

交差圧延による円板の製造法*

五 弓 勇 雄**・斎 藤 好 弘***

Manufacturing of Large Steel Disk by Cross-rolling

Isao GOKYU and Yoshihiro SAITÔ

Synopsis:

A cross-rolling technique was devised to manufacture large steel disks with high percentage yield and to improve their anisotropy of the impact value. The first half of this paper deals with a simple theory of the cross-rolling to make clear the influence of rolling conditions on the percentage yield of the disk. The last half is devoted to an experimental study of cross-rolling using plasticine as a model material to simulate the deformation of steel disks during hot cross-rolling. Finally a result of trial manufacture of large steel disk is described.

The results obtained are summarized as follows:

(1) It is possible to expand the round disk keeping its shape unchanged by the orthogonal cross-rolling, if the percentage reductions in the first and second pass (cross-rolling pass) are equalized.

(2) The percentage yield (100η) of the disk is reduced by the spread during rolling, the difference of reduction in the first and the second pass (Δr) and angular deviation of the rolling direction of the second pass from the orthogonal direction to the first pass (oblique angle $\Delta\theta$); and η is given by the next formula, when $|\Delta r| \ll r$ and $|\Delta\theta| \ll 1$.

$$\eta = 1 - \sqrt{\left(0.7 \frac{\sqrt{Rh_0}}{a} r^{3/2} - \frac{\Delta r}{1-r}\right)^2 + \left[\frac{r(2-r)\Delta\theta}{1-r}\right]^2}$$

where $2a$ and h_0 : diameter and thickness of a disk before rolling, R : roll radius, $r = (r_1 + r_2)/2$, $\Delta r = r_1 - r_2$ (r_1 and r_2 are fractional reduction in the first and the second pass respectively)

(3) Concavities formed at the side surface of the disk in the early stage of repeated cross-rolling, when the thickness of the disk is relatively large, continue to grow in the succeeding rolling, causing to reduce the percentage yield of the final disk. But it is possible to increase the yield by upsetting disk before rolling to make barreling on the side surface, cross-rolling it with large reduction and reversing the direction of rolling.

(Received Mar. 25, 1968)

1. 緒 言

鏡板など圧力容器の蓋には、しばしば円板状の厚板が用いられるが、その製造はほとんど広幅の厚板より切出す方法によつてゐる。しかしこの方法では、長方形の原板より円板を切出す際、多量のスクラップを出すのみならず、幅出し率の少ない長尺の原板より切出された円板は原板の幅方向に相当する方向の機械的性質、特に衝撃値が劣る。

そこでこれらの欠点を改善するために、円形またはそれに近い断面形状の鋼塊を、軸に垂直に切断あるいはすえ込み鍛造して円板状のスラブを作り、これを交差圧延することによつてほぼ円形の原板を作り、これより円板を切出す方法を考察した。この方法によつて衝撃値などの異方性は緩和され、製造歩留りの上昇が期待できるが、従来交差圧延の変形を取り扱った研究がないので、特に歩留りと圧延条件の関係が明らかでない。

そこで円板の新製造法の基礎として、交差圧延による円板の変形を理論的に検討した。さらにプラスチックによる模型実験を行なつて、変形理論を検証するとともに理論的取り扱いができないが、歩留りに著しい影響を与える円板端面のへこみと圧延条件の関係を調べ、その対策を検討した。

2. 交差圧延の変形理論

2.1 交差圧延法

円板を交差圧延によつて相似的に展延するためには、等しい圧下率 r で互いに直角の方向に2回圧延すればよい。それによつて円板の直径は $1/(1-r)$ 倍に増加する。

この直交交差圧延を単位工程として、以後これを任意に繰り返せば、任意の大きさの円板を作ることができ

* 昭和42年10月本会講演大会発表

** 東京大学工学部 工博

*** 大阪大学工学部 工博

る。ただし各单位工程の圧下率および第1パスの方向は任意である。一般に、第 n 回目の交差圧延における圧下率を r_n とすると、 N 回の交差圧延によつて円板の直径は $1/(1-r_1)(1-r_2)\cdots(1-r_n)\cdots(1-r_N)$ 倍となる。

以上の記述は、圧延の際幅広がりが起こらないという仮定に立脚しているから、幅広がり起こる実際の圧延では等圧下率の直交交差圧延によつても必ずしも真円とはならない。また現実には円板を交差する際、第1パスと第2パスの圧下率を完全に一致させ、かつ圧延方向を正確に 90° 回転させることは不可能であるから、やはり真円は得られない。したがつて、より正確な円板を作るためには、交差圧延した円板の形状におよぼす幅広がり、圧下率差および角度のずれの影響を検討する必要がある。

2.2 圧下率差の影響

幅広がりがなく、圧延方向も正確に直交しており、圧下率のみ第1パスと第2パスで異なる交差圧延を考える。Fig. 1に示したように半径 a の円板Aを x 方向に圧延すると楕円Bとなり(第1パス)、さらに x 方向と直角の y 方向に圧延すると楕円Cになるとする(第2パス)。それとともに円板Aの周上の1点 $P(x, y)$ はB上の $Q(x', y')$ を経て、C上の $R(x'', y'')$ に移動する。ここで板厚はAが h_0 、Bが h_1 、Cが h_2 であるとする。このときこれらの楕円の方程式は次のように求められる。圧延の際幅広がり起こらないから、体積一定の条件より

$$\begin{cases} x = \frac{h_1}{h_0} x' = \left(1 - \frac{h_0 - h_1}{h_0}\right) x' = (1-r_1) x' \\ y = y' \end{cases} \quad (1)$$

これを円A $x^2 + y^2 = a^2$ に代入することにより、楕円Bの方程式

$$\frac{x'^2}{\left(\frac{a}{1-r_1}\right)^2} + \frac{y'^2}{a^2} = 1 \quad (2)$$

が得られる。同様の計算によつて楕円Cの方程式は

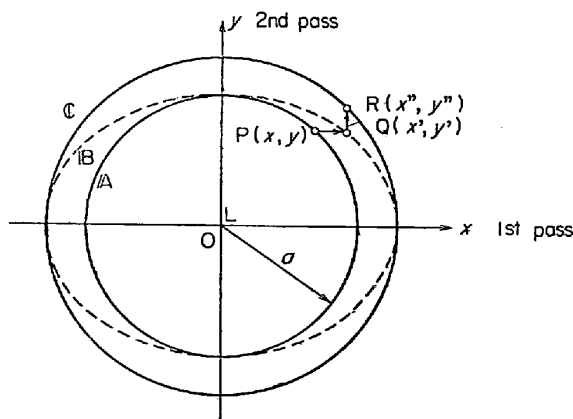


Fig. 1. Orthogonal cross-rolling of the disk.

$$\frac{x''^2}{\left(\frac{a}{1-r_2}\right)^2} + \frac{y''^2}{a^2} = 1 \quad (3)$$

となる。ただし $r_2 = (h_1 - h_2)/h_1$ である。したがつて $r_1 = r_2 = r$ ならば楕円Cは半径 $a/(1-r)$ の円である。今 $r_1 = r + \Delta r/2$, $r_2 = r - \Delta r/2$ とおくと楕円Cの長半径A、短半径Bは

$$\begin{cases} A = \frac{a}{1-r-|\Delta r|/2} \approx \frac{a}{1-r} (1+h) \\ B = \frac{a}{1-r+|\Delta r|/2} \approx \frac{a}{1-r} (1-h) \end{cases} \quad (4)$$

ただし

$$h = \frac{|\Delta r|}{2(1-r)} \ll 1, \quad r = (r_1 + r_2)/2, \quad \Delta r = r_1 - r_2$$

したがつて、この楕円より円を切出すときの最高歩留りは

$$\eta = \frac{B}{A} = \frac{1-h}{1+h} \approx 1-2h = 1 - \frac{|\Delta r|}{1-r} \quad (5)$$

