

論 文

鋳片表面温度推定に基づくブルーム連鋳の 2次冷却水制御方法

北村 章*・小西 正躬*²・清水 孝之*³
尾上 善則*³・久徳 千三*⁴

Control Method of Secondary Cooling Water for Bloom Continuous Casting on the Basis of Temperature Estimation

Akira KITAMURA, Masami KONISHI, Takayuki SHIMIZU,
Yoshinori ONOE and Senzo KYUTOKU

Synopsis:

Dynamic control of secondary cooling water for bloom continuous casting (C. C.) is described. This method is based on online estimation of bloom temperature by one dimensional heat transfer model. Field data, such as molten steel temperature, actual water flow, casting speed are used in the estimation. The heat transfer model is updated by adaptive control of heat transfer factor to equalize calculated temperature with measured one. To attain closer control, feed forward control method is applied. Bloom temperature is predicted by the updated model and appropriate water flow for each zone is determined by the difference between predicted temperature and aimed one. Since cooling process is considered in this method, surface temperature is controlled at the aimed one not only in the case of steady casting speed and also in the case of transient casting speed. Therefore, this method compensates for the problems of usual cascade control method.

Dynamic control system is introduced to bloom C. C. line No. 3 in Kobe Works and it is confirmed that change of temperature has been remarkably reduced and surface cracks have been prevented compared with usual control.

1. 緒 言

連鋳の2次冷却帯における冷却は、鋳片表層部割れの発生に大きな影響を与えている¹⁾。とくに、条用特殊鋼では表層部割れ疵が最終製品で重大な欠陥となることから、疵発生を防止する冷却制御技術の開発が必要である。

表層部割れ疵の発生防止には、鋳片温度の復熱防止による熱応力やバルジング発生の抑制と、鋳片温度を特定脆化温度域²⁾を回避して制御することが有効であり、そのためには鋳片温度を所定の位置で目標温度に精度良く制御しなければならない。

従来の2次冷却水制御方法は、冷却水流量を鋳造速度のみの関数で決定する速度カスケード制御法が主流であるが、本方法では高度の制御は達成できない。すなわち、定常速度時には鋳片温度を安定に制御するものの、

鋳造速度に応じて一定の目標温度に精度良く制御できない。さらに、鋳造速度を急変させる非定常操業時には、鋳片の凝固過程を考慮していないので、鋳片温度を上昇させたり、低速鋳造時に鋳型内に長時間滞在することによつて発生する過冷却部をさらに冷却するという欠点がある。

そこで、筆者らは、鋳片温度をオンライン推定して凝固状態を考慮し、それに基づいて冷却水流量を決定するダイナミック制御方法を開発して当社神戸製鉄所 No. 3ブルーム連鋳機に適用した。

本報告では、ダイナミック制御方法の基本となる鋳片温度分布推定法、冷却水流量決定法および、実機適用結果について述べる。

2. ダイナミック制御システムの概要

ダイナミック制御システムの概略図を Fig. 1 に示す。

昭和 58 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 58 年 11 月 14 日受付 (Received Nov. 14, 1983)

* (株)神戸製鋼所電子技術センター (Electronics Technology Center, Kobe Steel, Ltd., 53-3 Aza-Maruyama Gomo Nada-ku 657)

*² (株)神戸製鋼所電子技術センター 工博 (Electronics Technology Center, Kobe Steel, Ltd.)

*³ (株)神戸製鋼所神戸製鉄所 (Kobe Works, Kobe Steel, Ltd.)

*⁴ 神鋼電機(株)研究部 (Development Laboratory, Shinko Electric Co., Ltd.)

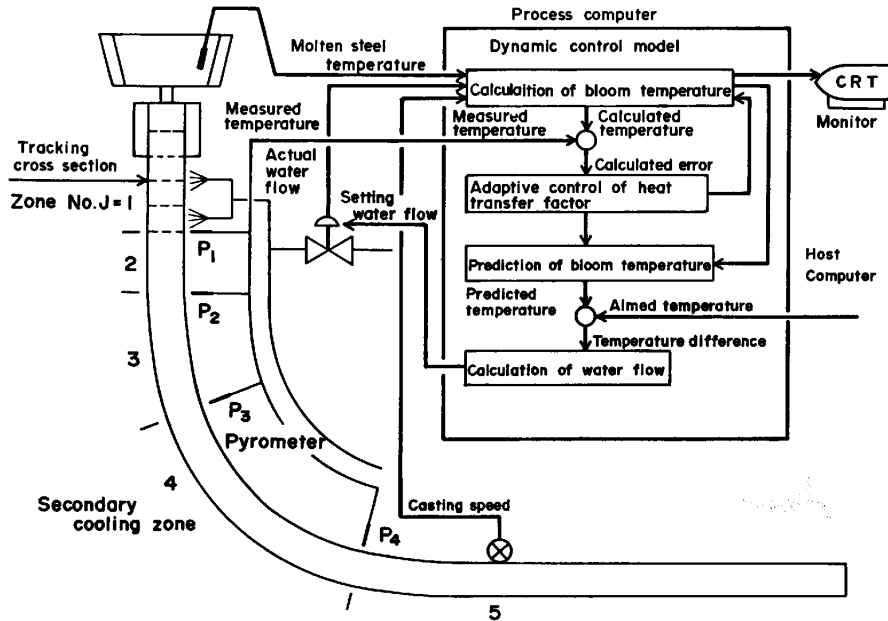


Fig. 1. Schematic diagram of dynamic control system.

