

(解説)

# アルミニウム熱間粗圧延のセットアップのための温度・荷重予測モデル

## Models for Predicting Rolling Temperature and Rolling Load in Aluminum Plate Hot Rolling Process



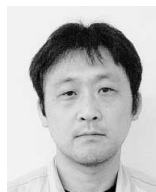
岩崎 慎\*1  
Makoto IWASAKI



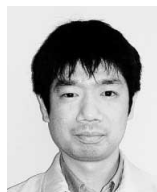
柳 修介\*1(工博)  
Dr. Shusuke YANAGI



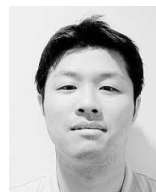
池田昌則\*2  
Masanori IKEDA



國井 弘\*3  
Hiroshi KUNII



伊原健太郎\*4(工博)  
Dr. Kentaro IHARA



佐治彰啓\*5  
Akihiro SAJI

The present work relates to the improvement of accuracy in gauging aluminum plates, and focuses on the accuracy improvement of models for predicting the rolling temperature and rolling load. Very thick slabs, each having a thickness ranging from 400 to 600mm, are used for the hot rolling of aluminum plates. This requires the accurate evaluation of a broad temperature distribution in the thickness direction, inhomogeneous strain distribution, and the so-called "peening effect" that significantly increases the total rolling load, an aspect not considered in ordinary strip rolling. The newly developed models include temperature calculation, accounting for the strain distribution in the thickness direction, and a formula for predicting rolling load in the peening region, based on the frictional conditions measured on an actual machine. The newly developed models were used for the setup calculation, which yielded a prediction with less than 5% error, an excellent result for the rolling load prediction.

まえがき＝アルミニウム板の熱間圧延では、製品厚に応じてタンDEM圧延機とシングルスタンドのリバース圧延機がそれぞれ用いられる。とくに製品厚が厚い場合にはリバース圧延機単体での多パス圧延が行われる。当社真岡製造所熱延工場においては、板厚16mm以上のアルミニウム板（以下、アルミ厚板という）をタンDEM圧延機の前面にあるリバース圧延機によって製造しているが、この圧延機は元々タンDEM圧延機の入側素材を供給する粗圧延用に設置されたものであることから、アルミ厚板の板厚精度を確保することが難しい状況にあった。

一方、アルミ厚板は、半導体・液晶製造装置、太陽電池パネル製造装置およびロボット／精密機械などに使用されており、これらのファブリケータからは機械加工コ

スト削減のための非常に厳しい板厚精度が要求されるようになってきた。

こうしたことから、リバース圧延機における板厚精度の向上を図るべく、圧延材の温度や板厚の計測設備の導入、および板厚制御システムの再構築というハードとソフトの両面からの技術開発を進めている。本稿では、板厚制御システムの重要な要素モデルである圧延温度と圧延荷重の予測モデルの高精度化について述べる。

### 1. アルミ厚板圧延における板厚精度向上の課題

真岡製造所熱延工場におけるアルミ厚板圧延の概要を図1に示す。加熱炉から抽出されたスラブはリバース圧延機で所定の板幅、板厚に圧延された後、本圧延機後面

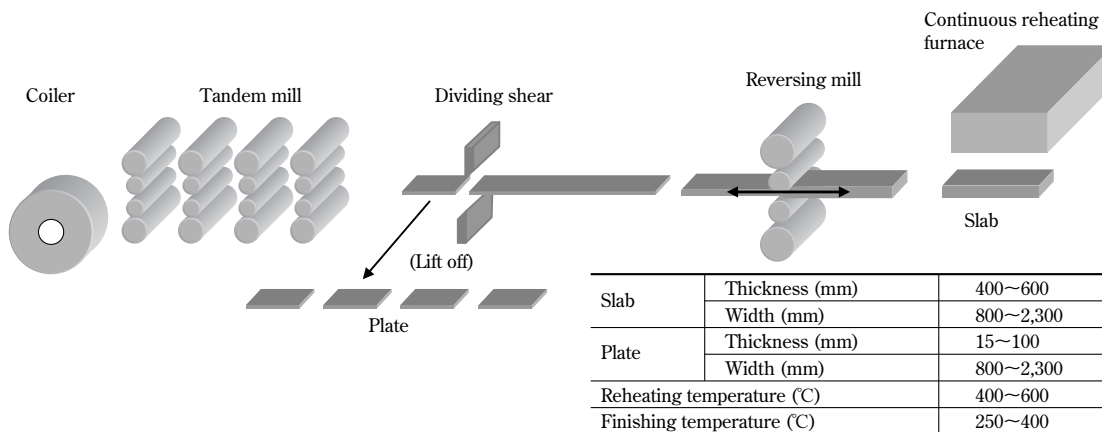


図1 真岡製造所熱延工場におけるアルミニウム厚板圧延の概要  
Fig. 1 Schematic diagram of aluminum plate rolling process at hot rolling mill in Moka plant

