

多工程円筒深絞り加工における
成形性に関する研究

2016年1月

杉本 義徳

目次

1. 緒論	1
第1章の参考文献	9
2. 成形性に及ぼす摩擦係数の影響とプレス成形シミュレーション結果の検証	14
2.1 緒言	14
2.2 多工程円筒深絞り加工	16
2.2.1 多工程円筒深絞り加工の概要	16
2.2.2 成形対象とした製品形状および寸法	20
2.2.3 Romanowski の設計公式	20
2.3 材料特性値の測定	26
2.3.1 成形材料の引張試験	26
2.3.2 摩擦係数の測定	31
2.4 多工程円筒深絞り加工の成形性に及ぼす摩擦係数の影響	33
2.4.1 フランジ付き円筒深絞りモデル	33
2.4.2 実験方法	35
2.4.3 プレス成形実験結果および考察	38
2.5 多工程円筒深絞り加工のプレス成形シミュレーション	45
2.5.1 解析条件	45
2.5.2 プレス成形シミュレーション結果および考察	49
2.6 結言	55
第2章の参考文献	56
3. 多工程円筒深絞り加工用金型寸法の自動探索	59
3.1 緒言	59
3.2 多工程円筒深絞り加工用金型寸法自動探索法	60
3.2.1 金型寸法自動探索のアルゴリズム	60
3.2.2 遺伝的アルゴリズム	62

3.3 自動探索法の検証	64
3.3.1 自動探索法の検証モデル.....	64
3.3.2 プレス成形シミュレーションモデル	65
3.3.3 設計変数	67
3.3.4 制約条件	68
3.3.5 目的関数	70
3.4 プレス成形シミュレーション結果.....	71
3.5 探索結果の検証実験.....	78
3.6 結 言.....	81
第3章の参考文献	83
4. 分散分析を援用したプレス成形シミュレーションによる成形性の推定	86
4.1 緒 言.....	86
4.2 分散分析	87
4.2.1 直交表 L_{27} による因子の割り付け	87
4.2.2 分散分析の計算手順.....	93
4.2.3 プレス成形シミュレーションモデル	95
4.2.4 成形性評価指標とその要因効果（4 因子の場合）	95
4.2.5 要因効果（5 因子の場合）	107
4.3 多工程円筒深絞り加工の成形性に及ぼす摩擦係数の影響	110
4.4 分析結果の検証.....	114
4.5 結 言.....	117
第4章の参考文献	119
5. 結論.....	121
謝 辞	126
本研究に関する投稿論文，業績一覧	127

1. 緒 論

板材からつなぎ目のない中空容器を成形できる絞り加工は、飲料缶など小型容器から台所の流し台など、身近な製品の成形加工に用いられている。また、携帯電話のリチウムイオン電池ケース¹⁾やコンデンサ用部品など²⁾小型で精度が要求される電子部品の成形にも利用されている。

最近では資源の節約やCO₂排出量削減など、地球環境の改善に対する取り組みが進む中、新しいエネルギー機器の一つとして燃料電池が注目されている。この燃料電池の主要部品であるセパレータは、従来黒鉛の平板を削って製作されてきたが、燃料電池本体の軽量化や製造コスト削減を目的に、絞り成形によるプレス成形品への切り替えが進められている。しかし、切削加工で作られていた従来品に対する要求精度は高く、これに対応するため、成形工程をいくつかに分け、多工程の絞り加工で成形が試みられている^{3),4)}。その他、モーターケースのベアリング受座⁵⁾やウォーターポンプ⁶⁾、軽自動車用ホイール^{7),8)}などでは、製造工程の簡略化と疲労強度向上を目的に、溶接による組み付け構造から多工程のプレス成形による一体化が進められている。

この様に、絞り成形品に対する要求は多岐にわたり、より形状が複雑で寸法および形状精度の高い製品を成形するため、多工程の絞り加工が検討され、用いられている。

円筒および角筒深絞り加工の多工程プレス成形用金型寸法の決定には、Romanowski の設計公式⁹⁾が広く用いられている。また塑性力学に基づいた多工程円筒深絞り金型の設計法^{10)・13)}も提案されている。しかし、これらの方法では、成形品の寸法精度やしわ、そりなどの成形不良を考慮することができず、円筒や角筒以外の複雑な形状の製品に対しても適用することができない。実際の設計現場では、設計者の勘や経験によって金型の形状寸法が決められ、設計が進めている状況にあり、未熟な設計者によって金型が検討された場合、試加

工（トライ）の段階で修正を強いられ、製作期間の延長やコストの増大を招いている¹⁴⁾。特に自動車のボディなどは、試加工（トライ）における調整や金型の修正が避けられず、金型の寸法が大きいことから、金型の取り外しや加工機への段取り換えに時間がかかるため、これによる金型製作費の増大が大きな負担になっている^{15), 16)}。

これに対して、金型設計者の経験不足を補い、トライ回数の削減や金型製作期間の短縮を目的に、設計の段階で事前に成形結果の検討ができるプレス成形シミュレーションの導入が進められている。これらの取り組みは、金型修正の回数削減や製作期間の短縮によって、製造コストの低減につながっているが、金型設計の部門では、解析担当者が勘と経験にもとづいて解析条件を変更し、計算を繰り返している状況にある^{17), 18)}。多工程を要する金型を設計する場合、検討を要する工程数が増えるため、設計に要する期間が長くなり、設計者に対する負担も大きくなる。

これについては、設計担当者の試行錯誤を無くし、経験や知識に左右されない最適な金型形状を求める最適化技術の開発が進められている。プレス成形シミュレーションを利用した最適化技術の研究は、パンチストロークとパンチ形状を設計変数として、板厚の減少を最小限にする試み¹⁹⁾や、2工程で成形するプレス工程において、最終製品の板厚減少を最小化する第1工程の金型形状を見つけ出す探索手法²⁰⁾が報告されている。また、段差付ビーム部品の成形において、しわやねじれを最小にするビード形状の探索²¹⁾や、自動車用パネルにおいてひずみを最小化するビード長さおよび位置の導出²²⁾など、最適な成形条件を見つけ出す研究も進められている。しかしいずれも、第2工程までの成形工程を対象にしており、多工程を要する製品の成形工程を検討するための設計システムにはなっていない。多工程を要する工程設計法としては、四角筒容器の多工程絞り成形に対してすべり線場理論にもとづく自動設計法が提案されて

いる²³⁾。しかし、板厚変化や摩擦等を考慮した設計システムにはなっていない。

多工程を要する成形工程を自動的に設計する場合、成形の可否を判定するため、各工程におけるブランクの破断を予測する必要がある。

しかし、多くのプレス成形シミュレーションで採用されている有限要素法は連続体力学に基づいており、亀裂のようにブランクが分離する現象を直接的に予測することができない²⁴⁾。従来、プレス成形シミュレーションにおける破断判定には、成形品各部の最大・最小主ひずみをグラフ上に描画した、成形限界線図（Forming Limit Diagram：以下 FLD）が一般的に用いられている²⁴⁾。シミュレーションの計算結果から成形品各部の変形状態が得られるため、計算処理が簡単で扱いやすい反面、成形限界の基準を示す成形限界曲線を求めるために破断実験を行う必要があり、実験値もばらつきやすいことから破断判定の精度を高めにくい状況にある²⁴⁾。また、変形経路の違いによって成形限界が変化する²⁵⁾ため、多工程を要する成形品の成形限界を判定する場合、その影響を考慮することが難しく、誤差が生じやすい。これに対して、変形経路の影響を受けにくい応力 FLD^{26), 27)}が検討されている。応力 FLD は、成形品各部の主応力の値から破断を判定する方法で、変形経路の違いによる影響を受けにくい反面、板材の様々な変形状態における破断限界応力を実験で得ることが難しく^{28), 29)}、実用化の域に達していない。この他、成形品各部の板厚ひずみを計算し、この値がある限界値を超えたときに破断が起きるとする、板厚ひずみによる判定法がある³⁰⁾。この方法は、簡単で直感的に理解しやすいため、製造現場で広く用いられている反面、変形状態の違いによって破断限界板厚ひずみが異なるため、判定精度が低い欠点がある。しかし、一般的な絞り成形の場合、割れは張出し成形部近傍の平面ひずみ部で発生するため、絞り成形に限れば、実部品との相関性は高い³¹⁾と考えられる。

一方、プレス成形の成形性に影響を及ぼす因子としてブランク材の板厚や材

料特性，工具形状，そして摩擦・潤滑条件があげられる³²⁾．この中で，板厚や材質，成形品形状は製品の機能上変更できないが，成形時の摩擦係数を変えることによって，必要とする製品の成形性を改善し，成形限界を向上させることが可能である．特に多工程の絞り成形において，金型各部の摩擦係数を変化させ，成形性を改善することができれば，前述の寸法および形状精度の高い，複雑な形状の製品を成形することが可能になると考えられる．

プレス成形における潤滑に関する研究は，古くからなされている．加藤ら³³⁾は，深絞り限界と張出し限界に及ぼす潤滑方法や潤滑剤の影響を実験的に検討し，深絞り加工ではパンチ側を潤滑すると限界絞り比が低下し，ダイス側を潤滑すると絞り比が向上する結果を得ている．また春日ら^{34), 35)}は深絞りを例に，パンチ力や摩擦力に及ぼす潤滑剤の粘度や表面粗さの影響を明らかにし，この中で，摩擦抵抗は工具の拘束によって生じる材料表面平坦部の面積に比例し，平坦部の単位面積当たりのせん断抵抗はその面圧にかかわらず一定であることを突き止めている．花木ら³⁶⁾は，深絞り特性に及ぼす平頭パンチ肩部における摩擦係数の影響を理論的に解明し，アルミ，黄銅，軟鋼など，数種類のブランク材に対して潤滑剤を変えて実験を行い，提案した理論式の検証を行っている．また，河合ら³⁷⁾は，円筒深絞りにおけるパンチ肩半径と限界絞り比の関係を，パンチ肩部の摩擦係数を変化させながら検討している．また，平岩ら³⁸⁾は，角筒絞り成形において，同じくパンチ肩部の摩擦係数を変化させた場合の，成形可能最大ブランク寸法と角筒パンチの形状比（パンチ肩丸み半径/角筒辺の寸法）の関係を見出している．逆にダイ肩部については，堤ら³⁹⁾によって，ダイ肩部をフランジ部と分離し，軸周りに回転させることによって摩擦の影響を軽減させ，その影響が検討されている．また，山下ら⁴⁰⁾は，円筒深絞り成形におけるフランジ部とダイ肩部の摩擦係数を分離して測定できる実験装置を考案し，純アルミニウム，純銅，純チタンの3種類のブランク材に対して，摩擦係数に及

ばす潤滑剤の影響や、ダイ肩半径および板厚などの影響を明らかにしている。

この他、岩田ら⁴¹⁾は、フランジ部、ダイ肩部およびパンチ肩部の摩擦係数をモデル実験で求め、四角筒深絞り成形の数値シミュレーションに適用して検証を行っている。

この様にプレス成形の成形性に及ぼす摩擦係数の影響に関する研究は数多くある。しかし、多工程を要する成形工程において、板材と金型のパンチ肩部、ダイ肩部およびしわ抑え等の接触部位の摩擦係数の違いが、最終工程である成形品のプレス成形性に及ぼす影響を検討した研究は見られない。

最近では、プレス成形用金型の長寿命化を目的に表面処理技術の活用が検討されている^{42), 43)}。表面処理の方法にはいくつかあるが、例えば物理的現象を利用して皮膜を生成する物理的蒸着法(PVD)では摩擦係数 $\mu=0.14$ 程のTi系硬質膜や $\mu=0.50$ 程のV系硬質膜の皮膜処理が可能である^{44), 45)}。また、PVDコーティングではマスキング処理が可能⁴⁶⁾で、これによって部分的に摩擦係数を変えることができる。この他、化学反応を利用して皮膜を生成する化学的蒸着法(CVD)では、皮膜生成時の処理温度が高いため、これに伴う金型等の母材の変形が避けられない反面、PVDに比べて凝着力が高く、摩擦係数 $\mu=0.15\sim 0.25$ のTiCN系皮膜や $\mu=0.35\sim 0.45$ のTiAlN系皮膜が生成可能である⁴⁶⁾。

このように、コーティング皮膜の種類を変えることによって摩擦係数を変化させることができ、金型のパンチおよびダイに部分的に皮膜を生成することによって成形性を向上させることが可能である。そして、このための基礎的研究として、プレス成形時の金型とblank間の摩擦係数の違いが、プレス製品の成形性に及ぼす影響を検討することは大変有意義であると思われる。

一方、数値シミュレーション技術の発展にともない、前述のように金型設計にプレス成形シミュレーションを取り入れる企業が増えている。プレス成形シミュレーションでは一般的に摩擦係数を一定とするが、表面処理鋼板や高張力

鋼板などの厳しいプレス成形では、処理膜のはく離や型かじり等の影響によって摩擦係数を一定として取り扱えない場合がある⁴⁷⁾。仲町ら⁴⁸⁾は、弾性体の接触摩擦による摩擦係数に塑性ひずみと相対すべり量を2変数とする項を加えた斉次2次関数の摩擦特性式を提案し、実験結果から摩擦特性式の係数を求めるとともに、これを用いて角筒深絞り成形シミュレーションを行なっている。しかし、このような非線形摩擦則を導入する場合、複雑な摩擦挙動を関数で表現するための実験が必要になる。また、十分な実験データが揃わないことなどから、実際に有限要素法に適用した例は少ない⁴⁷⁾。

上述のような状況を踏まえ、本研究では、深絞り成形における金型設計の効率化と、金型製作の期間短縮を目的に、遺伝的アルゴリズムを用いた多工程円筒深絞り金型寸法自動探索法の確立を行った。さらに、深絞り製品に求められている、複雑でより絞り高さの大きい製品を成形するため、多工程の円筒深絞りにおけるパンチ肩部、ダイ肩部およびしわ抑え部の摩擦係数が成形性に及ぼす影響について検討を行った。

研究を進めるにあたり、多工程円筒深絞り加工の成形性を検証する前段階として、プレス成形シミュレーションの精度向上を目的に、ブランク材の材料特性を把握するため、成形に用いるブランク材について引張試験を行い、応力-ひずみ特性、 n 値および r 値の測定を行った。また、合わせて、絞り成形時の金型と素材間の摩擦係数を把握するため、摺動式摩擦測定機による摩擦係数の測定を行った。

次に、プレス成形における摩擦係数の影響を検証する目的で、ブランクと金型各部の摩擦係数を潤滑の有無によって変化させながら円筒深絞り成形を行い、それぞれの成形条件における板厚ひずみの分布を調べた。また、材料データおよび摩擦係数を考慮したプレス成形シミュレーションの結果と成形結果を比較し、シミュレーション結果の検証を行った。そして、この中で、パンチ肩部お

よびダイ肩部の摩擦係数を変化させ、意図的に破断させた成形結果から、プレス成形シミュレーションで成形の可否を決めるための破断判定基準を見出せるか検討した。

そして、金型製作における工数削減を目的に、円筒深絞り加工のプレス成形シミュレーションと遺伝的アルゴリズムを組み合わせた、多工程円筒深絞り加工用金型寸法自動探索法を提案し、多工程を要するフランジ付き円筒形状に対して検証を行った。

最後に、多工程のプレス成形性向上を目的として、多工程円筒深絞り加工の成形性に及ぼす金型各部の摩擦係数の影響を、実験計画法の分散分析⁴⁹⁾を用いて検討した。また、この結果をもとに多工程円筒深絞り加工の成形シミュレーションを行い、分散分析の結果について検証を行った。

本論文は5章から構成されている。

本章に続く第2章では、成形実験によって検討した成形性に及ぼす摩擦係数の影響と、この成形実験を再現したプレス成形シミュレーション結果について述べる。

ここでは、フランジ付き円筒深絞り形状を対象に、金型のパンチおよびダイ部の摩擦係数を変化させて成形を行い、それぞれの成形品の板厚を測定することによって成形性の差異を調べた。また摩擦係数を変えることによって破断させた成形事例をプレス成形シミュレーションで再現し、それぞれの結果を比較することによって、プレス成形シミュレーションにおける破断発生の判定基準を見出した。

第3章では、多工程円筒深絞り加工用金型寸法自動探索法について述べる。ここでは、多工程を要する成形工程の金型設計期間短縮を目的に、遺伝的アルゴリズムを用いた金型寸法自動探索のアルゴリズムを提案し、多工程を要する

フランジ付き円筒深絞り形状に対して検証を行った。またその有用性を Romanowski の設計公式から求められる金型寸法を用いたプレス成形シミュレーション結果および成形実験結果との比較・検討から明らかにした。

第4章では、分散分析を用いた成形性の推定について述べる。ここでは、フランジ付き円筒深絞り成形における成形性について、blankと金型各部の摩擦係数の影響を、プレス成形シミュレーションを援用し、しわ抑え圧力を考慮しつつ、実験計画法の分散分析を用いて検討した。また実験用円筒深絞り金型を用いて、実際に成形することによって、シミュレーションおよび分散分析結果の検証を行った。この中で、円筒深絞り加工の成形性を評価するため、目標寸法の指標、破断発生の指標およびしわ発生の指標から定義される成形性評価指標を提案することによって、成形性に及ぼすパンチ肩部およびダイ肩部の摩擦係数の影響について要因効果の分析を行い、しわの発生を抑えるのに必要なしわ抑え圧力を見出した。

最後に、第5章では本研究の成果をまとめ、今後の展望について述べた。

第 1 章の参考文献

- 1) 茨城県工業技術センター平成 15 年度成果集：角形深絞り加工によるリチウムイオン電池ケースの開発支援，茨城県工業技術センター(2003),1.
- 2) 石崎プレス工業株式会社：<http://www.ispress.co.jp/p-keitai.html>.
- 3) 北澤勉：燃料電池金属セパレータの加工技術，型技術，25,2 (2010) ,34-37.
- 4) 白鳥達也：燃料電池用金属セパレータの成形技術，型技術，28,10 (2013) ,56-60.
- 5) 伊藤隆志：工法転換事例に見る絞り加工の可能性，プレス技術，52,5 (2014) ,40-43.
- 6) 荻田雅俊，竹内聖，稲田弘司，菅原広治，鶴見博幸：高精度絞り成形技術の開発，塑性と加工，48,563 (2007) ,1060-1063.
- 7) 安部洋平：軽量自動車用部品のプレス成形技術の開発，塑性と加工，49,575 (2008) ,1162-1163.
- 8) 安部重毅，渡部治郎，森謙一郎：自動車用スチールホイールの一体プレス成形における工程数削減と形状調整法，塑性と加工，48,554 (2007) ,229-233.
- 9) アイダプレス研究会：知りたいプレス加工，ジャパンマシニスト社(2001), 52-80.
- 10) 井関日出男，室田忠雄，加藤和典：円筒再絞り加工の数値シミュレーションによる再絞り比の算出法について，日本機械学会論文集 C 編，52,480 (1986) , 2257-2264.
- 11) 井関日出男，室田忠雄，加藤和典：円筒再絞り加工の数値シミュレーション

- ンによる再絞り比の算出法について（第2報，最大ポンチ力の軽減化による再絞り比の算出法），日本機械学会論文集 C 編，54,505 (1988)，2249-2256.
- 12) 井関日出男， R.Sowerby， 加藤和典：円筒再絞り加工の数値シミュレーションによる再絞り比の算出法について（第3報，最大再絞りエネルギーの減少化による再絞り比の算出法），日本機械学会論文集 C 編，54,508 (1988)，3106-3114.
- 13) 井関日出男， R.Sowerby：円筒再絞り加工の数値シミュレーションによる再絞り比の算出法について（第4報，多目的最適化理論の妥協解の最大成分最小化法による再絞り比の算出法），日本機械学会論文集 C 編，54,508 (1988)，3115-3121.
- 14) 福田智弘：CAE 活用によるプレス金型製作の納期短縮とコスト削減，プレス技術，53,3 (2015)，32-35.
- 15) 高橋百利：型のトライレス化，精密工学会誌，63,9 (1997)，1231-1235.
- 16) 森尚達：日本発のプレス成形 CAE システム開発，塑性と加工，55,644 (2014)，835-837.
- 17) 岩崎雅博：CAE 活用による問題点の事前予測で生産準備期間を短縮化，プレス技術，51,2 (2013)，23-27.
- 18) 堤真人，氏原寛泰：CAE 活用によるトライ回数削減への取り組みとメーカーとしての CAE 活用支援，プレス技術，51,2 (2013)，44-47.
- 19) 片山傳生，仲町栄治，中野健史：有限要素法と数値計画法を用いた板材成形最適工程設計，日本機械学会論文集 (A 編)，61,590 (1995)，2229-2234.
- 20) 仲町英治，本田正，中易秀敏，片山傳生，中村康範：有限要素法・離散化最適化手法による板材成形用金型最適設計，塑性と加工，39,446

(1998) ,247-251.

- 21) 安部重毅, 森下勇樹, 坂元康泰, 近藤祐樹, 日野隆太郎, 吉田総仁: 段差付きビーム部品のしわ, ねじれを改善する最適ドロービード形状の決定, 塑性と加工, 53, 620 (2012) , 831-835
- 22) 守屋岳志, 高橋進, 桑原利彦: 自動車パネル絞り成形工程の成形条件自動最適化技術の開発, 塑性と加工, 49,574 (2008) ,1081-1085.
- 23) 桑原利彦: 四角筒容器多段絞り金型の自動設計, 塑性と加工, 51,592 (2010) ,385-389.
- 24) 吉田亨: 塑性加工解析に必要なソフトウェアスキル ①FEM コード編, 56,649 (2015) ,124-128.
- 25) 中村和彦, 桑原利彦: プレス絞り加工, 日刊工業新聞社 (2002) , 8-9.
- 26) R.Arrieux, M.Boivin: Determination of the Forming Limit Stress Curve for Anisotropic Sheets, Annals of the CIRP, 36, 1 (1987) , 195-198.
- 27) Thomas.B.Stoughton: A general forming limit criterion for sheet metal forming, International Journal of Mechanical Sciences, 42 (2000) , 1-27.
- 28) Thomas.B.Stoughton: Stress-Based Forming Limits in Sheet-Metal Forming, Transactions of the ASME Journal of Engineering Materials and Technology, 123, 4 (2001) , 417-422.
- 29) 吉田亨: プレスシミュレーションにおける精度向上, 塑性と加工, 51, 598 (2010) , 1028-1032.
- 30) 遠藤順一: プレス加工における CAE 活用の現状と課題, プレス技術, 51,2 (2013) , 18-22.

- 31) 杉山隆司：実プレスにおける FEM 解析予測，塑性と加工，51, 598 (2010)，1033-1037.
- 32) 薄鋼板成形技術研究会編：プレス成形難易ハンドブック第3版，日刊工業新聞社 (2007)，139-141.
- 33) 加藤健三，内田恭彦：絞り成形に及ぼす潤滑剤の効果，塑性と加工，7,70 (1966)，576-583.
- 34) 春日保男，山口勝美：塑性加工における工具材料面の摩擦および潤滑 塑性加工における潤滑機構序説，塑性と加工，6, 51 (1965)，189-194.
- 35) 春日保男：塑性加工における潤滑機構，塑性と加工，9, 87 (1968)，207-215.
- 36) 花木香司，加藤健三：平頭ポンチ肩部における摩擦係数と深絞り特性，塑性と加工，15, 163(1974)，610-618.
- 37) 中村和彦，桑原利彦：プレス絞り加工，日刊工業新聞社 (2002)，28.
- 38) 平岩正至，近藤一義：角筒絞りの特性について，日本機械学会論文集 (C 編)，49,440(1983),695-703.
- 39) 堤成晃，加藤隆雄：深絞り加工における工具材料・加工物材料間の適合性に関する研究 (第1報，ダイラジラス部に回転を与えることができる深絞り装置の試作と性能評価)，日本機械学会論文集 (C 編)，51,469(1985)，2423-2429.
- 40) 山下実，後藤學，鈴木淳：円筒深絞り成形におけるフランジ部およびダイス肩部の摩擦係数の分離測定，塑性と加工，43, 493(2002)，135-139.
- 41) 岩田徳利，松居正夫，後藤学：四角筒絞り成形問題の弾塑性解析—板材のプレス成形における変形と破断の有限要素シミュレーション-II—，塑性

- と加工, 33, 381(1992), 1202-1207.
- 42) 岡本圭司, 原伸太郎, 中谷達行: プレス金型用表面処理技術の最前線, プレス技術, 50, 8(2012), 64-67.
- 43) 土屋能成: 競争力のある絞り品を生む表面処理技術, プレス技術, 52, 5(2014), 24-27.
- 44) 高機能表面処理 Tribec, 日立金属株式会社 商品カタログ, 3(2014)
- 45) 川村道夫: 金型寿命を延ばす最新の PVD コーティング技術, プレス技術, 50, 8(2012), 68-71.
- 46) 池永薫: コーティング処理の特徴と適用について, 機械設計, 58, 12(2014), 36-40.
- 47) 薄鋼板成形技術研究会編: プレス成形難易ハンドブック第3版, 日刊工業新聞社 (2007), 660-663.
- 48) 仲町英治, 駒田淳: 表面処理板材の摩擦特性実験式の導出および成形問題の有限要素シミュレーション, 日本機械学会論文集(A編), 58, 551(1992), 1228-1233.
- 49) 鷲尾泰俊: 実験計画法入門 (改訂版), 日本規格協会(1997).

2. 成形性に及ぼす摩擦係数の影響とプレス成形シミュレーション

結果の検証

2.1 緒言

コンピュータ技術の進歩に伴い、金型を製作する前に、プレス製品の成形状態を予測できるプレス成形シミュレーションの導入が進められている^{1), 2)}。シミュレーションの結果は、金型設計時の判断材料として利用され^{3), 4)}、設計内容が充実することによって、今まで多くの時間を費やしていた金型の調整や修正の工程が短縮されつつある⁵⁾。しかし、プレス成形シミュレーションの計算結果は、ブランクの材料特性値や成形時の摩擦係数など、計算条件の影響を受けやすい⁶⁾。これに対して、シミュレーション結果の精度を確保するためには、実際に成形するブランクの特性値を測定し、この値を用いて計算したシミュレーション結果と実際の成形結果を比較・検証をすることが必要である³⁾。ブランクの特性値を測定する試験法の一つに引張試験⁷⁾があげられる。引張試験は、板材の成形性試験の中で最も基礎的で重要な試験方法であり⁸⁾、応力-ひずみ曲線や、加工硬化特性を表す n 値、板厚方向と板幅方向のひずみの割合を示す r 値など、多くの特性値を得ることができる⁹⁾。

一方、プレス成形の成形性に影響を与える因子として摩擦・潤滑条件があげられる。板厚や材質、成形品形状は製品の機能上変更できないが、成形時の摩擦係数を変えることによって成形性を改善し、成形限界を向上させることが可能である。プレス成形における潤滑条件については、数多くの研究がなされている¹⁰⁾が、多工程を要する成形工程に関して、ブランク材と金型との接触部位の摩擦係数が最終製品の成形性に及ぼす影響を検討した研究は見当たらない。

また、プレス成形シミュレーションで摩擦を考慮する場合、一般的に摩擦係数を一定とするクーロンの法則が用いられる。しかし、表面処理鋼板や高張力鋼板などのプレス成形では、処理膜のはく離や型かじり等の影響によって摩擦

係数を一定として扱えない場合がある¹¹⁾。これに対して、非線形摩擦則を成形シミュレーションに導入する方法が提案されている¹²⁾。しかし、これについては、摩擦挙動を複雑な関数で表現するための十分な実験データが揃わないことなどから、実際の有限要素法に適用した例は少ない¹¹⁾。そこで、成形実験に用いるブランクの素材面について摩擦係数を測定し、この値を参考にしながら、クーロンの法則を用いたプレス成形シミュレーションの計算結果と実際の成形結果を比較し、プレス成形時の摩擦係数の検討を行った。

この他、多工程を要する成形工程をプレス成形シミュレーションを用いて検討する場合、各工程におけるブランクの破断を予測し、成形の可否を判定する必要がある。しかし、多くのプレス成形シミュレーションで用いられている有限要素法は連続体力学に基づいており、ブランクが分離する現象を直接予測することができない¹³⁾。プレス成形シミュレーションによる破断判定には、最大・最小主ひずみ分布をプロットした成形限界線図（Forming Limit Diagram）が一般的に用いられている¹³⁾。成形限界線図は、シミュレーション結果から成形品各部の変形状態が得られるため計算処理が簡単で扱いやすい反面、変形経路の違いによって成形限界が変化する¹⁴⁾ことから、多工程を要する成形品の成形限界を判定しようとする場合、その影響を考慮することが難しく、誤差を生じやすい。これに対して、成形品各部の板厚ひずみを計算し、この値がある限界値を超えたときに破断が起きるとする板厚ひずみによる判定法がある。この方法は、直感的で分かりやすいため、製造現場で用いられることが多い反面、破断形態の違い¹⁵⁾によって破断時の板厚ひずみが異なるため判定精度が低い。しかし、円筒深絞りや角筒絞りなど、一般的な絞り成形の場合に限定すれば、割れは張出し成形部近傍の平面ひずみ部で発生するため、シミュレーションによる板厚ひずみ結果と実部品破断部との相関性は高い¹⁶⁾。そこで、パンチ肩部およびダイ肩部の摩擦係数を変化させ、意図的に破断させた成形実験結果と

同じ成形条件のシミュレーション結果を比較して、板厚ひずみによる成形可否の判定基準をシミュレーションで見出せるか検討した。

以上のことから、本章では、まず、プレス成形シミュレーションの精度向上を目的に引張試験を行い、プレス成形シミュレーションの計算に必要な応力-ひずみ曲線および n 値、 r 値の測定を行った。次にプレス成形時の金型とブランク間の摩擦係数を把握するため、摩擦摺動試験による摩擦係数の測定を行った。続いて、円筒深絞りにおけるダイ肩部およびパンチ肩部の摩擦係数の影響を実験で確認するため、円筒深絞り用金型を製作し、ダイ肩部およびパンチ肩部に対する潤滑油剤の有無によって摩擦係数を変化させ、成形実験を行った。

また、引張試験と摩擦摺動試験から得た材料特性値と摩擦係数を用いてプレス成形シミュレーションを行い、実際の成形実験結果と比較してシミュレーション結果を検証するとともに、破断した実験結果とそのシミュレーション結果を比較することによって、シミュレーションにおける破断発生の判定基準を検討した。

2.2 多工程円筒深絞り加工

2.2.1 多工程円筒深絞り加工の概要

円筒深絞り加工は、平らな板材を円筒状のパンチやダイ、しわ抑えを用いて容器状に成形する加工法で、ダイ肩部およびパンチ肩部に丸みをつけ、素材に縮みフランジ変形を与えながら所定の形状に成形する加工法である。図 2.1 は、絞り加工の概要を示す¹⁷⁾。この円筒深絞り加工におけるブランク材直径 D に対する容器内径(=パンチ径) d_p の割合 d_p/D を絞り率、その逆数を絞り比と呼んでいる。図 2.2 は、絞り率の定義を示す。また、1回の成形工程で破断せずに成形できる絞り率を限界絞り率(LDR)と呼んでいる。表 2.1 は、各種材料の限界絞り率を示す¹⁸⁾。1回の絞り加工で限界絞り率より小さい絞り率の製品を成形する場合、複数の工程を経て成形することで、より絞り率の小さい深くて細い

容器を得ることができる。図 2.3 は、多工程円筒深絞り加工の成形工程を示す。この場合、ブランクの直径を D 、各工程におけるパンチ直径を d_{p1} 、 d_{p2} 、 d_{p3} 、 \dots 、 d_{pn} とし、 m_1 を 1 回目の絞り率、 m_2 、 m_3 、 \dots 、 m_n を各絞り工程の絞り率とすると、 $m_1 = d_{p1}/D$ 、 $m_2 = d_{p2}/d_{p1}$ 、 \dots 、 $m_n = d_{pn}/d_{pn-1}$ となる。ここで、 $m_2 \sim m_n$ を再絞り率と呼んでいる。図 2.4 は、再絞り率の定義を示す。表 2.2 は、実用的に用いられている再絞り率を示す¹⁸⁾。このように、再絞り率より大きい絞り率の成形工程を繰り返すことにより、第 1 工程の限界絞り率より小さい絞り率の製品形状を得ることができる。

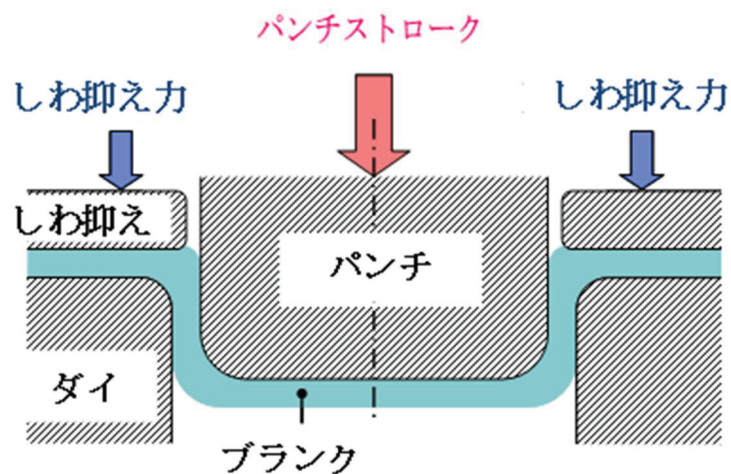


図 2.1 絞り加工の概要

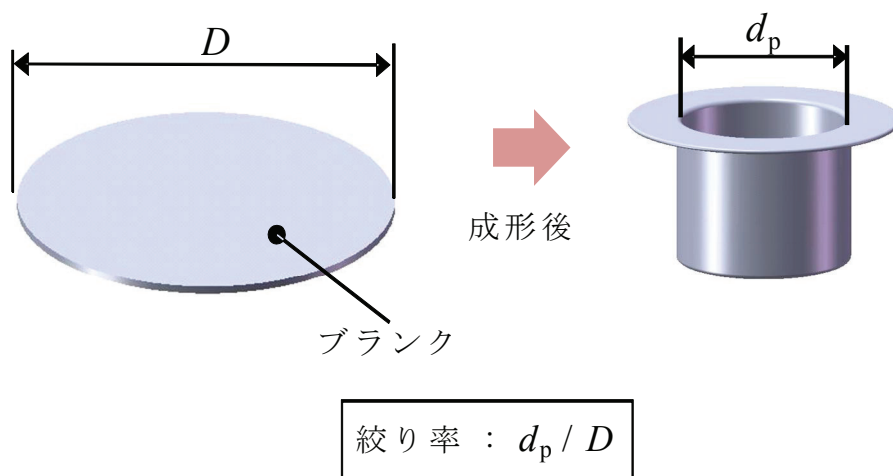


図 2.2 絞り率の定義

表 2.1 各種材料の限界絞り率¹⁸⁾

材質	限界絞り率
軟鋼板 SPCC	0.60～0.65
軟鋼板 SPCD	0.55～0.60
ステンレス鋼板	0.50～0.55
アルミニウム	0.53～0.60

