
連続鋳造における鋳片の表面温度制御技術の開発

Development of Surface Temperature Control in Slab Caster

飯田 義治(Yoshiharu Iida) 児玉 正範(Masanori Kodama) 鈴木 康治(Koji Suzuki) 山崎 順次郎(Junjiro Yamazaki) 小島 信司(Shinji Kojima)

要旨：

スラブ連続鋳機における 2 次冷却帯での鋳片温度制御は鋳片の表面欠陥防止面で特に重要である。水島製鉄所 No.6 連続鋳機において表面温度制御機能を有する 2 次冷却自動制御システムが完成し次のように操業、品質ともに順調に稼動している。(1) 鋳片表面温度の目標冷却パターンに対する制御精度 $\pm 15^{\circ}\text{C}$ 以内となり従来の速度カスケード制御法に比べて大幅に向上した。(2) 含 Nb, V, Al 鋼で発生しやすかった横割れが大幅に減少しほとんど皆無となった。

Synopsis：

Slab temperature control in the secondary cooling zone of continuous caster is important to prevent surface defects. In No.6 C.C. machine at Mizushima Works of Kawasaki Steel Corp., an automatic surface temperature control system was developed and has been working satisfactorily with such performances as follows: (1) The deviation from aimed cooling curve of slab surface temperature in this system was considerably corrected to become better than the conventional speed cascade control. It is now constantly controlled with in the range of $\pm 15^{\circ}\text{C}$. (3) The transverse cracks on the surface of steel slabs containing V, Nb and Al were remarkably decreased to a negligible level.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

連続 casting における 鋳片の表面温度制御技術の開発

Development of Surface Temperature Control in Slab Caster

飯 田 義 治*

Yoshiharu Iida

児 玉 正 範**

Masanori Kodama

鈴 木 康 治***

Koji Suzuki

山 崎 順次郎****

Junjiro Yamazaki

小 島 信 司*****

Shinji Kojima

Synopsis:

Slab temperature control in the secondary cooling zone of continuous caster is important to prevent surface defects. In No. 6 C.C. machine at Mizushima Works of Kawasaki Steel Corp., an automatic surface temperature control system was developed and has been working satisfactorily with such performances as follows:

- (1) The deviation from aimed cooling curve of slab surface temperature in this system was considerably corrected to become better than the conventional speed cascade control. It is now constantly controlled within the range of $\pm 15^{\circ}\text{C}$.
- (2) The transverse cracks on the surface of steel slabs containing V, Nb and Al were remarkably decreased to a negligible level.

1. 緒 言

昭和51年10月に当社水島製鉄所第2製鋼工場に設置した No. 6 スラブ連続機は、非金属介在物の浮上分離に有利な垂直曲げ型で垂直凝固長さ 16 850 mm を有し高級パイプ用素材を大量に製造している。この素材は、Nb, V, Al, Cu などの合金元素を含むものが多くこの炭化物・窒化物などが粒界に析出して粒界脆化をおこし、鋳片表皮部に横割れが発生しやすいことが知られている。この欠陥防止には次の2方法が報告されている。

- (1) 2次冷却帯における鋳片表面の復熱防止と同時に滑らかな温度降下をはかり炭化物・窒化物の

生成を抑制する¹⁾。

- (2) 鋳片を曲げ矯正する際の鋳片温度を特定脆化域²⁾よりも高温側³⁾あるいは低温側に制御する。

これらの対策は、横割れ発生防止に有効な方法であるが実操業における鋳片の表面温度は製造速度や冷却条件などの影響を受けるので所定の目標温度に安定して制御することは困難である。そこで従来の2次冷却制御法に替わって、2次冷却帯に配置 (Fig. 1 参照) した合計5個の放射温度計を利用して各位置における鋳片表面温度を連続的に制御する方法を開発した。この制御法の採用により操業条件に変動があった場合でも常に適正な鋳片表面温度の推移 (以下冷却パターンと記す) を保ち、かつ曲げ矯正点の温度制御が可能となった

* 水島製鉄所製鋼部部長

*** 水島製鉄所製鋼部製鋼技術室主査 (部長待遇)

***** 水島製鉄所企画部設計室主査 (部長待遇)

〔昭和54年9月18日原稿受付〕

** 水島製鉄所製鋼部製鋼技術室主査 (課長待遇)

**** 水島製鉄所システム部制御技術室主査 (部長待遇)

結果、横割れの発生はほとんど皆無となった。

本報ではこの制御法の開発経過およびその効果について概要を述べる。

2. 2次冷却自動制御システム

2.1 制御システムの概要

No. 6 スラブ連続鋳機の制御システムは、専用ミニ・コンピュータ (YODIC-100, 容量38K) により直接デジタル制御 (DDC) を行っている。システムの概要を Fig. 2 に示すが次の4点に特に留意した。

- (1) 制御機能の質的向上を図る。
- (2) ループ構成を単純化し保守を簡便にする。
- (3) 鋳込前のプリセット以外の全自動化により信頼性を向上し省力を図る。
- (4) 監視機能 (各冷却ゾーンのスプレー順次起動, 冷却水流量制御の監視) を充実する。

このコンピュータ・システムにより各制御内容が CRT 表示されるとともにトレンド記録計に出

力される。

2.2 2次冷却制御法

2次冷却制御法として従来速度カスケード制御法が使用されてきた。今回表面品質をさらに向上させるために冷却パターンを一定のパターンに維持する制御法の検討を行い3種の制御法 (速度カスケード制御, 比水量制御, 表面温度制御) について実機での制御性について比較テストを行った。No. 6 スラブ連続鋳機における冷却ゾーンの分割図を Fig. 1 に示した。これら各冷却ゾーンにおける冷却水配管は元管に自動流量調節弁を設置しそのあと内外面支管に分岐されているが制御ループとしては内外面は区分されていない。コンピュータ・ファイルには、制御に必要な操業パラメータ (比水量, 各冷却ゾーン配分率その他) が格納されていて、鋳込前に鋳造条件を CRT から入力すると自動的にファイルが選択されてこのパラメータが制御ループへセットされる。このファイルは“技術標準管理テーブル”と呼ばれ、鋳片サイズ, 成分 (C, Mn, Al, Nb, V) の含有量別に81種のファイルから構成されている。また単位長さ (400mm) に鋳片を仮想区分してコンピュータでこの区分ごとに冷却履歴 (メニスカスからの経過時間, 実績比水量, 各温度計通過時の代表温度など) をトラッキングしファイルしている。

