

© 1991 ISIJ

論 文
/////////
/////////
/////////

V 字型金敷による鋼塊のザク圧着鍛造法

磯邊 邦夫*・野口 英臣*²・加藤 和典*³Forging Method for Consolidating Loose Structure in Steel
Ingot with V Shaped Dies

Kunio ISOBE, Hidetami NOGUCHI and Kazunori KATO

Synopsis:

The moire technique is used to measure the two and three dimensional deformation of round billets in forging with 135° V dies. Each billet is made by piling up 0.75 mm thin white plasticine sheets painted with black ink. From the observation of moire fringes an Octagonal Forging Method (OFM), characterized by sequential billet rotation through 0°~90°~135°~225° in the cross section, is proposed to consolidate the loose structure in the wide area of ingot center. Strain distributions for various cross sections in a billet are observed by the moire method. No deformation takes place in the center of the billet near the die edges. A plasticine ingot is forged according to the OFM by axially shifting the ingot by the full die-width or 1/4 of the width. A comparison of axial strain distribution is made between two ingots thus obtained. A 3%Cr steel shaft by the full die-width shifting method with the OFM has loose structure remaining at the center; the locations of the loose structure correspond to the small axial strain regions. Loose structure in another 3%Cr ingot is consolidated by the 1/4 die-width shifting method with OFM.

Key words: free forging; loose structure; steel ingot; V dies; moire technique; consolidation; strain measurement.

1. 緒 言

铸造ままの大型鋼塊には粗大な樹枝状晶、偏析、ザクや空隙などの欠陥が存在する。ザクは鋼塊中央部の凝固の遅れた領域に形成されるので、凝固末期に給湯を十分に行うことによりその発生を軽減することができる。すなわち、鋼塊形状を最適にする方法¹⁾と、押し湯部を発熱保温する方法^{2)~4)}があるものの、ザクの発生を完全に防止することはできない。そこで、ザクを閉鎖圧着するために V 金敷や平金敷を用いた鍛造法に関する研究が報告⁵⁾⁶⁾されている。しかし、これらのほとんどは各種の金敷で単一圧下した場合に鍛造材軸心に発生する応力やひずみについての比較論であり、選定した金敷を用いた実際の鍛造工程においてどのように鋼塊を回転、シフトすべきか、その効果を示した研究は見られない。

ところで、最近では鍛鋼品においても製品の性能向上をはかるために各種の合金添加量が増えている。例えば、冷間圧延用鍛鋼ロールは耐摩耗性の向上を狙って、その

Cr 量は徐々に増加⁷⁾している。ザクの発生は鋼材の成分との関係が深く⁸⁾、C 量や合金成分の増加に伴ってザクは軸心の広範囲の領域に発生するようになった。

本研究では、このように広範囲の領域に散在するザクを閉鎖圧着する鍛造工程において、鋼塊の回転法や軸方向シフト法を適切にとる必要があることを示す。まず、極薄層状プラスチックを積層したモデル材料を V 金敷で鍛造した。モアレ法⁹⁾¹⁰⁾を用いて、この鍛造材の二次元および三次元変形の詳細を調べた。その結果より、鋼塊横断面の広範囲の領域に大きなひずみを与える八角鍛造法を提案した。また、鋼塊の軸方向シフト法と軸方向ひずみ分布の関係より 1/4 金敷幅シフト法の有効性を示した。さらに、これらの方法を組み合わせて実鋼塊による鍛造実験を行い、ザク閉鎖効果を確認した。

2. 層状試料によるモアレ法

2.1 シフト法の縞とひずみの関係

変形した試料格子を撮影した 2 枚のフィルム (互い

平成 3 年 1 月 25 日受付 (Received Jan. 25, 1991)

* 川崎製鉄(株)加工制御研究センター (Mechanical Processing, Instrumentation and Control Research Center, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 260)

*2 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp.)

*3 東京工業大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Tokyo Institute of Technology)

Table 1. Relation between Eulerian strain ϵ^E and natural strain ϵ .

ϵ^E	-1.00	-0.80	-0.60	-0.40	-0.20	0	0.10	0.20	0.30	0.40	0.50
ϵ	-0.69	-0.59	-0.47	-0.34	-0.18	0	0.11	0.22	0.36	0.51	0.69

に等しいもの)を重ね、微小量シフトすると変位勾配の等高線に相当するモアレ縞⁹⁾¹⁰⁾が得られる。

平行格子間隔 A の試料が変形を受けてその格子間隔が a になった場合を考え、この変形格子を Δx だけシフトした場合の縞間のひずみ差⁹⁾は、

$$\Delta\epsilon^E = A/\Delta x \dots\dots\dots (1)$$

となる。シフト法により得られるひずみは変形後の座標系に関するオイラーのひずみであり、次式で定義¹⁰⁾される。

$$\epsilon^E = (a-A)/a \dots\dots\dots (2)$$

一方、対数ひずみは、

$$\epsilon = \ln(a/A) \dots\dots\dots (3)$$

であるから両者には Table 1 のような差がある。シフト法により得られる縞次数 N は、

$$N = \epsilon^E/\Delta\epsilon^E \dots\dots\dots (4)$$

で与えられるから、対数ひずみの絶対値が等しくとも、シフト法で得られる縞の次数は異なる。例えば $|\epsilon| = 0.69$ の場合、 $\Delta\epsilon^E = 0.1$ とすると、圧縮変形では $N = -10$ 、伸び変形では $N = 5$ となる。従って、以下のシフト法によるモアレ縞を観察する時には、このことに留意する必要がある。

