

論 文

UDC 621.771.016.3 : 620.191.73 : 669.14-415

薄鋼板の冷間圧延におけるヒートストリークの発生機構

鎌田 征雄*・北村 邦雄*・北浜 正法*・片岡 健二*

中川吉左衛門*²・青木 茂雄*³・松田 修*³・吉田 昭茂*⁴

Mechanism of Heat Streak Formation in Cold Rolling of Thin Gauge Steel Strip

Ikuo YARITA, Kunio KITAMURA, Masanori KITAHAMA, Kenji KATAOKA,
Kichizaemon NAKAGAWA, Sigeo AOKI, Osamu MATUDA, and Akisige YOSIDA

Synopsis :

Heat streaks are surface defects which often occur in cold rolling of thin gauge steel strip. Rolling conditions influencing the heat streak formation have been investigated using the commercial rolling mills. The mechanism of heat streak formation was revealed by microscopic observation of work rolls and rolled strip surface, and by analysis of oil film conditions in contact arc using elastohydrodynamic lubrication theory.

The summaries are as follows ;

- (1) Grinding scratches on a work roll form heat streaks in each case of heavy reduction rolling, high speed rolling, rolling of hard material and cooling with an insufficient coolant flow rate.
- (2) Grinding scratches extremely increase oil film pressure and temperature around the scratches. When the oil film breaks out due to the increase of pressure and temperature, heat streaks occur.
- (3) Two effective countermeasures were obtained. The first is to control the size of roll surface defects under 3 μm , and the second is to use rolling oil of high boundary lubricity which can endure high pressure and temperature.

1. 緒 言

薄鋼板の冷間圧延において、ヒートストリークと呼ばれるロールと圧延材料との焼付き現象による表面損傷が発生することがある。これは、強圧下率や高圧延速度の場合、硬質（高変形抵抗）材料の圧延の場合、圧延油の潤滑性が悪い場合およびロールクーラントの冷却効果が小さい場合に多発する。その結果として、表面品質の悪化、歩留りの低下、圧延能率の低下（圧延速度の低下やロール組み替え頻度の増大による）、圧延油やロールの原単位の増大など多くの悪影響を及ぼす。また、ミルクリン圧延油の開発上克服すべき問題のひとつになっている。これらのことから、ヒートストリークの発生機構の解明とその防止技術の確立が強く望まれている。

ヒートストリーク現象に関しては、圧延条件、潤滑油な

らびに圧延材料の成分組成による影響など巨視的な面からの報告^{1)~4)}はあるが、「ヒートストリークの発生機構」に関して検討はなされていなかった。

著者らは、実機冷間圧延による再現実験を行い、ヒートストリークの発生と圧延条件との関係を明らかにするとともに、ロールや圧延材料の表面性状を詳細に観察し、ヒートストリークの発生の主要原因を明らかにした⁵⁾⁶⁾。また、新しい潤滑理論である混合潤滑理論や弾性流体潤滑 (Elasto-Hydrodynamic Lubrication) 理論を若干の仮定のもとに圧延現象に適用し、ロール接触弧内の摩擦・潤滑挙動や潤滑油膜の挙動を解析することにより、ヒートストリークの発生機構を検討してきた⁷⁾⁸⁾。

本報告では、ヒートストリークが発生する圧延条件と、発生原因の検討結果および弾性流体潤滑理論による検討結果を示すとともに、防止方法について述べる。

昭和 54 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 55 年 12 月 1 日受付 (Received Dec. 1, 1980)

* 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho chiba 260)

*² 川崎製鉄(株)技術研究所 工博 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

*³ 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

*⁴ 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp.)

2. ヒートストリークの発生状況

実機4スタンド(STD)タンデムミルのNo.3 STD下側作業ロールに発生したヒートストリークの外観をPhoto. 1に示す。ヒートストリークは圧延方向に長く伸びており、またその発生位置はランダムである。圧延材料表面のヒートストリークの外観をPhoto. 2に示す。これは長さ約100mm、幅2mmにもおよび、ヒートストリークがかなり成長した状態のものである。このように顕著なヒートストリークが発生すると圧延製品は表面品質の面から格落ち品または不良品となる。一方、作業ロールのヒートストリーク部には微細な熱クラックが発生するために、ロール研削量を増加させねばならず、

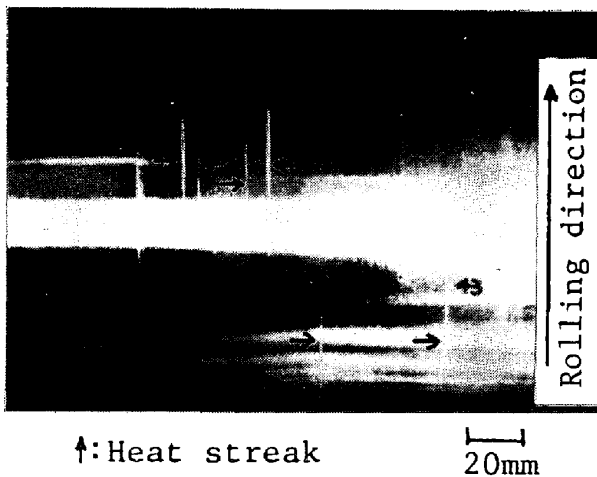


Photo. 1. Heat streaks occurred on work roll surface.

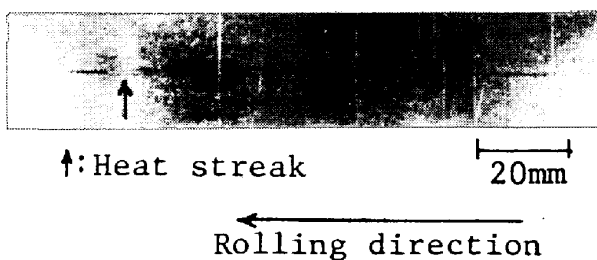


Photo. 2. Heat streak occurred on rolled strip surface.