表 2.2 各種材料の再絞り率¹⁸⁾

材質	再絞り率
軟鋼板 SPCC	0.80
軟鋼板 SPCD	0.75～0.80
ステンレス鋼板	0.80～0.85
アルミニウム	0.80

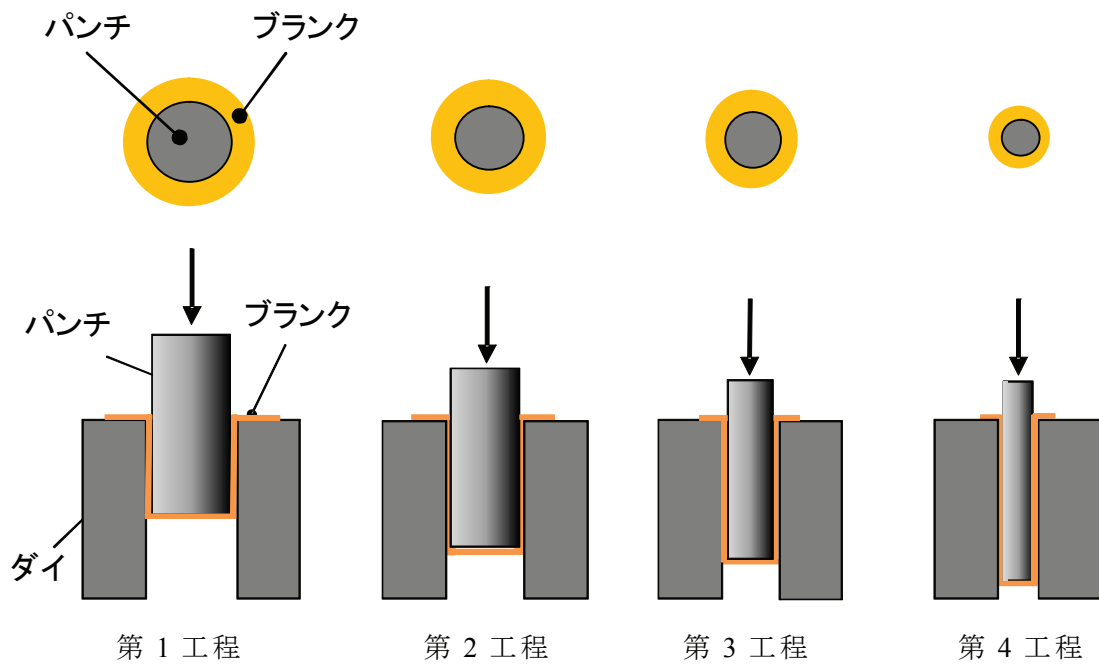


図 2.3 多工程円筒深絞り加工の概要

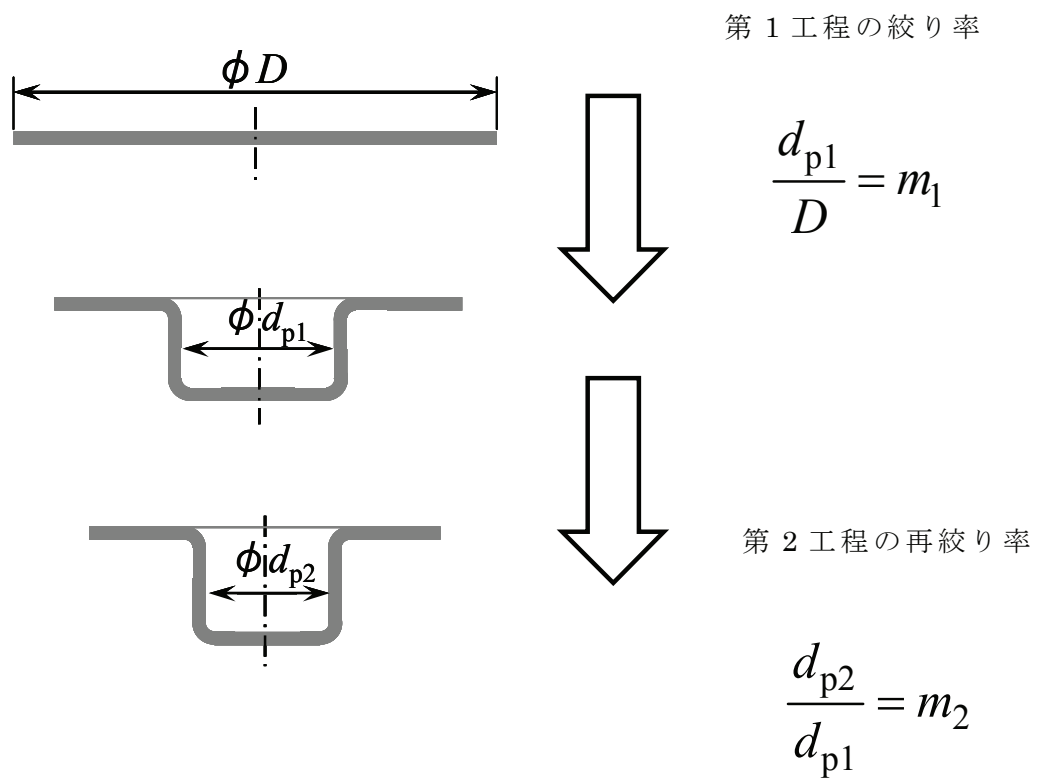


図 2.4 再絞り率の定義

2.2.2 成形対象とした製品形状および寸法

図 2.5 は、本研究で成形対象としたフランジ付き円筒深絞り製品の形状寸法を示す。ブランクの材質は SPCC (冷間圧延鋼板)とし、初期板厚 t_0 は $t_0 = 0.50 \text{ mm}$ とした。なお、実際に成形実験で使用したブランク材は、圧延によって成形されているため板厚にばらつきがある。そのため、ここでの初期板厚は呼び寸法とする。なお、SPCC (冷間圧延鋼板)の実用限界絞り率は $0.60 \sim 0.65$ であり、今回の製品形状を 1 回の絞り工程で成形する場合の絞り率は約 0.33 であることから、多工程による成形が必要である。

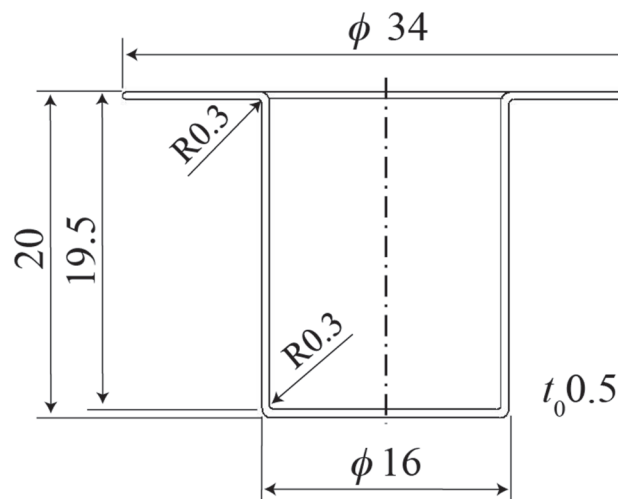


図 2.5 成形対象としたフランジ付き円筒深絞り成形品の製品寸法

2.2.3 Romanowski の設計公式

多工程円筒深絞り加工の成形工程を設計する場合、一般的に Romanowski の設計公式¹⁹⁾が用いられている。以下にその設計手順を示す。

1) ブランク寸法の算出

成形前のブランク直径 D は、図 2.5 に示した製品寸法に対して式(2.1)²⁰⁾を用いて算出した。

$$D = \sqrt{d_{f0}^2 + 4d_{c0}h_{c0}} \quad (2.1)$$

ここで、 d_{f0} は製品のフランジ部直径、 d_{c0} は円筒部外径、 h_{c0} はフランジ付き円筒の絞り高さである。

本研究で成形対象とした図 2.5 の製品寸法に対して、ブランク直径 D を計算した結果、以下の様になった。

$$D = \sqrt{d_{f0}^2 + 4d_{c0}h_{c0}} = \sqrt{34.0^2 + 4 \times 16.0 \times 19.5} \approx 49 \text{ mm}$$

2) パンチ直径の算出

Romanowski の設計公式では、ブランク直径 D に対する初期板厚 t_0 の割合である相対板厚(t_0/D)に対して、絞り率 m ($=d_p/D$)が与えられており、これに基づいて金型寸法を決める。表 2.3 は、Romanowski によって示されている、相対板厚に対する各工程の絞り率を示す。

本研究で対象とした製品寸法に対してパンチ直径 d_p を計算した結果、以下の様になった。

相対板厚	$t_0/D = 0.5/49 = 0.0102 = 1.02 \%$
第 1 工程(初絞り)	$d_{p1} = D \times m_1 = 49.0 \times 0.50 = 24.50 \text{ mm}$
第 2 工程	$d_{p2} = d_{p1} \times m_2 = 24.50 \times 0.75 = 18.38 \text{ mm}$
第 3 工程	$d_{p3} = d_{p2} \times m_3 = 18.38 \times 0.80 = 14.70 \text{ mm}$

以上の計算から、最終工程のパンチ径は 15.00 mm (成形品外径 - 板厚 × 2) であるため、3 工程で成形できる結果になった。しかし、第 3 工程でダイ肩半径を製品フランジ部付け根の丸み半径(R0.3)として成形した場合、製品フランジ部付け根の丸み半径が小さいため、最終工程である第 3 工程で破断する可能性が高いと考えられた。そこで、ダイ肩半径を徐々に製品寸法に近づけるため、最終工程を第 4 工程としてフランジ部付け根の丸みを仕上げた。その際、第 3 工程でパンチ径を製品寸法として仕上げ、第 4 工程で再び同じパンチ径で成形

表 2.3 各工程の絞り率と相対板厚の関係²¹⁾

絞り率	相対板厚 $t_0/D(\%)$		
	2.0~1.5	1.5~1.0	1.0~0.6
m_1	0.48~0.50	0.50~0.53	0.53~0.55
m_2	0.73~0.75	0.75~0.76	0.76~0.78
m_3	0.76~0.78	0.78~0.79	0.79~0.80
m_4	0.80~0.82	0.80~0.81	0.81~0.82

した場合、絞り高さが得にくく破断する可能性が高くなるため、第3工程のパンチ径を製品寸法より0.2~0.3mm程度大きくし、第4工程で製品寸法に仕上がるようにした。以下に4工程で仕上げた場合の計算結果を示す。

$$\text{第1工程(初絞り)} \quad d_{p1} = D \times m_1 = 49.0 \times 0.50 = 24.50 \text{ mm}$$

$$\text{第2工程} \quad d_{p2} = d_{p1} \times m_2 = 24.50 \times 0.755 = 18.50 \text{ mm}$$

$$\text{第3工程} \quad d_{p3} = d_{p2} \times m_3 = 18.50 \times 0.827 = 15.30 \text{ mm}$$

$$\text{最終工程} \quad d_{p4} = d_{p3} \times m_4 = 15.30 \times 0.82 = 12.55 \text{ mm}$$

3) ダイ直径の算出

ダイ直径はパンチ径にクリアランスを足し合わせて算出した。クリアランスは初期板厚 t_0 に対して1.1~1.3倍²²⁾とすることが推奨されている。本研究で成形対象とした製品寸法に対して、以下のように計算した。

$$\text{第1工程のダイ径} \quad d_{r1} = d_1 + 2(1.15t_0) = 24.50 + 2(1.15 \times 0.50) = 25.65 \text{ mm}$$

$$\text{第2工程のダイ径} \quad d_{r2} = d_2 + 2(1.10t_0) = 18.50 + 2(1.10 \times 0.50) = 19.60 \text{ mm}$$

$$\text{第3工程のダイ径} \quad d_{r3} = d_3 + 2(1.00t_0) = 15.30 + 2(1.00 \times 0.50) = 16.30 \text{ mm}$$

$$\text{最終工程のダイ径} \quad d_{r4} = d_4 + 2t_0 = 12.55 + 2 \times 0.50 = 13.55 \text{ mm}$$

4) パンチ肩半径とダイ肩半径の算出

パンチ肩半径は、最終(n)工程である製品寸法に基づいて計算した。第 n 工程のパンチ肩半径を r_{pn} 、同じく第 n 工程のパンチ直径を d_{pn} とすると、第 $n-1$ 工程のパンチ肩半径 $r_{p(n-1)}$ は式(2.2)²³⁾を用いて求めた。また、第($n-2$)工程から第 1 工程のパンチ肩半径 $r_{p(n-i)}$ ($i=2,3,\dots,n-1$)は式(2.3)²³⁾を用いて算出した。

$$r_{p(n-1)} = \frac{d_{p(n-1)} - d_{pn}}{2} + r_{pn} \quad (2.2)$$

$$r_{p(n-i)} = \frac{d_{p(n-i)} - d_{p(n-(i-1))}}{2} + \frac{r_{p(n-(i-1))}}{4} \quad (i=2,3,\dots,n-1) \quad (2.3)$$

本研究で成形対象とした製品寸法に対しては、以下のように計算した。

最終工程のパンチ肩半径 r_{p4}

$$r_{p4} = 0.3 \text{ mm} : (\text{最終製品の寸法})$$

第 3 工程のパンチ肩半径 r_{p3}

$$r_{p3} = \frac{d_{p3} - d_{p4}}{2} + r_{p4} = \frac{15.30 - 15.00}{2} + 0.3 = 0.40 \text{ mm}$$

第 2 工程のパンチ肩半径 r_{p2}

$$r_{p2} = \frac{d_{p2} - d_{p3}}{2} + \frac{r_{p3}}{4} = \frac{18.50 - 15.30}{2} + \frac{0.40}{4} = 1.70 \text{ mm}$$

第 1 工程のパンチ肩半径 r_{p1}

$$r_{p1} = \frac{d_{p1} - d_{p2}}{2} + \frac{r_{p2}}{4} = \frac{24.50 - 18.50}{2} + \frac{1.70}{4} = 3.425 \text{ mm}$$

ここで、第 1 工程のパンチ肩半径 r_{p1} は、上記の値を参考にして $r_{p1} = 3.50 \text{ mm}$ として値を丸めた。

ダイ肩半径は、ブランクが無理なく絞れ、しわが発生しない形状がよく²³⁾、パンチ肩半径と等しいか、これより多少大きめの寸法とした。

第 1 工程のダイ肩半径 r_{d1} $r_{d1}=3.50$ mm

第 2 工程のダイ肩半径 r_{d2} $r_{d2}=3.00$ mm

第 3 工程のダイ肩半径 r_{d3} $r_{d3}=2.00$ mm

第 4 工程のダイ肩半径 r_{d4} $r_{d4}=0.30$ mm

5) 絞り高さの算出

プレス成形では、成形前と成形後で成形品の表面積がほぼ一定であると近似できる²⁴⁾ため、フランジ付き円筒深絞り成形品の製品寸法から、ブランク直径 D を求める式(2.1)を変形して絞り高さ h を求める式(2.4)を導出し、この式に各工程($i=1,2,\dots,n$)のフランジ径 d_{fi} およびダイ直径 d_{di} を代入して、それぞれの工程の絞り高さ h_{ci} を算出した。

$$h_{ci} = \frac{D^2 - d_{fi}^2}{4d_{di}} \quad (2.4)$$

本研究で対象とした製品寸法に対しては、式(2.4)を用いて以下のように求めた。ここで、フランジ付円筒深絞り成形のフランジ径 d_{fi} ($i=1,2,\dots,n$)は、第 2 工程以降で変形させることが難しいため²⁵⁾、第 1 工程で製品寸法 $d_{f0} = 34.0$ mm とし、以降同じ寸法形状とした。

$$\text{第 1 工程の絞り高さ } h_{c1} \quad h_{c1} = \frac{49.0^2 - 34.0^2}{4 \times 25.65} = 12.13 \approx 12.0 \text{ mm}$$

$$\text{第 2 工程の絞り高さ } h_{c2} \quad h_{c2} = \frac{49.0^2 - 34.0^2}{4 \times 19.60} = 15.88 \approx 16.00 \text{ mm}$$

$$\text{第 3 工程の絞り高さ } h_{c3} \quad h_{c3} = \frac{49.0^2 - 34.0^2}{4 \times 16.30} = 19.10 \text{ mm}$$

$$\text{第 4 工程の絞り高さ } h_{c4} \quad h_{c4} = \frac{49.0^2 - 34.0^2}{4 \times 16.00} = 19.45 \approx 19.50 \text{ mm}$$

以上、1)~5)の設計項目に対して、Romanowski の設計公式から得られた金型寸法を表 2.4 に示す。また、図 2.6 は、表 2.4 中の金型の設計項目とその形状を示す。

表 2.4 Romanowski の設計公式から得られた各工程の金型寸法

設計項目	工程			
	1	2	3	4
ダイ径 d_d [mm]	25.65	19.60	16.30	16.00
クリアランス c [mm]	0.58	0.55	0.51	0.50
パンチ肩半径 r_p [mm]	3.50	1.70	0.40	0.30
ダイ肩半径 r_d [mm]	3.50	3.00	2.00	0.30
絞り高さ h [mm]	12.00	16.00	19.10	19.50

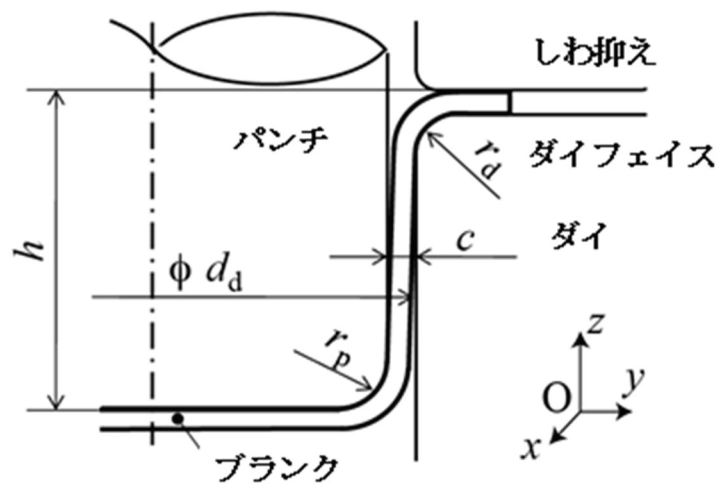


図 2.6 多工程円筒深絞り金型の設計項目と形状

2.3 材料特性値の測定

2.3.1 成形材料の引張試験

本研究に用いた初期板厚(呼び寸法) $t_0=0.5$ mm の SPCC (冷間圧延鋼板)について、塑性係数 K と加工硬化指数 n の値を得るため、JIS,Z 2201 にもとづく引張試験を実施した。また、ブランク材の異方性を考慮するため JIS,Z 2254 の薄板金属材料の塑性ひずみ比試験方法に基づいて r 値を求めた。 r 値の定義は式(2.5)であるが、板厚方向の変位が微小で測定が困難であるため、塑性変形においては変形前と変形後で成形品の体積が一定であることから²⁶⁾、式(2.6)に示す換算式を用いて r 値を求めた。ここで、式(2.6)中の試験片の板幅 w は、引張荷重を保持した状態で試験片の伸び方向の変形を停止し、マイクロメータを用いて測定した。

$$r = \frac{\ln\left(\frac{w}{w_0}\right)}{\ln\left(\frac{t}{t_0}\right)} \quad (2.5)$$

$$= \frac{\ln\left(\frac{w}{w_0}\right)}{\ln\left(\frac{w_0 l_0}{wl}\right)} \quad (2.6)$$

w_0 :初期の板幅, w :測定時の板幅, t_0 :初期の板厚,

t :測定時の板厚, l_0 :初期の標点間距離, l :測定時の標点間距離

引張試験の実験条件は以下の通りである。

試験片形状：JIS13A 号試験片 標点間距離 50 mm

引張速度：10 mm/min

試験機：島津製 UH-30A 秤量 0.6 tf

試験 1 圧延方向と平行(0°)に切り出した試験片

初期板厚(実測値) 0.472 mm

平行部の幅 25.105 mm

伸び 20 %まで 5.0 %毎に板幅を測定 (r 値算出のため)

試験 2 圧延方向と 45°に切り出した試験片

初期板厚(実測値) 0.473 mm

平行部の幅 25.127 mm

伸び 20 %まで 5.0 %毎に板幅を測定 (r 値算出のため)

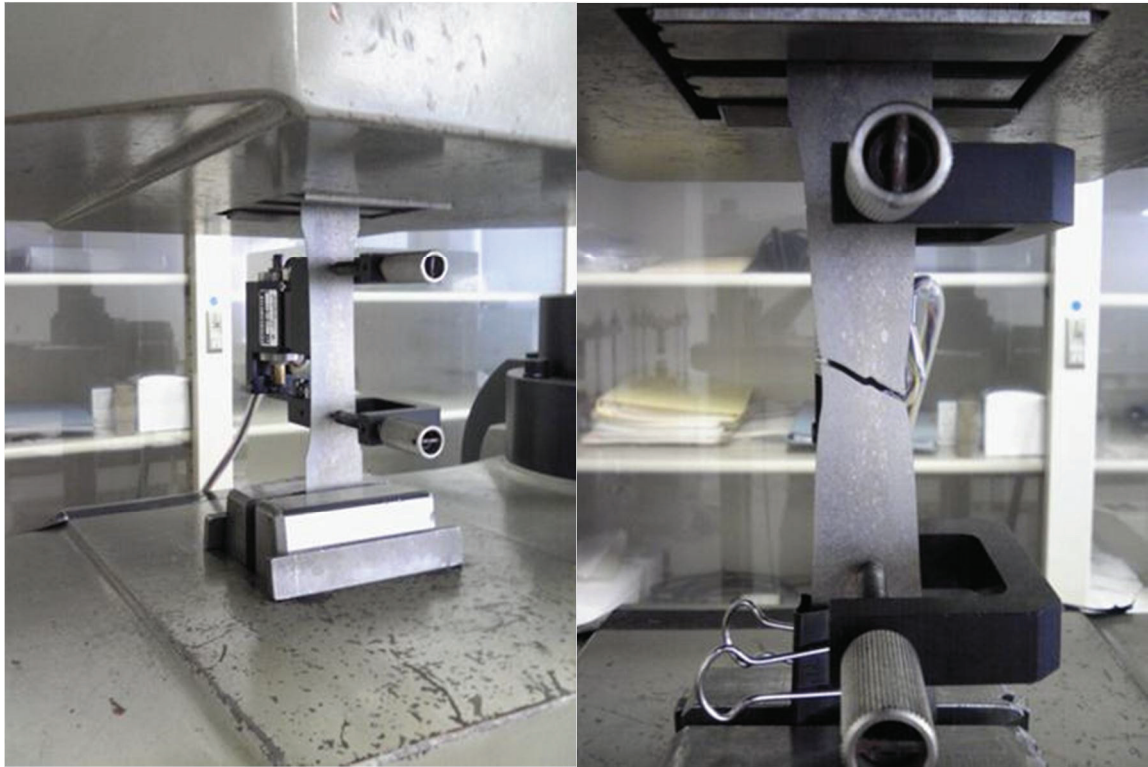
試験 3 圧延方向と 90°に切り出した試験片

初期板厚(実測値) 0.467 mm

平行部の幅 25.114 mm

伸び 20 %まで 5.0 %毎に板幅を測定 (r 値算出のため)

図 2.7 は、試験機に試験片および伸び計を取り付けた状態と破断後の状態を示す。試験片下部のクリップは、試験片破断時の試験片および伸び計の落下を防ぐために取り付けた。図 2.8 は、破断後の試験片の状態を示す。



(a)試験前

(b)試験後

図 2.7 試験片および伸び計を取り付けた状態

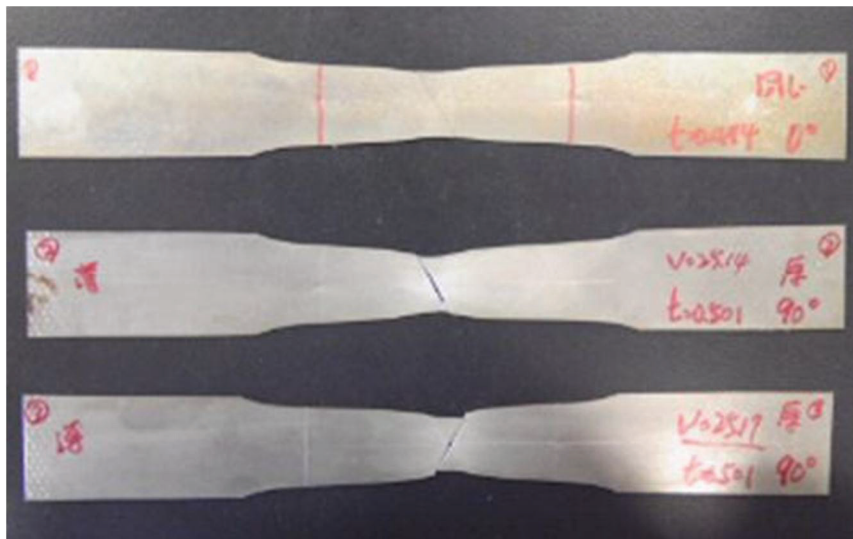


図 2.8 試験後の試験片の状態

表 2.5 は、試験片引張方向の各ひずみ量ごとに測定した試験片平行部の寸法と、その値から算出した r 値を示す。

図 2.9 は、引張試験より得た公称応力-公称ひずみ線図、真応力-真ひずみ線図およびプレス成形シミュレーションで用いるために求めた、塑性係数 ($K=0.713$ GPa), 加工硬化指数 ($n=0.191$) で定義される n 乗硬化則のグラフを示す。

また、真応力-真ひずみ線図は、以下の式(2.7)²⁷⁾を用いて換算した。

$$\sigma = s(1+e), \quad \varepsilon = \ln(1+e) \quad (2.7)$$

ここで、 σ : 真応力, ε : 真ひずみ, s : 公称応力, e : 公称ひずみである。

なお、最大引張荷重以降は板厚方向に局所的くびれが生じるため、真応力-真ひずみ線図の計算は公称応力-公称ひずみ線図における引張強さまでとし、この真応力-真ひずみ線図を基に塑性係数と加工硬化指数を求めた。

表 2.5 試験片平行部の幅と引張試験から得た r 値

ひずみ [%]	試験片平行部の幅 W [mm]			ランクフォード指数 r		
	0°	45°	90°	0°	45°	90°
0.0	25.105	25.127	25.115			
5.0	24.332	24.437	24.310	1.79	1.33	2.01
10.0	23.614	23.799	23.583	1.80	1.32	1.94
15.0	23.003	23.237	22.909	1.67	1.27	1.92
20.0	22.377	22.656	22.247	1.71	1.31	1.99

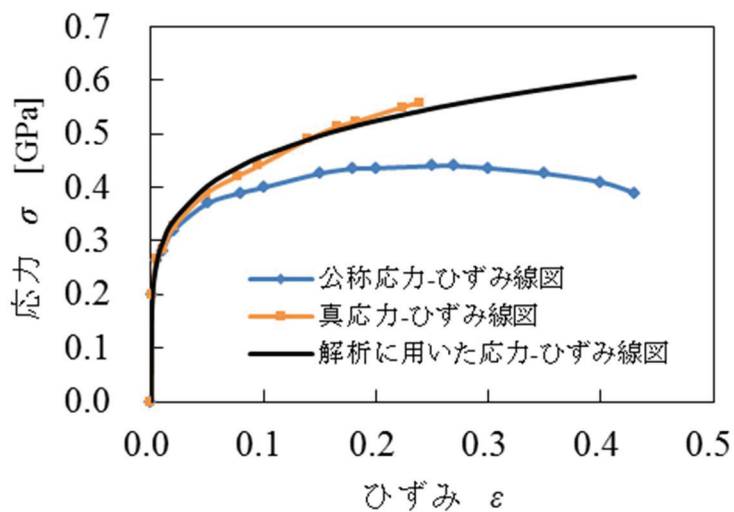


図 2.9 引張試験より得た応力ひずみ線図

2.3.2 摩擦係数の測定

成形実験およびプレス成形シミュレーションを実施するにあたり、潤滑時および脱脂時の摩擦係数を新東科学(株)製の表面性状測定機トライボギア TYPE:14FW を用いて測定した。図 2.10 は、摩擦係数測定器の概要を示す。また、表 2.6 は、摩擦係数の測定条件を示す。

この試験機は、直径 10 mm の SUJ2 製鋼球を 160 g の重りによって素材表面に押し付け、素材を摺動させることによってその反力を計測し、摩擦係数を測定する仕組みになっている。成形実験に用いた SPCC (冷間圧延鋼板)の表面に対する潤滑時および脱脂による無潤滑時の摩擦係数と、しわ抑え面に用いたテフロンテープ表面に対する摩擦係数を測定した。なお、しわ抑え面に貼付したテフロンテープは、パンチおよびダイ部への潤滑油の巻き込みを避け、ブランクの破断を最小限に抑えるために用いた。

図 2.11 は、成形実験で用いた SPCC (初期呼び板厚 $t_0=0.5$ mm)の表面状態を示す。圧延方向およびこれと垂直方向の表面粗さは、算術平均粗さでそれぞれ $1.04 \mu\text{mRa}$ と $0.98 \mu\text{mRa}$ であった。なお、図 2.11 中の線はブランクの圧延方向を示している。

表 2.7 は、この摺動試験で得た摩擦係数の値を示す。プレス成形シミュレーションで用いた摩擦係数は、この値を参考にして決めた。

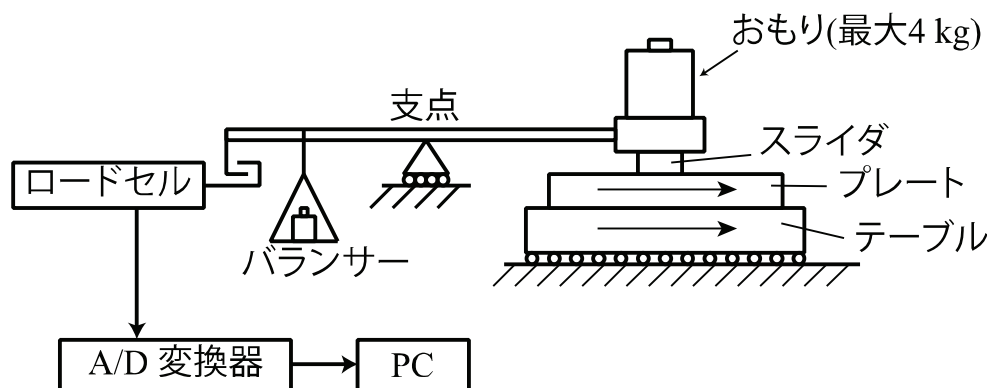


図 2.10 摩擦係数測定機の概要

表 2.6 摩擦係数の測定条件

項目	内容
測定圧子の材質	SUJ2
測定圧子の直径	10 [mm]
荷重	160 [g・f]
摺動距離	20 [mm]
潤滑油	ヤナセ精油製 SA250
試験機	新東科学(株)製トライボギア Type 14-FW

表 2.7 摺動試験によって測定した摩擦係数

摺動速度 [mm/min]	対象面		
	素材面 潤滑無	素材面 潤滑有	テフロン面 潤滑無
1	0.467	0.116	0.063
10	0.468	0.162	0.094
100	0.464	0.160	0.125
1,000	0.354	0.164	0.189
5,000	0.327	0.162	0.264

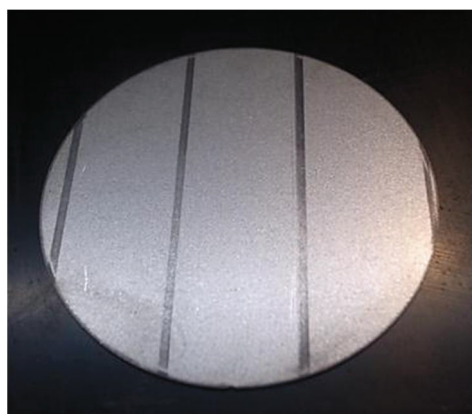


図 2.11 素材表面の状態

2.4 多工程円筒深絞り加工の成形性に及ぼす摩擦係数の影響

2.4.1 フランジ付き円筒深絞りモデル

フランジ付き円筒深絞り加工の成形性に及ぼす摩擦係数の影響を調べるため、ブランクと金型接触部位の摩擦係数を変化させ、成形実験を行った。

図 2.12(p.20, 図 2.5 の再掲)は、本研究で成形対象としたフランジ付き円筒深絞り成形品の製品寸法を示す。ブランクの材質は SPCC (冷間圧延鋼板)とし、初期板厚(呼び寸法) $t_0=0.5$ mm のものを用いた。また、SPCC (冷間圧延鋼板)の実用限界絞り率は 0.60~0.65 で、今回の成形品の絞り率は約 0.33 であることから、多工程による成形が必要な製品形状である。なお、ブランク直径 D は $D = 49$ mm とし、式(2.1)を用いて求めた。

本研究では、2.2.3 項で求めた、Romanowski の設計公式から得た金型寸法の類似形状の金型を用いて、第 1 工程と第 2 工程の成形実験を行った。表 2.8 は、成形実験で用いた金型の寸法を示す。図 2.13(p.25, 図 2.6 の再掲)は、表 2.8 中の金型各部の寸法記号とその形状を示す。なお、多工程の成形工程における基礎的現象を検証するため、成形実験は 2 工程までとした。

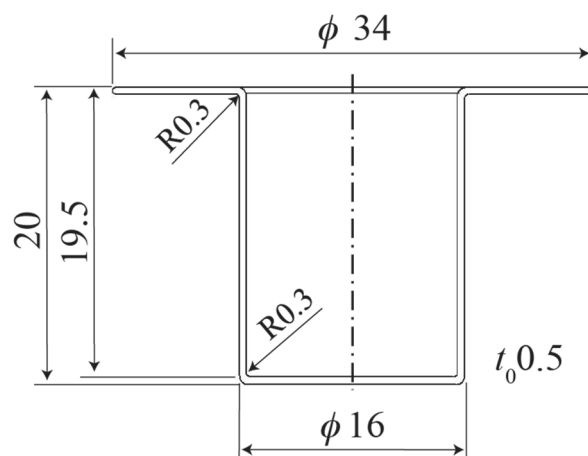


図 2.12 成形対象としたフランジ付円筒深絞り成形品の製品寸法

表 2.8 成形実験に用いた金型寸法

金型寸法			第 1 工程	第 2 工程
ダイ径	d_d	[mm]	24.1	19.9
クリアランス	c	[mm]	0.83	0.63
パンチ肩半径	r_p	[mm]	3.82	1.84
ダイ肩半径	r_d	[mm]	3.99	3.26
絞り高さ	h	[mm]	12.83	—

