

厚板圧延における 高精度板厚制御技術の開発

大江 憲一*・森本 禎夫*・梶浦 茂実*・東 和彦*・安楽 桂馬*・大西 輝孝*・藤野 隆也*

Development of Plate Thickness Control with High Accuracy in Plate Mill

Kenichi OHE, Yoshio MORIMOTO, Shigemi KAJIURA, Kazuhiko HIGASHI, Keima ANRAKU, Terutaka OHNISHI and Takaya FUJINO

Synopsis: Gauge meter model has been developed to establish plate thickness control with high accuracy in plate mill.

First, stretch of mill housing has been predicted using measured mill stretch, and roll deformation model has been newly formulated by considering contact length between top and bottom work rolls in roll kissed rolling. Second, roll deformation model during plate rolling has been derived in case that pressure distributions expressed by polynomial of 4 degree work between rolled plate and work roll as well as between back up roll and work roll.

Furthermore, highly accurate and flexible prediction model of thermal profile of work roll has been newly constructed by solving two dimensional heat transfer equation with the method of perturbation on thermal conductivity. Prediction model of roll wear profile model has been also reconstructed on the basis of measured rolls' wear.

Gauge meter model has been applied to plate mill in Kakogawa Works, and consequently the accuracy of plate thickness has improved about 15% in comparison with the former model.

Key words: plate rolling; plate thickness control; gauge meter model; roll kissed rolling; mill stretch; stretch of mill housing; roll deformation; thermal profile; roll wear profile.

1. はじめに

需要家での自動化と省工程化が進むに伴い、厚板製品の寸法精度に対する要求は、ますます厳しくなっている。厚板圧延では、従来より油圧圧下装置と計算機によるゲージメータAGC (Automatic Gauge Control)、絶対値AGCシステムが適用され、狙い厚精度の向上および板長さ方向の板厚変動の低減が図られてきている。最近では、圧延機に近接化した熱間γ線板厚計によるモニタリングあるいはフィードフォワードAGCが開発されている¹⁾。

当社においては、高精度な板厚制御の基本要素技術であるゲージメータモデルを再構築するために、圧延機の力学的変形および圧延に伴って変化するロールプロフィールを高精度に予測できるモデルを開発した²⁾³⁾。

圧延機の力学的変形に関しては、板圧延時のロールの変形に対し、M. D. Stone⁴⁾によりばねモデルが提唱されて以来、主として板クラウンを予測することを目的に種々の理論的研究が報告されている⁵⁾。

著者らは、まずキスロール圧延において類似の力学的アプローチにより、ロールの変形を簡易に予測できるモデルを作成し、ロール以外の圧延機の変形を高精度に推定できるモデルを構築した。さらに、板材とWR間の面圧分布が多

項式で表現できるように新たに定式化し、板圧延時のロール変形を高精度に予測できる簡易モデルを導出した。

サーマルプロフィールの予測モデルに関しては、胴中央の熱膨張を軸対称一次元熱伝導方程式の解をもとに算定し、胴長方向のWRプロフィールを双曲線正接関数で近似表示する方法⁶⁾、WR断面の平均温度に関する熱伝導の一次元差分近似より求めた胴長方向の熱膨張量を実測値をもとに統計的手法で表示する試み⁷⁾等多くの研究報告がある。著者らは、制御圧延における圧延途中での温度調整、圧延幅の大きな変動等、操業条件が大きく変化する場合にも追従できるように、半径方向および胴長方向の軸対称2次元非定常熱伝導方程式を温度伝導度に関する摂動展開によって解くことにより、高精度なモデルを構築した。また、ロールの摩耗プロフィールについてもモデル式を改善し、予測精度を向上させた。

以下では、これらの簡易予測モデルの導出方法と推定精度および再構築された新ゲージメータモデルの実機適用結果について述べる。

2. ゲージメータモデルの構築の基本構想

当社厚板工場においては、鋼板の板幅方向端部から100mm

を板厚の定義位置とし、その位置で板厚の制御と管理が行なわれている。

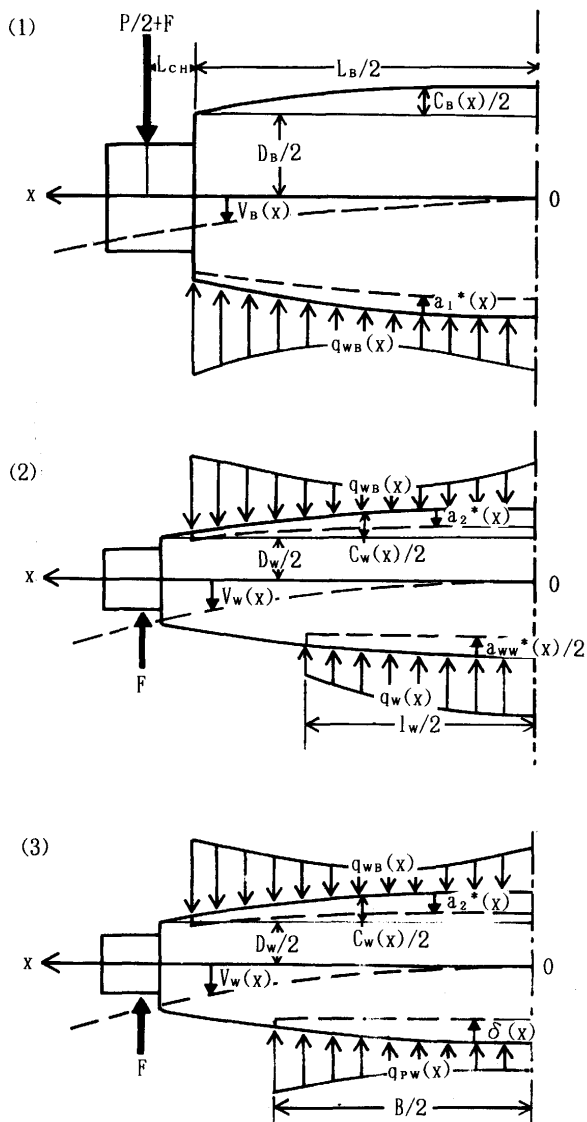
このため、板クラウン予測を構成要素として包含されたゲージメータモデルを構築することが必要である。

その定式化に際しての考え方は以下のとおりである。

①ロールの変形とそれ以外のハウジング、ライナー等の変形（以下では、ハウジングの変形と称す）に分けて構築する。

②キスロール圧延および板圧延時のロール変形は、厳密な力学的取扱いにより予測式を作成する。

③ロールプロフィールに関して、推定精度に重大な影響をおよぼすサーマルプロフィール予測は、物理的に意味のあるモデルとする。



(1) Deformation of back up roll
(2) Deformation of work roll in roll kissed rolling
(3) Deformation of work roll in plate rolling

Fig. 1. Deformation of work roll and back up roll.

