

冷間圧延における潤滑状態におよぼす後方張力の影響

水野高爾・六鹿寛*

生産機械工学科

(1977年9月9日受理)

Effect of Back Tension on the Lubricating Condition in the Cold Rolling of the Thin Sheet Metals

Takaji MIZUNO and Yutaka ROKUSHIKA

Department of Industrial-Mechanical Engineering

(Received September 9, 1977)

The effects of back tension on the rolling conditions are investigated on a laboratory rolling mill for three nonferrous sheet metals. Back tension lowers the inlet pressure and promotes the lubricant to enter the roll bite, thus brightness of the rolled surface and in most cases coefficient of friction are decreased by increasing back tension. The variation in oil quantity dragged in the interfaces of rolls and sheet may be estimated by a proposed parameter: $t_d = \eta(U_0 + U_1) / \{\alpha(2k_1 - \sigma_1)\}$ where η is viscosity of lubricant, U_0 peripheral speed of roll, U_1 entrance speed of sheet, α angle of bite, $2k_1$ yield stress and σ_1 back tension. Coefficient of friction, however, depends on not only t_d but also reduction and material rolled. Some of the reasons are also suggested.

1. まえがき

薄板の冷間圧延における材料の変形に関する力学はほぼ完成の域にあるとみなされているが、実際に適用するに当っては、圧延される材料の変形抵抗(降伏応力)、ロールと材料の接触の幾何学およびロールと材料の界面の摩擦について正確な情報を必要とする。変形抵抗の温度およびひずみ速度依存性および、接触圧力によるロールの弾性変形を考慮した接触の幾何学についてはいくつかの公式が利用できるようになりつつあるが、摩擦に関してはいまだに定式化がなされるに至っていない。筆者^{1)~3)}はかつて、定性的ではあるが、界面に導入される潤滑剤の量を評価できるパラメータとして $t_d = \eta(U_0 + U_1) / (\alpha \cdot p_1)$ を提案し、これによって、摩擦あるいは潤滑状態におよぼす加工条件因子の影響を統一的に説明できることを明らかにした。すなわち、 t_d の増大をもたらす要因はおおむね摩擦の減少をもたらすのである。ここに η : 潤滑剤の粘度, U_0 : ロール周速, U_1 : 材料入口速度, α : かみ込み角, p_1 : 入口圧力(材料の降伏圧力)

である。

ところで、実際の圧延作業では圧延荷重・圧延動力の低減をはかるためにかなり高い前方あるいは後方張力が付加されているのに、張力が潤滑状態におよぼす影響を明らかにした研究は見当たらない。パラメータ t_d によれば、 $p_1 = 2k_1 - \sigma_1$ ($2k_1$: 材料の二次元降伏応力, σ_1 : 後方張力) であるから、結局、 σ_1 は p_1 を低下させ潤滑剤の界面への導入を促進して摩擦係数の低下に寄与するものと予測される。 $2k_1$ の異なる3種類の非鉄金属板をいろいろな σ_1 の下で圧延し、その結果がパラメータ t_d による予測とどの程度合致するかを調べることにした。

2. 実験方法

2.1 後方張力付加と先進率測定

直径 100mm 胴長 130mm の軸受鋼 (SUJ-2) 製ロールをもつ2段圧延機が、0.21m/s の定速で使用された。ロールの表面あらさは周方向 0.2 μ m R_{max} 、軸方向 0.4 μ m R_{max} である。

Fig. 1 は圧延装置で、試験片の後端にとりつけたコイ

* 大学院学生、現在三菱重工業(株)

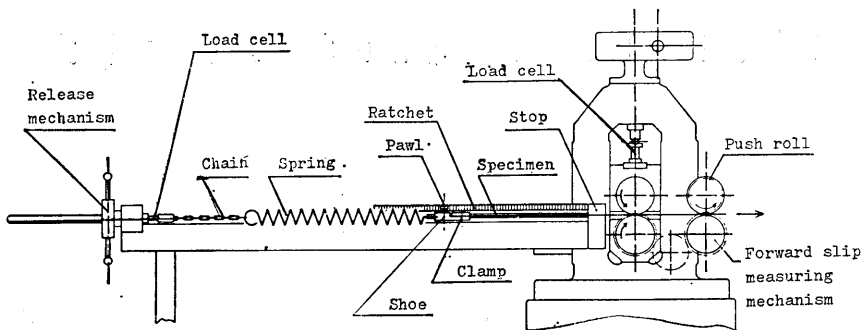


Fig. 1 Rolling apparatus

ルばねによって漸増する後方張力が付加され、対応する圧延荷重・先進率の変化が連続測定された。先進率を求めるために板の出口速度とロール周速との差を Fig. 2の

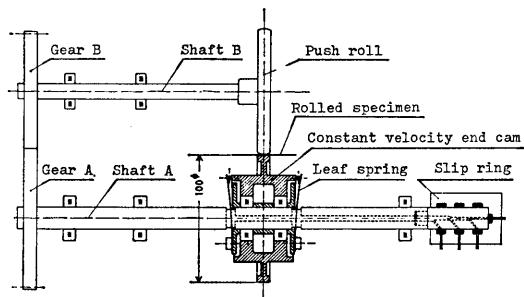


Fig. 2 Continuous measurement of forward slip

ようにして測定した。軸AとBは下ロール軸から歯車列によって駆動され、Aはロールと同じ角速度で、Bはその1.20倍の角速度で回転する。軸Aに軸受を介してとりつけられた等速度端面カムと軸Bの押しつけロールはともに直径が100mmで、この間に圧延された板が届くと、カムは板の出口速度 U_2 を周速として回転するようになる。 U_2 は高々ロール周速 U_0 の1.15倍であるから、押しつけロールは摩擦によって常に板に張りを与えている。このとき、カムと従節(軸Aにとりつけた2枚の板ばね)は板とロールの相対速度で作動するから、先進率 $\delta = (U_2 - U_0) / U_0$ は板ばねに貼られたひずみゲージが出力する変位線図を微分することによって求められる。

