
薄肉円筒容器のしごき加工に関する研究

A Study on Deep Drawing and Ironing of Thin Cylindrical Container of Tin Plate

阿部 英夫(Hideo Abe) 北村 邦雄(Kunio Kitamura) 中川 吉左衛門(Kichizaemon Nakagawa) 久々湊 英雄(Hideo Kuguminato)

要旨：

深絞りとしごき加工によるブリキ板の薄肉円筒容器の加工において、その加工限界におよぼす成形条件と材料特性の影響について理論的におよび実験的に研究し、次の成果を得た。限界絞り比 (LDR) と破断限界しごき圧下率 Ir^* の計算結果は実験結果とよい一致を示した。ブリキ板の絞り性 (LDR) はランクフォード値 (r 値) におもに支配される。 r 値が大きいほど、絞り比 B_0 が小さいほど Ir^* は増大するが、絞りにおけるダイとポンチのクリアランス Cl が小さい場合や多回しごき加工する場合、 Ir^* におよぼす r 値、 B_0 の影響は小さい。 σ_0 , K , n を材料の応力 σ と歪 ε の関係を $\sigma = \sigma_0 + K\varepsilon^n$ と仮定した場合の定数とすれば、 σ_0 が大きいほど K , n は小さいほど Ir^* が増大する。多回しごき加工する場合の圧下率配分を示した。しごき加工後のカーリング時の伸びフランジ性は、結晶粒が細かく清浄度がよいほど向上する。絞りにおけるクリアランスを小さくすると、LDR が増大するばかりでなく、 Ir^* におよぼす r 値の効果が小さくなるので、結晶粒を細かくすることができ、伸びフランジ性も向上する。絞りの場合、錫メッキ厚みが $0.3 \sim 0.8\mu$ のとき最大の LDR を得ることができるが、しごき加工性は錫メッキが厚いほど向上する。

Synopsis：

Effects are studied experimentally and theoretically of forming conditions and mechanical properties of steel on forming limits in deep drawing and ironing of tin plate into thin cylindrical container to yield the following results: The calculated limiting drawing ratio (LDR) and maximum ironing reduction without fracture Ir^* are in good agreement with the experimental results. The drawability of tin plate LDR is significantly improved by the increase in Lankford value r . The increase in r -value and the decrease in drawing ratio B_0 increase Ir^* , but when a clearance between drawing die and punch Cl is small or multistage ironing is done, the effects of r -value and B_0 on Ir^* diminishes. The increase in σ_0 and the decrease in K and n increase Ir^* , where σ_0 , K and n are constants for every steel assuming that the relation between stress σ and strain ε is $\sigma = \sigma_0 + K\varepsilon^n$. An apportioning procedure of reduction ratio in multistage ironing has been proposed. The fine grains and good cleanliness of steel improves the stretch flange formability in curling process after ironing. The decrease in Cl in deep drawing

does not only increase LDR, but also decrease the effects of r -value on Ir^* , so that grain size of steel can be made small and the stretch flange formability is improved. The tin coating of 0.3 to 0.8 μ thickness on steel gives the maximum LDR, but the ironability is improved as the tin coating becomes thicker.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

薄肉円筒容器のしごき加工に関する研究

A Study on Deep Drawing and Ironing of Thin
Cylindrical Container of Tin Plate

阿 部 英 夫*

Hideo Abe

北 村 邦 雄**

Kunio Kitamura

中 川 吉左衛門***

Kichizaemon Nakagawa

久々湊 英 雄****

Hideo Kuguminato

Synopsis :

Effects are studied experimentally and theoretically of forming conditions and mechanical properties of steel on forming limits in deep drawing and ironing of tin plate into thin cylindrical container to yield the following results :

The calculated limiting drawing ratio (LDR) and maximum ironing reduction without fracture I_r^* are in good agreement with the experimental results. The drawability of tin plate LDR is significantly improved by the increase in Lankford value r . The increase in r -value and the decrease in drawing ratio B_0 increase I_r^* , but when a clearance between drawing die and punch Cl is small or multistage ironing is done, the effects of r -value and B_0 on I_r^* diminishes. The increase in σ_0 and the decrease in K and n increase I_r^* , where σ_0 , K and n are constants for every steel assuming that the relation between stress σ and strain ϵ is $\sigma = \sigma_0 + K\epsilon^n$.

An apportioning procedure of reduction ratio in multistage ironing has been proposed. The fine grains and good cleanliness of steel improves the stretch flange formability in curling process after ironing. The decrease in Cl in deep drawing does not only increase LDR, but also decrease the effects of r -value on I_r^* , so that grain size of steel can be made small and the stretch flange formability is improved.

The tin coating of 0.3 to 0.8 μ thickness on steel gives the maximum LDR, but the ironability is improved as the tin coating becomes thicker.

1. 緒 言

しごき加工 (Ironing) による薄肉円筒容器の加工方法は、Fig. 1 に示すようにダイとポンチのすき間を被加工材料の元板厚より小さくし、両工具のギャップ内で、あらかじめ絞り加工したカップ

の側壁を圧下しつつ所定の形状寸法に成形する方法であり、古くから工業生産に応用されている。薬莖、万年筆のキャップなどはその代表例である。また最近ではビール缶、炭酸飲料缶などの2ピース缶が本方式で大量生産されている (Drawn and Ironed can, 以下これを DI 缶またはその加工を DI 加工と略す)。DI 缶の加工技術は、

* 技術研究所加工研究室主任研究員

*** 技術研究所加工研究室室長・工博

** 技術研究所加工研究室

**** 千葉製鉄所管理部薄板管理課

(現 川鉄金属工業(株)習志野工場製造部付属長)

1958年米国のカイザーアルミ社が Al 合金を素材に用い開発した。それ以後、Al のイージーオープンエンドの出現によりオール Al DI 缶として急激な伸びを示している。さらに最近では、ブリキを用いた DI 缶が数社で開発され一部で大量生産にはいっている。今後はティンフリースチール、ブラックプレートを用いた DI 缶へと発展するものと思われる。

一方、しごき加工に関する力学的研究も多く発表されている。Hill¹⁾, Sachs²⁾ は被加工材料を剛塑性体として取り扱い、力学的な解析をしている。最近福井³⁾ は材料の加工硬化を考慮した解析方法を示した。また Sachs の著書⁴⁾ には種々の詳細な検討がなされている。Shawki⁵⁾ はしごき力を最小にすべき最適金型設計の実験データを報告し、Duckett^{6,7)} はしごき加工性におよぼす Sn メッキの影響を調べている。絞り加工と同時にしごき加工を行う加工法の研究も春日^{8,9)}, 古井¹⁰⁾, 西村(尚)¹¹⁾ によって行われている。西村(嘉)¹²⁾ は Al 板の DI 加工について詳細な実験データを報告している。

これら多くの論文のうち、力学的解析¹⁻³⁾ については絞り加工による前履歴と板厚分布が考慮されてなく、均一な板厚の処女材についてのしごき加工に関するものであるが、これら前履歴がしごき加工限界を支配する重要な因子であることは容易に予測される。また上記論文中にはしごき加工性におよぼす材料特性についての報告は少なく、鋼のしごき加工限界圧下率の値も定かでない。たとえば Sachs⁴⁾ は低炭素鋼の限界圧下率 I_r^* を約 60% としているのに対し、斎藤¹³⁾ は鋼の I_r^* が Al のそれよりも小さく、前者は 10%、後者は 40% と報告している。一方、金丸¹⁴⁾ は Al の I_r^* が 38% であるのに対し、ブリキの I_r^* は 45% と後者の方がしごき加工性にすぐれ、工程数を減少できると報告している。

このように古くから多くの研究がなされているにもかかわらず不明の点が多く残されている。著者らは絞りにおける前履歴と材料の塑性異方性 r 値を考慮して塑性力学的な解析をし¹⁵⁾、成形条件、材料特性の影響について検討した。またしごき加工後カーリング加工をするときの伸びフラ

ンジ性に関する 2, 3 の実験結果を得たのでここに報告する。

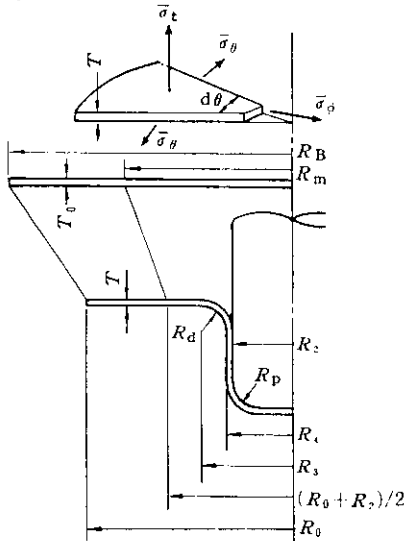
2. しごき加工における変形過程と不良現象

DI 加工に際してはまず素板を円形に打ち抜きカップ状に絞り加工をする。絞りにおける不良としては破断、しわのほかには耳の発生が重要な問題である¹⁶⁾。耳は r 値の面内異方性のため生じるが、再絞り加工と同時にしごきの圧下率を適当にとれば、 r 値の面内異方性が大きくてもある程度耳の発生を小さく抑えることは可能である¹⁰⁾。