以下では、図中の制御ブロックの流れに沿って、制御方法の概略を述べる。

(1) 鋳片温度トラッキング計算：制御用計算機において、鋳造とともにメニスカスより一定間隔で発生させた仮想断面によつて鋳片を分割し、その位置をトラッキングする。それとともに、各断面内の温度分布を伝熱計算によつてオンライン推定する。そこで、この仮想断面をトラッキング面と呼ぶ³⁾。

(2) 熱伝達係数の学習：各ゾーン出口の温度計位置において、計算温度と実測温度から熱伝達係数を学習することによつて伝熱モデルを修正する。

(3) 鋳片温度の予測：修正されたモデルによつて、各制御点（温度計位置） P_j での鋳片温度を制御周期ごとに予測計算する。

(4) 冷却水流量の決定：予測された鋳片温度と目標温度の差から、各ゾーンの冷却水流量を制御周期ごとに決定する。

本システムでは、上記の計算を行うために、溶鋼温度、鋳片実測温度、鋳造速度などのオンラインデータを時々刻々採取している。また、鋼種別の目標温度や伝熱計算用の物理定数は、各チャージごとに上位計算機より、自動的に設定される。

3. 鋳片温度分布の推定

3.1 伝熱モデル

鋳片の凝固過程は、移動境界を含む三次元熱伝導方程式で記述される。しかし、直接解法することが困難であ

ることから、以下の仮定と条件を設定し、計算量が少なく、かつ推定精度を維持するようにオンライン制御向けに簡略化を行った。

- (i) オンライン解法は差分法を用いる。
- (ii) トラッキング面内に座標の原点をとり、鋳造方向に座標を移動させる。
- (iii) 熱伝導をトラッキング面内の一方向のみ考慮する。
- (iv) 凝固潜熱は、比熱の変化に繰り入れる。
- (v) 溶鋼の対流効果は考えない。
- (vi) 密度は温度によつて変化しない。

これらの条件より、トラッキング面内の熱伝導を(1)式に示す一次元熱伝導方程式で表す。

$$\rho \frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \dots \dots \dots (1)$$

ただし、 θ ：鋳片温度、 x ：鋳片表面を基点とした断面方向の距離、 t ：時間、 k ：熱伝導率、 ρ ：密度
また、 H は条件(iv)を満たすべく導入した変数、エンタルピ⁴⁾であり、次の関係を有する。

$$C = \frac{\partial H}{\partial \theta} \dots \dots \dots (2)$$

また、初期条件と境界条件を以下に示す。

(1) メニスカス部
 $t=0$ で $\theta = \theta_m \dots \dots \dots (3)$

(2) ブルーム表面
 $x=0$ で $k \frac{\partial \theta}{\partial x} = h(\theta - \theta_w)$
 あるいは $q(t) \dots \dots \dots (4)$

(3) 中央部

$$x = D/2 \text{ で } \partial\theta/\partial x = 0 \dots\dots\dots (5)$$

ただし、 θ_m : 鋳型内溶鋼温度、 h : 熱伝達係数、 θ_w : 冷却水温、 $q(t)$: 熱流束、 D : 鋳片の厚み、 C : 比熱
 トラッキング面内の解法は、(1)式の展開により、 Δt 時間後のエンタルピが

$$H_{x \cdot t + \Delta t} = H_{x \cdot t} + \Delta t f(t) \dots\dots\dots (6)$$

$$f(t) = \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \dots\dots\dots (7)$$

で表されるので、(7)式を差分化して $f(t)$ を求め、エンタルピと温度の関係、および(6)式より $\theta_{x \cdot t + \Delta t}$ を得る。その際、 k を鋳片温度の関数として扱い、その温度依存性を考慮している。

また、当ブルームの断面形状が正方形に近い (300 mm × 400 mm) ことから、各面からの抜熱は互いに影響を及ぼしあう。そのために、制御面 (広面) 内部の凝固殻は台形状に成長する。また、凝固殻内の熱流は溶鋼プールを中心として放射状に分布しており、表面に近いほどその密度は希薄である。そこで、これらを考慮して、制御面内部の分割は、表面に近いほどその分割面積を大きくした台形シェルモデルとした。このモデルを Fig. 2 に示す。

