Report

せん断加工特性に及ぼす金型弾性変形の影響

吉田 佳典\*



Y. Yoshida

# 1. はじめに

せん断加工は材料の分離加工として,その高生産性および 高歩留り性から広く用いられている.しかし,加工部にはだ れ,ばり(かえり)および破断面などの不具合が生じるため, これらを低減するべく最適加工条件を得るための研究が盛ん に行われてきた.これに対し,近年,計算機援用工学(CAE) 環境の急速な発達により,有限要素法などの数値解析を用い た理論的研究事例の報告<sup>15)</sup>が増加している.これによって 加工諸因子が,だれ高さ,せん断面長さ,破断面長さおよび ばり高さなどの加工諸特性に及ぼす影響が解明されつつあ り,今後,さらなる高精度化のための方策ならびに新たなプ ロセスの提案が期待される.このためにはせん断加工におい て発生する諸現象をさらに細かな視点で捉え,研究を行う必 要がある.

例えば、せん断加工品質を左右する因子の1つにパンチ-ダイス間クリアランスがあるが、これは打抜き輪郭形状に応 じて経験的に決定される.しかしながら打抜き工具は加工中 に弾性変形を生じるため、クリアランス変化を見込んだ初期 設定が重要となる.従って同一寸法の工具を用いても、被加 工材が変化すれば素材の変形抵抗に起因する荷重レベル変化 が生じ、金型の弾性変形量が変化することによって製品品質 も変化することが考えられる.しかしながら、これらが定量 的に調査された例はあまり見られず、ばり高さをはじめとす る加工品質に及ぼす金型弾性変形の影響についても今後さら に詳細に研究される必要がある.

本研究では慣用軸対称せん断加工における金型弾性変形量 の実測を行い、これに鋼種および初期クリアランスが及ぼす 影響について調査した.また狭クリアランス条件下でのわず かなクリアランス変化が加工荷重および金型弾性変形量に及 ぼす影響を調査した.

## 2. 実験方法

本研究では、慣用軸対象せん断金型における加工中の弾性 変形によるパンチならびにダイス寸法変化について、初期ク リアランスおよび被加工材の影響を調査した.パンチ表面お よびダイス表面にひずみゲージを設置することによって、せ ん断加工中のパンチおよびダイスの半径方向寸法変化を評価 し、クリアランス変化量を算定した.以下に実験方法につい て述べる.

#### 2.1 被加工材

本研究で使用した鋼材は,SPCC,S45C,S60Cおよび SUS301の4種である.各鋼板の引張試験を実施し,一様伸 び範囲における真ひずみ-真応力曲線を得て,これにn乗硬 化則を適用して変形抵抗曲線とした.表1に被加工材の変形 抵抗を示す.

表1 被加工材の変形抵抗

Material		SPCC	S45C	S60C	SUS301
$\overline{\sigma} = F\overline{\varepsilon}^n$	F value/MPa	573	748	811	973
	<i>n</i> value	0.271	0.125	0.145	0.246

### 2.2 金型弾性変形量測定実験

軸対称せん断加工中におけるクリアランス変化を計測し, ばり高さとの比較を行うことを目的として, せん断金型にひ ずみゲージを貼付することによって金型弾性変形量測定実験 を行った.

## (a) せん断金型弾性変形量の測定方法

研究対象として、板押えとダイスによって被加工材を固定 し、カウンターパンチを用いずに円柱パンチで打抜く慣用せ ん断加工とした(図1). 金型材は焼入れダイス鋼とし、パ ンチ側面およびダイス表面のそれぞれ2箇所にひずみゲージ を周方向に貼付した(図2). それぞれ対辺2アクティブゲー ジ法によりブリッジ回路を組み、せん断加工中におけるパン チおよびダイスの周方向ひずみを計測した.計測結果をパン



図1 軸対称せん断加工の模式図



図2 軸対称せん断金型のひずみゲージ貼付箇所模式図

\*岐阜大学金型創成技術研究センター 准教授

チおよびダイス直径変化に換算し、その差からクリアランス 増分量を算出した.同時に打抜き荷重をロードセルによって 計測し、またパンチストロークは上型降下量をレーザ変位計 によって測定することによって定量化した.