2.2.1 速度カスケード制御

各鋳片サイズ, 基準鋳造速度ごとに各冷却ゾーンの冷却水量を定め、鋳造速度の変動に比例して冷却水量を増減する方法でこの基準冷却水量の比水量・各ゾーン配分率は比水量制御, 表面温度制御でも採用した。

2.2.2 比水量制御

ローラー・エブロン内の機械保護の観点から確保される最低保証流量のため、連々継ぎ目、鋳込終了時点などの鋳造速度低下の際は冷却過多となる。この改善策として各冷却ゾーンの出口で単位仮想区分長さあたりの比水量が常に一定となるように時々刻々、各仮想区分の実績比水量をトラッキングして各冷却ゾーン流量を増減する方法で、この概念図を Fig. 3 に示す。

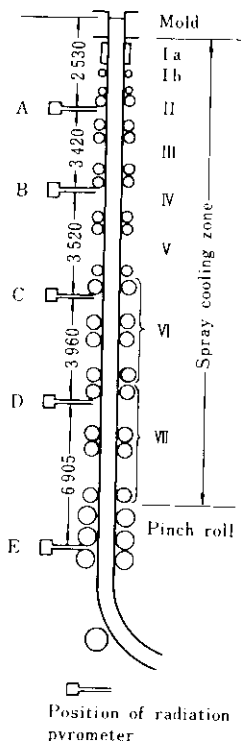


Fig. 1 Profile of cooling zone of No. 6 continuous casting machine

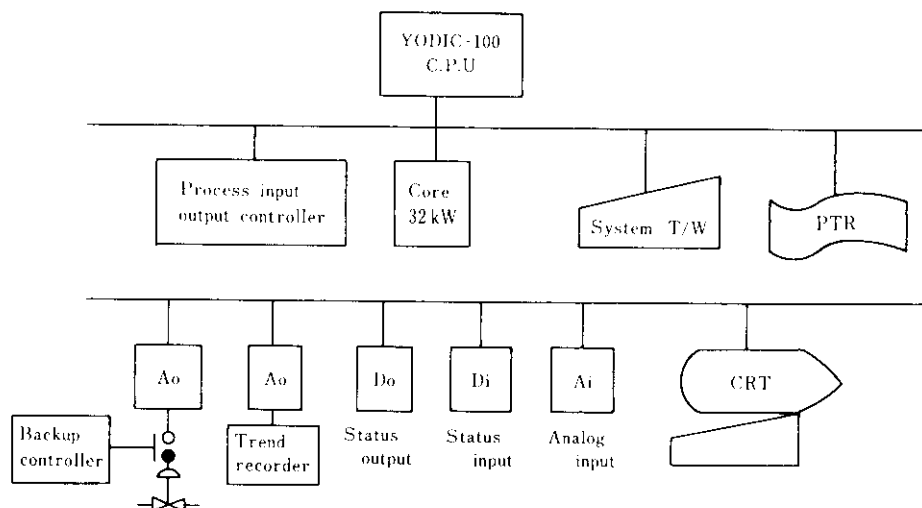


Fig. 2 Schema of direct digital control (DDC) system

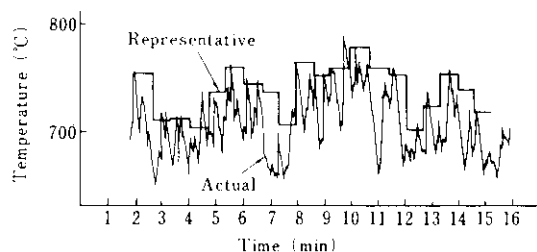


Fig. 3 An example of records of actual temperature and representative temperature

2・2・3 表面温度制御

本制御法は、Fig. 1 に示した 5 個の放射温度計を用いて各取付位置での実測表面温度とコンピュータ・ファイルに設定した目標値との偏差を用いて冷却水量を増減する方法である。この特徴は、温度計、専用ミニ・コンピュータ、自動流量調節弁を連係させ各温度計取付位置の目標設定値になるような冷却水流量の微調整を行って最適な冷却パターンに軌道修正することである。この制御機能は、フィード・フォワード制御とフィード・バック制御から構成され通常はフィード・バック制御が行われる。放射温度計は単色式でその仕様を Table 1 に示す。単位仮想区分が温度計位置を通過する間の最高温度をこの区分の代表温度として制御ループへフィード・バックしている。このように 400mm 間での最高温度のみを採用することにより機械的手段⁴⁾によらず鋳込方向で不連続に

Table 1 Specification of optical pyrometer in the surface temperature control system

	In the chamber	In the pinch rolls
Type	China's IR-SBH-SP	Hokushin's J-600
Number	4 sets/strand	2 sets/strand
Sensing element	Si-cell	PbS
Measure range (°C)	700~1100	600~1100
Distance coefficient	22.5 ϕ /1100mm	1 ϕ /200mm
Wave length (μ m)	0.9	0.8~2.6
Structure	Water proof	Water proof
Amplifier	With peak hold	With peak hold

生ずる蒸気・スケール・水滴などの影響を排除した。発生スケールに影響されやすい下位ゾーンにおける連続測温値と仮想区分ごとの代表温度の比較例を Fig. 4 に示す。代表温度は実測データのノイズが除外されて安定した値となっている。この実績温度に基づいて行われるフィード・バック制御は次の 4 機構から構成される。

