

論 文

UDC 621.771.22 : 62-52 : 681.3

分塊パススケジュール計算数式モデル

横井 玉雄*・美坂 佳助*²・吉原佳久次*³

Calculation Model for Pass Schedules of Slabbing Mills

Tamao YOKOI, Yoshisuke MISAKA, and Kakuji YOSHIWARA

Synopsis:

Mathematical models which are necessary to construct the pass schedule of slabbing mills are proposed. The results of this research are summarized as follows;

(1) The equations are introduced by which the rolling force and rolling torque in the horizontal and vertical slabbing mills and the edging mill of hot strip mill are predicted.

(2) The calculation method of the thickness reduction to give the predetermined rolling force or rolling torque without iteration is introduced.

(3) The pass schedule appropriate either for high yield or high production is selectable according to the situation in the present system.

(4) The adaptive calculation method to adjust deformation resistance of rolled material using the ratio of z (=actual rolling force/calculated rolling force) is developed.

These models have been applied to the slabbing mill computer control system of the Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Ind., Ltd. and the results are satisfactory.

1. 緒 言

スラブ用分塊圧延機は通常一対の水平ミル (Hミル) と垂直ミル (Vミル) により構成され、10数パスの可逆圧延により鋼塊からスラブが製造されるが、この断面減少をどのように進めるかについて、またこれを実現する各ミルの圧下位置をどのように定めるべきかについて定性的には検討されているものの、具体的計算法が確立しているとはいえないと思われる。

そのような計算法の確立のためには、まず圧延荷重・圧延トルクを正確に予測する必要がある。水平ミルの圧延範囲の圧延荷重の予測については、ピーニング効果を考慮した圧延荷重計算法が多くの研究者により提案され、実験値との比較もなされているもの¹⁾²⁾、垂直ミルの圧延範囲の圧延荷重については、その測定例も皆無に近く、ピーニング効果のみを考慮した計算法をそのまま外挿して実荷重と一致するか否か未確認であり、おそらく板幅比 (板幅/板厚) が1以下、しかも0.1近くになることからその影響は大きいと想像される。圧延トルク

についても同様な考慮が必要であろう。さらに、パススケジュール計算に際しては所定の圧延荷重・圧延トルクが与えられたときに圧下量が求まる計算法が必要となる。一方、断面減少の進め方そのものについては、分塊歩留りを劣化させる最大の原因である材料トップ、ボトムフィッシュテールの形状を極力少なくしうる圧下パターンの選定が必要であり、一言でいえば垂直ミルによる鋼塊の幅方向の圧延をなるべく後半パスに負担させればよいと提案されている³⁾。しかし、これを実現する具体的計算法が確立しているとはいえない。

本報告では、まず実際の生産機械 (ユニバーサルミル) における水平ミル・垂直ミルの圧延荷重の測定と、種々のピーニング効果を考慮した計算式による計算値と実測値の比較検討にもとづいて、ホットストリップミルにおけるエッジングミルの圧延範囲をも包含する、板幅比の影響を考慮した圧延荷重式を提案する。つぎに、所定の圧延荷重・圧延トルクが与えられたときに収束計算なしに圧下量が求まる圧下量計算方法を導く。さらに、圧延歩留りと圧延能率のいずれをも満足できるパススケ

昭和52年4月本会講演大会にて発表 昭和56年3月18日受付 (Received Mar. 18, 1981)

* 住友金属工業(株)中央技術研究所 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagahondori Amagasaki 660)

*² 住友金属工業(株)中央技術研究所 工博 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*³ 住友金属工業(株)鹿島製鉄所 (Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

ジュール計算方法について検討する。

2. 圧延荷重の推定

2.1 分塊ミルの圧延荷重の測定

対象とする鋼塊は 800~200 mm 厚 × 1 000~1 800 mm 幅で、炭素含有量が 0.06~0.08% の低炭素鋼である。鋼塊は均熱炉にて 1 300°C 加熱した後、120~180 s 後に圧延される。Fig. 1 は鋼塊中央と表面の計算温度および圧延完了時の実測表面温度の一例を示す。これより圧延中の表面温度の変化は最大でも 40°C であり、したがって平均温度の変化は 5°C 以内で変形抵抗におよぼす影響は 1% 以内であるので計算に用いる材料平均温度は一定とする。また、鋼塊の平均温度として、中心と表面温度の加算平均として 1 180°C を用いた。Fig. 2 はロードセルによる測定例であるが、これより判断して圧延初期パスは鋼塊表面形状がテーパをなしている影響が圧

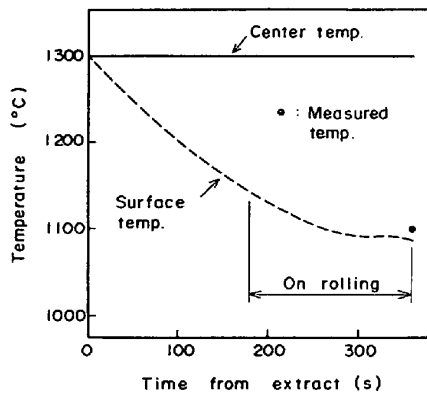
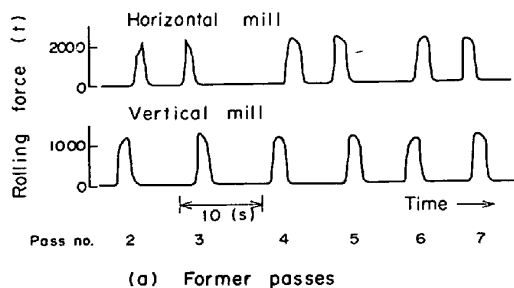
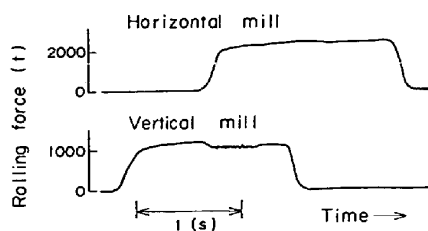


Fig. 1. Temperature drop of material. (Ingot 850^H × 1430^W, Slab 230^H × 1150^W)



(a) Former passes



(b) Later pass

Fig. 2. Example of rolling force measurement of slabbing mill.

