5052 アルミニウム合金板材の

面内および面外 2 軸引張りにおける変形挙動*

吉水源宏^{*1}, 加藤伸和^{*2}, 上村岳之^{*1}, 大澤泰明^{*1}Deformation Behavior of Aluminum Alloy 5052 Sheet
in Biaxial In-Plane and Out-of-Plane TensionMotohiro YOSHIMIZU^{*1}, Nobukazu KATO,
Takayuki UEMURA and Hiroaki OHSAWA^{*1} Hosei Unive Dept. of Mechanical Engineering
Kajino-chou 3-7-2, Koganei City, Tokyo, 184-8584 Japan

Aluminum alloy sheets have recently made the transition to structural materials in means of transport such as airplane, railroad coach and automobile. Success in cold forming of these sheets depends highly on several important material behaviors and the development of quantitative, predictive understandings of these behaviors. Discussion on plastic instability and FLD is base on in-plane deformation unless stated otherwise. Practical press forming involves always out-of-plane deformation to some extent. The difference between with/without bending effect should be examined in detail. In the present study, in-plane and out-of-plane deformation to ductile failure was studied on commercially available A5052 sheets. Strain path, strain ratio and the FLD curves obtained from these processes were compared. The significant information obtained on basic plastic behavior can predict the cold formability of the material.

Key words: Material Testing, Plastic Instability, FLD (Forming Limit Diagram), In-Plane Deformation, Press Forming, Out-of-Plane Deformation, Bending Effect, Ductile Failure, Strain Ratio, Formability

1. 緒 言

鋼材にかわる材料としてアルミニウム合金が広く使用され始めたが、アルミニウム合金のプレス加工における成形性は鋼板に比して劣り、これを補う加工法やプレス加工上必要な基礎データの確立が要望されている。実際のプレス加工において板材は少なからず面外変形を伴うが、塑性力学の塑性不安定理論⁽¹⁾は曲げ変形等の混入しない面内変形に対して展開されるのが一般的である。しかし、面外張出し試験において実験した測定値を用いて、FLD 理論が論議⁽²⁾⁽³⁾されている。その測定値には 2 軸引張応力のほかに、塑性不安定、FLD 理論には不要な曲げ変形に要した応力と摩擦力等の影響が考えられる。面内変形と面外変形間の差異について正確に理解することが必要である。

そこで、本研究では 5000 系アルミニウム合金中で最も代表的な A5052-O アルミニウム合金板材を供試材に用いる。実験は十字型試験片^{(4)~(7)}を用いた 2 軸試験機による面内張出し試験と半球頭パンチを用いた 2 軸試験装置による面外張出し試験⁽²⁾を行い張出し性について相互に比較する。さらに、面外張出し試験のひずみの測定値における曲げ変形等の影響について、実験値で、その程度を明らかにする。これ等の試験結果からアルミニウム合金板のプレス加工における変形挙動や成形性に関する種々の違いを考察する。

* 原稿受付 2010 年 4 月 19 日

^{*1} 正員, 法政大学工学部機械工学科 (〒184-8584 東京都小金井市梶野町 3-7-2)^{*2} スタンレー電気(株) 秦野製作所 (〒257-8555 神奈川県秦野市曾屋 400)

E-mail: yosimizu@din.or.jp

2. 試験方法

2・1 供試材と試験片

供試材の引張特性を表 1 に示す。材料特性値はインストロン型万能試験 (98 kN) に公称板厚 1 mm の JIS 5 号試験片を用いて C.H.S. (Cross Head Speed) 20mm/min (初期ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_0 = 3.70 \times 10^{-3} s^{-1}$) での引張試験により測定した。

面内張出し試験における片面腐食型 (Back side etched), 両面腐食型 (Both surfaces etched) の試験片形状を図 1 (a)(b) に, 面外張出し試験の素板 (Original blank), 片面腐食型 (Back side etched), 両面腐食型 (Both surfaces etched) の試験片形状を図 2 (a)(b)(c) に示す。全ての試験片は, 公称板厚 1mm のアルミニウム合金 (A5052-O) 圧延板材から採取し, 試験片における中心部とは試験片板面の中心点を中心とした直径 5 mm の部分, 中央部とは直径 20 mm の部分をいう。中央部を両面から腐食した試験片には中心点に, その他の試験片には中央部素板側に, 中心点を起点としてひずみ計測用に, 単軸引張試験で用いる試験片と同様の直径 5mm の円格子群をスタンプし, 実験に供した。