ダイス孔の拡大量とひずみゲージ貼付部におけるひずみ値 との関係性を明らかするために、ダイスの弾性有限要素解 析を行った.ダイス側のひずみゲージはダイス穴中心に直 径 35mmの円弧軌道上に貼付した(図3).解析コードには DEFORM2D(SFTC 社製)を用い,軸対称弾性解析を行った.



図3 金型 (ダイス) 弾性解析条件

ダイス形状は円筒とし、メッシュにおけるダイス孔内壁上 部に外向きのダイス半径変位  $\Delta R_d$ を与え、その値とひずみゲー ジ貼付箇所において生じる周方向ひずみ  $\Delta \varepsilon_{\theta}$ の関係を調査し た.またパンチについては弾性係数とポアソン比およびパン チ直径から、軸方向せん断荷重 Pと周方向ひずみの関係なら びにパンチ半径変化量  $\Delta R_n$  との関係を次式の通り求めた.

$$\Delta R_p = \frac{\varepsilon_\theta}{0.13}, \quad \Delta R_d = \frac{\varepsilon_\theta}{0.031},\tag{1}$$

またクリアランス変化量 ΔC は次式の通り定義される.

$$\Delta C = \frac{\Delta R_d - \Delta R_P}{t} \times 100 \, (\%) \tag{2}$$

#### (b) せん断実験条件

- 実験1 被加工材には S45C を用い,板厚は t = 3.0 mm で一 定とした.打抜き半径についてパンチ半径は R = 8 mm で一定とし,初期クリアランスはダイス孔直径 を変化させることによって C = 3 および 4%t (パン チーダイス片側間隔はそれぞれ 0.09 および 0.12 mm) の2水準とした.打抜き条件は板押えとダイスによっ て被加工材を固定し,カウンターパンチの無い慣用 抜きとした (図 1).
- 実験2 被加工材には S60C, SPCC および SUS301 を用い, 板厚はt = 1.2 mm で一定とした. 打抜き半径につい てパンチ半径はR=8 mm で一定とし,初期クリアラ ンスはダイス孔直径を変化させることによってC= 2.5 および 10%t (パンチーダイス片側間隔はそれぞれ 0.03 および 0.12 mm) の2水準とした.実験1と同 様に慣用抜きとした.
- 実験3 被加工材に SPCC を用い、板厚は t = 1.2 mm とした.

打抜き半径についてパンチ半径は実験1および2と 同様に *R*=8 mm とし,これに加えて *R*=2mm につい ても実施した.初期クリアランスはダイス孔直径を 変化させることによって *C* = 2.5 および 10%*t* の 2 水 準とした.

## 3. 解析方法

#### 3.1 降伏条件及び損傷発展式

延性破壊を考慮した有限要素法によるせん断加工解析を行い、クリアランスがせん断特性に及ぼす影響を考察した.

著者らはこれまでに Tvergaard による修正 Gurson 型降伏関 数を用いた剛塑性有限要素解析コード PRISM2D を独自に開 発し, せん断加工の変形解析を行っており<sup>4-6</sup>,解析では材 料流動に及ぼす材料内部における損傷発展(空孔生成,成長 および合体)の影響を考慮している.降伏関数を次式に示す.

$$F(\sigma_{ij},\sigma_M,f) = \frac{3}{2} \frac{\sigma'_{ij}\sigma'_{jj}}{\sigma_M^2} + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{q_2\sigma_{kk}}{2\sigma_M}\right) - \left(1 + q_3 f^{*2}\right) = 0$$
(3)

ここで $\sigma_{ij}$ は空孔を含んだ連続体に作用する Cauthy 応力,  $\sigma_{ij}$ 'は偏差応力, $\sigma_{M}$ は母材の降伏応力である.  $f^*$ は空孔体積 率fの関数で有効空孔率であり, $q_1$ および $q_2$ は Tvergaard<sup>7</sup> によって導入された修正パラメータである.

