

鍛造加工の加工プロセス設計
に関する研究

2008年3月

松田 豪彦

鍛造加工の加工プロセス設計
に関する研究

Experimental and Analytical Study on
Forming Process Design of Forging

2008年3月

松田 豪彦

目 次

第1章 緒 論

| | | |
|------|--------------------|---|
| 1. 1 | 鍛造加工 | 1 |
| 1. 2 | 成形温度および金型寿命 | 2 |
| 1. 3 | 鍛造加工の工程設計とシミュレーション | 3 |
| 1. 4 | 加工コストの低減 | 4 |
| 1. 5 | 本研究の目的 | 5 |

第2章 冷間軸対称側方押し鍛造加工法による軸付円板の成形加工

| | | |
|------|------------------------------|----|
| 2. 1 | まえがき | 8 |
| 2. 2 | 実験装置 | 8 |
| 2. 3 | 加工素材 | 11 |
| 2. 4 | 実験条件および実験方法 | 11 |
| 2. 5 | 実験結果（パンチ荷重－パンチストローク曲線と成形品形状） | 12 |
| 2. 6 | 成形過程の問題点と解決法 | 14 |
| 2. 7 | まとめ | 14 |

第3章 型に設ける段差空間による形状転写能の向上

| | | |
|------|------------------------------|----|
| 3. 1 | まえがき | 15 |
| 3. 2 | 実験装置 | 15 |
| 3. 3 | 加工素材 | 16 |
| 3. 4 | 実験条件および実験方法 | 16 |
| 3. 5 | 実験結果（パンチ荷重－パンチストローク曲線と成形品形状） | 19 |
| 3. 6 | 段差空間設置条件と型形状転写能の関係 | 23 |
| 3. 7 | まとめ | 28 |

第4章 成形過程のメタルフローと成形品の内部ひずみ

| | | |
|---------|---------------------------------|----|
| 4. 1 | まえがき | 30 |
| 4. 2 | 逐次変形過程における段差空間と外形形状の関係 | 30 |
| 4. 3 | 成形品形状と部品形状 | 35 |
| 4. 4 | 有限要素法を用いた計算機シミュレーション | 37 |
| 4. 4. 1 | 解析計算の流れ | 37 |
| 4. 4. 2 | 解析における計算条件 | 40 |
| 4. 4. 3 | 段差空間の有無における外形形状および速度ベクトルの解析結果比較 | 41 |
| 4. 4. 4 | 最終形状における相当ひずみ分布解析結果の比較 | 43 |
| 4. 5 | まとめ | 45 |

第5章 フライホイール鍛造への応用

| | | |
|---------|------------------------|----|
| 5. 1 | まえがき | 47 |
| 5. 2 | 側方押し鍛造加工によるフライホイール成形加工 | 48 |
| 5. 3 | フライホイール部品設計と型設計の統合最適化 | 49 |
| 5. 3. 1 | 製品設計と型設計の統合最適化手順 | 49 |
| 5. 3. 2 | 統合最適化設計によるネットシェイプ加工の確認 | 62 |
| 5. 4 | まとめ | 65 |

第6章 結 論

| | |
|------|----|
| 参考文献 | 67 |
|------|----|

| | |
|-----|----|
| 謝 辞 | 70 |
|-----|----|

第1章 緒 論

1. 1 鍛造加工

円柱状素材，あるいは角形状素材などから所定の寸法形状の製品を型を用いてプレス成形する加工技術は，（型）鍛造加工と呼ばれている。鍛造加工は，加工温度および潤滑油などの加工条件を適切に選定し，型設計を含む行程を適正化することにより，均一な製品を精度よく多量に生産することができる利点を持つ。同加工は，各種工業製品（部品）の成形加工に利用されている。加工される素材は，前記のように一般に塊状の一次加工品が用いられ，材料の損失も少なく量産化および原価低減に寄与している。近年，これらの利点により切削・鋳造など他の加工手段から鍛造加工に工法転換が進んでいる。

被加工材料には，冷間加工工程において加工硬化および異方性が現れ，製品内部に鍛流線が入り強度が向上する。熱間加工工程では，素材の加工硬化が低下し低い加工力で成形させることができる。このとき，合金の場合は析出硬化などのいわゆる加工熱処理による組織変化が起き，加工による製品の材質改善策として活用することができる^{1,2)}。熱間での組織変化を利用して，一度に最終形状まで加工せず，成形途中で中間焼鈍による回復を利用することで，加工エネルギーを少なくして成形することもできる。

成形品の寸法サイズは，メートル（m）サイズからマイクロメートル（ μm ）サイズにわたり^{3,4)}，最近ではマイクロフォーミングと呼ばれる微小部品加工の研究が進められている⁵⁾。

一方，切削，研削は，複雑な形状や高い精度の製品（部品）成形に有効である。鍛造と切削を組み合わせた加工では，切削工程を削減することにより全生産コストを下げる目的で，製品に近い形状（ニアネットシェイプ）に鍛造する精密鍛造方法が開発されてきた。最近では，鍛造加工においてもさらに形状精度を向上させ，最終形状（ネットシェイプ）まで加工することが求められるようになっている。精密鍛造では，20～50 μm の寸法誤差が大量生産品において保証できる限界である。また，最後に切削加工で精度を出すことを前提に自由鍛造で最終形状に近い形まで成形を行う加工法もある⁶⁾。なお，切削，研削および塑性加工の難しいいわゆる難加工材は，鋳造あるいは粉末・焼結による成形加工が行われる。

鍛造加工用金型について記述すると，金型用鋼は冷間加工用金型材として SKD11 材および SKH51 材をベースに，熱間加工用金型材では SKD61 材をベースに開発が進められてきた。精度の良い成形品を得るため閉塞鍛造を行う場合，金型への負荷は過酷であり，窒化処理等といった表面処理技術や負荷を分散させる割型などによる金型自体の品質向上といった金型寿命の延命化が重要な課題となっている^{7~9)}。

鍛造加工を実施するプレス機械は，機械式プレス，電動プレス（サーボプレス）お

よび油圧プレスなどが使われる。プレスラムの往復動という比較的単純な動作を行う機械であるが、プレスボルスター上に成形加工用金型を設置することにより、さまざまな製品形状の成形加工が可能となる¹⁰⁾。

平成 18 年度に経済産業省が示した「特定ものづくり基盤技術高度化指針」の技術分野に、鍛造に係る技術が金型および金属プレス加工等とともに指定されている。鍛造加工は、今後も軽量化、高機能化および開発リードタイム短縮等において非常に有望であり、自動車産業や電機産業等で今後も伸長が期待できる技術であるといえる。

1. 2 成形温度および金型寿命

鍛造加工を高温度で行うと、少ない加圧力で型内部に素材が充填しやすく冷間で成形できない複雑な形状の加工が容易にできる。しかし、冷間加工に比べ生産スピードが劣る。また、加熱に要するエネルギーの消費が大きいため、社会の要請であるエネルギー抑制に反することから、積極的に適用することは難しい情勢にある。さらに、工具の軟化や熱変形、素材表面への酸化膜の生成など成形精度を悪くする要因を抱え、精度には限界がある。製品によっては、大きな変形を温間もしくは熱間鍛造で与え、精度を出すために形状を整えるサイジング加工を冷間で行うといった組み合わせ鍛造が適用されている^{11,12)}。

切削やサイジング加工といった仕上げ加工を行わず、生産コストの低い鍛造加工のみで最終形状（ネットシェイプ）という目標の形状を達成するには、金型内部へ素材の充填を促進させねばならない。しかし、素材の変形特性（加工硬化）及び素材／工具間の摩擦拘束のために、型の角部に素材を充填させることは難しく、欠肉が発生しやすい。また、閉塞鍛造になると、加工最終段階でプレス機の加工能力にまかせてパンチストロークはほとんど変化せずに加圧力だけが急激に上昇する状態が起こるため、金型の負担が大きくなる。すなわち、変形が閉塞状態でプレスの加圧力だけが急速に上昇する加工は、実際に生産現場で金型を用い繰り返し加工する生産ショット数を想定すると、金型寿命の低下に直結した問題になると考えられる。一般に、1 成形工程で金型に作用する加圧力をできるかぎり小さくすれば、金属疲労を抑え金型寿命は向上する。金型鍛造の実操業では、1 つの金型で50万個以上の生産が望まれる。Fig. 1.1 に、一般に鉄鋼系材料の場合での応力振幅と加工回数との関係を示す。一定応力の繰り返し数が10の7乗回程度でも破壊しない応力を疲労限と言い¹³⁾、疲労限以下で生産を行えば、金型は半永久的に使用することができる。

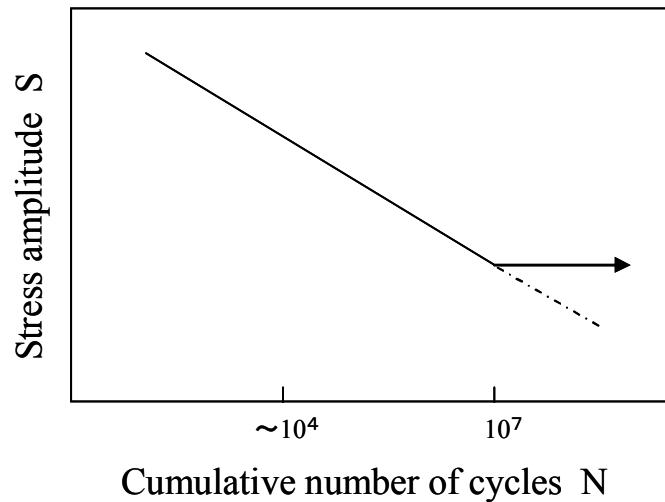


Fig. 1.1 Schematic typical S-N curve

金型寿命を延ばすには、閉塞状態に陥らず金型内部へ素材の充填を促進させる必要がある。塑性変形の継続と加圧力の緩和を可能とする方策として「捨て軸法」および「分流法」が提案されている^{14,15)}。ネットシェイプ鍛造を行うため、これらの加工法が歯車製造等に用いられている。

1. 3 鍛造加工の工程設計とシミュレーション

多段加工を要する複雑な成形品や加工精度を必要とする成形品に対しては、最適工程設計のため成形過程における素材の成形状態の解明が必要である。成形加工シミュレーションの手法は、大別すると計算機シミュレーション (Logical simulation) と実験シミュレーション (Physical simulation) がある。

計算機シミュレーションは、成形過程の力学を数式群すなわち数学モデルで表記して、これを計算機で解き、さらに結果をコンピュータグラフィックにより物理現象として表示するシミュレーション法である。代表的なシミュレーション法として、有限要素法 (FEM: Finite Element method) を使ったシミュレーションソフトウェアがある。例えば、商品名 DEFORM, ANSYS および MARK といったソフトウェアが市販されており、これを使った成形加工シミュレーションで工具や加工装置を要せずに仮定の塑性変形現象を計算機画面上で把握できる。有限要素法による成形加工シミュレーションでは、計算精度を上げるために設定する微細メッシュを用いた解析計算に、かなりの時間を要することが知られている。最近では、プログラムのアルゴリズムの改善やコンピュータの演算速度が向上したことで、自動的に変形体のメッシュを切る機能の付加や計算エラーの減少により、3次元の塑性変形において数日程度の計算時間で結果が得られるようになった。

近年、有限要素法を用いた計算機シミュレーション (Logical simulation) が設計段階での加工の検証に利用されている^{16~23)}。ただし、この計算機シミュレーションは、素材の変形抵抗や摩擦条件といった外部入力条件により結果が大きく左右される。素材の変形抵抗を表す真応力-真ひずみの関係は、簡易的に n 乗加工硬化率式を用いて表される場合があるが²⁴⁾、変形抵抗には被加工材の材質や加工条件である温度やひずみ速度の影響が密接に関わっており、n 乗加工硬化率式では実際の変形抵抗を表現することは難しい場合がある²⁵⁾。特に熱間加工では、変形抵抗のひずみ速度依存性が顕著であり、したがって加工過程におけるひずみ速度の変動履歴の考慮が必須である^{26~31)}。真応力、真ひずみおよび真ひずみ速度の関係は、素材ごとに変形抵抗試験を実施し、その実データをもとにした変形抵抗予測式の確立が必要である。以上の事由により、有限要素法を用いた解析では、実測に即した解析結果が得られたか否か不明確な部分があり、完全にシミュレートできないことがしばしば起こる。したがって、実現象を正確に把握するには、実現象に即した成形加工実験が必要となる。

実験によって加工素材の成形過程を実測する実験シミュレーション (Physical simulation) は、実現象に即した解析結果をもたらす。実験シミュレーションの特徴は、加工素材固有の変形抵抗や加工条件である加工温度、加工速度および潤滑状態、ならびにプリフォーム形状および型形状といった成形加工に関与するすべての条件が実験結果および解析結果に自動的に組み込まれることである。塊状の素材を鍛造や押出しで成形加工する場合、格子線解析法を用いて実験解析を行う研究がある^{32~36)}。これは、素材の子午面に格子線を描き、逐次加工を行って格子線のゆがみを追跡して塑性流れやひずみ分布を解析する。板状の素材を用いて絞り加工する場合には、素材表面に格子模様を描き、表面ひずみで変形状態を明らかにする³⁷⁾。新規の製品開発では、前記の問題点からわかるように、実験シミュレーションの方がより現実的な解析結果をもたらすと言えることから、このシミュレーション法を用いた開発が行われることになる。

本研究では、実験シミュレーションによる成形加工実験によって、円柱状素材の冷間軸対称側方押出し鍛造加工を行った。

1. 4 加工コストの低減

1990 年代以降、自動車部品のコストダウンのため、精密鍛造に対する要求が一段と高まった。その流れは、現在も継続しており、自動車メーカーの下請け等で部品製造を行っている企業は、素材の有効利用、加工の効率化、不良品の削減などコストダウンの努力を強いられている。そのため、これらの企業では、少ない加工工程数で製品として使われる機能を満足する精度にまで成形を達成できる加工技術の適用を望んでいる。この要請に対応するには、成形品の形状が製品としての機能を満足すると同時に機能に関係が薄い部分は形状精度を緩和して、必要以上の加工精度を求めない製

品設計を行うことが有効であると考え。すなわち、型鍛造加工において、製品の機能と無関係な角肉部を素材の充填が難しい特定の形状に設計することは、成形加工の面から不合理である。製品の機能に直結する部位について、精度を満足する成形加工を実現する製品設計と加工手順の設計を同時に協調して行うことが必要と考える。

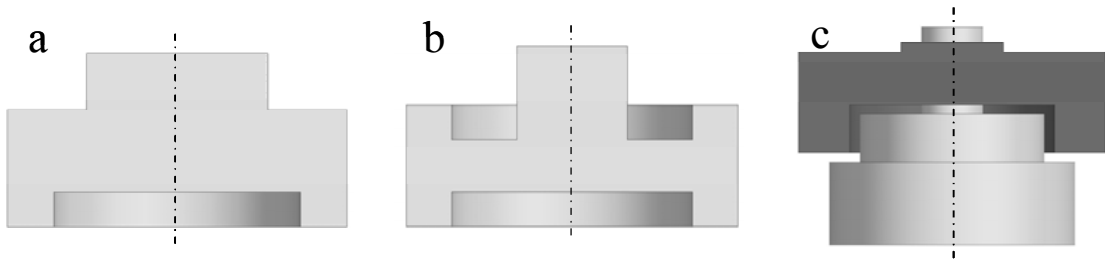
新しい製品を開発する場合、設計者の立場から見ると、製品に課せられた機能の実現が第1義となる。一方、生産者の立場から見ると、生産コストを抑えた加工技術の要求が第1義となる。したがって、製品設計と生産の間でさまざまな妥協を図らねばならない³⁸⁾。近年、設計と生産とは独立した部門として位置づけが進んでいる。図面が下請けに流れるように、加工する者は設計者の指示する寸法どおりでしか生産が行えないため、加工技術と製品に必要な機能性との両立を考慮した生産が行いにくい状況にある。先に述べたように、設計側と生産側とが協調作業を行うことにより、設計の最適化と加工プロセス（加工手順）の最適化が図られて、製品の機能を満足しつつ生産性に優れた加工製品が得られると考えられる。

1. 5 本研究の目的

本研究では、軸付き回転体機能部品の成形加工に適用することができる軸対称側方押し鍛造加工を研究の対象とした。同加工法は、型とパンチにより密閉型内で成形が行われることから、閉塞鍛造の一種と言われている³⁹⁾。自動車や精密機械に使われるフライホイール、回転ノブおよびプーリーなどの回転体機能部品ならびにフランジなどの円板状部品が、同加工により成形加工できる。Fig. 1.2 に代表的なフライホイール、回転ノブの模式図を示す。フライホイールは、自動車エンジンや発電機などに用いられ、円板の回転がエネルギーを保存し回転の平滑化がはかれる機能部品である。外側面近傍の質量を大きくし軸中心近傍の質量を小さく設計することで、製品の質量に対する慣性モーメント値を高くすることが要求される⁴⁰⁾。Fig. 1.2-(1)の a,b,c に示すように、回転慣性能率を高く維持しながら内側を削り込むことにより軽量化されている。Fig. 1.2-(2)の a,b,c の回転ノブには、つまみやすいよう曲面の窪みをつけたものやロレット加工したものがあるが、金型にあらかじめ転写する形状の加工を施すことにより、側方押し鍛造加工で成形品に意図された形状を転写することが可能となる。

ただし、Fig. 1.3 に示すように冷間側方押し鍛造加工の場合、加工終了前の塑性流れが型内部で閉塞状態に陥り、結果として成形品外周角部（外縁部）に素材の充填不足（欠肉）が発生し易い。従って、同加工法を実用化するには上記問題点を解決する必要がある。

(1) longitudinal cross sections of the flywheel



(2) Rotating knob

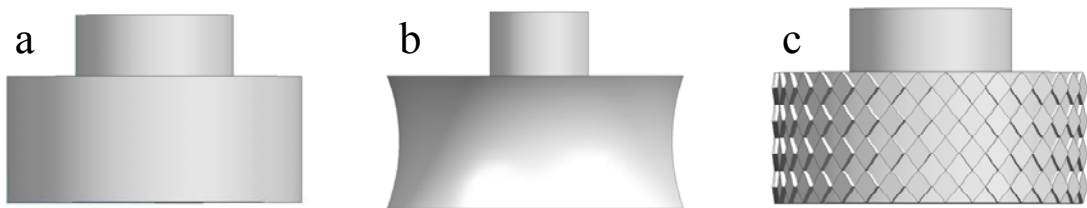


Fig. 1.2 Schematic sketch of flywheels and rotating knobs

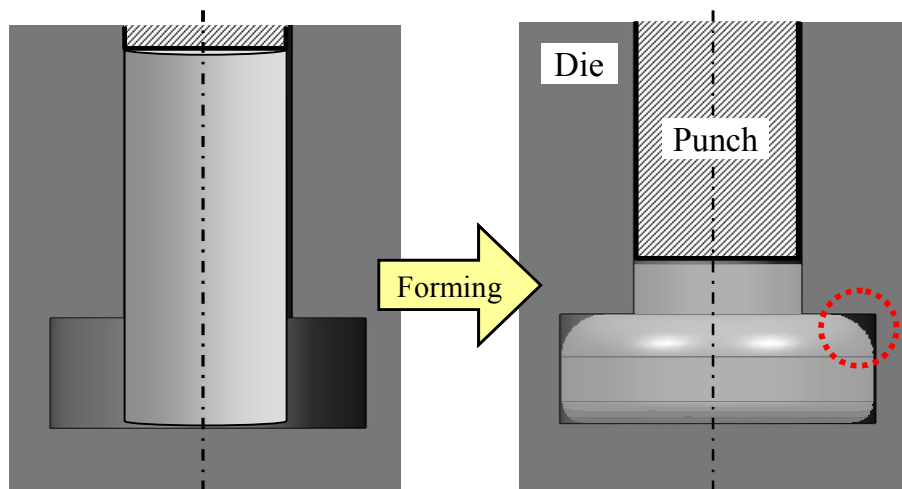


Fig. 1.3 Upsetting with lateral extrusion and the lack portion

平面形状の平面ひずみ側方押し鍛造加工に格子線解析法を適用して実験解析を行った研究では、押し出し部外縁に現れる欠肉を無くする方策として型内部に段差空間を設ける型構造が提案されている^{41,42)}。この段差空間は、素材の塑性流れが型外縁部に充填する過程で周囲の型面から及ぼされる摩擦拘束を減少させる役割と加工終期における塑性流れを維持する役割を持つと説明できる。

本研究における軸対称側方押し鍛造加工に、Fig. 1.4 に示すとおり上述の型構造を

適用した場合，段差空間は型底面縁部の環状溝となることから成形品底面中央部に円形窪み面が成形されることになる。この窪み面をフライホイールの場合は，軽量化を目的として軸中心部に設ける窪み面に相応させ，回転ノブの場合はオーナメント（文字などを刻印した飾り板）などの取り付け面に相応させると，ネットシェイプ加工が実現できる。

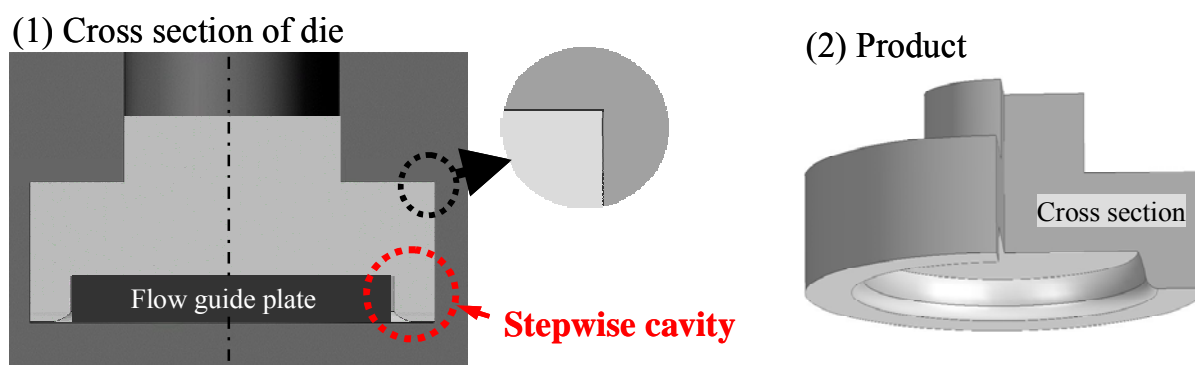


Fig. 1.4 Schematic illustration explaining cross section of die, stepwise cavity and product

以上の観点に基づいて，本研究では低い加圧力で型形状転写能を向上させることを目的に，加工終期におけるメタルフローを効果的に維持する段差空間の設置条件を見極める一連の成形加工実験シミュレーションを実施した。この中で，成形過程における素材の形状変化と型内部への充填率およびパンチ荷重の変化を計測・測定し，段差空間の塑性流れ制御機能を明らかにした。さらに，成形品外縁部分の型形状転写能を向上させた冷間軸対称側方押し鍛造加工用金型を設計した。

また，応用例として軽量化フライホイール成形加工用型設計を行った。

第2章 冷間軸対称側方押し鍛造加工法による軸付円板の成形加工

2.1 まえがき

冷間軸対称側方押し鍛造加工法を適用すると、プレス1工程で円柱状素材からさまざまな回転機能部品を成形できる。本章では、冷間軸対称側方押し鍛造加工により円柱素材から軸付き円板を成形加工する際の成形過程（プレスのパンチ荷重－パンチストローク曲線および成形品形状）を、型空間の高さを2種類に変えた実験によって明らかにした。

2.2 実験装置

本研究で用いた実験装置の概略図および実験装置内部図を Fig. 2.1-(A),(B)に示す。型・工具は全て冷間加工用工具鋼（JIS-SKD11）で製作して、必要な焼入れ焼戻しの熱処理を行った。

Fig. 2.1-(A) において、型は上・下工具を合わせた割型 (a, b) であり、C型治具 (c,d) で一体化する構造である。側方押し部空間の高さ H は 10.4mm と 7.4mm の2種類の条件に設定し、同空間の半径 R は 15mm に設定した。加工素材である円柱素材を型内に装填後、パンチ (g) を設置し、次に記す油圧プレスを用いた成形加工実験を行った。

