

# ステンレス薄材のマイクロ精密せん断加工法の開発

Development of micro precision blanking method for thin stainless steel

鈴木 洋平

2021年1月13日

東京都立大学

## 目次

第1章 序論	4
1.1 研究の背景	4
1.2 せん断加工と精密せん断加工	7
1.2.1 せん断加工	7
1.2.2 切口面	8
1.2.3 クリアランス	9
1.2.4 精密せん断加工	11
1.3 マイクロせん断加工	14
1.3.1 マクロ加工とマイクロ加工の定義	14
1.3.2 マイクロせん断加工の事例	14
1.3.3 マイクロせん断加工の課題と先行研究	15
1.3.4 マイクロせん断加工に残された課題	18
1.4 マイクロせん断加工を実現するための工法検討	20
1.4.1 負クリアランス	20
1.4.2 負クリアランスを用いた塑性加工	21
1.4.3 負クリアランスを用いたせん断加工	21
1.5 本研究の目的	21
1.6 本論文の構成	22
参考文献	24
第2章 マイクロ精密せん断に適した新工法の開発	27
2.1 緒言	28
2.2 負クリアランスによる押し出し加工とせん断加工を組合せたハイブリッド工法	30
2.2.1 打抜き実験	30
2.2.2 結果と考察	35
2.2.2.1 歯形切口面構成比率のSEM観察結果	35
2.2.2.2 切口面構成比率	37
2.2.2.3 歯形の形状寸法評価	40
2.2.2.4 平面度及び切口面の傾き評価	41
2.2.2.5 切口面の表面粗さ	44
2.3 結言	45
参考文献	46
第3章 新工法における破断抑制メカニズムの解明	48

3.1 緒言 .....	49
3.2 実験条件 .....	51
3.2.1 FE 解析モデルと解析条件 .....	51
3.3 結果と考察 .....	55
3.3.1 FE 解析 .....	55
3.3.2 EBSD 解析 .....	62
3.4 結言 .....	65
参考文献 .....	66
第4章 新工法の実用化に向けたプロセス条件の最適化 .....	68
4.1 緒言 .....	69
4.2 最適クリアランスの検証実験 .....	69
4.2.1 打抜き条件 .....	69
4.2.2 FE 解析条件 .....	71
4.3 結果と考察 .....	75
4.3.1 プレス打抜き実験結果 .....	75
4.3.2 FE 解析による各クリアランスの切口面生成の考察 .....	78
4.3.3 パンチ先端にかかる負荷の FE 解析 .....	83
4.4 負クリアランス打抜きにおけるパンチ負荷低減の検証実験 .....	85
4.4.1 FEM 解析モデルと解析条件 .....	85
4.4.2 FE 解析結果と考察 .....	86
4.4.3 打抜き条件 .....	92
4.4.4 打抜き結果と考察 .....	92
4.5 結言 .....	96
参考文献 .....	97
第5章 総括 .....	98
5.1 研究成果概要 .....	99
5.2 今後の課題 .....	100
謝辞 .....	102

## 第 1 章 序論

## 1.1 研究の背景

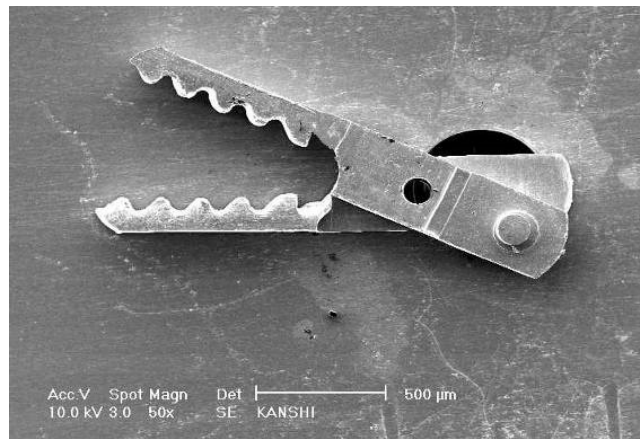
近年の電子機器、ロボット、医療機器の進化によって我々の生活は大変便利になり、それゆえ、それらの分野の市場は非常に大きな成長を続けている。電子機器分野においては、パソコンやスマートフォンなどをはじめとした家電や自動車など世界中の様々なものがインターネットにつながる IoT デバイスが急増しており、現在では約 300 億個が市場に流通しているとされている<sup>1)</sup>。ロボット分野においては、現在主流である製造分野の産業用ロボットだけではなく、今後は農林水産分野やサービス分野への普及が拡大し、その台数は年平均 14% 増が予測されている<sup>2)</sup>。医療機器のグローバル市場規模も年々増加しており、2021 年には 4,000 億ドルを超える市場に成長することが予測されている<sup>3)</sup>。これらの市場の成長を続ける重要な要素の一つに製品/部品の“マイクロ化”が挙げられる<sup>4)</sup>。マイクロ化によって製品/部品は、小型化以外にも多機能・高機能・軽量化が可能となり消費者のニーズに応えることができるからである。生活の質の向上や産業を発展させていくうえで製品/部品のマイクロ化に対する期待は高い。

マイクロ製品/部品の加工方法については、これまでも様々な研究や開発が行われている。微小電子機械 (MEMS : Micro Electro Mechanical System) は電子機器、ロボットや医療機器分野において欠かすことのできない重要なデバイスである<sup>5)</sup>。しかしながら、その製造技術は主にリソグラフィーをベースとした半導体加工技術であるため、製造コストや製品強度が低いなどの問題がある<sup>6)</sup>。樹脂の射出成形によるマイクロマシンの製作も研究開発が行われている<sup>7)</sup>。しかし、樹脂は耐薬品性や強度が低いため用途は限られる。それに対して金属材料は強度が高く且つ、耐食性や耐薬品性もあることから金属材料を用いてマイクロ製品/部品を安価で安定して製造することができれば、市場の期待に応えることができる。

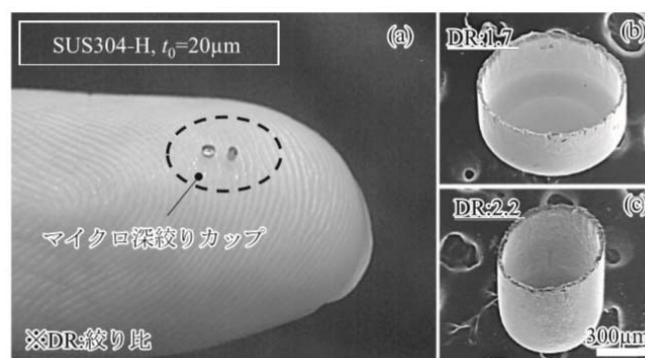
一般的に金属材料を安価で大量に生産する工法には、プレス加工法が選択されることが多い。プレス加工法は例えばレーザー加工やエッチング加工、電子ビーム加工等と比べて圧倒的に生産効率と品質安定性に優れた工法である。プレス加工のマイクロ製品/部品への展開については、これまでも **Fig. 1-1** に示すような微細プレス加工部品が開発されてきた<sup>8)</sup>。特に、せん断加工は製品と被加工材を分離する方法でプレス加工法の中でも多くの部品加工に用いられている。せん断加工による切口面は、だれ・せん断面・破断面・かえりで構成されるが、例えば、産業部品の多くに使われているギヤの様にお互いの加工面 (切口面) が接触するような部品は、理想としてだれが少なく破断面がないといった、切口面の出来る限りを平滑面、すわなち“全せん断面”にしたいという要求が多く難易度の高い加工となる。



(a) orifice plate for gasoline injector



(b) micro forceps<sup>8)</sup>



(c) micro drawing cup<sup>9)</sup>

Fig. 1-1 Example of micro plastic deformation parts.

その解決手段として、従来ではファインブランキング法<sup>10, 11)</sup>が代表的な精密せん断加工法として用いられるが、マイクロせん断加工の場合、スケールダウンに伴い、金型と素材のそれぞれにおいて以下に示す課題があり、これまでのマクロの知見をそのまま採用することは困難である。

金型に関しては、一般的にパンチとダイのクリアランスが被加工材の板厚比で表され、被加工材が薄くなることでクリアランスは小さくなる。ファインブランキング法におけるマクロの知見<sup>11)</sup>では、推奨のクリアランスは被加工材板厚の1%とされている。例えば、板厚0.1 mmの場合、そのクリアランスは $1\mu\text{m}$ となるため、その精度を確保するための金型製作や各金型部品の組込み、パンチとダイの位置合わせは極めて難易度が高くなる。一方、素材に関しては、被加工材は薄肉化することで延性が低下することが知られている<sup>12)</sup>。具体的には、被加工材圧延時のひずみ導入による加工硬化、ホール・ペッチ則の結晶粒微細化による降伏強度上昇、板厚に対する結晶粒の割合や、表面粗さ・表面欠陥の影響、応力三軸度の影響によるボイド形成・成長が挙げられる。せん断加工による切口面は被加工材の延性に大きな影響を受け、破断面がより大きくなる。更に、自動車部品、電子部品、医療部品にはオーステナイト系ステンレス鋼が多用されているため、本研究では、被加工材をオーステナイト系ステンレス鋼に限定して研究を行ったが、この場合、変形の進行に伴いオーステナイト組織が加工誘起マルテンサイト組織に変態し、延性が低下することで破断面がより大きくなる。以上のことから、マイクロ精密せん断加工において全せん断面を実現するには、マイクロなスケールに適した新工法の開発が求められている。

## 1.2 せん断加工と精密せん断加工

### 1.2.1 せん断加工

せん断加工は、一般的にプレス機と金型を用いて板材または棒材を塑性変形させ、最終的には破壊することで被加工材料を切断・分離する加工方法である。パンチとダイの工具間に被加工材をはさみ、プレスで押圧するという単純な工程で加工できることから生産性が高く、多くの産業部品に使われている。Fig. 1-2に、せん断加工の中でも精度を要求される際に用いられるストリッパプレート可動式の金型構造を示す。また、Fig. 1-3にその金型写真を示す。ストリッパプレートがパンチのガイドや板押えの機能を果たすことで、高精度なせん断加工が可能となる。後述する切口面はせん断加工によって得られる加工面のことを示すが、切口面の状態を部品仕様として要求されることがある。その切口面の状態はパンチとダイのクリアランスによって異なるため、パンチとダイの位置合わせ（クリアランスの調整）を厳密に行うには高精度な金型が必要となる。特に、マイクロ部品のような薄板の加工、例えば0.1mmの板材を被加工材とした場合には、前述したように、そのクリアランスは $1\mu\text{m}$ となる。従って、そのプレスせん断加工用金型は $1\mu\text{m}$ 以下の寸法公差と幾何公差で金型を製作する必要がある。

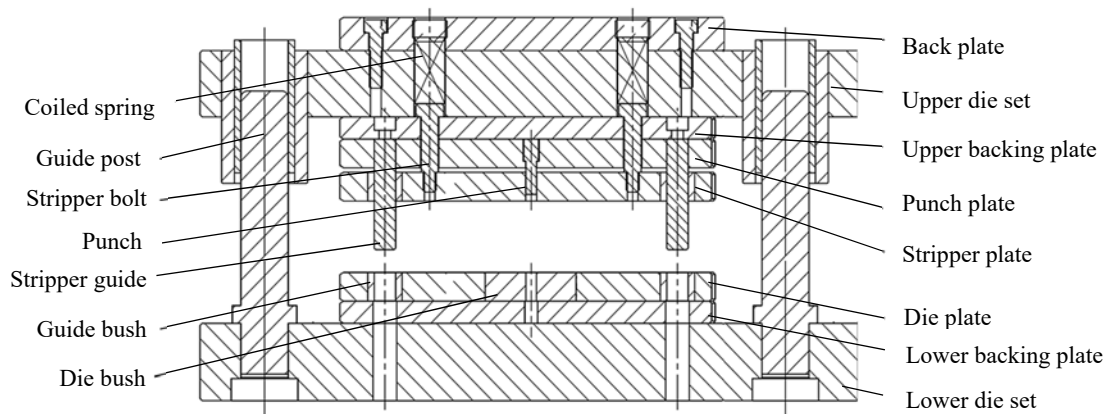


Fig. 1-2 Outline structure of blanking die-set.

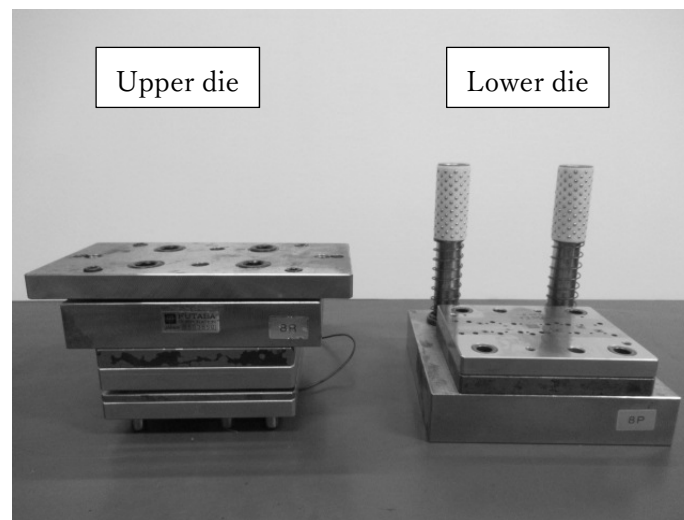


Fig. 1-3 Photograph of die for precision blanking.

### 1.2.2 切口面

せん断加工によって得られる切口面は、製品・部品に求められる重要な品質規格の一つである。一般的に金属材料をせん断加工すると Fig. 1-4 に示すような切口面が得られ、その切口面は、だれ、せん断面、破断面、かえりで構成される<sup>13)</sup>。切口面が形成される変形過程は、これまでのせん断加工に関する研究で次の様に説明されている<sup>14)</sup>。だれの形成は、パンチが下降してパンチ端面が被加工材の上面に接触すると、パンチ下方（ダイ上方）の被加工材は圧縮力を受ける。パンチ側面（ダイ側面）に接する材料表面には引張力が作用する。このため、パンチとダイの側面に位置する材料はパンチとダイによって引っ張り込まれ、だれの成形が開始される。パンチが更に進行すると、パンチ刃先とダイ刃先とを結ぶ線上のせ



せん断応力が大きくなり、せん断すべりが発生するようになる。せん断面の形成は、せん断すべりによって形成される。さらにせん断すべりが進行すると、被加工材料内に発生する引張力が大きくなり、工具刃先付近からクラックが発生する。最終的にはパンチとダイのクラックが会合して被加工材料が分離される。クラックが生じた面は、せん断加工（塑性変形）をした後に破壊してできた面であるから「延性破壊面」の一種である<sup>15)</sup>。従って細かな凹凸面となっており破断面と呼ばれる。なお、クラックは工具刃先先端ではなく刃先側面から発生するためクラックの発生点がずれる。その結果、だれと反対側の切口面端部にかえりが発生する。

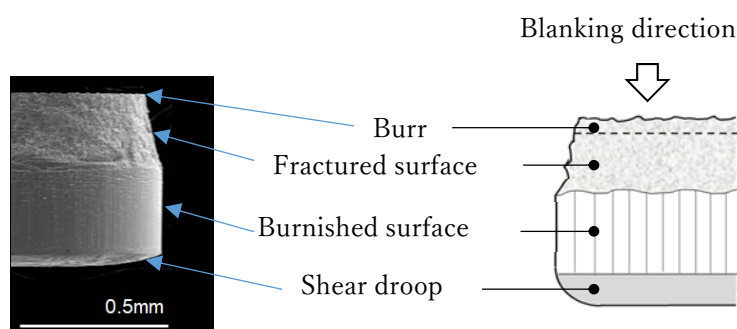


Fig. 1-4 SEM image of blanked product and blanked surface.

### 1.2.3 クリアランス

パンチとダイのクリアランスは前述の切口面の状態に及ぼす最も重要な因子の一つである<sup>16)</sup>。一般的なせん断加工では Fig. 1-5 に示すように、せん断工具であるパンチとダイの間に僅かなクリアランスを設ける。このクリアランスがあることでパンチが被加工材を完全に貫通することができ、被加工材と製品の分離が可能になる。慣用せん断加工におけるクリアランスと切口面の関係を Fig. 1-6 に示す。クリアランスが狭くなるに従い、板厚に対するだれの割合は減少し、せん断面の割合は増大する。切口面の平滑さの観点では、せん断面の占める割合が大きい方が望ましいが、クリアランスを狭くし過ぎると Fig. 1-6 (c), (d) に示すような二次せん断面が生じる。

クリアランスの違いが切口面に及ぼすメカニズムを図式的に表したものが Fig. 1-7<sup>17)</sup>となる。Fig. 1-7(a) に示すように、クリアランスが極端に大きい場合には、せん断面の生成に先立って材料がクリアランス部へ流入し、材料が引張応力場に近い状態となりクラックが発生しやすくなる。クラックが入った時点で残った板厚に対するクリアランスはさらに大きくなっているので、最初のクラックの方向がそのまま維持されず、クラックの会合時にはクラックの食い違いが生じる。Fig. 1-7(b) に示すように、適当なクリアランスを選択した時には、ダイとパンチから発生したクラックが食い違いを生じることなく会合し材料の分離が行われる。Fig. 1-7(c) に示すように、クリアランスが非常に小さい、例えばダイ刃先

付近より発生したクラックはパンチ下の高い圧縮応力領域へ向かうので、このクラックはパンチ刃先まで成長することができず途中で成長がとまってしまい、いわゆる停留クラックとなる。さらなる工具の材料への食い込みが続行されることで新たなせん断面（二次せん断）が形成される。

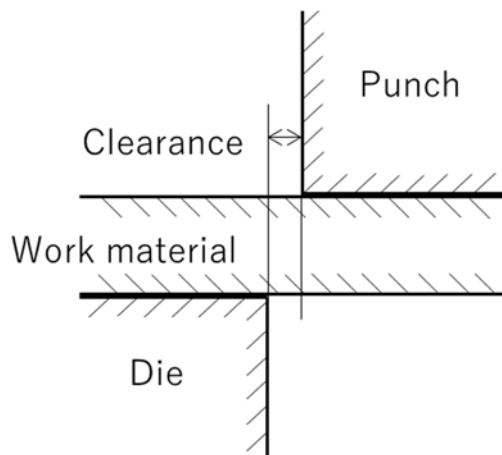


Fig. 1-5 Schematic diagram of punch-die clearance.

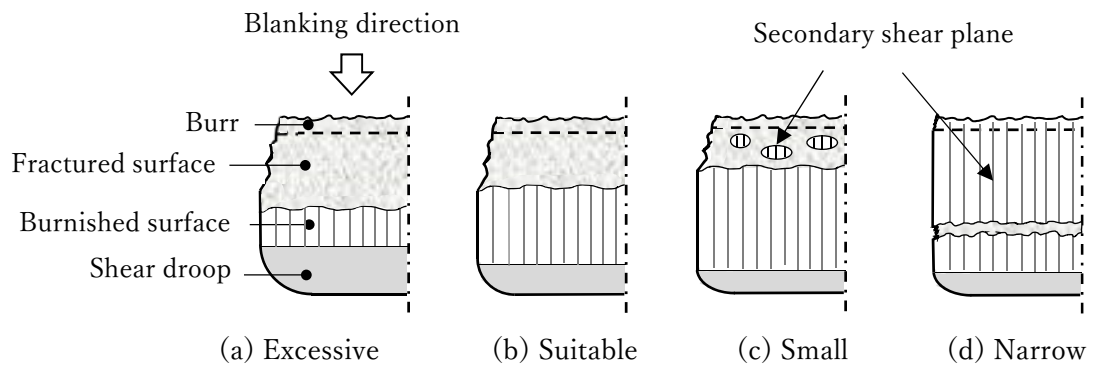


Fig. 1-6 Relationship between clearance and cut surface<sup>16)</sup>.

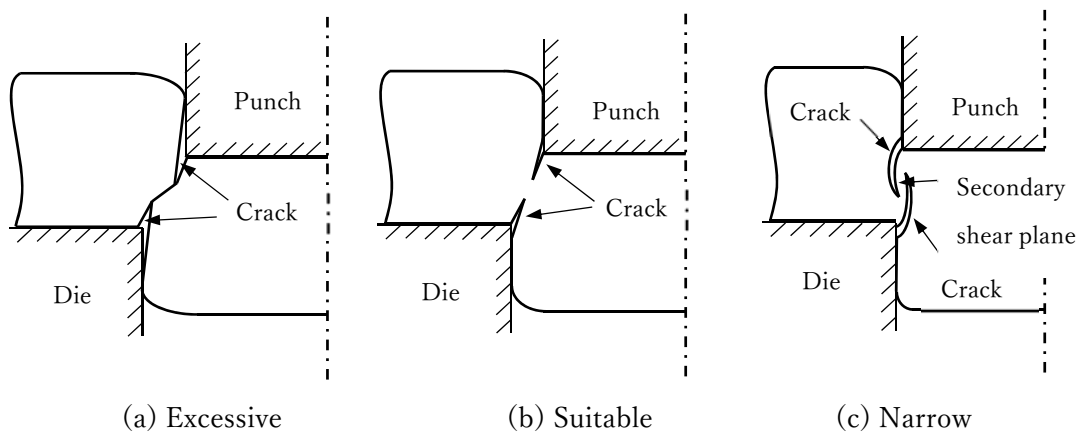


Fig. 1-7 Difference in crack growth due to clearance<sup>17)</sup>.

#### 1.2.4 精密せん断加工

前述したように、一般のせん断加工法では理想的な切口面に比べて、だれ、破断面、かえりといった欠点を有する。これらの欠点を無くそうとする加工法が精密せん断加工法である。精密せん断加工法は、切口面を平滑な全せん断面で加工する方法と、そもそものかえりが発生しないような加工法の2種類に大別される。なお、本研究においては、破断の抑制を研究目的としているため、以降の精密せん断加工法の説明については前者の加工法を対象とする。

Table 1-1 に板材における代表的な精密せん断加工法を示す<sup>18)</sup>。シェービング、仕上げ抜き法、精密打抜き法（以下、ファインブランキングと記す）、対向ダイス打抜き法などは、せん断面の切口面に占める割合を増加させ、平滑な切口面が得られる精密せん断法である。特に切口面の品質が重視される部品では、ファインブランキングが用いられている。この方法は、スイスの Fritz Schiess により 1920 年代に発明された方法<sup>19)</sup>で、金属材料の静水圧効果<sup>20)</sup>を用いて金属の塑性変形能を高めることによって、切口面のクラックを抑制する方法である。ファインブランキングの特徴は大きく分けて3つある。(1) パンチとダイのクリアランスを極めて小さくする。(2) 突起状 (Vリング) の板押えとカウンタパンチにより逆押えを作用させる。(3) ダイ刃先にわずかな丸み R をつける。これらの手段により、被加工材料内の刃先付近の静水圧を高め、破断面のもととなるクラックを抑制する工法である。

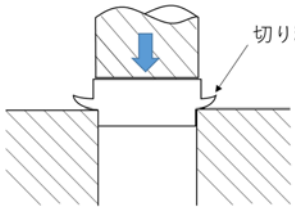
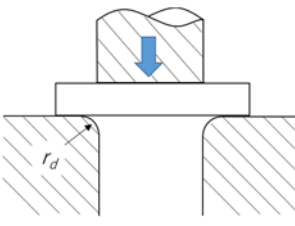
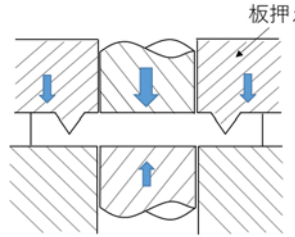
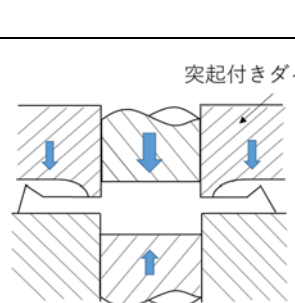
ファインブランキングの加工メカニズムを解明するために有限要素解析を用いたシミュレーション (Finite element method, 以下 FE 解析) も行われている。例えば、Thipprakmasらはファインブランキングにおける板押え力および逆押え力の大きさをパラメーターとして FE 解析を行い、板押え力および逆押え力の大きさと被加工材の材料流動方向・速度の関係を明らかにすることで、切口面の破断有無を検証した<sup>21)</sup>。また、板押えの Vリングと被加工材の静水圧との関係を検証し、切口面の破断抑制のメカニズムを解明した<sup>22)</sup>。さらに、Ayada<sup>23)</sup>、Rice & Tracy<sup>24)</sup>、McClintock<sup>25)</sup>の延性破壊条件式を用いて切口面の破断および二

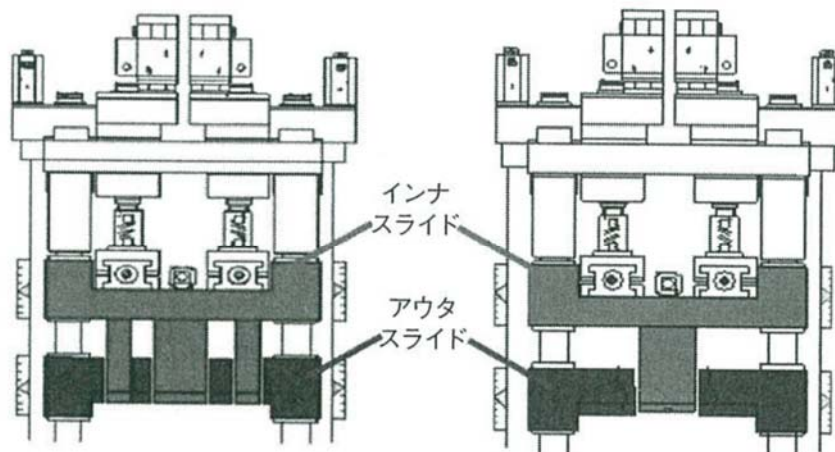
次せん断面の解析を行い、実際のプレス実験結果とよく一致していることを確かめた<sup>26)</sup>。田中らはファインブランキングにおける切口面の破断判定の解析を、Cockcroft & Latham<sup>27)</sup>、大矢根<sup>28)</sup>の延性破壊条件式を用いて行い、実際のプレス実験と比較した結果、FE解析は破断発生有無の予測に有効であることを報告した<sup>29,30)</sup>。Phyoらはファインブランキングにおけるクリアランスとダメージ値の関係について延性破壊条件式を用いて確かめた<sup>31,32)</sup>。

ただし、ファインブランキングは専用の3動プレス機を必要とするためコスト増をもたらす。仕上げ抜き法はファインブランキングを簡易化した工法であり、汎用のプレス機で加工が可能である<sup>33-35)</sup>。ただ簡易な工法であるので、適用材料は高延性の金属材料に限られる。シェービング<sup>36-42)</sup>と対向ダイス打抜き法<sup>43-45)</sup>は切削機構による精密せん断加工法である。

精密せん断加工に適したプレス機の開発も行われている。従来の精密せん断加工はファインブランキングに代表される専用の複動プレス機が主流であったが、近年はプレス機械の高精度化・高剛性化によって、汎用のプレス機による精密せん断加工が行われている。アイダエンジニアリング株式会社は「金型精度より高い精度のマシン」をコンセプトにUL (Ultimate) プレス機を開発し、厚物の精密せん断加工を実現している<sup>46)</sup>。株式会社放電精密加工研究所は4軸直動式サーボプレス機ZENFormerを開発し、プレス機のスライドを4軸の直動機構をサーボモーターでデジタル制御することによってプレス加工時に発生する偏荷重に対して高精度にスライドの平行面を維持できるようにした。また、**Fig. 1-8**に示すダブルスライド機構によりファインブランキングの代替加工や高精度順送加工での精密せん断加工を実現した<sup>47)</sup>。

Table 1-1 Various precision shearing process <sup>18)</sup>.

名称	加工法	せん断切口面
シェービング		打抜きブランクの破断面を削り取る 切削面
仕上げ抜き		ゼロクリアランスで切刃に丸み又は面取りを付け、クラック発生を防止する 塑性せん断面
精密打抜き (ファインブランキング)		ゼロクリアランスで、材料を板押え（突起付き）逆押えで拘束して、クラック発生を防止する 塑性せん断面
対向ダイス打抜き		突起付きダイスの押込みによって切込みと精密打ち抜きによる分離 切削面+塑性せん断面



(a)Progressive processing (b)Single shot processing

Fig. 1-8 Schematic diagram of double slide structure<sup>47)</sup>.

### 1.3 マイクロせん断加工

#### 1.3.1 マクロ加工とマイクロ加工の定義

マイクロ加工とマクロ加工の用語に対して明確な定義があるわけではないが、一般的には、寸法が小さい、または素材板厚が数百  $\mu\text{m}$ ～数十  $\mu\text{m}$  の製品加工を指すとされている<sup>48)</sup>。本研究では上記内容に加え、せん断加工においてはパンチとダイのクリアランスがせん断切口面品質に及ぼす影響が大きいことを鑑みて、クリアランスをマイクロメートル単位で管理する加工をマイクロせん断加工と定義する。

#### 1.3.2 マイクロせん断加工の事例

マイクロせん断加工を代表する製品/部品例を Fig. 1-9 に示す。腕時計 (Fig. 1-9 (a)) は、約 40 個から 100 個の部品から構成されており、被加工材の板厚は約 0.1mm から 0.3mm の鉄系、銅系材料が使われているマイクロ加工技術が集結した製品である。Fig. 1-9 (b) のオリフィスプレートは、ガソリン電子燃料噴射装置を構成するインジェクタの先端に装着され、微粒化された燃料を指定の場所に噴霧供給する極めて重要な役目を負っている。複数の微細穴を、斜めに且つ、異方向にプレス加工することが求められ、ガソリン流量の機能保証の為に、孔径を「 $0.1\mu\text{m}$ 」単位で管理する必要がある。同時に、プレス加工の宿命であるバリ、かえりは完全に除去しなければならない。Fig. 1-9 (c) は低侵襲医療を目的とした内視鏡手術に用いる微細鉗子である。鉗子は患部の把持や検体採取を目的としており、把持部となる切口面が精密に加工されている必要がある。以上のように、これらの製品/部品は形状寸法精度だけではなく、せん断した切口面のだれ、せん断面長さ、かえりについても製品/部品の要求仕様として求められてきた。

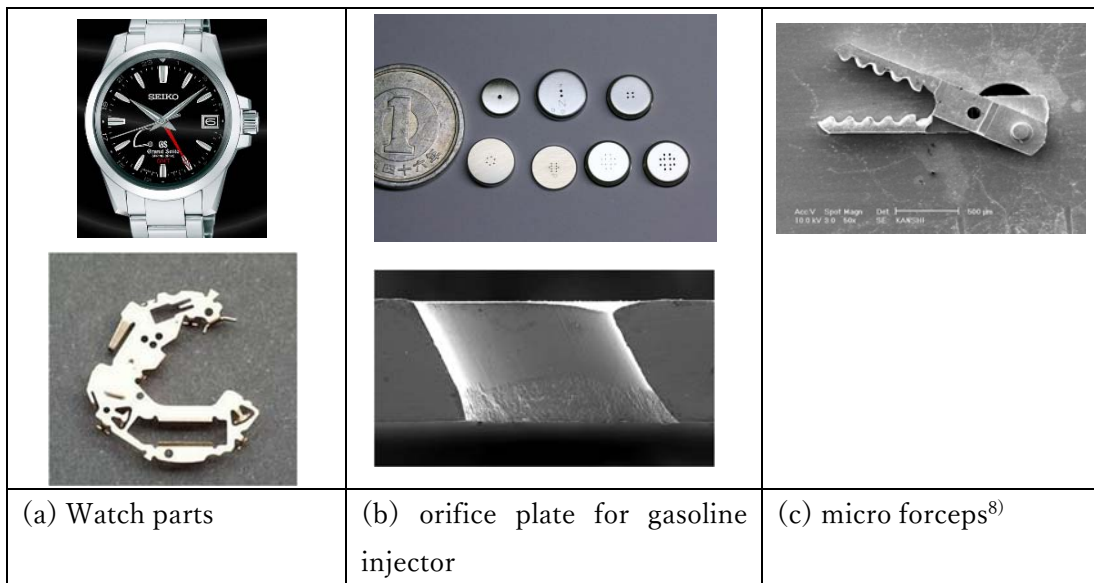


Fig. 1-9 Example of micro blanking parts.

