

容器押出し加工における
偏肉の発生機構

1990

白井徳雄

目 次

第1章	序 論	1
第2章	試作した押出し試験装置とその特性	5
2.1	試験機の具備すべき条件	5
2.2	荷重偏心と横荷重の測定原理	6
2.3	計算方法	7
2.4	押出し試験装置の構成	10
2.4.1	押出し型構造	10
2.4.2	パンチ	11
2.4.3	ダイ	14
2.4.4	ロードセル	14
2.4.5	偏心リング	16
2.4.6	押出し型の加工精度, 組立精度	16
2.5	供試材および実験条件	18
2.6	偏心および表面あらさの測定法	22
2.7	データの処理	24
第3章	初期偏心のない場合	27
3.1	緒 言	27
3.2	実験方法	27
3.3	実験結果	27
3.3.1	パンチ曲げモーメント	27
3.3.2	押出された容器の内外径の偏心	29
3.3.3	パンチ荷重の偏心および横荷重	30
3.3.4	パンチ中心の運動	35
3.3.5	押出し比とパンチ面圧の関係	36
3.3	結 言	38
第4章	パンチの初期偏心の影響	39
4.1	緒 言	39
4.2	実験条件	39
4.3	実験結果	40

4. 3. 1	曲げモーメント	4 0
4. 3. 2	容器壁成長の状況	4 0
4. 3. 3	横荷重とパンチ荷重の偏心	4 2
4. 3. 4	押し出し比の影響	4 5
4. 3. 5	初期偏心の影響	4 5
4. 4	結 言	5 2
第5章	ブランク端面不整の影響	5 3
5. 1	結 言	5 3
5. 2	実験条件および方法	5 3
5. 3	ブランク端面傾斜の影響	5 3
5. 3. 1	曲げモーメント	5 3
5. 3. 2	初期変形	5 3
5. 3. 3	パンチ荷重の偏心, 横荷重, パンチのたわみ	5 5
5. 3. 4	製品容器の偏心	5 8
5. 4	ブランク端面の潤滑不均一による偏心	5 8
5. 4. 1	容器壁の流出速度の不均一	5 8
5. 4. 2	製品容器の偏心	6 0
5. 4. 3	パンチ荷重の偏心, 横荷重, パンチのたわみ	6 0
5. 4. 4	考 察	6 1
5. 5	結 言	6 3
第6章	パンチ形状の影響	6 4
6. 1	結 言	6 4
6. 2	実験方法	6 4
6. 3	先端形状の影響	6 5
6. 3. 1	曲げモーメント	6 5
6. 3. 2	押し出された容器の内外径の偏心	6 6
6. 3. 3	横荷重とパンチ荷重の偏心	7 1
6. 4	パンチランドの影響	7 5
6. 4. 1	曲げモーメント	7 5
6. 4. 2	押し出された容器の内外径の偏心	7 6
6. 4. 3	横荷重とパンチ荷重の偏心	7 7
6. 5	パンチ剛性の影響	8 0
6. 5. 1	曲げモーメント	8 0

6. 5. 2	押出された容器の内外径の偏心	8 1
6. 5. 3	横荷重とパンチ荷重の偏心	8 4
6. 6	結 言	8 4
第7章	可容速度場による非軸対称流動の解析	8 7
7. 1	結 言	8 7
7. 2	可容速度場	8 7
7. 2. 1	仮定, 座標, 幾何学および無次元化	8 7
7. 2. 2	領域 I	8 9
7. 2. 3	領域 II	8 9
7. 2. 4	領域 III	9 0
7. 3	エネルギー消散率	9 0
7. 4	パンチとダイの偏心の影響	9 3
7. 4. 1	非軸対称流	9 3
7. 4. 2	パンチ荷重およびパンチの弾性曲げへの影響	9 4
7. 5	パンチ端面の摩擦の不均一の影響	9 6
7. 6	ブランクの降伏応力が不均一な場合	9 9
7. 7	結 言	1 0 1
第8章	冷間押し出し容器の偏心の実際	1 0 3
8. 1	はじめに	1 0 3
8. 2	調査方法	1 0 3
8. 3	測定結果	1 0 3
8. 4	結 び	1 1 1
第9章	結 論	1 1 2
参考文献		1 1 5
謝 辞		1 1 7

第1章 序 論

1. 冷間鍛造の位置

金属の鍛造加工の歴史は古く、古代エジプトにおいて金敷とハンマーを用いて熱間で自由鍛造がおこなわれた記録が残されている。それ以来、農具、工具、武器、装飾品など多くの品物が鍛造により生産されてきた。鍛造が機械部品の加工手段として用いられるようになったのは産業革命以後であるが、鉄や鋼などの硬い金属の鍛造は依然として熱間で行なわれ、冷間での鍛造は工具強度上の問題と潤滑不良のために事実上不可能であった。鋼の冷間鍛造はドイツにおいて1935年にはじめて行なわれた。少し前(1915年頃)から鉄鋼の防錆皮膜として普及していたりん酸亜鉛皮膜に石鹼を潤滑剤として併用することにより従来型かじりのために不可能であった鋼の冷間での押出し加工に成功し、葉巻の生産に供せられた。当時は第2次世界大戦の前夜であり、この画期的な生産技術は秘密とされた。戦後この技術はアメリカ合衆国で工業生産に適用され、自動車部品の生産にも応用された。

この冷間鍛造の技術がアメリカ合衆国より日本に紹介されたのは1950年代初頭のことで、すぐさま葉巻、繊維機械部品などの加工に用いられた。1960年代になると、自動車部品の加工に用いられるようになり、その後の日本のモータリゼーションの進展とともに生産量は急激に増加した。切削量の削減のみを目的とした単純形状部品から始まり、ギヤ、カムなどの複雑形状部品が切削仕上げなしで加工できるようになり、機械部品加工分野において冷間鍛造は重要な地位を占めるようになった。1980年代後半に於いては、ボルト、ナットなどの単純形状部品を除き、日本国内での冷間鍛造品の生産量は年間約55万トンに達していると推定される。

2. 冷間鍛造加工における研究課題

冷間鍛造が採用される理由は高品質(高精度、高信頼性)の製品を安価(省資材、高生産性)に大量生産可能という特長を有するからである。従って、研究開発もこれらの特長を更に高度化するために、加工工程、工具、被加工材、型材、潤滑、プレス機械などの冷間鍛造にかかわる多くの分野で研究が行なわれている。これら諸分野で解決されるべき課題を列挙すると、

(a) 加工工程に関しては高精度な冷鍛品の加工方案，複雑な形状の加工方案，工程短縮可能な加工方法，加工限界の拡大化，単加工工程における変形，加工にともなう熱的問題など，(b) 工具に関しては応力集中の少ない型形状，小型で高強度な型，多軸応力下の疲労強度，型寿命予測技術など，(c) 被加工材に関しては変形抵抗が小さくかつ製品に加工された後は高強度である材料，高延性材料，被削性が良くかつ冷鍛性に優れた材料，冷間鍛造変形抵抗の予測法，冷鍛加工における延性破壊条件など，(d) 型材に関しては表面硬化処理方法，型材を強靱化させる方法，被旋・研削性の良い型材，高強度材の疲労強度，高弾性係数材，高熱伝導材，耐熱性の優れた型材など，(e) 潤滑に関しては耐熱性の優れた潤滑剤，処理が簡単な潤滑剤，冷間鍛造における潤滑機構，潤滑剤の評価法，無公害な潤滑処理法，ステンレス鋼などの難加工性材料用の潤滑剤など，(f) プレス機械に関しては低騒音プレス，高速プレス，低振動プレス，動的精度が高いプレス，高剛性プレス，高精度高速材料供給装置，過負荷検出装置などである。そして，これらの研究課題に共通する項目として，加工精度の問題がある。

3. 容器押出しの偏心に関する研究の状況

加工精度の維持・向上は冷間鍛造が実用化されて以来の基本的な研究課題である。特に基本的な冷間鍛造加工法である容器押出し加工においては，かなり初期から問題とされているが，公表された研究は少なく，また系統的な研究はない。

押出し容器の直径精度には，内径および外径の単独の寸法精度とそれぞれの位置に係わる同心・同軸度（あるいは偏肉，振れ）があり，同軸度の確保は深孔になるほど困難になる。押出し容器の偏心に関する最初の研究は A. K. Cruden⁽¹⁾により行なわれた。りん酸亜鉛皮膜処理後石鹼を塗布した低炭素鋼ピレットがクランクプレスで容器に押出しされ，パンチの曲りと製品容器内・外径の振れの推移が測定された。容器の振れは加工数の増加とともに増加し，ついには許容限界を越えパンチは使用できなくなることが示された。石原ら⁽²⁾は冷間鍛造工場の設備を使用し，ブランク端面の傾斜と押出された容器の振れに正の相関があり，押出しの時パンチに作用するモーメントの方向と振れの方向とに関係があることを示した。工藤ら⁽³⁾⁽⁴⁾は平面ひずみ押出し実験において，パンチとダイの偏心，減面率，パンチ形状，

ブランク端面の潤滑条件，端面の傾斜，ダイとブランクの初期すきまの多少などがパンチの運動に及ぼす影響を調査した。減面率が小さい場合パンチをダイの中心から遠ざける傾向（遠心性）があり，減面率が大きい場合はパンチをダイの中心に近づける傾向（求心性）があること，偏心をなくするためには高剛性で高精度なパンチが好ましいこと，パンチ先端形状を楔形にすると求心性が高まることなどを示した。ごく最近，天野ら⁽⁵⁾⁽⁶⁾は容器押出しのパンチに作用する曲げモーメントを測定し，ブランクの形状やパンチ先端形状と製品の偏心や曲りとの関係を調査した。

押出し容器の偏心にはブランク，プレス，金型，潤滑などの要因が複雑に影響していると考えられているが⁽⁷⁾⁽⁸⁾，容器押出しの加工条件がパンチの曲りや押出された容器の内・外径の偏心に及ぼす影響を系統的に調べた研究はいまだ見当たらない。

4. 本研究の目的

冷間鍛造においては，製品精度の維持向上は冷鍛加工が始って以来の重要な課題である。特に，容器押出し加工での偏心は大きな問題で，工程設計開発の時から，量産加工の工場での日常的な生産活動において，常に問題となり，様々な対策が，多くは経験的知見に基づいて，多くの場合，試行錯誤的に，講じられている。

冷間鍛造の高品質，大量生産という特長を更に高度化するためには，加工精度（品質）の問題を基礎的に研究し，精度に影響を与える要因を明確にすることは有意義なことである。

本研究では，冷間鍛造が始って以来の基本的な問題である容器押出し加工の偏肉（偏心）について，押出し時にパンチに加わる荷重の非軸対称成分，パンチの弾性変形，材料の非軸対称流動に着目し，押出された容器の偏肉の発生メカニズムを明らかにす。偏心の小さい高精度な容器を押出すために必要な指針を示し，もって冷間鍛造技術の一層の向上と冷間鍛造加工の発展，拡大に資することを目的とする。

5. 本論文の概要

本研究は，容器押出し加工における偏肉（偏心）発生のメカニズムを明らかにするために，容器押出し時にパンチを曲げ，偏心を発生させる非軸対称荷

重成分を測定し、非軸対称発生原因と、偏肉におよぼす各種加工条件の影響を明かにする。更に、上界法により、加工条件の影響を定量化し、また、本研究で得た知見と実際の容器状冷間鍛造品の偏心測定結果と対照する。

本論文の各章の内容と主な結果は以下のとおりである。

第2章では、押出し荷重偏心と横荷重の測定原理を述べ、長柱の理論によりパンチの弾性変形を計算する方法、試作した試験装置の構成と組み立て精度、実験条件を述べる。

第3章では、初期偏心が無いパンチで押出しを行ない、偏心が無い場合の非軸対称荷重と押出された容器の偏心を測定した。

第4章では、偏心したパンチ押出しを行ない、初期偏心が押出し挙動に及ぼす影響を明かにした。

第5章では、実加工でしばしば遭遇する加工条件のうちから非軸対称性が明確なブランクの端面の傾斜および潤滑不均一をとりあげ、パンチの曲り、押出された容器の偏心に及ぼす影響を明かにした。

第6章では、パンチ形状に係わる要因として、パンチ先端形状、パンチのランド、パンチ剛性を取り上げ、押出し容器の偏心に及ぼす影響を明かにした。

第7章では、非軸対称流れを引起こす要因としてパンチとダイの初期偏心、ブランクの材質のむら、パンチ端面の摩擦不均一を取り上げ、上界法により解析を行ない、非軸対称流動の基本特性を明かにした。

第8章では、実用されている冷間鍛造品から容器状の製品を選び、偏心状態を測定し、本研究で得られた知見と対照した。

第9章は結論であり、各章で得られた結果をまとめた。

第2章 試作した押出し試験装置とその特性⁽¹⁶⁾

2.1 試験機の具備すべき条件

押出し容器の偏心は押出し加工時に穿孔パンチに非軸対称荷重が加わることによりパンチが曲るために発生すると考えられる。容器押出しにおける偏心挙動を明らかにするためにはパンチに加わる荷重の非軸対称成分を精密に測定する必要がある。非軸対称荷重はプレス機の運動精度、クランク回転に伴う水平方向分力の発生、剛性のアンバランス、ボルスターやスライドの加工精度など、またダイセットの剛性、加工精度、型の組立精度など、材料の塑性変形とは無関係な要因の影響も強く受けると考えられている⁽⁷⁾。押出し加工の材料流動と荷重の非軸対称成分との関係を基礎的に明らかにし、偏心の発生機構を解明するためには、これらプレス機、ダイセットの精度、剛性などに影響されない試験装置を用いる必要がある。また、押出し容器の偏心は多くの加工条件と関連があると考えられており、押出し加工の加工条件が偏心に及ぼす影響を明らかにするためには、押出し条件の変更が容易で、かつ、種々の加工条件で押出し加工が出来る必要がある。

パンチに曲げを生じさせるのはパンチに作用する曲げモーメントである。曲げモーメントはパンチ端面に作用する横荷重の合力 F （以下単に横荷重という）と垂直荷重の合力 P （以下パンチ荷重という）の作用位置がパンチ中心と一致しないことにより発生する。 F とその方向 θ_F 、 P とその作用位置 (e_P, θ_P) を特定可能な押出し実験装置である必要がある。

2.2 荷重偏心と横荷重の測定原理

図2-1のように座標軸 (x, y, z) を定める。問題はパンチ端面に作用するパンチ荷重 P とその作用位置 (e_P, θ_P) および横荷重 F とその方向 θ_F を求めることである。

パンチ端面より距離 a_1 および a_2 における x 軸および y 軸まわりのモーメントを (M_{1x}, M_{1y}) および (M_{2x}, M_{2y}) とする。パンチ荷重 P の偏心 e_P と横荷重 F によるパンチ端面より距離 a_1 および a_2 におけるパンチのたわみの x 方向、 y 方向の成分をそれぞれ $(\delta_{1x}, \delta_{1y})$ 、 $(\delta_{2x}, \delta_{2y})$ とすると、モーメントの釣合より

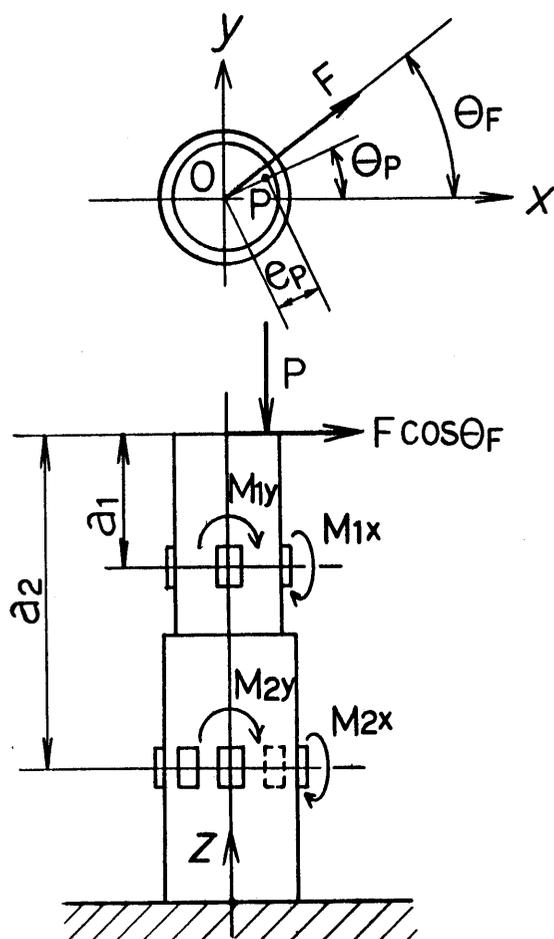


図 2 - 1 荷重偏心 e_P , 横荷重 F の測定原理

$$M_{1x} = -P (e_P \sin \theta_P - \delta_{1y}) - F a_1 \sin \theta_F \quad (2.1)$$

$$M_{1y} = P (e_P \cos \theta_P - \delta_{1x}) + F a_1 \cos \theta_F \quad (2.2)$$

$$M_{2x} = -P (e_P \sin \theta_P - \delta_{2y}) - F a_2 \sin \theta_F \quad (2.3)$$

$$M_{2y} = P (e_P \cos \theta_P - \delta_{2x}) + F a_2 \cos \theta_F \quad (2.4)$$

と表される。これより

$$\tan \theta_F = - \frac{M_{1x} - M_{2x} - P (\delta_{1y} - \delta_{2y})}{M_{1y} - M_{2y} + P (\delta_{1x} - \delta_{2x})} \quad (2.5)$$

$$F = \frac{M_{2y} - M_{1y} - P (\delta_{1x} - \delta_{2x})}{(a_2 - a_1) \cos \theta_F} \quad (2.6)$$

$$\tan \theta_P = - \frac{a_2 (M_{1x} - P \delta_{1y}) - a_1 (M_{2x} - P \delta_{2y})}{a_2 (M_{1y} + P \delta_{1x}) - a_1 (M_{2y} + P \delta_{2x})} \quad (2.7)$$

$$e_P = \frac{1}{(a_2 - a_1) P} \left[\{ a_2 (M_{1x} - P \delta_{1y}) - a_1 (M_{2x} - P \delta_{2y}) \}^2 + \{ a_2 (M_{1y} + P \delta_{1x}) - a_1 (M_{2y} + P \delta_{2x}) \}^2 \right]^{1/2} \quad (2.8)$$

と求まる。しかし M_{1x} , M_{1y} , M_{2x} , M_{2y} は e_P と F から計算されるたわみ δ_{1x} , δ_{1y} , δ_{2x} , δ_{2y} の項を含んでいる。そこで、式 (2.5) ~ (2.8) と後述するパンチの弾性変形を求める式 (2.10), (2.12) を連成して F , θ_F , e_P , θ_P を求めた。つまり、まず δ_{1x} , δ_{1y} , δ_{2x} , δ_{2y} を 0 とし、 M_{1x} , M_{1y} , M_{2x} , M_{2y} および P をそれぞれ式 (2.5) ~ (2.8) に代入し e_P と θ_P , F と θ_F を求め、次に、この e_P , θ_P , F , θ_F を式 (2.10), (2.12) に代入して δ_{1x} , δ_{1y} , δ_{2x} , δ_{2y} を求め、次に、このたわみの計算結果と M_{1x} , M_{1y} , M_{2x} , M_{2y} , P を式 (2.5) ~ (2.8) に代入し、再度 e_P , θ_P , F , θ_F を求めるという繰返し計算を行なった。なお、収束の判定は繰返し前後の e_P , F の計算値の差が 0.1% で行なった。

2.3 計算方法

2.4 節で詳述するが、図 2-2 に示されるようにパンチとロードセルは組付けられて一個のパンチを構成する。簡単のために斜線を施したように単純化し、テーパ部、フランジ部などは無視して、直径 d_1 , d_2 , d_3 よりなる一端固定、他端自由の段付軸で近似する。

2.2 節で述べた測定原理により測定されたパンチ荷重 P とその偏心 e_P および横荷重 F によるパンチの変形について考える。このパンチ先端のたわみ δ は第一近似的には自由端に曲げモーメント $P \times e_P$ と横荷重 F を受けるはりの曲げ問題として求められる。しかし、 δ が e_P と同程度であると変形による曲げモーメントの変化を無視できなくなるので、長柱の問題として解析する必要がある。

パンチの x 方向のたわみ $\delta_x(z)$ は、 $F_x = F \cos \theta_F$ と $e_{Px} = e_P \cos \theta_P$ とから求められる。ヤング率を E 、断面 2 次モーメント $I_i = \pi d_i^4 / 64$ とし、 $(P/E I_i)^{1/2} = K_i$ ($i = 1, 2, 3$) とする。

$0 \leq z \leq l_3$ に対して

$$E I_3 \frac{d^2 \delta_x}{d z^2} = P (e_{Px} \cos \theta_P - \delta_x) + F_x (l_1 - z) \quad (2.9)$$

この微分方程式の一般解は

$$\delta_x(z) = A_3 \sin(K_3 z) + B_3 \cos(K_3 z) + \frac{F_x}{P} (l_1 - z) + e_{Px} \quad (2.10)$$

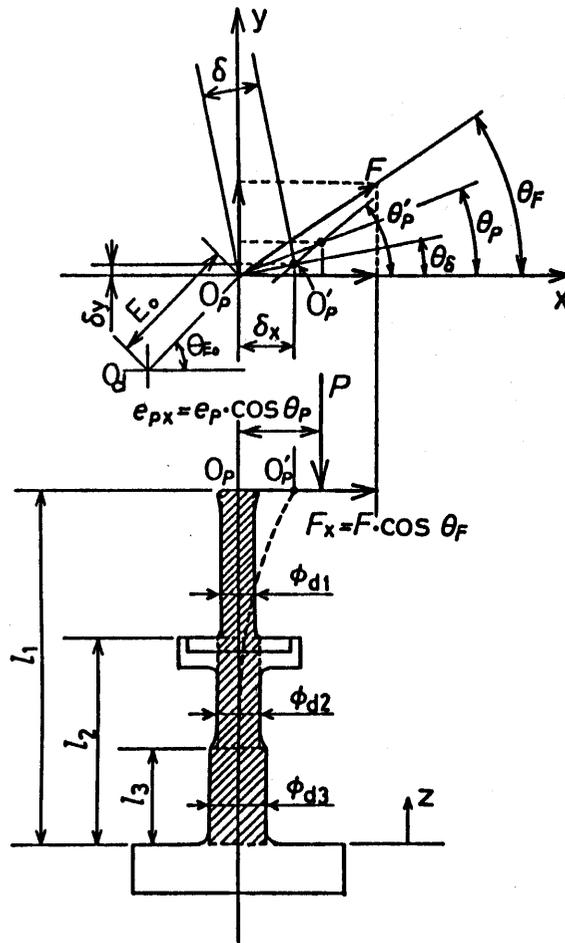


図 2-2 パンチの弾性変形

で与えられる。境界条件 $\delta_x(0) = 0$, $\frac{d\delta_x(z)}{dz} \Big|_{z=0} = 0$ を代入し

て A_3 , B_3 を求めると

$$A_3 = \frac{F_x}{K_3 P}, \quad B_3 = - \left(\frac{F_x l_1}{P} + e_{Px} \right)$$

となる。

$l_3 \leq z \leq l_2$ に対して

$$E I_2 \frac{d^2 \delta_x}{dz^2} = P (e_{P \cos \theta_P} - \delta_x) + F_x (l_1 - z) \quad (2.11)$$

たわみ $\delta_x(z)$ は

$$\delta_x(z) = A_2 \sin(K_2 z) + B_2 \cos(K_2 z) + \frac{F_x}{P} (l_1 - z) + e_{Px} \quad (2.12)$$

ここで、

$$A_2 = \left\{ \frac{F_x}{K_3 P} \sin(K_3 l_3) - \left(\frac{F_x}{P} l_1 + e_{Px} \right) \cos(K_3 l_3) \right\} \sin(K_2 l_3) \\ + \left\{ \frac{F_x}{K_2 P} \cos(K_3 l_3) + \frac{K_3}{K_2} \left(\frac{F_x}{P} l_1 + e_{Px} \right) \sin(K_3 l_3) \right\} \cos(K_2 l_3)$$

$$B_2 = \left\{ \frac{F_x}{K_3 P} \sin(K_3 l_3) - \left(\frac{F_x}{P} l_1 + e_{Px} \right) \cos(K_3 l_3) \right\} \cos(K_2 l_3) \\ - \left\{ \frac{F_x}{K_2 P} \cos(K_3 l_3) + \frac{K_3}{K_2} \left(\frac{F_x}{P} l_1 + e_{Px} \right) \sin(K_3 l_3) \right\} \sin(K_2 l_3)$$

$l_2 \leq z \leq l_1$ に対して

$$E I_3 \frac{d^2 \delta_x}{d z^2} = P (e_{P \cos \theta_P} - \delta_x) + F_x (l_1 - z) \quad (2.13)$$

たわみ $\delta_x(z)$ は

$$\delta_x(z) = A_1 \sin(K_1 z) + B_1 \cos(K_1 z) + \frac{F_x}{P} (l_1 - z) + e_{Px} \quad (2.14)$$

ここで、

$$A_1 = \{ A_2 \sin(K_2 l_2) + B_2 \cos(K_2 l_2) \} \sin(K_1 l_2) \\ + \left(\frac{d_1}{d_2} \right)^2 \{ A_2 \cos(K_2 l_2) - B_2 \sin(K_2 l_2) \} \cos(K_1 l_2)$$

$$B_1 = \{ A_2 \sin(K_2 l_2) + B_2 \cos(K_2 l_2) \} \cos(K_1 l_2) \\ - \left(\frac{d_1}{d_2} \right)^2 \{ A_2 \cos(K_2 l_2) - B_2 \sin(K_2 l_2) \} \sin(K_1 l_2)$$

y 方向のパンチのたわみ $\delta_y(x)$ は式 (2.10), (2.12), (2.14) で F_x の代りに $F_y = F \sin \theta_F$, e_{Px} の代りに $e_{Py} = e_P \sin \theta_P$ を用いれば求められる。

以上より、パンチ先端のたわみ $\delta = O_P O_{P'}$ およびその方向 θ_δ は次式のようになる。

$$\delta = \{ \delta_x(l_1)^2 + \delta_y(l_1)^2 \}^{1/2} \quad (2.15)$$

$$\theta_\delta = \tan^{-1} \left\{ \frac{\delta_y(l_1)}{\delta_x(l_1)} \right\} \quad (2.16)$$

パンチ先端面の傾斜角 i はパンチ先端 $z = l_1$ におけるパンチたわみ曲線の z に関する微分係数と等しい。計算では

$$i = \frac{\delta(l_1) - \delta(l_1 - \Delta z)}{\Delta z} \quad (2.17)$$

とし、 $\Delta z = 1 \text{ mm}$ として

$$i = \delta(l_1) - \delta(l_1 - 1) \quad (2.18)$$

と求めた。

また、ダイに対するパンチの偏心 $E = O_d O_p'$ とその方向 θ_E は次式のようになる。

$$E = \{ (E_0 \cos \theta_{E0} + \delta_x(l_1))^2 + (E_0 \sin \theta_{E0} + \delta_y(l_1))^2 \}^{1/2} \quad (2.19)$$

$$\theta_E = \tan^{-1} \frac{E_0 \sin \theta_{E0} + \delta_y(l_1)}{E_0 \cos \theta_{E0} + \delta_x(l_1)} \quad (2.20)$$

なお、次節で示すように $l_1 = 139 \text{ mm}$, $l_2 = 82 \text{ mm}$, $l_3 = 40 \text{ mm}$, $d_1 = 12 \text{ mm}$ で d_2 , d_3 はロードセルによって異なる。

2.4 押出し試験装置の構成

2.4.1 押出し型構造

容器押出し加工において、押出された容器の偏肉、偏心と押出し条件との関係を明らかにするためには穿孔パンチに作用する非軸対称荷重を明らかにする必要がある。

図2-3に本実験で使用した押出し型の構造を示す。パンチ運動精度の影響やプレス、ダイセットの剛性などの影響が入りにくいよう前方押出し形式を採用した。型の剛性を高めるためにサブプレス形式とした。ハウジング⑥の中にダイ③、パンチ①、偏心リング⑤、ロードセル②などが組込まれている。パンチ、ダイ、偏心リング、ロードセルの4部品を組合せて種々な条件で押出しが出来るよう、着脱可能な構造となっている。パンチを変えることによりパンチ形状を、ダイを変えることにより押出し比を、偏心リングを変えることによりパンチとダイの初期偏心を、ロードセルを交換することによりパンチの剛性を変えることができる。

パンチ①はロードセル②に対して6本のボルトで取り付けられており、はめあい部の公差はH6/m6である。ダイアッセンブリー③、④は初期偏心を与えるための偏心リング⑤を介して本体ハウジング⑥に組込まれている。偏心リングとハウジングはH5/k4、ダイアッセンブリーと偏心リングはH5/JS4のはめあい、またロードセルとハウジングはH6/n6のはめあいである。

偏心リング、ダイ、パンチ、ロードセルはキーにより位置決めされており、

試験機に対して常に同じ方位に配設され、押し出しに供せられる。

2.4.2 パンチ

図2-4（円錐形），図2-5（載頭円錐形）に実験に用いたパンチの形状を示す。パンチの先端形状は一般的に使用されている円錐形と載頭円錐形の2形状とした。頂角 2α は 180° （平担）， 175° ， 170° ， 160° ， 150° の5水準，肩丸みは公称値1mm，ランド長さは公称値0mm，2mm，5mmの3水準とした。ステム部の逃げは1mmと大きくし，加工中パンチが曲ったり，また押し出された容器壁が湾曲してもパンチと容器壁が干渉しないように配慮した。シャंक部はフランジ形状であり，取り付けのための穴が6個設けられている。

材質はSKH51で，焼入れ焼戻し処理をして硬さHRC63 \pm 1とした。パンチ先端は研磨後ラップ仕上げにより0.4 μ sとした。表面硬化処理は行っていない。なお，押し出し加工を行なう前に，2000番のエメリーペーパーでラップし，アセトンにて脱脂してから押し出しに供した。

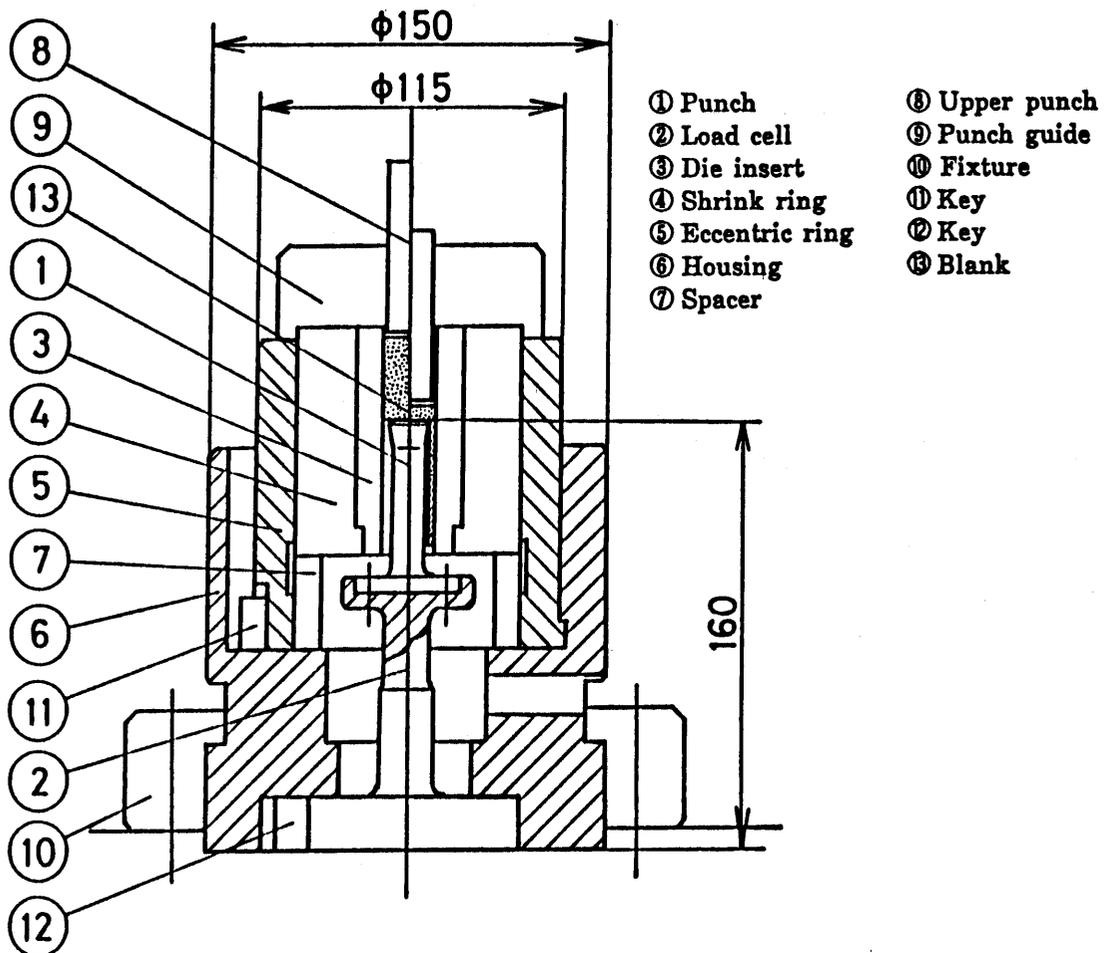


図2-3 押し出し実験装置

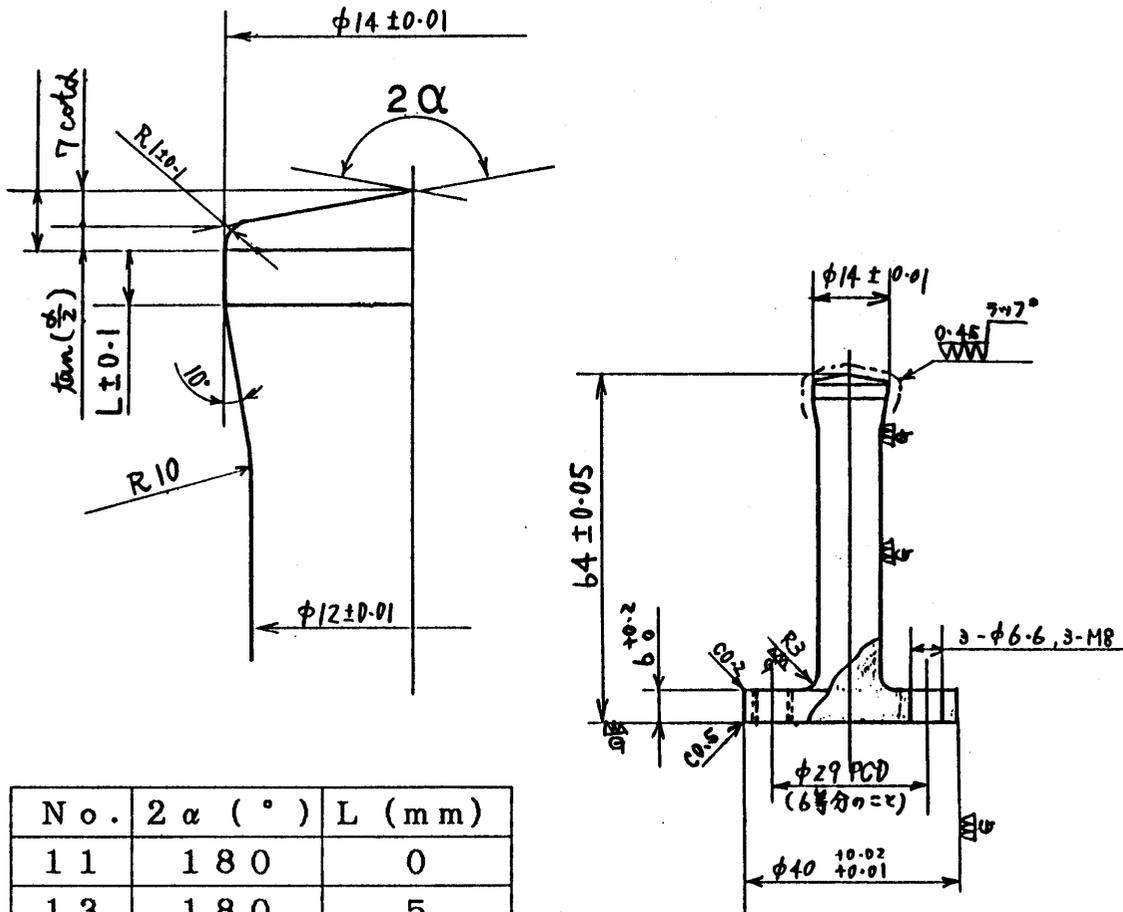
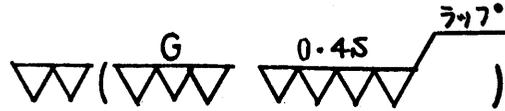
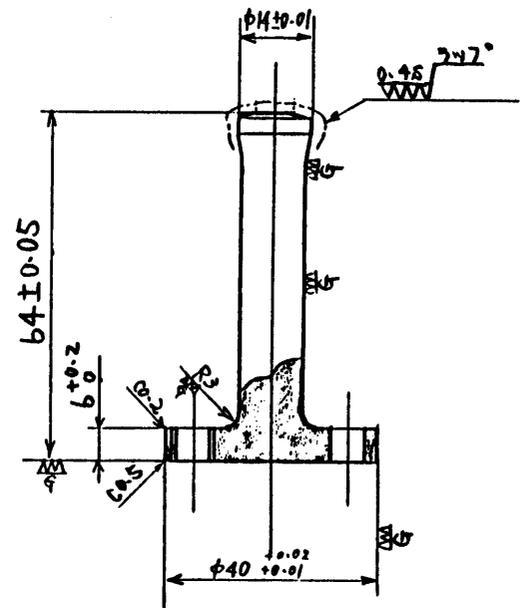
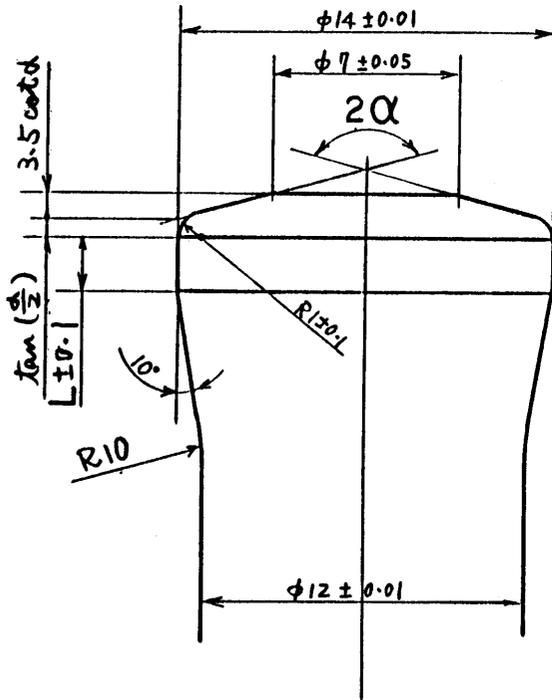
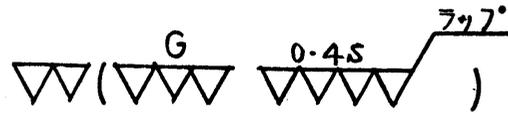


図2-4 円錐パンチ



No.	2α (°)	L (mm)
71	170	0
73	170	5
91	150	0
93	150	5

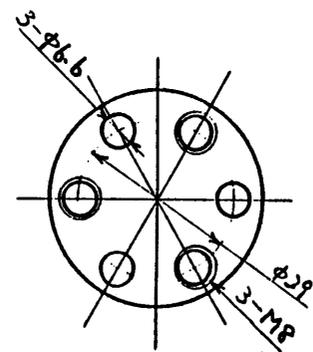


図 2 - 5 載頭円錐パンチ

2.4.3 ダイ

本実験で使用したダイはダイインサートをシュリンクリングに焼ばめた後、外径を基準として内径を研磨し、続いてラップ仕上げにより0.4 sに仕上げた。ダイ外径は85 mm、内径は16, 17, 19.5, 22, 28 mmの5水準とした。ダイインサートは材質SKH51 (HRC63±1)、シュリンクリングは材質SKD61 (HRC48±2)である。なお、押出し加工を行なう前にはダイ内径部を2000番エメリーペーパーでラップし、アセトンにて脱脂した後押出し加工に供した。

2.4.4 ロードセル

図2-6に実験で使用したロードセルを示す。一端にはパンチを取付けるための穴(φ40 mm, 深さ6 mm)が設けてあり、ロードセルとパンチはボルトで締結されてパンチの一部を構成する。軸部は段付となっている。モーメントに対するひずみゲージの感度を上げるため、パンチに近い側の軸部は小径とした。パンチ剛性の影響を調査できるように剛性の異なる3種のロードセルを準備したが、通常はNo. 1のロードセルを使用して押出しを行なった。

パンチ先端より85 mm, 120 mmの小径部, 大径部の長さ中央にx方向, y方向それぞれ対向する2箇所にはひずみゲージを貼り, 2枚ゲージ法にて作用するモーメントを測定した。更に, 大径部のモーメント測定用ひずみゲージ貼付位置より45°回転した対向する2箇所にはひずみゲージを貼り2枚ゲージ法にて押出し荷重(パンチ荷重)を測定した。

曲げモーメントに対するロードセル出力の検定はパンチ成形部にx方向およびy方向の横荷重を加えて行なった。また押出し荷重に対するロードセル出力の検定はパンチ頭部に万能試験機で負荷して行なった。検定の結果, 曲げモーメント(M_{1x} , M_{1y} , M_{2x} , M_{2y})およびパンチ荷重Pとひずみゲージの出力(ϵ_{1x} , ϵ_{1y} , ϵ_{2x} , ϵ_{2y} , ϵ_P)との関係は次のようであった。

ロードセルNo. 1 (標準)

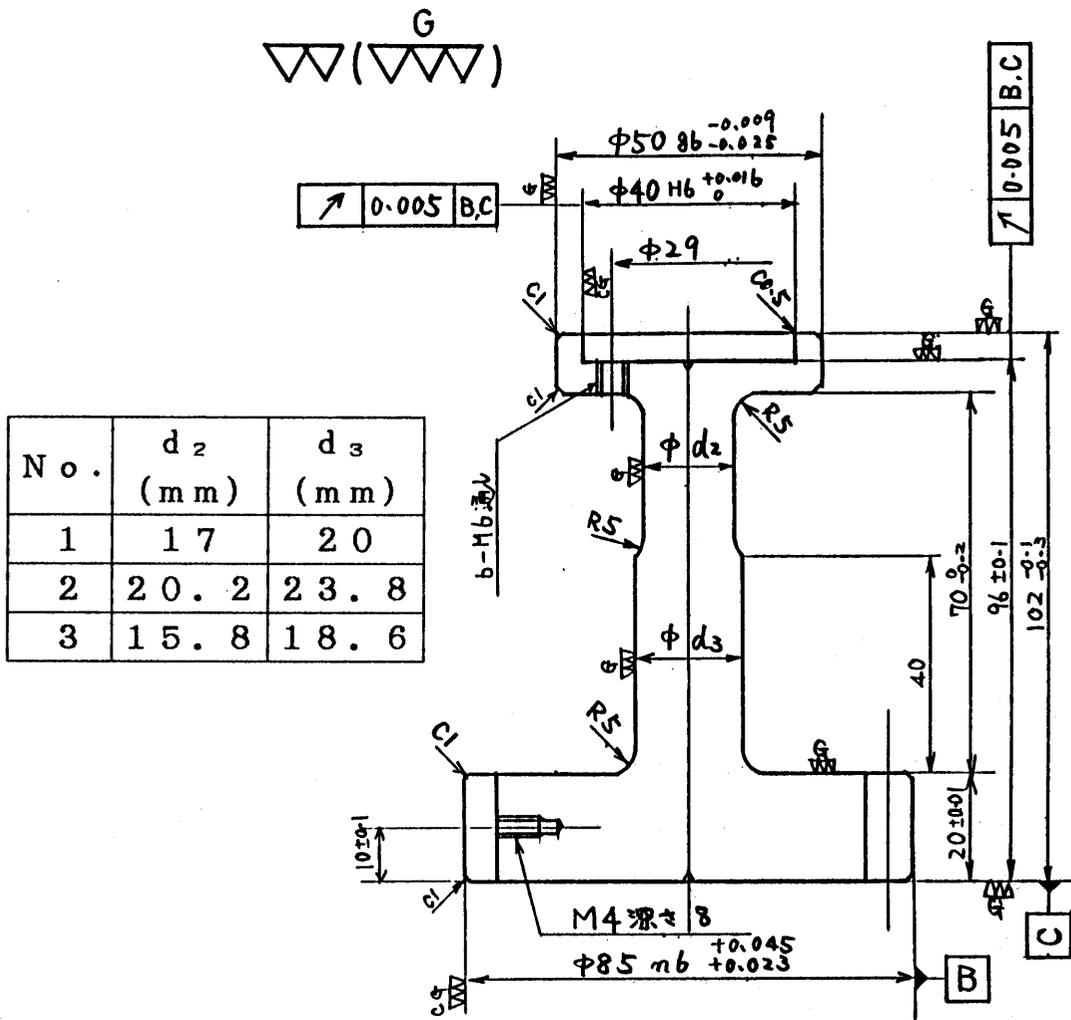
$$M_{1x} = 5.10 \times 10^5 \epsilon_{1y} \text{ (N} \cdot \text{m)}$$

$$M_{1y} = 5.10 \times 10^5 \epsilon_{1x} \text{ (N} \cdot \text{m)}$$

$$M_{2x} = 8.33 \times 10^5 \epsilon_{2y} \text{ (N} \cdot \text{m)}$$

$$M_{2y} = 8.20 \times 10^5 \epsilon_{2x} \text{ (N} \cdot \text{m)}$$

$$P = 3.38 \times 10^7 \epsilon_P \text{ (N)}$$



断面 (A) (A)

