

熱延仕上ミルにおける板厚セットアップモデルの精度向上

小関 智史*・吉田 博*・磯辺 邦夫*

Improvement of Accuracy of Mathematical Models for Gauge Set-up in Hot Strip Finishing Mills

Satoshi KOSEKI, Hiroshi YOSHIDA and Kunio ISOBE

Synopsis : To improve thickness accuracy in hot rolled strips, accurate mathematical set-up models for estimating rolling loads and strip speeds in hot finishing mills are investigated. For the set-up models, equations of deformation resistance, and coefficients of friction are proposed here.

(1) Uniaxial deformation resistance is measured in compression tests. Dynamic softening, accumulated strain, and other factors are considered in the equation for deformation resistance.

(2) Coefficients of friction in rolling are estimated from forward slip and distortion of the cross section of hot rolled specimens. The values estimated by these two methods agree with each other. The coefficient of friction is expressed as a function of scale thickness and rolling reduction.

These equations were put to an actual operation of hot strip finishing mills in Mizushima Works, and accurately predicted rolling loads. As a result, the thickness accuracy in hot rolled strips has been improved.

Key words : hot rolling ; rolling load ; rolling speed ; deformation resistance ; coefficient of friction ; scale.

1. 緒言

近年、ホットストリップの板厚精度に対する要求はますます厳しくなる傾向にある。熱延仕上ミルでは、目標の板厚を得るために、圧延前にロール間隙および回転数の設定(セットアップ)を行っている。板厚セットアップを行うためには、圧延荷重を予測するモデル式(圧延荷重式、変形抵抗式、摩擦係数式、鋼板温度式など)が必要である。

著者らは、すでにOrowanの圧延理論¹⁾の厳密解を基本とした計算機セットアップのための圧延荷重式を作成している²⁾。また、冷却の各工程に対する境界条件を利用して、熱伝導方程式から求められた解を近似することにより、鋼板平均温度式を作成している²⁾。

熱間変形抵抗に関しては、従来より実験に基づいて、ひずみ量、ひずみ速度、加工温度などの加工条件を考慮した美坂の式³⁾や志田の式⁴⁾、転位論に基づく冶金学的考察により作成された瀬沼らの式⁵⁾が提案されているが、物理的現象が反映されていなかったり、実機に適用できる汎用的なモデルとなっていないなどの問題があった。また、熱間圧延における摩擦係数については、Gelejiらにより経験的な方法で数式化が試みられているが⁶⁾、物理的意味が不明確なこともあり、実機圧延に適用するには問題がある。

著者らは、熱間変形抵抗、および摩擦係数について、圧延理論および実験から影響要因を解析し、数式化を行い、

実機適用をはかったので、それらの結果を以下に報告する。

2. 熱間変形抵抗式の検討

2・1 実験方法

普通鋼(C:0.05%, Mn:0.27%)の直径8mm、高さ12mmの円柱形試験片を熱間で圧縮することにより、一軸の変形抵抗を求めた。試験装置として任意の加工熱サイクルで試験可能な熱間加工シミュレータを用いた。

Table 1に、圧縮試験の条件を示す。試験片には熱電対を溶接し、それを真空雰囲気下で1200°Cまで加熱し、5min均熱保持した後、5°C/sの冷却速度で圧縮試験温度まで冷却した。そして、熱間仕上圧延を想定し、結晶粒径を100 μ m程度とするために各圧縮試験温度で5min保持した後に圧縮試験を行った。また、試験機の加工速度をプログラム制御し、ひずみ速度一定の条件で圧縮を行った。

圧縮試験によって変形抵抗を求める場合に問題となるのは、工具と材料との間の摩擦力によって材料が不均一な変形をし、一軸の変形抵抗が正確に得られないことである。

Table 1. Conditions of a compression test.

