角筒深絞り性に与える材料硬化度と形状の相乗効果*

森 敏彦^{*1}, 河合 望^{*1}, 丸茂康男^{*1}Combined Effects of Strain-Hardening Characteristic
of Materials and Tool Shape on Square Shell Deep-Drawability

Toshihiko MORI, Nozomu KAWAI, and Yasuo MARUMO

In order to comprehensively understand the improvement of the square shell drawability, the properties of the material drawn were chosen as the factor controlling the drawability, in addition to the corner radii of the tools. The following points were clarified: (1) The drawability of the medium-tempered (H24) aluminum sheets was higher than those of other tempered (O, H 18) aluminum sheets, in all tool shapes tested. (2) The drawability of the soft aluminum (O) sheets deteriorated in the acute corner of tools, because the drawing resistance concentrated to the corner regions of the punch shoulder. (3) That of the hard-tempered sheets (H 18) deteriorated in the nearly cylindrical shapes of tools, because the slip-bands characteristic of this temper were apt to cause wall breakage in these shapes.

Key Words: Forming, Aluminum Sheet, Deep-Drawability, Square Shell, Strain-Hardening Characteristic

1. 緒 言

既報^{(1)~(4)}では、素板材質を工業用純アルミニウム軟質材のみとし、成形性支配因子として、工具形状(工具角隅部半径の変更)、潤滑条件(フランジ部潤滑の変更、ポンチ頭部潤滑の変更)、素板形状(カップ高さ一様となる素板と正方形素板との比較実験)を選び、これらの正四角筒深絞り性に与える影響を検討した結果、次の成形性向上の基本条件、(1)フランジ部変形抵抗 P_{max} の低減、(2)ポンチ肩部に接触する材料の荷重負担能 P_{cr} の向上、(3)ポンチ肩部周方向輪郭線に沿う子午線方向応力分布の一様化、が明らかにされた。また、上記条件の(1)、(3)の実現策としては、フランジ部の域差潤滑によるひずみ緩和効果(変形抵抗の大部分を生ずる曲辺部から直辺部への材料流動)の促進⁽²⁾、および、カップ高さが一様となる素板の利用⁽⁴⁾、条件(2)、(3)の実現策としては、ポンチ角隅部半径に応じたポンチ頭部の潤滑条件の変更による荷重負担能の向上⁽³⁾が有効であることが確認された。

本報では、成形性支配因子として、上記因子のほか、

素板材質をも取り上げ、素板調質度と工具形状の正四角筒深絞り性への相乗効果を検討した結果、角筒深絞り性の向上条件を従来になく明らかにすることができたので、ここに報告する。

2. 実験条件および方法

2.1 素材 素材として工業用純アルミニウムの軟質材 A 1100 P-O、半硬質材 A 1100 P-H 24、硬質材 A 1050 P-H 18 の3種類を用いた。それらの引張特性値を表1に示す。調質度として、O材、H 24材およびH 18材の延性尺度 n 値の比は10.3:2.8:1.0とほぼ等比級数的になっている。ただし、局部変形能は調質度の順ではなく、(全伸び)-(一様伸び)を尺度とすれば、O材、H 24材およびH 18材に対して1.0:4.9:2.0となっており、H 24材が他材に比べ大きな局部変形能を有している。

なお、素板は正形状とし、板取り方向(対角線方向)は、圧延方向に対し、O材で90°、H 24材、H 18材で45°方向(それぞれ、 r 値最大の方向)とし、加工は工具対角線と素板対角線を一致させて行う。なお、素板の公称板厚はすべて0.8 mmである。

2.2 工具形状その他 工具などの実験条件を表2に示す。ポンチ対辺距離 l を60 mm一定とし、形状

* 昭和61年11月22日 第37回塑性加工連合講演会において講演、原稿受付 昭和62年7月2日。

*¹ 正員、名古屋大学工学部 (〒464 名古屋市千種区不老町)。

効果を見るため角隅部半径 r_1 を 3, 6, 12, 30 mm (形状比 $r_1/l_1=0.05, 0.1, 0.2, 0.5$) と変え、潤滑剤は、ポンチ頭部、フランジ部とも牛脂 (摩擦係数 $\mu=0.115^{(6)}$) で統一した。