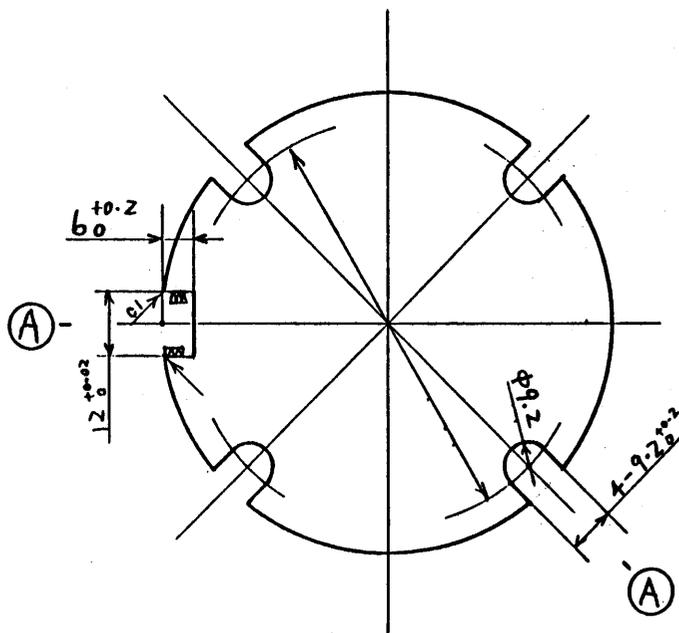


図 2-6 ロードセル

ロードセルNo. 2 (高剛性)

$$M_{1x} = 8.62 \times 10^5 \varepsilon_{1y} \text{ (N} \cdot \text{m)}$$

$$M_{1y} = 8.48 \times 10^5 \varepsilon_{1x} \text{ (N} \cdot \text{m)}$$

$$M_{2x} = 1.39 \times 10^6 \varepsilon_{2y} \text{ (N} \cdot \text{m)}$$

$$M_{2y} = 1.39 \times 10^6 \varepsilon_{2x} \text{ (N} \cdot \text{m)}$$

$$P = 4.69 \times 10^7 \varepsilon_P \text{ (N)}$$

ロードセルNo. 3 (低剛性)

$$M_{1x} = 4.32 \times 10^5 \varepsilon_{1y} \text{ (N} \cdot \text{m)}$$

$$M_{1y} = 4.09 \times 10^5 \varepsilon_{1x} \text{ (N} \cdot \text{m)}$$

$$M_{2x} = 6.70 \times 10^5 \varepsilon_{2y} \text{ (N} \cdot \text{m)}$$

$$M_{2y} = 6.72 \times 10^5 \varepsilon_{2x} \text{ (N} \cdot \text{m)}$$

$$P = 2.90 \times 10^7 \varepsilon_P \text{ (N)}$$

なお、所期の方向のモーメントと直角な方向のモーメントによるゲージの干渉出力は0.5%以下であり、解析上も無視できる程度であった。

ロードセルNo. 1にパンチを取り付けてパンチ先端に横荷重を加えて曲げ剛性を検定したところ、100Nの横荷重によるパンチ先端のたわみは89 μ mであった。なお、パンチ・ロードセルの形状を2.3節と同様にの形状で近似し、はりの自由端に集中荷重が作用する片持ちはりとして求めたパンチ先端のたわみの計算値は89.4 μ mであり、測定値と良い一致を示した。また、ロードセルNo. 2を用いた場合、100Nの横荷重Fに対し、たわみの計算値は58.4 μ mである。

2.4.5 偏心リング

偏心リングの形状を図2-7に示す。内径は外径に対して-x方向に所定量 E_0 だけ偏心させてある。偏心の大きさ E_0 は公称値で0, 0.2, 0.4, 0.8, 1.5mmの5水準とした。押し出し型を組立ると、ダイは+x方向に E_0 偏心する。偏心リングを適宜交換することにより、パンチとダイの初期偏心量を変えて押し出しを行なうことが出来る。材質はSKH51 (HRC 63 \pm 1)である。

2.4.6 押し出し型の加工精度、組立精度

押し出し実験装置を構成するそれぞれの部品の内外径、軸の寸法精度や同軸度、平行度、直角度などの実験に影響を及ぼす精度については小さい公差を設定し、また、加工しやすい形状にするなどして、可能な限り高精度となる

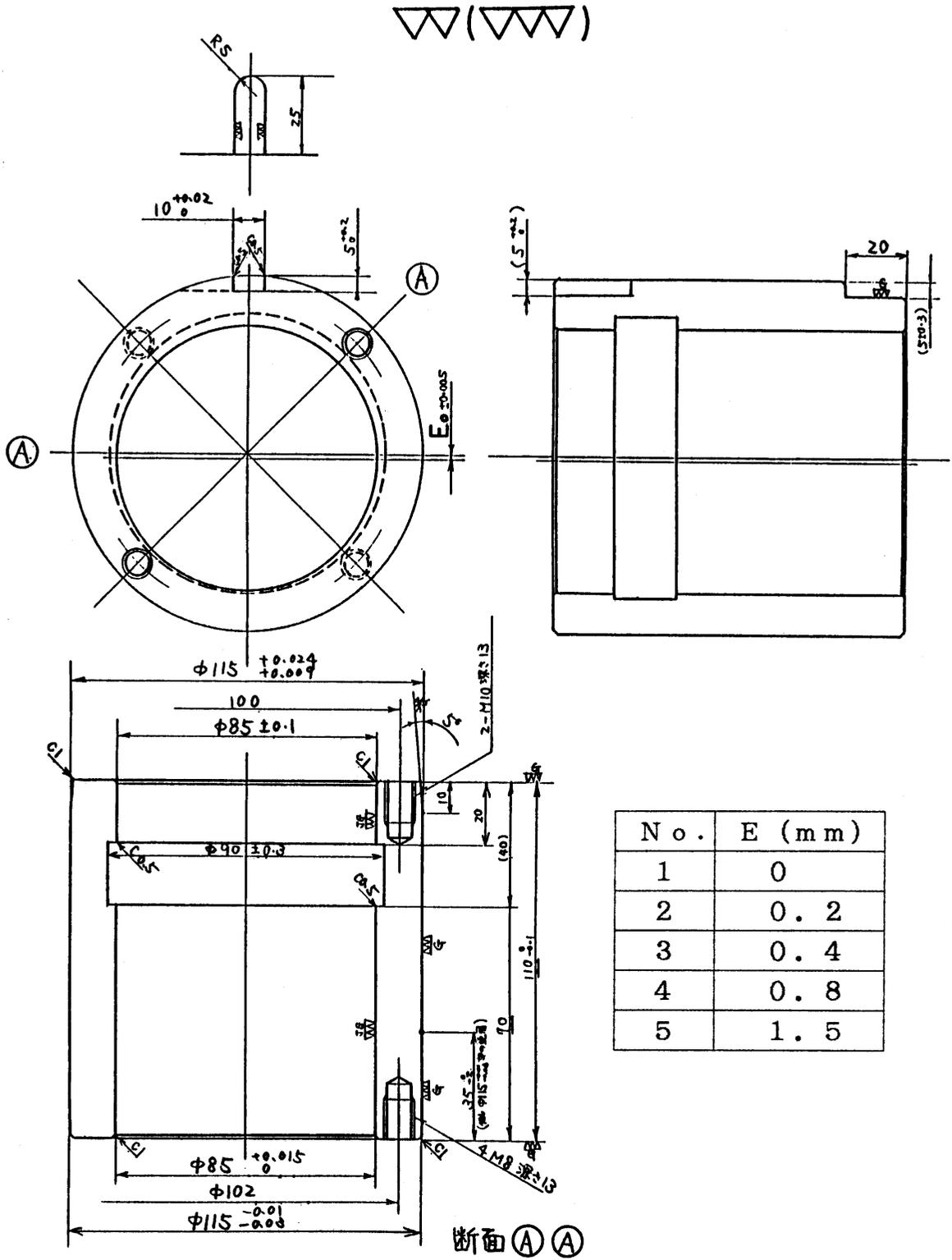


図 2-7 偏心リング

よう配慮した。しかし、切削、研削設備の剛性、加工時の発熱、工具や被加工物の剛性などの点から加工可能な精度にはおのずと限界があり、それぞれの部品に、5～10 μmの寸法誤差が生ずることは避けられない。

この実験において必要なことは、パンチのダイに対する運動を知ることである。そのために、まず押し出し型を組み立てた時、押し出し加工が行なわれるパンチ先端の中14mm部とダイ内径との初期位置を明確にしておくことが必要である。試験装置が大きいこと、測定箇所が狭いことなどの点から、組立状態で直接測定することは困難である。また、実験条件が極めて多いことなどの点から押し出し型を組み立てた状態で全条件について測定することは非効率的である。そこで、ダイと偏心リングを取除いた状態でパンチの中14部（加工部）とハウジングの内径との偏心測定と、ダイと偏心リングのそれぞれの内径と外径の偏心測定とを後述する偏心測定法で行ない、それらの測定結果を合成することによりパンチの加工部とダイの内径との偏心を計算して求め初期偏心 E_0 とした。つまり、

$$\vec{E}_0 = \vec{E}_{HP} - \vec{E}_E - \vec{E}_D \quad (2.21)$$

ただし E_0 : パンチの中14mm部と同一面におけるダイの内径に対するパンチ中14mm部の偏心（パンチの初期偏心）

E_{HP} : パンチの中14mm部と同一面におけるハウジング内径に対するパンチ中14mm部の偏心

E_E : パンチの中14mm部と同一面における偏心リングの外径に対する内径の偏心

E_D : パンチの中14mm部と同一面におけるダイの外径に対する内径の偏心

なお、パンチの中14mm部と同一面内に測定部が存在しない E_{HP} については外挿して求めた。

表2-1に E_{HP} 、表2-2に E_D 、表2-3に E_E を示す。なお、参考のため、平頭パンチ（円錐パンチで $2\alpha = 180^\circ$ ）ランド長さ0mm、ロードセルNo. 1の場合の初期偏心 $E_0 = (E_0, \theta_{E0})$ の値を表2-4に示す。

2.5 供試材料および実験方法

供試材は市販の純アルミニウムA1050の直径30mmの焼なまし材で、ミルシートによると、化学成分は表2-5のようである。圧縮試験にて求

表 2 - 1 ハウジングに対するパンチの偏心
(ロードセル No. 1 使用時)

パンチ		偏 心	
形 状	No.	$E_{HP}(\mu m)$	$\theta_{HP}(\text{°})$
円 錐 (平頭)	1 1	3 0	- 5 6
円 錐	1 3	1 4	- 2 4
	3 1	9	1
	3 3	4 3	7
	5 1	2 2	- 9 0
載 頭 円 錐	7 1	2 3	3
	7 3	3 9	5
	9 1	4 3	- 3 8

表 2 - 2 ダイの内外径の偏心

ダイ No.	1	2	3	4	5
偏心 $E_D(\mu m)$	1	6	5	2	2
偏心方向 $\theta_D(\text{°})$	- 7 2	- 5	1 7 0	1 8 0	- 1 5 8

表 2 - 3 偏心リングの内外径の偏心

偏心リング No.	1	2	3	4
偏心 $E_E(\mu m)$	6	1 9 6	3 9 6	7 7 5
偏心方向 $\theta_E(\text{°})$	- 1 0 4	0	0	0

表 2-4 パンチ No. 11 とロードセル No. 1 を使用した場合の
パンチの初期偏心

上段 E_D (μm)
下段 θ_{ED} ($^\circ$)

			ダ イ				
			No. 1	No. 2	No. 3	No. 4	No. 5
			$E_D=1$ $\theta_D=-72$	$E_D=6$ $\theta_D=-5$	$E_D=5$ $\theta_D=170$	$E_D=2$ $\theta_D=180$	$E_D=2$ $\theta_D=-158$
偏 心 リ ン グ	No. 1	$E_E=6$ $\theta_E=-104$	25 -45	22 -57	31 -41	28 -43	22 -43
	No. 2	$E_E=196$ $\theta_E=0$	181 -172	187 -173	176 -172	178 -172	211 -172
	No. 3	$E_E=396$ $\theta_E=0$	380 -176	386 -176	375 -176	378 -176	378 -176
	No. 4	$E_E=795$ $\theta_E=0$	779 -178	785 -178	774 -178	777 -178	777 -178

* E_D, E_E (μm) θ_D, θ_{HP} ($^\circ$)

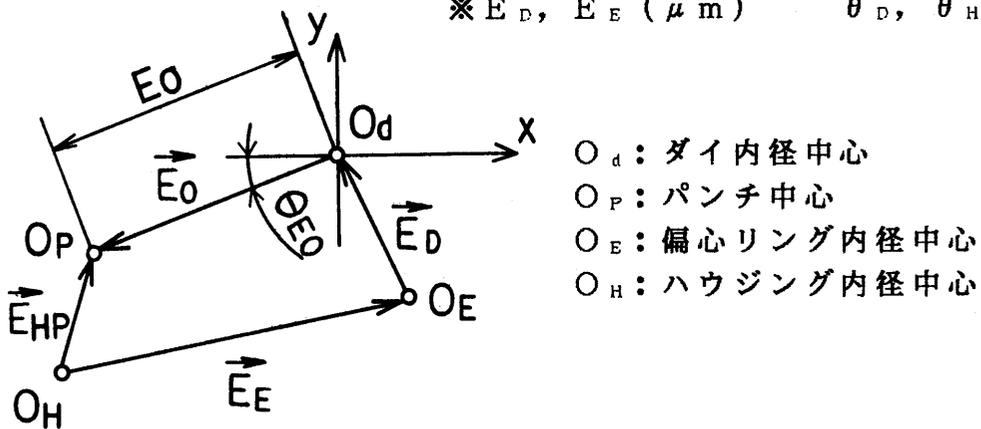


表 2-5 供試材の化学成分

化学成分	Cu	Si	Fe	Mn	Mg	Zn	Cr	Ti	Al
含有量 (wt%)	0.01	0.09	0.13	0.00	0.00	0.00	0.01	0.01	99.75

めた変形抵抗曲線は図2-8のようである。試験片はφ16mm、高さ20mmで潤滑には白色ワセリンを塗布したテフロン膜を用い、5ないし10%圧縮する度に繰返し潤滑した。また、約50% ($\epsilon = 0.69$) 圧縮後旋削により高さと直径の比を2:1に仕上げ、圧縮試験を続けた。

押し出しブランクの形状は図2-9のようで、パンチ径の3倍42mmの深さの孔を明けた時、押し残りの厚さが10mmとなるよう押し出し比に応じて高さを変えた。

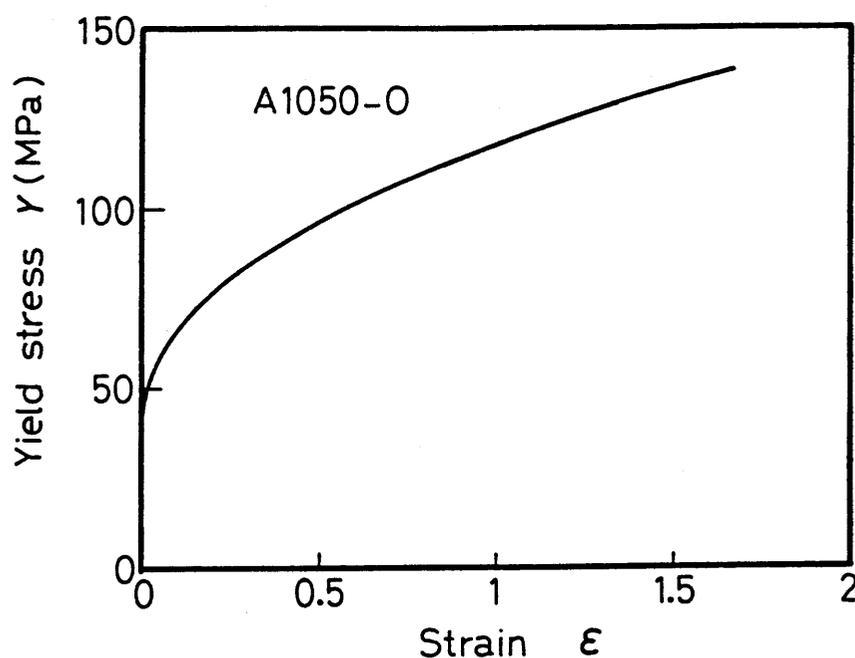


図2-8 供試材の変形抵抗

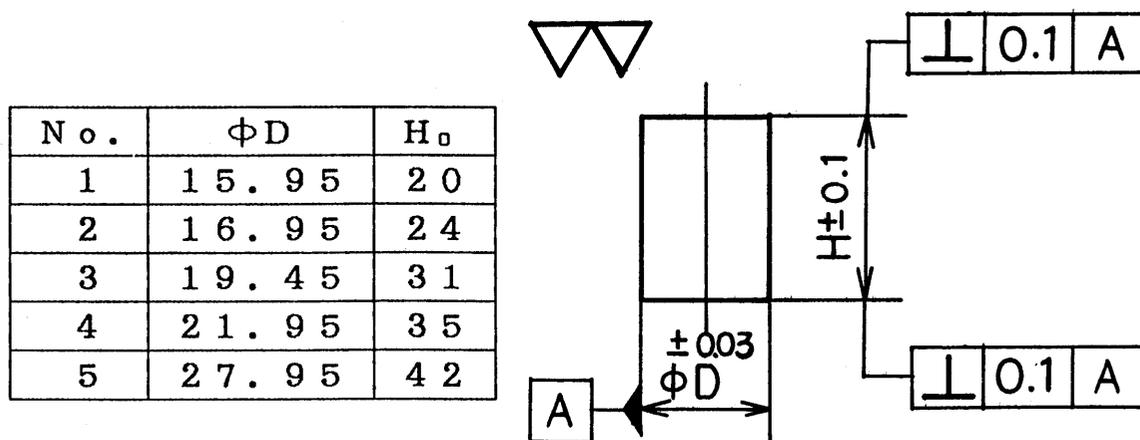


図2-9 ブランク

表 2-6 ブランクの潤滑処理条件

No	作業工程	薬剤および濃度	浴温度(℃)	時間(分)
1	湯洗		80~90	6
2	アルカリ洗浄	ファインクリーナ315 35±5g/l	75~85	6
3	湯洗		75~85	6
4	弗化塩処理	アルボンドA 30g/l	80~90	6
5	湯洗		50~60	6
6	潤滑処理	パループ235 70g/l	65~75	6
7	乾燥			

※使用薬剤は日本パーカライジング製

ブランクの潤滑処理は日本電装(株)西尾製作所の冷間鍛造工場の潤滑処理装置で行なった。処理工程および処理条件は表2-6に示すようで、フッ酸塩皮膜処理(商標名:アルボンドA:日本パーカライジング)後、石鹼(商標名:パループ235:日本パーカライジング)を塗布した。潤滑皮膜付着量を剥離法で測定した結果、フッ酸皮膜処理後の皮膜厚さは 6.7 g/m^2 で、石鹼塗布後の残留未反応フッ酸塩皮膜 2.7 g/m^2 、生成金属石鹼 1.7 g/m^2 、未反応石鹼 6.7 g/m^2 であった。

潤滑処理後のブランクをダイに挿入する場合、軽く体重をブランクにかける必要がある程度で、ダイとブランクのはめあいはほとんどがたのない状態であった。

押し出し加工は能力10トンのオルセン式万能試験機に前述の押し出し型を取り付けて室温にて行なった。クロスヘッドの降下速度は約 0.1 mm/秒 で、発熱などの影響はほとんどない。図2-10に押し出し試験装置を示す。

2.6 偏心および表面粗さの測定法

パンチ、ダイなどの初期偏心および押し出された容器の内・外径の偏心の測定は真円度測定用精密回転テーブル(Kugelfischer Georg Schäfer & Co.製)と一對のてこ式電気マイクロメータ(シチズン時計製)を用いた。図2-11に偏心測定装置を示す。回転テーブルを20秒で一回転させ、全周を200

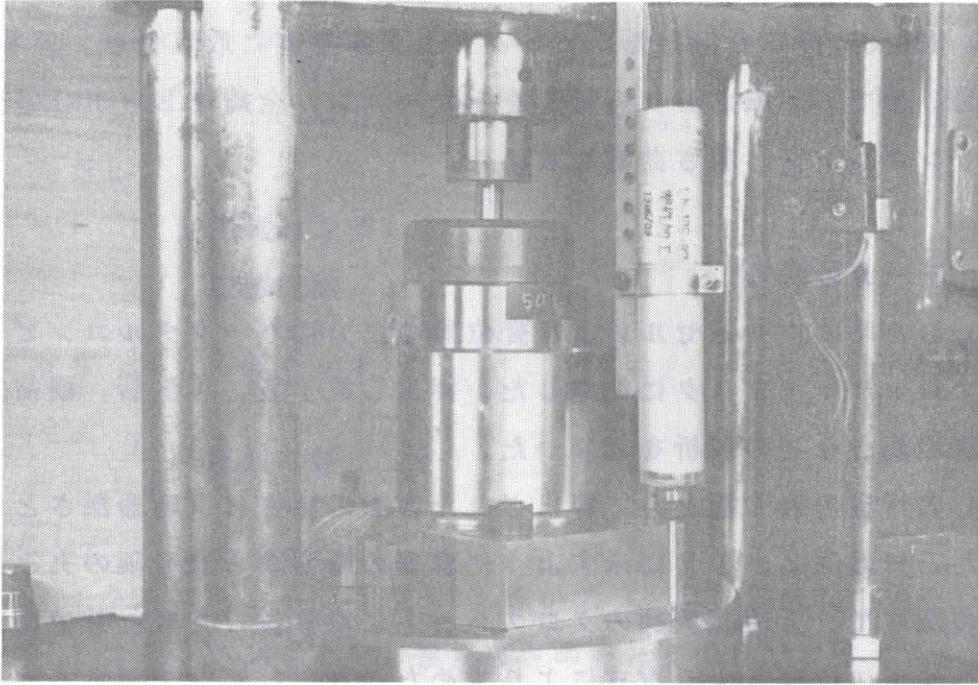


図 2 - 1 0 押出し実験装置

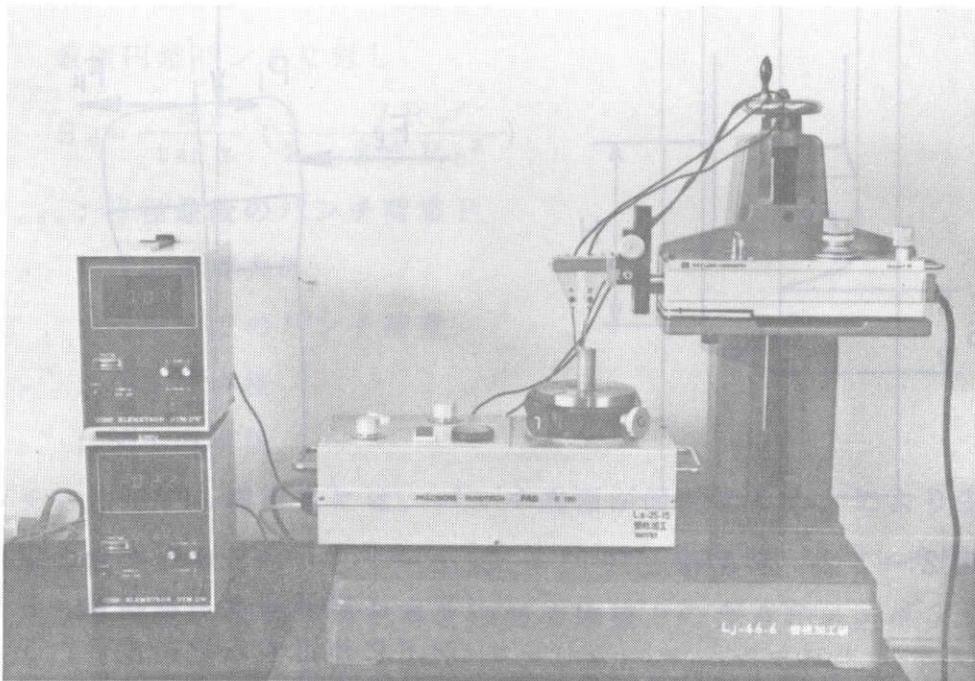


図 2 - 1 1 偏心測定装置

等分してマイクロメータの出力をサンプリングし、内径および外径の中心座標を最小自乗法で定め、偏心とその方向を測定した。

製品容器内壁面の粗さの測定は、前記の回転テーブルと粗さ測定機（RANK TAYLOR HOBSON 製）を用いた。ピックアップを垂直に取り付け、回転テーブルを20秒で一回転させ、内壁面をトレースし、全周を2010等分して出力をサンプリングし粗さ曲線を求めた。

2.7 データの処理

押し出した時のロードセルおよび変位計の出力はパーソナルコンピュータを使いフロッピーディスクに記録した。押し出し終了後、再生し、横荷重、パンチ荷重の偏心などの解析を行なった。

押し出しの行程を表す値として押し出された容器の深さ H （容器深さという）を用いた。 H は図2-12に示すように容器の端面から底の隅の丸みに達するまでの深さで、万能試験機のクロスヘッドに取り付けた変位計で測定したクロスヘッドの行程 S より次式により求めた。なお、パンチ肩丸みは無視し、直線で結んだ。

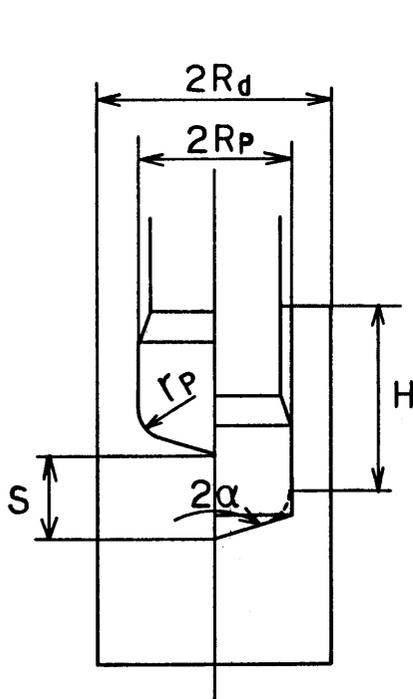


図2-12 容器深さ H

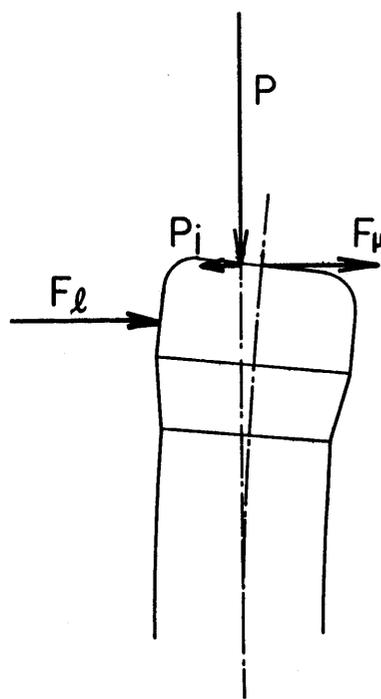


図2-13 パンチに作用する横荷重 (F_μ ; 摩擦による横荷重, F_l ; ランドに作用する横荷重 F , P_i ; パンチ荷重 P の水平成分)

$S \geq S_0$ の時

$$H = (S - \Delta S \frac{P}{P_{max}} - S_0) R - r_P \tan(\alpha/2)$$

$S < S_0$ の時

$$H = -\tan(\alpha/2) - \frac{R_P}{a \tan \alpha} + (S - \Delta S \frac{P}{P_{max}}) / (1 - b \frac{R_P^2}{R_D^2})$$

ただし,

$$a = \begin{cases} 1 & (\text{円錐パンチ}) \\ 2 & (\text{載頭円錐パンチ}) \end{cases}$$

$$b = \begin{cases} \frac{1}{3} & (\text{円錐パンチ}) \\ \frac{7}{12} & (\text{載頭円錐パンチ}) \end{cases}$$

ただし,

S : クロスヘッドの行程(パンチがブランクと接触した時を0とする)

ΔS : ブランク高さとし押し残り厚さの差と変位計で記録された最終行程との差(総弾性変形量)

S_0 : 押出された材料が円錐部を通過し終わる時のパンチ押込み量
円錐パンチに対し

$$S_0 = \frac{R_P}{\tan \alpha} \left(1 - \frac{R_P^2}{3 R_D^2}\right)$$

載頭円錐パンチに対し

$$S_0 = \frac{R_P}{\tan \alpha} \left(\frac{1}{2} - \frac{7 R_P^2}{24 R_D^2}\right)$$

P_{max} : 行程最後のパンチ荷重 P

r_P : パンチ肩丸み

P : 行程 S でのパンチ荷重

R_P : パンチ半径

R_D : ダイ内半径

パンチに作用する横荷重には、パンチ端面が傾斜することにより生ずるパンチ荷重の水平成分 $P_i (= P \times i)$ 、 P はパンチ荷重、 i はパンチ端面の傾き)、パンチ端面と流動する材料との間の摩擦力の合力 F_μ 、パンチの肩丸み部およびランド部に作用する水平方向の力の合力 F_l の3つある(図2-13参照)。式(2.5)、(2.6)によりモーメントから求められる横荷重 F はパ

ンチに作用しているこれら横荷重の合力である。つまり、

$$\vec{F} = \vec{F}_\mu + \vec{F}_\rho + \vec{P}_i$$

\vec{P}_i は 計算可能であるが、 \vec{F}_μ 、 \vec{F}_ρ を分離して求めることはできない。
そこで、 $\vec{F}_f = \vec{F}_\mu + \vec{F}_\rho$ を材料流れに起因する横荷重と考え、次式で求めた。

$$\vec{F}_f = \vec{F} - \vec{P}_i$$

である。

押し出し加工時のパンチ先端中心 $O_{P'}$ に対する、パンチ荷重 P の偏心 $\vec{e}_{P'} = (e_{P'}, \theta_{P'})$ は、式(2.7)、(2.8)より求められる e_P および加工時パンチに作用している横荷重 F とパンチ荷重 P の偏心から計算されるパンチ先端のたわみ δ から、

$$\vec{e}_{P'} = \vec{e}_P - \delta$$

と計算される(図2-14参照)。

また、押し出し加工時のパンチ先端中心 $O_{P'}$ の偏心 $O_d O_{P'} = E$ (パンチの偏心) はパンチ初期位置 $E_0 = (E_0, \theta_{E0})$ と、パンチ先端のたわみ δ から求めた。つまり、

$$\vec{E} = \vec{E}_0 + \delta$$

である(図2-14参照)。

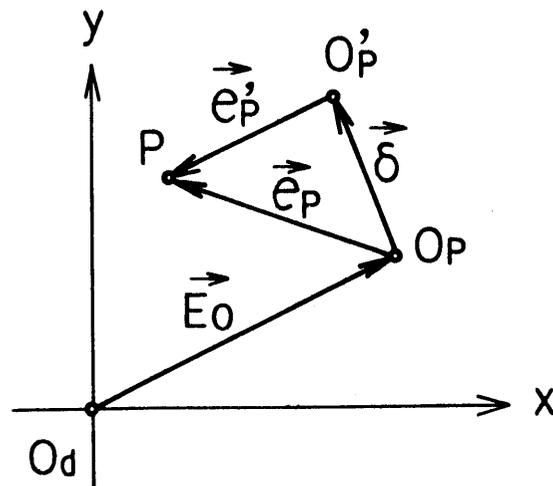


図2-14 パンチ中心 O_P 、 $O_{P'}$ に対するパンチ荷重偏心 e_P 、 $e_{P'}$ の計算方法

第3章 初期偏心のない場合

3.1 緒言

容器の後方押出しにおいては、わずかなパンチの偏心や潤滑剤の不均一、材料の内質の不均一、パンチの局所的な焼付きなどに起因するパンチの曲りが生じ、結果として押出された容器の内・外径に偏心が発生することは日常よく経験することである。しかし、偏心に影響する要因の分析も不十分であるし、何が、どの程度、どうして偏心に関与するかも整理されていない状況にある。ここでは、事実上偏心がない（製作誤差によるわずかな偏心しかない）工具を用いて容器押出しを行ない、加工中にどのような非軸対称挙動が現れるかを調べる。

3.2 実験方法

パンチはNo. 11 ($2\alpha = 180^\circ$; 平頭パンチ)、ロードセルはNo. 1 (剛性中位)、偏心リングはNo. 1 (公称初期偏心0mm)とし、押出し比Rを4.3, ~1.3と変化させた。各押出し比における初期偏心は表図3-1のように、 $E_0 = 22 \sim 31 \mu\text{m}$ である。第2章で述べた方法で曲げモーメント、パンチ荷重を測定し、非軸対称荷重成分および偏心の推移を調べた。なお、ブランクの材質、形状および潤滑処理、実験手順などは2.5で述べた通りである。

3.3 実験結果

3.3.1 パンチ曲げモーメント

図3-1に条件(a)押出し比R=4.3, (b)押出し比R=3.1, (c)押出し比R=2.1, (d)押出し比R=1.7, (e)押出し比R=1.3で押出した場合の曲げモーメント M_{1x} , M_{1y} , M_{2x} , M_{2y} の推移を示す。理想的な軸対称の状態で行なわれているならば、パンチには曲げモーメントは作用しないはずであるが、いずれの場合もモーメントが生じており、押出し状態は軸対称状態ではないことがわかる。特に押出し比が小さい(c), (d), (e)の場合にはかなり大きいモーメントが発生している。 M_{1x} と M_{2x} の差および M_{1y} と M_{2y} の差は横荷重Fが作用していること

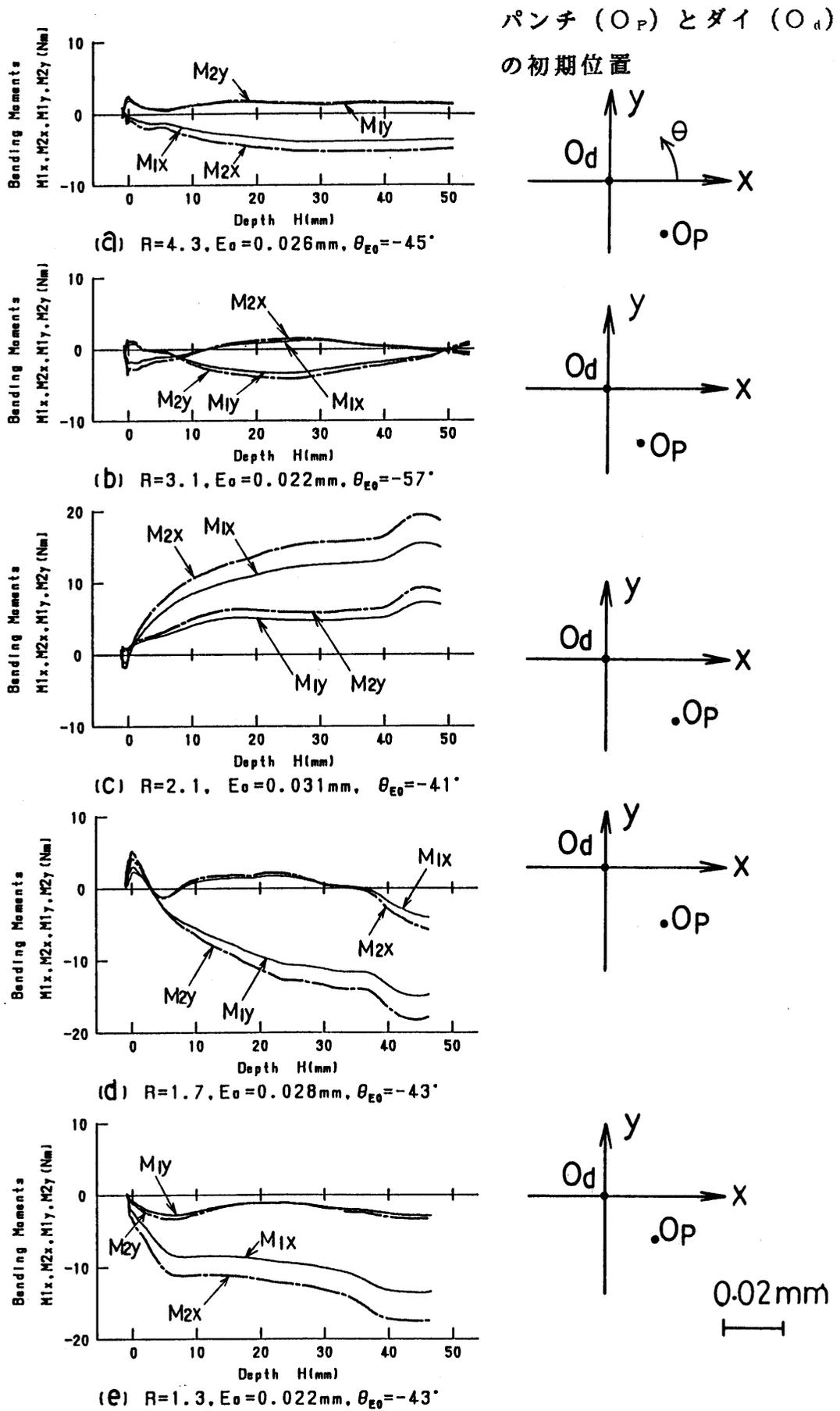


図 3 - 1 パンチに初期偏心がない場合の押し出しにおける曲げモーメント

を示し、その差に比べて絶対値が大きい場合はパンチ荷重 P が偏心していることを意味する。

曲げモーメントはいずれも行程初期 ($H \doteq 0 \text{ mm}$) に明瞭な極大値を示しているが、その後の推移は条件ごとにまちまちである。 $R=4.3$ ではモーメントはやや増加した後、押し出し末期までほぼ一定であり、 $R=3.1$ ではモーメントはやや増加し、押し出し末期には再び小さい値となる変化を示す。押し出し比の大きいこの両者のモーメントの変化は全体的に小さい。 $R=2.1, 1.7, 1.3$ では押し出しの進行と共にモーメントは顕著に増加している。わずかな初期偏心が関与しているとすれば、 $\theta_{E0} \doteq -45^\circ$ であるから、 $|M_x| \doteq |M_y|$ となるはずであるが、この関係はほとんど満たされていない。(a), (c), (e) では $|M_x| > |M_y|$, (b), (d) では $|M_y| > |M_x|$ である。従って、この結果はわずかな初期偏心によるものではなく、加工中に発生した非軸対称外乱によるものと考えられる。

3.3.2 押し出された容器の内外径の偏心

図3-2に押し出された容器の内外径の偏心測定結果を示す。押し出し比 $R =$

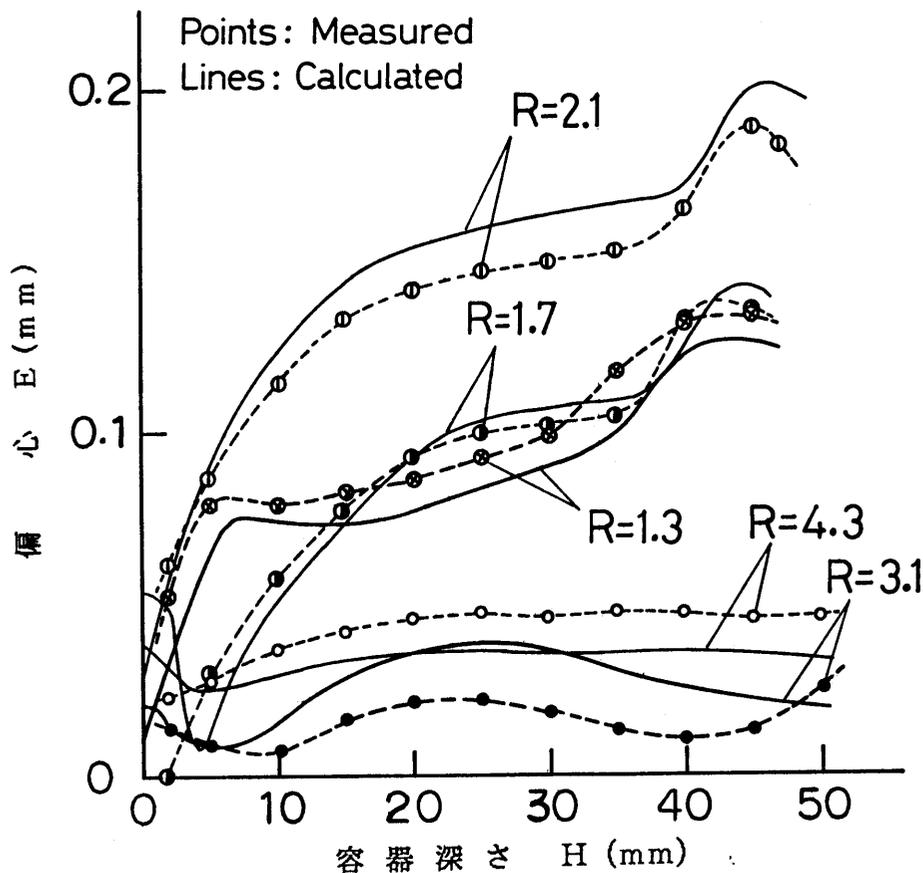


図3-2 押し出された容器の内外径の偏心 E

4. 3では容器の入口（加工初期）から容器の底（加工の終り）に至るまでほとんど一定の偏心で推移している。押し出し比 $R = 3.1$ も加工初期にやや偏心の減少が認められるが、全行程にわたり偏心は小さくかつ増減もない。押し出し比 $R = 2.1, 1.7, 1.3$ では、加工初期に偏心が増加し、その後も $R = 1.3$ を除き偏心は増加し続ける。モーメントの推移の傾向と容器の測定された偏心の傾向は良く対応している。

3. 3. 3 パンチ荷重の偏心および横荷重

パンチ荷重 P 、パンチ荷重 P の偏心 $e_P, e_{P'}$ およびパンチ先端のたわみ δ 、横荷重 F_f, F およびパンチ荷重 P の水平方向成分 P_i の推移を押し出し比 $R = 3.1$ の場合について示すと図3-3のようである。なお、図3-3の行程の初期の部分を拡大した図を図3-4に示す。

(1) 変形初段階

パンチ荷重の偏心 $e_P, e_{P'}$ が大きな値から始まっているのは、パンチとブランクの端面が完全に平行ではなく、片当りがあつたためと考えられる。この時、横荷重 F_f, F は、パンチ荷重の偏心の方向 θ_P と逆向きに発生している（ $\theta_{Ff} \doteq \theta_P \pm 180^\circ$ ）。これは他の押し出しでも共通して認められる現象である。パンチ荷重 P の偏心によるモーメントと横荷重 F_f によるモーメントが相殺されるため、パンチの曲りはほとんど生じない。パンチと材料の接触が増加するにつれてパンチ荷重の偏心は急減するが、横荷重 F_f は増加する。このため、横荷重 F_f （ $\doteq F$ ）によるモーメントが優勢となり、パンチは F_f の方向に曲り始める。パンチが曲ると、 e_P と $e_{P'}$ が分岐し、またパンチ先端面が傾斜するためパンチ荷重の水平分力 P_i が生じ、 \vec{F}_f と \vec{F} （ $= \vec{F}_f + \vec{P}_i$ ）は分岐を始める。 F_f の増加はパンチ肩丸み部出口を材料が通過する（ $H \doteq 0 \text{ mm}$ ）まで続き、ここで極大値をとった後減少に転ずる。 $H = -1 \text{ mm}$ から $H = 0$ までの $\vec{e}_{P'}$ 、 \vec{F}_f および $\vec{\delta}$ の動きをまとめると、 $\vec{e}_{P'}$ と \vec{F}_f はほぼ逆向きで、 $\theta_{Ff} \doteq \theta_P \pm 180^\circ$ の関係を保って、 $H = -1 \text{ mm}$ から $H = 0$ までの間にほぼ 180° 方向転回し、 $\vec{\delta}$ は \vec{F}_f の方向に生じる。これは本論文を通じて多くの場合に認められる現象であるので、接触開始直後の 180° 回転現象と名付けておく。 $\vec{e}_{P'}$ と逆向きに \vec{F}_f が生じるのは材料流動が非対称で e_P と逆向きの成分が多くなり、端面摩擦の合力 \vec{F}_μ が e_P と逆向きになるためと考えられる。この例では、 $H = 0$ で、 $e_{P'} = 70 \mu\text{m}$ 、 $\theta_{P'} = -105^\circ$ 、 $F_f = 33 \text{ N}$ 、 $\theta_{Ff} = 70^\circ$ 、 $\delta = 17 \mu\text{m}$ 、

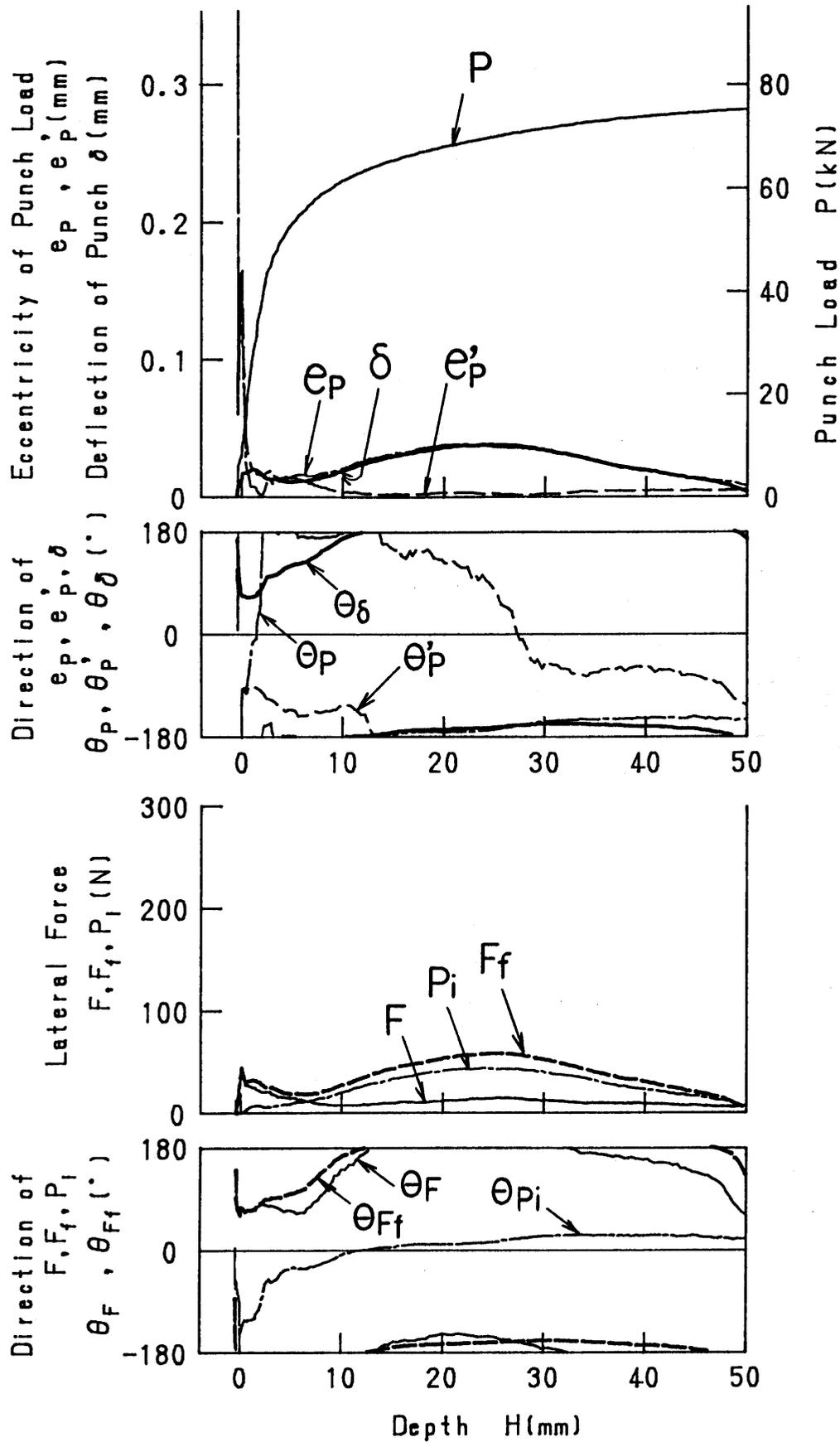


図3-3 パンチ荷重の偏心たわみ δ および横荷重の推移 (平頭パンチ, $R=3.1, E_0=0.022\text{ mm}, \theta_{E0}=-57^\circ$)

