

論文

冷間タンデム圧延における先進率制御技術
の開発

山本 普康*・橋本 淳*²・新留 照英*²
白石 利幸*³・浅村 峻*²

Development of Forward Slip Ratio Control in Tandem Cold Rolling

Hiroyasu YAMAMOTO, Jun HASHIMOTO, Teruhide NIDOME,
Toshiyuki SHIRAISHI and Takashi ASAMURA

Synopsis :

In order to achieve the high productivity in a continuous tandem cold mill, the control system of forward slip ratio has been developed by the use of a supply device of rolling lubricant, which works in quick response to the lubricant flow and concentration.

In the calculation model of this control system, the method which modifies BLAND & FORD's equation with a slide factor for calculation of friction coefficients is used to estimate negative values of forward slip ratio in addition to positive values. As for the supply device of rolling lubricant, emulsion stability and particle size distribution of lubricant obtained by a static mixer are equivalent to those by a convenient device. A high-speed and stable rolling without chattering can be realized by controlling the supply amount of rolling lubricant in the present control system of forward slip ratio.

Key words : cold rolling ; lubrication ; friction coefficient ; modelling ; forward slip ratio ; chattering ; rolling ; process control.

1. 緒 言

連続式冷間タンデムミルにおいて高生産性機能を十分に発揮するためには、安定した高速圧延を実現することが必要である。冷間圧延における圧延不安定現象の一つに、多量のコイルを同一ロールで圧延していくと、ロール周速度と板速度とが等しくなる中立点位置がロールバイト出口に移動し、ついにはロールバイトより外に出てチャタリング¹⁾が発生する現象がある。極薄用冷間圧延ミルである八幡4冷延では、このような中立点変動に起因した圧延不安定現象を防止するために、圧延潤滑油の流量と濃度とを高応答で変更できる潤滑供給装置を用い、先進率(式(1)参照)を安定圧延領域に制御できる先進率制御システムを開発した。本報告では、このシステムに組み込まれている先進率予測モデル、およびこのシステムに用いられている制御装置とこの装置を用いて行つた実験の結果について説明する。なお、先進率制御システムは八幡4冷延の第6スタンドに組み込まれて

いるが、先進率予測モデルの精度検証は、第6スタンドに加えて第1スタンドでも行つた。

2. 先進率の挙動

安定圧延の指標として用いられる先進率 f_s は、圧延出側の板速度を V_0 、ロール周速度を V_R とすると、次式で与えられる。

$$f_s = \frac{V_0}{V_R} - 1 \quad (1)$$

Fig. 1 は、八幡4冷延の第6スタンド(最終スタンド、NH・6Hi ミル²⁾)で普通鋼を圧延した時の先進率の推移を示す。ここで、原板板厚 H_0 は2.3~3.0 mm、第6スタンドにおける圧延出側の板厚 h_6 は0.2~0.3 mm、圧下率 $r_6 = (H_0 - h_6) / H_0$ は0.25~0.35(H_0 は圧延入側の板厚)、圧延速度 V_{R_6} は1800~2000 m/minである。ワークロールは、ロール径が $\phi 440$ mmで、初期表面粗度が0.28 μmRa のブライトロールである。先進率は、Fig. 2 に示すように、各圧延スタンドの出側にあるガ

昭和 61 年 4 月 本会講演大会にて発表 昭和 61 年 8 月 28 日 受付 (Received Aug. 28, 1986)

* 新日本製鉄(株)八幡製鉄所(現:新日本製鉄(株)塑性加工研究センター) 工博(Yawata Works, Now Material Forming Process Lab., Nippon Steel Corp., 1-1-1 Edamitsu Yahatahigashi-ku Kitakyushu 805)

*² 新日本製鉄(株)八幡製鉄所(Yawata Works, Nippon Steel Corp.)

*³ 新日本製鉄(株)塑性加工研究センター(Material Forming Process Lab., Nippon Steel Corp.)

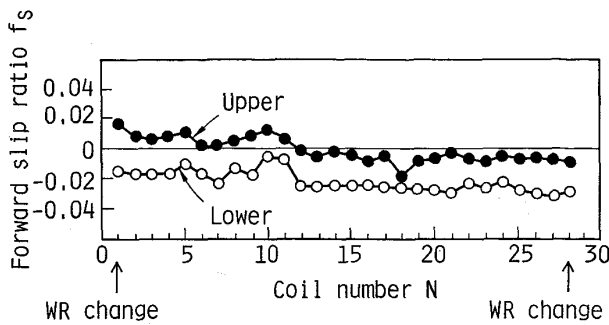


Fig. 1. Transition of forward slip ratio at No. 6 stand in the cold tandem mill.

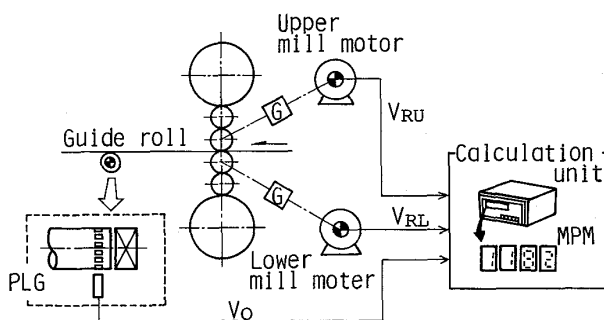


Fig. 2. Schematic diagram of the measuring device of forward slip ratio.