パンチの押し込みに伴って円柱状素材が軸付き円板に成形される変形過程模式図を Fig. 2.1-(C)に示す。

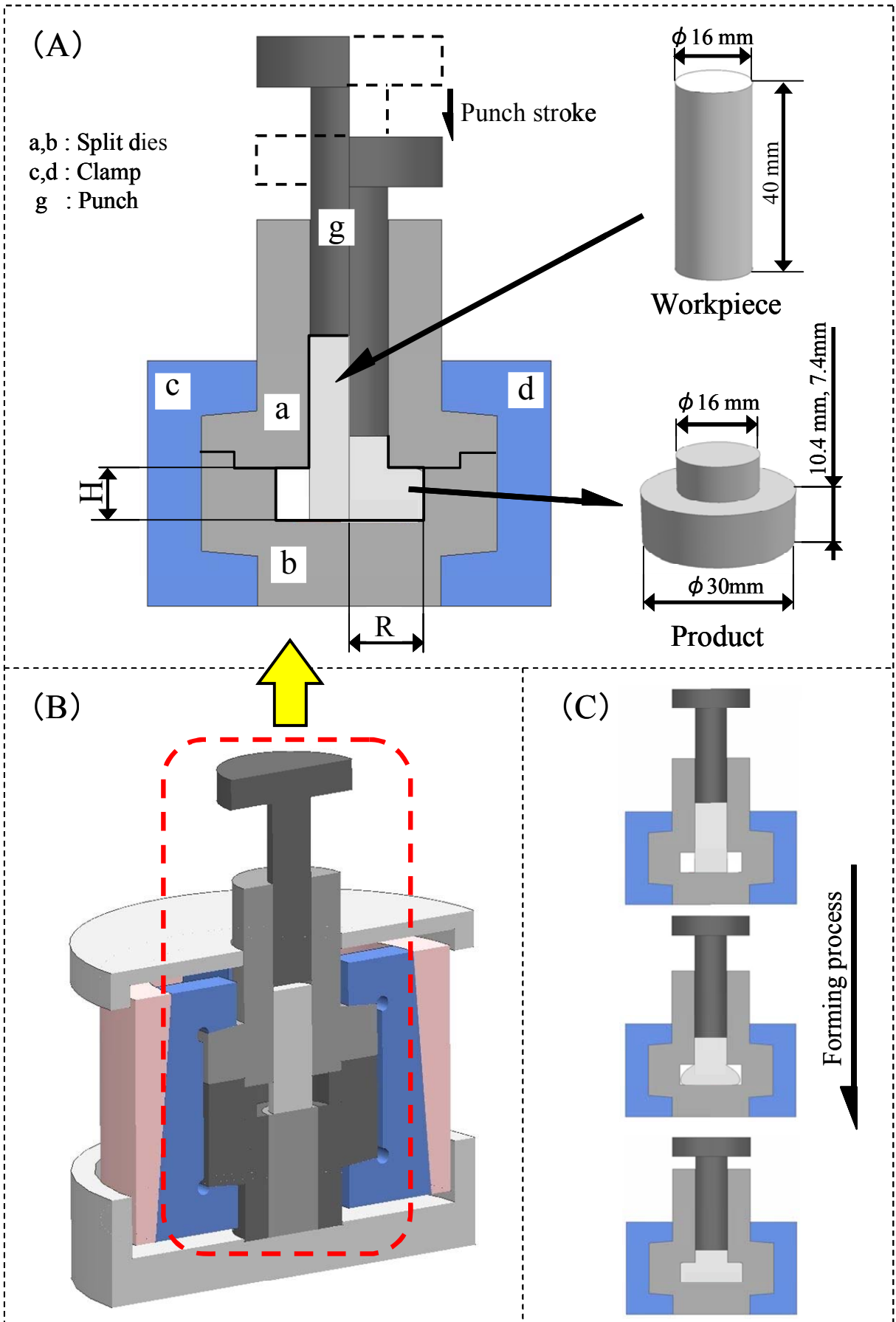


Fig. 2.1 3D perspective and plane image sketch of the forging apparatus

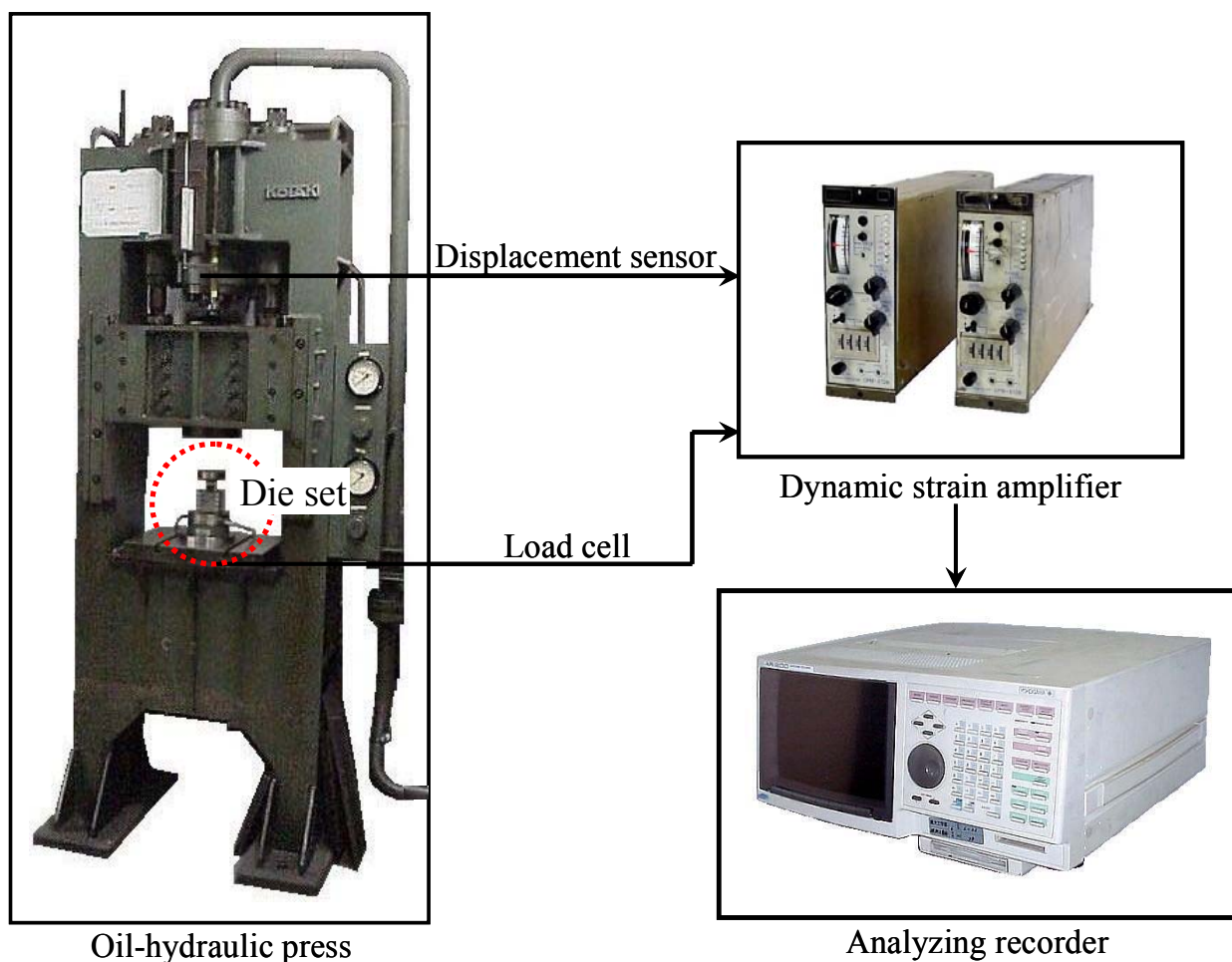


Fig. 2.2 Schematic sketch of the experimental apparatus and instrumentation

実験に用いたプレス機械および測定器を Fig. 2.2 に示す。Fig. 2.1 に示した実験用鍛造加工装置を油圧プレス（インナープレス最大加圧力 30tf—アウトプレス最大加圧力 15tf の複動油圧プレスのインナープレスを用いた）のボルスター上に移して成形加工実験を行った。

鍛造加工過程のパンチ荷重は、Fig. 2.2 の実験用鍛造加工装置の設置台に組み込んだ荷重変換器により計測し、パンチ移動量はプレスラムの動きに連動する変位変換機により計測した。上記の成形過程におけるパンチ荷重値とパンチ移動量はデータレコーダを用いて成形時間に関する変化量として、時系列データ形式で記録した。

2. 3 加工素材

実験に用いた加工素材は、市販工業用純アルミニウム JIS 規格 A1050 である。同素材の化学成分表を Table 2.1 に示す。Fig. 2.3 に示す外形形状の実験用加工素材を長尺丸棒素材から機械加工により製作した後、350°Cで1時間加熱後炉冷による焼鈍を行った。なお、加工素材の焼鈍後の硬さは HV=21 であった。

Table 2.1 Chemical compositions of 1050A

| Elements | Cu | Si | Fe | Mn | Mg | Zn | Ti | Al |
|----------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|--------|
| Mass % | 0.05↓ | 0.25↓ | 0.40↓ | 0.05↓ | 0.05↓ | 0.05↓ | 0.03↓ | 99.50↑ |

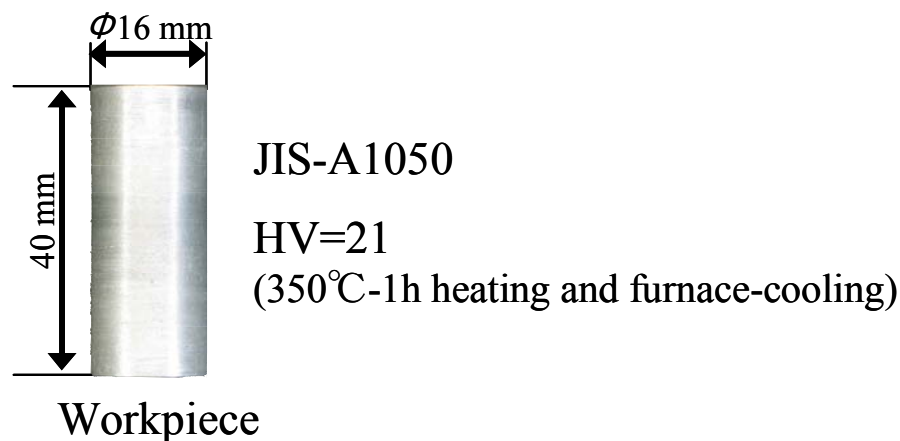


Fig. 2.3 Workpiece

2. 4 実験条件および実験方法

成形加工は冷間加工であり、全ての成形加工実験を室温（約 25°C）で行った。工具/素材間の潤滑を行うための潤滑剤は、パラフィン系無添加基油（ISO VG 1000）を適用した。

2. 2 に記述したように、側方押し出し部の型空間高さは、 $H=10.4\text{mm}$ と $H=7.4\text{mm}$ の2条件に設定し、同空間の半径 R は 15mm に設定した。油圧プレスによるパンチ速度は、約 4.6mm/s とした。なお、成形加工実験の最大パンチ荷重が約 105kN になるまでパンチを降下させ、成形加工を行った。型内部充填が不十分な場合は、パンチ荷重が約 125kN になるまで加工実験を行った。

2. 5 実験結果（パンチ荷重－パンチストローク曲線と成形品形状）

パンチ 1 行程の軸対称側方押し鍛造加工により円柱状素材から成形した軸付き円板形状成形品の側面写真を Fig. 2.4 に示す。同図 (A) は型内部側方押し部の高さ H が $H=10.4\text{mm}$ の場合、(B) は $H=7.4\text{mm}$ の場合の成形品写真である。また、型内部側方押し部の高さ H が $H=10.4\text{mm}$ と 7.4mm のそれぞれの場合におけるパンチ荷重－パンチストローク曲線を Fig. 2.5 に示す。 $H=10.4\text{mm}$ の型を用いた場合のパンチ荷重－パンチストローク曲線には、いくつかのパンチストローク位置における素材の外形形状写真が貼付してある。なお、 $H=7.4\text{mm}$ の型を用いた場合については、最終の成形品形状写真が貼付してある。

Fig. 2.4-(A) の型内部側方押し部の高さが $H=10.4\text{mm}$ の条件では、加工終期の成形品の外縁上角部形状が自由曲面のまま成形が終わっていて、欠肉部が残った成形品となることがわかる。また、この成形条件では、Fig. 2.5 からわかるように、加工過程終期に型内部の塑性流れは閉塞状態となっていて、パンチ荷重を増加させても欠肉部の充填は進まない。一方、型内部側方押し部の高さ $H=7.4\text{mm}$ の条件では、前記と同様に上角部に欠肉部の発生が認められるが、 $H=10.4\text{mm}$ の場合に比べ欠肉部分が少なくなることがわかる。

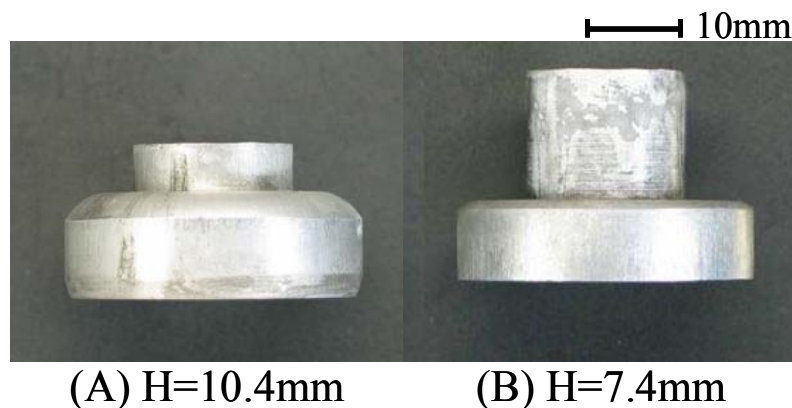


Fig. 2.4 Outer views of the products

Fig. 2.5 に貼付したいくつかのパンチストローク位置における型内部空間の素材形状写真から明らかなように、パンチの加圧降下に伴って素材側方押し部先端が型側壁に到達した後、外縁上角部への塑性流れによって成形品外縁上角部への素材充填が進行する。この外縁上角部への塑性流れ段階で、素材は型側壁から摩擦拘束を受けることになる。ここで、型側壁高さは成形品外縁上角部の充填に必要な塑性流れ（素材の移動距離）と摩擦拘束の面積の両方に直接関係する因子となり、型側壁高さの増加

は成形品外縁上角部の充填状態を悪くする。

以上が、型側壁高さが $H=7.4\text{mm}$ の場合は $H=10.4\text{mm}$ よりも成形品外縁上角部の充填状態が良くなる事由と言える。なお、型側壁高さ H が 7.4mm よりもさらに小さくなると、Fig. 2.5 のパンチ荷重-パンチストローク曲線からも類推されるように側方押し出しの押広げ量が小さくなることによる拘束力の増大、すなわちパンチ荷重が大きく増大することから側方押し出し加工が困難になる。

プレス 1 行程で成形品を得ることができる利点を有する側方押し出し鍛造加工をフライホイール、プーリー、ノブおよび車輪などの回転機能部品の成形加工に適用するには、同加工法により成形品外縁部に未充填部分の無い厚肉側壁の円板形状品を成形加工できる加工用型構造を見出す必要がある。

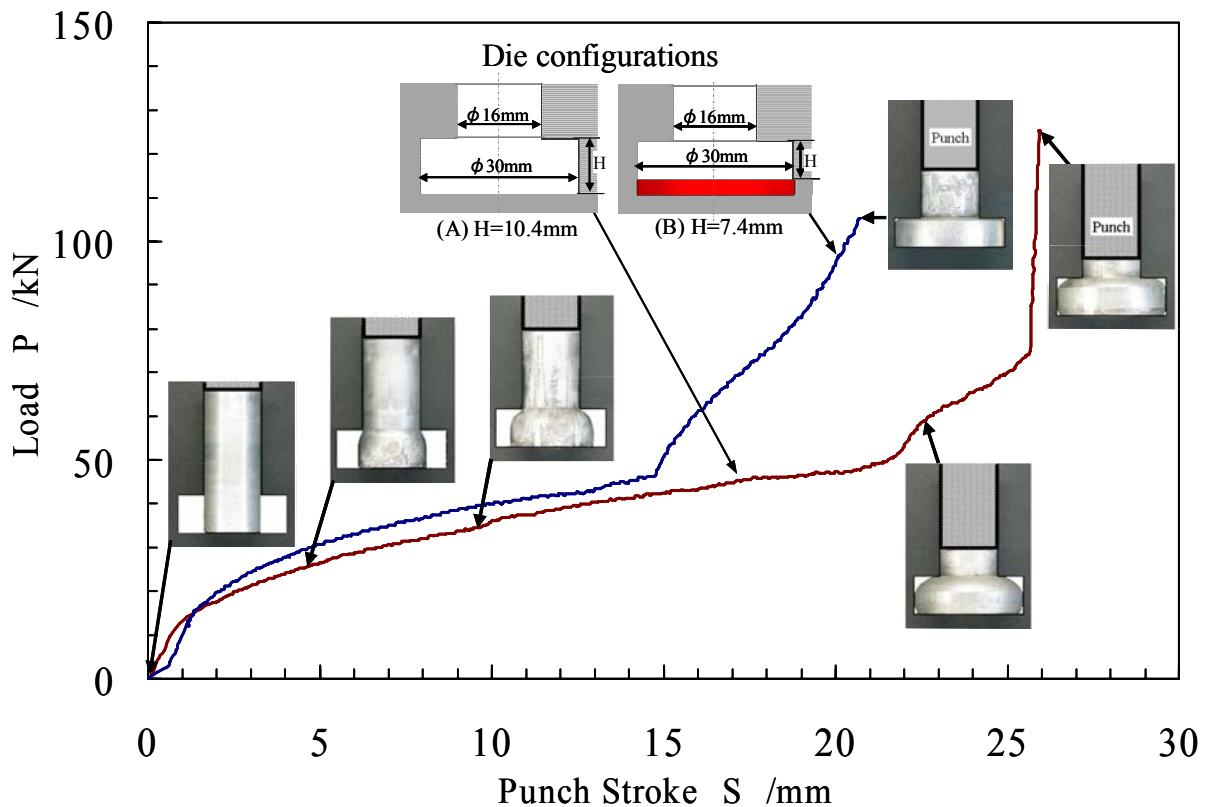


Fig. 2.5 Punch load-stroke curves and workpiece configurations, in the forging processes

2. 6 成形過程の問題点と解決法

2. 5 で明らかにしたように、冷間軸対称側方押し鍛造加工により厚肉側壁の円板形状品を成形加工する場合、次の問題点がある。

問題点 1 : 側方押し部上角部が未充填状態となる。これは、成形品の形状欠陥を招く。

問題点 2 : 加工終期にパンチ荷重の急激な上昇が起こる。これは、型寿命の低下を招く。

成形過程終期の型表面と素材間の相対すべりを持続する工夫が加えられれば、摩擦拘束が低減されて上記の問題点が無くなり型内部形状どおりのネットシェイプ鍛造が可能になると考える。このことに関して、中西、植村らは平面ひずみ側方押し鍛造加工実験に基づいて、型内部底面に段差空間を設けると型形状転写能が向上することを明らかにしている^{41,42)}。型内部底面に段差空間を設けることにより成形加工終期の型表面と素材間の相対すべりを持続する方策は、軸対称側方押し鍛造加工に用いる型の形状転写能向上にも有効であると考えられる。

2. 7 まとめ

本章では、プレス 1 行程で成形品を得ることができる利点を有する冷間軸対称側方押し鍛造加工について、2 通りの型空間高さで実験を行い得られた結果から同成形法の特長や問題点を明らかにした。

冷間軸対称側方押し鍛造加工の加工過程は、パンチの加圧降下に伴って素材側方押し部先端が型側面に到達した後、外縁上角部への塑性流れが進行する。型内空間高さ $H=10.4\text{mm}$ では、加工過程終期に型内部の塑性流れは閉塞状態となり、パンチ荷重を増加させても欠肉部の充填は進まなくなる。得られた成形品は、外縁角部の型形状転写能が不十分であり外縁上角部に欠肉部が残った状態となる。型空間高さ $H=7.4\text{mm}$ では、 $H=10.4\text{mm}$ の場合と同様に外縁上角部に欠肉部の発生が認められるが、 $H=10.4\text{mm}$ の場合に比べ欠肉部分が少なくなる。型側壁高さは、成形品外縁上角部の充填に必要な塑性流れと摩擦拘束面の面積の両方に関係する因子であり、成形品外縁上角部の充填状態に影響を与える。

同加工法を回転機能部品の成形加工に適用するには、成形品外縁部に未充填部分の無い厚肉側壁の円板形状品を成形加工できる加工用型構造を見出す必要がある。この未充填部の発生とパンチ荷重の急激な上昇という問題点の解決には、型内部底面に段差空間を設けることにより成形加工終期の型表面と素材間の相対すべりを持続する方策が有効であると考えられる。次章で、段差空間の幅が型形状転写能にどのように影響するのかを明らかにする。

第3章 型に設ける段差空間による形状転写能の向上

3.1 まえがき

本章では、冷間軸対称側方押し鍛造加工により円柱状素材から軸付き厚肉円板を成形加工する際に、成形品外縁部の形状を型空間形状どおりに成形加工することを実現するため、型底面縁部に環状溝に相当する段差空間を設けた型構造で成形加工実験を行った。すなわち、いくつかの段差空間設置条件で成形加工実験を行い、パンチ荷重および型形状転写能を相互に比較して、型の形状転写に有効な段差空間設置条件を明らかにした。

3.2 実験装置

本研究で用いた実験装置の概略図および実験装置内部図を Fig. 3.1 に示す。第2章で説明した装置 (Fig. 2.1) と同様、上・下工具を合わせた割型 (a,b) で構成され、C型治具 (c,d) で一体化する構造である。側方押し部空間の高さ H は 10.4mm、半径 R は 15mm であり、型内部底面 (半径 R) には、製品外周縁部の形状転写能を向上させる機能を持つ段差空間 (e, f) を形成する円板形状のフローガイドプレート (半径 R_b 、厚さ H_b) を設置することができる。なお、この段差空間は、型底面縁部に設ける環状溝に相当する。

加工素材である円柱素材を型内に装填後、パンチ (g) を設置し油圧プレスを用いて成形加工実験を行った。

実験に用いたプレス機械および測定器は、第2章の Fig. 2.2 および記述と同様である。

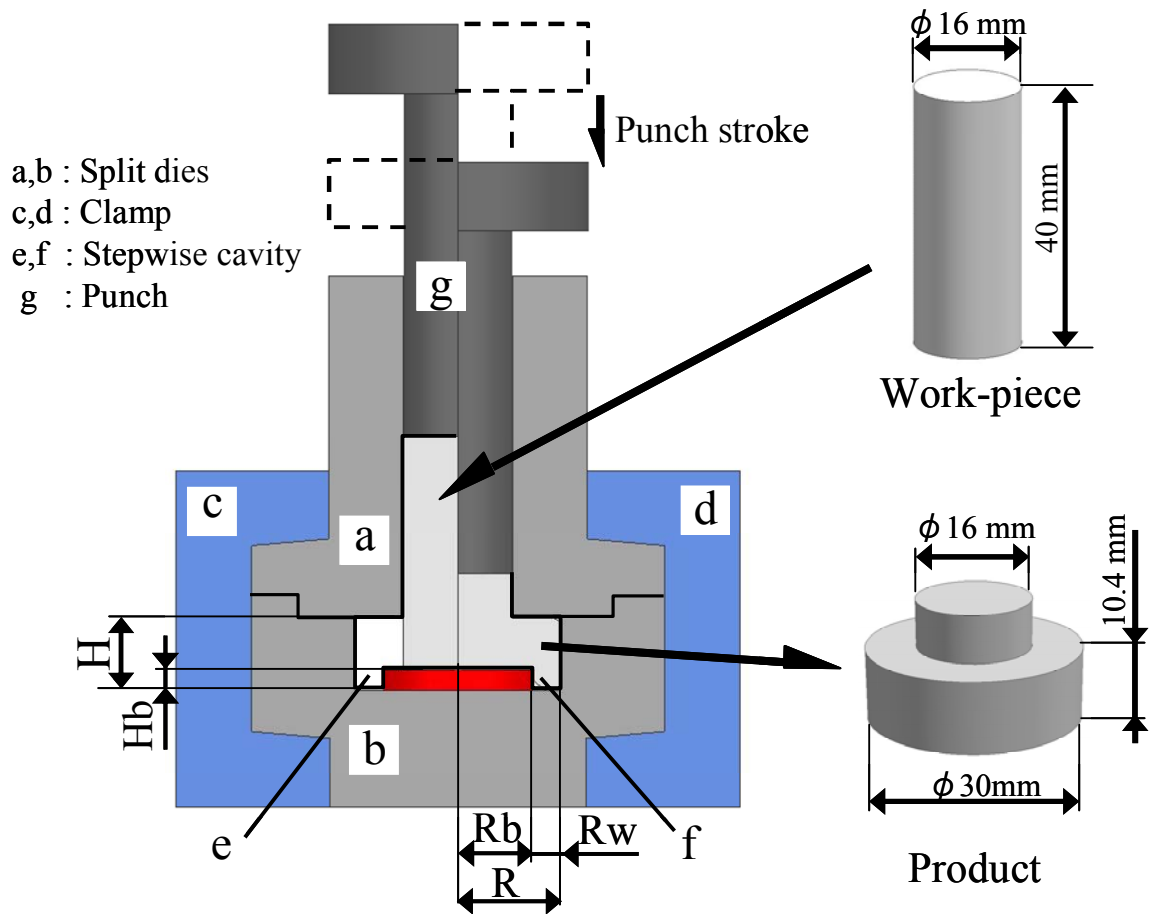


Fig. 3.1 Experimental apparatus of upsetting with lateral extrusion

3. 3 加工素材

実験に用いた素材は、市販工業用純アルミニウム JIS 規格 A1050 (HV=21) を用いた。同素材の化学成分表および焼鈍条件は、前章の 2. 3 と同じである。

3. 4 実験条件および実験方法

各種実験条件とした型内部の寸法を、Fig. 3.2 および Table 3.1 に示す。型内部の段差空間深さを形成するフローガイドプレートの厚さ H_b を $H_b=3\text{mm}$ に固定して、同プレートの半径 R_b を $R_b=10.3\text{mm}(0.667)$, $10.9\text{mm}(0.586)$, $11.5\text{mm}(0.5)$, $13.2\text{mm}(0.257)$ および $15\text{mm}(0)$ (段差空間無しとなる) の 5 種類に変化させた。ここで、() 内の数値は張出し部分の半径方向長さ 7mm に対する段差溝空間の半径方向幅 R_w の割合を表す。ここで、フローガイドプレート半径 $R_b=15\text{mm}$ の条件は、第 2 章で実験した

H=7.4mm の条件と同じである。さらに、比較のため同じく第 2 章で実験した H=10.4mm の条件をフローガイドプレート無し (Hb=0 mm) の条件として加えた。

また、型に設ける段差空間の幾何学的特長として、Fig. 3.2 に示す側方押し部成形品横断面積 S_c (Fig. 3.2 において、 $S_c=\pi R^2$) と段差空間開口部面積 S_b (Fig. 3.2 において、 $S_b=\pi(R^2-R_b^2)$) との比をとった $E_\gamma=S_c/S_b$ の値を Table 3.1 に示す。すなわち、 S_c/S_b は段差空間の押し比となる。

成形加工は冷間加工であり、全ての成形加工実験を室温 (約 25°C) で行った。工具/素材間の潤滑を行うための潤滑剤は、パラフィン系無添加基油 (ISO VG 1000) を適用した。油圧プレスによるパンチ速度は、約 4.6mm/s とした。なお、各実験条件下における最大パンチ荷重を同一にした場合の成形状態を相互に比較するため、予備実験を行った上で成形加工実験の最大パンチ荷重が約 105kN になるまでパンチを降下させ、成形加工を行った。型内部充填が不十分な場合は、パンチ荷重が約 125kN になるまで加工実験を行った。

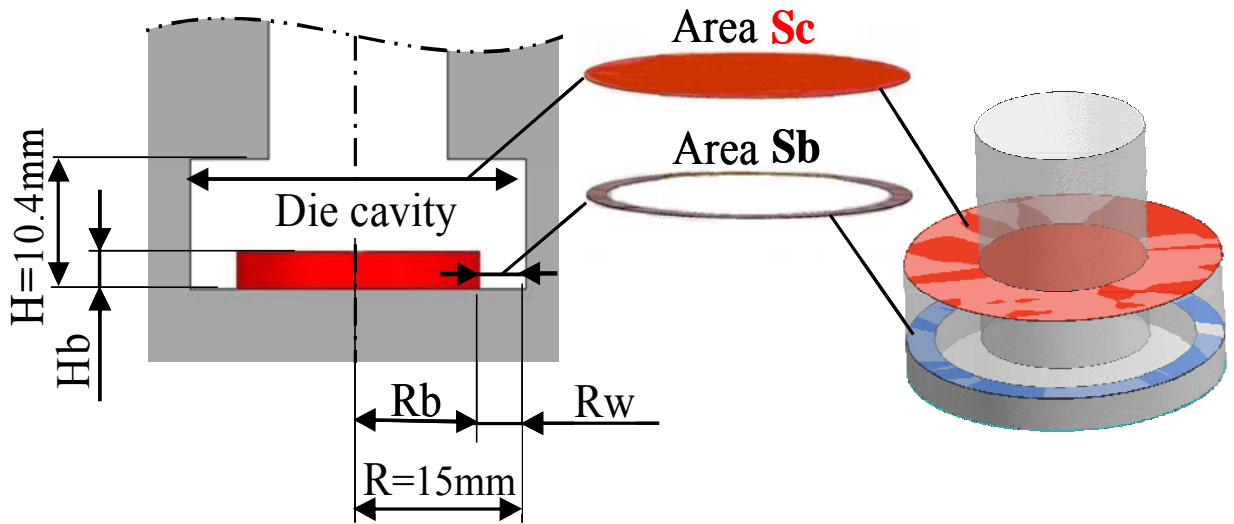
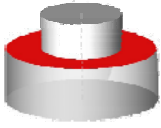
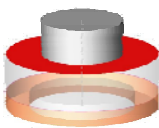
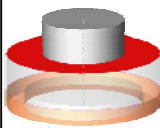
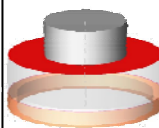
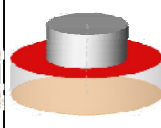


Fig. 3.2 Schematic illustration explaining Die size and cross sectional area of the die cavity, S_c , and cross sectional area of the stepwise cavity, S_b , in a die base

Table 3.1 Dimensions of each elements, R_b , R_w , H_b , R_b , and ratios of extrusions, S_c/S_b

| | | | | | | |
|--|---|---|---|--|---|---|
| Radiuses R_b /mm | - Flat | 10.3 | 10.9 | 11.5 | 13.2 | 15.0 |
| Widths of stepwise cavity R_w /mm | - | 4.7 | 4.1 | 3.5 | 1.8 | 0 |
| Depths H_b /mm | 0 | 3.0 | 3.0 | 3.0 | 3.0 | 3.0 |
| Ratios of extrusion $E_\gamma = S_c/S_b$ | - | 1.89 | 2.12 | 2.43 | 4.43 | - |
| Sketch models |  |  |  |  |  |  |

