

ホットストリップミルにおける 高精度セットアップ技術の開発

大池 美雄*・佐藤 準治*・川嶋 輝子*・松浦 義和*・米田 英次*・長谷川 裕之*

Development of High Accuracy Set-up Technology in Hot Strip Mill

Yoshio OIKE, Junji SATO, Teruko KAWASHIMA, Yoshikazu MATSUURA, Eiji YONEDA and Hiroyuki HASEGAWA

Synopsis : A set-up technology of the hot strip mill has been newly developed to control the head-end gauge with high accuracy. This technology consists of the rolling load model, which has the equations of rolling temperature, deformation resistance and friction coefficient, and the roll gap model.

The equation of deformation resistances expresses the influences of phase transformation and strain accumulation besides the basic deformation hardening, which are derived from the results of hot compression tests of eighteen kinds of steels with typical chemical compositions. Using this equation, the friction coefficients in actual rolling are calculated from measured rolling loads, and the equation of the friction coefficient is expressed as a function of several rolling conditions. Moreover, in order to compensate errors of the rolling load model, the adaptive control by groups of material kinds and sizes is combined with the conventional time-series adaptive control not to interfere with each other. The roll gap model takes into consideration the change of elastic deformation of rolls with roll profiles.

These models are applied to the hot strip mill at Kakogawa Works, and the gauge accuracy at the head-end can be remarkably improved over all kinds of steel strips with any size.

Key words : hot strip mill ; mill set-up ; rolling load model ; rolling temperature ; deformation resistance ; friction coefficient ; roll gap model ; head-end gauge accuracy.

1. 緒言

熱延製品の板厚精度に対する要求は、近年ますます厳しくなる傾向にある。さらに、各種高強度鋼板をはじめとして、製造品種の多様化が進んでいる。また操業面からは圧延スケジュールの制約を緩和するために、サイズ、鋼種が大幅に異なる鋼板も連続して圧延することが要求されている。このような環境の変化に対応するために、従来にも増して広範囲の圧延条件に適用でき、かつ高精度な板厚制御技術の確立が重要となっている。

熱延での板厚精度を向上するためには、コイル先端での压下位置を適切にセットアップすることがポイントである。このためには仕上ミルの各スタンドにおける圧延荷重と、この圧延荷重が負荷されたときのロール間隙を精度よく予測できるモデルが必要である。圧延荷重の予測には圧延材の変形抵抗とロールギャップでの摩擦係数を知る必要がある。鋼の熱間変形抵抗については、これまでに多くの測定¹⁾および金属学的考察^{2)~4)}がなされているが、近年の環境の変化に対応するためには、広範囲の鋼種についてさらに高い精度で熱間変形抵抗を予測できる式が望まれている。摩擦係数については、先進率を測定して圧延理論式から算出し

た例が報告されているが⁵⁾⁶⁾、圧延条件との関係をより明確にしていく必要がある。ロール間隙の予測についても、精度向上のためによりきめ細かいモデル化が必要である。

本論文では、まず圧延材の温度降下式、変形抵抗式および摩擦係数式を、基礎実験結果と操業データの解析結果に基づいて作成する。つぎに、圧延荷重の予測精度をより向上させるためのグループ別学習方法を提案する。さらに、熱膨張と摩耗によるロール形状の変化を考慮したロール間隙の予測式を作成し、これらの各モデル式を実機での制御に適用した結果について述べる。

2. ミルセットアップモデルの概要

Fig. 1は仕上ミルにおける压下位置のセットアップ計算のフローチャートを示す。圧延材先端部が粗ミル出側の温度計に到達した時点で、板厚および板温度の測定値と圧延指令情報をもとに、仕上ミル各スタンド出側での板厚を決定し、各スタンドでの板温度、変形抵抗、圧延荷重を順次予測計算する。つぎに予測した圧延荷重を用いて、圧延荷重が負荷されたときのロール間隙変化を計算し、各スタンドの压下位置を設定する。

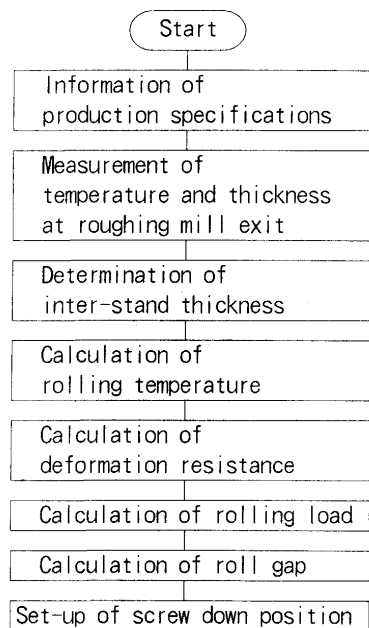


Fig. 1. Flow chart of mill set-up calculation for finishing mill.

