5000系アルミニウム合金板の高精度材料モデリングと 穴広げ成形シミュレーションの高精度化

三宅 能安¹・桑原 利彦^{2*}

Journal of The Japan Institute of Light Metals, Vol. 70, No. 6 (2020), 217-224
© 2020 The Japan Institute of Light Metals

High precision material modeling of 5000-series aluminum alloy sheet for enhancing the predictive accuracy of hole expansion simulation

Noa MIYAKE¹ and Toshihiko KUWABARA²

Deformation behavior of a 5000-series aluminum alloy sheet under biaxial stress is precisely measured for linear stress paths, using servo-controlled biaxial tensile tests with cruciform specimens. Successive contours of plastic work in stress space and the directions of the plastic strain rates are precisely measured and compared with those calculated using the Yld2000-2d (Barlat et al., 2003) and Yld2004-18p (Barlat et al., 2005) yield functions. Both yield functions successfully reproduce the successive work contours and the directions of the plastic strain rates of the test material. In order to check the effect of the yield functions on the enhancement of the predictive accuracy of forming simulations a finite element analysis of hole expansion forming is performed using the yield functions. The calculated thickness strain distributions are compared with experimental ones. The prediction by the Yld2004-18p yield function using solid elements had the closest agreement with the experimental data by considering the draw-bead forming process and the material deformation behavior passing over the draw-bead during the hole expansion forming process.

(Received January 30, 2020 Accepted April 13, 2020)

Keywords: *biaxial tensile test; anisotropy; yield function; hole expansion; finite element analysis*

1. 緒 言

アルミニウム (Al) 合金板やマグネシウム合金板に代表される軽金属材料は室温での成形性に劣る。よってこれら軽金属材料のプレス成形品へのさらなる適応拡大を図るためには、プレス加工技術の高度化のみならず、有限要素解析 (FEA: Finite Element Analysis) に代表される数値シミュレーション技術を活用し、破断やしわなどの成形不具合を発生させないための最適な成形条件を迅速に計算・予測する数値計算手法の確立が必要である。現象論に基づく塑性力学解析では、材料の塑性変形特性は材料モデル (降伏関数と硬化則) により記述される。よって、成形不具合の予測精度向上のためには、材料モデルの高精度化が必須である¹⁾⁻³⁾。

筆者らの一人は、材料モデルの良否が成形シミュレーションの解析精度に及ぼす影響を明らかにするために、その実験検証手法として平底円筒パンチによる穴広げ成形を研究対象にしてきた。穴広げ成形を研究対象とした理由は以下の通りである。①実験室レベルで実施できる簡便な成形試験法である一方で、素板に発生する応力状態は単軸引張から等二軸引張に及び (主応力空間の第1象限に相当)、実用部品に匹敵す

る多様な二軸応力状態が試験片に負荷される、②①の理由により、穴広げ成形のFEA結果は材料モデルに大きく影響されるので、材料モデルの妥当性検証試験法としても優れている、③穴広げ成形における主要な変形形態である伸びフランジ変形は、自動車パネル部品成形において頻度高く現れる変形形態であるため、実用部品の伸びフランジ成形性⁴⁾の指標としても活用できる。

筆者らの研究グループは、これまでの一連の研究において、高張力鋼板⁵⁾⁻⁷⁾、Al合金板6016-Oおよび-T4⁸⁾、純チタン板⁹⁾の穴広げ成形実験を行い、成形後の素板の板厚分布について、実験値とFEAによる計算値を比較し、材料モデルが成形シミュレーションの解析精度に及ぼす影響を明らかにしてきた。その結果、十字形試験片を用いた二軸引張試験¹⁰⁾や円管試験片に軸力と内圧を制御・負荷する二軸バルジ試験¹¹⁾を活用して材料モデルの高精度化を図ることが、穴広げ成形シミュレーションの解析精度向上に有効であることを立証してきた。一方で、いずれの研究においても、材料モデルの高精度化を図ったにもかかわらず、依然として実験値とFEA結果との乖離が観測された。そこで筆者らは、解析精度をさらに向上させるために必要な方策として、①材料モデルのさら

¹ 東京農工大学大学院生 (〒184-8588 東京都小金井市中町 2-24-16) Graduate student, Tokyo University of Agriculture and Technology (2-24-16 Naka-machi, Koganei-shi, Tokyo 184-8588)