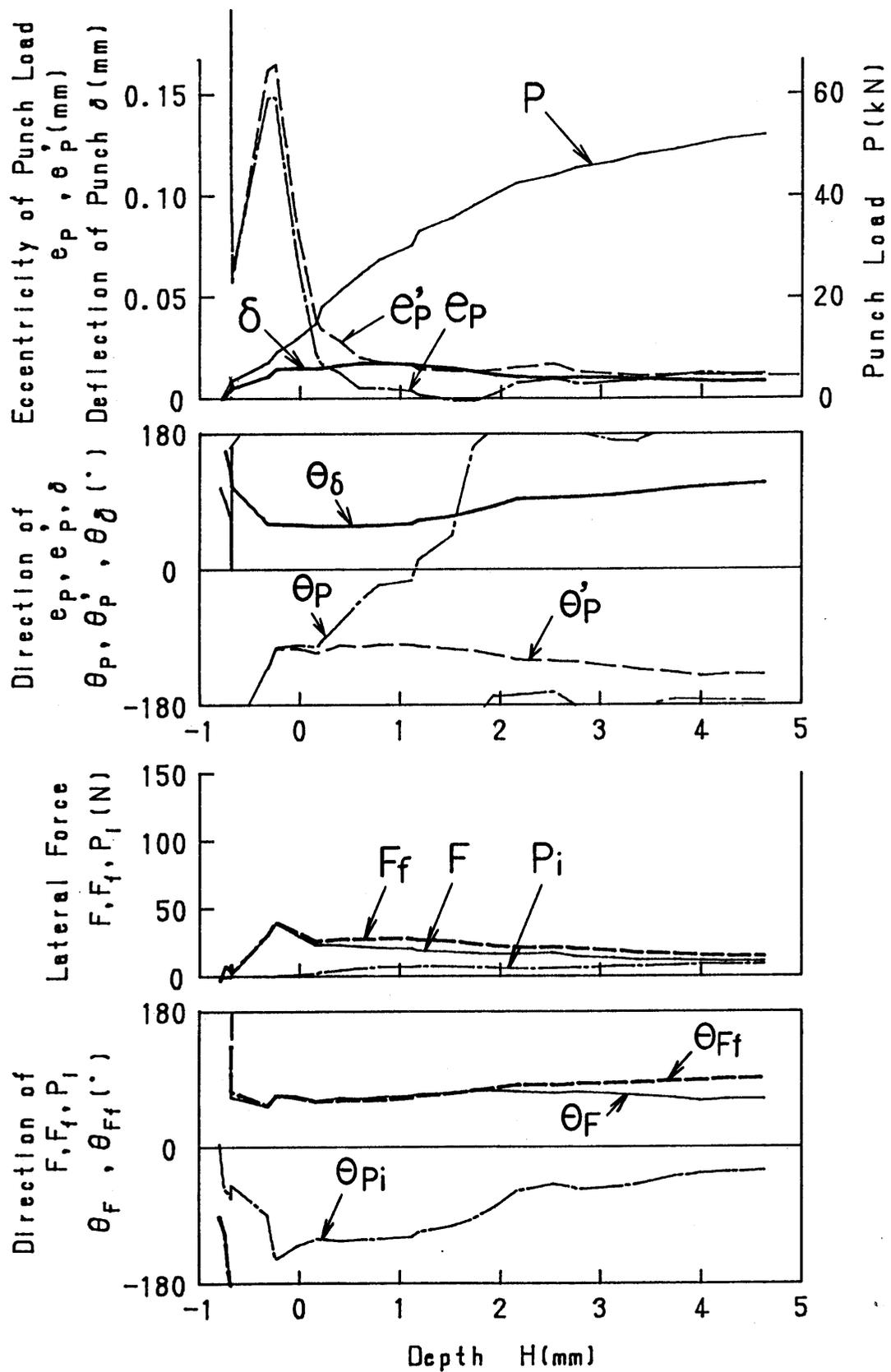


図3-4 パンチ荷重の偏心たわみ δ および横荷重の推移 (平頭パンチ, $R=3.1, E_0=0.022\text{mm}, \theta_{E0}=-57^\circ$)

$\theta_{\delta} = 65^{\circ}$ である。

(2) 押し出し過程 ($H > 0$)

さて、 $H = 0$ 以降もパンチ荷重 P はしばらく急増し続ける。偏心 e_P' は減少を続け、この例では $H \geq 10 \text{ mm}$ では数 μm となり、パンチ荷重 P の作用位置はほとんどパンチ中心 O_P' と一致するようになる。パンチ荷重 P がパンチ先端中心 O_P' に作用するようになること、 $e_P \doteq \delta$ となるから P の増大は曲り (δ) を一層大きくすることになる。この例では、 $H \geq 10 \text{ mm}$ で $e_P = \delta$ 、 $\theta_P = \theta_{\delta}$ となっている。 F_f は $H = 0$ 以降一旦減少し、 $H \doteq 5 \text{ mm}$ で極小値を示した後、再び増加している。この間、方向は $\theta_{F_f} \doteq \theta_{\delta}$ となっていて、一見 F_f によって δ が生じたかにみえる。しかし、 e_P の方向が $H \doteq 2 \text{ mm}$ で急変し、 $H = 1 \text{ mm}$ で前述のように $\theta_P = \theta_{F_f} \pm 180^{\circ}$ であったのが、 $\theta_P \doteq \theta_{F_f}$ となつて、 $P \times e_P$ と F_f が同じ方向にパンチを曲げるようになること、更には、パンチを曲げる有効荷重 $F = F_f + P$ は $H = 5 \text{ mm}$ 以降ほとんど変化していないことにも留意しなければならない。少なくとも、 $H > 5 \text{ mm}$ における δ の増大は P の増大によって曲りが助長されたとみるべきで、対応する F_f の増大は曲りに生じた幾何学的非対称性によって誘起されたものと考えられる。その機構としては、(A) パンチの背中側のランドの接触面積あるいは圧力が腹側より大きくなって曲った方向にパンチを押す力がでることが考えられる。しかし、逆向きの作用も考えられる：(B) 腹側の方がパンチとダイの隙間が小さくなっているため丸みおよびランドの圧力が高くなる、である。そして、(C) H がある程度大きくなると、パンチのまわりの流出速度が隙間によらず一様となるような材料流動がパンチ端面下で生じる、という条件が加わる。

なお、 $H \doteq 28 \text{ mm}$ を境に、パンチ荷重偏心 e_P' は若干増加に転じ、方向は $\theta_{P'} \doteq 180^{\circ}$ から $\theta_{P'} \doteq -60^{\circ}$ に変わる。一方、パンチのたわみ δ や横荷重 F_f は減少する。押し出された容器の内径面の面粗さを測定した結果 (図 3-5)、 $\theta = 270 \sim 360^{\circ}$ に容器深さの大きい $H = 35 \text{ mm}$ から条痕が集中して発生しており押し出しの時この方向の潤滑条件が悪く、パンチに作用する圧力がこの方向でわずかに上昇したと考えられる。そのためにパンチ荷重偏心は $\theta_{P'} = -60^{\circ}$ ($= 300^{\circ}$) に移動したのと考えられる。パンチ荷重中心が移動したことにより、パンチ荷重 P の遠心性が減少し、パンチのたわみ δ が減少し、それが横荷重 F_f の減少をもたらしたと考

えられる。

押し出し比による F_f および δ のちがいを $H = 14 \text{ mm}$ でみると、図 3-6 のようである。押し出し比が大きい ($R = 3.1, 4.3$) と横荷重 F_f およびたわみ δ は小さい。

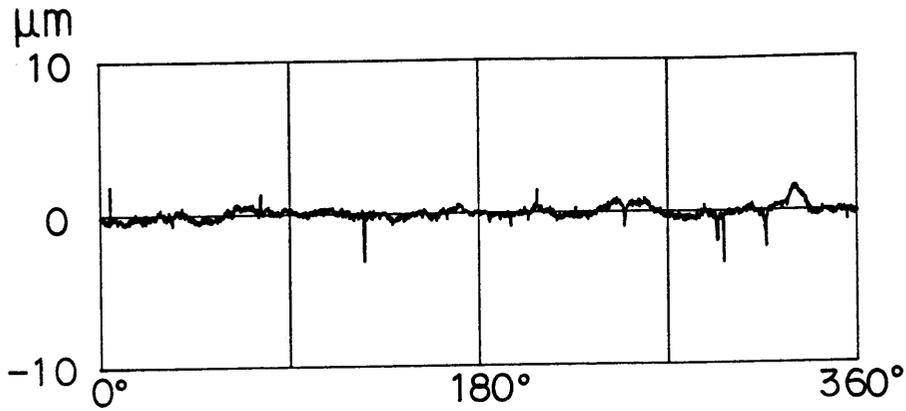


図 3-5 押し出された容器の内径面の粗さ
($R = 3.1, E_0 = 0.022 \text{ mm}, \theta_{E0} = -57^\circ$)

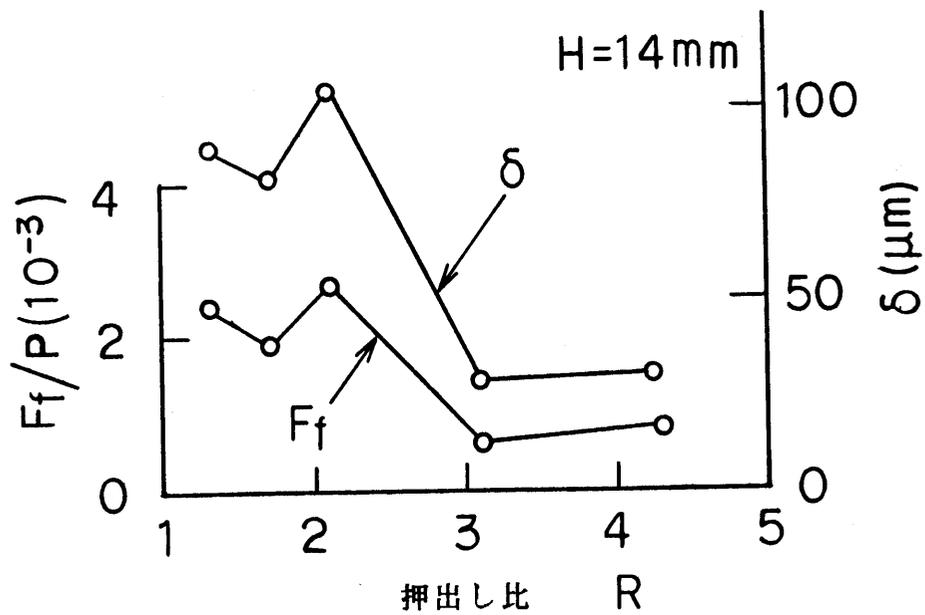


図 3-6 押し出し比 R が横荷重 F_f よびパンチのたわみ δ に及ぼす影響

3.3.4 パンチ中心の運動

加工開始から押し出し末期 ($H = 40 \text{ mm}$) までのパンチ先端中心 $O_{P'}$ (計算値) の動きを示すと図3-7のようである。 $H = -1 \text{ mm}$ が初期偏心位置を表す。押し出し比 $R = 4.3$ と 3.1 ではパンチの動きは少なく、前項で詳述した $R = 3.1$ の場合はパンチは首振り運動をし、押し出し末期には初期位置の近くまで戻っている。押し出し比が $R = 2.1, 1.7, 1.3$ と小さい場合は、加工が進むとパンチはダイ中心 O_d から離れるように (遠心的に) 変形している。試験機の剛性特性の影響があるならすべて同じ方向に進行すると考えられるが、パンチ中心 $O_{P'}$ の移動方向は押し出し比毎に異なっている。但し、押し出し比 $R = 1.3$ をのぞくと、 $H = 0 \text{ mm}$ を境にしてパンチのたわみ δ 方向がほぼ 180° 反転するように見える。その後、途中で軌跡が蛇行している場合は、外乱の作用が想像される。

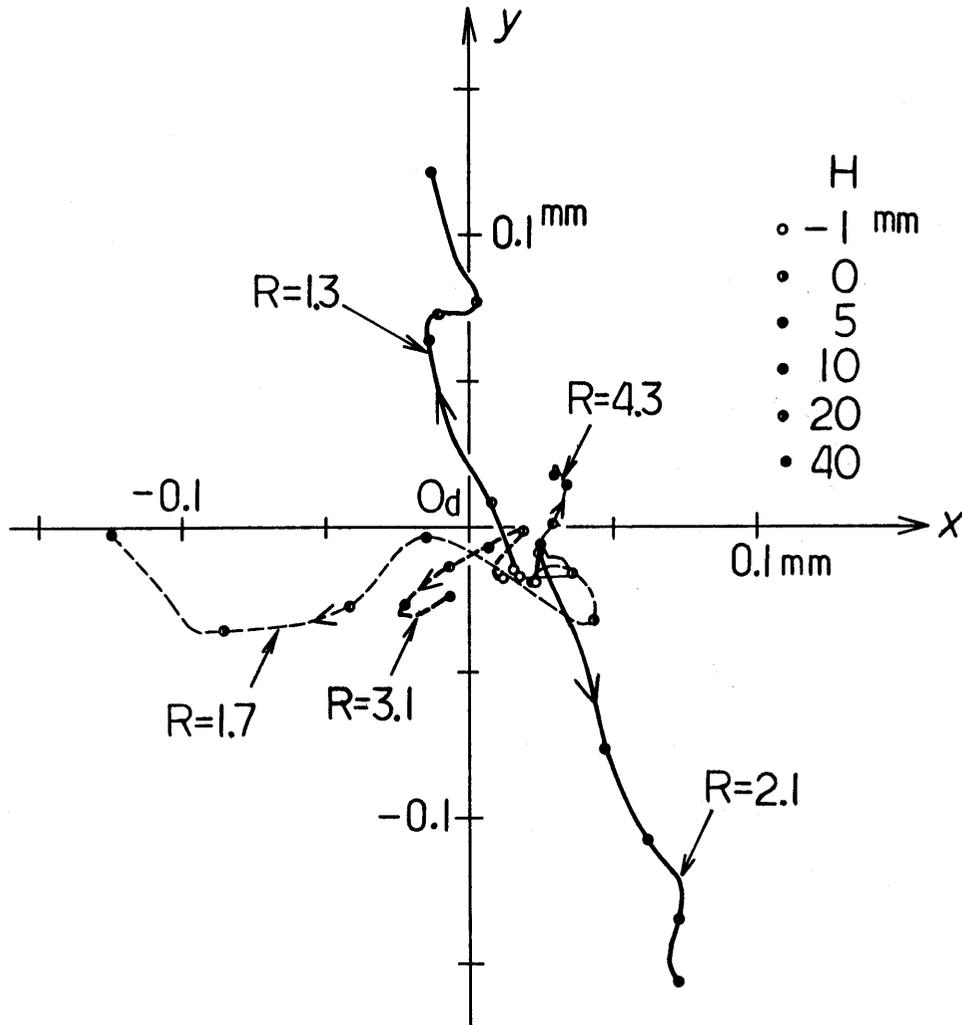


図3-7 パンチ先端中心 $O_{P'}$ の動き

3.3.5 押し比とパンチ面圧の関係

図3-3に見られるように、押し比の進行と共にパンチ下の材料の加工硬化のため押し荷重は増加する。また、実験した押し比の範囲($R = 1.3 \sim 4.3$)では、押し比の大きいほどパンチ荷重は大きい。平均パンチ圧力で示すと図3-8のようである。被加工材は加工硬化性の材料であり、変形抵抗は変形量により異なる。押しされた容器の変形量は押し比により異なり、また、変形は不均一である。このような場合、平均ひずみが用いられる。円柱ブランクから円筒容器への変形を図3-9のように理想化すると、半径方向のひずみ ϵ_r が絶対値最大となる($|\epsilon_r| > \epsilon_\theta > \epsilon_z > 0$)。平均ひずみとして、 $|\epsilon_r|$ の体積平均 ϵ_m (式(3.1))が使われる⁽¹⁾。

$$\epsilon_m = \frac{1}{2} \{ (R+1) \ln R - (R-1) \ln (R-1) \} \quad (3.1)$$

被加工材の変形抵抗曲線は $Y(\text{MPa}) = 117 \epsilon^{0.29}$ と近似される。式(3.1)で求めた平均ひずみ ϵ_m までの平均変形抵抗 $Y_m = 90.7 \epsilon_m^{0.29}$ でパンチ圧力を無次元化すると、図3-10のようになる。押し比 $R \approx 2.5$ でパンチ圧力は最小値を示す。 $H = 14 \text{ mm}$ より $H = 28 \text{ mm}$ で p が大きくなるのは、パンチ端面下の材料のひずみは行程とともに増大し、式(3.1)のように一定ではないからである。

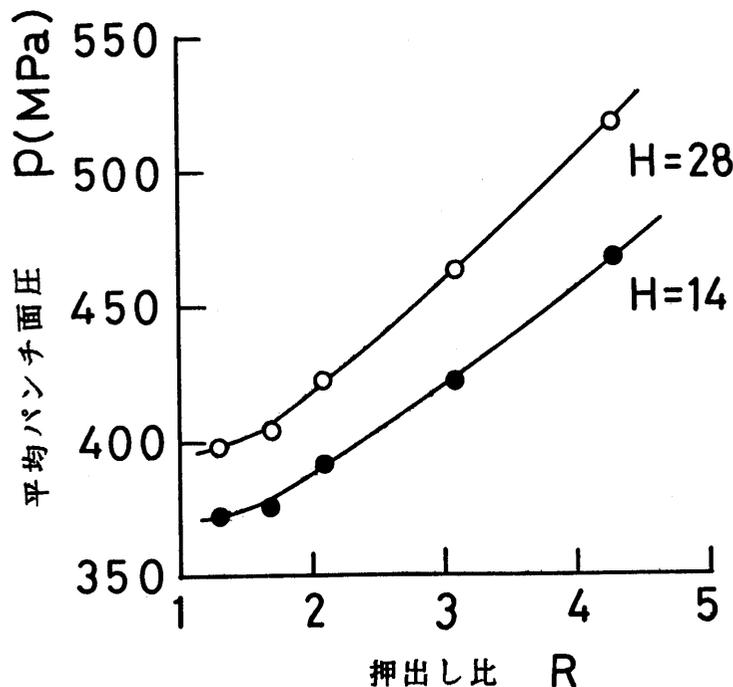


図3-8 押し比と平均パンチ面圧 p の関係

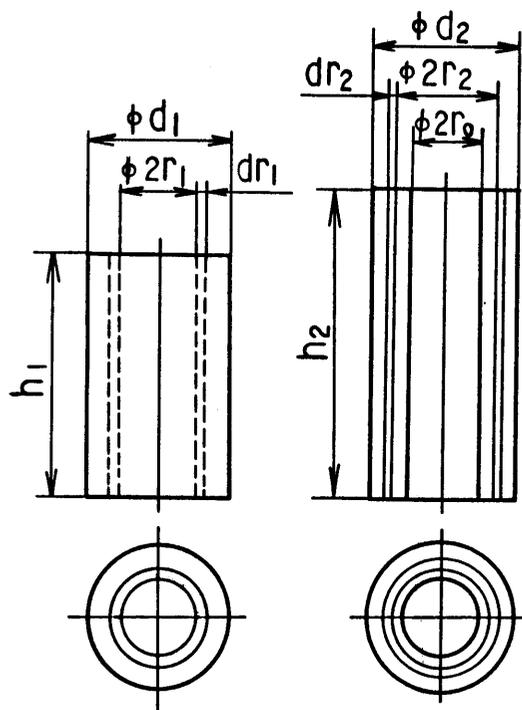


図 3 - 9 円柱ブランクから円筒容器への理想化された変形

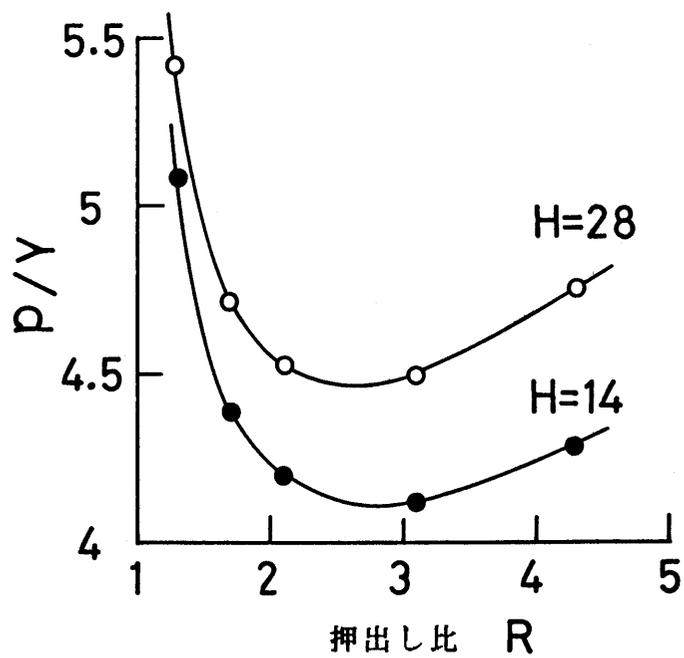


図 3 - 10 押出し比 R と平均パンチ圧力 p / Y_m の関係

3. 3 結言

初期偏心が小さく、ほとんど軸対称とみなされる条件で容器押出しを行ない、容器押出し時の非軸対称変形挙動を調査し、次の結論を得た。

(1) 初期偏心がない工具で押出しを行なってもパンチを曲げるモーメントが発生する。押出し比の小さい場合ほどモーメントは大きくかつ行程とともに増加しやすい。

(2) 押出し容器に生じる偏心は当然ながら発生した曲げモーメントが大きい場合ほど大きい。例えば、押出し比が小さい (R が 2.1 以下) 場合は行程初期に偏心の増加 (遠心) が生じ、以後もおおむね増加傾向を示す。偏心の測定結果と計算結果はおおむね良い一致をみた。

(3) 加工中のパンチ先端の動き (パンチのたわみ) は押出し比毎に異なり、わずかな初期偏心の方向との間には一定した関係が認められず、接触開始時のわずかな不均一 (外乱) や加工中の外乱の影響を顕著に受ける。

(4) 一見脈絡のない非軸対称挙動のなかから、普遍的な現象を抽出すると以下のようなものである。

(a) 変形の初段階 ($H < 0$) ではパンチ荷重 P の偏心 e_P の方向と横荷重 F_f の方向はおおむね反対 (差が 180° に近い) で、パンチは F_f の方向にたわむ。これは接触開始の不均一とそれに伴う材料流動による。 $H = 0 \sim 5$ mm で、 e_P と F_f が同じ方向に作用するように変化する。

(b) パンチ中心 $O_{P'}$ に対するパンチ荷重偏心 $e_{P'}$ は大きな値から始るが、急減して $H = 10$ mm 以降では、数 ~ 20 数 μ m で、押出し荷重はほぼパンチ中心に作用するようになる。パンチのたわみ δ がこれより大きい時は押出し荷重の増大はパンチの曲りを加速することになる。

(c) 横荷重 F_f はパンチ端面の摩擦の不均衡 F_μ とランドの接触面積、圧力の不均衡による成分 F_l およびパンチ端面の傾きによる水平成分 P_i から成るが、前2者を分離して捉えることは容易ではない。 F_l の大きさと方向についてはパンチが偏心し、傾くことによって生じる幾何学的非対称性が関係すると考えられる。本実験の $H > 5$ mm では、 δ の増加に追従して (遅れて) F_f が増大していることから、厚肉側から薄肉側へ向かってランドを押し F_l が派生したと推定される。

第4章 パンチの初期偏心の影響 (16)(19)

4.1 緒言

容器押出しを行なう場合、パンチとダイの心合せ精度は、当然押出された製品容器の同軸度あるいは偏心に影響する⁽⁷⁾。パンチとダイの心合せを確実に行なうために、ダイとパンチの一部を嵌合させてパンチをガイドすることも可能ではあるが、パンチが長くなり加工上不利になるので、必ずしも用いられるとは限らない。パンチをダイに嵌合させない一般の場合、パンチとダイに0.1mm程度の心違い(偏心)が生じるのは避けられない。この初期偏心は、実際の冷間鍛造工場に於いては常に問題となる。しかし、パンチとダイの初期偏心が製品容器の偏心に及ぼす影響を調査・研究した報告はない。前章では初期偏心が事実上無視できる場合でも、条件によっては0.2mmもの偏心が生じること、および、加工中に派生する非軸対称外乱の影響が顕著に現れることが示された。

本章では、パンチとダイに比較的大きな初期偏心を与えて押出しを行ない、(1)パンチにどのような非軸対称荷重が作用するようになるか、(2)それらが加工の進行とともにどう変化するか、(3)押出し比によってどう変化するか、(4)結局、製品の偏心はどうなるか、などを明らかにする。

4.2 実験条件

パンチ(N_o. 11, $2\alpha = 180^\circ$; 平頭)とロードセル(N_o. 1)は前章と同じで、偏心リングを変更して、 $E_0 = 0.2 \sim 1.5$ mmを与えた。そして、一部の実験では製品容器の厚肉側と薄肉側の2箇所について容器壁の生成速度がどのように異なるかを測定した。容器壁成長速度の測定には図4-1に示すようにピン(φ0.7mm)と板ばね(0.2mm t)を用いた。パンチシャンク部に接着されたリングは半割されていて、分割面にはピンを保持、案内する溝が加工されている。ピンの中心間距離は14.8mmである。その他、押出し比、ブランク材質、潤滑処理および実験手順は第2章で述べた通りである。

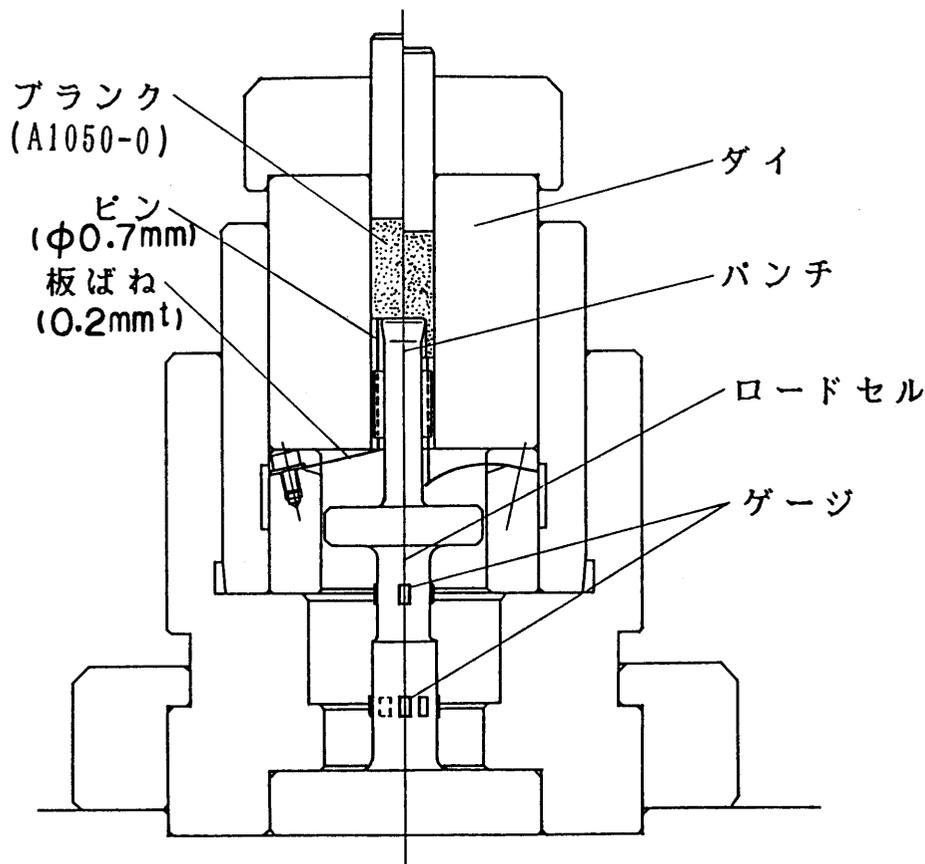


図4-1 押し出し実験装置

4.3 実験結果

4.3.1 曲げモーメント

図4-2は初期偏心 $E_0 \approx 0.4\text{ mm}$ の場合についてパンチに作用する曲げモーメントの推移を示す。曲げモーメント M_{1y} , M_{2y} が正で大きくなっており、この場合、パンチはダイ中心 O_d の方向に、すなわち、厚肉側へ向かって曲げられることがわかる。これに比べれば、初期偏心の方向と直角にパンチを曲げるモーメント M_{1x} , M_{2x} は概して小さいが、加工初段階では M_{1y} , M_{2y} よりも大きくなることもある。

4.3.2 容器壁成長の状況

図4-3に厚肉側($\theta = 0^\circ$)と薄肉側($\theta = \pm 180^\circ$)の容器高さの差 $\Delta H = H(0) - H(180)$ の測定結果を示す。 $\Delta H > 0$, すなわち厚肉側の流出速度の方が大きく、押し出し加工の進行と共に ΔH は増加している。そして、押し出し比 R が大きい方が ΔH が大きくなっているが、 R が大きいほど容器壁厚さに対する相対的偏心量が大きくなるためと考えられる。

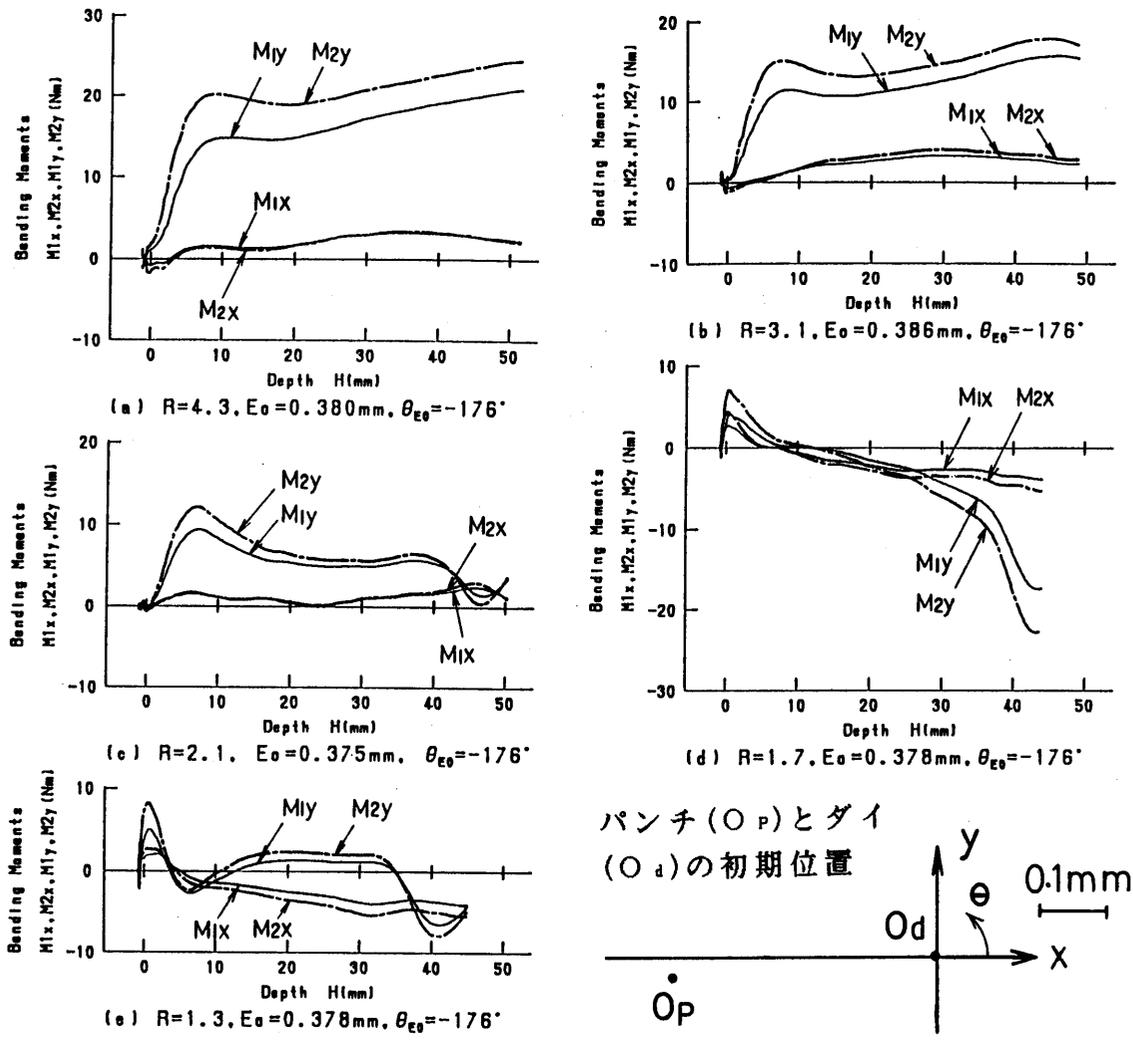


図4-2 パンチに初期偏心がある場合の押し出しにおける曲げモーメントの推移

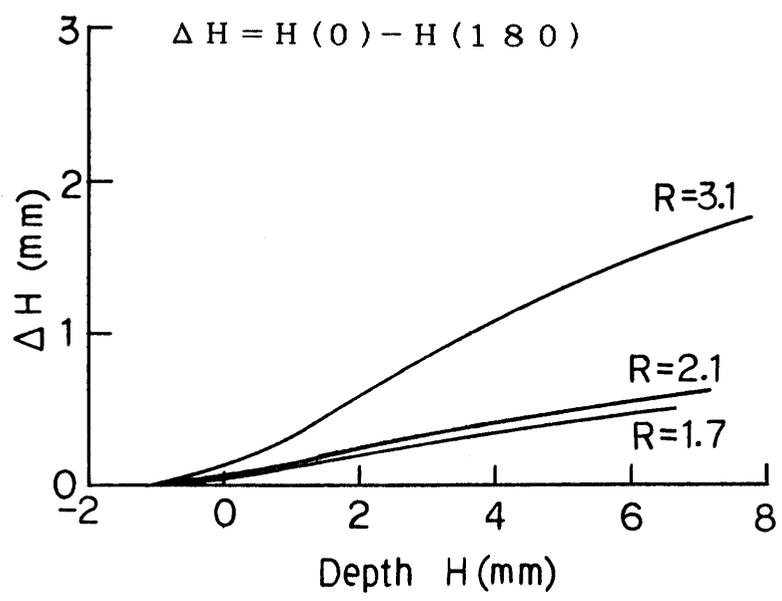


図4-3 容器壁高さの不均一 (平頭パンチ, $E_0 \div 0.4\text{mm}$)

4. 3. 3 横荷重とパンチ荷重の偏心

図4-4に押し出し比 $R=3.1$ の場合について、パンチ荷重の偏心 e_P および $e_{P'}$ 、パンチ先端のたわみ δ 、全横荷重 F 、パンチ荷重 P の水平方向成分 P_i および材料流れに起因する横荷重 $F_f = F - P_i$ の推移を示す。

パンチ荷重 P の偏心 e_P 、 $e_{P'}$ は大きな値で始まり、急減している。これは前章と同様なわずかな片当りのため、接触直後の F_f と e_P の 180° 回転現象が認められる。初期偏心 E_0 の大きいこの場合は $H=0.5\text{mm}$ で早くも F_f は増大に転じ、その方向 θ_{Ff} は急速に 0° （厚肉側）へ向うようになる。一方、パンチ荷重の偏心の方向 $\theta_{P'}$ は急速に 180° （薄肉側）に向い、図の範囲内では常に $\theta_{P'} \cong \theta_{Ff} \pm 180$ である。 $e_{P'}$ は減少していずれは 0 へ漸近するが、途中 $H \cong 0$ で極小、 $H=2\text{mm}$ で極大を示している点が $E_0 \cong 0$ の場合と異なる。 $e_{P'}$ が薄肉側にあることは、薄肉側のパンチ面圧が増加していること、つまり、薄肉側の流動抵抗の増加を示しており、薄肉側の容器壁の流出速度が遅いこと（図4-3）と対応している。

パンチとダイの隙間は、平均値 $=1.5\text{mm}$ であるが、 $E=0.4\text{mm}$ とすると、薄肉側では 1.1mm 、厚肉側では 1.9mm で大きな差がある。分水点のパンチ中心から薄肉側への偏倚は $e_{P'}$ よりもっと大きくなっているであろうから、 F_μ は厚肉側（ 0° ）へ向う。パンチ肩丸み、ランドの圧力も薄肉側で高くなるから、 F_ρ も厚肉側（ 0° ）へ向う。こうして、 $F_f = F_\mu + F_\rho$ が厚肉側へ向い、その曲げ作用が $P \times e_P$ の曲げ作用を上回るためパンチのたわみは厚肉側へ曲げられた（ $\theta_\delta \cong 0^\circ$ ）と考えられる。たわみ δ が大きくなり、 $\delta > e_{P'}$ となると（ $H > 4\text{mm}$ ）、 θ_P は 180° から 0° へ反転し、 $P \times e_P$ も F_f と同方向にパンチを曲げるようになる。一方、 P_i が発生するため、全横荷重 $F = F_f - P_i$ は減少し、 δ の増加は緩慢となる。 $H=8\text{mm}$ の時点で $\delta=0.13\text{mm}$ で、偏心は初期の 0.39mm から 0.26mm へ減少していることになる。

図4-4と同じ条件で長いストローク押し出しを行なった別の測定結果を図4-5に示す。 $H \cong 8\text{mm}$ までは図4-4とほぼ同じ状況が再現されている。 $H > 8\text{mm}$ より先はパンチ中心 $O_{P'}$ に対するパンチ荷重偏心 $e_{P'}$ は減少を続け、ほとんど $e_{P'} \cong 0$ となる。横荷重 F およびたわみ δ は $H \cong 8\text{mm}$ で極大となった後、やや減少し、 $H \cong 15\text{mm}$ で再び緩やかな増加に転じている。この間パンチ荷重 P の増加はわずかで、準定常状態である。極大値に至

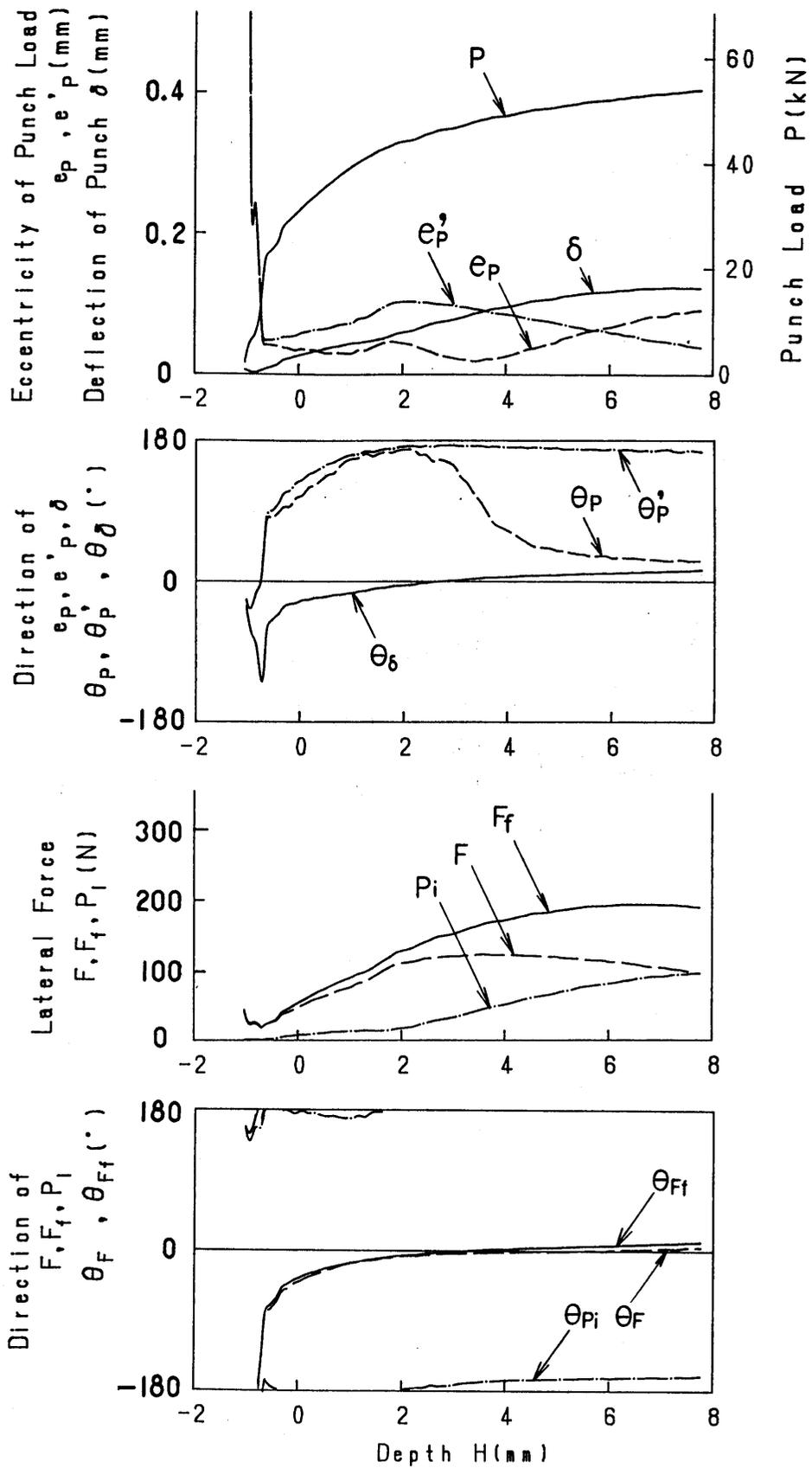


図4-4 パンチ荷重の偏心, パンチのたわみ δ および横荷重 (平頭パンチ, $R=3.1, E_0=0.386\text{ mm}, \theta_{E0}=-176^\circ$)

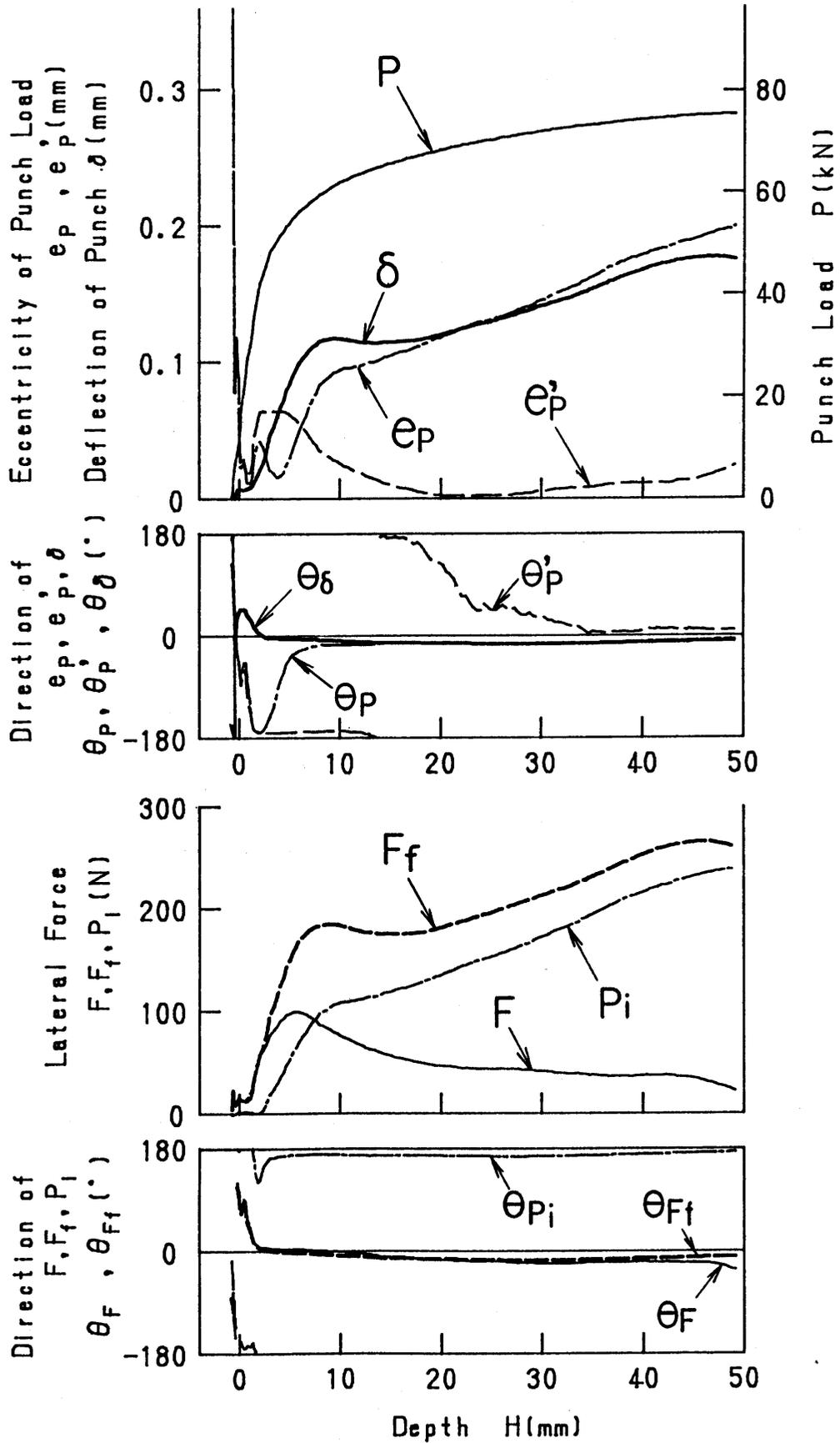


図4-5 パンチ荷重の偏心, パンチのたわみ δ および横荷重 (平頭パンチ, $R=3.1, E_0=0.386\text{ mm}, \theta_{E0}=-176^\circ$)