3. 圧延荷重の予測

3・1 圧延材温度降下式

温度降下式の作成にあたっては、まずオフラインのシミュレーションモデルを作成し、測定誤差の少ない定常部での圧延実績データを用いて、熱伝達係数などモデルで使用する各種の基本的なパラメータの推定を行った。オフラインモデルではディレーテーブル上およびスタンド間の空冷域と仕上ミル入側スケールブレーカおよびスタンド間スプレーによる水冷域での板厚方向温度分布計算に中心差分法を用いた。

圧延材の温度降下は、粗ミル出側に設置された上下面温度計による実測値を出発点として計算した。ラフバーの板厚方向の温度分布は次の4次式で表した。

$$\theta(x) = a_1x^4 + a_2x^3 + a_3x + a_4 \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここに $\theta(x)$ は板厚方向各位置の温度、 x は板厚中心を原点として無次元化した板厚方向座標である。係数 $a_1 \sim a_4$ は上下面の温度および温度勾配の境界条件から求められる。空冷域の熱伝達係数 α_A は、放射と対流の熱伝達係数の和として次式で表した。

$$\alpha_A = \frac{\sigma \epsilon_A (\theta_s^4 - \theta_A^4)}{\theta_s - \theta_A} + \alpha_c \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここに σ はステファン・ボルツマン定数 ($5.67 \times 10^{-8} \text{W/m}^2\text{C}^4$)、 θ_s は圧延材の表面温度、 θ_A は大気温度である。ここでは放射率 ϵ_A は0.6、対流の熱伝達係数 α_c は $8.4 \text{W/m}^2\text{C}^7$)として計算した。

Fig. 2はラフバー厚の異なる圧延材について、粗ミル出側

から仕上ミル入側までの空冷時間と圧延材表面の温度降下量の関係を実測値と計算値を比較して示す。実測値と計算値はよく一致している。

水冷域の熱伝達係数 α_w は、圧延材表面温度の関数として次式⁸⁾を採用した。

$$\alpha_w = a_5 \times 10^{-0.00147\theta_s} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここに a_5 はスケールブレーカおよび各スタンド間スプレーによって異なる定数である。

Fig. 3はロールバイト内での熱収支の概念図を示す。圧延加工による発熱は純粋な圧縮仕事によるものと剪断変形やロールと板表面との間の摩擦に起因する余剰仕事によるものがある。純粋圧縮仕事による温度上昇 $\Delta\theta_p$ は板厚方向に一樣とし、次式で表した。

$$\Delta\theta_p = \sigma_m \ln(h_i/h_o) \times 10^6 / (Jc_s \rho_s) \quad \dots\dots\dots (4)$$

余剰仕事は、圧延トルクから求められるロールバイト内での全仕事と純粋圧縮仕事との差で表し、これが全て熱に変換されるものと仮定した。この発熱による温度上昇量の板厚方向の分布 $\Delta\theta_r(X)$ は4次式と仮定して次式で表した。

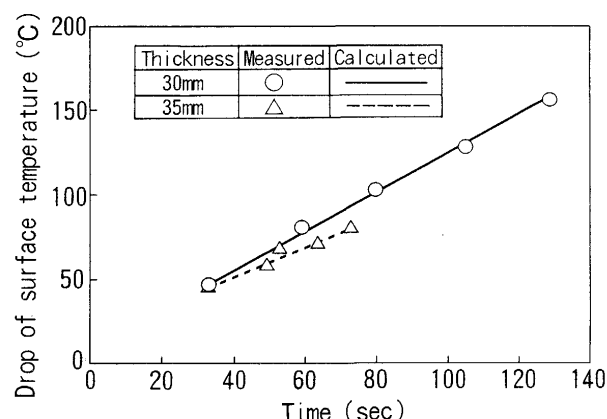


Fig. 2. Comparison between calculated and measured temperature drop at delay table.

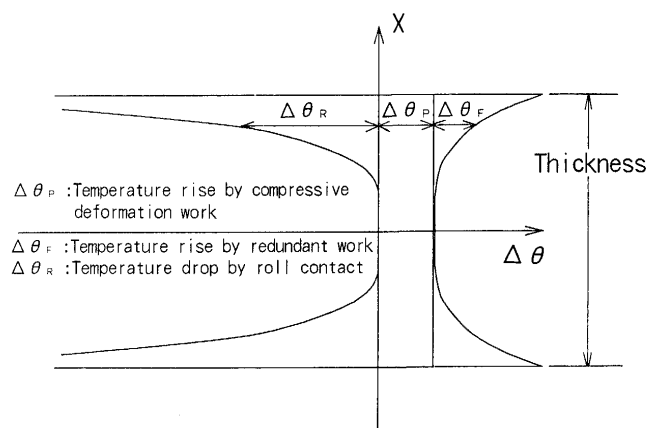


Fig. 3. Schematic diagram of temperature field in roll gap.