\*1 技術開発本部 材料研究所 \*2 アルミ銅事業部門 真岡製造所 アルミ板研究部 \*3 アルミ銅事業部門 真岡製造所 設備部  
\*4 アルミ銅事業部門 真岡製造所 技術部 \*5 アルミ銅事業部門 真岡製造所 製造部

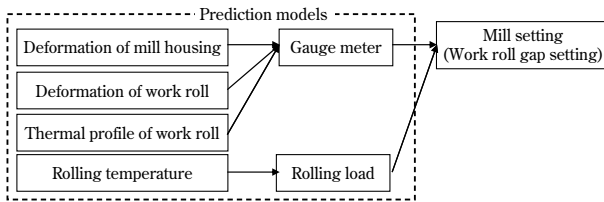


図2 アルミニウム厚板圧延のセットアップに用いる予測モデル  
Fig. 2 Prediction models for mill setting for aluminum plate rolling

テーブル上で切板にシャワー切断されラインオフに至る。圧延の実行に際しては、圧延スケジュールに決められた各パスの板厚が実現できるように、上下ワークロールのギャップを適切に設定するミルセッティング<sup>1)</sup>が行われており、これにはゲージメータ板厚モデル<sup>2)</sup>、圧延荷重予測モデルおよび圧延温度予測モデルなどの一連の予測モデルが用いられる(図2)。

これら予測モデルの中でも圧延温度と圧延荷重に関しては、圧延用スラブの厚みが400~600mmと非常に厚いというアルミ厚板圧延の大きな特徴から、厚さ方向の温度分布や圧下ひずみの浸透の程度を正しく取り入れることが予測精度向上に必要である。

## 2. 圧延温度、圧延荷重予測モデルの高精度化

### 2.1 圧延温度予測モデル

圧延温度予測モデルについては、これまで種々のものが実用化されているが<sup>3)</sup>、板厚方向温度分布の取扱いが容易に行える1次元熱伝導方程式を差分化したモデル<sup>4)~6)</sup>を採用した。差分モデルの具体形は式(1)に示すとおりであり、Crank-Nicolson法<sup>7)</sup>によって定式化した。

$$T^{(t+dt)} = A^{-1} \cdot (C + Q) \quad \dots \dots \dots (1)$$

ただし、

$$T^{(t+dt)} = \begin{bmatrix} T_0^{(t+dt)} \\ \vdots \\ T_i^{(t+dt)} \\ \vdots \\ T_n^{(t+dt)} \end{bmatrix}, A = \begin{bmatrix} 2-A_{0,0}+A_{0,1} & -A_{0,1} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \dots & A_{i,0} & 2-A_{i,0}+A_{i,1} & -A_{i,1} & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & 0 \\ 0 & \dots & 0 & A_{n,0} & 2-A_{n,0}+A_{n,1} \end{bmatrix}$$

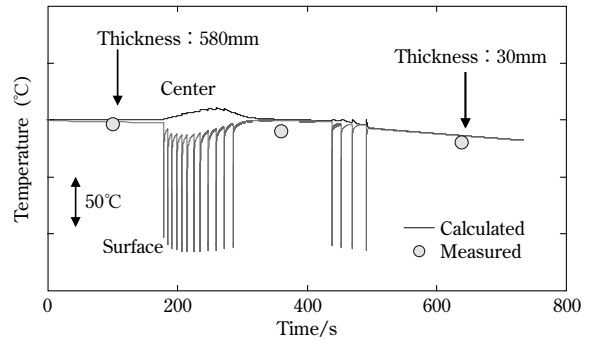
$$C = \begin{bmatrix} (2+A_{0,0}-A_{0,1}) \cdot T_0^{(t)} + A_{0,1} \cdot T_1^{(t)} - A_{0,0} \cdot T_{AU} \\ \vdots \\ -A_{i,0} \cdot T_{i-1}^{(t)} + (2+A_{i,0}-A_{i,1}) \cdot T_i^{(t)} + A_{i,1} \cdot T_{i+1}^{(t)} \\ \vdots \\ -A_{n,0} \cdot T_{n-1}^{(t)} + (2+A_{n,0}-A_{n,1}) \cdot T_n^{(t)} - 2A_{n,1} \cdot T_{AL} \end{bmatrix}, Q = \begin{bmatrix} q_0 \\ c_0 \cdot \rho_0 \cdot dx_0 \\ \vdots \\ q_i \\ c_i \cdot \rho_i \cdot dx_i \\ \vdots \\ q_n \\ c_n \cdot \rho_n \cdot dx_n \end{bmatrix}$$