3.2 鋳型における冷却⁶⁾

鋳型における冷却は、2次冷却帯入口での鋳片温度を規定する。とくに、鋳片過冷却部の温度推定には、鋳型抜熱量の正確な把握が必要である。

そこで、神戸 No. 3 ブルーム連鋳機において、熱電対の埋め込みによる鋳型测温実験より求めた抜熱量を正として、鋳型冷却水流量 $W_M(t)$ と鋳型冷却水温の入口と出口の温度差 $\Delta\theta_M(t)$ より求めた抜熱量

$$Q_M(t) = W_M(t) \cdot \Delta\theta_M(t) \dots\dots\dots (8)$$

と、鋳型抜熱量を求める実験式として知られているサベージの式⁶⁾を比較して検討を行った。鋳造速度別に抜熱量をプロットした結果を Fig. 3 に示す。0.3 m/m から 0.9 m/m の鋳造速度範囲では、鋳型抜熱量は $Q_M(t)$ によって十分近似できることがわかる。また、当連鋳機の

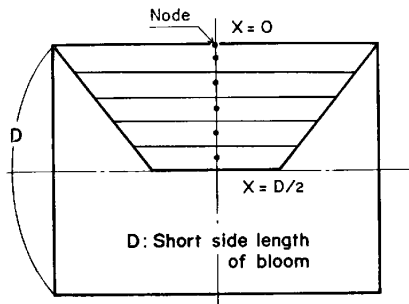


Fig. 2. Discrete model.

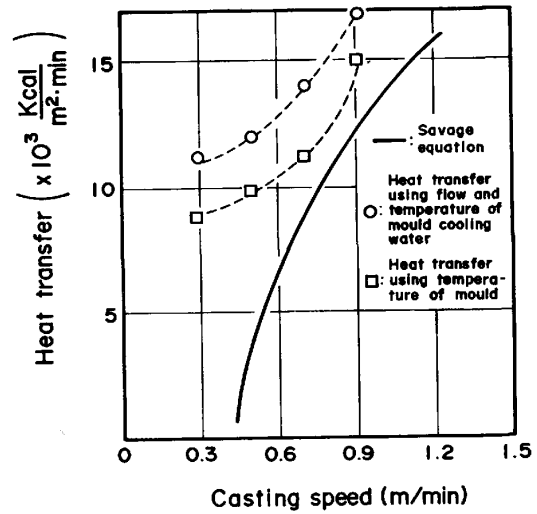


Fig. 3. Heat transfer of mould.

鋳型長さ (1 200 mm) では、サベージの式による抜熱量は 0.5 m/m 以下の低速鋳造域においてきわめて小さく (または負に) なるため、その適用が困難であることが確認される。

この結果、鋳型における冷却を鋳型内鋳造方向の熱流束分布として、次式で求めている。

$$q(v, z, t) = \frac{Q_M(t)}{Q_o(v)} \cdot q_o(v, z) \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 $q_o(v, z)$ は実験結果より求めた鋳造速度別の熱流束分布を表す。また、 $Q_o(v)$ は鋳造速度別基準総抜熱量を表し、次式を満たしている。

$$Q_o(v) = \int_0^{L_M} q_o(v, z) dz \dots\dots\dots (10)$$

ただし、 L_M : 鋳型長さ、 z : 鋳型上端からの距離

3.3 熱伝達係数の学習

スプレー冷却における熱伝達係数は、三塚の式⁷⁾を基本として、次式としている。

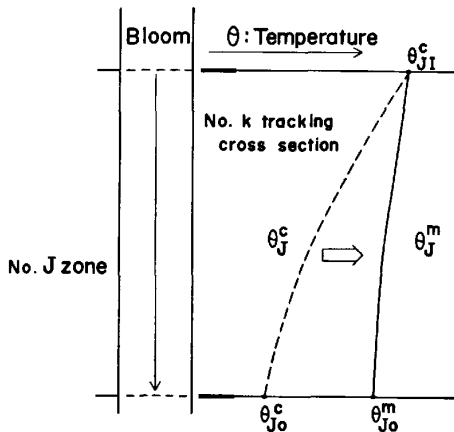
$$h_J = \alpha \cdot W^{\beta_J} \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 W は水量密度を表す。また、 α はオンラインで学習される係数とし、 β_J は各ゾーンごとに、平均鋳片温度と水量密度により決定する係数である。

(4)式に(11)式を代入した境界条件のもとに、鋳片温度を計算してゆくが、伝熱モデルの簡略化などにより計算温度は実鋳片温度に対して誤差を生じる。そこで、実測鋳片温度に基づく熱伝達係数のオンライン学習によつて伝熱モデルを修正し、計算温度を実測温度に一致させる。

いま、Fig. 4 に示すように、 J ゾーン内を通過する第 k トラッキング面に着目して時刻 $i \Delta t$ における Δt 時間後の抜熱量を求めると、次式となる。

$$q_i^k = h_i^k \cdot (\theta_i^k - \theta_w) \Delta t \dots\dots\dots (12)$$



θ_j^i : Calculated surface temperature at inlet
 θ_j^o : Calculated surface temperature at outlet
 θ_j^m : Measured surface temperature at outlet
 Fig. 4. Outline of adaptive control.