るまでの急激な F_f の増加は、パンチ荷重の増加が示すように、肩丸みを含めて面圧の増加の著しい時期で、 F_μ も F_λ も増大し、 $P \times e_P$ も増大するためである。また、極大値後の減少は、 $e_{P'}$ の減少、つまり、分水点 O_f のパンチ中心方向への移動による F_μ の減少によるものと推察される。

4.3.4 押出し比の影響

他の押出し比の場合の横荷重及びパンチ荷重偏心の状況を図4-6~9に示す。 $R=3.1$ の場合と比較して、 R による変化をまとめると以下のものである。まず、全体的にみて F_f および e_P は R が大きいほど大きい。この傾向は行程中期 $H=20\sim30$ mmにおいて明瞭で、結果、 R が大きいほど δ が大きく、初期偏心が矯正されやすい（パンチの求心作用が大きい）ことがわかる。

次に、行程前半 $H<15$ mmにおいて R による別の変化が認められる。すなわち、 $R=2.1, 3.1, 4.3$ では、 $H=2\sim3$ mmで $\theta_{Ff} \doteq 0^\circ$ となり、 θ_P も $H=5$ までに 0° となる。これは前項で述べたとうりである。しかし、 $R=1.3, 1.7$ では $H=10$ mmになっても $\theta_P \doteq 180^\circ$ のまま、その後 90° 近くまで減少するが、再び増大している。 R が小さい場合は δ が小さく、しかも、 $\theta_\delta \doteq 180^\circ$ で、パンチはむしろ薄肉側へ曲り、偏心が助長されている（遠心作用）。

4.3.5 初期偏心の影響

図4-10に押出し比 $R=3.1$ で初期偏心 $E_0=0.197$ mm、 $\theta_{E0}=-172^\circ$ で押出しを行なった場合のパンチ荷重 P の偏心 $e_P, e_{P'}$ 、パンチ先端のたわみ δ および横荷重 F, F_f 、パンチ荷重 P の水平分力 P_1 の推移を示す。 $E_0 \doteq 0.4$ mm（図4-5）の場合と類似しているが、 F_f, e_P, δ などは小さくなっており、求心作用が小さくなっているといえる。押出し比 R による変化と合せて考えると、結局、初期偏心量 E_0 ではなく、壁厚に対する相対偏心量あるいは偏心率によって非軸対称挙動が支配されているようである。図4-11に押出された容器の内・外径の偏心 E が R と E_0 によりどう変化するかを示す。ほぼ同じ E_0 を与えた場合、押出し比が大きいほど速やかに偏心 E が減少しており、求心性が強い。 $E_0 \doteq 10\sim20$ μ mでは遠心性であっても、 E_0 を増すと求心性が現われる。いま $H=5$ mm位までに偏心が減少する場合を求心、逆に増大する場合を遠心と区別して、 $R-E_0$ 面にプロットすると図4-12のようである。求心と遠心に分

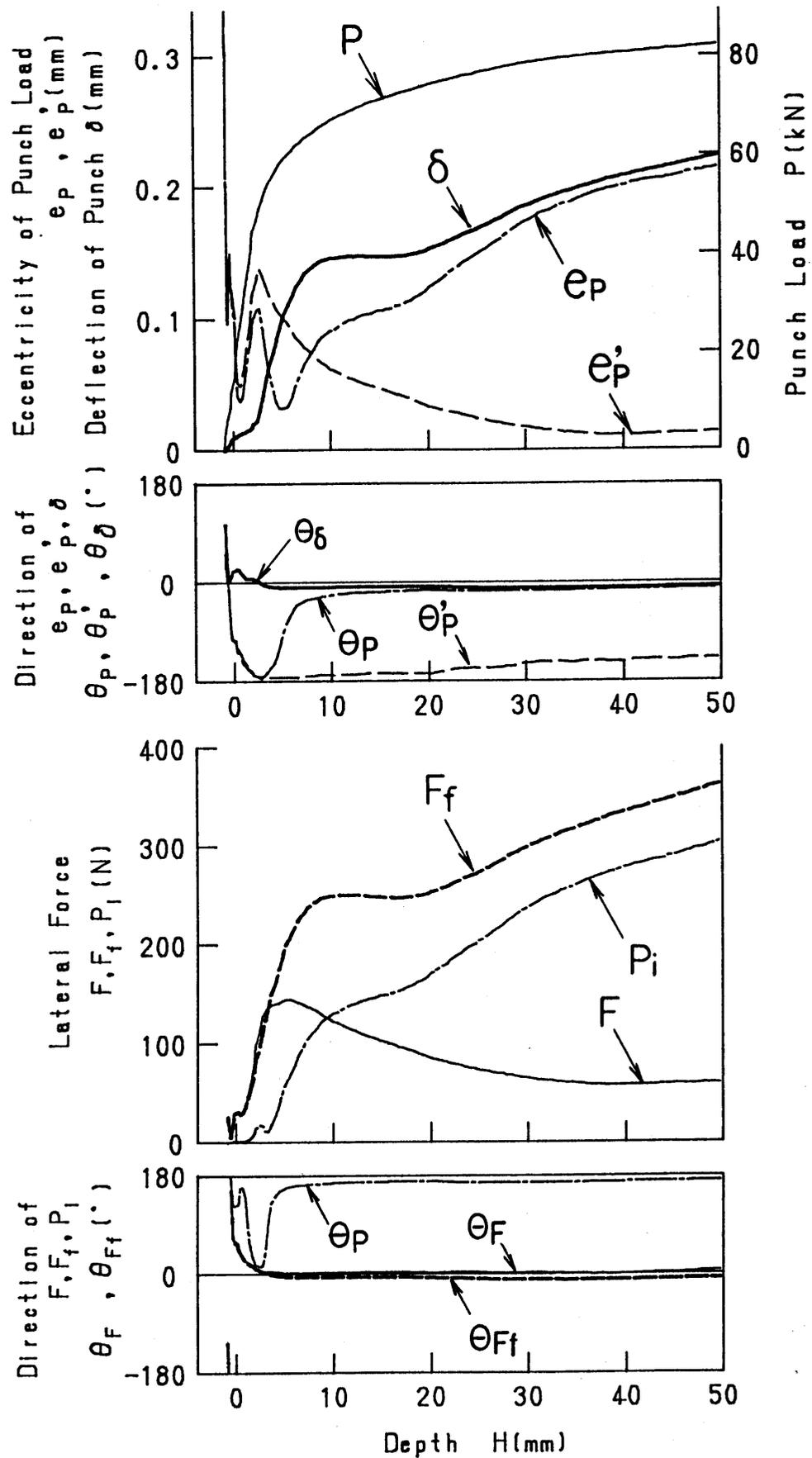


図4-6 パンチ荷重の偏心, パンチのたわみ δ および横荷重 (平頭パンチ, $R=4.3, E_0=0.380\text{ mm}, \theta_{E0}=-176^\circ$)

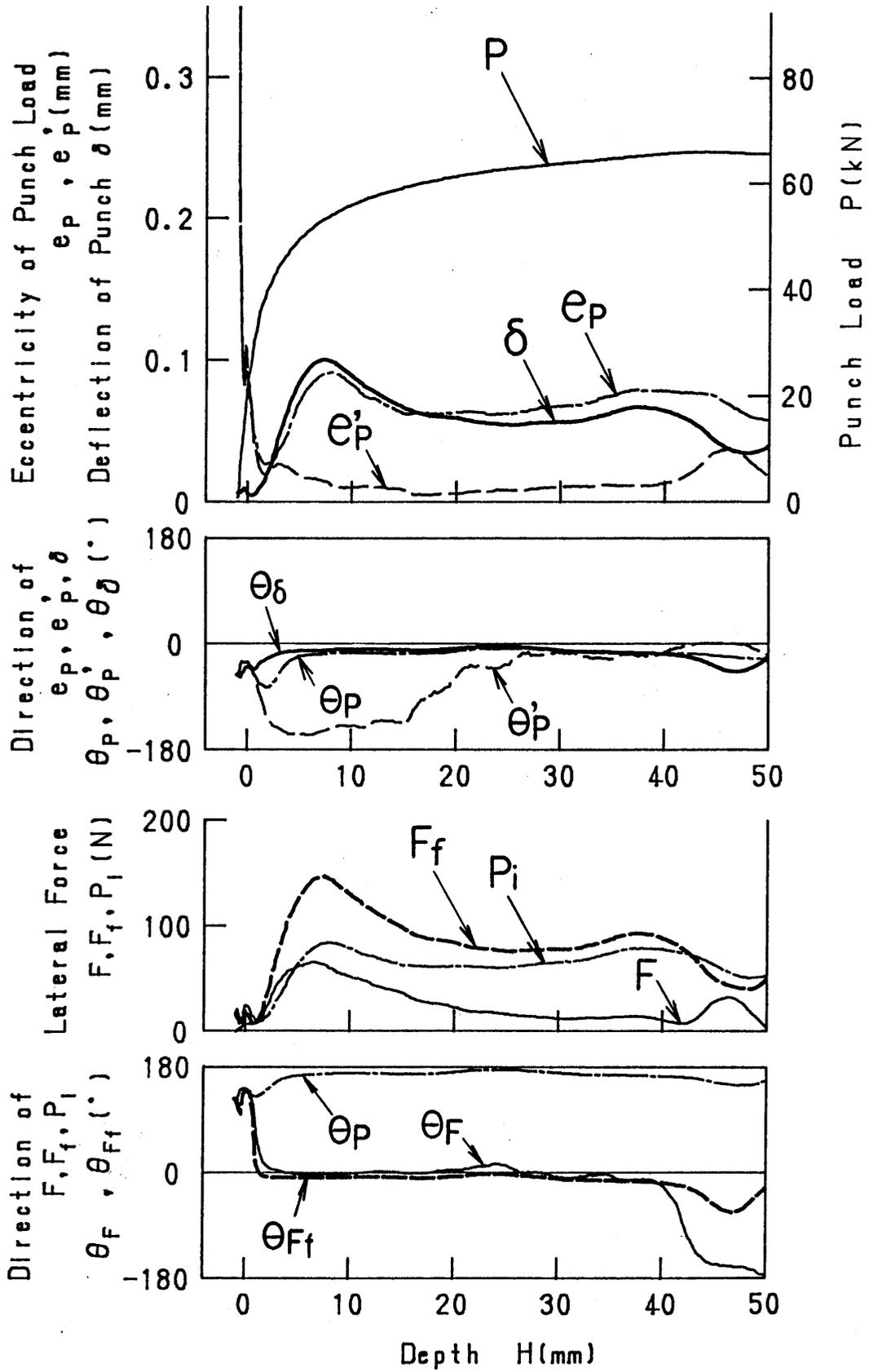


図4-7 パンチ荷重の偏心, パンチのたわみ δ および横荷重 (平頭パンチ, $R=2.1, E_0=0.375\text{ mm}, \theta_{E0}=-176^\circ$)

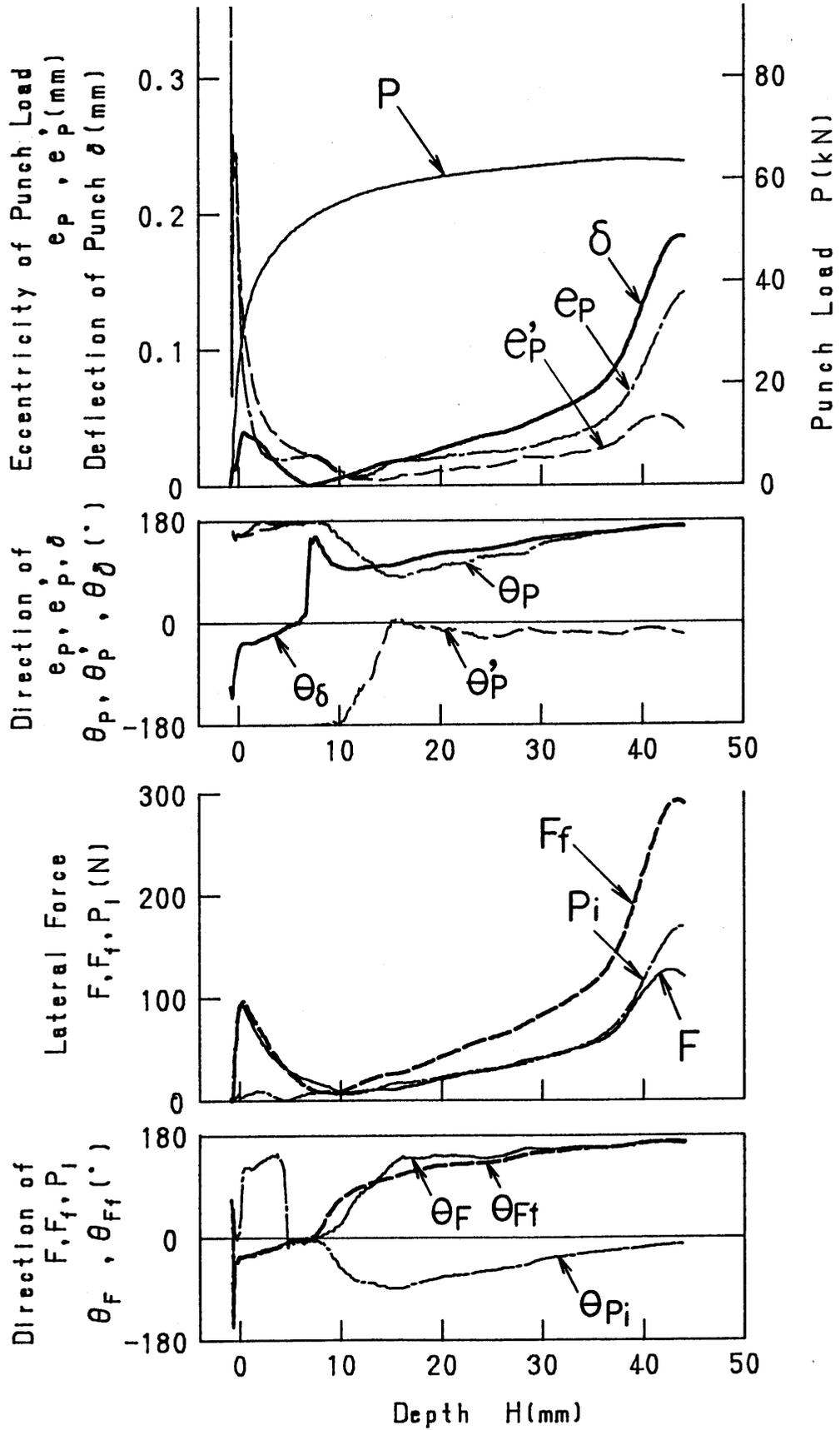


図4-8 パンチ荷重の偏心, パンチのたわみ δ および横荷重 (平頭パンチ, $R=1.7, E_0=0.378\text{ mm}, \theta_{E0}=-176^\circ$)

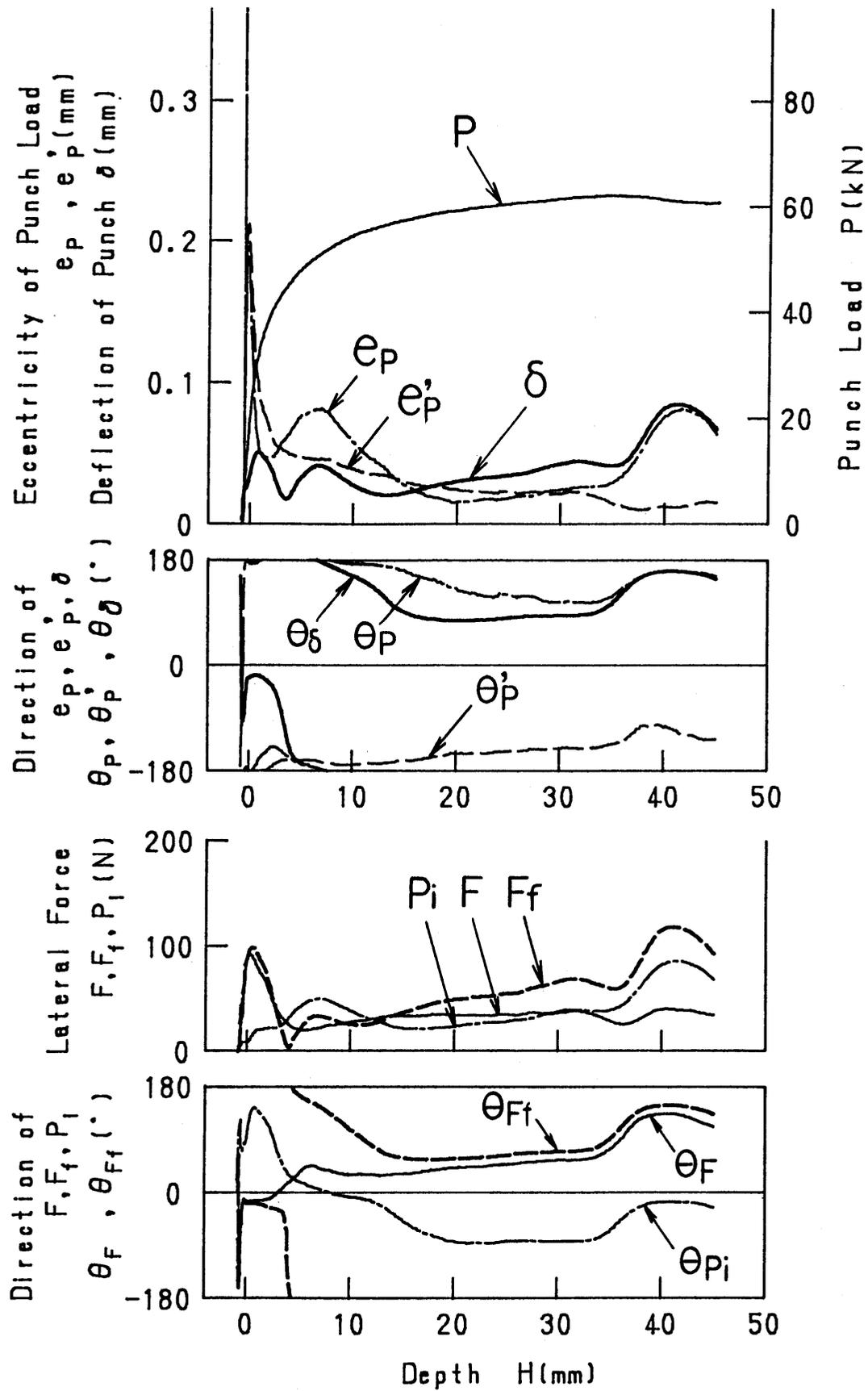


図4-9 パンチ荷重の偏心, パンチのたわみ δ および横荷重 (平頭パンチ, $R=1.3, E_0=0.378\text{ mm}, \theta_{E0}=-176^\circ$)

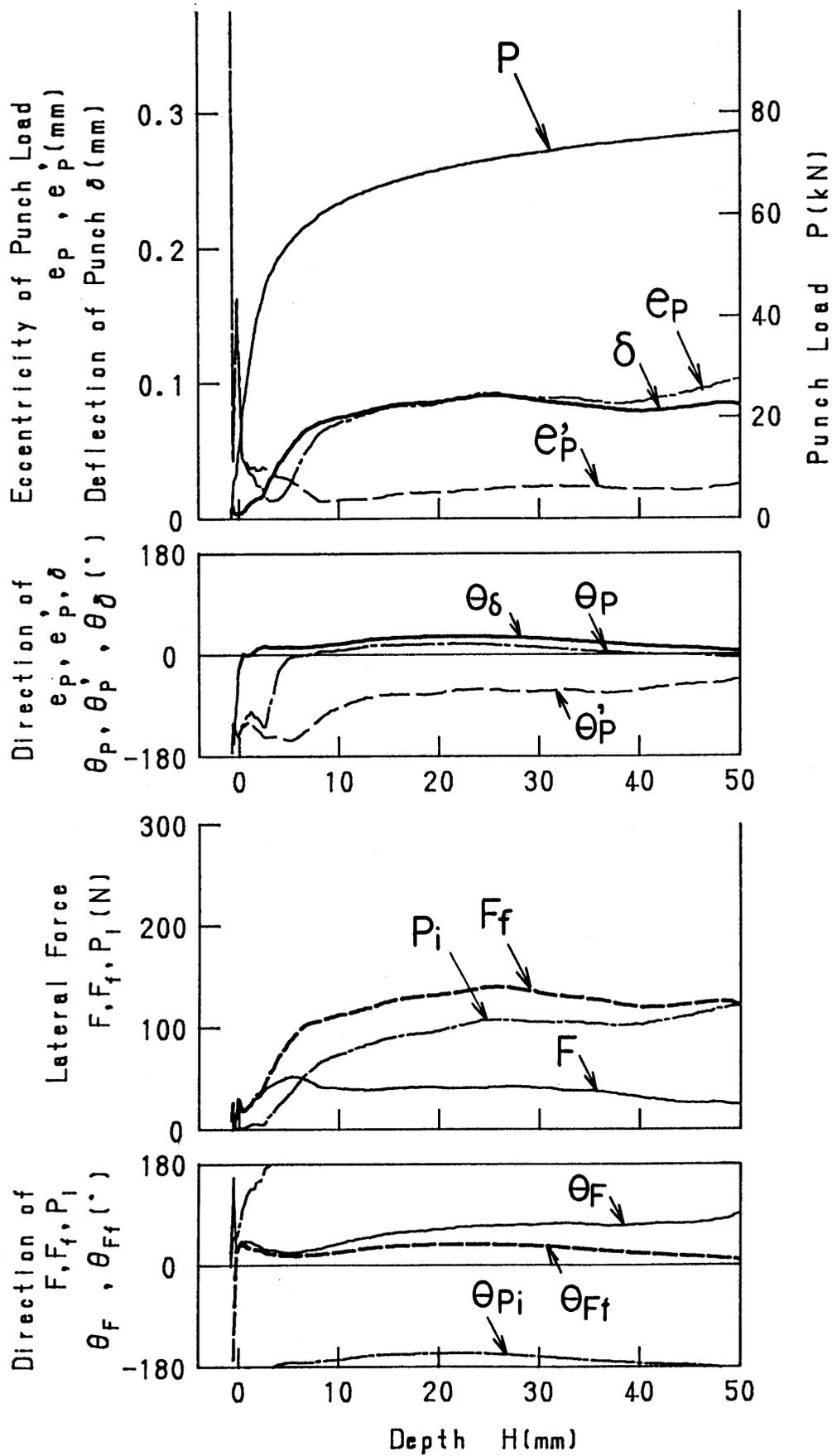


図4-10 パンチ荷重の偏心, パンチのたわみ δ および横荷重
 (平頭パンチ, $R=3.1$, $E_0=0.187$ mm, $\theta_{E0}=-173^\circ$)

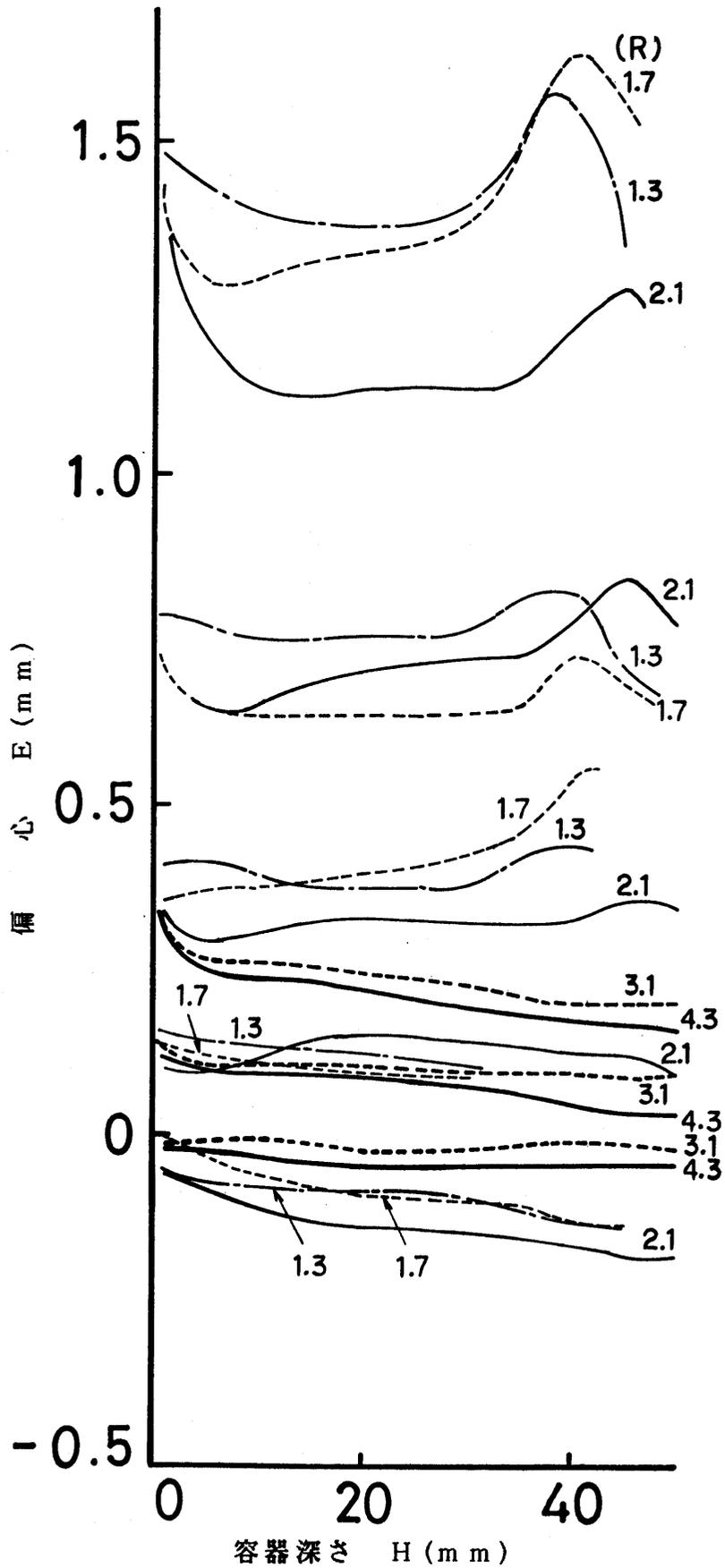


図4-11 初期偏心 E_0 と押し出し比 R が容器の偏心 E におよぼす影響

れる境界線が認められる。

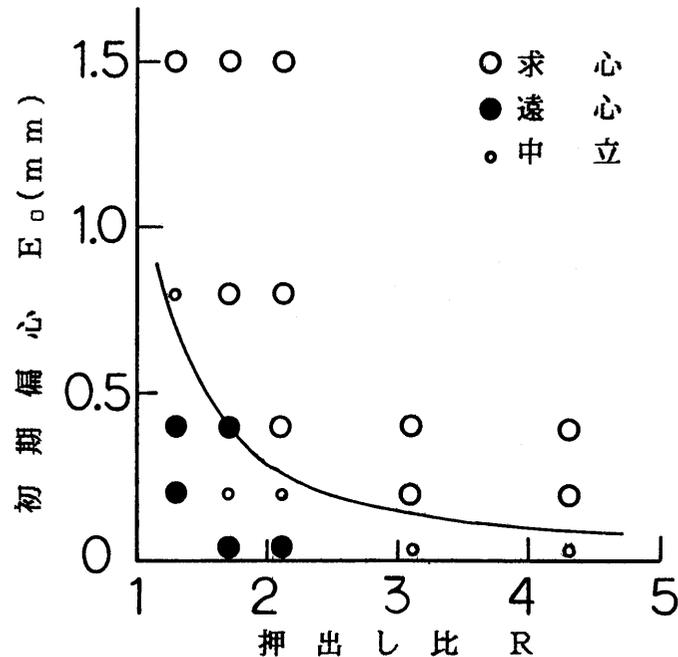


図4-12 押し出し比R，初期偏心E₀と求心性，遠心性の関係

4.4 結言

初期偏心E₀を与えて押し出しを行ない，パンチ荷重偏心，横荷重，押し出された容器の内・外径の偏心，容器壁成長の状況を測定し，初期偏心が押し出し挙動に及ぼす影響を調べた結果，次の結果を得た。

(1) 初期偏心E₀が存在すると，加工の初段階において厚肉側への流動が優勢に起こり，横荷重F_rはパンチを厚肉側へ曲げ，偏心を矯正するように生じる。

(2) 初期偏心E₀が存在すると，パンチ荷重中心は薄肉側へ偏倚し，偏心を助長する曲げモーメントを生じる。しかし，行程が進むと，荷重中心はパンチ先端中心に近づき，曲ったパンチのたわみδを増大させるような曲げモーメントをパンチに与えるようになる。

(3) 偏心が矯正されるか，助長されるかは，行程初段階における上記(1)，(2)の作用の大小に依存する。

(4) 押し出し比Rが大きいほど，また，初期偏心E₀が大きい場合ほど，偏心は矯正をされやすい(求心性が強くなる)。Rが小さい場合およびE₀が小さい場合は行程の進行につれて偏心が増大しやすい(遠心性が強くなる)。

第5章 ブランク端面不整の影響⁽¹⁸⁾⁽²⁰⁾

5.1 緒言

本章では非軸対称性が明確な加工条件で、しかも実加工でしばしば遭遇する加工条件のうちから、ブランクの端面が傾斜している場合及びパンチ端面の潤滑が不均一な場合をとりあげ、それらと非軸対称荷重、非軸対称材料流れとの関係を求め、偏肉の発生機構を明らかにする。

5.2 実験条件および方法

端面傾斜の影響を調査するためにブランク端面に $\beta = 2^\circ$ 、 5° の傾斜をつけた。また、端面潤滑の不均一の影響を調査するために、ブランク端面の半円の潤滑剤を剥がしたブランクを押し出した。ブランクの外径は17mm（押し比 $R = 3.1$ ，高さ $H_0 = 24$ mm），19.5mm（ $R = 2.1$ ， $H_0 = 31$ mm），22mm（ $R = 1.7$ ， $H_0 = 42$ mm）の3種類とした。

なお、パンチはNo. 11（ $2\alpha = 180^\circ$ ；平頭パンチ），ロードセルはNo. 1（剛性中位），偏心リングはNo. 1（公称初期偏心0mm）とした。第2章で述べた方法で曲げモーメント，パンチ荷重を測定し，非軸対称荷重成分および偏心の推移を調べた。なお，ブランクの材質，および潤滑処理，実験手順などは2.5で述べた通りである。

5.3 ブランク端面傾斜の影響

5.3.1 曲げモーメント

図5-1に測定された曲げモーメントの推移を示す。

パンチは $x > 0$ ， $\theta = 0^\circ$ でブランクと接触し始めるが，発生する曲げモーメント M_{1y} ， M_{2y} は負で，パンチは主に低端面の方向に曲げられることがわかる。いずれの条件においても y 軸周りのモーメントは $H \approx 0$ mmで極大となり，その後は減少するという推移を示している。 M_{1x} ， M_{2x} はこの実験では2次的であるはずであるが，測定結果は必ずしもそうではない。

5.3.2 初期変形

図5-2に高端面側と低端面側の容器壁高さの差 $\Delta H = H(0) - H(180)$ の推移を示す。これより，初期変形の様子を $R = 2.1$ ， $\beta = 2^\circ$ に

ついて画くと図5-3 (a) のようである。パンチが高端面側に当たると、排除された材料は低端面側へ向かって流動し、高端面側では押し出しよりもむしろ沈降が生じるようである。パンチ平坦部が全面接触する $H \approx -0.8$ mm から押し出し変形が明瞭となる。その後もしばらくは低端面側の流出速度の方

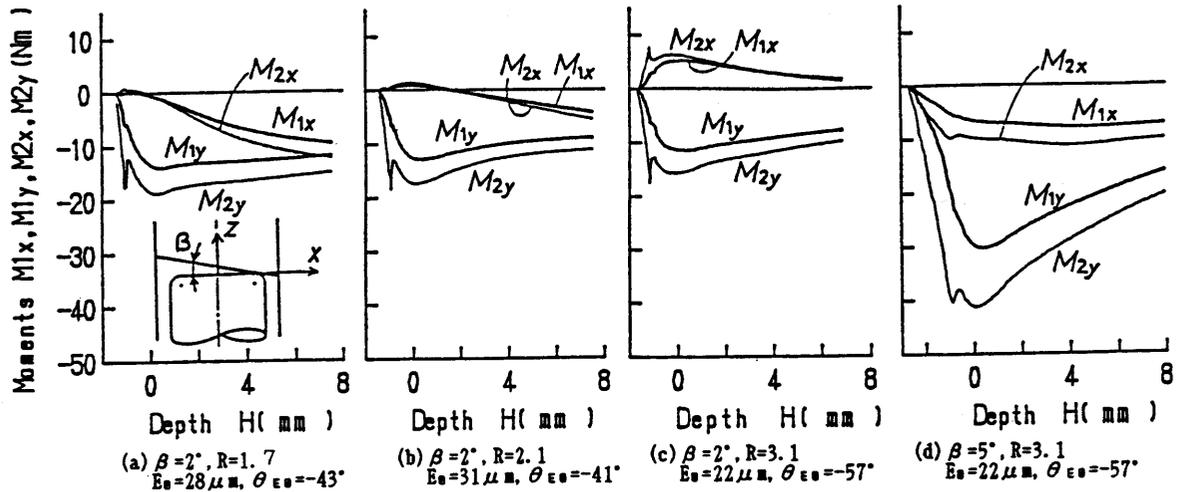


図5-1 端面が傾斜したブランクを押し出した場合の曲げモーメントの推移

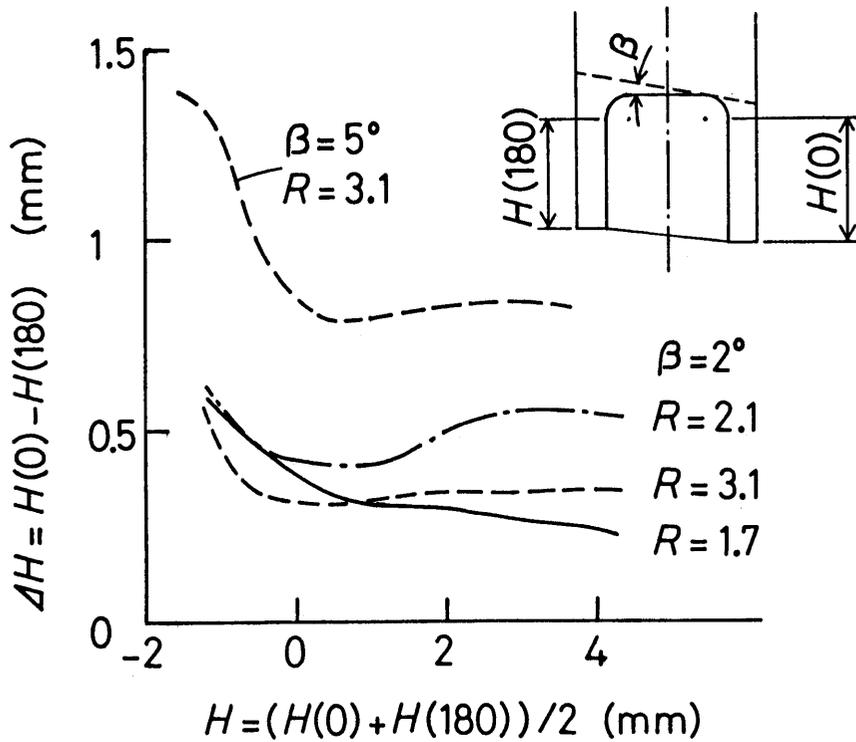


図5-2 容器壁高さの不均一

が大きく、高さの差 ΔH は当初よりも小さくなる。図 5-2 より、 R 大ほど早期に ΔH が一定（流出速度が一様）になるように見えるが、 $H = 2 \text{ mm}$ 以降には 2 次的な変化も現れている。

図 5-3 (b) は材料とパンチ肩丸みおよびランドとの接触線の x 方向投影図である。 $x \geq 0$ の領域の投影接触面積 $A(0)$ と $x < 0$ の領域の投影接触面積 $A(180)$ との差 $\Delta A = A(0) - A(180)$ が横荷重の成分 F_Q を支配すると予測される。

5.3.3 パンチ荷重の偏心、横荷重、パンチのたわみ

(1) パンチ荷重の偏心の推移

図 5-4 にパンチ荷重 P の偏心およびパンチ先端横荷重の推移を示す。パンチはブランクの高端面側 ($\theta = 0^\circ$) から接触し始めるので、パンチ初期中心 O_P に対するパンチ荷重の偏心 e_P はパンチの頭部の半径に相当する大きな値から始まり、急減する。その方向 θ_P は 0° である。 $H \approx 0.5 \text{ mm}$ で e_P は極小値（ほぼ 0）を示した後、増大に転ずる。この時 θ_P は 0° から 180° （低端面側）へと逆転する。これは後述するように、パンチが低端面側へ曲ったためである。そして、 e_P は $H \approx 1 \text{ mm}$ で極大となった後漸減しているが、これはパンチのたわみ δ に対応した動きである。加工中のパンチ先端中心 $O_{P'}$ に対するパンチ荷重の偏心 $e_{P'}$ は単調減少して、 $H \approx 0.5 \text{ mm}$ 以降はほぼ 0 ($e_{P'} \approx 10 \mu\text{m}$, $\theta_{P'} = 180^\circ$) となっている。荷重中心はほぼパンチ先端中心に一致するようになる。

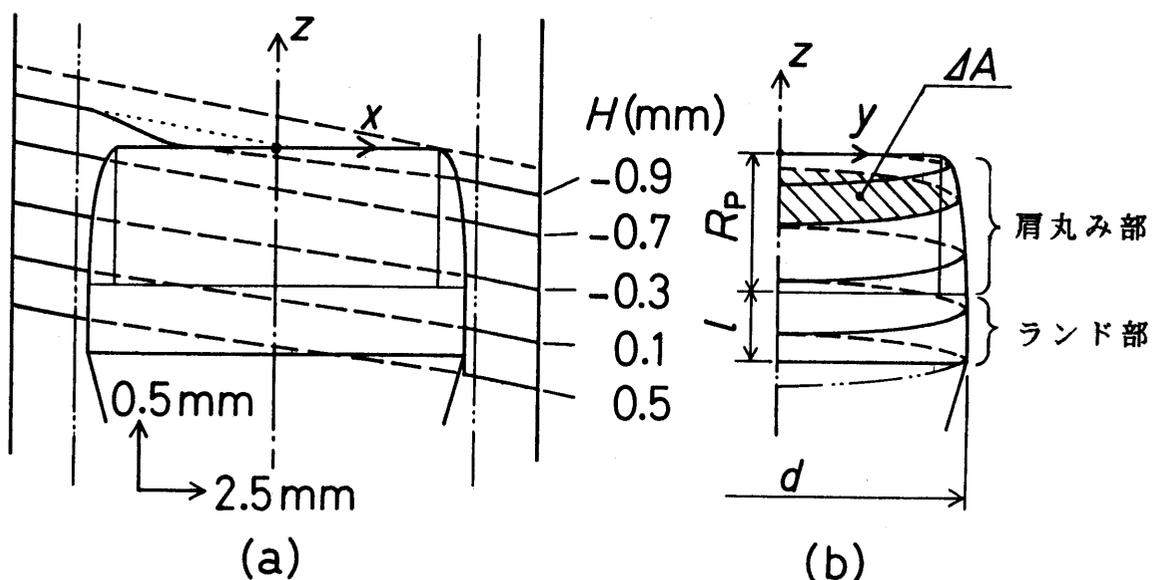


図 5-3 端面傾斜ブランクの初期変形

(2) 横荷重の推移

前述のように初期の押込みの段階では材料は低端面側へ流動し、かつパンチ肩丸み部は高端面側だけであたるため横荷重 F は低端面側 ($\theta_F = 180^\circ$) に向かう。 F は $H \approx -0.9 \text{ mm}$ (パンチ平坦部がblankとほぼ全面接触した時期に当る) で明瞭なピーク (0.35 kN , パンチ荷重の約 3.5%) を示した後、ほぼ $1/2$ に急減している。この辺りの特異な挙動と前述の初期変形との結びつきは次のようである。

改めて P , F , F_f , 及び ΔA の推移をまとめて示すと図5-5のようである。 F および F_f のピークからの急減期は P の急増期に一致しており、押込み変形から押し出し変形への移行期に当たっている ($H = -0.9 \text{ mm}$)。急減後から F と F_f が分岐するのはパンチが曲って P_i が発生し始めたことによる。分岐後 F_f の上昇は明らかに ΔA と対応している。すなわち F_\perp を支配するパンチ肩丸みの x 方向投影接触面積の高端面側 ($x = 0$) と低端面側 ($x < 0$) との差 ΔA は最大値 5 mm^2 ($H = -0.8 \text{ mm}$) まで急増してほぼ一定 (流出速度の差のためわずかに減少する) を保った後、急減して 0 となる ($H = 0.5 \text{ mm}$)。この間 F_f は緩やかに増大して $H = 0.2 \text{ mm}$ で極大値 0.18 kN を示している。これはパンチ荷重 P の増大にも現れて

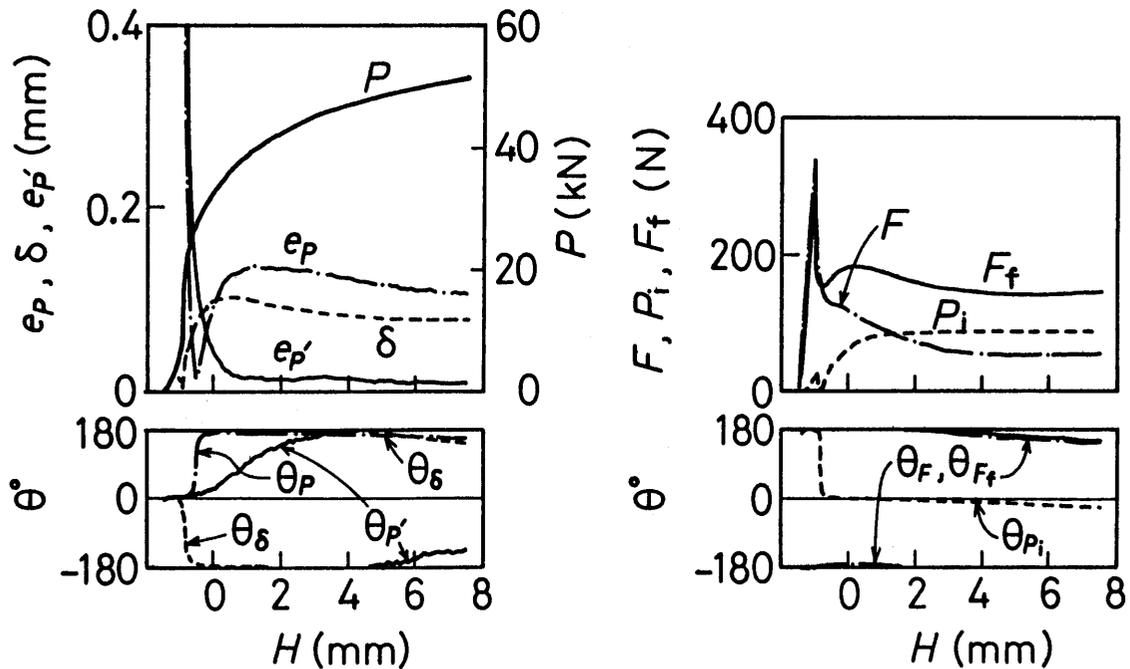


図5-4 パンチ荷重の偏心，パンチのたわみ δ および横荷重の推移 ($R = 2.1, \beta = 2^\circ$)

いるように加工硬化による面圧の増大を考えれば理解できる。押し出し変形に移行した後の F_f が ΔA に対応しているということは、ピークに至る初期の F の急増がパンチ端面の摩擦 F_μ に起因することを裏付ける。この間の F/P は $0.06 \sim 0.035$ である。

(3) パンチのたわみと弾性回復

図5-4にもどって、初期の押し込み変形の間はパンチのたわみはごく小さい(e_P および F による曲げ作用が相殺する)。押し出し過程に入ると $P \times e_P$ も F_f も急減するが、パンチ肩丸みの接触不均衡による横荷重 F_Q が加わるため F_f の減少の方がゆるやかで、パンチは F_f の方向に曲り始める。 F_f は全横荷重 $F = F_f - P_i$ は減少し続ける。しかし、パンチが曲るとモーメント $P \times e_P$ による曲げが F による曲げと同方向となり、 P が増大するために、 δ は増大し、図5-4のように、 $H = 0.2 \text{ mm}$ で最大(0.13 mm)となる。なお、この時点の $F_f (= 0.18 \text{ kN})$ が $\Delta A (= 4.5 \text{ mm}^2)$ に起因する F_Q であるとする、面圧 p は 40 MPa となる。これはブランクの耐力(45 MPa)にも及ばず、過小である。パンチが 0.13 mm (容器壁厚さの約5%)偏心して、しかも、流出速度がほぼ一定となつ

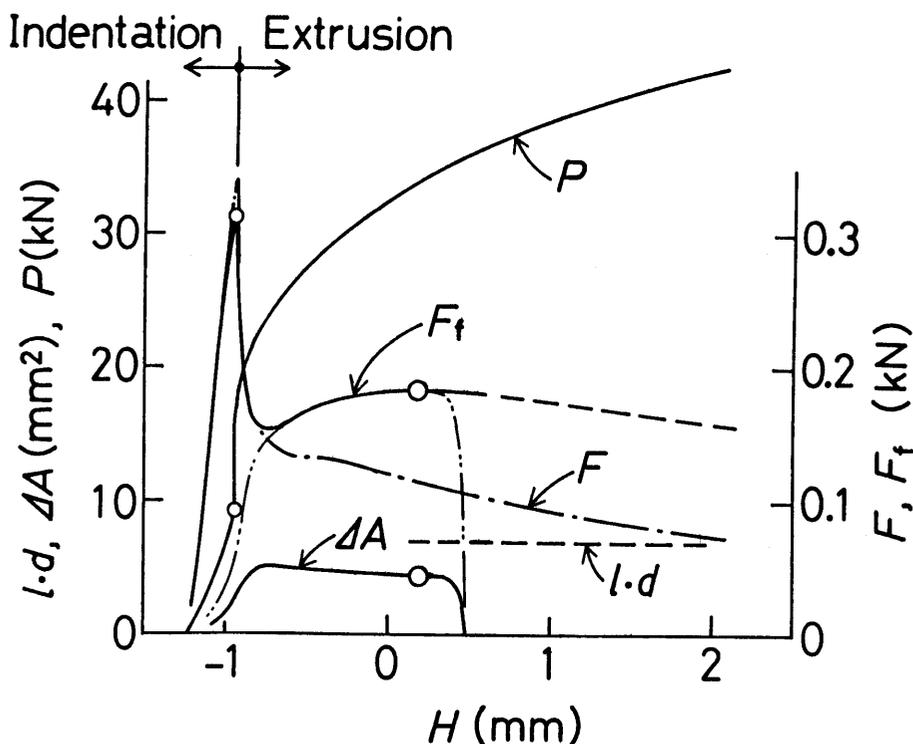


図5-5 端面傾斜ブランクの初期変形における横荷重
($R = 2.1$, $\beta = 2^\circ$)

