

技術資料

UDC 669.14-415 : 621.98.011 : 539.214

薄板の成形性と材料の力学的性質*

木原 諄 二**

Relation between Formability and Mechanical Properties of Metal Sheet

Junji KIHARA

1. はじめに

成形性というのは、作業現場で問題となる概念であつて、材料の基本的性質と呼ばれる電気伝導度、降伏強さ、比重などのような単純なパラメータではない。多くの場合成形性の解明は結局、材料に課せられる外部因子（圧力、応力状態、温度、変形速度など）の解明とその外部状況下における材料の諸挙動の定量的な把握ということになる。

したがつて薄板の成形性ということ論ずるにあつて必要なことは、プレス成形における力学的状況の解明と、その力学的状況に対応しておこる材料の変形挙動の關係の把握である。しかし、現在、プレス成形の力学的解明も十分でなく、材料の力学的性質を降伏応力、引張強さ、一様伸び、全伸び、 n 値、 r 値、などによつて完全に記述できるかどうか不分明である。そういうわけで、いま、この資料を書くにあつては、いくつかの経験的な事実の助けによる類推も用い、プレス成形にとつて望ましい金属材料の像を描くという可能性を追求してみたい。以下、プレス成形においてあらわれる典型的な変形条件；プレス成形の変形条件に望ましい材質特性；材質特性を支配する金属学的因子、の各章によつて述べていくことにする。

2. プレス成形にあらわれる典型的な変形条件

薄板がプレス成形される場合にあらわれる変形条件は図1に示すように、a) 曲げ、b) 縮みフランジ、c) 伸びフランジ、d) 張り出し、であり、さらにこれらの変形のための力を支える部位の変形条件として e) 等二軸引張り、f) 平面ひずみ引張りなどがある。このように変形の主な様態が引張りであり、しかも変形に要する力も引張り荷重の形で加わることが多いのがプレス成形の変形条件のおもな特色といえる。

2.1 深絞りについての力学的考察

深絞り性試験の一つである LDR (限界深絞り比：絞

りうる最大のブランク径 R_M 、ダイス径 R_d としたとき $LDR=R_M/R_d$) 測定の場合、薄板は a) 曲げ、b) 縮みフランジ、e) 等二軸引張り～f) 平面ひずみ引張りをうける。この図2に示すようなカップの深絞りについての力学的解析は等方塑性体に関して SWIFT ら²⁾によつて行なわれた。それによると、b) の縮みフランジ部ではたとえば図3 a) のように厚さひずみが増加する。彼らの実験条件を表1に示す。表1の中で m は降伏条件を Tresca 型の一次式で

$$\sigma_I - \sigma_{III} = mY \dots\dots\dots (1)$$

σ_I : 最大主応力, σ_{III} : 最小主応力

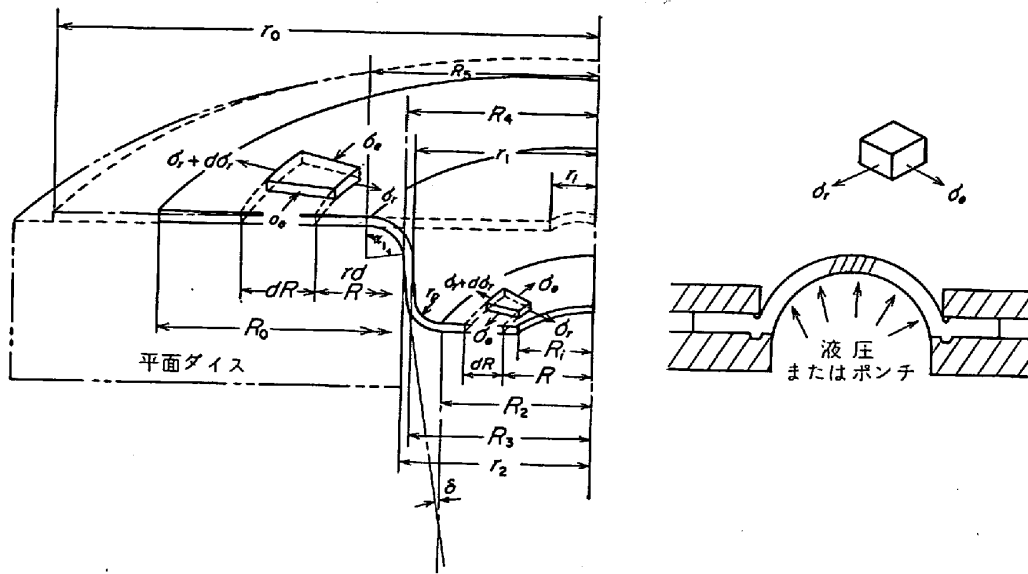
Y : 単軸引張りにおける降伏応力

とおいたときの m である。Tresca の降伏条件では $m=1$ であり、von Mises の条件のときは $1 \sim 1.5$ に変動する。SWIFT らはこの場合 $m=1.1$ としている。絞り比が2でそのときブランクの周の部分の厚さ(図3 a)の横軸1.0から出発する実線によつてその変化が示されているが) ははじめの厚さの1.4倍すなわち点ひずみで0.35に達している。絞り比は2であるから円周方向の真ひずみは-0.7になるから、半径方向の真ひずみは0.35になる。これから、ほぼ等方的塑性体の円周方向の真ひずみに対する厚さ方向の真ひずみの比は-0.5となる。一方ブランクの径の7割のところにはじめ存在した円周要素の厚さひずみは横軸0.7を出発する実線に従つて厚さ変化をするがダイス入口に達したとき0.05で、円周方向のひずみは-0.35であるから、円周方向の真ひずみに対する厚さ方向の真ひずみの比は-0.14となる。したがつて、このようなブランクのかなり内側に入ったところでは厚みの増加は小さくなるのであるがこの位置でもなくなることはない。そういうわけで、縮みフランジ変形で厚み変化がないという前提の解析が計算の単純化のため多くの人々によつてなされてきたがこれにはかなり問題があると思われる。

縮みフランジ変形を受けた材料はダイスの肩で90°近

* 昭和46年6月8日受付 (依頼技術資料)

** 東京大学工学部 工博



a) 軸対称形状(円筒形状)のプレス成形

b) 張り出し

図 1

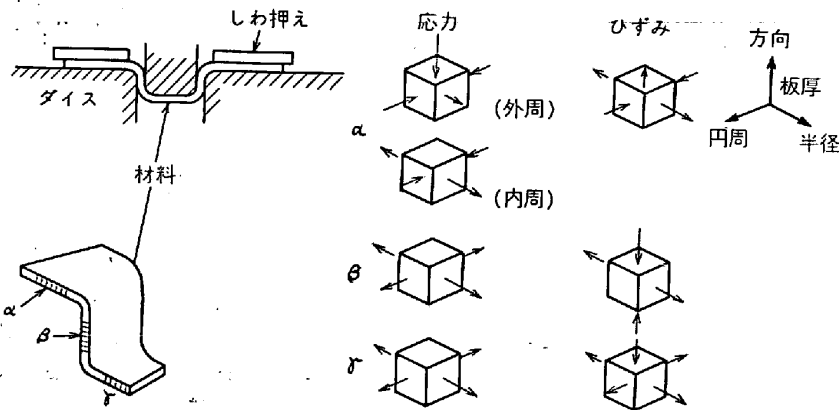


図 2 深絞り変形

く方向をかえてカップの壁に引き込まれる。図3 b)はポンチ荷重とポンチストロークの関係である。荷重の立上がりにポンチプロフィールの肩半径が影響している。ポンチ肩半径が大であればあるほど荷重の立上がりはゆるやかになっているが、これはプロフィールの肩半径が大きいとフランジ部の絞り込みがおこる前に板がポンチになりむストロークが大きくなるからである。このポンチ荷重は絞りが進むと肩半径によらなくなる。この肩半径によらないポンチ荷重は、フランジ部における縮みフランジ変形の仕事、ダイス肩で曲げの塑性変形仕事およびダイス肩での摩擦仕事をする。これらの中で最大の部分を占めるのはフランジ変形仕事である。

このポンチ荷重はカップの壁から底の部分で支えられる。カップの壁の部分はポンチから密着せずにはなれている程度に従ってひずみ状態が平面ひずみ引張りから幅縮みを含む変形になる。しかしカップの底部に近いとこ

ろでは変形は等二軸引張りの状態になる。この底に近い部分がポンチ荷重を支えるところとなるので、平面ひずみ引張変形や等二軸引張り変形での引張強さがポンチ荷重の上限を決定してしまうと考えてよい。

深絞りの際の各部分の変形状態についてまとめると、

- (1) 縮みフランジ部では厚さひずみの円周方向ひずみに対する比は最外周で -0.5 、最内周でも負で、
- (2) ダイスに引きずりこまれる部分では曲げ・曲げもどしがおこり、
- (3) カップ壁では平面ひずみ引

張りに近い変形で、

- (4) カップ底部は等二軸引張り、ということになる。

これらを主ひずみ空間の $\epsilon_1 - \epsilon_2$ 面に投影したものを図4に示す。この場合、はじめの素板の半径方向の伸び縮みのひずみを ϵ_1 とみなす。

材料が等方塑性体でなく、異方性をもつ場合が多い。この場合は、(1)の縮みフランジ部の変形は抱束が少ないので異方性の影響は変形様式にあらわれ、耳の形成がおこる。一方(2)から(4)の部分の変形様式はダイスとポンチの抱束によつて決定されてしまっているために、異方性の影響は変形所要力にあらわれる。

2.2 張り出しについての力学的考察

張り出しの場合、材料の板は面内の等二軸引張りに近い変形をうける。そこで張り出し性というのはいわば、平面ひずみ引張りから等二軸引張りという変形条件のも

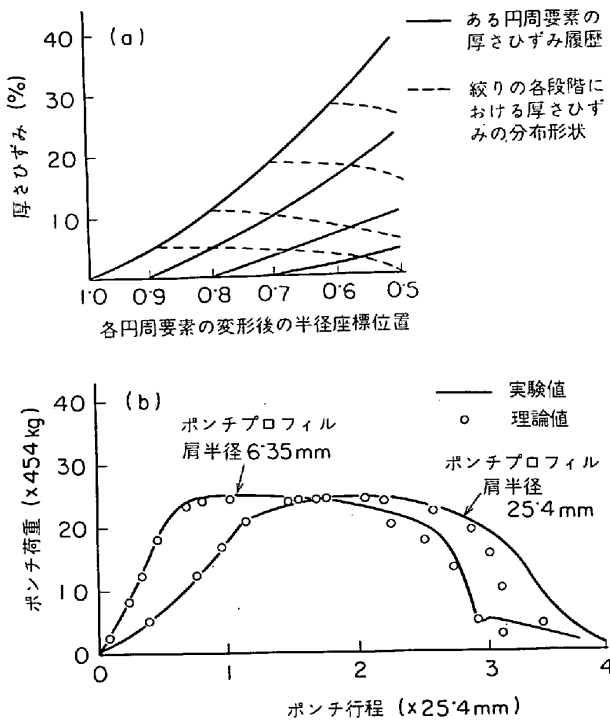


図 3 a) 半径方向への絞りの場合における厚さひずみの分布
b) ポンチ荷重とポンチ行程との関係 (実験値と理論値)

表 1. 低炭素鋼の力学的性質と実験条件

低炭素鋼の加工硬化特性	$Y = 21 \cdot 1 + 32 \cdot 7 \epsilon^{0.49}$ (kg/mm^2)
板厚	0.99 mm
ブランク直径	203.2 mm
ポンチ直径	101.6 mm
ダイス直径	104.2 mm
ダイプロフィール半径	6.35 mm
しわ押え力 m	7037 kg 1.1

とで材料の変形がどの程度一様に行なわれうるかということを示すものである。

もとより、現在では、張り出し性を示すパラメータとしてエリクセン値、液圧バルジによる張り出し高さ、球頭ポンチの張り出し高さ、平底ポンチの張り出し高さ、などが用いられる。これら値の評価において注意すべきこととして、これらの値が、(1) ひずみ様式一定での変形で得られたか、(2) ひずみ様式が変化して得られたものであるか、という問題がある。この点を考慮するといわゆる張り出し性試験で得られた張り出し性というものはかなり複雑である場合が多い。

2.3 その他の変形様式

その他の変形様式として図 1 に示した c) 伸びフランジ変形がある。これは、例を穴掘げにとる図 5 に示すように穴の大きくフランジがせまい場合と、穴が小さくフランジが広い場合とでは状況が異なる。いずれにして