Fig. 3 は記録例である。①で圧延が始まり、板の先

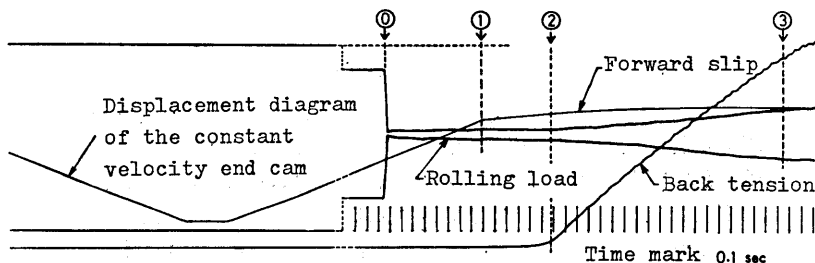


Fig. 3 An example of records

端は①で先進測定機構に届き先進が測定されはじめる。漸増する後方張力が②でかかり始め、③で圧延機のスイッチが切られた。カム変位線図の①までの勾配は先進率20%に相当し、校正値の役目を果たす。②以後後方張力の増加につれて圧延荷重および先進率は減少し、③では後者は若干負に転じている。

2.2 供試材料および潤滑剤

供試材料は公称板厚 0.3mmのアルミニウム (A 1050 P-0)、銅 (TCuP1-1/4H) および黄銅 (BsPI-1/4H) である。試験片の寸法は巾 50mm 長さ 600mm で表面あらさはいずれも $0.3\mu\text{m } R_{\text{max}}$ 以下である。Fig. 4 は圧延と引張試験によって求めた供試材の塑性曲線である。

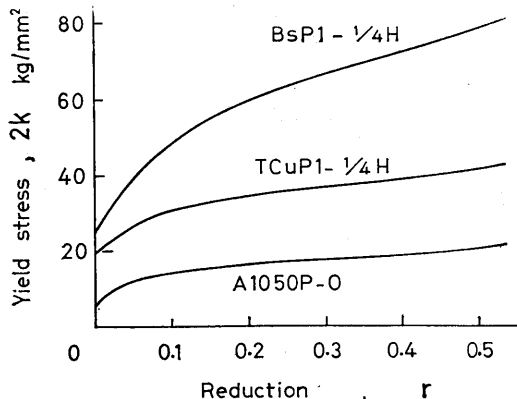


Fig. 4 Yield stress in plane strain

供試滑潤剤とその実験温度 (22 ± 2°C) における粘度は Table 1 のようである。

Table 1 Lubricants and their viscosities

Luricant	Viscosity (cSt) at 22°C
Spindle oil #60	19
Spindle oil #150	44
Turbine oil #90	76
Turbine oil #180	190
Rapeseed oil	70
Castor oil	900

2.3 摩擦係数の推定

摩擦係数 μ は圧延荷重あるいは先進率のいずれからも推定できる。しかし、圧延荷重から μ を求める場合には材料の圧延時の変形抵抗 $2k$ がひずみ速度および温度の影響を含めて正確に与えられていなければならないし、又、ロールの弾性接触変形を考慮に入れて接触幾何（とくに接触長さ）が正しく見積られなければならない。この2点についてはある程度の公式化がなされているとはいえ、むしろ、この2つの因子の影響が μ の推定精度に対して二次的でしかない先進率から μ を推定する方法によった方がよいと思われる⁴⁾。

使用した圧延理論は Bland-Ford の理論を⁵⁾ 修正して焼鈍材に高い後方張力が付加される場合にも適用できるようにされた Bland-Sims の理論⁶⁾ である。これによれば摩擦係数 μ は次式で求められる。

$$\mu = \frac{\ln[(1+\delta) / \{(1+\delta)(1-r) - \sigma_1 / 2k_n\}]}{2\sqrt{R'} / h_2 \cdot \{\tan^{-1} \sqrt{r} / (1-r) - 2 \tan^{-1} \sqrt{\delta}\}} \quad (1)$$

ここに、 $\delta = (U_2 - U_0) / U_0$: 先進率、 U_2 : 板の出口速度、 U_0 : ロール周速、 $r = (h_1 - h_2) / h_1$: 圧下率、 h_1 : 入口板厚、 h_2 : 出口板厚、 σ_1 : 後方張力、 $2k_n$: 中立点における二次元降伏応力、 R' は Hitchcock 式による接触面の曲率半径で、

$$R' = R \left\{ 1 + \frac{16(1-\nu^2)}{\pi E} \cdot \frac{P}{4h} \right\} \quad (2)$$

で与えられる。ここに、 R : ロール半径、 ν : ロールのポアソン比、 E : ロールのヤング率、 P : 単位巾当りの圧延荷重、 $4h = h_1 - h_2$: 圧下量である。なお、接触弧投影長さ L' は

$$L' = \sqrt{R' \cdot 4h} \quad (3)$$

で与えられる。

2.4 表面測定

圧延された板の表面は顕微鏡で観察され、触針式表面あらさ測定器 Taly surf 10 はよって断面曲線が採取された。さらに、NF 粗度計によって表面の相対反射強度

