

博士論文

冷間鍛造工程における非軸対称
据込みと非軸対称押出しの研究

(Study on asymmetric upsetting and asymmetric
extrusion in cold forging process)

2017 年

名古屋工業大学大学院工学研究科

野村 学司

目次

第1章 序論.....	1
1.1 鍛造品と自動車部品.....	1
1.2 部品成形工程における課題.....	6
1.3 冷間鍛造による非軸対称成形の課題.....	9
1.4 本研究の目的および本論文の構成.....	11
第2章 非軸対称横据込み.....	13
2.1 緒言.....	13
2.2 部分横据込み実験概要.....	14
2.2.1 実験方法.....	14
2.2.2 試験片および実験条件.....	14
2.2.3 実験工具概要.....	15
2.3 部分横据込み実験.....	16
2.3.1 アンダーカットの定義.....	16
2.3.2 実験結果.....	17
2.3.3 圧縮初期におけるビレットの変形挙動.....	19
2.4 パンチセット角度による非対称成形実験概要.....	21
2.4.1 実験方法.....	21
2.4.2 試験片および実験条件.....	21
2.4.3 実験工具概要.....	22
2.5 シフト率の算出.....	23
2.6 部分横据込み実験結果.....	24
2.6.1 パンチセット角度の影響.....	24
2.6.2 曲率半径による影響.....	27
2.6.3 荷重への影響.....	29
2.7 結言.....	31
第3章 非軸対称据込み.....	32
3.1 緒言.....	32

3.2	側面拘束圧縮実験概要	34
3.2.1	実験方法	34
3.2.2	試験片および実験条件	35
3.2.3	実験工具概要	37
3.3	側面拘束圧縮による実験結果	39
3.3.1	角柱材の圧縮による材料流動への影響	39
3.3.2	円柱材の側面拘束圧縮による材料流動への影響	44
3.4	据込み実験概要	46
3.4.1	実験方法	46
3.4.2	試験片および実験条件	46
3.4.3	実験工具概要	46
3.4.4	試験片寸法測定位置と評価方法	50
3.4.5	FEM 解析条件	51
3.5	据込み実験結果	53
3.5.1	表面粗さによる材料流動への影響	53
3.5.2	山谷形状工具による材料流動への影響	55
3.5.3	くさび形状工具による材料流動への影響	56
3.5.4	円筒工具による材料流動への影響	59
3.5.5	曲率半径とくさび形状の組合せ工具による材料流動への影響	61
3.6	非軸対称成形による延性破壊	64
3.6.1	くさび形状工具における頂角半径の影響	64
3.6.2	加工硬化への影響	66
3.6.3	くさび形状における加工限界	68
3.6.4	側面拘束圧縮における頂角と頂角半径工具による割れへの影響	69
3.6.5	荷重への影響	72
3.7	第2工程による再圧縮	74
3.7.1	材料流動比の促進	74
3.8	結言	76
第4章	非軸対称押出し	78
4.1	緒言	78

4.2	スプリット鍛造	79
4.2.1	スプリットヘディングとスプリット後方押出し	79
4.3	スプリットヘディング	80
4.3.1	実験方法	80
4.3.2	試験片および実験条件	80
4.3.3	実験工具概要	81
4.4	スプリットヘディング実験結果	83
4.4.1	突出し量の影響	83
4.4.2	パンチ厚さの影響	85
4.4.3	材料内部応力分布	87
4.5	スプリット後方押出し	89
4.5.1	実験方法	89
4.5.2	試験片および実験条件	90
4.5.3	実験工具概要	91
4.6	スプリット後方押出し実験結果	93
4.6.1	パンチ厚さによる荷重への影響	93
4.6.2	潤滑条件による荷重への影響	94
4.7	低拘束非軸対称押出し実験結果	97
4.7.1	外周拘束による荷重への影響	97
4.7.2	溝付コンテナの影響	100
4.7.3	パンチ先端形状の影響	101
4.8	結言	104
第5章 総括		105
参考文献		109
謝辞		115

第1章 序論

1.1 鍛造品と自動車部品

近年の日本における鍛工品の国内生産量および生産金額推移を **Fig. 1-1** に示す。国内の鍛工品は、2002年から2008年までは順調な伸びを示していたが、2009年のリーマンショックに起因した世界同時不況において、急激に減少した。しかしながら、それ以降、順調な回復を見せ、国内の鍛工品生産量は比較的安定した状態であると言える。**Fig. 1-2** は、国内鍛工品の形態別生産量推移を示す。2008年では、型鍛造が80.5%、リングロールが13.8%、自由鍛造が5.7%となっており、以降、景気により生産量の増減はあるが、それぞれの生産量比率に大きな変化はみられない。このことから、国内の鍛造では、型鍛造が多くを占めており、素形材だけでなく型鍛造に必要な各種特殊鋼を用いた金型の消費量も多いことが推測される。

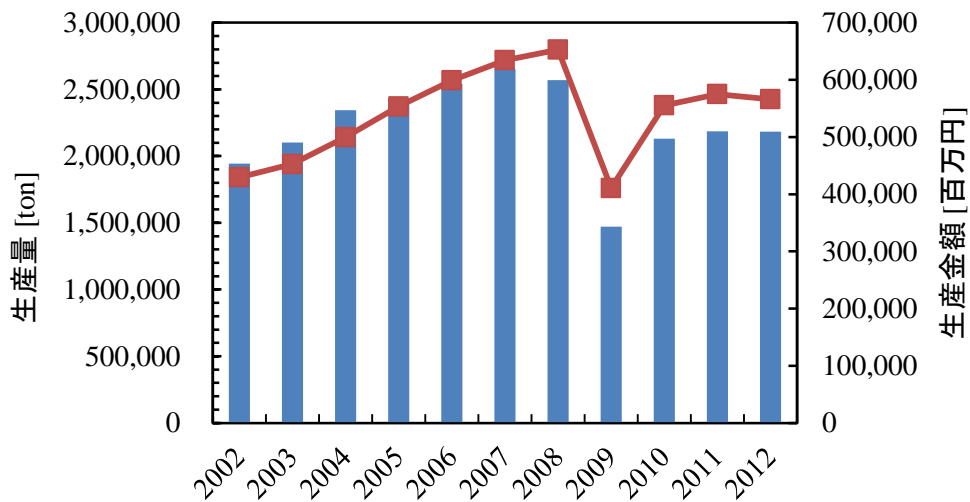


Fig. 1-1 鍛工品の国内生産量および生産金額推移

[出典：経済産業省 生産動態統計年報]

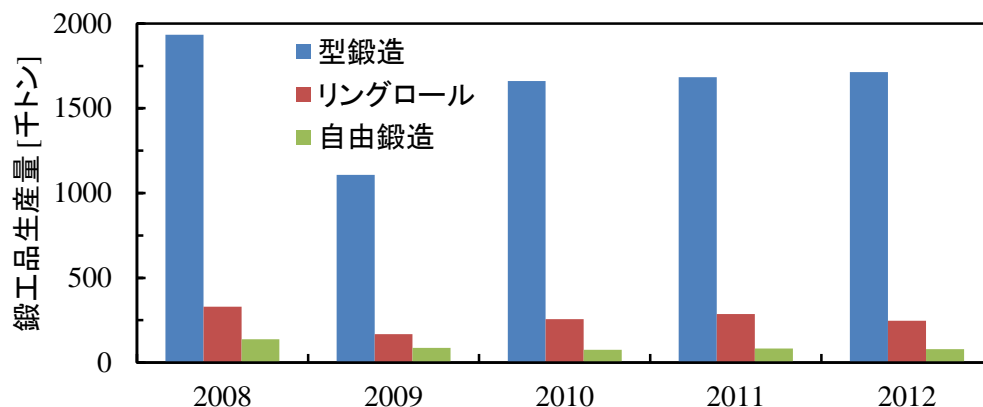


Fig. 1-2 鍛造形態における鍛工品の生産量推移

[出典：経済産業省 生産動態統計年報]

次に鍛造品における用途別の生産量推移を **Fig. 1-3** に示す。この図から、鍛造品の約70%は、自動車部品に用いられていることが分かる。

このうち代表的な大物の鍛工品としては、駆動系や足廻りの部品であり、小物の電装、さらにボルトやナットなど多岐に渡っている。

自動車には、鍛造品以外にも金型で成形される多くの部品が用いられている。それらは、ボディ系に用いられるプレス部品、エンジン系に用いられるダイカスト部品、内装などに用いられるプラスチック部品やゴム部品、またガラスなどであり、非常に多くの金型を用いて製造された部品から自動車は、組み立てられている。つまり、自動車の生産にとって金型は種類と量ともに多くの需要が見込める。

この自動車には、ガソリン車、ディーゼル車、さらに近年では、環境への影響を考慮したHV（ハイブリッド）車や電気自動車、さらに燃料電池車などの市販も開始されている。このように自動車は、時代とともに進化し、よりエコロジーな自動車が求められている。

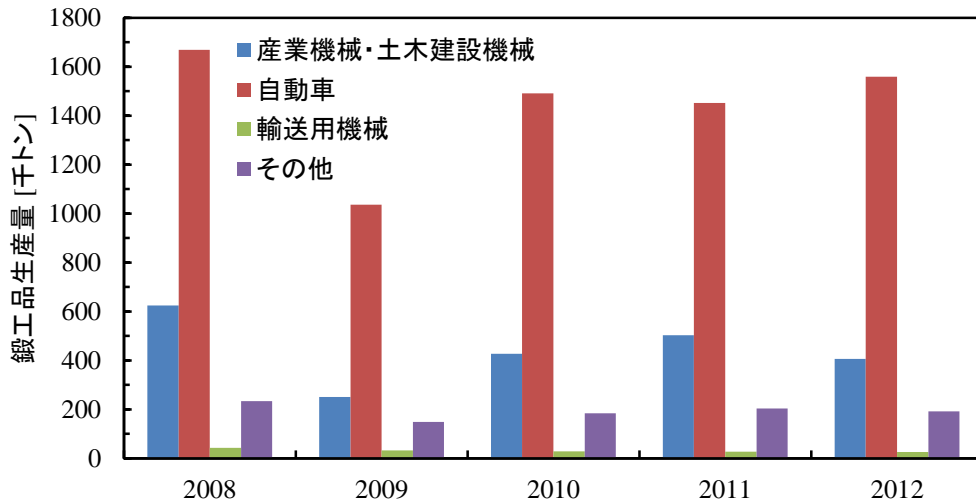


Fig. 1-3 鍛工品の用途別生産量推移

[出典：経済産業省 生産動態統計年報]

近年の国内自動車生産台数の推移を **Fig. 1-4** に示す。自動車生産台数におけるハイブリッド(HV)車の割合は、統計が開始された2007年当時においては、3.7%程度であったが、年々HV車の増加に伴い、2014年では、13.9%にまで増加している。このような傾向は、今後も続くことが予想されており、電気自動車や燃料電池車なども増加していくと考えられる。

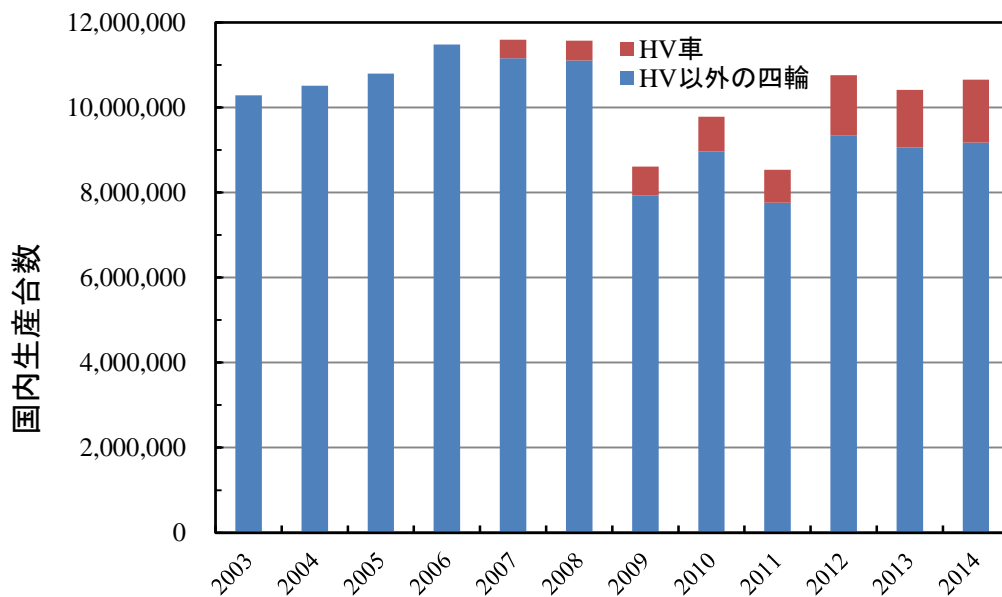


Fig. 1-4 国内自動車生産台数の推移

[出典：経済産業省 生産動態統計年報]

駆動系部品にモーターなどを用いた HV 車や電気自動車では、エンジン部品が不要となるため、鍛造品の減少が懸念される。Fig. 1-5 は、近年の鍛造用金型材料の使用量推移を示す。ここでは、2009 年に大きく減少しているものの、それ以降は、着実に増加していることがわかる。HV 車や電気自動車の比率は、年々増加傾向となっていることの影響を受けていないと言える。それは、EU（ヨーロッパ諸国）などでは、燃費効率のよいディーゼル車が好まれていることや HV 車においてもガソリン車と同様にエンジンユニットおよび駆動系の部品は、鍛造で生産されるとともに、足廻り部品における鍛造品の適用が増加していることが挙げられる。以上のことから、金型は今後もさらに必要とされ、特に強度の高い重要部品の 7 割近くが鍛造品について金型は欠かすことのできない位置付けと言える。

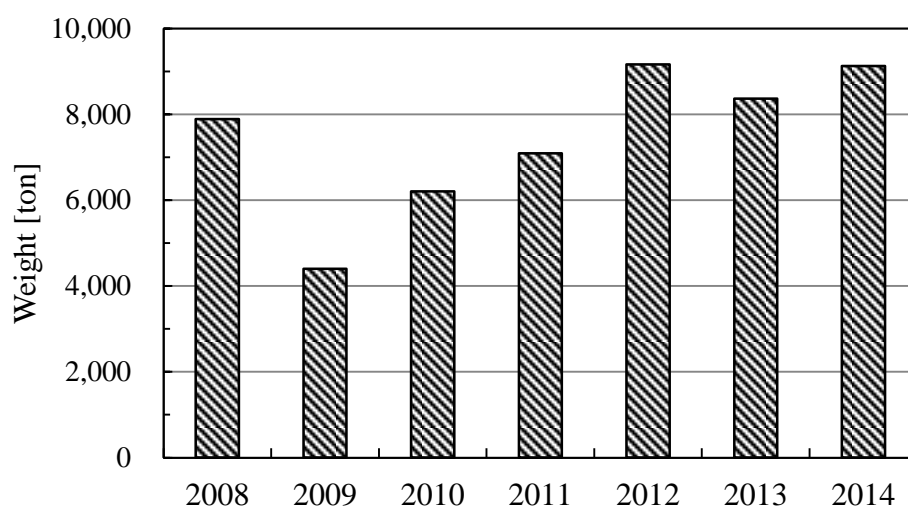


Fig.1-5 鍛造用金型使用量の推移

[出典：経済産業省 生産動態統計年報]

これまでは、鍛造品と自動車の関係性に基づき金型に対する需要について示してきた。そこで、鍛造と金型の現状について示す。

鍛造とは、「工具、金型などを用い、固体材料の一部または全体を圧縮または打撃することによって、成形及び鍛錬を行うこと。」¹⁾である。これら鍛造は、様々な工業部品の生産に適用されており、特に自動車部品の生産においては、必要不可欠な加工方法である。鍛造を大きく分類すると自由鍛造と型鍛造に分けられる。ここで自由鍛造とは、「表面が平面か、あるいは単純な曲面をした汎用工具を用い、素材表面の大部分を自由にしたまま直接圧縮を与える鍛造のこと」²⁾を指す。そして型鍛造とは、「成形すべき鍛造品の表面形状にあわせた型をもつ工具によって材料の表面

の大部分を同時に加圧あるいは拘束して成形する鍛造のこと」²⁾である。そのため自由鍛造と型鍛造では、材料の形状制御性や成形荷重に大きな差が顕著に表れる。自由鍛造では、圧縮による材料の形状制御性は劣るが、低い荷重で成形できるため、工具（金型）寿命が長くなる。その一方で型鍛造では、金型形状によって様々な拘束条件が与えられるため、材料の成形形状制御性は、自由鍛造に比べて大幅に向上する。しかしながら、型鍛造では接触面積および拘束条件等の増加によって高い成形荷重が必要とされることから、自由鍛造より金型寿命は短くなる傾向となる。

最近の鍛造品には、より複雑で非軸対称な形状品の成形も求められ、一般的には、型鍛造によって複数の成形工程を経て生産される。そのための代表的な型鍛造としては、熱間鍛造や冷間鍛造が挙げられる。熱間鍛造とは、「材料を再加熱し、再結晶温度以上、固相線温度未満の温度範囲で行う鍛造」³⁾である。これは、熱した材料を工具、金型によって圧縮することで大きく変形させることが可能であり、複雑な形状部品の成形には、特に効果があると言える。例えば、体積配分が不均一なクランクシャフトやナックルアームなどエンジン関連部品や足回り部品などに適用されている。しかし、材料を熱することによる素材の膨張や表面に酸化スケールが表れ、鍛造後の冷却による収縮によって表面に生じる引張残留応力を除去するために鍛造後にショットブラストなどが必要とされている。その結果、成形部品の精度がやや劣ることが課題として挙げられる。

次に冷間鍛造とは、「積極的に材料を加熱しないで、室温または室温に近い温度で行う鍛造」³⁾である。これは、材料を金型によって圧縮成形するため、成形時には、断熱的な塑性変形と摩擦により材料の温度は上昇する。しかし、熱間鍛造に比べれば、材料の膨張・収缩量もかなり小さい。そのため、高い精度を維持したままで部品を鍛造成形できる。また加工硬化によって製品の強度が上がり、表面の酸化スケールも少ない。このようなメリットから、多くの部品成形に用いられている。このような冷間鍛造では、室温下による成形のため、材料の変形抵抗が高く、型による拘束によって材料内部の静水圧が増加することから、一般的に高い成形荷重になる。さらに熱間鍛造と比べ、材料の成形性が劣るため、冷間鍛造では、力学と材料の性質の両面を熟知していなければ、材料割れや欠肉が発生することが課題として挙げられる。

さらに近年、環境への影響を考慮した省資源や省エネルギーによる生産方式も求められている。これに対して冷間鍛造では材料を加熱しなくても良く、熱間鍛造より材料歩留りも高い点から環境保全に配慮した加工法としても注目されている。型

寿命についても冷間鍛造は熱間鍛造の2桁は高く、型材料の省資源や型の製造に要するエネルギー削減にも貢献しており。さらに後工程の切削を無くすことで、より生産性を向上させるためのネットシェイプ（歩留まり向上）化も積極的に取り組まれ、着実にネットシェイプの商用範囲は拡大している。ネットシェイプ化には、型やプレス機の弾性変形低減と型が摩耗しにくいように、鍛造荷重を下げる事が重要である。そのため、型設計や工程設計は長年の課題であるが、その重要性は増している。

1.2 部品成形工程における課題

近年の型鍛造は、金型加工技術の向上による超精密加工の実現や、大型プレス機、複動・多軸プレス機、サーボプレス機など設備の開発、さらに潤滑剤や工具表面処理、さらに工程（工法開発含む）の研究・開発によって、成形荷重を下げると共に環境への影響を考慮し、省エネルギー・省資源とするための研究がなされている。

例えば金型では、鍛造方法（熱間・冷間）による材料の開発、複雑部品形状を再現するための5軸マシニングセンタによる切削加工⁴⁾、さらに超精密加工によって加工精度が1 μm 以下となる金型も実用化⁵⁾されている。これら加工技術の発展によって比較的容易に複雑な部品形状などが製作されている。しかしながら、5軸マシニングセンタを用いるには、高い設備投資と工作機械の加工特性（主軸とテーブル）を理解した上での操作（作業）が必要とされる。なぜならば、5軸マシニングセンタでは、工具と金型、さらに工具と工作機械の干渉まで確認しなければならず、それらを見逃すと、衝突などの危険性が高くなるためである。そして超精密加工では、工場内の温度管理（恒温化）が特に重要で、20 $^{\circ}\text{C}\pm 1^{\circ}\text{C}$ のように24時間安定した温度管理をしなければ、温度変化による膨張・収縮が起これば金型精度を維持することが非常に困難である。

次に鍛造プレス機では、複雑形状部品や拘束条件の増加によって求められる高い能力を有した大型プレス機、油圧制御によって上下の軸を自在に動かす事によって従来、複数工程で成形していた部品を1工程で成形する⁶⁾ための複動・多軸プレス、そしてサーボモーターを用いて振動成形させることによって成形荷重の低減を行うサーボプレス機など、多くの研究・開発^{7)~8)}が行われている。しかし、これらは高い設備投資が必要で、さらに金型構造設計や鍛造成形に関する十分な知識と経験が無ければ、容易に部品成形ができないのが課題である。

次に潤滑剤では、セッケン-リン酸塩被膜（通称：ボンデ）が、多く用いられている。これは、材料の表面にリン酸塩などの金属塩の化成被膜を生成させ、耐摩耗性や耐食性、そして密着性に優れる膜である。さらにこの金属塩被膜の上にセッケン（ステアリン酸ナトリウムやステアリン酸亜鉛など）を被膜する。このボンデ処理によって、冷間鍛造における摩擦の低減と焼付きが抑制され、安定した生産が実現されている⁹⁾。しかしながらこのボンデ処理には、以下の3つの課題が挙げられる：

- (1) 長時間の化成処理。
- (2) 大型の処理設備と広い処理スペース。

(3) 潤滑処理後の廃液処理コスト。

そのため最近では、環境に配慮した一液型固体潤滑剤や二液型固体潤滑剤などの非化成処理における実用化が活発に行われている。

ネットシェイプ化だけでなく、より複雑な形状や非軸対称形状のような部品の成形^{10)~11)}も増えている。特にボンデが使えない多段鍛造（例えばパーツフォーマーなど）では、経験的に工程を工夫せざるを得ない。その場合には、素材を切断後、荒地工程から仕上げ工程までの多工程を経て成形し、それら部品形状に見合った拘束条件を与えて生産している。このような多工程の鍛造は、自動車部品に限らず航空宇宙部品¹²⁾においても適用範囲は、拡大している。しかし、多工程に分割するための大系的な知識は整理されておらず、既存の工程だけで分割すると、非常に多くの工程が必要となり、工程を過度に増やさないように前工程形状ができる方法を開発することが望まれている。

1.3 冷間鍛造による非軸対称成形の課題

Fig. 1-6 は、典型的な非軸対称成形品の成形工程例であり、冷間閉塞鍛造による十字型部品である。このような十字型部品では、外周を閉塞型で拘束した後に、側方押出しによって成形されている。その側方押出しの模式図を **Fig. 1-7** に示す。丸棒材から荒地・仕上げ工程と金型内に材料を充満させる。これは、閉塞状態となったピレットを圧縮することによって、必然的に金型に沿って材料は流動する。このような成形においては、金型内の隅々まで材料を充満させることが重要となる。この成形では、高い閉塞荷重が必要となることが課題である。そのため、前工程の潰しや荒地工程において材料を仕上げ形状に近づけることで、材料の体積を最適に配分することが、特に有効であると考えられる。前工程においてそのような材料体積配分の最適化が実現すれば、仕上げ工程における荷重低減にもなり、その結果として金型寿命が伸びることとなり、省エネルギーやコスト低減にも繋がることが期待される。

生産部品が非対称な形状品の成形においては、前工程で材料の体積配分をできるだけ最適にすることは、材料の型への充満（形状精度向上と欠肉防止）と荷重低減にとって重要である。通常の前工程では、簡単な形状をした工具を用いることが多い。そのような簡単な形状の工具を用いた自由鍛造では、単純な圧縮だけで思いどおりの方向へ材料を大きく変形させることは一般的に困難とされている。もし簡単な形状工具を用いて、低い荷重で非軸対称品の成形ができれば、経済的（省エネルギー）な成形方法でと言える。その為、これによって適切な前工程が非対称に成形できれば、荒地成形の荷重だけでなく、後工程（仕上げ工程）における荷重も低減できるようになると考えられる。

鍛造における荒地から仕上げまでの成形工程全体を見れば、一般的には、仕上げ工程に近づくほど、荷重が高くなる傾向がある。それは、金型による拘束条件や接触面積の増加によって摩擦抵抗が増加するためである。そこで、鍛造成形において、荒地から仕上げまでの各工程における大荷重を下げるには、各工程における摩擦抵抗を下げることも有効である。もっと効果的なことは、仕上げ工程以外の金型形状を変えることである。これによって荷重低減を促進することは、経験的に行われているが、そのための基礎知識がほとんど整理されていないのが現状である。荷重低減を材料流動のコントロールが可能になれば、部品精度の向上に直接影響を与えることとなり、ネットシェイプ成形がさらに広げられることにつながる。このように

前工程形状がもっと研究されれば、従来の工程に関しても成形方法（つまり金型形状）も見直され、よりネットシェイプ化が進むことに役立つと考えられる。また、荒地工程などの前形状において材料体積配分の最適化を行うことは、仕上げ工程における材料流動量を減らすことができ、型摩耗をもたらす摩擦仕事は、材料流動と型面圧、摩擦係数に比例すると見られるので、最適な前形状を得ることは、仕上げ型の摩耗を減らすことになる。冷間鍛造の仕上げ型寿命は割れではなく、摩耗によって所期の形状と寸法精度が低下することによるので、これらを抑制できるということは、冷間鍛造型の寿命をさらに伸ばすことができ、高品質で低コストな成形の実現に貢献する事になる。その結果、仕上げ工程における成形型面圧が下がることに繋がる。以上のように異形状品の鍛造のために、前工程形状を適切にすることの効果は、材料歩留り向上、形状欠陥の防止、さらに荷重低減によるネットシェイプ高精度化、型摩耗低減による製品表面品質向上と低コストなど多くのメリットをもたらすことが期待される。

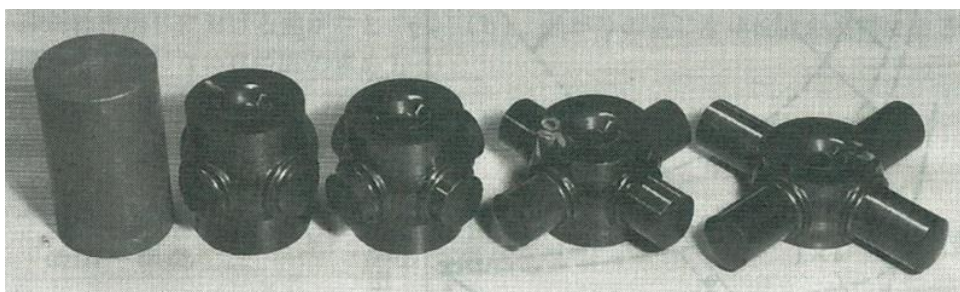


Fig. 1-6 冷間閉塞鍛造による十字型部品

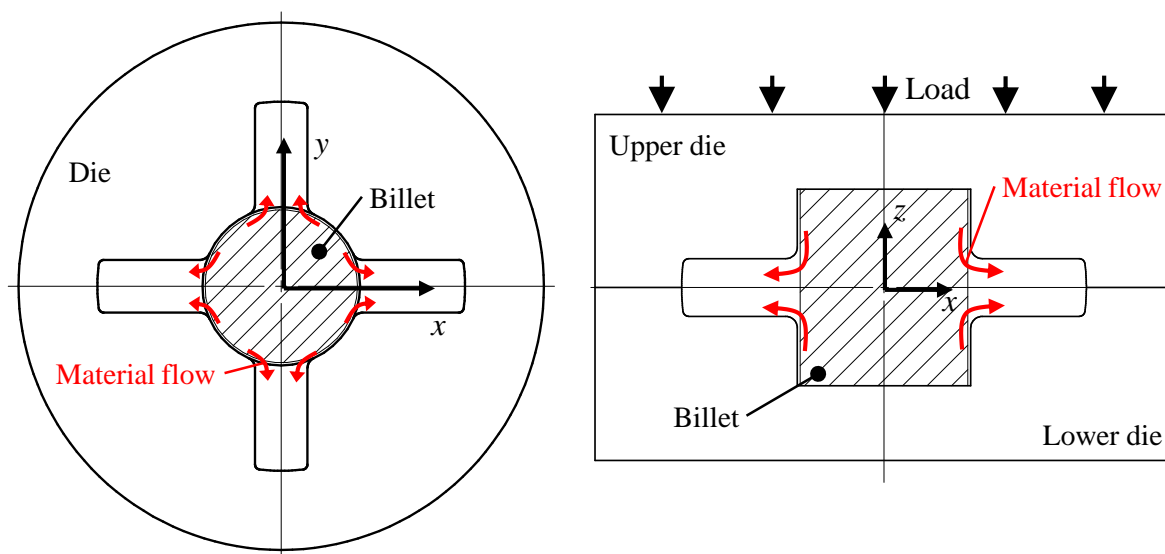


Fig. 1-7 十字型部品成形模式図

1.4 本研究の目的および本論文の構成

多工程を要する冷間鍛造工程において、最も単純な自由鍛造による非軸対称形状品（前工程品）の成形方法を開発する事を研究課題として取り組む。従来、自由鍛造では、材料が等方的に変形することで、丸形部品の成形に活用されている。これに対して、非軸対称形状品は、金型などによって様々な拘束条件を材料に与え、成形される。拘束が増せば、高い荷重が必要となり効率的な生産方法とは言えない。そこで、低い荷重で成形できる自由鍛造を用い、金型形状の工夫によって容易に且つ低い荷重で非軸対称な形状への成形を試みながら、材料流動原理と成形限界を探ることを考えた。

本論文では、自由鍛造や押し出しによって鍛造成形工程の前（荒）工程において材料を非軸対称形状品へ成形することを目的とする。工業的ニーズに照らして、多く利用されそうな丸棒材の軸方向や横方向からの圧縮を試みる。それぞれにおいて一方向への選択的な材料流動を起こす型形状の原理・原則を抽出し、材料の破断やばりの抑制効果などについても整理する。

本論文は5章より構成される。以下に、各章の概要を示す。

第1章は本章である。鍛造で生産されている自動車部品を参考例に鍛造における現状とそれらの部品成形工程を述べる。これらの成形工程における課題を整理し、前工程成形の重要性について述べる。さらに、本研究の目的および本論文の構成を示す。

第2章では、丸棒材の横方向から局所的にパンチを押し込む（部分横据込みする）ことについて、材料流動への影響について実験とFEMを用いて検討する。局所的にパンチを押し込む際には、圧縮後に非軸対称な形状成形を目的とし、丸棒の円筒軸とパンチの軸の角度を変えて圧縮すると丸棒の両端がシフトする。このような変形をシフト率と定義し、パンチ先端形状およびパンチ押し込み角度による変形をシフト率にて評価する。さらに、FEMを用いた数値解析によって材料内部応力の分布からより非軸対称な成形方法を提案する。

第3章では、試験片に角柱や円柱を用いて、その試験片を軸方向に自由鍛造することによって工具表面の粗さや工具形状によって材料流動への影響について実験とFEMを用いて検討する。この自由鍛造によって工具表面粗さと工具形状が材料流動へ与える影響は、圧縮後の試験片における長軸方向と短軸方向の長さの比によって

評価する。さらに、自由鍛造と異なり、圧縮によって平行な側面 2 カ所を拘束する側面拘束圧縮において、材料内部および材料表面へ及ぼされる加工条件についても実験と FEM を用いた数値解析によって示す。さらにここでは、圧縮率を高めると材料表面に割れが生じやすくなる条件も現れた。そこで材料表面だけでなく内部の応力状態やひずみを解析し、できるだけ割れを回避するための条件も検討する。

第 4 章では、丸棒材の軸方向圧縮において、幅の狭いパンチで局所的に材料端面を圧縮することに発展させ、結果的に二股に分枝した部品を成形できるようにする。このときの材料流動と荷重への影響についても検討する。まず、丸棒材の一部をコンテナに拘束し、コンテナから突出した丸棒端面を異なるパンチ先端形状によって圧縮することによる材料流動への影響を実験結果より示す。次に、丸棒材を全てコンテナに収め、パンチを押込む後方押しも行う。このときも丸棒の側面一部に空間（隙間）を設けることを考案し、これによる材料流動および荷重低減の効果について実験と FEM を用いた数値解析によって検討する。その結果、従来法より格段に低荷重な二股部品の成形法を提案する。

第 5 章は本論文の総括であり、各章で得られた結果をまとめる。

第2章 非軸対称横据込み

2.1 緒言

鍛造における部品成形では、丸棒材を横方向から成形する部品も多数存在する。例えば、エンジン関連部品のクランクシャフトやコネクティングロッド、足廻り部品ではナックルアームなどである。これらは横長の部品であり、横方向への材料強度も求められている。これらの部品成形は、横据込みによって成形される。さらに非対称形状品であるため、生産効率を向上させるためには、材料流動の最適化および荷重の低減が求められる。そして成形荷重を下げるには、荒地工程において自由鍛造を用いて材料体積配分を最適にすることが重要となる。それは、荒地工程において材料体積配分が最適化されることによって、後工程（仕上げ工程含む）における材料変形および流動量を減少させることとなる。その結果、荷重が下がると考えられる。例えば、**Fig. 2-1** に一つの材料から部品2個を成形するコネクティングロッドの工程図を示す。これは、丸棒から潰し工程において材料を伸ばし、以降は型鍛造にて二個取り成形し、最後に打ち抜きにて余分な箇所（バリ）をカットしている。このような大きなバリ出し鍛造における材料効率は悪い。そこで低い荷重で効率的な材料流動をさせるため、自由鍛造による丸棒の部分横据込みにて材料の変形挙動について検討する。丸棒の横据込みにおける研究は、軸方向の研究に比べると非常に少ない¹³⁻¹⁷⁾。しかし、低い荷重で非対称な形状に成形する方法として、簡単な形状工具を用いてサーボプレスのモーションを利用した成形や、型構造の工夫による成形方法が提案されている^{18,19)}。

本章では、丸棒材の横方向から中間部に先端形状の異なるパンチを押込むことによって、より大きく元の丸棒の軸から材料がずれる条件を探る。



Fig. 2-1 Forging process of connecting rod.

「引用元：わかりやすい鍛造，コロナ社（1995）」

2.2 部分横据込み実験概要

2.2.1 実験方法

実験方法を **Fig. 2-2** に示す. 丸棒を下工具の溝に沿って x 軸方向へセットし, 中間部をパンチによって局所的に圧縮した. このときパンチの頂軸 (奥行き) 方向は, y 軸と平行にセットした.

ここでは, ビレット円筒軸とパンチ頂軸を直角にして押込むことによる材料変形挙動について調査した.

本実験では, 4 柱油圧式簡易プレスを使用し, パンチと下工具の間に試験片を挟み据込んだ. パンチ背面のロードセルにて荷重を計測し, 圧縮速度は 1.0 mm/s である.

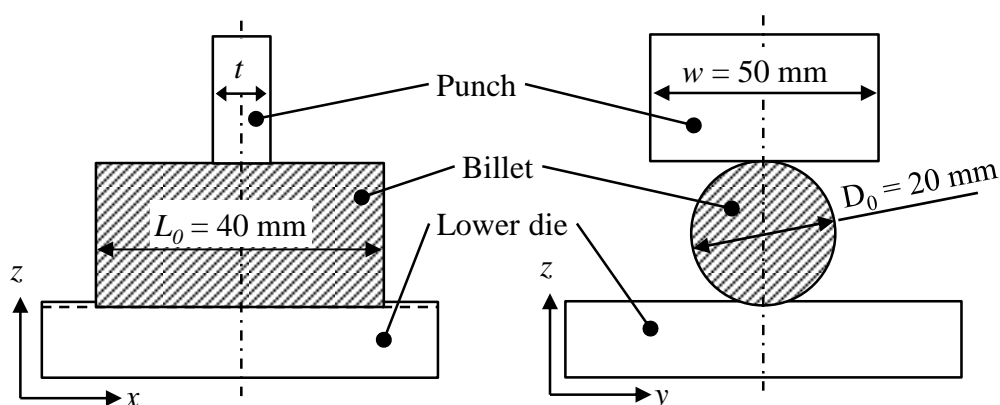


Fig. 2-2 Diagram of locally-lateral upsetting.

2.2.2 試験片および実験条件

試験片は, A1070-O 材を用い, 初期直径 20 mm で初期長さ 40 mm に加工後, 焼きなました. **Fig. 2-3** は, 本実験に用いた試験片の塑性曲線を示す. この材料は, 圧縮試験より降伏点 $Y_0 = 45 \text{ [MPa]}$, 降伏応力は, $Y = 115\varepsilon^{0.26} \text{ [MPa]} (0.1 \leq \varepsilon \leq 0.7)$ で近似できた.

潤滑剤には, 牛脂(75%)と黒鉛(25%)の混合剤を用いた. この潤滑剤におけるクーロン摩擦係数 μ は, リング圧縮試験より算出し, $\mu = 0.06$ であった.

圧縮率は, 10%, 20%, 30%, 40%, 50% とした. 圧縮率 50%におけるストロークは, 10 mm である.

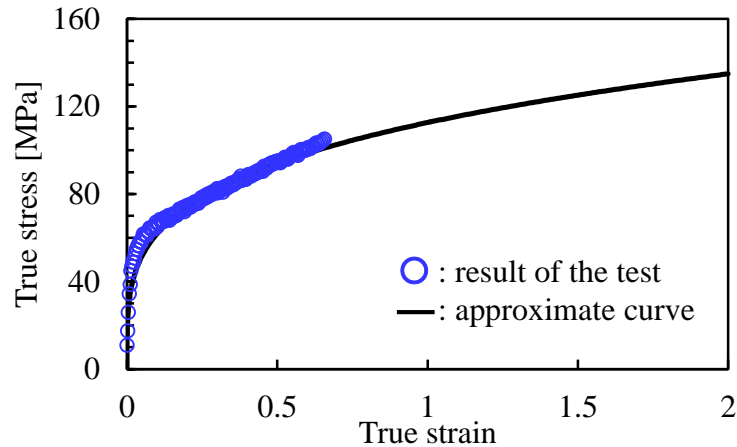


Fig. 2-3 Plasticity curve of the billet.

2.2.3 実験工具概要

横据込みに用いたパンチと下工具の材質は、SKD11 で硬さは 60HRC である。Fig. 2-4 は、パンチ先端形状と下工具形状を示す。Fig. 2-4(a) は、先端が平坦な平頭パンチ、Fig. 2-4(b) は、先端が円形となる円頭パンチを示す。平頭パンチでは、パンチ幅 $t = 8 \text{ mm}$ を用い、パンチ幅の両肩には、 $R_f = 0.5 \text{ mm}$ を付けた。円頭パンチでは、パンチ幅 t が 6, 8, 12 mm の 3 種類を用いた。このとき、それぞれに対応する先端半径 R_c は 3, 4, 6 mm である。これらの平頭、円頭パンチの頂軸（奥行）方向における長さ w は 50 mm とし、 y 軸と平行にセットした。パンチ表面は、手ミガキによってラップし、表面粗さは $0.2 \mu\text{m Rz}$ である。

Fig. 2-4(c) は、下工具の形状を示す。これは、上面が平坦で x 方向の中心軸上に深さ $d_p = 1 \text{ mm}$ で曲率半径 $r = 10 \text{ mm}$ の溝を加工した。この溝の曲率半径は丸棒ビレットの初期半径と同じである。

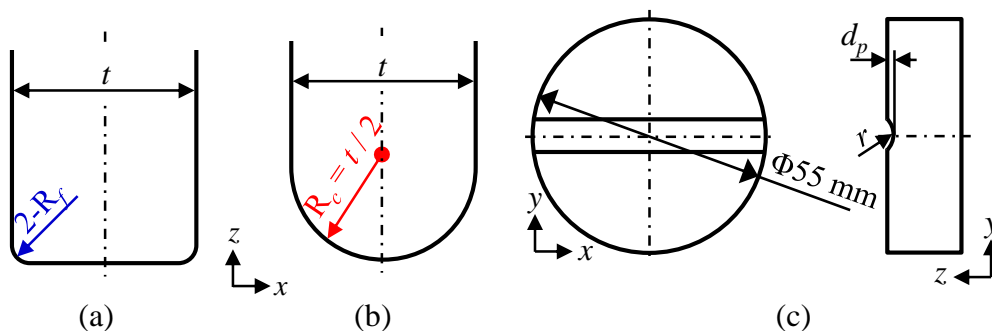


Fig. 2-4 Shape of punch and shape of lower die.