3. 新ゲージメータモデルの構築

ゲージメータモデルの基本形を下式に示す。

$$h(x) = S_0 + Y_H + 2Y_{RR}(x) + 2C_W(0) + C_B(0) + a \quad \dots\dots (1)$$

ただし、 h : 出側板厚、 S_0 : スクリュー値、 Y_H : ハウジング変形量、 a : 学習項、 x : 胴中央からの位値(胴中央: $x=0$)、 Y_{RR} : ロール変形量(片側ロール)、 C_W , C_B : WR, BURのクラウン量

以下では、座標系をFig.1のようにとり、ゲージメータモデルを構成する簡易予測モデルを定式化する。

3.1 ハウジングの変形予測

ハウジング変形量 Y_H は、キスロール圧延において計測されたミル伸び量 Y_T から、BURのチョック部におけるロール変形量 $2Y_{KR}$ を除いた変形量で定義される。このため、キスロール圧延におけるロール変形量の高精度な予測モデルの構築が必要であり、その導出に際しての前提条件は以下のとおりである。

①キスロール圧延において、WRとBURは全胴長に互り完全に接触している。

②上下のWR間およびWRとBUR間でのロール偏平量は、Tsu-Tao-Looの式⁸⁾により求める。

キスロール圧延において、胴長方向における上下WRの接触状態を調べるため、WR間の接触と非接触を考慮できるようにした分割モデル⁹⁾によりロールの変形解析を行なった。WR間での胴長方向の接触長と圧下力の関係をFig.2に示す。キスロール圧延時の圧下力、ロール寸法、ロールクラウン量等に応じてWR間に非接触部が発生することがわかる。

WR間の胴長方向の接触長 l_w は、分割モデルによる計算結果をもとにした統計手法により下式で表される。

$$l_w/2 = (P/2)^{a_0 C_W(0) + a_1 C_B(0) + a_2} \times \exp(a_3 C_W(0) + a_4 C_B(0)) \times (D_W D_B (D_W + D_B))^{a_5} \quad \dots\dots (2)$$

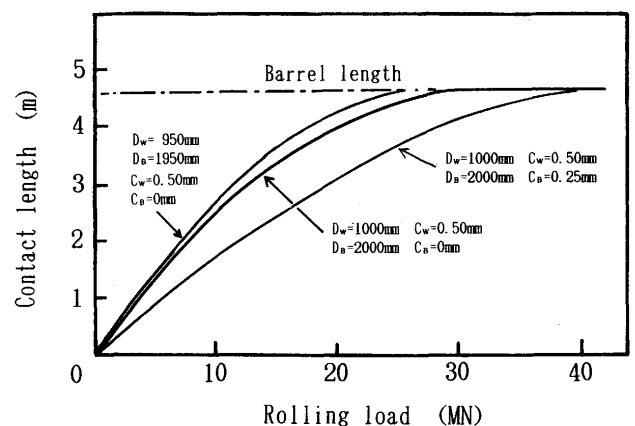


Fig. 2. Relation of contact length between top and bottom work rolls and roll separating force in roll kissed rolling.

ただし、 P :圧下力、 D_w , D_B :WR, BURの径、 $a_0 \sim a_5$:係数
圧下力15~45MN, WR径950~1050mm, BUR径
1950~2050mm, WRのクラウン量0.3~1.3mm, BURのク
ラウン量0~2.0mmの条件のもとで、式(2)による胴長方向
の接触長と分割モデルによるそれとの比較結果をFig. 3に示
す。胴長方向の接触長の簡易推定式(2)は、十分な精度を
有していることが明らかである。

WR間の非接触域を考慮してBURのチョック部でのロー
ル変形量を求めるために、WR間およびWRとBUR間の面圧
分布 $q_w(x)$, $q_{wb}(x)$ を下式のように表す。

$$q_w(x) = A_1 x^4 + A_2 x^2 + A_3 \quad (0 \leq x \leq l_w/2) \dots\dots\dots (3)$$

A_1, A_2, A_3 : 未知定数

$$q_{wb}(x) = B_1 x^4 + B_2 x^2 + B_3 \quad (0 \leq x \leq L_B/2) \dots\dots\dots (4)$$

B_1, B_2, B_3 : 未知定数

ただし、 L_B : BURのバレル長

式(3), (4)の面圧分布がWRおよびBURに外力として
作用している場合における力の釣合条件から下式が成立す
る。

$$\int_0^{l_w/2} q_w(x) dx = P/2 \quad \int_0^{L_B/2} q_{wb}(x) dx = P/2 + F \quad \dots\dots (5)$$

ただし、 F : ロールバランス力 (片チョック)

さらに、美坂¹⁰⁾が用いた曲げ変形と剪断変形を考慮した梁
の変形解析によりチョック部を含めた各ロールの軸芯変位
量 $V_w(x)$, $V_B(x)$ が求まり、BURとWRの接触部における各
ロールの表面変位 $S_B(x)$, $S_{wb}(x)$ および上下WRの接触部
における表面変位 $S_{ww}(x)$ は、それぞれ下式となる。

$$\left. \begin{aligned} S_B(x) &= V_B(x) - a_1^*(x) \\ S_{wb}(x) &= V_w(x) + a_2^*(x) - a_{wb}^*(0) \\ S_{ww}(x) &= V_w(x) - a_{ww}^*(x)/2 - a_{wb}^*(0) \\ a_{wb}^*(x) &= a_1^*(x) + a_2^*(x) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