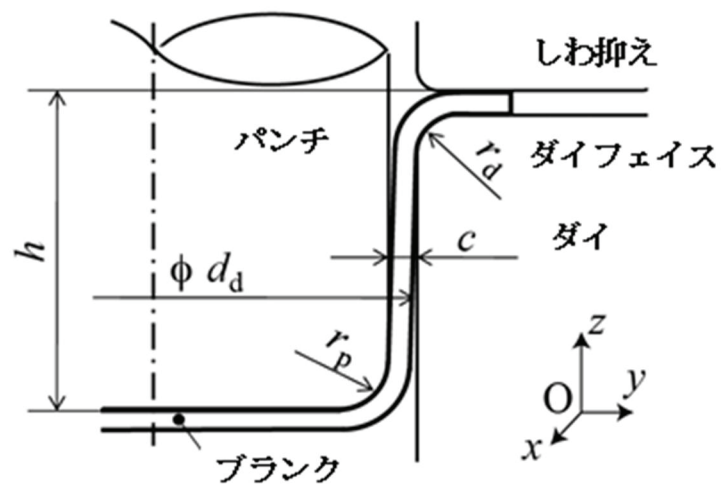


図 2.13 金型各部の寸法記号と形状

2.4.2 実験方法

図 2.14 は，3次元 CAD システムを用いて設計した，円筒深絞り用金型の全体図である．図 2.15 は，図 2.14 中のパンチおよびダイ部を拡大したものである．

今回製作した金型は，成形品を取り出しやすくするため，パンチ側をプレス機のボルスターに固定し，ダイをスライド側に取り付ける逆配置型の金型構造とした．そのため，パンチ部は固定され，ダイ側が上下動する構造となっている．

図 2.16 は，実験用に製作した円筒深絞り用金型を示す．プレス機はクラシック式プレス機（ワシノ機械製 PUX-45-KRC）を用いた．表 2.9 は，プレス機の基本仕様を示す．

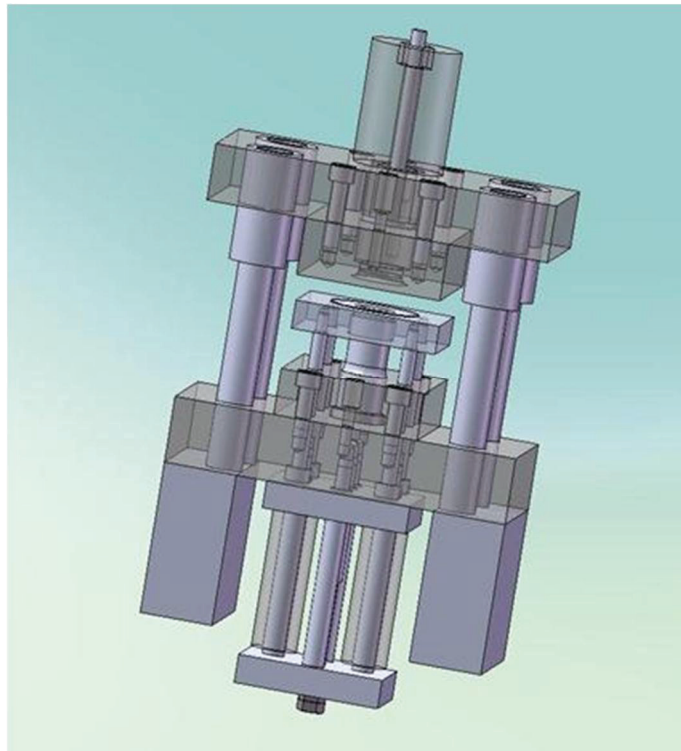


図 2.14 3次元 CAD システムによる深絞り金型検討図

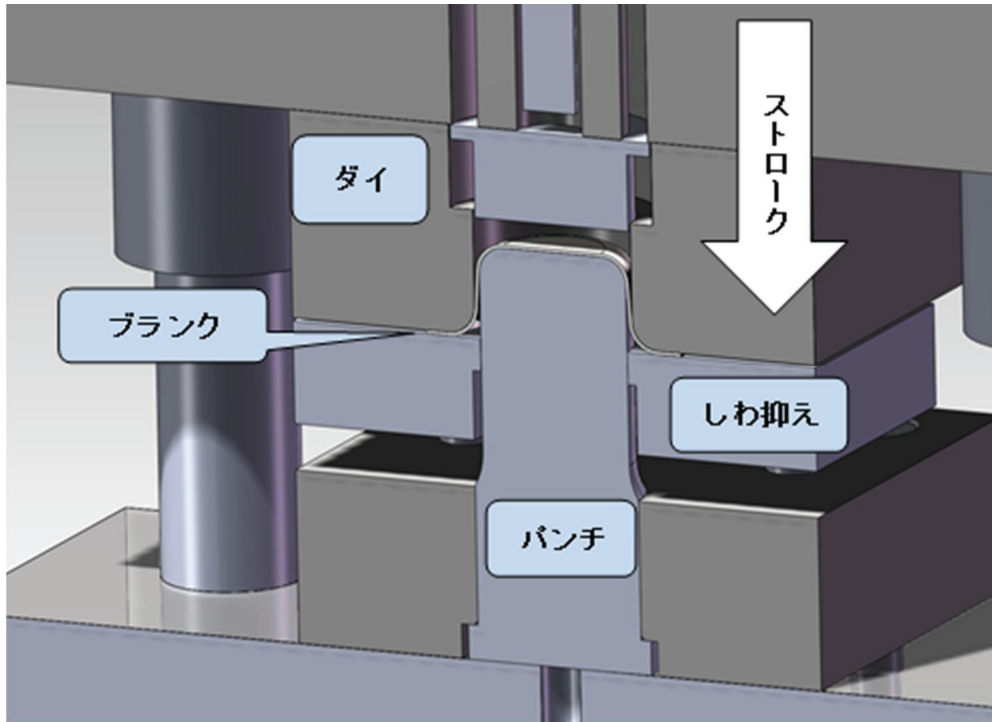


図 2.15 パンチおよびダイ部の詳細構造(断面表示)

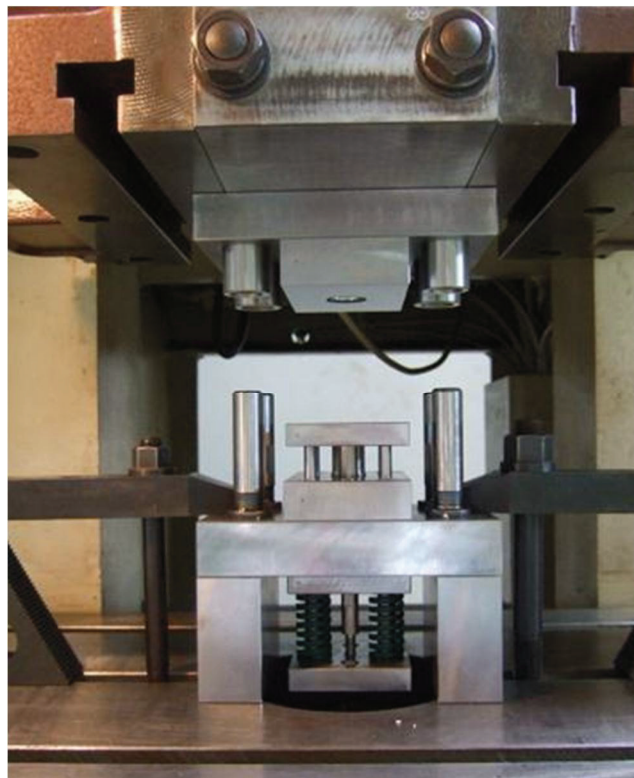


図 2.16 実験用に製作した円筒深絞り加工用金型

表 2.9 プレス機の基本仕様

項目	内容
圧力能力 [t·f]	45
トルク能力 [mm]	12.9
ストローク長さ [mm]	100
ストローク数 [SPM]	60
仕事能力 [kgf·m]	2044
ダイハイト [mm]	255
スライド調整量 [mm]	60

表 2.10 は、表 2.8 の金型を用いて行った成形実験の、パンチ肩部およびダイ肩部の潤滑条件を示す。本研究ではパンチ肩部とダイ肩部の潤滑状態が薄板の成形性に及ぼす影響に着目し、潤滑油供給の有無によってブランクと接触面の摩擦係数を変化させた。潤滑油には不水溶性塑性加工油（ヤナセプレス油 SA250）を用い、成形前に金型の該当部に、はけで均一に塗布した。表 2.10 中の脱脂の条件では、ブランクおよび金型表面の油分をアセトンで除去した。ただし、しわ抑えおよびダイフェイスとブランクとの接触面には、パンチおよびダイ部への潤滑油の巻き込みを避けるため潤滑油は塗布せず、厚さ 0.13 mm のガラス繊維入りテフロンテープを貼り付けることによって、ブランクの破断を最小限に抑えた。

ブランクの表面は圧延状態のままとし、その圧延方向および垂直方向の算術平均粗さはそれぞれ $1.04 \mu\text{m}R_a$ と $0.98 \mu\text{m}R_a$ であった。プレス機は、前述のクランク式プレス機（ワシノ機械製 PUX-45-KRC）を用い、しわ抑え圧力 p_H は式(2.8)²⁸⁾を用いて求め、 $p_H = 2.5 \text{ MPa}$ とした。

$$p_H = (\sigma_Y + \sigma_B) / 200 \quad (2.8)$$

ここで、 σ_Y は SPCC の降伏応力、 σ_B は引張強さである。

2.4.3 プレス成形実験結果および考察

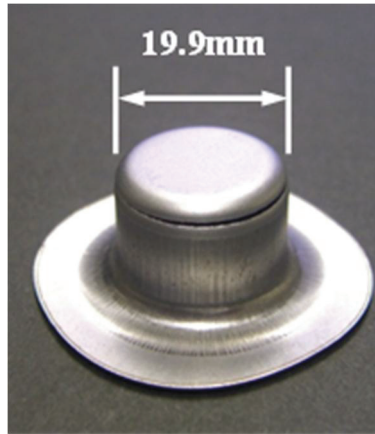
表 2.11 は，表 2.8 の金型を用いたフランジ付き円筒深絞り加工で，ブランクが破断した絞り高さを示す．ここで，パンチ側だけを潤滑した実験条件 4 では，第 1 工程の絞り高さ 11.7 mm でパンチ肩部近傍が破断した．しかし，他の実験条件では第 1 工程で破断しなかった．また，第 2 工程では，実験条件 1～実験条件 3 の順に破断時の絞り高さが小さくなった．図 2.17 は，それぞれの実験条件で破断した，成形品の成形結果を示す．表 2.10 中のいずれの実験条件でも，図 2.17 に示したようにブランクの破断部位はパンチ肩部近傍であった．

表 2.10 フランジ付き円筒深絞り加工の実験条件

実験条件	潤滑状態	
	パンチ肩	ダイ肩
1	脱脂	潤滑
2	脱脂	脱脂
3	潤滑	潤滑
4	潤滑	脱脂

表 2.11 破断時の絞り高さ

実験条件	絞り高さ [mm]	
	第 1 工程	第 2 工程
1	破断せず	14.4
2	破断せず	14.0
3	破断せず	13.9
4	11.7	-



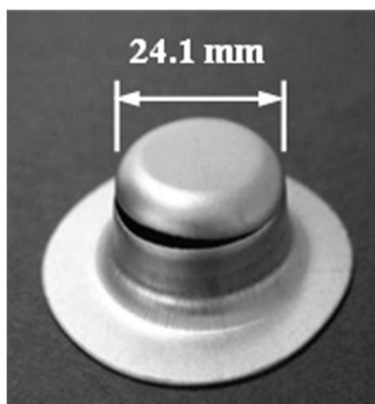
(a) 実験条件 1 (第 2 工程)



(b) 実験条件 2 (第 2 工程)



(c) 実験条件 3 (第 2 工程)



(d) 実験条件 4 (第 1 工程)

図 2.17 破断した成形品の成形結果

図 2.18, 図 2.19 および図 2.20 は, 表 2.11 中の第 1 工程終了後の公称板厚ひずみ分布を, 圧延方向に対して 0° と 45° および 90° の方向について測定した結果を示す. また, 図 2.21, 図 2.22 および図 2.23 は, 表 2.11 中の第 2 工程終了後の公称板厚ひずみ分布を, 同じく圧延方向に対して 0° と 45° および 90° の方向について測定した結果を示す. 公称板厚ひずみの測定は, 成形品を切断してポイントマイクロメータ (Mitutoyo 製 CPM15-25) でブランク各部位の板厚 t を測定して板厚変化 Δt を求め, それを初期板厚 t_0 で除して求めた. 図 2.18~図 2.23 の各図の横軸は, 成形品底面中央を原点として成形品外形に沿って測定した距離である.

第 1 工程終了後の板厚ひずみは, 図 2.18~図 2.20 の板厚ひずみ分布からわかるように, フランジ部外周を除く成形品底部中央からダイ肩部にかけて負になった. また, 実験条件 1~3 ではそれぞれの図中 A で示すパンチ肩近くで板厚が減少し, 実験条件 4 では破断に至った. これは成形初期の段階で, ブランクが金型円筒部へ絞り込まれる際, 一度曲げられさらに曲げ戻されることによって板厚が減少, もしくは破断した部分である. 同じく, それぞれの図中 B で示すダイ肩近くでは, ブランクが成形終盤にダイ肩部に接触し, 大きく曲げられた部分が絞り込まれることによって曲げ戻され, 板厚が減少した部分である. また, それぞれの図中 C で示すフランジ外周部では, フランジ部の縮みフランジ変形によって板厚の増加が確認できた. これらの円筒深絞り成形における板厚ひずみ分布の特徴²⁹⁾は, 今回の成形実験でも確認することができた. また, 実験条件 1~4 の比較から, ダイ側だけを潤滑した実験条件 1 は, 全体的に板厚の減少が小さくなり, 次いでパンチ側とダイ側を脱脂し, 無潤滑とした実験条件 2 の板厚減少が大きくなり, パンチ側およびダイ側両方を潤滑した実験条件 3 では, さらに板厚減少が大きくなる結果となった. また, パンチ側を潤滑し, ダイ側を脱脂によって無潤滑とした実験条件 4 では, 成形品全体の板厚減少が

最も大きくなり、成形品底面中央から 13.0 mm の位置で板厚が急激に減少して破断した。また、実験条件 4 における破断部近傍の板厚 t_{b4} を測定した結果、初期板厚の実測値 $t_{0r} = 0.48$ mm に対して、表 2.12 に示すように $t_{b4} = 0.373$ mm であった。

表 2.12 各実験条件における破断部近傍の板厚

実験条件	破断部近傍の板厚 t_b [mm]	
	第 1 工程	第 2 工程
1	破断せず	$t_{b1} = 0.379$
2	破断せず	$t_{b2} = 0.372$
3	破断せず	$t_{b3} = 0.361$
4	$t_{b4} = 0.373$	-

(初期板厚の実測値 $t_{0r} = 0.48$ mm)

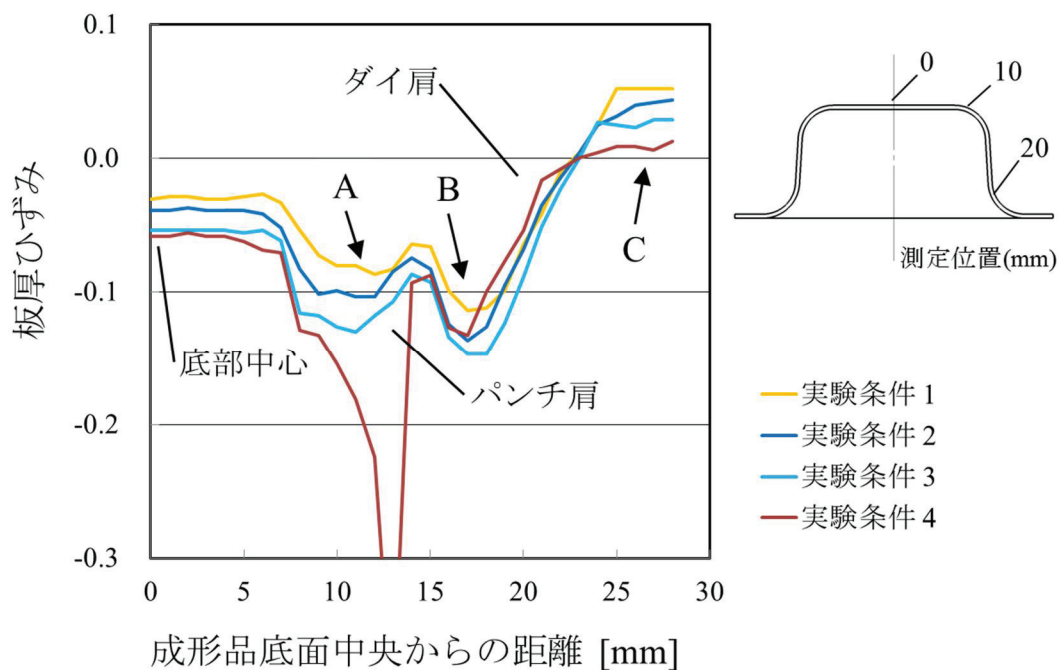


図 2.18 第 1 工程終了後の公称板厚ひずみ (圧延方向)

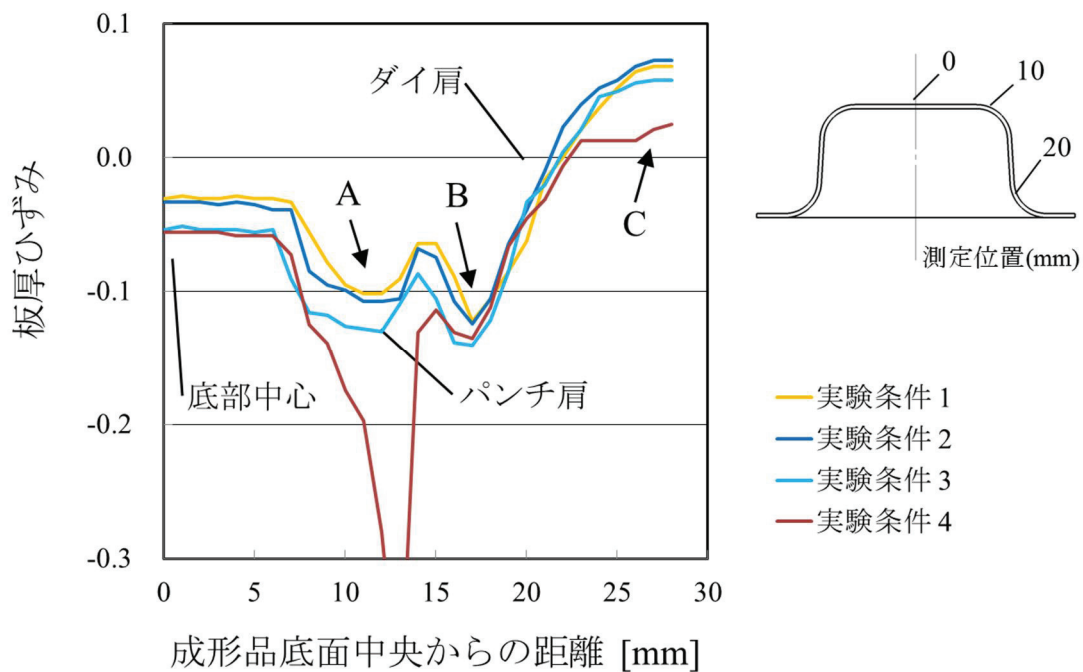


図 2.19 第 1 工程終了後の公称板厚ひずみ (圧延方向に対して 45°方向)

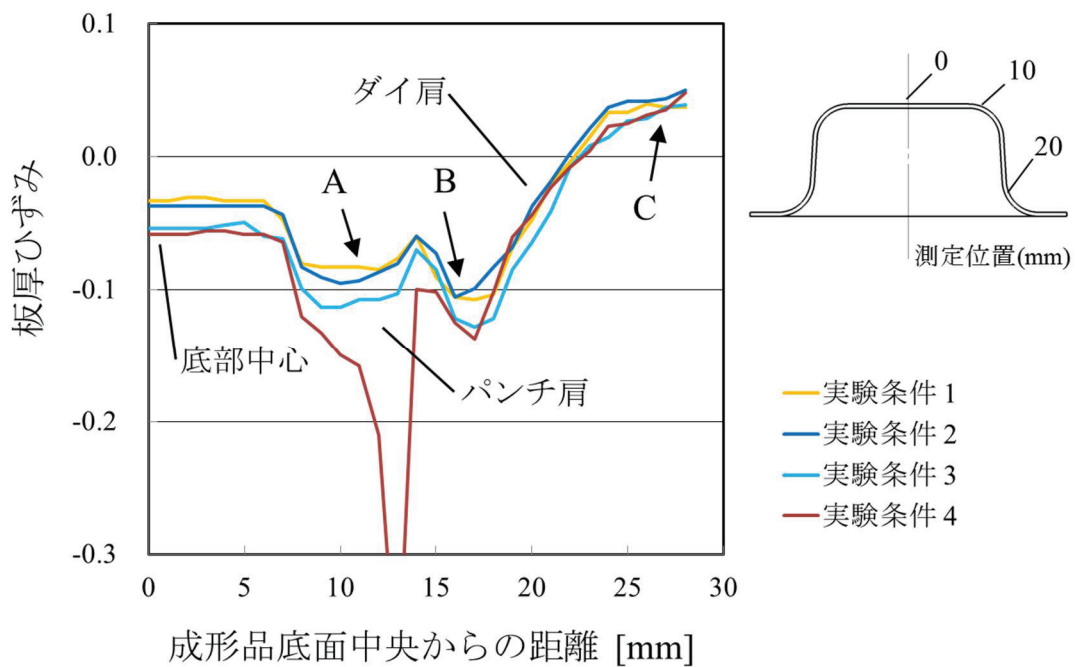


図 2.20 第 1 工程終了後の公称板厚ひずみ (圧延方向に対して 90°方向)

同様に、第 2 工程終了後の板厚ひずみは、図 2.21～図 2.23 に示した第 2 工程終了後の板厚ひずみ分布からわかるように、第 1 工程で生じた図中 A～C の板厚ひずみの変化に加え、図中 D のパンチ肩部で板厚ひずみの減少が見られた。これは、第 2 工程の成形初期段階で、ブランクが金型円筒部へ絞り込まれる際、曲げ戻しによって板厚が減少した部分である。これらの円筒深絞り成形における板厚ひずみ分布の特徴³⁰⁾についても、同様に成形実験で確認することができた。また、第 2 工程における実験条件 1～3 の板厚ひずみ分布を比較すると、実験条件 1 で板厚の減少が最も小さく、続いて実験条件 2 で大きくなり、さらに実験条件 3 の板厚減少が大きくなる結果になった。また、第 2 工程の実験条件 1～3 ではいずれも成形品底面中央から 11 mm 付近のパンチ肩部近くで破断し、その時の破断部の板厚は表 2.12 に示したように、それぞれ $t_{b1}=0.379$ mm, $t_{b2}=0.372$ mm, $t_{b3}=0.361$ mm であった。なお、本実験では、板厚ひずみ分布に及ぼす圧延方向の影響は顕著でなかったため、2.5.2 項のプレス成形シミュレーション結果から得た板厚ひずみ分布とその考察は、圧延方向のみを対象とした。

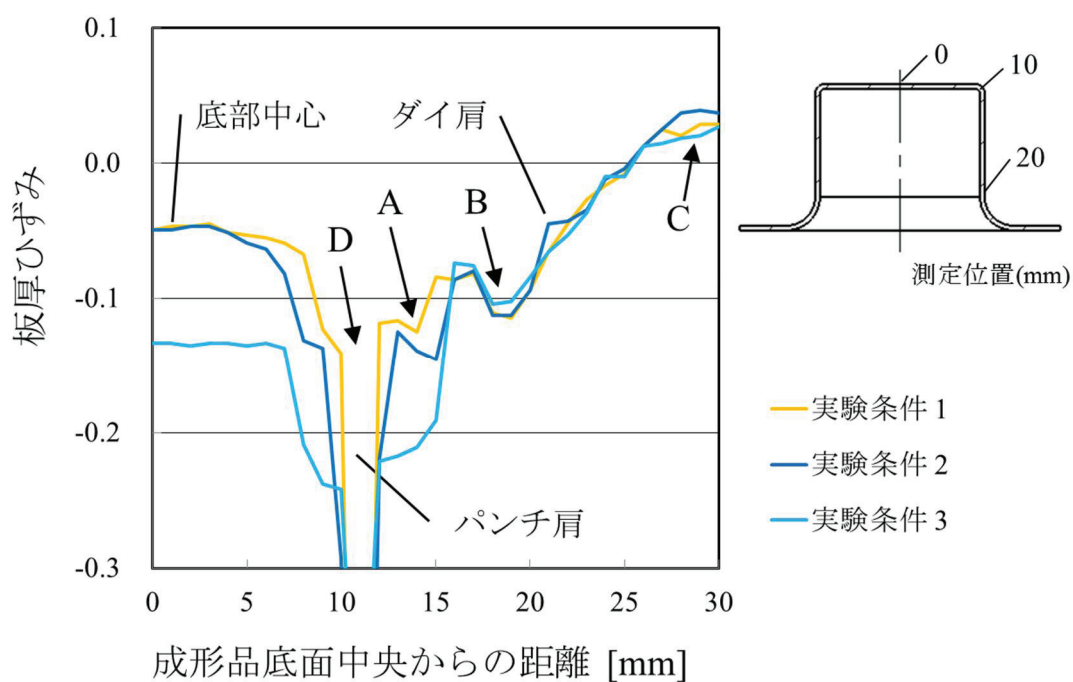


図 2.21 第 2 工程終了後の公称板厚ひずみ (圧延方向)

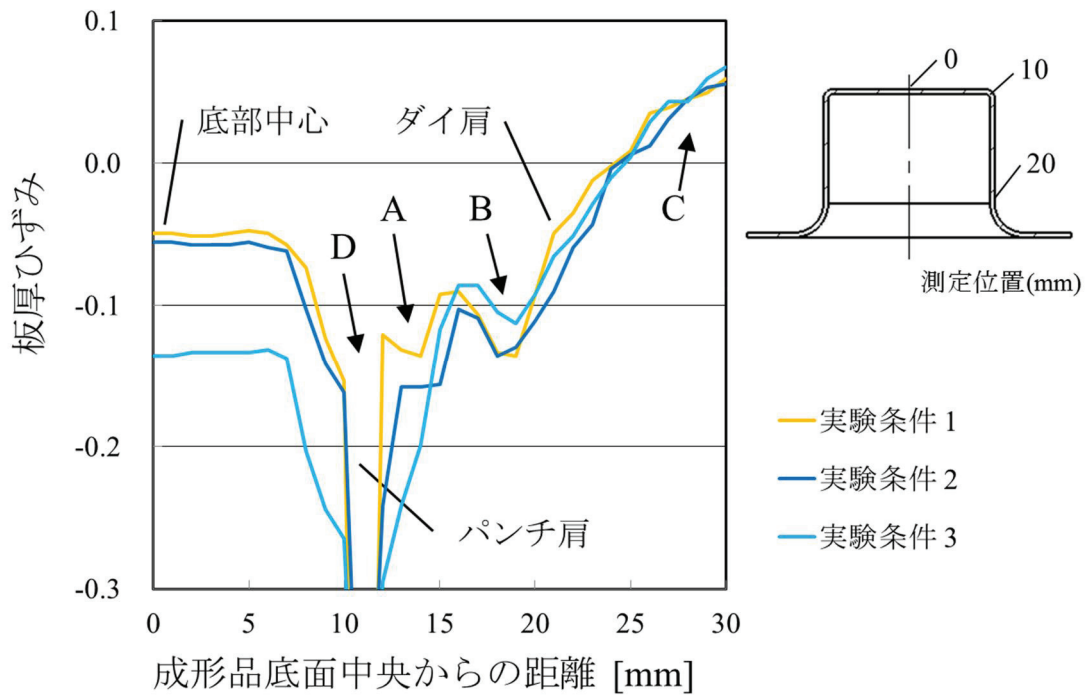


図 2.22 第 2 工程終了後の公称板厚ひずみ(圧延方向に対して 45°方向)

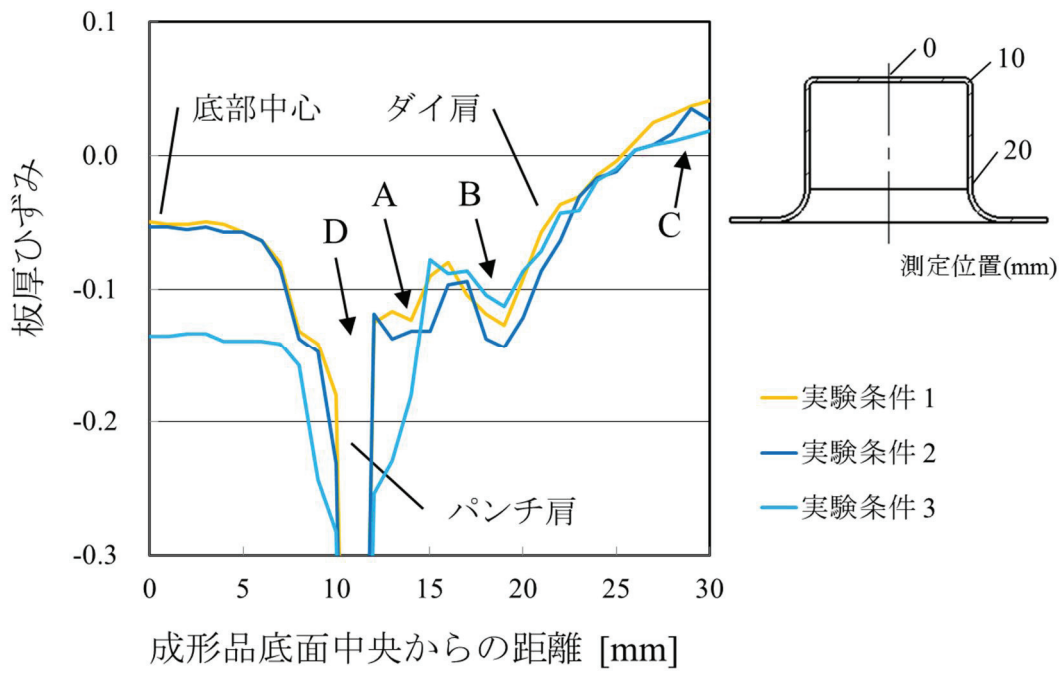


図 2.23 第 2 工程終了後の公称板厚ひずみ(圧延方向に対して 90°方向)

2.5 多工程円筒深絞り加工のプレス成形シミュレーション

2.4.3 項で示したように、金型の潤滑状態によって成形結果は異なった。これは、ブランクと金型との摩擦係数が成形性に影響を及ぼしていることを示唆する。ここでは、フランジ付き円筒深絞り加工の成形性に及ぼす摩擦係数の影響について、プレス成形シミュレーションを用いて検証するため、2.4.3 項の実験結果との比較から、その有用性を明らかにした。

2.5.1 解析条件

プレス成形シミュレーションには市販の動的陽解法による有限要素解析プログラム ANSYS/LS-DYNA を用いた。図 2.24 は、パンチ、ダイ、しわ抑え、ブランクで構成されるシミュレーションモデルの概観を示す。プレス成形品がフランジ付き円筒であることから、プレス成形シミュレーションは 1/4 モデルで行った。ブランクは 4 節点四角形シェル要素とし、パンチ、ダイ、しわ抑えはいずれも剛体とした。なお、図 2.24 中のカッコ内の数値は要素数を示す。図 2.25 は、シミュレーションにおける成形工程の流れを示す。成形実験に用いたプレス機がクランク式であるため、ダイの変位をプレス機のスライドの動きに合わせた。

SPCC の加工硬化特性には、式(2.9)³¹⁾で表される Swift のモデルを用いた。

$$\sigma_Y = K(\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n \quad (2.9)$$

ここで、 σ_Y は降伏応力、 K は塑性係数、 ε_0 は降伏時の初期ひずみ、 ε_p は塑性ひずみ、 n は加工硬化指数である。

表 2.13 は、プレス成形シミュレーションで用いた材料特性値を示す。この中で、 K と n および r の値は、2.3.1 項で得た値を用いた。なお r 値は引張試験におけるひずみ 15%時の値を採用した。

表 2.14 は、シミュレーションで用いた摩擦係数の値を示す。この摩擦係数は、成形実験に用いた SPCC の素材面およびテフロンテープ面に対して、2.3.2

項で得た表 2.7 に示す摩擦係数を参考にして表 2.10 の成形実験条件と同様になるように決めた。ここで、素材面とパンチ肩間の摩擦係数は、成形時の金型とブランクの相対速度が小さいと考え、潤滑無の場合は $\mu=0.48$ 、潤滑有の場合は $\mu=0.14$ とした。ただ、素材面とダイ肩間の摩擦係数は、成形時の金型とブランクの相対速度が大きく、摩擦係数測定機の最大摺動速度を越えているため、潤滑無の場合の摩擦係数は表 2.7 中の摺動速度の違いによる値の変化を参考にして表 2.7 中の摺動速度 $V=5,000$ mm/min 時の $\mu=0.327$ より小さい値とした。また、潤滑有の場合は表 2.7 中の摩擦係数が摺動速度の違いによって大きく変化していないため $\mu=0.14$ とした。図 2.26 は、成形実験に用いたクランク式プレス機（ワシノ機械製 PUX-45-KRC）のスライド部の速度変化を示す。図 2.26 中の絞り高さ h が $h=10$ mm の時点で、スライドの移動速度が $V=5,000$ mm/min を越え、 $V=11,000$ mm/min 付近であることがわかる。

また、素材面とダイフェイスおよびしわ抑え面間の摩擦係数は、2.4.3 項の成形実験の結果と後に示す 2.5.2 項のプレス成形シミュレーション結果を比較し、それぞれの実験条件における破断時の絞り高さを参考にして $\mu=0.06$ とした。

