

研究会成果報告 - 22

「先進的多軸応力試験による鋼板成形の高度化」 研究会活動報告

Activity Report of the Research Committee on
“Advancement of Steel Sheet Forming by Advanced Multiaxial Stress Tests”

東京農工大学大学院
工学研究院
教授 桑原利彦
Toshihiko Kuwabara

JFEスチール(株)
スチール研究所
主任研究員 石渡亮伸
Akinobu Ishiwatari

山形大学大学院
理工学研究科
教授 黒田充紀
Mitsutoshi Kuroda

職業能力開発総合大学校
助教 小泉隆行
Takayuki Koizumi

東京大学大学院
工学系研究科
博士後期課程学生 呉 博尋
Tony Wu

日本工業大学
基幹工学部
准教授 瀧澤英男
Hideo Takizawa

京都大学大学院
エネルギー科学研究科
准教授 浜 孝之
Takayuki Hama

広島大学大学院
工学研究科
助教 濱崎 洋
Hiroshi Hamasaki

静岡大学学術院
工学領域
准教授 吉田健吾
Kengo Yoshida

東京大学大学院
工学系研究科
教授 柳本 潤
Jun Yanagimoto

東京農工大学大学院
工学研究院
准教授 山中晃徳
Akinori Yamanaka

1 緒言

自動車や金型製造の現場では、成形シミュレーションの活用により、試作回数の低減、トライレス（試作なし）金型設計の実現を目指している。しかし成形シミュレーションの解析精度は、トライレス生産を実現するにはいまだ不十分である。その原因の一つは、解析ソフトウェアに組み込まれる材料モデル（異方性降伏関数や多結晶塑性モデルなど）の精度不足にある。通常、材料モデルは、単軸引張試験で得られる材料試験データから作成される。しかし、実部品成形では材料は多軸応力状態となるため、単軸引張試験データに基づく材料モデルでは実用に耐えうる解析精度は得られない。したがって、実成形に近い応力状態が再現可能な多軸応力試験から得られる材料試験データに基づく材料モデルの構築¹⁾と成形シミュレーションへの適用が不可欠である。

そこで本研究会では、産学から志を同じにする研究者の参画を得て、以下の研究目的のもと3年間の研究活動を行った。

①冷延軟鋼板を供試材として、十字形試験片を用いた二軸引

張試験や円管試験片を用いた二軸バルジ試験などの多軸応力試験²⁾を実施し、任意の多軸応力を受ける軟鋼板の弾塑性変形挙動を精密に測定し、材料モデルの高精度化のための基礎データを構築する。

②特殊な実験装置を必要としない、簡易型多軸応力試験方法を考案する。

③①ないし②の材料試験データに基づいて、高精度な現象論モデル（異方性降伏条件式）を構築し、成形シミュレーションの高精度化を図る。

④集合組織や転位組織などの微視組織情報に基づき、鋼板の異方硬化挙動や成形限界を予測・解析するための多結晶塑性モデルを構築する。

2 供試材と材料モデリング

供試材は冷延軟鋼板（公称板厚1.2 mm、SPCE相当）である。機械的性質をTable1に示す。異方性の主軸として圧延方向（RD）をx軸、板幅方向（TD）をy軸、板厚方向をz軸と定

Table1 Mechanical properties of the test material.

Tensile direction /°	$\sigma_{0.2}$ /MPa	c^* /MPa	n^*	α^*	r^{**}
0	153	622	0.326	0.0111	1.85
45	161	621	0.327	0.0131	1.93
90	162	634	0.346	0.0158	2.82

*Approximated using $\sigma = c(\alpha + \epsilon^p)^n$ at $0.002 \leq \epsilon_0^p \leq 0.094$.

**Measured at uniaxial nominal strain $\epsilon_N = 0.1$.

義する。またRDから45度方向をDDと略記する。

この供試材を用いて、十字形試験片を用いた二軸引張試験³⁾および円管試験片を用いた二軸バルジ試験⁴⁾を実施した。応力経路は $\sigma_x : \sigma_y = 1 : 0, 4 : 1, 2 : 1, 4 : 3, 1 : 1, 3 : 4, 1 : 2, 1 : 4, 0 : 1$ の9通りである。 $\sigma_x : \sigma_y = 1 : 0, 0 : 1$ はJIS13B試験片による単軸引張試験で測定した。なお、円管試験片には曲げによる予ひずみが入るため、低ひずみ範囲の応力-ひずみ曲線を、十字形試験片により測定されたそれにより補正した⁴⁾。

二軸応力状態における供試材の加工硬化特性を定式化するために、等塑性仕事面を測定した。まず、RD単軸引張試験において、既定の対数塑性ひずみ ϵ_0^p に達したときの真応力 σ_0 およびそれまでになされた単位体積当たりの塑性仕事 W_0 を算出する(以下、 ϵ_0^p を基準塑性ひずみと呼ぶ)。次に、二軸引張試験およびTD単軸引張試験において測定された真応力-対数塑性ひずみ曲線から、各応力経路においてなされた塑性仕事 W を計算し、 W が W_0 に達した時点の応力点($\sigma_x : \sigma_y$)を主応力空間上にプロットする。それらの応力点を滑らかに結ぶ曲線をもって等塑性仕事面を決定した。等塑性仕事面を構成する応力点($\sigma_x : \sigma_y$)を、当該の ϵ_0^p に対応する σ_0 で除して無次元化した無次元化等塑性仕事面をFig.1に示す。 ϵ_0^p の増加に伴って等塑性仕事面の形状が変化していることから、異方硬化^{5,6)}の発現が確認された。同様の異方硬化挙動は、平均 r 値がおおよそ1.5以上の冷延鋼板の二軸引張試験において確認されている^{7,8)}。Fig.1の材料試験データを用いた材料モデルの作成方法については3.1節を参照。

異方硬化挙動を定量的に評価するために、各応力比において原点から $\epsilon_0^p = 0.005$ に対応する等塑性仕事点までの距離 a_0 と、 $\epsilon_0^p > 0.005$ なる各等塑性仕事点までの距離 a との比(形状比) a/a_0 を算出した。結果をFig.2に示す。降伏直後から $\epsilon_0^p \approx 0.05$ までは、全ての応力比において無次元化等塑性仕事面が膨張または収縮($\sigma_x : \sigma_y = 0 : 1$ のみ)している。 $\sigma_x > \sigma_y$ 及び $\sigma_x : \sigma_y = 1 : 4$ の応力比では $\epsilon_0^p > 0.05$ のひずみ範囲にて、 $\sigma_x : \sigma_y = 3 : 4$ および $1 : 2$ では $\epsilon_0^p > 0.2$ のひずみ範囲にて、 a/a_0 はほぼ一定値に収束している。

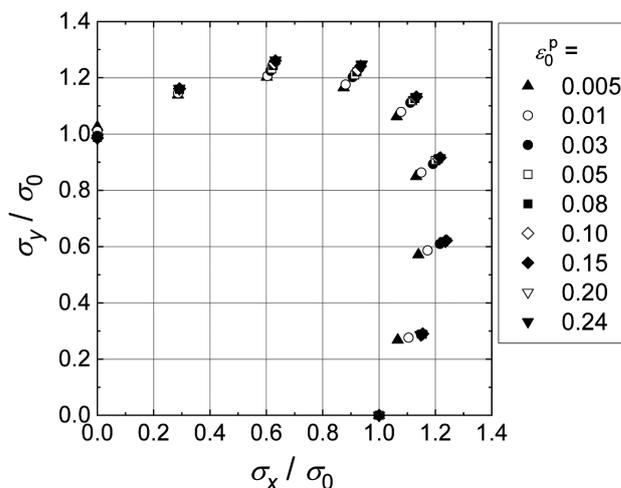


Fig.1 Measured stress points forming counters of plastic work at each strain level of ϵ_0^p .

