

厚板圧延におけるサーマルプロフィール制御の 基礎的検討

大江 憲一*・森本 禎夫*

Fundamental Investigation of Thermal Profile Control in Plate Rolling

Ken-ichi OHE and Yoshio MORIMOTO

Synopsis : Severe demand for thickness and flatness of steel plate has been increased, as users of steel plates are actively promoting the automation and abbreviation of processes. It is important to establish a shape control technology with higher accuracy in rolling process for TMCP steel plate that is produced by controlled rolling and accelerated cooling control process.

In this study, to develop a new shape control technology in plate mill concerning the thermal profile control of a work roll, the thermal profile prediction model of a work roll with high accuracy has been firstly constructed by solving the two dimensional heat transfer equation with the perturbation method on thermal conductivity. Secondary, the change of thermal profile of a work roll in a rolling campaign has been investigated by using the newly developed thermal profile prediction model.

It is verified that the thermal profile control as a new shape control technology can be realized with the variable roll cooling of work roll in plate mill.

Key words : plate rolling; plate mill; shape control; thermal profile prediction model; variable roll cooling.

1. 緒言

厚鋼板を使用する需要家では、近年、自動化やCIM化が積極的に進められているために、板厚、平坦度に対する要求はますます厳しくなっている。特に高付加価値製品の製造には、TMCP技術すなわち制御圧延後に加速冷却あるいはDQ等が適用されるため、圧延仕上がり形状の確保は冷却時の不均一冷却を防止する上で絶対条件と言える。

従来の圧延順編成においては、圧延形状の確保の点から幅広の板材から幅狭のものへと順次圧延するいわゆるcoffinスケジュールが採用されてきたが、ホットチャージの拡大、工期短縮等への対応に伴い圧延チャンスフリー化が進められており、精度の高い形状制御技術の確立が急務となっている。

従来、簡易な板クラウン予測モデルによるパススケジュール設定法の採用やワークロール（以下WRと称す）のイニシャルプロフィールの適正化等によって、圧延形状の制御が行われている。最近では、WRシフトミルやペアクロスミル等の形状制御機能を有した圧延機が導入され、新たな形状制御技術が開発されている^{1,2)}。

これら制御技術における高精度なミルセッティングには、圧延中のWRの胴長方向における熱膨張によるロールプロフィールすなわちサーマルプロフィールの変化を正確に評

価する必要があるが、数百本の板材が圧延される中で板材の幅や厚みが大きく変化したり、材質制御のために圧延途中で温度調整される厚板圧延に関して、そのサーマルプロフィールの挙動が報告されたものはほとんどない。

本研究では、1000 mm以上のWR直径を有する通常の4Hiミルにおいて、圧延中に適正なサーマルプロフィールを形成させることによる新たな形状制御技術の構築に向けて、以下の基礎的知見を明らかにした。まず、温度伝導率に関する摂動展開によりWRの半径方向および胴長方向の熱流を考慮できる高精度なサーマルプロフィール予測モデルを構築し、圧延に伴って形成されるサーマルプロフィールの経時的变化を解明した。次に、これらの知見を基にWRのロール冷却能を胴長方向に変化させた場合におけるWRプロフィールの変化挙動を定量化し、サーマルプロフィール制御による厚板形状制御技術の可能性を実証した。

2. ロールプロフィール予測モデルの構築

圧延ロールの組替えから次の組替えまでに異なるサイズの板材が数百本圧延される過程でWRに形成されるサーマルプロフィールを定量化するには、WRのサーマルプロフィールとロール摩耗プロフィールの高精度な予測モデルが必要である。

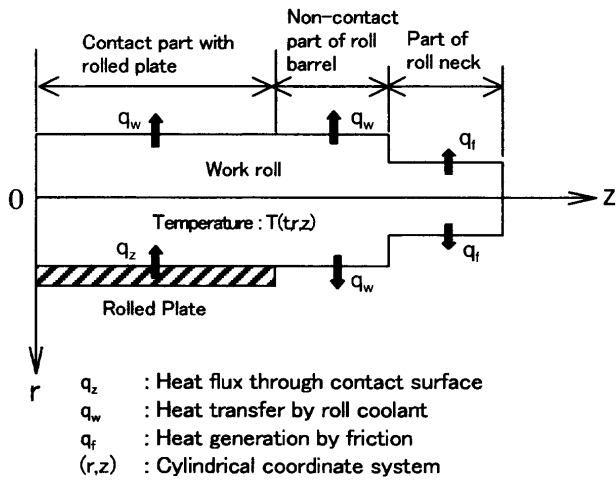


Fig. 1. Heat transfer in work roll.