ール原単位を大幅に増大させることになる。

3. 実機圧延機による実験

3.1 圧下率、圧延速度、クーラント流量の影響

3.1.1 実験方法および実験条件

千葉製鉄所4STDタンデムミルにおいて、Table 1に示すような圧下スケジュールについて実験を行った。(A)は通常の圧下スケジュール (B)はNo.3 STDを強圧下率にしたスケジュール (C)はNo.4 STDのクーラント流量を常用の70%に減少させた通常の圧下スケジュールである。圧延速度は各スケジュールともに同一コイル内において、Fig. 1に示すように200~1200 m/minまで200 m/minごとに段階的に増大させた。各圧延速度ごとに、作業ロールおよび圧延材の表面のヒートストリーク発生状況を目視観察するとともに、巻き取り直後のコイル温度を表面接触温度計により測定した。

圧延後の圧延材は、精整ラインにおいて各圧延速度ごとにサンプリングした後、表面状態を光学顕微鏡などにより観察した。圧延前と圧延後の作業ロール表面は光学顕微鏡(ロール顕微鏡)により直接観察した。

作業ロールは全て研削直後のブライトロール($R_a = 0.3 \sim 0.5 \mu\text{m}$)を用いた。圧延材は低炭リムド鋼である。圧延油は濃度5%、温度 50°C の牛脂系圧延油であり、リサーキュレーション方式により供給した。

3.1.2 実験結果

Fig. 2に、各スタンドの圧延速度と圧下率に対するヒ

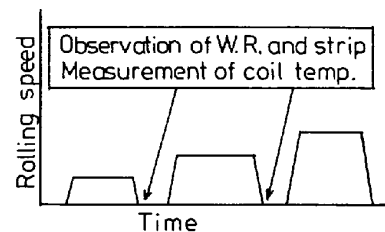


Fig. 1. Schematic diagram of experimental method (experimented in 4 stands cold tandem mill).

Table 1. Experimental rolling schedules in 4 stands tandem mill.

Schedule	Stand No.	Reduction (%)					Hot gage (mm)	Mill gage (mm)
		1	2	3	4	Total		
A		42.8	41.6	41.6	25.0	85.4	2.6	0.38
B		37.5	37.5	50.0	25.0	85.4	2.6	0.38
C		42.8	38.0	38.0	25.0	83.5	2.3	0.38

Schedule A : Standard schedule.

Schedule B : Heavy reduction at No. 3 stand.

Schedule C : Insufficient coolant flow rate at No. 4 stand, standard schedule.

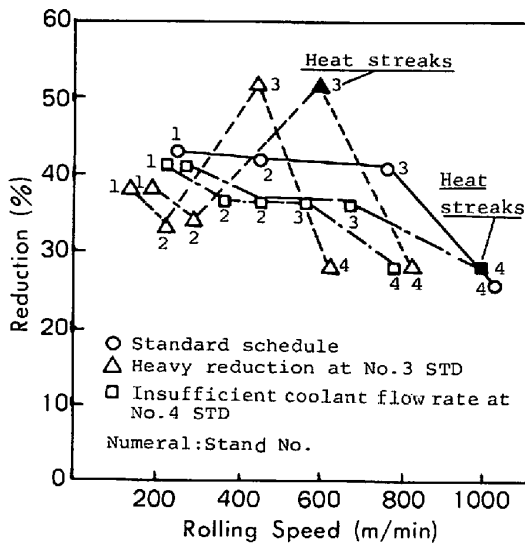


Fig. 2. Relation between cold rolling conditions and heat streak (experimented in 4 stands cold tandem mill).

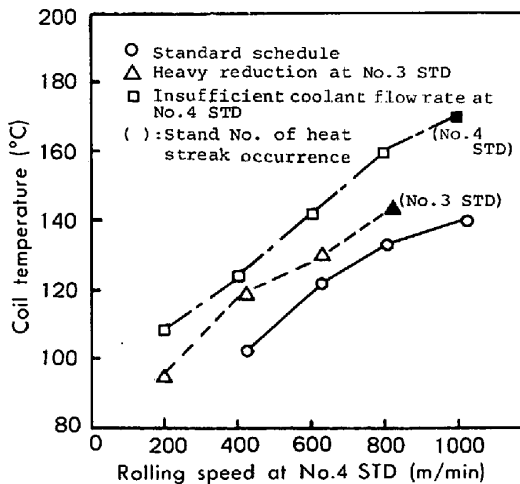


Fig. 3. Relation between coil temperature after rolling and rolling speed at No. 4 STD (experimented in 4 stands cold tandem mill).

ートストリークの発生状況を示す. Fig. 3 はこの場合の No. 4 STD の圧延速度と巻き取り直後のコイル温度との関係を示したものである. 通常の圧下スケジュールの場合には, 圧延速度が 1000 m/min においてもヒーストリークは発生しないが, No. 4 STD のクーラント流量を常用の 70% に減少させた場合には, 通常の場合と比較し, コイル温度が 20~30°C 高く, 圧延速度が 1000 m/min のときに No. 4 STD においてヒーストリークは発生している.

No. 3 STD を強圧下率にした場合には, 通常の場合と比較し, コイル温度は 10~15°C 高く, No. 3 STD の圧延速度が 600 m/min (No. 4 STD では約 800 m/min) のときに No. 3 STD においてヒーストリークは発生している. これは強圧下率, 高圧延速度になる

ほど接触弧内の圧延圧力, 圧延材温度が高くなり, 摩擦・潤滑状態が苛酷になるためである⁷⁾.

このように, ヒーストリークは強圧下率, 高圧延速度, クーラント流量が少ない場合に圧延材温度が高くなり発生している.

3.2 ロール表面粗度の影響

3.2.1 実験方法および実験条件

水島製鉄所 5 STD タンデムミルにおいて Table 2 に示すように表面粗度 0.18, 0.3, 0.5 μm (Ra) の作業ロールを No. 5 STD 下側ロールに組み込み実験を行った. 上側作業ロールの表面粗度はそれぞれ 0.3 μm (Ra) とした. 表面粗度は #120 砥石を使用し, 切り込み量と研削回数を変えて仕上げることにより変化させた. 各粗度のロールで1コイル (30 t) ごとに圧延速度を 1300, 1400, 1500 m/min と変えて3コイル圧延した後, 下側作業ロールに発生したヒーストリークの発生数と最大長さを測定した. また, 圧延速度ごとに巻き取り直後のコイル温度を表面接触温度計により測定した. 圧延材は低炭アルミキルド鋼を用い, 板厚 2.3 mm

Table 2. Experimental rolling conditions in 5 stands tandem mill.

