プレス加工に係わる増肉成形過程の弾塑性解析* (FEM による円すい形状の成形シミュレーション)

鈴木 秀 人^{*1}, 滝 内 希 良^{*2}
大 屋 邦 雄^{*3}, 岸 正 幸^{*2}

Elasto-plastic Analysis on the Press Working with Increasing Thickness of Plate (A FEM Simulation of the Conical Shape Molding)

Hideto SUZUKI, Kiyoshi TAKIUCHI,
Kunio OYA and Masayuki KISHI

A new press working with increasing thickness for automobile parts was examined using elasto-plastic FEM analysis. The main results were obtained as follows: (1) The mechanism of increasing thickness was determined by the FEM analysis parameter of strain. That is, the effect of increasing thickness of plate was achieved by increasing the strain in the circumferential direction. (2) The suitable press working of a piston-pulley was examined by means of FEM analysis. It was suggested the forming with increasing thickness. (3) A close agreement between the results of a proof test and analytical results was obtained. So it was confirmed that the new press working with increasing thickness of plate was useful in practice.

Key Words: Molding Method, Plastic Working, Plastic Design, Finite Element Method, Proof Test

1. 緒 言

自動車部品の加工において、材料の板厚を全体的に増加させる増肉プレス成形が、強度向上や時間・コスト削減の見地から注目されている。金属板の深絞り加工において、円すい形状のプレス成形は頭部の板厚減少のため、難しい加工の一つであり、この形状を成形するには多数のプレス工程を必要とする。また、このプレス工程の構築は過去の経験とテスト型による試行錯誤により決定されるため多くの開発期間と費用を必要とし、かつ推進部門の技術差による工程数、板厚減少率等の差が大きく存在している。

一方、製造工程の一環としての数値シミュレーション部門においては、解析対象の忠実なモデル化の傾向が浸透しており、多大な労力と投資に見合う成果が得られていないことが問題視されている。

以上のことから、簡単なモデルを用いた効率のよい数値解析による加工プロセスのシミュレーションを導入し、最適な工程設計手法の確立が大きな課題となっ

ている。しかしながら塑性加工の FEM シミュレーションを取り上げた研究は盛んに行われているが^{(1)(3)~(9)}、モデルの簡略化に着目し、実用化を目指した報告はあまり例を見ない。

そこで本研究は CVT (Continuously Variable Transmission) のピストンプーリの開発において、従来別部品を溶接または圧入されていたものを汎用弾塑性解析ソフトを活用し、簡単な解析モデルにより一体成形化と板厚を増加させる新しいプレス加工法の実用化を図った。加えて、FEM により裏付けられた増肉プレス加工について、実際に金型を作成して保証試験を行い、板厚の分布に関して計算結果との比較を行い実用性について検証した。

2. プレス加工による増肉成形

従来のプレス加工方式を用いて本研究で行った円すい形状を加工すると四つの工程が必要であり、かつ 20% 程度の板厚減少は避けられない。本研究では図 1 に示すような (a) 円筒絞り、(b) 逆再絞り、および (c) 押込みの三つの工程から構成されているプレス加工について検討を加えた。

第一工程の初絞りは、パンチとダイ、およびしわ抑え板の三つの金型を用いる通常の円筒深絞りである。

* 原稿受付 1996 年 3 月 19 日。

^{*1} 正員、茨城大学工学部 (〒316 日立市中成沢町 4-12-1)。

^{*2} 学生員、茨城大学大学院。

^{*3} 本田技術研究所栃木研究所 (〒321 33 栃木県芳賀郡芳賀町下高根沢 4630)。

この工程ではパンチ肩部の板厚減少が最小となるパンチとダイの肩Rをとる。また次の工程の位置決めのために外周のフランジを残しておく。

第二工程は、絞り前のカップと絞り後のカップが逆となる逆再絞りである。金型は突起部が水平部の底をもった円すい台の形状をしたもので、しわ抑え板は使用しない。この再絞り加工は圧縮応力付加と曲げ戻し加工による加工工程の短縮と板厚減少を抑えるという利点がある。

第三工程は、前工程で用いた金型の突起部先端の水平部が小さく全体的に円すい形を呈している上下の金型を用いて、素板の突起部分をダイ側に押込む加工である。この工程により先端部分の板厚を増加させることができる^{(1)~(5)}。

以上の三つの工程を施すことにより、少ない工程で板厚を増加させることが可能であると思われる。そこで3章では、有限要素法の理論計算により、各工程とその工具について最適化し、板厚増加の原因について検討を加えた。

3. 有限要素法による計算方法

有限要素法において、材料非線形性と幾何学的非線形性を考慮することにより、大変形解析を扱える。本研究は汎用弾塑性解析ソフト MARC を用いてアップデート・ラグランジェ法により解析を行う⁽⁶⁾⁽⁷⁾。プリプロセッサにおける工具のモデル化は変形のまったくない剛体として仮定している。また、金型と素板との間の摩擦はまったくないものとする。