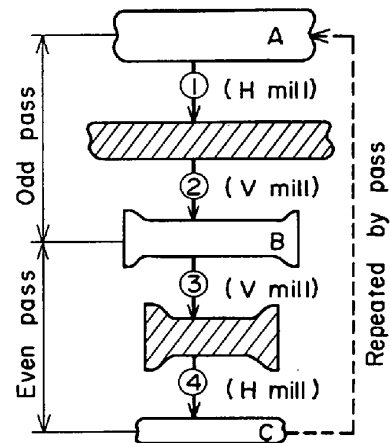


Fig. 3. Change of cross section of material during universal mill rolling.

延荷重にも表れており、圧延中の荷重変動が大きいので本解析データより除外することとした。圧延後半パスは材料長が長くなるため、水平ミル・垂直ミルで同時に材料が圧延される連続圧延となり、圧延荷重に対する材料内の張力の影響を無視しえない。すなわち、Fig. 2(b)のごとく水平ミルの圧延荷重には変動が表れないが、垂直ミルの変動は約 3~5% におよぶ。したがって、測定値としては垂直ミル・水平ミルともに材料かみ込み直後または直前の単独圧延時のデータを採用することとする。ユニバーサルミルの各パスの圧延状態を Fig. 3] に示す。垂直ミルについて考えれば、偶パスにおいては垂直ミル②で幅圧延された後に再度垂直ミル③にて幅圧延されるため、②および③の垂直ミルのロール開度から容易に圧下量が計算できるが、奇パスの場合、垂直ミル③の圧延後に 2 回の水平ミルによる圧延④①があり、その場合の幅拡がり量を考慮した入口幅を用いないと奇パスの垂直ミル圧下量を算定しえない。水平ミルについても同様なことが生じる。したがって、解析のためには垂直ミルについては偶パスのみのデータを、水平ミルについては奇パスのみのデータを用いることとする。

2.2 ホットストリップミルにおける粗列エッジングミルの圧延荷重の測定

同様なエッジングミルとして、ホットストリップミルの粗列エッジングミルがあり、著者の一人が測定した測定結果を分塊ミルのデータと合わせて解析する⁷⁾。鋼片は分塊ミルのデータとほぼ同程度の炭素含有量 0.05~0.07% の低炭素鋼であり、圧延機の条件・圧延条件は分塊ミルと合わせて Table 1 に示す。材料温度は加熱炉出口よりの伝熱計算による計算温度を用い、この計算モデルは粗ロール出側の温度計による測定値と一致するように修正する。エッジングミルの圧下量はエッジングミ

Table 1. Rolling data range and mill condition of slabbing mill and hot strip edging mill.

	Hot strip mill		Slabbing mill	
	Vertical roll	Vertical roll	Vertical roll	Horizontal roll
Thickness, H (mm)	829 ~ 1589	884 ~ 1939	177 ~ 745	
Width, W (mm)	82 ~ 111	218 ~ 767	858 ~ 1936	
W/H	0.06 ~ 0.12	0.15 ~ 0.73	1.48 ~ 7.88	
Roll diameter, D (mm)	817	1004	1322	
Roll revolution, N (rpm)	32.4	40 ~ 76	35 ~ 70	
Rolling temperature, T (°C)	1100 ~ 1200	1180	1180	

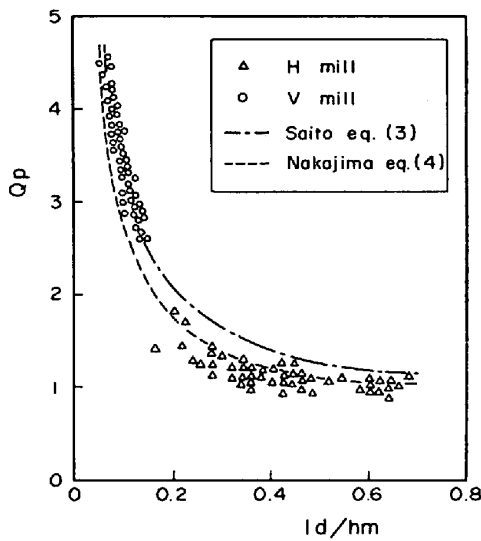


Fig. 4. Dependence of observed rolling force function (Q_p) on ld/h_m in slabbing mills.

