異方性降伏関数を用いた6000系アルミニウム合金板の
液圧バルジ成形シミュレーションと実験検証彌永 大作*・桑原 利彦**
上間 直幸***・浅野 峰生***

Journal of The Japan Institute of Light Metals, Vol. 62, No. 1 (2012), 7-13

Hydraulic bulge forming simulation of 6000 series aluminum alloy sheets
using anisotropic yield functions and experimental validationDaisaku YANAGA*, Toshihiko KUWABARA**
Naoyuki UEMA*** and Mineo ASANO***

Biaxial tensile tests of 6000 series aluminum alloy sheets with different density cube textures were carried out using cruciform specimens. The specimens were loaded under linear stress paths in a servo-controlled biaxial tensile testing machine. Plastic orthotropy remained coaxial with the principal stresses throughout every experiment. Successive contours of plastic work in stress space and the directions of plastic strain rates were precisely measured and compared with those calculated using selected yield functions: the von Mises, Hill's quadratic and Yld2000-2d [Barlat, F. et al., Int. J. Plasticity, **19** (2003), 1297-1319]. The Yld2000-2d yield functions with exponents of 12 and 6 are capable of reproducing the general trends of the work contours and the directions of plastic strain rates observed for test materials with high and low cube textures, respectively. Hydraulic bulge tests were also conducted and the variations of the thickness strain along the meridian directions of the bulged samples were compared with that calculated using finite element analysis (FEA) based on the Yld2000-2d yield functions with exponents of 12 and 6. The differences of cube texture density cause significant differences in the strain distributions of the bulged specimens, and the FEA results calculated using the Yld2000-2d yield functions show good agreement with the measurement results.

(Received June 10, 2011 Accepted September 16, 2011)

Keywords: 6000 series aluminum alloy sheet, biaxial tensile test, yield function, hydraulic bulge test, finite element analysis

1. 緒 言

自動車の軽量化はCO₂排出量の削減に有効であり、地球環境保全のうえで極めて重要な技術課題である^{1),2)}。アルミニウム合金板は軟鋼板に比べて比重が小さく、さらに耐食性にも優れており、軽量化を実現する材料として注目されている。しかし、アルミニウム合金板は軟鋼板に比べて、延性に劣り破断しやすい、弾性率が小さいために弾性回復（スプリングバック）が大きいなど、プレス成形が難しい材料である^{3),4)}。

アルミニウム合金板のプレス成形品への適用をさらに拡大するためには、2つの方策が有効である。第1は、成形性向上に有効な集合組織を作り込み、素材そのものの成形性を高めることである。第2は、有限要素法に代表される成形シミュレーションの予測精度を向上させて、成形不具合を高精

度に予測し、プレス工程設計のトライレス化を推進することである。

前者に対しては、多結晶塑性解析による成形性予測が有効である。例えばYoshidaら⁵⁾は、fcc金属板の成形限界ひずみに及ぼす集合組織の影響を詳細に計算し、Cube方位を多く含む集合組織において、平面ひずみ引張から等二軸引張領域において、成形限界ひずみが大幅に向上することを定量的に予測している。

後者に対しては、成形シミュレーションに用いる材料モデルの高精度化が必須である⁶⁾。材料モデルとしては、多結晶塑性モデルと降伏関数を用いる方法の2種類に大別される。多結晶塑性モデルは多くの計算時間を必要とするので、曲げ割れ予測⁷⁾のような局所領域における変形予測に適している。一方、自動車パネルのような大物部品の成形解析に対しては、降伏関数を用いる現象論的材料モデルを用いる方が、

*東京農工大学大学院機械システム工学専攻（〒184-8588 東京都小金井市中町2-24-16）。Department of Mechanical Systems Engineering, Graduate School of Engineering, Tokyo University of Agriculture and Technology (2-24-16, Nakacho, Koganei-shi, Tokyo 184-8588)。

**東京農工大学大学院工学研究院先端機械システム部門（小金井市）。Division of Advanced Mechanical Systems Engineering, Institute of Engineering, Tokyo University of Agriculture and Technology (Koganei-shi, Tokyo)。

