

摩耗やその初期形状なども重要なものであるが、摩耗プロフィールを与えて圧力分布を検討したものに TONG ほか⁹⁾の研究がある。この研究はロールの曲げ変形および接触変形を近似的に導入して進められたものであるが、摩耗プロフィールの存在により圧下力はバレル方向に著しく変化することを示しているのである。

次に、圧延機の剛性による影響をみると、これについては work roll と back up roll の間の接触変形を与える基礎研究が三次元的に進められていないので、かなりの不備はまぬかれない。しかしながら、定性的には理論⁵⁾および実験^{6)~8)}によつてかなり、その影響が判明してきている。

たとえば Фрейзензо ほか⁵⁾はヴァリエーション法により、work roll および back up roll の変位、圧力のバレル方向の分布を余弦関数で近似的におきかえられるものとして、圧力のバレル方向の分布を、work roll 径/バレル長、板幅/バレル長およびロール中心からの測定距離 x をバレル長で割った値などによつて表現した。この理論によつても圧延機系の寸法によつて、圧下力はバレル方向にその傾向を変化することが示されるのである。また梁の理論に接触理論を導入した考え方で戸沢ほか⁹⁾の考察があるが、圧力分布はメタルフローおよび圧延機系などの寸法、肉厚の不均一などの多くの因子によつて複雑に変化するものである。

筆者は有限幅の板圧延に適用できる解を示したが、理論的にも ZELIKOV¹⁾の暗示した傾向は正しいようである¹⁰⁾。しかしながら、板幅の端部付近で圧力が最大となる傾向は理論では正確な説明はできない。また、筆者は幅広がりや束縛した場合についても近似的な解を示したが¹¹⁾束縛によつて圧力はかなり上昇し、ロール側面からの付加的なせん断応力の影響は無視できないように思われた。

文 献

- 1) A. I. ZELIKOV: "Principle & Theory of Rolling", Trans. No. BISI 4820, 1966-8
- 2) M. VATEV: Stahl u. Eisen, 86(1966)12, p. 710
- 3) A. TROOST et al.: Arch. Eisenhüttenw., 37 (1966)12, p. 935
- 4) K. N. TONG et al.: Iron Steel Engr., (1963)7, p. 113
- 5) М. Е. Фрейзензон et al.: ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ, 1967-3, p. 91
- 6) В. П. Поляхун et al.: ibid, (1967)5, p. 83
- 7) В. П. Поляхун et al.: ibid, (1967)4, p. 79
- 8) В. П. Поляхун et al.: ibid, (1962)9, p. 143; (1962)11, p. 106
- 9) 戸沢, ほか
- 10) 柳本, 機械学会論文集, 27-178(昭36-6), p. 800
- 11) 柳本, 同上, 32-238(昭41-6), p. 1014

講演：孔型圧延の圧延荷重*

八幡技研 中 島 浩 衛

【コメント】

菱形孔型の圧延荷重について

住金小倉 緒方俊治

1. 緒 言

孔型圧延の圧延荷重については、種々の実験式がありまた、最近それらの比較検討や孔型の応力分布についての理論的解明や実験などが行なわれ、われわれ現場にいる者にとつて大いに興味あるところである。

当所にある分塊鋼片連続圧延機の菱形孔型において圧延荷重の実測を行なつたので、従来われわれがよく用いていた実験式と実測値とを比較した結果を報告する。

2. 圧延荷重の測定方法および圧延条件

(1) 測定方法

V スタンドのメタルチョックと圧下スクリュウの間にロードセルを入れて測定した。

(2) 圧延条件

表 1 に示す。

3. 圧延荷重式

(1) ALEXANDER GELEJI の式

$$P = km \cdot A$$

$$km = kf(1 + C\mu^v\sqrt{4})$$

$$Kf = f(t; \text{Tensile Strength (冷間)}) \quad t = \text{温度 } ^\circ\text{C}$$

$$C = f(ld/hm)$$

$$\mu = 0.94 - 0.0005t - 0.56v \quad v = \text{速度 } m/s$$

(2) 一般式

$$P = km \cdot A \cdot Q$$

4. 平均変形抵抗

次の 3 種を使用した。

(1) GELEJI の実験データ

(2) 井上一岡本 (住友金属 vol 12, No 1 Jan. 1960)