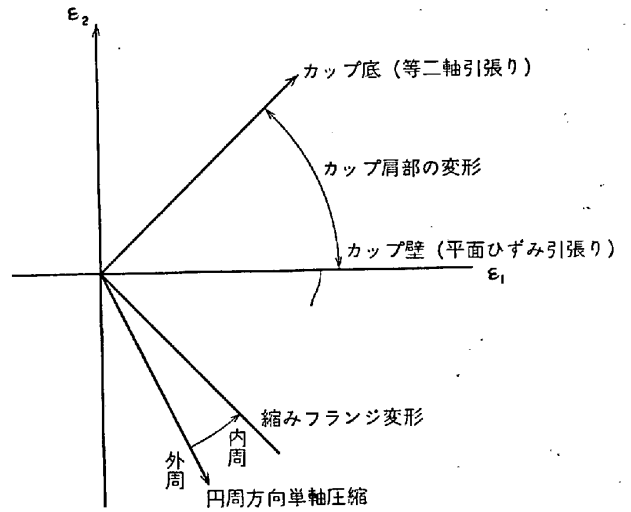


図 4 カップ深絞りにおけるひずみ状態

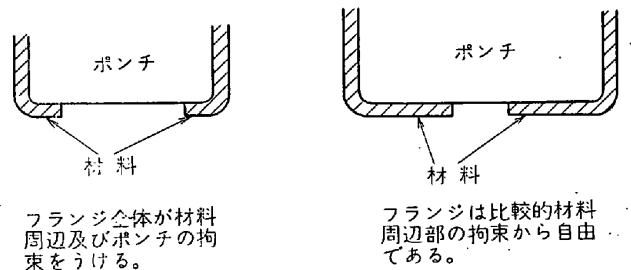


図 5 伸びフランジ変形の二つの場合

も、伸びひずみの最大の方向は円周方向である。しかし穴が大きくフランジがせまい場合はこの円周に沿つてのひずみ分布は工具によつて規定される傾向にあり、一方穴が小さくフランジが広い場合、このひずみ分布は材料の力学的性質によつて規定される傾向が強い³⁾。

また、曲げが成形性において大きな役割をはたす場合もあり、とくに高強度材料の成形における曲げの問題は重要視されるべきである。

3. プレス成形の変形様式に好ましい材料の力学的性質

3.1 等方塑性体

材料が等方塑性体の場合、以上のようなプレス成形における変形様式にとつて好ましい力学的性質を考えてみよう。2で述べたことから、主として(1) 主要な変形をする他の部位の変形荷重を支える場合、と(2) 自ら変形しつつ自らを支えて変形の一様性を保つ場合、の二つが対称的な要点であることがわかるであろう。

まず(1)に対応するのが深絞り性であつて、この場合絞り比が増してもフランジ変形力があまり増加せず、一方カップ底部の破断荷重がかなり大きいという力学的特性をもつものが好ましいであろう。

そこで単純な深絞りである円形ブランクのカップ絞りにとつて、材料の加工硬化特性がどのように影響するか

について考えてみることにする. すでに例として示した SWIFT らの絞り比 2 の場合は, ブランクの外周がダイス穴の位置まで移動したとき, 相当ひずみで

$$\sqrt{\frac{2}{3}(0.35^2+0.70^2+0.35^2)}=0.70$$

に達しており, これは単軸引張り変形で到達しうるひずみに比べてかなり大きい. しかし縮みフランジ変形では半径方向にひずみが増加しているから, 変形所要力は刻々のひずみ分布とフランジの体積に依存する. ひずみの大きさが大きく, フランジ部の体積が大きいほどこの荷重は大きい. したがって実際に絞り込みを行なうと, 図 3 に示すように, ストロークに対して最大荷重が生じる. 最大荷重に到達するストロークは比較的小さく最大荷重は初期にあらわれ以後プラトーを示す. 材料の加工硬化挙動をあらわすのに n 乗硬化則を用いるとその関係は相当応力-相当ひずみ関係で

$$\sigma_e = \sigma_0 \bar{\epsilon}^n \dots\dots\dots (2)$$

となる. ここで

$$\sigma_e = \sqrt{\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}/2}$$
$$\epsilon_e = \sqrt{2(\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 + \epsilon_3^2)}/3 \dots\dots\dots (3)$$

である. フランジ部の変形所要荷重をもとめるのに SWIFT らの行なつたスラブ法的な解法がある. しかしここでは, エネルギー法でとりあつてみる.

外周部は円周方向の単軸圧縮で, 内縁部でも板厚ひずみは負ではない. SWIFT らの結果である図 3 a) にあつたようなフランジ部の変形様式を, 外径を R_1 , 内径 R_0 のフランジで変位関数 $U(u, v, w)$ であるとしたとき, 半径方向ひずみ ϵ_R , 円周方向ひずみ ϵ_θ , 板厚ひずみ ϵ_t として, 半径 R の位置において

$$\epsilon_t = -\epsilon_\theta(R - R_0) / \{2(R_1 - R_0)\} = \partial w / \partial t \dots (4)$$

であるとする. すなわち周縁部では半径方向の単軸圧縮, ダイス入口では厚さひずみ増分がないとしたわけである. 体積一定の条件, U が R のみの関数ということから

$$\epsilon_R = \frac{\partial u}{\partial R} = -\epsilon_\theta [1.0 - (R - R_0) / \{2(R_1 - R_0)\}] \dots\dots\dots (5)$$

$$\epsilon_\theta = u/R \dots\dots\dots (6)$$

が成立する. ここで $X = (R - R_0) / \{2(R_1 - R_0)\}$ とおくと, 相当ひずみ増分は $\alpha = (2X - 1) / (1 - X)$ とおくと

$$\Delta \bar{\epsilon} = -(u/R) \times \sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1} \dots\dots\dots (7)$$

ダイス入口での引き込み量を Δy とすると各 R における u は(5)と(6)から

$$u = -\Delta y \cdot (R/R_0)^{\{0.5/(1.0 - R_1/R_0) - 1.0\}} \cdot \exp X \dots (8)$$

と求められる. 引き込みの各段階ごとにこの式が成立するから, ある R_1 になつた段階でのフランジ部の塑性仕事増分 dW は, 相当応力を $\bar{\sigma}$ とすると

$$dW = \int_{R_0}^{R_1} 2\pi \bar{\sigma} R t d\bar{\epsilon} dR \dots\dots\dots (9)$$

であらわされる. 引き込む所要力は $dW/d(\Delta y_0)$ であるから, ポンチ所要力を P とすると

$$P = dW/d(\Delta y_0) \dots\dots\dots (10)$$

(8) 式の関係(9)式に代入し, 板厚ひずみ ϵ_t , 相当ひずみを $\bar{\epsilon}$, 材料の硬化特性を

$$\sigma = \sigma_0 \bar{\epsilon}^n \dots\dots\dots (11)$$

とすると, (9)式と(10)式とから

$$P = 2\pi R_0 t_0 \sigma_0 \int_{R_0}^{R_1} \bar{\epsilon}^n (R/R_0) e^{\epsilon_t} \exp(X) \cdot (R/R_0)^{-\{1.0 - 1/(2.0 - R_1/R_0)\}} d(R/R_0) \dots (12)$$

となる. これを区分求積法で求め, はじめの R_1 と R_0 の比で 1.8~3.0 における

$$J_{max} = P_{max} / 2\pi R_0 t_0 \sigma_0 \dots\dots\dots (13)$$

の, n 値に対する変化をしらべてみる.

Δy を R_0 の 1/20 にとりまた, 最初のフランジ部の要素を R_0 の 1/20 ごとに径を分割して, 数値計算を行なつた. たとえば第 j 体積要素の第 i 段階の相当ひずみは

$$\bar{\epsilon}_{ij} = \Delta \bar{\epsilon}_{1j} + \dots + \Delta \bar{\epsilon}_{ij} \dots\dots\dots (14)$$

同じく板厚ひずみは

$$\epsilon_{tij} = \Delta \epsilon_{t1j} + \dots + \Delta \epsilon_{tij} \dots\dots\dots (15)$$

のようにして求める.

この J_{max} と n の関係を図 6 に示す.

一方, カップの強さはカップ底部で平面ひずみ変形あるいは等二軸引張り変形がおこる場合の最大荷重できまる. これは荷重最大の条件から

- 1) 平面ひずみ引張りの場合は

$$2\pi R t_0 (1.15 \sigma_0) \times (1.15 n/e)^n$$

- 2) 等二軸引張りの場合は

$$2\pi R t_0 \cdot \sigma_0 \cdot (2n/e)^n$$

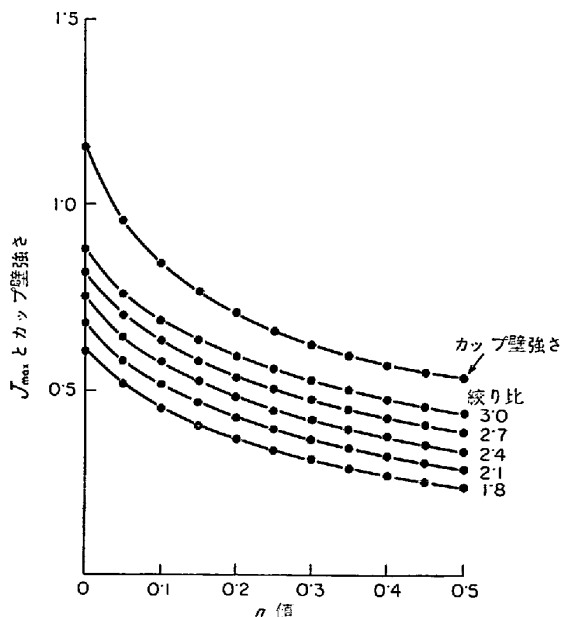


図 6 n 値と J_{max} およびカップ壁強さとの関係

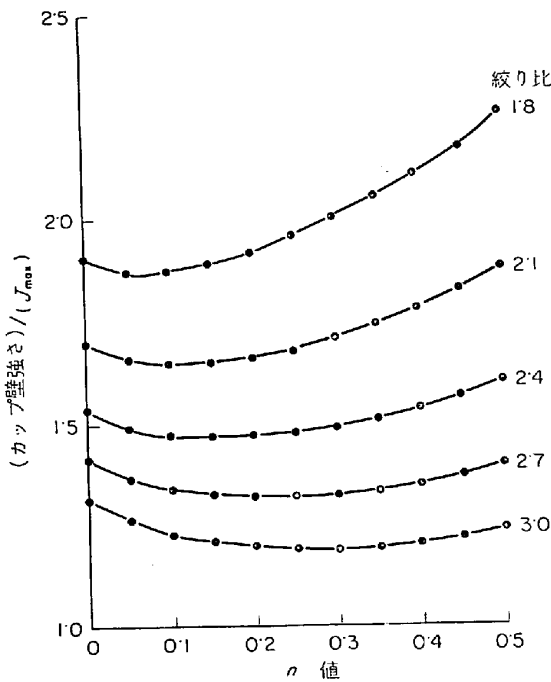


図7 (カップ壁強さ)/ J_{max} と n 値との関係

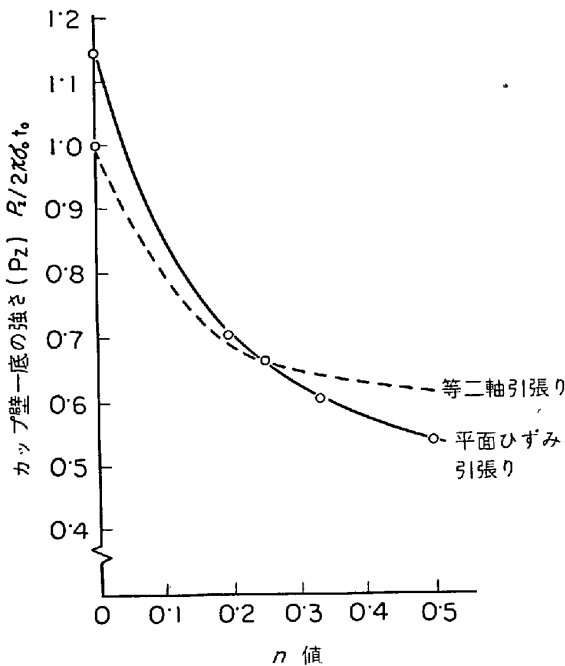


図8 カップ壁-底の強さと n 値

となる。これらの n に対する変化を図7に示す。カップ底部の変形荷重の最大値が1) できるか2) できるかは、カップ底部における材料とポンチとの間の潤滑状態と、ポンチ頭部の形態(球底, 平底, 肩の曲率半径)で決定される。 n が0.26以下のときは1) が大きい値を与えるが n が0.26をこえると2) の方が大きい値を示す。 n のいずれを問わず、等二軸引張りはポンチ底の中心に近い方でしかおこらないので n が小さいときで潤滑状態がよいときでない問題にならない。

図8に、カップ底が1) の状態で最高荷重になる場合の値を $P_{max} = 2\pi R_0^{1/2} t_0 \sigma_0 \theta J_{max}$ で除した値を n に対して示す。これから n が0と0.50の間でこの比が最小値をもつことがわかる。このように n は必ずしも大である方が深絞り性をよくするとはいえないのではないかという結果が導き出される。 n の小さいところでは n の増加は必ずしも深絞り性の改善と対応しない可能性がある。

つぎに張り出しのような変形に対して好ましい材料特性について考察しよう。張り出しのような変形にとって大切なことは、材料各部の変形の一様性である。それはいわゆる塑性変形安定の条件があればよいのである。張り出しは張力の作用のもとに行なわれるのであるから、まず単軸引張りにおける変形の均一性を考えてみよう。材料の応力-ひずみ関係が(2)式であらわされ、変形強さにひずみ速度依存性がないときには材料の変形の一様性が保たれる条件は

$$\epsilon \leq n \dots\dots\dots (20)$$

である。すなわち、 n が大であるほど変形の一様性が保障されるのである。一方、応力状態が単軸でなく二軸になれば、応力比を α とすると、von Mises の降伏条件による限り、相当応力 σ_e 、相当ひずみ ϵ_e と第一主応力 σ および第一主ひずみ ϵ との間には

$$\left. \begin{aligned} \sigma_e &= \sigma / \sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1} \\ \epsilon_e &= \epsilon \sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (21)$$

の関係があり、変形の一様性の限界はやはり

$$\epsilon \leq n$$

で与えられるので、そのときの相当ひずみ ϵ_e は

$$\epsilon_e = n \sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1} \dots\dots\dots (22)$$

