

# Zn-Al 共析系合金の液圧円バルジ変形 および力学解析解との比較

本橋嘉信\*, 山崎 淳\*\*, 柴田孝夫\*

(昭和61年9月8日受理)

## A Circular-Die Hydraulic Bulge Deformation of Zn-Al Eutectoid-Base Alloy and the Comparison of the Experimental Results with Theoretical Solutions

Yoshinobu MOTOHASHI\*, Atsushi YAMAZAKI\*\* and Takao SHIBATA\*

**Abstract** — The hydraulic bulge test of the Zn-Al alloy, being a typical superplastic material, was carried out and the result was compared with analytical solutions expressed as series which have been derived from a linear strain-rate-hardening relation as yield criterion. And it is examined how the analytical solutions can explain the bulging processes of superplastic materials which harden in proportion to the  $m$ -th power of strain-rate, i.e., the fitness and effectiveness of the solutions for the superplastic materials are discussed. The general trend of the experimental data was found to agree fairly well with the trend that the theoretical solutions show up to approximately  $h/a \simeq 0.6$  at the polar region of a bulge and up to  $h/a \simeq 0.2$  in a region adjacent to the die. Particularly, when  $h/a \leq 0.2$ , the correlation is excellent everywhere. From the comparison between the experimental results and the theoretical curves calculated as a function of  $M$ -value, it was found that the  $M$ -value corresponds to about two times  $m$ , though the relation between  $M$  and  $m$  holds only within the range where the experiment was made, where  $M$  is a constant and a measure of strain-rate-hardening and  $m$  is the strain-rate sensitivity. By setting  $M \simeq 2m$ , the bulging processes of the superplastic materials which harden in proportion to  $m$ -th power of strain-rate would be explained fairly well by making use of the analytical solutions based on the linear strain-rate-hardening, although it is not in the strict sense but accurate enough for practical usage.

### 1. 緒 言

前報<sup>(1)</sup>において、ひずみ速度硬化材料の単位時間当りの送液量一定の条件下での円形ダイス液圧バルジ試験時における変形過程を、降伏条件に線形ひずみ速度硬化式を用い、ひずみ増分理論により解析し、第2近似までの級数解として求めた。

さて、変形応力がひずみ速度依存する典型的な材料に

超塑性材料がある。超塑性とは適切な条件下で材料が顕著な延性を示す現象であり、工業的には板材などの液圧あるいは吹込み成形加工への応用が期待されるが、その際、成形後の板厚分布の変形量および材料定数依存性を把握しておくことは成形限界を知るため極めて重要である。バルジ試験は板材の純粋な張出性を評価<sup>(2)</sup>できるので、超塑性板の成形限界を調べる試験法として適当と思われる。

本研究では超塑性材のバルジ試験に関する基礎資料を

\* 茨城大学工学部機械工学第二学科(日立市中成沢町)

Department of Mechanical Engineering II, Faculty of Engineering, Ibaraki University, Hitachi 316, Japan

\*\* いすゞ自動車(株), 開発本部駆動設計部(神奈川県藤沢市土棚)

Isuzu Moter Co. Ltd., Fujisawa, Kanagawa 252, Japan

得ることを目的として、典型的な超塑性材である Zn-A1 共析系合金の液圧バルジ試験を行い、実験結果と前報<sup>(1)</sup>で導出した級数解を比較検討し、線形ひずみ速度硬化式より導いた解析解(級数解)が超塑性材料のバルジ変形過程をどの程度説明できるか、その適応性、有効性、適用範囲等を検討した結果を報告する。

## 2. 供試材および実験方法

実験材料は共析組成をもつ Zn-22wt% Al (SPZ) 合金で、その組成を Table 1 に示す。供試材は大気中で溶解铸造後、648K(375℃)で均一化处理後、溶体化処理を行い、その後熱間、温間の順で圧延を行った1mm厚の板材であり、これより150×150mm寸法の試片を得た。これら試片を473K(200℃)一定のシリコンオイル中で、 $0 \sim 1.7 \times 10^6$  secの範囲で加熱時効処理を行い種々の初期粒径をもつ、したがって  $m$  値の異なる試料を作成した。各試料は試験直前まで243Kに保持した。変形前の試料組織の2次電子線像を観察したところ等軸等方であった。引張り試験より求めた塑性ひずみ化( $r$ 値)は、初期粒径および変形温度に依存するが、0.60~0.80の範囲内にあった。

Table 1 Chemical compositions of specimen (wt. %).