3 個別研究テーマの概要と成果

3.1 穴広げ成形

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するために、穴広げ成形⁹⁾を対象として実験と有限要素解析を行った。以下、RDから θ° 方向の r 値および単軸塑性流動応力をそれぞれ r_θ, σ_θ 、等二軸引張における塑性ひずみ速度比 $\dot{\epsilon}_a^p / \dot{\epsilon}_b^p$ および塑性流動応力をそれぞれ、 r_b と σ_b とする。

高次異方性降伏関数の材料パラメータの最適解同定手法¹⁰⁾を用いて、供試材の塑性変形挙動を精度よく表現可能なYld2000-2d降伏関数¹¹⁾のパラメータを2通りの方法で決定した。方法Aでは、 r_0, r_{45}, r_{90} 、および選択した ϵ_0^p における $\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, r_b, \sigma_b$ を用いてYld2000-2dの次数 M およびパラメータ $\alpha_i (i=1-8)$ を決定した。次数 M は6とし、 $\epsilon_0^p = 0.24$ に対応する応力値を用いた。方法Bでは次の評価関数 F を最小化する α_i および M の最適解を同時に求めた¹⁰⁾。

$$F = \sum_{i=1}^N (w_{i,l} (\Delta l_i)^2 + w_{i,\beta} (\Delta \beta_i)^2) \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 Δl_i : i 番目の応力経路における、原点から無次元化等

塑性仕事面 (実験値) および降伏曲面までの距離の差、 $\Delta\beta_i$: 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降伏関数に基づく計算値との差、 $w_{i,l}$: Δl_i に関する重み係数、 $w_{i,\beta}$: $\Delta\beta_i$ に関する重み係数、 N : 応力経路の数である。本研究では $w_{i,l} = 1$ 、 $w_{i,\beta} = 0.2$ とした。

等塑性仕事面の測定結果を Fig.3 に示す。基準塑性ひずみ $\epsilon_0^p = 0.24$ までの等塑性仕事面の測定に成功した。十字形試験片では $\epsilon_0^p = 0.04$ までの等塑性仕事面が測定できた。同図

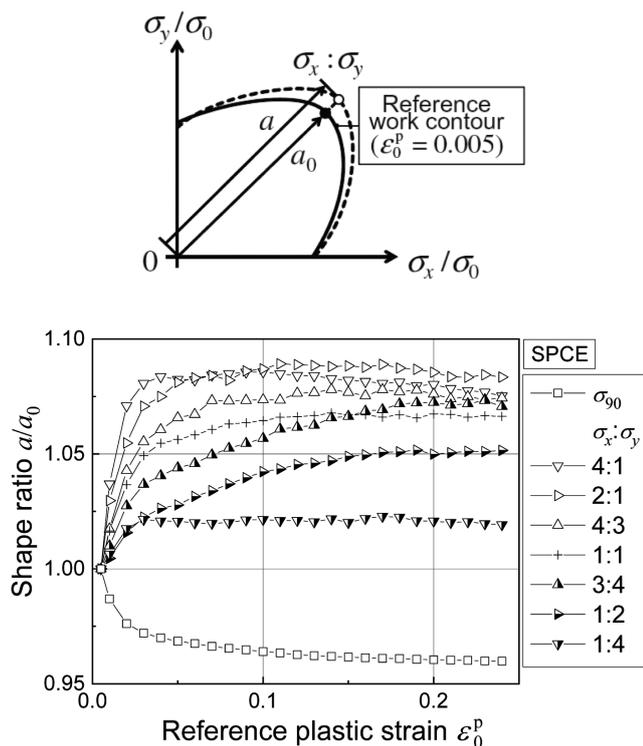


Fig.2 Variation of the shape ratio a/a_0 with ϵ_0^p measured for linear stress path tests.

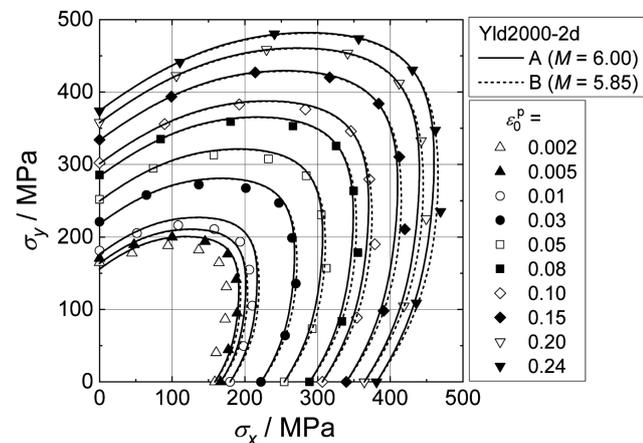


Fig.3 Measured stress points forming contours of plastic work, compared with the theoretical yield loci calculated using the Yld2000-2d yield function.

には方法A、Bによって同定されたYld2000-2d降伏関数による理論降伏曲面を併記している。 $\sigma_x : \sigma_y = 4 : 1, 2 : 1, 4 : 3$ において、方法BによるYld2000-2d降伏関数の方が実験値との一致度が良好である。

穴広げ成形の工具寸法を Fig.4 に示す。試験片は、直径 215mm の円形素板の中心にワイヤー放電加工により直径 $d_0 = 30$ mm の穴を開けて製作した。試験片外周はビードにより固定し、パンチストローク 30mm まで成形した。

等方硬化則に基づく von Mises、Hill '48 および Yld2000-2d 降伏関数 (方法A および B) を用いて有限要素法による穴広げ成形シミュレーションを行った。Hill '48 降伏関数の決定には $\sigma_0, r_0, r_{45}, r_{90}$ を用いた。ソルバーには Abaqus/Standard ver. 6.14-1 を用いた。RD の半径線に沿った対数板厚塑性ひずみの分布について、測定値と計算値との比較を Fig.5 に示す。Hill '48 および von Mises 降伏関数による計算値は板厚ひず

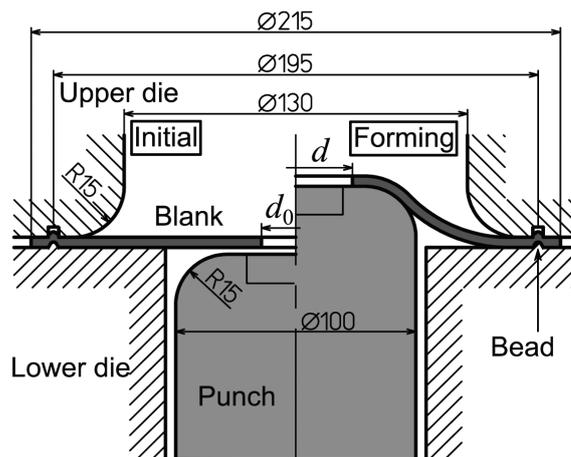


Fig.4 Experimental apparatus for hole expansion forming.