(3) BISRA

5. 投影接触面積

次の 3 種を比較した。

(1) Siebel 法

(2) Trinks 法

(3) Parapola としての近似式

6. 補正係数および変形速度

Sims の式を使用した。

7. 実測荷重と算定荷重について

グラフ 1 に示す。

(1) BISRA は算定値のほうが高目に出た。

(2) GELEJI の式によるものはパラツキが大きい。

(3) 一般式で、投影接触面積を Trinks 法により、平均変形抵抗に井上一岡本を使用したものは比較的よく合っている。

8. 平均変形抵抗について

(1) GELEJI によると、冷間における tensile strength の函数となつているため、その取り方に問題がある。取り方を適正にすれば簡便なので、現場的である。

(2) 井上一岡本の値では、SCM, SUP において実測と差を生じたが、その他はよく合っている。

* 鉄と鋼, 55 (1969) 3, S 349~352

2. 圧延条件

(1) ロール 700φ×1250 t

(2) 圧延断面寸法および鋼種

表 1

圧延 サイズ	鋼 種	粗 角 (mm)		測定スタンド (mm)		化 学 成 分					
		s	b	c	d	C	Si	Mn	P	S	Cr
A	低炭リムド	160.6	161.0	106.5	174.5	0.06	—	0.33	0.023	0.017	0.04
B	SUP06	166.5	166.0	107.3	180.5	0.60	1.58	0.80	0.029	0.023	0.05
C	S50C	213.0	212.0	143.8	222.5	0.50	—	0.68	0.022	0.028	0.12
D	S CM03	240.2	240	172.9	247.8	0.38	0.30	0.74	0.030	0.014	1.06
	SAE411					0.40	0.28	1.55	0.026	0.013	—
	S45C					0.40	0.26	0.71	0.025	0.013	0.11
	低炭キルド					0.09	0.17	0.40	0.020	0.022	0.03
	低炭リムド					0.06	—	0.33	0.022	0.019	0.04

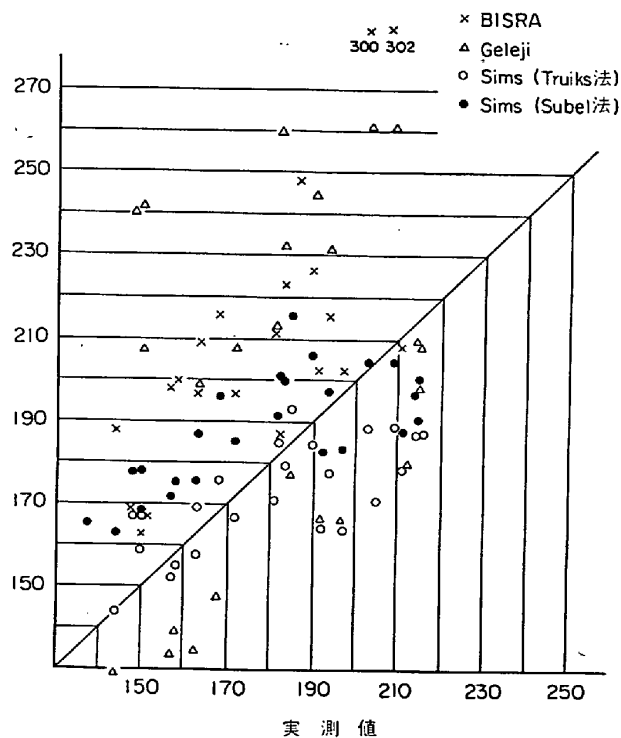
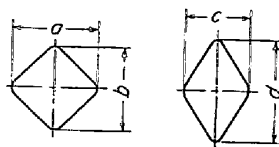


図 1 圧延荷重実測値と計算値との比較

9. 投影接触面積について

Siebel, Trinks 近似式とを比較してみると, 下記のようなになる。

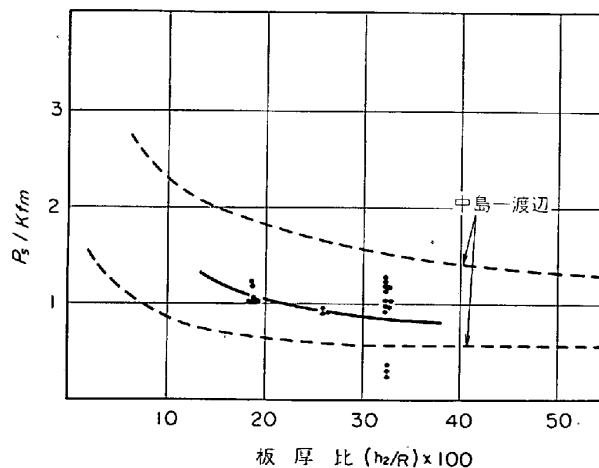
Trinks の方法を正しいと見ると, Siebel は常に大きくその値は 10%~20% である。

