

鍛造および押出加工に関する塑性力学的研究

第4報 軸対称問題の実験

工 藤 英 明

概 要

主として純アルミニウムその他純銅, 7/3 黄銅を素材として円柱圧縮, リング圧縮, 押込, 押出, 穿孔, 押出鍛造, 押出口が二つの一方向ないし対合方向の押出および押出鍛造, 密閉型圧印加工等種々の軸対称鍛圧冷間加工の実験を行ない, 加工圧力, 欠陥生成を調べ, また二三の場合については純鉛による内部流れ模様を観察した. これらの結果は, 第3報において解析結果を得たものについては直接比較を行ない, またそれ以外のは第1報における平面ひずみ問題としての解析結果と間接比較を行なって検討し解析による予想が実際目的に十分有効であることを見出した. 押出, 圧印中のコンテナに加わる内圧, 型突起に加わる圧力の測定も二三の場合について試みた.

緒 言

今日実際に行なわれている鍛造および押出加工は素材材料, 加工温度, 製品形状など非常に種々様々であり, これらの技術はほとんどもっぱら経験および実験に頼って発達して来たといつてよい. しかしながら理論的取扱いの面においても最近の平面ひずみ鍛造および押出加工問題の迂り線場の理論による解析の発展と成功に刺戟され, これらの結果を基礎としながらだんだん三次元問題の解析に向おうとしている. したがって古くから行なわれてきた不完全な解析および実験結果も新に再検討され始めた. たとえば従来の解析において種々の仮定を設けて得られた結果がいかなる精度を有し, あるいは実際の値を過大評価しているのか過小評価しているのか明らかでなかった. 他方従来の実験的研究も, 材料の降伏応力自身あるいは材料と工具の間の摩擦係数自身の測定が共になされているものはほとんどなく, したがって加工過程に及ぼす色々な因子の影響を定量的に明らかにすることができず, また解析結果との定量的比較も不可能であった. 鍛造, 押出加工に成形効率という概念[1]が導入され今日なおも使用されている実状はこの間の事情を物語っている.

ところが迂り線場の理論で平面ひずみ加工問題を解析するのも容易ではない[2]. 工具と材料間に Coulomb 摩擦が働く場合[3][4], 材料が加工硬化する場合[2]の検討も始まったばかりである. そしてこのことは三次元問題になると一層難しく, 軸対称問題で軸方向に変形が一樣でない場合の検討もようやく簡単な場合について一二の論文を見るに過ぎない[5][6]. この他の試みとしては, 平面ひずみ問題の解をそのまま転用するものがあるが[7][8], この方法の精度および適用限界は未だ明らかにされていない.

本研究においては鍛造, 押出問題をなるべく少い手間でもできるだけよい精度で定量

的に把握する方法を見出すため極限定理の上界を用い、これをなるべく低くすることによる上界接近法を採用して来た[9][10]。そして平面ひずみ加工で材料が加工硬化しない場合はこの本法によって容易に種々の問題を解析することができ、その結果は厳密な理論的取扱いによる結果ならびに実験結果と十分よく一致することが見出された。本法はまた最近他の研究者によっても取上げられ、実用上有効であることが示された[11][12][13][14][15][16]。

極限定理の三次元問題への応用は未だ例が少なく、Tresca 材料を用いた押込加工[17][18][19][20]、および Lévy-Mises 材料を用いたリング圧縮[21]ならびに円筒上昇穿孔[22]などである。本研究第3報において著者はこの上界接近法を一般の応用が容易にできるような手段を考え、それを幾つかの軸対称鍛造および押出加工問題に適用した。その結果は現在までに報告されている一二の実験結果とよく一致することを見出した。第3報ではまたさらに Coulomb 摩擦および加工硬化の影響の上界解への導入方法についても考察した。

本第4報においては、まずこれらの方法から得られた加工圧力および材料の変形、欠陥生成等についての予想がどの位実際に近いかを調べるために円柱およびリングの圧縮、丸棒および円筒の押出、穿孔ならびにその最終段階である押出鍛造、さらに上下対称向合押出鍛造についての実験を行なった。実験材料は主として純アルミニウムであり、この他純銅、7/3黄銅および鉛を用い、降伏応力、摩擦係数の決定と実際加工実験を独立に行なった。さらに断面が円筒と丸棒とより成るような製品の一方二孔押出、上下向合非対称押出、円柱ポンチ押込、密閉型圧印などについても加工圧力、変形、欠陥等を調べ、対応する平面ひずみ問題の解析結果による定性的比較を行なった。

最後に、工具製作上必要なコンテナ・リングに加わる圧力、型突起部に加わる圧力の実測を二三の場合について行なった。これらの値は本研究の解析によっては直接得られないものである。

これらの実験はすべて、本研究に示した解析方法の正確度を検討するのを主な目的とし、それ以外は各種加工の特性相互関係、すなわち、それぞれの加工にどのような因子が大きな作用をするかを明らかにする程度に止めた。すなわち、従来ばらばらな経験的事実に過ぎなかった諸過程と解析的研究とのつながりをもたせ、それによって今後の個々の詳細な研究へ進む足がかりを作ろうとしたものである。したがって実験に用いた型の形も軸対称で、かつ面は対称軸に平行な円筒もしくは直角な平面に限られ、加工温度はすべて室温、加工は普通材料試験により低速度において行なった。

4.1 圧縮加工

4.1.1 粗い型による円柱の圧縮

円柱の潤滑剤を塗布した平行型による圧縮実験は数が多い。これらの結果は円柱の背が十分低く工具面上の摩擦係数が低いときは平行速度場を用いた(3.3.2)式とおおむね一致することはすでに知られている。材料が型面と附着するような条件の下における加工圧力は Schroeder および Webster [23] が平行速度場と応力釣合式を用いて解き実験と比較して

いるが、彼らは粗い型と滑らかな型を用いた場合材料の加工硬化の程度にかなりの差のある点を無視しており、したがって合理性を欠いている。Unksow の文献 [24] に紹介されている研究もこの材料の硬化に対する考慮がないようである。

圧縮試験中の材料の硬化程度はすでに 3.2.2 に示したように型面が完全に粗い場合には推定可能である。それゆえ本節においてはこの条件の下に軟アルミニウムのいろいろな高さ T -直径比 D_0 の試験片を圧縮し、その結果を第 3 報の解析結果と比較した。

実験に用いた材料は純度 99.6% のアルミニウムで熱間押出棒より直径が 8 ないし 15 mm でいろいろな高さ-直径比を有する円柱形圧縮試験片を削り出した。これを 400°C で 1 hr 焼なましたが、このときのビッカース角錐硬度数は 22~23 であった。

上とは別にこの材料の圧縮降伏応力曲線を求めるために直径 25 mm, 高さ 40 mm の円柱試験片を作り、ジョンソン・ワックス #111 を塗布して繰返し圧縮を行なった。すなわち材料試験機でわずか圧縮しては除荷し、試験片を取出して高さをマイクロ・メータで読みふたたび潤滑剤を与えて圧縮した。このようにして求めた材料の降伏応力 Y と慣用圧縮ひずみの関係は第 4.1.1 図に実線をもって示してある。なお本材料の大きなひずみ範囲にわたる Y と対数ひずみの関係は第 4.

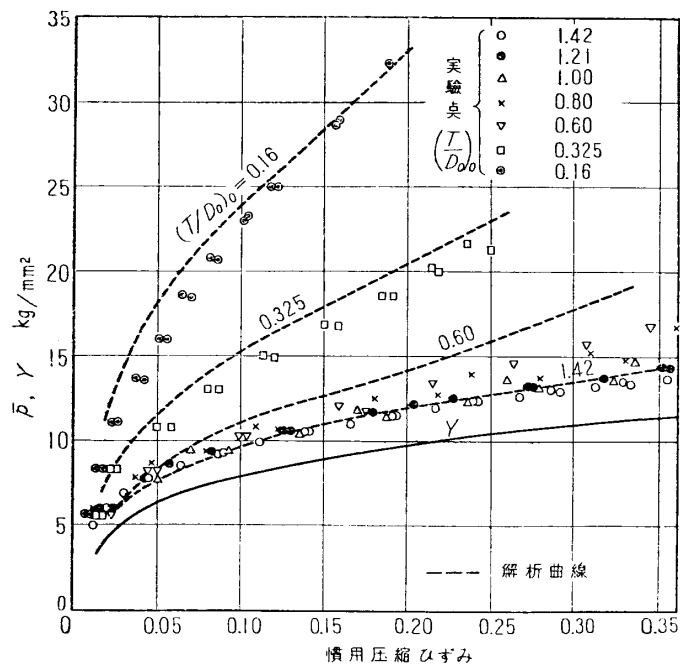
3.1 図に見られる。

型面が粗い条件での圧縮試験のために、焼入鋼製の圧縮板を粗いサンド・ペーパーでこすって面を粗くし、これと上述の試験片をベンジンおよびトリクロルエチレンで脱脂した。試験は材料試験機で連続的に荷重を加えて行なった。この際、試験片の圧縮量はサブ・プレスに取付けた 2 個のダイヤル・ゲージで読み、後で工具およびサブ・プレスの弾性ひずみを差引いて真の圧縮量を求めた。

粗い型による圧縮においては材料は一般に多少とも樽形となる。この樽形変形まで考慮に入

れた解析は現在のところ不可能であり、3.3.1 において行なった材料は円柱形を保つものとしての解析結果を利用する以外ない。したがって実験において測定した圧縮圧力も、試験片が円柱形を保つものとして計算した円柱断面積で割ってこれを平均加工圧力とみなすことにした。第 4.1.1 図はこのようにして求めた平均加工圧力 \bar{p} と円柱の平均圧縮ひずみの関係である。

この実験点に対応する解析曲線は次のようにして計算した。まずある円柱試験片について



第 4.1.1 図 粗い平面型による軟アルミニウム円柱の圧縮圧力

全圧縮段階を約 10 区間に細分し、それぞれの区間に対する平均の T/D_0 の値を試験片が円柱形を保つという仮定から求める。これらの T/D_0 に対応する平均圧力上昇比 \bar{p}/Y の値は第 3・3・2 図から直ちに得られる。次に各圧縮区間における T の変化量を ΔT とし上の \bar{p}/Y を使って $\bar{p} \cdot \Delta T / Y T$ を計算すれば、(3・2・15) 式よりこの大きさはその区間中の材料の平均相当ひずみの増分 $\Delta \bar{\epsilon}_m$ に等しい。したがって最初からある段階に達したときの材料の平均全相当ひずみ $\bar{\epsilon}_m$ は $\Delta \bar{\epsilon}_m$ の総和によって得られ、材料の Y と対数ひずみ ϵ の曲線から平均降伏応力 Y_m が与えられる。最後にこの Y_m に上述の \bar{p}/Y を乗ずれば考えられた段階における平均圧縮圧力の上界が得られる。第 4・1・1 図中の破線はこのようにして計算した解析曲線である。

第 4・1・2 図の実験値と解析値を比較すると両者は材料の最初の T/D_0 の値 0.16 から 1.42 の範囲でかなり良好な一致を示していることがわかる。しかし全体として解析値の方が高く、これは解析値に圧力上昇値を用いたこと、空気中での実験においては型と材料間に微量の油脂がどうしても残ることなどに起因するものと思われる。すでに述べたように、材料の加工硬化程度は上昇比 \bar{p}/Y が大きくなれば増加するものと考えて計算を行なったのであるから、もし上昇比 \bar{p}/Y が正しい値よりも過大に見積られると加工硬化する材料に対する圧縮圧力-圧縮ひずみ理論曲線の高さは二重に拡大されて大きくなる。その意味でここに行なった焼なました材料による実験は、解析方法の正否を検定するための敏感な実験方法といえる。それにもかかわらず図に見られるように実験と解析結果がほぼ一致したことは、第 3 報 3・3・1 で求めた圧力上昇比および 3・2・2 で考察した加工硬化の影響の導入方法がかなり有効なものであることを示すといえよう*。

4・1・2 コンテナ内のリングの圧縮

本節においてはすでに 3・3・2 で解析したような矩形断面を有するリング状素材がコンテナ内で外方への動きを阻止されながら平行型の間で圧縮され内方に広がるような過程に対する実験を行ない、解析と比較する。

実験に用いた材料は前節と同じ軟アルミニウムである。試験片の外径 D_0 は 15 mm で、中心に内径 D_i が 6 および 10 mm の孔をあけてある。試験は 2 種類の摩擦条件の下で行なった。すなわち試験片を苛性ソーダで腐蝕後、ジョンソン・ワックス #111 を塗布乾燥し、同様に潤滑した工具によって圧縮を行なう場合と、試験片および工具面をベンジンおよびトリクロル・エチレンで脱脂し圧縮を行なう場合である。圧縮試験は試験片を内径 15 mm のコンテナ内に入れ材料試験機によって低速度で連続的に行ない、刻々の荷重を試験機の荷重計から、また圧縮量を 2 個のダイヤル・ゲージから読取った。真の圧縮量は前節と同じく、後で工具およびサブ・プレスの弾性撓みを差引いて求めた。

本実験においても、とくに型面粗の条件においては試験片内側面が円筒面を保たず、高さの中程がとくにふくれ出したが、取扱いの便宜上試験片側面は正しい円筒面と仮定してデータを整理した。

第 4・1・2 図の点はこのような仮定によって測定値から計算した材料単位面積当りの圧縮

* 従来の解析結果は、 \bar{p}/Y の過大評価と、 Y_m の過小評価がキャンセルして実験結果に近づくような場合もあったように思われる。

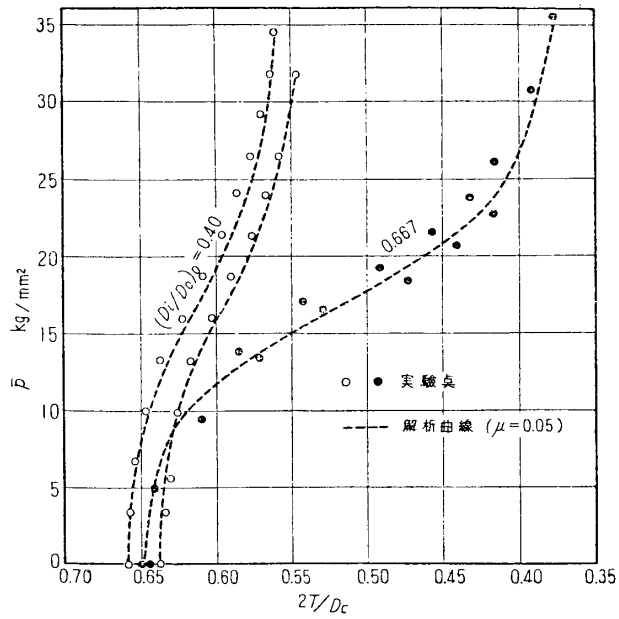
圧力と刻々の $2T/D_c$ の比の関係である。

解析による $\bar{p} \sim 2T/D_c$ 曲線をえがくには各段階における D_i/D_0 を計算して Y 一定のときの圧力上界比 \bar{p}/Y を求め(3.3.2), さらに前節と同様な方法で Y_m を求めてこの \bar{p}/Y に乗ずればよい。潤滑した場合にはこの圧力上界比 \bar{p}/Y の値として第3報(3.2.1)式を使用した。今の場合はこの式で $\bar{p}'_{fa} = \bar{p}'_{fmax} = \bar{p}$ である。この際、摩擦係数 μ の値としては次節に示すリングの自由圧縮の実験から得られた値 0.05 を使用した。このようにして計算された値は第4.1.2図に破線で示してある。

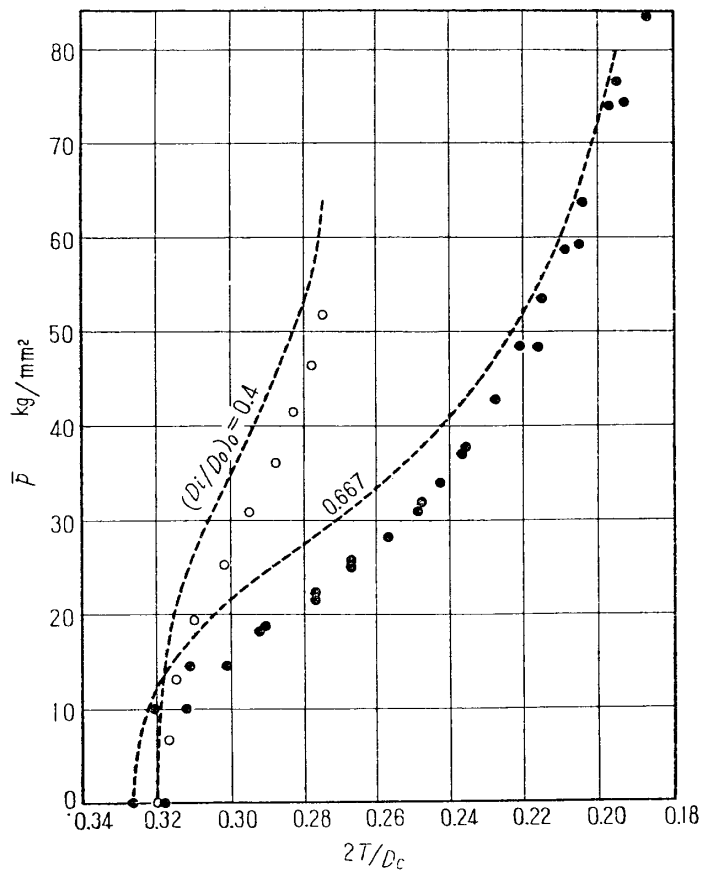
潤滑せる型による実験と解析結果は第4.1.2図(a)に見られるように非常に一致を示している。脱脂した工具(コンテナと下型固定)に関する結果は前ほど一致は良くないがこの原因も前節の円柱圧縮の場合と同じであろう。しかしいずれの場合も予想値は実用上十分な精度をもっているといえる。

4.1.3 リングの自由圧縮

本節においては3.3.2で解析したような矩形断面のリング状素材を平行型の間で圧縮する場合の実験を行なった。この実験はすでに久能木[25]により二三の場合につき行なわれており、その結果は彼の解析結果と



(a) 潤滑せる工具



(b) 脱脂せる工具

第4.1.2図 コンテナ内の軟アルミニウム・リングの圧縮圧力

よく一致することが見出されている。ここでは本論文の他の加工実験に使用した材料を用い、材料と工具鋼の摩擦係数を測定する目的の実験を行ない、それと同時に本問題の解析の有効性を調べた結果を報告する。

なお本研究における実験においてはリングと上下型に囲まれる空間体積を測定する方法を採用した。こうすれば材料の異方性による不規則変形あるいは摩擦にもとづく樽形変形が多少起っても、これらの不規則さが平均化されて測定されるのでリングの直径を測定するよりも精度がよく、また結果の整理が簡単である。

実験材料は純アルミニウムおよび銅の厚さ 2 mm 冷間圧延板である。これらから第 4・1・1 表に示すような様々のリング形試験片を削り出した。圧縮は 2 個の焼入研磨後ラップ仕上げした工具鋼ブロックの間で行なうのであるが、

第 4・1・1 表 リング圧縮試験による
摩擦係数の値
ジョンソン・ワックス
#111, 試験片厚さ2mm

試験片		摩擦係数 μ	
外径 D_o mm	内径 D_i mm	硬 銅	硬アルミ ニウム
10	5	0.047	0.047
9.8	8	0.048	0.062
15.8	5	0.046	0.057
20	10	0.043	0.053
31.8	26	0.026 _s	0.033
19.6	16	0.044	0.046
32	16	0.039	0.046
31.6	10	—	0.047

リング内体積測定のため下側のブロック中心に細孔をあけておき、圧縮にもとまって排除された空気が内径 0.906 mm のガラス管内に導かれて着色アルコール柱を動かすようにした。リングの内体積 V_i とその変化速度 \dot{V}_i およびリングの圧縮ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_z$ から $\dot{V}_i/(V_i \dot{\epsilon}_z)$ を計算した量は第 3 報第 3・3・6 図の縦座標に相当する [21] から、摩擦係数は同図から直ちに求め得る。リングの圧縮速度はサブ・プレスに取付けた 2 個のダイヤル・ゲージで読んだ。使用潤滑剤はジョンソン・ワックス #111 である。

第 4・1・1 表にはこのようにして求めた摩擦係数の値を示してある。表中一二の場合を除いて各材料についての μ の値はほぼ一致して

いる。試験片の内径対外径比が 1 に近い場合に μ が異常に低くまたは高く出たのは第 3・3・6 図の $D_i/D_o=0.817$ の曲線が $\mu D_i/2T$ の大なるところでほとんど水平となっているため、わずかの測定誤差が大きくひびいたためと思われる。この点を除けば μ の値は硬銅に対し 0.039~0.048, 硬アルミニウムに対し 0.046~0.057 であり、これは同じ金属板に同じ潤滑剤を塗って低速で引抜加工を行なうさいの摩擦係数の直接測定結果 $\mu=0.036\sim0.042$ および 0.045~0.054 [26] とほとんど一致している。

以上かなり広範囲の寸法形状の試験片に対し、上述程度のばらつき内で μ が求められたということ、および久能木による実験結果をあわせて、第 3 報で得た解析結果がかなり正確でありまたリングの圧縮試験によって摩擦係数を求める方法が十分有効であることを示している。

4・2 押込加工

押込加工に関しては第 1 報 1・3・3 において平面ひずみ問題として解析を行なったが、本研究においては使用速度場が簡単すぎるため良好な圧力上昇が得られなかったので解析は行な

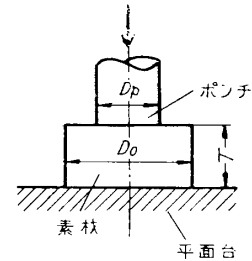
わなかった。

なお半無限体への円柱ポンチ押込の解析についてはかなり多くの研究があり、非硬化性剛塑性体としての迂り線場解は Haar および Kármán の仮定を用いて Hencky [27] つぎに Ishlinsky [28]、また最近は Shield [6] によって与えられている。一方 Tresca 材料に対する極限定理による押込圧力は Levin [19] によって与えられた。これらによれば、初期押込圧力は (2.8~3) Y 程度である。

本章においては平らな剛性台上の有限寸法硬アルミニウム円板素材の中心に円柱形ポンチを押込む場合、およびコンテナ内の軟および硬アルミニウム円板形素材の中心に円柱形ポンチを押込む場合につき実験を行ない、主とし押込圧力が素材および工具の幾何学的条件によってどう影響されるかを調べた。

4.2.1 平らな台上の円板素材への円柱ポンチの押込

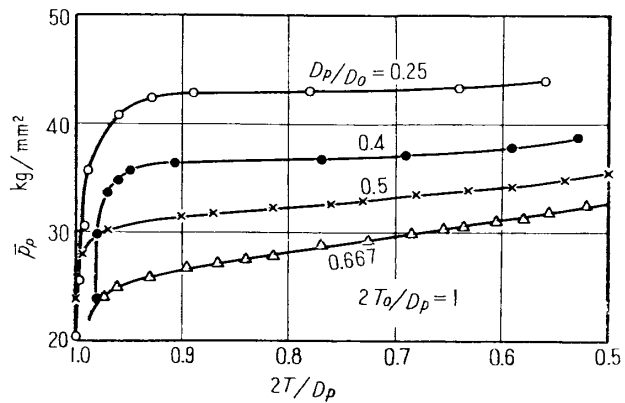
すでに述べたように半無限体への押込圧力は平面ひずみ問題でも軸対称問題でもほぼ等しい。しかし材料の高さ T (第 4.2.1 図) がポンチ幅ないし直径と同じオーダーに減ってくると両者の間の相異が予想される。すなわち平面ひずみ問題においては素材巾がポンチ巾によほど近くない限り、押込圧力は第 1 報第 1.2.2 図に示されるようにポンチ巾と素材高さの比のみのかん数となる。そしてポンチの巾 $2w$ が材料高さ T の 2 倍以上になると滑らかな工具に対しては平均押込圧力は素材の平面ひずみ圧縮降伏応力 $2k$ におおむね等しくなった。



第 4.2.1 図 平らな台上の円板への円柱ポンチ押込

一方有限厚さの素材を用いた軸対称問題においては、円柱ポンチの周囲の材料が、ポンチ直下の材料の外方への拡がりを妨げる作用をするから、当然素材の外径 D_o とポンチ直径 D_p の比も押込圧力に影響し、工具が滑らかで、素材厚さがポンチの半径以下になっても押込圧力は Y よりも高いものと思われる。

この点を調べるために硬アルミニウムを用い素材の最初の高さ T_o がポンチ半径 $D_p/2$ に等しいという条件の下で大豆油を潤滑剤として自由押込を行なってみた。その結果は第 4.2.2 図に示されているが、やはり



第 4.2.2 図 平らな台上の円板への円柱ポンチ押込圧力と円板直径の関係、硬アルミニウム

D_p/D_o が減るとともに平均押込ポンチ圧力 \bar{p} は増大している。そして \bar{p} の値は $D_p/D_o=0.667$ においてさえ材料の圧縮降伏応力 Y (約 15 kg/mm^2) よりもかなり高い。しかし D_p/D_o が約 0.2 以下になると \bar{p} はもはや増大しない。このことは第 4.2.3 図に示された加工後の素材断面形を見れば説明をつけることができる。 D_p/D_o が 1 に近い場合にはポンチ外周の材料は全体とし

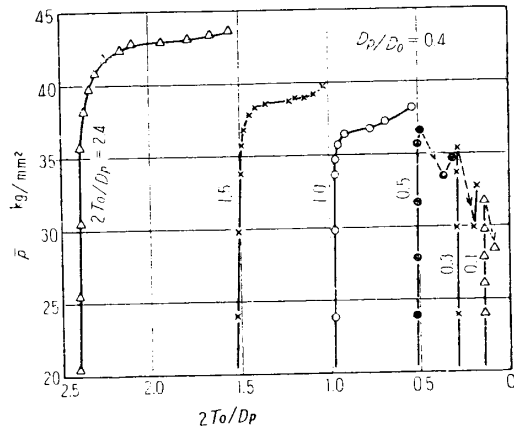
てひどく変形しているが、 D_p/D_0 が減るとともにこのゆがみは減り、たんに反りを生ずるだけとなる。 D_p/D_0 がさらに小さくなるとポンチよりいくらか離れたフランジ形材料は剛性を保ったまま全体として持上る。そこでこのようになれば D_p/D_0 がさらに小さくなくても押込圧力には影響がないと考えることができる。



