アルミニウムの熱間押出しにおける 最高押出し圧力に関する研究

竹内 寛司*・小林 啓行*

Studies on maximum extrusion pressure in hot extrusion of aluminum

UDC 669.71-12: 539.417

TAKEUCHI Kanji* and KOBAYASHI Yoshiyuki*

In general, the maximum extrusion pressure in hot extrusion depends on yield strength, billet diameter, billet length, extrusion ratio, extrusion temperature, and extrusion rate.

The object of this work was to derive a formula for calculating the maximum extrusion pressure as a function of the above factors in hot extrusion of round aluminum rods.

A number of extrusion experiments were conducted and an empirical formula was derived by analysis of the experimental results.

Since the experiments were done using 600 ton vertical type extrusion press with has the capacity of production scale, it could eliminate the scale effect usually encountered by small size experiments mainly due to the small heat capacity.

The yield strength having a great effect on the maximum extrusion pressure was determined by each experiment of extrusion. At elevated temperatures, it was little affected by the strain, but greatly depended upon the strain rate, on the contrary to the case in cold extrusion.

The strain rate varied according to the point of billet and it was important to know how to determine the average strain rate. This method was established by analysis of the experimental results for calculating the maximum extrusion pressure.

In hot extrusion, the yield strength usually decreased owing to the temperature rise caused by the heat which had been generated during extrusion by the conversion of a part of extrusion energy.

It should be also noted that the yield strength increased by the work hardening during extrusion.

As the results of the above studies, the empirical formula was derived to calculate the maximum extrusion pressure.

(Received May 24, 1971)

1. 緒 言

押出し加工の歴史は古く、また多くの金属の加工に利用されている。特にわが国の最近におけるアルミニウム熱間押出しの急激な発展はめざましい。押出しに関する文献は多いが、その大部分は冷間押出し、液圧押出しなどに関するもので、熱間押出しに関するものは非常に少ない。工場における生産は大部分が熱間で行なわれているにもかかわらず、研究の大部分が冷間で行なわれているのは、熱間で実験することが困難を伴うからであろう。しかし工場生産に必要なそして最も正確な資料を与えるためには、工場生産に近い規模でまた工場生産に近い条件で実験を行なうことが最も確実な方法である。

筆者¹⁾はさきに6063の丸棒の熱間押出し実験を行ないその最高押出し圧力を計算する式を求めたが、その際不明な点解析に不備な点などがあつたので、今回はまず最

も基本となる純アルミニウム丸棒の熱間押出し実験を行ない、押出し速度、押出し温度、押出し比、ビレット長さなどが最高押出し圧力におよぼす影響を明らかにした。

多くの研究者は押出し圧力の計算に際し、圧縮試験によつて材料の降伏応力を求めている。しかし3.4に述べるようにビレット内の各位置によつて歪および歪速度は非常に大きな差があるので、各位置における降伏応力にも差が生ずる。また加工硬化や、加工エネルギーが熱に変化したために生ずる降伏応力の低下などにより、ビレット内の降伏応力の分布はさらに複雑となる。各位置における降伏応力を知ることは困難であるが、この値を平均して平均降伏応力を求めることはさらに困難なことである。

筆者は多くの熱間押出し実験を行ない、これを解析して降伏応力を求めた。解析方法はもちろん文献も参考にしたが、実験結果と矛盾が生じないように解析方法を考へながら作業を進めねばならなかつた。このようにして

* 株式会社 日本軽金属総合研究所 (静岡県蒲原町) Nippon Light Metal Research Laboratory, Ltd.
(Kambara, Shizuoka-ken)

えた解析方法の逆算に、降伏応力と押し出し条件を代入することによって最高押し出し圧力を計算することができる。

筆者は 600 ton の熱間押し出し機を用いて押し出し実験を行なった。押し出し条件は工場生産における諸条件をほとんど包含しているから、これを解析して求めた降伏応力より、解析方法の逆算を行なつて求めた最高押し出し圧力は当然精度の高い値がえられる。

2. 実験方法

2.1 実験装置および材料

熱間押し出し実験には前回の6063の押し出し実験¹⁾と同様に 600 ton たて型熱間押し出し機を用い、押し出し圧力測定にはストレンゲージを内装した圧力ヘッドを使用した。XYレコーダーのX軸にラムの変位を導びき、Y軸に油圧の変化を導びいて図を描かせ、これより最高押し出し圧力を読みとつた。

ラム速度はラムの運動をタコジェネレーターの回転に変え発生電圧をXYレコーダーに描かせて読みとつた。コンテナは内径75, 100, 132 mm ϕ の3種類を使用した。ただし内径以外の寸法は3基とも同一設計であつた。コンテナ深さは350 mmでビレット最大長さ280 mmまで使用できた。コンテナは誘導加熱式で最高550°Cまで自動制御できた。

ビレット加熱にはたて型流気式電気炉を使用した。炉内の温度分布は $\pm 2^\circ\text{C}$ であつたが、炉内の気流を考慮してビレットを環状に配置したから、ビレットごとの温度差はさらに小さい。

純アルミニウムの鑄造組織は粗大な樹枝状晶になりやすいが、予備試験の結果このような組織のビレットは押し出し圧力のバラツキが大きく、データーの整理に不都合なことがわかつた。さらに研究を進めた結果、微粒化剤

を用いてビレットの全面に細かい粒状晶が現われた場合には押し出し圧力のバラツキが小さいことがわかつたので、本実験に用いたビレットはすべて微粒化剤を用い金型に鑄込んだ。