2・1 サーマルプロファイル予測モデルの定式化

圧延中のWR表面は、Fig. 1 に示すように板材との接触による入熱、ロール冷却水による冷却等の熱履歴を受ける。そのためにWRの内部にはロール半径方向、円周方向および胴長方向に非軸対称の3次元温度分布が形成される。

いま、ロールの円周方向の温度変化を平均化し、胴長方向に沿って板材との接触領域と非接触領域においてロール周方向に等価境界条件を Fig. 2 に示すように設定すれば、WRに形成される温度 $T(t, r, z)$ は、下記の非定常熱伝導方程式の解として表される。

$$(\partial/\partial t - \kappa \nabla^2)T(t, r, z) = 0 \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 $\nabla^2 = \partial^2/\partial r^2 + (1/r)(\partial/\partial r) + \partial^2/\partial z^2$

t : 時間, r, z : WRの半径および胴長方向位置
 κ : 温度伝導度

板材がロールバイト内にある場合の境界条件は、Fig. 3 に示すように、胴長方向のロール冷却水量分布および板材との接触、非接触域、ロールネック部に対応させて等価熱伝達係数 α_k と雰囲気温度 θ_k を与えると下式のようなになる。

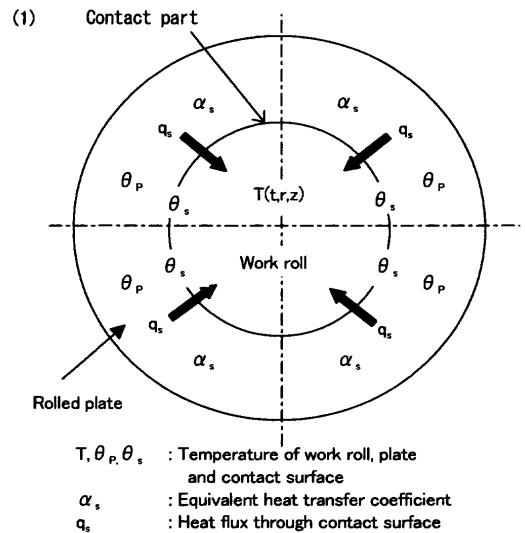
$$-\lambda_R(\partial T/\partial r)_{r=R} = \alpha_k(T - \theta_k) \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 λ_R : 熱伝導度, R : WR半径
 $k=s$ (板材との接触部), w (非接触部),
 f (ロールネック部)

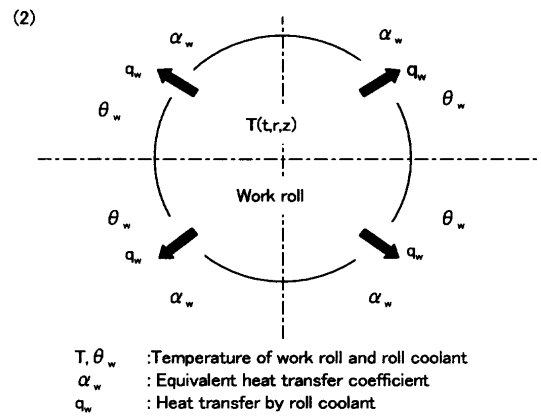
ロールバイト内に板材が無い場合には、非接触域の境界条件が設定される。

初期値境界値問題を与える式 (1), (2) の解 T の具体的表現を求めるに際して、取扱う関数は拡張した概念の一般関数とする。そこで、胴長方向位置 z における半径方向 r に関する一次元伝導方程式の解 $U(t, r)$ で構成される関数 $T_z(t, r)$ と未知関数 $V(t, r, z)$ の重ねた形で解 T を表わす。すなわち、

$$T(t, r, z) = T_z(t, r) + V(t, r, z) \dots\dots\dots (3)$$



T, θ_p, θ_s : Temperature of work roll, plate and contact surface
 α_s : Equivalent heat transfer coefficient
 q_s : Heat flux through contact surface



T, θ_w : Temperature of work roll and roll coolant
 α_w : Equivalent heat transfer coefficient
 q_w : Heat transfer by roll coolant

(1) In case of contact part with rolled plate
 (2) In case of non-contact part of roll barrel

Fig. 2. Axis symmetric model of cross section in roll gap during rolling.

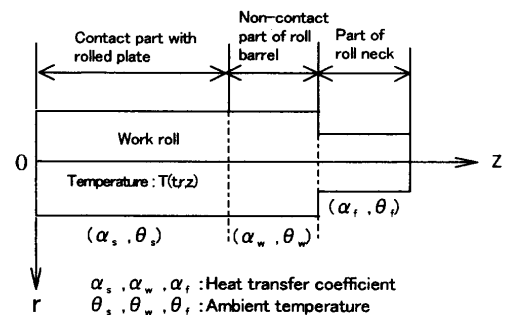


Fig. 3. Two dimensional heat transfer problem of work roll.

この時、胴長方向 z の有限個の点列 $\{z_i; i=1 \dots N\}$ に対して、各開区間 $[z_i, z_{i+1}]$ の任意の点 $\xi(z_i)$ を選定し、 T_z はステップ関数 $\omega(z)$ を用いて式 (4) のように定義する。

$$T_z(t, r) = \sum_{i=1}^N h_i(t, r) \omega(z - \xi(z_i)) \dots\dots\dots (4)$$

ただし、

$$h_i(t, r) = U(t, r; \xi(z_{i+1})) - U(t, r; \xi(z_i)) \dots\dots\dots (5)$$

$$\omega(z) = 1(z > 0), 0(z < 0)$$

$z = \xi(z_i)$ における半径方向 r に関する1次元熱伝導方程式の解 $U(t, r)$ は, その位置における初期温度, 熱伝達係数, 雰囲気温度を添字 i を用いて表すと,

$$U(t, r; \xi(z_i)) = A_i \sum_{m=0}^{\infty} \beta_{n,i}(r) \exp(-\kappa \eta_{n,i}^2 t) + \theta_{k,i} \dots\dots\dots (6)$$