I が測定された、ここでは光の入、反射角を 45° とし標準平面鏡における光の反射強度を基準値10とした。以下 I を光沢とよぶことにする。

3. 圧延荷重および先進率

単位巾当りの圧延荷重 P 、先進率 δ 、圧下率 r の後方張力の増加に伴う変化を例示すると Fig.5 のようである。

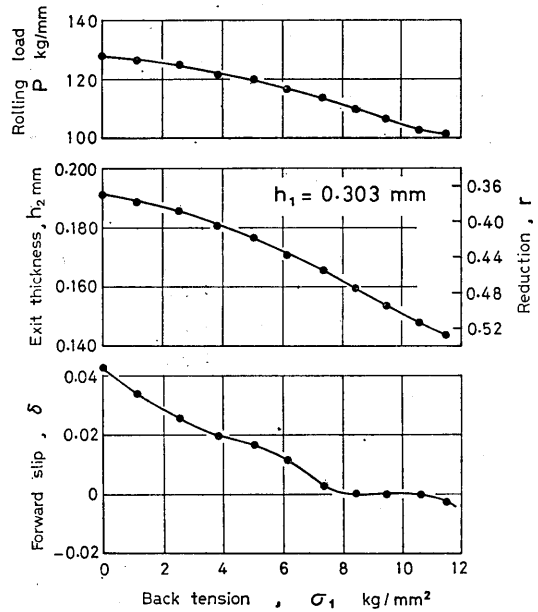


Fig. 5 Changes in load, exit thickness and forward slip with increasing back tension.

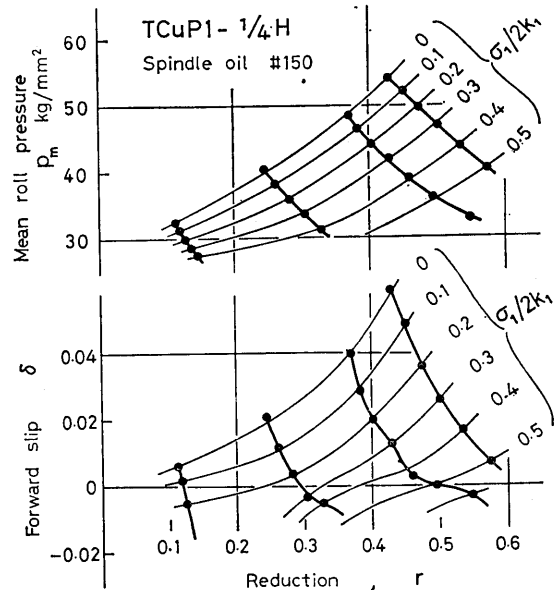


Fig. 6 Drawing of the iso-back-tension lines

平均圧延圧力 $p_m = F/L'$ と先端率 δ を圧下率 r に対してプロットしなせば、Fig. 6 のように、 p_m-r 面および $\delta-r$ 面内に等後方張力線を引くことができる。

Fig. 7 は TCuPl-1/4H について $r=0.20, 0.35, 0.50$ に

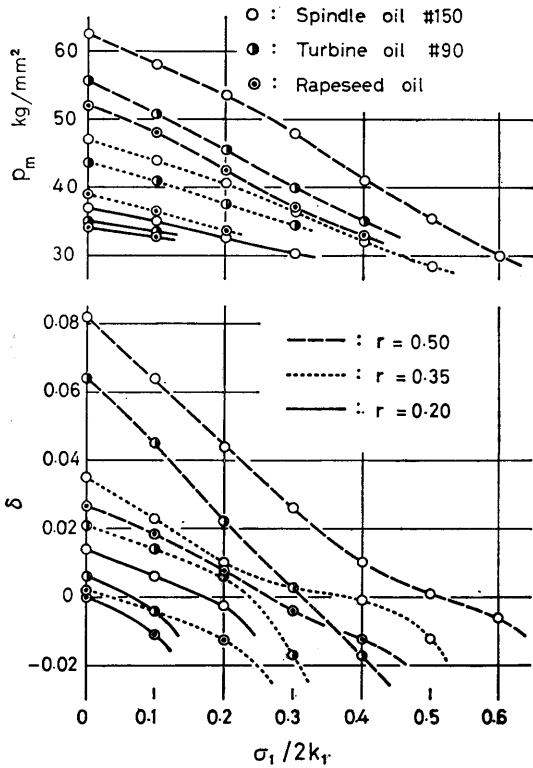


Fig. 7 Variation of mean roll pressure and forward slip with back tension and lubricant (TCuPl-1/4H)

における σ_1 による p_m および δ の変化を示したものである。粘度の低いスピンドル油 #150 (44cSt) はタービン油 #90 (76 cSt) より高い p_m と δ を示しているが、似た粘度の植物油・なたね油 (70cSt) はタービン油 #90 よりもかなり低い p_m と δ を示している。同様な変化を B_sPl-1/4H について示すと Fig. 8 のようである。スピンドル油 #150 (44cSt) とタービン油 #180 (190 cSt) との粘度のちがいが p_m および δ にさしたる差をもたらしていないこと、および、鉱物油と植物油のちがいが TCuPl-1/4H におけるよりも拡大されていることが注目される。A 1050 P-O では Fig. 9 のようで、 σ_1 による p_m と δ の減少が TCuPl-1/4H や B_sPl1/4H におけるよりも少ないようである。

σ_1 によってもたらされる p_m の減少 Δp_m は圧下率 r や摩擦係数 μ に依存するが、理論的には Table 2 に示

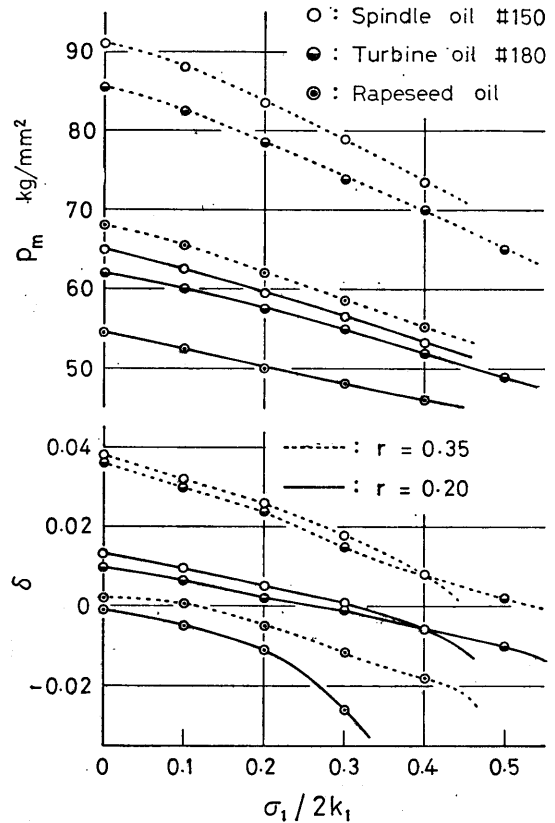


Fig. 8 Variation of mean roll pressure and forward slip with back tension and lubricant (BsPl-1/4H)