Al	Cu	Mg	Fe	Zn
21.22	0.01	<0.001	0.011	bal.

Fig.1 にバルジ試験装置の油圧回路図を示す。油圧ポンプおよび流量調整弁を流れる作動油の温度を常に一定に保ち、温度変化による流量変動を防止している。なお、バルジ試験機本体にはドレン弁を接続し、実験前にこの弁を開放して、試片の取付の際および、試験温度まで昇温する際の油圧上昇を防いでいる。作動油は温度による粘度変化が小さく安定性に優れているシリコン油(信越化学製KF54)を用いた。装置の最大許容試験圧力は20MPaである。また、試験温度は250~450Kの範囲である。試験温度の調整・保持はバルジ試験機本体を、予め設定温度に保持されている熱媒体、すなわちドライアイスで冷却したメタノール、氷水、温水、またはシリコン油、で満たされている恒温槽内に浸せきする方法で行った。目的の温度に達するまでに要する時間は最長で $9 \times 10^2$  s程度であり、その後、 $3 \times 10^2$  s程度保持後試験を開始した。バルジ試験機のダイス内径およびダイス肩

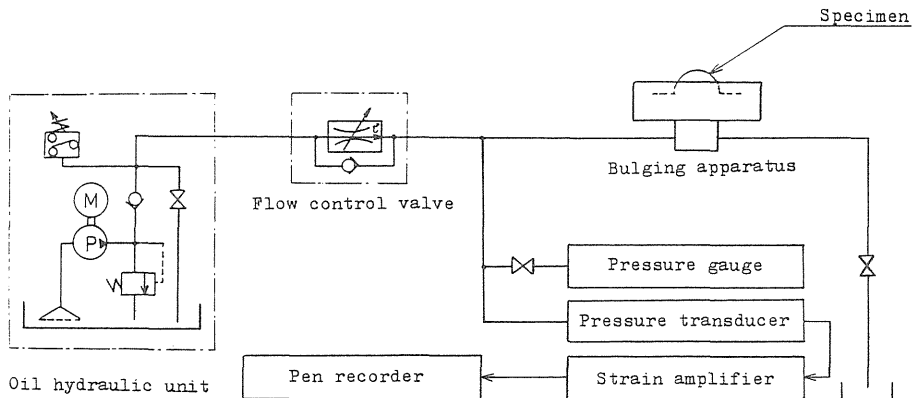


Fig. 1 Oil hydraulic circuit for bulging apparatus.

半径はそれぞれ100mmおよび5mmである。試験は送油流量一定( $F \approx 370 \text{ mm}^3/\text{sec}$ )で行った。バルジ頂点高さの測定には測長80mmのダイヤルゲージ(目量0.01mm)を用いた。バルジ形状およびひずみ分布の観察には、変形前試片の表面に1mm間隔の同心円と5度おきの子午線のスクライブパターンを感光焼付法によ

り印刷し、変形後読み取り顕微鏡でひずみ分布および形状を測定した。板厚ひずみの測定には目量0.001mmの両球面マイクロメータを用いた。Fig.2にバルジ試験後の試片形状の1例を示す。

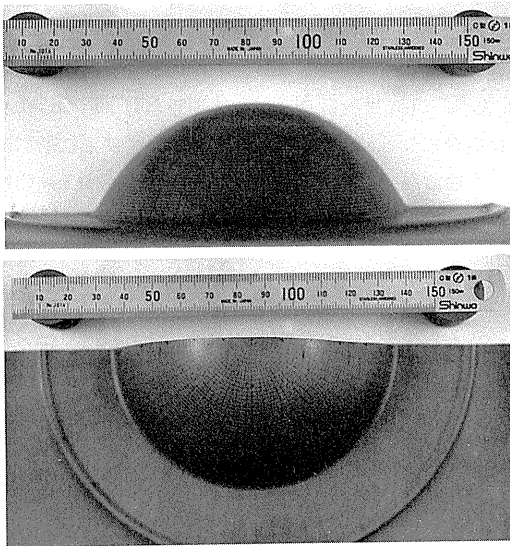


Fig. 2 An example of the profile of a specimen after bulging test.