ただし、 h_i^i : 時刻 $i\Delta t$ に計算に用いる熱伝達係数

θ_i^i : 時刻 $i\Delta t$ における鋳片表面温度の計算値

第 k トラッキング面が J ゾーンに $n \cdot \Delta t$ 時間滞在するとき、単位面積あたりの総抜熱量は、次式となる。

$$Q_j^i = \sum_{i=1}^n h_i^i (\theta_i^i - \theta_w) \Delta t \dots\dots\dots (13)$$

ここで、熱伝達係数 h_i^i として、前述の(11)式より、

$$h_i^i = \alpha_i^i \cdot W_i \beta_j \dots\dots\dots (14)$$

とする。ここで、 α_i^i は学習計算ごとに適切な値に修正され、 W_i は制御周期ごとに更新される。

また、 J ゾーン内の代表温度を、

$$\theta_j^i = \gamma \cdot \theta_j^i + (1-\gamma) \theta_j^o \quad (0 < \gamma < 1) \dots\dots\dots (15)$$

で表して(13)式に代入すると、 J ゾーン内の計算温度による平均総抜熱量は、次式となる。

$$\bar{Q}_j^i = (\theta_j^i - \theta_w) \sum_i \alpha_i^i W_i \beta_j \Delta t \dots\dots\dots (16)$$

ここで、 θ_j^i は第 k トラッキング面の J ゾーン入口での計算表面温度を表し、 θ_j^o は J ゾーン出口での計算表面温度を表す。

一方、本トラッキング面の実際の総抜熱量は、次式で表される。

$$Q_j^i = \sum_i \alpha^a \cdot W_i \beta_j (\theta_i^i - \theta_w) \Delta t \dots\dots\dots (17)$$

ただし、 α^a : 実際の抜熱量を与える係数

θ_i^i : 実際の鋳片表面温度

そこで、実測表面温度より、実際の平均総抜熱量は次式で推定される。

$$\bar{Q}_j^i = \alpha^a (\theta_j^m - \theta_w) \cdot \sum_i W_i \beta_j \Delta t \dots\dots\dots (18)$$

ただし、 $\theta_j^m = \gamma \cdot \theta_j^i + (1-\gamma) \theta_j^o \dots\dots\dots (19)$

また、 θ_j^o は、第 k トラッキング面の J ゾーン出口での実測表面温度を表す。

ここで、実測温度より推定される平均総抜熱量が計算

温度から求めた平均総抜熱量に等しくなるように α^a を学習する。すなわち、 $\bar{Q}_j^i = \bar{Q}_j^m$ より、

$$\alpha^a = \frac{\theta_j^i - \theta_w}{\theta_j^m - \theta_w} \cdot \frac{\sum_i \alpha_i^i W_i \beta_j \Delta t}{\sum_i W_i \beta_j \Delta t} \dots\dots\dots (20)$$

となり、 α^a が推定される。ところが、平均総抜熱量による学習であるために、1回の計算で求めた α^a を用いても必ずしも $\theta_j^o = \theta_j^m$ にはならない。そこで、第 k トラッキング面について、求めた α^a を用いたゾーン入口から出口までの伝熱計算と、上記の計算をくり返し行うことによつて、 θ_j^o を θ_j^m に近づける。また、このようにして求めた α^a は、 α_i^i としてただちに J ゾーンにおける鋳片温度トラッキング計算に適用される。 P_j 点における学習計算のフローチャートを Fig. 5 に示す。

3.4 推定精度と安定性

伝熱モデルの推定精度と安定性や、学習計算の収束性について、以下の検討結果を得た。

(1) 定常速度 ($v=0.9$ m/m) における鋳片温度と凝固厚さについて、オフライン計算によつて実測値との比較を行った。その結果を Fig. 6 に示す。なお、鋳片表面温度の実測は打ち込み式温度計による方法(火薬を用いてシース熱電対を鋳片表面に打ち込む方法)で測定し、凝固厚さの実測は複合鋇(Ni入り)による鋇打ち法⁸⁾で測定した。鋳片の計算温度は、鋳片温度トラッキング計算と1および2ゾーンで行っている熱伝達係数の

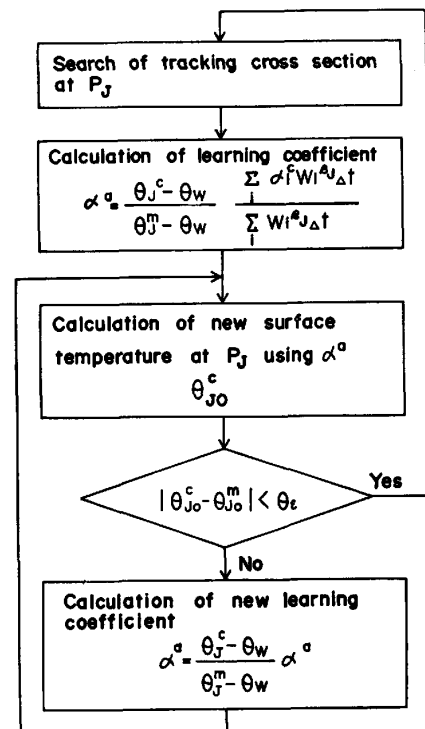


Fig. 5. Flow chart of adaptive control.