² 東京農工大学 (東京都) Tokyo University of Agriculture and Technology (Koganei-shi, Tokyo)

* 責任著者 E-mail: kuwabara@cc.tuat.ac.jp

なる高精度化, ②従来の解析では無視していたビード成形工程の再現, が必要と考えた。

本研究では, A5022-O 合金板の穴広げ成形シミュレーションを行い, 材料モデルおよびFEA条件(要素種類とビード拘束の再現方法)が穴広げ成形の解析精度に及ぼす影響を明らかにすることを目的とする。まず7方向の単軸引張試験および十字形試験片を用いた7つの線形応力経路試験を行い, それらの測定値に基づいて高精度な材料モデルを構築した。あわせて液圧バルジ試験を行い, 穴広げ成形で材料に付与される相当塑性ひずみレベル(およそ0.3)の範囲の加工硬化特性も高精度に測定した。さらに穴広げ成形実験を行い, 穴縁近傍および半径方向の板厚ひずみ分布を詳細に測定した。最後に穴広げ成形シミュレーションを実施し, 実験値と比較することにより, FEAの精度に及ぼす材料モデルおよびFEA条件の影響を検証した。その結果, 材料モデルの高精度化に加えて, ビード成形条件を実験と一致させることにより, 計算値が実験値とおおむね一致する結果を得たので報告する。

2. 材料試験の方法と結果

2.1 供試材

供試材は, 公称板厚1 mmのAl合金板5022-Oである。その機械的性質をTable 1に示す。異方性の主軸として, 板材の圧延方向(RD), 板幅方向(TD), 板厚方向をそれぞれ x , y , z 軸とする。またRDから45°方向をDDと記す。

2.2 二軸引張試験

二軸応力下における供試材の加工硬化挙動を高精度に定式化することを目的として, 十字形試験片による二軸引張試験を実施した。試験片の寸法をFig. 1に示す。試験方法はISO16842¹²⁾に準拠しており, 詳細な有限要素解析により, 応力の同定誤差は2%未満になることが明らかにされている^{13), 14)}。二軸引張試験機の詳細については文献10)を参照されたい。真応力比(RD真応力:TD真応力) $\sigma_x : \sigma_y = 4 : 1, 2 : 1, 4 : 3, 1 : 1, 3 : 4, 1 : 2, 1 : 4$ の7通りの線形応力経路に対して二軸引張試験を行った。相当ひずみ速度は 5×10^{-4} /s一定とした。

2.3 液圧バルジ試験

単軸引張試験では測定することのできない高ひずみ範囲までの加工硬化特性を測定するために, 液圧バルジ試験を行った。試験片寸法は直径220 mm, ダイス穴径150 mm, ビード直径190 mmである。頂点部のひずみおよび曲率の測定にはデジタル画像相関法(DIC: Digital image correlation)システムARAMIS[®](Gom社製)を用いた。液圧バルジ試験法の詳細については文献11)を参照されたい。頂点部の応力比を

$\sigma_x : \sigma_y = 1 : 1$ と仮定して, 塑性仕事等価性からRDの加工硬化式に換算し¹⁵⁾, 次式を得た。

$$\sigma = 433 - 292 \exp(-6.18 \epsilon^p) \text{ (MPa)} \quad (1)$$

2.4 等塑性仕事面の測定方法

二軸応力下における供試材の塑性変形特性を定量的に評価するために, 等塑性仕事面^{16), 17)}を測定した。まずRDの単軸引張試験を行い, 既定の対数塑性ひずみ ϵ_0^p (以下, 基準塑性ひずみ)に達した瞬間における単軸引張応力 σ_0 と ϵ_0^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_0 を求める。次に, 二軸引張試験およびTDの単軸引張試験を行い, W_0 と等量の塑性仕事消費された時点の真応力(σ_x, σ_y)を求め, それらを主応力空間にプロットして, ϵ_0^p に対応する等塑性仕事面を決定した。

2.5 試験結果

本供試材ではセレーションの影響で応力-ひずみ曲線(ss曲線)が階段状を呈し, 等塑性仕事面および塑性ひずみ速度 $\mathbf{D}^p$ の決定が難しい。そこで附録A1の方法を用いて, ss曲線を滑らかな関数曲線で近似し, その結果に基づいて等塑性仕事面および $\mathbf{D}^p$ の方向を決定した。

各基準塑性ひずみにおける等塑性仕事面の測定結果をFig. 2に示す。十字形試験片による二軸引張試験により $0.005 \leq \epsilon_0^p \leq 0.044$ のひずみ範囲で等塑性仕事面が測定できた。図中, 黒色

Fig. 1 Geometry of cruciform specimen used in biaxial tensile tests. Dimensions are in millimeters. $\leftrightarrow$ indicates the RD of the sheet sample.