座標系は円柱座標系を使用し、円形素板の中心軸方向を z 、半径方向を r 、素板の円周方向を θ とする。要素タイプは軸対称四辺形要素を使用する。材料の機械的性質は素板を圧延軟鋼板と想定して、表1のような軟鋼のものとする。また、加工硬化は考慮に入れず、弾-完全塑性体とする。要素分割図を図2に示す。

4. 解析結果および考察

4.1 増肉率の半径方向分布 図3に本研究で使用する成形中の素板の肉厚に関する記号および局所座標系(X , Y , Z)の定義を示す。図3より素板の凸状

Fig. 1 Press working process

Table 1 Mechanical properties

Young's modulus	2.1×10^5 MPa
Poisson's ratio	0.3
Yield stress	190 MPa

Fig. 2 Elements in the analysis

表面において中心軸からの表面距離を長さ L とする。さらにこの L にあたる節点における素板の板厚 t の増加率を $\Delta t = (t - t_0)/t_0$ とする。ここで、 t_0 は初期板厚で $t_0 = 4.0 \text{ mm}$ である。

まず、図4に各工程における素板の算出増肉率の半径方向分布を示す。通常の円筒深絞り加工である第一工程では、ダイ肩部からフランジよりの部分に限りわずかに増肉が生じる。第二工程ではその素板を逆方向の凸形に再絞りすることによりダイ肩部の板厚の増加を引き起こす。さらに第三工程では、成形品の凸部先端付近の押込み加工により、凸部先端部から側壁部にかけて板厚増加となる。したがって、これらの工程を施すことで板厚が全体的に増肉されることが認められる。

4・2 各ひずみ成分の半径方向分布 図5～7に各工程終了時の素板に発生する板厚方向ひずみ(ϵ_x)、半径方向ひずみ(ϵ_r)および円周方向ひずみ(ϵ_θ)の半径方向分布を示す。ここでの ϵ_x , ϵ_r , ϵ_θ は図3で定義した局所座標系(X , Y , Z)に変換した各ひずみ成分である。円周方向ひずみにおいて $\epsilon_\theta > 0$ のときは図8(a), $\epsilon_\theta < 0$ のときは図8(b)に示すような体積移動が生じるものとする⁽⁸⁾⁽⁹⁾。本研究は素板の両表面における各節点とその中間に当たる節点で求めたひずみ成分の平均値を算出し、それぞれ中心軸からの距離(L)ごとに整理した。

まず図4(a)に示した第一工程終了時の板厚の増加率の半径方向分布において、最大値および最小値を示すそれぞれダイス肩部($L = 100 \text{ mm}$ 付近)とパンチ肩部($L = 40 \text{ mm}$ 付近)のひずみ状態について述べる。

図5の各方向ひずみ分布図から、ダイス肩部では

$$\epsilon_x = \text{最大値(引張ひずみ)}$$

$$\epsilon_z = \text{最小値(圧縮ひずみ)}$$

をとるが、パンチ肩部では逆に、

$$\epsilon_x = \text{最小値(圧縮ひずみ)}$$

$$\epsilon_z = \text{最大値(引張ひずみ)}$$

となる。また、全体的な分布でみると ϵ_x の分布は、 ϵ_z の分布についておおよそ同じ傾向となる。

Fig. 3 Local coordinate system (X , Y , Z)

上述同様に、第二工程についても図4(b)の板厚の増肉率分布と図6の各部のひずみ状態の関係について述べる。増肉率の最大値にあたるブランクの凸部の根元部分 $L = 75 \text{ mm}$ の位置では、

$$\epsilon_x = \text{最大値(引張ひずみ)}$$

$$\epsilon_z = \text{最小値(圧縮ひずみ)}$$

となる。増肉率の最小値にあたるブランク突起部の肩部 $L = 15 \text{ mm}$ 付近では、

$$\epsilon_x = \text{最小値(圧縮ひずみ)}$$

$$\epsilon_z = \text{最大値(引張ひずみ)}$$

となる。

(a) First process

(b) Second process

(c) Third process

Fig. 4 Thickness increasing ratio

同じく第三工程についても図4(c)の板厚の増肉率分布と図7の各部のひずみ状態の関係について述べる。

増肉率の最大値にあたる $L=80\text{ mm}$ の位置では、

$\epsilon_x =$ 最大値(引張ひずみ)

$\epsilon_z =$ 最小値(圧縮ひずみ)

Fig. 5 Strain distribution in first process

Fig. 6 Strain distribution in second process

Fig. 7 Strain distribution in third process

Fig. 8 Circular-mobility of material

(a) First process

(b) Second process

(c) Third process

Fig. 9 Geometry of tool

となり、増肉率の最小値にあたる $L=15\text{ mm}$ の位置では、

$\varepsilon_x = \text{最小値(圧縮ひずみ)}$

$\varepsilon_z \doteq \text{最大値}(=0)$

となる。しかし、この工程において ε_x と $|\varepsilon_z|$ は $L=30\sim70\text{ mm}$ 付近で明らかに相似性がない。これはこの部分において図8(b)に表されるような ε_z による円周方向への大きな体積移動が板厚増加に作用しようとするものの、 ε_x が工具の型げき(4.3 mm)以上の増加を抑えられるためと考えられる。