近似式は±2%程度の差である。

サイ ズ	Siebel 法	Trinks 法	近似式
A	16476	14560	14739
B	17827	16400	15944
C	21943	20602	20573
D	25443	22840	22186

菱形孔型においては, Parapola とみなしての近似式

$$A = 2/3 b_2 \sqrt{R \Delta h}$$

図 2 孔型補正係数について
菱形孔型の場合

$$R = D + S - h_2/2$$

$$\Delta h = h_1 - h_2$$

D = ロール dia

S = ロールギャップ

h_1 = 圧延前の max 高さ

h_2 = 圧延後の max 高さ

b_2 = 圧延後の max 幅

が簡便であり, 現場的実用になると考えられる。

10. 補正係数について

実測荷重を正しいとして Q を逆算してみた結果をグラフ 2 に示す。中島一渡辺の実験結果とほぼ同じ傾向を示している。

ここで, 投影接触面積は近似式

平均変形抵抗は井上一岡本を使用した。

11. あとがき

(1) 圧延荷重は, 平均変形抵抗に井上一岡本, 投影接触面積に Trinks 法を使つたものが実測値と比較的一致した。

(2) 投影接触面積は, 菱形孔型の場合 Parabola として算定して大差ない。

(3) 補正係数 Q は, h_2/R により各種のデータをと

つて見出すべきと考える。

【コメント】

棒鋼圧延の圧延圧力

大同中研 渡辺輝夫

1. まえがき

孔型圧延での圧延荷重を求めるには、各種の因子の影響のより正確な把握が必要と思う。そこで私どもは、角一ダイヤー角圧延において、これらの因子のうち(1)投影接触面積の求め方、(2)ひずみおよびひずみ速度の求め方、(3)ダイヤ頂角の影響、(4)幅広がりの影響について検討した結果を報告する。

2. 計算式について

Fig. 1 で ABA' は圧延前の材料断面、CDC' はロールの孔型形状とし、各部の寸法を図中に記入したように取る。

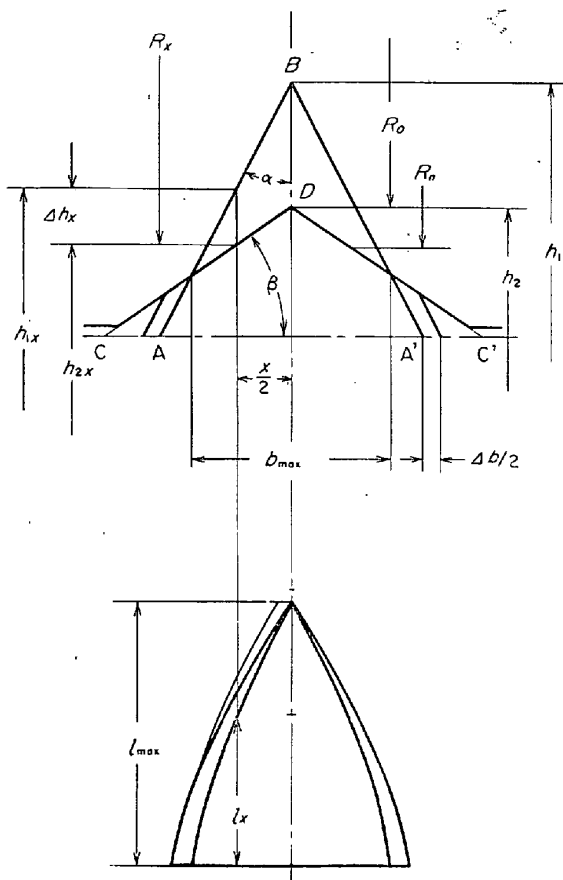


Fig. 1. Projected length of the arc of contact in square-diamond rolling.

