プレス成形性評価尺度に対する一つの考え方*

—金属円板の絞り-張出し—

河 合 望** 後 藤 学*** 黒 崎 靖†

A Parameter for Assessing Deep-drawability and Stretchability of Sheet Metals

Nozomu KAWAI, Manabu GOTOH, Yasushi KUROSAKI

Deep-drawing, pure stretch-forming and combined-forming tests are carried out in order to clarify the relationship between the relative load-carrying capacity $T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)$ and the press formability of circular blanks for various kinds of sheet metals; where T_{cr} is the fracture force, $A_0 = 2\pi r_1 t_0$ the initial cross-sectional area of a blank at punch radius r_1 , t_0 its initial thickness and S_T tensile strength of the metal used. It is confirmed both experimentally and theoretically that the forming depth has a significant correlation with $T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)$. Besides, a close correlation between the values of $T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)$ obtained from each of the forming tests examined has been also confirmed. Therefore, once this parameter is gained in any of these tests, it is approximately effective to the formability in all.

1. 緒 言

金属円板の深絞り、複合成形および純粋張出しといったプレス成形の各領域において、成形性評価尺度を得ようとする試みは、従来数多く報告されてきた^{1)~6)}。限界絞り比、エリクセン値あるいはC.C.V.といった成形性表示量に対して、引張特性値である n 値、 r 値あるいは X 値⁷⁾などがどの程度の評価尺度になりうるかについてはかなり解明されたものの、上述プレス成形の全領域にわたって各種金属材料に共通した尺度の確立にはなお多くの問題が残されている。こういった観点から、著者らはかねてより相対荷重負担能力 $T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)$ (T_{cr} は破断力、 $A_0 = 2\pi r_1 t_0$, r_1 はポンチ半径、 t_0 はプランク初期板厚、 S_T は引張強さ)に着目し、これと深絞り性⁸⁾および球頭ポンチによる複合成形性⁹⁾の間に対応関係の存在するを見いだしてきた。

本研究では、前述の3成形領域および球頭・平頭ポンチを通して、これと成形性との相関性を総合的に検討するとともに、この尺度の力学的意義についても若干の考察を加える。

2. 実験条件

本研究では、軟鋼、黄銅、銅、および工業用純アルミニウムなど11種類の各種金属板(公称板厚0.8mm)を試験対象とする。JIS 13 B号試験片による引張特性値を表1に示す。それぞれ板面内3方向の平均値が示されている。

成形性試験には、東京衡機製深絞り試験機(最大ポンチ力12t)を用い、加工中X-Yレコーダによりポンチ力をポンチ行程に対して自動記録する。加工条件を表2に示す(図1の寸法記号参照)。直径40mmの平頭($r_p = 4$ mm)および球頭($r_p = 20$ mm)の2種類のポンチを用

表1 引張特性値

材 料 名	n 値	15%伸びにおける引張強さ S_r (kg/mm ²)		全伸び (%)	記 号	
		r 値			ポンチ面松	ポンチ面みづ
リムド鋼	0.209	1.10	33.1	33.8	◎	◎
キルド鋼	0.224	1.87	31.5	35.7	●	○
60/40黄銅1/2H材	0.153	1.11	48.3	21.6	◻	◻
60/40黄銅1/4H材	0.356	1.00	40.1	38.3	◻	◻
60/40黄銅軟質材	0.440	1.04	37.9	45.8	◻	◻
タフピッチ銅1/4H材	0.307	0.99	25.8	38.4	◻	◻
無酸素銅軟質材	0.446	0.97	22.3	47.0	◻	◻
工業用純アルミニウム硬質材	0.014	1.23	18.7	3.4	▼	▽
工業用純アルミニウム1/2H材1	0.029	1.03	12.5	9.1	▲	△
工業用純アルミニウム1/2H材2	0.118	1.06	10.5	22.2	▲	△
工業用純アルミニウム軟質材	0.262	0.83	8.72	36.1	▲	△

