

# AZ31 合金板の温間非比例負荷塑性変形挙動に関する研究

弓削商船高等専門学校 商船学科

教授 中 哲夫

(平成 18 年度研究開発助成 AF-2006020)

キーワード: 成形限界ひずみ, 非比例変形, 成形限界予測

## 1. 緒言

マグネシウム合金は実用金属の中でも最も軽く比強度及びリサイクル性など多くの優れた特性を有している<sup>1)</sup>。今日では携帯電話などの電子機器を中心に需要は着実に増加している。しかしながら、マグネシウム合金は常温では難加工材である。これは結晶構造が稠密六方構造からなるためすべり系が極端に少ないことが原因である<sup>2)</sup>。これまでの研究<sup>3)</sup>により AZ31 板には温間プレス成形が有効である。しかし温間成形に関する研究はその実験の難しさもあり極めて少ない。以上のことより温間プレス成形においては適正な成形温度と速度の条件を決定することが必要である。また、従来行われてきた比例負荷におけるデータを用いた FLD を実プレスで多い非比例のシミュレーションに取り入れるのは精度の点で必ずしも実用的とはいえない。

これらのことから著者らは既報<sup>4)7)</sup>にて AZ31 板の比例および非比例(等二軸方向の予ひずみ)の温間張出し試験を種々の成形温度および速度で行い成形限界線図(FLD)を求めた。この実験から AZ31 板の成形限界ひずみの温度、速度およびひずみ経路依存性が確認された。しかし、温度条件 200℃のものより 250℃の成形限非比例変形経路での成形限界が低く示された。そこで本研究では、250℃の条件において延性が低下した原因を調べるため種々の温度およびひずみ速度で単軸引張り試験を行った。解析においては既報にて M-K 理論に大矢根の延性破壊条件式を導入した方法で成形限界ひずみの解析的予測を行った。しかし大矢根の延性破壊条件式のパラメータ  $b$  において正の値を入力した場合実験結果を良好に表現できないという問題があった。そこで本研究では非比例変形経路での成形限界ひずみの予測を行うために、相当塑性ひずみを用い同条件における比例変形の実験結果との比較を行った。その結果から各ひずみ経路ごとの相当塑性ひずみの和が比例変形のそれと一致したときを破断判定基準とし、実験結果と解析結果を比較し、その妥当性の検討を行った。

## 2. 材料および実験方法

FLD を求める上で代表的な成形加工の方法として張出し試験がある。張出し成形には平頭パンチ張出し成形(以後 M-K 法)と球頭パンチ張出し成形(以後中島法)がある。M-K 法は摩擦の影響を最小限に抑えることが可能であ

るという長所を持ち合わせながらも、試験準備が煩雑である。一方で中島法は潤滑剤の影響を受けやすいが、試験準備は簡便である。

マグネシウム合金の温間張出し試験において試験温度を 150~250℃で行うため M-K 法では青熱脆性のため試験片より先に張出し用鋼板のドライビングシートが割れてしまう。また現在のところ、実際に使用される環境に近いため中島法が使われる傾向がある<sup>8)</sup>。このような背景から、本研究では中島法を採用し球頭パンチで実験を行った。

### 2.1 試験材料

本実験で使用した材料は展伸用 Mg-Al-Zn 系合金で成形性および溶接性に優れ、Al を 3%、Zn を 1%含有する AZ31B-0(ASTM, JIS:MP1)細粒材を試験材料とした。この材料は板厚 1.2×板幅 130 のホットコイルを、圧延温度 350~380℃、平均圧化率 20%/バスの圧延条件で、板厚 0.8mm、平均結晶粒径 7 $\mu$ m にしたものであり、一次試験前に 400℃で 30 秒焼鈍した。この材料の化学組成を表 1 に示す。また細粒材のマイクロ組織写真を図 1 に、細粒材の極点図を図 2 に示す<sup>9)</sup>。この極点図は底面集合組織の集積が分散し、ピークが 2 つに分離したダブルピークと呼ばれる集合組織を示しており、本研究に用いた AZ31 マグネシウム合金板の細粒材は成形しやすい材料であるといえる。

