

名古屋工業大学博士論文

乙第116号(論文申請による)

平成9年 9月3日授与

冷間鍛造における潤滑条件と潤滑剤の

性能評価に関する研究

1997年

北村 憲彦

目次

第1章 序論	1
1.1 冷間鍛造の位置づけ	1
1.2 冷間後方せん孔加工の特徴と課題	2
1.3 冷間後方せん孔加工の潤滑に関する研究	4
1.4 本論文の構成	6
第2章 後方せん孔加工における材料流動と潤滑状態	8
2.1 緒言	8
2.2 実験方法および条件	8
2.2.1 実験条件	8
2.2.2 子午断面格子法	11
2.3 パンチ荷重および材料流動	11
2.3.1 パンチ先端形状によるパンチ荷重	12
2.3.2 変形領域	13
2.4 潤滑状態	15
2.4.1 試験片各部の表面状態	15
2.4.2 表面積拡大比(Surface Extention Ratio)の分布	16
2.5 加工条件による表面積拡大比の変化	18
2.6 結言	22
第3章 後方せん孔加工における表面積拡大の解析	23
3.1 緒言	23
3.2 定常状態を仮定した場合	23
3.2.1 容器内面の R_s の分布	24
3.2.2 パンチ端面下の半径速度 u_c/v_2 の最適値	25
3.2.3 簡単な上界速度場の例	27
3.2.4 実験結果との比較	27
3.3 非定常過程の解析	28
3.4 実験結果の解析	30
3.4.1 押出し比と材質による変化	30
3.4.2 パンチ形状による変化	32
3.5 結言	35

第4章	冷間鍛造用潤滑剤の性能評価試験法の提案	36
4.1	緒言	36
4.2	実験方法	37
4.2.1	ボール通し試験の方法	37
4.2.2	供試潤滑剤	39
4.2.3	後方せん孔試験	39
4.3	ボール通し試験による潤滑剤の性能評価の可能性	40
4.4	ボール通し試験における材料流動	42
4.5	減面率および行程による摩擦条件の変化	45
4.6	後方せん孔試験の結果との比較	48
4.7	結言	48
第5章	潤滑状態に及ぼす型材と潤滑油の作用	50
5.1	緒言	50
5.2	実験方法	50
5.2.1	ボール通し試験	50
5.2.2	供試潤滑油	51
5.2.3	供試型材質	51
5.3	型材による潤滑油の効果の相違	52
5.4	ボール押込み行程に伴う潤滑状態の変化	54
5.5	試験片とボールに対する潤滑油の反応	57
5.5.1	試験片表面の分析	57
5.5.2	ボール表面の分析	57
5.5.3	ボール表面の反応被膜の効果	58
5.6	結言	59
第6章	後方せん孔試験による潤滑油の性能評価	60
6.1	緒言	60
6.2	実験方法	60
6.2.1	供試潤滑剤	60
6.2.2	後方せん孔試験	61
6.3	潤滑剤封入法を採用しない場合	63
6.4	潤滑剤封入法を採用した場合	65

6.4.1	最大せん孔深さ	65
6.4.2	パンチ荷重およびパンチ引抜き力	66
6.4.3	せん孔品内面の性状	67
6.5	結 言	70
第7章	リン系添加剤配合油と前処理被膜の潤滑性能	73
7.1	緒 言	73
7.2	実験方法	73
7.2.1	前処理方法	73
7.2.2	供試潤滑油	74
7.2.3	後方せん孔試験	76
7.2.4	リング圧縮試験	76
7.3	前処理被膜と潤滑油併用の効果	76
7.4	前処理被膜の潤滑特性	78
7.4.1	後方せん孔試験	78
7.4.2	リング圧縮試験	80
7.5	潤滑油の被膜追加生成能	80
7.6	結 言	84
第8章	総 括	85
参考文献	89
謝 辞	93

第1章 序論

1.1 冷間鍛造の位置づけ

冷間鍛造の起源は7000年前にさかのぼると考えられている。そのころ自然産の金、銀、銅を石で打ち、小さな飾りや道具がすでに作られた¹⁾。人類は金属の塑性をこのように無意識に体験し、利用し始めたのであろう²⁾。さらに古代エジプトでは鉱石から有益な青銅器が作られた。このとき冶金工は神秘的な能力の持ち主として崇められ、創造神プタハが金属加工の保護神として祀られたり、王の祖先は鍛冶屋であったという伝説が各地に残っている³⁾。青銅より融点の高い鉄から道具を作ることは、当然、さらに困難であった。2000B.C.にヒッタイト人の従属民であったカリュベス人たちが、隕鉄から得た海綿状の鉄を鋼に変える技術を発明した。ヒッタイト遺跡のキュルテペ出土の文書には、当時の鉄の価格は金の5倍、銀の40倍と記されている³⁾。鉄は当時まだ貴重品で、庶民の道具を鉄で作る時代ではなかった。1200B.C.になると、ヒッタイト帝国が崩壊し、次第に鉄が普及した。800B.C.ギリシア時代の鍛造作業の絵や青銅製の金敷が多数出土している⁴⁾。この頃には鉄を作るコストは銅を作るコストの50%まで低減している³⁾。精練と鍛造によって庶民が鉄器を手にする時代が到来した。これが農業の生産性や物資輸送の拡大を促進し、社会変革に大きく寄与した。

しかし、近代に至るまで鋼の鍛造はもっぱら熱間で行なわれ、冷間の作業はルネッサンス時代になっても線材の頭部を据込んで釘を作る程度であった。鋼の冷間鍛造が実用化に向けて動き出したのは1900年に入ってからである。1906年にアメリカで黄銅のカフスポタンを作るため、深絞りで作ったカップ形素材の中空前方押出しが特許になった。これを発展させた1909年のフッカー法が、第一次世界大戦中に黄銅薬きょうの製造に応用された。第二次世界大戦前1934年にはドイツで、この方法を鋼の薬きょうに用いることが試みられたが、工具との摩擦・焼付きがひどくて成功しなかった⁵⁾。この年、ドイツのFritz Singer博士が、リン酸塩被膜(1911年にR.G.Richardsが鉄鋼材料の表面処理用に提案し、パーカ防錆会社が工業化⁶⁾)に石けんを組み合わせた潤滑処理を発明し⁷⁾、翌年、課題となっていた鋼薬きょうの加工に成功した。第2次世界大戦という社会情勢のなかであって、これは小さな出来事であったかもしれない。しかし、この新しい潤滑技術の開発は、古代の神秘的な石打ちによる鍛造作業を近代的生産技術へ変革させたという点で極めて重要な事柄である。

この技術は1945年にアメリカ合衆国に伝わり、1949年ごろには工業化されている⁵⁾。こうして冷間鍛造で成形可能な形状の範囲が大きく広げられると、高能率、高歩留りおよび加工硬化による製品強度の増大という冷間鍛造の特徴に自動車工業が注目した。我国でも五弓勇雄らによって冷間鍛造が精密鍛造という別称とともに紹介されて以来、自転車部品やオートバイなどの部品から始まり自動車部品にも適用されるようになった⁸⁾。日本の自動車生産量は1960年には約25万台であったが、1990年にはヨーロッパ、アメリカ、日本の三者で世界の自動車生産台数を1200万台づつ三分するまでになった⁹⁾。冷間鍛造の適用範囲は自動車用のボルトやナットだけでなくギヤやカムといった複雑な部品にまで広がった。1990年には日本の自動車工業における鋼の冷間鍛造品は、年間生産高50万トンに達した¹⁰⁾。冷間鍛造は、自動車だけではなく電気部品、冷凍機部品など他の産業にも拡大し、機械部品を能率よく生産するのに不可欠な加工法とされた¹¹⁾。今日では軽量化や工程削減のために、底付き容器状製品などの一体成形だけでなく、内面形状が非軸対称な深い容器、内面にスプラインが付いた中空部品も実用生産されるまでになった¹²⁾。冷間鍛造は、画期的な潤滑技術の発明を契機に、ネットシェイプを目指した精密加工技術として急速に普及し、現代工業社会に確固たる位置を占めるようになったといえる。

1.2 冷間後方せん孔加工の特徴と課題

冷間鍛造は冷間（常温）の素材を鍛造する方法の総称であるから、形式・形態は様々で分類も容易ではない。本論文で扱う後方せん孔加工とは、コンテナ・ダイに挿入された素材（ピレットという）に、それよりも細いパンチを押し込んで材料を後方に流出させながらパンチの断面形状と同じ穴をもつ底付きの容器状製品を成形する加工法である。容器の後方押し出しとか、単に、後方押し出しと呼ばれることもある。一見このような無理な成形方法が採用される理由は、やはり生産性が高く材料歩留りがよいからであるが、内面の形状によっては他の加工法（たとえば切削加工）では製作がきわめて困難なこともある。それゆえ容器の後方押し出し加工は、付加価値の高い製品に適用できる冷間鍛造の基本的な加工形式の一つと認められている。

しかし、後方せん孔加工の適用に当たっては、冷間鍛造の他の形式、据込みや軸押し出しなどに比べて厳しい制約条件があり、開発研究の課題も多い。面圧は時には2.5GPaを越えて工具の強度並みになる¹³⁾。このために、与え得る加工度（変形量）に限界が生じる。面圧の点からはコンテナ・ダイよりパンチで問題が多い。コンテナ・ダイは円周方向に引張り応力が発生して割れることがある。これを防ぐために

型構造のスペースが限られているために常に容易であるわけではないが、コンテナ・ダイの外周に補強リングなどで予め圧縮をかけることができる。パンチの方はこのような補強ができないから、できるだけ圧力を下げたい。そのため、経験的に推奨できるパンチ形状が公開されており¹⁴⁾、パンチ形状による荷重の変化も実験式にまとめられている¹⁵⁾が、いずれも工学的な解釈は不十分である。実験室的には端面がフラットなパンチの場合について圧力分布¹⁶⁾やパンチ先端の摩擦力が測定された¹⁷⁾。実用のパンチの形状についても圧力分布の実測がされることがCAEの資料としても望ましい。また、片持ち支持の細長いパンチで深い容器をつくるために、パンチの静的および動的偏芯精度も重要である。パンチの偏芯の解析も系統的に論じられ始めた¹⁸⁾。このように、寸法精度向上のための工程最適化とともに荷重の最小化が常に問題にされる。

次に容器後方押出しでは、せん孔過程を伴うから、パンチの押込みに伴って材料表面積が拡大し、条件によっては数十倍から百倍を越える¹⁹⁾。また、表面（せん孔品の内面）の塑性ひずみがきわめて大きいので、それによる温度上昇も大きくなる。材料表層近くでせん断ひずみの大きな所では600℃にさえなると計算されている²⁰⁾これに対して潤滑剤は排除されることはあっても、当初に捕捉した量で加工を遂行しなくてはならない^{21), 22)}。以上のように過酷な摩擦条件のため、潤滑膜の破断が起こりやすい。焼付きはパンチ荷重の増大を引起こし、工具寿命を縮めかねない。工具寿命は、冷間鍛造そのものの成立の可否を決する重要事項である。製品にとっても後工程で機械加工をしないのが理想であるから、焼付きなどによる傷のない表面仕上がりも要求される。最近の後加工として切削や研削をしないネットシェイプも目標になっている。

潤滑剤についても、従来の石けん-リン酸塩被膜処理は、時間と工程がかかり、バッチ処理²³⁾であるため連続的なラインの構築が困難で、廃液処理も問題である。また、潤滑被膜処理した線材をせん断してすぐに鍛造工程に入る横型のフォーマが大型化し、扱う製品の範囲が拡大しつつある。当然、石けんもリン酸塩被膜もないせん断面に対する潤滑が必要となる。このように、従来の被膜処理に替わる潤滑法に対する潜在的なニーズが顕在化してきた²⁴⁾。しかし、冷間鍛造における潤滑油の性能を簡便に試験・評価できる方法がないことが潤滑剤の開発にとって障害となっている。メカニズムの解明はさらに困難である。高い圧力と温度上昇が潤滑油にどのように影響するのか不明である。非定常かつ大変形する材料表面、その表面における潤滑油の物理的挙動、さらに極圧添加剤などの化学的な反応などから成るきわめ

