

# 角-平, 角-オーバル, 角-ダイヤおよび丸-オーバル圧延方式 における圧延材の変形と伸び効率\*

斎藤 好弘\*\*・森賀 幹夫\*\*\*・加藤 俊二\*\*\*\*

内田正二郎\*\*\*\*\*・加藤 健三\*\*\*\*\*

## Deformation and Elongation Efficiency of Metals When Rolled in Different Stretching Passes of Square-Flat, Square-Oval, Square-Diamond and Round-Oval

Yoshihiro SAITO, Mikio MORIGA, Shunji KATO

Shojiro UCHIDA, and Kenzo KATO

### Synopsis:

In order to improve the production capacity and reduction of rolling energy consumption in breaking down pass sequences of rolling of wire and rod, it is required to employ such pass sequences and rolling conditions that increase elongation per pass and elongation efficiency ( $f_w$ ) defined as a ratio of natural elongation ( $\ln \lambda$ ) to natural draught ( $\ln \lambda_{\max}$ ) imposed by the pass.

Influences of main geometrical factors, i. e., pass shape factor ( $m_k$ ), thickness ratio ( $H_1/D_0$ ), relative draught and degree of filling of pass ( $\xi$ ) on the cross section of products and elongation efficiency are investigated for passes mentioned in the title by means of simulative rolling test using white plasticine and model plaster rolls. These simulations are checked by hot rolling of commercial steel.

The main results obtained are as follows:

1) A higher value of  $f_w$  can be obtained in the pass-rolling than in the square-flat rolling only when  $\xi$  is sufficiently high. Especially in such passes as square-diamond and round-oval where central zones in stock width get relatively heavy reduction or in passes which have high  $m_k$  value,  $f_w$  depends sensitively on  $\xi$ .

2) Limiting coefficient of elongation,  $\lambda(1)$ , defined as a maximum permissible coefficient of elongation for a given pass increases by decreasing  $m_k$ , which tends to lower  $f_w$ . When  $H_1/D_0$  is increased, however,  $\lambda(1)$  and  $f_w$  increases and drop of  $f_w$  by lowering  $m_k$  becomes alleviated.

### 1. 緒 言

棒鋼・線材圧延などに使われる延伸用孔型圧延では、圧延材の変形とくに幅広がりと伸びに関する情報は孔型計設に不可欠である。幅広がり材料を孔型に適正に充填させて過充填による噛み出しや未充填による形状不良を防ぐために、また伸びは所定の素材から所定の製品を圧延するのに要するパス回数を決定するために、ともに

正確に把握されなければならない。さらに設備上のメリットからできるだけパス回数を減らし、同時に圧延に要するエネルギーを節減するために大きな伸びとともに伸び効率<sup>1)</sup>すなわち圧下に対する伸びの割合の高い圧延方式と圧延条件が望まれる。

従来、延伸用孔型圧延の変形特性を取り扱った研究<sup>1)~11)</sup>は少なくないが、個々の圧延方式または個々の変形特性に着目したものが多く、断面形状・幅広がり・伸び・

\* 昭和47年11月塑性加工連合講演会にて発表 昭和51年3月19日受付 (Received March 19, 1976)

\*\* 大阪大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Osaka University, Yamadakami Suita Osaka 565)

\*\*\* 大阪大学大学院 (Graduate School, Osaka University)

\*\*\*\* 大阪大学大学院 (現在:住友金属工業(株)) (Graduate School, Osaka University)

\*\*\*\*\* 大阪大学大学院 (現在:日本鋼管(株)) (Graduate School, Osaka University)

\*\*\*\*\* 大阪大学工学部 (Faculty of Engineering, Osaka University)

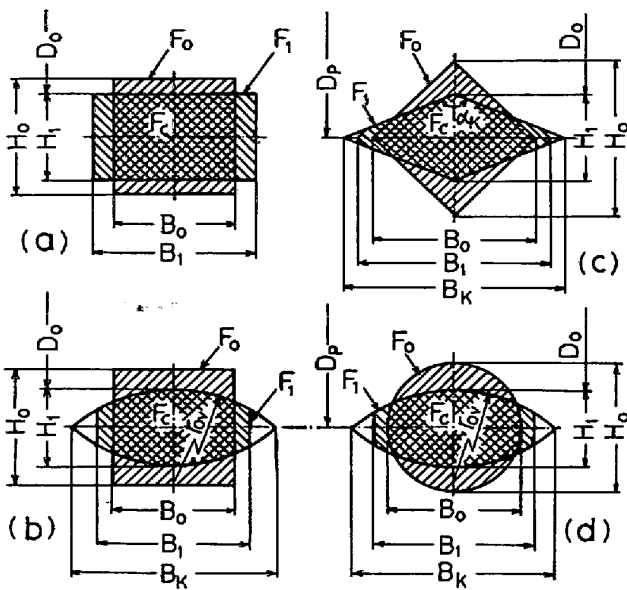


Fig. 1. Designations in the passes: (a) square-flat, (b) square-oval, (c) square-diamond, (d) round-oval.

伸び効率などの変形特性を総合的に把握し、それらを種々の圧延方式について比較して各圧延方式の特徴を明らかにした研究はほとんど見当たらない。

本研究はこのような観点に立つて、多くの延伸用孔型圧延の中から代表的な角-オーバル、角-ダイヤ、丸-オーバルの3つの圧延方式を取り上げ、比較のためにさらに角材の平圧延(角-平)を加えて、石膏ロールによるプラスティシンのモデル圧延および実験用小型ミルによる鋼の熱間圧延を行ない、上述の変形特性に及ぼす孔型形状・圧下条件・ロール径などの主要幾何学因子の影響を明らかにし、各圧延方式の間で比較検討するとともに、併せてプラスティシンモデルと熱間鋼の変形特性に関する相似則についても検討した。