3. 実験結果と考察

3.1 限界絞り対辺比 B^0 図 1 に限界絞り対辺比 B^0 への工具角隅形状、素板調質度の相乗効果を示す。各プロット点には B^0 直上の絞りにおける破断形式 (後述) を示す。特徴は以下のようである。

(1) いずれの形状比でも、H 24 材の B^0 が最大である。

(2) B^0 が最大となる形状比は、O 材、H 24 材で、0.2, H 18 材で 0.1 となる。

(3) O 材では角隅形状が 0.1, 0.05 と鋭くなるに

したが B^0 が急落し、H 18 材では r_1/l_1 が 0.1 から 0.2, 0.5 と軸対称化するにしたがい B^0 が急落する。

(4) 形状比が 0.1, 0.05 と小さいと、H 18 材のほうが O 材より B^0 がかなり大きい。一方、0.2, 0.5 と軸対称化すると O 材のほうが大きくなる。

以上の角筒深絞り性が出現する理由を以下の節で考察する。

3.2 破断形式 図 2～5 に、本実験で観察された破断カップの代表例を示す。図 2 および図 3 に、既報⁽²⁾⁽⁴⁾で詳述したポンチ肩部に生ずる全周形破断 (略号 CF) および局所形破断 (LF) を、図 4 に、硬質材 H 18 材に現れる壁部破断 (WB) を示す。破断き裂は壁部角隅部のくびれ部分より生じているが、これは図 6 に見るようにフランジ部の曲辺部と直辺部の境界を走るすべり帯中 (後述) に発生したものである。図 5 は、ダイスプロフィール部角隅内のすべり帯より発生する破断 (DF) である。

各形状比、素板材質ごとに破断を観察すると (図 1 参照)、O 材では、すべての形状比において破断がポンチ肩部で発生する。H 24 材は、 $r_1/l_1=0.05\sim0.2$ ではポンチ肩部あるいはダイス肩部で破断が生じ、 $r_1/l_1=0.5$ では、ポンチ肩部で破断が生じる。H 18 材は、 $r_1/l_1=0.05, 0.1$ ではポンチ肩部、ダイス肩部で破断が生じ、 $r_1/l_1=0.2, 0.5$ では壁部破断も生ずるようになる。このように、破断箇所は軟質化、軸対称化するにしたがい、ポンチ肩、硬質化、角筒化するにしたがい、ダイス肩に移る。

3.3 変形状態の相違 上述の各種破断形式が生ずる理由を検討するため、図 6～9 に、角筒深絞りの変形に及ぼす調質度の影響を示す。形状比 $r_1/l_1=0.05$ 、素板寸法 $\beta^0=2.2$ 比較行程 $s/l_1=0.267$ の場合を例示する。

表 1 素板の引張特性値

		n-value	r-value	St(MPa)	ϵ_u	$\lambda(\%)$
O	0°	0.274	0.69	91.5	0.229	26.9
	45°	0.277	0.68	95.4	0.262	30.5
	90°	0.284	1.13	95.1	0.246	29.1
	ave.	0.278	0.83	94.0	0.250	29.2
H24	0°	0.082	0.45	128.4	0.084	11.7
	45°	0.070	1.04	126.3	0.068	10.8
	90°	0.077	1.01	131.9	0.075	12.9
	ave.	0.075	0.89	128.3	0.074	11.6
H18	0°	0.025	0.32	175.5	0.027	4.15
	45°	0.028	1.30	171.5	0.020	3.52
	90°	0.028	1.28	183.7	0.022	3.85
	ave.	0.027	1.05	177.6	0.022	3.76