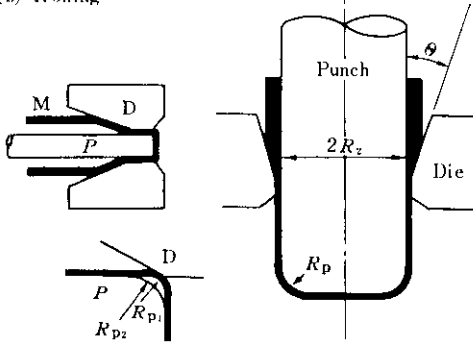
次に、Fig. 1 に絞り加工したカップのしごき加工における工具配列と定常状態における応力状態を、Fig. 2 にしごき加工における不良現象例を示す。しごき加工ポンチ直径を絞りポンチのそれより小さくしたり、ポンチ肩半径 R_{p1} を絞りポンチのそれ R_{p2} より大きくする場合は、初期において絞り曲げ加工をうける。これをシンキング (Sinking) と呼ぶが、 R_{p2} を R_{p1} より極端に大きくすると、この曲げにより Fig. 2 (c) に示すようににだるま状にふくれ、さらにはふくれ部で縦割れを生じる。次にポンチ底部の材料を半径方向に圧縮する過程を経て壁厚を圧下するしごき過程が始まる。しごき加工の定常状態の工具ギャップ内の材料の応力状態は Fig. 1 (c) のようになり、材料はポンチとダイにより圧縮と摩擦により生じる剪断力によって圧下される。ポンチ側とダイ側の摩擦の方向が逆であるのが本加工法の特徴であり、ポンチ側の摩擦力は材料を押し込む役割をし、しごき加工限界を向上させる。極端な例としてポンチ側の摩擦が大きく、 $(\mu_2 - \mu_1) / \tan \theta > 1$ (記号は Fig. 1 を参照) になると軸方向応力 p が圧縮応力となり理論上引張破断が起らなくなり、ついには工具破壊に至る^{17,18)}。絞りカップ長手方向の加工度と板厚の分布のためポンチ力はストロークとともに顕著に増大するが、多回しごき加工する場合には次工程からは板厚の不均一はなくなり、また材料の加工硬化率も減少するため剛塑性体の場合に近いポンチストローク曲線となる。

しごき加工では前述のふくれのほかには次のよう

(a) Deep drawing



(b) Ironing



(c) Stational state of stress in ironing

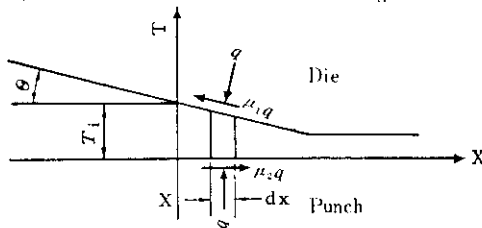


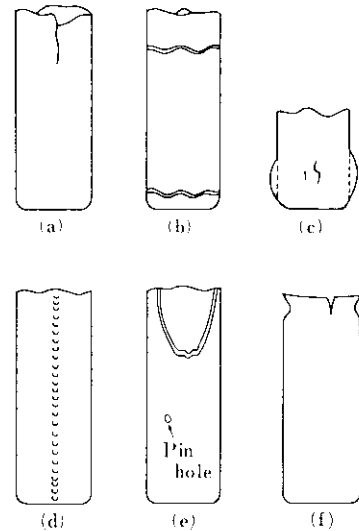
Fig. 1 Process of deep drawing and ironing

な不良現象が現われる。

(1) 軸方向応力 p が引張破断応力を超えたときに破断を生じる (Fig. 2 (b) 参照)。

(2) 絞り加工、しごき加工による材料脆化のため縦割れが生じる (Fig. 2 (a) 参照)。

(3) 工具と材料の間の潤滑が不十分な場合に両



(a) : Fracture in longitudinal orientation, (b) : Typical ironing fracture, (c) : Bulging, (d) : Stick and slip state in lubrication, (e) : Fracture caused by inclusion, (f) : Stretch flanging fracture in curling process)

Fig. 2 Failure in ironing process

者の間でスティックスリップ状態となり三日月状連続痕が残る (Fig. 2 (d) 参照)。これは材料の介在物などの内部欠陥、表面欠陥部を起点として生じることもありうる。

(4) 材料の内部の介在物は加工をうけた後表面に露出したり、これが極端に大きい場合は板厚方向に貫通したピンホールが生じたり、2枚板状の破断が生じる (Fig. 2 (e) 参照)。

しごき加工後カップ端をトリミングし、蓋をとるためカーリング加工をするとき伸びフランジ変形をうける。材料はすでにかこな変形をうけているため延性がほとんどなくなっているため、縁から割れる可能性が大きい。また縁部に介在物が存在すればさらにこの伸びフランジ性は劣化する (Fig. 2 (f) 参照)。

3. 加工限界の理論解析

筆者らはすでに絞り工程について絞りカップの長手方向の歪分布、板厚分布を全歪理論を用い計算し、その分布を考慮したしごき加工の応力と歪の計算結果を報告した¹⁵⁾。その結果によればしご

き加工軸方向応力 p が成形中最大となるのは、絞りカップ端がダイ入口に達したときである。したがってここでは加工限界のみを対象とし、この状態のみを考えたしごき加工限界の近似解法を示す。また絞り加工での限界絞り比 (LDR) も全歪理論を用いてもなお多くの計算時間を要するので、加工限界のみを対象とした LDR の近似計算法を示す。

3.1 記号とその説明

以下の解析で用いるおもな記号を列記する。

深絞りの記号	しごき加工の記号
σ_r 板厚方向応力	q 板厚方向応力 (圧縮を正)
σ_θ 円周方向応力	σ_θ 円周方向応力
σ_ϕ 半径方向応力	p 軸方向応力
ε_r 板厚方向歪	ε_0 予歪量
ε_θ 円周方向歪	μ_1 しごきダイと材料の摩擦係数
ε_ϕ 半径方向歪	μ_2 しごきポンチと材料の摩擦係数
σ_{eq} 相当応力	T_1 しごき前板厚
ε_{eq} 相当歪	T しごき後板厚
T_0 素板板厚	I_r^* 破断限界しごき圧下率
T_d 深絞り後板厚	
σ_0, n, K 材料定数	
r ランクフォード値	
μ_F フランジ部での摩擦係数	
μ_d ダイ肩での摩擦係数	
μ_p ポンチ肩での摩擦係数	
P_B しわ押え力	
Cl 絞りでのダイとポンチのクリアランス	
σ_F しわ押え力による半径方向応力	
σ_B ダイ肩での曲げによる応力	
$R_1 \sim R_4, R_p, R_d, R_m, R_0, R_B$ 各位置の半径 (Fig. 1 参照)	
B_0, β_0 絞り比の無次元量 ((12)式参照)	
P_d 深絞り力	
P_{fr} 深絞り破断力	

3.2 深絞り限界 (LDR) の近似計算

絞り限界の近似解法については、福田¹⁹⁾、山田²⁰⁾の論文があるが、彼らの方法では LDR の絶対値は求まらず、LDR 向上係数しか得られない。また縮みフランジ変形部分の板厚変化におよ

ぼす r 値の効果やダイ肩部での曲げ、しわ押え力の効果が考慮されていないので、これらをすべて考慮し、次の諸仮定に基づき近似解法により LDR の絶対値を求める。

(1) しわ押え力 P_B によるフランジ部の板厚方向応力 σ_r は 0 とみなし、工具との摩擦力のみを半径方向応力に加算する²⁰⁾。

$$\sigma_r = 0 \quad \dots\dots\dots (1)$$

(2) Fig. 1 (a) に示すようにフランジ部全体を一つの要素とみなし、これに働く力の釣り合いを考える¹⁹⁾。

$$R_2 \bar{T} \cdot \bar{\sigma}_\theta d\theta = -2(R_0 - R_2) \bar{T} \cdot \bar{\sigma}_r \sin(d\theta/2) \quad \dots\dots\dots (2)$$

(3) 応力と歪の関係は Levy-Mises の式において r 値を考慮する。

$$\frac{\bar{\varepsilon}_\phi}{\bar{\sigma}_\phi - \frac{r}{1+r} \bar{\sigma}_\theta} = \frac{\bar{\varepsilon}_\theta}{\bar{\sigma}_\theta - \frac{r}{1+r} \bar{\sigma}_\phi} = \frac{\bar{\varepsilon}_r}{-1 + \frac{1}{r} (\bar{\sigma}_\theta + \bar{\sigma}_\phi)} \quad \dots\dots\dots (3)$$

(4) 降伏条件 (加工硬化) は次式に従う。

$$\bar{\sigma}_{eq} = \sigma_0 + K \cdot \varepsilon_{eq}^n \quad \dots\dots\dots (4)$$

ただし相当応力

$$\bar{\sigma}_{eq} = \left(\bar{\sigma}_\phi^2 + \bar{\sigma}_\theta^2 - \frac{2r}{1+r} \bar{\sigma}_\theta \bar{\sigma}_\phi \right)^{\frac{1}{2}} \quad \dots\dots\dots (5)$$

相当歪

$$\bar{\varepsilon}_{eq} = \sqrt{\frac{1+r}{1+2r}} \left(\bar{\varepsilon}_\phi^2 + \bar{\varepsilon}_\theta^2 + \frac{2r}{1+r} \bar{\varepsilon}_\theta \bar{\varepsilon}_\phi \right)^{\frac{1}{2}} \quad \dots\dots\dots (6)$$

(5) しわ押え力 P_B によって生じる半径方向応力 σ_F は次式で求まる。ここで P_B はフランジしわを抑えるのに必要な最小のしわ押え力であり、Romanovsky の実験式²¹⁾を用いて計算される。

$$\sigma_F = \mu_F \cdot P_B / \pi R_0 T_0 \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$P_B = 48\pi (R_B^2 - R_3^2) (B_0 - 1.1) \frac{R_B}{T_0} \cdot \bar{\sigma}_{eq} \times 10^{-6} \quad \dots\dots\dots (8)$$

