AZ31B マグネシウム合金圧延板の円筒深絞り成形における
フランジ破断と板押えの関係大川 正洋^{1*}・森 茂樹¹・村上 智広²・高崎 明人³

Journal of The Japan Institute of Light Metals, Vol. 69, No. 2 (2019), 113–119

© 2019 The Japan Institute of Light Metals

Relation between flange fracture and blankholder force in the process of
cylindrical deep drawing of AZ31B rolled magnesium alloy sheetsMasahiro OKAWA^{1*}, Shigeki MORI¹, Tomohiro MURAKAMI² and Akito TAKASAKI³

The fracture occurring at the flange edge in the process of cylindrical deep drawing of AZ31B magnesium alloy sheets was investigated. The fractures were simulated under a uniaxial in-plane compression test to classify the fracture types while the blankholder force of the sheet was varied. Two types of fractures, out-of-plane shear fracture (OPSF), and in-plane shear fracture (IPSF), were observed. The fracture types changed from OPSF to IPSF as the blankholder force increased to a drawing ratio of approximately 1.5–1.6. This implies that the fracture type could be controlled by changing the blankholder force. The transition from OPSF to IPSF increased the fracture strain, because the out of plane buckling of the alloy sheets was suppressed by the blankholder force. The results confirmed that, in cylindrical deep drawing, the limiting drawing ratio could be increased by restraining the flange edge of the alloy sheets with the sufficient blankholder force.

(Received September 21, 2018 Accepted November 26, 2018)

Keywords: magnesium alloy sheet; deep drawing; uniaxial in-plane compression; flange edge fracture

1. 緒 言

マグネシウム合金は、合金鋼やアルミニウム合金に比べ比強度や比剛性が高く、優れた電磁波シールド効果を持ち、高い熱伝導度で放熱性に優れる特性がある。これらの特性により、携帯用通信機器の筐体への利用が進んでいる¹⁾。携帯用通信機器の筐体の成形は、切削加工や鋳造加工が主に利用されている。しかし、生産性の向上のため、加工時間の短縮が見込めるプレス加工による成形の適用が望まれ、現在は主に温間絞り加工法²⁾で成形されている。この理由として、室温域のマグネシウム合金板では、圧延時にすべり面が圧延方向に平行な、底面集合組織が形成され、これによって板厚方向の変形が困難になり、二軸引張応力下での延性が低くなる³⁾ことが挙げられる。しかし、温間絞り加工法では金型とマグネシウム合金を250℃以上に維持するため、厳密な温度管理、金型の取り扱いの煩雑さから冷間加工が望まれている。マグネシウム合金板の冷間加工に関しては、底面集合組織の形成を制御した研究^{4)~6)}や底面集合組織の分散化による成形性の改善の研究^{7)~10)}が行われている。

マグネシウム合金の筐体成形では、フランジ部を残さない

ような浅い絞り成形が一般的である。しかし、冷間絞り成形では、浅い絞り加工であっても、成形途中でフランジ端部に破断が発生し、成形の妨げとなる^{11), 12)}。このフランジ部の破断は、マグネシウム合金の深絞り性が、他金属板材に比べて格段に劣る原因のひとつとなっている。そのため、環状突起付き板押えを用いて、板端部に静水圧応力を作用させ、限界絞り比を向上させた先行研究¹³⁾もある。しかしながら、限界絞り比が向上する原因を裏付けるような知見を得るところまで至っていない。

以上のことから、マグネシウム合金の深絞り性改善には、フランジ破断の抑制につながる条件整理が必要と考えた。そこで、本研究では、マグネシウム合金の深絞り性改善のために、フランジ破断の状態を実験により再現し、発生状況を詳細に調査した。具体的には、実成形に近い円筒深絞り成形実験、およびフランジ端部の応力状態を模擬した平板の単純圧縮実験（以下、平板単純圧縮実験と呼ぶ）を行った。2つの実験結果から、破断近傍のひずみ量、破断応力、破断形態、破断面形状と実験条件の関係を整理し、深絞り性改善にかかる考察を行った。