Roll roughness at No. 5 stand (μmRa)		Rolling speed at No. 5 stand (m/min)		
Top	Bottom	1 st coil	2 nd coil	3 rd coil
0.3	0.18	1 300	1 400	1 500
0.3	0.3	1 300	1 400	1 500
0.3	0.5	1 300	1 400	1 500

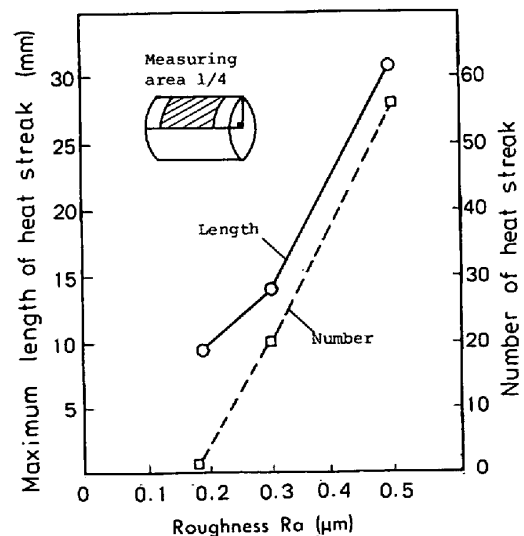


Fig. 4. Relation between surface roughness of bottom work roll at the final stand and heat streak after rolling of 3 coils (experimented in 5 stand cold tandem mill).

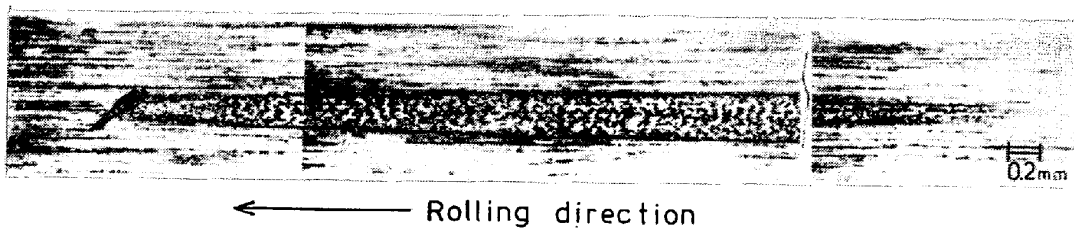


Photo. 3. Heat streak occurred from scratch on work roll surface.

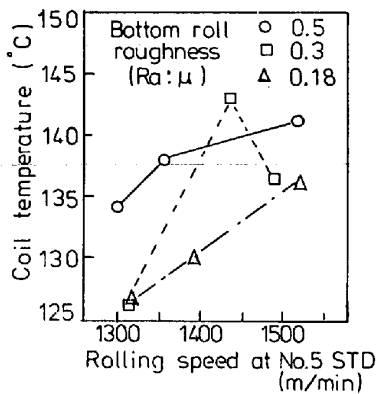


Fig. 5. Relation between surface roughness of bottom work roll at the final stand and coil temperature after rolling. (experimented in 5 stand cold tandem mill)

から0.353 mmまで圧延した。No. 5 STDの圧下率は25%である。圧延油は濃度5%、温度50°Cの鉱油系圧延油であり、リサーキュレーション方式によつて供給した。

3.2.2 実験結果

ロール表面粗度とヒートストリーク最大長さおよびヒートストリーク発生数との関係を Fig. 4 に、ロール表面粗度と巻き取り直後のコイル温度との関係を Fig. 5 に示す。ロール表面粗度が大きくなるとコイル温度が上昇し、ヒートストリークの発生数や最大長さは増大していくことがわかる。これはロール表面粗度が大きいほど、ロール接触弧内におけるロールと圧延材との境界潤滑領域が増し、圧延圧力、圧延材温度が上昇するためである⁷⁾。また、この場合表面粗度の大きいロールの方が、粗度の小さいロールに比較して、ロール研削時の切り込み量を多くしていることから、3.3.2 項で述べるような研削スクラッチの深いものが多いと推定される。研削スクラッチの深い方が、4.3.3 項で述べるようにスクラッチ近傍の潤滑状態がより厳しくなるために、ヒートストリークの発生数、最大長さが増大するものと考えられる。

3.3 ヒートストリークの発生原因

3.3.1 ヒートストリーク起点の形態

作業ロール表面に発生したヒートストリークの光学顕

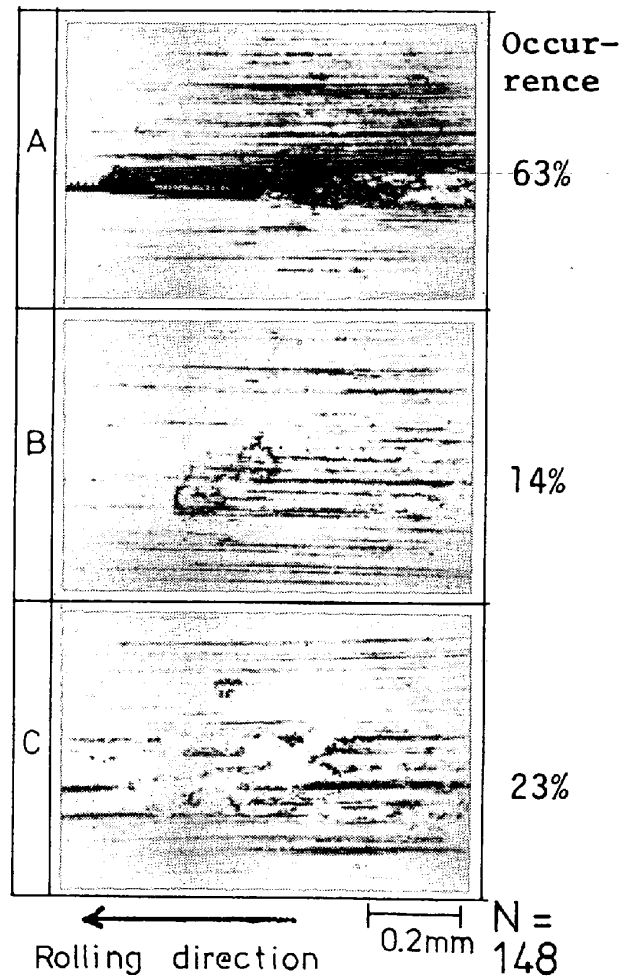


Photo. 4. Forms of the starting point of heat streaks on work roll surface.