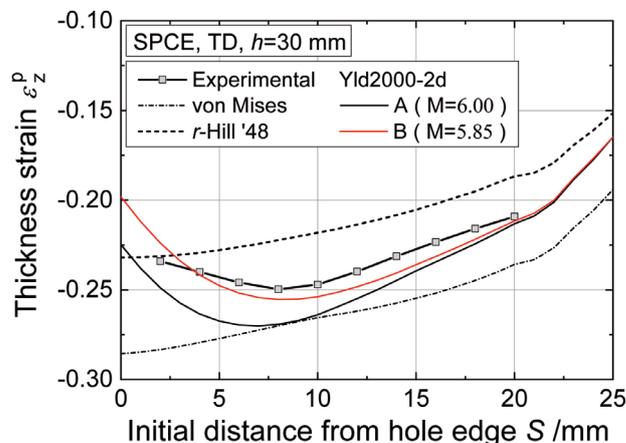


Fig.5 Measured thickness strains along the radial lines parallel to the RD, DD, and TD, compared with those calculated using selected yield functions.

みが極小値を持つ傾向を再現できていない。一方、Yld2000-2d降伏関数による計算値は実験値の傾向と整合し、かつ方法Bによる計算値の方が実験値により近い。これより、精度のよい材料モデルの選択は、成形シミュレーションの解析精度向上に大きく影響することが立証された。

3.2 外接多角形による降伏関数簡易同定法の検討

鋼板の変形挙動を異方性降伏関数によりモデル化する場合、二軸応力場での材料試験が必要となる。十字形試験片を用いる二軸応力試験法は、測定精度についての検討がなされ^{12,13}、国際標準規格にも登録されている³。しかし、この試験には専用試験機を必要とするため、現在、研究機関での利用が中心となっている。本研究では、より簡便に異方性降伏曲面をモデル化するための簡易同定法を提案した。ここでは、簡易同定法によって得られる降伏曲面の妥当性を数値解析的に検討した結果について紹介する。

提案手法では、簡便または古典的な3つの材料試験（単軸引張試験、液圧バルジ試験および平面ひずみ引張試験）を用いる。ここでは、塑性変形の基本的な特性として、塑性仕事等価説および関連流れ則を仮定する。Fig.6に簡易同定法の説明図を示す。単軸引張試験から応力軸と降伏曲面の交点が始まり、 r 値からこの点での降伏曲面の法線方向が定まる。また、液圧バルジ試験では等二軸応力状態での降伏点が始まり、さらに頭頂部のひずみ測定によりこの応力点における降伏曲面の法線方向が定まる。幅広の試験片を用いる平面ひずみ引張試験では、幅方向の塑性ひずみが近似的にゼロとなるため、降伏曲面の応力軸方向への張出しの程度を測定できる。以上の試験により、降伏曲面に外接する多角形が測定される。上記の3つの応力点を通り、5本の直線に内接する近似曲線として異方性降伏関数を同定する。

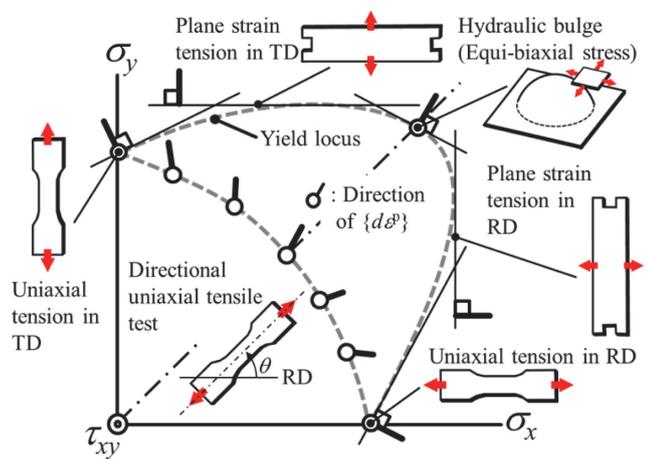


Fig.6 Circumscribing polygon of yield locus measured by 3 types of simple material tests.

有限要素解析を用いて、提案手法の妥当性を検証した。以下に手順を示す。まず解析で用いる異方性降伏関数を仮定して、上述の一連の材料試験を解析する。解析結果のうち、実験的に測定可能な物理量のみを用いて実験同様のデータ処理を行い、外接多角形を求める。最終的に外接多角形から同定した降伏関数と解析に入力した所与の降伏関数を比較し、同定能力を評価する。

解析には、2節で述べたSPCEの材料試験データを用いた。解析結果から求めた多角形に内接する降伏関数の係数同定には、応力値および法線方向に対する誤差関数を定義し、これを最小化する係数として求めた¹⁴。

Fig.7に検証結果を示す。実線が所与の降伏曲面（正解）を、破線が仮想実験結果から本同定法により求めた降伏曲面をそれぞれ示す。両者はほぼ一致している。一例ではあるが、本同定方法の基本部分の妥当性を示した。なお、現在、実際の鋼板を用いて実験的検証を進めている。

3.3 平面ひずみ引張試験による等塑性仕事面の応力点探索

異方性降伏関数の材料パラメータ同定には二軸引張試験や二軸バルジ試験などの特殊な試験装置が必要となるため、これらに変わる簡易試験の確立が急がれる。等二軸変形においては液圧バルジ試験により大ひずみ塑性変形特性を知ることができ、既にISOの標準試験¹⁵として確立されている。しかし、高精度降伏関数のパラメータ同定には、平面ひずみ引張のような単軸引張と等二軸の中間の応力点が必要であり、現状では液圧バルジ試験が二軸引張試験を完全に置き換えるものではない。一方、幅広の引張試験片を用いた平面ひずみ引張試験^{16,17}が古くから実施されているが、この試験では幅方向

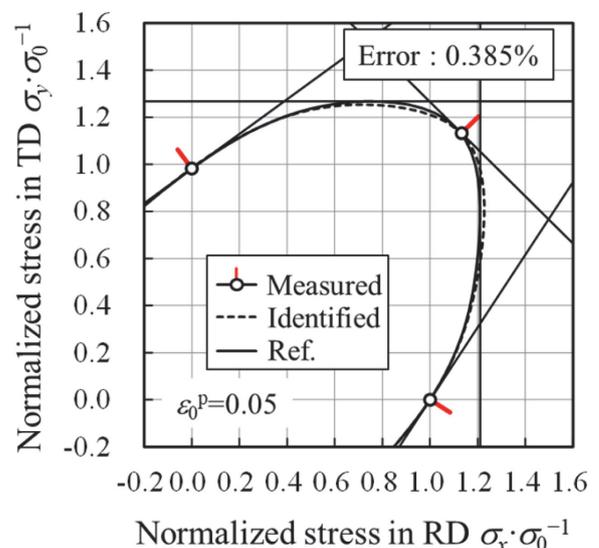


Fig.7 Identified yield locus reproduced using circumscribing polygon and reference yield locus.