- (1) 速度形 PID 演算機能。
- (2) PID から出力される比水量補正出力の積分機能。
- (3) 代表温度読み取り時間の遅れを補正する制御周期調整機能。
- (4) 出力をチェックするゲート機能。

PID 演算では、下記の (1) 式にしたがって補正

3. 各制御法の制御結果

Table 2 に速度カスケード制御法と比水量制御法による鋳片表面温度の比較を示す。両者の鋳込条件はほぼ同一で鋳造速度の変動量も差がないにもかかわらず各測温位置 (Fig. 1 中 A~D 点) での鋳片表面温度は、比水量制御の方がバラツキが大幅に低減している。これは Fig. 6 に示すように各ゾーンの実績比水量のバラツキが低減し目標比水量値に精度よく制御されたためである。しかし比水量制御における表面温度のバラツキはまだ $9.6 \sim 37.4^\circ\text{C}$ と大きい。

次に表面温度制御の実施結果について以下に示す。Fig. 7 にフィード・バック制御での PID 演算機能における P 動作の感度調整による表面温度の変化例を示す。このように P, I, D 各パラメータ調整にあたっては、鋳造・冷却条件に応じた調整

Table 2 Comparison of surface temperature between cascade control and water ratio control

Position	Control method	Number of heat	Average temperature ($^\circ\text{C}$)	Standard deviation ($^\circ\text{C}$)
A	C.C.	44	1071	20.7
	W.R.C.	33	1081	9.6
B	C.C.	37	934	24.2
	W.R.C.	33	961	18.5
C	C.C.	37	804	48.3
	W.R.C.	33	808	37.4
D	C.C.	37	722	28.6
	W.R.C.	33	713	17.9

		C.C.	W.R.C.
Mold size		215×1615	215×1615
Casting speed (m/min)	$\bar{x}$	0.7	0.76
	σ	0.06	0.05
Total water volume (l/kg)		1.375	1.375
Steel grade		Al killed 50kgf/mm ² class	

C.C.: Cascade control
W.R.C.: Water ratio control

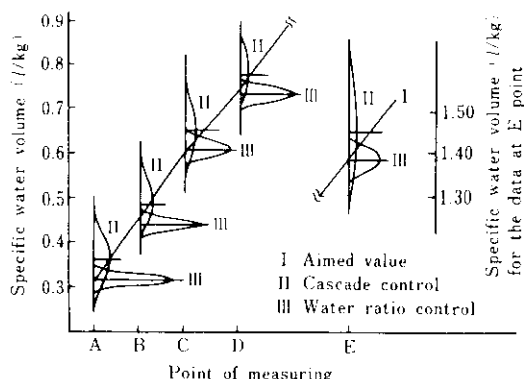


Fig. 6 Comparison of cascade control and water ratio control in terms of specific water volume distribution at each section shown in Fig. 1

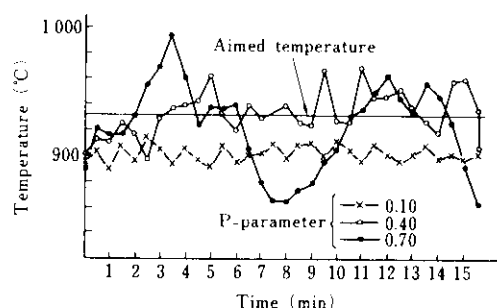


Fig. 7 An example of surface temperature control performance by PID tuning

が必要である。Fig. 8 に各パラメータの調整を完了した後のフィード・バック制御の応答状況を示すが、 1000°C から 930°C へ目標温度を変更した際の 63% 応答の時定数は約 3min であった。P, I, D 各パラメータ調整を十分行った後、速度カスケード制御法と表面温度制御法を実施した際の鋳片表面温

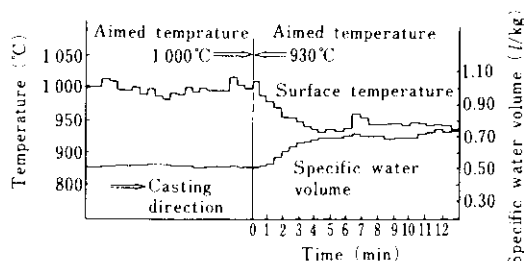
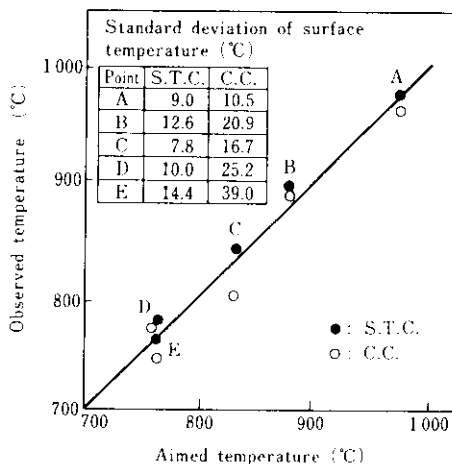


Fig. 8 An example of surface temperature following performance after change of aimed temperature

度の比較例を Fig. 9 に示す。表面温度のバラツキは比水量制御による改善に比べてさらに低減し特に下位ゾーンでの低減が著しい。このように 3 制御法中最も精度良く制御できることが確認された。Fig. 10 にフィード・フォワード制御の実施例を示す。2 次冷却で頭部強冷・高比水量型の冷却

を行った際、 casting 速度が急低下すると上位ゾーンで铸片表面温度が急激に低下しすぎて異常低温の铸片を生ずることがある。Fig. 10 は、表面温度計で異常低温を検知し、次の冷却ゾーンで復熱しない範囲で緩冷却を行って目標温度に修正したフィード・フォワード制御の例である。



		S.T.C.	C.C.
Mold size (mm)		240×1910	240×1910
Casting speed (m/min)	x	0.65	0.70
	σ	0.07	0.05
Total water volume (t/kg)		2.30	2.30
Steel grade		Al killed 50kgf/mm ² class	

Fig. 9 Comparison of surface temperature performance between cascade control (C.C.) and surface temperature control (S.T.C.)