となる。とくに二軸引張りのときは

$$\epsilon_e = 2n \dots\dots\dots (23)$$

となるので、大きなひずみ範囲までの $\sigma_e - \epsilon_e$ 関係を求めないときには二軸引張り変形が実験手段として用いられる。なお、くびれが単軸あるいは等二軸状態で発生したときその近傍 σ 、 α が変化し(21)式からそのくびれが拡散できる条件になるということも二軸応力状態における変形の安定性として考える研究者もある⁴⁾。

一方、材料の変形応力がひずみ速度に対し正の依存性をもっていることが変形の安定性にとって有利であると考えられる。材料が粘性体で、強さがただひずみ速度のみによつて決定される場合、かなりの変形の一様性が保証されることがよく知られている。近年の話題である超塑性現象がおこるための一つの条件としてこの変形強さの大きなひずみ速度依存性があげられている。BACKOFEN⁵⁾ は変形強さ σ がひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ のみによつてきまり、

$$\sigma = K \dot{\epsilon}^m \dots\dots\dots (24)$$

であらわされるとき、(24)式を断面積 A を用いて書きなおして

$$F/A = K(-dA/Adt)^m$$

から

$$-dA/dt = (F/K)^{1/m} \{1/A^{(1-m)/m}\} \dots\dots\dots (25)$$

を導出し、 m が 0 から 1 に近づくほど dA/dt は A に依存しなくなるので変形の一様性が保たれるとのべている。その他、NAKAGAWA⁶⁾が

$$\sigma = K\epsilon^n \dot{\epsilon}^m \dots\dots\dots (26)$$

から出発して荷重最高点を過ぎてからの伸びひずみ ϵ_e が

$$\epsilon_e = 58 n^{1/3} m^{4/3} \dots\dots\dots (27)$$

になると導びいている。この検討によつても変形応力のひずみ速度依存性が引張り応力下での変形の一様性に対し好ましい影響を有していることがわかる。また武内⁷⁾は変形応力に正のひずみ速度依存性があれば、材料が完全に均質な物体である限り局所の変形はおこりえないという結論を導いている。要するに変形強さのひずみ速度依存性も張り出し性にとつて好ましい性質であるといえる。

3.2 異方塑性体

材料に塑性異方性があるとき、プレス成形性にとつて好ましい異方性としてはどのようなことが考えられるであろうか。1950年にLANKFORDは r 値として、単軸引張りのひずみ 20% における幅方向ひずみの厚さ方向ひずみに対する比、すなわち

$$r = \ln(W_0/W) / \ln(t_0/t) \dots\dots\dots (28)$$

を定義した。彼は、 r 値が高いほど幅方向に変形しやすいと考え、したがって深絞り性に優れていると考えたのである。以下にまず、円板をカップに絞るとき好都合である異方性について考えてみよう。

ところで、塑性異方性の降伏条件として、等方塑性体の von Mises の条件と対応して、HILL⁸⁾は応力の二次形式を考えた。応力-ひずみ増分関係として降伏条件

$$f = C_{ijkl}\sigma_{ij}\sigma_{kl} - C = 0 \dots\dots\dots (29)$$

を塑性ポテンシャルとすると

$$d\epsilon_{ij} = h \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} df \dots\dots\dots (30)$$

から

$$d\epsilon_{ij} = C_{ijkl}\sigma_{kl} h df = C_{ijkl}\sigma_{kl} d\lambda \dots\dots\dots (31)$$

と得られる。物体が直交異方性であるとき x, y, z 軸を異方性の主軸にあわせてとると、

$$C_{1123} = C_{1113} = C_{1112} = C_{2223} = C_{2213} = C_{2212} \\ = C_{3323} = C_{3313} = C_{3312} = 0$$

であり、降伏に対し静水圧が影響しないから

$$\left. \begin{aligned} C_{1111} + C_{1122} + C_{1133} &= 0 \\ C_{2222} + C_{1122} + C_{2233} &= 0 \\ C_{3333} + C_{1133} + C_{2233} &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (32)$$

が成立する。もとより $C_{ijkl} = C_{klij}$ である。

(29)式に(32)を代入すると

$$f = -\{C_{1122}(\sigma_x - \sigma_y)^2 + C_{1133}(\sigma_z - \sigma_x)^2 \\ + C_{2233}(\sigma_y - \sigma_z)^2\} / 2 + (C_{2323}\tau_{yz}^2 \\ + C_{1313}\tau^2 + C_{1212}\tau_{xy}^2) - C = 0 \dots\dots\dots (33)$$

となる。(33)式は山田の表示であるが、HILLは(33)式の関係

$$F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 \\ + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 2C \dots\dots\dots (34)$$

とあらわしている。

いま、 x が第1主応力方向、 y が第2主応力方向、 z が第3主応力方向であるとき、 $-C_{1122} = C_{12}$ 、 $C_{-1133} = C_{13}$ 、 $-2C_{233} = C_{23}$ とおきかえると(33)式は

$$C_{12}(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + C_{13}(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + C_{23}(\sigma_2 - \sigma_3)^2 = 2C$$

となる。 $\sigma_3 = 0$ の平面応力状態では

$$(C_{12} + C_{13})\sigma_1^2 - 2C_{12}\sigma_1\sigma_2 + (C_{23} + C_{12})\sigma_2^2 = 2C \dots\dots\dots (35)$$

となり、両辺を C_{12} で除して

$$(1 + C_{13}/C_{12})\sigma_1^2 - 2\sigma_1\sigma_2 + (1 + C_{23}/C_{12})\sigma_2^2 \\ = 2C/C_{12} \dots\dots\dots (36)$$

と書くと、第1主方向に単軸引張りを行なつたときの r 値を r_1 、第2主方向に単軸引張りを行なつたときの r 値を r_2 とすれば、(31)式から

$$r_1 = C_{12}/C_{13}, \quad r_2 = C_{12}/C_{23}$$

となつて(36)式は

$$\{(1+r_1)/r_1\}\sigma_1^2 - 2\sigma_1\sigma_2 + \{(1+r_2)/r_2\}\sigma_2^2 \\ = 2C/C_{12} \dots\dots\dots (37)$$

となる。

軸対称異方性すなわち $r_1 = r_2 = r$ とすれば(37)式はBACKOFEN¹⁰⁾が導いたように、面内の単軸引張応力を X として

$$\sigma_1^2 - \{2r/(r+1)\}\sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2 = X^2 \dots\dots\dots (38)$$

となる。(38)式であらわされる $\sigma_1 - \sigma_2$ 面内の楕円を、 r をパラメータとして図9に示す。

深絞りには、すでに述べたごとくフランジ変形力がカップ底部における耐荷重より低いことによつて可能になる。図4にフランジ部とカップ底部における大略のひずみ状態を示したが、(30)式によれば、それぞれのひずみ

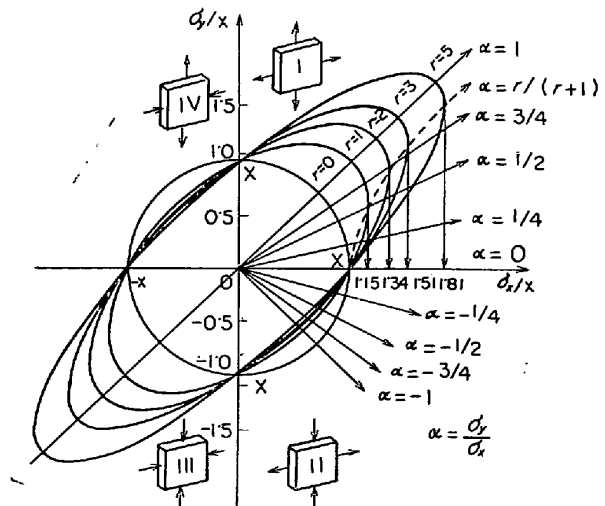


図 9 r 値と降伏楕円

状態に対応する応力状態が図9の楕円の外法線が図4のひずみの向きと一致するそういう点であらわされるのである。図4と図9とからわかるようにフランジ変形部では $r=0$ の場合と $r=\infty$ の場合の降伏条件の違いは最大1.4倍である。この最大のずれは、フランジ変形部の変形が $\epsilon_t=0$ の平面ひずみ変形である場合におこる。しかしながら異方塑性体の ϵ_t の分布の定性的な傾向が等方塑性体と相似であるならば、 $\epsilon_t=0$ の変形はフランジ内周におこるか否かという程度であることが SWIFT らの図3 a) に示される結果から予想される。しかも、フランジ部では変形がなるべく変形仕事を小さくするようになされるような抱束の少ない変形条件にあるということのために、変形の様態には異方性の影響が著しくあらわれ耳が発生するが、変形所要力には異方性の影響はわずかであると考えてよい。

一方、カップ壁の最大耐荷重はこの材料に平面ひずみ引張り変形を強いるのに必要な応力比を

$$\alpha = \sigma_2 / \sigma_1 \dots\dots\dots (39)$$

とすると、 α は (38) 式と (30) 式とから

$$\alpha = r / (r+1)$$

このとき

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= X \sqrt{\alpha^2 - 2r / (1+r) \cdot \alpha + 1} \\ &= (r+1) X / \sqrt{2r+1} \dots\dots\dots (40) \end{aligned}$$

となる。 $r=1$ のときは等方塑性体と同じで $\sigma_1 = 1.15X$ となる。

ここで異方塑性体の相当応力-相当ひずみ関係を第1主応力による単軸引張り変形における応力-ひずみ関係とおき、相当ひずみ ϵ_e として

$$X = X_0 \epsilon_e^n \dots\dots\dots (41)$$

と書く。この場合応力比 α での ϵ_e は

$$\epsilon_e = \epsilon (r+1) / \sqrt{2r+1} \dots\dots\dots (42)$$

となる。これから平面ひずみ引張りでのカップ壁の最大耐荷重は

$$2\pi R_0 t_0 X_0 \{ (1+r) / \sqrt{1+2r} \}^{1+n} (n/e)^n$$

となつて、 n が 0, 0.2, 0.33, 0.50 と変化したときの r に対する変化の様子を図10に示す。一方等二軸引張りになつたときの最大耐荷重は $\alpha=1$ で

$$\sigma_1 = X \sqrt{(1+r)/2} \dots\dots\dots (43)$$

$$\epsilon_e = 2\epsilon \sqrt{(1+r)/2} \dots\dots\dots (44)$$

となるので

$$2\pi R_0 t_0 X_0 \{ \sqrt{(1+r)/2} \}^{1+n} (2n/e)^n$$

で与えられ、図11に r 値と n 値の変化に対するこの耐荷重の変化を示す。

いずれにしても r が増加することによつて、カップ壁の強化がおきていることが明らかである。したがつて LANKFORD がはじめ予想したように r 値の上昇による深絞り性の改善は期待できるのである。

一方、張り出し性に対する r 値の影響については、 n

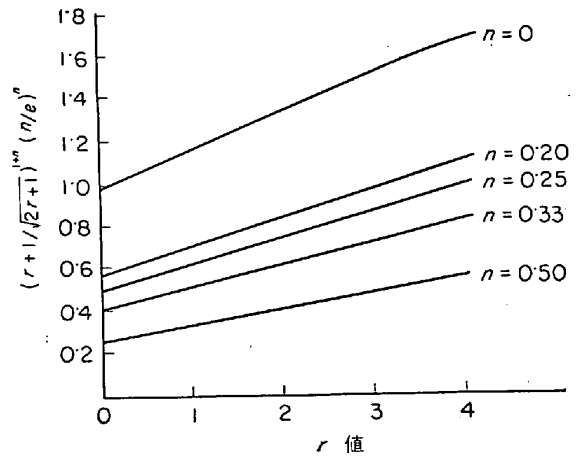


図10 r 値とカップの壁の強さ (平面ひずみ引張り)

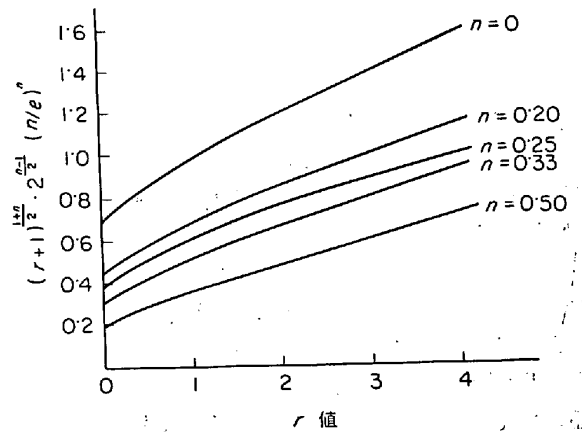


図11 r 値とカップ底の強さ (等二軸引張り)