ただし、 a_{wb}^* : WRとBURの偏平変形量、 a_1^* , a_2^* : WR
とBURの偏平変形におけるそれぞれのロール側の変形量、
 a_{ww}^* : 上下WRの偏平変形量
この時、各ロール表面での変位の適合条件から式(7), (8)
が得られる。

$$F(x) = S_B(x) - S_{wb}(x) + (C_B(0) + C_w(0) - C_B(x) - C_w(x))/2 = 0 \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$G(x) = S_{ww}(x) - S_{ww}(0) - (C_w(0) - C_w(x))/2 = 0 \quad \dots\dots\dots (8)$$

胴長方向の $x = L_B/4$, $L_B/2$ および $x = l_w/4$, $l_w/2$ において、
それぞれ式(7), (8)が成り立つとすれば、

$$F(L_B/4) = F(L_B/2) = 0 \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$G(L_w/4) = G(L_w/2) = 0 \quad \dots\dots\dots (10)$$

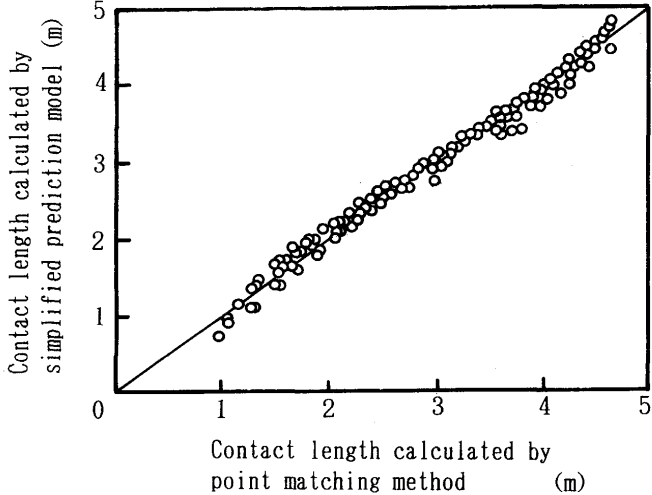


Fig. 3. Comparison of contact length between top and bottom work rolls in roll kissed rolling calculated by simplified prediction model and point matching method.

が得られる。式(5), (9), (10)の6元連立一次方程式を解
くことにより、未知定数 A_i , B_i ($i=1, 2, 3$)が求まり各ロー
ルの変形量が定式化できる。

この結果、キスロール圧延時におけるBURのチョック位
置でのロール変形量 Y_{KR} は、

$$Y_{KR} = V_B(L_B/2 + L_{CH}) + a_{wb}^*(0) + a_w^*(0)/2 \quad \dots\dots\dots (11)$$

ただし、 L_{CH} : BURチョック部の圧下力の作用点から
BUR胴端までの距離

となり、ハウジングの変形量 Y_H は、キスロール圧延時に計
測されたミル伸び量 Y_T から下式で求まる。

$$Y_H = Y_T - 2Y_{KR} \quad \dots\dots\dots (12)$$

ロール変形量 Y_{KR} に関して、式(11)による予測値とWR間
の接触および非接触を考慮できる分割モデルによるそれと
の精度比較を行なった。その結果はFig. 4に示すとおりであ
り、両者の差は50 μ m以下である。

次に、ハウジング変形量 Y_H を式(12)により算定するに際
して、安定的かつ高精度で予測量を求めるためにキスロー
ル状態でロールを回転させながら圧下力を0~45MNまで逐
次締め込んだ時に計測されたミル伸び量 Y_T を最小2乗法に
より圧下力の多項式で表示した。

式(12)を用いて算定したハウジング変形量 Y_H と圧下力 P の
関係の一例をFig. 5に示す。ハウジングの変形量は、実測ミ
ル伸び量の約50%に相当している。

3・2 板圧延におけるロール変形

WRと板材の間には、入出側の板幅方向の板厚分布による
圧下率分布、板幅方向歪、板幅方向における板材の伸び歪
差に起因した内部応力分布等に起因して不均一な面圧分布
が生じる¹¹⁾。

以下では、これらの要因を反映させた簡易ロール変形予

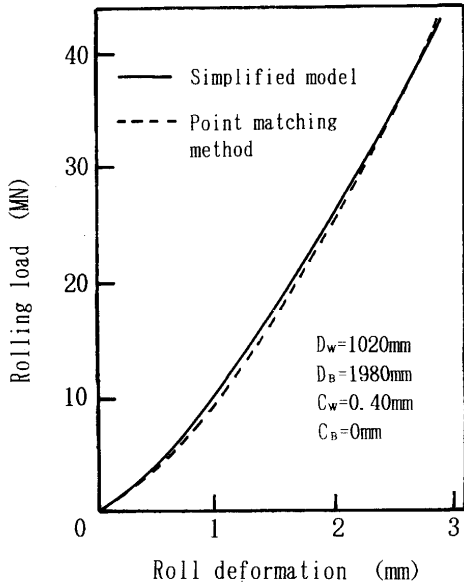


Fig. 4. Accuracy of simplified roll deformation model in roll kissed rolling.

測モデルの定式化について述べる。次に、その前提条件を示す。

①WRとBUR間およびWRと板材間の面圧分布 q_{WB} , q_{WP} は、4次多項式で表す。

②WRとBUR間およびWRと板材間のロール偏平変形量は、それぞれTsu-Tao-Looの式、中島ら¹²⁾による修正戸澤の式を適用する。

③板材の入出側の板幅方向板厚分布は、下式で表す。

$$H(x) = H(0) - C_R(x/x_e)^4 \quad (13)$$

$$h(x) = h(0) - C_r(x/x_e)^4 \quad (14)$$

$$x_e = B/2 - \beta$$

ただし、 C_R , C_r ：入出側の板クラウン量、 x_e ：板クラウンの板端部の定義位値、 β ：板端からの距離、 B ：板幅

圧延時の板幅方向における伸び歪差に起因した内部応力の分布は、板幅方向歪の影響を考慮すれば、

$$\sigma_t(x) = \xi E_P(h(x)/h(0) - H(x)/H(0)) + \sigma_0 \quad (15)$$

ただし、 ξ ：形状変化係数、 E_P ：板材のヤング率、 σ_0 ：内部応力の釣合条件から決まる定数で表される¹³⁾¹⁴⁾。板材において板幅方向への塑性流れが無い平面歪状態とし、板幅方向の各位置で志田¹⁵⁾の圧延荷重式が成り立つものとするれば、

$$q_{WP}(x) = (k_f - \sigma_t(x)) \cdot Q_P(x) \cdot ld(x) \quad (16)$$

ただし、 k_f ：板材の変形抵抗、 Q_P ：圧下力関数、 ld ：接触弧長さらに、式(13)、(14)を用いて式(16)を変形後、微小項に関するMaclaurin展開を行ない、2次以上の微小項を無視することにより下式のように近似表現される。