Table 1 Mechanical properties of the test material

Tensile direction / °	$\sigma_{0.2}$ /MPa	r -value*	ϵ_{TS}^p **	A^{***} /MPa	B^{***} /MPa	C^{***}
0	133	0.61	0.201	392	262	8.57
45	130	0.57	0.235	399	268	7.60
90	134	1.03	0.224	400	268	7.92

*Measured at nominal strain $\epsilon_N = 0.1$

**Logarithmic plastic strain giving the maximum tensile load.

***Approximated using $\sigma = A - B \exp(-C \epsilon^p)$ (MPa) for $\epsilon^p = 0.002 \sim \epsilon_{TS}^p$.

および赤色のマーカーは、各々セレーションに起因する階段状のss曲線およびそれらを曲線近似したss曲線から求めた等塑性仕事面を構成する応力点である。両者はほぼ一致しており、ss曲線の関数曲線近似が後述の材料モデルに及ぼす影響は無視できると考える。

各応力点に達した瞬間における $\mathbf{D}^p$ の方向の測定値をFig. 3に示す。 $\mathbf{D}^p$ の方向は関数曲線近似されたss曲線から決定した。 $\mathbf{D}^p$ の方向は ε_0^p によらずほぼ一定である。

3. 材料モデリング

穴広げ成形シミュレーションに用いる材料モデルとして、金属板材の塑性異方性を精度よく再現できるYld2000-2d降伏関数¹⁸⁾(以下Yld2000-2d)およびYld2004-18p降伏関数¹⁹⁾(以下Yld2004-18p)を適用した。それぞれの異方性係数は以下の要領で決定した。以下、RDから θ° 方向の単軸引張試験から測定される r 値を r_θ 、単軸塑性流動応力を σ_θ と記す。

Yld2000-2dの異方性係数 α_i ($i=1\sim 8$)は、 r_0 、 r_{45} 、 r_{90} 、 $\varepsilon_0^p=0.044$ における σ_0 、 σ_{45} 、 σ_{90} 、および等二軸引張試験($\sigma_x:\sigma_y=1:1$)から測定された $\varepsilon_0^p=0.044$ における塑性流動応力 σ_b および塑性ひずみ速度比 $r_b(\equiv \dot{\varepsilon}_y^p/\dot{\varepsilon}_x^p)$ を用いて決定した。次数 M は、等塑性仕事面および $\mathbf{D}^p$ の方向の実験値との二乗平均誤差

を最小化する値として、 $M=5.77$ と決定した。

Yld2004-18pの次数 M および異方性係数の決定には、局所的最適解に陥ることなく大域的最適解を得るのに適した手法として遺伝的アルゴリズム(GA)法を用い、RDから 15° ごとに測定された公称ひずみ $\varepsilon_N=0.1$ における r_θ および $\varepsilon_0^p=0.044$ に対応する σ_θ 、ならびに二軸引張試験より得られたすべての実験値(7つの線形応力経路から決定された等塑性仕事点および $\mathbf{D}^p$ の方向)より、以下に示す評価関数 F を最小化するように決定した²⁰⁾。

$$F = \sum_{i=1}^N w_{\sigma,i} (l_{C,i} - l_{M,i})^2 + \sum_{i=1}^N w_{\beta,i} (\beta_{C,i} - \beta_{M,i})^2 \quad (2)$$

ここで、 $w_{\sigma,i}$ 、 $w_{\beta,i}$ は重み係数、 $l_{M,i}$ 、 $l_{C,i}$ はそれぞれ等塑性仕事面をRD単軸引張応力で除した無次元化等塑性仕事面における応力空間の原点から i 番目の応力点までおよび降伏関数による計算値までの距離、 $\beta_{M,i}$ は i 番目の応力経路において測定された $\mathbf{D}^p$ の方向、 $\beta_{C,i}$ は降伏関数と関連流れ則により計算される $\mathbf{D}^p$ の方向を表す。 $w_{\sigma,i}$ と $w_{\beta,i}$ を変化させて、再現精度を重視する項目を変えることができる。本報では $w_{\sigma,i}=1$ 、 $w_{\beta,i}=0.02$ とした。