2.3 部分横据込み実験

2.3.1 アンダーカットの定義

本実験における部分横据込みでは、ビレットの中間部へパンチを局所的に圧縮すると圧縮された付近のビレットがアンダーカットとなる。

ここでアンダーカットとは、幅が限定されたパンチを用いてビレットを局所的に圧縮することによって生じ、このときパンチによって変形したビレットの凹み内側の壁の上縁の幅より凹み底近くの幅が広がった形状となることを意味する。

Fig. 2-5 は、アンダーカットを算出するための測定位置を示し、**Eq. 1** に算出式を示す。パンチによって局所的に圧縮された底部が、パンチ幅方向に広がった幅 U とパンチ幅 t の差を2で除した値を、アンダーカット量 U_d とする。

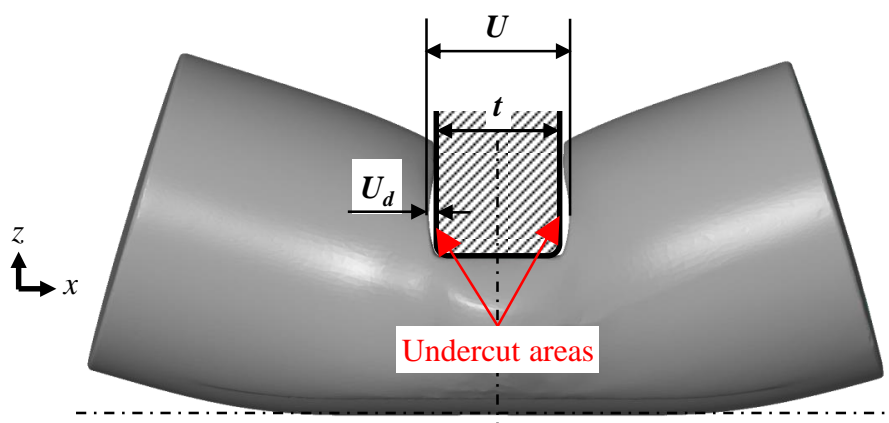


Fig. 2-5 Measurement positions of typical dimension after the test for undercut.

$$U_d = \frac{(U-t)}{2} \quad (1)$$

2.3.2 実験結果

Fig. 2-6 は、圧縮率とアンダーカット量の関係を示す。平頭パンチを用いると、圧縮したビレットの側面に微小なアンダーカットが現れた。さらに、圧縮率の増加と共にアンダーカット U_d も増加する。次に円頭パンチを用いると、パンチ幅 $t = 6, 8 \text{ mm}$ ($R = 3, 4 \text{ mm}$) の場合、それぞれのパンチ幅と同じストロークに達するまでアンダーカットは、発生しない。つまりパンチ幅 $t = 6 \text{ mm}$ では、圧縮率 30%まで発生せず、パンチ幅 $t = 8 \text{ mm}$ では、圧縮率 40%までは発生しない。しかし、パンチ幅を超えるストロークに達するとアンダーカットが始まる。そこでパンチ幅 $t = 12 \text{ mm}$ ($R = 6$

mm) のパンチを用いると、本実験における最大圧縮率 50% (ストローク 10 mm) に達してもアンダーカットにならなかった。このようにパンチ幅および先端半径が大きい場合、パンチの押込みによる塑性域は、完全にビレットを貫通し、材料はより均一に変形することで左右に移動する段階でもある。部分横据込みにおけるアンダーカットは、後工程の成形において材料のまくれ込みの原因となる場合もある。そのようなことが望ましくない場合には、アンダーカットの発生を避けるべきである。

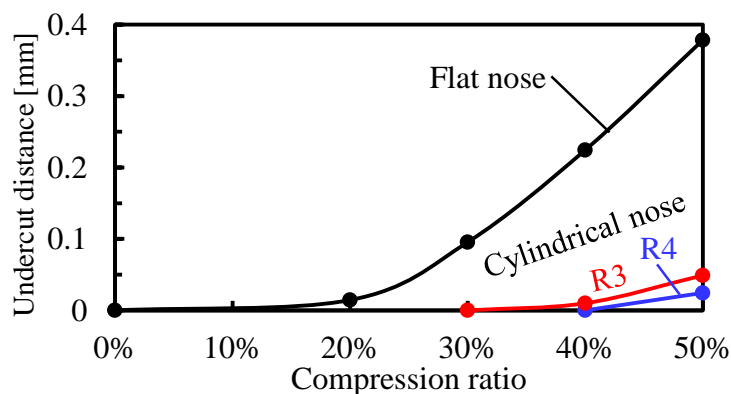


Fig. 2-6 Relationship between compression ratio and undercut distance

このアンダーカット変形について材料流動を把握するために、数値解析 (FEM) によって材料内部の速度ベクトル分布を調査する。FEM 解析において圧縮速度は 1.0 mm/s, 要素数は約 10000 個, 工具と材料の間のクーロン摩擦係数は、牛脂と黒鉛の混合剤を塗ったリング圧縮試験の結果を参考に $\mu = 0.06$ とした。

Fig. 2-7 は、平頭パンチを用いた $y=0$ 上の xz 断面における速度ベクトルを示す。**Fig. 2-7(a)** は、パンチ押込み初期である圧縮率 10%を示す。このときパンチ直下と側面近くの材料流動が非常に活発であり、パンチ直下で z 方向に圧縮された材料は、パンチ側面に沿って後方へ流動しているのが特徴的である。平頭パンチを用いた圧縮による変形は、圧子押込みに近い。パンチ直下の材料内部において、この段階でも塑性域は下まで均一に貫通している。しかし、拘束されていない丸棒の端の F 点周辺まで変形は及んでいない。**Fig. 2-7(b)** は、さらに圧縮し圧縮率 40%を示す。このときには、パンチ直下の圧縮はさらに進み、側面近くの材料流動は減少し、丸棒の下の端付近での材料流動が活発になっている。その結果、F1 点を中心とした回転材料内部で生じている。そのため、ビレットの上側が縮み、下側が伸びることとなる。つまり凹みの上縁は閉じられると共に凹みの下側が開かれることでアンダーカットを助長すると考えられる。

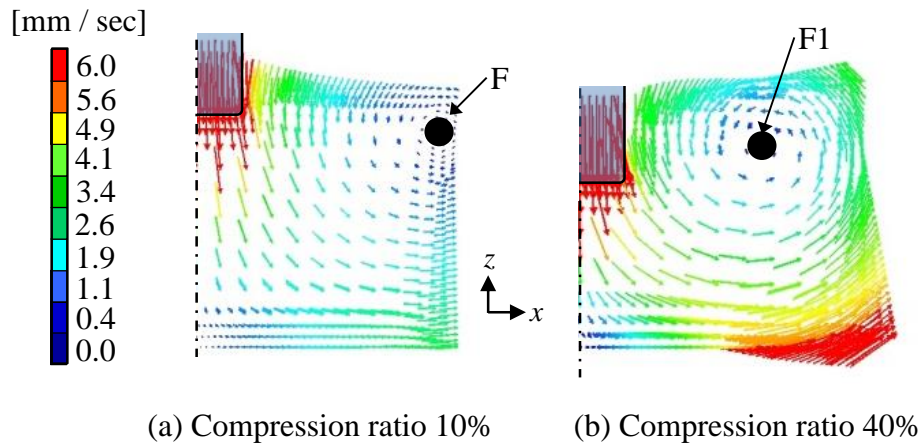


Fig. 2-7 Distribution velocity vector when using flat nose punch with punch thickness of 8 mm

Fig. 2-8 は、円頭パンチを用いた $y = 0$ 上の xz 断面における速度ベクトルを示す。**Fig. 2-8(a)** は、圧縮率 10%を示す。円頭パンチを用いたときの材料流動は、平頭パンチよりも x 方向への流動が多く、広い領域で塑性変形が広がるのが特徴である。圧縮率 10%に達すると共に丸棒の端が x 方向に延ばされ始めている。このような x 方向への伸長変形は、平頭パンチを用いたときには、見られなかった。これは、円頭パンチの圧縮において一般的に広い範囲で塑性変形が及ぶという一般則の現れである。**Fig. 2-8(b)** は、圧縮率 40%の速度分布を示す。このときの塑性域は材料内部の全域に拡大している。このことから円頭パンチにおいて先端直径と同じ圧縮率つまりストロークまでは、アンダーカットが発生しなかった。それ以上の圧縮率においてもアンダーカットの発達は非常に緩やかである。

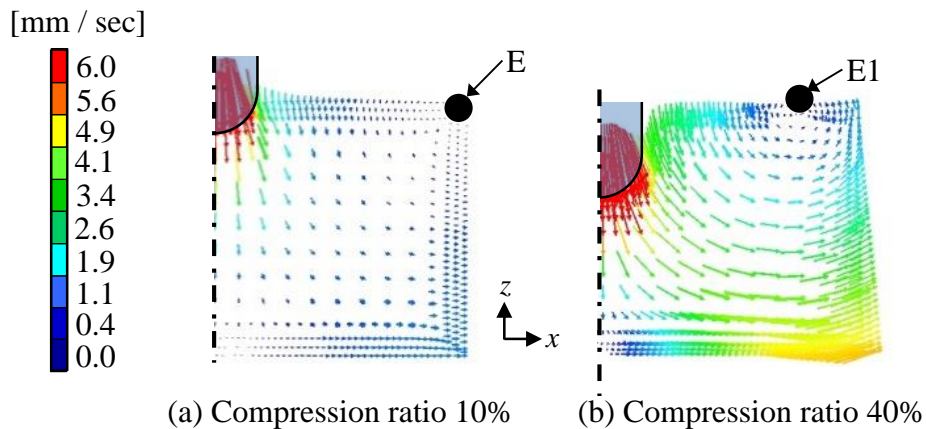


Fig. 2-8 Distribution velocity vector when using cylindrical nose punch with punch thickness of 8 mm

2.3.3 圧縮初期におけるビレットの変形挙動

ここでは部分横据込みにおいて圧縮初期におけるビレット全体の変形挙動について調査した。これは、前項のアンダーカットにも関係している。潤滑剤には牛脂と黒鉛の混合剤を用いた。パンチ幅 $t = 8 \text{ mm}$ の平頭パンチと $t = 8, 12 \text{ mm}$ の円頭パンチを用いた。圧縮初期の変形挙動を見るために、ビレット上側の水平距離 AA' と下側の水平距離 BB' の差を求めた。このときの最大圧縮率は 20% である。

Fig. 2-9 は、初期にパンチを押込んだときのビレット模式図を示す。このとき AA' の方が BB' より長くなる。さらに継続してパンチを押込むと、AA' と BB' の長さは等しくなる。その後、**Fig. 2-10** に示すように、AA' の長さに比べ BB' の方が長くなる。

Fig. 2-11 は、圧縮率 20% までのビレット AA' と BB' の長さの差を示す。部分横据込みにおいてパンチ先端形状に関わらず圧縮初期には、水平距離 AA' の方が長くなる。そしてパンチを圧縮したビレットの両側に盛り上がりが発生した。例えばパンチ幅 $t = 8 \text{ mm}$ の円頭パンチを用いたとき、圧縮開始から圧縮率 12.5% までは、AA' の方が BB' より長くなる。さらに、圧縮すると、圧縮率 14% で AA' と BB' の長さは、等しくなる。さらに圧縮すると BB' の方が長くなる。このような変形挙動は FEM でも確かめられ、パンチの曲率半径によらず、所期のストロークを境に AA' (上側) による伸長が、BB' (下側) の伸長に転じた。これは、ピーンフォーミング成形²⁰⁾ における変形挙動と類似している。

次に半径の大きな円頭パンチを圧縮すると、低い圧縮率において、このような上側の伸長から下側の伸長への変化が起きている。そして平頭パンチを曲率半径無限大の円頭パンチと考えれば、同じ結果に帰着すると言える。

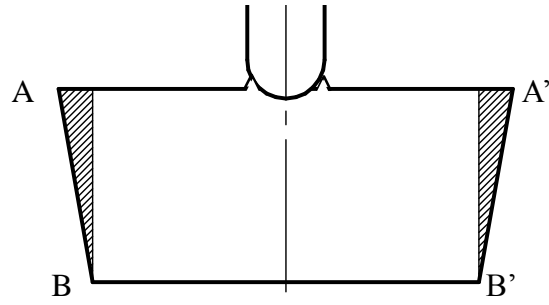


Fig. 2-9 Schematic illustration of material behavior at small compression ratio ($AA' > BB'$)

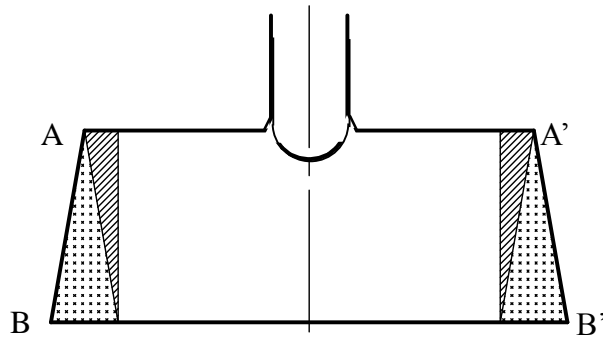


Fig. 2-10 Schematic illustration of material behavior at large compression ratio ($AA' < BB'$)

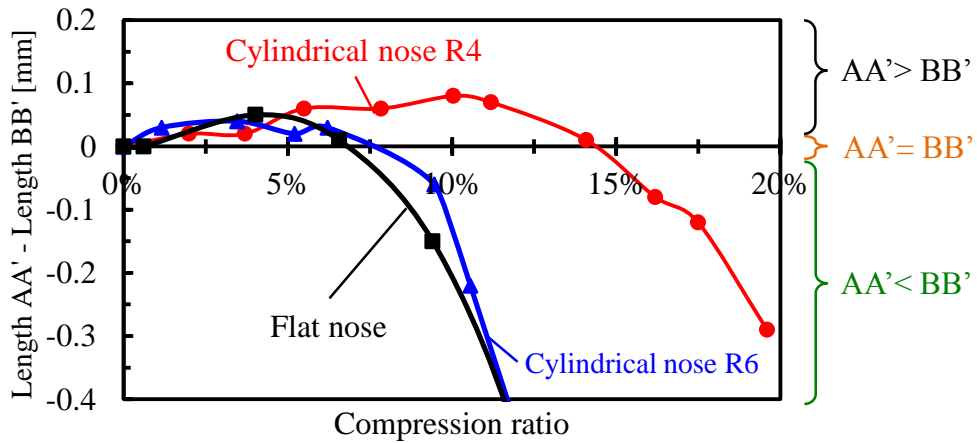


Fig. 2-11 Diagram of the length AA' to BB' at small compression ratio

2.4 パンチセット角度による非対称成形実験概要

2.4.1 実験方法

部分横据込み実験において、パンチセット角度つまりビレット軸とパンチ奥行方向の角度を変え、丸棒を非対称に成形することを試みた。実験方法を **Fig. 2-12** に示す。丸棒を下工具の溝に沿ってセットし、中間部をパンチによって局所的に圧縮した。このときパンチの頂軸（奥行き）方向は、 y 軸と平行にセットした。このパンチは、 z 軸周りに回転でき、任意のパンチセット角度 θ で固定した。そのパンチセット角度 θ は、 $0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$ である。局所的に横据込みする本実験では、ビレット軸とパンチ奥行き方向の角度 θ を変えることによって材料流動へ及ぼす影響について調査した。

本実験では、4 柱油圧式簡易プレスを使用し、パンチと下工具の間に試験片を挟み据込んだ。パンチ背面のロードセルにて荷重を計測し、圧縮速度は 1.0 mm/s である。

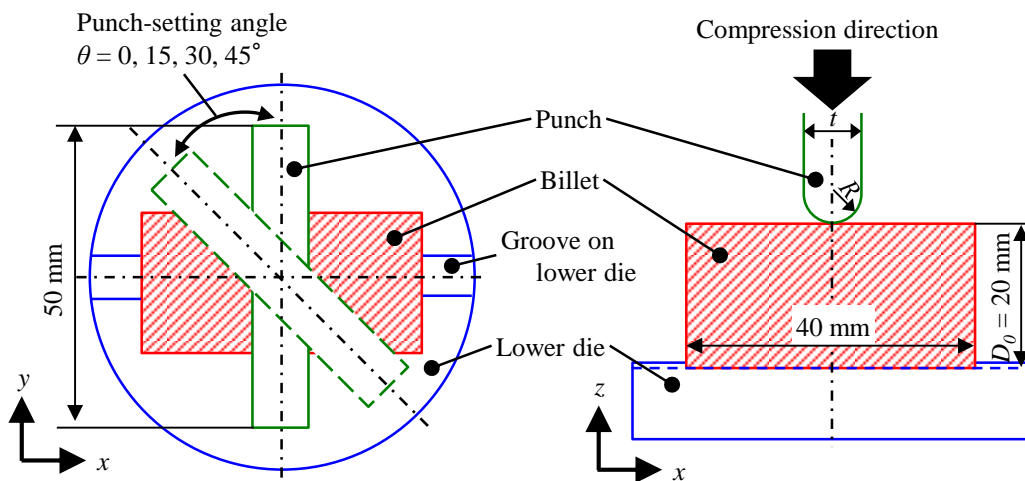


Fig. 2-12 Outline of the locally-lateral upsetting

2.4.2 試験片および実験条件

試験片は、前項と同じ A1070-O 材を用いた。初期直径 20 mm で初期長さ 40 mm に加工後、焼きなました。この材料は、圧縮試験より降伏点 $Y_0 = 45 \text{ [MPa]}$ 、降伏応力は、 $Y = 115\varepsilon^{0.26} \text{ [MPa]}$ ($0.1 \leq \varepsilon \leq 0.7$) で近似できた。

潤滑剤には、牛脂(75%)と黒鉛(25%)の混合剤を用いた。この潤滑剤におけるクーロン摩擦係数 μ は、リング圧縮試験より $\mu = 0.06$ であった。

圧縮率は、 $10\%, 20\%, 30\%, 40\%, 50\%$ とした。圧縮率 50% におけるストロークは、

10 mm である.

2.4.3 実験工具概要

横据込みに用いたパンチと下工具の材質は, SKD11 で硬さは 60HRC である. **Fig. 2-13** は, パンチ先端形状と下工具形状を示す. パンチは, 先端が円頭でパンチ幅 t が 6, 8, 12 mm を用いた. このとき, それぞれに対応する先端半径 R は, 3, 4, 6 mm である. パンチの頂軸 (奥行) 方向における長さ w は, 50 mm とし, y 軸と平行にセットした. パンチ表面は, 手ミガキによってラップし, 表面粗さは, $0.2 \mu\text{m Rz}$ である.

下工具は, 上面が平坦で x 方向の中心軸上に深さ $d_p = 1 \text{ mm}$ で曲率半径 r が 10 mm の溝を加工した. この溝の曲率半径は, 丸棒の初期半径と同じである

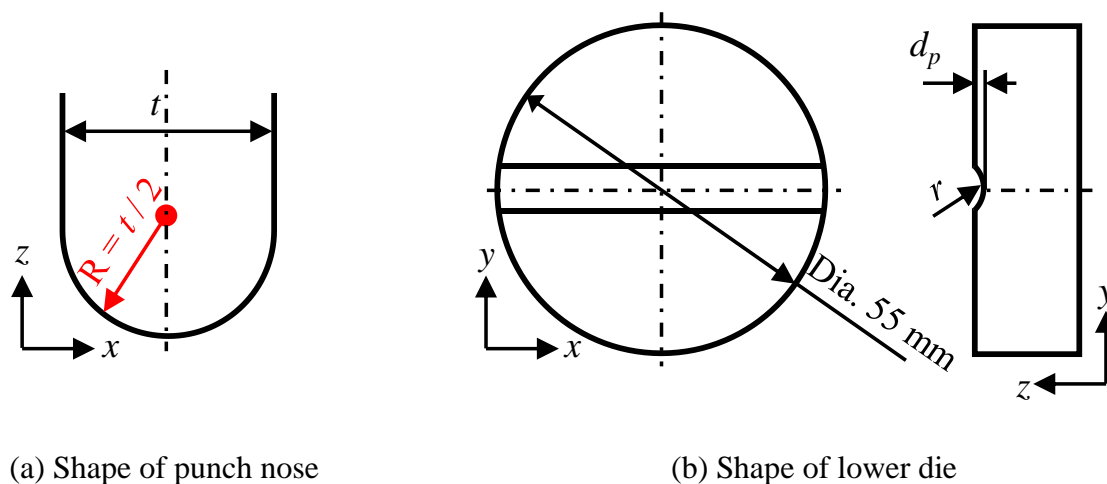


Fig. 2-13 diagram of tool

2.5 シフト率の算出

Fig. 2-14 は、実験後ビレットの非対称性を評価する為のシフト率 S_R の定義を示す。本実験においてパンチセット角度 θ を任意の角度に固定して丸棒の中間部を据込んだとき、中間部に圧縮したパンチに対して丸棒の左側と右側がそれぞれ $-y$ 軸方向と $+y$ 軸方向へシフトする。シフト率 S_R は、実験後のビレット左右端面の中心点の y 方向距離の和 ($y_l + y_r$) をビレットの初期直径 D_0 で除した。このシフト率は、式(2)を用いて求めた。

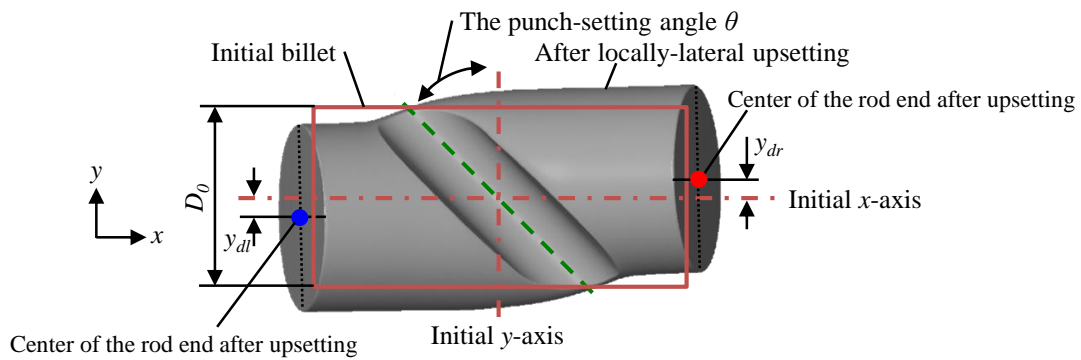


Fig. 2-14 Deciding shift ratio of the preform after locally-lateral upsetting

$$S_R = \frac{(y_l + y_r)}{D_0} \quad (2)$$

2.6 部分横据込み実験結果

2.6.1 パンチセット角度の影響

横据込みにおけるビレット軸とパンチ奥行き方向の角度 θ を変えることによって材料流動へ与える影響について調査した。パンチは、先端半径R4の円頭で厚さ t は、8 mm である。パンチを押込む角度 θ は、ビレット軸とパンチ頂軸（奥行）方向が、直角な時を $\theta = 0^\circ$ とした。パンチセット角度 θ は、 $0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$ である。潤滑剤は、牛脂と黒鉛の混合剤を用いた。圧縮率は、10%, 20%, 30%, 40%, 50%とした。

Fig. 2-15 は、代表的なパンチセット角度 θ が 0° と 45° のときに50%圧縮した試験片を示す。パンチセット角度 0° では、丸棒の左軸と右軸は、同軸上にあることから、シフトしていない。そしてパンチセット角度を 45° にすると、丸棒の左側端面は、 $-y$ 方向へシフトし、右側端面は、 $+y$ 方向へシフトした。

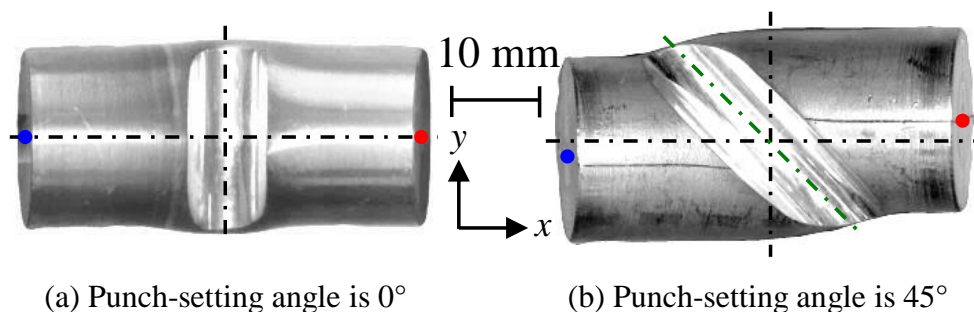


Fig. 2-16 Typical samples formed at the compression ratio of 50% using punch with nose radius of 4 mm

これらのパンチセット角度によるストロークとシフト率の関係を **Fig. 2-16** に示す。パンチセット角度が 0° のときには、ストロークが増加しても丸棒の左右軸は、シフトしない。しかし、パンチセット角度が $\theta > 0^\circ$ になるとストロークの増加によってシフト率も増加する。例えばパンチセット角度 θ が 45° のときには、ストロークの増加と共にシフト率も増加した。そして50%圧縮に達するとシフト率は、0.3を示した。これらのことから、パンチセット角度 θ を増加させることは、シフト率を増加させることに効果があることが分かった。

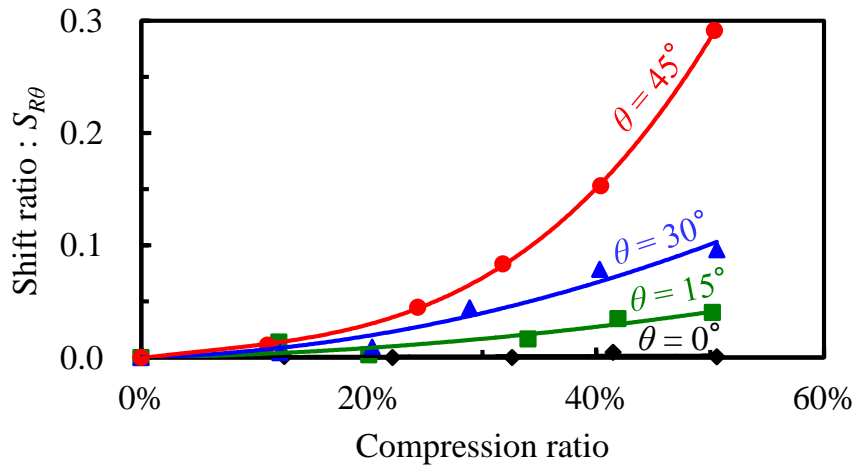


Fig. 2-16 Relationship between stroke and shift ratio of rod billets compressed by different punch-setting angles θ

ここで、パンチセット角度 θ の増加によっておよぼす材料内部への影響について FEM (simufact v12) を用いて数値解析した。数値解析では、圧縮速度を 1.0 [mm/s]、要素数を約 10000 個、工具と材料の間のクーロン摩擦係数はリング圧縮試験の結果を参考に $\mu = 0.06$ とした。Fig. 2-17 は、50% 圧縮したときの $y = 0$ 上の xz 断面における x 応力の分布を示す。パンチセット角度 0° では、パンチ直下に高い引張応力が示された。これは、パンチ先端形状が円頭であるため、局所的な圧縮によりパンチ直下の材料は、左右の端部方向へ流動する。それは、パンチ幅方向である。そのためストロークの増加に伴いパンチ直下において σ_x が引張側を示すこととなる。このような引張は、後工程による成形で内部割れなどの危険が増すこととなる。しかし、パンチセット角度を 45° にすると、パンチ直下の引張は、減少した。これは、パンチセット角度により材料の流動方向が、パンチ幅方向すなわちパンチセット角度 θ と直角な方向が主方向となる。この流動成分は、 σ_x と σ_y の合力である。ここでパンチセット角度を変えてもこの主成分の大きさは、変わらない。そのためパンチ直下の引張は、パンチセット角度の増加に伴い σ_y が増加し σ_x が減少したと考えられる。これらの流動成分は Fig. 2-18 に示す。

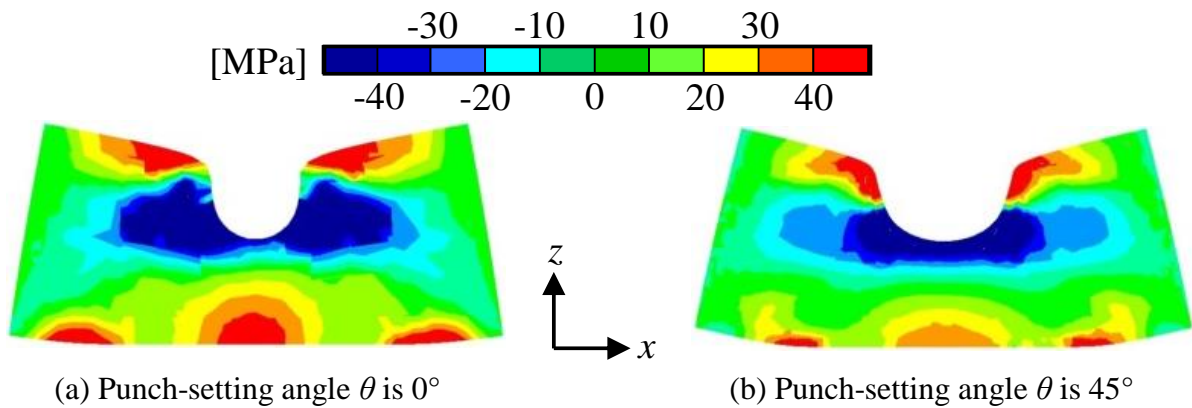


Fig. 2-17 Distribution of σ_x in cross sectional plane of xz on $y = 0$ when billet is formed at compression ratio of 50% using cylindrical nose punch

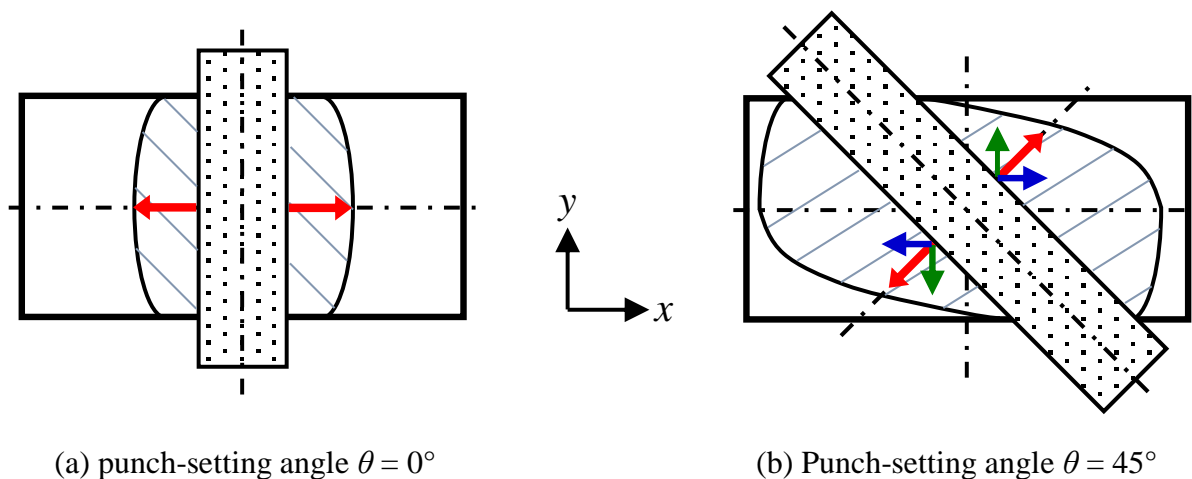


Fig. 2-18 Typical diagrams schematically showing main direction of material flow for each punch-setting angle

同じ圧縮率においてパンチセット角度 θ による材料内部の相当ひずみ分布を **Fig. 2-19** に示す. **Fig. 2-19(a)** は, $t = 8 \text{ mm}$ の円頭パンチを用いてパンチセット角度 $\theta = 0^\circ$ で $s = 6 \text{ mm}$ を示し, **Fig. 2-19(b)** は, パンチセット角度 $\theta = 45^\circ$ を示す. ここで, 丸棒の部分横据込みにおいて相当ひずみ 0.1 以上が材料内部を貫通した時を, 塑性域の貫通とする. パンチセット角度 0° において $s = 6 \text{ mm}$ で塑性域は貫通していない. しかし, パンチセット角度が 45° になると, 同じ圧縮率において十分に塑性域は貫通している. これは, 同じパンチ幅の円頭パンチを用いたとき, パンチセット角度 θ の増加によって同軸上のパンチ幅が大きくなる. そのため, より広い範囲に塑性域が拡大したことを示している. このようにパンチセット角度 θ の増加は, 塑性域が早期に貫通することで, より大きな変形を示したと考えられる.

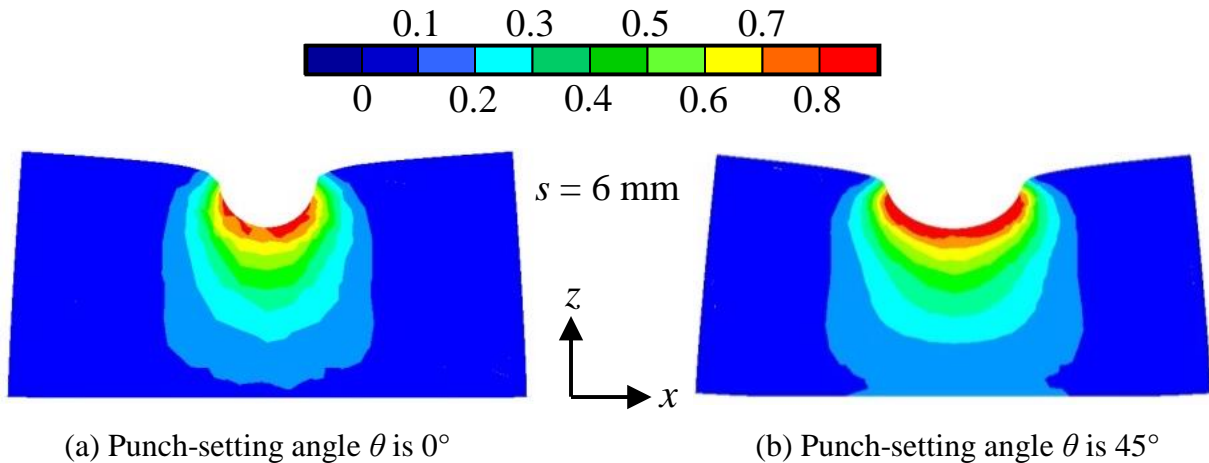


Fig. 2-19 Distribution of internal effective strain in cross sectional x - z plane on $y = 0$ when compression ratio is 50% and cylindrical nose punch is used.

2.6.2 曲率半径による影響

ここでは、パンチセット角度 θ を 45° として異なる曲率半径の円頭パンチを用いて部分横据込み実験を行った。使用したパンチの厚さ t は、6, 8, 12 mm を用い、それぞれの曲率半径 R は、3, 4, 6 mm である。潤滑剤には、牛脂と黒鉛の混合剤を用いた。圧縮率は、20%, 30%, 40%, 50% とした。

Fig. 2-20 は、パンチセット角度 $\theta = 45^\circ$ とした時の 50% 圧縮した試験片を示す。**Fig. 2-20(a)** は、 $t = 6$ mm の円頭パンチを用い、**Fig. 2-20(b)** は、 $t = 12$ mm の円頭パンチを用いて圧縮した試験片を示す。パンチ先端半径の小さい R3 を用いると、丸棒の左軸と右軸のシフト量は小さい。そしてパンチ先端半径が大きい R6 では、左軸および右軸のシフト量が大きくなった。

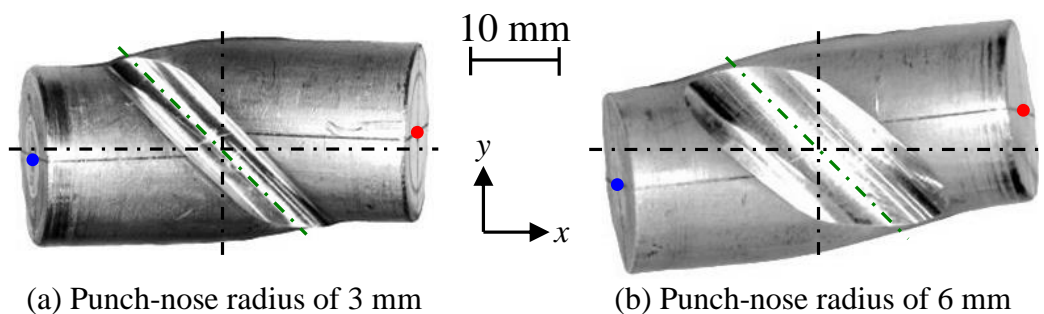


Fig. 2-20 Samples after locally-lateral upsetting with punch-setting angle of 45° at compression ratio of 50%

Fig. 2-21 は、パンチセット角度 $\theta = 45^\circ$ における異なるパンチ先端曲率半径を用いて部分横据込みしたときの圧縮率とシフト率の関係を示す。パンチ先端曲率半径が

小さい R3 では、50%圧縮してもシフト率は、0.15 程度である。しかし、パンチ先端曲率半径の大きな R6 では、どのストローク量においても、他のパンチよりシフト率が大きい。そして 50%圧縮に達すると、シフト率は、0.36 となった。これらの結果から、パンチ先端曲率半径を増加させることは、シフト率を増加させることに効果があると言える。

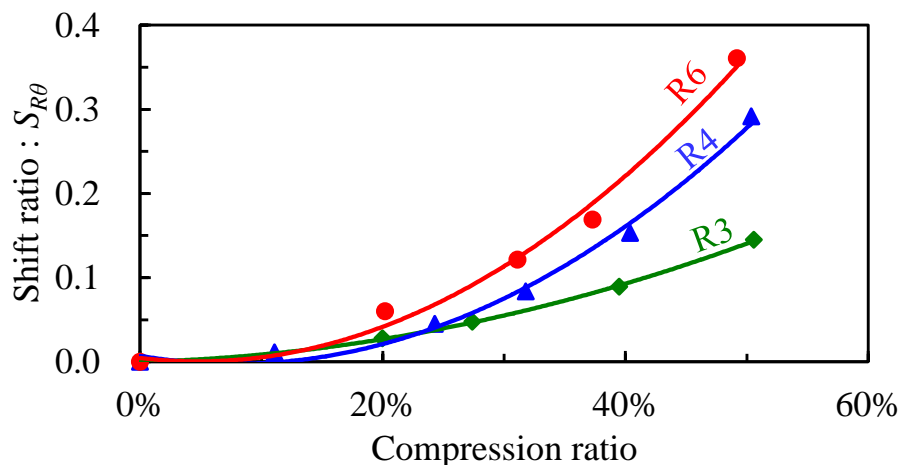


Fig. 2-21 Relationship between compression ratio and shift ratios for different punch-nose radii R , punch-nose radii $R = 3$ mm (green), $R = 4$ mm (blue), and $R = 6$ mm (red), when punch-setting angle is 45°

ここで、曲率半径を大きくすることがシフト率を増加させることについて FEM 解析を用いて材料内部の応力分布の調査をした。Fig. 2-22 は、パンチセット角度が 45° のときの x 応力分布を示す。Fig. 2-22(a) は、先端半径が R3 を用いたときの分布を示し、Fig. 2-22(b) は、先端半径が R6 のパンチ用いたときの分布を示す。これらの応力分布から、パンチ下部における引張応力 (σ_x) は、材料の降伏応力より小さい。また、パンチ幅が大きくなるほど、応力分布も拡大していることから、曲率半径の大きなパンチほど、よりシフトしやすくなっていることが分かる。

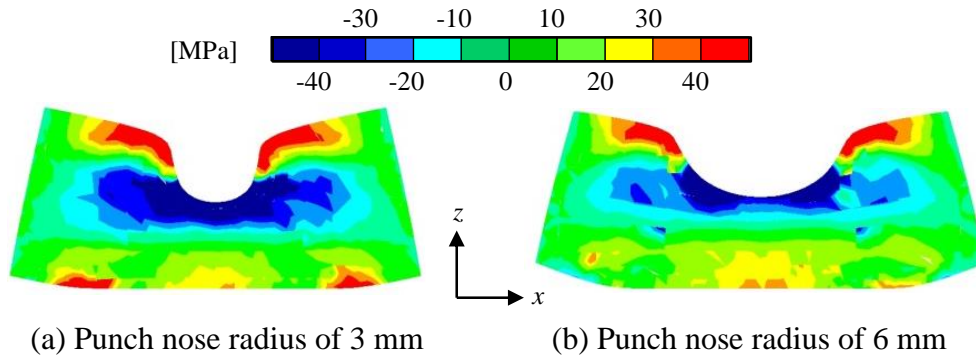


Fig. 2-22 Distribution of σ_x in the cross sectional plane of xz on $y = 0$ when billet is formed at compression ratio of 50% (stroke of 10 mm) using cylindrical nose punch with radius of (a) 3 mm and (b) 6 mm, and punch-setting angle of 45°