(1) 投影接触面積 Fig. 1 から、幅広がりを見無視したときの投影接触長さの幅方向の平均 l_m は、任意位置での値 $l_x = \sqrt{R_x \Delta h_x}$ を $0 \sim b_{max}$ で積分して b_{max} で除して求め、(1)式で示される。

$$l_m = 1/b_{max} \left[-b/4a \cdot \sqrt{C} + (b^2 - 4aC)/8a\sqrt{a} \cdot \{ -\pi/2 - \sin^{-1} b/\sqrt{b^2 - 4aC} \} \right] \quad (1)$$

$$a = \tan \beta / 2 \cdot (\tan \beta - 1/\tan \alpha),$$

$$b = (h_1 - h_2)/2 \cdot \tan \beta - R_0/\tan \alpha + R_0 \tan \beta,$$

$$C = R_0(h_1 - h_2)$$

幅広がり Δb に基づく投影接触面積の増量を $2 \cdot \Delta b$ ・

l_{max} とすると、投影接触面積 F は、(2)式となる。

$$F = l_{m0} \cdot b_{max} + 1/2 \cdot l_{max} \cdot \Delta b = -b/4a \cdot \sqrt{C}$$

$$+ (b^2 - 4aC)/8a\sqrt{a} \cdot \{ -\pi/2 - \sin^{-1} b/\sqrt{b^2 - 4aC} \} + 1/2 \cdot \Delta b \sqrt{R_0(h_1 - h_2)} \quad (2)$$

(2) 嚙込角 幅方向の平均嚙込角 θ_m は(3)式で示される。

$$\theta_m = 1/b_{max} \cdot \int_0^{b_{max}} \theta_x dx = 1/b_{max} \tan \beta$$

$$\left[\frac{-2\sqrt{R_0(h_1 - h_2)} - [2\{R_0(\tan \beta - 1/\tan \alpha) - (h_1 - h_2) \cdot \tan \beta/2\}]/\sqrt{\tan \beta/2 \cdot (1/\tan \alpha - \tan \beta)}}{\pi/2 - \tan^{-1} \sqrt{R_0(1/\tan \alpha - \tan \beta)}/\tan \beta/2 \cdot (h_1 - h_2)} \right]$$

..... (3)

(3) ひずみおよびひずみ速度 幅方向の平均ひずみ ϵ_m は(4)式で示される。ただしこれは幾何学的な平均ひずみを示すものであり、より正確には、幅方向の平均変形抵抗に一致する変形抵抗を示す位置でのひずみを取る。

$$\epsilon_m = 1/b_{max} \cdot \left[-(h_1 - b_{max}/\tan \alpha) \tan \alpha \{ \log(h_1 - b_{max}/\tan \alpha) - 1 \} + \tan \beta \cdot (h_2 - b_{max} \tan \beta) \{ \log(h_2 - b_{max} \tan \beta) - 1 \} + h_1 \tan \alpha (\log h_1 - 1) - h_2/\tan \beta \cdot (\log h_2 - 1) \right] \quad (4)$$

つぎにロールの有効半径を $R_n = R_0 + 1/4 \cdot b_{max} \cdot \tan \beta$ とし、その周速を v_n 、回転数を n とすると、平均ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_m$ は(5)式で示される。

$$\dot{\epsilon}_m = \epsilon_m \cdot v_n / l_{m0} \quad (5)$$

3. 実験方法

圧延はロール径 116 mm の二重式圧延機によつた。ロール材質は SKD 6、かたさ H_s 66~71、表面粗さ $3 \sim 6 \mu$ であり、圧延材の表面粗さは $14 \sim 26 \mu$ とした。圧延圧力の測定はワイヤストレンゲージ式のロードセルにより測定した。Table 1 に圧延条件を示す。

4. 計算結果および実験結果

(1) 投影接触面積

Table 1 に示した圧延条件について、TRINKS による方法¹⁾(幅広がりを見無視)および SIEBEL による方法²⁾の結果を比較して Fig. 2 に示す。なお(2)式の Δb は、SCM 3 圧延での実測値を用いた。Fig. 2 によると(2)式にくらべて、TRINKS 法では、 $\tan \beta$ が大きいほどまた $\tan \beta$ が小さいほど F は大きくなる。これは、幅広がりによつて α および β の影響の補正が TRINKS 法は適当でないことによる。すなわち実圧延では Fig. 2 (C) に示すように、幅広がりによつて α 、 β の影響は大きく、これが大きいほど幅広がり著しく小さくなりこれに基づく接触面積の増量は少なくなる。SIEBEL 法では、 α 、 β の影響が小さく、これは実測幅広がり量を加味した接触幅を採用したためである。