て複雑な系での問題である。

1.3 冷間後方せん孔加工の潤滑に関する研究

塑性加工に限らず潤滑問題は、潤滑剤あるいはその物理的、化学的な特性の試行錯誤による選択によって結着されがちであるが、それだけでは決して真の解決にはならない。塑性加工では素材が塑性的に変形することが潤滑問題へ独特の影響を及ぼす。後方せん孔における変形には、複雑、非定常でいろいろな要因が影響し、難解である。この加工の潤滑問題を解くためには、素材の変形や応力状態を知ることが当然と言ってもいいぐらい基本的に必要なことである。

素材の変形については、半割りの素材の子午断面にけがいた格子線がせん孔過程でどのように推移するのか観察・解析し、後方せん孔加工における材料流動の一例が調べられた^{25), 26)}。その後、素材の端面に網目状のマークを施して、パンチが接する材料表面の流動についても調べられ²⁷⁾、せん孔深さおよびパンチ肩半径が大きい場合にはせん孔品内面の表面積拡大比が200倍に達することが実測されている¹⁹⁾。

数値解析は急速に進歩し、連続せん孔加工時の温度分布も解析されている²⁸⁾。鍛造のCAE技術も研究者の手から工程設計者に渡り、普及し始めた²⁹⁾が、非軸対称への対応など一層の高度化が求められている³⁰⁾。ここでは、解析手法の開発ばかりでなく、境界条件としての摩擦や界面熱移動の実態を把握・定式化することも不可欠と考える。また、パンチ荷重を最小とする条件だけでなく、潤滑上の最適な加工条件は何かという観点からの取組みも必要である。

素材の変形やそれに必要な圧力の問題が次第に解明されるとともに、後方せん孔加工の潤滑についても研究が進められている。潤滑剤の性能は、パンチ荷重よりも焼付きを生じないせん孔深さに明瞭に反映されることが示された³¹⁾。この時点では局所的な表面積拡大の測定は行われていなかったが、せん孔深さが重要なパラメータであることが示された意味は大きい。素材に金属めっきを施し、それと脂肪酸との反応によって生成される金属石けん層の効果が検討され、同時に、試験片表面の伸び率に対するパンチの形状、断面積減少率および潤滑剤の影響が調べられた³²⁾。しかし、表面積拡大比という因子の存在に対する認識は不十分であった。Kaiser³¹⁾と同様の考え方を石けんーリン酸塩被膜潤滑剤について適用し、局所的な表面積拡大比が実測され、焼付き限界の被膜厚みが調べられた¹⁹⁾。表面積拡大比と潤滑性能に注目した貴重な測定結果である。後方せん孔試験によって従来のリン酸亜鉛よりもリン酸カルシウム被膜の方が良好であることも示された³³⁾。しかし、後方せん孔

の全容をにらんで、押出し比、パンチ形状、せん孔深さなどが表面積拡大比に与える影響は整理されていない。表面積拡大比は材料表面の法線方向のひずみであるから、材料表面の流動速度分布で決まる。パンチに接する材料表面の流動は材料内部の変形と決して独立でないが、両者の関連が整理・認識されているとは言えない。

後方せん孔の潤滑では、固体の潤滑被膜が前提にされてきた。これには石けん-リン酸塩被膜という画期的な潤滑法が冷間鍛造の実用化を可能にしたという経緯が影響している。ところが、この潤滑処理には前述のような問題がいろいろあるため、最近では潤滑油を見直す動きがある。しかし鍛造の潤滑油に関する研究は圧延やしごき加工ほど多くない。工藤らが考案した潤滑剤封入法^{34), 35)}は実用性だけでなく、鍛造における潤滑のメカニズムに重要な示唆を与えるものであった。加工中に形成されるミクロプールの効果に関する報告³⁶⁾もあるが、物理的な潤滑膜形成に関して、定量的な制御は行われていない。また、潤滑油では、化学的な反応も前提としているにもかかわらず、鍛造でのそういう側面の研究報告は少なく^{37), 38)}、潤滑剤選定の指針も定性的な域を出ていない^{39)~41)}。リン酸塩処理よりも簡便な潤滑油の適用範囲の拡大を図るためには、現状潤滑油の性能を見直すことも重要な課題である。

以上のことから、後方せん孔の潤滑に関する当面の課題は、界面の潤滑状態を律する因子、すなわち、複雑な潤滑条件を整理することである。そして、潤滑すべき界面を律する条件を理解したうえで、適用可能な潤滑油を選定し、潤滑作用を明確にすることである。潤滑剤を開発するためには、既存の試験法だけでなく、より簡便で的確な方法を考えることも必要になる⁴²⁾。

塑性加工の潤滑問題は、1920年代後半より圧延や引抜きを対象に理論的な検討が開始されたという⁴³⁾。塑性加工に共通する潤滑機構の特異性^{44), 45)}や焼付き発生機構^{46), 47)}についての研究は1950年以降のことである。塑性加工の潤滑の体系化に関する提言もされている⁴⁸⁾が、未解明な現象も依然として多い⁴⁹⁾。ひとくくりに塑性加工といっても、潤滑条件はきわめて多様である。一般論を気にしつつ各論・加工法ごとの現象を地道に把握することが、体系化のためにも必要と考えられる。加工法の本格的成立が遅れたこともあって冷間鍛造の潤滑理論は遅れている。また界面の条件も極めて複雑で実態の把握は不十分である。潤滑状態についての理解が深まれば、圧延などの先輩格の塑性加工のように、鍛造の工具や工程設計にもトライボロジー的な考え方を定量的に組込むことも現実味を帯びてくる。

1.4 本論文の構成

本研究は、冷間鍛造の基本的かつ最も難度の高い後方せん孔加工に照準を合わせて、潤滑技術上のいくつかの問題を解決しようとするものである。本論文では、まず、後方せん孔加工における潤滑状態を調べ、潤滑剤がさらされる潤滑条件を整理して把握する。次に、それをふまえて潤滑剤の評価や開発に便利な試験法を提案する。この試験法における工具と加工物の界面における潤滑条件および多岐にわたる潤滑油の性能を明らかにする。そして、開発された性能の高い潤滑油の作用機構についても論ずる。

本論文は8章より構成される。各章の内容を以下に示す。

第1章は序論である。冷間鍛造の位置づけについて述べ、そのうちでも基本的で厳しい後方せん孔加工について特徴と問題点を述べる。また、これまでの後方せん孔加工の潤滑に関する研究状況と研究の課題について述べる。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、押出し比、パンチ先端形状、パンチ行程、材料の加工硬化性および潤滑剤などの加工条件を系統的に変更することにより、後方せん孔における材料流動と潤滑状態がどのように変化するかを実験室的に調査し、整理して示す。これによって後方せん孔の潤滑の厳しさ、および、各種の加工条件因子の影響を明らかにする。

第3章では、とくに表面積拡大に注目し、パンチ端面に沿う材料流動との関係を解析する。その結果、後方せん孔加工におけるせん孔品内面の表面積拡大比 R_s を最小とする、パンチ端面からの流出速度 u_c が存在し、それはせん孔深さによって定まることが明らかとなる。また、後方せん孔加工におけるせん孔品内面の表面積拡大比の分布が、材料流動の推移を反映して定まることを示す。押出し比、パンチ先端形状、摩擦、加工物材質などによる R_s の変化は、 u_c/v_2 の変化を介してもたらされるもので、たとえば、表面積拡大比 R_s を極小とする押出し比やパンチ先端形状があること、および、それらが加工物材質や摩擦条件によって変化することを示す。

第4章においては、ボール通し試験を提案する。潤滑油の種類は非常に多く、その中から後方せん孔加工に適用できる潤滑油を選定することは容易ではない。考案した方法は効率的に潤滑油の性能を評価するためのものである。まず、この試験法における潤滑剤による材料流動の変化や潤滑剤がさらされる条件を明らかにする。次にこの試験法を用いて代表的な潤滑油の性能評価を行ない、後方せん孔加工での

評価結果と比べ、この試験法が冷間鍛造用の潤滑剤の性能評価試験法として利用できることを示す。

第5章ではボール通し試験における潤滑状態に及ぼす型材と潤滑油の作用について検討する。冷間鍛造の厳しい加工では型材には表面処理や超硬を使うことも多いからである。潤滑油の摩擦低減性能や焼付き防止性能が型材によって異なることを明らかにし、強固な無機反応被膜と有機吸着膜が形成される潤滑油がいろいろな型材を用いる場合にも効果的であることを示す。このような知見に基づいて、後方せん孔に適用できそうな潤滑油を絞り込む。

第6章では、ボール通し試験で性能の位置づけがなされた各種の潤滑油を、実機に近い後方せん孔加工へ適用して、その実用性能を調べる。パンチとの間に油を機械的に封込める方法（潤滑剤封入法）によって潤滑油の性能が一段と引出されることを示す。また、その時にも化学的な反応が加工物の表面に起きていることを明らかにし、潤滑添加剤による反応生成物の量が潤滑性能とよく対応することを示す。

第7章では、とくに性能が高かったリン系の潤滑油による反応生成物に着目し、その潤滑性能を詳細に調べる。すなわち、あらかじめ熱的に潤滑添加剤と反応させた加工素材を後方せん孔に用いた。この前処理被膜は、従来のリン酸塩被膜の10分の1程度と薄いにもかかわらず、後方せん孔の著しい表面積拡大にもよく追従し、潤滑剤封入法によらなくても、深いせん孔が可能であることを示す。前処理被膜の上に高性能な潤滑油を塗布すると、加工中に薄くなる前処理被膜に対して反応被膜が追加して生成されること、また物理吸着膜によっても摩擦低減効果が現われることを明らかにする。

第8章は本論文の総括として、各章で得られた結果をまとめたものである。

第2章 後方せん孔加工における材料流動と潤滑状態⁵⁰⁾

2.1 緒言

機器部品の生産にとって冷間鍛造が不動の地位を占めるようになったことはすでに述べた。現在では、さらに複雑で高精度が要求される部品にまで適用範囲を拡大しようという動きが盛んである。しかし、冷間鍛造が決して容易な加工ではないことに変わりはない。特に容器の後方押しは基本的かつ有用な加工であるが、せん孔過程に伴う著しいせん断変形のために、せん孔パンチの負荷が大きくなる。2.5GPaという工具強度上限に近い圧力が発生することもまれではない。軸対称円筒容器形状に限ってみても、変形は非定常でかなり複雑である。計算機と手法の進歩により力学的解析も進んできたが、実験資料の蓄積はなお十分とはいえない。潤滑状態の推移と機構についての理解については、さらに不十分な状況にある。穴面の創成に伴う著しい表面積拡大も、この加工に独特なもので、パンチと加工物間の潤滑膜を薄くし、潤滑状態を悪化させる^{19), 22), 32), 51)}。加工物材料の高強度化や加工の高速化が指向されれば、温度上昇も甚大となる。

本章ではせん孔押しにおける材料の変形挙動と潤滑状態の変化の基本を理解することを目的とした実験の結果を述べる。基本的なパラメータは、パンチ先端形状、押し比およびせん孔深さである。それに、材料の加工硬化性および摩擦（潤滑剤の違い）が加わる。これによって、パンチ圧力、内部変形と表面の材料流動および表面状態（潤滑状態）がどのように変化するかをまず明らかにする。次に、この加工独特の著しい表面積拡大に注目し、その分布および加工条件による変化を整理して示す。

2.2 実験方法および条件

2.2.1 実験条件

金型構成と試験前の試験片の寸法と記号を Fig.2.1 および Table 2.1 に示す。パンチ直径は $d=14.14\text{mm}$ で一定とし、先端円錐角 $2\alpha=180$ 度（平坦）で、肩丸み $r_p=0.08, 0.3, 1.2, 2.3\text{mm}$ のパンチ4本、および、 $r_p=0.30\text{mm}$ で $2\alpha=173, 163, 156, 147$ 度のパンチ4本、計8種類のパンチを用意した。ダイスは外径80mm、高さ50mmで、内径は $D=15.58, 17.59, 21.98\text{mm}$ の3種類で、このとき、押し比はそれぞれ $R=5.67, 2.83, 1.71$ である。供試材料は市販銅棒で、以下、未焼鈍のものを Cu-F、焼なまし（アルゴン雰囲気中で $445^\circ\text{C}\times 1\text{hr.}$ ）したも