ただし, $A_i = 2\alpha_{k,i}(T_{0,i} - \theta_{k,i})/(\lambda_R R)$
 $\beta_{n,i} = J_0(r \eta_{n,i}) / ((\alpha_{k,i}/\lambda_R)^2 + \eta_{n,i}^2)$
 $\eta_{n,i} : \eta J_1(\eta R) = (\alpha_{k,i}/\lambda_R) J_0(\eta R)$ の解
 $J_m : m$ 次のベッセル関数, $U(0, r) = T_{0,i}$

U を温度伝導度 κ に関する摂動展開すると

$$U(t, r; \xi(z_i)) = A_i \sum_{m=0}^{\infty} \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} ((-\eta_{n,i}^2 t)^m / m!) \beta_{n,i}(r) \right\} \kappa^m + \theta_{k,i} \dots\dots (7)$$

が導かれ, 式(4), (5) から下式が得られる。

$$h_i(t, r) = \sum_{m=0}^{\infty} \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} ((-\eta_{n,i}^2 t)^m / m!) H_{i,n}(r) \right\} \kappa^m + \Theta_i \dots\dots\dots (8)$$

$$T_z(t, r) = \sum_{i=1}^N \sum_{m=0}^{\infty} \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} ((-\eta_{n,i}^2 t)^m / m!) H_{i,n}(r) \omega(z - \xi(z_i)) \right\} \kappa^m + \sum_{i=1}^N \Theta_i \omega(z - \xi(z_i)) \dots\dots\dots (9)$$

ただし, $H_{i,n}(r) = (A_{i+1} \beta_{n,i+1}(r) - A_i \beta_{n,i}(r))$
 $\Theta_i = (\theta_{k,i+1} - \theta_{k,i})$

同様に V を温度伝導度 κ に関する摂動展開すると

$$V(t, r, z) = \sum_{m=0}^{\infty} V_m(t, r, z) \kappa^m \dots\dots\dots (10)$$

ただし, $V_m(0, r, z) = 0$
 となり, 熱伝導方程式(1)と境界条件式(2)は, 式(9), (10)を用いて, 次のように書換えられる。

$$\sum_{m=0}^{\infty} (\partial V_m / \partial t) \kappa^m = \sum_{m=0}^{\infty} (\nabla^2 V_m) \kappa^{m+1} + (\partial^2 / \partial z^2) \times \sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} \left\{ \sum_{m=0}^{\infty} ((-\eta_{n,i}^2 t)^m / m!) H_{i,n}(r) \omega(z - \xi(z_i)) \right\} \kappa^{m+1} + \sum_{i=1}^N \Theta_i \omega(z - \xi(z_i)) \kappa \dots\dots\dots (11)$$

$$\sum_{m=0}^{\infty} \{ (\partial V_m / \partial r)_{r=R} + (\alpha_k / \lambda_R) V_m \} \kappa^m = 0 \dots\dots\dots (12)$$

これらの式は任意の κ に関する恒等式であることから, 次

の連立微分方程式系が与えられる。

$$\partial V_0 / \partial t = 0 \dots\dots\dots (13)$$

$$\partial V_1 / \partial t = \nabla^2 V_0 + (\partial^2 / \partial z^2) \left\{ \sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} H_{i,n}(r) + \sum_{i=1}^N \Theta_i \right\} \times \omega(z - \xi(z_i)) \dots\dots\dots (14)$$

$$\partial V_m / \partial t = \nabla^2 V_{m-1} + (\partial^2 / \partial z^2) \left\{ \sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} (-\eta_{n,i}^2 t)^{m-1} / (m-1)! H_{i,n}(r) \right\} \times \omega(z - \xi(z_i)) \dots\dots\dots (15)$$

ただし, $m \geq 2$

$V_0 = 0$ であるから, $[0, t]$ の区間で逐次積分していくと, $\{V_1, V_2 \dots V_m \dots\}$ が以下のように導出される。

$$V_1 = \left\{ (d^2 / dz^2) \left(\sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} H_{i,n}(r) + \sum_{i=1}^N \Theta_i \right) \right\} \omega(z - \xi(z_i)) t \dots\dots\dots (16)$$

$$V_2 = \left\{ (d^2 / dz^2) \sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} 2 \zeta_{n,i} H_{i,n}(r) + (d^4 / dz^4) \left(\sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} H_{i,n}(r) + \sum_{i=1}^N \Theta_i \right) \right\} \times \omega(z - \xi(z_i)) (t^2 / 2) \dots\dots\dots (17)$$

$$V_3 = \left\{ (d^2 / dz^2) \left(\sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} 3 \zeta_{n,i}^2 H_{i,n}(r) \right) + (d^4 / dz^4) \left(\sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} 3 \zeta_{n,i}^2 H_{i,n}(r) \right) + (d^6 / dz^6) \left(\sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} H_{i,n}(r) + \sum_{i=1}^N \Theta_i \right) \right\} \times \omega(z - \xi(z_i)) (t^3 / 3!) \dots\dots\dots (18)$$

