

半連続式と同じミル配列の熱間圧延設備における スラブの温度変化, 圧延動力および圧延能力の検討

八 田 夏 夫*・小 門 純 一*

Examination of Slab Temperature Change, Rolling Power and Rolling Capacity in a Hot Strip Mill with Mill Arrangement Equivalent to Semi Continuous Type

Natsuo HATTA and Jun-ichi KOKADO

Synopsis :

A mathematical model is proposed for the mill arrangement equivalent to semi continuous type in a hot strip mill. The rolling schedule is arranged so that a slab is rolled from 230 mm into 60 mm in bar thickness by reversibly three passes roughing and 60 mm into 1.2 mm, 2.0 mm and 2.5 mm in final thickness by seven passes finishing. The possibility of rolling in this case is analytically examined in due consideration of slab weight, temperature change, rolling power, rolling capacity and rolling speed. As a result, the rolling of the comparably heavy slab with 30 t/m in unit weight is enabled, and the temperature condition is sufficiently fulfilled. The length of the rolling mill line can be geometrically shortened very much in comparison with the case of other type hot strip mill.

1. 緒 言

世界のホットストリップミル設備の合計基数は133基あり, ミル型式によつて分けると, 連続式が69基, 半連続式が64基となつている¹⁾。わが国の場合, 現在21基のホットストリップミルが稼動しており, その内訳は9基が半連続式, 10基が全連続式および2基がスリクオーターとも呼ばれている準連続式である。さて, ミル型式の推移を歴史的に見ると, 半連続式のほとんどは昭和37年以前に建設されたものであり, その後, スラブ単重の増大や圧延速度の高速化による生産性の向上および最終圧延温度の確保によるホットコイルの機械的性質の安定を計るために全連続式あるいは準連続式へと設備の形態が変化してきた。事実, 最近半連続式熱間圧延設備は建設されていない。

しかし, 半連続式設備は圧延ライン全長が短く, 圧延機のレイアウトも単純化されており, このことはこの設備の大きな利点である。しかし, その反面, 加熱炉におけるスラブ温度を許容最大にしても, ある値以上の単重のスラブの圧延が最終圧延温度確保という点で不可能と

なり, 圧延能力の面でも, また加熱温度を高くしなければならぬので, 省エネルギー的な面でも, 全連続式や準連続式の設備に比べて劣る。したがつて, この半連続式設備の改造を示唆する報告もなされている²⁾³⁾。

さて, 半連続式設備におけるスラブの圧延工程はリバース式粗圧延機1基で, 普通5パスの往復圧延で所定のバー厚にして後, 6~7基からなるタンデム式仕上げ圧延機群に搬送され, 目的とする仕上げ板厚に加工される。この設備の圧延能力の低い理由の一つは, リバース式粗圧延機で5パスさせるために, 先のスラブの粗圧延が完了し, つぎのスラブが圧延に入るまでの所要時間が極めて長いことに起因すると考えられる。また, この所要時間が長いことは, この間のスラブの熱損失も大きく, 大きな単重のスラブでは最終圧延温度確保が困難となる原因ともなる。バー厚についても, 元来比較的うすく, 粗圧延工程で20~30mm⁴⁾まで圧下されるので, ディレイテーブル上の熱損失も大きい。したがつて, 温度的にはバー厚が大きい程加熱温度の低下に効果があると報告⁵⁾されているように, その方向で検討がなされてもよいのではないかと考える。

昭和55年5月19日受付 (Received May 19, 1980)

* 京都大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Kyoto University, Yoshidahonmachi Sakyo-ku Kyoto 606)

Table 1. Reduction schedule, table length TL and DL, and material length ML in roughing process.

		$R_{1,2,3}$	$R_{1,2,3}$	$R_{1,2,3}$	F_1	Length of roughing process (m)	
Slab thickness (mm)		230.0	160.0	105.0	60.0		
Entrance velocity (m/s)		1.00	1.00	1.00	0.24		
Exit velocity (mm)		—	1.44	1.52	1.75		
Max. accept. slab weight (t/m)	30	T L = 59.30m		D L = 71.36m		130.66	
		ML (m)	16.72	24.03	36.63	64.10	—
	25	T L = 50.41m		D L = 60.67m		111.08	
		ML (m)	13.94	20.03	30.53	53.42	—
	20	T L = 41.52m		D L = 49.99m		91.52	
		ML (m)	11.15	16.03	24.42	42.74	—
	15	T L = 32.63m		D L = 39.31m		71.94	
		ML (m)	8.36	12.02	18.31	32.05	—

本論文はリバース式粗圧延機 1 基で、初期厚さ 230 mm のスラブを 3 パスで 60 mm のパー厚にした後、タンデム式仕上げ圧延機 7 基で仕上げ板厚が 2.5 mm 以下のうす物のホットコイルの圧延に対して、スラブ単重、圧延ラインの長さ、加熱温度と最終圧延温度および圧延動力、圧延能力と圧延速度の関係等について詳細に検討を行ったものである。なお、この報告が我が国のミルの基数の約半数を占める半連続式設備の稼動に対していささかの参考資料となれば幸いである。

2. 設備の大きさ、パススケジュールの設定 および圧延速度と時間の関係

圧延規模としては、圧延できる最大のスラブ単重が幅 1m 当たり 15 t, 20 t, 25 t および 30 t の熱延設備について考えることにする。圧延機の配列は半連続式熱延設備とほぼ同じであるものとし、リバース式粗圧延機 1 基 ($R_{1,2,3}$) およびタンデム式仕上げ圧延機 7 基 ($F_1, F_2, F_3, F_4, F_5, F_6, F_7$) よりなるものとする。粗圧延機のワークロール径を 1300 mm および仕上げ圧延機 F_1 から F_7 までのそれらをすべて 700 mm とする。

さて、Table 1 に示されている粗圧延工程のパススケジュールは、後述するように、1 基のリバース式粗圧延機での圧延動力を 3 パス共均一化することを考慮して決めたものである。いま、圧下量を ΔH 、ロール半径を R とすると、かみ込み角 $\phi = \tan^{-1} \sqrt{\Delta H/R}$ となり、1 パスから順に 18.2° , 16.2° および 14.7° となる。1 パ

