

分塊ロールのファイヤクラックの研究*

歌橋千之**・柳沢高義**・蜂須幹雄***・奥本武臣****

新山英輔*****・渡辺十郎*****・柴崎鶴雄*****

Study on the Fire Crack of Slabbing Mill Rolls.

Chiyuki UTAHASHI, Takayoshi YANAGISAWA,
Mikio HACHISU, Takeomi OKUMOTO, Eisuke NIYAMA,
Juro WATANABE and Tsuruo SHIBAZAKI

Synopsis:

A series of experiments were carried out on the effects of rolling variables on the occurrence of fire cracks on the roll surfaces of a universal type slabbing mill.

Types and arrangements of the nozzles for the roll cooling water were changed in succession, while observing the roll surfaces after rolling. It was established from both experiments and theoretical consideration that cooling of roll surface should be done at a location as far from the delivery point of the slabs as possible, in order to prevent thermal shocking, causing severe fire cracks. Yet, cooling should be performed in such a way that the rolls may be cooled sufficiently to minimize the rise in the overall temperature of the roll.

The maximum temperature of the roll surface at contact with slabs was determined by inspecting the hardness and microscopic structure of the quenched steel pieces plugged in the roll surfaces before rolling. The surface temperature was found to be from 470°C to 600°C, where the temperature of the bottom rolls was higher than that of the top rolls by about 30 degrees. The depth of heat-affected zone was found to be approximately 2mm from the surface, beyond which an instantaneous rise in temperature was less than 200°C.

The mode of machining and the roughness of the finished roll surface had no apparent effect on the occurrence of randomly oriented fire cracks, while they had definite influence on the occurrence of circumferential cracks. Every sharp notch on roll surfaces created by machining did not fail to lead to severe circumferential cracks. Apparently smooth surface provided by a flat-tipped bit also induced circumferential cracks. On the other hand, considerably rough surfaces provided by a sharp-tipped bit did not lead to such cracks.

Wear profiles of the top and bottom rolls were obtained by micrometer. The top rolls were worn 35% more in average than the bottom rolls.

Roll speed was recorded by means of 16mm motion picture. The top roll was found to revolve 2 degrees more than the bottom roll during a pass, which was an indication of the existence of slip between the top roll and the slabs, causing more wear on the top roll than the bottom roll. The greater wear of the top roll than the bottom roll was considered to be the main cause of the fact that less severe fire cracking was observed on the top roll than on the bottom roll.

Thanks to the two years study reported here, the rolling efficiency twice that of the initial state has been attained.

(Received 15 May 1964)

1. 緒 言

最近の分塊圧延機は大型化、高能率化されつつあり、従来の分塊圧延機にも生産量としてかなりのオーバーロードが要求されている。この要求達成のためのひとつの要因として分塊ロールの耐久性の向上を考えなければならない。耐久性の内容としては、耐折損、耐摩耗、耐ファイヤクラックがあげられるが、とくにファイヤクラックがこれらすべてに関連しており、さしあたってこの対

策を講じる必要がある。

* 昭和38年10月本会講演大会にて発表
昭和39年5月15日受付

** 川崎製鉄株式会社千葉製鉄所

*** 株式会社日立製作所勝田工場

**** 株式会社日立製作所日立研究所 理博

***** 株式会社日立製作所日立研究所

***** 株式会社日本製鋼所室蘭製作所 工博

***** 株式会社日本製鋼所室蘭製作所

ファイヤクラックというのは熱間圧延工場の作業員がよく用いる言葉で、熱間圧延用ロール、テーブルローラなどの表面に発生する亀甲状クラックを指している。線材、条鋼、形鋼、分塊、厚板および熱延薄鋼板の圧延に使用されるロールには程度の差こそあれ、ファイヤクラックが必ず発生する。中でも分塊ロールはもっとも顕著な一例である。通常の疲労が外部荷重の繰返しによる現象であるのに対して、ファイヤクラックは温度差による熱応力の繰返しによって発生する熱疲労と考えられる。

分塊ロールではファイヤクラックは圧延中の曲げ応力の繰返しによる折損の起点となり、あるいは疵除去のための旋削量の増加による早期径小磨却、あるいはスポーリングなどの原因となってロール寿命を制限するもっとも大きい因子とみなされる。これまでも ARANT²⁾、Hesse³⁾をはじめとする多くの研究があり、国内においてもロール製造者の研究⁴⁾⁵⁾があるが、いまだに所期の目的を十分に達成していないのが現状である。

実験室の研究は多くの仮定の下に行なわれるので、応用にあたっては、圧延機に組み込まれて使用されているロールについて直接に実験、検討を加えることがもっとも望ましい。これはロールの製造側、使用側双方の利益になるところと考え、今回、川崎製鉄、日立製作所、日本製鋼所が共同で川崎製鉄千葉製鉄所のユニバーサル型分塊圧延機を対象として研究を行なった。

研究の直接の動機は 36 年 10 月に稼動開始した上記圧延機の水平ロールの表面を観察したところ、製造者のいかに問わず上ロールにはほとんど亀甲状クラックを認めず、下ロールには程度の差こそあれ若干のクラックを認めたことにある。稼動当初より従来の分塊圧延機のロール水冷方式、水圧、水量などよりみて、ファイヤクラック発生状況が改善することは予想していたが、実績はこれを上廻るものがあった。そこで、さらに下ロールの状況を上ロールと同程度に改善することを目標にこの研究を開始した。実験の項目は下記の通りである。

- (1) ファイヤクラックの発生におよぼすロール水冷条件の影響 (ピックアップの影響を含む)
- (2) ロール表面温度の測定
- (3) ファイヤクラックの発生におよぼすロール表面仕上の影響
- (4) ロール摩耗量とファイヤクラックの関係
- (5) ロール速度の解析

これらに関する約 1 年間の実験の結果について以下に報告する¹⁾

2. 研究経過

2.1 対象圧延機

実験工場; 川崎製鉄 千葉製鉄所 第二分塊工場

型式; ユニバーサル式

製作者; Blaw-Knox 社

電動機; 水平圧延機 4,500 kW×2

 縦圧延機 3,000 kW×1

ロール; 水平圧延機 1,168 mmφ×2,434 mm
(46 in×96 in)

 縦圧延機 965 mmφ×2,210 mm
(38 in×87 in)

ロール回転数; 0~40~80 rpm

ロール冷却水ポンプ出口圧力; 10 kg/cm²

ポンプ容量; 500 t/hr

冷却水温度; 20~32°C

使用水量; 230~270 t/hr (含縦ロール)

つぎに圧延作業の平均的な条件を示すと、

鋼塊重量; 8~27 t

製品スラブ寸法; 厚さ 80~400 mm, 巾 900~1900 mm

パス回数; 7~19回 (普通鋼の場合)

圧延開始温度; 1200~1250°C

圧延終了温度; 1050~1100°C

ロール形状を Fig. 1 に、ロール冷却水配管系統図を Fig. 2 に、圧延機全景を Photo. 1 に、ロール入荷時の顕微鏡組織の一例を Photo. 2 に、ロールの成分と硬さを Table 1 に、パススケジュールの代表例を Fig. 3 に示す。

2.2 実験項目と実験方法

実験項目の詳細は Table 2 に示すとおりで、それぞれについて目的と方法を説明すると、

2.2.1 ロール表面状況

圧延完了後、あるいは 24 hr ごとのロール表面状況を写真撮影して記録した。石膏レプリカによりいっそう立体的な記録をすることができた。

2.2.2 ロール温度測定

Table 1. Ranges of composition and hardness of rolls.

C	Si	Mn	P	S
0.7/1.0	0.4/0.6	0.7/0.9	<0.020	<0.020
Ni	Cr	Mo	Hs	
0.2/0.6	0.8/1.1	0.4/0.6	30/33	

圧延後のロール温度はアルコール寒暖計によって測定したが、回転時の温度はまず接触熱電対を試み、ついで試料埋込法を試みて成功した。

2.2.3 ロール摩耗調査

摩耗はそれ自体として、またファイヤクラックに影響することにより、ロール寿命に関係すると考えられたのでマイクロメータにより圧延前後に径を測定した。組込み中に24 hr ごとの測定を試みたが立地条件の悪さのため十分の精度が得られなかった。

2.2.4 ピックアップとファイヤクラックの関係

フィードローラと下ロールの高さの差、すなわちピックアップが摩耗、ならびにファイヤクラックに関係すると考えてこれについて検討した。ピックアップ量設定の基準に関して各所の圧延機について調査したが、共通の考え方はパス・スケジュールと関連して経験的に決めるということであった。必要以上のピックアップはロールへの嚙込時の衝撃、フィード・ローラへの嚙出時の衝撃を大きくすると考えられるので、当初の75mm (3in) を50~62.5mm (2~2½ in) に調整してその効果をみた。

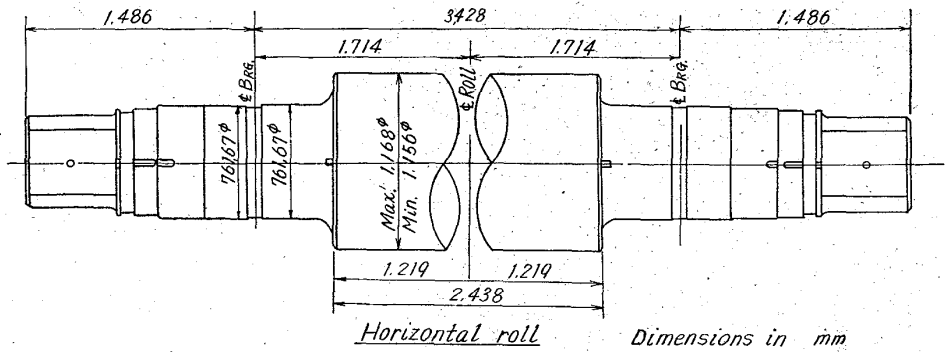


Fig. 1. Roll dimensions.

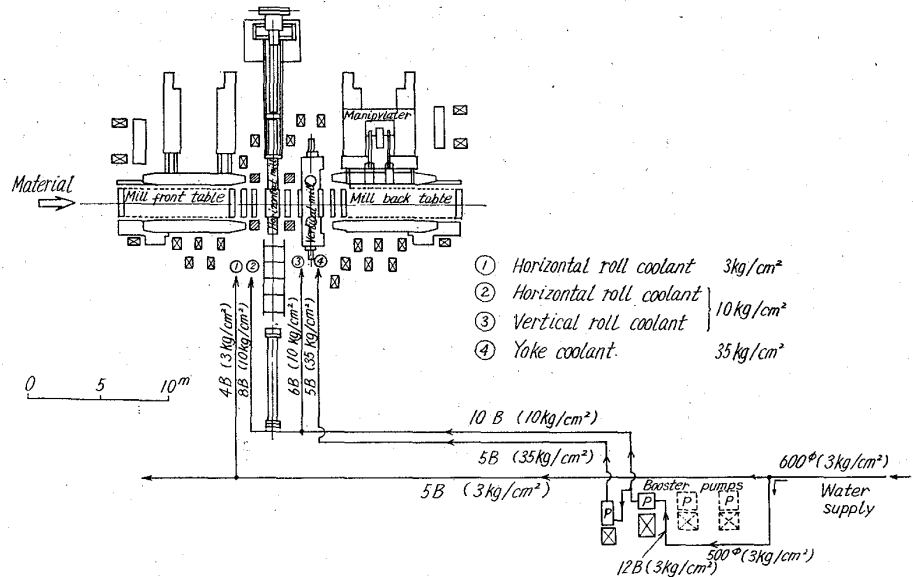


Fig. 2. Layout of roll coolant system.

2.2.5 水冷条件の変化とファイヤクラックの関係

ファイヤクラックの生成過程に水冷条件が影響することはその熱的機構から当然考えられるとともに、経験的にもそれが知られているが、具体的に特定のロール材質と圧延条件に適した水冷条件を決定する規準は知られていない。ここでは水量、水圧、ノズル形状と位置などを実用の範囲でいろいろ変化させてそのときのロール状況

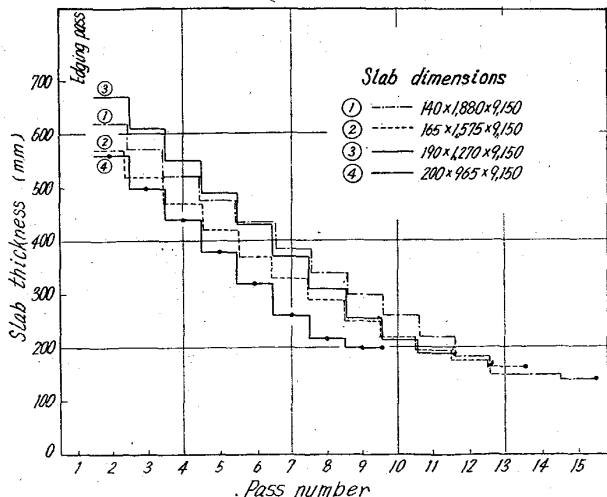


Fig. 3. Typical pass schedules.