### 1.3.3 マイクロせん断加工の課題と先行研究

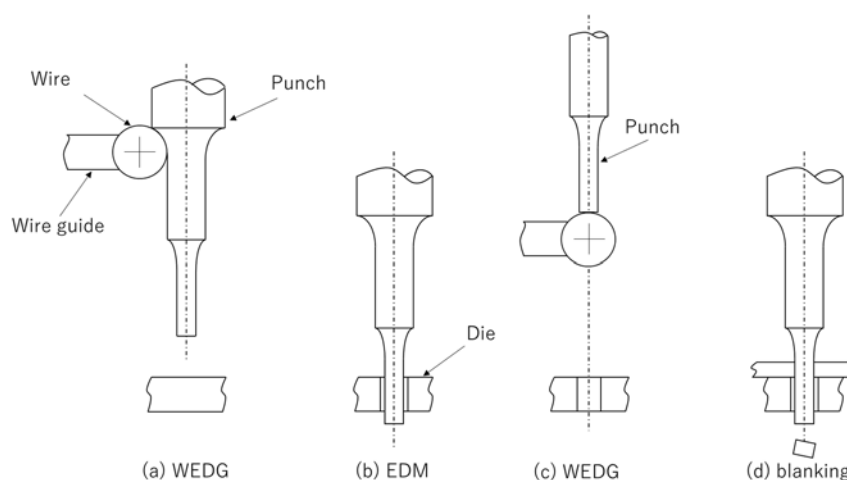
前述した精密せん断加工法は全せん断面を得られる工法ではあるものの、マイクロ部品へそのまま展開するには課題が残る。マイクロせん断加工における課題について、青木らは次の6項目に大別できると提唱している<sup>48)</sup>。①マイクロ工具の製作方法、②パンチとダイの位置合わせ技術、③パンチ食い込み量の制御技術、④順送り加工等の加工システムの高度化、⑤工具・金型の維持、⑥材料の薄板化・結晶微細化に伴う加工機構の変化。これらの課題に対して、これまでに多くの研究開発が進められてきた。

①のマイクロ工具の製作方法に関しては、機械温度制御や機械液温制御されたマイクロ放電加工<sup>49)</sup>や駆動系にリニアモーターを用いたマイクロ切削加工<sup>50)</sup>の装置開発/技術開発により、近年では $1\mu\text{m}$ 以下の寸法精度を得られるようになってきた。さらには加工機の摩擦や温度変化による精度低下が対策された超精密5軸加工機<sup>51)</sup>や超短パルスレーザーを用いたフェムト/ピコ秒レーザー加工機によって微細且つ複雑形状の工具が製作出来るようになってきた<sup>52)</sup>。また、マイクロせん断加工に用いるパンチは寸法が著しく細くなるので座屈強度、圧縮強度が問題になることから、工具材質には硬度が高い超硬合金を用いることが多い。超硬合金の主原料であるWC(炭化タングステン)を微細粒化且つ平均結晶粒径を均一化することで、硬度をより高く且つ工具として製作した際の表面粗さが小さいといった特徴を有する超硬の開発が進んでいる<sup>53)</sup>。以上のようにマイクロ工具の製作技術は日々進歩している。

②のパンチとダイの位置合わせ技術の課題に関しては、前述したように被加工材板厚が薄くなるに従いクリアランスは小さくなるため、両者の相対的な位置合わせの難易度は高

くなる。実質的にはクリアランスがゼロに近い値になる困難な加工であることに対して、前田らはクリアランスの不同で生じる側圧力の差によるパンチ誘導の可能性を示し<sup>54)</sup>、高橋らは側圧力によるパンチの変形量について実験的に検証し、パンチ変形は側圧力に依存することを示した<sup>55,56)</sup>。さらに笹田らは、有限要素解析（以下 FE 解析）を用いて偏心クリアランス是正作用に及ぼす因子が、側圧力だけではなく、せん断力も影響することを示し、更にはパンチ長さ及び板押え力も影響することを明らかにした<sup>57,58)</sup>。工具の精密な位置合わせに関する研究に関しては、パンチとダイ間の静電容量を測定することで、それぞれの相対的な位置関係を把握する試み<sup>59)</sup>や、**Fig. 1-10**に示すように金属ワイヤーを電極として用いてパンチの外周を放電加工し、そのパンチを放電加工の電極として用いてダイを製作することでパンチとダイが同軸になり、極小クリアランスのせん断加工が可能となるワイヤー放電研削法（WEDG：Wire Electron Discharge Grinding）<sup>60)</sup>が開発された。また、圧電素子を用いた XY ステージと画像処理による  $\pm 1 \mu\text{m}$  精度の工具位置合わせ<sup>61,62)</sup>技術の開発、さらにはナノ精度デジタルクリアランス調整が可能な金型の開発が行われてきた<sup>63)</sup>。クリアランスを全く設けない、いわゆるゼロクリアランスの研究も多々行われている。相澤はプラズマプリンティング法<sup>64-66)</sup>を用いることで選択的に工具材料に硬度差を作り、ショットブラストによって凹凸（パンチとダイ）を創製し、ゼロクリアランス打ち抜きや微小パターンのシート材打ち抜きを実現した。古閑らは、ゼロクリアランス金型を実現するために焼結ダイヤモンドを工具材料に用いることで、凝着が発生しやすいとされるステンレス箔材の連続打ち抜きに成功した<sup>67)</sup>。

しかしながら、以上の研究における打ち抜き対象形状は単純な丸形状である。これが複雑形状になると、**Fig. 1-11**に示すように、XY 方向のパンチとダイの位置合わせだけでなく、回転方法の位置合わせも必要となるため、極小クリアランス及びゼロクリアランスでの打ち抜きは極めて困難になることから、複雑形状のマイクロせん断加工に関しては課題が残されている。



**Fig. 1-10** Micro blanking process using WEDG<sup>60)</sup>.



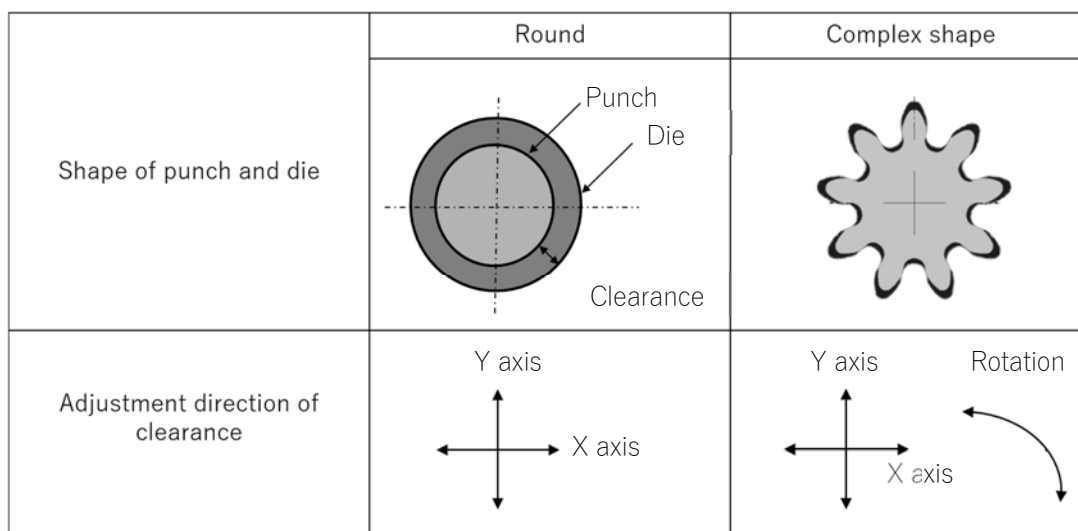


Fig. 1-11 Schematic diagram of negative clearance.

③パンチ食い込み量の制御技術に関しては、金型を上下運動させるプレス機の下死点精度やスライドモーションの制御が大きな影響を及ぼすことが考えられるが、その対応策の一つとしてサーボモーター駆動プレス機が活用されている。サーボモーター駆動プレス機の開発によってプレス機の下死点精度はメカ式クランクプレス機が約 $\pm 10 \mu\text{m}$ であったのに対して、スクリューサーボプレス機では $\pm 1 \mu\text{m}$ にまで大幅に向上し、更にはスライド制御が容易になった<sup>68)</sup>。また、デスクトップサイズのプレス機を用いたせん断加工についても研究がされている<sup>69, 70)</sup>。せん断に必要な荷重の数倍の加圧能力のプレス機を用いることでプレス機は小型・軽量化できるため、上下運動の慣性力を抑制できるという考え方である。

④順送り加工等の加工システムの高度化に関しては、ハンドリングが困難な微細部品に対して加工装置内や金型内で順送りする開発が進められている。青木らはタレットパンチ方式のデスクトップサイズ 3次元成形プレスマシンを開発し、微細鉗子の加工に成功した<sup>71)</sup>。楊らは、せん断加工した微細部品同士をそのまま金型内で組込み出来るシステムを開発した<sup>72)</sup>。

⑤工具・金型の維持に関しては、せん断加工品質の安定性を維持することを目的に、工具・金型の表面仕上げ、摩耗や潤滑について多くの研究成果が報告されてきた。特にマイクロせん断加工においては、工具の表面粗さが工具寸法に対して相対的に大きくなり、製品性状や工具寿命に大きく影響することや、工具・金型がマイクロになるほど塑性加工時にかかる衝撃や面圧が大きくなるため、コーティング膜の耐久性、基材との密着性が長寿命化においては重要なポイントとなるとされている<sup>73)</sup>。工具・金型の表面仕上げに関しては、研削砥石のドレッシング作業を常時または一定のインターバルで行う ELID 研削 (Electrolytic In-process Dressing) が大森らによって開発され<sup>74)</sup>、これまで手作業で研磨されていた工程が自動化される等の実用化が進んでいる。また、イオン照射によるマイクロパンチ刃先の先鋭化技術が開発され<sup>75, 76)</sup>、工具寿命向上と、せん断切口面のだれが低減することが報告され

た<sup>77)</sup>。清水らは、マイクロ部品の加工では材料のハンドリング性や製品洗浄の観点から無潤滑加工が求められることに着目し、工具表面にマイクロテクスチャを施し無潤滑条件下における被加工材から生じる摩耗粉を効果的に排出する機構を報告した<sup>78,79)</sup>。

⑥材料の薄板化・結晶微細化に伴う加工機構の変化に関しては、一般的に多結晶金属の塑性変形は、すべり変形すなわち、ある特定の結晶面（すべり面）上の特定の結晶方向（すべり方向）に沿って生じるせん断変形が主となる<sup>80)</sup>。従って、素材板厚に対する結晶粒の数が相対的に少ないマイクロ塑性加工の変形特性は結晶粒の影響を大きく受け、結晶方位に依存した形態になる。近年、素材の結晶粒径を微細化した鋼材が開発され<sup>81-87)</sup>、マイクロせん断加工と結晶粒径の関係について多くの研究が行われている。鳥塚らは炭素鋼の結晶微細化材をせん断加工した結果、結晶微細化材は加工した穴のだれ量が小さくなり、破断量は大きくなること、破断面の粗さは小さくなることを報告した<sup>88)</sup>。Xuらは真鍮の結晶微細化材をせん断加工した結果、鳥塚らの結果と同様にだれ量が小さくなり破断量が大きくなることを報告した<sup>89)</sup>。小松らはオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 の結晶微細化材を斜めにせん断加工して、10,000 ショットの連続加工におけるだれ量のばらつきを調査し、粗大結晶材料に比べてばらつきが小さくなることを明らかにした<sup>90,91)</sup>。さらには、自動車用の電子制御燃料噴射インジェクター用オリフィスプレートに展開した場合は、ガソリン流量のばらつきが低下することを報告した<sup>91)</sup>。白鳥らはオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 の微細小穴打抜きにおいて、材料結晶粒径とクリアランスの関係をEBSD (Electron Backscatter Diffraction<sup>92-97)</sup>) によって解析した。具体的には、塑性ひずみと関係があるとされている KAM (Kernel Average Misorientation) マップ<sup>98)</sup>と、結晶相状態を示す Phase マップによって加工影響層を評価し、クリアランスと材料結晶粒径の比率を1に近づけることで KAM 値と加工ひずみに伴う相変態のばらつきが減少し、その結果、切口面の破断開始位置が安定することを示した<sup>99)</sup>。さらに、材料結晶粒径と加工誘起マルテンサイトの関係を調査した。結晶粒径が大きい場合にはマルテンサイト変態の分布状態がばらつき、反対に結晶粒径が小さすぎると加工誘起マルテンサイト相の体積率が増し、脆性的になることを明らかにし、切口面の破断開始位置の安定化には最適な結晶粒径が存在することを示した<sup>100)</sup>。

#### 1.3.4 マイクロせん断加工に残された課題

Table 1-2 に前節で述べたマイクロせん断加工における課題と先行研究による解決手段を示す。それぞれの課題に対して解決手段が提案されている。しかしながら、金型に関する課題としては、打抜き対象形状が複雑形状である場合のパンチとダイの位置合わせ方法。また、素材に関しては板厚の薄板化に伴う延性低下とオーステナイト系ステンレス鋼特有の現象である加工誘起マルテンサイト変態に伴う延性低下に対する検討は、未だ十分に行われていない。その理由として、上記の課題を解決するためには、①超精密な金型の製造技術が必要であること。②微細金型・工具の取扱い技能が必要なこと。③それらの技術・技能を必要とする微細加工実験の再現の困難さが考えられる。

Table 1-2 Problems in micro blanking and solutions by previous research.

マイクロせん断加工における課題 <sup>48)</sup>	先行研究による解決手段
マイクロ工具の製作方法	マイクロ放電加工 <sup>49)</sup>
	マイクロ切削加工 <sup>50)</sup>
	超精密5軸加工機 <sup>51)</sup>
	超短パルスレーザーを用いた工具製作 <sup>52)</sup>
	超々微粒子超硬の開発 <sup>53)</sup>
パンチとダイの位置合わせ技術	静電容量を用いた工具位置合わせ <sup>59)</sup>
	WEDGを用いた工具位置合わせ <sup>60)</sup>
	圧電素子を用いたXYステージおよび画像処理による工具位置合わせ <sup>61,62)</sup>
	ナノ精度デジタルクリアランス調整が可能な金型の開発 <sup>63)</sup>
	プラズマプリンティングによるゼロクリアランス打抜き <sup>64-66)</sup>
	焼結ダイヤモンドによるゼロクリアランス打抜き <sup>67)</sup>
パンチ食い込み量の制御技術	サーボモーター駆動プレス機の開発 <sup>68)</sup>
	デスクトップサイズのプレス機の開発 <sup>69,70)</sup>
順送り加工等の加工システムの高度化	タレットパンチ方式のデスクトップ3次元成形プレスマシンの開発 <sup>71)</sup>
	金型内での微細部品組込み <sup>72)</sup>
工具・金型の維持	ELID研削の開発 <sup>74)</sup>
	イオン照射による工具刃先の先鋭化 <sup>75-77)</sup>
	工具表面へのマイクロテクスチャ付与 <sup>78,79)</sup>
材料の薄板化・結晶微細化に伴う加工機構の変化	素材の結晶粒径を微細化した鋼材の開発 <sup>81-87)</sup> せん断メカニズム解明 <sup>88-100)</sup>

#### 1.4 マイクロせん断加工を実現するための工法検討

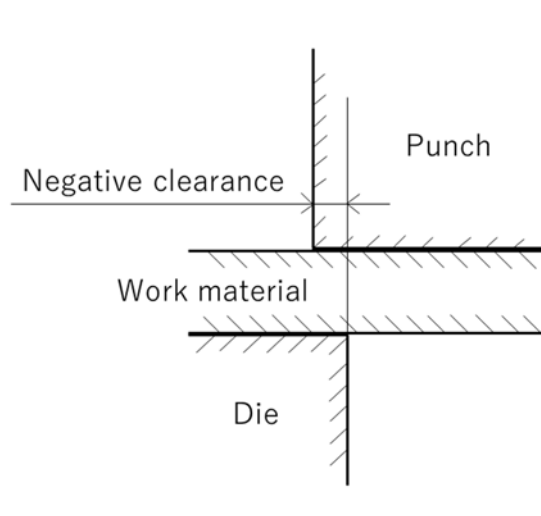
せん断加工は大量生産を目的としていることが多いが、加工の進行に伴い工具刃先・側面部の摩耗が進行することがマクロ加工で知られている<sup>101)</sup>。特にパンチは往復動作をするために工具摩耗が生じやすく、その結果、パンチの直径（クリアランス）が変化し、切口面状態に影響を及ぼす。クリアランスの絶対値が小さいマイクロせん断加工において、クリアランスの変化は極めて重要な課題となる。

マイクロせん断加工における工具摩耗については、マクロサイズと比較して工具の表面粗さが工具寸法に対して相対的に大きくなるため、工具摩耗が進行しやすくなることが報告されている<sup>76)</sup>。その対策として、パンチ表面粗さを改善するためのイオン照射加工<sup>75-77)</sup>、工具耐用向上に向けたイオン注入<sup>102)</sup>やコーティング<sup>103-105)</sup>、表面テクスチャリング<sup>78,79)</sup>の検証が行われてきたが、古閑らによるとステンレス鋼板の打抜きにおいては他の鋼板に比べ工具との親和性が高いことによって摩耗が進行しやすいとされており、クリアランスを狭くすることで摩耗はさらに進行すると報告されている<sup>106)</sup>。

従って、工具摩耗によってクリアランスが変化しやすいステンレス鋼板のマイクロせん断加工において、クリアランス変化について考慮しなくてもよい工法が検討できれば、前述の課題に対する解決策の一つになると考える。

##### 1.4.1 負クリアランス

**Fig. 1-12** に示すような、ダイ内径よりもパンチ外径の方が大きい負クリアランスはパンチをダイの中へ通す必要がなく、そのためクリアランスを考慮しなくても良くマイクロ部品に展開できる手法の一つであると考えられる。ただし、負クリアランスは加工が進行し、最終的にはパンチとダイが干渉してしまうので、その点を制御する工夫が求められる。



**Fig. 1-12** Schematic diagram of negative clearance.

#### 1.4.2 負クリアランスを用いた塑性加工

既に、負クリアランスは板材の成形方法である押し出し加工に用いられ、様々な研究が行われている。例えば、広田らは板材の押し出し加工による微小ビレットの成形に負クリアランスを用いることで、ビレット表面及び内部に破断を起こすことなく成形できることを示した<sup>107-109)</sup>。Xiuhua らは、負クリアランスにおける押し出し加工の切口面に発生するだれに関して、負の値が大きくなるに従い、だれ量は減少するものの、パンチにかかる負荷は大きくなることを FE 解析によって明らかにした<sup>110)</sup>。また、Chatkaew らは負クリアランスを用いた押し出し加工におけるパンチ進入に伴う材料流動状態をエッチングによる金属組織観察と FE 解析によって可視化した<sup>111)</sup>。

#### 1.4.3 負クリアランスを用いたせん断加工

負クリアランスを用いたマクロサイズにおけるせん断加工の研究も行われてきた。山田は負クリアランスを用いたせん断加工を押し出し抜き法として紹介している。しかしながら、製品分離の課程を明確に述べておらず当該原稿だけでは加工再現が困難である<sup>112)</sup>。近藤らは対向ダイスせん断法<sup>43-45)</sup>を提案しているが、金型工具へ突起等の微細加工を行う必要があり、マイクロ部品への展開は困難であると推察する。古閑らは、板厚 25mm の一般構造用圧延鋼材の小穴抜き加工を、第一工程をゼロまたは負クリアランスで板厚の 90%まで押し込み、第二工程で抜き落とす工法開発によって穴内面の破断を抑制することに成功している<sup>113)</sup>。打抜かれた側の切口面にはクラックが発生し平滑な面にはなっていないものの、材料内部に静水圧を付加したまません断加工でき且つ、その金型構造と加工方法の簡便さからマイクロせん断加工の工法開発の参考となる工法である。

負クリアランスは、切口面のかえりを抑制するために開発された平押し法<sup>114)</sup>にも有効であるとされている<sup>115-123)</sup>。しかしながら、切口面を全せん断面で加工する方法の検討や、量産性を考慮した連続加工について検証した研究は行われていない。

以上のように、破断抑制に有効とされている負クリアランスを用いた工法によって打抜き品の切口面が全せん断面で加工され、そのメカニズムを明らかにすることができれば、マイクロせん断加工の課題に対する一つの解決策になると考える。

### 1.5 本研究の目的

せん断加工は塑性加工技術の中でも、生産効率と品質安定性が優れた工法である。しかしながら、せん断加工による切口面は、だれ・破断面・かえりといった不具合が生じる。切口面の出来る限りを“全せん断面”にする工法として、様々な精密せん断加工法が採用されてきた。しかしながら、マイクロ部品を加工する場合にはマクロの知見をそのまま採用することは困難であるため、この課題を解決するための工法の開発が強く求められている。

そこで本研究では、マイクロせん断加工における加工切口面を全せん断面で加工するための新工法を提案し、そのメカニズムを解明することを目的とする。具体的には、新工法の

提案として、負クリアランスによる押し出し加工とせん断加工を組合せたハイブリッド工法を用いてプレス実験を行い、切口面の評価を行った。次に、新工法の素材変形メカニズムを数値解析及び結晶組織観察によって検証した。更には、工具にかかる負荷を数値解析より求め、切口面品質と工具負荷の観点からプロセス条件の最適化を検討した。なお、せん断加工は被加工材の特性によって切口面状態は大きく変化することが知られている<sup>124)</sup>。本研究では、被加工材を自動車部品、電子部品、医療部品に多用されているオーステナイト系ステンレス鋼に限定して研究を行った。

## 1.6 本論文の構成

本論文の構成について各章の概要を以下に示す。

第 1 章では、序論として塑性加工分野におけるマイクロせん断加工の概要と問題点について述べ、本研究の位置づけおよび目的を示した。

第 2 章では、マイクロ部品の代表例としてマイクロ歯形形状のマイクロ精密せん断加工を行い、従来技術の精密せん断加工法の中でもマイクロせん断加工に展開できる比較的簡易な工法の極小クリアランス且つダイ刃先部に微小丸み R をつける仕上げ抜き法と、負クリアランスによる押し出し加工とせん断加工を組み合わせた新工法の提案を行い、それらの比較実験を行った。

第 3 章では、第 2 章で得られた結果に対する加工メカニズムを解明するため、新工法の素材変形メカニズムを有限要素法解析（以下 FEM 解析）及び金属材料のミクロな組織構造を定量的に評価することが可能な電子後方散乱回折（以下 EBSD）を用いて検証を行った。

第 4 章では、新工法の負クリアランスを用いることでパンチへの負荷が高くなり、金型寿命低下につながると推測されることから、全せん断面で加工可能且つ、パンチへの負荷が最小となるクリアランスを探索した。更には、パンチエッジとダイエッジに小さな面取りを施すことでパンチ負荷低減を試み、面取りサイズとクリアランスの最適値を FEM 解析で求め、得られた解析結果を用いてプレス実験を行い、量産実現性を検証した。

第 5 章では、総括として本研究で得られた結果をまとめた。本研究に対するさらなる追及に対する課題について述べた。

## 参考文献

- 1) 総務省, IoT化する通信産業：<https://www.soumu.go.jp/johotsusintokei/whitepaper/ja/h29/pdf/n3300000.pdf>. 2018.
- 2) 経済産業省, ロボットを取り巻く環境変化等について：[https://www.meti.go.jp/shingikai/mo\\_no\\_info\\_service/robot\\_shakaihenkaku/pdf/001\\_03\\_00.pdf](https://www.meti.go.jp/shingikai/mo_no_info_service/robot_shakaihenkaku/pdf/001_03_00.pdf). 2019.
- 3) 経済産業省, 我が国医療機器産業の現状：[https://www.meti.go.jp/committee/kenkyukai/iryou\\_innovation](https://www.meti.go.jp/committee/kenkyukai/iryou_innovation). 2018.
- 4) 早乙女康典：精密工学会誌, 69-9(2003), 1221-1225.
- 5) 藤田博之；精密工学会誌, 70-9(2004), 1133-1136.
- 6) R. Liu, M. Stremmer, K. Sharp, M. Olsen, J. Santiago, R. Adrian, H. Aref, and D. Beebe: J. MEMS, 9-2(2000), 190-197.
- 7) 国枝正典：bulletin of the JSTP, 2-15(2019), 139-143.
- 8) 青木勇, 笹田昌弘, 小松誠, 三池神也：精密工学会誌, 71-12 (2005), 1618-1621.
- 9) 清水徹英, 楊明, 真鍋健一：塑性と加工, 55-636 (2014), 3-8.
- 10) 前田禎三, 中川威雄：塑性と加工, 9-92 (1986), 618-626.
- 11) 前田禎三, 中川威雄：塑性と加工, 9-92 (1986), 627-636.
- 12) Shimizu, T., Murashige, Y., Iwaoka, S., Yang, M and Manabe, K.: Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, 7-2(2013), 251-263.
- 13) せん断加工-プレス切断加工の基礎と活用技術-日本塑性加工学会編, (2016), 11, コロナ社.
- 14) せん断加工-プレス切断加工の基礎と活用技術-日本塑性加工学会編, (2016), 12-17, コロナ社.
- 15) 村川正夫：塑性と加工, 38-440 (1997), 794-799.
- 16) 前田禎三：塑性と加工, 1-4 (1960), 309-316.
- 17) 前田禎三：塑性加工, (1973), 212, 誠文堂新光社.
- 18) 中川威雄：ファイブランキング 精密打ち抜きの理論と実際, (1998) ,26, 日刊工業新聞社.
- 19) Fritz Schiess：独国特許第 371004 号 (1923).
- 20) Bridgman, P.W.: J. App. Phys., 17 (1946), 225.
- 21) Thipprakmas, S., Jin, M. & Murakawa, M.: Journal of Materials Processing Technology, 192-193 (2007), 237-242.
- 22) Thipprakmas, S., Jin, M. Kanaizuka, T., Yamamoto, K. & Murakawa, M.: Journal of Materials Processing Technology, 198 (2008), 391-398.
- 23) Ayada, T., Higashino, T., Mori, K.: Proc. of 1st ICTP, Advanced Technology of Plasticity, 1(1984), 553-558.
- 24) Rice, J. R. & Tracy, D.M.: J. Mech. Phys. Solid, 7(1969), 201-217.

- 25) McClintock, F. A.: *L. Appl. Mech.* 35(1968), 363-371.
- 26) Thipprakmas, S.: *Materials and Design*, 30(2009), 526-531.
- 27) Cockcroft, M.G.; Latham, D.J. *Ductility and the workability of metals. J. Inst. Met.* 1968, 96, 33-39.
- 28) 大矢根守哉：日本機械学会誌，75-639(1972)，596-601.
- 29) 田中徹，萩原世也，只野裕一，稲田拓真，森孝信，淵脇健二：塑性と加工，52-609 (2011)，1104-1108.
- 30) Tanaka, T., Hagihara, S., Tadano, Y., Inada, T., Mori, T. & Fuchiwaki, K.: *Materials Transactions*, 54-9 (2013), 1697-1702.
- 31) Pyho, W. M., Hagihara, S., Tanaka, T., Takatomi, S. & Tadano, Y.: *J. Manuf. Mater. Process.* (2017), 1-12.
- 32) Pyho, W. M., Hagihara, S., Tanaka, T., Takatomi, S. & Tadano, Y.: *J. Manuf. Mater. Process.* (2018), 2-26.
- 33) Howard, F.: *Sheet Metal Ind.*, 37-397 (1960), 339.
- 34) 森田稔，音田一造：塑性と加工，2-6 (1961)，79-82.
- 35) 湯本良，福井一男：塑性と加工，12-129 (1971)，764-767.
- 36) 柳原直人，斎藤博，中川威雄：第27回塑性加工連合講演会論文集，(1976)，206-208.
- 37) 村川正夫，大川陽康，古閑伸裕，鈴木清，中川威雄：塑性と加工，26-288 (1985)，81-86.
- 38) 村川正夫，大川陽康，古閑伸裕，鈴木清，中川威雄：塑性と加工，26-290 (1985)，278-283.
- 39) 村川正夫，大川陽康，古閑伸裕，鈴木清，中川威雄：塑性と加工，26-292 (1985)，534-541.
- 40) 村川正夫，古閑伸裕：塑性と加工，33-381 (1992)，1184-1189.
- 41) 村川正夫，Sutasn THIPPRAKMAS，神雅彦：塑性と加工，44-513 (2003)，1049-1054.
- 42) 村川正夫：素形材，53-10(2012)，13-20.
- 43) 近藤一義，渡辺亮，高田久於男，吉田元昭：塑性と加工，12-129 (1971)，733-741.
- 44) 近藤一義，木村陽次：日本機械学会論文集，35-277(1969)，1972-1979.
- 45) 近藤一義，岩間龍郎，大石考治：塑性と加工，23-262 (1982)，1058-1065.
- 46) 井村隆昭：プレス技術，48-8 (2010)，42-46.
- 47) 稲田篤盛：プレス技術，58-7 (2020)，48-53.
- 48) 青木勇，笹田昌弘：塑性と加工，49-570 (2008)，619-623.
- 49) 高瀬義之，南條重之，毎田敏丈，佐々木修司，小野寺久志：精密工学会誌，76-6 (2010)，610-613.
- 50) 竹内芳美：日本機械学会論文集 (C編)，71-701 (2005)，1-4.
- 51) 沢田潔，羽村雅之，河合知彦，寺嶋洋也，竹内芳美：精密工学会誌，68-6 (2002)，761-764.
- 52) 白鳥智美，中野禪：ぶらすとす，2-15 (2019)，144-148.
- 53) 川上優：素形材，52-10 (2011)，28-32.
- 54) 前田禎三，銘莉春栄：塑性と加工，18-196 (1977)，329-336.



- 55) 高橋俊典, 青木勇: 塑性と加工, 36-409 (1995), 155-160.
- 56) 青木勇, 高橋俊典, 斉藤啓, 後藤明, 坂本琴: 塑性と加工, 37-431 (1996), 1316-1321.
- 57) 笹田昌弘, 高良直希, 青木勇: 塑性と加工, 47-549 (2006), 968-972.
- 58) 笹田昌弘, 青木勇: 塑性と加工, 49-567 (2008), 306- 310.
- 59) 青木勇: 第 42 回塑性加工連合講演会論文集, (1991), 583-586.
- 60) 増沢隆久, 藤野正俊: 生産研究, 37-11(1985), 504-507.
- 61) Kibe, Y., Okada, Y. & Mitsui, K.: International journal of Mechanical Tools Manufacturing, 47, (2007), 1728-1737.
- 62) Joo, B. Y., Rhim, S. H. & Oh, S. I.: Journal of Mechanicals Processing Technology, 170, (2005), 593-601.
- 63) 中野禪, 鈴木洋平, 栗飯原拓也, 白鳥智美: 塑性と加工, 56-650 (2015), 213-218.
- 64) 相澤龍彦: 塑性と加工, 56-657 (2015), 866-870.
- 65) 相澤龍彦, 吉原正一郎: 塑性と加工, 60-698 (2019), 53-57.
- 66) 勝田悦朗, 相澤龍彦, 堂田邦明, 吉原正一郎: 塑性と加工, 60-698 (2019), 70-74.
- 67) 古閑伸裕, 生島彰之, 山口貴史: 塑性と加工, 57-660 (2016), 41-46.
- 68) 遠藤順一: 精密工学会誌, 73-2 (2007), 175-178.
- 69) 中野禪, 芦田極: 精密工学会誌, 77-3 (2011) , 254-258.
- 70) 芦田極, 田中誠, 三島望, 森田昇, 第二回生産加工・工作機械部門講演論文集, (2000), 117-118.
- 71) 青木勇, 高橋俊典, 上野晴哉, 樋口俊郎: 塑性と加工, 37-430 (1996), 1199-1206.
- 72) Yang, M., Manabe, K., Ito, K.: Journal of Mechanical Science and Technology, 21 (2007) , 1452-1455.
- 73) 楊明: 塑性と加工, 47-546 (2006), 558-562.
- 74) 大森整: 精密工学会誌, 70-6 (2004), 757-760.
- 75) Fujimoto, K., Yang, M., Hotta, M., Nakano, S., Morikawa, K. & Cairney, J.: J. Mater. Process. Technol., 177(2006), 639-643.
- 76) Xu Jie, Wang Chun-ju, Guo Bin, Shan De-bin & Y. Sugiyama, S. Ono: Trans. Nonferrous Met. Soc. China, 19 (2009), 526-530.
- 77) 白鳥智美, 吉野友章, 鈴木洋平, 中野禪, 楊明: 塑性と加工, 58-698 (2019), 58-63.
- 78) 清水徹英, 楊明, 真鍋健一: 塑性と加工, 54-626 (2013), 235-239.
- 79) 掛川泰, 清水徹英, 鷺坂芳弘, 楊明: 塑性と加工, 56-657 (2015), 891-896.
- 80) 金属材料-加工技術者のための金属学の基礎と応用-日本塑性加工学会編, (2016), 11, コロナ社.
- 81) 高木節雄, 谷本征司, 富村宏紀, 徳永洋一: 鉄と鋼, 74-6(1988), 1052-1057.
- 82) 足立吉隆, 富田俊郎, 日野谷重春: 鉄と鋼, 85-8(1999), 620-627.
- 83) 大森章夫, 鳥塚史郎, 長井寿: 鉄と鋼, 89-7(2003), 765-772.

- 84) 加藤正仁, 鳥阪泰憲: 鉄と鋼, 84-2(1998), 127-130.
- 85) 横田智之, 白神哲夫, 佐藤馨, 新倉正和: 鉄と鋼, 86-7(2000), 479-484.
- 86) Tsuji, N., Saito, Y., Utsunomiya, H. & Tanigawa, S.: Scripta Materialia. 40-7(1999), 795-800.
- 87) 小豆島明, 青木孝史郎, 井上毅: 鉄と鋼, 87-12(2001), 762-766.
- 88) 鳥塚史郎, 村松榮次郎, 小松隆史, 永山真一: 塑性と加工, 55-642 (2014), 626-632.
- 89) Xu, J., Guo, B., Wang, C. & Shan, D.: International Journal of Machine Tools & Manufacture. 60(2012), 27-34.
- 90) 小松隆史, 鳥塚史郎, 松村榮次郎, 永山真一, 小林仁: 平成 21 年度塑性加工春季講演論文集, (2009), 147-148.
- 91) 小松隆史, 鳥塚史郎, 松村榮次郎, 永山真一, 小林仁: 第 60 回塑性加工連合講演会講演論文集, (2009), 327-328.
- 92) Kikuchi, S., 1928, Proceedings of the Imperial Academy. 271-274.
- 93) D. G. Coates: Phil. Mag., 16(1967), 1179-1184.
- 94) J. A. Venables and C. J. Harland: phil. Mag., 27(1973), 1193-1200.
- 95) Adams, B.L, Wright S. I. and Kunze, K.: Metall. Trans. A, 24A (1993), 819-831.
- 96) 吉野雅彦: 天田金属加工技術振興財団, AF-2007002 (2007), 16-21.
- 97) 鈴木清一: エレクトロニクス実装学会誌, 13-6(2010), 469-474.
- 98) 野村恭平, 久布白圭司, 榊原洋平, 高橋聡, 吉澤廣喜: 材料, 61-4(2012), 371-376.
- 99) 白鳥智美, 中野禪, 鈴木洋平, 加藤正仁, 佐藤直子, 小松隆史, 楊明: 塑性と加工, 56-657 (2015), 885-890.
- 100) 白鳥智美, 加藤正仁, 佐藤直子, 吉野友章, 中野禪, 楊明: 塑性と加工, 58-681 (2017), 936-942.
- 101) 前田禎三, 松野建一: 塑性と加工, 7-64 (1966), 265-273.
- 102) Shizuka Nakano, Kuniyoshi Ito, Tomoyasu Inoue, Mikiko Yoshida, Hisato Ogiso: Transaction of the Materials Research Society of Japan, 32-4 (2007), 865-868.
- 103) Jacek Mucha & Jan Jaworski: Journal of Materials Engineering and Performance, 26-4 (2017), 1865-1877.
- 104) C.F. Cheung, W.B. Lee, W.M. Chiu: Wear, 237 (2000), 274-282.
- 105) Ship-Peng, LoDar-Yuan, ChangYeou-Yih Lin: Journal of Materials Processing Technology, 194 (2007), 126-133.
- 106) 古閑伸裕, 塚越恒平: 塑性と加工, 55-646 (2014), 48-52.
- 107) Hirota, K. & Michituji, K.: Procedia Engineering. 81(2014), 395-400.
- 108) 広田健治, 杉岡巧: 日本機械学会論文集 (C 編), 73-728 (2007), 297-302.
- 109) 広田健治: 塑性と加工, 54-624 (2013), 25-29.
- 110) Xinhua, H., Hua, X., Xincun, Z. & Zhen, Z.: Advanced Materials Research. 337(2011), 236-241.

- 111) Chatkaew, S., Bopit B. & Sampan, R.: The Scientific World Journal. 2015(2015), 1-9.
- 112) 山田通：マシナリー. 26(1963), 956-961.
- 113) 莫健華, 古閑伸裕, 村川正夫：平成 6 年度塑性加工春季講演会, (1994), 61-64.
- 114) 牧野育雄：プレス技術, 13-5 (1975), 93-98.
- 115) 牧野育雄：プレス技術, 25-13 (1987), 73-78.
- 116) 広田健治, 近藤一義：塑性と加工, 40-456 (1999), 60-64.
- 117) 広田健治, 近藤一義：塑性と加工, 42-483 (2001), 65-69.
- 118) H. Du, S.M. Ding: Materials Science Forum, 575-578 (2008), 316-321.
- 119) W. F. Fan, J. H. Li: Materials Science and Engineering A, 499 (2009), 248-251.
- 120) J. H. Li, W. F. Fan, Z. M. Zhang: Materials Science Forum, 541-546 (2009), 541-546.
- 121) L. Yang, Z.M. Zhang, W. H. Fan: advanced Materials Research, 588-589 (2012), 1274-1277.
- 122) 広田健治, 出良崇, 竹内康晃, 橋口啓也：塑性と加工, 55-638 (2014), 69-73.
- 123) 広田健治, 稲富康介, 竹内康晃, 橋口啓也：塑性と加工, 55-638 (2014), 74-78.
- 124) 中川威雄, 林亜雄：第 20 回塑性加工連合講演会論文集, (1969), 137-140.