2.2 実験方法

2.2.1 層状試料の作成法

試料の作成方法は基本的には著者の一人の提唱した方法⁹⁾を採用した。真空混錬機から押し出した $\phi 100$ mm の白色 プラスティシンビレットを内径 $\phi 110$ mm の押出し容器に入れ、間隙 0.6 mm、幅 110 mm のスリット状孔から押し出した。単純に押し出したのではプラスティシン帯に波が発生したり、押し出し速度のむらによりプラスティシン帯の厚みが不均一になるのを避けるために、スリットの出側に張力制御装置⁹⁾を設置した。

押し出したプラスティシン帯を約 200 mm の長さに切断し、その片面に黒色マジックインクを刷毛塗りし、積層ブロックを作った。100 層の厚みから測定した平均層間隔は 0.75 mm であった。なお、各層の厚さにむらがあればモアレ縞に乱れが現れるはずであるが、後述の実験結果によれば、これはほとんど問題にならない。

2.2.2 鍛造方法

上記のブロックから Fig. 1 に示すように直径 $D = \phi 80$ mm、長さ $L = 64$ mm のビレットを切り出した。金数頂角 $2\alpha = 135^\circ$ 、幅 $B = 64$ mm の鋼製 V 金数を用い、

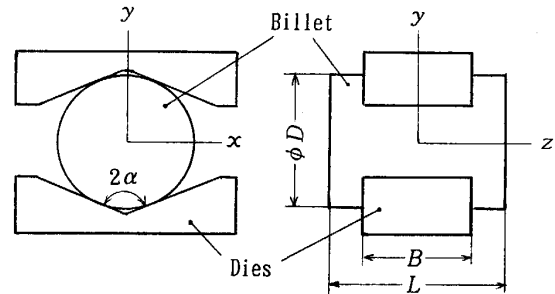


Fig. 1. Geometry of V die forging.

このビレットの z 軸方向の伸びを拘束した平面ひずみ鍛造を行った。このとき、積層方向が圧下方向 (y 方向) と平行な横縞の変形格子試料と、圧下方向と直角 (x 方向) な縦縞の変形格子試料を作った。

通常的大型鋼塊の鍛造では軸方向の伸びを拘束することができないため、鍛造材は三次元変形する。このような変形を測定するために、長さ $L = 100$ mm のビレットを切り出しその中央に上記の V 金数の幅中心を一致させて鍛造し、縦縞と横縞の変形格子試料を得た。ここで、金数幅比は $B/D = 0.8$ である。ビレット表面には炭酸カルシウムを刷毛塗りし、 25°C の室温の下で鍛造した。Fig. 1 のようにビレットを金数に接した状態からの圧下量を s とし、圧下率 $r = s/D = 10, 15, 20\%$ の圧下を行った。

2.2.3 モアレ縞の合成方法

Photo. 1 (a) は積層したブロックの横断面であり、これを複写機で直接複写することにより縦および横縞の参照格子とした。同様にして、平面ひずみ鍛造により変形したプラスティシンの軸方向 (z 方向) 中心の断面の変形格子を得た。Photo. 1 (b), (c) は圧下率 10% の変形格子の例である。

Photo. 1 (a) の参照格子と (b) の変形格子を重ねることにより x 軸の変位 u を示す等変位線のモアレ縞⁹⁾¹⁰⁾ (Photo. 2 (a)) を得た。ここで縞間の変位差は参照格子の間隔が 0.75 mm であるため、 $\Delta u = 0.75$ mm である。同様に、Photo. 1 (a) を 90° 回転させて (c) と重ねて Photo. 2 (b) のモアレ縞を得た。これは、 y 方向の変位 v の等変位線であり、 $\Delta v = 0.75$ mm である。

Photo. 1 (b) の変形格子を透明紙に 2 部複写し、その 1 枚を x 方向に 7.5 mm シフトすることにより Photo. 3 (a) の変位勾配 $\partial u/\partial x$ のモアレ縞を、 y 方向

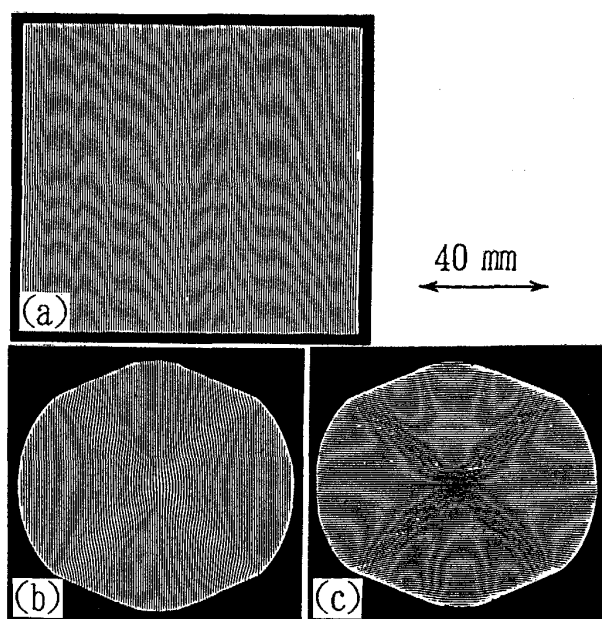


Photo. 1. Cross sections of (a) 0.75 mm-layer-plasticine block and of deformed round billets with (b) vertical and (c) horizontal grating lines in plane strain forging with V dies: the forging reduction is 10 percent.