応力が計測できない。そのため等塑性仕事面上の応力点を応力空間にプロットすることができず、降伏関数の材料パラメータを決定する試験とは現状なりえない。そこで本研究では、平面ひずみ引張試験と高次降伏関数を組み合わせることで、平面ひずみ経路における応力点を探索する手法を提案した。

供試材は2節で用いたものと同じであり、拘束治具を用いて平面ひずみ試験を実施した。また、変形部に予め描いた4つの目印をカメラで撮影して引張方向と幅方向のひずみを、ロードセルにより長手方向応力を計測した。さらに本試験とは別に、単軸引張試験により (σ_0, σ_{90}) と (r_0, r_{90}) を、二軸バルジ試験により σ_0 を求めている。応力点探索には次式の6次降伏関数¹⁸⁾ (板厚方向の平面応力) を使用した。

$$f = C_1\sigma_x^6 - 3C_2\sigma_x^5\sigma_y + 6C_3\sigma_x^4\sigma_y^2 - 7C_4\sigma_x^3\sigma_y^3 + 6C_5\sigma_x^2\sigma_y^4 - 3C_6\sigma_x\sigma_y^5 + C_7\sigma_y^6 - \sigma_0^6 \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 σ_0 はRDの降伏応力、 σ_x, σ_y はそれぞれRDおよびTDの応力である。

続いて応力点探索の概要を以下に示す。まず、 $r_0, r_{90}, \sigma_0, \sigma_{90}$ から C_1, C_2, C_6, C_7 が次式により決定される。

$$C_1 = 1, C_2 = \frac{2r_0}{1+r_0}, C_6 = \frac{2C_{7r_{90}}}{1+r_{90}}, C_7 = \frac{1}{\sigma_{90}^6} \dots\dots\dots (3)$$

次に、平面ひずみでの応力点を $\sigma_x : \sigma_y = \sigma_\alpha : \alpha\sigma_\alpha : \beta\sigma_\beta : \sigma_\beta$ と置き、初期値として $\sigma = \beta = 0.5$ とする。これにより、RDおよびTDの平面ひずみ引張と等二軸変形で得られる3つの連立方程式を解くことで C_3, C_4, C_5 が決定される。

以上で決定された降伏関数の平面ひずみにおける α と β を $\alpha_{new}, \beta_{new}$ として求め、それらの変化量が十分小さければ計算を終了。そうでなければ $\alpha = \alpha_{new}, \beta = \beta_{new}$ として再度 $C_3,$

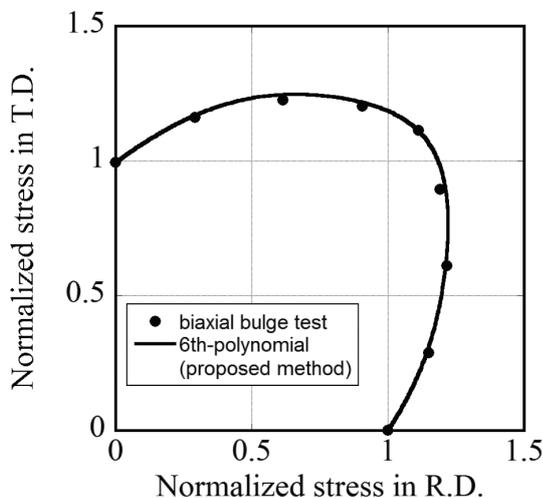


Fig.8 Comparison of equi-plastic work loci at 5% of plastic strain between 6th-polynomial prediction and biaxial bulge experiment.

C_4, C_5 を決定する。

以上の手順により決定されたSPCE材の $\epsilon_p^0 = 0.03$ での等塑性仕事面を Fig.8 に示す。実線が提案手法でパラメータを決定した6次降伏関数での予測結果、プロットが二軸バルジ試験で得られた結果である。両結果はよく一致しており、提案手法を用いることで平面ひずみ引張試験を異方性降伏関数のパラメータ同定に適用できることが示された。

3.4 薄板材の単軸圧縮試験法の開発及び試験精度の検証

現在、薄板の面内圧縮試験法として、くし歯状の試験ジグを用いて試験片の面内に圧力を加え、面外変形を抑制する試験法¹⁹⁾ が多く用いられている。本手法は試験ジグを用いて試験片面内に圧力を加えるため、試験結果には試験ジグと試験片間の摩擦や自由表面を拘束する影響が含まれる可能性がある。信頼性の高い試験結果を得るためには、様々な圧縮試験法による試験結果を比較し、試験精度や試験特性について包括的に議論することが重要である。

本研究では、改良型古典的圧縮試験法^{20,21)} と同様、積層型の試験片を用いて単軸引張・圧縮試験が実施できる手法²²⁾ を開発した。冷延軟鋼板における引張圧縮特性の差異を調査し、試験法及び試験片形状の違いが試験結果に与える影響について検討した。

供試材は2節の材料と同じである。初期ひずみ速度 0.0005/s、RD に対して単軸引張及び圧縮試験を行った。試験法及び試験片形状の詳細を Table2 に示す。本圧縮試験法の特徴は、接着剤による積層試験片を採用することで、試験片面内に圧力を負荷せずに座屈を抑制して試験を実施できる。

全試験結果の真応力-対数ひずみ関係を Fig.9 に示す。流動応力は、単板の試験片による引張試験結果 (No. 1) のみ明らかに低下する。積層試験片による結果 (No. 2-4) は、3条件ともに概ね一致している。冷延軟鋼板では、接着材による積層試験片の使用によって、流動応力が僅かに高く評価されてしまう。これは、アルミニウム合金板 (A6061-T6) による同様の検証²⁰⁾ では確認されなかった現象である。積層試験片の作製時に用いる接着剤は、試験片の自由表面を拘束し、転位運動の障壁となる可能性がある。軟鋼のようにリユース

Table2 Specimen shapes of the test material.