3. 5 実験結果（パンチ荷重－パンチストローク曲線と成形品形状）

5種類のフローガイドプレートによる各種段差空間を設置した型および段差空間を設けない型を用いて得られた軸付き円板形状成形品の上面，側面及び底面写真を Fig. 3.3 に示す。また，各種条件で得られた側方押し鍛造加工過程のパンチ荷重－パンチストローク曲線を Fig. 3.4 に示す。Fig. 3.4 中の型の模式図は，成形加工に使用した型の内部形状を表す。パンチ荷重－パンチストローク曲線は，素材が側方に押し出される過程におけるパンチ荷重のなだらかな増加過程と，素材の側方押し出し部分先端が型側壁に到達した後に型空間へ充填する過程におけるパンチ荷重の顕著な増加過程を表している。

Fig. 3.3 の成形品写真からわかるように，各種段差空間を設けるためフローガイドプレートを設置した条件では，段差空間を設けない場合に比べ型内部への素材の充填状態が向上している。また，成形品底面部には段差空間による環状の突起ができてい。一方，段差空間を設けない型（ $H_b=0$ mm）を用いた成形加工実験では，欠肉部が残った成形品となっている。Fig. 3.4 からわかるように，型空間へ充填する過程におけるパンチ荷重のパンチストロークに対する増加割合は，型内部底面に設けた段差空間の幅の影響を受ける。段差空間を設けない型（ $H_b=0$ mm）では，パンチストロークが26mm付近でパンチ荷重の急激な増加が表れており，塑性流れが閉塞状態となっている。パンチ荷重を75kNから125kNまで増加させても欠肉部への充填は進まなかった。一方，各種段差空間を設けた条件では，荷重の急激な増加は発生しておらず閉塞状態になることなく加工が完了した。

成形品の側面と押し出し成形部の外縁上角部にある素材未充填箇所の拡大図を Fig. 3.5 に，成形品の外縁角部における輪郭を Fig. 3.6 に示す。外縁上角部では，素材の充填状態が段差空間を設けることにより改善され，また，充填状態が段差空間の幅にも依存して変わることがわかる。一方，外縁下角部では，段差空間を設けない場合（ $H_b=0$ mm）に素材の未充填が認められるが，段差空間を設けた場合（ $H_b=3$ mm）は，段差空間の幅にかかわらず素材が完全に充填していた。

段差空間付金型を用いた冷間軸対称側方押し鍛造加工過程において，型壁面に到達した素材は，段差空間部分で上角部と段差空間部へと上下2方向に塑性流動することになる。

素材と工具間の相対すべりが小さいと素材/工具間で極端に摩擦拘束が大きくなり閉塞状態となるが，素材の塑性流れが維持されると，閉塞状態に陥ることなく上角部への塑性流れが維持され充填が促進されることになる。

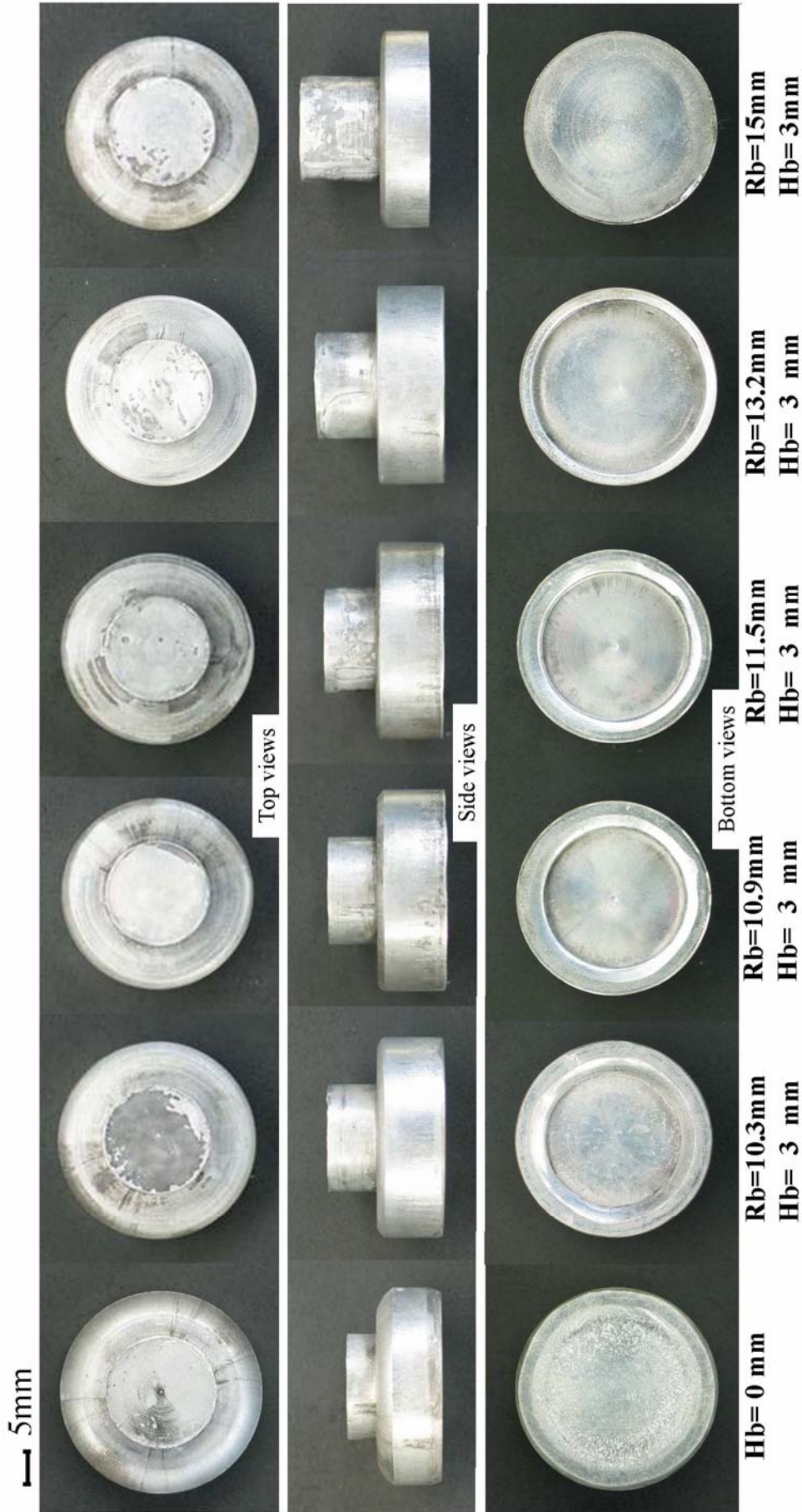


Fig. 3.3 Photographs of the products

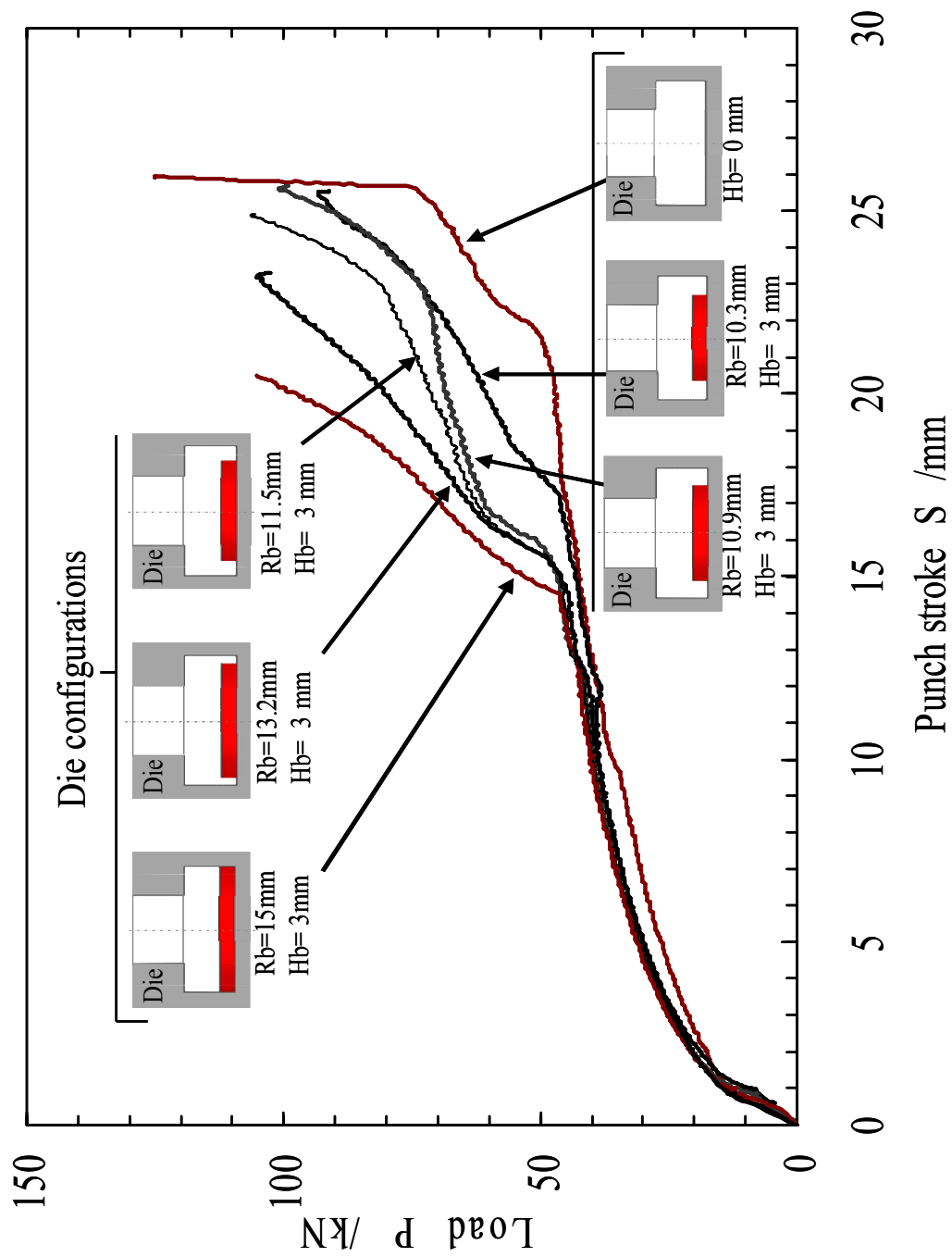


Fig. 3.4 Punch load-stroke curves

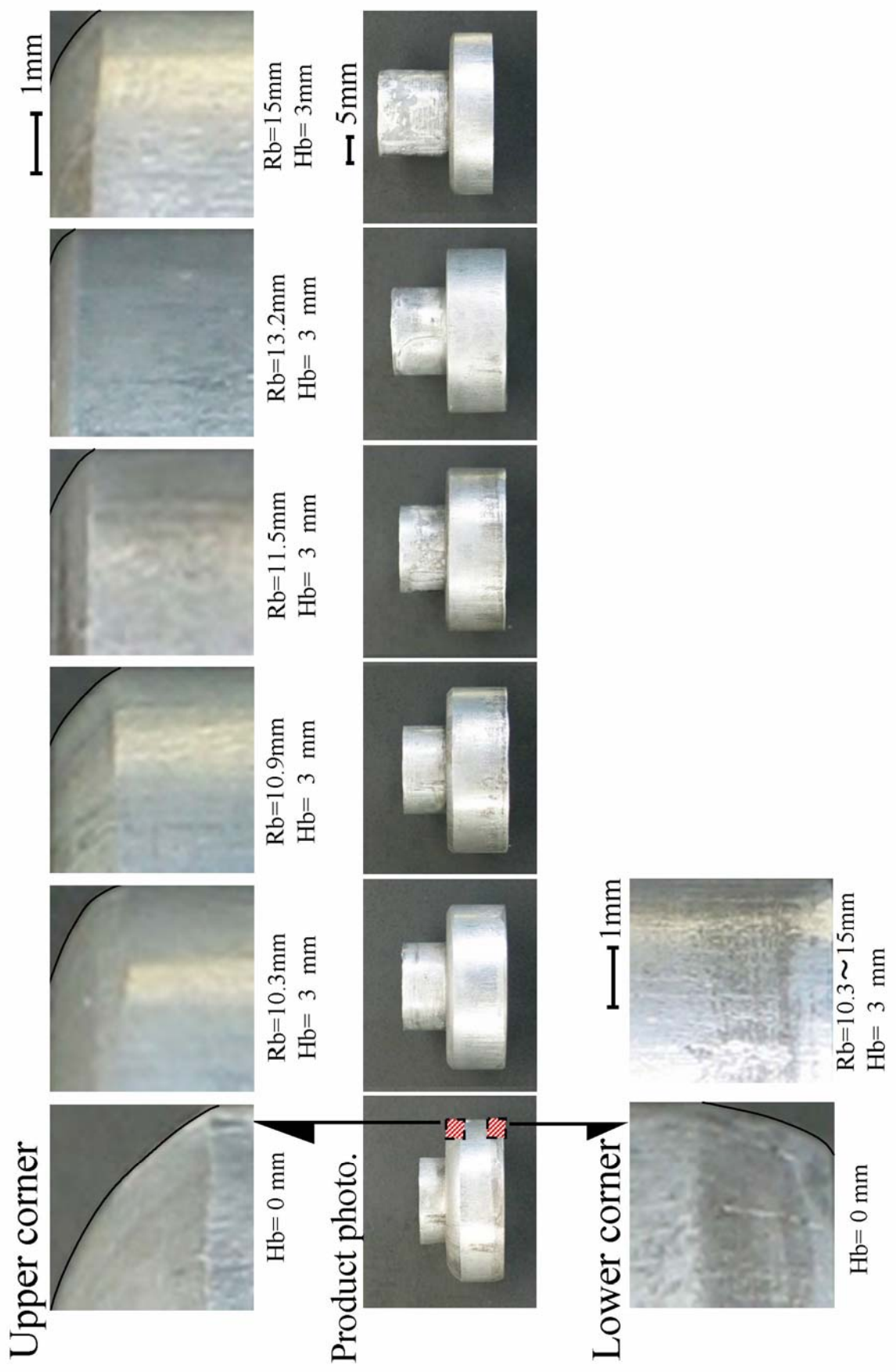


Fig. 3.5 Mutual comparisons of the outer-profiles of the products

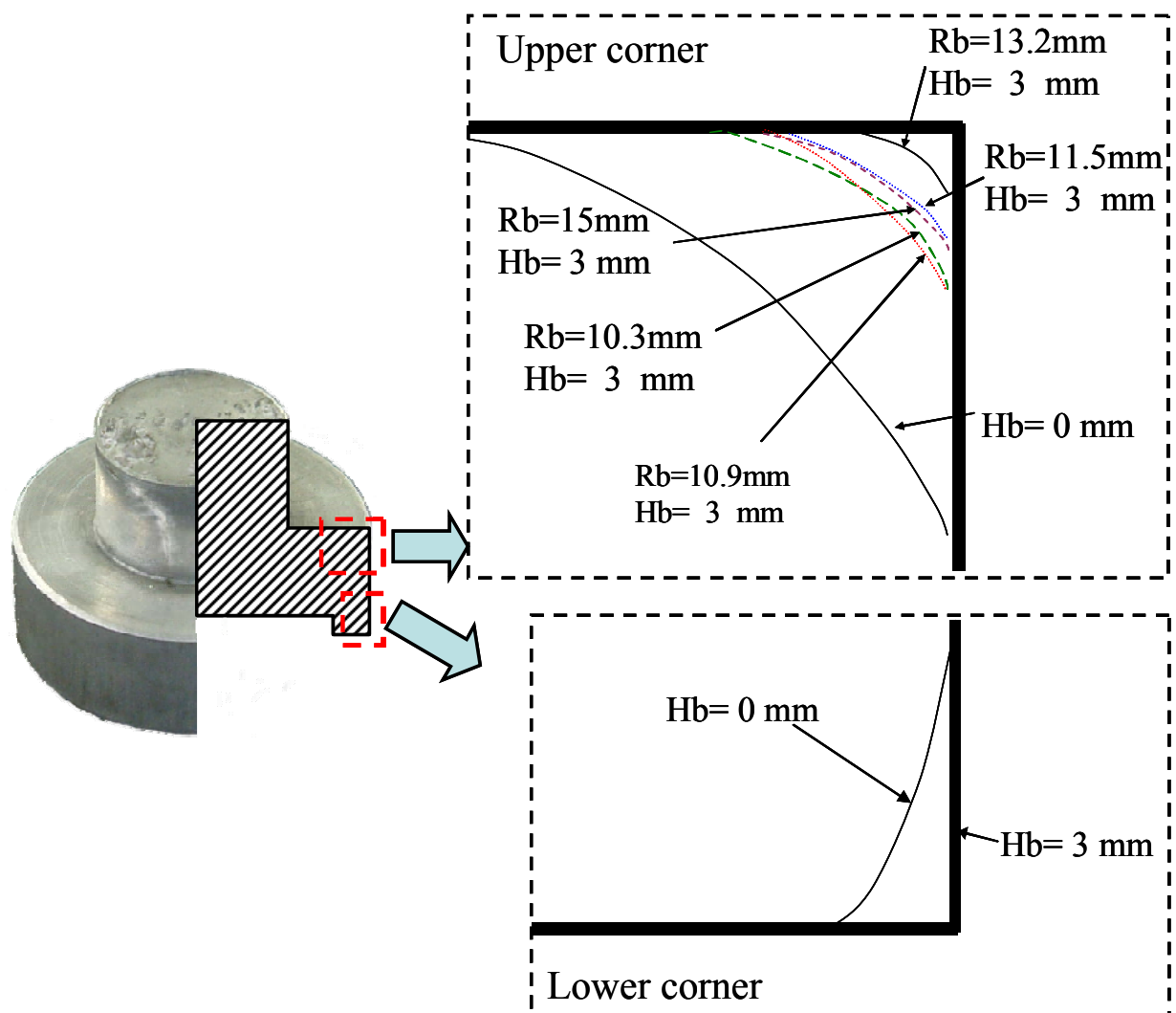
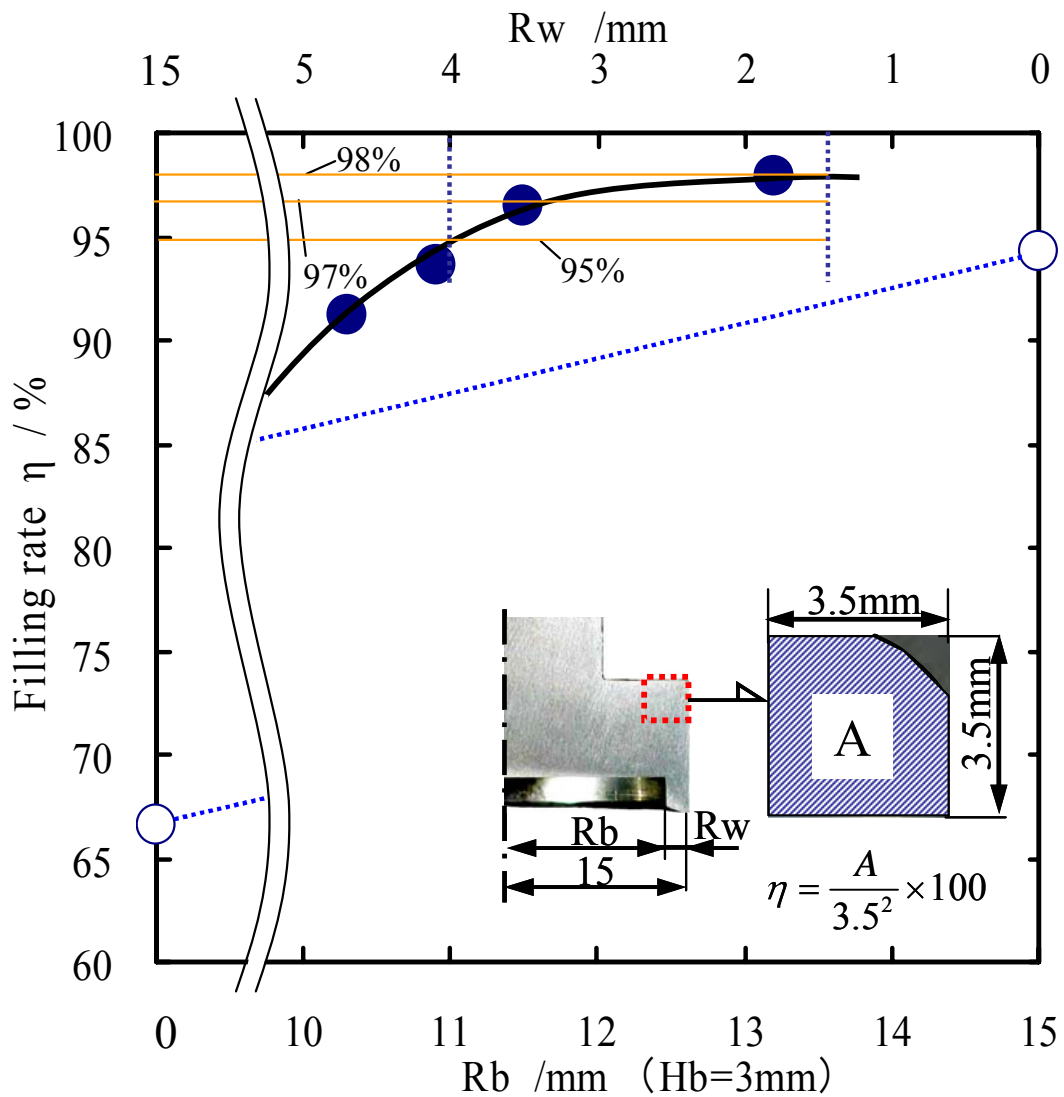


Fig. 3.6 Mutual comparisons of the upper corner and lower corner profiles of the products

3. 6 段差空間設置条件と型形状転写能の関係

成形加工実験を行った各条件における上角部の充填具合を定量的に評価するため、得られた成形品から素材の充填率を求めた。段差空間の設置条件と上角部への素材充填状態の関係を Fig. 3.7 に示す。縦軸の充填率 η は、上角部を平面に投影した図に設定した一辺 3.5 mm の正方形空間枠内において、充填された素材の占有面積 A が占める割合、（ $\eta = A / \text{上角部空間枠の全面積} (3.5\text{mm} \times 3.5\text{mm})$ ）の百分率表示で表した。横軸は段差空間を設けるために型底部に設置する円板形状フローガイドプレート半径 (Fig. 3.2 の R_b) および段差空間の溝幅 (Fig. 3.2 の R_w) を表す。同図から型内の底面に $R_w=1.8$ mm ($R_b=13.2$ mm, $H_b=3$ mm) の段差空間を設けた場合に、型空間への素材充填が最も良好となり、充填率 $\eta=98\%$ に達することがわかる。溝幅 $R_w=1.5 \sim 3$ mm 程度の範囲で $\eta=97\%$ 以上の高充填率が維持されることがわかる。さらに溝幅

Rw を 4mm まで広げても、充填率 $\eta = 95\%$ 程度の充填率が得られることがわかる。なお、同図中に Rb=0 (Rw=15mm, H=10.4mm) と Rb=15mm (Rw=0mm, H=7.4mm) の充填率で結んだ一点破線で示す。型空間高さ H が 10.4mm から 7.4mm へと狭くなることで充填率が向上するが、段差空間を設置した場合の方がより高い充填率を得られることがわかる。



| Die /mm | Hb=0 | Rb=10.3 Hb=3 | Rb=10.9 Hb=3 | Rb=11.5 Hb=3 | Rb=13.2 Hb=3 | Rb=15 Hb=3 |
|-----------------|-------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|---------------|
| Extrusion ratio | - | 1.89 | 2.12 | 2.43 | 4.43 | - |
| Filling rate /% | 91.65 | 97.05 | 98.41 | 99.13 | 99.47 | 98.56 |

Fig. 3.7 Filling rate of a workpiece to the die cavity is evaluated at the projected 3.5mm square plane of the upper peripheral edge of the die

未充填箇所の平面投影図において、その横幅を x_u 、縦幅を y_u としフローガイドプレート半径 R_b との関係を示した図を Fig. 3.8 に示す。フローガイドプレート半径 R_b が 10.5mm で x_u, y_u は 1 mm 程度になり、 R_b を 13.2mm まで大きくすると x_u, y_u は 0.5mm 程度まで小さくなる。 R_b を大きくするほど x_u, y_u ともに小さくなるが、段差空間部の成形品厚さの強度を考えると、 R_b をこれ以上大きくすることは好ましくない。なお、 $R_b=0\text{mm}$ ($H=10.4\text{mm}$) のときと、 $R_b=15\text{mm}$ ($H=7.4\text{mm}$) のときとを一点破線でつないで表示している。型空間の高さ H が 10.4mm から 7.4mm へ狭くなることで x_u, y_u とも小さくなるが、段差空間を設置した場合の方がより x_u, y_u が小さくなることがわかる。

x_u, y_u と充填率 η との関係を示す Fig. 3.9 に示す。 x_u, y_u と充填率 η の関係は直線関係ではなく、高充填率の領域で曲線関係になっている。この関係から横幅 x_u の方が縦幅 y_u よりも大きいことがわかる。また、充填率 η から角部の面取りを換算し、その結果を Fig. 3.10 に示す。充填率 $\eta=96\%$ に達すると、上角部を直角面に表示した場合の C 1 の面取りに相当する値になることがわかる。充填率 $\eta=98\%$ の場合は C0.7 程度の面取りに相当する。なお、実際の角部形状は、素材の塑性流れに依存した自由曲面になっているため、型角部からの距離で見るとさらに面取り寸法は小さくなる。充填率 $\eta=98\%$ での型角部からの距離はわずか 0.37mm であり、面取りに相当させると C0.5 程度になる。

成形品底部の窪み面と段差空間部との間にできた未充填箇所の平面投影図において、その横幅を x_L 、縦幅を y_L とし、フローガイドプレート半径 R_b との関係を示した図を Fig. 3.11 に示す。 R_b が大きくなるに従い x_L, y_L ともに小さくなる傾向にあるが、これは段差空間の幅自体が小さくなることも影響していると考えられる。

これらの未充填箇所は、素材の自然な流れにまかせてできた自由曲面であり、面取り部として利用することで必要最小限のエネルギーでできた無駄のない成形品形状が得られる。

平面ひずみ側方押し鍛造加工⁴²⁾では、側方への張り出し部に対して段差溝の幅の割合は 0.667 が最適値であったが、円柱素材を用いた 3次元の軸対称側方押し鍛造加工になると最も型形状転写能に優れる条件は、張り出し部に対する段差空間の半径方向溝幅 R_w の割合が 0.257 となる。

軸対称側方押し鍛造加工の型に設ける段差空間の幾何学的特徴として、Fig. 3.2-(A)に示す側方押し部成形品横断面積 S_c と段差空間開口部面積 S_b の比（すなわち段差空間の押し出し比） $E_\gamma = S_c/S_b$ に着目すると、最も良好な型の形状転写能が得られた段差空間の押し出し比は、($R=15\text{ mm}$ および $R_b=13.2\text{ mm}$ より) $E_\gamma = S_c/S_b=4.43$ となる。なお、この段差空間の押し出し比 $E_\gamma = S_c/S_b$ の値は、Fig. 3.12-(B)に示す平面ひずみ側方押し鍛造加工⁴²⁾において、最も良好な型形状転写能を得た金型に設けた段差空間の押し出し比の値 ($S_c/S_b=4.5$) とほとんど同じ値であった。

以上により、最も良好な型形状転写能を得ることができる段差空間設置条件は、押し出し比によって定められ、その値が $S_c/S_b=4.5$ 付近であることがわかった。