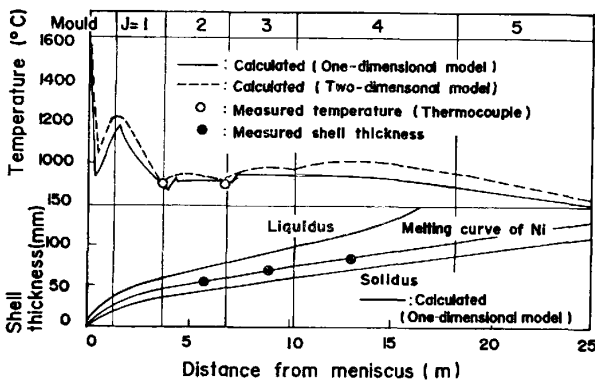


Fig. 6. Accuracy of heat transfer model.

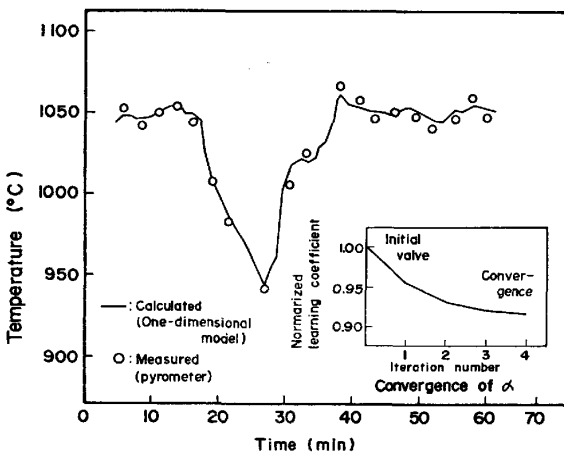


Fig. 7. Stability of temperature calculation.

学習計算により、ゾーン出口 P_1, P_2 に与えられた実測温度とほぼ一致する。一方、そのときの計算による Ni の溶融位置 (1450°C の等温線) は、実測値によく近似しており、凝固厚さも正しく認識されている。

また、同一の铸造条件下で、より正確に铸片の凝固過程を表す二次元伝熱モデルによる铸片表面 (制御面) 中央部の温度推移を Fig. 6 の破線で示す。学習を行っていない铸型および 3, 4, 5 ゾーンでは、二次元モデルと同一の境界条件を用いているために、その出口において温度偏差を生じているが、1, 2 ゾーン出口の表面温度、および各ゾーン内の温度推移プロフィールはほぼ等しい。

以上より、本モデルによつて実铸片の凝固過程は十分推定できると考える。

(2) 铸造速度の変動時に、铸片温度トラッキング計算と学習計算をオンラインで行つた。その結果を Fig. 7 に示す。なお、铸片温度の実測には放射温度計を用いている。非定常時においても、学習係数 α は数回のくり返し計算によつて収束し、計算温度は安定に実測温度の変化に追従することが確認される。

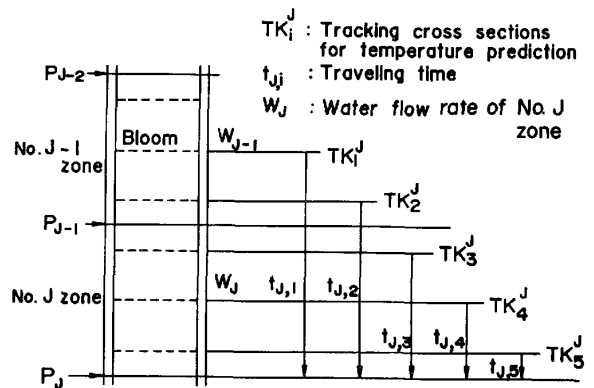


Fig. 8. Outline of temperature prediction.

4. 冷却水流量の決定

ダイナミック制御法では、制御遅れなく铸片温度を制御する目的で、予測制御を行っている。以下では铸片温度の予測計算ロジックと冷却水流量の決定方法について述べる。

4.1 铸片温度の予測計算

冷却水流量は上流ゾーンより順に決定してゆく。いま、 J ゾーンの流量を決定する場合を考え、その予測計算の概念図を Fig. 8 に示す。

計算は制御周期ごとに、以下の順に行う。

(1) 現行の铸造速度が続くものとし、一定時間後に制御点 P_J に到達するトラッキング面を選択する。 (TK_1^J, \dots, TK_5^J)

(2) 選択されたトラッキング面について、現在の面内温度分布を初期値とし、学習された熱伝達係数を用いて P_J に到達するときの温度分布を予測計算する。その際、 $J-1$ ゾーンに存在するトラッキング面 (TK_1^J, TK_2^J) については、 $J-1$ ゾーン内に滞在する間は新しく決定されている水量密度 \tilde{W}_{J-1} を用い、 J ゾーンを通過する間は本ゾーンの現行の水量密度 W_J を用いて計算する。一方、 J ゾーンに存在するトラッキング面 (TK_3^J, TK_4^J, TK_5^J) については W_J を用いる。