¹ 職業能力開発総合大学校塑性加工ユニット (〒187-0035 東京都小平市小川西町2-32-1) Plastic Forming Engineering Unit, Polytechnic University of Japan (2-32-1 Ogawanishimachi, Kodaira-shi, Tokyo 187-0035)

² 職業能力開発総合大学校職業能力開発指導法ユニット (小平市) Instructional Methods of Human Resources Development Unit, Polytechnic University of Japan (Kodaira-shi, Tokyo)

³ 芝浦工業大学工学部 (東京都) Department of Engineering Science and Mechanics, Shibaura Institute of Technology (Koto-ku, Tokyo)

* 責任著者 E-mail: ookawa@uitec.ac.jp

になるように調整した。板押え圧の1.3MPaの設定値は引張での降伏応力の約1~2%とし、2.7MPaの設定値は引張での降伏応力と引張強さの和の約0.7~1.0%の値とした¹⁸⁾。圧縮試験速度は1mm/minの条件で行った。供試材の面内の引張と圧縮でひずみ硬化挙動が大きく異なる特性¹⁹⁾を評価するため、引張試験も合わせて行った。引張試験では、平板単純圧縮実験と同じ万能引張圧縮試験機と同じロット材を用いて、引張荷重と変位を測定した。試験片は、圧延方向に対して0, 30, 45, 60, 90°に採取し、切削加工でJIS2241 13B号(平行部幅 $W_0=12.5$ mm, 評点間距離 $L_0=50$ mm)に製作した。なお、試験速度は5mm/minの条件で行った。

3. 実験結果および考察

3.1 室温域の円筒深絞り成形実験

3.1.1 深絞り成形時に発生する破断

円筒深絞り成形実験終了後の試験片(以下、成形品という)の外観をFig. 3に示す。図中の黒矢印は破断部を示している。(I) $DR=1.3$ の成形品では破断せずに絞り抜けた。(II) $DR=1.5$ の成形品ではフランジ端部に破断が生じた。図示は省略するが $DR=1.4$ でも同様の破断が生じた。(III) $DR=1.6$ の成形品ではフランジ端部からパンチ肩部にかけての破断が生じた。これも図は省略したが、 $DR=1.7\sim 2.1$ も同様の破断が生じた。加えて、(IV) $DR=2.2$ の成形品ではパンチ肩部に円周方向の破断が生じた。通常の金属では、破断位置がパンチ肩部近くの破断だが、本実験ではフランジ端部またはフランジ端部からパンチ肩部にかけての破断だった。つまり、 DR が1.5と1.6では、通常の金属と破断位置が異なる特徴的な破断状態が見られた。

次に、成形荷重について DR が1.3~1.6の成形時でのパンチに加えた荷重とパンチ押込み変位の関係をFig. 4に示す。●印はパンチ荷重の最大値を示し、×印は破断時の荷重を示

Fig. 3 Appearance of fracture mode by cylindrical deep drawing test.

す。 $DR=1.3$ では、成形終期まで破断せずに絞りを完了した。 $DR=1.4$ および1.5では、最大荷重を過ぎて成形荷重が下がり始めたところで破断が発生した。一方、 $DR=1.6$ では、最大荷重に達した直後に破断が発生した。このことから、浅い円筒絞り成形では、Fig. 3の外観で確認した破断が絞り成形の途中で発生したことを示している。

また、破断形態を整理するために、円筒深絞り実験における最大パンチ荷重と絞り比の関係をFig. 5に示す。○印はパンチ荷重の最大値を示し、×印は破断時の荷重を示す。Fig. 3の成形品の外観と照合するために図中に(I)~(IV)で示す。 $DR=1.3$ では、成形終期まで破断せずに絞りを完了した。よって、本実験では、限界絞り比($LDR=D_{0\max}/d_p$)が1.3と示された。これは、市販のマグネシウム合金板の LDR が1.3~1.5程度と低いことと同等であった²⁰⁾。また、 $DR=1.6$ 以降では、最大荷重と破断荷重が一致し、最大荷重は、 DR に比例してフランジ部の絞り抵抗が増し20kN付近まで増加を示した。特に、(II)のフランジ端部の破断では、通常の金属では見られない破断時の荷重を示した。荷重-ストローク曲線において通常の金属では、初期blank径が増大すると成形荷重が上がり、全体のパンチ押込み変位も増える。また、最大荷重は、加工硬化の増加速度とフランジ面積の減少速度の2つが均衡したところに相当する。そして、成形荷重が壁耐力を