同定されたYld2000-2dおよびYld2004-18pの異方性パラメータを付録A2のTable A1、Table A2に示す。さらに、2.5節で得られた $\varepsilon_0^p=0.044$ における等塑性仕事面および $\mathbf{D}^p$ の方向の実験値と、上記で同定されたYld2000-2d ($M=5.77$)およびYld2004-18p ($M=8.40$)による計算値との比較をそれぞれFig. 4、Fig. 5に示す。 $\mathbf{D}^p$ の方向の計算では、等塑性仕事面に対して法線則を適用した。Fig. 4より本供試材の等塑性仕事面は両降伏関数により精度よく近似できていることがわかる。またFig. 5より $\mathbf{D}^p$ の方向は等塑性仕事面の外向き法線ベクトル方向とおおむね一致することが確認された。

r_θ および σ_θ/σ_0 ($\varepsilon_0^p=0.044$ に対応する σ_θ を σ_0 で無次元化した値)の分布をFig. 6に示す。同図には両降伏関数による計算値を併記した。どちらの降伏関数も r 値の分布傾向を精度よく再現できている。Yld2004-18pは σ_θ/σ_0 の変動の振幅を若干過大に評価している。

Fig. 2 Measured stress points forming contours of plastic work for different levels of ε_0^p .

Fig. 3 Measured directions of plastic strain rates for different levels of ε_0^p .

Fig. 4 Measured stress points forming contours of plastic work at $\varepsilon_0^p=0.044$, compared with the yield loci calculated using the Yld2000-2d and Yld2004-18p yield functions.

Fig. 5 Measured directions of plastic strain rates at $\varepsilon_0^p = 0.044$, compared with those calculated using the Yld2000-2d and Yld2004-18p yield functions.

Fig. 6 Variation of r -values at $\varepsilon_N = 0.1$ and uniaxial tensile flow stresses at $\varepsilon_0^p = 0.044$, compared with those calculated using the Yld2000-2d and Yld2004-18p yield functions.

4. 穴広げ成形実験の方法と結果

4.1 実験方法

3章で作製した材料モデルが成形シミュレーションの解析精度に及ぼす影響を評価するために、Fig. 7に示す金型を用いて穴広げ成形実験を行った。金型の寸法は、ダイス穴径130 mm、ビード直径195 mm、パンチ径100 mm、パンチ肩部およびダイ肩部の丸味半径15 mmである。凸および凹ビードの断面形状をFig. 7(b)に示す。凸ビードの基本断面形状は1辺5 mmの正三角形であり、先端丸味半径は1 mmとした(ビード高さ4 mm)。

試験片は直径215 mmの円形であり、ワイヤ放電加工にて試験片中心に直径30 mmの穴を開けた。パンチと試験片の間にはワセリンを塗布したテフロンシートを挿入した。上下金型と素板の接触部分は無潤滑とした。まず上金型(しわ抑え)にしわ抑え力(125 kN一定)を負荷してビードを成形し(下金型はボルスターに固定されている)、引き続きパンチ速度0.2 mm/sにてパンチを上昇させ、成形高さ $h = 24$ mmまで穴広げ成形した。試験片表面の円周方向にRDから10°ごとおよび45°, 135°, 225°, 315°方向において、半径方向に2 mmごとに格子を罫書き、各格子点における試験前後の板厚の測定値から ε_z^p を測定した。

Fig. 7 Geometry of (a) dies and punch and (b) draw-bead used for hole expansion forming experiment.

穴広げ成形実験は4枚の試験片#1~4を用いて合計4回行った。試験片#1, 2では、実験前における穴縁からの距離 S が $S = 2$ mmの位置における ε_z^p の円周方向分布、および $2 \leq S \leq 20$ mmにおけるRD, DD, TDの ε_z^p 分布を測定した。試験片#3, 4では、より広範囲の半径方向の ε_z^p 分布を測定するため、半径方向に2 mmごとに $S = 40$ mmまで格子を罫書き、 $2 \leq S \leq 40$ mmにおけるRD, DD, TDの ε_z^p 分布を測定した。