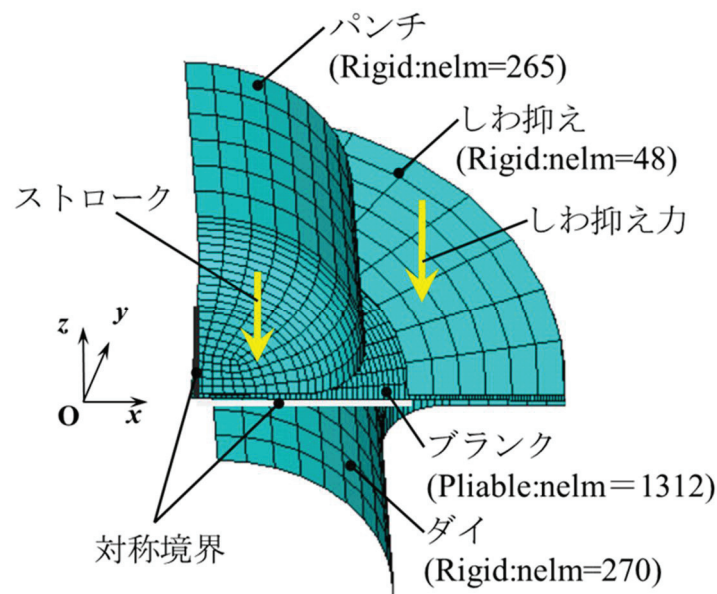


図 2.24 シミュレーションモデルの概観

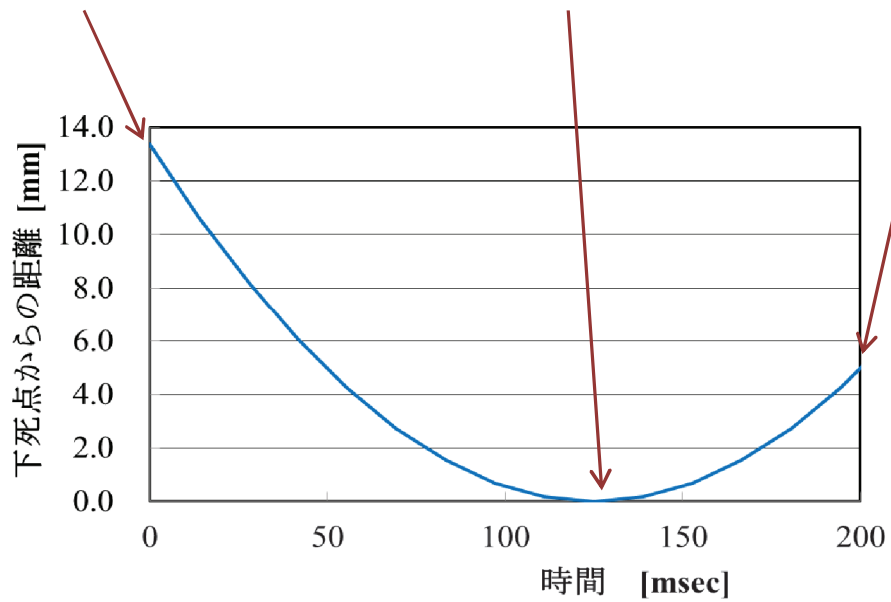
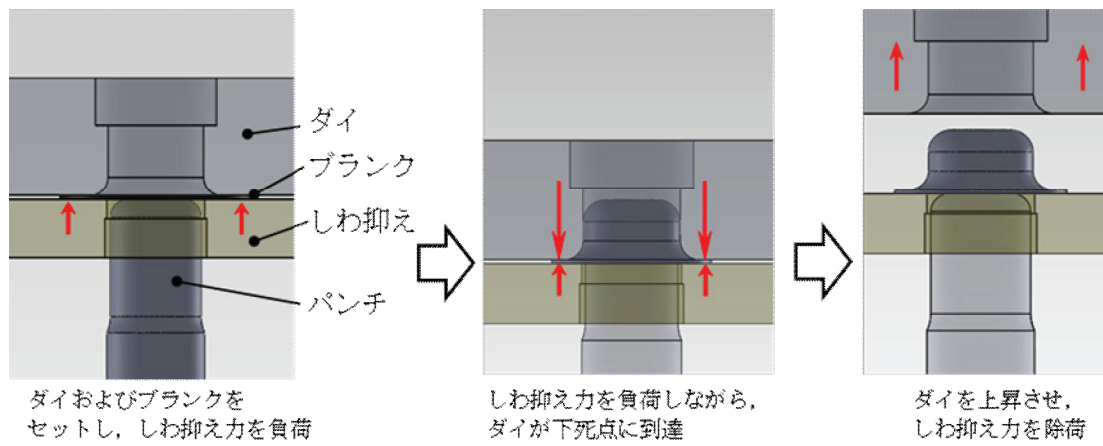


図 2.25 成形工程の流れ

表 2.13 プレス成形シミュレーションで用いた材料特性値

材料特性	値
ヤング率 E [GPa]	210
ポアソン比	0.30
密度 ρ [kg/m ³]	7,872
塑性係数 K [GPa]	0.713
加工硬化指数 n	0.191
r_{00}	1.67
r_{45}	1.27
r_{90}	1.92

表 2.14 プレス成形シミュレーションで用いた摩擦係数

実験条件	金型接触部			
	ブランク/ パンチ	ブランク/ ダイ肩	ブランク/ ダイフェイス	ブランク/ しわ抑え
1	0.48	0.14	0.06	0.06
2	0.48	0.25		
3	0.14	0.14		
4	0.14	0.30		

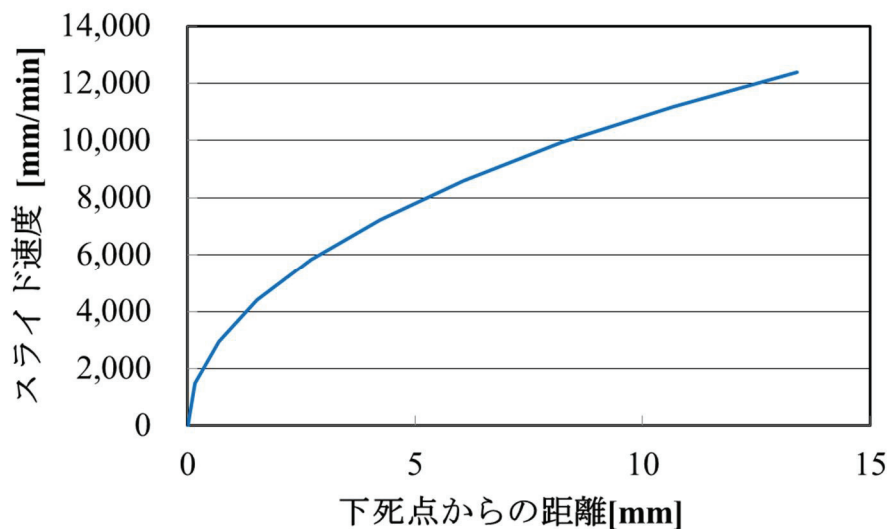


図 2.26 クランク式プレス機（PUX-45-KRC）のスライド速度の変化

2.5.2 プレス成形シミュレーション結果および考察

多くのプレス成形シミュレーションで用いられている有限要素法では、亀裂のようにブランクが分離する現象を直接的に予測することができない¹⁶⁾。そこで、2.4.3 項で示した成形限界の絞り高さをプレス成形シミュレーションで見いだせるか検討した。

図 2.27 は、表 2.10 に示した実験条件 1～4 に対応する、第 1 工程におけるプレス成形シミュレーション結果の板厚ひずみ分布(圧延方向)を示す。シミュレーションで得られた板厚ひずみ分布は、図 2.18 に示した成形実験結果の板厚ひずみ分布の傾向とほぼ対応した。特に、図 2.18 中 A, B で示したパンチ肩部およびダイ肩部近くの板厚ひずみが減少する点、および C で示すフランジ部の板厚ひずみが増加する点が成形実験と同様に確認することができた。また、実験条件 4 では、成形品底面中央からの距離が 11～12 mm の範囲で板厚ひずみが他の条件に比べて大幅に小さくなり、これについてもプレス成形シミュレーション結果で確認することができた。

また、**図 2.28** は、同じく**表 2.10** に示した実験条件 1~3 に対応する、第 2 工程におけるプレス成形シミュレーション結果の板厚ひずみ分布(圧延方向)を示す。シミュレーションで得られた板厚ひずみ分布は、**図 2.21** に示した成形実験結果の板厚ひずみ分布の傾向とほぼ対応した。特に、**図 2.21** 中 A~C の板厚ひずみの変化に加え、**図 2.21** 中 D のパンチ肩部で板厚ひずみが大幅に小さくなり、第 2 工程のパンチ肩部の板厚減少についても、プレス成形シミュレーション結果から確認することができた。

図 2.29 は、**表 2.10** 中のそれぞれの実験条件で破断した際の成形品の外観と、**表 2.14** 中の摩擦係数を用いて成形シミュレーションを行った場合の板厚分布結果を比較したものである。いずれの実験条件でもパンチ肩部近くで板厚が急激に減少しており、成形実験結果の破断部とプレス成形シミュレーション結果の板厚減少部が、同様に対応していることがわかる。

つぎに、絞り高さに対する成形限界をプレス成形シミュレーションで評価できるか検討するため、まず成形限界線図を用いて検討を行った。**図 2.30** は、実験条件 1~4 に対応するプレス成形シミュレーション結果を、第 1 工程終了後の成形限界線図で示す。この成形限界線図は、横軸を第 1 主ひずみ ϵ_1 、縦軸を第 2 主ひずみ ϵ_2 として、成形品のひずみ分布をグラフ化したものである。その成形限界線図の中で、破断に至ったひずみ分布をつなぎ、曲線化したものを成形限界曲線と呼び、破断判定の目安としている³²⁾。なお、**図 2.30** 中に示した成形限界曲線(FLC)は文献³³⁾から引用した。この**図 2.30** 中で、第 1 工程で破断しなかった実験条件 1~3 のひずみ分布は FLC に対して余裕があったが、第 1 工程で破断した実験条件 4 のひずみ分布では FLC を越える要素が数多く存在した。この**図 2.30** 中実験条件 4 の成形限界線図からもわかるように、第 2 主ひずみ ϵ_2 が 0 近傍の平面ひずみ部で第 1 主ひずみ ϵ_1 が増加して破断に至ったと考えられる³⁴⁾。一般的な絞り成形の場合、パンチ肩部などの張出し成形部近傍の

平面ひずみ部で割れが発生するため、板厚の減少による割れ評価は実部品との相関性が高いといわれている¹⁶⁾。このことは、**図 2.29** 中の成形品の破断部とプレス成形シミュレーション結果の板厚減少部が対応していることから確認できた。なお、多工程を要する成形工程の成形限界線図は、変形経路の違いによって成形限界が変化する¹⁴⁾ことから、その影響を考慮することが難しく、誤差を生じやすい。そのため第2工程については、成形限界線図による検討は行っていない。

以上のことから、2.4.3 項で示した成形実験の、第1工程で破断したパンチ肩破断部近傍の板厚 $t_{b4}=0.373$ mm を目安に、**表 2.12** に示した第2工程の実験条件1~3で破断した板厚を参考にして、プレス成形シミュレーションにおけるブランクの成形限界板厚を $t_a=0.4$ mm とし、後述する3.3節の自動探索法の検証および4.4節の分散分析の検証で用いた。

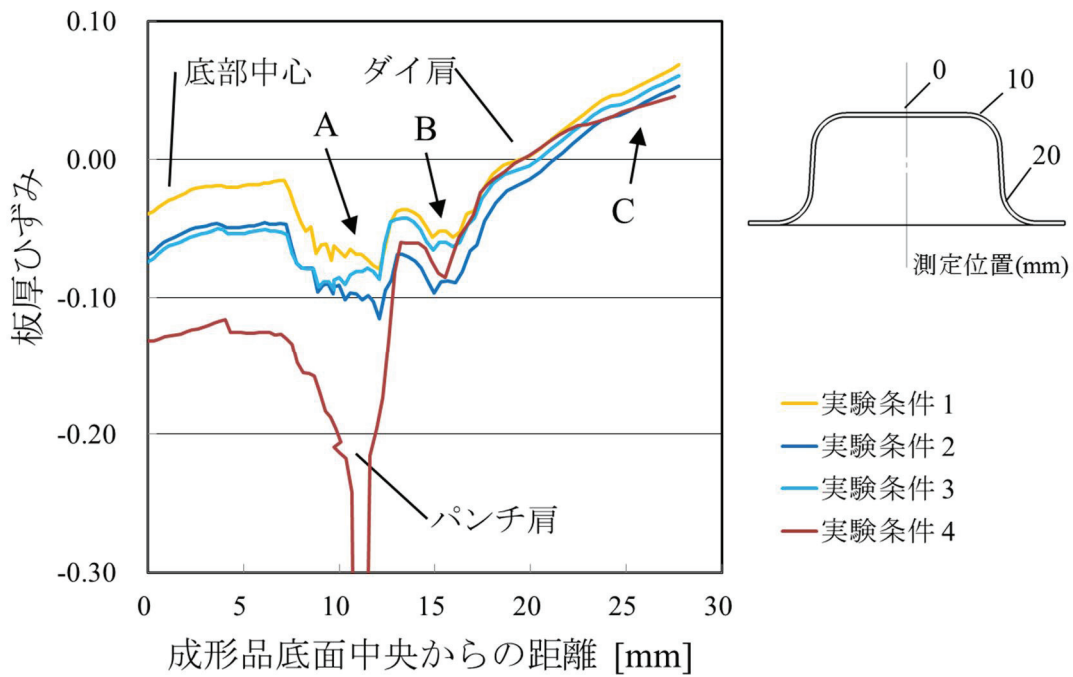


図 2.27 第 1 工程終了後のプレス成形シミュレーションによる板厚ひずみ分布 (圧延方向)

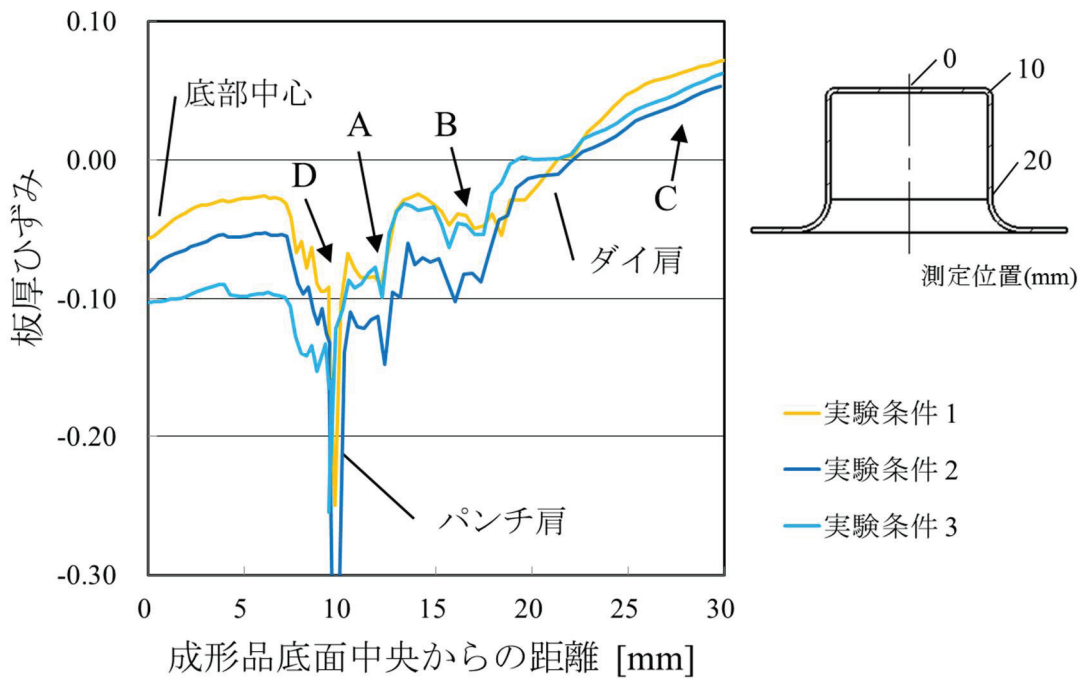
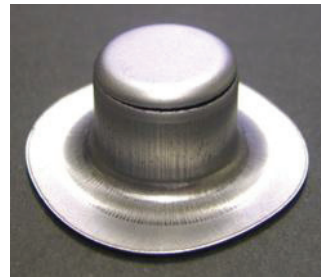
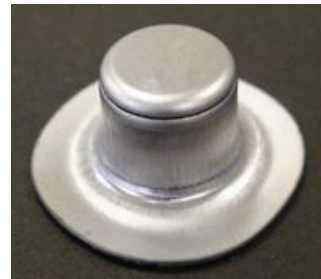


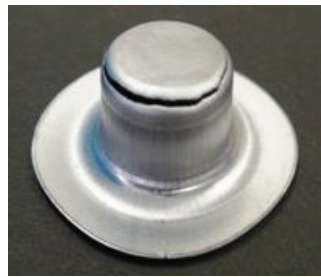
図 2.28 第 2 工程終了後のプレス成形シミュレーションによる板厚ひずみ分布 (圧延方向)



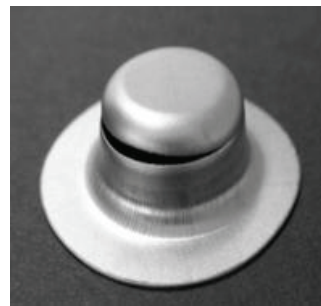
(a) 実験条件 1 (第 2 工程)



(b) 実験条件 2 (第 2 工程)



(c) 実験条件 3 (第 2 工程)



(d) 実験条件 4 (第 1 工程)



図 2.29 プレス成形シミュレーションによる板厚分布結果と破断部の比較

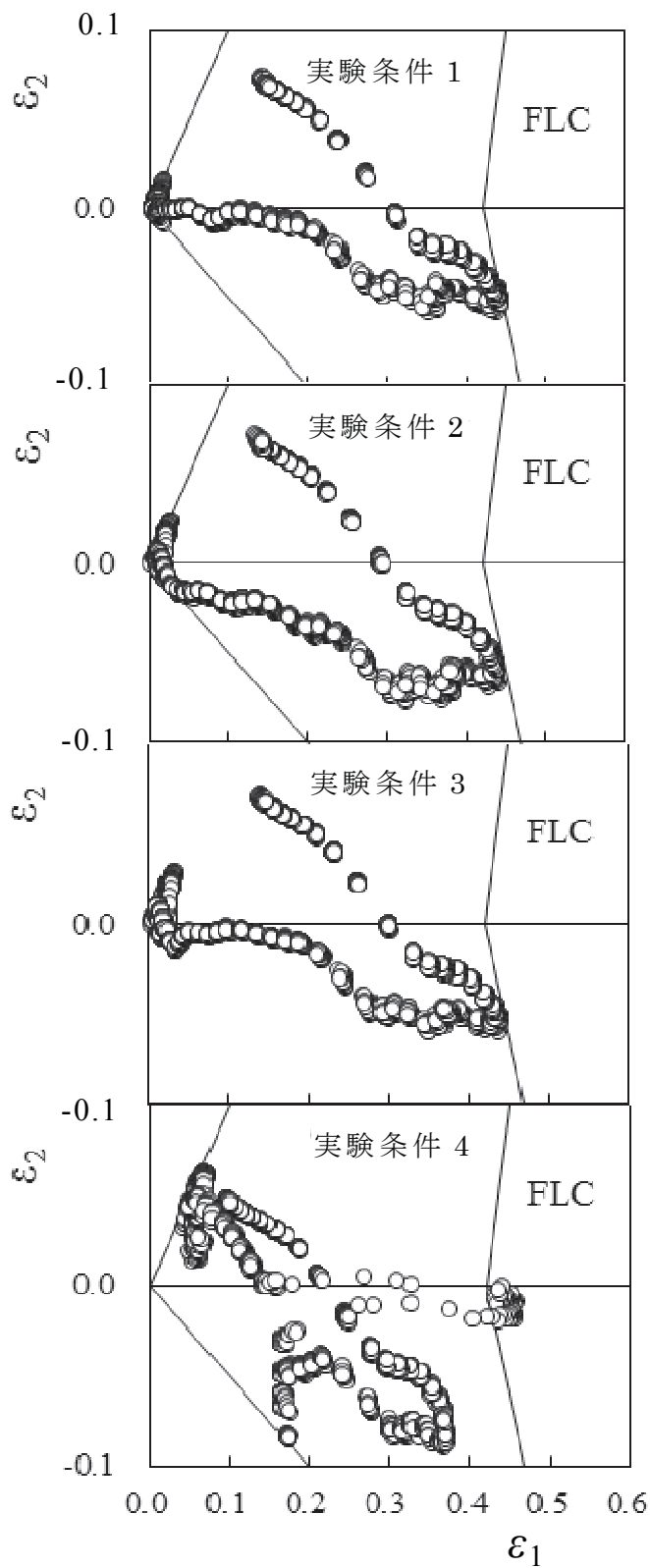


図 2.30 プレス成形シミュレーションによる成形限界線図

2.6 結 言

円筒深絞り用金型を製作し、潤滑剤の有無によってブランクと金型接触部位の摩擦係数を変化させて、成形実験を行った。この中で、それぞれの成形条件で成形した成形品の板厚分布を測定し、潤滑の有無による成形性の違いを確認した。その結果、パンチ側の摩擦係数が高くダイ側の摩擦係数が低い場合、局所的に板厚が減少することなく、破断しにくいことが分かった。またパンチ側の摩擦係数を低くし、ダイ側の摩擦係数を高めた場合、破断しやすい結果となった。

また、プレス成形シミュレーションの計算精度を上げるため、ブランク材に対して引張試験と摩擦摺動試験を行い、材料特性値と摩擦係数を測定した。そして、これらの値を用いたプレス成形シミュレーション結果と、成形実験から得た板厚分布および破断位置を比較したところ、成形実験結果とよく対応した結果を得た。このことから、成形実験の破断位置とシミュレーションの板厚分布および板厚減少の位置が同様であること、また、プレス成形シミュレーションから得た成形限界線図の第2主ひずみ ϵ_2 が0近傍の平面ひずみ部で第1主ひずみ ϵ_1 が増加して破断に至り、成形実験と同じようにパンチ肩部近傍の平面ひずみ部で板厚の減少が生じていることから、シミュレーションにおける板厚ひずみ分布で破断が判定できることを示した。そして、成形実験による破断部近傍の板厚を参考に、プレス成形シミュレーションで用いる破断判定基準として成形限界板厚 t_a を $t_a=0.4$ mm とし、後述する3.3節の自動探索法の検証および4.4節の分散分析の検証で用いた。

第 2 章の参考文献

- 1) 堤真人，氏原寛泰：CAE 活用によるトライ回数削減への取り組みとメーカーとしての CAE 活用支援，プレス技術，51,2 (2013)，44-47.
- 2) 岩崎雅博：CAE 活用による問題点の事前予測で生産準備期間の短縮化，プレス技術，51,2 (2013)，23-27.
- 3) 藤澤健：独自コア技術「CFP 工法」のための CAE 活用，プレス技術，51,2 (2013)，32-35.
- 4) 安部重毅，森下勇樹，坂元康泰，近藤祐樹，日野隆太郎，吉田総仁：段差付きビーム部品のしわ，ねじれを改善する最適ドロービード形状の決定，塑性と加工，53, 620 (2012)，831-835
- 5) 福田智弘：CAE 活用によるプレス金型製作の納期短縮とコスト削減，プレス技術，53,3 (2015)，32-35.
- 6) 吹春寛：プレス成形シミュレーション，日刊工業新聞社 (2003)，21.
- 7) 矢澤健三，山名式雄：材料試験入門，工学図書株式会社 (1988)，23-65.
- 8) 上森武，吉田総仁：板材の引張試験，変形特性と成形性の評価試験，塑性と加工，50, 579 (2009)，317-322.
- 9) 新プレス加工データブック編集委員会編：新プレス加工データブック，日刊工業新聞社 (1993)，190.
- 10) 新プレス加工データブック編集委員会編：新プレス加工データブック，日刊工業新聞社 (1993)，198.
- 11) 薄鋼板成形技術研究会編：プレス成形難易ハンドブック第 3 版，日刊工業新聞社 (2007)，660-663.

- 12) 仲町英治, 駒田淳: 表面処理板材の摩擦特性実験式の導出および成形問題の有限要素シミュレーション, 日本機械学会論文集(A 編), 58, 551(1992), 1228-1233.
- 13) 吉田亨: 塑性加工解析に必要なソフトウェアスキル ①FEM コード編, 56,649 (2015) ,124-128.
- 14) 中村和彦, 桑原利彦: プレス絞り加工, 日刊工業新聞社 (2002) , 8-9.
- 15) 新プレス加工データブック編集委員会編: 新プレス加工データブック, 日刊工業新聞社 (1993) , 186.
- 16) 杉山隆司: 実プレスにおける FEM 解析予測, 塑性と加工, 51, 598 (2010) , 1033-1037.
- 17) 長田修次, 柳本潤: 基礎からわかる塑性加工, コロナ社 (2006) , 177-208.
- 18) 日本塑性加工学会編: 塑性加工便覧, コロナ社(2006), 478-488.
- 19) アイダプレス研究会: 知りたいプレス加工, ジャパンマシニスト社(2001), 52-80.
- 20) 日本塑性加工学会編: 塑性加工便覧, コロナ社(2006), 485.
- 21) 中村和彦, 桑原俊彦: プレス絞り加工, 日刊工業新聞社(2002), 16
- 22) 日本塑性加工学会編: わかりやすいプレス加工, 日刊工業新聞社 (2000) , 52.
- 23) 日本塑性加工学会編: 塑性加工便覧, コロナ社(2006), 489-490.
- 24) 日本塑性加工学会編: 塑性加工便覧, コロナ社(2006), 483.
- 25) 日本塑性加工学会編: プレス絞り加工, コロナ社(1994) , 42-43.
- 26) 川並高雄他: 基礎塑性加工学, 森北出版株式会社(2005), 138-139.

- 27) 長田修次, 柳本潤: 基礎からわかる塑性加工, コロナ社 (2006), 177-208
- 28) 中村和彦, 桑原利彦: プレス絞り加工, 日刊工業新聞社 (2002), 18.
- 29) 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊: 薄板のプレス加工, 実教出版株式会社 (1977), 103-105.
- 30) 吉井康一: 各種板材の再絞り性について, 塑性と加工, 5, 37 (1964), 75.
- 31) 吉村英徳: 塑性加工解析に必要な FEM ①基礎, 塑性と加工, 55, 637 (2014), 117-124.
- 32) 日本塑性加工学会編: プレス絞り加工, コロナ社(1994), 16-19.
- 33) 顧莉薇, 田中昭徳, 田中研治, 中島浩衛: 薄板材料のプレス成形における成形限界の予測と加工硬化特性の影響, 鐵と鋼, 88, 2(2002), 88.
- 34) 日本塑性加工学会編: プレス絞り加工, コロナ社(1994), 20-21.

3. 多工程円筒深絞り加工用金型寸法の自動探索

3.1 緒 言

板材から容器状の部品を成形するプレス成形は、飲料缶などの小型容器から台所の流し台など、身近な製品の成形加工に用いられている。一方、工業的には携帯電話のリチウムイオン電池ケース¹⁾やコンデンサ用部品²⁾など、小型で精度が要求される電子部品の成形にも利用されている。また、新しいエネルギー機器の一つとして注目されている燃料電池のセパレータでは、燃料電池本体の軽量化や製造コスト削減を目的に、黒鉛板の切削加工部品から、絞り成形によるプレス成形品への切り替えが進められている。しかし、切削加工による従来品の要求精度は高く、これに対応するため、成形工程をいくつかに分け、多工程の絞り加工によって成形されている^{3),4)}。この他、モーターケースのベアリング受座⁵⁾やウォーターポンプ⁶⁾、軽自動車用ホイール^{7),8)}などは、製造工程の簡略化と耐疲労強度向上を目的に、溶接による組み合わせ構造から多工程のプレス成形による一体化が試みられている。

この様に、絞り成形品に対する要求は多岐にわたり、より形状が複雑で寸法および形状精度の高い製品を成形するため、多工程の絞り加工が検討され、用いられている。

多工程プレス成形用金型寸法の決定には、Romanowski の設計公式が広く用いられている。また塑性力学に基づいた円筒再絞り金型の設計法⁹⁾⁻¹²⁾も提案されている。しかし、これらの方法では、成形品の寸法精度や、しわやそりなどの成形不良が考慮できず、最終的に設計者の経験と勘によって金型寸法が決められている。また、経験の浅い未熟な設計者によって金型が検討された場合、試験的成形の段階で修正を強いられ、製作期間の延長やコストの増大を招いている¹³⁾。

これに対して、試験的成形回数の削減や金型製作期間の短縮を目的に、金型

設計の段階で事前に成形結果の検討ができるプレス成形シミュレーションの導入が進められつつある^{14),15)}。また,2工程でプレス成形される製品に対しては,有限要素法と sweeping simplex 法, simulated annealing 法, および格子探索法・simplex 複合法の最適化手法を合わせた金型最適設計システムが提案されている¹⁶⁾。しかし,成形品の寸法精度や,しわやそりなどの成形不良を考慮しながら,多工程プレス成形品の工程設計に対応できる金型最適設計システムはまだ開発されていない。

そこで本章では,金型製作における工数削減を目的に,円筒深絞り加工のプレス成形シミュレーションと遺伝的アルゴリズムを用いた,多工程円筒深絞り加工用金型寸法自動探索法を提案し,その有効性を,Romanowski の設計公式で求められる金型寸法を用いたフランジ付き円筒深絞り加工のプレス成形シミュレーション結果と成形実験結果の比較・検討から明らかにした。

3.2 多工程円筒深絞り加工用金型寸法自動探索法

3.2.1 金型寸法自動探索のアルゴリズム

プレス成形品の金型寸法の決定は,一般に設計者の経験と勘に頼っている。この場合,成形の良否を確認するため金型製作後に試験的成形を行い,破断あるいは寸法精度が要求条件を満たさない場合は金型を修正して再度成形することになる。したがって,深絞り加工のように多工程にわたる成形工程が必要な場合,金型修正の手間が増大し金型完成までに長い時間を要する。一方,以下で示す金型寸法自動探索法を用いれば,与えられた製品寸法のフランジ付円筒を得るのに必要な金型寸法を,板厚などの制約条件を満たしながら自動的に見出すことができる。

図 3.1 は,金型寸法自動探索法のフローチャートを示す。はじめに,フランジ付き円筒の製品寸法を金型寸法の初期値としてプレス成形シミュレーションを

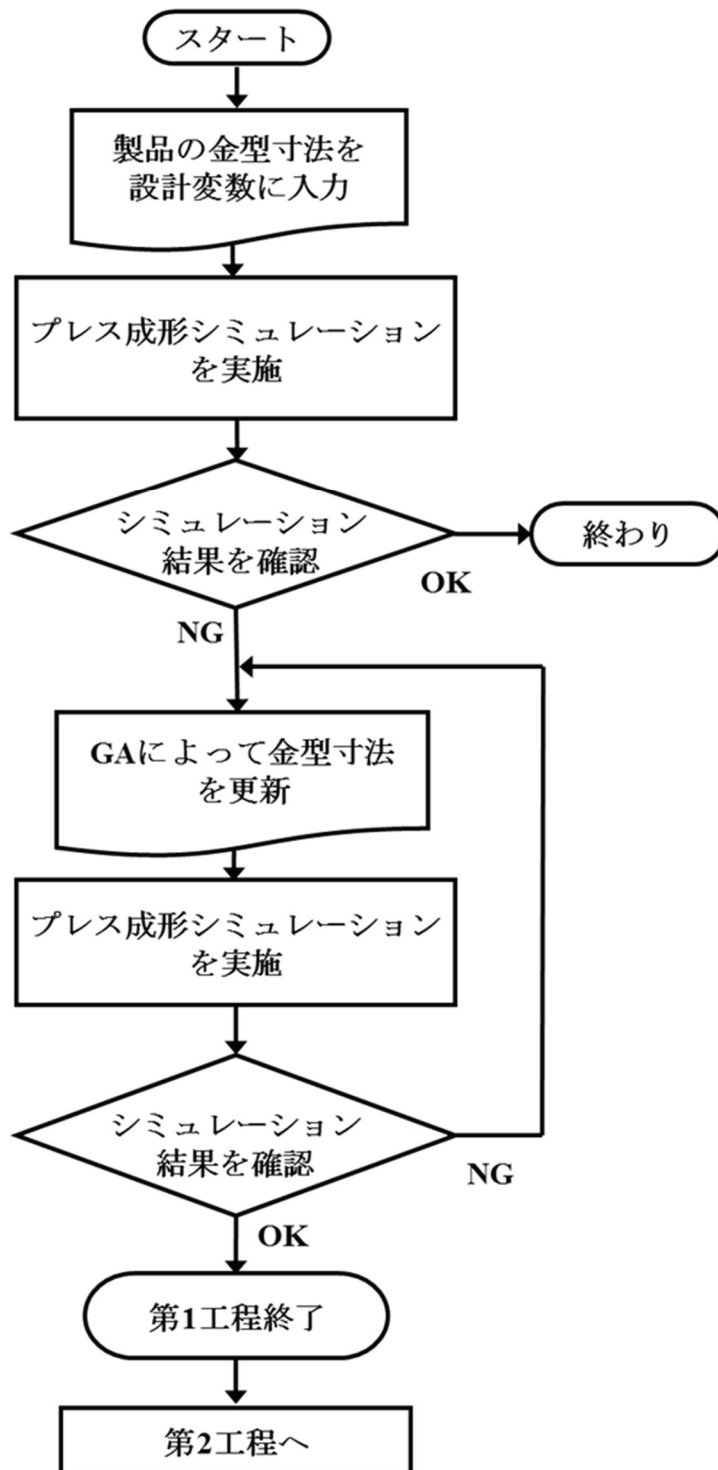


図 3.1 金型寸法自動探索法のフローチャート

行い、成形品の寸法や板厚、しわが制約条件を満たす場合は第1工程で終了となる。そうでない場合は、遺伝的アルゴリズム GA (Genetic Algorithm)¹⁷⁾によって金型寸法を更新し、3.3.5項で定義する目的関数 ξ が目標値に最も近くなる金型寸法を見出して第1工程を終える。第2工程では、第1工程で得られた成形品の寸法をブランクとし、成形品の最終寸法である製品寸法を金型寸法として再絞りを行う。制約条件を満たす場合は第2工程で終了となる。満たさない場合は第1工程の場合と同様に目的関数 ξ が目標値に最も近くなる金型寸法を見出して次工程へ進む。なお、第1工程を除き、前工程で得られた成形品の残留応力をブランクの初期応力とした。

以上のようにして、最終寸法である製品形状を成形するために必要な工程数と各工程の金型寸法を導き出す。金型寸法の探索は、設計変数の種類が多く厳密解を求めにくいことから、多変数で複雑な問題でも解が得られる、メタヒューリスティックに属する遺伝的アルゴリズム¹⁸⁾を用いた。また、プレス成形シミュレーションを繰り返して最適解を求める場合、探索効率向上を目的に応答曲面法を用いることが多い¹⁸⁾が、設計手法の提案が主であることから併用しなかった。

3.2.2 遺伝的アルゴリズム

遺伝的アルゴリズム GA (Genetic Algorithm)は自然界の生物の進化過程を模倣した最適化アルゴリズムである。生物は進化の過程で染色体の「交叉」や「突然変異」によって新しい世代が形成され、弱いものが「淘汰」され強いものが生き残っていく仕組みになっている。GAは、この生物進化のメカニズムを最適化に導入して、与えられた問題の解を探索するアルゴリズムである。

図3.2は、遺伝的アルゴリズムの処理プロセスをフローチャートで示し、金型寸法自動探索における処理内容を併記した図である。まず、0世代目の遺伝

子情報である金型の諸寸法の組み合わせ $\{r_{di}, r_{pi}, h_i, c_i, d_{di}\}$ ($i=1, 2, \dots, n$) をランダムに抽出する。ここで、 r_d はダイ肩半径、 r_p はパンチ肩半径、 h は絞り高さ、 c はパンチとダイ間のクリアランス、 d_d はダイ径、 n は世代における個体数である。次に、あるきめられた方法で選び出した遺伝子の組み合わせ $\{r_{di}, r_{pi}, h_i, c_i, d_{di}\}$ に対して、交叉による組み換えと突然変異による変化を与える。そして、遺伝子情報であるそれぞれの金型寸法の組み合わせに対してプレス成形シミュレーションを行い、その計算結果から得たそれぞれの目的関数 ξ を比較することによって評価を行う。そして、この操作を繰り返し実行する中で、評価の高い金型寸法の組み合わせが生き残り、順次最適解の探索を進めていく。