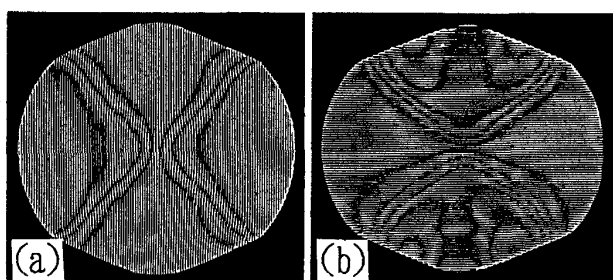


Photo. 2. Moire fringes showing same value of (a) horizontal and (b) vertical displacements for the specimens of $r=10\%$ in plane strain forging; the difference in the value of displacement is 0.75 mm.

に 7.5 mm シフトすることにより Photo. 3(c) の変位勾配 $\partial u/\partial y$ のモアレ縞を得た。Photo. 3(b), (d) は同様にして得た変位勾配 $\partial v/\partial y$, $\partial v/\partial x$ のモアレ縞である。なお、これらの縞間の変位勾配の差は、式(1)から 0.1 である。

この他の方法として、試料を直接写真にとり、現像時にモアレ縞を合成することもできる。しかし、上記のように直接複写機によるほうが黒の縞が明瞭に写るので、鮮明なモアレ縞が得られる。また、通常の写真撮影による場合より大きい図が得られるので、机上でのモアレ縞の合成などの手作業が容易である。

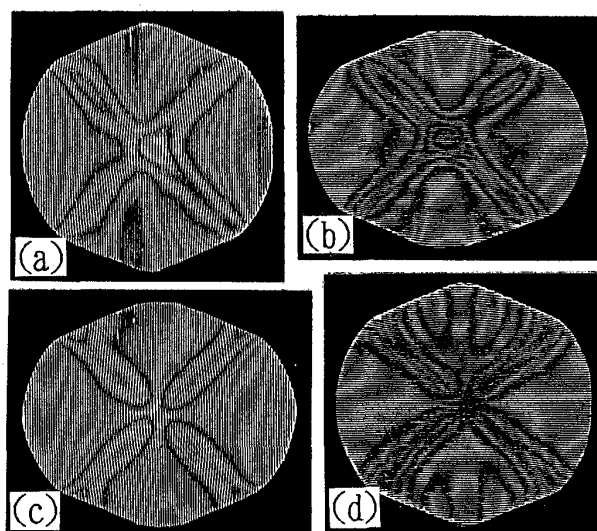


Photo. 3. Moire fringes showing value of partial derivatives for the specimens of $r=10\%$ in plane strain forging: (a); $\partial u/\partial x$, (b); $\partial v/\partial y$, (c); $\partial u/\partial y$, (d); $\partial v/\partial x$: the difference in the value of derivative is 0.1.

3. 鍛造材の横断面のひずみ分布と八角鍛造法

3.1 平面ひずみ鍛造材の変位とひずみ分布

3.1.1 変位分布

Photo. 2(a) の圧下率 $r=10\%$ のモアレ縞は水平方向変位を示している。V 金敷の V 溝底直下の材料は水平方向には動かず軸心部と上下の金敷端を結ぶ領域に等変位線が現れている。そして、その外側の自由端部が水平方向に剛体移動することがわかる。一方、Photo. 2(b) の等 v 線図 (v の等高線) によれば、V 溝底直下の材料は金敷と共に互いに剛体的に接近し、左右の自由端の材料の上下方向の移動はない。 $r=15\%$ の場合も、上記の現象がさらに強く現れていることを確認¹¹⁾ している。

3.1.2 ひずみ分布

Photo. 3(a), (b) の変位勾配のモアレ縞の垂直ひずみ成分は、軸心で最も大きく、この位置と金敷接触領域の両端を結ぶ「X」字状の領域で $\partial u/\partial x$, $\partial v/\partial y$ とともに大きい。また、V 溝底直下と左右の自由端の領域ではほとんど塑性変形しないのがわかる。 $r=10\%$ の軸心の縞次数が Photo. 3(a), (b) で異なるのは 2.1 節で述べたように、圧縮側と引張り側で縞次数が異なるためである。これらの軸心の縞次数を外挿し $\epsilon_x^E=0.25$, $\epsilon_y^E=-0.38$ とすると、対数ひずみはそれぞれ $\epsilon_x=0.29$, $\epsilon_y=-0.32$ であり、この差はひずみの読取り誤差である。Photo. 3(c), (d) の変位勾配 $\partial u/\partial y$, $\partial v/\partial x$ のモアレ

