アルミ熱延への Orowan 理論の適用

木村 紘*

Application of Orowan theory to hot rolling of aluminum

UDC:669.71:621.771.22

Hiroshi KIMURA*

Rolling tests are carried out to confirm if Orowan theory is applicable to hot rolling of aluminum. In some cases using lubricant, sliding friction with low friction coefficients occurs, on the other hand in cases without lubricant sticking friction occurs. On the whole, mixed sliding and sticking friction is dominant in hot rolling of aluminum. For the prediction of rolling force, precise estimation of rolling temperature is necessary, because temperature fall during rolling is over 100°C in some cases. Moreover, precise estimation of mean flow stress is also necessary, because it has variation over 10% even for the same materials according to the small deviation of chemical composition or heating condition in the soaking furnace etc. By considering the above, the calculated rolling force and forward slip agree well with the experimental ones with sufficient accuracy.

(Received August 6, 1984)

1. 緒 言

鉄鋼の熱間圧延に本格的に計算機制御が導入されたのは1970年代の前半であった。それより遅れることおよそ10年、アルミニウムの熱間圧延にも計算機制御の導入が開始された。現在、国内では本格的な制御用計算機を備えた2, 3のアルミニウム熱間圧延ラインが稼動中である¹⁾。著者は5年程前からアルミニウム熱間圧延ラインへの制御システム導入プロジェクトに関与する機会を得、主として制御用の数式モデルの開発を担当した。本研究では以後2, 3回に分けてその内容を報告する。

計算機制御の基礎として、圧延条件が与えられたら、圧延荷重、圧延トルク、先進率が必要な精度で計算できねばならない。圧延荷重は例えば、板厚を所定値にするためのロールギャップの設定に、先進率は張力を所定値にするためのロール速度設定に必要である。また、圧延トルクは所要トルクが圧延機主モータの能力内であることの確認に必要である。もつとも、板厚と張力については、噛込一定時間後は自動制御で所定値に落ち着く。しかし、制御が作動する以前の先端部の板厚精度確保、噛込時の過大張力や板たるみ防止に圧延荷重や先進率の計算

が要求される。

本報ではアルミニウム熱間圧延において、圧延荷重、圧延トルク、先進率を計算するのに適当な圧延理論、計算上の留意事項、計算精度の確認を行う。研究の進め方に関する基本的な考え方は以下のようである。

(1) テストミルで基礎実験を行い、得られた圧延荷重と先進率の実測値と圧延理論を使つて求めた計算値の比較を行う。それによつて、圧延理論の適用可否を判断する。

(2) 圧延荷重、先進率の計算には、平均変形抵抗、摩擦係数が必要であるが、

(i) 平均変形抵抗については、カム・プラストメータのデータを数式化する。平均変形抵抗の計算に必要な材料温度は実測値より推定する。

(ii) 摩擦係数については、実験データを用いて荷重法および先進法によつて求め、両者の平均を求め、それを数式化する。これは、摩擦係数を用いて計算する圧延荷重および先進率の計算誤差をともに小さくするためである。

(iii) 使用する圧延理論はOrowanの理論²⁾とする。従来、鉄鋼の熱間圧延では古くは水で圧延されてお

(アルミ熱延の計算機制御のための検討)

* 住友軽金属工業(株)技術研究所(名古屋市)。Sumitomo Light Metal Industries, Ltd. Technical Research Laboratories. (Nagoya)

り、このときは固着摩擦状態とみなされ、Simsの理論が使われていた。近年、圧延油が用いられるようになり、この場合は混合摩擦状態とみなされ、Orowanの理論が用いられている³⁾。アルミニウム熱間圧延でも、摩擦状態は後述するように、すべり、混合、固着摩擦にわたっているの、それに対応するためOrowanの理論を用いる。

2. 実験方法

2.1 実験条件

(1) 供試材をTable 1に示す。1000番台、3000番台、5000番台の代表材として、それぞれ1050, 3003, 5052を選んだ。

(2) 圧延機およびロール仕様をTable 2に示す。

(3) 潤滑は無潤滑および市販圧延油約10%エマルジョンを用いた。

(4) 圧延条件をTable 3に示す。

2.2 実験方法

(1) 圧延に先立つてロールをアセトンで脱脂後、乾燥させ、しかる後20~30枚予備圧延を行い、安定したロールコーティングを形成させるとともに、ロール温度を上昇させた。この結果、ロール温度は実験中、50~60°Cに保つことができた。また、圧延油については、温度は58~60°Cに保ち、ロール面に5~10秒間ノズルで直接噴射し、しかる後通板した。ロール入側での材料温度降