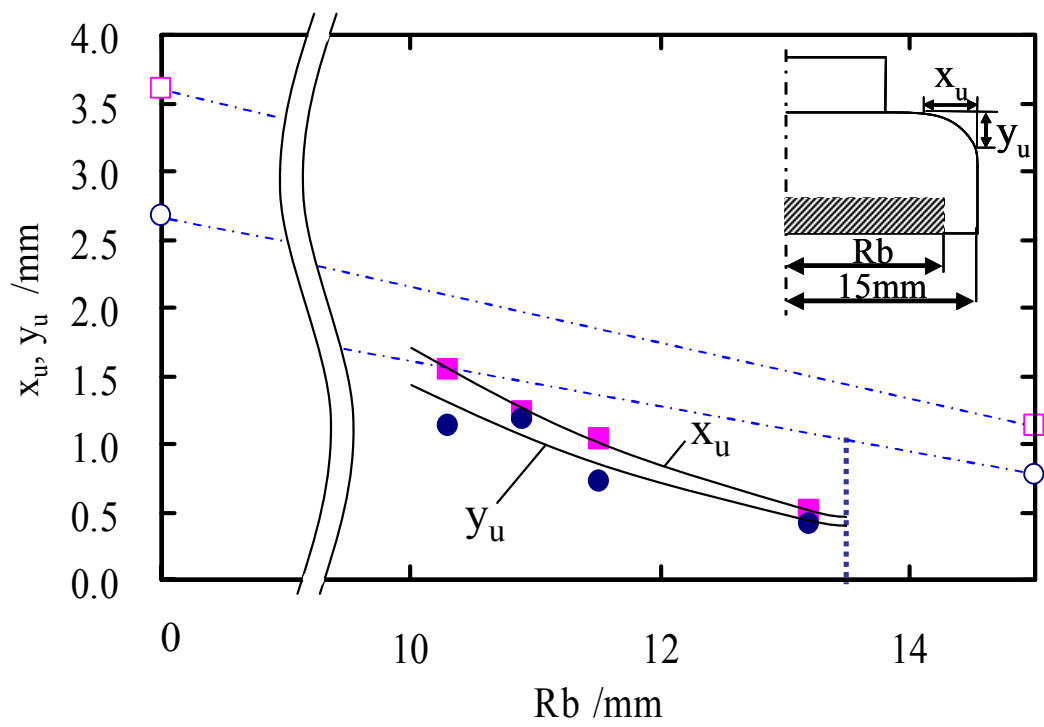


Fig. 3.8 Space, x_u, y_u , and Rb relations

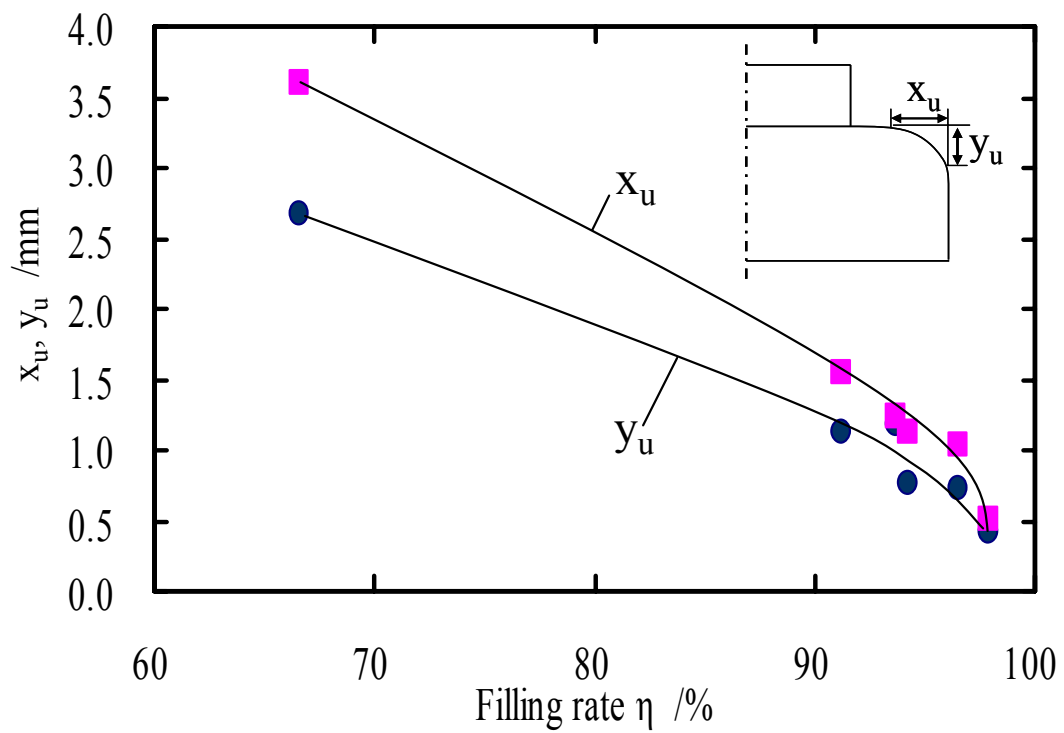


Fig. 3.9 Space, x_u, y_u , and filling rate, η , relations

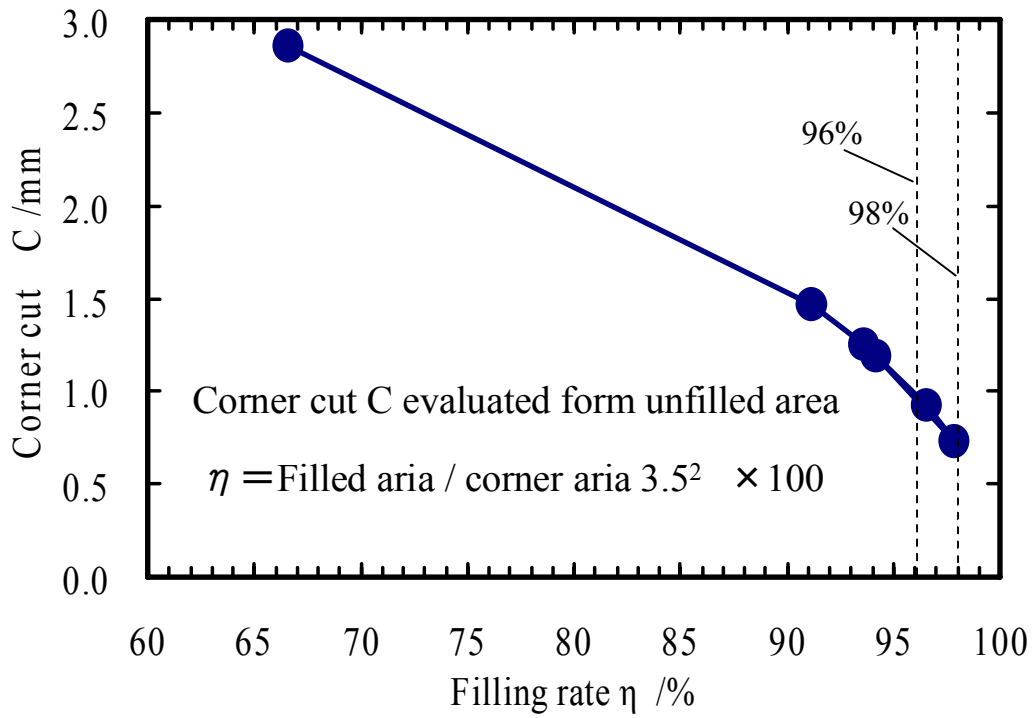


Fig. 3.10 Corner cut, C, with regard to filling rate η

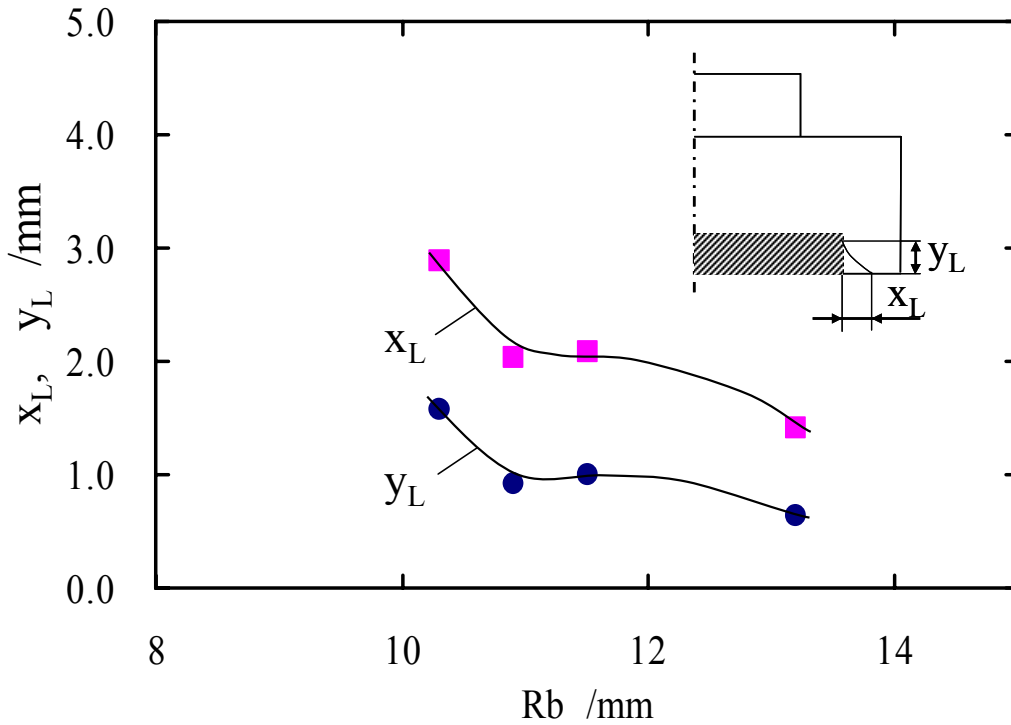


Fig. 3.11 Space, x_L , y_L , and Rb relations

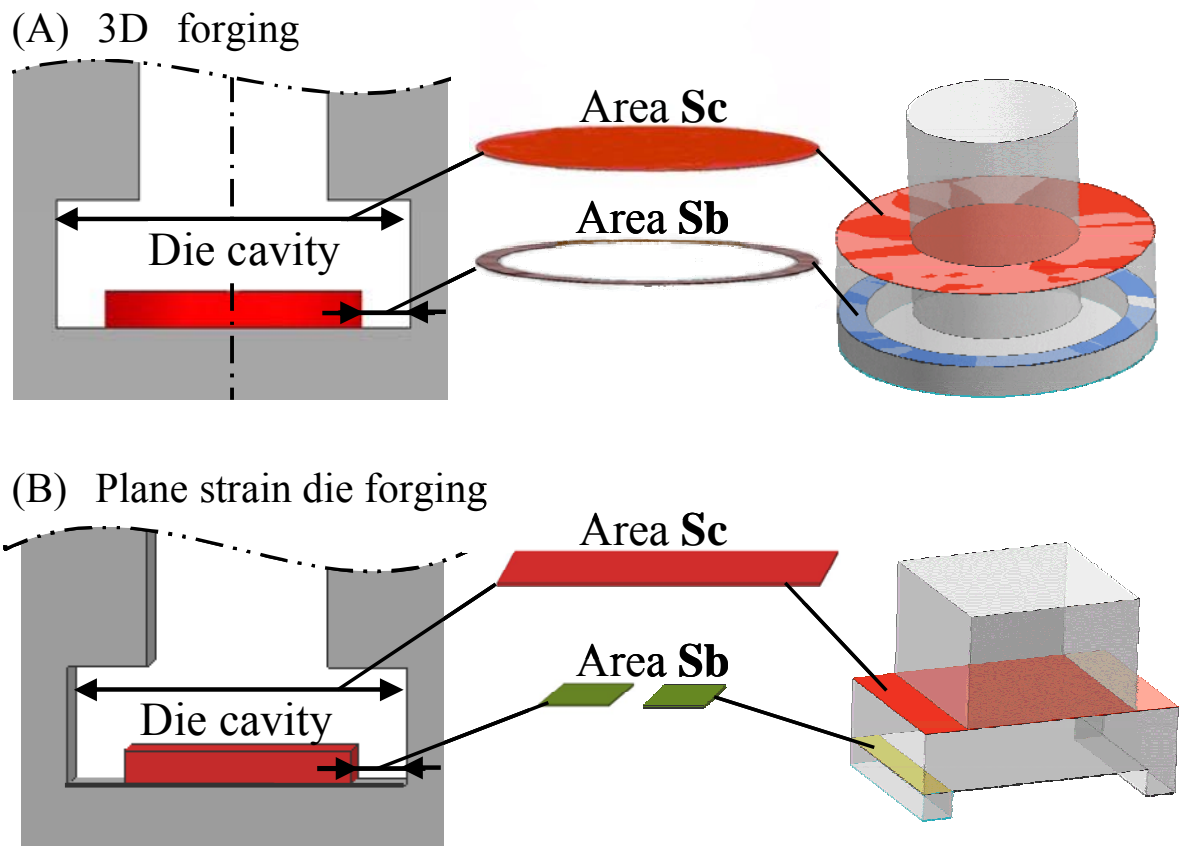


Fig. 3.12 Schematic illustration explaining cross sectional area of the die cavity, S_c , and cross sectional area of the stepwise cavity, S_b , in a die base

3. 7 まとめ

本章では、冷間軸対称側方押し鍛造加工において、成形品外縁部の型形状転写能を著しく向上させることができる型内部底面の段差空間（環状溝）の設置条件を実験シミュレーションにより明らかにした。

段差空間を設けない型を用いた成形加工では、加工過程終期に型内部の塑性流れが閉塞状態となりパンチ荷重を 125kN まで増加させても塑性流れは停止したままとなる。

一方、型内部底面縁部分に適切な段差空間（実験に用いた型の場合、段差空間の溝幅 $R_w=1.5\sim 4\text{mm}$ 、溝深さ $H_b=3\text{mm}$ の環状段差空間）を設けた型による成形加工では、パンチ荷重が 105kN で型への充填がほとんど完了する。最も良好な型形状転写能が得られた型は、型内部底面の縁部に溝幅 $R_w=1.8\text{mm}$ ($R=15\text{mm}$, $R_b=13.2\text{mm}$)、溝深さ $H_b=3\text{mm}$ の環状段差空間を設けた場合であった。成形品側面の投影図で見ると、型内

上角部から成形品までの距離は 0.37mm となり，C0.5 の面取りに相当する優れた充填状態が得られる。また，成形品の外縁下角部は，段差空間の幅にかかわらず，素材が完全に充填していた。

最も良好な型形状転写能が得られた条件 ($R_w=1.8\text{mm}$, $R_b=13.2$) において，段差空間の幾何学的特長を側方押し部成形品横断面積 S_c と段差空間横断面積 S_b の比，すなわち押し比 S_c/S_b で表記すると， $S_c/S_b=4.43$ となる。この値は，平面ひずみ側方押し鍛造加工において最も良好な型形状転写能を得た金型に設けた段差空間の押し比の値 ($S_c/S_b=4.5$) とほとんど同じであることがわかった。

第4章 成形過程のメタルフローと成形品の内部ひずみ

4.1 まえがき

本章では、前章で得られた実験結果の中から、型内部底面に段差空間を設けて最も良好な型形状転写能を得た条件（溝幅 $R_w=1.8\text{mm}$ 、 $R_b=13.2\text{mm}$ 、段差空間への押し出し比 $S_c/S_b=4.43$ ）と、型形状転写能に劣る段差空間の無い条件の双方について、実験シミュレーションによる詳細な比較を行った。実験では、加工開始位置から終了位置までの間でパンチストロークを5段階に変えた実験（逐次変形実験）を行い、成形の進行に伴った素材外形形状の変化を測定し、成形過程の状態を確認した。また、成形品内部の解析を行うため計算機シミュレーションにより、成形品内部ひずみ分布を算出した。この際、計算で得た成形品形状が実験シミュレーションで得た成形品形状に一致するよう計算条件を入力し、計算の信頼性を向上させた解析を実施した。

4.2 逐次変形過程における段差空間と外形形状の関係

最も良好な型形状転写能を得た段差空間を型内部底面に設けた条件および段差空間の無い条件の双方について、側方押し出し鍛造加工過程におけるパンチ荷重－パンチストローク曲線をFig. 4.1に示す。また、同様にパンチの移動に伴う素材の形状変化をFig. 4.2に示す。図中の各素材外形写真に付した丸印あるいは三角印の番号は、Fig. 4.1中のパンチ荷重－パンチストローク曲線上の同一印・同一番号の時点における各素材形状であることを意味する。さらに、鍛造加工の推移に伴った（すなわちFig. 4.2と同様にFig. 4.1に番号で示すパンチストローク位置における）素材側面の形状変化をFig. 4.3に示す。同図中には、各逐次段階での加工時間、パンチストロークおよびパンチ荷重の実測値を示してある。

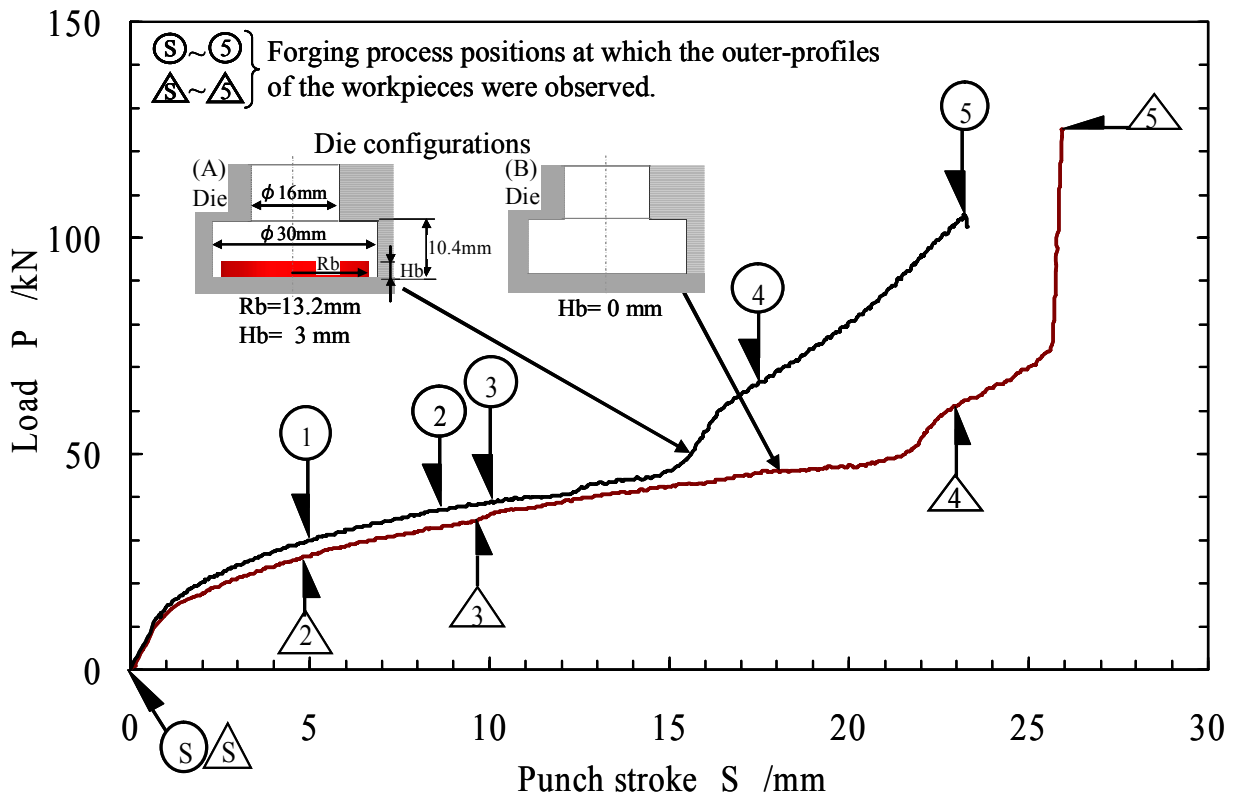
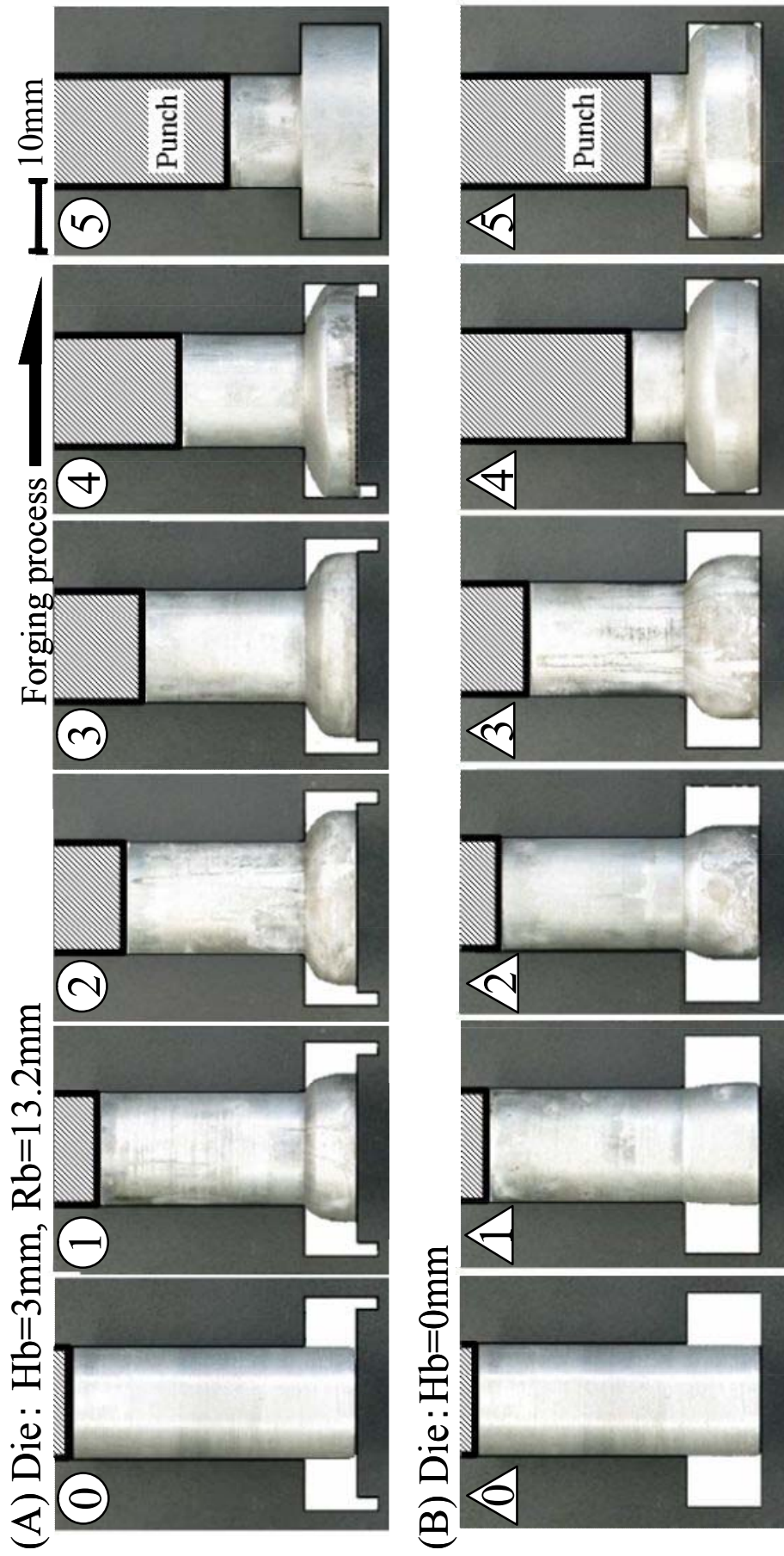


Fig. 4.1 Punch load-stroke curves



Forging process positions, ①~⑤, △①~△⑤, are corresponding to those in Fig. 4.1

Fig. 4.2 Continuous changes of the outer-profiles of the workpieces observed by experiments in the forging processes

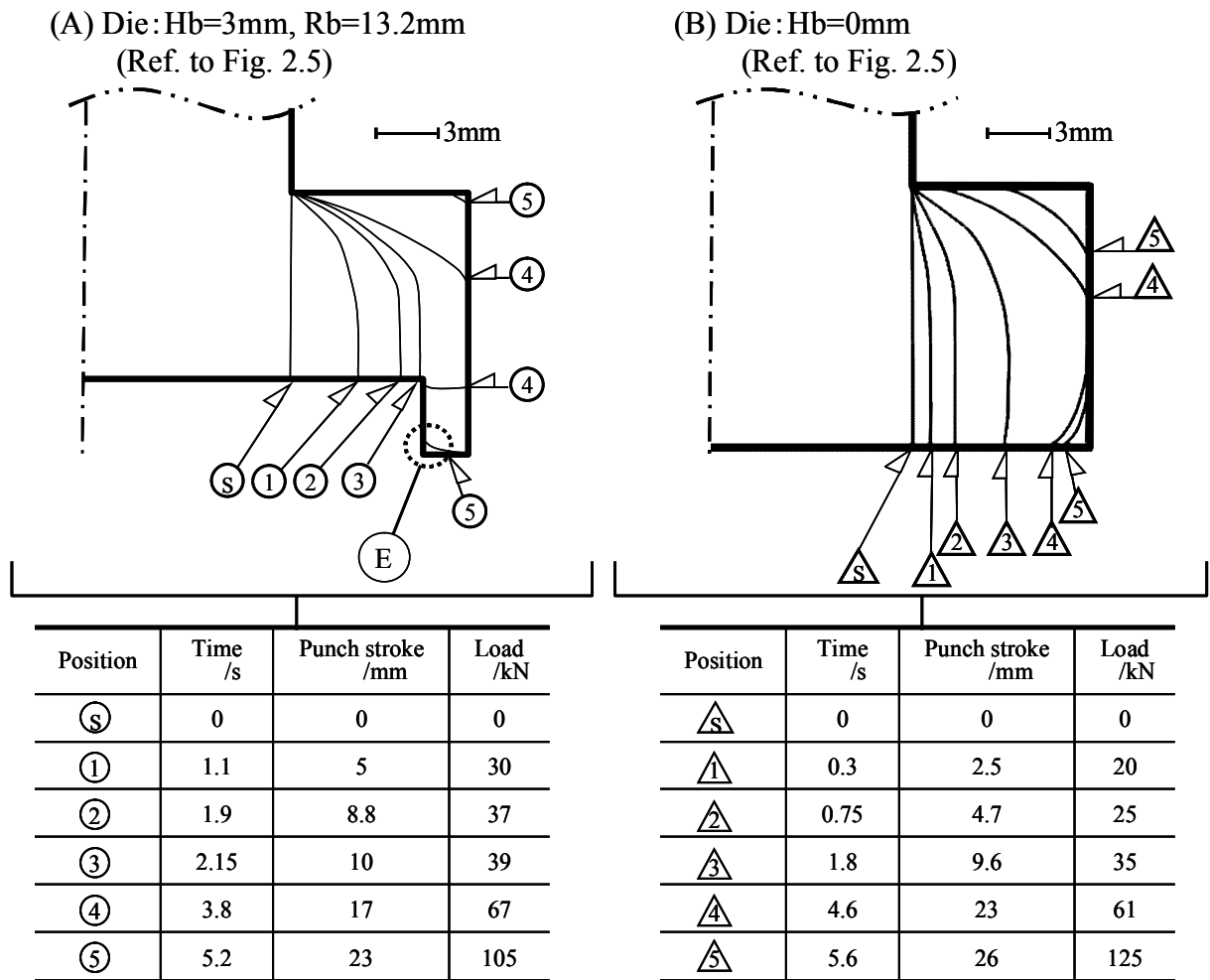


Fig. 4.3 Sequential movements of outer peripheral lines of the workpieces, time, punch stroke and load, measured by the experiments, in the forming processes