***住友軽金属工業(株)研究開発センター（名古屋市）。R&D Center, Sumitomo Light Metal Industries, Ltd. (Nagoya-shi, Aichi)。

計算時間が少なく済むので実用的である。実際、所与の板材に対して適切な降伏関数を選択すれば、円筒絞り容器の耳形成⁸⁾、スプリングバック⁹⁾、張出成形¹⁰⁾、伸びフランジ成形^{11),12)}、面ひずみ¹³⁾の予測精度向上に有効であることが立証されている。

現象論に基づく塑性力学解析では、集合組織の違いによって発現する塑性変形特性の差違は、降伏関数の違いによって表現する^{14),15)}。したがって、集合組織の差異に起因する塑性変形特性の差違が、降伏関数を用いた現象論的塑性力学解析によって再現可能であることを立証することは、板材成形シミュレーションの精度向上、ひいてはトライレス生産を前進させるうえで極めて重要である。

そこで、本研究では、同一の化学成分でCube方位密度の異なる2種類の6016アルミニウム合金板を供試材として、十字形試験片を用いた二軸引張試験¹⁶⁾を行い、それぞれに対して最適な降伏関数を同定する。次に、大きな二軸引張ひずみを素板に付与できる成形実験として液圧バルジ試験を行い、成形後のひずみ分布を測定し、アルミニウム合金板の塑性変形特性に及ぼすCube方位密度の差違の影響を明らかにする。最後に、二軸引張試験により同定された降伏関数を用いて液圧バルジ成形シミュレーションを行い、実験値と計算値の比較を行う。そして、液圧バルジ成形シミュレーションの解析精度に及ぼす異方性降伏関数の影響を明らかにする。

2. 供試材

供試材は化学成分が同一で、Cube方位密度が異なる2種類の6016アルミニウム合金板 (Al-1.0Si-0.5Mg-0.1Mn (mass%), 初期板厚0.9mm) である。いずれもCube方位が主方位であり、板厚1/4部の方位密度 (ランダム比) は各々133および21であった。以下前者をHC (High Cube), 後者をLC (Low Cube) と呼ぶ。それらの機械的性質をTable 1に示す。単軸引張試験はJIS13号B型試験片を用いて行った。両材料ともに、時効硬化の経時変化の影響を避けるために、熱処理から約2年が経過し、時効がほぼ飽和したものを使用した。

3. 二軸引張試験の方法と結果

3.1 実験方法

二軸引張試験に用いた十字形試験片をFig. 1に示す。本試験片は文献¹⁶⁾で提案された試験片と相似形状である。各腕部は、長さ30mm×幅0.2mmのスリットを3.75mm間隔に7本有し、応力測定部である30mm四方の正方形領域の変形拘束を極力小さくしている。素板からの試験片の切出しおよびスリットの加工はすべてレーザ加工にて行った。試験片の腕の方向は素板の圧延方向および圧延直角方向に平行とした。本研究で用いた油圧サーボ制御二軸引張試験機の詳細については文献¹⁶⁾を参照されたい。以下、素板の圧延方向をx軸、圧延直角方向をy軸、板厚方向をz軸とする。

二軸引張試験は、公称応力比 (荷重比) $\sigma_{Nx}:\sigma_{Ny}=1:0, 4:1, 2:1, 4:3, 1:1, 3:4, 1:2, 1:4, 0:1$ の9通りの線形負荷経路で行った。各軸方向の垂直ひずみ成分は、試験片中心から最大主応力方向に±10mm離れた中心線上に塑性域ひずみゲージ (東京測器研究所製YFLA-2) を貼付けて測定した^{*1}。垂直応力成分は、荷重の測定値をその瞬間の断面積 (面内塑性

Table 1 Mechanical properties of the test materials

Tensile direction (°)		$\sigma_{0.2}$ (MPa)	c^* (MPa)	n^*	α^*	r -value**
High Cube	0	169	494	0.24	0.008	0.54
	45	152	469	0.28	0.014	0.13
	90	163	485	0.25	0.007	0.55
Low Cube	0	152	474	0.25	0.007	0.80
	45	146	469	0.27	0.009	0.26
	90	145	466	0.26	0.007	0.70

*Parameters for Swift's hardening law, $\sigma=c(\alpha+\epsilon^p)$, for the strain range of $0.002 \leq \epsilon^p \leq \epsilon_B^p$, where ϵ_B^p is the logarithmic plastic strain at the maximum load.