## 第2章 マイクロ精密せん断に適した新工法の開発

## 2.1 緒言

せん断加工によって得られる切口面はだれ、せん断面、破断面、かえりによって構成されるが、例えば、産業製品に多く用いられているギヤのようにお互いの加工面が接触するような部品は理想としてだれが少なく、切口面のできる限りを平滑面にしたいという要求が多い。これまでもマクロサイズのせん断加工における、だれについては多くの研究が報告されてきた。だれ量は被加工材の加工硬化指数 ( $n$  値) が大きいほど大きくなるとされ<sup>1)</sup>、製品輪郭の凸部ではだれが大きくなる<sup>2~8)</sup>。また、だれの形成機構はパンチとダイのクリアランスにより材料不足が生じ、板面がダレ込むことによってこの不足を補うとされている<sup>9)</sup>。従って、だれの抑制にはダイ直径よりパンチ直径の方が大きい、いわゆる負クリアランスを採用することで材料余りが起き、だれ抑制に役立つとされている。また、材料結晶粒径とだれの関係についても報告されている。鳥塚らによると、結晶粒径が微細化すると結晶粒界が増加し、転位の動きが抑制されることで加工硬化指数 ( $n$  値) が小さくなり、だれ量が低減することを報告している<sup>10)</sup>。

破断の抑制に関しては、被加工材に静水圧応力を付加した状態で打抜き加工を行う精密せん断加工法<sup>11, 12)</sup>が用いられてきた。マクロ部品における精密せん断加工法の知見によると、破断を抑制するにはパンチとダイのクリアランスを被加工材板厚の1%程度より小さくするとともに、ダイ刃先角部に微小丸み  $R$  をつけることが必要とされている (ファインブランキングはこれに、 $V$  リングを付与し静水圧効果を高めている)。

近年、医療機器や電子機器をはじめとした製品・部品は小型化且つ高精度化が求められ、精密せん断加工法もマイクロ加工のニーズに対して対応が迫られている。マイクロせん断加工を行う場合、板厚の減少に伴い相対的にパンチとダイのクリアランスを狭くする必要がある。例えば、前述の精密せん断加工における知見を採用した場合、0.1mm 板厚の薄板ではそのクリアランスは僅か  $1\mu\text{m}$  となり、金型製作及びパンチとダイの位置合わせが極めて困難になる。それらの課題に対して、圧電素子を用いた  $XY$  ステージと画像処理による  $\pm 1\mu\text{m}$  精度の工具位置合わせ技術の開発<sup>13, 14)</sup>、更にはナノ精度デジタルクリアランス調整が可能な金型の開発が行われてきた<sup>15)</sup>。また、クリアランスを全く設けない、いわゆるゼロクリアランスの研究も多々行われてきた<sup>16-19)</sup>。しかしながら、前述の研究における打抜き対象形状のほとんどが単純な丸形状であるため、複雑形状の場合には **Fig. 2-1** に示すように  $XY$  方向のパンチとダイの位置合わせだけではなく、回転方法の位置合わせも必要となり、極小クリアランス及びゼロクリアランスでの打ち抜きは極めて困難になる。一方、素材に関しては、被加工材は薄板化することで延性が低下することが知られており<sup>20)</sup>、せん断加工による切口面は被加工材の延性に大きな影響を受けるため破断しやすくなる。更に、自動車部品、電子部品、医療部品に多用されている被加工材のオーステナイト系ステンレス鋼は、加工ひずみによってオーステナイト組織が加工誘起マルテンサイト組織に変態し、延性が低下することが報告されている<sup>21)</sup>。特に、オーステナイト系ステンレス鋼の中でも多用されている SUS304 材は、オーステナイト安定度を定量的に示す  $Md_{30}$  が室温付近となるた

め<sup>22, 23)</sup>、室温化で加工ひずみを導入すると加工誘起マルテンサイト変態し、せん断加工においては破断を起こしやすくなることが推察できる。なお、 $Md_{30}$  は式 (1) で表すことができ、真ひずみで 0.3 の加工を加えたときにオーステナイトの半分がマルテンサイトに加工誘起変態する温度である<sup>24)</sup>。

	Round	Complex shape
Shape of punch and die		
Adjustment direction of clearance		

Fig. 2-1 Punch and die alignment method.

$$Md_{30}=551-462(C+N)-9.2Si-8.1Mn-13.7Cr-29.0(Ni+Cu)-18.5Mo-68.0Nb \quad (1)$$

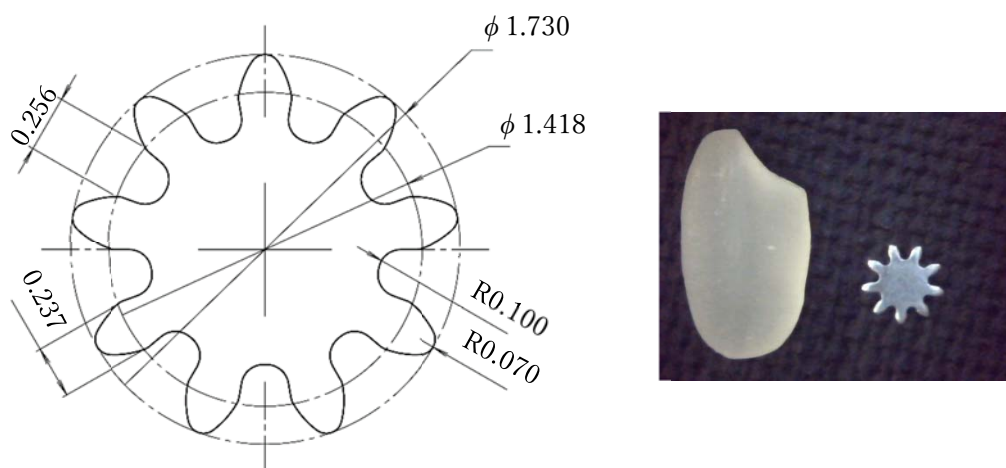
そこで本研究では、SUS304 の薄板を被加工材として負クリアランスによる押し出し加工とせん断加工を組合せたハイブリッド工法の新工法の提案を行った。具体的には、産業展開することも視野にマイクロサイズ且つ複雑形状を有するマイクロギヤをマイクロ部品の代表例として選択し、既存技術の精密せん断加工法のなかでもマイクロせん断加工に展開できるであろう、比較的簡易な工法の仕上げ抜き法と、新工法として提案する負クリアランスによる押し出し加工とせん断加工を組合せたハイブリッド工法の 2 工法にて SUS304 薄板の打抜き実験を行った。

次に加工品の評価項目について説明すると、ギヤ精度は一般的には、ピッチ誤差、歯形誤差、歯すじ誤差測定によって評価されるが、本報告においては、実測値を得るのは極めて困難であることに鑑み、当該評価はせん断加工特有の現象、すなわち、だれ、せん断面、破断面、かえりの評価、及びわん曲の発生程度等の測定を以て代替的に行った。加えて、せん断面の表面粗さの測定も行い、各工法加工品の評価を試みた。

## 2.2. 負クリアランスによる押し出し加工とせん断加工を組合せたハイブリッド工法

### 2.2.1 打抜き実験

せん断加工する形状は **Fig. 2-2** に示すように、ピッチ円直径が 1.418 mm，歯数 9，モジュール  $m=0.16$  のインボリュート歯車形状とした。被加工材料は(株)特殊金属エクセル製の板厚  $t=0.21\text{mm}$ ，幅  $B=20\text{mm}$  の SUS304 冷間圧延材とした。材料の機械的特性を **Table 2-1** に示す。



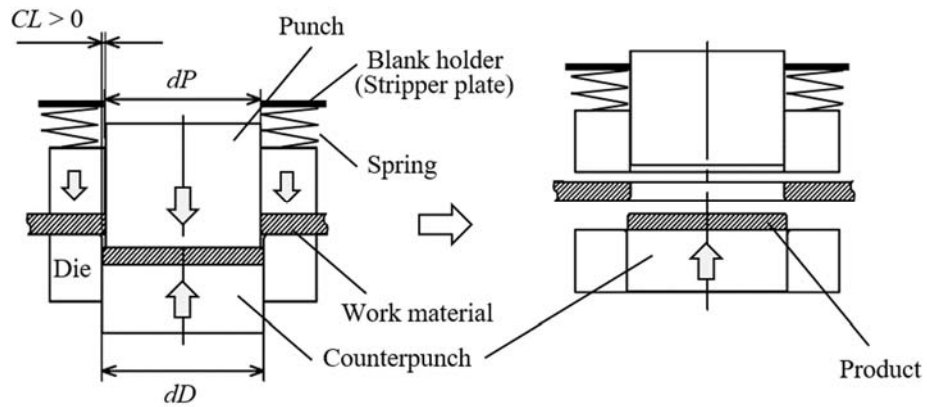
**Fig. 2-2** Main dimensions of fabricated microgear.

**Table 2-1** Mechanical properties of work material.

Items	value
Grain size [ $\mu\text{m}$ ]	10
Tensile strength [MPa]	1059
0.2 % proof stress [MPa]	892
Elongation [%]	30
Vickers hardness [HV]	329
$n$ value	0.13

加工方法について説明すると、仕上げ抜き法の概略図を **Fig. 2-3**、金型詳細仕様を **Table 2-2** に示すように、極小クリアランス且つダイ刃先部に微小 R をつけることで切口面の破断を抑制する加工法である。次に、新工法として提案する負クリアランスによる押し出し加工とせん断加工を組合せたハイブリッド工法は、概略図を **Fig. 2-4**、金型詳細仕様の **Table 2-3** に示すように、負クリアランス且つダイ刃先部に微小 R をつけることで切口面の破断を抑制する加工法である。なお、その工法は負クリアランスであるために、パンチが進行を続けるとダイと接触してしまう。そこで、負クリアランスにおける押し出し加工は **Fig. 2-4(a)** に示すように材料板厚の 90% 又は 99% を押し出す。押し出し量を変えることで加工品質の違いを検証する。この段階では原材料と押し出された材料は分離されていない。**Fig. 2-4(b)** で材料及び押し出された材料を金型表面に押し戻し、**Fig. 2-4(c)** では **Fig. 2-4(a)** とは異なるパンチとダイを用いて材料と押し出された材料を完全に分離させる。**Fig. 2-4(d)** は **Fig. 2-4(a)** の拡大図であり、押し出し加工した際のパンチ、ダイ、被加工材料の位置関係を示している。押し出された材料は原材料と僅かに繋がっているだけの状態である。従って、逆圧力を負荷したままプレス機のスライドが上昇するとカウンタパンチによって、つなぎ部が切断され押し出された材料が穴の中に戻されてしまい、結果的に押し出し打抜き加工面に傷が付き望ましくないことが分かった。そこで本実験では金型内のカム機構により、プレス機のスライドが上昇した後、カウンタパンチが元の位置に戻るよう制御した。なお、負クリアランスの設定値は予備実験において  $-8\mu\text{m}$  であれば確実に負クリアランス実験が可能であること踏まえ設定した。

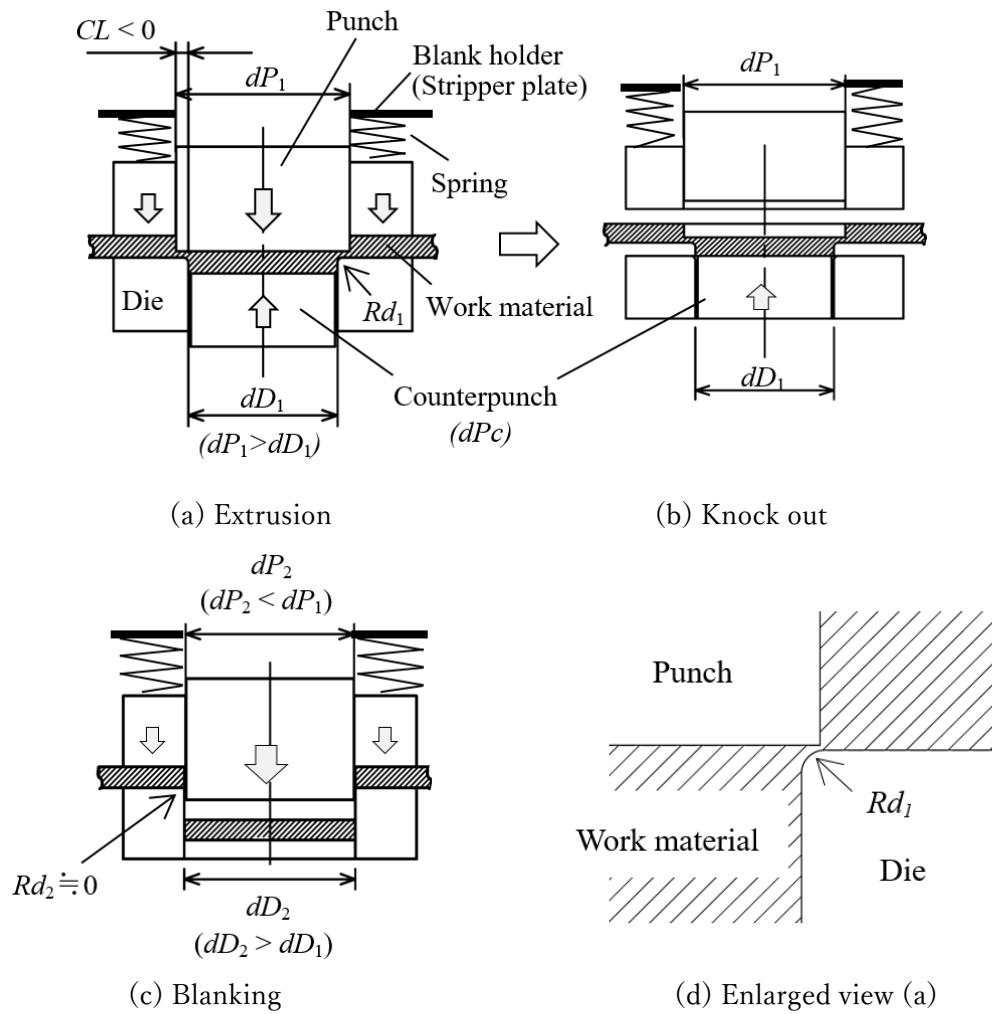




**Fig. 2-3** Schematic of finish blanking used in the mass-production-scale progressive die system.

**Table 2-2** Blanking tool specifications.

Items	Value
Clearance $CL$ ( $\mu\text{m}$ )	$2\ \mu\text{m}$ ( $0.95\%t$ )
Punch outer diameter $dP_0$ (mm)	1.726
Die inner diameter $dD_0$ (mm)	1.730
Die radius $Rd_0$ in 1st step (mm)	0.01
Counterpunch outer diameter $dPc$ (mm)	1.720



**Fig. 2-4** Schematic of extrusion blanking used in the mass-production-scale progressive die system.

**Table 2-3** Blanking tool specifications.

Items	Value
Clearance $CL$ ( $\mu\text{m}$ )	$-8 \mu\text{m}$ ( $-3.8\%t$ )
Punch outer diameter $dP_1$ (mm)	1.746
Die inner diameter $dD_1$ (mm)	1.730
Punch outer diameter $dP_2$ (mm)	1.736
Die inner diameter $dD_2$ (mm)	1.750
Die radius $Rd_1$ in 1st step (mm)	0.01
Die radius $Rd_2$ in 2nd step (mm)	Nearly zero
Counterpunch outer diameter $dPc$ (mm)	1.720

パンチは超硬材を丸棒から直接プロファイルグラインダーを用いて製作し、ダイは超硬材をワイヤーカット加工にて複数回粗加工後、歯面表面の加工変質層を除去するためラップ仕上げを行った。ダイ刃先の丸み半径は押出し打抜き法の知見<sup>25)</sup>を参考に、板厚の5% ( $Rd = 0.01 \text{ mm}$ )を用いた。なお、ダイ刃先の丸みはセラミック砥石を用いて手作業にて加工し、非接触三次元測定機にて丸み半径値を確認した。また、工具(パンチ・ダイ)の位置精度を確保するため、板押え/ストリッパプレート、パンチプレート、ダイプレート等の材料には強度及び、寸法安定性が確保出来るSKD11を用い、それぞれの部品の正確な相対位置関係を得るためのキーパーツである穴加工には治具研削仕上げを用いた。実験に用いる最大板押え力はファインブランキングの知見<sup>26)</sup>を参考に、せん断力の50%程度、最大逆押え力はせん断力の20%程度に設定した。各工法における実金型の歯形輪郭各部におけるクリアランスばらつきは切口面評価における重要な加工パラメーターであるが、形状が複雑なため歯形の歯先円直径と歯底円直径をパンチとダイそれぞれで測定して、同直径の差を2で割った値をもってクリアランス値とした。プレス機はスクリーサーボプレス機(DT-J515 微細加工研究所製 加圧能力 50 KN)を用いた。押出し打抜き法における押出し加工量の決定はパンチとダイの干渉を防ぐための重要な制御項目である。本実験では、プレス機のスライド変位量(パンチ移動量)をレーザ変位計で測定し、更にパンチ上面にロードセルを設け打抜き荷重が過大にならないことを確認することで、パンチが被加工材に接触してからのパンチストローク量を $1 \mu\text{m}$ 単位で制御できるようにした。押出し量の違いによる切口面状態を比較するため、押出し加工量を被加工材板厚の90%と99%になるように設定した。

切口面構成比率の評価においては、歯形輪郭全周における実クリアランス値そのものを知ることも製品切口面の評価の際極めて重要となるが、前述したように実際のクリアランス値を直接測定するのは極めて困難である。そこで、クリアランスを小さくすると板厚に対するだれ及び破断面の割合が小さくなり、反対にせん断面の割合は大きくなるという一般的知見<sup>27)</sup>から、実験によって得られた切口面の、だれの大きさ $h1$ 、せん断面(平滑面)の大きさ $h2$ 、及び破断面の大きさ $h3$ から求まる各切口面構成比率( $h1/t$ ,  $h2/t$ ,  $h3/t$ )と同実クリアランス(実際には前述の便宜的に設定/測定したクリアランス)には相関関係があると仮定し、輪郭各個所のうち代表となる個所を選定し、同個所における切口面構成比率を求める。各ギヤ測定点はFig. 2-5 (●印のA-1~A-9(歯先部), B-1~B-18(ピッチ円直径付近部), C-1~C-9(歯底部)の計36箇所)に示す通りである。

更に、歯形の形状寸法は歯先円直径を代表として測定し、切口面の傾きは、A(歯先部), B(ピッチ円直径付近部), C(歯底部)各部において測定を行い、歯形の平面度は歯形の中心から歯先部にかけてA(歯先部)を代表として測定した。切口面の表面粗さは、板厚方向0.1 mm位置のせん断面についてその直交方向において非接触次元測定機を用いて測定した。

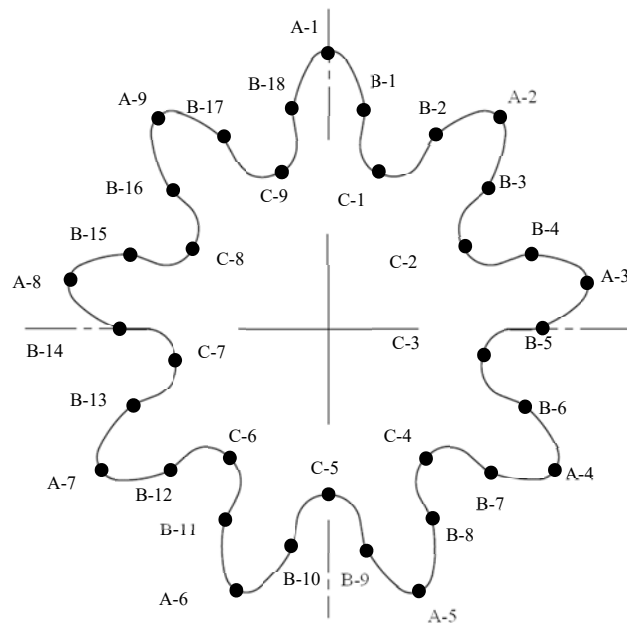
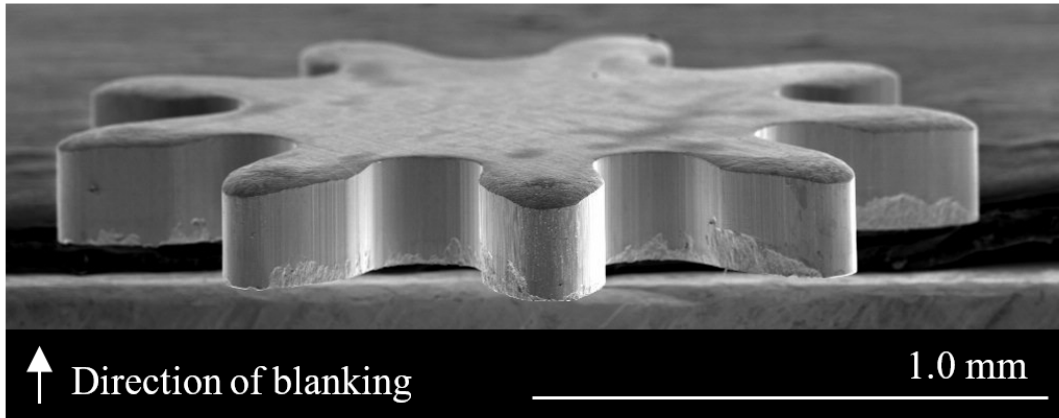


Fig. 2-5 Measurement points of constituent ratio of cut surface of the microgear.

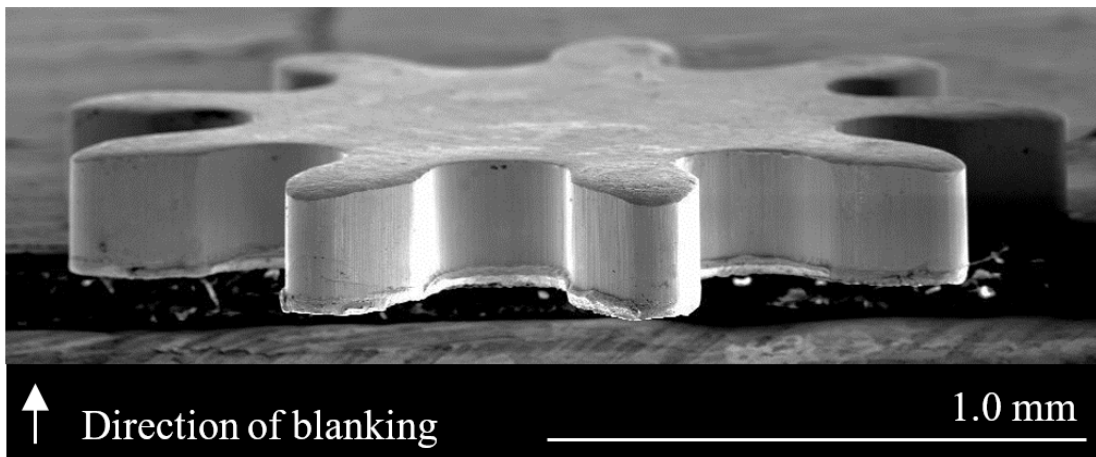
## 2. 2. 2 結果と考察

### 2. 2. 2. 1 歯形切口面構成比率の SEM 観察結果

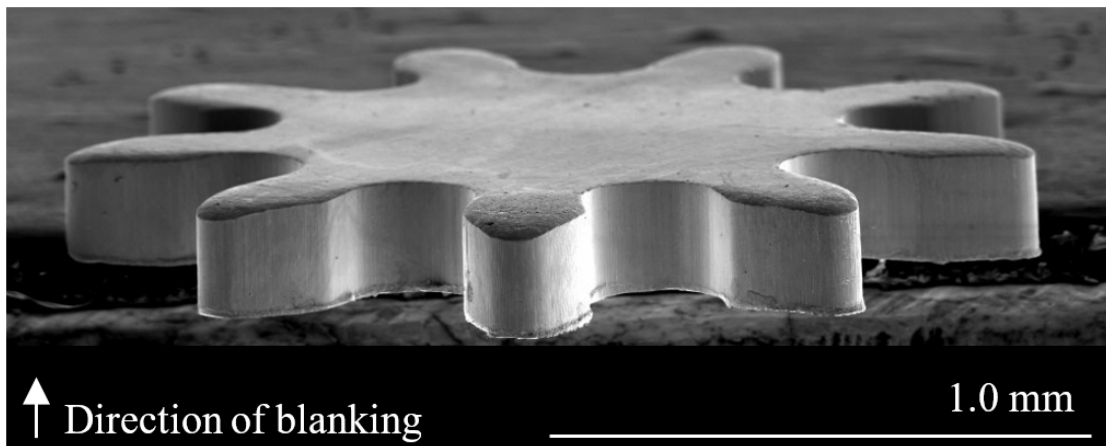
Fig. 2-6 にだれ側から撮影したマイクロギヤ歯形の SEM 写真を示す. Fig. 2-6(a)の仕上げ抜き法では, ところどころに破断面が発生している. 押し出し打抜き法 (99%押し出し) による歯形の切口面を観察すると, 仕上げ抜き法及び押し出し打抜き法 (90%押し出し) による歯形と比較しても破断面が抑制できている. しかしながら, 歯先部拡大図 (d) からは僅かにかえりの様な変形体が確認できる. かえりの様な変形体の発生方向は板厚方向だけでなく, 直径方向 ((d) 拡大図の白矢印方向) にも認められる. これは破断防止を目的としてダイ刃先部に微小 R を付与した結果, 被加工材が R 形状に沿うようにして成形され, 更には第二工程のダイ直径  $dD_2$  が第一工程のダイ直径  $dD_1$  より大きいことで直径方向に段差が生じたためと推察される.



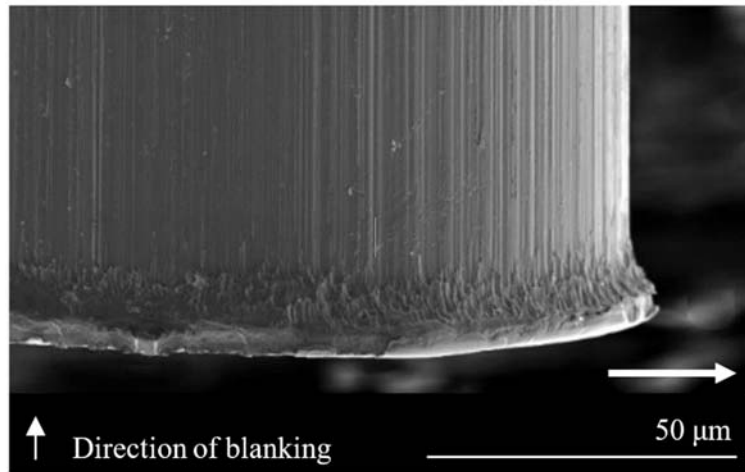
(a) Finish blanking



(b) Extrusion blanking (90% Extrusion)



(c) Extrusion blanking (99% Extrusion)

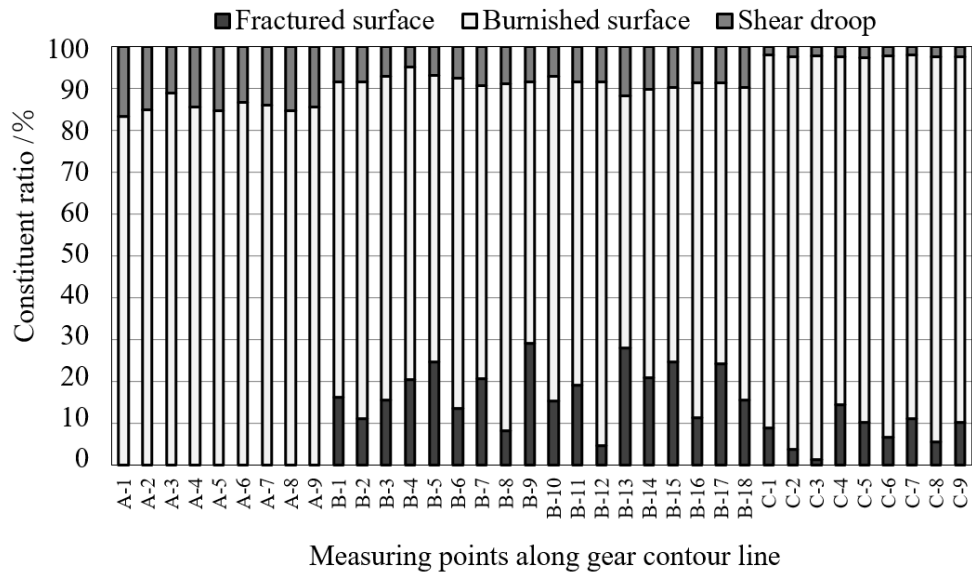


(d) Enlarged view of tooth tip in (c)

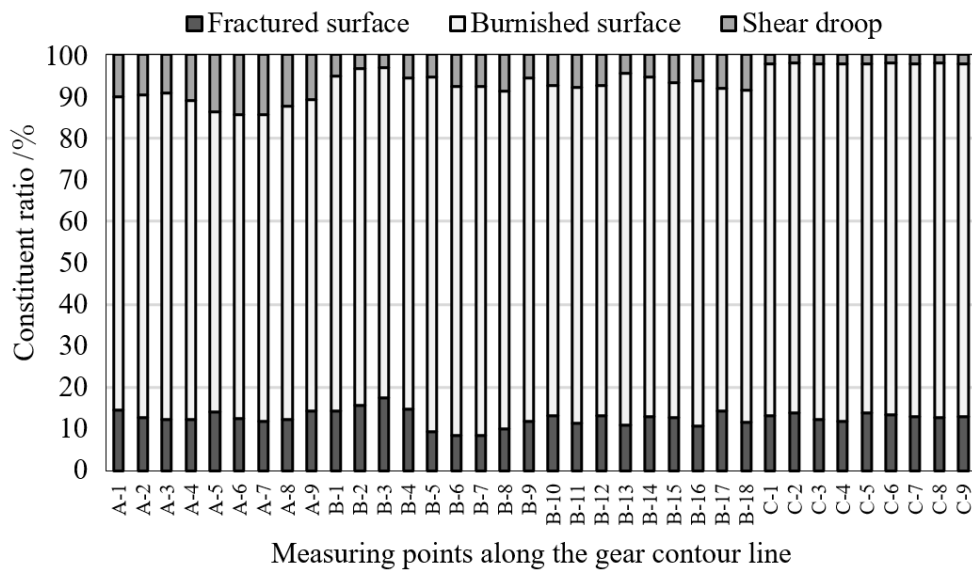
**Fig. 2-6** SEM images of microgears fabricated in the experiment.

#### 2.2.2.2 切口面構成比率

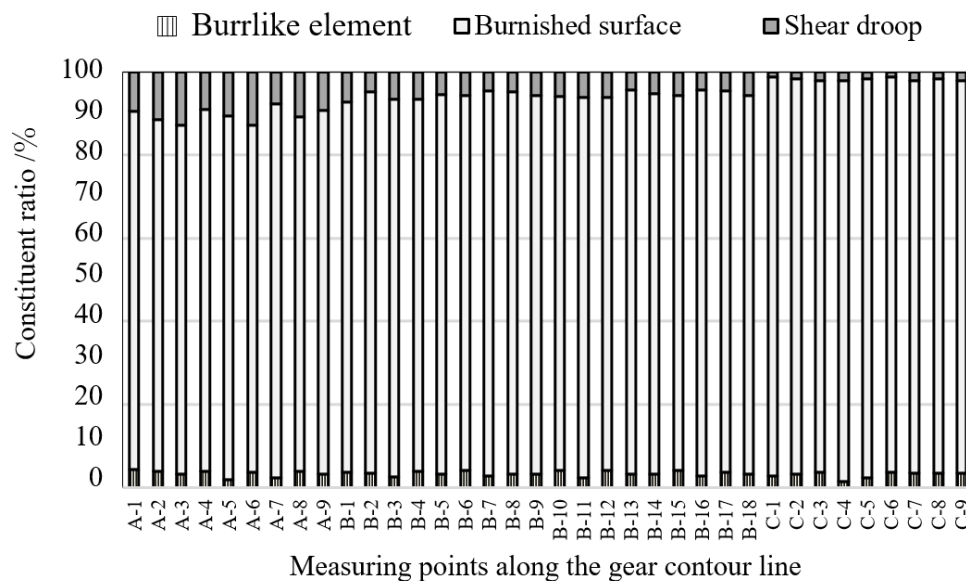
SEM 写真で示した切口面の状況をより具体的に示すため、前記構成比率を Fig. 2-5 の測定個所で SEM の測長機能を用いて測定した。Fig. 2-7 に各工法において加工したマイクロギヤ歯形の各測定個所における切口面構成比率の測定結果をそれぞれ示す。仕上げ抜き法によって加工したマイクロギヤ歯形は、前述した歯形の測定個所の違いにより、切口面の構成比率  $h_3/t$  が明らかに異なる。押し出し打抜き法（90%押し出し）で加工したマイクロギヤ歯形は仕上げ抜き法に比べ、ばらつきの少ない切口面構成比  $h_3/t$  となっているが完全な破断の抑制には至っていない。押し出し打抜き法（99%押し出し）は破断抑制は出来ているが、板厚の 5%程度に前述したかえりの様な変形体が生じた。なお、仕上げ抜き法及び、押し出し打抜き法（90%押し出し）の第 2 工程打抜き後におけるかえりは SEM で確認できないほど小さかったため測定していない。



(a) Finish blanking



(b) Extrusion blanking (90 % Extrusion)



(c) Extrusion blanking (99 % Extrusion)

Fig. 2-7 Constituent ratio of cut surface processed by various blanking methods.