Fig. 1 In-plane stretching specimens; (a) Back side etched (b) Both surfaces etched The thickness of specimens (a) and (b) were reduced central region for avoiding the fracture in part of the arms

Table 1 Tensile properties of A5052-O

Angle to rolling direction/°	0°	45°	90°	Mean
n value	0.26	0.26	0.25	0.26
r value	0.74	0.72	0.70	0.72
F value /MPa	354	342	322	340
Tensile strength /MPa	188	184	177	183
Total elongation/%	24.3	24.3	24.8	24.4

The F and n value are determined from the true - stress and strain curve, $\sigma = F(\epsilon^p)^n$, for the strain range $\epsilon^p = 0.03 \sim 0.15$

Fig. 2 Out-of-plane stretching specimens; (a) Original blank (b) Back side etched (c) Both surfaces etched The thickness of specimens (b) and (c) were reduced in order to induce the crack at the bottom on the punch

面内, 面外張出し試験に用いた試験片形状は, それぞれの中央部板厚形状以外が同一に作られ, 素板試験片を除く全ての試験片の中央部板厚は, 中心部またはその近くにクラックを生じさせるため, 33%水酸化ナトリウム水溶液で腐食し腕部板厚より薄くした。

試験条件は, 試験片中心部の板厚に対して, 面内張出し試験において 2 条件, 面外張出し試験において 3 条件の試験片を準備し, 面内, 面外張出し試験における張出し性の比較と面外張出し試験でのひずみの測定値にお

ける曲げ変形等の影響を考察する。

2・1・1 張出し性の比較

図 1(a)(b)，図 2(b)(c) に示す試験片により面内，面外張出し試験を行い 2 軸応力下，ひずみ比が正の領域におけるひずみ経路，ひずみ比，最大相当ひずみ，荷重比（公称応力比）などを測定し，面外変形と面内変形との間で変形挙動の間の相異を考察する。

2・1・2 曲げの影響等

図 2(a)(b)(c) の試験片を用いた面外張出し試験の実験値から，それぞれのひずみの測定値における曲げ変形等の影響の有無を確かめる。図 2(a) の素板試験片（ブランク）に対比できる十字型試験片が存在しないので，双方の実験値について比較ができない。存在しない理由は，試験片に 2 軸引張応力が負荷されると，板厚が均一なので，試験片の最小断面となる試験機チャック側腕部と中央部側腕部間で必ず破断してしまう。この方法の試験では，測定するひずみが試験片中心部であるのに対し，このひずみに対応する応力が，破断する腕部の測定値になるので，試験片中心部の変形挙動を考察するデータとして活用できない。

2・2 面内張出し試験

試験は十字型試験片を用いて，あらかじめ想定するひずみ比（荷重比）に応じ，2 軸方向からの引張速度（負荷速度）を変化させて，試験片中央部の変形量を得る試験方法である。

図 3 に示す荷重-時間曲線の例のように，直交する 2 方向の時間に対する荷重が，別々に測定できる。また，単軸引張試験を，直交する 2 方向から行うような引張（負荷）方法なので，試験片中心点に作用する負荷は，2 軸引張応力に限られているものと推測する。

2・2・1 試験装置

最大負荷が 1 軸あたり 9.8kN である機械式ひずみ制御の 2 軸引張試験機⁽⁴⁾ に図 1(a)(b) 記載の十字型試験片を用いて面内張出し試験を行う。表 2 に十字型試験片を用いた面内 2 軸引張試験における 2 軸引張速度の対比を示す。

Fig. 3 Load-Time curves of in-plane stretch testing

Table 2 Biaxial tensile tests of A5052-O

Nominal strain ratio	RD axis C.H.S. mm/min	TD axis C.H.S. mm/min
$\beta_0 = 0.0$	1.7	0.0
$\beta_0 = 0.33$	5.0	1.7
$\beta_0 = 0.5$	3.4	1.7
$\beta_0 = 0.67$ (Back side etched)	4.0	2.7
$\beta_0 = 0.67$ (Both surfaces etched)	2.5	1.7
$\beta_0 = 1.0$	1.7	1.7