**Measured at a uniaxial nominal strain of 0.10.

Fig. 1 Cruciform specimen used for the biaxial tensile test (dimensions in mm).

ひずみの測定値を用いて体積一定則より算定) で除した真応力として算定した。またひずみを試験片の中心軸上で計測しているので $\sigma_{xy}=0$ とみなした。相当塑性ひずみ速度は $(1\sim4) \times 10^{-4} s^{-1}$ の範囲内であった。

二軸引張応力下における供試材の加工硬化特性を定量的に評価するため、等塑性仕事面^{19),20)}を測定した。等塑性仕事面は、以下の手順により求めた。まず圧延方向の単軸引張試験を行い、既定の対数塑性ひずみ ϵ_B^p に達したときの塑性流動応力 σ_0 と、 ϵ_B^p に達するまでになされた単位体積当たりの塑性仕事 W を求める。さらに二軸引張試験および圧延直角方向の単軸引張試験を行い、 W と等量の塑性仕事を与える応力点 (σ_x, σ_y) および $(0, \sigma_{90})$ を求める。最後に、それらを主応力空間にプロットして、 ϵ_B^p に対する等塑性仕事面を決定した。 ϵ_B^p を十分に小さくとれば、等塑性仕事面は初期降伏曲面とみなすことができる。

3.2 実験結果

線形負荷経路に対して測定されたHCおよびLCの無次元

*1 有限要素法による十字形試験片の詳細な応力解析^{17),18)}によれば、十字形試験片の中心から $(0.6\sim0.8) \times B$ の位置でひずみを測定することにより (B は応力測定部の辺長), 応力の測定誤差が2%未満となることが示されている。ちなみにFig. 1におけるひずみゲージの貼付け位置は、x軸方向が最大主応力方向の場合である。

Fig. 2 Measured stress points comprising contours of plastic work, compared with theoretical yield loci. Each symbol corresponds to a contour of plastic work for a particular value of ϵ_0^p . The Yld2000-2d yield functions are determined using the uniaxial and biaxial tensile stress data for $\epsilon_0^p=0.002$ ($M=6$ for HC and 4 for LC) and 0.040 ($M=12$ for HC) and 0.045 ($M=6$ for LC).

化等塑性仕事面を各々 **Fig. 2(a)** および (b) に示す。等塑性仕事面の形状変化を明確にするために、各 ϵ_0^p に対応する応力点の座標値を当該の ϵ_0^p に対応する σ_0 で除して、無次元化している。両供試材ともに、 $\sigma_{Nx}:\sigma_{Ny}=1:0, 1:1, 0:1$ では、塑性仕事の増加に伴う応力点の位置変化はほとんどない。一方、それら以外の応力比では、無次元化等塑性仕事面は収縮傾向を示し、異方硬化挙動が確認された。等塑性仕事面の形状は、HCでは等二軸引張方向に尖ったトレスカの降伏曲面に近い形となった。一方LCは、平面ひずみ引張近傍の応力状態 ($\sigma_{Nx}:\sigma_{Ny}=2:1$ および $1:2$) においてHCよりも等塑性仕事面が張出す形状になった。

無次元化等塑性仕事面の実験値と von Mises²¹⁾, Hill '48²²⁾, Yld2000-2d²³⁾ 降伏関数から計算される理論降伏曲面との比較も合せて Fig. 2 に示す。降伏関数を同定したパラメータは、HC, LCともに初期降伏曲面の $\epsilon_0^p=0.002$ と、9つすべての応力経路において応力点が測定できており、かつその中で最大の ϵ_0^p に対応するものをそれぞれ選択した。すなわちHCでは $\epsilon_0^p=0.04$, LCでは $\epsilon_0^p=0.045$ である。両供試材ともに、実験値の再現精度が最も優れているのは Yld2000-2d 降伏関数である。次数 M の最適値については後述する。

Fig. 3 Comparison of directions of measured plastic strain rates with those of the local outward vectors normal to the yield loci calculated using selected yield functions.