次に損傷発展式を以下に示す.

$$f = f_{nucleation} + f_{growth} \tag{4}$$

空孔生成モデルは次のように示される.

$$f_{mucleation} = D\dot{\varepsilon}_M \tag{5}$$

ここで *i*<sub>M</sub> は母材の相当ひずみ速度であり,生成項の係数 D は次のように表される.

$$D = \frac{f_N}{s_N \sqrt{2\pi}} \exp\left\{-\frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_M - \varepsilon_N}{s_N}\right)^2\right\}$$
(6)

 $\epsilon_M$ は母材の相当ひずみであり $f_N, s_N, \epsilon_N$ はそれぞれ空孔生成の原因となる材料内要素の体積率,標準偏差,空孔生成に必要な塑性ひずみを示し,共に材料定数である.

空孔成長モデルは次のように示される.

$$f_{growth} = (1 - f)\dot{\varepsilon}_{kk} \tag{7}$$

 $\varepsilon_{KK}$ は体積ひずみ速度であり、空孔の成長は空孔周りのひずみにより支配されていることを示す.

#### 3.2 き裂形状の表現

破壊の表現方法として本解析では、材料内の各点において 空孔体積率fを計算し、破壊はこれがしきい値(破壊臨界空 孔率f)を上回った箇所で発生したと判断した(図4).その 際に要素を取り除くなどの特別な処理は行わずに計算を進め、 き裂の表現は空孔率が $f_r$ を越えた領域をポストプロセッサー で白く表示することで行っている.したがって破壊領域に材 料が存在していることになるが、上で示した定式化によって 空孔率が高い領域では応力を負担しないように取り扱う.



(b) き裂形状の定義 図4 せん断解析におけるき裂形状の表現方法

#### 3.3 空孔生成臨界ひずみモデル

前節までで述べたように、材料内の各物体点において空孔 率を計算し、その値がしきい値を越えた領域で破壊発生を認 定するという延性破壊を考慮した剛塑性有限要素解析システ ムを構築した.この中で Gurson-Tvergaard-Needleman 型降伏 条件モデル(以下 GTN モデル)<sup>7,8)</sup>を用いて定式化を行って おり、空孔率の変化を記述する損傷発展式を用いて解析を行 う.その中で空孔生成速度が最大となるひずみ、すなわち空 孔生成臨界ひずみ  $\varepsilon_N$  は応力状態に関係なく材料によって決 まる定数として解析が行われてきた.しかし空孔生成臨界ひ ずみは応力状態に強く依存する<sup>9,10</sup>.

Hancock および Mackenzie<sup>11)</sup>らは, Rice および Tracy<sup>12)</sup>の 微小空孔成長モデルを一般の弾塑性体に拡張し,破壊発生ひ ずみは応力三軸度の指数関数で表現できることを示した.空 孔生成臨界ひずみについても上記モデルと同様に指数関数で 表現し,次式で示されると仮定した.

$$\varepsilon_N = A \cdot \exp\left(B\frac{\sigma_m}{\overline{\sigma}}\right) \tag{8}$$

ここで、 $\varepsilon_N$ は空孔生成臨界時の相当ひずみ、 $\sigma m$ は平均垂 直応力、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、AおよびBは材料定数である.

#### 3.4 解析条件

せん断加工変形解析において、材料は剛塑性体、工具は剛体として解析を行った.軸対称せん断について、それぞれパンチ半径を実験3と同条件とし、R=2および8mmとし、クリアランスをC=2.5および10%t(板厚に対する割合)と変化させた.パンチおよびダイス刃先は円弧で近似し、半径r=8μmとした.加工片は板厚t=1.2mm、鋼種はSPCCについて行った.解析に用いた破壊パラメータは引張試験の実験結果と解析結果が合うように同定<sup>13</sup>し、その結果を表2に示す.