Fig. 4 Relationship between maximum load and fracture load on the cylindrical deep drawing test of drawing ratio 1.3-1.6. Appearance of fracture mode by cylindrical deep drawing test.

Fig. 5 Relationship between fracture type and drawing ratio from 1.3 to 2.2 on the cylindrical deep drawing test. Verify with fracture type of (I)-(IV) in Fig. 3.

Fig. 6 Enlarged view of flange edge enlarged (a) $DR=1.5$, (b) $DR=1.6$.

越えるような条件になると破断する。しかし、本実験では、最大荷重よりさらに成形が進み、成形荷重が下がり始めたところで破断が発生した。これは、成形荷重が壁耐力を越えれば破断するという単純な関係はなかった。

このような特徴的な破断形態を持つ (II) と (III) の境界である $DR=1.5$ と 1.6 でのフランジ端部の拡大図を Fig. 6 に示す。T.D. (Thickness direction) は成形品の板厚方向を示す。Fig. 6(a) $DR=1.5$ は、成形品のフランジ端部を裏側から観察した拡大図で、特徴として、フランジ端部が板厚方向 (T.D.) に滑り、フランジ面に対し斜めの破断面が発生したことが挙げられる。Fig. 6(b) $DR=1.6$ は、成形品の表側から観察した拡大図で、特徴として、フランジ端部が成形品の半径方向に対して約 45° に滑り、フランジ面に対し垂直の破断面が挙げられる。 $DR=1.7 \sim 2.1$ も後者と同様の形態で破断した。このように、フランジ端部の破断では、2つの異なる特徴をもった破断形態が存在した。

さらに、 $DR=1.5$ と $DR=1.6$ の破断面の相違を確認するために、走査型電子顕微鏡 (Scanning Electron Microscope: SEM, 日本電子工業株式会社製, JXA-8230) による破断面観察を行った。破断面のSEM画像を Fig. 7 に示す。図中のT.D. は成形品の板厚方向を示す。Fig. 7(c) の $DR=2.2$ では、比較的等軸に生成されているディンプルが観察された。一方、Fig. 7(a) の $DR=1.5$ では、パンチ肩部での破断面に見られた引張応力下での破断に特有なディンプルは観察されず、図中の両矢印で示した成形品のT.D.に伸展された平坦な面が見られた。次に、Fig. 7(b) の $DR=1.6$ では、 $DR=1.5$ と同様にディンプル等は観察されず、図中の両矢印で示したT.D.に対して垂直方向に伸ばされた平坦な面が見られた。室温域におけるマグネシウム合金板の円筒深絞り成形においてフランジ端部の破断は、円周方向の圧縮により生じたものであり、明らかに材料の延性不足によるものと報告されている²¹⁾。しかし、この観察結果から、破断が圧縮に起因すると断定するには不十分と考え、成形品の破断近傍のひずみを測定した。

3.1.2 浅い絞り成形時に発生するフランジ端部の破断形態

$DR=1.4 \sim 1.7$ の範囲で成形品のフランジ端部で生じた破断箇所近傍の半径ひずみと円周ひずみを Fig. 8 に示す。また、破断に至らなかった $DR=1.3$ の成形品の最外周部の ε_r と ε_θ も示す。縦軸には、半径ひずみ (ε_r) をとり、横軸に円周ひずみ (ε_θ) とした。下図の両矢印に示すように破断箇所のフランジ端部に最も近いスクライブドサークルの ε_r と ε_θ を測定

Fig. 7 SEM images of fracture surface by the cylindrical deep drawing test. The arrow indicates the stretched direction; T.D.: Thickness direction.