### 2.2 張出し試験

実際のプレス加工では図 3 に示すように途中で変形経路が変わるケースが多い。本研究ではその中でも、非比例変形経路としてまず比例変形における等二軸方向(120mm×120mm)の成形限界ひずみ量の 1/3、2/3 の 2 種類の一次変形(予ひずみ)を与えた。その後、ワイヤーカット放電加工機を用い圧延方向(R. D.)は一定の 120mm とし、圧延直角方向(T. D.)を 80, 70, 55 および 30mm に切り出し、破断するまで張出し試験を行った。試験条件として本材料は成形速度依存性が強いいため、試験速度はパンチ速度 3, 30 および 300 mm $\cdot$ min<sup>-1</sup>(ひずみ速度では 10<sup>-3</sup>, 10<sup>-2</sup> および 10<sup>-1</sup>s<sup>-1</sup>)にて、温度は 150, 200 および 250℃の 3 温度で行った。一次変形と二次変形の温度・ひずみ速度条件は同じである。一次変形後の試験片と二次変形後の試験片を図 4(a), (b)にそれぞれ示す。

### 2.3 単軸引張り試験

張出し試験の FLD において 250℃の成形限界ひずみが 200℃の条件のものより低く示された現象を解明するた

めに種々の温度で単軸引張り試験を行った。試験片には JIS 13B の試験片を用いた。試験速度は張出し試験と同様のひずみ速度となるように  $4.4\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$ 、 $44\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$  および  $440\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$  で行った。試験温度は  $150^\circ\text{C}$ 、 $200^\circ\text{C}$  および  $250\sim 290^\circ\text{C}$  までを  $10^\circ\text{C}$  きざみで行った。

### 3. 実験結果および考察

限界ひずみの 1/3 の等二軸予ひずみの場合についてパンチ速度  $3\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$  における FLD を図 5 (a)、 $30\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$  を図 5(b)、および  $300\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$  を図 5(c) に示す。図中の黒塗の点が一次変形、白抜きの点が二次変形の破断点を表している。これらの図に見られるように温度上昇に伴い成形限界ひずみは増大している。このことにより比例変形と同様に FLD の温度依存性が確認できた。これは温度上昇に伴い非底面すべりの臨界せん断応力が低下したためと考えられる。

ただし、全ての図に見られるように温度  $200^\circ\text{C}$  よりも  $250^\circ\text{C}$  での FLD の方が、延性が低く示されている。この間

題について単軸引張り試験を行った。図 6 に試験速度  $4.4\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$  (ひずみ速度  $\dot{\epsilon}$  は  $1.5\times 10^{-3}$ ) の引張り試験における各温度での公称ひずみを示す。このグラフから  $260\sim 280^\circ\text{C}$  にて延性が低下することが確認できた。本研究では試験機が大気中に露出しており試験片表面温度を計測して温度調整を行っていた。そのため  $250^\circ\text{C}$  の条件においてはパンチおよびダイスの温度は  $275^\circ\text{C}$  に設定していた。その結果  $250^\circ\text{C}$  の条件では試験開始後試験片にパンチが押し当てられることで延性が低下する温度域に入ってしまったと考えられる。

限界ひずみの 1/3 の等二軸予ひずみの場合について温度  $150^\circ\text{C}$  における FLD を図 7(a) および  $200^\circ\text{C}$  を図 7(b) に示す。図中の黒塗の点が一次変形、白抜きの点が二次変形の破断点を表している。これらの図からパンチ速度が  $300$ 、 $30$  および  $3\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$  と速度の低下に伴い成形限界ひずみは増大していることが確認できる。これらのことから FLD の速度依存性が確認できた。