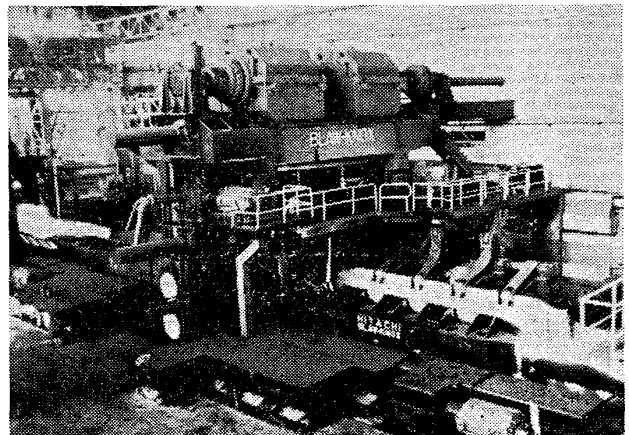


Photo. 1. General view of roll stand.

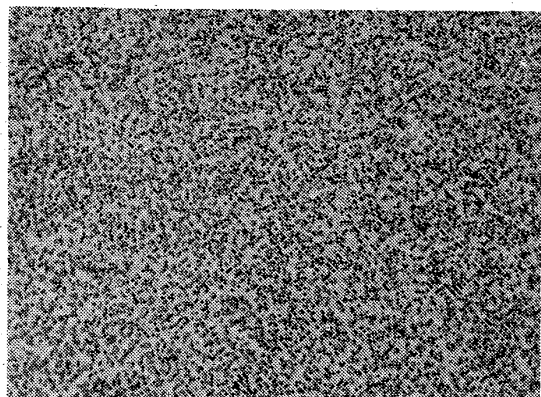


Photo. 2. Typical microscopic structure of a roll used in the study $\times 400$ (1/1).

Table 2. Subjects and procedures of experiments.

Subjects	Procedures
(1) Roll surface observation after rolling	(a) Photographing (b) Plaster replica
(2) Roll surface temperature measurement	(a) Alcohol thermometer (b) Contact thermocouple (c) Plugging technique
(3) Roll wear measurement	(a) Diameter measurement with micrometer
(4) Fire cracks vs. pick-up adjustment	(a) Photographing of roll surfaces with the change in pick-up height
(5) Fire cracks vs. roll cooling water	(a) Photographing of spray (b) Photographing of roll surfaces with the change in cooling conditions
(6) Tests of water spray nozzle	(a) Observation of spray pressure distribution by silica board test
(7) Fire cracks vs. roll surface finish	(a) Photographing of roll surfaces with the change in machining conditions
(8) Measurement of roll speed	(a) Motion (64 frames per second) photographing of rotating rolls.

すなわち温度、表面状況、摩耗などを調査した。

2・2・6 ロール冷却用ノズルの性能試験

試作ノズル採用に当ってその噴射水の圧力分布を調べるためにシリカボードに吹付けることにより試験を行なった。

2・2・7 ロール表面仕上とファイヤクラックの関係

この問題は当初には取上げてはいなかったが、水冷方式第Ⅱ期後半に急激に問題になってきた。理想としては前回圧延時のクラックを完全に除去したのちグラインダ仕上を行なえばよいが、現状の設備では問題があるので、実際的な方法を見出すため実験を行なった。

2・2・8 ロール速度の解析

上ロールの摩耗が下ロールよりも多い事実に基づき、上下ロール速度のくいちがい、スリップなどを知るために 16mm シネカメラによる撮影を行ない、回転速度の解析を行なった。

3. ファイヤクラック発生におよぼす ロール水冷条件の影響

さきに述べたように本実験圧延機において、ファイヤクラックの点では下ロールよりも上ロールの状況が良好であったので、これを基準に考え、下ロールの水冷方法を変えることによりそのファイヤクラックの改善を試みた経過を第Ⅰ期より第Ⅵ期に分けて報告する (Table 3 参照)。

3・1 水冷条件の変更に伴うファイヤクラック発生状況の変化

3・1・1 第Ⅰ期

建設当初の水冷方式を Fig. 4 に、それに対応するロール表面の状況を Photo. 3(a)に示すが、上ロールは摩耗が多く、スリップのあとみられ、下ロールは亀甲状のファイヤクラックの発生が顕著である。上下ロール

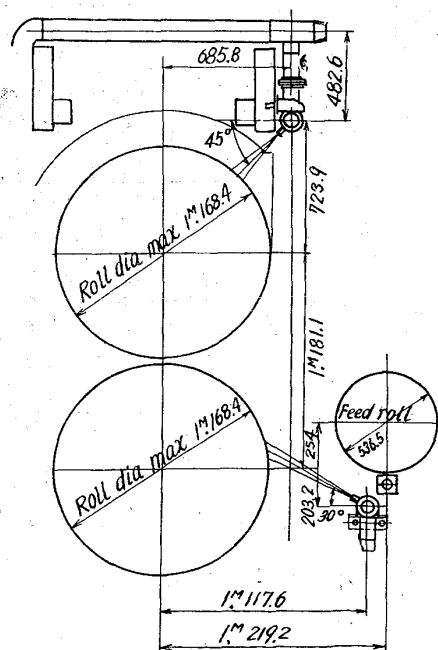
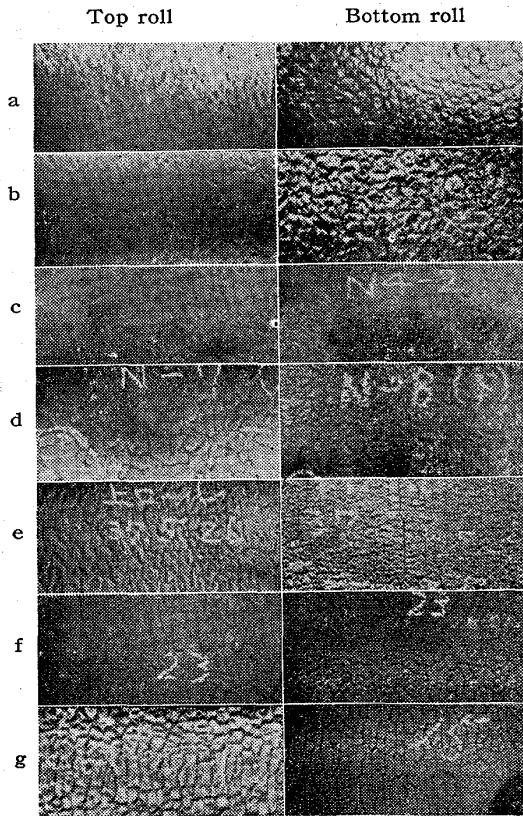


Fig. 4. Original roll cooling arrangement.

Table 3. Changes in roll cooling variables.

Period	Changes in roll cooling variables
I	i) Adjustment of flow rates of both rolls. ii) Bottom roll cooling header angle; 30° upward→35° up. iii) Bottom roll cooling header angle; 35° up→0°.
II	i) Bottom roll cooling header angle; 0°→15° downward. ii) Auxiliary cooling pipes; five pipes (1 ¹ / ₄ B) above bot. roll sled, around the roll, each with twenty 2mmφ holes. iii) Slow cooling header (3 kg/cm ²).
III	Pick-up height; 3 in → 2~2 ¹ / ₂ in.
IV	Nozzles on the middle 870mm of bot. roll; No. 1/2 KB 5750→No. 1/2 KB 6520
V	All nozzles for bot. roll; No. 1/2 KB 5750 → No. 1/2 KB 6520.
VI	Main cooling pipes and the auxiliary pipes replaced by new main pipes above sled, with 1/2 KB 5050 nozzles. Slow cooling header remained.



(×1/15)

Photo. 3. Roll surfaces after rolling with different cooling arrangements.

の水冷条件の差としては Fig. 4 より次の点があげられる。

- i) 使用ノズルは上下ロール同一であるが、ノズル取付位置からロール表面までの距離が上ロールに比して下ロールは約1.6倍遠い位置にあるため、冷却効果が弱い。
- ii) 上下ロールの水冷開始点がずれているためその点

におけるロール表面温度は下ロールの方が高い。

iii) 上ロールにはノズル噴射方向と平方に水切板（ワイパー）がついているため、そこがプールとなり、ロール全面が十分に、しかも均一に冷却され、さらにロールと水切板の隙間よりもれる水によりロール表面は嚙出直後と嚙込直前に徐冷される。すなわち、

急熱→徐冷→急冷→徐冷→急熱

というサイクルが1回転毎にくり返される。

iv) 下ロールのノズル取付角度は上向き30°であるため、冷却水の一部は被圧延材に当たり、その飛沫によりノズルからの噴射が妨げられる。

このような条件のために上下ロールに温度差が生じ、圧延終了時の表面温度は上ロール45~48°C、下ロール55°Cであった。これに対し、上下ロールの水量調節を行なったが、明瞭な効果は認められなかった。

次に下ロール冷却水噴射角を仰角30°から35°に変え他の圧延機にみられるごとく冷却点を嚙出点に近づけたが被圧延材の冷却、噴射力の減少などのためむしろ逆効果であった。そこで噴射力を最大利用するために35°から30°(水平)に変更したが、ロール表面温度(圧延後)が2~3°低下し、クラックが若干浅くなったことが旋削量からうかがわれたにとどまった。

3.1.2 第Ⅱ期

第Ⅱ期前半の変更点として、下ロールの冷却条件をできるだけ上ロールのそれに近づけるために冷却水噴射角を0°より俯角15°に変更した。すなわち冷却点を上下ロールともほぼ同一になるようにしたが、立地条件上完全に同じにすることは不可能で、実際は下ロールの温度が幾分上昇したことから、むしろ冷却能力が低下したこ

とが認められたので、これを補うために次の処置をとった。すなわち下ロールの sled 上にロール外径に合わせて $1\frac{1}{4}$ 管を 5 列配置し、各列に $2\text{mm } \phi$ のドリル孔を 20 ケづつあけた冷却装置を新設した。(Fig. 5).

これによりファイヤクラックが幾分細かくなったことが認められた (Photo. 3 (b)).

第Ⅱ期後半には嚙出点から直ちに徐冷することを試みた。上ロールからの水は圧延中は下ロールにはほとんどかからないので、下ロール嚙出点のできるだけ近くに 3 kg/cm^2 の低圧補助冷却パイプを新設した。header は $1\frac{1}{2}$ B 管とし、ノズルは $1/2$ KB 3880 を使用した (Fig. 6)。これによりファイヤクラック発生時期がおくれ、大きさが細かく、深さが浅くなるとともに、新しい現象として円周方向の随所に直線状の割れの発生をみるようになった (Photo. 3 (c))。なかにはロールの $1/2$ 周におよぶものもあり折損の原因となる可能性も考えられたの

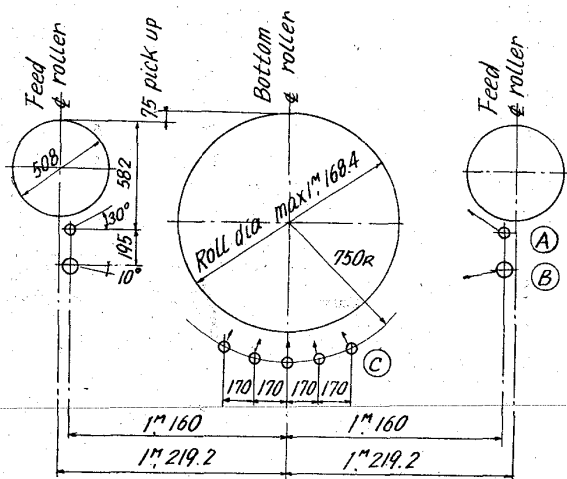


Fig. 5. Roll cooling arrangement in the period II A (see Photo. 3b).

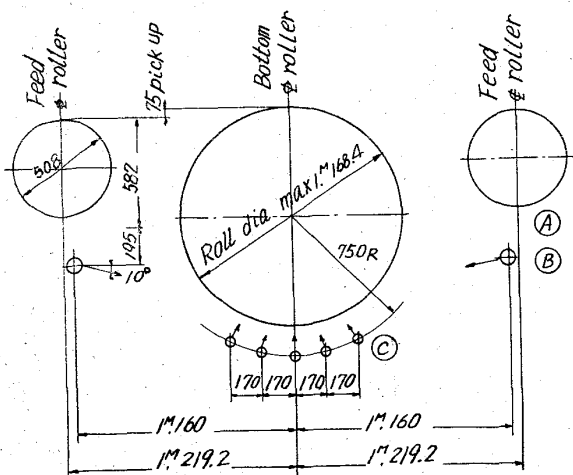


Fig. 6. Roll cooling arrangement in the period II B (see Photo. 3C).

で、とくに別の研究課題として究明を進めた(5章).