Dimensions of specimens	$\phi 8\text{mm} \times h 12\text{mm}$
Reduction	0~10mm
Strain rate	0.1, 1, 10, 60s ⁻¹
Temperature	700~1200°C

平成5年5月12日受付 平成5年10月8日受理 (Received on May 12, 1993; Accepted on Oct. 8, 1993)

* 川崎製鉄(株)加工・制御研究センター (Mechanical Processing, Instrumentation and Control Research Center, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chuo-ku Chiba 260)

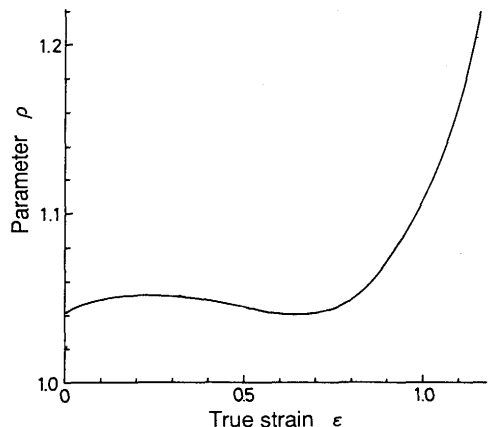


Fig. 1. Relationship between true strain and parameter ρ at coefficient of friction of 0.3.

そこで、剛塑性有限要素法⁷⁾(剛塑性FEM)を用いて無摩擦条件と摩擦条件における平均圧縮応力比 ρ をあらかじめ計算した。この ρ を用いて次式のように圧縮試験で求められた平均圧縮応力 P_m を修正することにより、一軸の熱間変形抵抗 K_f を決定した。

$$K_f = P_m / \rho \quad \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 ρ は真ひずみ ϵ によって変化する値である。

Fig. 1に、工具と材料の間の摩擦係数 μ が0.3の場合の ρ と ϵ の剛塑性FEMによる計算結果を示す。圧縮試験後の試験片の径、バリリング量などの形状が剛塑性FEM計算結果とよく一致するのは $\mu=0.3$ の場合であった。 $\epsilon \leq 0.2$ のように ϵ が小さいと、試験片は工具との接触面付近の局所的な変形が主体となり、全体の加工力もそれに支配される。したがって、無摩擦条件の場合に比べて平均圧縮応力も相対的に大きくなり、 ρ の値も若干増加していく。 ϵ がさらに大きい $0.2 \leq \epsilon \leq 0.6$ の範囲では、変形が材料全体に及ぶため、 ρ の値は逆に少し小さくなる傾向を示す。さらに ϵ が大きくなると、工具と材料の接触面積が増加し、摩擦による拘束が大きくなる。このため、再び平均圧縮応力は無摩擦条件のそれに比べて大きくなり、 ρ の値も急激に増加する。

2・2 実験結果および考察

Fig. 2に加工温度850°Cにおける真ひずみ ϵ と変形抵抗 K_f の関係を示す。 K_f の対数は ϵ の対数と直線関係で近似できる。

$$K_f \propto \epsilon^n \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 n ：加工硬化指数である。

Fig. 3に加工温度1100°Cにおける ϵ と K_f の関係を示す。ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ が比較的低い条件($\dot{\epsilon}=0.1s^{-1}$)で、ひずみが大きく($\epsilon > 0.4$)になると、変形抵抗が低下する動的軟化現象が見られる。すなわち、加工温度が高くかつひずみ速度が低い条件で ϵ が大きい場合に動的軟化現象が顕著になる。この現象は動的再結晶、または動的回復によるものと考えられる。このような再結晶や回復が起こりやすくなる臨界のひ

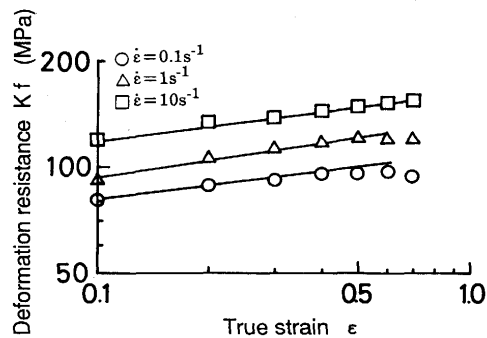


Fig. 2. Effect of true strain on deformation resistance with different strain rates at 850°C.