各種降伏関数における法線則の妥当性を検証するために、各線形応力経路における塑性ひずみ速度の方向 θ の実験値と計算値（理論降伏曲面の外向き法線ベクトルの方向）を比較した結果を **Fig. 3** に示す。図の横軸 ϕ は、応力空間における応力経路の方向である。 θ , ϕ ともに、 x 軸方向を 0° とし、反時計方向の角度増分を正と定義している。無次元化等塑性仕事面の結果同様、両供試材ともに、実験値の再現精度が最も優れているのは Yld2000-2d 降伏関数である。

降伏関数による、等塑性仕事面の形状と塑性ひずみ速度の方向の再現精度を定量的に評価するために、次式により標準偏差 S_r および S_θ を計算した。

$$S_r = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (r'_i - r_i)^2}{n-1}} \quad (1a)$$

$$S_\theta = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (\theta'_i - \theta_i)^2}{n-1}} \quad (1b)$$

ここで、 i は線形応力経路の番号 ($i=1\sim 9$ が線形応力経路 $\sigma_{Nx}:\sigma_{Ny}=1:0, 4:1, 2:1, 4:3, 1:1, 3:4, 1:2, 1:4, 0:1$ に対応)、 ϕ_i は、 i 番目の応力経路の角度、 r_i および r'_i は、 i 番目の線形応力経路における等塑性仕事面および降伏曲面までの原点からの距離、 θ_i および θ'_i は、 i 番目の応力経路における塑性ひずみ速度の方向の実験値と計算値（理論降伏曲面の外向き法線ベクトル方向）である。

ϵ_0^p の増加（加工硬化の進展）に伴う S_r および S_θ の変化を **Fig. 4** に示す。まずHCについては、降伏初期 ($\epsilon_0^p \leq 0.01$) では、次数 $M=6$ もしくは 8 の Yld2000-2d 降伏関数が、等塑性仕

Fig. 4 Standard deviations for (a1 and b1) work contours and (a2 and b2) the directions of plastic strain rate.

事面の形状および塑性ひずみ速度の方向とともに、実験値の再現精度が最もよい。一方、 ϵ_0^p の増加に伴って、塑性ひずみ速度の方向の変化は小さいものの、等塑性仕事面の形状については最適次数が $M=12\sim14$ に推移している。すなわち、HC

においては、塑性仕事の進展に伴って、最適次数が増大し、トレスカ型の降伏関数に漸近することがわかった。

一方、LCについては、降伏初期($\epsilon_0^p \leq 0.01$)では、等塑性仕事面の形状および塑性ひずみ速度の方向とともに、次数 $M=4$ のYld2000-2d降伏関数が、実験値の再現精度が最もよい。しかしながら、 ϵ_0^p の増加に伴って、等塑性仕事面の形状および塑性ひずみ速度の方向に対する最適次数が $M=6$ に推移している。

von MisesおよびHillの2次降伏関数は、Yld2000-2d降伏関数に比べて、本供試材の塑性変形挙動の再現精度に劣る。

4. 液圧バルジ試験の方法と結果

4.1 実験方法

Cube方位密度の差が板材の張出変形特性に及ぼす影響を検証するために、等二軸引張応力下での加工硬化特性の測定およびバルジ試験片のひずみ分布の測定を行った。

本研究で用いた液圧バルジ試験装置をFig. 5に示す。本液圧バルジ試験装置は、文献²⁴⁾で使用されたものと同一である。ダイ穴直径は150mm、素板直径は220mmである。直径190mmの円周上には三角ビードを配し、素板の流入を抑えている。ビードによる素板の流入抑制効果を高めるため、素板とダイの間は無潤滑とした。

