論文

AZ31 マグネシウム合金円管の冷間プレス曲げにおける
変形挙動に及ぼす引張・圧縮変形抵抗の影響

長谷川 収* 真鍋 健一** 西村 尚***

Effect of Tensile and Compressive Flow Stresses on Deformation Behavior
in Cold Press Bending of AZ31 Magnesium Alloy Tube

Osamu Hasegawa*, Ken-ichi Manabe** and Hisashi Nishimura***

(Received on January 7, 2005)

The deformation behavior of a magnesium alloy tube during press bending is investigated to clarify the effect of the difference between tensile and compressive stress-strain curves of magnesium alloy experimentally and theoretically. The bending experiments using a mandrel of wires are carried out at room temperature. An AZ31 magnesium alloy circular tube with 25mm outer diameter and 1.5mm wall thickness is used in the experiment. The unique deformation behavior of the AZ31 tube is discussed in detail and compared with the press bending deformation of a 6063-TD aluminum alloy tube. In the bending experiments, the AZ31 tube was able to be bent without wrinkling or splitting under the ratio of bending radius to outer diameter, R_0/D_0 , of 3. A formula on the neutral surface position of a tube under pure bending is derived in this study. For an AZ31 tube having a low average flow stress and a low r -value in the compression range, the neutral surface position is predicted to move to the tensile side of the bend. The theoretical results are in good agreement with the experimental results. From these results, it is found that the high bendability of AZ31 is attributable to its unique deformation behavior with low average flow stress and a lower r -value in compression.

Key Words: magnesium alloy tube, AZ31, deformation behavior, cold press bending, flow stress, r -value, wrinkling, thickness deviation, neutral surface

1. 緒言

マグネシウム合金は軽量な実用材料として急速に注目を集めてきており、最近では鋳造品のみならず、展伸材の塑性加工に関しても研究、実用化が進められている^{1)~4)}。しかしながら、マグネシウム合金の塑性加工性について体系的な研究は十分に行われておらず、特に管材についてはほとんど明らかにされていない⁵⁾。そこで筆者らは、構造物の軽量化に有効な管材に注目して AZ31 マグネシウム合金円管のプレス曲げ加工を取り上げ、前報において基礎的な曲げ変形挙動について実験的に調査した結果、圧縮側で増肉しやすいことや、圧縮変形抵抗が急激に増加することがしわの抑制に関与しているという知見を得た⁶⁾。しかし、変形抵抗の影響や圧縮応力場における r 値との関連性については言及していない。

本論文では、AZ31 円管の引張りと圧縮における変形抵抗曲線が異なることに着目し、その差異と圧縮 r 値がプレ

ス曲げ挙動に及ぼす影響を、実験と初等解析で検討した。

比較材として 6000 系アルミニウム合金円管を用い、その曲げ変形挙動との比較から AZ31 の特異な曲げ変形挙動を明らかにすることを目的とした。

2. 実験

2.1 供試材

供試材として、外径 $D_0=25\text{mm}$ 、肉厚 $t_0=1.5\text{mm}$ の AZ31 マグネシウム合金押し出し円管(押し出しのままの F 材、以下、AZ31 管)を用いた。比較材には同一寸法で同等の強度を有するアルミニウム合金引抜き円管(A6063-T83 相当、以下 A6063 管)を用いた。

2.2 引張試験、圧縮試験

マグネシウム材料の変形抵抗は引張側と圧縮側とで異なるため⁷⁾、引張試験と圧縮試験を行った。引張試験片は JIS14B の円弧状試験片で、平行部幅は 8mm、標点距離は 19.8mm とした。 n 値は、2~3%のひずみの領域で求めた。