$$\dots\dots\dots V_m = \left\{ (d^2 / dz^2) \left(\sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} m \zeta_{n,i}^{m-1} H_{i,n}(r) \right) + (d^4 / dz^4) \left(\sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} (m(m-1)/2) \zeta_{n,i}^{m-2} H_{i,n}(r) \right) + (d^6 / dz^6) \left(\sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} (m(m-1)(m-2)/3!) \zeta_{n,i}^{m-3} H_{i,n}(r) \right) + \dots + (d^{2m} / dz^{2m}) \left(\sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} H_{i,n}(r) + \sum_{i=1}^N \Theta_i \right) \right\} \omega(z - \xi(z_i)) (t^m / m!)$$

$$= \left\{ \sum_{j=1}^m (d^2 j / dz^{2j}) \left(\sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} (m! / (m-j)! / j!) \zeta_{n,i}^{m-j} H_{i,n}(r) \right) + (d^{2m} / dz^{2m}) \sum_{i=1}^N \Theta_i \right\} \omega(z - \xi(z_i)) t^m / m! \dots\dots\dots(19)$$

ただし、 $\zeta_{n,i} = -\eta_{n,i}^2$, $m \geq 2$ 。

$\{V_m\}$ は、境界条件 (12) を満足するため、未知関数 V は次のように表示される。

$$\begin{aligned} V(t, r, z) &= \sum_{m=1}^{\infty} V_m \kappa^m \\ &= \sum_{m=1}^{\infty} \left\{ \sum_{j=0}^{\infty} (d^{2j} / dz^{2j}) \left(\sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} (m! / (m-j)! / j!) \zeta_{n,i}^{m-j} H_{i,n}(r) \right) + (d^{2m} / dz^{2m}) \sum_{i=1}^N \Theta_i \right\} \omega(z - \xi(z_i)) (\kappa t)^m / m! \\ &= \sum_{m=1}^{\infty} (d^{2m} / dz^{2m}) \left\{ \sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} \sum_{j=0}^{\infty} ((m+j) \dots (j+1) / (m+j)!) \times \zeta_{n,i}^j H_{i,n}(r) (\kappa t)^j + \sum_{i=1}^N \Theta_i \right\} \omega(z - \xi(z_i)) (\kappa t)^m / m! \\ &= \sum_{m=1}^{\infty} (d^{2m} / dz^{2m}) \left\{ \sum_{i=1}^N \sum_{n=0}^{\infty} \sum_{j=0}^{\infty} (\zeta_{n,i} t)^j / j! \times H_{i,n}(r) \kappa^j + \sum_{i=1}^N \Theta_i \right\} \omega(z - \xi(z_i)) (\kappa t)^m / m! \\ &= \sum_{m=1}^{\infty} (d^{2m} / dz^{2m}) T_z(t, r) (\kappa t)^m / m! \dots\dots\dots(20) \end{aligned}$$

となるため、解 $T(t, r, z)$ は、次のように定式化される。

$$T(t, r, z) = T_z(t, r) + \sum_{m=1}^{\infty} (\kappa t)^m / m! (d^{2m} / dz^{2m}) T_z(t, r) \dots\dots\dots(21)$$

式 (21) から各胴長位置におけるロール半径方向の平均温度が求められ、胴長方向での熱膨張が平面歪み状態にあると仮定すれば、サーマルプロフィール $S(t, z)$ は次式のように表される。

$$\begin{aligned} S(t, z) &= 2\zeta(1 + \nu)R(T_z^{AV}(t) + \sum_{m=1}^{\infty} (\kappa t)^m / m! (d^{2m} / dz^{2m}) T_z^{AV}(t) \dots\dots\dots(22) \end{aligned}$$

ただし、 ζ : 熱膨張係数, ν : ポアソン比。

$$T_z^{AV}(t) = \sum_{i=1}^N [U(t; \xi(z_{i+1})) - U(t; \xi(z_i))] \omega(z - \xi(z_i)) \dots\dots\dots(23)$$

$$U(t; \xi(z_i)) = (A_i / R) \sum_{n=0}^{\infty} \gamma_{n,i} \exp(-\kappa \eta_{n,i}^2 t) + \theta_{ki}$$

$$\gamma_{n,i} = (\lambda_R \alpha_{ki}) / (\alpha_{ki}^2 + \lambda_R^2 \eta_{n,i}^2)$$

式 (22), (23) をそれぞれ M, N の有限項で近似した式を $S^M, T_z^{AV,N}$ とし、微分作用素を前述の胴長方向位置の点列 $\{z_j\}$ に関して差分近似すれば、サーマルプロフィール予測式 (22) の近似式 (24) が得られる。

$$\begin{aligned} S^M(t, z) &= 2\zeta(1 + \nu)R \left\{ T_z^{AV,N}(t) + \sum_{m=1}^{\infty} (\kappa t)^m / m! \Delta^{2m} T_z^{AV,N}(t) \right\} \dots\dots\dots(24) \end{aligned}$$

2・2 推定精度の検証

従来の単一のロール冷却ヘッダーによってWRが胴長方向に冷却されている場合について、ロール組替えから91本目、234本目の板材が圧延された直後のサーマルプロフィールを実測した。計測方法は、銅棒の縮込み法³⁾とロール摩耗、ロールバランス力および銅棒の縮込み圧力によるWRの変形の影響を除外するために分割モデル⁴⁾による力学計算とを併用して行った。その手順を下記に示す。