2. パラメータおよび伸び効率の定義

Fig. 1 に本研究で取り扱う圧延方式の孔型および素材断面の形状と寸法記号を示す。素材断面は正方形および円形で、孔型に送り込む状態での高さを  $H_0$ 、幅を  $B_0$  ( $=H_0$ )、断面積を  $F_0$  とする。ダイヤ孔型は丸みのない菱形(頂角  $\alpha_k$ )、オーバル孔型は単曲率オーバル(曲率半径  $r_{ov}$ )で、高さを  $H_1$ 、理論幅を  $B_K$  とする。圧延後断面の幅を  $B_1$ 、面積を  $F_1$  とする。また幅広がりが生じない時の圧延後断面積すなわち素材断面と孔型断面の共通部分の面積を  $F_C$  とする。ロール直径についてはピッチ直径すなわちロール軸間距離を  $D_P$ 、孔型内の最小ロール直径を  $D_0$  とする。

各孔型圧延方式に対し変形域の形状を特徴づけるパラ

メータとして次の4つの量を定義する。

- $m_h = H_1/B_K$  (孔型精円率)
- $\delta = D_P/B_K$  (比ロール径)
- $\rho = B_0/B_K$  (サイドリリーフ係数)
- $\xi = B_1/B_K$  (充填率)

また材料の変形を表わすパラメータとして

- $\gamma = H_1/H_0$  (圧下係数)
- $\beta = B_1/B_0$  (幅広がり係数)
- $\lambda = F_0/F_1$  (伸び係数)
- $\lambda_{max} = F_0/F_C$  (最大伸び係数)

を用いる。通常使われる圧下率は  $1-\gamma$ 、幅広がり率は  $\beta-1$ 、伸び率は  $\lambda-1$ 、断面減少率は  $1-1/\lambda$ 、断面排除率<sup>2)</sup>は、 $1-1/\lambda_{max}$  である。また材料の圧下方向、圧延方向、幅方向の平均真歪をそれぞれ  $\epsilon_h, \epsilon_l, \epsilon_b$  とすると、 $\epsilon_l = \ln \lambda, \epsilon_h = -\epsilon_l (\epsilon_b = 0) = -\ln \lambda_{max}, \epsilon_b = -(\epsilon_h + \epsilon_l) = \ln(\lambda_{max}/\lambda)$  である。

伸び効率は“幅広がりが生じない時の伸びすなわち圧下に対し、実際に生じた伸びの割合”と定義する。伸びを真歪で表わすと、

$$f_w = \ln \lambda / \ln \lambda_{max} = \epsilon_l / |\epsilon_h| \dots\dots\dots (1)$$

となり、伸び率で表わすと、

$$f_w' = (\lambda - 1) / (\lambda_{max} - 1) \dots\dots\dots (2)$$

となり、断面減少率で表わすと、

$$f_w'' = \left(1 - \frac{1}{\lambda}\right) / \left(1 - \frac{1}{\lambda_{max}}\right) \dots\dots\dots (3)$$

となる。 $f_w'$  は OEHLSTÖTER<sup>1)</sup> の Formänderungswirksamkeit に等しく、 $f_w''$  は五弓・大久保<sup>2)</sup>の有効伸び率に等しい。これらと  $f_w$  との間に大きな差はないが常に  $f_w' < f_w < f_w''$  の関係があり、伸びが小さい時  $f_w \approx (f_w' + f_w'')/2$  である。五弓らと OEHLSTÖTER によると  $f_w', f_w''$  はどちらもその値が大きいほど変形エネルギー効率は高くなる。したがって  $f_w$  も変形エネルギー効率に対し同じ関係になるはずである。また  $f_w$  を長方形断面材の平圧延に適用すると、 $\lambda = H_0 B_0 / H_1 B_1, \lambda_{max} = H_0 / H_1$  であるから、(1)式は、

$$\frac{B_1}{B_0} = \left(\frac{H_0}{H_1}\right)^{1-f_w} \dots\dots\dots (4)$$

となつて、WUSATOWSKI<sup>12)</sup>, HILL<sup>13)</sup>, SPARLING<sup>13)</sup>, 柳本<sup>4)</sup>らの幅広がり式と同じ形になり、 $1-f_w = \epsilon_b / |\epsilon_h|$  はよく知られた幅広がり特性値を表わす。以上の検討にもとづいて本研究では伸び効率として  $f_w$  を用いた。

3. 実験方法

3.1 プラスティシンのモデル圧延

本実験では石膏ロールを取り付けたモデル圧延機を用

いて、白色プラスチックの模型ビレットを圧延した。ロールは直径 400 mm のプーリーに、円周方向に 4 等分した厚さ 50 mm の石膏製ロールスリーブを取り付けたものである。

孔型圧延では上下ロールを密着することによりピッチ直径を  $D_P=500$  mm に固定した。ロールには特製のかんなを使つてダイヤおよびオーバル孔型を施した。変形特性に及ぼす比ロール径 ( $\delta=D_P/B_K$ ) および孔型楕円率 ( $m_k=H_1/B_K$ ) の影響を明らかにするために、 $B_K=30, 50, 70$  mm ( $\delta=16.7, 10.0, 7.1$ ),  $m_k=0.4, 0.6, 0.8$  と変化させた。また圧下率 ( $1-\gamma$ ) または充満率 ( $\xi$ ) の影響を見るために、各孔型に送り込む角または丸ビレットのサイズを小刻みに変えて、 $\xi$  が  $m_k < \xi < 1$  の広い範囲をカバーするようにした。

平圧延では  $D_0=500$  mm の石膏平ロールで一辺が  $H_0=20, 35, 50$  mm ( $H_0/D_0=0.04, 0.07, 0.10$ ) の角ビレットを 60% 以下の種々の圧下率で圧延した。

潤滑剤として  $\text{CaCO}_3$  の粉末をビレットとロールの表面に薄く塗布した。ビレットは作製後室温で一昼夜以上放置したものを、 $20^\circ\text{C}$  の恒温室内で数時間保持して内部まで一様に  $20^\circ\text{C}$  にした後、約 5 cm/sec の圧延速度で圧延した。圧延後ビレットを軸に直角に切断し、寸法及び断面積を測定した。ただしプラスチックは、ロール出口での弾性復元のほかに圧延後の擬弾性復元が起こり、全復元歪が圧下方向に 2~4%、幅方向に 1~2% と熱間鋼より 1 桁大きく、無視できないので、各ビレットの復元歪を孔型とビレットの寸法から推定し、復元前の寸法と断面積を求めた。