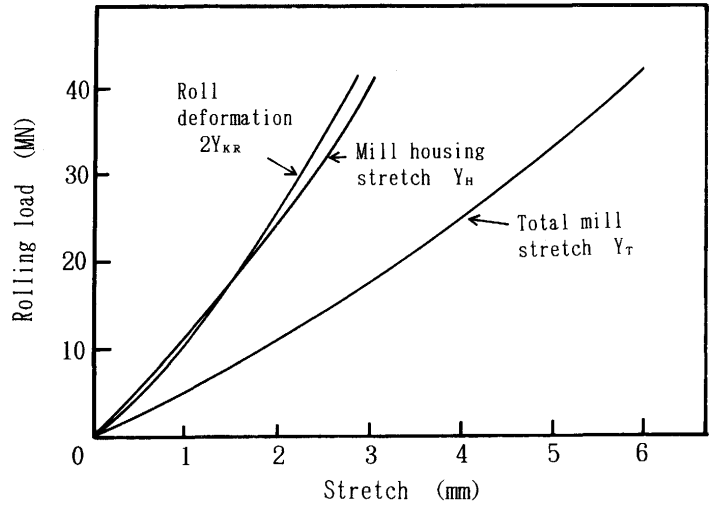


Fig. 5. Relation between roll separating force and mill stretch in roll kissed rolling.

$$q_{WP}(x) = (k_f - \sigma_t(x)) \cdot Q_{AP}(x) \quad (17)$$

$$\text{ただし、} Q_{AP} = Id_0 Q_{P0} + (Z_1 C_r + Z_2 C_r)(x/x_e)^4$$

$$Z_1 = 0.5ld_0 Q_{P0}/\Delta + 0.45ld_0(\sqrt{R'/H_0} - 0.5)/H_0$$

$$Z_2 = 0.5ld_0 Q_{P0}/\Delta + ld_0\sqrt{R'/H_0}(0.45\Delta/H_0 + 0.04) + 0.45ld_0(\sqrt{R'/H_0} - 0.5)(1/H_0 - 1/\Delta)/H_0$$

$$\Delta = H(0) - h(0) \quad H_0 = H(0) \quad h_0 = h(0) \quad ld_0 = ld(0)$$

$$Q_{P0} = Q_P(0) \quad R' : \text{偏平後のロール半径}$$

式(15)における σ_0 は、内部応力の釣合条件式

$$\int_0^{B/2} \sigma_t(x) h(x) dx = 0 \quad (18)$$

から求められる。

WRと板材間の面圧分布 $q_{WP}(x)$ は、式(13)、(14)、(15)を用いて式(17)を書き換えることにより、具体的に4次の多項式で表される。

$$q_{WP}(x) = A_{W1}x^4 + A_{W2}x^2 + A_{W3} \quad (19)$$

$$\text{ただし、} A_{W1} = (\xi E_P ld(0)/h(0) + PZ_1/(ld(0)B))C_r + (\xi E_P ld(0)/H(0) + PZ_2/(ld(0)B))C_R$$

$$A_{W2} = 0$$

$$A_{W3} = 2P/B^2(\xi E_P ld(0)/h(0) + PZ_1/(ld(0)B))C_r' + 2/B(\xi E_P ld(0)/H(0) + PZ_2/(ld(0)B))C_R'$$

$$C_r' = C_r B^5/(160x_e^4) \quad C_R' = C_R B^5/(160x_e^4)$$

また、WRとBUR間の面圧分布 q_{WB} はキスロール圧延の場合と同様に4次の多項式で表されるとすれば、

$$q_{WB}(x) = B_{W1}x^4 + B_{W2}x^2 + B_{W3} \quad (20)$$

$$B_{W1}, B_{W2}, B_{W3} : \text{未定定数}$$

チヨック部を含むWRとBURの軸芯変形量 $V_W(x)$, $V_B(x)$ は、曲げと剪断変形を考慮した梁の変形解析により導出される。

この時、各ロールの表面変位の適合条件式は、下式のようになる。

$$F_1(x) = V_B(x) - V_W(x) - a_{WB} \cdot (x) + a_{WB} \cdot (0) + (C_B(0) + C_W(0) - C_B(x) - C_W(x))/2 = 0 \quad (21)$$

したがって、胴長方向における $x = B/4, x_e$ (板厚定義), $(B + L_B)/4, L_B/2$ の各位置において式 (22) が成立する。

$$F_1(B/4) = F_1(x_e) = F_1((B + L_B)/4) = F_1(L_B/2) = 0 \quad (22)$$

力の釣合条件式 (5) と式 (22) の過剰系連立一次方程式の最小 2 乗解として $B_{wi}(i=1, 2, 3)$ を求めることにより、WR の軸芯変形量および板材との接触時の WR の偏平変形量は、出側板クラウン量 C_r の関数としてそれぞれ $V_w(x, C_r), \delta(x, C_r)$ と表される。

その結果、WR の表面変位量 $S_w(x, C_r)$ は

$$S_w(x, C_r) = V_w(x, C_r) - \delta(x, C_r) \quad (23)$$

となり、WR の胴長方向における中央と板端部の定義点での表面変位差 $C_h(x_e, C_r)$ は、下式のように導出される。

$$C_h(x_e, C_r) = S_w(0, C_r) - S_w(x_e, C_r) + (C_w(0) - C_w(x_e))/2 \quad (24)$$