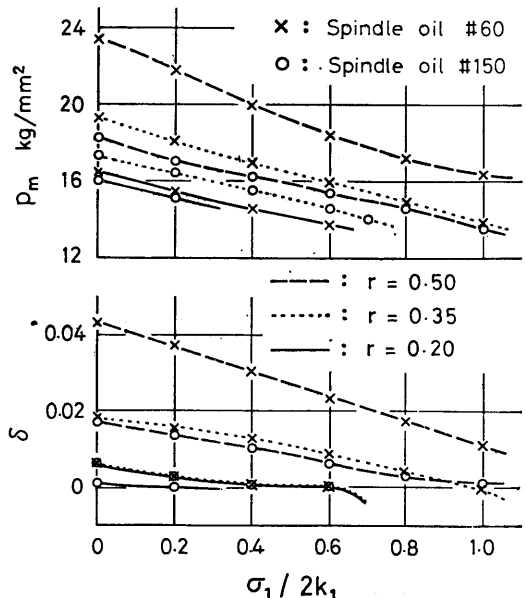


Fig. 9 Variation of mean roll pressure and forward slip with back tension and lubricant (Al050P-O)

Table 2 Calculated values of the ratio of the reduction in mean roll pressure Δp_m to the applied back tension σ_1 , $\Delta p_m/\sigma_1$ at $\sigma_1=0.1p_{m0}$. (Bland-Ford's theory was applied for $h_1=0.3\text{mm}$ $R'=75\text{mm}$. p_{m0} means the mean roll pressure at $\sigma_1=0$.)

r	μ	0.20	0.35	0.50
0.03		0.822	0.837	0.945
0.05		0.807	0.826	0.921
0.08		0.821	1.01	1.20
0.12		1.01	1.45	1.89

すように、本実験における $\mu=0.03\sim 0.08$ (後述) に対しては $\Delta p_m/\sigma_1$ はかなり狭い範囲 0.85~1.20 を変化するにすぎない。しかるに、 $\Delta p_m/\sigma_1$ の実験値は $\sigma_1=0.1p_{m0}$ ($p_{m0} : \sigma_1=0$ のときの p_m) の時 Table 3 のようである。

Table 3 Experimental values of $\Delta p_m/\sigma_1$ at $\sigma_1=0.1 p_{m0}$

Material	Lubricant	Reduction		
		0.20	0.35	0.50
A1050P-0	Spindle oil #60	1.05	1.20	1.85
	Spindle oil #150	1.00*	0.95	1.10
TCuPl-1/4H	Spindle oil #150	1.15	1.70	2.55
	Turbine oil #90	0.85*	1.60	2.70
	Rapeseed oil	0.90*	1.40	2.60
BsPl-1/4H	Spindle oil #150	1.25	1.90	
	Turbine oil #180	1.00	1.70	
	Rapeseed oil	0.92*	1.70	

* indicates that δ became negative.

り大きい。とくに、TCuPl-1/4Hと BsPl-1/4Hの高圧下率において $\Delta p_m/\sigma_1$ が大きいことは、高圧下率におけるほど元来 μ が大であり、それが σ_1 付加によって低下されたことを示唆するものである。

4. 摩擦および表面

4.1 摩擦係数

Fig. 10, 11, 12 は δ から式(1)によって計算された μ を示す。どの材料においても r 大なるほど μ 大である。TCuPl-1/4H・ $r=0.5$ では σ_1 が明らかに μ を低下させている (Fig. 10)。BsPl-1/4H における μ の変化 (Fig. 11) は同じ r の TCuPl-1/4Hと似ている。一方、A1050P-0 (Fig. 12) では σ_1 はかえって μ を若干増大させるようである。このような μ の付随的变化が $\Delta p_m/\sigma_1$ に

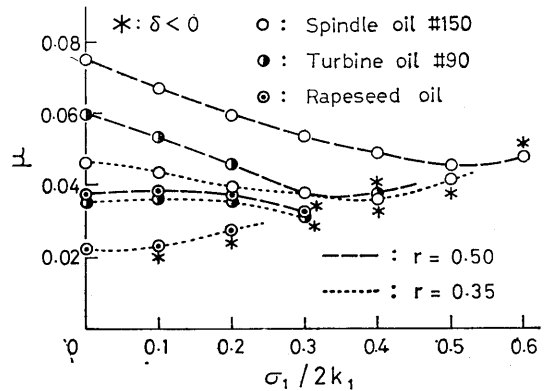


Fig. 10 Coefficient of friction (TCuPl-1/4H)

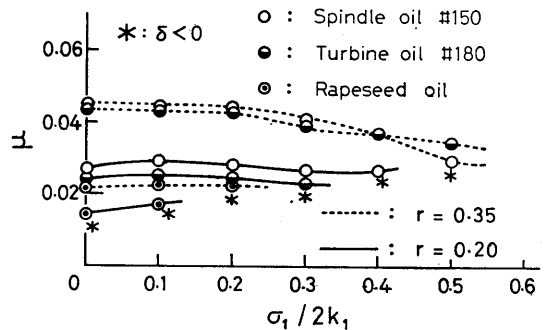


Fig. 11 Coefficient of friction (BsPl-1/4H)