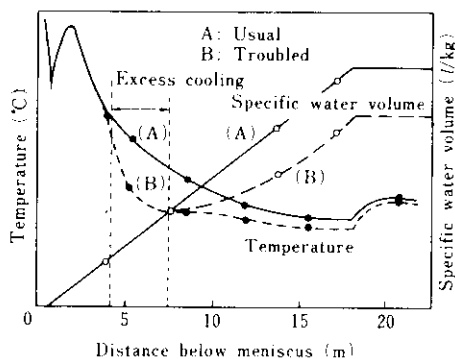


Fig. 10 An example of recovered surface temperature profile by feedforward control in the case of slowing down of casting speed

4. 考 察

4.1 表面温度制御の意義

スプレーが一様にかかる場合の冷却に関する三塚の実験式⁵⁾を松野ら⁶⁾が連続铸造用に修正した(3)式を用いて、1次元非定常伝熱式を差分化し適切な初期条件、境界条件下で求めた铸片表面温度推移の計算例を Fig. 11 に示す。

$$h_s = 2.55 \times 10^4 \times W^{0.55} \times (1 - 7.5 \times 10^{-3} \cdot T_w) / \alpha \quad \text{..... (3)}$$

h_s : 熱伝達係数 (cal/cm²·min·°C)
 W : 流量密度 (ℓ/cm²·min)
 T_w : スプレー水温度 (°C)
 α : 補正係数 (3~5)

2次冷却帯において、(流量密度×時間)を一定に制御すれば铸片表面温度の変動を抑制できることがこのモデルにより示唆される。この考え方に基いて、一般に速度カスケード制御法が採用されている。しかし実操業では、(流量密度×時間)が一定となるように冷却水量を増減しても、铸造速度の影響はなくなる。例えば、メニスカスから 2.53m 下方の測定点 (Fig. 1 の A 点) にお

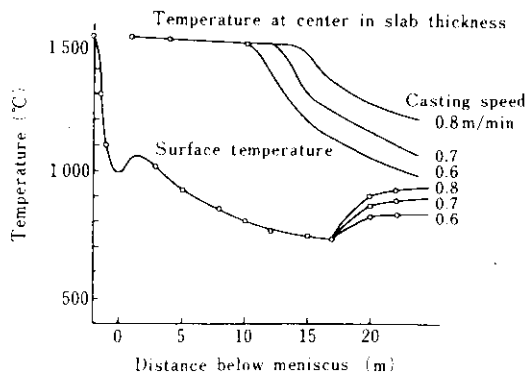


Fig. 11 Calculated effect of casting speed on the surface temperature in cascade control

る表面温度は、Fig. 12 に示すように、鋳造速度に比例して増大する。また、鋳造速度が一定でも必ずしも表面温度が一定とはならず、(流量密度×時間)の変化のみでは表面温度の変動を説明しきれないことが多い。

この現象を解析するためロール1ピッチ間の抜熱量を

- (1) スプレー冷却
- (2) 放射・対流による放熱
- (3) ロール接触による冷却

に分割し、それぞれの寄与率を試算した。2次元非定常伝熱式(4)式を差分近似しスプレー冷却域の熱伝達係数 h_s を鋳片表面温度域別に(3)、(5)、(6)式で与えて伝熱量 q_1 を求めた。

さらに放射伝熱量 q_2 は(7)式、ロール接触による伝熱量 q_3 は(9)式により評価した。

$$c \cdot \rho \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \cdot \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) \quad (4)$$

c : 比熱, ρ : 比重, θ : 鋳片温度

k_x, k_y : x, y 方向の各温度での熱伝導率

$\theta_s < 500^\circ\text{C}$ の時

$$h_s = 2.55 \times 10^4 \cdot W^{0.55} \cdot (1 - 7.5 \times 10^{-3} \cdot T_w) / \alpha$$

θ_s が $500 \sim 700^\circ\text{C}$ の範囲については、三塚の実験値⁷⁾に基づいて(5)式を採用した。

$$h_s = 10^{-A(W)} \cdot \theta_s \times B(W) \quad (5)$$

$$A(W) = (7.4W + 1.16) \times 10^{-3}$$

$$B(W) = \begin{cases} 4.15 \times 10^5 W \\ (\text{at } W \leq 0.02 \text{ l/cm}^2 \cdot \text{min}) \\ 2.77 \times 10^5 W + 2760 \\ (\text{at } W > 0.02 \text{ l/cm}^2 \cdot \text{min}) \end{cases}$$

θ_s : 鋳片表面温度($^\circ\text{C}$)

$900^\circ\text{C} \leq \theta_s$ の時, Müller の式⁸⁾ から

$$h_s = 8.6V + (92 + 0.59V) \cdot W \quad (6)^{7)}$$

V : 水滴速度(m/min)

ただし $700^\circ\text{C} < \theta_s < 900^\circ\text{C}$ 間は三塚, Müller の式が連続性をもつように直線近似した。

$$q_2 = 4.88 \times \epsilon \cdot \left(\frac{\theta_s + 273.15}{100} \right)^4 \quad (7)$$

$$\epsilon = 0.75 + 0.00015\theta_s \quad (8)$$

ϵ : 放射率

対流熱伝達係数: $20 \text{ (kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C)}$

$$q_3 = h_r (\theta_s - \theta_R) \quad (9)$$

h_r : 鋳片-ロール間熱伝達係数

θ_R : ロール表面温度

計算に用いた鋳造条件を Table 3 に示し、1ロール・ピッチ間でのスラブ厚み方向深さ別の鋳込方向の温度分布の計算結果を Fig. 13 に示す。表面では約 100°C の温度差が1ロール・ピッチ間で生ずるが表面下9mmでは僅か 20°C と急激に小さくなる。このように鋳片表面での冷却条件が僅か変動しても表面温度は変動しやすい。