2.2 実験条件

a) 押し出し温度

押し出し温度のみを変え、他の押し出し条件を全く同一に行なつた押し出し実験の結果を、押し出し温度を横軸に、最高押し出し圧力を縦軸にとつてFig. 1に示す。250°Cまでは押し出し温度が上昇したわりに押し出し圧力の低下率が小さく、熱間加工の利点がないからほとんど実用にはならない。またアルミニウム合金中とくにかたい合金では、押し出し温度が高いと製品に欠陥が出やすいので、実用上520°C以上で押出すことはきわめてまれである。

したがつて筆者は押し出し温度(ビレット温度)を300, 350, 400, 450, 500°Cの5水準とした。通常コンテナ温度はビレット温度よりも約30°C低くするので筆者もこれに従つた。コンテナ温度はコンテナに挿入した熱電対によつて温度制御を行なつた。

b) ビレット長さ

前述のごとくビレット長さは最長280 mmしかとれなかつた。ビレットが長いときはFig. 2のごとく最高押し出し圧力とビレット長さとの関係において直線性が保たれるが、ビレットの長さが直径より短くなるとFig. 2の直線性が失なわれることが予備実験の結果わかつていたので、75, 100 mm ϕ コンテナの場合にビレット長さは80, 130, 180, 230, 280 mmの5水準とし、132 mm ϕ コンテナの場合にはビレット長さを130, 180, 230, 280 mmの4水準とした。

c) ダイスキ径

押し出し比は各コンテナとも9.8, 39.1, 156の3種類と

Fig. 1 Relation between maximum extrusion pressure and extrusion temperature.

Fig. 2 Relation between maximum extrusion pressure and billet length.

した。

d) 押出し速度

押出し速度と最高押出し圧力との関係を求める際に押出し速度の変化に対して最高押出し圧力の変化が小さいから、押出し速度を広範囲にとらないと誤差が大きくなるので、可能な限り広くとった。最高押出し速度 30 m/min に対し、最低押出し速度 2 m/min であった。最高押出し圧力とピレット長さとの関係を求める際にはすべてラム速度を一定 (0.338 m/min) にした。

3. 実験結果および解析

3.1 最高押出し圧力の構成

6063のピレットを輪切りにしたものと、4043のピレットを輪切りにしたものとを交互に重ねてピレットと同様に扱い、加熱して押出し、押出し作業の途中で停止し、これをコンテナより取りはずし、縦方向に切断し、断面を陽極酸化したものを **Photo. 1** に示す。硫酸皮膜によって6063は白く4043は黒く現われている。

Photo. 1の変形模様が見えるのは歪の履歴であり、押出し力と直接関係があるものは歪増分であるから、歪模様と押出し力とを直接結びつけて考えることはできない。しかし押出しの始めより最高押出し圧力に達する間に歪が大きく現われる位置が変わらなければ、歪模様の大きく歪んでいる部分は押出し力の増大に大きく寄与していると考えられる。この実験を何回も繰り返したが、歪の大きく現われる位置および模様はよく似ているので、上述の考察は妥当である。

Photo. 1 Cross-section of extruded billet. (sliced 4043 and 6063)

Photo. 1の歪模様を見ると、ダイス孔付近では材料が絞られて模様が大きく歪んでいる。またコンテナ壁付近で単純せん断が生じており、その他の部分たとえばピレットの中央部などではほとんど模様が歪みなく下方に移動している。このことから最高押出し圧力の構成要素としては、ダイス孔付近の抵抗とコンテナ壁付近の抵抗を取りあげればよいことがわかるが、これらの関係を文献に求めると Siebel,²⁾ Johnson³⁾ らはつぎの形を示している。

$$P = P_1 + P_2 \quad (1)$$

P : 押出し圧力

P_1 : ダイス孔付近の抵抗に基づく圧力

P_2 : コンテナ壁付近の単純せん断に基づく圧力

P_1 と P_2 がこのように分離できると解析は非常に容易である。

3.2 コンテナ壁付近の抵抗

Johnson, 工藤⁴⁾はピレットがコンテナ壁に完全に付着する場合は、平面解において (2)式が成立することを示している。

$$P = P_1 + \frac{K}{W_c} L \quad (2)$$

W_c : ピレットの半幅

この式は P_2 の大部分がコンテナ壁面付近の単純せん断により生ずることを示している。

Johnson らの考えを円筒形のピレットに適用すると、

$$\frac{\pi}{4} D^2 P_2 = K \pi D L$$

$$P_2 = K \frac{4L}{D} \quad (3)$$

L : ピレット長さ, D : ピレット直径

K : コンテナ壁付近のせん断降伏応力

となり P_2 と K との関係がえられる。

筆者は降伏応力を求める実験においては **Fig. 2**のごとくピレット長さ5水準の最高押出し圧力を求めた。最高押出し圧力とピレット長さとはあきらかに直線関係を示し、この勾配より K が求められる。またこの図においてラム速度は押出し比のいかんにかかわらずすべて同一速度とした。したがって押出し比の異なる各直線はダイス孔付近を除くと同一押出し条件にあるので平行線となる。

