

生じるようである。これは焼嵌面においてスリーブとアーバーの相対的迂りによつて焼嵌面に生じた曲げ応力を relief させるためにロール表面で検出される strain-value がそれに比例して減少を示すものと考えられる。一旦最高荷重に達してから荷重を減少させて行く場合に焼嵌面で荷重増加の場合と同様な迂り変化が起れば curve は可逆的になるはずであるが非可逆的であることからみてほとんど最高荷重の時と同様な状態が焼嵌面に存在しているものと見做される。しかし荷重が更に減少し最後に零となつた時の残留歪が最高荷重の時の一体型との差よりも小さいことからみて荷重減少の途上で徐々に迂りが恢復しているのではないかと考えられる。これは焼嵌総締付力の最も小さい特殊焼嵌ロールを見ると一層明確である。云い換えれば迂り易いもどりの性質をもつていと云える。

Fig. 2 の結果ではアーバー径の大なる方が低荷重で迂りが始まつている、何れも焼嵌代は 1.0/1000 であるがスリーブの肉厚が異なるので焼嵌面圧が異なりアーバー径の大なる方が面圧が小さく、しかも同一荷重における焼嵌面の曲げ応力が大であるため、迂りがアーバー径の小なるものに比べて低荷重で起ることは当然と云えよう。しかし strain-curve が彎曲してからの彎曲度は径の大なる方が小さいと見做されるがこれはアーバーの曲げ強度に関連があるのではないかと思われる。

焼嵌ロールでは焼嵌面における面圧力と迂り開始荷重すなわち曲げ応力とは面の摩擦係数を介して密接な関連があると考えられるので曲げ荷重と表面で実測された strain-value より換算した焼嵌面の曲げ応力との関係を求めてみた (Fig. 3)。この結果より各ロールの焼嵌圧力と曲げ応力から単純な摩擦の関係式が成り立つとすると  $\mu$  は 0.32~0.38 の範囲にあると云うことになる。またこの関係が直線的にロール本体まで外挿できるものと仮定し (1) 式の関係が成り立つ場合に  $f(\delta, D, d)$  は計算によつて、 $f(P, L, D, d)$  および  $\mu$  は模型ロール実験より求めることができるであろう。

$$\sigma_{\max} = f(P, L, D, d) \geq \mu f(\delta, D, d) \dots \dots (1)$$

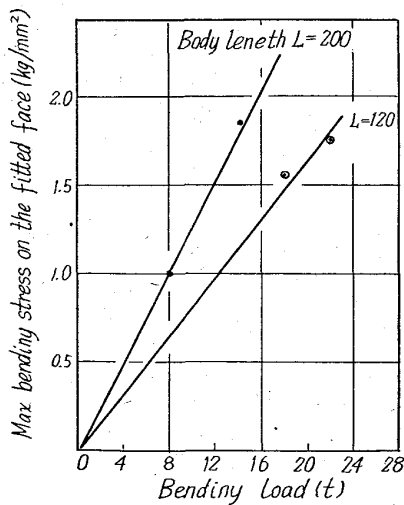


Fig. 3. Relation between the bending load and the bending stress on the fitted face.

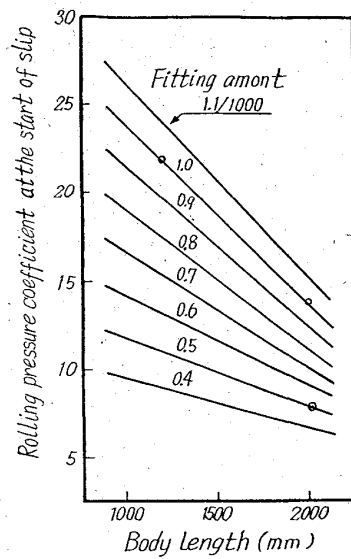


Fig. 4. Relation among the roll body length, fitting amount, and the presumed rolling pressure at the start of slip (in case of body diameter 1400 mm and arbore diameter 1000 mm).