一方、圧縮試験片は供試材を 25mm の長さに切出したものを用い、端面は旋盤で平行に仕上げた。応力 ひずみ曲線

* 東京都立工業高等専門学校 〒140-0011 品川区東大井 1-10-40

** 東京都立大学大学院工学研究科 〒192-0397 八王子市南大沢 1-1

*** 東京都立大学名誉教授、東京都立工業高等専門学校名誉教授

Table 1 Mechanical properties of materials used

Material	n^* value	F^* value / MPa	Proof stress $\sigma_{0.2}$ / MPa	Tensile strength σ_B / MPa	Breaking elongation / %	r value
AZ31	0.18	380	150	230	16	0.7, 0.5**
A6063	0.12	380	190	230	9	0.5, 0.8**

* $\sigma = F \varepsilon^n$, ** compression

Fig.1 Stress-strain curves of AZ31 and A6063 tubes under tension and compression tests

を得る際のひずみは、試験片の初期長さを標点距離として求めた。端面には曲げ試験に用いるものと同じ潤滑油を塗布し、平滑な圧盤で挟んだ状態で圧縮した。

引張試験と圧縮試験における r 値は次の手順で求めた。引張試験では破断後の引張試験片平行部の伸びが 10~20% となる箇所において r 値を求めた。圧縮試験では、長手方向中央部で、2.5mm 格子から求まる圧縮ひずみが 6~7% に達した際の幅方向と肉厚方向の塑性ひずみ比から圧縮試験の r 値を求めた。

Fig.1 に応力-ひずみ曲線を、Table 1 に r 値を含めた両材料の機械的性質を示す。ただし、**を付けたものは圧縮の場合である。引張側においては、AZ31 管は r 値が比較的高く、逆に圧縮側においては低い値を示している。

2.3 プレス曲げ実験

Fig.2 にプレス曲げ実験装置を示す。円管の外直径 D_o と等しい径の溝を持つパンチとダイによって構成される金型を加圧能力 350kN のクランクプレスに取り付け、パンチストローク数は 60spm で実験を行った。曲げ半径 R_o は、パンチ半径を R_p とすると、 $R_o/D_o=3$ と 4 のとき、それぞれ $R_o=R_p+D_o/2=75, 100\text{mm}$ であり、目標曲げ角度は 90° とした。背圧および軸力の付加なしの条件で行った。潤滑油は厚板のプレス用で鉱物油系のものを金型側に塗布した。

Fig.2 Appearance of press bending setup and dimensions of tooling

Table 2 Bending conditions

Punch profile radius R_p /mm	62.5, 87.5
Die profile radius R_d /mm	30
Die opening W_d /mm	212, 264
Punch stroke S /mm	57, 73
Total clearance between support plate and material /mm	0.5
Kinematic viscosity of lubricant /mm ² s ⁻¹	630

曲げ加工条件を Table 2 に示す。また、へん平化を抑制するため、マンドレルとしてピアノ線（線径 1.2mm）の束を用い、管内に充てんした。

3. 実験結果および考察

3.1 ひずみ分布

Fig.3 に、マンドレルを用いて $R_o/D_o=4$ と 3 の加工条件でプレス曲げ実験を行った後の AZ31 管と、比較材の A6063 管の変形状態を示す。A6063 管は、曲げの圧縮側でしわが発生しているのに対し、AZ31 管ではしわと呼べるような変形は生じず、曲げ加工が可能であった⁶⁾。

一般に、円管の曲げ加工においては、成形不良としての

Table 3 Comparison of neutral surface position obtained through theory and experiment in bending