2. 6. 3 荷重への影響

部分横据込みにおいて、パンチ幅 $t = 8 \text{ mm}$ の円頭パンチを用いて、異なるパンチセット角度による圧縮－荷重線図を **Fig. 2-23** に示す。パンチセット角度が 0° が最も低い荷重を示し、パンチセット角度の上昇によって荷重も増加した。また、パンチセット角度 $\theta = 15^\circ, 30^\circ$ の荷重は同じであった。これは、パンチセット角度の上昇によって押込む投影断面積は増加する。しかし、この程度の投影断面積の増加量は、荷重への影響は少なかったと言える。

次に円頭パンチを用いて、パンチセット角度が $\theta = 45^\circ$ における先端の曲率半径が異なるときのストローク荷重線図を **Fig. 2-24** に示す。パンチ先端の曲率が小さい場合、すなわちパンチ幅が小さい R3 のときに、最も低い荷重を示した。パンチ先端の曲率半径が大きくなると、荷重も増加した。

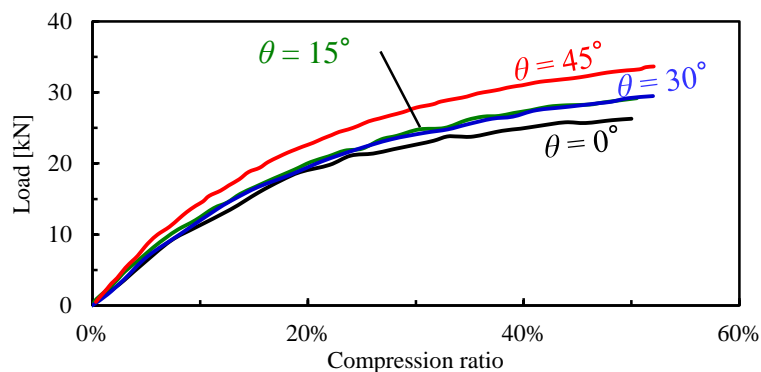


Fig. 2-23 Relationship between compression ratio and loads for different punch-setting angles with punch thickness of 8 mm

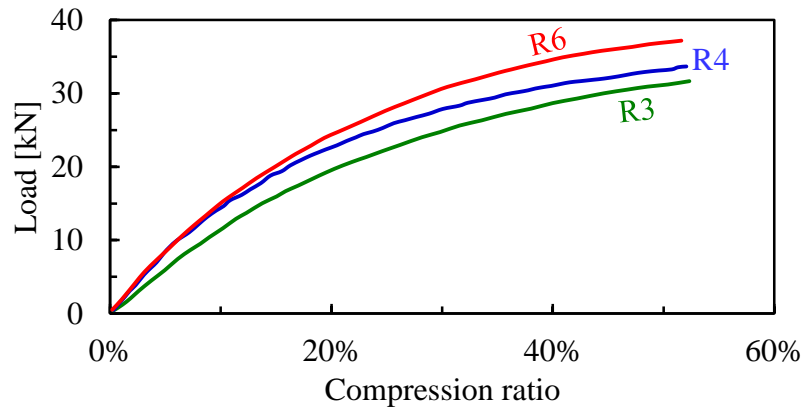


Fig. 2-24 Relationship between compression ratio and loads for different punch nose radius with punch-setting angle of 45°

2.7 結言

丸棒の横据え込みにおいて、その中間部を異なる先端形状および曲率半径のパンチで圧縮し、元の丸棒の軸を大きくずらすことができる条件を見つけた。以下に具体例も示し、結果をまとめる。

- 1) 平頭パンチを用いると、アンダーカットが助長され、凹みの上縁の幅が底近くの幅よりも小さくなった。これは、変形を通じて材料の変形領域がパンチに近い付近だけに限られることに起因する。一方、円頭パンチを用いるとアンダーカットは抑制された。このときは材料の広い領域において、上下に圧縮と左右に伸長が生じた。
- 2) 所定のパンチ押込みストロークで、ビレット上側の伸長変形からビレット下側の伸長変形が優勢に転じた。これは、パンチ先端半径が大きくなるほど、小さなストロークで起きることが実験と FEM で確認できた。
- 3) 平頭パンチを用いる時には、材料の変形が圧縮付近に限られ、同時に、少しの押込みでビレット全体が反ることも重なってアンダーカットが進むと考えられた。円頭パンチを用いる時には、長手方向へ広く材料が伸長し、同時にビレット全体が反るのも遅れるため、アンダーカットは抑制されると考えられた。
- 4) パンチセット角度 $\theta = 0^\circ$ で圧縮すると、パンチ直下に高い引張応力が発生する。しかし、パンチセット角度を $\theta > 0^\circ$ とすると、パンチ直下の引張応力は、減少する。これは、パンチセット角度 θ を与えることで x 応力と y 応力に分散されることによって σ_x の引張応力が減少する事によると考えられた。
- 5) パンチセット角度 θ が増加すると、丸棒の左軸と右軸のシフト率も増加する。例えば R4 の円頭パンチでパンチセット角度 θ が 0° では、シフトしなかった。しかしパンチセット角度が 45° になると 50% 圧縮でシフト率 S_R は、0.3 に達した。
- 6) パンチセット角度 θ が 45° のとき、パンチ先端曲率半径 R が増加すると、シフト率も増加する。例えば R6 の円頭パンチで 50% 圧縮すると、シフト率 S_R は、0.36 に達した。

第3章 非軸対称据込み

3.1 緒言

鍛造では、熱間、温間、冷間鍛造に関わらず異なる鍛造工程を経て複雑な部品形状へ成形する事が多い。それらの工程の中で比較的初期工程に用いられ、多くの部品成形工程で行われているのが、据込みである。据込みを大きく分類すると、開放型と密閉型（半密閉型含む）に分ける事ができる。開放型とは必要最小限の金型で材料をあまり拘束せずに行われる鍛造加工である。最も多いのは、平行で平らな上下の金型のみを用いた自由鍛造である。そのため摩擦や拘束の影響が小さく低い荷重で成形する点が、密閉型より有利である。この自由鍛造は、切断し易い細径の材料を製品系に近づけるため太くする目的で軸対称品の成形に多く用いられ、非対称品の成形には不向きである。それに対し密閉や半密閉型では求められた部品形状によって金型表面に複雑な形状を切削などで彫り込み、さらに側面などには金型や治工具など多くの高精度な金型で拘束条件を付与することができるため、高い形状制御性を有しており、非軸対称で複雑な部品も成形可能である。しかしながら、摩擦面の増加や材料内部の静水圧が高まるため、高い荷重が求められる。そのためプレス機械や成形工程などに十分な知識が無ければ、これら複雑な機構を制御することは困難である。これら丸棒の軸方向圧縮については、多くの研究^{21)~52)}が行われてきた。それらの多くは、圧縮試験による材料評価試験方法の提案や、加工限界における割れなどである。これらの研究は、圧縮後の材料が等方的に変形させることを前提にしている。そのため、単純な圧縮による非対称形状への成形工法アイデアや可能性については全く議論されていない。

本章では、新しい据込み工法を提案するために、丸棒の軸方向の据込みにおける上下工具の表面粗さや上工具の形状が試験片に及ぼす影響を実験的に検討した。製品ニーズとしては、例えば、**Fig. 3-1**に非対称形状をした部品などが挙げられる。これは自動車の足回りで、キャンバー角を調整するための部品である。丸棒の中心軸に対してフランジ部の中心が芯ずれしているため、非対称に圧縮することが求められている。従来では、このような芯ずれした形状は、フランジ部を大きく広げた後にトリム工程において不要な部分を打ち抜いて得ることが通例である。この工程における材料効率は高いとは言えない。そこで、工程や拘束用の型を増やさずにできるだけ単純な据込みによる非対称形状への成形が望まれている。

この章では、3.2 と 3.3 節において側面拘束圧縮（従来工法）の特徴と課題を抽出

する。この工法は、経験に基づいて行われてきたため、特に研究対象として系統的に整理されてはいないからである。側面拘束型を用いた場合と同じような非軸対称品を、拘束型無しで実現するアイデアとして、型の表面粗さと上型の形状が材料流動を特定の方向に制約する可能性を 3.4 と 3.5 節において明らかにする。その結果、側面拘束型なしでも、単純な据込みで非軸対称品を鍛造できることを示す。その際に圧縮率が高くなると通常の平行平板な据込みとは違って、材料が破断しやすくなる減少が見られた。これは実用上無視できないことであるから、3.6 節において非軸対称成形における延性破壊について検討する。3.7 節では、3.5 節のくさび形状工具や円筒工具で据込まれた材料の厚さ分布を利用して、これまで以上に一方向に材料を容易に流動させ、さらに非軸対称性を高めた成形品を得られることを示す。上下が平面な工具でその表面を平面研削盤にて研削仕上げをすると、その表面には研削による筋目が残る。その工具を用いて据込むと研削の筋目方向へ材料流動し易いことは、一般的に鍛造現場では知られている。しかし、それらを実験的に示した研究は、無い。

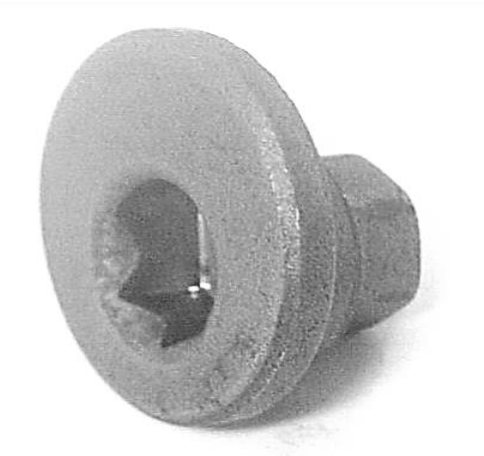


Fig. 3-1 非対称形状部品

3.2 側面拘束圧縮実験概要

この節では、従来から行われている側面拘束圧縮において確実に非軸対称品を鍛造することを再現する。経験的に実用されているが、詳しい報告がないため、この方法の特徴や課題を抽出することで、無理の少ない工法を考案する上で参考にする。

3.2.1 実験方法

軸方向の据込み実験に用いた4柱油圧式簡易プレスを図3-2に示す。実験では、上下工具の間に試験片を置き、据込んだ。上工具背面のロードセルにて荷重を計測し、圧縮速度は1.0 mm/sである。

本章における軸方向の据込みでは、ビレットを非対称に成形するため、y方向の両側面を圧入したダイスにより拘束した側面拘束圧縮を行った。この実験方法を図3-3に示す。

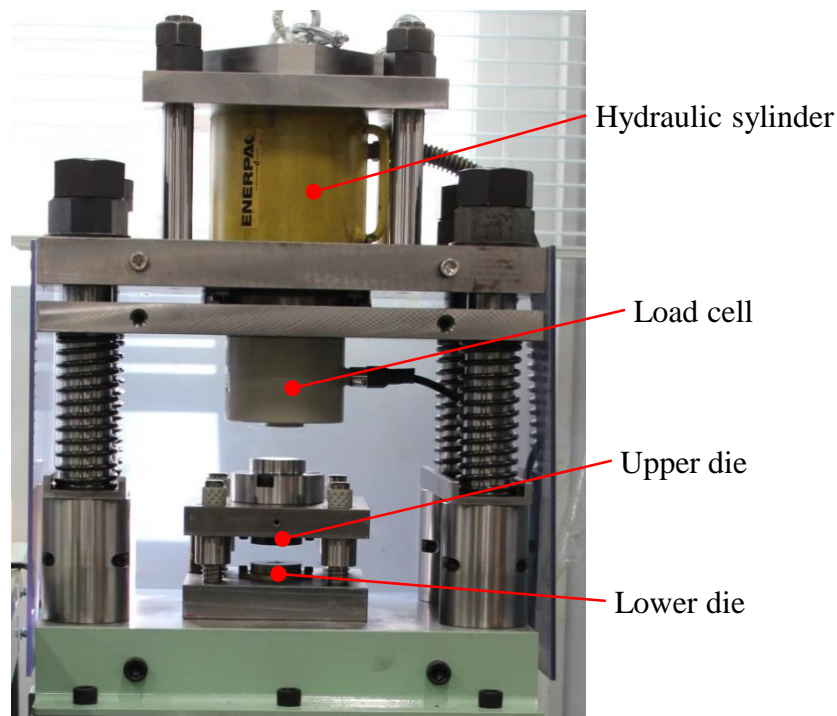


Fig. 3-2 Diagram of hydraulic press

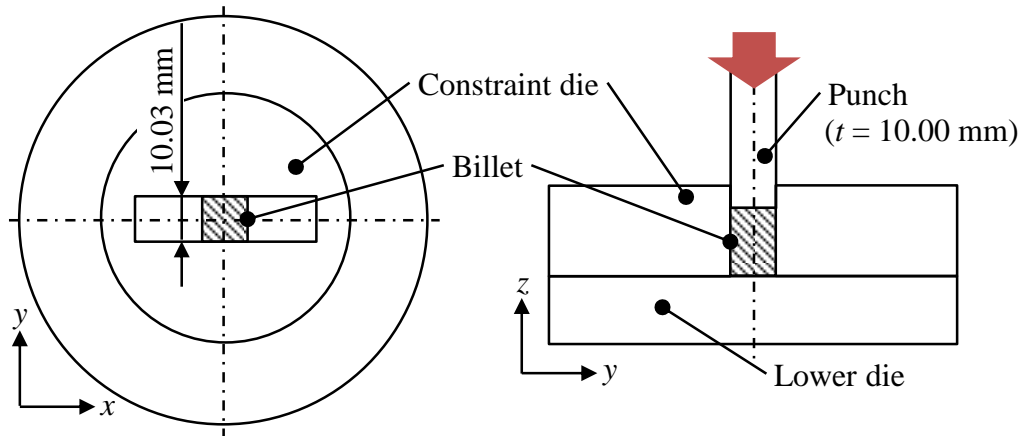


Fig. 3-3 Diagram of compression test of side constraint

3.2.2 試験片および実験条件

試験片は、SS400 の焼きなまし材を用い、角柱と円柱の 2 種類を用いた。角柱は、板材からワイヤーカットで切出し、一辺が 10 mm の正方形で、高さ 15 mm とした。Fig. 3-4 は、板材からの切出し向きを示す。このように切出した角柱は、圧縮試験を行い、材料の異方性を確認した。Table 3-1 は、圧縮試験より算出した Hill の二次降伏条件式(1948)の異方性係数を示す⁵³⁾。この角柱は、おおむね $F : G : H : L : M : N \doteq 1 : 1 : 1 : 3 : 3 : 3$ と見れば、今回の実験における圧縮方向への影響は小さいと言える。この角柱は、降伏点 $Y_0 = 340$ [MPa] ($0 < \varepsilon < 0.024$)，降伏応力は $Y = 770\varepsilon^{0.22}$ [MPa] ($0.024 \leq \varepsilon$) で近似できた。Fig. 3-5 は、角柱ビレットの塑性曲線を示す。

次に円柱ビレットは、初期直径 $D_0 = 10$ mm で初期高さ $H_0 = 15$ mm である。この試験片の塑性曲線を Fig. 3-6 に示す。この円柱ビレットの降伏点 $Y_0 = 310$ MPa ($0 < \varepsilon < 0.033$) で降伏応力は、 $Y = 704\varepsilon^{0.24}$ [MPa] ($0.033 \leq \varepsilon$) で近似できた。本実験における圧縮方向は、角柱、円柱共に高さ 15 mm 方向とした。

潤滑剤は、牛脂と黒鉛（牛脂 75%，黒鉛 25%）の混合剤と VG2（鉱物油）を用いた。さらに工具表面及び試験片表面をアセトンにより脱脂した無潤滑による実験も行った。

圧縮率は、30%，40%，50%，60%，70%とした。

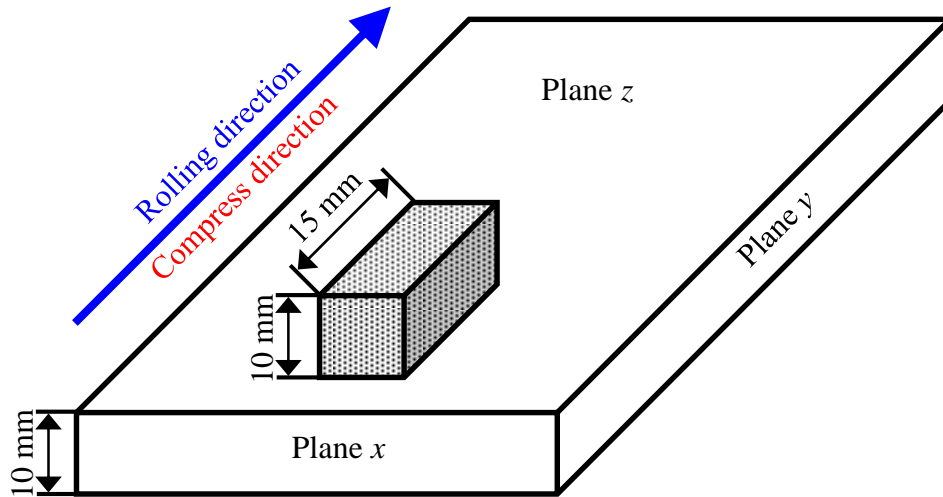


Fig. 3-4 Rectangular billet cut plate of SS400

Table 3-1 Plastic anisotropy coefficient

F	G	H	L	M	N
1.003	1.015	0.985	3.614	3.548	2.946

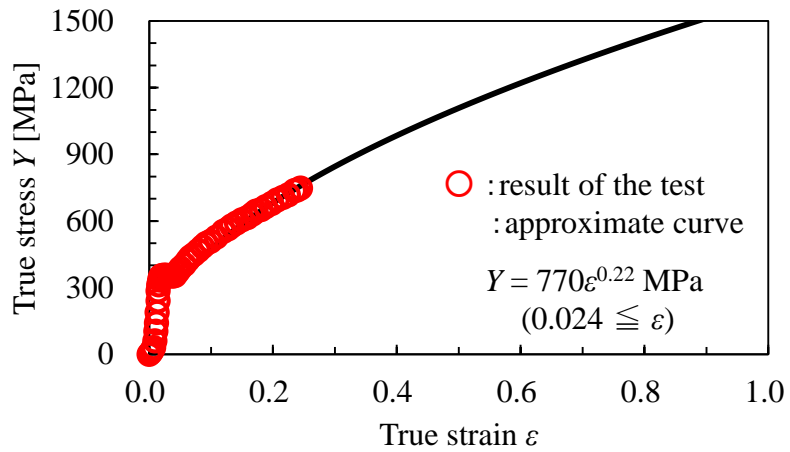


Fig. 3-5 Stress-strain curve of rectangular billet

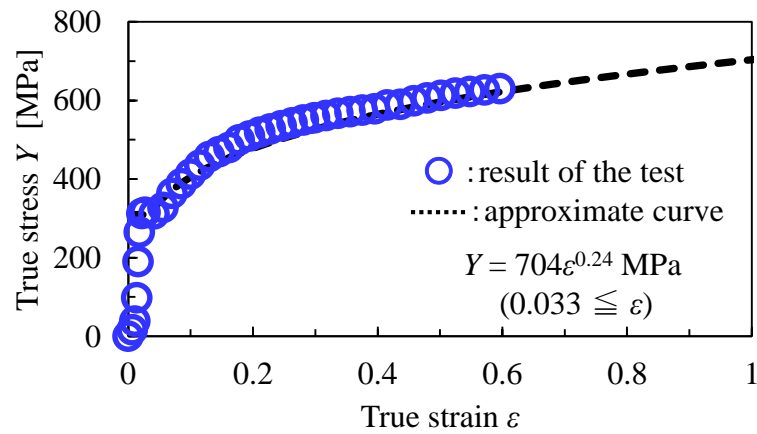


Fig. 3-6 Stress-strain curve of cylindrical billet

3.2.3 実験工具概要

工具の材質は、SKD11で焼入れ焼戻し処理を行い、硬さを60HRCとした。**Fig. 3-7**は、パンチ形状を示す。パンチ幅10.0 mmで、先端が平坦なパンチである。先端は、ミガキにより表面粗さ0.2 μm Rzとした。**Fig. 3-8**は、側面拘束に用いた圧入ダイスを示す。圧入ダイスは、外側のケースをSKD61 (HRC46)を用い、圧入締め代0.3%でニブ (SKD11) を圧入した。拘束幅は、パンチよりもわずかに広い10.03 mmとした。この拘束幅の内面は、ワイヤーカット加工後に、ミガキにより表面粗さ0.2 μm Rzにラップした。

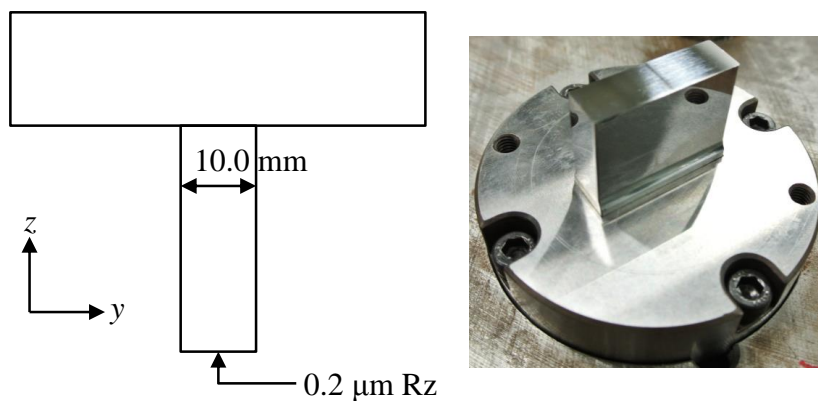


Fig. 3-7 Shape of punch for constraint compression

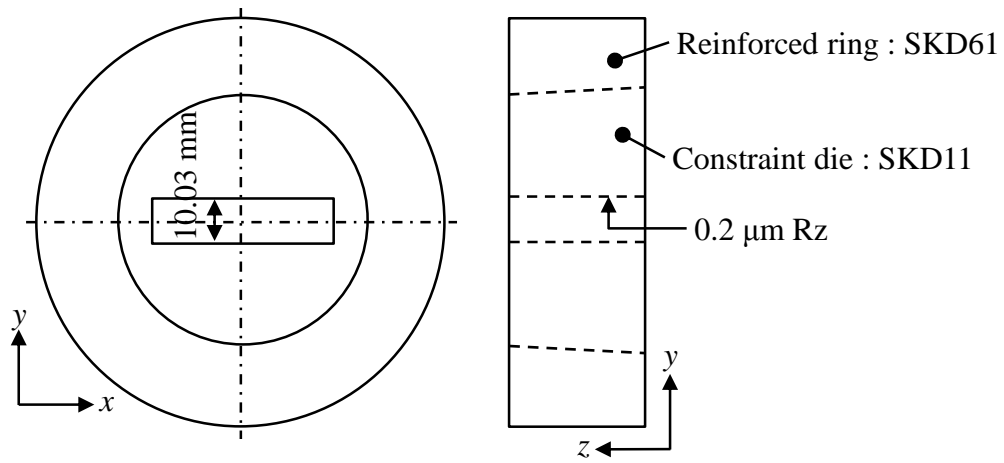


Fig. 3-8 Shape of lower die for constraint compression

3.3 側面拘束圧縮による実験結果

3.3.1 角柱材の圧縮による材料流動への影響

y方向変位（側面）拘束圧縮では、パンチおよび下ダイスが試験片と接触する面には、牛脂と黒鉛の混合剤を十分に塗布した。試験片には角柱材を用い、実験前に上下面へ、1mm 間隔で格子状にけがいた。初めに角柱材を用いて自由鍛造した。このとき試験片表面に格子状に一辺（10 mm）が4等分になるようにけがいた。上下面には、牛脂と黒鉛の混合剤を塗布し圧縮した。Fig. 3-9 は、60%圧縮後の試験片を示す。圧縮前の縦辺および横辺の長さは、2.5 mm であったのに対し、圧縮後の縦辺および横辺の長さは、3.51~3.57 mm となり、均一に変形しており格子の直交も保たれている。このように自由鍛造では、圧縮面の摩擦で弱い拘束はあるが、理想的に表面が均一変形していると言える。

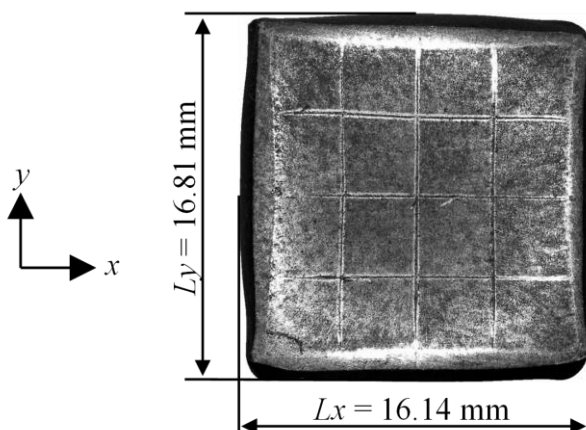


Fig. 3-9 Rectangular billet after free forging at compression ratio of 60%

次に y 方向の変位を拘束した側面拘束圧縮をした。Fig. 3-10 は、z 方向（高さ 15 mm 方向）に圧縮した試験片を示す。Fig. 3-10(a) は、30%圧縮、Fig. 3-10(b) は、40%圧縮、Fig. 3-10(c) は、50%圧縮、Fig. 3-10(d) は、60%圧縮した試験片を示す。これら試験片表面にけがいた格子の各辺の長さをみると、はっきりと x 方向に伸びている。このため、y 方向への拡がりには抑制されたと言える。そして試験片表面の格子の拡がり、中央付近の伸びが大きい。また左右の端近くの x 方向への伸びは少ない。このことから、側面拘束圧縮における格子の拡がり、均一ではないことが分かる。

次に圧縮前後の格子の変化から算出した試験片中心線上のひずみ分布を Fig. 3-11 に示す。このグラフには、自由鍛造した結果も併せて示す。自由鍛造では、 ϵ_x , ϵ_y

供に均一な分布を示した。一方，側面拘束圧縮では， $\epsilon_y = 0.01 \sim 0.04$ 程度であり十分に小さいことから，便宜上 $\epsilon_y \cong 0$ と見なす。そのため体積一定則から $\epsilon_x = \epsilon_z$ とできる。40%圧縮した z 方向の平均ひずみ $\epsilon_z = \ln(6.16 / 9.99) = -0.484$ であり，中心付近ではその値より高く，端部付近では低くなる。50%圧縮した z 方向の平均ひずみ $\epsilon_z = \ln(5.14/10.00) = -0.665$ であり，中心付近ではこの値より低い。そして最も高いひずみを示したのは，中心から 4.03 mm 離れた点で $\epsilon_x = -0.871$ であった。そこから端部に向かってひずみは，減少していく。60%圧縮でも同様の傾向を示しており， z 方向の平均ひずみ $= \ln(4.13/10.00) = -0.884$ であるのに対し，中心から 5.43 mm 離れた点で $\epsilon_x = -1.06$ となった。この結果から試験片の中心部は，デッドメタルによって動きにくいためひずみは低くなる。そして中心から少し離れた付近で大きな伸びとなることで，試験片表面は，不均一な変形を示した。

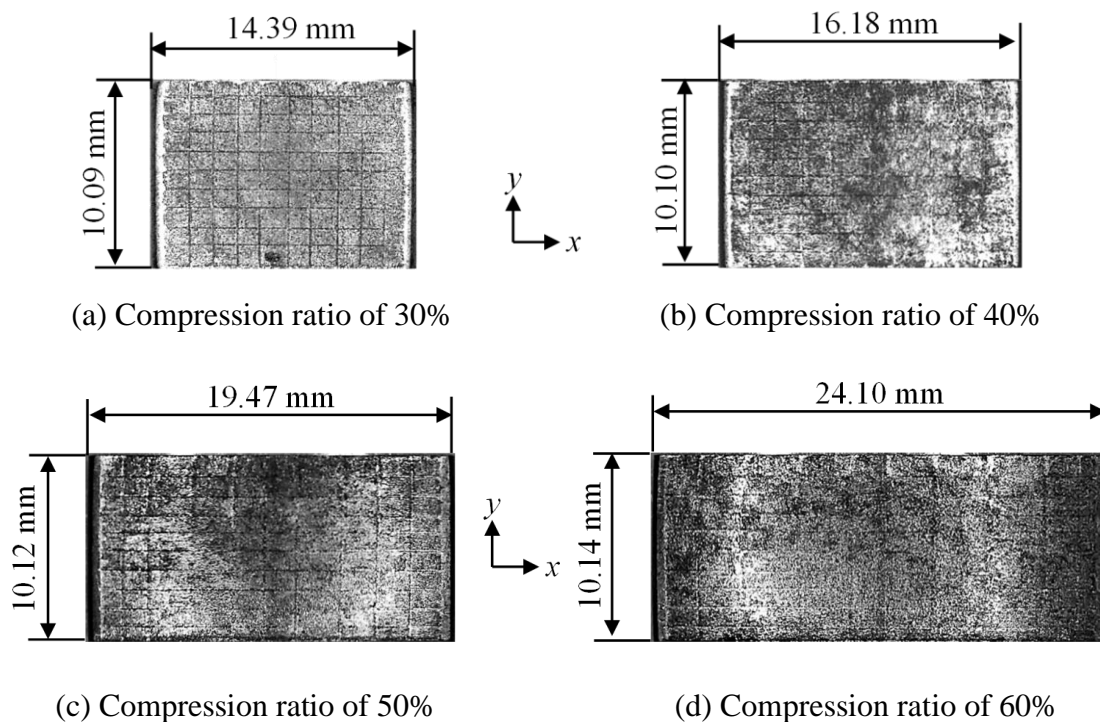


Fig. 3-10 Rectangular billet after constraint compression

Fig. 3-12 は，潤滑剤に VG2 を用い， **Fig. 3-13** は，無潤滑条件下における試験片表面のひずみ分布を示す。これら異なる潤滑条件において，伸び量に違いはあるがひずみ分布の傾向は，牛脂と黒鉛の混合剤を用いたときと同じであった。

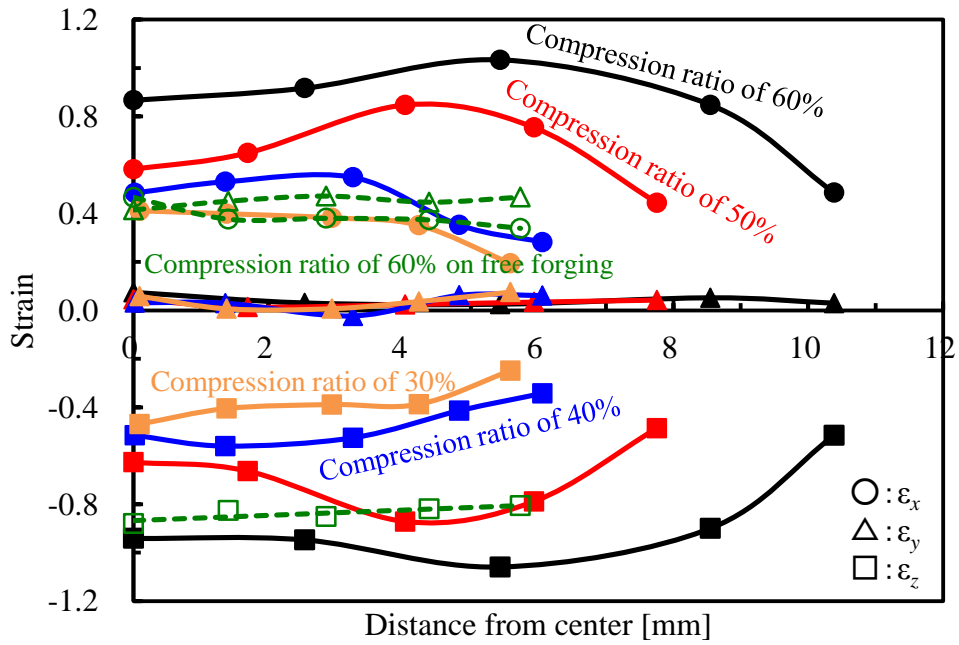


Fig. 3-11 Distribution of strain at upper side by using beef fat and graphite

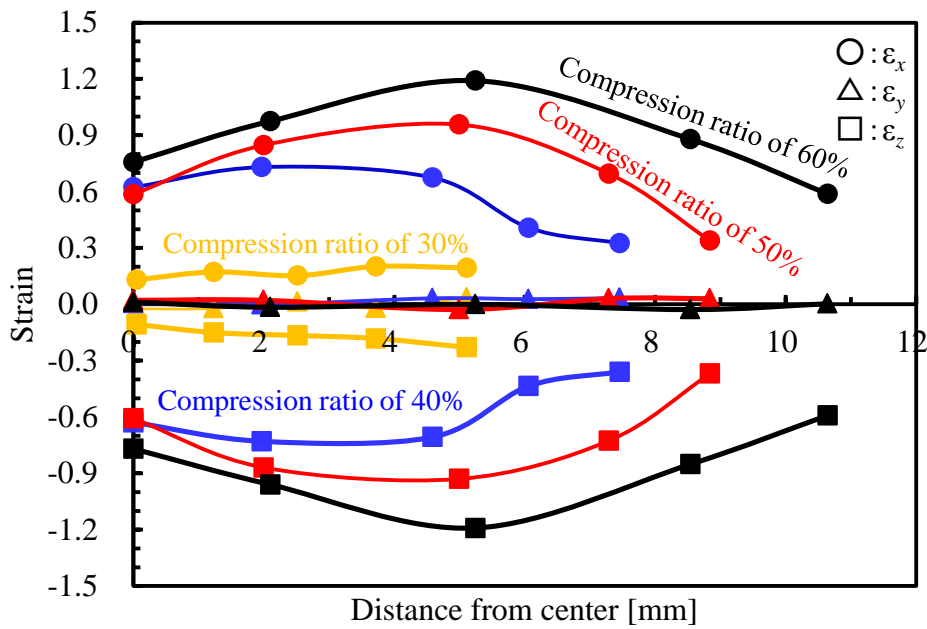


Fig. 3-12 Distribution of strain at upper side by using VG2

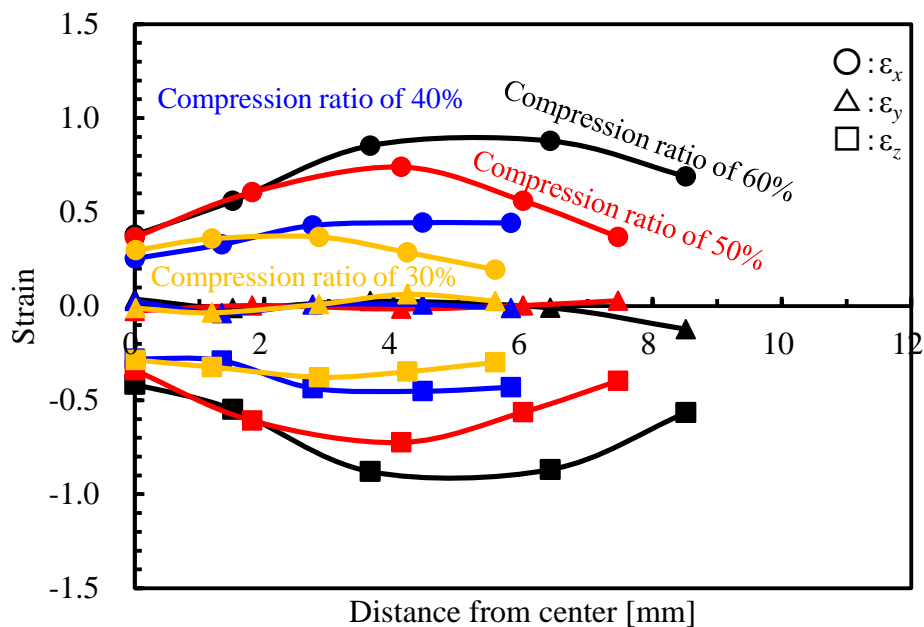


Fig. 3-13 Distribution of strain at upper side by non-lubricate

側面拘束圧縮における試験片表面のひずみ分布が不均一となった点について Fig. 3-14 に試験片の中心線 ($y = 0$) 断面上の x 方向速度 v_x 分布を示す. FEM 解析より求めた. 解析には, simufact.forming version 12.0 を用いた. 材料の降伏応力は, 圧縮試験の結果を参考に $Y = 770\epsilon^{0.22}$ [MPa] を用いた. パンチ圧縮速度は 1.0 [mm/s], 要素数は約 10000 個, 工具と材料の間のクーロン摩擦係数は $\mu = 0.05$ とした. 自由圧縮では, v_x は, 端部に向かい線形に増加している. これは, 均一変形を意味している. 側面拘束圧縮では, 20% 圧縮までは, 線形である. しかし 40%, 50% 圧縮においては, 中心付近は線形であるが, 端部では速度一定となっている. つまり端部付近に描いた格子間隔の差は拡がらない. また 60% 圧縮になると中心から 5 mm までは自由圧縮の v_x より小さい. 中心から 5~8mm 間で v_x は急激に増加し, 端部近くでは, 場所による v_x の差が小さく, 格子間隔の差が拡がらないと言える. このように平面ひずみ圧縮における試験片表面に及ぼす変形量は, 均一ではない.