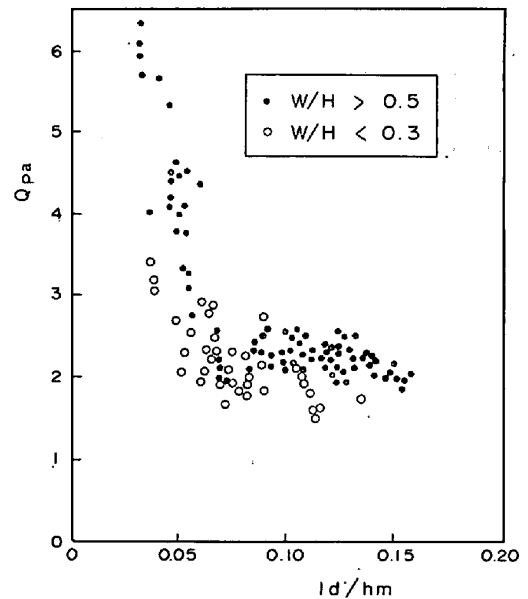


Fig. 5. Dependence of observed rolling force function (Q_{pa}) of vertical slabbing mill on ld/h_m .

ル直前の幅計による計測値 (入口厚) とエッジングミルのゲージメータ厚 (出口厚) の差より求めた。

2.3 実験結果

圧延荷重式は垂直ミルにおけるエッジング圧延においても (1) 式が成立つと考える。

$$P = 1.15 \cdot Kf_m \cdot ld \cdot W \cdot Q_p \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$ld = \sqrt{R \cdot (H - h)}$$

(1) 式の Kf_m に美坂らの式⁴⁾を用いる。(Appendix 参照) ここで、(1) 式の Q_p 算出式は種々の研究者により提案されているが¹⁾²⁾、まず実測データより (2) 式を用いて計算した Q_{pa} と ld/h_m との関係を調べる。

$$Q_{pa} = \frac{P_a}{1.15 \cdot Kf_m \cdot ld \cdot W} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$h_m = \frac{H + 2 \cdot h}{3}$$

Q_{pa} と ld/h_m の関係を水平ミル・垂直ミル合わせて図示したものが Fig. 4 であり、ここで斉藤の式¹⁾は (3) 式、中島の式²⁾は (4) 式である。

$$Q_p = \frac{1}{4} \left(\pi + \frac{h_m}{ld} \right) \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$Q_p = 0.25 \cdot \frac{ld}{h_m} + 0.21 \cdot \frac{h_m}{ld} + 0.6 \quad \dots\dots\dots (4)$$

水平ミルについては中島の式が、垂直ミルについては斉藤の式が実測値とよく一致するといえる。

つぎに、板幅比 W/H (板幅/板厚) の影響を検討する。水平ミルにおいて少なくとも $W/H > 3$ では Fig. 6 からわかるごとく Q_{pa} に対する W/H の影響は認められない。垂直ミルの板幅比 W/H の影響を Fig. 5 に示すが、 $W/H > 0.5$ から $W/H < 0.3$ と板幅比 W/H が小になるほど Q_{pa} も小になる傾向がある。

すなわち、 W/H が小さいほど圧延中の板幅端の2次元変形からのずれの影響が大きくなるためと考えられる。したがって、 Q_p 計算式を板幅比 W/H の項と ld/h_m の項の積として (5) 式のごとく定式化し、定数 $B_0 \sim$

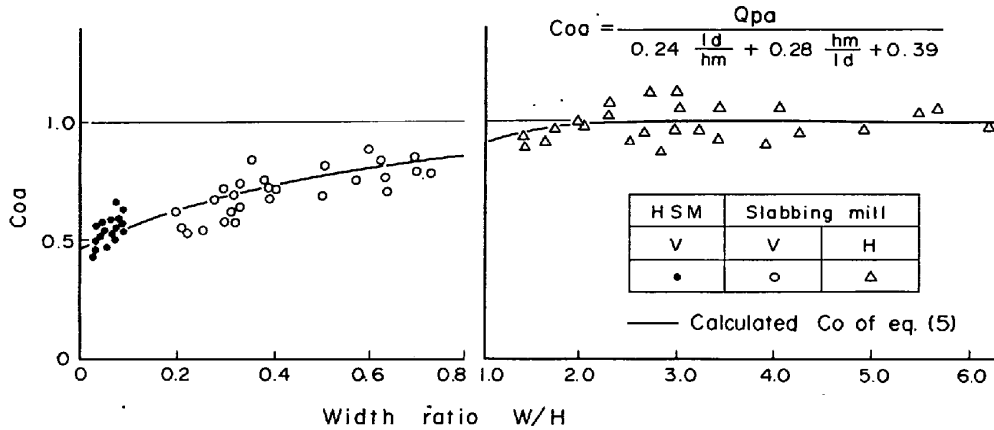


Fig. 6. Relationship between multiplying factor C_{0a} of eq. (5) and width ratio W/H .

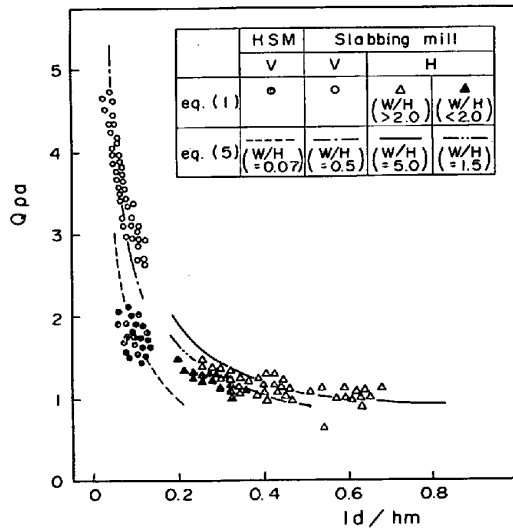


Fig. 7. Comparison between calculated and observed rolling force function (Q_{pa}) in the slabbing mills and HSM.