すなわち圧下率差 Δr があると $|\Delta r|/(1-r)$ だけ歩留りは低下する。

2.3 幅広がり影響

圧下率および圧延方向を正しく設定した場合の幅広がり影響は次のように評価される。まず幅広がりを与える式は多くの研究者によつて提案されているが、ここではSIEBEL²⁾³⁾による次の式を用いることにする。

$$\begin{cases} \frac{B_1}{B_0} = 1 + 0.35 \frac{\sqrt{R h_0}}{B_0} r^{3/2} \\ \text{ただし } B_0, B_1 \text{ は圧延前後の板幅, } h_0 \text{ は圧延前板厚, } r \text{ は圧下率, } R \text{ はロール半径} \end{cases} \quad (6)$$

円板を圧延する場合 B_0 は変動するから、(6)式により B_1/B_0 も当然変化する。しかし第1近似として(6)式の右辺の B_0 の代わりに、平均板幅 $(\pi/2)a$ を用いると(6)式は

$$\frac{B_1}{B_0} = 1 + \frac{0.7}{\pi} \frac{\sqrt{R h_0}}{a} r^{3/2} \quad (7)$$

となる。これを用いて幅広がりがある場合の楕円B、Cの方程式は次のようにして求められる。体積一定の条件と(7)式を用いると

$$\begin{cases} x = (1-r)(1+\beta_1) x' \\ y = y'/(1+\beta_1) \end{cases} \quad (8)$$

$$\text{ただし } \beta_1 = \frac{0.7}{\pi} \frac{\sqrt{R h_0}}{a} r^{3/2}$$

これを円A $x^2 + y^2 = a^2$ に代入すると楕円Bの方程式は

$$\frac{x'^2}{a^2/(1-r)^2(1+\beta_1)^2} + \frac{y'^2}{(1+\beta_1)^2 a^2} = 1 \quad (9)$$

楕円Cの方程式は同様の計算によつて

$$\frac{x'^{1/2}}{\left(\frac{1+\beta_2}{1+\beta_1}\right)^2 \left(\frac{a}{1-r}\right)^2} + \frac{y'^{1/2}}{\left(\frac{1+\beta_1}{1+\beta_2}\right)^2 \left(\frac{a}{1-r}\right)^2} = 1 \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここで $\beta_2 = \frac{0.7}{\pi} \frac{\sqrt{R h_1}}{a} r^{3/2} (1-r) (1+\beta_1) \approx (1-r)^{3/2} \beta_1$
 $\approx (1 - \frac{3}{2} r) \beta_1$ なるゆえ $(1+\beta_2)/(1+\beta_1) \approx 1 - (3/2)r\beta_1$ と
 なる. したがって楕円(10)の軸比すなわち最高歩留りは

$$\eta = \frac{B}{A} = 1 - 3r\beta_1 \approx 1 - 0.7 \frac{\sqrt{R h_0}}{a} r^{5/2} \quad \dots\dots\dots (11)$$

すなわち幅広がりによつて歩留りは $0.7\sqrt{R h_0} r^{5/2}/a$ だけ低下する. 実際の値として $r=0.1$, $R/a=1$, $h_0/a=1/3$ を代入すると約 0.1% である. この値は幅広がり
 の大きい初期の圧延条件に対応するものであるから, その後の圧延ではこれ以上の歩留りの低下は起こりえない. したがって特に圧下率が大きくない限り, 歩留りに
 およぼす幅広がりの影響は無視することができる.

以上の評価は円板が塑性的に等質等方であるとの仮定に立脚している. したがって円板状スラブに顕著な塑性異方性が存在する場合は, それによる不均一な幅広がり
 の影響が問題になる. しかし円板状スラブを作る際, 円形に近い断面の鋼塊を軸に垂直に切断する方法をとれば, 塑性異方性は無視しうると考えられる.

また上述の評価における第1近似は, 円板のトップからボトムにかけての不均一な幅広がり
 の影響を無視したことと同等である. 幅広がり(6)式に従つて起これば当然不均一となり, 楕円Bは厳密には楕円とならない. しかし後述のプラスチックによる実験ではBの形と楕円とを区別することはほとんど不可能であつた. むしろ第1パスと等2パスの幅広がり
 の差のほうが問題となりうるので, 幅広がり(7)~(11)式によつて十分評価できうと考えられる.

2.4 圧延方向の影響

Fig. 2 に示したように, 半径 a の円板Aを x 方向に圧

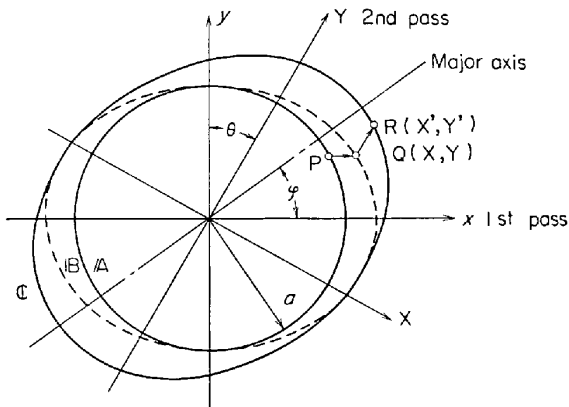


Fig. 2. Diagonal cross-rolling of the disk.

下率 r で圧延すると楕円Bとなるが, これを直角方向(y 方向) から, 時計廻りに角度 θ だけずれた方向に同じ圧下率 r で圧延すると, x 軸から反時計廻りに角度 φ 隔たつた方向に長軸を持つ楕円Cになるとする. それとともに円A上の1点P(x_0, y_0)はB上の点Q(x, y) (X, Y) を経て, C上の点R(x', y') (X', Y') に移動する. ただし X - Y 座標は第2パス方向を Y 軸とする直交座標系である. このとき楕円Cの長軸方向 φ および軸比は次のようにして求められる. (x, y) と (X, Y) の関係は

$$\begin{cases} x = X \cos \theta + Y \sin \theta \\ y = -X \sin \theta + Y \cos \theta \end{cases} \quad \dots\dots\dots (12)$$

で与えられる. また (X, Y) と (X', Y') の関係は

$$\begin{cases} X = X' \\ Y = (1-r) Y' \end{cases} \quad \dots\dots\dots (13)$$

で与えられる. さらに (X', Y') と (x', y') の関係は幅広がりがないとすると

$$\begin{cases} X' = x' \cos \theta - y' \sin \theta \\ Y' = x' \sin \theta + y' \cos \theta \end{cases} \quad \dots\dots\dots (14)$$

で与えられる. したがって (x, y) と (x', y') の関係は

$$\begin{cases} x = (1-r \sin^2 \theta) x' - (r \sin \theta \cos \theta) y' \\ y = -(r \sin \theta \cos \theta) x' + (1-r \cos^2 \theta) y' \end{cases} \quad \dots\dots\dots (15)$$

で与えられる. ゆえに楕円Cの方程式は, これを楕円B: $(1-r)^2 x^2 + y^2 = a^2$ に代入して求められる. 楕円Cの長軸方向は簡単な計算により

$$\tan 2 \varphi = \left(\frac{1-r+r^2 \sin^2 \theta}{1-r-r^2/2+r^2 \sin^2 \theta} \right) \cot \theta \quad \dots\dots (16)$$

と表わされる. $r/2 \ll 1$ のとき (16) 式は近似的に

$$\tan 2 \varphi \approx \cot \theta = \tan(\pi/2 - \theta) \quad \text{と書き換えられるから} \\ \varphi \approx \frac{1}{2} \left(\frac{\pi}{2} - \theta \right) \quad \dots\dots\dots (17)$$

が成立する. (17) 式と (16) 式の差はきわめて小さく, 極端な場合 $r=0.3$, $\theta=30^\circ$ でも φ の差は 0.7° である. (17) 式は明らかに長軸方向は第1パス方向と第2パス方向のなす角の2等分線
 の方向であることを示している.