ものを Cu-O と記す。試験前の試験片の高さは $H_0=0.75D$ とした。Fig. 2.2 に供試材料の圧縮試験結果を示す。

使用したプレスは容量 0.98MN の試験用 4 柱式ウォームギヤジャッキプレスで、ラムは上向きに駆動される。上部圧板・ボルスタにダイセット（ガイドポスト 4 × ϕ 32mm, 柱間距離 248mm × 278mm）を取りつけ、パンチを固定して、ダイス側をロードセルと球座を介して上向きに駆動した。加工速度は $0.4\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ （一定）である。実験温度は室温 $17\sim 23^\circ\text{C}$ で、潤滑剤には液体潤滑剤としてひまし油 ($1000\text{mm}^2\cdot\text{s}^{-1}$, 20°C) および半固体潤滑剤として牛脂 75% と黒鉛 25% の混合物を用いた。参考までにリング圧縮試験による摩擦係数を、アルミニウム F 材 - 銅 F 材 - S 45 C - SUS304 の順に示すと、ひまし油では 0.13-0.06-0.08-0.10 で、牛脂-25% 黒鉛では 0.08-0.06-0.08-0.06 であった。なお、パンチ面をルーペで観察し、附着物（焼付き）を生じた場合は家庭用金属みがきで除去した。

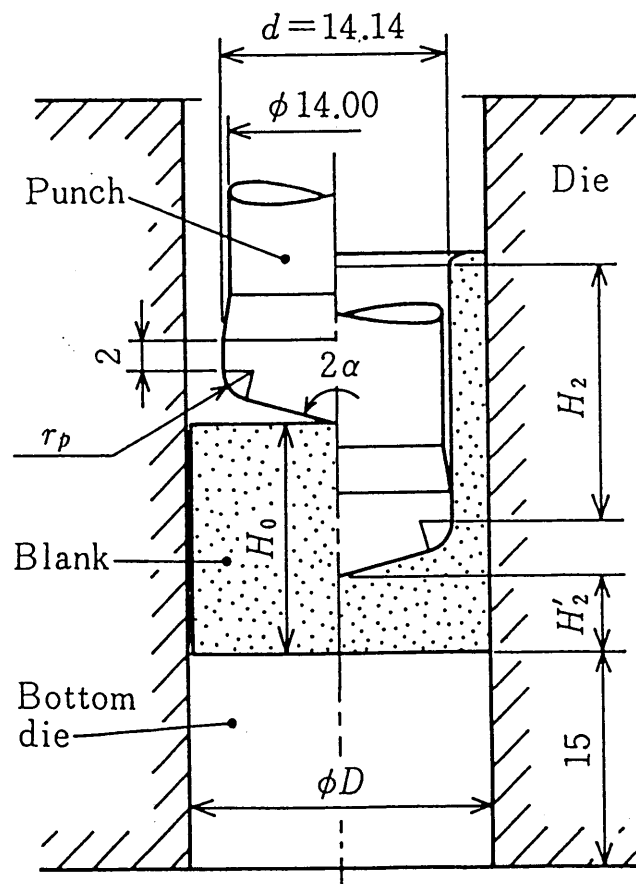


Fig. 2.1 Dimensions and notations.

Table 2.1 Test conditions

Punch	High speed steel SKH-9, $H_{RC}=61$, diameter $d=14.14$ mm, $0.2 \mu\text{m } R_{\text{max}}$. Flat : profile radius $r_p=0.08, 0.30, 1.2$ and 2.3 mm. Coned : coned angle $2\alpha=173^\circ, 163^\circ, 156^\circ$ and 147° ($r_p=0.30$ mm).
Die	Alloy tool steel SKD-11, $H_{RC}=57$. Outer dia. 80 mm, length 50 mm. Inner dia. $D=15.59, 17.60$ and 21.99 mm, $0.2 \mu\text{m } R_{\text{max}}$.
Blank	Copper, as recieved (Cu-F) and annealed (Cu-O), split in meridian plane. Dia. $=D-(0.01\sim 0.02)$ mm, height $H_0=0.75 D, 2\sim 7 \mu\text{m } R_{\text{max}}$.
Lubricant, temp. and speed	Castor oil and beef tallow-25% graphite. $17\sim 23^\circ\text{C}$. $0.4 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

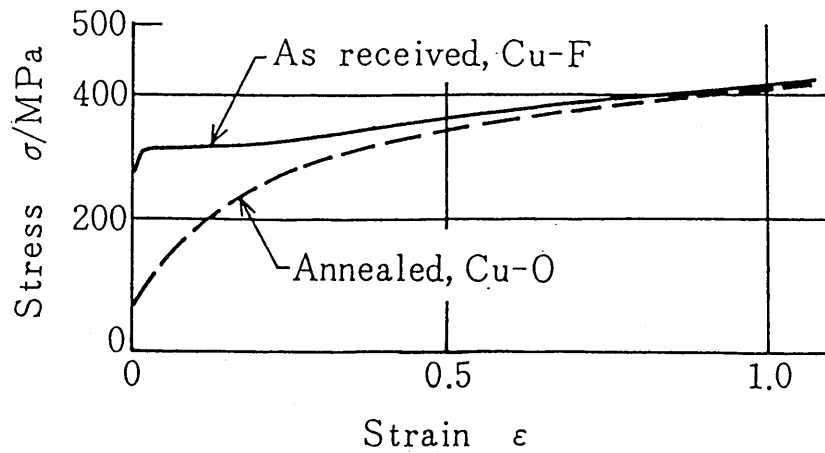


Fig. 2.2 Compression test results.

2.2.2 子午断面格子法

材料流動と表面積拡大を測定するために、試験前の試験片の子午断面に0.5mmの正方格子をえがいた。棒素材から直径が D （ダイス内径）-（0.01~0.02mm）の円柱を旋削し、これを堅フライスとラッピングにより、半径 $D/2$ -（0.005~0.01）mmの半円柱体とし、ついで、焼きなましをした後、フォトエッチングにより0.5mmの格子（溝の幅 $20\mu\text{m}$ 、溝の深さ $3\sim 6\mu\text{m}$ ）を入れた。この溝を異色の金属で埋めて変形後の格子を見やすくするために、溝にSnめっき（厚さ $0.5\mu\text{m}$ ）とZnめっき（厚さ $2\sim 3\mu\text{m}$ ）を二重に施した。最後に半円柱体を二つずつ合わせて旋削し、所定の高さ H_0 に仕上げた。

2.3 パンチ荷重および材料流動

Fig. 2.3 に代表的なストロークー平均パンチ圧力線図を示す。パンチ行程はFig.2.1の記号を用いると H_0-H_2' であるが、変形領域の幾何をわかりやすくするために図の横軸には底厚さ H_2' のパンチ直径 d に対する比 H_2'/d をとって記述した。押し出し比が小さい $R=1.71$ の場合は、パンチ形状によるパンチ圧力 p の変化は小さい。押し出し比が大きい $R=5.67$ では、パンチ肩丸み r_p が大きい場合や円錐角 2α が小さ

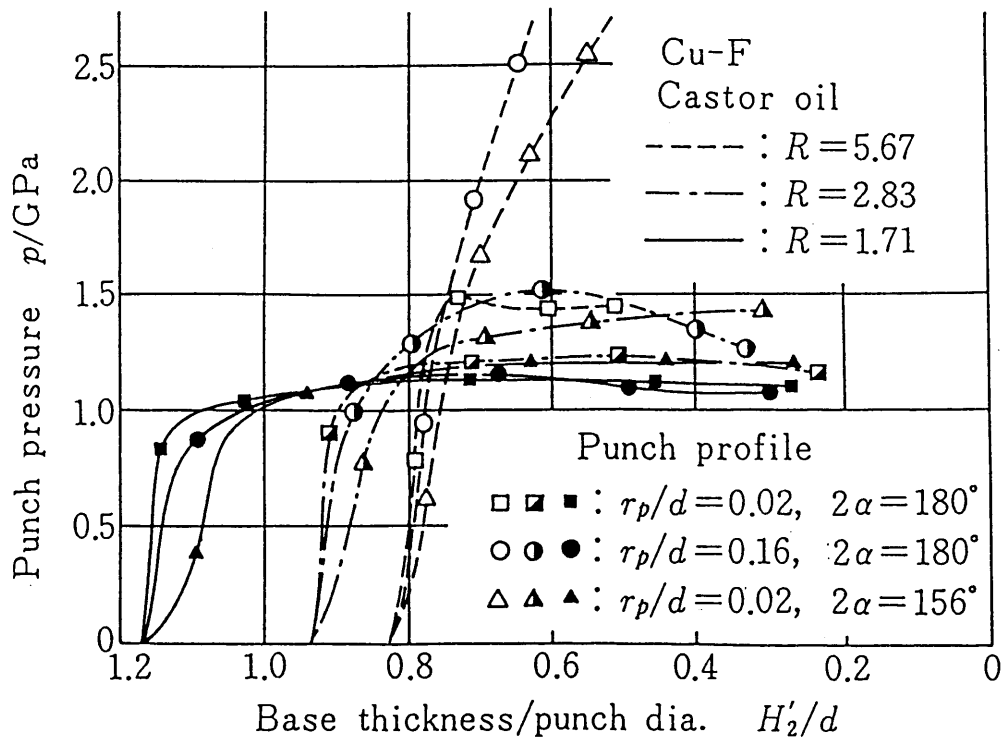


Fig. 2.3 Punch pressure - stroke diagram.

い場合にパンチ圧力が高くなるばかりでなく、行程の進行に対して定常値を示さず増大し続けるようになった。図中の○△はパンチ荷重が過大になり、パンチ強度上行程途中で加工を中断せざるを得なかった。

2.3.1 パンチ先端形状によるパンチ荷重

パンチ先端形状による変化をまとめて、 $H_2'/d=0.6$ におけるパンチ圧力で示すと Fig. 2.4 のようである。図の範囲では r_p を増すと、パンチ圧力は $R=1.71$ では若干低下し、 $R=5.67$ では途中から急激に増大に転じている。パンチ圧力が極小になる r_p が存在し、それは R が大きい場合ほど小さく、O材よりF材で小さくなる傾向が認められる。パンチ圧力についてパンチノーズ傾斜角 $90^\circ - \alpha$ と r_p の大きさの影響は類似しており、 p を極小とする $90^\circ - \alpha$ が存在するようである。ただし、 p が減少する領域は不明瞭で、 $90^\circ - \alpha$ の増加につれて p が増大する傾向の方が優勢で、とくにF材では R によらず $90^\circ - \alpha = 0$ で p が最小となっている。

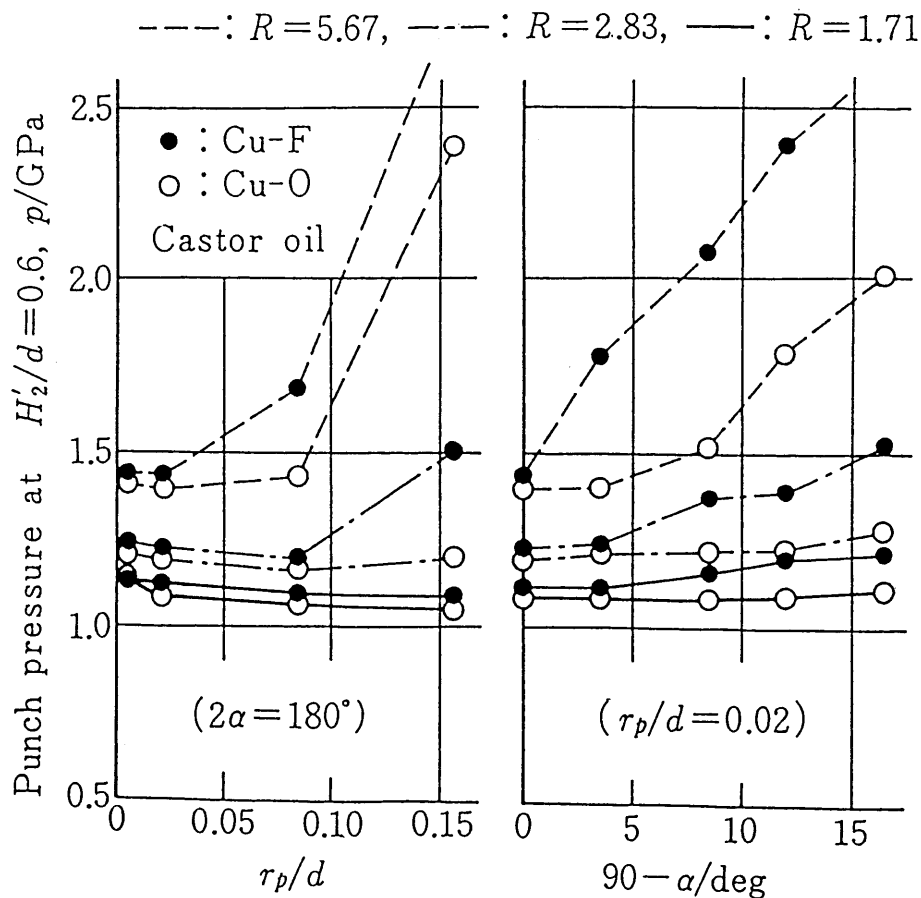


Fig. 2.4 Variations in punch pressure at $H_2'/d = 0.6$ with different corner radius and cone angle of punch.