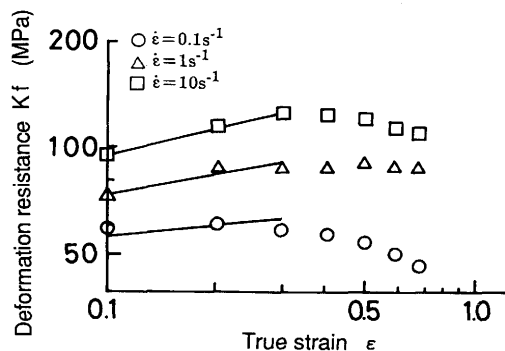


Fig. 3. Effect of true strain on deformation resistance with different strain rates at 1100°C.

ずみ ϵ_c が存在し、 ϵ がこの ϵ_c よりも大きくなると K_f が低下する。この ϵ_c は、加工温度および $\dot{\epsilon}$ に依存するものであり、一般に(3)式に示すZener-Hollomonパラメータ Z を用いて表現されることが知られている⁸⁾。

$$Z = \dot{\epsilon} \cdot \exp \{ Q / (R \cdot T_k) \} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 Q ：活性化エネルギー⁹⁾、 R ：気体定数、 T_k ：加工温度である。

Fig. 4に Z と ϵ_c の関係を示す。この図から明らかのように、 ϵ_c は $\log Z$ と比例関係にあると考えられる。

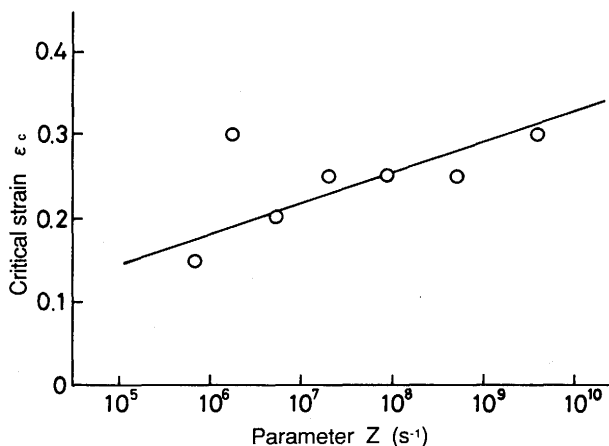


Fig. 4. Relationship between Zener - Hollomon parameter and critical strain.

$$\epsilon_c = B \cdot \log Z \dots\dots\dots (4)$$

ここで、B：定数である。

ϵ が ϵ_c を越えると、(5)式のような関係が成り立つ。

$$Kf \propto \exp \{g \cdot (\epsilon_c - \epsilon)\} \dots\dots\dots (5)$$

ここで、g：定数である。

また、熱間仕上連続圧延機においては各パス間が短時間であるため、ひずみの累積効果も考慮する必要がある。すなわち、前スタンドでのひずみ ϵ_0 の一部が回復せずに次スタンドまで残留すると考えると、当該スタンドの累積ひずみ ϵ' は次式で与えられる。

$$\epsilon' = \epsilon + \epsilon_0 \cdot \lambda \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 λ ：ひずみ残留率¹⁰⁾である。

Fig. 5 に $\dot{\epsilon}$ とKfの関係の一例を示す。Kfの対数と $\dot{\epsilon}$ の対数は、直線関係で近似できる。

$$Kf \propto \dot{\epsilon}^m \dots\dots\dots (7)$$

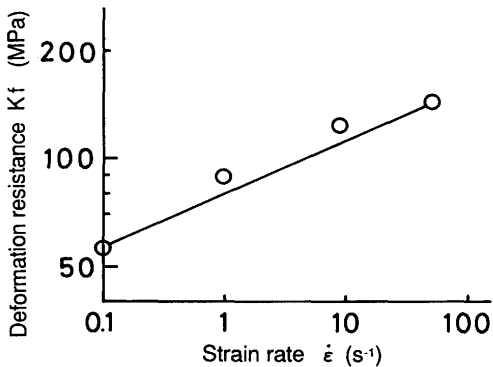


Fig. 5. Effect of strain rate on deformation resistance at true strain of 0.3, and 1100°C.