微鏡写真の一例を Photo. 3 に示す。ヒートストリークは圧延方向先端部のスクラッチを起点として発生していることがわかる。その幅は起点から徐々に増大し、中央部から後端部になるにしたがい狭くなり、そして消滅している。

ヒートストリークの起点部を観察した結果、Photo. 4 に示すような3種類の形態があることが判明した。Photo. 4(A) はスクラッチ状の凹み(後述するのように、ロール研削時に発生した研削スクラッチ)、(B)は円形状の凹み、(C)は凸状のものである。研削スクラッチ(A)から発生しているヒートストリークが最も多く、148

本のヒートストリークの約 63% を占めている。(B), (C)の形態のヒートストリークは発生率が低く, 再現性もなかった。(B), (C)の起点は圧延前の作業ロール表面には観察されていないことから, 圧延中に発生するものと推定される。

3.3.2 ロールおよび圧延材表面の観察

研削後で圧延する前の作業ロール表面を詳細に観察した結果, 研削スクラッチが多数存在した。研削スクラッチは, 粒度 #120 砥石で研削した作業ロール表面に, 少なくとも 50 本/m² の割合で存在していた。研削砥石の粒度 #46 あるいは #120 で研削した場合のロール表面の代表的な研削スクラッチを Photo. 5 に示す。粒度 #120

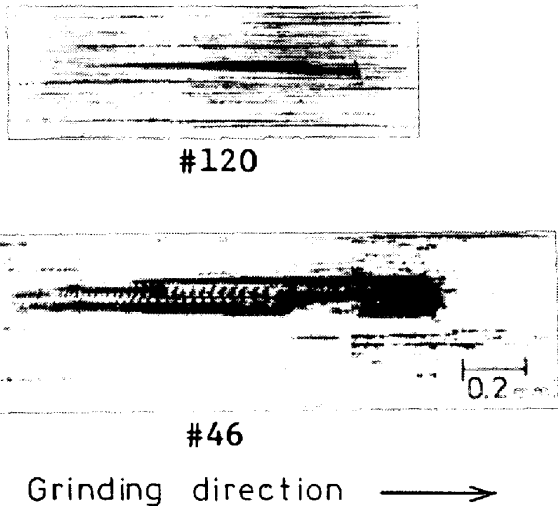


Photo. 5. Difference of roll surface scratches with grain size of grinding wheels.

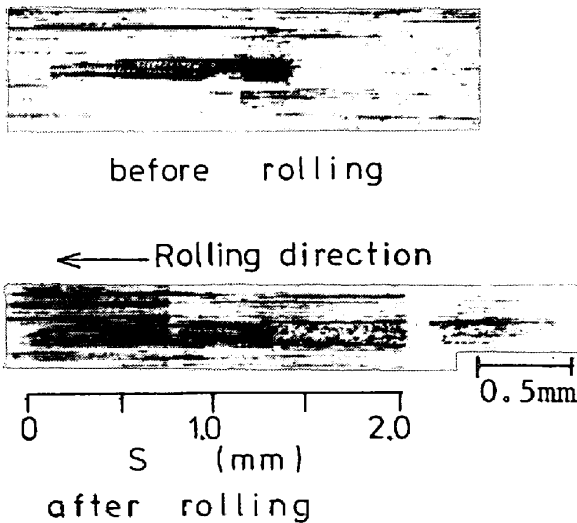


Photo. 6. Grinding scratch before rolling and heat streak occurring from the scratch after rolling on work roll surface. (Grain size of grinding wheel : #46., S : Distance from the top of scratch)

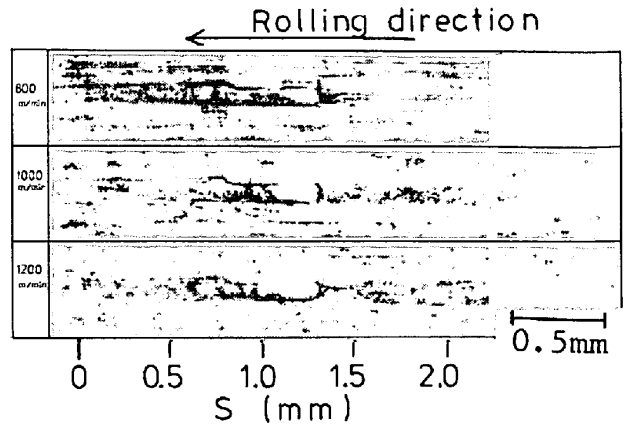


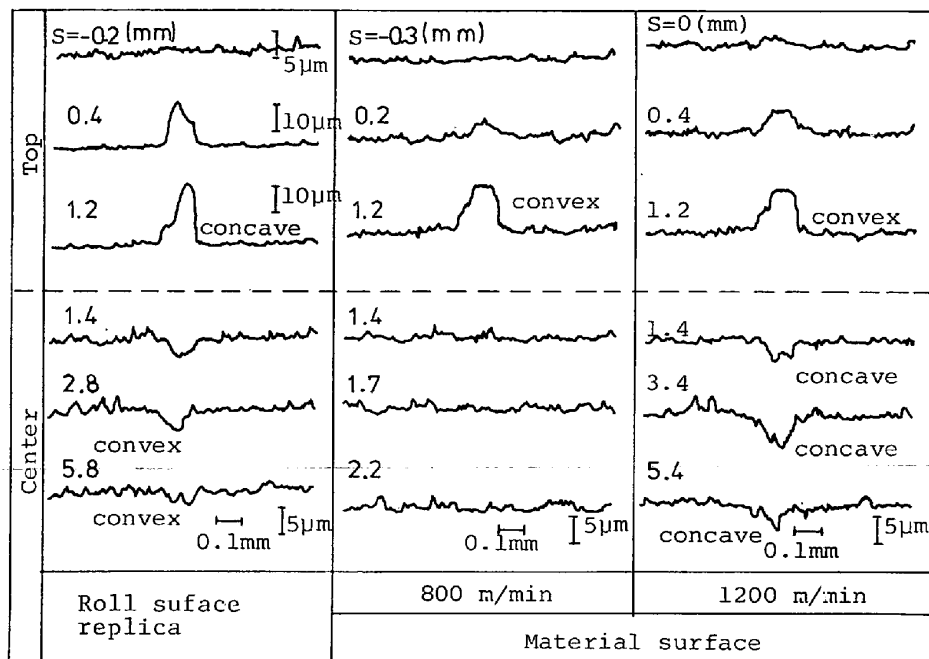
Photo. 7. Growth of heat streak on rolled strip with the increase of rolling speed. (S : Distance from the top of scratch)