次に楕円Cの長半径および短半径を求める. まず楕円Bを (X, Y) で表わすと

$$\begin{aligned} & [(1-r)^2 \cos^2 \theta + \sin^2 \theta] X^2 + 2 \sin \theta \cos \theta X \\ & [(1-r)^2 - 1] XY + [(1-r)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta] Y^2 \\ & = a^2 \quad \dots\dots\dots (18) \end{aligned}$$

となる. Fig. 3 の楕円B上の点Qが第2パスによつて楕円Cの長軸上の点Rに移動したとすると, X, Y は (18) 式とともに次式も満足している.

$$Y = (1-r) X \tan(\theta + \varphi) \quad \dots\dots\dots (19)$$

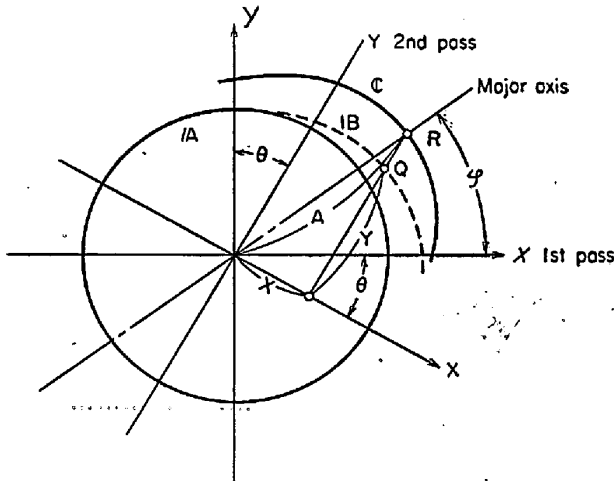


Fig. 3. Major axis of the diagonally cross-rolled disk (ellipse).

$\theta > 0$ のとき長半径は

$$A = \frac{X}{\cos(\theta + \varphi)} \quad (20)$$

であるから, (18)(19)(20)よりX, Yを消去するとA, Bは

$$\begin{cases} A = \left(\frac{a}{1-r}\right) \frac{1}{m} \\ B = \left(\frac{a}{1-r}\right) m \end{cases} \quad (21)$$

ただしmは

$$\begin{aligned} m^2 = & \left[\cos^2 \theta + \left(\frac{\sin \theta}{1-r} \right)^2 \right] \cos^2(\theta + \varphi) \\ & - \frac{r(2-r)}{2(1-r)} \sin 2(\theta + \varphi) \sin 2\theta \\ & + [(1-r)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta] \sin^2(\theta + \varphi) \quad \dots (22) \end{aligned}$$

を満足する1より小さい正の数である。(22)式の φ に(17)式を代入すると

$$\begin{aligned} m^2 = & \left[\cos^2 \theta + \left(\frac{\sin \theta}{1-r} \right)^2 \right] \left(\frac{1 - \sin \theta}{2} \right) - \frac{r(2-r)}{1-r} \times \\ & \sin \theta \cos^2 \theta + \left[(1-r)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta \right] \left(\frac{1 + \sin \theta}{2} \right) \quad \dots (23) \end{aligned}$$

と表わされる。もし $\theta = |\Delta \theta| \ll 1$ ならば $\sin \theta \approx |\Delta \theta|$, $\cos \theta \approx 1$ とおくことができるから, (23)式はさらに簡単に

$$m = 1 - \frac{r(2-r)|\Delta \theta|}{2(1-r)} = 1 - h \quad (24)$$

と表わされる。これを(21)式に代入すれば楕円Cの長半径および短半径が求められ, 歩留りは $\eta = B/A \approx 1 - 2h$ で与えられる。すなわち圧下率 r のとき直角方向からのずれを $|\Delta \theta|$ とすると, 歩留りは $r(2-r)|\Delta \theta|/(1-r)$ だけ低下することになる。角度 θ が大きいときの歩留りは(21)式より

$$\eta = \frac{B}{A} = m^2 \quad (m \leq 1) \quad (25)$$

と表わされる。すなわち(22), (23)式は歩留りを与える式である。

2.5 圧下率および圧延方向の誤差が同時に入る場合

交差圧延を実施する場合, 第1パスと第2パスの圧下率は一般に一致せず, かつ圧延方向も直角でない。したがってこれらの誤差が同時に入つたときの円板の形を評価する必要がある。誤差が大きいと煩雑になるから, 圧下率および角度のずれがともに小さい場合についての結果を次に示す。(15)式において $|\theta| = |\Delta \theta| \ll 1$ とすると, $\sin \theta \approx \Delta \theta$, $\cos \theta \approx 1$ となるから

$$\begin{cases} x = x' - r_2 \Delta \theta y' \\ y = -r_2 \Delta \theta x' + (1 - r_2) y' \end{cases} \quad (26)$$

これを楕円B: $(1 - r_1)^2 x^2 + y^2 = a^2$ に代入すると楕円Cの方程式が得られる。ここで $r_1 = r + \Delta r/2$, $r_2 = r - \Delta r/2$ ($|\Delta r| \ll r$)とおき, Δr , $\Delta \theta$ の2次の項を無視すると楕円Cの方程式は

$$\begin{aligned} \left(1 - \frac{\Delta r}{1-r} \right) x'^2 - 2 \frac{r(2-r)\Delta \theta}{1-r} x' y' \\ + \left(1 + \frac{\Delta r}{1-r} \right) y'^2 = \left(\frac{a}{1-r} \right)^2 \quad \dots (27) \end{aligned}$$

となる。この楕円の長軸の方向は

$$\tan 2\varphi = r(2-r) \left(\frac{\Delta \theta}{\Delta r} \right) \quad (28)$$

で与えられ, 長半径Aおよび短半径Bは

$$\begin{cases} A \approx \frac{a}{1-r} (1+h) & B \approx \frac{a}{1-r} (1-h) \\ \text{ただし } h = \frac{1}{2} \sqrt{\left(\frac{\Delta r}{1-r} \right)^2 + \left[\frac{r(2-r)\Delta \theta}{1-r} \right]^2} \end{cases} \quad (29)$$

(29)式は $\Delta r = 0$ のとき(24)式と一致し, $\Delta \theta = 0$ のとき(4)式と一致する。また歩留り η は

$$\begin{cases} \eta \approx 1 - 2h = 1 - \sqrt{\left(\frac{\Delta r}{1-r} \right)^2 + \left[\frac{r(2-r)\Delta \theta}{1-r} \right]^2} \\ \text{ただし } r = (r_1 + r_2)/2 \quad \Delta r = r_1 - r_2 \end{cases} \quad (30)$$

以上は幅広がりが無視できる場合について成り立つが, (11)式から予想されるように, 圧下率が20%より大きいときは, 幅広がりの影響を考慮しなければならない。その場合幅広がりは見かけ上第2パスの圧下率を大きくしたと等価であることを考慮すると(11)式と(30)式より歩留りは

$$\begin{cases} \eta \approx 1 - \sqrt{\left(0.7 \frac{\sqrt{Rh_0}}{a} - \frac{\Delta r}{1-r} \right)^2 + \left[\frac{r(2-r)\Delta \theta}{1-r} \right]^2} \\ \text{ただし } a: \text{圧延前の円板半径, } h_0: \text{圧延前の板厚,} \\ R: \text{ロール半径, } r = (r_1 + r_2)/2, \Delta r = r_1 - r_2, |\Delta \theta| \ll 1, \\ |\Delta r| \ll 1 \quad \dots (31) \end{cases}$$

(31)式は明らかに r とともに加速的に減少する関数であるから、1回の圧下率の大きい交差圧延ほど円板の真円度が低下することになる。

3. プラスチシンによる模型実験

前節の変形理論を検証するとともに、理論的取り扱いのできなかつた円板端面のへこみと、その歩留りにおよびる影響を調べるため、プラスチシンを用いて交差圧延の模型実験を行なった。

プラスチシンは一種の油粘土であるが、その室温における応力-ひずみ曲線は GREEN⁴⁾栗野-落合⁵⁾⁶⁾らの測定によると、鋼の 900°C ~ 1200°C における普通の加工速度に対応する応力-ひずみ曲線^{7)~10)}と類似している。したがって、工具とプラスチシンの間の摩擦係数を鋼の熱間加工における値 ($\mu = 0.3 \sim 0.5$) になるように適当な潤滑 (たとえば CaCO_3 粉末塗布) を施せば、その変形は鋼の熱間加工における変形と非常によく対応する^{5)6) 11)~13)}。したがってプラスチシンを使う変形の模型実験では摩擦係数と温度 (室温 15°C ~ 20°C) を管理しなければならない。