4.2 実験結果

4.2.1 ε_z^p 分布の測定結果

初期素板上で穴縁から半径方向へ2 mm離れた位置における ε_z^p の円周方向分布をFig. 8(a)に、 ε_z^p のRD, DD, TD分布をそれぞれFig. 8(b), (c), (d)に示す。図中の平均値は、(a)では試験片#1, 2の平均値を、(b), (c), (d)では穴縁からの距離 S が $0 < S \leq 20$ mmにおいては試験片#1~4の平均値を、 $20 < S$ においては試験片#3, 4の平均値を表す。 ε_z^p の円周方向分布では、 $\theta = 0, 90^\circ$ 方向で極大、およそ $\theta = 60, 120^\circ$ 方向で極小となった。RDおよびTDでは、穴縁から $S = 4$ mmの位置で極小となった。

4.2.2 ビード成形時の上金型の変位量の測定結果

ビードの成形条件が ε_z^p 分布の計算値に及ぼす影響を明らかにするため、ビード成形時の上金型の変位量 δ_{UD} (ビードの成形高さに見せる)を測定した。デジタル画像相関法(DIC: Digital image correlation)システムARAMIS®(Gom社製)を用いて、凸ビードの先端が試験片へ接触した時を0点として、パンチを上昇させる直前および $h = 24$ mmのときの δ_{UD} を2回測定し、その平均値をもってFEAにおける δ_{UD} の規定値とした。その結果、パンチを上昇させる直前では $\delta_{UD} = 2.24$ mm、 $h = 24$ mmでは $\delta_{UD} = 2.35$ mmであった。そこで次節で述べる穴広げ成形シミュレーションにおいては、実験と同様に、パンチを上昇させる直前において上金型を $\delta_{UD} = 2.24$ mmまで

Fig. 8 ε_z^p measured along (a) hole edge, and radial lines parallel to (a) RD, (c) DD, and (d) TD, compared with FEA results.

押し込み, そこから穴広げ成形を開始すると同時に, さらに上金型を $\delta_{UD}=2.35$ mmまで線形的に押し込んでビード成形工程を再現した。

5. 穴広げ成形解析の方法と結果

5.1 材料モデル

解析に用いた降伏関数は, 3章で同定した次数 $M=5.77$ のYld2000-2dおよび, $M=8.40$ のYld2004-18pである。材料の加工硬化式は式(1)を用いた。

5.2 有限要素モデル

有限要素解析にはAbaqus/Standard2017を用い, 異方性降伏関数のためのユーザサブライブラリ (UMMDp)^{21), 22)}を適用して, 静的陰解法にて計算を実行した。金型およびパンチは解析的剛体を用い, 対称性より1/4モデルとした。要素は, Yld2000-2dを用いた解析では4節点低減積分シェル要素S4Rを, Yld2004-18pを用いた解析では, S4Rに加え, 8節点低減積分ソリッド要素C3D8Rを用いた。S4Rでは板厚方向の積分点数を5, C3D8Rでは板厚方向要素数を5とした。素板直径は, ビード成形工程を含まない場合は, $\phi 195$ mmとして半径方向に1 mm, 円周方向に2.5°ごとに分割し (分割法A), 板外縁上の節点変位を0に固定した。ビード成形工程を含む場合は, $\phi 215$ mmとして半径90 mmまでは1 mmごとに, 半径90 mmから板縁までは0.5 mmごとに分割した (分割法B; Fig. 9参照)。ただしYld2000-2dでS4Rを用いた解析ではビード成形工程の計算が収束せず解析が進まなかったことから, 前述の分割法Aを用いた。ビード成形高さは, 金型の形状と同じ高さ ($\delta_{UD}=4$ mm) まで成形した場合と, 実験条件に合わせて $\delta_{UD}=2.35$ mmまで成形した場合 (4.2.2節参照) の2条件とした。上記の解析条件を6通りに分類して Table 2に示す。

Fig. 9 Initial element division for conditions V and VI using C3D8R elements.

Table 2 Conditions of FEA.

No.	Element	Blank Diameter /mm	Mesh Division type	Formed bead height δ_{UD} /mm	Yield function
I	S4R	195	A	0*	Yld2000-2d
II	S4R	215	A	2.35	Yld2000-2d
III	S4R	195	A	0*	Yld2004-18p
IV	C3D8R	195	A	0*	Yld2004-18p
V	C3D8R	215	B	4.0	Yld2004-18p
VI	C3D8R	215	B	2.35	Yld2004-18p

* $\delta_{UD} = 0$ means that bead is not formed in the FEA; the node displacement at the blank edge is fixed to be 0.