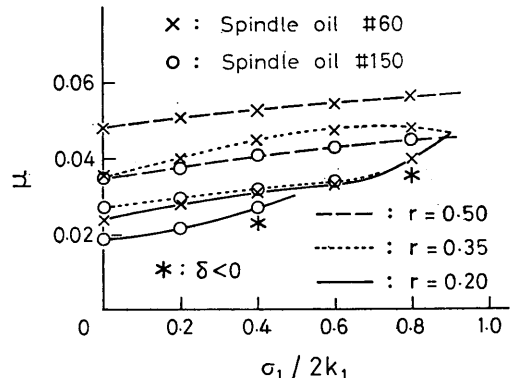


Fig. 12 Coefficient of friction (A1050P-0)

Table 3 のような材料差などをもちいたものと結論される。

ただし、 σ_1 の増大につれて δ が負となり、しかも、スキッピングを起すことなく安定な加工が維持された場合には、 δ が負に転じてからは μ は σ_1 にも増大する。この結果は力の釣合いからも当然であるが、その理由については後述する。

4.2 表面状態

入口圧力 p_1 は、 σ_1 を付加すれば、降伏応力 $2k_1$ から $(2k_1 - \sigma_1)$ に低下されるから、パラメータ t_d は次式によって算定される。

$$t_d = \frac{\eta(U_0 + U_1)}{\alpha(2k_1 - \sigma_1)} \quad (4)$$

ここに、 η ：潤滑剤の粘度， U_0 ：ロール周速， U_1 ：板の入口速度， $\alpha = \sqrt{\Delta h/R}$ ：かみ込み角である。ロールと板の界面に導入される油量が t_d に比例し、出口側では

板の表面積増大分だけ油膜がうすくなるものとする、出口油膜厚さは $t_d(1-r)$ に比例することになる。 $t_d(1-r)$ は圧延された板の表面状態と密接な関係をもつものと期待される。

Fig. 13 は表面状態の変化を TCuPI-1/4H・タービン

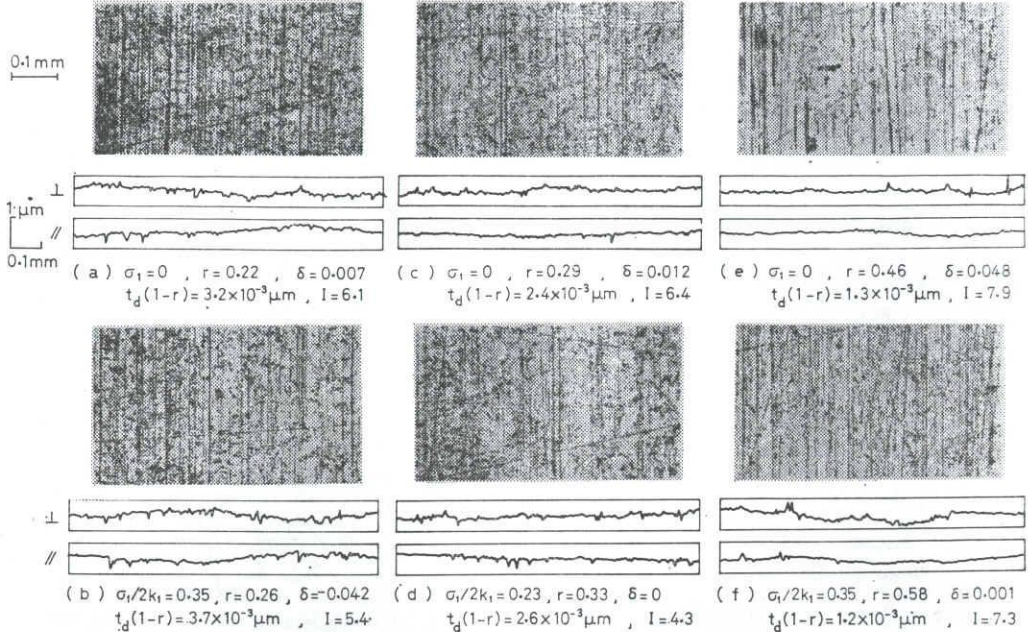


Fig. 13 Surface texture of the rolled sheets (TCuPI-1/4H・Turbine oil #90)

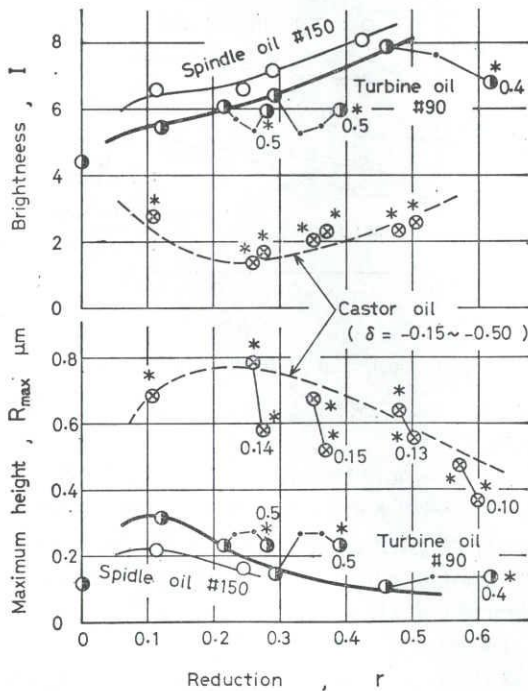


Fig. 14 Brightness and surface roughness (TCuPI-1/4H). The figures marked on the experimental points mean $\sigma_1/2k_1$.