試験片頂点部のひずみ ϵ_x, ϵ_y は、試験片中心から5mmの位置に、圧延方向と圧延直角方向にそれぞれ1枚ずつ塑性域ゲージ(東京測器研究所製YFLA-2)を貼付けて測定した。バルジ頂点部の曲率半径 ρ は、3点式曲率計を用いて、圧延方向から45°方向の曲率半径を測定した。本曲率計は、2本のツメ(間隔40mm)とその中央に位置する変位計から構成され、上下変位と紙面に垂直な軸回りの回転の自由度を有しており、試験片のバルジ頂点部に常に3点で接するように設計されている。内圧の負荷においては、圧延方向のひずみ速度を観測しつつ、相当塑性ひずみ速度がほぼ $1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ 一定になるように内圧をフィードバック制御した。 $\rho, \epsilon_x, \epsilon_y$ および内圧 P の測定値はデータロガーを経由して0.1sごとにPCに記録した。

バルジ頂点部の等二軸引張応力 σ_b は次式より求めた。

$$\sigma_b = \frac{P\rho}{2t} \quad (2)$$

ここで、 t はバルジ頂点部の板厚であり、 ϵ_x, ϵ_y の測定値から、体積一定則を用いて次式より算出した(弾性ひずみは無視した)。

$$t = t_0 \exp(\epsilon_z) = t_0 \exp(-\epsilon_x - \epsilon_y) \quad (3)$$

$|\epsilon_z| \approx 0.15$ にて1度ひずみゲージを張替え、さらに試験を継続し、 $|\epsilon_z| \approx 0.3$ までの $\sigma_b - |\epsilon_z|$ 曲線を測定した。さらに変換式

$$\bar{\sigma} = \sigma_b / \lambda, \quad \bar{\epsilon} = \lambda |\epsilon_z| \quad (4)$$

を用いて供試材の相当応力-相当塑性ひずみ($\bar{\sigma} - \bar{\epsilon}$)曲線を決定した。ここで λ は、基準塑性ひずみ ϵ_0^p (HCで $\epsilon_0^p = 0.04$, LCで $\epsilon_0^p = 0.045$)に対応する σ_0 と σ_b の比($\lambda = \sigma_b / \sigma_0$)である。

バルジ試験片のひずみ分布の測定では、圧延方向から0°, 45°, 90°方向の半径線に沿って10mm角の格子をけがき、成形高さが38mmに達した時点で成形を止め、各格子の面内ひずみを測定することにより、式(3)を用いて各子午線方向の

Fig. 5 Experimental apparatus for hydraulic bulge test (dimensions in mm).

Fig. 6 Equivalent stress–equivalent plastic strain curves determined using the hydraulic bulge test data and those approximated by Swift's hardening laws.

板厚ひずみ分布を測定した。

4.2 実験結果

式(4)から決定された $\bar{\sigma}$ - $\bar{\epsilon}$ 曲線を Fig. 6 に示す。さらに、それらを $\bar{\epsilon} \leq 0.3$ のひずみ範囲で近似したSwiftの加工硬化式も併記している。近似式のパラメータを Table 2 に示す。なお比較として、圧延方向の単軸引張試験から測定された真応力 σ_x -対数塑性ひずみ ϵ_x^p 曲線のSwift近似式 (Table 1 参照) も併記した。これらの近似式は、5節で述べる有限要素解析における加工硬化式として用いる。

5. 液圧バルジ成形の有限要素解析

材料モデル (降伏関数と加工硬化式の組合せ) を変えて、液圧バルジ成形のFEM解析を行い、得られた計算値と実験値を比較することにより、材料モデルの適否が液圧バルジ成

Table 2 Parameters for the Swift's hardening laws as shown in Fig. 6

Texture	λ^*	c^{**} (MPa)	n^{**}	α^{**}
HC	1.010	455	0.22	0.009
LC	1.026	426	0.23	0.007

* $\lambda \equiv \sigma_b / \sigma_0$, where σ_0 and σ_b are the uniaxial and equibiaxial stresses, respectively, comprising the work contour for $\epsilon_0^p = 0.04$ (HC) and 0.045 (LC).

**Parameters for Swift's hardening law, $\sigma = c (\alpha + \epsilon^p)$, determined for a strain range of $0.002 \leq \epsilon^p \leq 0.30$.

Fig. 7 Schematic illustration of FEM model. (a) Tool. (b) Initial mesh division of a blank.