$$\Delta\theta_F(X) = \eta_F \left\{ \frac{G\omega}{M} - \sigma_m \ln \left(\frac{h_l}{h_0} \right) \right\} \times 10^6$$

$$\div (Jc_s \rho_s) \cdot \frac{5X^5}{(h_0/2)^4} \dots\dots\dots (5)$$

$$G = 2l_a \cdot l_d \cdot (R/R') \cdot (P/w) \dots\dots\dots (6)$$

$$M = h_0 V_R (1 + f_s) \dots\dots\dots (7)$$

ここに σ_m は平均変形抵抗、 h_l , h_0 はそれぞれ各スタンドの入出側板厚、 J は熱の仕事当量、 c_s , ρ_s はそれぞれ圧延材の比熱と密度、 ω はロール角速度、 X は板厚中心からの距離、 l_a はトルクアーム係数、 l_d は接触弧長、 R , R' はそれぞれ偏平前後のロール半径、 P は圧延荷重、 w は板幅、 V_R はロール周速、 f_s は先進率である。板への入熱比率 η_F はロールの種類が異なる前段スタンドと後段スタンドで別の定数とした。なお、平均変形抵抗は、後述する変形抵抗式を用いて計算した。

圧延材とロールとの接触熱伝導は解析的に解くことができる⁹⁾。温度降下量の板厚方向分布 $\Delta\theta_R(X)$ は、解析解を用いて次式で表した。

$$\Delta\theta_R(X) = - \frac{\sqrt{A_S}/\lambda_R}{\sqrt{A_R}/\lambda_R + \sqrt{A_S}/\lambda_S}$$

$$\cdot (\theta_s - \theta_R) \exp \left\{ \frac{(h_0/2 - X)^2}{4A_S(2/\pi)t} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

ここに A_R , A_S はロールおよび圧延材の温度伝導率、 λ_R , λ_S はロールおよび圧延材の熱伝導率、 θ_R はロールの表面温度、 t はロールと圧延材の接触時間である。

仕上ミル入側から出側までの各領域に関するパラメータは、種々の圧延条件についての仕上ミル出側温度の計算値と実績値との比較から決定した。以上のようにして決定した各パラメータの値をTable 1に示す。

オンラインモデルでは計算時間を短縮するため、代表温度として板厚方向の平均温度のみを計算するようにした。粗ミル出側でのラフバー温度および圧延の余剰仕事による発熱量の平均値は、(1)式および(5)式の板厚方向の積分表示から得られる。ロールとの接触による温度降下量は、板温度と境界温度との差から求まる平均温度降下量の式¹⁰⁾を用いて計算した。空冷および水冷の領域に対しては、板厚方向の温度分布を一樣と仮定した場合の平均温度降下量の式¹⁰⁾に補正係数を乗じて、差分法による計算結果と平均温度降下量が一致するようにした。

以上に述べた温度降下式の実機適用によって、仕上ミル出側温度の予測精度は目標値に対する標準偏差で8℃に向上した。

3・2 変形抵抗式

熱間加工シミュレータを用いて、代表的な化学成分の18鋼種について圧縮試験を行った。供試材の化学成分範囲をTable 2に、試験条件をTable 3に示す。圧縮試験片は直径8 mm、高さ12mmの円柱形状とし、真空中で1200℃に加熱、

Table 1. Parameters used for strip temperature calculation.

Heat transfer coefficient (W/m ² ℃)	Finisher scale breaker	About 2300 (Function of temperature)
	Inter-stand spray	About 700 (Function of temperature)
	Convection	8.4
Ratio of heat flow into strip generated by redundant work (—)		F1-F3 : 0.50 F4-F7 : 0.45

Table 2. Chemical compositions of specimens (mass %).

C	Si	Mn	Cr	Ti	B	Nb	Al	P
0.003 ~0.87	0.01 ~1.40	0.22 ~2.01	~0.20	~0.07	~0.0025	~0.030	0.003 ~0.057	0.009 ~0.095

Table 3. Conditions in hot compression test.

Deformation temperature θ (℃)	700~1050
Strain rate $\dot{\epsilon}$ (sec ⁻¹)	10, 42, 81
Strain of first deformation ϵ_0 (—)	0.3, 0.45, 0.6
Interval time Δt (sec)	0.5, 1.0, 2.0

保持して1050℃で予加工した後、本加工を行った。本加工では、変形抵抗に及ぼすひずみの残留率の影響を調査するための2段加工も行った。

円柱の圧縮試験においては、試験片と工具との間の摩擦力により、試験片には不均一変形が生じる。この不均一変形に起因する応力増分を算定するため、変形抵抗が既知のアルミニウムを用いた冷間圧縮試験と、剛塑性有限要素法による解析を行った。冷間圧縮試験での試験片と工具との間の潤滑材には雲母シートを用いた。Fig. 4は次式で定義されるバレーリング係数 B_A の実験値と計算値との比較を示す。

$$B_A = (D_{\max}^2 - D_{th}^2) / D_{th}^2 \times 100 (\%) \dots\dots\dots (9)$$

ここに $D_{\max}$ は不均一変形の場合の最大直径、 D_{th} は均一変形と仮定した場合の直径である。この結果より、冷間圧縮試験での試験片と工具との間の摩擦係数は約0.15と推定される。Fig. 5は試験片と工具間の摩擦係数を0.15として剛塑性有限要素法で計算した不均一変形に起因する応力増分と実験での測定値の比較を示すが、両者はよく一致している。鋼の熱間圧縮試験においても、試験片と工具との間の潤滑材には雲母シートを用いた。このときのバレーリング係数もFig. 4に併せて示す。バレーリング係数は試験片と工具間の摩擦係数を0.3として計算した値とよく一致している。この結果より、熱間圧縮試験での応力増分は摩擦係数を0.3として剛塑性有限要素法で計算し、圧縮試験で測定した応力を補正した。