型底面に段差空間を設けた型の場合では、Figs. 4.2-(A),4.3-(A)に示す外形形状からわかるように、Fig. 4.1 のパンチストロークが丸印の4から5に移動する段階で素材は段差空間と角部空間にほとんど同時に完全に塑性流入する。また、段差空間への素材の塑性流動は、素材が型側壁に到達後に開始するが、素材は型壁面に到達してから上下2方向へと流れが分かれて充填することがわかる。すなわち、段差空間を満たそうとする塑性流れが発生することで、素材の流れが分流し、その流れが止まることなく閉塞しにくい状況がつけられている。よって、加工終期においても素材の塑性流れが促進し、段差空間と反対側の外縁上角部への流れが維持されて十分な充填が行われる。

また、段差空間に素材が充填する段階で、段差空間の内壁面と素材の間に残るわずかな空隙 (Fig. 4.3-(A)に示すⓉ) が塑性流れの完全密閉状態を防ぐ役割を果たすと考えられる。この部分の成形品外形は、型による拘束を受けない自由な塑性流れで形成

される極小曲面となる。同曲面は円板中央部の窪み面と円板外周部底面を結ぶ曲面であり、特に後加工によるトリミングは不要と考える。

一方、型底面に段差空間を設けない型の場合では、Figs. 4.2-(B)および4.3-(B)に示す外形形状から明らかなように、Fig. 4.1のパンチ荷重が急激に上昇する位置で外縁角部が欠肉状態のまま素材の塑性流れが停止し、パンチ荷重を三角マーク5の位置に示す125kNまで増加させても欠肉部の充填は進まなかった。これは、素材と工具間の相対すべりが小さく、極端に摩擦拘束が高くなるため閉塞状態に陥ったことを表している。

上記した段差空間の有無と塑性流れの関係を概略化した図を Fig. 4.4 に示す。図中の Type A は、段差空間を設けない場合である。素材と工具間の相対すべりが小さいと極端に摩擦拘束が大きくなり、塑性流れが止められて未充填部分が発生する状況を表している。一方、Type B は、型底面に円板形状のフローガイドプレートを設置することで同プレート周辺に段差空間が設けられている。段差空間により加工終期において、素材は図中の矢印で示す上下方向の塑性流動が容易に起こりうる。これにより、右端の図に表すように素材の流れが止まることなく型内部の充填が達成される。また、底に成形される窪み面と段差空間部の間は、素材の流れに任せてできた自由曲面形状となり、わずかに未充填空間が発生する。ここは、加工で得られる軸対称部品としての機能に影響が少ない部分になると考えられ、形状に制約のない部分として素材の自然な流れにまかせたままの形で適用することができる。つまり、形状精度の厳しい部分や機能性が重視される部分の型形状転写能を向上させるため、意図的に発生させた自由局面である。また、型が閉塞型であるため、ここに発生したわずかな空間が加工終期に発生するパンチ荷重が急激に高荷重値まで増加することを回避させ、型への負担を低減する役割を果たすといえる。

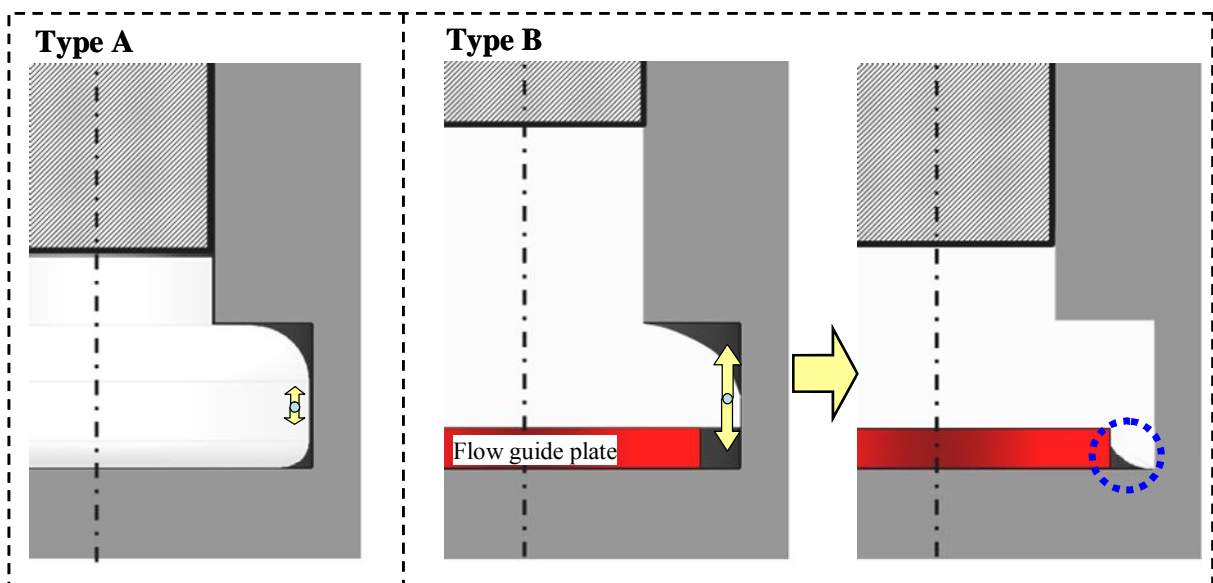


Fig. 4.4 Schematic illustration of the die filling condition of material in a die cavity

以上のとおり，適切な段差空間を有する型構造を用いれば，パンチ荷重の急激な高荷重値までの増加を起こすことなく閉塞状態を回避できることがわかる。パンチストロークはほとんど変化せず，すなわち変形が閉塞状態でパンチ荷重だけが急激に高荷重値まで増加する加工は，数万回もの生産ショット数で使われる金型にとって繰り返される応力負荷が金型の破損を招くため，金型寿命に直結した問題になる。

4. 3 成形品形状と部品形状

加工製品 (Fig. 4.2 の最終段階 5 に相当する) を 3 方向から撮影した写真および子午面で撮影した断面写真を Fig. 4.5 に示す。段差空間を設けることで，成形品底面には，窪んだ面が成形される。これは，成形品をフライホイールとして使用する場合に軽量化や他部品と干渉しない組み付けを目的とした軸中心部の窪み面に相応させることができる。回転ノブとして使用する場合は，オーナメント (文字などを刻印した飾り板) などの取り付け面として相応させることができる。なお，成形品 (A) と (B) の間で軸部高さが異なるのは，成形品 (A) には製品底面に窪み面が成形されることによる。

上記と同一金型を用いた側方押し鍛造において，素材が段差空間内の深さ方向へ 2 mm 塑性流動した状態の加工品底面写真と外形写真を Fig. 4.6 に示す。段差空間への押し出し比 $S_c/S_b=4.43$ (溝幅 $R_w=1.8\text{mm}$) で段差空間を設けた場合，素材が段差空間内へ 2 mm 塑性流動した状態で外縁上角部は面取り C1.0 に相当する良好な形状となっていた。段差空間の深さが $H_b=3\text{mm}$ より浅い $H_b=2\text{mm}$ の場合でも型の形状転写能が著しく向上することがわかる。

(A) Die: $H_b=3\text{mm}$, $R_b=13.2\text{mm}$ (B) Die: $H_b=0\text{mm}$
(Ref. to Fig. 2.5) ┆┆┆ 10mm

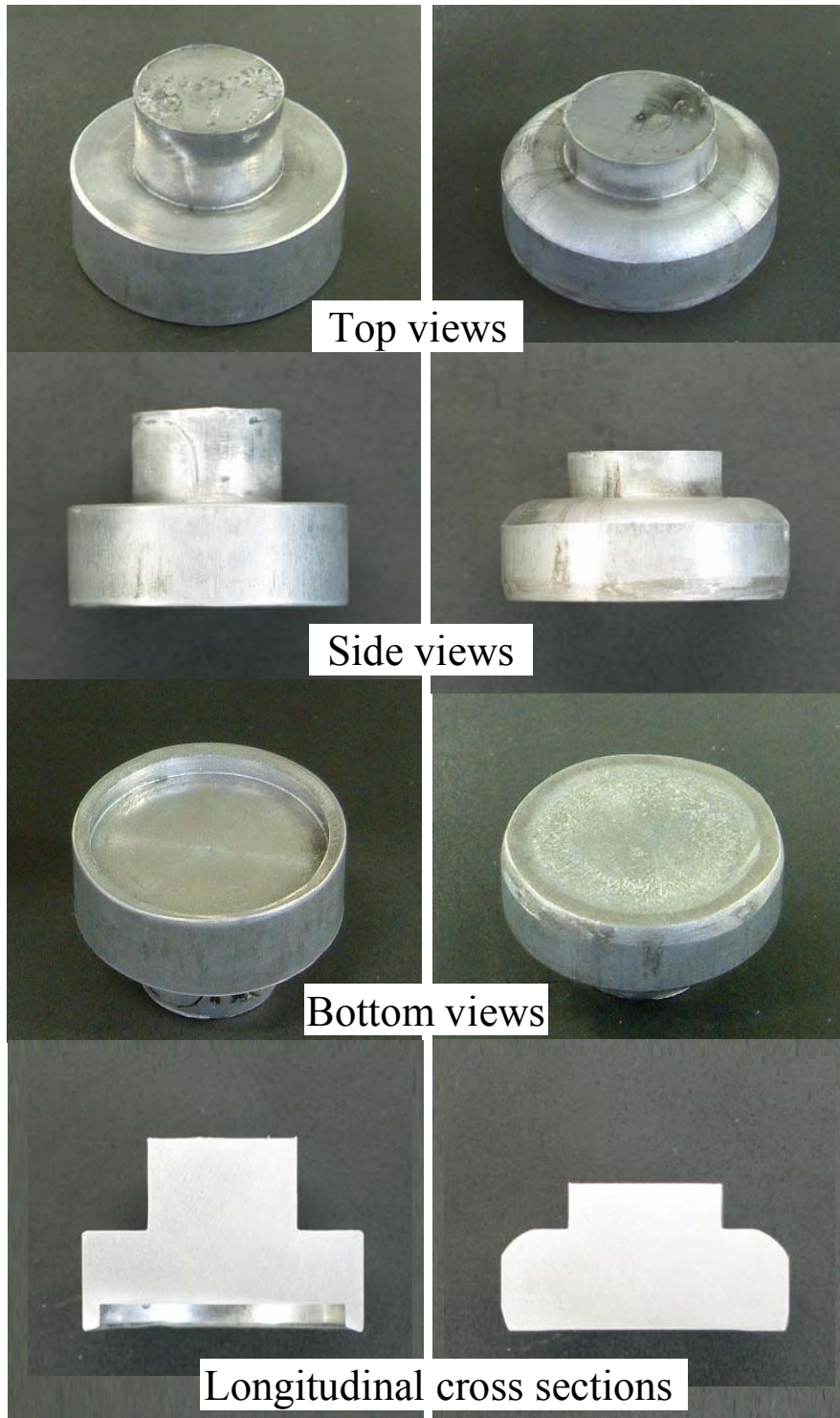


Fig. 4.5 Outer views of the products

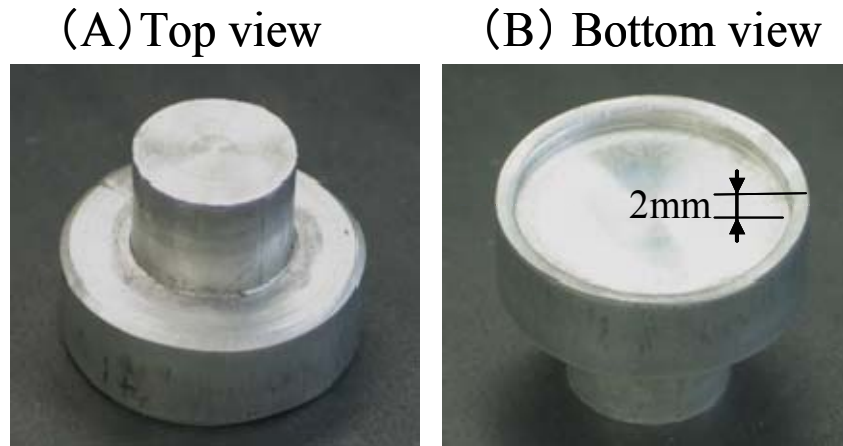


Fig. 4.6 Outer views of the product
(Extruded 2mm to the stepwise cavity)

4. 4 有限要素法を用いた計算機シミュレーション

第3章の Fig. 3.3 に示したように実験シミュレーションでは、成形品の外形形状を正確に知ることができる。また、実験シミュレーションで成形品内部のひずみ分布を知る手段として、ひずみを求める面に格子線などをけがき加工して、その変形に伴うゆがみ模様から計算により求めることができる。しかし、ひずみを求める面で素材の分割が必要であるため、この面に垂直方向に引張力が作用する場合(円周方向引張力)には分割することができない問題がある。

本研究のひずみ解析は、実験シミュレーションと計算機シミュレーションを連携させて成形品内部のひずみ分布を求める方法を適用した。その方法について次に述べる。

4. 4. 1 解析計算の流れ

本研究では、計算機シミュレーションで得られる結果が入力条件の精度によって実現象と異なることを防ぐため、実験シミュレーションにより得られた成形品外形形状を参考に、その形状に一致する計算結果が得られるよう計算機シミュレーションを行った。計算機シミュレーションには、有限要素法で計算する市販ソフト DEFORM を用いた。計算の流れ図を Fig. 4.7 に示す。被加工材の単軸圧縮試験によって得られる変形抵抗データ(真応力-真ひずみ曲線)を入力し、また、素材/工具間の摩擦係数 μ を入力後、計算を進行させ変形が進む外形形状を求める。得られた形状が、実験シミュレーションの形状と同等になっているかを確認し、形状が異なっていれば、実現象で発生するバリ等を考慮したパンチストロークの変更や摩擦係数の設定変更を行う。これにより、外形形状が実験と計算とで一致する条件を設定する。本解析法は、実験

シミュレーションで得られた成形品形状を反映させたハイブリッド的解析法であるため、通常の計算機のみでの解析に比べ信頼性が高いといえる。

もし、実験による成形品の外形形状が無い場合は、計算機シミュレーションで得た結果が正しいか確認する必要がある。今回の解析では、計算機シミュレーションのみで得た結果が実成形よりもメタルフローが進んでいたため、型内部への素材充填が大幅に進んだ結果を成形品形状と判定してしまう危険性があることがわかった。ここでは、実験で得た実成形品に一致した形状の段階で、計算機シミュレーションのパンチストロークを止めて最終形状の解析結果とした。このときの計算条件で、摩擦係数は $\mu=0.12$ に設定したが、摩擦係数 μ の値を0.25と大きくして計算を行った場合でも、実験で得た形状よりも変形が進み、最終的には $\mu=0.12$ の結果と大差がなかった。

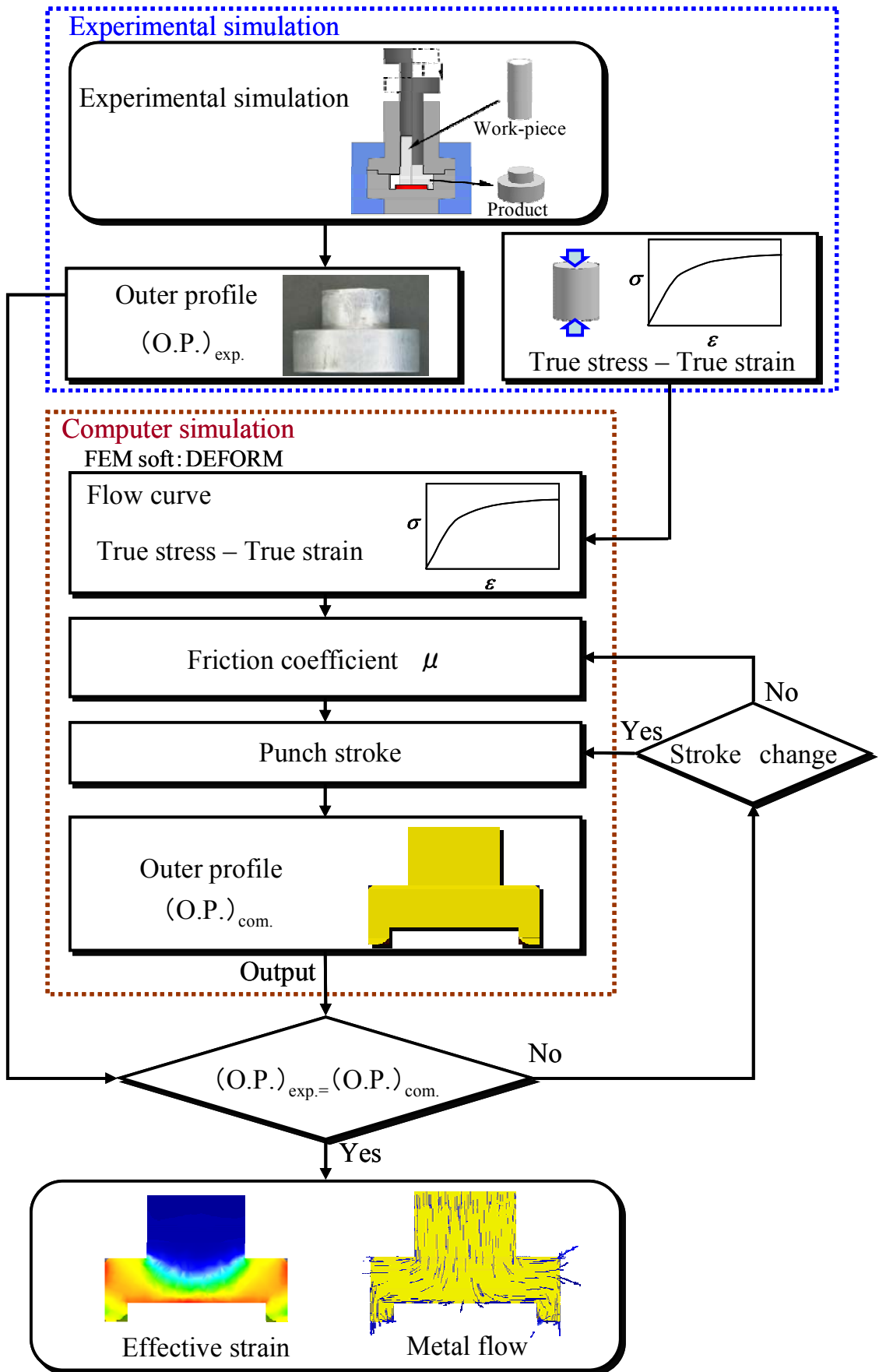


Fig. 4.7 Flow chart explaining the calculation procedure to determine the effective strain distribution and metal flow in the product

4. 4. 2 解析における計算条件

解析には、型内部底面に段差空間を設けた場合 ($H_b=3\text{mm}$, $R_b=13.2\text{mm}$) および段差空間の無い場合 ($H_b=0\text{mm}$) の双方について、成形品形状と内部の速度ベクトルおよび相当ひずみ分布を計算した。計算条件は、摩擦係数 $\mu=0.12$, パンチスピード 30mm/s および Fig. 4.8 に示す被加工素材 (JIS A1050) の変形抵抗データを用いた。変形抵抗データには、被加工材と同じ素材でできた直径 10mm , 高さ 10mm の円柱状の試験片を用いて単軸圧縮試験を行い、得られた真応力-真ひずみ曲線データを用いた。

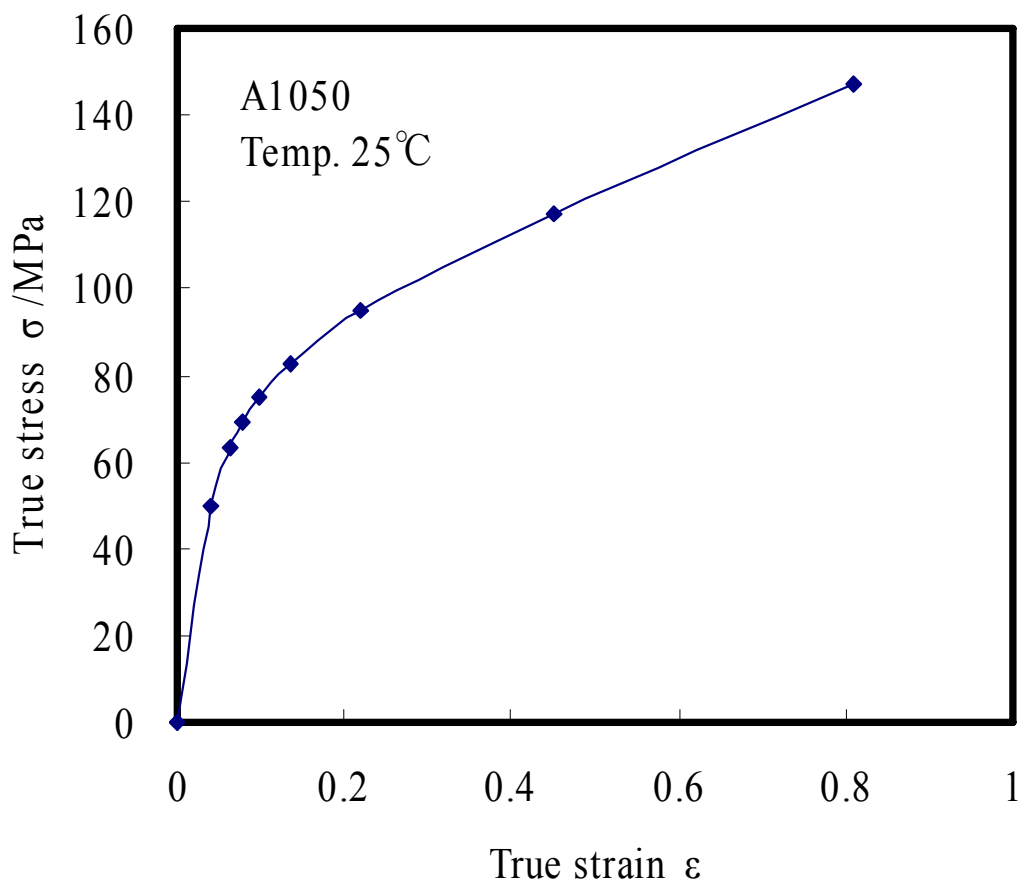


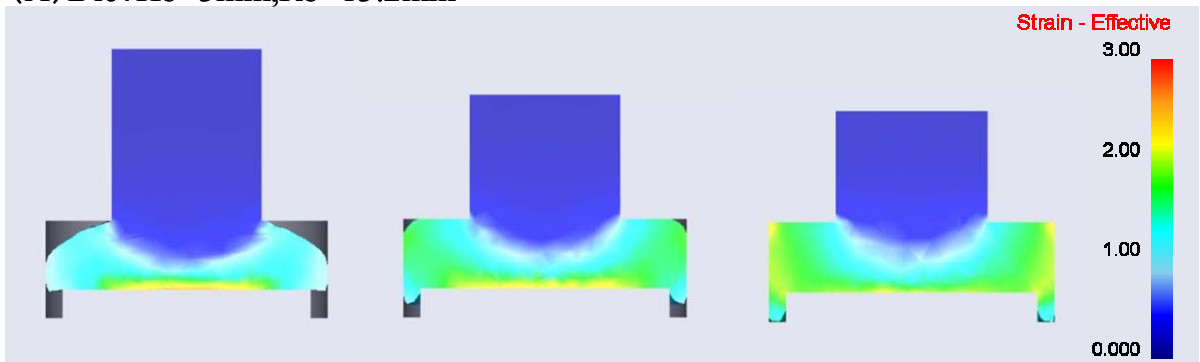
Fig. 4.8 Flow curve measured by experiment (A1050)

4. 4. 3 段差空間の有無における外形形状および速度ベクトルの解析結果比較

計算機シミュレーションにより得られた素材の形状変化を Fig. 4.9 に示す。同図では、素材が側方に押出され型内部側壁面に当たってからの形状変化（相当ひずみ分布付き）を子午面での断面で示している。図中（A）の段差空間を設けた場合は、素材の流れが上下方向に分かれ、上角部と段差空間の両方を同時に満たしていくことがわかる。図中（B）の段差空間が無い場合では、下角部への素材の流れがほとんど進まず上角部のみ素材が流れるが、充填しきらずに加工が終了していることがわかる。

また、同様に素材が型内部壁面に当たってからのメタルフローを速度ベクトルの分布図で表示した結果を Fig. 4.10 に示す。図中（A）では、段差空間を設けたことにより、上角部と段差空間の両方を同時に満たす2つの流れが発生していることがわかる。一方、図中（B）では、上角部へ向かう流れに比べ下角部への流れは小さいことがわかる。

(A) Die: $H_b=3\text{mm}, R_b=13.2\text{mm}$



(B) Die: $H_b=0\text{mm}$ (Flat plane)

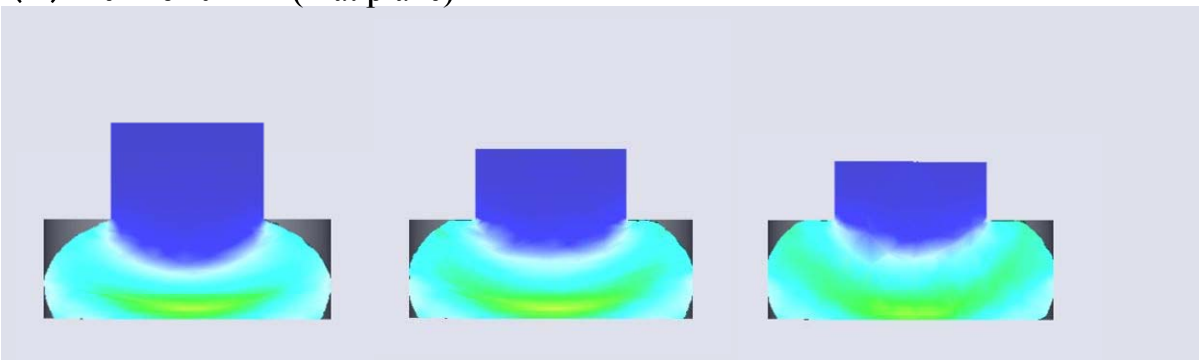
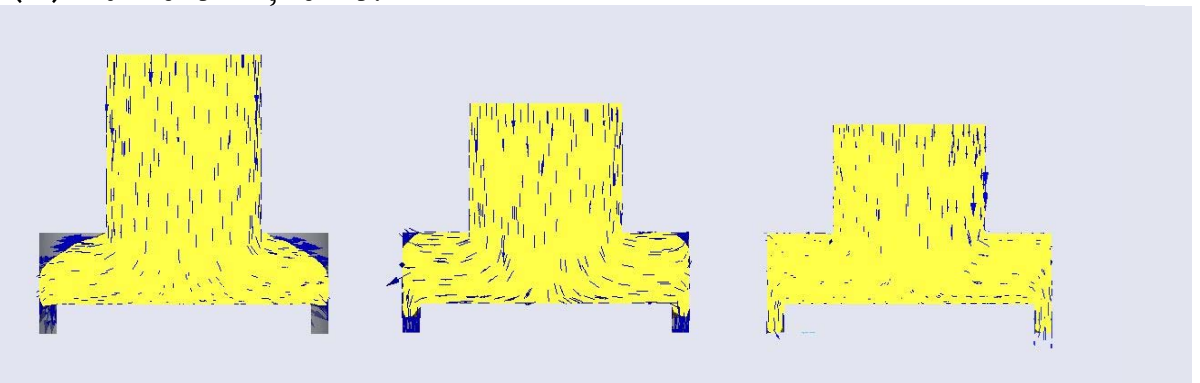