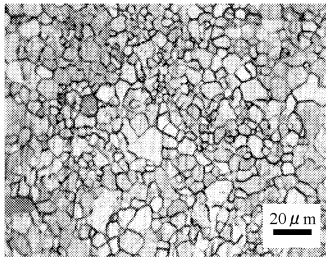


図 1 焼鈍後の材料組織<sup>9)</sup>

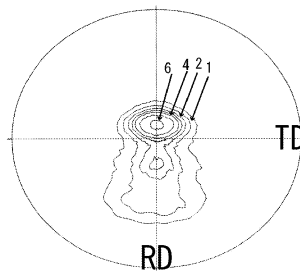


図 2 {0001} 板材表面の集合組織<sup>9)</sup>

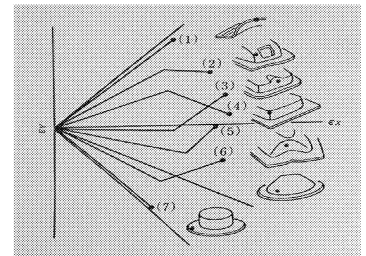
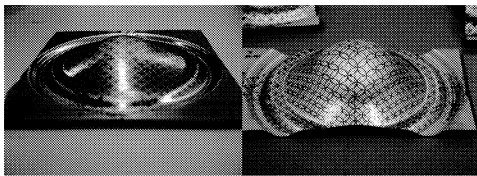


図 3 種々の加工経路による限界ひずみ

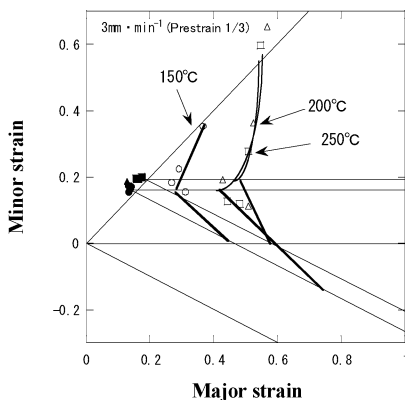


(a) 一次成形後 (b) 二次成形後

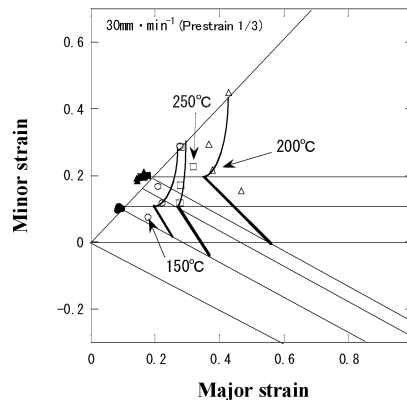
図 4 張出し試験の試験片

表 1 材料の化学組成 (mass%)

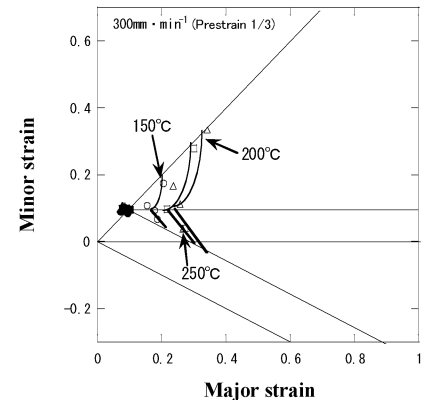
Al	Zn	Mn	Fe	Si	Cu	Ni	Ca	Pb	Sn	others	Mg
2.9	0.82	0.67	0.0022	0.022	0.0018	0.0008	0.001	0.001	<0.001	0.3	bal