$q_i = 0.9A_w \cdot k_{\bar{r}} \cdot \epsilon_i$  : 各節点の加工発熱量,  
 $A_w$  : 仕事の熱当量,  
 $k_{\bar{r}}, \epsilon_i$  : 各節点の変形抵抗, 圧下ひずみ,  
 $T_i^{(t+dt)}, T_i^{(t)}$  : 時刻 $t+dt, t$ における各節点の温度,  
 $T_{AU}, T_{AL}$  : 上下面の雰囲気気温度

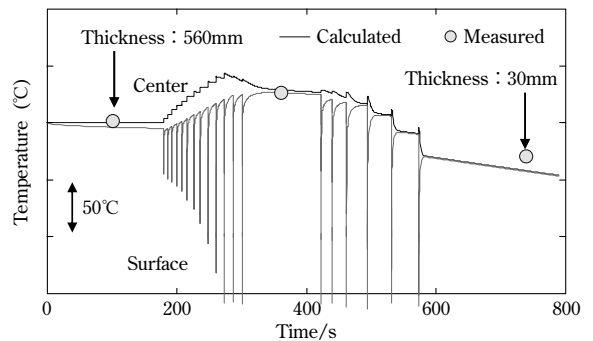
$$A_{0,0} = \frac{a_U \cdot dt}{c_0 \cdot \rho_0 \cdot dx_0}, A_{0,1} = \frac{dt}{c_0 \cdot \rho_0 \cdot dx_0 \cdot \left( \frac{dx_0}{\lambda_0} + \frac{dx_1}{2\lambda_1} \right)}, A_{i,0} = \frac{dt}{c_i \cdot \rho_i \cdot dx_i \cdot \left( \frac{dx_{i-1}}{2\lambda_{i-1}} + \frac{dx_i}{2\lambda_i} \right)}$$

$$A_{i,1} = \frac{dt}{c_i \cdot \rho_i \cdot dx_i \cdot \left( \frac{dx_i}{2\lambda_i} + \frac{dx_{i+1}}{2\lambda_{i+1}} \right)}, A_{n,0} = \frac{dt}{c_n \cdot \rho_n \cdot dx_n \cdot \left( \frac{dx_{n-1}}{2\lambda_{n-1}} + \frac{dx_n}{\lambda_n} \right)}, A_{n,1} = \frac{a_L \cdot dt}{c_n \cdot \rho_n \cdot dx_n}$$

$dt$  : 時間刻み,  $dx_i$  : 節点領域の長さ,  
 $c_i, \rho_i, \lambda_i$  : 各節点の比熱, 密度, 温度伝導度,



(a) Pure aluminum



(b) Al-Mg alloy

図3 圧延材の温度予測モデルの精度  
Fig. 3 Accuracy of prediction model of rolling temperature

$i$  : 節点を示すサフィックス,  
 $\alpha_U, \alpha_L$  : 上下面の等価熱伝達率

である。

境界条件は、放射+対流(空冷)、ロール冷却のクーラントおよびロール接触による抜熱量<sup>8)</sup>を等価熱伝達率に置き換えることでモデル化した。さらに、アルミ厚板圧延の場合、圧延パスが進むにつれて圧延材の表面温度が低下せず逆に上昇し、圧延条件によっては20~40°C程度高くなることが知られている。この温度上昇は圧延時の加工発熱によるものであることから、差分モデルには節点ごとに加工発熱量を表す項を付加した。なお、同項に含まれる各板厚方向位置の変形抵抗と圧下ひずみについては次節で詳述する。

本モデルによるアルミ厚板の実圧延における温度予測の一例を図3に示す。圧延時の加工発熱に伴う温度上昇に十分追従しており、良好な温度予測精度を有していることがわかる。

### 2.2 圧延荷重予測モデル

圧延荷重予測モデルは、その基本形としてごく一般的な以下の式<sup>9)</sup>を用いた。

$$P = B \cdot Q_P \cdot l_d \cdot \hat{k}_f \quad \dots \dots \dots (2)$$

ただし、 $P$  : 圧延荷重,  $B$  : 板幅,  $Q_P$  : 圧下力関数,  $l_d$  : 接触弧長,  $\hat{k}_f$  : 平均変形抵抗である。

式(2)の構成要素である $l_d, Q_P$ , および $\hat{k}_f$ について、下記のような高精度化を行った。

- ・  $l_d$  : Hitchcockの式<sup>10)</sup>を適用する。
- ・  $Q_P$  : 森本ら<sup>11)</sup>と同様なやり方で、FEM(有限要素法)による圧延変形解析から求められる圧下力関数値と一致するように圧下力関数を同定する。
- ・  $\hat{k}_f$  : 化学成分以外の主要な影響因子(圧下ひずみ, 圧

下ひずみ速度，圧下温度)を取込んだ変形抵抗のモデル式を作成し，化学成分ごとにモデル係数を持つ。板厚方向の圧下ひずみ，圧下ひずみ速度および温度の分布から板厚方向位置ごとの変形抵抗を求め，その相加平均を平均変形抵抗とする。