3. 超塑性の構成式と線形ひずみ速度硬化式との関係

超塑性の構成式は次式で与えられる。<sup>\*1</sup>

$$\bar{\sigma} = K \dot{\epsilon}^m \quad \dots\dots\dots (1)$$

すなわち, 変形応力はひずみ速度の  $m$  乗に比例する。ここに  $\bar{\sigma}$  は相当応力,  $\dot{\epsilon}$  は相当ひずみ速度,  $K$  は温度, 材料組織とくに結晶粒径に依存する定数,  $m$  はひずみ速度感受性指数, 添字( $T$ )は実時間に依存することを示す。式(1)は組合せ応力下でも成立つことが確かめられている。<sup>(3)(4)</sup>

一方, 前報<sup>(1)</sup>で導入した線形ひずみ速度硬化式は次式で与えられる。

$$\frac{\bar{\sigma}}{Y} = 1 + M \left( \frac{\dot{\epsilon}(T)}{\dot{\epsilon}_N} \right) \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここに,  $Y$  は初期降伏応力,  $\dot{\epsilon}_N$  は基準ひずみ速度で  $\dot{\epsilon}_N = 8 F / \pi a^3$  で与えられる。 $F$  は単位時間当りの送液量,  $a$  はダイス半径である。 $F$  が一定では,  $\dot{\epsilon}_N$  は定数となる。したがって, 超塑性の構成式(1)と線形ひずみ速度硬化式(2)との対応関係を明らかにしておく必要がある。

初期降伏応力(≡定常的超塑性流動開始応力)を  $Y$ , その時点のひずみ速度(≡初期ひずみ速度)を  $\dot{\epsilon}_0$  とする。初期降伏時点から大きな塑性領域まで  $K$  値および  $m$  値が不変と仮定すれば<sup>\*2</sup>

$$\bar{\sigma} / Y = \left( \frac{\dot{\epsilon}(T)}{\dot{\epsilon}_0} \right)^m \quad \dots\dots\dots (3)$$

が得られる。ここで, 式(2)と式(3)が等しいと仮定する。すなわち, ひずみ速度の  $m$  乗硬化式を線形硬化式で近似すると,  $M = \left( \frac{\dot{\epsilon}_N}{\dot{\epsilon}(T)} \right) \left\{ \left( \frac{\dot{\epsilon}(T)}{\dot{\epsilon}_0} \right)^m - 1 \right\}$  の関係が得られる。この関係は

$$M / \left( \frac{8 F}{\pi a^3 \dot{\epsilon}_0} \right) = \frac{\dot{\epsilon}_0}{\dot{\epsilon}(T)} \left\{ \left( \frac{\dot{\epsilon}(T)}{\dot{\epsilon}_0} \right)^m - 1 \right\} \quad \dots (4)$$

と表わされる。式(4)はひずみ速度硬化の指標である  $m$  値と  $M$  値の対応関係を表わしている。Fig.3 に式(4)の関係を図示した。 $M$  値はひずみ速度に依存するが, これは式(2)と(3)を等しいと仮定したためで, 本質的にひずみ速度の関数ではない。しかし,  $M$  と  $m$  の関係式の中に変数である  $\dot{\epsilon}$  が直接含まれることは,  $m$  乗硬化則を線形硬化則で近似することの難かしさを示している。

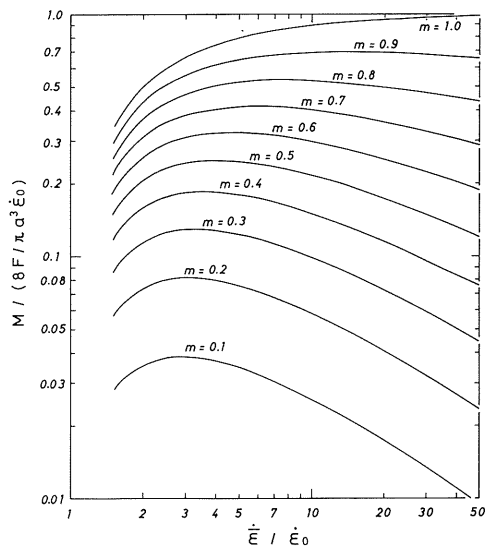


Fig. 3 Relation between  $M$ -value and  $m$ -value as a function of strain-rate calculated from equation (4).