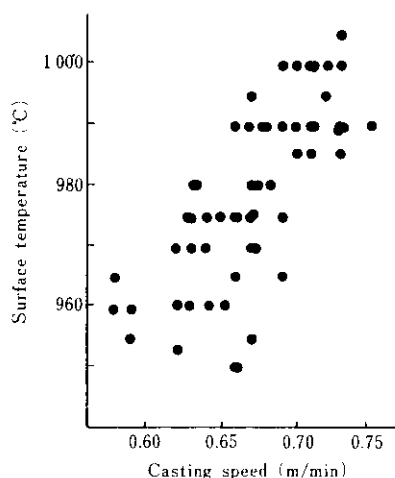


Fig. 12 Relation between actual surface temperature and casting speed in cascade control

Table 3 Casting condition for calculation of heat extraction ratio

Distance below meniscus (mm)	3000	8000
Casting speed (m/min)	0.70	
Slab size	240×1910	
Spray water temperature ($^\circ\text{C}$)	20	
Air temperature in the chamber ($^\circ\text{C}$)	50	
Roll length in touch with slab (mm)	24.3	23.2
Roll pitch (mm)	270	290
Specific water volume (l/kg)	1.175	1.175
Spray pressure (kg/cm ²)	3.30	5.30
Spray water flow rate (l/m·s)	3.0	3.0
Thickness of spray (mm)	56.7	58.0

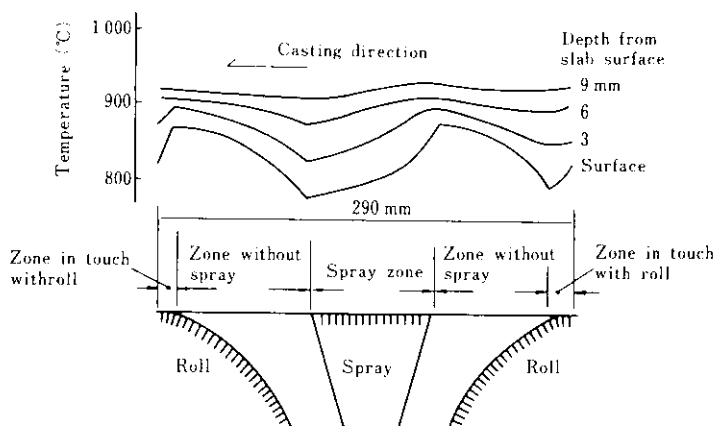


Fig. 13 Calculated change of the slab temperature at the various depth from surface

この計算結果に基づいて、 casting速度に流量をカスケードさせただけでは表面温度が一定とならない理由を次に示す。Fig. 14に casting速度と抜熱量および铸片単位表面積あたりの抜熱量（抜熱量÷ casting速度）の関係を示す。すなわち casting速度の増大にともなって抜熱量は増加するが铸片単位表面積あたりの抜熱量は逆に大幅に低減し、その結果Fig. 12に示した実測データのように表面温度は上昇する。Table 4にはこの計算結果に基づいた冷却因子別の抜熱量割合を示す。すなわち冷却水によって抜熱される割合は30～45%と僅かで casting速度に流量をカスケードさせただけでは単位表面積あたりの抜熱量は一定とならず表面温度も変動しやすくなる。こうした冷却水による抜熱量の割合が低いのは計算の前提となったNo. 6スラブ連铸機ではノズル種類（フラット・ノズル）、ノズル取付位置、ロール間隔などの制約によってスプレ-

Table 4 Calculated ratio of heat extraction at different positions in secondary cooling zone (%)

	Spray cooling	Radiation and convection	Extraction by rolls
3 000mm from meniscus	30	50	20
8 000mm from meniscus	45	30	25

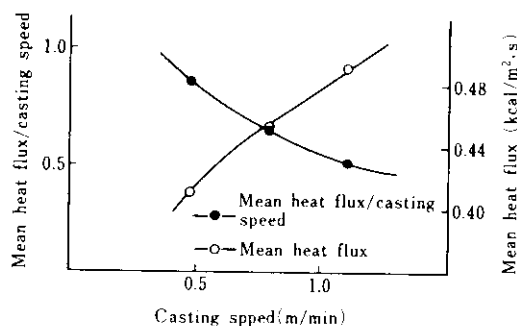


Fig. 14 Influence of casting speed on heat extraction

レー水の衝突する面積が全体の約20%にすぎないことおよび特に高温域ではスプレー冷却の熱伝達係数が小さいのに対して輻射放熱量が大きいのが主な原因である。

この解析結果を確認するため溶着式温度計（CAシーす熱電対をロール間から casting中の熱片に点溶接しその後の表面温度推移を連続測定するものでスタッド溶接と呼ばれる）を用いてロール1ピッチごとの表面温度推移を測定した。この測定結果の一例をFig. 15に、この温度推移から算定した抜熱量推移をFig. 16に示す。この測定結果からもスプレー冷却の寄与率は約25%で計算解析結果と良く一致した。このように冷却水流量密度以外の影響が大きく単純に casting速度に流量をカスケードして表面温度を一定にすることは難しい。

4.2 表面温度制御における収束性

表面温度制御法では、温度計の設置間隔だけの

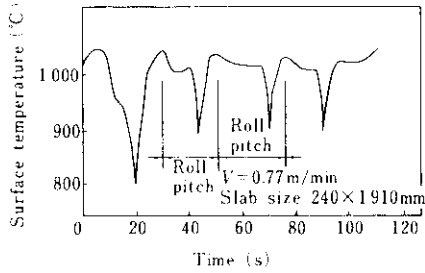


Fig. 15 Actual surface temperature at No.3 roller apron segment measured by CA thermo-couple