出側板クラウン量 C_r と表面変位差 $C_h(x_e, C_r)$ の間には式 (25) の線型の関係が成り立つため、出側板クラウン量 C_r が具体的に求められる。

$$2C_h(x_e, C_r) = C_r \quad (25)$$

したがって、板圧延時における WR の板厚定義点の相当位置でのロール変形量 $Y_{RR}(x_e)$ は、下式のように定まる。

$$Y_{RR}(x_e) = V_B(L_B/2 + L_{CH}) + a_{WB} \cdot (0) + \delta(0, C_r) - C_r/2 \quad (26)$$

圧延時のロール変形量の簡易予測モデル式 (26) および構成要素モデルの板クラウン予測式 (25) について、分割モデルとの精度比較をおこなった結果を Fig. 6 に示す。WR のプロフィールは、ロール摩耗が非常に小さくサーマルクラウンが成長した状態と摩耗が非常に進行した状態を仮定した。形状変化係数は、中島ら¹⁶⁾により整理された幾何学的パラメータ γ との関係 γ の冪乗で近似した式を採用した。

ロール変形量および板クラウンの簡易予測式による値と分割モデルによるそれとの差は、いずれの状態においても $50\mu\text{m}$ 以内におさまっている。

3・3 ロールプロフィールの経時変化の予測

板圧延時のロール変形量すなわち板クラウンの予測に際して、圧延時に形成されるサーマルプロフィールと摩耗プロフィールは、その推定精度に重大な影響をおよぼす。以下では、これらの予測モデルの定式化について述べる。

3・3・1 WR のサーマルプロフィールの予測

圧延に伴って WR に形成される温度場は、円周方向の温度変化を平均化すれば、次のロール半径方向および胴長方向の 2 次元非定常熱伝導方程式に支配される。

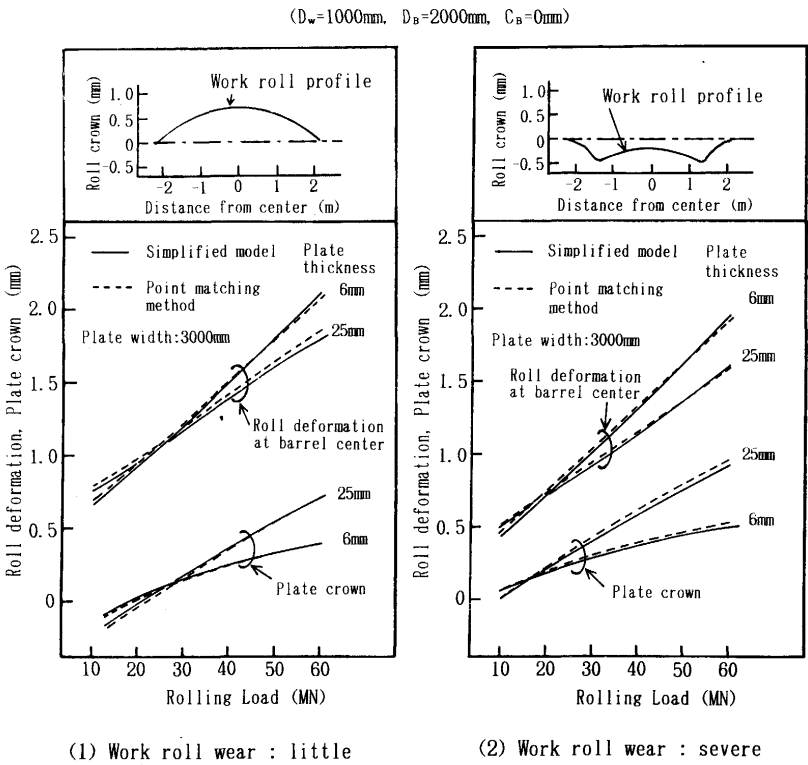


Fig. 6. Accuracy of roll deformation model in plate rolling and plate crown model.

$$(\partial/\partial t - \kappa \nabla^2) T(t, r, x) = 0 \quad (27)$$

ただし、 t : 時間、 T : WRの温度、 κ : 温度伝導度、 r, x : WRの半径および胴長方向位置

この時、境界条件は、Fig. 7に示すように板材がロールバイト内にある場合には圧延材との接触域と非接触域に分けて等価熱伝達係数と雰囲気温度をそれぞれ (α_s, θ_s) 、 (α_w, θ_w) と設定し、ロールバイト内にない場合には非接触域と同一の等価熱伝達係数と雰囲気温度を設定することにより、次式のように表される。

$$-\lambda_R (\partial T / \partial r)_{r=R} = \alpha_K (T - \theta_K) \quad (28)$$

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 (ロールチョック部)

式(27)、(28)の2次元熱伝導の初期値境界値問題の解 T は、胴長方向位置 x における半径方向 r に関する1次元熱伝導問題の解析解 $T_x(t, r)$ と未知関数 $V(t, r, x)$ を次式のように重畳した形に表す。

$$T(t, r, x) = T_x(t, r) + V(t, r, x) \quad (29)$$

$$\text{ただし、 } T_x(t, r) = A \sum_{n=1}^{\infty} \beta_n(r) \exp(-\kappa \eta_n^2 t) + \theta_K$$

$$A = 2\alpha_K (\theta_0 - \theta_K) / (\lambda_R R)$$

$$\beta_n(r) = J_0(r\eta_n) / ((\alpha_K / \lambda_R)^2 + \eta_n^2)$$

$$\eta_n: \eta J_1(\eta R) = (\alpha_K / \lambda_R) J_0(\eta R) \text{ の根}$$

$$J_0, J_1: 0, 1 \text{ 次 Bessel 関数 } \theta_0: \text{ 初期温度}$$

T_x, V を温度伝導度 κ に関する摂動展開することにより、圧延時のWRの温度 T は下式のように表される。

$$T(t, r, x) = T_x(t, r) + \left(\sum_{m=1}^{\infty} \frac{(\kappa t)^m}{(m-1)!} \frac{d^{2m}}{dx^{2m}} \right) T_x(t, r) \quad (30)$$