①まず銅棒をWRの胴長方向と直角に200mmピッチ毎に配置した後に圧下させ、銅棒にWRプロフィールを転写させる。②既報⁵⁾において明らかにした高精度なWR、バックアップロール(以下BURと称す)の摩耗予測式(25), (26)を用いて、それぞれの板材が圧延された時点の正確な摩耗プロフィールを計算する。③ロール偏摩耗が生じているWRとBURの接触状態が判定できる分割モデルを用いて、ロールバランス力と銅棒の縮込み圧力が作用している時のWRの変形量と銅棒に転写された実測値とが200mmピッチの胴長方向位置において一致するようにサーマルクラウン量を逆算する。

$$\delta_{w,k}(z) = \begin{cases} \delta_{w,k-1}(z) + b_1 \sum_{i=1}^{n_k} (I_i / D_w) (P_i / (B \cdot Id_i))^{c_1} + b_2 \sum_{i=1}^{n_k} (I_i / D_w) (P_i / L_B)^{c_2} & (0 \leq z \leq B/2) \dots\dots\dots(25) \\ \delta_{w,k-1}(z) + b_2 \sum_{i=1}^{n_k} (I_i / D_w) (P_i / L_B)^{c_2} & (0 \leq z \leq B_B) \end{cases}$$

ただし、 $\delta_{w,k}$: K 番目の板材圧延後のWR摩耗量, D_w :

WR径, K : 圧延本数, L_B : BUR胴長, I_i, P_i, I_d : i パス目の板長さ, 圧延荷重, 接触弧長, B : 板幅, n_K : K 番目板材のパス回数, b_1, b_2, c_1, c_2 : ロール材質により決まる定数

$$\delta_{B,K}(z) = (\delta_{B,K-1}(0) + d \sum_{i=1}^{n_K} (I_i/D_B)(P_i/L_B)^e) \times (1 - (2z/L_B)^2) \dots \dots \dots (26)$$

ただし, $\delta_{B,K}$: K 番目の板材圧延後のBUR摩耗量,
 D_B : BUR径, d, e : ロール材量により決まる定数
 サーマルプロファイルの計測値と予測モデル式 (24) による計算値との比較結果を Fig. 4 に示す。さらに, 種々の圧延チャンスにおけるロール胴中央のサーマルクラウンの計測値と予測値との比較を Fig. 5 に示す。両者の値は非常に良く一致しており, 操業条件が異なってもその推定精度として $50 \mu\text{m}$ 以下が確保できている。

3. 通常の厚板圧延におけるWRのサーマルプロファイルの過渡的变化

仕上げミルのWRがロール冷却水により胴長方向に一様に冷却される操業下において, WRのサーマルプロファイルに関して, WRの胴中央位置および板端部から 100mm 内側の胴長方向位置 (以下, 板端部- 100mm 相当位置と称す) のそれぞれの熱膨張量および胴端部でのそれとの差について経時的变化を調査した。その際, 実測値は前掲の計測法, 計算値は第2章で導出した予測モデル式 (24) により行った。

その結果を Fig. 6 に示す。解析対象の圧延タイミングにおいて, ロール胴中央でのサーマルクラウンは板材の圧延開始より 30 本目程度まで増加しているが, それ以降はWR

直径が 1000mm 以上あるにも関わらず圧延ピッチ, 圧延待ち時間, 制御圧延条件等の操業要因の影響を受けて $220 \sim 400 \mu\text{m}$ 変化している。一方, 板端部- 100mm 相当位置では, 胴中央に比べ幅変化の影響を強く受けて大きく変化している。すなわち幅狭側に変化した場合に, ロール胴中央位置と板端部- 100mm 相当位置の差で定義される有効ロールクラウンは小さく, 逆に幅広側の場合には大きくなっている。

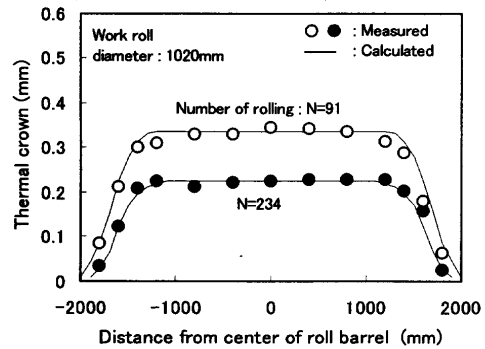


Fig. 4. Comparison of measured and calculated thermal profile.

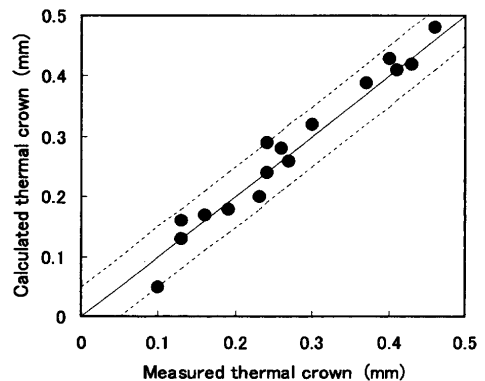


Fig. 5. Accuracy of thermal profile prediction model of work roll.