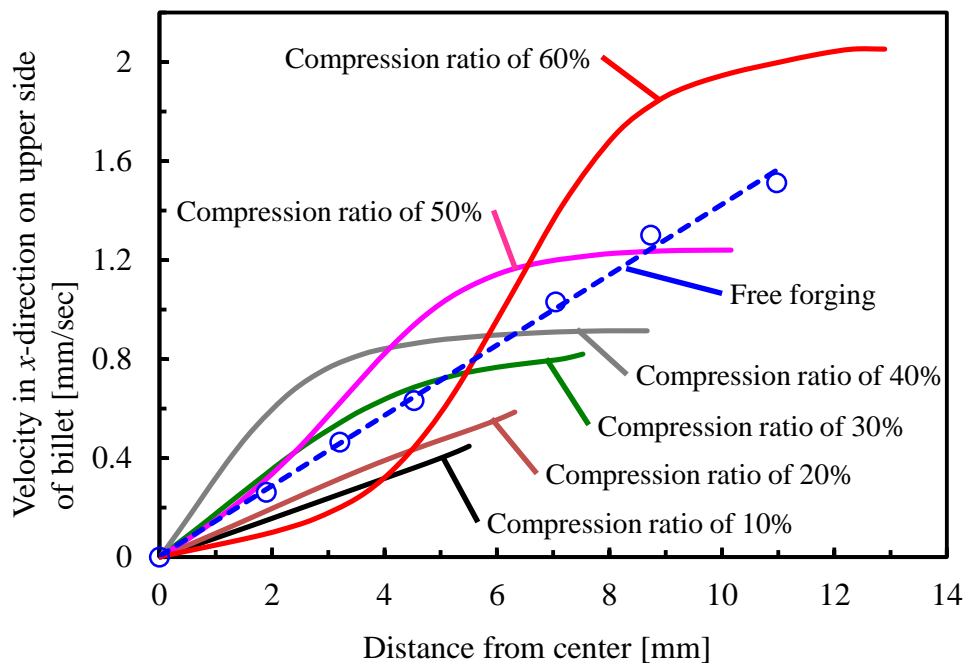


Fig. 3-14 Distribution of velocity in x -direction on upper side of billet

側面拘束圧縮における材料流動比 L_x / L_y は、牛脂と黒鉛の混合剤では、 $L_x / L_y = 24.10 / 10.14 = 2.38$ 、VG2 では、 $L_x / L_y = 24.49 / 10.17 = 2.41$ 、無潤滑では、 $L_x / L_y = 22.25 / 10.19 = 2.18$ となった。 **Fig. 3-15** は、側面拘束圧縮による圧縮率—平均面圧線図を示す。側面拘束圧縮による 60% 圧縮での最大荷重は、牛脂と黒鉛で 226 [kN]、VG2 で 285 [kN]、無潤滑で 336 [kN] を示した。このように工具と試験片間の摩擦抵抗の上昇により荷重は、高くなった。そこで側面拘束圧縮によってパンチと拘束面との間に生じたばりの大きさを **Fig. 3-16** に示す。圧縮率増加と共にバリも高くなっている。さらに無潤滑では、50% 圧縮以上で急激にばりが大きくなった。これは摩擦が高くなることで高い荷重となり、パンチと拘束面とのクリアランスが広がるためと考えられる。このような側面拘束圧縮におけるばりの発生は、パンチとダイスのクリアランスや工具の弾性変形などによって発生すると考えられることから、ばりを無くすことは、非常に困難である。

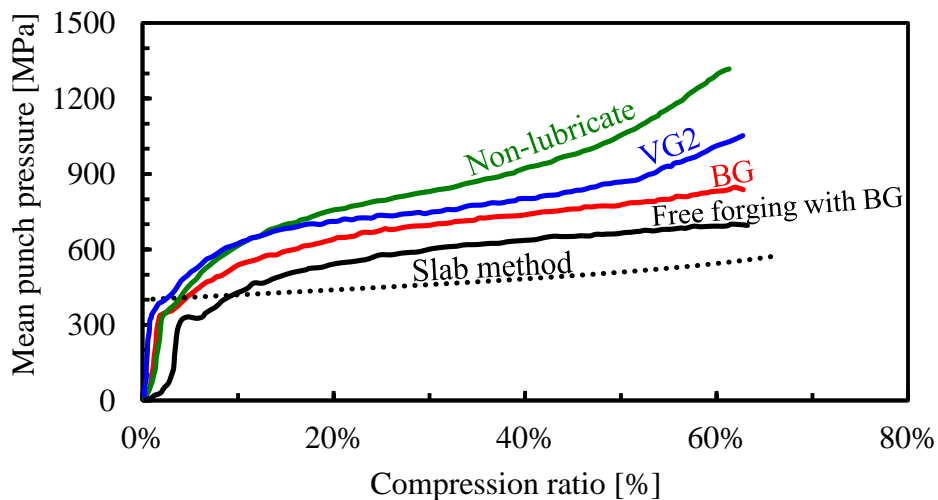


Fig. 3-15 Compression ratio – mean punch pressure curve on constraint compression

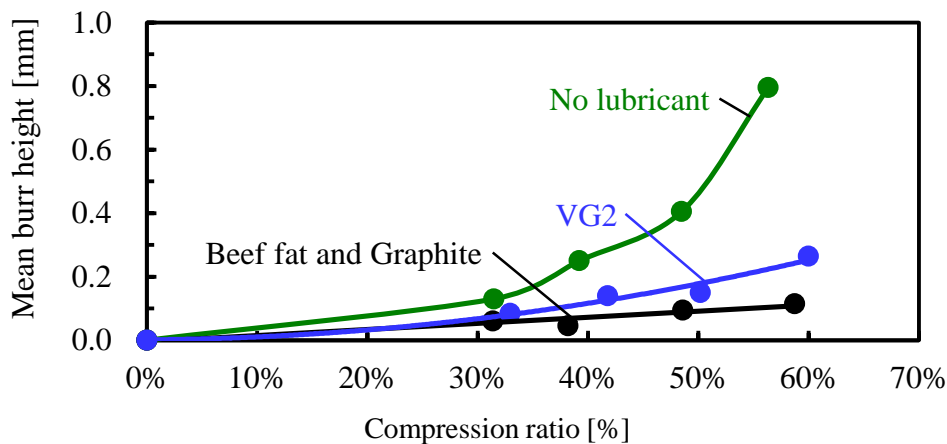


Fig. 3-16 Relationship of compression ratio and burrs height

3.3.2 円柱材の側面拘束圧縮による材料流動への影響

圧縮前に試験片上下端面に 1 mm 間隔の格子をけがいた。潤滑剤は、牛脂と黒鉛の混合剤を用いた。Fig. 3-17 は、側面拘束圧縮した代表的な試験片を示す。Fig. 3-17(a) は、40%圧縮、Fig. 3-17(b) は、70%圧縮した試験片を示す。圧縮前にけがいた格子の間隔は、角柱材と同様に中央付近の伸びが大きく、端部付近の伸びは小さい。

Fig. 3-18 は、円柱材上面 ($y = 0$) 上のひずみ分布を示し、圧縮率は 40, 50, 60, 70% である。円柱材におけるひずみ分布では、40%圧縮の z 方向平均ひずみ $= \ln(8.73 / 15.032) = -0.543$ であり自由圧縮の場合は $\epsilon_x = \epsilon_y = 0.272$ となる。側面拘束圧縮した試験片の中心で $\epsilon_x = 0.529$ となりわずかに摩擦抵抗はあるがほぼ平面ひずみ圧縮と言える。しかし端部に向かうほど、ひずみは減少し拘束されていない円弧状の端部では ϵ_x

= 0.154 となった. 70%圧縮の z 方向平均ひずみ = $\ln(4.65 / 15.05) = -1.175$ であり自由鍛造であったときには, $\epsilon_x = \epsilon_y = 0.587$ となる. 側面拘束圧縮した試験片の中心で $\epsilon_x = 1.284$ であり, 自由鍛造よりも高い値を示した. また端部では $\epsilon_x = 0.268$ であり, これは自由鍛造よりも低いひずみを示した. このように円柱材では, 拘束の影響を受けていない範囲において自由鍛造のひずみよりも小さくなり, その領域では, ϵ_y も大きくなっていく. そして角柱材と円柱材の側面拘束圧縮実験結果から, このような加工法では, 拘束ダイスの弾性変形によってパンチと拘束面とのクリアランスが広がり, その隙間にバリが発生することによって高い荷重となる事が問題となる.

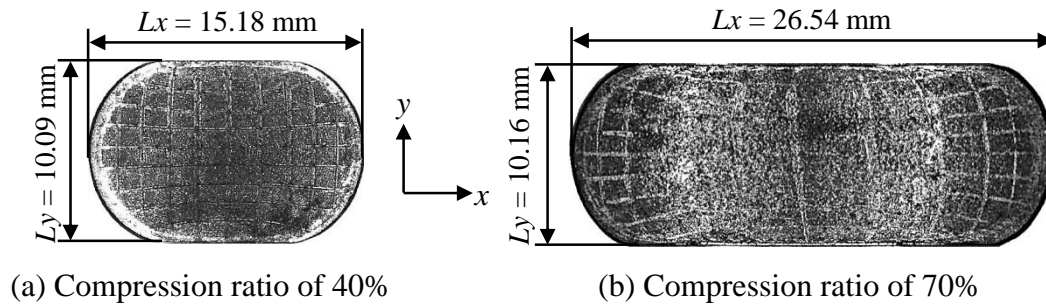


Fig. 3-17 Typical cylinder billet after constraint compression

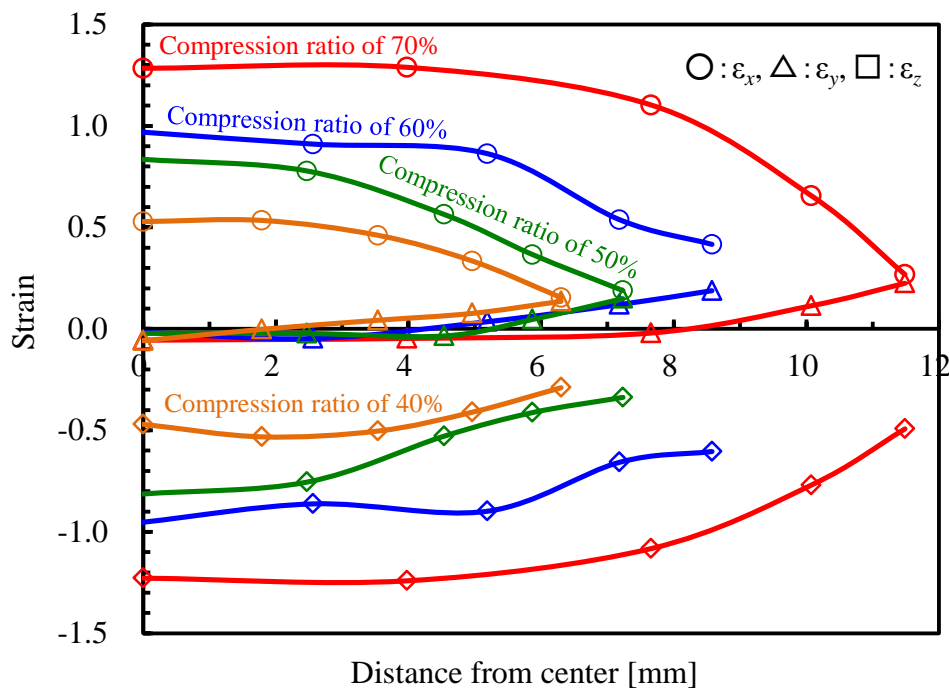


Fig. 3-18 Distribution of strain at upper side by using beef fat and graphite

3.4 据込み実験概要

3.4.1 実験方法

本実験では、**Fig. 3-2** に示した 4 柱油圧式簡易プレスを使用し、上下工具の間に試験片を置き、据え込んだ。上工具背面のロードセルにて荷重を計測し、圧縮速度は 1.0 mm/s である。**Fig. 3-19** は、据込み実験概要図を示す。

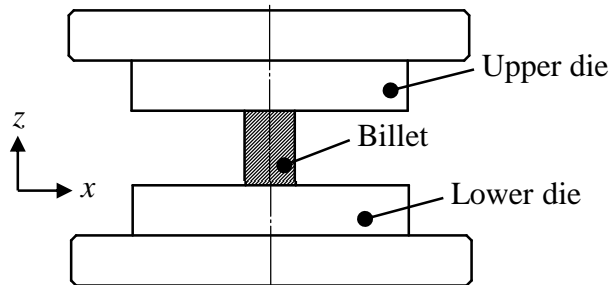


Fig. 3-19 Method of simple compression test

3.4.2 試験片及び実験条件

試験片は、SS400 の焼きなまし材を用いた。ビレットは、直径 $D_0 = 10 \text{ mm}$ で高さ $H_0 = 15 \text{ mm}$ である。この材料は、圧縮試験により降伏点 $Y_0 = 310 \text{ [MPa]}$ ($0 < \varepsilon < 0.033$) で降伏応力は、 $Y = 704\varepsilon^{0.24} \text{ [MPa]}$ ($0.033 \leq \varepsilon$) で近似できた。この材料の塑性曲線は、**Fig. 3-6** に示した円柱材と同じである。本実験における圧縮方向は、高さ 15 mm 方向である。

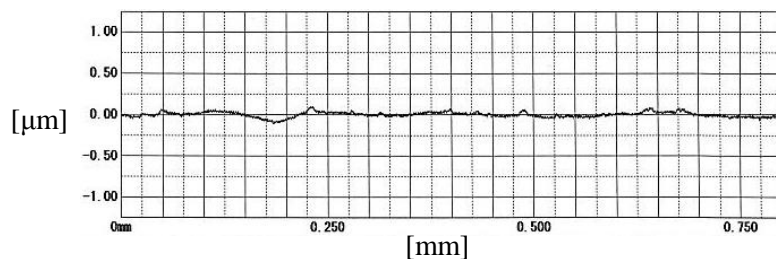
潤滑条件は、3 つの異なる条件とした。潤滑剤は、2 種類を用いた。それは、牛脂と黒鉛（牛脂 75%，黒鉛 25%）の混合剤と VG2（鉱物油）である。さらに工具及び試験片表面をアセトンにより脱脂した無潤滑による実験も行った。

圧縮率は、30%，40%，50%，60%，70%とした。

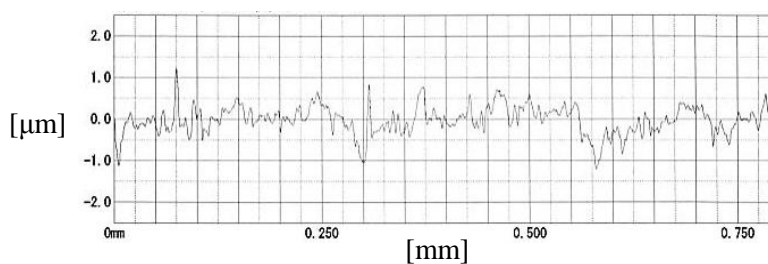
3.4.3 実験工具概要

工具の材質は、SKD11 で焼入れ焼戻し処理を行い、硬さを 59HRC とした。本実験では、上下共に平面な工具を用いた実験と上工具のみ凸面形状となる工具を用いた。下工具は、どちらの実験においても平面な工具を用いた。上下共に平面工具による圧縮では、表面粗さの異なる 3 種類の工具を用いた。**Fig. 3-20** は、平面な工具の表面粗さを示す。**Fig. 3-20(a)** は、表面をラップ加工したラップ工具で、表面粗さが $0.2\mu\text{m Rz}$ である。次に粗さの異なる研削砥石を用いて表面を平面研削加工し、 x 方

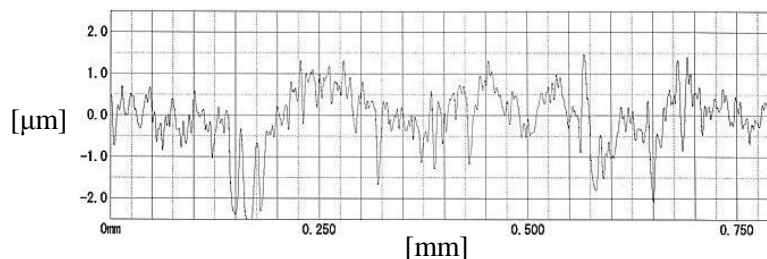
向に微細な筋目を付けた。これらは、細目研削工具と、荒目研削工具の二つを用いた。表面粗さは、**Fig. 3-20(b)** と **Fig. 3-20(c)** に示し、それぞれ $1.9 \mu\text{m Rz}$ と $2.6 \mu\text{m Rz}$ である。**Fig. 3-21** は、研削後の微細な溝方向を示す。



(a) Lapped



(b) Fine grinding



(c) Coarse grinding

Fig. 3-20 Measurement result of surface roughness of plane die

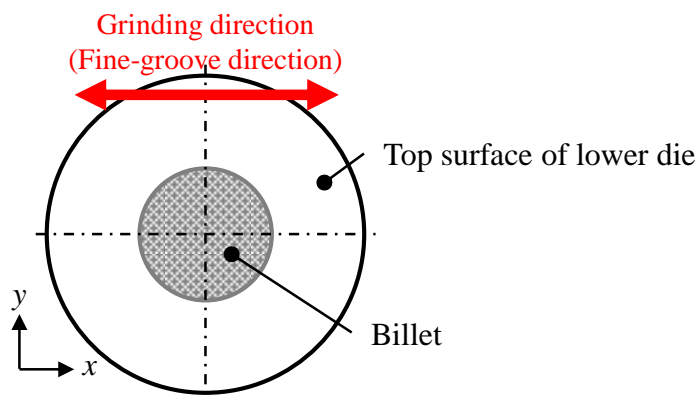
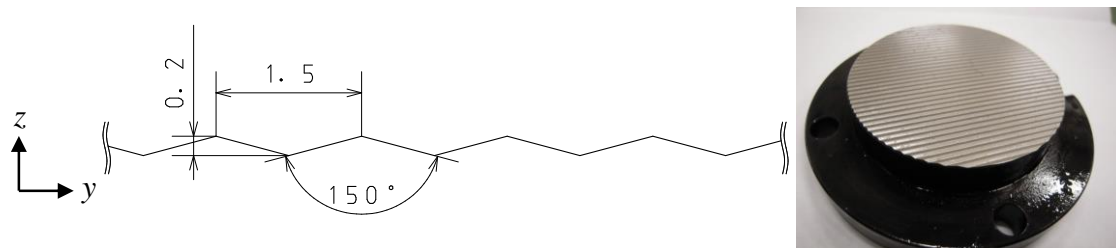
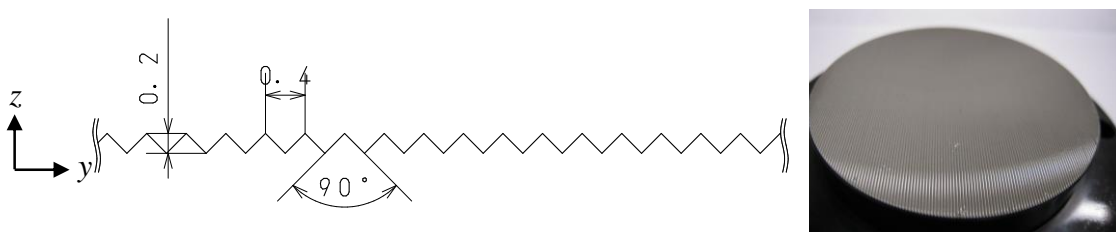


Fig. 3-21 Fine-groove direction of grinding die

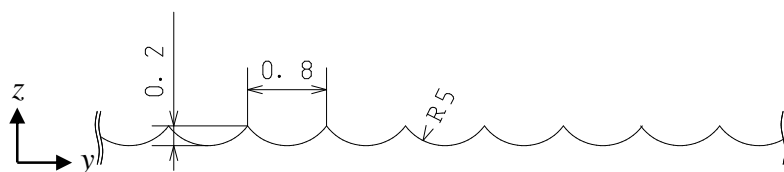
次に表面が凹凸となる山谷形状は、研削目を模式的に単純化して拡大し、異なる3種類の形状工具を用いた。 **Fig. 3-22** は、実験に用いた山谷形状工具を示す。 **Fig. 3-22(a)** は、山谷の頂角、谷角がともに150度で山の頂点間距離が、1.5 mmの荒目山谷工具を示す。 **Fig. 3-22(b)** は、山谷の頂角、谷角がともに90度で山の頂点間距離が0.4 mmの細目山谷工具を示す。さらに実成形加工における荒地工程などの三次元形状部品の金型表面粗さを仮想し、**Fig. 3-22(c)** は、頂角を他の2つの工具より鋭角にした公称R0.5のR溝工具を示す。このときの頂角は、近似値で81.3度である。この山谷工具の山と谷の深さは、全て0.2 mmとした。



(a) Shape of coarse serration



(b) Shape of fine serration



(c) Shape of radius-groove

Fig. 3-22 Shape of asperities dies

次に上工具がくさび形状となるくさび形状工具を用いた。Fig. 3-23 は、実験の型構成を示す。このうち Fig. 3-23 (a) は上下の圧縮工具で自由に圧縮する据込みを示し、Fig. 3-23 (b) は比較のために行った実験で、材料の一部の y 方向の変位を拘束した側面拘束圧縮を示す。 z 方向に圧縮すれば、材料は x 方向に伸びる。

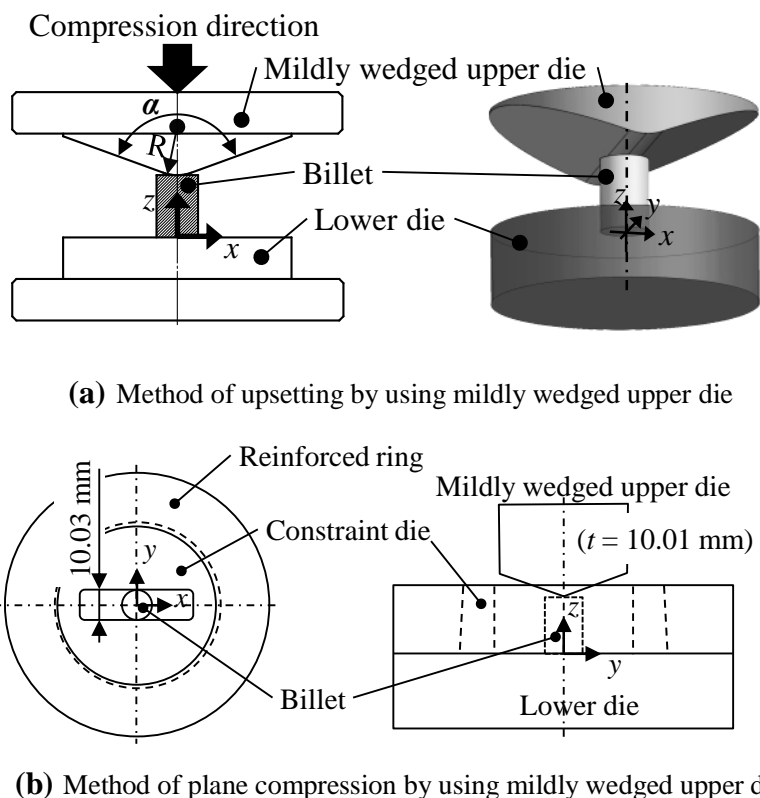


Fig. 1 Schematic illustration of upsetting

次に Fig. 3-24 は、上工具の先端が曲率半径を有した曲率半径工具の詳細を示す。曲率半径 R は、R3, R6, R70 を用いた。R3 のパンチは、パンチ幅がビレット初期直径 D_0 よりも小さい $t = 6 \text{ mm}$ である。R6 のパンチ幅は、 $t = 12 \text{ mm}$ でビレット初期直径 D_0 よりも大きい。そして R70 のパンチ幅は、 $t = 50 \text{ mm}$ とした。これら山谷形状工具から曲率半径工具の形状加工は、放電ワイヤーカット加工機で加工し、その後、微粒子 (3000 番相当) によるショットブラストにより放電層の除去を行った。凸面工具の表面粗さは、 $2.0 \mu\text{m Rz}$ である。そしてくさび形状工具や曲率半径工具は、二次元曲率形状の頂軸を y 軸と平行に型をセットした。

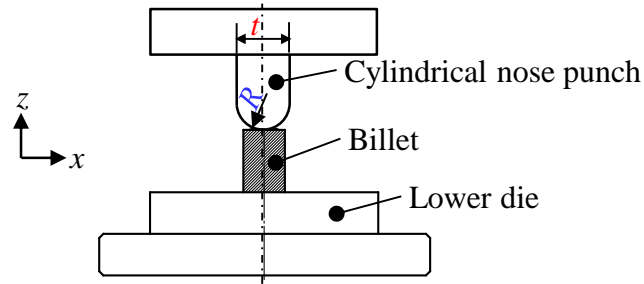


Fig. 3-24 Upsetting by using cylindrical nose punch

3. 4. 4 試験片寸法測定位置と評価方法

Fig. 3-25 は、圧縮実験した試験片の測定位置を示す。x 方向の長さを L_x , y 方向の長さを L_y とする。しかし、圧縮した試験片の側面がバルジ形状となることから、 L_x , L_y を算出するために平均値を用いる。 L_x は、

$$L_x = \frac{\{L_{xt} + L_{xb} + 2(L_{xm})\}}{4} \quad (1)$$

同様に y 軸方向の距離 L_y は、

$$L_y = \frac{\{L_{yt} + L_{yb} + 2(L_{ym})\}}{4} \quad (2)$$

と定義する。

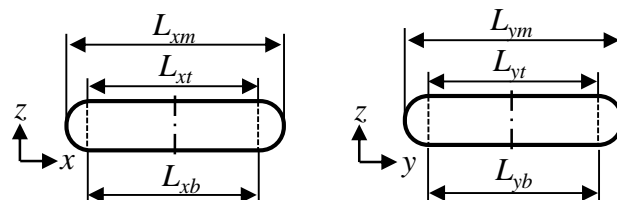
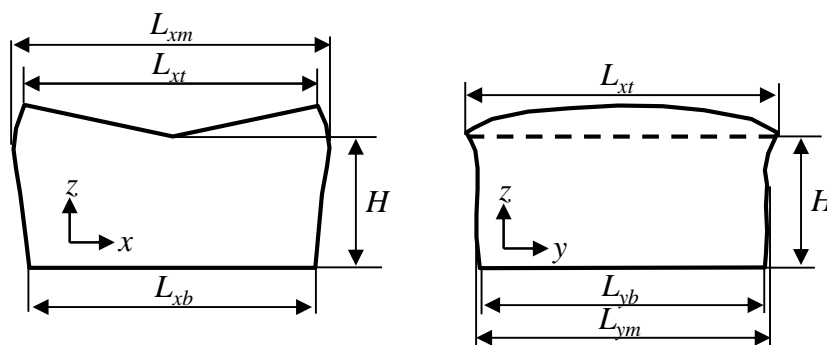


Fig. 3-25 Measurement positions of typical dimension after the test

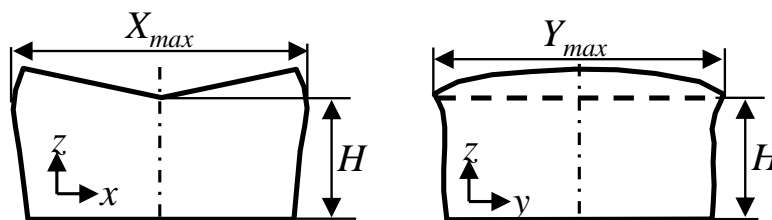
本実験において、非軸対称形状性を評価するため、 L_x と L_y の比を取り、材料流動比 L_x / L_y として検証する。例えば、 $L_x / L_y = 1.00$ の時は、等方的な変形となる。そして $L_x / L_y > 1$ の時には、x 方向への材料流動性が大きいことを示し、 $L_x / L_y < 1$ の場合は、y 方向の材料流動性が大きい事を示している。

次にくさび形状及び曲率半径工具を用いて圧縮すると圧縮した試験片は、Fig. 3-26 に示すような形状となる。これらの工具を用いた圧縮率の算出は、上工具の頂点部

とした。このときの試験片代表寸法測定位置は、Fig. 3-26 (a) に示す。また、実験後の試験片は、測定箇所による差が大きくなることから、各軸方向における最大長さの比較も行った。Fig. 3-26 (b) は、最大長さ測定位置を示す。x 方向の最大長さを X_{max} 、y 方向の最大長さを Y_{max} とする。ここで X_{max} と Y_{max} の比を取り、材料流動比 X_{max} / Y_{max} の値を調べる。つまり、 $X_{max} / Y_{max} = 1.0$ の時は、等方的な変形であり、 $X_{max} / Y_{max} > 1$ の時には、x 方向への材料流動性が大きいことを示し、 $X_{max} / Y_{max} < 1$ の時は、y 方向の材料流動性が大きいことを意味する。また、



(a) Measurement positions of typical dimension after the oval upsetting



(b) Measurement points of billet sizes after test

Fig. 3-26 Measurement points of billet

3.4.5 FEM 解析条件

くさび形状工具を用いた自由鍛造および側面拘束圧縮実験において、材料内部の応力やひずみを見るため、有限要素解析を行った。解析には、simufact.forming version 12.0 を用いた。計算は、三次元解析とし、工具を剛体、被加工材を剛塑性体とした。被加工材の降伏応力は、Fig. 2 の近似式を用いた。圧縮速度は、1.0 mm/s、要素数は 10,822 個、工具と材料の間のクーロン摩擦係数は、リング圧縮試験の結果より $\mu = 0.05$ とした。

延性破壊に関しては，以下の式(3) に示す Cockcroft & Latham の式⁵⁴⁾ を用いた．

$$C_f = \int \frac{\sigma_{max}}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} \quad (3)$$

本報では，この延性破壊条件式における主変数の最大主応力 σ_{max} の分布に基づき延性破壊における考察を加えた．

3.5 据込み実験結果

3.5.1 表面粗さによる材料流動への影響

ここでは、粗さの異なる平面工具を用いて圧縮したときの材料流動性を検討した。使用した工具は、ラップ工具、細目研削工具、荒目研削工具である。潤滑剤には、牛脂と黒鉛の混合剤を用いた。Fig. 3-27 は、70%圧縮した代表的な試験片を示す。Fig. 3-27(a) は、ラップ工具による試験片を示す。Fig. 3-27(b) 及び Fig. 3-27(c) は、それぞれ細目研削工具と荒目研削工具による試験片を示す。これら同じ圧縮率においても、工具表面粗さの違いによって、圧縮後の材料流動比に変化が見られた。

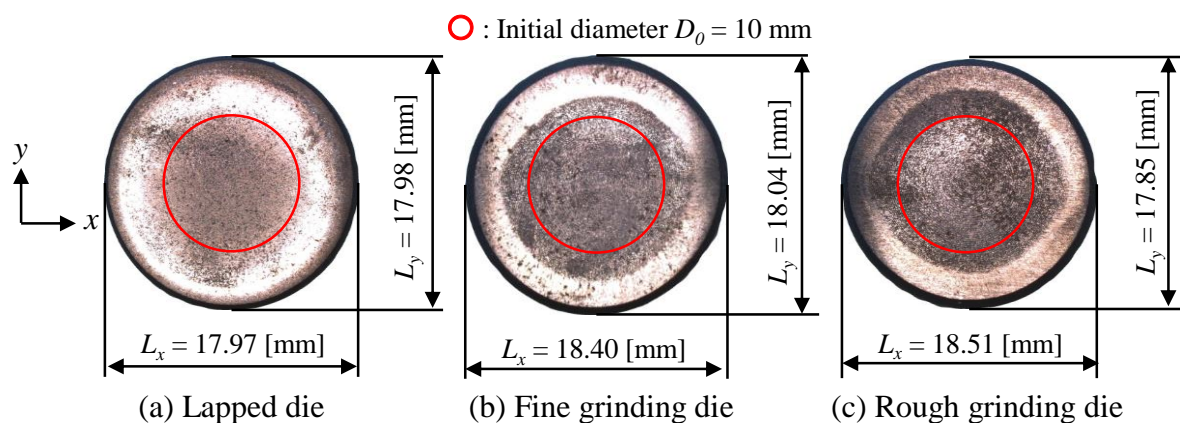


Fig. 3-27 Billets after test with beef fat and graphite by compression ratio of 70%

Fig. 3-28 は、これら平面工具における圧縮率に対する材料流動比を示す。ラップ工具では、30%から70%まで圧縮したときの材料流動比 $L_x/L_y = 0.997 \sim 1.005$ であり、等方的に変形している。これは、表面をラップ仕上げしたミガキによるキズの方が不均一であり、 x 方向と y 方向の摩擦抵抗は、どちらも小さく同じであった。そのため、 x, y 軸方向への材料流動量も同じになった。

次に x 方向へ微細な筋目をつけた細目研削工具では、30%圧縮における材料流動比は $L_x/L_y = 1.005$ であり、この程度の圧縮率では等方的である。しかし、70%圧縮に達すると $L_x/L_y = 1.02$ となり、わずかに研削の筋目 (x) 方向へ伸びた。ここでさらに表面粗さの粗い荒目研削工具を用いると、70%圧縮における材料流動比は、1.04 となり、研削の筋目方向への伸びがさらに拡大した。これらのことから研削した工具を用いて圧縮すると研削の筋目方向へ優先的に材料流動する傾向が表れている。さらに表面粗さの粗い方が材料流動の拡大には、有効であることがわかった。

次に、潤滑条件の違いによる材料流動への影響について検討した。ここでは、先

の実験において材料流動比に差が表れた荒目研削工具を用いた。試験片および工具表面をアセトンで脱脂した無潤滑においては、70%圧縮による材料流動比は、0.999であり等方的な変形を示した。これは、 x 、 y の両方向がどちらも高い摩擦抵抗となり研削程度の筋目では、影響を受けていない。そして潤滑剤に VG2 を用いると、70%圧縮による材料流動比は、 $L_x / L_y = 19.08 / 17.74 = 1.08$ となった。Fig. 3-29 は、荒目研削工具と VG2 を用い、70%圧縮した試験片を示す。これらのことから潤滑剤を用いることは、研削の筋目方向に材料流動が生じやすいことが認められた。そしてこの筋目による材料流動の効果は、筋目方向へ最大でも 10%くらいである。そして圧縮率が 50%以下の時には、表面粗さや潤滑条件に関係なく材料流動比は、1.0 であり、表面粗さ（筋目）による影響は小さいことがわかった。

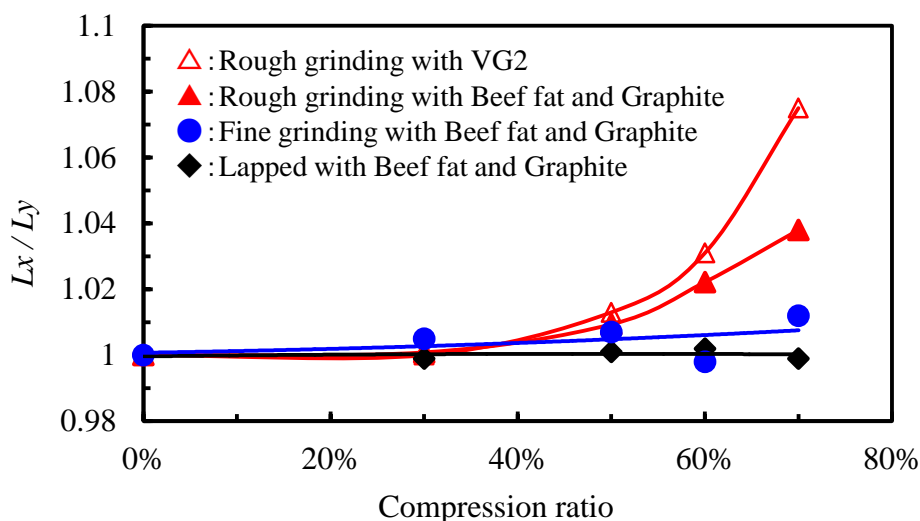


Fig. 3-28 Material flow ratio by using plane dies

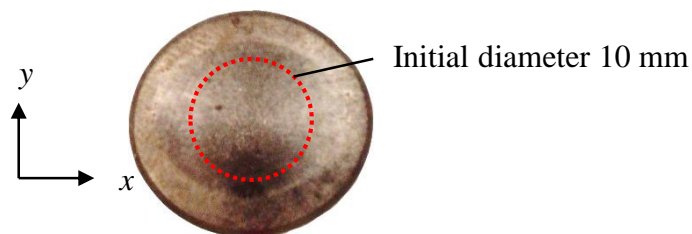


Fig. 3-29 Billet after test with VG2 by compression ratio of 70%

3.5.2 山谷形状工具による材料流動への影響

研削目程度の表面粗さにおいても最大で 10% くらい材料流動比 L_x/L_y に違いが生じた。このような流動性をより明確にするために、研削目を模式的に表現した山谷形状の工具を用いて実験した。潤滑剤には、油膜切れを避けると共に摩擦を下げることを考慮して、牛脂と黒鉛の混合剤を用いた。Fig. 3-30 は、山谷形状工具による圧縮率と材料流動比 L_x/L_y の結果を示す。頂角 150° の荒目山谷工具では、70% 圧縮で材料流動比は、 $L_x/L_y = 18.34 / 17.20 = 1.07$ となった。これは研削工具より x 方向への材料流動効果が高い。さらに頂角 90° の細目山谷工具では、圧縮率 70% で $L_x/L_y = 19.47 / 16.61 = 1.17$ 、そして R0.5 を有した R 溝工具では、圧縮率 70% で $L_x/L_y = 18.81 / 16.41 = 1.15$ となり、より多くの材料が x 方向に流動している。これらの材料流動は、圧縮率 50% 以上からその傾向が強くなる。これは山谷と平行な x 方向には材料が流動し易く、逆に直角な y 方向には材料表面において余剰なせん断変形が作用するために摩擦抵抗が高くなる。これらが材料全体の流動を制御するためと考えられる。

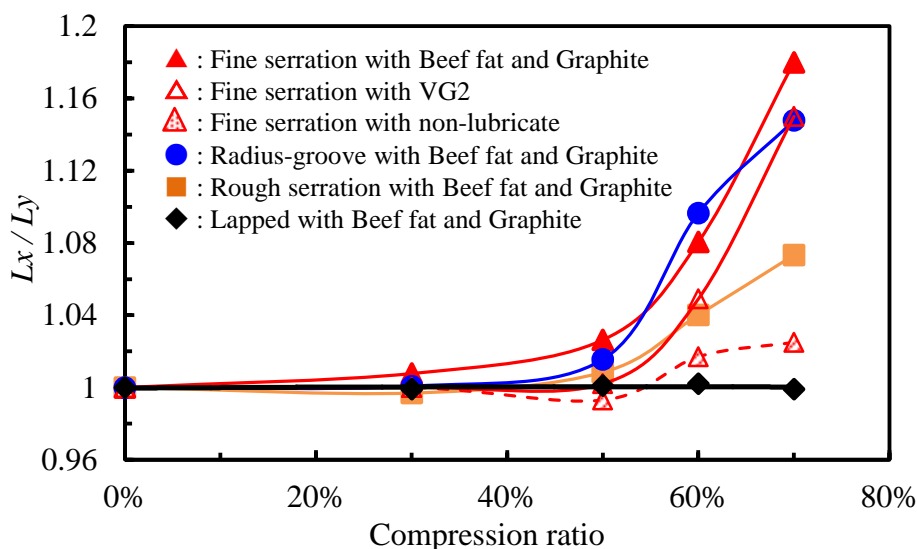


Fig. 3-30 Material flow ratio by using serration dies

次に、摩擦による影響を見るため、山谷 90° 工具を用いて、無潤滑や牛脂と黒鉛の混合剤および VG2 などの潤滑条件による影響を調査した。70% 圧縮したとき、摩擦抵抗の大きい無潤滑における材料流動比は、 $L_x/L_y = 17.95 / 17.51 = 1.03$ となった。それに対し、鉍物油の VG2 では、 $L_x/L_y = 18.39 / 15.99 = 1.15$ 、さらに牛脂と黒鉛の混合剤では、 $L_x/L_y = 1.17$ となった。これは、山谷 90° 工具の形状によって溝方向と溝に対する直角方向の摩擦抵抗差を大きくさせ、溝と直角な方向には山谷形状の傾

斜（勾配）角 45 度により摩擦角を大きくしたことで、摩擦抵抗が大きくなったと考えられる。そのため潤滑剤によって摩擦抵抗が低く、流動し易い溝方向へ材料流動が拡大したと言える。Fig. 3-31 は、頂角 90° の細目山谷工具を用いて 70% 圧縮したとき、異なる潤滑条件による試験片を示す。これらの結果から、潤滑を用いること、つまり摩擦の減少は、より長円形状を得られることがわかる。このように山谷工具を用いた圧縮で明らかになった溝方向と溝と直角方向の摩擦抵抗抗差による材料流動効果は、ミクロな領域で見ると研削目工具においても同様の現象が発生していると考えられる。

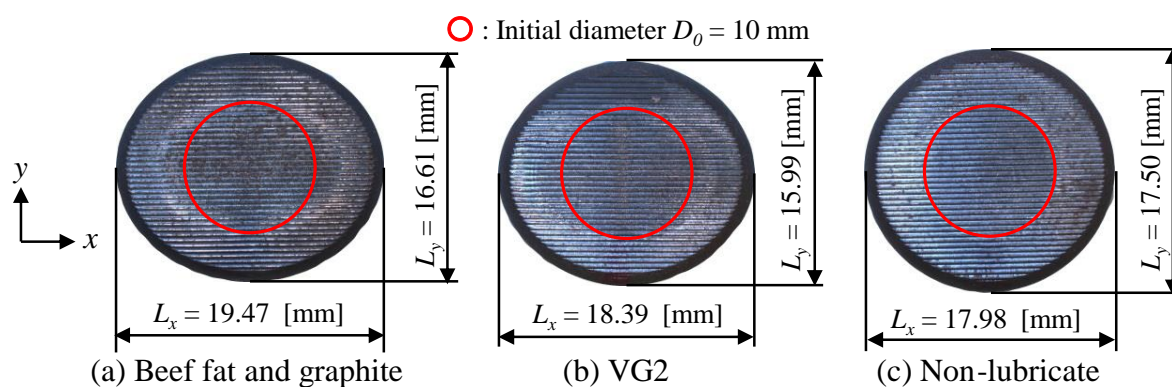


Fig. 3-31 Billets compressed 70% by using fine serration die

3.5.3 くさび形状工具による材料流動への影響

ここでは、上工具がくさび形状となる傾斜工具を用いて圧縮した。実験には、頂角 $\alpha = 140^\circ, 176^\circ$ を使い、どちらも頂角部には R0.5 を付けた。下工具には、平面なラップ工具を用いた。潤滑剤には、牛脂と黒鉛の混合剤を用いた。頂角 $\alpha = 140^\circ$ で圧縮すると、40% 圧縮で頂角部付近が破断した。Fig. 3-32 は、頂角 $\alpha = 140^\circ$ で 40% 圧縮した試験片を示す。しかし、頂角 $\alpha = 176^\circ$ を用いると、70% 圧縮においても破断しなかった。また、 $\alpha = 180^\circ$ （平面）においても、70% 圧縮における破断は無い。これらのことから頂角が小さいと早期に破断する傾向があると考えられる。

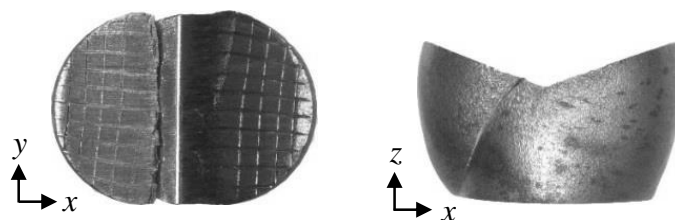


Fig. 3-32 Billet after test by using wedged angle 140° at compression ratio of 40%