ただし、微分は広義の一般関数を意味する。

次に、各胴長方向での熱膨張が平面歪み状態にあるものと仮定すれば、サーマルプロフィール予測モデル $U(t, x)$ は、式(31)のように定式化される。

$$U(t, x) = 2\zeta(1+\nu)R(T_{AV}(t, x))$$

$$+ \left(\sum_{m=1}^{\infty} \frac{(\kappa t)^m}{(m-1)!} \frac{d^{2m}}{dx^{2m}} T_{AV}(t, x) \right) \quad (31)$$

$$\text{ただし、 } T_{AV}(t, x) = (A/R) \sum_{n=1}^{\infty} \gamma_n(x) \exp(-\kappa \eta_n^2 t) + \theta_K \quad (32)$$

$$\gamma_n(x) = (\lambda_R \alpha_K) / (\alpha_K^2 + \lambda_R^2 \eta_n^2)$$

$$\zeta: \text{ 熱膨張係数 } \nu: \text{ ポアソン比}$$

式(31)、(32)の M, N 項まで取った式を U_M, T_{AV}^N とし、さらに、微分作用素を差分近似すれば、サーマルプロフィールのオンライン予測モデル U_M は下式のようになる。

$$U_M(t, x) = 2\zeta(1+\nu)R(T_{AV}^N(t, x))$$

$$+ \left(\sum_{m=1}^{\infty} \frac{(\kappa t)^m}{(m-1)!} \Delta^{2m} T_{AV}^N(t, x) \right) \quad (33)$$

圧延中のWRのサーマルプロフィールを計算するに際して、

計算値が発散あるいは振動することなく安定するように式(31)および(32)の項数(M, N)を決定する必要がある。胴長方向のロール冷却水量分布が一様の場合と凹型の場合について、圧延ロールの組み替えから15、50本の板材が圧延された後に形成されるサーマルプロフィールを式(33)により計算し、実測値と比較した。

計算に際して、等価熱伝達係数 α は、板材が噛んでいる状態と板間および圧延パス間における圧延待ち状態のそれぞれについてロール冷却水量に応じて設定した。実測プロフィールは、所定の板材の圧延が完了後に銅棒の締め込み法¹⁷⁾(測定間隔は200mmピッチ)により測定した値を式(34)による摩耗プロフィールで補正した。

一例として、凹型水量分布の場合の結果をFig. 8に示す。式(33)による予測値は、実測値と良好な対応を示しており、その推定精度は、ロール冷却方法によらず実測値に対し $\pm 20\mu\text{m}$ である。

3・3・2 ロールの摩耗プロフィールの予測

WRの摩耗プロフィールについては、これまでいくつかの予測モデルが提案されているが¹⁸⁾、いずれにおいても板材との接触に重点がおかれ、圧延長さ、単位板幅当たりの圧延荷重等が影響因子として考慮されているのみである。しかし、圧延時のWRには、板材との間の圧延圧力に加えBURとの接触による面圧力が生じているため、従来のモデル式では圧延条件が大きく変わるようなロールチャンスでは必ずしも精度良く推定できない場合がある。そこで、ロール摩耗の主要因をBURとWRに分けて実測摩耗プロフィールと対比することにより、式(34)に示すBURの影響を考慮したWRの摩耗プロフィール予測モデルを作成した。

$$\delta_{w, m}(x) = \begin{cases} \delta_{w, m-1}(x) \\ + b_1 \sum_{i=1}^{n_m} (l_i / D_w) (P_i / (B \sqrt{0.5 D_w \Delta h_i}))^{1.77} \\ + b_2 \sum_{i=1}^{n_m} (l_i / D_w) (P_i / L_B)^{0.5} \quad (0 \leq x \leq B/2) \\ \delta_{w, m-1}(x) + b_2 \sum_{i=1}^{n_m} (l_i / D_w) (P_i / L_B)^{0.5} \quad (B/2 < x < L_B) \end{cases} \quad (34)$$

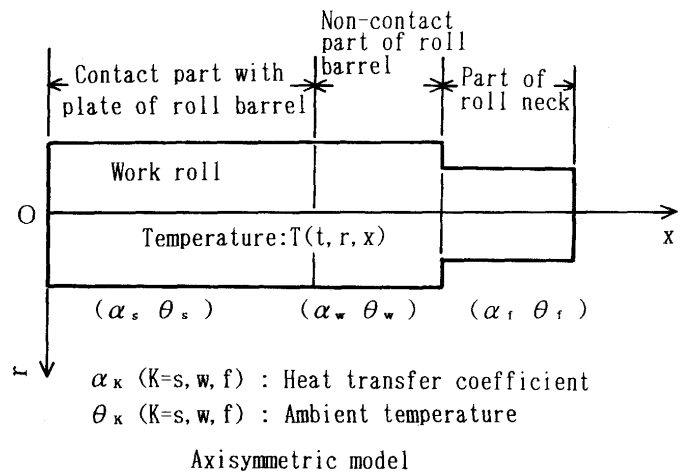


Fig. 7. Two dimensional heat transfer problem on work roll.

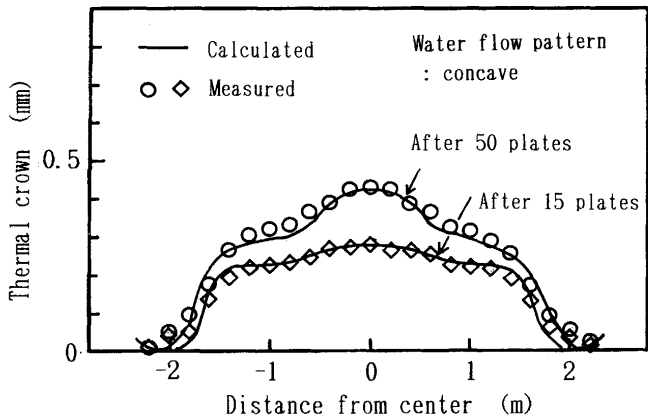


Fig. 8. Accuracy of thermal profile model.