2・2・2 伸びの測定方法

試験片中心部を負荷開始からクラックが生じるまでビデオカメラで撮影し、図 3 の荷重-時間曲線の例に示すように、負荷時間を 6 分割して、それぞれの時間を、ひずみ測定の中止め点とした。実験後、このビデオ画像をパーソナルコンピュータに取込み、この後に CRT 上で画像解析を行い、試験片中心部の伸びを測定した。

2・2・3 限界ひずみ

片面、両面腐食型の十字型試験片を用いて測定した 5 通りのひずみ比での限界ひずみは、CRT 上の画像解析で得られた試験片中央部にクラックが生じる直前の圧延方向(RD)、直角方向(TD)の伸びから、それぞれ算出する。

2・3 面外張出し試験

試験は想定するひずみ比に応じて、試験片の板幅を変化させ、試験片中央部を除いたブランク (図 2) とパンチ (図 4) との間に働く摩擦力により、試験片中央部に、他の部分に比べて大きな変形量を得る試験方法⁽²⁾である。この平薄板状のブランクが成形される過程において、変形の初期にあたって試験片環状部 (図 2) のうける力は、半径方向の引張応力と円周方向の圧縮応力である。その次に、試験片環状部が、ダイス (図 4) の入口の肩にかかって、半径方向の引張りを強くうけ曲げ加工を伴いながら、ブランクが半球形状に変形するとき、試験片中央部は大きな変形量を得る。この (負荷 / 時間) に対する (大きな変形量 / 時間) は、曲げ変形を伴う面外変形下で、パンチとブランク間に働く摩擦力により生じる 2 軸引張応力下での試験片中心部の RD, TD の伸びとして測定される。負荷測定は、図 5、図 6 の荷重 - 時間曲線の例で示すようなデータが、ロードセルから荷重値を自動計測し試験機に搭載しているコンピュータの ROM に記録される。

本研究では、試験片中央部において、他の部分に比べて大きな変形量を得るための潤滑は、摩擦係数を大きくするほうが得策であり、松脂で増摩することも考えたが、無潤滑のほうが再現性の点で優れていると判断し、この試験方法を選択した。

2・3・1 試験装置

装置は、パンチ力最大 490kN、しわ押え力最大 196kN であり、図 4 に試験装置主要部を示す。成形速度 10 mm/min、パンチ $\phi 40$ mm 球頭 肩 R20 mm、ダイス $\phi 42.5$ mm 肩 R10 mm、無潤滑の条件で、半球頭パンチ装置を用いて、図 2(a)(b)(c) に示す素板、片面腐食型、両面腐食型試験片を用いて、面外張出し試験を行う。

Fig. 4 Detail of out-of-plane stretching apparatus and etched area in detail

Fig. 5 Load-Time curves of out-of-plane stretch testing

2・3・2 伸びの測定方法

試験片中心部を負荷開始からクラックが生じるまでビデオカメラで撮影し、図 5 に示す荷重-時間曲線の例のように、負荷時間を 5 等分し、それぞれの時間を、ひずみ測定の途中止め点とした。実験後、このビデオ画像をパーソナルコンピュータに取込み、この後 CRT 上で画像解析を行い、試験片中心部の伸びを測定した。クラックが生じた箇所が中央部に隣接している部分の場合、伸びを測定するスクライブドサークルは、クラックが生じた箇所より中心部に近いスクライブドサークルとなる。この伸びは、負荷時間を 5 等分し、それぞれの時間での途中止めした試験片をつくり、それ等の試験片にスタンプしてある直径 5mm の円格子群の変化量から測定する。この変化量を測定する箇所はパンチ（図 4 中央図）が接触していた球面部分の中心点側の RD, TD 断面におけるスクライブドサークルの弧の長さになるので、下記の手順でこの伸びを測定する。

- 球頭パンチに接した側の板面を下にして、試験片を工具顕微鏡の定盤上に置く。
- スクライブドサークルの弧の両端における RD, TD 長さを平面方向（直上部）からそれぞれ測定する。
- スクライブドサークルの RD, TD 断面の弧の両端における高い方の弧端と低い方の弧端の高さ差をそれぞれ測定する。
- 両端長さ、弧端高さ差とパンチの肩半径 (20mm)、板厚 (1mm) から RD, TD におけるそれぞれの弧の長さを算出する。