そこで、FEM を用いて数値解析した。上工具の頂角 $\alpha = 100^\circ, 120^\circ, 140^\circ, 160^\circ, 180^\circ$ とし、頂角部には R0.5 を付けた。下工具は、平面な工具とした。工具と試験片間のクーロン摩擦係数は、牛脂と黒鉛の混合剤を用いたリング圧縮試験より算出し、 $\mu = 0.05$ とした。Fig. 3-33 は、頂角 α における破断圧縮率を示す。破断圧縮率は、Cockcroft-Latham のダメージ式を用い、このときのダメージ分布から $D_f > 1$ となる圧縮率を求めた。頂角 $\alpha = 100^\circ$ では、20%圧縮で破断し、頂角 α の拡大と共に破断圧縮率も上昇する。そして頂角 $\alpha > 160^\circ$ では、70%圧縮までしても破断しない。特に頂角 $\alpha = 140^\circ \sim 160^\circ$ の間で、急激に破断圧縮率が上昇していることから、この頂角範囲において材料流動性の向上に影響があると考えられる。

Fig. 3-34 は、頂角の異なるパンチを用いて 40%圧縮したときの試験片におけるダメージ分布を示す。Fig. 3-34(a) は、頂角 $\alpha = 140^\circ$ を用いたダメージ分布を示し、Fig. 3-34(b) は、頂角 $\alpha = 160^\circ$ を用いたダメージ分布を示す。頂角 140° では、試験片外周付近の R 部から破断が発生していることが分かる。しかし、頂角 160° になると、全体的に均一なダメージ分布を示し、このような状況下では、破断することなく据込めることが分かる。

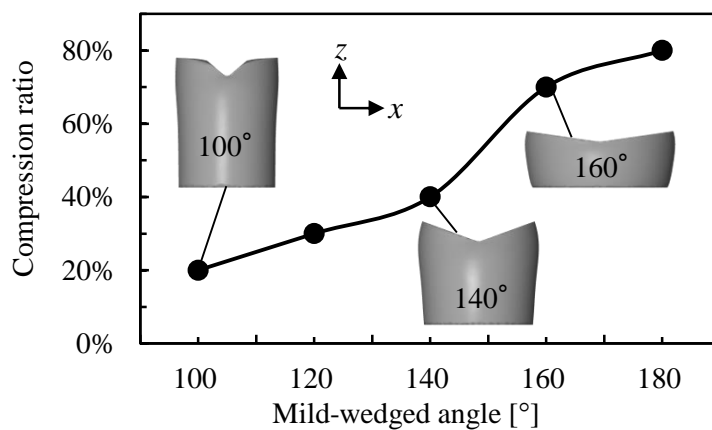


Fig. 3-33 Fracture compression ratios for wedged dies

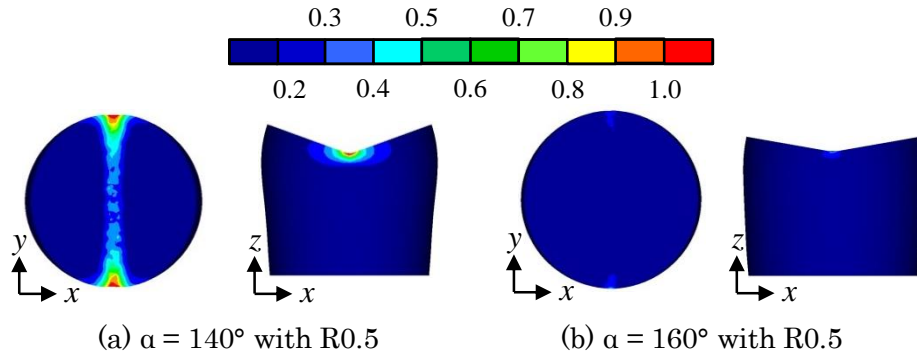


Fig. 3-34 Distribution of damage value at compression ratio of 40%

次に同じ上工具を用いたときの破断する前における材料流動比を検討した。 **Fig. 3-35** は、代表的な頂角 α における材料流動比を示す。頂角 $\alpha = 100^\circ$ と 120° では、早期に破断してしまうために材料流動比 (Lx/Ly) は、1.0であった。頂角 $\alpha = 140^\circ$ になると 30% 圧縮で材料流動比が、1.05 とわずかに拡大した。そして頂角 $\alpha = 160^\circ$ になると 70% 圧縮で $Lx/Ly = 1.09$ まで上昇した。そして頂角 $\alpha = 180^\circ$ (Flat) では、材料流動比は変わらない。このことから、頂角 α は、鋭角に（小さく）なるほど早期に破断し、鈍角に（大きく）なるほど材料流動比が変わらない。そのため、非軸対称形状へ成形するために最適な頂角 α の選定は、重要であると考えられる。しかしながら、これまでの結果から頂角だけでは、材料流動比の拡大は、10%程度であり、研削による筋目との差は無い。

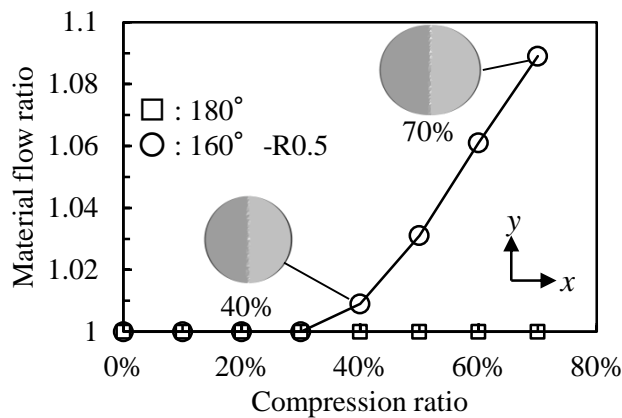


Fig. 3-35 Material flow ratios of wedged die

3.5.4 円筒工具による材料流動への影響

ここでは、先端の頂角半径 R における据込み性と材料流動への影響を検討する。実験では、先端が曲率半径 R の円形パンチを用いた。パンチは、先端の曲率半径 $R=3, 6, 70 \text{ mm}$ を用いた。潤滑剤には、牛脂と黒鉛の混合剤を用いた。Fig. 3-36 は、曲率半径 $R3$ で圧縮した試験片を示す。Fig. 3-36(a) は、30%圧縮した試験片を示し、Fig. 3-36(b) は、40%圧縮した試験片を示す。30%圧縮した試験片には、破断など見られなかったものの、40%圧縮すると、試験片外周付近の R 部に割れが観察された。そして曲率半径 $R6$ を用いたときには、50%圧縮までは破断しなかったが、60%圧縮に達すると破断した。さらに大きな曲率半径 $R70$ では、70%圧縮しても破断なく据込めた。これらのことから、曲率半径 R が大きくなるほど、据込み性が向上する傾向である。

次に FEM を用いて、さらに詳しく曲率半径 R の影響を検討した。パンチ先端の曲率半径は、 $R = 1.5, 3, 5, 8, 10 \text{ mm}$ とした。このときのパンチ幅 t は、それぞれ $3, 6, 10, 16, 20 \text{ mm}$ となる。クーロン摩擦係数は、リング圧縮試験より算出し $\mu = 0.05$ とした。Fig. 3-37 は、先端半径の大きさにおける破断圧縮率を示す。この破断圧縮率は、Cockcroft-Latham のダメージ式を用いて算出した。このダメージ式では、ダメージ値 $D_f > 1$ で破断する。FEM 解析の結果より、先端半径が小さい $R1.5$ のときは、22%で破断し、 $R3$ では、40%圧縮で破断している。これは、実験結果とも一致している。そして曲率半径 R の拡大と共に破断圧縮率も上昇し、曲率半径が大きい $R10$ になると 70%で破断した。

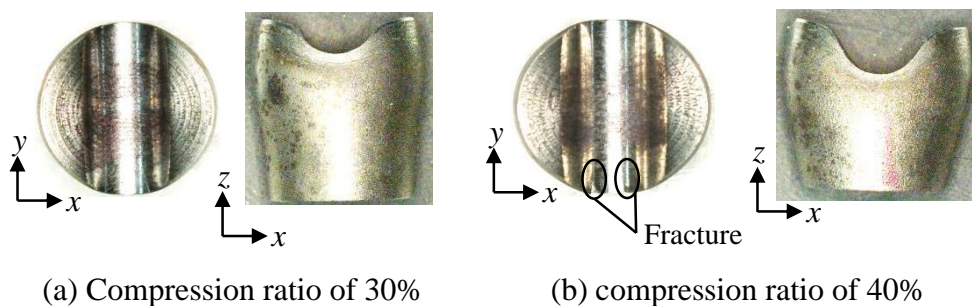


Fig. 3-36 Billets were compressed by using R3 punch

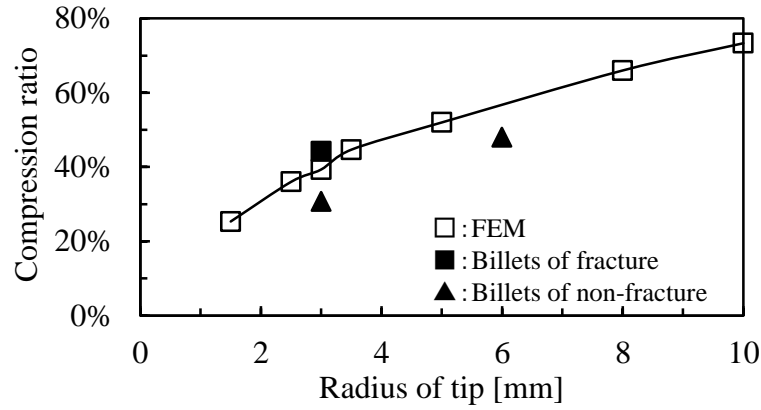


Fig. 3-37 Fracture compression ratios of different nose radii

次に、破断圧縮率を考慮した曲率半径の大きさにおける材料流動比を **Fig. 3-38** に示す。曲率半径が小さい R1.5 では、20%圧縮で材料流動比 $L_x / L_y = 1.00$ である。これは、パンチで圧縮された上面側に局所的な拡がりを示した。しかし、試験片下部は、ほとんど変形していない。曲率半径の R が大きくなると塑性域は試験片全体におよぼされる。R10 を用いて 70%圧縮すると材料流動比が、1.14 まで拡大した。このように曲率半径が小さいとき、R 部に局所的なひずみが集中する。その為、試験片上面における R 部分が急激に伸ばされることによって加工硬化（延性低下）が進み、早期に破断した。その一方、先端半径が大きくなるとひずみの集中を避け、徐々に材料流動することによって破断(限界)圧縮率が上昇した。そして、平坦な工具を無次元の曲率半径 R と考えれば、材料流動比は、1.00 に戻ることとなる。

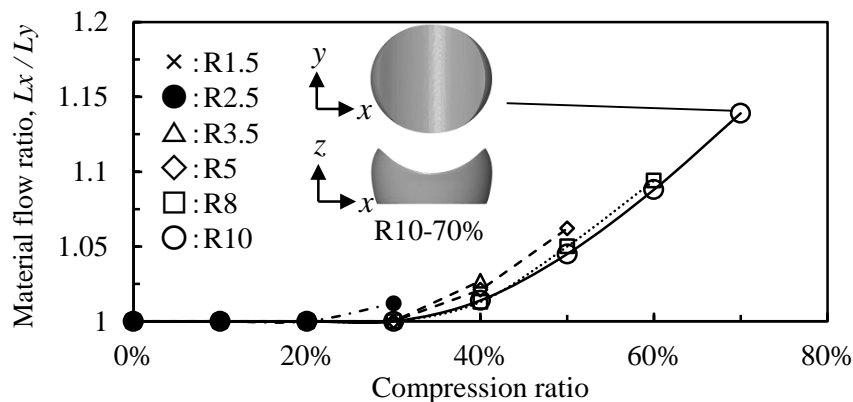


Fig. 3-38 Material flow ratios of different nose radii

3.5.5 曲率半径とくさび形状の組み合わせ工具による材料流動への影響

これまでに頂角 α における材料流動比の拡大は、10%程度であり、先端半径 R では、15%程度であることがわかった。そして頂角 α および曲率半径 R が小さいと早期に破断し、大きすぎると据え込めるものの材料流動比が拡大しないことが課題として残っている。そこで頂角 α と曲率半径 R の組み合わせによって材料流動へおよぼす影響について FEM を用いて検討する。パンチの頂角 $\alpha = 100^\circ, 120^\circ, 140^\circ, 160^\circ$ でそれに対応する先端の頂角半径は、それぞれ $R0.5, R2, R5, R8, R10$ である。下工具には、平面工具を用いた。試験片と工具間におけるクーロン摩擦係数は、 $\mu = 0.05$ とした。Fig. 3-39 は、頂角 α における破断圧縮率を示す。このグラフには、頂角 $\alpha = 180^\circ$ つまり平面工具の結果も示す。平面工具による圧縮では、80%で外周付近に斜め割れが発生した。そして頂角 α が 180° から小さくなるほど破断圧縮率は、急激に減少傾向となる。頂角 α が 100° では、 R が大きくなるほど、据込み性も向上していることが分かる。このように頂角が大きく（平坦に近くなる）、且つ、頂角半径が大きくなるほど破断しにくくなることが分かった。

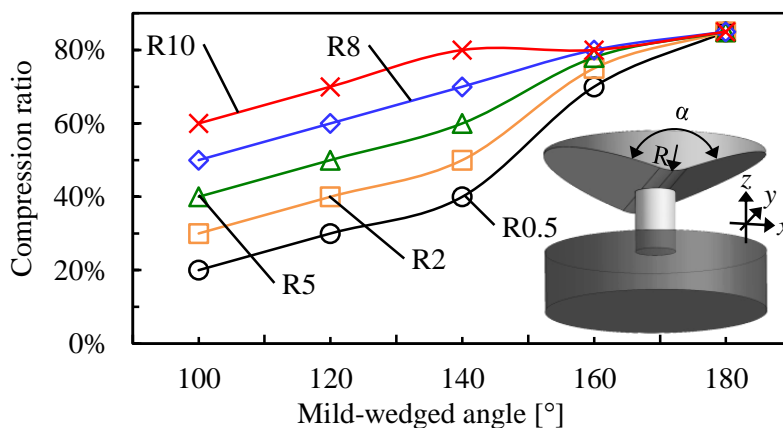


Fig. 3-39 Fracture compression ratios of the combination of the wedged angles and radii

次に異なる頂角 α にて頂角半径 R10 を用いて解析した。このとき頂角 $\alpha = 100^\circ, 120^\circ, 140^\circ, 160^\circ$ の中で 70% 圧縮まで破断なく据込めたのは、 $\alpha = 140^\circ, 160^\circ$ であった。頂角 $\alpha = 120^\circ$ では、70%、 $\alpha = 100^\circ$ では、60% 圧縮で破断した。Fig. 3-40 は、頂角半径 R10 を用いて圧縮したときの材料流動比を示す。据込み限界を考慮すると、 $\alpha = 100^\circ$ と 120° における材料流動比は、1.3 程度が限界である。そして $\alpha = 140^\circ$ になると、 $Lx/Ly = 1.41$ に達し、さらに α が大きくなると材料流動比は減少傾向となり、 180° になると $Lx/Ly = 1.00$ となる。

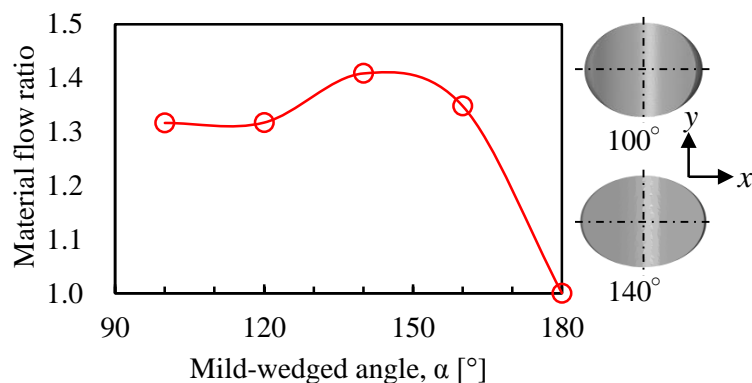


Fig. 3-40 Material flow ratios at compression ratio of 70% in the wedged angle die with R10

次に頂角 $\alpha = 140^\circ$ で頂角半径 R10 の組み合わせによって自由鍛造を試みた。Fig. 3-41 は、頂角 $\alpha = 140^\circ$ で頂角半径 R70 工具で据込んだときの材料流動比を示す。このような組合せでは、40% 圧縮において $Lx/Ly = 1.1$ となり、その後は、圧縮率の増加と共に材料流動比も大きく上昇し、70% 圧縮になると $Lx/Ly = 1.45$ となった。また、最大長さ比 X_{max}/Y_{max} で評価すると、 $\alpha = 176^\circ$ では、70% 圧縮における X_{max}/Y_{max} は 1.04 (= 18.63 / 17.93) となる。この工具による荷重の水平成分は、摩擦を考慮すると 3% 以下と見積もられ、頂角による外向き成分を与える効果は、非常に小さい。そのため X_{max}/Y_{max} への影響も小さかったと考えられる。そして $\alpha = 140^\circ$ で R0.5 の工具を用いて圧縮すると、40% 圧縮で試験片の上端面凹部の底近くの一部に割れが観察された。同じ $\alpha = 140^\circ$ で R10 の工具を用いて 70% 圧縮すると X_{max}/Y_{max} は、1.49 (= 20.55 / 13.81) を示している。これは頂角の大きさによって x 方向への材料流動が促進され、 X_{max}/Y_{max} が大きくなったと考えられる。これらのことから自由鍛造において非軸対称な楕円断面形状を得るには、求められる部品形状によって、最適な頂角 α と頂角半径 R を組み合わせることで、容易に成形することができる。

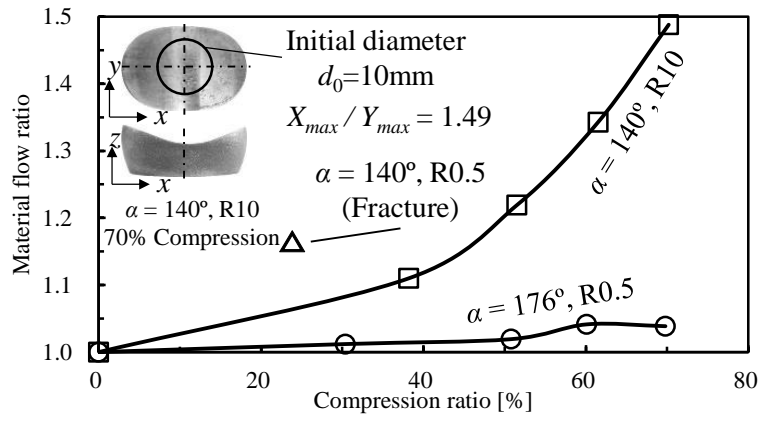


Fig. 3-41 Material flow ratio after upsetting with wedged die

3.6 非軸対称成形における延性破壊

3.6.1 くさび形状工具における頂角半径の影響

ここでは、頂角 140° で頂角半径 R0.5 と R10 の工具を用いた。先項で頂角半径 R0.5 では、40%圧縮で破断し、頂角半径 R10 では、割れなかった。そこで、40%圧縮した試験片上面のひずみ分布を調査した。Fig. 3-42 は、圧縮後の $y = 0$ 上のひずみ分布を示す。これは、実験前に試験片表面へ格子状に 1 mm 間隔でけがき、実験後の格子点の位置を測定して得た。ここには、頂角半径 R10 を用いて 70%圧縮した結果も載せている。頂角半径 R0.5 の場合、 x 方向の伸びが $x = 0$ から 5 mm 付近で大きい。それに対し、頂角半径 R10 の 40%圧縮では、中央付近が伸びている。しかし、その伸びは R0.5 と比べると小さい。そして y 方向では、頂角半径の大小に関係なく y 方向へ移動しにくい平面ひずみ的な流動の程度は変わらない。以上のように、R0.5 と R10 では x 方向の表面ひずみ分布差が大きい。

次に頂角半径の違いによって材料内部へおよぼす影響について FEM で解析した。Fig. 3-43 は、 $\alpha = 140^\circ$ で R10 を用いたときの FEM と実験における荷重-圧縮率線図を示す。FEM と実験は良く一致している。

次に材料内部のひずみや応力分布を調べる。40%圧縮したときの FEM を用いた材料内部の相当ひずみ分布を Fig. 3-44 に示す。これは代表的な対称面 $y = 0$ 上の結果である。Fig. 3-44(a) は、 $\alpha = 140^\circ$ で頂角半径 R0.5 の工具による相当ひずみを示す。上工具先端部の直下に非常に高いひずみが集中していることから、この部分の加工硬化（延性低下）が進んだと推測される。一方、Fig. 3-44(b) は、頂角 $\alpha = 140^\circ$ で頂角半径 R10 の工具による相当ひずみを示し、このときでは、高いひずみが中央（R 部分）に集中していない。中央部の上表面近くで最大値は 0.6 で、この値は、R0.5 の時より十分に小さい。

Fig. 3-45 は、試験片内部における x 方向応力の分布を示す。40%圧縮のときには、R0.5 では頂角部の直下に集中的に大きな引張応力が生じている。しかし R10 ではこのような大きな引張応力は材料内部に発生していない。これらのことから、傾斜付きの上工具で圧縮する場合、据込みの上工具で大きな頂角半径工具を用いると、極端な加工硬化や引張応力の発生を抑えて良好に据込み、材料の x 方向への流動が助長されていると言える。

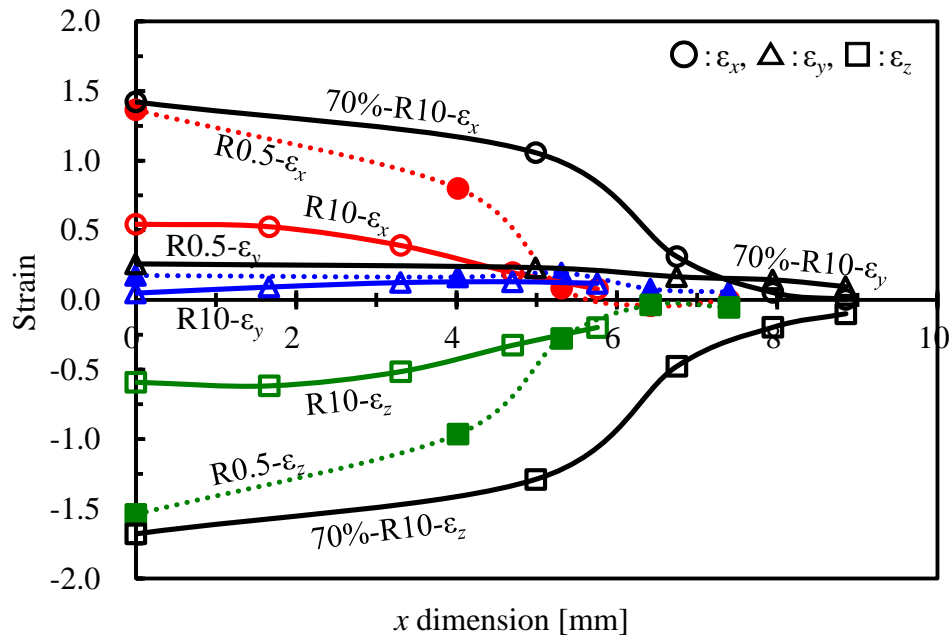


Fig. 3-42 Distribution of strain on upper side of billet

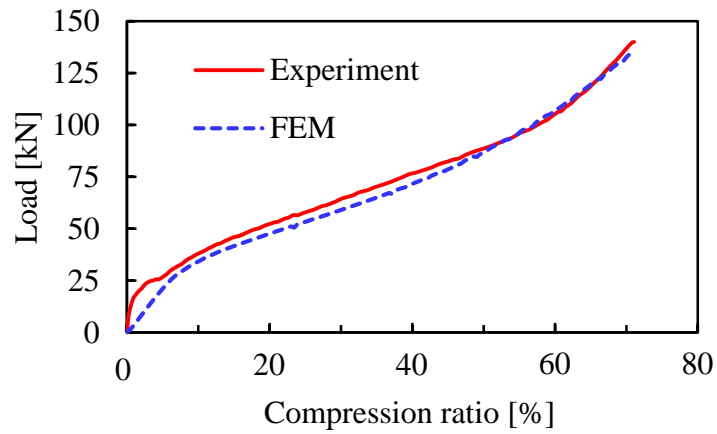


Fig. 3-43 Load - compression ratio curve during upsetting using upper die with $\alpha = 140^\circ$ and R10

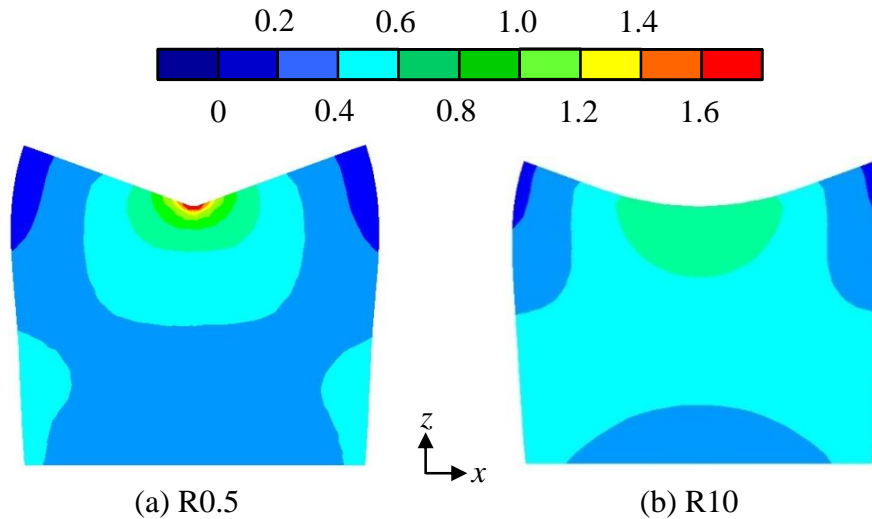


Fig. 3-44 Distribution of effective strain at compression ratio of 40% by using mild-wedged $\alpha = 140^\circ$ and different radii

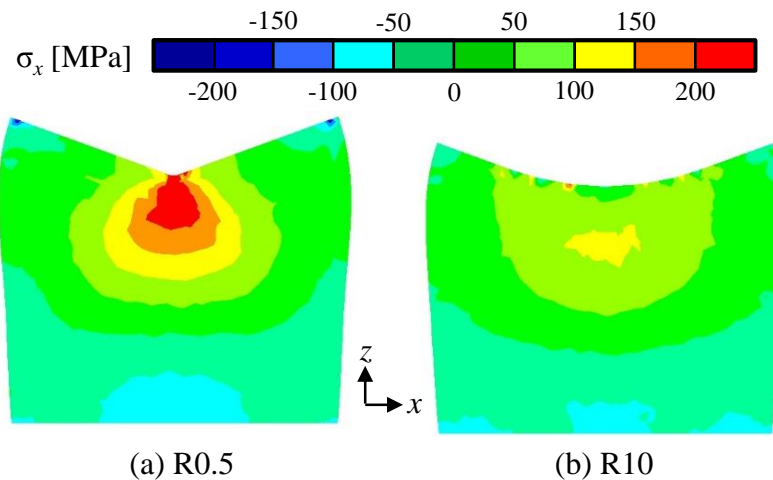


Fig. 3-45 Distribution of x -stress at compression ratio of 40% by using mild-wedged $\alpha = 140^\circ$ and different radii

3.6.2 加工硬化への影響

試験片内部における加工硬化の程度を判断するために、硬さ分布を調べる。内部硬さを測定した試験片は、 $\alpha = 140^\circ$ で R0.5 および R10 を用いて 40% 圧縮したものである。40% 圧縮後の試験片を $y = 0$ 上にてワイヤーカットで切断し、表面の放電層を除去するために粗さ #1000 のエメリ紙で磨いた。その後、ビッカース硬さ試験機を用いて x, z 方向共に 1.0 mm 間隔で材料内部の硬さを測定した。

切断後の試験片を **Fig. 3-46** に示す。Fig. 3-47 (a) は R0.5, Fig. 3-47 (b) は R10 の上工具で圧縮した試験片を示す。R0.5 で圧縮した試験片は、上工具の頂角部が接触

していた部分に割れが見られる。この割れの深さは、表面からの約 2 mm である。さらに亀裂によって試験片の一部が局所的に変形した。これに対して、R10 で圧縮した試験片には、割れは認められない。頂角の大きな丸みは割れ防止に効果的である。

Fig. 3-47 は、R0.5 の工具を用いて圧縮した試験片のビッカース硬さ計測点（格子の交点）および 300 HV 以上の箇所（■）を示す。この試験片全体の硬さを算術平均すると 278 HV であった。試験片内部で最も高い値を示したのは破断した付近で、その値は 383 HV である。これは、頂角半径が小さな R0.5 によって局所的に加工硬化が進み、延性を失ったため、破断したと考えられる。

一方で R10 を用いて圧縮した試験片全体の平均硬さは、250 HV であり、R0.5 の試験片よりも低い。そして最も高い硬さを示したのは、くさび形状工具側の R 付近で 285 HV であった。このように頂角半径の大きい工具では、局所的な加工硬化が進んでいないことと割れが生じてないことが対応している。

頂角半径の大きい工具を用いれば、試験片内部におけるひずみの集中と加工硬化を抑制し、延性を保てると推察する。これは多工程の次工程での変形がさらに加わることを考えると、初期の据込み工程でひずみを集中させないことが、後工程の割れを防ぐために有効であることを意味している。

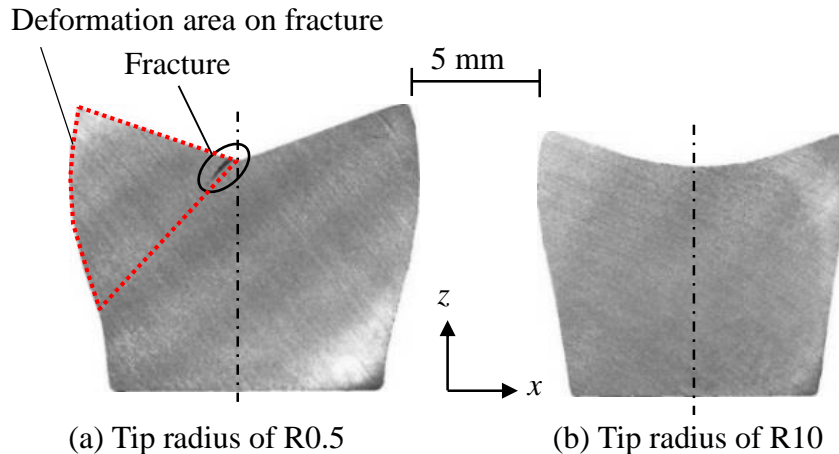


Fig. 3-46 Cross sectional view of billet after upsetting using 140°- wedged upper die

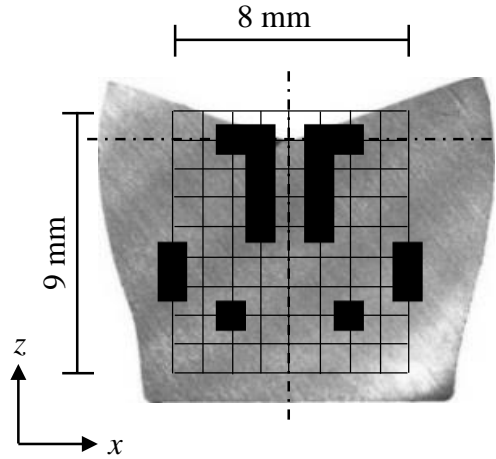


Fig. 3-47 Distributed hardness more than 300 HV in x - z cross section of billet compressed with die having $\alpha = 140^\circ$ and R0.5

3. 6. 3 くさび形状工具における加工限界

Fig. 3-48 は、据込みにおいて $\alpha = 140^\circ$ で R10 の工具を用いて 80% 圧縮した試験片を示す。このときの破断は、試験片端面のエッジ部付近の 4 カ所に斜め割れが観察された。これは、ストロークの増加によってゆっくりと試験片表面が伸ばされ、80% 圧縮に達すると中心付近のひずみが非常に大きくなる。そのため、試験片表面の延性限界に達し、4 カ所で斜め割れが発生した。しかしながら、前述 3.5.5 の実験結果によれば 70% 圧縮までは、このような割れは発生しなかった。このことから本実験における割れない据込み限界は圧縮率 70% 程度である。これは、工藤ら¹⁴⁾による圧縮割れ実験の結果とも一致している。

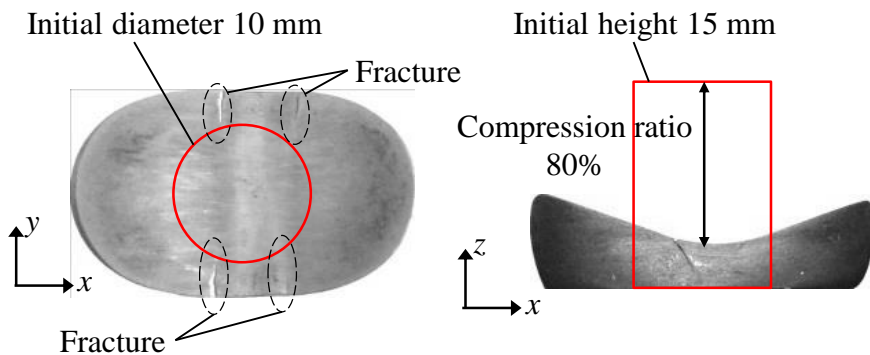


Fig. 3-48 Billet compressed by upsetting using die $\alpha = 140^\circ$ and R10 at compression ratio of 80%

3.6.4 側面拘束圧縮における頂角と頂角半径工具による割れへの影響

材料流動を積極的に x 方向へ促進するために、 y 方向の両側面を拘束することによる影響を検討した。工具形状は、頂角 $\alpha = 140^\circ$ で頂角半径は、R0.5 と R10 の工具を用いた。側面の拘束には、圧入ダイスを用い、拘束幅を 10.03 mm とした。このとき上パンチの幅は、圧入ダイスに入るように $t = 10.0$ mm とした。潤滑剤には、牛脂と黒鉛の混合剤を用いた。Fig. 3-49 は、側面拘束における 40% 圧縮した試験片を示す。Fig. 3-49(a) は、頂角半径 R0.5 の工具を用いた試験片を示す。Fig. 3-49(b) は、頂角半径 R10 の工具を用いた試験片を示す。側面拘束圧縮では、頂角半径 R0.5 の工具を用いると、40% 圧縮で破断した。そして、頂角半径 R10 の工具では、破断しなかった。これらの結果は、自由鍛造と同じである。側面拘束圧縮において頂角半径 R10 の工具を用いてさらに圧縮すると、65% 圧縮で破断した。Fig. 3-50 は、側面拘束圧縮において 65% 圧縮した試験片を示す。このとき試験片表面には、複数の微小な割れが発生した。側面拘束圧縮においてパンチとダイスには、クリアランスが存在し、圧縮率の増加によってその隙間にばりが発生した。この様に拘束条件を与えることによって、成形品にばりが生じることは、次工程での傷など問題となり、好ましくない。これに対して緩いくさび上工具による据込みでは、そのようなばりは出ず、良好な端面が得られる。

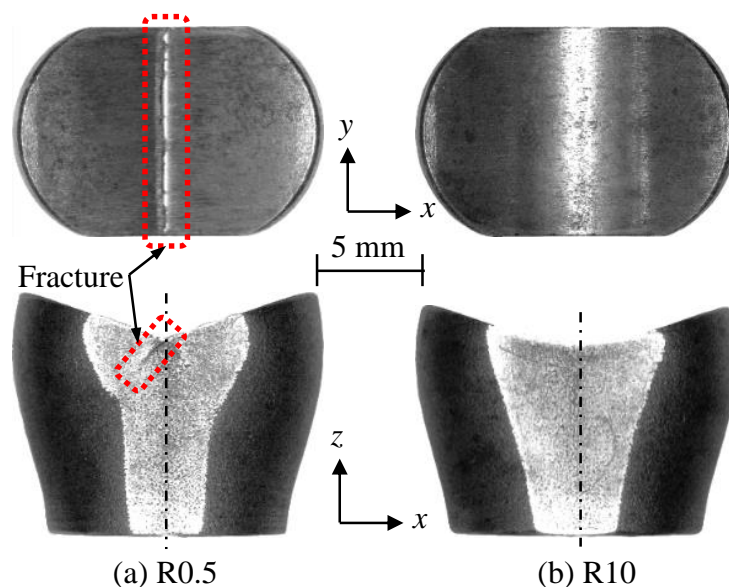


Fig. 3-49 Billet compressed by plane upsetting using upper die with $\alpha = 140^\circ$ at compression ratio of 40%

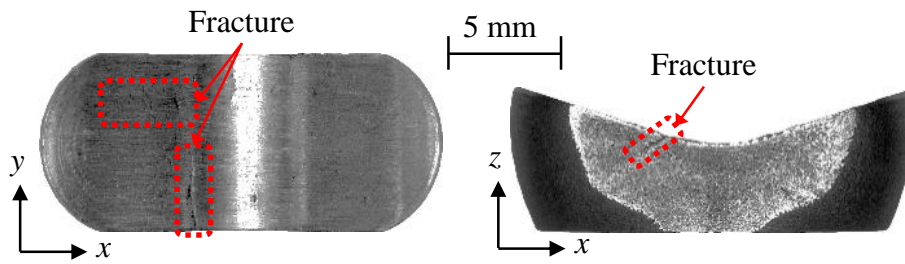


Fig. 3-50 Billet compressed by plane upsetting using die with $\alpha = 140^\circ$ and R10 at compression ratio of 65%

このとき材料内部応力の影響を FEM で調べる．工具形状は，頂角 140° で R10 の工具を用い，側面を拘束した．40%圧縮における $y=0$ 面上の x 応力分布を **Fig. 3-51** に示す．**Fig. 3-51(a)** は，側面拘束圧縮の結果を示し，**Fig. 3-51(b)** は，自由鍛造の結果を示す．通常，平面ひずみ圧縮では，対称面での σ_x が一番大きな圧縮応力となる．しかし，頂角付きの上工具で圧縮すると，対称面において流動方向に大きな引張応力が発生している．側面を拘束した場合のほうが自由鍛造より大きな引張応力が発生していることになる．これは側面を拘束すると内部割れが発生しやすくなることを意味する．

この場合の静水圧成分の分布を **Fig. 3-52** に示す．40%圧縮したとき，側面を拘束した場合の静水圧成分の大きさや分布は自由鍛造の場合とあまり違いが見られない．側面の拘束が x 方向への伸びを助長したため，側面を拘束しない自由鍛造より x 方向応力成分が引張側に現れたと考えられる．

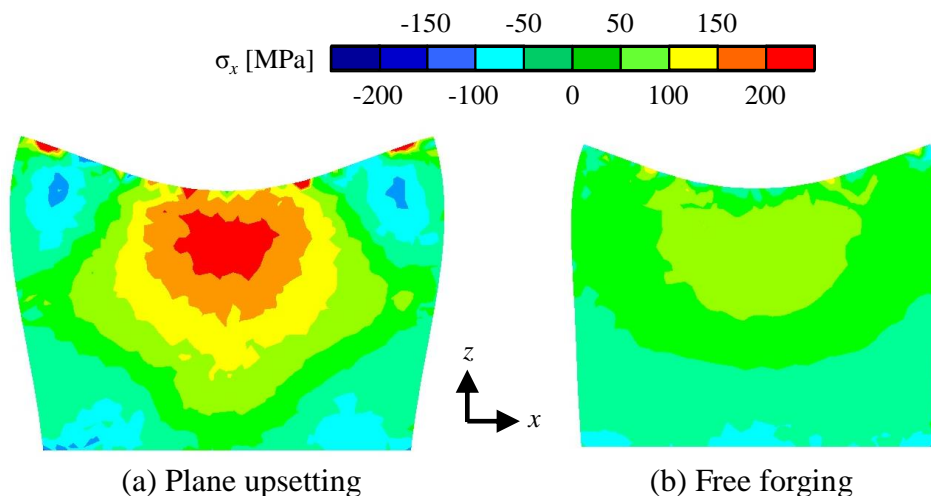


Fig. 3-51 Distribution of internal x -stress at compression ratio of 40% by using mild-wedged 140° with R10 die

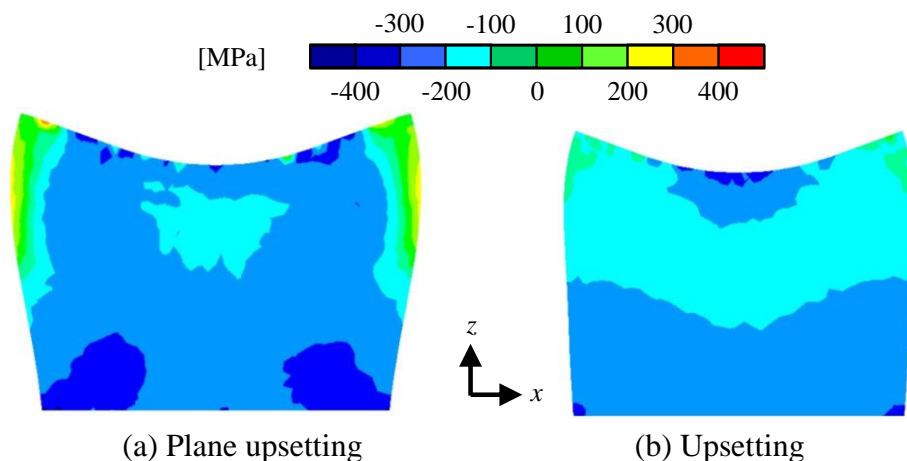


Fig. 3-52 Distribution of internal hydraulic pressure at compression ratio of 40% by using mild-wedged 140° with R10 die