B_4 を(2)式と(5)式の差の二乗和が最小になるごとく定めた.

$$Q_p = C_0 \cdot (B_2 \cdot \frac{ld}{h_m} + B_3 \cdot \frac{h_m}{ld} + B_4) \dots (5)$$

$$C_0 = 1 - B_0 \cdot e^{B_1 \cdot W/H}$$

$$B_0 = 0.53$$

$$B_1 = -1.66$$

$$B_2 = 0.24$$

$$B_3 = 0.28$$

$$B_4 = 0.39$$

Fig. 6 に C_{0a} ($= Q_{pa} / (0.24 \cdot ld/h_m + 0.28 \cdot h_m/ld + 0.39)$) と板幅比 W/H の関係を示す. これより, $W/H < 3$ で $C_{0a} < 1.0$ となり, さらにホットストリップミル (HSM) のエッジングミルの領域 ($W/H = 0.06 \sim 0.12$) では $0.5 \sim 0.6$ となる.

すなわち, 板幅比 W/H の影響を考慮する必要がある

領域は $W/H < 3$ である.

Fig. 7 に(2)式で計算した Q_{pa} の値と ld/h_m の関係を示す. 図中実線はそれぞれのミルでの代表的板幅比 W/H を用いて計算した(5)式の値を示す. このように大幅に板幅比が異なるミルの圧延荷重でも精度よく表すことが可能になった.

(5)式の Q_p を(1)式に代入して計算した荷重予測精度は分塊水平ミルで $\pm 15\%$ 以内, 分塊垂直ミル・ホットストリップミルのエッジングミルで $\pm 20\%$ 以内に収まる.

3. 圧延トルクの推定

分塊圧延の圧延トルク計算には, 圧延荷重にトルクアームを乗じて圧延トルクを求める方法が実用的である.

$$T_Q = 2 \cdot \lambda \cdot ld \cdot P \cdot 10^{-3} \dots (6)$$

圧延トルクの実測値 T_{Qa} は駆動モータの入力から(7)式を用いて求めたが, これはモータ入力損失なく圧延トルクになったと仮定したことになる. もちろん, 圧延中に加速し, 加速電流を生じた場合のデータは除外した.

$$T_{Qa} = 0.975 \cdot \frac{H_p}{N} \dots (6)$$

この実測圧延トルクを(6)式に代入することにより, トルクアーム係数 (λ_a) を逆算し, λ_a の値と入口厚 H (垂直ミルについては入口幅) の関係を Fig. 8 に示す. これより, トルクアーム係数 λ は $300 \sim 2000$ mm 厚の範囲で一定値であること, かつ水平ミル・垂直ミルではほぼ同一の値を示すことがわかる.

4. 圧下量算出式の誘導

圧下量が既知の場合に(1)式から圧延荷重を計算することは容易であるが, その逆の操作は収束計算を必要とし, オンライン制御に用いるには不適當である. 著者ら

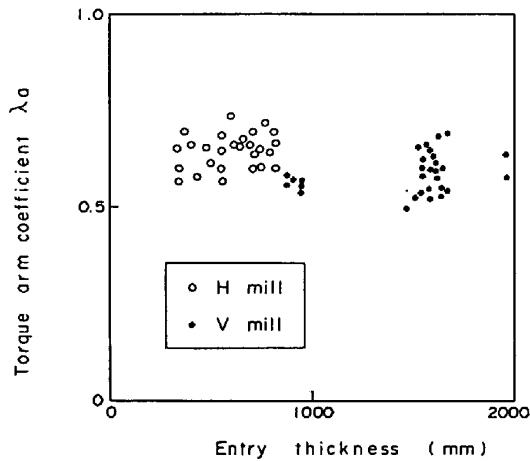


Fig. 8. Relationship between torque arm coefficient and entry thickness.

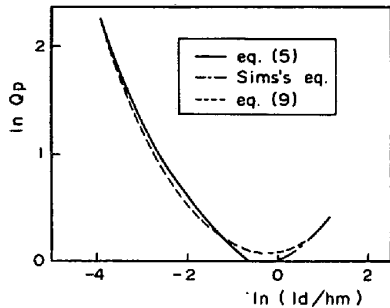


Fig. 9. Accuracy of rolling force function of eq. (9) compared with eq. (5) and Sims' s eq.

は厚板圧延について所定の荷重を実現するような圧下量を求めるのに収束計算を必要としない数式を以前に導いているが⁵⁾、それと同様な考え方をを用いて分塊圧延にも適用可能な式を導く。まず、(1)式の両辺の対数をとつて(8)式のごとく展開し、右辺が圧下率の対数 (ln r) の多項式になるように数式化する。

$$\ln P = \ln 1.15 + \ln Kf_m + \ln ld + \ln W + \ln Q_p \dots \dots \dots (8)$$

ここで、 $\ln Kf_m$ 、 $\ln ld$ の $\ln r$ による展開は Appendix に示す。圧下力係数として $ld/h_m > 1$ のときは SIMS の式⁶⁾を用い、 $ld/h_m < 1$ のときは(5)式を用いると $\ln Q_p$ と $\ln (ld/h_m)$ の関係は Fig. 9 の実線および一点鎖線のごとくなる。これより、 $\ln (ld/h_m)$ を用いて2次式の形で $\ln Q_p$ が近似可能であることがわかる。したがつて、(9)式のごとく定式化して、係数 $A_0 \sim A_2$ を多重回帰により決定した。

$$\ln Q_p = \ln C_0 + A_0 + A_1 \cdot \ln\left(\frac{ld}{h_m}\right) + A_2 \cdot \left\{ \ln\left(\frac{ld}{h_m}\right) \right\}^2 \dots \dots \dots (9)$$

$$C_0 = 1 - 0.53 \cdot e^{-1.66 \cdot W/H}$$

$$A_0 = 0.091$$

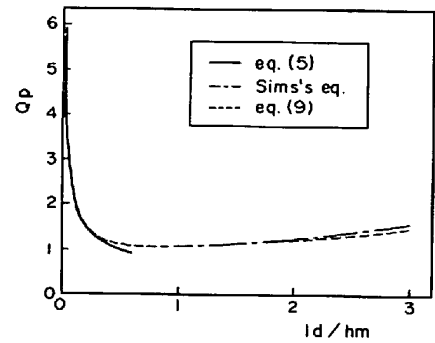


Fig. 10. Accuracy of rolling force function of eq. (9) compared with eq. (5) and Sims' s eq.