第 4・2・3 図 平らな台上で円柱ポンチ押込を受けた円板素材

比較的薄い円板素材を上下対称に 2 個のポンチで押込む場合にも外周材料に同様な反りが起った。これは周辺リング部が内圧を受けて挫屈を起すためである。

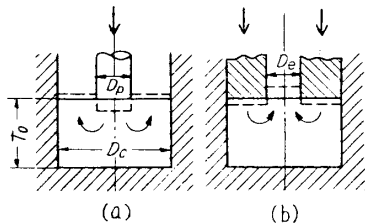
第 4・2・4 図では $D_p/D_0=0.4$ で $2T_0/D_p$ がいろいろな場合に対する押込圧力曲線である。この場合には $2T_0/D_p$ が減るとともに \bar{p} は低下している。平面ひずみ問題においても素材高さがポンチ巾に比べて大きくなると剛性領域がポンチ直下の材料の変形を妨げるため似たような傾向が見られた(第 1・3・4 図)が、軸対称問題においては前に述べた‘たが’の作用が加わるため素材高さの効果が一層著しくなるのである。なぜならば D_p/D_0 が一定のとき $2T_0/D_p$ が小さいほどポンチ周辺部材料が反りやすく、それによって‘たが’の作用がゆるめられるからである。事実第 4・2・4 図において $2T_0/D_p$ が 0.5 以下の素材では \bar{p} の曲線が上昇伏点のような様子を呈する。これは周辺部が急激に挫屈を起して反るためである。



第 4・2・4 図 平らな台上の円板への円柱ポンチ押込圧力と円板厚さの関係、硬アルミニウム

4・2・2 コンテナ内素材への押込

自由押込加工における材料の反りやゆがみを防ぐには第 4・2・5 図のように素材をその外径に等しい内径を有するコンテナ内に挿入して押込を行なう必要がある。このための実験装置として後に示すコンテナ内径 20 mm の密閉型圧印加工用実験工具(第 4・5・1 図)を用いた。実験は素材を大豆油で潤滑し材料試験機によって低速加工を行ない、2 個のダイヤル・ゲージで押込深さを測定した。



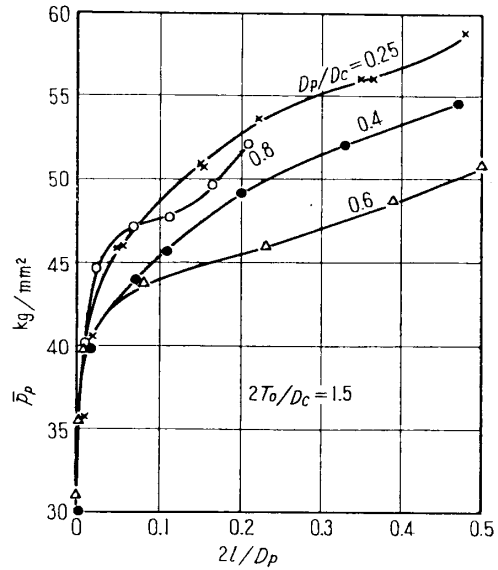
第 4・2・5 図 コンテナ内素材への円柱または円筒ポンチ押込

第 4・2・6 図は最初の高さ T_0 が 15 mm の素材に種類の直径のポンチを押込んだ際のポンチ圧力 \bar{p}_p の曲線である。ここで横座標は自由押込曲線との比較のため押

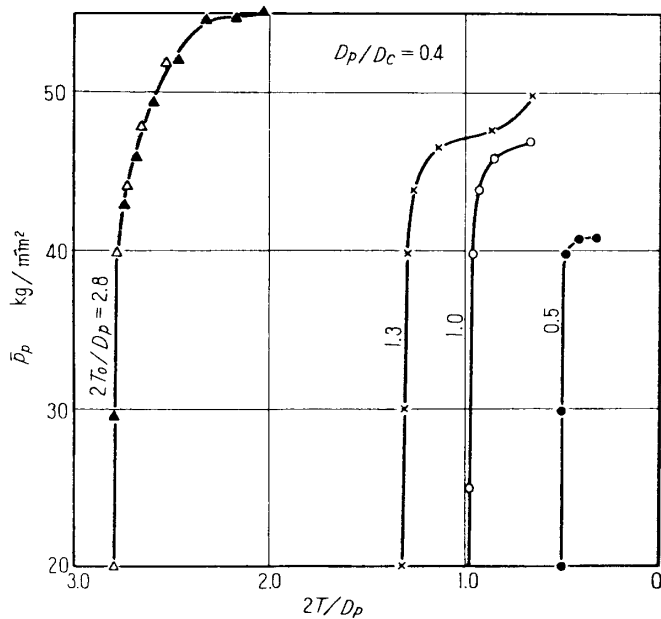
込深さ l とポンチ半径 $D_p/2$ の比にとってある。この図においては押込初期を除けば一定の $2l/D_p$ に対する \bar{p}_p は自由押込と異り $D_p/D_c = 0.6$ で極小となっている。これは上昇穿孔加工の場合に似ている。しかしながらこの D_p/D_c の値による \bar{p}_p の大小関係は横軸のとり方次第で色々変わるものと思われる。

$2T_o/D_p$ の値が \bar{p}_p に及ぼす影響は第 4・2・7 図の硬アルミニウムに対する実験結果から明らかである。この場合には自由押込のときと似て \bar{p}_p は $2T_o/D_p$ とともに低下している。しかし $2T_o/D_p$ が十分大きくなると \bar{p}_p の曲線の形は変らなくなる。これは素材下部の材料が変形に関与しなくなるために当然考えられることである。 $2T_o/D_p$ の減少とともに \bar{p}_p が低下する理由には二つが考えられる。一つは第 4・2・8 図 (a-1) に見られるように、コンテナ内の押込でもポンチ周辺材料の反りまたは持上りが生じることである。もう一つは潤滑された工具を用いた上昇穿孔加工に対し、第 3 報第 3・4・15 図 (a) に見られるように、素材厚さがある程度小さいときには所要圧力は厚さとともに減少したのと同じ原因である。これらの原因によってポンチ直下の材料はたやすく圧縮される。

すでに第 3 報 3・4・2 において指摘したように押出と穿孔は非常に類似関係があり、たとえばポンチおよび押出ダイスがともに粗く、ポンチ外径とダイス孔径が等しいときは、この両者はたがいに運動の方向だけが正反対の同一過程である。潤滑せる円柱および円筒ポンチの押込過程に対しては、このことは厳密には成立たないと思われるが、もし上述の類似性が近似的に成立つものと仮定すれば、 $D_e = D_p$ のさい両者のポンチ圧力は、材料の降伏応力が一定の際は同一となるはずである。さらに第 3 報 3・2・2 で述べたような、工具によって与えられた全仕事量が加工硬化する材料の平均降伏応力を決定すると



第 4・2・6 図 コンテナ内素材への円柱ポンチ押込圧力と素材高さの関係。硬アルミニウム

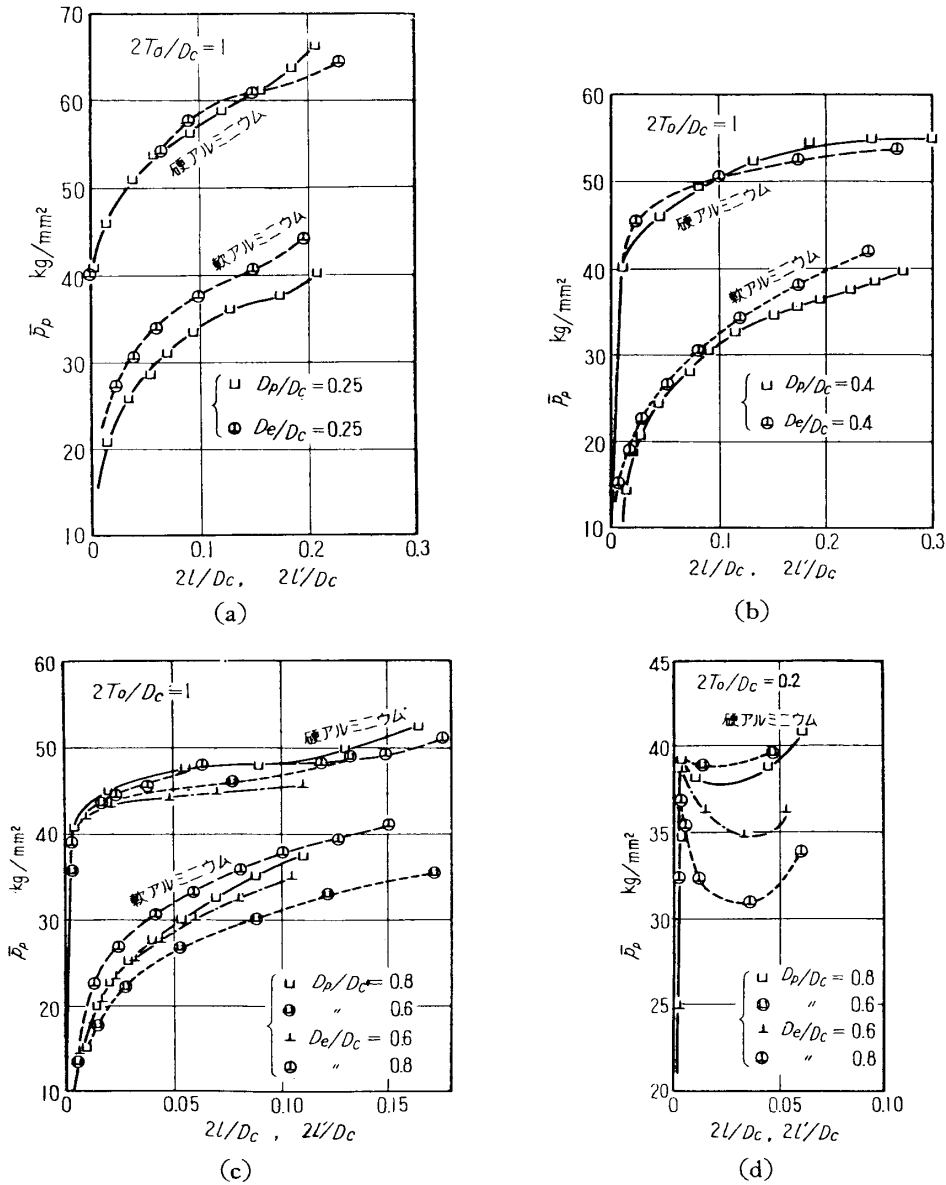


第 4・2・7 図 コンテナ内素材への円柱ポンチ押込圧力と素材高さの関係。硬アルミニウム



第 4・2・8 図 コンテナ内で押込および角出圧印を受けた薄い材料の断面. 硬アルミニウム
 (a-1) (b-1) は押込から圧印への過渡段階
 (a-2) (b-2) は最終圧印段階.

いう考え方に従えば, 外径 D_e の円柱ポンチが押込開始時より l だけ進んだときの材料の平均降伏応力と, 内径 $D_p=D_e$ の円筒ポンチが $l'=D_e^2 \cdot l / (D_c^2 - D_e^2)$ だけ進んだときの降



第 4・2・9 図 コンテナ内素材への円柱および円筒ポンチ押込圧力曲線の相互関連性.
 軟および硬アルミニウム

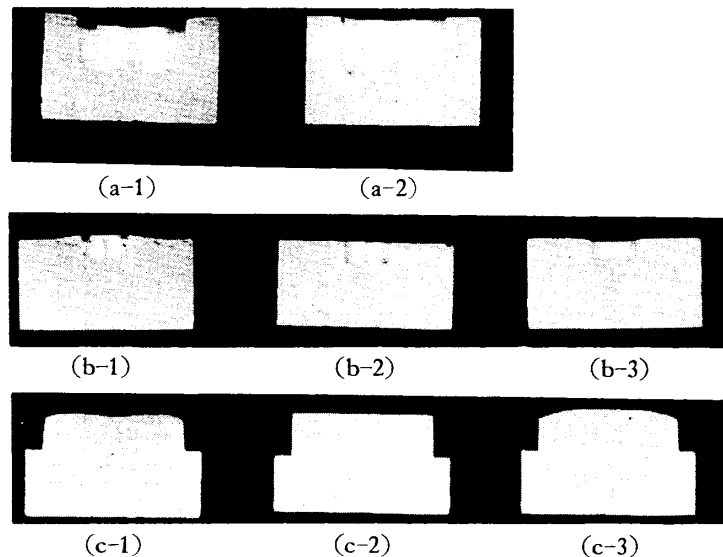
伏応力とはほぼ一致し、したがって両ポンチ圧力をそれぞれ $2l/D_c$ および $2l'/D_c$ に対してプロットした曲線は大體一致することが期待される。軟および硬アルミニウムによる押込実験結果をこのように整理した第 4・2・9 図は両者がかなり良く一致していることを示している。

他方第 3 報第 3・4・4 図が示すように穿孔ポンチ圧力は断面減少比 R に対するものと $1-R$ に対するものとで R が非常に大または小でないかぎりほぼ等しいという結果も、本押込加工に近似的に成立つものと期待される。事実第 4・2・9 図 $D_p/D_c=0.8$ と 0.6 に対する実験値、 $D_e/D_c=0.8$ と 0.6 に対する実験値はそれぞれかなり一致している。

このように、異なった加工における圧力の関連性があることは、少数の実験を行なうだけで多くの場合の加工圧力を推定することを可能にする。しかしながら、上述の円柱および円筒ポンチ押込の間の対応関係は、素材高さ T が小さく、底面が押込によって持上るような場合には成立しない。たとえば第 4・2・8 図 (a-1) に示されるような $D_p=12\text{ mm}$ の円柱ポンチによる押込は (b-1) のような $D_e=12\text{ mm}$ の円筒ポンチによる押込の逆過程とは到底いえない。事実第 4・2・9 図 (d) に示した押込圧力曲線は \square と \oplus , \ominus と \perp 印は互にまったく相違している。

第 4・2・10 図 (a-1), (b-1), (c-1), (c-3) はコンテナ内で半ば押込加工を受けた

厚い材料の断面写真を示す。この内でとくに興味があるのは $D_p=5\text{ mm}$ の円柱ポンチ (b-1), (b-3) および $D_e=16\text{ mm}$ の円筒ポンチ (c-1), (c-3) で押込を行なった際、それぞれにおいて硬アルミニウムと軟アルミニウムとでは素材自由表面の盛り上がり方がかなり異なる点である。すなわち、工具による表面拘束の程度の比較的小さな加工においては材料の変形はその加工硬化特性によってかなり左右されることがわかる。



第 4・2・10 図 コンテナ内で押込および角出圧印を受けた厚い材料の断面。(a-1), (b-1), (c-1) は硬アルミニウムの押込, (b-3), (c-3) は軟アルミニウムの押込, (a-2), (b-2), (c-2) は密閉型圧印完成品

4・3 押出, 穿孔および押出鍛造

軸対称棒材押出加工の定常状態に関しては Johnson および Dodeja [29] [30] による詳細な実験があり、その結果は前報第 3・4・3 図に示したように本研究の押出圧力解析値とよく一致することはすでに述べた。しかしながら非定常状態に関する実験で押出圧力および欠陥生成についての解析結果と比較できるようなデータは未だ見られない。他方上昇穿孔加工

に関する実験も古くから多く、最近のものとしては Dipper [31], 五弓ら [32], 久能木 [33] および福井ら [34] によるものがあるが、これらも材料の降伏応力曲線が比較的小さな範囲までしか求められておらずまた摩擦係数が与えられていないのでやはり解析との比較は厳密に行ないえない。

このため本研究においては主として硬アルミニウムを用い、さらに二三の場合については軟アルミニウム、軟銅、硬銅および 70/30 黄銅を使用して押出、穿孔および押出鍛造の実験を行ない、加工圧力と欠陥生成を調べ、また鉛素材を用いて内部の変形模様をも観察した。これらの結果は第 3 報に述べた解析による結果と比較検討を行なった。同時に欠陥防止法についても試みた。

4・3・1 実験材料、装置および方法

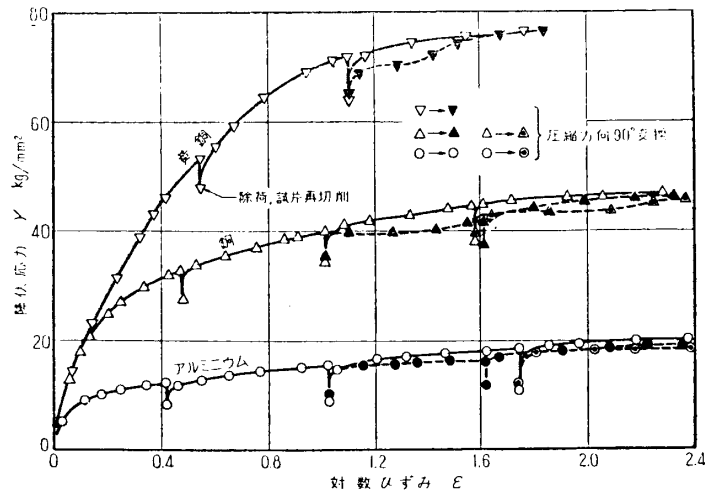
実験に使用した硬アルミニウムおよび硬銅は熱間押出棒を 60~70% 冷間据込を行なって作った。これらのピッカース角錐硬さはそれぞれ 43~46 および 115~118 であった。軟アルミニウム試験片にはこの据込材を 400°C, 1 hr 焼なまししたものを用い、また軟銅および軟黄銅は熱間押出材をそれぞれ 550 および 650°C, 1 hr 焼なまししたものを使用した。これらの硬さはそれぞれ 22~23, 43~44 および 56~57 であった。

焼なまし材料の降伏応力曲線すなわち塑性曲線を大きなひずみ範囲まで求めるために繰返し削り直し方法を用いた。すなわちアルミニウムは $30\phi \times 45$ mm, 銅は $19\phi \times 33$ mm, 黄銅は $15\phi \times 26$ mm の円柱試験片から出発し、繰返し潤滑法 (4・1・1 参照) で高さを約 40% 圧縮する。試験片が扁平になってくると樽形の不規則な変形および摩擦の影響によって材料降伏応力の測定値が不正確になるので試験片をあらためて旋削しなおし高さ直径の比が 1.2~1.4* になるようにする。こうして上の操作を繰返し同一方向に圧縮を続けてアルミニウムおよび銅は全対数ひずみ約 2.4, 素材直径の小さなものしか得られなかった黄銅では約 1.8 まで求めたものが第 4・3・1 図 (a) にそれぞれ○, △および▽印をもってプロットしてある。

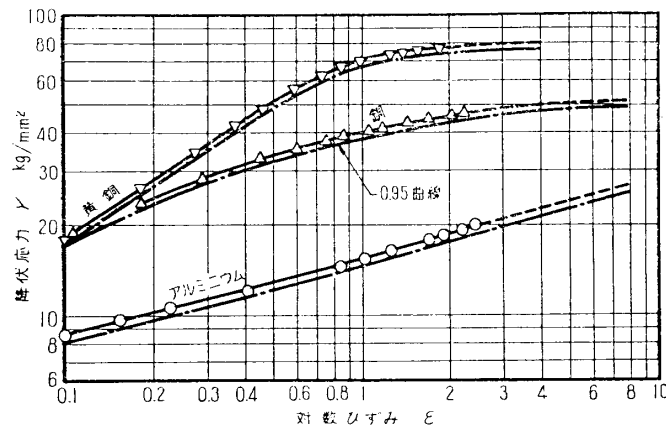
実際の押出式の加工では材料の変形方向は材料要素に対して一定ではない。たとえば押出ダイスまたは穿孔ポンチ直下の材料は主に加工方向ないし円周方向に圧縮されるのに対し、押出口直下の材料は主としてそれと直角な半径方向に圧縮される。このことは当然バウシニング効果的な現象を予想させる。そのため、圧縮試験片をあるひずみまで圧縮後、圧縮方向と垂直な軸をもつ円柱試験片を削り出し、次に新しい軸方向に圧縮を続けて降伏応力を調べて見た。第 4・3・1 図 (a) の ●, ◎, ▲, △ および ▼ 印等はこの結果である。図から方向変化によって最大 10% 位の降伏応力低下が起るが、同方向に圧縮を続けてゆくとともに、最初から一方向に圧縮した場合の降伏応力曲線に漸近して行くことがわかる。実際加工中に生じる複雑な変形まで考慮に入れて降伏応力を定めることは不可能であるため、以下の解析には第 4・3・1 図 (a) の結果から類推して一方向圧縮曲線の高さの 95% の曲線をもって加工中材料の $Y \sim \epsilon$ 曲線と見なすことにした。

他方、断面減少率の大きな加工や、押出鍛造後期においては材料中のひずみは全対数ひず

* 材料が加工硬化するとともに圧縮挫屈を起しやすいので、二度目からの高さ-直径比は最初ほど大きくとれない。



(a) 降伏応力-全圧縮対数ひずみ曲線



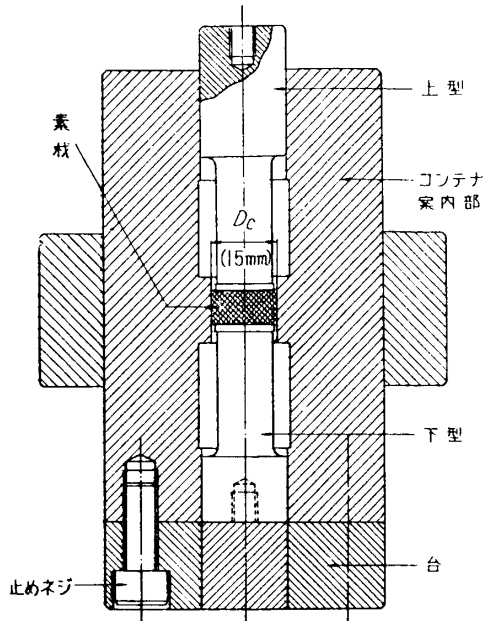
(b) 降伏応力-対数ひずみの両対数プロット

第 4・3・1 図 実験材料の降伏応力曲線

みにして 5~8 にも達するため、上に求めた降伏応力曲線でも不十分である。そこで従来度度用いられて来た手法によって $Y-\epsilon$ 曲線を両対数座標でプロットし、外挿を行なった。第 4・3・1 図 (b) はその結果であり、アルミニウムのように実験点がほぼ直線のものには外挿も行ない易いが、他は著しく彎曲しており、外挿による推定も相当任意性をもつことは止むを得なかった。図中の鎖線は外挿曲線の 95% 曲線である。

硬化材の降伏応力曲線は第 4・3・1 図 (b) において予圧縮度と硬さ試験とからひずみの原点を右方にずらしたものをを用いた。

加工実験にあたって試験片は苛性ソーダもしくは硝酸で腐蝕して表面酸化膜を除くと同時に潤滑剤が十分のようにした。潤滑剤としてはジョンソン・ワックス #111 を二三度塗っては乾した。この潤滑剤に対する摩擦係数はすでに 4・1・3 において実験的に得られており、硬アルミニウムに対しては 0.05、硬銅に対しては 0.04 であったが、以下においては解析のためにいずれの場合も $\mu=0.05$ を用いた。

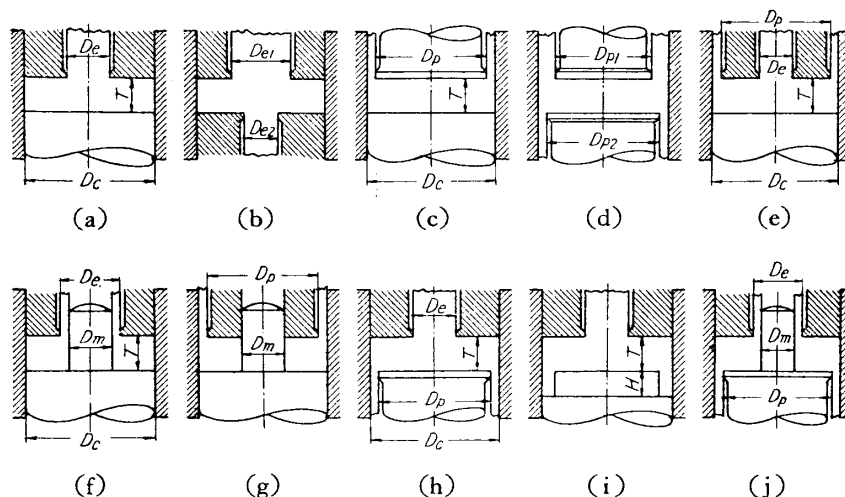


第 4-3-2 図 押出, 穿孔, 押出鍛造, 組合せ
押出加工実験用工具

加工圧力を求めるための実験用工具は第 4-3-2 図に示すような二重焼ばめ構造のコンテナと、交換可能の上下型より成っている。上下型の組合せ方式および諸元の記号は第 4-3-3 図に示してある。これらはすべて工具鋼製で焼入研磨後加工面を 0000 番エメリー紙でラップしてある。また材料の流出する口の角は約 0.1 mm の丸味半径をつけ、押出口平行部長さは約 1.5 mm であった。

加圧は松村式 30 トン万能材料試験機を用い、後方押出方式で約 0.01 mm/s の低速で行ない、型の進行量は 2 個のダイヤル・ゲージで測定した。実際の素材押残り部厚さ T は前にも述べたようにダイヤル・ゲージの読みから、工具の弾性たわみを差引いて求める。