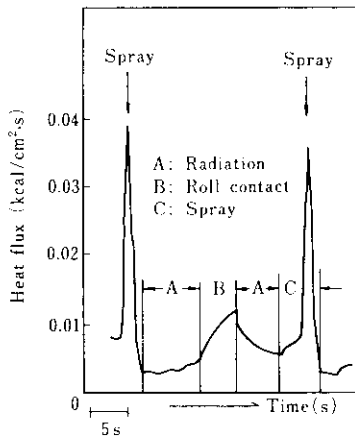


Fig. 16 Calculated change of heat flux in one roll pitch at No.3 roller apron

むだ時間が生ずる。こうした制御系における目標温度に対する収束性を考察する。この制御法での厳密なブロック線図を Fig. 17 に示し、さらに下記の仮定に基づいてこれを簡略化して Fig. 18 に示す。

(1) 流量バルブ制御系 $G_i(s)$ の応答は温度制御系に比べて十分速い。

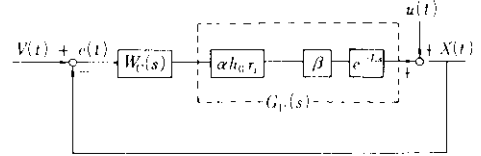


Fig. 18 The simplified block diagram of surface temperature control

(2) フィード・バック系に限定する。

(3) 表面温度は比水量補正出力 (Δr_i) によって制御される。

(4) ノイズは出側ノイズ $u_2(t)$ によって代表され白色雑音とする。

ここで図中の各変数は次のとおりである。

$v(t)$: 測定位置における目標温度

$e(t)$: 制御偏差

$W_C(s)$: 求めるべき制御関数

s : ラプラス変数

Δr : 比水量補正出力

α_{i-1} : $i-1$ セクションの影響係数

h_0 : 設定比水量

r_{i-1} : $i-1$ セクション比水量配分率

$G_{i-1}(s)$: $i-1$ セクションバルブ制御系

ρ : 溶鋼比重

$c(t)$: 鋳造速度

$u_1(t), u_2(t)$: ノイズ

β : 比水量 温度決定係数

e^{-Ls} : むだ時間

b_{i-1} : $i-1$ セクションの流量測定フィード・バックゲイン

$f(\cdot, \cdot)$: フィード・フォワード関数

$x(t)$: i セクション制御出力

ここで収束するためには、流水の影響 (ノイズ

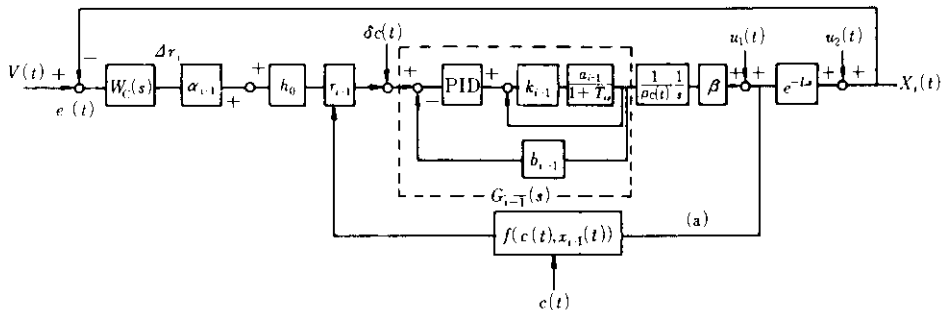


Fig. 17 The strict block diagram of surface temperature control

$u(t)$ による温度偏差 $e(t)$ の2乗平均誤差 $\langle e^2(t) \rangle_{av}$ を最少とする $W_C(s)$ が求まることが必要である。

$$e(t) = v(t) - x(t) \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$\langle e^2(t) \rangle_{av} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T e^2(t) dt \quad \dots\dots (11)$$

Fig.16 から $W(s)$ は等価伝達特性式として (12) 式で表される。(12) 式は、 $x(t)$, $u(t)$, $v(t)$ をラプラス変換して $X(s)$, $U(s)$, $V(s)$ とすると (13) 式となり、Fig.19 と等価である。

$$W(s) = \frac{W_C(s) \cdot G_P(s)}{1 + W_C(s) \cdot G_P(s)} \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$X(s) = \frac{U(s) + W_C(s) \cdot G_P(s) \cdot V(s)}{1 + W_C(s) \cdot G_P(s)} \\ = W(s) [V(s) - U(s)] + U(s) \quad \dots\dots (13)$$

この $\langle e^2(t) \rangle_{av}$ を最少とするのは最適濾波の設計問題として取り扱われるから Wiener-Hopf の積分方程式 (14) の解として $W_C(s)$ が求められる⁹⁾。

$$\phi_{ad}(t) = \int_0^\infty \phi_{a-a}(t-\tau) \cdot W(\tau) d\tau \quad \dots (14)$$

$$\phi_{ad}(\tau) = \langle a(t) \cdot d(t+\tau) \rangle_{av}$$

$$\phi_{a-a}(\tau) = \langle a(t) \cdot a(t+\tau) \rangle_{av}$$

例えば $v(t)$ のスペクトル密度を、

$$v(t) \text{ のスペクトル } = \frac{2\gamma a^2}{\omega^2 + \gamma^2}$$

で与え、 $u(t)$ を白色雑音と仮定し、そのスペクトル密度を N とすれば、Fig.18 の $G_P(s)$ のむだ時間 e^{-Ls} は Pade 近似

$$e^{-Ls} = \frac{2 - Ls}{2 + Ls}$$

と表現され、したがって、(12) 式から求まる $W_C(s)$ は (15) 式の補償制御に置きかわり特定の周波数領域では十分 PID 制御が可能であることになる。

$$W_C(s) = \frac{E + F \cdot s}{C + D \cdot s} \quad \dots\dots\dots (15)$$

また $v(t)$ は一定であることから PID 補償制御と

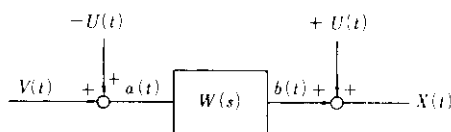


Fig. 19 The equivalent block diagram of surface temperature control

制御周期による位相補正機能によって偏差 $e(t)$ を最少とすることができ目標温度へ収束する。

5.2 2次冷却制御と表面改善

こうして、良好な制御性が確認された表面温度制御を実製造に適用し、特に割感受性の高い含 Nb, V, Al 鋼の高級パイプ用素材について、最適冷却パターンの確立および表面品質の改善に効果があった。以下にその経過、成果を説明する。