板面内平均値 = $1/3 [()_{0^\circ} + 2 \times ()_{45^\circ} + ()_{90^\circ}] / 4$

* 原稿受付 昭和49年4月25日。精機学会東海支部創立20周年記念講演会(昭和48年6月16日)にて発表。

** 正 会 員 名古屋大学工学部(名古屋市千種区不老町)

*** 岐阜大学工学部(各務原市那加門前町)

† 名古屋大学工学部

表2 加工条件

工 具	ポンチ直径 $2r_1$	40 mm
	ポンチプロフィール半径 r_p	4 mm (平頭), 20 mm (球頭)
潤 滑 材	ダイス内径 $2r_2$	42.5 mm
	ダイス肩半径 r_d	6 mm
ポンチ速度	完全クランプ用工具	スウェーデン方式 ⁵⁾
しわ押さえ力	しわ押さえ, ダイス面 ポンチ面	牛脂(3)+黒鉛(1) みつろう, 松やに
実験温度		0.2 mm/s
	境界絞り比以下 境界絞り比以上 純粋張出し	Siebel の公式 ¹⁹⁾ による計算値×2 境界絞り比におけるしわ押さえ力 ピード付しわ押さえ工具により 3.1 t (一定)
		20°±1° (恒温室)

ϕ_i : なじみ角
 r_i : 接触開始部半径
 r_{cr} : 破断半径
 T_{cr} : 破断力

	A成分	B成分	C成分
縮み流入分		伸び流入分	張出し成分
$\varepsilon_\theta < 0$		$\varepsilon_\theta \leq 0$	$\varepsilon_\theta \geq 0$
$\varepsilon_t \geq 0$		$\varepsilon_t \leq 0$	$\varepsilon_t < 0$

図1 変形領域区分および寸法記号の説明

いる。潤滑材として、しわ押さえ面、ダイス面には常に潤滑性能の優れた牛脂黒鉛混合材を用い、ポンチ面には高摩擦の松やにあるいは低摩擦のみつろうを用い、摩擦効果を明確に識別しうようにする。以後の実験点記号には表1の最右欄に示すものを用いる。純粋張出し成形においては、スウェーデン方式⁵⁾を用いダイラジス部にてできるだけ近い位置にて完全にクランプするため、2重ピード付工具を使用した。

素板のひずみを測定する場合には、フォトグリッド法により1 mm 間隔の同心円と22.5° 間隔の放射線を素板に刻印する。

壁部が負担しうる最大の張力すなわち破断力 T_{cr} は、ポンチ力線図にて読み取られた最大ポンチ力 P_{max} および素板とポンチプロフィールのなじみ角 ϕ_i から、 $T_{cr} = P_{max} / \sin \phi_i$ として求められる。 ϕ_i は接触開始部半径 r_i を工具顕微鏡で測定し、 $\sin \phi_i = (r_i + r_p - r_1) / r_p$ より求められる (図1参照)。

3. 成形深さの要素成分ならびに破断形式の類別

本研究では、深絞り、複合成形および純粋張出しといった一連の全成形領域に共通の成形性表示尺度として、限界成形深さ（破断の瞬間における成形深さで以後 h_{cr} と略す）および成形深さ（絞りが完了する場合の成形深さで以後 h と略す）を採用する。

h_{cr} もしくは h を要素成分に分解して考察し、成形性に対する評価を簡明化しようとする考え方には、従来、吉田ら⁵⁾、Woo¹⁰⁾ および Harper ら¹¹⁾ のものがある。しかし、なおそのねらいは十分達せられたとは言い難い。その一因として