各工法の切口面構成比率を特にだれ，せん断面，破断面，かえりに着目して数値比較するため，測定箇所 A 部（歯先部），B 部（ピッチ円直径付近部），C 部（歯底部）のそれぞれを 3 回測定した平均値にてまとめた結果を Fig. 2-8 に示す．まず，だれ高さ構成比  $h1/t$  について評価する．特にだれが発生しやすい A 部（歯先部）では，仕上げ抜き法はだれ平均高さ構成比  $h1/t$  が 14.4% となり，押し打抜き法（押し 90%）では 11.8%，押し打抜き法（押し 99%）では 10.6% となった．この結果は，淵脇らによってファイブランキングプレスを使用して製作した歯車（ピッチ円直径：6.3 mm，歯数：14，モジュール：0.45，SUS304  $t = 0.178$  mm，grain size  $0.5 \mu\text{m}$ ）のだれ高さ  $17.4\%t$ <sup>6)</sup> と比較しても同等かそれより良好な結果であり，マイクロ部品加工においても極小クリアランス及び負クリアランスを採用することが，だれの抑制に有効であることが分かった．次に，破断面構成比率  $h3/t$  について評価を行う．仕上げ抜き法において最も破断面構成比率  $h3/t$  の高い B 部（ピッチ円直径付近部）で，仕上げ抜き法は  $h3/t$  が 18%，押し打抜き法（90%押し）では， $h3/t$  が 12.4% であった．今回，更に押し量を増加させる（99%押し）ことで破断面構成比  $h3/t$  は実質的に 0% となった．即ち，負クリアランスでの加工時には従来の知見<sup>28)</sup>同様，破断が生じないことが分かった．



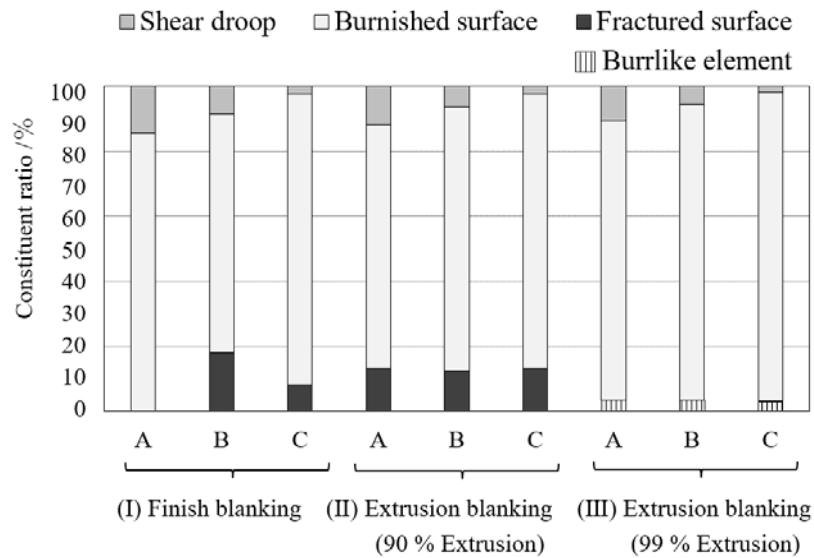


Fig. 2-8 Average value of constituent ratio of cut surface processed by various blanking methods.

### 2.2.2.3 歯形の形状寸法評価

Fig. 2-9 に上記 3 種類の加工法について、マイクロギヤ歯形の歯先円直径を縦軸に、横軸にだれ側とかえり側からそれぞれ測定した製品直径及び金型ダイ直径をプロットした結果を示す。仕上げ抜き法によって加工したマイクロギヤ歯形は、だれ側とかえり側共にダイ直径寸法とほぼ一致した。基本的に打抜き加工によって得られるブランク直径はダイ直径に等しくなる知見<sup>29)</sup>からしても理解できる結果である。しかしながら、村川らによるとハイテン材の仕上げ抜き加工を行った際、ブランクが打抜き時にスプリングバックを起し、ブランク(製品)直径がダイ直径より大きくなる<sup>30)</sup>としており、本実験の結果と幾分異なる。これは、本実験においては板押え力も既報<sup>30)</sup>より大きく取り、逆押え機構を用いたことによりブランクのわん曲を防ぎ、寸法精度を損なうことなく加工できたためと推察する。一方、押し出し打抜き法は 90%押し出し、99%押し出し共に、だれ側寸法は第一工程の押し出し加工で用いるダイ寸法  $dD_1$  と一致し、かえり側寸法は第二工程の打抜き工程で用いるダイ直径  $dD_2$  とほぼ一致した。かえり側の寸法測定結果は、Fig. 2-6(d) の SEM 写真からも理解できる。だれ側とかえり側に寸法差が発生するということは、ギヤの実用性から考えると歯面の接触面積が減少しギヤどうしの噛み合いが悪化することを意味する。対策として、後工程で Fig. 2-10 に示すような薬品を用いた研磨技術<sup>31)</sup>で寸法差部分を除去することが効果的であると推察する。

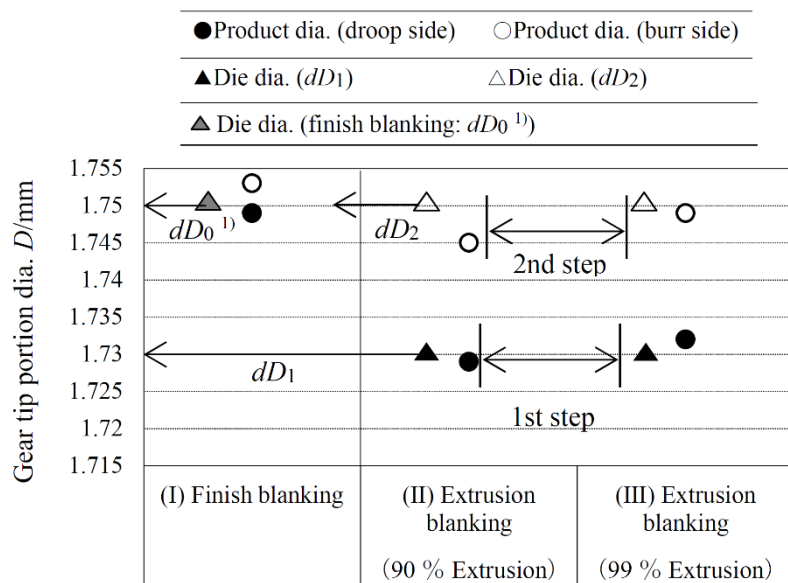


Fig. 2-9 Gear tip diameter vs die diameter for processing by various blanking methods.

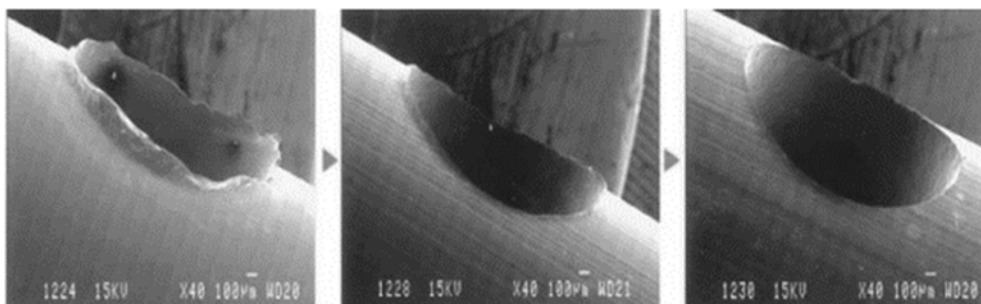


Fig. 2-10 Deburring technology by Super Etching Polish<sup>31)</sup>.

#### 2. 2. 2. 4 平面度及び切口面の傾き評価

Fig. 2-11 に歯形のかえり側平面部と切口面の傾きを、A（歯先部）の全 9 箇所、B（ピッチ円直径付近部）の全 18 箇所、C（歯底部）全 9 箇所の測定を行い、その平均値を求めた結果を示す。仕上げ抜き法によって加工したマイクロギヤ歯形は、ほぼ直角に打抜かれているが、押し出し打抜きした歯形には約 3 度の傾きを確認できる。このことから、歯形にはわん曲が生じているものと推察する。

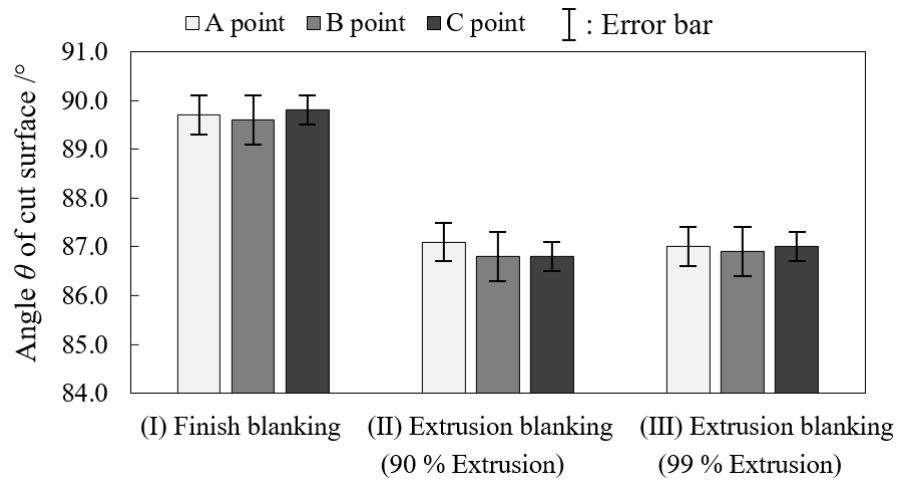
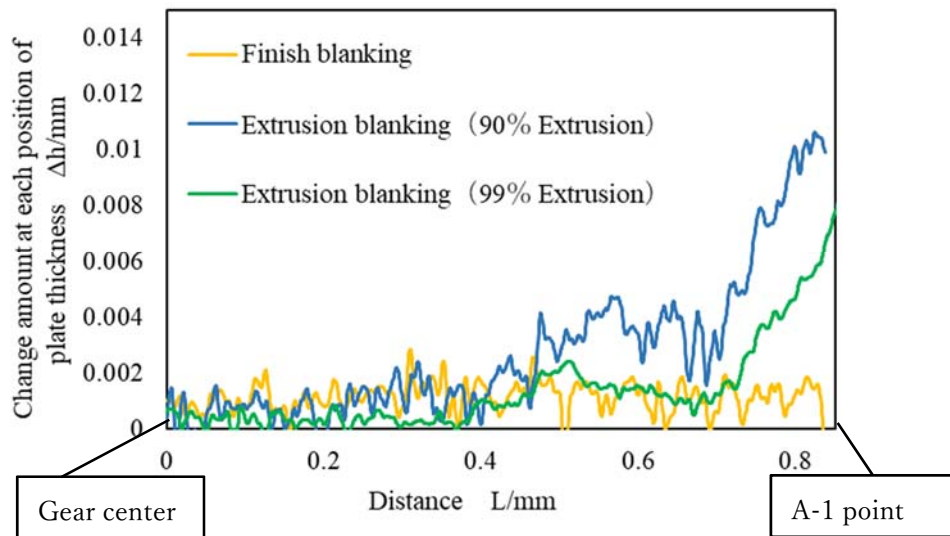


Fig. 2-11 Angle  $\theta$  of cut surface processed by various blanking methods.

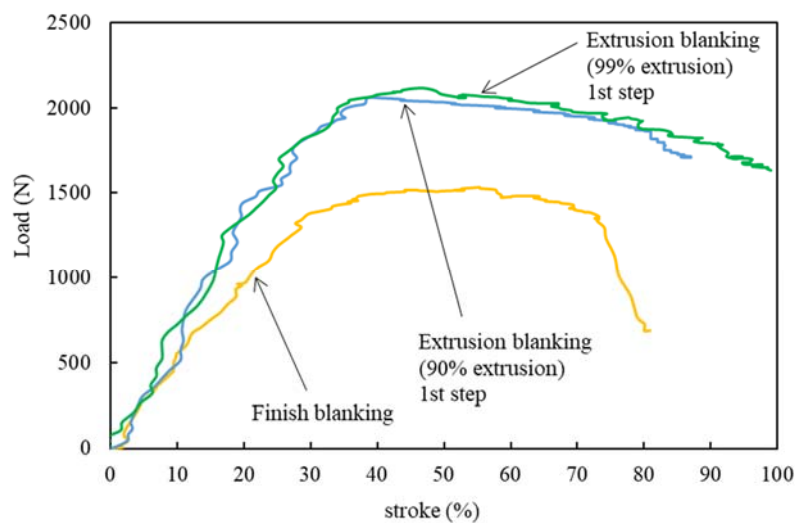
そこで、かえり側表面において、Fig. 2-5 の A-1 ポイントから歯形中心までの距離  $L$  に関する板厚方向の高さ変化  $\Delta h$  を非接触三次元形状測定機にて測定した結果を Fig. 2-12 に示す。仕上げ抜き法で加工したマイクロギヤ歯形は  $\Delta h$  が  $L$  に関してほぼ平坦状であった。一方、押し出し打抜き法で加工したマイクロギヤ歯形は、歯形中心から A-1 ポイントにかけて  $10 \mu\text{m}$  程度（板厚の約 5%）板厚方向に高さ  $\Delta h$  が増加した。わん曲部以外の個所の板厚は母材板厚に対して変化は見られなかった。その理由として、板厚  $t$  よりも穴径  $d$  が小さい小穴抜きにおいては抜きかす厚さが板厚以下になることや<sup>32)</sup>、板材表面への突起成形加工において  $d/t$  が小さくなることで突起高さが低くなることが報告<sup>33)</sup>されているが、本実験では、ギヤ直径が板厚に対して十分に大きいため、ギヤの板厚が減少することなく加工できたものと推察する。

また、わん曲の抑制に関しては、逆押え力を付加する機構変更と荷重増加によって防止・減少できるものとする。本実験の逆押え力はコイルスプリングを用いて打抜き力の 20% を付加する設計にしたが、コイルスプリングは初期荷重が低く、たわみ量の増加によって負荷荷重が増加していく機構であるため、例えばガスクッションのような初期荷重が高い部品を用いることで、押し出し加工の初期からわん曲を抑制しながら加工ができると考える。



**Fig. 2-12** Relationship between  $L$  and  $\Delta h$  at the edge of the burr- side surface ( $L$ : Distance from A-1 point to gear center,  $\Delta h$ : Amount of change at each position of plate thickness) .

切口面の傾き及びわん曲の原因に関して、**Fig. 2-13** に示す荷重-ストローク線図から考察する。押し出し打抜き法の押し出し最大荷重は、仕上げ抜き法の打抜き最大荷重に比べて 30% 程度パンチにかかる負荷が高い。従って、歯形はダイ内面部に強く擦られながら、加工が進んでいくと考えられ、その抵抗により切口面の傾き及び、わん曲が生じたと推察する。更にその要因としては、負クリアランスの値、板厚、輪郭寸法、ダイ刃先部の丸み半径、更には逆押え力等の複合的なものが考えられる。



**Fig. 2-13** Load-stroke curves of various blanking methods.

### 2.2.2.5 切口面の表面粗さ

表面粗さの測定箇所を Fig. 2-14 に示す。測定箇所はせん断面とし、測定方向は打抜き方向と直角方向、測定長さは 0.1 mm、カットオフ値は測定長さの 1/5 である 0.02 mm とした。各工法における表面粗さ測定結果を Fig. 2-15 に示す。全ての工法において、算術平均粗さ (Ra) は  $0.1 \mu\text{m}$  以下、最大高さ (Rz) は  $0.3 \mu\text{m}$  以下となり、鏡面までとはいかないが滑らかな表面である。しかしながら、この数値の良否によってのみではマイクロギヤの実用によって生じる騒音や振動を評価するまでは判断できないと考える。これについてもこれから明らかにして行きたい。なお、ダイ内側面の表面粗さを測定したところ、 $Ra = 0.09 \mu\text{m}$ 、 $Rz = 0.38 \mu\text{m}$  であったことから、せん断面はダイ内側面によってバニッシされ、ダイ内側面の表面粗さがせん断面に転写され、その結果、せん断面粗さとなって表れたと推察する。従って、更なる表面粗さの改善には、ダイ内側面の仕上げ方法の改善やコーティングによる改善が考えられる。

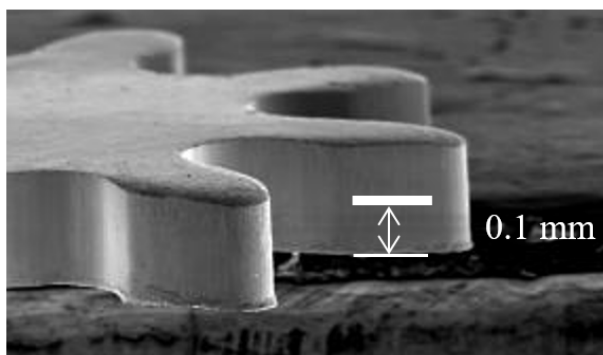


Fig. 2-14 Surface roughness measurement point (thick white line is the measurement line).

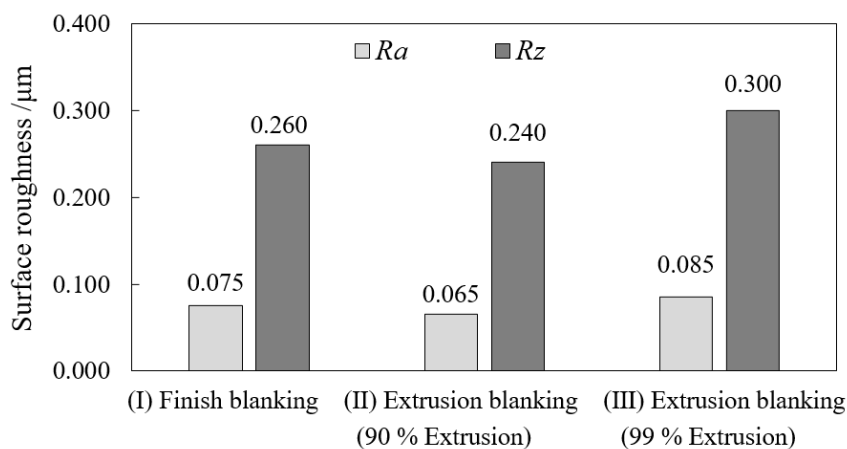


Fig. 2-15 Measurement result of surface roughness for processing by various blanking methods.

### 2.3 結言

マイクロ部品の精密せん断加工の新工法として、負クリアランスによる押出し加工とせん断加工を組合せたハイブリッド工法の提案を行った。具体的には、産業展開することも視野にマイクロサイズ且つ複雑形状を有するマイクロギヤをマイクロ部品の代表例として選択し、被加工材には SUS304 冷間圧延材を選択して、既存技術の仕上げ抜き法と新工法の 2 工法にてプレス打抜き実験を行った。その結果、以下の知見を得た。

- (1) 新工法の負クリアランスによる押出し加工とせん断加工を組合せたハイブリッド工法を用いることで、SUS304 冷間圧延薄材のマイクロギヤは全せん断面の加工が可能である。
- (2) 歯形製品のだれと反対側に微小なかえりの様な変形体が発生するが、対策として薬品等を用いる研磨技術によって変形体を除去することが効果的であると推察する。
- (3) 歯形の歯先円直径は、仕上げ抜き法を採用すると、ダイ直径とほぼ一致する。一方、新工法を採用すると、だれ側の寸法は押出し加工時に用いるダイ直径とほぼ一致し、かえり側は打抜き加工時に使用するダイ直径とほぼ一致する。
- (4) 新工法を採用すると、かえり側表面近傍において歯形輪郭形状に沿って板厚方向に製品わん曲と考えられる僅かな変形が生じる。わん曲の防止・減少には、逆押え機構にガスクッション等を用いて加工初期から逆押え力を付加する、または逆押え力を増加させることが有効であると推察する。

## 参考文献

- 1) 中川威雄, 林亜雄: 第 20 回塑性加工連合講演会論文集, (1969), 137-140.
- 2) 中川威雄, 鈴木清, 木下素男: 塑性と加工, 12-129 (1971), 742-751.
- 3) 渡邊雄大, 広田健治: 第 68 回塑性加工連合講演会論文集, (2017), 69-70.
- 4) 渡邊雄大, 広田健治: 平成 30 年度塑性加工春季講演論文集, (2018), 189-190.
- 5) 渡邊雄大, 広田健治: 第 69 回塑性加工連合講演会論文集, (2018), 343-344.
- 6) 淵脇健二, 牟禮雄二, 古閑伸裕, 吉田一也, 村川正夫: 第 67 回塑性加工連合講演会論文集, (2016), 7-8.
- 7) 淵脇健二, 牟禮雄二, 吉田一也, 村川正夫: 平成 29 年度塑性加工春季講演論文集, (2017), 69-70.
- 8) 淵脇健二, 吉田一也, 牟禮雄二, 村川正夫: 第 69 回塑性加工連合講演会論文集, (2018), 345-346.
- 9) 近藤一義, 前田勝利: 第 20 回塑性加工連合講演会論文集, (1969), 101-104.
- 10) 鳥塚史郎, 村松榮次郎, 小松隆史, 永山真一: 塑性と加工, 55-642 (2014), 626-632.
- 11) 前田禎三, 中川威雄: 塑性と加工, 9-92 (1986), 618-626.
- 12) 前田禎三, 中川威雄: 塑性と加工, 9-92 (1986), 627-636.
- 13) Kibe, Y., Okada, Y. & Mitsui, K.: International journal of Mechanical Tools Manufacturing, 47, (2007), 1728-1737.
- 14) Joo, B. Y., Rhim, S. H. & Oh, S. I.: Journal of Mechanicals Processing Technology, 170, (2005), 593-601.
- 15) 中野禪, 鈴木洋平, 粟飯原拓也, 白鳥智美: 塑性と加工, 56-650 (2015), 213-218.
- 16) 相澤龍彦: 塑性と加工, 56-657 (2015), 866-870.
- 17) 相澤龍彦, 吉原正一郎: 塑性と加工, 60-698 (2019), 53-57.
- 18) 勝田悦朗, 相澤龍彦, 堂田邦明, 吉原正一郎: 塑性と加工, 60-698 (2019), 70-74.
- 19) 古閑伸裕, 生島彰之, 山口貴史: 塑性と加工, 57-660 (2016), 41-46.
- 20) Shimizu, T., Murashige, Y., Iwaoka, S., Yang, M and Manabe, K.: Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, 7-2(2013), 251-263.
- 21) 白鳥智美: 首都大学東京, 学位論文, (2017), 105.
- 22) 富永学, 豊岡了: 日本金属学会誌, 72-8 (2008), 565-570.
- 23) 富村宏紀, 永守浩樹, 高木節雄, 徳永洋一: 日本金属学会誌, 55-4 (1991), 376-382.
- 24) 野原清彦, 小野寛, 大橋延夫: 鉄と鋼, 63-5 (1977), 212-222.
- 25) 山田通: マシナリー. 26(1963), 956-961.
- 26) ファインブラッキング技術研究会: ファインブラッキングハンドブック, (2010), 13, 日新印刷.
- 27) 前田禎三: 塑性と加工, 1-4 (1960), 309-316.

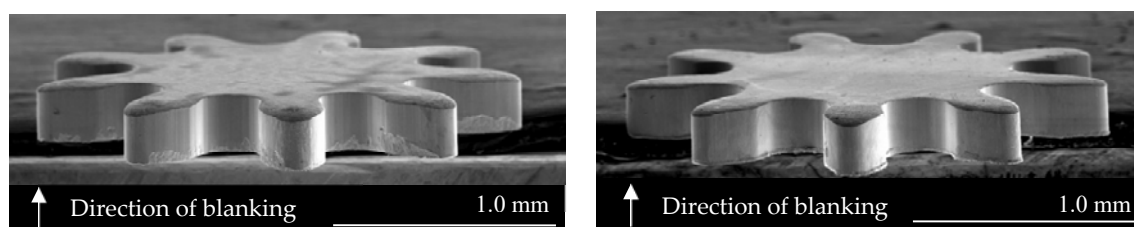
- 28) 近藤一義, 木村陽次: 日本機械学会論文集(第3部), 35-277 (1969), 1972-1979.
- 29) 前田禎三: 精密機械, 25-11 (1959), 607-614.
- 30) 村川正夫, 中村健太, 土屋敏郎, 松本朗, 古閑伸裕: 塑性と加工, 54-628(2013), 45-49.
- 31) 微細バリ取り技術 (SEP 処理) 利用事例集, 新中央工業株式会社.
- 32) 尾崎龍夫, 吉海照直: 塑性と加工, 13-140 (1972), 683-688.
- 33) 広田健治, 福寿敏之: 第63回塑性加工連合講演会講演論文集, (2012), 203-204.



### 第 3 章 新工法における破断抑制メカニズムの解明

### 3.1 緒言

第 2 章では、マイクロ部品をせん断加工した際における切口面の破断を抑制する工法を検討した。具体的には、マイクロサイズ且つ複雑形状を有するマイクロギヤをマイクロ部品の代表例として選択し、そのせん断加工面に破断が生じない加工方法として、既存技術の精密せん断加工法のなかでも比較的簡易な工法でマイクロせん断加工に展開できるであろう極小クリアランス且つダイ刃先部に微小 R をつける仕上げ抜き法<sup>1-3)</sup>と、新工法として提案する負クリアランスによる押し出し加工とせん断加工を組合せたハイブリッド工法 2 工法を選択しプレス実験を行った。その結果、**Fig. 3-1** に示すように、仕上げ抜き法では切口面の破断抑制が困難であるが、新工法として提案した押し出し打抜き法では破断の抑制が可能であることを明らかにした。



(a) finish blanking

(b) extrusion blanking

**Fig. 3-1** SEM images of the microgear: (a) finish blanking, (b) extrusion blanking.

しかしながら、両工法の違いによる破断抑制のメカニズムまでは解明できていない。そこで、これまでも精密せん断加工における加工メカニズムの解明に用いられてきた有限要素解析 (Finite element method; 以下 FE 解析) と、金属材料のミクロな組織構造を定量的に評価することが可能な電子後方散乱回折 (Electron Back Scattered Diffraction Pattern; 以下 EBSD) を用いて仕上げ抜き法と押し出し打抜き法の破壊メカニズムを明らかにする。

精密せん断加工における FE 解析は、例えば、Thipprakmas らはファインブランキングにおける板押え力および逆押え力の大きさをパラメーターとして FE 解析を行い、板押え力および逆押え力の大きさと被加工材の材料流動方向・速度の関係を明らかにすることで、切口面の破断有無を検証した<sup>4)</sup>。また、板押えの V リングと被加工材の静水圧との関係を検証し、切口面の破断抑制のメカニズムを解明した<sup>5)</sup>。さらに、Ayada<sup>6)</sup>、Rice & Tracy<sup>7)</sup>、McClintock<sup>8)</sup>の延性破壊条件式を用いて切口面の破断および二次せん断面の解析を行い、実際のプレス実験結果とよく一致していることを確かめた<sup>9)</sup>。田中らはファインブランキングにおける切口面の破断判定の解析を、Cockcroft & Latham<sup>10)</sup>、大矢根<sup>11)</sup>の延性破壊条件式を用いて行い、実際のプレス実験と比較した結果、FE 解析は破断発生有無の予測に有効であることを報告した<sup>12,13)</sup>。Phyo らはファインブランキングにおけるクリアランスとダメージ値の関係について延性破壊条件式を用いて確かめた<sup>14,15)</sup>。以上のように、FE 解析はせん断加工における加工条件最適化の検証や、加工メカニズムの解明に用いられてきた。

EBSD 法は、金属材料のミクロな組織構造を定量的に評価する手段として有効であり、塑性加工の変形メカニズムを解明する手段としても有効である。EBSD 法は Fig. 3-2 に示すように走査型電子顕微鏡 (Scanning Electron Microscope, 以下 SEM) の中で大きく傾斜した試料に電子線を照射し、その際に発生する菊池パターン<sup>16)</sup>を蛍光スクリーンで捕らえ、電子線の照射領域の結晶方位を測定する方法である<sup>17,18)</sup>。1993 年に Adam ら<sup>19)</sup>は EBSD 法で取得した結晶方位データを用い、ミクロな材料組織の観察を行う方法である“Orientation Imaging Microscopy (OIM)”の概念を提唱した。それによって、結晶方位情報を視覚的に捉えることができるようになり、EBSD 法は金属材料開発における結晶組織制御<sup>20)</sup>や、各種塑性加工における変形メカニズムの解明等で活用されるようになった。

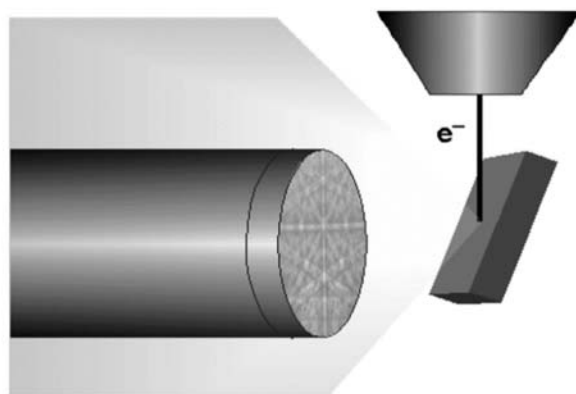


Fig. 3-2 Schematic diagram of EBSD<sup>21)</sup>.

特に、Kernel Average Misorientation (以下 KAM)<sup>22)</sup>は Fig. 3-3 に示すように、結晶粒内における隣接する測定点間の結晶方位差を示し、塑性ひずみと相関を有することが報告されていることから<sup>23-28)</sup>、せん断加工の分野においても加工メカニズムの解明に活用されている。白鳥らはオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 の微細小穴打抜きにおいて、材料結晶粒径とクリアランスの関係を塑性変形パラメーターの KAM マップと Phase マップによって加工影響層を評価し、切口面の破断開始位置の安定化要因を検討した<sup>24)</sup>。さらに、材料結晶粒径と加工誘起マルテンサイトの関係を調査した。結晶粒径が大きい場合にはマルテンサイト変態の分布状態がばらつき、反対に結晶粒径が小さすぎると加工誘起マルテンサイト相の体積率が増し脆性的になることを明らかにし、切口面の破断開始位置の安定化には結晶粒径が影響することを示した<sup>25)</sup>。

本研究では、以上のようなせん断加工のメカニズム解明に有効な手段の 2 方法を用いて、仕上げ抜き法と押出し打抜き法の破壊メカニズムを明らかにする。

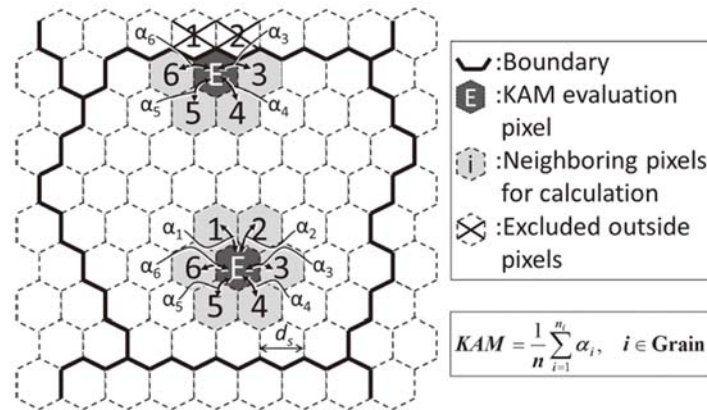


Fig. 3-3 Definition of EBSD KAM<sup>22)</sup>.

## 3.2 実験条件

### 3.2.1 FE 解析モデルと解析条件

Fig. 3-4 に FE 解析モデルを、Table 2-1 に解析条件をそれぞれ示す。なお、本研究の解析モデルは二次元の軸対称モデルに設定したが、第 2 章のプレス加工で用いたギヤ形状は、歯先部は凸形状、歯底部は凹形状、またそれ以外の歯側面部も形状が異なることから、各箇所において素材の応力状態や変形形態が若干異なる可能性がある。ただし、クリアランスの違いによる素材の応力状態や変形形態を比較するには、せん断面に対する法線方向に素材変形の流線があり、その影響範囲は数十ミクロン程度の深さであることから、各形状箇所の応力状態や変形形態の違いは小さいものであると考える。従って、本研究の対象形状のギヤをギヤ中心を回転中心とする形状として簡略化し、軸対称モデルの 360° の断面を取ってもモデルの形状と応力状態が等しいという原理から、複雑形状であってもクリアランスの違いによる解析の同箇所における素材の応力状態や変形形態の比較が可能であると仮定した。解析コードには応力や変形が時間に依らず一定で且つ、物体に負荷された外力と物体内に生じた内力が釣り合い、各ステップにおける非線形性を考慮して計算することで高い解析精度が得られる静的陰解法を用いる市販の DEFORM2D (Ver.11.1) を使用した。ブランク材は、前章のマイクロ歯形のプレス加工実験と条件が同じになるように SUS304 材を用いた。なお、プレス加工実験では被加工材に帯状材料を使用しているため、FE 解析においては材料端面から材料が流動しないことを想定し材料端面を拘束条件とした。パンチ直径は  $\phi 1.748$  mm、ダイ直径は仕上げ抜き法で 1.752 mm (クリアランス  $2\mu\text{m}$ ) と押し打抜き法で 1.732 mm (クリアランス  $8\mu\text{m}$ ) とした。なお、せん断加工における工具の刃先は一般的に鋭利であるため解析においては工具先端部が被加工材の要素に侵入・干渉する恐れがあり、実際のプレス加工とは現象が異なる。工具先端がそういった特異な点にならない様にパンチ先端形状には対策として R0.002mm の丸みを付けた。両工法共通してカウンタ

ーパンチ直径は 1.720 mm, ダイ角 R は 0.010 mm とした. パンチとダイは弾性体, ブランクホルダー/ストリッパー, カウンターパンチは剛体とし, 被加工材は弾塑性体とした. 要素形状は四辺形, 要素数は約 15,000 とし, また, せん断加工の解析においては工具刃先周辺の極めて狭い範囲に変形領域が集中し要素に大きなゆがみが発生するとされていることから<sup>26)</sup>, 変形が集中する領域にはファインブランキングにおけるシミュレーション結果を参考に<sup>27)</sup>要素サイズがクリアランスより小さくなる値, 本実験においては約  $1\mu\text{m}$  を要素サイズとし, 変形の規模が小さいと思われる箇所には約  $10\mu\text{m}$  の要素サイズにすることで計算精度を保ちつつ計算時間を短縮した. また, 上述のような要素の大きな変形により解析が中断されてしまうことを防止するための手段として解析途中で要素の再生成を行った. 再生成の条件は, 計算中に Fig. 3-5 に示すような要素不具合 (ネガティブ・ヤコビアン) が生じた場合<sup>28)</sup>に加え, 被加工材の要素と工具の境界の干渉深さを要素サイズ及び計算のステップサイズと同様の  $1\mu\text{m}$  に設定することで工具と要素が干渉した状態で次のステップへ移行しない条件に設定することで, 実際のプレス加工現象に近づくように努めた. パンチとダイは前述の DEFORM2D のソフトウェア上において超硬材 (WC-15%Co) を選択し, SUS304 材の材料定数は引張り試験の実験結果により得られた Fig. 3-6 に示す流動応力-塑性ひずみ曲線を使用した. せん断加工における破断の検証には, ファインブランキングの FE 解析に良く使用されている Cockcroft and Latham<sup>10)</sup>の延性破壊条件式 (1)を用いてダメージ値  $C$ を求めた. ダメージ値  $C$ は被加工材の各要素をひずみ履歴に沿って積分した値であり, その値が材料固有の限界値 (限界ダメージ値) に達した段階で破壊として認定するものである.