材料に生じる欠陥は加工を行なった製品を子午面で割って断面を磨いてから苛性ソーダまたは硝酸で腐蝕して調べた。また材料の内部変形模様は

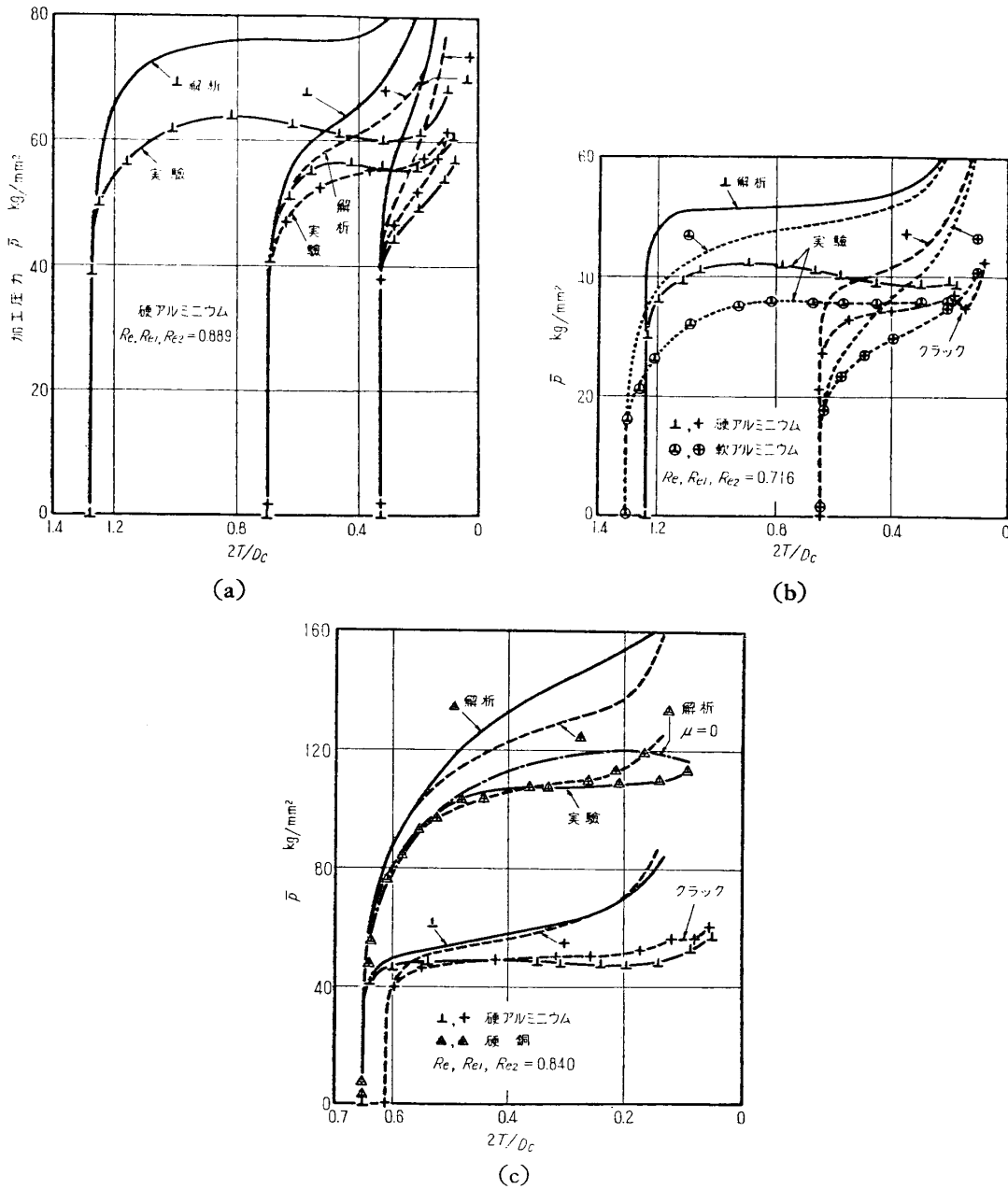


第 4-3-3 図 押出, 穿孔, 押出鍛造, 組合せ押出加工実験用型

直径 20 mm の半円形鉛素材の断面上に 1 mm 間隔の格子線を引き、第 2 報 2-1 に説明した直接連続透視器によって流れ模様を加工中直接撮影した。

4-3-2 押出および押出鍛造 (第 4-3-3 図 (a))

加工圧力 実験を行なった断面減少比 R は 0.716 から 0.936 の範囲である。第 4-3-4 図は加工中の素材当り平均加工圧力 \bar{p} を素材押残り長さとコンテナ半径の比 $2T/D_c$ に対してプロットした例である (⊥印)。なお図中 ⊥印は硬アルミニウム, ⊙印は軟アルミニウム, △印は軟銅に対するものである。

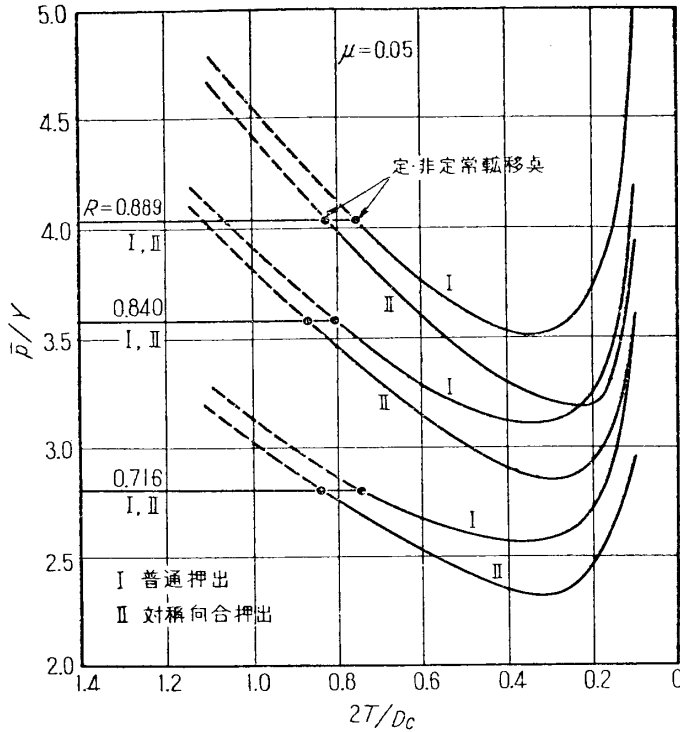


第 4.3.4 図 丸棒押出, 押出鍛造 (⊥) および対称向合押出鍛造 (+) 圧力

いまこの関係を解析的に計算する方法を述べよう. すでに第 3 報 3.4 においては降伏応力 Y 一定の材料を表面摩擦なしの条件で加工する際の上界比 \bar{p}/Y と $2T/D_c$ の関係は得られている (第 3.4.11 図). Y 一定の材料で $\mu=0.05$ の場合における \bar{p}/Y と $2T/D_c$ の関係を求めるためには (3.2.1) 式を用いる. ここで式中の \bar{p}_{0a} としては $\mu=0$ における素材断面当りの最低圧力上界 \bar{p}'_{0a} を, また \dot{s}_0 としては上の最低圧力上界に対応する速度場から導かれる \dot{s}_0' を使用する. こうして得た $Y=一定, \mu=0.05$ の場合の平均加工圧力上界比 \bar{p}/Y は第 4.3.5 図の曲線 I によって示されている. 第 3 報で示した完全に滑または粗

の工具の場合と異なり、非定常押出鍛造過程に対しては $\bar{p}/Y \sim 2T/D_c$ 曲線に極小が現われる。

つぎに加工硬化の影響を導入しよう。素材の最初の長さ T_0 が $D_c/2$ に比べて十分大きい



第 4-3-5 図 丸棒押出、押出鍛造および対称向合押出における加工圧力上界比。 $\mu=0.05$ の場合。 Y 一定

ときは、定常状態に達する以前の段階に対し、第 3 報 (3-2-18) 式を用いる。式中の変形層深さ G には Y が一定に対する値を用いる。この値は後方押出においては第 3 報第 3-4-4 図に見られるように工具の摩擦条件で大きく変らない。式中 \bar{p}_n/Y には第 4-3-5 図の水平直線の高さを用いる。他方定常押出圧力はこの水平直線の高さと Hill による加工硬化の補正方法によって計算することができる。前定常段階の加工圧力がこの定常段階の圧力と交叉した点を定常過程の始まりとみなす。

素材の最初の高さが十分小さくて、加工初期から非定常過程に入るときには第 3 報 (3-2-15) 式を用いればよい。しかし前定

常過程ないし定常過程から後期非定常過程に移る場合には次のような人為的方法を用いる。

すなわち、まず、すでに述べた方法から、前定常ないし定常過程のある考える段階における深さ G の変形層内の平均全相当ひずみ $\bar{\epsilon}_m'$ を計算する。これが後期非定常段階すなわち型

にはさまれた全材料が塑性変形する段階に移る瞬間に、全変形体積内に一様に分配されると考える。したがって、非定常段階中の平均全相当ひずみは

$$\bar{\epsilon}_m = \frac{G \cdot \bar{\epsilon}_m'}{T_t} + \int_{T_t}^T \left(\frac{\bar{p}_n}{Y} \right) \frac{dT}{T} \quad (4-3-1)$$

となる。ここに T_t は材料全体が変形しはじめるさいの素材押残り長さを表わす。また \bar{p}_n/Y は非硬化材の $\mu=0.05$ に対する圧力上界比ですでに $2T/D_c$ のかん数として第 4-3-5 図に求められている。上式右辺第 1 項は T_t が大きいほど小さくなるから、材料全体変形開始の時期は加工硬化度の大きい材料ほど早目であるとした方が低い圧力上界が得られる。

第 4-3-4 図中の実線曲線はこのようにして計算した例を示す。これらと対応する実験点を比べると両者の間の傾向はよく一致しているが、解析値は $2T/D_c$ が減少するとともに実験値よりも数十パーセントも高くなる。この原因として考えられるのは以下のように色々な因子である：

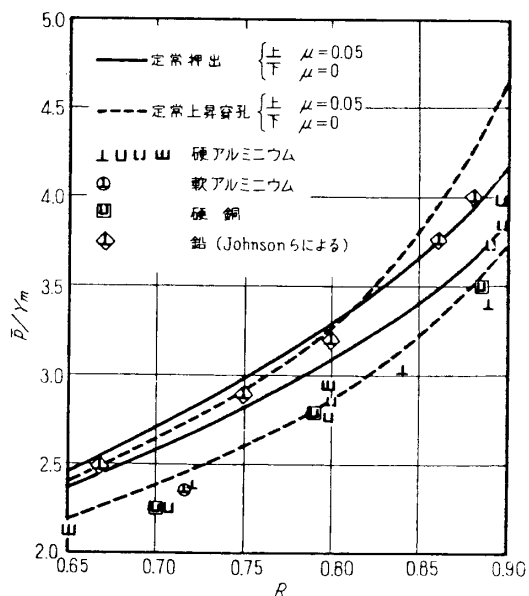
a) 上界法にもとづくもの。解析値はもともと圧力の上界を求めているのであるから、当然実際よりも高い値を予言する。

b) 摩擦の影響の過大評価。第3報において Coulomb 摩擦の働く際の上界を導き出したが、これも摩擦の影響が大きいような条件下たとえば第4・3・5図で $2T/D_0$ が小さいところでは、影響を過大に評価する(第3報第3・2・3図参照)。他方、リング圧縮のような簡単な変形から測定した摩擦係数が押出加工のように潤滑剤を閉じ込めてしまうような加工に当てはまるかどうか。実際に摩擦係数がもっと低いということもあり得る。事実、この過大評価の傾向は後の対称向合押出実験結果から直接に示された。参考のため第4・3・4図(c)には硬銅の $\mu=0$ に対する上界曲線を鎖線で示した。

c) 材料降伏応力の過大評価。すでに述べたように押出鍛造後期の材料全相当ひずみは5~8といった大きさでそのため無理な外挿によって降伏応力を推定して本計算に使用している。実際に穿孔鍛造加工した材料の硬度試験の結果[34]と、ウィッカース角錐硬さ数が加工硬化した材料ではその降伏応力の約3倍であるという実験結果[35]から推定すると、押出、穿孔ないし押出鍛造中の材料の降伏応力は上述の圧縮試験から期待される値よりもかなり低い。もう一つの原因は加工中の材料の受けた平均全相当ひずみの推定が変形領域内のひずみ分布が一様なることを仮定し、かつ摩擦が存在する場合の非硬化材に対する圧力上界を用いて行なわれている。しかし Coulomb 摩擦による仕事は直接熱に転換され材料の加工硬化にはあずからないのであるから、ここでもまた過大評価が行なわれている。

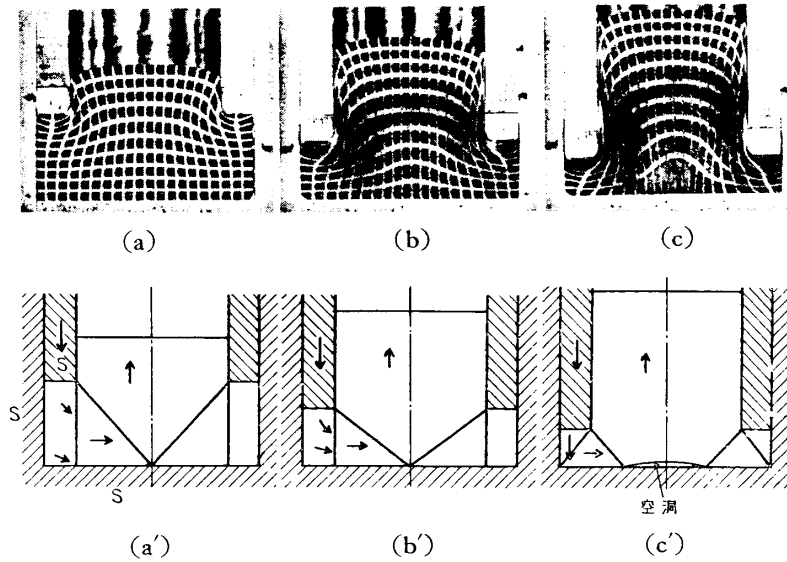
以上、解析にあたってあくまで確実に上界値を求めるという見地から様々の過大評価を行なっており、これらが総合されて第4・3・5図に見られるような実験と解析値の開きを生じたと考えられよう。この差は将来の研究によって縮められるべき性質のものであろう。

第4・3・6図中の2本の実線曲線は $\mu=0$ および 0.05 に対する定常押出圧力上界比の解析値と断面減少率の関係である。すでに第3報で述べたように、図中の \circ 印は Johnson ら[29][30]が事実上加工硬化のない鉛を用いて実験した結果であり、これらと上界解析値の一致は非常に良好である。Johnson らによるアルミニウムによる実験値も同様であった。しかし著者の行なった硬アルミニウム(⊥)および軟アルミニウム(⊙)を用いた実験結果はかなり低い。その原因はやはり上に述べた点にあるのであろうが、ほぼ同じ材料を用い、同じ方法で行なった Johnson の実験値との相異については未だ疑問が残されている。著者の用いた押出素材長さが直径の $2/3$ に過ぎず、そのため定常状態に到達できなかったということも考えられる。

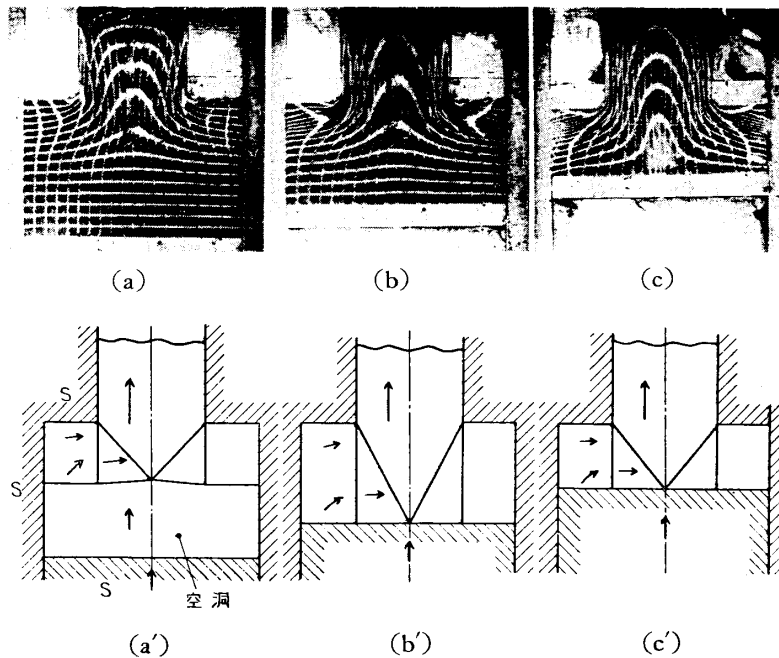


第4・3・6図 種々の定常押出加工における圧力と断面減少比の関係

流れ模様 丸棒押出および押出鍛造中の鉛素材直径断面上の流れ模様の例は第 4・3・7 および 8 図に示してある。いずれも大豆油またはラノリンによって潤滑してあるが前者は後方、後者は前方押出である。図にはまた材料を硬化しないものとし、工具面が完全に滑らかなものとして計算から得た最低上界速度場を示してある。これらの流れ模様は同じ断面幾何形状をもった平面ひずみ問題の場合のものと同様によく似ている。しかしこの場合はすでに



第 4・3・7 図 $R=0.50$ の丸棒押出中の鉛素材直径断面における変形模様。後方押出。

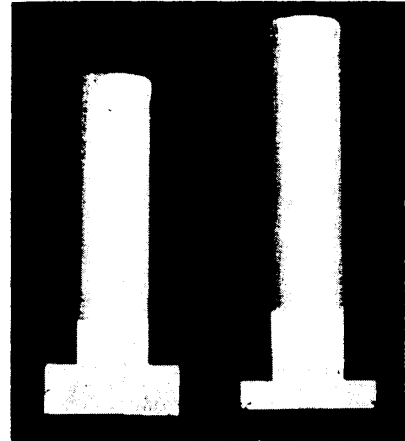


第 4・3・8 図 $R=0.75$ の丸棒押出中の鉛素材直径断面における変形模様。前方押出。

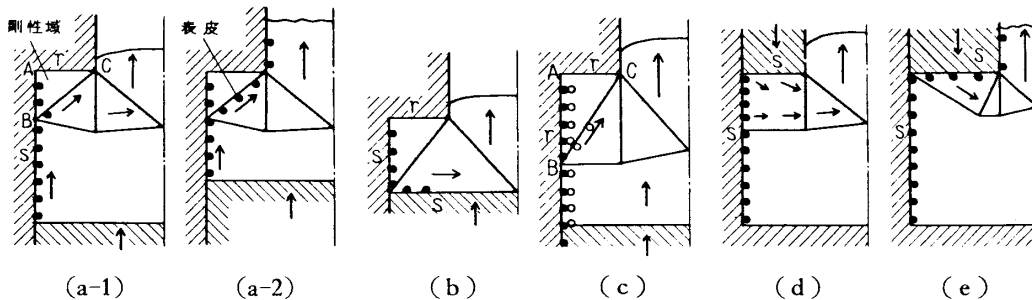
述べたように計算に使用した速度場の形式が単純すぎたため実測した変形模様と最低上界速度場とはあまり対応しなかった。工具と材料間にいくらかの摩擦抵抗が働くこともこの不一致の一原因であろう。たとえば第 4・3・7 図 (a), (b) でダイス面直下の材料は、この部分が解析上は平行速度場になっているのでデッド・メタルは存在しないはずであるが、写真はわずかながらデッド・メタルの存在を示している。しかし変形領域の拡がり(剛塑性境界), 定常, 非定常転移点および材料底面持上りの時期などは解析と実験結果とかなりよく一致している。

欠陥上のようにして加工した押出製品には欠陥が生じることがあり、その種類は 3 種である。その一つは第 4・3・9 図に見られるような材料肩部の円錐面状の割れであり、これはすでに Pearson の著書 [36] にも報告されている。

この成因はコンテナ面が滑らかであるということと、ダイス面直下にある押出段階を通じて一定の剛性領域すなわちデッド・メタルが附着することである。すなわち第 3 報の解析によれば断面減少比が 0.6~0.7 以下でかつコンテナが滑らかな場合、そしてとくに押出ダイス面が粗い場合には第 4・3・10 図 (a) のごとくダイス面にデッド・メタル ABC が固着する。いま図中の ● 印を素材表面皮膜(おそらく酸化皮膜)とすると下型が上昇するとともに材料全体、したがって表皮も上昇し B 点近くにたまって来る。これがある程度たまると材料内に捲込まれてデッド・メタルの面 BC に沿って材料内に入りこむ。一般に冷間加工では酸化膜表皮を通して材料の溶着は起りにくいであろうから、



第 4・3・9 図 丸棒押出加工におけるダイス面下部の表皮捲込。硬アルミニウム。 $R=0.716$



第 4・3・10 図 丸棒押出におけるダイス面下部の表皮捲込説明図

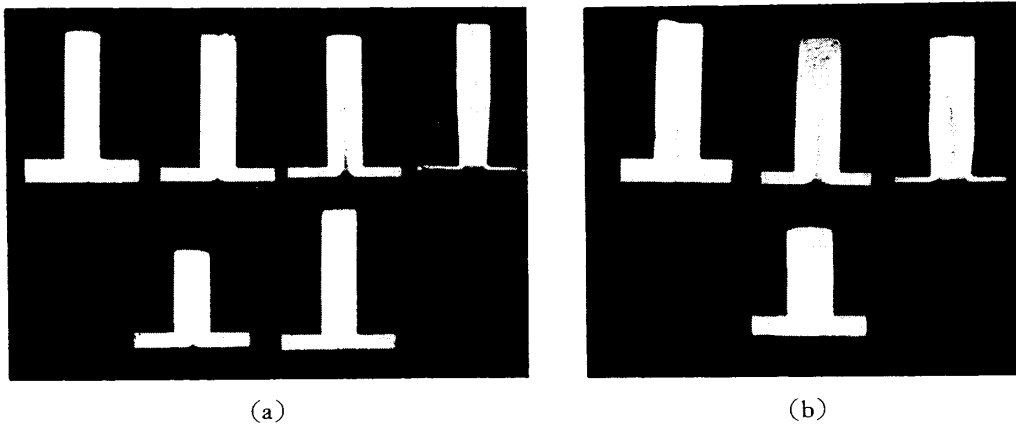
表皮が BC を貫通すれば材料は二つに分離することになる [36].