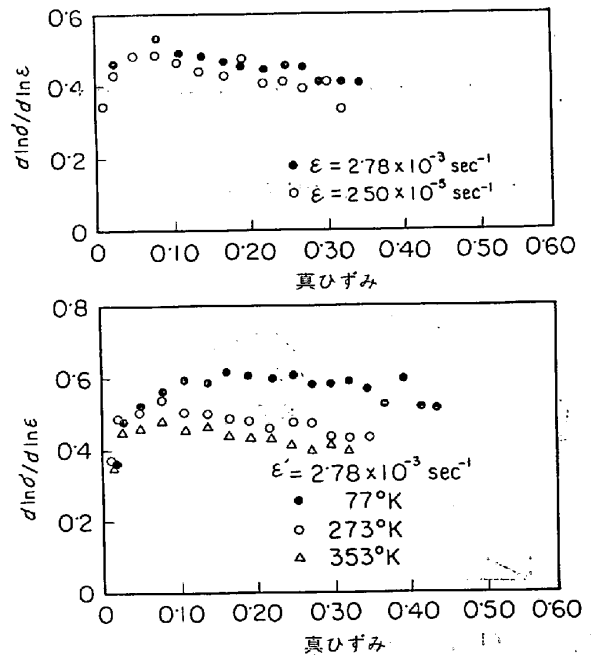


図12 ニッケルの $d \ln \sigma / d \ln \epsilon$ のひずみに対する変化¹⁵⁾

値がひずみに対して変化しないかぎり、また n 値が r 値の変化と無関係な材料においては存在するはずがない。

しかしながら、たとえば図 12 に示すように $d(\log \sigma)/d(\log \epsilon)$ はひずみに対して変化し、大きなひずみのところで減少している。このような場合には、 r 値が高いと等二軸引張りや平面ひずみ引張りでは相当ひずみが大きくなるので、 r 値が大きいことは張り出し性にとって不利である。

3.3 まとめと補遺

プレス成形性にとって、材料の力学的特性として重要なものは

- 1) 加工硬化特性
- 2) 変形応力のひずみ速度依存性
- 3) 塑性異方性

である。深絞りのような変形域と耐荷重部とで変形様式が異なる場合には 3) の塑性異方性の影響が大きい。張り出しのような変形域が同時に耐荷重部であるような場合には 1) の加工硬化特性と 2) の変形応力のひずみ速度依存性との影響が大きい。塑性異方性を r 値で示すと、高い相当ひずみで $d(\log \sigma)/d(\log \epsilon)$ が減少する機会が多いので、図 13 に示すように、 r 値が高い材料の二軸引張変形は不利である。

r 値の面内異方性についてふれなかつたが、これが縮みフランジ変形で形成される耳の原因になる¹⁴⁾。しかし、おそらく図 9 の降伏楕円の形状から考えて、 r 値が小さい範囲から変化している場合に問題が大きいと思われる。すなわち $r > 2$ となれば第 IV 象限で同じひずみ比を与える応力比も、同じ応力比に対するひずみ比も r にほとんどよらない。したがって、 r の平均的な大きさ \bar{r} が大きくなるほど r の面内分布は問題でなくなるであろう。

4. 材料の力学的性質とプレス成形性の関係

3 章で材料のもつ力学的特性とプレス成形性との関係を力学的に検討した。この際見いだされた予測が実際に

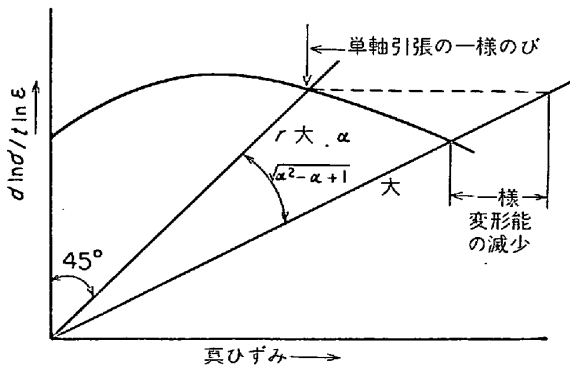


図 13 $d \ln \sigma / d \ln \epsilon$ のひずみに対する変化と r 値および $\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1}$ の増大による一様変形能の減少

どの程度有効であるかを数例の実験結果によつて検討してみることとする。

4.1 C.C.V. とエリクセン値と材料の力学的特性値との関係

深絞り性と張り出し性を同時に知ろうという目的で、福井によつて、(C.C.V.) 試験が開発されたことはよく知られている。しかし、この試験はいわゆる複合成形性を知る目的より、むしろ L.D.R. より簡便に深絞り性に対応する指標を得るものであることがわかつてきた。

一方、エリクセン試験は、以前単純に張り出し性を求めるために行なわれるものと思われていたが、板をおさえてから 5/100 mm ゆるめるなどの試験条件の変化によつて、周囲のフランジ部の流れ込み量がかなりエリクセン値に影響を与えることがわかつてきて、ある程度深絞り性もあらわす試験であるということになる。

久保寺¹²⁾は、プレス成形性のよい低炭素鋼板の製造工程を研究する目的で、様々な工程を用い \bar{r} , \bar{n} , σ_B (抗張力) の値の異なつた板をつくり、C.C.V. 試験 (限界深絞り比以上のブランクをコニカルダイス中で絞り、カップ底部に破断が生じたときのブランク周縁の径で成形性をあらわす試験) とエリクセン試験 (ブランクに球頭ポンチを押しつけ張り出させブランクに割れが生じたときの高さで成形性をあらわす試験) を行なつた。そこで筆者はこの論文から \bar{r} , \bar{n} , σ_B と G.C.V. 値、および、同じく \bar{r} , \bar{n} , σ_B とエリクセン値とのそれぞれの重相関関係を取り、 \bar{r} , \bar{n} の寄与についてしらべてみた。

図 14 a) は重相関係数を用いて計算した C.C.V. の計算値と実測値との関係である。計算式は重回帰分析の結果

$$\left. \begin{aligned} \text{C.C.V.} &= -1.8\bar{r} + 8\bar{n} + 0.09\sigma_B + 35.6 \\ \text{ただし } 0.91 \leq \bar{r} \leq 2.36, 0.223 \leq \bar{n} \leq 0.267, \\ &28.2 \leq \sigma_B \leq 39.5 \end{aligned} \right\} \dots (45)$$

であらわされる。C.C.V. の改善に対して \bar{r} の増大、 \bar{n} の減少、 σ_B の減少が好ましいと考えられる。計算の途中で求めた偏差示標 $S(\text{C.C.V.}, \bar{r})$ も $S(\text{C.C.V.}, \bar{n})$ もともに負であつたが同時に $S(\bar{r}, \bar{n})$ がかなり大きな正の数であるため、結果として \bar{n} は C.C.V. を増す因子として働くことになつている。つまりこれらの試料は \bar{r} が増大しているものは \bar{n} も増大していたわけである。

このように \bar{r} が C.C.V. に対して改善の効果をもつということはすでに述べたところから理解できる。 \bar{n} の効果が逆にあらわされたことは、 n の低いところではカップ壁の強さの n による減少がフランジ変形所要力の減少を上回る可能性と対応すると思われる。

つぎにエリクセン値の場合の計算値と実測値との関係を図 14 b) に示す。計算式は、 \bar{r} , \bar{n} , σ_B の変域が (45) 式と同じで

$$\begin{aligned} \text{エリクセン値} \\ = 1.4\bar{r} - 1.0\bar{n} - 0.05\sigma_B + 11.1 \dots \dots (46) \end{aligned}$$

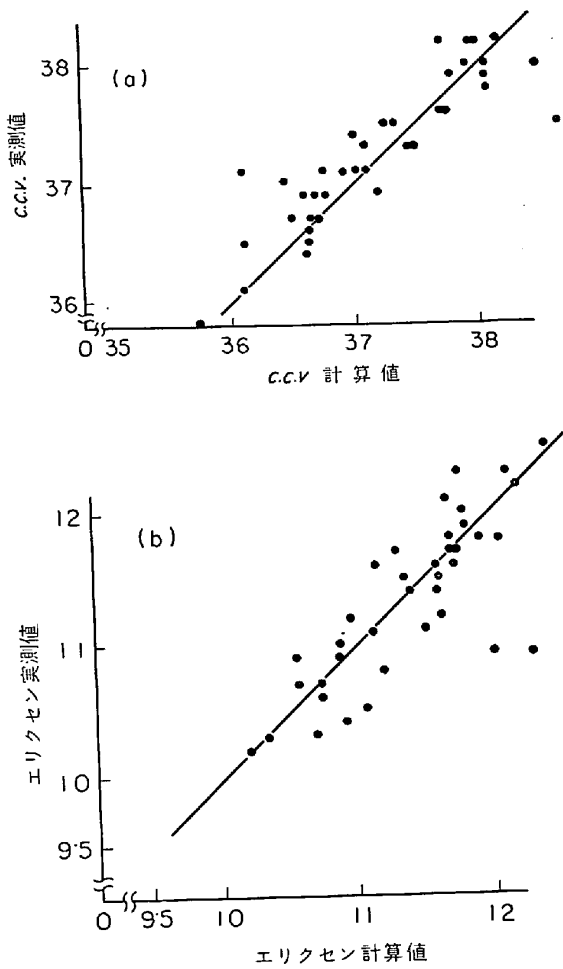


図 14 (a) C.C.V. と \bar{r} , n , σ_B の重相関
(b) エリクセン値と r , n , ρ_B との重相関

であらわされる。 \bar{r} がエリクセン値を改善し、 \bar{n} はこの変域では負の効果をもつということは、C.C.V. 値の場合と同様である。

σ_B は C.C.V. およびエリクセン値に対して好ましくない因子のようである。

4.2 単一素板荷重法による P_2 , P_m と材料の力学的特性との関係

単一素板荷重法によつて求められる P_2 (カップ壁破断荷重), P_m (最大フランジ変形力) が r 値に対してどのように変化するかを小久保ら¹³⁾がもとめている。材料によつて n 値や σ_0 [(2)式] および X_0 [(41)式] が異なる。そこでこれらの変化の影響を極力とりのぞくために、彼らは絞り比2で求めた P_m と P_2 を単軸引張試験で得た σ_B の値で除して、 r 値の影響を求めた。この方法で完全に n や σ_0 , X_0 の違いの影響をとりぞいたとはいえないが、 r 値のみの影響を浮き上がらせる効果は期待できる。彼らの用いた軟鋼板および Ti 板の \bar{r} は 0.72~4.2 に変化しており、 \bar{n} は 0.14~0.24 の間で変化していた。軟鋼板と Ti 板の P_m/σ_B および P_2/σ_B を図 15 に示す。これからわかることは P_m/σ_B が \bar{r} にほとんど

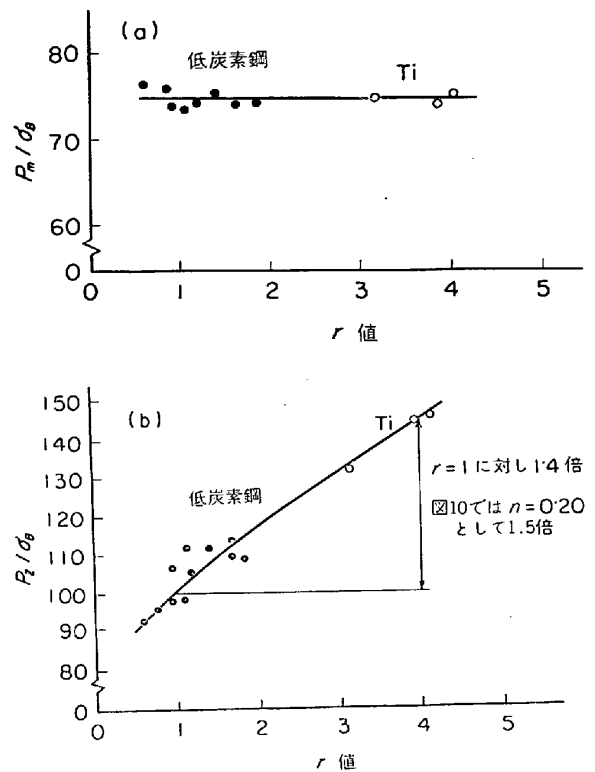


図 15 (a) P_m/σ_B と r 値との関係¹³⁾
(b) P_2/σ_B と r 値との関係¹³⁾

依存せず、それに反して P_2/σ_B が \bar{r} の増大とともにいちじるしく増加しているということである。これはすでに行なつた力学的考察にもとづく予測とよく対応している。

なお、彼らは同時に Al 板と Cu 板について同様のとりあつかいをしてい。この場合 P_m/σ_B は \bar{r} ととも減少し、 P_2/σ_B は軟鋼板や Ti 板ほど \bar{r} に依存していない。これらの結果については 5 章で検討することにする。

4.3 張り出し変形と材料の力学的性質

宮内¹⁵⁾は、フランジ部から材料が流入しないようにして、張り出し高さ h と材料特性値との関係を重回帰分析によつて求めた。実験条件は平頭ポンチの場合、ポンチ肩半径 5 mm, ポンチ直径は 19~78 mm, ダイス直径は 35 mm~83.7 mm にかえてい。材料の力学的特性値として \bar{r} , \bar{n} のほかに、板の破断時における一様変形部分の幅方向ひずみ u , 局部変形部の幅方向ちぢみ ϕ も採用している。球頭ポンチの場合はポンチプロフィール半径がダイス半径より板厚分だけ小さいということになる。図 16 は最大張り出し高さ h_{max} に対して、 $(r_1 - r_p)$ (r_1 : ポンチ半径, r_p : ダイス肩半径), r_p , $(r_2 - r_1)$ (r_2 : ダイス半径), n , r , u , ϕ を因子として重回帰式を作成し実験値と比較したものである。これから n は正の効果, r は負の効果, u は正の効果, ϕ は負の効果をもっていることがわかる。 u には r と n との相乗効果が含まれており、 ϕ は材料の特性値としてはきわめて複雑な内容をも

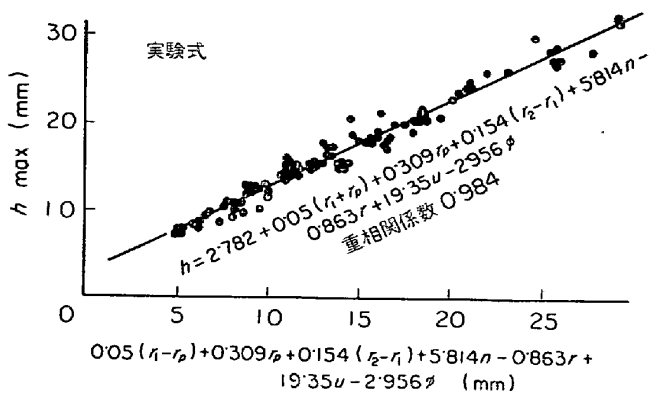


図 16 h_{max} と工具寸法, 材料特性値との重相関¹⁵⁾

つている. いずれにしても, このような変形条件では n が正の効果, r が負の効果をもたらすであろうことはすでに予測されたとおりである. ここで用いられた材料の n は $0.19 \sim 0.53$, r は 1.0 から 2.0 の間である.