Fig. 2の同一直線上にピレット長さ La, Lb に相当する最高押出し圧力 Pa, Pb の2点を求めると、この各値に (1)式, (3)式を適用して

$$Pa = P_1 + K \frac{4La}{D}$$

$$Pb = P_1 + K \frac{4Lb}{D}$$

これより

$$K = \frac{Pa - Pb}{La - Lb} \cdot \frac{D}{4} \quad (4)$$

となつてKが実験結果より求まる。 a, b 2 点は同一直線上なら任意に求めてよい。

3.3 デッドメタルゾーン

押出し加工の際にPhoto. 1のごとくダイス面とコンテナ壁との隅に近い所に、材料の流れの止つた部分いわゆるデッドメタルゾーンのできることは、Johnson, 工藤, Geleji⁵⁾ その他多数の人々によつて確認されている。

デッドメタルゾーンが存在するとこの部分の材料は全く動かないから、(3)式の P_2 は L からデッドメタルゾーンの長さ b だけ差引いた長さ $(L-b)$ に比例し、デッドメタルゾーンで形成される円錐内を材料が流れるときに生ずる抵抗は P_1 に包含されると考える。 b は近似的にダイス孔の隅より 45° 方向に引いた直線とコンテナ壁との交点より求める。 b は次式より求められ、これより P_2 とKとの関係が書き替えられる。

$$b = \frac{D-d}{2} \quad (5)$$

d : 押出し材直径

であるから

$$P_2 = K \frac{4 \left(L - \frac{D-d}{2} \right)}{D} \quad (6)$$

となる。Kは先に求めてあるから(6)式より P_2 が求まりこれと(1)式より P_1 が求められる。

3.4 ダイス孔付近の抵抗

ダイス孔付近の抵抗に関する文献は多いが、降伏応力、押出し比と押出し圧力との関係を示す式を求める文献は大別するとSiebel,²⁾ Sachs⁶⁾ らによつて示されるものと、Hill,⁷⁾ Johnson⁸⁾ らによつて示されるものとに2分される。

Siebel²⁾ らによれば、ピレットが押出し加工によつて

Fig. 3 Relation between P/Y and extrusion ratio. (theoretical value)

細い丸棒となる過程は複雑であるが、この過程の始めと終わりのみに着目すれば太い丸棒が細い丸棒に加工されることである。この変形は引張り加工によつて行なわれた時に最小エネルギーで加工される。

Sachs は押出しの場合は引張りの場合と異なりむだなエネルギーを必要とするから押出し圧力が増加し、実際の押出しにおける押出し圧力と丸棒引張りより計算して求めた押出し圧力との比 β を考慮しなければならないと述べている。ここで β は1より大きい。

$$P_1 = \beta Y \log_e \frac{A}{a} \quad (7)$$

Y : 降伏応力, A : ピレット断面積, a : 押出し材断面積

このSiebel, Sachs らの考え方は単純で理解しやすく、しかも実験結果とよくあうので多くの人に利用されてきた。しかし理論的には無理があり、経験式と呼ぶべきであると工藤⁴⁾ は述べている。

Hill,⁷⁾ JohnsonらはHenckyの式を応用してすべり線場を描き、これを多くの押出し比の場合について計算し、その結果が近似的に(8)式にて表わされると述べている。

$$\frac{P_1}{Y} = i + j \log_e \frac{A}{a} \quad (8)$$

i, j : 定数

Johnson⁸⁾ の計算結果の図表を半対数図に書き直すとFig. 3のごとく下に凸のゆるやかな曲線である。もちろんこれは(8)式のごとく直線とみなしうが、この曲線は押出し比が大きい場合には i が小さく j が大きくなることを示している。Hill, Johnsonらの計算は主として押出し比の小さい範囲に着目しており、またHill⁷⁾ は押出し比が十分に大きい場合には i を近似的に零とおいてよいと認めている。

Avitzur⁹⁾ は引抜き加工におけるダイス内の材料の流れは押出しにおけるダイス孔付近の流れと似ており、その解析に類似な考え方が適用できることを示している。引抜き力の解析の際に材料の縦方向の繊維状要素を考えると、線がダイスを通過する際にせん断力をうけて方向変換する。引抜き力を計算する際にこのせん断力を付加的引抜き力として補正するが、押出しの場合にこれに相当するものが i である。この考え方はJohnsonら多数の人々によつて認められている。 i はこのように理論的には存在するが、量的にどの程度の値であるかが問題である。

Pugh¹⁰⁾ は液圧押出しについて多くの実験者の結果を発表している。Pughは i は理論的に存在することを述べているが、実験結果によれば i は零またはほとんど零の場合が非常に多い。(8)式の i を零とおいた場合に j を β と書き換えるとJohnsonの式はSachsの式と等しくなる。両者の式はその発想が全く異なるにもかかわらず同一の形を示す。筆者は i を零とおいて考えるときには j を β と書くことにする。

$$P_1 = \gamma Y \log e \frac{A}{a} \quad (9)$$

i を零とおくべきか否かは実験結果より判断すべきである。筆者の実験結果の1部をFig. 4に示す。この図は i が負であることを示している。しかし前述のように i は引抜きの場合のせん断力に伴う付加引抜力に相当するむだ仕事によって生ずるものであるから、負になることはありえない。この矛盾はビレット内の降伏応力は一定であるという誤った仮定に基づくものと考えざるをえない。熱間押出しにおける降伏応力に影響を与える要因として歪速度、温度上昇、加工硬化などが考えられる。