Fig. 8 Relationship between radial strain (ε_r) and circumferential strain (ε_θ) at flange edge of drawing ratio 1.3–1.7.

した。成形品の円周ひずみ ε_θ は、Fig. 8の横軸の円周方向ひずみに相当し、 $DR=1.3 \sim 1.5$ で $\varepsilon_\theta = -0.11 \sim -0.10$ で、 $DR=1.6, 1.7$ で $\varepsilon_\theta = -0.14 \sim -0.15$ であった。これらは、いずれも、フランジ端部に円周方向の圧縮荷重がかかった状態で破断が生じたことを示している。また、破断形態において $DR=1.4 \sim 1.5$ では、フランジ端部がT.D.に滑り、フランジ面に対し斜めの破断面がT.D.に伸展された平坦な面が見られた。一方、 $DR=1.6 \sim 1.7$ では、フランジ端部が成形品の半径方向に対して約 45° に滑り、フランジ面に対し垂直の破断面がT.D.に対して垂直方向に伸ばされた平坦な面が見られた。以上のことから、 $DR=1.4 \sim 1.5$ で成形品のフランジ端部に生じた破断は、圧縮応力に起因する板厚方向の剪断破断 (以下、この破断を面外剪断破断と呼ぶ) と言える。また、 $DR=1.6 \sim 1.7$ で成形品のフランジ端部に生じた破断は、圧縮応力に起因する面内方向の剪断破断 (以下、この破断を面内剪断破断と呼ぶ) と言える。

一方、 $DR=1.3 \sim 1.7$ の成形品の半径ひずみ ε_r を、Fig. 8の縦

軸から読み取ると、ほぼ、 $\varepsilon_t = 0.01 \sim 0.05$ 以内であった。このことから、絞り比が低い場合のフランジ部は、側壁部に引き込むための半径方向の応力が小さいことが確認された。これは、成形品のフランジ端部に作用する応力については、「半径方向の引張応力よりも、円周方向の単純圧縮が支配的になる」という仮定が妥当であることを示している。

3.1.3 フランジ端部における板押えの影響

$DR=1.5$ と $DR=1.6$ の金型ダイ内でのフランジ端部の推測位置を、スケーリングを合わせた模式図でFig. 9に示す。 $DR=1.6$ の成形品には、フランジ部に板押えとダイに拘束された痕跡があったが、 $DR=1.5$ ではその痕跡がなかった。図中の矢印は、 $DR=1.5$ と $DR=1.6$ のフランジ端部の推測位置を示している。パンチ押し込み長さは、円筒深絞り成形実験の $DR=1.4 \sim 1.6$ で確認された破断位置12.45 mmの直前の12 mmとした。 $DR=1.5$ でのフランジ端部に示すように、ダイ肩半径部にフランジ端部が流入し板押え側の拘束がなくなった場合、フランジ端部の板押え圧が十分ではない状態で絞り加工が行われたことを示している。これは、 $DR=1.5$ のフランジ端部がダイ肩部の途中の位置のとき破断することを示す。一方、 $DR=1.6$ のフランジ端部に示すようにフランジ端部が板押えとダイに拘束された場合は、板押えが十分に作用した状態で絞り加工が行われたことを示している。これは、 $DR=1.6$ のフランジ端部が板押えとダイによって挟まれた位置のとき破断することを示す。すなわち、 $DR=1.6$ 以降のフランジ端部は、板押えとダイで拘束しても破断することがわかった。これは、板押えによる成形性向上の効果は限定的であると判断できる。