一方, 張り出しのような変形に対して変形応力のひずみ速度依存性が正の効果をもつであろうと, 3.3 で述べた. 近年, 話題となっていた超塑性という現象は, 材料の伸びが荷重の増加がないにもかかわらず一様性をもつていちじるしく大きいというものである. 多くの研究者によつて解明された結果, 材料の内部の問題はさておき, とまかく超塑性を示す材料の変形応力が非常に大きいひずみ速度依存性をもつているということが確認されている. 写真 1 は BACKOFEN ら⁴⁾が超塑性を示す Al-Zn 共晶合金板を 260°C でひずみ速度依存指数が 0.5 から 0.7 の間で液圧バルジ成形したときのものである.

このような極端な例はともかくとして, 低炭素鋼板や Ti 板などの伸びは, この変形応力のひずみ速度依存性によつて助けられていることが予想される. 図 17¹⁵⁾ は純鉄, 低炭素キルド鋼, Ti, 黄銅の公称応力-ひずみ曲線である. これから純鉄, 低炭素キルド鋼, Ti の場合は公称応力最大に達して以後, つまりいわゆる不安定領域になつてからの伸びがかなり大きいことがわかる. それに反して黄銅の場合は公称応力が最大に達するとすぐ破断している. 低炭素鋼, 鉄, Ti などは室温付近における変形応力のひずみ速度依存性 $\Delta\sigma/\Delta \log \dot{\epsilon}$ が黄銅の 10 倍程度ある. 図 18 は低炭素アルミキルド鋼の応力-

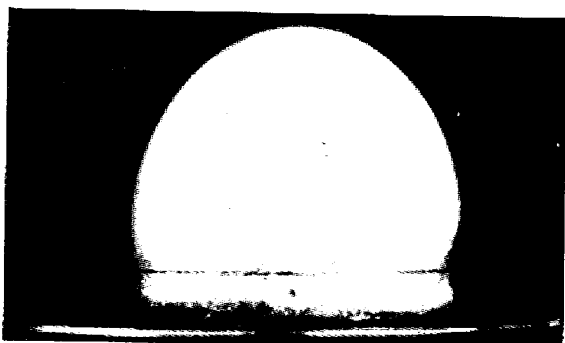


写真 1 Al-Zn 板の張り出し⁴⁾

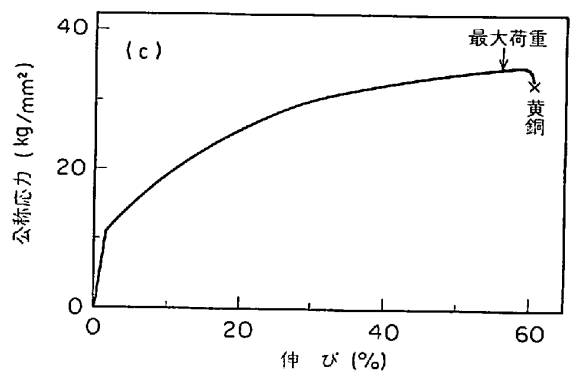
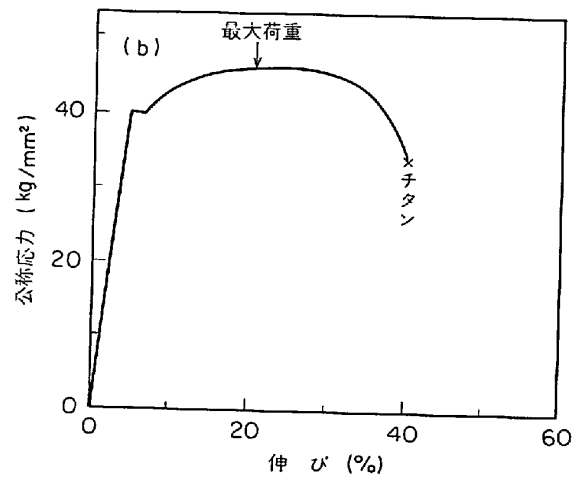
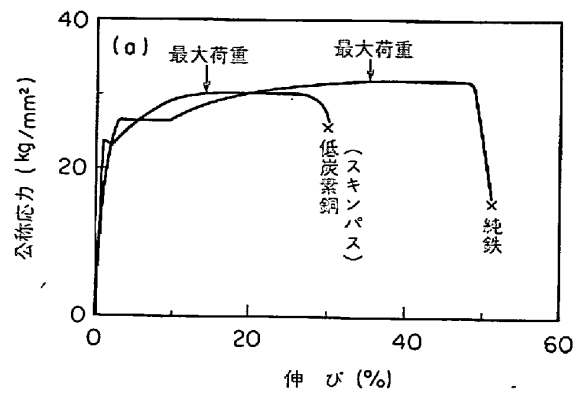


図 17 (a) 低炭素鋼と純鉄の応力-伸び曲線
(b) チタンの応力-伸び曲線
(c) α 黄銅の応力-伸び曲線

ひずみ曲線である. 矢印が引張り荷重最大に達した点である. 変形応力のひずみ速度依存性をしらべてみると 16°C (289°K) でこの矢印まで $\Delta\sigma/\Delta \log \dot{\epsilon}$ は減少しそのあと逆に増加する傾向にある. 軟鋼の室温付近における変形応力のひずみ速度依存性は, ほぼ変形応力のひずみ速度に依存する部分と比例することが見い出されている¹⁶⁾. この変形応力のひずみ速度依存性をもつ部分は大体可動転位密度が減少するか, ひずみ速度が増加すれば増大するわけである¹⁷⁾. ひずみが高くなつて動ける転位の数が減少するか, あるいはくびれの核のようなところに変形が集中し実質的なひずみ速度が増大するかが図 18

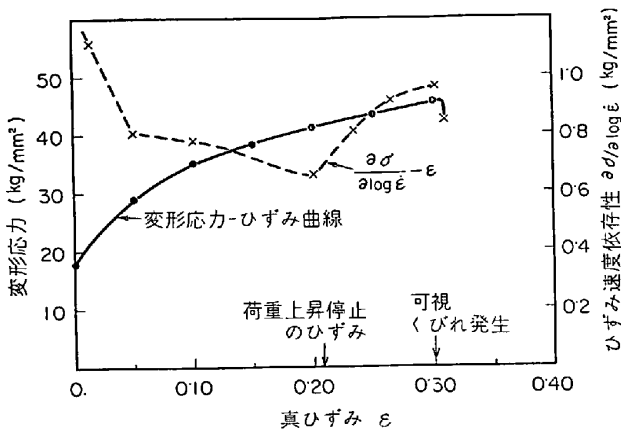


図 18 アルキルド鋼の 289°K における応力-ひずみ曲線と変形応力のひずみ速度依存性

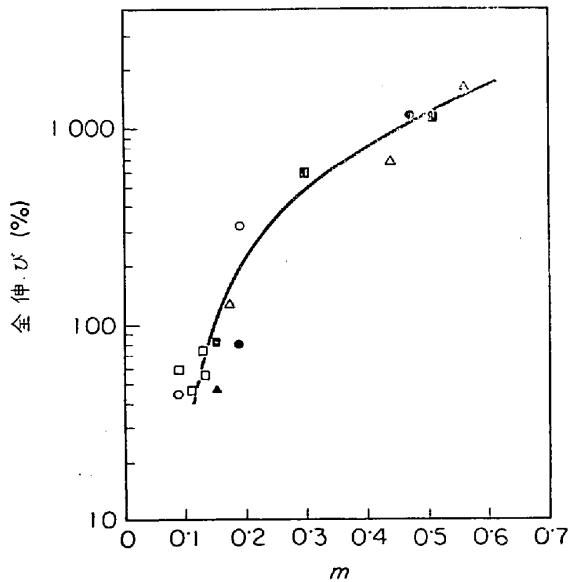


図 19 Pb-Sn 合金における全伸びと m 値¹⁷⁾

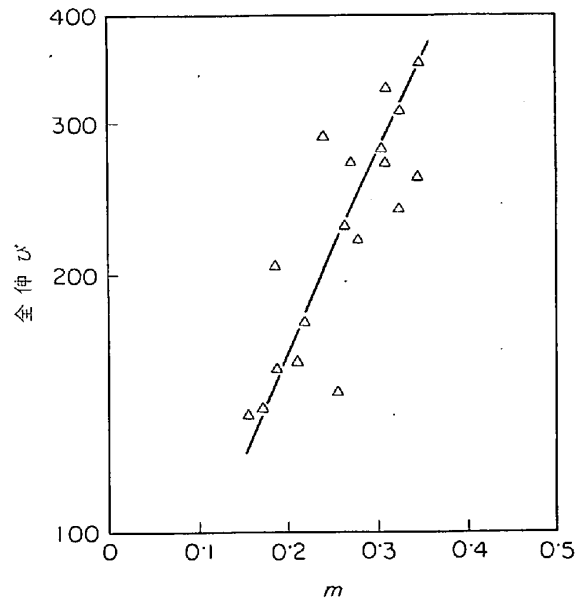


図 20 低合金鋼の高温における全伸びと m 値¹⁸⁾

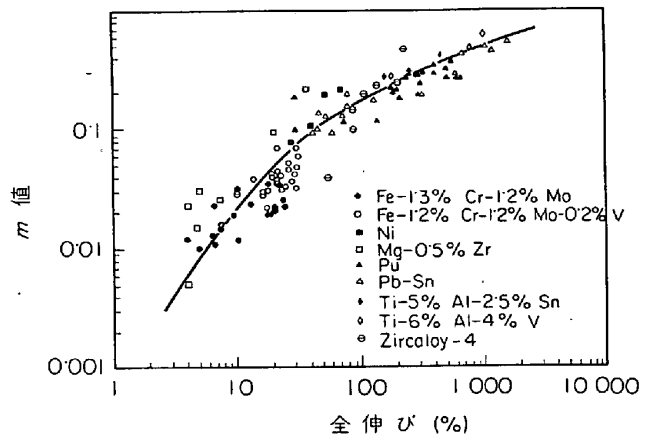


図 21 種々の合金の全伸びと m 値¹⁹⁾

に示した現象の原因であろう。超塑性のおこる原因などからの類推から、これは荷重最高に達してからくびれの核が形成し、それが変形応力のひずみ速度依存性の助けによって試片全体に伝播して局部変形をおくらせるという考え方が妥当ではないかと思われる。

ひずみ速度依存性が大きい材料の伸びが大きいということは、AVERY ら¹⁷⁾が求めている Sn-Pb 共晶合金のひずみ速度依存指数 m と全伸びとの関係 (図 19)、MORRISON¹⁸⁾ が求めた低合金鋼の高温変形と同じく m と全伸びとの関係 (図 20)、WOODFORD¹⁹⁾ が Cr-Mo 鋼, Cr-Mo-V 鋼, Ni, Mg 合金, Pu, Pb-Sn, Ti 合金, ジルカロイ-4 についてまとめた m と全伸びとの関係 (図 21) からみとめることができる。

4.4 まとめ

実際の成形性が材料の力学的性質にどのように依存するかについて、いくつかの例をみてきた。その結果、少なくとも低炭素鋼板や純 Ti 板では r や n に対し 3 章で

考察した予測に対応することがわかった。

5. 材料の力学的性質を支配する金属学的因子

5.1 r 値を決定している金属学的因子

金属板の塑性異方性が集合組織と強く相関していることはよく知られている²⁰⁾。単結晶の r 値の計算, 単結晶にある変形様式を与えたときの変形所要力 M の求め方, 多結晶体の結晶方位の分布関数を知つて r 値を計算する方法などが提案されている²⁰⁾。現在, 行なわれている計算方法は HILL および BISHOP²¹⁾ と HOSFORD²²⁾ に由来するものであつて, 重要な二つの仮定を含んでいる。第一の仮定は潜在迂り系の等価硬化であり, 第二の仮定は多結晶体内部でのひずみ均一の仮定である。

この手法によつて r 値に対する各板面方位の寄与をしらべると図 22 のように (100) が好ましくなく (110) と (111) とが好ましいことがわかる。これは板面法線を軸