熱間加工シミュレータで測定した真応力と真ひずみの関係をもとにして、平均変形抵抗 σ_m を次式で表した。

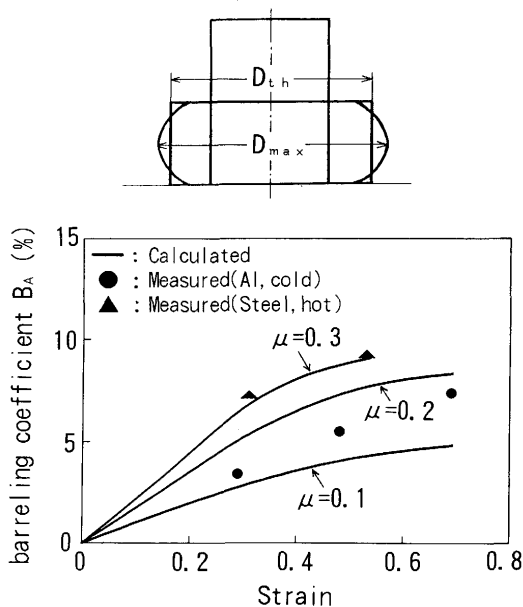
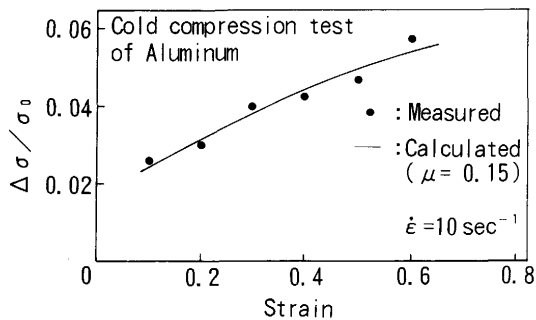


Fig. 4. Comparison of measured barreling coefficient with calculated values.



$\Delta \sigma$: Additional flow stress σ_0 : True flow stress

Fig. 5. Comparison of calculated additional flow stress by non-uniform deformation with measured values.

$$\sigma_m = A \frac{(\epsilon + \lambda \epsilon_0)^{n+1} - (\lambda \epsilon_0)^{n+1}}{(n+1)\epsilon} \left\{ \frac{\dot{\epsilon}}{10} \right\}^m \cdot \exp \left[\alpha \left\{ \frac{1}{\theta} - \frac{1}{1223} \right\} \right] \cdot f \dots (10)$$

ここに ϵ は真ひずみ、 ϵ_0 は前パス直後のひずみ、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度、 f は変態補正項、 λ はひずみの残留率である。A、n、m、 α の各値は一段目の圧縮加工の結果をもとに、各化学成分の関数とした。ただし、n値および α 値はC量とSi量、m値はC量のみの関数とした。ひずみ硬化の項はn乗硬化式を残留ひずみを起点として積分し、当パスでのひずみで平均する形で表した。

Fig. 6は圧延材の変態による変形抵抗の変化を、計算値と測定値とを比較して示す。温度に対する変態補正項の変化は双曲線関数を用いた次式で近似した。

$$f = 1 - \frac{\beta_1}{2} \left[1 + \tanh \left\{ \frac{\theta_m - \theta}{\beta_2} \right\} \right]^{1/2} \dots (11)$$

ここに β_1 はひずみ、ひずみ速度、 A_{r3} 変態点の関数、 β_2 はひ

ずみ速度と A_{r3} 変態点の関数、 θ_m は A_{r3} 変態点の関数である。なお、仕上スタンド列内で変態を生じる可能性のある圧延材はC、Mn等の添加元素量が少ないものである。このような材料では、仕上スタンド列内における比較的低い平均冷却速度のもとでは、変態に対する冷却速度の影響は小さいものとしてここでは無視した。

Fig. 7はひずみの残留率の計算値と測定値の比較を示す。ひずみの残留挙動は、パス間での回復、再結晶にともなう転移密度の減少として次式で取扱い²⁾、計算値が測定値と最もよく一致する活性化エネルギーQを各鋼種ごとに求め、Q値を化学成分の関数で表した。

$$\begin{aligned} \lambda &= \Delta \epsilon / \epsilon_0 \dots (12) \\ \Delta \epsilon &= - \{ \ln \{ 1 - (b/d) \rho \} \} / b \dots (13) \\ b &= b_0 \epsilon_0^{c_0} \exp(-Q/\theta) \dots (14) \\ Q &= c_1 + c_2 \ln(1 + 20Nb) + c_3 \ln(1 + 20Ti) \\ &\quad + c_4 \ln(1 + 20C) + c_5 \ln(1 + Si) + c_6 \ln(1 + Mn) \\ &\quad + c_7 \ln(1 + B) + c_8 \ln(1 + P) + c_9 \ln(1 + Cr) \\ &\quad + c_{10} \ln(1 + Mo) \dots (15) \end{aligned}$$