要素成分の区分の仕方に問題があるように思われる。ここでは吉田らの区分名称⁵⁾を用いたが、区分方法は新たにひずみ成分の正負の境目を基準とするいわば変形様式区分というべきものを採用した。すなわち、図1に示すように円周方向ひずみ ε_θ および板厚ひずみ ε_t の正負に基づき縮み流入分 (A 成分)、伸び流入分 (B 成分) および張出し成分 (C 成分) に区分する。さらに、これらの要素成分に関連して本実験において経験した破断形式を次のような定義により分類する。C 成分領域で生ずる破断をポンチプロフィール部破断、B 成分領域破断で $r_{cr}/r_1 \geq 1$ の場合を壁部破断、同一領域破断で $r_{cr}/r_1 < 1$ の場合を中間部破断¹²⁾ とする。ここに、 r_{cr} は変形後の破断半径である。このような要素成分と絞り比の関係の一例として、キルド鋼板を球頭ポンチを用いて成形した場合の結果を図2(a)に示す。図には、破断発生位置の圧延方向に対する方向をも付記する。図によれば、各要素成分は成形領域ごとに特徴的な変化を呈しているが、特に複合成形領域におけるC成分は、絞り比に関係なく破断形式によって定まる定値をとる事実注目したい。図(b)には、破断部の初期半径 R_{cr} および変形後の半径 r_{cr} の変化が示されているが、これにより上述定義による壁部、中間部およびポンチプロフィール部破断の区別を明らかに読みとることができる。すなわち、このような破断の区分変化は比較的不連続に生ずることがわかる。そして、このような破断形式変化は、図(c)に示されるように、相対荷重負担能力 $T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)$ とも密接に関連していることがわかる。すなわち、ポンチプロフィール部破断になると $T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)$ が比較的不連続に低下することがみられる。平頭ポンチの場合にも上述と同様の結果が示されるが、諸特性の変化は球頭ポンチの場合ほど際立っていない。

図2 キルド鋼における変形ならびに破断挙動(球頭ポンチ)
 h : 成形深さ, h_{cr} : 限界成形深さ, R_{cr} : 破断部初期半径, r_{cr} : 破断半径, $T_{max}/(A_0 \cdot S_T)$: 相対最大深絞り力, $T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)$: 相対荷重負担能力, W: 壁部破断, I: 中間部破断, P: ポンチプロフィール部破断, —○—: ポンチ面みづう, —●—: ポンチ面松やに。W, IおよびPに付記した数字は破断発生位置の方向を示す

図3 $\{T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)\}_{clamp}$ と $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ の関係 (純粋張出し)

4. 相対荷重負担能力と相対限界成形深さの関係

ここに、既報の結果^{9), 9)} から相対荷重負担能力 $T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)$ に着目し、各成形領域ごとに相対限界成形深さとの関係をみたのが図3～図6である。

純粋張出しの場合を示す図3によれば、 $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ は $\{T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)\}_{clamp}$ と球頭、平頭いずれのポンチにおいてもポンチ面の潤滑材別にほぼ正比例関係を示すことがわかる。この場合には、 $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ はすべてC成分のみで構成されており、破断形式もすべてポンチプロフィール部破断である。

図4 $\{T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)\}_{B_0=3.00}$ と変形要素成分の関係 (複合成形)

図5 $\{T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)\}_{B_0=3.00}$ と $(h_{cr}/r_1)_{B_0=3.00}$ の関係 (複合成形)

図4および図5は、複合成形(絞り比 $B_0=3.00$) の場合を示したものである。図4(a)はC成分(絞り比に關せず定値をとる)と $\{T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)\}_{B_0=3.00}$ の関係をみたものである。ポンチプロフィール部破断の場合には、球頭、平頭のいずれのポンチにおいても潤滑材別に比較的良好な直線関係が成立している。中間部および壁部破断の場合には、C成分/ r_1 は $\{T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)\}_{B_0=3.00}$ に関係なくほぼ一定の大きさとなっている。図(b)はB成分との関係をみたものである。図によれば、B成分もポンチの種類別、破断形式別に $\{T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)\}_{B_0=3.00}$ と比較的良好な直線関係を示している。しかし、ここではポンチ面潤滑材の影響は現れていない。これはB成分がダイス面よりの流入分であるため、ポンチ面潤滑材に影響されない

図6 $\{T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)\}$ L.D.R. と (h/r_1) L.D.R. の関係 (深絞り)