### 3.2 鋼の熱間圧延

直径 100 mm の平ロールおよびそれにダイヤまたはオーバル溝を旋削した孔型ロールを用いて、一辺が 14 mm の角棒の角-平, 角-オーバル, 角-ダイヤ圧延, および直径 14 mm の丸棒の丸-オーバル圧延を行なつた。孔型楕円率は  $m_k=0.4, 0.6, 0.8$  とし、溝幅はロールギャップをゼロにセットした時材料が孔型にほぼ充満するように決めた。圧下率または充満率はロールギャップを変えらることにより変化させた。

実験に用いた材料は JIS-SS41 (C-0.17%, Si-0.19%, Mn-0.47%, P-0.015%, S-0.029%, Al-0.008%) で、熱間圧延後冷間引抜きにより所定の寸法に仕上げた。これを  $\text{Ar}+10\%\text{H}_2$  混合ガス雰囲気の中横型管状電気炉で  $1050^\circ\text{C}$  に加熱し、表面粗さ  $R_{\text{max}} \approx 2\sim 3\mu\text{m}$  に研磨仕上げした鋼ロール (JIS-SKD61) により、ロール回転数 50rpm で圧延した。なお加熱後圧延直前の材料表面に付着したスケール厚みは  $30\sim 50\mu\text{m}$  であつた。

## 4. 実験結果および検討

### 4.1 圧延材の断面形状

孔型圧延でも材料がロールと全表面で接触することはほとんどなく、ロールジョイントに面して多かれ少なかれ自由表面が存在する。孔型形状が与えられれば圧延後の断面形状は自由表面の形状によつて一義的に決まるが、後者は断面内の不均一なメタルフローを反映して、一般に圧延前断面の対応する部分の形状とは異なつたものとなる。したがつてもし自由表面の形状が予測できなければ、圧延後の幅が与えられてもそれから断面積やロールとの接触幅を求めることはできない。また自由表面の形状は後続パスにおける表面疵の発生の問題とも関連して重要である。以下に各圧延方式での自由表面形状と圧延条件との関係、および自由表面形状に関するプラスチックと熱間鋼の間の相似性について検討する。

Fig. 2 は角-平圧延における自由表面のバレルング ( $(B_c - B_m)/H_1$ ) に及ぼす圧下率と  $H_0/D_0$  の影響を示す。これよりバレルングは圧下率およびロール径の増加とともに増加する性質があること、および熱間鋼の方がプラスチックよりバレルングが顕著となることがわかる。熱間鋼では断面内温度分布のため内部と表面部で変形抵抗が異なり、軟らかい内部のメタルが相対的に硬い表面部より幅方向に流れやすいためバレルングが大きくなつたものと考えられる。

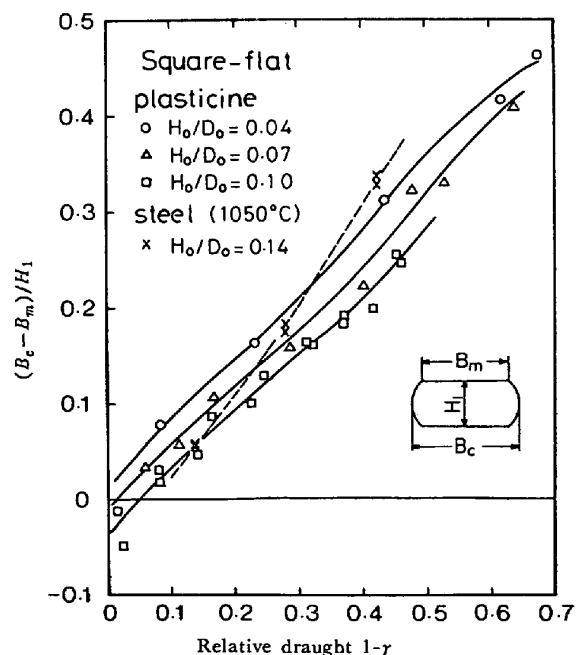


Fig. 2. Shape of side free surface of product by square-flat pass as a function of relative draught and thickness ratio  $H_0/D_0$ .

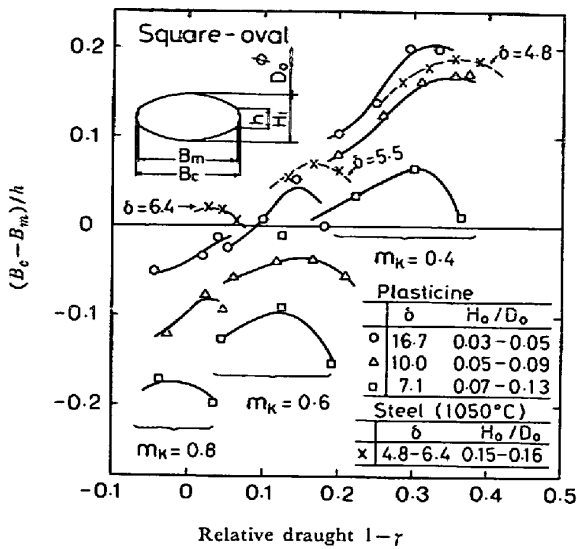


Fig. 3. Shape of side free surface of product by square-oval pass, showing similar dependence on relative draught and thickness ratio  $H_0/D_0$  as in the square-flat pass (Fig. 2).

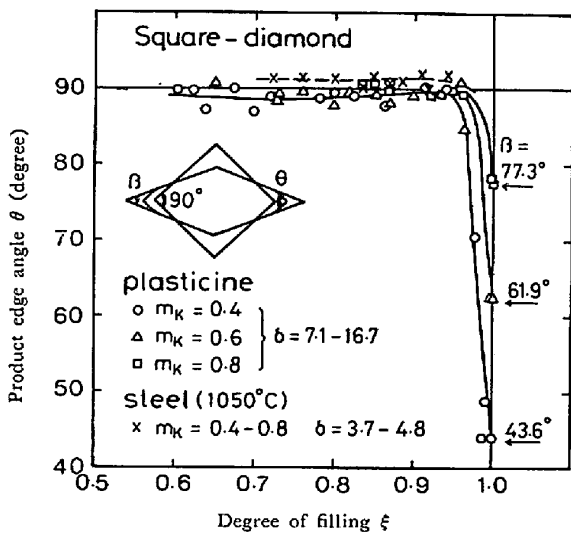


Fig. 4. Shape of side free surface of product by square-diamond pass, showing hardly changing edge angle.