油#90 について示す。図には $\sigma_1/2k_1$, r , δ , $t_d(1-r)$, 光沢 I も記入されている。 r とともに α が增大するため、 $t_d(1-r)$ は顕著に減少し、表面は光沢を増している。一方、 σ_1 は本実験では t_d と r の両方を増加させるため、 $t_d(1-r)$ には大きな変化を生ぜず、従って又、Fig. 13 (a) (b), (c) (d), (e) (f) の夫々において表面状態に大きな変化は認められない。しかし、表面あざ R_{max} (基準長さ 0.8mm における最大高さ) と光沢 I で定量すると、 σ_1 による変化が明らかとなる。TCuPI-1/4H についての結果を Fig. 14 に示す。まずタービン油 #90 についてみると、 σ_1 の増加につれて R_{max} は増大し I は減少する。 σ_1 が潤滑剤の界面への導入を促進し、それだけ材料面の変形に伴う粗化が許容されるからである。しかし、 σ_1 をさらに増すと、 R_{max} は減少に転じ I は増大へ転ずる。これは δ が負となりロールと板の相対すべり (パニシ作用) が增大するためである。粘度の高いひまし油では、 δ が当初から負でその絶対値が σ_1 とともに増大するため、 R_{max} は減少し I は増大する。 $\delta < 0$ の状態で安定な加工が持続しえたのもパニシ作用によって μ の増大がもたらされえたためと考えられる。

Fig. 15 に B₂PI-1/4H の結果を示す。TCuPI-1/4H より高い p_m を要するので、ひまし油でも δ は部分的

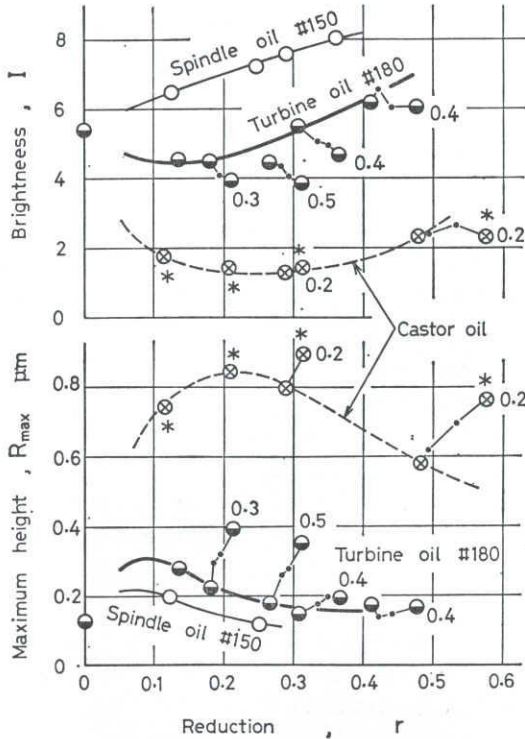


Fig. 15 Brightness and surface roughness (BsPl-1/4H)

に正であり、 σ_1 の増加 (界面への導入油量の増加) に伴う R_{max} の増大と I の減少が明らかである。

Fig. 16 は A1050P-O の結果である。この材料では $\sigma_1/2k_1$ による δ の減少率が小さく δ 負でもスキッピングを起さないため他の材料よりも大きな $\sigma_1/2k_1$ を加え

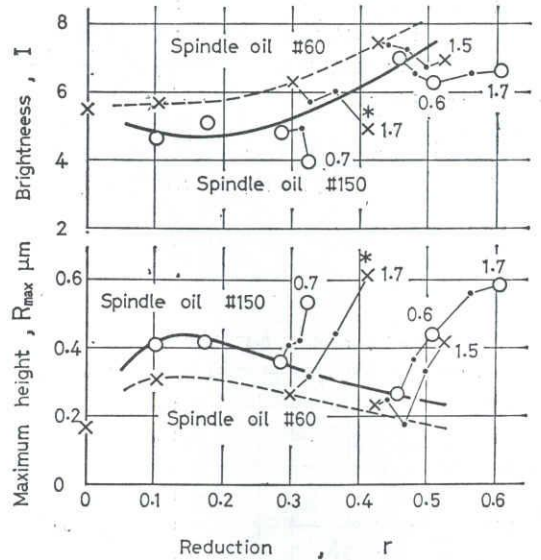


Fig. 16 Brightness and surface roughness (A1050P-O)

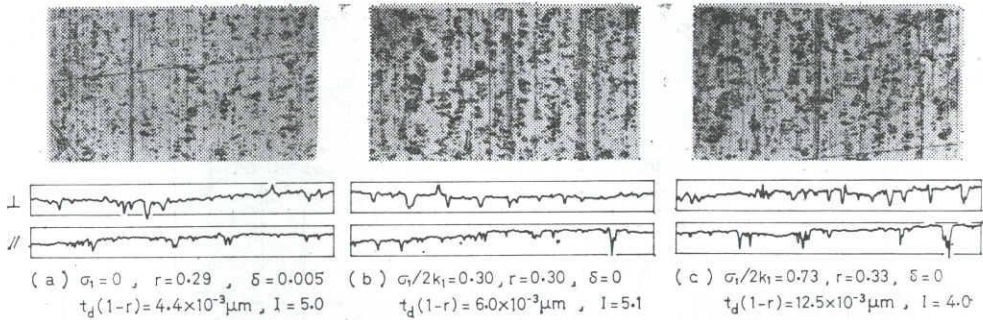


Fig. 17 Surface texture of the rolled sheets (A1050P-O-Spindle oil #150)

ることができた。そのため σ_1 による R_{max} の増大がより明瞭に見られるが、 $dR_{max}/d(\sigma_1/2k_1)$ は必ずしも他の材料より大きくない。 σ_1 による I の変化は他の材料よりもむしろ小さいといつてよい。 Fig. 17 は表面写真の例である。この場合 $t_d(1-r)$ は σ_1 によって $4.4 \times 10^{-3} \mu\text{m}$ から $12.5 \times 10^{-3} \mu\text{m}$ へと増大し、事実、断面曲線は導入された油量が σ_1 とともに顕著に増大したことを示している。しかるに、 I の減少は小さいのである。