No.	$\bar{\sigma}_t$ /MPa (strain range)	$\bar{\sigma}_c$ /MPa (strain range)	t_{01} /mm	t_1 /mm	t_{0c} /mm	t_c /mm	δ /mm	δ_{exp} /mm	Bending condition
1	200* ($\varepsilon: 0 \sim 0.09$)	200* ($\varepsilon: 0 \sim 0.08$)	1.49*	1.41*	1.49*	1.59*	-0.66	-1.3*	$R_o/D_o=4$ (A6063)
2	200* ($\varepsilon: 0 \sim 0.09$)	200* ($\varepsilon: 0 \sim 0.08$)	1.50*	1.40*	1.50*	1.62*	-0.81	-0.92*	$R_o/D_o=3$ (A6063)
3	200* ($\varepsilon: 0 \sim 0.08$)	150* ($\varepsilon: 0 \sim 0.09$)	1.39*	1.32*	1.54*	1.66*	1.4	-1.8*	$R_o/D_o=4$ (AZ31)
4	210* ($\varepsilon: 0 \sim 0.1$)	170* ($\varepsilon: 0 \sim 0.12$)	1.53*	1.43*	1.39*	1.54*	1.6	0*	$R_o/D_o=3$ (AZ31)
5	220	160	—	1.4	—	1.6	2.1	—	—
6	210	170	—	1.5	—	1.5	1.9	—	—

* Measured data

Fig.3 Bent tubes after press bending

しわが問題となるが、管肉厚はしわ限界と関連があることから、しわ発生との関連を確認するため、円管に生じた肉厚ひずみと長手方向ひずみを実験により調べた。

Fig.4 は、 $R_0/D_0=4$ と 3 の場合における長手方向ひずみ ε_0 と肉厚ひずみ ε_1 の分布を示したものである。まず、長手方向ひずみ ε_0 に着目して曲げの中立面位置 δ_{exp} (付録の Fig.5 参照, Fig.4 中には→で表示)の実験結果を見ると、同一曲げ半径の A6063 管の(a)図と、AZ31 管の(c)図ともに、中央面よりやや圧縮側(図では上方)に移動しているが、AZ31 管の方がその移動量はやや大きい。一方、A6063 管の(b)図は、 $R_0/D_0=4$ の(a)図と同様、中立面は圧縮側に移動しているが、AZ31 管の(d)図では、中立面はほぼ中央のままである。このときの肉厚ひずみ ε_1 を見ると、 $R_0/D_0=4$ の(c)図の結果より圧縮側の増肉が大きく、 ε_1 が正となる領域が広がっていることがわかる。すなわち、増肉現象により中立面が圧縮側に移動する効果以上に、引張・圧縮の変形抵抗差が大きく作用して中立面が引張側に移動していることが考えられる。そこで、そのメカニズムについて力学モデルから次に説明する。

3.2 中立面の移動に関する考察

円管の変形抵抗は、引張試験と圧縮試験によって得られた応力-ひずみ曲線の下を面積を台形公式から求め、応力の平均値として算出した。得られた平均変形抵抗及び曲げ最外部と最内部の肉厚測定結果を Table 3 に示す。

引張りと圧縮変形抵抗の差を考慮した中立面位置に関する理論式は、つぎの仮定を用いて誘導した。

1)円管に軸力は作用しない。2)ピアノ線マンドレルを用いるため、横断面は円形を保つ。3)曲げ加工後に偏肉が生じても、中空部も円形を保つ。4)マンドレルには曲げの際、弾性変形のみが生じ、各ピアノ線間の摩擦力は無視できるものとする。したがって、マンドレル自体には軸力は作用しないものとし、円管に作用する内力のみを考える。

軸力を受けない円管の純粋曲げにおける中立面位置は、曲げ加工前の中立面から距離 δ だけ移動するとして、最終

的な中立面位置を基準に引張側と圧縮側に作用する内力の和がゼロとなるよう力のつりあい式を立て、それを δ について解くと次式が得られる(詳細は付録参照)。

$$\delta = \frac{\pi}{8} \cdot \frac{\bar{\sigma}_T - \bar{\sigma}_c}{\bar{\sigma}_T + \bar{\sigma}_c} (D_0 + D_1) - \frac{D_1 t'}{D_0 - D_1} \quad (1)$$