ことによる。図4の結果から、B成分とC成分の和である限界成形深さは当然 $\{T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)\}_{B_0=3.00}$ と直線関係を示すことになるが、その関係は図5に示される。なお、図中に矢印で示されているが、最大荷重点以後において破断を生ずる場合には（球頭ポンチを用い黄銅軟質材、無酸素銅軟質材をみつろう潤滑にて成形した場合）、 T_{cr} の測定と同時に点の最大荷重行程を限界成形深さとした方が若干相関が高くなるようである。

限界絞り比 L.D.R. における相対成形深さ (h/r_1) L.D.R. と相対荷重負担能力 $\{T_{cr}/(A_0 \cdot S_T)\}$ L.D.R. との関係をみたものが図6である。この場合には、破断形式およびポンチ面潤滑材に関係なく、ポンチの種類別にほぼ正比例関係が成立っている。 (h/r_1) L.D.R. は荷重負担部の破断力とフランジ部をダイス穴に引込むための変形抵抗の相対関係によって定まる。これについては、次章において更に考察を加えるが、最近 Thorp も類似のパラメータ N 値を提案し、深絞り性の評価尺度としている¹³⁾。

上述のように、同一の破断形式をとる限り、球頭、平頭ポンチを問わず、それぞれのプレス成形領域において、限界成形深さは本実験のすべての金属材料を通して相対荷重負担能力とおよそ良好な直線関係を保つことが確認された。この尺度がどのような力学的意味を持つかについて以後若干の考察を行ってみたい。

5. 相対荷重負担能力の力学的意味

いままで、成形深さを変形様式区分に従って要素成分に分解し考察を行ってきたが、この区分を応力面に表示すると図7のようになる。プレス成形においては、板厚方向応力を無視した2軸応力状態を仮定できるので、

図7 変形要素成分の応力面表示

Mises の降伏条件は

$$\sigma_\phi^2 - \sigma_\phi \sigma_\theta + \sigma_\theta^2 = \bar{\sigma}^2 \quad (1)$$

となり、図7上ではだ円として描かれる。ここに、 σ_ϕ および σ_θ は子午線方向および円周方向真応力、 $\bar{\sigma}$ は相当応力である。応力比 $\sigma_\theta/\sigma_\phi = \xi$ とおけば、

$$\sigma_\phi = \beta \bar{\sigma}, \quad \beta = (1 - \xi + \xi^2)^{-1/2} \quad (2)$$

となる。軸対称平面応力場では、真応力 σ_ϕ および σ_θ とその公称応力表示値 S_ϕ および S_θ の間には、次の関係がある。

$$\sigma_\phi = e^{\epsilon_\phi} S_\phi, \quad \sigma_\theta = e^{\epsilon_\theta} S_\theta \quad (3)$$

ここに、 ϵ_ϕ および ϵ_θ は子午線方向および円周方向対数ひずみである。引張試験において、引張真応力 Y (相当応力 $\bar{\sigma}$ に等しい) とその公称応力表示値 S_Y の間には

$$Y = e^{\epsilon_I} S_Y \quad (4)$$

なる関係がある。ここに、 ϵ_I は引張対数ひずみ (相当ひずみ $\bar{\epsilon}$ に等しい) である。式(3)および(4)を式(2)に代入すると、

$$S_\phi = \beta e^{\epsilon_I - \epsilon_\phi} S_Y \quad (5)$$

となる。ここに、 $\bar{\sigma} = Y$ という同一硬化状態を前提としているので ϵ_I の値は2軸応力状態における相当ひずみ $\bar{\epsilon}$ に等しい。したがって、

$$\epsilon_I = \bar{\epsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} (1 + \eta + \eta^2)^{1/2} \epsilon_\phi, \quad \eta = \frac{\epsilon_\theta}{\epsilon_\phi} \quad (6)$$

と書き表すことができる。

まず、成形深さがすべてC成分となる純粋張出しの場合を考えてみよう。この場合、カップ頂点からクランプ位置まで実際には応力も硬化状態も変化するが、近似的にこの領域全体の平均的応力を考えてみる。仮に、カップ破断時の平均的公称応力を $S_{\phi \max}$ とし、この硬化状態に対応した S_Y を引張強さ S_T に取れば式(5)は

$$\frac{S_{\phi \max}}{S_T} = \beta e^{\bar{\epsilon} - \epsilon_\phi} = \beta e^{c \epsilon_\phi}, \quad c = \frac{2}{\sqrt{3}} (1 + \eta + \eta^2)^{1/2} - 1 \quad (7)$$