ス目の 18.2° は若干大きいと考えられるが、文献 13), 14) によると、かみ込むものと考えても差し支えないだろう。また、Table 1 で、粗圧延機 $R_{1,2,3}$ の入側速度はどのパスの場合も、1.0 m/s と設定している。 F_1 入側速度を 0.24 m/s としているのは、ここで考えている設備では、仕上げ板厚 $H_{FF} = 1.2$ mm のホットコイルの製造が可能であるとしていること、その際、加速前の仕上げ出側速度を 12.0 m/s と設定していることによるものである。したがって、例えば 2.0 mm の仕上げ板厚のホットコイルを製造する場合には 0.4 m/s となるのは当然である。Table 1 に示されている TL および DL の値は、圧延できる最大のスラブの単重が 15 t/m, 20 t/m, 25 t/m および 30 t/m の設備においてリバース式粗圧延機の前方向および後方の必要とするテーブル長さを示したものである。ところで、これらの TL および DL の値はその長さをもつテーブル上を、長さの異なる同一のスラブが二度往復するので、次式によつて計算されたものである。

$$TL = ML(1) + ML(3) + 2VOUT(3) + X(3).$$

$$\dots\dots\dots (1)$$

$$DL = ML(4) + 2VOUT(4) + X(4) \dots\dots\dots (2)$$

ここで、ML(1) および ML(3) は $R_{1,2,3}$ での 1 および 3 パス目のスラブ長さを、ML(4) は仕上げ 1 パス目のそれを示している。VOUT(3) および VOUT(4) は 2 および 3 パスを終わつたときの粗圧延機出側速度を表し、また 2VOUT(3) および 2VOUT(4) とあるのはその

Table 2. Reduction schedules in finishing process.

Finishers	F ₁	F ₂	F ₃	F ₄	F ₅	F ₆	F ₇
Slab thickness (mm)	60.00	29.16	15.75	9.32	6.00	4.18	2.50
Reduction ratio (%)	—	51.4	46.0	40.8	35.6	30.3	20.0
Slab thickness (mm)	60.00	28.00	14.30	8.01	4.97	3.38	2.00
Reduction ratio (%)	—	53.3	48.9	44.0	38.0	32.0	20.0
Slab thickness (mm)	60.00	28.00	11.63	5.81	3.26	2.08	1.20
Reduction ratio (%)	—	53.3	58.5	50.0	43.9	36.2	20.0

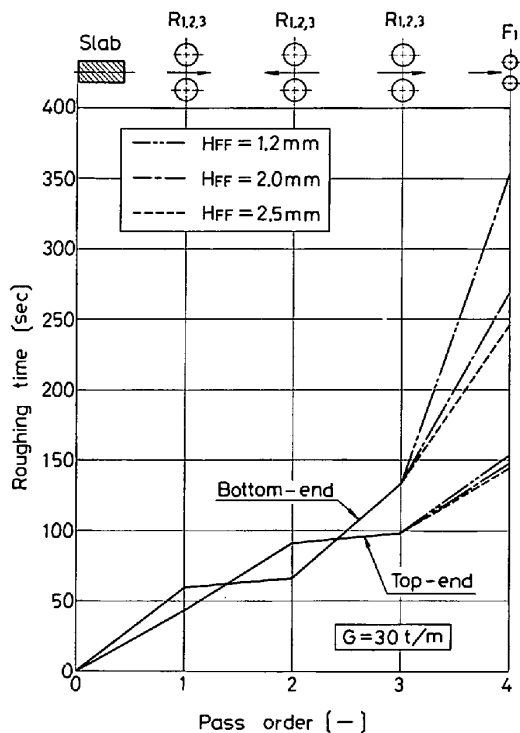


Fig. 1. Time process of top- and bottom-end of slab with 30 t/m in unit weight travelling from reheating furnace to the first finisher F₁.

速度で 2 s 間スラブが移動する距離を示している。X(3) は 2 パスを終わつたときの圧延機出側速度から減速度 0.4 m/s² で速度零まで、X(4) は R_{1,2,3} での最終パスの出側速度から仕上げ入側速度まで減速するに要する距離である。

つぎに、仕上げ圧延機はスタンドセンタ間隔をそれぞれ 5.5m とするが、F₁ と F₂ の間のテーブル長さだけは、その間にクロップシャーを設置するものとして 20 m に設定することにする。普通、クロップシャーは F₁ の前方に設けられているが、その個所では板厚が大きいので、その切断能を考慮して、F₁ と F₂ の間に設置することにしたのである。Table 2 はパー厚 60 mm からタ

ンデム式仕上げ圧延機 7 基によつて、仕上げ板厚が 1.2 mm, 2.0 mm および 2.5 mm に圧延されるまでの压下スケジュールを示したものである。

Fig. 1 は、加熱炉から抽出された単重 G=30 t/m のスラブが R_{1,2,3} の前方のある位置から、圧延ライン上を搬送されて 3 回の往復圧延を経て、F₁ に達するまでのスラブの先端および後端の時間的経過を、H_{FF}=1.2 mm, 2.0 mm および 2.5 mm の場合について示したものである。これによると、R_{1,2,3} での 3 パス完了までのスラブ先端および後端の所要時間は、粗圧延部門のパススケジュールおよび速度スケジュールが全く同じとしているから、仕上げ板厚 H_{FF} に関係なく一定となつている。しかし、粗圧延を終了してから F₁ に達するまでのそれらは H_{FF} によつて異なる。また、この図から、仕上げ板厚が小さいほどスラブ先端と後端の所要時間に大きな差が生じていることがわかる。その差は、とくに R_{1,2,3} における 3 パスを終わつて F₁ に達するまでの間で大きくなつている。そのことに関して若干の検討を加えてみたい。Fig. 2 はディレイテーブル上のスラブの速度分布を

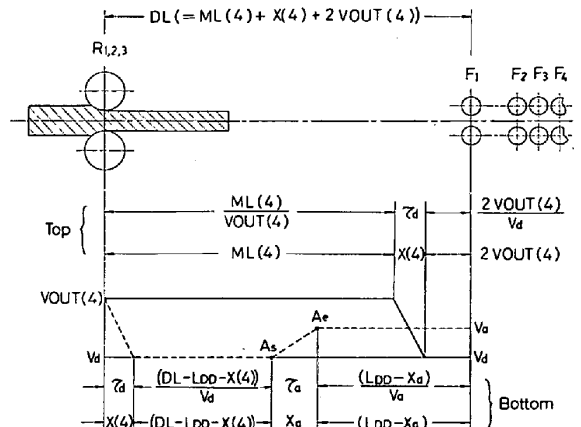


Fig. 2. Velocity diagram of slab top-end (solid line) and bottom-end (dotted line) on delay table.