ここに $\Delta \epsilon$ は残留ひずみ、 ρ は転移密度、 b と b_0 は動的回復速度を表すパラメータ、 d は初期結晶粒径の関数、 $c_0 \sim c_{10}$ は定数である。Nb、Ti、C、Si、Mn、B、P、Cr、Moは各元素の含有量mass%である。

3・3 摩擦係数式

実機での圧延は固着摩擦領域のみでなく、すべり摩擦領域も存在する混合摩擦圧延と考えられる¹¹⁾。実機で測定した圧延荷重と、前節で述べた変形抵抗式を用いて固着摩擦条

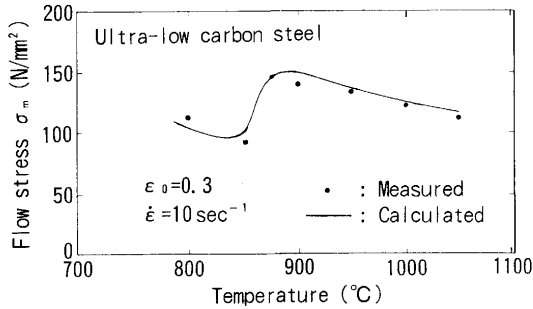


Fig. 6. Change of flow stress by transformation.

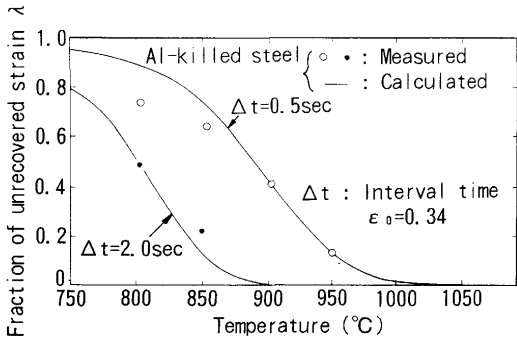


Fig. 7. Comparison between calculated and measured values of fraction of unrecoverd strain.

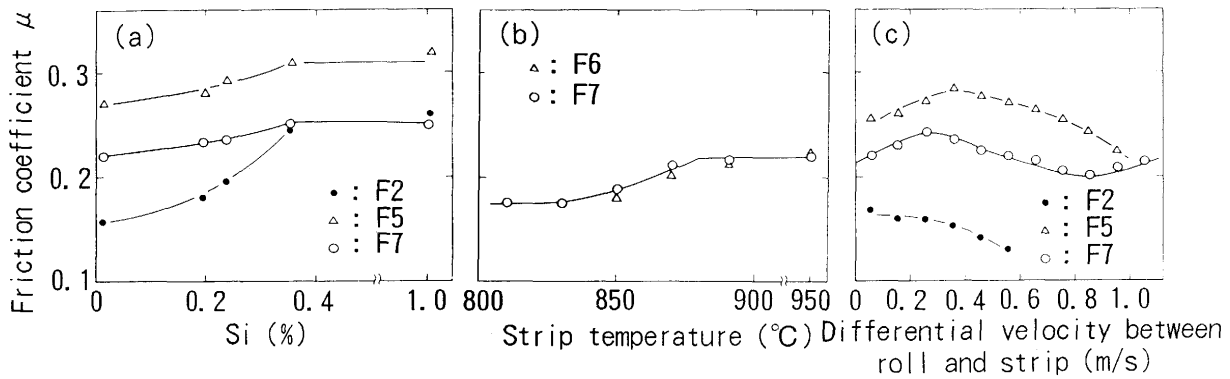


Fig. 8. Relations between friction coefficient and rolling conditions.

件下でのSimsの式¹²⁾で計算した圧延荷重の比が、混合摩擦条件下でのOrowanの式¹³⁾と上記のSimsの式から求めた圧延荷重の比に相当するとして、摩擦係数を推定した。

Fig. 8は推定した摩擦係数と圧延条件の関係を示す。圧延材のSi量が増加すると、とくに前段スタンドでは摩擦係数が急激に増大する。この原因についてはまだ解明されていないが、この傾向はSi鋼で先進率が大きくなるという観察結果⁶⁾と一致している。板温度はロールバイトでの界面温度に影響するものと考えられ、板温度が高いほど摩擦係数は増大し、ある温度以上では摩擦係数はほぼ一定となる。平均相対すべり速度の増大に対する摩擦係数の変化は、すべり速度が小さい領域では増大、中間領域では減少、さらにすべり速度が大きい領域では増大する傾向を示す。これらの板温度およびすべり速度に対する摩擦係数の変化傾向は、野口らが熱間摩擦試験で求めた結果¹⁴⁾と一致している。

これらの関係をもとに摩擦係数 μ を次式で表した。

$$\mu = e_0 + e_1 \text{Si} + e_2 \text{Si}^2 + e_3 \theta + e_4 \theta^2 + e_5 \Delta V + e_6 \Delta V^2 + e_7 \Delta V^3 \quad (16)$$