(2) ひずみおよびひずみ速度 Fig. 3 に(4)および(5)式によるひずみおよびひずみ速度の計算結果と、SIEBEL 法によりフラット圧延に換算して求めた値の相関を示す。フラット換算法は過大にみつらるきらいがみられる。

(3) 圧延荷重係数 Table 1 に示す条件で、SCM 3 を熱間圧延で、圧延荷重を実測して、(2) (4) および(5)式を用いて、圧延荷重係数 p_m/k_m を求めた結果を Fig. 4 に示す。なお平均変形抵抗 k_m は、圧延分科会の

Table 1. Rolling condition.

Roll pass	Dimension of billets	Tan α	Tan β	R_0	Revolution of roll	Rolling temperature	Material
Square-dia	26.8×26.8 mm	1	0.837	49 mm	50rpm	1100°C	S CM 3
	//	//	0.686	49.7	//	//	//
	//	//	0.465	51.5	//	//	//
Dia-square	23×18.3	0.796	1	50	//	//	//
	25.2×17.6	0.698	//	//	//	//	//
	30×14	0.467	//	//	//	//	//

F_2 : Area of contact by equation (2)
 F_1 : Area of contact by Trinks' method
 F_{s1} : Area of contact by Siebel's method (by maximum width)
 F_{s2} : Area of contact by Siebel's method (by contact width)

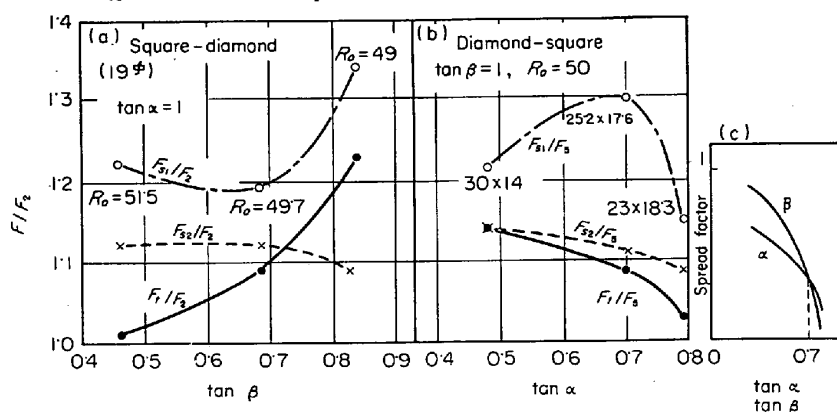


Fig. 2. Projected area of contact.

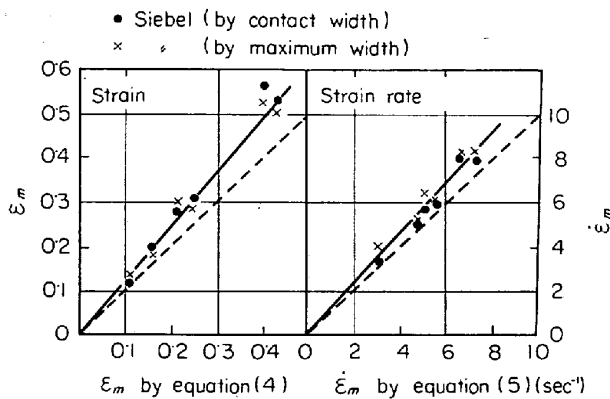


Fig. 3. Strain and strain rate.

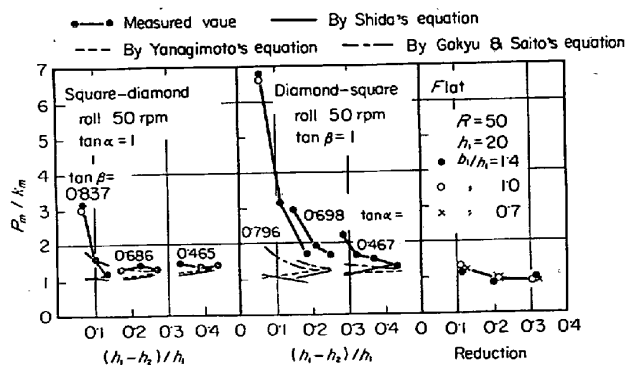


Fig. 4. Roll force factor.