(a)  $3\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$



(b)  $30\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$



(c)  $300\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$

図 5 種々の速度における非比例成形限界の温度の影響

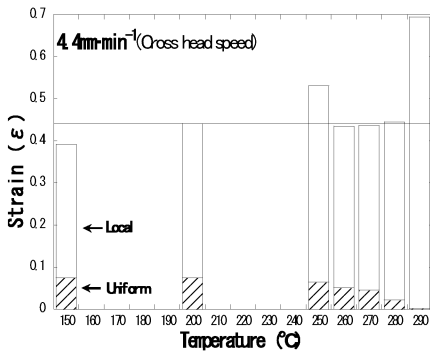
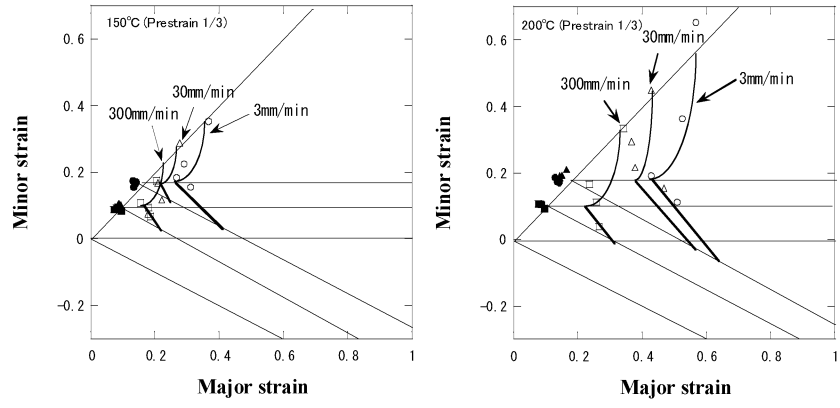