イドロールの周速度から求められた板速度とミルモーターの回転数から求められたロール周速度とによって計算され、各コイルごとに圧延が定常になった時から 50 ms の周期で計算された 10 点の値の平均値で与えられている。なお、このガイドロール方式による第 6 スタンドの先進率の測定値とロールにケガキ線を入れて圧延した板から測定した第 6 スタンドの先進率³⁾の値との比較を Fig. 3 に示す。ガイドロール方式による先進率の値は、圧延した板から測定した値と $\pm 0.5\%$ の範囲で一致している。また、4 冷延は各スタンドとも上下のワークロールがそれぞれ独立のモーターで駆動されているため、Fig. 1 に示した先進率の値はワークロール上下で若干異なっている。

先進率は圧延の進行に従って減少し、先進率の値が上下ともに負であっても安定して圧延できることが分かる。先進率が負となる現象は、テストミルでの実験結果⁴⁾にも報告されており、また圧延中に板表面に発生するロール疵のピッチがロール円周よりも短いことから裏付けられる。なお、4 冷延ではワークロール上下で先進率の値が異なっているため、以後の先進率の値にはワークロール上下の平均値を用いる。

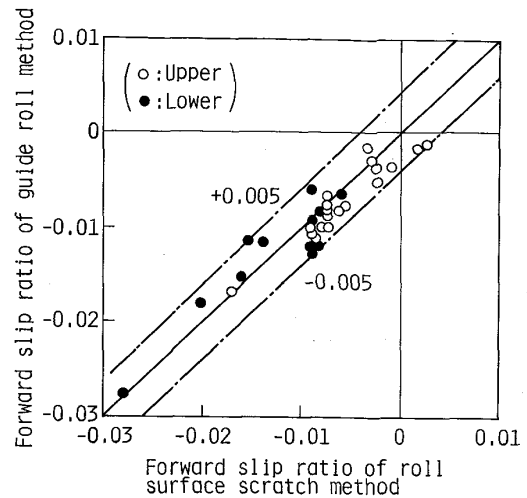


Fig. 3. Comparison between roll surface scratch method and guide roll method for forward slip ratio.

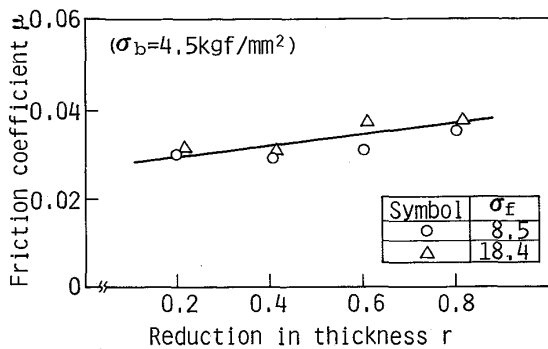
3. 先進率予測モデル

3.1 摩擦係数および 2 次元平均変形抵抗の予測式

先進率は圧延要因（例えば板厚、張力、ロール粗度など）によって複雑な挙動を示すことが、実験や数値解析によって知られている⁵⁾。そこで、ここでは比較的圧延要因との関係が明確なワークロールと板との間の摩擦係数で予測式を組み立て、スライド係数を用いて Bland & Ford の先進率式⁶⁾を補正した式によって先進率を予測する。

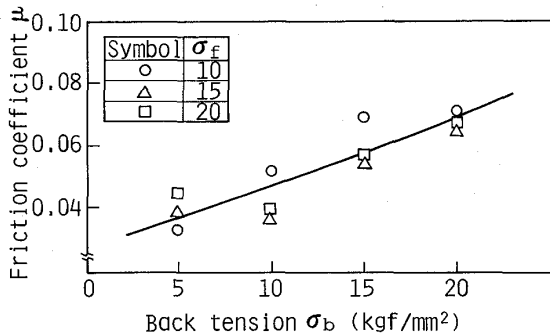
最初に、摩擦係数の予測に用いる重回帰式の形を決めるため、摩擦係数 μ と主要な圧延要因（圧下率 r 、後方張力 σ_b 、圧延速度 V_R 、ロール替えからの圧延した重量 W 、圧延潤滑油量 Q （流量 $\times$ 濃度の正味油量を示す）との関係を実験用圧延機および冷間タンデムミルで明らかにした。摩擦係数は、Bland & Ford の式の厳密式である Orowan のモデル⁷⁾からなる圧延解析モデル⁸⁾を用いて先進率法⁸⁾で求めた。なお、圧延実験の条件は図中に示してある。図中の D_w はワークロール径、 H は圧延入側の板厚、 σ_f は前方張力、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、 $\bar{\epsilon}$ は相当ひずみである。

摩擦係数に及ぼす圧下率の効果を Fig. 4 に、後方張力の効果を Fig. 5 に、圧延速度の効果を Fig. 6 に、ロール替えからの圧延した重量の効果を Fig. 7 に、圧延潤滑油量の効果を Fig. 8 に示す。摩擦係数は圧下率および後方張力の増加とともにほぼ直線的に増大し、圧延速度、圧延した重量および圧延潤滑油量の増加とともに指数関数的に減少している。ここで、圧下率と圧延速度の効果は油膜厚式⁹⁾からも十分に予想される傾向であり、



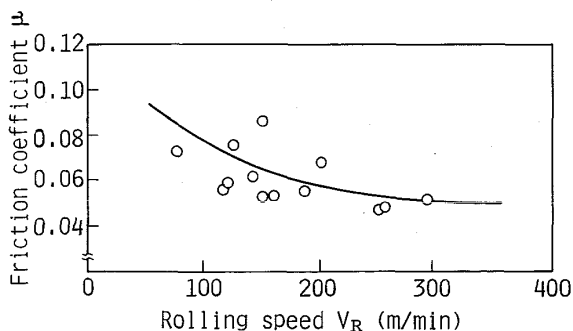
$D_W = \phi 165$ mm, $H = 0.8$ mm, $V_R = 10$ m/min
 Material: SPCC, $\bar{\sigma} = 66.0 (\bar{\epsilon} + 0.0077)^{0.208}$
 Lubrication: 3% emulsion of fat oil, 60°C
 Roll surface roughness: 0.2 μ m Ra

Fig. 4. Effect of reduction in thickness on friction coefficients.