表3 $S_{\phi\max}/S_T$ の値

ξ	1.0 (等2軸)	0.5(平面ひずみ)
0.1	1.11	1.17
0.2	1.22	1.19
0.3	1.35	1.21

と表すことができる。図7に示すように、C成分範囲内では $0.5 \leq \xi \leq 1.0$ となるが、この範囲で ξ は材料性質の影響を受けて変動するものと考えられる。平面応力下では $\eta = (2\xi - 1)/(2 - \xi)$ なる関係が成立つことを考慮して、同一の ε_ϕ に対する $S_{\phi\max}/S_T$ の変化範囲を求めると、表3に示すように ε_ϕ の実用範囲 0.1~0.3 内で $\pm 7\%$ 以内である。結局、C成分範囲内では ε_ϕ 平均値したがって成形深さは材料性質にそれほど影響されずに $S_{\phi\max}/S_T$ と正相関関係を有することになる。 $S_{\phi\max} \approx T_{cr}/A_0^*$ とおけば、この関係は図3および図4(a)に示す結果を物語ることになる。

ただし、図3にみられるように、 r 値の高いキルド鋼 (○, ●印) の場合には、 $(h_{cr}/r_1)_{\text{clamp}}$ は多少低目となっている。異方性材料に対し、Hillの異方性理論¹⁴⁾を適用し、面内等方性を仮定すれば、式(7)における β および c は

$$\left. \begin{aligned} \beta &= \left(\xi^2 - \frac{2r}{1+r}\xi + 1 \right)^{-\frac{1}{2}} \\ c &= \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \left(\eta^2 + \frac{2r}{1+r}\eta + 1 \right)^{1/2} - 1 \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

となる。この関係を式(7)に適用すれば、同一の $S_{\phi\max}/S_T$ に対して r 値が大きくなるほど ε_ϕ は小さくなる。このように厳密には r 値の影響も考慮する必要はあるが、第一近似としては $T_{cr}/(A_0^*S_T)$ が C成分すなわち張出し性評価尺度になりうる事が結論される。

次に、複合成形における B成分について考察してみよう。B成分領域における ξ の変化範囲は図7にみるように $-1.0 \leq \xi \leq 0.5$ とかなり広がっている。しかし、B成分の形成はダイス平面部からダイス丸味部にわたる材料の伸び流入によるもので、ここでは $\sigma_\phi > 0$, $\sigma_\theta < 0$ の応力状態をとるものとみられる。そこで ξ はおよそ -1 程度の大きさをとるものと仮定すれば式(7)より

$$\frac{S_{\phi\max}}{S_T} = \frac{1}{\sqrt{3}} e^{0.155\varepsilon_\phi} \quad (9)$$

となり、上述と同様に平均的 ε_ϕ すなわち B成分は $S_{\phi\max}/S_T$ と正相関関係を保つことになる。結局、C成分と B成分の和である複合成形における限界成形深さは $T_{cr}/(A_0^*S_T)$ と正相関関係を保つことがわかる。