表 2 実験条件

Press machine: 20 tonf single action hydraulic press, Oil-hydraulic circuit for blank-holder	
Tool (Dimension of mm)	
Punch: Distance between opposite sides: $l_1=60$, Profile radius: $r_p=4$, Corner radius: $r_1(r_1/l_1)=3(0.05), 6(0.1),$ $12(0.2), 30(0.5)$	
Die: Distance between opposite sides: $l_2=62.4$, Profile radius: $r_d=4$, Corner radius: $r_2=4, 2, 7, 2, 13, 2, 31, 2$	
Blank (cf. Table 1)	
Material: Commercially pure aluminium A1100P-O, A1100P-H24, A1050P-H18	
Nominal thickness: 0.8 mm, Shape: Square, Diagonal direction: 90° to R.D. (A1100P-O) 45° to R.D. (A1100P-H24, A1050P-H18)	
Determination of L.D.R. (Square) B^0 The interval of square drawing ratio $s^0(L/l_1)=0.033$ L = Square side length Trial number at each s^0 : 4 times L.D.R. (Square) $B^0: s^0$ at which the provability of successful drawing is 50%	
Blank-holding force = $2 \times$ Siebel's semi-theoretical value ⁽⁵⁾ calculated by substituting s^0 as drawing ratio into the formula	
Punch speed: 1 mm/sec., Temperature: $20 \pm 1^\circ\text{C}$

図 1 B^0 と r_1/l_1 との相関

まず、図 6, 7 に示した H 18 材, H 24 材の深絞りカップ写真(素材表面には正方形格子が描かれている)のフランジ部に注目する。H 18 材では、直辺部と曲辺部境界域において O 材, H 24 材では見られないすべり線が観察され、変形はその線上に集中し、拡大図・図 8 でもわかるように速度不連続線が現れている。すべり線伝ばによる不連続変形に応じて、壁部にはフランジ部すべり線数にほぼ等しいくびれが工具輪郭線に平行に生じている(図 6 中, 矢印 A)。図 9 のフランジ部板厚ひずみ分布(測定箇所黒丸の大きさおよび添数字でひずみ量を示す。)によっても、H 18 材においては変形がすべり帯伝ば域に集中しており、その他はほぼ剛体変位していることがわかる。H 24 材では、板厚増加最大域が直辺部中央縁に存在する。さらに O 材になると、板厚ひずみ最大値は依然直辺部中央縁にあるが、それに匹敵する程度の板厚ひずみが曲辺部絞り域にも見られる。以上のような調質度によって相異なる変形と角隅部破断き裂発生との関連は、次のようにまとめられる。

(1) H 18 材においては、フランジ部に発生するすべり帯が、壁部角隅に伝ばし、その箇所が材料弱部となり、破断しやすくなる。

図 2 全周形破断 [CF] (O 材, $r_1/l_1=0.1$, $\beta^0=2.3$)

図 3 局所形破断 [LF] (O 材, $r_1/l_1=0.05$, $\beta^0=1.7$)

図 4 壁部破断 [WB] (H18 材, $r_1/l_1=0.2$, $\beta^0=2.1$)

図 5 ダイス肩部破断 [DF]
(H18 材, $r_1/l_1=0.1$, $\beta^0=2.5$)

(2) O 材においては、直辺部も変形するが曲辺部に絞り変形が集中している。これは加工硬化率が高いため変形が全域に伝ばしやすいためである。しかし、曲辺部領域の絞り変形抵抗は直辺部のそれに比べて大きい。曲辺部ポンチ肩への応力集中が生じ、そこから破断しやすくなる。図 10 に、ポンチ力-ポンチ行程線図を示す。なお、ポンチ力 P はポンチ横輪郭を囲む素板横断面積 A^* と引張強さ S_T の積で無次元化してある。 n 値が増すにしたがい同一行程における相対ポンチ荷重 $P/(A^* \cdot S_T)$ は増し、O 材では破断にいたっている。