ただし、 $\delta_{w,M}$ ：WR摩耗量， M ：圧延本数， n_M ： M 番目板材のパス回数， l_i ， P_i ， Δ_{h1} ： i パス目の圧延長さ，圧延荷重，圧下量， b_1 ， b_2 ：ロール材質により決まる定数

BURの摩耗プロフィールについては、胴中央位置の実測摩耗量をもとに式(35)のように2次多項式で表した。

$$\delta_{B,M}(x) = \delta_B^M(1 - (2x/L_B)^2) \dots\dots\dots (35)$$

ただし、 $\delta_B^M = \delta_B^{M-1} + c_1 \sum_{i=1}^{n_M} (l_i/D_B)(P_i/L_B)^{0.5}$ ， $\delta_{B,M}$ ：BUR摩耗量， δ_B^M ：胴中央位置のBUR摩耗量， c_1 ：ロール材質により決まる定数

WRおよびBURの摩耗プロフィールについて、式(34)、(35)の予測式の推定精度をFig. 9に示す。いずれの実測値もロールが完全に冷えた状態で初期のプロフィールと所定の本数の圧延が完了した後の実測摩耗プロフィールから算出された値である。いずれのロールの予測摩耗プロフィールも、実測値と良く一致している。

4. 実機への適用と考察

当社厚板工場に適用されていたゲージメータモデル（以下では、従来モデルと称す）は、板幅の異なる冷板を締め込んだ時に実測されたミル伸び量から作成されたものである。このため、ロールとそれ以外の変形に関わる影響因子、特に圧延中に大きく変化するロールプロフィールの影響が考慮できず、板間と圧延パス間においてゲージメータによる予測値と熱間γ線板厚計による実測値との差に学習係数を乗じた値をゲージメータ式の学習項に加算することにより次の圧延パスにおけるWR間のギャップ設定を行っていた。

式(12)、(26)、(33)、(34)、(35)、を用いて構築された新ゲージメータモデル式(1)において、WRのプロフィール予測は重要な要素モデルのひとつである。そこで、制御圧延材（圧延途中で温度調整を行なう圧延材）が多く含まれるロールチャンスを対象にWRプロフィール予測モデル式(33)、(34)の予測精度を調べた。予測および実測プロフィールの評価対象位置は、WRの胴中央位置と板材の板厚定義

位置である。実測値は、所定の圧延材の最終パスの圧延が完了した直後に銅棒の締め込み法により測定した。

いずれの評価位置においてもFig.10に示すように実測値と予測値は良好に対応しており、制御圧延での途中温調時間や板厚および板幅の大きな変動があるにもかかわらずWRプロフィール予測モデルは優れた追従性を有していることがわかる。

この事実に加えて圧延時に形成されたWRプロフィールのもとでWRとBUR間およびWRと板材間の面圧分布が分割モデルにより4次の多項式で近似されることが確認できているため、3・2節において論述したように、圧延条件の変動に対して圧延時のロール変形およびロールの表面変位は非常に高精度に予測できることがわかる。さらに、3・1節に示したように、キスロールでのミル伸びからロール以外の変形が高精度に分離されていることを勘案すれば、新ゲージメータモデルは、従来モデルに比べて操業条件の大きな変化に対しても圧延時のWR間のギャップ量を高精度に予測できることは明らかである。

このことを実証するために、WR組替え後の圧延開始から200本目までの板材を対象にゲージメータ精度を調べた。その際、ハウジング等の変形量は、WR組替え直後のキスロール状態で計測されたミル伸び量を用いて、式(12)により算

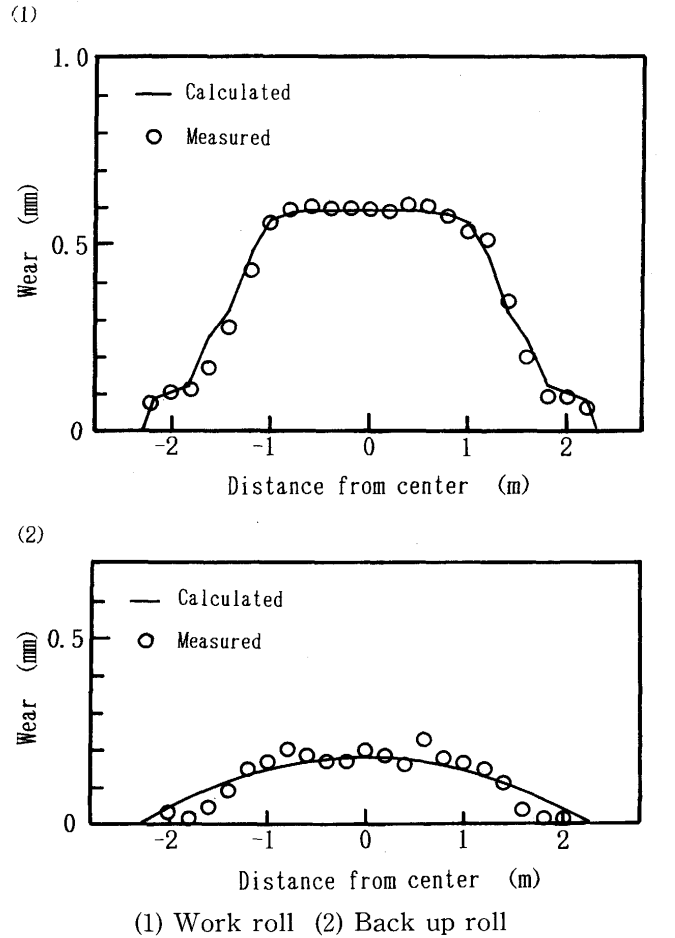


Fig. 9. Accuracy of roll wear profile model.

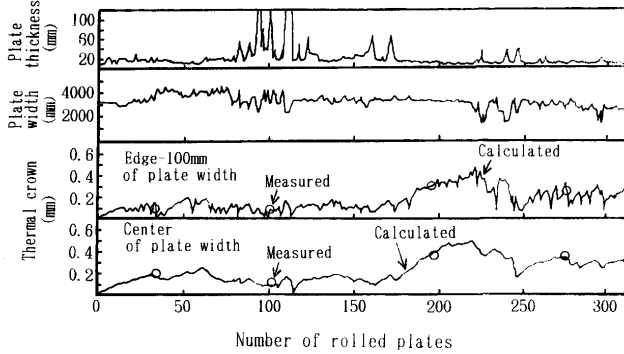


Fig. 10. Change in thermal crown during rolling (Work roll diameter : 1020mm).