次に、フランジ部の絞り込みに対する変形抵抗につい

図8 最大深絞り力に及ぼす n 値および r 値の影響

て考察を加えてみよう。図8は、最大深絞り力 $T_{\max}$ に及ぼす n 値および r 値の影響を数値解析によって求めた結果を示す。面内等方性を仮定した異方性材料に対して、ひずみ増分理論を適用し、Wooの解法¹⁵⁾に準じた計算を行った。さらに、Swiftの方法¹⁶⁾に基づいて曲げ、曲げもどしによる付加力を考慮した場合も付記してある。計算条件には表2に示した加工条件を採用したが、しわ押さえ面およびダイス面の摩擦係数は0.05で一定とした。使用した計算機は名古屋大学大型計算機センターのFACOM 230-60である。図によれば、同一の絞り比において、 $n=0.05 \sim 0.5$, $r=1.0 \sim 2.0$ の変化範囲に対し、 $T_{\max}/(A_0^*S_T)$ の変動は $\pm 10\%$ 以内となっている。この結果および $T_{\max}/(A_0^*S_T)$ と絞り比 B_0 の間の直線関係(図2(c) および文献¹⁷⁾ 参照)を前提とすれば、種々の材料特性を通しておよそその程度の誤差内で $T_{\max}/(A_0^*S_T) \propto B_0$ となる。限界絞り比 L.D.R. においては $T_{\max} = T_{cr}$ となるので、 $T_{cr}/(A_0^*S_T) \propto \text{L.D.R.}$ なる関係が成立し、これが図6にみた結果を示すことになる。

本報における $T_{cr}/(A_0^*S_T)$ と類似の考え方をした深絞り性評価尺度にエンゲルハルト値 E がある。この場合には特定の絞り比における破断ポンチ力 P_{cr} および最大深絞り力 $P_{\max}$ を実測し、 $E = (P_{cr} - P_{\max})/P_{cr} \times 100(\%)$ なる尺度が得られる。 n 値が比較的小さい素板の場合、 P_{cr} は L.D.R. における破断ポンチ力と著しく異なり、評価精度が劣化することが指摘されている^{13), 18)}。一方、本研究では L.D.R. における破断力を採用する関係上この点の問題は生じない。両者の優劣は一概にはいい難いが、広範囲の n 値の材料に対して有効なことならびに評価対象が深絞り領域のみにとどまらないことが本尺度の特徴といえる。

また、2軸および単軸という異なった応力状態下にお

(イ): L.D.R., $B_0=3.00$ にて同一破断形式 (ポンチプロフィール部破断)
 (ロ): L.D.R., $B_0=3.00$ にて同一破断形式 (中間部・壁部破断)
 (ハ): クランプ, $B_0=3.00$ にて同一破断形式 (ポンチプロフィール部破断)
 (ニ): クランプ (ポンチプロフィール部破断), $B_0=3.00$ (中間部破断)

図9 $T_{cr}/(A_0*S_T)$ の比較

ける変形抵抗の比を尺度とする点で, $T_{cr}/(A_0*S_T)$ は X 値⁷⁾とも類似している。したがって, 両者の関係について若干考察してみる。荷重負担部領域に等2軸応力状態 ($\xi=1$) を仮定すれば, 式(3)および(4)より,

$$\frac{(S_\phi)_{\xi=1}}{S_T} = \frac{(\sigma_\phi)_{\xi=1}}{Y} e^{(\epsilon_\phi)_{\xi=1}} = X e^{(\epsilon_\phi)_{\xi=1}} \quad (10)$$

となる。カップ破断時には, 式(7)の場合と同様に $(S_\phi)_{\xi=1}/S_T \approx (T_{cr}/A_0^*)/S_T$ と表せば,

$$T_{cr}/(A_0^*S_T) \approx X e^{(\epsilon_\phi)_{\xi=1}} \quad (11)$$

を得る。式(11)中の X 値は, 一定の変形後ひずみ量に関せず定値となるので, 加工硬化異方性を表す材料定数とみなされている⁷⁾。この X 値はポンチプロフィール部およびフランジ部における降伏応力の比に相当することから, フランジ流入性および複合成形性の評価に有効であることが示されてきた⁷⁾。しかし, これには破断を直接表示する量が含まれていない。一方, $T_{cr}/(A_0^*S_T)$ は式(11)からわかるように X 値と破断伸びひずみ $\epsilon_{\phi cr}$ の関数となっている。このため, フランジの伸び流入性および複合成形性の評価において, 加工条件によっては本尺度が X 値よりややすぐれる場合もみられる⁹⁾。