Fig. 3 ~ 5 は孔型圧延における自由表面の形状に及ぼす  $m_k$ ,  $\delta$ ,  $\xi$  または圧下率の影響を示す。角-オーバル圧延では、自由表面のバリリング  $(B_c - B_m)/h$  は角-平圧延と同様に圧下率およびロール径の増加とともに増加するが、平圧延よりも全体的にレベルが低くロール径依存性が強い。したがって大きな圧下をとれない  $m_k$  の大きい孔型では  $\delta$  が小さいとき著しい負のバリリングすなわち凹みを生じる。またバリリングと圧下率の関係を詳細に見ると、いずれの曲線でもバリリングはある圧下率で最大となる。これは充填率の影響で、最大のバリリン

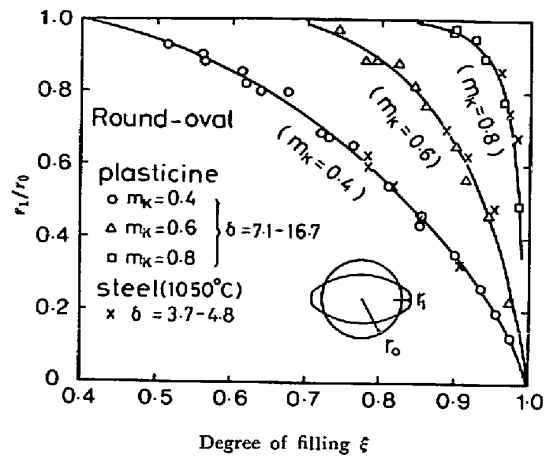


Fig. 5. Shape of side free surface of product by round-oval pass as a function of degree of filling and pass shape factor  $m_k$ .

グはおおむね  $\xi = (1 + m_k)/2$  の時に得られる。

熱間鋼のバリリングは同じ  $\delta$  のレベルで比較してプラスチックのそれより著しく大きい。これは角-平圧延と同じ理由によると思われるが、その差は角-平より更に顕著に現われることを示している。したがって石脊ロールでプラスチックを圧延するモデル圧延では、熱間鋼の角-平、角-オーバル圧延の自由表面形状を正確にシミュレートすることはできない。

角-ダイヤ圧延では、圧延前に直角 ( $90^\circ \pm 1^\circ$ ) に仕上げた両側の隅角は、 $\xi \approx 1$  でない限り  $m_k$ ,  $\delta$  に関係なくほぼ直角を維持する (Fig. 4)。またそれを夾む自由表面も接触面との境界の極近傍でわずかに“だれる”ほかは平面を維持する。したがって自由表面の形状は素材断面の対応する部分の形状と事実上相似である。このことは熱間鋼でも成立っており、プラスチックとの間に明白な差はなかった。

丸-オーバル圧延では、自由表面の形状は素材丸棒の半径  $r_0$  より小さな曲率半径  $r_1$  の円弧でよく近似できる。Fig. 5 に示すように、比  $r_1/r_0$  は  $m_k$  と  $\xi$  のみに依存し、 $\delta$  には無関係である。また熱間鋼の自由表面形状はプラスチックのそれとよく一致している。

以上の結果から、角-平、角-オーバル圧延のように材料の外縁部または両肩部が強く圧下される圧延（以後両肩部圧下圧延と呼ぶ）では、プラスチックは熱間鋼よりバリリングが少なく凹みを生じ易いが、角-ダイヤ、丸-オーバル圧延のように中央部が圧下され、外縁部が圧下されない圧延（以後中央圧下圧延と呼ぶ）では、プラスチックは熱間鋼の自由表面形状をほぼ正確にシミュレートすることがわかった。

#### 4.2 幅広がり

Fig. 6 に角-平圧延, Fig. 7 に孔型圧延に対する幅広

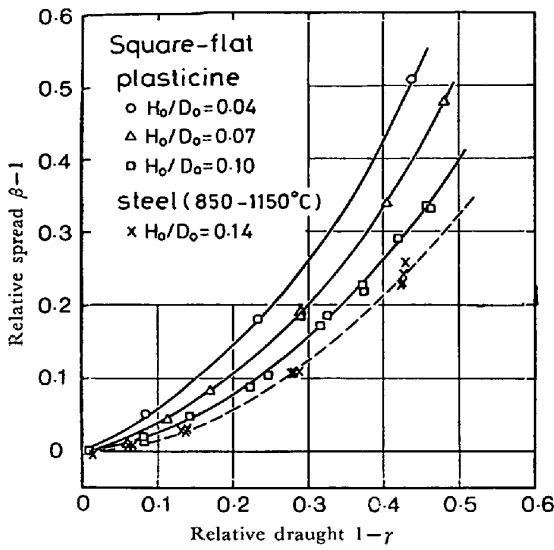


Fig. 6. Relative spread in square-flat pass as a function of relative draught and thickness ratio  $H_0/D_0$ .