3.1 実験装置および方法

Photo. 1 に示した手動式の二重圧延機によつてプラスチシンの模型スラブを圧延した。ロールは直径 65 mm、有効長さ 300 mm の鋼製ロールで、表面は #120 のエメリー紙で仕上げた。模型スラブは灰色 (白+10%黒) のプラスチシンより円形ゲージを用いて円板状に切出した。その圧延前の寸法は厚さ 10 mm、直径 60 mm を標準として、厚さおよび直径を 2 倍変化させた。

圧延に際して、スラブの表面に中心を通る細い直線をけがき、ロールとスラブに CaCO_3 粉末を塗付した後、ロール面にけがいたガイド線とスラブ上の直線が一致す

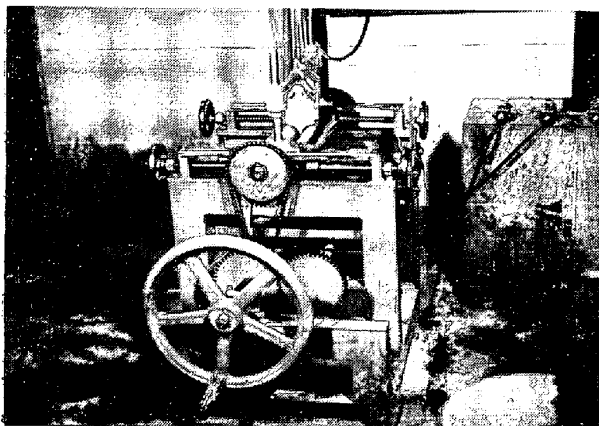


Photo. 1. Simulative two-high reversing mill for cross-rolling of plasticine disk; diameter of roll=65 mm, barrel length=300 mm.

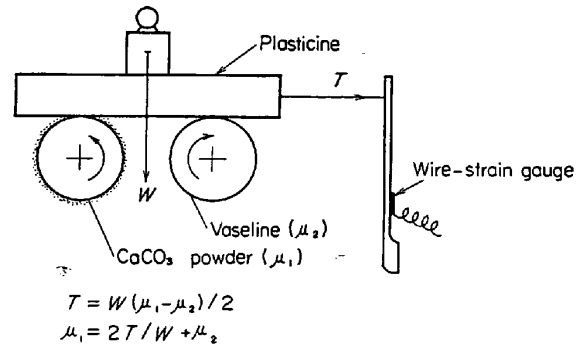


Fig. 4. Measurement of the co-efficient of friction between plasticine and steel rolls.

るように案内しつつ圧延した。交差圧延する前に再びスラブ表面に目的とする圧延方向に直線をけがき、 CaCO_3 粉末を塗付して前と同様に圧延した。実験中プラスチシンの温度は 20°C $\pm$ 1°C に維持した。

ロールと材料の間の摩擦係数は Fig. 4 に示すように一方のロールにワセリンを十分塗付し、他方のロールに CaCO_3 粉末を塗付し、その上に厚いプラスチシン板を乗せ、2本のロールの間に既知の荷重 W をかけてロールを回転したとき、摩擦係数の差によつて生じる力 T を測定することによつて求めた。すなわちワセリンとプラスチシンの間の摩擦係数は栗野⁴⁾⁵⁾らの測定によると約 0.02 であるから、 CaCO_3 粉末に対する摩擦係数 μ は次式によつて計算できる。

$$\mu = 2T/W + 0.02 \dots \dots \dots (32)$$

測定の結果、 μ は W の増加とともに若干増加する傾向があつたが、ほとんど $\mu = 0.30 \sim 0.35$ の間にあつた。この値は鋼の熱間圧延における摩擦係数の範囲内である。

3.2 実験結果および検討

a) 幅広がりの影響

Photo. 2 は直径 $2a = 60$ mm、板厚 $h_0 = 10$ mm の模型スラブを圧下率 $r = 0.05 \sim 0.40$ で直交交差圧延したときの円板形状の変化である。第1行 (B. R) は圧延前、第2行は第1パス通過後、第3行は第2パス通過後の形状である。

Fig. 5 は第1パス後の楕円の軸比 B/A の理論値と実測値を比較したものである。直線1は幅広がりがない場合の理論値で、(2)式より得られる $B/A = 1 - r$ を表わしている。曲線2は SIEBEL の式(6)によつて幅広がりがある場合の理論値で、(9)式より得られる

$$\frac{B}{A} = (1-r)(1+2\beta_1) = (1-r) \left(1 + \frac{1.4 \sqrt{R h_0}}{\pi a} r^{3/2} \right)$$

に $a = 30$ mm, $R = 32.5$ mm, $h_0 = 10$ mm を代入した

$$B/A = (1-r)(1+0.268 r^{3/2})$$

を表わしている。実験点は2つの理論曲線の間に入り、

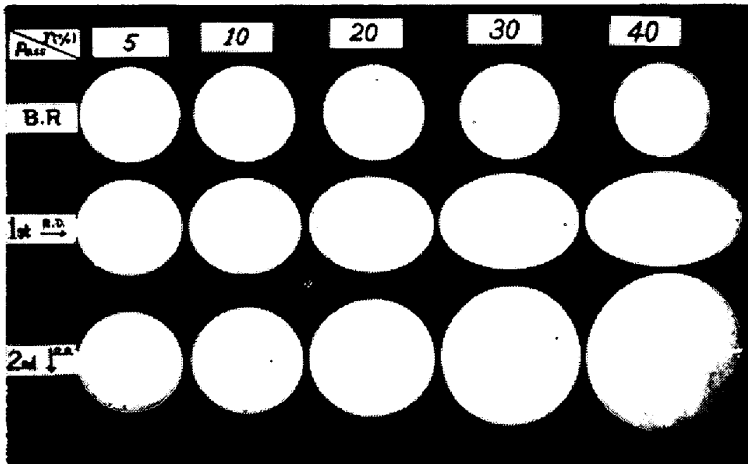


Photo. 2. Deformation of the plasticine disks by the orthogonal cross-rolling.

$r(\%)$: Percentage reduction per pass

B.R. : Before rolling

R.D. : Direction of rolling

$\times 1/4(2/3)$

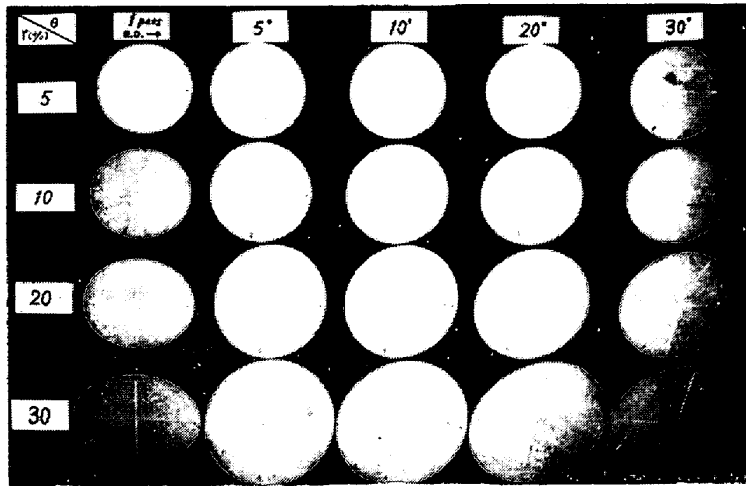


Photo. 3. Deformation of the plasticine disks by the diagonal cross-rolling.