共同実験²⁾から、 $k = \alpha \epsilon^n$ 、 $k = \beta \dot{\epsilon}^m$ の関係を用いて求めた。なお図中には、柳本の孔型圧延式³⁾、志田式⁵⁾、五弓、齊藤式⁶⁾による計算結果を併記した。 p_m/k_m はダイヤー角圧延で最も大きく、角一ダイヤではやや小さくなるが、フラット圧延よりは大きい。またいずれの場合も、最大圧下率が 0.1 以下になると、 p_m/k_m は著しく大きくなる。

(4) 幅広がり形状の影響 前項までの幅広がり、は、圧延材の最大幅の部分での値を用いた。すなわち側面の自由表面は圧延前と同じ形状を保つて幅広がりするとした。つぎに、この形状の変化を測定した結果を Fig. 5 に示す。

Fig. 5 によると、圧下率が小さい場合は、中心よりもロール面に近いほうが幅広がり大きい、圧下率が大きくなると、逆になる。また角一ダイヤ圧延ではこの傾向は小さく、ダイヤー角圧延では大きくなる。この形状変化に基づく投影接触面積の誤差は、最大 8.5% 以下であった。

5. 結 論

以上角一ダイヤ式圧延において、圧延荷重におよぼす 3, 4 の因子の影響を調査した結果

(1) 従来の投影接触面積の求め方は、過大にみつも

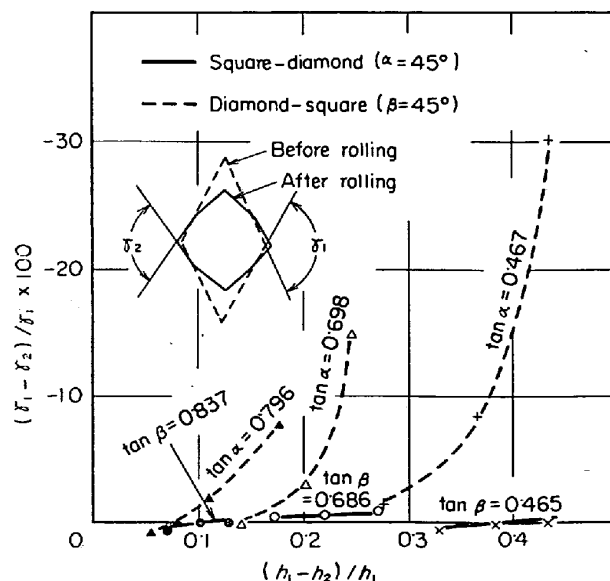


Fig. 5. Character of variation in spread.

る恐れがあり、またダイヤ頂角は幅広がりを経て、これに影響する。

(2) ひずみおよびひずみ速度は、フラット圧延換算法ではその値がやや大きくなる。

(3) 圧延荷重係数は、ダイヤ角が最も大きく、角一ダイヤ、フラットの順に小さくなる。圧下率が小さい(本実験では l/h が小さくなる)と、圧延荷重係数は著しく大きくなり、これによぼす接触面の形状の効果を明らかにしていく必要がある。

(4) 幅広がり形状は、角一ダイヤ圧延では圧延前とほぼ相似になるが、ダイヤ角では圧下率により異なりこれが投影接触面積に影響する。

文 献

- 1) W. TRINKS: Roll Pass Design, (1941), p. 103
- 2) 第30回圧理分科会資料 30-3 (1966)
- 3) 柳本: 機械学会論文集, 33, 249 (1966) p.826
- 4) 志田: 第34回圧理分科会資料
- 5) 五弓, 斉藤: 鉄鋼協会第9回技術講座資料 (1967)

講演: 孔型圧延の概要*

住金中研 岡 本 豊 彦

【コメント】

形鋼圧延の working dia について

八幡八幡 中俣伸一

1. はじめに

形鋼の圧延において外部からどのような力が材料に加えられるかについては不明な点が多い。したがって working diameter (作業直径) を議論することは現在のところ、きわめて困難であるが、将来の形鋼圧延の自動化連続化につとて、working diameter に関する問題は重要である。