$DR=1.3 \sim 1.7$ の範囲で成形品のパンチ肩部の板厚ひずみをFig. 10に示す。成形品のパンチ肩部の中央部の板厚をポイントマイクロメータで測定し板厚ひずみ ε_t を求めた。縦軸は、板厚ひずみ ε_t とし、横軸に DR をとった。図中には、板厚ひずみ ε_t の測定位置もあわせて示した。縦軸の板厚ひずみ ε_t が正值のときはパンチ肩部の板厚が増加していることを示し、パンチ肩部に円周方向の圧縮が発生していることを示す。 $DR=1.3 \sim 1.5$ では板厚ひずみ ε_t が約 $\varepsilon_t = 0 \sim 0.02$ の範囲で、 DR が小さくなるにつれてわずかに増加していた。一方、縦軸の板厚ひずみが負値のときは、パンチ肩部に半径方向の引張が発生していることを示す。 $DR=1.6 \sim 1.7$ では、 DR が大きくなるにつれて、板厚ひずみが約 $\varepsilon_t = -0.04 \sim -0.02$ の範囲で減少していた。パンチ肩部の板厚ひずみ ε_t の測定結果から、 DR が1.5より小さい場合、フランジ端部がダイ肩部に引き込まれる際に引張力がパンチ肩部に作用していないことが示された。以上の結果は、フランジ端部では、 $DR=1.5$ 以下では板押えが作用しない状態で破断が起き、 $DR=1.6$ 以上では板押えが作用した状態で破断が生じたことを示している。

室温域の円筒深絞り成形実験から、フランジ端部での破断は、いずれも圧縮下の破断であり、 $DR=1.4 \sim 1.5$ の範囲で面外剪断破断、 $DR=1.6 \sim 2.1$ の範囲で面内剪断破断の2種類の破断形態が観察された。 $DR=1.5$ と $DR=1.6$ とでは破壊形態による差異が存在し、前者は、成形品のフランジ端部に板押え圧が十分に作用しない場合の DR であり、後者は板押えとダイで拘束され十分な板押え圧が作用した場合の DR であると言える。

Fig. 9 Schematic illustration showing the position of flange edge in the jig when $DR=1.5$ and $DR=1.6$.

Fig. 10 Effect of drawing ratio on thickness strain at punch shoulder. It shows the measurement position.

Fig. 11 Plots of true stress vs. logarithmic strain curves obtained by uniaxial in-plane compression test ($\theta=60^\circ$), and tensile test ($\theta=0^\circ$).

3.2 平板単純圧縮実験

3.2.1 単純圧縮時に発生する破断の評価

単純圧縮実験における板押え圧1.3 MPaと板押え圧2.7 MPaおよび引張試験の応力-ひずみ線図をFig. 11に示す。縦軸には、真応力を示し、横軸に対数ひずみを示す。両軸は、引張と圧縮を直接的に比較するために絶対値で示した。図では、各荷重方向の中で破断ひずみの最も低かった方向（引張では $\theta=0^\circ$ 、平板単純圧縮では $\theta=60^\circ$ ）の線図を示した。本単純圧縮実験では降伏後、緩やかなS字カーブを描きながら塑性変形し破断に至った。引張では n 乗硬化型の応力-ひずみ特性を示した。加えて、降伏応力は、圧縮応力で130 MPa、引張応力で185 MPaとなり圧縮応力が引張応力に比べ約27%低い

Fig. 12 Face view and side view of specimen by the uniaxial in-plane compression test (T.D.: Thickness direction, L.D.: Longitudinal direction, W.D.: Width direction).

値を示した。さらに、引張試験では引張ひずみで0.21付近、引張応力が330MPa付近で破断が生じた。このように、面内の引張と圧縮でひずみ硬化挙動が大きく異なるのは、面内圧縮においてのみ発生する初期降伏時の引張双晶とその後の底面すべりに伴う大きな結晶回転に起因すると考えられる²²⁾。

板押え圧1.3MPaで平板単純圧縮実験を行った場合、圧縮ひずみで $\varepsilon_c=0.10$ 付近、圧縮応力が $\sigma_c=400$ MPa付近で破断が生じた。同様に、板押え圧2.7MPaで平板単純圧縮実験を行った場合、圧縮ひずみで $\varepsilon_c=0.16$ 付近、圧縮応力が $\sigma_c=550$ MPa付近で破断した。両者の比較から、板押え圧を約2倍上げると破断ひずみで約23%、破断応力で約38%高い値を示すことがわかった。