2・3・3 限界ひずみ

各々の試験片を用いて測定した 5 通りのひずみ比での限界ひずみは、CRT 上の画像解析で得られた試験片中央部にクラックが生じる直前の圧延方向(RD)、直角方向(TD)の伸びから、それぞれ算出する。クラックが生じた箇所が中央部に隣接している部分の場合、クラックが生じた箇所より中心部に近いスクライブドサークルの伸びから求める。

3. 実験結果および考察

3・1 面内、面外張出し試験における張出し性の比較

3・1・1 荷重-時間曲線

面内張出し試験において、時間に対する伸びが一定に制御されている 2 軸試験機（機械式）により測定した荷重-時間曲線の例は、すでに図 3 に示している。これに対し、面外張出し試験において、時間に対する負荷が一定に制御されている半球頭パンチを用いた 2 軸試験装置（油圧式）によって、測定した荷重-時間曲線の例を図 6 に示す。

3・1・2 ひずみ比

図 1(a) (b)、図 2(b) (c) に示した試験片を用いて測定した全ての試験でクラックは試験片中央部に生じ、直線的なひずみ経路が得られた。それぞれのひずみ (ε_1 , ε_2) は、試験片中心部（直径 5mm の円格子）の伸びから測定した。面内張出し試験でのひずみ経路とひずみ比 ($\beta = \varepsilon_2 / \varepsilon_1$) を図 7 に、測定したひずみを最小自乗法で一次回帰したグラフを図 8 に示し、面外張出し試験でのひずみ経路とブランクの板幅(W; Width)を併記したひずみ比を図 9 に示す。前者のひずみ比は、表 2 に示す試験条件から得られた公称ひずみ比と実験で測定したひずみ比が、ほぼ一致している。これに対し、後者は図 6 に示す荷重-時間曲線において、両面腐食型試験片での試験が終わるまで、双方の曲線がほとんど一致している。しかし、図 9 に併記している板幅(W; Width)に示す $\phi 100$ ブランクの片面腐食型、両面腐食型でのひずみ比は、想定 $\beta_0 = 1.00$ に対し、測定値 $\beta = 1.00$ で双方とも一致しているが、W50 ブランクは、測定値が片面腐食型 $\beta = 0.52$ 、両面腐食型 $\beta = 0.65$ となり、双方の測定値が一致していない。

3・1・3 限界ひずみ

本研究における限界ひずみは、測定方法を 2・2・3, 2・3・3 で述べた通りで、CRT 上の画像解析で得られたクラックが生じる直前のひずみであり、表 1 に示した単軸引張試験での最大強度まで伸びて破断する全伸びとは異なる。

面内、面外張出し試験における双方の限界ひずみの大きさを比較するため、ミーゼスの降伏条件を満たし、かつ完全等方性材料であると仮定して、等 2 軸状態に ($\beta = 1$) おける相当ひずみ (ε_{eq}) の大きさ⁽¹⁾を、それぞれのク

ラックが生じた時のひずみ (ε_1 , ε_2) の測定値から計算すると, 前者の片面腐食型試験片 $\varepsilon_{eq}=0.192$, 両面腐食型試験片 $\varepsilon_{eq}=0.231$ となり, この値を表 1 に示した全伸びと比べると, それぞれ 79%, 95%の大きさの相当ひず

Fig. 6 Load-Time curves of out-of-plane stretch testing

Fig. 7 Strain paths diagram of in-plane stretching specimens

Fig. 8 Nominal strain ratio vs experimental strain ratio; Results of the influence on the circular thickness reduced central region with a common shape and plate thickness of cruciform specimens on the in-plane stretching

Fig. 9 Strain path diagram of out-of-plane stretching specimens

みが得られた. これ対し, 後者は片面腐食型試験片 $\varepsilon_{eq}=0.270$, 両面腐食型試験片 $\varepsilon_{eq}=0.236$ となり, 前者と同じ