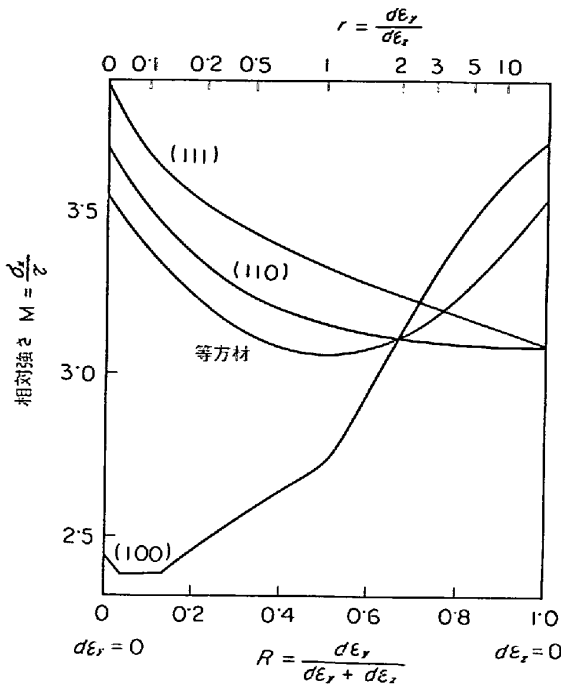


図 22 板面法線に関して回転対称集合組織を有する板の $M-R$ 曲線 (HOSFORD³⁴) による) ²⁰⁾ から

とする軸対称の集合組織で計算した結果である。

ところで、低炭素鋼板、18Cr ステンレス板などの体心立方金属の r 値に対して、板面に平行な低指数面密度がどのような寄与をするかをしらべるために、五弓、鈴木、猪野、清水²³⁾²⁴⁾²⁵⁾²⁶⁾ 達の \bar{r} 値と (111) 面、(100) 面、(112) 面、(110) 面密度との関係を重回帰分析してみた。解析の結果得られた計算式は

$$\begin{aligned} \bar{r} = & -0.04 I(100)/I'(100) - 0.03 I(112)/I'(112) \\ & + 0.09 I(111)/I'(111) + 0.18 I(110)/I'(110) \\ & + 0.85 \end{aligned}$$

$I(100)$: (100) 面の X 線回折線強度
 $I'(100)$: 無方向性試料の $I(100)$ など
 $0.5 \leq I(100)/I'(100) \leq 3.1$
 $0.7 \leq I(112)/I'(112) \leq 1.7$
 $0.6 \leq I(111)/I'(111) \leq 5.7$
 $0.2 \leq I(110)/I'(110) \leq 1.0$

..... (47)

である。計算値と実測値との関係を図 23 に示す。これから多結晶の場合にも (100) は負の効果、(111)、(110) は正の効果をもつことがわかる。(112) 面の効果が負になっていることが注目される。五弓、鈴木、田辺²⁶⁾ によれば、アルミニウム単結晶の (112) 方位の板面に平行に引張つたときの r 値はかなり大きく、これが正に作用することが期待されるのであるが、結果は反対であつた。この点は今後、各方位間の相互作用などをとり入れて解析する必要がある。ただし (112) 方位は対称性の悪い方位であるから (112) $[1\bar{1}0]$ 成分の場合と (112) $[11\bar{1}]$ 成分の場合と、 \bar{r} を 0° から 90° までの間での r 値を求め

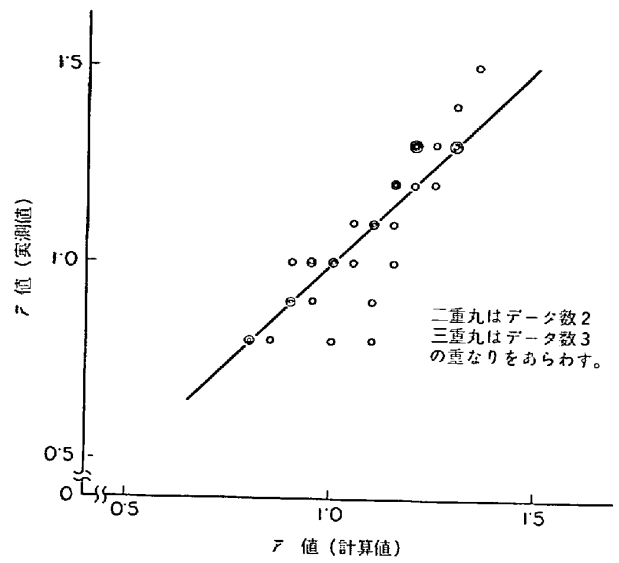


図 23 \bar{r} と (100)、(112)、(111)、(110) 各方位との重相関

て平均することによつて異なつてくるおそれがある。

そのような意味では、 0° 方向と 45° 方向、および 90° 方向の r 値から正しい \bar{r} をもとめる算法を考える必要がある。そのような意味で、福田²⁸⁾ が r_{0° 、 r_{45° 、 r_{90° から面内分布をもとめる算式を HILL²⁹⁾ の異方塑性体の降伏条件式 (34) 式と (29) 式にさかのぼつて導いている。実測値と計算値との一致はよい。福田の計算式は

$$r_0 = \left\{ \cos^2 2\theta + 2r_{45} (1/r_{0^\circ} + 1/r_{90^\circ}) \sin^2 2\theta \right\} / (\sin^2 \theta / r_{90^\circ} + \cos^2 \theta / r_0) \dots \dots \dots (48)$$

である。(112) の存在する場合についてはこのように留意して \bar{r} をもとめれば (47) 式のより改善された形式が得られるであろう。

5.2 n 値を支配する金属学的因子

n 値は金属多結晶の応力-ひずみ曲線を (2) 式あるいは (41) 式で近似したときの材料の硬化挙動を示す値である。したがつて、 n 値には結晶方位依存性、結晶粒度依存性、および結晶内の介在物、析出物の状態によつて左右されるであろう。

よく焼鈍された金属に対して n 値を測定すると、鉄や低炭素鋼では $0.20 \sim 0.25$ 、純 Ti 板で $0.15 \sim 0.20$ 、Al 板で $0.25 \sim 0.3$ 、 α 黄銅板で 0.4 前後、銅板で $0.5 \sim 0.6$ となることがよく知られ、また日常経験するところである。このように金属の種類によつて n が大体きまつていることは興味深い。ここで α 黄銅や、銅の n 値が低いのは、金属学的にいえば融点が低く、積層欠陥エネルギーが高く転位交叉すべりや非保存運動による動的回復が大きいためと考へて差支えないであろう²⁹⁾。このようなことで鉄、純 Ti 板の n 値の低いことの一部も説明できると思われる。

しかし、鉄や Ti のようにひずみ速度依存性の大きい材料の場合にはみかけの n 値は小さく測定される可能性がある。すなわち、材料の変形応力が

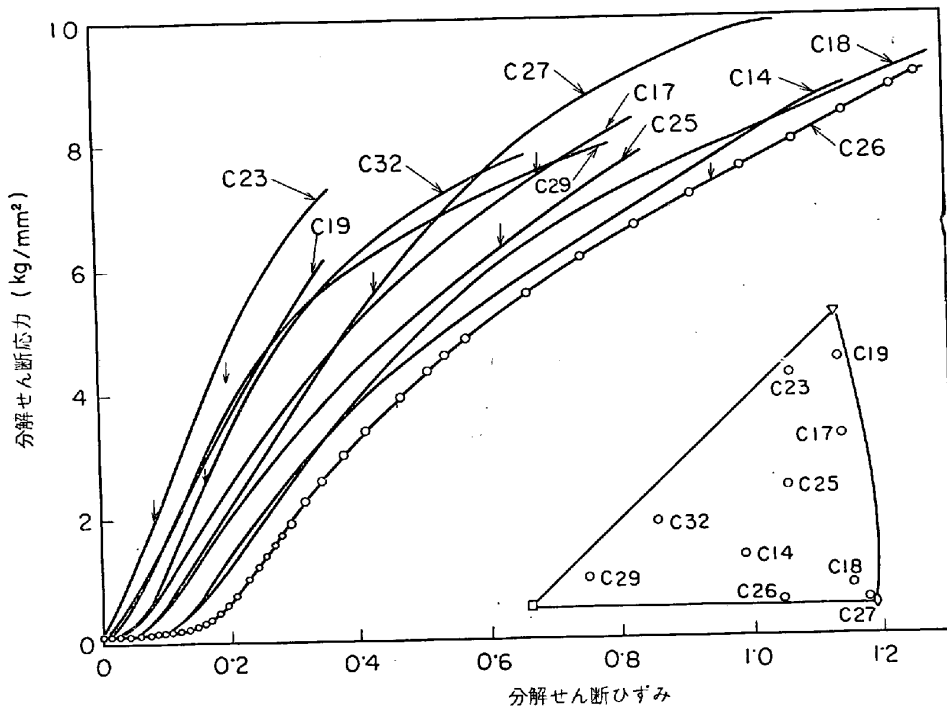


図 24 鋼単結晶の応力-ひずみ関係. ステレオ三角形と記号は試片の引張方位を示す

$$\sigma = \sigma_0 \epsilon^{n_0} + K \dot{\epsilon}^m \dots (49)$$

で書かれるとき、荷重最大となるひずみ n は、 K と $\dot{\epsilon}$ があまりひずみに依存しないとき

$$n = n_0 - K \dot{\epsilon}^m / \sigma_0 n^{n_0 - 1} \dots (50)$$

と書かれる。筆者の経験では³⁰⁾、室温付近で $\dot{\epsilon} = 10^{-3}$ / sec のとき低炭素鋼板の $K \dot{\epsilon}^m$ は 1.5 kg/mm^2 程度になるので、みかけの n が 0.20 程度のとき n_0 は 0.35 程度にはなるであろう。面心立方金属の場合には変形応力のひずみ速度依存性をもつ部分とたない部分とがほぼ比例するいわゆる Cottrell-Stokes の法則が成立するので³²⁾、ひずみ速度に依存する部分によつて n はあまり影響をうけることはない。つまり (49) 式の K が ϵ^n に比例するからである。

n 値に方位依存性がどの程度あるかを次に考察しよう。典型的な異方性材料は単結晶である。銅単結晶を室温でひずみ速度 10^{-4} / sec で変形した場合の加工硬化曲線を図 24 に示す³²⁾。このように単結晶の加工硬化曲線が引張方位によつてかなり変化することがわかる。この中で C_{29} 、 C_{23} 、 C_{19} という方位の曲線の相互の比較は興味がある。この (100) 方位と (111) 方位に近い方位の加工硬化曲線は初期の硬化率はともに大きい、(100) 方位に近い C_{29} はやや早く硬化が鈍化する。図 25 にアルミニウム単結晶を (100) 方向と (111) 方向に引張つた硬化曲線³³⁾を示すが、ここでは、(100) 方位の硬化が早く鈍る状態がさらにはつきりみとめられる。このようなことは引張り方位のすべり回転と方位の安定性との関係および交叉すべりの起こりやすさとの関係を考えてある程度説明できる。すなわち (111) は引張り方位として

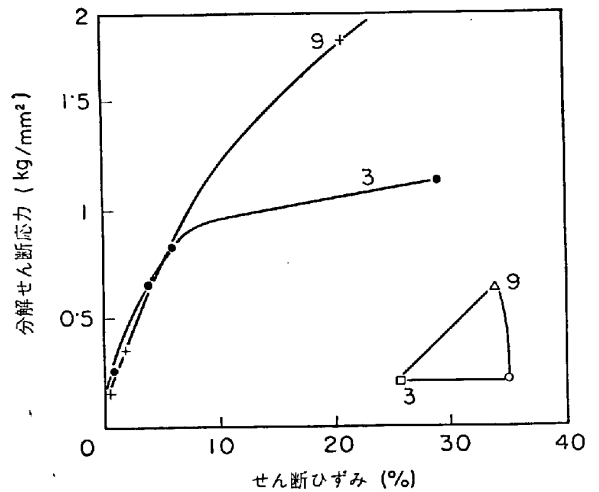


図 25 アルミニウム単結晶の引張りにおける応力-ひずみ関係
ステレオ三角形と番号は引張り方位を示す

は不安定で、近くにある三つの (112) 方位へ回転してしまいがち。この回転がおこると交叉すべり系同士の活動性が減ずる。それに反して (100) 方位は引張り方位として準安定で (112) 方位への回転は変形後期にならないとおこりにくい。しかも (100) 方位にとどまっていると交叉すべり系同士の活動性は全く等しく保たれている。このようなことが、この二つの方向の加工硬化曲線の差としてあらわれるわけである。

面心立方金属である銅を強圧延し再結晶させると鮮鋭な (100) [001] 方位にそろえることがよく知られている。この集合組織をもつ板を圧延方向から 15° おきに 45° ま