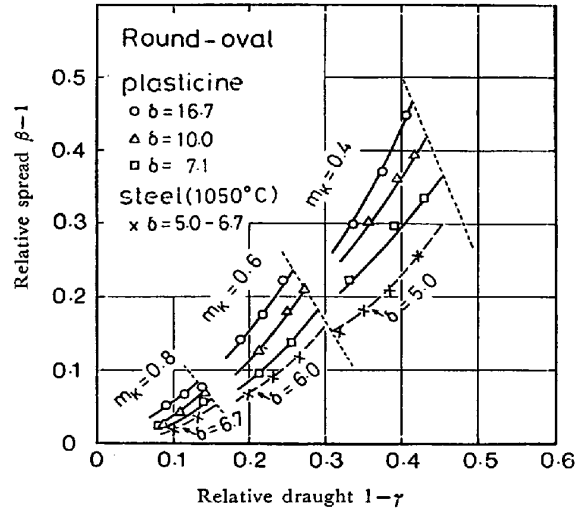
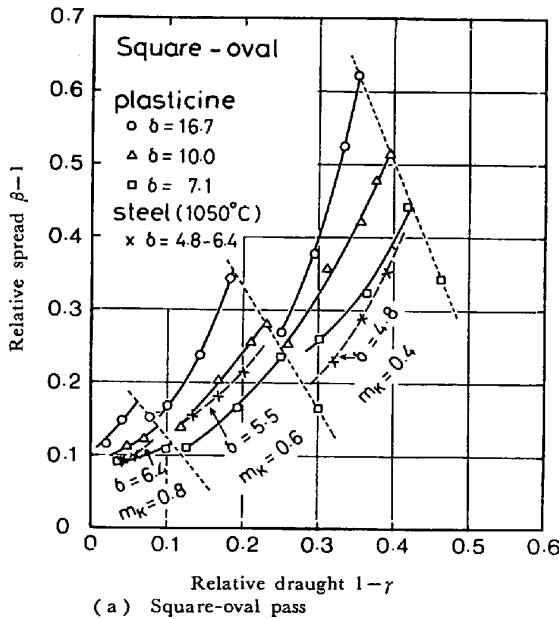
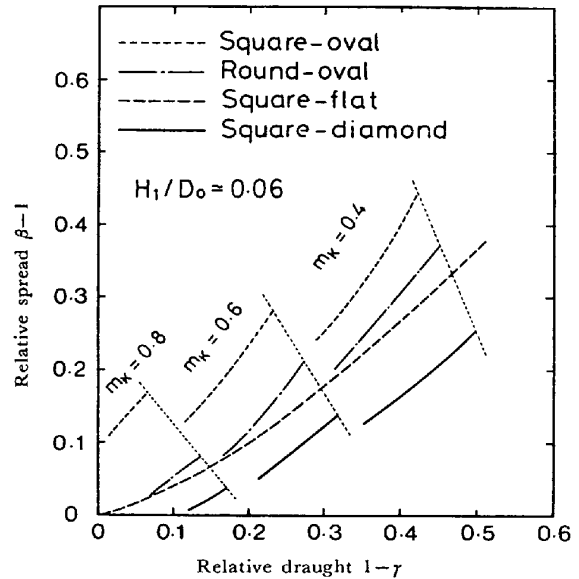


Fig. 7. Relative spread in various pass rollings as functions of relative draught and specific roll diameter  $\delta$ . (Fine broken lines correspond to filling up to passes).



(a) Square-oval pass



(b) Square-diamond pass

Fig. 8. Comparison of relative spread-draught curves between different passes providing thickness ratio  $H_1/D_0$  is constant.

がり率 ( $\beta-1$ ) の測定結果を示す。ただし圧延後の幅  $B_1$  としては角-平, 角-オーバル圧延では自由表面形状を放物線で近似したときの平均幅を用い, 角-ダイヤ, 丸-オーバル圧延では最大幅を用いた。角-平圧延では  $\beta-1$  は周知のように圧下率およびロール径の増加とともに増加している。孔型圧延でも, 圧延方式や  $m_b$  によってレベルは異なるが,  $\beta-1$  の圧下率およびロール径に対する変化は角-平圧延と全く同様である。

熱間鋼の ( $\beta-1$ )-(1- $\gamma$ ) 曲線は同じ  $H_0/D_0$  または  $\delta$  のレベルに外挿して比較すると, 角-オーバル以外の圧延ではプラスチックのそれとよく一致している。角-

オーバル圧延では熱間鋼の方がプラスティシンより若干  $\beta-1$  が大きい。これは熱間鋼の方がプラスティシンよりバレルングが大きいためである。したがって自由表面の形状が顕著に違わない限り、石符ロールによるプラスティシンの圧延は熱間鋼の  $\beta-1$  を定性的かつ定量的にかなり正確にシミュレートすることがわかった。

Fig. 8は圧延後断面高さ  $H_1$  と最小ロール直径  $D_0$  の比  $H_1/D_0$  (厚さ比) を一定として、圧延方式や  $m_k$  による  $\beta-1$  のレベルの相異を見たものである。圧延方式ではレベルの高い方から、角-オーバル、丸-オーバル、角-平、角-ダイヤの順になっている。この順序は熱間鋼の圧延で一般に経験される幅広がりやすさの順序を与える。また  $m_k$  の異なる孔型で同じ圧下率の圧延を行なうと、 $m_k$  が大きいほど  $\beta-1$  は大きくなる。この傾向はおおむね圧下率の幅方向分布を平均した平均圧下率が大

きいほど  $\beta-1$  が大きくなることを意味している。

4.3 伸びと伸び効率

延伸圧延では伸び係数 ( $\lambda$ ) と伸び効率 ( $f_w$ ) の大きい圧延方式および圧延条件が望ましいが、 $\lambda$  は  $f_w$  が与えられると(1)式により求められるので、ここでは  $f_w$  を中心に検討し、 $\lambda$  については噛み出しを生じない範囲で得られる最大の  $\lambda$  すなわち  $\lambda(\xi=1) \equiv \lambda(1)$  (以後限界伸び係数と呼ぶ) のみを問題にする。