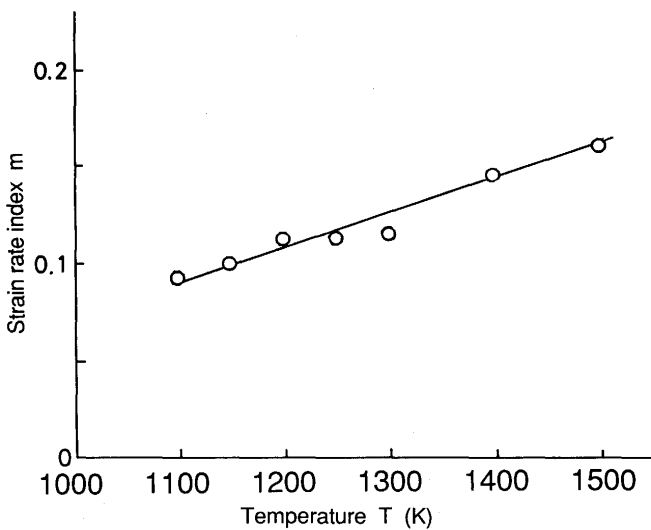


Fig. 6. Relationship between temperature and strain rate index.

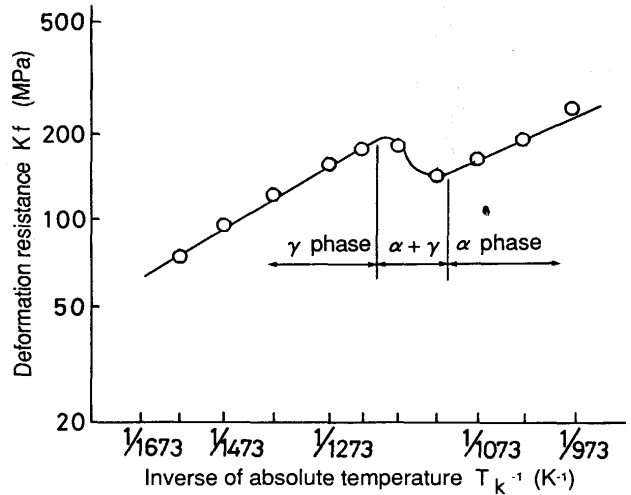


Fig. 7. Effect of temperature on deformation resistance at true strain of 0.3, and strain rate of 10s⁻¹.

ここで、m：定数である。

mはFig. 6に示すように加工温度 T_k と線形の関係になるという結果が得られた。

$$m = j \cdot T_k + C \dots\dots\dots (8)$$

ここで、j, C：定数である。

Fig. 7に、加工温度 T_k とKfの関係の一例を示す。800~850°Cの変態領域を除くフェライト(α)単相、オーステナイト(γ)単相のそれぞれの領域では、Kfの対数は絶対温度の逆数 T_k^{-1} と直線関係で近似できる。

$$Kf \propto \exp \{ (A \cdot Q) / (R \cdot T_k) \} \dots\dots\dots (9)$$

ここで、A：定数、Q：活性化エネルギー、R：気体定数である。

α 相と γ 相とは、それぞれの結晶構造が異なるため、その温度依存性 (Fig. 7の直線部分の勾配) が異なる。

以上で述べた累積ひずみ、ひずみ速度、温度、動的軟化の影響を考慮して、以下の熱間変形抵抗式を作成した。

$$Kf = K_0 \cdot (\epsilon')^n \cdot (\dot{\epsilon})^{j \cdot T_k + C} \cdot \exp \{ (A \cdot Q) / (R \cdot T_k) \} \cdot \exp \{ g \cdot (\epsilon_c - \epsilon) \} \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 K_0 ：成分などに依存する定数である。

ただし、 $\epsilon < \epsilon_c$ の時、 $g = 0$ である。また、本式の適用範囲は $C < 0.1\%$ のオーステナイト領域である。

3. 摩擦係数式の検討

3・1 実験方法

圧延中の摩擦係数 μ の測定は、ロール直径310mmの実験用2段圧延機を用いて行った。供試材には、前述の圧縮試験と同じ普通炭素鋼 (C：0.05%、Mn：0.27%)を用いた。