下をさけるため、材料に直接噴射することはさけた。

(2) 板厚・板幅測定は室温にてマイクロメータおよびノギスで測定した。

(3) 圧延荷重測定はストレイン・ゲージを貼った市販ロードセルによった。精度は±2.5%である。

(4) 先進率測定はロール・マーク法によった。マーク間距離は100.05 mmである。なお、測定は常温にて行つたのでロールおよび材料の熱膨張係数および実測圧延温度を用いて圧延時長さに補正をした。精度は絶対値で±0.2%である。

(5) 材料温度は圧延前・後に接触型表面温度計にて測定した。精度は±4°C、応答性は1秒(0~500°C)である。

3. 結果および考察

3.1 平均変形抵抗の数式化

使用した3材質1050, 3003, 5052について、カム・プラストメータによる変形抵抗を数式化し、積分して平均変形抵抗式を作成した。測定例をFig. 1に、1050の場合の数式を式(1)に、3003の場合を式(1)'に、5052の場合を式(1)''に示す。

$$K_{fm} = \frac{1}{n+1} (4.697 \times 10^{-5} \times T^2 - 5.843 \times 10^{-2} \times T + 19.875) \cdot \epsilon^n \cdot \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^m \quad (1)$$

$$K_{fm} = \frac{1}{n+1} (5.979 \times 10^{-5} \times T^2 - 8.116$$

Table 2 Specification of experimental mill

Roll diameter× Barrel length (mm×mm)	Main motor power (KW)	Roll surface roughness (μm)	Peripheral speed of roll (m·min ⁻¹)
155φ×250	37	0.35	7~70

Table 3 Rolling conditions

Material	Thickness (mm)	Reduction in thickness (%)	Peripheral speed of roll (m·min ⁻¹)	Temperature during rolling (°C)
1050	2.0	5~50	10	250~300
3003	2.0	5~50	10	250~300
5052	1.5	5~50	10	250~300

Fig. 1 Examples of flow stress K_f vs strain ϵ curves.

Table 1 Specimen used in rolling tests

Material	Thickness×Width×Length (mm)	0.2% proof stress (kgf·mm ⁻²)	Tensile strength (kgf·mm ⁻²)	Elongation (%)
1050	2.0×80×500	2.8	7.4	48
3003	2.0×80×500	5.4	11.8	39
5052	1.5×80×500	10.2	21.5	24

$$\times 10^{-2} \times T + 28.610) \cdot \epsilon^n \cdot \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0} \right)^m \quad (1)'$$

$$K_{fm} = \frac{1}{n+1} (-0.0667 \times T + 39.090) \cdot \epsilon^n \cdot \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0} \right)^m \quad (1)''$$

ここで、 K_{fm} は平均変形抵抗 ($\text{kgf} \cdot \text{mm}^{-2}$)、 n はひずみ硬化指数、 m はひずみ速度指数、 ϵ は対数ひずみ ($= \ln(h_1/h_2)$)、 h_1 は入側厚、 h_2 は出側厚)、 ϵ は対数ひずみ速度 ($= V/\sqrt{R'(h_1-h_2)} \cdot \epsilon$ 、 V はロール周速、 R' は偏平ロール半径)、 ϵ_0 は基準対数ひずみ速度 ($= 6.0(s^{-1})$)、 T は材料温度 ($^{\circ}\text{C}$) である。なお、 m, n は 1050 の場合式 (2)、(3) で、3003 の場合式 (2)', (3)' で、5052 の場合式 (2)'', (3)'' で与えられる。また、本式の適用範囲は $T=200 \sim 400 (^{\circ}\text{C})$ 、 $\epsilon=0 \sim 0.69$ 、 $\epsilon=1 \sim 34 (s^{-1})$ である。

$$m = 3.723 \times 10^{-6} \times T^2 - 1.433 \times 10^{-2} \quad (2)$$

$$\times T + 0.1324$$

$$m = 3.279 \times 10^{-6} \times T^2 - 1.180 \times 10^{-2} \quad (2)'$$

$$\times T + 0.1249$$

$$m = 1.429 \times 10^{-4} \times T - 0.0223 \quad (2)''$$

$$n = 1.149 \quad (3)$$

$$n = 2.508 \times 10^{-6} \times T^2 - 1.792 \times 10^{-2} \quad (3)'$$

$$\times T + 1.371$$

$$n = -8.4 \times 10^{-4} \times T + 1.2562 \quad (3)''$$

3.2 平均変形抵抗算出上の留意事項

Fig. 2 に 1050 の圧延油使用の場合の圧延荷重を示す。図中の実線は Orowan 理論による計算値である。ただし、平均変形抵抗は式(1)とし、式(1)の材料温度は入側実測温度を与えている。また、摩擦係数は後述の式(5)

Fig. 2 Experimental and calculated values of rolling force P. (1050).