### 2.2.1 圧延変形解析による圧下力関数の同定

アルミニウム熱間圧延では，潤滑の有無によって摩擦状態がすべり，混合，固着摩擦に渡っているといわれている<sup>12)</sup>。このため，FEMによる圧延変形解析に先立って，今回対象とするアルミ厚板圧延の摩擦係数（摩擦状態）を決めておく必要がある。

そこで，実機圧延機により板長さ方向の側面に格子状のけがきを施したアルミ厚板を熱間で1パス圧延し，格子の変形状態から板厚方向のせん断ひずみ分布を測定した。さらに，圧延条件を模した圧延変形解析を，摩擦係数の値を種々変化させて行うことによって板厚方向のせん断ひずみ分布が実測値と一致する摩擦係数の値を求めた。なお，圧延変形解析には当社が独自に開発した剛塑性FEM解析ソフトNASKA<sup>13)</sup>を用いた。その結果は表1に示すとおりであり，摩擦係数 $\mu$ の値は圧延条件によらず0.4と置けることがわかる。この値は熱間圧延の全面固着摩擦条件<sup>14)</sup>を表す摩擦係数値(0.64)の約70%に相当することから，アルミ厚板圧延の摩擦状態は混合摩擦状態であるといえる。

つぎに，圧下力関数 $Q_p$ を同定するため，この摩擦係数値を用いてFEMによる圧延変形解析を行った。解析条件は表2に示すとおりであり，圧下力関数値は圧延変形解析で求めた圧延荷重から式(2)を用いて解析条件ごとに算定した。入側板厚が10~100mmのときの圧下力関

数値とSimsの式<sup>15)</sup>によるそれとの比較を図4に示す。いずれの板厚においても圧下力関数値はSimsの式に比べ5%程度高い値となっている。

また，入側板厚が100mmを超えと厚く，ピーニング効果が現れるときの圧下力関数値を図5に示す。圧下力関数値は板厚によらず，齊藤<sup>16)</sup>が提案しているように $h_m/l_d$  ( $h_m$ :入側と出側の平均板厚， $l_d$ :接触弧長)で整理できる。

以上の解析結果を基に決定した圧下力関数を式(3)に示す。板厚の小さい範囲ではSimsの式の係数を調整することで有限要素法による圧下力関数値との合わせ込み

表2 FEMによる計算条件  
Table 2 Conditions of FEM analysis

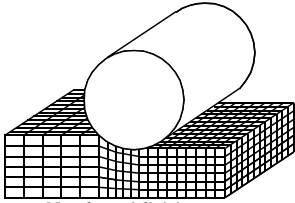
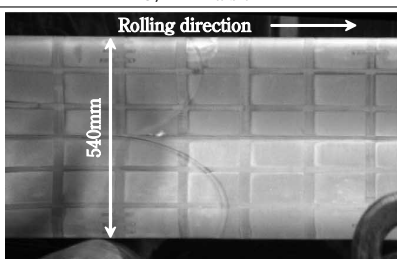
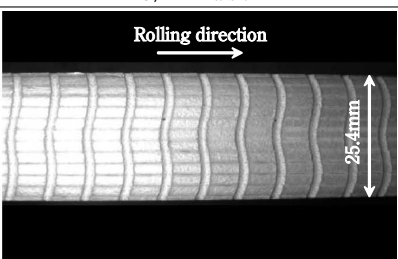
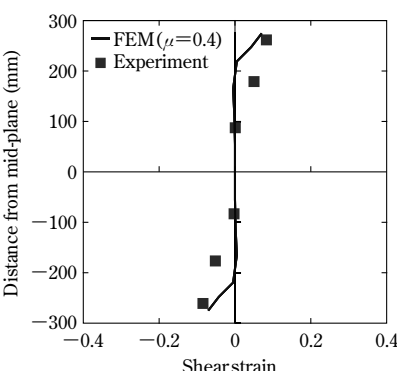
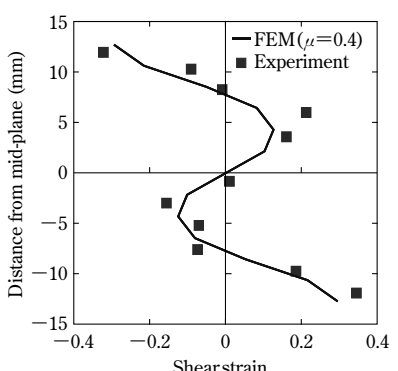
Analytical model	
	Number of division Thickness direction : 6 Lateral direction : 11 Longitudinal direction Entry zone : 10 Roll bite : 15 Delivery zone : 10
Entry thickness (mm)	20~600
Width (mm)	2,200
Reduction (%)	5~40
Work roll diameter (mm)	1,000
Deformation resistance (kg/mm <sup>2</sup> )	5
Frictional coefficient	0.4