(6) ダイ肩における曲げによる応力 σ_B は Siebel 流にエネルギー法で求める²²⁾。

$$\sigma_B = \bar{T} \cdot \bar{\sigma}_{eq} / 4R_d \quad \dots\dots\dots (9)$$

(7) 破断条件として Hill のくびれの条件式²³⁾を用い円周方向歪 $\varepsilon_\theta = 0$ の平面歪を仮定すれば、絞り破断応力 σ_{dfr} は次式の解として得られる¹⁵⁾。

$$n(K)^{\frac{1}{n}} \cdot \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \cdot \frac{1}{\sigma_{\phi fr}} \left\{ \frac{\sqrt{1+2r}}{1+r} \sigma_{\phi fr} - \sigma_0 \right\}^{\frac{n-1}{n}} - \frac{\sqrt{1+2r}}{1+r} = 0 \quad (10)$$

フランジ部の変形が均一であるとみなし、これらの式で $\bar{\sigma}_\phi$, $\bar{\sigma}_\phi$, $\bar{\epsilon}_\phi$, $\bar{\epsilon}_\phi$, $\bar{\sigma}_{eq}$, $\bar{\epsilon}_{eq}$ はそれぞれの平均値であり、河合²⁴⁾と同様にフランジ平均半径位置 $(R_0+R_2)/2$ における値を用いる。その位置の変形前の半径座標 R_m は体積一定の条件より

$$\pi(R_B^2 - R_m^2)T_0 = \pi \left\{ R_B^2 - \left(\frac{R_2+R_0}{2} \right)^2 \right\} \cdot \bar{T} \quad (11)$$

絞り比の無次元量として β_0 , B_0 を用いる。 B_0 は初期絞り比, β_0 は瞬間絞り比を意味し次式で定義する。

$$B_0 = R_B/R_2, \quad \beta_0 = R_0/R_2 \quad (12)$$

平均円周方向歪は

$$\bar{\epsilon}_\phi = \ln \left\{ \left(\frac{R_0+R_2}{2} \right) / R_m \right\} \quad (13)$$

平均板厚方向歪は

$$\bar{\epsilon}_t = \ln(\bar{T}/T_0) = \frac{\beta_0-2}{1+r\beta_0} \bar{\epsilon}_\phi \quad (14)$$

以上の諸式より σ_ϕ に関する次の2つの方程式を得る。

$$\begin{aligned} & \exp(-2\bar{\epsilon}_\phi) + \left\{ \beta_0^2 - \left(\frac{1+\beta_0}{2} \right)^2 \right\} \\ & \cdot \exp \left(\frac{\beta_0-2}{1+r\beta_0} \cdot \bar{\epsilon}_\phi \right) / \left(\frac{1+\beta_0}{2} \right)^2 - B_0^2 / \left(\frac{1+\beta_0}{2} \right)^2 \\ & = 0 \end{aligned} \quad (15)$$

$$\begin{aligned} \sigma_\phi &= \sigma_0 \sqrt{\frac{(1+r)(\beta_0-1)^2}{(1+r)\beta_0^2-2\beta_0+2}} \\ &+ K \sqrt{\frac{(1+r)(\beta_0-1)^2}{(1+r)\beta_0^2+2\beta_0+2}} \cdot \left(\frac{\sqrt{1+r}}{1+r\beta_0} \right)^n \\ &\cdot \{(1+r)\beta_0^2-2\beta_0+2\}^{\frac{n}{2}} \cdot |\bar{\epsilon}_\phi|^n \end{aligned} \quad (16)$$

σ_ϕ に σ_B , σ_F も加算し、ダイ后における摩擦を考慮して絞り力 P_d は次式で求まる。

$$\begin{aligned} P_d &= \left\{ \exp \left(\frac{\pi}{2} \mu_d \right) \cdot (\sigma_\phi + \sigma_F + \sigma_B) + \sigma_B \right\} \\ &\cdot 2\pi \left(R_2 + \frac{T_0}{2} \right) \bar{T} \end{aligned} \quad (17)$$

次にポンチ肩で破断するときの板厚 T_{fr} は, $\epsilon_\theta=0$ の条件のもとで(3)(4)(5)(6)式より次式で求まる。

$$\begin{aligned} T_{fr} &= T_0 \exp(\epsilon_t) = T_0 \\ &\cdot \exp \left\{ \frac{\sqrt{1+2r}}{1+r} \left(\frac{1}{K} \right)^{\frac{1}{n}} \left(\frac{\sqrt{1+2r}}{1+r} \sigma_{\phi fr} - \sigma_0 \right)^{\frac{1}{n}} \right\} \end{aligned} \quad (18)$$

破断力 P_{fr} は

$$P_{fr} = 2\pi \left(R_2 + \frac{T_{fr}}{2} \right) T_{fr} \cdot \sigma_{\phi fr} \quad (19)$$

結局(15)(16)(17)式を B_0 , β_0 について解き, β_0 に関する P_d の最大値(最大絞り力)が(19)式の破断力 P_{fr} に一致するときの B_0 の値が LDR を与える。

3.3 しごき加工限界の近似計算

絞り加工における歪履歴, 板厚分布を考慮してしごき加工軸方向応力 p を計算した結果を Fig. 3 に示す。 p は絞りカップ端がしごきダイ入口に達

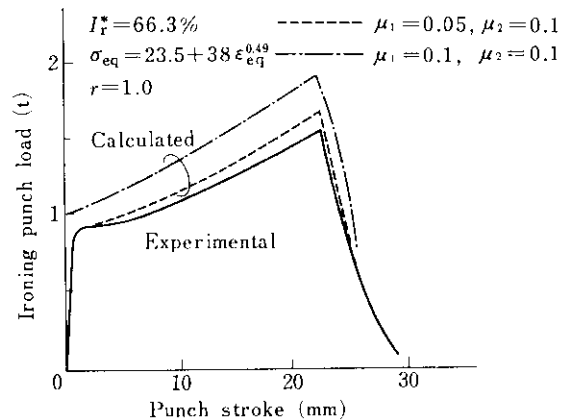


Fig. 3 Relation between punch load and stroke in ironing process

したときに最大となる。したがって加工限界を求めるにはこの状態のみを考えればよく、その時に工具ギャップ内にある材料の前履歴はカップ端のそれと同じであると仮定する。この仮定は p をいくらか過大評価することになるので実用上は安全側の設計となる。カップ端の絞り加工時の変形を円周方向圧縮応力状態とみなすと、絞りによる前歪 ϵ_0 は

$$\varepsilon_0 = \ln B_0 \quad (20)$$

絞り後の板厚 T_d は

$$T_d = T_0 \exp \varepsilon_i = T_0 \cdot B_0^{\frac{1}{1+r}} \quad (21)$$

である。

前歪 ε_0 をうけた板厚 T_1 の均一な肉厚のカップを $\mu_1 = \mu_2$ の摩擦条件でしごき加工すると仮定すれば、 p は次式で得られる¹⁵⁾。

$$p = -\frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \sigma_0 \left\{ -\frac{\sqrt{1+2r}}{1+r} \varepsilon_0 + \ln \left(\frac{T_1}{T} \right) \right\} + \frac{K}{n+1} \left(\frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \right)^{n+1} \cdot \left\{ \frac{\sqrt{1+2r}}{1+r} \varepsilon_0 + \ln \left(\frac{T_1}{T} \right) \right\}^{n+1} - \sigma_0 \varepsilon_0 - \frac{K}{n+1} \varepsilon_0^{n+1} \quad (22)$$

(22)式において T_1 はしごき加工前の板厚で、絞り加工後のしごき加工の場合は $T_1 = T_d$ である。最初の絞り加工においてしごき加工を同時に行う場合、または多回しごき加工する場合はこれらの工程を経た後の板厚を用いる。 ε_0 は前加工による相当歪量で、絞り加工後の場合は(20)式を用い、同時しごき絞り加工または多回しごき加工する場合はその歪量も加算して次式のようになる。

$$\varepsilon_0 = \ln B_0 + \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \ln \left(-\frac{T_d}{T_1} \right) \quad (23)$$

しごき加工における破断応力 p_{fr} を Hill のくびれの条件式を用いて計算する。ダイとポンチの間で圧下を受けた壁部材料は、ダイを出てから

$\sigma_t = 0$, $\varepsilon_\theta = 0$ の条件のもとで引張力を受ける。このときの p_{fr} は次式の解として与えられる。

$$n \cdot (K)^{\frac{1}{n}} \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \frac{1}{p_{fr}} \left\{ \frac{\sqrt{1+2r}}{1+r} p_{fr} - \sigma_0 \right\}^{n-1} - \frac{\sqrt{1+2r}}{1+r} = 0 \quad (24)$$

(22)式の p が p_{fr} を超えるときの板厚 T を T_{fr} とすれば、しごき限界圧下率 I_r^* は次式で与えられる。

$$I_r^* = (T_0 - T_{fr}) / T_0 \times 100 (\%) \quad (25)$$

3.4 しごきカップ高さの計算

カップ底部の変形がしごき加工後のカップの高さ H_c におよぼす影響は小さいとし、体積一定の条件より

$$H_c = \frac{R_p^2 - \bar{R}^2}{2R_2 + T} \frac{T_0}{T_{fr}} + R_p + T_0 - \frac{\Delta H}{2} \quad (26)$$