試験片の寸法は、厚み10mm、幅100mm、長さ200mmの鋼板である。この試験片を窒素雰囲気下で1200°Cまで加熱した後、圧縮試験と同じ結晶粒徑に調整するため15min均熱保持して炉から抽出した。そして、圧延温度まで空冷してから、1パス圧延を行った。ただし、圧延温度に達する30s前に加熱による1次スケールを払い落として2次スケール生成時間を一定とした。

Table 2 に圧延条件を示す。圧延中の μ は直接測定することが困難であるため、以下に述べる2つの方法で求めた。まず、Fig. 8 に示すように、圧延前のロール表面の周方向に $L_R=50\text{mm}$ 間隔で標線をけがき、圧延後、試験片に転写された標線の間隔 L_0 を測定した。この標線間距離は常温で測定したので、同じ供試材で別に測定した熱膨張率を用いて熱間時の寸法に換算し、圧延温度における標線間距離 L_0' を求めた。 L_R 、 L_0' を用いて、次式により先進率 f を求めた。

$$f = (L_0' - L_R) / L_R \dots\dots\dots(11)$$

そして、この f からOrowanの圧延理論¹⁾を用いて μ を求めた。

一方、圧延中のロールと材料との摩擦力によって生じる圧延後の材料の圧延方向に平行な板厚方向断面のゆがみからも μ を推定した。Fig. 9 に断面のゆがみを観察するための試験片を示す。このような試験片を用い、Table 2 に示した条件で1パス圧延を行い、断面のゆがみを観察した。この

Table 2. Conditions of a hot rolling experiment.

Reduction	20~60%
Rolling temperature	850~1100°C
Rolling speed	0.5m/s
Roll roughness	8 μmRa
Roll material	Chilled alloy
Lubrication condition	No lubricant

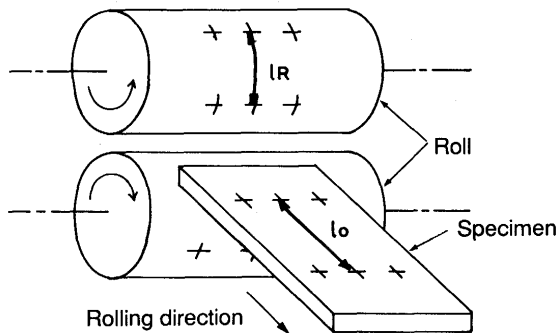


Fig. 8. Method for measuring forward slip.

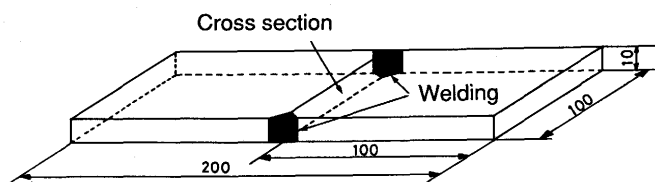


Fig. 9. Specimen for observing distortion of cross section induced by rolling.

ゆがみを剛塑性FEM⁷⁾で計算されるゆがみと比較することによって μ を推定した。

3・2 実験結果および考察

Fig.10に、圧延温度1100°C、圧下率40%で圧延を行った後の試験片切断面のゆがみを示す。両表面が圧延方向に湾曲した形でゆがんでいる。これは材料とロールの間の摩擦により圧延方向に剪断力がかはたらくためである。

Fig.11に、圧延実験後に観察されたゆがみと剛塑性FEMを用い $\mu=0.1\sim 0.4$ の範囲で解析した結果のゆがみとの比較を示す。 μ が大きいほど摩擦力による剪断応力が大きくなるため、ゆがみ量も大きくなっている。この結果から、圧延温度1100°C、圧下率40%の圧延における摩擦係数は約0.17と推定できる。

Fig.12に断面のゆがみから推定した摩擦係数 μ_2 と先進率から逆算した摩擦係数 μ_1 の比較を示す。この図より両者はかなりよい一致を示すことがわかる。したがって、以後は先進率から逆算した摩擦係数を用いて、各影響因子の検討を行った。