表1 板厚方向せん断ひずみ分布の測定結果と計算結果の比較  
Table 1 Comparison of measured and calculated distribution of shear strain

Rolling condition	Roll diameter (mm)	900	900
	Entry thickness (mm)	565	32
	Reduction (%)	5	20
	Lubricant	O/W Emulsion	O/W Emulsion
Longitudinal section of rolled material			
			

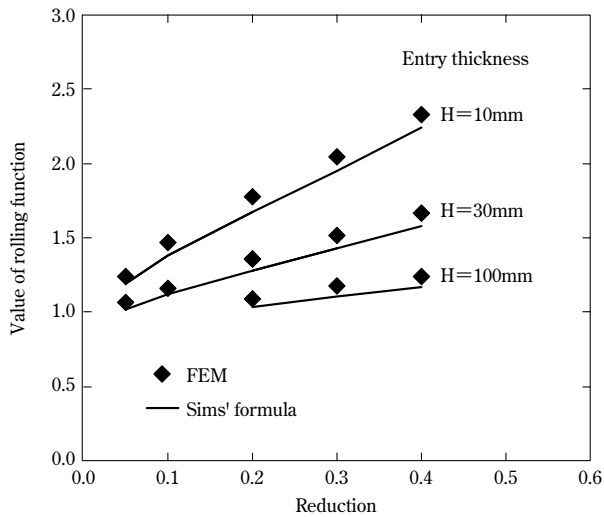


図4 FEMによる圧下力関数値とSimsの式による計算値の比較  
Fig. 4 Comparison of values of rolling function calculated by FEM and Sims' formula

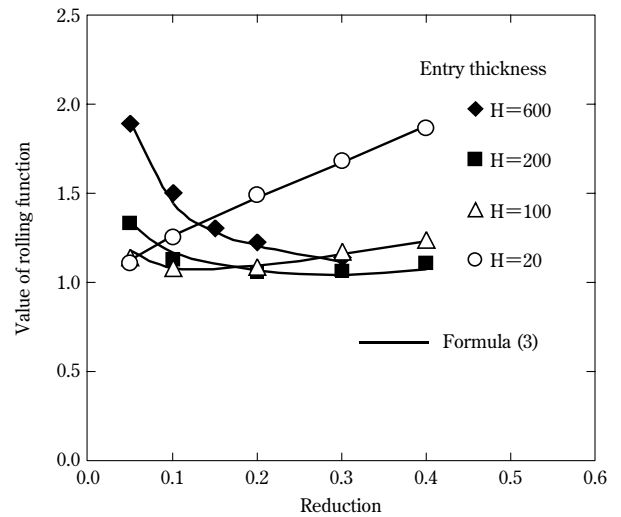


図6 FEMにより計算した圧下力関数と式(3)による計算結果の比較  
Fig. 6 Comparison of values of rolling function calculated by FEM and formula (3)

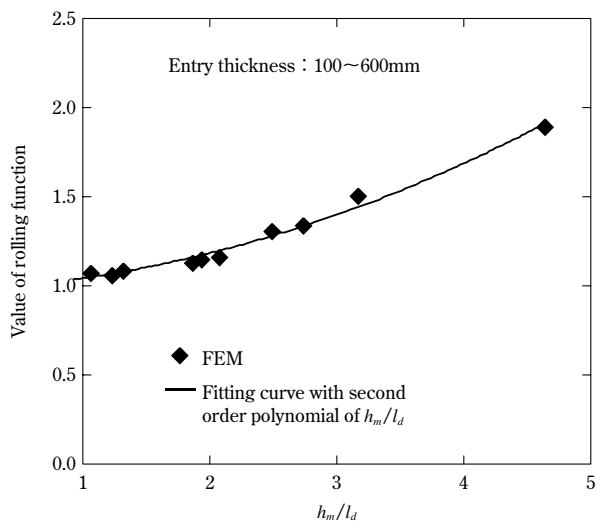


図5 FEMによる圧下力関数値と $h_m/l_d$ の関係  
Fig. 5 Relation between values of rolling function calculated by FEM and  $h_m/l_d$

を行った。

$$Q_p = \max[Q_{p1}, Q_{p2}] \dots\dots\dots (3)$$

ただし、

$$Q_{p1} = a \cdot Q_{p \text{ Sims}}, \quad Q_{p2} = b_0 + b_1 \cdot (h_m/l_d) + b_2 \cdot (h_m/l_d)^2$$