$\sigma$  = 焼嵌面曲げ  
応力  
 $P$  = 圧延圧力  
 $L$  = 胴 長  
 $D$  = 胴 径  
 $d$  = アーバー径  
 $\delta$  = 焼嵌代

今胴径 1400mm  
アーバー径 1000mm  
のロールについて胴  
長および焼嵌代を変  
化させた場合の迂り  
開始圧延圧力の推  
定を行なつたのが、  
Fig. 4 である。こ  
れによると胴長が長  
く焼嵌代の小さいも  
の程迂り易いといえ  
る。

621,771,011:531,717,11:621,771,014  
(187) 圧延における肉厚変動の理論的

解析

東洋鋼鋳下松工場

○久能 一郎・馬場 敬志

Theoretical Analysis of Strip  
Thickness Variation in Rolling.

Ichiro KUNO and Keishi BABA.

I. 緒 言

圧延過程において圧延後の肉厚は諸種の要因、たとえば圧下スクリュウの動き、前後面張力、入側肉厚、潤滑状況などによつて変つてくる。これらの変動は圧延機の剛性によつてその影響のしかたが異なり定性的には、Fig. 1 に示すように説明されている。今圧延圧下スクリュウの設定を  $S_0$  とすれば圧延圧力は、

$$F = M(h - S_0)$$

なる弾性式で示される。一方入口側肉厚を  $H$  とすれば、材料を所定の寸法に圧延するに要する圧延圧力は、

$$F = f(H, h, \dots)$$

の形で示される複雑な函数型で表わされる。この両式の交点  $h$  が出口側肉厚である。従つて圧下スクリュウの設定が  $S_0 \rightarrow S_0'$  になると出側肉厚は  $h \rightarrow h'$  になる。材料の塑性式が直線式あるいは簡単な函数で表わされれば出

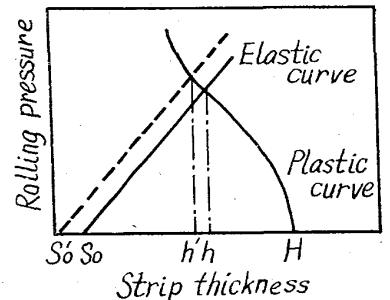


Fig. 1

側肉厚  $h$  は容易  $h$  に求められる。直線式とすれば弾性式、塑性式の傾斜をそれぞれ  $M$  および  $K$  とすれば、

$$\Delta S_0 \text{ に対して; } \Delta h_{S_0} = M / (M + K) \cdot \Delta S_0$$

$$\Delta H \text{ に対して; } \Delta h_H = K / (M + K) \cdot \Delta H$$

しかし、塑性式を直線とすることは極めて大きな仮定を含み実際に合致しない。従つて通常の圧延理論より得られる塑性式を用いて出側肉厚  $h$  を求め、肉厚変動におよぼす各要因の影響を定量的に求める方法を開発した。

II. 基礎方程式の誘導

弾性式:

$$F = M(h - S_0) \dots\dots\dots (1)$$

塑性式:

$$F_0 = B \bar{k}_0 \sqrt{R'}(H - \bar{h}) f(a, \gamma) \dots\dots\dots (2)$$

(Bland & Ford の式)

$$F/F_0 = 1 - (t_f + t_b) / 2\bar{k}_0 \dots\dots\dots (3)$$

(Hessenberg & Sims の式)

ロール弾性式:

$$R'/R = 1 + CF/B(H - h) \dots\dots\dots (4)$$

(Hitchcock の式)

無次元圧延特性値:

$$a = \mu \sqrt{R'/\bar{h}} \dots\dots\dots (5)$$

(5) 式および  $h = (1 - \gamma)H$  式より次式を得る。

$$R'/H = a^2(1 - \gamma) / \mu^2 \dots\dots\dots (6)$$

更に (2) (3) を用いて (4) を整理すると、

$$R'/R = 1 + (ca\bar{k}) / \mu \times \sqrt{(1 - \gamma) / \gamma} f(a, \gamma) \dots\dots (7)$$