a) 歪速度の影響

アルミニウムの降伏応力と歪速度との関係は橋爪¹¹⁾, Alder & Phillips¹²⁾らによつて求められ次式にて示される

$$Y = C_1 \dot{\epsilon}^{m'} \quad (10)$$

$\dot{\epsilon}$: 歪速度

C_1 : 定数

Fig. 4 Relation between P and extrusion ratio. Container dia. 100 mm ϕ

m' : 歪速度指数

橋爪らによれば m' は温度の高い場合に大きく、したがつて歪速度の影響は高温の場合に問題になる。3.1に述べたようにビレット内各位置における歪速度は大きく異なるから、高温の場合には最高押出し圧力時のビレット内の各位置の降伏応力は相当大きな差が現われる。

b) 温度上昇の影響

塑性変形に要したエネルギーの大部分は熱に変るから、押出しの進行に伴つてビレットの温度は上昇し降伏応力は低下する。またビレット内の各位置におけるエネルギーの消費量は3.1に述べたように非常に大きな差があるから、これが部分的な上昇温度の差および降伏応力の差となつて現われる。

Laue¹³⁾, Singer¹⁴⁾らは押出し材の温度をダイス孔に近い所で測定しているが、押出しの初期には急激な温度上昇を示しているので、これより最高押出し圧力時の平均温度を正確に推定することはできない。

c) 加工硬化の影響

押出し圧力を縦軸に、ストロークを横軸にとつて試験結果をXYレコーダーに描かせると、Fig. 5のような結果がえられる。

XYレコーダーに示される図形は大略台形を示しているが、これはつぎのように説明できる。

押出し開始より終了まで降伏応力が一定と考えると、 P_1 はFig. 6において短形で示される。 P_2 はストロークの進行に伴い減少するからFig. 6の直角三角形で示される。材料が加工硬化する場合には降伏応力の増加に伴つて P_1 も増加するから、図の P_1' ごとく示される。したがつて P_1' と P_2 とを加えた P' は破線のごとく表わされる。

加工硬化の大きい場合には最高押出し圧力を示す時点で丸い大きな弧を描き、加工硬化の小さい場合には尖

Fig. 5 X-Y chart.

る。したがって筆者の実験Fig. 5 によれば500°Cでは加工硬化がほとんどなく、300°Cでは明確に存在する。

最高押出し圧力時のビレット内各位置の歪は不均一であるから、加工硬化の程度に応じ降伏応力に差が生ずる。

以上各種の原因によりビレット内の降伏応力は不均一だから、押出し比の差によつて平均降伏応力に差異が生じ、その結果がFig. 4 に現われていると考えられる。

Fig. 4 において歪速度の影響を考えると、押出し比の大きい方が平均歪速度が大きいたがって平均降伏応力が大きくなるから、図の直線の傾斜が大きくなりあたかも i が負であるかのごとき影響を与える。

加工硬化の影響も歪速度と同様に押出し比の大きい方が降伏応力が大きくなる。しかし押出し温度500°Cでは加工硬化が非常に小さいにもかかわらず、Fig. 4では500°Cにおいても i が大きく負であるごとく現われているから、加工硬化の影響は非常に小さいと考えねばならない。

温度上昇の影響は押出し比の大きい方が仕事量も発熱量も大きく降伏応力を低下させ、Fig. 4 の傾斜を小さくする方向に作用する。したがってこの影響は小さい。

押出し温度500°Cにおいて i が負であるごとく現われる理由は、以上のように歪速度の影響が大きく i の値を打消して余りあつたためと考えられる。

押出しにおいて降伏応力として計算に取り入れられる値はビレット内各位置の降伏応力の平均値であるが、この値は上述のごとく複雑であるからこれを理論的に求めることは非常に困難である。筆者は実験解析によつて平均降伏応力を求めた。

熱間押出しの平均降伏応力におよぼす影響のうち歪速度の影響は最も大きいので、まずこれについて3.6に述べ3.8において他の影響も加えて検討する。

3.5 押出し速度と歪速度

Fig. 6 Illustration of workhardening in extrusion.

ビレット内各位置によつて歪速度が違うから、降伏力は(10)式に従つて差異を生ずる。そこである小部分に着目しその歪速度とラム速度との関係を考える。他の押出し条件が全く同一でラム速度だけ異なる1と2の状態を比較すると次式が成立する。ただしこの際ラム速度と歪速度は比例し、歪方向に変更がないと仮定する。

$$\frac{\dot{\epsilon}_1}{\dot{\epsilon}_2} = \frac{V_1}{V_2}$$

(10)式より

$$Y_2 = C_1 \dot{\epsilon}_2^{m'}$$

$$= C_1 \left(\dot{\epsilon}_1 \frac{V_2}{V_1} \right)^{m'}$$

$$= Y_1 \left(\frac{V_2}{V_1} \right)^{m'} \quad (11)$$

V : ラム速度

となり、これがビレット内各部分において成立すると、各部分の降伏応力は皆それぞれ $(V_2/V_1)^{m'}$ 倍となるから押出し圧力もまた $(V_2/V_1)^{m'}$ 倍となる。

Pearson¹⁵⁾は押出し速度と押出し圧力との間に

$$P = C_2 V^m \quad (12)$$

m : 押出し速度指数

C_2 : 常数

の関係があることを実験結果として示しているが、このような理由により(10)式より導びかれる。したがって m' と m は等しい。

歪速度の降伏応力におよぼす影響は常温においては小さいが、高温になるにしたがって大きくなることを橋爪らが示しているが、このことは常温引張試験の場合には歪速度の影響は非常に小さいが、熱間押出しの場合には重要な問題となることを示している。

筆者は熱間押出し実験によつて最高押出し圧力と押出し速度との関係を求めた。その関係をFig. 7 に、またこの図の勾配より求めた m 値と押出し温度との関係をFig. 8 に示す。

3.6 ダイス孔付近の歪速度

まずコンテナ壁付近の塑性変形域の歪速度を求めるPhoto. 1を見ると周辺より3~5 mm位までの所で変形が

Fig. 7 Relation between maximum extrusion pressure and extrusion speed.