θ : Oblique angle of the diagonal cross-rolling
 $\times 1/4(2/3)$

しかも曲線 2 に近い。したがって幅広がりに対する 2・3 の取り扱いはやや過大評価であるが、妥当なものと判断される。

Fig. 6 は第 2 パス後の円板の最大半径および最小半径を測定した結果である。実線は真円のときの半径 $A = a/(1-r) = 30/(1-r)$ を表わしている。圧下率が高いほど最大値と最小値の差がひらいており、(31)式から予想される結論と一致する。

b) 圧延方向の影響

Photo. 3 は圧下率 $r = 0.05 \sim 0.30$ で交差圧延する際、第 2 パス方向を直角から故意に角度 $\theta = 5^\circ \sim 45^\circ$ ずらして圧延したときの円板の形状である。理論から予想されるとおりすべて楕円となつている。これらの楕円の軸比すなわち円板を切出す際の歩留り $\eta = B/A$ および楕円

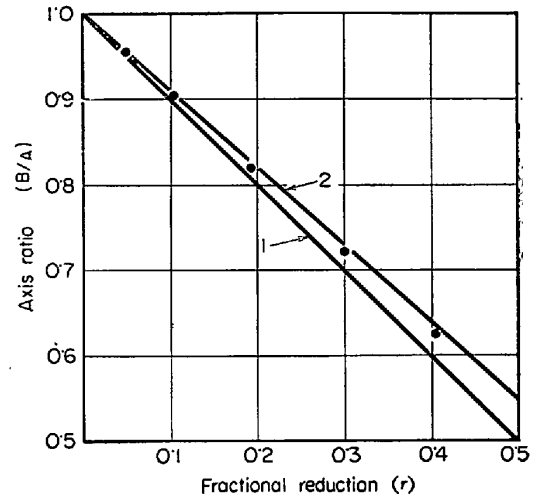


Fig. 5. Relationship between axis-ratio B/A of the elliptical disk made by a single-pass rolling of the round disk and reduction r .

Curve 1 : $B/A = 1 - r$ [ideal rolling without spread]

Curve 2 : $B/A = (1 - r)(1 + 0.268r^{3/2})$

• : value obtained from the experiment using plasticine as model material

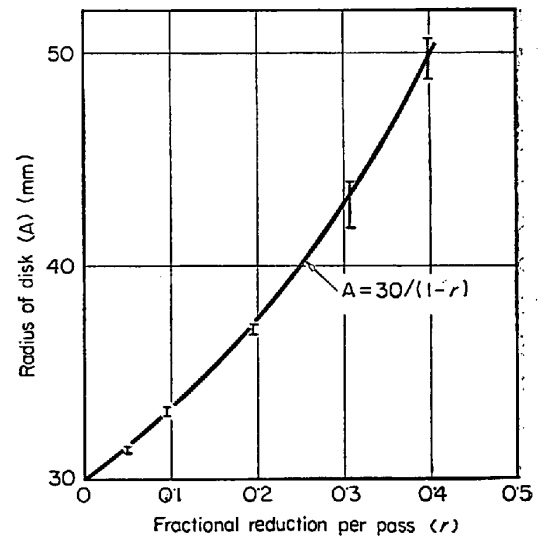


Fig. 6. Relationship between radius A of the orthogonally cross-rolled disk and reduction per pass r . (Initial radius = 30 mm)

の長軸方向を測定し、2・4 の理論と比較した。

Fig. 7 は種々の圧下率に対するずれ角 θ と歩留り η の関係を示す。実線、一点鎖線および二点鎖線はそれぞれ (22), (23) および (24) 式を (25) 式に代入して求めた理論曲線であり、丸および三角印が測定結果である。歩留りの測定値は計算値よりやや大きく、その差は圧下率 r およびずれ角 θ が大きいほど大きくなる傾向があるが、これは θ が大きいとき (22) ~ (24) 式で無視した幅広がり

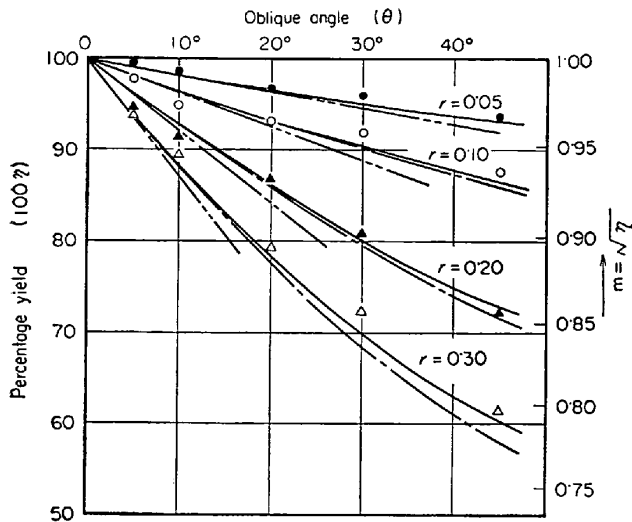


Fig. 7. Influence of reduction on the relationship between percentage yield for making round disk and oblique angle θ in the orthogonal crossrolling.
 — : by eq.(22), --- : by eq.(23), - - - : by eq.(24)
 ○●▲△ : values obtained from the experiment using plasticine
 m : factor defined by eq.(21)

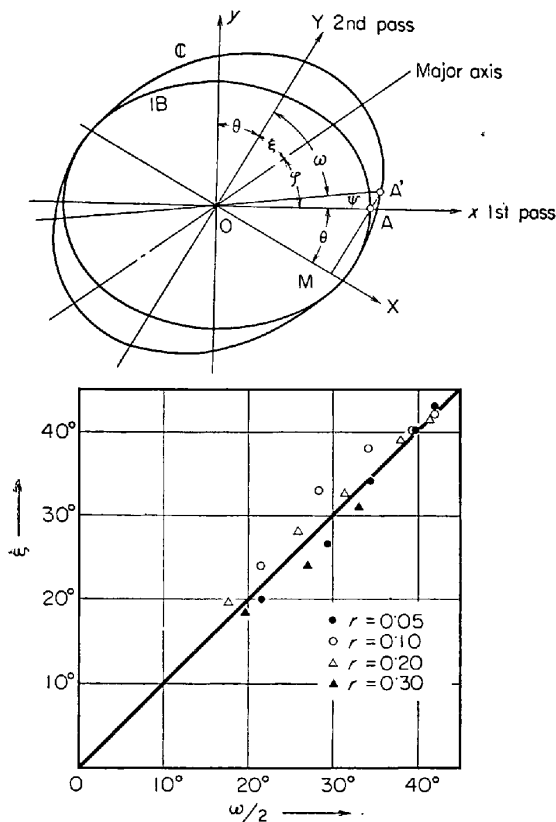


Fig. 8. Relationship between directions of rolling and direction of major axis of the diagonally cross-rolled disk.
 ●○▲△ : values obtained from the experiment using plasticine

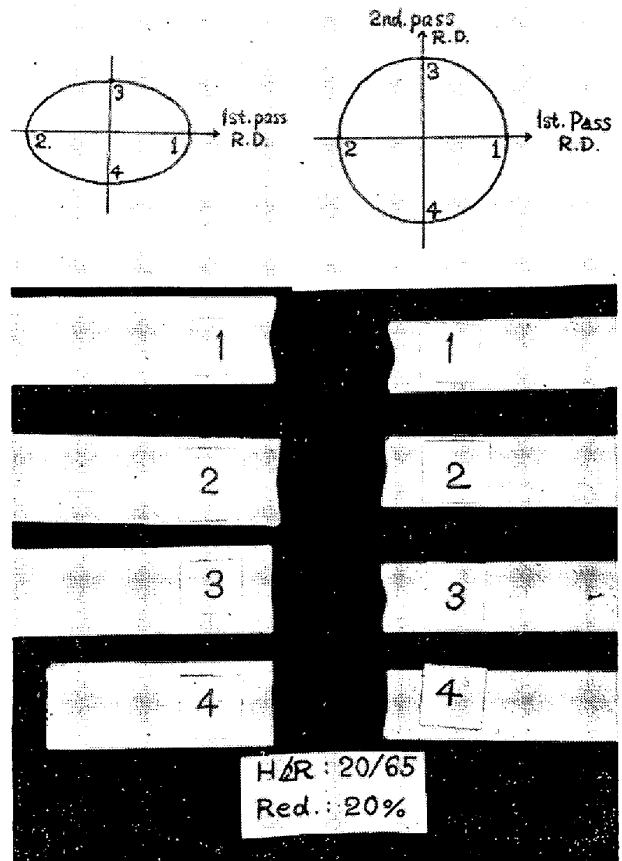


Photo. 4. Concavity formed at the side surface of the plasticine disk during the cross-rolling; Initial thickness of the disk=20 mm, diameter of work-roll=65 mm, and fractional reduction per pass= $0.2 \times \frac{2}{3} (9/10)$