3・4 硬質材 (H18 材) における壁部破断 (WB) 機構
角筒深絞りにおける O 材の破断機構については既報^{(2)~(4)}および 3・3 節までにおいて詳述した。本節では新たに現れた H 18 材の壁部破断機構について考察する。図 11 に、H 18 材を円筒工具 ($r_1/l_1=0.5$) で深絞りした場合、素板寸法が $\beta^0=1.7$ と小さいにもかかわらず破断した例を示す。O 材, H 24 材と比べ、著しく相違する変形状況は、ちょう羽根状に残る素板角隅・A

図 6 深絞りカップ (H18 材, $r_1/l_1=0.05$, $\beta^0=2.2$, $s/l_1=0.267$)

図 7 深絞りカップ (H24 材, $r_1/l_1=0.05$, $\beta^0=2.2$, $s/l_1=0.267$)

図 8 フランジ部拡大図

部分が $s/l_1=0.408$ と行程がかなり進んでも、まだ無変形のまま残るのに、素板辺中央・B部は、ほとんど絞りこまれている。そこで、すべり帯・Cの曲辺部側がしわ押えにより拘束され、そこに強いあたりが観察される。すなわち、すべり帯は直辺中央部外縁で会合し、その箇所に著しい周方向圧縮変形が集中している。これにより、元来、すべり帯伝ばによって弱くなった壁部角隅に破断き裂が発生することになる。同様に、 $r_1/l_1=0.2$ でも、フランジ角隅からのすべり帯は直辺部外縁で会合しやすく、壁部破断しやすい。逆に、 $r_1/l_1=0.05, 0.1$ と小さいと隣同志の角隅が離れ、すべり帯は会合しない。

3.5 T_{max} , T_{cr} の相対関係 本節では、破断き裂発生機構を明確にするため、加工力最大時の壁部張力 T_{max} および破断時における T_{cr} の相対関係を論ずる。

3.5.1 T_{max} , T_{cr} 対 β° 図12~14に β° に対する T_{max} , T_{cr} の変化を r_1/l_1 をパラメータとし、各調質

図9 フランジ部板厚ひずみ分布 ($r_1/l_1=0.05$)

図10 ポンチ力-ポンチ行程線図 ($r_1/l_1=0.05$, $\beta^\circ=2.2$)

図11 壁部破断[WB] (H18材, $r_1/l_1=0.5$, $\beta^\circ=1.7$)

度ごとに示す。O材(図12)の場合、角隅の鋭い $r_1/l_1=0.05, 0.1$ では B° 直上で局所形破断を生じ、以後、 β° の増加とともに T_{cr} は増加し、(角筒深絞りの特徴^{(1)~(4)})、全周形破断に移って、一定破断力 $T_{cr, const.}$ に達する。 $r_1/l_1=0.2$ と軸対称化すると、一定破断力に近い破断力で全周形破断を示す。軸対称 $r_1/l_1=0.5$ の場合には一定破断力に達して初めて破断を生じ破断形式は全周形である。「 β° 増とともに T_{cr} が増す」角筒絞りの特徴は調質度が H 24, H 18 と硬くなるにしたがい以下のように推移する。

H 24 材(図13)では、「 β° 増とともに T_{cr} が増す」現象は $r_1/l_1=0.1$ である程度認められるが、他の形状比ではほとんど現れない。結局、 $T_{cr, const.}$ 近くで破断が生じやすいのである。これは、硬質材の場合、ひずみにかかわらず降伏応力がほぼ一定であるため、ポンチ肩部での子午線応力の周方向分布が比較的一様化しやすいためと考えられる。

H 18 材(図14)では、やはり O 材とは異なり、角隅の鋭い $r_1/l_1=0.05, 0.1$ においては、 $T_{cr, const.}$ 直下の T_{cr} まで破断しない。これは、H 24 材の場合と同じ傾向で、硬質材の一般的特徴と見られる。ところが、工具が軸対称化した $r_1/l_1=0.2, 0.5$ においては、 $T_{cr, const.}$ よりはるかに低い T_{cr} で壁部破断し始め、 β° の増加とともに T_{cr} が増す。このように、形状比 r_1/l_1 が大きい