示したものであり、実線がスラブ先端の、破線がスラブ後端の速度線図である。仕上げ板厚が略 3.7 mm 以下の場合には、スラブ先端がコイラーに巻き込まれると同時に加速が可能と報告されているが⁶⁾、Fig. 2 における点 As はスラブ後端が加速され始める位置を、点 Ae は加速終了の位置を示している。いま、 $R_{1,2,3}$ における 3 パスを完了して、スラブ先端および後端が F_1 に達するまでの時間をそれぞれ T_{DT} 、 T_{DB} とすると Fig. 2 に示されているように、

$$T_{DT} = \frac{ML(4)}{VOUT(4)} + \tau_d + \frac{2VOUT(4)}{V_d} \dots\dots\dots (3)$$

$$T_{DB} = \tau_d + \frac{DL - L_{DD} - X(4)}{V_d} + \tau_a + \frac{L_{DD} - X_a}{V_a} \dots\dots\dots (4)$$

によつて求めることができる。ここで、 V_d および V_a は加速前後の仕上げ入側速度である。また、 L_{DD} は点 As から第 1 仕上げ圧延機 F_1 までに含まれるスラブ後端からの長さで、ここで設定された設備においては、

$$L_{DD} = ML(4) - \{20 \cdot HF(2) + 5.5 \sum_{I=3}^7 HF(I) + H_{FF} \cdot L_{HR}\} / HF(1) \dots\dots\dots (5)$$

で計算される。ここで、 $HF(I)$ は I 段目の仕上げ圧延機入側の板厚を示し、例えば $HF(1)$ はディレイテーブル上の板厚で、いまの場合、 $HF(1) = 60 \text{ mm}$ である。また、 H_{FF} および L_{HR} は仕上げ板厚およびホットランテーブルの長さである。いま、ホットランテーブルの長さを 120m とし、30 t/m 設備で、表 2 に示されたパススケジュールに従つて、 $H_{FF} = 1.2 \text{ mm}$ の場合を例にとると、 $L_{DD} = 50.14 \text{ m}$ を得る。加速前のホットランテーブル上のスラブ速度を、先述のように、12 m/s とし、加速度 0.4 m/s^2 でその速度を 18 m/s まで増速したとすると、加速時間 $\tau_a = 15 \text{ s}$ が得られる。いま、ここでは板厚 60 mm から仕上げ板厚 1.2 mm のホットコイルの圧延を考えているので、 $V_d = 0.24 \text{ m/s}$ および $V_a = 0.36 \text{ m/s}$ となる。また、Table 1 から $VOUT(4) = 1.75 \text{ m/s}$ および $DL = 71.36 \text{ m}$ であるから、スラブ後端が $R_{1,2,3}$ から F_1 に達する時間を (4) 式で計算すると、 $T_{DB} = 218.3 \text{ s}$ となる。一方、(3) 式からスラブ先端のそれを求めると $T_{DT} = 55.0 \text{ s}$ となり、スラブ先端と後端のディレイテーブル上での搬送時間差は 163.3 s に達する。しかし、仕上げ板厚が大きくなると、その差はもつと縮小されることは当然である。また、取り扱える最大のスラブ単重が小さい設備の場合でも、その差はもつと短縮される。

3. 上記条件下におけるスラブの加熱温度と最終圧延温度の関係

鋼種によつて定められた最終仕上げ温度の確保は、ホットストリップミルにおける圧延材の機械的性質の安定性を得るための重要因子の一つである。このモデルのように仮定した圧延ラインにおいては、リバー式粗圧延機 1 基によつて、3 パスだけで粗圧延を終了するので、前節の Table 1 に示されたように、圧延ラインは、他の形態の圧延設備に比べて、極めて短くてよいことがわかつた。その際、圧延材が許容値以下の加熱温度で、鋼種によつて決められた最終圧延温度が確保できるかどうかを知らねば、その設備を論ずる根拠にならない。

さて、加熱炉から抽出されたスラブは、周囲の空気中へふく射および対流によつてその温度を下げる。その際の圧延材の温度変化に関する計算方法は、すでにいくつか報告されているが^{7)~10)}、ここでは圧延材の板厚方向のみの熱伝導を考へて、非定常問題として次元熱伝導方程式を Explicit 形の差分近似によつて求めることにする。また、ロールと材料が接触しているときの材料温度の変化を近似的に計算しようとする場合、粗圧延中では板厚が大きいため、ロールとの接触熱損失およびロールと板の表面のすべりによつて発生する摩擦熱は板表面付近だけにしか影響がないので、板の厚さ方向全域にわたつて作用する塑性加工熱のみを考慮に入れる。一方、仕上げ圧延中では板厚がうすくなつていて、上述の塑性加工熱のほか、接触熱損失および摩擦熱の三つの因子を考慮に入れて計算する。また、これらの計算方法の詳細については文献 9) および 11) を参照されたい。このほか、この温度計算に際して用いられた熱定数、計算式および諸条件はつぎのようである。

圧延材は炭素含有量が 0.08% キルド鋼とし、その比重 $\gamma = 7800 \text{ kg/m}^3$ とする。また、熱伝導率 $\lambda \text{ kcal/mh}^\circ\text{C}$ および比熱 $c \text{ kcal/kg}^\circ\text{C}$ は鋼種や温度によつて異なるので、日本鉄鋼協会によつて発行されている特別報告書¹²⁾ に示されている数値を採用した。

スラブ表面に発生するスケールを除去するための高圧水によるデスケーリングスプレーとスラブ表面との間の熱伝達率 α は $1000 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ とする。デスケーリングタイムは、粗圧延における各パス直前に 4 s、仕上げ圧延機 F_1 および F_2 の直前にそれぞれ 4 s および 2.5 s とする。そのときの水温および周囲温度は 20°C としている。また、対流による熱伝達率は自然対流のみを考へ、 $\alpha_n = 7.2 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ としている。

ふく射による熱損失を求めるためのふく射率 ϵ はつぎ

の式によつた⁹⁾。

$$\epsilon = h_i \{0.8 + 0.58(h_0/h_i - 1)\} / h_0 \dots \dots \dots (6)$$

ここで， h_0 はスラブの初期厚さ， h_i は i パス目の板厚である。

粗圧延および仕上げ圧延工程における各パスで発生する塑性加工熱を求める際に必要な圧延材の拘束変形抵抗 k_f kg/m² を決める必要がある。これは公称ひずみ，公称ひずみ速度およびスラブの板厚方向の平均温度 θ_m °C の関数とし，次式を採用している。

$$k_f = 1.15 \times 1.5 \times 10^6 \left(1 - \frac{h_{i+1}}{h_i}\right)^{0.2} \cdot \left\{ \frac{(1 - h_{i+1}/h_i)(v_i + v_{i+1})}{2\sqrt{R}(h_i - h_{i+1})} \right\}^{0.1} \exp\left(\frac{2850}{\theta_m + 273}\right) \dots \dots \dots (7)$$