Fig. 4.9 Continuous changes of the outer-profiles by computer simulation

(A) Die: $H_b=3\text{mm}, R_b=13.2\text{mm}$



(B) Die: $H_b=0\text{mm}$ (Flat plane)

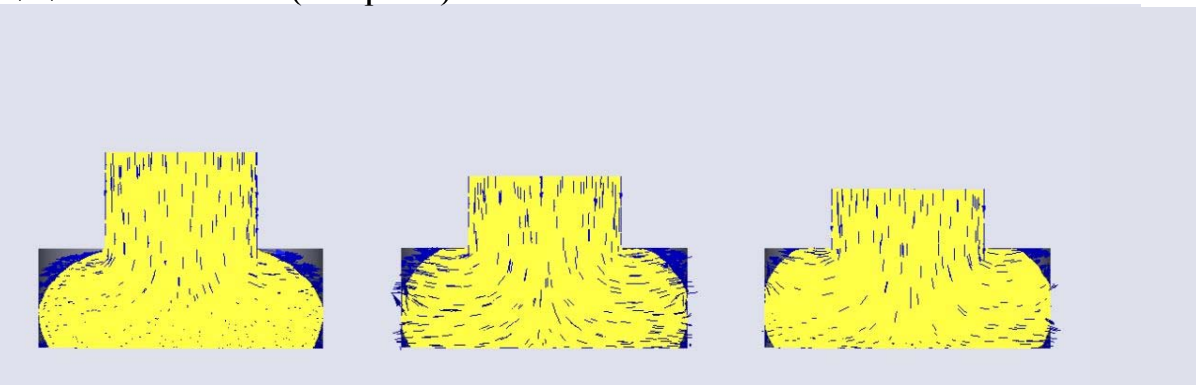


Fig. 4.10 Continuous changes of the velocity fields by computer simulation

4. 4. 4 最終形状における相当ひずみ分布解析結果の比較

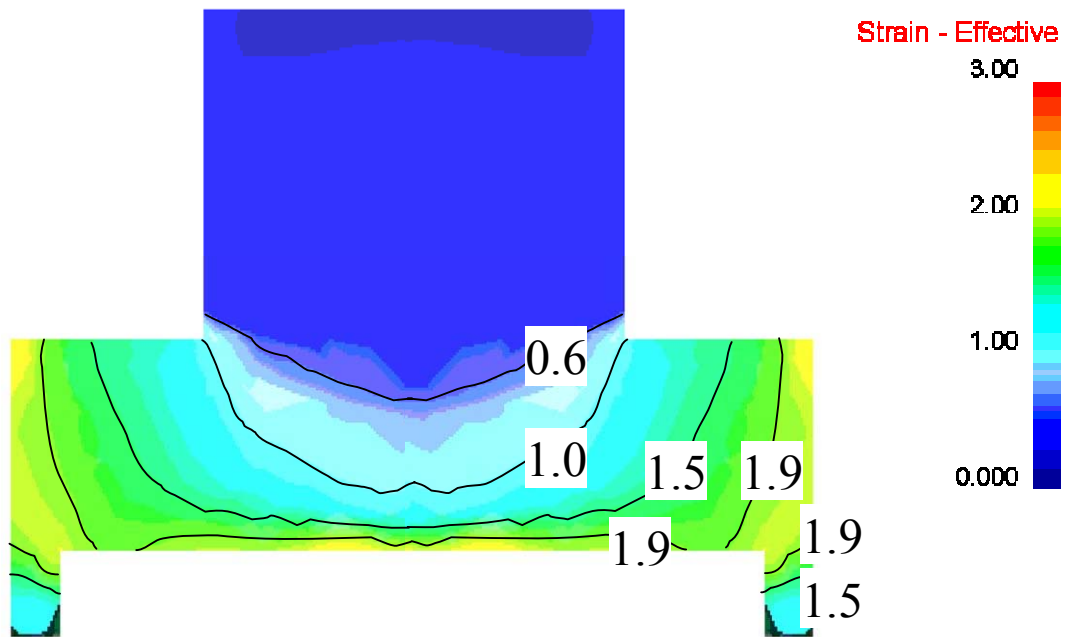
計算機シミュレーションにより得られた最終成形品における内部の相当ひずみ分布を Fig. 4.11 に示す。図中 (A) の段差空間を設けた場合では、相当ひずみ分布はフローガイドプレートに面した窪み面部で大きく、また、外縁部では側面に沿うような形で大きくなった。一方、図中 (B) の段差空間無しの場合では、底面から内側に入った成形品中央部の下側付近で相当ひずみが最も大きくなっており、左右斜め方向にひずみの分布が伸びる状態になった。

このように両条件のひずみ分布状態は、段差空間を設けることで成形品外面側に大きなひずみが発生するのに対し、段差空間無しでは成形品内部に大きなひずみが発生する点で異なっていることがわかる。このことは、段差空間を設けた方が成形品表面部のひずみが大きくなるため、表面が硬く強度が出て傷や磨耗に強いものが得られるといえる。

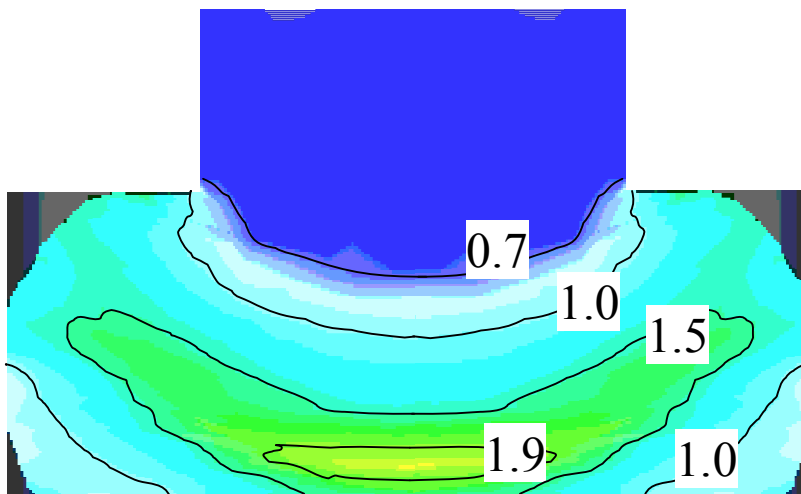
以上のとおり、計算機シミュレーションを用いた解析を行ったが、あらかじめ物理シミュレーションを行って実現象で得られる成形品の外形形状がわかっているため、計算結果が実現象の形状になるよう補正することができ、正確な計算機シミュレーションの実施が可能となる。実験シミュレーションと計算機シミュレーションを対話させたハイブリッドな解析であるため、より正確な結果が得られたといえる。

なお、フローガイドプレートで段差空間をすべて埋め、底面を底上げした条件 ($H_b=3\text{mm}$, $R_b=15\text{mm}$, 型空間高さ $H=7.4\text{mm}$) で得られる成形品内部の相当ひずみ分布を同様の手法で解析し、得られた結果を Fig. 4.12 に示す。内部の相当ひずみ分布は、底部に関しては段差空間を設けた場合 ($H_b=3\text{mm}$, $R_b=13.2$) と同様に中央底部に沿って大きくなっていたが、側面部に関しては側面に沿ったひずみの発生が起きていないことがわかる。

(A) Die: Hb=3mm, Rb=13.2mm



(B) Die: Hb=0mm (Flat plane)



※Punch speed :30mm/s
Coefficient of friction : $\mu = 0.12$

Fig. 4.11 Results of Effective strain distributions calculated by Finite element method (Hb=3mm, Rb=13.2mm and Hb=0mm)

Die: Hb=3mm, Rb=15mm

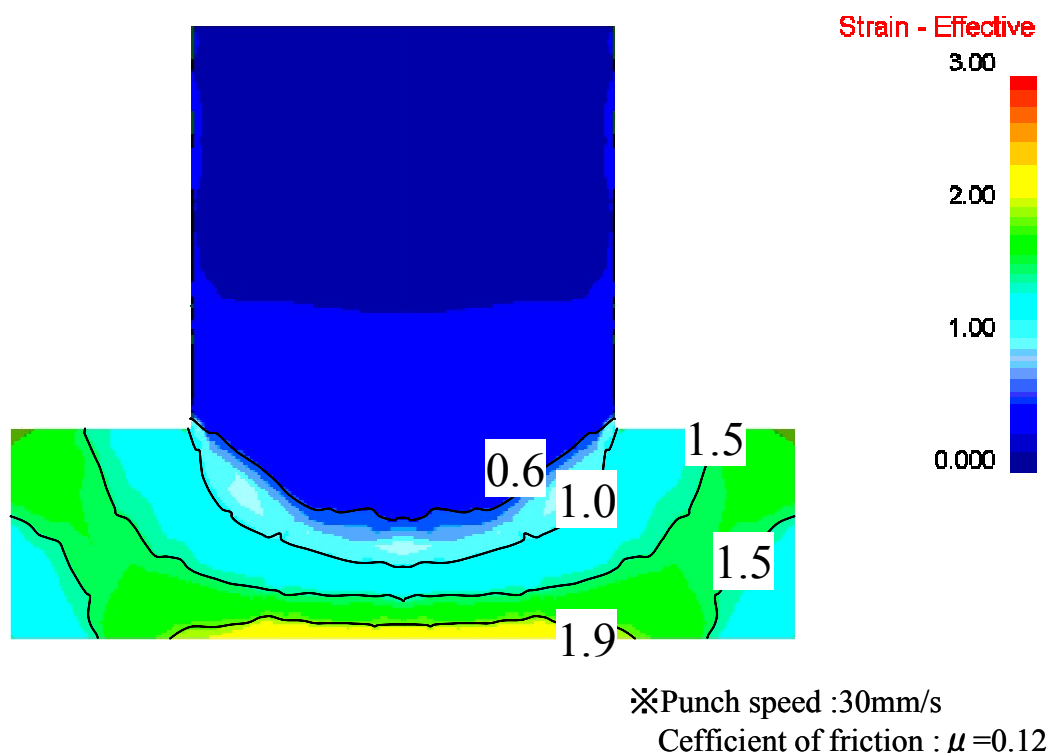


Fig. 4.12 Result of Effective strain distributions calculated by Finite element method (Hb=3mm, Rb=15mm)

4. 5 まとめ

本章では、冷間軸対称側方押し鍛造加工において、適切な段差空間を設けた型構造と段差空間を設けない型構造との両条件で逐次加工実験を行い、成形過程の詳細なメタルフローを明らかにした。適切な段差空間を設けた型構造では、成形過程において側方へ押し出された素材の流れは、型内部壁面に到達した段階で上下方向に分かれる。その流れは、素材の上下に広がる型内外縁角部の上角部および段差空間を同時に充填させる。両空間を同時に満たす2つの流れが発生することによって、段差空間が無い場合よりも外縁角部上方向への塑性流れが大きくなり充填が促進されることがわかった。加工終了時に段差空間の内壁面と素材の間にわずかな空隙を残しているが、これが完全密閉状態に陥ることを防ぎ、加工終期にパンチ荷重が急激に上昇することを

抑える役割を果たすといえる。

一方、段差空間を設けない型構造では、加工終期において摩擦拘束により素材の塑性流れが止まり、閉塞状態に陥る。それに伴い、未充填空間を残したままパンチ荷重だけが急激に高荷重値まで上昇する。数万回もの生産ショット数で使われる金型にとって、パンチ荷重が高荷重値まで急上昇することが無くなれば金型寿命の延命につながるため、段差空間の有効性は非常に大きいといえる。

また、段差空間の深さを 3mm から 2mm へ浅くした場合でも、型の形状転写能が著しく向上することがわかった。

さらに、実験シミュレーションにより得られた成形品外形形状を参考に、その形状に一致する計算結果が得られるよう計算機シミュレーションを行い、成形品内部の速度ベクトルおよび相当ひずみ分布を算出した。段差空間を設けた場合の速度ベクトルは、成形過程で素材の上下両方にある空間を同時に満たそうとする 2つの流れに分かれる。相当ひずみ分布は、段差空間を設けた場合では、成形品窪み面部や側面部といった表面部分に大きなひずみが発生するのに対し、段差空間無しの場合では、成形品内部に大きなひずみが発生することがわかった。

第5章 フライホイール鍛造への応用

5.1 まえがき

前章までは、冷間軸対称側方押し鍛造加工について解析評価を行ってきたが、本章では同加工法の応用として、フライホイールの成形加工に適用した場合について述べる。

フライホイールは、機械の回転数を設計上の要求からある限定された範囲内に保持する作用をする。すなわち、フライホイールは入力トルクが出力トルクを超える間に余分のエネルギーを蓄えておき、出力トルクが入力トルクを超える間において不足分のエネルギーを補うよう自己のエネルギーを放出して、急激な回転変動や始動および停止を生ずることなく、出入エネルギーの平衡を保持する作用を行うものである⁴³⁾。また、回転ノブも同様に回転の滑らかさを求めており一種のフライホイールであるといえるため、同様の成形加工を適用することができる。

フライホイール形状には、いくつかの形状があるが、本章では側方押し鍛造加工により1工程で成形できる小径の小型機器用ボス付フライホイール部品の軽量化設計と成形加工用型設計の最適化を行った。この中で、フライホイールの製造に関連した一連の製品設計と成形加工用型設計の統合最適化設計の手順を提示し、成形の合理化とネットシェイプ加工が低パンチ荷重下で実現できることを明らかにした。対象としたボス付フライホイールの概略図 Fig. 5.1 に示す。

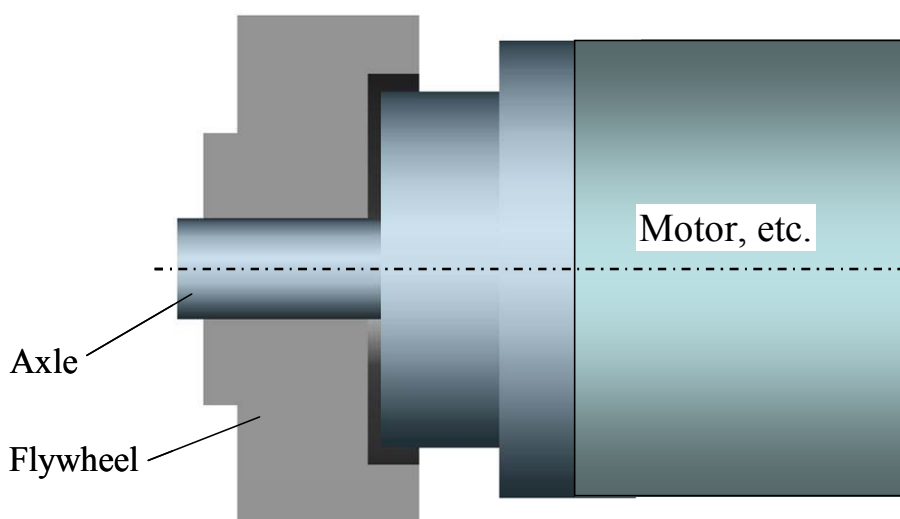


Fig. 5.1 Schematic sketch of the longitudinal cross section of a flywheel

5. 2 側方押し鍛造加工によるフライホイール成形加工

ボス付フライホイール部品を成形する側方押し鍛造加工装置を Fig. 5.2(A)に示す。また、側方押し鍛造加工における素材と成形品を Fig.5.2 (B) に示す。図中の 1) は、型内部底面が平坦な通常の型を用いた場合の成形品形状を表す。前章までに述べたとおり、この場合、成形過程終期に塑性流れは閉塞状態となり、成形品形状に型内部空間への素材未充填による欠肉箇所が残る。一方、図中 2)は著者らが提案した型の内部底面外縁部に段差空間を設けた型による成形品を示す。この場合、成形品底部の内周面に窪み面が形成されるが、成形過程終期の塑性流れが維持されることにより、型の形状転写能が著しく良好となる。また、成形過程終期におけるパンチ荷重の急上昇も抑制できる。

この型による成形品形状の特徴である内周部に発生する窪み面部分は、フライホイールの軽量化に利用できる。上記段差空間の設置条件を型形状転写能向上に最適化することにより、型の角部空間における塑性流れを素材形状が部品設計上の面取り寸法に達するまで維持することができる。これにより、完全密閉状態となる前に成形加工が完了することから、パンチ荷重の無駄な増加が抑止される。

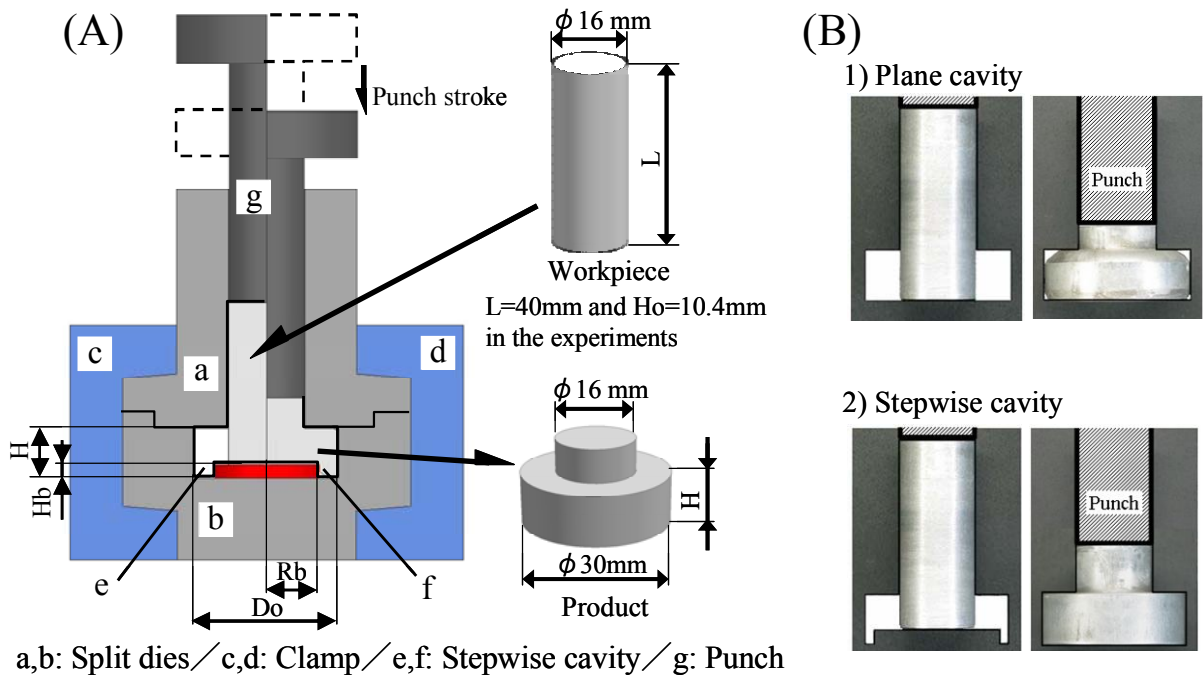


Fig. 5.2 Experimental apparatus of upsetting with lateral extrusion to form the flywheel

5. 3 フライホイール部品設計と型設計の統合最適化

5. 3. 1 製品設計と型設計の統合最適化手順

本研究で行ったフライホイールの製品設計と成形加工用型設計の統合最適化について、その作業手順を Fig.5.3 のフローチャートに示す。各手順における作業内容は、次項以降で詳細に述べる。

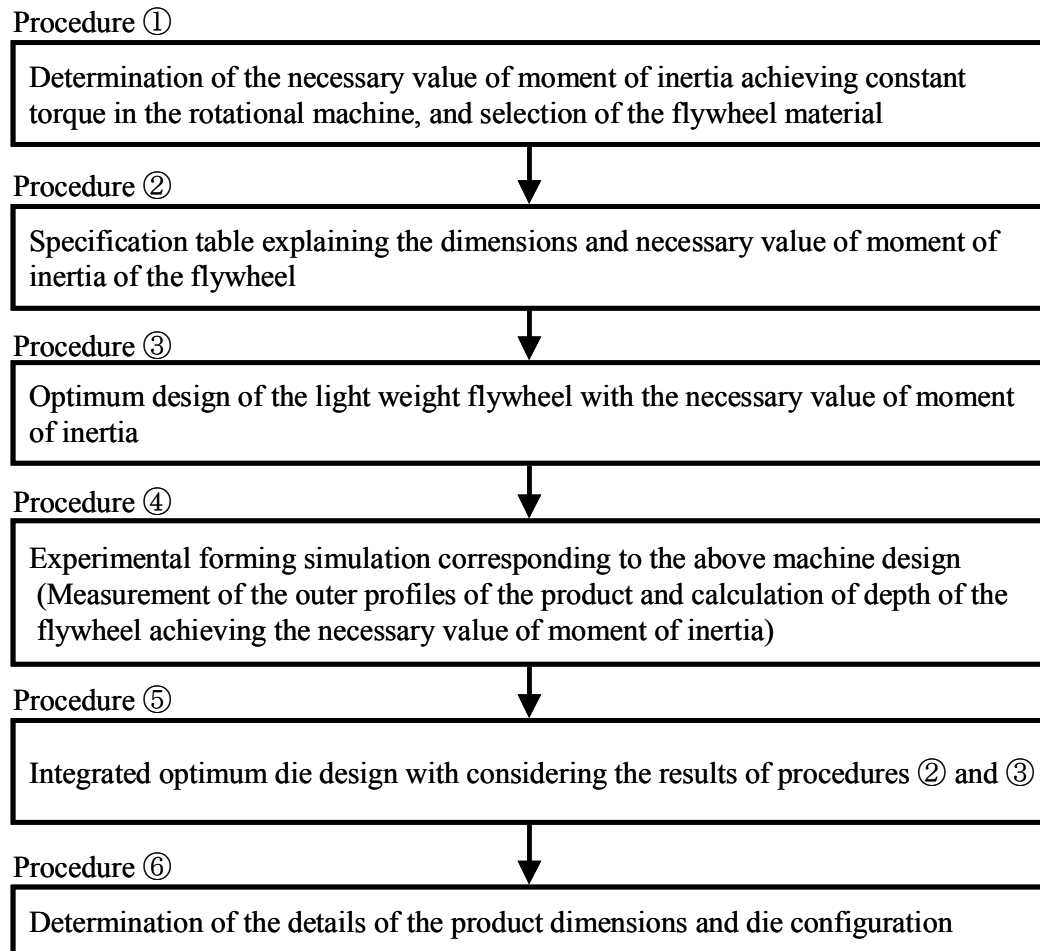


Fig.5.3 Flow chart explaining the procedures involved in the integrated optimum design of the die and product

a) 手順①ー慣性モーメントの設定

Fig. 5.3 に示すフローチャートの手順①で、フライホイールの機能である回転機械のトルク変動を平滑化するための所要慣性モーメントを設定する。フライホイールは、機械の回転数の変動をある限定された範囲内に保持する作用を持ち、その機能上、大

きな慣性モーメントを持つことが要求される⁴³⁾。ある機械の1サイクル中における入力トルクが変動する中で、出力トルクを一定に保つ場合、入力トルクが出力トルクを上回れば、フライホイールの回転角速度は増加傾向になり、入力トルクが出力トルクを下回れば、回転角速度は減少傾向になる。このような回転角速度の最大値を ω_1 、最小値を ω_2 とすれば、フライホイールのエネルギー変動量 ΔE と慣性モーメント I との関係は、式(5.1)のとおりとなる。

$$\Delta E = \frac{1}{2} I (\omega_1^2 - \omega_2^2) \quad (5.1)$$

これより、慣性モーメント I は、式(5.2)のとおりとなる。

$$I = \frac{\Delta E}{\omega_0^2 \delta} \quad (5.2)$$

このとき、 δ は、平均速度に対する速度変動量であり速度変動率とよばれる。 δ は式(5.3)のとおりとなる。なお、 ω_0 は $(\omega_1 + \omega_2) / 2$ である。

$$\delta = \frac{\omega_1 - \omega_2}{\omega_0} \quad (5.3)$$

例えば、工作機械や一般動力機械の場合は、 δ が $1/30 \sim 1/40$ であり、直結直流発電機の場合は、 $1/100 \sim 1/120$ である。

Fig. 5.4のような質量 m からなる回転円板が半径 r のところで回転している場合に、フライホイールの慣性モーメント I を算定する式を、式(5.4)に示す⁴⁰⁾。

$$I = \int_{r_i}^{r_a} r^2 dm = \int_{r_i}^{r_a} \frac{2\pi b \gamma}{g} r^3 dr = \frac{\gamma}{g} \int_r r^2 dV \quad (5.4)$$

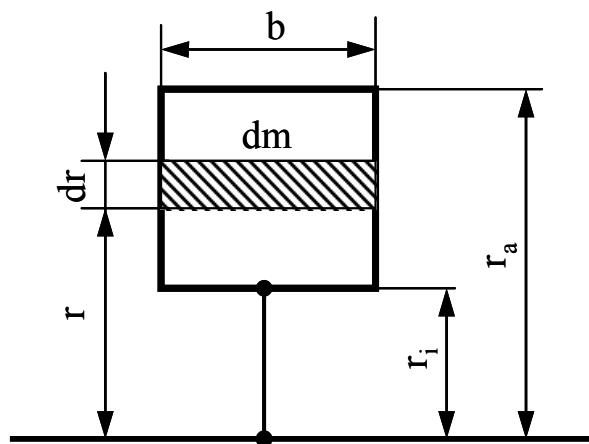


Fig. 5.4 Schematic illustration of moment of inertia of a disc

ここで、 r_i , r_a はそれぞれフライホイールの軸部半径、外周半径、 r は軸中心からの半径、 dm , dv はそれぞれフライホイールの r 位置における微小質量、微小体積、 γ はフライホイールの比重、 g は重力加速度を意味する。また、 dv は $2\pi r b \cdot dr$ となる。

なお、素材ごとの比重値 γ を Table 5.1 に示す。

本研究では、第4章までに実験シミュレーションを行った工業用純アルミニウム成形品の形状および寸法サイズを考慮して、フライホイールに必要な慣性モーメント I を $I=2048\text{g}\cdot\text{mm}^2$ に設定し、以下に述べるように製品設計および型設計の最適化を進めた。

Table 5.1 Specific gravities of each materials

| Material | Specific gravity (g/cm ³) |
|-----------------------------|---------------------------------------|
| Iron | 7.87 |
| Steel(S45C) | 7.85 |
| Stainless steel (SUS304) | 7.93 |
| Aluminum | 2.70 |
| Aluminum(A1050) | 2.71 |
| Magnesium | 1.74 |
| Copper | 8.96 |
| Brass(Cu7-Zn3) | 8.56 |
| Brass(Cu6-Zn4) | 8.42 |

b) 手順②ーフライホイールの性能および寸法に関する仕様書策定

手順②では、手順③で参照するフライホイール部品設計の仕様書を策定する。策定した仕様書を Table 5.3 に示す。フライホイールの性能を担う慣性モーメントは、手順①で定めたとおりである。いくつかの寸法には、最適化設計の検討を行うため、変更可能な範囲を定めている。また、仕様書で定める製品断面形状を Fig.5.5 に示す。

Table 5.2 Specification table of the flywheel

(Design items with * mark are optimization object items)

| | |
|--|--|
| Moment of inertia $I = \int_{r_i}^{r_a} r^2 dm = \frac{\gamma}{g} \int_{r_i}^{r_a} r^2 dv$ | $I = 2048 \text{ g}\cdot\text{mm}^2$ (Material: Aluminum) |
| Bulk part (The bulk and boss parts are an unit construction) | Diameter: $D_o = \phi 30.0 \text{ mm}$ * Thickness: $H = 9.50^{+1.5} \text{ mm}$ |
| Boss part | Diameter: $D_b = \phi 16.0 \text{ mm}$ Thickness: $H_d = 2.0 \text{ mm}$ |
| Axle | Diameter: $A_x = \phi 6.0 \text{ mm}$ |
| Concave section (Depth: $H_i = 3.0 \text{ mm}$) | * Radii: $R_b \leq 14 \text{ mm}$ (Diameter: $D_b \leq \phi 28.0 \text{ mm}$) |
| A, B part in fig. 5.5 (with corner cut) | * Within $C1.2 \text{ mm}$ |
| C part in fig. 5.5 (Stepwise cavity) | * Flat plane at outer peripheral section $C_p > 1 \text{ mm}$ Side wall of the concave section $C_h > 1 \text{ mm}$ Connection between above two sections is a free formed plane |