さて, 次章以降 Zn-A1 共析系合金の液圧バルジ試験結果と級数解の計算値との比較を行うが, 前述のように

\*1 式(1)は Dorn 方程式<sup>(5)</sup>の簡略形である。式(1)を  $\bar{\sigma} / G = C \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_C} \right)^m$  と書く場合もある。<sup>(6)</sup> ここに  $G$  はせん断剛性率,  $C$  は無次元の定数,  $\dot{\epsilon}_C$  は Arrhenius 温度依存する定数である。

\*2  $m$  値は一般に温度, ひずみ速度, 粒径などに依存するが簡単のため一定温度では一定と置く。

$m$ 値と $M$ 値の関係は簡単ではない。本報ではZn-A1共析合金の単軸引張試験で求めた $m$ 値<sup>(7)</sup>を、バルジ試験に供する材料の $m$ 値として用い、 $M$ 値を因子とした計算曲線と比較して $m$ 値と $M$ 値の対応関係を式(4)を参考にして検討する。そして、線形ひずみ速度硬化式より導かれた解析結果が、超塑性材のバルジ試験に応用できるかどうか、その適応性を検討する。なお、線形ひずみ速度硬化を示す材料に対しては前報<sup>(1)</sup>の結果がそのまま適用できるのは勿論である。

#### 4. 級数解の数値計算結果および実験結果との比較

回転対称軸( $Z$ 軸)を含む平面でバルジ曲面を切断した場合のバルジ断面形状Fig.4に示す。图中、実線は式〔19〕\*3を基に計算した理論曲線である。以降の図中に

示す実線は全て理論(計算)曲線である。 $M$ 値が小さいほどバルジ形状は回転放物面状に近い。一方、 $M=1$ の場合、バルジ面は $h/a=0.2$ では球面より外側にあるが、 $h/a=0.4$ では球面とほとんど重なり、 $h/a=0.6$ では内側になる。すなわち $M$ が大きい場合、変形初期にはバルジ面は球面より外側へ膨む特徴がある。加工硬化材に関する解析結果にも同様の傾向がみられている<sup>(8)(9)</sup>。実験値は $m=0.22$ の場合である。 $M=1$ の計算曲線とはほぼ対応するが、これらバルジ形状の実測値は試験機から取りはずした後の状態のもので、スプリングバックによる回復が考慮されていない。正確な形状を得るには加圧状態での測定が望ましいが、その場合クリープ変形が進行し測定が困難であった。スプリングバック量の補正を考慮すると実験点はより $M$ 値の小さい曲線( $M \approx 0.4$ 程度)に対応するようである。