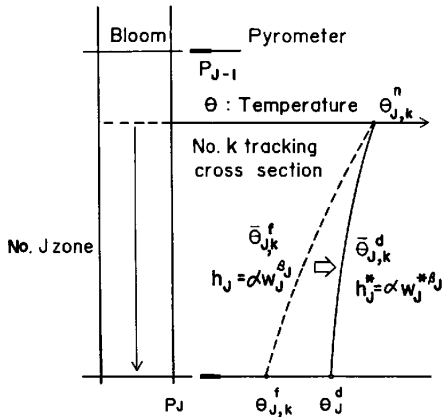
4.2 冷却水流量の決定方法

まず、予測計算を行つた第 k トラッキング面について、制御点 P_J での予測表面温度 $\theta_{s,k}^J$ をその点に与えられた目標温度 θ_s^J に制御する水量密度 $W_{s,k}^J$ を求める。その概念図を Fig. 9 に示す。

熱伝達係数の学習計算式である (20) 式より、次式を得る。

$$\sum_i \alpha^s W_i^{\beta_j} \Delta t = \frac{\theta_s^J - \theta_w}{\theta_s^m - \theta_w} \cdot \sum_i \alpha_i^s W_i^{\beta_j} \Delta t \dots \dots (21)$$

本式は、 J ゾーン入口の計算表面温度が $\theta_{s,i}^J$ であり、熱伝達係数 $h_i = \alpha_i^s W_i^{\beta_j}$ ($i=1, 2, \dots, n$) で冷却されてゾー



$\theta_{J,k}^n$: Present temperature of No. k tracking section
 $\bar{\theta}_{J,k}^f$: Predicted temperature of No. k tracking cross section
 θ_J^d : Aimed temperature at P_J
 Fig. 9. Outline of water flow rate calculation.

ン出口の表面温度が $\theta_{J,0}^n$ になるトラッキング面について、熱伝達係数を鋳片温度で修正することによって、ゾーン出口温度を $\theta_{J,0}^n$ にできることを意味する。

そこで、 P_J 点に到達するまでは現行の熱伝達係数 $h_J = \alpha_J^* \cdot W_J^{\beta_J}$ で冷却されるとして予測した $\bar{\theta}_{J,k}^f$ を、その点に与えられた θ_J^d に制御するには、(21)式より現行の h_J を予測および目標温度で修正し、

$$h_{J,k}^* = \frac{\bar{\theta}_{J,k}^f - \theta_W}{\theta_{J,k}^n - \theta_W} \cdot h_J \quad \dots\dots\dots (22)$$

よって新しい熱伝達係数 $h_{J,k}^*$ を求めればよいことがわかる。

$$\text{ただし、} \bar{\theta}_{J,k}^f = \varepsilon \theta_{J,k}^n + (1 - \varepsilon) \theta_{J,k}^f \quad (0 < \varepsilon < 1) \quad \dots\dots\dots (23)$$

$$\bar{\theta}_{J,k}^d = \varepsilon \theta_{J,k}^n + (1 - \varepsilon) \theta_J^d \quad \dots\dots\dots (24)$$

であり、 $\theta_{J,k}^n$ は第 k トラッキング面の現在表面温度を表す。(ただし、 $J-1$ ゾーンに存在するトラッキング面については、 J ゾーン入口到着時の予測温度である。)

さらに、新しい熱伝達係数が

$$h_{J,k}^* = \alpha_J^* W_{J,k}^{*\beta_J} \quad \dots\dots\dots (25)$$

と表されるので、求める $W_{J,k}^*$ は次式となる。

$$W_{J,k}^* = \beta_J \sqrt{\frac{\bar{\theta}_{J,k}^f - \theta_W}{\bar{\theta}_{J,k}^d - \theta_W}} \cdot W_J \quad \dots\dots\dots (26)$$

次に、各トラッキング面に対する水量密度 $W_{J,k}^*$ ($k = 1, 2, \dots, N_J$) から J ゾーンの新しい水量密度 \tilde{W}_J を決定する。

決定には、第 k トラッキング面の J ゾーン内滞在時間 $t_{J,k}$ を考慮した平均水量密度として \tilde{W}_J を求めるために次の評価関数を設定し、この I_J を最小にする \tilde{W}_J を求める。

$$I_J = \sum_{k=1}^{N_J} \{t_{J,k} (\tilde{W}_J - W_{J,k}^*)\}^2 \quad \dots\dots\dots (27)$$

この結果、求める \tilde{W}_J は、

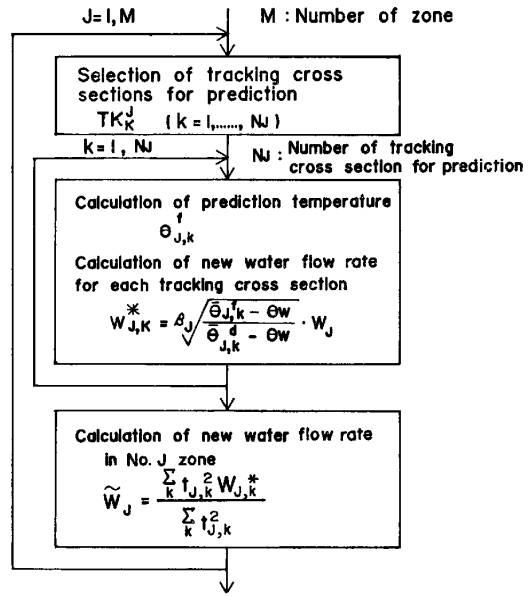


Fig. 10. Flow chart of water flow rate calculation.