縞から、これらが大きい領域は垂直成分と同様な領域であるが、符号が異なること[†]を考慮するとせん断ひずみは対称軸線上では零となっている。

モアレ縞次数は圧下率が大きいほど多くなり、平面ひずみ鍛造のように変形が局所化すると、縞の次数を数えることが困難となる（後述の Photo. 4 (b), $r=15\%$ 参照）。特にプラスチックの場合、圧下率が 20% になると層が不連続的にすべってしまい、縞の合成が不可能であった。

3.2 軸方向伸びのある鍛造材のひずみ分布

一般に、三次元変形した材料内部のひずみを測定するのは困難であり、また多大な労力を必要とする。従って、そのような測定例はほとんど報告されていない。しかし、この方法によれば、三次元変形させた後にその材料を切断し、その断面を複写した図を用いることにより、ひずみ分布が簡単に得られる。圧下率 $r=15\%$ の鍛造材の金数幅中心から金数幅端までを 4 等分し、それらの各位置の断面の変位勾配のモアレ縞を Photo. 4 (e)~(x) に示す。また、ここには比較のために同一圧下率で平面ひずみの鍛造した材料の変位勾配のモアレ縞を Photo. 4 (a)~(d) に示す。

三次元変形材の変位勾配のモアレ縞パターンは、概略的には平面ひずみ変形のものと同様である。しかし、垂直ひずみ成分の軸心部の縞の次数には大きな差がある。例えば $\partial u/\partial x$ について比較すると、平面ひずみでは $N=6$ (Photo. 4 (a)) であるのに対し、金数幅中心 ($z=0$), $z=B/8$ では $N=3$ であり、 $z=B/4$, $3B/8$ と金数幅端に近づくにしたがって縞数は減少する。変位勾配 $\partial u/\partial y$, $\partial v/\partial x$ の縞次数についても同様である。このような平面ひずみの場合とのひずみ差やその金数幅方向の分布は、金数幅比 B/D と相関があることが容易に想像でき、 B/D が大きいほど平面ひずみ鍛造条件に近づく。

3.3 八角鍛造法 (断面内の回転法)

鍛造によりザクを閉鎖圧着させるためには、その部分が圧縮応力下で大きな変形を受けることが必要である。前節で明らかになった変形様式は、角材の平金数鍛造時のすべり線場解¹²⁾から推定されるものに類似している。また、すべり線場理論によれば、接触幅 W と厚み H の比 W/H が 1 以上になると塑性変形域では三つの主応力が圧縮¹³⁾となり、その値は W/H が大きいほど高くなる。そこで、V 金数鍛造時の W とみかけ厚 H を Fig. 2 (a) のようにとり、平面ひずみ鍛造時の W/H と圧下率 r の関係を実験で求めると Fig. 2 (b) のようになる。

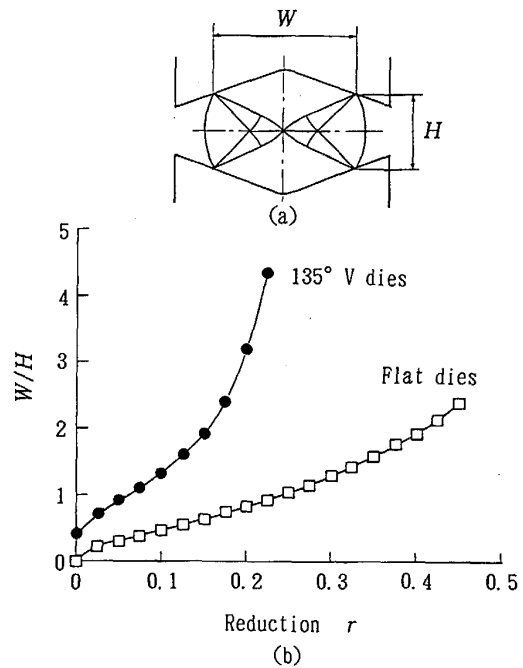


Fig. 2. (a) Slip-line-field for V die forging and (b) variation of W/H with reduction r .