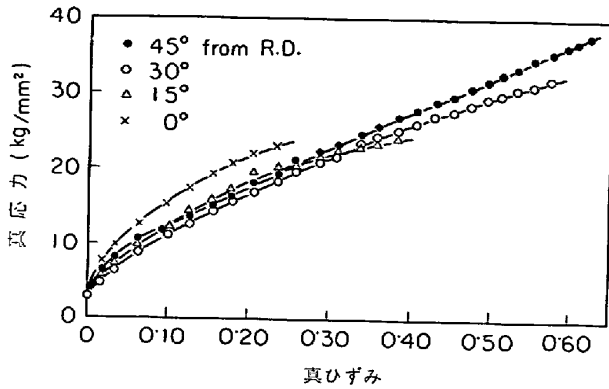


図 26 立方体方位鋼板の引張り試験における加工硬化曲線

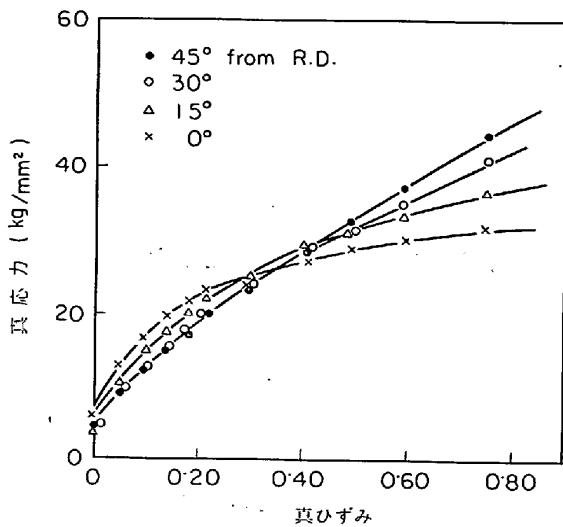


図 27 立方体方位鋼板の平面ひずみ圧縮における加工硬化曲線

での各方向に引張り試験を行なったのが図 26 である¹⁵⁾。また板面に対し平面ひずみ圧縮をし 0° から 45° までの各方向に伸ばしたときの応力-ひずみ曲線が図 27 である。これからわかることは、初期の硬化率は <100> 方向つまり 0° 方向が大きく、伸びが最もおとることである。<110> 方向に引張ると $r=0$ で、応力-ひずみ関係が平面ひずみ圧縮の場合と一致していることが図 26 と図 27 とからわかる。<110> 方向に引張り変形する場合を基準において <100> 方向に伸ばす平面ひずみ関係を基準関係に換算し、<110> 方向へ伸ばす平面ひずみ変形の応力-ひずみ曲線とともに示したのが図 28 である。これから基準のひずみで 0.20 まで両者の応力ひずみ関係は一致するが、0.20 をこえると <100> 方向の加工硬化が急激に鈍ることがわかる。つまり、図 29 に (100) 極点図を示すが、平面ひずみ変形で <100> 方向に伸びる場合は、つねに交叉すべり系同士のすべり量が等しいことがわかる。それに反して <110> 方向に伸びる場合には交叉すべり面の上ではすべりがおこる必要がないことがわかる。

このような <100> 方向の引張り、平面ひずみ変形にお

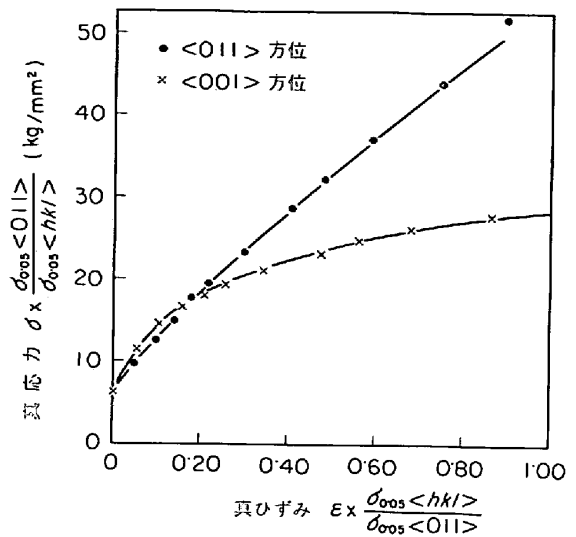


図 28 平面ひずみ圧縮における <001> 方位と <011> 方位の硬化状態の比較

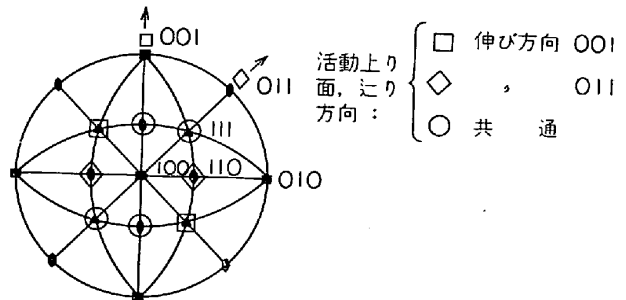


図 29 面心立方晶の (100) 極点図

ける加工硬化の飽和は、このような変形における一様伸び、つまり n 値に相当する値を下げることになると考えられる。一方、<110> 方向への引張りあるいは平面ひずみ変形では応力-ひずみ曲線が直線的に上昇しており、このようなことからこの方向での n 値はきわめてすぐれているといえる。(100) [001] 方位の発達した鋼板をフランジ変形力が最大に達してからフランジ変形を阻止して押し込み、ポンチ力最大に達した時点で荷重を止め、とりはずすと圧延方向と 0° および 90° をなす方向に垂直に鋭いくびれが発達している²⁴⁾。つまり、このような板の深絞りにおけるカップ壁の強さは最も一様変形能のわるい方向の一様伸びひずみを基軸としてきまつてしまうといえる。したがって、いま、 n が面内で $n(\theta)$ の分布をするとき、カップ壁の強さは

$$P_2 \propto \int_0^{2\pi} X_0 f \{r(\theta)\}^{1+n(\theta)} (n_{\min}/e)^{n(\theta)} d\theta \dots (51)$$

の関係にあつて、 n_{\min} が小さく n_{\max} が大きいほど、 P_2 は小さくなる。(100) [001] 方位の鋼板はこの典型的な実例である。このような状況を把握するためには、板を面内の各方向に圧延して硬度変化をしらべるというような手段が適当と思われる¹⁵⁾²⁵⁾。

このような例から対称性の低い板面方位をもつ板の場

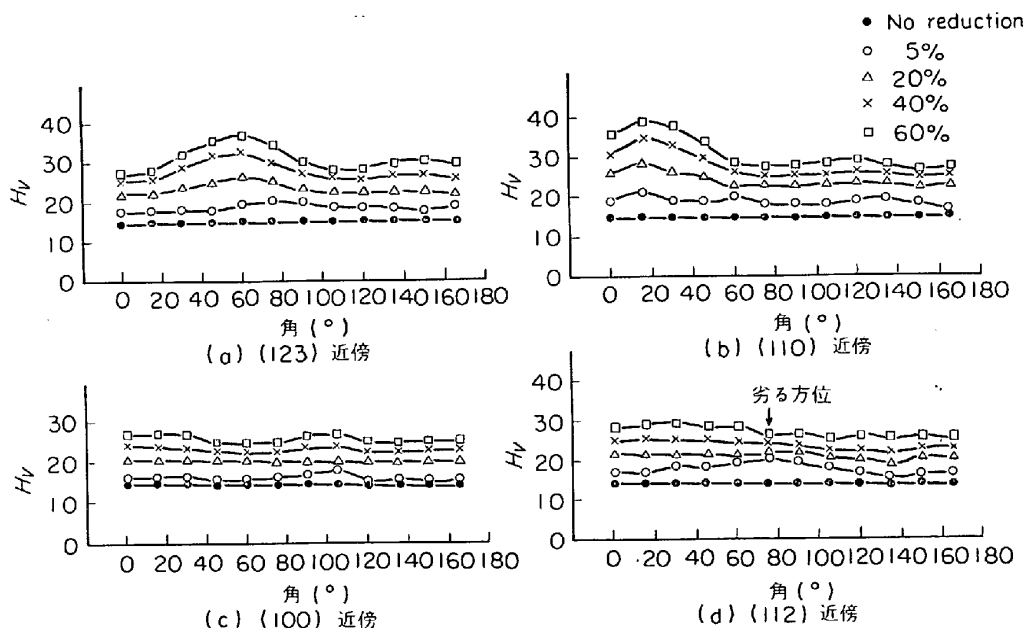


図 30 99.99%/Al 単結晶の圧延における加工硬化挙動

合は、板面内各方向の各変形状態における加工硬化の状況に注意しなければならないことがわかる。図 30³⁵⁾ にアルミニウム単結晶を板面内に 15° ごとに切り出し圧延し硬度変化をしらべた結果を示す。これから、(100) 板面方位と (112) 板面方位の場合に加工硬化が鈍化する方向があるのがわかる。このような面を板面方位の成分とする板の場合のカップ耐荷重はおそらくこの板面方位の発達とともに減少するであろう。このような実例は五弓、鈴木ら³⁶⁾³⁷⁾³⁸⁾によつてみとめられている。

一方、カップ底で等二軸伸び変形をするような場合には平面ひずみ変形で荷重するような場合と状況が異なる。この場合も変形に交叉すべり系同士が寄与しないような板面方位の場合が望ましい。このような板面方位は (112) 方位から (110) 方位への大円上にあり、これらの方位の中の (112), (123), (110) 方位は面心立方金属の圧延安定方位に近く、適当な圧下率と焼鈍条件のもとで焼鈍板の板面方位となるものである。したがつて面心立方金属の多くは立方体方位があらわれないかぎり、 r 値のいかんを問わずプレス成形性にすぐれている。

加工硬化の方向性について、中岡³⁹⁾は圧延安定方位が板面方位となる場合加工硬化率が低くなるはずであると述べている。この考え方が正しいとすると、面心立方金属の場合、圧延集合組織をのこすような条件で板をつくると、引張強さは n が増加 (加工硬化率が減少することに対応して) 減少するからカップ耐荷重の増強は望めない。一方このような方位をもつ板のフランジ変形力は、中岡の考え方にしたがえば、加工硬化が大きくフランジ変形力が増大することになる。

前者の状況は五弓、鈴木ら³⁶⁾³⁷⁾³⁸⁾の観察や宮原、小久保らの観察⁴⁰⁾と対応しているが、後者に関しては逆の例

がある。すなわち彼らはアルミニウム板で (112) 方位が増すとフランジ変形力が減少することを認めている。これはフランジ部の変形が比較的拘束の小さい変形で、材料は最も変形力が小さいように変形できるためにあまり変形力に異方性が影響を与えることがないためと思われる。

いずれにしても実験事実としては³⁶⁾³⁷⁾³⁸⁾⁴⁰⁾ (112) 方位近傍の成分の多い材料の深絞り性が上昇しないことがみとめられる。

n 値が集合組織および変形様式によつて大きく変化するのが面心立方金属の特徴である。一方、体心立方晶の鉄や低炭素鋼、最密六方晶の Ti の n 値は一般に低くほとんど板面方位の影響をうけない。これはこれらの金属が普通の変形条件でかなりひんぱんに交叉すべりをおこなっているためであると考えられる。

n 値は結晶粒度に依存する。金属の変形応力を普通粒度に依存しない部分 σ_0 と粒度に依存する部分にわけると

$$\sigma = \sigma_0 + kd^{-1/2} \dots\dots\dots (52)$$

k : 定数

d : 結晶粒径

である。したがつて d が増大すると k のひずみ依存性がほとんどないので n は上昇する。

面心立方金属の場合はアルミニウムの k は室温付近でひずみに依存しないが、銅、黄銅の k はいつたん増大しまた減少する。したがつて、いずれにしても粒径の増大に伴い n が上昇する。この状況は低炭素鋼や Ti の場合も同様である。図 31 にアルミニウムの変形応力 σ の粒度依存性が室温と低温とでどのように異なるかについて示す⁴¹⁾。変形温度が低下するとアルミニウムも銅や黄銅

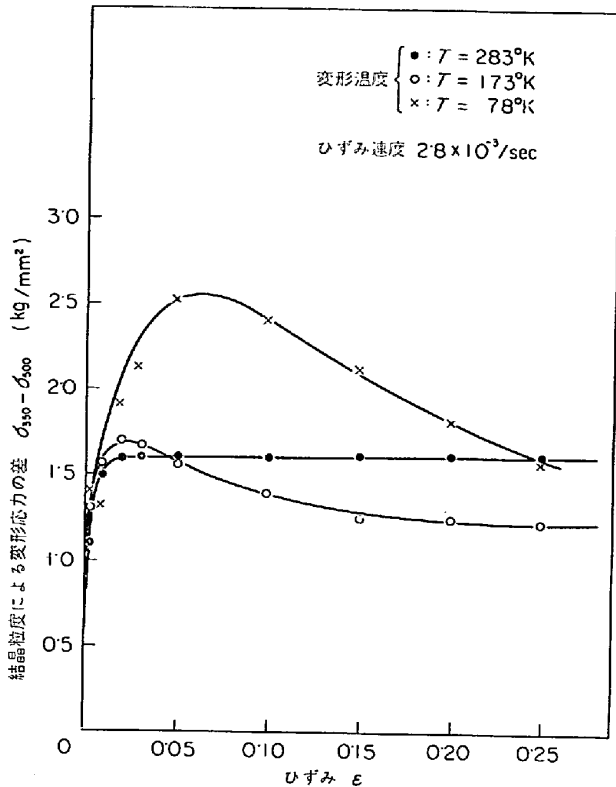


図 31 99.9% アルミニウムの変形応力の結晶粒度依存性のひずみに対する変化
 σ_{350} : 350°C 焼鈍, 結晶粒径 30μ の変形応力
 σ_{500} : 500°C 焼鈍, 結晶粒径 90μ の変形応力