以下に記号を示す。

$\bar{\sigma}_T, \bar{\sigma}_c$: 引張側および圧縮側(絶対値)の平均変形抵抗,
 D_0, D_1 : 円管の外・内直径, t_0 : 円管の初期肉厚,
 t_b, t_c : 円管の曲げ最外部, 最内部の肉厚, t' : $(t_c - t_b)/2$,
 δ, δ_{exp} : 中立面の移動量(計算値, 実験値)

(1) 変形抵抗差の影響 まず、引張り・圧縮で変形抵抗に差のないアルミニウム A6063 管 ($D_0=25\text{mm}$, $D_1=22\text{mm}$, $t_0=1.5\text{mm}$) に対し上式を用いて中立面の位置 δ を求めると、Table 3 の No.1, 2 のように、肉厚の変化によって中立軸は圧縮側 (δ が負) に移動することがわかる。曲げが厳しくなり $R_0/D_0=3$ まで小さくなると負の値が大きくなり、さらに圧縮側へ移動することが理論的に予測される。これに対し、AZ31 合金管の場合、Table 3 の No.3~6 のように A6063 管とは逆に δ が正、すなわち、引張側に移動することが理論的に予測される。ここで、Table 3 中の No.3, 4 は、曲げ実験後の肉厚の実測値を代入して求めており、引張り・圧縮の変形抵抗差の影響よりは、肉厚差の効果が大きいものと考えられる。実験によれば、この肉厚差がより小さければ中立軸位置は引張側に移動するが、この定性的傾向は計算結果と一致する。

一方、引張り・圧縮の変形抵抗差をさらに大きく仮定した場合 (Table 3, No.5) や、肉厚の変化がないものと仮定した場合 (Table 3, No.6) の計算結果は、中立面の引張側への移動が大きくなるという定性的傾向が確認できる。

(2) 初期偏肉の影響 Fig.4(c) の $R_0/D_0=4$ の場合は、圧縮側と引張側の最終的な肉厚差の影響によって、中立軸は比較的大きく圧縮側へ移動している。これは、円管の初期偏肉の

Fig.4 Strain distributions at bending center and neutral surface position

影響が大きく現れた例で、曲げ変形前に厚い側が圧縮、薄い側が引張りとなるようにして金型に配置したため、最終的な肉厚差が大きくなり、中立面位置がこうになったものと考えられる。これに対して、Fig.4(d)の $R_0/D_0=3$ では、中立面は圧縮側には移動していない。この場合も同様に、初期偏肉はあるが、逆に圧縮側に薄い側を配置した例であり、最終的な肉厚は圧縮側の肉厚が引張側を上回っているが、肉厚差が比較的低く抑えられている。この肉厚差の影響のみでは、中立面位置は圧縮側に移動するはずであるが、最終的な肉厚差が大きくない場合は変形抵抗差の影響が特に大きく出るものと考えられる。

なお、Table 3 中に円管の引張側、圧縮側の初期肉厚をそれぞれ t_{0t} 、 t_{0c} として示している。

3.3 引張り、圧縮における r 値の差異の影響と曲げ変形挙動の特徴

本供試材の r 値は、Table 1 に示したように、AZ31 管では引張側において r 値が比較的高く、逆に圧縮側においては低い。これによって、Fig. 4 からわかるように、AZ31 円管は圧縮側の肉厚ひずみが増大しやすく、曲げ変形が激しくなるほどそれが顕著となる。そのことが、Fig.3 のように肉厚増加による曲げ剛性増大でしわが生じにくくなっていることを裏付けているといえる。

中立面の移動については、理論的に予測できる圧縮側への移動より、むしろ比較的引張側の向きに移動する傾向が表れる。それによって曲げ外周の最大引張りひずみの増大が抑えられることになる。

このように圧縮 r 値が高い AZ31 管は、圧縮側の肉厚ひずみが増大しやすくなり、それによってしわの発生が遅れる一方で引張側の長手方向ひずみの成長が抑制されたもの