$DR=1.3\sim 1.5$ のときのフランジ端部の ε_θ は約-0.1となるので、板押え圧1.3MPaの破断ひずみとほぼ一致し、また、 $DR=1.6\sim 1.7$ の ε_θ は約-0.15となるため、板押え圧2.7MPaの破断ひずみとほぼ一致する。このことから、平板単純圧縮実験での平板の変形は、円筒深絞り成形におけるフランジ端部の変形をよく模擬している。しかし、 $DR=1.5$ が破断したのは、フランジ端部が板押えとダイに拘束されていないときで、すなわち板押え圧としては0MPaのときと考えられる。一方、ダイ肩部の変形は、フランジの絞りや曲げ・曲げ戻しを受け、さらに、材料自体で周方向の拘束を受けている。つまり、平板単純圧縮実験で円筒深絞り成形における $DR=1.5$ のフランジ端部の変形を模擬するためには、板押え圧の作用が必要と考えられる。

3.2.2 破断形態に及ぼす板押え圧の影響

実験後の試験片についてFig. 12(a)に板押え圧2.7MPaとFig. 12(b)に板押え圧1.3MPaでの破断時の外観を示す。L.D.(Longitudinal direction)は長手方向、W.D.(Width direction)は板幅方向として示す。板押え圧2.7MPaの場合では、

Fig. 13 SEM images of fracture surface by the uniaxial in-plane compression test. The arrow indicates the stretched direction; T.D.: Thickness direction, W.D.: Width direction.

圧縮荷重 F がかかったL.D.に対して45°方向で亀裂が発生しているのが特徴である。一方、板押え圧を1.3MPaに下げると圧縮荷重 F がかかったL.D.に対して垂直のW.D.に破断が発生しているのが特徴である。下段は、上段の白矢印のW.D.から破断を観察した拡大図を示す。板押え圧2.7MPaの場合、T.D.の滑りがなく破面がL.D.に対して垂直に生じたのが特徴であった。また、板押え圧1.3MPaの場合では、T.D.に対して滑り、破面がL.D.に対して斜めに入っているのが特徴であった。これらの破断面を観察したSEM画像をFig. 13に示す。Fig. 13(a)の板押え圧2.7MPaでは、引張応力下での破断に特有なディンプルは観察されず、平坦な面が図中のW.D.を向いた左右の矢印方向に観察された。Fig. 13(b)の板押え圧1.3MPaでは、板押え圧が2.7MPaの時と同様に平坦な面が観察され、図中のT.D.を向いた上下の矢印方向に観察された。これらの平坦な面は、圧縮荷重下での破断のため、平坦な面が滑った方向に破断面が押し潰されてできたものと考えられる。また、板押え圧が2.7MPaでは板押えが強く作用し、座屈を抑制した状態で破断が生じた。一方、板押え圧が1.3MPaでは、板押えが弱く作用し、座屈を抑制できずに破断が生じたと言える。以上のことから、板押え圧が2.7MPaでは面内剪断破断、板押え圧が1.3MPaでは面外剪断破断が発生したことを示している。つまり、平板単純圧縮実験では、板押え圧を1.3MPaから2.7MPaまで増大させ破断形態が面外剪断破断から面内剪断破断に変化することを確認した。すなわち、円筒深絞り実験時の板押え圧と平板単純圧縮実験時の板押え圧の比較から、平板単純圧縮実験での板押え圧1.3MPaが円筒深絞り実験での $DR=1.5$ に相当し(面外剪断破断)、平板単純圧縮実験での板押え圧2.7MPaが円筒深絞り実験での $DR=1.6$ に相当する(面内剪断破断)ことが確認された。また、面外剪断破断が抑制できれば破断ひずみが大きくなることから、円筒深絞り成形においても、ダイ肩部でフランジ端部を拘束が可能な板押えを用いることで、面外剪断破断が抑制され、LDRが絞り比 DR で0.2向上することが確認された。しかし、板押えが機能することで面外剪断破断は抑えられるが、面内剪断破断は抑制できないことも確認されたため、板押えによる成形性向上の効果は限定的であると判断される。