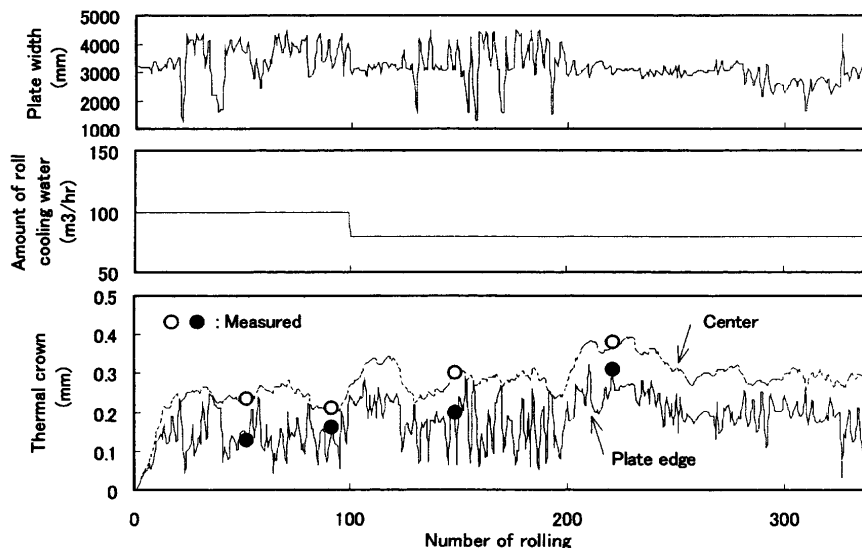


Fig. 6. Accuracy of thermal profile prediction model of work roll in rolling campaign.

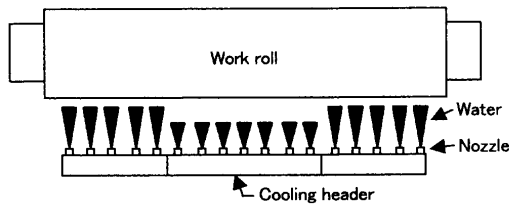


Fig. 7. Water flow distribution in roll cooling.

Table 1. Experimental condition.

Work roll diameter		1000mm	
Plate width		3000~4000mm	
Number of rolling		50 (after work roll change)	
Roll cooling	Water flow distribution	Concave pattern	Uniform pattern
	Amount of water (Cooling region)	12.5m ³ /h/m (Center±0.5m) 45.8m ³ /h/m (from center±0.5m to both edge)	20.0m ³ /h/m (Overall length)

また、計測値と計算値との対応も極めて良好であり、ロール冷却水量の変化にもサーマルプロファイルの予測モデル式 (24) は高精度を保持しており、追従性にも優れていることがわかる。

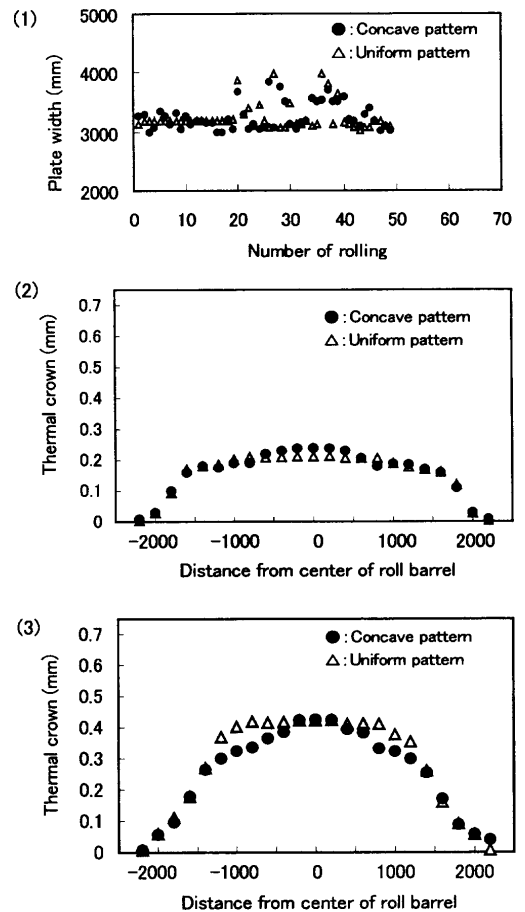
4. サーマルプロファイル制御に関する基礎的検討

圧延途中で温度調整を行う制御圧延の比率が高かったり、圧延チャンスフリーの圧延順編成が採られている場合にサーマルクラウンや有効ロールクラウンが著しく小さくなる圧延タイミングが発生する場合がある。こうした操業下で、より少ない圧延パス回数で形状制御するには、圧延中のWRプロファイルを急峻にして大きな有効ロールクラウンを確保することが重要である。以下では、これらの観点に立って胴長方向のWR冷却能を可変化した場合のサーマルプロファイルの応答性を調べた。

4.1 ロール冷却水量パターンの影響

胴長方向のWR冷却能を可変化する手段として、実験的に仕上圧延機のロール冷却ヘッダーを多ゾーンに分割し、胴長方向のロール冷却水量パターンを変化できるようにした。その分割の一例をFig. 7に示す。この実験設備を用いて、胴長方向のロール冷却水量パターンを凹型分布および一様分布とした場合にWRに形成されるサーマルプロファイルを比較した。その際の実験条件をTable 1に示す。実測サーマルプロファイルは、ロール組替えから15, 50本目の板材が圧延された直後に第2章の方法で計測した。

その結果をFig. 8に示す。凹型水量パターンの場合のサーマルプロファイルは一様分布のそれに比べロール胴中央



(1) Rolling campaign
(2) Comparison of thermal profile after rolling 15 plates
(3) Comparison of thermal profile after rolling 50 plates

Fig. 8. Measured thermal profile of work roll in rolling.