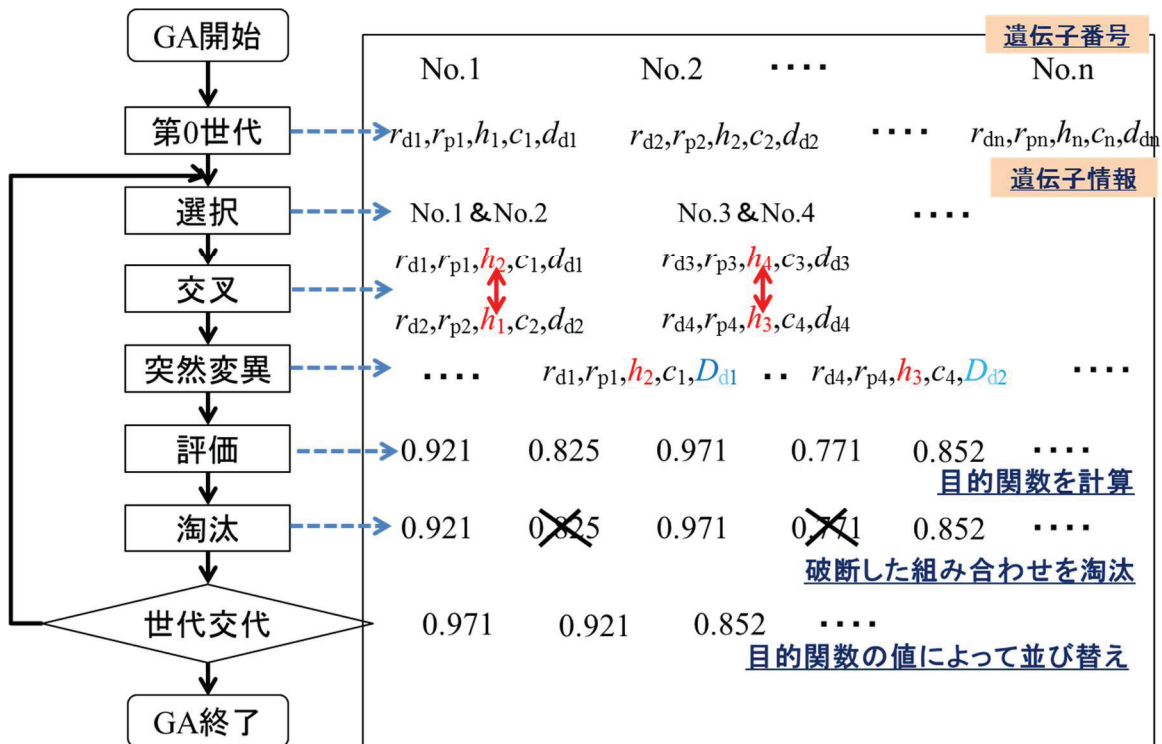


図 3.2 遺伝的アルゴリズムの処理プロセス

3.3 自動探索法の検証

本章では、第 3.2 節で提案した多工程円筒深絞り用金型寸法自動探索法の有効性を、Romanowski の設計公式で求められる金型寸法を用いたプレス成形シミュレーション結果および成形実験結果と比較しながら検証した。

3.3.1 自動探索法の検証モデル

検証に用いた成形品の製品形状は、図 3.3(p.20, 図 2.5 の再掲)に示すフランジ付円筒深絞り形状とし、ブランク材は一般的に用いられている初期板厚(呼び寸法) $t_0=0.5$ mm の SPCC (冷間圧延鋼板)とした。

初期ブランク直径 $D = 49$ mm は、図 3.3 に示したフランジ付き円筒の寸法に対して式(3.1)¹⁹⁾を用いて算出した。

$$D = \sqrt{d_{f0}^2 + 4d_{c0}h_{c0}} \quad (3.1)$$

ここで、 d_{f0} はフランジ付き円筒のフランジ部直径、 d_{c0} は円筒部外径、 h_{c0} は絞り高さである。

SPCC (冷間圧延鋼板)の実用限界絞り率は 0.60~0.65 で、今回の成形品の絞り率は約 0.33 であることから、多工程による成形が必要となる。

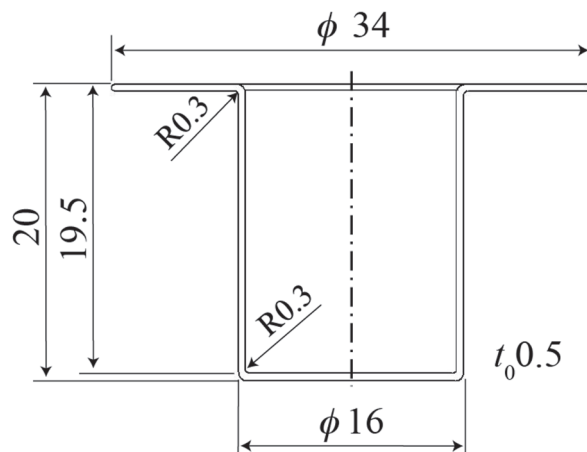


図 3.3 検証に用いたフランジ付き円筒深絞り成形品の製品寸法

3.3.2 プレス成形シミュレーションモデル

プレス成形シミュレーションには、2.5 節と同様に市販の有限要素解析プログラム ANSYS/LS-DYNA を使い、シミュレーションモデルは図 3.4(p.46, 図 2.24 の再掲)に示す構成とした。計算に用いた材料特性値は表 3.1(p.48, 表 2.13 の再掲)に示す値とし、加工硬化特性は式(3.2)²⁰⁾で与えられる Swift モデルを用いた。

$$\sigma_Y = K(\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n \quad (3.2)$$

ここで、 σ_Y は降伏応力、 K は塑性係数、 ε_0 は降伏時の初期ひずみ、 ε_p は塑性ひずみ、 n は加工硬化指数である。

しわ抑え力は式(3.3)²¹⁾から得られる、しわ抑え圧力 $p_H = 2.5 \text{ MPa}$ にしわ抑え面の面積を掛け合わせて求めた。

$$p_H = (\sigma_Y + \sigma_B) / 200 \quad (3.3)$$

ここで、 σ_Y は SPCC の降伏応力、 σ_B は引張強さである。

Romanowski の設計公式を用いて多工程円筒深絞り加工用金型寸法を求める場合、部材間の摩擦係数は考慮されないが、円筒深絞り加工の成形性には摩擦係数が大きく影響する。そこで、プレス成形シミュレーションでは、表 3.2(p.48, 表 2.14 の再掲)中の実験条件 2 に該当する摩擦係数の値を用いて計算を行った。

表 3.1 プレス成形シミュレーションで用いた材料特性値

材料特性	値
ヤング率 E [GPa]	210
ポアソン比	0.30
密度 ρ [kg/m ³]	7,872
塑性係数 K [GPa]	0.713
加工硬化指	0.191
r_{00}	1.67
r_{45}	1.27
r_{90}	1.92

表 3.2 プレス成形シミュレーションで用いた摩擦係数

実験条件	金型接触部			
	ブランク/ パンチ	ブランク/ ダイ肩	ブランク/ ダイフェイス	ブランク/ しわ抑え
1	0.48	0.14	0.06	0.06
2	0.48	0.25		
3	0.14	0.14		
4	0.14	0.30		

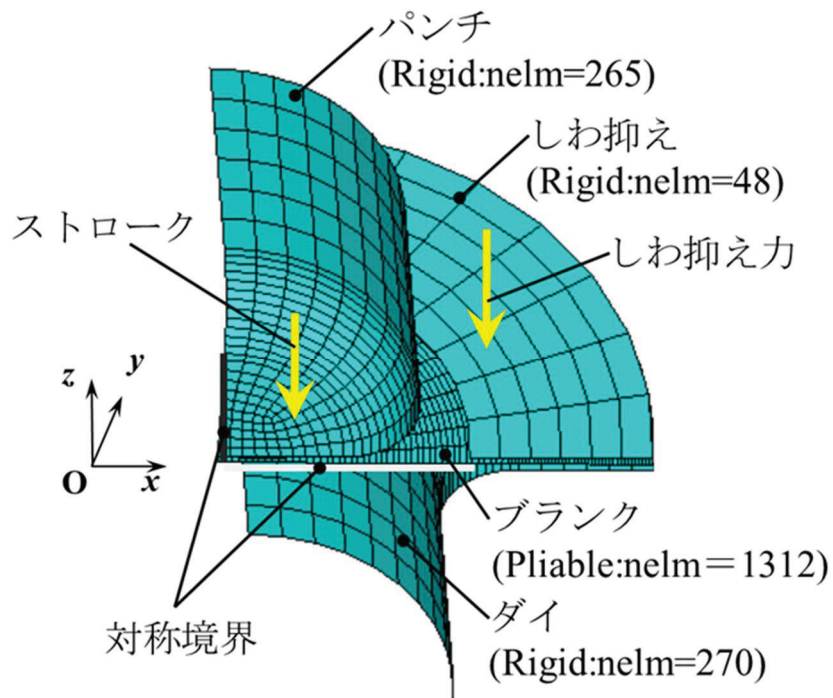


図 3.4 シミュレーションモデルの概観

3.3.3 設計変数

図 3.5 は、多工程円筒深絞り加工用金型とその寸法を決定するために設定した設計変数を示す。ここで、 d_d はダイ径、 c はパンチとダイ間のクリアランス、 r_p はパンチ肩半径、 r_d はダイ肩半径、 h は絞り高さである。なお、最終工程の c は、初期板厚に等しい 0.5 mm とした。

表 3.3 は、各設計変数の設定範囲を示す。各設計変数の設定範囲は、アルゴリズムが金型寸法を探索する際、最適解を見落とさないようにできるだけ広範囲に設定した。

表 3.3 設計変数の設定範囲

設計変数	Min	Max
ダイ直径 d_d [mm]	16.00	35.00
クリアランス c [mm]	0.50	1.25
パンチ肩半径 r_p [mm]	0.30	5.00
ダイ肩半径 r_d [mm]	0.30	5.00
絞り高さ h [mm]	8.00	19.50

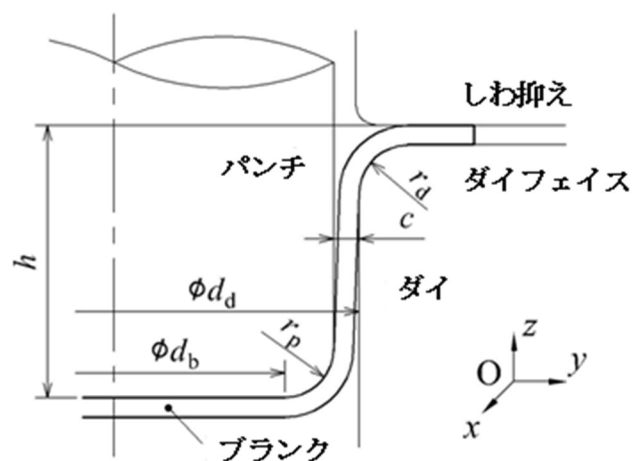


図 3.5 多工程円筒深絞り加工用金型と設定した設計変数

3.3.4 制約条件

1) 破断判定の制約条件

多くのプレス成形シミュレーションで採用されている有限要素法は，連続体力学に基づいており，プレス成形時の破断部のようにブランクが分離する現象を直接的に予測できない²²⁾．これに対して本研究では，2.5.2 項で示したブランクの成形限界板厚 $t_a = 0.4 \text{ mm}$ を，プレス成形シミュレーションにおける破断判定の制約条件とした．

ところで，ひとつの工程で板厚の減少が大きすぎると，後工程で破断する可能性が高くなる．そこで，各工程における板厚の制約条件を式(3.4)とし，初期の成形工程では成形限界板厚 $t_a = 0.4 \text{ mm}$ に対して余裕を持たせ，最終工程で成形限界板厚 $t_a = 0.4 \text{ mm}$ の制約条件を満たせるようにした．

ただ，3.5 節に示す探索結果の検証実験では，成形実験に用いたブランクの初期板厚 t_{0r} を測定した結果 $t_{0r} = 0.48 \text{ mm}$ であったため，式(3.4)における初期板厚 t_0 は $t_0 = t_{0r} = 0.48 \text{ mm}$ とし計算した．

$$t \geq t_a + (t_0 - t_a) / 2^i \quad (t_a = 0.40 \text{ mm} , t_0 = 0.48 \text{ mm}) \quad (3.4)$$

ここで， i は工程数である．

2) 形状の制約条件

工程進行中に図 3.5 中の絞り高さ h とダイ径 d_d が，図 3.3 中の製品寸法である最終寸法に達した場合，パンチ肩半径 r_p も製品寸法の 0.3 mm とならなければならない．本研究で検証の対象とした円筒深絞り形状では， d_d と r_p の間には幾何学的に $d_d = d_b + 2r_p + 2c$ の関係がある．ここで， d_b は図 3.5 中の底平坦部直径， c は同じく図 3.5 中に示したクリアランスである．そこで，最終工程の $d_b = 14.4 \text{ mm}$ と $c = 0.5 \text{ mm}$ より，各工程の r_p に対して式(3.5)で示す関係を与えた．

$$r_p = \frac{1}{2} d_d - 7.7 \quad (3.5)$$

また、しわによるフランジ部の形状誤差の許容範囲は、工程によらず、いずれも初期板厚 $t_0=0.5 \text{ mm}$ の 50 % である 0.25 mm 以内とした。なお、フランジ部のしわは、成形前のブランク位置を基準に、図 3.6 中に示した、フランジ部外縁上全節点の z 方向座標値の最大値 z_{\max} と最小値 z_{\min} の差から判定した。なお、成形時の荷重を除荷したのちに各測定点の座標値を求めることによって、弾性回復による形状の変化を考慮した。

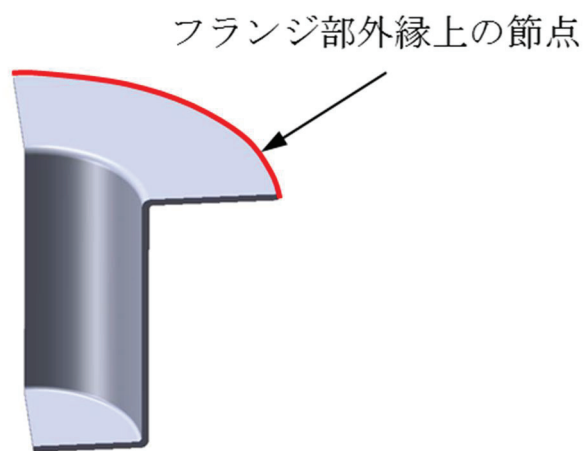


図 3.6 フランジ部の形状精度測定位置

3.3.5 目的関数

式(3.6)は，金型寸法の探索に用いた目的関数 ξ を示す．

$$\xi = \bar{d}_f \times \bar{h}_c \times \bar{d}_c \quad (3.6)$$

ξ は，最終形状である製品寸法のフランジ部直径 d_{f0} ，絞り高さ h_{c0} ，円筒部外径 d_{c0} に対する，各成形工程における成形後のフランジ部直径 d_f ，絞り高さ h_c ，円筒部外径 d_c の比率を掛け合わせて構成されている．ここで， $\bar{d}_f = d_f/d_{f0}$ ($d_f \leq d_{f0}$)， $\bar{d}_f = d_{f0}/d_f$ ($d_{f0} < d_f$)， $\bar{h}_c = h_c/h_{c0}$ ， $\bar{d}_c = d_{c0}/d_c$ である．

遺伝的アルゴリズムを用いた金型寸法の自動探索は， $0 < \bar{d}_f \leq 1$ ， $0 < \bar{h}_c \leq 1$ ， $0 < \bar{d}_c \leq 1$ を満足し，かつ ξ ($0 < \xi \leq 1$) が最大になる解を探索する．

式(3.6)で示した目的関数 ξ は，成形後のフランジ部直径 d_f ，絞り高さ h_c ，円筒部外径 d_c が製品寸法に近づくと，それぞれの製品寸法 d_{f0} ， h_{c0} ， d_{c0} に対する比率である \bar{d}_f ， \bar{h}_c ， \bar{d}_c が 1 に近くなり，アルゴリズムはこの目的関数 ξ がより 1 に近い解の組み合わせを優先的に選択する．特に多工程の円筒深絞り加工では，円筒部外径 d_c が小さく，絞り高さ h_c が大きい製品が求められるため，目的関数 ξ の式中に \bar{h}_c と \bar{d}_c の項を含めることによって，アルゴリズムがより深く細い製品を成形できる金型寸法を選択するようにした．また，この探索法は，目的関数 ξ 中に \bar{d}_f の項を含むことにより，第 2 工程以降成形しにくいフランジ部の寸法を，成形工程の初期段階で製品寸法に近づける特徴を持っている．

図 3.7 は，フランジ付円筒を多工程で成形する場合の工程例を示す．図 3.7 に示したように，フランジ付円筒を多工程で成形する場合大きく分けて 2 通りの工程のとり方がある．図 3.7 中の (a) は最初に直径の大きい浅い絞りをを行い，再絞りを繰り返しながら絞り高さを大きくする方法であり²³⁾，(b) は絞り高さをできるだけ早く製品寸法に近づけようとする成形法である．一般的に図 3.7 中の (b) の方が少ない工程数で成形できる²³⁾．これに対して，式(3.6)を目的関数

とする自動探索法は、目的関数 ξ 中のフランジ部直径を製品寸法に近づける項 \bar{d}_f と絞り高さを製品寸法に近づける項 \bar{h}_c および 3.3.4 項 2) に示した形状の制約条件式(3.5)の効果により 図 3.7 中の (b) の工程例に近く、フランジ部直径および絞り高さが製品寸法に近い解を優先的に選択しながら制約条件式(3.5)に沿って探索を進めるため、より少ない工程数で成形できる工程を見出せると考えられる。この自動探索法で得られた金型寸法で成形した場合の成形工程の特徴は、後述する 図 3.15 中 (a) の計算結果からも確認できた。

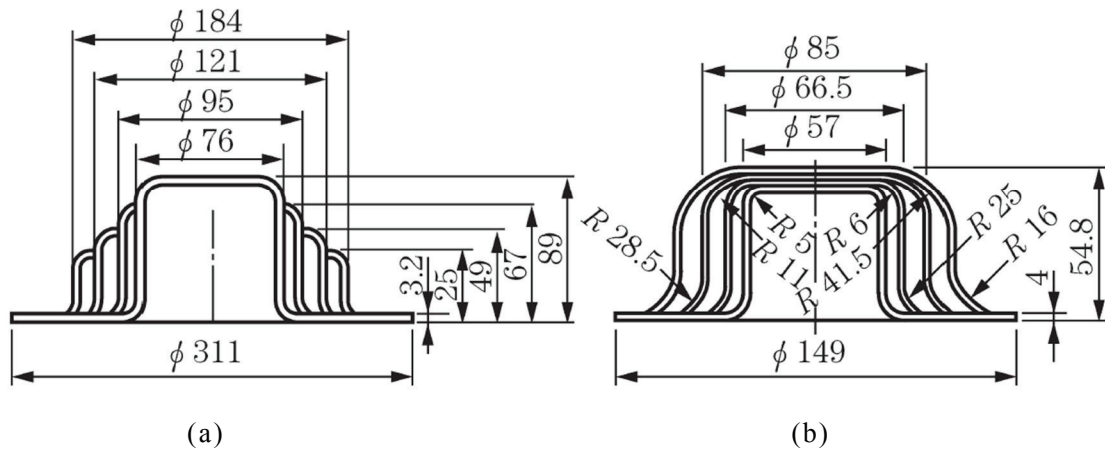


図 3.7 フランジ付き円筒深絞り形状の再絞り工程例

3.4 プレス成形シミュレーション結果

図 3.8 は、図 3.3 に示したフランジ付き円筒深絞り成形品の製品寸法に対して自動探索を行った場合の、目的関数 ξ の収束状況を示す。計算の終了判定は計算回数 N で定め $N=30$ とした。また、アルゴリズムにおける個体数 n は 10 個で、3.3.4 項 2) で示した板厚およびしわに対する制約条件を満たさない個体は、目的関数 $\xi = 0$ として選択の対象から除外した。図 3.9 は、各工程における絞り高さ h の解の推移を示す。第 1 工程で製品寸法に大きく近づき、第 2 工程でほぼ製品寸法に達していることがわかる。なお、絞り高さの解 h が製品寸法 h_{c0} に達した場合、もしくは製品寸法 h_{c0} より大きい解を生成した場合は、 $h=h_{c0}$

として計算を行った．図 3.10 は，各工程における板厚 t の推移を示す．各工程の成形限界板厚は式(3.4)で示した値とし，これを下回る場合は目的関数 $\xi = 0$ として選択の対象から除外した．図 3.11 は，各工程におけるダイ肩半径 r_d の解の推移，図 3.12 は，各工程におけるパンチ肩半径 r_p の解の推移，図 3.13 は，各工程におけるダイ径 d_d の解の推移を示す．ここで，各工程のパンチ肩半径 r_p とそれぞれのダイ径 d_d の間には，式(3.5)で示した関係を与えているため，両方の設計変数は同様の推移を示して収束した．図 3.14 は，各工程におけるフランジ径 d_f の推移を示す．フランジ径 d_f は，第 1 工程から製品寸法 $d_{f0}=34.0$ mm に近づき，第 2 工程以降フランジ径 d_f の寸法変化は小さくなった．このことは，式(3.6)の目的関数 ξ 中に \bar{d}_f の項を含んでいるため，計算の初期段階から成形後のフランジ部直径 d_f が製品寸法のフランジ部直径 d_{f0} に近くなり，第 2 工程以降成形しにくいフランジ部の変形を極力抑えた形の工程設計になっていることを示している．

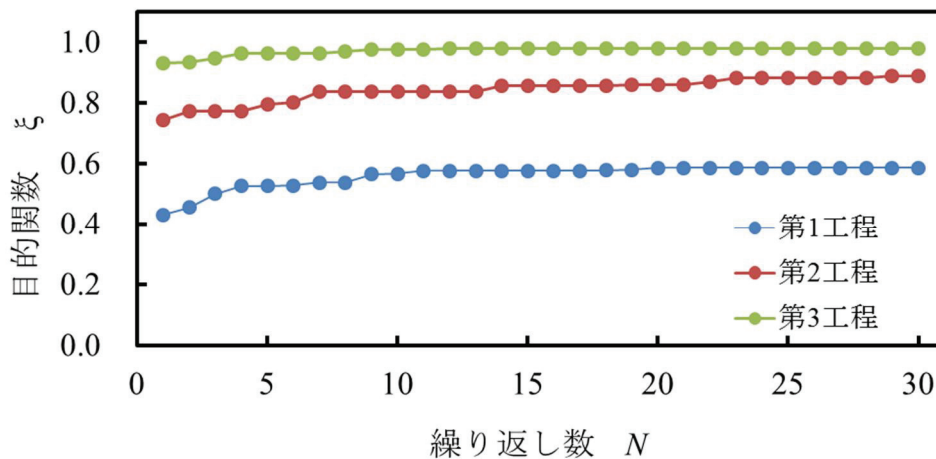


図 3.8 各工程における目的関数 ξ の推移

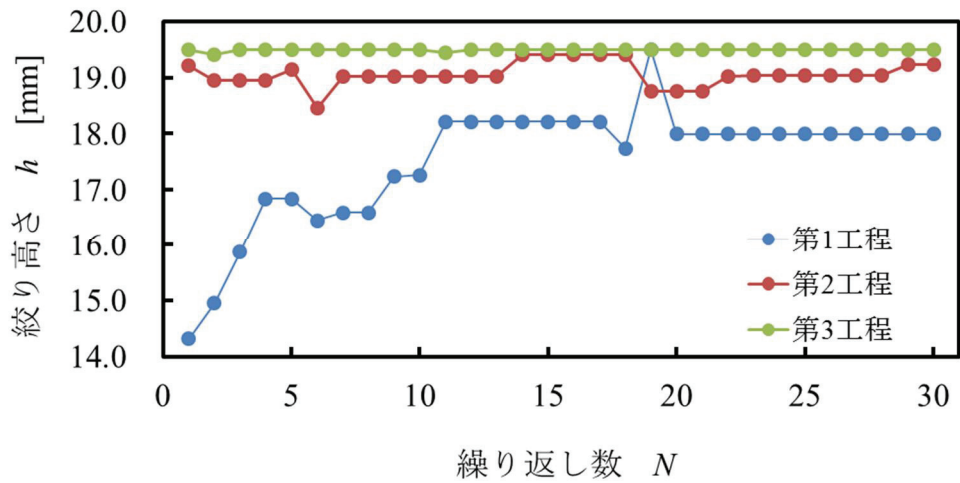


図 3.9 各工程における絞り高さ h の推移

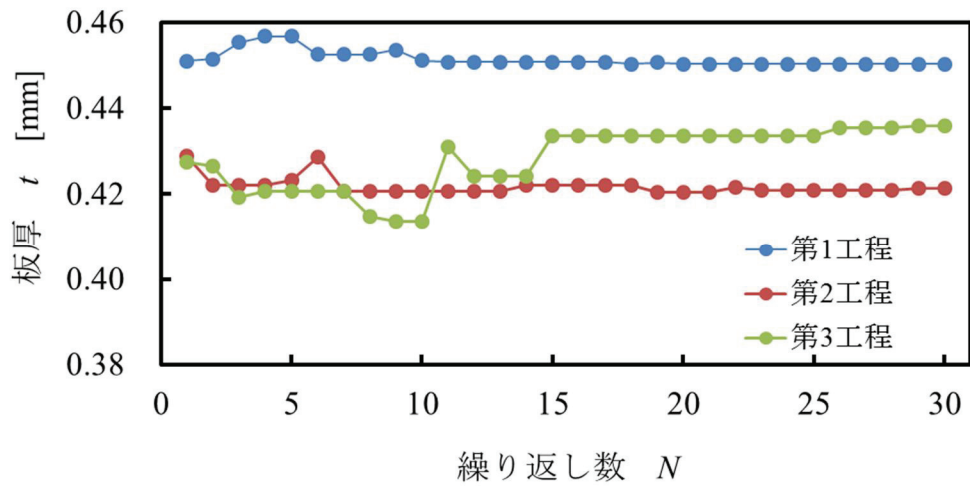


図 3.10 各工程における板厚 t の推移

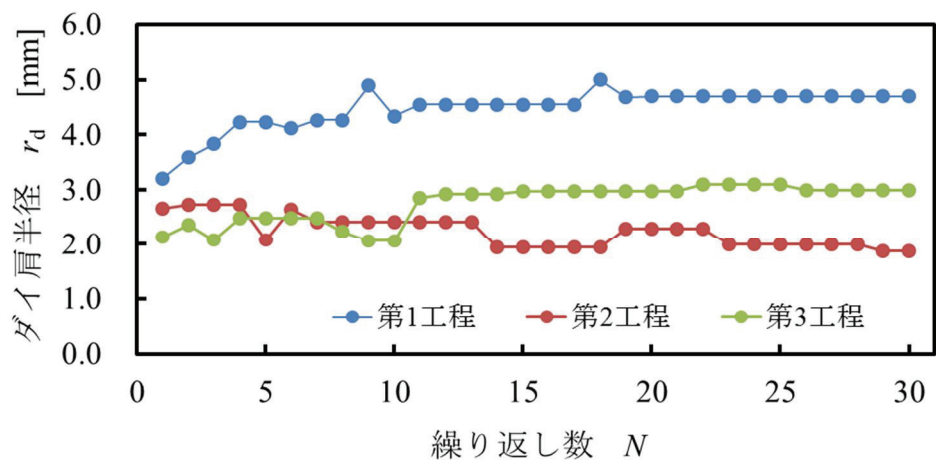


図 3.11 各工程におけるダイ肩半径 r_d の推移

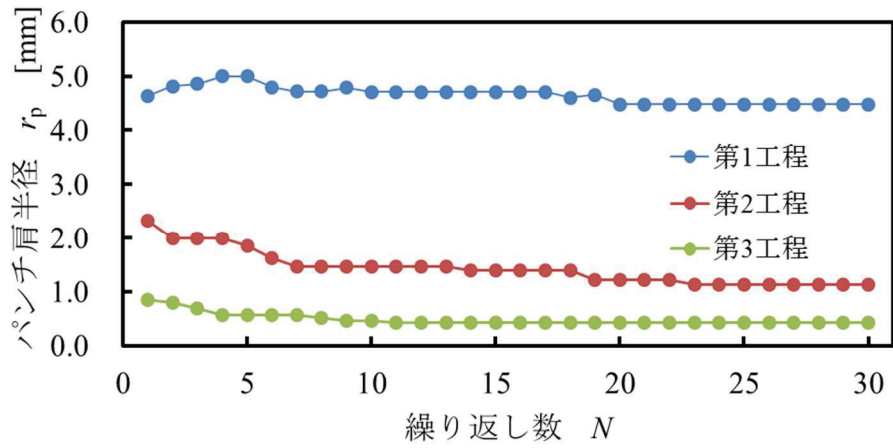


図 3.12 各工程におけるパンチ肩半径 r_p の推移

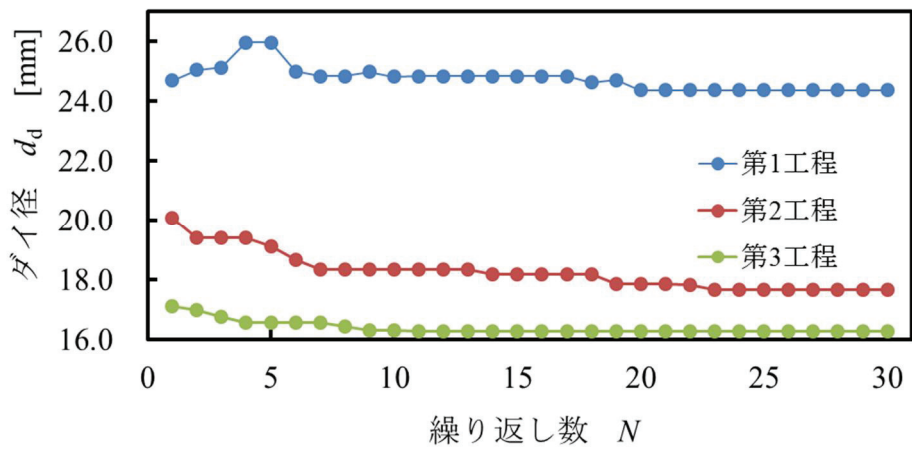


図 3.13 各工程におけるダイ径 d_d の推移

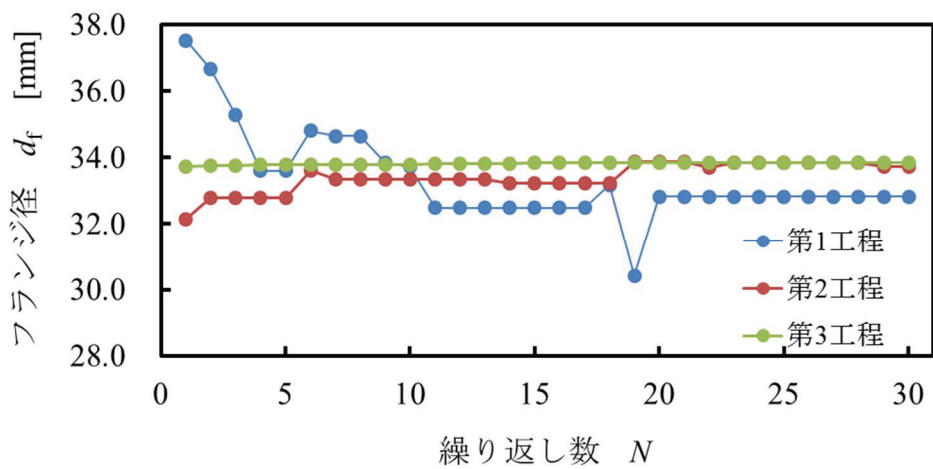


図 3.14 各工程におけるフランジ径 d_f の推移

表 3.4 は、本研究で提案する自動探索法で得られた、各工程における金型寸法を示す。また、表 3.5(p.25, 表 2.4 の再掲)は、自動探索法の成形結果と比較するため、Romanowski の設計公式を用いて求めた金型寸法を示す。表 3.4 および表 3.5 からわかるように、図 3.3 中の製品形状を成形するのに、提案した探索法と Romanowski の設計公式では、いずれも 4 工程を要した。

図 3.15 は、本研究で提案する自動探索法で得られた表 3.4 中の金型寸法、および Romanowski の設計公式を用いて求めた表 3.5 中の金型寸法で成形した場合の成形品の板厚の状態としわの大きさ ΔH を示す。Romanowski の設計公式による金型寸法では、第 2 工程で最小板厚が成形限界板厚 $t_a=0.4$ mm を大きく下回った。これに対して、式(3.6)の目的関数 ξ を用いた自動探索法によれば、図 3.3 中に示した寸法のフランジ付き円筒を、式(3.4)に示した板厚の制約条件を満たしながら、式(3.5)に示したしわによるフランジ部形状誤差の許容範囲内で達成することができた。

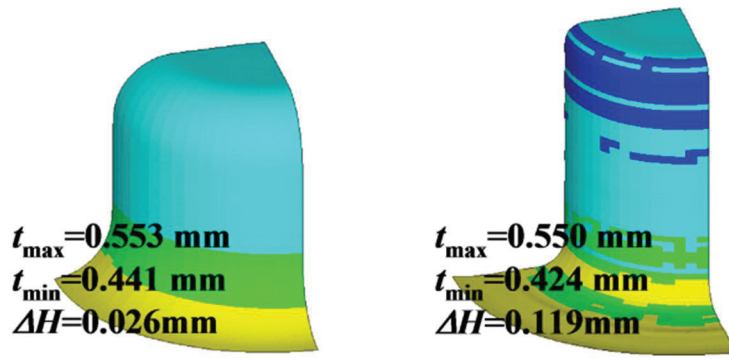
各工程の絞り率で定義される Romanowski の設計公式で得られたダイとパンチの寸法を用い、表 3.2 中実験条件 2 の摩擦係数でプレス成形シミュレーションを行った場合、第 2 工程で板厚が局所的に大きく減少してしまった。一方、提案した自動探索法では、一律に決められた絞り率で金型形状が決定されるのではなく、目的関数 ξ 中のフランジ部直径を製品寸法に近づける項 \bar{d}_f と絞り高さを製品寸法に近づける項 \bar{h}_c の効果により、第 1 工程からより絞り高さの大きい形状を探索していくため、以降の工程で破断することなく最終工程で製品形状を成形することができた。このことは、提案した自動探索法が、板厚やプレス成形品の寸法精度の制約条件を付与できない Romanowski の設計公式より優れていることを示唆する。