摩擦係数は、すべての解析条件において、ブランクー上下金型間を0.1、ブランクーパンチ間を0.01とした。

5.3 解析結果

初期素板において穴縁から半径方向に2 mm離れた位置における ϵ_z^p の円周方向分布の計算値をFig. 8(a)に併記する。いずれの解析条件でもRD, TDで極大値をとる傾向は再現できている。一方実験値との乖離の程度は解析条件により異なる。具体的には、シェル要素同士の比較では、Yld2000-2dよりもYld2004-18pによる計算値の方が実験値に近づいた。その傾向は特にTD周辺において顕著である。Yld2004-18pにおいてソリッド要素を用いるとさらに実験値に近づいた。ソリッド要素を用い、ビードを完全成形した条件Vではさらに実験値に近づいたが、依然として全般に板厚減少を過大評価している。Yld2004-18pとソリッド要素を組合せ、かつビード成形条件を実験と一致させた解析条件VIにおいて、実験値との差異が最大でも $\Delta\epsilon_z^p = 0.03$ まで低減され、計算精度がさらに向上した。

除荷後のRD, DD, TDの ϵ_z^p 分布の計算値をそれぞれFig. 8(b)-(d)に併記する。Fig. 8(a)と同様に、いずれの方向でも、ビードの成形高さを実験に合わせた解析条件II, VIによる計算値が実験値に最も近い。DDでは、 $\Delta\epsilon_z^p = 0.02 \sim 0.04$ の範囲で計算値は板厚減少を過大評価しているが、RD, TDにおいては、TDの穴縁近傍を除けば、実験値のばらつきの範囲内で計算値は実験値と一致した。

6. 考 察

Fig. 8より、ビード成形条件を実験と一致させた解析条件II, VIにおいて、計算値は実験値とおおむね一致した。解析条件Vではブランクが完全にビードになじむと仮定したため、ビード成形によるブランクの板厚減少が過大に計算され、その結果、穴縁周辺の板厚減少が実際よりも大きく計算された。一方、解析条件II, VIでは、実験に合わせて、ビードの成形高さを金型上のビード高さの60%に抑制した。その結果、穴広げ成形中に材料がビード先端を越えて、ビードの内側に各々0.56 mmおよび0.37 mm流入した(RDにおける計算値)。同様の現象が実験でも発生したと推測され、その結果として、穴縁周辺の ϵ_z^p 分布も実験値により一層近くなったと考える。以上要するに、穴広げ成形シミュレーションの高精度化のためには、材料モデルの高精度化に加えて、ビードによる材料の拘束状態の再現精度の向上も重要であると考えられる。

一方、板厚減少が過大に予測されている部位も依然として

存在する。筆者らの一人は、A6016-T4材の二軸バルジ試験¹¹⁾を行い、その実験結果に基づいて異方硬化を定式化し、液圧バルジ成形²³⁾および穴広げ成形⁸⁾の有限要素解析に適用した。その結果、等方硬化モデルに比べて板厚減少の予測精度が向上することを立証した。したがって、本供試材でも異方硬化を測定・定式化し、解析に反映させれば解析精度がさらに向上する可能性がある。そこで本供試材についても、二軸バルジ試験による大ひずみ範囲における異方硬化の測定を試みたが、円筒試験片の溶接部で破断が発生したため、異方硬化の測定と定式化は断念した。溶接部が破断しない溶接条件が確立できれば、より高ひずみ範囲における異方硬化を測定・定式化でき、材料モデルをさらに高精度化することが可能となる。今後の課題としたい。

7. 結 言

アルミニウム合金板A5022-Oの二軸応力試験を行い、RDから15°ごとに測定された単軸引張応力および r 値、ならびに $\epsilon_0^p = 0.044$ における等塑性仕事面および D^p の方向より、Yld2000-2dおよびYld2004-18p降伏関数のパラメータを同定した。さらにそれら材料モデルに等方硬化則を適用して穴広げ成形シミュレーションを行い、実験値と比較することにより、材料モデルが穴広げ成形シミュレーションの解析精度に及ぼす影響を検証した。その結果、以下の知見を得た。

(1) 本供試材の等塑性仕事面および D^p の方向は、Yld2000-2d ($M=5.77$) もしくはYld2004-18p ($M=8.40$) により精度よく再現可能である。