ここで， h_i ， h_{i+1} は i パス目の入側および出側板厚， v_i ， v_{i+1} は i パス目の入側および出側速度である。

材料とロールの接触熱を求めるときに必要なロールの熱伝導率 $\lambda_r = 21.6$ kcal/mh°C，比熱 $C_r = 0.128$ kcal/kg°C およびロール温度 $\theta_r = 50$ °C とする。

仕上げ圧延工程での摩擦熱を得る際に必要なロールと材料の摩擦係数 $\mu = 0.3$ とする。

粗圧延部門および仕上げ圧延部門のパススケジュールはそれぞれ前節で示された Table 1 および Table 2 に従うものとする。

仕上げ圧延部門の熱計算に必要な速度スケジュールはパススケジュールと仕上げ出側速度 V_{FF} によつて決まるが，スラブ先端がコイラーに巻き込まれるまでは $V_{FF} = 12$ m/s とし，スラブ先端がコイラーに巻き込まれる

と，加速度 0.4 m/s² で， $V_{FF} = 18$ m/s まで増速されるものとする。

さて，Fig. 3(a) および (b) はその設備で取り扱える最大のスラブ単重 G が 30 t/m および 15 t/m の場合に対して，スラブの加熱温度 θ_0 と第 1 仕上げ圧延機 F_1 に達したときのスラブ先端および後端の平均温度 θ_{F1} の関係を示したものである。仕上げ板厚が 1.2 mm の場合は実線で， 2.5 mm の場合は破線で示されている。これらによると，設備の規模の大小，仕上げ板厚の違い，あるいはスラブ先端と後端等にかかわらず，加熱温度 θ_0 を高めるとともに， θ_{F1} はほぼ直線的に増加していることがわかる。仕上げ板厚が小さいほど，スラブ先端と後端の平均温度差は大きくなっており，その差は θ_0 の増大とともに開いている。また，この傾向は設備の規模が大きいくほど著しい。これは，前節で述べたように，設備の規模が大きく，仕上げ板厚が小さいほど，加熱炉出口から第 1 仕上げ圧延機 F_1 に達するまでのスラブ先端と後端の所要時間の差が大きくなることに起因する。また，目標とする仕上げ板厚が 2.5 mm 以下のうす物に対しては，スラブ先端に関する θ_0 と θ_{F1} の関係はほとんど同じと見なして差しつかえない。

Fig. 4 は仕上げ入側板厚 $H_F(1) = 60$ mm から 7 パスで仕上げ板厚 $H_{FF} = 1.2$ mm， 2.0 mm および 2.5 mm に仕上げ圧延したときのスラブ先端および後端の仕上げ入側温度 θ_{F1} と仕上げ出側温度 θ_{FF} の関係を示したものである。図中の実線はスラブ先端を，破線は後端を表している。 θ_{FF} は仕上げ入側温度 θ_{F1} の増大とともに上

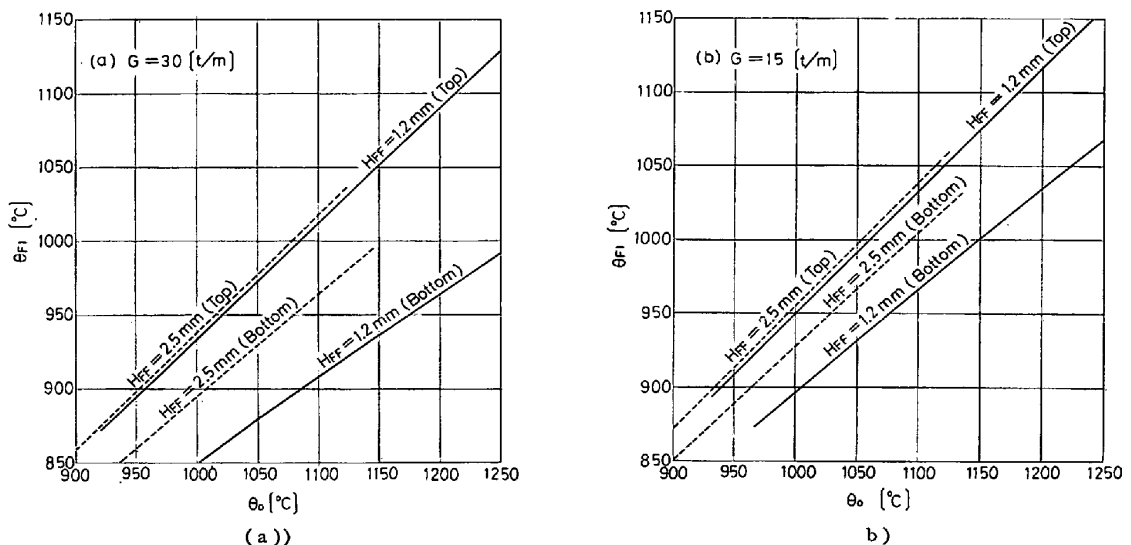


Fig. 3. Relation between θ_0 (reheating temperature) and θ_{F1} (entrance temperature at F_1) of top-end and bottom-end of slab with $G = 30$ t/m (a), $G = 15$ t/m (b) in acceptable maximum weight in case of final thickness $H_{FF} = 1.2$ mm (solid line) and 2.5 mm (dotted line).

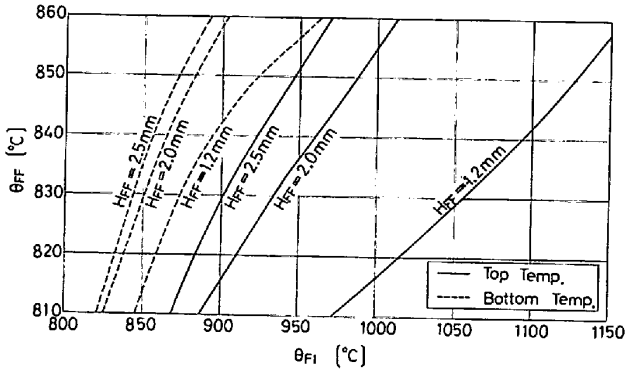


Fig. 4. Relation between θ_{F1} and θ_{FF} (final rolling temperature) of top-end (solid line) and bottom-end (dotted line) in case of $H_{FF} = 1.2$ mm, 2.0 mm and 2.5 mm.