今回の報告では形鋼の working dia (先進係数) の変化について報告する。

2. 測定方法

ロールマーク間隔より、次の要領で先進係数を算出した。

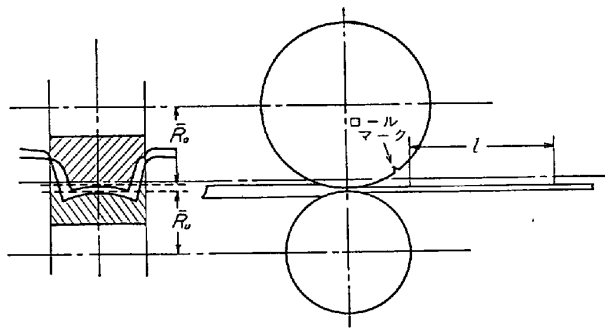


Fig. 1. 形鋼の Working dia.

ロール出口において

$$\text{working dia} \quad D_w = l / \pi$$

$$\text{先進係数} \quad \delta = D_w / \bar{R}_o + \bar{R}_u$$

* 鉄と鋼, 55 (1969) 3, S 337~340

とおく。ここで、

l : ロールマーク間隔(ロール1回転で進んだ長さ)

$\bar{R}_o, \bar{R}_u$: 上, 下ロール平均半径(矩形換算法による)

3. 測定結果および考察

3.1 孔型の位置と先進係数

溝形鋼などの形状の場合、孔型がピッチ線に対しどの位置に置かれているかにより working dia. が変化する。

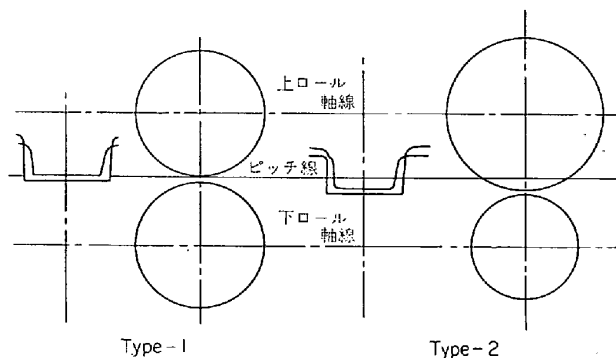


Fig. 2. 孔型の位置

Table 1. 先進係数

	Type-1	Type-2
孔型位置	$\bar{R}_o / \bar{R}_u = 1.001$	$\bar{R}_o / \bar{R}_u = 1.109$
先進係数	$\delta = 1.03$	$\delta = 0.98$

Type-1 の場合はウェブがピッチ線に近く位置しているので、圧下の主体をなすウェブが sticking の状態で圧延されるため、先進係数は1以上となる。type-2の場合はウェブの上下ロール径差が大きいため slipping の状態となり先進係数は1以下となる。

3.2 長さ方向における先進係数の変化

type-1, type-2 の圧延における長さ方向の先進係数の変化を Fig. 3 に示す。

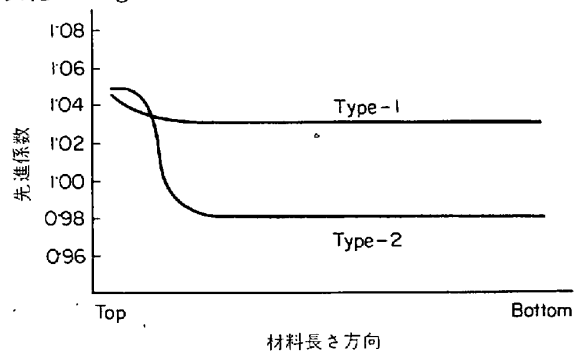


Fig. 3. 先進係数の変化

type-2 の圧延の場合、嚙込直後は下ロールは上ロールから引き回されて上ロールのみの力で圧延され(従動圧延) D_w は大きく、下ロールの回転の遊びがなくなつたとき、slipping の状態となり D_w は小さく安定する。

type-1 では上下均等に回転するので長さ方向での変化はすくない。これは並列配置の圧延機 (Fig. 4) では動力源までかなりのカップリングがあり、このような圧延機の最終スタンドでは、その回転の遊びは各スタンド全体にわたって累積され、大きなものとなる。