第 4・3・9 図の例は硬アルミニウムの $T_0=15 \text{ mm}$ の素材を脱脂した $R=0.716$ のダイスと潤滑せるコンテナによって前方押し出したものであるが、この断面減少比でもダイス面を潤滑したり、または T_0 がもっと小さかったりするとこの欠陥は見られなかった。 $R=0.716$ でダイスが滑らかな場合には本研究の最低上界速度場は第 4・3・10 図 (d) のようになりこの速度場では表皮捲込は起り得ない。また R が大きな場合には平面ひずみ問題においては第 4・3・10 図 (e) のような速度場が対応したが、ここにおいては表皮はダイス面と材料の接

触面に沿って製品表面に現われるにすぎない。第 4・3・10 図 (c) はコンテナ面が粗い場合の最低上界速度場であるが、この場合には表皮 ● 印はコンテナ面に固着して動きにくいから捲込はほとんど起らないであろう。しかし素材側面表面にかなり厚い異物質が附着しているようなものでは図の ○ 印に示したようにこの異物質はやはり円錐面 BC を通って押出材料表面に現われることになる。さらに (a) および (c) のタイプで、もしデッド・メタルが完全に剛性を保たず変形して少しずつダイス口から外に流出するような場合 (実際にはそうなる) には上述の捲込まれた表皮は押出材料の表面のわずかに下に横たわることになる。これらの欠陥は Pearson のおよび Sukolski のプラスチックによる実験 [46] にも説明されている。

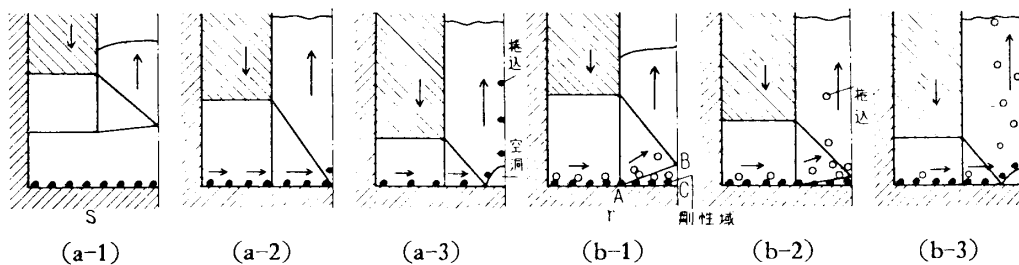
第 4・3・10 図 (b) は素材高さが低く図のような速度場が生じる際にはダイス肩直下での表皮捲込が起らないことを示すものである。

第 4・3・11 図は押出品に見られる他のタイプの欠陥である。そのうちの一つは図 (a) および (b) の上段の写真に見られる押出された材料中の細い線である。これは下型が滑らかな



第 4・3・11 図 丸棒押出後期における材料底面の表皮捲込みとその防止法、ならびに空洞形成。上段は工具潤滑，下段は下型脱脂

な場合に特有なもので、第 4・3・12 図 (a) によって説明できる。図中には最低上界速度場と材料底面表皮 ● 印を示してある。定常押出過程 (a-1) では底面表皮は停止しているが、非定常過程 (a-2) になると表皮は中心に集ってくる。そして第 4・3・9 図の欠陥の場合と同じく表皮の材料内への捲込が起る。これはアルミニウムの表皮を腐蝕除去後直ちに加工した場合にも、また軟銅を加工した場合にも現われた。



第 4・3・12 図 丸棒押出後期における材料底面の欠陥生成説明図

もし下型面が粗いとすると表皮は中心に集りにくいからこの種の欠陥は生じ得ない。この場合はまたすでに第 3・4・11 図 (b) で見たように非定常過程開始の時期も遅い。事実脱脂した下型を用いた第 4・3・11 図 (a), (b) の下段の例はこのことを明らかに示している。しかし素材底面に厚い異質物の層が印が存在するとすれば第 4・3・12 図 (b) の最低上界速度場にしながらその捲込が起る。ただしこの場合、デッド・メタル ABC の斜辺 AB は加工が進むとともにねてくるから異物質は押出材料中心に集まらず、円筒状をなす。このようなパイプ状欠陥については Pearson の著書や Johnson の写真 [37] に示されている。

第 4・3・11 図に見られる第 2 の欠陥は底面の持上りによる空洞形成である。これらは図 (a) 上段の右の 3 個、下段の左側、図 (b) 上段の右の 2 個に見られる。この成因はすでに前報 3・4・3 において解析的に示した。それによればこの空洞形成は下型面の滑粗にかかわらず現われ、その時期は材料押残り厚さ T が押出口半径 $D_e/2$ の $0.73 \sim 0.88$ に減ったときである。第 4・3・1 表には硬アルミニウムを用いたときの底面捲込および空洞形成開始時期の実験値と予想値(第 4・3・5 図)

を対比してある。捲込開始時期の予想値は、 $\mu=0.05$ において押出が定常から非定常過程に移るときである。捲込時期の実験値は予想値に比例はしているが後者の方が大きい。これは表皮捲込が材料内の速度不連続面の存在を前提とし、このような不連続面は加工硬化する材料では生じにくいということ、および目に見える捲込は底面表皮が中心にある程度集積して後にはじ

めて生じることによるものと思われる。他方、空洞形成時期は予想と実験結果とはよく一致している。この空洞形成は、押出口平行部をわずかに円錐にするような方法で押出抵抗を高くすることによっていくらか妨げることができよう(第 2 報 (2・5・3) 式)。

第 4・3・11 図 (a), (b) の上段右端の薄いフランジ部分には第 3 のタイプの欠陥がみられる。このクラックの成因が捲込によるのか、過度の加工硬化にもとづく材料の脆化によるのかは明らかでないが、このような傷は、フランジ部が極度に薄くされない限り見られなかった。

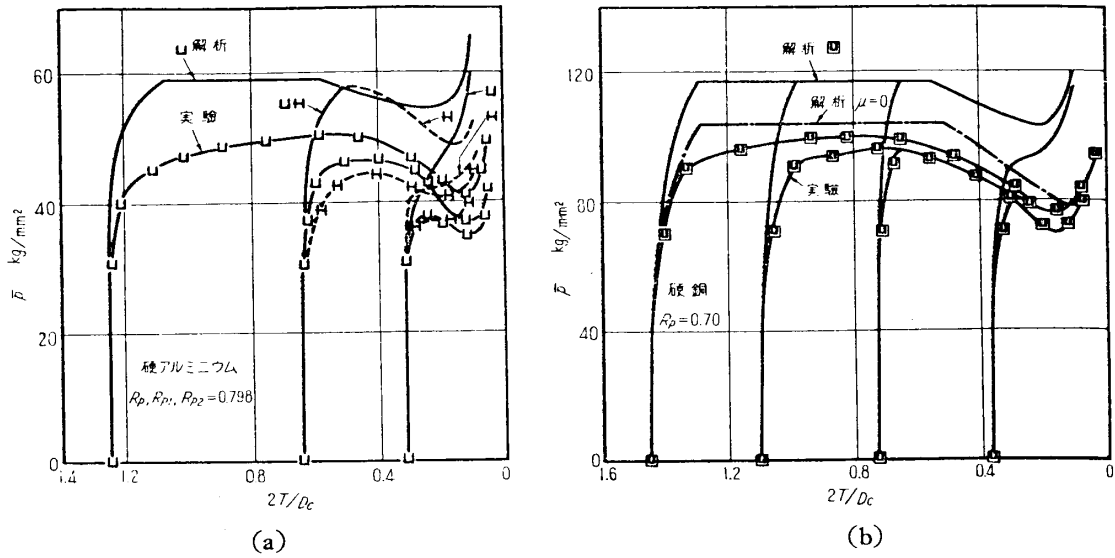
4・3・3 上昇穿孔および上昇穿孔鍛造 (第 4・3・3 図 (c))

第 4・3・13 図は硬アルミニウム (□) および硬銅 (■) の上昇穿孔(後方押出方式)とその後期の上昇穿孔鍛造における素材断面当りの平均圧力 \bar{p} と $2T/D_e$ の関係の例である。図中には前節と同じ方法により第 4・3・1 図の降伏応力曲線と $\mu=0.05$ を用いて計算した解析値とを実線で示してある。なお、この計算のもとにした非硬化材料で $\mu=0.05$ に対する \bar{p}/Y と $2T/D_e$ の関係は第 4・3・14 図に示してある。第 4・3・13 図 (b) 中の鎖線は参考の

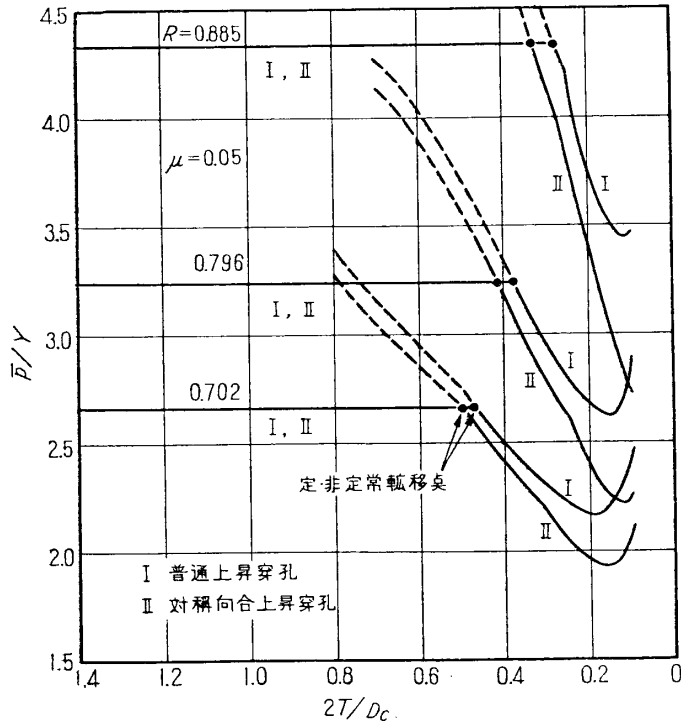
第 4・3・1 表 アルミニウム丸棒押出鍛造時における底面の表皮捲込ならびに空洞形成開始時期

断面減少比 R	潤滑条件	捲込開始時 $2T/D_e$		空洞形成時 $2T/D_e$	
		解析値*	実験値	解析値	実験値
0.716	全体潤滑	0.75	0.66	0.39	0.36
0.837	"	0.81	0.60	0.29	0.25
"	下型以外潤滑	—	—	0.35	0.36
0.906	全体潤滑	0.75	0.57	0.22	0.25
"	下型以外潤滑	—	—	0.26	0.24
0.936	全体潤滑	0.71	0.51	0.18	0.15

* $\mu=0.05$ に対する非定常過程への転移点
(第 4・3・5 図 ● 印)



第 4.3.13 図 円筒上昇穿孔，穿孔鍛造 (L) および対称向合穿孔鍛造 (H) 圧力



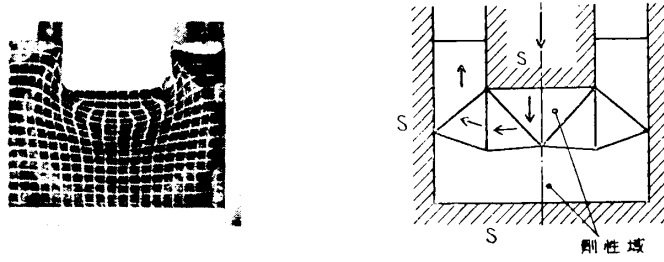
第 4.3.14 図 円筒穿孔，穿孔鍛造および対称向合穿孔における加工圧力上界比. $\mu=0.05$ の場合. Y一定

断面幾何形状を有する平面ひずみ問題と非常に似ており，剛塑性境界，定常，非定常転移点にかんしては軸対称問題としての最低上界速度場ともよい一致を示している．とくに滑らかな工具による断面減少比 0.75 (第 4.3.17 図) の場合に対しては著者がすでに平行速度場のみを用い (第 3.4.2 図 (d)) て変形した網目模様を計算したが [22]，その結果はすでに示

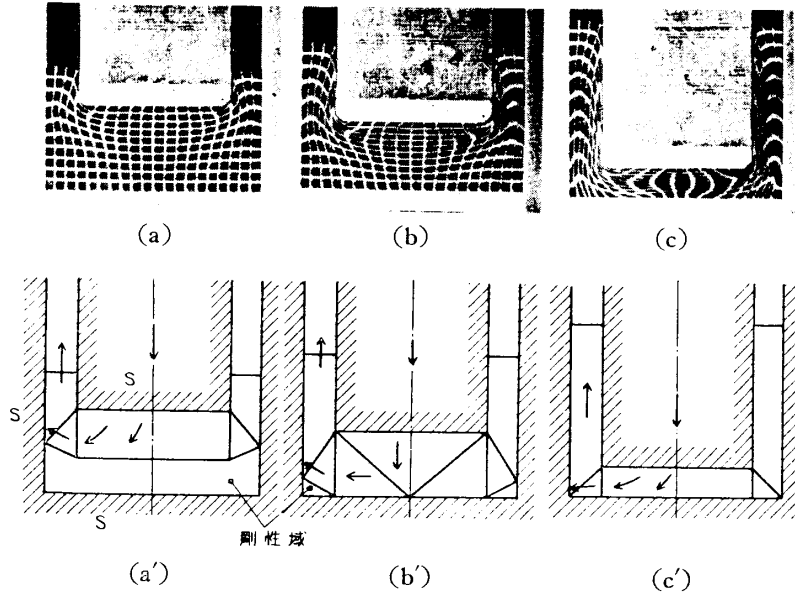
ために $\mu=0$ について計算した結果である．この場合にも，実験値と予想値は傾向としてはよく一致はしているが，予想値の方がかなり高く，それはとくに $2T/D_c$ が小さい範囲で著しい．この原因はすでに前節において述べたとおりである．

第 4.3.6 図中には硬アルミニウムおよび硬銅定常穿孔圧力の実験値をそれぞれ (L) および (H) で示し， $\mu=0$ および 0.05 に対する解析値を 2 本の破線で示してある．両者の関係についてやはり前と同じことがいえる．

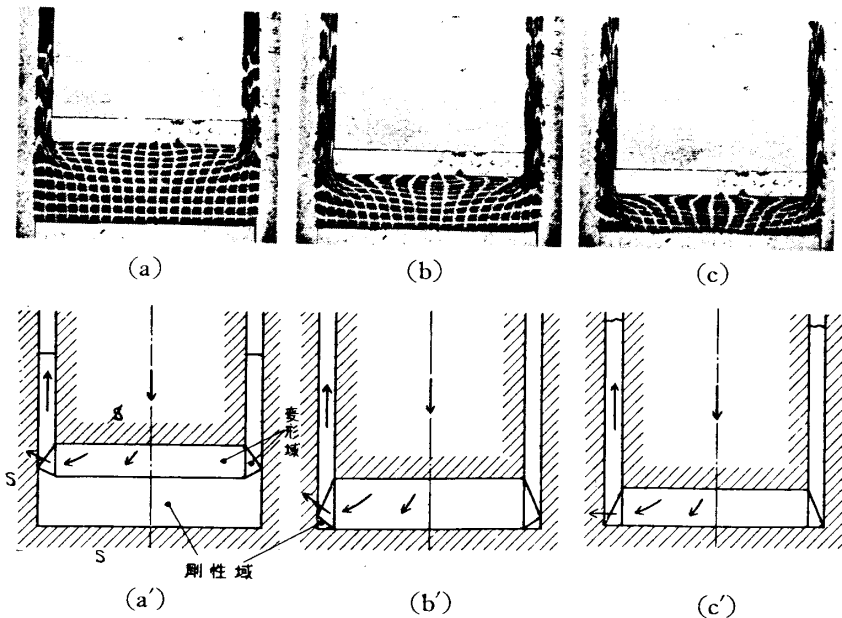
加工中の材料断面上の流れ模様の例は第 4.3.15~17 図に，最低上界速度場と対比して示してある．これら流れ模様は同じ



第 4.3.15 図 $R=0.25$ の上昇穿孔における鉛素材直径断面上の変形模様.



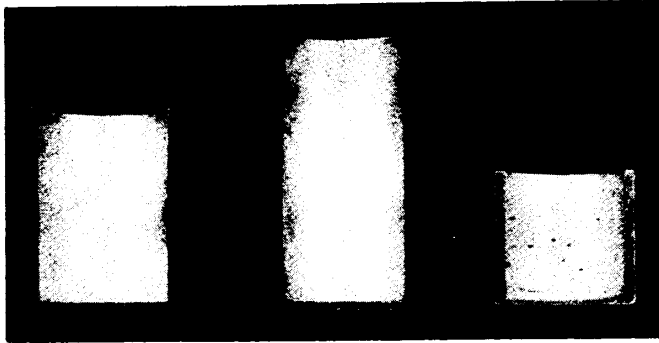
第 4.3.16 図 $R=0.50$ の上昇穿孔における鉛素材直径断面上の変形模様.



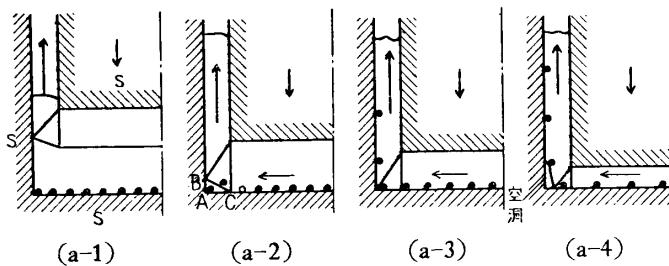
第 4.3.17 図 $R=0.75$ の上昇穿孔における鉛素材直径断面上の変形模様.

したように実際の工具面上の摩擦を考えに入れればかなり満足すべきものであった。

第 4-3-18 図にはこの加工による製品の例を示してある。この加工においては丸棒押出と異り、欠陥としてはここに用いたような延性に富む材料ならばせいぜい円筒容器の底厚が薄



第 4-3-18 図 円筒上昇穿孔鍛造製品



第 4-3-19 図 円筒上昇穿孔における素材下角部欠陥生成説明図

くなつたときに生じる下角の欠けぐらいのものである。この欠けの原因は二つあり、一つは第 4-3-19 図 (a-2) に示すような滑らかな下型を用いた際の表皮捲込である。すなわち素材押残り長さがある値以下になって全体が変形するような非定常過程に入ると図中 ABC で示される剛性域が存在するような速度場が最低上界を与える。そのため素材底面外周に集った表皮は面 BC 上に捲込まれる。この BC の傾斜は型の前進とともに変化して小さくなるから、BC 上を通り抜けた表皮は容器壁の表面には現われない。しかしこの結果、押出品本体と下角の ABC

なる断面のリング状材料は分離しやすくなる [34]。さらに加工が進むと (a-3) のような速度場が圧力最低上界を与え、このときには表皮捲込は起らず、表皮は表面に沿って進む。さいごに T が押出隙間程度にまで減ると (a-4) に見られるようなすでに解析的に示したところの角の持上りが起る。これが製品の欠陥の第 2 の原因である。

下型面が粗いときにはすでに前述に示したように、厚い異物質表面が材料底面になれば第 4-3-19 図 (a-2) のタイプの欠陥は生じないであろう、しかし (a-4) のタイプの欠陥は避けられない。ところが、もしコンテナ面が粗ければこの持上りによる欠陥は著しく防止される。(a-2) の欠陥はまた隅角にアールを有するコンテナを用いれば避けられよう。

4-3-4 円筒形素材による押出および押出鍛造 (第 4-3-3 図 (f), (g))

第 4-3-3 図 (f) および (g) のように円筒形素材の中心に心棒を通して押出を行なう方法について硬アルミニウムを用いて実験を行なった。 $\bar{p} \sim 2T/D_c$ 曲線はここに示すことは省略するが、前節とほとんど似た形の曲線が得られた。

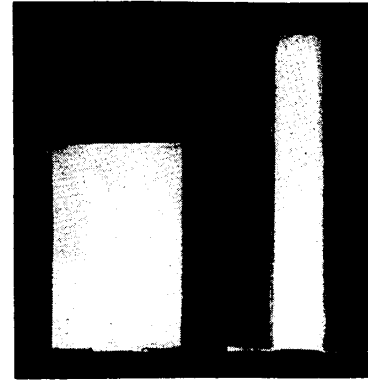
定常押出圧力から \bar{p}/Y_m を計算したものが第 4-3-6 図中に L 印でプロットしてある。これは第 4-3-3 図 (g) の形に対するもので、(f) の形のは工具の関係で十分長い素材が使えなかったため定常圧力は得られなかった。(f), (g) の形の加工はもし中心孔径 D_m が大きいと過程は平面ひずみ状態に近づくことが予想される。しかし今の場合、実験値が同一断面減少比の丸棒押出ないし円筒穿孔に対する実験値とほぼ等しかった。このことは一

定直径および肉厚の管を作る場合，加工力の点からは中空リング素材から出発する方が有利であることを示している。

製品の例は第 4・3・20 図に示す。

4・4 組合せ押出および押出鍛造

第 3 報 3・4・4 および 3・4・5 において考察を行なったような，押出口が二つ以上の軸対称組合せ押出および押出鍛造に関する系統的な実験は未だ報告されていない。円柱形素材より 1 個のダイスに設けられた多数の円孔を通して行なう非軸対称押出加工に関してはすでに Dodeja および Johnson [30]，麻田，田中，小池，森本 [38]，Thomsen および Frisch [39] の実験的研究がある。とくに前者においては対応する平面ひずみ問題の解析結果と対比して押出圧力に関するかなり正確な半実験式を求め，材料内部の流れ模様も観察している。これらの研究の結果によると，定常押出圧力は押出口が中心に 1 個ある軸対称押出の場合に比べて，同一全断面減少率のものは第一次近似としてほぼ等しい値を有するが，一般に孔の数が多いほど圧力は高くなった。

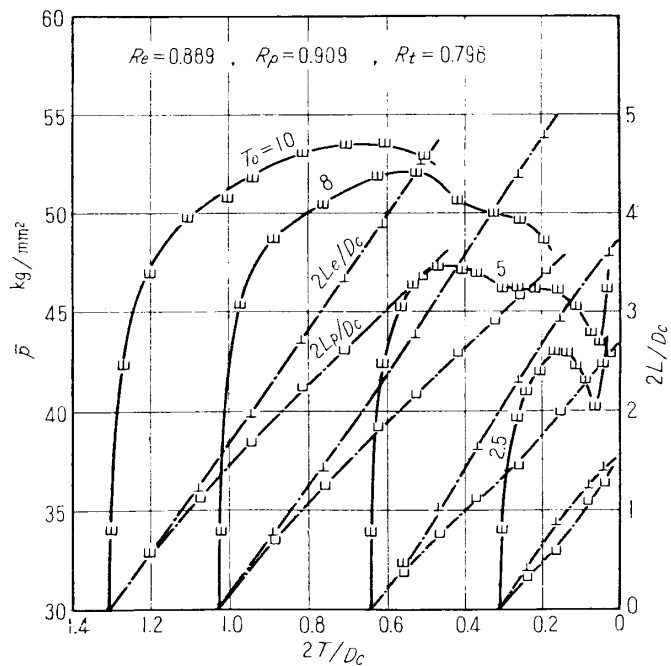


第 4・3・20 図
リング状素材よりの押出鍛造製品

本章で取扱った問題はこれらの研究とは異り軸対称の場合のみであり，上下型に押出口がある場合も含んでいる。

4・4・1 並列押出および押出鍛造 (第 4・3・3 図 (e))

この加工における \bar{p} と $2T/D_c$ の関係の例は第 4・4・1 図に示されている。図中にはまた丸棒および円筒形押出材料の流出長さ L_e および L_p と $D_c/2$ の比をそれぞれ \uparrow および \downarrow 印で表示してある。ここで図中の R_e および R_p はそれぞれ $1 - (D_e/D_c)^2$ および $(D_p/D_c)^2$ を意味し，それぞれ円筒押出口および丸棒押出口がふさがれた際の断面減少比に相当する。そこで本加工における全断面減少比 R は $R_e + R_p - 1$ によって与えられる。押出長さは加工をときどき中断し，素材を工具内に入れたまま丸棒押出部分の高さをデプス・ノギスによって測った。

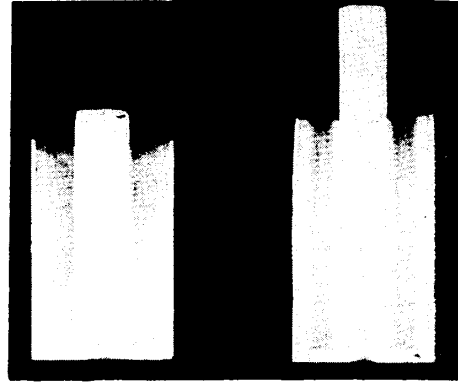


第 4・4・1 図 並列押出加工中の加工圧力 (\uparrow) と押出長さ (\downarrow , \uparrow)。硬アルミニウム

この形式の押出過程については

第3報 3.4.4 に簡単に述べてある。その結果によれば、コンテナが滑らかであれば第1報 (1.4.14) 式の修正式中の \bar{p}_1/Y と \bar{p}_2/Y は (1.4.12) 式で与えられる r_1 と r_2 に関してほぼ同じかん数である (第 3.4.3 図) から (1.4.15 および 16) 式も近似的に成立つことになる。このような解析結果を考え合わせて、この二孔押出加工の加工圧力は、その全断面減少率と同じ断面減少率を有する丸棒押出、円筒穿孔圧力の間にあると予想できる。また工具が滑らかな場合には定常状態で二つの押出口から押出される材料の流出速度は、工具寸法に無関係にほぼ同じということになる。事実、圧力については第 4.3.6 図中の実験結果 (山) はこのことを証明している。押出長さに関しては第 4.4.1 図に見られるように、中心の押出口の方が外周のそれよりも断面積がわずかに小さいにもかかわらず、押出長さはいくらか長い。これは外周押出口から流出する材料はコンテナ面からの摩擦抵抗を大きく受けるためと思われる。

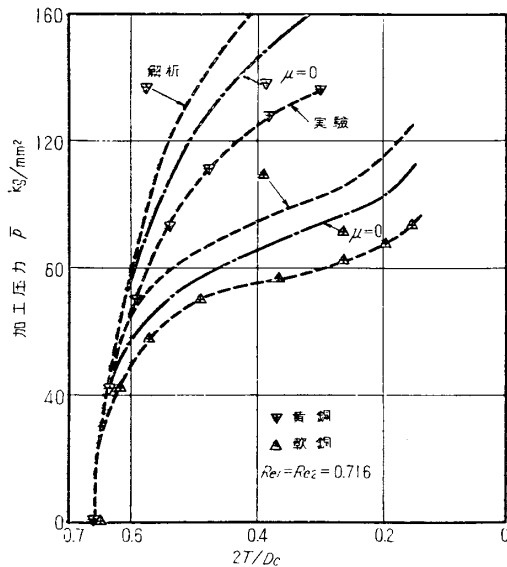
第 4.4.2 図にはこの加工による製品の例を示す。この場合も、すでに丸棒押出鍛造において見られた、表皮捲込による欠陥が見られた。



第 4.4.2 図 並列押出加工製品

4.4.2 対称向合押出鍛造

これは第 4.3.3 図 (b) において $D_{e1}=D_{e2}$ なる特別な場合である。本実験においてはコンテナ面上に摩擦が働いても対称性を保持できるように、コンテナを台板に締付けず自由に動けるようにした。加工中の平均圧力と $2T/D_c$ の関係の例は第 4.3.4 図および第 4.4.3 図に + 印をもってプロットしてある。ただしここでは前章の普通丸棒押出との比較のために向合押出素材高さ T としては実際の半分の値をとってある (第 3.4.17 図参照)。



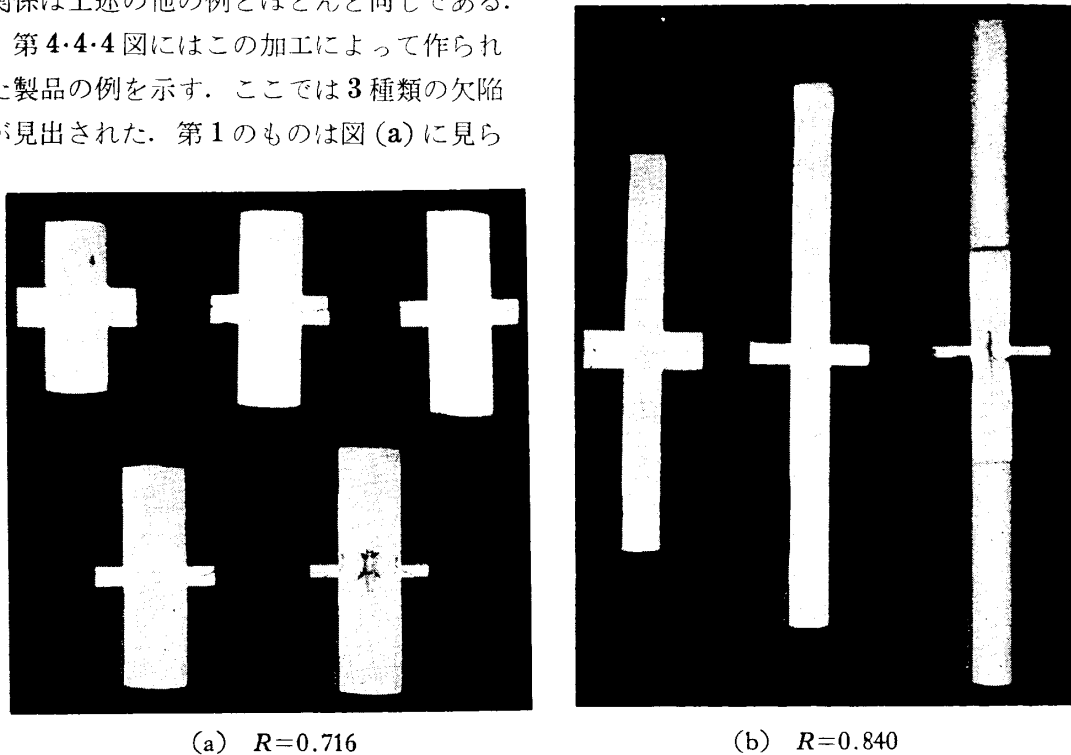
第 4.4.3 図 対称向合丸棒押出鍛造圧力

本加工圧力についての解析曲線も前章と同じようにして求めることができる。この際、基礎となる非硬化材の $\mu=0.05$ における $\bar{p}/Y \sim 2T/D_c$ 曲線は第 4.3.5 図に曲線 II をもって示した。これと対応する一方向押出加工の曲線 I を比べると、曲線 II の方が非定常過程に入る時期が早く、かつ非定常過程で低い値をとる。他方、上の両種の加工に対する実験結果を比較すると、第 4.3.4 図 (a) に見られるように $2T/D_c$ が比較的大きなところでは向合押出圧力の方が低い、 $2T/D_c$ が小さくなるとこの関係はつねに逆になっている。このような現象は、第 4.3.5 図の曲線を計算するにあたって、 μ をたとえば 0.02 位に評価すると現われてくる。すなわち、向