以上の結果は定性的には能島ら¹⁵⁾の炭素鋼（潤滑剤はボンデライト・ボンダリユーベ処理）に関する結果と一致している。 p の変化は材料流動の変化によってもたらされるものであるが、本実験ではパンチ形状独自の影響だけでなく、パンチ形状によって潤滑状態（摩擦）が変化するという2次的影響がかなり含まれていると判断される。すなわち、 r_p や $90^\circ - \alpha$ が大きいほど、潤滑剤はパンチ先端部から排除されやすくなるから、行程とともに潤滑状態が悪化して、パンチ荷重が増大することが予想される。 Fig.2.3 の $R=5.67$ で r_p あるいは $90^\circ - \alpha$ が大きい場合に、圧力が定常値を示さずに著増したのもこのような行程の進行に伴う潤滑状態の悪化の現れと思われる。ただし、一部にはパンチシャンク部への逃げが小さかったので、パンチとダイスの弾性変形によって製品壁部の狭さくが生じ、さらに荷重が増大したと思われるものもある。

また、F材では加工初期段階の圧力がO材よりかなり高くなるため、より大きな圧力勾配が発生しやすい。そのため潤滑剤の流出が一層助長され摩擦が増大しやすい。 Fig.2.4 におけるO材とF材のパンチ圧力差が、 r_p あるいは $90^\circ - \alpha$ が大きくなるにつれて拡大されたものと考えられる。したがって、 r_p あるいは $90^\circ - \alpha$ が大きくしても摩擦増加がなければ、最適な r_p や $90^\circ - \alpha$ はもっと大きな値に変わると考えられる。なお、牛脂-25%黒鉛を用いた場合はひまし油より p が若干大きくなる例が多かった。

結局、加工力を最小するパンチ形状は、押し出し比 R 、材質（加工硬化指数 n ）および摩擦係数 μ によって変化する。すなわち、押し出し比 R が大きく、加工硬化指数 n が小さく、または摩擦係数が大きい場合ほど、最適なパンチ肩丸み r_p は小さくなり、よりフラットな（パンチノーズ傾斜角 $90^\circ - \alpha$ が小さい）パンチ形状が好ましくなるものと推定された。

2.3.2 変形領域

Fig. 2.5 に試験片の子午断面写真を例示する。これらの行程は $H_2'/H_0 \cong 0.6$ で、試験片の高さが当初からほぼ40%圧下された段階である。パンチ端面下の材料流動の加工条件による変化を整理して述べると次のようである。

(1) 押し出し比の影響 Fig.2.5(a),(b),(d)でみると、押し出し比 R が大きくなる（材料の流出口がせばまる）につれて変形域の深さは浅く、局部的に変形が集中している。これは Fig.2.5 上段の $r_p/d=0.021$ 、 $\alpha=90^\circ$ のパンチの場合に特に明瞭で、 R が大きいほどパンチ端面に沿う表層の材料流動は大きくなっている。

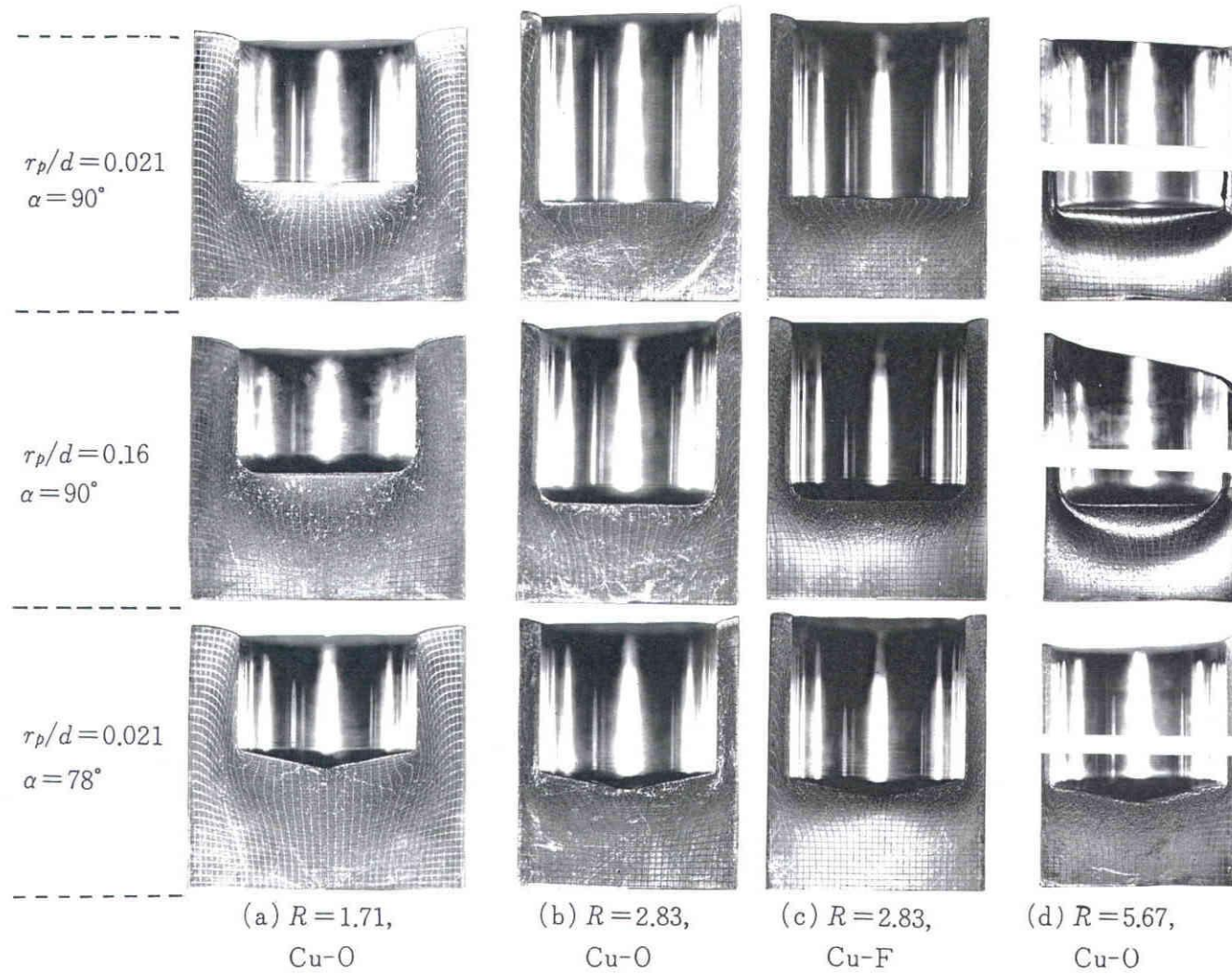


Fig. 2.5 Changes in deformation under punch with extrusion ratio, punch profile and workpiece material using castor oil as lubricant.

(2)パンチ形状の影響 r_p や $90^\circ - \alpha$ を大きくすると,(a) $R=1.71$ および(b) $R=2.83$ では変形域は浅くなり,パンチ端面に沿う流動が促進されている.しかし,(d) $R=5.67$ ではかえって変形域が内部へ拡大し,表面の材料流動が抑制されたように見える.これは前述したように潤滑剤が排除されて摩擦が増大したためで,摩擦の増大により表面材料流動が制動を受け,必然的に変形域の拡大が優勢に現れたものと考えられる.

(3)加工硬化の影響 O材とF材の違いも明瞭で,O材(b)では硬化性が大きいいため変形域が拡大し,底厚さを貫通しかけているが,硬化性の小さいF材(c)では変形が局所化し未変形域がかなり残っている.したがってパンチ端面に沿う流動はO材よりF材において大きい.

なお,変形域の深さは軸心で最大となり,下部の未変形域との境界線はUあるいはV字形になる場合が多い.しかし,F材で $R=2.83$ のときは,(c)にみるように,浅いW字形となる場合もみられた.これも変形の局所化傾向の現れと解釈できる.

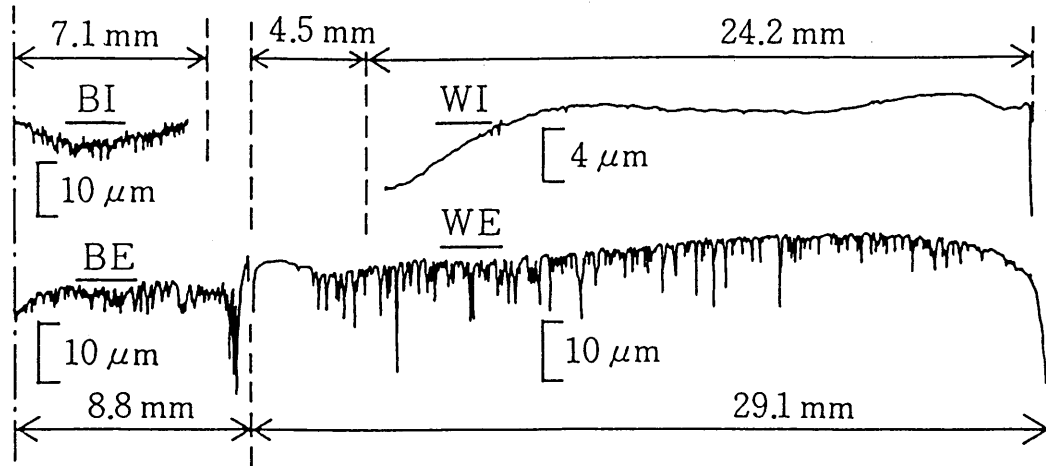
さて,パンチ端面に沿う材料流動は後述の表面積拡大と密接に関係する.パンチ端面に沿う流動が大きいほど,表面積が拡大し,パンチノーズ部端面下の油膜は薄くなる.しかしその場合には,パンチ角アール部を通過して製品内壁面を形成する際の不連続的な表面積拡大は,かえって小さくなる可能性がある.

2.4 潤滑状態

2.4.1 試験片各部の表面状態

Fig.2.6 にせん孔後の試験片の表面粗さの一例を示す.底部外面(BE)および壁部外面(WE)のあらさ曲線には油を捕捉した多数の谷が見られる.これは試験片がすえ込まれる加工の初段階にダイス底およびダイス内面と試験片との間にかなりの量の油が密封されるためで,潤滑状態は良好であったと判断される.加工中ダイス内面に加わる上向き摩擦力を測定したところ⁵²⁾, $R=2.83$ の場合パンチ荷重の2%くらいで,平均摩擦応力に換算しても20MPaくらいと小さい. Fig.2.5の壁部外面をみても,摩擦によるせん断変形はほとんど認められない.

底部内面(BI)のあらさ曲線も潤滑状態が良好であったことを示している.これは,図が $2\alpha=180^\circ$ の場合で,パンチ端面下にも相当に油が補足され,加工中パンチ肩丸み部を流すのが容易でないため,厚い油膜が残留したためである(Fig.2.7に示すように,この行程で表面積は3倍に拡大している).しかし,パンチ先端を少し尖らす($90^\circ - \alpha > 0$)と,加工初段階に油が排除されて,あらさ曲



Cu-O, $R=2.83$, Castor oil, $r_p/d=0.006$, $\alpha=90^\circ$

Fig. 2.6 Surface roughness curves after extrusion referred to fig. 2.7.