方法で計算すると、それぞれ 111%、97%の大きさの相当ひずみとなった。面内張出し試験で測定した限界ひずみの大きさは、表 2 に示したひずみ比において、片面腐食型に比べて試験片中心部板厚が薄い両面腐食型の方が、全てのひずみ比でうわまわった。面内張出し試験における片面腐食型と両面腐食型の限界ひずみの大きさの差は、片面からと両面側からの腐食方法の相異による腐食部断面(図 1)の幾何学的形状、腐食面の性状等に起因する。これに対し、面外張出し試験での片面腐食型、両面腐食型試験片を用いて測定した限界ひずみの大きさは、中心部板厚が厚い試験片が、中心部板厚が薄い試験片を、全てのひずみ比(図 9)でうわまわった。

3・1・4 測定値の考察

十字型試験片を用いた 2 軸試験では、試験片中心点における圧延方向(RD)、直角方向(TD)の荷重が測定できるので、荷重比(公称応力比 α_0) が算出できる。この荷重比とこれに対応するひずみ(ε_1 , ε_2) の測定値を用いると、2 軸応力下、張出し領域での任意のひずみ比における真応力比 α 、 n^* 値⁽⁴⁾が求められる。これに対し、半球頭パンチを用いた 2 軸試験装置では、図 6 に示す荷重 - 時間曲線の例に示すように、圧延方向(RD)、直角方向(TD)の荷重値が、一括して測定されるので、荷重比は算出できない。

面内張出し試験での図 8 に示すひずみ比は、表 2 に示す試験条件から算出した公称ひずみ比と片面、両面腐食型試験片を用いて実験で測定したひずみ比が、ほぼ一致している。この試験結果から、単軸引張試験を直交する 2 方向から行うような引張方法である十字型試験片を用いた面内張出し試験で得られたひずみの測定値には、試験片中心部に 2 軸引張応力に限られて作用していることが明らかになった。これに対し、面外張出し試験での W50 ブランクの測定値は、片面腐食型 $\beta=0.52$ 、両面腐食型 $\beta=0.65$ と双方の測定値が一致していない。また、限界ひずみの大きさが、中心部板厚が厚い試験片の測定値が、中心部板厚が薄い試験片を、全てのひずみ比でうわまわっている。

面内、面外張出し試験において、双方の試験片中心点に作用する応力を比較すると、前者は 2 軸引張応力に限られている。これに対し、後者はパンチと試験片間に摩擦が存在し、曲げ変形を伴う面外変形において試験片中心部 RD, TD の伸びを測定する試験方法⁽²⁾なので、測定値に 2 軸引張応力に加えて、曲げや摩擦等が影響している負荷が含まれていることが 3・1・2、3・1・3 の実験結果から明らかである。

3・1・5 片面、両面腐食型試験片を用いた面外張出し試験において測定したひずみ比が $\phi 100$ ブランクで一致し W 50 ブランクで不一致の理由

図 5、図 6 に示している荷重値には前述した十字型試験片を用いて得られる様な 2 軸引張応力のほかに、塑性力学の塑性不安定⁽¹⁾、FLD 理論を展開する上で、測定値には不要な、ブランクが半球形に成形されるときに生じる曲げ変形に要した応力と半球頭パンチ突出部と試験片との間に働く摩擦力等による負荷も含まれる。この測定値に不要な曲げ変形や摩擦力等の負荷が生じる原因は、半球頭パンチ(図 4)により、試験片(ブランク)を張出し変形させて、変形した試験片中心部(ブランク底部)の RD(最大主ひずみ)と TD(最小主ひずみ)を測定する試験方法⁽²⁾にある。

3・1・2 において、 $\phi 100$ ブランクでのひずみ比(β)の測定値が一致している理由は、ブランクの長さ 100mm (RD)とブランクの板幅 100mm (TD)が一致しているので、実験値として必要な 2 軸引張応力とこの実験値に混入が不要な曲げや摩擦等が影響している負荷、により生じる RD の伸びと、前者(実験値として必要な 2 軸引張応力)、後者(この実験値に混入が不要な曲げや摩擦等が影響している負荷)により生じる TD の伸びが、ほぼ同一の大きさになる。その結果、前述した板幅 $\phi 100$ ブランクの測定値は、試験片中心部の板厚の薄厚に差異を示さず、ひずみ比 $\beta = \varepsilon_2 / \varepsilon_1 = 1$ の想定に対し、双方の測定値がひずみ比 $\beta = 1$ となった。