昇するが、その上昇の割合はスラブ先端と後端および仕上げ板厚によつてかなり異なっている。スラブ先端の θ_{F1} と θ_{FF} の関係はほぼ直線的に変化していると思なすことができるが、 θ_{F1} の上昇が θ_{FF} の上昇に与える影響は仕上げ板厚が小さくなるにつれて緩慢となつている。つぎに、スラブ後端に関しては、 θ_{F1} の上昇とともに θ_{FF} は、スラブ先端の場合に比して、極めて急激に上昇している。これはスラブ先端がコイラーに巻き込まれると同時に、仕上げ出側速度が 0.4 m/s^2 の加速度で 12 m/s から 18 m/s に増速されるためである。すなわち、スラブ後端はスラブ先端の 1.5 倍の圧延速度になつているから、スラブと各仕上げロールとの接触時間が短縮されるため接触熱損失が小さくなること、スラブとロール表面との相対速度差が大きくなり摩擦熱が上昇すること、またひずみ速度が大きくなるため、(7)式で計算される拘束変形抵抗 k_f の値が増し、塑性加工熱が大きくなること等に起因すると考えられる。

Fig. 5 は初期厚さ 230 mm のスラブをリバー式粗圧延機で 3 パスを行い、バー厚 60 mm にして、タンデム式仕上げ圧延機 7 基によつて仕上げ板厚 $H_{FF} = 1.2$ mm, 2.0 mm および 2.5 mm にしたとき、スラブ先端の仕上げ出側温度 $\theta_{FF} = 830^\circ\text{C}$ を確保するための加熱温度 θ_0 とその設備で取り扱える最大のスラブ単重 G (t/m) の関係を示したものである。これは Fig. 3 および Fig. 4 から得られたものである。これによると、 G の増加によつて θ_0 は増すが、その増加の割合はきわめてゆるやかである。また、 $H_{FF} = 2.0$ mm 以上の板厚をもつホットコイルを製造するときには、スラブの加熱温度は 1000°C 未満で十分に圧延可能と思なすことができる。

スラブ先端から後端に至るまでの温度分布を考えると、スラブ先端がコイラーに達するまでは一定の仕上げ

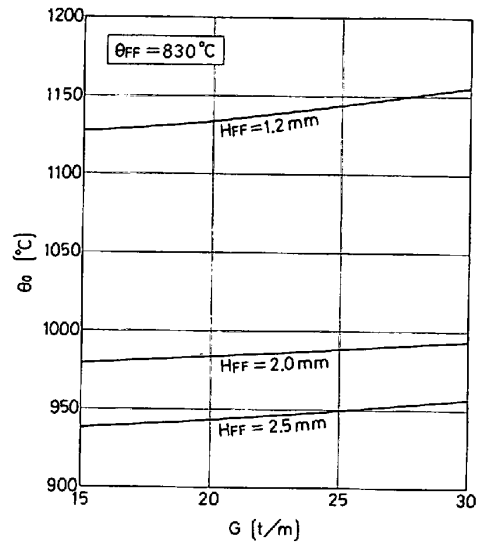


Fig. 5. Reheating temperature θ_0 due to change in acceptable maximum slab unit weight G under condition that θ_{FF} of slab top-end can be kept at 830°C in case of $H_{FF} = 1.2$ mm, 2.0 mm and 2.5 mm.

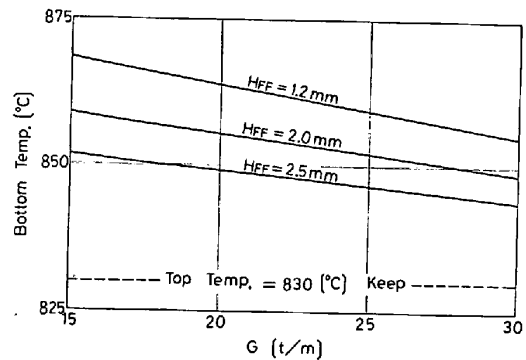


Fig. 6. Final rolling temperature of slab bottom-end due to change in slab unit weight G under condition that θ_{FF} of top-end is kept at 830°C in case of $H_{FF} = 1.2$ mm, 2.0 mm and 2.5 mm.

出側速度 (ここでは 12 m/s) になるように、スラブが各仕上げ圧延ロールを通過するため、先端より後方に向かつてその温度は徐々に低下する。しかし、スラブ先端がコイラーに巻き込まれると、 0.4 m/s^2 で加速が開始されるので、加速期間中に仕上げ圧延機群を通過するスラブ要素はその温度を上昇させる。そして加速が終了して仕上げ出側速度が最高値 (ここでは 18 m/s) に達すると、ふたたび温度はスラブ後方に向かつて降下を始める。したがって、スラブ後端の最終圧延温度を知ることは、ホットコイルの機械的性質を論ずる際に極めて重要と考えられる。Fig. 6 はスラブ先端の最終圧延温度が A_3 変態点温度 (ここでは 830°C としている) を確保したものととして、スラブ後端の最終圧延温度とその設備で取り扱え

る最大のスラブ単重 G との関係を、仕上げ板厚 $H_{FF}=1.2\text{ mm}$, 2.0 mm および 2.5 mm の場合について示したものである。これによると、スラブ後端の最終圧延温度は G の増加とともに直線的に低下しているが、 G が 30 t/m より小さい範囲では、仕上げ入側温度が先端よりも後端の方が低いにもかかわらず、 A_3 変態点以上の温度を確保している。スラブ先端および後端の最終圧延温度の差は仕上げ板厚が小さいほど大きくなっている。しかし、 G の増加に対する後端の最終圧延温度の低下の割合は仕上げ板厚が大きいほど、わずかではあるが小さくなっている。

4. 圧延動力に対する検討

4.1 粗圧延部門の圧延動力

熱間圧延プロセスの省エネルギー化は、炉効率をよくすることのほか、スラブの抽出温度を、最終圧延温度が A_3 変態点温度以上に確保できる範囲で、下げることにあることは一般によく知られていることである。しかし、スラブの抽出温度を下げると、拘束変形抵抗が大きくなり、それにつれて圧延動力が増すことは当然である。ここで問題にしているリバース式粗圧延機は同じスラブを3回往復させて、その厚さを 230 mm から 60 mm に圧下するので、圧延動力的な見地から見ると、各パスによつて圧延動力に大きな差を生じさせないことが重要である。したがって、圧下スケジュールを適切に設定することが大切な問題となる。Table 1 に示された圧下スケジュールは、一応そのことを考慮して設定された