ている（図5-2）から、この時点では、材料の分水点は若干薄肉側・低端面側（ $x < 0$ ）に移動していると考えられる。そうすると、パンチ端面の摩擦の不均衡分 F_{μ} が厚肉側・高端面側へ向かって生じていることになる。すなわち、 $F_f = F_{\mu} - F_{\mu}$ の形になっていると考えれば、 F_{μ} および面圧 p はもう少し高くなる。

次に、 $H = 0.2 \text{ mm}$ 以後は δ は緩やかに減少する。そして、 $H = 0.5 \text{ mm}$ 以後は $\Delta A = 0$ となる（図5-5）のに、 F_f は0とならず漸減するだけで不連続な変化を示していない。パンチが低端面側へ曲っているから、材料の弾性変形を無視すれば、高端面側（ $x = 0$ ）のみがパンチランドと接触し塑性状態にあることになる。 $H = 1 \text{ mm}$ について、 $F_f = 0.16 \text{ kN}$ とランド投影面積 $A_1 = l \times d = 7 \text{ mm}^2$ より、 $p = 23 \text{ MPa}$ と計算される。これは、もはや塑性圧力ではない。 $x > 0$ の側と $x < 0$ の側との圧力差であって、ランドは全面弾塑性接触しているとみられる。

さて、パンチのたわみが増大している過程については、原因はもちろん外力の増大である。しかし、 δ が減少する過程については2つケースが考えられる。外力の減少が原因である場合と、パンチの弾性回復が原因（駆動力）である場合である。本例は後者で、初期の非軸対称流動によって曲げられたパンチが弾性回復しようとするのに対してパンチ周りの材料の呈する抵抗が F_f の推移としてとらえられたものとみる。この時の抵抗は押し出し比 R が小さいほど、また、パンチランドが長いほど大きくなると推定される。

5.3.4 製品容器の偏心

結果をまとめて図5-6に示す。傾斜角 β が大きいほど偏心は大きくなる。 β が同じ場合は、押し出し比 R が大きいほど偏心の減少（パンチの弾性回復）がすみやかに起こる。

5.4 ブランク端面の潤滑不均一による偏心

5.4.1 容器壁の流出速度の不均一

図5-7に潤滑面側の容器壁高さ H_L と無潤滑面側の容器壁高さ H_D の差 $\Delta H = H_L - H_D$ の推移を示す。押し出し比 $R = 3.1$ の場合は潤滑面側の容器壁の成長の方が速く、それもかなりの期間続いている。 $R = 2.1$ の場合も潤滑面側の容器壁の成長の方が速いが、 ΔH は $R = 3.1$ の場合よりも遙かに小さく、 $H = 5 \text{ mm}$ 以降は一定している。 $R = 1.7$ の場合は ΔH は更

に小さくなるが、 $H < 3 \text{ mm}$ に於いてわずかながら無潤滑面側の容器壁の成長の方が速いように見える。

流出速度の不均一は壁部に付加的せん断変形を強いる。これに対する抵抗は壁部の体積に比例するから、壁部の厚いR小の場合ほど早く（小さなHで）流出速度が一様化される。因みに $R = 3.1$ 、 $H = 4 \text{ mm}$ について付加的せん断変形のために要したパンチ荷重 P_s を、せん断降伏応力 $k = 70 \text{ MPa}$

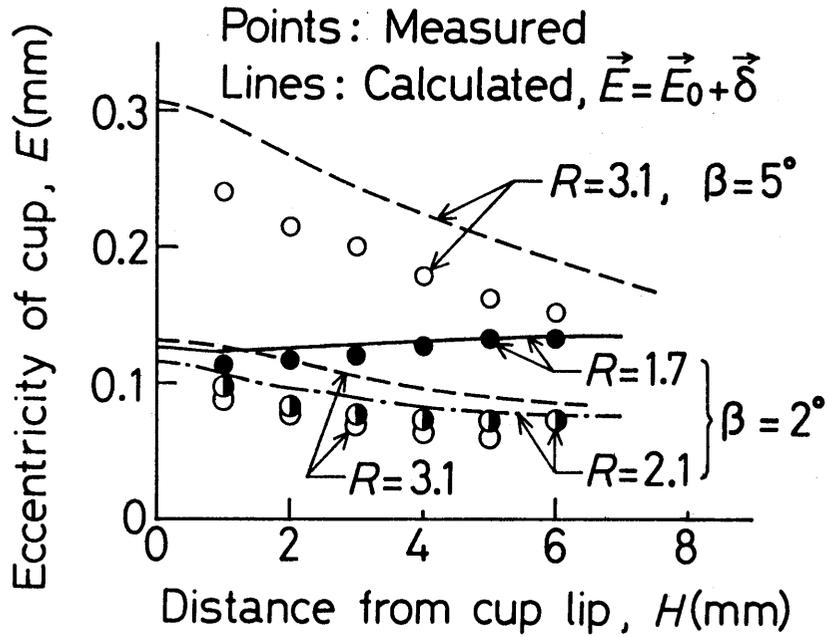


図5-6 端面傾斜ブランクによる偏心

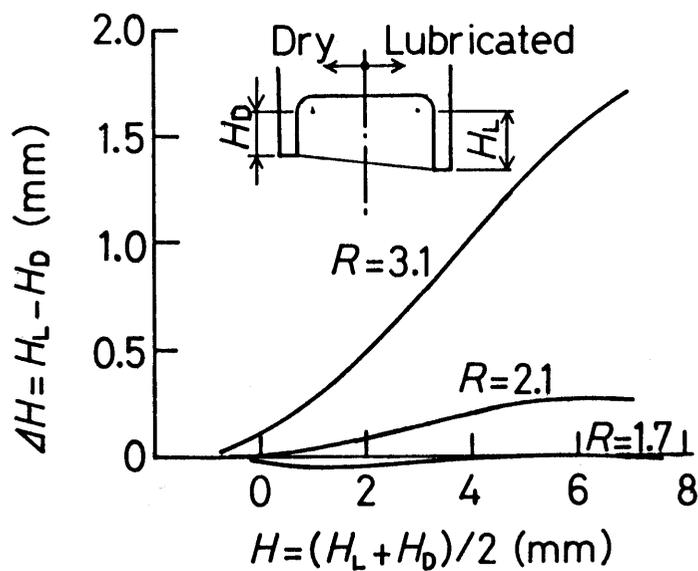


図5-7 容器壁高さの不均一

として、概算すると、 $P_s = \frac{\pi}{4}(D^2 - d^2)(H + r_p)k \frac{d(\Delta H)/dH}{\pi(d+D)/4}R$
 $= 0.875 \text{ kN}$ で、パンチ荷重の2%位となる。

5.4.2 製品容器の偏心

偏心Eの測定結果及び計算結果を図5-8に示す。偏心量Eは行程とともに増大するという危険なパターンが認められる。そして、Eの増加率は押出し比Rが小さいほど大きい。

5.4.3 パンチ荷重の偏心、横荷重、パンチのたわみ

R=2.1の場合の測定結果及び計算結果を図5-9に示す。明確な事項をあげると、次のようである。(a) パンチ荷重の中心は無潤滑面側にあり($\theta_P \doteq 180^\circ$)、 e_P は行程とともに増大する。荷重中心は加工中のパンチ先端中心に対しても無潤滑面側にある($\theta_{P'} \doteq 180^\circ$)。(b) このためパンチは無潤滑面側へ曲がり($\theta_\delta \doteq 180^\circ$)、 δ は行程とともに増大する。(c) 横荷重Fはそれほど大きくない。 F_f は無潤滑面側へ向かう($\theta_{Ff} \doteq 180^\circ$)が、 P_i が潤滑面側へ向かい、 F_f より大きくなるため、全横荷重Fは潤滑面側へ向かう。結果的には、Fはパンチの曲がり矯正する方向に作用している($\theta_F \doteq 0^\circ$)。

以上は他の押出し比Rについても共通して認められた。Rによる変化としては、(d) R大ほど F_f が小さくなり、 $F (= P_i - F_f)$ は大きくなった。

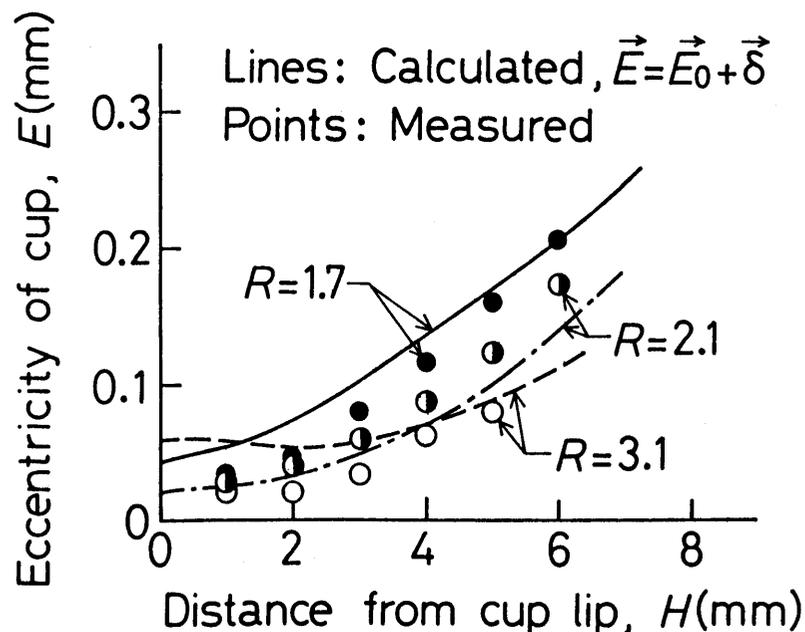


図5-8 摩擦の不均衡による偏心

5.4.4 考察

パンチ端面の圧力は無潤滑面側の方が高くなると考えられる。また、パンチが無潤滑面側へ曲がると、パンチとダイのすき間（容器の壁厚）は無潤滑面側がせまく潤滑面側が広がるから、材料の分水点は無潤滑面側へ移動すると考えられる。このため荷重中心は加工中のパンチ中心よりも無潤滑面側へ移動し、これにパンチのたわみ δ が加わるから初期中心（あるいはダイ中心）からの偏心 e_P はさらに大きくなる。そして、行程とともに荷重 P が増大すると、 e_P も δ も増大することになる。

横荷重については、無潤滑面の摩擦の方が大きいから、 F_μ は無潤滑面側へ向かう。パンチが無潤滑面側へ曲がると、パンチランドの圧力の不均衡分 F_Q も無潤滑面側へ向かう。従って、非軸対称流動に起因する横荷重 $F_f = F_\mu + F_Q$ は無潤滑面側へ向かい、その曲げ作用が $P \times e_P$ のそれと同方向であることも事態を悪化させたと考えられる。

すでにみたように、 e_P や F の方向は外乱の影響などでしばしば 0° や 180° からはずれた値を示す。簡単のため、 F_f についてその x 方向成分 $F_{fx} = F_f \cdot \cos \theta_{Ff}$ をとりだし、押し出し比 R と行程 H による変化を示すと

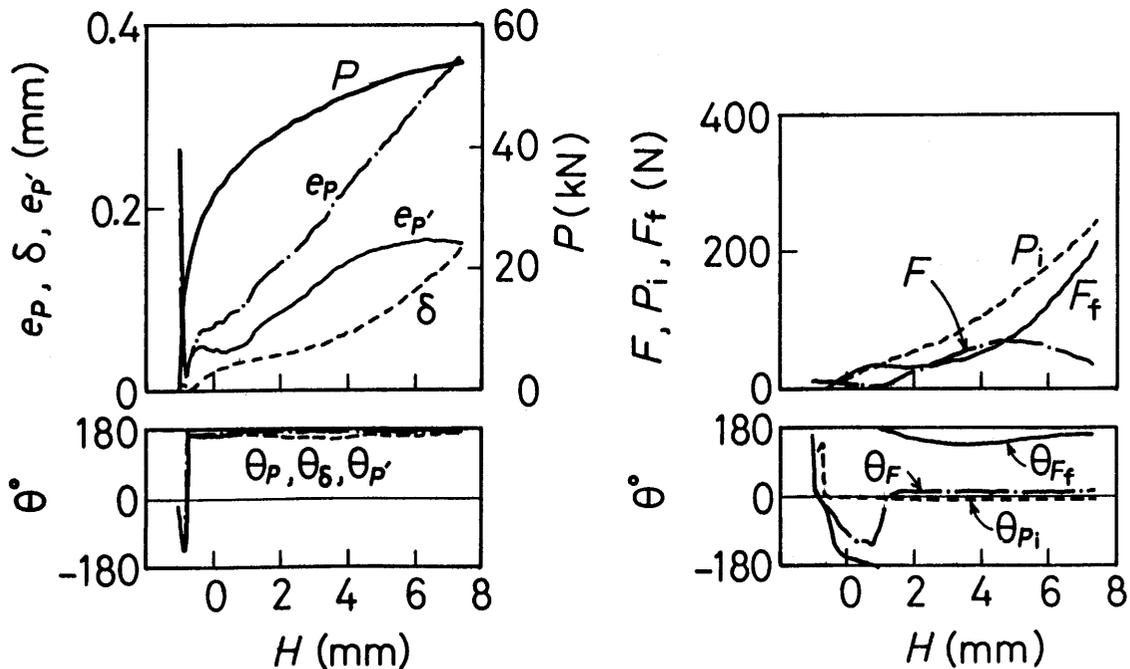


図5-9 潤滑不均一ブランク押し出しにおけるパンチ荷重の偏心，パンチのたわみ δ および横荷重($R = 2.1, E_0 = 0.028 \text{ mm}, \theta_{E_0} = -4.3^\circ$)

図5-10のようである。 $F_{fx} < 0$ は F_f が無潤滑面側へ向かうことを意味する。加工初期 ($H = -0.7$ mm 前後) の変動は別としても、 $H = 1 \sim 3$ mm で $-F_{fx}$ が一旦減少すること、それが R 大ほど顕著となること、さらには、 F_{fx} の P に対する比 $-F_{fx}/P$ が加工の進行につれて増大することなどが注目される。理由は明らかでないが、分水点が無潤滑面側にあるためblank端面の潤滑・無潤滑の境界が $x > 0$ の領域へ移動すること、パンチ肩丸みの圧力が潤滑側 (厚肉側) と無潤滑側 (薄肉側) で異なること、さらには、パンチ端面下の材料流動のパターンが摩擦によって変化することなどが関係していると思われる。

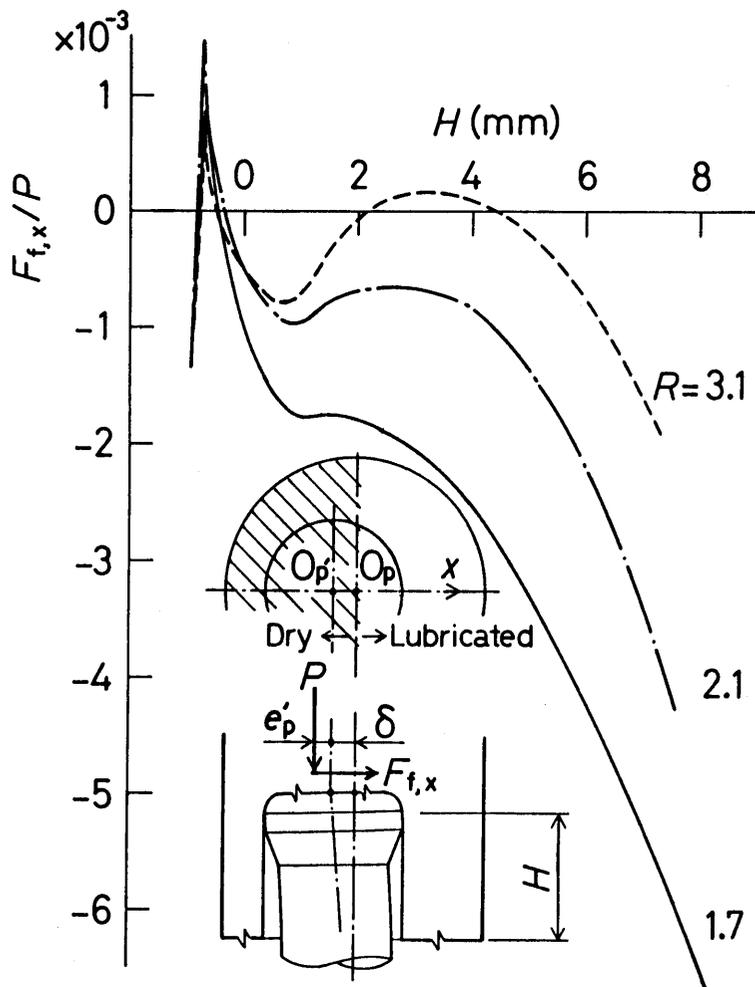


図5-10 摩擦の不均衡による横荷重

5.5 結言

(1) ブランクの端面が傾斜していると、押出しの初段階に発生する横荷重によってパンチは低端面側に曲げられ、大きな初期偏心が生じる。偏心はその後漸減するが、その機構は、パンチとダイに初期偏心がある場合とは根本的に異なる。型に初期偏心がある場合は、それによって生じる横荷重は初期偏心を矯正する方向に作用した。初期偏心が端面傾斜によって誘起された場合は、曲げられたパンチの弾性回復が偏心を漸減させる駆動力であって、塑性材料がパンチに道を譲る際に呈する抵抗が横荷重として測定される。押し出し比が大きい（薄肉容器）ほど偏心は早く減少する。

(2) ブランク端面の摩擦が不均一な場合、摩擦の大きい方にパンチ荷重の中心が移動し、パンチは高摩擦側に曲げられる。非軸対称流動による横荷重も同方向に作用するため、容器の偏心は加工の進行とともに増大する。

第6章 パンチ形状の影響⁽¹⁹⁾

6.1 緒言

容器押出し用パンチの設計に際しては、先端面、先端角、肩丸み、ランド長などを適切に決めることがよい品質の容器を製造するために不可欠である。ICFG⁽¹⁴⁾では、標準的なパンチ先端形状をデータシートとして示しているが、パンチ形状と製品精度との関係は不明確である。

それでも、経験的には、例えば、押出された製品容器の偏肉を少なくするために、パンチの成形端はパンチ径の $1/2 \sim 2/3$ の平坦部をもうけた載頭円錐形が推奨されている⁽¹⁴⁾。また、パンチ先端の円錐角やランドの長さが偏心に影響を及ぼす影響が平面ひずみモデルでは研究されている⁽⁴⁾。しかし、容器押出しにおいてパンチ形状が容器の内・外径の偏心に及ぼす影響を押し出し挙動と関連づけてとらえた研究はいまだ行なわれていない。

本章では、パンチの先端形状、ランド、剛性などが押し出し容器の偏心に及ぼす影響について検討を加える。

6.2 実験方法

パンチ形状が容器押出しにおける非軸対称挙動および製品容器の偏心におよぼす影響を調べるために、パンチ先端の形状が円錐形（円錐角 $2\alpha = 170^\circ, 150^\circ$ ）及び載頭円錐形（ $2\alpha = 170^\circ, 150^\circ$ ）のパンチで押し出しを行ない、前章までの平頭パンチ（ $2\alpha = 180^\circ$ ）の結果と比較した。

また、パンチランドの影響を調べるために平頭パンチ、円錐パンチ（ $2\alpha = 170^\circ$ ）、載頭円錐パンチ（ $2\alpha = 170^\circ$ ）についてランド長が5mmのパンチで押し出しを行ない、ランド長が0の結果と比較した。

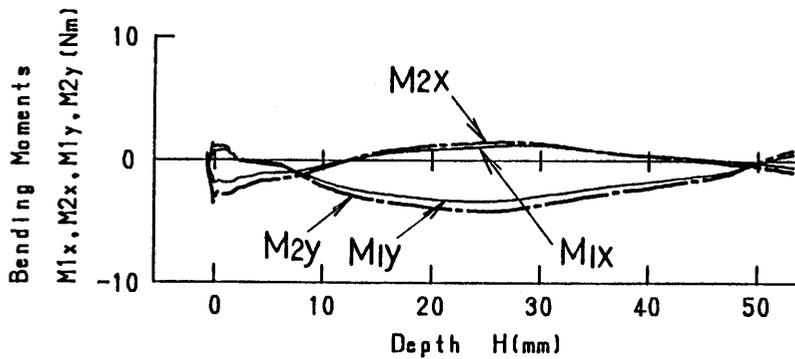
更に、パンチ剛性の影響を調査するために、ロードセルNo. 2（パンチを取り付け、100Nの横荷重が先端に作用した時のたわみは $\delta = 54 \mu\text{m}$ ）を加えた時のを使い前章までのロードセルNo. 1（同じく $\delta = 89 \mu\text{m}$ ）で押し出した場合の結果と比較した。

ブランク、潤滑処理、押し出し加工の方法は第2章で述べたとおりである。

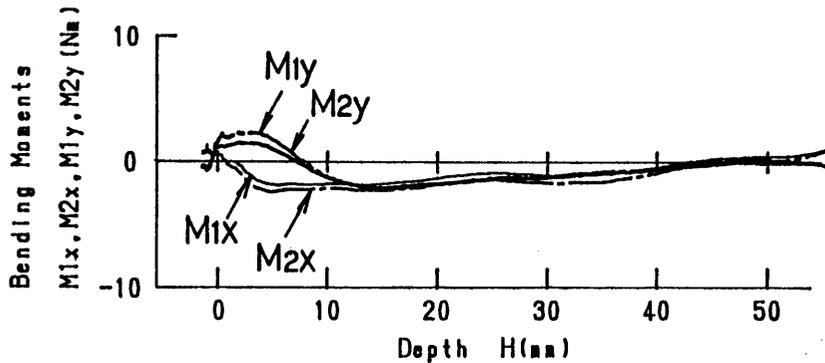
6.3 先端形状の影響

6.3.1 曲げモーメント

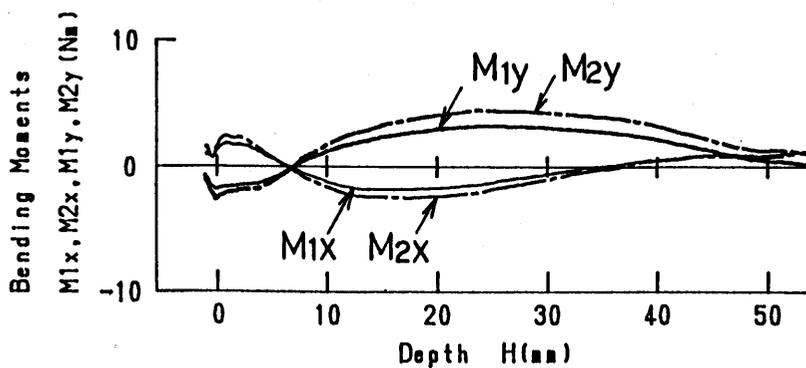
図6-1に平頭パンチ，円錐パンチと載頭円錐パンチで，押し比 $R = 3.1$ ，初期偏心 $E_0 \doteq 0$ で押し出した場合の曲げモーメントの推移を示す。載頭円錐パンチで押し出した場合 (c) は加工開始直後にモーメントのピークをとり，押し出しが始ると ($H \doteq 0$) 徐々に減少し，更に押し出しが進行すると増加するという推移を示し，平頭パンチで押し出した場合と良く似ている。円錐パンチで押し出した場合 (b) は押し出し初期は平頭パンチと同程度の大きさ



(a) 平頭パンチ (No. 11), $E_0 = 0.022\text{mm}$, $\theta_{E0} = -5.7^\circ$



(b) 円錐パンチ (No. 31), $E_0 = 0.008\text{mm}$, $\theta_{E0} = 5^\circ$



(c) 載頭円錐パンチ (No. 71), $E_0 = 0.020\text{mm}$, $\theta_{E0} = 2.3^\circ$

図6-1 曲げモーメント ($R = 3.1$, $E_0 \doteq 0$)

のモーメントが生じているが、十分な高さの容器壁が形成された後は、モーメントは小さく、かつ、安定した推移をしている。

図6-2は、初期偏心 $E_0 \doteq 0.4\text{ mm}$ で押出した場合である。押出しが始ると偏心を減少させる方向にパンチを曲げる大きなモーメントが生じ、円錐パンチの場合 $H \doteq 8\text{ mm}$ になるまで、載頭円錐パンチの場合 $H \doteq 6\text{ mm}$ になるまでモーメントは増加し、ピークとなる。その後は、いずれも一旦は減少に転ずるが、円錐パンチの場合は、再び増加に転ずる。載頭円錐パンチの方がピークも小さく、その後の増加もなく、落ち着いた推移をしている。

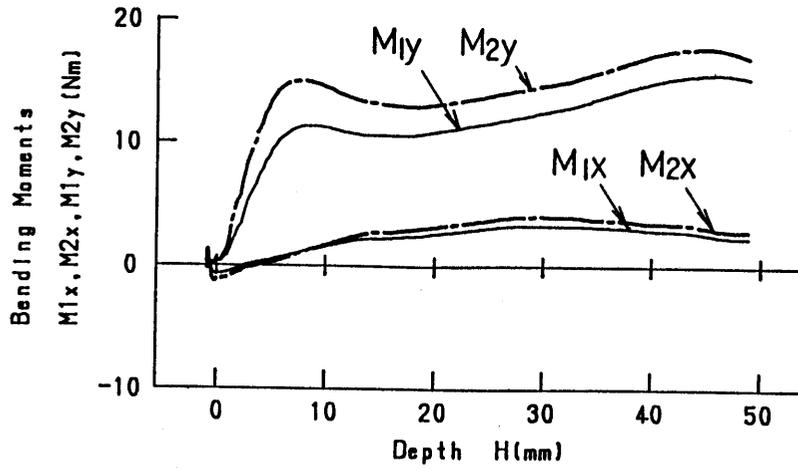
図6-3は、押出し比 $R = 1.7$ で、初期偏心 $E_0 \doteq 0$ の場合、図6-4は初期偏心 $E_0 \doteq 0.4\text{ mm}$ の場合の曲げモーメントの推移を示す。初期偏心 $E_0 \doteq 0$ の場合については、平頭パンチ（図6-3, a）と比較すると、円錐パンチ（図6-3, b）では、準定常期では平頭パンチよりも小さいが、良く似た推移をしている。載頭円錐パンチ（図6-3, c）では初期にピークが現れるという点は平頭パンチの場合と同じであるが、その後の推移は平頭パンチよりモーメントも小さく、変化も少なく、安定している。

初期偏心 $E_0 \doteq 0.4\text{ mm}$ の場合（図6-4）は、円錐パンチ、載頭円錐パンチとも $R = 3.1$ （図6-2）の場合よりも曲げモーメントは小さいが、変化の傾向は類似している。また、平頭パンチは初期の曲げモーメントのピークは大きく、その後変化が続くのに対して、円錐パンチ、載頭円錐パンチとも曲げモーメントは小さいとは言えないが、変化が小さく安定した推移を示している。

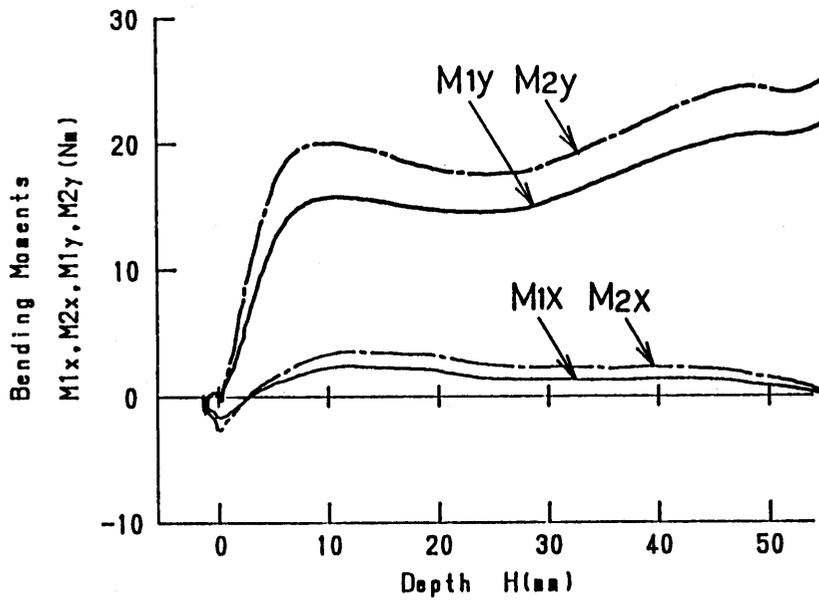
6.3.2 押出された容器の内外径の偏心

平頭パンチ、円錐パンチ（ $2\alpha = 170^\circ$ ）、載頭円錐パンチ（ $2\alpha = 170^\circ$ ）で初期偏心および押出し比を変えて押出した容器の内外径の偏心測定結果をまとめて図6-5、図6-6、図6-7に示す。

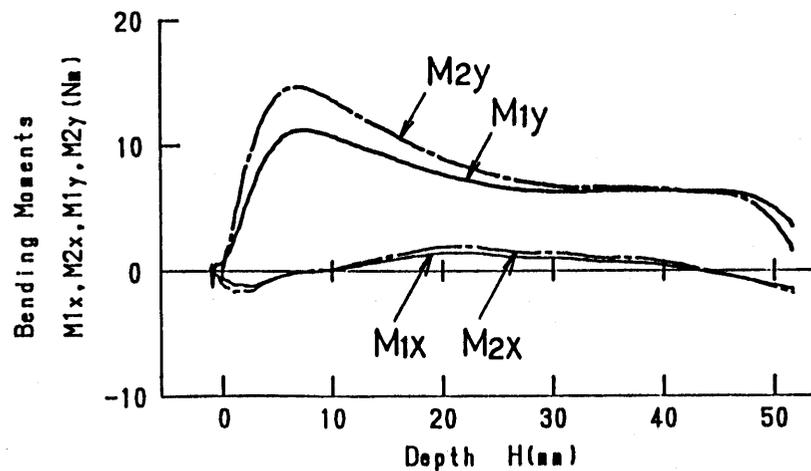
初期偏心 $E_0 \doteq 0\text{ mm}$ の場合、平頭パンチでは押出し比が大きい（ $R = 4.3, 3.1$ ）時は押出し容器の内外径の偏心 E は全行程を通して小さく、かつ変化の少ない安定した推移をしているが、押出し比が小さい（ $R = 2.1, 1.7, 1.3$ ）時は押出し初期に偏心 E が増加し、全工程にわたり偏心 E は大きく、また、準定常期においても工程の進行と共に偏心 E が増加するという推移を示している。これに対して、円錐パンチでは、 $R = 1.3$ の場合を除き加工初期の偏心 E の増加はほとんどなく、準定常期においても偏心 E



(a) 平頭パンチ (No. 11), $E_0=0.386\text{mm}$, $\theta_{E0}=-176^\circ$

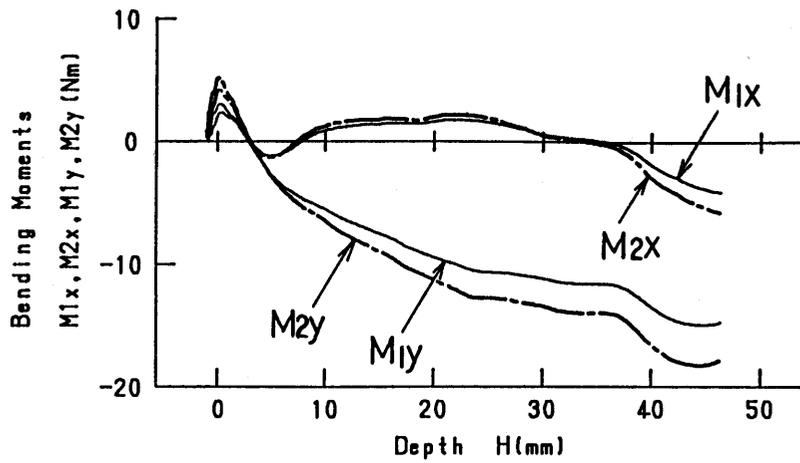


(b) 円錐パンチ (No. 31), $E_0=0.393\text{mm}$, $\theta_{E0}=180^\circ$

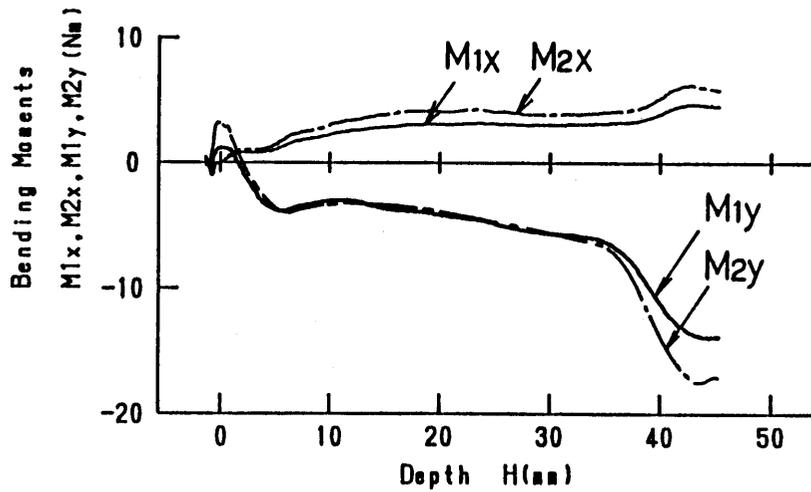


(c) 載頭円錐パンチ (No. 71), $E_0=0.379\text{mm}$, $\theta_{E0}=180^\circ$

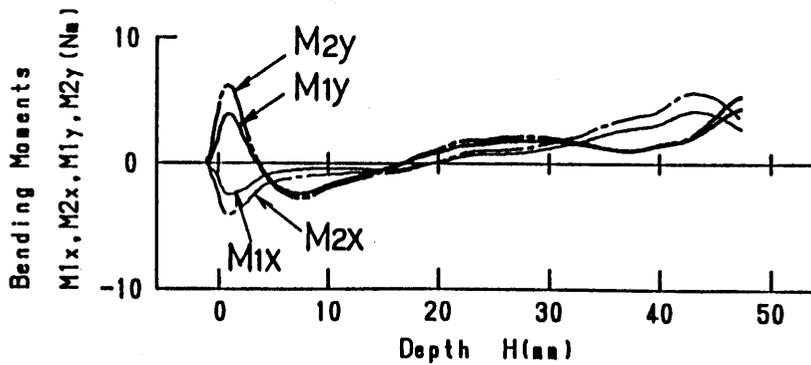
図6-2 曲げモーメント ($R=3.1$, $E_0 \cong 0.4\text{mm}$)



(a) 平頭パンチ (No. 11), $E_0=0.028\text{mm}$, $\theta_{E0}=-43^\circ$

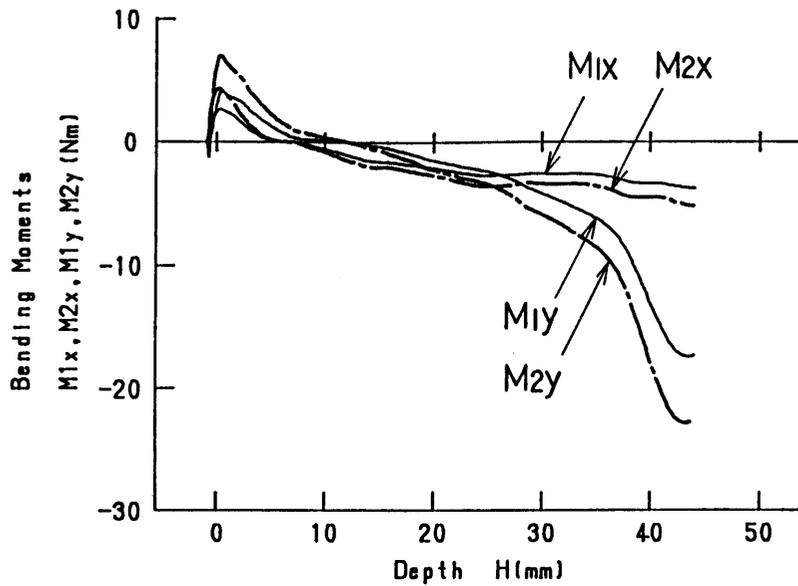


(b) 円錐パンチ (No. 31), $E_0=0.014\text{mm}$, $\theta_{E0}=26^\circ$

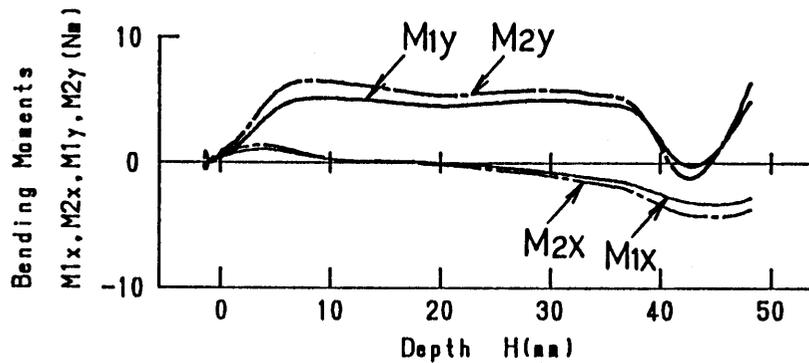


(c) 載頭円錐パンチ (No. 71), $E_0=0.027\text{mm}$, $\theta_{E0}=15^\circ$

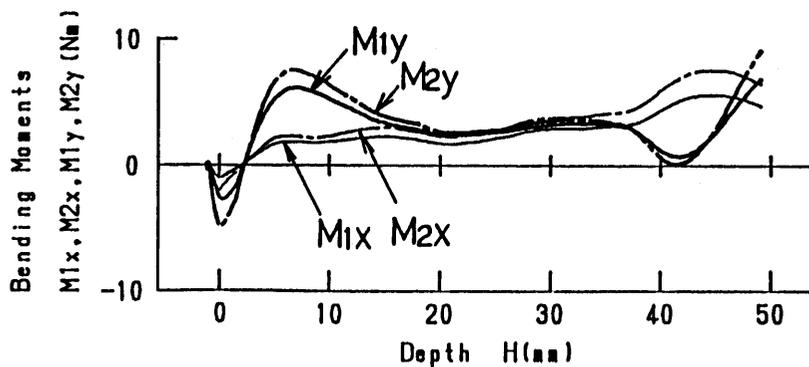
図6-3 曲げモーメント ($R=1.7$, $E_0 \cong 0$)



(a) 平頭パンチ (No. 11), $E_0=0.378\text{mm}$, $\theta_{E0}=-176^\circ$



(b) 円錐パンチ (No. 31), $E_0=0.385\text{mm}$, $\theta_{E0}=180^\circ$



(c) 載頭円錐パンチ (No. 71), $E_0=0.371\text{mm}$, $\theta_{E0}=180^\circ$

図6-4 曲げモーメント ($R=1.7$, $E_0 \cong 0.4\text{mm}$)

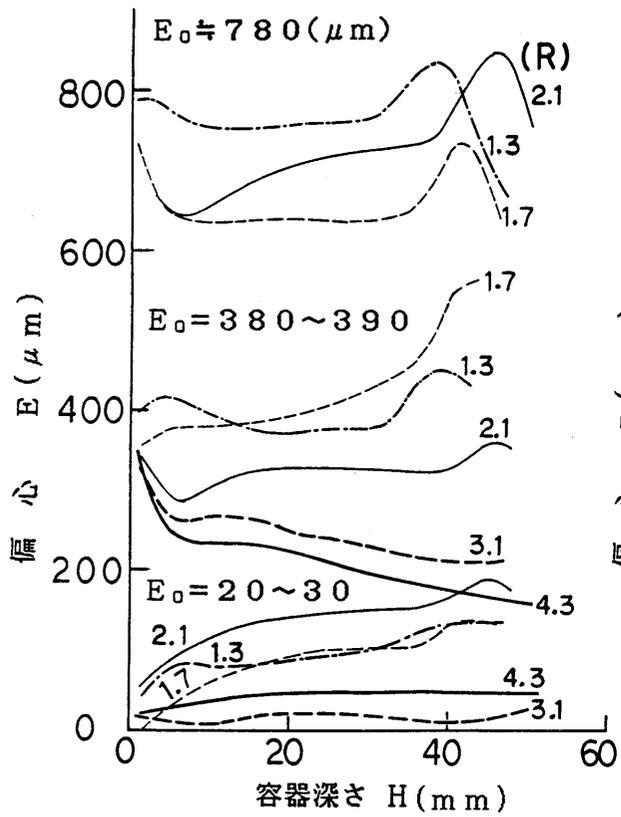


図 6 - 5 押し出し容器の偏心
(平頭パンチ)

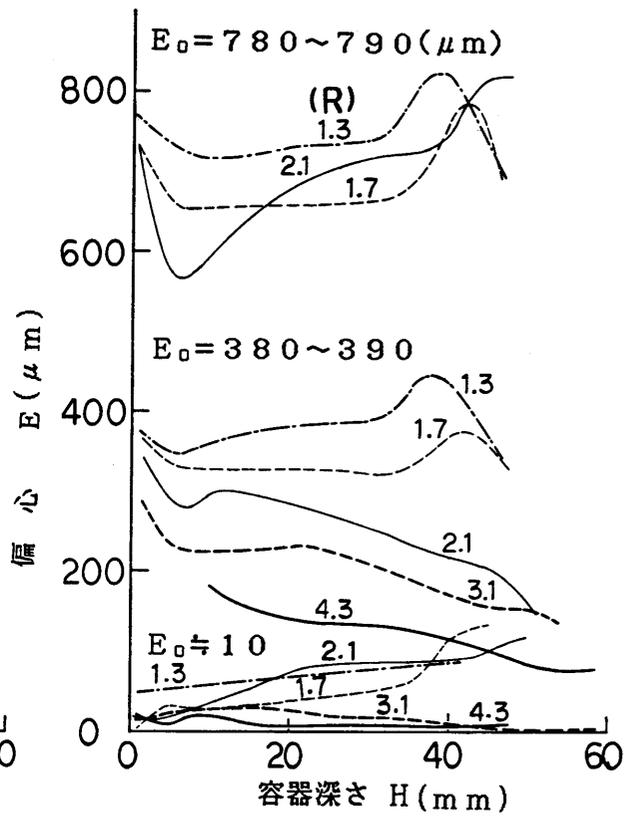


図 6 - 6 押し出し容器の偏心
(円錐パンチ, $2\alpha = 170^\circ$)

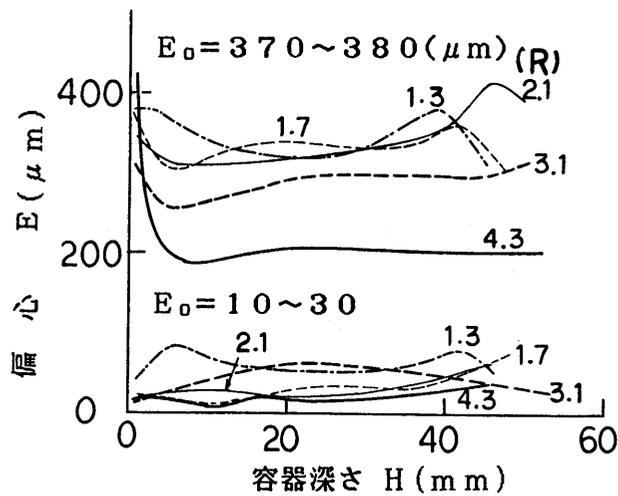


図 6 - 7 押し出し容器の偏心
(載頭円錐パンチ, $2\alpha = 170^\circ$)

の増加は平頭パンチの場合よりも小さい。また、載頭円錐パンチでも、 $R = 1.3$ の場合を除き、押出し初期の偏心増加はなく、偏心は小さい。そして、準定常期においては、円錐パンチの場合に比べ全般に偏心 E はやや大きい、平頭パンチで押出し比の小さい場合の様な偏心 E の増加は認められず、安定した推移をしている。

初期偏心 $E_0 \doteq 0.4 \text{ mm}$ の場合、平頭パンチでは、押出し比が大きい ($R = 4.3, 3.1$) と、偏心 E は押出し初期に大きく減少し、準定常期においても偏心 E が減少している。しかし、押出し比が小さい ($R = 1.7, 1.3$) 場合は、押出し初期には偏心 E は増加し、その後は $R = 1.3$ では一旦減少しているが、準定常期においては両者とも偏心 E が減少することはない。一方、円錐パンチの場合は、押出し比によらず、押出し初期には偏心 E は減少する。偏心 E の減少は押出し比が大きいほど大きい。準定常期においては押出し比が大きいもの ($R = 4.3 \sim 2.1$) は工程の進行と共に偏心 E は減少するが、押出し比が小さくなると偏心 E の減少はなくなり、押出し比 $R = 1.3$ ではかえって増加している。載頭円錐パンチの場合は、押出し初期は円錐パンチの場合と同様に偏心 E は減少し、押出し比が大きいほど減少は大きい。しかし、準定常期においては、押出し比の大きい場合も偏心 E 減少はなく、かえって、やや増加する傾向があり、平頭パンチや、円錐パンチの場合に比べ、全体的に、安定した推移を示す。

以上要するに、4章の求心・遠心の区分を用いると、(1) 円錐パンチでは平頭パンチよりも求心領域が広がり、(2) E_0 が小さい時に生じやすい遠心作用も小さくなって好ましいということになる。

6.3.3 横荷重とパンチ荷重の偏心

初期偏心 $E_0 \doteq 0.4 \text{ mm}$ 、押出し比 $R = 3.1$ で、円錐パンチおよび載頭円錐パンチで押出した時のパンチ荷重 P とその偏心 $e_P, e_{P'}$ 、パンチ先端のたわみ δ の推移および横荷重 F_f, F, P_i をそれぞれ図6-8、図6-9に示す。

円錐パンチで押出した場合、 $H < 3 \text{ mm}$ では、パンチ荷重の偏心による曲げモーメントと横荷重 F は作用方向がほぼ逆で打消し合うように作用しており、パンチはほぼ横荷重 F の方向に変形しているが、その量は小さい。 $H \doteq 3 \text{ mm}$ を過ぎると、 F も $P \cdot e_P$ もおなじ $\theta \doteq 0^\circ$ 方向に作用し、パンチはダイの方向に大きく曲り始め、パンチ荷重 P と横荷重 F の増加と共にたわみ

