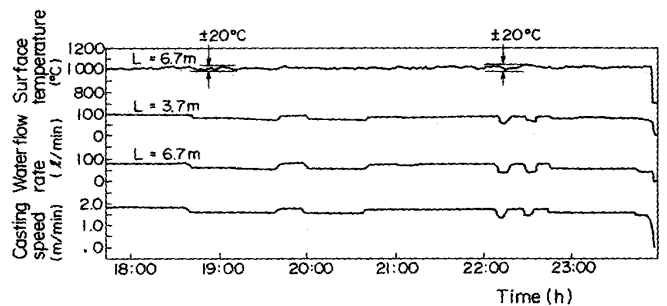


Fig. 13. Example of the application of the new method.

一例を Fig. 13 に示す。鑄込速度が 1.8 m/min から 1.6 m/min に、また 1.8 m/min から 1.3 m/min に変化しても鑄片表面温度はモールド内メニスカスより 6.7 m の位置で $\pm 20^{\circ}\text{C}$ 以内となり良好な結果が得られている。品質面では、従来の鑄込速度比例方式に比べて表面疵、内部割れなどの原因による格落比率が 0.6 % から 0.1 % に低減し大幅な改善効果が確認できた。

5. 結 言

本研究では、ラウンド連鑄の2次冷却制御を目的としてオンラインで適用可能な簡潔な数式モデルを開発する研究を行い、次の結果を得た。

(1) ラウンド連鑄を対象としているため、丸断面に対応する円柱型の伝熱モデルを考え、半径方向1次元の差分方程式を導出した。

(2) 鑄片表面における熱伝達率として、モールド部では SAVAGE ら⁸⁾の式を、直接冷却部ではミスト冷却に適した川崎ら¹¹⁾の実験式を、間接冷却部では空冷の効果に補正係数を掛けた式を用いた。

(3) 上記のモデルを用いて、メニスカスより矯正点までの鑄片温度が所定の温度降下パターンを保持できるように最適な冷却水量を決定する制御方式を開発した。

(4) オフライン・シミュレーションにより、従来の鑄込速度比例方式に比べて本制御方式の温度変動がかなり低減できることが判明した。

(5) 本制御方式を実機に適用した結果、鑄片表面温度を鑄込速度変更時にも $\pm 20^{\circ}\text{C}$ 以内に制御可能となり、表面疵、内部割れなどの原因による格落率を低減させることが確認された。

最後に、本研究に対して御支援、御指導いただいた、住友金属工業(株)前中央技術研究所所長西岡邦夫博士、本社取締役梨和甫氏および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します。

文 献

- 1) E. A. MIZIKAR: Trans. Metall. Soc. AIME, 239 (1967), p. 1747
- 2) 松野淳一, 中戸 参, 大井 浩: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 1023
- 3) 飯田義治, 児玉正範, 鈴木康治, 山崎順次郎, 前田瑞夫, 宮原一昭: 鉄と鋼, 64 (1978), S 657
- 4) 梨和 甫, 足立隆彦, 青木紀之, 木村和成, 榎本良敏, 横井玉雄: 鉄と鋼, 65 (1979), S 121
- 5) 石川純生, 栗林 隆, 浦本太郎, 荻野芳雄, 奥野圭吾: 鉄と鋼, 68 (1982), S 855
- 6) 北村 章, 小西正躬, 清水孝之, 尾上善則, 久徳千三: 鉄と鋼, 70 (1984), p. 1022
- 7) 川崎 茂, 有田秀昶, 菊永道昭, 千田雄治, 梶田善治: 製鉄研究 (1984) 313, p. 13
- 8) J. SAVAGE and W. H. PRITCHARD: J. Iron Steel Inst., 179 (1954), p. 269
- 9) 三塚正志: 鉄と鋼, 54 (1968) p. 933
- 10) 佐々木寛太郎, 杉谷泰夫, 川崎守夫: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 90
- 11) 川崎守夫, 渡部忠男, 浜名孝年, 中島敬治, 高島啓行, 播木道春: 鉄と鋼, 69 (1983), S 168
- 12) 計測自動制御学会: 自動制御ハンドブック (1983), p. 701 [オーム社]