$$A_1 = 0.093$$

$$A_2 = 0.161$$

近似式の精度は Fig. 9, Fig. 10 の破線で表され、厳密解と近似解の誤差は6%以内に収まる。一方、分塊圧延のごとく圧下量に比べ、板厚が十分に大きい場合は $h_m = H$ と考えてよく、 $\ln(ld/h_m)$ は(10)式に変形できる。

$$\ln\left(\frac{ld}{h_m}\right) = \ln\left\{ \frac{\sqrt{R \cdot (H-h)}}{H} \right\}$$

$$= \frac{1}{2} \cdot \ln\left(\frac{R}{H}\right) + \frac{1}{2} \cdot \ln r \dots \dots \dots (10)$$

したがつて、(9)式は(11)式のごとく $\ln r$ の2次式となる。

$$\ln Q_p = \ln C_0 + A_0 + \frac{A_1}{2} \cdot \ln\left(\frac{R}{H}\right) + \frac{A_2}{4} \cdot \left\{ \ln\left(\frac{R}{H}\right) \right\}^2 + \frac{1}{2} \cdot \left\{ A_1 + A_2 \cdot \ln\left(\frac{R}{H}\right) \right\} \cdot \ln r + \frac{A_2}{4} (\ln r)^2 \dots (11)$$

以上を総合すると、 $\ln Kf_m$ は $\ln r$ の1次式、 $\ln ld$ は $\ln r$ の1次式、 $\ln Q_p$ は $\ln r$ の2次式で表現可能であるので、(8)式の $\ln P$ は $\ln r$ の2次式として(12)式のように表せる。

$$\ln P = a + b \cdot \ln r + c \cdot (\ln r)^2 \dots \dots \dots (12)$$

$$a = \ln(1.15 \cdot C_0) + K_1 + K_3 \cdot C\% + K_5 \cdot (C\%)^2 + \frac{K_2 + K_4 \cdot C\% + K_6 \cdot (C\%)^2}{T_k} + m \cdot \left\{ \ln\left(\frac{2\pi N}{60}\right) + \frac{1}{2} \cdot \ln\left(\frac{R}{H}\right) \right\} + n \cdot D_1 + \frac{1}{2} \cdot (\ln R + \ln H) + A_0 + \frac{A_1}{2} \cdot \ln\left(\frac{R}{H}\right) + \frac{A_2}{4} \cdot \left\{ \ln\left(\frac{R}{H}\right) \right\}^2 + \ln W$$

$$b = \frac{m+1}{2} + n \cdot D_2 + \frac{1}{2} \cdot \left\{ A_1 + A_2 \cdot \ln\left(\frac{R}{H}\right) \right\}$$

$$c = \frac{A_2}{4}$$

実現すべき圧延荷重と入口板厚が既知で圧下量 Δh を算出する数式は(12)式の解としての(13)式である。

$$r = e \left\{ -b + \frac{\sqrt{b^2 - 4 \cdot c \cdot (a - \ln P)}}{2 \cdot c} \right\} \dots \dots \dots (13)$$

一方、圧延トルク限界までの圧下量を各パス与えてパス回数の最小を期するパススケジュール計算には、所定の圧延トルクを実現する圧下量を求めることが不可欠である。これについても同様に(6)式の両辺の対数を取り、右辺 $\ln P$ の項に(12)式を代入することにより、(14)式を得る。

$$\begin{aligned} \ln T_Q &= \ln 2 + \ln \lambda + \frac{1}{2} \cdot (\ln R + \ln r \\ &+ \ln H) + \ln P + \ln 10^{-3} \\ &= \ln 2 + \ln \lambda + \frac{1}{2} \cdot (\ln R + \ln H) + a + \ln 10^{-3} \\ &+ \left(b + \frac{1}{2} \right) \cdot \ln r + c \cdot (\ln r)^2 \dots \dots \dots (14) \end{aligned}$$

(14)式も $\ln r$ の2次式であるから(15)式のごとく解き得る。

$$\Delta h = e \left\{ \frac{-b' + \sqrt{b'^2 - 4 \cdot c' \cdot (a' - \ln T_Q)}}{2 \cdot c'} \right\} \cdot H \dots \dots \dots (15)$$

$$a' = a + \ln 2 + \ln \lambda + \frac{1}{2} \cdot (\ln R + \ln H) + \ln 10^{-3}$$

$$b' = b + \frac{1}{2}$$

$$c' = c$$

5. パススケジュール計算法

5.1 基本的考え方

ユニバーサルミルで鋼塊を圧延する場合、鋼塊の幅・厚をおのおの圧延して所定のスラブ幅・厚を得るが、この圧延過程の決め方は無数にあり、それによりフィッシュテール・圧延能率が変化することはよく知られている。Fig. 11はFig. 3と同様、圧延される場合の材料の断面変化を示したものであり、Fig. 3のA、B、C断面はFig. 11のA、B、C点に対応する。したがって、鋼塊からスラブまで圧延する場合の各パスの材料断面を結ぶと1本の曲線ができ、これを「断面推移軌跡」と呼称することとする。各パスの断面推移軌跡をあらかじめ与え、これから逸脱しないように計算を進めることが著者らの提案するパススケジュール計算法の基本である。