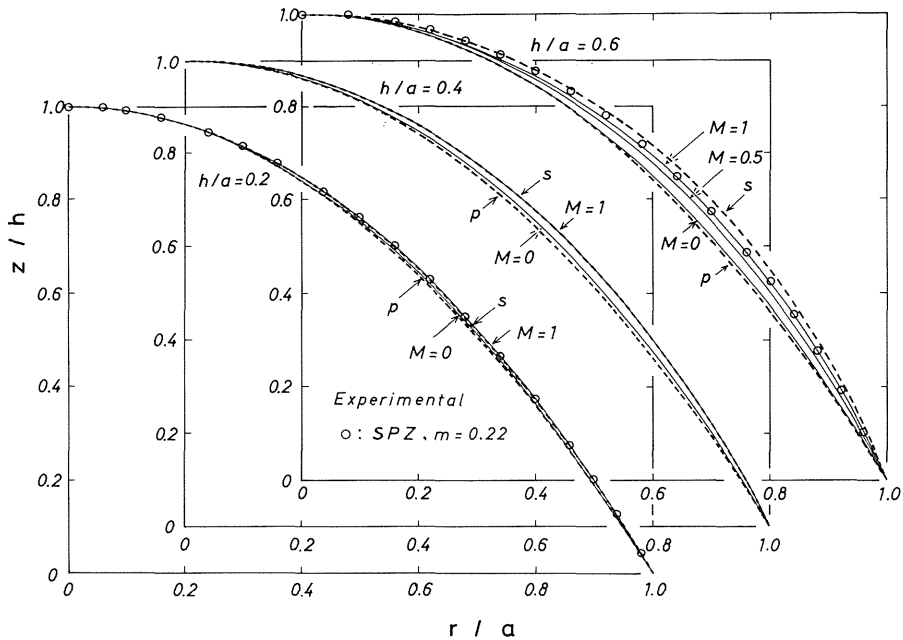


Fig. 4 Variation of the profile of the cross-sectional plane containing the  $z$ -axis of the bulge. Solid and dotted lines are theoretical curves as a function of  $M$ -value, and circles are experimental points.

S : Spherical shape, P : Elliptic paraboloid of revolution

\*3 かぎ括弧〔〕で表示する式番号は全て前報<sup>(1)</sup>の式番号を示す。前報<sup>(1)</sup>で導出した級数解はいずれも式が長く、本報では紙数の関係でそれらの式は記述しない。

さて、式〔20〕より計算したバルジ内容積 $V$ の変化を Fig. 5 に示す。 $M=1$  の曲線は  $h/a=0.4$  程度までは  $V_S$  を上まわり、 $M$  が大の場合、変形初期にはバルジが球状より外側に脹むことを裏づけている。ところで、送液流量  $F$  が一定であるので図の縦軸は  $T=V/F$  の関係より実時間に変換でき、 $T$  対  $h/a$  の関係ともみなせる。図中の実験点は  $m=0.25$  および  $0.41$  の試料の頂点高さをバルジ半径  $a$  で除した値 ( $=h/a$ ) の時間変化を測定した結果を示す。各実験値は  $M \approx 0.5$  および  $0.8$  程度の計算曲線と  $h/a=0.5 \sim 0.6$  程度までは良く相応している。

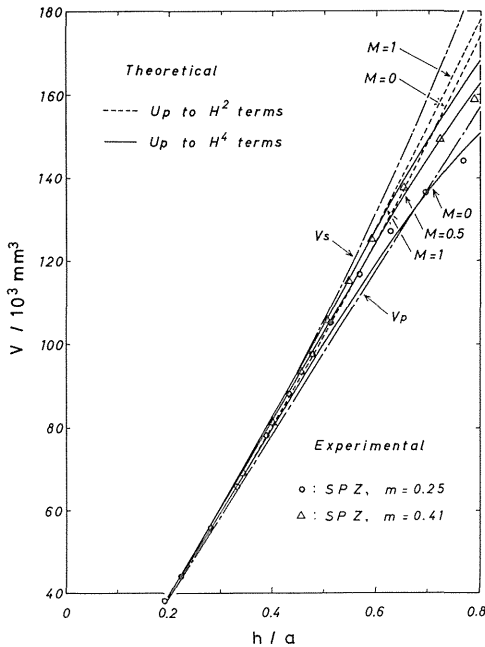


Fig. 5 Variation of the inner volume of a bulge with deformation. The inner volume  $V$  (longitudinal axis) is convertible into the real time  $T$  from the relation  $T=V/F$ , where  $F$  is the flow rate.

子午線方向ひずみ  $\epsilon_\phi^{(N)}$ 、(式〔23-1〕)および円周方向ひずみ  $\epsilon_\theta^{(N)}$ 、(式〔25-1〕)の分布を Fig. 6 に示す。 $\epsilon_\phi^{(N)}$ 、 $\epsilon_\theta^{(N)}$  の値はいずれも  $\epsilon_\phi$ 、 $\epsilon_\theta$  [文献(1)の Fig. 6 参照] と比較して頂点近傍で小さく周辺部で大きい。すなわち、ひずみが周辺部へ拡散している。 $\phi$  方向ひずみにその傾向が強い。 $\epsilon_\phi^{(N)}$  および  $\epsilon_\theta^{(N)}$  はより実際の境界