(2) ビード成形条件を実験と一致させた解析条件II, VIにおいて、計算値は実験値とおおむね一致した。素板板縁を周辺固定した解析条件I, III, IVもしくはビードを完全成形した条件Vでは、全般に板厚減少を過大評価した。

(3) Yld2004-18pとソリッド要素を組合せ、かつビード成形条件を実験と一致させた解析条件VIにおいて、穴縁周辺の ϵ_z^p 分布の計算値は実験値とおおむね一致した。

(4) 穴広げ成形シミュレーションの高精度化のためには、材料モデルの高精度化に加えて、ビードによる材料の拘束状態の再現精度の向上も重要である。

本研究は、軽金属学会「高精度板成形シミュレーションの普及化検討研究部会」の活動の一環として行われた。供試材の提供ならびに貴重な御意見を頂戴した委員各位に深く謝意を表します。

参考文献

- 1) T. Kuwabara: Int. J. Plasticity, **23** (2007), 385-419, doi.org/10.1016/j.jiplas.2006.06.003
- 2) D. Banabic, F. Barlat, O. Cazacu and T. Kuwabara: Int. J. Mater. Form., **3** (2010) 165-189, doi.org/10.1007/s12289-010-0992-9
- 3) F. Barlat, 桑原利彦: 塑性と加工, **57** (2016), 230-243, doi.org/10.9773/sosei.57.230
- 4) 薄鋼板成形技術研究会編: プレス成形難易ハンドブック 第4版, 日刊工業新聞社, (2017), 122.
- 5) T. Kuwabara, K. Hashimoto, E. Iizuka and J.W. Yoon: J. Mater. Processing Technol., **211** (2011), 475-481, doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.10.025
- 6) 橋本一真, 桑原利彦, 飯塚栄治, J.-W. Yoon: 鉄と鋼, **96** (2010), 557-563, doi.org/10.2355/tetsutohagane.96.557
- 7) T. Kuwabara, T. Hakoyama, T. Maeda and C. Sekiguchi: Benchmark 1-Hole Expansion of High Strength Steel Sheet, NUMISHEET 2018: BENCHMARK PROBLEMS AND RESULTS, (2018), 49.
- 8) T. Kuwabara, T. Mori, M. Asano, T. Hakoyama and F. Barlat: Int. J. Plasticity, **93** (2017), 164-186, doi.org/10.1016/j.jiplas.2016.10.002
- 9) C. Nagano, T. Kuwabara, Y. Shimada and R. Kawamura: Proc. NUMIFORM2018, IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, **418** (2018), 012090
- 10) T. Kuwabara, S. Ikeda and T. Kuroda: J. Mater. Process. Technol., **80/81** (1998), 517-523, doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00155-1
- 11) T. Kuwabara and F. Sugawara: Int. J. Plasticity, (2013), **45** (2013), 103-118, doi.org/10.1016/j.jiplas.2012.12.003
- 12) ISO 16842: 2014, Metallic materials - Sheet and strip - Biaxial tensile testing method using a cruciform test piece
- 13) Y. Hanabusa, H. Takizawa and T. Kuwabara: J. Mater. Processing Technol., **213** (2013), 961-970, doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.12.007
- 14) Y. Hanabusa, H. Takizawa and T. Kuwabara: Steel Research Int., **81** (2010), 1376-1379.
- 15) 川口順平, 桑原利彦, 櫻井健夫: 軽金属, **65** (2015), 554-560, doi.org/10.2464/jilm.65.554
- 16) R. Hill and J.W. Hutchinson: J. Appl. Mech., **59** (1992), S1-S9, doi.org/10.1115/1.2899489
- 17) R. Hill, S.S. Hecker and M.G. Stout: Int. J. Solids and Struct., **31** (1994), 2999-3021, doi.org/10.1016/0020-7683(94)90065-5
- 18) F. Barlat, J.C. Brem, J.W. Yoon, K. Chung, R.E. Dick, D. Lege, F. Pourboghrat, S.H. Choi and E. Chu: Int. J. Plasticity, **19** (2003), 1297-1319, doi.org/10.1016/S0749-6419(02)00019-0
- 19) F. Barlat, H. Aretz, J.W. Yoon, M.E. Karabin, J.C. Brem and R.E. Dick: Int. J. Plasticity, **21** (2005), 1009-1039, doi.org/10.1016/j.jiplas.2004.06.004
- 20) T. Hakoyama and T. Kuwabara: Effect of biaxial work hardening modeling for sheet metals on the accuracy of forming limit analyses using the Marciniak-Kuczynski approach. In: H. Altenbach, T. Matsuda, and D. Okumura (Eds.), From Creep Damage Mechanics to Homogenization Methods, Springer, (2015), 67-95, doi.10.1007/978-3-319-19440-0_4
- 21) H. Takizawa, T. Kuwabara, K. Oide and J. Yoshida: Development of the subroutine library 'UMMDp' for anisotropic yield functions commonly applicable to commercial FEM codes, Proc. NUMISHEET 2016, Bristol, UK, 4-9 September, 2016, 032028. (Journal of Physics: Conference Series, Volume 734).
- 22) <https://www.jancae.org/annex/annexUMMDj/index.html>
- 23) 彌永大作, 瀧澤英男, 桑原利彦: 塑性と加工, **55** (2014), 55-61, doi.org/10.9773/sosei.55.55