上述のように, すべての成形領域に対し, $T_{cr}/(A_0^*S_T)$ が成形性の評価に有効であることが理解された。さらに, 各成形領域における $T_{cr}/(A_0^*S_T)$ を比較したのが図9である。この場合にも, 同一破断形式をとる限り, これらの間には良好な直線関係の成立が看取される。このことは, いずれか一つの成形領域において T_{cr} を測定して評価尺度にすればよいことを示すが, 測定の精度と容易さを考慮すれば, 実用上絞り比3.00のような複合成

形の場合を基準にすれば便利と考えられる。結局, 一定の絞り比における1回の破断実験を行えば, 同一の破断形式をとる他の成形領域に対して適用しうる成形性評価尺度 $T_{cr}/(A_0^*S_T)$ を得ることができるのである。しかし, 現在のところ, 破断形式の予知が困難なことおよびこの尺度が実加工上の測定量であることの2点が問題として残される。今後は何らかの基礎的試験によりこれにかわるべき基礎的評価尺度の発見に力を注ぎたい。

6. 結 論

深絞り, 複合成形および純粹張出しといったプレス成形の全領域ならびに各種金属材料を通して, その成形性と相対荷重負担能力 $T_{cr}/(A_0^*S_T)$ (ここに, T_{cr} は破断力,

$A_0^*=2\pi r_1 l_0$, r_1 はポンチ半径, l_0 は素板初期板厚, S_T は引張強さ) の関係を検討してきた。その結果つぎの結論を得た。

- (1) 球頭および平頭のいずれのポンチにおいても同一破断形式をとる限り, 相対荷重負担能力は限界成形深さと良好な直線関係を有することが確認された。この関係は本研究において用いられた軟鋼, 黄銅, 銅およびアルミニウムのすべての金属材料を通して成立つものである。また, 本実験では, 破断形式として, ポンチプロフィール部破断, 中間部破断および壁部破断の3種類が観察された。
- (2) 深絞り, 複合成形および純粹張出しの各成形領域において測定された相対荷重負担能力の間には良好な直線関係が存在することがわかった。結局, 実用上一定の絞り比において1回の複合成形性試験を行えば, 破断形式が同一となる他の成形領域に適用しうる評価尺度が得られるのである。
- (3) 簡単な力学的考察によって, 相対荷重負担能力が限界成形深さと正相関関係を有することが証明され, 実験と理論の両面から両者の間に密接な対応関係の存在することが確認された。

参 考 文 献

- 1) W. T. Lankford, S. C. Snyder & J. A. Bausher: New Criteria for Predicting the Press Performance of Deep Drawing Sheets, Trans. ASM, 42 (1950) 1197.
- 2) 福井伸二ほか: 深絞り性試験についての試み, 東大理工研報告, 6, 6 (1952) 351.
- 3) R. L. Whiteley: Anisotropy in Relation to Sheet