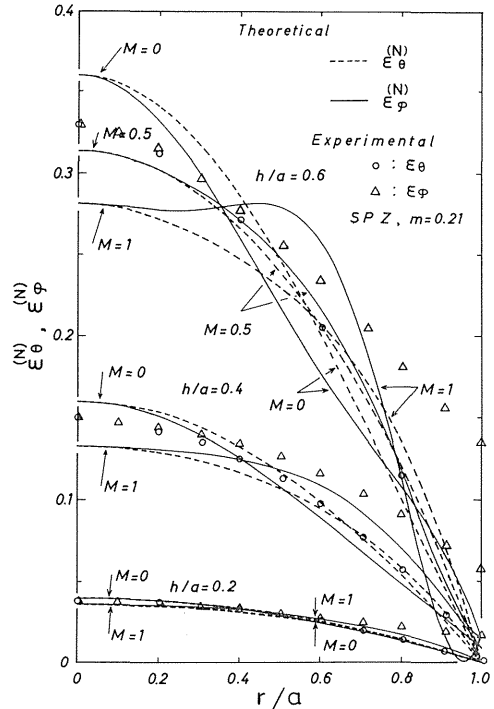


Fig. 6 Distribution of the meridian and circumferential strains.  $\phi$ : meridian direction,  $\theta$ : circumferential direction

界条件に基づいた解<sup>(1)</sup>であり後述のように実験との対応も良い。なお、変形量が小 ( $h/a < 0.2$ ) の場合、 $\epsilon_\phi^{(N)}$  および  $\epsilon_\theta^{(N)}$  と  $\epsilon_\phi$  および  $\epsilon_\theta$  の分布にほとんど差はみられず、 $u, v, z=0$  ( $r=a$ ) の境界条件に基づく解<sup>(1)</sup>の精度も比較的良いといえる。

さて、スクライプトパターンを用い各設定バルジ高さまで変形後、子午線方向および円周方向ひずみを測定した結果を図中に示した。実験点は  $m=0.21$  の場合である。頂点近傍では  $M=0.4$  程度の計算値との対応は極めて良い。しかし  $\epsilon_\phi$  については周辺部へ向かうほど相応性は悪くなり、実測値が理論値を上まわるようになる。これに関しては種々の原因が考えられるが、主なものとしてダイス肩丸み部での様々な変形状況に対する厳密な理論的取扱い、境界条件処理がなされていないことが挙げられる。<sup>\*4</sup> このことは加工硬化材の場合にもしばしば指摘されており、この問題の処理は今後の課題と思われる。

つぎに、板厚ひずみ (式〔24-1〕) の分布であるが、

\*4 例えば、ダイス肩丸み部では試片の曲げおよび曲げ伸ばし (曲げもどし) 変形が生じており、それに必要な応力、 $\sigma_b = (t/2r)(\sigma_\phi - \sigma_\theta)$  が存在する。 $\sigma_b$  は  $t=1\text{mm}$ 、 $r=5\text{mm}$ 、 $\sigma_\theta=0$  とし  $\sigma_b = \sigma_\phi/10$  程度である。

Fig. 7 に示すように頂点近傍 ( $r/a < 0.4$  程度)でのひずみ量は  $M$  が大きいほど小さいが, 周辺部 ( $r/a > 0.5$  程度)では逆に大きくなり,  $M$  が大ほどひずみが周辺部へ拡散し板厚分布の一様化が促進されることが分かる。実験値は  $m = 0.21$  の場合であるが, 実験点と  $M = 0.4$  程度の計算曲線との対応は頂点近傍ではかなり良い。

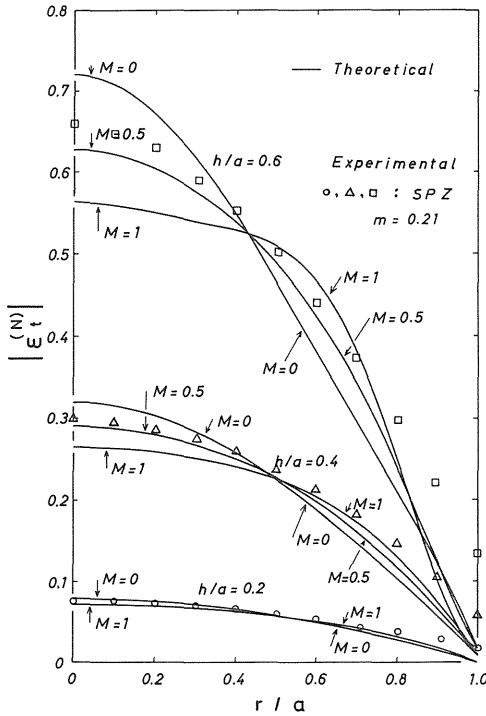


Fig. 7 Distribution of the thickness strain.