と考察される。

この変形機構に、前節の変形抵抗差の効果が複合されて、さらなる特異な曲げ変形挙動を呈しているとまとめられる。

4. 結 言

AZ31 管の冷間プレス曲げ加工性が A6063 管と比べて高い原因について考察し、次の結論を得た。

- (1) AZ31 管は、圧縮側の変形抵抗が引張側より低いため、圧縮側が大きく変形し、肉厚の増加が顕著である。このために剛性が高まり、しわが生じにくい。
- (2) AZ31 管の引張・圧縮の変形抵抗差により、曲げに伴う中立面の移動は小さく、圧縮側には移動しにくい。むしろ、引張側の向きに移動する傾向がある。
- (3) 圧縮 r 値が低く、圧縮側において肉厚が増大しやすいことも、しわの抑制に寄与している。これと上記(1)、(2)の性質との複合効果により、AZ31 管は高い加工性を示す。
- (4) 中立面の移動について、軸力なしの純粋曲げモデルを用いて引張・圧縮の変形抵抗差と肉厚の変化を考慮した力学的な解析を行った結果、圧縮側の変形抵抗が低い AZ31 管では、中立面は比較的引張側に移動するという実験結果と傾向が定性的に一致した。

最後に、研究に協力いただいた当時の東京都立大学学生、井上直人氏、土屋樹生氏に感謝します。

参 考 文 献

- 1) 古閑伸裕：塑性と加工，44-506(2003)，250-255。
- 2) 行武栄太郎・金子純一・菅又信：同上，44-506(2003)，

276-280.

- 3) 大年和徳・長山知史・勝田基嗣：軽金属，53-6(2003)，239-244.
- 4) 日本マグネシウム協会編：マグネシウム技術便覧，(2000) 235-280，カロス出版.
- 5) 鎌土重晴・小島陽：塑性と加工，44-504(2003)，3-9.
- 6) 長谷川収・真鍋健一・西村尚：軽金属，52-7(2002)，298-302.
- 7) 例えば，Robert S. Busk：マグネシウム製品設計，(1988)，195-196，軽金属協会マグネシウム委員会.

付 録

円管の純粋曲げにおける中立面位置 δ の理論式を示す.

(a) 丸棒の曲げにおける理論式

3.2 で述べたように，円管に対する式を導く段階に必要な丸棒に対する式を導く (Fig.5).

力のつりあい式は，

$$\int_A \bar{\sigma}_c dA + \int_A \bar{\sigma}_t dA = 0 \quad (1)$$

$$y = \frac{D_0}{2} \sin \phi, \quad dA = b dy = 2 \times \left(\frac{D_0}{2} \cos \phi \right) \cdot \frac{D_0}{2} \cos \phi d\phi$$

したがって，式(1)はつぎのように書ける.

$$\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} (-\bar{\sigma}_c) \frac{D_0^2}{4} (\cos 2\phi + 1) d\phi + \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \bar{\sigma}_t \frac{D_0^2}{4} (\cos 2\phi + 1) d\phi = 0$$

$$(-\bar{\sigma}_c) \left[\frac{1}{2} \sin 2\phi + \phi \right]_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} + \bar{\sigma}_t \left[\frac{1}{2} \sin 2\phi + \phi \right]_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} = 0$$

$$(-\bar{\sigma}_c) \left(\frac{\sin 2\phi}{2} + \phi + \frac{\pi}{2} \right) + \bar{\sigma}_t \left(\frac{\pi}{2} - \frac{\sin 2\phi}{2} - \phi \right) = 0$$

$$-\frac{1}{2} (\bar{\sigma}_c + \bar{\sigma}_t) \sin 2\phi - (\bar{\sigma}_c + \bar{\sigma}_t) \phi = \frac{\pi}{2} (\bar{\sigma}_c - \bar{\sigma}_t)$$

$$\therefore \frac{1}{2} \sin 2\phi + \phi = \frac{\pi}{2} \frac{\bar{\sigma}_t - \bar{\sigma}_c}{\bar{\sigma}_t + \bar{\sigma}_c} \quad (2)$$