Fig.13は圧延温度 T と μ の関係を示す。この図から明らかに、 T が高くなるほど μ は小さくなる。熱間圧延における μ は、ロールと材料の界面に存在する酸化スケールが大

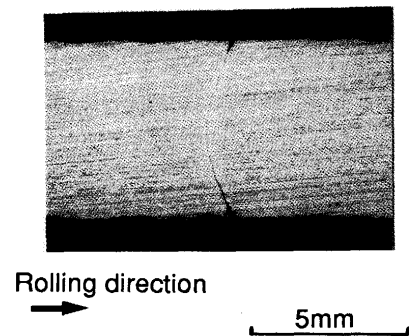


Fig. 10. Distortion of cross section after rolling with 20% reduction at 1100°C.

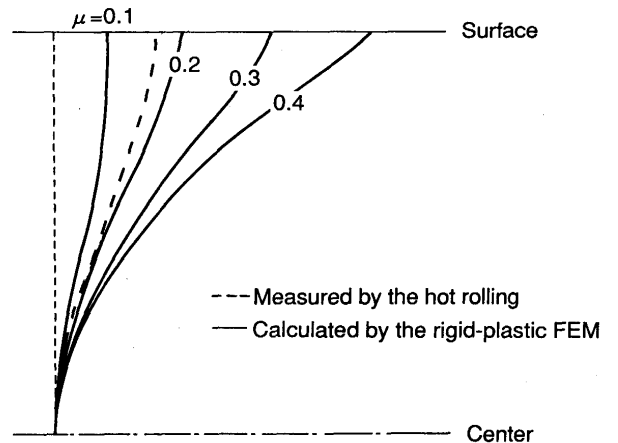


Fig. 11. Comparison of distortion of cross section measured by a hot rolling and calculated by the rigid-plastic FEM.

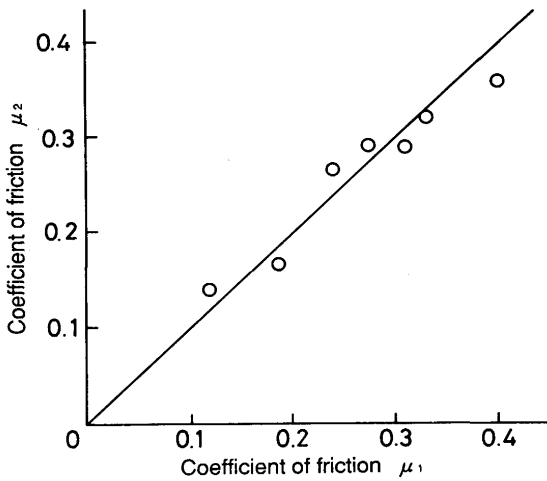


Fig. 12. Comparison of coefficients of friction estimated from forward slip (μ_1) and from distortion (μ_2).

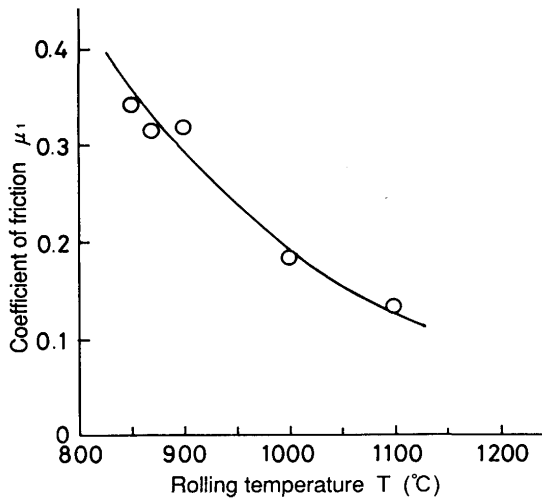


Fig. 13. Effect of rolling temperature on coefficient of friction with 20% reduction