さて, 頂点 ( $r = 0$ ) の板厚ひずみ (式〔26-1〕) および曲率半径 (式〔27〕) の変化を計算した結果が Fig. 8 および Fig. 9 である。図中,  $\epsilon_{(p)P}$ ,  $\rho_{(p)P}$  および  $\epsilon_{(p)S}$ ,  $\rho_{(p)S}$  はそれぞれバルジ面が回転放物面状 (第 1 近似解)<sup>(1)</sup> および球面状 (初等解)<sup>(8)</sup> に変形する場合の頂点ひずみの値および曲率半径を示す。各変形時点で  $M$  値が大きいほど頂点の板厚ひずみが小さいことは当然であるが, 変形初期には初等解の値よりも小さい。これは  $M$  値が大きい場合, 変形初期にはバルジ面が球の外側へ脹むこととも対応し, また板厚変化が, 全面で一様に近いことを示している。実験値は  $m = 0.21$  および  $m = 0.32$  の場合である。それぞれ  $M \approx 0.4$  および  $M \approx 0.6$  の計算値 ( $\epsilon_{(p)}^{(N)}$ ) と比較的良く相応する。つぎに頂点の曲率半径変化であるが,  $M$  が大で変形初期の場合,  $\rho_{(p)}$  は球面のそれを上まわり, バルジ面が球の外側へ脹むことを裏づけている。

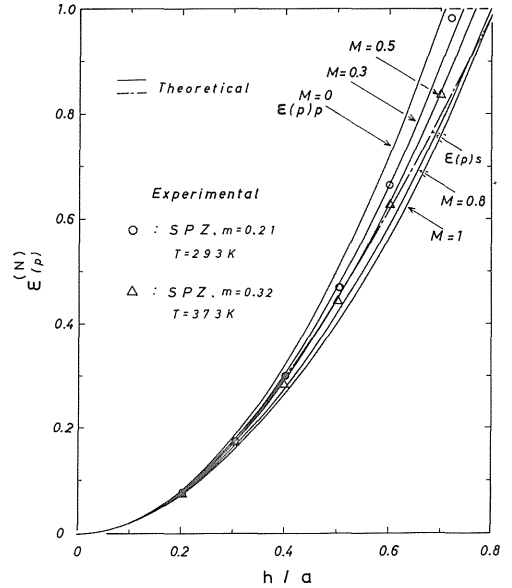


Fig. 8 Variation of the polar thickness strain with deformation. The suffix (p) means "at the position of the pole".

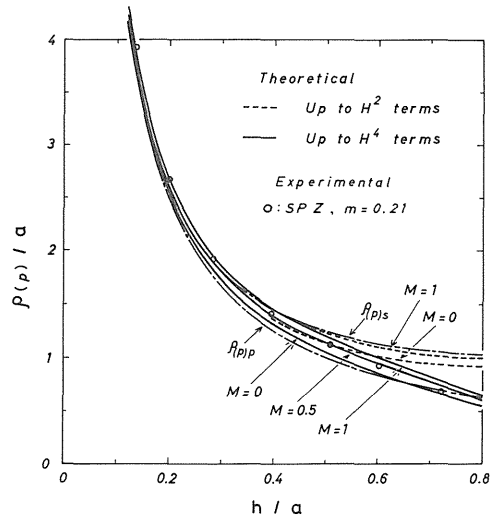


Fig. 9 Variation of the polar radius of curvature with deformation.

変形量が増加すると  $\rho_{(p)}$  は回転放物面状のそれ ( $\rho_{(p)P}$ ) に漸近してくる。実験値との対応関係であるが,  $h/a \approx 0.6$  程度までは  $M = 0.5$  の計算曲線と良く一致している。