(26)式において $\bar{R}$ はポンチ底部からポンチ肩部のプロファイル長さである。

$$\bar{R} = R_2 - 2R_p + \pi(R_p + T_0/2) \quad (27)$$

ΔH はしごきカップの平均耳高さである。

4. 実験方法

4.1 実験方法

まず素板を円形に打ち抜き、Table 1 に示す条件で絞り成形をし限界絞り比 (LDR) を求める。

Table 1 Specification of deep drawing test

Punch diameter	$2R_2$ (mm)	33.00
Radius of punch shoulder	R_p (mm)	4.75
Die diameter	$2R_d$ (mm)	33.62, 33.64, 33.88
Radius of die shoulder	R_d (mm)	3.0
Blank holding force	P_B (kg)	300~500
Lubricants		High viscosity mineral oil with EP additions R.W. 50°C 1100sec
Deep drawing speed	(mm/min)	30

Table 2 Specifications of ironing test

Punch diameter	$2R_2$ (mm)	33.00
Radius of punch shoulder	R_p (mm)	4.75
Half angle of die approach	θ (deg)	8.0
Length of die bearing	(mm)	2.0
Ironing reduction	(%)	10~80 (10% div.)
Lubricants		High viscosity mineral oil with EP additions R.W. 50°C 1100sec
Ironing speed	(mm/min)	500

次に LDR 以下の円形素板を用い絞りカップを作成し、Table 2 に示す条件にてしごき加工をし、側壁板厚を10~80%圧下し各絞り比に対するしごき限界圧下率 I_r^* を求める。

しごき加工後の伸びフランジ性試験として、しごき加工したあと、端部を旋盤でトリミングしたカップに円錐ポンチを押し込み拡管試験をした。その試験条件を Table 3 に示す。拡管率 η はカップ外径 d_0 に対するカップ端でクラックが発生したときの直径 d の比であり次式で計算する。

$$\eta = (d - d_0) / d_0 \times 100(\%) \quad (28)$$

4.2 供試材

実験に用いた材料は板厚0.34mm冷延鋼板およびその Sn メッキ板である。供試材の機械的性質を Table 4 に示す。Sn メッキ板は、おもに現場工程材を一部実験室的に Sn の付着量を変えたものを用いた。

5. 実験結果

5.1 深絞り限界について

5.1.1 プリキ板の深絞り限界に及ぼす r 値の影響

薄鋼板の絞り性はほとんど r 値によって支配され²⁵⁾、強度(降伏点、引張強さ)、延性(伸び)に

Table 3 Specifications of expanding test of drawn and ironed cups

Test speed (mm/min)	2.0
Lubricants	Not used
Angle of conical tool (deg)	60

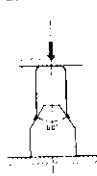


Table 4 Mechanical properties of materials tested

	YP	TS	El	n	r	D	d
1 Rimmed steel	28.8	35.9	39.0	0.191	0.80	0.27	
2 Rimmed steel	23.7	34.1	41.3	0.193	1.01	0.17	12.8
3 Al core killed steel	18.8	33.6	42.0	0.223	1.09	0.12	
4 Al core killed steel	24.9	36.1	37.6	0.178	1.19	0.16	14.9
5 Al killed steel	20.5	31.3	42.0	0.188	1.48	0.11	
6 Al killed steel	22.6	32.5	40.3	0.196	1.53	0.027	23.2

YP : Yield stress (kg/mm²)

TS : Tensile strength (kg/mm²)

El : Total elongation (%)

n : Workhardening coefficient

D : Dirtiness (%)

d : Grain size (μ)

対しては鈍感である²⁶⁾ことが知られている。ブリキ板について絞り性と r 値の関係のデータはほとんど公表されていないが、上記結論から両者により相関があることは容易に類推できる。本実験結果の LDR と r 値の関係を Fig. 4 に示す。また同図には 4 章 1 節での LDR の近似計算結果を併記した。近似計算結果はその大胆な仮定にもかかわらず実験結果とよい一致を示し、ブリキ板についても r 値が絞り性を支配する最大因子であることが確認された。

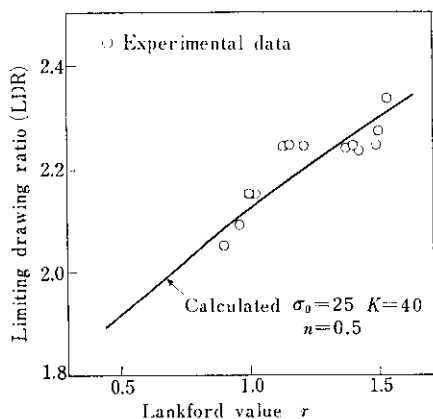


Fig. 4 Effect of Lankford value r on limiting drawing ratio (LDR)

5.1.2 ブリキ板の絞り性に及ぼす Sn メッキ厚みの影響

ブリキ板の Sn メッキ層がすぐれた潤滑性を示すことはよく知られており、Duckett^{6,7)}らも LDR と Sn メッキ厚みの関係を報告している。本実験結果を Fig. 5 に示す。

フランジ面の Sn はそのすぐれた潤滑性により (6), (16) 式の μ_F, μ_d を小さくし、絞り力 P_{draw} を低減させ LDR を向上させる。一方ポンチ肩部での Sn は、ポンチと材料間の摩擦を減少させ、破断力を低減させるので LDR を低減させる効果をもつ。一般には前者の効果のほうが大きい、とくに潤滑がすぐれた場合には、後者の効果が LDR を低減させる場合がある²⁷⁾。本実験においてもそれが現われ、 $Sn \approx 0.3 \sim 0.8 \mu$ の範囲に LDR を最大にする条件が存在する。Duckett^{6,7)}によると、 $Sn = 0 \sim 1.5 \mu$ の範囲で Sn 厚みの増加に伴ない LDR は向上するとされているが、彼ら

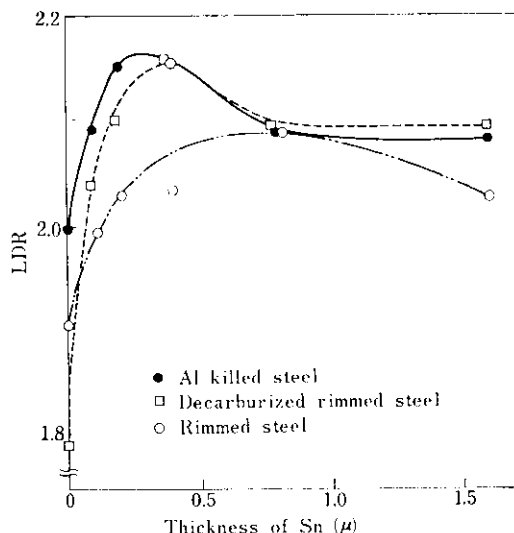


Fig. 5 Effect of Sn thickness on limiting drawing ratio (LDR) in deep drawing of tin plate

の実験結果も注意深くみれば $Sn \approx 0.4 \mu$ で LDR が最大値を示している。

5.1.3 限界絞り比に及ぼす絞り工具 クリアランスの影響

絞りダイとポンチのクリアランスは素板板厚の 1.5~2 倍程度にとるのが普通であるが、絞りカップの形状寸法精度を高めたり、均一な肉厚のカップを必要とする場合はこれよりもクリアランスを小さくすることがある。これは同時にポンチ壁と材料の摩擦拘束を増大させ、絞り力の一部を負担し限界絞り比を向上させる^{8~10)}。Fig. 6 に示すよ

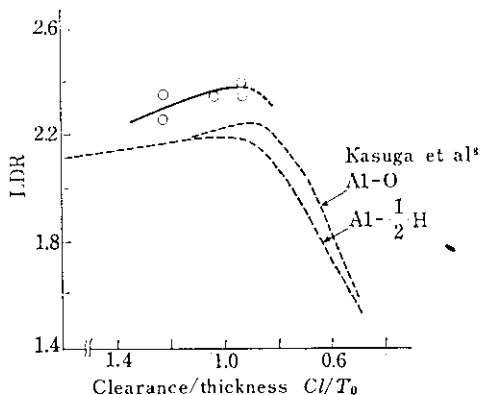


Fig. 6 Effect of clearance between die and punch on limiting drawing ratio (LDR) in deep drawing process

うに本実験のブリキ板についてもそれが認められる。春日ら⁸⁾の実験結果と合わせて考えればクリアランス/板厚=0.9で、もっとも高いLDRが得られる。

5.2 しごき加工限界について

(25)式で求めた平均カップ高さ $\bar{H}_c = H_c + 4H/2$ と実験値の比較を Fig. 7 に示す。両者はよく一致し、実用上十分な精度である。カップ径 $2R_2$ 、肩半径 R_p が一定であれば、カップ径に対するカ

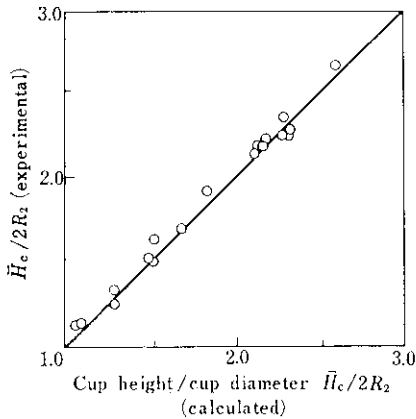


Fig. 7 Comparison between experimental and calculated data of ironed cup height H_c