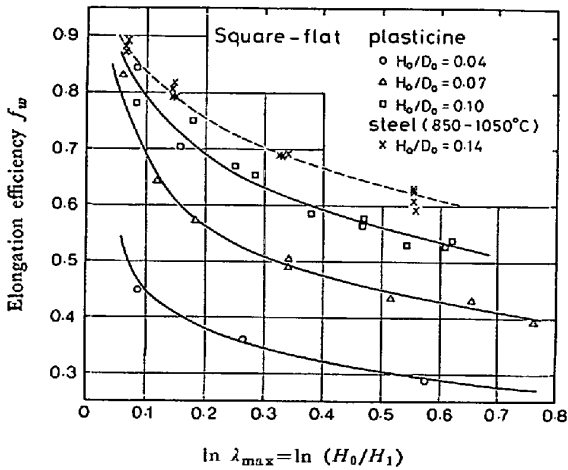
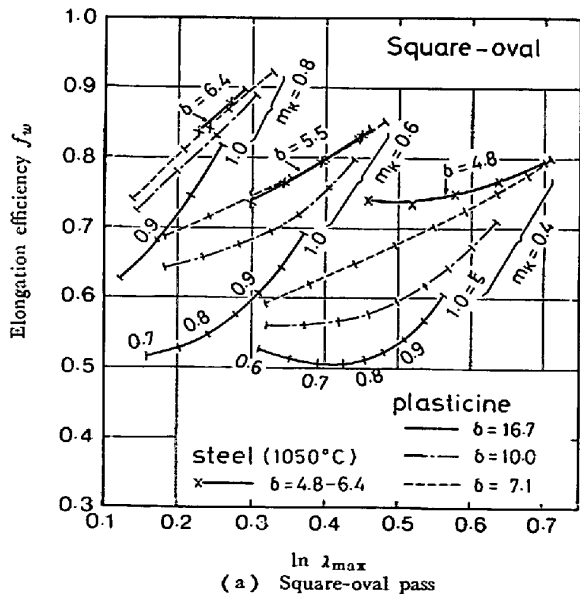
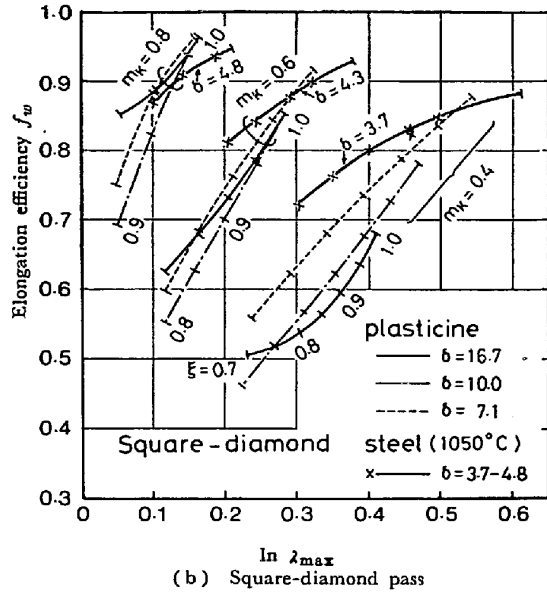


Fig. 9. Elongation efficiency in square-flat pass as a function of natural draught  $\ln \lambda_{max}$  and thickness ratio  $H_0/D_0$ .



(a) Square-oval pass



(b) Square-diamond pass

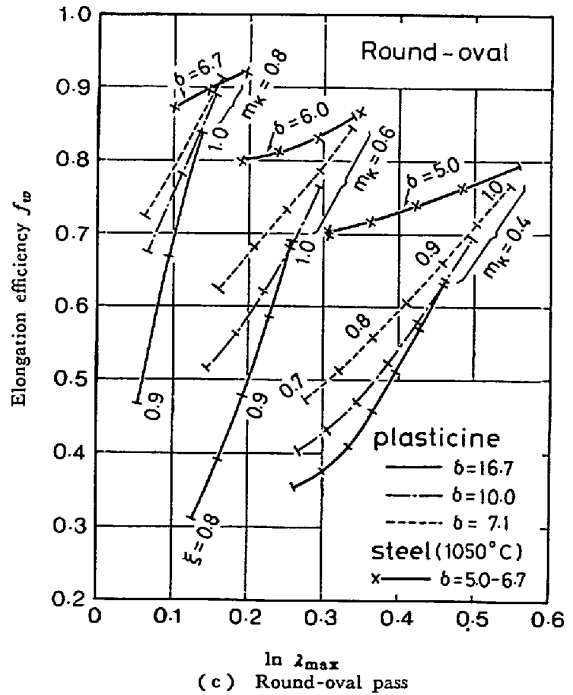


Fig. 10. Elongation efficiency in different pass-rollings as functions of natural draught  $\ln \lambda_{max}$  and specific roll diameter  $\delta$ . (Cut marks on curves for plasticine show degree of filling  $\xi$  at intervals of 0.05.)

Fig. 9 に角-平圧延, Fig. 10 に孔型圧延の  $f_w$  と圧下歪 ( $\ln \lambda_{\max}$ ) の関係を示す. 式(1)により図中の任意の点の縦横両座標の積が伸び歪 ( $\ln \lambda$ ) を与える. Fig. 9 より角-平圧延では  $\ln \lambda_{\max}$  または圧下率が大きいほど, また  $H_0/D_0$  が小さいほど  $f_w$  は低くなることわかる. これは Fig. 6 に示した  $\beta-1$  の圧下率と  $H_0/D_0$  に対する挙動によることは明らかである. 破線は熱間鋼の  $f_w$  であるが,  $H_0/D_0$  の値を考慮するとプラスチックの  $f_w$  とよく一致する. 孔型圧延で  $f_w$  は圧延方式,  $m_k$ ,  $\delta$ ,  $\ln \lambda_{\max}$  に依存し, いずれの圧延方式と  $m_k$  においても,  $\ln \lambda_{\max}$  が大きいほど, また  $\delta$  が小さいほど  $f_w$  は大きくなっている. したがって  $f_w$  のロール径に対する変化は角-平圧延と同様, 一般にロール径が小さいほど  $f_w$  は大きくなるが,  $\ln \lambda_{\max}$  に対する変化は角-平圧延とは逆の傾向となる. これは孔型圧延では  $\ln \lambda_{\max}$  の増加とともに充填率  $\xi$  (各曲線に 0.05 間隔で表示) が増加し, それとともに幅広がりに対する孔型側壁の拘束効果が強くなるためと考えられる. また熱間鋼の  $f_w$  は同じ  $\delta$  のレベルに外挿して比較すると, 角-オーバル圧延で若干低目であるほかは, 一般にプラスチックの  $f_w$  とよく一致している.