図6 破断伸びの温度の影響



(a) 150°C (b) 200°C  
図7 種々の温度における非比例成形限界の速度の影響

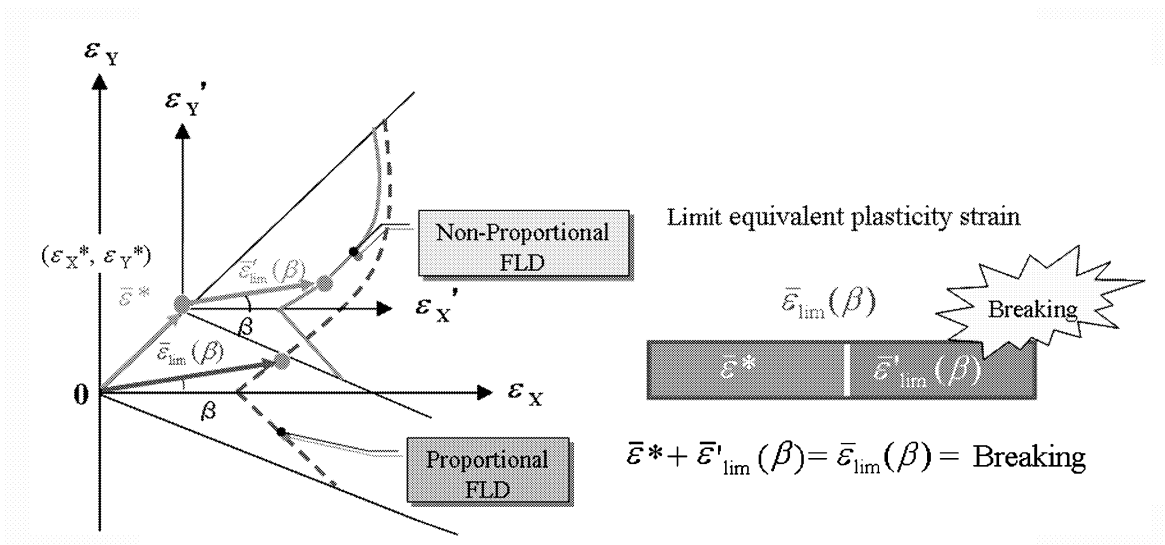


図8 非比例成形限界ひずみの解析に用いた概念図

#### 4. 破断限界の解析的予測

非比例成形限界の予測を行うため実験にて比例経路と非比例経路における成形限界ひずみを相当塑性ひずみを用いて比較した。そこで破断判定基準として、各ひずみ経路における相当塑性ひずみの和が比例 FLD における相当塑性ひずみと一致したときを破断とした<sup>10)</sup>。このとき比較する比例変形 FLD は、非比例変形の二次変形におけるひずみ比  $\beta$  と同じひずみ比での成形限界ひずみとした。解析の概念図を図 8 に示す。ここで  $\bar{\epsilon}_{lim}$  は比例変形の成形限界座標より得られた相当塑性ひずみである。 $\bar{\epsilon}^*$  (一次試験),  $\bar{\epsilon}'_{lim}(\beta)$  (二次試験) は予ひずみ, 二次変形のそれぞれの相当塑性ひずみである。つまり破断判定基準は式(1)を満たすときである。

$$\bar{\epsilon}_{lim}(\beta) = \bar{\epsilon}^* + \bar{\epsilon}'_{lim}(\beta) \quad (1)$$

比例 FLD のひずみ比  $\beta = 1$  (等二軸) となる座標から順に比例 FLD の解析結果より読み込み、 $\beta = -0.5$  (単軸方向) となったとき解析を終了した。

#### 4. 1 相当塑性ひずみの算出方

解析において相当塑性ひずみを算出する必要がある。そこでこれまでの二軸引張り試験から降伏条件として式(2)の Logan-Hosford の降伏関数 ( $M=10$ )<sup>11)</sup> を用いた。ここで最大主ひずみの応力は  $\sigma_x$ , 最小主ひずみ方向の応力は  $\sigma_y$ ,  $r$  は板厚異方性パラメータである。

$$(1+r)\bar{\sigma}^M = \sigma_x^M + \sigma_y^M + r(\sigma_x - \sigma_y)^M \quad (2)$$

そのため相当塑性ひずみは式(3)より求めた。このとき応力比  $\alpha = \sigma_y / \sigma_x, \psi = \sigma_x / \bar{\sigma}$  である。

$$\bar{\epsilon} = \frac{\sigma_x \epsilon_x + \sigma_y \epsilon_y}{\bar{\sigma}} = \psi(\epsilon_x + \alpha \epsilon_y) \quad (3)$$

よって応力非  $\alpha, \psi$  を求める必要があるため、式(2)から関連流動則より

$$d\epsilon_x = \frac{\partial f}{\partial \sigma_x} d\lambda = M \left\{ \sigma_x^{M-1} + r(\sigma_x - \sigma_y)^{M-1} \right\} d\lambda \quad (4)$$

$$d\epsilon_y = \frac{\partial f}{\partial \sigma_y} d\lambda = M \left\{ \sigma_y^{M-1} + r(\sigma_x - \sigma_y)^{M-1} \right\} d\lambda \quad (5)$$

したがって

$$\beta = \frac{\partial \varepsilon_y}{\partial \varepsilon_x} = \frac{\alpha^{M-1} - r(1-\alpha)^{M-1}}{1+r(1+\alpha)^M} \quad (6)$$

$$\psi^M = \frac{1+r}{1+\alpha^M+r(1-\alpha)^M} \quad (7)$$

つまり相当塑性ひずみの算出手順は以下のようになる。

1. 破断座標  $(\varepsilon_x, \varepsilon_y)$  からひずみ比  $\beta$  を求める。
2.  $\beta$  を式(6)に代入し、Newton-Rapson 法を用いて、 $\alpha$  を算出。
3. 次に  $\alpha$  を式(7)に代入し、 $\psi$  を得る。

以上より得られた  $\alpha, \psi$  を式(3)に代入することで相当塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon}$  を算出する。

### 5. 解析結果および考察

一次変形が限界ひずみの 1/3 より等二軸予ひずみの場合について二次変形 FLD の解析結果を図 9(a),  $30 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$  の場合の結果を図 9(b),  $300 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$  の場合の FLD を図 9(c)に示す。図中の黒塗の点の実験の一次変形。白抜きの点の実験の二次変形の破断点、そして実線、一点鎖線、破線が各種温度の解析結果を表している。また、 $250^\circ\text{C}$  の