ップ高さの比 $\bar{H}_c/2R_2$ は絞り比 B_0 、しごき圧下率 $I_r = (T_0 - T)/T_0$ の関数となり、 B_0 と I_r^* との関係図に $\bar{H}_c/2R_2$ の等高線を描くことができる。

既述のように、しごき加工限界圧下率 I_r^* は軸方向応力 p が破断力 p_{cr} に達したときの圧下率 I_r の値であり、 p, p_{cr} の値に影響をおよぼす値がすべて I_r^* に影響をおよぼす。 p の値に影響を与える因子は4章の解析から明らかなように材料特性として σ_0, K, n, r 、絞り条件として B_0, Cl 、しごき加工条件として $\mu_1, \mu_2, \theta, \varepsilon_0$ であり、一方 p_{cr} の影響因子は K, σ_0, n, r である。

これらの因子のうち μ_1, μ_2, θ についてはすでに福井らの報告³⁾があり、 $(\mu_2 - \mu_1)/\tan\theta$ が大きいほど p は小さく加工限界を向上することが明らかとなっている。3章でも一部述べたように、ダイ傾斜半角 θ が小さいほど圧下に要する力の軸方向

分力が小さくなり、ダイと材料の間の摩擦 μ_1 は p を増す方向に働き、ポンチと材料の間の摩擦 μ_2 は材料を後方から押し込むように働く。これらの因子が $(\mu_2 - \mu_1)/\tan\theta$ の形で p に大きな影響を与える。とくに極端な例として、 $(\mu_2 - \mu_1)/\tan\theta > 1$ となると $p < 0$ (圧縮応力) となり理論上引張破断が生じなくなるが、接触圧力 q が増大し工具破壊の危険性を増す。ここでは μ_1, μ_2, θ 以外の因子について以下計算と実験結果から検討を加える。

5.2.1 しごき限界圧下率 I_r^* に及ぼす絞り比 B_0 、絞りにおけるクリアランス Cl の影響

絞り工程における絞り比 B_0 、ダイとポンチのクリアランス Cl がしごき限界圧下率 I_r^* におよぼす影響についての計算結果を Fig. 8, 9 に示す。これらの図から B_0 が大きいほど I_r^* は低下し、とくに Cl が大きいときにその効果は顕著であるが、 $Cl/T_0 = 1$ にして同時しごき絞り加工をすれば B_0 の影響は非常に小さい。この理由は B_0 が大きいほど前歪 ε_0 、絞り加工後板厚 T_d が大きくなるため I_r^* を低下させるが、 $Cl/T_0 = 1$ にすれば T_d の影響はなくなり、 ε_0 のみの影響となる

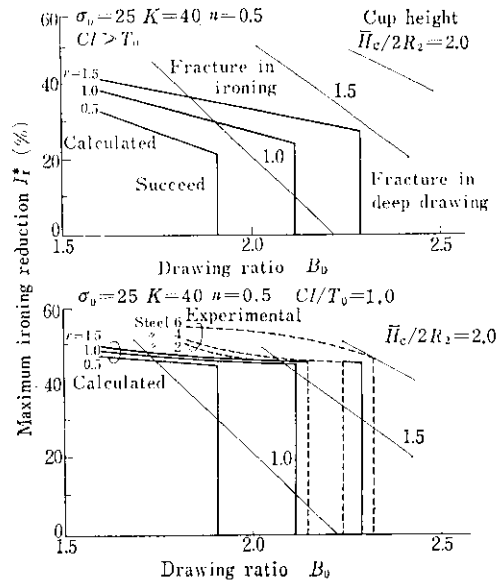


Fig. 8 Effect of drawing ratio B_0 and Lankford value r on maximum ironing reduction I_r^* without fracture

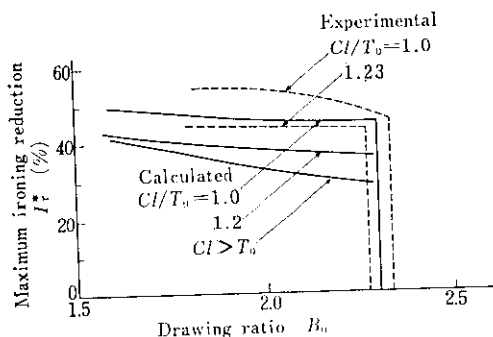


Fig. 9 Effect of drawing ratio and clearance Cl between die and punch in deep drawing process on maximum ironing reduction I_r^* , without fracture

ためである。

Cl が小さいほど前述 ε_0 は増加するが、板厚 T_d は小さくなる。前者の ε_0 の I_r^* への影響は比較的小さく、後者の T_d の減少は実質圧下率 $R = (T_d - T)/T_d$ を減少させるため、公称圧下率 $I_r = (T_0 - T)/T_0$ で評価すればその限界値 $I_{r*} = (T_0 - T_{fr})/T_0$ は大きくなる。5章1節で述べたように、 Cl の減少は限界絞り比をも向上させるので、同時しごき絞り加工をしたほうが有利である。

また Fig. 8, 9 には 5.2 で求めた等カップ高さ $\bar{H}_c/2R_2$ 線を併記してある。この線の B_0 に対する勾配がしごき限界 I_r^* 線のそれより大きいことから、1回でまたは同一工程数でより大きな $\bar{H}_c$ を得るためには、絞り比 B_0 をできるだけ大きくとったほうが有利であることがわかる。したがってそのためには材質的には高い r 値が必要となる。しかし同じ高さのカップを得るのに、同一板厚で B_0 のみを大きくすると素板重量が大きくなるので、カップ底の強度が満足される限り板厚を薄くし、高い r 値の材料を用いて B_0 をできるだけ大きくとり、しごき圧下率を小さく抑えることが必要である。しかし板厚が薄くなると絞り成形においてフランジしわが発生しやすくなり、同じ r 値の材料でも LDR は小さくなるので注意が必要である。

5.2.2 しごき限界に及ぼす材料特性の影響

材料特性 r がしごき限界圧下率 I_r^* に及ぼす影

響についての計算結果を Fig. 8 に併記する。これから明らかなように、 r 値が高いほど I_r^* , LDR とも向上する。これは r 値が高いほどしごき応力 p は増大するが、絞りによる板厚増加が小さく (T_d が小さく)、破断応力 p_{fr} が増大するためである。しかし r 値の効果は絞りでのクリアランス Cl が大きく、絞り比 B_0 が大きいときに顕著であるが、同時しごき絞り加工または多回しごき加工する場合はその効果は非常に小さい。本解析においては絞り加工としごき加工により r 値が変化しないことを前提としている。しかし塑性変形する際には一般に結晶回転が起こり、いわゆる変形集合組織が形成され、したがって r 値も動的に変化していることは古くから知られている^{28,29)}。しかし幸いなことに、本計算結果から変形量が大きくなるにつれ I_r^* への r 値の効果は小さくなり、絞りにおける板厚増減への効果が主要因となる。したがって I_r^* に関しては素材の r 値が重要であり、絞り後またはしごき加工後の r 値は2次因子と考えてよい。

σ_0 , K , n の I_r^* への影響を Fig. 10 に示す。同図

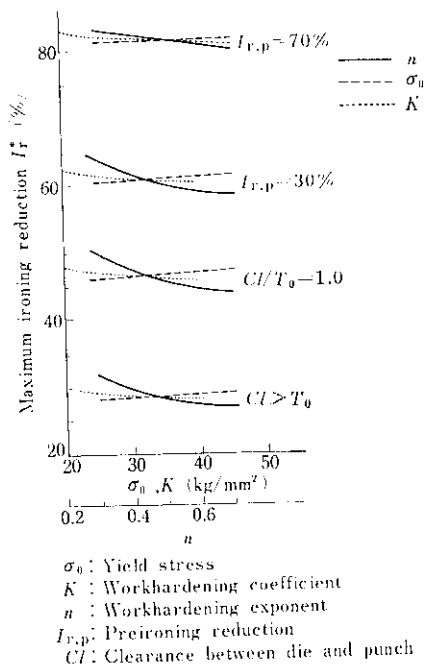


Fig. 10 Effect of mechanical properties σ_0 , n , K of materials on maximum ironing reduction I_r^* without fracture

から σ_0 は大きいほど、 K, n は小さいほど I_r^* は大きくなる。したがって歪の大きな範囲($\epsilon_{eq} > 1.0$)での加工硬化が小さな材料ほどしごき加工性にすぐれていることが示唆される。しかしこれらの影響も Cl, B_0 が大きいときに顕著であり、同時しごき加工、前しごき加工をした場合にはその影響は小さくなる。一方、福井ら³⁾は n 値が大きいほど I_r^* が大きくなると報告しており、本計算結果と一見矛盾しているようであるが、それは絞りでの前歪の考慮の有無によるものである。福井らの計算と比較するため、 $\sigma_0=0, r=1.0$ の場合、 I_r^* におよぼす n 値の影響について計算した結果を Fig. 11 に示す。同図から明らかなように絞り工程のない

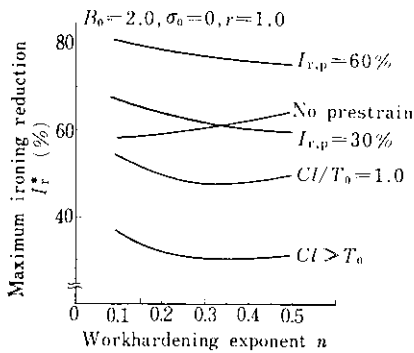


Fig. 11 Effect of workhardening exponent n on maximum ironing reduction I_r^* without fracture