3.1.3 第Ⅲ期

第Ⅲ期における主な変更は filler plate をかえて pick-up を従来の 3 in より $2\sim 2\frac{1}{2}$ in (50~62mm) にしたことである。これは上ロールの摩耗を減らすことを意図したもので、これにより上下ロールのファイヤクラックの差が少なくなることが予想された。実際これより上ロールの摩耗は減少し、かなりのファイヤクラックの発生をみるようになったのは Photo. 3 (d) に示されている通りである。

3.1.4 第Ⅳ期

第Ⅳ期には試作ノズルを採用した。第Ⅱ期に下ロール下部に設けた水冷管はロール組替の支障となったのでこれにかわる冷却能力のあるノズルが必要であると考えられた。試作されたノズルは $1/2$ KB5020, $1/2$ KB5520, $1/2$ KB6520 の 3 種類で、詳細については後述するが、それぞれの使用距離に応じて圧力分布、拡がり角、流量、をテストした結果、 $1/2$ KB6520 を採用し試験的にロール前後面にそれぞれ 5 個づつ、header の中央部に取付けた。これはロール中央部胴長で約 870mm に相当する。

これにより従来中央部より発生していたファイヤクラックが、この範囲を外れたところからまず発生するという結果をみたほか、クラック大きさに減少傾向がみられた (Photo. 3 (e)).

3.1.5 第Ⅴ期

第Ⅳ期の新ノズル採用により得られた結果から $1/2$ KB6520 を胴長全面に採用したが、ファイヤクラックの状況に大きい変化はみられなかった。(Photo. 3 (f)).

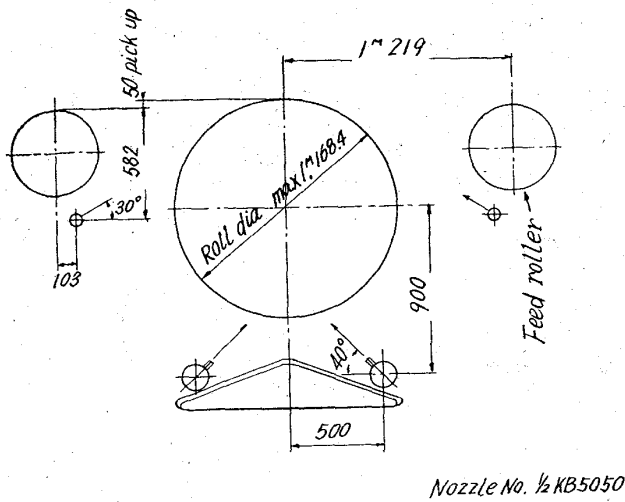
3.1.6 第Ⅵ期

従来の主冷却管および下ロール外周に沿った冷却管を廃し、新たに距離 300mm に新ノズル $1/2$ KB5050 を配した方式に変更した (Fig. 7)。ただし嚙出点徐冷用の補助管はそのままである。これは嚙出点近くからロールを急冷するという従来の考え方とは反対に、嚙出点からもっとも遠くで急冷する方式である。これによりロール温度は低下し、パイプ、ノズルの損傷も皆無で、結果的にロール原単位も上昇した点からみて好成绩と考えられた (Photo. 3 (g)).

以上第Ⅰ期よりⅥ期までの変遷を述べたが、

- i) ファイヤクラックの発生時期
- ii) ファイヤクラック発生位置と拡がり方向
- iii) ファイヤクラック亀甲の大きさ
- iv) ファイヤクラックの深さ
- v) ロール表面温度 (圧延中および圧延後)

などに水冷条件の変化の影響がみられ、結論的には嚙出



Nozzle No. 1/2 KB5050

Fig. 7. Roll cooling arrangement in the period VI (see Photo. 3(g)).

後に徐冷し、しかも十分に冷却することが効果的であった。

3.2 ノズル性能試験

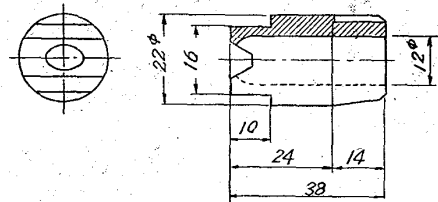
ロール冷却条件の一つの要因にノズルの性能があることは前節第Ⅳ期以降に確認されたが、その試験についてここに述べる。Photo. 4に示す5種のノズルについて、シリカボードに噴射水を当てる試験を行なった。テスト水圧は 10 kg/cm²、距離は Table 4 のように使用先により変えた。試験噴射後のシリカボードの状況を Photo. 5に示す。試験の条件と判定結果を Table 4 に示す。ここでノズル番号の 1/2 とは取付ねじ部の寸法、5750の57は 3 kg/cm²のときの水量 l/min、50は拡がり角を示す。

上記の結果に基づいて第Ⅳ期に 1/2 KB 6520 を採用

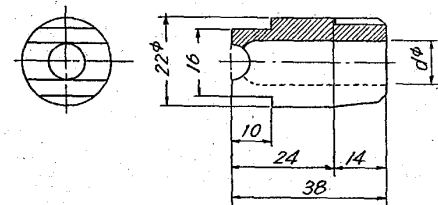
し、第Ⅶ期にはさらに 1/2 KB 5050 に変更した。実用の結果も、本試験の結果を裏づけている。

3.3 考察

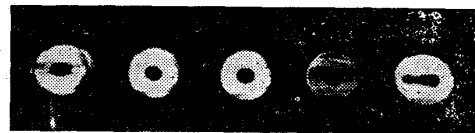
ファイヤクラックはロール表面が熱鋼塊に接して加熱され、圧縮降伏点をこえる圧縮を受け、そのあとに続く引張応力との繰返しにより発生するもので、これに影響する主な内在的要因として、材料の熱伝導率、弾性係数



Nozzle No. 1/2 KB5750



Nozzle No. 1/2 KB5020 d=9.5
1/2 KB5520 d=9.5
1/2 KB6520 d=10



1/2 KB5750 1/2 KB5020 1/2 KB5520 1/2 KB6520 1/2 KB3880

Photo. 4. Shapes and dimensions of nozzles.

Table 4. Nozzle test data.

Nozzle number	1/2 KB 5750	1/2 KB 5020	1/2 KB 5520	1/2 KB 6520	1/2 KB 3880
Application	Horizontal roll	New product	New product	New product	Vertical roll
Spread angle	50°	20°	20°	20°	80°
Flow rate(l/min) at 3kg/cm ²	57	50	55	65	38
" " " " at 10kg/cm ²	107	94.6	103.6	123	—
Pressure distribution	Photo. 5-1	5-2	5-3	5-4	5-5
Size of depression on silica board (mm)	65×295	75×185	85×180	80×190	65×450
Distance (mm)	290	468	468	468	290
Spraying time (sec)	8	14	7	5	24
Judgment	(standard)	poor	good	good	—

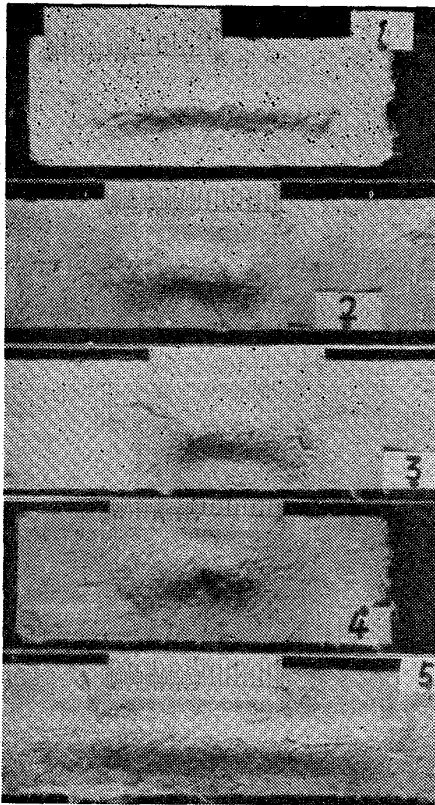


Photo. 5. Silica board after spray testing (1/10).

降伏点, 加工硬化性, バウシinger効果特性, および熱膨張係数などの各温度における値, その他の亀裂伝播に対する抵抗力が挙げられる. これに対して外的な要因としては加熱と冷却の条件がもっとも大きい, 加熱条件はほぼ一定と考えなければならないので, ここでは冷却の条件をいかに選ぶべきかを検討してみる.

ロール表面の1点がスラブを噛んだ場合, その温度は急上昇して Fig. 8(c) のような温度分布となる. 温度の高い表面層は膨張しようとするが, 温度の低い内層に押さえられるために表面層には圧縮応力が発生し, その点の材料は Fig. 8(e) に示すように0より出発するその材料の応力-歪曲線に相当した応力-歪関係を示すが, 接触温度が高いために発生する熱応力が大きいときには材料の降伏点をこえてその応力に相当する塑性圧縮歪を生ずる. したがってこの状態から徐冷されれば, 材料は塑性変形点よりバウシinger効果も手伝って内外の温度差がなくなった状態で $+\delta$ の応力が残ることになる. つぎに同じ温度サイクルが繰返されると $+\delta$ の点を起点として, 受けた熱応力に相当する応力-歪ループをたどり, 材料の内部ではこのループの面積に相当するエネルギーが消費されることになり, これが材料の損傷-クラックを招く. 実際の応力-歪ループは材料の降伏点が温度により異なるためにもっと複雑な形になるが, 定性的には

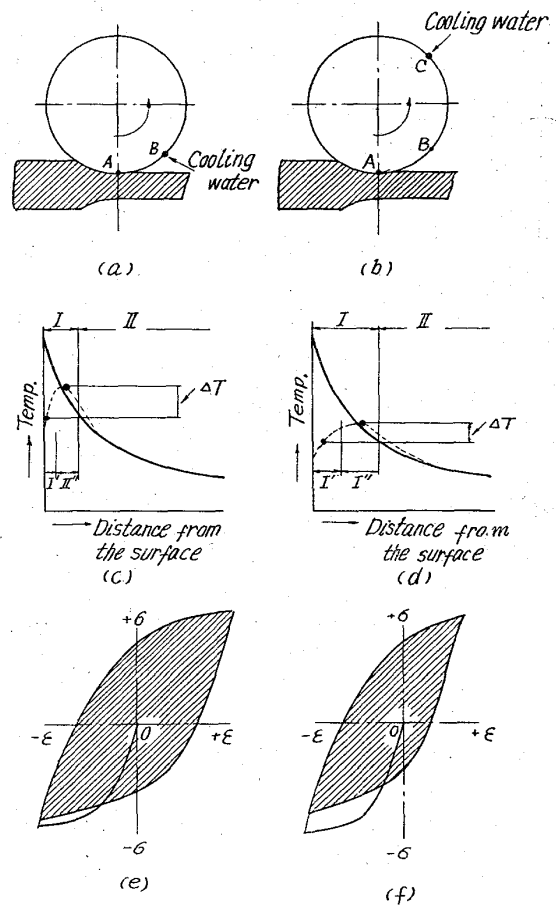


Fig. 8. Temperature-stress distribution in the roll surface layer vs. cooling condition.

上述のようにしてファイヤクラックが発生すると考えてよい.

しかしこの説明はロール表面が噛出後徐冷される場合に相当し, 実際の圧延機におけるようにかなりの急冷が行なわれるときは Fig. 8(c) の実線ではなく, 点線に示すような変化が起る. すなわちごく表面層 I' はその内部 II' よりも温度が低くなるので, I' に引張応力が発生し, この部分の応力-歪関係はさきの徐冷の場合よりもさらに引張側に入る. したがって次のサイクルではループの面積が大きくなり徐冷の場合よりも消費エネルギーが多くなる.

分塊圧延機においても他の一般の熱間圧延機においてもロールを水冷することは与えられた条件としてほとんど動かさないが, ロール温度上昇とファイヤクラックとを防止するために許された範囲内で, 冷却の位置を選ぶことはできる.