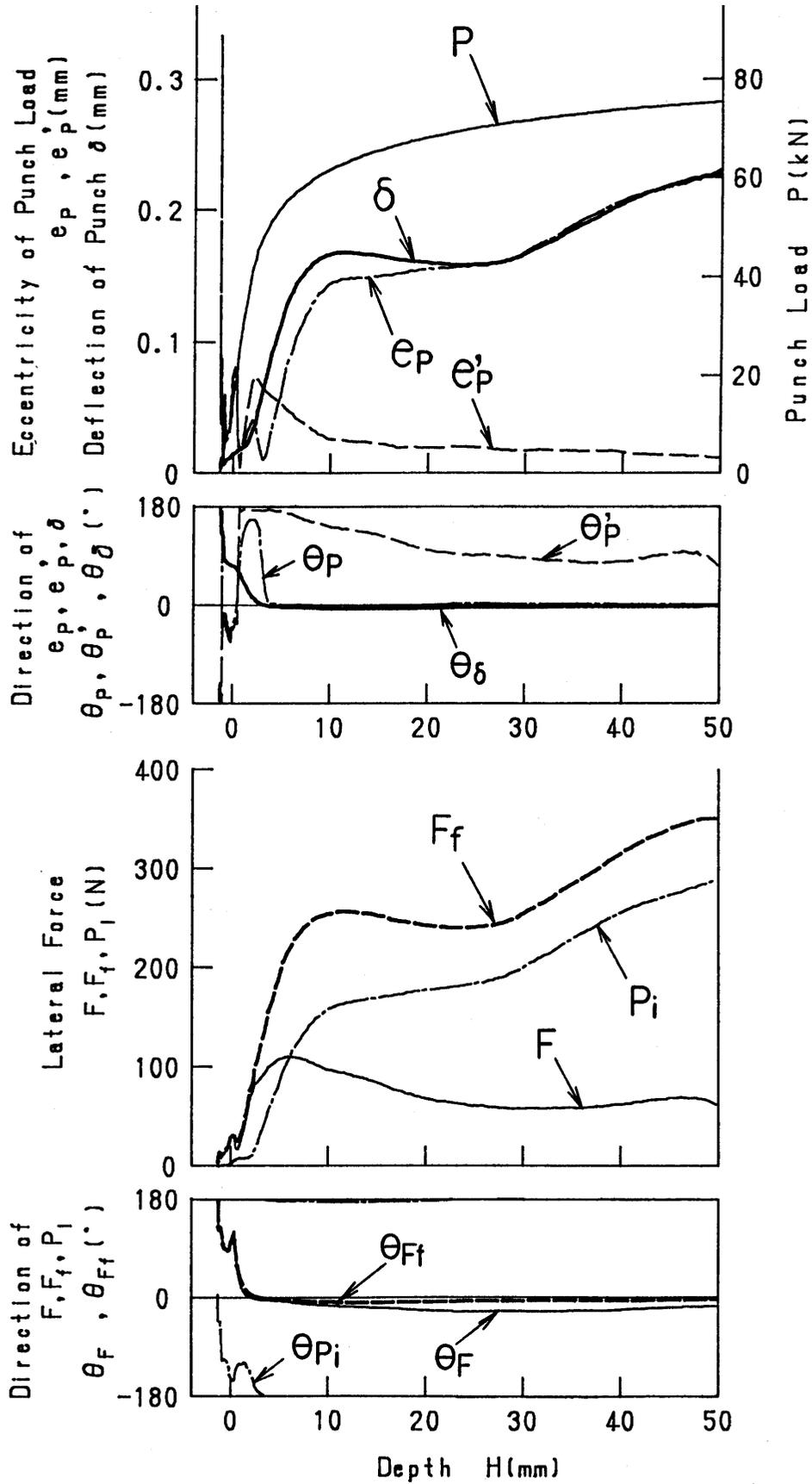


図6-8 パンチ荷重の偏心, パンチのたわみ δ および横荷重 (円錐パンチ, $2\alpha = 170^\circ$, $R = 3.1$, $E_0 = 0.393 \text{ mm}$, $\theta_{F0} = 180^\circ$)

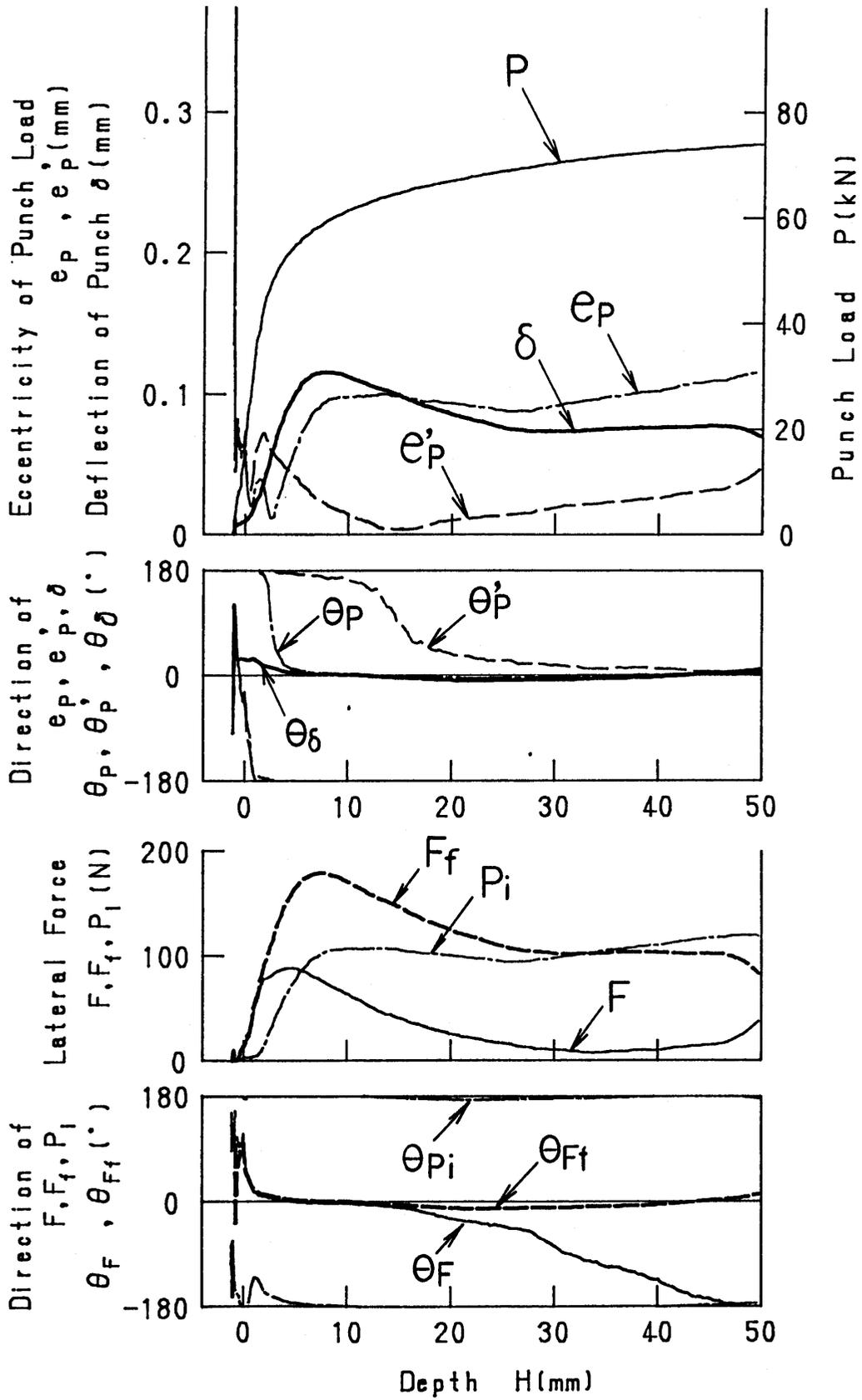
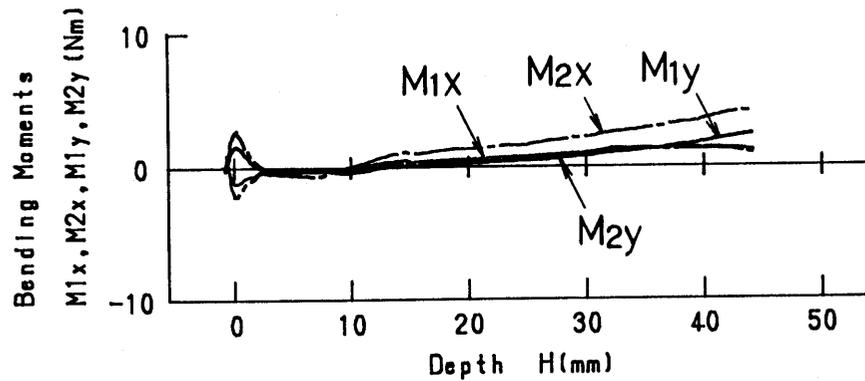


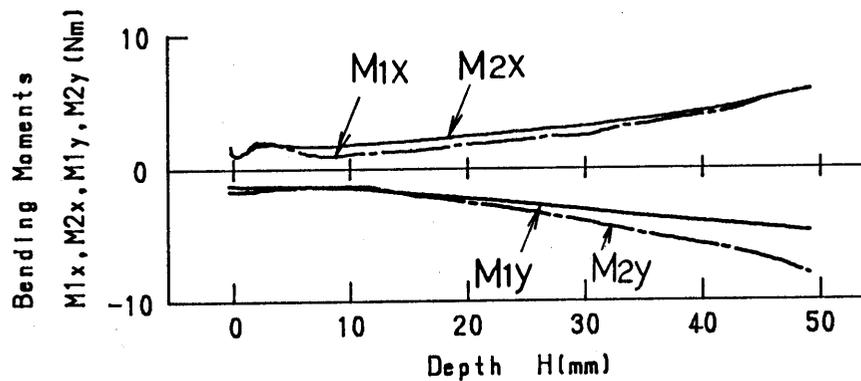
図6-9 パンチ荷重の偏心, パンチのたわみ δ および横荷重 (載頭円錐パンチ, $2\alpha = 170^\circ$, $R = 3.1$, $E_0 = 0.379\text{mm}$, $\theta_{E0} = 180^\circ$)

δ は増加する。その結果、図6-6の押し出し容器の偏心測定結果に示されるように内外径の偏心は減少する。

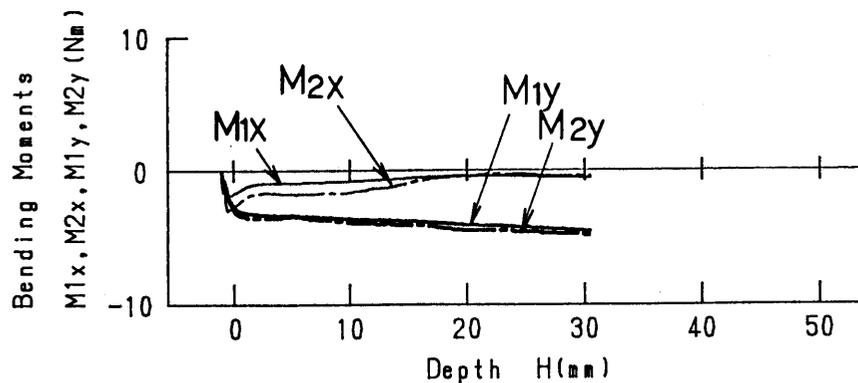
載頭円錐パンチで押し出した場合は、パンチ荷重偏心 e_P と横荷重 F が円錐パンチよりも小さい。パンチの曲りは円錐パンチの場合よりも小さく、押し出された容器の内外径の偏心 E は図6-7に示されるようで、円錐パンチの場合よりも求心性は小さい。



(a) $R=3.1, E_0=0.008\text{mm}, \theta_{E0}=3^\circ$



(b) $R=2.1, E_0=0.020\text{mm}, \theta_{E0}=-3^\circ$



(c) $R=1.7, E_0=0.017\text{mm}, \theta_{E0}=0^\circ$

図6-10 曲げモーメント

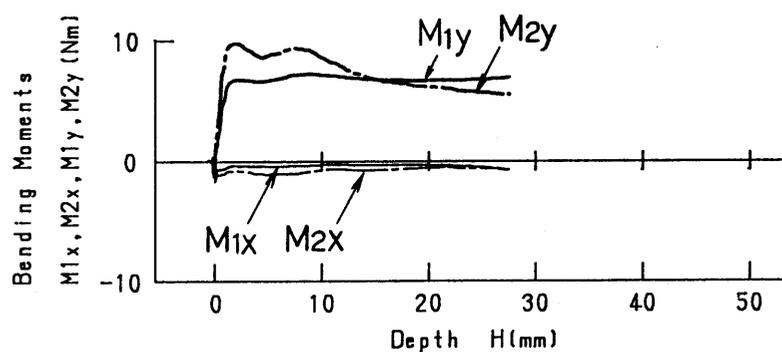
(平頭パンチ, ランド長5mm, $E_0 \cong 0$)

6.4 パンチランドの影響

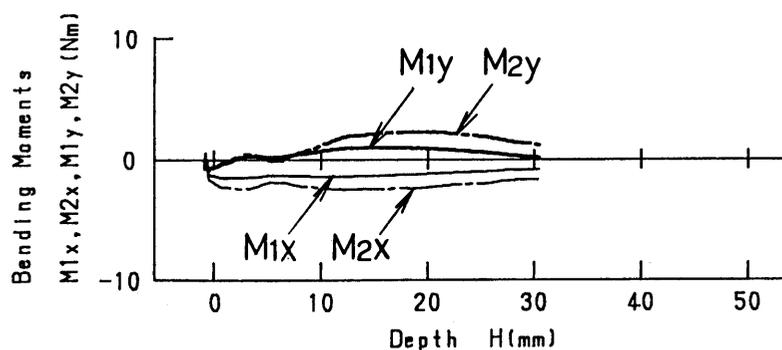
6.4.1 曲げモーメント

図6-10にランド長 $L \approx 5\text{ mm}$ の平頭パンチで初期偏心 $E_0 \approx 0\text{ mm}$ で、押し出し比 $R = 3.1, 2.1, 1.7$ で押し出した時の曲げモーメントの推移を示す。押し出し比によらず、加工初期にピークを形成した後、一旦、やや減少してから、絶対値が単調に増加するという推移をしている。ランド長さが小さい $L \approx 0$ の場合(図3-1 b, c, d)と比較すると、モーメントは概して小さく、かつ、行程中の変化が小さい。

図6-11は同じ平頭パンチで、初期偏心 $E_0 \approx 0.4\text{ mm}$ の場合の曲げモーメントの推移を示す。 $R = 3.1$ では加工初期に初期偏心の方向に大きなモーメントが発生しているが、その後は加工が進展してもほぼ一定で推移している。 $R = 1.7$ では、加工初期のモーメントも小さく、かつ、加工が進展してもモーメントの増加はほとんど認められない。ランド長 $L \approx 0$ の時のモーメント(図4-2 b, d)と比べると、ランドが長い方が、パンチに作用するモーメントは小さく、行程に伴う変化も少ない。



(a) $R = 3.1, E_0 = 0.389\text{ mm}, \theta_{E0} = -179^\circ$



(b) $R = 1.7, E_0 = 0.381\text{ mm}, \theta_{E0} = -179^\circ$

図6-11 曲げモーメント

(平頭パンチ, ランド長 5 mm , $E_0 \approx 0.4$)

6. 4. 2 押出された容器の内外径の偏心

図6-12にランド長 $L \approx 5$ mmの平頭パンチで押出した容器の内外径の偏心測定結果を示す。初期偏心 $E_0 \approx 0$ の場合、押し比にかかわらず、偏心は小さい。しかし、行程の進行とともにわずかではあるが単調に増加する。初期偏心 $E_0 \approx 0.4$ mmと大きい場合、押し比 $R = 3.1$ では、 $H = 1$ mmで既に偏心 E は 0.3 mm強に減少しており、加工初期の偏心減少は $L \approx 0$ の場合によりも急である。しかし、その後の、減少の程度は極めて小さく、緩やかである。また、 $R = 1.7$ と押し比が小さい場合はランドが $L \approx 0$ では加工初期より偏心が増加していたのに対し、ランド長 $L \approx 5$ mmと長い場合は加工初期よりほとんど増減せず、一定で推移している。

また、図6-13にランド長 $L \approx 5$ mmの円錐パンチで押出した容器の偏心測定結果を示す。初期偏心 $E_0 \approx 0$ では、平頭パンチの場合(図6-12)と同じ様に加工の進行と共に偏心が増加する傾向がある。押し比 $R = 2.1$ を除いて平頭パンチの場合よりも、偏心は大きく、偏心増加の傾向が大である。また、ランド長 $L \approx 0$ 場合(図6-5)と比較しても偏心が大きくな

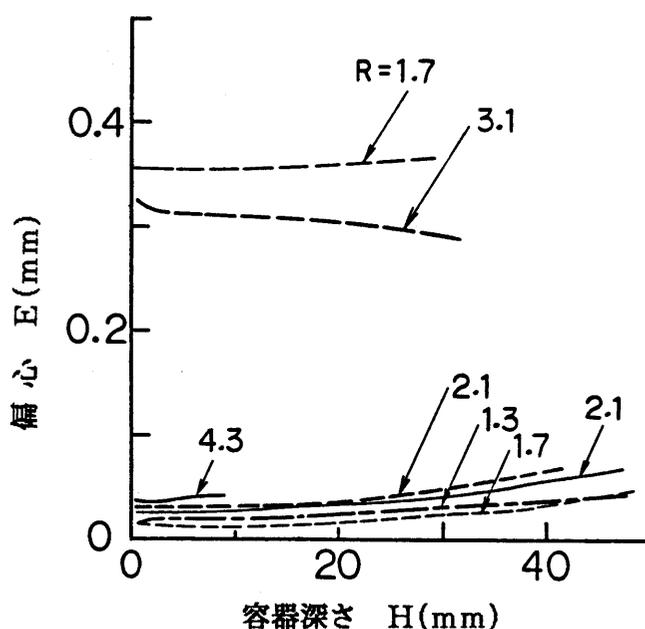


図6-12 押出された容器の偏心 E (平頭パンチ, ランド長 $L \approx 5$ mm)

っている。初期偏心 $E_0 \approx 0.4 \text{ mm}$ では、押し比 R が 3.1 と大きい場合は加工の進行にともなう偏心減少が平頭パンチの場合よりも大きく、ランド長 $L \approx 0 \text{ mm}$ の場合の平頭パンチと円錐パンチの関係と一致する。

容器の偏心測定結果から得られる結論は、平頭パンチでは、ランドを付けるとパンチの曲げが小さくなり、初期偏心が小さい時は遠心性が小さくなり、初期偏心が大きい時は求心性が小さくなる。円錐パンチにランドを付けると、初期偏心が小さい時は、かえって遠心性が増加し、初期偏心が大きい時はやや求心性を小さくする。

6.4.3 横荷重とパンチ荷重の偏心

図6-14にランド長 $L \approx 5 \text{ mm}$ の平頭パンチを用いて、初期偏心 $E_0 \approx 0$ 、押し比 $R = 1.7$ で容器押しを行なった時のパンチ荷重 P とその偏心 $e_P, e_{P'}$ 、パンチ先端のたわみ δ の推移および横荷重 F_f, F, P_i を示す。加工初期の $H \approx 0$ においては、パンチは $\theta_P \approx 180^\circ$ のパンチ荷重 P の偏心と、 $\theta_F \approx 100^\circ$ の横荷重 F を受け、 $\theta_\delta \approx 150^\circ$ の方向に $\delta = 0.038 \text{ mm}$ 曲っている。加工が進行すると、パンチ荷重 P の増加にと

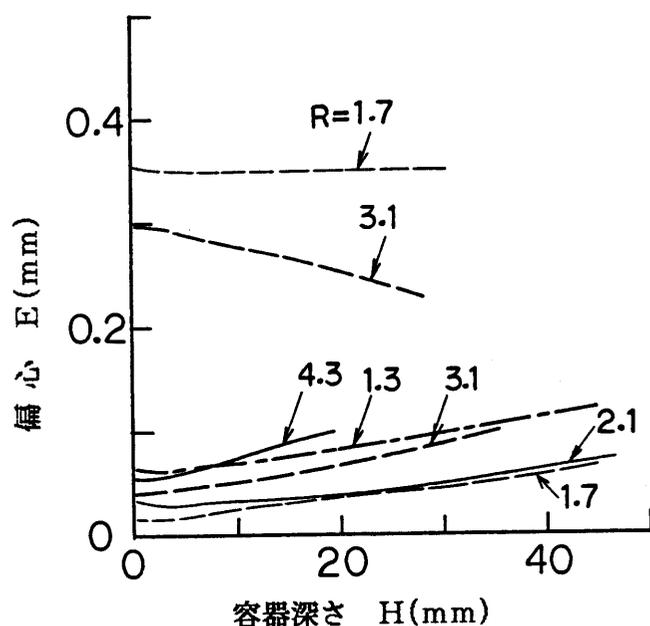


図6-13 押し出された容器の偏心 E (円錐パンチ, $2\alpha = 170^\circ$, ランド長 $L \approx 5 \text{ mm}$)

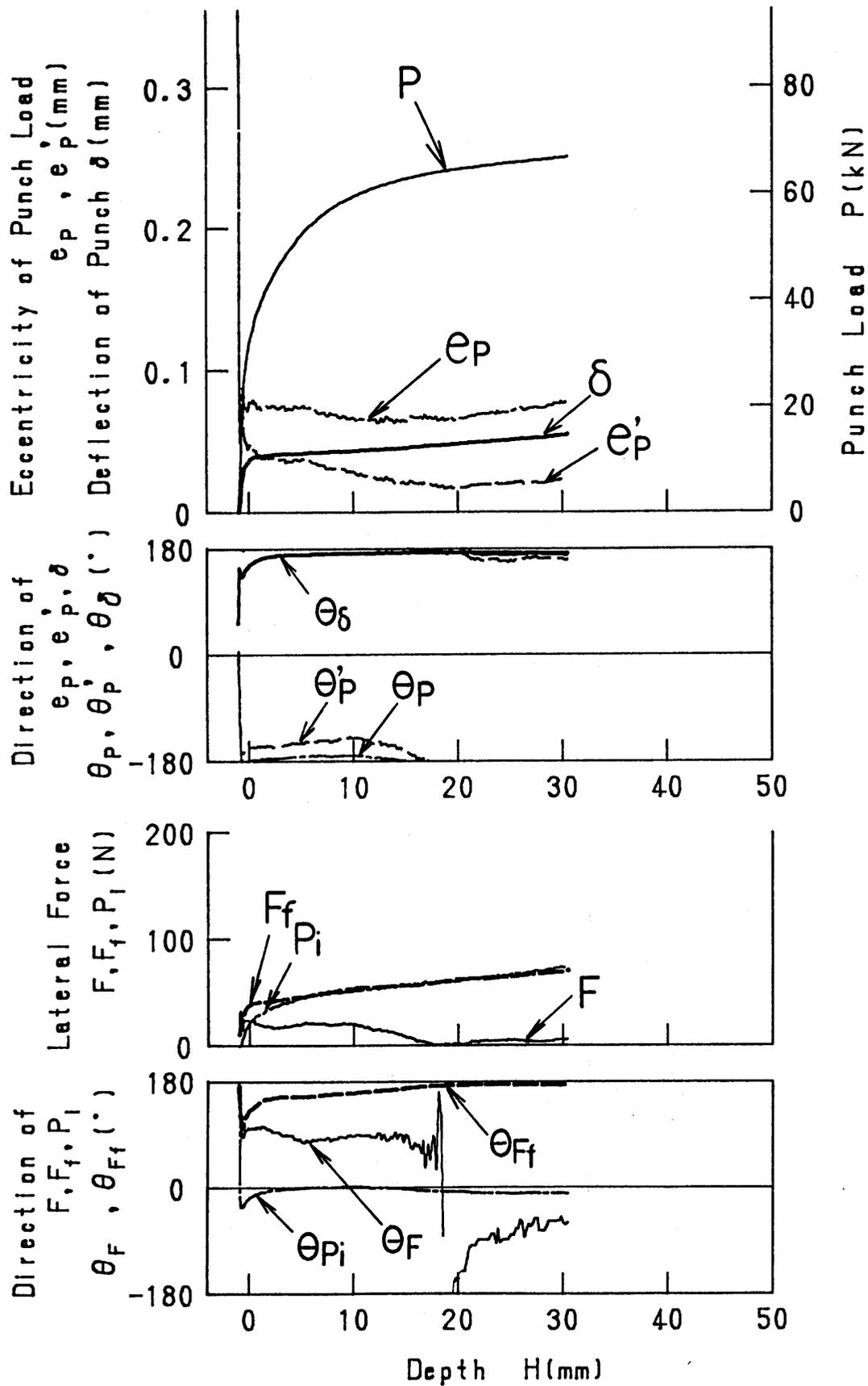


図6-14 パンチ荷重の偏心, パンチのたわみ δ および横荷重 (平頭パンチ, ランド長 $L \cong 5$ mm, $R = 1.7$, $E_0 = 0.017$ mm, $\theta_{E0} = 0^\circ$)

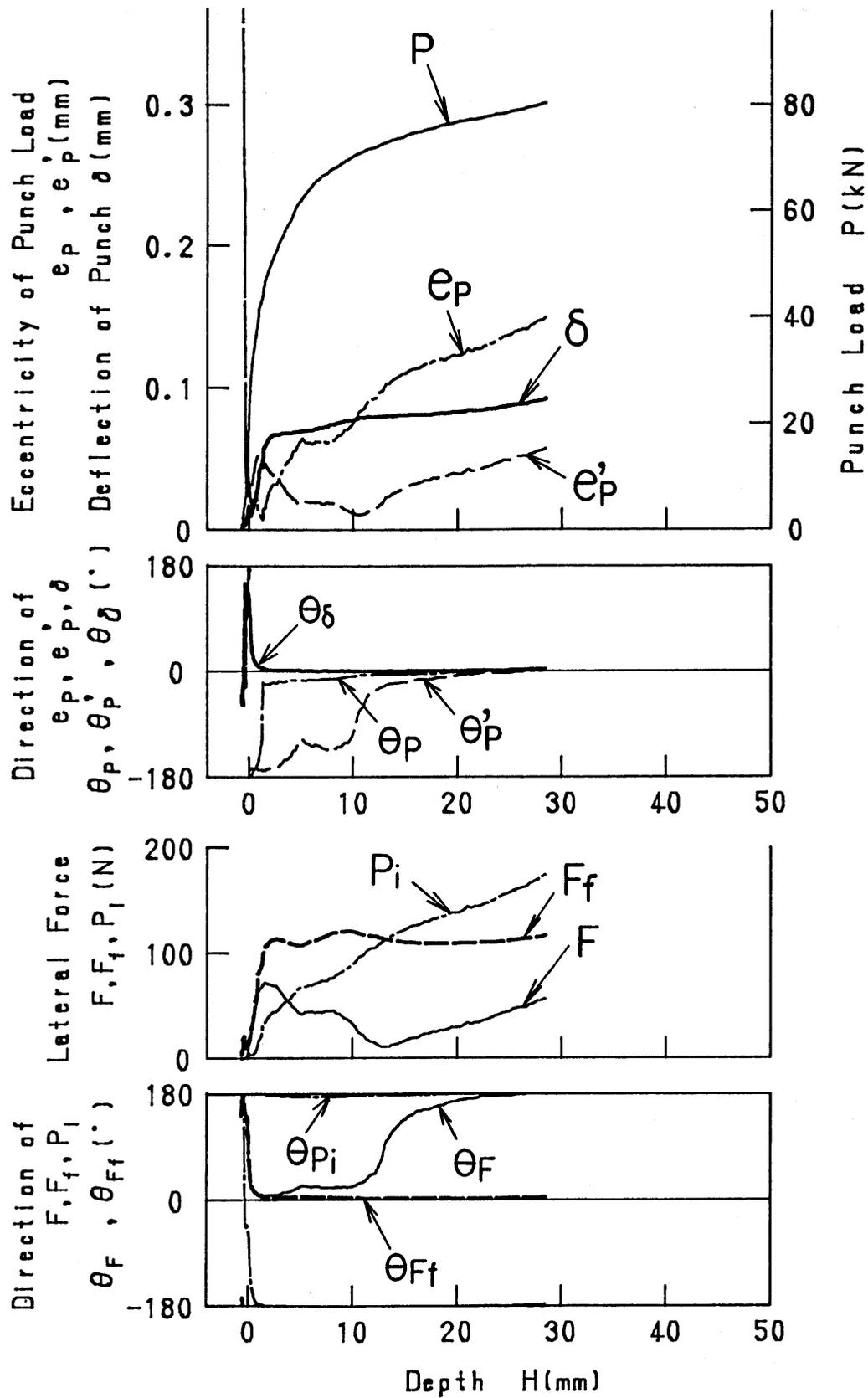


図6-15 パンチ荷重の偏心, パンチのたわみ δ および横荷重
 (平頭パンチ, ランド長 $L \approx 5$ mm, $R = 1.7$,
 $E_0 = 0.389$ mm, $\theta_{E0} = -179^\circ$)

もないパンチ荷重 P の水平方向成分が増加するので、横荷重 F は減少する。パンチ荷重偏心 e_P はほとんど一定で、かつ同じ方向で推移し、また横荷重 F の方向も一定で推移している。パンチの曲りも、やや増加するが、ほとんど一定の値を保って推移する。パンチランドがない($L \doteq 0$)場合(図3-7)と比較するとパンチ荷重偏心 e_P 、横荷重 F 、 F_f 、 P_i 、パンチたわみ δ いずれもランド長が長い方が小さい。

図6-15にランド長 $L \doteq 5\text{ mm}$ の平頭パンチで、初期偏心 $E_0 \doteq 0.4\text{ mm}$ 、 $R = 3.1$ で押出しを行なった時のパンチ荷重 P とその偏心 e_P, e_P' 、パンチ先端のたわみ δ の推移および横荷重 F_f, F, P_i を示す。 $H \doteq 12\text{ mm}$ を境に、それより行程が小さい時は、パンチ荷重の偏心 e_P と横荷重 F はいずれも $\theta = 0^\circ$ 方向(ダイ中心 O_d の方向)にパンチを曲げるように作用している。特に $H \doteq 0$ 近辺では横荷重 F の急増により、パンチは速やかにダイの方向に曲げられ、加工初期の偏心 E の急減をもたらした。しかし、その後に見られる横荷重 F のピークも、パンチ荷重の偏心 e_P もランドが $L \doteq 0$ の場合と比較すると小さいので、パンチの曲りも小さい。 $H > 12\text{ mm}$ ではパンチ荷重の水平方向成分の増加により横荷重 F の方向が、 $\theta \doteq 180^\circ$ に反転し、パンチ荷重偏心 e_P による曲げモーメントを減少させるので、パンチの曲りの増加は小さく、従って、偏心 E の実測値でも示されたように、容器の偏心 E はほぼ一定で推移した。

6.5 パンチ剛性の影響

6.5.1 曲げモーメント

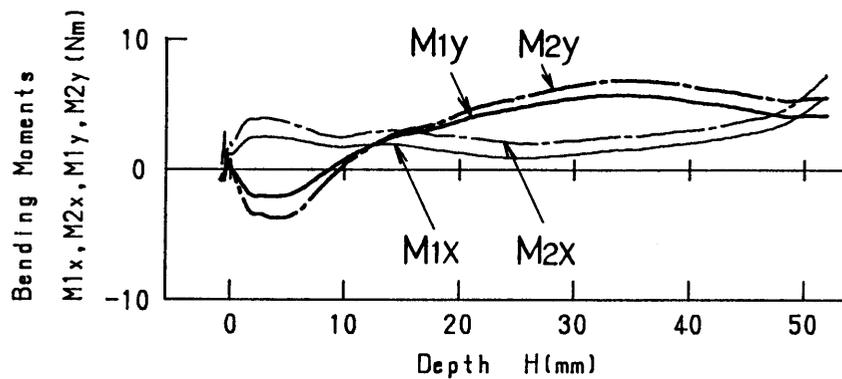
図6-16に初期偏心 $E_0 \doteq 0$ で、図6-17に初期偏心 $E_0 \doteq 0.4$ 、平頭パンチで剛性の大きいロードセル(No. 2)を用いて、それぞれ押出し比 $R = 3.1, 1.7$ で押出した時の曲げモーメントの推移を示す。

$E_0 \doteq 0$ で、 $R = 3.1$ で押出した場合は、押出し初期に比較的大きなモーメントをとった後、モーメントの方向は変わるが比較的大きな値で、推移する。パンチ剛性の小さい場合(図3-1, b)と比較すると、変化の傾向は似ているが、初期のピーク、その後のモーメントともに剛性が大きい方が大きい。 $R = 1.7$ で押出した場合は、モーメントは加工初期に小さいピークをとった後、押出しの進行とともに増加している。パンチ剛性が小さい場合(図4-2, d)と良く似た推移である。

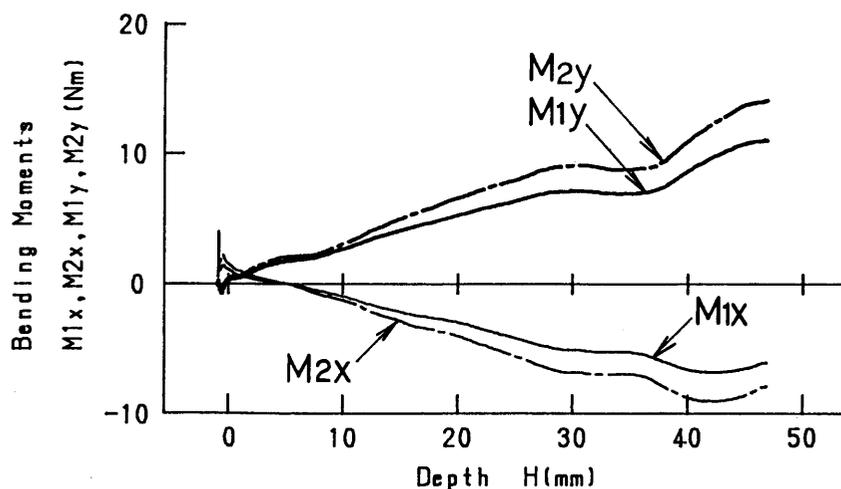
$E_0 \approx 0.4 \text{ mm}$ で $R = 3.1$ で押し出したものは、押し出し初期に偏心方向にパンチを曲げるモーメント生じ、 $H \approx 7 \text{ mm}$ でかなり大きいピークとなる。その後はやや減少した後再度漸増に移るが、変化は小さく、安定した推移を示す。パンチ剛性が小さい場合 (図4-2, b, ロードセルNo. 1) と比較すると、モーメントの大きさも同程度で、良く似た推移をしている。また、 $R = 1.7$ で押し出した場合、剛性が小さい場合 (図4-2, c) は初期のピークの後には減少に転じ、更には方向も逆転したのに対し、剛性が大きい場合は、 $R = 3.1$ の場合と同様、加工初期に偏心の方向にパンチを曲げる大きなモーメントが生じるが、その後は、押し出し後期の非定常状態に達するまでほぼ一定で、変化が少ない、安定した推移をしている。

6.5.2 押し出された容器の内外径の偏心

剛性の大きいロードセルNo. 2を使い、平頭パンチで押し出した容器の偏



(a) $R = 3.1, E_0 = 0.015 \text{ mm}, \theta_{E0} = 166^\circ$



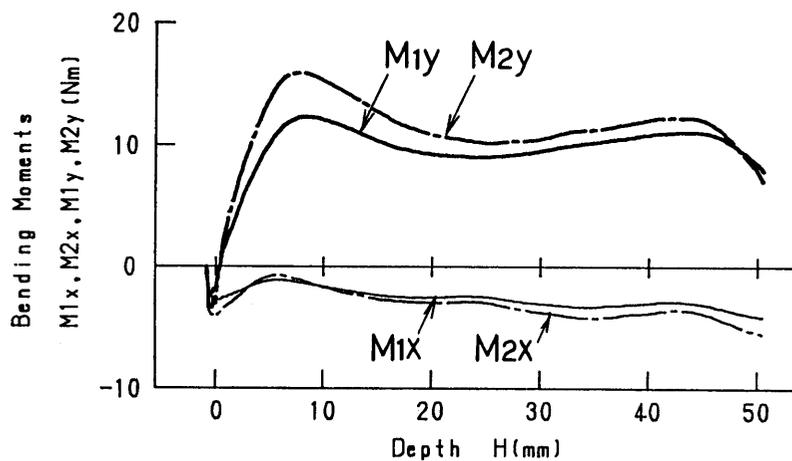
(b) $R = 1.7, E_0 = 0.007 \text{ mm}, \theta_{E0} = 153^\circ$

図6-16 曲げモーメント

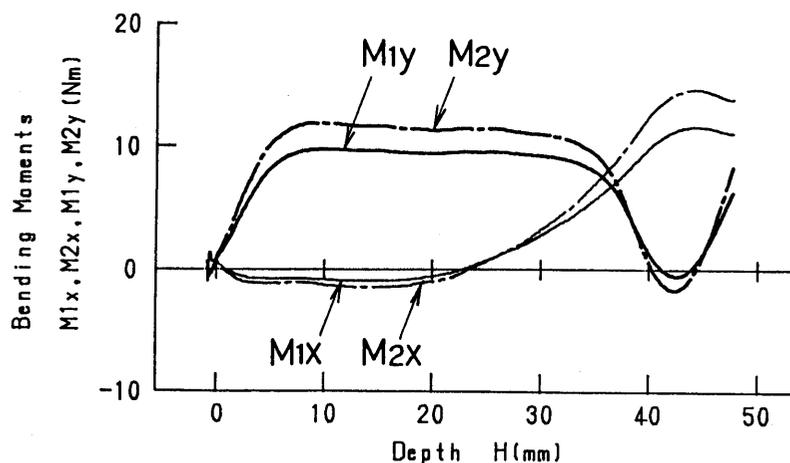
(ロードセルNo. 2; 剛性大, 平頭パンチ, $E_0 \approx 0$)

心Eの測定結果を図6-18に、円錐パンチ ($2\alpha = 170^\circ$) で押し出した容器の偏心Eの測定結果を図6-19に示す。

平頭パンチの場合、初期偏心が小さい ($E_0 \approx 0$) と押し出しのストロークが小さい間は押し出し比Rによらず押し出しの進行と共に偏心は増加する。押し出し比が小さい $R = 2.1, 1.7, 1.3$ では、低剛性パンチ(図6-5)の場合と同様押し出しの終りまで偏心は増加し続けるが、特に、 $R = 2.1$ では、やはり低剛性の場合同様増加は顕著である。押し出し比が大きい $R = 4.3$ と 3.1 の場合は押し出し後半ではやや減少に転じる。 $E_0 \approx 0.4 \text{ mm}$ では、低剛性パンチの場合に比べるとやや少ないが、同じように加工初期に偏心Eは減少する。しかし、準定常期に入ると、低剛性パンチでは偏心Eの減少が続いていたのに対し、ほぼ一定値で推移するか、あるいは押し出しの進行と



(a) $R = 3.1, E_0 = 0.412 \text{ mm}, \theta_{E0} = 180^\circ$



(b) $R = 1.7, E_0 = 0.404 \text{ mm}, \theta_{E0} = 180^\circ$

図6-17 曲げモーメント

(ロードセルNo. 2; 剛性大, 平頭パンチ, $E_0 \approx 0.4 \text{ mm}$)

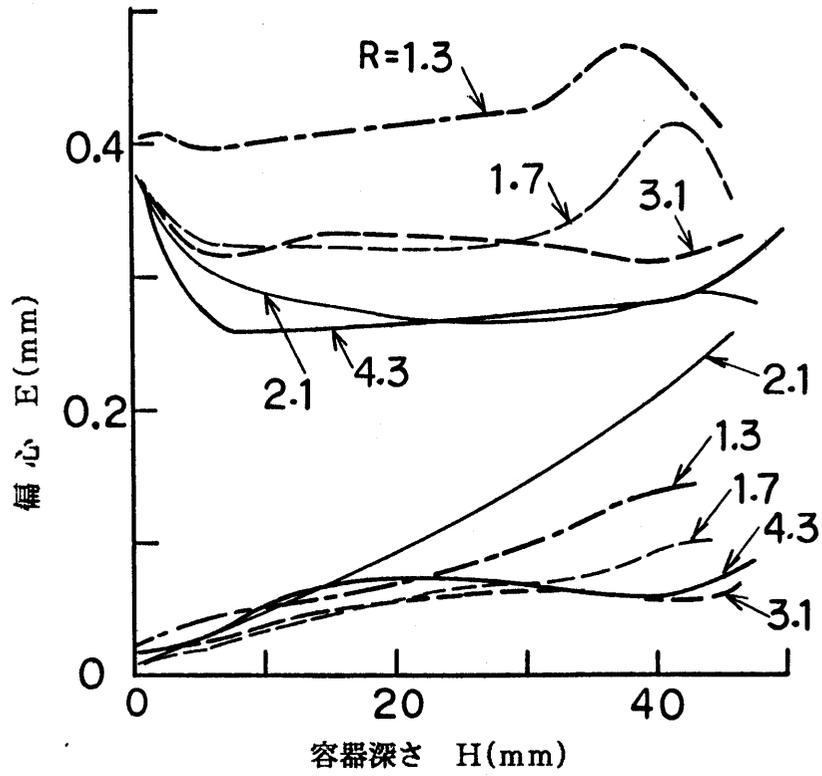


図6-18 押出された容器の偏心
(ロードセルNo. 2; 高剛性, 平頭パンチ)

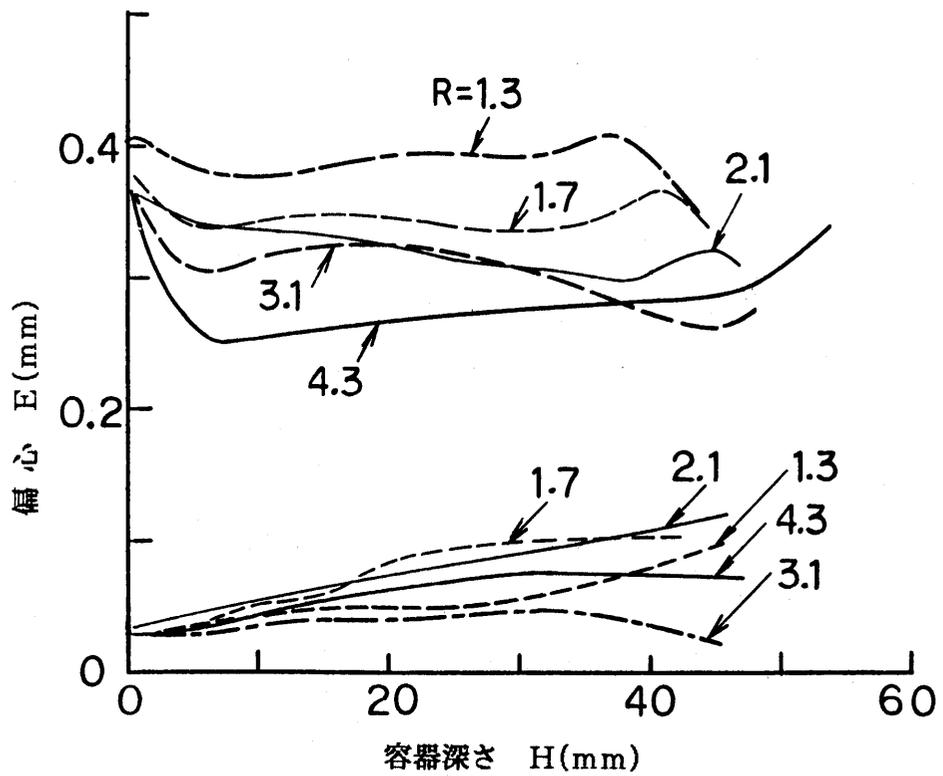


図6-19 押出された容器の偏心
(ロードセルNo. 2; 高剛性, 円錐パンチ)

もにやや増加する。準定常期における偏心 E の推移は低剛性のパンチ場合よりも安定していると言える。

円錐パンチの場合（図6-19），初期偏心 $E_0 \doteq 0$ では，偏心 E は比較的小さく，わずかに単調増加する。また，低剛性パンチの場合とその傾向は似ている。初期偏心が大きい $E_0 \doteq 0.4\text{ mm}$ の場合は，押し出し初期の偏心減少が低剛性パンチの場合に比べ小さく，準定常期の偏心 E の推移は変化が少なく，安定している。

6.5.3 横荷重とパンチ荷重の偏心

平頭パンチで初期偏心 $E_0 \doteq 0.4\text{ mm}$ で，押し出し比 $R = 3.1$ で押し出した場合について，ロードセルNo. 1とNo. 2について比較を行なう。図6-20にロードセルNo. 2を使い，平頭パンチで $R = 3.1$ で押し出しを行なった時のパンチ荷重 P とその偏心 $e_P, e_{P'}$ ，パンチ先端のたわみ δ の推移および横荷重 F_f, F, P_1 を示す。低剛性パンチで押し出した場合（図4-5）に対しパンチ剛性が大きいので，同じ初期条件で押し出しを行なっても，パンチ先端のたわみ δ は小さく，従って，ほぼパンチ先端の中央に作用しているパンチ荷重の偏心による曲げモーメントは小さい。また，パンチの曲りが小さいので横荷重 F_f も小さく，よって横荷重 F も小さい。曲げが生じているパンチのステム部（ロードセル）で測定された加工初期のモーメントのピークの値はほぼ同じであるが，パンチたわみ δ が少ないだけパンチ初期中心 O_P に対するモーメントは小さい。前掲の内外径の偏心 E 測定結果に示されるように，剛性の大きい方が求心性は小さくなり， E は大きい。求心性の小さい場合（例えば， $E_0 \doteq 0.4\text{ mm}$ ， $R = 1.7$ や $E_0 \doteq 0$ ， $R = 3.1$ ）は剛性の影響は現れにくいと考えられる。

6.6 結言

パンチ形状およびパンチ剛性を変えて容器押し出しを行ない，その影響を調査し，次の結論を得た。

(1) パンチの形状を円錐形または載頭円錐形にすると，初期偏心が小さい時，押し出し容器の偏心が増大しにくくなる。すなわち，遠心性が小さくなり好ましい。とくに，押し出し比 R が小さい場合（ $R = 2.1 \sim 1.3$ ）に効果が大きい