Fig. 11 は 厚さ比  $H_1/D_0$  を一定として,  $f_w$ - $\ln \lambda_{\max}$  関係に対する圧延方式と  $m_k$  の効果を見たものである. 角-平圧延と孔型圧延を比較すると, 孔型圧延の  $f_w$  は  $\xi$  が圧延方式と  $m_k$  で決まるある値 ( $\xi_0$ ) 以上では, 角-平圧延の  $f_w$  より大きく, その差は  $\xi$  の増加とともに急激に大きくなって, 延伸用孔型圧延の本来の目的である高い延伸性が現われるが,  $\xi < \xi_0$  では逆に角-平圧

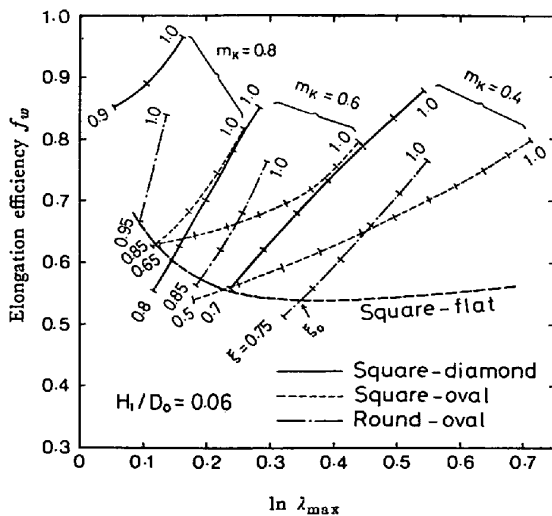


Fig. 11. Comparison of elongation efficiency-natural draught curves between different passes providing thickness ratio  $H_1/D_0$  is constant. (Cut marks on curves show degree of filling  $\xi$  at intervals of 0.05.)

延よりも延伸性が悪くなることわかる. 孔型圧延方式と  $m_k$  の効果は  $f_w$  の  $\xi$  に対する変化率 ( $\partial f_w / \partial \xi$ ) と  $\xi_0$  の値に見られ,  $\partial f_w / \partial \xi$ ,  $\xi_0$  ともに丸-オーバル, 角-ダイヤのような中央圧下圧延のほうが角-オーバルのような両肩圧下圧延より大きく, また同じ圧延方式では  $m_k$  が大きいほど大きい. これは中央圧下圧延や  $m_k$  の大きい孔型では  $\xi$  の低下とともに  $f_w$  が急激に低下し, 延伸性が失われることを意味しており,  $\xi$  の高い圧延が特に重要であることを示す.

Fig. 12 は 噛み出しを生じない範囲で得られる最大の  $f_w$  すなわち  $f_w(\xi=1) \equiv f_w(1)$  に対する圧延方式,  $m_k$  および  $H_1/D_0$  の効果を見たものである. 圧延方式では角-ダイヤは他の 2 つより明瞭に  $f_w(1)$  が高く, 角-オーバルと丸-オーバルはほとんど差が無いことがわかる. またいずれの圧延方式でも,  $m_k$  および  $H_1/D_0$  が大きいほど  $f_w(1)$  は大きくなるが,  $f_w(1)$  に対する  $m_k$  の効果は  $H_1/D_0$  が小さいほど大きく,  $H_1/D_0$  の効果は  $m_k$  が小さいほど大きい. そのためロール径が小

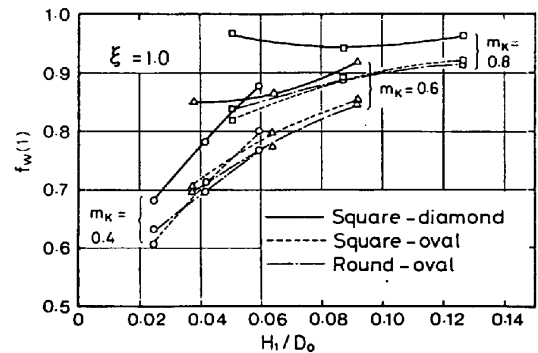


Fig. 12. Dependence of maximum elongation efficiency  $f_w(1)$  on pass shape factor  $m_k$  and thickness ratio  $H_1/D_0$  for various pass-rollings.

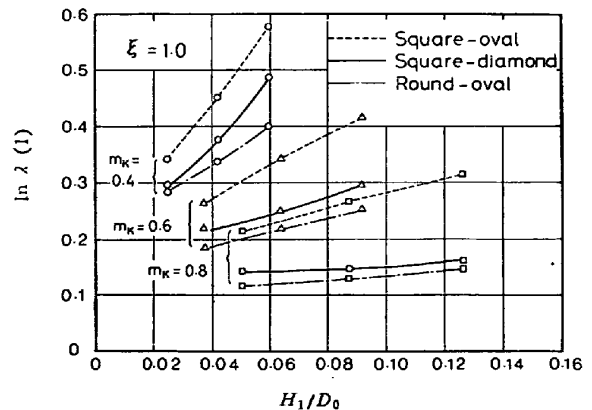


Fig. 13. Dependence of limiting coefficient of elongation  $\lambda(1)$  on pass shape factor  $m_k$  and thickness ratio  $H_1/D_0$  for different pass-rollings.

い時  $f_w(1)$  は  $m_k$  にあまり依存せず、また  $m_k$  が大きい時  $f_w(1)$  はロール径にあまり依存しない。従来伸び効率の高い孔型として  $m_k$  の大きい孔型が推奨されているが<sup>12)</sup>、ロール径を小さくできれば必ずしも  $m_k$  は大きくなくてもよいことがわかる。また  $m_k$  の大きい孔型ではロール径を小さくすることはほとんど意味がないといえる。

Fig. 13 は限界伸び係数  $\lambda(1)$  に対する圧延方式、 $m_k$  および  $H_1/D_0$  の影響を見たものである。圧延方式では、 $\lambda(1)$  の大きいほうから角-オーバル、角-ダイヤ、丸-オーバルの順になっている。またいずれの圧延方式でも  $m_k$  が小さいほど、また  $H_1/D_0$  が大きいほど  $\lambda(1)$  は大きくなる。しかも  $\lambda(1)$  に対する  $H_1/D_0$  の効果は  $m_k$  が小さいほど、また  $m_k$  の効果は  $H_1/D_0$  が大きいほど大きい。したがって  $H_1/D_0$  を大きくして  $m_k$  を小さくすれば  $\lambda(1)$  は著しく大きくなる。Fig. 11 よりこの時  $f_w(1)$  も十分高いので、伸びと伸び効率がともに大きい理想的な延伸圧延となる。要するに延伸圧延ではロール強度と噛み込み条件が許す限りロール径を小さくした上で  $m_k$  も小さめにとることが望ましいと言える。