$Q_{p \text{ Sims}}$ : Simsの圧下力関数,  $h_m = H \cdot (1 - r/3)$ ,

$H$ : 入側板厚,  $r$ : 圧下率,

$$a = 1.05, \quad b_0 = 0.965, \quad b_1 = 0.044, \quad b_2 = 0.034$$

である。

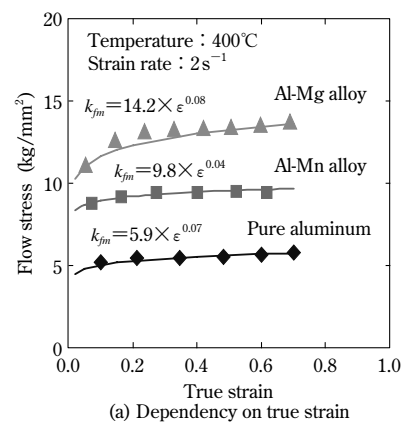
新たに作成した式(3)の圧下力関数とFEM解析による圧下力関数値の比較を図6に示す。板厚、圧下率によらず両者の値は良く一致している。

### 2.2.2 平均変形抵抗モデルの定式化

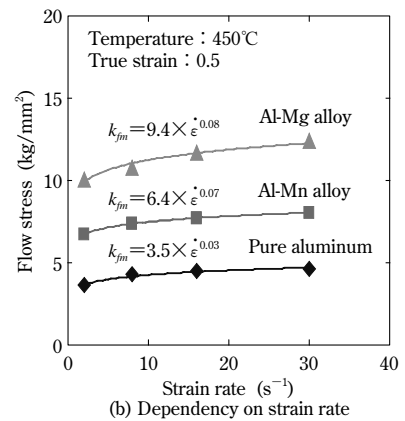
#### a) 変形抵抗モデルの基本形

加工フォーマスタ試験による実測値を統計解析した結果、図7に示すように変形抵抗は圧下ひずみ、圧下ひずみ速度、および圧下温度が影響因子であることが明らかになっている。このため、モデル式の基本形として式

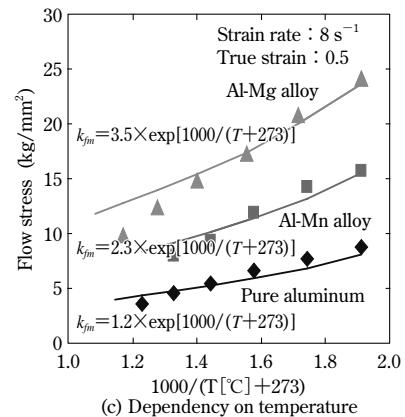
(4)を採用した。なお、図中の式および実線は、データの回帰式とそれによる値を示している。



(a) Dependency on true strain



(b) Dependency on strain rate



(c) Dependency on temperature

図7 代表的なアルミニウムおよびアルミニウム合金の変形抵抗  
Fig. 7 Flow stress of aluminum and aluminum alloys

$$k_f = c_0 \cdot \epsilon^{c_1} \cdot \dot{\epsilon}^{c_2} \cdot \exp\left[\frac{c_4}{T+273}\right] \dots\dots\dots (4)$$

ただし、 $k_f$ ：変形抵抗、 $\epsilon$ ：圧下ひずみ、 $\dot{\epsilon}$ ：圧下ひずみ速度、 $T$ ：圧下温度、 $c_0 \sim c_4$ ：モデル係数である。

また、変形抵抗は同図からも明らかなように板材の化学成分の影響を受けるため、化学成分ごとに加工フォーマスタ試験を行ってモデル係数を持つようにした。なお、式(4)のモデル係数 $c_0$ は、木村<sup>17)</sup>にならって実圧延データで補正している。

b) 相加平均による平均変形抵抗

アルミ厚板圧延のように板厚が厚い場合、圧下ひずみや圧延温度は板厚方向に不均一に分布する。このため、板厚方向のある位置の値や平均値で式(4)の説明変数( $\epsilon, \dot{\epsilon}, T$ )を代表させるにはかなり無理があるように見える。

そこで、前述のFEMによる圧延変形解析結果を基に、圧下ひずみの板厚方向分布を与えるモデルを作成した。その具体形を式(5)に示す。本モデル式とFEM解析による板厚方向圧下ひずみ分布の比較を図8に示しているが、両者は良く一致していることがわかる。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon[x] &= \ln[H/h] + c \left( 1 - \cos \left[ d \frac{\pi}{2} \left( \frac{x}{h/2} \right)^{1.5} \right] \right) \\ c &= 0.132 \left( \frac{l_d}{h_m} \right)^2 - 0.277 \left( \frac{l_d}{h_m} \right) + 0.167 \\ d &= -0.0906 \left( \frac{h_m}{100} \right)^2 + 0.533 \left( \frac{h_m}{100} \right) + 1.64 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

また、圧下ひずみ速度分布は、式(5)をロール接触時間で除した式(6)で与える。

$$\dot{\epsilon}[x] = \epsilon[x] \cdot \frac{2\pi R' \cdot n}{l_d} \dots\dots\dots (6)$$