これに対し、W50 ブランクでの不一致となった原因は、試験片の RD の長さ(100mm)に対し、TD の長さ(板幅 50mm)が短いので、前者、後者のそれぞれの負荷により生じる RD の伸びと、前者、後者の負荷により生じる TD の伸びの大きさが異なる。前者(実験値として必要な 2 軸引張応力)の負荷により生じる試験片中心部での RD の伸びと TD の伸びの大きさの比率は、中心部板厚の薄厚に差異が無く、一致している。しかし、後者(この実験値に混入が不要な曲げや摩擦等が影響している負荷)により生じる試験片中心部の RD, TD の伸びの大きさは、中心部板厚が薄い方が厚い方に比べて、RD に対する TD の伸びの比率が大きくなる。その結果、W50 ブランクを用いて測定したひずみ比は、片面腐食型 $\beta=0.52$ 、両面腐食型 $\beta=0.65$ と不一致になった。

3・2 面外張出し試験でのひずみの測定値における曲げ変形等の影響の有無

3・2・1 素板試験片の張出し性

半球頭パンチを用いた 2 軸試験装置で測定した荷重 - 時間曲線の例は、図 5 に示している通りで、3・1・4 同様に、荷重比は求められない。図 2(a) に示した試験片を用いた試験で、直線的なひずみ経路が得られた。クラックが生じた箇所は全て中央部に隣接しているクラウン部⁽⁸⁾であったので、伸びの測定は 2・3・2 a. ~ d. に示すような測定方法となった。測定したひずみ経路とブランクの板幅(W; Width)を併記したひずみ比を図 10 に示す。

φ100 ブランクでの測定値は $\beta=0.87$ であり、想定したひずみ比 $\beta \approx 1$ に対し、実験値がやや小さめに出た。一方、W50 ブランクでは、3・1・2 の面外張出し試験での測定値が、片面腐食型 $\beta=0.52$ 、両面腐食型 $\beta=0.65$ に対し、素板 $\beta=0.48$ となり、それぞれ 3 通りのひずみ比の大きさは試験片中心部板厚が、厚い程小さくなる傾向を示し、各々の測定値が一致しなかった。限界ひずみの大きさを 3・1・3 と同じ方法で計算すと $\varepsilon_{eq}=0.306$ となり、表 1 に示した全伸びと比較すると片面腐食型 111%、両面腐食型 97%に対し、126%の大きさの相当ひずみを得られ、それぞれ 3 通りの相当ひずみの大きさは試験片中心部板厚が厚い程ほど大きくなった。

Fig. 10 Strain path diagram of out-of-stretching specimens

Fig. 11 Widths of specimens vs experimental strain ratio; Results of the influence of the circular thickness reduced central region with a common shape and plate thickness of blank in the out-of-plane stretching

3・2・2 素板と片面、両面腐食型試験片を用いた面外張出し試験

試験片中心部の板厚に対して 3 条件の試験片 (図 2(a)(b)(c)) を用いた実験は、試験片中央部を除いたブランク (図 2) とパンチ (図 4) との間に働く摩擦力により、試験片中央部に、他の部分に比べて大きな変形量を得る試験方法であるので、同じ形状寸法のブランクであれば試験片中心点に作用している負荷の大きさが一致することを意図としている。

各々の実験における荷重 - 時間曲線 (図 5, 図 6) の例を観察すると、負荷開始から約 4 秒間後に、弾性域から塑性域に入り、約 10 秒間経過した頃までは、それぞれの時間に対する荷重値がおおむね一致している。その後、各々の中心部板厚形状における変形抵抗値の差が、曲線の荷重値の大きさの差となって荷重 - 時間曲線上に現われるが、それぞれの曲線は相似形を描いている。この荷重 - 時間曲線の実験例から、3 条件の試験片を用いて測定した試験では、同じ形状寸法のブランクでの試験片中心点に作用している負荷の大きさが、おおむね一致しているものと考察する。

図 11 に横軸に面外張出し試験片 (図 2) の板幅 (W)、縦軸に各々のひずみ経路 (図 9, 図 10) から得られたひずみ比 $\beta = \varepsilon_2 / \varepsilon_1$ を、素板、片面腐食型、両面腐食型の試験片中央部の形状別にした棒グラフを示す。試験片中央部形状別での各々のひずみ経路の算出に用いたひずみ ($\varepsilon_1, \varepsilon_2$) は、素板、片面、両面腐食型試験片を用いた 3 通りの面外張出し試験において測定した試験片中心部 RD (最大主ひずみ)、TD (最小主ひずみ) の測定値から算出している。