生じている。歪および歪速度はこの厚さ ΔR に反比例するからこの値を正確に知る必要がある。しかし **Photo. 1** のように変形域と非変形域との境界が明確でないから正確な値は求まらないが、大体の見当はつく。

$$\begin{aligned} V &= \frac{\Delta S}{\Delta t} \\ \Gamma &= \frac{\Delta S}{\Delta R} \\ \varepsilon_c &= \frac{\Delta S}{2\Delta R} \\ \dot{\varepsilon}_c &= \frac{\Delta S}{2 \cdot \Delta R \cdot \Delta t} = \frac{V}{2 \cdot \Delta R} \end{aligned} \quad (13)$$

Γ : セン断歪

$\dot{\varepsilon}_c$: コンテナ壁付近の歪速度

ε_c : コンテナ壁付近の歪

ΔR : 半径方向の変形域の厚さ

S : ストローク

つぎにダイス孔付近の歪速度を求める。まず最も単純な考え方から述べる。

直径 D のピレットがデッドメタルゾーンで形成された円錐内を通過する間に絞られて最後にダイス孔径 d に等しくなつて出てゆく。以上のことが摩擦なく理想的な状態で行なわれれば、通過時間は(円錐容積)/(体積流量)で与えられるから、

$$\dot{\varepsilon} \cong \frac{\left(\log e \frac{A}{a} \right) \cdot 6V}{D} \quad (14)$$

この計算方法は Feltham¹⁶⁾, Wilcox,¹⁷⁾ Alexander¹⁸⁾ らによつて示されている。しかしこの方法は多くの仮定が入られ単純化されているので、実験結果をこの式によつて整理すると降伏応力が押し出し比によつて大きく異なつて

くる。

筆者はこの考え方に歪速度と降伏応力との関係を導入して平均歪速度を求めた。紙数の関係で結果のみを示す。

$$\dot{\varepsilon} = \left\{ \frac{4^m \left(\frac{V}{D} \right)^m \frac{2}{3m} \left\{ \left(\frac{D}{d} \right)^{3m} - 1 \right\}}{\log e \frac{A}{a}} \right\}^{1/m} \quad (15)$$

この式によつて降伏応力と押し出し比との関係を求めると前者より改善されるがなお不十分である。現実の熱間押し出しにおいてはさらに複雑な条件が加わつてゐるので、これらを理論計算によつて求めることは非常に困難である。筆者はさらに現実に近い式を実験解析によつて求める方法を考えた。

Taylor と Quinney¹⁹⁾ の実験によれば、アルミニウムは von Mises の降伏条件によく従うので、次式を満足する。ここでは塑性変形に伴うピレットの温度上昇および加工硬化を無視した単純化された場合について考える。

$$K_0 = \frac{Y_0}{\sqrt{3}} \quad (16)$$

K_0 : 基準歪速度におけるセン断降伏応力

Y_0 : 基準歪速度における降伏応力

(10) 式に基準歪速度の概念を導入すると、

$$\frac{Y}{Y_0} = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^m \quad (17)$$

$\dot{\varepsilon}_0$: 基準歪速度

(8) 式と (17) 式とより

$$P_1 = Y_0 \left(\frac{\bar{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^m \left(i + j \log e \frac{A}{a} \right) \quad (18)$$

$\bar{\varepsilon}$: 平均歪速度

(16) 式を (18) 式に代入すると

$$\left(\frac{\bar{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^m = \frac{P_1}{i + j \log e A/a} \cdot \frac{1}{\sqrt{3} K_0} \quad (19)$$

また一方コンテナ壁付近の抵抗は、

$$K_c = K_0 \left(\frac{\dot{\varepsilon}_c}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^m \quad (20)$$

K_c : コンテナ壁付近のセン断降伏応力

ここで m 値は押し出し温度によつて差があることに着目しこれを利用する。押し出し温度 t_a の場合には (20) 式を (19) 式に代入して次式がえられる。

$$\left(\frac{\bar{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{m_a} = \frac{P_{1a}}{i + j \log e A/a} \cdot \frac{(\dot{\varepsilon}_c/\dot{\varepsilon}_0)^{m_b}}{\sqrt{3} K_{ca}} \quad (21)$$

m_a : 押し出し温度 t_a における m 値

K_{ca} : " " " " K_c

押し出し温度 t_b の場合にも同様に

$$\left(\frac{\bar{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{m_b} = \frac{P_{1b}}{i + j \log e A/a} \cdot \frac{(\dot{\varepsilon}_c/\dot{\varepsilon}_0)^{m_b}}{\sqrt{3} K_{cb}} \quad (22)$$

m_b : 押し出し温度 t_b における m 値

Fig. 8 Relation between $m-a$ and extrusion temperature.