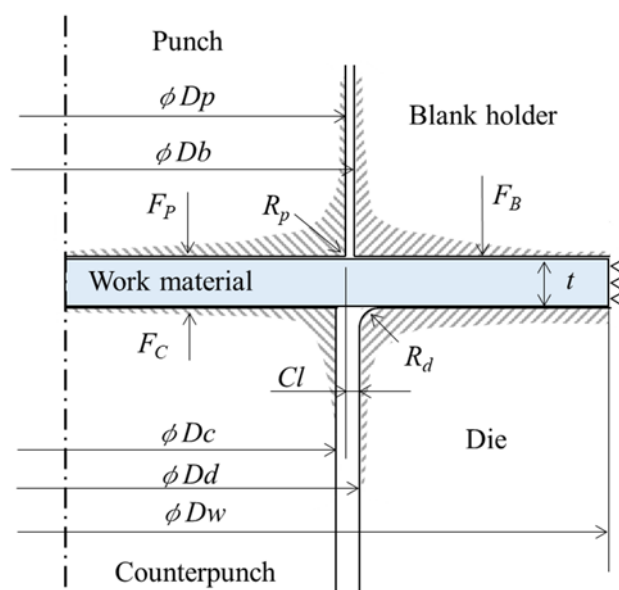
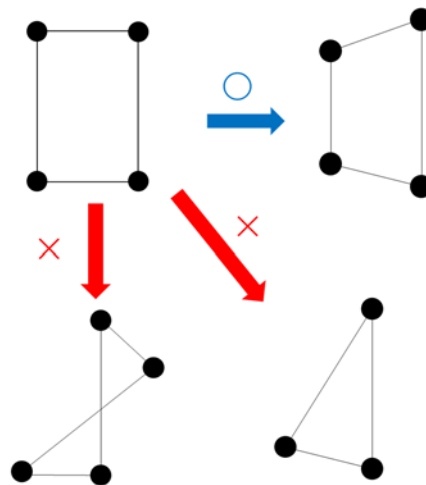


Fig. 3-4 FEM simulation model.

**Table 3-1** FEM simulation conditions.

Simulation Model Type	Axisymmetric Model
Object type	Workpiece: elasto-plastic ( $\phi D_w$ : 3.5 mm) Punch /Die: elastic ( $\phi D_p$ : 1.748 mm, $\phi D_{d1}$ : 1.752 mm, $\phi D_{d2}$ : 1.732 mm) Blank holder /Stripper: rigid ( $\phi D_b$ : 1.7485 mm) Counterpunch: rigid ( $\phi D_c$ : 1.720 mm)
Clearance ( $Cl$ )	Finish blanking: 2 $\mu$ m Extrusion blanking: -8 $\mu$ m
Blank holder force ( $F_B$ )	1000 N (50% of maximum blanking force)
Counterpunch force ( $F_C$ )	400 N (20% of maximum blanking force)
Blanking force ( $F_P$ )	Non-constant value
Radii of tool cutting edges	$R_p = 0.002$ mm, $R_d = 0.010$ mm
Punch and die material	WC-15% Co Young's modulus: 524 GPa Poisson's ratio: 0.23 Density: 15.7g/ cm <sup>3</sup>
Work material (Workpiece)	SUS304 $t = 0.1$ mm Young's modulus: 193 GPa Poisson's ratio: 0.3
Fracture criterion equation	Cockcroft and Latham
Friction coefficient ( $\mu$ )	0.08



**Fig. 3-5** Negative Jacobian mesh shape that stops the calculation.

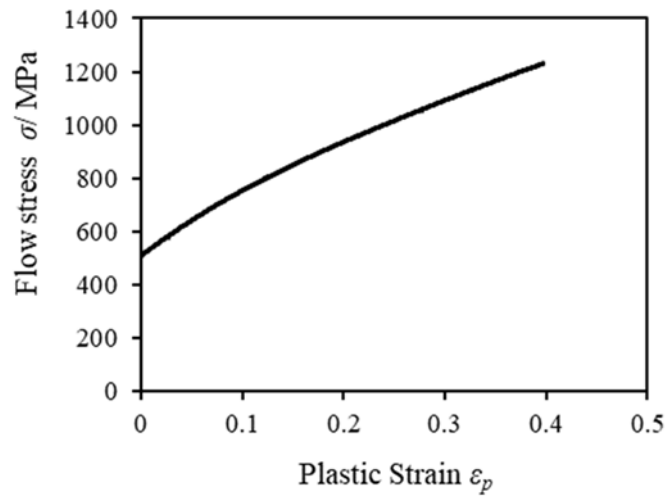


Fig. 3-6 Flow stress-plastic strain curve.

$$C = \int_0^{\bar{\epsilon}} \frac{\bar{\sigma}_{max}}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} \quad (1)$$

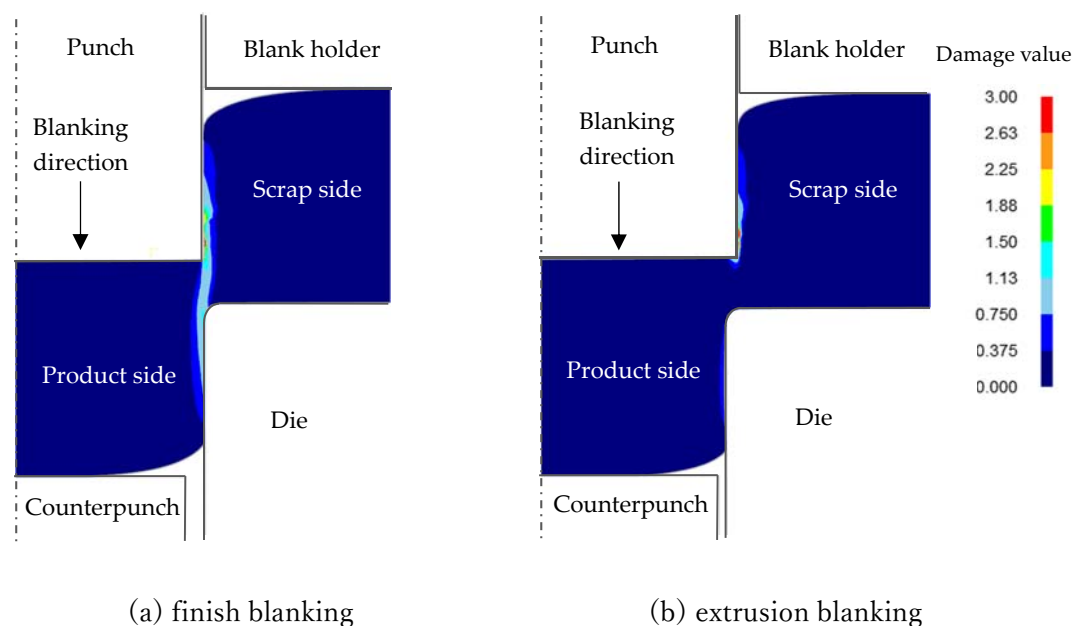
ここで、 $C$ は破壊臨界値、 $\bar{\sigma}_{max}$ は最大主応力、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、 $\bar{\epsilon}$ は相当ひずみを表す。

摩擦係数は、超硬工具を用いたときにシミュレーションソフトの DEFORM2D が推奨する値を参照して 0.08 に設定した。なお、クリアランスの違いによる摩擦係数の設定は、工具に対する垂直応力と工具と材料間のすべり量が一定であると仮定して同値とした。また、打抜き工程中において摩擦状態が大きく変化する懸念はあるものの、摩擦係数が一定であっても FE 解析はランキング結果とよく一致することが報告<sup>28)</sup>されていることから本研究ではその知見を参考に摩擦係数を一定に設定した。

### 3.3 結果と考察

#### 3.3.1 FE 解析

前章のプレス加工結果では、仕上げ抜き法を用いてマイクロギヤの加工を行うと、パンチが板厚の約 80%に達した位置で破断が発生した。そこで破断発生の原因についてダメージ値  $C$  を用いて両工法の比較を行った。Fig. 3-7 に、パンチが板厚の 80%に達した位置におけるダメージ値の分布状態をそれぞれ示す。また、製品側の切口面の生成がダイ内壁面に沿って進行すると仮定して Fig. 3-8 に示すライン上のダメージ値  $C$  の測定結果を Fig. 3-9 にそれぞれ示す。Fig. 3-7 から、仕上げ抜き法はパンチ角部とダイ肩部を結ぶようにしてダメージが蓄積されている様子が確認でき、Fig. 3-9 では、ダメージ値の最大値はパンチ肩部付近で 1.5 以上、最小でも 0.9 以上を示した。一方、押し抜き打抜き法のダメージ値分布では、パンチ角部からパンチ側面にかけてはダメージ値が高くなっているが、ダイ肩部には変化が見られない。Fig. 3-9 からダメージ値は 0.4 を下回る結果となった。ダメージ値の面積を Fig. 3-9 から求めると、仕上げ抜き法に比べて押し抜き打抜き法は約 85%の低減となった。ダメージ値が低いことは材料破壊が生じづらいこと示し、このことは実際のプレス加工実験で押し抜き打抜き法が破断しなかった結果と一致する。



**Fig. 3-7** Comparison of damage value defined as the integration value corresponding to the evolution of the maximum principal stress  $\bar{\sigma}_{\max}$  for 80%t punch penetration between finish blanking and extrusion blanking: (a) finish blanking; (b) extrusion blanking.



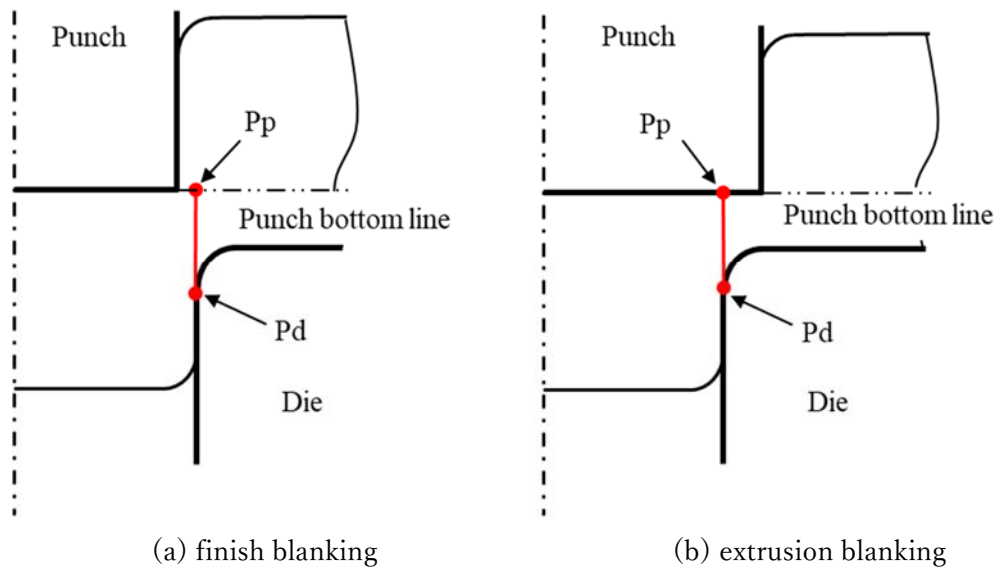


Fig. 3-8 Measurement line on the inner wall of the die assuming machining progress.

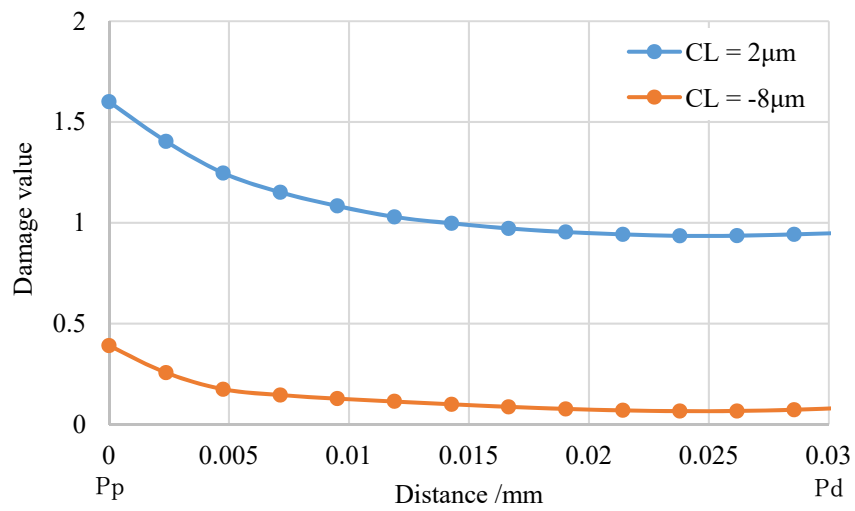
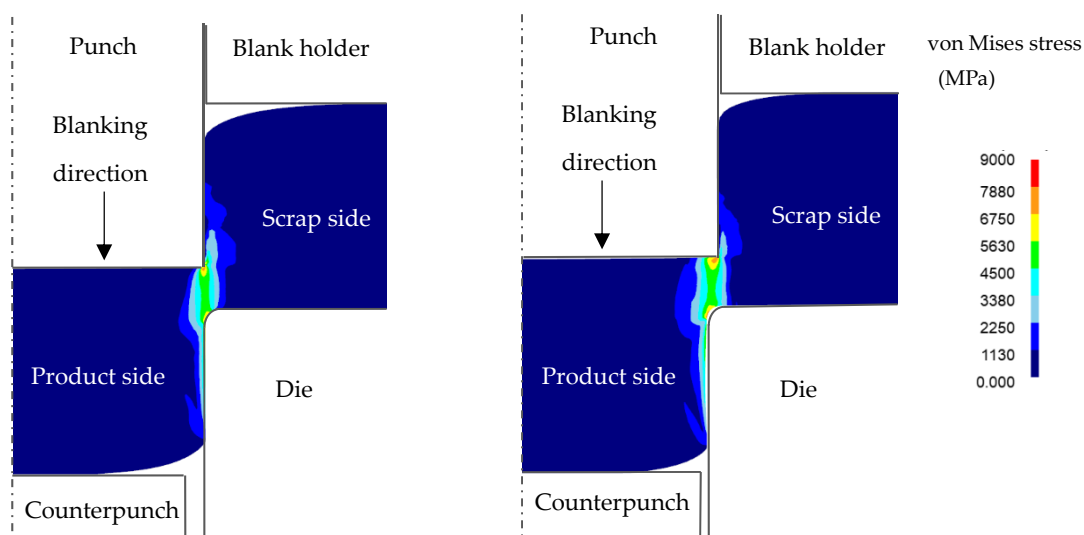


Fig. 3-9 Comparison of damage values between the finish blanking and the extrusion blanking from the punch corner Pp to the die corner Pd.

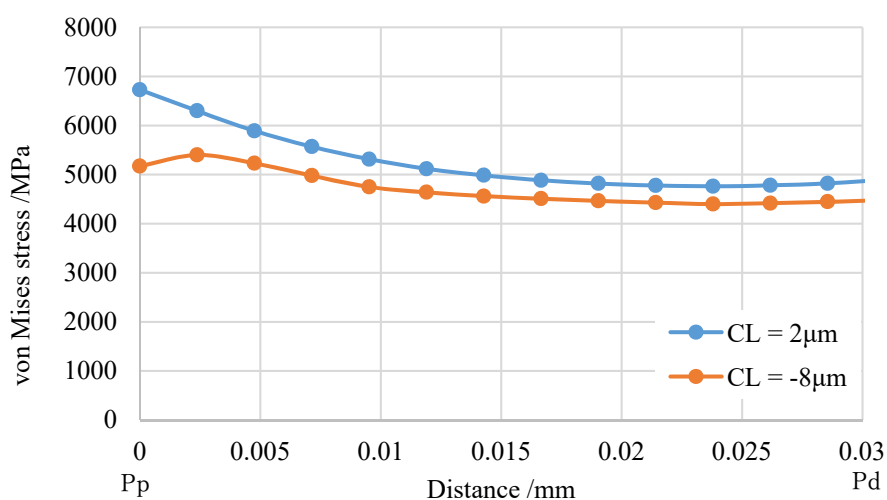
次に、パンチの侵入量が Fig. 3-7 と同じ Step における、ミーゼス応力の分布を **Fig. 3-10** に、また、同様に **Fig. 3-11** には Fig. 3-8 で示したライン上のミーゼス応力値を示す。両工法においてパンチ角部付近を除きミーゼス応力分布状態と数値に大きな違いは確認できない。



(a) finish blanking

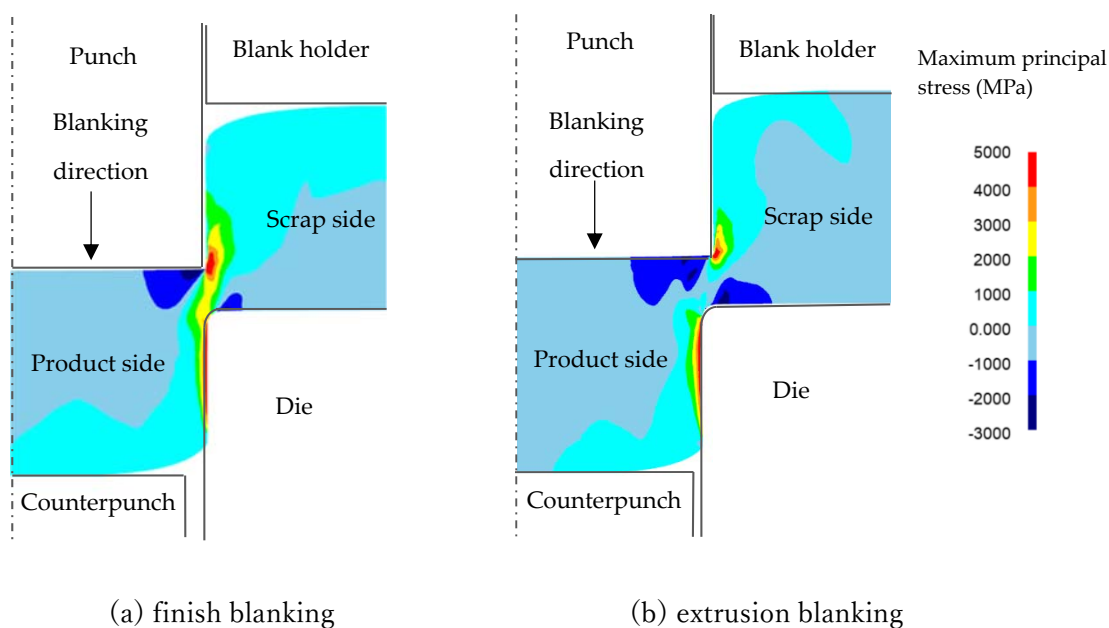
(b) extrusion blanking

**Fig. 3-10** Comparison of von Mises stress for 80% $t$  punch penetration between the finish blanking and extrusion blanking in Fig. 3-7: (a) finish blanking; (b) extrusion blanking.

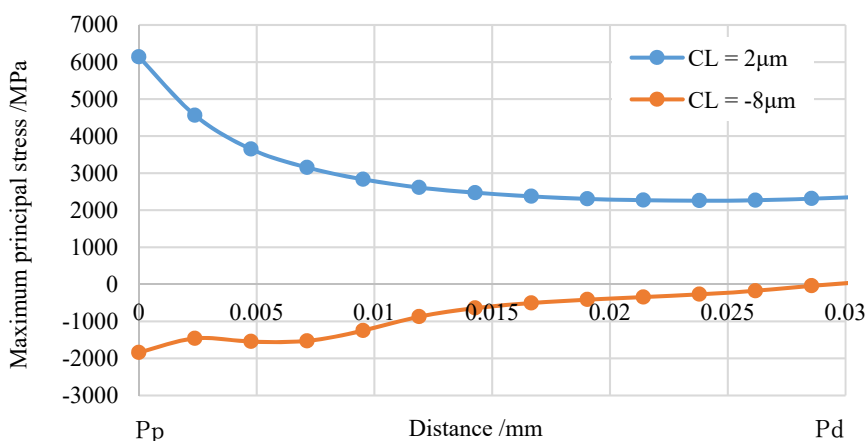


**Fig. 3-11** Comparison of von Mises stress between the finish blanking and the extrusion blanking from the punch corner  $P_p$  to the die corner  $P_d$ .

同様に最大主応力分布を **Fig. 3-12** に、また、同様に **Fig. 3-13** には Fig. 3-8 で示したライン上の最大主応力値を示す。仕上げ抜き法の場合、製品側とスクラップ側間の材料は 2000MPa を超える引張応力分布となっている。一方で押し抜き法における応力は圧縮応力 (負の値) となっている。被加工材の引張試験によって得られた引張強度が約 1000MPa であったことから、それを超える引張応力がせん断領域に全体に渡り働いたことで仕上げ抜き法は破断に至ったと推察する。

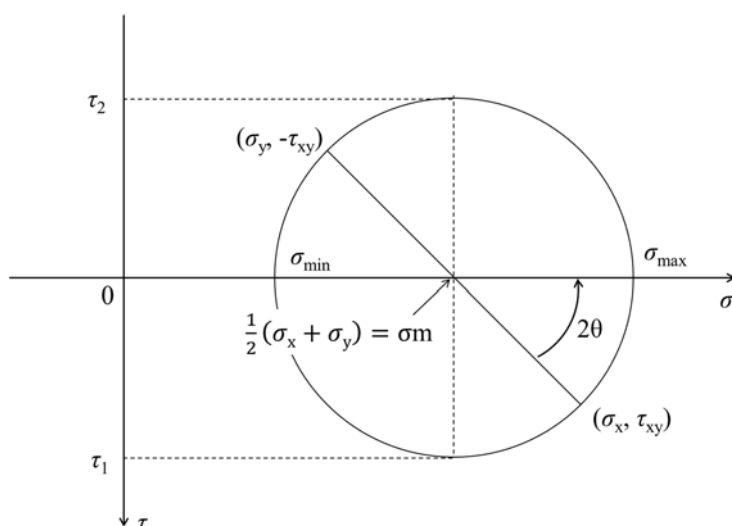


**Fig. 3-12** Comparison of maximum principal stress for 80%t punch penetration between the finish blanking and extrusion blanking in Fig. 3-7.



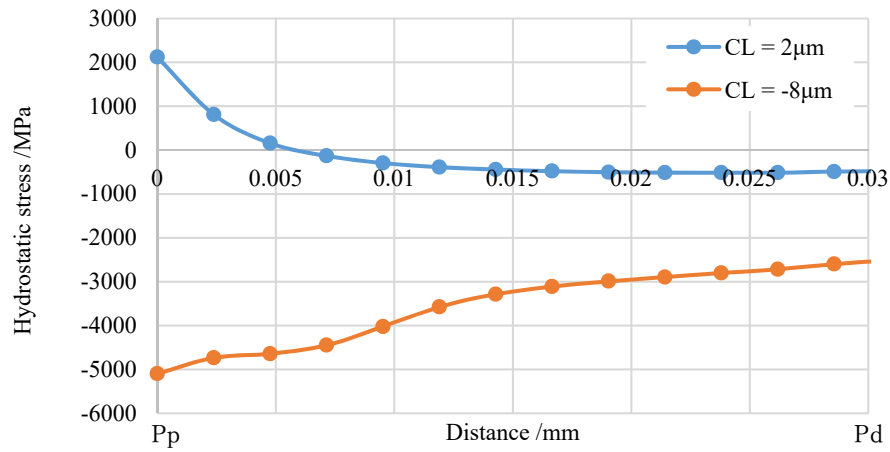
**Fig. 3-13** Comparison of Maximum principal stress between the finish blanking and the extrusion blanking from the punch corner Pp to the die corner Pd.

なお、FE 解析の二次元モデルにおいては平面応力状態を解析しているため、**Fig. 3-14** に示すモールの応力円に沿って座標変換すれば応力成分の値が得られる。従って、金属の延性に影響するとされる静水圧応力の Fig. 3-8 で示したライン上の値は、式 (2) の最大主応力  $\bar{\sigma}_{\max}$  と静水圧応力  $\sigma_m$  関係から **Fig. 3-15** に示すようになる。ここで  $\sigma$  は垂直応力、 $\tau$  はせん断応力を示す。仕上げ抜き法の場合は製品側とスクラップ側の間の材料ではパンチ角部付近で 2000MPa を示し、ダイ角部に向かって負の値をとっている。一方で押し出し打抜き法では、パンチ角部付近が最も負の値が大きく、ダイ角部に向かって静水圧応力は低下していく結果となった。また、最大せん断応力は **Fig. 3-16** に示すように、ミーゼス応力と同様に押し出し打抜き法のパンチ角部付近の応力が仕上げ抜き法に比べて 25%程度低下する結果になった。

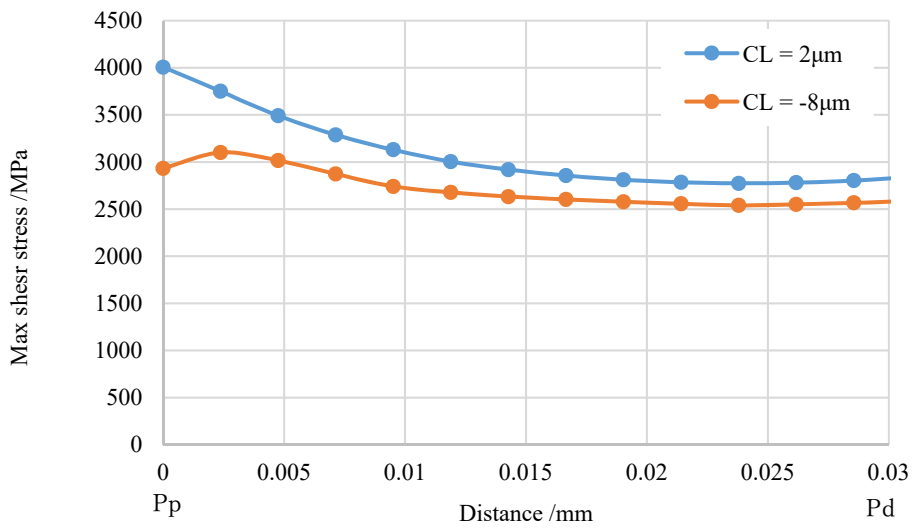


**Fig. 3-14** Mohr's stress circle.

$$\bar{\sigma}_{\max} = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) + \frac{1}{2}\sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2} \quad (2)$$

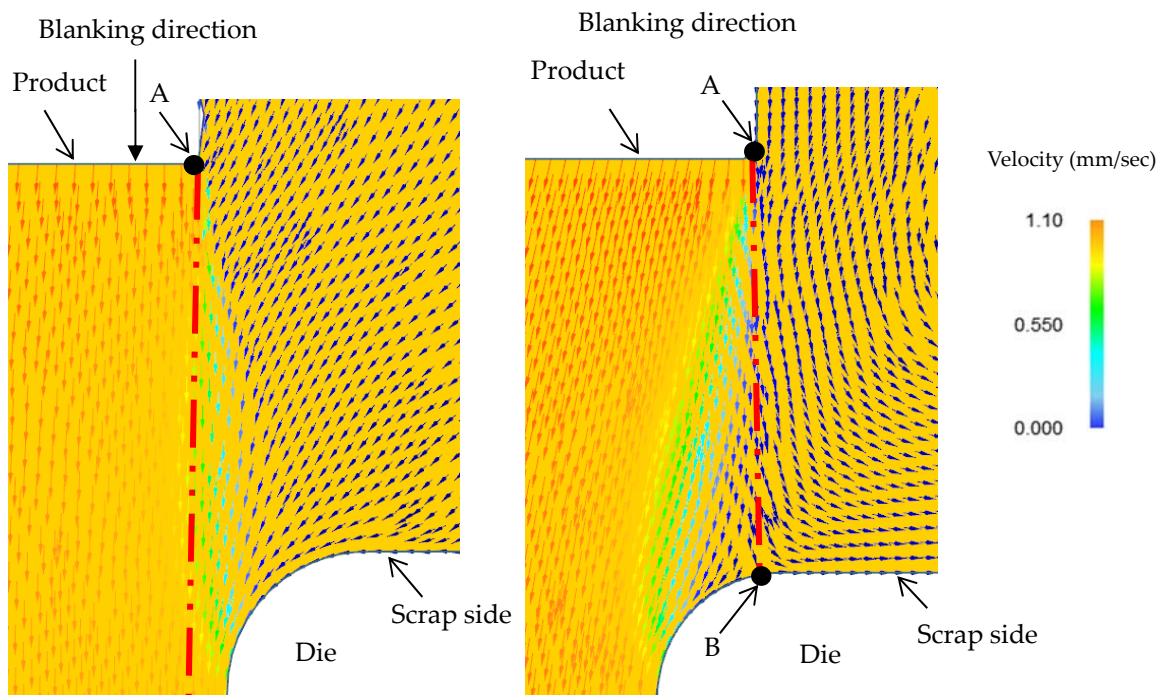


**Fig. 3-15** Comparison of hydrostatic stress between the finish blanking and the extrusion blanking from the punch corner Pp to the die corner Pd.



**Fig. 3-16** Comparison of max shear stress between the finish blanking and the extrusion blanking from the punch corner Pp to the die corner Pd.

材料に働く応力は、加工過程における材料流動が影響しているとされ、これまでに Xinhua Huang らによって、プラスクリアランスと負クリアランスのだれ量の検証<sup>29)</sup>や、Sutasn Thipprakmas によって FB 加工の破断メカニズムの解明<sup>4)</sup>に用いられてきたが、プラスクリアランスと負クリアランスの破断メカニズムの解明までは行われていない。そこで、両工法における応力場の違い、すなわち、破断発生メカニズムの解明を材料流動から行う。Fig. 3-17 には Fig. 3-7 と同 step 且つ、材料流動の様子が分かり易いように、変形領域範囲を拡大した材料流動結果の比較をそれぞれ示す。仕上げ抜き法では、パンチ直下の材料はダイ内部に向かってほぼ垂直に流動し、その流れに沿うようにしてスクラップ側の材料も流動している。その結果、板押えされたスクラップ材と製品側の間には引張応力が働くことでダメージ値が高くなり破断を起こすと推察する。一方、押し出し打抜き法では、パンチ角部 A の直下にあるダイ角部点 B を境界にして材料流動方向が変化している。特に点 B 付近では、ダイ上表面に向かって材料が流動しているため、材料は潰れるような現象となり、その結果、圧縮応力が働くと考えられる。従ってダメージ値は上昇せずプレス加工においては破断を起こしづらい環境であると推察する。



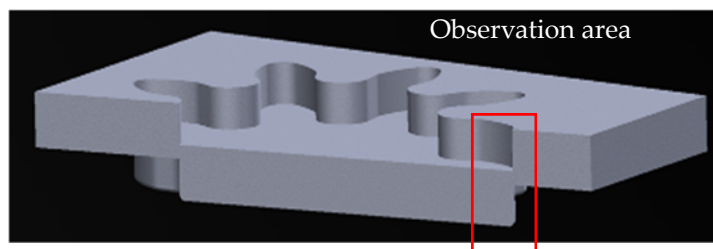
(a) finish blanking

(b) extrusion blanking

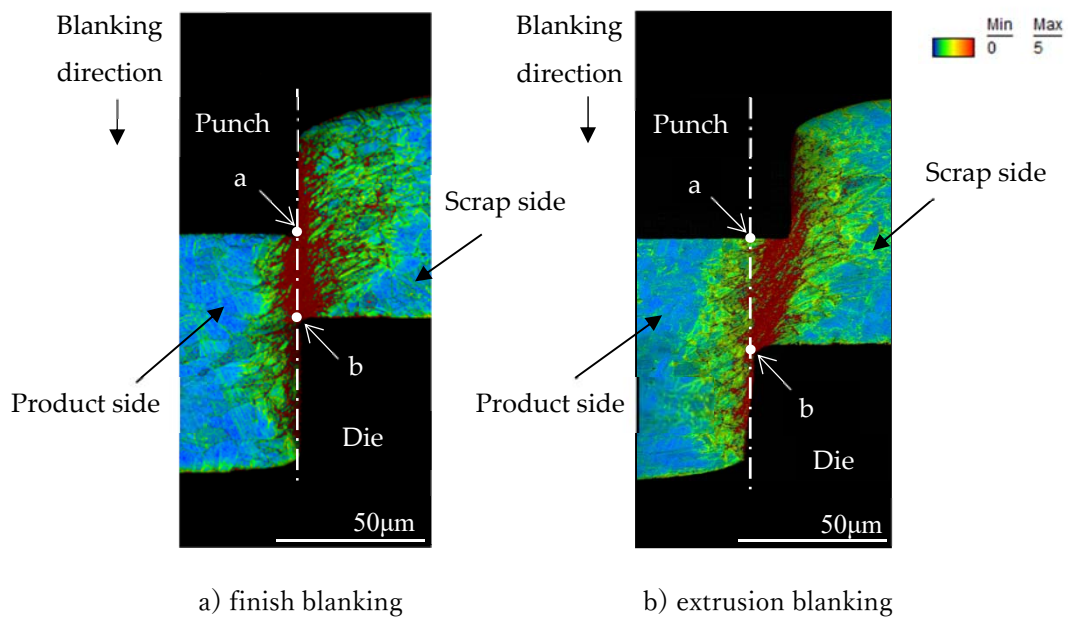
Fig. 3-17 Comparison of material flow for 80% punch penetration between finish blanking and extrusion blanking, in an enlarged view: (a) finish blanking; (b) extrusion blanking.