ただし、 $\dot{\epsilon}$ ：圧下ひずみ速度、 $R'$ ：扁平ワークロール半径、 $n$ ：ロール回転数である。

式(4)～(6)および前述の温度モデルを用いて、平均変形抵抗は式(7)となる。

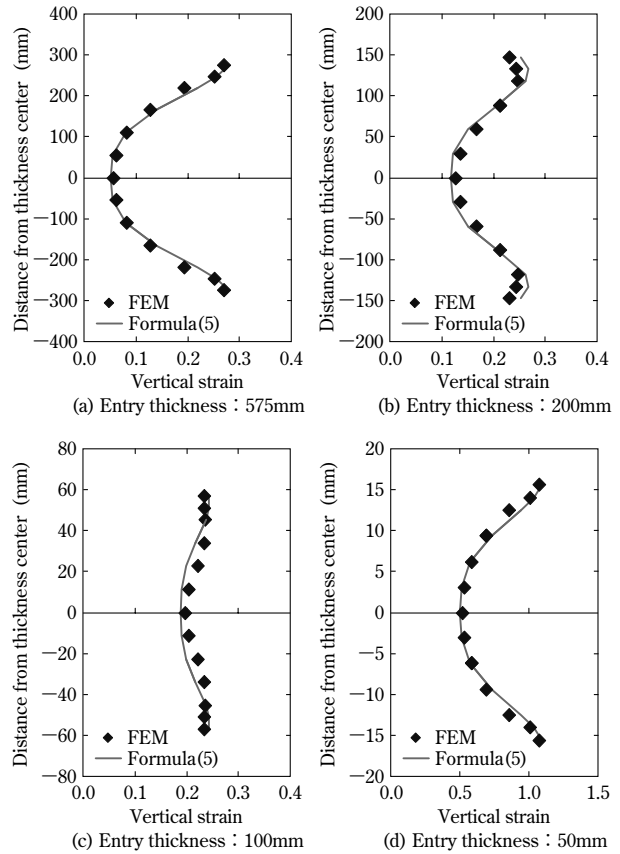


図8 FEMおよび式(5)により計算される圧下ひずみの比較  
Fig. 8 Comparison of vertical strain distribution calculated by FEM and formula (5)

$$\hat{k}_f = \frac{1}{h} \int_0^h k_f[\epsilon[x], \dot{\epsilon}[x], T[x]] dx \dots\dots\dots (7)$$

ただし、 $h = H \cdot (1-r)$ ：出側板厚である。

3. 圧延温度、圧延荷重予測モデルの実機適用結果

新たに構築した圧延温度、圧延荷重予測モデルによる荷重予測計算フローを図9に示す。加熱炉抽出後の各圧延パスにおいて圧延荷重の予測計算が実行され、その結

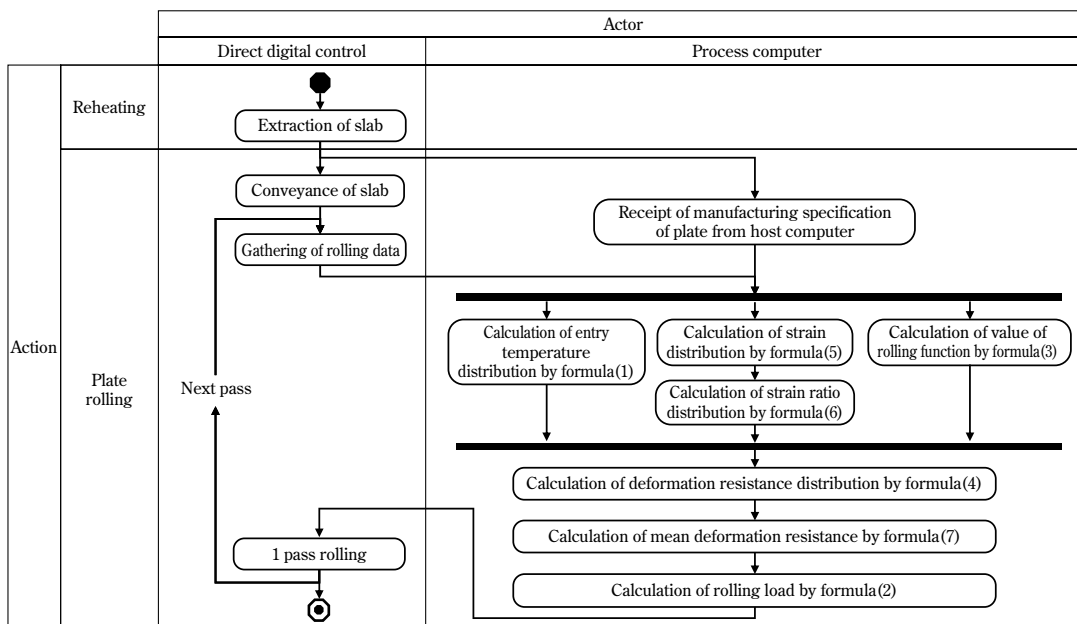


図9 荷重予測計算フロー  
Fig. 9 Activity diagram for calculation of rolling load in aluminum plate rolling