線はパンチ面のレプリカに近いものとなった。パンチ肩丸み r_p を大きくした場合も、 $90^\circ - \alpha$ を大きくした場合ほどではないが、やはりパンチ端面下の油膜は薄くなったと見られる。

さて、壁部内面(WI)は、あらし曲線には油の捕捉を示す谷がきわめて少なく、光輝面となっている。これはパンチ肩部を擦過する際の潤滑状態の苛酷さを端的に示すもので、結局、後方せん孔加工ではパンチ肩部の潤滑をいかにして良好にするかが課題となる。

材料のパンチへの付着(焼付き)はひまし油ではほとんど認められなかったが、牛脂-25%黒鉛ではF材を大きな押し出し比 $R=2.83$, 5.67で r_p あるいは $90^\circ - \alpha$ の大きいパンチで押し出した場合に認められた。焼付きは主にパンチ角丸み部に生じたが、尖頭パンチではパンチ端面の円錐部にも放射状に付着物が観察された。

2.4.2 表面積拡大比(Surface Extention Ratio)の分布

子午断面を投影器で観察し、製品内外面の輪郭に沿って格子線端の座標を読みとり、表面積拡大比 $R_s=S_2/S_1$ (S_1, S_2 : 変形前後の格子線間表面積)の分布を調べた。一例をFig. 2.7に示す。これはFig.2.6の場合に対応する。壁部外面(WE)では上下端近くを除けば、 R_s は押し出し比 $R=2.83$ とほぼ等しい値になっており、単純な平面ひずみ($\varepsilon_\theta=0$)展伸変形をうけたことを示している。壁部内面(WI)では R_s は4~40できわめて大きく、底部に近づくにつれて急増している。 $\ln R_s$ は表面の法線

ひずみ（絶対値）であるから、内壁面のひずみは押し出しのみかけのひずみ $\ln R$ よりもはるかに大きい。底部内面(BI)では R_s はパンチ行程とともに漸増するが、この行程ではおよそ3で、 $2\alpha = 180^\circ$ のパンチの場合であるため、半径方向にほぼ一様である。このことからパンチ端面に接する表面層はほぼ均一圧縮変形を受けているといえる。

変化が大きいのはパンチ角においてである。底部内面に属する部分では $R_s \approx 3$ であるのに、その材料が壁部内面最下部に移動した次の瞬間には $R_s \approx 40$ になっているわけで、パンチ角を擦過して壁部内面を形成する際に、著しい表面積拡大が加えられている。これはせん孔過程に独特の現象で、パンチ端面下の半径方向流出速度 u_c と壁面と流出速度 v_2 との間で不連続によってもたらされる。底部でうけた表面積拡大比 R_{s_b} とパンチ角で生じる表面積拡大比 $R_{s_c} (=v_2/u_c)$ との積が壁面の R_s となるから、たとえば、図の行程では $R_{s_c} = 40/3 \approx 13$ ということになる。潤滑膜厚さは

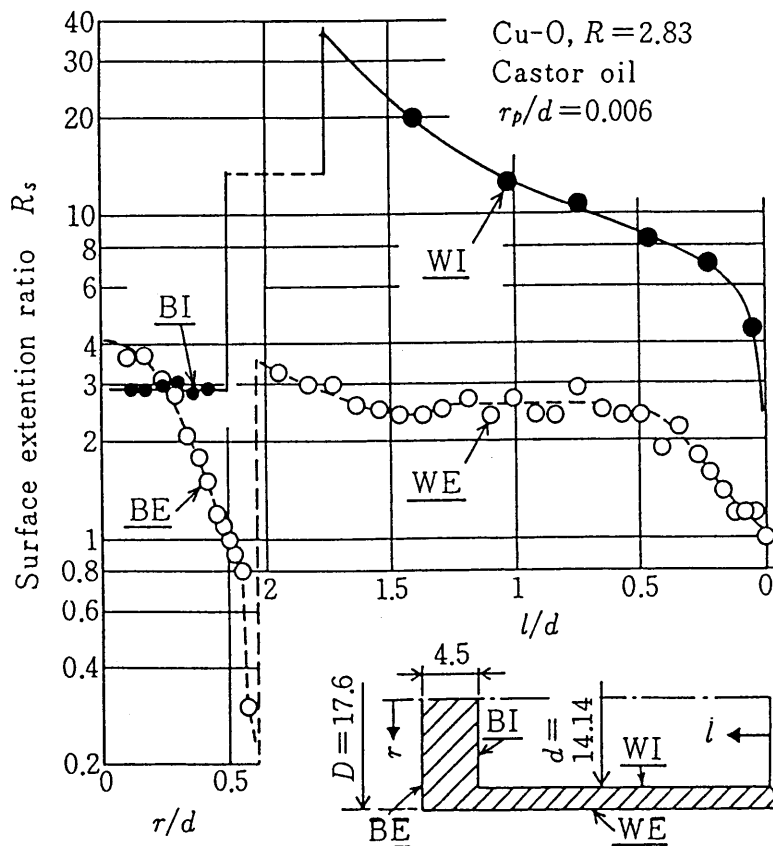


Fig. 2.7 Distribution of surface extension ratio on the extrusion.

材料の面積拡大に反比例すると考えられるから、パンチ角を擦過する際に桁違いに潤滑膜は薄くなる。したがって、この大きな R_{sc} が潤滑状態に与える影響に注目しなければならない。

なお、底厚さ H_2' が小さくなった図の行程では、底部外面(BE)の中心部の R_s は内面(BI)よりもむしろ大きくなり、逆に、外縁近くでは $R_s \ll 1$ (表面積の著しい縮小)となり、まくれ込みが起こりはじめている。

2.5 加工条件による表面積拡大比の変化

以下では潤滑条件因子として重要な壁部内面の R_s に注目する。Fig.2.8(a)(b)(c)に表面積拡大比に対する加工条件の影響を示す。表面積拡大比 R_s は、せん孔押し試験片の先端からの深さ $l=0.5d$ および $l=1.0d$ の位置のものであり、押し比とパンチ形状による変化およびO材とF材の違いおよび潤滑剤による変化を示した。なお、Fig. 2.5から察知されるように、壁部内面の格子線端座標の読みとりは容易ではなかった。また、非軸対称変形を生じた場合は厳密には分割面内の座標だけから R_s を決定することはできないが、若干の仮定を設けて左右の内壁面に沿う R_s の分布を求めて両者を平均した。

(1) 押し比の影響 Fig.2.8(a)(b)(c)を比較して押し比 R による R_s の変化をみると、 R_s は $R=1.71$ で大きく、 $R=2.83$ で小さくなっている。 R に対して R_s をプロットしてみると、ひまし油の場合はFig.2.9のようになり、 $R \approx 4$ で R_s が極小となる。パンチ圧力が極小となる $R \approx 2$ であるが、潤滑の観点からみた最適押し比は $R=2$ よりもむしろ $R=4$ に近いと判断される。 R が小さいときに R_s が増大するのは、2.3.2項で示したように、パンチ端面に沿う流動が小さいため、パンチ角での R_{sc} が増大するからである。

深さ $l/d=1.0$ における R_s は $l/d=0.5$ の R_s よりも大きい。すなわち、深いせん孔品ほど、あるいは、行程 H_2/d が進むにつれて潤滑状態は苛酷になる。

(2) パンチ形状の影響 Fig.2.8で r_p や $90^\circ - \alpha$ を大きくすると、押し比の小さい(a) $R=1.71$ では R_s が減少し、(c) $R=5.67$ では逆に R_s が増大し、中間の押し比(b) $R=2.83$ では R_s を極小とする r_p や $90^\circ - \alpha$ が存在するように見える。この結果も2.3.2節で述べた材料流動の変化と対応している。この行程範囲 $l/d=0.5 \sim 1.0$ ではパンチ端面下の流動が大きい場合ほど壁面の R_s が減少するといえる。また、パンチ形状による R_s の変化は所要のパンチ圧力 p の変化(Fig. 2.4)と類似しているが、たとえば、押し比が小さい場合パンチ形状の影響は p よりも R_s に顕著に現

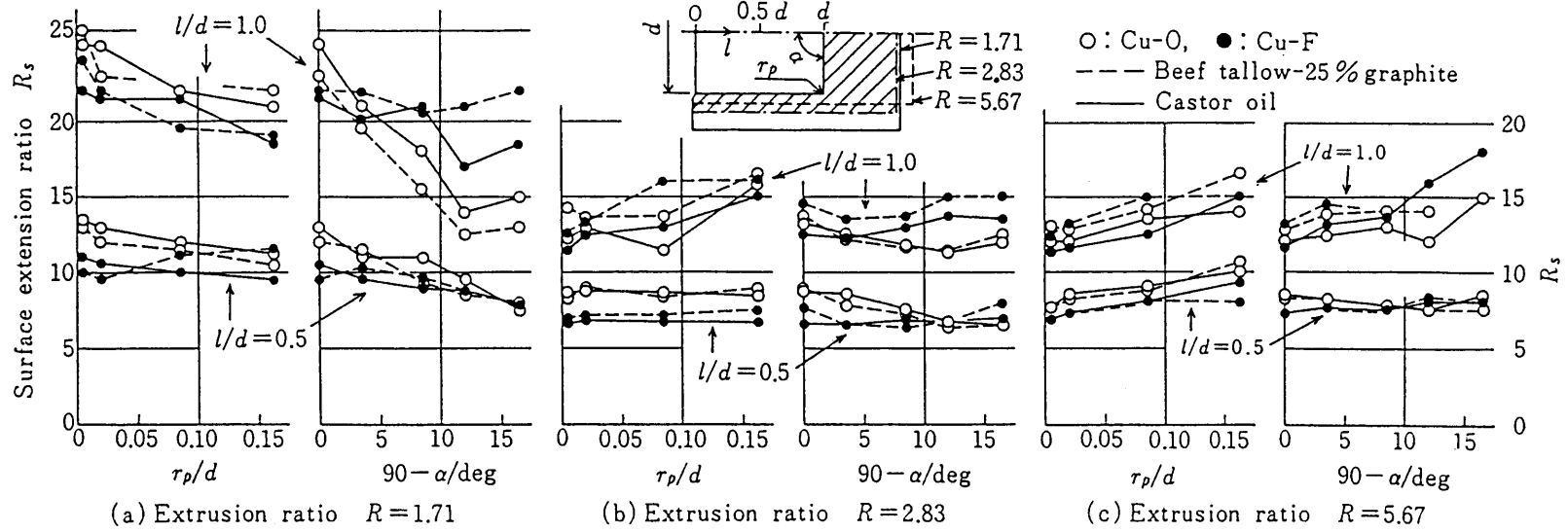


Fig. 2.8 Surface extension ratio in the inside wall at $l/d = 0.5$ and 1.0

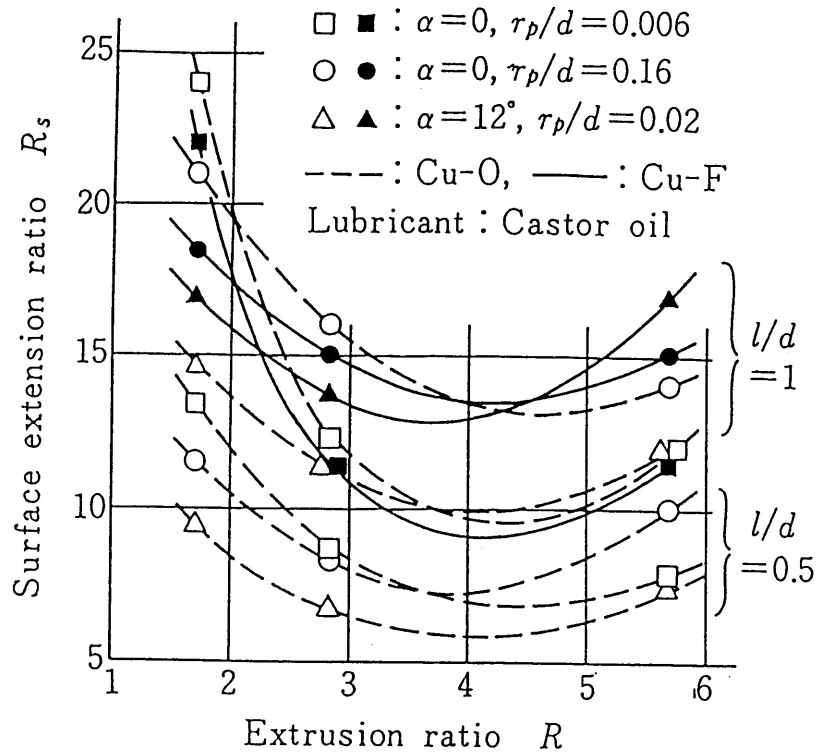


Fig. 2.9 Variation in surface extension ratio with extrusion ratio.