θ の影響を緩和するように作用するためである。しかしこの差は $r \leq 0.2$ では $\theta < 45^\circ$ に対し、たかだか 1% であり、測定値は理論値とよく一致している。また $\theta < 20^\circ$ では煩雑な (22) あるいは (23) 式を計算する意義は少なく、簡単な (24) 式で十分である。

Fig. 8 はずれ角 θ を与えて交差圧延した円板 (楕円) の長軸方向の測定結果を理論と比較したものである。圧延後の円板には第 1 パス方向と第 2 パス方向のマークが残るので、その交角 ω と長軸方向と第 2 パス方向のなす角 ξ の関係で表示した。ここで ω と ξ の関係は (17) 式より次のように誘導することができる。第 1 パス方向のマークは第 1 パス後は OA であるが、第 2 パス後は x 方向から ϕ だけ反時計方向に回転し OA' となる。したがって $\omega = \pi/2 - \theta - \phi$ であるが、(17) 式によつて $\xi \approx \phi \approx (1/2)(\pi/2 - \theta)$ であるから、 $\omega = 2\xi - \phi$ となる。ここで ϕ は第 2 パスの際 $\overline{MA}$ が $\overline{MA'}$ に伸ばされることより、 $\overline{MA} = (1-r)\overline{MA'}$ 、すなわち $\tan \theta = (1-r)\tan(\theta + \phi)$ によつて求められる。しかし $r < 0.2$ 、 $\theta < 30^\circ$ では ϕ は 5° 以下であり、これに

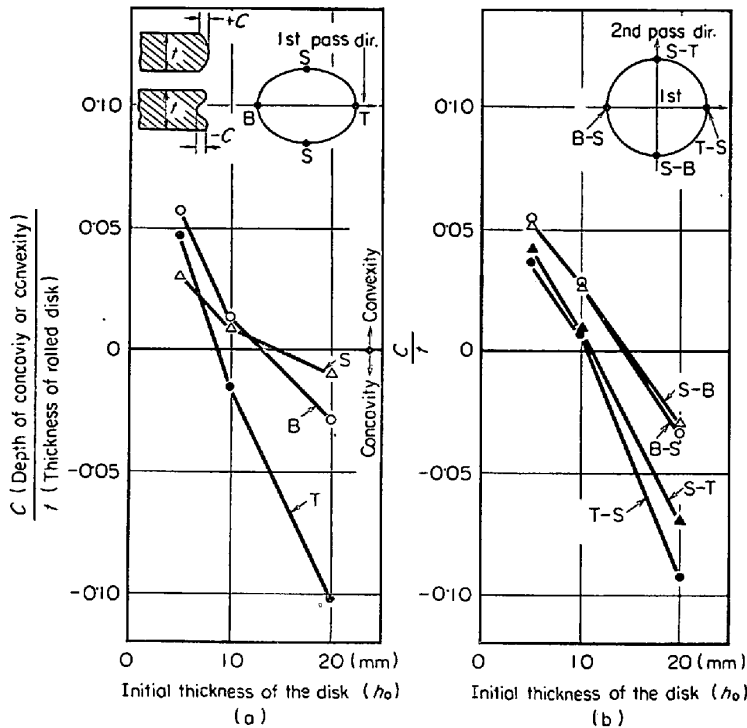


Fig. 9. Relationship between the depth of concavity or convexity and initial thickness of the plasticine disk (fractional reduction per pass $r=0.2$); (a): after the first pass, (b): after the second pass.

対し 2ϵ は 60° 以上であるので、事実上 ϕ は無視することができる。したがって

$$\epsilon \approx \frac{\omega}{2} \quad \dots\dots\dots (33)$$

なる関係が成り立つ。測定の結果 Fig. 8 (b) に示すように、 $r < 0.3$, $\theta < 45^\circ$ に対して (33) 式はよく成り立つ。ただし (33) 式は $\theta \ll 1$ のとき圧下率差および幅広がりの影響を受けるので、必ずしも成り立たない。

c) 円板の端面の変形

ロール直径に対する円板の厚さの比、すなわち板厚比が大きい交差圧延の初期の圧延では、円板の端面にへこみが形成され、これが交差圧延の進行とともに端面まくれ込み (2枚板) に成長し、歩留りを低下させる。

Photo. 4 は厚さ $h_0=20$ mm, 直径 $2a=60$ mm の円板を直径 65 mm のロールで圧下率 $r=0.2$ として交差圧延したときの、第1パスおよび第2パス後の端面のへこみを示している。明らかに圧延方向のトップ (1) のへこみが特に著しく、ボトム (2), 両サイド (3, 4) の順に小さくなっている。したがって交差圧延した後では2方向 (1, 3) のへこみが大きくなる。

Fig. 9 は厚さ $h_0=5\sim 20$ mm, 直径 $2a=30\sim 120$ mmのスラブを圧下率 $r=0.2$ として交差圧延したときの第1パスおよび第2パス後の端面の凹凸量と板厚 h_0 の

関係である。 c/l は圧延後の板厚 l に対する端面の凹凸 c の比で、凸の場合を正、凹を負とした。第1パス後の凹凸は、 $h_0=10$ mm のときもつとも少なく、 $h_0=5$ mm で凸となり、 $h_0=20$ mm では円板の全周にわたって凹となっている。また凹凸の板厚への依存性は圧延方向のトップでもつとも大きく、両サイドではもつとも小さい。第2パス後の凹凸も板厚が大きいとき凹、小さいとき凸となるが、第1パスまたは第2パスで圧延方向のトップとなる位置は、ボトムとなる位置より凹となる傾向が強い。凸変形 (ふくらみ) は歩留りにはほとんど影響がないから、板厚の大きいとき発生しやすい凹変形 (へこみ) をできる限り小さくすることが歩留りの向上のために必要である。

Fig. 10 は板厚 $h_0=10$ mm, 直径 $2a=60$ mmのスラブを、圧下率 $r=0.05\sim 0.4$ で圧延したときの端面の凹凸と圧下率の関係である。 $h_0=10$ mm の場合はトップは凹となり、ボトムおよび両サイドは凸となるが、この度合は圧下率が大きいほど顕著になっている。したがって圧下率を変えてもトップのへこみをなくするこ

とはできない。

しかし圧延方向を逆転するリバース圧延を行なうと、トップとボトムが入れ替わるので変形の状態はまったく

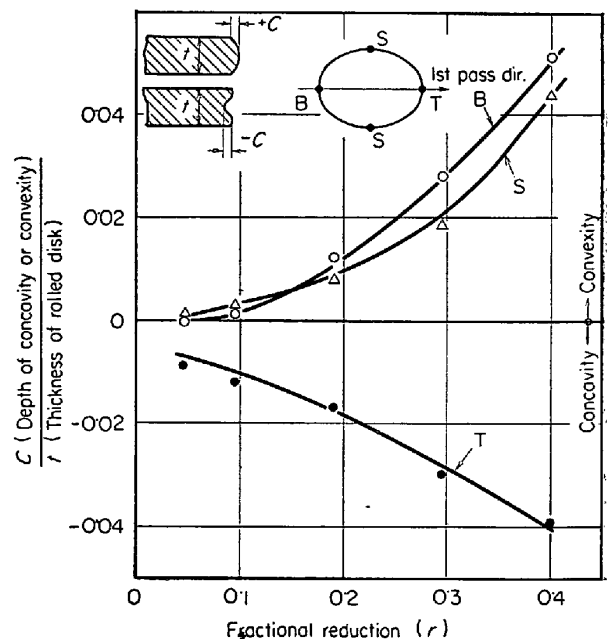


Fig. 10. Relationship between the depth of concavity or convexity of the plasticine disk and fractional reduction r (initial thickness of the disk = 10 mm, and diameter of work roll = 65 mm)