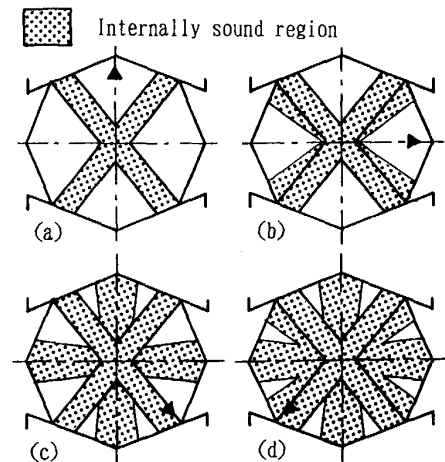
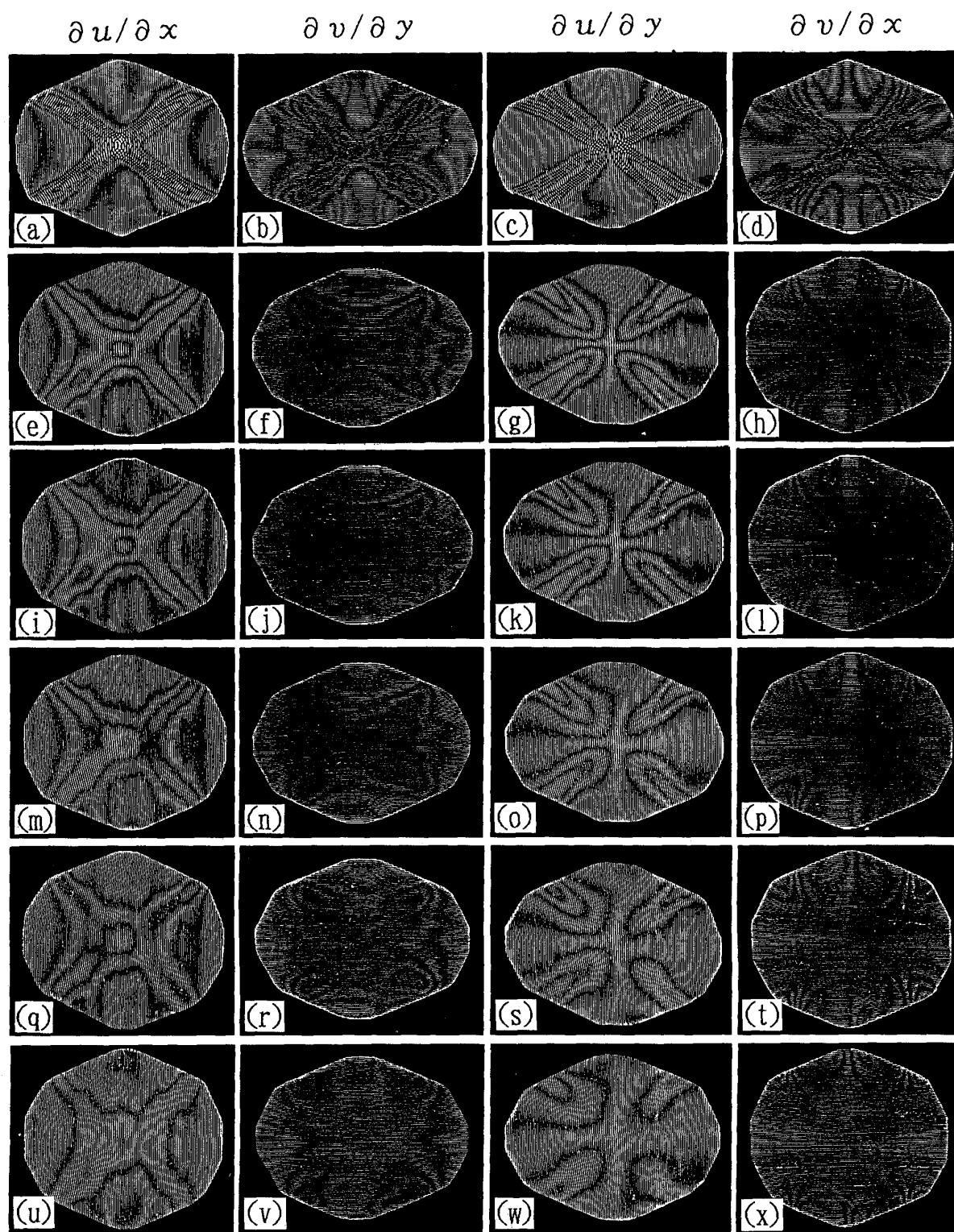


Fig. 3. Octagonal Forging Method (OFM) and internally sound region; the forging directions are (a) 0° , (b) 90° , (c) 135° and (d) 225° .

Fig. 2 (b)には比較のために平金数鍛造時の関係も示す。 $W/H \geq 1$ になるのは平金数で $r \geq 24\%$, 135° V 金数では $r \geq 6\%$ である。このように、V 金数を採用すると比較的小さい圧下でも接触幅が大きくなり、見掛けの厚みが小さくなるのでザクの閉鎖圧着に有利な応力条件が得られる。

V 金数鍛造で各部分がどれだけの相当ひずみを受けるかは、Photo. 3 の変位勾配を対数ひずみに変換することにより得られる。ここで、Photo. 3 の $r=10\%$ の場合 γ_{xy}^E の値は ϵ_x^E , ϵ_y^E に比べて小さく、 $\epsilon_x \doteq -\epsilon_y$ である。

[†] Photo. 1 (b) の変形格子は変位分布曲線でもある。従って、第 1 象限について考えると $\partial u/\partial y < 0$, 第 2 象限では $\partial u/\partial y > 0$ となる。



(a)~(d): Plane strain condition

(e)~(h): $z=0$ (Die center), (i)~(l): $z=B/8$, (m)~(p): $z=B/4$

(q)~(t): $z=3B/8$, (u)~(x): $z=B/2$ (Die edge)

Photo. 4. Moire fringes showing same value of partial derivatives for the specimens of $r=15\%$; (a)~(b) in plane strain forging and (e)~(x) in forging without axial constraints; the difference in the value of derivative is 0.1.