4. 結 言

本研究では、AZ31マグネシウム合金板の室温域における円筒深絞り成形について、破断の種類とその発生条件を明ら

かにした。得られた結論は以下のとおりである。

(1) 円筒深絞り成形の成形過程でフランジ端部に生じる破断は、圧縮応力によるもので、 $DR1.5$ 以下では板押えが利かなくなるため面外剪断破断が発生した。また、 $DR1.6$ 以上では板押えは機能し面外剪断破断は抑えられるが、面内剪断破断は抑制できなかった。

(2) 平板単純圧縮実験は、板押え圧を変えることで、円筒深絞り成形におけるフランジ端部の破断形態を模擬でき、面外剪断破断は板押え圧 1.3 MPa で発生し、面内剪断破断は 2.7 MPa で生じた。

(3) (1) および (2) の結果から、円筒深絞り成形では、絞りが完了するまで、 $1.3\sim 2.7\text{ MPa}$ の圧力でフランジ端部を金型で拘束することで、 LDR で約 0.2 の向上を図ることができる。しかし、板押えによる成形性向上の効果は限定的であり、材料自体の改善が必要である。

参 考 文 献

- 1) 栗田勝幸：アルトピア, **33-2** (2003), 9-17.
- 2) 渡部豊臣：塑性と加工, **33** (1992), 396-403.
- 3) Y. Wang and J. C. Huang: Mater. Chem. Phys., **81** (2003), 11-26.
- 4) Y. Chino, H. Iwasaki and M. Mabuchi: Mater. Sci. Eng. A, **466** (2007), 90-95.
- 5) X. Huang, K. Suzuki, Y. Chino and M. Mabuchi: J. Alloys Compd., **509** (2011), 7579-7584.
- 6) X. Huang, K. Suzuki, Y. Chino and M. Mabuchi: Mater. Sci. Eng. A, **565** (2013), 359-372.
- 7) 高津正秀, 中塚章太, 東 健司: 軽金属, **59** (2009), 498-501.
- 8) 日本マグネシウム協会編: マグネシウム技術便覧, カロス出版, (2000), 274.
- 9) D. V. Hai, S. Itoh, T. Sakai, S. Kamado and Y. Kojima: Mater. Trans., **49** (2008), 1101-1106.
- 10) M. Kohzu, T. Hironaka, S. Nakatsuka, N. Saito, F. Yoshida, T. Naka, H. Okahara and K. Higashi: Mater. Trans., **48** (2007), 764-768.
- 11) 山本厚之, 寺下 誠, 椿野晴繁: 軽金属, **57** (2007), 99-104.
- 12) 大年和徳, 長山知史, 勝田基嗣: 軽金属, **53** (2003), 239-244.
- 13) 森謙一郎, 辻 浩和: 塑性と加工, **45** (2007), 41-45.
- 14) O. H. Kemmis: Sheet Metal Ind., **34** (1957), 203, 251.
- 15) 須長好古, 田中良典, 浅川基男, 加藤正仁, 小林 勝: 軽金属, **59** (2009), 655-658.
- 16) T. Kuwabara, Y. Kumano, J. Ziegelheim and I. Kurosaki: Int. J. Plast., **25** (2009), 1759-1776.
- 17) 乃万暢賢, 桑原利彦: 塑性と加工, **53** (2012), 574-579.
- 18) S. Kalpakjian and S. R. Schmid: Manufacturing Processes for Engineering Materials, Pearson Education, Inc. (2008), 395-397.
- 19) 片平卓志, 細川翔平, 中 哲夫, 高津正秀, 足立大樹, 吉田総仁: 塑性と加工, **57** (2016), 135-139.
- 20) 日本塑性加工学会編: マグネシウム加工技術, コロナ社, (2004), 111.
- 21) 戸澤康壽: 軽金属, **51** (2001), 492-497.
- 22) T. Hama, Y. Kariyazaki, N. Hosokawa, H. Fujimoto and H. Takuda: Mater. Sci. Eng. A, **551** (2012), 209-217.