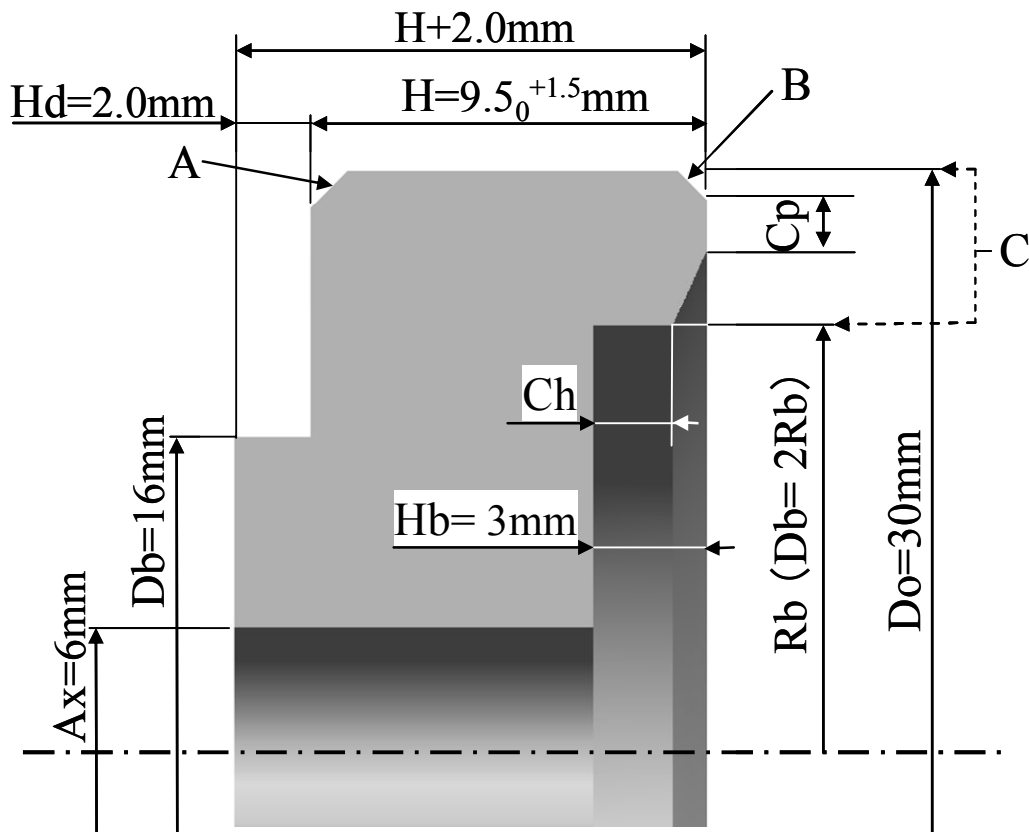


Fig.5.5 Cross section of the product

C) 手順③ーフライホイールの軽量化を目的とした最適化設計

手順③では、前記仕様書に基づいて、機械の回転数変動を限定された範囲内に保持するために必要な所要慣性モーメントを満足すると同時に、形状の制約条件を満たす軽量化フライホイールの設計を実施した。

式 (5.4) から推定できるように、製品の内周部より外周部の質量を大きくすることで、所要慣性モーメント値を満たすと同時に軽量化を図ることができる。ここでは、Table 2 の仕様書に準じてフライホイール内周部に深さを $H_b=3\text{mm}$ 、直径 D_b (半径 R_b) の窪み面を設けるとともにフライホイール厚さ H を変えて、所要慣性モーメント値を満足させつつ軽量化をはかった。設計したフライホイール断面図を Fig. 5.6 に示す。

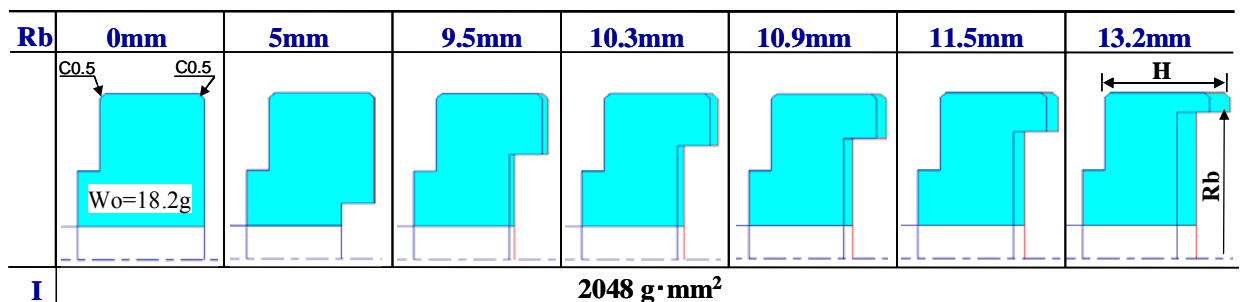


Fig. 5.6 Designed light weight flywheels

$R_b=0\text{mm}$ のとき、フライホイール厚さ $H=9.5\text{mm}$ 、外縁角部面取り $C0.5$ で、仕様書の定める慣性モーメント $I=2048\text{g}\cdot\text{mm}^2$ になる。軽量化設計を行うため、仕様書の範囲で窪み面半径 R_b を任意に設定し、設計を行った。図中のすべての R_b 条件において、慣性モーメント I が一定 ($I=2048\text{g}\cdot\text{mm}^2$) になるようフライホイール厚さ H で調整している。なお、外縁角部面取りはすべての条件において $C0.5$ とした。また、 $R_b=0\text{mm}$ のときの重量は 18.2g である。この重量を W_0 とし、他の R_b の条件における重量を W とし、 W_0 との重量比を求め軽量化の評価を行った。

窪み面半径 R_b とフライホイール厚さ H との関係を Fig. 5.7 に示す。図中の点線枠は仕様書に示す設計範囲を表しており、 R_b が 12.5mm 以上は設計範囲から外れるため適用できないことがわかる。また、窪み面の無いフライホイール重量 W_0 と窪み面があるフライホイール重量 W との比 (W/W_0) をとり、窪み面半径 R_b との関係で表した図を Fig. 5.8 に示す。 $R_b=10\sim 12\text{mm}$ の範囲内で軽量化の効果が大きいことがわかる。算出した条件の中で、最も軽量化されている条件は $R_b=10.9\text{mm}$ であった。

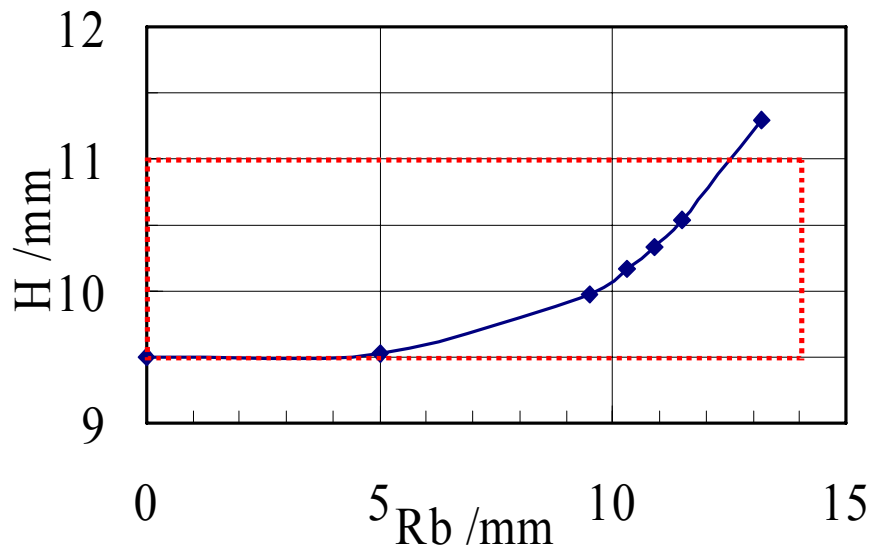


Fig. 5.7 The value of flywheel thickness, H , with regard to radii, R_b , of concave part

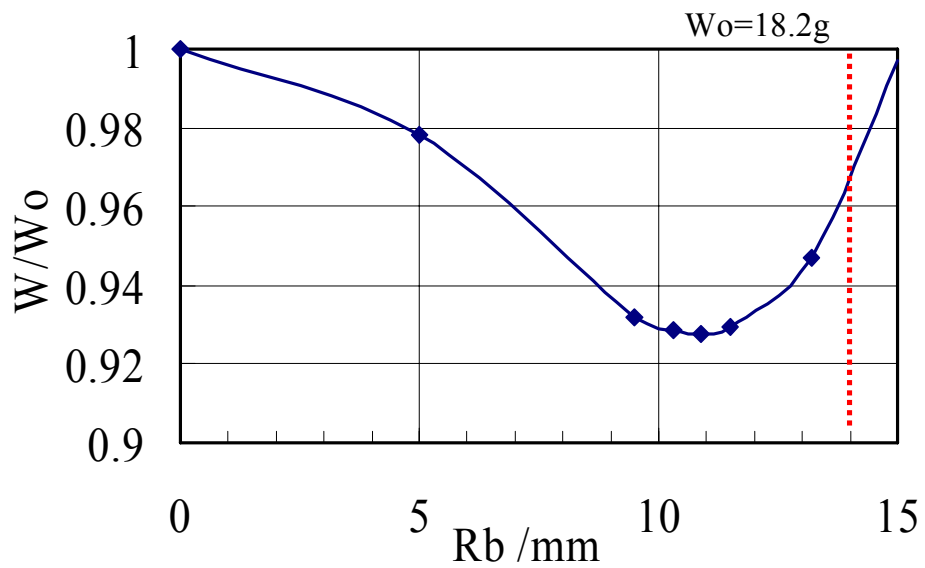


Fig. 5.8 The value of weight ratio, W_0/W , with regard to radii, R_b , of concave part

d) 手順④—実験シミュレーションによる成形荷重, フライホイール形状, 厚さHおよび重量比 W/W_0 の検討

手順④の成型加工実験シミュレーションでは, 前述の最適化設計で, 軽量化効果の高い $R_b=10\sim 12\text{mm}$ の範囲内の条件を中心に, 軽量化フライホイールに相応させた構造の型を用いて成型加工実験を行い, 成形品外形形状の取得および最大パンチ荷重を測定する。それをもとに, 所要慣性モーメントを満足するフライホイール厚さHと重量比 W/W_0 を算出する。以上の作業手順を Fig. 5.9 に示す。

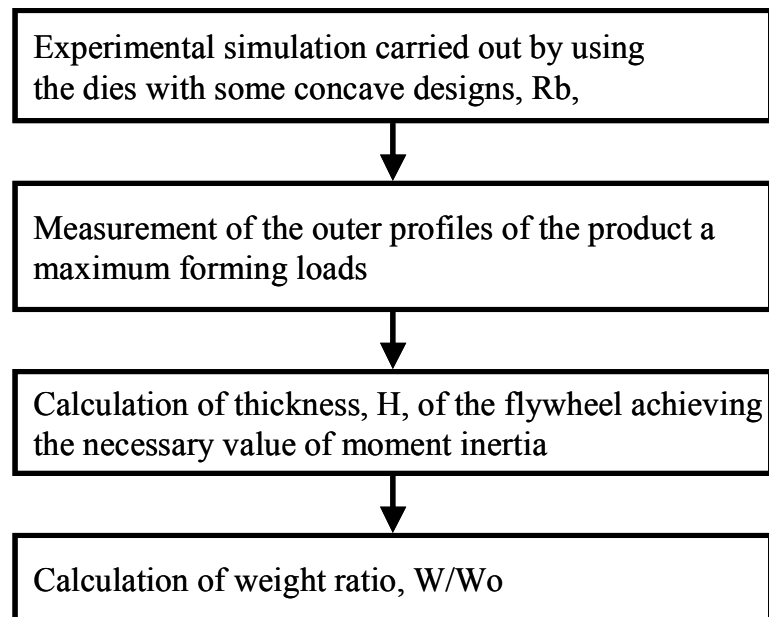


Fig. 5.9 Explanation of the procedure ④ in fig. 5.3

同シミュレーションは、フライホイール厚さ H を仕様書の範囲内で 10.4mm に設定し、窪み面半径 R_b を手順③で設計した $R_b=10.3\text{mm}$, 10.9mm , 11.5mm および 13.2mm , 窪み深さ H_b を 3mm に設定して行った。なお、参考として $R_b=0\text{mm}$ の条件も加えた。得られた成形品形状および最大パンチ荷重を Fig. 5.10 に示す。最大パンチ荷重は、半径 R_b の軽量化用窪み面を設けることで閉塞状態によるパンチ荷重の急上昇を回避できることから低減されている。また、軽量化用窪み面を設けることで型形状転写能が向上していることがわかる。

窪み面を設けた成形品外形形状でも、成形品角部および窪み面内壁部には、素材がわずかに充填せずじでできた自由成形面が形成されている。これは、素材の自然な流れにまかせてできた最小エネルギーでの成形面あり、荷重低減効果を導く要因と考える。仮に、ここを完全に充填させるには、絶大な荷重が必要であり金型への負担は極めて大きくなる。















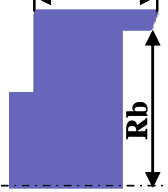
| R_b | 0mm | 10.3mm | 10.9mm | 11.5mm | 13.2mm |
|--|---|---|--|---|---|
| Products |  |  |  |  |  |
| |  |  |  |  |  |
| Longitudinal cross sections $H=10.4\text{mm}$ |  |  |  |  |  |
| Punch Load _{max} | 125kN | 105kN | | | |

Fig. 5.10 Outer profiles of the products and maximum punch loads measured by the experimental simulations

自由成形面が発生する部位の寸法と窪み面半径 R_b との関係をとることで、型形状が型形状転写能に及ぼす影響を Fig. 5.11 に示す。成形品角部 A 部では、 R_b が大きくなるほど未充填部分が小さくなり、 $R_b=11\text{mm}$ 以上で仕様書の面取り寸法に相応させ

ることができる。C部では、Rbが12.3mm以上になるとCpが1mmを下回り仕様書条件を満たさなくなる。なお、窪み面側の外縁角部(仕様書B部)は、Rb=10.3~13.2mmの条件下で未充填空間は無く直角形状である。

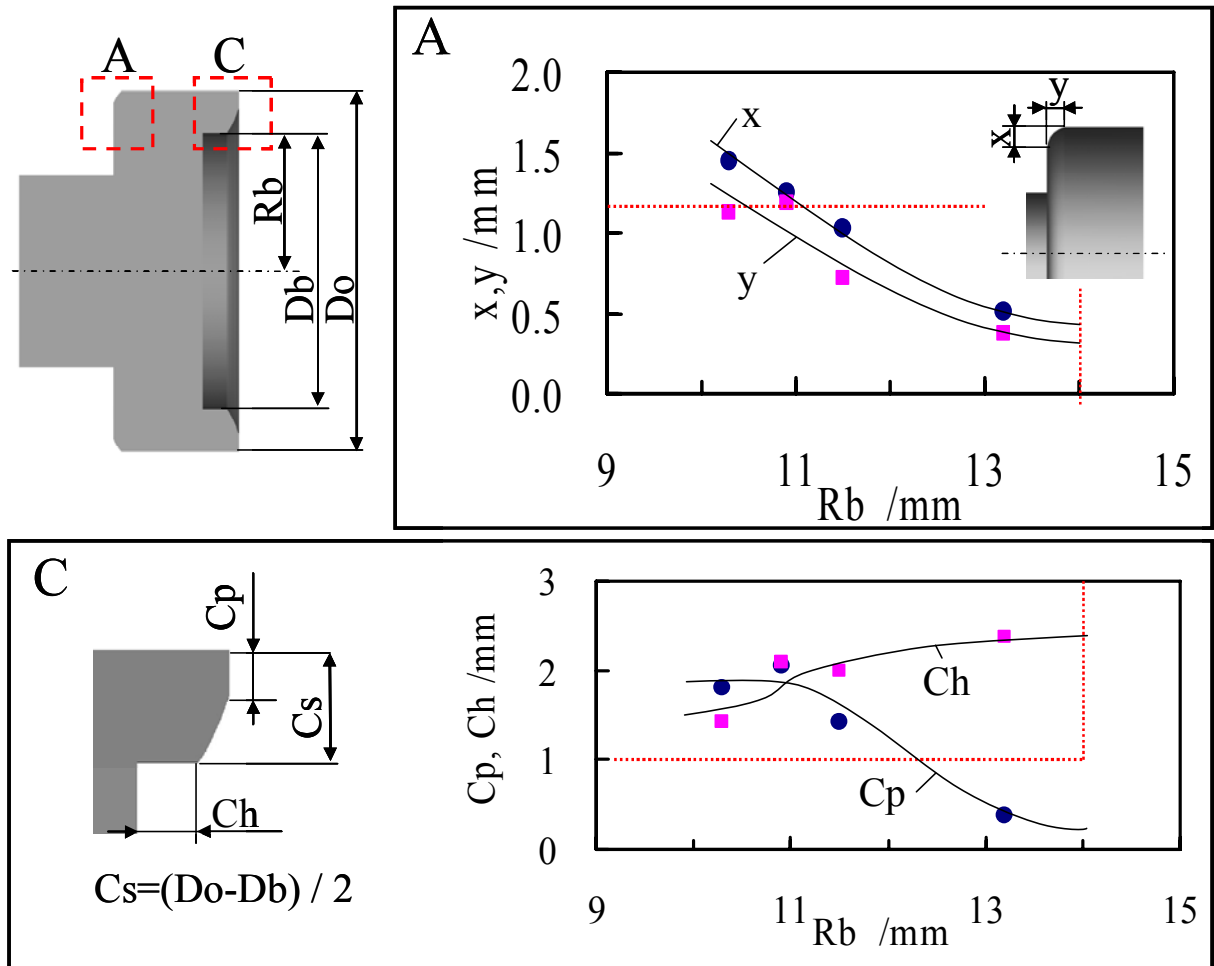


Fig. 5.11 Effects of radii of concave part of the die on shape transferability

次に、実験シミュレーションによって得られた成形品形状を用い、角部の面取り形状はそのまま利用して所要慣性モーメントを満足できる成形品厚さ(フライホイール厚さ) H を算出した。実験シミュレーションにより得られた断面と所要慣性モーメントを満足する厚さ H に変更した断面とを比較した図を Fig. 5.12 に示す。成形品厚さを図中に示す厚さ H の値に変更することで、実成形品の形状で所用慣性モーメントを満足することができる。なお、仕様書に沿って軸部には直径 6mm の軸穴を開けた断面形状で掲載している。変更した厚さ H は、実験シミュレーションに使用した成形品厚さ $H=10.4\text{mm}$ から 1mm も変わらないため、 H を変更して得られる成形品外形形状はほとんど変わらないと考える。

| Rb | 0mm | 10.3mm | 10.9mm | 11.5mm | 13.2mm |
|--|-----|--------|--------|--------|--------|
| Longitudinal cross sections by exp. H=10.4mm | | | | | |
| Section in H satisfying the moment of inertia I=2048g·mm ² H/mm | | | | | |

Fig. 5.12 Cross sectional sharps of the product and comparisons of those sharps achieving the necessary value of moment of inertia

算出したフライホイール厚さ H と窪み面半径 R_b との関係を Fig. 5.13 に示す。 R_b が 12.3mm を超えると仕様書を満たさなくなるが、それ以下であれば、仕様書に示す設計範囲に収まるため、算出した H を適用できる。

設計段階における $R_b=0\text{mm}$ での重量 $W_0=18.2\text{g}$ と、Fig. 5.12 におけるフライホイール重量 W との重量比 W/W_0 を求め、窪み面半径 R_b との関係で表した図を Fig. 5.14 に示す。これより、 $R_b=10\sim 12\text{mm}$ の範囲内で軽量化の効果が大きいことがわかる。その中で、最も軽量化されている条件は $R_b=11.5\text{mm}$ であった。

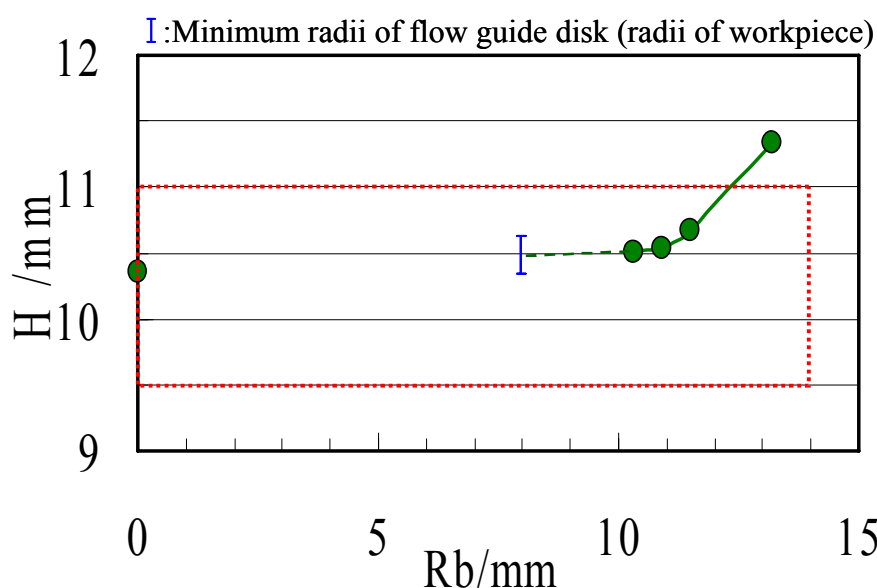


Fig. 5.13 Thickness of flywheel, H , with regard to radii, R_b , of the concave part of the die (in experimental simulation)

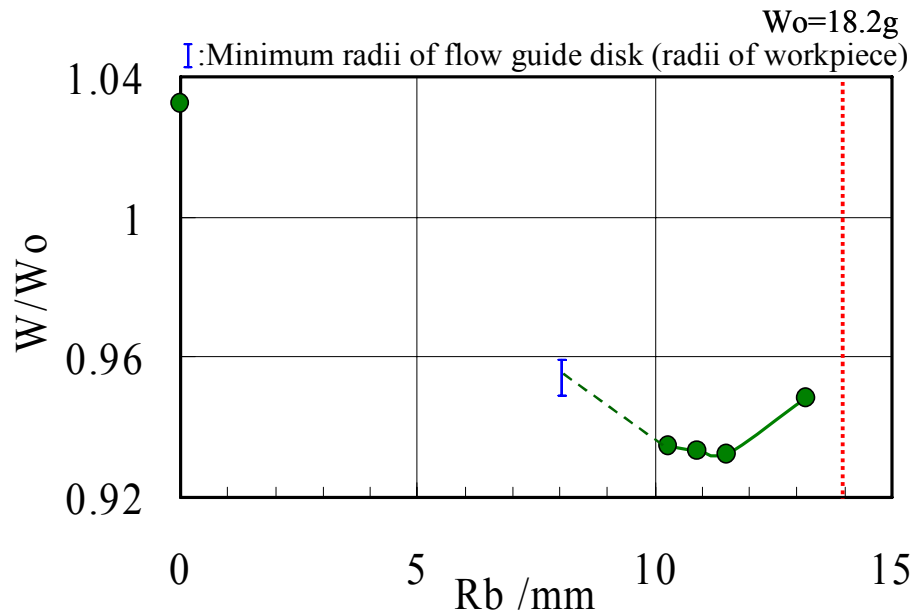


Fig. 5.14 Weight ratio of flywheel, W/W_0 , with regard to radii, R_b , of the concave part of the die (in experimental simulation)

e) 手順⑤—フライホイール設計と成形加工用型の統合最適化

手順③および手順④で求めたフライホイール厚さ H と重量比 W/W_0 を窪み面半径 R_b で整理し、Fig. 5.15 および Fig. 5.16 に相関関係を示す。Fig. 5.15 より、フライホイール厚さ H は、窪み面半径 R_b が 12.3mm 程度まででしか仕様書の範囲を満たすことができない。 R_b が小さくなるほど、実験シミュレーションで得られた H の値が設計値より大きくなっている。これは、窪み面半径が小さくなると型の形状転写能が劣り未充填箇所が大きくなるためと考えられる。Fig. 5.16 からは、 $R_b=10.9$ や 11.5mm 付近が軽量化に有効であることがわかる。軽量化設計では $R_b=10.9$ mm が最も軽量化されるが、実験シミュレーションで得られた成形品形状を適用すると、最も軽量化されるのは $R_b=11.5$ mm であることがわかる。ここに現れる差異は、実際の成形加工で得られる形状には自由成形面が発生し、設計形状どおりに得られないことが影響していると考えられる。

以上の解析結果から、設計の仕様書のとおり所要慣性モーメントを維持しつつ軽量化を実現し、低パンチ荷重成形で寸法の許容範囲を満足するフライホイール成形品形状を見出し、製品設計と型設計を連携させた統合最適化設計を行った。

次の手順⑥で詳細を決定した製品形状と型形状を示す。

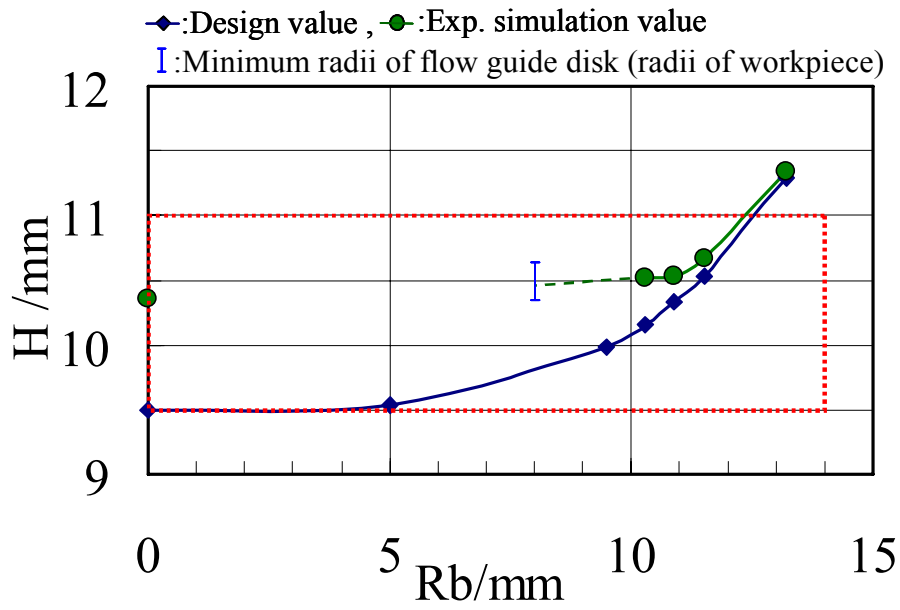


Fig. 5.15 Thickness of flywheel, H, with regard to radii, Rb, of the concave part of the die