No.	Specimen shape /mm	
	1	Tension (a general tensile test)
2	Compression ^{20), 21)}	$l = 10, w = 10, t = 1.2 \times 4$ sheets
3	Tension ²²⁾	$l = 12, w = 5,$
4	Compression ²²⁾	$t = 1.2 \times 3$ sheets

ス帯が明瞭に観察される材料では、特にこの影響が試験結果に顕著に表れる可能性があるが、詳細については今後さらに検討する必要がある。

3.5 単軸引張時のせん断ひずみを用いた降伏関数の精度検証手法の開発

近年提案されている高精度な降伏関数^{11,18)}は材料パラメータの数が多い一方で、精度検証にはパラメータ同定に用いた試験結果とは別の試験結果による評価が必要であり、降伏関数の精度を検証する新たな評価方法が必要である。本研究は、降伏関数の精度の新たな評価手法の開発を目的として、RDから任意の傾角を有する引張試験において生じる微小のせん断ひずみを、DIC法により精密に測定することで、降伏関数を評価する方法を検討した。いくつかの降伏関数を評価した結果、本手法により降伏関数の評価が可能である²³⁾ことがわかった。

降伏関数を f とし、RDより θ° 傾いた1-2座標系について関連流れ則を仮定すると、RDより θ° 傾いた方向に単軸引張を行った場合に生じる引張軸方向の塑性ひずみ ϵ_{11}^p と面内のせん断塑性ひずみ ϵ_{12}^p の比(せん断ひずみ比)は近似的にせん断ひずみ増分比 $d\epsilon_{12}^p/d\epsilon_{11}^p$ に等しく、

$$\frac{\epsilon_{12}^p}{\epsilon_{11}^p} = \frac{d\epsilon_{12}^p}{d\epsilon_{11}^p} = \frac{-\cos\theta \sin\theta \frac{\partial f}{\partial \sigma_x} + \cos\theta \sin\theta \frac{\partial f}{\partial \sigma_y} + \frac{1}{2}(\cos^2\theta - \sin^2\theta) \frac{\partial f}{\partial \sigma_{xy}}}{\cos^2\theta \frac{\partial f}{\partial \sigma_x} + \sin^2\theta \frac{\partial f}{\partial \sigma_y} + \cos\theta \sin\theta \frac{\partial f}{\partial \sigma_{xy}}} \quad (4)$$

により与えられる。

590MPa級HSLA鋼板から単軸引張試験片をRDから11.25°毎に切り出し、引張ひずみ10%におけるせん断ひずみをDIC(Digital Image Correlation)により測定した。67.5°におけるせん断ひずみ分布をFig.10に示す。試験片中央部でせん断ひ

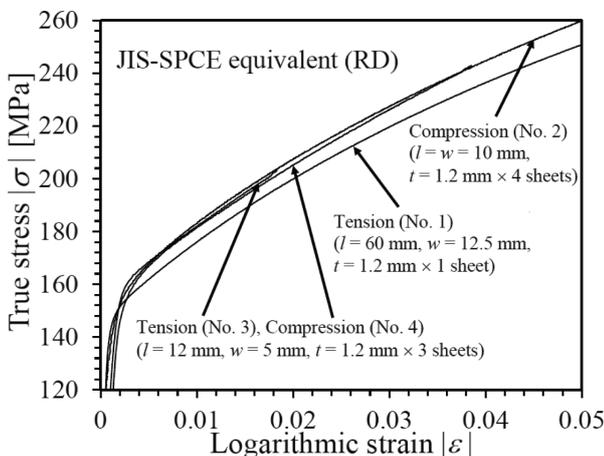


Fig.9 True stress – logarithmic strain curves.

ずみがほぼ一様になっていることがわかる。引張ひずみ10%のときのRDからの角度 θ とせん断ひずみ比をFig.11に示す。また、Hill'48降伏関数²⁴⁾の材料パラメータを流動応力から求めたHill'48 3 σ 、 r 値から求めたHill'48 3 r 、材料パラメータを単軸引張試験の結果と液圧バルジ試験結果から同定したYld2000-2降伏関数¹¹⁾の $M=4, 6$ および後藤4次降伏関数²⁵⁾のせん断ひずみ比をFig.11に示した。同図より降伏関数の精度評価にせん断ひずみ比を用いることが可能なことがわかった。

3.6 結晶塑性モデルによる鉄鋼材料の加工硬化特性予測

筆者らは、結晶塑性モデルにより鉄鋼材料の巨視的な加工硬化特性を高精度に予測することを目的として、研究に取り組んできた。まず、冷延鋼板をはじめとする多結晶材料の変形挙動を高精度に予測するためには、前提として単結晶材の変形挙動を適切に予測できる必要があると考えた。

そこで、単純せん断変形を受けたフェライト単結晶材における加工硬化挙動と転位組織の発達²⁶⁾を結晶塑性モデルで予測することを試みた²⁷⁾。解析では、転位壁の発達を直接モデル化したPeetersらによるモデル²⁸⁾を用いた。Fig.12に、単結晶材の単純せん断変形におけるせん断応力–せん断ひ

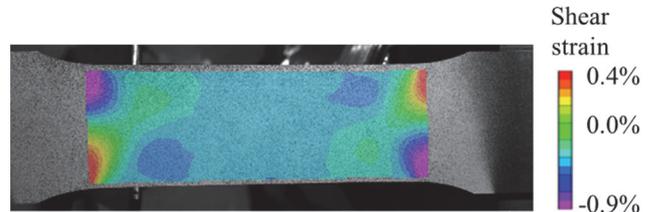


Fig.10 Shear strain distribution measured by DIC under tensile strain of 10% in direction at angle of 67.5 degree to rolling direction.

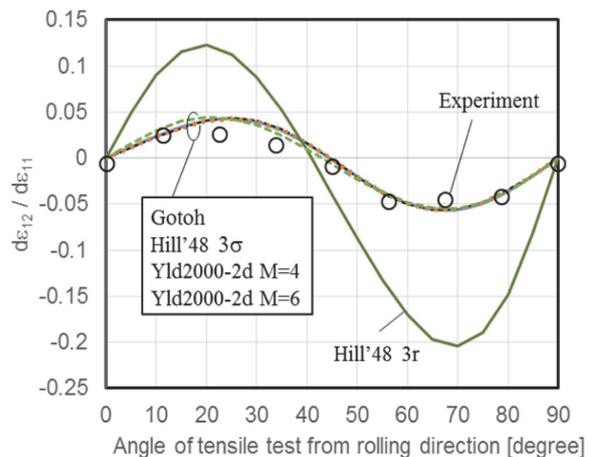


Fig.11 Theoretical and experimental shear strain ratios under a tensile strain of 10%.