Fig. 8(a) のように噛出直後の B 点で冷却した場合と, (b) のように少しはなれた C 点で冷却する場合を比較してみよう. 冷却水をかけた時点, すなわち B, C 点

でのごく表面層 I' とその内部 II' との温度差 ΔT は (a) のほうが大きく、したがって (e) に示したように引張応力、それゆえに応力-歪ループの面積が (f) よりも大きくなるので、材料の損傷も大きいと考えられる。

この意味で冷却水をかける時期はなるべく嚙出点からおくらせた方がファイヤクラック防止に有利である。逆転圧延機ではロール中心線直上が冷却点として最適位置といえるが実際にはその通りにはできない。また、冷却点をおくらせると冷却時間が短くなるので、水量、水圧ノズル形状などに十分な考慮を加えてロール温度の上昇を防がねばならない。もしロールから十分な熱量を取去ることができず、ロール温度が上昇すれば、ロール内外部の温度差により中心部に大きな引張応力が発生し、ファイヤクラックに起因する折損とは別の形の早期破壊が起きる危険性が生じてこよう。

以上の定性的な考え方と今回の試験で得られた結果を対比してみると、まずロール表面の急激な加熱を受ける層は厚さ1~2mm程度であることがわかった(第4章)。ここに発生する熱応力はロール材料のその温度における降伏強さ約 50 kg/mm^2 より十分に高いもので、応力-塑性歪のループが繰返されることになる。またロール表面を嚙出点で徐冷したのちはなれた点で十分に急冷してやるという考え方でファイヤクラックが減少することは実際に確かめられた。

今後考えられる冷却方式の改良点のひとつは、ロール胴長方向の各部の温度もほぼ判明したので、これに応じて各部の使用ノズルを適当に選ぶことであろう。

4. ロール表面温度の測定

分塊ロールの寿命を低下させる要因のひとつであるファイヤクラックの対策を行なうにあたって、ロール使用時の表面の加熱温度を知ることが重要である。ところで、熱間圧延用ロールの圧延中の表面温度を、正しく測定あるいは計算することは困難なことであり、熱間ストリップミルのロールについて、2, 3の例が報告されているに過ぎない。

すなわち、Рвск等⁹⁾は鉄とコンスタンタンのブラシを約 25mm 離してロール表面に押しつけ、起電力を記録した。その結果によれば、熱間ストリップミル・ロールの表面温度は、圧延材入口直前で最高 90°C 、出口直後では最高 140°C 程度となっている。また、Рвск等⁷⁾は上記測定とは別に、計算によって熱間ストリップミル・ロールの圧延中における温度分布を求めている。その結果によれば、仕上 No.1 スタンドでは最高 1500°F (816°C) の温度になる場合もあるが、圧延材料から離れ

ればきわめて急速に冷却され、また表面の加熱層もごく薄いことが示されている。一方本邦においては、関本⁹⁾が同じような熱間ストリップミルの仕上ロールの温度分布を、圧延材からの熱伝達だけでなく、材料の塑性変形熱や摩擦を考慮に入れて計算し、最高温度は圧延材の噛み出し点で得られ約 650°C となるが、わずか 0.01 sec 後には 400°C まで低下すること、および表面付近で急激な温度勾配のつくことなどが示されている。さらに、WILLIAMS¹⁰⁾によれば、圧延ロールの表面組織の変化から、熱間ストリップミルの仕上 No.1 スタンドでのロール表面温度は約 $450\sim 550^\circ\text{C}$ 、熱影響部 (300°C 以上になっている部分)の深さは 0.1 mm 程度であるといわれている。

このように熱間ロールの表面温度については、すべてストリップミルの仕上ロールを対象とした計算や測定例が報告されているが、その結果得られた値はさまざまであり、さらに分塊ロールについては当然異なった結果が得られるものと予想される。そこで筆者らは、この研究を行なった試験スタンドそのものにおける分塊ロールの表面温度を、その水冷条件の変化に従って求め、またロール軸方向の最高温度の変化や熱影響層の深さを知ることが目的にして、焼入マルテンサイト組織の小試片をロール表面に埋め込み、圧延終了後に取り出して、その硬さと組織の変化からロール表層部の加熱温度を推定することを試みた。

4.1 実験方法

試料埋込法による実験を行なう前に Рвск らが行なったと同様の熱電対接触法による温度測定を行なった。すなわち、 $3.2 \text{ mm } \phi$ アルメル・クロメル熱電対を上下ロールに接触させ、その温度指示をマイクロレコーダーによって自動記録せしめた。

後述のように、分塊ロールの場合上記の方法はきわめて不正確であり、ファイヤクラックの発生に大きな影響をおよぼす最高加熱温度および深さ方向の温度勾配などが直接求められない欠点があるので、分塊ロールの温度を知るために試料埋込法をとくに採用した。

実験は前後5回にわたって行なったが、埋込試料は $4\sim 10 \text{ mm } \phi \times 5\sim 10 \text{ mm } l$ の炭素鋼 (SK-3, SK-7) および Cr-Mo 鋼水焼入材を用いた。いずれも同じような測定結果を与えたが、焼戻抵抗性が少なく摩耗がロール本体に近くまた比較的割れ難いなどの理由で、SK-7 がこの場合には最も使い易いことがわかった。Table 5 は実験に用いた埋込試料の化学組成と焼入温度を示すものである。

ロール表面には $4\sim 10 \text{ mm } \phi \times 5.5\sim 10.5 \text{ mm}$ 深さの

Table 5. Chemical composition and quenching temperature of plugged-in test pieces for estimating roll surface temperature.

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Quenching temperature
Cr-Mo Steel	0.89	0.35	0.87	0.010	0.010	1.08	0.48	850°C
Carbon steel (SK-3)	1.03	0.25	0.43	0.018	0.013	—	—	900°C
Carbon steel (SK-7)	0.81	0.30	0.61	0.007	0.012	—	—	850°C

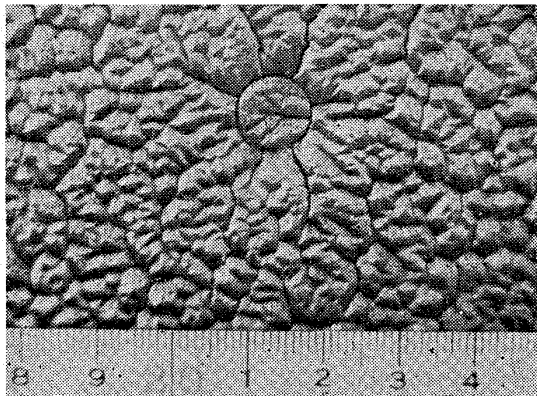


Photo. 6. Roll surfaces and plugged-in piece after rolling ($\times 0.8$).

小孔を、ハンド・ドリルを用いて軸方向に沿って 5~15ヶ所あけ、この孔に前記のマルテンサイト試料を打ち込んで、圧延終了後に取り出し、その硬さおよび組織の変化から、圧延中のロール温度を推定した。なお圧延は約 1 週間連続的に行なわれたが、その間に埋込試料が脱落するようなことは稀であった。

Photo. 6 は圧延終了後にもロール表面に固定されていた埋込試料の状態を示すものである。

Photo. 6 でもわかるように、マルテンサイト試料はロール材よりも硬いので摩耗し難く、最終的にはロール表面に突出した状態になっていたが、この突出部が圧延材表面にプリントされ以後の製品に悪影響をおよぼすことはなかった。また試料を取り出した後には、ロール表面を改削してもなお、孔が残存する状態になったが、この部分は周囲のロール材を肉寄せして、ゆるやかな形状のくぼみとすることによって、その後の圧延材への悪影響は認められなかった。

埋込試料をロールから取り出した後、試料表面から 10 μ の位

置または表面から逐次酸腐蝕によって一定量づつ除去しつつ、荷重 200 g のマイクロビッカース硬さを測定した顕微鏡組織を調査した。この場合比較の標準とするために、埋込試料と同様の試料を、別に圧延中に受ける焼戻し時間 (鋼塊との 1 回の接触時間を平均 0.1 sec として計算し本実験の場合合計 1 hr とした。) だけ焼戻して、Fig. 9 のごとき焼戻温度に対する硬さおよび組織の変化を求めておき、埋込試料の硬さや組織の変化をこれと較べることによって、圧延中にロール表面が到達した最高温度を推定した。なお、実際のロール表面は短時間の繰返し焼戻しを受けるので、焼戻しによる硬さや組織の変化におよぼす繰返し焼戻しの影響を知っておく必要がある。そのため、上記と同様の試料について、いろいろの温度にそれぞれ 1 min 間焼戻した後、水冷を行なう操作を 60 回繰返し、組織および硬さの変化を調べた。その結果は Fig. 9 の点線に示すごとくであり、連続焼戻しのそれ (実線) と較べて、焼戻し時間の総和において

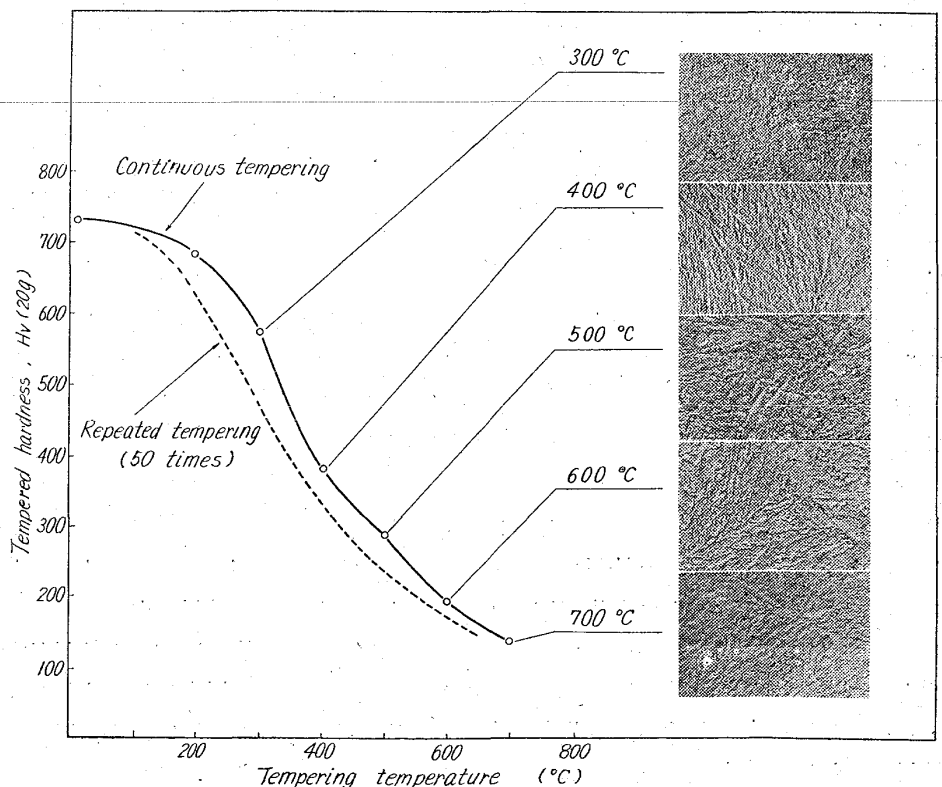
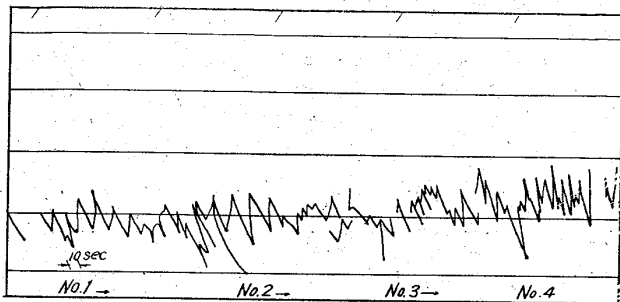
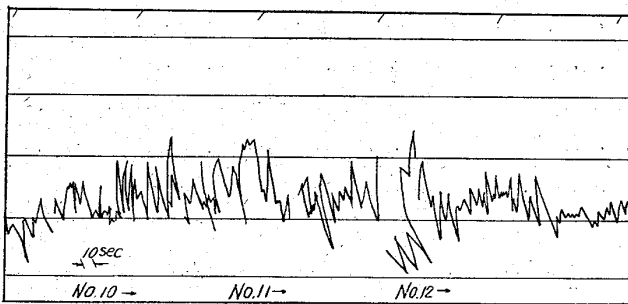


Fig. 9. Hardness and structure of the steel for plugging ($\times 2000$).

ほぼ等しいとみられるが、繰返し加熱冷却試料のほう
がやや焼戻しが進んでいることが認められる。これに
は加熱冷却の熱応力による反応の促進および繰返し加
熱時の昇温時間の積分値の影響が原因として考えられ
るが、いずれにしても焼戻温度の影響は傾向において
変わりなく、ことに高温部においては焼戻組織の安定
化に伴い繰返し加熱冷却の影響が小さくなる。従っ
てロール表面の最高加熱温度の推定を行なうにあたって
は、連続焼戻試料を標準にとってさしつかえないもの



(a) Top roll



(b) Bottom roll

Fig. 10. Recorded temperature of roll surfaces measured with contact thermocouples.

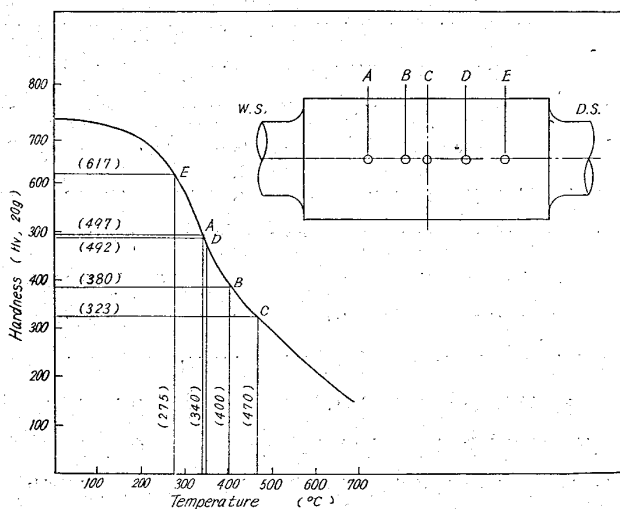


Fig. 11. Procedure to obtain roll temperature from the hardness of plugged steel (Test No. 2).