4.3 考察

後方張力の影響を議論する前に張力のない場合につい

て考察する。

Fig. 18 は I を $t_d(1-r)$ に対してプロットしたもので材料によらず I は $t_d(1-r)$ に第一義的に依存することがわかる。ただ、植物油は鉱油より若干低い I を示し、導入されやすいようである。

Fig. 19 は接触弧上の平均油膜厚さに比例すると考えられるパラメータ $t_d(1-2r/3)$ に対して μ をプロットしたものである。ここでは、 μ の材料・潤滑剤依存性が認められる。たとえばスピンドル油 #150についてみると、TCuPl-1/4H と B_sPl-1/4H は類似の $\mu-t_d(1-2r/3)$

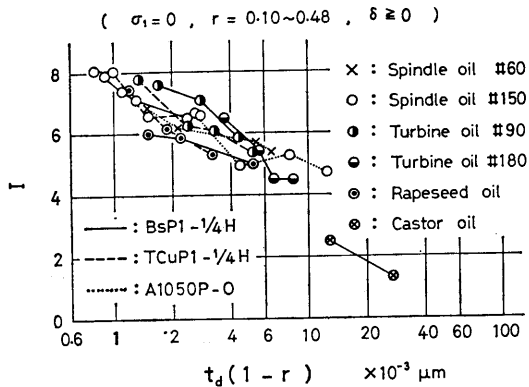


Fig. 18 Brightness versus $t_d(1-r)$ (Without back tension)

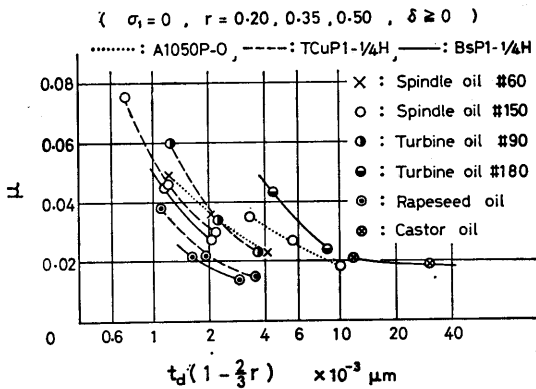


Fig. 19 Coefficient of friction versus $t_d(1-2r/3)$ (Without back tension)

関係を示しているが、A1050P-O は同じ $t_d(1-2r/3)$ でも前二者よりも高い μ を示す。A1050P-Oのこの挙動は結晶粒が大きくて表面があれやすい* ために平均油膜厚さが同じでも板とロールの接触率が高くなることおよび凝着しやすい性質のために境界摩擦係数が大きくなりやすいことによると思われる。

潤滑剤に関しては、 $t_d(1-2r/3)$ が同じでもなたね油は鉱油よりも低い μ を示す。これは従来植物油の境界潤滑性能の良さに帰せられているが、Fig. 18 で植物油が鉱油よりも低い I を示したことから示唆されるように、 t_d が同じでも植物油は鉱油よりもロール間隙へひき込まれやすく、それだけ板とロールの接触率が低下することも一因である³⁷⁾。

Fig. 19で鉱油同志を比較すると、粘度が高いほど高い μ を示すことがわかる。これは以前²⁸⁾にも指摘されたことであるが、その理由は同じ $t_d(1-2r/3)$ では高粘度油ほど圧下率 r が大であることに求められそうである。すなわち、 r 大なるほど変形中の材料面の粗化が著しいから、Fig. 20 に模型的に示すように、平均油膜厚さが同じでも接触率が高くなること、および、 r 大なるほど板とロール間の圧力と相対すべりが大きいから境界潤滑膜が損耗しやすいことによる。

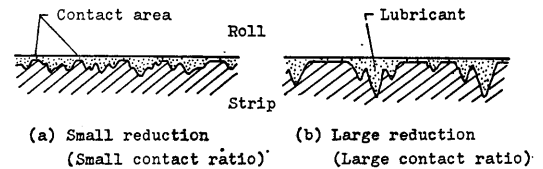


Fig. 20 Effect of reduction on the lubricating condition for the same mean oil-film thickness.

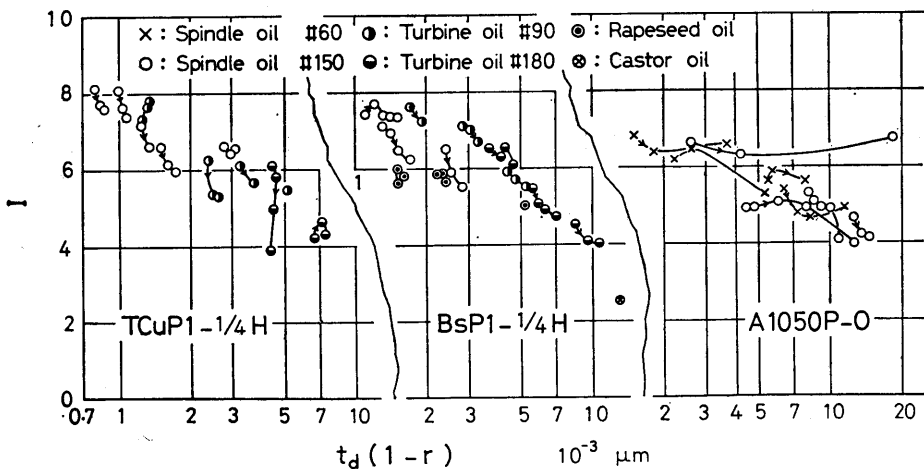


Fig. 21 Brightness versus $t_d(1-r)$ (With back tension)

* 0.2 の単軸引張りひずみによって表面あらさ R_{max} は TCuP1-1/4HとBsP1-1/4H では $2.5\mu\text{m}$ に、A1050P-O では $3.7\mu\text{m}$ に増大した。