ものである。

つぎに、圧延動力を下げるための要因は、第一に、省エネルギー化と逆行するかもしれないが、スラブの抽出温度を上げること、第二に圧延速度を大きくしないことの2点にあると思われる。Fig. 7(a), (b) および(c) はリバース式粗圧延機へのスラブの入側速度 v_0 をどのパスの場合も同じとし、 $v_0=1.0\text{ m/s}$, 0.9 m/s および 0.8 m/s の場合について、各パスとそのときの圧延動力 $N_R[\text{kW}]$ の関係を、スラブの抽出温度を助変数として示したものである。これはKarmanの圧延方程式を使つて計算されたものであり、その際の拘束変形抵抗 k_f の値は(7)式に従っている。さて、この図によると、スラブの抽出温度を下げるに従つて、所要圧延動力の上昇率はしだいに大きくなっている。 v_0 を小さくすることも圧延動力を低下させるのに効果があること、また圧延動力とスラブ入側速度がほぼ比例していることが明らかとなつている。これらの結果、圧延動力を下げることとスラブの低温抽出を達成することは二律背反的な関係にあり、それらを両立させるためには1万kW以上の大きな動力源を確保するか、 v_0 を小さくすることが必要となる。Fig. 8 は取り扱える最大のスラブ単重が 30 t/m の設備で仕上げ板厚 $H_{FF}=1.2\text{ mm}$ のホットコイルを製造する際のスラブの加熱温度 θ_0 とスラブ先端の仕上げ入側温度 θ_{F1} の関係を、粗圧延機入側速度 $v_0=1.0\text{ m/s}$ と 0.8 m/s の場合について示したものである。これによると、 v_0 の値を 1.0 m/s から 0.8 m/s に下げても、仕上げ入側の温度の低下は高々 10°C 程度である。

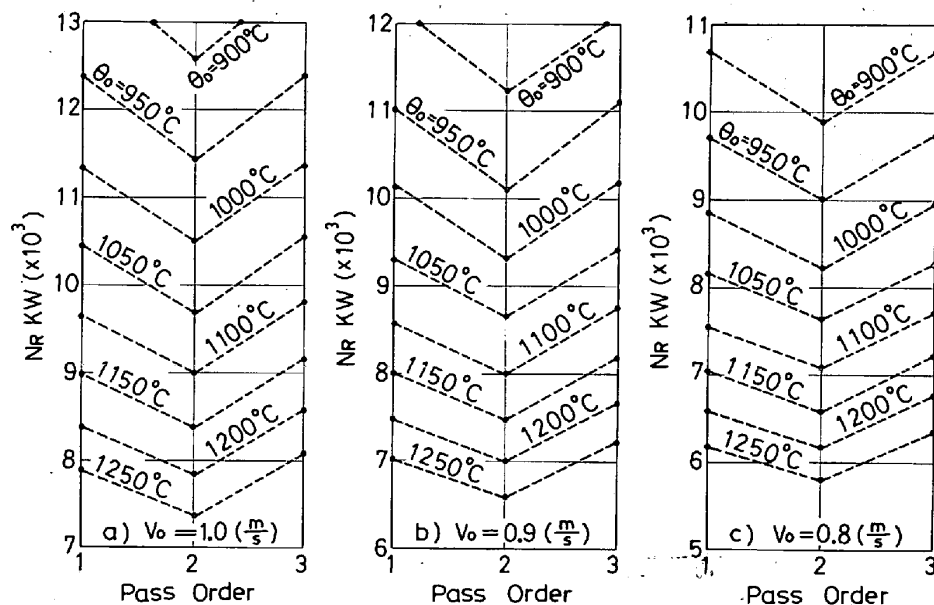


Fig. 7. Rolling power N_R kW at each pass in roughing process due to change in reheating temperature in case of entrance velocity at rougher roll stand $v_0=1.0\text{ m/s}$ (a), 0.9 m/s (b) and 0.8 m/s (c).

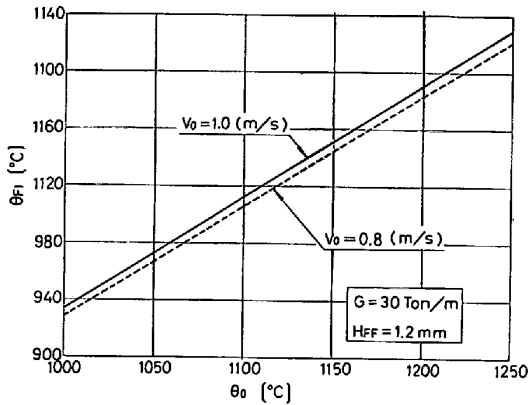


Fig. 8. Relation between θ_0 and θ_{F1} in case of $V_0=1.0$ m/s (solid line) and $v_0=0.8$ m/s (dotted line) under condition: $G=30$ t/m and $H_{FF}=1.2$ mm.

したがって、この程度の温度の低下であれば、スラブの粗圧延機入側の速度を下げることは、粗圧延動力を小さくする手段として十分検討の価値があるものと思われる。

4.2 仕上げ圧延部門の圧延動力

仕上げ圧延部門の圧延動力は主にパススケジュールと速度スケジュールによつて左右される。これは各仕上げ圧延機の配列がタンデム式に設置されているため、第1仕上げ圧延機から最終仕上げ圧延機に進むにしたがつて、ロールの回転速度がしだいに大きくなるように設定されており、それに対応して、圧下率は逆に後段に向かうにしたがつて小さく設定されている。これは F_1 から F_7 までの動力に大きな変動を起こさないためである。Fig. 9(a)および(b)は、取り扱える最大のスラブ単重が 30 t/m の設備において、 F_1 から F_7 までの圧延動力 N_F [kW] を仕上げ板厚 $H_{FF}=1.2$ mm と 2.5 mm の場合について示したものである。スラブ先端の最終圧延温度が A_3 変態点温度 830°C を確保するためには、 $H_{FF}=$

1.2 mm の場合には加熱温度 θ_0 が大体 1150°C であり、 $H_{FF}=2.5$ mm の場合にはそれが大体 950°C となっているので (Fig. 5 参照), それに従つて計算されたものが破線で示されている。また, 上記の必要加熱温度より 100°C 高くして, $H_{FF}=1.2$ mm の場合には $\theta_0=1250^\circ\text{C}$, $H_{FF}=2.5$ mm の場合には $\theta_0=1050^\circ\text{C}$ として計算されたものが実線で示されている。その結果, 加熱温度を高くしても, 仕上げ圧延部門における動力の低減にはそれほど効果がない。とくに, $H_{FF}=1.2$ mm の場合には加熱温度を上げて, 各仕上げ圧延動力はほとんど変動がないと見なされる。また, 図からもわかるように, スラブ先端と後端での圧延動力差はかなり大きい。スラブ先端は加速前の速度で仕上げ圧延機群を通過しており, 後端は加速後の速度, すなわち先端の通過速度の1.5倍の速度で搬送されるので, 後者の方が大きくなるのは当然である。これらの結果からわかることは, 仕上げ圧延部門の各動力は加熱温度よりも圧延速度によつて受ける影響の方がはるかに大きい。これは粗圧延部門の動力が加熱温度によつてかなり大きな変動をしたとは異なっている。