よって相当ひずみを $\varepsilon_{eq} = (2\varepsilon_x/\sqrt{3})$ とみなして検討を行う。

前節に示したようにひずみの大きい領域は「X」字状の領域である。そこで、仮に垂直ひずみが ± 0.1 以上の領域を大きな塑性変形を受ける領域とし、これ以外の領域を塑性変形の少ない領域とする。 $r = 10\%$ の Photo. 3 からそれぞれの領域を読み取ると、模式的に Fig. 3 (a) が得られる。軸材を 135° V 金敷で鍛伸する場合、一回の圧下の後 Fig. 3 (b) のように 90° 回転させて鍛造する。このように 0° 、 90° の鍛造を繰り返すと軸直径の約 20% の軸心部に圧縮応力下で大きな塑性変形を与えることができ、この領域のザクの閉鎖圧着に有利である。しかし、Fig. 3 (b) からわかるように断面内のかなり広範囲の領域はまだ大きなひずみを受けていないので、この部分ではザクの閉鎖圧着および鍛錬効果による材質改善は期待できない。そこで、Fig. 3 (c), (d) のようにさらに 135° 、 225° の圧下をとると、軸直径の約 45% の軸心部領域に対してザクの閉鎖圧着に有利な状況が得られる。従って、塑性変形の少ない領域も大幅に減少し、内質改善効果も高まる。

このように横断面に 4 方向から圧下を加えて正八角形の断面に成形する方法を以下八角鍛造法 (OFM) と呼

ぶことにする。なお、軸心部のさらに広範囲の領域に有効な圧下を加えるには、Fig. 3 の圧下に加えて、その中間の角度での圧下をとれば良い。

4. 鍛造材の軸方向ひずみ分布と軸方向シフト法

Photo. 4 のモアレ縞の観察結果から横断面内のひずみ分布は金敷の幅方向位置によって変化しており、特に金敷幅端に近づくに従って軸心の変形が少ない。Photo. 5 はこの様子を実験で確認したものである。これは、2.8 mm 厚のプラスティシンを積層し、 135° V 金敷による 20% 圧下を軸方向に 2 回行った後、挿入図の a の位置で切断したときの軸方向断面を示している。この写真から明らかなように、軸方向においても金敷幅端を結んだ「X」字状の塑性変形領域が観察できる。従って、鋼塊軸心の軸方向に散在しているザクの閉鎖圧着を行うためには、鍛伸過程における金敷の軸方向配置を工夫する必要がある。そこで、さらに次の実験を行った。

5 mm の白色プラスティシン板の表面に黒色マジックインクを刷毛塗りし、積層ブロックを作り、これから 16 角錐台の模擬鋼塊を切り出した。その断面形状は Photo. 6 (b) のようであり、高さ 86 mm、トップおよびボトム径はそれぞれ 68 mm、57 mm である。これを

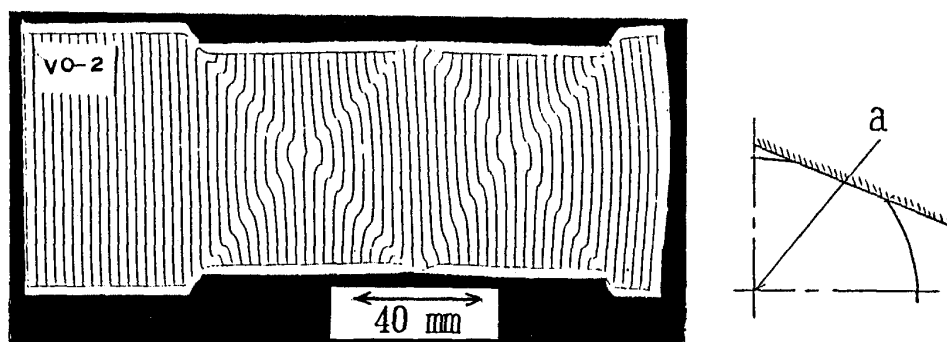


Photo. 5. Longitudinal section of the plane 'a' of the billet forged twice at axially different positions.

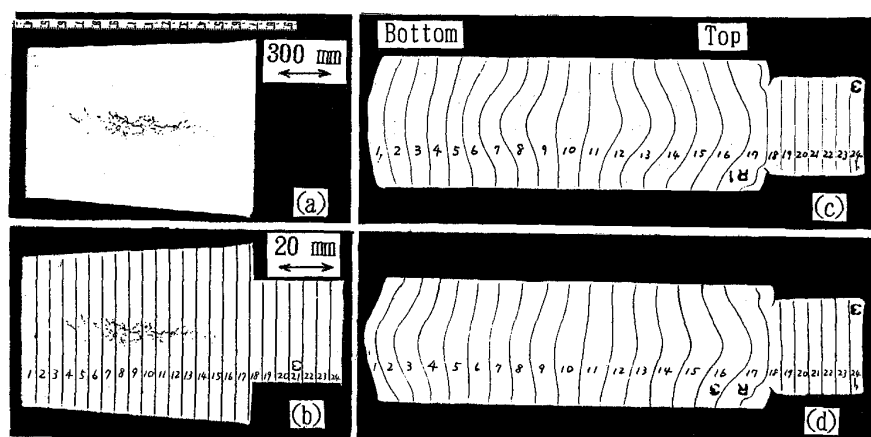


Photo. 6. Longitudinal sections of; (a) 3%Cr steel ingot, (b) plasticine ingot superposed on the photo. (a) and rough forged plasticine by (c) full die-width shifting (FDWS) and (d) 1/4 die-width shifting methods (QDWS) with OFM.