ここで  $\bar{k}$  は前後面張力が作用した場合の材料の平均変形抵抗で下記のように表わせる。

$$\bar{k} = \bar{k}_0 \{1 - (t_f + t_b) / 2\bar{k}_0\} \dots\dots\dots (8)$$

従つてワークロール半径と入側肉厚  $H$  との比  $R/H$  は (6) および (7) を用いて次のごとく表わされる。

$$R/H = \{a^2(1 - \gamma) / \mu^2\} / \{1 + (ca\bar{k}) / \mu \times \sqrt{(1 - \gamma) / \gamma} f(a, \gamma)\} \dots\dots (9)$$

同じように (2), (3) を (1) に代入し (8) を用いて整理すると、

$$1 - S_0/H = \gamma + (Ba\bar{k}) / M\mu \times \sqrt{\gamma(1 - \gamma)} f(a, \gamma) \dots\dots\dots (9)$$

この (9) および (10) が基礎方程式で、いずれも  $\mu, \bar{k}, \gamma, a, B/M$  の函数型でありかつ  $f(a, \gamma)$  は Bland & Ford により図表として与えてあるので、これより求めることができる。従つて (11), (12) より  $a$  を消去し  $\mu, k, B/M$  を一定とし  $\gamma$  をパラメーターとした  $R/H$  と  $1 - S_0/H$  の関係を一連の図表として求めることができる。計算した結果は次の範囲を含んでいる。

- $k = 20, 30, 40, 50, 60, 70 \text{ t/in}^2.$
- $\mu = 0.03, 0.05, 0.08, 0.12.$
- $B = 18, 24, 30, 36, 42, 48 \text{ in.}$
- $M = 10110 \text{ t/in.}$
- $\gamma = 0.05, 0.10, 0.15, 0.20, 0.30, 0.40, 0.50, 0.60.$

Fig. 2 は代表的な一例で  $\bar{k} = 40 \text{ t/in}^2, \mu = 0.05, B = 36 \text{ in}$  の場合のものである。たとえば  $R/H = 500$  で  $\gamma = 0.40$  の場合、 $1 - S_0/H = 7.7$ 、従つて  $S_0/H = -6.7$  となる。すなわちスクリーン設定は入口肉厚の 6.7 倍

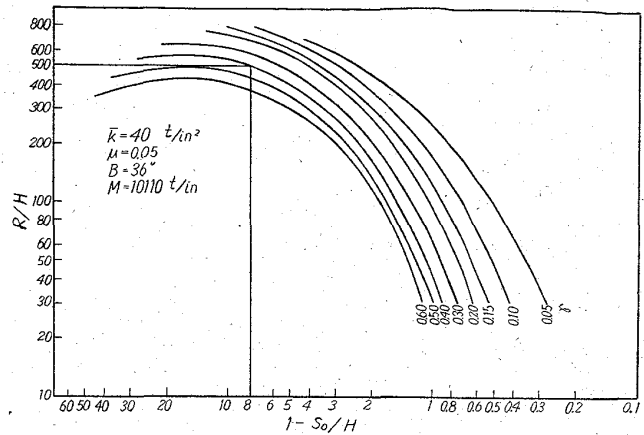


Fig. 2.  $R/H: (1=S_0/H)$  diagram.

(一) 側に設定しなくてはいけないことが判る。また、 $R = 10 \text{ in}$  とすれば  $H = 10/500 = 0.02 \text{ in}$ 、従つて  $h = 0.012 \text{ in}, S_0 = -0.134 \text{ in}, F = 10110 \times 0.02(7.7 - 0.4) = 1476 \text{ t}$  となる。このようにして、この図表から簡単に肉厚、圧下スクリーン設定値、圧延圧力を計算することができる。