一方，初期偏心が大きい場合の求心性は，パンチ形状を円錐とすると大き

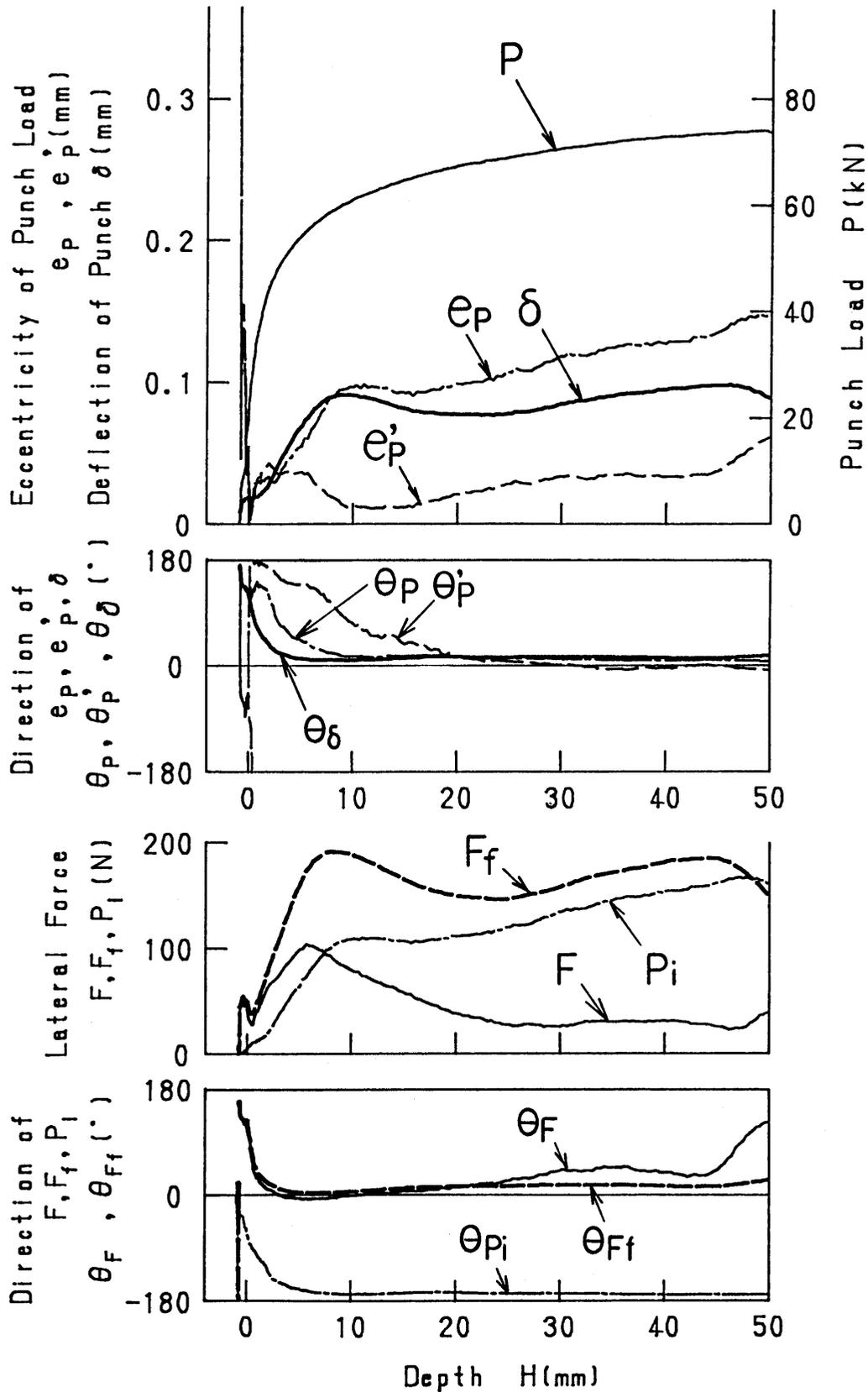


図6-20 パンチ荷重の偏心，パンチのたわみ δ および横荷重
 (ロードセルNo. 2；刚性大，平頭パンチ， $R=3.1$ ， $E_0=0.412\text{ mm}$ ， $\theta_{E0}=180^\circ$)

くなる。また、載頭円錐パンチでは、準定常期の偏心の増減は少なく、求心性、遠心性共平頭パンチと円錐パンチの間となる。

(2) パンチランドは横荷重 F 、パンチ荷重偏心 e_P を小さくし、パンチに作用する曲げモーメントが小さくなり、パンチの変形が小さくなる。

(3) 初期偏心 E_0 がある場合、パンチランドは押し出し比が大きいと求心性を減じ、押し出し比が小さいと遠心性を減じる。初期偏心 E_0 がない場合、あるいは、小さい場合はパンチランドは押し出し比にかかわらず遠心性を減ずる。

(4) パンチ剛性を大きくすると、パンチは曲りにくくなり、求心性、遠心性は小さくなる。

第7章 可容速度場による非軸対称流動の解析⁽¹⁷⁾

7.1 緒言

容器押し出し加工では，寸法精度として内径および外径それぞれ単独の寸法のほかに，内径と外径の偏心が問題である．内径および外径の精度については工具の弾性変形（スプリングバック），熱変形や摩耗，製品の弾性変形や熱変形などによると考えられており⁽²⁾⁽⁸⁾，軸対称変形を前提とした数値計算によって内径や外径の寸法変化のシミュレーションも試みられている⁽⁹⁾．

しかし，押し出し容器の偏心はわずかな非軸対称流動に起因するものであって，型の精度と剛性，プレス機の運動精度，ブランクの形状不整や不均一など影響因子が極めて多い．平面ひずみモデルについてはすべり線場や上界法によって，押し出し圧力，材料の流出速度を論じている例があるが，容器押し出しについての定量的解析は全くなされていない．容器押し出し加工では押し出された容器壁が隣接する容器壁と相互に影響を及ぼし合いながら容器壁を形成していく点が平面ひずみ問題とは決定的に異なるはずである．

ここでは，非軸対称流れを引起こす要因としてパンチとダイとの初期偏心，ブランクの材質むら，パンチ端面の摩擦の不均一をとりあげ，簡単な可容速度場と上界法によって解析を行ない，非軸対称流動の基本的特性を明らかにする．

7.2 可容速度場

7.2.1 仮定，座標，幾何学および無次元化

図7-1のような可容速度場を仮定する．ダイの中心 O_D ，パンチの中心 O_P ，偏心 $O_D O_P = E$ とする．パンチ端面下の領域Iはおおむね単軸圧縮状態とするが，わずかながら円周方向速度成分 v_θ をもつものとする．流線の起点あるいは無すべり点を O とし， O を原点とする円筒座標 (r, θ, z) を用いる．分水点の位置 $O_P O = E_f$ は未知であるが， E と同様に微小量とする．なお，降伏応力 Y の不均一を考慮する場合は $Y = Y(\theta)$ とするが， $Y(\theta)$ は x 軸に関しては対称と仮定する．摩擦せん断応力は $\tau_f = m Y / \sqrt{3}$ の形で与え，摩擦せん断係数 $m = m(\theta)$ は x 軸に関しては対称と仮定する．

寸法の無次元化のため，パンチ半径 $r_P = 1$ とし，ダイ内径 r_D ，領域Iの

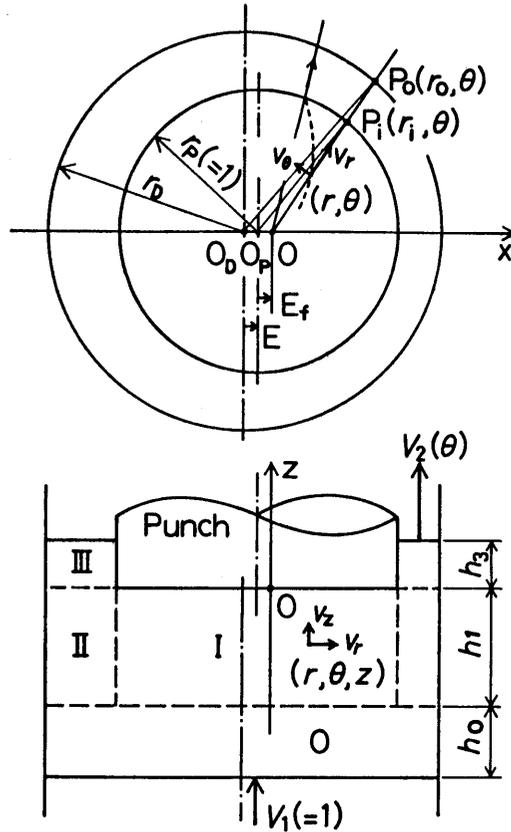


図 7-1 可容速度場の仮定と記号

厚さ h_1 ，製品の長さ h_3 とする。押し出し比（平均値）は $R = r_D^2 / (r_D^2 - 1)$ である。なお，パンチ先端は平坦で，肩丸みは 0 とする。速度の無次元化のために，加工速度 $V_1 = 1$ とする（図ではパンチが静止し，ダイとブランクが $V_1 = 1$ でパンチに向かって動くとしている）。

領域 I と II の境界面上の点 $P_i(r_i, \theta)$ およびダイ内壁面上の点 $P_o(r_o, \theta)$ について次の関係がある。

$$\sin(\angle O_P P_i O) = E_f \sin \theta \quad (7.1)$$

$$r_o \sin(\angle O_D P_o O) = (E + E_f) \sin \theta \quad (7.2)$$

$r_i(\theta)$ および $r_o(\theta)$ は，2 次の微小量を見捨てる，それぞれ次のように表される。

$$\begin{aligned} r_i &= \cos(\angle O_D P_i O) - E_f \cos \theta \\ &= 1 - E_f \cos \theta \end{aligned} \quad (7.3)$$

$$\begin{aligned} r_o &= r_D \cos(\angle O_D P_o O) - (E + E_f) \cos \theta \\ &= r_D - (E + E_f) \cos \theta \end{aligned}$$

$$= \sqrt{R / (R - 1)} - (E + E_f) \cos \theta \quad (7.4)$$

7. 2. 2 領域 I

v_z については、偏心がない場合と同様の均一圧縮の形を仮定する。

$$\begin{aligned} v_z &= -V_1 (z / h_1) \\ &= -z / h_1 \end{aligned} \quad (7.5)$$

v_θ は $\theta = 0$ と $\theta = \pi$ で 0 となり、 x 軸に関して対称で、 r とともに増大すると考えられるから、簡単な形として次式を仮定する。

$$\begin{aligned} v_\theta &= Xv V_1 (r / r_F) \sin \theta \\ &= Xv r \sin \theta \end{aligned} \quad (7.6)$$

ここで、 Xv は未知の微量である。

v_r は体積一定の条件より定まる。すなわち、

$$\begin{aligned} \frac{\partial v_r}{\partial r} + \frac{1}{r} (\frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} + v_r) + \frac{\partial v_z}{\partial z} \\ = \frac{\partial v_r}{\partial r} + \frac{v_r}{r} + Xv \cos \theta - \frac{1}{h_1} = 0 \end{aligned} \quad (7.7)$$

を解いて、境界条件： $r = 0$ で $v_r = 0$ を用いると、

$$v_r = \frac{r}{2} \left(\frac{1}{h_1} - Xv \cos \theta \right) \quad (7.8)$$

となる。

7. 2. 3 領域 II

v_z は、偏心がない場合と同様、 $z = -h_1$ における値 $V_1 (= 1)$ から $z = 0$ における値 V_2 (製品の流出速度) まで直線的に変化するものとする。

$$v_z = 1 + (V_2 - 1) (z + h_1) / h_1 \quad (7.9)$$

ただし、 V_2 は円周方向に分布する可能性があるから θ の関数であるとしておく。すなわち、

$$V_2 = V_2(\theta) \quad (7.10)$$

v_θ はこの領域では 0 と仮定する；

$$v_\theta = 0 \quad (7.11)$$

v_r は、体積一定の条件式 (7.7) と境界条件： $r = r_o(\theta)$ で $v_r = 0$ より、次式で表される。

$$v_r = (V_2(\theta) - 1) (r_o^2(\theta) - r^2) / (2 h_1 r) \quad (7.12)$$

さて、 $V_2(\theta)$ は領域 I と II の連続条件によって規定される。境界面 $r = r_i(\theta)$ における法線速度 v_n は

$$v_n = v_r \cos(\angle O_P P_i O) - v_\theta \sin(\angle O_P P_i O) \quad (7.13)$$

であるが、2次以上の微小量を見捨ると、 $v_n = v_r$ である。よつて、連続の条件は、 $r = r_i(\theta)$ において

$$v_{r|I} = v_{r|II} \quad (7.14)$$

となる。式(7.14)に式(7.8)と式(7.12)を代入すると、

$$V_2(\theta) = 1 + \frac{(1 - h_1 Xv \cos \theta) r_i^2(\theta)}{r_o^2(\theta) - r_i^2(\theta)} \quad (7.15)$$

が得られる。これに式(7.3)と式(7.4)を代入し、2次以上の微小量を見捨ると、

$$V_2(\theta) = R + (R - 1) \{ 2 \sqrt{R(R - 1)} (E + E_f) - 2 R E_f - h_1 Xv \} \cos \theta \quad (7.16)$$

となる。 $\cos \theta$ の項は1次の微小量である。

7.2.4 領域III

$v_r = v_\theta = 0$ で、 $v_z = V_2(\theta)$ とする。

7.3 エネルギー消散率

仮定された速度場から、各領域のひずみ速度成分 $\dot{\epsilon}_r$ 、 $\dot{\epsilon}_\theta$ 、 $\dot{\epsilon}_z$ 、 $\dot{\gamma}_{r\theta}$ 、 $\dot{\gamma}_{\theta z}$ 、 $\dot{\gamma}_{zr}$ と相当ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 、および、不連続面における速度の不連続量 Δv が計算されエネルギー消散率 \dot{W}_I が求められる。未知数は E_f と Xv の2つで、これらは全エネルギー消散率 \dot{W} を最小とする条件より定められる。2次以上の微小量を見捨して、 $\dot{\epsilon}$ 、 Δv などを計算すると以下ようになる。

領域Iの相当ひずみ速度およびエネルギー消散率は

$$\dot{\epsilon} \doteq 1/h_1 \quad (7.17)$$

$$\dot{W}_I = \int_V Y(\theta) \dot{\epsilon} dV = 2 \int_0^\pi \int_0^{r_i(\theta)} Y(\theta) r dr d\theta \quad (7.18)$$

領域IIについては

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon} &= \frac{R - 1}{\sqrt{3} h_1 r^2} \sqrt{3 r^4 + r_o^4(\theta)} \\ &\times \{ 1 + \{ 2 \sqrt{R(R - 1)} (E + E_f) - 2 R E_f - h_1 Xv \} \cos \theta \} \end{aligned} \quad (7.19)$$

$$\dot{W}_{II} = 2 h_1 \int_0^\pi \int_{r_i(\theta)}^{r_o(\theta)} Y(\theta) \dot{\epsilon} r dr d\theta \quad (7.20)$$

領域IIIについては,

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon} &= \frac{|\dot{r}_z|}{\sqrt{3}} \\ &= \frac{R-1}{\sqrt{3}r} \{ 2\sqrt{R(R-1)}(E+E_f) - 2RE_f \\ &\quad - h_1 Xv \} \sin\theta \end{aligned} \quad (7.21)$$

$$\dot{W}_{III} = 2 h_3 \int_0^\pi \int_{r_i(\theta)}^{r_o(\theta)} Y(\theta) \dot{\epsilon} r dr d\theta \quad (7.22)$$

領域0とIの間の速度不連続量とせん断仕事率は

$$\begin{aligned} \Delta v &= \sqrt{v_r^2 + v_\theta^2} |_I \doteq v_r |_I \\ &= (1/h_1 - Xv \cos\theta) r / 2 \end{aligned} \quad (7.23)$$

$$\dot{W}_{0I} = \frac{1}{\sqrt{3}h_1} \int_0^\pi \int_0^{r_i(\theta)} Y(\theta) (1 - h_1 Xv \cos\theta) r^2 dr d\theta \quad (7.24)$$

領域0とIIの間の速度不連続量とせん断仕事率は

$$\begin{aligned} \Delta v &= v_r |_{II} \\ &= (V_z(\theta) - 1)(r_o^2(\theta) - r^2) / (2h_1 r) \end{aligned} \quad (7.25)$$

$$\begin{aligned} \dot{W}_{0II} &= \frac{R-1}{\sqrt{3}h_1} \int_0^\pi \int_{r_i(\theta)}^{r_o(\theta)} Y(\theta) [1 + \{ 2\sqrt{R(R-1)}(E+E_f) \\ &\quad - 2RE_f - h_1 Xv \} \cos\theta] (r_o^2(\theta) - r^2) dr d\theta \end{aligned} \quad (7.26)$$

領域IとIIの間 $r=r_i(\theta)$ における速度不連続量とせん断仕事率は

$$\begin{aligned} \Delta v &= [\{ v_r \sin(\angle O_P P_i O) |_{II} - (v_r \sin(\angle O_P P_i O) \\ &\quad + v_\theta \cos(\angle O_P P_i O)) |_I \}^2 + (v_z |_{II} - v_z |_I)^2]^{1/2} \\ &\doteq v_z |_{II} - v_z |_I \\ &= V_z(\theta)(z + h_1) / h_1 \end{aligned} \quad (7.27)$$

$$\dot{W}_{II} = \frac{2}{\sqrt{3}} \int_0^\pi \int_{-h_1}^0 Y(\theta) \Delta v r_i(\theta) dz d\theta$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{h_1}{\sqrt{3}} \int_0^\pi Y(\theta) [R + (R-1)\{2\sqrt{R(R-1)}(E+E_f) \\
&\quad - 2RE_f - h_1 Xv\} \cos \theta] r_i(\theta) d\theta \\
&\doteq \frac{h_1}{\sqrt{3}} \int_0^\pi Y(\theta) [R + (R-1)\{2\sqrt{R(R-1)}(E+E_f) \\
&\quad - 2RE_f - h_1 Xv\} \cos \theta - RE_f \cos \theta] d\theta \quad (7.28)
\end{aligned}$$

領域 II と III の間のせん断仕事率 \dot{W}_{III} は

$$\dot{W}_{III} = \dot{W}_{0II} \quad (7.29)$$

パンチ端面の摩擦仕事率 \dot{W}_P は、すべり速度 Δv_P が式 (7.23) と同じであるから、摩擦せん断係数を $m_P(\theta)$ とすると、

$$\dot{W}_P = \frac{1}{3} \int_0^\pi \int_0^{r(\theta)} m_P(\theta) Y(\theta) (1/h_1 - Xv \cos \theta) r^2 dr d\theta \quad (7.30)$$

ダイ内壁面の摩擦仕事率 \dot{W}_D は前方押しと後方押しで異なるが、いずれの場合も領域 III とダイ内壁面との摩擦は考えないものとする。

後方押しの場合、領域 II とダイとのすべり速度は

$$\begin{aligned}
\Delta v_{DB} &\doteq v_z|_{II} - 1 \\
&= (V_2(\theta) - 1)(z + h_1)/h_1 \quad (7.31)
\end{aligned}$$

であるから、摩擦仕事率 \dot{W}_{DB} は、ダイの摩擦せん断係数を $m_D(\theta)$ とすると

$$\begin{aligned}
\dot{W}_{DB} &= \frac{2}{\sqrt{3}} \int_{-h_1}^0 \int_0^\pi m_D(\theta) Y(\theta) (V_2(\theta) - 1) \\
&\quad \times (z/h_1 + 1) r_o(\theta) d\theta dz \\
&= \frac{(R-1)h_1}{\sqrt{3}} \int_0^\pi m_D(\theta) Y(\theta) \left[\sqrt{\frac{R}{R-1}} \right. \\
&\quad + \left. \{(2R-1)(E+E_f) \right. \\
&\quad \left. - \sqrt{\frac{R}{R-1}} (2RE_f + h_1 Xv)\} \cos \theta \right] d\theta \quad (7.32)
\end{aligned}$$

前方押しの場合には領域 0 と II について $V_1 = 1$ のすべりが追加される。これによる摩擦仕事率 \dot{W}_D' は

$$\begin{aligned}\dot{W}_D' &= \frac{2(h_0+h_1)}{\sqrt{3}} \int_0^\pi m_D(\theta) Y(\theta) r_o(\theta) d\theta \\ &= \frac{2(h_0+h_1)}{\sqrt{3}} \int_0^\pi m_D(\theta) Y(\theta) \\ &\quad \times \{ \sqrt{R/(R-1)} - (E+E_f)\cos\theta \} d\theta \quad (7.33)\end{aligned}$$

よって、前方押しの場合のダイの摩擦仕事率 \dot{W}_{DF} は

$$\dot{W}_{DF} = \dot{W}_{DB} + \dot{W}_D' \quad (7.34)$$

7.4 パンチとダイの偏心の影響

7.4.1 非軸対称流

簡単のために、降伏応力 $Y(\theta) = Y = 1$ (一様), 摩擦せん断係数 $m_P(\theta) = m_P$ (一定), $m_D(\theta) = m_D$ (一定) とすると, 式 (7.18) ~ 式 (7.32) のエネルギー消散率は, 後方押しの場合, 以下のようになる。

$$\dot{W}_I = \pi \quad (7.35)$$

$$\begin{aligned}\dot{W}_{II} &= \frac{\pi R}{\sqrt{3}} \left\{ 2 - \sqrt{1 + 3(R-1)^2/R^2} \right. \\ &\quad \left. + \ln \frac{3 + R^2/(R-1)^2 + R/(R-1)}{3} \right\} \quad (7.36)\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\dot{W}_{III} &= (4h_3/\sqrt{3})(R-1)(\sqrt{R/(R-1)} - 1) \\ &\quad \times |h_1 X_v + 2RE_f - 2\sqrt{R(R-1)}(E+E_f)| \quad (7.37)\end{aligned}$$

$$\dot{W}_{OI} = \pi / (3\sqrt{3}h_1) \quad (7.38)$$

$$\begin{aligned}\dot{W}_{OII} &= \dot{W}_{III} \\ &= (\pi / 3\sqrt{3}h_1) \{ 2R(\sqrt{R/(R-1)} - 1) - 1 \} \quad (7.39)\end{aligned}$$

$$\dot{W}_{III} = \pi h_1 R / \sqrt{3} \quad (7.40)$$

$$\dot{W}_P = m_P \dot{W}_{OI} = \pi m_P / (3\sqrt{3}h_1) \quad (7.41)$$

$$\dot{W}_{BD} = (\pi / \sqrt{3}) m_D h_1 \sqrt{R(R-1)} \quad (7.42)$$

E_f あるいは X_v を含むのは \dot{W}_{III} だけである。すなわち, 2次以上の微少量を無視するかぎり, \dot{W}_{III} 以外は偏心がない場合と同じである。これは式の上では $\int_0^\pi \cos\theta d\theta$ が0となることによるが, 非軸対称流動によって ε や Δv の分布が変化しても平均値はほとんど変化しないことを意味する。そして, \dot{W}_{III} は式 (7.37) より1次の微少量であるから, 全エネルギー消散率を最

小とする h_1 の値は偏心のない場合とほとんど変わらないこととなる。すなわち、

$$h_1 = \sqrt{\frac{4R(\sqrt{R/(R-1)}-1)-1+m_p}{3(R+\sqrt{R(R-1)})m_D}} \quad (7.43)$$

で与えられる。

結局、偏心 E がある場合は、式 (7.43) の条件の下で、非軸対称流による仕事率の増分 $\Delta \dot{W} = \dot{W}_{III}$ を最小とするように E_f および Xv が定まることになる。したがって、式 (7.37) より

$$h_1 Xv + 2RE_f - 2\sqrt{R(R-1)}(E + E_f) = 0 \quad (7.44)$$

である。この時、式 (7.16) より、 $V_2(\theta) = R$ (一様) となる。式 (7.44) を書き直すと、

$$2h_1 Xv = 4\{\sqrt{R(R-1)}E - (R - \sqrt{R(R-1)})E_f\} \quad (7.45)$$

左辺の $2h_1 Xv$ は式 (7.6) と式 (7.8) より、 $v_\theta / v_r|_{\theta=\pi/2} = \pi/2$ を意味する。

式 (7.45) を押し出し比 $R=2$ および 3 の場合について示すと図 7-2 のようである。パンチとダイに偏心 E があると、それよりも大きな E_f あるいは $2h_1 Xv$ が生じ、押し出し比 R が大きいほど顕著となる。しかし、その結果、製品の流出速度 $V_2(\theta)$ は一様となり、加工荷重もほとんど増大しないことになる。 $E=0$ の場合、 $E_f = Xv = 0$ も解であるが、式 (7.45) を満足するわずかな非軸対称流 ($E_f, h_1 Xv$) が生じてても、 $V_2(\theta)$ は一様で、加工荷重はほとんど変化しない。

7.4.2 パンチ荷重およびパンチの弾性曲げへの影響

加工荷重 P は $P = \Sigma \dot{W}_i$ より求められる。パンチの平均圧力 $p = P/\pi$ を計算すると図 7-3 のようである。

この解析ではパンチ端面の圧力分布あるいは荷重中心を求めることはできないが、荷重中心はパンチ中心から E_f と同じ方向へ移動すると考えられる。今、式 (7.45) において、 $Xv=0$ とすると ($v_\theta=0$ の速度場を仮定すると)、

$$E_f = E / \{\sqrt{R/(R-1)} - 1\} = E / (r_D - 1) \quad (7.46)$$

で、分水点は薄肉側へ移動する。 E_f に応じて荷重中心が移動すると、パンチは偏心している方向に (製品の薄肉側へ) 曲げられることになる。一方、

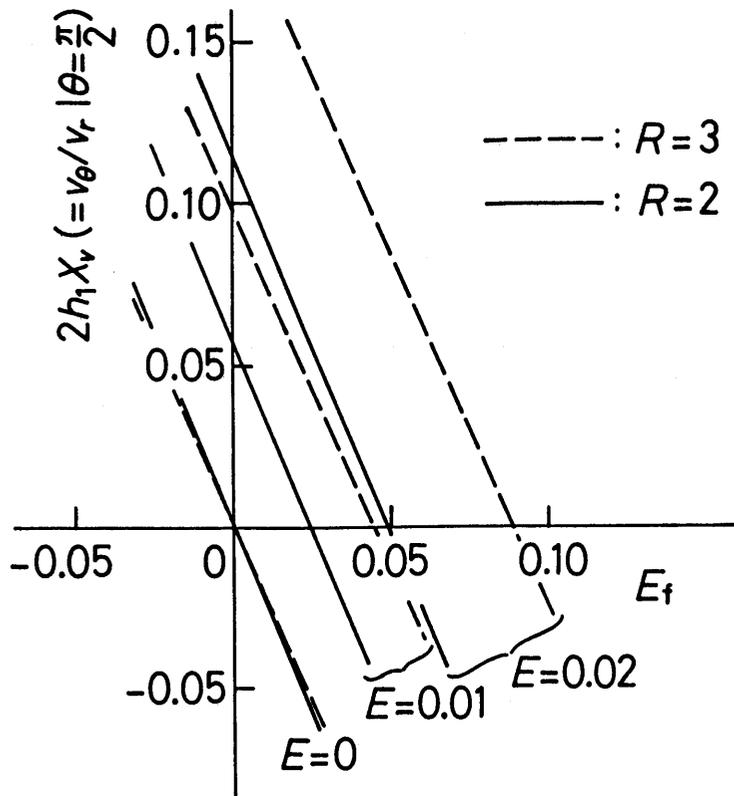


図 7-2 $\dot{W}_{III} = 0$ とする (E_f, h_1X_v)

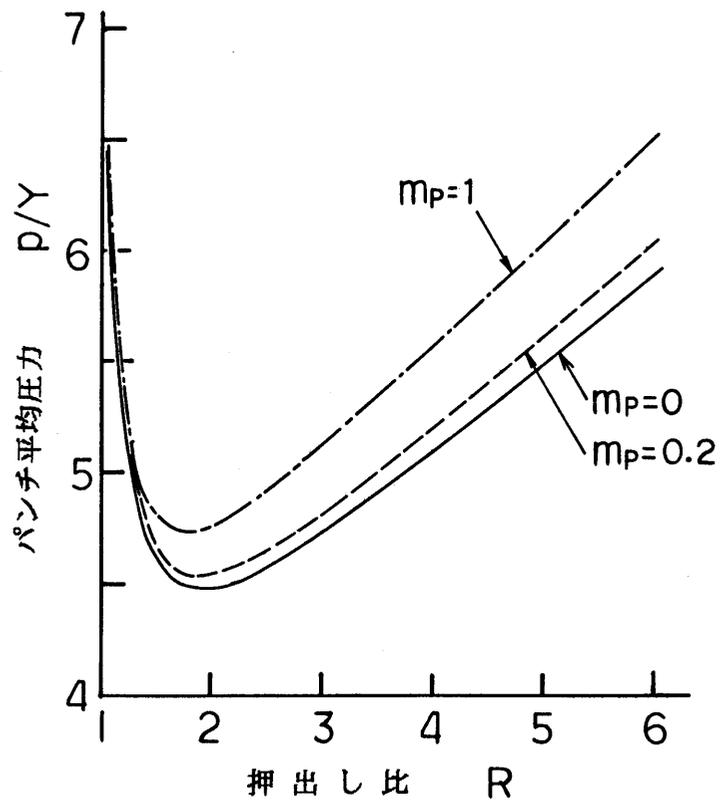


図 7-3 パンチ平均圧力

パンチ端面に摩擦があると、摩擦力はパンチを E_f と逆の方向に曲げようとする。さらに、曲げによってパンチ端面が傾くと、圧力の水平成分が曲りを矯正する方向の曲げモーメントをパンチにおよぼす。

7.5 パンチ端面の摩擦の不均一の影響

簡単のために、 $E = 0$ 、 $Y(\theta) = 1$ 、 $m_D = 0$ とする。一例として、図7-4に示すように、パンチ端面の片側半円で $m_P = m_{P0}$ 、他の半円で $m_P = m_{P\pi}$ とすると、

$$\begin{aligned} \dot{W}_P = & \frac{m_{P0}}{\sqrt{3}} \int_0^{\pi/2} \frac{r_i^3}{3} \left(\frac{1}{h_1} - X_v \cos \theta \right) d\theta \\ & + \frac{m_{P\pi} \pi}{\sqrt{3}} \int_{\pi/2}^{\pi} \frac{r_i^3}{3} \left(\frac{1}{h_1} - X_v \cos \theta \right) d\theta \\ & + \frac{m_{P0} - m_{P\pi} \pi}{\sqrt{3}} \frac{2 E_f}{4 h_1} \end{aligned}$$

である。右辺の第3項は、 O_P と O の間の幅 E_f の領域の m_P が $m_{P\pi}$ ではなく m_{P0} であるために生じる修正項で、 $2 E_f$ が面積、 $1 / (4 h_1)$ は平均すべ

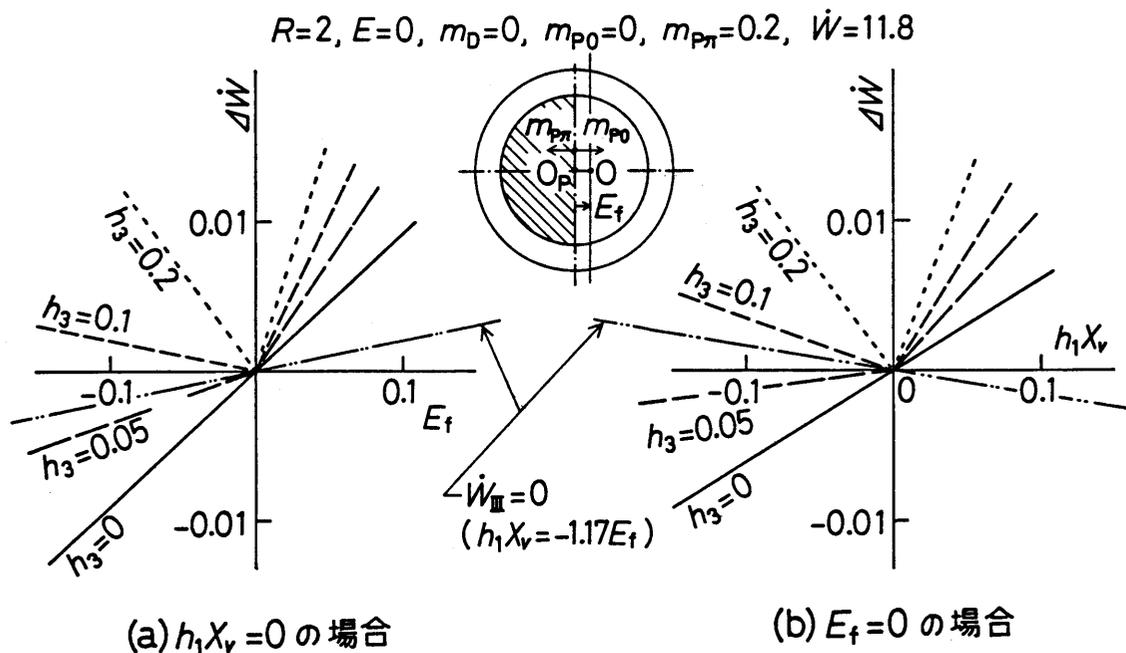


図7-4 E_f と $h_1 X_v$ のいずれかを0とした時の $\Delta \dot{W}$ の変化

り速度である。よって、

$$\dot{W}_P = \frac{\pi (m_{P0} + m_P \pi)}{6\sqrt{3} h_1} + \frac{m_P \pi - m_{P0}}{3\sqrt{3} h_1} (h_1 Xv + \frac{3}{2} E_f) \quad (7.47)$$

となる。右辺第一項は式 (7.41) の m_P を平均値 $(m_{P0} + m_P \pi) / 2$ に置き換えたのと同じで、平均摩擦せん断係数の寄与を表す。第2項が摩擦の不均一による仕事率の変化を表すから、これを $\Delta \dot{W}_P$ と記す：

$$\Delta \dot{W}_P = (m_P \pi - m_{P0}) (2 h_1 Xv + 3 E_f) / (6\sqrt{3} h_1) \quad (7.48)$$

他の仕事率は前節と同様であるから、摩擦の不均一と非軸対称流による仕事率の増分は $\Delta \dot{W} = \dot{W}_{III} + \Delta \dot{W}_P$ である。ここで、 $\dot{W}_{III} \geq 0$ であるが、 $\Delta \dot{W}_P$ は負になり得る。 $E = 0$ としたから、

$$\begin{aligned} \Delta \dot{W} &= \dot{W}_{III} + \Delta \dot{W}_P \\ &= \frac{4}{\sqrt{3}} h_3 (R-1) (\sqrt{R(R-1)} - 1) \\ &\quad \times |h_1 Xv + 2 \{R - \sqrt{R(R-1)}\} E_f| \\ &\quad + (m_P \pi - m_{P0}) (2 h_1 Xv + 3 E_f) / (6\sqrt{3} h_1) \quad (7.49) \end{aligned}$$

で、これを最小化すれば良い。

状況を分かりやすくするために、押出し比 $R = 2$ 、摩擦せん断係数 $m_{P0} = 0$ 、 $m_P \pi = 0$ 。2の場合を例にとり、 $h_1 Xv = 0$ または $E_f = 0$ の場合について $\Delta \dot{W} = \dot{W}_{III} + \Delta \dot{W}_P$ の行程 (製品の深さ h_3) に伴う変化を示すと図7-4(a), (b) のようになる。 h_1 には式 (7.43) で $m_P = (m_{P0} + m_P \pi) / 2 = 0.1$ とした値 (0.634) を用いている。また、この時、式 (7.47) の右辺第1項は0.095である。加工当初は $h_3 = 0$ 、 $\dot{W}_{III} = 0$ 、 $\Delta \dot{W} = \Delta \dot{W}_P$ で、 E_f あるいは $h_1 Xv$ が負で絶対値が大きいほど $\Delta \dot{W}$ が小さく (負) なる。 h_3 がある程度大きくなると、 $h_1 Xv$ と E_f のいずれかを0とすると、 $\Delta \dot{W} = \dot{W}_{III} + \Delta \dot{W}_P$ は負にはならない ($E_f = h_1 Xv = 0$ で $\dot{W}_{III} = \Delta \dot{W}_P = 0$ となる)。 \dot{W}_{III} は h_3 に比例して増大するため、 h_3 がある程度大きくなると、 $\dot{W}_{III} = 0$ とする速度場が優先されるようになる。 $\dot{W}_{III} = 0$ となるのは、 $h_1 Xv = -2(R - \sqrt{R(R-1)})E_f = -1.17E_f$ の場合である。この時、図中に示すように、 $E_f < 0$ に対して、 h_3 によらず、 $\Delta \dot{W} = \Delta \dot{W}_P < 0$ となり、 $|\Delta \dot{W}|$ は $|E_f|$ とともにわずかながら増大する。なお、 E_f およ

び $h_1 X_v$ が大きくなると、2次の項が無視できなくなり、これらの直線は曲線になり、 h_3 毎に $\Delta \dot{W}$ が最小となる点が現れると予想される。

図7-5は $\Delta \dot{W} = -0.002$ をもたらす $(E_f, h_1 X_v)$ を示す。 \dot{W}_m の式(7.37)が絶対値記号を含むため、 $h_3 = 0$ 以外では等 $\Delta \dot{W}$ 線は折れ線となる。さて、 $h_3 = 0$ なら、 $E_f, h_1 X_v$ とともに負で小さな絶対値で所定の $\Delta \dot{W}$ がもたらされる。 $h_3 = 0.05$ でも、 $\dot{W}_m = 0$ とする $(E_f, h_1 X_v)$ よりも絶対値の小さな $E_f (< 0)$ と $h_1 X_v (< 0)$ で指定の $\Delta \dot{W}$ がもたらされる。 h_3 が大きくなると、指定の $\Delta \dot{W}$ をもたらす $(E_f, h_1 X_v)$ で絶対値が最も小さいのは $\dot{W}_m = 0$ とする $(E_f, h_1 X_v)$ である。 $\Delta \dot{W}$ の指定値を変えると、図中の h_3 毎の線は $\dot{W}_m = 0$ の線上の $\Delta \dot{W}$ を指定した点を通るように平行移動する。 E_f と $h_1 X_v$ を微量量として線形近似した本解析では h_3 毎に最適な $(E_f, h_1 X_v)$ を特定することはできないが、 E_f と $h_1 X_v$ の2次の項を計算に入れれば、全仕事率を極小とする $(E_f, h_1 X_v)$ が現れると推測される。

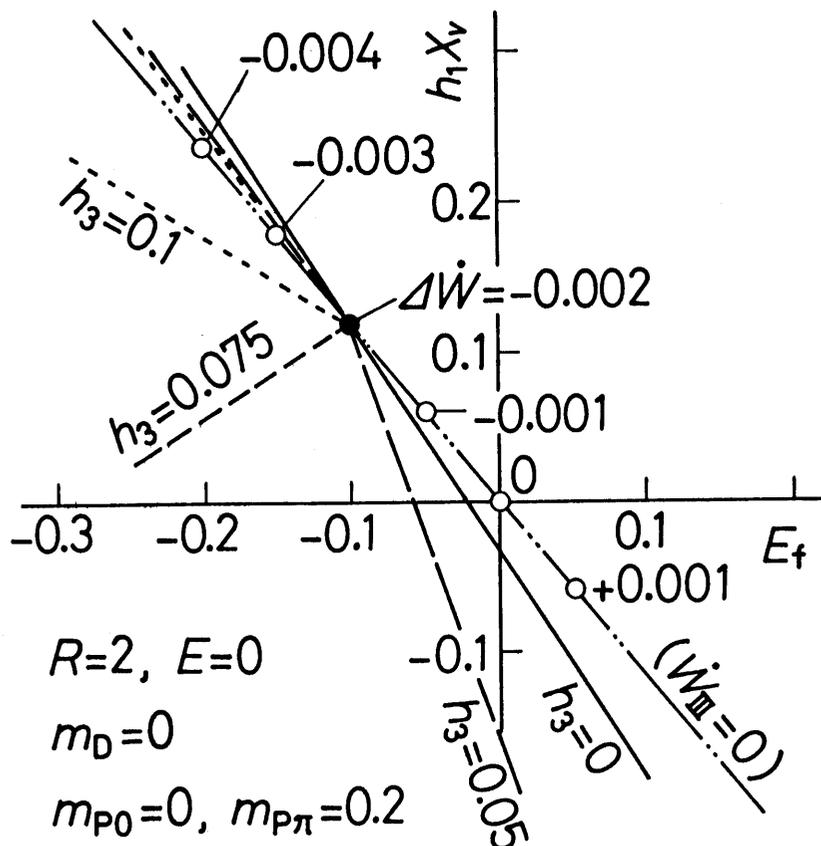


図7-5 $\Delta W = -0.002$ とする $(E_f, h_1 X_v)$

結局、パンチ端面の摩擦が不均一な場合、分水点は高摩擦側へ移動し、 $h_1 Xv$ すなわち v_0 は加工当初 ($h_3=0$) では低摩擦側へ向かうが、行程の進行につれて急速に \dot{W}_{III} を 0 とするように (V_2 が一様となるように) 変化する。

押し出し比 R が大きいほど、 h_1 は小さくなり、 $\Delta \dot{W}_P$ は大きくなる。 \dot{W}_{III} も R とともに増大するが、 R による変化は $\Delta \dot{W}_P$ の方が大きいから、 R が大きいほど摩擦不均一の影響が現れやすくなると推定される。

7.6 ブランクの降伏応力が不均一な場合

簡単のために $E=0$, $m_P=m_D=0$ とする。一例として、図 7-6 に示すように、子午断面の片側では $Y=1$ 、他方では $Y=1+\beta$ とする。各仕事率 \dot{W}_i は式 (7.35) ~ 式 (7.40) に $(1+\beta/2)$ を乗じた項 (これは平均降伏応力の寄与を表す) と、以下に示す非軸対称流に伴う増分 $\Delta \dot{W}_i$ との和になる。ただし、 $\Delta \dot{W}_I = \Delta \dot{W}_{III} = 0$ である。

$$\begin{aligned} \Delta \dot{W}_{II} = & \frac{\beta R}{\sqrt{3}} \left\{ \left(\frac{2(2r_D^2 - \sqrt{3+r_D^4})}{r_D(r_D+1)} - 1 + \frac{4}{r_D} \right. \right. \\ & - \frac{r_D^4 + r_D^3 + 6}{r_D^2 \sqrt{3+r_D^4}} \\ & + \frac{2(r_D^2 + r_D + 1)}{r_D(r_D+1)} \ln \frac{\sqrt{3+r_D^4} + r_D^2}{3} \\ & \left. \left. - \frac{2(r_D-1)\sqrt{3(r_D+1)^4 + 16r_D^4}}{r_D^2(r_D+1)^2} \right\} E_f \\ & + \left(2 - \frac{\sqrt{3+r_D^4}}{r_D^2} + \ln \frac{\sqrt{3+r_D^4} + r_D^2}{3} \right) h_1 Xv \end{aligned} \quad (7.50)$$

$$\Delta \dot{W}_{OI} = \beta (2 h_1 Xv + 3 E_f) / (6 \sqrt{3} h_1) \quad (7.51)$$

$$\begin{aligned} \Delta \dot{W}_{OII} = & \Delta \dot{W}_{III} \\ = & \frac{\beta R}{3 \sqrt{3} h_1} \left\{ (4(r_D-1)(R - \sqrt{R(R-1)}) - 2 - \frac{4}{r_D} + \frac{9}{2R} \right. \\ & \left. - 3 \ln r_D) E_f + \left(2(r_D-1) - \frac{1}{R} \right) h_1 Xv \right\} \end{aligned} \quad (7.52)$$

$$\Delta \dot{W}_{III} = \beta h_1 (R-1) \{ 2(R - \sqrt{R(R-1)}) E_f + h_1 Xv \} / \sqrt{3} \quad (7.53)$$

ここで、 $r_D = \sqrt{R/(R-1)}$ である。したがって、降伏応力の不均一と非軸対称流による仕事増分は

$$\Delta \dot{W} = \dot{W}_{III} + \Delta \dot{W}_{II} + \Delta \dot{W}_{OI} + \Delta \dot{W}_{OII} + \Delta \dot{W}_{III} + \Delta \dot{W}_{III} \quad (7.54)$$

で、これを最小化すればよい。

一例として $R=2$, $\beta=0.05$ の場合について、 E_f と $h_1 X_v$ のいずれかを 0 とした時の $\Delta \dot{W}$ の変化を示すと図 7-6 のようである。 h_3 の小さい行程初期では、 $h_1 X_v=0$ の時は $E_f > 0$ (すなわち、高 Y 側を早く押出す速度場) で、 $\Delta \dot{W} < 0$ となる。 $E_f=0$ の時は $h_1 X_v < 0$ (すなわち、 v_{θ} が低 Y 側へ向かう速度場) で $\Delta \dot{W} < 0$ となる。 h_3 が大きくなると、 E_f と $h_1 X_v$ のいずれかを 0 とすると、 $\Delta \dot{W}$ は負にはならない。これは、 \dot{W}_{III} が大きくなるためである。 $\dot{W}_{III}=0$ とする ($E_f, h_1 X_v$) の場合は、図中に示すように、 $E_f > 0$ に対して $\Delta \dot{W} < 0$ となり、 $|\Delta \dot{W}|$ は E_f とともに増大する。

$\Delta \dot{W} = -0.02$ をもたらす ($E_f, h_1 X_v$) の h_3 による変化を示すと図 7-7 のようである。指定した $\Delta \dot{W}$ をもたらす ($E_f, h_1 X_v$) で絶対値が最小の組合せは、 h_3 によらず、 $\dot{W}_{III}=0$ とする ($E_f, h_1 X_v$) である。