$$\tilde{W}_J = \frac{\sum_k t_{J,k}^2 \cdot W_{J,k}^*}{\sum_k t_{J,k}^2} \quad \dots\dots\dots (28)$$

となり、各 $W_{J,k}^*$ について $t_{J,k}^2$ の重み付け平均することによって予測制御性を向上させている。このようにして求めた \tilde{W}_J から J ゾーンの冷却水流量を決定している。水量密度を計算するフローチャートを Fig. 10 に示す。

5. シミュレーションによる制御効果の確認

制御対象として、二次元伝熱モデルに基づいて鋳片の伝熱現象をより正確に表すシミュレータ (プログラム) を作成し、それに対してダイナミック制御を施すシミュレーションを行つた。なお、シミュレータはトラッキング面を有しており、実測温度は温度計位置を通過するシミュレータトラッキング面の表面温度としている。

铸造速度急変時のシミュレーション結果を、速度カスケード制御の制御結果と比較して Fig. 11 に示す。

(1) 速度カスケード制御では、铸造速度低下時に速度とともに急峻な流量低下がおこる。そのために鋳片内部の熱バランスがくずれ、表面温度が上昇する。一方、ダイナミック制御では、凝固過程が考慮されているので緩和な流量制御が行われ、温度上昇が抑制されることが確認できる。

(2) 速度カスケード制御では、铸造速度復帰時に当該ゾーン内に過冷却部が存在するにもかかわらず、高流

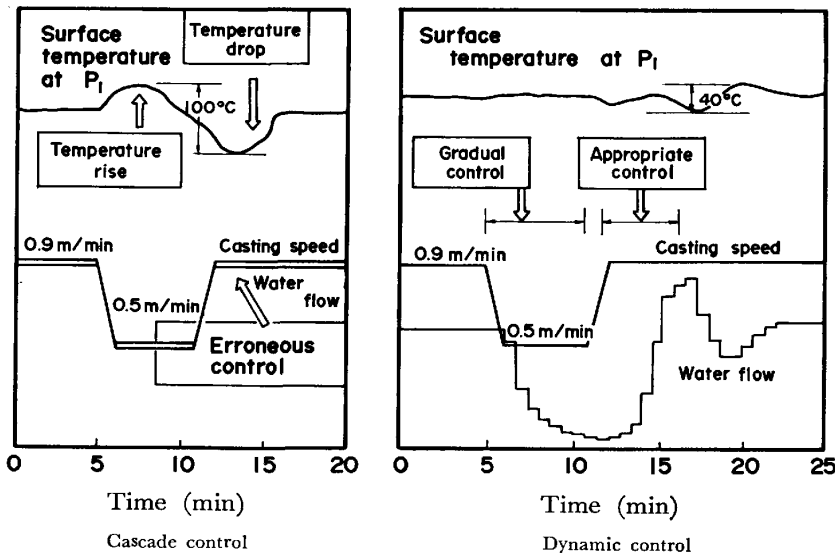


Fig. 11. Effect of dynamic control (simulation).

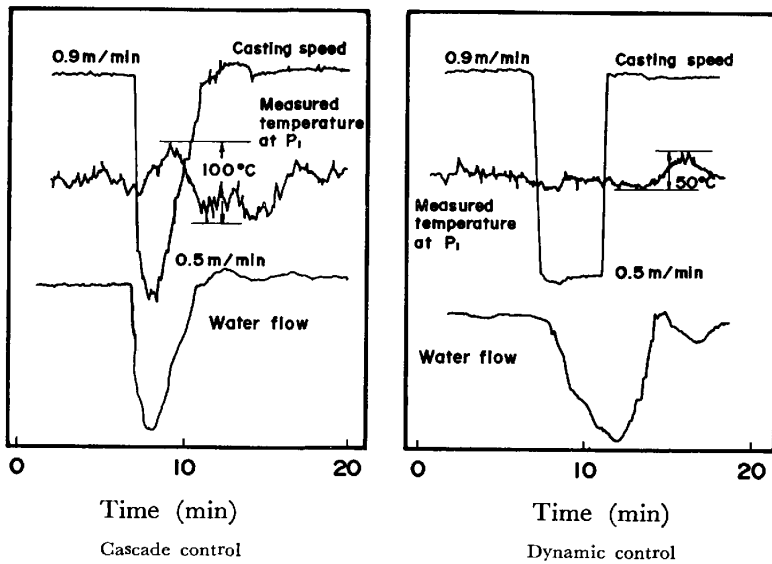


Fig. 12. Effect of dynamic control(1).