図12 $T_{max}/(A_0^* \cdot S_T)$, $T_{cr}/(A_0^* \cdot S_T) - \beta^\circ$ 線図 (O 材)

図13 $T_{max}/(A_0^* \cdot S_T)$, $T_{cr}/(A_0^* \cdot S_T) - \beta^\circ$ 線図 (H24 材)

場合、硬質材に特有の壁部破断が硬質材の角筒深絞り性を大きく下げる原因となる。壁部破断が生じないと、硬質材の角筒成形性は図1に見るように、概して良好なのである。

また、角隅の鋭い $r_1/l_1=0.05$ と軸対称形状 $r_1/l_1=0.5$ の場合において、 β^0 増に対する T_{cr} 増の変化を素板材質の違いで比較すると (図15, 16), O材とH18材の特徴が明確に理解できる。すなわち、角隅の鋭い場合 (図15) には、H18材は $T_{cr, const.}$ に達して破断し、軸対称形状の場合 (図16) には、O材が $T_{cr, const.}$ に達して破断することがわかる。

3・5・2 T_{max} , T_{cr} 対 r_1/l_1 図17に、加工力最大時壁部張力 $T_{max}/(A_0^* \cdot S_T)$ を r_1/l_1 に対して示す。 $r_1/l_1 > 0.1$ では、 r_1/l_1 増につれて絞り変形域が増し、 $T_{max}/(A_0^* \cdot S_T)$ が増す。 r_1/l_1 が0.05と極端に小さいと、フランジ曲辺部に変形が集中し $r_1/l_1=0.1$ の場合より、 $T_{max}/(A_0^* \cdot S_T)$ が若干増している。

図18に、 $T_{cr}/(A_0^* \cdot S_T)$ と r_1/l_1 の関係を調質度ごとに示す。

材質ごとに見ると、O材では $r_1/l_1=0.05$ の場合、3・3節の変形状態で前述したように応力が角隅に集中す

るため $T_{cr}/(A_0^* \cdot S_T)$ は0.4と極めて低いが、角隅半径が増すと角隅部への応力集中が緩和されるため、 T_{cr} は増し $r_1/l_1=0.2$ では $T_{cr}/(A_0^* \cdot S_T)=0.93$ まで急増している。H24材では $T_{cr}/(A_0^* \cdot S_T)$ の最大は $r_1/l_1=0.2$, 最小は $r_1/l_1=0.1$ の場合に生ずるが、その変化幅は0.89から1.03と狭い。H18材では $r_1/l_1=0.05, 0.1$ において $T_{cr}/(A_0^* \cdot S_T)=0.87$ と比較的高いが、 $r_1/l_1=0.2$ で0.5と急減し、 $r_1/l_1=0.5$ で再び若干増す。

形状比ごとに見ると、すべての形状比にわたって、 T_{cr} はH24材が大きい。形状比が $r_1/l_1=0.1, 0.05$ と鋭くなると、 T_{cr} はH18材のほうがO材のほうが大きくなっていく。一方、形状比が $r_1/l_1=0.2, 0.5$ と大きくなるとO材のほうが高くなる。

以上の T_{cr} の r_1/l_1 調質度に対する関係は図1の B^0 の傾向に反映している。

図19に、破断力上限値 $T_{cr, const.}$ を r_1/l_1 について示す。 T_{cr} がフランジ部の変形に大きく影響を受けるのに対し、 $T_{cr, const.}$ はポンチ頭部の荷重負担能を直接反映する。いずれの r_1/l_1 でも、 $T_{cr, const.}/(A_0^* \cdot S_T)$ はO材とH24材ではほぼ同一で約1、H18材で若干低い値となっている。

図14 $T_{max}/(A_0^* \cdot S_T)$, $T_{cr}/(A_0^* \cdot S_T)$ - β^0 線図 (H18 材)

図16 $T_{max}/(A_0^* \cdot S_T)$, $T_{cr}/(A_0^* \cdot S_T)$ - β^0 線図 ($r_1/l_1=0.5$)