ずみ曲線を示す。実験では、デジタル画像相関法によりひずみを測定した。結晶方位の異なる複数のサンプル (図中では A, B, C で表記) を用いて解析した結果、次のことが明らかになった。(a) 従来のモデルでは $\{110\}$ すべり系のみで転位壁が発達すると仮定していたが、 $\{112\}$ すべり系でも発達するという仮定を新たに導入したところ、ほぼ全ての条件で加工硬化挙動と転位壁の発達を良好に予測できた (Fig.12)、(b) 実験において転位壁の発達が見られなかった条件では、4つのすべり系がほぼ等価に活動していることが解析から確認された。そこで、一定数以上のすべり系が同時に活動する場合には転位壁は発達しないと新たに仮定したところ、実験結果を良好に再現できた。以上のように、単結晶材の解析を通してモデルの高精度化を実現した。

続いて、冷延鋼板を対象として等塑性仕事面の異方硬化挙動 (Fig.1) の予測を試みた²⁹⁾。ここでは、複数のモデルを用いた比較検討も併せて行った。この研究から、主に次の点が明らかになった。(a) 各すべり系の加工硬化を現象論的に表現したモデルでは、異方硬化挙動はほぼ発現しない、(b) 各すべり系の加工硬化を転位密度の関数として表現したモデルでは、異方硬化が発現する (Fig.13)、(c) すべり系間の潜在硬化/相互作用マトリクスは異方硬化の発現に大きな影響を及ぼす、(d) 本研究では $\{110\}$ すべり系と $\{112\}$ すべり系で同一の材料パラメータを用いたが、この場合いずれのモデルも実験結果 (Fig.1) とは異なる異方硬化挙動を示す。一方、一般的にはこの二つのすべり系は異なる活動傾向を示すことが知られている。そこで数値実験として、 $\{112\}$ すべり系の活動を抑制した材料パラメータを用いたところ、実験に近い異方硬化が発現した。このことから、解析の高精度化にはモデルとともにパラメータの決定も大きく影響することが明らかとなった。

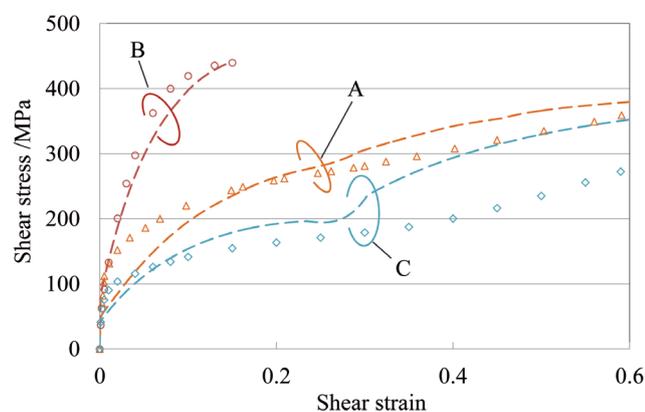


Fig.12 Shear stress-shear strain curves for three crystal orientations A, B, and C. Broken lines and plots are simulation and experimental results, respectively²⁷⁾.

3.7 均質化結晶塑性有限要素法による冷延軟鋼板の数値二軸引張試験と実験検証

本研究では、2節の供試材と同じ冷延軟鋼板の数値二軸引張試験を実施し、等塑性仕事面の予測およびその実験検証を行った。EBSDによる $\{111\}$ 極点図より、本材料はrファイバーを有する材料であることを確認した (Fig.14 (a))。

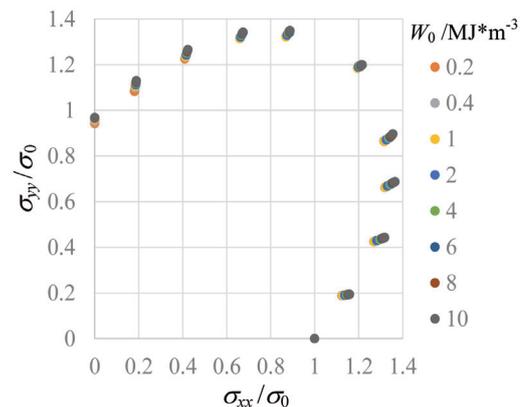


Fig.13 Contours of equal plastic work predicted using crystal plasticity analysis with dislocation-density model. W_0 denotes plastic work²⁹⁾.

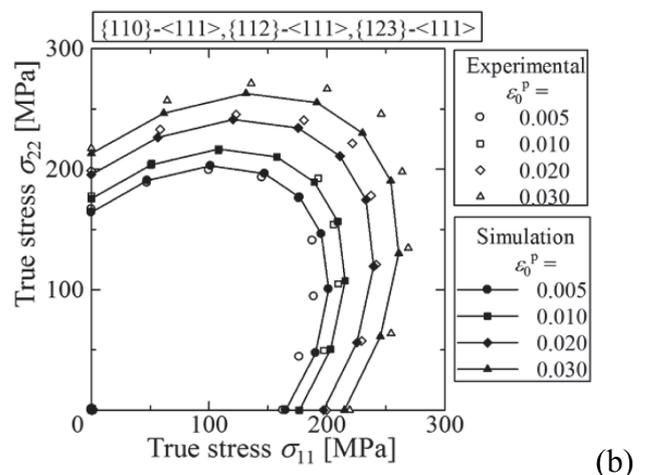
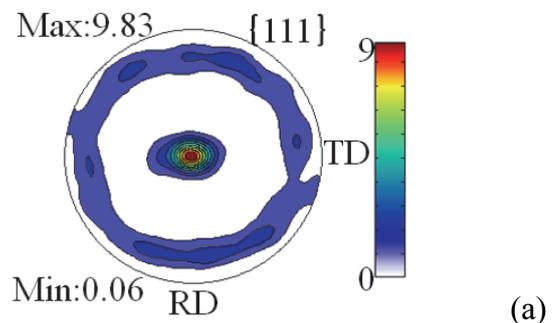


Fig.14 (a) $\{111\}$ pole figure of the cold rolled steel sheet used in this study. (b) Contours of equal plastic work calculated by numerical biaxial tensile test and those measured by the biaxial tensile test with a cruciform specimen.

数値二軸引張試験においては既報³⁰⁾の計算方法を用いた。材料の巨視的な変形を表現するマクロモデルには6面体要素を1つ用いた。各要素の積分点数は8である。マクロモデルの各積分点において、集合組織を表現する代表体積要素(RVE)を定義した。RVEは立方体形状とし、マクロモデルと同じ要素を用いて5×5×5の要素分割を行った。RVEを構成する要素の各積分点に1つの結晶方位を割り当て、その結晶方位はEBSDによる測定結果からランダムに選択した。したがって、マクロモデルの各積分点で考慮した結晶方位数は1000である。すべり系は{110}<111>、{112}<111>および{123}<111>の合計48種類を考慮した。数値二軸引張試験においては、実験と同様に、RDとTDを引張方向とし、それぞれの方向の応力比が一定となるように強制節点荷重を制御した。結晶塑性構成式に関するパラメータは、供試材のRDを引張方向とする単軸引張試験で得られる真応力-真ひずみ(SS)曲線と同条件で実施したシミュレーションで得られるSS曲線が一致するように同定した。

数値二軸引張試験および二軸引張試験で得られた等塑性仕事面をFig.14 (b)に示す。 $\epsilon_0 \leq 0.01$ では両者は良好な一致を示すことから、数値二軸引張試験により等塑性仕事面の形状を定量的に予測可能であることが示された。一方、 $\epsilon_0 \geq 0.02$ のひずみ範囲では等二軸引張近傍において両者に乖離が見られ、異方硬化挙動の予測精度には課題を残した。