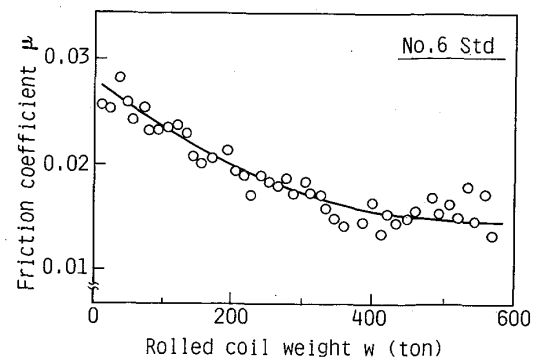
$D_W = \phi 165$ mm, $H = 0.8$ mm, $V_R = 10$ m/min, $r = 0.4$
 Material: SPCC, $\bar{\sigma} = 67.5 (\bar{\epsilon} + 0.0096)^{0.206}$
 Lubrication: 5% emulsion of fat oil, 60°C
 Roll surface roughness: 0.8 μ m Ra

Fig. 5. Effect of back tension on friction coefficients.



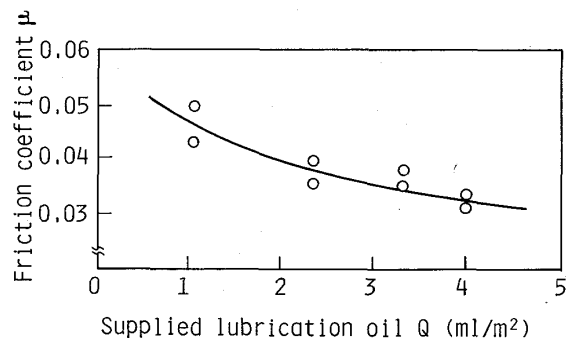
$D_W = \phi 320$ mm, $H = 3.0$ mm, $\sigma_b = 0.5$ kgf/mm²
 $\sigma_f = 5 \sim 10$ kgf/mm², $r = 0.25 \sim 0.4$
 Material: High strength carbon steel
 $\bar{\sigma} = 81.5 (\bar{\epsilon} + 0.0046)^{0.156}$
 Lubrication: 3~3.5% emulsion of fat oil
 Roll surface roughness: 1.8 μ m Ra

Fig. 6. Effect of rolling speed on friction coefficients.



$D_W = \phi 410$ mm, $H_0 = 2.5 \sim 3.0$ mm at No. 1 Std
 $\sigma_b \approx 5$ kgf/mm², $\sigma_f \approx 10$ kgf/mm², $r = 0.2 \sim 0.25$, $V_R = 1000 \sim 1500$ m/min
 Material: Carbon steel, $\bar{\sigma} = 77.0 (\bar{\epsilon} + 0.0046)^{0.216}$
 Lubrication: palm oil (neat)
 Roll surface roughness: 0.9 μ m Ra

Fig. 7. Effect of rolled coil weight from roll change on friction coefficients.



Experimental conditions: The same as those of Fig. 5 with lubrication 5% emulsion of fat oil

Fig. 8. Effect of supplied lubrication oil on friction coefficients.

既に報告されている実験結果¹⁰⁾¹¹⁾とも傾向的に一致する。また、圧延した重量の効果は圧延の進行とともに生ずるロール粗度の減少に起因すると考えられ、圧延潤滑油量の効果は潤滑油のプレートアウト量の増加に起因すると推察される。これらの結果から、摩擦係数予測式に取り込む各圧延要因の式の形としては、圧下率 $r = (H - h) / H [-]$ および後方張力 σ_b [kgf/mm²] に関しては一次式で、圧延速度 V_R [m/min]、ロール替えからの圧延した重量 W [t] (または長さ L [m]) および圧延潤滑油量 Q [ml/m²] に関しては指数関数で与えることができる。さらに、上記以外の圧延要因で摩擦係数に影響を及ぼすと考えられるものは、圧延入側の板厚 H [mm]、圧延出側の板厚 h [mm]、前方張力 σ_f [kgf/mm²]、2次元平均変形抵抗値 k [kgf/mm²]、および次式で与えられるスリップ率 $\Delta V / V_R$ ¹²⁾ (ワークロールと板との間のスリップの大きさ) $[-]$ がある。

$$\frac{\Delta V}{V_R} = \frac{f_s^2 + f_b^2}{2(f_s + f_b)}, f_b = 1 - (f_s + 1)(1 - r) \dots (2)$$

これらはいずれも先に述べた指数関数型の圧延要因に比べると、変動がはるかに小さいため、式の形としては一次式で与えてさしつかえないと考えられる。以上から、摩擦係数予測式 μ^* には次式で書き表される重回帰式を用いる。

$$\mu^* = A_v e^{-B_v V_R} + A_L e^{-B_L L} + A_Q e^{-B_Q Q} + A_r r + A_H H + A_h h + A_b \sigma_b + A_f \sigma_f + A_k k + A_d \frac{\Delta V}{V_R} + \mu_0 \dots (3)$$

ここで、 B_v 、 B_L および B_Q はあらかじめ Fig. 6~8 に示した実験によつて求められる定数であり、 A_v 、 A_L 、 A_Q 、 A_r 、 A_H 、 A_h 、 A_b 、 A_f 、 A_k 、 A_d および μ_0 は重回帰によつて求められる定数である。なお、式 (3) の μ^* は、後で詳しく述べるように、スライド係数で補正されて求められた摩擦係数であり、 μ^* に対する各圧延要因の影響は Fig. 4~Fig. 8 に示した傾向と同一である。

次に、摩擦係数を求める方法について述べる。一般に、圧延不安定現象が発生する近傍の先進率は、Fig. 1 に示したように負になることが多い。一方、先進率が負の場合で摩擦係数を求める方法およびその逆を計算する方法は、現在まだ確立されていない。そこで、ここではオンラインに組込みが可能な簡易モデルにすることを考慮して、スライド係数を用いて BLAND & FORD の先進率式⁶⁾を補正する以下の方法を採用した。