ここに ΔV は平均相対すべり速度、 $e_0 \sim e_7$ は定数である。摩擦係数による圧下力関数の補正は、Orowanの式とSimsの式から求めた圧延荷重の比を摩擦係数の関数として表現¹⁵⁾することにより行った。

3・4 圧延荷重予測モデル

これまでに述べた圧延材の温度降下式、変形抵抗式、摩擦係数式を用いて、圧延荷重予測モデルを作成した。圧延荷重 P_c は次式で計算される。

$$P_c = \sigma_m \cdot l_d \cdot w \cdot Q_p \quad (17)$$

ここに Q_p はSimsの式を前節で述べた摩擦係数の関数で補正した圧下力関数である。

Fig. 9は本予測モデルの圧延荷重の予測誤差（実績荷重 P_A /予測荷重 P_c の標準偏差）を旧モデルと比較して示す。(a)は熱延で圧延されている全鋼種、(b)は特にNb添加鋼について示すが、いずれも予測精度は著しく向上している。こ

れは、熱間変形抵抗を基礎実験結果に基づいて定式化し、変形抵抗と摩擦係数の圧延荷重に対する影響を分離して定量化できたためと思われる。

さらに、モデルの誤差を補い、圧延荷重予測精度を向上させるため、鋼種と仕上板厚で分類したグループ別学習を実施した。実施にあたっては、以下に述べる方法により従来の時系列の学習との干渉を避けるようにした。学習計算においては、まず、次式によりグループ別学習係数の瞬時値 G_G を求め、各グループ毎にテーブルに記憶された学習係数を指数平滑により更新する。

$$G_G = (P_A/P_c)/G_T^{-1} \quad (18)$$

ここに G_G はグループ別学習係数、 G_T は時系列学習係数、添字 -1 は更新前のテーブル値を表す。つぎに、時系列学習係数についても次式によって瞬時値 G_T を求め、指数平滑により更新する。

$$G_T = (P_A/P_c)/G_G^{-1} \quad (19)$$

設定計算における圧延荷重予測値 P_s は、学習計算で更新された各学習係数を用いて次式で表される。

$$P_s = G_G \cdot G_T \cdot P_c \quad (20)$$

本学習方法の適用により、圧延荷重の予測誤差はFig.9の値よりも約2%減少し、コイル間で鋼種や仕上板厚が大きく変化した場合にも、圧延荷重の予測精度が著しく向上した。

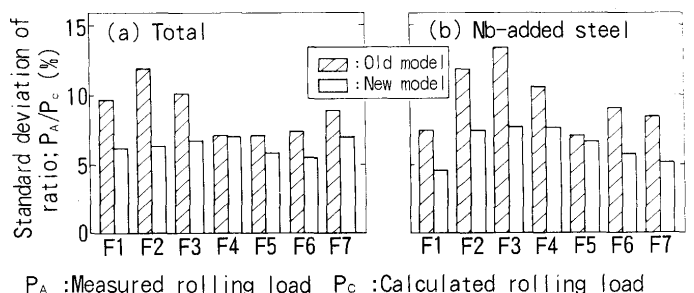


Fig. 9. Performance of new rolling load model compared with old one.

4. ロール間隙の予測

圧延荷重が負荷されたときのロール間隙、いわゆるゲージメータ板厚は、圧延の進行に伴うロールの熱膨張と摩耗によるロール形状の変化と、圧延荷重によるロール系を含めたミルの弾性変形、さらには油膜軸受のミルではロール回転による油膜厚の変化等により決まる。したがって、ロール間隙の予測式を次式で表した。

$$h_0 = S + (f_{p1} + f_{p2})P_s + f_F F - S_0 - \Delta T - \Delta Y + O_f \cdots (21)$$

ここにSは圧下位置、Fはワークロールベンディング力、 f_{p1} および f_{p2} は圧延荷重のロール間隙変化への影響係数、 f_F はワークロールベンディング力のロール間隙変化への影響係数、 S_0 は圧下位置の零点、 ΔT はロールの熱膨張と摩耗とによるミル中心でのロール間隙の変化量、 ΔY は油膜厚の変化量、 O_f はオフセット量である。

f_{p1} はキスロール締め込み時の圧下位置と荷重の関係を回帰して求めた。 f_{p2} および f_F は板幅およびワークロールシフト量の関数であり、分割モデル¹⁶⁾によるロールの弾性変形の計算結果をもとに簡易式を作成した。

ΔT は別途オンラインのクラウン制御モデル¹⁷⁾で計算しているロールの熱膨張量と摩耗量を用いて、次のように決定した。Fig.10は圧延サイクルの途中にキスロール状態で同一圧下位置まで締め込み、ワークロール組込み直後からのロードセル荷重の変化から算出したロール間隙の変化と、前述のクラウン制御モデルで計算したロール中央部の形状変化量の2直径分との比較を示す。前段スタンドではサーマルクラウンによりロールは凸形、後段スタンドの圧延サイクル後半では摩耗によりロールは凹形となるが、いずれの場合も荷重変化から求めたロール間隙の変化量の絶対値はロール中央部の形状変化量の2直径分よりも小さい傾向を示す。これはロール中央部の弾性変形量が、初期状態に比べてロール形状が凸形になれば大きくなり、凹形になれば小さくなるためである。図中の矢印はクラウン制御モデルで計算されたロール形状に対して、分割モデルでロールの弾性変形を計算し、ロール中央部の弾性変形量の変化を補正した結果を示す。ロール形状の変化量から求めたロール間隙の変化量は、荷重変化から求めたロール間隙の変化量とよく一致するようになる。