### 5. 考 察

以上, 理論解析結果と実験結果を比較したところ, 実

験値と計算曲線の相関関係は, 変形量が比較的小さい場合かなり良好である。特にバルジ頂点近傍領域では  $h/a \simeq 0.6$  程度まで, 周辺部では  $h/a \simeq 0.2$  程度までが良好な範囲であった。この結果は前報<sup>(1)</sup>の結果とも符合する。さて, 比較した範囲内のみについてであるが,  $M$  値は  $m$  値の約 2 倍に相当するようである。この結果を Fig. 3 と比較すると,  $M \simeq 2m$  であるから, Fig. 3 の縦軸は

$$M / (8F / \pi a^3 \dot{\epsilon}_0) \simeq M / 6 \quad \dots\dots\dots (5)$$

程度であればよいことになる。式(5)に実験設定値である  $F = 370 \text{ mm}^3/\text{s}$ ,  $a = 50 \text{ mm}$  を代入して計算すると  $\dot{\epsilon}_0 \simeq 1.3 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$  が得られる。頂点のひずみ速度は第 1 近似で  $\dot{\epsilon}_{(p)} = (8F / \pi a^3) (h/a)$  で与えられるので<sup>(1)</sup>,  $\dot{\epsilon}_{(p)} = \dot{\epsilon}_0$  のとき  $h/a \simeq 0.17$  となり, これは頂点のひずみ ( $\simeq 2h^2/a^2$ ) が約 0.06 に相当する。ひずみ 0.06 は単軸引張試験において定常的超塑性流動が開始する時点にはほぼ相当している。それ故, 初期ひずみ速度の値が  $\dot{\epsilon}_0 \simeq 1.3 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$  であるのは, ほぼ妥当なものと考えられる。したがって  $M \simeq 2m$  の換算率は今回比較検討した範囲内に関して, ほぼ妥当なものと考えられる。この換算を行うことにより, ひずみ速度の  $m$  乗に比例して硬化する超塑性材のバルジ変形挙動を, 前報<sup>(1)</sup>で導出した線形ひずみ速度硬化に基づく解析結果を利用して, 厳密ではないがかなりの程度まで, 予測, 説明が可能であると思われる。

## 6. 結 言

典型的な超塑性材である Zn-A1 共析系合金の円ダイス液圧バルジ試験を行い, 得られた実験結果を線形ひずみ速度硬化式を降伏条件として導いた解析解 (級数解) と比較・検討し, 線形ひずみ速度硬化に基づく解が, ひずみ速度の  $m$  乗に比例して硬化する超塑性材料のバルジ変形過程をどの程度説明できるのか, その適応性, 有効

性, 適用範囲を検討したところ, 次のような結論が得られた。

- (1) 実験値が示す傾向と計算値 (理論値) が示す傾向との相関関係は, バルジ頂点部近傍では  $h/a \simeq 0.6$  程度まで, ダイス周辺部では  $h/a \simeq 0.2$  程度まで良好であった。特に変形量が小さい場合 ( $h/a < 0.2$ ) は極めて良好であった。
- (2) 単軸引張試験より求めた  $m$  値をバルジ試験に供した材料の  $m$  値として用い, 実験結果を  $M$  値を因子とした計算曲線と比較した結果, 今回実験した範囲内のみについてであるが,  $M$  値は  $m$  値の約 2 倍程度に相応している。
- (3)  $M \simeq 2m$  の換算を行うことにより, ひずみ速度の  $m$  乗に比例して硬化する超塑性材料のバルジ変形挙動を, 線形ひずみ速度硬化に基づく解析結果を利用して, 厳密ではないが実用上かなりの程度まで予測・説明が可能と思われる。

## 参 考 文 献

- (1) 本橋・柴田, 茨城大学工学部研究集報, 34 (1986), 143.
- (2) 西村・宮川, 機論第 1 部, 38-309 (昭 47) 968.
- (3) Ghosh, A., and Duncan, J. L., Int. J. Mech. Sci., 12 (1970), 499.
- (4) 沢田・斉藤, 塑性と加工, 16-17 (昭 50), 285.
- (5) 例えば, Hazzledine, P. M., and Motohashi, Y., Superplasticity, Ploc, Int. Conf. on Superplasticity, Grenoble, (1985), 1-1.
- (6) Bampton, C. C., and Raj, R., Acta Met., 30 (1982) 2043.
- (7) 本橋・柴田・宮川, 軽金属, 33 (昭 58), 270.
- (8) Hill, R., Philos. Mag., 41-322 (1950), 1133.
- (9) 山田, 東大生研報告, 11-5 (昭 36), 240.