を与えている。実測値と比較すると計算値は約40%過小である。この理由は平均変形抵抗の算出について、次の2点に問題があるためと考えられた。

(1) 平均変形抵抗を計算する際、使用した入側温度が圧延中の接触弧平均温度より高く、平均変形抵抗を過小評価している。

これを確認するため、以下の測定をした。まず、Fig. 3 に示すように圧延前および後の板温度 $T_A, T_B (^{\circ}\text{C})$ 、測温からロール入およびロール出から測温までの時間 A, B sec を測定した。そして、別の実験で求めておいた空冷曲線を用いて空冷温度降下を推定し、ロール・ギャップ入側および出側温度 $T_i, T_o (^{\circ}\text{C})$ を求めた。さらに、それよりロール・ギャップでの降下温度を求めた。結果を Fig. 4 に示す。降下温度は $130 \sim 220 (^{\circ}\text{C})$ と非常に大きく、これを無視して平均変形抵抗を計算すると50%以上の誤差を生ずる。本報では以後、圧延中の材料温度としては、前述の方法でロール・ギャップ入側および出側の温度を求め、その平均値を用いる。

(2) 同じ材質といっても平均変形抵抗は許容値内の成分のばらつきや製造履歴の差によって10%以上の差がある⁴⁾。

この問題に対しては以下の方で対処する。カム・プラストメータで用いた変形抵抗測定用試験材（以下基準材）と圧延試験供試材の平均変形抵抗の差を以下の方法で確認し、式(1)に補正係数 Z を乗ずることにした。

基準材は 12 mm の熱間圧延上り材であるが、圧延供

Fig. 3 Schematic diagram of measuring temperature (T_A and T_B) and time (A and B).

Fig. 4 Relation between temperature fall during rolling Td and reduction in thickness r.

Fig. 5 Schematic diagram of specimens used in compression tests using a drop hammer.

試材は冷間圧延上り材である。そこで、Fig. 5 のごとき積み重ね試験片を作り落槌式衝撃試験機で圧縮し、圧下率—平均変形抵抗曲線を作成し、式(4)より補正係数 Z を求めた。なお、式(4)において、圧下率は圧延実験における圧下率10~60%のほぼ平均値40%を用いた。結果を Table 4 に示す。 Z の範囲は0.85~1.05であり、この補正が必要であることがわかる。実ラインの計算機制御ではこの補正は材料ロット間の適応制御という手段によって可能である⁵⁾。

$$Z = \frac{\text{圧下率40\%における圧延供試材平均変形抵抗}}{\text{圧下率40\%における基準材平均変形抵抗}} \quad (4)$$

以上に述べた(1)および(2)の留意事項により、Fig. 2 に示すように圧延荷重の計算値と実測値はほぼ一致した。

3.3 摩擦状態の確認および摩擦係数の数式化

テストミル実験結果を整理して Fig. 6~8 に示す。Fig. 6~8-(A)は(圧延荷重の実測値から計算した平均圧延圧力)/(平均変形抵抗)の値を、Fig. 6~8-(B)には先進率の実測値を示す。実線はOrowan 理論計算値である。以上の図より、摩擦状態の確認が可能であり、さらに荷重法、先進法による摩擦係数を求めることができる。摩擦状態については以下の事項が明らかである。

(1) 無潤滑のときは固着摩擦状態であると考えられる。

(2) 圧延油を用いた1050, 5052の場合は摩擦係数が0.05~0.64ですべり~混合摩擦状態であると考えられ

Fig. 6 Relation between mean rolling pressure/-mean flow stress, forward slip and reduction in thickness (1050).

る。

(3) 圧延油を用いた3003の場合は圧下率30%以上で先進率が負となり、低摩擦状態と推定される。

つぎに、圧延油使用の場合について荷重法および先進法より求めた摩擦係数を Fig. 9 に示す。ただし、圧下率20%以下では誤差が大きいこと、実ラインでは通常圧下率が20%以上であることを考慮して、図では圧下率が20%以上の場合に限って示している。また、先進法では先進率が負の場合は摩擦係数が算出できないので、この場合は先進率が0の摩擦係数で代用した。本報では、摩擦係数は図の実線を数式化して用いる。1050の場合を式(5)に、3003の場合を式(5)'に、5052の場合を式(5)''に示す。式の適用範囲は $0.6 \geq r \geq 0.2$ である。