形シミュレーションの解析精度に与える影響を明らかにする。

メッシュ分割ソフトはHyper Mesh Ver. 10.0, FEM解析のソルバはAbaqus/Standard Ver. 6. 9-1を使用する。ポストプロセッサとしてAbaqus/Viewerを用いる。

解析モデルを Fig. 7(a) に示す。対称性を考慮して1/4モデルを用いた。ダイと板押えは解析的剛体と定義し、試験治具と同一寸法とした。素板の初期要素分割を Fig. 7(b) に示す。素板半径は金型のビード半径と同じ95mmとし、板縁を完全固定した。4節点低減積分要素S4Rを用い、要素分割は半径方向に1mm、半径30~95mmの範囲は円周方向に36分割、半径30mm以内の範囲は自動分割した。

素板とダイおよび板押えの接触条件は、表面同士による接触 (surface to surface) とし、板押え力を30kN、摩擦係数を0.3に設定した。

解析に用いた降伏関数は、等方性のvon Mises降伏関数、Hillの2次降伏関数 (Hill '48) および次数 M のYld2000-2d降伏関数である。Hill '48の異方性パラメータの決定には、圧延方向から 0° , 45° , 90° 方向の単軸引張試験から測定された r 値 (r_0 , r_{45} , r_{90}) と圧延方向の塑性流動応力 σ_0 を用いた。Yld2000-2dの異方性パラメータの決定には、圧延方向から 0° , 45° , 90° 方向の単軸引張応力 (σ_0 , σ_{45} , σ_{90}) および r 値 (r_0 ,

Fig. 8 Measured thickness strain along the meridian lines of hydraulic bulge specimens, compared with those calculated using finite element analysis with selected yield functions.

r_{45} , r_{90})に加えて, 等二軸引張試験から測定された降伏応力 σ_b と塑性ひずみ速度比 $r_b \equiv d\epsilon_y^p/d\epsilon_x^p$ を用いた。Yld2000-2d降伏関数の次数 M については, HCでは $\epsilon_0=0.04$ の等塑性仕事面に対して標準偏差の最も小さい $M=12$ を, LCでは $\epsilon_0=0.045$ の等塑性仕事面に対して標準偏差の最も小さい次数 $M=6$ を選択した (3.2節参照)。

解析手順は以下の通りである。まずダイと板押えの間で素板を挟み, 規定の板押え力でダイを素板に押付ける。次に, 素板の裏面に内圧を負荷して張出成形を開始し, 頂点部が成形高さ38mmに達した時点で成形を終了する。成形後の試験片について, 圧延方向から 0° , 45° , 90° 方向の子午線上の主ひずみを読み取り, 体積一定則より板厚ひずみを算定して, 実験値と比較した。

6. 結果と考察

バルジ成形後の板厚ひずみ分布の実験値と計算値の比較を Fig. 8 に示す。(a) は圧延方向の単軸引張試験で測定された σ_x - ϵ_x^p 曲線を Swift の式で近似した場合 (Table 1 参照), (b) は液圧バルジ試験で決定された $\bar{\sigma}$ - $\bar{\epsilon}$ 曲線を Swift の式で近似した場合である (Table 2 参照)。

両供試材の実験値同士を比較すると, 頂点部ではLCの方が, 周辺部ではHCの方が板厚減少が大きく, 結果として, 頂点部と周辺部の板厚ひずみの差はLCの方がHCよりも大

きくなっている。これは, Fig. 2 に示す二軸引張試験の結果から定性的に説明できる。すなわち, HCの方が, 等二軸引張 (頂点部) と平面ひずみ引張 (周辺部) の強度差が小さいので, LCに比べて周辺部における引張変形が大きくなり, その結果板厚減少が促進されたためである。すなわち, Cube方位密度の差は, 等塑性仕事面の形状の差, すなわち等二軸引張と平面ひずみ引張における素材の強度差をもたらし, 結果としてひずみ分布の差を引起くことが確認された。

実験値と計算値を比較すると, Fig. 8 (a),(b) いずれの場合でも (すなわち計算に用いた加工硬化式の如何にかかわらず), Yld2000-2d降伏関数が最も実験値に近く, 全体的な板厚分布の傾向を的確に再現できている。一方, von MisesおよびHillの2次降伏関数は, どちらも頂点部の板厚減少を過大に, 周辺部の板厚減少を過小に予測しており, 実験値との差が顕著である。