Fig. 12にパススケジュール計算のフローチャートを示す。いま鋼塊の寸法およびスラブ寸法等の初期データが与えられると、これに応じて断面推移軌跡を計算する。まず最初に、フィッシュテール量を最小にする断面推移軌跡を選択する。つぎに、最大圧延荷重・圧延トルク・かみ込み量を与えて前述の数式を用いて実現可能な

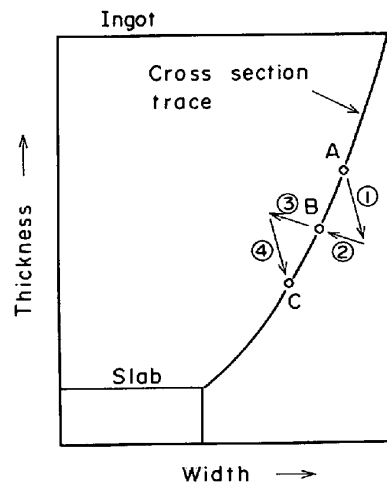


Fig. 11. Trace of cross section of material during rolling.

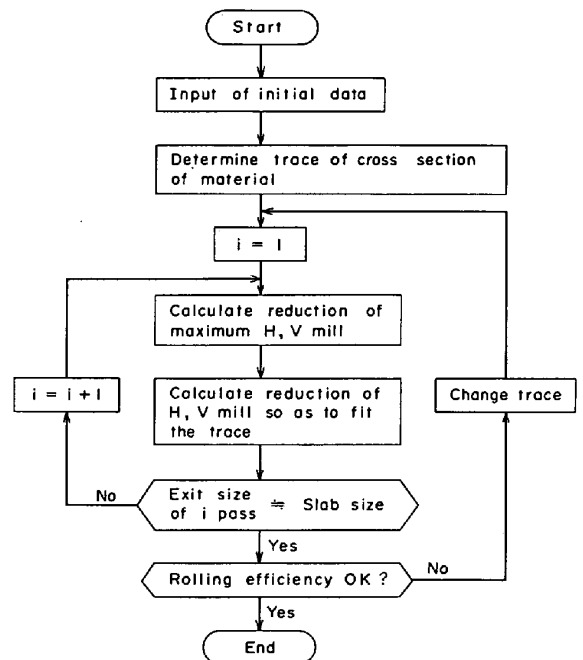


Fig. 12. Flow chart of pass schedule.

最大圧下量を水平ミル・垂直ミルともに算出する。ところが、水平および垂直ミルともに最大圧下量で圧延すると、圧延後の断面は必ずしも軌跡上に乗らない。そこで、水平もしくは垂直ミルのいずれかの圧下量を最大に保ち、他方のミルの圧下量を制限しながら軌跡に乗るように修正する。すなわち、いずれか一方のミルのみ最大能力で使用する。以上の手順でiパスの出口断面が求まると、この断面寸法がスラブ寸法になっているか否かを判断し、同一になるまでパス回数を増し、同様な計算を行う。

上記一連の計算が完了すると、つぎに圧延能率の目標値と比較し、圧延能率が目標どおりになるまで断面推移軌跡を変更する。一般に分塊圧延用ユニバーサルミルは

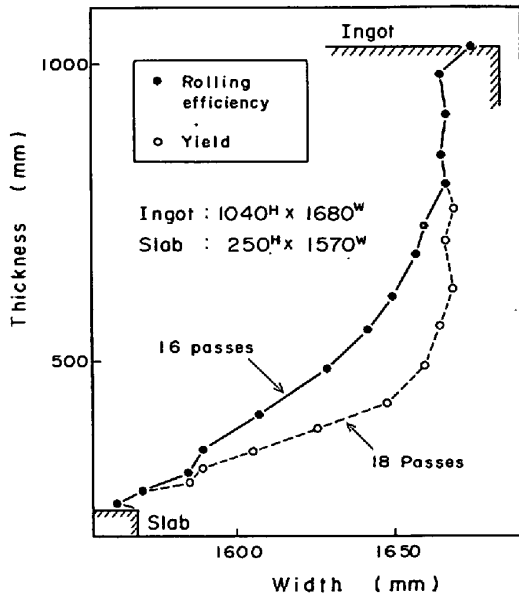


Fig. 13. Example of pass schedule calculation. (Change of trace of cross section)

水平ミルの能力に比べ、垂直ミルの能力が劣る。後半強圧下を行いフィッシュテール減少、すなわち歩留り向上を期すると垂直ミルの能力に制限される度合いが大きくなり、パス回数は増大する傾向になる。したがって、圧延能率を優先する場合は、鋼塊を立てて水平ミルで幅圧下を行うパスも考慮して前半パスで幅圧下を大きくする断面推移軌跡に変更する。

以上のパススケジュール計算法にのっとり、1040 mm 厚×1680 mm 幅鋼塊より 250 mm 厚×1570 mm 幅スラブに分塊圧延する場合の計算例を Fig. 13 に示す。この場合の各パスの最大圧延荷重・最大圧延トルク・かみ込み制限はつぎのとおりである。