合押出の非定常過程においては一方向押出に比べて、下型による摩擦抵抗がないという点では加工圧力が低くなるが、 T が小さくなると一方向押出においては生じ得るような空洞ができないという点では加工圧力がかえって高くなるのである。しかるに第4.3.5図でこの両形式の押出に対する曲線が第4.3.4図(a)に見られるように交叉しないのは、すでに4.3.2において述べた摩擦係数ないしその影響の過大評価が原因していると考えてよいであろう。

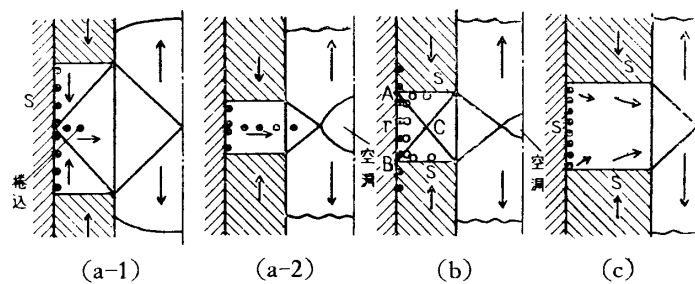
第4.3.4図および第4.4.3図には第4.3.5図にもとずいた上界曲線を破線で示してある。とくに第4.4.3図中の鎖線は $\mu=0$ としたときのものを表わす。解析曲線と実験値の関係は上述の他の例とほとんど同じである。

第4.4.4図にはこの加工によって作られた製品の例を示す。ここでは3種類の欠陥が見出された。第1のものは図(a)に見ら



第4.4.4図 対称向合押出鍛造における表皮捲込みと内部クラック。硬アルミニウム

れるような製品フランジ部分の欠陥である。この欠陥の成因は第4.4.5図(a-1)に示されている説明図によって明らかであり、一種の表皮捲込みである。すなわち、コンテナが滑らかで図のような速度場が対応するとき、フランジ部高さの中央に上



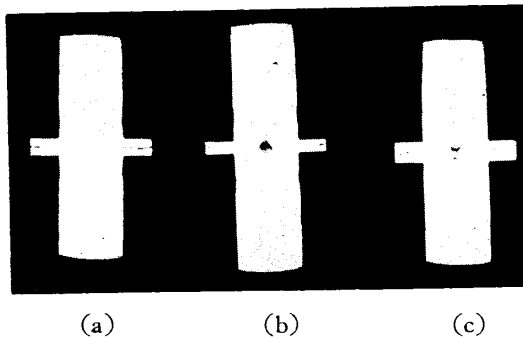
第4.4.5図 対称向合押出鍛造における素材欠陥生成説明図

下から寄ってきた表皮は材料内部に捲込まれる。そして材料の押出口よりの流出が上下まったく対称に行なわれるならばこの捲込物質はフランジ部高さの中心を水平に内方に向って進む。加工がさらに進行して図(a-2)のような平行速度場が対応したとしても、すでに一た

ん入りこんだ表皮は押広げられて内方に侵入して行く。なお第 4.4.4 図 (a) 下段右のような上下非対称流れもより低い内部エネルギー消費率の速度場として予想できるところのものである。

第 4.4.5 図 (a-1) のような速度場は、硬アルミニウムを用いた第 4.4.4 図 (a) の加工のように滑らかな工具で断面減少比 0.716 の場合には最低上界速度場ではない。しかしこの程度の断面減少比で実際にはいくらか摩擦が存在するものと考えれば、やはり (a-1) の速度場は実際に生じるものと思われる。事実軟銅による同じ断面減少比の加工においてはこの捲込は見出されなかった。これは銅の方が摩擦係数がいくらか低い(第4.1.1 表参照) 事実を考えると理解することができよう。つまり、この断面減少率は第 4.4.5 図 (a-1) と (c) の形の速度場のほぼ転移点に当たっているのである。断面減少比がさらに小さければ完全に滑らかな工具でも第 4.4.5 図 (a-1) 型の速度場が対応し、いかなる材料でも捲込が生じるであろう。他方、より大きな断面減少率に対しては図 (c) ないし第 4.3.10 図 (e) のような速度場が対応するであろうから捲込は起り得ない。事実第 4.4.4 図 (b) にはそれが見られない。

すでに第 4.3.10 図に関しても述べたようにこの種の捲込はコンテナ面を粗くすればこの



第 4.4.6 図 対称向合押出鍛造品の欠陥防止の試み。(a) (b) は中間焼なまし、(c) は粗いコンテナ

捲込は防ぐことができる。第 4.4.6 図 (c) は脱脂したコンテナによる加工の製品例であるが、この段階までには捲込傷は見られなかった。第 4.4.5 図 (b) にはこの場合に想像される三角形速度場を示してある。すなわちコンテナが粗く上下対称位置に対して停止している場合には、平面ひずみ問題の解析結果から予想されるように ABC なる剛性領域ができる。そのため、たとえ厚い表皮物質 (○印) があっても捲込は起り得ない。

第 2 の欠陥は第 4.4.4 図 (a) 下段および (b) の右の二つに見られる内部クラックである。このクラックはすでに前報 3.4.5 において予想したように一方向押出加工における底面空洞形成に対応するものである。すなわち、もし材料内部にあまり大きなエネルギーを消費することなく破断面が生じうるものとする、このようなクラックが生じた方が内部エネルギー消費率は低下するのである。この段階ではこの部分が三軸引張応力状態にあることが予想されるから、クラックは一層生じやすい。第 4.3.4 図 (b) および (c) に示した硬アルミニウム向合押出加工中の圧力 (+印) が、 $2T/D_c$ の小さなところでわずかであるが一たん急激に低下しているのはこのクラック発生に対応するものと考えられる。この発生時期は $2T/D_c$ の値にして $R=0.716$ で約 0.35, $R=0.899$ で約 0.5 である。ここに T は前と同じくフランジ部厚さの半分をとってある。これらは、普通押出鍛造における空洞形成時期 ($2T/D_c=0.73$) に比べて当然遅い。やはりクラック発生のために多少のエネルギーを必要とするからであろう。 R が大きい場合の方がクラック発生時の $2T/D_c$ が大きいのは加工硬化が原因であろう。

クラック発生のエネルギーがこの欠陥と関係があることを確かめるために、断面減少比 0.716 につき軟アルミニウムおよび軟銅を用いて実験を行なったが、やはりほぼ同じ時期にクラックを生じた。これは、この時期にいたるまでいかなる材料もかなり硬化して脆くなっているため材料による相異が見出せないのだろうと考え、次に硬アルミニウムをクラック発生直前まで加工し、中間焼なましを行なってさらに加工を続けた。その結果は第 4.4.6 図 (a) および (b) である。この場合には内部クラックは最後にはやはり生じるが、 $2T/D_c =$ 約 0.2 で発生し明らかにその時期は遅い。したがって中間焼なましの効果は認められる。

すでに述べた第 1 の表皮捲込の欠陥が内部に進んでこの内部クラックとつながると材料は二つに分断される、加工中にこれが起ると音響を発して加工圧力が急低下する。第 4.4.7 図 (a), (b) はこのような破壊を生じた品物を示す。図から、中間焼なましをしたものとしなないものとで破断面の形状が異なることが見出される。

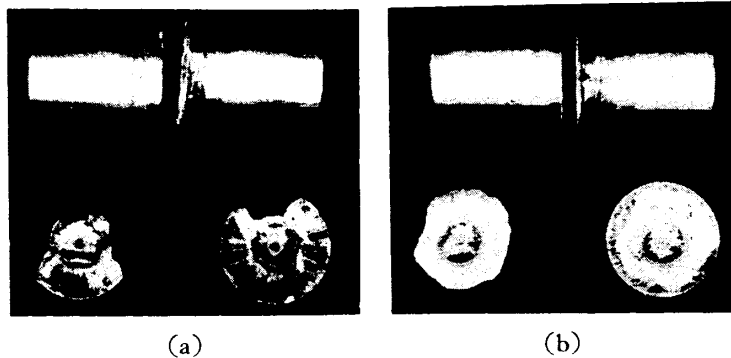
対称向合押出鍛造品に見られる第 3 の欠陥は第 4.4.4 図 (b) の右端のきわめてはげしく加工されたフランジ部に見られるクラック

である。これは第 4.3.11 図 (a), (b) の上段右端の傷と同じ種類のものと思われるが、原因については同様明らかでない。

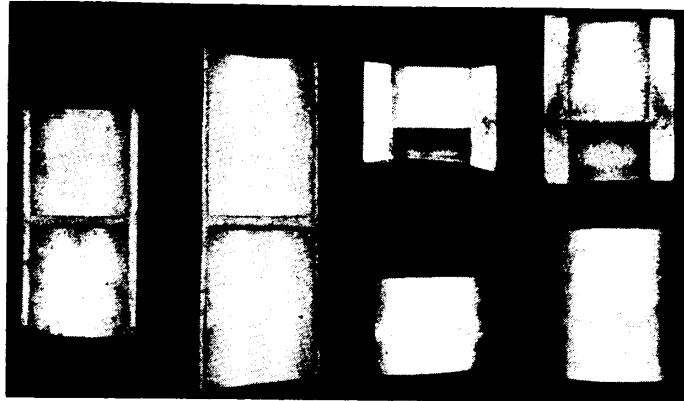
4.4.3 対称向合穿孔鍛造

これは第 4.3.3 図 (d) において $D_{p1} = D_{p2}$ の場合に相当する。硬アルミニウムに対する \bar{p} と $2T/D_c$ の実験例は第 4.3.13 図 (a) に H 印をもって示されている。また第 4.3.14 図曲線 II を用いて前と同じく加工圧力を計算した結果は図中に破線をもって示してある。この場合も予想値が実験値よりかなり高く、またこの実験値は対応する一方向穿孔鍛造に対する実験値と比べて、 $2T/D_c$ が大きいところでは低いが、 $2T/D_c$ が小さくなるとかえって高くなる。これら実験と予想値の相異および一方向と向合穿孔圧力の関係については前に述べたとおりである。

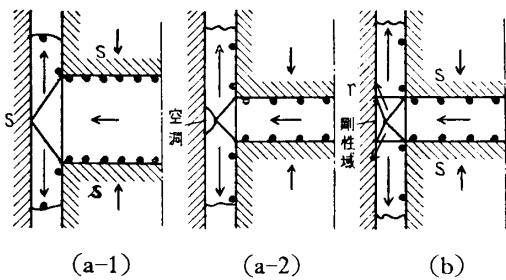
この加工によって作られた製品断面の例を第 4.4.8 図に示す。この場合も前節と同様、もし材料が容易に割れるものならば、材料押残り厚さの半分 T が押出口巾 $(D_c - D_p)/2$ にほぼ等しくなると以後は第 4.4.9 図 (b) に示されるような、一方向穿孔における下角持上りに相当する速度場が最低上界を与え、そのために外円周上に溝状の割れを生じるはずである。しかし第 4.4.8 図に見られるように押残り厚さが相当薄くなってもこの種の欠陥は現われず、ただ一つ、図 (c) のような円筒壁が非常に厚く、かつ壁の高さの低いものみに溝が見出された。この理由の一つとして考えられる因子は、円筒外周においては半径方向応力が引張になることはなく、そのため材料の延性は丸棒向合押出の中心におけるほど低下しな



第 4.4.7 図 対称向合押出鍛造最終段階の材料破損。
(a) 硬アルミニウム, (b) 同, 中間焼なまし



(a) (b) (c) (d)
第4.4.8図 対称向合穿孔鍛造品. 硬アルミニウム.



(a-1) (a-2) (b)
第4.4.9図 対称向合上昇穿孔鍛造における速度場

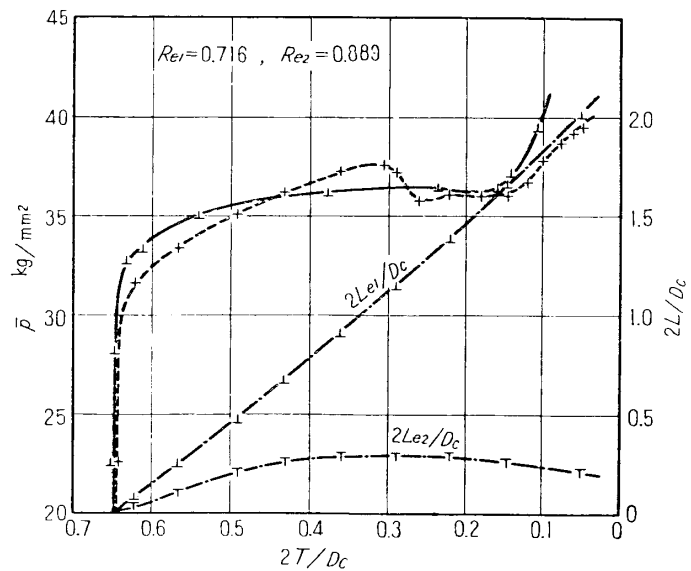
い. したがって割れにくいということである. 他の原因は, 円筒穿孔では押出された材料がどうしてもコンテナ壁から摩擦抵抗を受けるので第2報(2.5.3)式から得られた結果と同じようなことが起り, 空洞ができにくいという点である. 事実第4.4.8図(c)の傷も割れというより滑らかな凹みであり, これは Johnson が平面ひずみ

向合穿孔に適用した速度場 [15] によってよりよく説明できるようである.

なお今の場合表皮捲込は起らない.

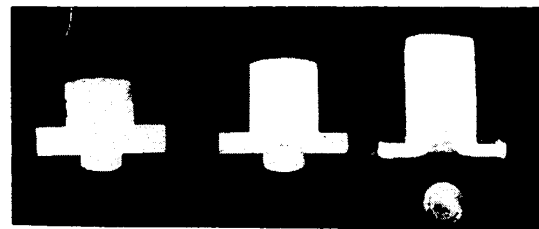
4.4.4 非対称向合押出および穿孔鍛造

第4.3.3図(b)および(d)のような上下非対称の押出または上昇穿孔鍛造について実験を行ない加工圧力と押出長さを測定した結果の一例を第4.4.10図に+印で示す. また図中には比較のためこの低い方の断面減少比と同じ比をもった普通押出加工圧力の測定値を⊥印で示してある. この2種の圧力間の関係, 向合押出における両押出口からの押出長さ(⊥および⊥)の変動, および各段階における



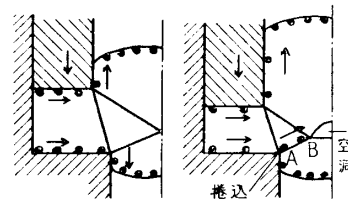
第4.4.10図 非対称向合押出鍛造中の加工圧力(+)
および押出長さ(⊥T). 硬アルミニウム.
—⊥— は R=0.716 の一方向押出鍛造圧力.

材料断面の写真(第4・4・11図)を比較検討すると次のようなことがわかる。すなわち最初に向合押出においては両押出口から材料が押出される。この長さは断面積の広い押出口からの方が大きい。対称向合押出鍛造に関して述べたと同じ原因によって、この時期では加工圧力は一方向のものに比べてやや低い。ところが加工が進むと下側の小さな押出口からの材料の流出はとまり、もっぱら上方への押出が行なわれる。この段階においては、向合押出の方が滑らかな下型による普通押出に比べて、底面の材料の移動の抵抗が大きいから押出圧力はかえって高くなる。



(a) (b) (c)

第4・4・11図 非対称向合押出鍛造品とその欠陥。硬アルミニウム



(a-1) (a-2)

第4・4・12図 非対称向合押出鍛造における欠陥生成説明図

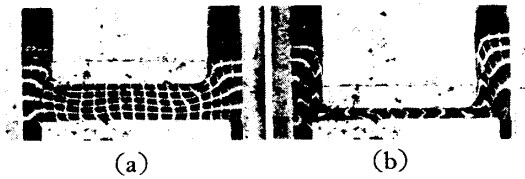
第4・4・12図にはこの加工に対して考えられる三角形速度場を、平面ひずみ問題の流れ模様の観察(第2報第2・4・10図)から予想したものである。この図を見ると、下方への流出がとまると、型面が滑らかな場合には材料底面表皮が細い方の押出材料の根本からAB面に沿って材料内に捲込まれることになる。事実、第4・4・11図(b)においてはそのような捲込傷が見られる。他方、加工の進行とともに対称向合押出鍛造に関して述べたと同じ理由による内部クラックが生じる(第4・4・11図(b))。こうなると加工圧力はふたたび低下して一方向押出の場合とほぼ等しくなる。このとき材料は一方向押出において底面に空洞ができたと同様の変形を行なうであろうから、すでに下方の口から押出された材料をも上方に引上げる。そこで第4・4・10図に見られるように下方の押出長さはいくらか減少するような見かけを呈する。最後にこの内部クラックと前述の捲込傷がつながり、第4・4・11図(c)のような材料分離が起るのである。

このような分離は第4・4・13図に示されたような非対称向合穿孔鍛造にも見られる。この場合には第4・4・14図および第4・4・15図(a)に見られるような変形のメカニズムによって薄い押出材料の根本から表皮捲込が起り、やはり狭い押出口からすでに押出された材料は

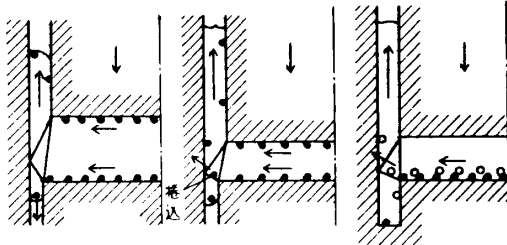


(a) (b) (c) (d)

第4・4・13図 非対称向合穿孔鍛造品とその欠陥。硬アルミニウム。



第 4.4.14 図 非対称向合穿孔鍛造による流れ模様. 鉛



(a-1) (a-2) (b)
第 4.4.15 図 非対称向合穿孔鍛造における欠陥生成説明図

はどのような条件の下にいかなる時期に生じるかについては、実験数が不足のため明らかでない。

なおこのように向合押出加工で一方の出口からの材料の流出がとめられてからの加工圧力は、圧力と同一押残り厚さに対し一方向普通押出鍛造におけるとほとんど同一であった。

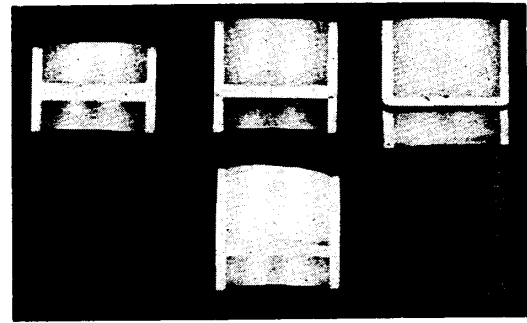
4.4.5 向合押出-穿孔鍛造

本節においては第 4.3.3 図 (h), (i), (j) に示された一方向丸棒押出, 他方向円筒穿孔の組合せ加工についての実験結果を述べる. 第 4.4.17 および 18 図は硬アルミニウムによる実験結果の例である. 図中 ㊦印は加工圧力を示し, 上下からの押出長さは L , L 印と鎖線をもって示してある. 図中にはまた参考のためそれぞれ片方の型を平型とした普通押出ないし穿孔に対する圧力実験値を L ないし L 印と実線で表わした. 加工圧力に関していえば, 実験に用いた範囲の素材長さでは最初から非定常過程なることが予想される. このような状態では平面ひずみ問題の解析結果 (第 1 報第 1.5.15 および 16 図) から予期されるように向合押出圧力は, 片方の工具を平型にした加工圧力に比べてかなり低くなるはずである. 事実第 4.4.17 および 18 図の比較はこのことを明らかに示している.

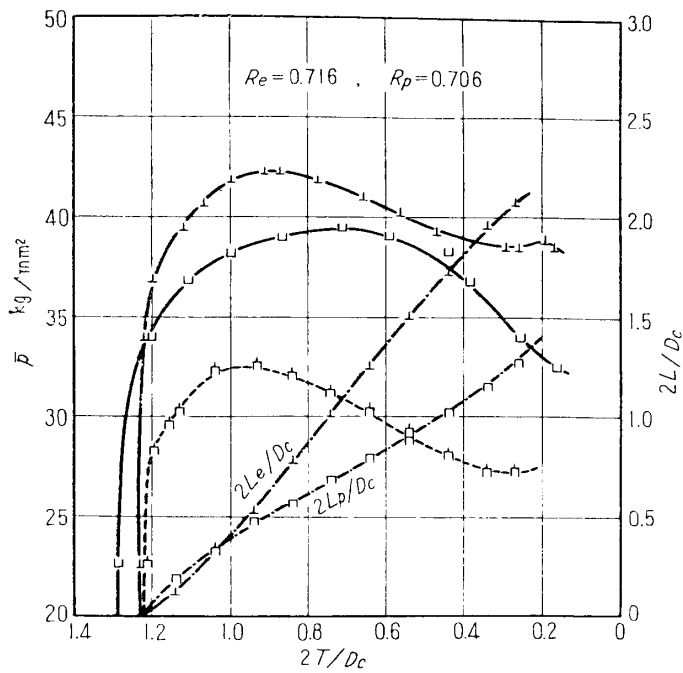
平面ひずみ問題としての解析によれば, 両押出口からの材料流出速度は, コンテナが滑らかなであれば $2T/D_0$ が比較的大きなときには上下型の押出口面積のいかにかわらざがいに等しく, $2T/D_0$ が減少すると面積の広い押出口からの流出速度の方が高くなる. 第 4.

本体から分離する. さらに上下対称の穿孔であっても, 片方の押出材料を行止りにすると, 前とまったく同じ現象を生じ第 4.4.16 図上段のように材料分離が起る.

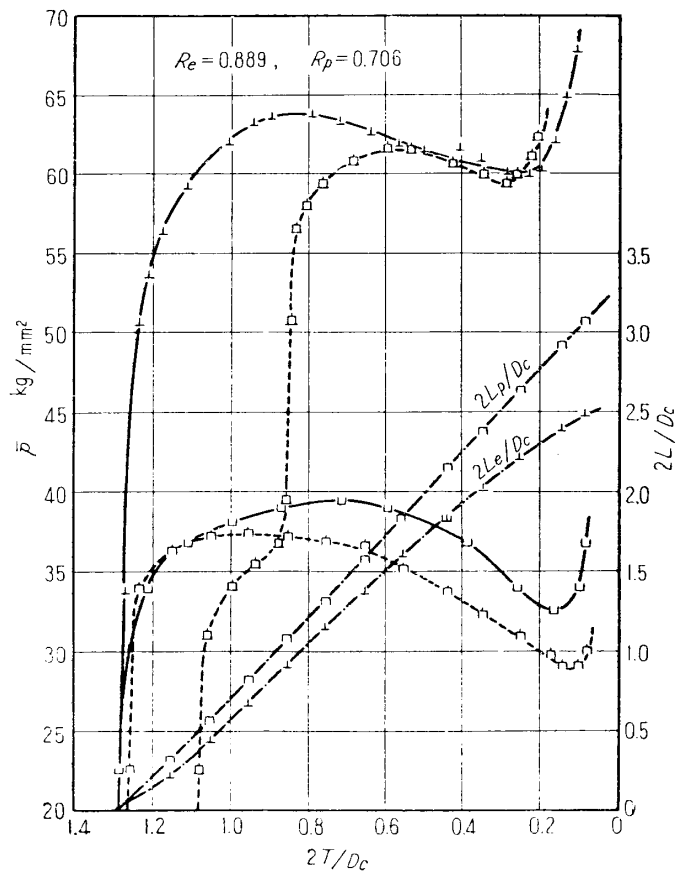
ここですでに述べたと同じ考え方に従って, 下型面を脱脂して加工して見たところ, 第 4.4.16 図下段に見られるように, 滑らかな型を用いた場合に現われた捲込傷は, この段階では見ることができなかった. これはやはり第 4.4.15 図 (b) に示されるように, 薄い表皮 (●印) は粗い型面に固着して外周方向へ集まらないため捲込が生じないのであろう. ただし厚い表皮物質 (○印) があればやはり捲込は起るものと思われる. ここに述べたような材料の欠陥



第 4.4.16 図 対称向合穿孔鍛造で一方向の材料流出を止めた場合の欠陥とその防止. 上段は工具潤滑, 下段は下型脱脂

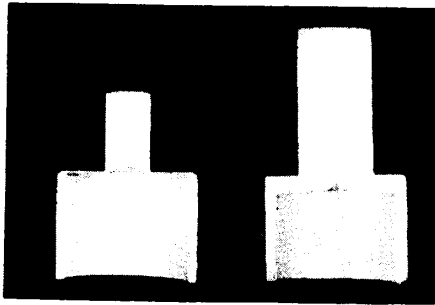


第 4.4.17 図
向合押出-穿孔鍛造中の加工圧力 (◻) および押出長さ (⊥◻).
硬アルミニウム. —⊥— および —◻— は一方の型を平面にした普通押出鍛造圧力



第 4.4.18 図
向合押出-穿孔鍛造中の加工圧力 (◻) および押出長さ (⊥◻) ならびに穿孔ポンチ側の押出材料の流れを行止りにした場合の加工圧力 (◻). 硬アルミニウム. —⊥— は $R_p = 0.706$ の普通穿孔鍛造圧力. —⊥— は $R_e = 0.889$ の普通押出鍛造圧力.