きな影響を及ぼすと考えられる。鍛造加工においては、スケール量が多いほど摩擦係数が小さくなるという結果が報告されている¹¹⁾。また、圧延においても、スケールが多いほど圧延荷重が小さくなることが報告されている¹²⁾。ここで、圧延荷重が小さくなるのは、摩擦係数が小さくなるためであると考えられる。すなわち、スケールが潤滑剤の役目を果たし、 T が高いほどスケールは厚くなるので、潤滑の効果も大きくなり μ は小さくなる。

Fig.14に各圧延温度におけるスケール厚 H_s と μ の関係を示す。ただし、 H_s は圧延前の状態を焼入れにより凍結し、顕微鏡組織観察により測定した。この時、材料温度が高いほど H_s は厚くなり、この H_s は温度と時間で表現できる。 H_s が厚くなるほど、 μ の値は小さくなっている。すなわち、潤滑油の油膜厚と同じように、スケールも厚いと潤滑の効果があがると考えられる。ただし、この実験で観察されたスケールの組成はほとんどウスタイト (FeO) とマグネタイト

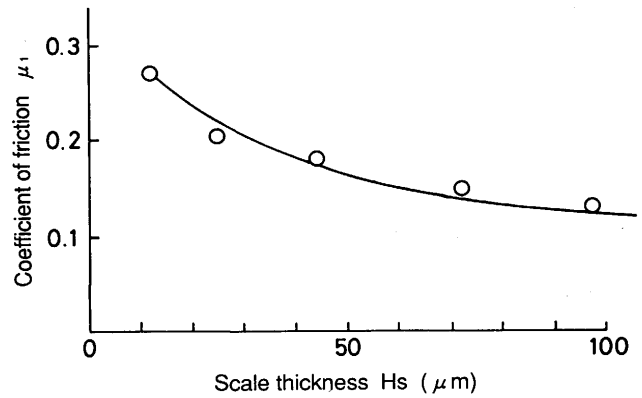


Fig. 14. Effect of scale thickness on coefficient of friction.

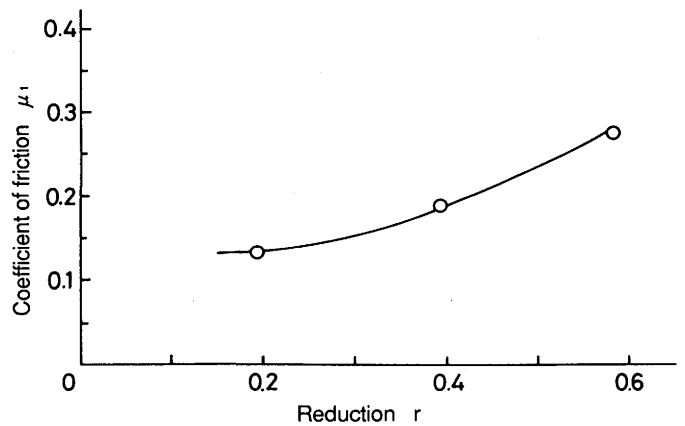


Fig. 15. Effect of reduction on coefficient of friction at 1100°C.

(Fe_3O_4) であり、 FeO は1100°Cで85%、850°Cで60%の割合であった。そして、 μ と H_s の関係は双曲線に近似できる。

$$\mu = \mu'_a \cdot (H_s + b) / H_s \quad \dots\dots\dots (12)$$

ここで、 μ'_a , b : 定数である。

Fig.15に圧下率 r と μ の関係を示す。 r が大きいほど μ は大きくなり、その関係は次のように表せる。

$$\mu = \mu'_b \cdot r^a \quad \dots\dots\dots (13)$$

ここで、 μ'_b , a : 定数である。

r が大きくなるとスケールが割れやすくなり潤滑効果が大きくなるとも考えられるが、ロール表面は材料の母材の新生面と直接接触しやすくなる。したがって、スケールによる潤滑効果は小さくなり、 μ は大きくなると考えられる。

(12), (13) 式を考慮して、以下に示す摩擦係数予測式を作成した。

$$\mu = d \cdot r^a \cdot (H_s + b) / H_s \quad \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 d : 定数である。本式の適用範囲は、圧延温度 850~1100°C である。