	水平ミル	垂直ミル
かみ込み制限 (mm)	90	70
圧延荷重制限 (t)	2500	900
圧延トルク制限 (t-m)	654	173

歩留りを優先して幅圧下の開始を材料厚が薄くなつてから始めると図中白丸のごとく 18 パス、また幅圧下の開始を早めると図中黒丸のごとく 16 パスで圧延を完了できる。

5.2 鋼塊の均熱度を考慮したパススケジュール計算法

以上のごとく少なくとも一方のミルはつねにミル最大能力の圧延荷重・圧延トルクを負荷して、最小のパス回数で圧延を完了するパススケジュール計算法を開発した。しかし、実際の鋼塊は均熱炉ごとに熱的状态が異なる。したがって、つねに圧延機の最大能力で圧延するパススケジュールを作成するためには何らかの手段で鋼塊の熱的状态、すなわちパススケジュール計算で用いる場

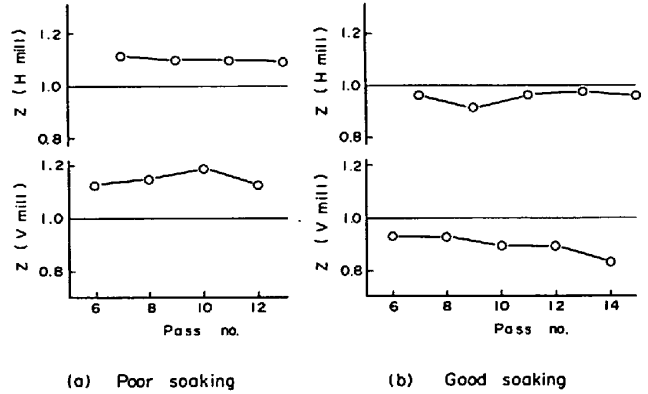


Fig. 14. Change of Z in a slab. (Z=measured rolling force/calculated rolling force)

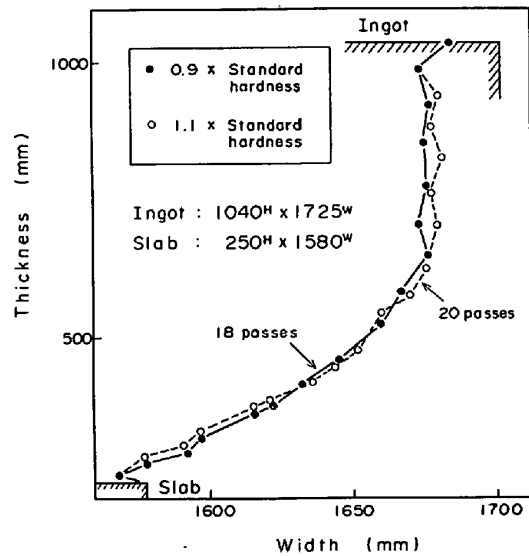


Fig. 15. Example of pass schedule calculation. (Change of material hardness)

合の材料の変形抵抗を認識する必要があるが、圧延荷重を用いてこの情報を得ることができる。Fig. 14 に鋼塊の熱的状态の大幅に異なる 2 ケースについてのパスごとの実測値と計算値の比 (以後 Z と称す) を示す。

これより、以下のことが結論される。

- (1) 水平ミルの Z が大きい場合は垂直ミルの Z も大きい。すなわち、両者の Z に正の相関がある。
- (2) 一鋼塊に限定すると圧延中の各パスごとの Z は一定値で推移する。
- (3) 水平ミルの Z の 1.0 からの変化量に対して、垂直ミルの Z の 1.0 からの変化量は若干大きい。すなわち、熱的状态の影響は水平ミルの Z より垂直ミルの Z に大きく表れる。

さらに、もうひとつの特長として、同一均熱炉で同様に加熱された鋼塊は同一の Z の値となることが通常認められる。

以上の特性を用いて、均熱炉抽出 1 本目の実測荷重と

計算荷重の比を用いて、次材も同様な誤差を生じるであろうとの仮定のもとに次材のパススケジュールを計算するフィードバック方法を採用する。Fig. 15 にそれぞれ変形抵抗が標準変形抵抗に比し、±10% 異なつた場合のパススケジュール計算例を示す。これより、断面推移軌跡は同一パターンを保つていてもパス回数が2パス変化することがわかる。

以上のごとく実測荷重と計算荷重の比をスラブごとに監視しつつ、次材のパススケジュール計算に反映するアダプティブフィードバック計算法が可能である。

6. 結 言

ユニバーサル圧延機のパススケジュール計算法を検討し、住友金属工業・鹿島製鉄所の分塊ミル計算機制御システムに適用し、十分なる成果を得た。

なお、本研究により、つぎに示す結果が得られた。

(1) 板幅比の影響をも考慮した $ld/h_m < 1$ の範囲での圧下力係数 (Q_p) の実験式を提示し、分塊ミルにおける水平・垂直ミルのみならず、ホットストリップミルにおけるエッジングミルの圧延荷重の予測も行いうる圧延荷重式を導いた。

(2) 所定の圧延荷重・圧延トルクを実現する圧下量の直接算出式を導いた。

(3) ユニバーサル分塊圧延機におけるパススケジュール計算法において「断面推移軌跡」の考え方を導入し、歩留り優先・圧延能率優先のパススケジュールが容易に実現できるパススケジュール計算法を開発した。