出した。

精度比較に用いたゲージメータモデルは、新ゲージメータモデルにおける圧延時のロール変形として、板材とWR間の面圧が胴長方向に一樣として導出された予測モデルを採用したモデルおよび従来モデルの2種類である。また、板間と圧延パス間での学習としては、前掲の従来モデルで用いた同様の方法を適用した。

その精度比較の結果をFig.11に示す。新ゲージメータモデルの推定精度は $\sigma=58\mu\text{m}$ であるのに対し板材とWR間の面圧が一樣な場合のそれは $\sigma=110\mu\text{m}$ 、従来モデルでは $\sigma=130\mu\text{m}$ となっており、新ゲージメータモデルは優れた精度を有していることが検証された。

5. おわりに

高精度な板厚制御を行うためのゲージメータモデルの再構築に際して、キスロール圧延時の上下WR間の胴長方向の接触長を考慮したロール変形予測モデルを用いて、実測ミル伸び量からハウジングの変形量を評価できるモデルを構築した。次に、圧延時のロール変形に関し、WRとBUR間の面圧分布だけでなく板材とWR間の面圧分布を考慮できるように定式化し、WRの胴長方向位置におけるロール変形量の予測モデルを構築した。

さらに、圧延に伴って形成されるロールプロフィールについて、操業条件の大きな変化に対して優れた追従性を有したサーマルプロフィール予測モデルおよびロール摩耗予測モデルを構築した。

これらの簡易化された予測モデルにより構成された新ゲージメータモデルは、非常に高い予測精度を有していることが実証された。

現在、新ゲージメータモデルは当社加古川製鉄所厚板工場において実機適用されており、板厚精度は、従来モデルの時に比べ約15%程度向上した。

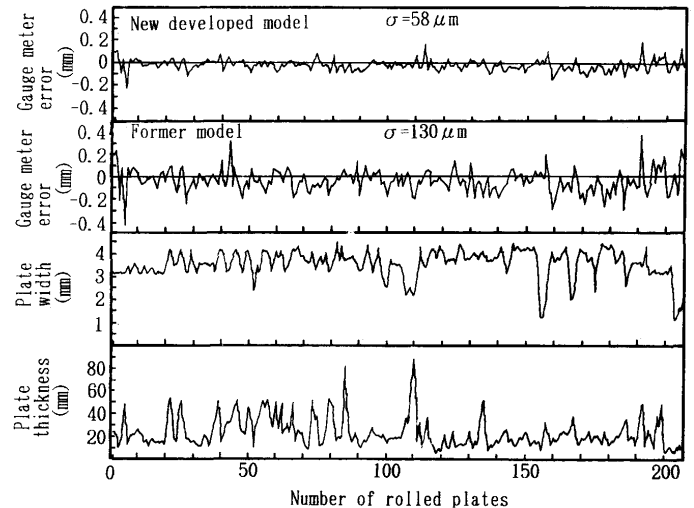


Fig. 11. Accuracy of gauge meter model.

今後、高精度な圧延荷重予測と圧延方向における圧延温度予測システムを開発し、さらに高精度な板厚制御技術の確立を図っていく予定である。

文 献

- 1) 北篠成人, 畠山耕太郎, 菊地隆也, 倉石達夫: 材料とプロセス, 3 (1990), p.1367
- 2) 梶浦茂実, 大江憲一, 高橋出雲男, 東 和彦, 安楽桂馬, 大西輝孝: 材料とプロセス, 2 (1989), p.1483
- 3) 大江憲一, 梶浦茂実, 山内 学, 高橋出雲男: 材料とプロセス, 2 (1989), p.1482
- 4) M.D. Stone and R. Gray: Iron Steel Eng., (1965) Aug., p.73
- 5) たとえば, 河野輝雄: 昭和47年度塑性加工春季講演会講演論文, (1972), p.169
- 6) 磯辺邦夫, 伊藤 庸, 浜田圭一, 広瀬勇次, 三宅祐史, 直井孝之: 昭和54年度塑性加工春季講演会講演論文, (1979), p.445
- 7) 小山敏博, 辻 邦夫, 小久保一郎, 大池美雄, 木川佳明, 伊藤重晴, 刈根規久男: 昭和54年度塑性加工春季講演会講演論文, (1979), p.441
- 8) Tsu-Tao-Loo: J. Appl. Mech., (1958) 3, p.122
- 9) K.N. Shoet and N.A. Townsend: J. Iron Steel Inst., (1968) Nov., p.1088
- 10) 美坂佳助: 第20回塑性加工連合講演会講演論文, (1969), p.29
- 11) 松本紘美, 中島浩衛, 菊間敏夫, 上堀雄司: 塑性と加工, 23 (1982), p.1201
- 12) 中島浩衛, 松本紘美: 第24回塑性加工連合講演会講演論文, (1973), p.29
- 13) 河野輝雄, 松田行雄, 桑山哲也: 第30回塑性加工連合講演会講演論文, (1979), p.123
- 14) 栗津原博, 安田健一, 志田 茂, 梶原利幸: 昭和54年度塑性加工春季講演会講演論文, (1979), p.25
- 15) 志田 茂: 塑性と加工, 7 (1966), p.424
- 16) 中島浩衛, 菊間敏夫, 松本紘美, 栗津原博, 木村智明, 志田 茂, 梶原利幸: 塑性と加工, 23 (1982), p.1172
- 17) 阿高松男, 加古幸博, 湖海克明, 小池 充: 昭和56年度塑性加工春季講演会講演論文, (1981), p.33
- 18) たとえば, 本城 恒, 瀬川佑二郎, 樋口均一, 坪田一哉, 江森隆, 井上正敏: 昭和52年度塑性加工春季講演会講演論文, (1979), p.41