キスロール状態と圧延状態では、特にワークロール間の弾性変形が大きく異なる。そこで圧延状態におけるロール形状の変化がロール間隙の変化量に及ぼす影響を分割モデルにより検討した。Fig.11はロール形状を台形で近似し、ロール中央部の凹凸量と凹凸幅を変化させた場合のロール中央部の弾性変形量の変化を分割モデルで計算した結果を示す。Fig.11はロール形状が凹形の場合について示すが、凸形の場合もほぼ同じ結果が得られた。縦軸はロール中央部の凹量のロール間隙変化に対する影響係数 a_c であり、 $a_c=1.0$

の場合は凹量がそのままロール間隙変化に反映される。凹部の幅 ℓ_0 が狭いほど、また ℓ_0 が同一の場合は凹部底の幅 ℓ_1 が狭いほど、 a_c の1.0からのズレ量は大きい。以上の結果より、ロール形状の変化に伴うロール間隙の変化量 ΔT を次式で表した。

$$\Delta T = 2 \{ a_c (U_c + W_c) + U_0 \} \cdots (22)$$

ここに U_c は直径あたりのサーマルクラウン、 W_c はミル中心での直径あたりの摩耗量、 U_0 は平行膨張量である。 a_c は凹凸形状 ℓ_0 と ℓ_1 の関数である。

油膜軸受における油膜厚は圧延速度と圧延荷重により変化することが知られている¹⁸⁾。仕上ミルの最終スタンドにおいて、コイル内の加速途中における圧延荷重、ロールベンディング力、圧下位置を測定し、(21)式にて、これらの値の変化によるゲージメータ板厚の変化量を算出した。加速途中におけるロールの熱膨張はクラウン制御モデルで計算した値を用いて補正した。この値と最終スタンド出側のX線板厚計で測定した板厚とを比較し、圧延速度の変化によるロール間隙の変化量を求めた結果をFig. 12に示す。本実験

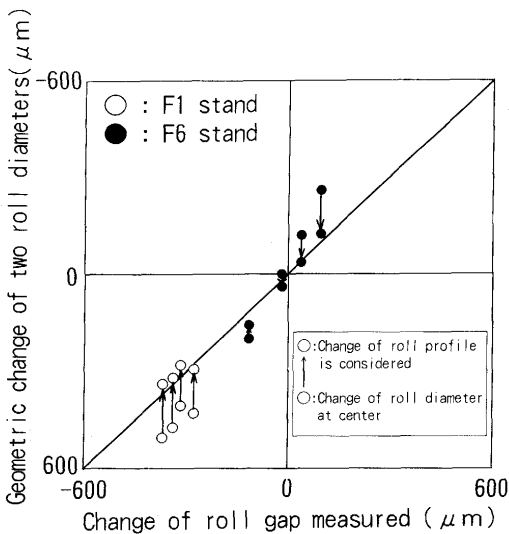


Fig. 10. Relationship between change of roll gap measured by roll shut down and geometric change of roll diameter.

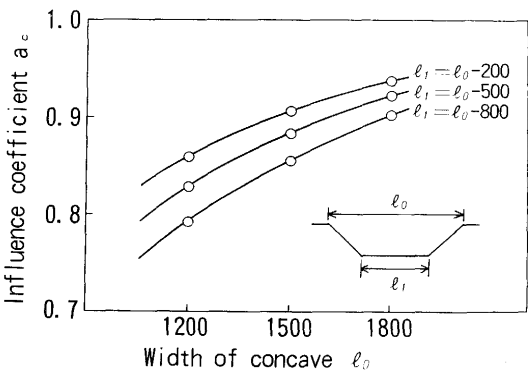


Fig. 11. Influence of concave profile of roll upon roll gap.

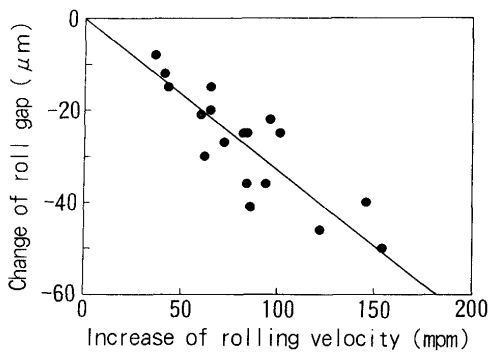


Fig. 12. Change of roll gap with rolling velocity.