Position of plugged piece C D
Distance from the middle 0 400
of roll (mm)

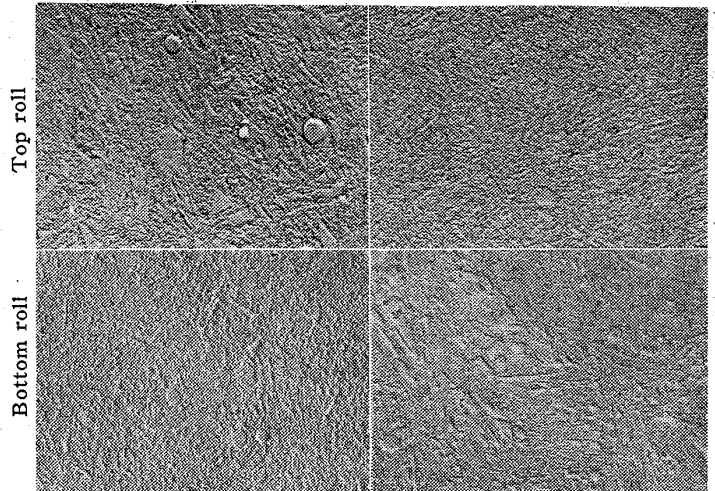


Photo. 7. Electronmicroscopic structure of plugged pieces after rolling.

と考えられる。

4.2 実験結果とその考察

熱電対接触法によるロール温度測定結果の一例をFig. 10(a), (b)に示す。温度指示にはフレが多く、これが時間的に鋼塊の通過、ロールの回転と必ずしも一致していない。また最終パスはロールが高速回転し、このときの温度指示が異常に高くなることおよび圧延中と高速空転時の指示温度に大きな差が認められないことなどから、前記のような不規則な温度指示は、鋼塊によって加熱されたロールの温度よりも、熱電対とロール表面との摩擦熱の影響や接触不良の影響が大きいものと思われる。従って、このような方法は、ロール表面が平滑であるということが重要な条件であり、分塊ロールの場合にはきわめて不向きな方法といえよう。なお Fig. 10の測定例は、Fig. 6に示した第Ⅱ期後半の水冷条件の場合のものであり、上、下ロールには若干の温度差が認められ、ファイクラックの顕著な下ロールの温度が高いように観察される。

Fig. 11および Photo.7は第Ⅳ期水冷条件の場合の上ロール埋込試料の表面から10μの位置におけるマイクロピッカース硬さと電子顕微鏡組織を示したものである。この図に見られるように、焼戻硬さの標準曲線と埋込試料の圧延終了後の硬さから、それぞれの位置におけるロール表面の到達最高温度が示され、上ロール中央では470°Cになっていたことが推定される。

Fig. 11のような手段で求めたロール表面温度の軸方向分布を示したのが、Fig. 12および Fig. 13である。Fig. 12は、第Ⅳ期水冷条件の場合の上下ロールについて

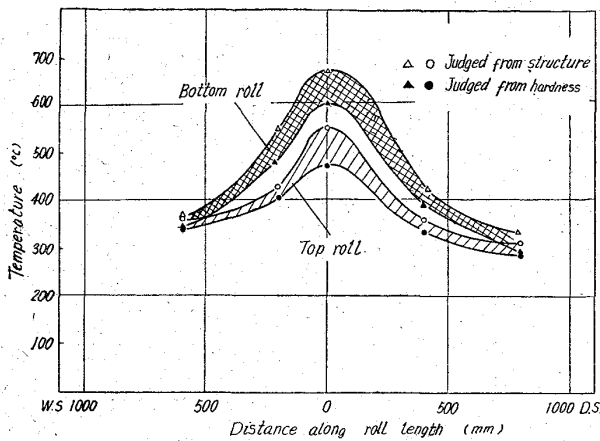


Fig. 12. Roll surface temperature (Test No. 2, period IV).

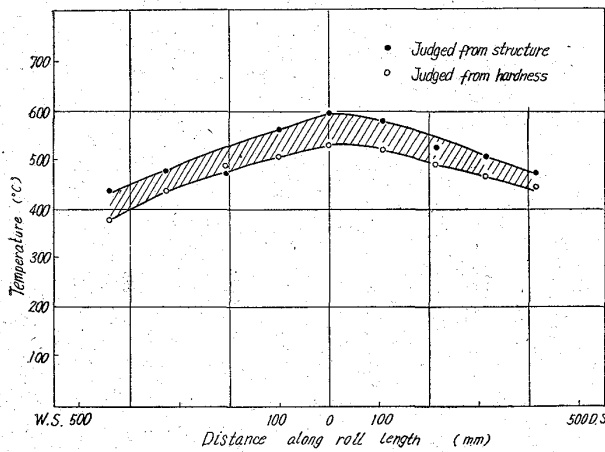


Fig. 13. Roll surface temperature (Bottom roll, Test No. 5, period VI).

て実験したものであり、上、下ロールとも中央部の温度が高く上ロールでは 470°C (硬さからの推定値) 下ロールでは 600°C に達しているが、胴端に向かって温度降下があり、中央から 600mm の位置では $300\sim 350^{\circ}\text{C}$ を示しており、上、下の差も少ない。また Fig. 13 は第VI期水冷条件の場合の下ロールについての結果である。ロール中央で最高温度を示し端部では低くなることは、第IV期の場合と同様であるが、下ロール中央で 530°C と前例よりも約 70°C の温度低下が認められ、水冷条件を強化した効果が現われているといえよう。なおいずれの場合にも組織の比較から推定した温度よりも、硬さの比較から推定した温度のほうが低い値を示しているが、この場合硬さからの推定値のほうが、定量的比較に基づいているので、最終的には硬さからの推定値でロール温度を比較することにした。

Fig. 14 は第V期水冷条件の場合の上、下ロール中央部における埋込試料を、表面から逐次酸腐蝕して硬さ変化を求めた結果に基づいて、ロール径方向の温度分布を

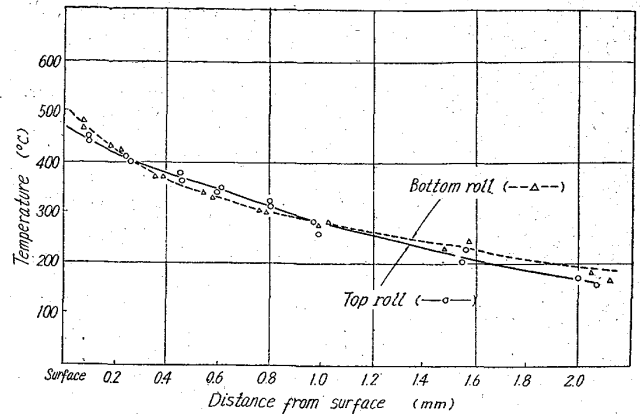


Fig. 14. Temperature distribution in the surface layer of a roll at the middle (Test No. 4 period V).

推定した結果の一例である。この時期においては上、下ロールの温度差がかなり接近しており、水冷条件変更の効果が認められる。またロール温度は表面付近で急激な勾配を示し、表面から 2mm の位置では 200°C をこえるようなことはない。

上記のようにして行なった前後5回の実験では、いずれも中央部の温度が最高値を示し端部に向かって表面温度が降下している。Table 6 はこれらの実験結果のうち、中央部の最高温度を水冷条件の変化とともに示したものである。上ロール温度は $470\sim 535^{\circ}\text{C}$ 、下ロール温度は $520\sim 600^{\circ}\text{C}$ となっている。

ところで鋼塊とロールの間に単純な熱伝導を想定すれば、ロール表面温度は鋼塊とロールの平均温度、すなわち約 650°C となり、摩擦熱と変形熱を加算すればさらに高くなる。これに対し $470\sim 600^{\circ}\text{C}$ という実測値はかなり低い。しかも、圧延圧力および繰返加熱による焼戻の促進、試料の熱容量が本体より小さいための温度上昇などを考慮すれば、実測値はさらに低いほうに補正しなければならない。この差異の原因を考えてみると、まず上記の計算は鋼塊とロールの間の酸化膜、水蒸気などによる熱抵抗を考慮に入れていないので実際の値はもっと低くなる。また埋込試料の加熱された最表面は実は摩擦によって直ちに取除かれるので、温度の低い部分が残ることになる。さらに埋込法による測定値はロール上の一点が鋼塊と接触する 0.1sec 間の平均的な温度を与えるもので、接触を終る瞬間の最高温度を与えるものではないことに注意すべきであろう。このように考えてみるとファイヤクラック発生条件を考察するうえで、理論的な最高加熱温度よりもこの実測値のほうがむしろ直接参考になる実際的な値といえよう。

ロール端部近くの温度が中央部よりも低いことは、ひ

Table 6. Summarized data of roll surface temperature.

Test number	Plugged-in material	Roll cooling*	Roll surface temperature (°C)	
			Top roll	Bottom roll
1	Cr-Mo steel	Moderate (I)	535	—
2	Carbon steel (SK-3)	Strong at the (IV) middle of roll	470	600
3	Carbon steel (SK-3)	Strong along (V) the entire length	510	580
4	Carbon steel (SK-7)	〃 (V)	500	520
5	Carbon steel (SK-7)	〃 (VI)	—	530

* See Table 3

とつには鋼塊の接触回数が少ないために試料の焼戻が進まなかったこともあるが、それだけでなく、接触回数が少なくしかも軸受方向に熱が逃げるために、接触前のロール平均温度が低くなって、最高温度も低くなるのではないかと思われる。

上ロールが下ロールよりも温度が低い理由はいろいろあるが、冷却水のかかり方の差、あるいは上ロールと鋼塊の間にはスケール、水蒸気などがより多くはさまれることが主な原因と思われる。測定の回を重ねるごとに下ロールの温度が低くなり、従って上ロールとの差が少なくなっているのが認められるが、これは実験方法の多少の差もさることながら、下ロール水冷条件を強化したことの影響も無視できない。

4.3 小 括

分塊ロールのファイヤクラック発生機構の探求と関連して、またできれば前記の水冷条件の差を評価する目的で、ロール表面にマルテンサイト組織の試料を埋込んで、その焼戻程度から圧延中に到達したロール表面付近の温度を推定した。

その結果によれば、ロール表面の最高温度は鋼塊との接触時間(約0.1sec)の平均値として470~600°Cが得られた。また下ロールは上ロールに較べて常に温度が高く、下ロールの水冷条件の改善に従ってこの差が少なくなっており、前記のファイヤクラック発生状況の変化を裏づけている。さらに上下ロールとも胴部中央で最高温度を示し、端部になるに従って低下していることが確認された。また表面からの急熱急冷の影響範囲はたかだか2mmである。

5. ファイヤクラックの発生におよぼす ロール表面仕上の影響

分塊ロール表面にみられるファイヤクラックの大部分は亀甲状を呈し、その形状は方向性がないが、時折、この中に円周方向に長く伸びた鋭い割れが目立つことがある。前述のように本実験の経過をみると水冷方式第Ⅰ期後半あたりからこれがみられるようになった。その深さはこの場合は亀甲状ファイヤクラックよりも浅いため、とくに問題にはならなかったが、他の圧延機の例ではこの種の円周割れが著しく深く進展し、ロール折損に至った場合もある。

ロールに対する圧延時の曲げ応力は円周に直角に作用するからこれが熱応力に重なったときとくに円周方向のクラックが著しく発達することはある程度予想される場所である。しかしまた、ロール切削時のバイト目もこの方向に平行に並んでいるから、これも起点として無視できない。たとえば熱間工具鋼の熱亀裂は加工の条溝をもとに進行するといわれる¹¹⁾。ここでは表面仕上とファイヤクラックの関係について実験室的な予備実験を行ない、ついで圧延機に組み込んだロールによる実地実験を行なった。

5.1 予備実験

Fig. 15 に示すような装置で試料表面に加熱冷却の熱サイクルを与えることによってファイヤクラックを発生させた¹²⁾。試料表面下2mmの点に溶接した熱電対によって450↔50°Cのサイクルを1000回繰返させた。この方法は圧延応力は別としてロール表面が受ける熱的条件だけを近似的に再現するものといえよう。試料には高炭素鋼(SK7)にセメントタイト球状化処理を施したものをを用いた。

まず仕上粗さの影響をみるために巾30×長さ80×高さ20mmの試料表面を巾10mmずつ3分し、それぞれをシェイパーによる50S, 20Sの粗さの面、およびバフ

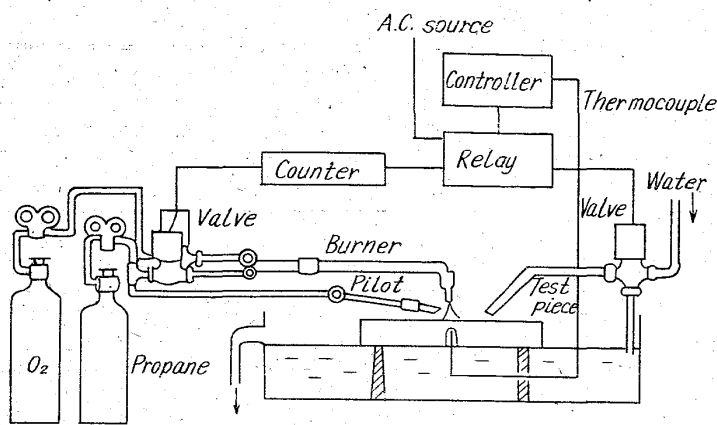


Fig. 15. Apparatus for fire cracking test.