一般に、縦割れの発生起源はモールド内にあって2次冷却帯での冷却過程でこれが拡大するとされている^{10)~12)}。Fig.20 に頭部 (I_a , I_b 冷却ゾーン; メニスカスから 2.3m までの距離) における流量密度と平均縦割れ長さの関係を示す。このように頭部での強冷は縦割れを発生させるが下部冷却ゾーンとの関係は明確でない。またヒビ割れの発生頻度は Fig.21 に示すようにクーリング・プレート (I_a) の流量密度と強い相関がある。このように

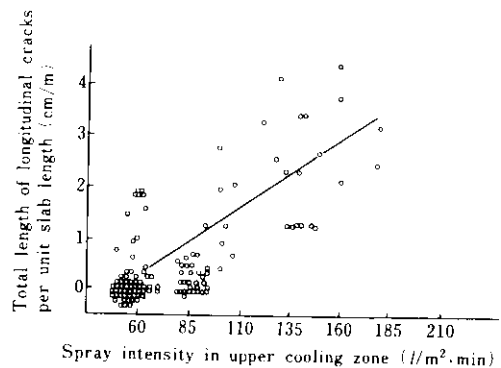


Fig. 20 Relation between spray intensity in upper zone and longitudinal crack index

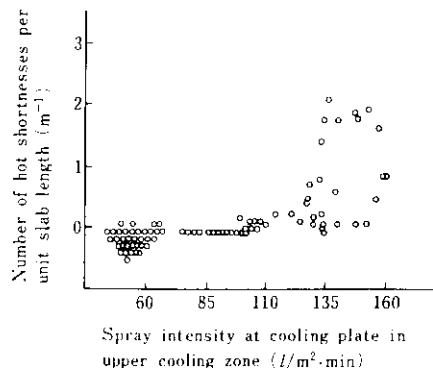


Fig. 21 Relation between spray intensity at cooling plate and hot shortness index

2次冷却帯頭部における過度の冷却は鋳片表面欠陥の発達を助長する。

次に、横割れはこの鋼種に特に発生しやすい傾向があり次の3種類に分類される。

A. 表層直下(10~35mm深さ)の内部割れ、

B. 表面でのAIN, Nb, V_{insol}などが粒界に析出することによる粒界脆化割れ、

C. 特定C濃度域(0.10~0.12%)での $\delta \rightarrow \gamma$ 変態・包晶反応によるデプレッション割れ、

これらのうち、Aタイプの欠陥は、鋳片表面入手時でもほとんど露出せず圧延中に開口し製品表面に露出して星状の重大欠陥となる。鋳片横断面で観察された欠陥発生状況をPhoto. 1に示す。欠陥は表面下10~35mmに達し粒界にそって割れていることが確認された。この発生原因は、表層直下の組織に関係があり割れは粒界に沿って発生するが、微細な組織では発生しないことから2次冷却頭部ゾーンで生ずるバルジング力¹³⁾、熱応力¹⁴⁾などに打ちかつシェル強度(厚さ、組織)不足と考えられる。このためには頭部での強冷却が必要となる。一方、Fig. 20, Fig. 21で述べたように縦割れとひび割れの防止のためには弱冷却が望ましく最適値が存在する。Bタイプの欠陥は野崎ら¹⁾の報告にある2次冷却帯での復熱の量・頻度に比例して生ずるAIN, Nb, V_{insol}析出物に起因する粒界脆化割れで、Fig. 22に示すように特にピンチロール曲げ点における表面温度が750℃以上の場合に多発する。Fig. 23に冷却パターン別の横割れの発生状況を示す。この鋳造では曲げ点において長谷部ら²⁾の指摘した脆化温度域外の高温側と低温側で鋳片表面温度制御を行ったもので、次の

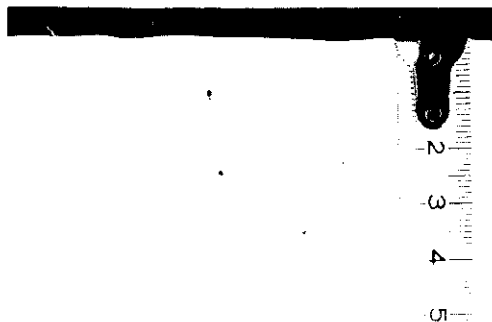


Photo. 1 Transverse crack of type A in cross section

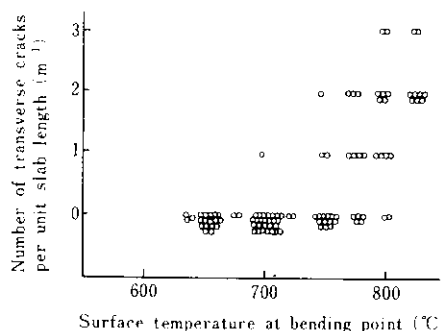


Fig. 22 Relation between surface temperature at bending point and transverse crack index