頂点部と周辺部の板厚ひずみの差は, Hillの二次>von Mises>Yld2000-2d降伏関数の順番に大きい。これは, 前述したHCとLCにおける板厚ひずみの差の原因と同じであり, 等二軸引張 (頂点部) と平面ひずみ引張 (周辺部) の降伏応力の差が大きい降伏関数ほど, 頂点部と周辺部の板厚ひずみの差が大きくなったと解釈できる。

以上の結果は次のように総括できる。二軸引張試験によっ

て測定された等塑性仕事面の形状と塑性ひずみ速度の測定値に対して、最も近い計算値を与えたのは、HC、LCともにYld2000-2d降伏関数であった。さらに、液圧バルジ成形された素板の半径方向線に沿う板厚分布について、実験値の傾向を最も精度よく再現できたのもYld2000-2d降伏関数であった。これより、二軸引張試験に基づいて適切な降伏関数を選択することが、張出成形シミュレーションにおける材料の変形挙動の予測精度向上に対して必要不可欠であることが明らかとなった。実際、液圧バルジ試験で素板が受ける応力状態は、応力空間の第1象限のなかの、等二軸引張 ($\sigma_x: \sigma_y = 1:1$) から平面ひずみ引張 ($\sigma_x: \sigma_y \approx 2:1$ もしくは $1:2$) の範囲に該当する。したがって、応力空間の第1象限における材料の弾塑性変形挙動を正確に再現できる降伏関数が、液圧バルジ成形解析における材料変形挙動の予測精度に優れるのは当然といえる。

Yld2000-2d降伏関数を用いた場合の加工硬化式の影響について、さらに詳細に検討する。 $\bar{\sigma}-\bar{\epsilon}$ 曲線を圧延方向の単軸引張試験より同定した場合 (Fig. 8(a)) は、等二軸引張試験より同定した場合 (Fig. 8(b)) に比べて、両供試材ともに、頂点部の板厚減少を過小に予測し、周辺部の板厚減少を過大に予測している。また、後者の方が実際の板厚分布の傾向とよく一致している。これより、成形シミュレーションに用いる加工硬化式は、解析対象の応力状態と同等もしくはそれに近い応力状態を再現した材料試験を行って同定することが推奨される。

本解析では硬化則として等方硬化則を用いた。しかし Fig. 2 から明らかなように、本供試材は異方硬化挙動を示している。等方硬化則の仮定は厳密に言えば正しくない。異方硬化挙動を再現する方法として、Yld2000-2d降伏関数の異方性パラメータを塑性仕事もしくは ϵ_p の関数として変化させる方法が考えられる。しかし、十字形試験片を用いた二軸引張試験では、液圧バルジ試験で供試材に付与されるほどの大きな塑性ひずみ域における硬化挙動を測定することはできない。これに対し筆者らの一人は、板材を曲げ成形後、溶接して円管形状にすれば、破断直前までの大きな塑性ひずみ域における二軸応力下での硬化挙動の測定と定式が実現可能であることを示した²⁵⁾。アルミニウム合金板についても同様の実験手法を適用すれば、異方硬化挙動を精密に測定し、かつそれを再現できる材料構成則を定式化でき、より高精度な成形シミュレーションが実現可能となろう。今後の研究課題としたい。

7. 結 言

Cube 方位密度が異なる2種類のアルミニウム合金板 (HC および LC) の二軸引張試験を行った。塑性変形初期 ($\epsilon_p = 0.002$) から $\epsilon_p = 0.040$ (HC) および 0.045 (LC) までの塑性ひずみの範囲において、両供試材ともに異方硬化挙動を示した。すなわち、両供試材ともに、等塑性仕事面および塑性ひずみ速度の方向はYld2000-2d降伏関数による計算値とおおむねよい一致を示したが、その最適な次数 M は、HC では6もしくは8 ($\epsilon_p = 0.002$) から12 ($\epsilon_p = 0.040$) へ、LC では

4 ($\epsilon_p = 0.002$) から6 ($\epsilon_p = 0.045$) へ増加した。このように、Cube 方位密度の違いは、二軸引張試験における塑性変形挙動の差違として明確に検出された。