時の圧延速度は最大850m/分であり、この範囲では圧延速度の増大に伴い、ロール間隙はほぼ直線的に減少する。また、圧延荷重による差は顕著に認められなかった。コイル先端の最大通板速度は現状700m/分であるため、この結果に基づいて油膜厚の変化量 ΔY は圧延速度の一次関数で表した。

以上のロール間隙予測式を実機に適用するとともに、圧下系の整備も実施し、ゲージメータ板厚精度は最終スタンドで約10 μ m向上した。

5. 実機適用結果と考察

前章までに述べた各モデル式を実機での板厚制御システムに組み込んだ。Fig. 13は全ての鋼種について、仕上板厚別に先端板厚の精度を従来値と比較して示す。いずれのサイズでも先端板厚のバラツキは従来の半分以下となっており、著しい板厚精度向上効果が認められる。

今回開発した圧延荷重モデルは二つの未知パラメータのうち、変形抵抗は広範囲な化学成分の鋼種についての圧縮試験結果に基づいて定式化し、これを用いて摩擦係数を操業データからの回帰により求めた。得られた摩擦係数の圧延条件に対する変化は、これまでに報告された実験等の結果⁶⁾¹⁴⁾と比較的によく一致しているため、今回開発した変形抵抗式は熱延仕上圧延用としてはかなりの普遍性があると思われる。摩擦係数式はロール、圧延油の種類等の操業条件が大幅に変化した場合には修正が必要と考える。また、今回の各モデル式の更新により、板厚、鋼種がジャンプしたときの圧下位置設定が安定し、絶対値AGCの適用が可能となったことも板厚精度向上に貢献している。

6. 結言

熱延製品の板厚高精度化要求に対応するため、仕上ミルのセットアップモデルを基本的に見直し、以下の結果を得た。

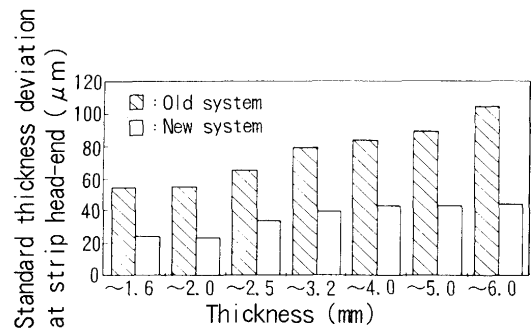


Fig. 13. Performance of new gauge control system compared with old one.

(1) 圧延材の温度降下式、変形抵抗式、摩擦係数式の更新と圧延荷重のグループ別学習の採用により、圧延荷重の予測誤差(実績荷重/予測荷重の標準偏差)をF1～F6スタンドでは5%以下、F7スタンドでは6.5%に低減した。

(2) ロール形状の変化を考慮したロール間隙予測式の採用とミル圧下系の整備により、ゲージメータ板厚精度が約10 μ m向上した。

(3) 圧延荷重およびゲージメータ板厚の予測精度向上により、全ての鋼種、サイズについて先端板厚のバラツキが従来の半分以下となった。

文 献

- 1) 圧延理論と変形抵抗(鉄鋼技術共同研究会編), (1960), p.104 [誠文堂新光社]
- 2) 矢田 浩, 瀬沼武秀: 塑性と加工, **27**(1986), p.34
- 3) 齊藤良行, 榎並禎一, 田中智夫: 鋼の熱間加工の金属学(鉄鋼基礎共同研究会高温変形部会編), (1982), p.198
- 4) 大内千秋, 大北智良: 鋼の熱間加工の金属学(鉄鋼基礎共同研究会高温変形部会編), (1982), p.190
- 5) 三矢 尚, 米阪保次: 昭和47年度塑性加工春季講演会論文集, (1972), p.145
- 6) 藤本隆史, 伊藤澄彦, 上原淳則, 浦野朗, 岡田公之, 二階堂秀幸: 材料とプロセス, **2** (1989), p.1473
- 7) 小門純一: 塑性と加工, **11** (1970), p.816
- 8) 鋼材の強制冷却(熱経済技術部会鋼材強制冷却小委員会編), (1978), p.16 [日本鉄鋼協会]
- 9) 平野 坦, 小久保一郎, 水田篤男, 谷 清博: 塑性と加工, **25** (1984), p.631
- 10) 板圧延の理論と実際(日本鉄鋼協会共同研究会圧延理論部会編), (1984), p.157 [日本鉄鋼協会]
- 11) 玉野敏隆, 柳本左門: 日本機械学会論文集(第3部), **36** (1970), p.126
- 12) R.B.Sims: Proc.Inst.Mech.Engr., **168** (1954), p.191
- 13) E.Orowan: Proc.Inst.Mech.Engr., **150** (1943), p.140
- 14) 野口 紘, 渡辺靖夫: 川崎製鉄技報, **19** (1987), p.196
- 15) 吉田 博, 磯辺邦夫, 広瀬勇次, 直井孝之, 浜田圭一, 伊藤 庸: 塑性と加工, **23**(1982), p.63
- 16) K.N.Shoet and N.A.Townsend: J.Iron Steel Inst., (1968), p.1088
- 17) 山本喜孝, 平田 清, 大池美雄, 佐藤準治, 本田末治, 堤 泰洋: 神戸製鋼技報, **38**(1988), p.77
- 18) 高橋 久, 川並高雄, 大矢 清, 倉橋基文: 昭和47年度塑性加工春季講演会論文集, (1972), p.149