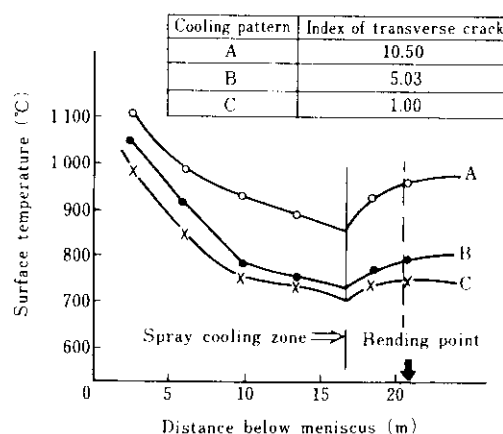


Fig. 23 Relation between cooling patterns and transverse crack index

ことが確認された。900℃以上の高温側に制御する2次冷却全域弱冷型パターンでは横割れは低減しないが750℃以下の低温側に制御する2次冷却全域強冷型パターンで著しく低減しAタイプの欠陥も皆無となった。筆者ら³⁾の報告にある高温曲げ矯正の効果が認められなかったのは、

- (1) 頭部弱冷のためAタイプ欠陥が発生しやすい
- (2) 2次冷却帯以降での復熱量が大きかったことによりAIN, Nb, V_{insol}析出物が多量に発生したなどの原因によるものと考えられる。

こうした含Nb, V, Al鋼種での横割れの発生は2次冷却制御とともにNb, V, C含有量にも影響され特にC含有量の影響が大きい。すなわち $\delta \rightarrow \gamma$ 変態・包晶反応域のC量(0.10~0.12%)では冷却パターンにかかわらず横割れが発生しやすい。

Fig. 24に冷却パターンを頭部弱冷・下部強冷型(パターンB)と頭部・下部全域強冷型(パターン

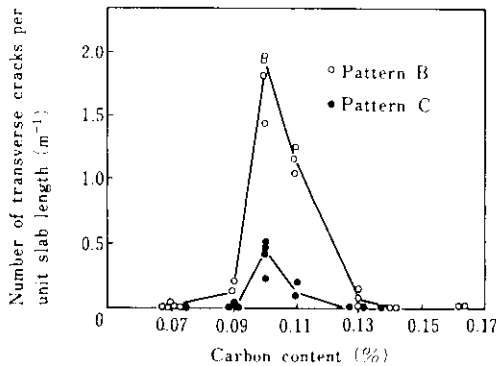


Fig. 24 Influences of both carbon content and cooling pattern on transverse crack index

C) に分けて鋳込テストをした際のC含有量別横割れ発生分布を示す。パターンCの冷却で発生が低減しているのは、冷却中のAlN およびNb, Vの炭空化物の低減および表層下割れが低減したことによると考えられる。

次に、頭部・下部全域強冷却パターンを採用し、制御法として従来の速度カスケード制御に対して表面温度制御を実施した際の制御法別の横割れ発生傾向の比較をFig. 25に示す。このように表面温度制御を採用することにより鋳片の表面温度推移の管理が精度よく行われるようになった結果、冷却中の復熱量が少なく曲げ点での温度が、(700～750℃)となるパターンCに制御することが容易にできるようになり、高級ラインパイプ用素材(含Nb, V, Al鋼)で横割れが大幅に低減することが確認された。

5. 結 言

連続鋳造における2次冷却制御法について考察

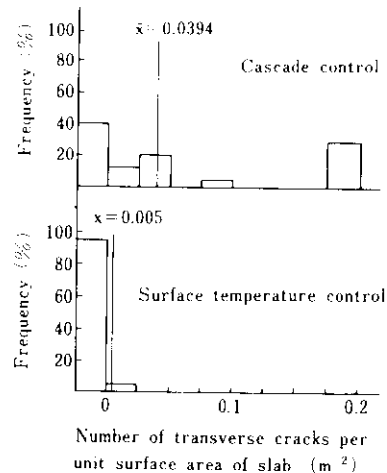


Fig. 25 Comparison of transverse crack frequency between cascade control and surface temperature control

および実験した結果、表面温度制御が最もすぐれた冷却法であるとの結論に達した。これに基づき、表面温度制御技術をNo. 6スラブ連鋳機に適用したところ、特に鋳片表層部に横割れが発生しやすい含Nb, V, Al鋼において、この疵発生がほぼ皆無となる成果を得た。

現在表面温度制御を全鋼種に対して実施し無欠陥鋳片の鋳造に重要な役割を果たしている。特に高級鋼の鋳造においてこの制御効果が期待され、急速に増大しつつある無手入熱片直送材の対象鋼種の拡大に貢献している。

今後この表面温度制御技術を駆使して高級鋼の無欠陥鋳片の鋳造技術確立とともにスプレー・ノズル形状の開発など局所的な冷却制御技術の改善と合わせて精緻な冷却制御法を完成させていきたい。

参 考 文 献

- 1) 野崎, 松野, 村田, 大井, 児玉: 鉄と鋼, 62 (1976), 1503
- 2) 長谷部, 古賀, 矢村, 筋川: 鉄と鋼, 59 (1973) 4, S221
- 3) 飯田, 守脇, 上田, 垣生: 鉄と鋼, 59 (1973), S89
- 4) Awairy, Ramelot: Metallurgical Report CRM, (1976) 46, 23
- 5) 島田, 三塚: 鉄と鋼, 52 (1966) 10, 1463
- 6) 松野, 中戸, 大井: 鉄と鋼, 60 (1974) 7, 1023
- 7) 三塚: 鉄と鋼, 54 (1968) 14, 1457
- 8) H.Müller, R.Jeschar: Arch. Eisenhüttentw., 44 (1973) 8, S589

- 9) 横木ら：統計的制御理論〔コロナ社〕
- 10) 児玉ら：川崎製鉄技報，9（1977）1・2，14
- 11) 橋尾，丸川，城田，豊田：鉄と鋼，62（1976）4，S89
- 12) H.Kobush：Proc. Nat. O-H Comm.（1968），118
- 13) 川崎製鉄㈱（水島）：製鋼部会，鋼65-9，（1976）
- 14) 山本，内田，宮原，武田：鉄と鋼，64（1978）4，S154，155