3.8 非線形負荷を受ける鋼管の塑性変形挙動

塑性構成則の一部に関連流動則を適用することが一般的である。しかしながら、時間非依存の結晶塑性論によれば、多重すべりが起こる場合には降伏曲面に尖り点が形成され、その結果、すべり系の活動は応力状態だけでなく、応力やひずみ速度にも依存することが明白である。つまり、塑性ひずみ速度の発生方向は、応力状態に加えてこれら速度量の影響を受ける³¹⁾。本研究では、金属材料の塑性流動の支配要因を実験的に検討した。純鉄の薄肉円管に引張-ねじり負荷を与えて、種々の線形負荷試験と非線形負荷試験における塑性ひずみ速度の発生方向を測定した。これらの試験結果の比較を通じて、塑性流動現象に及ぼす負荷状態の影響を明らかにしたので、ここに報告する。

供試材は、公称外径30 mm、公称肉厚1.2 mmの純鉄の薄肉円管である。試験片の自由変形部の長さは90 mmとした。線形負荷試験では、チャックの変位量 u と回転量 Ω の比を一定に保持した。負荷角度を $\varphi = \text{Arctan}(\dot{\Omega}/\dot{u})$ と定義した。基準変位速度 \dot{u}_0 、基準回転速度 $\dot{\Omega}_0$ を定義し、負荷角度 φ において変位速度を $\dot{u} = \dot{u}_0 \cos \varphi$ 、回転速度を $\dot{\Omega} = \dot{\Omega}_0 \sin \varphi$ と規定した。試験条件は、 $\varphi = 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70^\circ$ とした。

次に、非線形負荷試験においても変位量と回転量を制御し

た。引張ひずみが約0.03に達するまで単軸引張りを負荷し、その後、変位速度と回転速度の比を一定に保持した。線形負荷試験と同様の方法でチャックの変位速度 \dot{u} と回転量 $\dot{\Omega}$ を決定した。試験条件は、 $\varphi_{NL} = 15, 25, 35, 45, 55, 65, 75, 90^\circ$ の負荷角度とした。

線形負荷および $\varphi_{NL} = 90^\circ$ の非線形負荷における応力経路をFig.15に示す。線形負荷において、変位量と回転量の比を一定に保った結果、負荷開始から降伏までは直線的に応力が増加した。その後、降伏伸びが発現したため応力は不安定な挙動を示している。降伏伸びの終了とともに応力は再び直線的に増加し始めた。非線形負荷では、単軸引張を負荷している間に降伏伸びが発現し、加工硬化が開始した後で負荷経路を変更した。負荷経路の変更とともに応力経路は非線形に曲がっている。非線形負荷の応力経路は、線形負荷のそれらに交わりながら発展している。そこで、応力経路の交点における塑性ひずみ速度の発生方向を算出した。Fig.15の応力経路の交点に示している破線と実線はそれぞれ線形負荷と非線形負荷における塑性ひずみ速度の方向(D_L^p/D_{NL}^p)を示している。交点において応力状態は同一であるが、線形負荷と非線形負荷では、塑性ひずみ速度の方向が明らかに異なることが分かる。ここで、線形負荷と非線形負荷の塑性ひずみ速度の方向の差を θ^p とし、ひずみ速度の方向の差を θ と定義する。全ての実験結果において、 θ の増加に伴って θ^p はおおよそ線形に増加することを確認した。この結果より、塑性ひずみ速度の発生方向はひずみ速度の方向におおよそ線形に依存することを明らかにした。

3.9 異方性薄板の塑性変形解析への非関連流れ則に基づく構成式の適用

構造用材料である薄板材の多くは、冷間圧延を経て製造される。金属材料の力学応答が等方的である場合には、二次

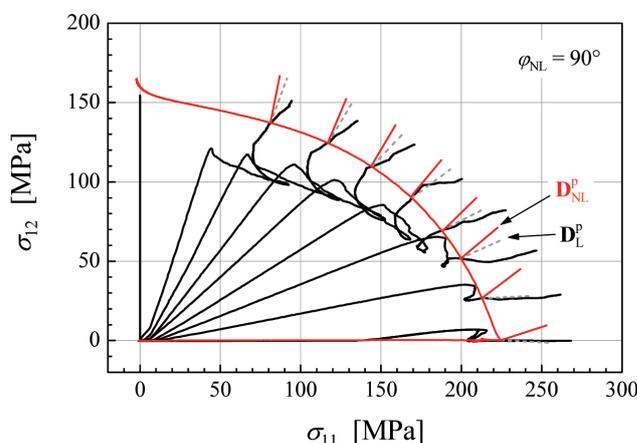


Fig.15 Stress paths and direction of plastic flow for linear and nonlinear loading paths.

降伏関数 (Misesの降伏条件) と、塑性ひずみ増分が降伏関数をポテンシャルとした関係式で決まる、いわゆる関連流れ則が真理であるとされている。一方、薄板材には集合組織 (texture) に起因する異方性があり、力学応答や塑性変形は異方性の影響を強く受ける。異方性は集合組織の発展と関連しているため、等方性金属材料を対象とした塑性構成式との論理的連続性が担保されるべきである。また、異方性には、降伏応力の異方性と塑性変形の異方性があり、塑性論ではこれらを明確に区別して論じる必要がある。

1950年代以後現在に至るまで、特に1990年代以後には異方性を呈する板材について、関連流れ則を真理として受け継ぎつつ、降伏応力については等方性材料との連続性が担保されない複雑な関数による新たな形式が数多く生み出されてきた。流れ則をより一般化された非関連流れ則とし、塑性ひずみ増分は降伏関数とは違う塑性ポテンシャルから決まる、とすることで異方性塑性構成式が導けることは従来より知られているが、金属材料の塑性変形については検討事例が極めて少ない。

本研究は、非関連流れ則に基づく新たな塑性構成式の導出と提案を行い、これを弾塑性有限要素解析に組み込み、円筒

絞り成形、穴広げ試験、角頭絞り成形などのプレス成形時の塑性変形解析に適用することで、新たに提案した塑性構成式の評価を行った研究である。

本研究では、降伏関数および塑性ポテンシャル関数をいずれも二次形式としたHillの二次降伏関数 (Hill '48) による流れ則を対象として、降伏関数は降伏応力の異方性のみで、塑性ポテンシャルは塑性変形の異方性のみで表現できることを示し、さらに、塑性仕事の共役性が満足できることを示した。この構成式を弾塑性有限要素解析に組み込み、鉄鋼材料やアルミ合金板材の円筒絞り成形と穴広げ試験に適用し、直交異方性 (異方性の主軸が直交軸を形成) を呈する材料の範囲では、妥当な解析結果が得られることを示した。SPCEの耳高さについて、計算値と実験値の比較をFig.16に示す。関連流れ則を利用する場合に生じていた誤差が、非関連流れ則では改善された。

関連流れ則は非関連流れ則の特殊形であると解することができる。本研究で対象とした非関連流れ則を基に、二次形式の塑性ポテンシャルと様々な降伏関数との組み合わせで、様々な異方性構成式を表現することも判っており、今後も研究を継続する予定である。