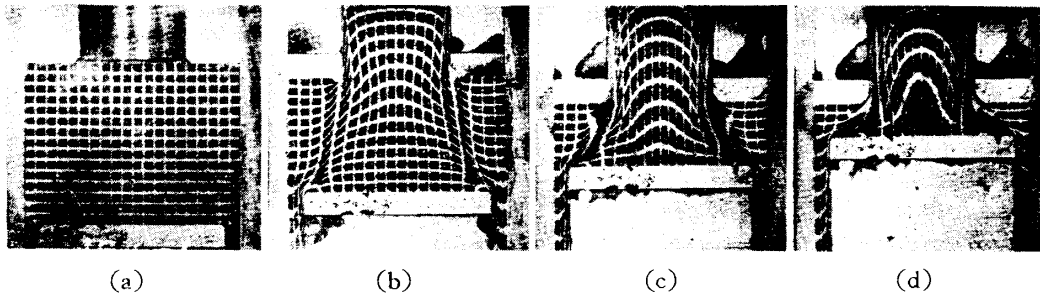
4・17 および 18 図の実測値においてはこのことは必ずしも成立していない。すなわち上下押出口の面積がほぼ等しい第 4・4・17 図においては丸棒押出材の方が円筒のものより速く押出される。円筒押出口面積の方がかなり広い第 4・4・18 図において、やっと円筒押出材料の方がわずかに速く押出されるに過ぎない。これは第一に、円筒押出材の方がコンテナ面上の摩擦の作用のためにより大きな流出抵抗を受けるためと考えられる。なお図から加工後期には面積の広い方の押出口からの材料流出が速くなる傾向が見られる。



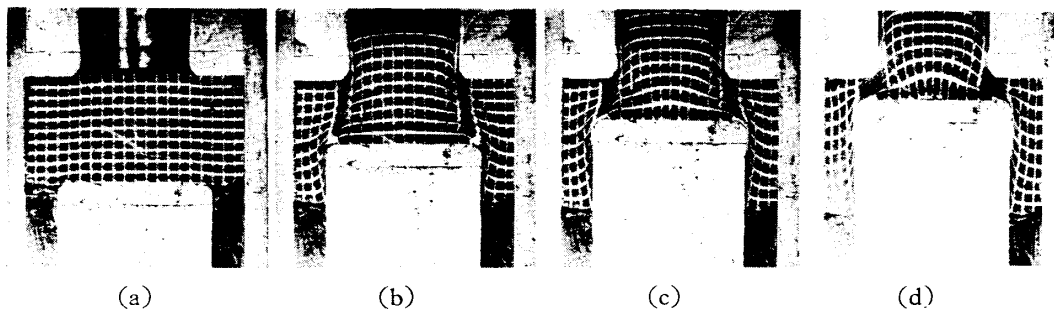
第 4・4・19 図 向合押出穿孔鍛造品

第 4・4・19 図には向合押出-穿孔鍛造製品の例を示す。この場合も材料の押残り高さが低くなると丸棒押出鍛造および円筒上昇穿孔鍛造において見られたとまったく同じ欠陥が生じる。

第 4・4・20 および 21 図には本加工中の材料直径断面上の変形模様を示す。この模様をすでに第 2 報で求めた平面ひずみ問題における最低上界速度場 (第 2・4・5 および 8 図) と比べると、両者のあいだに著しい類似が見られる。第 4・4・20 図は断面減少比は上下型とも



第 4・4・20 図 向合押出-穿孔鍛造中の材料流れ模様。
(a)~(d) $R_e=R_p=0.75$, 鉛。



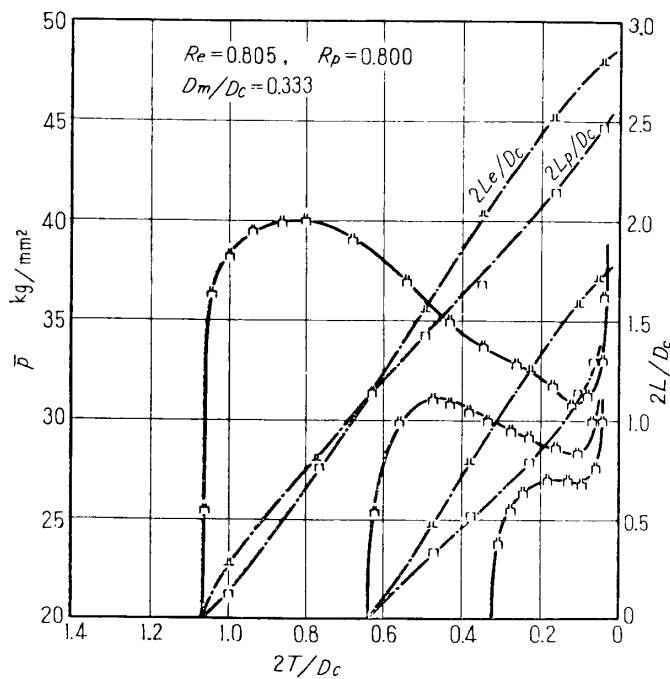
第 4・4・21 図 向合押出-穿孔鍛造中の材料流れ模様。
(a)~(d) $R_e=0.75, R_p=0.5$, 鉛。

0.75, 第 4・4・21 図では上型が 0.75, 下型が 0.5 であるが, 第 4・4・20 図においては上方への流出速度の方が大きい。第 4・4・21 図の場合でさえ, 上下方向への押出長さはほぼ等しい。これにも円筒押出部分のコンテナ壁よりの摩擦抵抗が原因しているよう。

両押出口よりの押出長さが上に述べたように条件によって複雑に変わるので, 実際問題とし

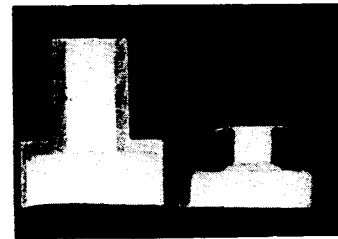
て上下とも望み通りの長さの製品を得ることは不可能である。これを可能にするただ一つの方法は、より速く流出の起る方の出口を所定の長さで行止まりにしておくことであろう（第4・3・3図(i)）。この方法における加工圧力の実験結果の一例を第4・4・18図に「印」をもって示してある。これを見ると、押出された材料が上下とも自由に動いている間は当然、図中の「印」の自由押出圧力と同じ経過をたどるが*、押出材料が一たん行止りに達すると加工圧力は急上昇し、対応する普通の一方方向押出のさいの加工圧力（「印」）と同じ値をとる。この場合には第4・4・16図に示されたような材料分離による欠陥は起り得ないが、加工圧力の点からは有利な条件が失われる。ただこの加工を機械プレスのような高速機械で行なう場合には、加工進行にともなう発熱により加工後期に到るほど材料の降伏応力の低下が期待されるから〔34〕、最高加工圧力は比較的低くなるかも知れない。

円筒形素材を心金を用いて上下に押出-穿孔鍛造する場合の加工圧力はすでに4・3・4にも



第4・4・22図 リング状素材による向合押出-穿孔鍛造圧力（ \bar{P} ）と押出長さ（ $2L/D_c$ ）。硬アルミニウム

述べたことから類推されるように、同じコンテナ直径で同じ高さの中実素材を、同じ面積の押出口をもつ上下型から押出す場合に比べて低くなる（第4・4・22図）。本法による製品を示した第4・4・23図の右の写真には、材料押残り長さが短くなったときに起る角の持上りが見られる。



第4・4・23図 リング状素材による向合押出-穿孔鍛造品。硬アルミニウム

4・5 完全密閉型による圧印加工

本章においては材料を完全密閉型によって鍛造し製品を全面的に型になじませて精密な形を与える圧印加工につき純アルミニウムを用いて実験を行なった結果を述べる。この種の加工については未だ資料が見られないので、加工のどのような条件が加工過程および所要圧力に影響するかは明らかでない。すでに第1報1・6においてはこの圧印圧力について若干の考察を行なったが、これから予想される所要圧力は第2報2・5・1で行なった鉛による平面ひず

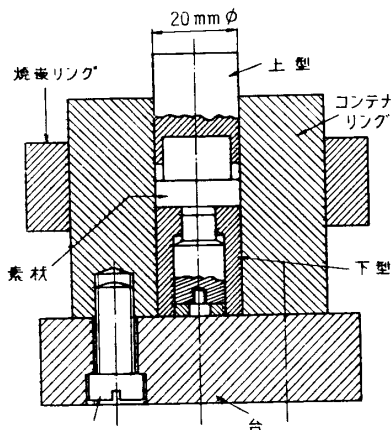
* 本実験は素材長さが普通より少し短かったため図中で厳密な比較は行なえない。

み状態の実験値よりもかなり高かった。したがって本章においても比較的簡単な形の製品について実験を行ない、圧印に要する圧力と工具形状寸法、素材厚さ、材料の硬度および二三の加工方法との関連性を調べるとともに、その結果がすでに述べた考え方で説明できるか否かを検討した。

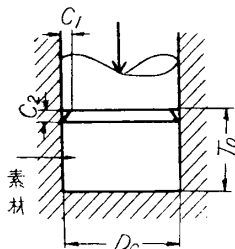
4-5-1 実験材料、装置および方法

実験に用いた材料は主としてピッカース角錐硬さ約 43 の硬化させた純アルミニウムである。硬化材を用いたのは実験結果に影響する因子が多いため少しでもその因子を減らすためである。

実験装置は第 4-5-1 図に示すような焼入工具鋼製である。内径 20 mm のコンテナ・リングは二重焼嵌構造とし、上型、下型は全体またはその部分品を交換することによって色々な形のものを圧印できるようにしてある。この装置によって大豆油で潤滑した素材を松村式 30 トン万能材料試験機を用い低速で加工した。加工初期の押込の段階に対しては刻刻の押込量を 2 個のダイヤル・ゲージから求めたが、加工終期においては途中で除荷し型を取除いてはコンテナ内の素材の型へのなじみ具合を上からコンパレータによって調べた。さらに実験を続ける場合には取除いた型を潤滑しなおすことなく装置してふたたび荷重を加えた。なじみ具合の尺度としては第 4-5-2 および 5 図に示してあるように、材料の角の部分を上型面と接触しないで残っている部分の半径方向長さ C_1 を用いた。一般にこの C_1 は問題とする材料の角の円周上で一様でない。そのために圧印完成の目印として一番最後までなじまない角の円周上の C_1 の最大値が 0.2mm にまで減ったときを用いた。このときの荷重を以下圧印完成圧力と呼ぶことにする。なお後述の作頭方式の圧印の場合を除き、材料の未接触部表面の傾斜は水平線(加工軸に直角)に対し 45° 以下であり、未接触面の垂直方向長さ C_2 は C_1 よりつねに小さかった。



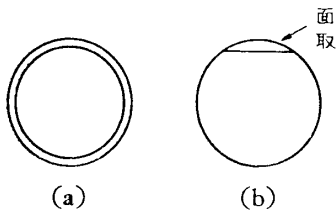
第 4-5-1 図 圧印加工実験用完全密閉式工具



第 4-5-2 図 平面型による角出加工試験

4-5-2 平面型による角出加工

すでに第 1 報 1-6-1 に示したように密閉型で製品の角を出す圧印加工の基礎は平面型による円柱形材料の角出加工である。これはまた作頭加工において頭部の形を正確に与えようとする場合にも必要とされるものである。本節においてはまず条件を簡単にするため外径がコンテナ内径に等しい円柱素材の角を第 4-5-2 図ないし第 4-5-3 図 (a) のように 45° の面取を行なってから平面型で加圧し、ときどきの C_1 の値を読んだ。この場合は角の円周上で C_1 はおおむね一様であった。まずコンテナ内径 20 mm および 12 mm についての試験によって、もし材料の最初の形がまったく相似であれば加圧平均圧力と $C_{1\max}/D_c$ の関係



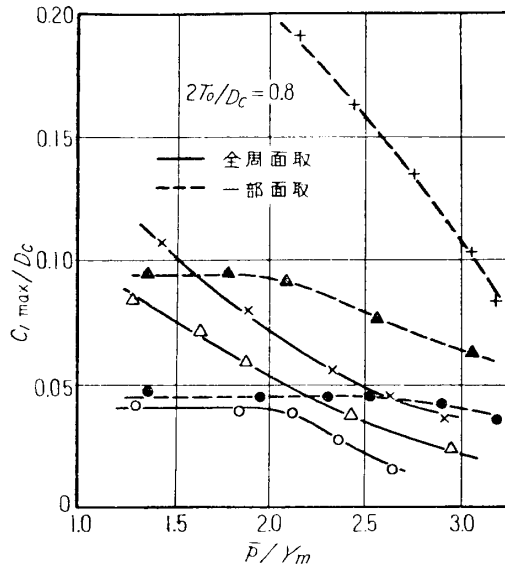
第 4-5-3 図 平面型による角出加工試験片端面

は一致することがわかった。すなわちこの範囲内では相似則は成立する。次に 20mm 径のコンテナによって、素材の最初の円周上一様な面取り量を色々変えた場合を調べたところ第 4-5-4 図の実線のような結果を得た。この図の横座標は素材断面積当りの平均加圧圧力 \bar{p} を硬アルミニウムの平均降伏応力 $Y_m=15.5 \text{ kg/mm}^2$ で割った値

を示す。図から加圧圧力が増すとともに $C_{1 \max}/D_c$ が減少する様子が見られるが、一定の $C_{1 \max}/D_c$ に対する \bar{p}/Y_m の値は、素材の最初の面取り量の大きなものほど高い。今の場合には C_1 が円周上で大体一樣に変化するので、1.6 で考えたように角出過程を材料角の未接触部分に等しい押出口を有する上昇穿孔過程とみなすことができる。そうするとこれは断面減少比 $R=1-(4C_1/D_c)$ なる穿孔に相当することになり、たとえば $C_1/D_c=0.05$ で $R=0.8$ である。ところが第 3 報第 3-4-3 図から滑らかな工具による定常穿孔圧力と Y の比は 3.1 であり、これは第 4-5-5 図の多くの曲線に比べてもかなり高い。

このように Y が一定と思われる硬アルミニウムにおいても角出圧力が $C_{1 \max}/D_c$ によって一義的に定まらず、かつ予想される値より非常に低いのは主として次の点に原因があるようである。すなわち最初の 45° の面取長さ C_{10} が D_c に比べて小さいとすると、この部分が完全に埋まるまでの上型前進量 l は $l/D_c \doteq 2(C_{10}/D_c)^2$ によって与えられ、もし $C_{10}/D_c=0.1$ なら $l/D_c=0.02$ 、 $C_{10}/D_c=0.05$ ならば $l/D_c=0.005$ である。そこで 3-2-2 に示した考え方をを用いれば本過程において材料変形領域内の平均全相当ひずみは C_{10}/D_c が小さいときは数 % 程度である。この位のひずみに対しては硬アルミニウムであっても加工硬化を行ない、降伏応力はかなり低くひずみの大きさに Y の値はかなり変る。そのため最初の面取長さによって材料の降伏応力が異なり、当然 C_{10}/D_c の小さなものほど、同一 C_1/D_c に対する \bar{p} が低下する。

実際加工においては最初の素材形状が第 4-5-2 図のような対称形であることはまずないといいてよく、たとえば作頭加工のように途中で大きな変形を行ない最後に角出過程に入るものでは多少とも不規則変形を行なうから最終段階での材料角の C_1 の大きさは円周上でかなり異なるのが普通である。そこで C_1 が一樣でないことの影響を見るために第 4-5-3 図 (b) のように外径がコンテナ内径と等しい硬アルミニウム素材円柱の角の一部を平面で 45° に面取りしたものについて上と同じ実験を行なった。その結果は第 4-5-4 図に破線で示すが、同

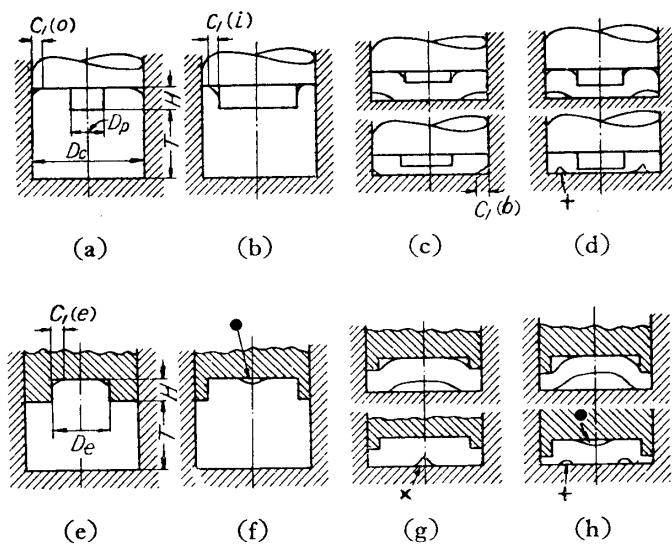


第 4-5-4 図 平面型による角出加工圧力

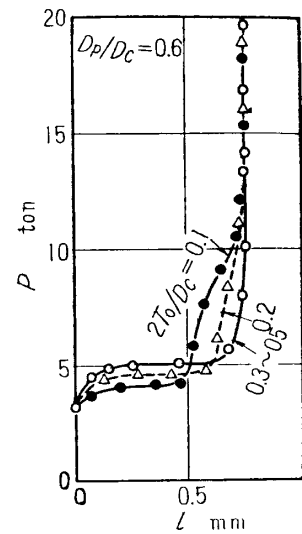
じ $C_{1\max}/D_c$ に対する \bar{p}/Y の値は、円周上で C_1 が一様の場合に比べかなり高く現われた。これは角出過程を押出過程と考えれば、未接触部分が局部的である場合には同じ $C_{1\max}/D_c$ の C_1 が一様な場合に比べ、相当断面減少比はるかに高くなることから予想できる。このことからなるべく低い圧力で角を出すためには角出過程開始時の材料の硬化ができるだけ小さいようにし、またこの過程以前の不規則変形によって未接触部分が局所化することを避けるようにする必要のあることは明らかである。

4.5.3 突起または凹みを有する型による圧印加工

一方平面型の場合 第 4.5.5 図に示されるような突起または凹みを有する上型を用い、平らな下型の間で硬アルミニウム素板を凹形または凸形品に成形圧印する場合の加圧力対上型前進量の関係の一例は第 4.5.6 図に示す。これは色々な厚さ T_0 の素板を内径 20 mm の



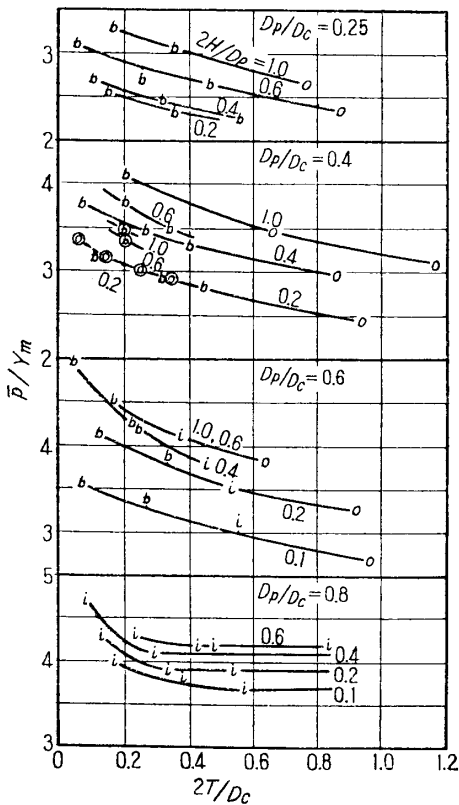
第 4.5.5 図 突起または凹みを有する上型と平面下型による圧印加工



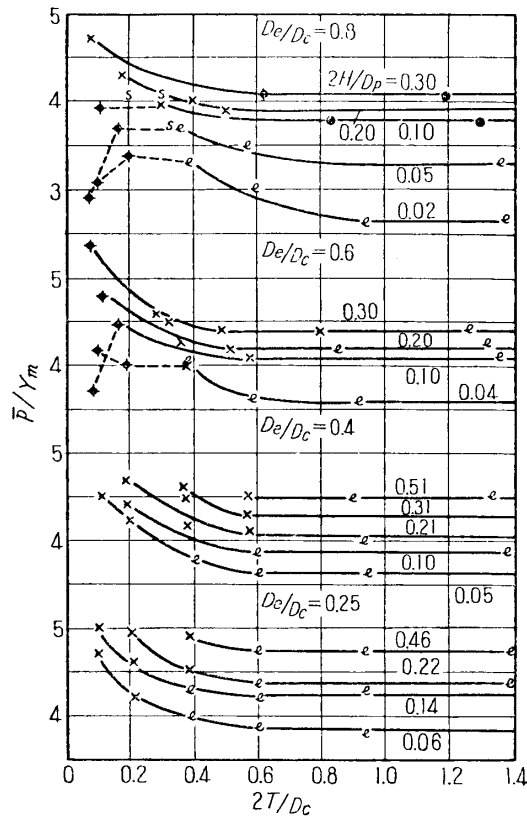
第 4.5.6 図 突起を有する上型による圧印加工中の荷重とストロークの関係

コンテナ内に入れ、直径 12 mm、高さ 1.2 mm の突起を有する上型で加工した場合である荷重は最初の押込段階においてはゆるやかに上昇するが、材料表面の大部分が工具と接触してからは急激な上昇が起る。この平らなところと急上昇の段階の中間段階は素材厚さによって様子がいくらか異なる。すなわち $2T_0/D_c$ が大きい場合には押込段階において第 4.2.10 図に見られるように材料の底面は下型より持上ることなく、上型突起とコンテナの間に押し出される。そこで上型肩面がこの押し出部分上面と接してから荷重の上昇は急激に起る。他方 $2T_0/D_c$ が比較的小さいと、すでに 4.2.2 で述べたように最初の段階で材料周辺部は下型面より持上る (第 4.2.8 図 (a-1)) ために押込荷重は低い、持上った部分の上面は早期に上型面と接触するために荷重急上昇は $2T_0/D_c$ の大きなものよりも先に起る。それ以後は上型突起部による材料の圧縮と同時に肩面による材料持上り部の押し出しが行なわれ、やはり最後には角出過程に入るのである。これは凹みを有する上型のときも同様 (第 4.2.8 図 (b-1)) である。

第 4・5・7 および 4・5・8 図には本章最初に述べたように最後まで材料と型の接触が行なわれずに残っている場所の最大半径方向巾 $C_{1\max}$ が 0.2 mm までに減ったときの素材断面積当りの平均圧力 \bar{p} を $Y_m=15.5\text{ kg/mm}^2$ で割った値を示してある。図の横軸は第 4・5・5 図に示されているような製品の最小厚さ T とコンテナ半径 $D_c/2$ の比である。図中 o, i, b, e の記号は製品で最後まで型を満さないで残った角の位置を示す(第 4・5・5 図 (a)~(d))。すなわち $C_{1\max}$ はこの記号で示される角の円周上の C_1 の値の最大値である。第 4・5・8 図の



第 4・5・7 図 突起を有する上型による凹形品の圧印完成圧力。
 $C_{1\max}=0.2\text{ mm}$. 硬アルミニウム



第 4・5・8 図 凹みを有する上型による凸形品の圧印完成圧力。
 $C_{1\max}=0.2\text{ mm}$. 硬アルミニウム

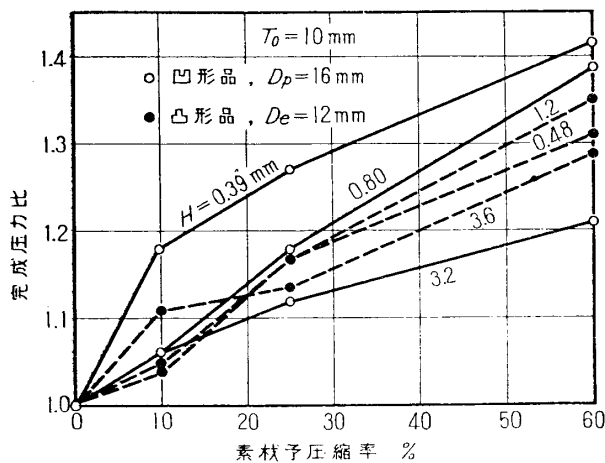
凸形品の場合には最後まで満されない角部は当然品物突起の角 e であり、完成圧力もここを目安にしてとったが、図中 \bullet, \times および $+$ をもって示してあるのは角 e における $C_{1\max}$ が 0.2 mm に減少したとき、なお、第 4・5・5 図 (f), (g), (h) に示されるように品物表面にわずかの凹みが残っていることを意味する。この凹みは荷重をいくら増しても消失せず欠陥として残る。第 4・5・7 図の凹形品の場合にも第 4・5・5 図 (d) で+印で示すようなリング状欠陥が表面に現われるが、これはきわめて軽度のものであるため第 4・5・7 図中には示さなかった。

第 4・5・7 図および第 4・5・8 図の曲線から素材が厚くなると完成圧力は低下し、ある $2T/D_c$ 以上では一定になることがわかるが、これは下の平型とコンテナが固定されているかま

たはコンテナ面が滑らかなときには素材が長くなれば上型から離れた下方の材料は変形過程に関係しないということから当然である。 $2T/D_0$ が小さくなると一般に \bar{p}/Y は上昇する。これは主として型面上での摩擦によるものであろう。また実験した条件の範囲では \bar{p}/Y_m は凹形品では D_p/D_0 が大なるほど、凸形品では D_e/D_0 が小なるほど高いようであるが、この比較は突起高さまたは凹み深さ H によっても \bar{p}/Y_m が変わるからはっきりしたことはいえない。さらに一定の D_p/D_0 または D_e/D_0 に対しては品物の突起高さまたは凹み深さ H が大なるほど \bar{p}/Y_m は増大する。これは恐らく上型突起部の垂直面と押出された材料の間の摩擦抵抗によるものであろう。以上全体的にいうならば実験した範囲の工具、素材寸法で、 $C_{1\max}=0.2\text{ mm}$ 完成圧力は材料の平均降伏応力の 2.5 から 5 倍の間にある。