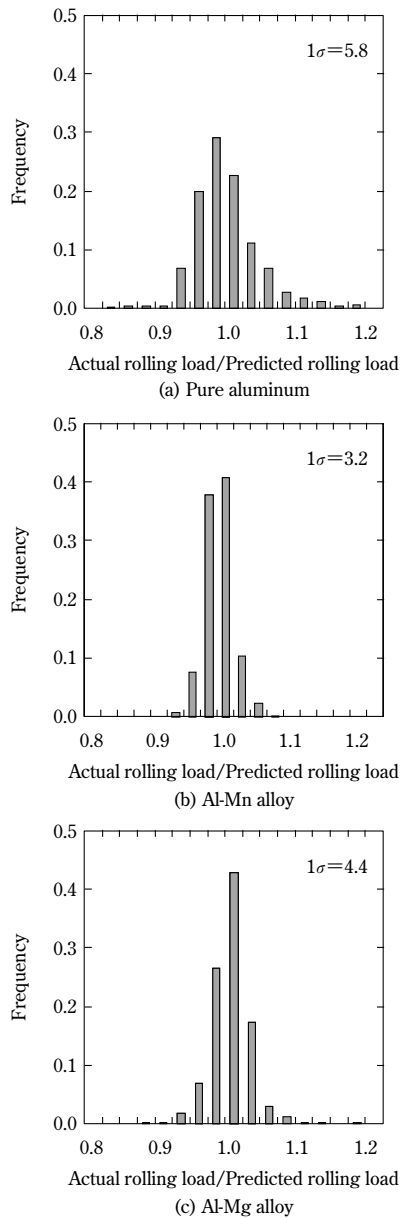


図10 圧延荷重予測モデルの精度  
Fig.10 Accuracy of prediction of rolling load

果がミルセッティングに反映される。図10は、ミルセッティングに用いた予測圧延荷重と実圧延荷重の比較を示したものであるが、荷重比（実測値／予測値）のばらつきは合金系によらず標準偏差でほぼ5%以内に収まっており、良好な荷重予測精度が得られていることが明らかである。

むすび＝アルミ厚板の板厚制御技術開発の一環として、圧延温度、圧延荷重予測モデルを新たに構築した。これらのモデルは、リバース圧延機のミルセッティングに用いられ、板厚精度の向上に寄与している。今後は、圧延材の温度と板厚の計測設備を導入し、温度・荷重予測モデルに学習機能を持たせることによってモデル精度の維持とさらなる向上を図っていく予定である。

#### 参考文献

- 1) 日本鉄鋼協会共同研究会 圧延理論部会編. 板圧延の理論と実際. 1984, p.285.
- 2) 小俣一夫ほか. 鉄と鋼. 1981, Vol.67, p.2443.
- 3) 安田雄一ほか. 第42回塑性加工連合講演会講演集. 1991, p.307.
- 4) 小門純一. 塑性と加工. 1970, Vol.11, No.118, p.816.
- 5) 岡戸 克ほか. 鉄と鋼. 1977, Vol.63, A29.
- 6) 日本鉄鋼協会共同研究会 圧延理論部会編. 圧延技術・圧延理論の発展と将来への潮流. 1994, p.69.
- 7) G. D. スミスほか. 電算機による偏微分方程式の解法, サイエンス社, 1978, p.17.
- 8) 熊野征晴ほか. R&D 神戸製鋼所技報. 1986, Vol.36, No.3, p.47.
- 9) 日本鉄鋼協会共同研究会 圧延理論部会編. 板圧延の理論と実際. 1984, p.19, p.287, p.290.
- 10) Edited by J. H. Hitchcock: ASME, N.Y, (1935), p.33.
- 11) 森本禎夫ほか. 材料とプロセス. 日本鉄鋼協会講演論文集. 1999, Vol.11, p.350.
- 12) 木村 紘. 軽金属. 1985, Vol.35, No.4, p.222.
- 13) 豊島史郎ほか. 第14回塑性加工連合講演会講演集. 1990, p.71.
- 14) 日本鉄鋼協会共同研究会 圧延理論部会編. 板圧延の理論と実際. 1984, p.36.
- 15) R. B. Sims. Proc. Inst. Mech. Engrs. 1954, Vol.168, p.191.
- 16) 斉藤好弘. 塑性と加工. 1970, Vol.11, No.117, p.736.
- 17) 木村 紘. 住友軽金属技報. 1989, Vol.30, p.18.