の砥石で研削した場合のスクラッチ幅は 50 μm, 深さは 10 μm 程度であり, 粒度 #46 の砥石で研削した場合のスクラッチ幅は 150 μm, 深さは 20 μm 程度である。長さは 0.1~3 mm 程度である。粒径の大きな砥石で研削した方がスクラッチ幅, 深さが大きい。

圧延前の作業ロール表面に存在する研削スクラッチと圧延時にこれを起点として発生したヒートストリークの一例を Photo. 6 に示す。これは 4 STD タンデムミルの No. 4 STD においてクーラント流量を変えた実験において行つた。

このロールのスクラッチに対応する圧延材表面を圧延速度ごとに示したものが Photo. 7 である。圧延速度が 800 m/min のときには圧延材表面にロールの研削スクラッチが転写されているが, ヒートストリークには至っていない。圧延速度が 1000 m/min になると研削スクラッチの転写部を起点としてヒートストリークが発生している。圧延速度が 1200 m/min になるとヒートストリークはさらに成長していることがわかる。

Fig. 6 は Photo. 6, 7 に示した作業ロールおよび圧延材の表面に発生したヒートストリークの表面プロフィールを触針式粗度計により, 圧延方向と直角の方向に測定した結果である。ロールに関しては, いったんレプリカにとりこれを測定した。ロール表面のヒートストリークの起点部(研削スクラッチ)は 20 μm 程度の凹みであり, これに対応して圧延材表面は転写による凸プロフィールがみられる。圧延材表面は圧延速度が 800 m/min の場合には起点部の凸プロフィールが認められるだけである。1200 m/min の場合には圧延材表面のヒートストリーク中央部は凹プロフィールとなっており, これに対応してロール表面でのヒートストリーク中央部は逆に凸プロフィールとなつている。このことはヒートストリークの中央部



S : Distance from the top of scratch

Fig. 6. Surface profiles of heat streak on work roll and the corresponding part of rolled material.

では圧延材がロールに焼付いていることを示している。

以上のことから、ヒートストリークの主要原因はロール研削時に発生した研削スクラッチであり、強圧下率、高圧延速度、クーラント流量が少ない場合にロール接触弧内の摩擦、潤滑状態が苛酷になり、これを起点としてヒートストリークが発生することがわかる。

4. 弾性流体潤滑(EHL)理論によるヒートストリーク発生機構の検討

前述のように、ヒートストリークは主に研削スクラッチを起点として発生する非常に局所的な現象であり、これに関して、従来の圧延理論はもちろんのこと、混合潤滑理論などによる解析検討を行っても巨視的な結果しか得られない。いつぼう、軸受や歯車潤滑においては furrow, debris などと呼ばれる表面疵の影響を EHL 理論により解析した報告がみられる⁹⁾¹⁰⁾。

本章では、ある仮定のもとに EHL 理論を圧延に適用し、ロール表面に凹型や凸型の疵が存在する場合の油膜厚、油膜圧力、油膜温度を解析することにより、局所的な現象であるヒートストリークの発生機構を検討した。

4.1 EHL理論

4.1.1 仮定

(1)円筒-平面型の接触モデルとし、接触弧はほぼ左右対称とする (2)圧延材料は弾性変形をする (3)接触弧内には必ず流体潤滑油膜が存在する (4)油膜は十分に薄いので、膜厚方向に圧力は一定とみなし、膜厚方向

の流れの速度成分は無視する (5)ロール表面の疵は無限度、有限長さ(二次元近似を行う)のものとするなどの点である。

4.1.2 基本式

前節の仮定のもとでの基本式を以下に示す。

(1) 圧力と油膜厚さの関係式 (Reynolds 方程式)

$$h^3 \cdot ds/dx = 6\eta(u_r + u_s)(h - h_m) \dots\dots\dots (1)$$

(2) 油膜厚さの式 (幾何学的形状+弾性変形+表面疵)

$$h = h_0 + x^2/2R + v + h_d \dots\dots\dots (2)$$

(3) 潤滑油の粘度式

$$\eta = \eta_0 \exp\left\{\alpha S^n - \beta\left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T_m}\right)\right\} \dots\dots\dots (3)$$

(4) 弾性変形の式 (半無限体の変形, 平面歪み)

$$v = -\frac{2}{\pi E_{eq}} \int_{t_1}^{t_2} S(t) \ln(x-t)^2 dt + C_0 \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 $\frac{1}{E_{eq}} = \frac{1}{2} \left\{ \frac{1-\nu_s^2}{E_s} + \frac{1-\nu_r^2}{E_r} \right\}$

(5) 荷重の式

$$W = \int_{t_1}^{t_2} S(x) dx \dots\dots\dots (5)$$

(6) エネルギー方程式 (油膜内の熱伝導方程式)

$$\rho_f C_f u_f \frac{\partial T_f}{\partial x} - k_f \frac{\partial^2 T_f}{\partial y^2} = \eta \left(\frac{\partial u_f}{\partial y} \right)^2 \dots\dots\dots (6)$$

(7) 油膜の速度分布 (粘性流れ+圧力差)

$$u_x = \frac{1}{2\eta} \frac{dS}{dx} (y^2 - hy) + (u_r - u_s) \frac{y}{h} + u_s \dots\dots\dots (7)$$

(8) 油膜圧力に関する境界条件

入測遠方 $x = -\infty; S = 0$ (8)

出口点 $x = t_2; S = dS/dx = 0$ (9)

(9) 油膜温度に関する境界条件

圧延材表面 $y = 0$;

$T_s = T_f(x, 0) = (\pi \rho_s C_s u_s k_s)^{-1/2}$

$\int_{-\infty}^x k_f \frac{\partial T_s}{\partial y} \Big|_{y=0} (x-\xi)^{-1/2} d\xi$ (10)

ロール表面 $y = h$;

$T_r = T_f(x, h) = (\pi \rho_r C_r u_r k_r)^{-1/2}$

$\int_{-\infty}^x -k_f \frac{\partial T_f}{\partial y} \Big|_{y=h} (x-\xi)^{-1/2} d\xi$ (11)