表 3.4 自動探索法で得られた各工程の金型寸法

設計変数	工程			
	1	2	3	4
ダイ径 d_d [mm]	24.37	17.65	16.25	16.00
クリアランス c [mm]	0.58	0.50	0.63	0.50
パンチ肩半径 r_p [mm]	4.48	1.13	0.43	0.30
ダイ肩半径 r_d [mm]	4.70	1.87	3.00	0.30
絞り高さ h [mm]	18.00	19.24	19.50	19.50

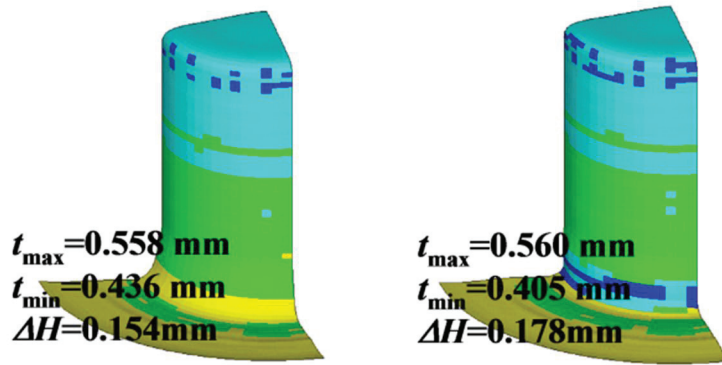
表 3.5 Romanowski の設計公式から得られた各工程の金型寸法

設計変数	工程			
	1	2	3	4
ダイ径 d_d [mm]	25.65	19.60	16.30	16.00
クリアランス c [mm]	0.58	0.55	0.51	0.50
パンチ肩半径 r_p [mm]	3.50	1.70	0.40	0.30
ダイ肩半径 r_d [mm]	3.50	3.00	2.00	0.30
絞り高さ h [mm]	12.00	16.00	19.10	19.50



第 1 工程

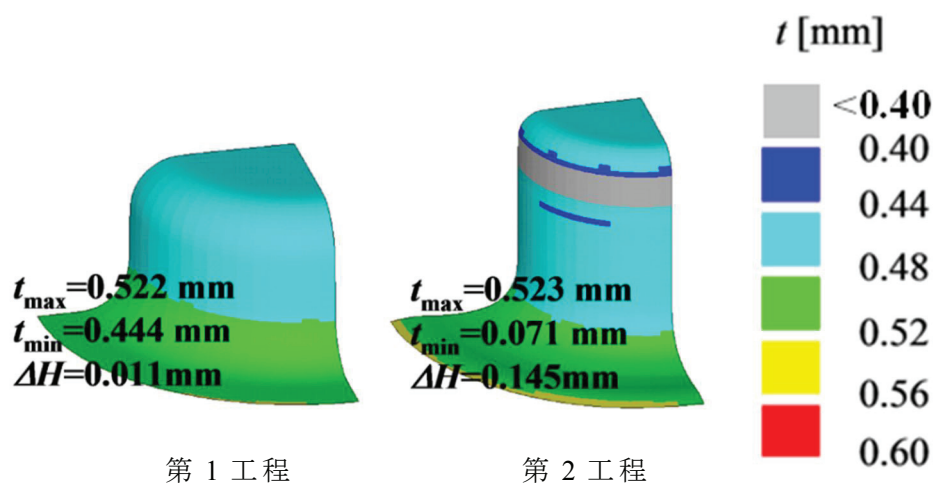
第 2 工程



第 3 工程

第 4 工程

(a) 自動探索法



第 1 工程

第 2 工程

(b) Romanowski の設計公式

図 3.15 板厚分布のシミュレーション結果

3.5 探索結果の検証実験

提案した探索法の有用性を検証するため、自動探索法で得られた表 3.4 中の金型寸法と Romanowski の設計公式を用いて求めた表 3.5 中の金型寸法で成形実験を行った。

成形実験に用いたブランク材は、初期板厚(呼び寸法) $t_0=0.5$ mm の SPCC (冷間圧延鋼板)とし、ブランク材の板厚 t_{0r} を測定した結果 $t_{0r} = 0.48$ mm であった。

図 3.16 は、検証実験に用いた円筒深絞り成形用金型を示す。また、プレス機はクランク式プレス機 (ワシノ機械製 PUX-45-KRC) を用いた。検証実験における潤滑条件は、プレス成形シミュレーションで用いた表 3.2 中の実験条件 2 に対応する表 3.6(p.38, 表 2.10 の再掲)中の実験条件 2 とし、パンチ肩部およびダイ肩部どちらも脱脂の状態とした。

図 3.17 は、それぞれの金型寸法で成形した結果を示す。図 3.17 中に示したように Romanowski の設計公式を用いて求めた金型寸法で成形した場合、第 2 工程の絞り高さ $h = 14.60$ mm (実測値)で破断したが、提案した探索法による金型寸法の場合は破断しなかった。

これは、各工程の絞り率で定義される Romanowski の設計公式で得られた金型寸法で成形した場合、フランジ部の直径が考慮されておらず、第 2 工程以降でフランジ部の形状を整えることが難しいため、パンチ肩部で板厚が減少し破断に至ったと考えられる。これに対して、提案した自動探索法では、一律に決められた絞り率で金型形状を決定するのではなく、目的関数 ξ 中のフランジ部直径を製品寸法に近づける項 \bar{d}_f と絞り高さを製品寸法に近づける項 \bar{h}_c の効果により、第 1 工程でフランジ径 d_f が製品寸法 d_{f0} に近づきながらより絞り高さの大きい形状を探索していくため、第 2 工程でパンチ肩部およびダイ肩部の形状を整えやすく、破断に至らない金型寸法を得ることができたと考える。

図 3.18 は、Romanowski の設計公式による金型寸法で成形した場合の、第 2

工程破断時に近い，絞り高さ $h=14.00$ mm に対応する板厚のプレス成形シミュレーション結果を示す．パンチ肩部近傍で板厚が局所的に減少し，**図 3.17(b)**中の第 2 工程に示した成形実験による破断位置と対応した．

表 3.6 フランジ付き円筒深絞り加工の実験条件

実験条件	潤滑状態	
	パンチ肩	ダイ肩
1	脱脂	潤滑
2	脱脂	脱脂
3	潤滑	潤滑
4	潤滑	脱脂

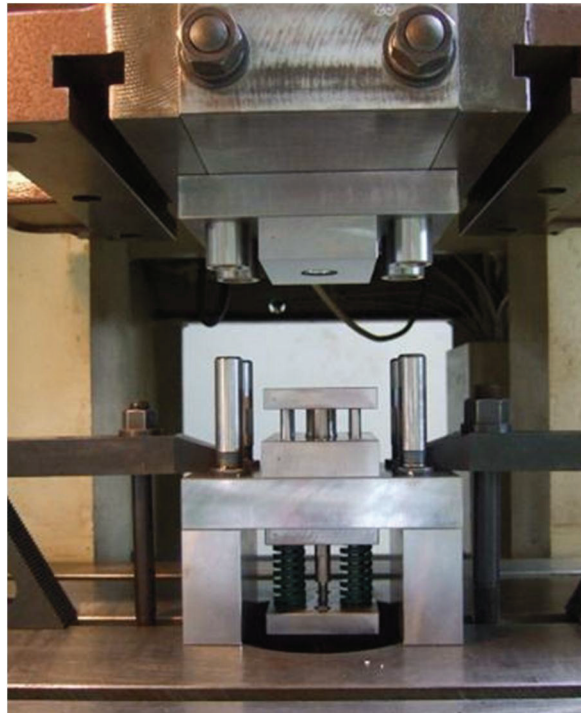
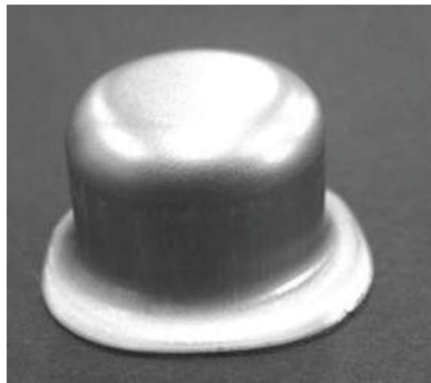
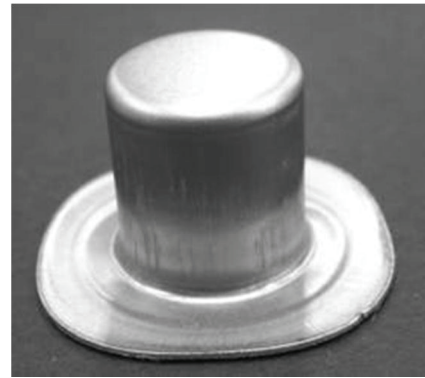


図 3.16 検証実験に用いた円筒深絞り成形用金型

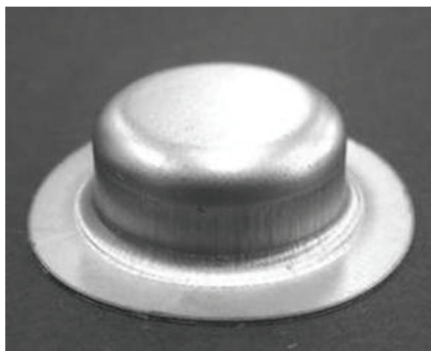


第 1 工程



第 2 工程

(a) 自動探索法



第 1 工程



第 2 工程($h=14.60$ mm)

(b) Romanowski の設計公式

図 3.17 自動探索法と Romanowski の設計公式による成形結果の比較

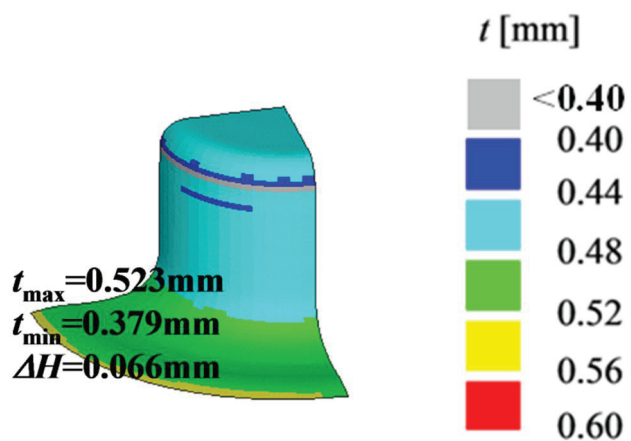


図 3.18 Romanowski の設計公式による第 2 工程破断時($h=14.00$ mm)のプレス成形シミュレーション結果

3.6 結 言

与えられた寸法のフランジ付き円筒深絞り形状を得るために必要な各成形工程の金型寸法を、遺伝的アルゴリズムを用いた数値シミュレーションで自動的に探索する方法を提案し、その有用性を冷間圧延鋼板の一つである SPCC 製フランジ付き円筒で検証した。

その結果、フランジ部直径、絞り高さ、円筒部外径それぞれの製品寸法に対する比率で構成される $\xi = \bar{d}_f \times \bar{h}_c \times \bar{d}_c$ を目的関数とし、板厚および寸法に対して①～④の条件を与えることにより、板厚の局所的な減少もなく、所定の寸法精度・形状精度に成形できる工程数と金型寸法を見出すことができた。

- ① 各工程のパンチ肩半径は、ダイ径に対する円筒底平坦部直径、パンチ肩半径、ダイとパンチとのクリアランスの関係式に最終工程の円筒底平坦部直径とクリアランスを適用し、それに基づいて決定する。
- ② プレス成形シミュレーションにおけるブランク成形限界板厚は、事前の成形実験で得られた破断部近傍の板厚をもとに決定する。
- ③ 各工程の限界板厚は、②で決定した成形限界板厚に各工程で段階的に減少させる量を加えて求める。
- ④ しわによるフランジ部形状誤差の許容範囲は、初期板厚を参考にして設定する。

また、提案した探索法の有用性を検証するため、多工程円筒深絞りの工程設計で一般的に用いられている、Romanowski の設計公式によって求めたダイとパンチの金型寸法でプレス成形シミュレーションを行った結果、第 2 工程でパンチ肩部の板厚が局所的に大きく減少した。一方、提案した自動探索法では、目的関数 ξ 中のフランジ部直径を製品寸法に近づける項 \bar{d}_f と絞り高さを製品寸法に近づける項 \bar{h}_c の効果により、第 1 工程からより絞り高さの大きい形状を探索していくため、以降の工程で破断することなく、最終工程で製品形状を成形

することができた。

最後に、プレス成形シミュレーションの計算結果を検証するため、自動探索法で得られた金型寸法と Romanowski の設計公式を用いて求めた金型寸法でそれぞれ成形実験を行った。その結果、Romanowski の設計公式を用いて求めた金型寸法で成形した場合、プレス成形シミュレーションの結果と同様に第 2 工程で破断した。しかし、提案した探索法によって求めた金型寸法で成形実験を行った場合は破断しなかった。また、破断した Romanowski の設計公式を用いて求めた金型寸法で成形した成形品の破断位置は、シミュレーションの板厚分布結果と対応しており、成形限界板厚によって判定する破断位置と同様の結果を得た。

第 3 章の参考文献

- 1) 茨城県工業技術センター平成 15 年度成果集：角形深絞り加工によるリチウムイオン電池ケースの開発支援，茨城県工業技術センター(2003),1.
- 2) 石崎プレス工業株式会社：<http://www.ispress.co.jp/p-keitai.html>
- 3) 北澤勉：燃料電池金属セパレータの加工技術，型技術，25,2(2010),34-37.
- 4) 白鳥達也：燃料電池用金属セパレータの成形技術，型技術，28,10(2013),56-60.
- 5) 伊藤隆志：工法転換事例に見る絞り加工の可能性，プレス技術，52,5(2014),40-43.
- 6) 荻田雅俊，竹内聖，稲田弘司，菅原広治，鶴見博幸：高精度絞り成形技術の開発，塑性と加工，48,563(2007),1060-1063.
- 7) 安部洋平：軽量自動車用部品のプレス成形技術の開発，塑性と加工，49,575(2008),1162-1163.
- 8) 安部重毅，渡部治郎，森謙一郎：自動車用スチールホイールの一体プレス成形における工程数削減と形状調整法，塑性と加工，48,554(2007),229-233.
- 9) 井関日出男，室田忠雄，加藤和典：円筒再絞り加工の数値シミュレーションによる再絞り比の算出法について，日本機械学会論文集 C 編，52,480(1986),2257-2264.
- 10) 井関日出男，室田忠雄，加藤和典：円筒再絞り加工の数値シミュレーションによる再絞り比の算出法について（第 2 報，最大ポンチ力の軽減化による再絞り比の算出法），日本機械学会論文集 C 編，54,505(1988),

- 2249-2256.
- 11) 井関日出男, R.Sowerby, 加藤和典 : 円筒再絞り加工の数値シミュレーションによる再絞り比の算出法について (第3報, 最大再絞りエネルギーの減少化による再絞り比の算出法), 日本機械学会論文集 C 編, 54,508 (1988), 3106-3114.
 - 12) 井関日出男, R.Sowerby : 円筒再絞り加工の数値シミュレーションによる再絞り比の算出法について (第4報, 多目的最適化理論の妥協解の最大成分最小化法による再絞り比の算出法), 日本機械学会論文集 C 編, 54,508 (1988), 3115-3121.
 - 13) 福田智弘 : CAE 活用によるプレス金型製作の納期短縮とコスト削減, プレス技術, 53,3 (2015), 32-35.
 - 14) 岩崎雅博 : CAE 活用による問題点の事前予測で生産準備期間を短縮化, プレス技術, 51,2 (2013), 23-27.
 - 15) 堤真人, 氏原寛泰 : CAE 活用によるトライ回数削減への取り組みとメーカーとしての CAE 活用支援, プレス技術, 51,2 (2013), 44-47.
 - 16) 仲町英治, 本田正, 中易秀敏, 片山傳生, 中村康範 : 有限要素法・離散化最適化手法による板材成形用金型最適設計, 塑性と加工, 39, 446 (1998), 247.
 - 17) 久保幹雄, João Pedro PEDROSO : メタヒューリスティックスの数理, 共立出版(2009),61-64.
 - 18) 穴井宏和 : 数理最適化の実践ガイド, 講談社(2013), 85-90.
 - 19) 日本塑性加工学会編 : 塑性加工便覧, コロナ社(2006), 485.

- 20) 吉村英徳：塑性加工解析に必要な FEM ①基礎，塑性と加工，55, 637
(2014) ,117-124.
- 21) 中村和彦，桑原利彦：プレス絞り加工，日刊工業新聞社 (2002) , 18.
- 22) 吉田亨：塑性加工解析に必要なソフトウェアスキル ①FEM コード編，
56,649 (2015) ,124-128.
- 23) 日本塑性加工学会編：プレス絞り加工，コロナ社(1994) , 42-43.

4. 分散分析を援用したプレス成形シミュレーションによる 成形性の推定

4.1 緒言

プレス成形の成形性に影響を及ぼす因子として被成形材の板厚や材料特性，工具形状，そして摩擦・潤滑条件があげられる¹⁾。この中で，板厚や材質，成形品形状は製品の機能上変更することはできないが，金型と被成形材が接触する部位の摩擦係数を変化させることは可能である。金型各部の摩擦係数を変化させ，必要とする製品の成形性を向上させることができれば，難成形材や複雑な形状の成形に応用できると考えられる。

プレス成形における潤滑に関する研究は，古くからなされている^{2)・6)}。しかし，多工程を要する成形工程において，板材と金型のパンチ肩部，ダイ肩部およびしお抑え等の摩擦係数の違いが，プレス成形性に及ぼす影響を分析した研究は見られない。

最近では，プレス成形用金型の長寿命化を目的に表面処理技術の活用が検討されている^{7)・8)}。表面処理の種類にはいくつかあるが，例えば物理的現象を利用して皮膜を生成する物理的蒸着法(PVD)では，摩擦係数 $\mu = 0.14$ 程のTi系硬質膜や $\mu = 0.50$ 程のV系硬質膜の皮膜処理が可能であり^{9)・10)}，プレス成形用金型の表面処理に利用されている。また，PVDコーティングはマスクング処理が可能で，これによって部分的に摩擦係数を変えることができる¹¹⁾。

このように，コーティング膜の種類を変えることによって摩擦係数を変化させることができ，金型のパンチおよびダイ部表面に皮膜を生成することによって成形性を向上させることが技術的に可能である。

これに対して，第2章では，金型表面の潤滑材の有無によって摩擦係数を変化させ，2工程の円筒深絞り成形実験を行った。そしてその実験結果から得た成形品の板厚分布より，複数工程の絞り成形において，金型のパンチ肩部およ

びダイ肩部の摩擦係数を変えることで成形性を改善できることが分かった。また、実際の成形実験とプレス成形シミュレーションの結果を比較し、フランジ付き円筒深絞り成形における破断時の板厚から、プレス成形シミュレーションにおける破断判定基準を見出した。

これらを踏まえて、本章では、多工程を要する成形工程において、ブランクと金型のパンチ肩部、ダイ肩部およびしわ抑えの摩擦係数の違いがプレス成形性に及ぼす影響を、第2章で得たプレス成形シミュレーションにおける破断判定基準を考慮しながら、プレス成形シミュレーションと実験計画法の分散分析¹²⁾を用いて検討した。また、これらの検討結果の妥当性を2工程のフランジ付き円筒深絞り加工の成形実験で検証した。

4.2 分散分析

4.2.1 直交表 L_{27} による因子の割り付け

円筒深絞り加工の成形性に影響を及ぼすと考えられる金型各部の摩擦係数としわ抑え圧力の影響を、直交表 L_{27} を用いた分散分析で検討した。表 4.1 は、選んだ五つの因子とそれぞれの水準を示す。摩擦係数については、図 4.1(p.25, 図 2.6 の再掲)中のパンチ肩部、ダイ肩部、ダイフェイスおよびしわ抑え面の4箇所を検討対象とした。ブランクと金型との摩擦係数は摺動試験で得た表 4.2(p.32, 表 2.7 の再掲)の値を参考にして、成形性に及ぼす摩擦係数の影響を明らかにするため、0.1~0.5 の広範囲とした。また、しわ抑え圧力 p_H は、式(4.1)¹³⁾から求められる 2.5 MPa を基準に、実際に成形する金型のしわ抑え圧力を考慮して 1.25~5.0 MPa の範囲とした。そして、ブランクと金型接触部の摩擦係数の影響について注目した摩擦係数 A~D の4因子の場合と、絞り成形の成形性に影響の大きい¹⁴⁾しわ抑え圧力 E を含む5因子について実験計画法による分散分析を行った。

$$p_H = (\sigma_Y + \sigma_B) / 200 \quad (4.1)$$

ここで、 σ_Y は SPCC の降伏応力、 σ_B は引張強さである。

表 4.3 は、表 4.1 中の摩擦係数 $A \sim D$ の 4 因子を、直交表 L_{27} に対して割り付けたものである。ここでは、加藤ら²⁾が示すパンチ肩部もしくはダイ肩部の潤滑剤の違いによる限界絞り比の変化に着目し、パンチ肩部の因子 A とダイ肩部の因子 B およびダイ肩部と連続するダイフェイス部の因子 C の主効果について注目した。また、ダイ肩部とダイフェイス部が連続していることから、 A と B および A と C 間の交互作用を想定して割り付けを行った。表 4.4 は、直交表 L_{27} に対して交互作用の出る列を示した表である。今回のように第 1 列目に A 、第 2 列目に B を割り付けた場合、表 4.4 中の 1 行目と 2 列目の交わった所の数字を見出す。この場合 3 と 4 が示されるので因子 A と因子 B の交互作用は第 3 列目と第 4 列目に現れることがわかる。したがって第 3 列目と第 4 列目には因子を割り付けずに開けておく。次に第 5 列目に C を割り付けると表 4.4 より A (1 行目) と C (5 列目) の交互作用が第 6 列目と第 7 列目に現れるため、この列を空けて割り付けた。また、 A と B および C の主効果について注目していることから、残りの D は交互作用を持たないか、もしくは小さいと仮定して任意の列に割り付けた。この割り付け表をもとに、直交表 L_{27} に従ってプレス成形シミュレーションを行った。表 4.5 は、 L_{27} の直交表を示す。表 4.5 中の列番号は表 4.4 より割り付けた表 4.3 中の列番号に対応し、直交表 L_{27} 中の数字 1, 2, 3 は各因子の水準に相当する。表 4.5 中の直交表 L_{27} に表 4.3 中の 4 因子をあてはめると、1 列目に A 、2 列目に B 、5 列目に C 、9 列目に D が対応し、各実験の組み合わせは、実験 No.1 が $A_1B_1C_1D_1$ 、実験 No.2 が $A_1B_1C_2D_2 \dots$ (以下略) となった。

表 4.6 は、表 4.1 中の摩擦係数 $A \sim D$ としわ抑え圧力 E の 5 因子を、直交表 L_{27} に対して割り付けたものである。主効果および交互作用に関する配列は表 4.3 の場合と同じ要領で決めた。

表 4.1 分散分析の対象とした 5 因子と各水準

因子	水準		
	1	2	3
[$\mu_1 \sim \mu_4$: 摩擦係数]			
A (μ_1 : ブランク/パンチ肩)	0.1	0.3	0.5
B (μ_2 : ブランク/ダイ肩)	0.1	0.3	0.5
C (μ_3 : ブランク/ダイフェイス)	0.1	0.3	0.5
D (μ_4 : ブランク/しわ抑え)	0.1	0.3	0.5
E (p_H : しわ抑え圧力) [MPa]	1.25	2.5	5.0

表 4.2 摺動試験によって測定した摩擦係数

摺動速度 [mm/min]	対象面		
	素材面 潤滑無	素材面 潤滑有	テフロン面 潤滑無
1	0.467	0.116	0.063
10	0.468	0.162	0.094
100	0.464	0.160	0.125
1,000	0.354	0.164	0.189
5,000	0.327	0.162	0.264

表 4.3 直交表 L_{27} に対する 4 因子 ($A \sim D$) の割り付け表

列	1	2	3	4	5	6	7
因子	A	B	$A \times B$	$A \times B$	C	$A \times C$	$A \times C$
列	8	9	10	11	12	13	
因子	$B \times C$	D		$B \times C$			

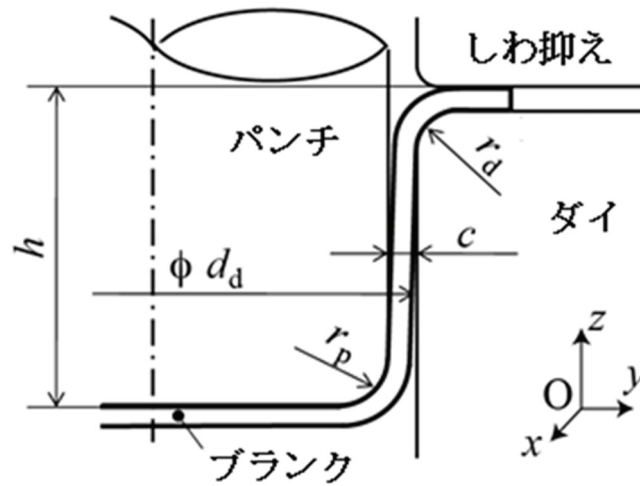


図 4.1 金型各部の寸法記号と形状

表 4.4 直交表 L_{27} における列間の交互作用

列	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
(1)	3	2	2	6	5	5	9	8	8	12	11	11	
	4	4	3	7	7	6	10	10	9	13	13	12	
(2)	1	1	8	9	10	5	6	7	5	6	7		
	4	3	11	12	13	11	12	13	8	9	10		
(3)	1	9	10	8	7	5	6	6	7	5			
	2	13	11	12	12	13	11	10	8	9			
(4)	10	8	9	6	7	5	7	5	6				
	12	13	11	13	11	12	9	10	8				
(5)	1	1	2	3	4	2	4	3					
	7	6	11	13	12	8	10	9					
(6)	1	4	2	3	3	2	4						
	5	13	12	11	10	9	8						
(7)	3	4	2	4	3	2							
	12	11	13	9	8	10							
(8)	1	1	2	3	4								
	10	9	5	7	6								
(9)	1	4	2	3									
	8	7	6	5									
(10)	3	4	2										
	6	5	7										
(11)	1	1											
	13	12											
(12)	1												
	11												

表 4.5 直交表 L_{27}

列番 No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	2
3	1	1	1	1	3	3	3	3	3	3	3	3	3
4	1	2	2	2	1	1	1	2	2	2	3	3	3
5	1	2	2	2	2	2	2	3	3	3	1	1	1
6	1	2	2	2	3	3	3	1	1	1	2	2	2
7	1	3	3	3	1	1	1	3	3	3	2	2	2
8	1	3	3	3	2	2	2	1	1	1	3	3	3
9	1	3	3	3	3	3	3	2	2	2	1	1	1
10	2	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
11	2	1	2	3	2	3	1	2	3	1	2	3	1
12	2	1	2	3	3	1	2	3	1	2	3	1	2
13	2	2	3	1	1	2	3	2	3	1	3	1	2
14	2	2	3	1	2	3	1	3	1	2	1	2	3
15	2	2	3	1	3	1	2	1	2	3	2	3	1
16	2	3	1	2	1	2	3	3	1	2	2	3	1
17	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3	3	1	2
18	2	3	1	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3
19	3	1	3	2	1	3	2	1	3	2	1	3	2
20	3	1	3	2	2	1	3	2	1	3	2	1	3
21	3	1	3	2	3	2	1	3	2	1	3	2	1
22	3	2	1	3	1	3	2	2	1	3	3	2	1
23	3	2	1	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2
24	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2	2	1	3
25	3	3	2	1	1	3	2	3	2	1	2	1	3
26	3	3	2	1	2	1	3	1	3	2	3	2	1
27	3	3	2	1	3	2	1	2	1	3	1	3	2

表 4.6 直交表 L_{27} に対する 5 因子 ($A \sim E$) の割り付け表

列	1	2	3	4	5	6	7
因子	E	A	$A \times E$	$A \times E$	B	$B \times E$	$B \times E$
列	8	9	10	11	12	13	
因子	$C \times E$	C	$C \times E$			D	

4.2.2 分散分析の計算手順

一般にデータ x_1, x_2, \dots, x_N が与えられているとき、このデータのばらつきは、

個々のデータの平均値 $\bar{x} = \frac{\sum x_i}{N}$ からの偏差の 2 乗和 $\sum (x_i - \bar{x})^2$ として表され

る。全実験データのばらつきは、全変動と呼び、式(4.2)によって置き換えられる。

$$S_T = \sum (x_i - \bar{x})^2 = \sum x_i^2 - CF \quad (4.2)$$

ここで CF は、修正項と呼ばれ、式(4.3)で表される。

$$CF = \frac{(\sum x_i)^2}{N} \quad (4.3)$$

(x_i : データ, N : 全データ数, $i=1, 2, \dots, N$)

分散分析は、その全変動 S_T のばらつきを式(4.4)の様に原因別に分解すること
で、因子の影響度を分析する方法である。

$$S_T = \sum S_j + S_e \quad (4.4)$$

ここで、 S_j は各因子の変動、 S_e は誤差因子の変動で、それぞれ式(4.5)、式(4.6)
で表される。

$$S_j = \frac{(\sum x_{j1})^2 + (\sum x_{j2})^2 + (\sum x_{j3})^2}{N_j} - CF \quad (4.5)$$

(x_{jk} : 因子 j の水準 $k(=1,2,3)$ のデータ, N_j : 因子 j のデータ数)

$$S_e = S_T - \sum S_j \quad (4.6)$$

また, 変動を自由度で除したものを分散と呼び, 各因子の分散 V_j , 誤差因子の分散 V_e は, 各因子の自由度を f_j , 誤差因子の自由度を f_e とすると, 式(4.7), (4.8)の様に表される.

$$V_j = \frac{S_j}{f_j} \quad (4.7)$$

$$V_e = \frac{S_e}{f_e} \quad (4.8)$$

あわせて, 全変動に対して各因子の変動の割合を示したものを寄与率 ρ_j と呼び, 式(4.9)で表される.

$$\rho_j = (S_j - f_j V_e) \times 100 \quad (4.9)$$

以上の変動の大きさおよび寄与率を分散分析表としてまとめ, 分析を行う. ただし, 採取した N 個のデータが偶然の一致により寄与率が高くなり, 分析結果に偏りが生じる場合が考えられる. これに対して, 式(4.10)の分散比 F_0 を用いて検定を行う.

$$F_0 = \frac{V_j}{V_e} \quad (4.10)$$

ここで $F_0=1$ の場合, 分散 V_j で表される偏りが小さく当該因子の影響は小さいと考えることができる. また F_0 の値が大きいほど当該因子の影響が大きいことになる.