さて, 仕上げ圧延部門の動力を論ずる際には, 加速後の大きい方の動力について考えなければならない。仕上げ圧延部門の動力を下げるには, 温度的には若干損失を伴うが, 加速後に潤滑圧延することによつて達成できる¹¹⁾。また, 加速後の最高速度を下げてもよい。これは Fig. 6 に示されているように, スラブ先端よりも後端の方が温度が高くなっているので, 後端の温度が 830°C になるような速度を最高速度として圧延すれば動力は当然低下する。これらの詳細については別な機会に検討してみたいと思う。

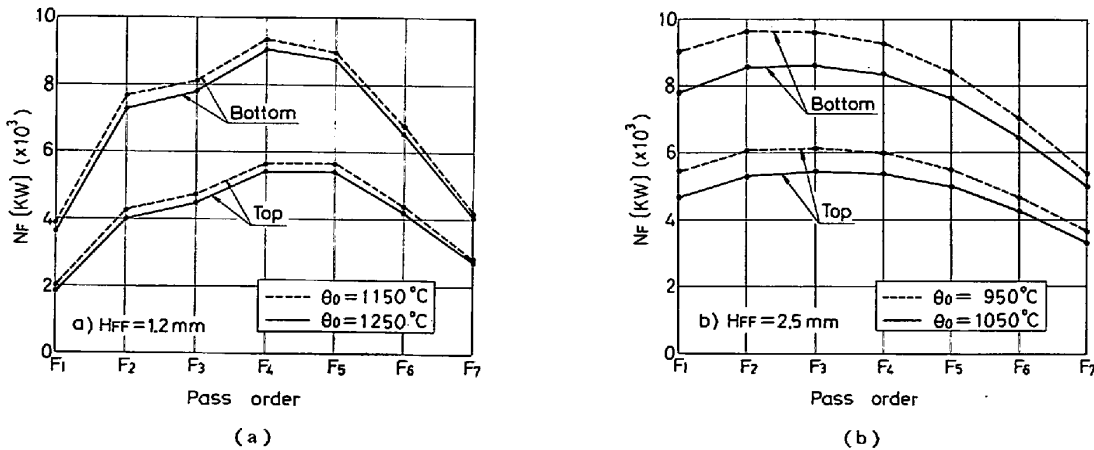


Fig. 9. Rolling power N_F kW at each pass from F_1 to F_7 in finishing process in case of $H_{FF}=1.2$ mm (a) and 2.5 mm (b).

5. 圧延能力に対する検討

圧延能力の面に関しては、ここで述べている設備は他の形態のものに比べて劣るが、どの程度の圧延能力があるかを検討しておきたい。

この設備では、粗圧延機1基でリバース式に3パスの粗圧延を行い、仕上げ圧延工程に搬送される。したがって、この設備の圧延能力は、一つのスラブが加熱炉から抽出された後から、3パスのリバース圧延を終了して、そのスラブ後端が $R_{1,2,3}$ を通過するまでの時間 T_B (s) とつぎのスラブの先端が1パス目として $R_{1,2,3}$ に入るまでのアイドルタイム T_i (s) の和で、そのスラブ単重を除いた値である。Fig. 10 は、リバース式粗圧延機へのスラブ入側速度 v_0 をどのパスの場合も同じであるとし、 $v_0=1.0$ m/s, 0.9 m/s および 0.8 m/s の場合について、上記の時間 T_B とその設備で取り扱える最大のスラブ単重 G との関係を示したものである。これによると、 T_B は G の増加とともに直線的に増している。また、 T_B は仕上げ板厚 H_{FF} に関係なく、 v_0 と G の関数としてよい。それに対して、アイドルタイム T_i は H_{FF} の違いによつて変化する。これは仕上げ出側速度を 12 m/s とすると、 H_{FF} の違いによつて仕上げ入側速度を変化させなければならないからである。例えば、 $H_{FF}=2.5$ mm の場合には、粗圧延工程で3パスを終わつたスラブの仕上げ入側速度が 0.5 m/s となり、この速度でディレイテーブル上を動くので、つぎのスラブの粗圧延工程における1パス目の先端が $R_{1,2,3}$ を出てきたときに、前のスラブの後端と衝突しないように T_i を設定しなければならない。したがって、仕上げ板厚が小さいほど T_i は大きくなる。さて、取り扱える最大のスラブ単重 G が 30 t/m の設備で $H_{FF}=2.5$ mm のホットコイルを製造する場

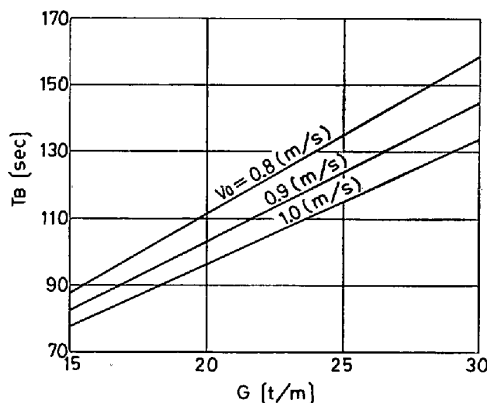


Fig. 10. Relation between G and necessary time T_B till slab bottom-end passes $R_{1,2,3}$ at the last roughing in case of $v_0=1.0$ m/s, 0.9 m/s and 0.8 m/s.

合の T_i を考えてみる。いま、前のスラブが粗圧延3パスを終わつたときの $R_{1,2,3}$ の出側速度は、 $v_0=1.0$ m/s として、1.75 m/s となる。これが減速度 0.4 m/s² で、仕上げ入側速度 0.5 m/s にまで減速されるに必要な時間と距離は 3.12 (s) および 3.52 (m) である。したがって、このスラブ後端が $R_{1,2,3}$ を通過してから、アイドルタイム T_i 後に、つぎのスラブの先端が粗圧延1パス目に入るのであるから、 (T_i+t) 秒後には先のスラブの後端の位置は $R_{1,2,3}$ から距離 $L=3.52+(T_i+t-3.12) \times 0.5$ だけ離れた所に来る。一方、つぎのスラブが粗圧延1パスを終わつて、圧延方向を逆転するために静止するまでの距離 L および時間 t は、計算の結果、 $L=26.7$ (m) および $t=20.3$ (s) である。したがって、この場合 $T_i > 29.2$ (s) でないと、前のスラブの後端とつぎのスラブの先端が衝突することになる。また、 $H_{FF}=1.2$ mm の場合には $T_i > 79.1$ (s) でなければならない。さて、Fig. 11 は仕上げ板厚 $H_{FF}=1.2$ mm (破線) および 2.5 mm (実線) のホットコイルを圧延する場合の圧延能力 N (t/m/h) とこの設備で取り扱える最大のスラブ単重 G (t/m) との関係を示したものである。ここではアイドルタイムは、 H_{FF} のほかに G および v_0 によつて変わるが、 $H_{FF}=1.2$ mm の場合は $T_i=85$ (s)、 $H_{FF}=2.5$ mm の場合には $T_i=35$ (s) の一定として計算されている。また、時間 T_B は Fig. 10 に従っている。さて、これによると、 G の増加とともに圧延能力 N はしだいに増加