この試験片中心部における RD, TD に 2 軸引張応力に限られて作用し、曲げ変形に要した応力と摩擦力等の負荷の影響がなければ、試験片中央部形状別での同じ大きさのブランクで測定した図 11 に示すひずみ比 ($\beta = \varepsilon_2 / \varepsilon_1$) は、ほぼ一致するものと考えられる。この試験結果から、素板試験片を含めて、半球頭パンチを用いた 2 軸試験装置による面外張出し試験でのひずみの測定値には、2 軸引張応力に加えて曲げや摩擦力等による負荷が

影響していることが明らかになった。

4. 結 語

4・1 面内張出し試験と面外張出し試験における張出し性の比較

面内張出し試験では、測定値に曲げ、摩擦等による影響がほとんど含まれない状態で、塑性域における大変形領域まで試験を継続することができた。この試験結果から荷重比、応力比 α 、ひずみ比 β と 2 軸張出し領域で想定するひずみ比 β における n^* 値が得られるので、プレス加工上必要な基礎データとなる塑性不安定理論⁽¹⁾ による FLD が実験値から算出できる。これに対し、面外張出し試験では、測定値から荷重比が算出できないので、塑性不安定理論による FLD が実験値から求められない。

片面、両面腐食型試験片を用いた実験で測定したひずみ比は、実験前の想定値に対する実験で得られた測定値が、面内張出し試験ではほぼ一致したが、面外張出し試験では不一致となった。面外張出し試験におけるひずみ比が一致しなかった理由は、ひずみの測定値に実験に必要な 2 軸引張応力のほかに、実験には不要な曲げ変形に要した応力と摩擦力等の負荷が影響していることが考えられる。

4・2 面外張出し試験でのひずみの測定値における曲げ変形等の影響の有無

素板、片面腐食型、両面腐食型の試験片を用いた面外張出し試験におけるひずみの測定値には、単軸引張試験を直交する 2 方向から行うような 2 軸引張応力に加えて、曲げ変形や摩擦力等が影響している負荷が存在することが確認できた。その結果、本研究での同じ形状のブランクにおけるひずみ比の大きさは、試験片中心部の板厚が薄い程、大きいひずみ比になる傾向を示した。

塑性力学における塑性不安定⁽¹⁾と FLD に関する議論は、面内変形を基礎において展開されるのが一般的である。面外張出し試験で得たひずみの測定値には、この理論を展開する上で、必要としない曲げ変形や摩擦力等の負荷が影響している点に注意を要する。

文 献

- (1) 後藤 學, 塑性学, (1995), PP. 98-110, コロナ社.
- (2) 橋本浩二, “FLD・SCT の標準化への提言”, 塑性と加工, Vol. 41, No. 473 (2000-6), PP. 527-530.
- (3) 林 央, “成形限界線図 (FLD) 試験方法と国際規格化”, 塑性と加工, Vol. 50, No. 580 (2009-5), PP. 392-397.
- (4) 吉水源宏, 桑原利彦, 杉林俊雄, 磯野宏秋, 戸次洋一郎, 大澤泰明, “面内 2 軸引張応力下におけるアルミニウム合金板材の変形挙動”, 軽金属, Vol. 53, No. 7 (2003), PP. 284-289.
- (5) Makinde, A., Thiboddeau, L. and Neale, K.W., Development of an Apparatus for Biaxial Testing Using Cruciform Specimens, 1989 SEM Spring Conference on Experimental Mechanics held in Cambridge, MA on May 28-Jun 8, (1989), pp. 140-144.
- (6) Pascoe, K.J. and R. de Villiers, J.W., Low Cycle Fatigue of Steels under Biaxial Straining, *Journal of Strain analysis* Vol. 2, No. 2 (1967), pp. 121-123.
- (7) Demmerle, S. and Boehler, J.P., Optimal Design of Biaxial Tensile Cruciform Specimens, *Journal of Mech. Phys. Solids*, Vol. 41, No. 1 (1993), p. 154.
- (8) Ghosh, Amit K. and Hecker, S., Failure in Thin Sheets Stretched over Rigid Punches, *Metallurgical Transactions A* Vol. 6A May (1975), p. 1065.