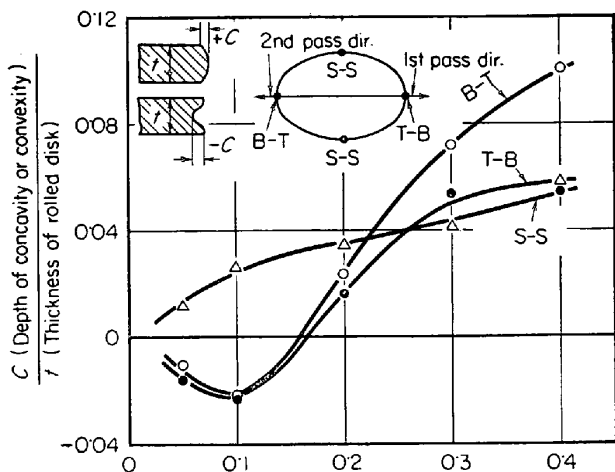


Fig. 11 Effect of reverse-rolling on the depth of concavity or convexity of the platine disk (initial thickness of the disk=10 mm and diameter of work roll=65 mm)

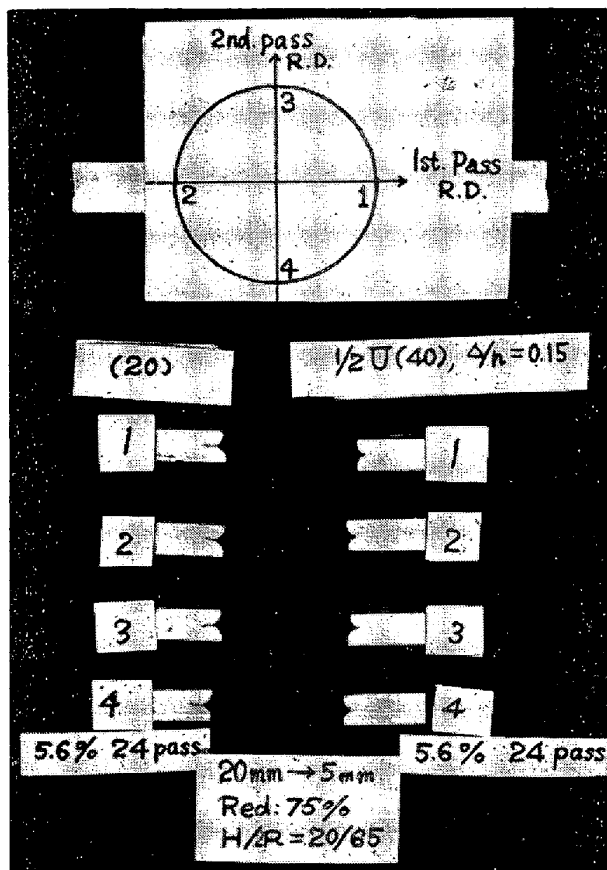


Photo. 5. Concavities grown during repeated cross-rolling, showing the effect of upsetting disk before rolling on the depth of concavity; Thickness of the starting disk—20 mm, thickness of the final disk=5 mm, total number of passes=24, reduction per pass $r=0.056$, work-roll diameter=65 mm, upsetting ratio=1/2U. (Left four: not upsetted, right four: upsetted)

変わる. Fig. 11 は圧下率 $r=0.05\sim0.4$ でリバース圧延したときの端面の凹凸と圧下率の関係で, 明らかに圧下率 $r\geq 0.2$ では全周にわたって凸となつている. したがって大きな圧下率でリバース圧延すれば, へこみを著しく抑制できることが予測される. しかし比較的板厚の大きい初期のパスで大きな圧下率を与えることは困難である. そこで円板状スラブを作る際すえ込み鍛造を併用して, あらかじめ端面にふくらみを持たせた後, 交差圧延する方法について検討した.

板厚 $h_0=20$ mm, 直径 $2a=60$ mm のスラブで端面が平なものと, すえ込み (すえ込み比: 1/2) によつて端面に $c/l\approx 0.15$ 程度のふくらみを与えたものを, 直径 65 mm のロールで繰り返し交差圧延し, 最終板厚 5 mm 直径 120 mm の円板を作り, 端面のまくれ込み深さにおよぼすパス回数およびすえ込みの影響を調べた.

Photo. 5 は 1 回の圧下率 $r=0.056$ として, 24 パスで圧延した円板の端面のまくれ込み深さにおよぼすすえ込みの影響を表わしている. ただし圧延の際, 1 回交差圧延するごとに圧延方向を逆転する方法をとつた. 明らかにすえ込みによつてまくれ込みは著しく減少している.

Fig. 12 はこのようにして作った原板から真円板を切出す際の歩留り η におよぼすパス回数 (または 1 パスの圧下率 r) およびすえ込みの影響である. 圧下率を 5.6% から 20.6% に増すと歩留りは約 3% 増加するが, すえ込みを併用するとさらに 3% 増加し, 歩留りは 95% 以上になる. ただしこの実験では, 端面のまくれ込みの歩留りにおよぼす影響のみを取り出すため, 圧下率誤差, 幅広がりおよび圧延方向のずれによる真円度の低下を極

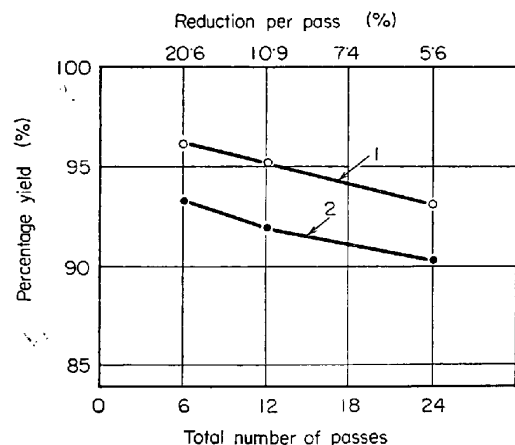


Fig. 12. Effect of upsetting disk before rolling on the relationship between percentage yield for making round disk and total number of passes of the repeated cross-rolling. Curve 1: upsetted to 1/2 in height. Curve 2: not upsetted.



Photo. 6. Rough round steel disk made by repeated orthogonal cross-rolling (Draughting schedule is shown in Table 1.)

Table 1. Draughting schedule for cross-rolling 1650 ϕ $\times$ 330mm rough round disk (near octahedron) into 3900 ϕ $\times$ 50mm one on the 1450-mm reversing mill.

Number of passes	Direction of rolling	Thickness of the disks (mm)	Drought per pass (mm)	Reduction per pass (%)	Total reduction per reverse rolling (%)	Minimum diameter of the disks (mm)
1	⬆	330				1650
2	⬆	300	30	9.1	9.1	
3	⬆	285	15	5.0		
4	⬆	269	16	5.6	10.3	2020
5	⬆	250	19	7.1		
6	⬆	230	20	8.0	14.5	
7	⬆	210	20	8.7		
8	⬆	195	15	7.1	15.1	2400
9	⬆	180	15	7.7		
10	⬆	165	15	8.3	15.3	
11	⬆	152	13	8.1		
12	⬆	140	12	7.9	15.3	2750
13	⬆	130	10	7.1		
14	⬆	120	10	7.7	14.2	
15	⬆	109	11	9.2		
16	⬆	100	9	8.3	16.2	3100
17	⬆	93	7	7.0		
18	⬆	86	7	7.5	14.0	
19	⬆	80	6	7.0		
20	⬆	74	6	7.5	14.0	3500
21	⬆	67	7	9.5		
22	⬆	67	0	0	9.5	
23	⬆	60	7	10.4		
24	⬆	54	6	10.0	19.4	
25	⬆	51	3	5.5		
26	⬆	50	1	2.0	7.4	3900

力少なくするように配慮した。したがって実際の圧延に際しては、真円度の低下による歩留りの低下もあるから、歩留りを 95% 以上にするには困難であるが、90% 以上に保つことはさほど困難ではないと考えられる。