条件においては延性が低下することからプレス成形において実用的な条件ではない。そこで本研究では解析と実験結果との比較は省略した。

これらのグラフから全ての条件で  $150^\circ\text{C}$  および  $200^\circ\text{C}$  の解析結果は実験結果とよく一致しており、良好な結果を得ることができている。

図 10 に試験速度  $3 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 、温度  $150^\circ\text{C}$  および予ひずみ 1/3 の条件の相当塑性ひずみ、図 11 に同条件の FLD の実験と解析結果の比較のグラフを示す。Fig.11 の FLD では解析において等二軸の予ひずみを与えた場合、成形限界ひずみは平面ひずみ方向 (120:55) において FLD が著しく低下した。Fig.10 の(120:55)を見てみると、一次変形の時点で既に比例変形における平面ひずみ方向の相当塑性ひずみ量を超えている。そのため、非比例変形における平面ひずみ方向の試験を行ってもすぐに破断してしまう結果となった。このことから予ひずみを多く与えた場合の平面ひずみ方向の解析については二次試験開始後破断という結果がでることが示された。

実際のプレス加工では延性が良い条件が用いられるため本方法による非比例 FLD の予測は有効であると思われる。

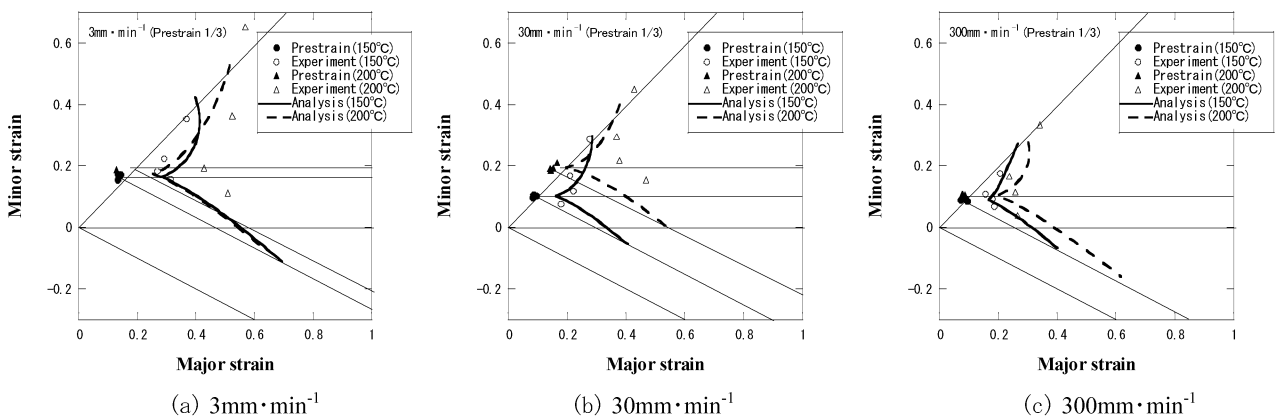


図 9  $150^\circ\text{C}$ 、 $200^\circ\text{C}$  および  $250^\circ\text{C}$  における非比例成形限界線図の実験値と解析結果の比較

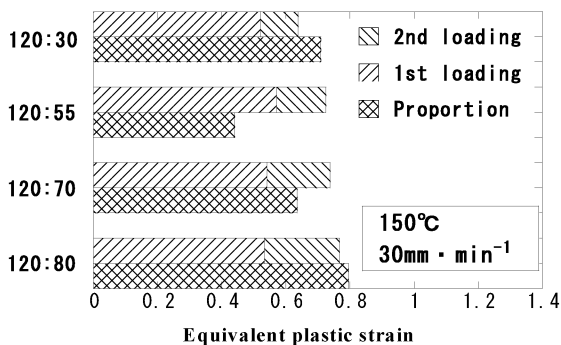


図 10 種々のひずみ比における相当塑性ひずみ

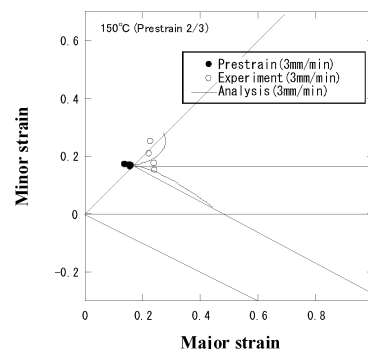


図 11 実験値と解析結果の FLD の比較 (温度  $150^\circ\text{C}$ 、予ひずみ 2/3)