頂角 140° で頂角半径 R0.5 の工具を用いて圧縮すると、どちらの据込み方法でも 40% 圧縮で破断した。そこで、FEM を用いて試験片表面における最大主応力の分布を確認した。40% 圧縮したときの試験片上表面における最大主応力の分布を **Fig. 3-53** に示す。Fig. 3-53(a) は据込みで、Fig. 3-53(b) は側面拘束圧縮の場合である。自由な据込みでは材料表面、且つ外周付近の頂角部における最大主応力が高い。これは、くさび形状工具による x 方向への頂角部の伸びと据込みによる外周の伸びによって、頂角部の外周付近から破断したと考えられる。一方、側面拘束圧縮では、材料表面の頂角部全域における最大主応力が高い。しかし、据込みと違い頂角部、且つ外周つまり拘束面側の最大主応力は、それほど高くない。そのため側面拘束圧縮においては、試験片の頂角部から破断したと推定される。このように平面ひずみ的な拘束条件を追加しても側面からの圧縮による割れの抑制効果は期待できず、むしろ割れの危険領域が増すことが分かった。

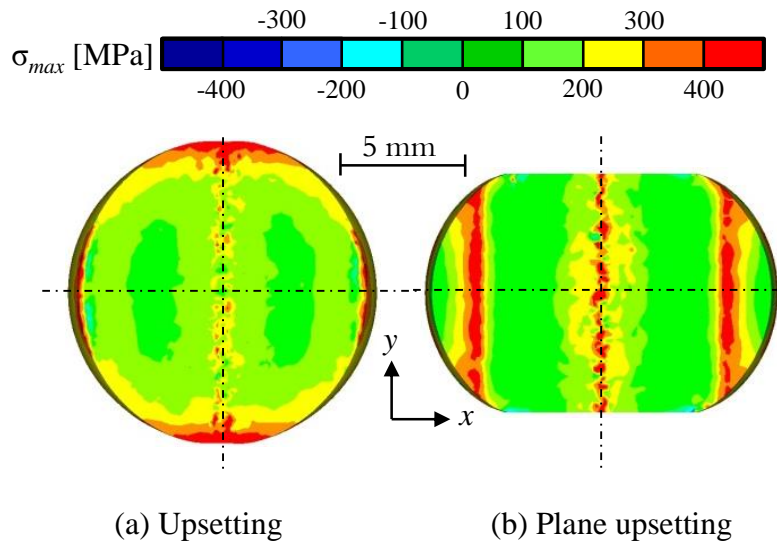


Fig. 3-53 Distribution of maximum principal stress on top surface of billet at compression ratio of 40% using die with $\alpha = 140^\circ$ and R0.5

3. 6. 5 荷重への影響

次に **Fig. 3-54** は、本報の代表的な平均面圧—圧縮率線図を示す。この図には、側面拘束圧縮における平均面圧とスラブ法の値も参考のために載せている。ここで側面拘束圧縮では、先端が平面で表面をラップしたパンチを用いた場合である。

ここでは、側面拘束圧縮が最も高い面圧を示している。それは圧縮率が 50% 以上で、急激な増加が見られる。据込みでは、ラップ工具の最大面圧 720 MPa と同等なのは、くさび形状で $\alpha = 176^\circ$ 工具である。これに対して、くさび形状工具の $\alpha = 140^\circ$ で R10 では、圧縮率が 35% のときに最大値 600 MPa を示している。そして 70% 圧縮に達したときの平均面圧では、ラップ工具に対して約 35% 低減している。これらのことから低い荷重で非対称な材料流動をさせるためには、据込みでくさび形状工具を用い、さらに頂角半径を大きくすることが有効と判断できる。

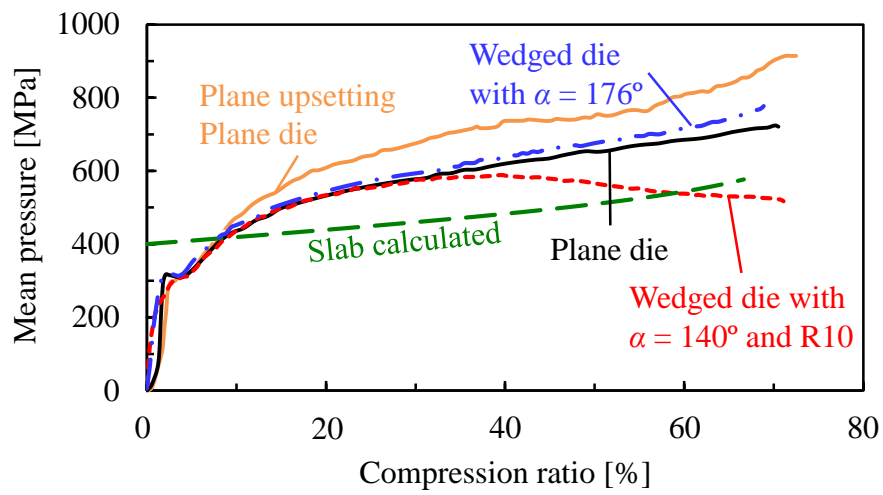


Fig. 3-54 Mean pressure – compression ratio curves in various upsetting

3.7 第2工程による再圧縮

3.7.1 材料流動比の促進

前節 3.5.3 のくさび形状工具および 3.5.4 の円筒工具を用いた据込みによる圧縮を第1工程とし、続く第2工程では平面工具で高さが 4.5 mm になるまで据え込み、第2工程後の材料流動比を検討する。ここで第1工程は、 α が、 140° で R10 の工具を用い、圧縮率 50%、60% および 70% とする。このとき、それぞれの一番低い点、つまりくさび形状の頂点の高さが 7.5, 6.0, 4.5 mm となる試験片を準備する。このときに得られた X_{max}/Y_{max} は、それぞれ 1.22, 1.34, 1.49 であった。続く第2工程後の試験片は、中央部のくぼみを除く平面工具で押された部分が平坦となり、高さは 4.5 mm になった。

Fig. 3-55 は、第2工程まで実験した試験片を示す。Fig. 3-55(a) は、1工程目が 50% 圧縮、Fig. 3-55(b) は、第1工程が 70% 圧縮の試験片を示す。第2工程の圧縮によって x, y の両方向へ材料流動している。その後、材料表面を観察したが、割れは認められなかった。

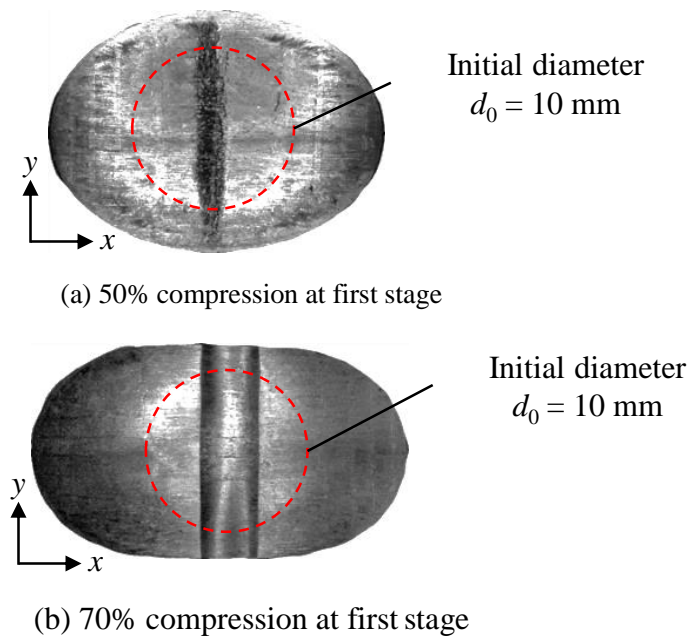


Fig. 3-55 Billets compressed with plane dies at second stage

Fig. 3-56 は、第1工程から第2工程への材料流動比を示す。第1工程において 50% 圧縮した試験片では、材料流動比が 1.22 から 1.29 へ増加した。そして第1工程において 60% 圧縮した試験片の材料流動比は、1.34 から 1.46 へ増加し、第1工程において 70% 圧縮した試験片になると材料流動比は、1.49 から 1.74 となり、最も大きな材

料流動比が得られた。

Fig. 3-57 は、第2工程における荷重-圧縮率線図を示す。この図には、平面工具で高さが4.5 mmになるまで据え込んだ荷重も示す。第1工程では、 $\alpha = 140^\circ$ でR10の上工具を用い、順に50%、60% および70% 圧縮した試験片を、第2工程において平面工具で圧縮した。第2工程では、試験片の左右の端から順番に圧縮される。そのため、押し始めの荷重が小さいのは、初期の圧縮面積が小さいためである。さらに圧縮して、第1工程終了後の中央の高さと同じ高さ、つまり試験片上面の全体が接触する段階に達すると、荷重は平面工具による圧縮と近い値となり増加している。

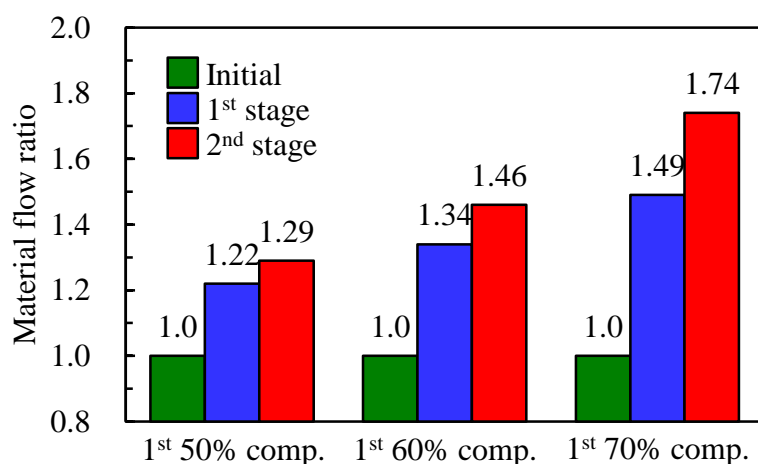


Fig. 3-56 Material flow ratio after first stage and second stage

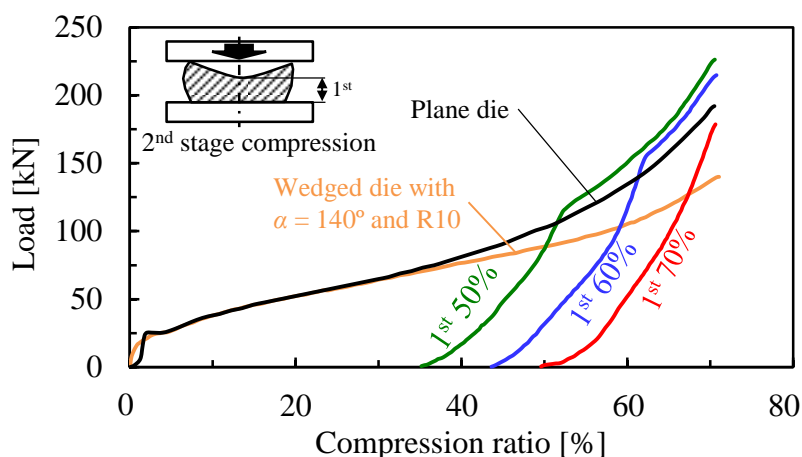


Fig. 3-57 Load - compression ratio curves in second stage

3.8 結言

円柱の軸方向据込みにおける側面拘束の特性と課題，特定の型表面粗さや潤滑条件，さらには，上工具形状における違いが，材料流動に及ぼす影響について調査し，以下の結果を得た．

- 1) 角柱試験片の側面拘束圧縮では，拘束されていない x 方向へ材料は必然的に流動する．その材料の伸びは，端の自由面近くで小さく，試験片中央付近で大きかった．
- 2) 円柱試験片の側面拘束圧縮では， x 方向への材料の伸びは角柱試験片と同じ傾向である．加えて，端の自由面近くでは拘束が弱く，自由鍛造に近い変形を示した．
- 3) 側面拘束圧縮における面圧は，据込みの面圧より 10%～15%高かった．また，圧縮が進むとパンチと拘束ダイスとの間に発生したバリが徐々に高くなった．
- 4) 平坦な上下工具の据込みでは，良好な潤滑条件下において研削により微細な凹凸を有した工具で圧縮すると，粗さの粗い工具ほど凹凸の筋目方向へ積極的に材料が流動する．このときの長軸 / 短軸比は，最大でも 8%程度であった．
- 5) 表面に凹凸を有した山谷形状工具では，勾配角の大きい方が山谷の溝方向と溝に対して直角な方向の摩擦抵抗差を大きくすることができ，その摩擦抵抗差によって材料流動比 Lx / Ly が大きくなることが分かった．
- 6) 上工具に頂角付き工具を用いて据込むと，頂角 α が小さくなるほど，つまり傾斜角が大きいほど，早期に破断することが分かった．しかし，頂角 α が，水平に近くなると据込み性は向上するが，材料流動比は最大でも 10%くらいであった．
- 7) 先端が曲率半径 R を有した工具による据込みでは， R が大きくなるほど限界圧縮率も向上すると共に，長軸 / 短軸比も上昇することがわかった．
- 8) くさび形状工具によって水平方向成分を与えることは，材料流動比 X_{max} / Y_{max} (長円断面の長軸と短軸の比) の向上に効果的である．たとえば，くさび形状上工具の頂角 140° ，頂角半径 $R10$ のときで，70%圧縮すると材料流動比 X_{max} / Y_{max} が 1.49 となる長円断面品が得られた．

- 9) くさび形状上工具を用いた据込みにおいて、頂角半径が小さい場合には、低い圧縮率で割れが生じた。頂角半径を大きくすると、低い圧縮率における割れを回避できたが、大きな頂角半径にしても圧縮率 80%の時には割れが生じた。
- 10) くさび形状工具によって頂角半径の小さい工具を用いると据込みと側面拘束圧縮では、相当ひずみや最大主応力の分布が大きく異なった。据込みでは、上端面の凹部中央の端部（元円柱の外周）にひずみと応力の集中がみられた。一方、側面拘束圧縮では、上端面の凹部直下により大きなひずみと応力が、より大きな領域でみられた。
- 11) 第1工程にくさび形状工具を用いて圧縮した後、第2工程に平板で再圧縮すると、材料流動比はさらに増加した。

第4章 非軸対称押出し

4.1 緒言

前章において、丸棒材の横方向から局所的にパンチを押込むことによる非軸対称成形、および丸棒材の軸方向から自由鍛造による非軸対称品を成形する方法を提案した。これをさらに発展させ、本章では、**Fig. 4-1** に示すような二股部品（非軸対称形状部品）を低い荷重で成形することを試みた。このような部品の成形には、後方押出しによる成形が一般的に用いられており、高荷重と型寿命が短いことが課題である。後方押出しには、FEM や実験などにより多くの研究^{55)~96)}が行われている。さらに荷重を下げる成形方法として分流法⁹⁷⁾なども提案され最近の冷間鍛造では多く用いられている。本章では、スプリットヘディングによる材料流動への影響およびスプリット後方押出しによる二股部品の成形荷重低減について実験とFEM解析を用いて検討し、スプリット鍛造を提案する。



Fig. 4-1 Two branches parts

4.2 スプリット鍛造

4.2.1 スプリットヘディングとスプリット後方押し出し

スプリット鍛造とは、二股部品を成形するための加工法として今回提案するものであり、以下①、②に示す加工の総称である。

①スプリットヘディング

スプリットヘディングとは、材料の一部をコンテナに埋めこんで拘束し、コンテナより突出した材料端面をパンチにて局所的に圧縮する加工である。

②スプリット後方押し出し

スプリット後方押し出しとは、試験片外周をコンテナによって完全に拘束し、材料端面を局所的に圧縮する加工法である。

Fig. 4-2 はスプリット鍛造の模式図を示す。**Fig. 4-2(a)** はスプリットヘディングを示し、**Fig. 4-2(b)** はスプリット後方押し出しを示す。

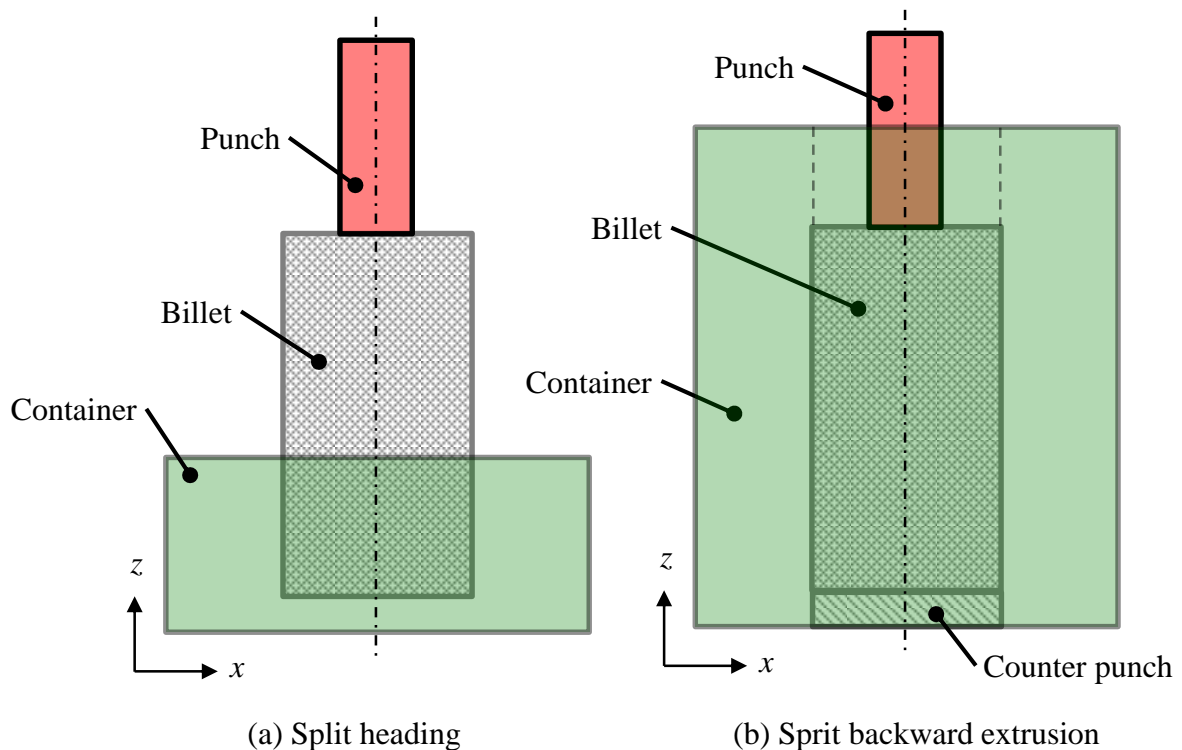


Fig. 4-2 Diagram of split forging

4.3 スプリットヘディング

4.3.1 実験方法

実験には、4柱ジャッキプレスを使い、ロードセルで押し込み荷重を測定した。パンチ下降速度は 0.43 mm/s である。Fig. 4-3 は、スプリット据込みの型構成図を示す。

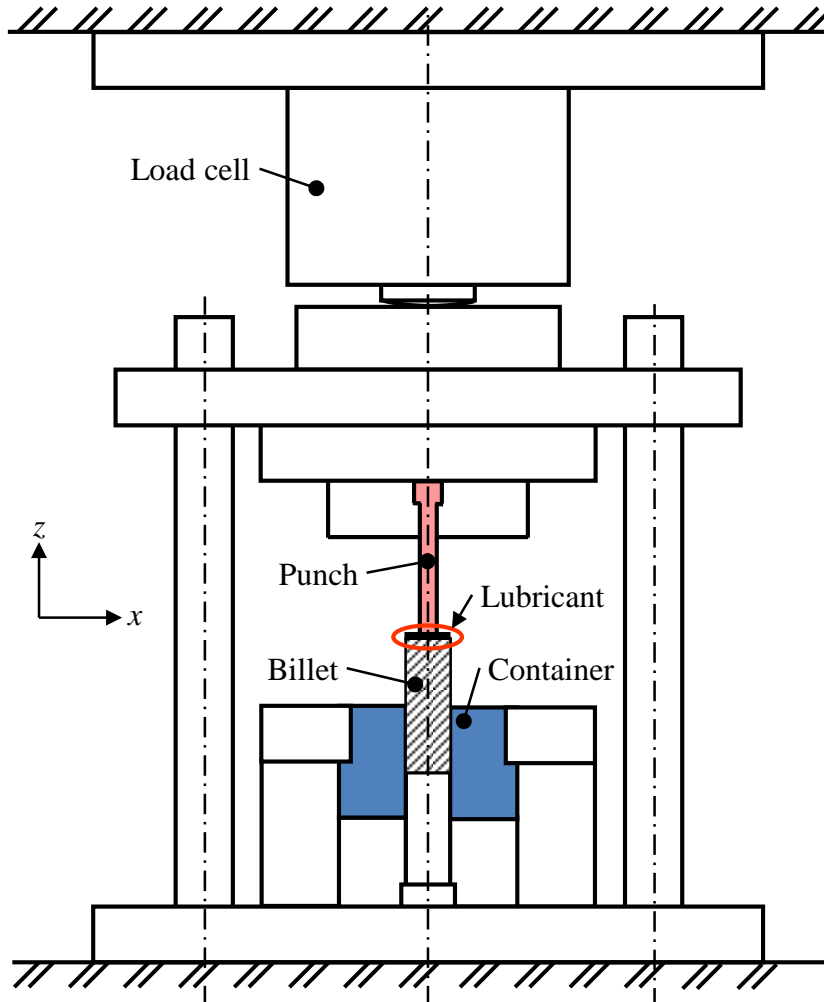


Fig. 4-3 Diagram of split heading

4.3.2 試験片および実験条件

試験片は、A1070-O材を用いた。この材料は、圧縮試験によって降伏点 $Y_0 = 45 \text{ MPa}$ 、近似式は $Y = 115\varepsilon^{0.26} \text{ MPa}$ ($0.1 \leq \varepsilon \leq 0.7$) で近似できた。この材料の塑性曲線を Fig. 4-4 に示す。

試験片は、直径 $D_0 = 20 \text{ mm}$ で、高さ $H_0 = 45, 50, 55, 60 \text{ mm}$ として試験片下部 30 mm を直径 20 mm の穴に収め、コンテナからの試験片突出量 $h = 15, 20, 25, 30 \text{ mm}$ とする。

潤滑剤は、牛脂(75%)と黒鉛(25%)の混合剤(以下 BG と示す)を用いた。この潤滑剤を使用した際のクーロン摩擦係数 μ をリング圧縮試験により測定した。リング圧縮試験に用いた試験片は、外径 16 mm、内径 8 mm、高さ 5.33 mm のリングである。リング圧縮試験で求めたクーロン摩擦係数は、 $\mu=0.06$ であった。

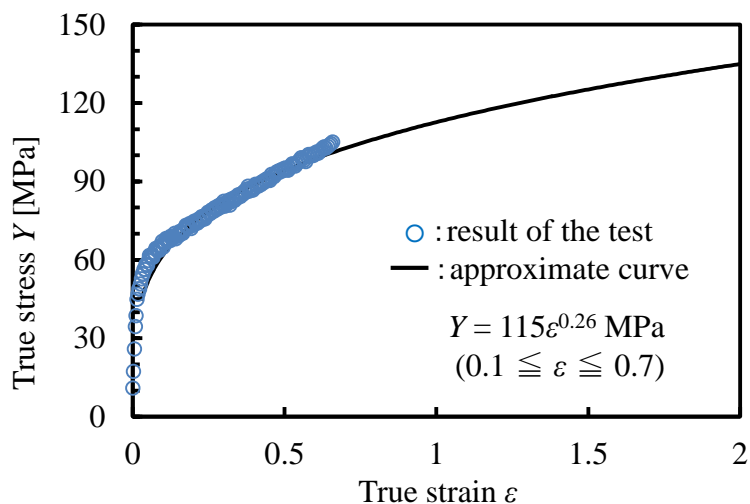


Fig. 4-4 Plasticity curve of A1070-O material

4.3.3 パンチ先端形状

スプリットヘディングに用いたパンチの材質は、SKD11 (焼入れ・焼き戻し 61 HRC) である。工具表面をラップ仕上げし、表面粗さは $0.2 \mu\text{m Rz}$ である。

本実験では、先端形状が異なる 2 種類のパンチを用いた。先端が平らになった平頭パンチ、および先端が奥行き方向視によると円形になる円頭パンチである。パンチの厚さは、 $t=5, 8, 12 \text{ mm}$ の異なる 3 種類のパンチを用いた。

Fig. 4-5 は、パンチ形状を示す。Fig. 4-5(a) は、平頭パンチを示し、パンチ幅の肩部には、R0.5 を付けた。Fig.4-5(b) は、円頭パンチを示し、パンチ厚さ $t=5, 8, 12 \text{ mm}$ に対応する先端半径は、それぞれ $R=2.5, 4, 6 \text{ mm}$ である。平頭、円頭のどちらのパンチにおいても、パンチ奥行方向の長さは $w=50 \text{ mm}$ である。

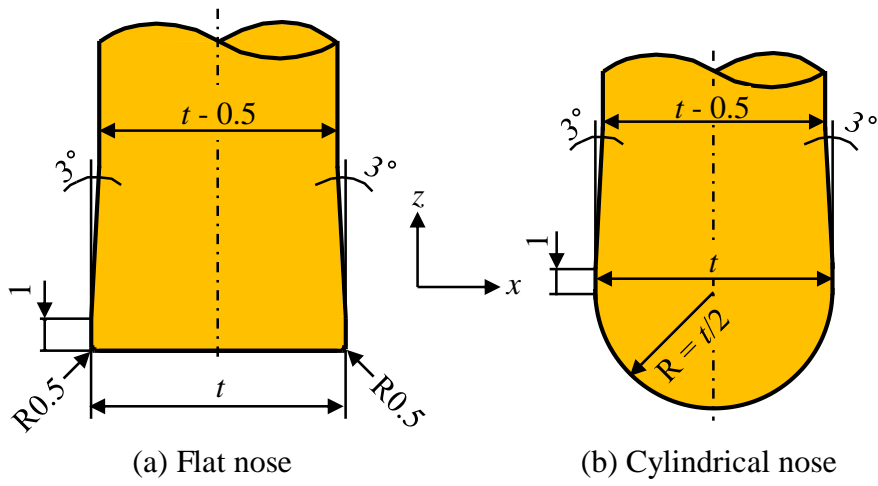


Fig. 4-5 Shape of punch for split heading

4.4 スプリットヘディング実験結果

4.4.1 突出量の影響

スプリットヘディングにおいて試験片の形状変化を読み取るためにあらかじめ Fig. 4-6 に示すように座標系を取った。パンチの厚さ方向を x , パンチの幅方向を y とする。試験片の側面に格子状にけがき, その交点を実験前と実験後に万能投影機とポイントマイクロメータにて読み取ることで材料側面の変形量を調べた。 z 軸に垂直なけがきは, コンテナに収めた際にコンテナ上端面と一致する部分 (材料底部から 30 mm の部分) を 1 とし, 試験片上部へ向かってピッチ約 5 mm 間隔で 2, 3 … と順にけがき, $h = 45$ mm では上端面が 4, $h = 60$ mm では上端面が 7 となる。 z 軸に平行なけがきは円周を 4 等分して a, b, c, d とした。 Fig. 4-7 は, けがきを入れた実験後の試験片サンプルを示す。 これら格子の交点における変形量を測定した。

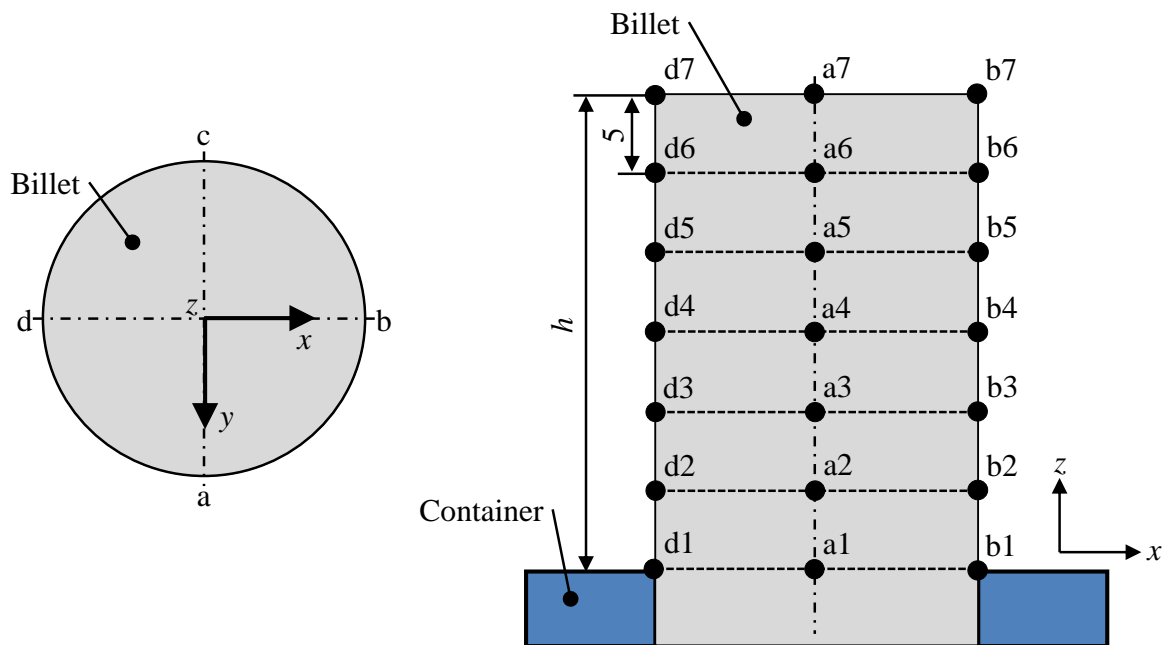


Fig. 4-6 Measurement points of billet on heading

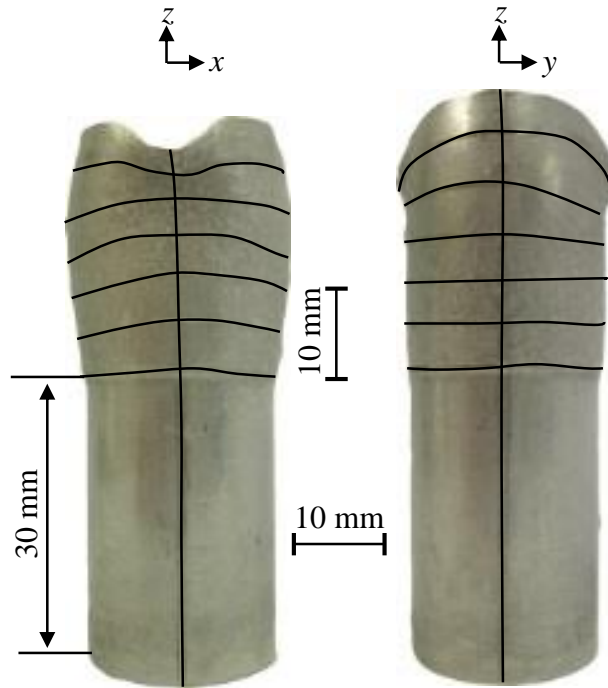
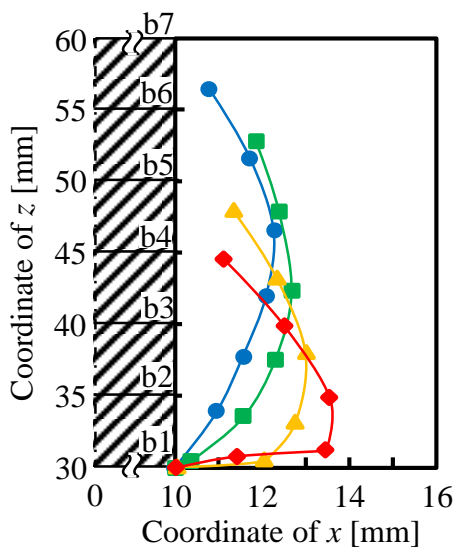


Fig. 4-7 Samples after split heading

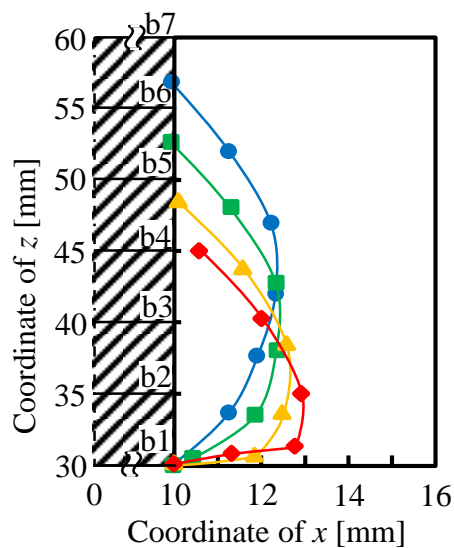
Fig. 4-8 は、パンチ押し込み後における突出量ごとの試験片形状測定値を材料半径方向に拡大し示す。これはストローク $s = 10 \text{ mm}$ の時の試験片形状である。Fig. 4-8(a) は、円頭パンチ、Fig. 4-8(b) は、平頭パンチを押し込んだ時の x 方向の形状である。どちらもパンチ直下の幅方向への張り出しが大きく、突出量 h が小さくなるほど張り出しは大きくなる。これは h が小さくなるとパンチとコンテナの間が狭くなり、その間で材料が圧縮されるためである。また、円頭ではパンチ直下の材料のみが張り出しているが、平頭では材料上端から 5 mm の点までが大きく張り出している。これは、平頭パンチではパンチを押し込んだ部分の材料が厚み方向へ流れにくく幅方向へ流れたためである。

Fig. 4-8(c) は円頭パンチ、Fig. 4-8(d) は平頭パンチを押し込んだ時の y 方向の形状である。 $h \geq 25 \text{ mm}$ では材料側面が滑らかな円弧となっているが $h \leq 20 \text{ mm}$ ではコンテナ直上から急激に張り出している。材料が滑らかに張り出すのは、パンチとコンテナが遠く、材料全体が据込まれるためである。 h が小さいとき、急激に張り出すのはパンチとコンテナの間が狭くなるために、その間で圧縮されて流れ出てくるためである。また、円頭パンチの厚み方向への張り出しは平頭パンチの張り出しと比較して大きく、特に h が小さいときに顕著である。これは円頭パンチではパンチ

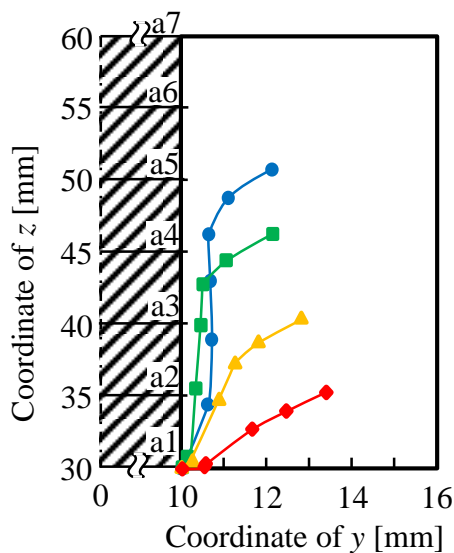
を押し込んだ部分の材料とパンチとコンテナの間に圧縮される材料が先端形状に沿って厚み方向へ流れているためである。



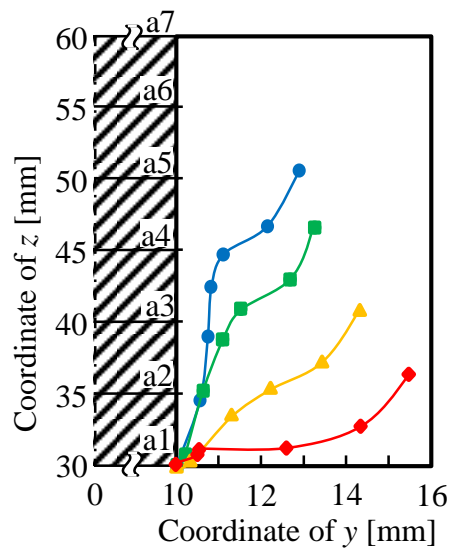
(a) x dimension of cylindrical nose punch



(b) x dimension of flat nose punch



(c) y dimension of cylindrical nose punch



(d) y dimension of flat nose punch

Fig. 4-8 Billets change dimensions of each jutting

4.4.2 パンチ厚さの影響

Fig. 4-9 は、パンチ厚さごとにおけるストローク-荷重線図を示す。パンチは、平頭と円頭パンチを使用し、試験片の突出量は $h = 30 \text{ mm}$ とした。潤滑材は牛脂+黒鉛である。パンチ押し込み荷重を試験片初期断面積で割った公称応力 Q を示す。 Q を材料の降伏応力 Y_0 で割った Q/Y_0 も左軸に付けた。厚さの大きい $t = 12 \text{ mm}$ の平頭パン

チでは、ストローク初期から $Q/Y_0 > 1$ なので、材料の下部まで据込まれることになる。それ以外は $s > 5 \text{ mm}$ では下部の材料は耐え切れずに据込みを開始していると推測される。厚さの小さい $t = 5 \text{ mm}$ では、平頭パンチの方が下部材料の据込みが生じにくく、円頭パンチの方が少し下部材料の据込みが生じやすい。厚さの小さい平頭パンチではパンチ直下付近に局部的に変形が集中し、荷重も小さいため下部の非変形域が容易に荷重を支えることができるためと考えられる。しかし、パンチ押し込みに必要な荷重が大きくなると、下部で支えている部分はいや応なく据込まれるようになると思われる。

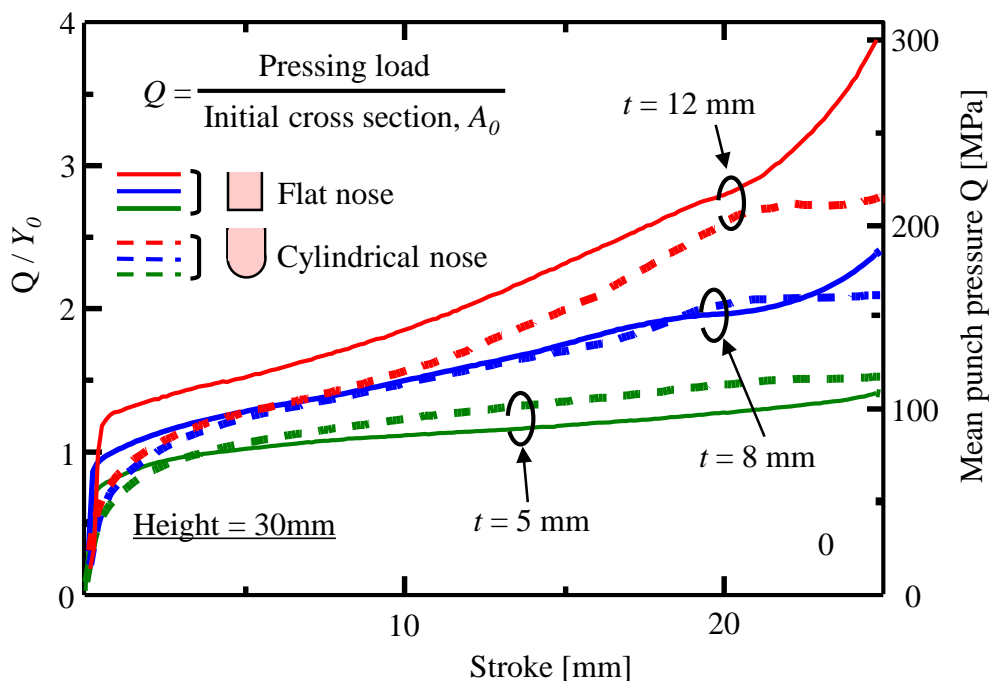


Fig. 4-9 Diagram of stroke - nominal stresses

Fig. 4-10 にストロークが 5 mm でのパンチ厚さごとのパンチ面圧を示す。ここには高さ h の円柱を単軸圧縮で据込んだ時のパンチ面圧も示している。スプリット据込みでは押し出し比が小さいとパンチ面圧が大きく、押し出し比が大きくなるとパンチ面圧は小さくなる。これは押し出し比が小さいものは無限体へのパンチ押し込みに近くなるため降伏応力より大きくなり、押し出し比が大きくなるにつれて材料全体を据込む形に近くなるためパンチ面圧が材料の降伏応力に近づいていくと考えられる。