Table 2. Experimental condition.

Work roll diameter		1000mm
Roll cooling	Timing	After 50 plate rolled
	Cooling time	5 minutes
	Water flow distribution	Concave pattern
	Amount of water	12.5m ³ /h/m (Center±0.5m) 45.8m ³ /h/m (from center±0.5m to both edge)

から1500 mm位置で増加している。

4.2 ロール冷却によるサーマルプロファイルの修正効果

幅狭の板材が連続圧延された後に幅広材が圧延される時やロール冷却水量が少ない時にはサーマルクラウンや有効ロールクラウンが過大に形成されている場合がある。このため、次の圧延開始までの待ち時間において凹型水量パターンのロール冷却によるロールプロファイルの修正量を調査した。実験条件はTable 2に示すとおりである。サーマルプロファイルの計測は、冷却開始から1分、5分間経過した後実施した。

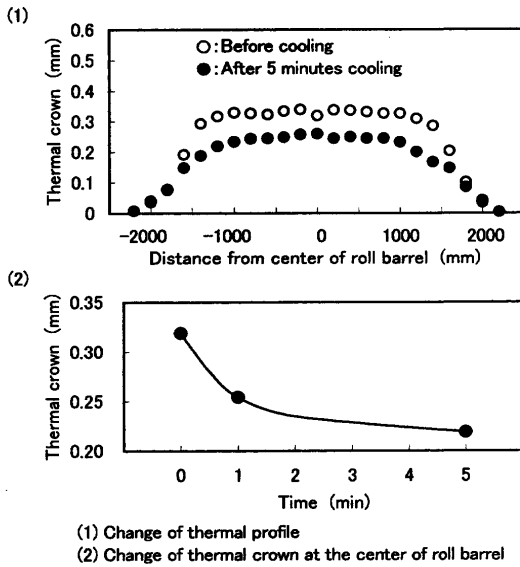


Fig. 9. Change of thermal profile of work roll by different roll cooling.

その結果を Fig. 9 に示す。胴中央のサーマルクラウンは 1, 2 分間の冷却で急激に減少しその後一定値に漸近する。さらに、総ロール冷却水量が一樣冷却の場合に比べ増大しているため、サーマルプロフィールの急峻さは顕著ではないが、冷却開始前のプロフィールは、胴中央から 1000 mm 位置で殆ど有効ロールクラウンが生じていないのに対して、5 分間冷却した後でのそれは凸型の分布を呈し 50 μm 程度の有効ロールクラウンが生じている。

以上のことから、凹型のロール冷却パターンの適用によって、応答遅れはあるものの WR プロフィールを最良な方向に制御し得ることがわかる。

5. 考察

ロール冷却水量分布に対するサーマルプロフィール予測モデル式 (24) の推定精度の追従性を調査するために、Table 2 と同じ凹型パターンのロール冷却を採用したロールチャンスの下で圧延に伴って WR に形成されるサーマルプロフィールの経時変化を解析し、ロール組替え後から 15 本、50 本目の板材が圧延された直後の実測サーマルプロフィールのそれぞれと比較した。

その結果を Fig. 10 に示す。前掲の一樣なロール冷却パターンの場合と同様に計算値は計測値と良好な対応を示しており、サーマルプロフィール予測モデル式 (24) は水量パターンによらず高精度な推定精度を確保できていることがわかる。

次に本モデル式を用いて、胴長方向のロール冷却パターンとして一樣分布と凹型分布をそれぞれ適用した圧延において WR 形成されるロール胴中央のサーマルクラウンおよび有効ロールクラウンの経時変化を求めた。

各板材の最終厚と圧延幅および計算結果を Fig. 11 に示

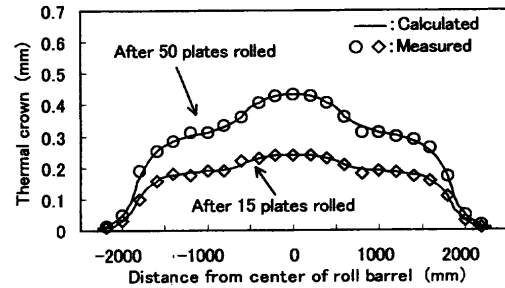


Fig. 10. Accuracy of thermal profile prediction model.

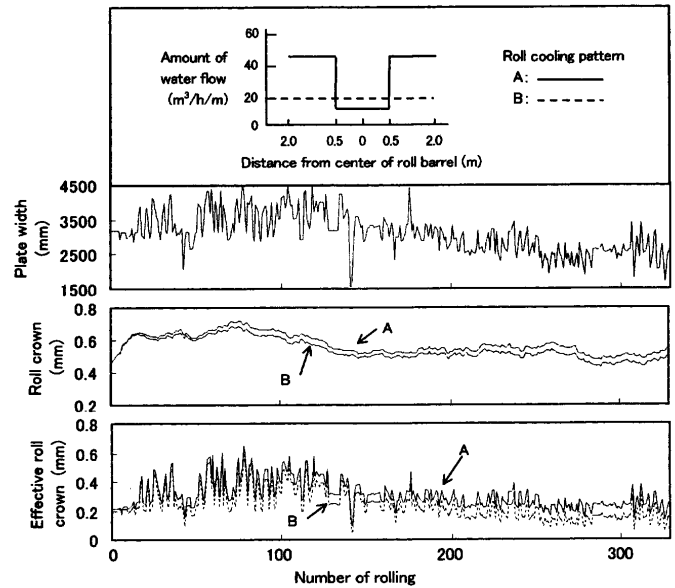


Fig. 11. Comparison of effective roll crown of work roll in rolling campaign.