上記の 135°V 金敷で鍛造した。模擬鋼塊および金敷は後述の実鋼塊鍛造の $1/15$ 縮尺に相当する。断面内の回転法は OFM を採用し、軸方向の鋼塊シフト法は以下のようにした。

(1) 全金敷幅シフト法 (FDWS)

鋼塊の軸方向中心に目印を付けておき、金敷の幅中心がその目印に一致するように圧下を行う。次に鋼塊のトップおよびボトム側の未圧下部分を圧下するように金敷幅だけ鋼塊をシフトして鍛造する。この圧下方法を粗鍛造が終わるまで繰り返す。

(2) $1/4$ 金敷幅シフト法 (QDWS)

FDWS 法により鋼塊の全表面を一回鍛造する。次に、金敷の中心から金敷幅の $1/4$ 分だけ鋼塊の目印をシフトして圧下し、さらに未圧下部分を圧下するように金敷幅分だけ鋼塊を移動する。以後は、これらの圧下を繰り返す。

このようにして $\phi 50\text{ mm}$ まで圧下率 $r=8\sim 15\%$ で、FDWS と QDWS の両法で鍛伸した結果をそれぞれ Photo. 6(c), (d) に示す。これらの写真から軸心方向伸びを測定し、その対数ひずみ ϵ_z を計算した結果

を Fig. 4(a) に示す。この図から明らかなように、FDWS 法では鋼塊トップ部の層番号 $M=16$ 、中央部での $M=10$ おける ϵ_z が大きく、これらより小さいが $M=3$ の ϵ_z も極大値をとっている。一方、 $M=5, 14$ では ϵ_z が極小値となっている。これに対し、QDWS 法では、 ϵ_z の軸方向分布は同様であるが、その最大値と最小値の差は減少している。このように鍛伸工程での金敷の軸方向シフト法は軸心の塑性変形分布に大きな影響を及ぼし、 ϵ_z の分布は金敷の位置に対応して「X」字状の塑性変形域を重ね合わせるにより説明できる。

5. 実鋼塊による実験結果

高さ 1300 mm 、中央部径 970 mm の $3\%\text{Cr}$ 鋼塊を鋳込み、凝固後に断面を切断しザクの発生状況を観察した。その結果を Photo. 6(a) に、また、これをプラスチックの模擬鋼塊の断面と重ねて Photo. 6(b) に示す。この写真から鋼塊のザクの分布を見ると、鋼塊ボトム側の層番号 $M=4$ からトップ側の $M=15$ まで達している。 $M=4\sim 7$ ではザクは軸心からボトムコーナーに向かっており、軸心の直径約 250 mm の部分までザクが広がり、トップ側に近づくに従って広がりが少なくなっている。

同様に製造した鋼塊を幅 1000 mm の 135°V 金敷で 670 mm にまで粗鍛造した。鋼塊の回転は、OFM を採用し、軸方向には FDWS 法と QDWS 法の二種類で鍛造した。そして鍛造冷却後の軸材を超音波探傷検査し、ザクの閉鎖状況を観測した。ここでは、垂直探傷用の $\phi 20\text{ mm}$ のジルコン酸鉛探触子を用い、周波数 2.25 MHz で 150 mm 位置にある $\phi 2.8\text{ mm}$ の欠陥が 160% の欠陥エコーとなる感度で測定した。

FDWS 法による粗鍛造材のボトムとトップ部からは欠陥が検出された。欠陥波の高さは、Fig. 4(b), (c) の検査記録に示すように、軸材のボトムおよびトップ側でそれぞれ $5\sim 10\%$ 、 5% といずれも微細であるが、ボトム側では軸材表面から $240\sim 260\text{ mm}$ 、すなわち、軸心から約 100 mm も離れた位置にも検出された。軸材の軸方向中心の目印から欠陥位置までの距離を測定しプラスチック模擬鋼塊と対応させた結果を Fig. 4(a) の斜線領域で示す。この図から、FDWS 法による鍛造においてザクが閉鎖せず欠陥として残ったのは、軸方向ひずみが小さい部分と対応するのがわかる。

一方、QDWS 法で鍛造した軸材からは、欠陥は検出されなかった。この鍛造法では、ボトム及びトップの $M=5, 14$ の軸方向ひずみが全金敷幅シフト法のひずみに比べて大きく、ザクの閉鎖に有効に作用したものと