K_{cb} : 押し出し温度 t_b における K_c 値

(21)式と(22)式との比を求めると、

$$\left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_c}\right)^{ma-mb} = \frac{P_{1a}/K_{ca}}{P_{1b}/K_{cb}} \quad (23)$$

(23)式の右辺および ma, mb は押し出し実験によつて求められるから、 $\dot{\epsilon}$ と $\dot{\epsilon}_c$ との比を求めることはできるが、 $\dot{\epsilon}$ を単独に求めることはできない。(13)式の $\dot{\epsilon}_c$ を代入すれば $\bar{\dot{\epsilon}}$ が求まるが、 $\dot{\epsilon}_c$ は正確な値が求まらないから $\bar{\dot{\epsilon}}$ もまた正確な値は求まらない。

しかしながら $\bar{\dot{\epsilon}}/\dot{\epsilon}_c$ を用いることによつてダイス孔付近の降伏応力をコンテナ一壁付近の歪速度の降伏応力に換算することができる。

押し出し比の差によつて平均歪速度も異なるが、これに基づくダイス孔付近の降伏応力の差は、この歪速度の換算によつて同一歪速度の降伏応力として比較できる。

筆者の実験結果より求めた $\bar{\dot{\epsilon}}/\dot{\epsilon}_c$ を Fig. 9 に示す。この値はコンテナ径 75, 100, 132 mmφ より求めた値であり、各押し出し温度より求めた値がプロットされている。

3.7 γY_s

コンテナ径が Da の場合と Db の場合とについて比較する。ピレット長さ、ダイス孔径などの寸法比をすべて $Da : Db$ としラムの移動距離もまた $Da : Db$ とすると各ピレット内の相対応する位置における歪は等しくなる。したがつてラム速度が $Da : Db$ であれば両ピレット内の相対応する位置の歪速度もまた等しくなる。

コンテナ径の異なる押し出し実験結果より降伏応力を求めるには、まず基準ラム速度でラムを動かした場合の降伏応力に換算しなければならない。ここで基準ラム速度とはコンテナ径に比例したラム速度で、筆者はコンテナ径 75 mmφ に対して 0.75 m/min, 100 mmφ に対して 1 m/min をそれぞれ基準ラム速度とした。

コンテナ一壁付近のせん断降伏応力は (6) 式より求ま

るが、これより

$$K_s = K \left(\frac{U_s}{V} \right)^m \quad (24)$$

K_s : 基準ラム速度でラムを動かしたときのコンテナ一壁付近のせん断降伏応力

U_s : 基準ラム速度

またダイス孔付近の降伏応力に関しては (9) 式より

$$\begin{aligned} \gamma Y' &= \gamma Y \left(\frac{U_s}{V} \right)^m \\ &= \frac{P_1 \left(\frac{U_s}{V} \right)^m}{\log e \frac{A}{a}} \end{aligned} \quad (25)$$

Y' : 基準ラム速度でラムを動かした場合のダイス孔付近の平均降伏応力

$\gamma Y'$ は押し出し比によつてその平均歪速度が異なるから 3.6 で求めた $\bar{\dot{\epsilon}}/\dot{\epsilon}_c$ を用いて換算すると、基準ラム速度でラムを動かしたときのコンテナ一壁付近の歪速度に換算された γY が求まる。

$$\gamma Y_s = \frac{P_1 \cdot \left(\frac{U_s}{V} \right)^m}{\log e \frac{A}{a} \cdot \left(\frac{\bar{\dot{\epsilon}}}{\dot{\epsilon}_c} \right)^m} \quad (26)$$

Y_s : 基準ラム速度でラムを動かした場合のコンテナ一壁付近の歪速度に換算されたダイス孔付近の平均降伏応力

このようにして求められた γY_s は、降伏応力が歪速度のみの影響をうけ、温度上昇、加工硬化の影響をうけない場合は各押し出し比に対し一定値を示すはずである。したがつて押し出し実験結果より求めた γY_s が各押し出し温度ごとに押し出し比のいかにかわらずよく一致するならば、降伏応力におよぼす歪速度の影響は大きく温度上昇、加工硬化の影響は小さく、 i は零に近いと考えられる。

筆者の実験のうちコンテナ径 75 mmφ のみを Table 1 に示す。各押し出し温度において γY をみると押し出し比による差が大きく、押し出し温度の低い場合に 10%，高い場合に 30% 程度の差が現われている。それに対し γY_s の差は各押し出し温度とも約 4% 程度で比較的良好に一致している。

コンテナ径 100, 132 mmφ の結果は紙数の都合上省略するが、 γY_s の差は各押し出し温度とも数%以内であった。したがつて純アルミニウムの熱間押し出しにおいては降伏応力におよぼす歪速度の影響は大きい、温度上昇、加工硬化の影響は小さいと考えることができる。

3.8 γy

最高押し出し圧力を示す時の温度上昇、加工硬化と降伏応力との関係を求めることは 3.4 に示すごとく困難である。しかし実験結果によれば歪速度の影響がとくに大き

Fig. 9 Relation between $\bar{\dot{\epsilon}}/\dot{\epsilon}_c$ and extrusion ratio.