さらに液圧バルジ成形試験およびその有限要素解析を行い、子午線方向の板厚分布について実験値と計算値を比較した。その結果、両供試材ともに、二軸引張試験で測定された塑性変形挙動の再現精度に最も優れるYld2000-2d降伏関数が、バルジ成形解析においても実験値に最も近い計算値を与えた。

以上より、二軸引張試験方法による適切な降伏関数の選択は、有限要素解析によるアルミニウム合金板の成形シミュレーションの精度向上に有効であることが立証された。

今回の解析で使用したYld2000-2d降伏関数のサブルーチンプログラムは、Swinburne University of Technology の Jeong Whan Yoon 教授にご提供頂いた。記して謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 大久保宜夫, 杉沢正基: 塑性と加工, **21** (1980), 92-98.
- 2) 富岡良郎, 中村真一郎: 塑性と加工, **35** (1994), 1029-1035.
- 3) 福永良太, 小池正俊: 塑性と加工, **46** (2005), 590-594.
- 4) 井上博史, 稲数直次: 軽金属, **47** (1997), 246-257.
- 5) K. Yoshida, M. Kuroda and S. Ikawa: Acta Mater., **55** (2007), 4499-4506.
- 6) T. Kuwabara: Int. J. Plasticity, **23** (2007), 385-419.
- 7) 伊川 慎吾, 浅野 峰生, 黒田 充紀, 吉田 健吾: 軽金属, **61** (2011), 53-59.
- 8) J.-W. Yoon, F. Barlat, R. E. Dick and M. E. Karabin: Int. J. Plasticity, **22** (2006), 174-193.
- 9) T. Kuwabara, Y. Asano, S. Ikeda and H. Hayashi: Proc. IDDRG2004, (2004), 55-64.
- 10) 桑原利彦, 梅村昌史, 吉田健吾, 黒田充紀, 平野清一, 菊田良成: 軽金属, **56** (2006), 323-328.
- 11) 桑原利彦, 橋本一真, 飯塚栄治, Jeong-Whan Yoon: 塑性と加工, **50** (2009), 925-930.
- 12) 橋本一真, 桑原利彦, 飯塚栄治, Jeong-Whan Yoon: 鉄と鋼, **96** (2010), 557-563.
- 13) 守屋岳志, 桑原利彦, 木村星香, 高橋 進: 塑性と加工, **49** (2008), 1081-1085.
- 14) T. Kuwabara, A. Van Bael and E. Iizuka: Acta Mater., **50** (2002), 3717-3729.
- 15) D. Banabic, F. Barlat, O. Cazacu and T. Kuwabara: Advances in Anisotropy and Formability, Int. J. Mater. Form., **3** (2010), 165-189.
- 16) 桑原利彦, 池田 聡: 塑性と加工, **40** (1999), 145-149.
- 17) 花房泰浩, 瀧澤英男, 桑原利彦: 塑性と加工, **52** (2011), 282-287.
- 18) Y. Hanabusa, H. Takizawa and T. Kuwabara: Steel Res. Int., **81** (2010), 1376-1379.
- 19) R. Hill, S. S. Hecker and M. G. Stout: Int. J. Solid. Struct., **31** (1994), 2999-3021.
- 20) R. Hill and J. W. Hutchinson: J. Appl. Mech., **59** (1992), S1-S9.
- 21) R. Von Mises: Göttingen Nachrichten, Math.-Phys. Klasse, (1913), 582-592.
- 22) R. Hill: Proc. Roy. Soc. London, A193 (1948), 281-297.
- 23) F. Barlat, J. C. Brem, J. W. Yoon, K. Chung, R. E. Dick, D. J. Lege, F. Pourboghra, S. H. Choi and E. Chu: Int. J. Plasticity, **19** (2003), 1297-1319.
- 24) 池田 聡, 桑原利彦: 鉄と鋼, **90** (2004), 1016-1022.
- 25) 伊敷万太郎, 桑原利彦, 山口 誠, 前田恭志, 林田康宏, 逸見義男: 日本機械学会論文集 (A), **75** (2009), 491-500.