4.2.3 プレス成形シミュレーションモデル

分散分析の対象とした成形品の製品形状は、**図 4.2**(p.20, **図 2.5** の再掲)に示すフランジ付き円筒深絞り形状とした。また、ブランクは、一般的に用いられている初期板厚 $t_0=0.5$ mm の SPCC(冷間圧延鋼板)とした。SPCC の実用限界絞り率は、0.60~0.65 である¹⁵⁾。これに対して**図 4.2** に示した本成形品の総絞り率は約 0.33 であるため、多工程の絞り加工が必要となる。

プレス成形シミュレーションには、2.5 節同様、市販の有限要素解析プログラム ANSYS/LS-DYNA を用い、シミュレーションモデルは**図 4.3** で示した構成とした。計算に用いた材料特性値は、**表 4.7**(p.48, **表 2.13** の再掲)に示す値とし、加工硬化特性は式(4.11)¹⁶⁾で与えられる Swift モデルを用いた。

$$\sigma_Y = K(\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n \quad (4.11)$$

ここで、 σ_Y は降伏応力、 K は塑性係数、 ε_0 は降伏時の初期ひずみ、 ε_p は塑性ひずみ、 n は加工硬化指数である。

4.2.4 成形性評価指標とその要因効果 (4 因子の場合)

多工程プレス成形用金型寸法の決定には、Romanowski の設計公式が広く用いられている。Romanowski の設計公式によれば、**図 4.2** のフランジ付き円筒は 4 工程となり、各工程における金型寸法は**表 4.8**(p.25, **表 2.4** の再掲)に示す値になる。ただし、Romanowski の設計公式では、ブランクと金型との摩擦係数やブランクの材料特性は考慮されていない。また、成形品の破断やしわの発生も予測できない。しかし、実際のプレス成形品には破断やしわが無く、より絞り高さの大きい形状が求められている。そこで、成形品の最小板厚としわおよび絞り高さに注目することによって、以下に示す 3 つの成形性評価指標を考案し、**図 4.2** に示したフランジ付き円筒の成形性に及ぼすブランクと金型との摩擦係数の影響を、これらの指標を用いて**表 4.8** 中の第 1 工程の金型に対して検討した。

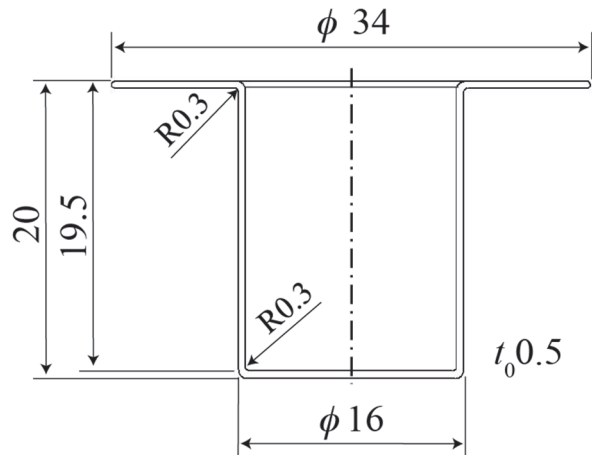


図 4.2 分散分析の対象としたフランジ付き円筒深絞り成形品の製品寸法

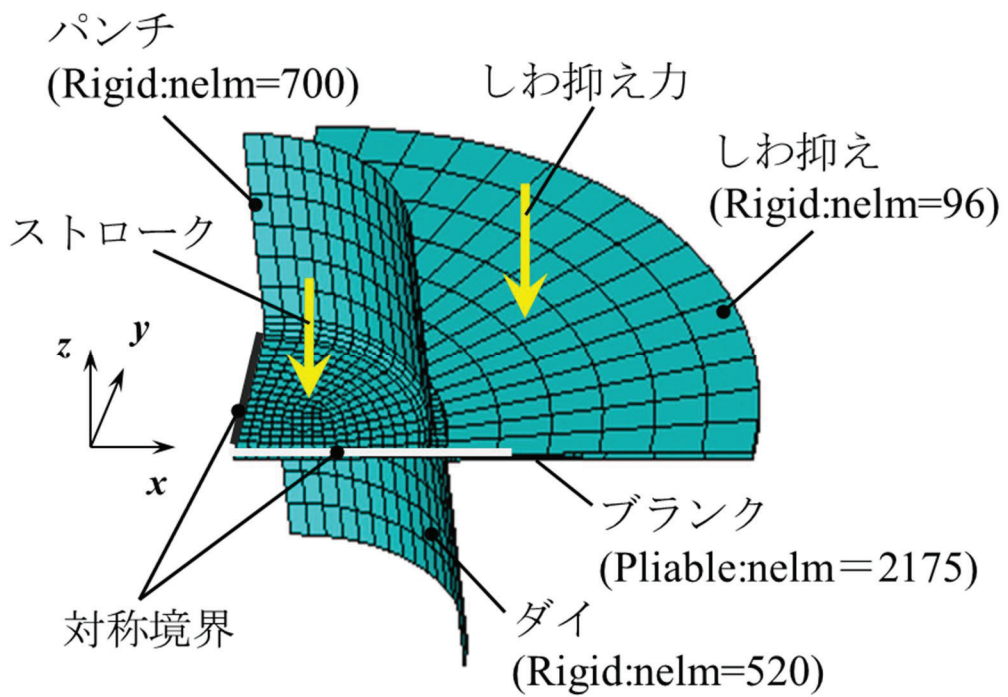


図 4.3 シミュレーションモデルの概観

表 4.7 プレス成形シミュレーションで用いた材料特性値

材料特性		値
ヤング率 E	[GPa]	210
ポアソン比		0.30
密度 ρ	[kg/m ³]	7,872
塑性係数 K	[GPa]	0.713
加工硬化指数 n		0.191
r_{00}		1.67
r_{45}		1.27
r_{90}		1.92

表 4.8 Romanowski の設計公式から得られた各工程の金型寸法

設計項目	工程			
	1	2	3	4
ダイ径 d_d [mm]	25.65	19.60	16.30	16.00
クリアランス c [mm]	0.58	0.55	0.51	0.50
パンチ肩半径 r_p [mm]	3.50	1.70	0.40	0.30
ダイ肩半径 r_d [mm]	3.50	3.00	2.00	0.30
絞り高さ h [mm]	12.00	16.00	19.10	19.50

1) 絞り高さと最小板厚に注目した場合

絞り高さ h が大きいほど、また成形後の最小板厚 t_{\min} が大きいほど破断しにくく成形しやすい条件であると考え、 h と t_{\min} を掛け合わせて成形性評価指標とした。式(4.12)は絞り高さ h と成形後の最小板厚 t_{\min} を掛け合わせて構成した成形性評価指標 ζ_1 を示す。

$$\zeta_1 = h \times t_{\min} \quad (4.12)$$

なお、 h :絞り高さ、 t_{\min} :成形後の最小板厚である。

図 4.4 は、表 4.1 中の 4 つの摩擦係数 $A \sim D$ の割り付け表である表 4.3 に対して直交表 L_{27} で求めた成形性評価指標 ζ_1 を示す。摩擦係数 $A \sim D$ の水準の組み合わせによって、 ζ_1 は 5.87~2.19 の間で変化した。表 4.9 は、図 4.4 の分散分析結果をまとめたものである。 ζ_1 に及ぼす影響が大きい因子は、表 4.9 中の分散比 F_0 の大きい順に B のダイ肩部摩擦係数 μ_2 、 A と B の交互作用 $A \times B$ 、つづいて A のパンチ肩部摩擦係数 μ_1 であり、 C のダイフェイス部摩擦係数 μ_3 や D のしわ抑え部摩擦係数 μ_4 などの影響は小さかった。

図 4.5 は、図 4.4 から求めた、パンチ肩部摩擦係数 A とダイ肩部摩擦係数 B の ζ_1 に及ぼす主効果を示す。 A および B の添え字はそれぞれ、表 4.1 中の水準 1, 2, 3 に対応する。 ζ_1 に及ぼす両因子の主効果は大きく異なった。すなわち、 A の場合は摩擦係数が 0.1~0.5 に高くなることで ζ_1 は 3.91~4.70 にわずかに増大したのに対し、分散比 F_0 が最大であった B の場合はそれとは逆に摩擦係数が低くなるにつれて ζ_1 は 2.75~5.78 に大きく増大した。このことは、パンチ肩部の摩擦係数が高いと図 4.1 中の円筒部の成形がしやすくなったこと、またダイ肩部の摩擦係数が低いとダイ肩部でのブランクの流れ込みが容易であったことを示唆し、2.4.3 項に示したプレス成形実験のパンチ肩部およびダイ肩部の摩擦係数の影響と同様の傾向を示す結果になった。

図 4.6 は、図 4.4 から求めた A と B の ζ_1 に及ぼす交互作用を示す。 ζ_1 に及

ぼす B の効果は A の水準によらず同じような傾向を示し、 A と B 、すなわちパンチ肩部摩擦係数とダイ肩部摩擦係数は、お互いの効果に影響を与えることなく、それぞれが独立した因子であることが確認できた。

表 4.9 図 4.4 の分散分析結果

因子	S	f	V	F_0	ρ [%]
$A(\mu_1)$	4.02	2	2.01	94.55	7.43
$B(\mu_2)$	43.23	2	21.62	1017.66	80.79
$C(\mu_3)$	0.13	2	0.07	3.16	0.17
$D(\mu_4)$	0.02	2	0.01	0.41	
$A \times B$	5.75	4	1.44	67.62	10.59
$A \times C$	0.08	4	0.02	0.94	
$B \times C$	0.10	4	0.03	1.23	0.04
e	0.13	6	0.02		
合計	53.46	26			

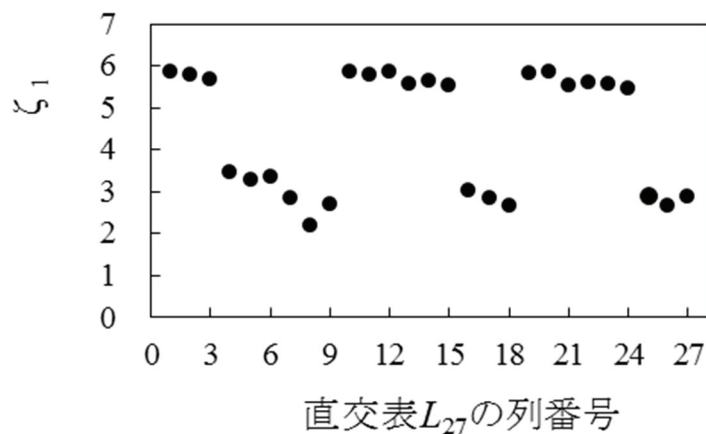


図 4.4 表 4.3 に対して直交表 L_{27} で求めた成形性評価指標 ζ_1

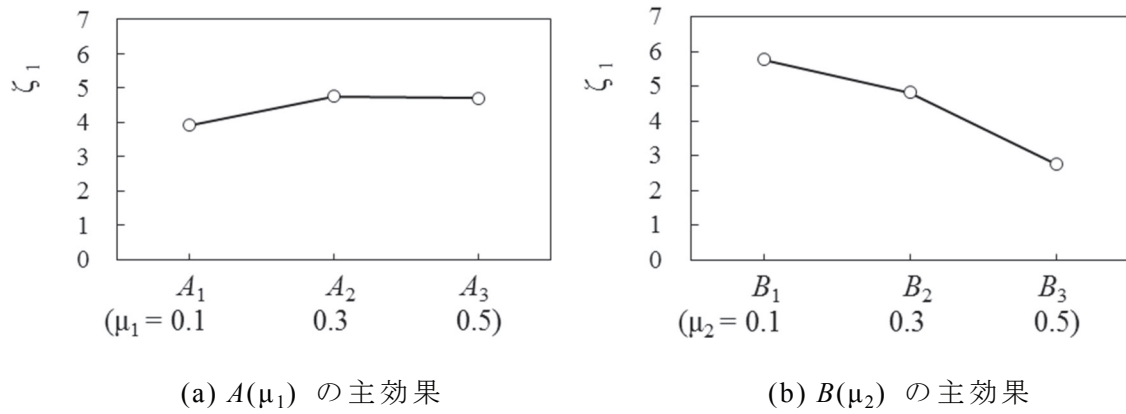


図 4.5 図 4.4 から求めた因子 $A(\mu_1)$ と $B(\mu_2)$ の主効果

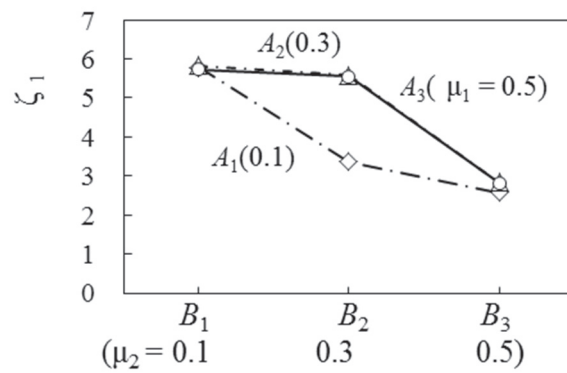


図 4.6 図 4.4 から求めた因子 $A(\mu_1)$ と $B(\mu_2)$ の交互作用

2) 絞り高さとお小板厚およびしわの影響を考慮した場合

絞り高さ h と成形後の最小板厚 t_{\min} を掛け合わせた成形性評価指標 ζ_1 を用いた場合、2.4.3 項に示したプレス成形実験のパンチ肩部およびダイ肩部の摩擦係数の影響と同様の傾向を示す結果になった。しかしながら ζ_1 では、フランジ部のしわの影響を考慮していないため、 ζ_1 に対して負の要因であるしわの程度が大きくなると評価指標が小さくなるように考慮し、式(4.13)に示す成形性評価指標 ζ_2 を検討した。

$$\zeta_2 = h \times t_{\min} / (z_{\max} - z_{\min}) \quad (4.13)$$

なお、 h :絞り高さ、 t_{\min} :成形後最小板厚、 z_{\max} :成形品円筒部底面を基準とした成形後のフランジ部外周節点 z 座標の最大値、 z_{\min} : 同じく成形後のフランジ部外周節点 z 座標の最小値である。

図 4.7 は、表 4.1 中の 4 つの摩擦係数 $A \sim D$ の割り付け表である表 4.3 に対して直交表 L_{27} で求めた成形性評価指標 ζ_2 を示す。摩擦係数 $A \sim D$ の水準の組み合わせによって ζ_2 は 20~876 の間で変化した。表 4.10 は、図 4.7 の分散分析結果をまとめたものである。 ζ_2 に及ぼす影響が大きい因子は、表 4.10 中の分散比 F_0 の大きい順に B のダイ肩部摩擦係数 μ_2 、 C のダイフェイス部摩擦係数 μ_3 、つづいて A のパンチ肩部摩擦係数 μ_1 であり、 D のしわ抑え部摩擦係数 μ_4 などの影響は小さかった。

図 4.8 は、図 4.7 から求めた、パンチ肩部摩擦係数 A とダイ肩部摩擦係数 B の ζ_2 に及ぼす主効果を示す。 ζ_2 に及ぼす両因子の主効果は、 ζ_1 に対する状況と大きく異なった。すなわち、分散比 F_0 が最大であった B の場合は、 ζ_1 の時と同じく摩擦係数が低くなるにつれて ζ_2 は 283~592 に大きく増大したが、 A の場合は摩擦係数が 0.1~0.5 に高くなることで ζ_2 は 414, 475, 336 へと変動し顕著な傾向が見いだせなかった。成形性評価指標 ζ_2 を用いた分散分析結果は、ダイ肩部の摩擦係数が低いとダイ肩部でブランクが流れ込みやすいことを

示唆したが、パンチ肩部の摩擦係数の影響については、2.4.3項に示したプレス成形実験の摩擦係数の影響と逆の傾向を示す結果になった。

このことから、しわを考慮するために検討した成形性評価指標 ζ_2 では、パンチ肩部の摩擦係数の影響を反映できないと判断した。

表 4.10 図 4.7 の分散分析結果

因子	S	f	V	F_0	$\rho[\%]$
$A(\mu_1)$	87,160	2	43,580	1.74	3.74
$B(\mu_2)$	474,756	2	237,378	9.45	42.96
$C(\mu_3)$	132,465	2	66,233	2.64	8.32
$D(\mu_4)$	11,284	2	5,642	0.22	
$A \times B$	16,357	4	4,089	0.16	
$A \times C$	41,569	4	10,392	0.41	
$B \times C$	73,944	4	18,486	0.74	
e	150,668	6	25,111		
合計	988,202	26			

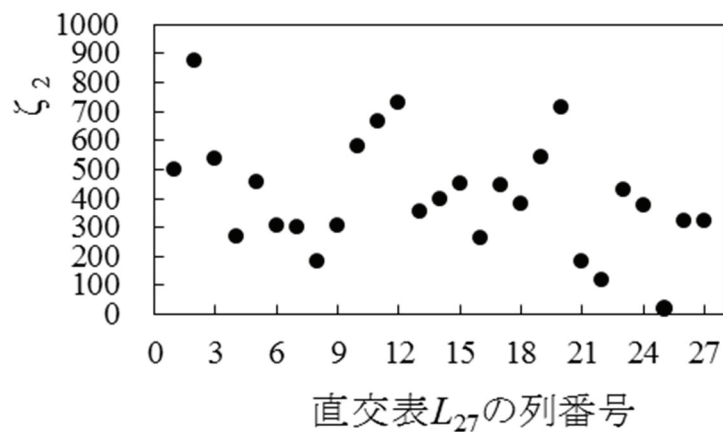


図 4.7 表 4.3 に対して直交表 L_{27} で求めた成形性評価指標 ζ_2

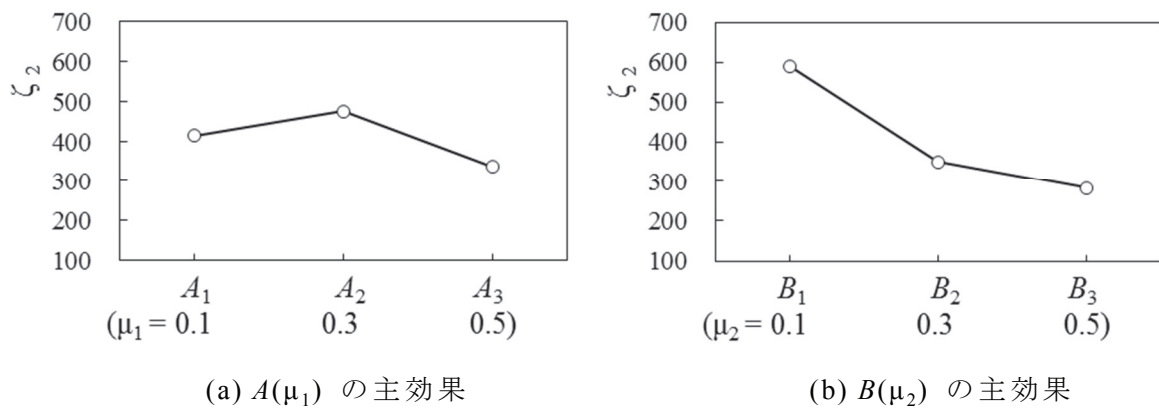


図 4.8 図 4.7 から求めた因子 $A(\mu_1)$ と $B(\mu_2)$ の主効果

3) 提案する成形性評価指標

式(4.13)の成形性評価指標 ζ_2 で反映できなかったフランジ部のしわの影響について、フランジ部外周節点 z 座標の最大値と最小値の差ではなく、これらの比率で考慮できないか検討した。あわせて、絞り高さとは板厚についても、それぞれ目標絞り高さとは初期板厚に対する比率とし、無次元化した成形性評価指標を検討した。

式(4.14)は本研究で提案する成形性評価指標 ζ_3 ($0 \leq \zeta_3 \leq 1$)で、その理想値は1である。

$$\zeta_3 = \bar{h} \times \bar{t}_{\min} \times \bar{z} \quad (4.14)$$

ここで、 $\bar{h} = h_c / h_{c0}$ 、 $\bar{t}_{\min} = t_{\min} / t_0$ 、 $\bar{z} = z_{\min} / z_{\max}$ であり、それぞれ目標寸法の指標、破断発生の指標、しわ発生の指標である。それぞれの指標は、成形後の絞り高さ h_c が目標絞り高さ h_{c0} に近づくほど、成形後の最小板厚 t_{\min} が初期板厚 t_0 に近いほど、またしわの度合いが小さいほど大きくなり1に近づく。このことから、 \bar{h} と \bar{t}_{\min} および \bar{z} を掛け合わせ成形性評価指標 ζ_3 とした。これらの理想値はそれぞれ1である。

なお、 h_c :成形後絞り高さ、 h_{c0} :目標絞り高さ、 t_{\min} :成形後最小板厚、 t_0 :初期板厚、 z_{\max} :成形品円筒部底面を基準とした成形後のフランジ部外周節点 z 座標の最大値、 z_{\min} :同じく成形後のフランジ部外周節点 z 座標の最小値である。

図4.9は、表4.1中の4つの摩擦係数A~Dの割り付け表である表4.3に対して直交表 L_{27} で求めた成形性評価指標 ζ_3 を示す。摩擦係数A~Dの水準の組み合わせによって ζ_3 は0.46~0.86の間で変化した。表4.11は、図4.9の分散分析結果をまとめたものである。 ζ_3 に及ぼす影響が大きい因子は、表4.11中の分散比 F_0 の大きい順にBのダイ肩部摩擦係数 μ_2 、AとBの交互作用 $A \times B$ 、つづいてAのパンチ肩部摩擦係数 μ_1 であり、Cのダイフェイス部摩擦係数 μ_3 やDのしわ抑え部摩擦係数 μ_4 などの影響は小さかった。

図 4.10 は、図 4.9 から求めた、パンチ肩部摩擦係数 A とダイ肩部摩擦係数 B の ζ_3 に及ぼす主効果を示す。 ζ_3 に及ぼす両因子の主効果は大きく異なった。すなわち、 A の場合は摩擦係数が 0.1~0.5 に高くなることで ζ_3 は 0.58~0.64 にわずかに増大したのに対し、分散比 F_0 が最大であった B の場合はそれとは逆に摩擦係数が低くなるにつれて ζ_3 は 0.41~0.77 に大きく増大した。このことは、パンチ肩部の摩擦係数が高いと図 4.1 中の円筒部の成形がしやすくなったこと、またダイ肩部の摩擦係数が低いとダイ肩部でのブランクの流れ込みが容易であったことを示唆する。また、これらの結果は、加藤²⁾らが深絞り加工でダイ側の潤滑効果の有用性を示した結果と一致した。

図 4.11 は、図 4.9 から求めた ζ_3 に及ぼす A と B の交互作用を示す。 ζ_3 に及ぼす B の効果は A の水準によらず同じような傾向であり、 A と B 、すなわちパンチ肩部摩擦係数とダイ肩部摩擦係数は、お互いの効果に影響を与えることなく、それぞれが独立した因子であることが確認できた。

表 4.11 図 4.9 の分散分析結果

因子	S	f	V	F_0	ρ [%]
$A(\mu_1)$	0.023	2	0.011	114.21	3.18
$B(\mu_2)$	0.631	2	0.316	3,152.48	88.48
$C(\mu_3)$	6.56×10^4	2	3.28×10^4	3.28	0.06
$D(\mu_4)$	3.93×10^4	2	1.96×10^4	1.96	0.03
$A \times B$	0.056	4	0.014	139.55	7.78
$A \times C$	7.37×10^4	4	1.84×10^4	0.18	
$B \times C$	1.45×10^4	4	3.64×10^4	3.63	0.15
e	6.01×10^4	6	1.00×10^4		
合計	0.713	26			

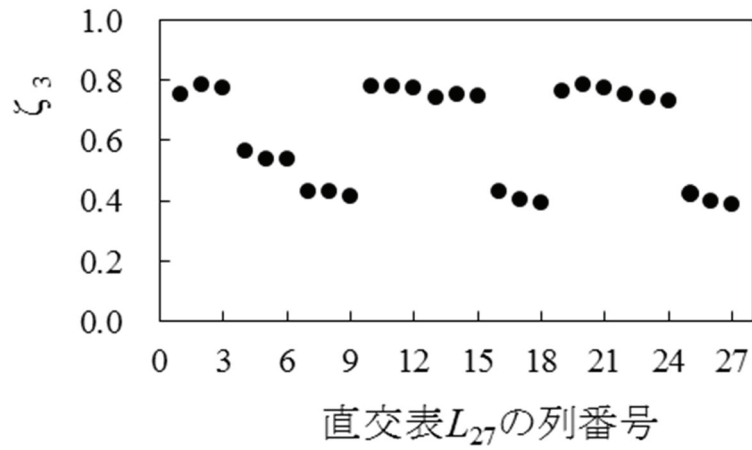


図 4.9 表 4.3 に対して直交表 L_{27} で求めた成形性評価指標 ζ_3

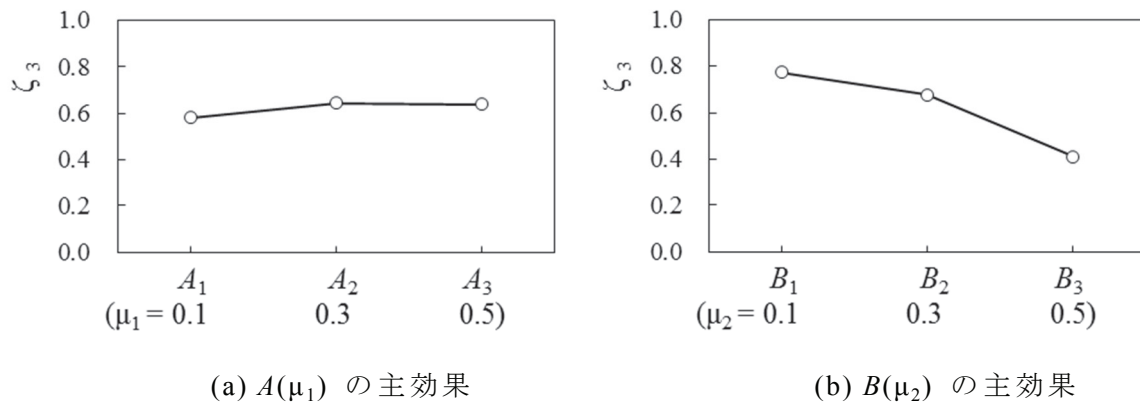


図 4.10 図 4.9 から求めた因子 $A(\mu_1)$ と $B(\mu_2)$ の主効果

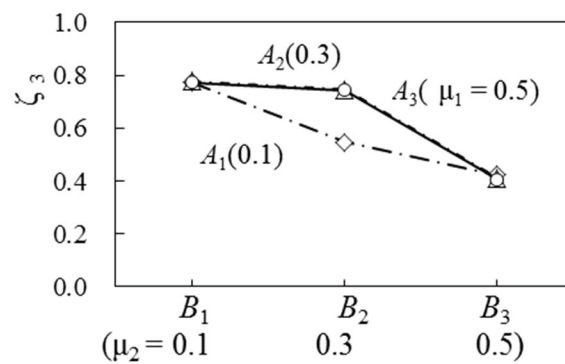


図 4.11 図 4.9 から求めた因子 $A(\mu_1)$ と $B(\mu_2)$ の交互作用

4.2.5 要因効果 (5 因子の場合)

4.2.4 項 3)の結果を踏まえ、式(4.14)に示した成形性評価指標 ζ_3 について、金型各部の摩擦係数の影響に注目した $A\sim D$ の 4 因子の場合に加え、絞り成形の成形性に影響の大きい¹⁴⁾しわ抑え圧力を考慮して要因効果の分析を行った。

図 4.12 は、表 4.1 中の 4 つの摩擦係数 $A\sim D$ としわ抑え圧力 E の割り付け表である表 4.6 に対して直交表 L_{27} で求めた成形性評価指標 ζ_3 を示す。表 4.12 は、図 4.12 の分散分析結果を示す。 ζ_3 に及ぼす影響が高い因子は順に、 E のしわ抑え圧力 p_H 、 E と B の交互作用 $E\times B$ 、つづいて B のダイ肩部摩擦係数 μ_2 であった。4.2.4 項 3)で検討した摩擦係数 $A\sim D$ の 4 因子の場合に効果のあった A のパンチ肩部摩擦係数 μ_1 については影響を見出せなかった。これは、 E のしわ抑え圧力 p_H に比べてその影響が小さく、5 因子で分析を行った場合、顕著な効果が現れなかったためと考える。

図 4.13 は、図 4.12 から求めた、ダイ肩部摩擦係数 B としわ抑え圧力 E の主効果を示す。図 4.10(b) の場合と同様、 B の ζ_3 に及ぼす主効果は摩擦係数が低くなるにつれて大きくなった。一方、 E の ζ_3 に及ぼす主効果は、第 1 水準の $p_H=1.25$ MPa から第 3 水準の $p_H=5.0$ MPa へしわ抑え圧力が增大するにつれて大きくなった。図 4.14 は、図 4.12 から求めた、 B と E の交互作用を示す。 ζ_3 が小さかった $p_H=1.25$ MPa の E_1 では、図 4.13(a) に示した B の主効果とは逆に、ダイ肩部摩擦係数 μ_2 が 0.1~0.5 に高くなるにつれて ζ_3 は 0.05~0.34 に大きくなった。これは、後に示す図 4.15(1)中の成形結果からわかるように、しわ抑え圧力 $p_H=1.25$ MPa の場合、しわ抑え圧力が低いことによってしわが発生し、 B のダイ肩部摩擦係数 μ_2 が小さい程しわの発生を助長していると考えられる。それに対して $p_H=2.5$ MPa の E_2 および $p_H=5.0$ MPa の E_3 では、図 4.15(2)~(3)からわかるようにしわの発生もなく、図 4.10(b)に示した B の主効果と同様の結果となった。

表 4.12 図 4.12 の分散分析結果

因子	S	f	V	F_0	ρ [%]
$A(\mu_1)$	0.012	2	0.006	0.49	
$B(\mu_2)$	0.076	2	0.038	3.21	4.08
$C(\mu_3)$	0.028	2	0.014	1.17	0.32
$D(\mu_4)$	0.045	2	0.023	1.90	1.66
$E(p_H)$	0.583	2	0.292	24.56	43.38
$E \times A$	0.034	4	0.008	0.71	
$E \times B$	0.444	4	0.111	9.34	30.73
$E \times C$	0.021	4	0.005	0.43	
e	0.048	4	0.012		
合計	1.290	26			

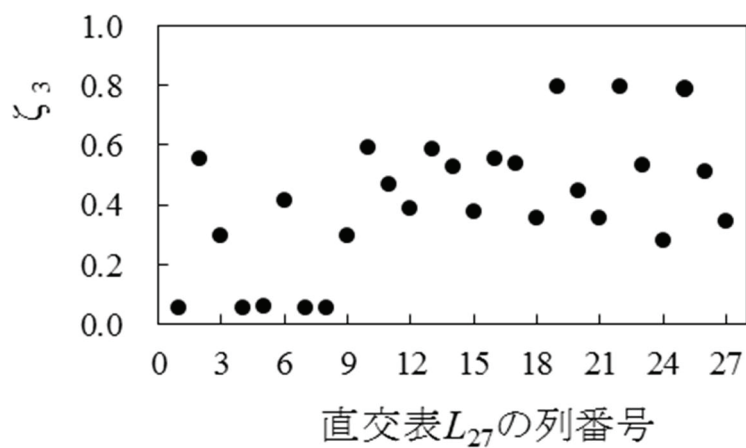
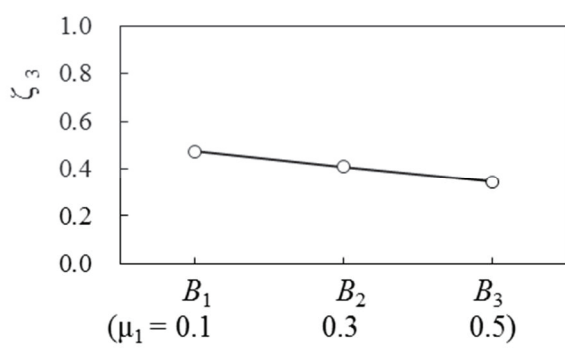
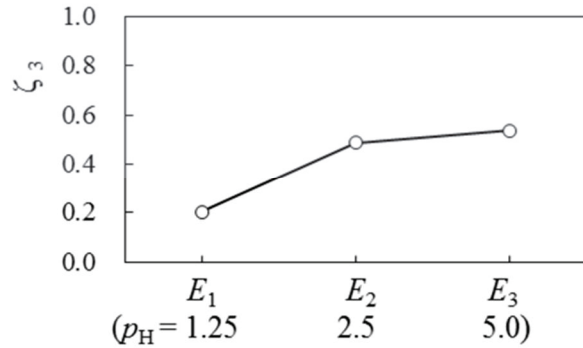


図 4.12 表 4.6 に対して直交表 L_{27} で求めた成形性評価指標 ζ_3



(a) $B(\mu_2)$ の主効果



(b) $E(P_H)$ の主効果

図 4.13 図 4.12 から求めた因子 $B(\mu_2)$ と $E(P_H)$ の主効果

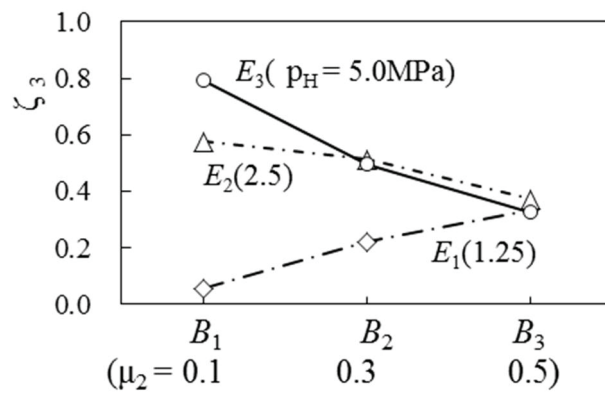


図 4.14 図 4.12 から求めた因子 $B(\mu_2)$ と $E(P_H)$ の交互作用

4.3 多工程円筒深絞り加工の成形性に及ぼす摩擦係数の影響

4.2.4 項 3)および 4.2.5 項で明らかにしたように、フランジ付き円筒深絞り加工の成形性に及ぼすブランクと金型との摩擦係数の影響が最も顕著であったダイ肩部では、摩擦係数が 0.5~0.1 に低くなるにつれて成形性評価指標 ζ_3 は大きく増大し、成形性は向上した。また、二番目に影響が大きかったパンチ肩部ではそれとは逆に摩擦係数が 0.1 ~0.5 に高くなると ζ_3 は大きくなり、成形性は良くなった。そこで、本節では、4.2.4 項 3)および 4.2.5 項の結果が多工程フランジ付き円筒深絞り加工の成形性にどのように反映するか検討した。

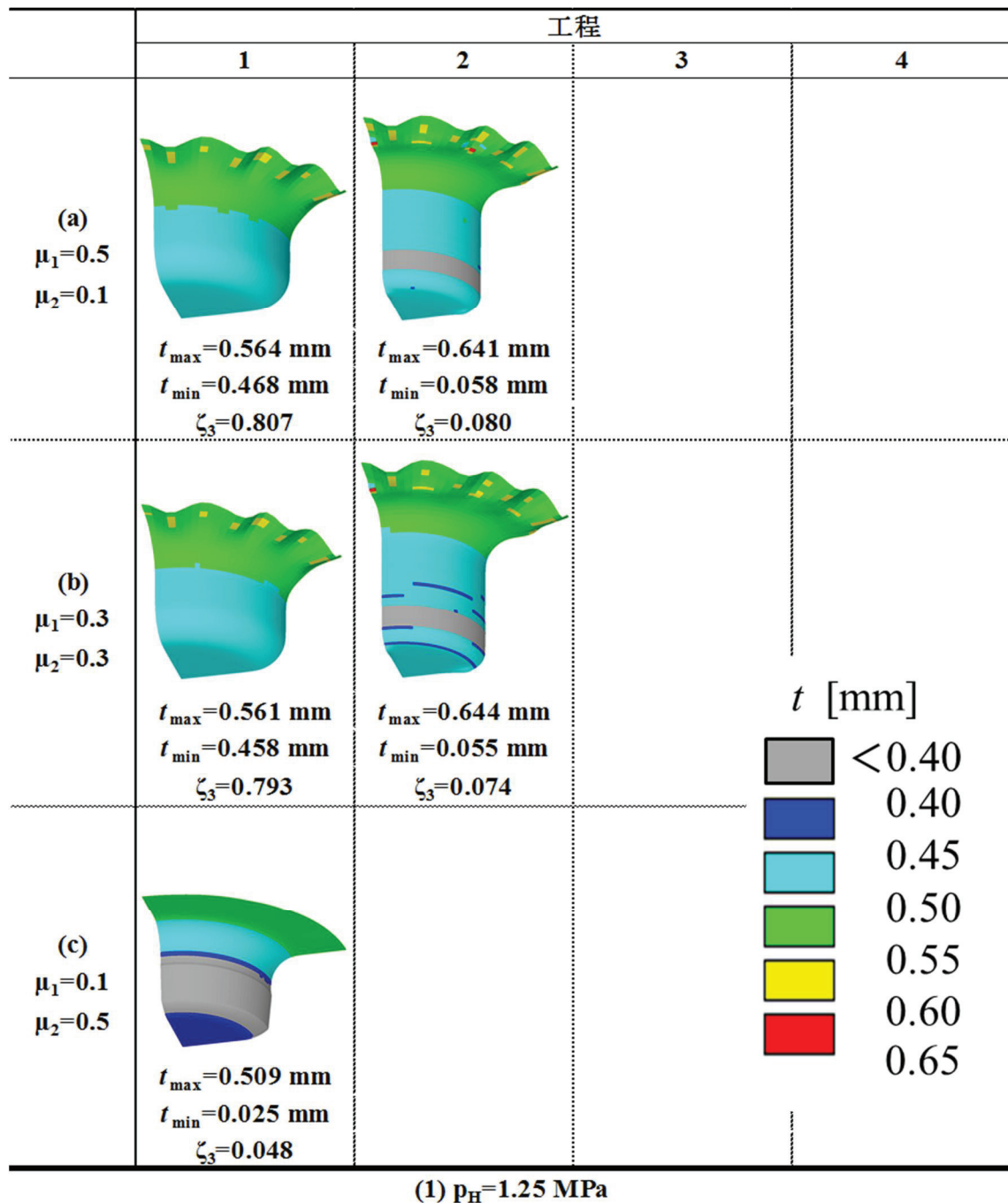
図 4.15 は、表 4.8 中に示した金型で成形した場合の成形結果に及ぼすパンチ肩部摩擦係数 μ_1 とダイ肩部摩擦係数 μ_2 の影響をしわ抑え圧力 p_H との関連で示す。図 4.15 (1), (2), (3)の p_H はそれぞれ、1.25 MPa, 2.5 MPa, 5.0 MPa である。なお、成形性評価指標 ζ_3 に及ぼす影響が小さかった、ダイフェイス部摩擦係数 μ_3 およびしわ抑え部摩擦係数 μ_4 はいずれも 0.1 とした。図 4.15 中で、(a)は図 4.10 から最も破断しにくく成形しやすい摩擦係数 $\mu_1=0.5$, $\mu_2=0.1$ の組み合わせ、(c)は最も破断しやすく成形しにくい摩擦係数 $\mu_1=0.1$, $\mu_2=0.5$ の組み合わせ、(b)はその中間の $\mu_1=0.3$, $\mu_2=0.3$ の組み合わせである。なお、図 4.15 中の各工程には工程終了後の成形性評価指標 ζ_3 の値を示した。