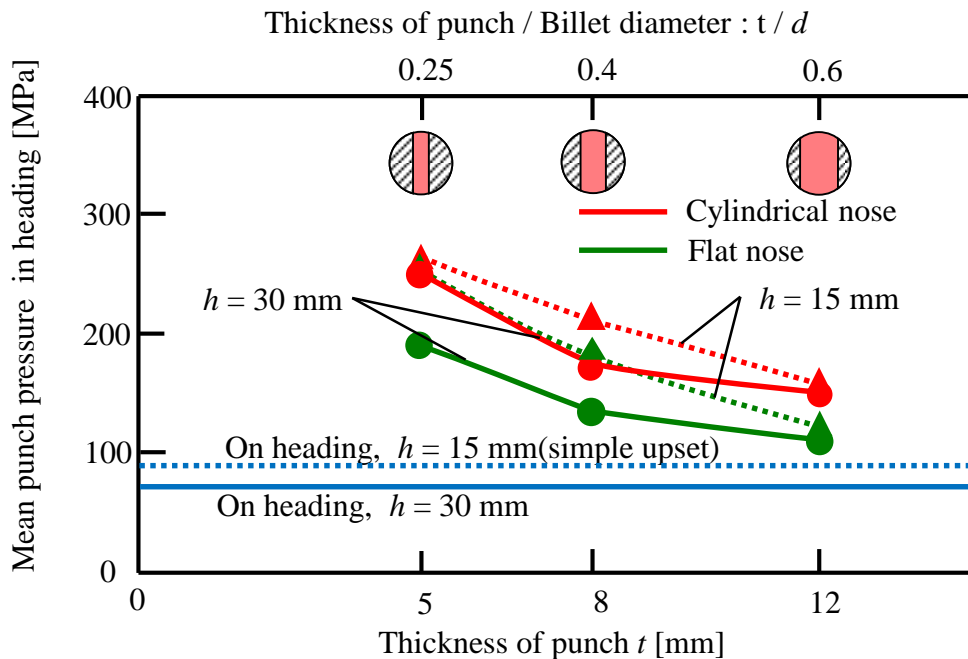


Fig. 4-10 Mean punch pressure ($s = 5$ mm)

4.4.3 材料内部応力分布

Fig. 4-11 に突出量 $h = 30$ mm での内部応力分布を示す。パンチは円頭の厚さが 8 mm で、ストローク $s \leq 10$ mm で最も大きな x 方向応力が出た $s = 10$ mm のものである。これは材料の中心を通る y 断面である。Fig. 4-11(a) は、 x 方向応力 (σ_x) である。パンチ直下に 20 [MPa] 程度の x 方向への引張応力が発生している。Fig. 4-11(b) は、このときの平均垂直応力である。パンチ直下では、-20 [MPa] 程度の圧縮応力となっており偏差応力が引張応力となるため材料内部で割れが発生する可能性がある。

Fig. 4-12 は、突出量 $h = 15$ mm での内部応力分布を示す。パンチは円頭の厚さが 8 mm で、ストローク $s \leq 10$ mm で最も大きな x 方向応力が出た $s = 2$ mm のものである。これは材料の中心を通る y 断面である。Fig. 4-12(a) は、 x 方向応力 (σ_x) であり、パンチ直下に 10 [MPa] 以下の引張応力が発生していることがわかる。Fig. 4-12(b) は、この時の平均垂直応力で引張応力が発生している部分では、-10 [MPa] 以下の圧縮応力となっており偏差応力が圧縮応力となるため、突出量が多い場合と比べて、突出量が小さいときに材料内部割れは発生しにくくなっている。これはコンテナによる拘束部から近い位置で材料が、パンチによって分流するため拘束部からの力を受けて圧縮場に近づいたと考えられる。

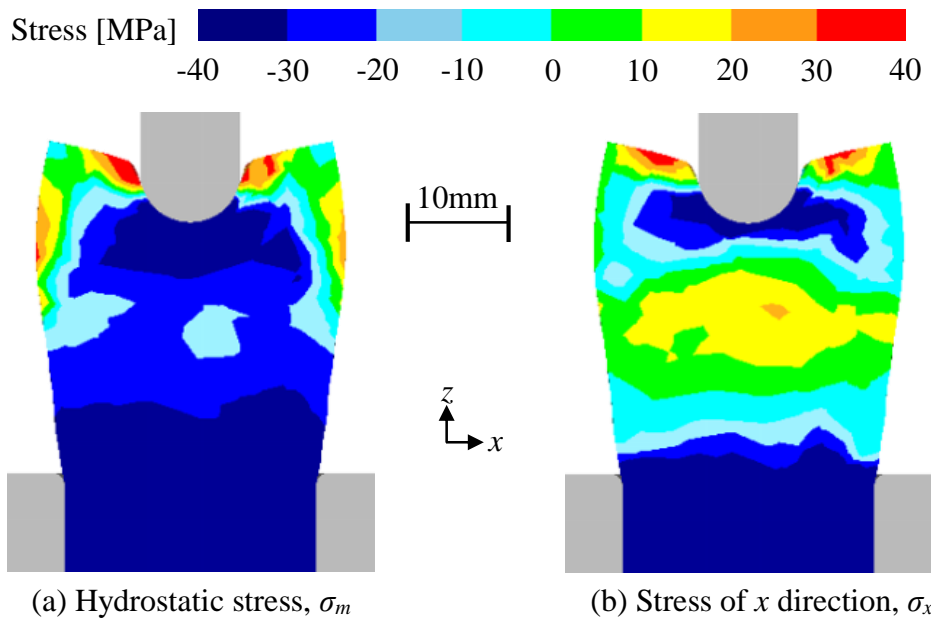


Fig. 4-11 Distributed internal stress in billets ($h = 30$ mm, $s = 10$ mm)

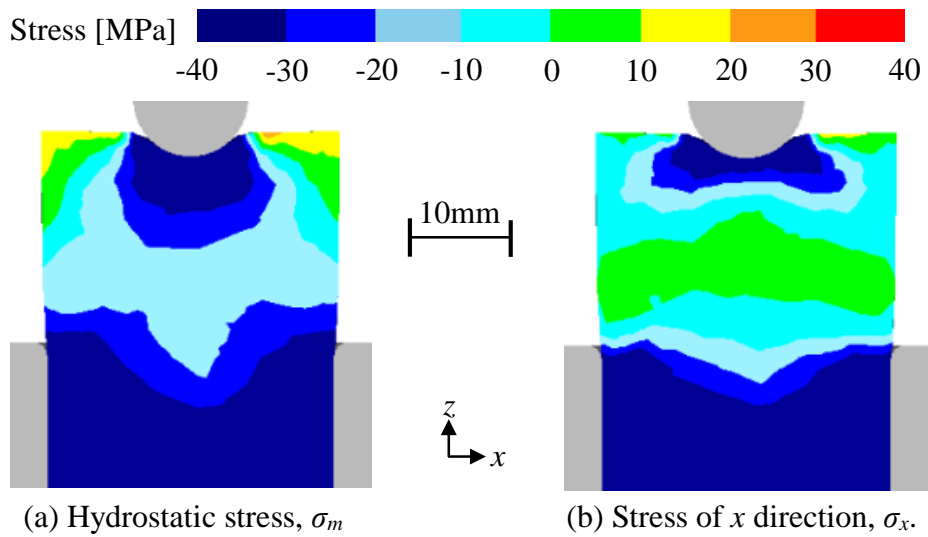


Fig. 4-12 Distributed internal stress in billets ($h = 15$ mm, $s = 2$ mm)

4.5 スプリット後方押し出し

4.5.1 実験方法

スプリット後方押し出しでは、スプリット据込みと同じ装置を用いた。パンチ下降速度は 0.43 mm/s である。Fig. 4-13 はスプリット後方押し出しにおける型構成図を示す。スプリット後方押し出しでは、異なる 2 種類の拘束条件において実験した。以下にそれぞれの概要を示す。

①スプリット後方押し出し

試験片外周をコンテナによって完全に拘束し、材料端面を局所的に圧縮する加工法である。

②低拘束スプリット後方押し出し

試験片またはコンテナの一部を切削し、材料とコンテナの初期拘束範囲を部分的に緩和して、材料端面を局所的に圧縮する加工法である。

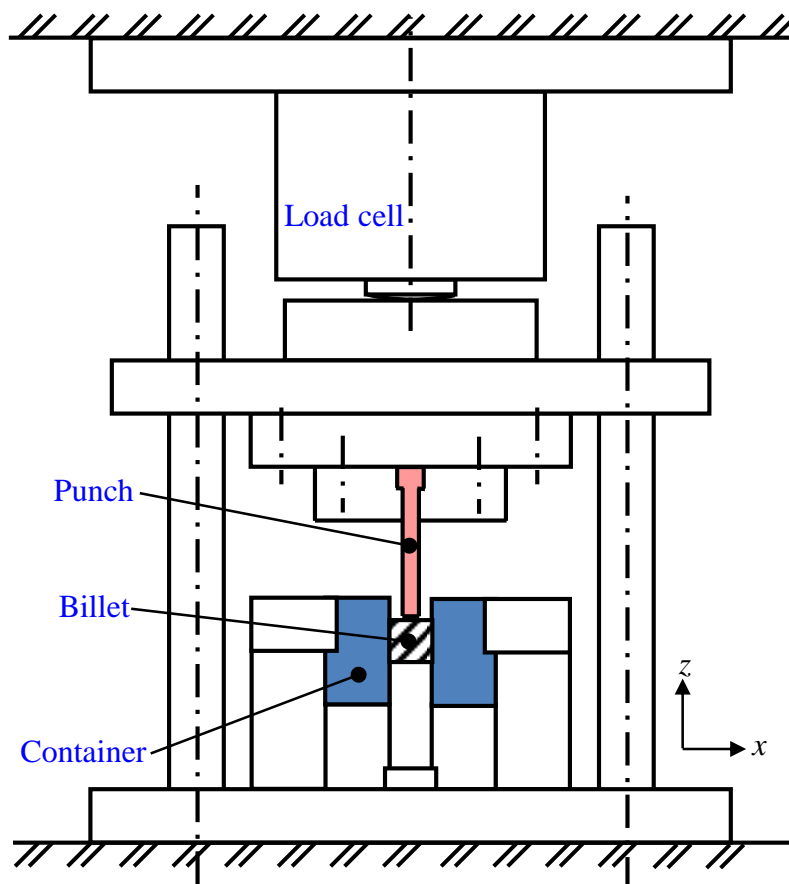


Fig. 4-13 Diagram of split backward extrusion

4.5.2 試験片および実験条件

試験片は、A1070-O 材を用いた。この材料は、スプリット据込みで用いた試験片と同じである。

スプリット押し出しに用いた試験片は、直径 $d = 20 \text{ mm}$ で、高さ $H = 20 \text{ mm}$ の円柱材である。さらに低拘束スプリット押し出しでは、円柱の側面部を二面幅に除去した試験片形状を用いた。Fig. 4-14 は、低拘束スプリット押し出しで用いた試験片形状を示す。Fig. 4-14(a) は、円柱材の外周から深さ b だけ平行に除去した二面幅形状を示す。Fig. 4-14(b) は、円柱材の外周から深さ b だけ円弧形状に除去した円弧溝形状を示す。円柱材の材料半径 r は、 10 mm であるため、それぞれの除去深さ b および除去比 $c = b/r$ を Table. 4-1 に示す。二面幅をとらない円柱材は $b = 0$ であるため、 $c = 0$ である。二面幅にしたときの除去深さ b は、 $0.75, 2, 3 \text{ mm}$ となり、それに対応する除去比 c は、それぞれ $0.075, 0.2, 0.3$ となる。円弧溝においては、除去深さ b は、 $1.5, 4 \text{ mm}$ で、それに対応する除去比 c は、それぞれ $0.15, 0.4$ となる。ここで $c = 0.4$ の円弧溝は、円柱からの除去面積を比べると二面幅の $c = 0.3$ と同じである。

潤滑材は、牛脂(75%)と黒鉛(25%)の混合剤(以下 BG と示す。)と粘度の異なる鉱油 VG100, VG2 を用いた。またアルカリ脱脂したものを Dry とした。それぞれの潤滑剤を使用した際のクーロン摩擦係数 μ をリング圧縮試験により測定した。リング圧縮試験に用いた試験片は、外径 16 mm 、内径 8 mm 、高さ 5.33 mm のリングである。リング圧縮試験で求めたクーロン摩擦係数は、BG, VG100, VG2, Dry の順に $\mu = 0.06, 0.09, 0.13, 0.19$ であった。

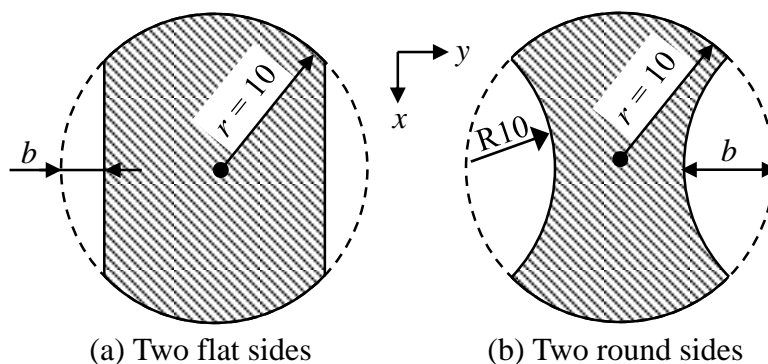


Fig. 4-14 Billets shape on split-backward extrusion

Table 4-1 Billets dimension on split-backward extrusion

Shape of groove	Two flat sides			Two round sides (R10)	
Radius of billet, r [mm]	10			10	
Cutting depth, b [mm]	0.75	2	3	1.5	4
Ratio of two cutting depth $c = b/r$	0.075	0.2	0.3	0.15	0.4

4.5.3 パンチ形状

スプリット後方押しに用いたパンチの材質はSKD11(焼入れ・焼き戻し 61 HRC), ラップ仕上げで, 表面粗さ $0.2 \mu\text{m Rz}$ である. **Fig. 4-15** は, スプリット後方押しに用いた 3 種類の先端形状詳細を示す. **Fig. 4-15(a)** は, 先端が平らな平頭パンチを示し, **Fig. 4-15(b)** は, 先端が奥行き方向視で円形になる円頭パンチをしめし, **Fig. 4-15(c)** は, パンチ先端に傾斜角度をつけた先端角パンチを示す. これらのパンチ厚さは, $t=5, 8, 12 \text{ mm}$ の異なる厚み 3 種類を用いた.

Table 4-2 は, それぞれのパンチ先端形状の詳細を示す. 平頭パンチでは, $t=5, 8, 12 \text{ mm}$ で肩丸み半径 $R_s=0.5 \text{ mm}$, さらに, $t=8 \text{ mm}$ において, 肩丸み半径 $R_s=1, 1.7, 2.8 \text{ mm}$ も用いた. 円頭パンチでは, 先端が単純な円となるようにし, $t=5, 8, 12 \text{ mm}$ では, それぞれ $R=2.5, 4.0, 6.0 \text{ mm}$ となる. さらに, $t=8 \text{ mm}$ では $R=6, 12 \text{ mm}$ を用いた. 傾斜角度パンチでは, $t=8 \text{ mm}$ を用いて先端角 d が $150^\circ, 160^\circ, 170^\circ$ の 3 種類を用いた. これらのスプリット後方押しにおける押し比 $E_r = A_p / (A_0 - A_p)$ はパンチの厚さごとに $t=5, 8, 12 \text{ mm}$ に対して 1.5, 2.0, 3.5 となる. ここで, A_0 は材料初期断面積で, A_p はパンチ投影面積である. スプリット後方押しのパンチ幅 $w=20 \text{ mm}$ で, 側面は Dia. 20 mm の圆弧状としてコンテナ内部に沿うようにした.

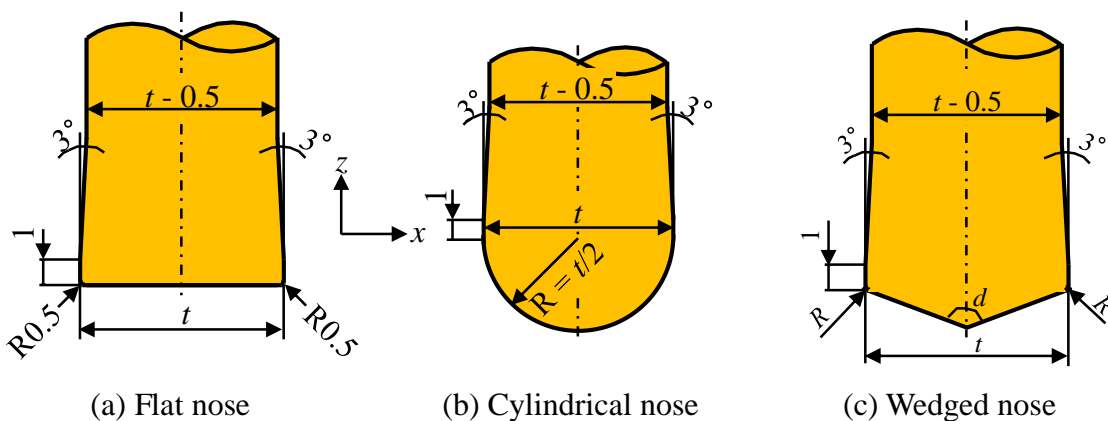


Fig. 4-15 Shape of punch on split-backward extrusion

Table 4-2 Shape of punches dimension

Shape of tip	Thickness [mm], t	R_s, R [mm] Wedged angle, d [°]	Ratio of extrusion, Er
Flat nose	5	0.5	1.5
	8	0.5	2
		1	
		1.7	
		2.8	
12	0.5	3.5	
Cylindrical nose	5	2.5	1.5
	8	4	2
		6	
		11.5	
12	6	3.5	
Wedged nose	8	170	2
		160	
		150	

4.6 スプリット後方押し実験結果

4.6.1 パンチ厚さによる荷重への影響

Fig. 4-16 にパンチ幅ごとのストロークー荷重線図を示す。ストローク初期では、円頭パンチの荷重が平頭パンチより小さい。円頭パンチは、先端が丸くなっており材料が左右に分流されやすいためだと考えられる。しかし、ストロークが進むと円頭パンチの荷重が急増して、平頭パンチの荷重より大きくなる。そして、幅の広いパンチでは、小さいストロークからそのような荷重の逆転が生じ、平頭パンチの荷重が円頭パンチの荷重よりも低くなっている。

Fig. 4-17 は、ストロークが 5 mm のときの押し比ごとのパンチ面圧を示す。パンチ先端が円頭平頭どちらの形状でもパンチ厚さが 8 mm、押し比が 2 付近でパンチ面圧が最小となっていることがわかる。これは一般的なカップの後方押しと同じである。スプリット後方押しでは平頭パンチを使用し、パンチ厚さ $t = 8 \text{ mm}$ で最も荷重が低くなった。

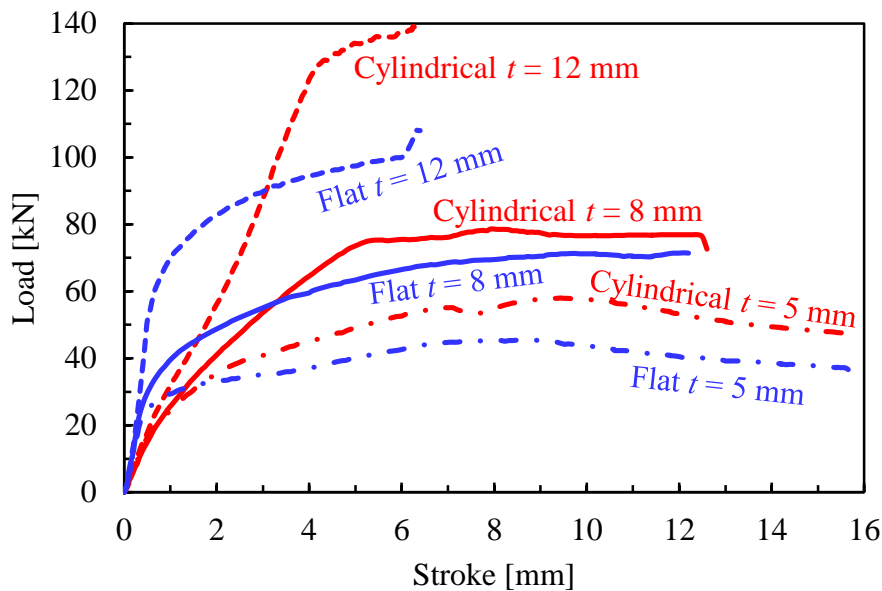


Fig. 4-16 Diagram of stroke – load using cylinder billets

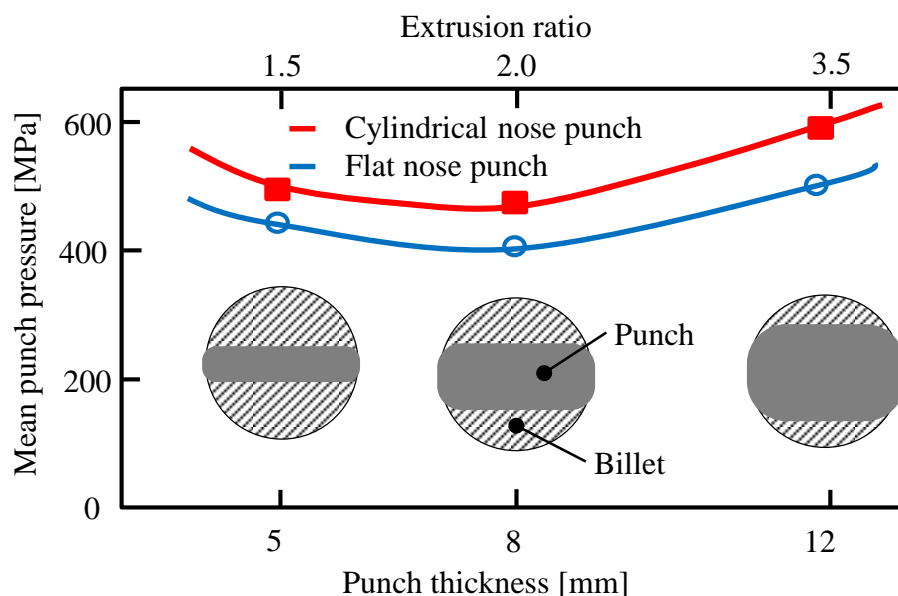


Fig. 4-17 Relationship between mean punch pressure and extrusion ratios

4.6.2 潤滑条件による荷重への影響

Fig. 4-18 は、異なる潤滑剤に対して円頭パンチを用いたストローク荷重線図を示す。このときの押し出し比は、2.0である。VG2では、初期ストロークにおいて荷重が急激に上昇した。これは、潤滑剤がDryと同様に潤滑効果が無い事を示している。一方、VG100では、BGと同じくらい良好な潤滑状態である。パンチは先端が円頭で厚さは8 mmを用いた。今回の実験ではストローク初期においてVG2で最も荷重が高くなり、荷重が一定になった後ではDryが最も高い荷重を示し、試験片外周全体にわたってコンテナへの凝着による傷が見られた。VG100では、試験片外周に多数のへこみが見られた。このことから粘度の高い潤滑剤を使用した場合において、ストローク後半で荷重が低いのは、試験片外周のへこみが油だまりとなり、潤滑剤が常に供給されることで摩擦の低い状態が続くことによって荷重が低くなったと考えられる。Fig. 4-19 は、実験後の試験片を示す。Fig. 4-19(a) は、潤滑材に牛脂と黒鉛の混合剤を用いた試験片を示し、Fig. 4-19(b) は、VG100を用い、Fig. 4-19(c) は、VG2を用い、Fig. 4-19(d) は、Dry条件下における試験片を示す。

スプリット後方押し出しにおける荷重増加の因子として最も影響を受ける範囲を調査した。後方押し出しにおいて試験片とパンチおよび試験片とコンテナの2つの接触面が存在する。この2つの接触面には、異なる潤滑剤を塗布した。試験片とパンチの接触面には、VG2を塗布し、試験片とコンテナの接触面には、BGを塗布して圧

縮した。Fig. 4-18 には、併せて BG & VG2 を示している。実験から、このときのストローク増加による荷重上昇は、全ての接触面に BG を塗布した荷重と同じであった。このことから、試験片とパンチにおける接触面の摩擦抵抗による影響は、ほとんど無く、試験片とコンテナの接触面における摩擦抵抗を減らすことが、荷重低減に最も効果があることが分かった。

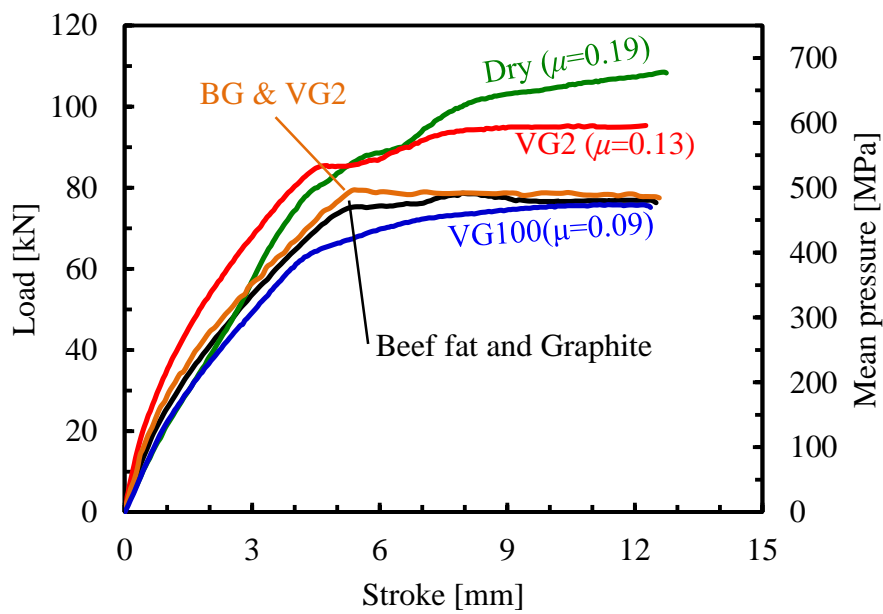


Fig. 4-18 Diagram of stroke – load by using each lubricant

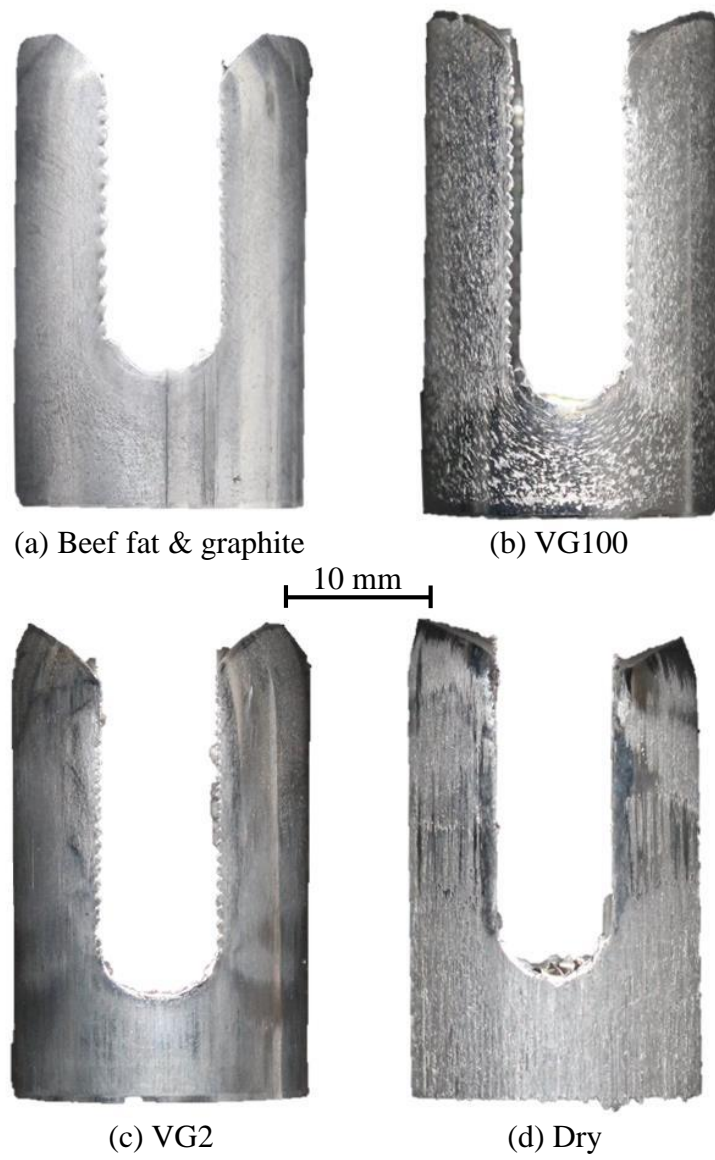


Fig. 4-19 Billet after test under different lubricating conditions by using cylindrical punch

4.7 低拘束スプリット後方押し出し実験結果

4.7.1 外周拘束による荷重への影響

Fig. 4-20 は、試験片円柱材の側面除去形状ごとのストローク-荷重線図を示す。パンチは、厚さ $t = 8 \text{ mm}$ の円頭パンチを用いた。潤滑材は、BG である。材料側面の除去深さが小さい $c = 0.075$ の荷重は、除去しない $c = 0$ の荷重と同じである。このことから $c = 0.075$ では、荷重低減に効果はない。材料側面の除去深さ比 c が、 0.15 もしくは、それ以上に大きくなると、小さいストロークで荷重が低下している。ストロークが増加すると、側面を除去したビレットに対する荷重も増加して、側面を除去していない普通の円柱ビレットに対する荷重と同じ値に達する。側面の除去深さが大きいものほど、両者の荷重が一致するストロークは大きくなる。同じ体積を除去した二面幅 $c = 0.3$ と円弧溝 $c = 0.4$ では $c = 0.3$ の荷重が低くなっている。これは $c = 0.3$ のほうが試験片外周とコンテナとの接触面積が小さく摩擦が小さくなるためだと考えられる。除去深さが大きいほどビレットとコンテナの間の接触面積は小さい。この接触面積が小さいと、その接触面での摩擦力は減少する。それが結果的に荷重を下げることになると考えられる。

材料側面を除去した場合、 $c > 0.15$ での荷重は、材料除去のないスプリット後方押し出しの荷重と比較してストローク初期で小さい。外周拘束のある円柱材と側面除去した材料で同程度の荷重となるのは二面幅では $c = 0.2$ で $s = 7 \text{ mm}$ 、 $c = 0.3$ で $s = 11 \text{ mm}$ 、円弧溝の $c = 0.15$ で $s = 6.5 \text{ mm}$ 、 $c = 0.4$ で $s = 9 \text{ mm}$ のときであり、除去体積を大きくすると荷重が低下する範囲が長くなっている。これは材料除去部が充満するのに必要な材料が多くなるためである。**Fig. 4-21** は、 $s = 5 \text{ mm}$ でのパンチ面圧である。二面幅をとった場合、 $c = 0.075$ では円柱材とほとんど同じパンチ面圧だが、材料除去体積が大きくなるにつれてパンチ面圧が低下することがわかる。 $c = 0.2$ でのパンチ面圧は円柱材でのパンチ面圧の 7 割、 $c = 0.3$ でのパンチ面圧は円柱材でのパンチ面圧の 4 割となった。円弧溝をとった時も同様に材料除去体積が大きくなるとパンチ面圧が下がり $c = 1.5$ でのパンチ面圧は円柱材のパンチ面圧の 8 割、 $c = 0.4$ でのパンチ面圧は円柱材でのパンチ面圧の 5 割となった。 c がさらに大きくなると外周拘束が小さくなる。

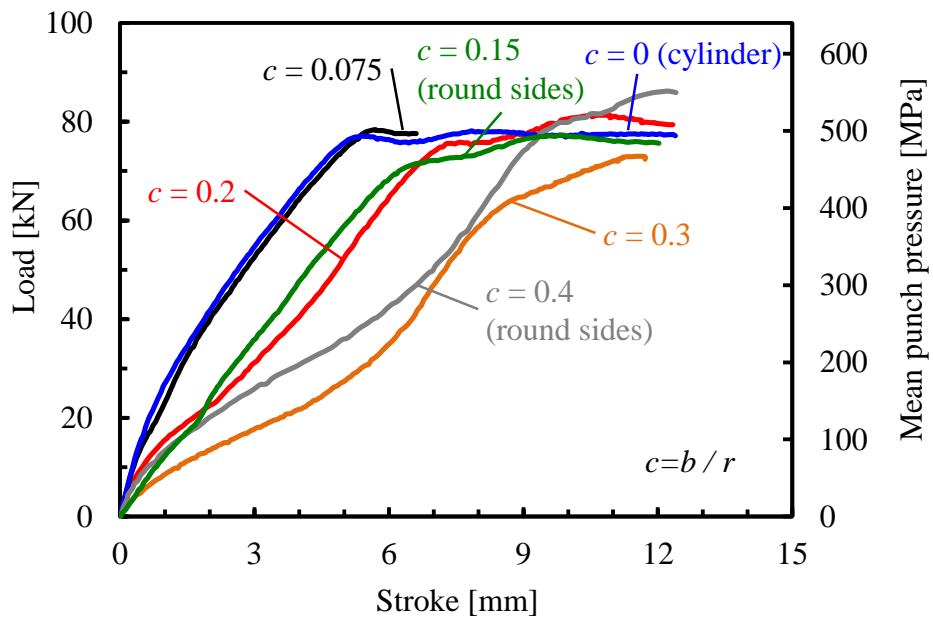


Fig. 4-20 Diagram of stroke – load by using each billet shape

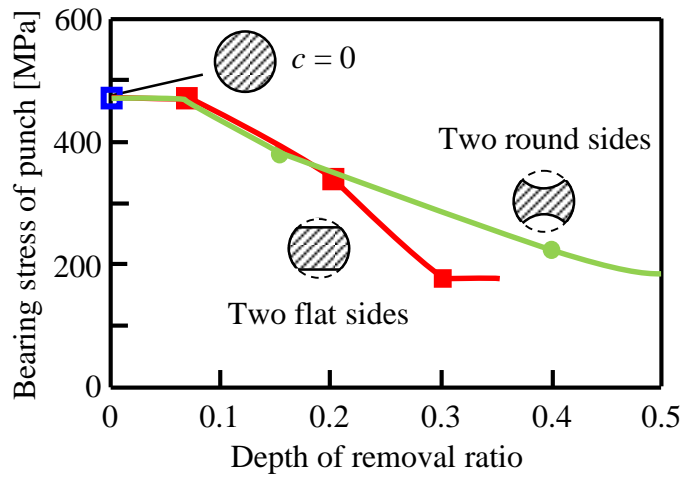


Fig. 4-21 Relationship between mean punch pressure and depth of removal ratio

Fig. 4-22 は、FEM 解析で得られた代表的な平均垂直応力分布を示す。これは円頭パンチで厚さ $t = 8 \text{ mm}$ を用いた。 Fig. 4-22(a) は、スプリット後方押し出しで材料除去がない円柱材のストローク $s = 5 \text{ mm}$ を示す。 Fig. 4-22(b) は、 $c = 0.2$ で $s = 5 \text{ mm}$ 、 Fig. 4-22(c) は、 $c = 0.2$ で $s = 6.5 \text{ mm}$ を示している。二面幅 $c = 0.2$ をとった場合では、材料除去の無いときと比べ、平均垂直応力の絶対値が低くなっている。これは材料を除去して拘束が小さくなったためである。このため加工荷重が低下したと考えられる。 Fig. 4-23 は、円頭パンチを用いた二面幅 $c = 0.2$ における実験初期と実験後の試験片を示す。 Fig. 4-23(a) は、ストロークが 1 mm の試験片を示し、 Fig. 4-23(b) は、ストロークが 12 mm の試験片を示す。

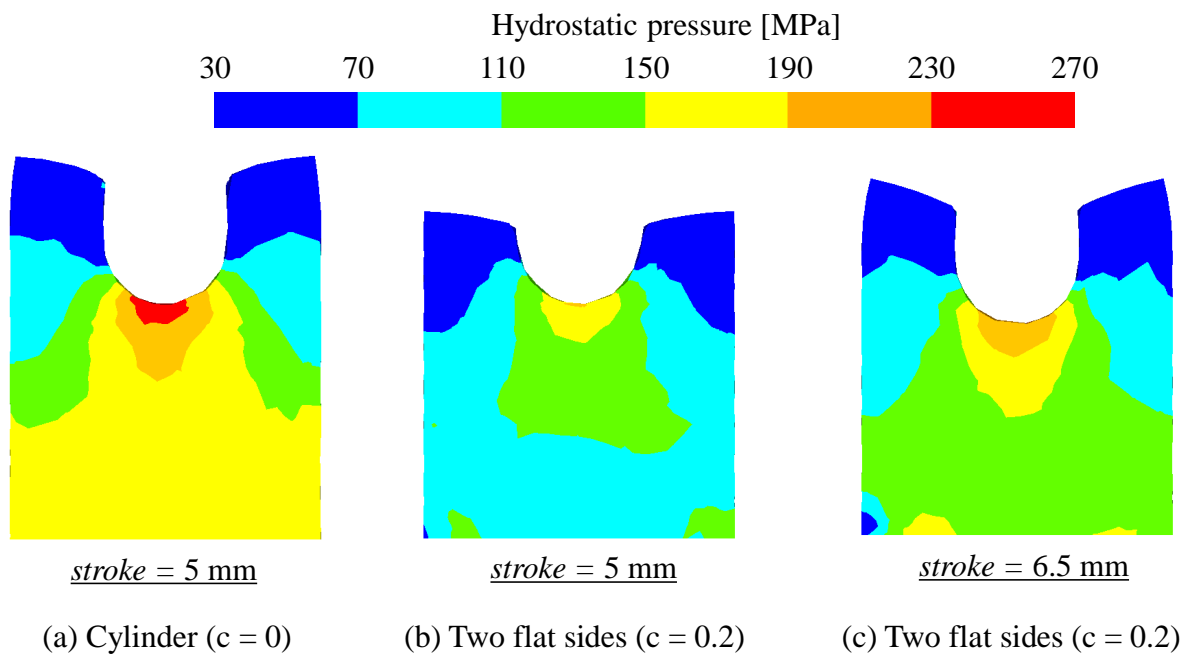


Fig. 4-22 Distributed internal stress on billets of circular punch

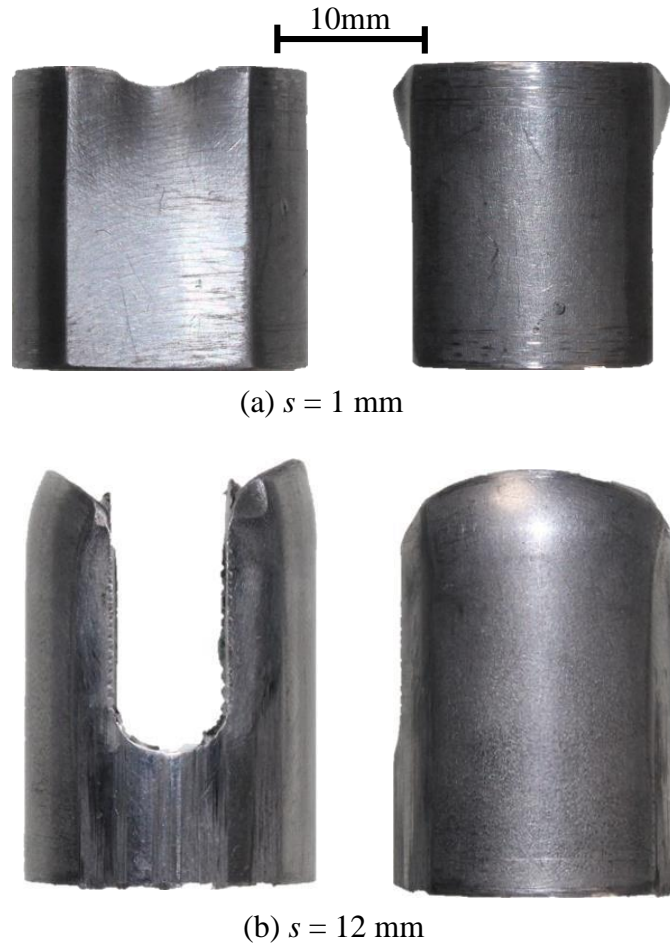


Fig. 4-23 Two flat sides billet after test by using cylindrical punch

4.7.2 溝付コンテナの影響

試験片の側面を除去することは、荷重低減に効果があり、その除去比率は $c > 0.15$ で初期ストロークの荷重が低下した。そこで試験片には、円柱材を用いてコンテナに $c = 0.2$ と同じ断面積分の円弧溝を追加した。**Fig. 4-24** は、溝付コンテナの形状を示す。スプリット後方押し出しによる逃がし溝の方向は、二面幅と同じ向き（パンチの奥行方向）とした。円頭パンチのパンチ幅側面は、コンテナに追加した円弧溝に沿うように長さを $w = 23.5 \text{ mm}$ とした。二面幅 $c = 0.2$ と同じ体積の充満後に枝部分へ材料が流動している。**Fig. 4-25** は、溝付きコンテナによるストローク荷重線図を示す。そのグラフには、二面幅で $c = 0.2, 0.3$ と円柱材の $c = 0$ も示す。溝付きコンテナでは、二面幅 $c = 0.2$ と同様にストローク $s = 7 \text{ mm}$ で荷重が安定する。しかし試験片の二面幅 $c = 0.2$ と比べると最大荷重が 90 [kN] となり約 10% の荷重が増加した。これは溝付きコンテナに合わせたパンチとなったことで、試験片下部の充満体積が

増加したことによってパンチ面圧が増加したためである。

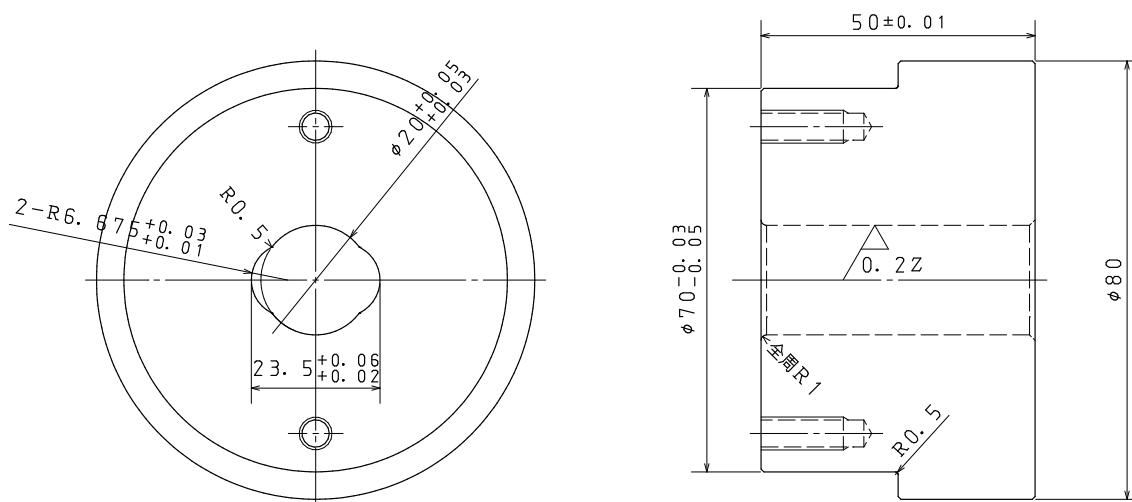


Fig. 4-24 Shape of container with groove at inner

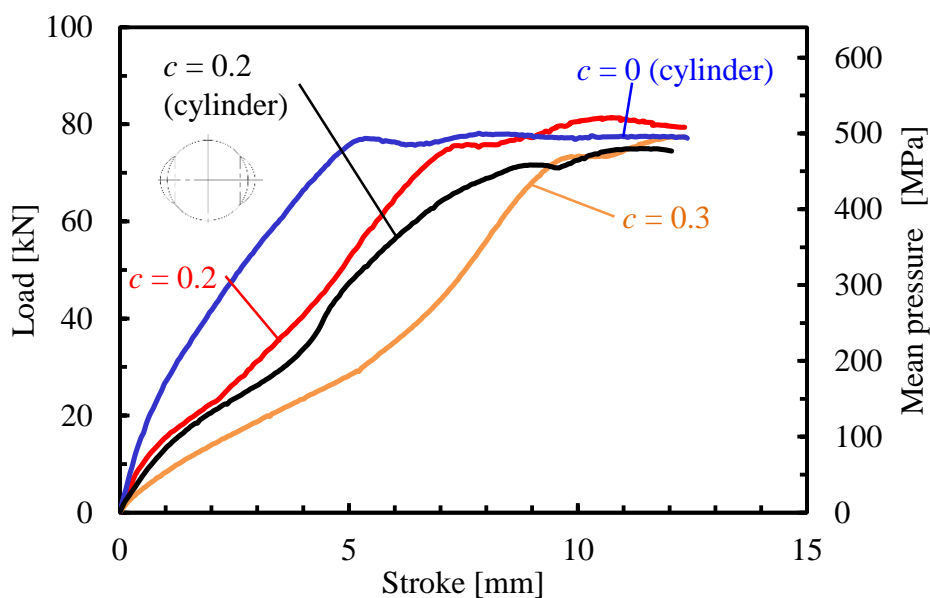


Fig. 4-25 Diagram of stroke – load by using groove container

4.7.3 パンチ先端形状の影響

Fig. 4-26 は、平頭パンチを用いて、先端肩円弧 R_s の大きさによるパンチ面圧を示す。横軸は先端肩円弧直径をパンチ厚さ t で割った値であり、パンチ先端円弧部分の割合を示している。ストロークが、 $s = 2 \text{ mm}$ と $s = 5 \text{ mm}$ では、パンチ先端の約 7 割以上が円弧となっており、パンチの面圧が円頭パンチの面圧と同程度となってい

る. $s = 10 \text{ mm}$ では, パンチ先端の約 4 割以上が円弧となっており, パンチの面圧が円頭パンチの面圧と同等となっている.