### 4. 結果と考察

#### 4.1 せん断加工における金型弾性変形

図5に実験1, すなわち S45C 軸対称せん断における荷重 およびパンチ半径変化に及ぼす初期クリアランスの影響を示

表2 SPCC の GTN 破壊パラメータ

Tvergaard's modified coefficient	$q_1 = \frac{3}{2}, q_2 = 1$
Initial void volume fraction	$f_0 = 0.001$
Void nucleation parameters	$f_{\rm N} = 0.30$
	$s_{\rm N} = 0.10$
Void volume fraction at void coalescence	$f_{\rm c} = 0.10$
Void volume fraction at final failure	$f_{\rm F} = 0.16$
Void nucleation strain parameters	A = 0.95
	B = -3.08

す.実験は一般に設定されるクリアランスよりも小さい C=3 および 4%t の条件下で行われている.せん断荷重はだれ生 成過程が終了すると思われる最大荷重点を通過した後,せん 断面形成および断面減少が始まりこれとともに緩やかに下降 している.またパンチ押込み量 φ が 1mm 前後でパンチ半径 増分に変化が現れているが,これはき裂形成時にパンチが急 降下することによってパンチに衝撃的に荷重が発生したこと が原因と考えられる.本研究においては同条件下での実験を 3 回ずつ実施しているが,この挙動はいずれも発生しており 再現性は高い.



図5 S45C 軸対称せん断における荷重およびパンチ半径変化 に及ぼす初期クリアランスの影響(打抜き半径 8mm)

図6にS45C 軸対称せん断における荷重およびダイス半径 変化に及ぼす初期クリアランスの影響を示す.ダイス半径 変化はせん断荷重に対応している.初期クリアランスが1%t 大きいC = 4%t において,ダイス半径増分 $\Delta R_d$ はC=3%tの 場合に比して小さくなっており,これはダイス内壁における 側方力の減少が,1%tの初期クリアランスの差によって,生



図 6 S45C 軸対称せん断における荷重およびダイス半径変化 に及ぼす初期クリアランスの影響(打抜き半径 8mm)

じていることを意味する.

図 7 に S45C 軸対称せん断加工中に生じるクリアランス変 化に及ぼす初期クリアランスの影響を示す.パンチ押込み量 1 mm 前後でき裂生成によるパンチ直径増加に起因するクリ アランス変化が生じているが、せん断加工部にはこれに対応 する 2 および 3 次せん断が生じている.クリアランスの増加 は、初期クリアランス C=4%t において ΔC=0.8% 強生じた.



図7 S45C 軸対称せん断中に生じるクリアランス変化に 及ぼす初期クリアランスの影響(打抜き半径 8mm)

#### 4.2 金型弾性変形に及ぼす被加工材種の影響

図8にS60Cの打抜き半径8mm,初期クリアランスC=10 および2.5%t条件下における、軸対称せん断荷重-ストロー ク曲線ならびにクリアランス増分-ストローク曲線を示す. 荷重についてC=2.5%tにおいてはクリアランス増分はこれと の対応を示しており、最大荷重点において約1.0%tの増加を 示した.一方、C=10%tにおいてはせん断面形成開始直後の ストローク位置0.5mm弱の地点で、荷重が急激に下がって おり、これは破断面の形成を示している.その後に荷重が増 加しているがこれは二次せん断面の形成を示しており、実験 結果と対応していることを確認した.クリアランス増分はや はりこれに対応しており、き裂生成における荷重解放によっ て急激にクリアランスが減少している.



図8 S60C 軸対称せん断における荷重およびクリアランス増 分に及ぼす初期クリアランスの影響(打抜き半径 8mm)

図9に SPCC における軸対称せん断荷重-ストローク曲線 ならびにクリアランス増分-ストローク曲線を示す. S60C と 同様に、初期クリアランスの増加に伴って荷重は下がり、き 裂生成時期も早まっている.後者の傾向は図7と対応してお り、解析精度の高さを示している.荷重の最大値は20kNす なわち S60C の約2/3であり、これは変形抵抗の差であると 考えられる.また、クリアランス増加量もS60Cに比べて非 常に小さい.さらに、き裂発生後の荷重降下がS60Cに比し て急であり、これらはSPCCが軟質であるためパンチ進行が 素材によって妨げられにくく、荷重解放後の弾性回復量が小 さいために荷重曲線がほぼ垂直になったものと考えられる.