### 3.3.2 EBSD 解析

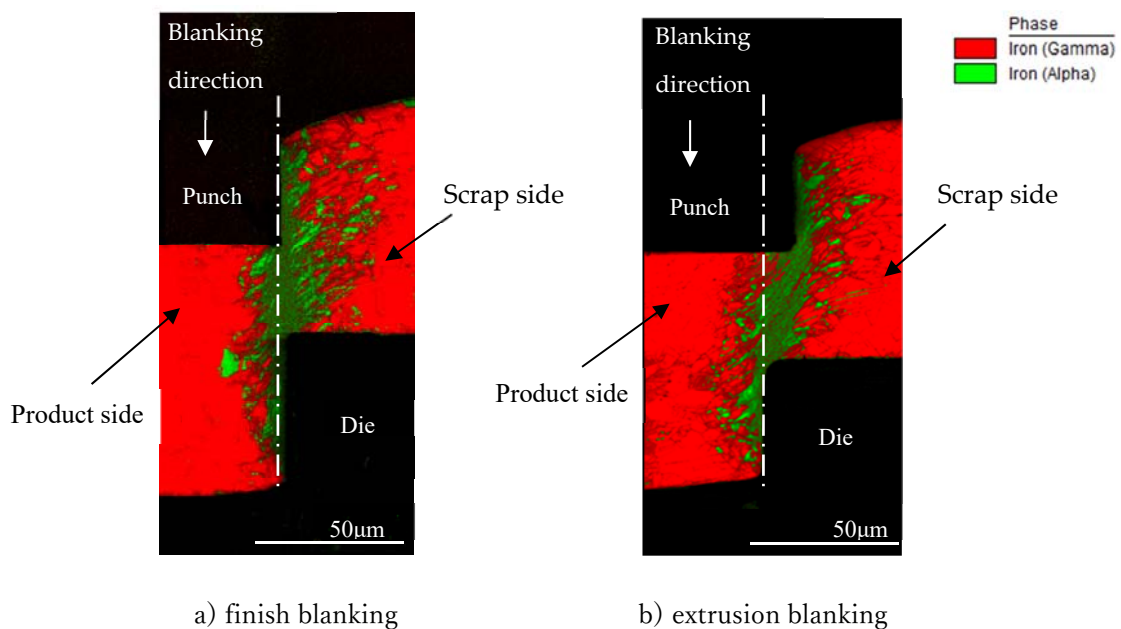
両工法のせん断メカニズムを FE 解析に加え、切口面の EBSD 解析を行った。EBSD 分析のサンプル準備では、まず始めに両工法において板厚の約 60%を半抜きした前章と同サイズのマイクロギヤを作成した。次に、**Fig. 3-18** に示すように断面試料を作成した後に機械研磨とイオンミリングで試料表面を鏡面仕上げした。EBSD 分析は 15 kV の加速電圧と  $0.15\mu\text{m}$  の測定間隔で赤枠の領域部を解析した。**Fig. 3-19** に仕上げ抜き法および押し抜き法の KAM マップ結果を、**Fig. 3-20** には結晶相マップをそれぞれ示す。両工法共に KAM マップにおいてパンチ角部とダイ R 部を結ぶ領域に結晶方位差が 5 度（赤い領域）のひずみの高いエリアが分布している。また、オーステナイト相（赤い領域）からマルテンサイト相（緑色の領域）への相変態は、KAM マップのひずみの高い領域で発生していることがわかる。ただし、仕上げ抜き法の場合は、ひずみや相変態が大きい領域がせん断帯に集中していたのに対し、押し抜き打抜き法においては、それらの領域がスクラップ側にシフトしている。ここで、FE 解析同様に **Fig. 3-19** および **Fig. 3-20** に示した一点鎖線（白色）に沿って製品側の切口面が生成されると仮定すると、両工法において一点鎖線上の KAM 値に違いが確認出来る。**Fig. 3-19** の点 a から点 b までの一点鎖線に沿った KAM 値を **Fig. 3-21** に示す。仕上げ抜き法では、点 a から点 b までの KAM 値はほぼ 5 度である。一方、押し抜き打抜き法では、KAM 値は点 a を中心に約 2 度で、点 b に向かって増加している。これらの結果は、仕上げ抜き法ではせん断が進行しようとしている領域にすでにひずみが蓄積していることを示し、一方、押し抜き打抜き法ではひずみの蓄積が少ない領域を加工が進行できることを示している。なお、押し抜き打抜き法の KAM 値が高いエリアは加工ひずみによって加工硬化し、且つ加工誘起マルテンサイト変態によって脆化していることからクラックが生じやすい状態になっているにも関わらずクラック・破断が発生しなかったことは、FE 解析によって得られた結果の応力状態が圧縮応力であったため、従来の知見通り金属の延性増大効果によりクラックの抑制に繋がったものと推察する。



**Fig. 3-18** Observation area of microgear for electron back-scatter diffraction (EBSD) analysis.

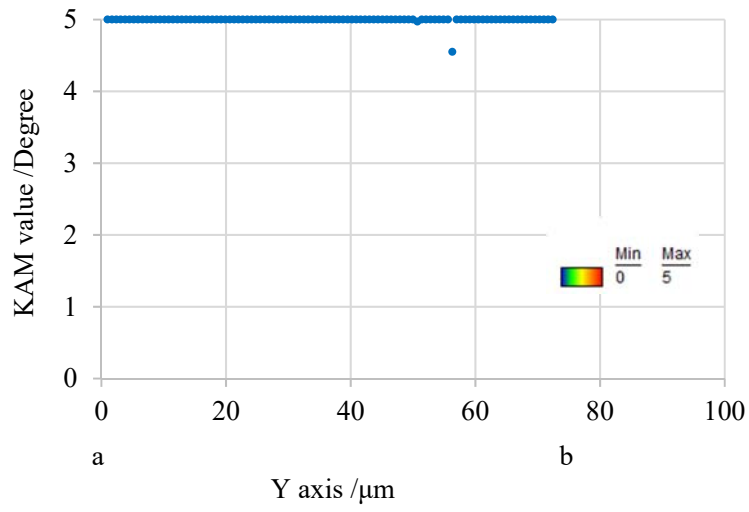


**Fig. 3-19** Comparison of kernel average misorientation (KAM) map for 60%*t* punch penetration between finish blanking and extrusion blanking: (a) finish blanking; (b) extrusion blanking.

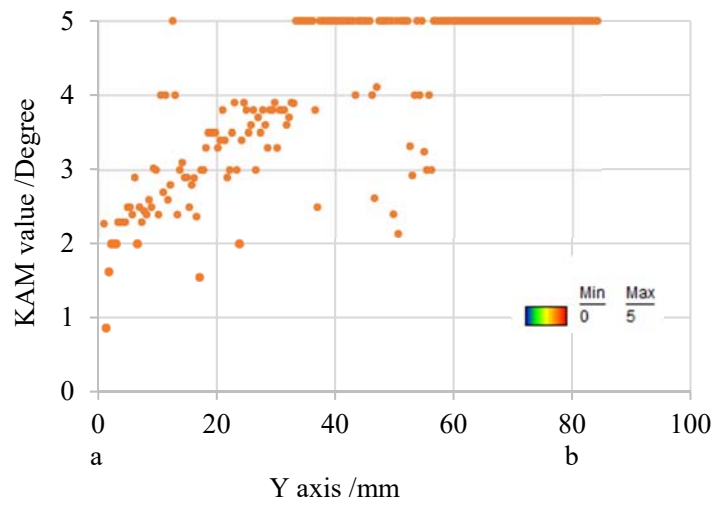


**Fig. 3-20** Comparison of phase map for 60%*t* punch penetration between finish blanking and extrusion blanking: (a) finish blanking; (b) extrusion blanking.





a) finish blanking



b) extrusion blanking

**Fig. 3-21** Comparison of KAM values between a and b of Fig. 3-19: (a) finish blanking; (b) extrusion blanking.

### 3.4 結言

仕上げ抜き法と押出し打抜き法における破断発生/抑制メカニズムの解明を FE 解析によって試みた。破断発生の指標としてダメージ値を求め、押出し打抜き法のダメージ値が仕上げ抜き法に比べて低く、破断が生じにくいことを明らかにした。さらには、EBSD 解析により、ひずみ蓄積領域と相変態領域を明らかにし、破断発生メカニズムを検証した。両工法の FE 解析及び EBSD 解析結果から得られた破断発生/抑制メカニズムは以下のとおりであると考える。

- (1) FE 解析結果から、仕上げ抜き法の場合、パンチ直下の材料はダイ内部に向かってほぼ垂直に流動し、その流れに沿うようにしてスクラップ側の材料も流動する。従って板押えされたスクラップ材と製品側の間には引張りの応力が生じることでダメージ値が高くなる。その結果、破断を起こす。
- (2) これに対して、押出し打抜き法の場合、パンチ角部の点 A の直下にあるダイ角部点 B を境界に材料流動方向が変化した。特に点 B 付近では材料が潰れるように流動しており、その結果、圧縮応力が働くことでダメージ値は上昇せず破断を抑制できる。
- (3) EBSD 解析から、押出し打抜き法ではひずみの蓄積や相変態が少ない領域を加工進行でできることで破断を抑制でき、さらには、ひずみ蓄積エリアは加工ひずみによって加工硬化し、且つ加工誘起マルテンサイト変態によって脆化していることからクラックが生じやすい状態になっているにも関わらずクラック・破断が発生しなかったことは、FE 解析によって得られた結果の応力状態が圧縮応力であったため、従来の知見通り金属の延性増大効果によりクラックの抑制に繋がったものと推察する。

## 参考文献

- 1) Howard, F.: *Sheet Metal Ind.*, 37-397 (1960), 339.
- 2) 森田稔, 音田一造: 塑性と加工, 2-6 (1961), 79-82.
- 3) 湯本良, 福井一男: 塑性と加工, 12-129 (1971), 764-767.
- 4) Thipprakmas, S., Jin, M. & Murakawa, M.: *Journal of Materials Processing Technology*, 192-193 (2007), 237-242.
- 5) Thipprakmas, S., Jin, M. Kanaizuka, T., Yamamoto, K. & Murakawa, M.: *Journal of Materials Processing Technology*, 198 (2008), 391-398.
- 6) Ayada, T., Higashino, T., Mori, K.: *Proc. of 1st ICTP, Advanced Technology of Plasticity*, 1(1984), 553-558.
- 7) Rice, J. R. & Tracy, D.M.: *J. Mech. Phys. Solid*, 7(1969), 201-217.
- 8) McClintock, F. A.: *L. Appl. Mech.* 35(1968), 363-371.
- 9) Thipprakmas, S.: *Materials and Design*, 30(2009), 526-531.
- 10) Cockcroft, M.G.; Latham, D.J. *Ductility and the workability of metals. J. Inst. Met.* 1968, 96, 33-39.
- 11) 大矢根守哉: 日本機械学会誌, 75-639(1972), 596-601.
- 12) 田中徹, 萩原世也, 只野裕一, 稲田拓真, 森孝信, 淵脇健二: 塑性と加工, 52-609 (2011), 1104-1108.
- 13) Tanaka, T., Hagihara, S., Tadano, Y., Inada, T., Mori, T. & Fuchiwaki, K.: *Materials Transactions*, 54-9 (2013), 1697-1702.
- 14) Pyho, W. M., Hagihara, S., Tanaka, T., Takatomi, S. & Tadano, Y.: *J. Manuf. Mater. Process.* (2017), 1-12.
- 15) Pyho, W. M., Hagihara, S., Tanaka, T., Takatomi, S. & Tadano, Y.: *J. Manuf. Mater. Process.* (2018), 2-26.
- 16) Kikuchi, S., 1928, *Proceedings of the Imperial Academy.* 271-274.
- 17) D. G. Coates: *Phil. Mag.*, 16(1967), 1179-1184.
- 18) J. A. Venables and C. J. Harland: *phil. Mag.*, 27(1973), 1193-1200.
- 19) Adams, B.L, Wright S. I. and Kunze, K.: *Metall. Trans. A*, 24A (1993), 819-831.
- 20) 吉野雅彦: 天田金属加工技術振興財団, AF-2007002 (2007), 16-21.
- 21) 鈴木清一: エレクトロニクス実装学会誌, 13-6(2010), 469-474.
- 22) 藤山一成, 水谷芳樹, 谷口嘉規, 來海博央: 材料, 62-5(2013), 305-310.
- 23) Sutliff, J. A.: *Microscopy and Microanalysis, Supp 2* (1999), 236-237.
- 24) 美野和明, 福岡千枝, 吉澤廣喜: 日本金属学会誌, 64(2000), 50-55.
- 25) 木村英彦, 王昀, 秋庭義明, 田中啓介: 日本機械学会論文集 (A 編), 71-712 (2005), 118-124.

- 26) Brewer, L. N., Othon, M. A., Young, L. M. and Angeliu T. M.: *Microscopy and Microanalysis*, 12(2006), 85-91.
- 27) Demir, E., Raabe, D., Zaafarani, N., Zaefferer, S.: *Acta Materialia*, 57(2009), 559-569.
- 28) 釜谷昌幸：材料, 58(2009), 568-574.
- 24) 白鳥智美, 中野禪, 鈴木洋平, 加藤正仁, 佐藤直子, 小松隆史, 楊明：塑性と加工, 56-657 (2015), 885-890.
- 25) 白鳥智美, 加藤正仁, 佐藤直子, 吉野友章, 中野禪, 楊明：塑性と加工, 58-681 (2017), 936-942.
- 26) 吉田佳典：塑性と加工, 53-620 (2012), 800-804.
- 27) Tanaka, T.; Hagihara, S.; Tadano, Y.; Inada, T.; Mori, T.; Fuchiwaki, K. *Mater. Trans.* 42 (2013), 1697–1702.
- 28) 笹田昌弘, 志村和樹, 青木勇：日本機械学会論文集 (C編), 71-712 (2005), 249-255.
- 29) Huang, X.; Xiang, H.; Zhuang, X.; Zhao, Z. *Adv. Mater. Res.* 337, (2011), 236–241.

## 第 4 章 新工法の実用化に向けたプロセス条件の最適化

## 4.1 緒言

第2章、第3章では、マイクロ部品の精密せん断加工に負クリアランスを採用することで、切口面を全せん断面で加工することが可能であることを示したが、負クリアランスを用いると打抜き荷重は高くなった。このことは一般論としてパンチの折損・摩耗も大きくなるであろうことを示唆し<sup>1)</sup>、その結果、切口面状態に影響を及ぼすことが考えられる。せん断加工においてパンチ折損・摩耗は重要課題の一つであり、これまでも慣用せん断に関する打抜きパンチ負荷の研究は様々行われてきた。例えば、青木らによる工具切れ刃の摩耗機構の研究<sup>1)</sup>、前田らによる工具切れ刃摩耗の進行状況の検証<sup>2)</sup>、古閑らによるクリアランスと工具摩耗の関係<sup>3)</sup>などの実験的研究結果が報告されている。また、数値解析を用いたシミュレーションでも様々な報告がある。例えば、中島らは軸対称モデルにおいて工具を弾性体に設定することで工具にかかる相当応力を求め、初期摩耗現象に対して検討した<sup>4)</sup>。Hambiは有限要素コードの摩耗予測モデルを用いてプレス加工における工具摩耗結果を報告した<sup>5)</sup>。Falconnetらは銅箔の打抜きにおける摩耗解析を報告した<sup>6,7)</sup>。

本章では、負クリアランスにおける押し出し加工法の実用化に向けた最適条件の探索として、切口面に破断が生じない条件で、且つパンチの負荷が最小となる条件を検証した。まず初めに、切口面状態への影響度が大きいクリアランスをパラメーターとして、負クリアランス、極小クリアランス、ゼロクリアランスを選択し打抜き実験及び有限要素解析から最適条件を検証した。次に、実用展開を検討すると工具負荷は低い方が工具ダメージは低減し、生産性が向上することから、負クリアランスにおけるパンチの負荷を低減する方法として、パンチ先端角部に微小なC面を付加すること検討した。この発想はPWパンチ<sup>8)</sup>として報告されている工具先端部に斜面を付けることでパンチ角部近傍の応力集中を緩和し、工具の耐焼付き性、耐チッピング性が向上するとされる技術を参考にした。本実験では、パンチとダイ先端部に比較的簡易に加工が出来るC面形状を加工し、被加工材から受ける応力集中の緩和を試みた。具体的には、まず有限要素解析を用いて、どの程度のC面サイズとクリアランスであれば切口面の破断が抑制でき、且つパンチへの負荷が低減されるかについて検証した。次にその検証で得られたC面サイズとクリアランス条件を用いてプレス打抜き実験で10,000ショットの連続加工を行い、切口面状態とパンチ損傷状況を確認することで量産の実現性を検証した。

## 4.2 最適クリアランスの検証実験

### 4.2.1 打抜き条件

負クリアランス及びその比較として極小クリアランスとゼロクリアランスをクリアランス条件として選択し、各クリアランスにおけるプレス打抜き実験から切口面に破断が生じない条件を検証した。被加工材料は(株)特殊金属エクセル製の板厚  $t=0.1$  mm、幅  $B=20$  mm のSUS304冷間圧延材とした。材料の機械的特性をTable 4-1に示す。Table 4-2には、金型工具のパンチとダイの組成および機械的特性を示す。次に実生産における順送加工を想

定して構想した打抜き法の工程概略図を **Fig. 4-1** に、金型詳細仕様を **Table 4-3** にそれぞれ示す。打抜きには、 $D_{pI} = \phi 1.748$  mm の超硬製パンチと、パンチとダイのクリアランスが 2, 0, -2, -4, -8  $\mu$ m となるような内径 ( $D_{dI}$ ) の超硬製ダイと組み合わせた。なお、プラスのクリアランスにおいては被加工材の板厚以上のパンチストロークが可能であるが、ゼロ及び負クリアランスにおいてはパンチストロークが板厚以上となると、パンチとダイが接触する可能性がある（厳密にはダイ角部に 0.01 mm の R を設けてあるので、パンチストロークが板厚分になっても、パンチとダイは干渉しない）。従って、負クリアランスの場合にはパンチストロークを板厚の 99% で一度止めて残りの 1% は金型の次ステージで抜き落とした。ダイ刃先部にはせん断加工におけるクラックの発生を抑制することを目的に、微小の丸み R を設けるとともにカウンターパンチを用いた。板押え力はコイルスプリングを用いて最大で約 500 N とし、逆押え力は同様の方法で最大約 200 N に設定した。打抜き荷重の測定にはパンチ上面にロードセルを設け、プレス機のスライド変位量をレーザー変位計で測定することで荷重ストローク線図を得た。プレス機はファインブランキング専用のプレス機ではなく、同様の機能を設定できる汎用のスクリーサーボプレス機 (DT-J515 微細加工研究所製, 加圧能力 50 kN) を用いた。

**Table 4-1** Mechanical properties of work material.

Tensile Strength (MPa)	896
0.2% Proof Stress (MPa)	583
Elongation (%)	47

**Table 4-2** Material of the tools' composition and mechanical properties.

Composition and mechanical properties	Punch	Die
Composition	WC-Co	WC-Co
Hardness (HRA)	95.0	91.5
Compressive strength (MPa)	6880	5400

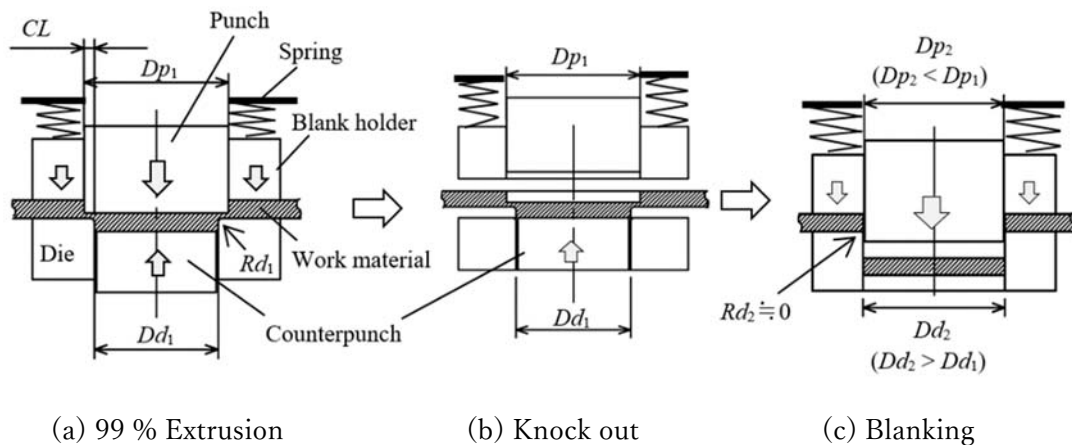


Fig. 4-1 Schematic of extrusion blanking used in the mass-production progressive die system.

Table 4-3 Blanking tool specifications.

Items	Value
Clearance $CL$ ( $\mu\text{m}$ )	2, 0, -2, -4, -8 (2% $t$ , 0% $t$ , -2% $t$ , -4% $t$ , -8% $t$ )
Punch outer diameter $Dp_1$ (mm)	1.748
Die inner diameter $Dd_1$ (mm)	1.752, 1.748, 1.744, 1.740, 1.732
Punch outer diameter $Dp_2$ (mm)	1.740
Die inner diameter $Dd_2$ (mm)	1.750
Die radius $Rd_1$ in 1st step (mm)	0.01
Die radius $Rd_2$ in 2nd step (mm)	Nearly zero
Counterpunch outer diameter $Dc$ (mm)	1.730
Blank holder force ( $F_B$ )	500 N (50% of blanking force)
Counterpunch force ( $F_C$ )	200 N (20% of blanking force)

#### 4.2.2 FE 解析条件

打抜き実験で得られた各クリアランスにおける切口面とパンチ負荷に対する考察をFE解析手法の内、次の三つの方法から行った。一つ目は、せん断加工領域に生じる引張り/圧縮の最大主応力から延性破壊条件値（以下、ダメージ値  $C$ ）を求め、打抜き実験結果とFE解析結果の切口面を比較した。二つ目は、精密せん断加工法の重要パラメーターの一つである静水圧応力を比較した。三つ目は打抜きパンチにかかる応力を比較した。Fig. 4-2 に有限要素法シミュレーションの解析モデルを、Table 4-4 に解析条件をそれぞれ示す。解析モデルは前章と同様に解析時間を考慮して中心軸を対称軸とする軸対称モデルとし、解析コードには市販の DEFORM2D (Ver.11.3) を使用した。パンチ、ダイは弾性体で要素数は約 10000



で要素形状は四辺形，ブランクホルダー/ストリッパー，カウンターパンチは剛体，被加工材は弾塑性体で要素数は約 15,000 で要素形状は四辺形とした．工具刃先周辺の変形領域においては極めて狭い範囲に変形が集中し要素に大きなゆがみが発生するとされているため，要素サイズの決定には要素サイズとクリアランスの関係が示されているこれまでのファイブランキングにおけるシミュレーション結果<sup>9)</sup>を参考にした．具体的には要素サイズがクリアランスより小さくなる値，本実験においては約  $1\mu\text{m}$  を要素サイズとした．また，解析中に要素が大きく変形した場合に解析が中断されてしまうことを防ぐため，要素の再生を行うリメッシング機能を適用した．パンチとダイは前述の DEFORM2D のソフトウェア上において超硬材 (WC-15% Co) を選択し，被加工材である SUS304 材の材料定数は Fig. 4-3 に示す引張り試験の実験結果により得られた流動応力-塑性ひずみ曲線を使用した．せん断加工における破断の予測については，同予測が可能になることを示す文献<sup>9)</sup>に従い，Cockcroft and Latham の破壊条件式 (1) から得られるダメージ値  $C$  を用いた．ここで， $C$  はダメージ値， $\bar{\sigma}_{max}$  は最大主応力， $\bar{\sigma}$  は相当応力， $\bar{\epsilon}$  は相当ひずみを表す．また，打抜きが進行する過程で発生するクラック・破断は要素消去法<sup>10)</sup>を用いて表現した．具体的には，各要素のダメージ値  $C$  が破壊臨界値  $C_{cr}$  の 1.5 に達し，且つその要素が 4 個以上連続した際に要素を消去する設定とした．なお，要素消去は要素形状とサイズの影響を大きく受け，また消去された要素の周辺が特異点となることで応力が集中しやすくなり，要素消去しない場合に比べ応力とひずみの経路に影響が出る可能性がある．その対策として，ある一定の要素数が限界ダメージ値を超えた要素を消去することで応力とひずみの経路を確保し，要素数の 4 個は事前の解析実験においてプレス実験結果と良く一致した条件であったことから設定値にした．また，破壊臨界値  $C_{cr}$  の設定値 1.5 はクリアランス  $2\mu\text{m}$  の打抜き実験において破断開始が板厚の 78% であり，その際の FE 解析のダメージ値  $C$  が 1.5 であったことに基づき設定をしている．摩擦係数の設定は，工具に超硬材を用いた際に摩擦係数を検証した有限要素解析の文献<sup>11)</sup>を参考に，超硬工具を用いたときにシミュレーションソフトの DEFORM2D が推奨する値を参照して 0.08 に想定した．なお，クリアランスの違いによる摩擦係数の設定は，工具に対する垂直応力と工具と材料間のすべり量が一定であると仮定して同値とした．また，打抜き工程中において摩擦状態が大きく変化する懸念はあるものの，摩擦係数が一定であっても FE 解析はランキング結果とよく一致することが報告<sup>11)</sup>されていることから本研究ではその知見を参考に摩擦係数を一定に設定した．

$$C = \int_0^{\bar{\epsilon}} \frac{\bar{\sigma}_{max}}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} \quad (1)$$

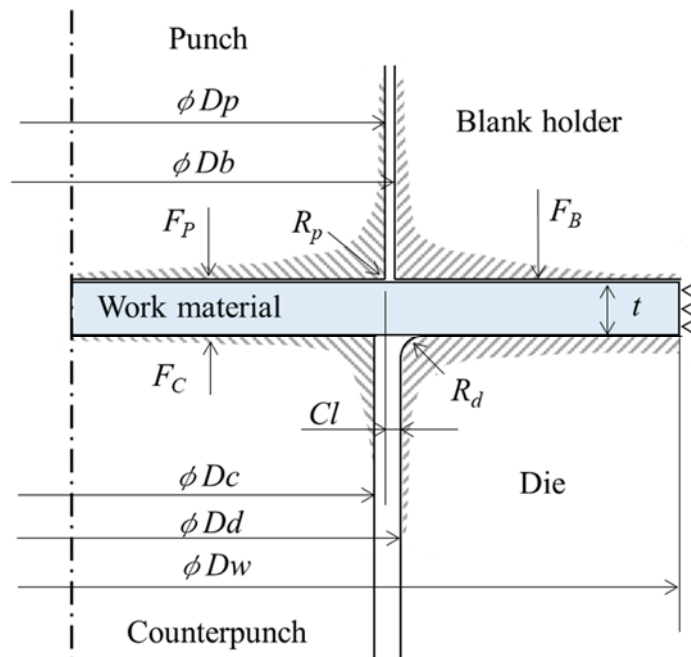


Fig. 4-2 Finite Element Method simulation model (axisymmetric model).

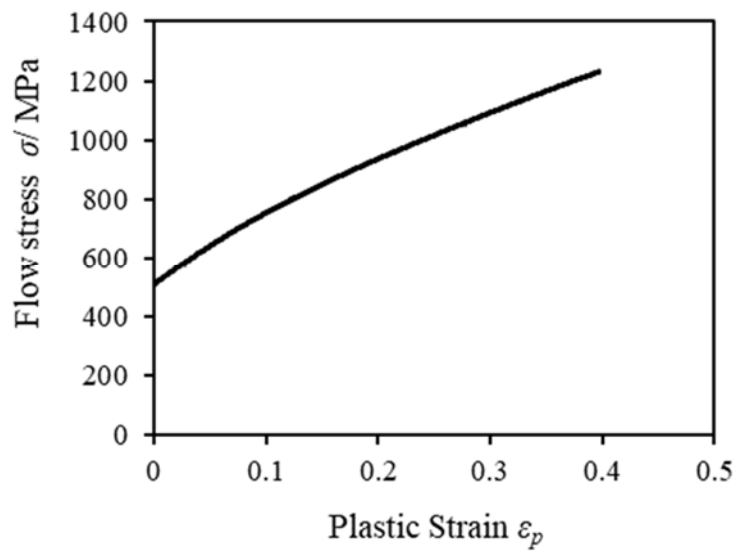


Fig. 4-3 Flow stress-plastic strain curve.

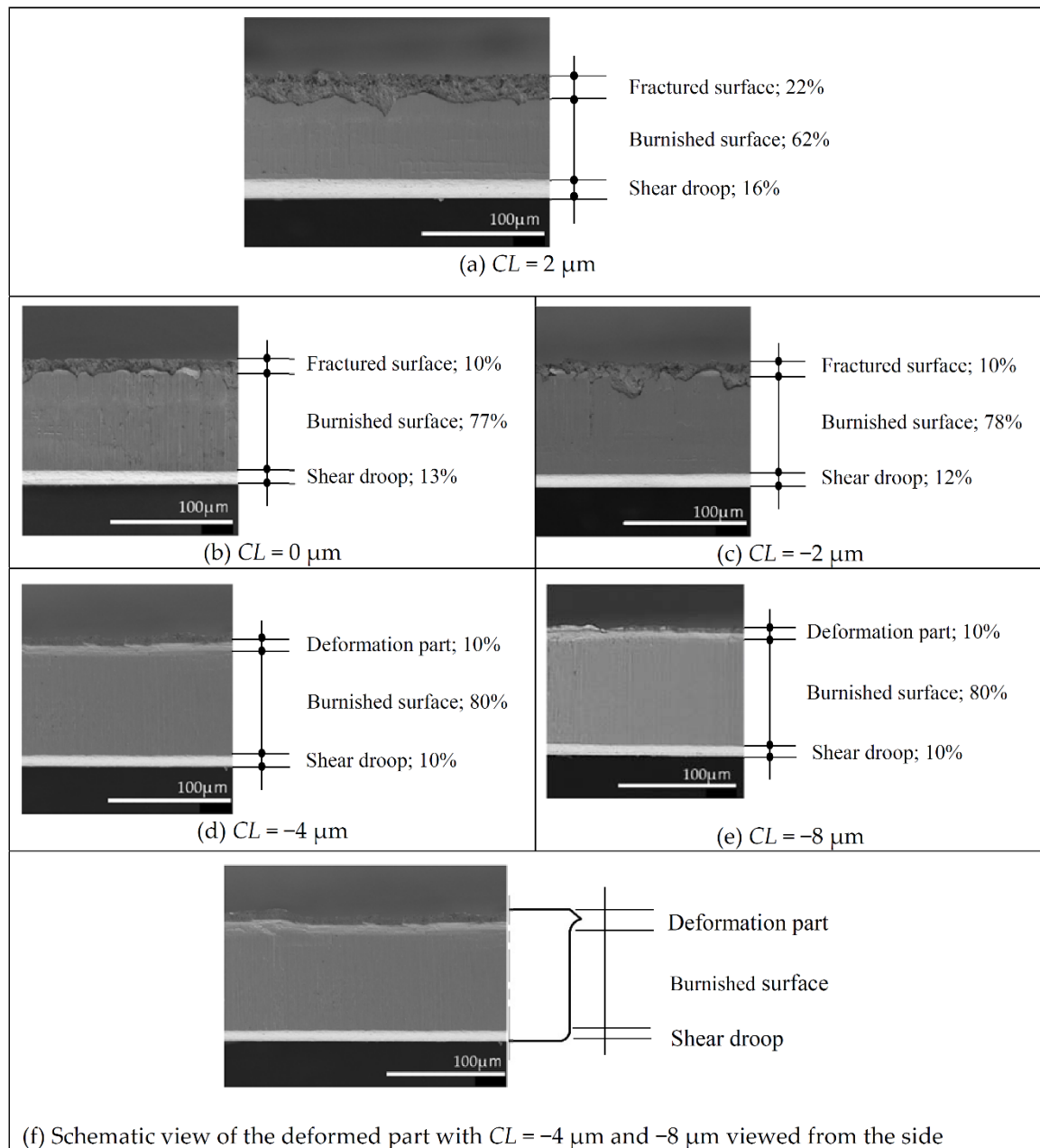
**Table 4-4** FEM simulation condition.

Simulation Model	Axisymmetric Model
Object type	Work material: elastic-plastic
	Punch /Die: elastic
	Blank holder /Stripper: rigid
	Counterpunch: rigid
Clearance $CL$ ( $\mu\text{m}$ )	2, 0, -2, -4, -8, (2% $t$ , 0% $t$ , -2% $t$ , -4% $t$ , -8% $t$ )
Punch outer diameter $Dp$ (mm)	1.748
Die inner diameter $Dd$ (mm)	1.752, 1.748, 1.744, 1.740, 1.732
Blank holder diameter $Db$ (mm)	1.7485
Counterpunch outer diameter $Dc$ (mm)	1.730
Work material outer diameter $Dw$ (mm)	3.5
Tool cutting edges	$R_p = 0.002$ mm, $R_d = 0.010$ mm
Blank holder force ( $F_B$ )	500 N (50% of blanking force)
Counterpunch force ( $F_C$ )	200 N (20% of blanking force)
Punch and die material	WC-15% Co
	Young's modulus: 524 GPa
	Poisson's ratio: 0.23
	Density: 15.7g/ cm <sup>3</sup>
Work material	SUS304 $t = 0.1$ mm
	Young's modulus: 193 GPa
	Poisson's ratio: 0.3
Ductile fracture criteria	Cockcroft–Latham
Fracture critical value $Ccr$	1.5
Shear friction coefficient ( $\mu$ )	0.08

### 4.3 結果と考察

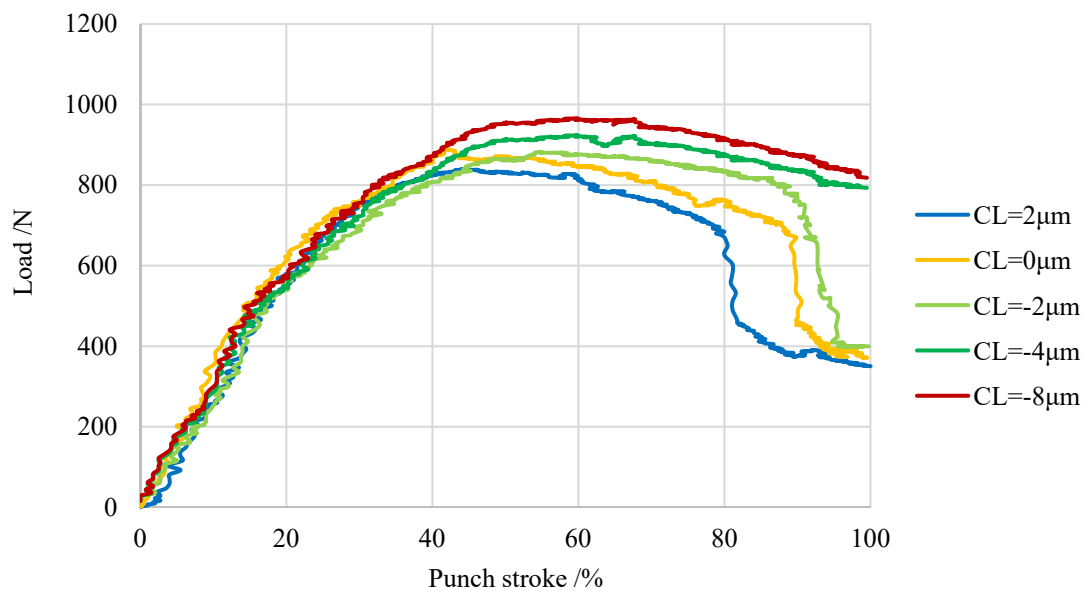
#### 4.3.1 プレス打抜き実験結果

**Fig. 4-4** に、打抜き実験で得られた各クリアランスにおける打抜き切口面の SEM 写真をそれぞれ示す。CL=2 $\mu$ m における切口面の比率は、板厚の約 16% がだれ、せん断面が 62%、破断面が 22% となった。CL=0 $\mu$ m、CL=-2 $\mu$ m では、だれと破断面の比率は低下し、せん断面比率が向上した (CL=0 $\mu$ m; だれ 13%, せん断面 77%, 破断面 10%, CL=-2 $\mu$ m; だれ 12%, せん断面 78%, 破断面 10%)。CL=-4 $\mu$ m では、だれの比率が更に減少し破断面は確認できなくなったが、(f)の概略図に示すようにダイ R に沿うような形状変形が生じた (だれ 10%, せん断面 80%, 変形部 10%)。CL=-8 $\mu$ m は CL=-4 $\mu$ m とほぼ同様の結果であった (だれ 10%, せん断面 80%, 変形部 10%)。なお、これらの変形は前章で述べたように薬品を用いた研磨技術により除去できると推察し、製品・部品として使用できるものであると考える。従って、CL=-4 $\mu$ m または、CL=-8 $\mu$ m のクリアランスを採用することで、だれが少なく且つ破断面のない加工面を得られることが判明した。



**Fig. 4-4** SEM image cut surface of various clearance blanking. (a)  $CL = 2 \mu\text{m}$ ; 16% shear droop, 62% burnished surface, and 22% fractured surface, (b)  $CL = 0 \mu\text{m}$ ; 13% shear droop, 77% burnished surface, and 10% fractured surface, (c)  $CL = -2 \mu\text{m}$ ; 12% shear droop, 78% burnished surface, and 10% fractured surface, (d)  $CL = -4 \mu\text{m}$ ; 10% shear droop, 80% burnished surface, and 10% deformation, (e)  $CL = -8 \mu\text{m}$ ; 10% shear droop, 80% burnished surface, and 10% deformation, (f) Schematic view of the deformed part with  $CL = -4 \mu\text{m}$  and  $-8 \mu\text{m}$  viewed from the side.