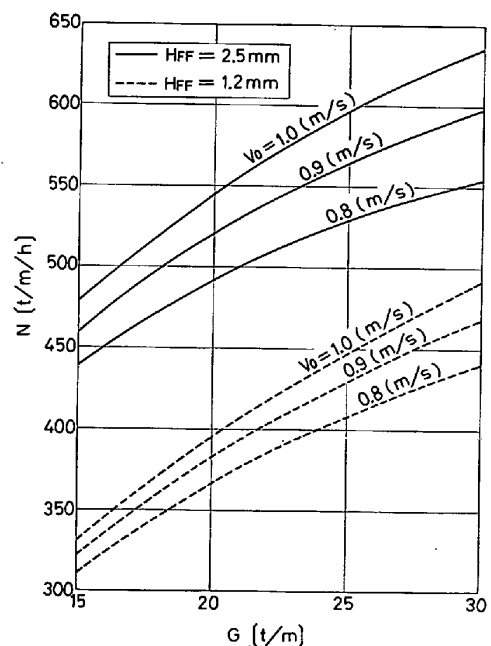


Fig. 11. Relation between G and rolling capacity N t/m/h in case of $H_{FF}=1.2$ mm (dotted line) and $H_{FF}=2.5$ mm (solid line) due to change in v_0 .

していることがわかる。仕上げ板厚 H_{FF} の違いによつて、 N の値はかなり影響を受け、 $H_{FF}=1.2\text{ mm}$ の場合の N の値は、 $H_{FF}=2.5\text{ mm}$ の場合のそれと比べてかなり低下することがわかる。また、前節で述べたように、粗圧延部門の圧延動力を下げるのに、各パスの入側速度を小さくすることを述べたが、この図からわかるように、その際、ある程度の圧延能力の低下を伴うことは止むを得ないものと思われる。

6. 結 言

本論文はリバース式粗圧延機 1 基で、最初 230 mm の厚さをもつていたスラブを、3 パスで 60 mm のバー厚にした後、タンデム式仕上げ圧延機 7 基で、1.2 mm、2.0 mm および 2.5 mm の仕上げ板厚のホットコイルにする圧延が可能であるかどうかをスラブの温度的観点から検討を試みたものである。その結果、単重が 30 t/m と比較的大きいスラブからでも、上記のようなすもの圧延は可能であり、温度的条件は十分満足されていること、およびこの設備は半連続式の圧延機配列に準じたものであるから、圧延ライン長は、他の形態の設備のものに比べて、相当短くてよいこと等が明らかにされた。この検討により明らかにされた他の重要事項は下記に示すようである。

(1) スラブ先端が最終圧延温度 $\theta_{FF}=830^{\circ}\text{C}$ を確保するための加熱温度 θ_0 は、その設備で取り扱える最大のスラブ単重 G の増加に伴つて、高められねばならないが、その θ_0 の増加の割合はきわめてゆるやかである。仕上げ板厚 $H_{FF}>2.0\text{ mm}$ のホットコイルを圧延するときには、 $G\leq 30\text{ t/m}$ の設備では、その加熱温度は 1000°C 未満で十分圧延可能と見ることができる。

(2) スラブ後端の最終圧延温度は G の増加とともに直線的に低下するが、 $G\leq 30\text{ t/m}$ の設備では、仕上げ入側温度が先端よりも後端の方が低いにもかかわらず、仕上げ出側温度は後端の方が先端よりも幾分高くなる。この先端と後端の最終圧延温度差は仕上げ板厚が小さいほど大きい。

(3) 粗圧延工程における圧延動力は、スラブの抽出温度を下げるるとともに大きくしなければならない。した

がつて、その圧延動力を下げるためには、スラブの粗圧延機入側速度を小さくすることによつて達成できる。

(4) 仕上げ圧延工程における圧延動力は、スラブの抽出温度を上げてそれほど小さくならない。スラブ後端の温度が先端の温度と等しくなるような速度を、加速後の最高圧延速度として圧延すれば、それらの圧延動力は低下することを示唆した。

(5) この設備の圧延能力は、設備の規模 G を大きくすることによつて増すが、仕上げ板厚の違いによつて相当変動する。

文 献

- 1) 日本鉄鋼協会編：特別報告書 No. 23(昭 51)
- 2) 小門純一，八田夏夫，木村 寛：塑性と加工，20 (1979-11) 226, p. 1045
- 3) 八田夏夫，小門純一，西村 啓，西村恵次：塑性と加工，21(1980-3) 230, p. 210
- 4) たとえば，桂 寛一郎：圧延技術，(昭46) p. 101 [日刊工業新聞社]
- 5) 小門純一，八田夏夫，下向央修：塑性と加工，21 (1980-4) 231, p. 332
- 6) 小門純一，八田夏夫：塑性と加工，19(1978-9) 212, p. 779
J. KOKADO and N. HATTA: Trans. ISIJ, 19 (1979), p. 744
- 7) K. H. WEBER: Neue Hütte, 18 (1973-5) 5, p. 285
- 8) O. PAWELSKI: Arch. Eisenhüttenw., 89 (1969) 10, p. 821
- 9) 小門純一：塑性と加工，11 (1970-11) 118, p. 816
J. KOKADO: Proc. ICSTIS, II, Supplement to Trans. ISIJ, 11 (1974), p. 53
- 10) F. HOLLANDER: on Mathematical models in metallurgical process development. ISI-Publication 123, London 1970, p. 47
- 11) 八田夏夫，小門純一：塑性と加工，21 (1980-1) 228, p. 59
- 12) 日本鉄鋼協会編：特別報告書 No. 11 (昭46)
- 13) A. GELEJI (五弓勇雄訳)：金属塑性加工の計算(上)，(昭42)，p. 163 [コロナ社]
- 14) 加藤健三：金属塑性加工学，(昭46)，p. 119 [丸善]