による仕上面としてファイヤクラック再現装置にかけ、所定の熱サイクルを与えたのち切断してクラックの数と深さを測定した。5個の試料の測定値はいずれの加工粗さの面も、クラック数約20個/cm、平均深さ約0.2mmで、粗さの影響は認められなかった。ただし粗さ区分の境界線に加工の都合で段がつき、その内角から必ずひとつの深い割れが入っているのがみられた。

次に孤立した深い切削目の影響をみるために、前記同様の寸法の試料をバフ研磨したのち、5mm間隔でシエイパーにより4種の切削目をつけた。すなわち深さ0.1, 0.3, 1.0mmの鋭い底の目と、深さ0.3mmの丸味をつけた底の目とした。試験の結果、平滑面からのクラックはきわめて浅く、各切削目の底からは深いクラックがひとつずつ発生したのでその深さを測定した。5個の試料の平均値をみるとTable 7に示すように、切削目が深いほど発生するクラックは深いことがわかる。また同じ深さでも底に丸味のついた切削目からのクラックは浅い。さきの実験によれば50S、すなわち深さ0.05mmの均一切削目によってクラックの促進は全くなかったが、これに対して0.1mmの孤立した切削目によって著しい促進効果がみられたことは、切削目の深さだけで

Table 7. Effect of notches on the occurrence of fire cracks.

Notch depth (mm)	0.1	0.3	0.3	1.0
Bottom angle (deg)	90	90	90	90
Bottom shape	Sharp	Sharp	Round	Sharp
Range of crack depth (mm)	0.1~1.1	0.2~2.2	0.2~1.1	1.3~3.1
Average of crack depth (mm)	0.5	1.5	0.4	2.1

なく、それが孤立して存在することによる応力集中効果を示唆している。

5.2 ロールの表面粗さとクラックの関係

実際のロールにおける亀甲状、ならびに円周方向のクラックの発生におよぼす切削条件の影響を知るために、ロール表面にいろいろの加工を行なって圧延を行なうこととした。まずそれまでの圧延によるファイヤクラックの残りは完全に除去したうえでロール表面を20区分し、これを適当に振り分けて、Table 8に示すような剣バイトによる24S, 59S, 123Sの3種、グラインダ仕上による5Sの1種、合計4種の粗さの加工を行なった。剣バイトの先端は0.75mm r のものを用い、送り(f)を変えることによって粗さ(S)を変え、その値は次式から求めた。

$$S = 1000 f^2 / 8 r$$

このロールを下ロールとして鋼塊 2800本, 35,000tの圧延を行なった結果、亀甲状クラックを観察すると個々の亀甲の大きさに差があったので、ロール胴上の長さ方向に対して各点の平均的な亀甲大きさをプロットしてみると、Fig. 16に示すようになった。すなわち胴長中央附近、とくに中央から左右200mmの附近が亀甲ももっとも粗い。この傾向は表面仕上の区分とは無関係のようであり、事実、同様の傾向は平常の表面加工を行なったときにもみられた。円周方向の割れはそれぞれの仕上区分の内部にはひとつも見当らず、むしろ区分の境界線の位置に多数の鋭い割れが認められた。Fig. 16に示すように、19個所の境界線のうち円周割れが発生しなかったのは3個所にすぎない。このロールを切削して調査した結果、亀甲割れの深さは約2~3mmであるのに対し、円周割れの深さは最大5.5mmにおよぶことがわかった。

5.3 バイト送りの影響

通常の切削を行なって圧延を終わった下ロールに多数の円周割れが、等間隔に発生することがしばしば認められた。その一例について調べると、割れの間隔は 6 ± 1 mmで、これに対してそのときのヘールバイトによる切

Table 8. Variation of surface finish.

Roughness designation	Roughness (S)	Tool	Feed (mm)
▽▽▽	5	Grinder	—
▽▽	24	Lathe cutter (0.75mm r)	0.38
▽ ₂	56	〃	0.58
▽ ₁	123	〃	0.86

削の送りは 6・17mm であることがわかった。また他の一例では、割れの間隔 8±1mm に対して、送りは 8・00mm であることがわかった。(Photo. 6)。さらに、下ロールの左半分を 2・11mm、右半分を 4・13mm の送りで切削して使用してみると、その結果生じた円周割れの間隔はそれぞれの区域の切削の送りにほぼ一致していることがわかった。これらの観察から、バイト送りと円周割れの関連性は疑いの余地がない。

ヘールバイトによる切削後のロール表面は Photo. 9 にみるようになんかなり平滑 (10S 程度) で、鋭い切欠は全くないが、粗さの差による一種の縞模様が送りピッチに対応している。おそらくわずかの段、または加工変質層がこのピッチに対応していてクラックの起点として作用しているものと思われる。

5.4 小括

以上の実験により、ロール表面上の孤立した深い切削の目は著しい円周割れを招くこと、ヘールバイトによる

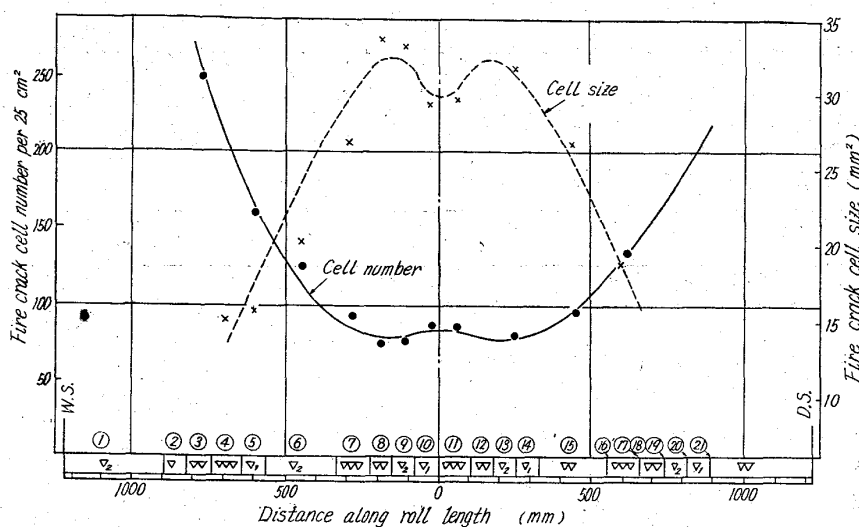


Fig. 16. Change in surface finish and fire crack cell size.

切削目は決して深くなく、鋭くもないが、おそらくその間隔が広いためにやはり円周割れの起点になること (ただし一般にクラックは浅い)、剣バイトによる均一な切削目は 120S 程度の粗さでも、円周割れの起点にならず、亀甲割れの大きさや深さにも影響しないこと、がわかった。切削目がファイヤクラックの起点になる原因は単なる切欠効果だけではなさそうなので、必ずしも粗さの少ない切削が望ましいとは限らず、適正な切削の基準はまだ十分に明らかでない。しかし、いずれにしても切削方法がロールの円周方向の割れに対して重大な関係をもつことは確認された。

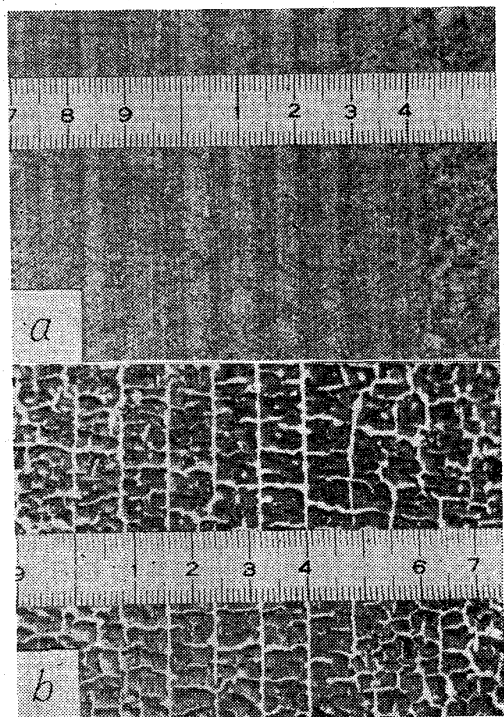
6. ロール速度の摩耗

ファイヤクラック調査にあたって、上ロールと下ロールの肌荒れの様相が著しく異なることがつねに認められた。下ロールの特徴は、鋭く、細かいファイヤクラックであり、上ロールの特徴は粗いクラックと凹凸、および粘着状の摩耗面である (Photo. 3)。

Table 9 は上下ロールの摩耗量を比較したものである。ここでは組替前、すなわち改削後と、組替後、すなわち次の改削前にロール胴部中央の径をマイクロメータで測定して、その差をもって摩耗量としている。

12本のロールを上下交換しつつ22回使用したが、その間3例を除いてすべて上ロールの摩耗量のほうが下ロールよりも多かった。平均すれば上ロールの摩耗は下ロールよりも 35% 多くなっている。各ロールは組替毎に上下を逆にしていくから、この摩耗量の差はロールの性質ではなく、明らかに圧延条件の差によるものである。

5章に述べたように表面温度は上ロールの方が若干低いのでこれは摩耗の差の原因とは考えられない。3章に



a) Before rolling (as machined) ×0.4(4/5)
b) After rolling

Photo. 8. Roll surfaces before and after rolling, showing the relationship between the feed of lathe and the pitch of circumferential cracks.

Table 9. Roll wear data.

Number of roll changes	Number of rolls used	Total of rolled weight (t)	Wear of top roll (mm)			Wear of bottom roll			Wear ratio <Top roll> <Bot. roll>
			Total	Per one change	Per 1000 t	Total	Per one change	Per 1000 t	
22	12	810,687	77.13	3.50	0.095	56.95	2.59	0.070	1.35

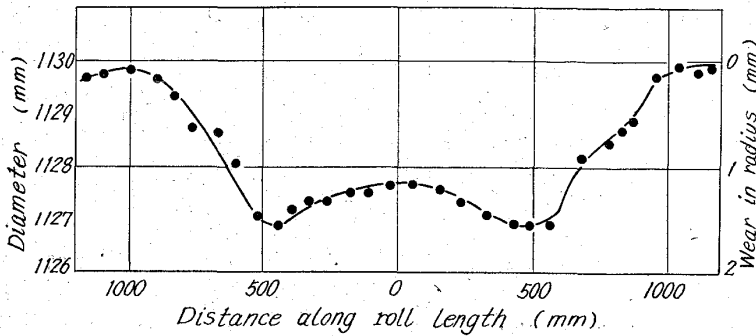


Fig. 17. Typical wear profile of a bottom roll.

述べた水冷方式の変更も摩耗量にはっきりした影響を与えていない。おそらく7章に述べる上ロールと鋼塊のスリップが主要な原因と考えてよいであろう。

このような上ロールの摩耗は何らかの手段で少なくすることが望ましいが、他方ファイヤクラックの形態からすれば上ロールのようにそれが浅く、しかも円周割れがないことは非常に好ましく、しかもこのことは、摩耗によってクラックが消滅するためとも考えられるので、必ずしも摩耗量は単に少ないほうがよいとは結論できない。

なお摩耗はひとつのロールにおいても均一ではなく、Fig. 17 に下ロールの胴部プロフィールの一例を示したように、全般的に中央部の摩耗が多い。これは主にこの部分に鋼塊が接触する回数が多いためと思われるが、さらに詳しくは、中央から左右 200~300mm の附近の摩耗がもっとも多く、このためプロフィールはW型になっている。これはおそらく堅ロールによる鋼塊端部の変形の影響と考えられる。

7. ロール速度の解析

ロール表面の摩耗状況が、ファイヤクラックの出現状況に影響を与えることは想像に難くない。すなわちロール表面の摩滅状況が異なればファイヤクラックの見え方に差が生ずるであろうし、また摩耗状況の差の原因となっている摩擦条件の違いによりロール表面への供給熱量に差を生じ、その結果ファイヤクラックの発生に差を生ずることも考えられる。ところで Table 9 に示された上下ロール摩耗量測定結果によると、上下ロール摩耗量

には差があり、上ロールのほうが下ロールよりも約 35% 摩耗量が多い。従って Photo. 3 に示されたような上下ロールのファイヤクラックの差には、上下ロールにおけるロール、スラブ間摩擦条件の相異が一因をなしていることも考えられる。それで上下ロールの回転速度を測定、解析し、この問題についての資料を得ることとした。

まず第1に上下電動機に装置されている電気式回転計の記録を比較したものが Fig. 18 である。この図は上下電動機それぞれの回転計の記録を重ね合わせたものであるが、この図によれば、下ロールのほうが上ロールよりも最高回転速度が大きい。しかしながら使用されている回転計の追従速度が現象に対して十分に大きいとは限らないし、また上下記録の同期性についても保証がないので、この図からは、上下ロール速度の詳しい比較は不可能である。そこで以下に述べるように 16mm シネ写真によって詳しく解析することとした。

7.1 実験方法

Photo. 9 が 16mm シネ写真の1例である。すなわちロール軸端面に十字線を引き、16mmシネカメラを用いて64コマ/secのフィルム送り速度で撮影した。それを Photo. 9 のように引伸し、その図上で十字線の回転角