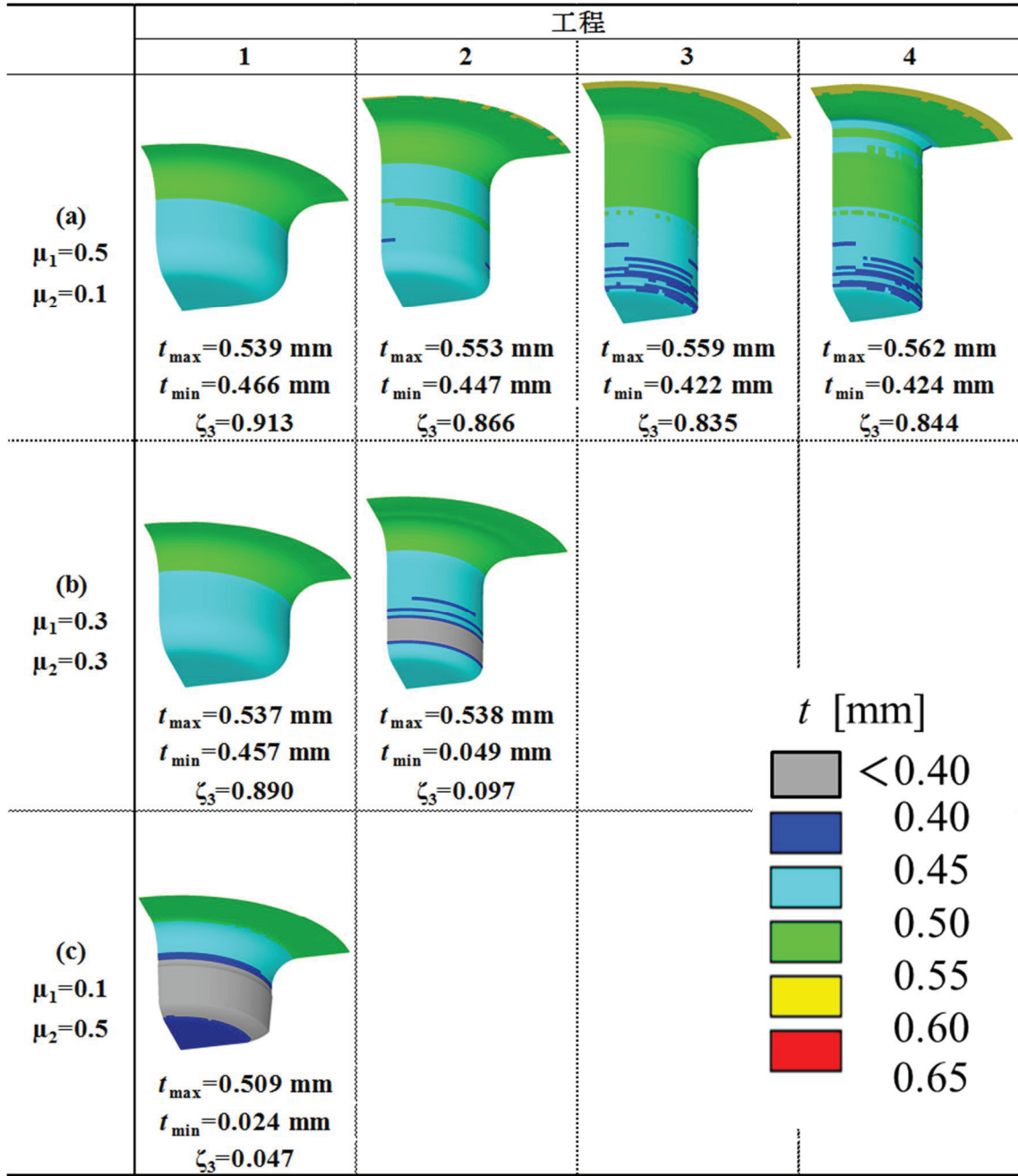
しわ抑え圧力が不十分であった $p_H=1.25$ MPa の場合、最も破断しにくく成形しやすい摩擦係数の組み合わせ(a)でも、図 4.13(b)の結果を反映して第 1 工程からフランジ面に大きなしわが発生した。また、第 2 工程では $t_{\min}=0.058$ mm となり、2.5.2 項で述べた成形限界板厚 $t_a=0.4$ mm を大きく下回って成形に失敗した。(b)でも第 2 工程で成形に失敗し、(c)ではフランジ面にしわが発生する以前に第 1 工程で $t_{\min}<t_a$ となった。

一方 $p_H=2.5$ MPa および $p_H=5.0$ MPa の場合、(a)では破断や大きなしわの発生もなく、表 4.8 中に示した 4 工程で成形に成功した。しかし、(b)では大き

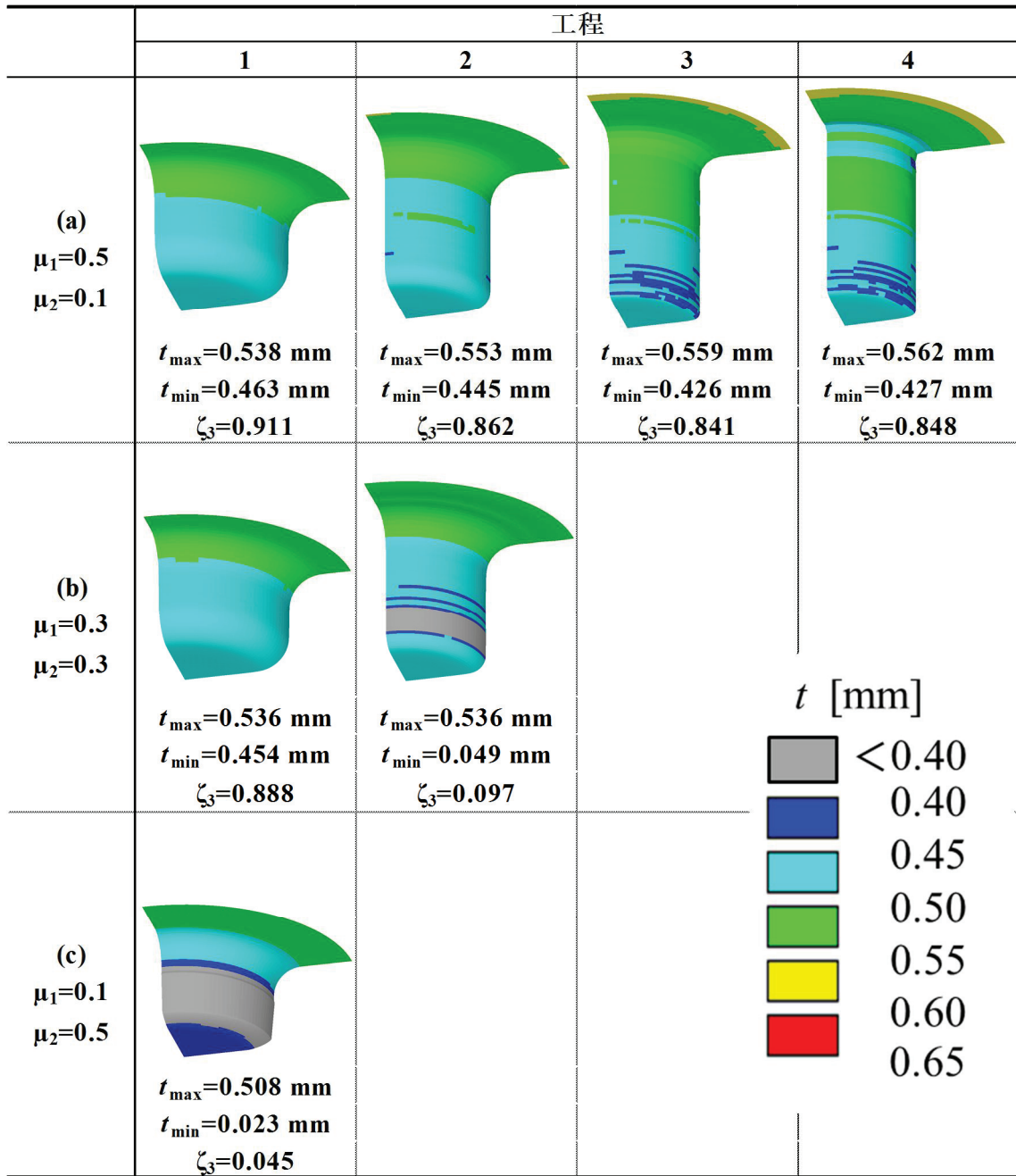
なしわは発生しなかったものの、 $p_H=1.25$ MPa の場合と同じく第 2 工程で成形に失敗した。また、(c)では第 1 工程で成形に失敗した。

以上のように、しわ抑え圧力を高くしても、パンチ肩部摩擦係数やダイ肩部摩擦係数が適正でなければ図 4.2 に示したフランジ付き円筒の成形はできない結果を得た。





(2) $p_H=2.5 \text{ MPa}$



(3) $p_H=5.0 \text{ MPa}$

図 4.15 成形結果に及ぼす μ_1 と μ_2 の影響 ($\mu_3=\mu_4=0.1$)

4.4 分析結果の検証

図 4.15 に示したパンチ肩部摩擦係数 μ_1 とダイ肩部摩擦係数 μ_2 の影響について分散分析結果の有用性を検証するため、図 4.15 中の (2) $p_H=2.5$ MPa の成形条件に合わせて、表 4.13(p.34, 表 2.8 の再掲)中の第 1 工程および第 2 工程の金型寸法で成形実験を行った。なお、成形実験のパンチ肩部およびダイ肩部の潤滑条件は、表 4.14(p.38, 表 2.10 の再掲)中の実験条件 1~4 とした。

図 4.16(p.41, 図 2.18 の再掲)は、表 4.13 中の金型寸法で成形したフランジ付き円筒深絞り成形品の、第 1 工程終了後の公称板厚ひずみ分布を圧延方向に対して 0° で測定した結果を示す。公称板厚ひずみの測定は、成形品を切断してポイントマイクロメータ (Mitutoyo 製 CPM15-25) でブランク各部位の板厚 t を測定して板厚変化 Δt を求め、これを初期板厚 t_0 で除して求めた。図 4.16 の横軸は、成形品底面中央を原点として成形品外形に沿って測定した距離である。パンチ側の摩擦係数を大きくし、ダイ側の摩擦係数を小さくした実験条件 1 の公称板厚ひずみは、パンチ側の摩擦係数を小さく、ダイ側の摩擦係数を大きくした実験条件 4 より大きくなった。また、実験条件 4 では、パンチ肩部で局部的に板厚ひずみが小さくなり破断した。これは、図 4.15 中 (2) の第 1 工程におけるパンチ肩部の摩擦係数 $\mu_1=0.5$ およびダイ肩部の摩擦係数 $\mu_2=0.1$ とした (a) と $\mu_1=0.1$ および $\mu_2=0.5$ とした (c) の違いを反映し、同図中 (a) の成形性評価指標 $\zeta_3=0.913$ と (c) の $\zeta_3=0.047$ の違いから、 ζ_3 の値が大きいほど板厚の減少が小さく成形しやすい結果となっていることが確認できた。

図 4.17(p.43, 図 2.21 の再掲)は、同じく表 4.13 中の金型寸法で成形したフランジ付き円筒深絞り成形品の第 2 工程終了後の公称板厚ひずみ分布を圧延方向に対して 0° で測定した結果を示す。実験条件は第 1 工程の場合と同じく表 4.14 中の実験条件 1~3 とした。ここで、パンチ側を脱脂し、ダイ側を潤滑した実験条件 1 の公称板厚ひずみは、パンチ側、ダイ側ともに潤滑し、同じ摩擦

係数とした実験条件 3 より大きくなった。これは、図 4.15 中 (2) の第 2 工程におけるパンチ肩部の摩擦係数 $\mu_1=0.5$ およびダイ肩部の摩擦係数 $\mu_2=0.1$ とした (a) と $\mu_1=0.3$ および $\mu_2=0.3$ とした (b) の違いを反映し、同図中 (a) の成形性評価指標 $\zeta_3=0.866$ と (b) の $\zeta_3=0.097$ の違いから、多工程である第 2 工程においても、 ζ_3 の値が大きいほど板厚の減少が小さく成形しやすい結果となっていることが確認できた。

表 4.13 成形実験に用いた金型寸法

設計項目			第 1 工程	第 2 工程
ダイ径	d_d	[mm]	24.1	19.9
クリアランス	c	[mm]	0.83	0.63
パンチ肩半径	r_p	[mm]	3.82	1.84
ダイ肩半径	r_d	[mm]	3.99	3.26
絞り高さ	h	[mm]	12.83	—

表 4.14 成形実験で用いた実験条件

実験条件	潤滑状態	
	パンチ肩	ダイ肩
1	脱脂	潤滑
2	脱脂	脱脂
3	潤滑	潤滑
4	潤滑	脱脂

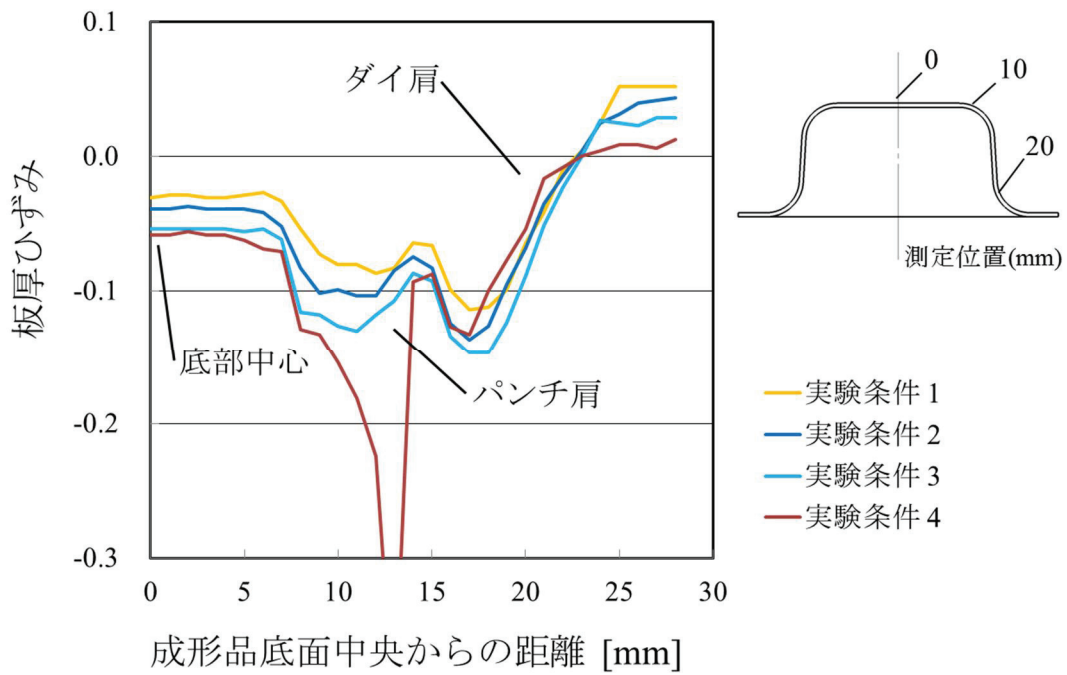


図 4.16 第 1 工程終了後の公称板厚ひずみ (圧延方向)

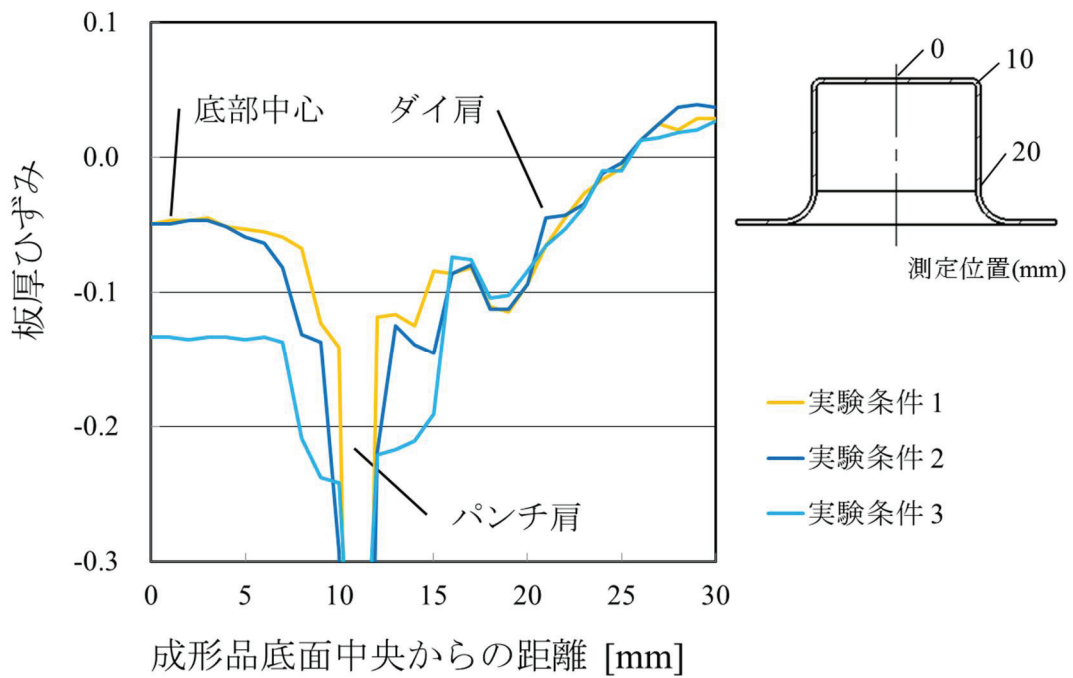


図 4.17 第 2 工程終了後の公称板厚ひずみ分布 (圧延方向)

4.5 結 言

多工程フランジ付き円筒深絞り加工の成形性に及ぼす摩擦係数の影響について、分散分析を援用したプレス成形シミュレーションによって検討した。その結果、目標寸法の指標 \bar{h} 、破断発生の指標 \bar{t}_{\min} およびしわ発生の指標 \bar{z} から定義した、1を理想値とする無次元量 $\zeta_3 (= \bar{h} \times \bar{t}_{\min} \times \bar{z}; 0 \leq \zeta_3 \leq 1)$ を成形性評価指標とした場合、摩擦係数の影響を推定できることが実験によって検証された。

まず、パンチ肩部 A 、ダイ肩部 B 、ダイフェイス部 C およびしわ抑え部 D の4つの摩擦係数について、成形性評価指標 ζ_3 による分散分析を行った。その結果、ダイ肩部 B における摩擦係数の影響が最大となり、つづいてパンチ肩部 A における影響が大きくなった。ダイフェイス部 C やしわ抑え部 D では、摩擦係数の影響は小さかった。また、成形性向上にとって必要な摩擦係数は、それぞれの主効果から判断して、ダイ肩部では低い方が良かったのに対し、パンチ肩部ではその逆であることが分かった。このことは、パンチ肩部の摩擦係数が高いと円筒部の成形がしやすくなったこと、またダイ肩部の摩擦係数が低いとダイ肩部でのブランクの流れ込みが容易であったことを示唆し、プレス成形実験のパンチ肩部およびダイ肩部の摩擦係数の影響と同様の傾向を示す結果になった。

続いて、しわ抑え圧力を考慮するため、上記の4因子にしわ抑え圧力 E を加えた5因子について、成形性評価指標 ζ_3 による分散分析を行った。その結果、しわ抑え圧力 E の影響が最大となり、つづいて B と E の交互作用 $B \times E$ 、ダイ肩部 B の順となった。

しわ抑え圧力 E を加えた5因子について分散分析を行った場合、しわ抑え圧力 E の影響が大きく現れる結果となった。

また、これらの結果が多工程フランジ付き円筒深絞り加工の成形性にどのように反映されるか、因子 A 、 B に相当する摩擦係数 μ_1 、 μ_2 およびしわ抑え圧力

p_H を変化させてプレス成形シミュレーションを行った。その結果、しわ抑え圧力が $p_H=2.5$ MPa および $p_H=5.0$ MPa の場合しわの発生を抑えることができ、最も破断しにくいと考えられる $\mu_1=0.5$, $\mu_2=0.1$ の組み合わせでは、4工程で成形できる結果を得た。逆に $\mu_1=0.1$, $\mu_2=0.5$ の組み合わせでは、1工程で破断し、検討の対象とした製品形状は成形できない結果となった。

最後に、パンチ肩部摩擦係数 μ_1 とダイ肩部摩擦係数 μ_2 の影響について分散分析結果の有用性を検証するため、潤滑油の有無によってそれぞれの摩擦係数を変化させ成形実験を行った。各実験条件における成形品の板厚ひずみ分布と分散分析における摩擦係数の影響を比較した結果、因子 A , B に相当する摩擦係数 μ_1 , μ_2 の違いを反映し、パンチ肩部摩擦係数 μ_1 が小さいほど、またダイ肩部摩擦係数 μ_2 が大きいほど破断に至りやすく、成形性評価指標 ζ_3 とも対応する結果を得た。

第4章の参考文献

- 1) 薄鋼板成形技術研究会編：プレス成形難易ハンドブック第3版，日刊工業新聞社 (2007)，139-141.
- 2) 加藤健三，内田恭彦：絞り成形に及ぼす潤滑剤の効果，塑性と加工，7,70 (1966)，576-583.
- 3) 春日保男，山口勝美：塑性加工における工具材料面の摩擦および潤滑 塑性加工における潤滑機構序説，塑性と加工，6, 51 (1965)，189-194.
- 4) 春日保男：塑性加工における潤滑機構，塑性と加工，9, 87 (1968)，207-215.
- 5) 花木香司，加藤健三：平頭ポンチ肩部における摩擦係数と深絞り特性，塑性と加工，15, 163(1974)，610-618.
- 6) 中村和彦，桑原利彦：プレス絞り加工，日刊工業新聞社 (2002)，28.
- 7) 岡本圭司，原伸太郎，中谷達行：プレス金型用表面処理技術の最前線，プレス技術，50, 8(2012)，64-67.
- 8) 土屋能成：競争力のある絞り品を生む表面処理技術，プレス技術，52, 5(2014)，24-27.
- 9) 高機能表面処理 Tribec，日立金属株式会社 商品カタログ，3(2014)
- 10) 川村道夫：金型寿命を延ばす最新の PVD コーティング技術，プレス技術，50, 8(2012)，68-71.
- 11) 池永薫：コーティング処理の特徴と適用について，機械設計，58, 12(2014)，36-40.
- 12) 鷺尾泰俊：実験計画法入門 (改訂版)，日本規格協会(1997).
- 13) 中村和彦，桑原俊彦：プレス絞り加工，日刊工業新聞社(2002)，18.
- 14) 日本塑性加工学会編：プレス絞り加工，コロナ社(1994)，55.

- 15) 日本塑性加工学会編：塑性加工便覧，コロナ社(2006), 478-488.
- 16) 吉村英徳：塑性加工解析に必要な FEM ①基礎，塑性と加工，55, 637
(2014) ,117-124.

5. 結論

本研究では、深絞り成形における金型設計の効率化と、金型製作の期間短縮を目指し、遺伝的アルゴリズムを用いた多工程円筒深絞り金型寸法自動探索法の確立を行った。さらに、深絞り製品に求められている、複雑でより絞り高さの大きい製品形状を成形するため、多工程円筒深絞りにおける成形性に及ぼす摩擦係数の影響について検討した。主な研究成果を要約すると以下のとおりである。

第1章では、深絞り成形に対するニーズとして、より複雑で絞り高さの大きい製品形状が求められており、これに対応する一つの方法として、成形工程を複数に分ける、多工程の絞り成形が用いられている状況を示した。これについて、金型設計工程の置かれている現状とその背景を述べるとともに、これまでに行われてきた関連する研究を紹介した。また、もう一つの方法として、プレス成形の成形性に影響を及ぼす因子として摩擦・潤滑条件に注目し、これに関する過去の研究を紹介するとともに、実際の絞り成形で摩擦係数を変化させる方法を示し、最後に、本研究の目的と進め方ならびに研究概要を述べた。

第2章では、金型とブランク間の摩擦係数を変えることによって成形性を向上させるための基礎的研究として、実験用の円筒深絞り用金型を製作し、潤滑油剤の有無によってブランクと金型接触部の摩擦係数を変化させ、成形実験を行った。そして、それぞれの成形条件で成形した成形品の板厚ひずみ分布から、摩擦係数の違いによる成形性の変化を確認した。その結果、パンチ側の摩擦係数が高くダイ側の摩擦係数が低い場合、板厚方向のひずみが小さくなり破断しにくいことが分かった。またパンチ側の摩擦係数を低くしダイ側の摩擦係数を高めた場合、局所的に板厚が減少し破断に至りやすい結果を得た。

また、プレス成形シミュレーションの計算精度を上げるため、ブランク材に対して引張試験と摩擦摺動試験を行い、材料特性値と摩擦係数を測定した。そ

して、これらの値を用いてプレス成形シミュレーションを行い、板厚分布を比較したところ、成形実験とよく対応した結果を得た。この結果を基に、成形実験時の破断結果とシミュレーションの板厚分布結果を比較し、実験の破断位置とシミュレーションの板厚減少部の位置が同様であること、また、プレス成形シミュレーションから得た成形限界線図でも、成形実験と同じようにパンチ肩部近傍の平面ひずみ部で割れが発生していることから、シミュレーションにおいて板厚ひずみで破断が判定できることを示した。そして、成形実験による破断部近傍の板厚を参考にし、プレス成形シミュレーションで用いる破断判定基準として成形限界板厚 t_a を、本実験の場合は $t_a=0.4$ mm とし、自動探索法の検証および分散分析の検証で用いた。

第3章では、遺伝的アルゴリズムを用いた金型寸法自動探索のアルゴリズムを考案し、多工程を要するフランジ付き円筒形状に対して計算を行い、円筒深絞り成形用金型の諸寸法を見出した。また、金型寸法の自動探索に際し、第2章で得たブランクの成形限界板厚による成形可否の判定条件と、フランジ部のしわに対する制約条件を適用することによって、多工程円筒深絞り加工の工程設計を可能にした。

また、提案した探索法の有用性を検証するため、多工程円筒深絞りの工程設計で一般的に用いられている、Romanowski の設計公式を用いて求めたダイとパンチの寸法でプレス成形シミュレーションを行った結果、第2工程で板厚が局所的に大きく減少した。一方、提案した自動探索法では、目的関数 $\xi = \bar{d}_f \times \bar{h}_c \times \bar{d}_c$ 中のフランジ部直径を製品寸法に近づける項 \bar{d}_f と絞り高さを製品寸法に近づける項 \bar{h}_c の効果により、第1工程からより絞り高さの大きい形状を探索していくため、以降の工程で破断することなく最終工程で製品形状を成形することができた。このことは、提案した自動探索法が、板厚やプレス成形品の寸法精度の制約条件を付与できない Romanowski の設計公式より優れていることを

示唆している。

あわせて、プレス成形シミュレーションの計算結果の妥当性を検証するため、自動探索法で得られた金型寸法と Romanowski の設計公式を用いて求めた金型寸法でそれぞれ成形実験を行った。その結果、Romanowski の設計公式を用いて求めた金型寸法で成形した場合、プレス成形シミュレーションの結果と同様に第 2 工程で破断した。しかし、提案した探索法によって求めた金型寸法で成形実験を行った場合は破断しなかった。また、Romanowski の設計公式を用いて求めた金型寸法で成形した成形品の破断位置は、シミュレーションの板厚分布結果と対応しており、成形限界板厚によって判定する破断位置とよく対応する結果を得た。

第 4 章では、フランジ付き円筒深絞り加工の成形性に及ぼすブランクと金型各部の摩擦係数の影響を、プレス成形シミュレーションを援用し、しわ抑え圧力を考慮しつつ、実験計画法の分散分析を用いて検討した。この中で、円筒深絞り加工の成形性を評価するため、目標寸法の指標 \bar{h} 、破断発生の指標 \bar{t}_{\min} およびしわ発生の指標 \bar{z} から定義される成形性評価指標 $\zeta_3 (= \bar{h} \times \bar{t}_{\min} \times \bar{z} ; 0 \leq \zeta_3 \leq 1)$ を提案した。この指標 ζ_3 を用いて、実験計画法にもとづく分散分析を行い、摩擦係数の影響を調べた結果、ダイ肩部とブランク間の摩擦係数およびパンチ肩部とブランク間の摩擦係数の影響が大きく、その効果はダイ肩部で摩擦係数が低く、パンチ肩部で高い方が向上することが分かった。また、しわ抑え圧力 P_H との関連で分析した結果、しわ抑え圧力の成形性に及ぼす影響と、しわ発生を抑制するのに必要な圧力 P_H が分かった。

この結果を基に、多工程円筒深絞り成形シミュレーションを行い、金型各部の摩擦係数を変化させることによって、板厚の局所的な減少が小さい良好な成形結果を導き出すことができた。また、これと同様の条件で成形実験を行った結果、シミュレーションによる分散分析結果と同様の傾向を示し、指標 ζ_3 と

成形性の有意な関係を確認した。

今般の絞り成形品に対する要求は多岐にわたり、より形状が複雑で寸法および形状精度の高い絞り製品を成形するため、多工程の絞り加工が検討され、用いられている。

金型設計の現場では、設計者の勘や経験に頼って金型の形状寸法や成形工程の順序が決められている。初めて設計する製品形状については、試行錯誤による対応を強いられる。これに対応するため、プレス成形シミュレーションが活用されつつあるが、金型寸法や成形条件の値を繰り返し入力し、ここでも試行錯誤によって解を求めている状況にある。また、未熟な設計者によって金型が検討された場合、試加工（トライ）の段階で金型の調整や修正を強いられ、製作期間の延長やコストの増大を招いてしまう。このことは多工程を要するプレス成形用金型の製作において、より大きな問題となっている。これに対して、本研究で提案した金型寸法自動探索法を適用すれば、初めて取り組む製品形状に対しても対応することができ、金型設計者の設計作業における試行錯誤を軽減することによって、負担を減らすことができる。また、試成形（トライ）時の金型修正を少なくし、製作期間の短縮とこれに伴うコストの削減が可能である。

また、本研究で成形対象とした円筒深絞り形状以外の角筒絞りや異形絞り形状の製品に対しては、本研究で示した目的関数を形状にあわせた変更することによって対応できると考える。

特に、異形絞り成形品の一つである自動車のボディなどは、試加工（トライ）における調整や金型の修正に長い期間を要しており、金型の寸法が大きいことから、金型の取り外しや工作機への段取りかえに時間がかかるため、これによる金型製作費の増大が大きな負担となっている。これに対して金型寸法自動探索法を適用すれば、金型の修正回数を削減しコスト低減につながる。

あわせて、プレス成形時の金型とブランク材接触部の摩擦係数を部分的に変

えることによって必要とする製品の成形性を改善し、成形限界を向上させることが可能である。本研究では、多工程を要する円筒深絞り形状において、独自に考えた成形性評価指標を提案し、プレス成形シミュレーションと実験計画法の分散分析を用いて、ブランクと金型のパンチ肩部、ダイ肩部およびしわ抑えの摩擦係数の違いがプレス成形性に及ぼす影響を検討するとともに、その検討結果を示した。これに対して、一般にプレス成形用金型の長寿命化を目的に金型表面に生成される、物理的蒸着法(PVD)による摩擦係数 $\mu=0.14$ 程の Ti 系硬質皮膜や $\mu=0.50$ 程の V 系硬質皮膜処理を用いれば、摩擦係数を変化させることが可能である。また、マスキング処理によって部分的に皮膜を生成することによって、ブランク材と金型各部の摩擦係数を部分的に変化させることができる。このことを利用すれば、分散分析によって得た推定結果を参考にして金型各部の摩擦係数を変えることで成形性を向上させることが可能になる。本研究では、円筒深絞り形状について検討を行ったが、角筒絞りや異形絞り形状の製品に対しては、自動探索法における目的関数同様、本研究で示した成形性評価指標をその製品形状に合わせて変更することによって摩擦の影響を推定でき、金型各部の摩擦係数を部分的に変えることによって、より複雑で成形の難しい製品形状の成形が可能になると考える。

謝 辞

本研究を進めるにあたり，貴重なご助言と懇切なご指導を賜りました鳥取大学大学院工学研究科教授 陳中春博士に謹んで謝意を表します．

また，本論文をまとめるにあたり，有益なご助言とご教示を賜りました鳥取大学大学院工学研究科教授 小出隆夫博士，同佐藤昌彦博士に謹んで謝意を表します．

研究を進めるにあたっては，鳥取大学大学院博士後期課程在学中に多くのご助言と懇切なご指導をいただいた鳥取大学名誉教授 小幡文雄博士，鳥取大学医学部附属病院 次世代高度医療推進センター准教授 上原一剛博士に感謝いたします．

また，本研究にかかわる試験や結果の整理において，鳥取大学大学院工学研究科の院生であった篠原祐介氏，中川祐基氏，西木充裕氏の協力によるところが大きく，感謝の意を表します．

本研究に関する投稿論文，業績一覧

1. 投稿論文

- 1) 杉本義徳，上原一剛，篠原祐介，西木充裕，小幡文雄，陳中春：多工程フランジ付き円筒深絞り加工の成形性に及ぼす摩擦係数の影響（分散分析を援用した数値シミュレーションによる推定），設計工学，49，5(2014)，246-254.
- 2) 杉本義徳，上原一剛，篠原祐介，中川祐基，小幡文雄，陳中春：遺伝的アルゴリズムを用いた多工程円筒深絞り加工用金型寸法自動探索法，設計工学，50,9 (2015) ,480-486.

2. 国内学会発表

- 1) 杉本義徳，篠原祐介，上原一剛，小幡文雄：多工程円筒深絞り加工用金型の自動設計法，2011年精密工学会中国四国支部 岡山地方学術講演会講演論文集，(2011)，41-42.
- 2) 杉本義徳，上原一剛，小幡文雄：円筒絞り加工の成形性に及ぼす摩擦係数の影響，2012年日本機械学会 中国四国支部 第50期総会・講演会論文集，(2012)，K404.
- 3) 篠原祐介，杉本義徳，上原一剛，小幡文雄：多工程円筒深絞り加工の成形性に及ぼす摩擦係数の影響，2011年精密工学会中国四国支部 岡山地方学術講演会講演論文集，(2011)，43-44.
- 4) 篠原祐介，杉本義徳，上原一剛，小幡文雄：円筒深絞り加工の成形性に及ぼすひずみ速度の影響，2012年日本機械学会 中国四国支部 第50期総会・講演会論文集，(2012)，K405.
- 5) 西木充裕，中川祐基，杉本義徳，上原一剛，小出隆夫，白杵年：円筒深絞り加工の成形性に及ぼす摩擦係数の影響とその分散分析，2012年度精密工学会中国四国支部 島根地方学術講演会講演論文集，(2012)，27-28.
- 6) 中川祐基，西木充裕，杉本義徳，上原一剛，小出隆夫，白杵年：最適化手法を用いた深絞り加工用金型寸法自動探索法，2012年度精密工学会中国四国支部 島根地方学術講演会講演論文集，(2012)，29-30.