いから、実験解析の方法としては歪速度を求めたときと同一の形とし、歪速度の影響と同時に温度上昇、加工硬化の影響を考慮した ζ なる変数を歪速度の代わりに用い、 m の代わりに q を用いて実験結果を整理する。 m は歪速度のみを考慮した指数であるが、 q は歪速度、加工硬化、温度上昇を考慮した指数である。ここでは押し出し温度と無関係である。

$$Y_1 = Y_0 \left(\frac{\zeta_1}{\zeta_0} \right)^q \tag{27}$$

ζ_0 : 基準押し出し比 R_0 の場合の ζ
 ζ_1 : 押し出し比 R_1 の場合の ζ
 Y_1 : 押し出し比 R_1 の場合の降伏応力
ここでは各押し出し比間の比率を求めているから任意の押し出し比を R_0 とつてよい。したがって ζ は基準押し出し比 R_0 の場合に対する相対的な値である。 筆者は押し出し比9.8を基準押し出し比とし、その ζ を1.0として各押し出し比の ζ を求めた。

計算上まず q より求める。 q の絶対値は求まらないが、各押し出し温度の q を q_a, q_b, q_c とするとその比は(27)式より次式のごとく求めることができる。

$$\frac{\log (Y_{1a}/Y_{0a})}{\log (Y_{1b}/Y_{0b})} = \frac{q_a}{q_b} \tag{28}$$

Y_{1a} : 押し出し温度 t_a , 押し出し比 R_1 の平均降伏応力 q が m と違う点は温度上昇と加工硬化を考慮した点にある。

そして押し出し温度が高い場合には降伏応力が小さいから発生熱量が少なく温度上昇もまた小さい。またFig. 5に見られるように押し出し温度の高い場合の方が加工硬化の影響が小さい。したがって高温の場合には q と m とが近い値を示すはずである。筆者は押し出し温度500℃においては m と q とが等しいと仮定し、各押し出し温度の q を求めた。結果をFig. 8に示す。

q が求まれば次式により ζ を求めることができる。

Fig. 10 Relation between ξ and extrusion ratio.

Table 1 Values of γY_s and K_s

t °(C)	d (mmφ)	① P_1 (kg/mm ²)	② γY (kg/mm ²) $P_1/\ln A/a$	③ $\gamma Y'$ (kg/mm ²) $2\bar{X}(U_s/V)^m$	④ $\left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_c}\right)^m$	⑤ γY_s (kg/mm ²) ③/④	⑥ K (kg/mm ²)	⑦ K_s (kg/mm ²) $6\bar{X}(U_s/V)^m$	⑧ $K_s/\gamma Y_s$ ⑦/⑤
300	24	20.9	9.18	9.45	1.11	8.54	3.35	3.34	0.405
	12	37.3	10.2	10.5	1.16	9.05			0.381
	6	53.0	10.5	10.8	1.19	9.05			0.381
350	24	17.2	7.54	7.85	1.156	6.79	2.50	2.60	0.383
	12	30.0	8.20	8.53	1.24	6.89			0.378
	6	44.0	8.71	9.07	1.29	7.02			0.371
400	24	13.1	5.75	6.08	1.225	4.97	1.795	1.90	0.382
	12	23.5	6.42	6.79	1.35	5.03			0.378
	6	35.1	6.95	7.35	1.43	5.14			0.370
450	24	9.95	4.36	4.74	1.35	3.50	1.234	1.34	0.383
	12	18.7	5.11	5.55	1.56	3.56			0.377
	6	28.6	5.66	6.15	1.69	3.64			0.368
500	24	7.25	3.18	3.51	1.44	2.44	0.862	0.93	0.381
	12	14.1	3.85	4.25	1.725	2.46			0.378
	6	22.0	4.36	4.81	1.895	2.54			0.366

Container dia. 75 mmφ

$$\left(\frac{P_{11}}{\log e R_1} \right)^{1/q} = \frac{\zeta_1}{\zeta_0} \quad (29)$$

P_{10} : 押出し比 R_0 の場合の P_1 の値

P_{11} : 押出し比 R_1 の場合の P_1 の値

このようにして求めた ζ をFig. 10に示す。

ζ と q を用い、基準ラム速度に対する降伏応力は次式によつて求めることができる。

$$\frac{P_1}{\log e \frac{A}{a}} \cdot \left(\frac{U_s}{V} \right)^m = \gamma \gamma' \quad (30)$$

γ : 基準ラム速度に対する基準押出し比に換算した降伏応力

コンテナ径75 mm ϕ の γ をTable 2に示す。各押出し比ごとに非常によく一致している。

3.9 降伏応力と押出し温度との関係

降伏応力または押出し圧力と温度との関係を表わす式を文献に求めると、つぎのような3式がある。

$$Y = G_1 e^{B/T} \quad (31)$$

$$Y = G_2 - Ht \quad (32)$$

$$P = G_3 e^{-\phi t} \quad (33)$$

G_1, G_2, G_3, H, B : 定数

T : ビレットの絶対温度

ϕ : 定数

t : 押出し温度

(31)式は反応速度論より導びかれたもので、橋爪¹²⁾らに推奨されている。(32)式はAshcroft²⁰⁾らによつて押出

し実験より導びかれた式である。(33)式はSchishokin, Pearson¹⁶⁾らによつて押出し実験より導びかれた式である。

筆者の実験結果の $P, P_1, \gamma Y_s, \gamma \gamma', K_s$ などいずれも(33)式をよく満足するので、筆者はこの式に従うことにした。(33)式を満足するときはFig. 11において直線関係を示すが、実験値は300°Cと500°Cにおいて多少下にはずれる。

4. 最高押出し圧力の算出方法

筆者は3.において最高押出し圧力より $K_s, \gamma \gamma'$ を求めたが、最高押出し圧力を計算するにはこの $K_s, \gamma \gamma'$ を用いこれと全く逆算すれば諸押出し条件下の最高押出し圧力が求まる。

Fig. 11 Relation between $K_s, \gamma Y_s, \gamma \gamma'$ and extrusion temperature.