(4) 鋼塊の熱的状態を実測荷重と計算荷重の比 (Z) で把握し、次材以後のパススケジュール計算に反映するアダプティブフィードバック計算方式を開発した。

Appendix

1. $\ln ld$ の誘導

$$\ln ld = \ln \sqrt{R \cdot \Delta h} = \ln \sqrt{R \cdot r \cdot H}$$

$$= \frac{1}{2} \cdot \ln R + \frac{1}{2} \cdot \ln r + \frac{1}{2} \cdot \ln H \dots \dots \dots (A1)$$

したがって、 $\ln ld$ は $\ln r$ の1次式で表せる。

2. $\ln Kf_m$ の誘導

Kf_m は (A2) 式のごとく表せる。

$$Kf_m = e^{\left\{ K_1 + K_3 \cdot C\% + K_5 \cdot (C\%)^2 + \frac{K_2 + K_4 \cdot C\% + K_6 \cdot (C\%)^2}{T_K} \right\}}$$

$$\times \dot{\epsilon}^m \times \epsilon^n \dots \dots \dots (A2)$$

ここで $\dot{\epsilon}$ 、 ϵ は (A3)、(A4) 式のごとく表せる。

$$\dot{\epsilon} = \frac{2\pi N}{60} \cdot \sqrt{\frac{R}{h}} \cdot r \dots \dots \dots (A3)$$

$$\epsilon = \ln \left(\frac{H}{h} \right) \dots \dots \dots (A4)$$

(A3)、(A4) 式を (A2) 式に代入し、両辺の対数をとると (A5) 式を得る。

$$\ln Kf_m = K_1 + K_3 \cdot C\% + K_5 \cdot (C\%)^2$$

$$+ \frac{K_2 + K_4 \cdot C\% + K_6 \cdot (C\%)^2}{T_K}$$

$$+ m \cdot \left\{ \ln \left(\frac{2\pi N}{60} \right) + \frac{1}{2} \cdot \ln \left(\frac{R}{h} \right) + \frac{1}{2} \ln r \right\}$$

$$+ n \cdot \left[\ln \left\{ \ln \left(\frac{H}{h} \right) \right\} \right] \dots \dots \dots (A5)$$

ここで分塊圧延の範囲では $R/h = R/H$ 、かつ (A6) 式の関係代入すると、(A5) 式は (A7) 式のごとく $\ln r$ の1次式で表される。

$$\ln \left\{ \ln \left(\frac{H}{h} \right) \right\} = \ln \left\{ \ln \left(\frac{1}{1-r} \right) \right\}$$

$$= D_1 + D_2 \cdot \ln r \dots \dots \dots (A6)$$

ただし、 $r = 0.01 \sim 0.2$ で ±3% の精度である。

したがって、 $\ln Kf_m$ は (A7) 式となる。

$$n Kf_m = d_1 + d_2 \cdot \ln r \dots \dots \dots (A7)$$

$$d_1 = K_1 + K_3 \cdot C\% + K_5 \cdot (C\%)^2$$

$$+ \frac{K_2 + K_4 \cdot C\% + K_6 \cdot (C\%)^2}{T_K}$$

$$+ m \cdot \ln \left(\frac{2\pi N}{60} \right) + \frac{1}{2} \cdot \ln \left(\frac{R}{H} \right) + D_1$$

$$d_2 = \frac{m}{2} + D_2$$

ここで $K_1 \sim K_6$ 、 m 、 n 、 D_1 、 D_2 は下記の定数である。

$K_1 = 0.126$	$K_2 = 2851$	$K_3 = -1.75$
$K_4 = 2968$	$K_5 = 0.594$	$K_6 = -1120$
$m = 0.13$	$n = 0.21$	$D_1 = 0.375$
$D_2 = 1.139$		

記 号

- P : 圧延荷重 (kg)
- Kf_m : 平均変形抵抗 (kg/mm²)
- R : ロール半径 (mm)
- H : 入口板厚 (mm)
- h : 出口板厚 (mm)
- W : 板幅 (mm)
- Q_p : 圧下力係数 (—)
- r : 圧下率 (慣用歪み) (—)
- ld : 接触弧長 (mm)
- h_m : 平均板厚 ($= (H + 2 \cdot h) / 3$) (mm)
- T_Q : 圧延トルク (t-m)
- λ : トルクアーム係数 (—)
- T_K : 圧延温度 (°K)
- $\dot{\epsilon}$: 歪み速度 (1/s)
- ϵ : 圧下率 (対数歪み) (—)
- N : ロール回転数 (rpm)
- $C\%$: 炭素含有量 (%)

H_p : 圧延動力 (kW)

Δh : 圧下量 ($=H-h$) (mm)

添字 a : 実測値を表す

添字 c : 計算値を表す

文 献

- 1) 齊藤好弘: 塑性と加工, 11 (1970) 117, p. 736
- 2) 中島浩衛, 渡辺和夫: 第 19 回塑性加工連合講演会講演論文集 (1968), p. 201
- 3) 生嶋栄次, 平沢猛志, 中内一郎, 摂待吉雄, 山岸 静直: 日本鋼管技報, (1975) 64, p. 147
- 4) 美坂佳助, 吉本友吉: 塑性と加工, 8 (1967) 79, p. 414
- 5) 横井玉雄, 美坂佳助: 塑性と加工, 16 (1975) 68, p. 10
- 6) R. B. SIMS: Proc. Inst. Mech. Eng., 168 (1954) 191
- 7) 芝原 隆, 美坂佳助, 河野輝雄, 山口道広, 高力満, 竹本 裕: 第 30 回塑性加工連合講演会講演論文集 (1979), p. 17