## 6. 結 言

本研究では、プレス成形の数値計算シミュレーションにおける成形限界ひずみ予測の精度向上のため、種々の温度および速度での条件下において AZ31 マグネシウム合金板の非比例変形張出し試験を行った。本実験では非比例変形の中でも、等二軸方向に一次変形を与えた場合とした。そこで得られた結果から成形限界ひずみに及ぼす温度、速度および変形経路の影響について比較、検討した。また非比例変形 FLD の定量的な予測のため、「最終ひずみ方向に依存する限界相当塑性ひずみ」クライテリオンを仮定し、その妥当性の検討を行った。そこから得られた結果を以下に示す。

(1) AZ31 マグネシウム合金板において、等二軸方向に予ひずみを与えた場合の非比例変形成形限界ひずみは非比例変形 FLD 同様に温度、速度依存性が確認された。

温度が高いほど成形限界ひずみが増大し、速度が速いほど成形限界ひずみは小さくなることを実験的に示した。

(2) 解析の等二軸変形で限界ひずみの 2/3 の予ひずみを与えた後の平面ひずみ引張りでは、一次変形の時点で既に平面ひずみ方向の限界相当塑性ひずみ量を超えているため、試験片はすぐに破断してしまう結果となった。

(3) 150℃および 200℃の条件のものでは「最終ひずみ方向に依存する限界相当塑性ひずみ」により非比例 FLD が予測できることがわかった。

(4) 250℃の条件では、このクライテリオンで予測された限界ひずみは実験値より大きかった。本実験において試験片表面温度が 250℃となるよう試験機の設定温度を 275℃としていた。そのため、試験開始後パンチが

押し当てられることにより試験片温度が 260~280℃の延性が低下する温度域に入ってしまったことが原因である。

以上のことから、実際にプレス加工に用いられる成形性の良い条件において本研究の解析方法で予測が可能であることが示された。

## 謝 辞

本研究は(財)天田金属加工機械技術振興財団の平成 18 年度研究開発助成 (AF-2006020) によりなされた。本研究の遂行にあたり、終始変わらぬご指導をいただいた吉田総仁教授、日野隆太郎准教授、濱崎洋助教(広島大学)、近畿大学の上森武講師に厚く御礼申し上げます。また、弓削商船高等専門学校の片平卓志、植川陽介、原田康平、広島大学工学部の佐藤禎史の各氏をはじめ、本研究の遂行にご協力頂いた広島大学工学部第一類弾塑性工学研究室の学生の皆さんに深く感謝の意を表します。

## 参 考 文 献

- 1) 鎌土重晴ほか：塑性と加工 44-504 (2003),3
- 2) 林央：プレス技術 45-10(2007-8),18
- 3) 中哲夫ほか：平 18 春塑加講論 (2006),53
- 4) 片平卓志ほか：58 回塑加連講論 (2007),239
- 5) 片平卓志ほか：59 回塑加連講論 (2008),121
- 6) 片平卓志ほか：114 回軽金属春講概 (2008),2056
- 7) 片平卓志ほか：115 回軽金属秋講概 (2008),313
- 8) 橋本浩二：塑性と加工 41-473 (2000-6),527
- 9) 高津正秀：塑性と加工 49-566 (2008-3),221
- 10) 松井良介ほか：第 37 回塑性加工春季講演(2006),43
- 11) R. W. Logan&W. F. Hosford, J. Mech. Sci, 22(1980), 419