れるなどの点で異なる。

(3) 加工硬化の影響 ○材とF材のちがいをみる。 $l/d=0.5$ ，すなわち，行程の前半ではF材よりも○材の R_s が大きくなっている。これは硬化性の大きい○材では変形域が拡大し，パンチ端面に沿う流動がF材よりも小さくなり，パンチ角での不連続的な表面積拡大比 R_{sc} が増大したためである。しかしながら，行程がすすんで $l/d=1.0$ になると，両者の差は相対的に小さくなり， r_p や $90^\circ - \alpha$ が大きいパンチでは，逆にF材の R_s の方が大きくなる傾向が認められる。

その原因の一つに，F材では前述したように行程の進行に伴う摩擦の増大が著しく，そのためパンチ端面に沿う流動が減速されたことが考えられる。これによれば， $90^\circ - \alpha > 10^\circ$ では $l/d=0.5$ においてすでに○材とF材の差がなくなっていることも，摩擦の増大が生じやすいためと解釈することができる。第2として，行程の進行につれて○材の流動が加速されたことが考えられる。すなわち，硬化性の大きい○材では変形域のひずみの大きい部分の変形抵抗が増大するため，ひずみの小さいパンチ端面近傍の流動が加速されはじめる行程が現れうる。

今，○材の流動が加速されて u_c がF材のそれと等しくなるとすると，その行程

における $R_{sc}(=v_2/u_c)$ は等しくなる。しかし、 $R_s=R_{sb} \cdot R_{sc}$ であるから、それまでの流動が小さかった O 材の方が R_{sb} は小さいから、結果として R_s は O 材の方が F 材よりも小さくなる。Fig.2.8 で $R=1.71$, $90^\circ - \alpha > 5^\circ$, $l/d=1$ の場合にみられる O 材と F 材の逆転にはこうした材料流動の履歴のちがいも関与している可能性がある。

上述のように、内壁面の R_s はパンチ端面下の材料流動の推移によって定まるものである。そこで、Fig. 2.5 に示した中間行程における底面の表面積拡大比 R_{sb} を調べたところ、Fig.2.10 のようであった（尖頭パンチでは R_s が底面でも一様ではなくなるので、図では直径 10mm の円内の平均値を用いている）。 $R=1.71$ では R_{sb} はごく小さいが、 r_p や $90^\circ - \alpha$ を大きくすると確実に増大している。 $R=2.83$ では R_{sb} は $R=1.71$ におけるよりも非常に大きくなり、 r_p や α による変化は相対的に小さくなり、F 材では極大値が認められる。 $R=5.67$ では $R=2.83$ よりも R_{sb} がむしろ小さい。O 材は F 材よりも R_{sb} が小さいが、 $R=5.67$ では r_p や $90^\circ - \alpha$ が大きい場合に逆転が認められる。これらの結果は内壁面の R_s の変化に関する前述の解釈を裏付けるものである。ただし、底面の R_{sb} の大小はその行程に至るまでの流動の大小を示すものであって、その時点における流動速度 u_c の大小を示すものではない。厳密には行程をこまかく分割した調査が必要であるが、それは今後の課題である。

(4) 潤滑剤の影響 Fig.2.8 で潤滑剤による差をみる。荷重が少し大きくなった牛脂-25%黒鉛では R_s もひまし油より大きくなっている例が多くみられる。これはパンチ端面に沿う材料流動が小さかったことを意味する。牛脂-25%黒鉛は

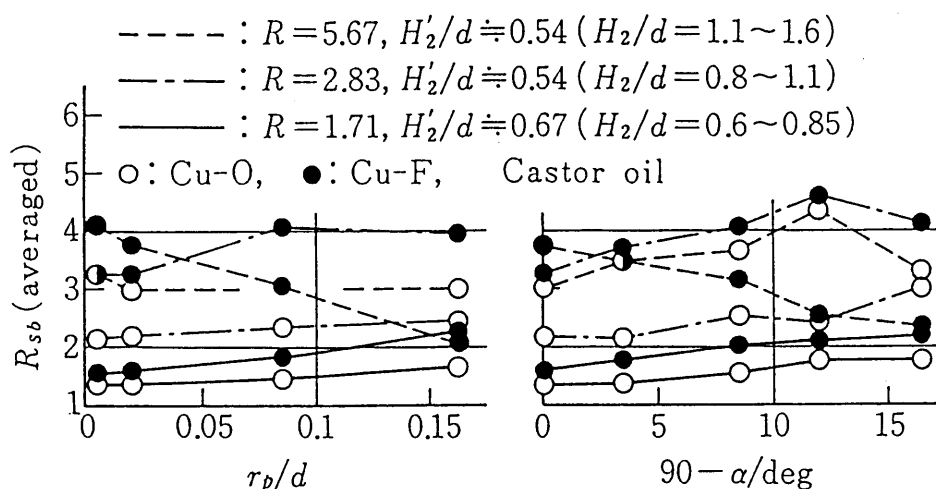


Fig. 2.10 Inner bottom surface extension ratio averaged in a circle of 10 mm diameter.

半固形で捕捉量が多くなって潤滑状態が改善されるであろうと予測していたが、捕捉量は増加してもパンチ角へ流出できるかは別問題で、パンチ肩丸み部を潤す能力には乏しかったものと推定される。

なお、行程や潤滑剤などによる R_s の変化がO材よりもF材で顕著となったのは、硬化性の小さい材料ほど摩擦の変化に敏感であるという一般則⁵³⁾の一つの現れとみることができる。

2.6 結 言

供試材料に銅を用い、子午断面格子法を適用して、後方せん孔を行った。低速で、ひまし油を潤滑剤として用いた試験であるが、変形挙動と潤滑に関する基本的情報が得られた。そのうち主なものを列挙すれば次のようになる。

(1) パンチ先端円錐角を小さく（パンチを尖らす）したり、ノーズ肩半径を大きくすると、押出し比が大きい場合はかえってパンチ荷重が著しく増大する。これは潤滑剤の排除による摩擦の増大が原因で、材料流動にも対応する変化が認められた。

(2) 表面積拡大比 R_s はせん孔後の試験片内面で大きく、せん孔深さ H_2/d とともに増大し、 $H_2/d = 1$ では、 $R_s > 20$ になることがある。

(3) 潤滑条件としては R_s が小さいことが望ましい。 l/d を指定された時、 R_s を極小とする加工条件があり、たとえば、押出し比 R については、 $R \doteq 4$ で R_s が極小値をとる。これはパンチ荷重を最小とする条件（ $R \doteq 2$ ）とはかなり異なる。

第3章 後方せん孔加工における表面積拡大の解析⁵⁴⁾

3.1 緒言

前章で得られたように表面積拡大は、結局パンチ端面下の材料流動によって定まるものと考えられるが、これらの間の関係を解析的に論じた例はみられない。章を改めて、ここで表面積拡大比と材料流動との関係を解析する

表面積拡大比を $R_s = dS_2/dS_1$ と定義する。 dS_1 , dS_2 は表面要素の変形前後の面積とする。記号については第2章の Fig.2.1 (p.9) 参照をして、せん孔押し試験片(以下、せん孔品という)の内径(パンチの直径) d , 深さ H_2 とする。内側の底面と内壁面を合わせた内面の表面積は $S_2 = \pi d^2/4 + \pi dH_2$ で、当初面積は $S_1 = \pi d^2/4$ であるから、内面全体の平均の表面積拡大比 $R_{s,m}$ は

$$R_{s,m} = S_2/S_1 = 1 + 4H_2/d \quad (3.1)$$

である。 $R_{s,m}$ は H_2/d すなわち容器の深さあるいは行程に比例して増大する。しかし、これは H_2/d だけで定まる平均値で、他の加工条件によっては変化しない。加工条件による変化は表面積拡大比 R_s の分布に現れる。

焼なました銅を平坦パンチでひまし油を用いてせん孔押しした場合の測定結果(前章 Fig.2.7, p.17)によれば、 R_s は内壁面 WI と底面 BI とで著しく異なっていた。 Fig.2.7 の場合は $H_2/d = 1.76$ であるから $R_{s,m} = 8.04$ と計算されるが、底面の R_s はこれより小さく、内壁面にはこれよりはるかに大きい部分が現れている。底面と内壁面とが接続するパンチ角に注目すると、ここでの R_s に大きな不連続が生じている。パンチ角を擦過する際に生じる表面積拡大比を R_{sc} とすると、底面でうけた表面積拡大比 R_{sb} と R_{sc} との積が壁面に移行した後の表面積拡大比 R_s となる。すなわち、

$$R_s = R_{sb} \cdot R_{sc} \quad (3.2)$$

以下、 R_{sb} , R_{sc} 及び R_s とパンチ端面に沿う材料流動との関係を解析する。両者の関係が得られれば、せん孔品内壁面の表面積拡大比の分布から、パンチ端面下の材料流動が加工中にどのように推移したのかを逆算することもできる。

3.2 定常状態を仮定した場合

Fig.3.1 に材料の各部分と速度の記号を示す。すなわち、パンチ端面に接する材料表面の半径速度を $u(r)$ とし、そのパンチ角 $r = d/2$ における値を u_c とする。パンチ角

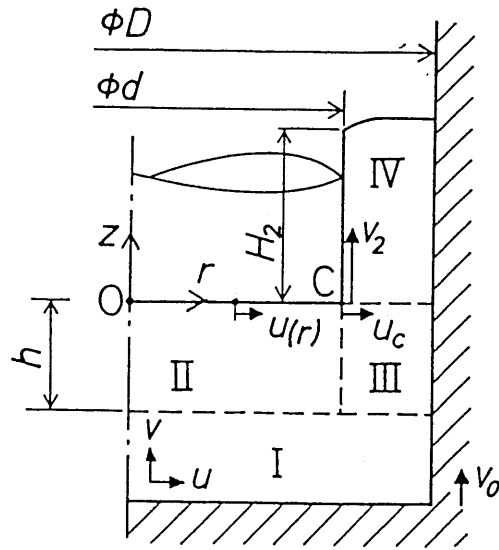


Fig. 3.1 Surface flow velocity on the bottom $u(r)$, radial velocity at the punch corner u_c , exit velocity v_2 and working velocity v_0 used in general analysis of surface extension. An alternative upper bound approach divides the region into I ~ IV.

を擦過して内壁面へ移行する際に生じる表面積拡大比 R_{sc} は、

$$R_{sc} = \pi d v_2 / (\pi d u_c) = v_2 / u_c \quad (3.3)$$

となる。 v_2 は壁部の流出速度である。

ここで、第1近似として、

$$u = u_c \cdot r / (d/2) \quad (3.4)$$

を仮定する。すなわち、パンチ端面に接する材料表面層は均一圧縮過程にあり、底面の表面積拡大比は一様に分布すると仮定する。この仮定はFig.2.7でみたように平坦パンチに対しては妥当である。

以下、 u_c は加工中一定である（定常状態）とする。

3.2.1 容器内面の R_s の分布

R_s 底面の表面積拡大比 R_{sb} は上記のように仮定すると、パンチ角 $r = d/2$ にある表面要素の当初半径位置 r_1 と行程 H_2 の間の関係が次のように求められる。すなわち、 $r = r_1$ から $r = d/2$ まで移動するに要した時間 t は

$$t = \int dt = \int \frac{dr}{u} = \int_{r_1}^{d/2} \frac{d}{2 u_c} \cdot \frac{dr}{r} = \frac{d}{2 u_c} \cdot \ln \frac{d}{2 r_1} \quad (3.5)$$

で、これは壁部形成に要した時間 H_2/v_2 に等しいから、

$$d/(2r_1) = \exp \{ (2H_2/d) \cdot (u_c/v_2) \} \quad (3.6)$$

となる。これより、底面の表面積拡大比 R_{sb} は

$$R_{sb} = d^2/(4r_1^2) = \exp \{ (4H_2/d) \cdot (u_c/v_2) \} \quad (3.7)$$

で与えられる。そして、この行程 H_2/d における内壁最下部の表面積拡大比 R_s は、 R_{sb} と R_{sc} の積であるから、

$$\ln R_s = 4(H_2/d) \cdot (u_c/v_2) - \ln(u_c/v_2) \quad (3.8)$$

となる。 R_s は深さあるいは行程 H_2/d とともに指数的に増大する。これが内壁の R_s 分布の基本的パターンで、測定結果 (Fig. 2.7 の WI, p.17) も概略これに従っている。