Fig. 4-27 は, 円頭パンチを用いて, パンチ先端の曲率半径 R の大きさごとのパンチ面圧である. 横軸は先端円弧直径をパンチ厚さ t で割った値で, 0 で先端が平坦, 1 で先端が半円状の円弧である. $s = 2 \text{ mm}$ と $s = 5 \text{ mm}$ では先端円弧が大きいパンチのパンチ面圧が低くなっている. $s = 10 \text{ mm}$ では先端円弧パンチの面圧が平頭と同程度のパンチ面圧に増加している.

Fig. 4-28 は, 傾斜角度パンチを用いて, 先端角度におけるパンチ面圧を示す. パンチ厚さ $t = 8 \text{ mm}$ を用い, 潤滑材は, BG である. ストロークが, $s = 2 \text{ mm}$ と $s = 5 \text{ mm}$ では, 先端角パンチのパンチ面圧が低く, 円頭に近い先端角 150° のパンチ面圧が最も低くなっている. $s = 10 \text{ mm}$ では, 先端角パンチのパンチ面圧が平頭に近いパンチ面圧となっている. この時, 先端角 170° が, 最小のパンチ面圧を示した. これはパンチの先端角が大きいほど, 円頭パンチと同じように材料を左右に流動させやすくなり, 同時に潤滑剤も流れ出ていくためだと考えられる. そのため, さらにパンチを押し込めば円頭パンチと同等のパンチ面圧になると考えられる.

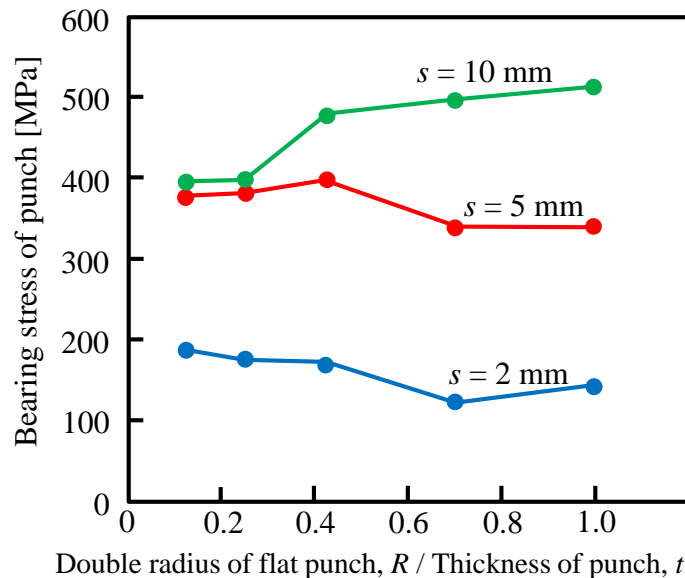


Fig. 4-26 Punch pressure vs punch shoulder R s by using flat nose punch

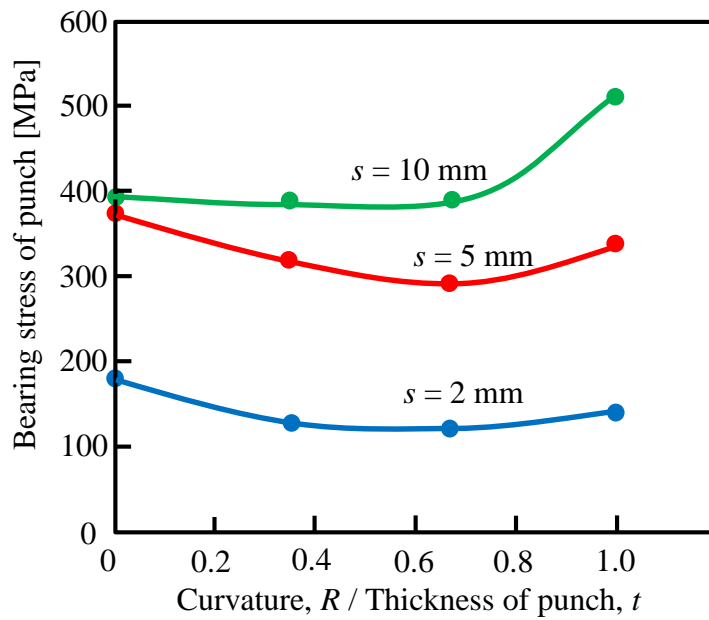


Fig. 4-27 Punch pressure vs punch radii by using cylindrical nose punch

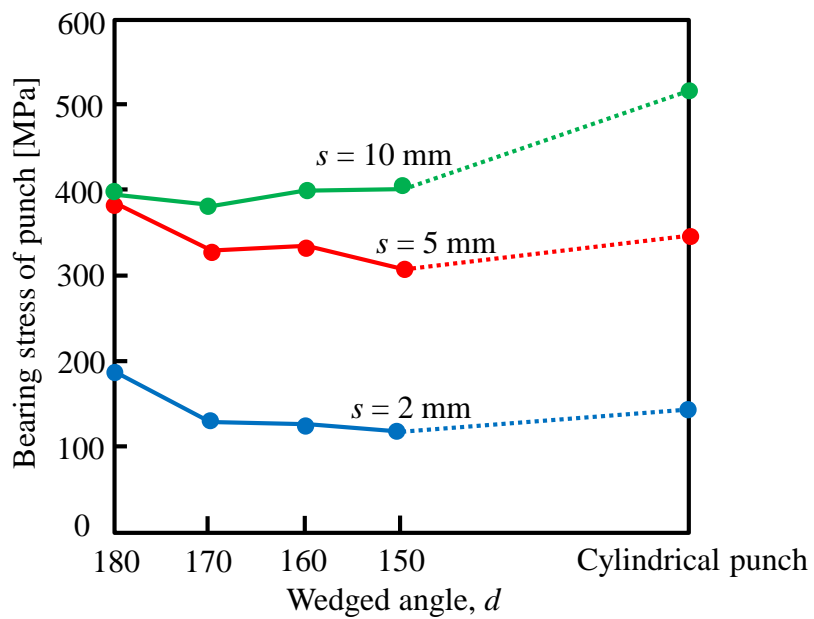


Fig. 4-28 Punch pressure vs nose angle by using wedged nose punch

4.8 結言

スプリットヘディング

- 1) 外周拘束の無い据え込みでは、後方押しと比べると、荷重が半減する。しかし試験片は、全体的に据え込まれた形状となる。
- 2) 厚さ $t=5\text{ mm}$ の平頭パンチはパンチ直下付近に局部的に変形が集中し、荷重も小さいため下部の非変形域が容易に荷重を支えることができる。しかし押し比が小さいとパンチ面圧が大きく、押し比が大きくなるとパンチ面圧は小さくなるため、押し比が大きくなるにつれて材料全体を据え込む形となることで、降伏応力に近づいていく。
- 3) 試験片のコンテナからの突出量 30 mm では、パンチ直下に x 方向の引張応力が発生するため、材料内部で延性破壊を起こす危険がある。
- 4) 試験片のコンテナからの突出量 15 mm では、 x 方向の引張応力も小さく偏差応力で見れば、圧縮応力の状態であった。このことから材料内部による延性破壊の危険性は少ない。

スプリット後方押し

- 1) 押し比が 2.0 となるパンチ厚さ 8 mm が最もパンチ面圧が低い。
- 2) 平頭と円頭パンチでは平頭パンチの方が、荷重が低い。しかし押し初期の段階では、円頭パンチの方が低荷重であった。これは、パンチ先端の円頭形状により材料が左右に流れやすくなったと考えられる。
- 3) 荷重低減には、VG100 や牛脂 + 黒鉛など粘度の高い潤滑剤は荷重低減に効果がある。

低拘束スプリット後方押し

- 1) 試験片を部分的に除去するのは、荷重低減に効果的である。それは、平均垂直応力の絶対値が減少しているためであると考えられる。しかし、試験片を部分的に除去したため二股の枝長さは短くなる。
- 2) パンチ先端形状では、 170 度が最も低いパンチ面圧であった。
- 3) 曲率形状では円頭パンチ（パンチ幅 = 先端直径）の時は高い荷重となるが、パンチ幅以上の直径であれば平頭パンチと同様な低い荷重となる。

第5章 総括

本研究では、鍛造における前・荒工程を自由鍛造することによって、非軸対称な形状への成形を低荷重で実現することを目指した。まず、棒材の横方向からパンチを押し込み、パンチのセット角度によって非軸対称性を変えられることを示した。さらに棒・ブロック材を用いて、長手（軸）方向に表面粗さの異なる平面工具や、くさび形状の工具で軸方向に圧縮することによる材料流動への影響を示し、非軸対称品を成形できる方法を提案した。これを発展させて、二股部品を低荷重で成形できる方法を提示した。これらの実験に対して、材料に生じる応力やひずみ分布については、FEM解析を用いて解析した。各章で得られた結論を以下に列挙する。

第1章では、鍛造品への高いニーズと新たなニーズとして高精度と複雑形状が求められていることを紹介した。それを背景に、特に冷間鍛造工程における型、潤滑、プレス機を主に進められた開発について示した。その上でさらにこれからニーズの増える非軸対称部品を成形するための鍛造の課題や問題点を明らかにした。特に前工程品を成形するための鍛造法について、系統的に論じられた研究例がほとんど見当たらず、前工程において非軸対称な形状へ成形することの意義を改めて示した。これらを実用化することは、鍛造における成形品の高精度化に役立つ。

以上のように工業的、学術的な必要性を踏まえて、本論では、基本的な丸棒の横方向圧縮と軸方向圧縮による非軸対称の前工程形状品を成形できるような提案、さらにその応用に至る各論の構成について示した。

第2章では、丸棒材の横方向から局所的にパンチを押し込み、非対称形状の成形を試みた。パンチの先端形状は、平頭と円頭の2種類を用い、このときの材料流動への影響を実験とFEM解析を用いて非対称形状の成形法を示した。以下に結果をまとめる。

- 1) 平頭パンチを用いると、アンダーカットが助長され、凹みの上縁の幅が底近くの幅よりも小さくなった。これは、変形を通じて材料の変形領域がパンチに近い付近だけに限られることに起因する。一方、円頭パンチを用いるとアンダーカットは抑制された。このときは材料の広い領域において、上下に圧縮と左右に伸長が生じた。
- 2) 所定のパンチ押し込みストロークで、ビレット上側の伸長変形からビレット下側の

伸長変形が優勢に転じた。これは、パンチ先端半径が大きくなるほど、小さなストロークで起きることが実験と FEM で確認できた。

- 3) 平頭パンチを用いる時には、材料の変形が圧縮付近に限られ、同時に、少しの押し込みでビレット全体が反ることも重なって、アンダーカットが進むと考えられた。円頭パンチを用いる時には、長手方向へ広く材料が伸長し、同時にビレット全体が反るのも遅れるため、アンダーカットは抑制されると考えられた。
- 4) パンチセット角度 $\theta = 0^\circ$ で圧縮すると、パンチ直下に高い引張応力が発生する。これに対して、パンチセット角度を $\theta > 0^\circ$ とすると、パンチ直下の引張応力は減少する。これは、パンチセット角度 θ を与えることで x 応力と y 応力に分散されることによって σ_x の引張応力が減少した。
- 5) パンチセット角度 θ が増加すると、丸棒の左軸と右軸のシフト率も増加する。例えば R4 の円頭パンチでパンチセット角度 θ が 0° では、シフトしなかった。パンチセット角度が 45° になると、50%圧縮でシフト率 S_R は 0.3 に達した。
- 6) パンチセット角度 θ が 45° のとき、パンチ先端曲率半径 R が増加すると、シフト率も増加する。例えば R6 の円頭パンチで 50%圧縮すると、シフト率 S_R は 0.36 に達した。

第 3 章では、まず、従来の側面拘束圧縮による非軸対称品の鍛造の特性と課題を示した。次いで自由鍛造における型の表面粗さや形状によって材料流動へ及ぼす影響を実験・FEM 解析により非軸対称形状成形に関する加工法を示した。以下に結果をまとめる。

- 1) 角柱試験片の側面拘束圧縮では、拘束されていない x 方向へ材料は必然的に流動する。その材料の伸びは、端の自由面近くで小さく、試験片中央付近で大きかった。
- 2) 円柱試験片の側面拘束圧縮では、 x 方向への材料の伸びは角柱試験片と同じ傾向である。加えて、端の自由面近くでは拘束が弱く、自由鍛造に近い変形を示した。
- 3) 側面拘束圧縮における面圧は、据込みの面圧より 10%~15%高かった。また、圧縮が進むとパンチと拘束ダイスとの間に発生したバリが徐々に高くなった。
- 4) 平坦な上下工具の据込みでは、良好な潤滑条件下において研削により微細な凹凸を有した工具で圧縮すると、粗さの粗い工具ほど凹凸の筋目方向へ積極的に材料が流動する。このときの長軸 / 短軸比は、最大でも 8%程度であった。
- 5) 表面に凹凸を有した山谷形状工具では、勾配角の大きい方が山谷の溝方向と溝に

対して直角な方向の摩擦抵抗差を大きくすることができ、その摩擦抵抗差によって材料流動比 L_x / L_y が大きくなることが分かった。

- 6) 上工具に頂角付き工具を用いて据込むと、頂角 α が小さくなるほど、つまり傾斜角が大きいほど、早期に破断することが分かった。しかし、頂角 α が、水平に近くなると据込み性は向上するが、材料流動比は最大でも 10% くらいであった。
- 7) 先端が曲率半径 R を有した工具による据込みでは、 R が大きくなるほど限界圧縮率も向上すると共に、長軸 / 短軸比も上昇することがわかった。
- 8) くさび形状工具によって水平方向成分を与えることは、材料流動比 X_{max} / Y_{max} (長円断面の長軸と短軸の比) の向上に効果的である。たとえば、くさび形状上工具の頂角 140° 、頂角半径 $R10$ のときで、70% 圧縮すると材料流動比 X_{max} / Y_{max} が 1.49 となる長円断面品が得られた。
- 9) くさび形状上工具を用いた据込みにおいて、頂角半径が小さい場合には、低い圧縮率で割れが生じた。頂角半径を大きくすると、低い圧縮率における割れを回避できたが、大きな頂角半径にしても圧縮率 80% の時には割れが生じた。
- 10) くさび形状工具によって頂角半径の小さい工具を用いると据込みと側面拘束圧縮では、相当ひずみや最大主応力の分布が大きく異なった。据込みでは、上端面の凹部中央の端部 (元円柱の外周) にひずみと応力の集中がみられた。一方、側面拘束圧縮では、上端面の凹部直下により大きなひずみと応力が、より大きな領域でみられた。
- 11) 第 1 工程にくさび形状工具を用いて圧縮した後、第 2 工程に平板で再圧縮すると、材料流動比はさらに増加した。

第 4 章では、非軸対称な二股部品の成形をスプリット据込みとスプリット後方押しによって低荷重で成形する方法を実験と FEM 解析を用いて示した。以下に結果をまとめる。

<スプリットヘディング>

- 1) 外周拘束の無い据え込みでは、後方押しと比べると、荷重が半減する。しかし試験片は、全体的に据え込まれた形状となる。
- 2) 厚さ $t = 5 \text{ mm}$ の平頭パンチはパンチ直下付近に局部的に変形が集中し、荷重も小さいため下部の非変形域が容易に荷重を支えることができる。しかし押し比が小さいとパンチ面圧が大きく、押し比が大きくなるとパンチ面圧は小さくなるため、押し比が大きくなるにつれて材料全体を据込む形となることで、降伏

応力に近づいていく。

- 3) 試験片のコンテナからの突出量 30 mm では、パンチ直下に x 方向の引張応力が発生するため、材料内部で延性破壊を起こす危険がある。
- 4) 試験片のコンテナからの突出量 15mm では、 x 方向の引張応力も小さく偏差応力で見れば、圧縮応力の状態であった。このことから材料内部による延性破壊の危険性は少ない。

<スプリット後方押し>

- 1) 押し比が 2.0 となるパンチ厚さ 8mm が最もパンチ面圧が低い。
- 2) 平頭と円頭パンチでは平頭パンチの方が、荷重が低い。しかし押し初期の段階では、円頭パンチの方が低荷重であった。これは、パンチ先端の円頭形状により材料が左右に流れやすくなったと考えられる。
- 3) 荷重低減には、VG100 や牛脂+黒鉛など粘度の高い潤滑剤は荷重低減に効果がある。

<低拘束スプリット後方押し>

- 1) 試験片を部分的に除去するのは、荷重低減に効果的である。それは、平均垂直応力の絶対値が減少しているためであると考えられる。しかし、試験片を部分的に除去したため二股の枝長さは短くなる。
- 2) パンチ先端形状では、170 度が最も低いパンチ面圧であった。
- 3) 曲率形状では円頭パンチ（パンチ幅 = 先端直径）の時は高い荷重となるが、パンチ幅以上の直径であれば平頭パンチと同様な低い荷重となる。

本研究において、丸棒の横方向および軸横方向から据込むことによって材料を容易に非軸対称形状へ成形する方法を示した。これらは、非軸対称な部品成形の前・荒工程において、非常に有効な加工法であり、結果として仕上げ形状の荷重低減につながると思われる。さらに、応用例としては、材料が異方性のある材料で等方的に変形させるときは、本例を参考に材料流動の抑制や、工具形状および表面粗さを変えることで、これらの材料流動を制御することが可能となる。

参考文献

- 1) 日本塑性加工学会 鍛造分科会編: "わかりやすい鍛造加工", 日刊工業新聞社, (2005).
- 2) 鈴木弘編: "塑性加工 (改訂版)", 裳華房, (2008), 第 46 版.
- 3) 日本塑性加工学会編: "鍛造―目指すはネットシェイプ―", コロナ社, (1995).
- 4) 高山直士, 赤井孝行, 高内芳美, 廣垣俊樹: "5 軸制御マシニングセンタの精度向上に関する研究", 精密工学会秋季大会学術講演論文集, A09 (2008), 52-57.
- 5) 廣瀬智博, 上芳啓, 藪谷誠, 森本善隆: "光学部品用金型向け超精密 5 軸加工機の開発―レンズアレイ金型の切削加工による性能評価―", 2014 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2014), 535-536.
- 6) 早渕正宏, 岩田大助, 堀智之, 森孝一, 森孝信: "インライン生産を実現する複動 1 ストロークプレスの実用化", 塑性と加工, 53-623 (2012), 1041-1043.
- 7) K. Osakada, K. Mori, T. Altan, P. Groche: "Mechanical servo press technology for metal forming", CIRP Annals Manufacturing Technology, Vol. 60-2 (2011), 651-672.
- 8) 河本基一郎: "鍛造用サーボプレスの特徴とその活用方法", 第 314 回 塑性加工シンポジウム, (2015), 25-30.
- 9) 北村憲彦: "精密鍛造のためのトライボロジー", 精密工学会誌, Vol. 80-12 (2014), 1053-1056.
- 10) 安藤弘行: "鍛造技術の進歩に伴う部品形状の変化", 第 314 回 塑性加工シンポジウム, (2015), 1-8.
- 11) 村松勁: "冷間鍛造の実用化研究", 名古屋工業大学大学院 1998 年度博士論文, (1999)
- 12) 久能博孝: "航空宇宙部品の鍛造技術", 塑性と加工, 22-243 (1981), 317-326.
- 13) 工藤英明, 長浜高四郎: "加工圧力および製品形状の実験結果―丸棒の冷間すえ込み加工・第 1 報―", 塑性と加工, 10-106 (1969), 827-836.
- 14) 工藤英明, 長浜高四郎: "加工圧力および幅広がりの解析と割れの問題―丸棒の冷間すえ込み加工・第 2 報―", 塑性と加工, 10-106 (1969), 837-846.
- 15) 葉山益次郎, 酒匂雅隆: "丸棒の回転圧縮における接触幅と荷重の評価", 塑性と加工, 15-157 (1974), 141-146.
- 16) 南波樹人, 和田知之: "丸棒の中間部横すえ込みの研究", 塑性と加工, 25-282 (1984), 625-630.
- 17) 川井謙一: "集中荷重による円柱の横据込みにおける弾性応力場", 塑性と加工, 26-296 (1985), 974-980.
- 18) T. Ishikawa, W. Xin-yun, N. Yukawa, Y. Yoshida, T. Sukeda: "Incremental forging using servo-press and robot", Proceedings of the 5th JSTP-ISPF, (2009), 41-46.
- 19) T. Kuboki, A. Azrie, Y. Jin: "A new incremental in-plane bending of thin sheet metals for

- micro machine components by using a tiltable punch", *CIRP, Manufacturing Technology*, 63, (2014), 249-252.
- 20) 近藤一義: "ピーンフォーミング", *塑性と加工*, 42-489 (2001), 1008-1013.
 - 21) K. Osakada, T. Kawasaki, K. Mori, N. Taniguchi: "A method of determining flow stress under forming conditions", *CIRP annals*, Vol. 30-1 (1981), 135-138.
 - 22) L. Lazzarotto, L. Dubar, A. Dubois, P. Ravassard, J. P. Bricout, J. Oudin: "A selection methodology for lubricating oils in cold metal forming processes", *Wear*, 215 (1998), 1-9.
 - 23) D. Vilotić, M. Planč, S. Grbić, S. Alexandrov, N. Chikanova: "An approach to determining the workability diagram based on upsetting tests", *Fatigue Fract Engineering Master Struct*, 26 (2003), 305-310.
 - 24) A. Kocańda, P. Czyżewski: "An influence of some process parameters on lateral forces in forging dies", *Computer Methods in Materials Science*, vol. 7-2 (2007), 208-211.
 - 25) J. S. Chen, C. M. O. L. Roque, C. Pan, S. T. Button: "Analysis of metal forming process based on meshless method", *Journal of Materials Processing Technology*, 80-81 (1998), 642-646.
 - 26) D. Sulsky, H. L. Schreyer: "Axisymmetric form of the material point method with applications to upsetting and Taylor impact problems", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 139 (1996), 409-429.
 - 27) Y. T. Im, J. W. Lee, S. K. Hwang, D. K. Kim, H. M. Baek, W. W. Park, H. S. Joo, J. M. Kim, I. H. Son, C. M. Bae: "Bolt manufacturing of fine-grained materials", *Proceeding, ICFG2012* (2012), 98-105.
 - 28) A. L. Vorontsov: "Change in geometry of a cylindrical blanking in upsetting with contact friction", *Russian Engineering Research*, vol. 29-7 (2009), 705-713.
 - 29) Yu. M. Antoshchenkov, I. M. Taupek: "Computer simulation of axisymmetric upsetting", *Steel in Translation*, vol. 45-1 (2015), 38-41.
 - 30) M. Oyane, T. Sato, K. Okimoto, S. Shima: "Criteria for ductile fracture and their applications", *Journal of Mechanical Working Technology*, 4 (1980), 65-81.
 - 31) D. Duran, C. Karadogan: "Direct determination of Coulomb's friction coefficient for cold forging simulation", *Proceeding, ICFG2012* (2012), 75-79.
 - 32) S. Gupta, N. V. Reddy, P. M. Dixit: "Ductile fracture prediction in axisymmetric upsetting using continuum damage mechanics", *Journal of Materials Processing Technology*, 141 (2003), 256-265.
 - 33) S. I. Oh: "Finite element analysis of metal forming processes with arbitrarily shaped dies", *International Journal of Mechanical Science*, Vol. 8 (1982), 479-493.
 - 34) B. P. P. A. Gouveia, J. M. C. Rodrigues, P. A. F. Martins: "Fracture predicting in bulk metal forming", *International Journal of Mechanical Science*, Vol. 38-4 (1996), 361-372.
 - 35) S. E. Clift, P. Hartley, C. E. N. Sturgess, G. W. Rowe: "Fracture Prediction in plastic deformation processes", *International Journal Mechanical Science*, Vol. 32-1 (1990), 1-17.

- 36) G. A. Baglyuk: "Free upsetting of heated porous cylindrical specimens", *Journal of Material Science*, Vol. 7 (1988), 532-535.
- 37) S. B. Petersen, P. A. F. Martins, N. Bay: "Friction in bulk metal forming: a general friction model vs. the law of constant friction", *Journal of Materials Processing Technology*, 66 (1997), 186-194.
- 38) W. R. D. Wilson, W. Lee: "Mechanics of surface roughening in metal forming processes", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 123 (2001), 279-283.
- 39) A. Danno, S. Berner, K. S. Fong, W. T. Yap: "Multi-stage cold forging of thin-walled components", 11th International Conference on Technology of Plasticity, *Procedia Engineering*, 81 (2014), 407-412.
- 40) D. C. Ko, B. M. Kim, J. C. Choi: "Prediction of surface-fracture initial in the axisymmetric extrusion and simple upsetting of an aluminum alloy", *Journal of Mechanicals Processing Technology*, 62 (1996), 166-174.
- 41) W. S. Weroński, A. Gontarz, Z. Pater: "Reserch of upsetting ratio in forming processes on a three – slides forging press", *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, Vol. 17 (2006), 409-412.
- 42) H. Kudo: "Some analytical and experimental studies of axi-symmetric cold forging and extrusion- II ", *International Journal Mechanical Science*, Vol. 3 (1961), 91-117.
- 43) H. Kudo: "Some analytical and experimental studies of axi-symmetric cold forging and extrusion- I ", *International Journal Mechanical Science*, Vol. 2 (1960), 102-127.
- 44) J. A. Schey, T. R. Venner, S.L. Takomana: "The effect of friction on pressure in upsetting at low diameter-to-height ratios", *Journal of Mechanical Working Technology*, 6 (1982), 23-33.
- 45) J. C. Hung, C. Hung: "The influence of ultrasonic-vibration on hot upsetting of aluminum alloy", *Ultrasonic*, 43 (2005), 692-698.
- 46) F. Yoshida, T. Wanheim: "The prediction of surface cracking based on the model material technique", *CIRP annals*, Vol. 36-1 (1987), 165-168.
- 47) S. Kobayashi, E. G. Thomsen: "Upper-and Lower-bound solutions to axisymmetric compression and extrusion problems", *International Journal Mechanical Science*, Vol. 7 (1965), 127-143.
- 48) 戸澤康寿, 小嶋昌俊: "すえ込み性におよぼす冷間加工の影響—冷間加工材のすえ込みに関する研究・第1報—", *塑性と加工*, 12-122 (1971), 174-182.
- 49) 村田良美, 木内学, 矢吹豊: "円柱のすえ込み加工の際のバルジング, フォルディングの解析", *塑性と加工*, 26-290 (1985), 260-266.
- 50) 工藤英明, 中根龍男: "円柱圧縮における製品表面の平面度について", *塑性と加工*, 5-41 (1964), 393-402.
- 51) 山口重裕, 高橋稔彦, 南雲道彦, 遠藤道雄: "炭素鋼のすえ込み加工性に及ぼす表面キズの影響", *塑性と加工*, 12-122 (1971), 190-196.

- 52) 工藤英明, 佐藤清, 沢野岩吉: "炭素鋼の変形抵抗と冷間鍛造圧力-冷間鍛造性試験の研究・その1-", 塑性と加工, 6-56 (1965), 499-511.
- 53) 寺野元規, 北村憲彦, 深津隆明: "小立方体圧縮試験による棒材の塑性異方性の測定", 塑性と加工, 52-608 (2011), 1002-1006.
- 54) M. G. Cockcroft and D. J. Latham: "Ductility and workability of metals", Journal of the Institute of Metals, 96 (1968), 33-39.
- 55) Y. Lee, J. Lee, T. Ishikawa: "Analysis of the elastic characteristics at forging die for the cold forged dimensional accuracy", Journal of Materials Processing Technology, 130-131 (2002), 532-539.
- 56) Y. T. Im, J. S. Cheon, S.H. Kang: "Determination of friction condition by geometrical measurement of backward extruded aluminum alloy specimen", Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 124 (2002), 409-415.
- 57) H. Long, R. Balendra: "Evaluation of elasticity and temperature effects on the dimensional accuracy of back-extruded components using finite element simulation", Journal of Materials Processing Technology, 80-81 (1998), 665-670.
- 58) R. Balendra, M. A. Huazit: "Evaluation of injection upsetting models", International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 29-3 (1989), 345-360.
- 59) Y. S. Lee, J. H. Lee, J. U. Choi, T. Ishikawa: "Experimental and analytical evaluation for elastic deformation behaviors of cold forging tool", Journal of Material Processing Technology, 127 (2002), 73-82.
- 60) Y. Qin, R. Balendra: "FE simulation of the influence of die-elasticity on component dimensions in forward extrusion", International Journal of Mechanical Tools Manufacturing, Vol. 37-2 (1997), 183-192.
- 61) R. Balendra: "Injection-chamber to die-cavity interface for injection forming", International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 33-6 (1993), 753-760.
- 62) H. Morishita, S. Ishihara: "Innovation of automobile forging parts", Proceedings of 18th IFC (2005), 210-219.
- 63) M. E. Kim, S. J. Lim, S. W. Choi, Y. B. Park: "Manufacturing technology for precision cold forging for steering yokes of automobiles", Proceedings of 18th IFC (2005), 111-115.
- 64) T. Kato, Y. Tozawa, K. Nakanishi, T. Kawabe: "Prediction of dimensional accuracy of cold extruded can during repeating operation, CIRP Annals, (1986), 177-180.
- 65) K. Kuzman: "Problems of accuracy control in cold forming", Journal of Materials Processing Technology, 113 (2001), 10-15.
- 66) R. Balendra: "Process mechanics of injection upsetting", International Journal of Machine Tools Design and Research, vol. 25-1 (1985), 63-73.
- 67) M. Haase, A. E. Tekkaya: "Recycling of aluminum chips by hot extrusion with subsequent cold extrusion", 11th International Conference on Technology of Plasticity, Procedia Engineering 81 (2014), 652-657.

- 68) 木原茂文, 三好峻佑, 白石光信, 新川真人: "ダイス傾斜押出し加工法による湾曲棒の成形解析", 塑性と加工, 48-552 (2007), 36-40.
- 69) 小島之夫, 水野敏広, 甲賀俊哉, 水野高爾: "プラスチックを用いたモデル実験における工具圧力分布の測定", 塑性と加工, 37-428 (1996), 951-956.
- 70) 工藤英明: "一プレス加工理論の展望 (Ⅲ) -圧縮加工", 塑性と加工, 2-10 (1961), 585-600.
- 71) 工藤英明: "わかる鍛造の力学", 塑性と加工, 39-452 (1998), 921-928.
- 72) 中村保: "押出し加工における摩擦係数の測定", 塑性と加工, 26-295 (1985), 826-827.
- 73) 水野敏広, 小島之夫: "押出し据込みの材料流動", 塑性と加工, 38-438 (1997), 647-652.
- 74) 工藤英明: "加工法の体系化と展望", 塑性と加工, 25-287 (1984), 1125-1129.
- 75) 水野高爾, 小島之夫, 朱偉成, 北村憲彦: "後方押出しにおける表面積拡大の解析", 塑性と加工, 26-298 (1985), 1096-1101.
- 76) 岡島琢磨, 大江章平, 吉田広明, 五十川幸宏, 石川孝司: "後方押出し型温間鍛造パンチの摩耗予測モデルの提案", 塑性と加工, 52-604 (2011), 553-557.
- 77) 久能木真人: "最近の押出しおよび鍛造加工について", Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers, vol.62-489 (2011), 1380-1386.
- 78) 久能木真人: "自由せん孔および側方排除せん孔加工法における塑性変形について", Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers, vol.22-118 (1956), 424-428.
- 79) 久能木真人: "上昇せん孔加工法における塑性変形について", Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers, vol.22-118 (1956), 429-437.
- 80) 鹿野昭一: "すえ込み鍛錬による鋼材の内部空げきの圧着に関する研究", 塑性と加工, 7-61 (1966), 83-87.
- 81) 水野高爾: "塑性加工における潤滑論", 塑性と加工, 24-265 (1983), 93-99.
- 82) 久能木真人: "塑性加工における定常塑性流について", Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers, vol.22-118 (1956), 418-424.
- 83) 久能木真人: "側壁稼働型せん孔加工法", Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers, vol.23-134 (1957), 757-763.
- 84) 西村高志, チンホク, 佐藤悌介, 多田吉宏: "側方押出し鍛造を用いた潤滑評価法", 塑性と加工, 35-405 (1994), 1219-1224.
- 85) 工藤英明: "鍛造・押出加工の加工性とその評価方法", 塑性と加工, 19-207 (1978), 249-253.
- 86) 工藤英明: "鍛造および押出加工に関する塑性力学的研究 第1報 平面ひずみ問題の解析", 東京大学航空研究所集報, vol. 1-1 (1958), 37-96.
- 87) 工藤英明: "鍛造および押出加工に関する塑性力学的研究 第2報 平面ひずみ問題の実験", 東京大学航空研究所集報, vol. 1-2 (1958), 131-152.
- 88) 工藤英明: "鍛造および押出加工に関する塑性力学的研究 第3報 軸対称問題の解

- 析", 東京大学航空研究所集報, vol. 1-3 (1959), 212-246.
- 89) 工藤英明: "鍛造および押出加工に関する塑性力学的研究 第4報 軸対称問題の実験", 東京大学航空研究所集報, vol. 1-4 (1959), 247-299.
- 90) 河合望, 済木弘行, 中村保: "分流押出し形摩擦試験機による焼付き機構の研究(第1報, 試験機構造原理および予備実験)", 日本機械学会論文集(C編), 49-441 (1983), 867-874.
- 91) 河合望, 済木弘行, 中村保, 名倉茂正: "分流押出し形摩擦試験機による焼付き機構の研究(第2報, 無潤滑条件における焼付き)", 日本機械学会論文集(C編), 49-441 (1983), 875-882.
- 92) 小島之夫: "棒材の前報押出しにおける工具圧力分布", 塑性と加工, 34-388 (1993), 514-519.
- 93) 福井伸二, 清野次郎: "冷間における開放型ダイス押出加工", 東京大学航空研究所集報, vol. 2-2 (1960), 82-92.
- 94) 水野高爾, 小島之夫, 北村憲彦, 朱偉成: "冷間後方押出しにおける流動と摩擦条件", 塑性と加工, 25-285 (1984), 929-935.
- 95) 高橋裕男: "冷間鍛造における材料変形の塑性力学的研究", 塑性と加工, 22-244 (1981), 433-438.
- 96) 鷺坂芳弘: "冷間鍛造における摩擦特性評価法の研究", 静岡大学大学院 2006 年度博士論文, (2007)
- 97) K. Kondo: "Improvement of product accuracy in cold die forging", Advanced Technology of Plasticity, Vol. 1, Proceedings of the 6th ICTP (1999), 41-48.

謝辞

本論文の作成に当たって終始御懇篤なるご指導を賜りました名古屋工業大学の北村憲彦教授に謹んで感謝の意を表します。また、本論文をまとめるにあたり、多大なご教示とご助言を賜りました名古屋工業大学の中村隆教授，萩原正弥教授，糸魚川文広教授ならびに中部大学の石川孝司教授に深く感謝いたします。

また、研究を遂行するに当たって、多大なるご協力をいただきました鷺野光司代表取締役社長を始め名古屋特殊鋼株式会社の関係各位，株式会社メイトクツールズの関係各位に深く感謝いたします。

また、実験にご協力いただいた浅井一仁殿，水野礼人殿，川合一矢殿，Nguyen Sinh Con 殿に深く感謝いたします。

最後にご協力いただきました名古屋工業大学の成形加工学研究室所属の学生諸君に深く感謝いたします。