まず、摩擦係数の算出に用いる 2 次元平均変形抵抗値 k は、式 (4) に示す BLAND & FORD の式と式 (5) に示す HILL の圧延荷重式¹³⁾¹⁴⁾とを連立させて求める。

$$\left. \begin{aligned} \tan^2 \left(\sqrt{\frac{h}{R}} \frac{H_n}{2} \right) &= f'_s, \\ H_n &= \sqrt{\frac{R'}{h}} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{H-h}{h}} \right) \\ &- \frac{1}{2\mu} \ln \left(\frac{H}{h} \frac{1-\sigma_f/k}{1-\sigma_b/k} \right) \end{aligned} \right\} \dots (4)$$

ただし、 $f_{s.meas} \geq 0$ の時 $f'_s = f_{s.meas}$
 $f_{s.meas} < 0$ の時 $f'_s = 0$

$$\left. \begin{aligned} w K k \sqrt{R'(H-h)} \\ \times (1.08 + 1.79 r \sqrt{1-r} \mu \sqrt{\frac{R'}{h}} - 1.02 r) \\ = P_{mea} \\ K = 1 - \frac{0.7 \sigma_b + 0.3 \sigma_f}{k}, \\ R' = R \left[1 + \frac{16(1-\nu^2)}{\pi E} \frac{P_{mea}}{w(H-h)} \right] \end{aligned} \right\} \dots (5)$$

ここで、 μ は圧延荷重 P を計算するための摩擦係数、 w

は板幅、 R はワークロール半径、 R' は偏平したロール半径で HITCHCOCK の式¹⁵⁾を用いる。また、 ν はロールのポアソン比、 E はロールのヤング率であり、添え字の mea は実測値を意味する。次に、求めた 2 次元平均変形抵抗値 k を使い、スライド係数 C を用いて BLAND & FORD の先進率式⁶⁾を補正した次式によつて摩擦係数 μ^* を求める。

$$\left. \begin{aligned} \tan^2 \left(\sqrt{\frac{h}{R'}} \frac{H_n^*}{2} \right) &= f_{s.meas} + C, \\ H_n^* &= \sqrt{\frac{R'}{h}} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{H-h}{h}} \right) \\ &- \frac{1}{2\mu^*} \ln \left(\frac{H}{h} \frac{1-\sigma_f/k}{1-\sigma_b/k} \right) \end{aligned} \right\} \dots (6)$$

なお、スライド係数の値としては、式 (6) の $f_{s.meas} + C$ が常に正となるような値を選べば良い。そのスタンドにおける先進率が負になる場合には、先進率の最小値より若干小さい値の絶対値を用い、先進率が負にならない場合には 0 を用いる。式 (6) を解いて μ^* を求めると、次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \mu^* &= \frac{\ln D}{H_b - 4 \sqrt{\frac{R'}{h}} \tan^{-1} \sqrt{f_{s.meas} + C}} \\ D &= \frac{H}{h} \frac{1-\sigma_f/k}{1-\sigma_b/k}, \\ H_b &= 2 \sqrt{\frac{R'}{h}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{H-h}{h}} \end{aligned} \right\} \dots (7)$$

そして、摩擦係数の予測式として、この μ^* を用いて前述した式 (3) の形で重回帰式を作成する。ここで、圧延荷重の計算に使用する μ は式 (7) で $C=0$ と置いた時の値であるため、 μ^* はスライド係数 C だけ増大された摩擦係数値を与える。

一方、先進率および圧延荷重を予測する際に用いる 2 次元平均変形抵抗の予測式には、五弓・木原の式¹⁶⁾のひずみ速度と圧延材料温度との効果を圧延速度 V_R で代替した次式を用いる。

$$k = a(\epsilon + b)^n + c V_R, \epsilon = \ln \frac{H_0}{h} \dots (8)$$

ここで、 H_0 は原板板厚、 h は圧延スタンドの出側板厚であるため、 ϵ は原板状態から当圧延スタンド出側までの伸びひずみを与える。 a 、 b 、 n および c は材料によつて決まる定数である。一般に、冷間圧延の材料の 2 次元平均変形抵抗は、炭素当量 C_{eq} [%]、熱間圧延の仕上げ温度 T_F [°C] および巻取温度 T_c [°C] によつて影響される。そこで、これらの要因を考慮して、 a 、 n および c を次式で示す重回帰式の形で与える。

$$\left. \begin{aligned} a &= \alpha_0 + \alpha_1 C_{eq} + \alpha_2 T_F + \alpha_3 T_c \\ n &= \beta_0 + \beta_1 C_{eq} + \beta_2 T_F + \beta_3 T_c \\ c &= \gamma_0 + \gamma_1 C_{eq} + \gamma_2 T_F + \gamma_3 T_c \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 $\alpha_0, \alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \beta_0, \beta_1, \beta_2, \beta_3, \gamma_0, \gamma_1, \gamma_2, \gamma_3$ は重回帰によつて求められる定数である。また、 k に及ぼす b の影響は、 a, n および c に比べて小さいために、 b を定数 (0.02) で与える。以上から、2次元平均変形抵抗の予測式は、式 (4) と式 (5) によつて求められた k を式 (8) および式 (9) の形で重回帰することによつて与えられる。

3.2 先進率および圧延荷重の予測計算

先進率の予測は、式 (3) で与えられた摩擦係数 μ^* を用いて式 (7) を逆に解くことにより、次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} f_{s, est} &= \tan^2 \left(\sqrt{\frac{h}{R'}} \frac{H_n^*}{2} \right) - C \\ H_n^* &= \sqrt{\frac{R'}{h}} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{H-h}{h}} \right) \\ &\quad - \frac{1}{2\mu^*} \left(\frac{H}{h} \frac{1-\sigma_f/k}{1-\sigma_b/k} \right), \\ R' &= R \left[1 + \frac{16(1-\nu^2)}{\pi E} \frac{P_{est}}{w(H-h)} \right] \end{aligned} \right\} \dots\dots(10)$$