3.2.2 パンチ端面下の半径速度 u/v_2 の最適値

式(3.8)より、 R_s は底面のパンチ角における半径速度 u_c/v_2 に、すなわちパンチ端面下の材料流動にも依存することがわかる。そして、材料流動には押出し比、パンチ先端形状、摩擦、加工物材質など多くの因子が関与する。潤滑の見地からは、一般に、表面積拡大は小さいことが望ましい。そこで、式(3.8)の R_s を最小とする $(u_c/v_2)_{opt}$ を求めると、 $d(\ln R_s)/d(u_c/v_2) = 4H_2/d - v_2/u_c = 0$ より、

$$(u_c/v_2)_{opt} = d/(4H_2) \quad (3.9)$$

である。加工速度 (パンチ速度) v_0 、押出し比 R とすると、 $v_2 = R v_0$ であるから、式(3.9)は次のようにも書ける。

$$(u_c/v_2)_{opt} = R \cdot d/(4H_2) \quad (3.10)$$

このとき、内壁最下部の R_s の最小値 (下限値) $R_{s,min}$ 、底面の表面積拡大比 R_{sb} 及びパンチ角で生じる表面積拡大比 R_{sc} は、それぞれ、次のようになる。

$$R_{s,min} = 4e \cdot H_2/d \doteq 10.9 \cdot H_2/d \quad (3.11)$$

$$R_{sb} = e \doteq 2.72 \quad (3.12)$$

$$R_{sc} = 4H_2/d \quad (3.13)$$

u_c/v_2 が式(3.9)より大きければ R_{sc} は減少するが R_{sb} が増大し、逆に u_c/v_2 が式(3.9)より小さければ R_{sc} は増大するが R_{sb} が減少する。結局いずれの場合も R_s は式(3.11)よりも大きくなる。

この様子を、 $H_2/d=1$ の場合について、当初半径位置 r_1 に対する表面積拡大比 R_s の分布を計算して示すと、Fig. 3.2 のようになる。式(3.6)より、 H_2/d と u_c/v_2 とから、パンチ角にある要素の当初半径位置 r_1/d が求まる。図で○から●へと不連続を

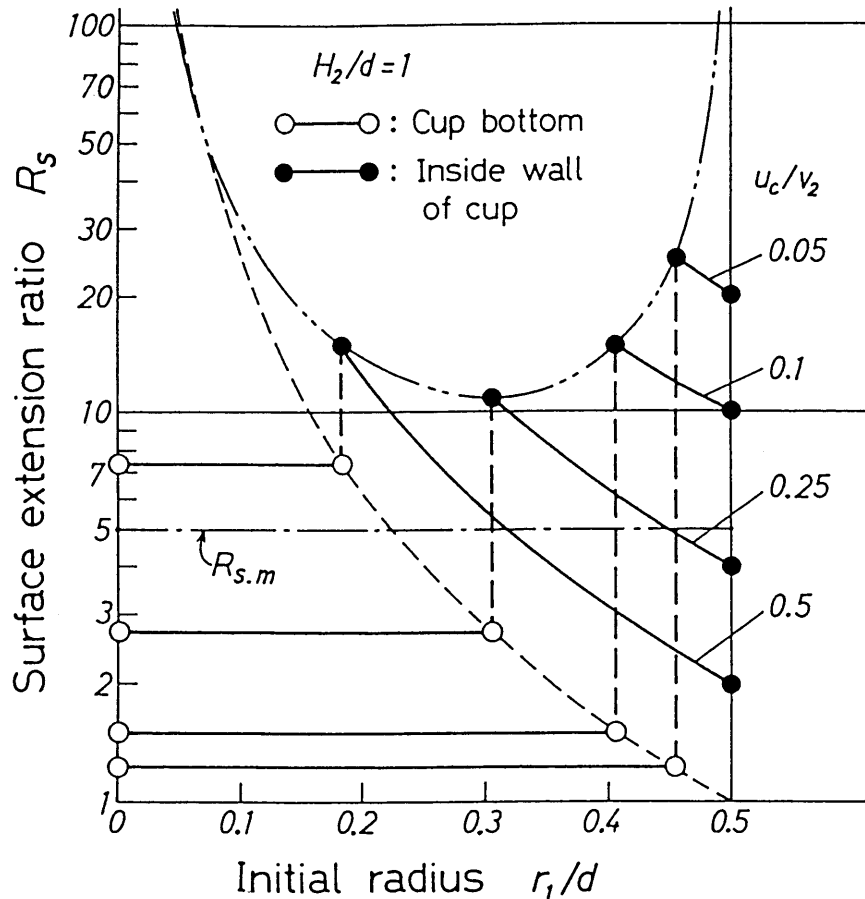


Fig. 3.2 Calculated distributions of surface extension ratio for different ratios of u_c/v_2 .

生じている横座標がそれである。そして、この位置における○と●の R_s の値の比が、パンチ角で生じる表面積拡大比 $R_{sc} = u_c/v_2$ である。また、 r_1/d がこの点より小さいところは、その時点では底面に残っており、 R_s は式(3.7)で与えられる R_{sb} に等しい。逆に r_1/d が不連続の横座標より大きいところは、内壁面を形成しており、 R_s の分布は式(3.8)に式(3.6)を代入すると求められる。

式(3.9)より、表面積拡大比 R_s を最小とする最適な u_c は H_2/d に反比例するから、浅い製品では u_c が大きく、深い製品では u_c が小さくなるような配慮が望ましい。ところで、パンチ端面下の材料流動は押し出し比 R によっても顕著に異なる。2章の実験結果によれば、 R が小さいほど、パンチ端面下の材料は流動しにくくデッドメタル的になる。すなわち、 u_c は過小となるから、パンチ肩丸み r_p を大きくしたり、円錐パンチの先端傾斜角 $90^\circ - \alpha$ を大きくして u_c を増大させることが望ましい。逆に R が大きいときは、Fig. 2.7 (p.17) において R_{sb} が式(3.11)の値 e よりも大きくなっ

ていることからわかるように、 u_c はむしろ過大になりやすい。したがって、 r_p あるいは $90^\circ - \alpha$ を小さくして流動を抑制する方が望ましいことになる。

3.2.3 簡単な上界速度場の例

Fig.3.1に併記したような、領域を直線で区切った上界速度場から u_c/v_2 を求めてみる。領域IとIVは剛体域、領域IIは均一圧縮領域、そして、領域IIIは展伸変形域である。各領域の半径方向速度 u と軸方向速度 v は加工速度 v_0 と図中の記号を用いると、次のようである。

$$\begin{aligned}
 \text{領域I:} & \quad u \text{ I}=0, \quad v \text{ I}=v_0 \\
 \text{領域II:} & \quad u \text{ II} =v_0 \cdot r/(2h), \quad v \text{ II}=-v_0 \cdot z/h \\
 \text{領域III:} & \quad u \text{ III} =v_0 \cdot d^2 (D^2/4-r^2) / \{2(D^2-d^2) \cdot h \cdot r\} , \\
 & \quad v \text{ III} =v_0 (D^2 h+d^2 z) / \{(D^2-d^2) \cdot h\} \\
 \text{領域IV:} & \quad u \text{ IV}=0, \quad v \text{ IV}=R \cdot v_0
 \end{aligned} \tag{3.14}$$

ここで、 h は変形領域IIの深さで、パンチ荷重が極小になる条件より定めると、

$$12 \cdot (h/d)^2 = (r_0 - 1) \{4r_0^2 - r_0 - 1 + m(r_0 + 1)\} / r_0^2 \tag{3.15}$$

となる。ただし、 $r_0 = D/d$ におけるダイの摩擦は0とし、パンチ端面の摩擦応力を mk ($k = Y/\sqrt{3}$: せん断降伏応力) とした。この速度場によれば、 u_c/v_2 は式(3.14)の $u \text{ II} (r=d/2)$ と $v \text{ IV}$ と式(3.14)のより、

$$u_c/v_2 = 1 / \{4R(h/d)\} \tag{3.16}$$

となる。ここで R は押し比で、 $R = D^2 / (D^2 - d^2) = r_0^2 / (r_0^2 - 1)$ である。

実験結果との比較については後述する(Fig.3.5, p.32)。

3.2.4 実験結果との比較

式(3.8)で与えられる R_s の分布あるいは推移を実験結果と比較してみる。

Fig.3.3は肩丸みのごく小さい平坦パンチで銅の未焼なまし材(Cu-F)と焼なまし材(Cu-O)を、3種類の押し比 R で、押し出した場合の製品容器内壁面の表面積拡大比 R_s の分布である。図中の u_c/v_2 をパラメータとする直線群が式(3.8)で与えられる R_s の分布で、それらの包絡線が R_s の下限値 $R_{s,\min}$ である。

Fig.3.3より、実験点の多くは $u_c/v_2 = 0.1$ と 0.25 の理論線の間であり、 R が小さいほど、また、Cu-FよりCu-Oの方が u_c/v_2 が小さかったことがうかがわれる。 $R = 5.67$ の場合は、 H_2/d の小さい加工初段階に形成された部分をのぞけば、 R_s は $u_c/v_2 = 0.20 \sim 0.25$ の直線上を推移し、 $H_2/d = 1.0$ あたりで下限値 $R_{s,\min}$ に接近し、

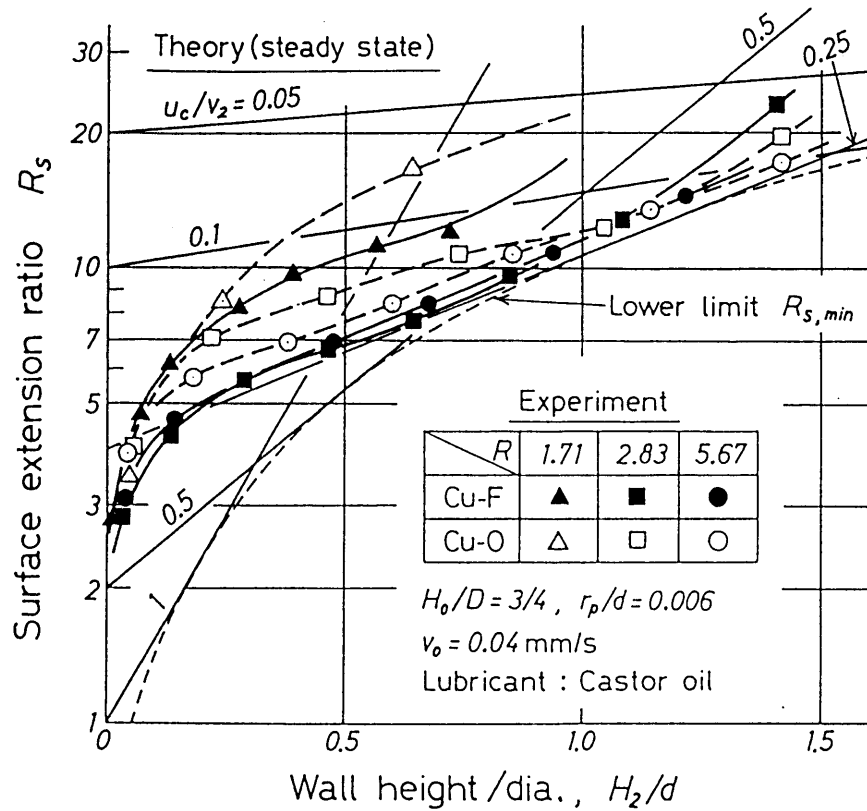


Fig. 3.3 Distributions of R_s on the inside wall with three different extrusion ratios R . Cu-F means hardened copper and Cu-O means annealed one. The straight lines show the calculated distributions with different ratios of u_c/v_2 using eq.(3.8).

H_2/d がさらに大きくなると再び下限値から離れる. $R=1.71$ の場合は, 本実験条件下では, 直線部分は明瞭ではなく, 終始非定常状態であったとみられる.

そこで, 次に, 非定常状態における関係式を求める.

3.3 非定常過程の解析

前節と同様式(3.4)の速度分布を仮定するが, u_c/v_2 は一定ではなく時間 t または行程 H_2/d の関数とする.