$$\mu = 12.78 \times r^3 - 12.36 \times r^2 + 3.916 \times r - 0.3122 \quad (5)$$

$$\mu = 0.07 \quad (5)'$$

Table 4 Correction parameter Z

Material	Thickness × Diameter × Numbers of specimen (mm × mm)	Temperature during compression test (°C)	Mean flow stress at reduction 40% (kgf · mm ⁻²)	Correction parameter Z (—)
1050	12.0 × 8.0 × 1	250	7.6	1.0 (base)
	2.0 × 8.0 × 6	250	6.5	0.85
3003	12.0 × 8.0 × 1	240	10.7	1.0 (base)
	2.0 × 8.0 × 6	240	10.0	0.93
5052	12.0 × 8.0 × 1	190	20.0	1.0 (base)
	1.5 × 8.0 × 8	190	21.0	1.05

Fig. 7 Relation between mean rolling pressure/mean flow stress, forward slip and reduction in thickness (3003).

Fig. 8 Relation between mean rolling pressure/mean flow stress, forward slip and reduction in thickness (5052).

$$\mu = 1.67 \times r^3 + 4.00 \times r^2 - 2.02$$

$$\times r + 0.3300$$

(5)''

なお、無潤滑のときはいずれの材質に対しても固着摩

Fig. 9 Relation between friction coefficient μ and reduction in thickness r .

Fig. 10 Comparison of experimental and calculated values of rolling force.

擦とし、摩擦係数は0.64とした。

3.4 圧延荷重と先進率の計算精度

先に述べたテストミル実験について、Orowan 理論で圧延荷重と先進率を計算し、実測値と比較する。ただし、平均変形抵抗と摩擦係数は前節までに述べた算出方法および数式を用いる。結果を Fig. 10, 11 に示す。圧延荷重については、計算値は実測値の-2~-20%である。また、先進率については絶対値でみて、計算値は実測値の-2~+1%である。ただし、先進率が負の場合は評価対象から除外している。実ラインでもまれに先進率が負になる場合があるが、これに対しては対象を限った実験式で対処するのがよいと考える。

Fig. 11 Comparison of experimental and calculated values of forward slip.

さて、実ラインにおいては、圧延荷重の計算精度は、コイル先端部の板厚精度に影響する。この観点から $\pm 5\sim 10\%$ 程度の精度が要求される。本報の結果 $-2\sim -20\%$ は、前コイルの圧延実績を次コイルへ反映させる学習機能の採用により、 $\pm 10\%$ 以下になると考えられ、ひとまず満足できる結果である。また、先進率については、その計算精度が悪いと実ラインではコイル先端部噛込時の過大張力や板たるみの原因となる。同材質、同寸法、同条件の圧延でもその時点での圧延油の状態等により、先進率は絶対値で $\pm 2\%$ 程度変化することはしばしばである。その場合でも支障なく圧延が可能であることを考えると本報の計算精度 $-2\sim +1\%$ はひとまず満足できる結果である。

以上により、平均変形抵抗、摩擦係数を正しく与えればアルミニウム熱間圧延にも Orowan 理論が適用可能で

あることが確認された。ところで、実ラインでは平均変形抵抗式、摩擦係数式も実用に即したものが要求され、得られる計算精度も本報とは異なると予想される。これについては次の機会に報告する。

4. 結 論

本報では、Orowan 理論の適用可否を判定するため、テストミルで実験を行い、摩擦状態の確認、圧延荷重と先進率がどの程度の精度で計算できるかの確認を行った。その過程で、圧延理論適用上の問題点を明らかにした。得られた結果は以下のようである。

(1) アルミニウムの熱間圧延では圧延油を用いた場合はすべりないし、混合摩擦が、無潤滑の場合は固着摩擦が実現される。

(2) 圧延理論適用上の問題点としては、平均変形抵抗の計算に際して、圧延中の温度降下が大きいのでその考慮が必要であること、また、圧延材毎の成分、製造履歴のばらつきを考慮する必要があることを明らかにした。

(3) (2)を考慮すれば Orowan 理論でテストミルの実験結果に対しては一応満足しうる精度で圧延荷重と先進率を計算することができる。

参 考 文 献

- 1) 例えば、尾崎太郎、田宮進：R & D 神戸製鋼技報，26-1 (1976)，62.
- 2) Orowan, E : *Proc. Instn. Mech. Engr.*, 150-4 (1943), 140.
- 3) 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，23-252 (1982-1)，63.
- 4) 千田憲雄，木村紘，馬場義雄：住友軽金属技報，19-1 (1978)，3.
- 5) 横井玉雄，美坂佳助：塑性と加工，16-168 (1975)，10.