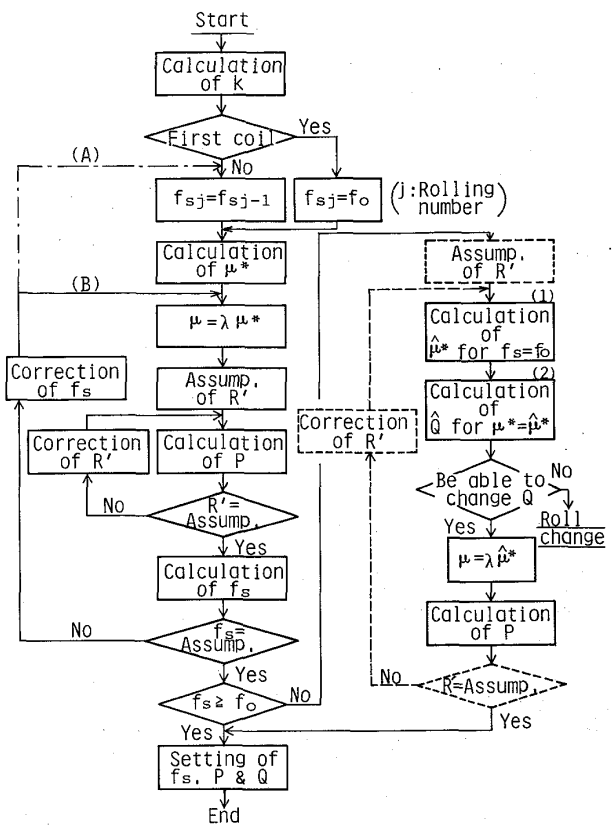
ここで、添え字の est は予測値を意味する。また、圧延荷重の予測は、次式で示すように、式 (3) で与えられた摩擦係数 μ^* を圧延荷重用の摩擦係数 μ に変えた後、

$$\left. \begin{aligned} \mu &= \lambda \mu^*, \\ \lambda &= \frac{\tan^{-1} \sqrt{\frac{H-h}{h}} - 2 \tan^{-1} \sqrt{f_{s, est} + C}}{\tan^{-1} \sqrt{\frac{H-h}{h}} - 2 \tan^{-1} \sqrt{f_s'}}, \\ \text{ただし, } f_{s, est} \geq 0 \text{ の時 } f_s' &= f_{s, est} \\ f_{s, est} < 0 \text{ の時 } f_s' &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots(11)$$

HILL の圧延荷重式¹³⁾¹⁴⁾を用いて、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} P_{est} &= w K k \sqrt{R'(H-h)} \\ &\quad \times (1.08 + 1.79 r \sqrt{1-r} \mu \sqrt{\frac{R'}{h}} - 1.02 r) \dots (12) \end{aligned}$$

ここで、 C を 0.02 程度にとれば、 λ は 0.4~0.7 程度の大きさである。また、式 (10) によつて求められた先進率が限界値を外れている場合に先進率を制御する方法としては、式 (7) の中の $f_{s, mea}$ に限界先進率の値を代入して限界摩擦係数 μ^* を求め、式 (3) の摩擦係数モデル式から限界摩擦係数を満足するように圧延潤滑油量 Q あるいは圧下率 r などを求めてやればよい。なお、先進率および圧延荷重の予測と、圧延潤滑油量を例にした先進率制御との計算フローを Fig. 9 に示す。先進率と圧延荷重の計算では、式 (3) で示した摩擦係数予測



(1) $\hat{\mu}^*$ is obtained from eq. (7), (2) $\hat{Q}$ is obtained from eq. (3)

Fig. 9. Calculation flow of forward slip ratio, rolling load and amount of lubrication oil.

式の中の $\Delta V/V_R$ に f_s が含まれているため、厳密には計算フローの中で一点鎖線 (A) に従つて計算する必要がある。しかし、この (A) のフローでは収束計算に NEWTON-RAPHSON 法¹⁷⁾を用いる必要があり、このため収束計算に時間がかかつて、オンラインに組み込むには必ずしも適切でない。一方、計算フローの中の実線で示した (B) のフローは、近似計算であるけれど、収束計算に NEWTON-RAPHSON 法を用いなくても容易に収束し、(A) のフローに比べて約 1/3 の計算時間ですむ。しかも、4 冷延のように比較的鋼種とサイズがまとまって圧延される場合には、精度的にも (A) のフローと同等な結果が得られる。なお、先進率制御の計算フローにおいて破線で示された R' の収束計算は、その前の過程で求められた圧延荷重を用いても R' に対してほとんど影響を及ぼさないため、省略してもさしつかえない。

3.3 先進率および圧延荷重の予測精度

八幡 4 冷延において、Fig. 1 の時と同様な圧延条件で普通鋼を 126 コイル圧延し、定常圧延時のデータから 2次元平均変形抵抗および摩擦係数の予測式を作成した。求めた 2次元平均変形抵抗予測式を次に示す。

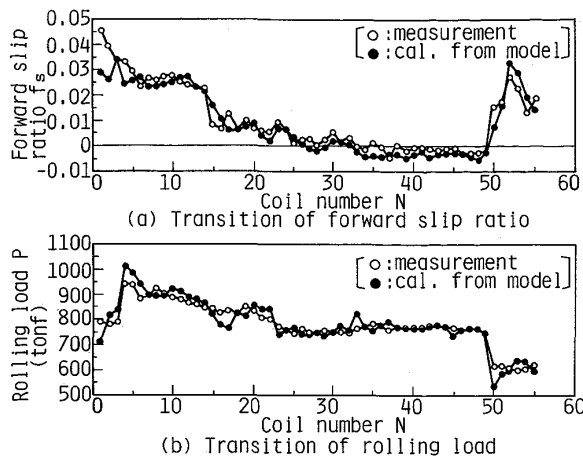


Fig. 10. Comparison between measured values and calculated values for forward slip ratio and rolling load at No. 1 stand in the cold tandem mill.