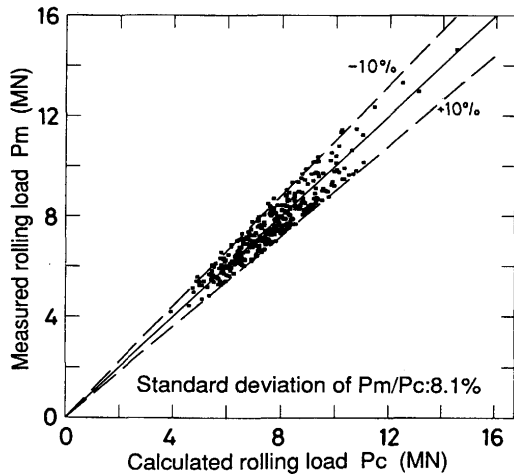


Fig. 16. Comparison of calculated and measured rolling loads at the 7th stand in hot strip finishing mills.

4. 実機ミルへの適用

以上のように作成した変形抵抗式、摩擦係数式を実機に適用できるよう実機圧延データを用いて、重回帰計算を行い、各定数を決定した。Fig.16には、普通鋼に対してこれらの式を用いて計算した圧延荷重 P_c と実測荷重 P_m の比較を示す。ただし、圧延荷重、鋼板温度は著者らがすでに導いている式²⁾を用いた。 P_m/P_c の標準偏差 σ 約0.08であり、従来($\sigma=0.15$)よりもかなり圧延荷重の予測精度が向上するという結果が得られた。これにともない、ホットストリップ先端板厚精度(先端10m平均板厚偏差)で約 $12\mu\text{m}$ 程度の向上がはかれた。

5. 結言

ホットコイルの先端板厚精度の向上をはかるため、熱延

仕上ミルの板厚セットアップに用いるモデル式の精度向上について検討を行い、以下の結果を得た。

(1) 熱間圧縮試験から得られた一軸の変形抵抗を剛塑性FEMを用いて摩擦の影響を計算補正することにより、熱間変形抵抗を求めた。この実験結果より、ひずみ、ひずみ速度、温度の依存性ととも動的軟化やひずみの累積などを考慮した熱間変形抵抗式を作成した。

(2) 熱間圧延実験により先進率を求め、Orowanの圧延理論を用いて摩擦係数を計算した。これは、圧延後の材料の断面のゆがみから剛塑性FEMを用いて推定した摩擦係数とよい一致を示した。この結果、スケール厚が厚いほど、圧下率が低いほど、圧延時の摩擦係数は小さくなり、スケールが潤滑剤の役割を果たしているものと考えられる。この結果に基づいて摩擦係数式を作成した。

以上の式を実機仕上圧延機の板厚セットアップ計算に用いることによって、圧延荷重の予測精度が向上した。また、これにともなってホットストリップの先端板厚精度も板厚偏差の標準偏差で従来より約 $12\mu\text{m}$ 向上した。

文 献

- 1) E.Orowan: Proc. Inst. Mech. Engr., **150** (1943), p.140
- 2) 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
- 3) 美坂佳助, 吉本友吉: 塑性と加工, **8** (1967), p.127
- 4) 志田 茂: 塑性と加工, **9** (1986), p.127
- 5) 瀬沼武秀, 矢田 浩, 松村義一, 浜渦修一, 中島浩衛: 鉄と鋼, **70** (1984), p.1392
- 6) A.Geleji著, 五弓勇雄訳: 金属塑性加工の計算(上), (1964), p.164 [コロナ社]
- 7) 森 謙一郎, 島 進, 小坂田宏造: 日本機械学会論文集, **45** (1979), p.965
- 8) 牧 正志, 赤坂耕一, 奥野耕次, 田村今男: 鉄と鋼, **66** (1980), p.1659
- 9) 酒井 拓, 大橋正幸: 鉄と鋼, **67** (1981), p.2000
- 10) Y.Saito: Trans. ISIJ, **27** (1987), p.419
- 11) L.H.S.Luong and T.Heijkoop: Wear, **71** (1981), p.93
- 12) A.K.E.H.A.El-Kalay and L.G.M.Sparling: J.Iron Steel Inst., **206** (1968), p.152