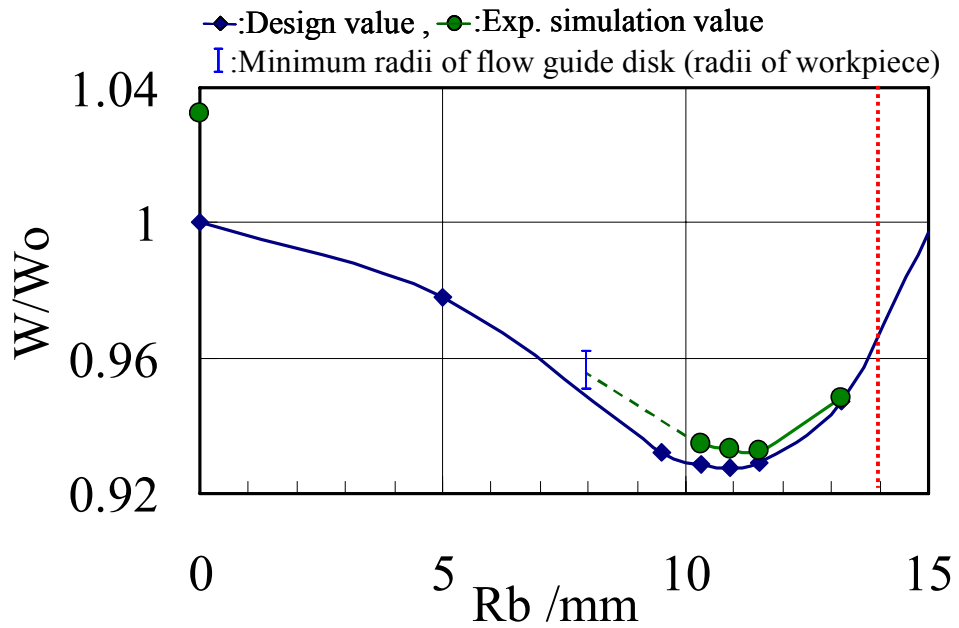


Fig. 5.16 Weight ratio of flywheel, W_o/W , with regard to radii, Rb, of the concave part of the die

f) 手順⑥ーフライホイール形状と型形状の詳細確定

手順⑥では統合最適化を行った製品設計と型設計の詳細を確定した。すなわち、Fig.5.15, Fig. 5.16 および Fig. 5.11 を参照して、最適化対象項目の各値を決定した。型および成形品の Rb は 11.5mm (Db=23) , H は 10.7mm と定めた。製品設計と型設計の統合最適化を施したフライホイール設計形状を Fig. 5.17 に示す。成形品角部および段差部の A,B,C 部については、型内部での相当箇所を直角形状に設計することにより、A 部は面取り C1.0 相当の自由成形面、B 部は直角、C 部は Fig. 5.11 で Cp=1.42mm の端面平坦部と Ch=1.99mm の窪み部側面を平面で連結した綺麗な曲面で直結した自由成形面となる。

また、この統合最適化設計形状を得ることができる型形状を Fig. 5.18 に示す。型形状の角部は、成形品に合わせて面取り部を設けることなく、すべて単純な直角形状で良いことがわかる。型角部に完全に充填させることなく低プレス荷重で素材の流れにまかせてできた自由成形面形状でもって仕様書を満足させ、最も軽量化した成形品形状を同図の型形状で得ることができる。

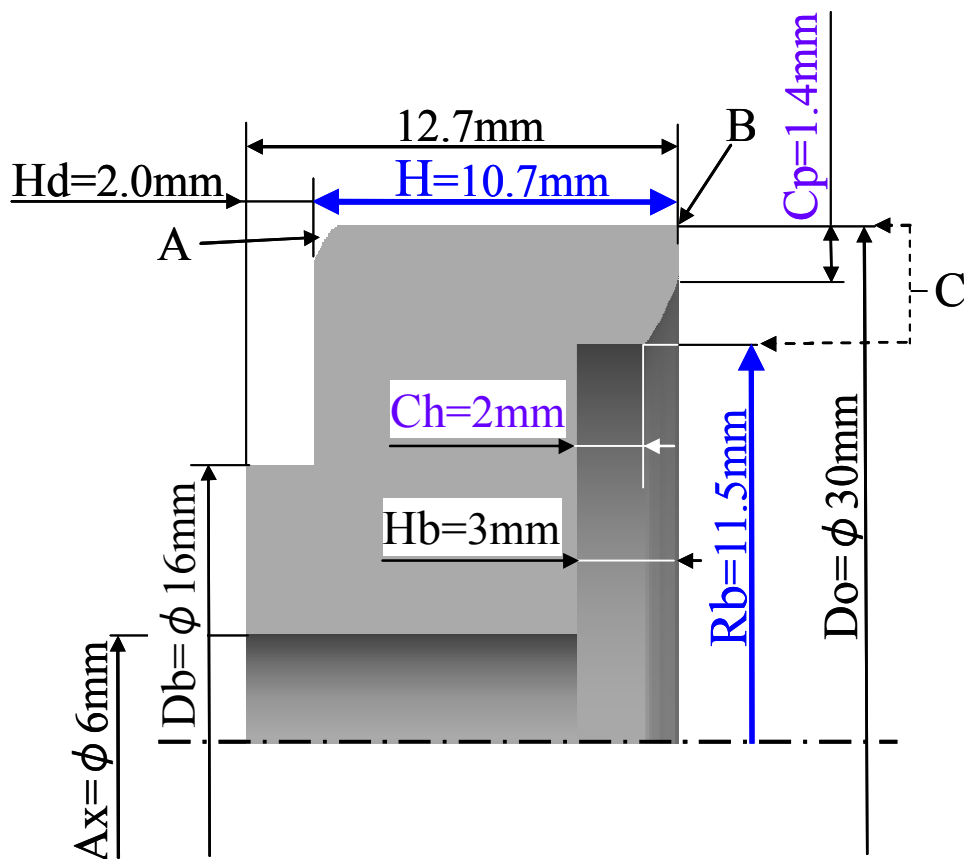


Fig. 5.17 Final design of the flywheel obtained by integrated optimum design procedures

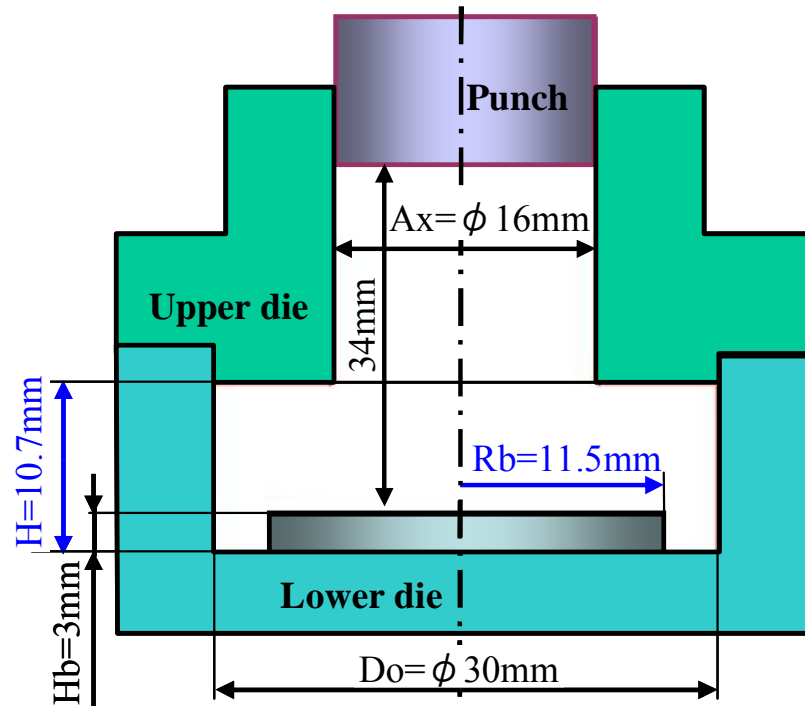


Fig. 5.18 Final design of the die obtained by integrated optimum design procedures

5. 3. 2 統合最適化設計によるネットシェイプ加工の確認

製品設計と型設計の統合最適化により設計されたフライホイールを，設計どおりの型を用いて冷間軸対称側方押し鍛造加工により成形する加工実験を行った。加工素材と得られた成形品の外観を Fig. 5.19 に示す。得られた成形品形状は，手順⑥で確定した統合最適化設計どおりの形状であることを確認できた。また，本成形品には，全くバリが発生せず良好な結果となった。また，FEM 解析ソフトを用いた計算機シミュレーションで内部ひずみ解析を実施した。その結果を Fig. 5.20 に示す。成形品外面部に大きなひずみ分布が存在し表面が強化されており，良好な結果である。



Fig. 5.19 Photograph of the product

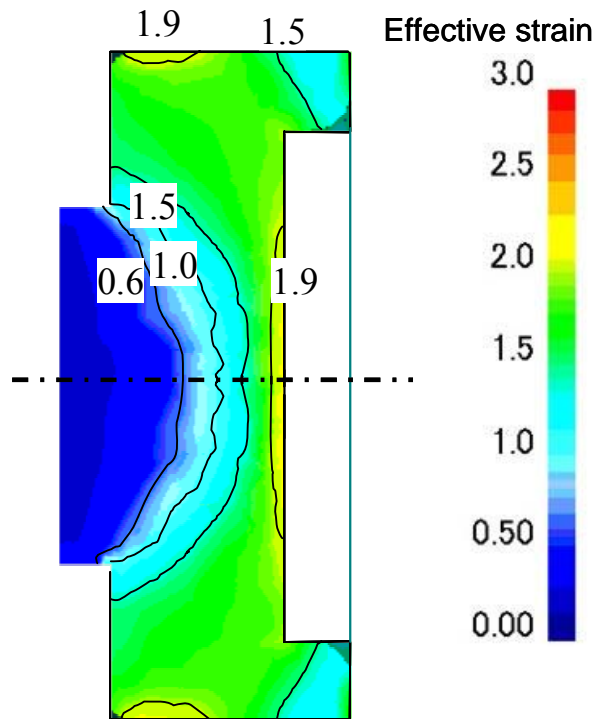


Fig. 5.20 Effective strain distribution in the product

なお、統合最適化設計で得られた型形状を用いた場合(a)と、あらかじめ成形品の外縁角部にあたる型内部角部分に C0.5 の面取りを設けた場合(b)および型内部の形状が統合最適化設計で得た成形品形状と同じになるよう成形品角部の寸法に合わせた面取りを型内部角部分に設けた場合(c)の3通りで、計算機シミュレーションを実施し、算出されたパンチ荷重－パンチストロークの関係を比較した。なお、(b)と(c)の型を用いた場合は、完全に充填するまで加工した。比較結果を Fig. 5.21 に示す。また、3通りの条件(a),(b),(c)で得られた成形品形状の解析結果(相当ひずみ分布含む)を Fig. 5.22 に示す。図中の(b)および(c)は、型内部に完全に充填されるまで加工されていることがわかる。Fig. 5.21 より、型内部角部分に C0.5 の面取りを設けた場合(b)の最大パンチ荷重は 219 kN まで達し、3通りの条件の中で最もパンチ荷重が大きくなった。次に統合最適化設計の成形品どおりの面取りを設けた場合(c)が大きく、180 kN であった。最もパンチ荷重が低かったのは、統合最適化設計どおりの型を用いた場合(a)であり、136 kN であった。型内部形状に製品設計形状どおりに面取り部を設けて、完全充填により形状転写すると、非常に大きなパンチ荷重が必要になることがわかる。また、完全充填で統合最適化設計どおりに形状転写する場合でも、パンチ荷重の増加は避けられないことがわかる。

高荷重値までの著しいパンチ荷重の増加は、型寿命の低下を招く要因になると考えられる。型形状を 100%転写せずに余裕空間を残した状態で最良の成形品形状を得ることが、パンチ荷重を低減したネットシェイプ加工の実現につながるといえる。

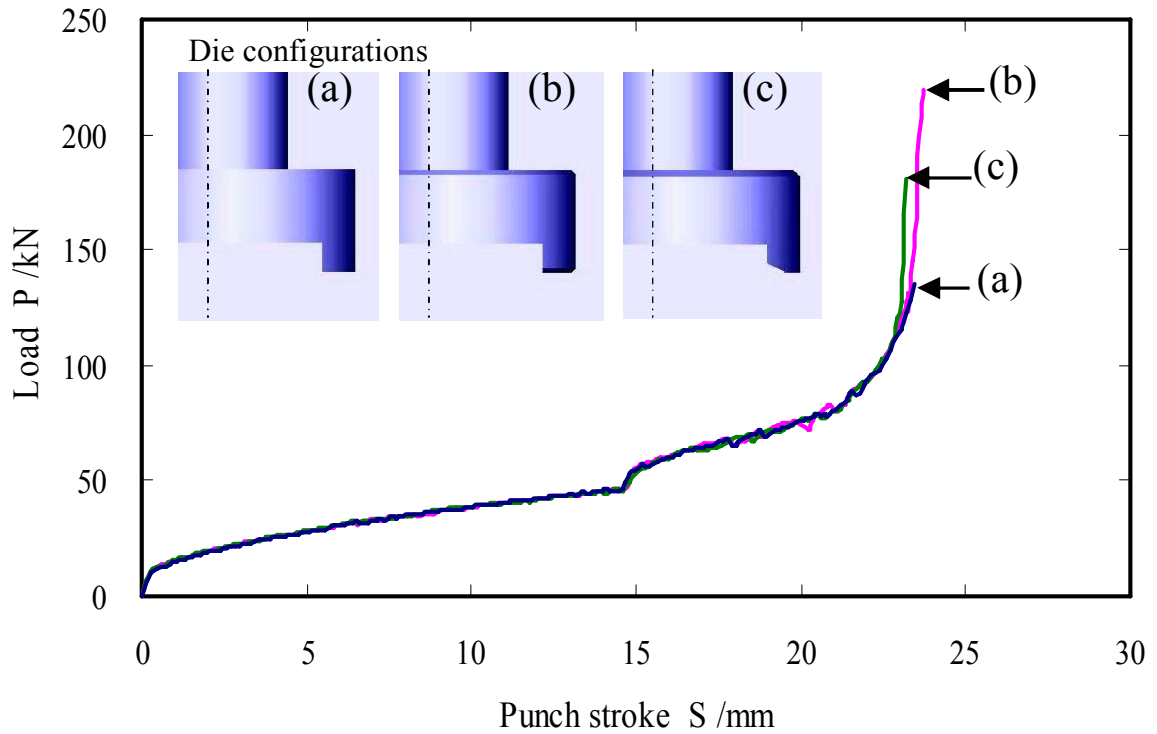


Fig. 5.21 Comparisons of the punch load-stroke curves calculated by the computer simulations

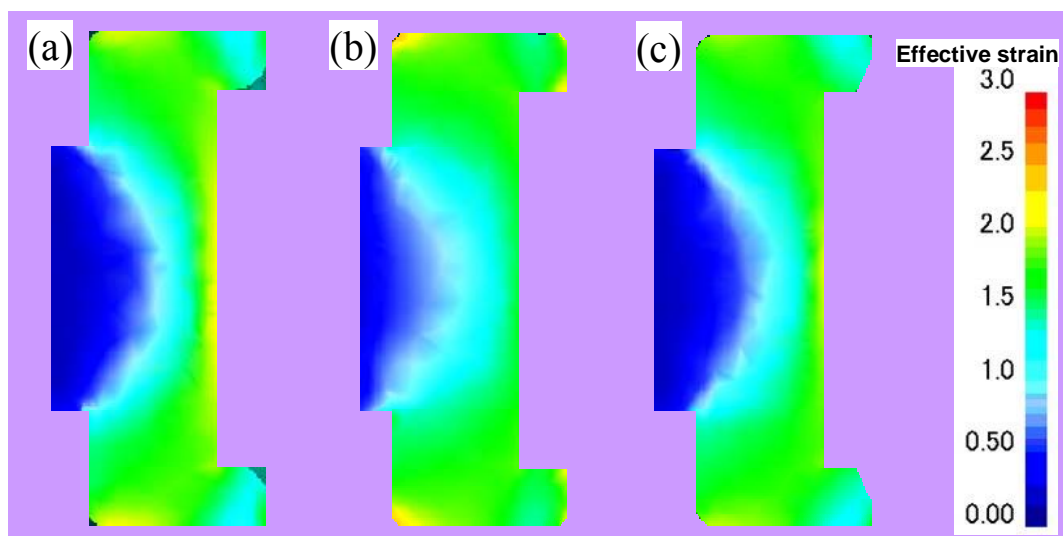


Fig. 5.22 Comparison of the outer profiles of the products and effective strain distributions in the products calculated by the computer simulations

5. 4 まとめ

本章では、冷間軸対称側方押し鍛造加工をフライホイールの成形加工に適用し、製品設計と型設計を連携させた統合最適化設計を実施した。

仕様書に適合する範囲内で型内部底面に段差空間を設け、型の形状転写能向上を図り、それと同時に成形品であるフライホイールに創生される窪み面形状で同製品の軽量化が可能になる。型内部底面に設ける段差空間によって設計仕様書上の角部面取り寸法に達するまで塑性流れを維持し、完全充填の手前で成形加工を完了させ、素材の流れにまかせた自由成形面形状を面取り形状として利用した。これにより、パンチ荷重を低く抑えることが可能となり、さらに最も軽量の成形品形状と型形状を導き出すことができた。

同設計形状のもと、実際に成形加工を行い、成形の合理化と低荷重ネットシェイプ加工が達成されたことを確認した。

製品設計と型設計を連携させることで実現した統合最適化設計は、省エネルギー加工技術としての利用や型寿命の延長に有用であると考えられる。

第6章 結 論

本研究では、1工程で軸付回転機能部品を成形加工できる冷間軸対称側方押し鍛造加工による高品位加工を実現するため、同加工プロセスの詳細を一連の実験シミュレーションにより明らかにした。同シミュレーションを実施することにより、製品設計と型構造設計の統合最適化を図ることができ、閉塞鍛造で行われているネットシェイプ加工に対して低パンチ荷重で最適化された成形品形状が得られる工法を見出した。本研究で得た結論について、以下に概括する。

- (1) 鍛造加工は円柱棒材、板材、あるいは塊材などの単純形状素材から少ない工程数で複雑形状の成形品を創生する利点を持つ。しかし、この利点を最大限に発揮するには成形過程における素材のメタルフローを詳細に正しく把握して、素材／工具間の摩擦拘束による閉塞状態に陥らない工夫が必要である。
- (2) 冷間軸対称側方押し鍛造加工では、加工終期のメタルフローが素材／工具間の摩擦拘束により閉塞状態に陥り、パンチ荷重が高荷重値まで急上昇し金型への負担が大きくなる。また、得られた成形品は、十分な型形状転写が行われていない。この改善には、型内部底面に段差空間を有する型構造が有効である。
- (3) 型内部底面に適切な段差空間を設けることで、塑性流れの制御が可能となり、型角部へ素材の充填が促進され型形状転写能が向上する。また、加工終期に発生する閉塞状態を回避することができ、パンチ荷重の上昇が抑えられ型への負担を軽減できる。
- (4) 段差空間を設けた加工では、成形過程に型内部壁面まで押し出された素材の上下に空間が存在し、その両空間を同時に満たそうとする流れが発生することで型角部への充填が促進される。また、同型構造で得られた成形品内部の相当ひずみ分布は、成形品の窪み面部および側面部に高ひずみ領域が発生する。
- (5) 型構造と成形品形状を関連付けることにより、従来は高パンチ荷重が必要な閉塞鍛造で行われているネットシェイプ加工を、低パンチ荷重下で実現できる事例として、フライホイールの軽量化設計および低パンチ荷重によるネットシェイプ成形加工用型設計の手順を示した。

参考文献

- 1) 大矢根守哉：新編塑性加工学，養賢堂，(1998)，5
- 2) Strengthening Steel by Austenite Grain Refinement: R. A. Grange: Transactions of the ASM, 59, (1966), 26-48
- 3) 大型鍛鋼品の自由鍛造における高品質化技術：小野信市：塑性と加工 33-382 (1992)，1256-1261
- 4) 金属箔材を用いた2工程深絞り加工によるマイクロカップの創製：真鍋健一，清水徹英，伊藤國吉，小山 寛，楊 明：平成 18 年度塑性加工学会春季講演会講演論文集 (2006)，101-102
- 5) Microforming : M. Geiger, M. Kleiner, R. Eckstein, N. Tiesler, U. Engel : Annals of the CIRP Vol. 50-2, (2001), 445-462
- 6) Open-Die Forging with a Six-Axis Robot as Forging Manipulator: R. Kopp, T. Beckmann: ICTP5 Advanced Technology of Plasticity Vol.1, (1996), 347-350
- 7) 金型用鋼の最近の動向：桜井大円：塑性と加工，48-553，(2007)，85-90
- 8) 工具・金型への窒化系表面硬化処理について：田村 庸，井上謙一，長澤政幸：熱処理，45-5, (2005), 295-302
- 9) 金型材料と最近の技術動向：久保田邦親：日本材料学会九州支部第 14 回技術懇話会資料，(2007)，2
- 10) 日本塑性加工学会：プレス加工便覧，丸善，(1975)，1-3
- 11) ネットシェイプ精密鍛造技術小坂田宏造：塑性と加工，41-447 (2000)，971-975
- 12) 熱間の精密鍛造品の精度：中沢繁夫：塑性と加工，17-187 (1976)，669-674
- 13) 金属便覧改訂 5 版：日本金属学会，丸善 (1990)，377
- 14) 冷間鍛造の高精度化：近藤一義：塑性と加工，38-438 (1997)，605-610
- 15) ネットシェイプ精密鍛造技術：小坂田宏造：塑性と加工，41-447 (2000)，971-975
- 16) 鍛造加工における数値シミュレーションの適用：松下富春：塑性と加工，33-382 (1992)，1262-1267
- 17) 3次元鍛造解析の適用によるヘリカルギア成形金型方案の最適化：藤川真一郎，上野完治，池内 淳，加藤直樹：平成 12 年度塑性加工春季講演会，322 (2000) 367-368
- 18) リベットと板の結合力に関する考察：木之下広幸，梅津浩一：塑性と加工，48-552(2007)，25-30
- 19) 役立つ鍛造シミュレータ：小坂田宏造，金 炫琪：塑性と加工，39-454 (1998)，1107-1111
- 20) FE Simulation of the Precision Forging Process of Bevel Gears : E. Doege, H. Nagele : Annals of the CIRP Vol. 43-1 (1994), 241-244

- 21) Plane Strain Visioplasticity for Dynamic and Quasi-Static Deformation Processes : S. N. Dwivedi : Journal of Engineering for Industry, Vol. 105 (1983-8), 197-202
- 22) 3D Finite Element Analysis of Industrial Metal Forming Processes :G.J. Li, W.T. Wu, A. Arvind, J.P. Tang :ICTP5 Advanced Technology of Plasticity Vol.1(1996), 479-483
- 23) Preform Design in Bulk Forging Processes: G.Zhao, E. Wright, R. Grandhi: ICTP5 Advanced Technology of Plasticity Vol. 1(1996), 453-456
- 24) 冷間鍛造の工程設計における簡単な荷重計算 : 松井正廣, 王 欣 : 塑性と加工, 39-453 (1998), 1060-1064
- 25) 鍛造における材質予測 : 吉野雅彦, 白樫高洋 : 塑性と加工, 33-382 (1992), 1285-1291
- 26) Material Response to Continuously Varying Rate of Straining During Hot Forging Operations :P.F.Bariani : Annals of the CIRP ,48-1 (1999), 183-186,
- 27) 銅の加工硬化率式 : 中西賢二 : 塑性と加工, 30-337 (1989), 262-269
- 28) 変形抵抗・摩擦特性値の測定 : 中村 保, 鷺坂芳弘 : 塑性と加工, 48-522 (2007), 7-17
- 29) わかる鍛造の力学 : 工藤英明 : 塑性と加工, 39-452 (1998), 921-927
- 30) 各種アルミニウム合金の変形抵抗 : 中西賢二, 上谷俊平, 中原幸喜, 清水良員, 松田豪彦 : 鹿児島大学工学部研究報告, 41 (1999), 1-5
- 31) 逐次変形解析法を用いた汎用実験加工シミュレーションシステムの構築 : 中西賢二, 牟禮雄二 : 塑性と加工, 36-418, (1995), 1300-1306
- 32) 半導体ボールボンディングの変形過程解析ー実験シミュレーションによる非定常金属塑性流れの解析ー : 中西賢二, 大重稿二, 上谷俊平 : 日本機械学会論文集 A 編, 63-616, (1997), 203-208
- 33) アルミニウム合金熱間押し加工のメタルフロー制御に関する研究 : 中西賢二, 木之下広幸, 上谷俊平, 平山勝久 : 塑性と加工, 36-416 (1995), 997-1002
- 34) アルミニウム合金 (6063,5052 および 5083 材) 熱間押し加工におけるメタルフローと変形過程の解析 : 中西賢二, 木之下広幸, 上谷俊平, 吉田拓也 : 塑性と加工, 37-428 (1996), 933-938
- 35) Analysis of Hot Extrusion of 6063 Aluminum Alloy Using the Symmetric and Non-Symmetric Dies :Nakanishi K., Fukui Y., Kamitani S., Takano K.: Advanced Technology of Plasticity Vol. 1 (1990), 409-416
- 36) モデル法によるボルト鍛造の型と材料の弾性・塑性連成解析技術 : 牟禮雄二, 中島康雄, 中西賢二, 小川益治, 松田豪彦 : 塑性加工学会九州支部第 75 回技術懇談会資料 (2004)
- 37) The Automated Measurement of Strains from Three-Dimensional Deformed Surfaces : J.H. Vogel and D. Lee :JOM, (0990-2), 8-13
- 38) 日本塑性加工学会 : プレス加工便覧, 丸善, (1975), 259
- 39) 閉塞鍛造による高精度化 : 篠崎吉太郎 : 塑性と加工, 33-382, (1992), 1250-1255

- 40) 石原康正：機械要素設計法，養賢堂，(1989), 226-227
- 41) 型鍛造における形状転写機能の向上をはかる塑性流れ制御法に関する研究：中西賢二，植村眞一郎，上谷俊平，山下康平：塑性加工連合講演会論文集，54回(2003)，161-162
- 42) 型鍛造における形状転写機能の向上をはかる段差空間による塑性流れ制御：植村眞一郎，中西賢二，上谷俊平，山下康平：塑性と加工，46-532(2005)，402-406
- 43) 井澤實：機械要素の設計解析，山海堂，(1967), 251-252

謝 辞

本論文は、鹿児島大学大学院理工学研究科博士後期課程において、表題に関する研究の成果をまとめたものです。

本研究の遂行と論文をまとめるにあたり、懇切丁寧な御指導、御助言ならびに種々の御配慮を賜りました指導教員である鹿児島大学工学部機械工学科の中西賢二教授に深く感謝いたします。先生の工学における考えと研究姿勢に深く感銘を受け、御指導を賜りたいとの想いで同大学院に入学しました。塑性加工学を追究し現在のものづくり技術の向上に寄与したいと考える者として、本学で学んだことは大変貴重な財産となりました。

また、本研究の実験や論文のまとめにおいて数々の御助言、多大な御協力を頂きました上谷俊平准教授、専攻ゼミナール等において貴重な御意見、御指摘を頂きました近藤英二教授に深く感謝いたします。

さらに、様々な面で便宜を図っていただいた木通克男技術専門職員、実験装置作成に御協力いただいた中央実験工場の職員の方々、機械工学科の先生方に感謝いたします。

なお、実験や解析を共に行った博士前期課程の内山佑輝君、昨年修了した亀村佑輔君のほか、研究室に在籍した多くの学生に御協力をいただきました。皆さんに心より感謝いたします。

そして、社会人として大学院で学ぶ機会を与えていただいた鹿児島県工業技術センターの間世田春作所長をはじめ、瀧石和人前所長、伊藤博雅前々所長および中村俊一素材開発部長ら職員の方々に深く感謝いたします。同センター職員の御支援がなければ、本論文は完成しなかったものと思います。

最後に、本論文完成までの3年間、温かく見守っていただきました多くの皆様に御礼申し上げるとともに、支えとなってくれた家族に心より感謝します。