ここで、 x : 圧延方向座標、 y : 膜厚方向座標、 S : 油膜圧力、 h : 油膜厚さ (h_0 : 中央、 h_m : 出口点)、 R : ロール半径、 u : 速度、 v : 弾性変形量、 h_d : 表面疵による油膜厚さの増加量 (+ : 凹疵、- : 凸疵)、 E_{eq} : 等価ヤング率、 E : ヤング率、 ν : ポアソン比、 C_0 : 積分定数、 W : 単位幅荷重、 t_1, t_2 : 圧力発生範囲、 η : 潤滑油 (圧延油) の粘度、 η_0 : 常温、常圧における粘度、 α : 粘度の圧力依存指数、 n : 修正係数、 β : 粘度の温度依存指数、 T : 温度 (T_m : 油膜平均温度、 T_0 : 基準温度)、 ρ : 密度、 C : 比熱、 k : 熱伝導率 また、添字は f : 潤滑油、 r : ロール、 s : 圧延材を示している。

4.1.3 数値計算

数値計算は小野の方法¹¹⁾にしたがい、前述の基本式を無次元表示するとともに、一次元の差分方程式化して、非線型連立方程式の解法のひとつで収束性がよいといわれる Newton-Raphson 法を用いて行つた。

計算のフローチャートを Fig. 7 に示す。油膜厚さ、油膜圧力の収束判定は誤差 $\epsilon < 10^{-4}$ 、油膜温度の収束判定は $\epsilon < 10^{-3}$ により行つた。

4.2 計算条件

ここでは3.1節の4 STD タンデムミル No. 3 STD の圧延データをもとに検討を行つた。荷重、速度条件を Table 3 に示す。ケースAは圧下率 51%、ロール速度 595 m/min、ケースBは圧下率 52%、ロール速度 288 m/min、ケースCは圧下率 41%、ロール速度 598 m/min の場合の圧延荷重、圧延速度条件に相当する。単位幅荷重は平均圧延圧力と Hertz の平均接触圧力が一致

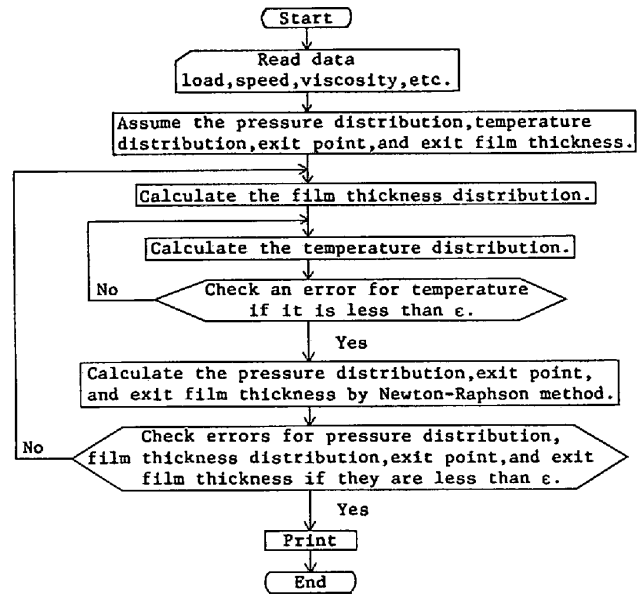


Fig. 7. Calculation flow chart of Elasto-Hydrodynamic Lubrication model.

するように決めた。速度条件は、本計算における接触弧内の $X = -1 \sim 0$ ($X = x/a$; a : Hertz の半接触幅) を圧延における入口点から中立点、 $X = 0 \sim 1$ を中立点から出口点とみなして、圧延における速度分布にもとづいて材料速度を決定した。圧延油の粘度の温度依存性は、市販チクソトロメータにより実測した。圧力依存性は Dow らの測定結果¹²⁾をもとに、低圧力から高圧力までを精度よく表現できる (3) 式を用いた。圧延油の比重や熱伝導率は CHENG らの値¹³⁾を引用した。計算に使用した値は以下のとおりである。

$E_s = E_r = 21\ 000$ (kg/mm²), $\nu_s = \nu_r = 0.3$, $\rho_s = \rho_r = 7.8 \times 10^{-6}$ (kg/mm³), $\rho_f = 0.9 \times 10^{-6}$ (kg/mm³), $C_s = C_r = 4.696 \times 10^4$ (mm/°C), $C_f = 1.706 \times 10^5$ (mm/°C), $k_s = k_r = 3.753$ (kg/°C·s), $k_f = 1.765 \times 10^{-2}$ (kg/°C·s), $\eta_0 = 4.213 \times 10^{-9}$ (kg·s/mm²), $\beta = 134.2$ (°C), $T_0 = 50$ (°C), $n = 0.4073$, $\alpha = 1.068$ (kg/mm²)⁻ⁿ, $R = 295$ mm

4.3 計算結果とその検討

4.3.1 表面疵が油膜圧力、油膜温度に及ぼす影響

Fig. 8 に Table 3 のケースAにつきロール表面疵が接触弧内の油膜厚さ、油膜圧力、油膜温度に及ぼす影響

Table 3. Load and speed conditions in Elasto-Hydrodynamic Lubrication model.

Case	Load per unit width (kg/mm)	Mean Hertz pressure (kg/mm ²)	Velocity of strip (mm/s)	Velocity of roll (mm/s)	Heat streak
A	530.8	63.85	4 920~10 029	9 917	Occur
B	559.3	65.58	2 348~ 4 862	4 800	Not occur
C	461.5	59.72	5 914~ 9 979	9 967	Not occur