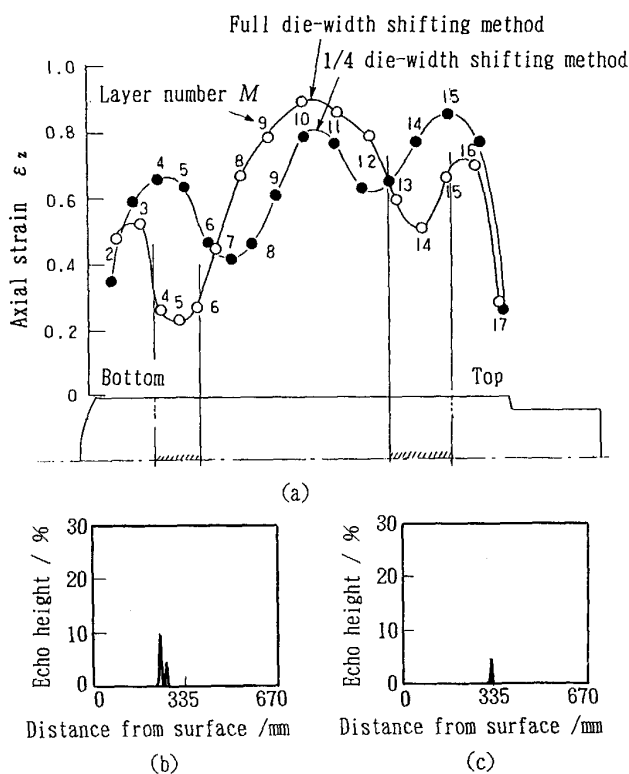


Fig. 4. (a) Distribution of ϵ_z along center of plasticine ingots by the FDWS and the QDWS methods combined with the OFM; ultra-sonic test results in (b) bottom and (c) top region of a $3\%\text{Cr}$ steel ingot forged by the FDWS method.

思われる。

このように鍛造工程において、鋼塊の回転法として OFM を採用し、さらに鋼塊の軸方向シフトを適性に行うことによりザクの閉鎖をはかることができることを確認した。

ここでは QDWS 法を示したが、鋼塊のザクの発生位置を測定あるいは予測し、その部分を意図的に圧下する方式をとればより効果的な鍛錬が可能である。そのためには、鍛伸工程において鋼塊の回転方法とシフト法を管理する必要がある。なお、ここでは V 金敷鍛造における回転方法やシフト方法について述べたが、この考え方は平金敷鍛造にも適用できる。

6. 結 言

極薄白色プラスチックに黒色マジックインクを塗って積層したモデル試験片とモアレ法を用いて、丸ビレットの 135° 金敷による鍛造のひずみ分布を測定し、鋼塊のザク圧着に有効な鍛造法を提案した。すなわち、

(1) 平面ひずみ鍛造時のモアレ縞の観察結果から、鋼塊の広範囲の軸心部のザクを閉鎖する方法として、鋼塊の回転を $0^\circ \sim 90^\circ \sim 135^\circ \sim 225^\circ$ とする八角鍛造法が有効である。

(2) 軸方向伸びのある三次元変形材のモアレ縞の軸方向分布によると、鍛伸工程中に鋼塊位置を軸方向に適宜シフトする必要がある。そしてプラスチック模擬鋼塊による鍛伸実験の結果、全金敷幅シフト法より $1/4$ 金敷幅シフト法のほうが軸心部のひずみ分布の点から有効である。

(3) 実鋼塊の鍛造において、八角鍛造法と $1/4$ 金敷幅シフト法を併用することにより、鋼塊のザクが閉鎖できることを確認した。

以上のことは、鍛伸工程において鋼塊の回転方法とシフト方法を管理する必要があることを意味し、ここに示した回転方法やシフト方法が、平金敷鍛造にも適用できることはその原理から明らかである。

文 献

- 1) 田代晃一, 渡辺司郎, 北川幾次郎, 田村 至: 鉄と鋼, **67** (1981), p. 103
- 2) W. MEYER, W. MITTER, P. MACHNER, G. KUHNELT, H. BARG and H. BARTOSCH: 8th ICVM, Linz, Austria, Vol. II (1985), p. 1250
- 3) A. RAMACCIOTTI, E. REPETTO, S. BASEVI, M. SCEPI and L. TONI: Proc. 3rd Int. Iron and Steel Congress, Chicago Illinois, U. S. A. (1978)
- 4) 森中康治, 広瀬 豊, 渡辺司郎, 佐伯 毅, 松藤茂行: 日本金属学会会報, **23** (1984), p. 282
- 5) 福井義典, 米沢純一, 山口喜弘, 水田篤男, 津田 統: 塑性と加工, **21** (1980), p. 975
- 6) 中島浩衛, 渡辺和夫, 渡辺司郎, 田村 至: 塑性と加工, **22** (1981), p. 697
- 7) 高島孝弘, 溝口考遠, 太田定雄: 鉄と鋼, **45** (1981), S1074
- 8) 中西恭二, 新庄 豊, 鈴木健一郎, 江本寛治, 難波明彦: 鉄と鋼, **69** (1983), S1025
- 9) 加藤和典, 室田忠雄, 三浦洋嗣: 塑性と加工, **24** (1983), p. 471
- 10) A. J. DURELLI and V. J. PARKS: Moire Analysis of Strain (1970), p. 181 [Prentice-Hall]
- 11) 磯辺邦夫: 昭和 61 年度塑性加工春季講演会 (1986), p. 415
- 12) 山田嘉昭: 塑性力学 (1965), p. 261 [日刊工業新聞社]
- 13) U. STAHLBERG: Scand. J. Met., **7** (1978), p. 42