次に、プレス打抜き実験より得られた打抜き荷重ストローク線図を **Fig. 4-5** に示す。クリアランスが減少するに従い打抜き荷重が高くなっていくことが図示よりわかる。全せん断面が得られた  $CL=-4\mu\text{m}$  と  $CL=-8\mu\text{m}$  を比べると、 $CL=-4\mu\text{m}$  の方が打抜き荷重は低いことから、打抜き実験から得られた最適クリアランスは  $CL=-4\mu\text{m}$  であった。



**Fig. 4-5** Load–stroke curves for various clearance.

#### 4.3.2 FE 解析による各クリアランスの切口面生成の考察

FE 解析によって得られた各クリアランスの切口面のダメージ値分布を Fig. 4-6 にそれぞれ示す。クリアランス  $CL$  が  $2\mu\text{m}$ ,  $0\mu\text{m}$ ,  $-2\mu\text{m}$  の条件では、ダメージ値  $C$  が第 3 章で得られた破壊限界値の 1.5 を超えたことで要素が消去され破断に至ることを示し、 $CL=-4\mu\text{m}$ ,  $CL=-8\mu\text{m}$  では破断が生じないことがシミュレーションされた。各クリアランスの FE 解析結果は、打抜き実験の Fig. 4-4 の切口面と比べ極めて良く似た切口面を得ることが出来ている。ダメージ値  $C$  は前述の式 (1) に示したように、最大主応力のひずみ履歴に沿った積分値から求められる。すなわち、せん断加工における引張り成分（最大主応力がプラスの値）が高い程ダメージ値  $C$  は大きくなる。従って、ダメージ値  $C$  が大きくなるようにするには、なるべくせん断加工領域に引張応力が働かないようにすることが必要である。

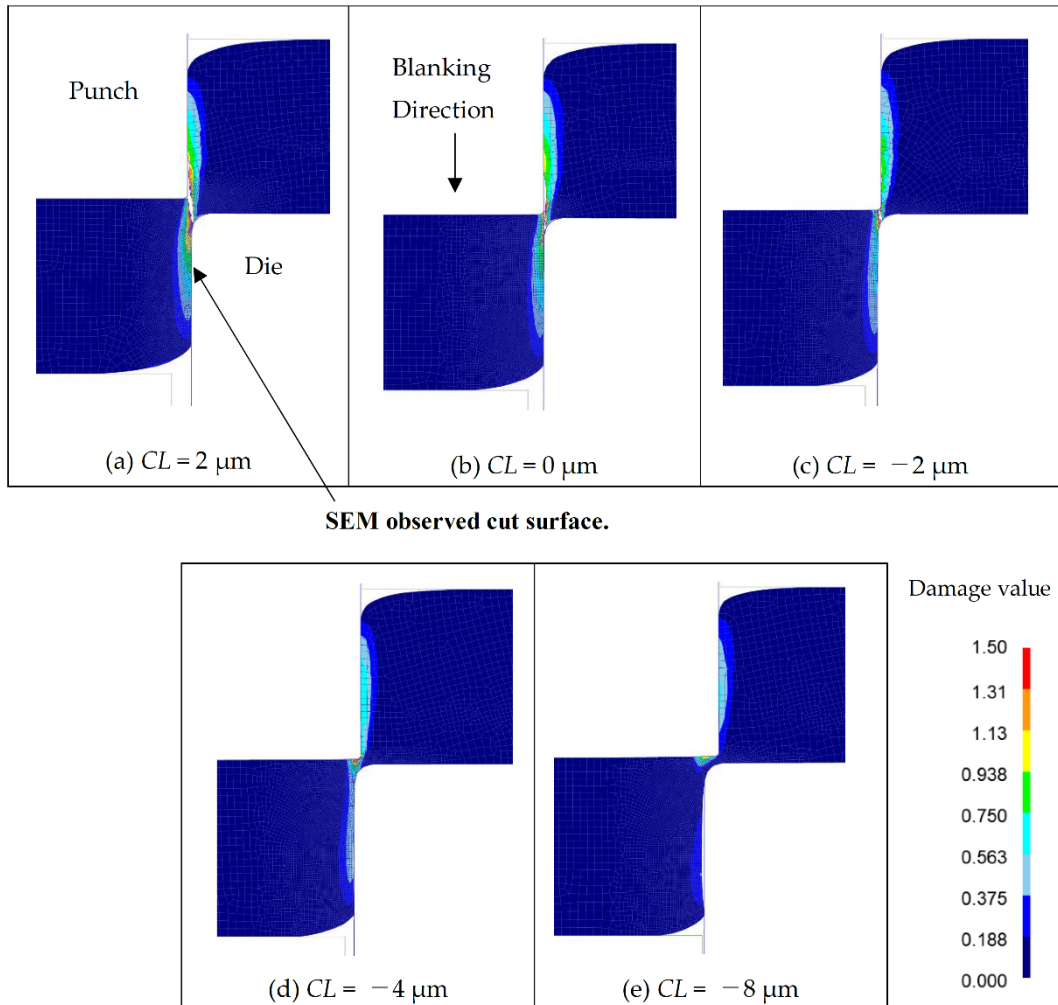


Fig. 4-6 Comparison of damage value  $C$  of various clearance blanking. (a)  $CL = 2\mu\text{m}$ , (b)  $CL = 0\mu\text{m}$ , (c)  $CL = -2\mu\text{m}$ , (d)  $CL = -4\mu\text{m}$ , (e)  $CL = -8\mu\text{m}$ .

Fig. 4-7 は材料内部の応力状態に影響すると考える材料の流動状態を流動速度と流動方向で表し、各クリアランスで比較したものである。なお、前述のダメージ値の解析では  $CL = 2\mu\text{m}$  において、板厚の約 78% までパンチが達した際に破断が開始していたことから、その手前の板厚の 70% までパンチが進行した段階における材料流動の違いを比較した。また、図示しやすいようにパンチとダイを結ぶせん断変形領域を拡大して示している。図中の赤色の一点鎖線はパンチ刃先角部から垂直に引いた線であり、FE 解析の進行に伴うパンチ先端部の経路となる。 $CL = 2\mu\text{m}$  の場合、赤線上の速度はほぼ一定であることから材料がスムーズに流れることが推測できる。一方、クリアランスがゼロ、マイナスになるに従いダイ側の材料流動速度は遅くなっている。すなわち、材料の流れが悪くなることを示している。材料の流れが遅くなることで製品側とスクラップ側間の材料は圧縮応力場を招きやすくなっている。

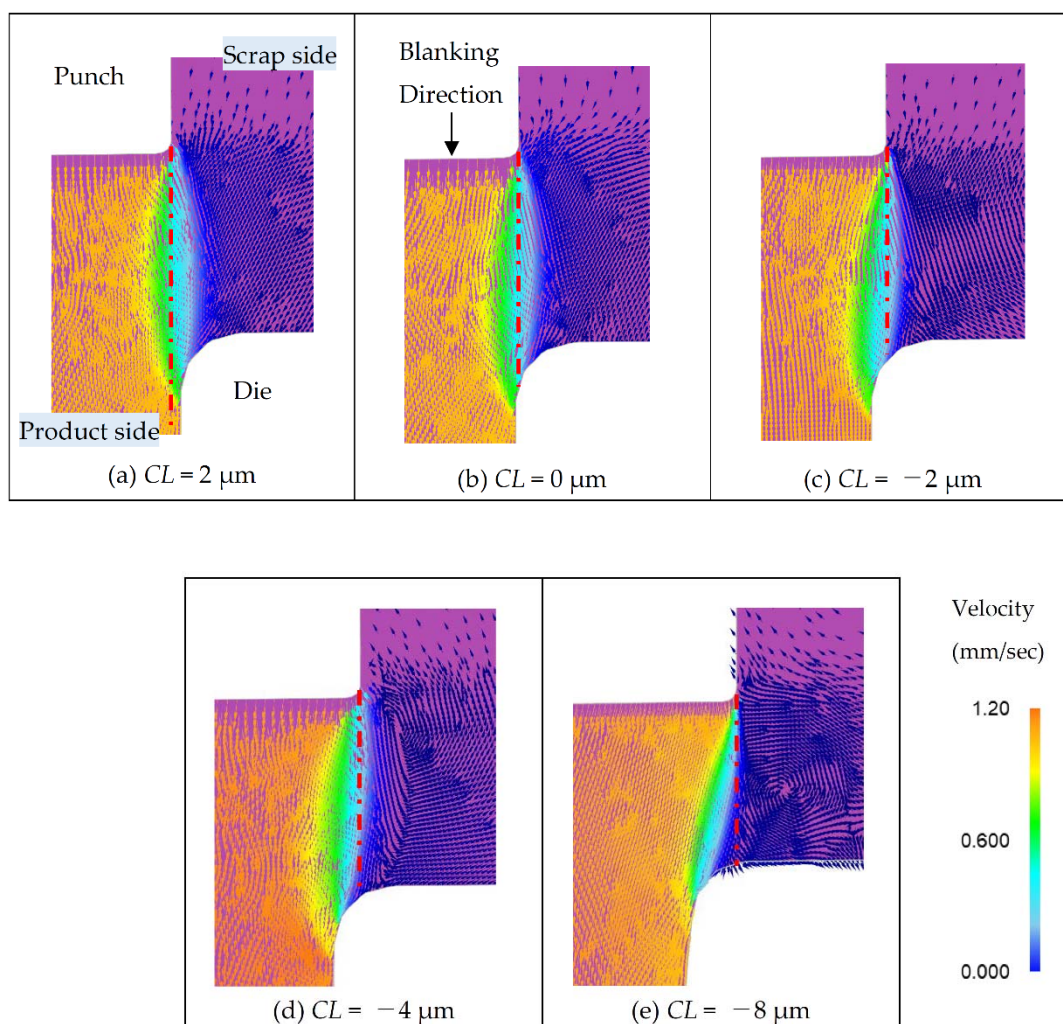


Fig. 4-7 Comparison of material flow for 70% $t$  punch penetration of various clearance blanking in enlarged view of shear deformation area.

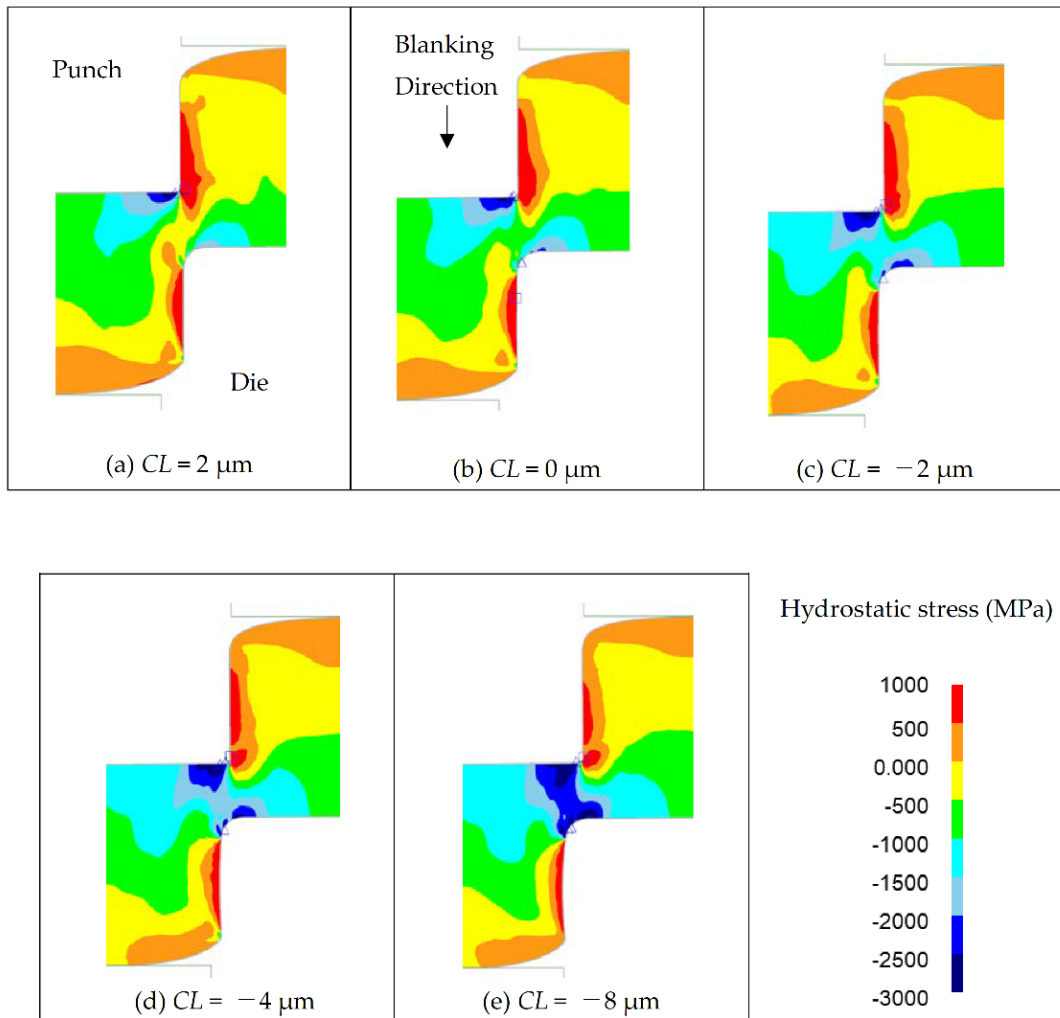


材料流動の比較と同様に静水圧応力についても考察を行う。一般論として金属は静水圧下で延性が向上すると言われている<sup>12)</sup>。しかしながら、FE解析によって得られる応力やひずみの結果は被加工材の引張試験から得られたデータに基づき計算されているため、静水圧応力による金属延性効果は加味されていない。だが、実加工における金型設計の指針としては静水圧状態を可視化できれば切口面のコントロールに役立つことが考えられる。Fig. 4-8に板厚の70%までパンチが進入した際の各クリアランスの静水圧応力分布を示す。クリアランスの減少に伴い、特にパンチとダイの間の変形領域の静水圧応力は負の値が大きくなり静水圧が増加している。この結果は破断抑制に優位に働き、変形領域にある程度集中して静水圧を付与できることで、従来技術のファイブランキングのように板押えにVリングを用いることによって、せん断変形領域以外にも静水圧応力を付与し破断を抑制する方法とは異なり、プレス機や金型への負荷は低減できると推察する。特に、プレス機の加圧能力を大きくすることはプレス機の大型化による精度低下が懸念されるため、マイクロせん断加工にとっては、静水圧応力を変形領域に集中させることは加工精度の観点からも優位になると考える。

静水圧応力の定量値比較として、製品側の切口面の生成がダイ内壁面に沿って進行すると仮定してFig. 4-9に示すライン上における静水圧応力をFig. 4-10にそれぞれ示す。クリアランスが減少するに従い、静水圧応力がマイナスになり静水圧が掛かっていることが図示より分かる。前述の打抜き実験で破断が生じない条件は $CL = -4\mu\text{m}$ 以下であったが、その条件におけるFE解析では $-1300\text{MPa}$ 以下の静水圧応力が必要であることが示めされた。なお、純銅を全せん断面を得るには約 $-700\text{MPa}$ の静水圧応力が必要であることを篠原らは報告している<sup>13)</sup>。またKanedaらも同様の実験において約 $-800\text{MPa}$ の静水圧応力が必要であることを報告している<sup>14)</sup>。本実験で得られた $-1300\text{MPa}$ という静水圧応力は、オーステナイト系ステンレス鋼が加工ひずみによって加工誘起マルテンサイト変態し脆化する材料であることを考えると、純銅よりも高く、桁違いに大きすぎるわけでもないことから、ある程度妥当な結果であると考えられる。但し、前述したように当該FE解析においては静水圧応力の金属延性効果は加味されていないため、FE解析で得られた静水圧応力を満たすだけでは切口面状態を正確に予測できるものではなく、切口面予測における一つの必要条件として金型設計に反映させる必要がある。

Fig. 4-11にFig. 4-9のダイ丸みR部のPd点におけるパンチの進行に伴う静水圧応力の推移を各クリアランス条件で比較した結果を示す。なおデータ取得範囲はPd点に被加工材がパンチの進行によって十分に行き届く板厚の30%から、 $CL = 2\mu\text{m}$ で破断が生じる直前の板厚70%までとした。パンチ進行が板厚30%の段階では、 $CL = 2\mu\text{m}$ で静水圧応力は約 $0\text{MPa}$ 、 $CL = -8\mu\text{m}$ で約 $-500\text{MPa}$ となりクリアランスの違いにより最大で $500\text{MPa}$ 程度の差が確認できた。パンチ進行が板厚70%の段階では、 $CL = 2\mu\text{m}$ で静水圧応力は約 $-300\text{MPa}$ 、 $CL = -8\mu\text{m}$ で約 $-1800\text{MPa}$ となりパンチの進行に伴いその差は拡大した。ここで、Fig. 4-5に示したプレス打抜きで得られた荷重ストローク線図において、板厚の

30%の段階での打抜き荷重はクリアランスが変化してもほぼ同じであったが、静水圧応力には約 500MPa の差が生じたことは、加工の初期段階から  $CL=2\mu\text{m}$ ,  $0\mu\text{m}$  では引張応力によるパンチ荷重の増加、負クリアランスにおいては静水圧応力によってパンチ荷重が増加し、加工の進行に伴いその傾向は増加していくものと推察する。



**Fig. 4-8** Comparison of hydrostatic stress for 70% $t$  punch penetration of various clearance blanking.

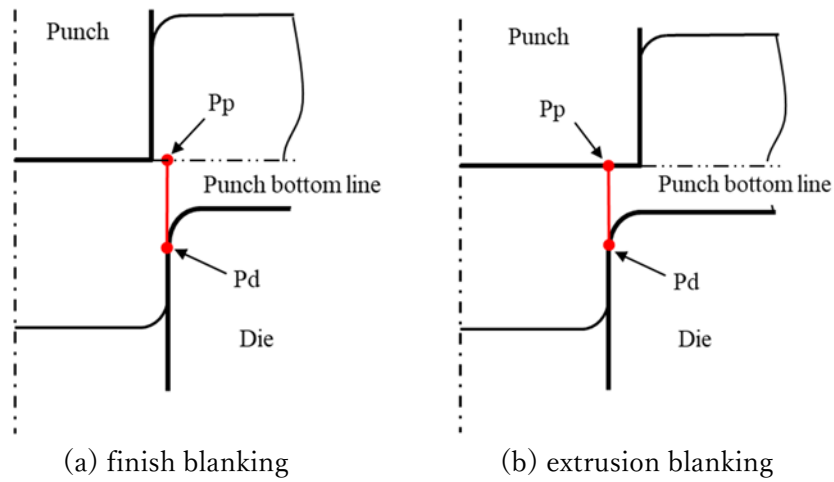


Fig. 4-9 Measurement line on the inner wall of the die assuming machining progress.

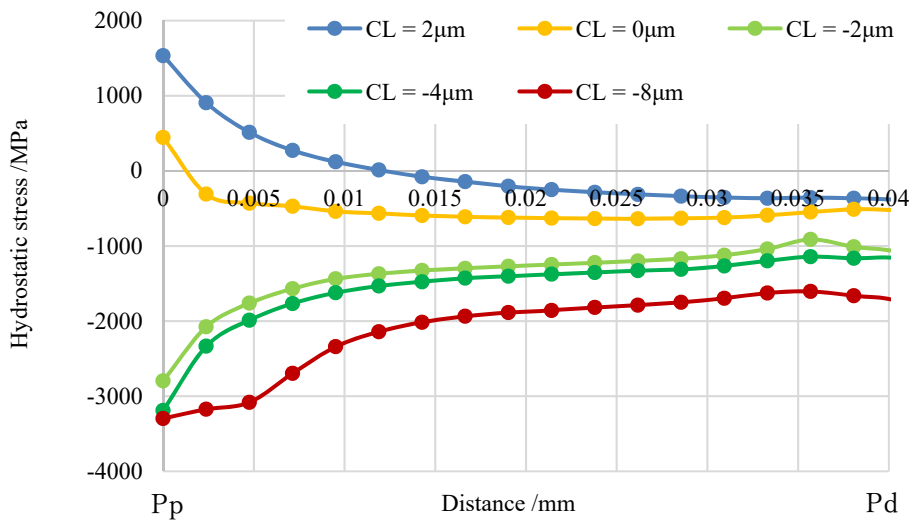


Fig. 4-10 Comparison of hydrostatic stress of various clearances from the punch corner Pp to the die corner Pd.

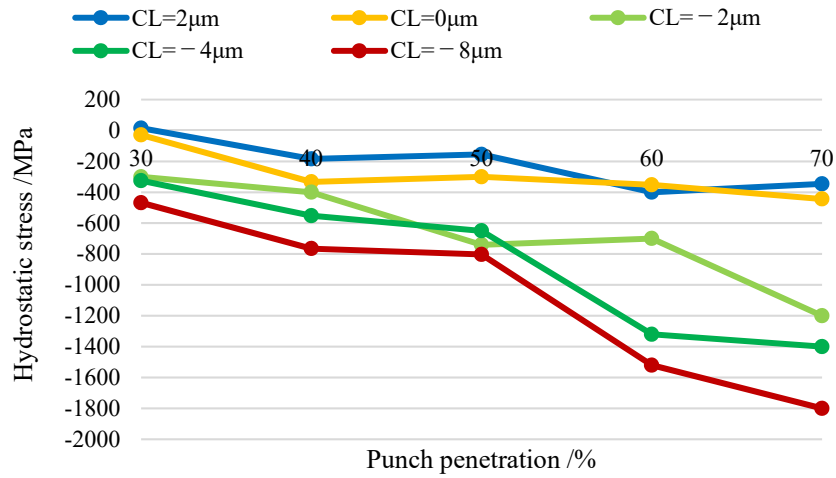


Fig. 4-11 Comparison of hydrostatic stress of various clearances on the die corner Pd.

#### 4.3.3 パンチ先端にかかる負荷のFE解析

打抜き加工において、パンチが折損・摩耗するのは一般的にパンチ先端部である<sup>2)</sup>。そこで、Fig. 4-12 に示すパンチ先端部の Point A にてクリアランスとパンチにかかる相当応力との関係を検証した。Fig. 4-13 にその検証結果を示す。クリアランスの減少に伴い相当応力が高くなり、 $CL=2\mu\text{m}$  ではパンチストロークが板厚の 80% の段階で相当応力が 4200MPa に達した。 $CL=-8\mu\text{m}$  では、相当応力は他のクリアランス条件と比較して最も高く 4600MPa になった。なお、図示はしないが応力状態は圧縮であった。超硬材の圧縮強度が Table 4-2 に従い 6880MPa に達すると破壊に至るとすると、当該実験においては、 $CL=2\mu\text{m}$  で超硬材の圧縮応力に対して 63%、 $CL=-8\mu\text{m}$  では 69% の負荷が掛かっていることが分かった。

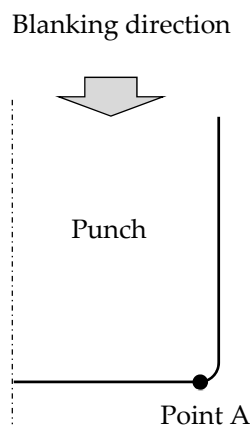
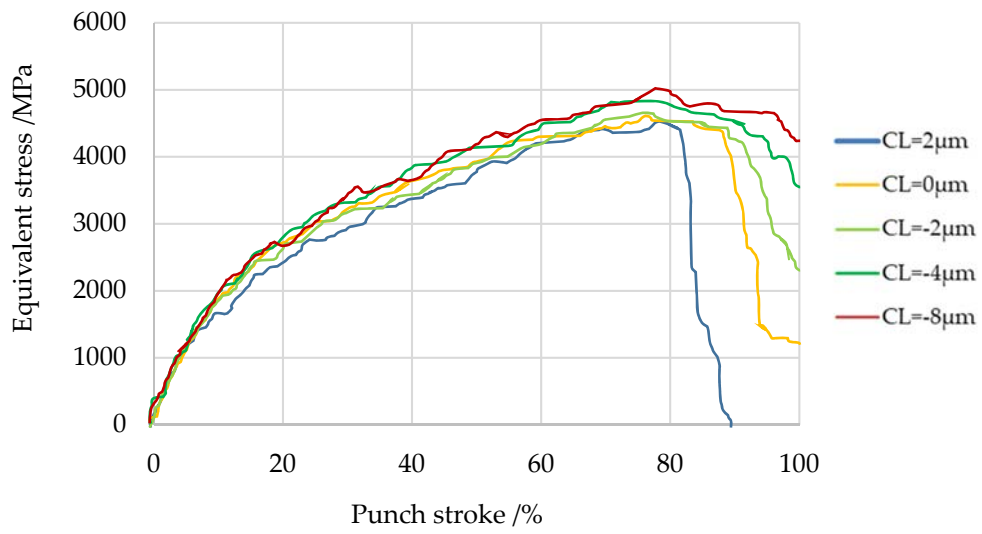


Fig. 4-12 Stress estimation point in FEM analysis.



**Fig. 4-13** Equivalent stress at Point A at the tip of the punch for various clearances.

#### 4.4 負クリアランス打抜きにおけるパンチ負荷低減の検証実験

##### 4.4.1 FEM 解析モデルと解析条件

負クリアランス打抜きの実用展開を検討すると工具負荷は低い方が工具ダメージは低減し生産性が向上することから、負クリアランスにおけるパンチの負荷を低減する方法として、パンチ先端角部に微小な C 面を付加すること検討した。クリアランスの選択は、前節で切口面に破断が生じなかったクリアランス $-4\ \mu\text{m}$ 以下の $-5\ \mu\text{m}$ 、 $-10\ \mu\text{m}$ と $-20\ \mu\text{m}$ の3条件とした。C面サイズはパンチとダイで同じ値とし、その値はクリアランス値に $-1$ を掛けた値、すなわち、クリアランスが $-5\ \mu\text{m}$ の時、C面サイズは $5\ \mu\text{m}$ 、クリアランスが $-10\ \mu\text{m}$ の時は $10\ \mu\text{m}$ 、クリアランスが $-20\ \mu\text{m}$ の時は $20\ \mu\text{m}$ とした。それにより、パンチとダイが接触しないパンチストロークが上記クリアランス・C面サイズの組合せ条件において一定になり、同ストローク量における工具負荷と材料内部の応力状態を比較できるようにした。Fig. 4-14 に FEM 解析モデルを、Table 4-5 に当該 FE 解析条件をそれぞれ示す。その他の解析条件は前節同様である。

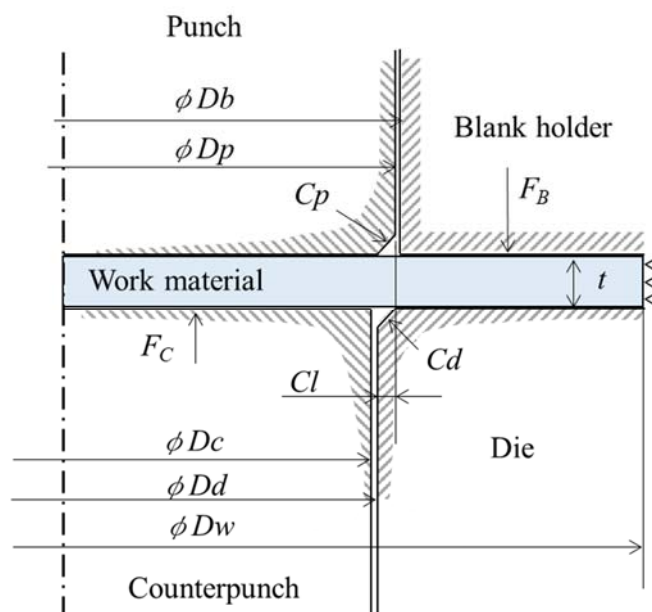


Fig. 4-14 Finite Element Method simulation model.

**Table 4-5** FEM simulation condition.

Simulation Model	Axisymmetric Model
Object type	Work material: elastic-plastic Punch/die: elastic Blank holder/stripper: rigid Counterpunch: rigid
Clearance $CL$	$-5, -10, -20 \mu\text{m}, \%t$
Punch outer diameter $D_p$	1.748 mm
Die inner diameter $D_d$	1.738, 1.728, 1.708 mm
Blank holder diameter $D_b$	1.7485 mm
Counterpunch outer diameter $D_c$	1.700 mm
Work material outer diameter $D_w$	3.5 mm
Tool cutting edges $C_p, C_d$	$5 \mu\text{m}$ ( $CL = -5\%t$ ), $10 \mu\text{m}$ ( $CL = -10\%t$ ), $20 \mu\text{m}$ ( $CL = -20\%t$ )
Blank holder force ( $F_B$ )	500 N (50% of blanking force)
Counterpunch force ( $F_C$ )	200 N (20% of blanking force)
Tool materials (WC-15%Co)	Young's modulus: 524 GPa Poisson's ratio: 0.23
Blanked material	JIS SUS304 $t = 0.1 \text{ mm}$ Young's modulus: 193 GPa Poisson's ratio: 0.3
Ductile fracture criteria	Cockcroft-Latham
Shear friction coefficient	0.08

#### 4. 4. 2 FE 解析結果と考察

**Fig. 4-15** に前述の 3 条件の加工における最大ダメージ値  $C$  とパンチストロークの関係を示す。ダメージ値  $C$  は前述の式 (1) に示したように、最大主応力のひずみ履歴に沿った積分値から求められる。一般的にダメージ値  $C$  がある値 (破壊限界値) を超えるとクラックが生じることを意味する<sup>13)</sup>。最大ダメージ値  $C$  を各クリアランスで比較すると、パンチストロークが進むに従い最大ダメージ値  $C$  は徐々に大きくなっていくものの第 3 章で得られた破壊限界値の 1.5 よりも小さい値である。従って、パンチ・ダイ角部に C 面をつけた工具を用いた負のクリアランス打抜きでも切口面の破断が抑制できることが示唆された。

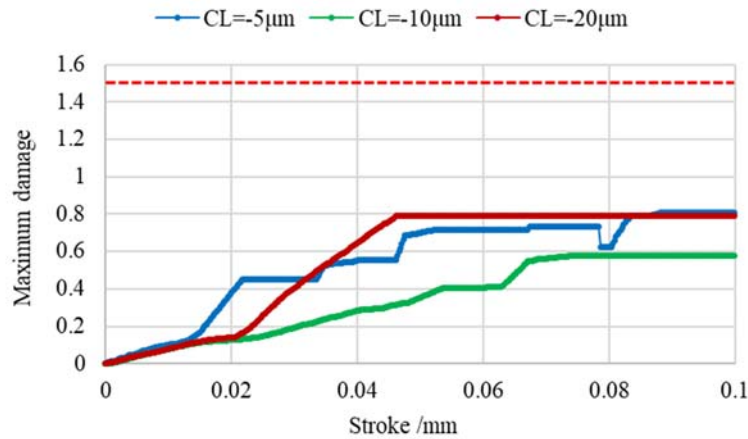


Fig. 4-15 Maximum damage value  $C$  of various clearance.

Fig. 4-16 に各工具条件においてパンチが被加工材に 0.1 mm 侵入した際の静水圧応力分布を示す。  $CL=-5 \mu\text{m}$ ,  $C_p$  and  $C_d=5 \mu\text{m}$  の条件では、工具条件上、パンチとダイがかなり接近しており、その間の材料は  $-4000 \text{ MPa}$  程度の静水圧応力を示している。  $CL=-20 \mu\text{m}$ ,  $C_p$  and  $C_d=20 \mu\text{m}$  の条件では、パンチとダイの距離はあるものの、押し潰されている材料の面積が広く、  $CL=-5 \mu\text{m}$ ,  $C_p$  and  $C_d=5 \mu\text{m}$  の条件と同様に高い静水圧応力が付加されている。  $CL=-10 \mu\text{m}$ ,  $C_p$  and  $C_d=10 \mu\text{m}$  の条件では、上記 2 つの条件と比べて明らかに静水圧応力が低い。パンチとダイの距離と押し潰される材料面積の 2 つのバランスが取れた条件となったことが静水圧応力を低下させた原因と推察する。

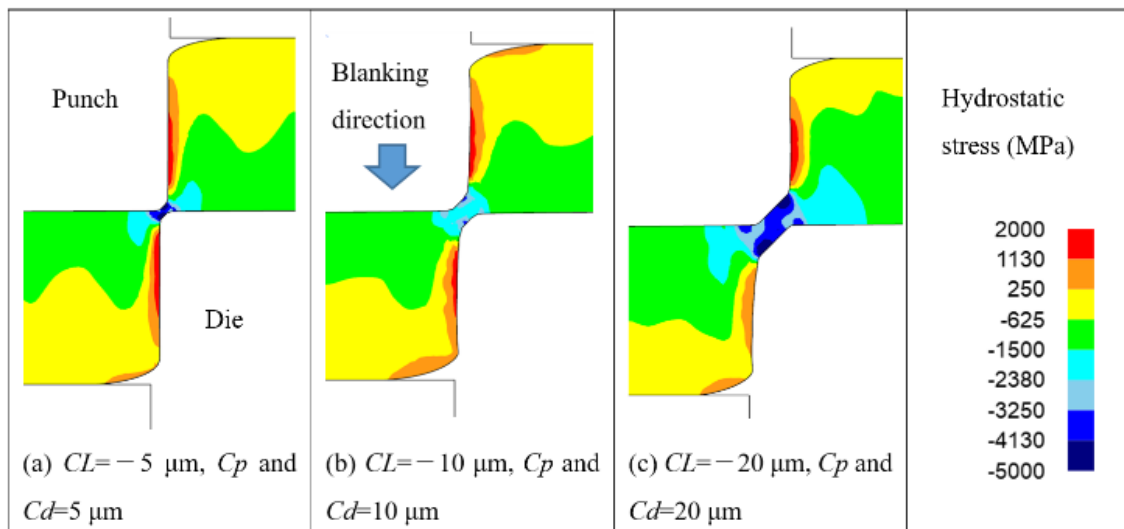


Fig. 4-16 Comparison of hydrostatic stress for 0.1mm punch penetration of various clearance blanking.