$$\begin{aligned}
 k_i &= a(\varepsilon_i + 0.02)^n + CV_{R_i}, \quad \varepsilon_i = \ln \frac{H_0}{h_i} \\
 a &= 117.97 + 0.1623C_{eq} - 0.0276T_F \\
 &\quad - 0.0392T_c \\
 n &= 0.5062 + 2.197C_{eq} - 3.325 \\
 &\quad \times 10^{-4}T_F + 9.234 \times 10^{-5}T_c \\
 c &= -8.099 \times 10^{-3} + 6.508 \\
 &\quad \times 10^{-6}C_{eq} + 1.439 \times 10^{-5}T_F \\
 &\quad + 2.145 \times 10^{-6}T_c
 \end{aligned} \quad \dots(13)$$

ここで、添え字の i は第 i スタンドを意味する。また、第1スタンドおよび第6スタンドの摩擦係数予測式 μ_1^* および μ_6^* を次に示す。

$$\begin{aligned}
 \mu_1^* &= 1.42 \times 10^{-2} e^{-0.0037V_{R_1}} + 2.77 \\
 &\quad \times 10^{-3} e^{-0.45Q_1} + 2.31 \times 10^{-1} e^{-0.001L_1} \\
 &\quad + 1.71 \times 10^{-1} r_1 + 8.96 \times 10^{-2} H_1 \\
 &\quad - 1.21 \times 10^{-1} h_1 - 1.22 \times 10^{-3} \sigma_{b1} \\
 &\quad - 1.44 \times 10^{-3} \sigma_{f1} - 1.15 \times 10^{-4} k_1 \\
 &\quad - 8.31 \times 10^{-1} \Delta V_1 / V_{R_1} - 1.41 \times 10^{-1} \\
 \mu_6^* &= 4.40 \times 10^{-2} e^{-0.0037V_{R_6}} + 2.92 \\
 &\quad \times 10^{-3} e^{-0.45Q_6} + 3.46 \times 10^{-4} e^{-0.001L_6} \\
 &\quad + 1.47 \times 10^{-1} r_6 + 9.45 \times 10^{-2} H_6 \\
 &\quad - 9.42 \times 10^{-2} h_6 + 3.29 \times 10^{-3} \sigma_{b6} \\
 &\quad - 3.14 \times 10^{-4} \sigma_{f6} - 1.98 \times 10^{-5} k_6 \\
 &\quad - 4.28 \times 10^{-1} \Delta V_6 / V_{R_6} + 2.83 \times 10^{-2}
 \end{aligned} \quad \dots(14)$$

ここで、添え字の 1 は第1スタンドを、6 は第6スタンドを意味する。なお、 μ_1^* を求めた時のスライド係数には 0.01 を使い、 μ_6^* の時には 0.03 を用いた。

次に、予測式を求めた時のコイルとは別のコイルを Fig. 1 の時と同様な圧延条件で圧延し、定常圧延時における各コイルの先進率および圧延荷重の実測値と、式

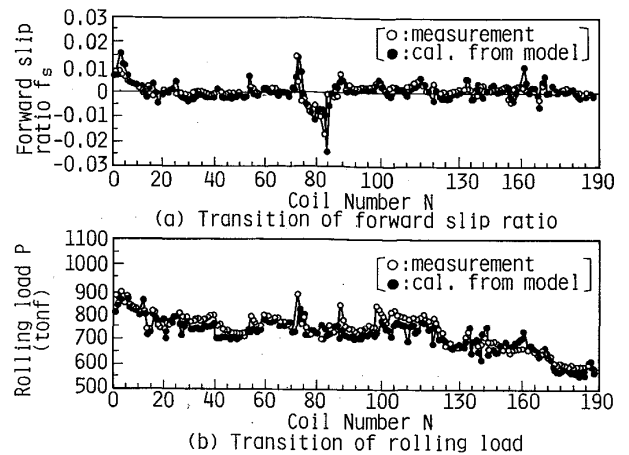


Fig. 11. Comparison between measured values and calculated values for forward slip ratio and rolling load at No. 6 stand in the cold tandem mill.

(13) および式 (14) の予測式を用いて計算した各コイルの予測値とを比較した。なお、計算には Fig. 9 の中で近似計算フローである (B) のフローを用いた。Fig. 10 は、第1スタンドにおいて先進率および圧延荷重の実測値 (白丸) と計算値 (黒丸) とを圧延コイル順に比較した図である。Fig. 11 は、第6スタンドにおける同様な比較図である。これらの結果から、先進率の予測値は実測値とほぼ ± 0.005 の範囲で一致し、圧延荷重の予測値は実測値と $\pm 10\%$ の精度で一致することが分かる。

4. 先進率制御システムと制御効果

4.1 先進率制御システム

先進率制御システムに用いられている潤滑制御装置は、安定圧延の指標ならびに予測モデルの学習に使用するための先進率測定装置と、圧延潤滑油の流量と濃度を高応答で変更できる潤滑可変装置とからなっている。先進率測定装置は、Fig. 2 に示したように、ガイドロール方式の板速度計とワークロールに PLG (Pulse generator) を取り付けたロール周速度計とからなっており、その詳細についてはすでに2章で述べてある。

一方、圧延潤滑油の流量と濃度の可変装置には、Fig. 12 に示されるように、潤滑油供給ヘッダーの直前でパーム油 (圧延油) と温水を混合するスタティックミキサー (混合器) が用いられている。なお、八幡4冷延では、パーム油と温水を混合した 8~18% 濃度の Oil in water 型のエマルジョンが、圧延ロールの手前約 2m 位置で鋼板上に噴射されるダイレクト潤滑方式が採用されている。従来の潤滑油供給方式は、ミキシングタンクで事前に攪拌されたパーム油のエマルジョンが潤滑油供給ヘッ