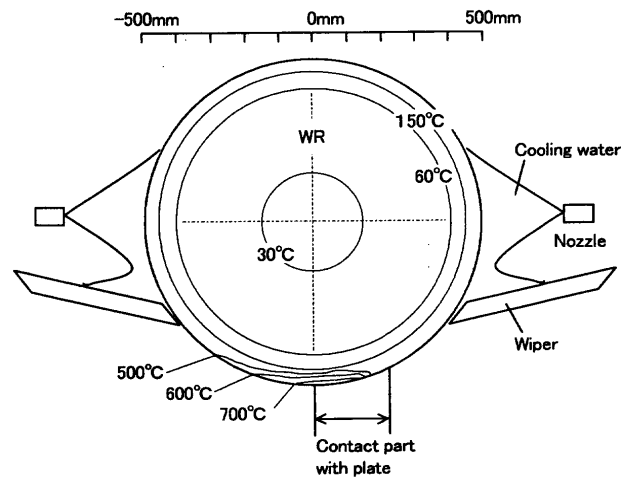


Fig. 12. Temperature distribution of circumferential cross section of work roll analyzed by FEM.

す。ロール胴中央のサーマルクラウンは、一樣分布と凹型分布で差が生じているものの、その差は 20 μm 程度と小さい。一方、有効ロールクラウンは、ロール冷却パターンの違いの影響を大きく受けており、一樣の場合に比べ凹型パターンの方が 90~150 μm 大きくなっている。このことは、

前掲のロール冷却設備の冷却ヘッダーを分割させて凹型の水量パターンを付与させた場合と同じ結果が言えており、一様な場合に比べ凹型の場合の方がより少ない圧延パス回数で形状制御でき得ることを意味している。

さらに、ロール冷却水量パターンによる影響が現れるのは10~15本の板材を圧延した後である。このことは、圧延途中でロール冷却水量パターンを変えた場合に圧延待ち時間でのロール冷却によるサーマルプロフィール修正の時と同じく応答遅れが生じることを示している。

WRの直径が1000mm以上あるにも関わらず、このような比較的速い応答性を示すのは、Fig.12の汎用有限要素解析プログラムを用いた圧延時のWRの半径方向および周方向の2次元非定常熱伝導FEM解析結果からわかるように、WRと熱間の板材が接触することによってWRの表面近傍に高温層が局在することに起因しているものと推察される。

以上のことから、WRのイニシャルクラウンの変更では達成し得なかった圧延途中での有効ロールクラウンの制御が、ロール冷却水に適正な水量分布を付与することで可能である。したがって、胴長方向のロール冷却水量パターンの可変性と圧延順編成に応じたその設定法および前掲のロールプロフィール予測モデルを含めた高精度な制御モデルによる高精度なミルセッティング技術を構築することによって、サーマルプロフィール制御による厚板形状制御技術を実現できると判断される。

6. 結言

本研究では、現行の4Hiミルにおいてサーマルプロフィ

ル制御による厚板形状制御技術を実現させるための基礎的取組みとして、

(1) 1m以上のWR直径を有する通常の厚板4Hiミルにおいて、温度伝導率に関する摂動展開によりWRの半径方向および胴長方向の熱流を考慮できる高精度なサーマルプロフィール予測モデルを導出し、WRのサーマルプロフィールの経時的变化を明確にした。

(2) これらの知見を基にWRのロール冷却能を胴長方向に可変させた場合のWRプロフィールの変化挙動を定量化し、サーマルプロフィール制御による厚板形状制御技術の実現の可能性を示した。

次報では、サーマルプロフィール制御による厚板形状制御技術の確立に必要な制御モデルの構築とロール冷却によるサーマルプロフィール制御効果の応答性の時間遅れと圧延順編成を考慮した水量分布の設定方法を具体化させると共にそれらの実機適用結果について報告する予定である。

文 献

- 1) T.Furumai, K.Yako, Y.Ishihara, M.Yanagida and T.Ariizumi: *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), T33.
- 2) K.Nishioka, Y.Mizutani, Y.Hori, A.Kojima and S.Ogawa: *Shin-nittetsu Giho*, (1997) 365, 9.
- 3) M.Ataka, Y.Kako, K.Kokai and M.Koike: Proc. the 1981 Japanese Spring Conference for Technology of Plasticity, JSTP, Tokyo, (1981), 33.
- 4) K.N.Shoet and N.A.Townsend: *J. Iron Steel Inst.*, **206** (1968), 1088.
- 5) K.Ohe, Y.Morimoto, S.Kajiura, K.Higashi, K.Anraku T.Onishi and T.Fujino: *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), 86.