場合($\epsilon_0=0, T_d=T_0$)には n 値が大きいほど I_r^* は増大し、福井らの結果と一致する。しかし、絞り加工を考慮すると $Cl/T_0=1.0, Cl \gg T_0$ の場合、 $n=0.1 \sim 0.3$ の範囲で n 値が大きいほど I_r^* は減少し、さらに前しごき加工($I_{r,p}=30\%, 60\%$)すると、 $n=0.1 \sim 0.5$ の範囲で n 値が大きいほど I_r^* は減少する。前変形量が大きく($\epsilon_{eq} > 1.0$)、 K, σ_0 が同じ場合 n 値が大きいほど材料の変形抵抗は大きくなるため、上記のような計算結果になったものと思われる。

I_r^* に関する実験結果を Fig. 8, 9 に併記する。絶対値で多少のずれがあるが実験と計算は比較的良好に一致し、 Cl, B_0, r の影響がよく説明される。しかし σ_0, K, n の影響についての実験的検証は得られていない。

5.2.3 各種鋼板のしごき性

各種鋼板を用いしごき加工試験した結果を Table 5, 6 および Fig. 12 に示す。Table 5 に

Table 5 Maximum ironing reduction I_r^* in 1st ironing stage

		I_r^* (%)	r	Dirtiness (%)
1	Rimmed steel	40	0.80	0.30
3	Al core killed steel	40	1.09	0.12
5	Al killed steel	50	1.48	0.11

Table 6 Conditions and results of multistage ironing test
(a) Conditions

	Deep drawing		Ironing reduction (%)		
	B_0	Cl/T_0	1st	2nd	3rd
I	2.0	1.0	40	60	70
II	2.0	1.0	40	50	70
III	1.85	1.0	50	70	80

(b) Results

	Probability of fracture			r	Dirtiness(%)
	I	II	III		
2 Rimmed steel	0	10	50	1.01	0.167
4 Al core killed steel	0	10	40	1.19	0.164
6 Al killed steel	0	0	30	1.58	0.027

リムド鋼, Al コアキルド鋼, Al キルド鋼の3鋼種について $B_0=1.79$ ($Cl/T_0=1.25$) で絞ったあと, 1回のしごき加工での限界圧下率 I_r^* を示す。同表から清浄度, r 値とももっともすぐれている Al キルド鋼の I_r^* がもっとも高く, 清浄度がほぼ同じで r 値が多少小さい Al コアキルド鋼の I_r^* は Al キルド鋼のそれより小さい。同様の結果は Fig. 12 に示した実験結果にも現われている。また同図から LDR の条件で絞ったあとにしごき

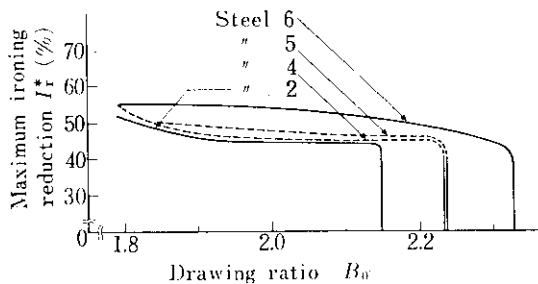


Fig. 12 Experimental data of maximum ironing reduction I_r^* without fracture and limiting drawing ratio (Steel 2~6; see Table 4)

加工した場合にもっとも高いカップが得られることがわかる。リムド鋼では絞りとしごき各1工程で $\bar{H}_c/2R_2=1.6$ 程度のカップ高さしか得られないのに対し, Al コアキルド鋼では $\bar{H}_c/2R_2=1.8$, Al キルド鋼は $\bar{H}_c/2R_2=2.0$ までの高さが得られる。Table 6 はおもにビール DI 缶を対象とし, 3回のしごき加工での圧下率配分として標準工程, やや厳しい工程, さらに肉厚を薄くするのを目的とした厳しい工程の3つを設定し, 各工程での不良率の差を示したものである。

標準工程 I ではいずれの材料でも 0% の不良率であり, 所定の製品が得られる。やや厳しい工程 II ではコアキルド鋼, リムド鋼では不良率 10% を示しているのに対し, Al キルド鋼では 0% の不良率である。薄肉化を目指した工程 III では, その厳しい加工条件のためいずれの材料も不良率が高く, Al キルド鋼 (30%) > Al コアキルド鋼 (40%) > リムド鋼 (50%) の順位になっている。Table 6 の結果でも, Table 5, Fig. 12 と同様

に r 値と清浄度の効果が認められ, とくに介在物対策をとった Al キルド連铸材がしごき性にすぐれていることがわかった。また, 伸び, n 値, 強度, 硬度との対応はない。

5.2.4 しごき加工限界に及ぼす

Sn メッキ厚みの影響

Sn メッキ厚みを変えた材料を用い, $B_0=1.79$, $Cl/T_0=1.25$ で絞ったあと公称圧下率 I_r で 10% ずつ圧下を加えた場合のしごきポンチ力と破断の有無を Fig. 13 に示す。同図から圧下率 10% の場合を除き, Sn メッキが厚くなるほどしごきポンチ

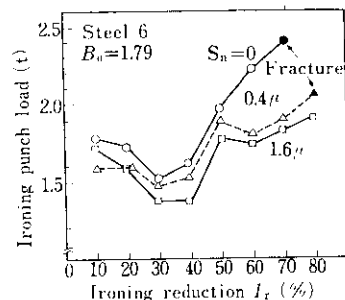


Fig. 13 Effect of Sn thickness of tin plate on ironing punch load and maximum ironing reduction without fracture

力は低く, また破断限界圧下率は Sn メッキのない場合が 60% であるのに対し, 0.4μ 厚みでは 70%, 1.6μ 厚みでは 80% 以上の圧下率を得ることができる。5.1 で述べたように, Sn 層はすぐれた潤滑性を示し, 絞り加工では Sn 厚み $0.3\sim 0.8\mu$ で最大の LDR が得られるが, しごき加工の場合には $0\sim 1.6\mu$ の範囲で厚いほど限界圧下率が增大する。Duckett らもまったく同様の結果を報告している。

5.3 多回しごき加工工程設計

必要な圧下量を1回でしごくとき限界圧下量を超えるような場合には, 当然複数回繰返ししごき加工しなければならない。実際にはしごき加工ダイをタンデム式に並べれば1工程で成形が終了する。多回しごき加工する場合の限界圧下率 I_r^* におよぼす前工程までの圧下率 I_{rp} の影響について

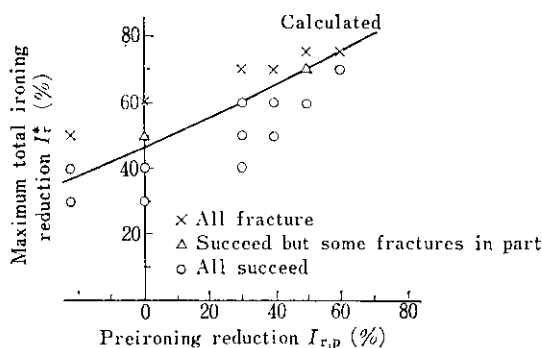


Fig. 14 Effect of preironing reduction $I_{r,p}$ on maximum total ironing reduction without fracture in multistage ironing process

の計算結果を Fig. 14 に示す。ここで j 回目の圧下をするときの圧下率 $I_{r,j}$ 、全圧下率 $I_{r,t}$ および $I_{r,p}$ を次式で定義する。

$$I_{r,j} = (T_{j-1} - T_j) / T_{j-1} \times 100$$

$$I_{r,t} = (T_0 - T_1) / T_0 \times 100$$

$$I_{r,p} = (T_0 - T_{j-1}) / T_0 \times 100$$

T_0 は素板板厚、 T_j 、 T_{j-1} はそれぞれ j 、 $j-1$ 回目のしごき加工の出側板厚を表す。 $I_{r,p}$ が大きいほど前歪 ϵ_0 が大きいので次工程のみの限界圧下率 I_r^* は減少するが、その減少率が小さいため最終的な限界全圧下率 $I_{r,t}^*$ は増大する。 $I_{r,j}$ の傾向は Sachs⁴⁾ の実験結果と一致する。同図には本実験結果を併記する。実験と計算値は比較的よく一致する。

同図の限界線からしごき加工圧下配分が設定できる。たとえば市販のビール缶を対象にし、合計 70% の圧下が必要な場合の圧下配分法を Fig. 15 に示す。同図において A→B→G と同線図上を追跡すれば圧下配分が設定され、①絞り工程（同時しごき絞り加工、 $Cl/T_0=0.98$ ）→②50%圧下→③70%圧下、の 3 工程で成形が可能である。この工程設計は破断限界線上で決定したもので、かなりの不良率が予想される。そこで安全率を見込んで $0.9I_r^*$ の値を採用し、同図の破線のように限界線を設定すれば、同様な手法で工程設計ができ、①絞り（同時しごき絞り加工 $Cl/T_0=1.0$ ）→②40%圧下→③60%圧下→④70%、の 4 工程が必

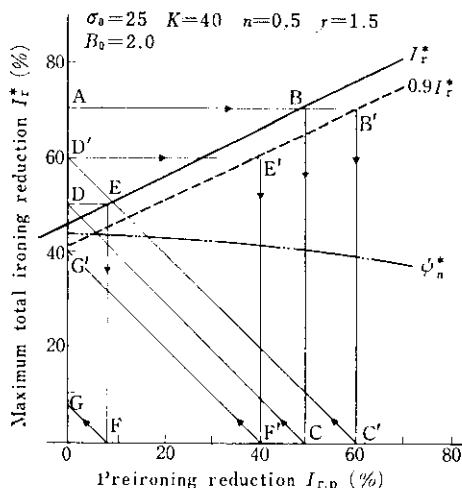


Fig. 15 Design of ironing reduction schedule in multistage ironing

要となる。本実験において材料 6 を用いて可能なすべての圧下配分について実験した結果、破断がまったく発生せず最小の工程数で可能な圧下配分は上記理論による後者の圧下配分、すなわち 40→60→70% に一致した。