今の場合もやはり完成圧力の実験値を 1.6 において示したような簡単な考え方で予測することはできないようである。すなわち角出過程を前節でも述べたように材料と型面の未接触面を押出口とする押出、穿孔または押出鍛造過程と考えると、未接触面が半径方向の巾 0.2 mm の完全な軸対称形であるとしたときでさえ相当断面減少比は 0.96 から 0.99 に達し、それに必要な押出圧力(第 3 報第 3.4.3 図)は第 4.5.7 および 8 図に示した値の 2 倍前後に達するものがある。まして未接触面は半径巾 C_1 の一様な円ではないから、相当断面減少比はもっと高いものになる。

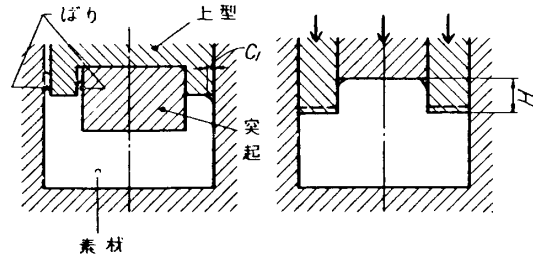
この予想と実際の相異の原因の一つには前節で述べた材料の加工硬化の問題がある。すなわち、平均降伏応力として 15.5 kg/mm^2 は硬アルミニウムに対しても高すぎるのではないかという点である。この点を確認するためにあらかじめ各種高さ減少率を与えた、いろいろの硬さのアルミニウムを用い $2T_0/D_0=1$ の素材を $D_p/D_0=0.8$ の突起付上型および $D_e/D_0=0.6$ の凹み付上型で圧印加工して見た。第 4.5.9 図にはその結果を示してある。図中縦軸



第 4.5.9 図 アルミニウムの硬化度と圧印完成圧力

には予圧縮率 0% すなわち焼なまし材料に対する値を基準とし他の材料に対する値の比をとってある。これを見ると H が小さいときには予圧縮率 60% のものの \bar{p}/Y は焼なましのままのもの約 1.4 倍であるが、 H が大きいとこれは 1.2 倍位に下る。ところが軟アルミニウムと硬アルミニウムの降伏応力-ひずみ曲線を比べると、もし圧印過程中的全相当ひずみが前節に述べたように 0.1 以下とすると、第 4.5.9 図にはもっと顕著に材料硬度の効果が現われてもよいはずである。これはこの場合には前節の平面型による角出と異なり最終角出過程の変形領域内材料はその前に受けた変形によって多少とも硬化しているためと思われる。いずれにしても第 4.5.9 図の結果から、硬アルミニウムの深い凹凸を有する型による圧印過程中的平均降伏応力は 15.5 kg/mm^2 よりそう低いということとはできない。

そこで圧印圧力の予想と実際の違いの原因として他に考えられることは一つは第 4・5・10 図に示されるような工具隙間における材料のばりの流出である。本研究では実験上の便のため型は第 4・5・1 図に見られるように幾つかの部品から成る組合せ型でありそのため部品間には多少とも隙間がある。また上下型外直径とコンテナ内径の間隙も避けることはできない。この隙間は加圧時には工具の弾性変形も手伝って最大 0.2 mm 近くにもなった。このようにばりが出るといふことは、上述の押出過程として考える場合の押出口面積が見かけよりも増すことであり、したがって $C_{1\max}=0.2\text{ mm}$ という基準による圧印圧力をかなり低下させる作用をもつ。しかし工具隙間が高々 0.2 mm ではやはり予想と実際の違いの説明としては不十分である。もう一つの原因として考えられるのは第 4・5・11 図に示されるような型の縦方向弾性たわみである。すなわち最終角出過程



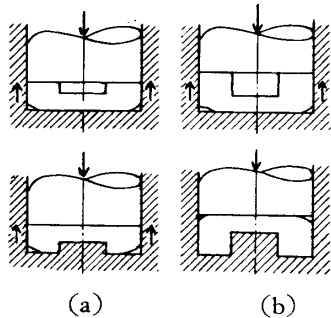
第 4・5・10 図
圧印加工中の工具隙間
に出る材料ばり

第 4・5・11 図
圧印加工中の予想され
る工具弾性たわみ

において上型の突起した部分の高さ H は加圧力の増大とともに多少とも減少するから突起部に加わる圧力は軽減され、全荷重は上型凹み底の角出過程の場所に集中され、したがって素材断面積当りの平均圧印圧力を低下させる*。

以上いろいろな原因を考えたが実際の圧印圧力を正しく解析することは今のところ不可能であり、そこでまた第 4・5・7 および 8 図に示したデータが違った条件の場合に対してどの位普遍的意味を有するかは不明である。

圧印加工方向が完成圧力に及ぼす影響について二、三行なった実験結果を第 4・5・7 図に $D_p/D_c=0.4$ の図中 (b) および (c) 印で示してある。これらはまあと違って上型平面、下型突起であり、下型は前と同じくコンテナに対し相対的に動かない。このようにすると第 4・5・12 図のように最後まで満されずに残る角の位置が変わることがある。第 4・5・12 図 (a) の場合には前の方法では上の図のように押込過程で材料の下型よりの持上りによって下角がすぎ、ここが最後まで残る。しかし下の図のように上下逆になるとコンテナ壁面上の摩擦 (図中矢印) のために材料の平面型からの持上りは阻止されるのである。そこで図 (a) の場合には最後に残る未接触部分 (b, e) はともに停止している下型の外周部分上にあり、いずれの場合も圧印圧力はほとんど変わらないと思われ、このことは第 4・5・7 図 $2H/D_p=0.2, 0.6$ の実験値からも明らかである。



第 4・5・12 図 凹形品の正および逆圧印

他方、素材厚さ T の割合に H が大きいといずれの方法でも b の部分が最後に残るが (第 4・5・12 図 (b)), 普通圧印のときには底角部 (b) を満すための圧力に材料とコンテナ接触

* 逆にここで述べたような原因をわざと作ることによって圧印圧力を低下させることもできそうである。

面上の摩擦抵抗が含まれるのに対し、平型が前進する逆圧印のときはこれがない。そこで第 4・5・7 図に見られるように逆圧印の方が完成圧力は低下する。この傾向は摩擦抵抗の点から考えて H および T が大きいほど大きくなるであろうが、他方 T または H がさらに増すと品物の押出された部分の端面上が最後まで満されずに残る場所となるから、上の逆圧印は普通圧印に比べかえって高い完成圧力を要求されるであろう。凸形品の圧印においても多少は加工方向の影響が現われると思われる。

この最後に残る未接触部分の位置は材料の加工硬化特性によっても変ることがある。すなわち第 4・2・10 図 (b-1) と (b-3) では最後まで角を満さない部分はそれぞれ外角 (o) と内角 (i), また (c-1) は頭部中心に傷が残るが (c-3) ではそれは生じない。

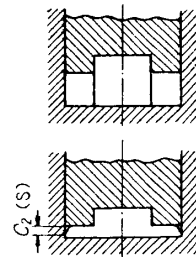
第 4・2・8 図 (a-2), 第 4・2・10 図 (a-2), (b-2), (c-2) は欠陥のない製品の例である。他方第 4・2・8 図 (b-1), 第 4・5・13 図 (a-3), (b) は欠陥の例である。第 4・2・8 図 (b-1) は材料の持上りが起ってその上面が上型凹み底に行き当たった段階を示す。さらに加工が進む



第 4・5・13 図 圧印成形に見られる傷。硬アルミニウム

とこの持上った材料は押もどされると同時に、上型突起面と下型の間から押出された材料がこの空洞部をまわりから圧縮する。その結果 (b-2) のような円錐面形の折込を生じる。同じ起源の傷は第 4・5・13 図 (a-3) にも見られるが、これはきわめて軽いものである。しかし疲労強さなどには影響するかも知れない。なおこの種の折込は加工硬化率の大きい焼なまし材では割合少なかった。第 4・5・13 図 (b) の製品底の傷は押出鍛造製品に見られた表皮捲込である。第 4・5・5 図 (h) に ●印で示した傷は深いものではないが外見上のむらとしていくら加圧しても残る。この傷も焼なまし材では少ない。

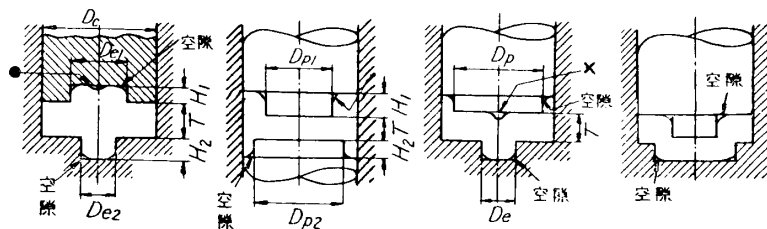
凸形品圧印における品物底面の傷をなくす方法として第 4・5・14 図に示すような作頭加工の形式を一二試みた。この場合には確かに傷はできなかったが最後の未接触部分は図右のようになり、完成圧力は第 4・5・8 図に s なる記号 ($D_e/D_c=0.8$) で示してある。これを見ると、最終圧力の点からは同じ形のものを普通法で作るときとほとんど変わらない。しかしこのことは一般的に成立つかどうかは今のところわからない。



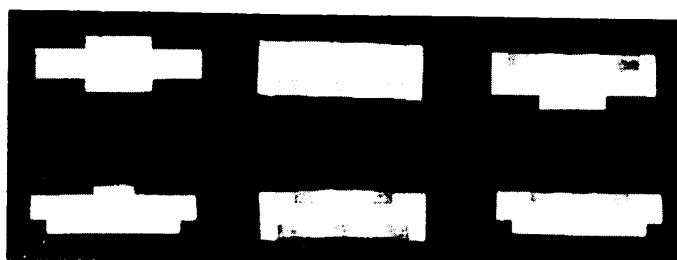
第 4・5・14 図
凸形品の作頭式圧印

上下とも凸凹ある型の場合 第 4・5・15 図に示すような上下型とも凹凸を有する型による圧印加工における所要圧力および製品欠陥が前節の加工のときと比べてどう異なるかを見るため幾つかの場合について硬アルミニウムを用いた実験を行なった。その製品の例は第 4・5・16 図の写真に見られる。この実験は変数がきわめて多いためここに行なった程度の範囲では一般的結論を引出すことはできないが大体次のようなことはいってもよいであろう。上下対称の形の場合 第 4・5・16 図上左中)には $C_{1\max}=0.2\text{ mm}$ 完成圧

力は素材厚さが半分で片方平面型の場合に対する完成圧力に比べ一般に幾らか低い。これはすでに前章で向合押出鍛造に関して述べたように、対称形の場合は平面型上で作用する摩擦に相当するものがないためである。しかしとくに H 形品において、コンテナを自由に動けるようにしておかない場合にはそ



第 4-5-15 図 上下とも凸凹ある型による圧印加工



第 4-5-16 図 上下とも凸凹ある型による圧印加工

の面上の摩擦のために圧印完成の時期は上下同時にならず、遅れる方の側の完成圧力は片方平面型の場合に比べかえって高くなる。上下非対称の + 形ないし H 形品（第 4-5-16 図下左中）の場合には当然断面積の広い材料突起部が先に完成するが、狭い方の突起部の完成荷重はこれと同じ型と平面型による圧印完成荷重にほぼ等しい。また製品傷は大抵の場合見られなかった。以上のデータは、すでに第 1 報 1-6 において考察的に導いた一般的結論“角出過程が材料の各部分で同時に終了するような場合に所要圧力はもっとも低くなる”を裏付けている。

4-6 工具に加わる圧力

以上の研究においては、解析および実験とも上または下型に加わる平均圧力のみを問題としてきた。平均圧力の知識は加工に必要な力およびエネルギーを知るに十分であるが、工具に局部的な過圧力の作用するような加工においては、工具のその部分がもつかどうかの判断は与えない。また加工方向に直角に圧力を受けるような部分に、どの位圧力が働くかも知ることができない。このような圧力を近似的に解析するには、第 1 報総論において述べた加工圧力下界を求めるための応力場を考えればよいと思われる。しかし本研究においては下界を扱わなかったため、二三の軸対称押出および圧印加工について、コンテナ壁に加わる内圧および圧印型突起に加わる圧力を実測し考察を行なった。

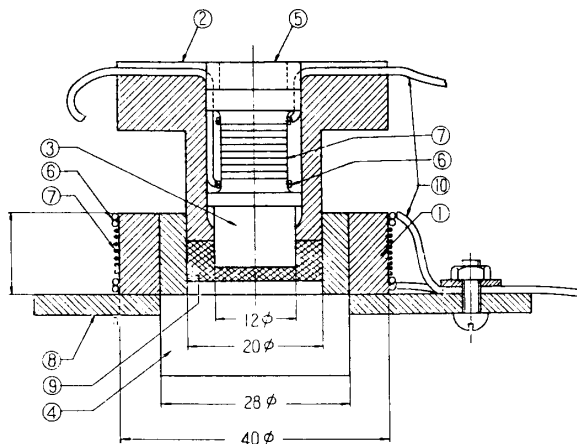
4-6-1 圧力測定法

4-6-1-1 測定装置

鍛造加工における工具の局部的な圧力を測ったものとしては、平行型による圧縮加工中の型面の一部分の圧力測定の実験がある [24]。また押出加工におけるコンテナ壁の一部に加わる圧力を測定した研究も報告されている [40] [41] [42]。これらはいずれも、工具面の一部に孔をあけ、そこにピンを挿入し、そのピンに加わる圧力を工具外部の受圧器に伝えて測定するものである。局部圧力を求めるためにはこのやり方はやむを得ない点があるが、受圧

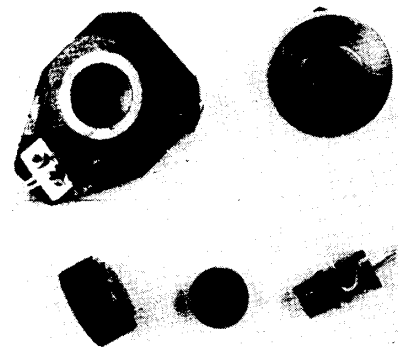
器に伝えられた圧力が、真の加工中の圧力を示すかどうかには疑問がある。すなわち、加工中はピンおよび工具は圧力によって弾性的に変形するが、両者は一般に同じ剛性をもたないからピンの端面は、工具面に対していくらか出っばるか引込むかするであろう。そのためピンに加わる圧力は、ピンがない平坦な工具面のその部分に実際に働く圧力と多少とも相異なるはずである [43]。さらにピンとその入る孔との間にいくらか隙間があるから、材料がその間にばりとなって挟まり、ピンの動きを妨げる。

このような疑問があるので、本研究においてはコンテナ・リングに加わる内圧を測る方法としては、リング全体のたわみを測ることにした。しかしこの方法によると、測定された結果は、リングに加わる内圧の軸方向のある長さの間の平均値しか得られない。第4・6・1および



第4・6・1 図 工具圧力測定用装置. 工具鋼焼入研磨.
① 二重焼嵌構造コンテナ・リング, ② 上型本体,
③ 上型コア兼受圧器, ④ 下型, ⑤ コア突起高さ
調節用当て板, ⑥ 抵抗線ターミナル用燐青銅鉢巻
線, ⑦ 抵抗線, ⑧ ベークライト板, ⑨ 被加工素
材, ⑩ コード

4・6・2 図 ①はこのための工具鋼製コンテナ・リングである。これは内径 20 mm, 外径 40 mm で二重焼嵌構造にし, 外周面は燐酸被膜を施し, さらにその上にアラルダイトを塗って絶縁



第4・6・2 図 工具圧力測定用装置および
内圧検定用鉛門板 ⑪

し, 直径 0.05 mm のアドバンス線を, 抵抗 120 Ω になるように巻いた。抵抗線の端を固定するためには, コンテナ外周に燐青銅針金を巻いてねじってとめ, これにはんだ付をした。圧力の測定はリングが内圧によってふくれる際に抵抗線が引伸ばされて電気抵抗が変化することを, 普通用いられている方法および市販増巾装置によって増巾測定した。

圧印中の工具の突起部に加わる圧力は第4・6・1および2図②, ③のような複合型によって測定した。すなわち上型②の中心に直径12 mmのコア③を挿入し, コアにコンテナ・リングと同じ方法で抵抗線を巻付ける*。コアは上型面に対し突出したり引込ませることができるので, 上型全体に加わる力をも測定すれば4・5・3において述べた凹形および凸形品の圧印加工に際して, 上型面およびその突起部または引込部に加わる平均圧力を別々に知ることができる。実際測定に当っては松村式30トン万能材料試験機を用いて低速で加

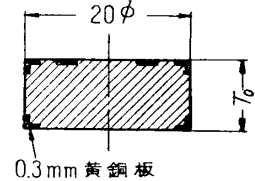
* 特許番号 第211390: 出願者, 福井伸二, 重松友道。棒状固体の周囲に電気抵抗線を巻きつけた力測定ゲージ。

特許番号 第207999: 出願者, 福井伸二, 久能木真人。アルマイトの上に直接電気抵抗線を巻きつける電気抵抗線歪計。

圧した。上型全体に加わる力はこの試験機の荷重計から読取り，また工具の前進量は2個のダイヤル・ゲージを用いて測定した。

4.6.1.2 装置検定

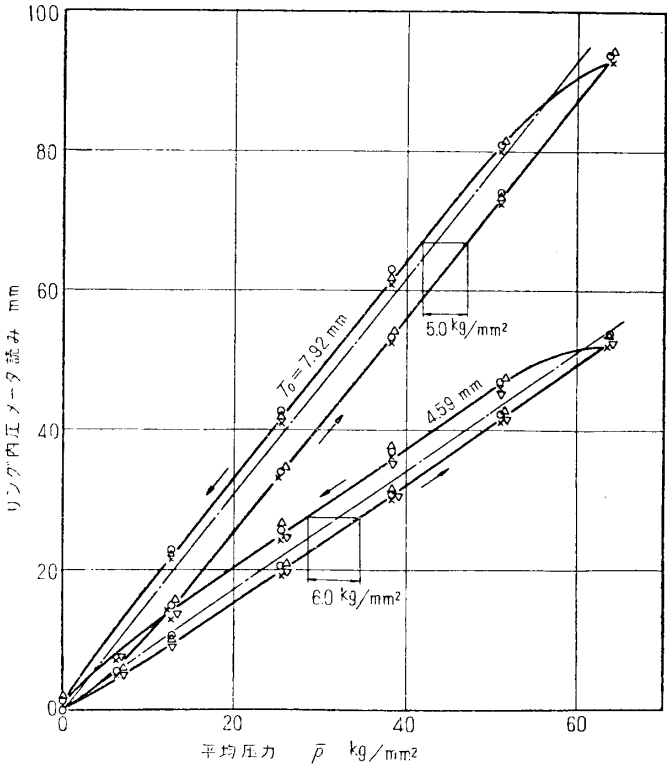
コアーに加わる荷重または圧力と，メータの読み*の関係を調べるには，コアーを単独に取出して圧力を加えさえすればよいから簡単である。他方，コンテナ・リングの圧力-読み検定曲線を作るには工夫を要した。使用圧力は10,000気圧近くに達するので，コンテナに内圧を加えるのに Major [44] が用いたような液体，Frisch および Thomsen [41] [42] が用いたようなゴムないし単独の鉛を使用することはできなかった。すなわち，コンテナ・リングと，加圧用ラムの間には多少とも隙間があり，しかもコンテナは圧力を受けて拡がるために，この隙間はさらに開き，この間からゴムおよび鉛はばりとなって流出した。色々を試みを行なった結果，第4.6.3図に示すように鉛の円板形材料の角に厚さ0.3mmの黄銅板をかおせるとコンテナと加圧ラムの間から鉛が流出しないようになった。この位の厚さの黄銅板は曲げに対してはほとんど剛性をもたないから，鉛の圧力媒体としての作用は妨げないものと思われる。



第4.6.3図 コンテナ内圧測定系検定用円板

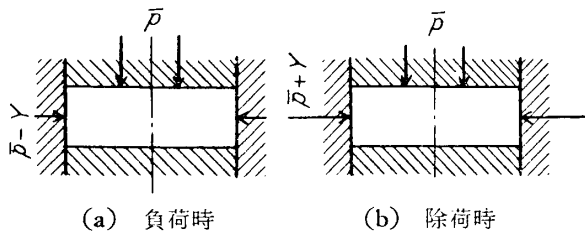
第4.6.4図は，このようにして作った厚さ4.59および7.92mmの鉛円板をコンテナ中に入れ，上下を平らなラムで加圧した

場合の平均加圧力とメータ読みの関係である。これを見ると毎回の測定値はほぼ一致するが，負荷時と除荷時の値は一致せず，それぞれ別の直線にのっている。これらの直線は互に平行である。これは鉛が液体と異り降伏応力を持つためと考えることができる。第4.6.5図はこの考え方の概念図である。コンテナ・リングは比較的剛性が低く，圧力によってかなり膨張するため負荷時に鉛が上面を \bar{p} なる圧力で押されるとすると，側面から $\bar{p}-Y$ なる圧力を受けながらわずかではあるが塑性変形する。ここに Y は鉛の降伏応力を表す。次に除荷時にはコンテナは収縮し，鉛は初めと逆方向に塑性変形を行なうから，コ



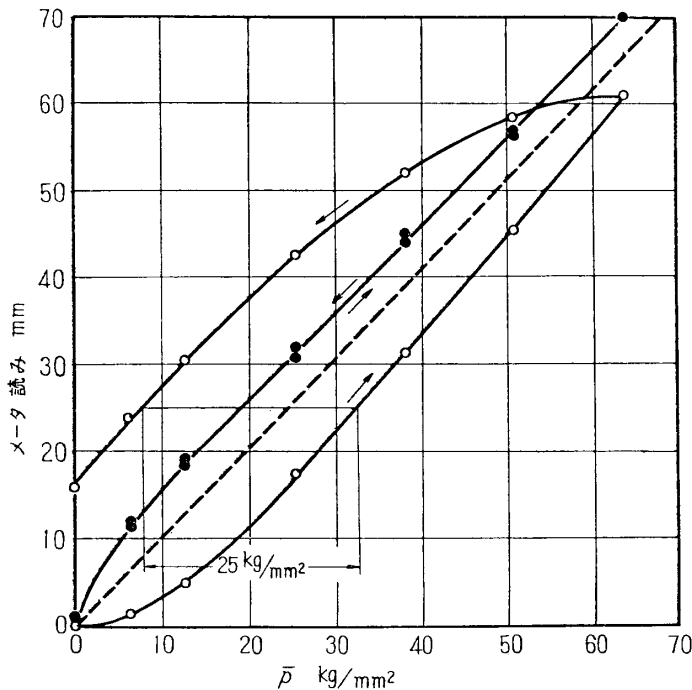
第4.6.4図 コンテナ・リング内圧測定系検定曲線。鉛円板

* 実際には電磁オシログラフのすりガラス面上の光点を読んだ。



第4-6-5図 円板を密閉平面型で加圧除圧する際の型およびコンテナ圧力の関係。

ンテナ面の圧力は上面圧力 \bar{p} よりも Y だけ高いはずである。したがってもし Y が一定ならば、負荷および除荷時の上型圧力メータ読み曲線は互に平行な2本の直線となり、両者の間隔は $2Y$ に相当するであろう。事実第4-6-4図の二つの場合に対する直線間隔はそれぞれ 5.0 および 6.0 kg/mm^2 であり、他方この鉛の降伏応力 Y は第2報第2-3-12図に示されたように約 2.0 kg/mm^2 であるので、上述の考え方は正しいものと思われる。さらに、負荷時には一定加圧力のまましばらく放置するとメータの読みが増し、除荷時には減る傾向があることがわかったが、これは応力弛緩現象で Y が低下すると考えればやはり上述の解釈を裏付けるものである。さらに第4-6-6図には鉛の代りに直径がコンテナ内



第4-6-6図 硬アルミニウム円板を密閉平面型で加圧および除荷する際のコンテナ・リングならびに中心コアに働く圧力

径にほとんど等しい硬アルミニウム円板を用い平らな上下型で加圧した場合の加圧力-リング撓み(メータの読み○印)の関係を示してあるが、曲線はループを画いている。しかしこれもよく見ると、負荷および除荷開始点の近くを除けば2本の平行直線をなし、その間隔は 25 kg/mm^2 である。この値は硬アルミニウムの降伏応力のやはり大体2倍に相当している。以上の実験結果および考察から、コンテナに加わる静水圧とメータ読みの関係は、原点を通り2本の直線に平行に引いた直線であると考えられる。

第4-6-4図の2種の検定直線の高さは、用いた鉛円板の厚さ

にほとんど比例している。このことは、コンテナ内で内圧の加わる高さ、および位置が相当異なっても、外周撓みの読みは全内圧力によってのみ定まることを示している。本実験では二つの厚さの異なる鉛に対する検定直線の平均を用いたので、アルミニウム素材の加工時に生じる位の大きい内圧でかつ素材が薄すぎなければ、 $\pm 3\%$ 以内の精度で内圧を測れるであろう。

鉛によるコンテナ内圧受圧器検定と同時に、上型内にコアを面を上型面とそろえて挿入して、この受圧系統に対する電流読みを取ったところ、コアを単独に負荷したときと一致

する結果を得た。すなわち組込んで負荷した場合、コアに加わる圧力を全上型面上の平均圧力に等しいとして圧力メータ読み直線が得られたが、これはさきに述べた単独負荷の際、コアの端面に働く圧力メータ読み直線と3%と変らなかった。これと同様な試験をアルミニウム円板で行なった結果は第4・6・6図に●印で示されている。この場合は負荷、除荷時ともメータ読みは単独負荷直線(破線)より上方にあるが、これとほぼ平行である。これは上型内に組込まれたコアの端面が上型面と完全に同一平面上になく無負荷時に約0.05 mm突出していたためと考えられる。したがって負荷の初期には上型の全負荷はもっぱらコアに加わることになる。ここに述べた結果は、平坦な工具面の一部の圧力を測定することが最初に述べたようになりかなり難しい問題であることを示している。