次に、後方張力の効果を考察する。Fig. 21は σ_1 による I の変化と $t_d(1-r)$ の変化との対応をみたものである。TCuPI-1/4H では σ_1 による $t_d(1-r)$ の変化は少ないのに I は顕著に減少している。逆に、A1050P-O で

は $t_d(1-r)$ は σ_1 とともに顕著に増大しているのに I の変化は小さい。BsPI-1/4H は両者の間で、 $t_d(1-r)$ の増加に相応した I の減少が認められる。

Fig. 22は μ の変化と $t_d(1-2r/3)$ の変化との対応を

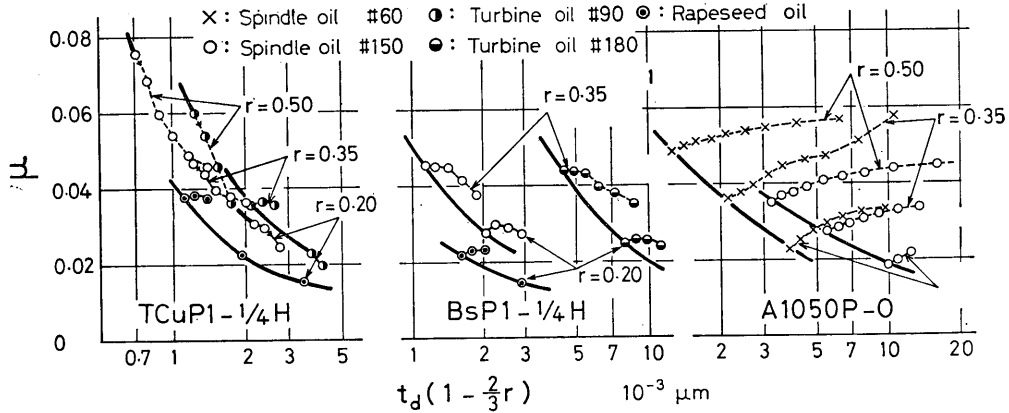


Fig. 22 Coefficient of friction versus $t_d(1-2r/3)$ (With back tension)

みたものである。TCuPI-1/4H では破線（後方張力を付加した場合）と実線（無張力時）とがほぼ一致している。これに対して、A1050P-O では破線は実線から離れ、 σ_1 によって $t_d(1-2r/3)$ は増大するのに μ はかえって若干増大している。BsPI-1/4H はここでも両者の中間的挙動を示す。その特徴を似かよった変形抵抗をもつ既報³⁷⁾の軟鋼板と比べると、鉱油の粘度によってもたらされる μ の差がわずかであるという点では似ているが、 μ の r 依存性が顕著であるという点で異なる。

上述の A1050P-Oの結果については次の3つの理由が考えられる。第1は、 σ_1 増大に伴う I の減少がわずかであったことから示唆されるように、ロール間隙へ導入される油量の増加が接触率の減少に有効に寄与していないことである。第2は、接触部の摩擦せん断応力を一定とすると⁹⁾、 σ_1 によるロール面圧の減少が μ を増大させる可能性をもつことである。第3は Fig. 14 で述べたよう

に、 σ_1 増加に伴う δ の減少が Fig. 23 に例示するように板のロールに対する相対すべり s を増大させることである。ここで、

$$s = \int_0^{L'} \frac{|U_0 - U|}{U} \cdot dx \quad (5)$$

U : 接触弧上の位置 x における板の速度、である。

5. 結論

後方張力は入口圧力を低下させ、式(4)で定義されるパラメータ t_d から予測されるとおり、ロール間隙への潤滑剤の侵入を助長する。その結果、多くの場合摩擦係数は減少し、圧延された板の光沢も減少する。しかしながら、この傾向は材質によっても影響され、 t_d による予測と比べると、TCuPI-1/4H は光沢 I の減少が著しく摩擦係数 μ の減少は相応である。A1050P-O では I の減少が少なく μ はかえって増大する。BsPI-1/4H は両者の間で、 I の減少は相応であるが μ の減少は少ない。従って又、平均圧延圧力の減少率は圧下率や潤滑剤だけでなく材質によって異なり、TCuPI-1/4H で大、A1050P-O で小、BsPI-1/4H で中位であった。

以上、後方張力付加に伴う圧延荷重・圧延動力・先進率（材料速度）などの変化は μ 一定を仮定した圧延理論では必ずしも正確に予測できないことを指摘するとともに、後方張力による μ の変化が提案されたパラメータと材質に依存する様子を明らかにした。

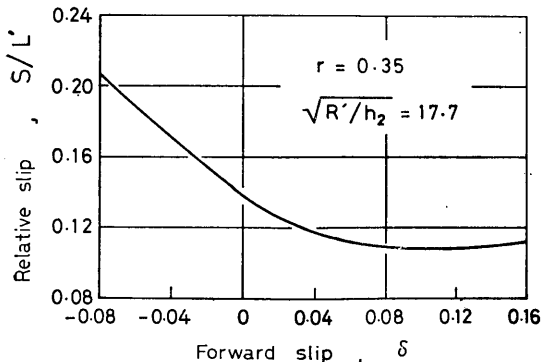


Fig. 23 Relative slip of strip to roll versus forward slip

文献

- 1) 水野：塑性と加工，7-66 (1966)，383.
- 2) 水野・松原・木村：日本機械学会誌，71-595 (196)

- 8), 1037.
- 3) 水野：塑性と加工, 16-171 (1975), 337.
- 4) 水野：同上, 10-102 (1969), 521.
- 5) Ford, H., Ellis, F. and Bland, D.R.: J. Iron Steel Inst., 168 (1951), 57.
- 6) Bland, D.R. and Sims, R.B.: Proc. Instn. Mech. Eng., 167 (1953), 371.
- 7) 水野・原：塑性と加工, 16-168 (1975), 37.
- 8) 水野：同上, 7-68 (1966), 447.
- 9) 春日：例えば, 潤滑, 16-10 (1971), 748.