5.4 しごき加工後の伸びフランジ性

しごき加工後カップ端をトリミングしたあとで、蓋などをとりつけるためカーリング加工をするとき、材料は伸びフランジ変形をうける。しかしすでに非常に大きな変形をうけているため延性はわずかしかなかった。前歪量が伸びフランジ性におよぼす影響を Fig. 16 に示す。同図から明らかなように、しごき加工圧下率の増加に伴ない伸びフランジ性は急激に減少するので、カーリングに必要な伸びフランジ率に応じ圧下率を設定する必要がある。

一方、予変形を受けていない冷延鋼板の伸びフランジ性に影響をおよぼす材質は、介在物、伸び、 r 値であり、伸び、 r 値とも大きい材料ほど、また介在物（とくに A 系）が少ない材料ほど伸びフランジ性にすぐれていることが多くの実験により明らかにされている。しかし、 $B_0=2.0$ 、 $I_r=50\%$

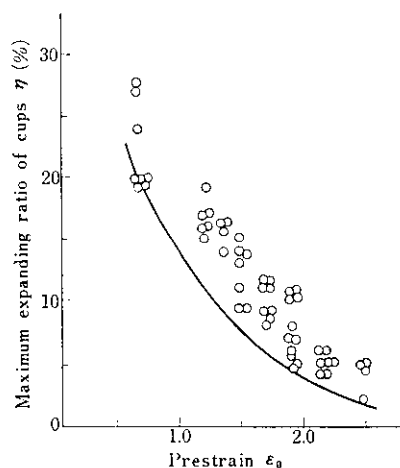


Fig. 16 Effect of prestrain ε_0 on maximum expanding ratio of drawn and ironed cups

の DI 加工をしたあとの拡管試験により伸びフランジ性を調べた結果, Fig. 17, 18 に示すように拡管率は, 伸び, r 値との相関はほとんど認められないが, Fig. 19 に示すように平均結晶粒径 d との負の相関が認められる。同図には化学成分の調整により d を変えた場合と, 同一母板を用い焼鈍温度を変えて d を変えた場合の両方について調べた結果を併記してあるが, いずれの場合も同様な拡管率と d との相関が認められる。このように DI 加工後の伸びフランジ性は素材の延性とは関係なく, 結晶粒径が小さいほど拡管率が高い。Fig. 20 に示すように, d が大きいほど DI 加

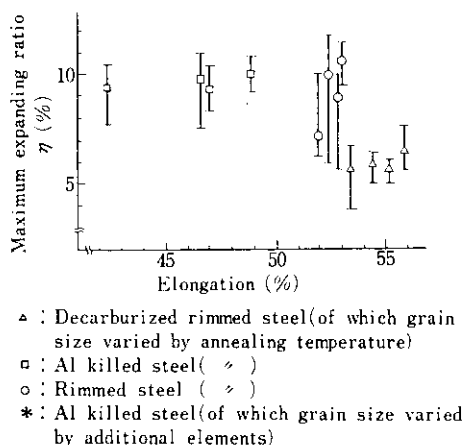


Fig. 17 Effect of elongation on maximum expanding ratio of drawn and ironed cups

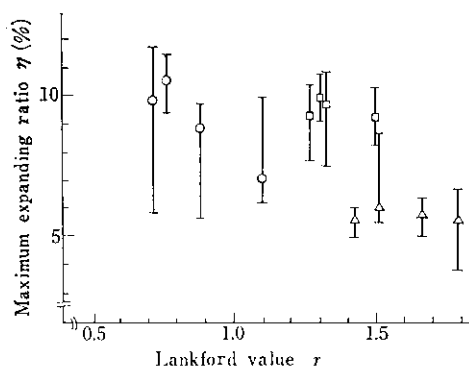


Fig. 18 Effect of Lankford value r on maximum expanding ratio of drawn and ironed cups (symbols are shown in Fig. 17)

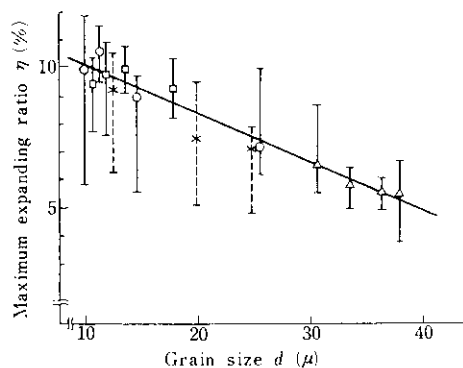


Fig. 19 Effect of grain size d on maximum expanding ratio of drawn and ironed cups (symbols are shown in Fig. 17)

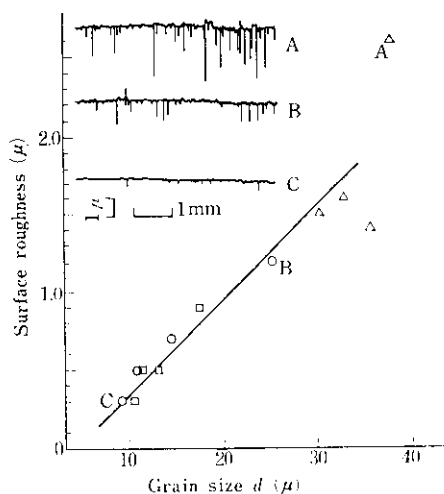


Fig. 20 Effect of grain size on surface roughness of drawn and ironed cups

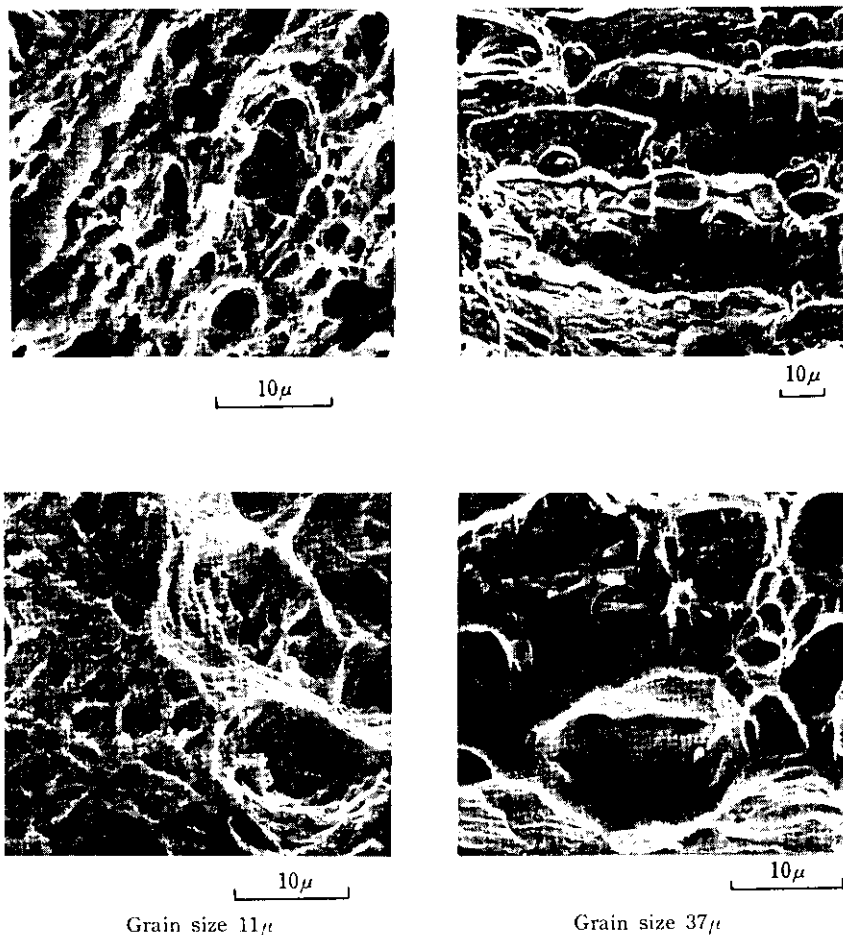


Photo. 1 Fractgraph of cups expanded after drawing and ironing (SEM)

工後の表面粗さが大きくなる。また **Photo. 1** に示すように、破面走査型電顕写真のディンプル・パターンは d により影響を受けている。**Photo. 2** には絞り加工後およびしごき加工後の表面の写真を示す。絞り加工後の表面状態は塑性変形によって生じる表面の凹凸の凸部が工具により押しつぶされ平坦化され、凹部にはすべり線やクラックが観察される。しごき加工すると凸部はさらに工具により押しならされ、谷部を埋めつくし非常に平坦な表面になるが、完全には埋めつくされず、クレータのようになるところどころ残存するのが観察される。このクレータの深さが **Fig. 20** に示すように結晶粒径 d が大きいほど深く、 $d=40\mu$ では $2\sim 3\mu$ 程度に達する。このようなクレータは伸びフランジ変形時にノッチ効果として働く可能性が