4・6・2 加工圧力測定結果および検討

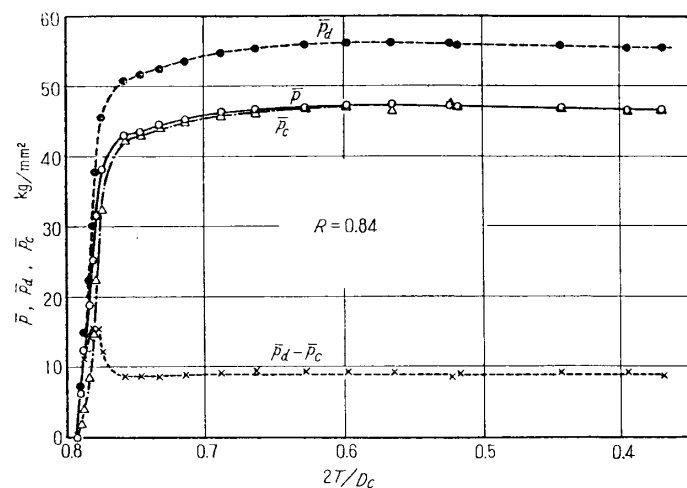
4・6・2・1 押出加工

製作したコンテナ・リングは内径20 mm に対し高さは10 mm であったため、定常押出時における圧力は測定できなかったが、高さ6 および8 mm の硬アルミニウム素材を用い、6 mm および8 mm のダイス孔から押出鍛造を行ない、全押出荷重およびコンテナ内圧の読みおよび押出ストロークを測定した。第4・6・7図は実験結果の一例である。図中 \bar{p} および \bar{p}_d は試験機荷重計の読みから計算したそれぞれ素材断面積および押出ダイス表面積当りの平均圧力でこれは試験全段階を通じほぼ一定であった。これに対しコンテナ内圧のメータ読みはストロークの進行とともに減少したが、これを押残り部分の素材とコンテナ接触面積当りの平均圧力 \bar{p}_c に換算するとやはり全段階を通じてほぼ一定となった。

そして行なった実験の範囲内では $\bar{p}_c \doteq \bar{p}$ である。また \bar{p}_d

と \bar{p}_c を計算してプロットしたものを図中に×点で示すが、この値は押出開始時のピークを過ぎて後はほぼ一定値をとる。同じ押出口のダイス2個で上下対称に押出を行なった場合も、ほとんど同じ結果を得た。

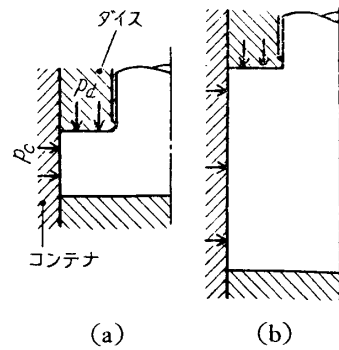
これらの測定結果について以下に簡単な考察を行なって見よう。第4・6・8図(a)に見るように材料の高さが比較的短い場合にはダイス面直下の材料全体は塑性変形を行なうから、ダイス面圧力が一様で \bar{p}_d に等しいと仮定すると、すでに鉛およびアルミニウム円板の一樣加圧の実験結果(第4・6・4および6図)から明らかのように $\bar{p}_d - \bar{p}_c \doteq Y$ となるはずである。しかしながら押出が始まってダイス面下の材料が押出口の方に流動しはじめるとすでに知られているように[40][45]ダイス面圧力はコンテナ壁上で最大となりダイス孔の方に向っ



第4・6・7図 丸棒押出鍛造中の素材平均加工圧力(\bar{p})、ダイス面圧力(\bar{p}_d)およびコンテナ平均内圧(\bar{p}_c)

て低下するから、コンテナ壁の近くのダイス圧力 p_a は \bar{p}_a より大きくなるであろう。そこで $\bar{p}_a - \bar{p}_c < Y$ となる。これは第 4・6・7 図の $\bar{p}_a - \bar{p}_c$ 曲線の経過をよく説明している。この点から考えると断面減少率が非常に小さな押出においては \bar{p}_a が高い割に \bar{p} は低いから、 \bar{p}_c は \bar{p} よりも大きくなるのが予想されるが、このことは実験的に確かめてない。

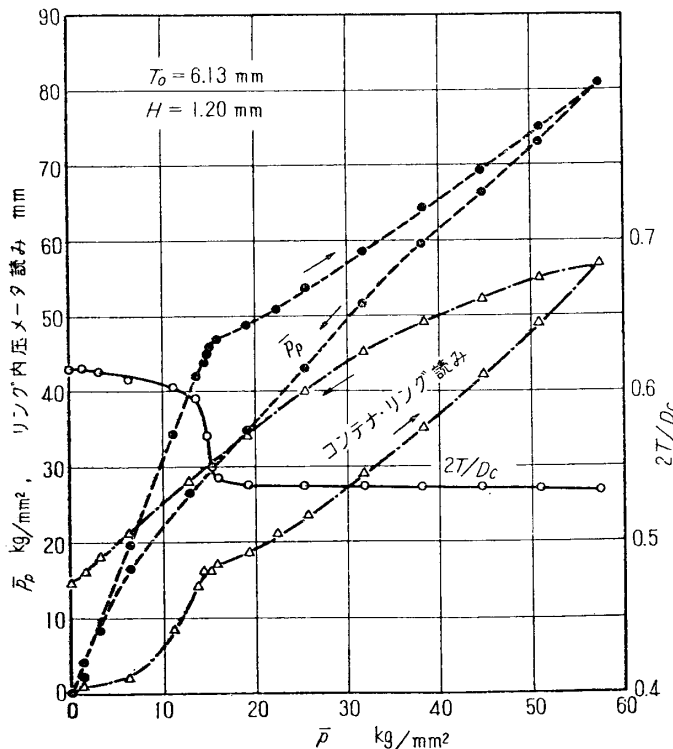
一方第 4・6・8 図 (b) のような長い素材の場合には、コンテナ壁上で摩擦がないとするとダイスより離れたところでは材料中の長手方向圧力は一様で \bar{p} に等しくなり、コンテナ面上の圧力は $\bar{p} - Y$ に等しいはずである。コンテナ面上に摩擦があるときは p_c は $\bar{p} - Y$ よりも一層低い。したがって結局、断面減少比が大きな押出加工に対しては、コンテナの内圧として \bar{p} を考えれば十分安全であろう。これは Frisch および Thomsen らの結論 [42] [45] と一致している。素材が短く、断面減少率も低い場合には上の結論は成立たないであろうが、この場合はコンテナに加わる全負荷は当然少いからあまり問題はない。



第 4・6・8 図 丸棒押出加工におけるダイス面圧力とコンテナ圧力

4・6・2・2 圧印加工

第 4・5・5 図 (a)~(d) に示されるような凹形品を完全密閉型で圧印する場合のコンテナ



第 4・6・9 図 完全密閉型による凹形品圧印加工中の平均加工圧力 (\bar{p})、上型突起部の平均圧力 (\bar{p}_p) およびコンテナに加わる内圧

内圧のメータ読み、上型突起部平均圧力 \bar{p}_p 、材料最小厚さ T と素材全平均加工圧力 \bar{p} の関係の例を第 4・6・9 図に示す。図中コンテナ圧力をたんにメータ読みで表わしたのは加工の最初と最後以外は材料とコンテナ面の接触面積がわからないからである。図に見られるようにこの値は最初押込開始時は急激に増し、次に第 4・5・13 図 (a-1) に示されたような材料周辺部の持上りによって増加が緩和されるのがわかる。その後は円板素材の平面型圧縮 (第 4・6・6 図) の際と同様負荷、除荷によって、読み取り値はループを画く。一方突起部圧力は、最初は全荷重がここに集中するため急激に上昇するが、素材周辺部が上型肩面に

接触してからは傾斜はゆるやかになる。除荷の場合にはほぼ一様に圧力は低下する。

これらの測定結果から、最高荷重時の素材断面積、突起部断面積、上型肩部面積およびコンテナ内面積当りの平均圧力を計算したものが第 4・6・1 表である。この表を見ると突起圧力

第 4・6・1 表 凹形品の完全密閉型による圧印加工最終荷重時の工具各部分に加わる圧力
および残留コンテナ内圧 (kg/mm^2)

上型突起高 mm	品物凹み底厚 mm	全平均圧力 \bar{p}	突起圧力 \bar{p}_p	上型肩部圧力 \bar{p}_s	コンテナ内圧 \bar{p}_c	$\bar{p}_p - \bar{p}$	$\bar{p} - \bar{p}_c$	残留コンテナ内圧 \bar{p}_{cr}
0.05	6.00	64	68	63	50	4	14	14
1.20	1.35	64	89	49	53	25	11	16
1.20	3.20	61	81	49	49	20	12	14
1.20	5.35	57	75	42	45	18	12	12
3.60	1.69	57	84	43	35	27	22	10

\bar{p}_p はつねに全平均圧力 \bar{p} よりも高く、その程度は上型突起高さが高いほど、また品物凹み底厚さが薄いほど大きいことがわかる。上型周辺肩部の圧力 \bar{p}_s は逆に \bar{p} よりもつねに低く、突起部長さが短いほど \bar{p} に近づくが、前節の押出加工に関して考察したような \bar{p}_s と \bar{p}_c の間の簡単な関係は見出せなかった。他方今の場合はつねに $\bar{p} > \bar{p}_c$ であった。押出加工に関して述べたように長い素材に対しては当然 \bar{p}_c は $\bar{p} - Y$ に近づくが、短い素材に対しては考察が難かしく上に述べた範囲の実験では一般的な結論を引出すわけには行かない。しかしこの場合もおそらく \bar{p}_c は \bar{p} よりあまり大きくなることはあり得られないように思われる。

総 括

1. 軟アルミニウム円柱試験片の粗い平行型による圧縮、同材料のリング状試験片をコンテナ内で粗い平行型ならびに潤滑した平行型で圧縮した場合の平均加工圧力の実験値は、第 3 報で求めた圧力上界値ならびに摩擦と加工硬化の補正方法を用いた予想値とよく一致した。
2. 硬アルミニウムおよび硬銅リング状試験片の自由圧縮試験により一潤滑剤を用いた場合の材料と工具の間の摩擦係数の値としてリング寸法に無関係にほぼ一定値が得られ、第 3 報に示した解析方法の結果がよい近似を与えることを示した。
3. 硬アルミニウム円板素材を用い、平らな下型上で中心に円柱ポンチを押込む実験を行ない、加工圧力と素材のゆがみを調べた。加工圧力はポンチ周辺の材料のたがの作用により、対応する平面ひずみ問題と異なって素材直径にも大きく影響された。このポンチ周辺の素材のつばの部分は内圧のため著しくゆがんだ。
4. 軟、硬アルミニウム素材をコンテナ中に入れ円柱ないし円筒ポンチを押込む実験を行った。この場合の加工圧力は押出ないし上昇穿孔における圧力とほぼ同様な傾向をもつことがわかった。なお素材が薄いときはやはりゆがみを生じた。
5. 主として硬アルミニウムその他軟アルミニウム、軟、硬銅、黄銅、鉛による丸棒押出、

円筒上昇穿孔，それらの後期に相当する押出鍛造ならびに対称向合押出ないし穿孔鍛造を行ない，第3報による解析結果と比較した．解析結果は実験値の傾向をよく表わしたが，定常圧力に関しては10~20%，押出鍛造後期の圧力に関してはそれ以上高かった．この原因としては上界接近法自体の制約，材料の降伏応力および摩擦の影響の過大評価が考えられた．加工中の材料の流れおよび欠陥生成についても最低上界速度場はかなり良好な説明を与えた．その上これによって材料の欠陥防止法が考案され実証された．

6. 同じ材料によってリング状素材からの円筒押出および中実素材から丸棒と円筒より成る断面の押出実験を行ない，潤滑された定常押出圧力は素材および押出部分の断面形状がいろいろ変わっても全断面減少率ないし素材と押出部分断面積の比によってほぼ一義的に定まることが見出された．

7. 二方向非対称向合押出実験を上と同じ材料で行なった，非対称押出-押出ないし穿孔-穿孔鍛造においては加工初期は両出口から材料の流出が起るがやがて狭い押出口からの流出は止ってすでに押出された部分は切れて落ち，後は一方向のみの加工と同様の経過をたどった．これは対称加工の場合でも一方の流出を途中でさえぎれば同様であった．向合押出-穿孔鍛造実験の結果は第1報の平面ひずみ解析の示すように普通の一方向押出に比べ加工圧力が著しく低下することがわかった．

8. 硬アルミニウムによる外径20mm素材の密閉型圧印試験の結果，材料と工具の未接触長さがいずこでも0.2mm以下になるような鋭い角を出すに必要な平均圧力は素材が薄いほど，また型面の凸凹が深いほど高く実験を行なった範囲では材料降伏応力のほぼ2.5~5倍程度であった．上下型にともに凸凹がある場合は一方の型が平らな場合と同じかまたはいくらか低い圧力ですんだ．この圧力は解析から予想される値よりもかなり低く，その原因としては解析における材料降伏応力の過大評価および工具の弾性変形の無視が考えられた．なおこの種の加工にも場合により，種々の折込式の欠陥が製品に見られた．なお加工方式を適当に変えることにより加工圧力を低下させたり，欠陥を除きうることを示した．

9. 押出鍛造および圧印加工中のコンテナ・リングに作用する内圧を測定し，一般の場合には平均内圧は材料断面積当りの平均加工圧力と考えてよいことを見出した．またこの種の加工で除荷重後にコンテナが素材をしめつける圧力は，その材料の降伏応力にほぼ等しいことがわかった．圧印中の型の突起部に加わる圧力は全体の平均圧力より高く，その程度は突起高さが高いほど，素材が薄いほど大きかった．

結 論

以上第1~4報の研究全体を通じて試みたことを要約し，それらの結果を検討すると以下のような結論を導くことができる．

1. 金属の平面ひずみおよび軸対称変形各種鍛造，押出加工にあたっての加工力，材料の変形および欠陥を解析的に予言するため新しい方法を導入し発展させた．

a) 上界接近法の採用．一般にこれらの問題を厳密に解析することは不可能かもしれないが実用上無意味なくらい手間を要する．そのため近似法として塑性理論における極限定理から導かれる上界解を取上げ，材料内に適当な可容速度場を設定して上界をできるだけ低くするこ

とにより実際の過程に近づく上界接近法を全面的に使用した。

b) 解析の手間の減少と精度向上のための工夫。上界接近法をより少ない手間とより良い精度で適用できるようにするため、各種速度場の比較検討を行ない数値積分を必要とせずしかも比較的低い上界を与える三角形および平行速度場を選んだ。さらに加工中の材料内部を単位変形領域に分割し、各領域に対してあらかじめ求めてあるエネルギー消費率の値を用いることにより最適上界と速度場を敏速に決めることができた。

c) 実際材料への適合のための工夫。現在までに発表された軸対称問題（押込）の上界は Tresca 材料を仮定したものであるが、本研究では実際の材料に一層近い Lévy-Mises 材料を仮定した。また材料と工具間に Coulomb 摩擦が働く場合のなるべく低い上界、材料が加工硬化する場合でとくに非定常変形状態中の上界を求める方法を考案した。

2. 上述の解析方法による予想が手間の少いのに比べて、実用目的上十分有効なものであることが厳密解析および実験結果との比較によって証明された。

a) 本法による結果は厳密解ないし実験による加工圧力をつねに大なり小なり過大評価した。従来の近似解析法は過大か過小評価かがつねに不明であり、それに比べて加工機械容量の見積りおよび工具設計に当っては過大評価の方が安全である。しかも上界接近法を用いるときは、新たにより低い上界が得られたときは、それがより正しい値に近いことが明らかである。

b) 本法による結果の精度はかなり満足すべきものであった。たとえば平面ひずみ問題で Coulomb 摩擦が作用しないような場合（工具が完全に滑または粗の場合）は、圧力上界の厳密解との差はほとんど 10% 以下であった。軸対称問題で Coulomb 摩擦および材料の加工硬化が存在する場合には予想と実験値の差は多くの場合 10~20%、ときには数十パーセント以上の差を生じることがあった。しかしこの大きな差は、上界接近法による欠陥というよりむしろ後で述べる未だ考慮に入れられない因子ないし量のはっきりしない因子によるものと考えられた。なお材料の変形、欠陥生成についての予想と実験結果はかなりよい一致を示した。

3. 上界接近法による解析および非鉄金属を用いた室温、低速での実験的研究により、鍛造および押出加工についての若干の新知識を得ることができた。

a) 平面ひずみ状態における開放型盛上鍛造、作頭、拘束押込、押出鍛造、組合せあるいは向合押出および押出鍛造、密閉型圧印など従来解析されたことのない加工の所要圧力、変形、欠陥生成過程などが明かにされた。

b) 軸対称ひずみ状態における円柱圧縮（粗い型）、リング圧縮、押込、種々の組合せ押出、穿孔および押出鍛造、密閉型圧印における所要力、変形、欠陥生成過程などが明かにされた。それらのうち、定常押出圧力が全断面減少比によって大体一定するということが、向合押出鍛造における所要加工力低下、材料内部クラック発生、材料破断分離などの現象はとくに興味がある。押出加工中の欠陥防止に対する二三の方法も考案された。

c) 各種加工の統一的、総合的取扱いの結果、それぞれの特性、関連が明らかになった。たとえば平面ひずみと軸対称ひずみ問題は一般に著しく相似するが、リング圧縮や有限板押込では相異なる。また全体として、工具による材料表面拘束の度合一面積、摩擦力—が大きい

い加工ほど加工圧力が高くなる点が見出された。これは同一形の成品を作るための加工方法の選択の際、判断資料を与える。

d) 従来あまり考慮されてなかった因子が加工圧力にかなりの影響を与えることがわかった。これらの因子は、加工方式による摩擦係数の差異、加工中主ひずみ方向が変化し、かつ全対数ひずみにして 10 に近くなるまでひずみを与えられた材料の降伏応力、ならびに密閉型圧印加工のような場合における工具自体の弾性変形等である。

4. 以上によって上界接近法がかなり満足すべきものであることは明らかであるが、この方法も今後なお、計算の手間が簡単で精度のよい速度場を研究し、材料の加工硬化や Coulomb 摩擦の影響のより厳密な導入法を見出し、さらに加工のさいの速度や温度効果、工具の弾性変形をも考慮に入れうるように発展させる必要があると思われる。他方、この本法をチェックしかつ発展させるには厳密解析も重要であろう。実験技術についても、とくに内部変形透視器の改良の必要、材料の降伏応力、工具と材料間の摩擦係数の実際加工条件下での正しい決定等今後研究すべき余地が多い。

謝 辞

以上の研究を通じ、始終、御指導、援助ならびに激励を賜った東京大学航空研究所福井伸二教授に厚く御礼を申し上げます。また研究室の清野次郎、滝田巖君および岩崎通信機株式会社の亀谷成君には実験、データ整理および原稿準備、印刷にあたって多大の援助をいただき感謝いたします。さらに本研究の実験装置の一部は岩崎通信機株式会社の御厚意により製作されたものでありここに改めて謝意を表明する次第であります。なお本研究の費用の一部は文部省総合科学研究費に負うものであることを附記いたします。

1959年4月22日 材 料 部

文 献

- [1] Siebel, E.: "Die Formgebung in bildsamen Zustand", Verlag Stahleisen G. m. b. H., Düsseldorf, 1932.
- [2] たとえば Alexander, J. M.: *Inst. Mech. Engrs, Paper 42* (3/1958).
- [3] Alexander, J. M.: *Jr. Mech. Phys. Solids*, **3** (1955), p. 233.
- [4] Bishop, J. F. W.: *Jr. Mechs. Phys. Solids*, **6** (1958), p. 132.
- [5] Shield, R. T.: *Jr. Mechs. Phys. Solids*, **3** (1955), p. 246.
- [6] Shield, R. T.: *Proc. Roy. Soc., London, ser. A*, **233** (1955), p. 267.
- [7] Thomsen, E. G. and Frisch, J.: *Trans. A. S. M. E.*, **80** (1958), p. 117.
- [8] Kobayashi, S. and Thomsen, E. G.: *Trans. A. S. M. E.* (前刷)
- [9] 工藤英明: 航研集報, **1** (1958), p. 37.
- [10] 工藤英明: 同上, p. 121.
- [11] Johnson, W.: *Appl. Sci. Res., ser. A*, **7** (1958), p. 437.
- [12] Johnson, W.: 3rd. *U. S. Cong. Appl. Mech.* 1958, p. 571.
- [13] Johnson, W.: *Appl. Sci. Res., ser. A*, **8** (1959), p. 228.
- [14] Johnson, W., Mellor, P. B. and Woo, D. M.: *Jr. Mech. Phys. Solids*, **6** (1958), p. 203.
- [15] Johnson, W.: *Appl. Sci. Res., ser. A*, **8** (1959), p. 52.
- [16] Johnson, W.: *Proc. Inst. Mech. Engrs.*, 1958 (前刷).
- [17] Shield, R. T. and Drucker, D. C.: *Jr. Appl. Mech.*, **20** (1953), p. 453.
- [18] Shield, R. T.: *Quart. Appl. Math.*, **13** (1955), p. 27.

- [19] Levin, E.: *Quart. Appl. Math.*, **13** (1955), p. 133.
 [20] Ross, E. W.: *Jr. Appl. Mech.*, **23** (1956), p. 244.
 [21] Kudo, H.: *Proc. 5th. Japan Nat. Cong. Appl. Mech.* (1955), p. 75.
 [22] Kudo, H.: *Proc. 7th. Japan Nat. Cong. Appl. Mech.* (1957), p. 57.
 [23] Schroeder, W. and Webster, D. A.: *Jr. Appl. Mech.*, **16** (1949), p. 289.
 [24] Unksow, E. P.: “*Neue Forschungen der Schmiedetechnologie*”, Veb Verlag Technik, Berlin, 1954.
 [25] 久能木真人: 科研報告, **30** (1954), p. 63.
 [26] 福井伸二, 工藤英明, 滝田 巖: 機械学会塑性加工専門講演会, 1957年11月.
 [27] Hencky, H.: *Zeit. ang. Math. Mech.*, **3** (1923), p. 241.
 [28] Ishlinsky, A.: *Prikladnaia Matematika i Mekanika*, **8** (1944), p. 201.
 [29] Johnson, W.: *Jr. Inst. Met.* **85** (1956), p. 403.
 [30] Dodeja, L. C. and Johnson, W.: *Jr. Mech. Phys. Solids*, **5** (1957), p. 281.
 [31] Dipper, M.: *Archiv. f. Eisenhüttenwes.*, **20** (1949), p. 275.
 [32] 五弓勇雄, 鈴木 寿他: 日本金属学会誌, **18** (1954), p. 232, p. 321, p. 375, p. 437; **19** (1955), p. 351, p. 575; **20** (1956), p. 378.
 [33] 久能木真人: 日本機械学会論文集, **22 IV** (1956), p. 429.
 [34] Fukui, S., Kudo, H. and J. Seino: *Rep. Inst. Sci. Tech., Univ. Tokyo*, **11** (1957), p. 91.
 [35] Tabor, D.: “*The Hardness of Metals*”, Oxford, Clarendon Press, 1951.
 [36] Pearson, C. E.: “*The Extrusion of Metals*”, Chapman and Hall, London, 1944.
 [37] Johnson, W.: *Jr. Mech. Phys. Solids*, **5** (1957), p. 202.
 [38] 麻田 宏, 田中英八郎, 小池吉蔵, 森本三郎: 日本金属学会誌, **21** (1957), p. 180.
 [39] Frisch, J. and Thomsen, E. G.: *Trans. A. S. M. E.* (1959) (前刷).
 [40] Frisch, J. and Thomsen, E. G.: *Trans. A. S. M. E.*, **76** (1954), p. 599.
 [41] Frish, J.: 同上, p. 509.
 [42] Thomasen, E. G.: 同上, p. 515.
 [43] Parisch, G. J.: *Brit. Jr. App. Phys.*, **6** (1955), p. 256.
 [44] Major, H.: *Trans. A. S. M. E.*, **78** (1956), p. 79.
 [45] Thomsen, E. G. and Frisch, J.: *Trans. A. S. M. E.* **77** (1955), p. 1343.
 [46] Sukolski, P. J.: *B.I.S.R.A. Rep.* MW 143/55 (1955)

Abstract

Hideaki KUDO, *Study on Forging and Extrusion Processes. Part IV—Experiments on Axisymmetric Problems*. Experiments on ‘compression of cylinder and annulus’, ‘indentation (Figs. 4·2·1 and 5)’, ‘extrusion and extrusion-forging (Fig. 4·3·3 (a))’, ‘piercing and piercing-forging (Fig. 4·3·3 (c))’, ‘hollow billet extrusion (Fig. 4·3·3 (f) (g))’, ‘combined extrusion (Fig. 4·3·3 (e))’, ‘opposed extrusion-forging (Fig. 4·3·3 (b) (d) (h) (i) (j))’ and ‘closed-die coining (Figs. 4·5·2 and 5)’ are done with aluminum, copper, lead and brass at room temperature and at a low speed. Agreements between the predicted (*Part I and III*) and experimental working pressures are satisfactory except for the closed-die coining. The main reason for large discrepancies between the theory and experiment is thought to be due to the incorrect estimate of the coefficient of friction and the yield strength of material under the actual working conditions and the neglect of the elastic distortion of the workidg tools. The upper bound approach method predicts the deformation of material well and suggests the formation mechanism and prevention method of material defects caused by working. The internal pressure acting on the ring container and the projection of the die are measured (Fig. 4·6·1) and the Thomsen and Frisch’s conclusion is confirmed.