図9 SPCC 軸対称せん断における荷重およびクリアランス増 分に及ぼす初期クリアランスの影響(打抜き半径 8mm)

図10にSUS301軸対称せん断荷重-ストローク曲線ならびにクリアランス増分-ストローク曲線を示す.最大荷重は60kNで最も高く,S60Cの約2倍の値を示した.また,初期クリアランス C=10%t条件下において破断が早期に生じている.二次せん断は生じておらず,実験結果と一致している.荷重解放直後から荷重が0になるまでのストロークが長く,せん断完了までの時間も短いものと考えられる.



図10 SUS301軸対称せん断における荷重およびクリアランス増 分に及ぼす初期クリアランスの影響(打抜き半径 8mm)

## 4.3 解析結果

図 11 に SPCC における打抜き半径 R=2mm, クリアランス C=10%t の場合のパンチ刃先周辺におけるき裂生成および進 展の解析結果を示す.加工初期段階ではき裂はパンチ刃先で 生じ,徐々に内部に進展してゆく.図12に初期き裂発生時 のポンチ押込み量に及ぼすクリアランスおよびパンチ半径の



図12 き裂発生時のポンチ押込み量に及ぼすクリアランス および打抜き半径の影響

影響を示す.実験値と解析値が良い一致を示していると考えられる.また,打抜き半径 *R=2mm*ではクリアランスが減少すると,き裂の発生が遅れている.これらを総じて,解析は現象をシミュレートできているものと判断した.

上記を踏まえ,図13にクリアランスの変化による応力三 軸度分布の比較を示す.クリアランスが小さい*C*=2.5%*t*に おいては10%*t*の場合と異なり,刃先周辺の応力三軸度が圧 縮場となっている.すなわち狭クリアランスの影響でダイス 内壁面圧が増加し,その結果クリアランスが増加しているこ とが考えられる.この影響によって,だれおよびせん断面長 さなどの加工特性も変化した.



# 5. 結 言

軸対称せん断における金型弾性変形量を測定し、これに及 ぼす被加工材種および初期クリアランスの影響について調査 した.また、軸対称せん断加工の有限要素解析を行い、加工 部性状について実験結果と解析結果を比較することによっ て、クリアランス変化がせん断特性に及ぼす影響を考察した. その結果、以下の知見を得た.

- ・ 金型弾性変形の影響で、せん断加工の進行に伴ってクリ アランスは増加し、特に初期クリアランスが小さいほど 大きくなった.特に SUS301 が顕著で、最大でクリアラ ンスは Δ*C*=2%*t* 増加した.これは変形抵抗の大きさに依 存する.
- 軸対称せん断において、クリアランスが小さくなると、 き裂発生が遅くなることがわかった.これは、応力三軸 度の低下により、空孔生成が抑制されたためであると考 えられる.

### 参考文献

- 湯川伸樹, 犬飼佳彦, 吉田佳典, 石川孝司, 神馬敬: 塑 性と加工, 39-454 (1998) 1129.
- 2) 小森和武: 塑性と加工, 38-433 (1997), 129.
- 3) Hambli, R. : Int. J. Mech. Sci., 43 (2001), 27690.
- 4) 吉田佳典,湯川伸樹,石川孝司,細野定一,村瀬道徳: 塑性と加工,44-510 (2003),735.
- 5) 吉田佳典,村瀬泰章,湯川伸樹,石川孝司:塑正と加工, 46-532 (2005), 392.
- 6) Yoshida, Y., Yukawa, N., Ishikawa, T. : Steel Research Int., Special Edition (2011), 586-591.
- 7) Tvergaard, V.: Advances in Applied Mechanics, 27 (1983) 83.
- Chu, C. C., Needleman, A.: Journal of Engineering Materials and Technology, 102 (1980) 249.
- 大塚昭夫・宮田隆司・西村誠二・木村雅保・馬淵宗人: 材料, 29-322 (1980), 717.
- 10) 大塚昭夫・宮田隆司・桜井勉・飯田浩:材料, 34-381 (1985), 622.
- Hancock, J. W., Mackenzie, A. C.,: J. Mech. Phys.Solid, 24 (1976), 147.
- Rice, J. R., Tracy, D. M.,: J. Mech. Phys. Solid., 7 (1969), 201.
- Ishiguro, T., Yoshida, Y., Yukawa, N., Ishikawa, T. : Mater. Trans., 50-7 (2009), 1671-1677.