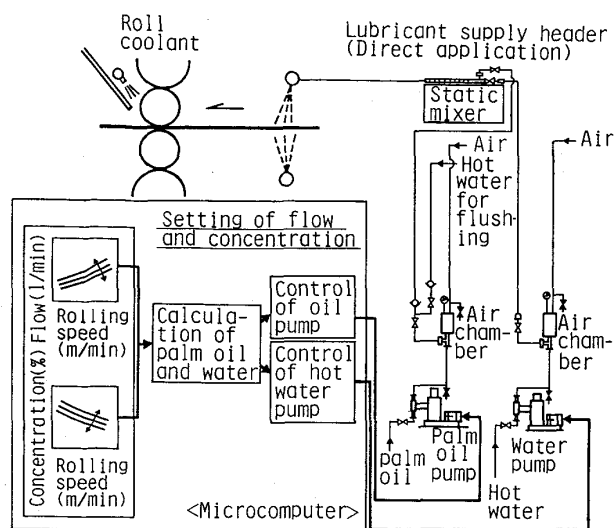
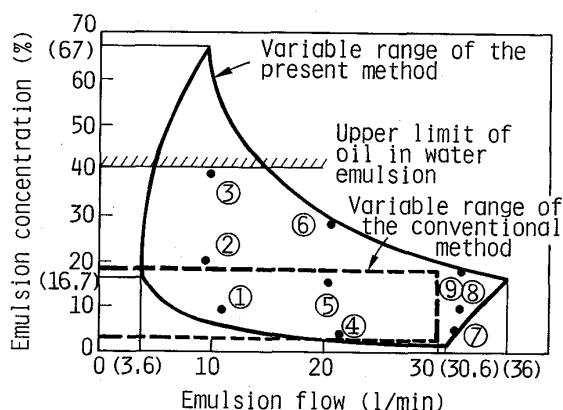


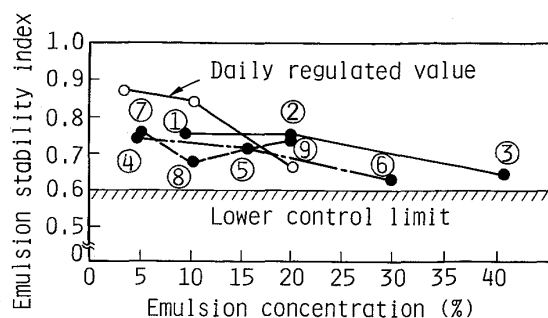
Fig. 12. Schematic diagram of lubricant control system.



①～⑨: Checked points of emulsion properties

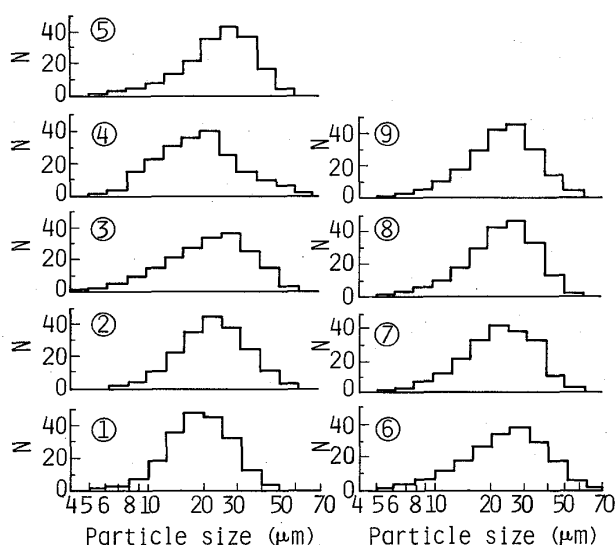
Fig. 13. Variable range of emulsion supply device.

ダーまで搬送されていたため、圧延潤滑油の流量と濃度を高応答で制御することが困難であった。今回の方式では、Fig. 12 に示されるように、パーム油と温水は潤滑油供給ヘッダー直前まで別々に搬送され、供給ヘッダーから約 6 m 前に設置されたスタティックミキサーで混合されるため、圧延潤滑油の流量と濃度を高応答で制御することが可能である。Fig. 13 は、圧延潤滑油の可変装置におけるポンプ流量とエマルジョン濃度の可変範囲を示す。破線が従来の潤滑可変装置の可変範囲で、実線がスタティックミキサーを用いた今回の可変範囲である。Fig. 14 は、Fig. 13 の中に示した番号の位置で採取したエマルジョンの乳化安定性を ESI¹⁸⁾ (Emulsion stability index) で示した図である。通常、ESI は 0.6 以上で管理されており、スタティックミキサーを用いても乳化安定性には問題がないことが分かる。Fig. 15 は、



The number ①～⑨ corresponds to those in Fig. 13

Fig. 14. Relation between emulsion stability index and emulsion concentration (70°C).



The number ①～⑨ corresponds to those in Fig. 13

Fig. 15. Distribution of emulsion particle size.

Fig. 13 の中に示した番号位置で採取したエマルジョンの粒径分布を示す。従来のエマルジョンの中心粒径は 20～32 μm であることから、スタティックミキサーによる方式は従来方式と同等である。

また、先進率制御システムでは、Fig. 12 に示してあるように、圧延速度によつて圧延潤滑油の流量と濃度が設定されると、3章で述べた先進率予測モデルによる先進率制御によつて、定常圧延時に 1 回から数回程度この流量と濃度の設定値が調整される。なお、加減速圧延時あるいは定常圧延におけるより短周期の先進率制御を可能にするためには、板速度の変動が激しくても高い精度で検出可能な板速度計が必要である。

4.2 先進率制御効果

圧延潤滑による先進率制御の効果を調べるために、4.1 節で述べた先進率制御装置を用い、Table 1 に示す圧延条件で実験を行った。その結果を Fig. 16 に示す。

Table 1. Experimental conditions.