考えられる。

一方、**Photo. 1** の破面でみられるように結晶粒径が細かい ($d=10\mu$) 場合は、深いディンプルパターンを呈し、典型的な延性剪断破面である。 $d=37\mu$ の場合は粒内延性破面ではあるが、そのディンプルは一般に大きく、比較的平坦であるものが多くみられる。巨視的にも d が小さい場合は、拡張時にカップ長手方向に対しほぼ 45° 方向にくびれが生じクラックに到るが、 d が大きい場合は管長手方向にほぼ直線的にクラックが発生する。

つぎに介在物の影響をみるために、現場ラインの超音波探傷検査で不合格になったコイルを用い、DI 加工後の拡張試験を行った。磁粉探傷により介在物存在個所を明確にし、介在物がカップ

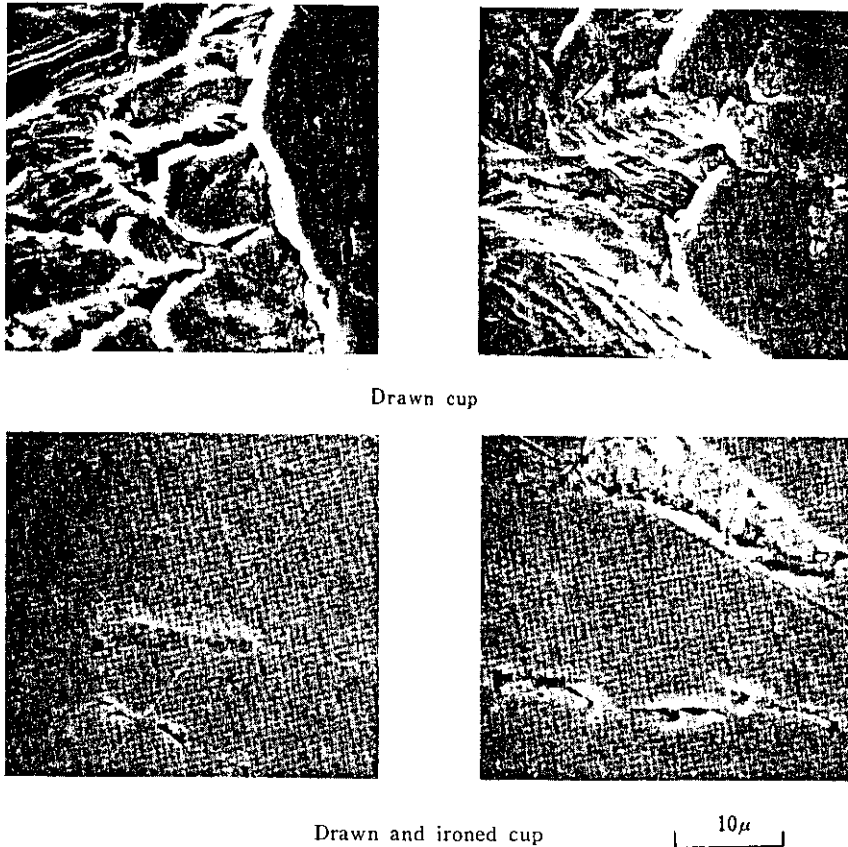


Photo. 2 State of cup's surface drawn and ironed (SEM)

端に位置するように板取りした57個のカップについて拡張試験をした結果、クラックの発生個所が介在物存在個所に一致する確率は約90%であった。介在物の厚さ t_i と拡張率との関係を Fig. 21 に示す。同図において $t_i=0$ は磁粉探傷および超音波探傷で発見される介在物がない健全部であることを意味する。 t_i が大きいほど拡張率は大きく低下し、 $t_i=2\mu$ の介在物の存在するカップの拡張率は $t_i=0$ のそれに比し約2%小さな値を示す。なお圧延方向と直角断面での介在物の幅 W_i と拡張率との相関は本実験範囲 ($W_i=0.5\sim4\text{mm}$, $t_i=2\sim10\mu$) では弱かった。

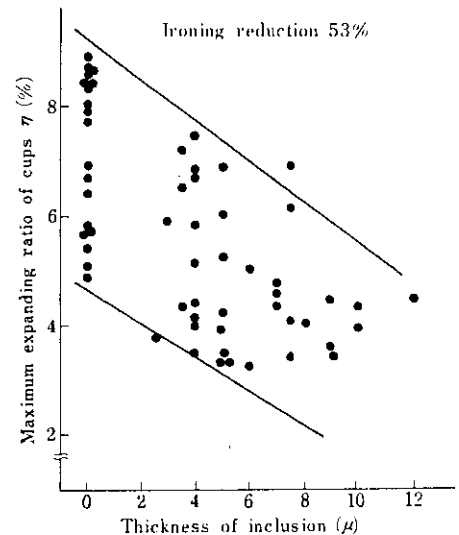


Fig. 21 Effect of inclusion on maximum expanding ratio of drawn and ironed cups

6. 結 言

しごき加工による薄鋼板の薄肉円筒容器の加工に関する理論的および実験的研究の結果、次の結論を得た。

(1) 限界絞り比 (LDR) としごき限界圧下率 I_r^* の近似計算法を示し、これらにおよぼす材料特性、成形条件の影響について検討した。

(2) 絞り性に対し r 値が支配的因子であることが Sn メッキ板についても確認され、また Sn メッキはすぐれた潤滑性能を示すが、その厚みが $0.3 \sim 0.8 \mu$ で LDR が最大値を示す。しごき加工に関しては Sn メッキが厚いほど I_r^* は増大する。

(3) I_r^* は絞り比 B_0 が大きいほど小さくなるが、絞りにおけるダイとポンチのクリアランス Cl を小さくし、同時しごき絞り加工をしたり前しごき加工をすれば B_0 の影響は小さい。

(4) r 値が高いほど I_r^* は大きくなるが、 Cl を小さくし同時しごき絞り加工または前しごき加工をした場合、 r 値の効果は非常に小さい。

(5) 材料定数 σ_0 は大きいほど、また K, n は

小さいほど I_r^* は向上する。歪の大きい範囲 ($\epsilon_{eq} > 1.0$) での加工硬化が小さいほどしごき加工性がすぐれていることが示唆される。均一な板厚の処女材のしごき加工の場合は逆に σ_0/K が小さいほど、また n が大きいほど I_r^* は向上する。

(6) 多回しごき加工する場合、前圧下率が大きいほど全圧下率は大きくとれる。多回しごき加工の圧下配分法を示した。

(7) しごき加工後のカーリング時の破断限界挾管率 η はしごき圧下率の増大に伴ない顕著に減少する。材質としては、素材の延性、 r 値とは関係なく素材の結晶粒径 d が小さいほど η は増大し、介在物は η を大きく減少させる。

(8) 絞りにおけるダイとポンチのクリアランス Cl を小さくするほど LDR と I_r^* が向上するばかりでなく、 I_r^* におよぼす r 値の効果を小さくすることができるので、素材の結晶粒を細くすることができ η も増大する。 $Cl/T_0 \approx 0.9$ が望ましい。

本研究にあたり、当社千葉製鉄所表面処理管理課、製鋼部、技術研究所表面処理研究室、計測研究室、製鋼研究室に協力をいただいた。関係各位に深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) R. Hill: JISI, **161** (1949), 41
- 2) Sachs Lubahn & Tracy: J. Appl. Mech., **11** (1944), A-199
- 3) S. Fukui & A. Hannson: Ann. CIRP, **18** (1970) 4, 593
- 4) Sachs: Principle & Method of Sheet Metal Fabricating, (1966), [Reinhold]
- 5) G. S. Shawki: Sheet Metal Ind., (1970), 855
- 6) R. Duckett & C. J. Thwaites: Sheet Metal Ind., (1971), 274
- 7) R. Duckett, B. T. K. Barry & D. A. Robins: Sheet Metal Ind., (1968), 666
- 8) 春日, 音田: 日本機械学会誌, **69** (1966) 568, 624
- 9) Y. Kasuga et al: Metallurgia, **8** (1968), 745
- 10) 吉井: 塑性と加工, **3** (1962) 21, 733
- 11) 西村, 宮川: 塑性と加工, **13** (1972) 138, 493
- 12) 西村: 住友軽金属技報, **12** (1971) 4, 6
- 13) 斎藤: 鋼の塑性加工, (1969), 259, [朝倉書店]
- 14) 金丸: 第47回塑性加工シンポジウム, (1974), 58
- 15) 北村, 阿部, 中川: 第23回塑性加工連合講演会論文集 (昭47-11), (1972), 105
- 16) 潮田: 第42回塑性加工シンポジウム (昭48-2), (1973), 1
- 17) 福井: 塑性と加工, **12** (1971) 128, 701
- 18) Lange: ICFG Conf., (1970)

- 19) 福田：塑性と加工, 5 (1964) 36, 3
- 20) 山田：日本機械学会誌, 67 (1964) 542, 105
- 21) 宮川, 島宗：プレス技術, 7 (1969) 7, 161
- 22) 益田, 室田：工業塑性力学, (1961) 163, [義賢堂]
- 23) R. Hill : J. Mech. Phys. Solids, 1 (1952) 1, 19
- 24) 河合：日本機械学会論文集, 26 (1960) 166, 850
- 25) R. L. Whitely : Trans. ASM, 52 (1960), 154
- 26) 阿部, 中川：川崎製鉄技報, 5 (1963) 2, 210
- 27) H. T. Coupland & Wilson : Sheet Metal Ind., 35 (1958) 370, 85
- 28) 中岡：塑性と加工, 9 (1968) 93, 718
- 29) Wassermann : Texturen Metallischer Werkstoffe, Springer, (1962)