4 結 言

本研究会における3年間の研究成果を以下に総括する。

- (1) 多軸応力試験法 (十字形試験片による二軸引張試験、円管試験片による二軸バルジ試験、引張-ねじり試験など) は、金属板材の材料モデルの妥当性検証および高精度化のために必要不可欠である。
- (2) 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が必須である。
- (3) サーボ制御試験機を用いる多軸応力試験法の代替試験法として、単軸引張・単軸圧縮試験、平面ひずみ引張試験、液圧バルジ (等二軸引張) 試験を組み合わせることによっても、材料モデルの高精度化を図ることができる。
- (4) 多結晶塑性解析により、多軸応力状態における軟鋼板の塑性変形挙動を予測可能である。ただし、パラメータの決定方法が解析精度に大きく影響する。一方、軟鋼板の異方硬化挙動の再現には課題を残した。

最後に、鋼板の多軸応力試験法および材料モデリングの高精度化に資する貴重な共同研究の機会をご提供いただいた、日本鉄鋼協会創形創質工学部会の関係各位に深甚なる謝意を表します。供試材をご提供いただいた鉄鋼各社に厚く御礼申し上げます。

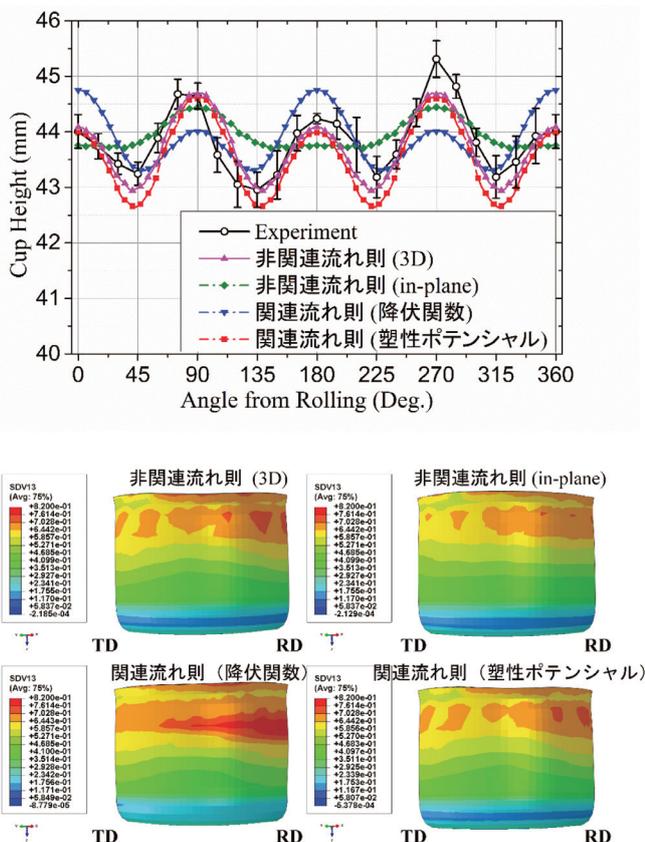


Fig.16 Finite element analysis results of cup drawing obtained by using the non-associated flow rule with Hill's quadratic yield function.

参考文献

- 1) F.Barlat, 桑原利彦：塑性と加工, 57 (2016), 230.
- 2) 桑原利彦, 吉田健吾：軽金属, 65 (2015), 164.
- 3) ISO 16842 : Metallic materials – Sheet and strip – Biaxial tensile testing method using a cruciform test piece.
- 4) T.Kuwabara and F.Sugawara : Int. J. Plasticity, 45 (2013), 103.
- 5) R.Hill and J.W.Hutchinson : J. Appl. Mech., 59 (1992), S1.
- 6) R.Hill, S.S.Hecker and M.G.Stout : Int. J. Solids Struct., 31 (1994), 2999.
- 7) T.Kuwabara, A. Van Bael and E.Iizuka : Acta Mater., 50 (2002), 3717.
- 8) 関口千春, 齊藤正純, 桑原利彦：65回塑加連講論, (2014), 329.
- 9) プレス成形難易ハンドブック第4版, 薄銅板成形技術研究会編, 日刊工業新聞社, (2017), 112.
- 10) T.Hakoyama and T.Kuwabara : From Creep Damage Mechanics to Homogenization Methods, H.Altенbach, T.Matsuda and D.Okumura (Eds) , Springer, (2015), 67.
- 11) F.Barlat, J.C.Brem, J.W.Yoon, K.Chung, R.E.Dick, D.J.Lege, F.Pourboghrat, S.H.Choi and E.Chu : Int. J. Plasticity, 19 (2003), 1297.
- 12) Y.Hanabusa, H.Takizawa and T.Kuwabara : Steel Res. Int., 81 (2010), 1376.
- 13) Y.Hanabusa, H.Takizawa and T.Kuwabara : J. Mater. Process. Technol., 213 (2013), 961.
- 14) 瀧澤英男, 児玉渉平：塑性と加工, 60 (2019), 136.
- 15) ISO 16808 : 2014-11 : Metallic materials – sheet and strip-determination of biaxial stress-strain curve by means of bulge test with optical measuring systems.
- 16) R.H.Wagoner and N.-M.Wang : Int. J. Mech. Sci., 21 (1979), 255.
- 17) Y.G.An, H.Vegter and L.Elliott : J. Mater. Proc. Technol., 155-156 (2004), 1616.
- 18) F.Yoshida, H.Hamasaki and T.Uemori : Int. J. Plast., 45 (2013), 119.
- 19) T.Kuwabara, Y.Kumano, J.Ziegelheim and I.Kurosaki : Int. J. Plast., 25 (2009), 1759.
- 20) 小泉隆行, 黒田充紀：銅と銅合金, 55 (2016), 27.
- 21) T.Koizumi and M.Kuroda : J. Phys. : Conf. Ser. 1063 (2018) 012167.
- 22) 小泉隆行：銅と銅合金, 58 (2019), 92.
- 23) A.Ishiwatari, K.Yamamoto, Y.Kishigami and J.Hiramoto : J. Physics : Conf. Series 1063 (2018) 1, 12044.
- 24) R.Hill : Proc. Roy. Soc. A, 193 (1948), 281.
- 25) M.Gotoh : Int. J. Mech. Sci., 19 (1977), 505.
- 26) A.Uenishi, N.Sugiura, Y.Ikematsu, M.Sugiyama, E.Isogai and S.Hiwatashi : Proc. 2nd Int. Symp. on Steel Science, ISIJ, Tokyo, (2009), 57.
- 27) T.Hama, K.Kojima, M.Kubo, K.Fujimoto and H.Takuda : ISIJ Int., 57 (2017), 866.
- 28) B.Peeters, M.Seefeldt, C.Teodosiu, S.R.Kalidindi, P.van Houtte and E.Aernoudt : Acta Mater., 49 (2001), 1607.
- 29) T.Hama, H.Fujimoto and H.Takuda : Procedia Manuf., 15 (2018), 1808.
- 30) 橋本圭右, 山中晃徳, 川口順平, 櫻井健夫, 桑原利彦：軽金属, 65 (2015), 196.
- 31) J.W.Hutchinson : Proc. Roy. Soc. Lond., 319 (1970), 247.

(2019年5月21日受付)