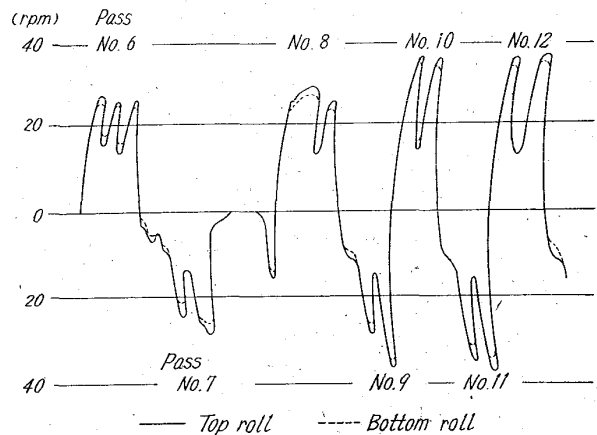
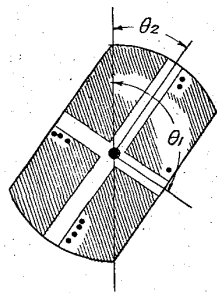
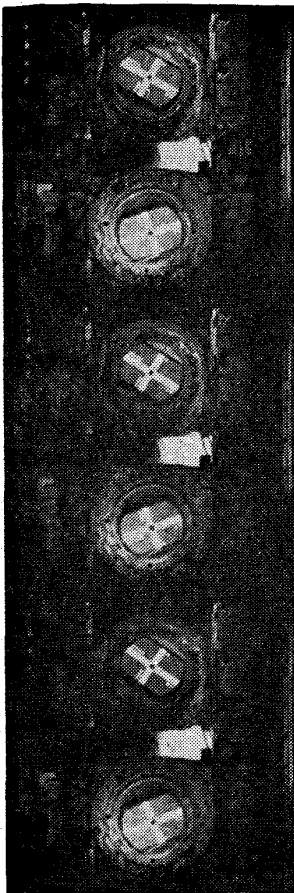


Fig. 18. Roll speed recorded on usual electronic recorder.



$$\Delta\theta = \frac{1}{2}(\Delta\theta_1 + \Delta\theta_2)$$

Photo. 9. Motion-picture (64 frames/sec) and measurement of revolved angle.

度を分度器（最小目盛0.5度）で測定することによってロール回転速度を求めた。この方法により、上下ロール速度測定との同期性は確保され、また回転速度についても実験目的に対して十分な測定精度が得られた。

実験時の圧延鋼塊は重量12tのもので、これを全15パスで厚さ175mmのスラブに圧延している。またこの実験の際、上下ロールの直径は同一で、1165mmである。

7.2 実験結果とその検討

Fig. 19 は1パス中における上下ロール回転角度の時間的変化を求めたもので、10パス目について例示した。図は9パス目を終ってロールが一時停止し、逆転し始める時刻を0とし、それからの時間とロール回転角度の関係を示したもので、写真の64コマを1secとしている。

この図によれば、上ロールの方が下ロールよりも回転角度が大きく、また、かみ込みからかみ出しの間においても上下回転角度に差があり、さらに詳しい解析を必要とすることがわかる。

Fig. 20 は3パス目から12パス目までの間、各パス中における上下ロールの全回転角度である。各パスについて上下回転角度の差があるが、この図で一見奇異なのは偶数パスと奇数パスの間に差が存在し、例えば4パス目

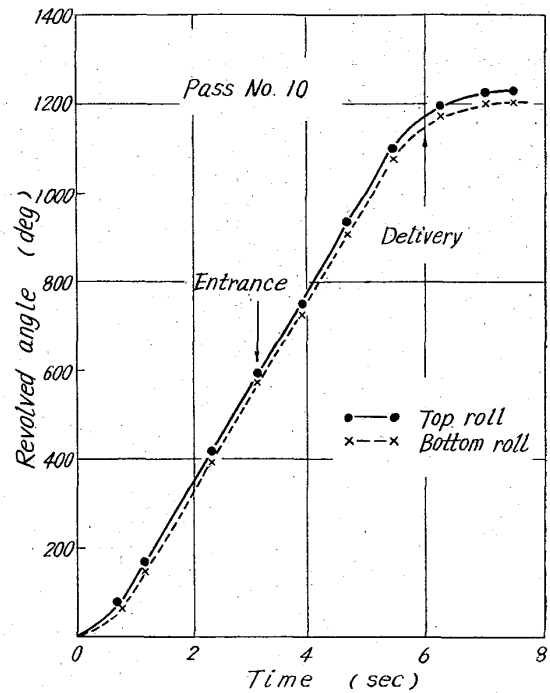


Fig. 19. Revolved angle from start of pass.

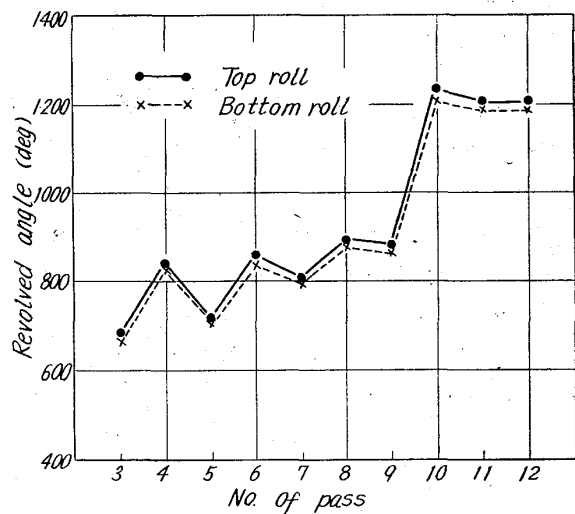


Fig. 20. Revolved angle in each pass.

より5パス目のほうが回転角度が大きい点である。この点は Fig. 21 によって説明できる。Fig. 21 は各パス中の回転角度を、開始からかみ込みまで、かみ込みからかみ出しまでおよびかみ出しから終了までに分けて表わしたもので、回転角度は上下ロールの平均値である。

かみ込みからかみ出しまでの角度は、圧延が進むにつれて、すなわちパスNo.が増すにつれて当然大きくなっている。つぎに例えばNo.3パスのかみ出しから終了までの回転角度とNo.4パスの開始からかみ込みまでの角度を比べると後者のほうがかなり大きい。これはロールが停止してからも鋼片がテーブルの上を動いて行くことを意味している。同様の現象が偶数パス終了時において

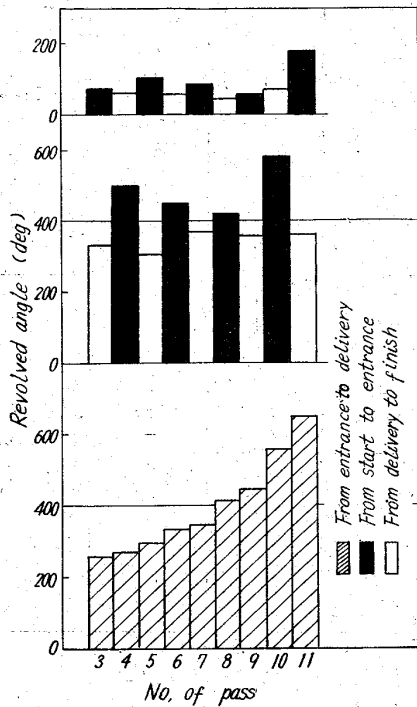


Fig. 21. Distribution of revolved angle in each pass (mean value of top and bottom roll).

も見られるが、その程度は奇数パス終了時よりも小さい。これは奇数パス側においては水平ロールから縦ロールと通過し、ロールの停止がより急激に行なわれるためであろう。この点における偶、奇数パスの違いがFig.22における偶、奇数パス全回転角の差となって現われているものと考えられる。

つぎに Fig. 22 は Fig. 20 に示された上下回転角度の差を、圧延中の各時期、すなわち開始からかみ込みまで、かみ込みからかみ出しまでおよびかみ出しから終了までに分けて示したものである。この図で見ると、1パス中の上下回転角度差の大部分は開始からかみ込みまでの間に生じていることがわかる。前記のように、この測定を実施した時の上下ロール直径は同一で、ロール速度にロール径補償機構は働かせていない。従ってかみ込みまでの自由運転時に上下速度差があることは好ましいことではない。またさらに注目すべきことは、かみ込みからかみ出しまでの間、すなわち実圧延中においても上下差が生じていることである。この圧延機は双電動機式で負荷調整機構 (load balancer) を有している。し

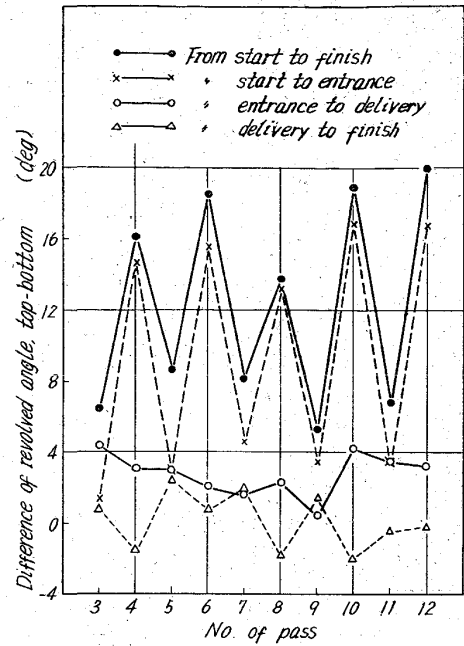


Fig. 22. Difference of revolved angle and its distribution.

たがってかみ込み中においてはその作用によって、上下ロール速度が同一となることを目標としているが、実際には差があることが判明した。この点の詳しい解析は後述する。かみ出しから終了までの間では上下回転角度差は小さく、しかも上ロールのほうが速いとは限っていない。

Fig. 23 によってかみ込み中の上下速度差についてもっと詳しい解析を行なうことができる。この図は横軸に運転開始からの時間、縦軸に上下の回転角度差を取り、No.4, 7, 9 および No.10 パスについて示してある。No.4, 10 の偶数パスと No.7, 9 の奇数パスを比較しながら考えると、かみ込みまでの上下角度差は偶数パス

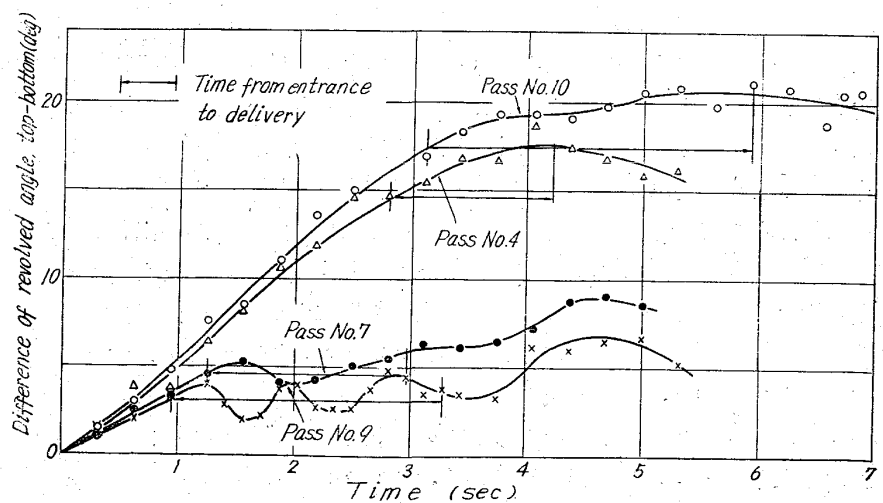


Fig. 23. Difference of revolved angle (top-bottom) from beginning of pass.