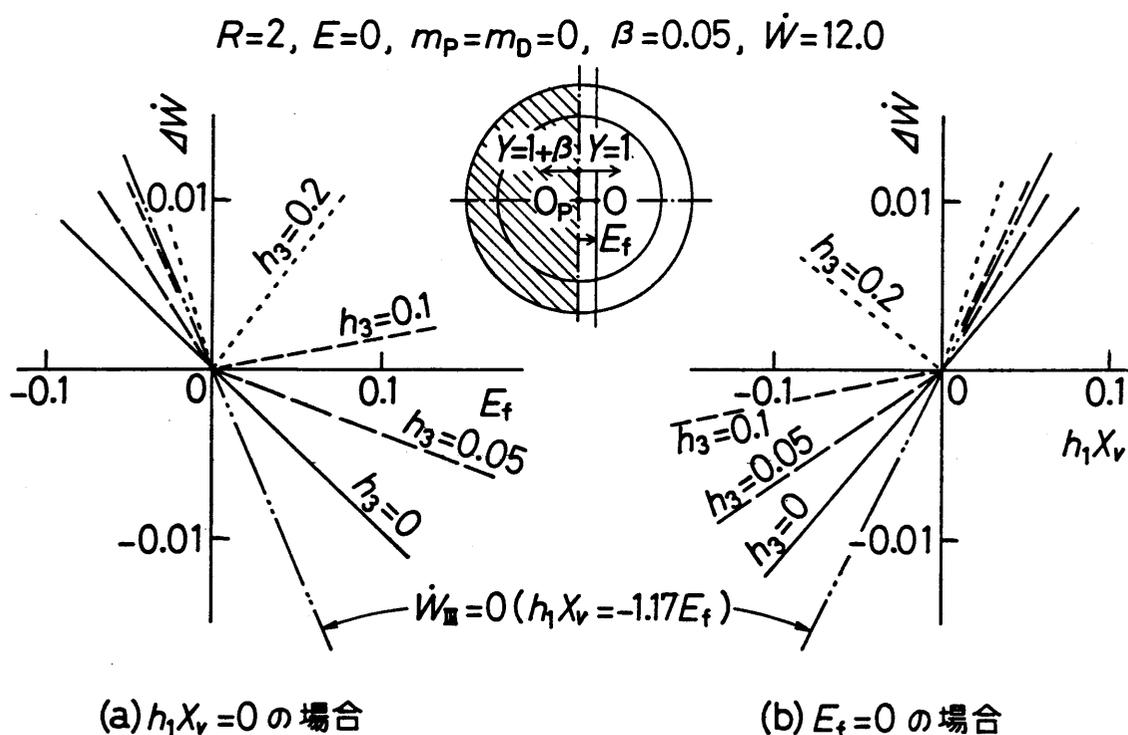


図 7-6 E_f と $h_1 X_v$ のいずれかを 0 とした時の $\Delta \dot{W}$ の変化

要するに、この例のような Y の不均有りがある場合も、 $\dot{W}_{III} = 0$ 、すなわち、 V_2 を一様とするような非軸対称流がパンチ下で生じる。その結果、加工力は平均降伏応力 $Y = 1 + \beta / 2$ と軸対称流を仮定した場合よりも若干低くなる。 $E_f > 0$ 、 $h_1 X_v < 0$ であるから、パンチ下の中央では高 Y 側へ流れ、 $\theta = \pm \pi / 2$ では v_θ が低 Y 側へ向いている。加工が進むにつれて、パンチ下の中央部は低 Y 材料で占められ、周辺部は高 Y 材料が占めるようになる。

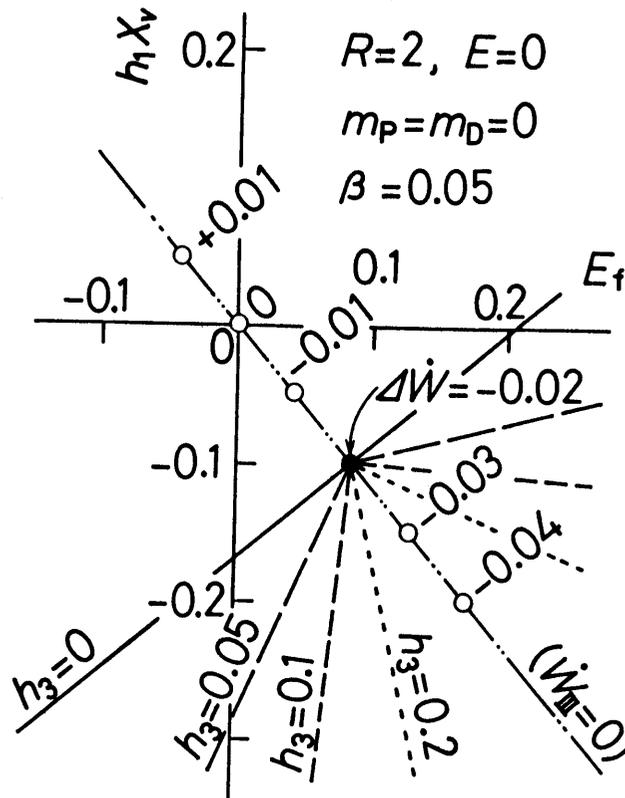


図 7-7 $\Delta \dot{W} = -0.02$ とする ($E_f, h_1 X_v$)

7.7 結言

分水点の位置 E_f および円周方向速度成分の大きさを表すパラメータ $h_1 X_v$ を含む簡単な可容速度場によって、非軸対称要因によってどのような非軸対称流動が派生するのかを予測した。

(1) パンチとダイに偏心 E があると、製品容器の壁部の流出速度を一様とするような非軸対称流動がパンチ下で生じる。このとき、エネルギー消散率、すなわち、加工力は偏心がない場合とほとんど変わらない (E, E_f, X_v の 2 次の項が関与し、1 次の項は関与しない)。言換えれば、 $E = 0$ でも上

記の条件を満たす非軸対称流が容易に生じ得る。

(2) パンチ端面の摩擦が不均一な場合、分水点は高摩擦側に現れ、加工初期では低摩擦側の流出速度が高くなる。しかし、加工の進行とともに流出速度は急速に一様化される。

(3) ブランクの降伏応力 Y が不均一な場合、分水点は低 Y 側に現れ、円周方向速度成分は低 Y 側へ向かう。これによつて、流出速度は一様化され、加工力は平均降伏応力と軸対称を仮定した場合よりも若干低くなる。

(4) これらの解析結果は偏心がない押出しの結果や初期偏心がある場合の結果、またブランク端面の潤滑が不均一である場合の結果と良く対応している。

第8章 冷間押し出し容器の偏心の実験

8.1 はじめに

ここでは、冷間鍛造工場で実際に生産されている容器状製品の偏心の状況を調査し、本研究で得られた知見と対照する。

8.2 調査方法

本章で測定した容器は(1)を除き、生産現場で通常行なわれている加工工程をへて、生産された中から任意に2個ないし3個サンプリングされた。なお(1)は各種冷鍛特性調査のために使用している型を使い、試験的に押し出し加工を行なって作った容器であるが、処理、加工などは実際の冷鍛工場の方法に準じて行なった。容器偏心の測定は第2章で述べた通りである。

8.3 測定結果

(1) 後方押し出し容器

図8-1は円錐パンチ(パンチノーズ角 $2\alpha \cong 170^\circ$ 、ランド長 $L \cong 1\text{ mm}$)で、外径 30 mm のブランクを材質S10CおよびSUS411相当のステンレス鋼を押し出し比 $R=2$ および $R=4$ で押し出した容器の偏心 E とその方向 θ_E である。 θ_E は容器開口部側よりみて、時計まわりを $+\theta_E$ とし、S10C-1、S10C-2ではプレスの前部の位置を $\theta_E=0^\circ$ とした。他は、容器壁上端部より 1 mm 入った横断面の偏心の方向を $\theta_E=0^\circ$ とした。また、図の横軸 H は容器壁上端を基準とした穴の深さ位置である。以下、図の表示方法、 θ_E 、 H も同様である。

押し出し比 $R=2$ で押し出したS10C-2はS10C-1よりも初期の偏心が大きいが、加工の進行と共に求心性は大きい。

押し出し比が $R=4$ と大きいS10C-3では加工初期に偏心が減少し(求心)、 $H \cong 15\text{ mm}$ 以後は偏心 E はほぼ一定で推移している。 $R=4$ のパンチは $R=2$ のパンチよりも剛性が大きい。 $R=2$ に比べ加工初期の求心が大きいのが特徴的である。行程後期で非定常状態によると思われる偏心増加が見られる。また、偏心の方向もほぼ一定している。

SUS-1、SUS-2は容器底厚約 10 mm で、ブランク高さを変え、

深さの浅い容器から順次深い容器を押し出した場合で、SUS-1は異常なく押し出し加工が行なわれたが、SUS-2では容器内面に焼付きと思われる条痕が発生した。しゅう酸塩皮膜処理後水分散二硫化モリブデン（通称液体モリコート）を塗布し潤滑剤としたが、ステンレス鋼冷鍛には十分な性能を有しているとは言えない。SUS-1押し出しの後半で偏心の急減は潤滑条件の悪化が原因と考えられる。また、SUS-2を押し出す時は、既に、パンチの温度は上昇しかつ、その表面は損傷を受けていたと考えら、悪い摩擦・潤滑条件が加工初期より偏心減少を生じたさせたものと考えられる。

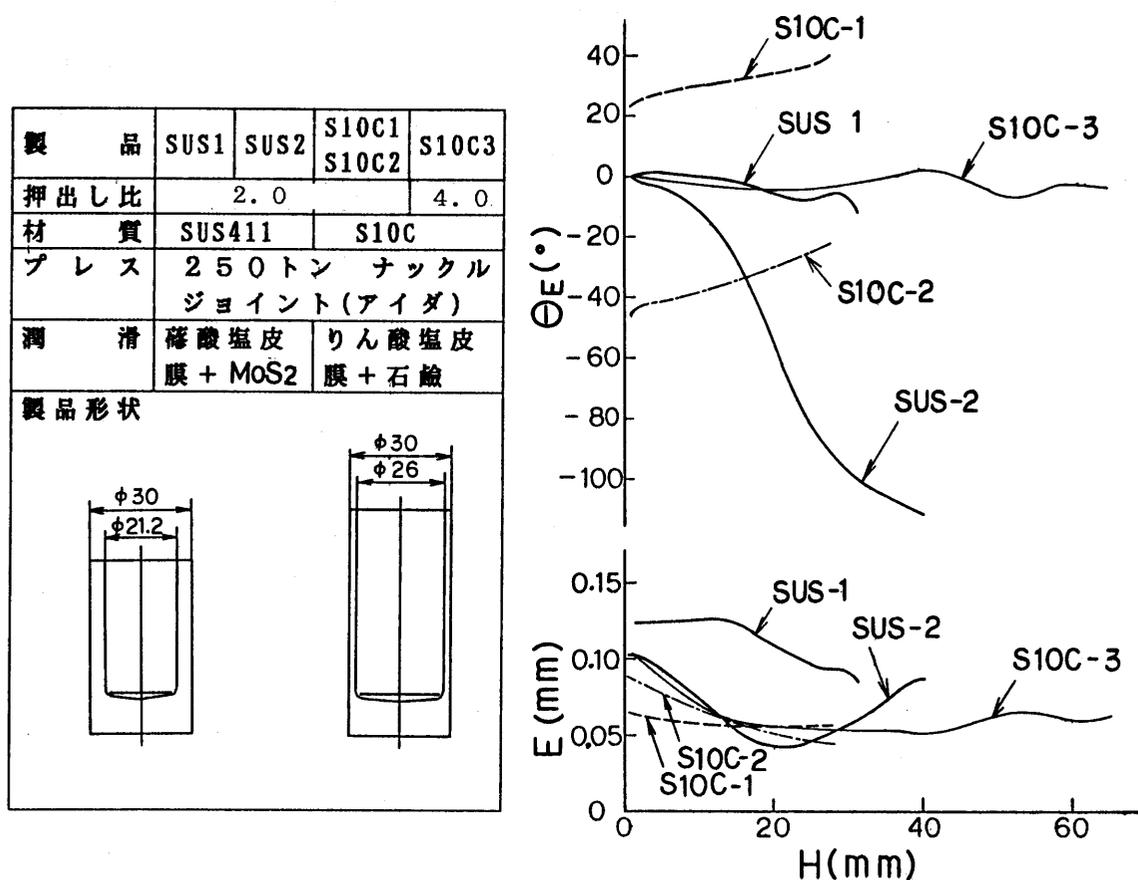


図 8 - 1 後方押し出し容器の偏心

(2) 前方押し出し深孔容器

図 8 - 2 に 2 工程に分けて加工された押し出し比 $R = 2.2$ 、孔深さと孔径の比が 2.3 の容器の偏心測定結果を示す。比較的深孔であり、内外径の振れを小さくする必要があったので、前方押し出し形式を採用し、かつ、穿孔パ

パンチの曲りを防ぐため、シャンク部をダイ内径に圧入した。潤滑剤としてはフォーマ油を使い、押し出し加工はコールドフォーマで行なった。

始めの工程であけられた孔の偏心は、いずれも小さく、かつ、大きさ、方向の変化は小さい。しかし、2工程目はパンチの長さは約2倍になり剛性が小さくなっているため、2工程目の加工初期の偏心減少が大きく、かつ、その後の求心性も大きい。

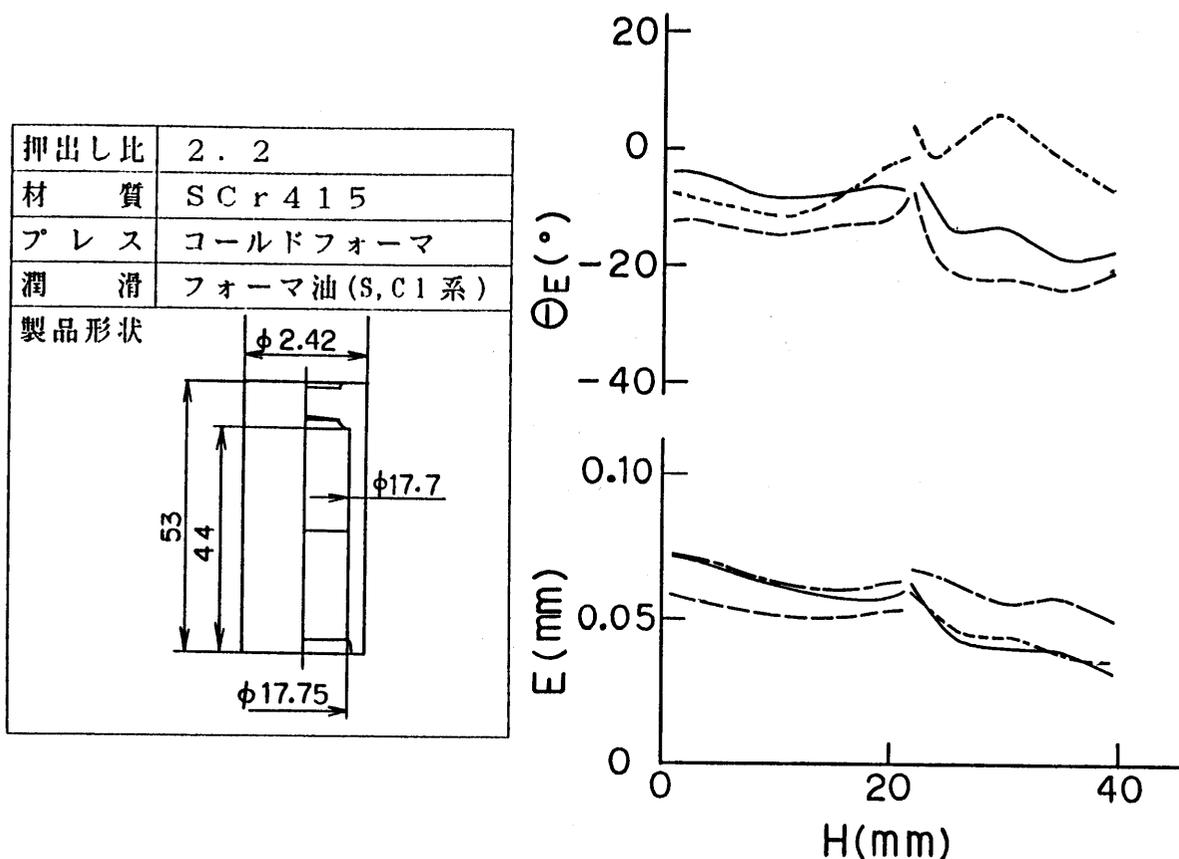
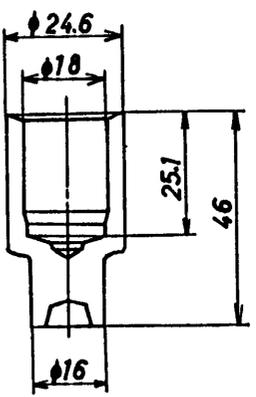


図8-2 前方押し出し深孔容器の偏心

(3) 前後方押し出し製品

図8-3に前後方押し出しにより加工された製品の後方押し出し部の内外径偏心測定結果を示す。パンチ先端は多段の円錐形で、単純形状ではない。押し出し比は容器の大径部で2.2である。加工は過酷であり、潤滑剤としてりん酸塩皮膜処理後粉末二硫化モリブデンを付け、更に、加工直前にブランク上端面にフォーマ油を滴下している。厳しい潤滑条件下の加工であるにもかかわらず、パンチが円錐形で、押し出し比が $R=2.2$ と小さいため、偏心は小さくなったと考えられる。

押出し比	2.2
材 質	SAE1006
プレス	250トンナックル ジョイント(アイダ)
潤 滑	りん酸塩皮膜 + 粉末モリコート
製品形状	

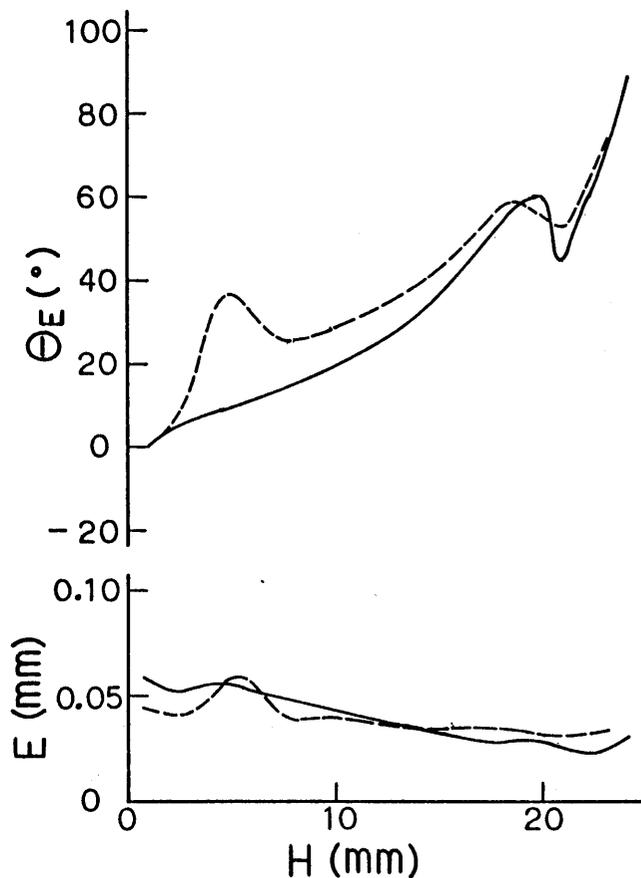
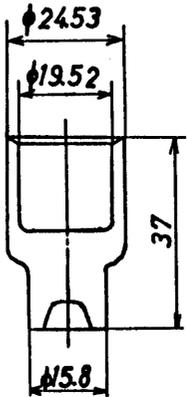


図8-3 前後方押し製品の偏心

(4) 前後方押し製品

図8-4に前後方押しにより加工された製品の後方押し部の内外径偏心測定結果を示す。パンチ先端は載頭円錐形($2\alpha = 170^\circ$)で、肩丸み2.5mmであり、押し比は2.7である。第7章で示したように、載頭円錐形のパンチで押しされた容器は、容器入口を除けば偏心の値の変化が少ない。この製品の偏心は0.03~0.02と小さく、図8-3と同じ機種で冷鍛し、材質も、潤滑処理も同じであるにもかかわらず、偏心は(3)の約1/2と小さい。

押出し比	2.7
材 質	SAE1006
プレス	250トンナックル ジョイント(アイダ)
潤 滑	りん酸塩皮膜 + 粉末モリコート
製品形状	

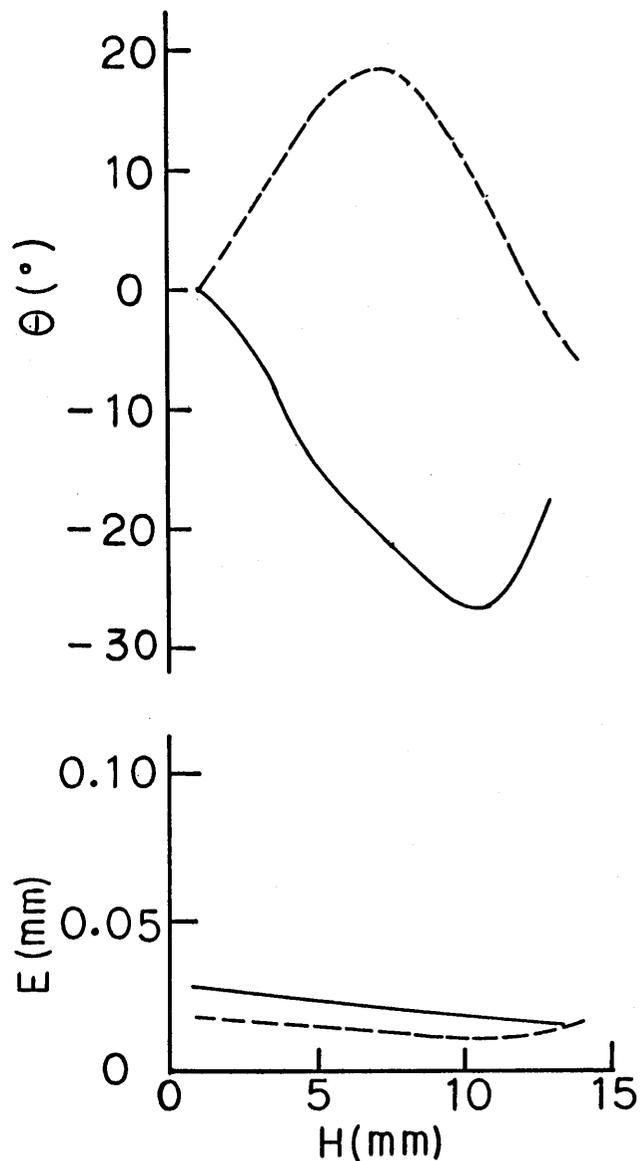
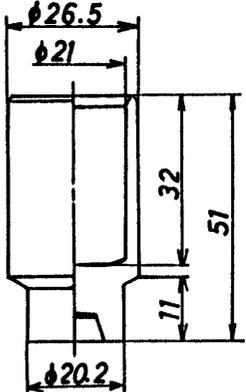


図8-4 前後方押し製品の偏心

(5) 前後方押し製品

図8-5に前後方押しされた製品の後方押し部の容器の内外径の偏心測定結果を示す。押し比は2.7で、比較的大きい。パンチは載頭円錐形($2\alpha = 170^\circ$)である。加工初期の偏心は比較的大きいが、ほぼ全行程にわたり偏心は減少している。加工に使用したプレスの荷重能力が(3)、(4)は250トンであるのに対し、本例は100トンで剛性が小さいためか、押し比や、形状はよく似ているにもかかわらず、図8-3、図8-4よりも偏心は全行程を通じて大きく、求心性も大きい。

押し比	2.7
材質	SAE1006
プレス	100トンクランクプレス(アイダ)
潤滑	りん酸塩皮膜+石鹸
製品形状	

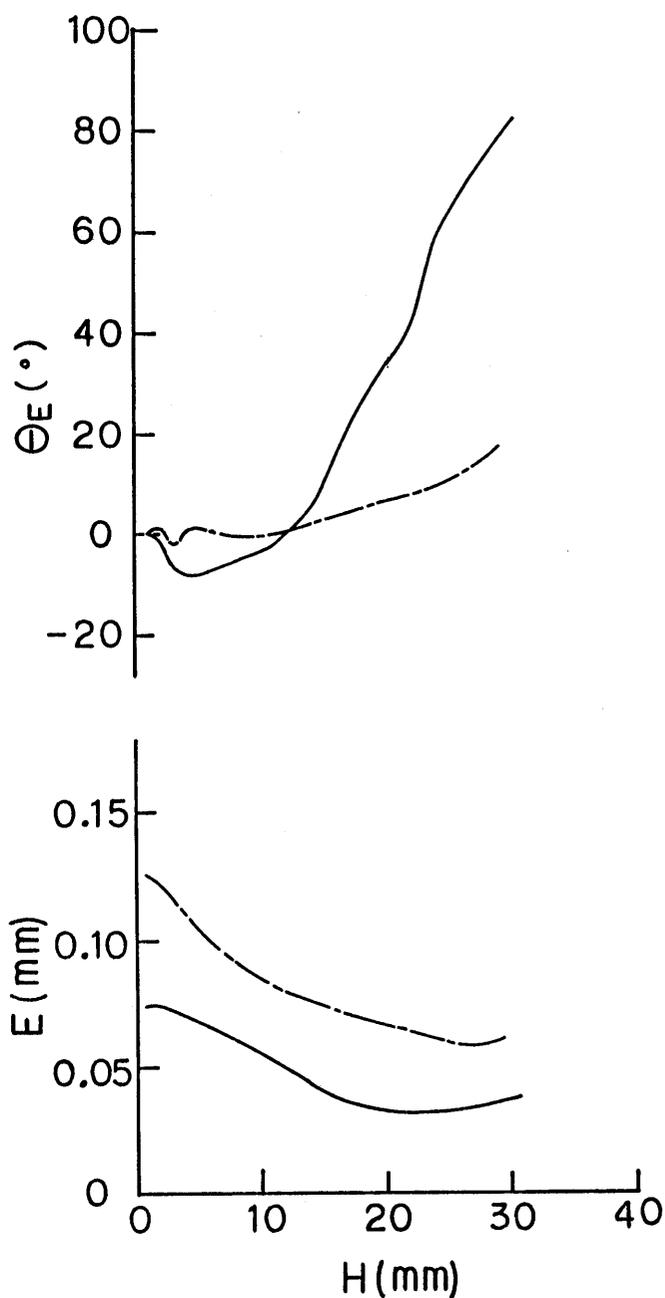
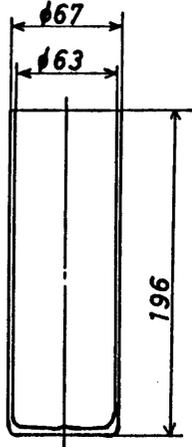


図8-5 前後方押し製品の偏心

(6) アルミニウムインパクトカン

図8-6に押し比8.6で後方押しされたアルミニウム容器の内外径の偏心測定結果を示す。パンチ形状はランド部は直径63.15mm, 載頭円錐形で, 先端平面部の直径が32mm, 円錐角 $2\alpha = 160^\circ$, ランド長 $L = 2.6$ mmである。

初期の偏心が大きい場合(REB-1)は加工初期に偏心が急減し極小値をとった後, 増加に転じ, 加工後期に再度偏心が減少するという推移を示す。

押出し比	8.6
材 質	A6061
プレス	500トンマイプレス (小松製作所)
潤 滑	アルボンドA
製品形状	
	

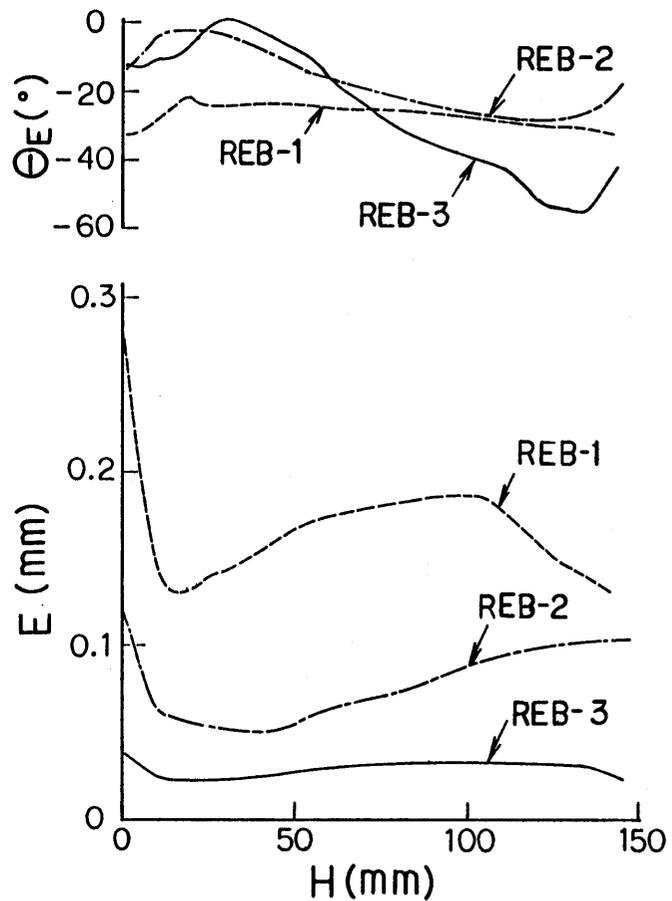


図 8 - 6 アルミニウムインパクトカンの偏心

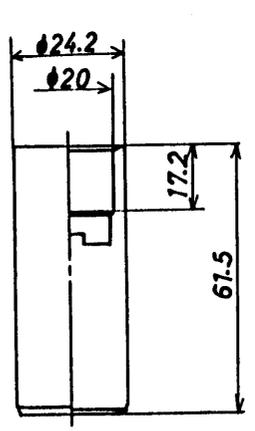
また、加工初期の偏心が小さい場合も、加工初期の偏心減少と、その後の偏心増加が若干認められるが、おおむね変化の小さい安定した推移である。パンチは肩丸みが8mmと大きく、またランドも2.6mmあり、かつ載頭円錐形である。ランドと載頭円錐の効果で、初期偏心が小さい場合は偏心変化が生じにくく、初期偏心が大きい時は初期の求心性と準定常期の遠心性が発現されたものと考えることが出来る。

(7) 後方押し出しアルミニウム容器

図 8 - 7 に押し出し比 3.2 の後方押し出し容器の内外径の偏心測定結果を示す。初期に形成された容器入口近くで若干偏心が増加した後、偏心は減少している。図 8 - 1 の SUS - 2 の場合と類似の推移である。パンチ先端形状が複雑で、潤滑剤が流出しにくいため、潤滑条件は良くないと考えられる。

(8) 後方押し出しアルミニウム容器

図 8 - 8 に成形部が 3 段である複雑な先端形状のパンチで押し出しを行なった製品の開口部側の偏心を測定した結果を示す。製品はいずれも同じプレス

押出し比	3.2
材 質	A6061
プレス	500トンダブルクラ ンクプレス(住友重機)
潤 滑	アルボンドA
製品形状	

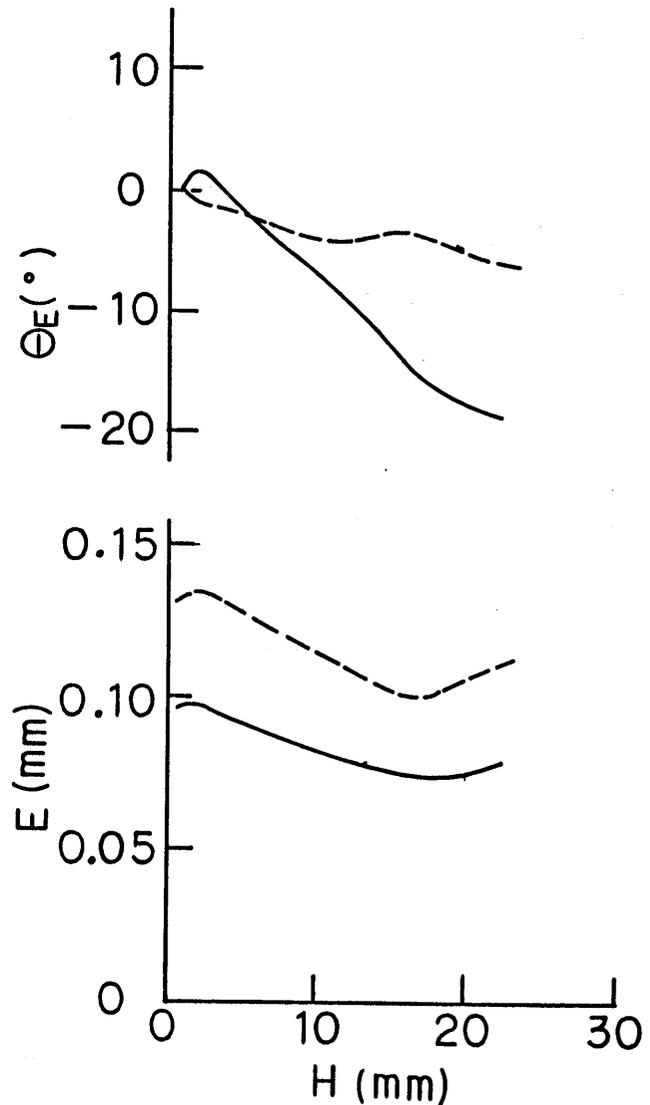


図8-7 後方押しアルミニウム容器の偏心

で加工されている。成形部先端が円錐形のパンチで押し比3.0で押しを行なった容器 (VH-1, VH-2) は加工初期より偏心が減少し、初期の偏心が小さいVH-1は、加工が少し進展すると偏心の増減がなくなるが、初期の偏心が大きいVH-2は行程後半まで、偏心減少が続く。行程末期の非定常状態になると両者とも偏心が増加する。また、偏心の方向の変化は比較的大きい。しかし、押し比3.1で、成形部先端がマイナスドライバの様な形状をしている非軸対称パンチで押しを行なった製品 (PH-1, PH-2) は、容器入口の偏心はVH-2とほぼ等しいが、行程が進行しても偏心の増減も方向変化もほとんどなく、パンチ形状が非軸対称であるため偏心が生じにくかったと考えることができる。

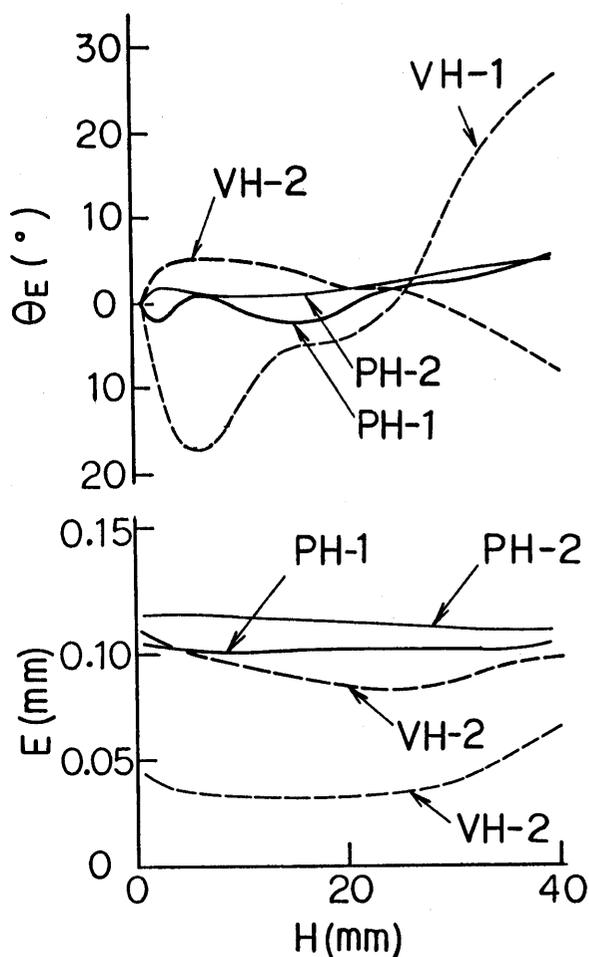
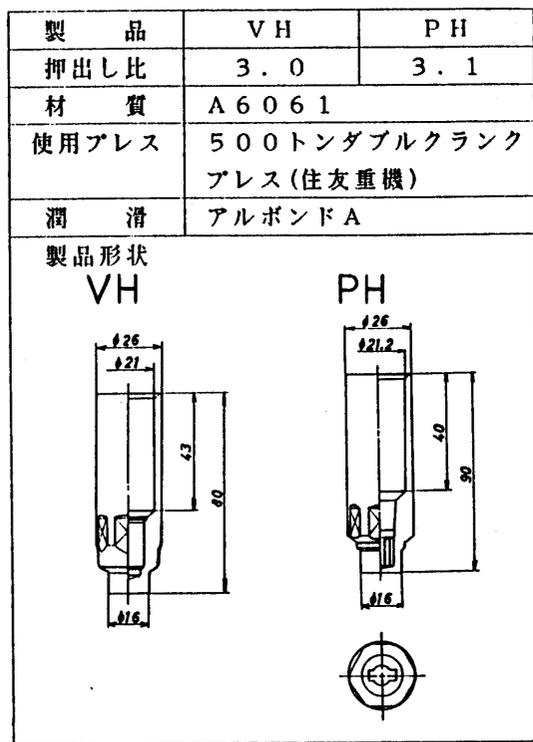


図 8 - 8 後方押しアルミニウム容器の偏心

8. 4 結 び

実際の冷間鍛造の生産現場で加工されている容器の偏心を調査した結果、かなり大きい偏心が生じていることが明かとなった。また、実際の冷鍛品の偏心も、本研究で押し実験装置で押し出した容器の偏心と類似した傾向をもつものも多く、本研究で得られた知見と定性的に一致していると言えよう。

製品の機能上要求される精度や、組立上必要とされる精度は技術の進歩とともに、益々高精度化している。冷間鍛造加工がこれらの要求に答え、その存在価値を高め部品加工分野において優位性を確保していくためにも、個々の製品の合理的な加工工程開発とともに、基本的な問題の研究に取り組み、問題解決能力を着実に培う努力が不可欠である。

第9章 結論

本研究は、容器押し出し加工における偏肉（偏心）発生のメカニズムを明らかにするために、容器押し出し時にパンチを曲げ、製品容器に偏心を発生させる非軸対称荷重を検出し、その発生原因と偏肉におよぼす加工条件の影響を明らかにし、更に、材料流動と偏肉との関係を上界法により解析した。また、本研究で得た知見と実際の容器状冷間鍛造品の偏心測定結果と対照した。

本論文の各章で得られた結果を要約すると以下のものである。

第1章は序論であり、本論文の目的と意義を述べると共に、冷間鍛造の研究課題および、容器押し出し加工の過去の研究状況を要約し、容器状製品の同軸度誤差（偏心）低減のための基礎的研究が欠落していることを指摘した。

第2章では、押し出し荷重偏心と横荷重の測定原理を述べ、容器押し出し実験装置が具備すべき条件を明らかにし、長柱の理論によりパンチの弾性変形を計算する方法、試作した試験装置の構成と組み立て精度ならびに実験条件を述べた。

第3章では、初期偏心が小さく、ほとんど軸対称とみなされる条件で容器押し出しを行ない、容器押し出し時に現われる非軸対称変形挙動を調査した。その結果、次のことが明らかとなった。

初期偏心がない工具で押し出しを行なってもパンチを曲げるモーメントが発生する。押し出し比の小さい場合ほどモーメントは大きくかつ工程とともに増加しやすい。当然ながら曲げモーメントが大きい場合ほど押し出された容器の偏心は大きい。

加工中のパンチ先端の動きは押し出し比毎に異なり、わずかな初期偏心の方向との間には一定した関係が認められず、接触開始時のわずかな不均一（外乱）や加工中の外乱の影響を顕著に受ける。

変形の初段階($H < 0$)ではパンチ荷重 P の偏心 e_p の方向と横荷重 F_f の方向はおおむね反対で、パンチは F_f の方向にたわむ。 $H = 0 \sim 5 \text{ mm}$ で、 e_p と F_f が同じ方向に作用するように変化する。

次に、第4章で、パンチに初期偏心を与え押し出しを行ない、初期偏心の影響を明らかにした。

(1) 初期偏心 E_0 が存在すると、加工の初段階において厚肉側への流動が

優勢に起こり、横荷重 F_f はパンチを厚肉側へ曲げ、偏心を矯正するように生じる。また、パンチ荷重中心は薄肉側へ偏倚し、偏心を助長する曲げモーメントを生じる。しかし、行程が進むと、荷重中心は逆にパンチ先端中心に近づき、曲ったパンチのたわみ δ を増大させるような曲げモーメントをパンチに与えるようになる。

(2) 押出し比 R が大きいほど、また、初期偏心 E_0 が大きい場合ほど、偏心は矯正されやすい(求心性が強くなる)。 R が小さい場合および E_0 が小さい場合は行程の進行につれて偏心が増大しやすい(遠心性が強くなる)。

第5章では、実加工でしばしば遭遇する加工条件のうちから、非軸対称性が明確な、ブランクの端面が傾斜している場合及びパンチ端面の潤滑が不均一な場合をとりあげ、その影響を調査した。

(1) ブランクの端面が傾斜していると、押出しの初段階に発生する横荷重によってパンチは低端面側に曲げられ、大きな初期偏心が誘起される。偏心はその後漸減するが、その機構は、パンチとダイに初期偏心がある場合とは根本的に異なる。

(2) ブランク端面の摩擦が不均一な場合、摩擦の大きい方にパンチ荷重の中心が移動し、パンチは高摩擦側に曲げられ、非軸対称流動による横荷重も同方向に作用するため、容器の偏心は加工の進行とともに増大する。

第6章では、容器押出しに用いるパンチの形状が容器の偏心に及ぼす影響を明かにするため、パンチの先端角、パンチランドの長さ、パンチ剛性が容器の偏心に及ぼす影響について検討を加え、次の結論を得た。

(1) パンチの形状を円錐形にすると、求心性が大きくなる。しかし、載頭円錐形にすると、初期の求心性は大きくなるが、準定常期求心性、遠心性とも小さくなる。

(2) パンチにランドを付けると横荷重 F 、パンチ荷重偏心 e_p が小さくなり、パンチの変形が少なくなる。つまり、初期偏心や押出し比にかかわらず、パンチランドは求心性または遠心性を減少させる。

(3) パンチの剛性が大きいほど求心性または遠心性は減少する。

第7章では、分水点の位置 E_f および円周方向速度成分の大きさを表すパラメータ h, X_v を含む簡単な可容速度場によって、非軸対称要因によってどのような非軸対称流動が派生するのかを解析し、実験結果と比較した。

(1) パンチとダイに偏心があると、製品容器の壁部の流出速度を一様と

するような非軸対称流動がパンチ下で生じる。このとき、エネルギー消散率、すなわち、加工力は偏心がない場合ほとんど変わらず、 $E_0=0$ でも非軸対称流が容易に生じ得る。実験でも、初期偏心がなくとも、非軸対称流れが派生し、偏心が生じた。

(2) パンチ端面の摩擦が不均一な場合、分水点は項摩擦側に現れ、加工初期では低摩擦側の流出速度が高くなるが、加工の進行とともに流出速度は急速に一様化されると予測され、実験結果と良い対応を示した。

(3) ブランクの降伏応力 Y が不均一な場合、分水点は低降伏応力側に現れ、円周方向速度成分は低 Y 側へ向かう。

第8章では、実際の冷間鍛造部品から、容器状の製品を選び、偏心状態を測定し、本論文でえられた結果と対照した。パンチの剛性、形状、押し出し比の影響など、本研究で得られた知見と良く対応した。

参 考 文 献

- (1) A. K. Cruden, Performance of High-speed and High-carbon, High-chromium Steel punches in the Backward Extrusion of Cans, NEL Report No. 180, (1965).
- (2) 石原康正・楠兼敬・大西利美・鈴木隆充, 冷間鍛造型の寿命と製品精度について(第1報・中空形状部品), 塑性と加工, 5-38 (1964), 210-216.
- (3) 工藤英明・伊藤宏, 平面ひずみせん孔押し出しにおけるポンチ運動の安定性, 第22回塑性加工連合講演会講演論文集, (1971-10), 335-338.
- (4) 工藤英明・吉村隆, 平面ひずみせん孔押し出しにおけるポンチ運動の安定性(第2報)——鉛を用いた実験の追加——, 昭和50年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1975-5), 237-240.
- (5) 天野富男・田村公男, 後方押し出しにおける最適素材条件(第1報 基本素材形状について), 第37回塑性加工連合講演会講演論文集, (1986-11), 133-134.
- (6) 天野富男・田村公男・村井照水, 後方押し出しにおける最適素材条件(第2報 長尺アルミニウム管の押し出し), 昭和63年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1988-4), 609-612.
- (7) 澤辺弘・高橋昭夫, 素材欠陥及び製品設計が冷間鍛造の精度と欠陥に及ぼす影響, 塑性と加工, 17-187, (1976), 644-658.
- (8) I.C.F.G. (International Cold Forging Group), Calculation Methods for Cold Forging Tools, Document No.5/82 (1983), 1-3.
- (9) 今井邦典, 後方押し出し加工品の寸法精度に及ぼす工具変形及び加工品弾性回復の影響, 塑性と加工, 23-252, (1982), 35-43.
- (10) 戸澤康壽・加藤隆・中西広吉, 冷間後方押し出し製品の寸法精度に及ぼす変形熱の影響, 昭和60年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1985-5), 429-432.
- (11) 工藤英明, 鍛造および押し出し加工に関する塑性力学的研究, 第1報 平面ひずみ問題の解析, 東京大学航空研究所集報, 1-1 (1958-9),

74-77.

- (12) I.C.F.G., Production of Steel Parts by Cold Forging, Document No.1/1978(1978),24.
- (13) Siebel,E. und Fangmeier,E., Untersuchungen über den Kraftbedarf beim Pressen und Lochen. Mitt.Kaiser-Wilhelm-Inst. Eisenforsch. Düsseldorf, 13(1931), 329.
- (14) I.C.F.G., General Recommendations for Design,Manufacture and Operational Aspects of Cold Extrusion Tools for Steel Components,Document No.6/82(1983),1-4.
- (15) 澤辺弘 , 冷間鍛造の基礎と応用, 67, (1968) , (株)産報.
- (16) 白井徳雄・水野高爾・村松勁, 容器の冷間押し出し加工における偏肉(第1報, ポンチ荷重の偏心および横荷重の測定) , 日本機械学会論文集(C編) , 55-514, (1989-6),1538-1545.
- (17) 白井徳雄・小島之夫・水野高爾, 容器の冷間押し出し加工における偏肉(第2報, 可容速度場による非軸対称流動の予測) , 日本機械学会論文集(C編) , 掲載予定.
- (18) 水野高爾・白井徳雄・松井正仁・村松勁, 容器の冷間押し出し加工における偏肉(第3報, ブランクの端面の傾斜および摩擦の不均衡による偏肉) , 日本機械学会論文集(C編) , 投稿中.
- (19) 水野高爾・白井徳雄・松井正仁・村松勁, 容器の押し出しにおける偏肉に関する研究, 第39回塑性加工連合講演会講演論文集, (1988-10), 311-314.
- (20) 水野高爾・白井徳雄・松井正仁・村松勁, 容器の押し出しにおけるブランク端面状態と偏肉, 平成元年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1989-5), 583-586.

謝 辞

この研究は名古屋工業大学水野高爾教授の指導のもとに行なわれたものであり，論文をまとめるに当って，名古屋工業大学川嶋紘一郎教授ならびに船橋鉀一教授から貴重な指摘を賜りました．そして，日本電装（株）常務取締役太田和宏氏，常務取締役伊東章郎氏，生産技術部長村松勁氏には研究遂行中何かと便宜をはかって頂きました．ここに深甚の謝意を表します．