## 5. 結 言

石膏ロールによりプラスティシンを圧延するモデル実験と鋼の熱間圧延実験により、角材の平圧延および角-オーバル、角-ダイヤ、丸-オーバルの3種類の延伸用孔型圧延における材料の断面形状、幅広がり、伸びおよび伸び効率に及ぼす主要幾何学因子の影響、およびプラスティシンと熱間鋼の変形の相似性について検討した。圧延材の断面形状について次のことが明らかになった。

1) 角-平、角-オーバル圧延では側部自由表面のバレリングの程度は圧下率およびロール径が大きいほど大きい。ただし角-オーバル圧延では充満率( $\xi$ )の影響も受け、任意の孔型楕円率( $m_k$ )に対し、 $\xi=(1+m_k)/2$  付近でバレリングは最大となる。角-ダイヤ、丸-オーバル圧延の自由表面は圧延前の対応する部分の形状とほぼ相似であるが、丸-オーバルでは自由表面の曲率半径は圧延前の値より常に小さい。

2) 石膏ロールにより  $\text{CaCO}_3$  を潤滑剤としてプラスティシンを圧延するモデル圧延は、角-ダイヤ、丸-オーバルのように材料幅の中央部が強く圧下される圧延(中央圧下圧延)では熱間圧延された鋼の断面形状をよくシミュレートするが、角-平、角-オーバルのように両肩部が強く圧下される圧延(両肩圧下圧延)では鋼の熱間圧延よりバレリングが少ない。

幅広がりについては次のことが明らかとなった。

3) いずれの圧延方式でも幅広がり率は圧下率およびロール径が大きいほど大きい。ただし、そのレベルは圧延方式により異なり、(角-オーバル) > (丸-オーバル)  $\geq$  (角-平) > (角-ダイヤ) の関係にある。

4) 石膏ロールによるプラスティシンのモデル圧延の幅広がり率は鋼の熱間圧延の幅広がりをよくシミュレートする。ただし、角-オーバル圧延は自由表面のバレリングが鋼より小さいためやや過小評価となる。

伸びと伸び効率については次のことが明らかとなった。

5) 角-平圧延では圧下率を大きくとるほど伸び効率は低下するが、孔型圧延では圧下率を大きくとるほど孔型への充満率が大きくなって孔型側壁からの拘束効果が強まるため伸び効率は上昇する。

6) 孔型圧延では充満率を大きくとれば角-平圧延より著しく大きな伸び効率が得られるが、逆にある限界の充満率以下では伸び効率は角-平圧延より低くなる。特に中央圧下圧延や  $m_k$  の大きな孔型では充満率の低下は伸び効率の急激な低下をきたす。

7) いずれの圧延方式でも一般に厚さ比  $H_1/D_0$  が大きいほど伸び効率は大きくなる。孔型圧延では噛み出しを生じない範囲で得られる一パス当りの最大の伸び(限界伸び係数)も  $H_1/D_0$  が大きいほど大きくなる。これらの  $H_1/D_0$  の効果は  $m_k$  の小さな孔型ほど著しく  $m_k$  の大きな孔型ではその効果は少ない。

8) 孔型圧延では  $m_k$  が小さいほど伸び効率は低下するが、限界伸び係数は大きくなる。 $m_k$  の前者の効果は  $H_1/D_0$  が大きいほど少なく、後者の効果は  $H_1/D_0$  が大きいほど著しい。したがって  $H_1/D_0$  を大きくした上で  $m_k$  を小さめにするれば高い伸び効率と大きな限界伸び係数が同時に得られる。

9) 本研究の3つの孔型圧延を伸びと伸び効率の観点から比較すると、角-ダイヤは充満率が大きい時最も高い伸び効率を与え、角-オーバルは最も大きな限界伸び係数を与える。丸-オーバルは伸びも伸び効率も最も小さい圧延方式である。

以上の結果は、延伸用孔型圧延の孔型設計における孔型の選定、パススケジュールの決定などに一つの判断の拠り所を与えるように思われる。

終りに、本研究の遂行に当り、日本機械学会の推薦により財団法人山路ふみ子自然科学振興財団より研究助成金を受けた。また(株)神戸製鋼所の高橋洋一氏より熱間圧延実験において終始御協力をいただいた。これらの方々に厚く謝意を表します。



文 献

- 1) G. OEHLSTÖTER: *Neue Hütte*, 18(1973), p. 175
- 2) 五弓, 大久保: *日本機械学会誌*, 62(1959), p. 1397
- 3) 柳本: *塑性と加工*, 4(1963) 25, p. 79
- 4) 柳本: *塑性と加工*, 5(1964) 40, p. 315
- 5) S. G. NEKRASOV: *Izvest. VUZ Chern. Met.*, (1961) 12, p. 83
- 6) M. L. ZAITSEV: *Stal in English*, (1968) 12, p. 1037
- 7) M. L. ZAITSEV and G. V. ANUFRIEV: *Stal in English*, (1969) 8, p. 727
- 8) B. K. SMIRNOV, B. A. SHILOV, and I. Ya. TARNOVSKI: *Izvest. VUZ Chern. Met.*, (1970) 3, p. 101
- 9) B. K. SMIRNOV, B. I. NIKITIN, and I. Ya. TARNOVSKI: *Izvest. VUZ Chern. Met.*, (1970) 5, p. 105
- 10) B. K. SMIRNOV, I. Ya. TARNOVSKI, and B. I. NIKITIN: *Izvest. VUZ Chern. Met.*, (1970) 12, p. 105
- 11) B. K. SMIRNOV, K. I. LITVINOV, and I. Ya. TARNOVSKI: *Izvest. VUZ Chern. Met.*, (1971) 8, p. 111
- 12) Z. WUSATOWSKI: *Fundamentals of rolling*, (1969), p. 89 [Pergamon Press]
- 13) L.G.M. SPARLING: *Proc. Instn. Mech. Engrs.*, 175(1961) 11, p. 604