図15 $T_{max}/(A_0^* \cdot S_T)$, $T_{cr}/(A_0^* \cdot S_T)$ - β^0 線図 ($r_1/l_1=0.05$)

図17 T_{max} と r_1/l_1 との相関

図 18 T_{cr} と r_1/l_1 との相関

4. 結 論

角筒深絞り性への工具形状、素材調質度の相乗効果を検討し、以下の事実を指摘できた。

(1) すべての形状比において、H 24 材の限界絞り対辺比 B^* が他の調質度のものより大きい。各材質ごとに B^* が最大になる形状比は、O 材、H 24 材では 0.2、H 18 材では 0.1 となる。O 材では、形状比が $r_1/l_1=0.2$ から 0.1、0.05 と小さくなり角筒化すると、 B^* が急落し、H 18 材では、 $r_1/l_1=0.2, 0.5$ と軸対称化するにしたがい B^* が急減する。また、形状比の小さい $r_1/l_1=0.05, 0.1$ では、H 18 材のほうが O 材より B^* が大きい。形状比が大きい 0.2、0.5 では、その逆になる。

(2) 延性の低い H 18 材では、フランジ部において曲辺部と直辺部の境界に O 材、H 24 材では観察されなかったすべり帯が生じ、速度不連続線となる。このすべり帯発生を原因とする H 18 材に特有な壁部破断を生ずる。

(3) H 18 材の壁部破断機構はフランジ角隅から伝ばするすべり帯が直辺部外縁で会合することおよびすべり帯が壁部角隅に伝ばし、当該部位を弱くしていることによるが、この条件は工具形状が $r_1/l_1=0.2, 0.5$ と軸対称化した場合に生じやすく、角筒深絞り性を急落させる。

(4) O 材では、曲辺部絞り域への変形集中、板厚増およびそれにとまう加工硬化によってポンチ肩部角隅に応力集中が生じる。このため、角隅が鋭くなるにしたがい破断しやすくなる。

図 19 $T_{cr, const.}$ と r_1/l_1 との相関

(5) H 24 材では H 18 材および O 材で出現する (3), (4) の破断を生ずることがなく、深絞り性の急落をきたさない。なお、すべての r_1/l_1 で、他調質度の材料より高い角筒深絞り性を有しているが、これには n 値以外に r 値の影響も含まれるようである。

(6) O 材では、角隅の鋭い $r_1/l_1=0.05, 0.1$ で、 B^* 以上の β^* の増加とともに T_{cr} も増加するという角筒深絞りの特徴が見られるが、これとは対照的に、H 18 材では軸対称化した $r_1/l_1=0.2, 0.5$ で、その特徴が見られる。これは (3), (4) の結果に対応するものである。

(7) T_{cr} は、O 材の場合、形状比が $r_1/l_1=0.2$ から、0.1、0.05 と小さくなると急減するが、H18 材の場合では、0.1 から 0.2、0.5 と大きくなると急減する。この結果は (3), (4) から説明される。

(8) すべての形状比にわたって、 T_{cr} は H24 材のほうが他の調質度材に比べて大きい。形状比が $r_1/l_1=0.05, 0.1$ と小さいときは、 T_{cr} は H18 材のほうが O 材のほうがより大きく形状が鋭いほどその差は広がる。一方、形状比が $r_1/l_1=0.2, 0.5$ と大きいと O 材のほうが高くなる。

(9) B^* の形状比に対する変化と T_{cr} の形状比に対する変化はよく対応している。

文 献

- (1) 河合・ほか 2 名, 機論, 50-456, C (昭 59), 1552.
- (2) 河合・ほか 3 名, 機論, 52-475, C (昭 61), 1097.
- (3) 河合・ほか 3 名, 機論, 52-484, C (昭 61), 3317.
- (4) 森・ほか 3 名, 機論, 53-487, C (昭 62) 771.
- (5) Siebel, E. und Beisswänger, H., Tiefziehen, (1955), 26, Carl Hanser Verlag.
- (6) 小林・ほか 2 名, 機論, 48-426, C (昭 57), 278.