Table 2 Calculated values of $\gamma \gamma'$

t °(C)	d (mm ϕ)	① P_1 (kg/mm 2)	② γY (kg/mm 2)	③ $\gamma Y'$ (kg/mm 2) ② $X(U_s/V)^m$	④ ζ^q	⑤ $\gamma \gamma'$ (kg/mm 2) ③/④	⑥ K_s (kg/mm 2)	⑦ $K_s/\gamma \gamma'$ ⑥/⑤
350	24	17.2	7.75	7.86	1.0	7.86	2.60	0.331
	12	30.3	8.20	8.53	1.09	7.84		0.332
	6	44.0	8.72	9.08	1.16	7.86		0.331
400	24	13.1	5.75	6.08	1.0	6.08	1.90	0.312
	12	23.5	6.42	6.79	1.12	6.07		0.313
	6	35.1	6.95	7.35	1.21	6.07		0.313
450	24	9.95	4.36	4.74	1.0	4.74	1.34	0.283
	12	18.7	5.11	5.55	1.17	4.76		0.282
	6	28.6	5.67	6.16	1.30	4.74		0.283
500	24	7.25	3.18	3.52	1.0	3.52	0.93	0.264
	12	14.1	3.85	4.26	1.21	3.53		0.263
	6	22.1	4.36	4.82	1.38	3.50		0.266

Container dia. 75 mm ϕ

しかし3.においては多くの検討がなされ計算法や順序がわかりにくいので、ここではその最高押出し圧力の計算法のみを取出して示す。

$$P = \gamma \gamma \cdot \zeta^q \left(\frac{V}{D} \cdot 100 \right)^m \cdot \log e \frac{A}{a} + 4K_s \left(\frac{V}{D} \cdot 100 \right)^m \frac{L - \frac{D-d}{2}}{D} \quad (38)$$

P : 最高押出し圧力 [kg/mm²]
 γ : ダイスイ孔付近の塑性変形の係数
 γ : 押出し比9.8, 基準ラム速度におけるダイスイ孔付近の平均降伏応力 [kg/mm²]
 ζ : 押出し比の関数でダイスイ孔付近の歪速度, 加工硬化などの影響を示す。
 q : 温度の関数でダイスイ孔付近の歪速度, 加工硬化などの影響を示す指数
 V : ラム速度 [m/min]
 D : コンテナ内径 [mm]
 m : 押出し速度指数
 A : コンテナ内断面積 [mm²]
 a : 押出し材断面積 [mm²]
 K_s : 基準ラム速度におけるコンテナ壁付近のせん断降伏応力 [kg/mm²]
 L : ビレット長さ [mm]
 d : 押出し材の直径 [mm]
 γ と γ は γ の形で各押出し温度との関係がFig. 11に示されている。 ζ はFig.10より, q と m はFig.8より求まる。

5. 結 言

従来の押出し圧力の研究では個々の押出し条件と押出し圧力との関係を求めたものが多く, とくに熱間押出しにおける降伏応力を示すものは少ないので, 与えられた押出し条件を代入して最高押出し圧力を計算でき, しかも高い精度のえられる計算式はほとんどなかった。

筆者の研究の特徴は

- a) 実験精度が高いので求められた実験式の精度も高い。
- b) 実験範囲が広く実用押出し範囲をほとんど含んでいるから実用信頼度が高い。
- c) 歪速度が降伏応力に大きく影響することを重視し

た。

- d) 加工硬化, 温度上昇の影響も考慮した。
- e) 以上をまとめて与えられた押出し条件より最高押出し圧力を計算する式を導びいた。

アルミニウム合金に関しては次報において述べる。

最後に, 御指導下さった東京大学菊池教授, 千々岩教授に厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 竹内, 小林: 軽金属15 (1965)
- 2) Siebel, E. & Fangmeier, E. Mitt. K. W. Inst. Eisenforsch. vol. 13 (1931)
- 3) The Mechanics of Metal Extrusion Manchester Univ. Press. (1962)
- 4) 工藤: 塑性と加工 vol. 1 No. 5 (1960)
- 5) 金属塑性加工の計算 (上, 下) コロナ社 (1964)
- 6) Sachs, G. & Eisbein, W. Mitt. Mat. Prüf. Anst. vol. 16 (1931)
- 7) Hill, R. Selected Government Research Reports vol. 6 (1952)
- 8) Johnson, W. J. J. Mech. Phys. Sol. vol. 4 (1956)
- 9) Avitzur, B. Trans. ASME Feb. (1963)
- 10) Pugh, H. Ll. D. DSIRNEL vol. 42 (1964)
- 11) 橋爪; 塑性と加工 vol. 3 No. 20 (1962)
- 12) Alder, J. F. & Phillips, V. A. J. Inst. Met. vol. 83 (1954)
- 13) Laue, K. Metalkunde Bd 51 (1960) H9
- 14) Singer, A. R. E. & Coakham, J. W. J. Inst. Met. vol. 89 (1960)
- 15) The Extrusion of Metals Chapman & Hall (1960)
- 16) Feltham, P. Met. Treat. Drop Forge vol. 23 (1956)
- 17) Wilcox, R. J. & Whitton, P. W. J. Inst. Met. vol. 87 (1958)
- 18) Alexander, J. M. J. Inst. Met. vol. 90 (1961)
- 19) 塑性学: 日本機械学会 (1960)
- 20) Ashcroft, K. & Lawson, G. S. Lightmetal Age oct (1961)