次にパンチにかかる負荷状態を各クリアランスで比較する。Fig. 4-17 に各クリアランスの打抜きにおける荷重ストローク線図をそれぞれ示す。負のクリアランスが大きくなるに従い打抜き荷重は大きくなっている。一般的に打抜き荷重は被加工材のせん断抵抗と板厚、せん断輪郭長さを掛け合わせた値で推定できるとされている<sup>14)</sup>。従って、パンチ直径（せん断輪郭長さ）が大きくなることで負のクリアランスが大きくなる本実験条件では、負のクリアランスが大きくなるに従い荷重が高くなった結果は納得のできる結果である。では、負のクリアランスが大きくなる程パンチ摩耗や欠損が進むかという一概にはそうとも言えないと推察する。これまでのせん断加工の知見によると、パンチ負荷はパンチエッジ部に集中するとされている<sup>2)</sup>ことから、本解析においてもパンチエッジ部の応力状態を各クリアランスにおいて比較する。

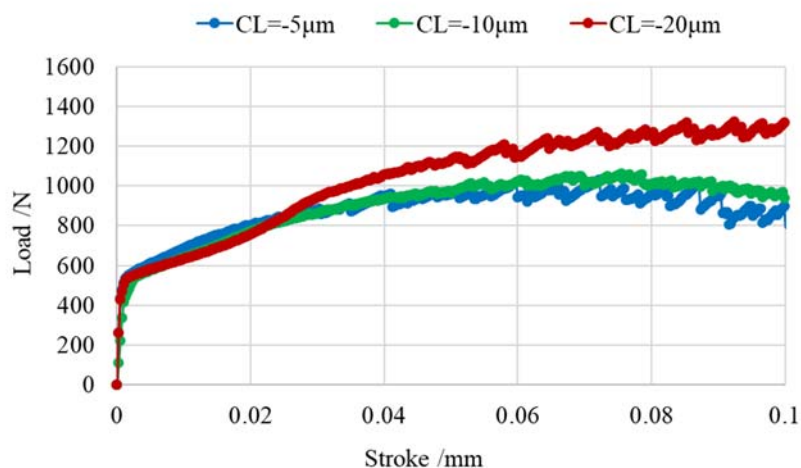


Fig. 4-17 Load stroke curves of various clearance.

Fig. 4-18 はパンチ角部の相当応力を解析したポイントであり、Fig. 4-19 は各クリアランスにおけるパンチにかかる相当応力を比較した結果である。CL=-5 μm, Cp and Cd=5 μm の条件では、Point 1 と Point 2 でほぼ同じ相当応力となっており、その値は 5000 MPa となった。Table 4-2 で示したパンチ材質の超硬材の圧縮強度に迫る値である。CL=-10 μm, Cp and Cd=10 μm の条件では相当応力は低下し、Point 1 で 3000 MPa, Point 2 で 2000 MPa となった。CL=-20 μm, Cp and Cd=20 μm の条件では相当応力は高くなり、Point 1 で 5000 MPa, Point 2 で 2000 MPa となった。以上の結果のように、Fig. 4-17 で示した荷重ストローク線図とは異なり、負のクリアランスが大きくなるに従いパンチ角部付近の荷重が高くなるわけではない。なお前述のエッジパンチの実験では、クリアランスが小さくなるに従い Fig. 4-5 の荷重ストローク線図に示したように荷重は高くなり、Fig. 4-13

で示したようにパンチ先端部の応力も同様に高くなった。C面付与によりその傾向が異なった原因として、C面付与または、C面サイズによって加工進行に伴う材料流動が異なることが考えられる。

パンチ角部がエッジのパンチ ( $CL = -4 \mu\text{m}$ , 微小丸み  $R_p = 2 \mu\text{m}$ ) と、C面パンチ ( $CL = -5 \mu\text{m}$ ,  $C_p$  and  $C_d = 5 \mu\text{m}$ ) のパンチ先端部周辺の材料流動を比較した結果を Fig. 4-20 にそれぞれ示す。エッジパンチではパンチ底部とパンチ側面部の材料は、ほぼ垂直に流動している。C面パンチではパンチ底部の材料はほぼ垂直に流動しているが、C面部から側面部の材料は垂直に対して45度またはそれ以上の角度の方向に材料が分散するようにして流動しており、エッジパンチとは材料流動方向が異なる。パンチにかかる負荷は材料からの反力であると考え、C面パンチでパンチ負荷が低下した原因はパンチ角部における材料流動方向の分散により、パンチに負荷が集中しなかったと推察する。本実験においては、 $CL = -10 \mu\text{m}$ ,  $C_p$  and  $C_d = 10 \mu\text{m}$  の組合せが最もパンチ負荷を低減したが、負クリアランスとC面サイズの組合せによって更なる最適値が得られる可能性もあるため、今後の検証が必要である。

以上より、パンチへの負荷を低減するには、これまでの知見のようにクリアランスの最適化を図るとともに、パンチ角部へのC面の付与が効果的であり、またはその大きさにも考慮することが重要である。

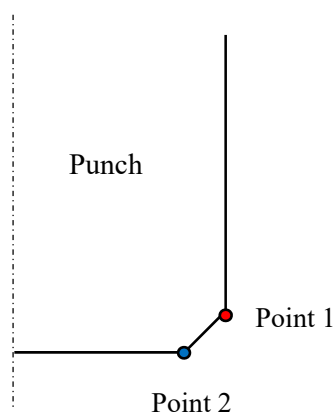
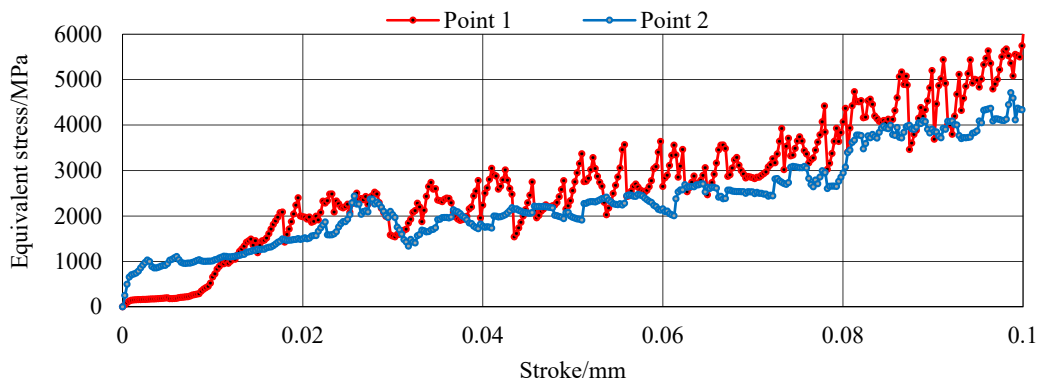
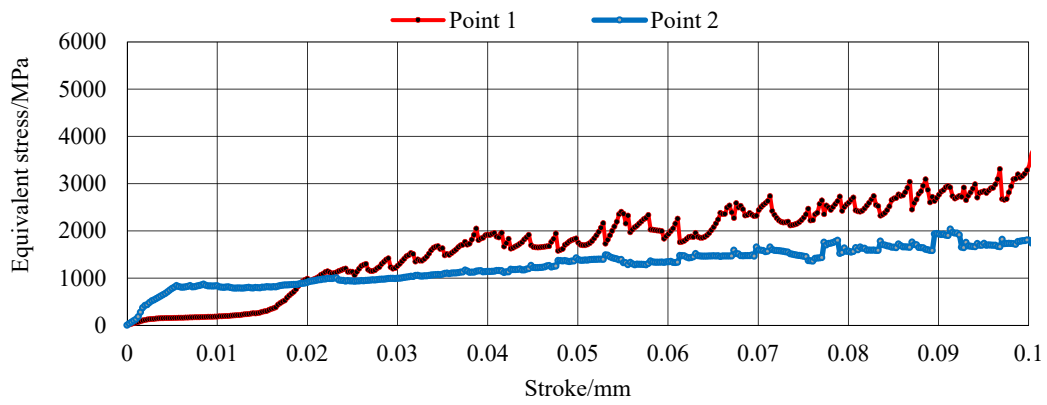


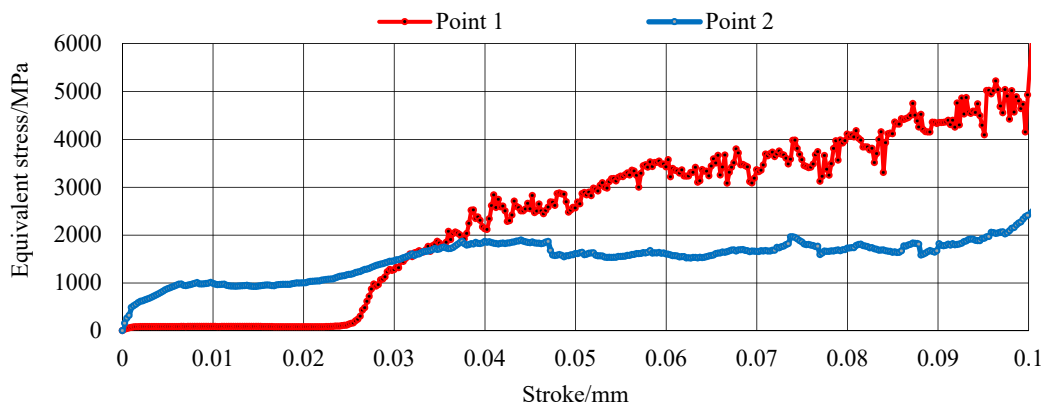
Fig. 4-18 Punch stress estimation point in FEM analysis.



(a)  $CL = -5 \mu\text{m}$ ,  $C_p$  and  $C_d = 5 \mu\text{m}$

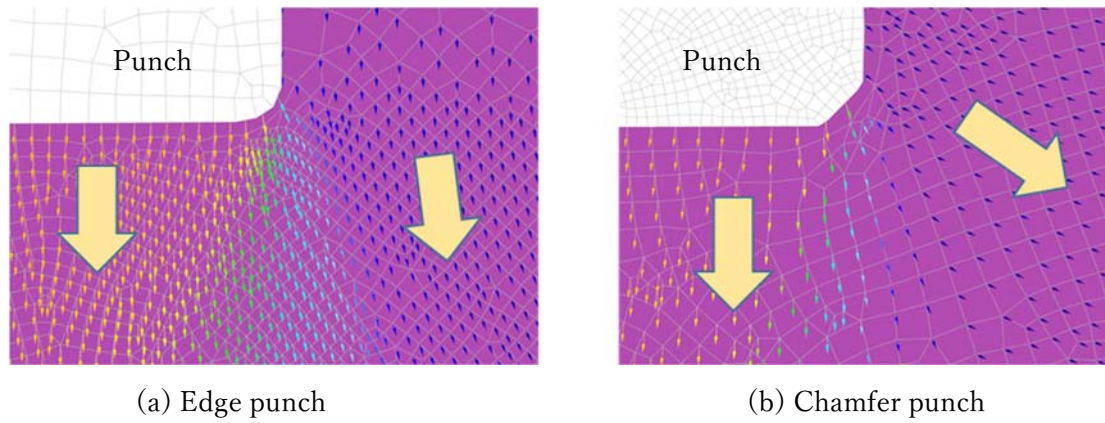


(b)  $CL = -10 \mu\text{m}$ ,  $C_p$  and  $C_d = 10 \mu\text{m}$



(c)  $CL = -20 \mu\text{m}$ ,  $C_p$  and  $C_d = 20 \mu\text{m}$

**Fig. 4-19** Equivalent stress- stroke curves of various clearance.



**Fig. 4-20** Comparison of material flow around the punch tip according to the shape of the punch tip.

#### 4.4.3 打抜き条件

FEM 解析から、切口面の破断を抑制でき且つパンチの負荷が低減できる条件が、 $CL = -10 \mu\text{m}$ ,  $Cp$  and  $Cd = 10 \mu\text{m}$  であったことから、実際に 10,000 ショットの連続打抜きを行い、切口面状態とパンチの損傷状態を確認した。被加工材料は前節同様に(株)特殊金属エクセル製の板厚  $t = 0.1 \text{ mm}$ , 幅  $B = 20 \text{ mm}$  の SUS304 冷間圧延材とし、打抜き法についても前節同様、Fig. 4-1 に示した工程概略図の打抜き法を用い、パンチとダイの組成及び機械的特性も前節同様 Table 4-2 の通りである。金型詳細仕様を **Table 4-6** に示す。なお、負クリアランスにおいては、パンチストロークが板厚以上となると、パンチとダイが接触する可能性がある（厳密にはパンチとダイ角部に  $0.01 \text{ mm}$  の C 面を設けてあるので、パンチストロークが板厚分になってもパンチとダイは干渉しない）。従って、実工程ではパンチストロークを板厚の 100% で一度止めて、残りの分離できていない箇所は金型の次ステージで抜き落とすことのできる順送金型構造とした。板押え力はコイルスプリングを用いて最大で約  $500 \text{ N}$  とし、逆押え力は同様の方法で最大約  $200 \text{ N}$  に設定した。プレス機はファイブブランキング専用のプレス機ではなく、同様の機能を設定できる汎用のスクリーサープレス機（DT-J515 微細加工研究所製 加圧能力  $50 \text{ KN}$ ）を用いた。潤滑は被加工材に潤滑油を塗布した。

**Table 4-6** Blanking tool specifications.

Items	Value
Clearance in extrusion; $CL$	$-10 \mu\text{m} (-10\%t)$
Punch outer diameter; $Dp_1$	$1.748 \text{ mm}$
Die inner diameter; $Dd_1$	$1.728 \text{ mm}$
Punch outer diameter; $Dp_2$	$1.724 \text{ mm}$
Die inner diameter; $Dd_2$	$1.730 \text{ mm}$
Chamfer of punch and die; $Cp_1$ and $Cd_1$	$0.01 \text{ mm}$
Punch and die radii in 2nd step; $Rp_2$ and $Rd_2$	Nearly zero
Counterpunch diameter; $Dc$	$1.720 \text{ mm}$
Blank holder force; $F_B$	$500 \text{ N}$
Counterpunch force; $F_C$	$200 \text{ N}$

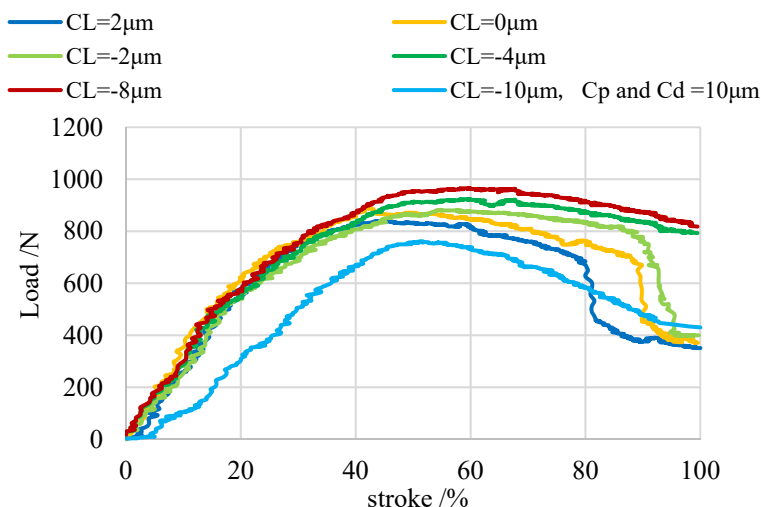
#### 4.4.4 打抜き結果と考察

**Fig. 4-21** に C 面工具で加工した際の荷重ストローク線図を、4.3.1 項で得られた各クリアランスの Fig. 4-5 の荷重ストローク線図と併せて示す。C 面工具での加工は、エッジの工具と比べて荷重の立ち上がりが遅い。これは工具先端部に C 面が付与されていることによ

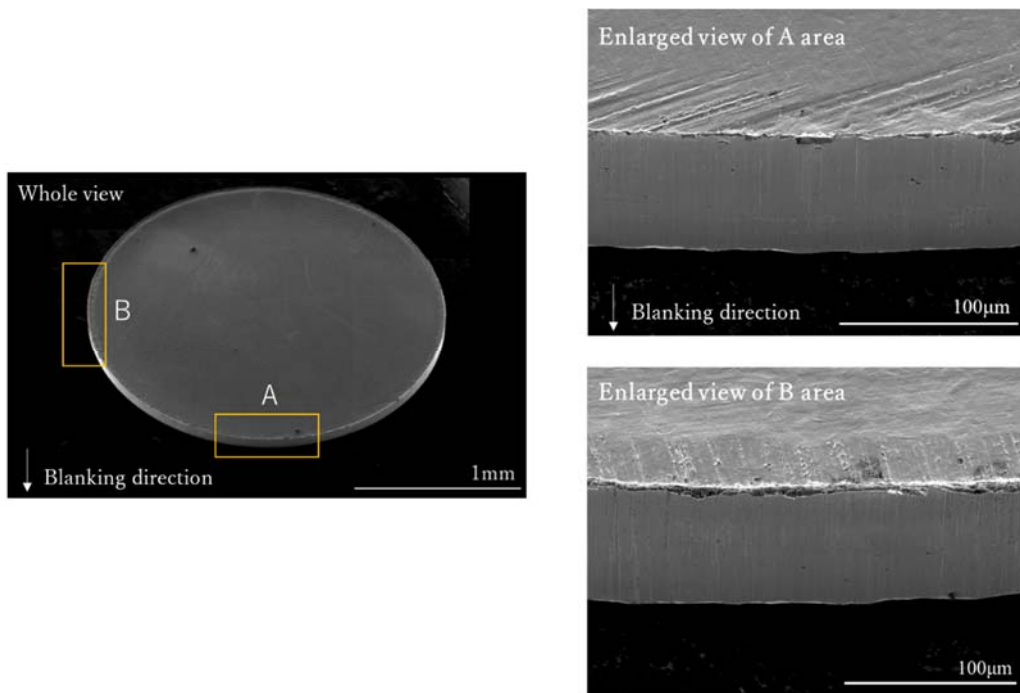
り、被加工材にパンチが食い込まないことによるものと推察する。最大荷重はエッジ工具と比べて約 10%から 20%の荷重低下になっている。その原因としては、前述したように一般的に打抜き荷重計算は被加工材のせん断抵抗と板厚、せん断輪郭長さを掛け合わせた値で推定できるとされていることから、パンチに C 面を付与することでパンチ底部の周長が減少し打抜き荷重が低減された可能性と、Fig. 4-20 で示したように C 面の付与によって、加工進行に伴う材料流動方向に差が生じ、その結果、被加工材内部応力状態がエッジパンチとは異なり打抜き荷重の低減に繋がった可能性が考えられる。

**Fig. 4-22** に打抜かれた製品の加工初期と 10,000 ショット加工後の SEM 写真をそれぞれ示す。本実験の加工方法からすると切口面にわずかに破断が生じると考えられるが、加工初期の切口面は観察箇所によって破断が発生していない箇所と、わずかに破断が発生している箇所が混在していた。これは、第二工程のせん断加工のクリアランスがわずかに偏っていたことにより、従来の知見通りクリアランスが大きい箇所には破断が生じ、クリアランスが狭い箇所では破断が抑制されたと推察する。10,000 ショット加工後の切口面は、加工初期同様に観察箇所による破断有無の違いは見られたが、せん断面の状態は加工初期と比較して明らかな違いは確認できなかった。

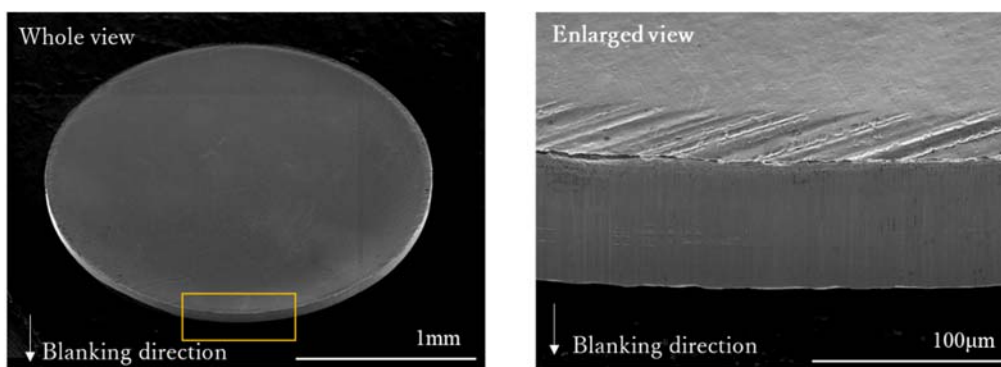
次に、パンチ先端部の SEM 写真を **Fig. 4-23** に示す。(a)の使用前パンチと(b)の 10,000 ショット加工後のパンチを比べても、10,000 ショット加工後のパンチは僅かに C 面部が不鮮明になってはいるものの明らかな欠け等は生じていない。以上の結果より、負クリアランスによるせん断加工は、被加工材が SUS304 の薄板の条件では 10,000 ショットの加工に耐えられることが判明した。したがって、10,000 ショット程度の量産であれば負クリアランスの採用が可能である。なお、本実験においては、負クリアランスの値と C 面サイズを同じ値にしたが、それらの組み合わせを変えることで切口面品質とパンチ負荷をさらに向上できる可能性がある。



**Fig. 4-21** Load stroke curves of chamfer tool and various clearance.

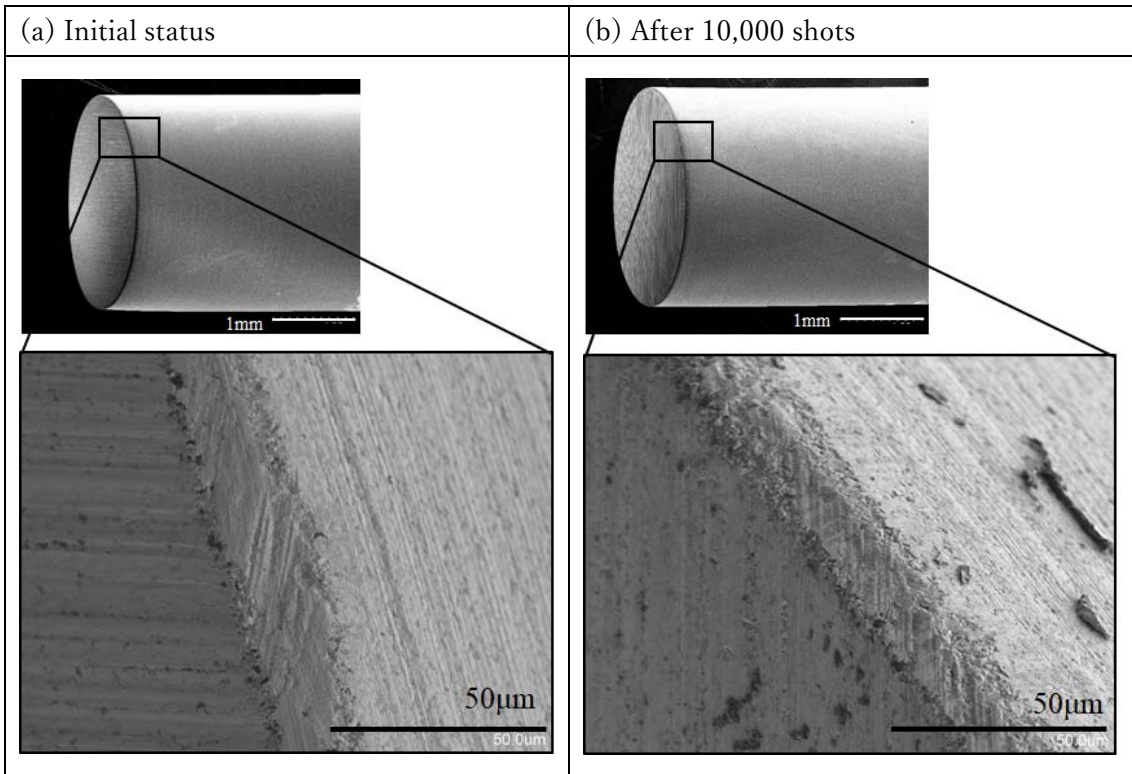


(a) Initial status



(b) After 10000 shots

Fig. 4-22 SEM images of press blanked product. (a) Initial status, (b) After 10000 shots.



**Fig. 4-23** SEM images of punch tip portion. (a) Before blanking punch, (b) After 10,000shots blanking punch.



#### 4.5 結言

マイクロ精密せん断加工における最適クリアランスの検証として、負クリアランス、極小クリアランス、ゼロクリアランスの各クリアランスにおける打抜き実験検証及びFE解析を行い、せん断切口面を全せん断面で仕上げることができ、且つパンチ負荷が最小化するクリアランスを求めた。

さらには、負クリアランスの打抜きにおいて、パンチにかかる負荷を低減させる方法の一つとして、パンチ・ダイ角部をC面にした。その有効性をFEM解析とプレス実験によって検証し以下の知見を得た。

- (1) プレス実験結果から、SUS304冷間圧延材 ( $t=0.1\text{mm}$ ) の切口面を全せん断加工できるクリアランスは、 $-4\mu\text{m}$  と  $-8\mu\text{m}$  であり、ゼロクリアランスや  $-2\mu\text{m}$  では破断面が生じることを明らかにし、FE解析結果からは、静水圧応力が  $-1300\text{MPa}$  以下になることが、破断抑制の指標の一つであることを示した。
- (2) パンチにかかる負荷は  $CL = -4\mu\text{m}$  の方が  $CL = -8\mu\text{m}$  に比べて低くなる。
- (3) パンチ負荷を低減させるにはパンチ先端部に微小なC面を加工することが有効であることを示した。本実験においては、 $CL = -10\mu\text{m}$ 、 $C_p$  and  $C_d = 10\mu\text{m}$  の条件が最もパンチ負荷の低減に効果が見られた。
- (4)  $CL = -10\mu\text{m}$ 、 $C_p$  and  $C_d = 10\mu\text{m}$  の工具条件を用いることでSUS304冷間圧延材 ( $t=0.1\text{mm}$ ) を10,000ショットの加工をしてもパンチの損傷は確認できなかった。

## 参考文献

- 1) 青木勇：塑性と加工, 27-300 (1986), 140-150.
- 2) 前田禎三, 松野建一：塑性と加工, 7-64 (1966), 265-273.
- 3) 古閑伸裕, 塚越恒平：塑性と加工, 55-646 (2014), 48-52.
- 4) 中嶋剛, 吉田佳典, 松野崇, 瀬戸厚司, 末廣正芳：第 64 回塑性加工連合講演会論文集, (2013), 309-310.
- 5) Hambli, R. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2001, 1815-1829.
- 6) Falconnet, E.; Makich, H.; Chambert, J.; Monteil, G.; Picart, P. Wear 2012, 296, 598-606.
- 7) Falconnet, E.; Chambert, J.; Makich, H.; Monteil, G. Wear 2015, 338-339, 144-154.
- 8) 村上碩哉, 笠原延修, 望月佳彦, 金丸尚信, 井村隆昭：塑性と加工, 50-577 (2009), 39-43.
- 9) Tanaka, T.; Hagihara, S.; Tadano, Y.; Inada, T.; Mori, T.; Fuchiwaki, K. Mater. Trans. 42 (2013), 1697-1702.
- 10) Taupin, E.; Breitling, J.; Wu, W.; Altan, T. J. Mater. Process. Technol, 1996, 59, 68-78
- 11) 笹田昌弘, 志村和樹, 青木勇：日本機械学会論文集 (C 編), 71-712 (2005), 249-255.
- 12) Bridgmen, P.W., (1952), Harvard University Press.
- 13) Thipprakmas, S., Jin, M. Kanaizuka, T., Yamamoto, K. & Murakawa, M.: Journal of Materials Processing Technology, 198 (2008), 391-398.
- 14) せん断加工-プレス切断加工の基礎と活用技術-日本塑性加工学会編, (2016), 10-17, コロナ社.

## 第 5 章 総括

## 5.1 研究成果概要

マイクロサイズの全せん断面加工は、金型製作の難易度が高い、被加工材の薄板化による延性低下といった課題により、マクロサイズのせん断加工と比べて破断抑制の対処方法に限りがある。そこで本研究では、マイクロサイズの全せん断面加工を実現させるための新工法を提案した。具体的には、産業的に多用されているステンレス薄材を対象に、また、マイクロサイズ且つ複雑形状のマイクロギヤをマイクロ部品の代表例として選択し、負クリアランスによる押し出し加工とせん断加工を組合せたハイブリッド工法を新工法として提案し、プレス実験と切口面の評価を行った。次に、新工法の破断抑制メカニズムを数値解析及び結晶組織観察によって検証した。更には、工具にかかる負荷を数値解析より求め切口面状態と工具負荷の観点から最適クリアランスを求め、また、工具負荷低減を目標に工具先端形状の最適化を検討した。検討内容から得られた成果と工業的価値を以下に述べる。

- ① マイクロサイズ且つ複雑形状部品のステンレス薄板の全せん断面加工について、従来工法では全せん断面を得ることができなかったが、新工法では全せん断面加工できることを示した。その結果により、工業的にはマイクロ精密部品のなかでも全せん断面が必要とされる部品の製造方法の選択肢を増やし、またプレス加工特有の大量生産が可能になる。
- ② 新工法で全せん断面が達成できたメカニズムを FE 解析と EBSD 解析を用いて検証した結果、FE 解析からは負クリアランスは極小クリアランスと比較して被加工材の材料流動が異なり、その結果、圧縮応力場になることで破断抑制に繋がったと推察した。また、金属の延性増大に影響する静水圧応力は $-1300\text{MPa}$ 以下になることが必要条件の一つであり、破壊の指標として用いられるダメージ値が 1.5 に達すると破壊を起こすことを示した。得られた値は本実験条件にある程度限定されるものの、類似条件においては破壊抑制の指標の一つになるものと考えられる。また、EBSD 解析からは、負クリアランスは塑性ひずみを意味する KAM 値がせん断加工進行経路に蓄積しづらいうことで破断を抑制できることを考察した。また、ひずみ蓄積エリアでは加工ひずみによって加工硬化し、且つ加工誘起マルテンサイト変態によって脆化していることからクラックが生じやすい状態になっているにも関わらずクラック・破断が発生しなかったことは、FE 解析によって得られた結果の応力状態が圧縮応力であり静水圧も高くなっていたことから、従来の知見通り金属の延性増大効果によりクラックの抑制に繋がったものと推察し、EBSD 解析結果に対して FE 解析で得られた結果を照らし合わせることで破断抑制の推察に繋がることも示した。
- ③ 負クリアランスを用いることで、破断の抑制には効果的であるもののパンチへの負荷が高くなることを確かめた。パンチ負荷への負荷を低減させる対策としてパンチ先端

部に微小な面取りを施すことが有効であることを示した。パンチ負荷の低減は工具耐用の向上に繋がり、プレス加工の優位性をさらに高めるものである。

## 5.2 今後の課題

マイクロせん断加工の課題に対する解決法の一つとして、負クリアランスによる押出し加工とせん断加工の組み合わせ工法を提案したが、切口面の状態に及ぼす因子や工具寿命に関して検証できていない課題が残されている。以下にその具体的な課題を述べる。

### I. 工具先端部の C 面サイズとクリアランスの関係

工具先端部にクリアランスに $-1$ を掛けた C 面を付与することで工具負荷低減を達成した。そのメカニズムとしては、工具刃先部の C 面が材料流動を変化させ応力状態に影響を与えると考察をしたが、クリアランス一定で C 面サイズを変更した場合、または C 面サイズ一定でクリアランスを変更した場合、さらにはパンチ先端部の形状を C 面、微小丸み R の場合の検討は明らかにできていない。工業展開には、負クリアランスと工具先端部の形状とサイズの最適条件の検証が必要である。

### II. 被加工材の結晶粒径微細化材への展開

被加工材の結晶微細化は材料強度が増加し、マイクロ部品のようにサイズが小さいゆえに強度が不足する部品への採用が有効的であると考えられる。せん断加工した場合、結晶粒微細化材は切口面のだれが縮小するなど良い影響が得られる一方で、延性が低下し破断が生じやすいことが報告されている。しかしながら、本研究で提案した工法は、被加工材を圧縮応力下で加工するため、延性が低い材料でも破断を抑制できる可能性がある。また、本研究で用いたオーステナイト系ステンレス鋼特有の加工誘起マルテンサイト変態で脆化することに対しても効果的であると考えられる。従って、新工法と結晶粒径の関係性について検証し、結晶粒微細化材においても破断抑制が可能であることを示せれば、本工法の工業的価値はさらに高まる。

### III. 高強度工具材料の検討

せん断加工における工具先端部への局所的な負荷は大なり小なり弾性変形を引き起こし、切口面状態または製品・部品寸法へ影響することが考えられる。特にマイクロ加工のように微小な変形に対して敏感な加工には弾性変形の影響度は大きいと考える。工具材料に、例えばダイヤモンドのように高ヤング率で、且つ熱伝導率の高い材料を用いれば弾性変形の抑制に繋がり、摩擦・摩耗問題に対しても有効であると考えられる。高強度工具材料への機械加工

は困難であるが、近年は超短パルスレーザー等の微細加工が可能な加工法が開発されていることから工具製作は可能になってきている。高強度工具材料の検討は負クリアランス加工又は、マイクロ加工全般において必要になる。

## 謝辞

本博士論文における研究は、東京都立大学システムデザイン学部/システムデザイン研究科 楊明教授のご指導のもと行ってきたものであり、研究の遂行および論文の作成にあたり多大なる御指導、御教示を賜りました。ここに深謝の意を表します。

本論文を纏めるにあたり学位論文審査委員をお引き受け頂きました日本工業大学 古閑教授、東京都立大学 小林訓史教授、北菌幸一教授には大変有意義な御討論、御助言を賜りました。深く感謝申し上げます。

本研究の推進にあたり、東京都立大学 清水徹英准教授にはゼミにおきまして的確な御指導、御助言を賜りました。感謝申し上げます。

日本工業大学名誉教授 故村川正夫先生の御指導、御助言なくして本研究は成り立ちませんでした。時に優しく、時に厳しく、親身になってご指導頂きましたことに深く感謝申し上げます。

本研究は、株式会社小松精機工作所の精密加工技術を基盤とした研究であり、先人達の技術開発のおかげで本研究を遂行することができました。また、博士後期課程への進学と研究推進するにあたり、多大なる御支援と御理解を頂きましたことに感謝致します。専務取締役・研究開発部部長の小松隆史博士を始め、研究開発課の方々には多くの御協力と助言を頂きました。ここに感謝の意を表します。

有限要素解析の研究推進にあたっては、長野県工業技術総合センター加工部 長洲慶典博士に多大なる御協力と御助言を賜りました。感謝申し上げます。

家族の応援と協力があったことで本論文を執筆することができました。休日や自宅での作業にも理解頂き、感謝します。

最後に、多くの関係者の皆様の御指導、御鞭撻によって研究推進することができました。ここに、感謝の意を表します。