III. 各要因の変動に基づく出側肉厚の変動

次に圧下スクリーンの変位、前後面張力の変動および入側肉厚の変動によつて引起される出側肉厚の変動率  $\Delta h/h$  を求める方法を考える。

圧下スクリーン  $S_0$  の状態から  $(S \pm \Delta S)$  に変位させた場合に、他の条件がすべて同じだとすると出側肉厚の変動率  $\Delta h/h$  は次式で表わされる。

$$\Delta h/h = -\{1/(1 - \gamma)\} \times \{\partial \gamma / \partial (1 - S_0/H)\} \times \Delta(1 - S_0/H) \dots\dots\dots (11)$$

ただし、この場合に  $R/H, \mu, \bar{k} = \text{const}$  である。従つて (11) 式中の  $\{\partial \gamma / \partial (1 - S_0/H)\}$  の係数が簡単に求められるように Fig. 2 の型式の線図を Fig. 3 の型式に整理しなおしておくことと便利である。

次に前後面張力が変動した場合 (8) の材料の平均変形抵抗  $\bar{k}$  が変動することになるので、その時の出側肉厚の変動率は次のごとく表わせる。

$$\Delta h/h = -\{1/(1 - \gamma)\} \times \{\partial \gamma / \partial t_f \cdot \Delta t_f + \partial \gamma / \partial t_b \cdot \Delta t_b\} \dots\dots\dots (12)$$

または、

$$= -\{1/(1 - \gamma)\} \times \partial \gamma / \partial \bar{k} \cdot (\Delta \bar{k}_{t_f} + \Delta \bar{k}_{t_b}) \dots\dots (13)$$

ここで、 $\Delta k_t = -1/2 \cdot \Delta t$  であるので (13) を用いて出側

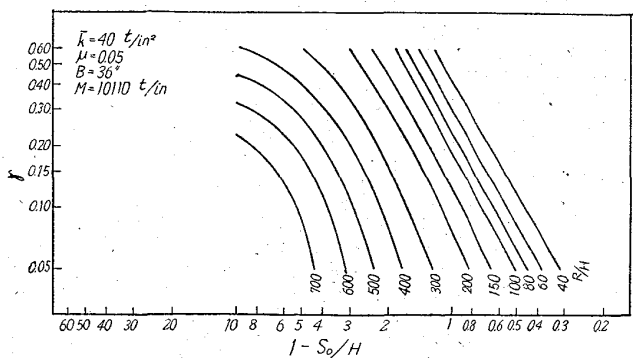


Fig. 3.  $\gamma: (1 - S_0/H)$  diagram.

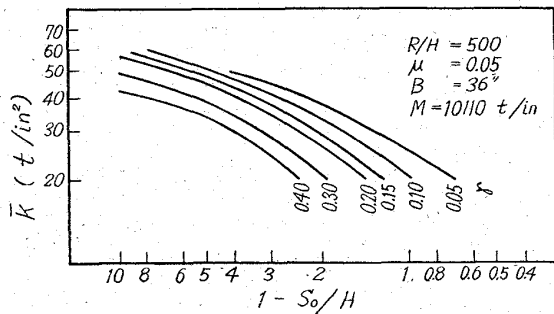


Fig. 4.  $\bar{k}$ :  $(1-S_0/H)$  diagram.

肉厚の変動率が求められるように先と同じようにして Fig. 4 を得ておけば便利である。

さらに、入側肉厚  $H$  が  $\Delta H$  変動した場合の出側肉厚の変動率  $\Delta h/h$  は次のように表現される。ただし、 $\mu$ ,  $k$ ,  $S_0 = \text{const.}$  である。

$$\Delta h/h = \{1 - H/(1-\gamma) \cdot \partial\gamma/\partial H\} \times \Delta H/H \dots (14)$$

上式の  $\partial\gamma/\partial H$  は基本的には Fig. 2 より求められる。

以上に述べた方法によつて各要因がそれぞれ独立に変動した場合の出側肉厚の変動が求まるが、これらの要因が同時に変動した場合の出側肉厚総変動率は各要因単独の変動に基づく出側肉厚変動率の総和として (15) 式で与えられる。

$$\Delta h/h = (\Delta h/h)_S + (\Delta h/h)_T + (\Delta h/h)_H \dots (15)$$

ここで、

$(\Delta h/h)_S$  = 圧下スクリュウ変位による出側肉厚変動 (11) 式

$(\Delta h/h)_T$  = 前後面張力変動による出側肉厚変動 (13) 式

$(\Delta h/h)_H$  = 入側肉厚変動による出側肉厚変動 (14) 式

以上によつて圧延における各要因の変動に基づく出側肉厚の変動が理論的に求まるがこれを実測値と比較検討した結果によると定性的な傾向において完全な一致をみかつ定量的な値においてはほぼ良好な一致をみた。