附録A1: ss曲線の関数曲線近似化

本供試材の応力-ひずみ曲線はセレーシヨンの発現により階段状になり, $\mathbf{D}^p$ の方向を一意に決定することが難しい。そこで, RDおよびTDの単軸引張試験より測定された真応力 σ (σ_x および σ_y) - 対数塑性ひずみ ε^p (ε_x^p および ε_y^p) 曲線については, 0.2%耐力以降のひずみ範囲の曲線をVoceの式で近似した。一方, 二軸引張試験において測定された σ (σ_x および σ_y) - ε^p (ε_x^p および ε_y^p) 曲線を以下に述べる方法で関数曲線近似することにより, セレーシヨンの影響を排除した。本報ではその近似曲線に基づいて, 等塑性仕事面 (Fig. 2) と $\mathbf{D}^p$ の方向 (Fig. 3) を決定した。以下, $\sigma_x : \sigma_y = 4 : 1$ のss曲線を例として, 関数近似の方法を説明する。

(1) σ -試験時間 t 曲線の関数近似

σ - t 曲線を弾性域 [1], 弾塑性遷移域 [2], 塑性域 [3] の3つの領域に分割し, 各変形域を次式で近似する (Fig. A1) :

$$\begin{cases} \sigma = \frac{1}{2}at^2 & \cdots[1] \\ \sigma = \frac{1}{3}bt^3 + \frac{1}{2}ct^2 + dt + e & \cdots[2] \\ \sigma = C(\alpha + t)^n & \cdots[3] \end{cases} \quad (A1)$$

Fig. A1 Experimental σ - t curves compared with those approximated using Eq. (A1)

(2) ε^p - σ 曲線の関数近似

塑性域における ε^p - σ 曲線を二次関数で近似する (Fig. A2) :

$$\varepsilon^p = A + B_1\sigma + B_2\sigma^2 \quad (A2)$$

Fig. A2 Experimental ε^p - σ curves compared with those approximated using Eq. (A2)

(3) $\sigma-\varepsilon^p$ 曲線の関数近似

式 (A1) を式 (A2) に代入することにより, t を媒介変数として $\sigma-\varepsilon^p$ 曲線を算出する (Fig. A3)。

Fig. A3 Experimental $\sigma-\varepsilon^p$ curves compared with those approximated using Eqs. (A1) to (A2).

付録 A2：降伏関数の係数値

Table A1 Values of the anisotropic parameters of the Yld2000-2d yield function approximating the contour of plastic work for $\varepsilon_0^p = 0.044$, as shown in Fig. 2.

M	α_1	α_2	α_3	α_4
5.77	0.747	1.174	0.908	0.964
	α_5	α_6	α_7	α_8
	1.013	0.835	0.917	1.237

Table A2 Values of the anisotropic parameters of the Yld2004-18p yield function approximating the contour of plastic work for $\varepsilon_0^p = 0.044$, as shown in Fig. 2.

M	c'_{12}	c'_{13}	c'_{21}	c'_{23}
8.40	0.805	0.634	0.937	0.292
c'_{31}	c'_{32}	c'_{44}	c'_{55}	c'_{66}
0.836	0.715	1.000	1.000	0.614
c''_{12}	c''_{13}	c''_{21}	c''_{23}	c''_{31}
0.675	1.119	1.070	1.247	0.889
c''_{32}	c''_{44}	c''_{55}	c''_{66}	
1.078	1.000	1.000	1.178	