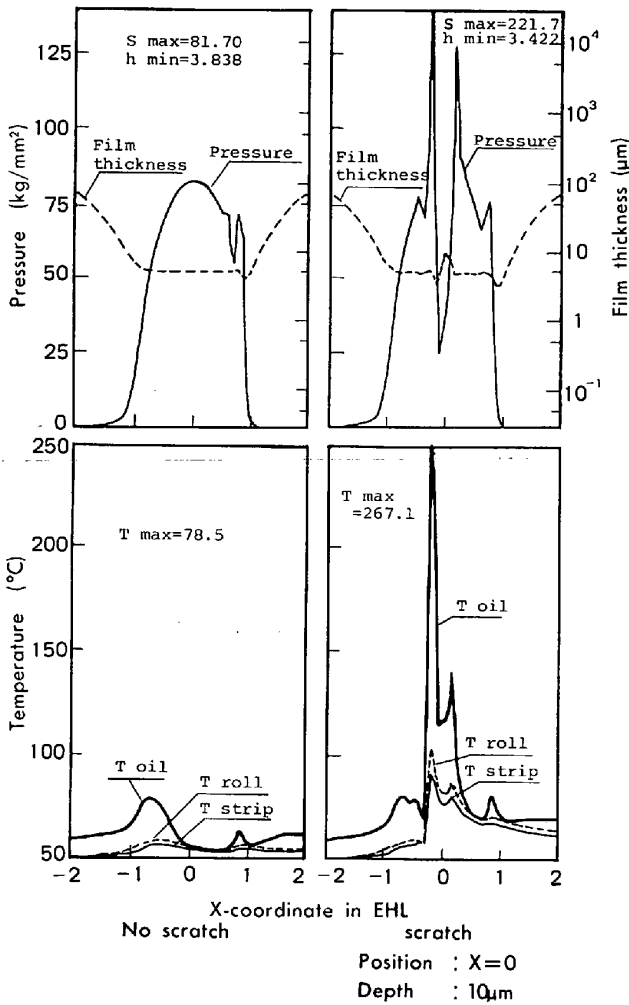


Fig. 8. Influence of the roll scratch on film thickness, pressure and temperature.

を示す。ここでは、長さ 1 mm、深さ 10 μm の二等辺三角形の凹疵を想定しており、疵は接触弧の中央 ($X=0$, 中立点) に位置する場合を計算した。

ロールに表面疵がない場合には、通常円筒-平面接触の計算であり、油膜厚さ、油膜圧力とも通常いわれている挙動を示している。すなわち、圧力分布をみると、出口点近傍の圧力が開放（ゼロになる）される直前でプレッシャースパイクと呼ばれる圧力上昇がみられ、その部分の油膜厚さが減少している。この場合の最高油膜圧力は 82 kg/mm^2 、最小油膜厚さは 3.8 μm である。また、最大油膜温度は 79°C になる。これに対して、ロール表面に凹疵が存在する場合には疵の前端、後端において、油膜厚さが減少するとともに油膜圧力と油膜温度が急激に上昇する。すなわち、最小油膜厚さは 3.4 μm 、最高油膜圧力は 222 kg/mm^2 になり、最高油膜温度は 267°C に達する。疵のない場合に比較し、局部的に非常に苛酷な潤滑状態になることがわかる。Table 4 に Table 3 のケース A, B, C につきロール表面に深さ 10 μm の凹

Table 4. Influence of rolling conditions on film thickness, pressure and temperature. (With scratch Position : $X=0$, Depth : 10 μm)

Case	S max (kg/mm ²)	h min (μm)	T oil (°C)	T roll (°C)	T strip (°C)
A	221.7	3.422	267.1	103.1	91.65
B	210.0	2.607	212.0	109.3	104.9
C	204.9	3.623	142.1	75.24	69.91

疵がある場合の最小油膜厚さ、最大油膜圧力、最大油膜温度などの結果を示す。圧延速度が高い場合や圧下率が大きい場合には局部的な油膜圧力、油膜温度もかなり高くなることわかる。

このように圧延条件が苛酷になりロール表面に研削時の研削スクラッチによる疵があると、その部分で局部的に圧力上昇、温度上昇が著しくなり、油膜の破断から焼付きに至ることが本計算結果から予想される。これがヒートストリーク発生メカニズムであろう。

4.3.2 凹疵と凸疵の比較

ここでは、ロールと同程度の硬さをもつた異物が混入した場合を想定した凸疵と研削スクラッチのような凹疵がロール表面に存在した場合について、潤滑状態の厳しさを比較した。計算は前節と同様にケース A の圧延条件につき、凹疵の場合は深さ 6 μm 、凸疵の場合は高さ 6 μm の三角形形状について行つた。疵の位置は $X=0$ (中立点相当部) である。

Fig. 9 に油膜厚さ、油膜圧力、油膜温度の接触弧内における分布を示す。凹疵の場合には疵の前後端部において圧力、温度が急上昇したが、凸疵の場合には疵の頂点において圧力、温度が急上昇している。この場合、凹疵に比べて凸疵のほうが圧力、温度とも高くなり、潤滑状態が厳しく、ヒートストリークが発生しやすいことがわかる。

4.3.3 疵の大きさの影響

ここでは、 $X=0$ (中立点相当部) に凸疵や凹疵がある場合に、その大きさ (凹疵：深さ、凸疵：高さ) による接触弧内の最小油膜厚さ、最大油膜圧力、最大油膜温度に及ぼす影響を検討した。Fig. 10 に計算結果を示す。

凹疵、凸疵とも大きくなるにしたがい油膜厚さは減少し圧力、温度は増大するのがわかる。いずれの大きさでも凹疵に比較し、凸疵のほうが厳しい潤滑状態になることがわかる。また凹疵、凸疵とも 3 μm 以上の大きさになると温度上昇は著しくなる。