1.	Rolling mill : Yawata 4CM, No. 6 stand
2.	Work roll diameter D_W : $\phi 418$ mm
3.	Lubricant : 0~25% emulsion of palm oil about 60°C (Direct application)
4.	Material : Carbon steel Mother thickness H_0 : 2.3 mm Final thickness h_f : 0.25 mm Strip width w : 833 mm
5.	Rolling conditions at No. 6 stand Reduction in thickness r : About 0.25 Back tension σ_b : About 10 kgf/mm ² Front tension σ_f : About 5 kgf/mm ² Rolling speed V_R : About 1800 m/min
6.	Work roll surface condition : Bright roll (Initial roughness : 0.28 μ m Ra)

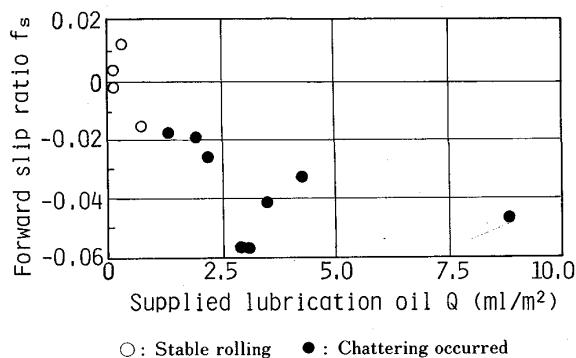


Fig. 16. Effect of supplied lubrication oil on forward slip ratio.

圧延潤滑油量（正味油量） Q が 1 ml/m^2 を越すと、先進率が -0.018 以下となつてチャタリングが発生した。チャタリングの発生は第6スタンドの異音で確認され、異音が発生した時の板厚には約 200 mm ピッチの板厚変動が認められた。今回の実験から、第6スタンドにおける安定圧延のための先進率の下限值は -0.015 程度であることが判明した。また、今回開発した先進率制御システムを第6スタンドに用い、先進率の値を -0.015 以上に保つことによつて、チャタリングの発生率が著しく低減することが明らかになった。

5. 結 言

連続式冷間タンデムミルにおいて高生産性機能を十分に発揮できるようにするため、圧延潤滑油の流量と濃度とを高応答で変更できる潤滑供給装置を用いて、先進率制御システムを開発した。この制御システムに組み込まれている先進率予測モデルの特徴は、以下に示すとおりである。（１）先進率が負の場合でも取扱いができるように、摩擦係数の計算にはスライド係数を用いてBLAND & FORDの式を修正する方法を採用した。（２）摩擦係数の予測式には、圧下率、圧延入側の板厚、圧延出側の板厚、後方張力、前方張力および2次元平均変形抵抗に関して一次式の形で、圧延速度、ロール替えからの圧延した長さ（または重量）および圧延潤滑油量に関して指数

関数の形で重ね合わせた式を用いた。（３）2次元平均変形抵抗の予測式には、 n 乗則の項と圧延速度の項からなり、各項に含まれる係数を炭素当量、熱間圧延の仕上げ温度および巻取温度で重回帰した形の式を使用した。

（４）摩擦係数および2次元平均変形抵抗の予測式を用いて推定した先進率は実測値とほぼ ± 0.005 の範囲で一致し、同様に推定した圧延荷重は実測値と $\pm 10\%$ の精度で一致した。

また、制御システムに用いられている潤滑制御装置を使つて行つた実験から、以下のことが明らかになった。

（１）スタティックミキサーによつて得られるエマルションは、乳化安定性および粒径分布のいずれにおいても従来方式の場合と同等である。（２）圧延安定性に及ぼす圧延潤滑油量の効果の実験から、八幡4冷延の第6スタンドにおける安定圧延のための先進率の下限值は -0.015 程度である。

以上から、今回開発した先進率制御システムを用いて圧延潤滑油の供給量を調整することにより、チャタリングの発生を防止した高速安定圧延の実現が可能となった。

文 献

- 1) 御園生一長: 塑性と加工, 21 (1980), p. 1006
- 2) 梶原利幸, 藤野伸弘, 西 英俊, 志田 茂: 日立評論, 56 (1974), p. 3
- 3) 佐伯邦男, 橋本有司: 塑性と加工, 19 (1968), p. 253
- 4) 水野高爾: 塑性と加工, 7 (1966), p. 383
- 5) 大森舜二, 塚本顕彦, 森本和夫, 飯伏順一, 川並高雄, 大矢 清, 山本普康: 第32回塑加連講論 (1981), p. 97
- 6) D. A. BLAND and H. FORD: Proc. Instn. Mech. Eng., 159 (1948), p. 144
- 7) E. OROWAN: Proc. Inst. Mech. Eng., 149 (1943), p. 10
- 8) 山本普康, 阿高松男, 中島浩衛: 塑性と加工, 23 (1982), p. 672
- 9) 山本普康, 柴田嘉基, 中島浩衛, 川並高雄: 塑性と加工, 24 (1983), p. 967
- 10) 川並高雄, 中島浩衛, 山本普康, 土井公明, 大森舜二, 塚本顕彦, 梶原哲雄: 第32回塑加連講論 (1981), p. 93
- 11) 小豆島明, 金子徳次郎: 第36回塑加連講論 (1985), p. 33
- 12) 中尾正和, 高塚公郎: 板圧延の理論と実際 (日本鉄鋼協会編) (1984), p. 149
- 13) R. HILL: The Mathematical Theory of Plasticity (1950), p. 209 [Clarendon Press]
- 14) 美坂佳助: 塑性と加工, 8 (1967), p. 188
- 15) J. H. HITCHCOCK: Elastic Deformation of Rolls during Cold Rolling, Roll Neck Bearing (1935), p. 33 [ASME Research Publication]
- 16) 五弓勇雄, 木原諄二: 日本金属学会誌, 31 (1967), p. 368
- 17) 例えば 赤坂 隆: 数値計算, 応用数学講座第7巻 (1978), p. 192
- 18) W. L. ROBERTS: Blast Furn. Steel Pl., 56 (1968), p. 382