ここで，中立面の移動量 δ は大きくないため，

$$\delta = \frac{D_0}{2} \sin \phi \approx \frac{D_0}{2} \phi, \quad \cos \phi \approx 1, \quad \sin 2\phi \approx \frac{4}{D_0} \delta$$

とみなせるので，これらを代入して式(2)を整理すると，

$$\frac{4}{D_0} \delta = \frac{\pi}{2} \frac{\bar{\sigma}_t - \bar{\sigma}_c}{\bar{\sigma}_t + \bar{\sigma}_c}$$

$$\therefore \delta = \frac{\pi}{8} \frac{\bar{\sigma}_t - \bar{\sigma}_c}{\bar{\sigma}_t + \bar{\sigma}_c} D_0 \quad (3)$$

(b) 円管の曲げにおける理論式 (偏肉の考慮なし)

円管に対する力のつりあい式は，偏肉，すなわち曲げによる肉厚の変化を無視すると，

$$-\bar{\sigma}_c D_0^2 \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{4\delta}{D_0} + \frac{2\delta}{D_0} + \frac{\pi}{2} \right) + \bar{\sigma}_t D_0^2 \left(\frac{\pi}{2} - \frac{1}{2} \cdot \frac{4\delta}{D_0} - \frac{2\delta}{D_0} \right) -$$

$$\left\{ -\bar{\sigma}_c D_1^2 \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{4\delta}{D_1} + \frac{2\delta}{D_1} + \frac{\pi}{2} \right) + \bar{\sigma}_t D_1^2 \left(\frac{\pi}{2} - \frac{1}{2} \cdot \frac{4\delta}{D_1} - \frac{2\delta}{D_1} \right) \right\} = 0$$

Fig.5 Illustration of basic model of round bar and bending stress

Fig.6 Illustration of basic model of bent tube with thickness deviation

これを δ について解くと

$$\delta = \frac{\pi}{8} \frac{(\bar{\sigma}_t - \bar{\sigma}_c)}{(\bar{\sigma}_t + \bar{\sigma}_c)} (D_0 + D_1) \quad (4)$$

(c) 円管の曲げにおける理論式 (偏肉を考慮)

曲げ後の偏肉を考慮した状態を Fig.6 に示す. 力のつりあい式は，本来，中空のため差引くべき部分にも軸力が作用するとすれば，その和は，

$$-\int_{\frac{D_0}{2} + t_c}^{\frac{D_0}{2}} \bar{\sigma}_c dA + \int_{\frac{D_0}{2}}^{\frac{D_0}{2} - t_t} \bar{\sigma}_t dA \quad (5)$$

したがって，円管に対する力のつりあい式は，

$$-\bar{\sigma}_c D_0^2 \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{4\delta}{D_0} + \frac{2\delta}{D_0} + \frac{\pi}{2} \right) + \bar{\sigma}_t D_0^2 \left(\frac{\pi}{2} - \frac{1}{2} \cdot \frac{4\delta}{D_0} - \frac{2\delta}{D_0} \right) -$$

$$\left\{ -\bar{\sigma}_c D_1^2 \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{4(\delta - t')}{D_1} + \frac{2(\delta - t')}{D_1} + \frac{\pi}{2} \right) + \right.$$

$$\left. \bar{\sigma}_t D_1^2 \left(\frac{\pi}{2} - \frac{1}{2} \cdot \frac{4(\delta - t')}{D_1} - \frac{2(\delta - t')}{D_1} \right) \right\} = 0$$

これを δ について解くと，

$$\delta = \frac{\pi}{8} \frac{\bar{\sigma}_t - \bar{\sigma}_c}{\bar{\sigma}_t + \bar{\sigma}_c} (D_0 + D_1) - \frac{D_1 t'}{D_0 - D_1} \quad (6)$$

(3.2 の式 (1))