- Processing, Fundamentals of Deformation Processing, Syracuse Univ. Press, (1964) 183.
- 4) 吉弓勇雄, 鈴木敬治郎: 銅および銅合金の成形性, 塑性と加工, 9, 93 (1968) 708.
 - 5) 吉田清太ほか: 薄板の張出し成形に関する実験的考察, 理研報告, 41, 5 (1965) 208.
 - 6) 吉田清太, 小森田 浩, 宮内邦雄: 数値解析による軸対称純粋張出し諸特性の研究 (第1報), 理研報告, 42, 4 (1966) 139.
 - 7) 吉田清太: 薄板の深絞りならびに複合張出し性評価の新しい材料パラメータ値の提案, 理研報告, 45, 6 (1969) 157.
 - 8) 河合 望, 平岩正至, 荒川昌彦: 深絞りにおける荷重負担部材料の強さ (第1報, 破断挙動の一般的特徴), 日本機械学会論文集, 36, 284 (1970) 681.
 - 9) 河合 望, 後藤 学, 黒崎 靖: プレス成形における素板の変形挙動と材料特性 (第2報), 第22回塑性加工連合講演会講演論文集 (1971-11) 323.
 - 10) D.M. Woo: On the Cupping Test, Sheet Metal Industries, 46, 3 (1969) 195.
 - 11) D. L. Harper & R. L. Whiteley: Evaluation of Drawability, Mechanical Working and Sheet Processing V, Gordon and Breach Science Publishers, (1966) 107.
 - 12) 河合 望, 前田正隆: 深絞りにおける荷重負担部材料の変形と強さ (第2報, 破断力向上条件), 日本機械学会論文集, 36, 284 (1970) 689.
 - 13) J. M. Thorp: Sheet Drawability Assessed from a Two-blank Cup-drawing Test and a Tensile Test, Sheet Metal Industries, 50, 2 (1973) 99.
 - 14) R. Hill: A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals, Proc. Roy. Soc., 193 A (1948) 281.
 - 15) D.M. Woo: Analysis of the Cup-drawing Process J. Mech. Engg. Sci., 6, 2 (1964) 116.
 - 16) H.W. Swift: Plastic Bending under Tension, Engineering, 166 (1948) 357.
 - 17) E.N. Ludington: The Prediction of the Cupping Properties of Sheet Metals by the Use of Ultimate Tensile Strength, Sheet Metal Industries, 34, 3 (1957) 485.
 - 18) W. Mäde: Zusammenhang zwischen Tiefziehsicherheit und Grenzziehverhältnis, Fertigungstechn. u. Betrieb, 22, 10 (1972) 617.
 - 19) E. Siebel: Der Niederhalter Druck beim Tiefziehen, Stahl u. Eisen, 74, 3 (1954) 155.

情 報

わが国の50年代中期の輸出大形目玉商品

通産省は昭和50年代中期の輸出大形目玉商品として環境保全型産業機械と省力化機械を前面に押し出す方針を固め, 具体化の作業に入った。

これは自動車, 家電を輸出産業の中心におく従来の成長パターンは期待できないこと, かといって電算機, 航空機に主力を移行するとしても長期的にはともかく, ここ5, 6年をみた中期展望では本質的に無理であるという考えに基づくものである。

そこで通産省では当面まず環境保全型産業機械と省力化機械の両業界の実態を掌握し, 業界の要望も組み入れた育成策の基本案を策定し, その上で両業界を輸出産業にふさわしい体制につくり上げる。その方策として開銀融資の拡大のほか, 機電法の援用も合わせて検討する意向である。なお, 通産省のこのような考え方は49年12月に産業構造審議会機械産業部会が中間答申としてまとめた昭和50年代の機械産業ビジョンを受けて発展させたものである。

中間答申は, 機械産業は昭和60年の生産額が66兆円と45年の3倍に達し, 今後の日本経済を支える重要な役割を担うと高く位置づけながらも, 自動車, 家電などの大形輸出商品を育成して成長を続けるというパターンの発展は望めなくなったと警告し, 電算機, 航空機など

リーディング産業の育成が緊急課題であるとしていた。

長期的にみると電算機, 航空機のほか海洋開発機器, 教育・医療用電子機器などの育成強化も課題となるとしているが, ここ5, 6年の中期展望では大形輸出目玉商品としてはもっていけないと通産省は判断している。

それに対して公害防止関連の各種機械, 粗大ゴミ(自動車, 家電などのスクラップ)の再生処理装置などの環境保全型産業機械は国内の公害規制の強化, 省資源, 省エネルギーの促進を背景にまず技術水準が国際的にみて高水準になる。しかもニーズが国際的な広がりを持ち, かつそのニーズは長期安定の要因を具備しており, 輸出製品として期待できる。

国内の生産体制も55年で1兆円を超える(49年度で7000億円)と予想されるなど, 体力的にも国際競争力をつけつつある。もっとも, 関連機種が多様なことから機械専業, プラント, 化学メーカーが手がけており, メーカー数は1000社と推定されている。

省力化機械については人件費の高騰下での競争力強化を課題に環境保全型産業機械と同様やはり国際的ニーズが長期的に安定化の方向にあるとみている。この方もロボット運搬, 輸送関連と製品が多様であり, 関係業界の実情掌握が急がれている。

(服部 敏夫)