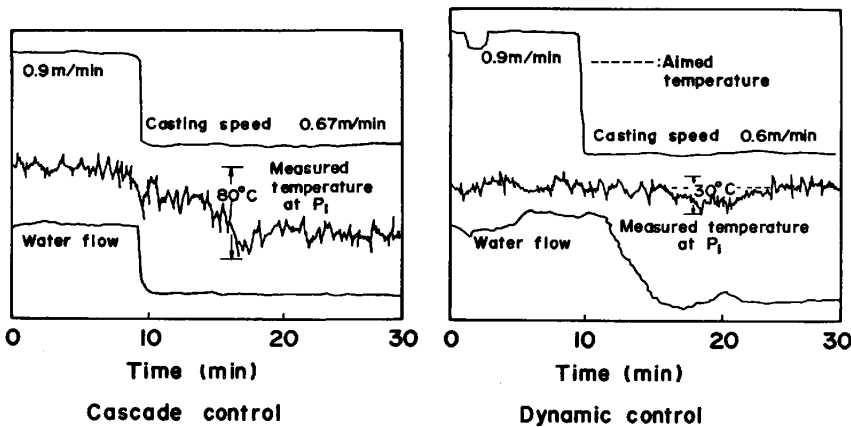
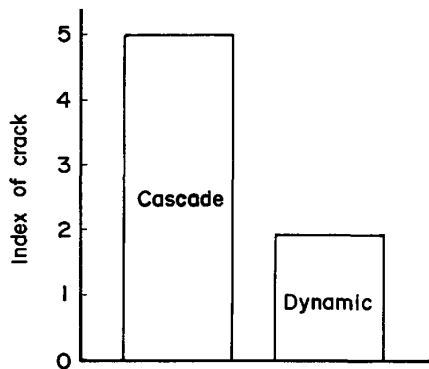


Fig. 13. Effect of dynamic control (2).

量制御を行う。そのために過冷却部の温度がさらに低下している。一方、ダイナミック制御では、過冷却部の存在が考慮されているので、低流量制御によつて温度低下が救済されることが確認できる。

6. 実機適用結果

ダイナミック制御システムの実機適用結果を、Fig. 12と Fig. 13 に速度カスケード制御の結果と比較して示



Sample : Non-stationarily operated parts of bloom
($V=0.9 \rightarrow 0.3$ m/m)

Fig. 14. Effect of dynamic control about surface crack.

す。

(1) Fig. 12 の铸造速度の変化は Fig. 11 のシミュレーション結果と対応している。冷却水流量のパターンや鋳片温度の制御結果はシミュレーション結果と良く対応していることから、オンライン制御システムの妥当性が確認されて、実鋳片の温度変動も減少していると判断される。

(2) Fig. 13 の場合、速度カスケード制御では铸造速度に対して铸造温度を一定にするようなパラメータ設定が困難であるために、温度偏差が生じていることがわかる。一方、ダイナミック制御では、鋳片温度が制御に用いられていることから温度偏差は生じず、目標温度に制御できることが確認される。

また、表面品質の改善効果の把握として、表層部割れ疵の調査を行った。その結果、ダイナミック制御時の表面疵は、速度カスケード制御時に比べて疵指数で半減しており、その効果が確認された⁹⁾。このグラフを Fig. 14 に示す。

7. 結 言

鋳片内部温度のオンライン推定法と、これに基づくブルーム連铸のダイナミック制御方法について述べた。実機に適用したところ、定常速度では鋳片表面温度を目標温度に対して $\pm 20^{\circ}\text{C}$ 以内に制御でき、非定常時でも速度カスケード制御に比べて表面温度の変動を半減できることがわかった。

さらに、筆者らは鋳片の均一冷却を可能にするミスト冷却とダイナミック制御を組み合わせた新しい冷却制御技術の開発を行っており、従来法に比べて温度制御精度が向上し、品質改善効果があることを確認している¹⁰⁾。

文 献

- 1) 安中弘行, 藤本考彦, 森 隆資, 成田貴一, 鈴木康夫, 若杉 勇, 片桐行雄, 高木 弥: 鉄と鋼, 68 (1982), A165
- 2) 大西稔泰, 若杉 勇, 尾上善則, 森 隆資, 宮崎純, 安中弘行: 鉄と鋼, 68 (1982), S157
- 3) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第 73 回計測部会 (1979 年 11 月) 住友金属工業(株) (私信)
- 4) 熱経済技術部会加熱炉小委員会: 連続加熱炉における伝熱実験と計算方法 (1971) (日本鉄鋼協会編), p. 68
- 5) 岩尾範人, 川合成治: 計測と制御, 19 (1980), p. 644
- 6) J. SAVAGE and W. H. PRICHARD: JISI, 178 (1954), p. 269
- 7) 三塚正志: 鉄と鋼, 54 (1968), p. 1457
- 8) 高田 寿, 森 隆資, 長岡 豊, 綾田研三: 鉄と鋼, 61 (1975), S67
- 9) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第 85 回計測部会 (1983 年 11 月) (株)神戸製鋼所 (私信)
- 10) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第 84 回製鋼部会 (1983 年 3 月) (株)神戸製鋼所 (私信)