621.177, 0.07 = 621.177, 22 + 620.191, 33  
(188) Fire crack におよぼすロール水冷

条件の影響

(分塊ロールの fire crack の研究—I)

川崎製鉄千葉製鉄所

○歌橋 千之・柳沢 高義

日立製作所勝田工場 蜂須 幹雄

〃 日立研究所 奥本 武臣

日本製鋼所室蘭製作所

工博 渡辺 十郎・柴崎 鶴雄

Effect of Cooling Condition on The Fire Crack of Slabbing Mill Rolls.

(Study on the fire crack of slabbing mill rolls—I)

Chiyuki UTAHASHI, Takayoshi YANAGISAWA,

Mikio HACHISU, Takeomi OKUMOTO,

Dr. Juro WATANABE and Tsuruo SHIBAZAKI.

I. 緒 言

最近の分塊圧延機の大形化、高能率化に伴う問題点

のひとつはロールの耐久性である。川鉄千葉ユニバーサルスラビングミルの水平ロールは一週間に一回の組替えを行ない、この間に 5~6 万屯の鋼塊を圧延することを目標にしており、これに耐える強度、耐摩耗性、耐 fire crack 性が要求される。なかでもこのミルにおいては fire crack がロール寿命を制限するもつとも大きい因子と考えられたので、ロールメーカーとユーザーの協同により実際圧延機を対象にして下記の試験を行なつた。

- (1) ロール冷却条件が fire crack 発生状況におよぼす影響について
- (2) ロール表面温度の測定
- (3) Pick up の変更に伴う表面状況の変化について
- (4) ロール表面の仕上程度が fire crack 発生状況におよぼす影響について
- (5) ロール摩耗量と fire crack 発生状況との関係
- (6) ロール速度の測定

これらの研究結果について第 1~4 報に分けて逐次報告するが、本報ではこのうち水冷条件と fire crack についてのべる。

fire crack の生成過程にロールの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、経験的にも知られている。川崎製鉄、千葉製鉄所第二分塊工場ユニバーサルミルにおいて上下ロールに fire crack の差がみとめられたので、fire crack 形態が比較的良好である上ロールの水冷条件を基準に考え、下ロールの fire crack の改善を試みた。大略の経過を第 I 期より第 VII 期に分けて報告する。

II. 実験方法および結果

Fig. 1 に建設当初の上下ロールの水冷状態を示すが、使用水圧 10 kg/cm<sup>2</sup> でノズル型式も上下同じものである。

- (1) 第 I 期

ロールメーカーの別なく上ロールにはほとんど fire

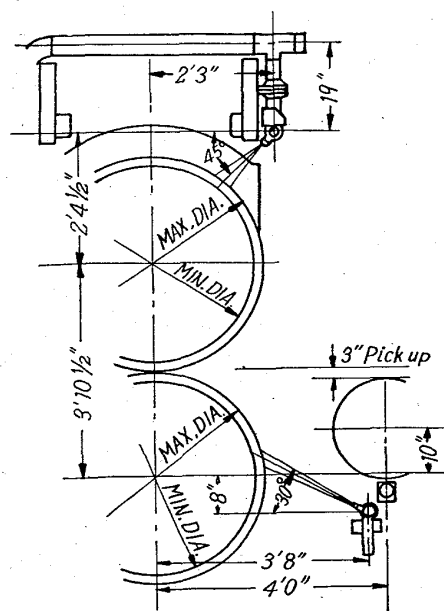


Fig. 1. Roll cooling arrangement before modifications.