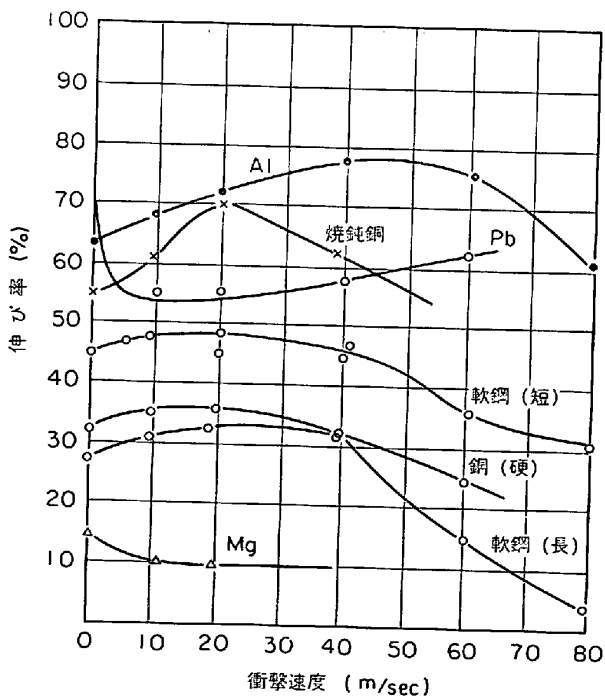


図 32 高速引張り試験における各種材料の伸び

と同様に粒度依存性が増大して減少する。アルミニウムの場合は低温変形および高ひずみ速度の変形によって n が増大して張り出し性が改善される可能性がある。図 32

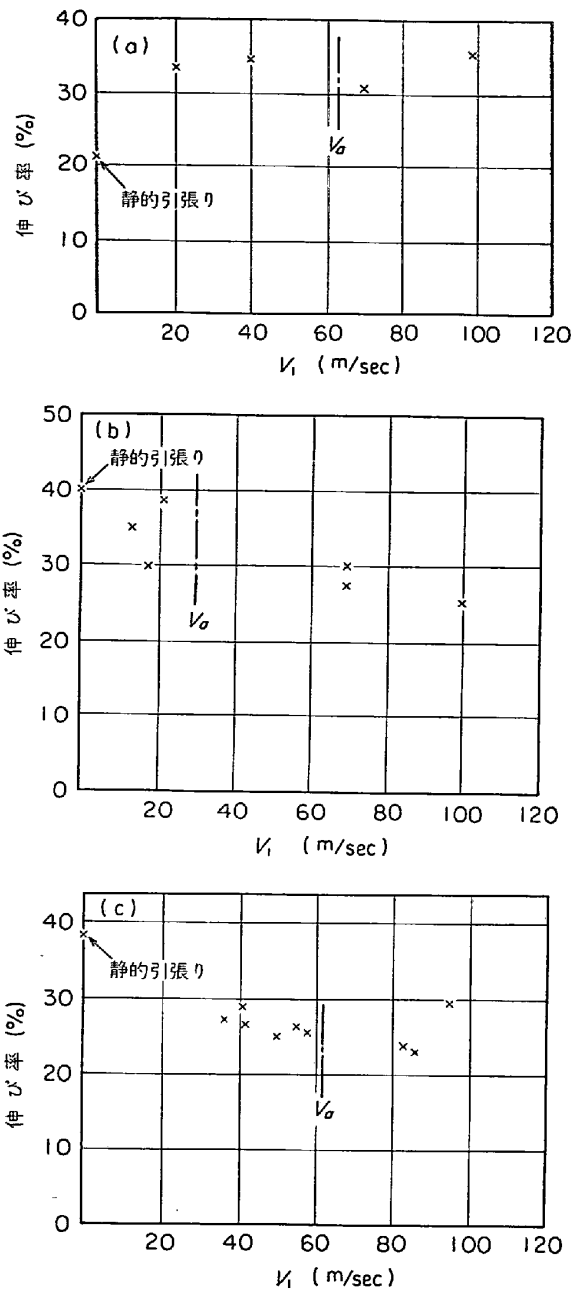


図 33 (a) 超ジュラルミンの引張り速度 V_1 と伸び率
 (b) 軟鋼の引張り度 V_1 と伸び率
 (c) チタニウムの引張り速度 V_1 と伸び率

はいろいろの金属をひずみ速度を変化させて引張つたときの伸びの変化⁴²⁾, 図 33 は超ジュラルミン, 低炭素鋼, Ti の伸びと引張り速度との関係⁴³⁾, 図 34 はアルミニウムをひずみ速度をかえて変形したときの応力-ひずみ曲線である⁴⁴⁾. これらの結果は, 面心立方金属の場合一般にひずみ速度が上昇すると伸びや張り出し量は増すが, 鉄や Ti の場合は変化しないか劣化するというを示している⁴³⁾.

以上まとめると, 加工硬化特性を示す n は,

1) 面心立方金属や合金の方が, 体心立方晶の鉄や低炭素鋼および最密六方晶の Ti に比べ, 大きな n 値を示

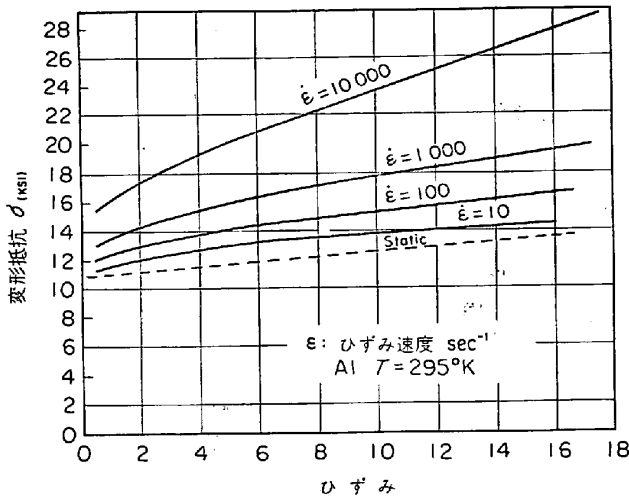


図 34 99.997% アルミニウムの加工硬化曲線に及ぼすひずみ速度の影響

す。

2) 面心立方金属の場合、交叉すべり系同士の活動性が加工硬化挙動にいちじるしく大きな影響をもつため、 n 値の異方性が大きくなりました実際のプレス成形の際問題となる。

3) 結晶粒径が増大すると n は大きくなる。

4) 温度が低下したりひずみ速度が上昇すると、面心立方金属の n 値は大きくなるが、体心立方金属の n 値は小さくなる。

5.3 変形応力のひずみ速度依存性について

変形応力のひずみ速度依存性が伸びや張り出し高さに寄与している例として

1) 鉄, 低炭素鋼, Ti の室温付近の変形

2) 超塑性を示す材料

をあげた。

1) の鉄あるいは低炭素鋼の室温付近におけるひずみ速度依存性については、転位の運動の律速過程についての検討を通して考察が行なわれている。転位運動の律速過程としては転位が格子のポテンシャル周期を越える過程⁴⁵⁾とか転位が交叉すべりをおこす過程⁴⁶⁾あるいは C. N. の応力場を越える過程⁴⁷⁾とが考えられている。Ti の場合はやはり C. N. O. の応力場を越える過程⁴⁸⁾で説明が行なわれているようであるが、ここでは断言できない。

変形応力のひずみ速度依存性が転位の運動速度の律速過程の応力依存性で生じている場合には、変形応力は(49)式の形で書かれる。

2) の超塑性については金属内部でおこる機構の可能性が多様であつて、次のような場合にわかれる。

a) 微細構造から温度と応力の作用のもとに粗大構造に変化する過程で変形する。

b) 結晶構造が温度と応力の作用のもとに他の構造に変態する過程で変形する。

c) 超微細構造のために通常では変形を支配しない機構たとえば粒界すべりなどによつて変形が支配されるようになる。

d) 加工組織が、温度と応力の作用のもとで回復する過程で変形する。

これらの場合の変形応力は(24)式や(26)式の形で書く方がよい。

5.4 まとめ

r 値や n 値、変形応力のひずみ速度依存性を支配する金属学的因子について述べたが、とくに面心立方金属の場合に関しては、集合組織と n 値の異方性から直接に深絞り性や張り出し性を論ずる方が見とおしのよいことを示した。この点は現在の塑性力学の不十分さを反映している。

低炭素鋼や Ti の場合には n 値の実際の成形における重要性はあまりないので、異方性が最も重要な因子である。これらの金属の場合には異方性物体の塑性力学の現状でも十分な成形性に対する予測が可能であり、とくに金属学的因子から検討を必要とすることはあまりない。

6. 結 言

プレス成形性と材料の力学的特性の関係についてつぎのようにまとめることができる。

1) r 値が深絞り性のよい表示値となるのは、鉄, 低炭素鋼, Ti である。

2) n 値が深絞り性とよく対応するのは n 値の大きい範囲である。

3) 面心立方金属の深絞り性は集合組織と加工硬化の異方性から直接論ずる方が見とおしがよい。

4) 張り出し性に対しては r は逆効果をもち、 n は正の効果をもつ。

5) 変形応力のひずみ速度依存性は材料の伸びや張り出し性により影響を与える。

文 献

- 1) 吉田清太: 理化学研究所報告, 35 (1959), p. 199
- 2) C. Y. CHUNG and H. W. SWIFT: Proc. I. Mech. Eng., 165 (1951), p. 199
- 3) 小嶋正康, 吉井康一, 吉田清太: 理化学研究所報告, 44 (1968), p. 67
- 4) 林 豊: 塑性と加工, 10 (1969), p. 917
- 5) W. A. BACKOFEN, I. B. TURNER, and D. H. AVERY: Trans. ASM, 10 (1954), p. 980
- 6) K. NAKAGAWA: La Metallurgia Italiana, 8 (1968), p. 667
- 7) T. TAKEUCHI: Jap. I. of Appl. Phys., 6 (1967), p. 156
- 8) R. HILL: 塑性学, 鷲津・山田・工藤訳, (1954), p. 313 [培風館]
- 9) 山田嘉昭, 中原益治郎: 塑性学, JSME (1960), p. 47
- 10) W. H. HOSFORD and W. A. BACKOFEN: 9th Saga-

- more Conf. AMRA, Fundamental of deformation processing, Syracuse: Univ. Press, (1964), p. 259
- 11) L. BOURNE and R. HILL: *Phil. Mag.* 41 (1950), p. 671
 - 12) 久保寺治朗: 学位論文『冷延鋼板のプレス成形性向上に関する研究』(1968) 東京大学, p. 26~27, 51
 - 13) 小久保一郎: 私信 (金属薄板の深絞り限界について, 薄鋼板成形技術研究会, 材料特性分科会資料)
 - 14) 宮内邦雄: 私信
 - 15) 五弓勇雄, 木原諄二: 塑性と加工, 9 (1968), p. 691
 - 16) J. KIHARA: Proc. of IC on the Strength of Metals and Alloys Jap. I. M. (1968), p. 883 Discussion to A. S. Keh and Nakada's Paper
 - 17) D. H. AVERY and W. A. BACKOFEN: *Trans. ASM*, 58 (1965), p. 551
 - 18) W. B. MORRISON: *Trans. ASM*, 61 (1968), p. 423
 - 19) D. A. WOODFORD: *Trans. ASM*, 62 (1969), p. 291
 - 20) 大久保忠恒: 第7回西山記念講座, (1970), p. 33
 - 21) J. F. W. BISHOP and R. HILL: *Phil. Mag.*, 42 (1951), p. 414
 - 22) W. F. HOSFORD: *Texturen in Forsdwng und Praxis*, (1969) [Sprivger-Verlag] p. 414
 - 23) 猪野信吾: 修士論文 (東京大学), (1942)
 - 24) 五弓勇雄, 鈴木敬治郎, 猪野信吾: 日本金属学会誌, 34 (1979), p. 452
 - 25) 五弓勇雄, 鈴木敬治郎, 猪野信吾: 日本金属学会誌, 34 (1979), p. 516
 - 26) 五弓勇雄, 鈴木敬治郎, 猪野信吾, 清水公二: 日本金属学会誌, 34 (1970), p. 520
 - 27) 五弓勇雄, 田辺博一, 鈴木敬治郎: 日本金属学会誌, 29 (1965), p. 1035
 - 28) 福田 実: 塑性と加工, 5 (1964), p. 3
 - 29) T. TAKEUCHI: *J. Phys. Soc. Japan*, 28 (1970), p. 955
 - 30) 五弓勇雄, 木原諄二: 日本金属学会誌, 31 (1967), p. 368
 - 31) A. H. COTTRELL and R. J. STOKES: *Proc. Roy. Soc., A* 233 (1955), p. 17
 - 32) J. DIEHL: *Z. Metallkunde*, 47 (1956), p. 331
 - 33) H. LANGE and K. LUCKE: *Z. Metallk.*, 44 (1953), p. 183, 514
 - 34) 五弓勇雄, 鈴木敬治郎, 田辺博一: 日本金属学会誌, 30 (1966), p. 597
 - 35) 木原諄二: 未発表
 - 36) 五弓勇雄, 鈴木敬治郎, 漆原英紀: 日本金属学会誌, 31 (1967), p. 345
 - 37) 五弓勇雄, 鈴木敬治郎, 後藤悌二: 日本金属学会誌, 32 (1968), p. 549
 - 38) 五弓勇雄, 鈴木敬治郎, 藤倉潮三: 日本金属学会誌, 32 (1968), p. 742
 - 39) 中岡一秀: 塑性と加工, 9 (1968), p. 718
 - 40) 宮原 行, 小久保一郎, 平野 坦: 塑性加工連合講演会論文集, (1969)
 - 41) 木原諄二: 未発表
 - 42) 作井誠太, 中村正久: *応用物理*, 32 (1963), p. 731
 - 43) 福井伸二, 河田幸三, 清野次郎: 東大航研集報, 3 (1963), p. 361
 - 44) F. E. HAUSER, J. A. SIMMONS, and J. E. DORN: "Responce of Metals to High Velocity Deformation" *Inter Science*, (1961), p. 93
 - 45) H. CONRAD: "High Strength Meterials" John Wiley Sons, (1965), p. 436
 - 46) P. B. HIRSCH: Proc. of I. C. on the Strength of Metals and Alloys, Japan I. of Metals, (1968) XXX
 - 47) D. F. STEIN and J. R. Low, Jr: *Acta Met.*, 14 (1966), p. 1183
 - 48) H. CONRAD: *Acta Met.*, 14 (1966), p. 1631