一方、図5～7において半径方向ひずみ ε_r はつねに正の値をとっていることから引張ひずみのみが生じて

Table 2 Mechanical properties

Yield stress σ_y / MPa	Tensile strength σ_t / MPa	Elongation %
190	270	40.1

(a) First process

(b) Second process

(c) Third process

Fig. 10 Morphology of press working process

いることがわかる。解析結果において素板は半径方向に約15%の伸びを見せていることから、 ε_r による体積移動は半径方向の伸びとして現れるものと考えられる。

以上のことから、各工程において板厚の変化に対し円周方向の体積移動が大きく影響していると示唆される。つまり、円周方向ひずみ $|\varepsilon_z|$ を増加させる加工を施せば板厚を増加させることが可能であるといえる。

(a) First process

(b) Second process

(c) Third process

Fig. 11 Comparison between experimental and calculated data

以上の結果から5章では、実際に金型を作成して実験を行い、板厚の分布状態について調査する。

5. 保証試験

5章では、有限要素法により裏付けられた増肉プレス加工について、実際に金型を作成して保証試験を行った。さらに、板厚の分布に関して保証試験結果と計算結果との比較を行い実用性について検証した。

5.1 保証試験方法 保証試験で使用した工具の寸法は、計算で用いたモデルのものとほぼ同一とした。工具の形状・寸法を図9に示す。型げきに関しては全工程で4.3 mmとした。なお、素板と金型の接触面は油性潤滑剤の塗布と工具表面のPVD処理を施すことで摩擦を低減させた。

供試材については板厚4.0 mmの熱間圧延軟鋼板SPHEを使用した。素板の直径は208 mmである。この材料の特性値を表2に示す。また、板厚の測定は素板の表面に目盛りを刻んだテープを貼付し、ポイントマイクロにより5 mm間隔で行った。

5.2 保証試験結果と計算結果との検討 図10に保証試験における各工程終了時の素板の断面写真を示す。図10より、各工程における板厚の変動がよく把握される。図10(c)より第三工程終了後、肩部と側壁部を中心に素板は全体的に増肉効果を得ていることがわかる。図11に各工程における板厚の半径方向分布の解析結果と保証試験結果の比較を示す。図11(a)の第一工程終了時については、パンチ肩部とダイス肩部において若干の差はあるものの、非常によく一致している。図11(b)の第二工程終了時については、素板の突起部にあたる中心軸から側壁部において計算値が保証試験値よりも若干の誤差があるが、これは有限要素法の計算において、素板の材料定数を加工硬化のない完全塑性材料として設定したためと思われる。図11(c)の第三工程終了時については、保証試験値に比べ計算値は、 $L=30\sim60$ mmにあたる側壁部に限りとりわけ小さい値となっているが、これは第二工程にお

けるこの部分の板厚減少分が影響したためと考えられる。しかし、全体的に板厚を増加させる傾向が得られたといえる。

以上のことから、汎用弾塑性解析ソフトを用いて開発したプレス加工法は、より少ない工程数で増肉効果を得られることが確認された。

6. 結 言

本研究では、合理的な増肉プレス加工法の構築を目的としてFEMによる弾塑性解析を実施した。得られた結果を以下に示す。

(1) ひずみの解析により、板厚増肉のメカニズムが明らかになった。すなわち、円周方向ひずみを増加させる加工により増肉効果が得られることがわかった。

(2) ピストンプリーの有効なプレス加工法について有限要素法解析を用いた検討を行った。その結果、板厚を全体的に増加させる一体成形が提案された。

(3) 解析に基づいて実施したプレス加工の保証試験の結果は解析結果とよく一致していた。したがって、提案した新しいプレス加工法が増肉効果を得ることができる有効な成形法であると認められた。

文 献

- (1) 山口克彦・M. H. Parsa・高倉章雄, 塑性と加工, **33** 375(1992), 417-422.
- (2) 日本塑性加工学会編, プレス絞り加工, (1995), 39, コロナ社.
- (3) Parsa, M. H.・山口克彦, 塑性加工春季講論, (1992-5), 387-390.
- (4) Parsa, M. H.・山口克彦, 第43回塑性加工連合講論, (1992-10), 767-770.
- (5) 小島之夫, 塑性と加工, **34**-388(1993), 544-549.
- (6) 仲町英治・Sowerby, R. 機論, **52**-481, A(1986), 1006-1011.
- (7) 牧野内昭・吉田茂, 塑性と加工, **28**-313(1987), 135-142.
- (8) 小野田義富, 塑性と加工, **36**-409(1995), 149-154.
- (9) 岩田徳利・松居正夫・後藤学, 塑性と加工, **33** 381(1992), 1202-1207.