4. 交差圧延による鏡板の試作

交差圧延によつて円板はほぼ比例的に展延されることが明らかになったので、さつそく現場的にこの方法によ

る鏡板の製造を試みた。供試材料として中炭素低合金鋼の 75 t 八角鋼塊の B 端余材を用いた。その寸法は厚さ 275 mm, 八角形対辺長さ 1650 mm である。これを 1250°C に加熱後四重式広幅厚板圧延機（日本製鋼所, ワークロール直径 1450 mm 有効胴長 4800 mm）で交差圧延し, 厚さ 50 mm の原板を作つた。そのときのパス記録を Table 1 に示した。圧下率 10% 以下のリバース圧延方式で, 形状を修正するため中間と最後に圧延方向を板に対し 45°回転させた。圧延後の形状は Photo. 6 に示すように圧延前の形状とほとんど相似形であつた。

5. ま と め

肉厚円板を製造する際の歩留りを上げ, 円板の衝撃値などの異方性を改善するため, 交差圧延法による製造法を考案した。その基礎として交差圧延による円板の変形を理論的に検討し, 歩留りにおよぼす圧延条件の影響を明らかにした。さらにプラスチックの模型スラブを用いて実験し, 理論の検証をするとともに理論的取り扱いのできない円板端面のへこみと歩留りにおよぼす圧延条件の影響を調べた。これらの結果に基づいて, 交差圧延によつて実際に大型の鏡板用厚板の製造を試み, 所期の結果が得られた。本研究のおもな結論は次のとおりである。

(i) 等しい圧下率 r で互いに直角の方向に交差圧延すれば, 円板はほとんど相似的に展延される。

(ii) 円板の相似展延を妨げる因子は幅広がり, 圧下率の不一致および圧延方向の直角からのずれである。それによつて円板は楕円となるが, その軸比すなわち楕円より真円を切出す際の歩留りは, 圧下率の不一致 $|\Delta r| \ll r$ で, 直角からのずれ $|\Delta \theta| \ll 1$ (10° 以内) のとき

$$\eta = 1 - \sqrt{\left(0.7 \frac{\sqrt{R h_0}}{a} r^{5/2} - \frac{\Delta r}{1-r}\right)^2 + \left[\frac{r(2-r)\Delta\theta}{1-r}\right]^2}$$

ただし a : 圧延前円板半径, h_0 : 圧延前板厚, R : ロール半径, $r = (r_1 + r_2)/2$, $\Delta r = r_1 - r_2$, (r_1, r_2 は第 1 パスおよび第 2 パスの圧下率=慣用歪み)

で与えられる。

(iii) 板厚の厚い初期のパスで生じる円板端面のへこみは, 圧延進行とともにまくれ込みに成長し, やはり歩留りを低下させる。

(iv) 圧延前の円板状スラブを製造する際, すえ込み鍛造を併用してあらかじめ端面にふくらみを持たせること, および圧延に際して, 1 パスあたりの圧下率をできる限り大きくしてリバース圧延を行なうことによつて,

端面のまくれ込みを効果的に減少させることができる。

6. 工業化の可能性

円板の製造に関する本法の特色は(1)製造時の歩留り向上、および(2)製造された円板の等方性にある。製造歩留りに関しては、従来の切出し法では正方形より円を切出すため、理論的には $\pi/4=78.5\%$ を越えることができないのに対し、本法では100%となしうることにある。もちろん現実的には、圧延によつて完全な正方形あるいは円形の原板を作することは不可能でありまた端部にはまくれ込みなどによる不良部分が存在すから、製造時歩留りは上記の理論値より低くなる。さらに本法の場合、円柱状鋼塊を切断しなければならないから、その際の切断しろが歩留りを低下させる。また現状では円柱状鋼塊を作することは不可能で、円柱に近い八角鋼塊を用いなければならないが、あらかじめ荒打ち鍛造して八角鋼塊の角をつぶして円柱状にしない限り、圧延原板は八角形となるから歩留りはさらに低下する。日本製鋼所の概算では、通算の歩留りは従来の切出し法で約55%であるが、八角鋼塊の切断による円板の交差圧延法では約57%とあまり変わらない。しかし将来、鑄造技術の発達により円板状鋼塊が容易に作れるようになれば、上記の問題は一挙に解決され、歩留りは飛躍的に上昇すると考えられる。その場合、鑄型の設計により円板状鋼塊の端面に適当なふくらみを持たせることができるから、すえ込み鍛造も不要となる。現段階では、経済性の点から、切断しろの少ない極厚ヨーク材あるいは鋼塊の切断余材の利用への応用などが考えられる。

次に円板の機械的性質の均質性および等方性が問題である。鍵和田氏の報告によると、幅出し圧延をしない高張力鋼板では幅方向の衝撃値および伸びが劣り、特に衝撃値は長手方向の値の1/2以下となる。しかしFig. 13に示すように、これらの異方性は幅出し圧延によつて緩和され、幅出し率(幅方向の延伸率/長手方向の延伸率)の増加によつて著しく改善される。円板の交差圧延は幅出し率100%に相当するので、これらの異方性は全くない。従来の切出し法でも、四角形の偏平鋼塊をかなり幅出ししているので、異方性は緩和されるけれども、偏平鋼塊を鑄造する際、鑄造組織および偏析による異方性が存在するので、この原因による最終製品の異方性は回避できない。その点円板状スラブあるいは鑄造による円板状鋼塊は有利である。

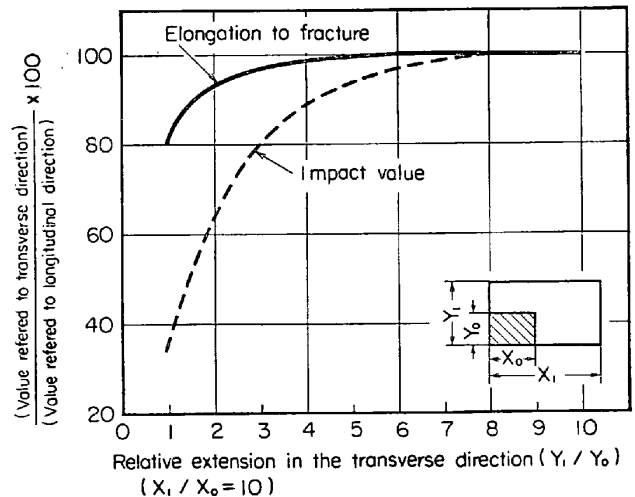


Fig. 13. Effect of cross-rolling on the impact value and elongation to fracture of 2H high tensile strength steel. (N. KAGIWADA)

結局、円板の交差圧延法は均質な大型の肉厚円板を高い歩留り率で製造できる可能性を持っており、将来の鑄造技術の発展と相まって、工業化の可能性は十分あると考えられる。

本研究の遂行にあたり、古河電工日光電気精銅所の前田靖男氏、大木喬氏および武蔵工業大学生鈴木富雄氏のご協力をいただいた。また鏡板の試作は日本製鋼所室蘭製作所の小野内善一氏に負うものである。これらの諸氏に深く感謝の意を表します。

文 献

- 1) 鍵和田：日本製鋼技報7号，p. 596
- 2) E. SIEBEL: Ber. Walzw-Aussch. v. d. Eisenh. Nr. 28 (1923)
- 3) E. SIEBEL: Stahl u. Eisen, 57 (1937), S 413
- 4) A. P. GREEN: Phil. Mag., April 1951, 42, p. 365
- 5) 栗野，落合：名古屋工業技術試験所報告，第6巻第1号，昭和32年1月，p. 10
- 6) 栗野：塑性と加工，1 (1960) 3, p. 203
- 7) W. LUEG und H. G. MÜLLER: Arch. Eisenhüttenw., 28 (1957), S 505
- 8) P. M. COOK: Proc. Conf. Properties of Materials at High Rate of Strain, Inst. Mech. Eng., London, 1957, p. 86
- 9) 橋爪：塑性と加工，4 (1963) 34, p. 733
- 10) 志田：塑性と加工，9 (1968) 85, p. 127
- 11) 柳本：塑性と加工，2 (1961) 6, p. 37
- 12) 馬場：塑性と加工，5 (1964) 36, p. 17
- 13) 加藤，平沢：塑性と加工，5 (1964) 42, p. 485