のほうが大きい。これは Fig. 24 に示すように、ロール速度の増加割合が偶数パスのほうが大きいためであろう。すなわち Fig. 24 はロール速度の時間的変化を示したものであるが、縦ロールを経て水平ロールに鋼塊が入る偶数パスのほうが、ロール速度の増加が速く、最初から上下ロール速度に差が生じている。逆にかみ出し後は上ロールの速度減少のほうが下ロールよりも速い傾向を持つが、この場合には上下速度差は奇数パスのほうが大きく、しかもある一定時刻において上ロールのほうが速度が小さい。このように上ロールのほうが先に速度を低下するので、Fig. 23 について見れば、かみ出し後において上下回転角度差が減少する傾向を持ち、その傾向が奇数パスのほうに著しい。

Fig. 23 でかみ込み後の上下角度差を見ると、奇、偶数パスとも負荷調整機構が働いて上下速度差を減らす方向、すなわち図の曲線を水平に近づける方向にあることがわかる。しかしながら偶数パスではかみ込みまでの上下速度差が大きく、かみ込み後上下速度の調整が取れるに到らないうちにかみ出ししており、したがってかみ込み中においても上下ロールに速度差が存在する。また奇数パスにおいては、かみ込みまでの上下速度差は余り大きくなく、この場合負荷調整機構の作用が明瞭であるが、この図から推論すれば、同機構の作用がまだ過渡の状態にあるうちにかみ出してしまっている。従って奇偶数パスとも負荷調整機構が理想的に働いているとは言えず、結局 Fig. 22 に示されたようなかみ込み中の上下ロール回転角度差を生じているものであろう。

そもそも上下ロールの速度差は、上下ロール駆動系統の特性差によって生じているものと考えられるが、かみ込み中の上下回転角度差の大部分は上ロールと鋼塊との滑りに費されており、鋼塊とロール間の摩擦は上ロールの方が下ロールよりも大きいと考えられる。すなわち圧延された鋼片には殆んど曲りが認められず、従って上ロールの速度が大きい分は上ロールと鋼片の摩擦に消費さ

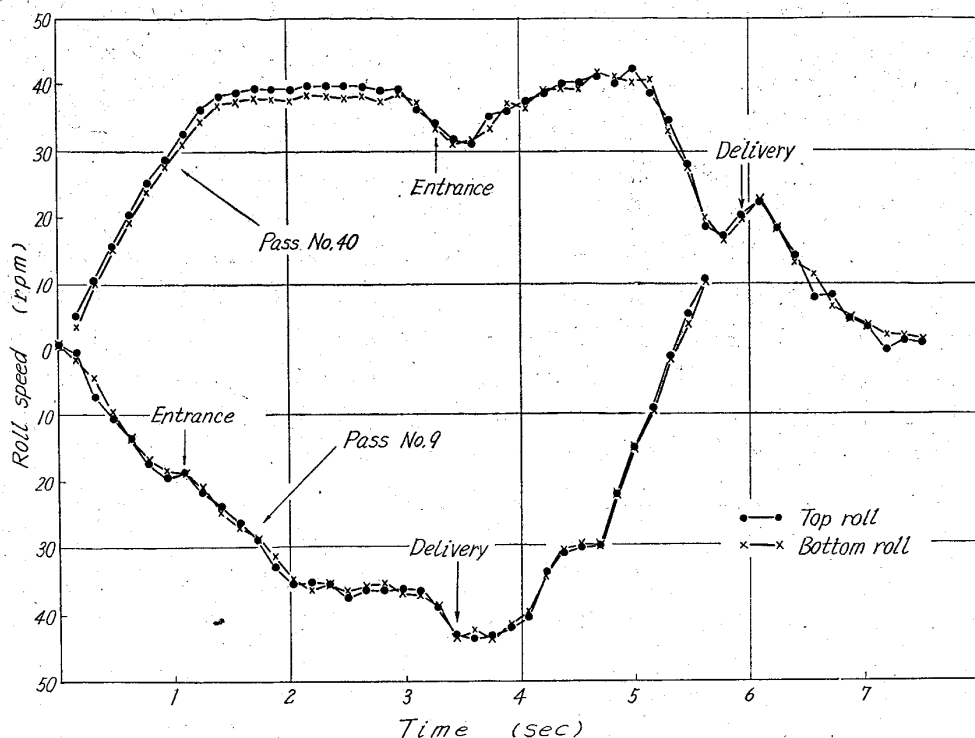


Fig. 24. Roll speed No. 9 and No. 10 passes.

れていると考えられる。

Fig. 22 から、1パスのかみ込み中で平均 2° だけ上ロールの方の滑りが大きいとすれば、1鋼塊全15パスの圧延中には計 30° となり、従ってロール直径1165mmに対して約 300mm の長さだけ上ロールのほうが多く滑ることになる。その結果として上ロールのほうが摩耗量が多くなるのが当然考えられるのであって、実際の測定結果によっても、上ロールの摩耗量が下ロールよりも約 35% 多い。また Photo. 3 に示された上下ロールのファイヤクラック出現状況の差に、摩耗状況の差が寄与していることも考えられよう。

Fig. 18 に上下電動機付回転計のチャートを示し、これが必ずしも信頼のおけるものではないことを述べたが、今回の測定によって求められた Fig. 24 はこのことを裏付けている。すなわち Fig. 24 によれば各時刻における上下ロール速度に若干の差はあるが、圧延中の最高速度にはほとんど差がない。Fig. 18 に示されている上下の速度差は、上下電動機の特長差に速度記録計の追従速度の不足がからんで生じたものである。すなわち既述のように、上ロール電動機の方が速度変化が早く現れる（運転者からの指令に対し応答速度が速い）のに対して、記録計の追従速度が不十分のため、上ロールの速度が遅いかのような記録が現われたものと解釈できる。

7-3 小括

以上の結果を要約すれば、

16mm シネ, 64 コマの写真により上下ロール速度を解析した結果,

i) 圧延中上下ロールに速度差が存在し, かみ込み中にも速度差が存在する. これは上下ロール駆動系統の特性差によるもので, 負荷調整機構 (load balancer) の作用も不十分である.

ii) かみ込み中, 上ロールは下ロールよりも1パス当り平均約 2° だけ多く回転し, これは1鋼塊当り約 300mmに相当する. この量の大部分は上ロールと鋼塊間のすべりに消費されていると考えられる.

iii) このことが上ロールの摩耗量が下ロールよりも多いことに寄与していると考えられ, また従って上下ロールのファイヤクラック出現状況に影響していると考えられる.

iv) 電動機付属の回転計の追従速度は, 上のような解析を行なうためには不十分である.

8. 総括と結言

川崎製鉄千葉製鉄所第二分塊工場のユニバーサルミルを対象としてファイヤクラックの研究を進めた結果を以上に述べたが, 最近のように高能率化されてきた分塊ミルにおいては, ラインの機械すべてがこれに沿った方向に改良されつつあり, 一例をあげれば, ロールの軸受にしても従来の fabricated metal から roller bearing へと変わりつつある. これは能率のみでなく, 原単位の考慮も払われている一つの表われで, ロールについても同様の要求があることは当然であろう. 1週間1回のロール組替, この間の圧延 t 数5~6万 t という条件の下で, ファイヤクラックの成長を極力防止し, 折損, 早期廃却のないようにすることは, 分塊工場技術者, およびロール製造者に与えられた共通の課題である. 現在, 当分塊工場のロール寿命は主としてファイヤクラックによって制限されているので, とくに使用条件とファイヤクラックとの関係について実験を行ない, ファイヤクラックの発生しにくい使用条件, ならびに製造方法の追求に資するために, メーカー, ユーザの共同研究を行なった.

ロールに関する共同研究はメーカーにとっても, ユーザにとっても重要な問題で, しかもそれぞれの弱点をカバーしつつ研究を進めることができ, グループ研究として予期以上の効果を挙げる事ができた. この種の共同研究は米国においては Roll Manufacturers' Institute が中心となって積極的に進められていると聞かすが, わが国においてはまだその例が少なく, この意味でも本研究の意義は大きいと考えている.

以下に, 研究の内容と成果の大略をまとめてみる.

8.1 ロール冷却条件の影響について

上ロールがファイヤクラック発生状況の点で下ロールよりも優れていた. その理由のひとつとして水冷条件の差に着目し, 下ロールの冷却開始点, ノズル性能などに検討を加え, その結果, 冷却条件がファイヤクラックの発生に密接な関係があり, 特に冷却点を嚙出点からできるだけ遠ざけて, そこまでを徐冷することが有効であることが判明した. これと同時に十分な冷却能力を有するノズルを選ぶことも重要である. これにより, 下ロールのファイヤクラックは, 発生時期, 大きさ, 深さについて影響を受けた.

8.2 圧延時のロール表面温度について

ロール回転中の表面温度の刻々の変化を測定することはできなかったが, 従来試みられなかった試料埋没法を考案し, 圧延時の最高加熱温度の測定に成功した. 水冷方式の変化に従って5回の温度測定を行なった結果, ロール温度は次第に低下したことが認められ, 最後は 70° の低下を示して下ロールで 530°C に至った. 上下ロールを比較すると上ロールが約 30° 低く, 水冷, あるいは pick-up の影響と考えられた. 深さ方向への熱影響範囲は約 2mm で, ファイヤクラック深さ 2~2.5mm にほぼ相当している. ロール長さ方向の温度差をみると中央付近がもっとも高く, 端部は低く, この差は冷却方式に応じて変化し, 現状ではきわめてゆるやかになり, 冷却条件が適正であることを示している.

8.3 ロール表面仕上の影響について

水冷方式第Ⅱ期後半から現われ, ロール折損に結びつく危険性があると考えられた円周方向の鉢巻き状クラックについて, 表面仕上げ方法を粗さ 5~123S まで調整してその影響を調べた結果, 円周割れにも亀甲割れにも粗さの影響は全くないことが明らかとなったが, 機械旋削面境界に 4~5.5mm 深さの鉢巻き状クラックが多数発生した. 境界部に相当する程度のわずかの凹凸は, 普通の旋削においてもできると思われるから, この点で旋削方法に十分な注意が必要である. 従来の胴部折損事故にもあるいは説明がつくかとも思われる.

8.4 ロール摩耗について

下ロールの摩耗プロファイルは大略W型となっており, これは被圧延材端部の温度降下, および堅いロールの圧延による変形のためと考えられる. 摩耗の多い部分はファイヤクラックの亀甲面積が比較的大きく, また上下の摩耗の差もファイヤクラック状況に影響している. 上ロールの摩耗が多いのは pick-up およびスリップの影響と考えられる.

8.5 ロール速度の解析

運転室チャートで上下ロールに速度差があることや、上下ロールの表面状況、摩耗の差などから、16mmシネカメラ撮影により正確な速度の測定を行なった。これによると上ロールのほうが下ロールよりも若干速く、これは上下モータの起動特性の差によるものと推定されるが、鋼片噛込中においても特に偶数パスの場合、上ロールの回転角が若干大きく、そのために上ロールの摩耗量が多いものと考えられる。この解析により、今後の圧延機モータ制御は速度調整に敏感な方式を採用する必要があることがわかった。pick-upの調整による表面状況の変化は、おそらく速度関係の変化も影響しているとみるべきであろう。

以上、研究の内容についてまとめたが、総合的な結果としてはすでにロール原単位は当初の予想値の1/2になっており、折損事故も皆無でその心配すらない現状であり、パススケジュールの点でもスリップの問題を残して重圧下ができるし、ロール材質についてもファイヤクラック、摩耗、ともに少ないロールを採用することができ、分塊圧延機の高効率化の目標に近づきつつある。

終りに臨み、本研究を許可され、いろいろ御指導、御

援助をいただいた川崎製鉄千葉製鉄所、日立製作所勝田工場、日立研究所、日本製鋼所、同研究所の幹部の方々および実験遂行にあたって御援助いただいた関係各位に厚く御礼申し上げます。

文 献

- 1) 歌橋, 他: 鉄と鋼, 49 (1963), 10, p. 1617~1624
- 2) N. R. ARANT: Iron & Steel Eng., 36 (1959), 11, p. 100~107
- 3) W. HESSE: Stahl u. Eisen, 77 (1957), p. 715~
- 4) 渡辺: 鉄と鋼, 47 (1961), p. 925~929
- 5) 峰須: 日立評論, 別冊33 (1959) p. 50~57
- 6) A. M. BELANSKY & C. F. PECK, Jr.: Iron & Steel Eng., 33 (1956), 3, p. 62~
- 7) C. F. PECK, Jr. & J. M. BONETTI: Iron & Steel Eng., 31 (1954), 6, p. 45~
- 8) C. F. PECK, Jr. & F. T. MAVIS: Iron & Steel Eng., 32 (1955), 8, p. 121~
- 9) 関本: 日立評論, 別冊 42 (1961), p. 43~
- 10) W. J. WILLIAMS: Iron & Steel, 35 (1962), 8, p. 372~
- 11) ハウフェ: 工具鋼の熱処理, (1961), p. 231 [朝倉書店]

低炭素鋼の低温における捩り変形と破壊*

美馬源次郎**・堀 茂徳*

Plastic Torsional Deformation and Fracture of Low Carbon Steel at Low Temperatures.

Genjiro MIMA and Shigenori HORI

Synopsis:

The present investigation was carried out for the effects of testing temperatures and the ferrite grain diameters on the low temperature torsional deformation and fracture behaviour of 0.08 percent carbon steel, using a newly developed dynamic torsion machine. Dynamic torque-twist curves were obtained photographically at various temperatures.

Variation of lower yield stress τ_y with grain size $2d$ in torsional deformation satisfied the Petch formula $\tau_y = \tau_i + k_y d^{-1/2}$, which was obtained from tension test. Value of τ_i increased rapidly with a decreasing of the testing temperature and also k_y increased with a lowering of the testing temperature. It is shown experimentally that the flow stress τ_f at constant strain is related to the grain diameter by $\tau_f = \tau_{if} + k_f d^{-1/2}$ where τ_{if} and k_f are constants. Value of k_f at various testing temperatures is lower than those of k_y and k_f has a small sensitivity to temperature.

At the slow rate of straining, a transition from ductile to completely brittle behaviour occurs at -183°C , when the grain diameter is $d^{-1/2} \leq 5 \cdot 23$. Substituting values of τ_y , $d^{-1/2}$

* 昭和37年6月本会関西支部講演会にて発表 昭和39年4月27日受付

** 大阪大学工学部 工博