これから、凹疵にしても凸疵にしても 3 μm 以下の大きさにすれば温度や圧力の上昇は小さめに抑えられ、ヒ

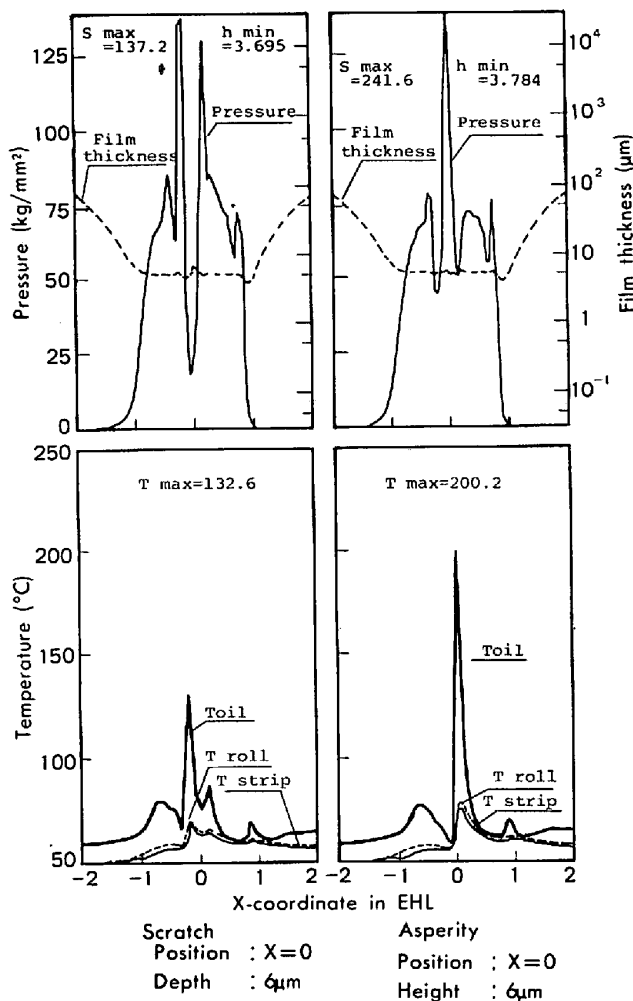


Fig. 9. Influence of the roll scratch and asperity on film thickness, pressure and temperature.

ートストリークは防止されることが示唆される。また、耐圧力、耐温度特性に優れた潤滑特性をもつ圧延油がヒートストリークの防止には必要であることも示唆される。

5. 結 言

薄鋼板の冷間圧延において発生するヒートストリーク現象に関し、実機実験による解析や EHL 理論による解析を行い、その発生機構を検討した。これらから次の結論が得られた。

- (1) ヒートストリークの主要原因はロール研削時に発生した研削スクラッチである。
- (2) ヒートストリークは高圧下率、高圧延速度、クーラント流量が少ない圧延条件の場合にロール接触弧内の潤滑状態が苛酷になり、前記の研削スクラッチを起点として発生する。
- (3) ロール表面粗度が大きい場合、研削スクラッチ

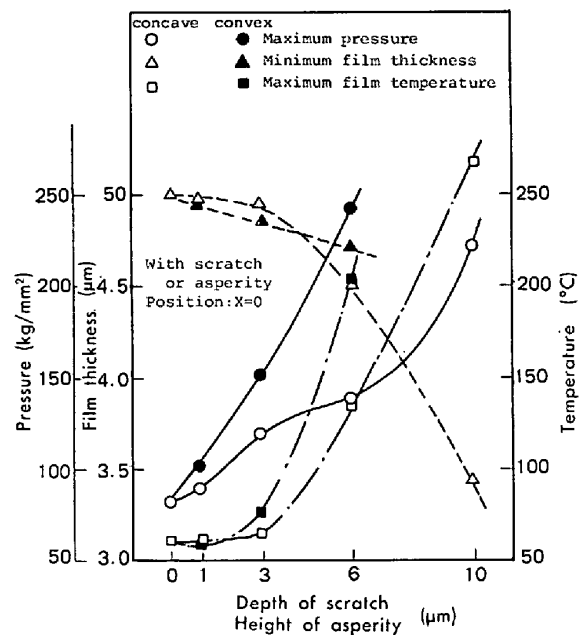


Fig. 10. Influence of depth of the roll scratch and height of asperity on minimum film thickness, maximum film pressure and maximum film temperature.

も大きくなり、ヒートストリークは発生しやすくなる。

(4) ロール表面に研削スクラッチのような凹形状の疵があるとその疵の前後端において局所的な油膜圧力、油膜温度の上昇をまねき、油膜破断からヒートストリークが発生することになる。

(5) 硬い異物の混入などによる凸形状の疵がある場合には、その疵の頂点において局所的な油膜圧力、油膜温度の上昇をまねく、凹形状の疵に比較して、凸形状の疵のほうが圧力、温度とも高くなり、ヒートストリークは発生しやすい。

(6) ロール表面の疵が $3 \mu\text{m}$ 以上の大きになると圧力、温度は急激に高くなり、ヒートストリークを発生しやすくなる。

(7) ヒートストリークの防止には、ロール表面の研削スクラッチや異物の混入などによる疵を $3 \mu\text{m}$ 以下にするか、または、耐圧力、耐温度特性に優れた圧延油を使用する必要がある。

終わりに、本研究を遂行するにあたって御尽力いただいた千葉製鉄所冷間圧延部、水島製鉄所薄板圧延部の関係者の方々に深謝いたします。

文 献

- 1) 佐藤捷夫, 上杉平二, 萩原文男, 野上 忠: 塑性と加工, 19(1978) 208, p. 395
- 2) 升田貞和, 有村 透, 岡戸 克: 鉄と鋼, 63(1977) 4, S224
- 3) 田村裕保, 細野弘夫, 戸ロ一男, 小林義弘: 昭和

- 54年度塑性加工春季講演会論文集, (1979), p. 387
- 4) 福山 敏, 岩崎 守, 西村邦雄: 昭和 54 年度塑性加工春季講演会論文集, (1979), p. 383
 - 5) 北村邦雄, 鏈田征雄, 中川吉左衛門, 青木茂雄, 松田 修, 坂上武雄: 鉄と鋼, 65(1979) 2, A45
 - 6) 北村邦雄, 鏈田征雄, 片岡健二, 中川吉左衛門, 青木茂雄, 松田 修, 吉田昭茂: 第 30 回塑性加工連合講演会論文集, (1979), p. 81
 - 7) 鏈田征雄, 北村邦雄, 北浜正法, 片岡健二, 中川吉左衛門: 昭和 55 年度塑性加工春季講演会論文集, (1980), p. 165
 - 8) 北浜正法, 鏈田征雄, 北村邦雄, 片岡健二, 中川吉左衛門: 昭和 55 年度塑性加工春季講演会論文集, (1980), p. 169
 - 9) D. G. WYMER and A. CAMERON: Proc. Inst. Mech. Eng., 188 (1974), p. 221
 - 10) H. S. CHENG: Proc. 4th Leeds-Lyon Symp. on Tribology., (1977), p. 71
 - 11) 小野京右: 第 22 回潤滑学会講習会テキスト, (1977), p. 21
 - 12) T. A. Dow: Trans. ASME, Series F., (1975), p. 4
 - 13) H. S. CHENG and B. STERNLICHT: Trans. ASME, Series D., 87 (1965), p. 695