時刻 t において底面積 $S_b = \pi d^2/4$ (一定値) を占めている材料面の当初表面積を $S_1(t)$ とすると, 底面の表面積拡大比 $R_{sb}(t)$ は

$$R_{sb}(t) = S_b / S_1(t) \tag{3.17}$$

と書ける. 微小時間 dt の間に底面から送り出される表面積は $\pi d \cdot u_c(t) \cdot dt$ で, これは $-dS_1(t) \cdot R_{sb}(t)$ に等しいから,

$$dS_1 = - \pi d \cdot u_c \cdot dt / R_{sb} \tag{3.18}$$

式(3.18)の両辺を微分して、式(3.17),(3.18)から S_1 と dS_1 を R_{sb} で置換えると、

$$dR_{sb} = -(S_b/S_1^2)dS_1 = -(R_{sb}^2/S_b)dS_1 = 4R_{sb} \cdot u_c \cdot dt/d \quad (3.19)$$

となるから、結局、次式が得られる。

$$dR_{sb}/R_{sb} = 4u_c \cdot dt/d \quad (3.20)$$

$t=H_2/v_2$ とし、 $t=0$ で $R_{sb}=1$ を初期条件として式(3.20)を積分すると、

$$\ln R_{sb} = \frac{4}{d} \int_0^t u_c dt = 4 \int_0^{H_2/d} \frac{u_c}{v_2} d\left(\frac{H_2}{d}\right) \quad (3.21)$$

である。この式 (3.21) の R_{sb} および式(3.3)の R_{sc} を式(3.2)に代入すれば、

$$\ln R_s = 4 \int_0^{H_2/d} \frac{u_c}{v_2} d\left(\frac{H_2}{d}\right) - \ln \frac{u_c}{v_2} \quad (3.22)$$

これが u_c/v_2 の推移と内壁面の R_s 分布との関係式である。変形が定常、(u_c/v_2 :一定) ならば、式(3.22)は前章の式(3.7)に一致する。

ところで、 u_c/v_2 の推移を測定するのは容易でないから、むしろ、 R_s の分布から u_c/v_2 の推移を逆算できるようにしたい。式(3.22)の両辺を H_2/d で微分すると

$$\frac{d(\ln R_s)}{d(H_2/d)} = 4 \frac{u_c}{v_2} - \frac{1}{u_c/v_2} \cdot \frac{d(u_c/v_2)}{d(H_2/d)} \quad (3.23)$$

$H_2/d=0$ で $R_{sb}=1$ ($R_c=R_s$) であるから、 $u_c/v_2=1/R_s$ を初期条件として、式(3.23)を解く。式(3.23)は、 $f'(x)=4y - (dy/dx)/y$ の形の微分方程式であるから、 $z=1/y$ とおけば、 $dz/dx=f'(x) \cdot z - 4$ という線形微分方程式となる。これは解析的に解が求まり、その解は $y=1/z=\exp\{-f(x)\} / [-4 \int \exp\{-f(x)\} dx + C]$ である。この場合、積分定数は $C=1$ となり、

$$\frac{u_c}{v_2} = \frac{1/R_s}{1-4 \int (1/R_s)d(H_2/d)} \quad (3.24)$$

が得られる。この式から製品容器内壁の $R_s(H_2/d)$ の分布から、数値積分によってパンチ端面下の半径方向流出速度 u_c/v_2 の推移を逆算することができる。

3.4 実験結果の解析

最初に式(3.24)によって u_c/v_2 を逆算する際に留意すべき点を記す.[1]Fig.3.3にみるように、行程初段階では R_s が小さいから、 $1/R_s$ およびその変化は大きくなる。したがって、 $H_2/d=0$ 近傍はこまかく分割する必要があるし、 $H_2/d=0$ における R_s の値(外挿値)のとり方がかなり計算結果に影響する.[2]パンチ先端に傾斜がある場合は表面速度の分布は仮定の式(3.4)とは異なってくる.[3]パンチ肩に丸みがある場合は、丸みに沿って速度が連続的に変化するから、実質的な速度の不連続は小さくなる.[4]パンチに傾斜や丸みがある場合は、丸みの出口まで材料が充満した時点が $H_2/d=0$ である。それまでに若干の初期変形があるから、厳密には、 $H_2/d=0$ で $R_{sb}=1$ とはならない。

以下では、上記の留意点[2]~[4]については特別な処置を加えずに、 R_s の分布の測定結果から式(3.24)によって u_c/v_2 の推移を逆算する。それでも、このようにして求めた u_c/v_2 によって、パンチ端面に沿う材料流動の加工条件による変化の大勢は把握されるものと考えられる。

3.4.1 押し比と材質による変化

Fig.3.3のデータから逆算した u_c/v_2 の推移をFig.3.4に示す。 u_c/v_2 は0.08~0.3の範囲にあるが、材質(未焼なまし材Cu-Fと焼なまし材Cu-O)、押し比 R および行程 H_2/d によって異なる。

F材よりもO材で u_c/v_2 が小さくなっているのは、前章で示したように加工硬化性の大きい材料ほど変形域が拡大しパンチ端面に沿う流動が小さくなるためである。

R が小さいほど u_c/v_2 が小さくなるのは、 R が小さい場合にはパンチ端面下の材料がデッドメタル的になるためである。 u_c は R が大きいほど大きくなる。一方、 $u_c/v_2=R \cdot v_0$ (v_0 :加工速度)は R に比例して増大する。Fig.3.4のF材では、 $R=2.83$ と $R=5.67$ の u_c/v_2 がほぼ同じになっているが、 u_c の絶対値あるいは u_c/v_0 は $R=5.67$ の方が2倍ぐらい大きくなっているのである。

行程 H_2/d による変化をみると、 u_c/v_2 は加工初段階の大きな値から減少して、ほぼ定常値を示した後、さらに減少するという傾向が認められる。 R が大きいほど、前章でも示したように、パンチ端面下の変形領域が浅くて変形が底部を貫通する時期が遅くなるため、 u_c/v_2 が定常値を示す行程範囲が広がっている。ただし、 u_c は表面速度であるから、 u_c/v_2 が一定であっても内部の速度分布が定常であるとは限らない。

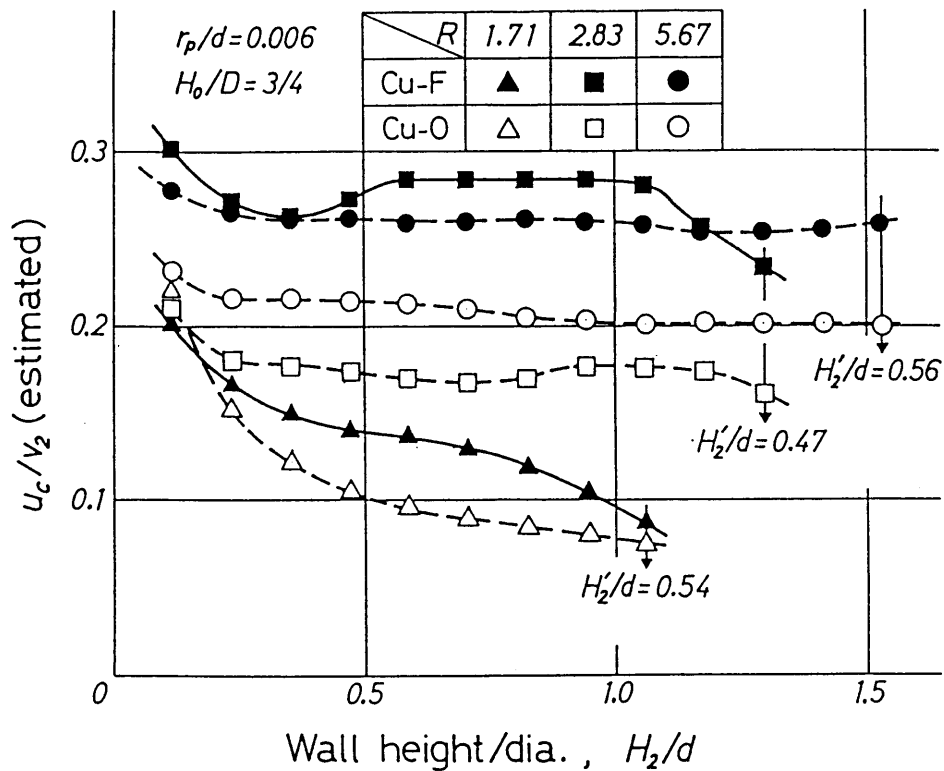


Fig. 3.4 Variations in u_c/v_2 with punch penetration H_2/d estimated from Fig. 3.3 using eq.(3.24). H_2'/d is the final thickness of the bottom divided by punch diameter.

押し出し比毎に曲線の右端に記した H_2'/d はその時点における容器の底部の厚さである。R=1.7では、プランクの高さ H_0 が直径Dの3/4とやや小さかったこともあって、 u_c/v_2 が定常値を示す行程範囲がほとんど認められない。この場合、変形域が底部を貫通する時期はO材では $H_2/d=0.5$ 、F材では $H_2/d=0.7$ くらいであった⁴⁹⁾から、この行程に至るまでも変形は非定常であったことになる。この行程以後に u_c がかなり明瞭に減少傾向を示しているのは、変形が底部を貫通すると、ダイ底側の材料流動が優勢となり、ポンチ端面側の流動はむしろ減速されるためである。R=2.8においては上述と同様の変化が $H_2/d=1.1 \sim 1.2$ 以降に現れている。

Fig.3.4から $H_2/d=1$ における u_c/v_2 を読みとり、Rに対してプロットし直したのがFig.3.5で、表面積拡大比 R_s の変化も併示した。Rを1.7から2.8に大きくすると、 u_c/v_2 は2~3倍に増大し、 R_s は1/2以下に減少する。しかし、Rを2.8から5.7にしても、 u_c/v_2 および R_s はあまり変化しない。図の点の動きから、 u_c/v_2 および R_s をそれぞれ極大および極小とするRが存在すること及びO材のそれはF材より大きくなるのがうかがわれる。ただし、定常状態の解析によれば、 R_s を最小とす

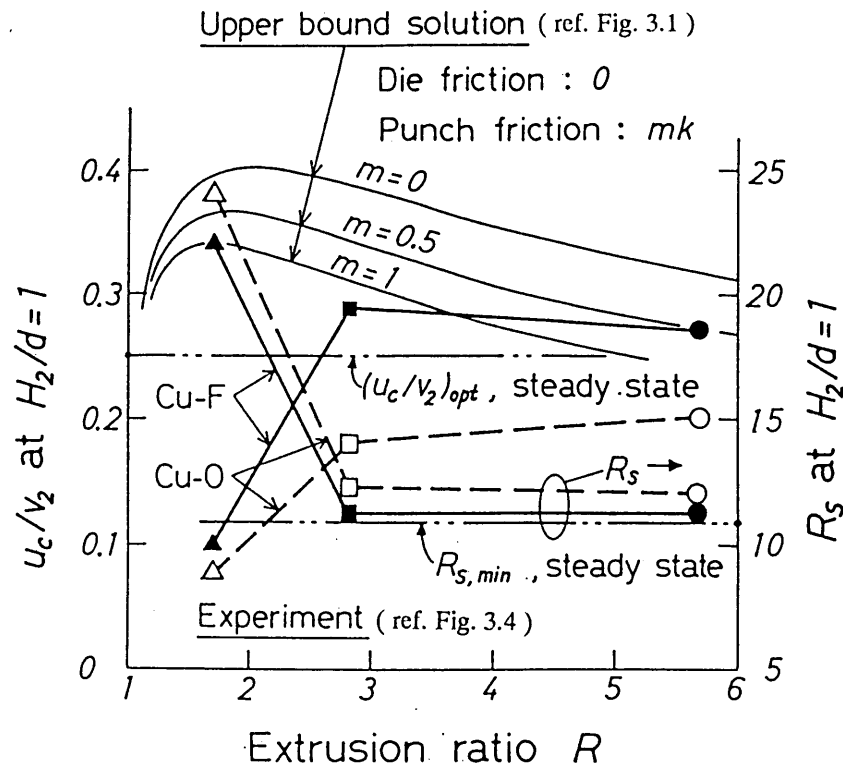


Fig. 3.5 Variations in u_c/v_2 and R_s at $H_2/d = 1$ with extrusion ratio referred to Fig.3.1, 3.3, 3.4 .

る最適な $(u_c/v_2)_{opt}$ が存在するから、 u_c/v_2 を極大とする R で R_s が極小となるとは限らない。また、 $(u_c/v_2)_{opt}$ 近傍では u_c/v_2 による R_s の変化は小さい (Fig.3.6 参照)。こうした事情があるため、Fig.3.5 の $R=2.8 \sim 5.7$ において F 材 O 材とでは u_c/v_2 に大きな差があるにもかかわらず、 R_s には大差を生じていないのである。

参考までに、定常状態を仮定した場合の $(u_c/v_2)_{opt}$ (式(3.8))、 R_s の下限値 $R_{s,min}$ (式(3.9)) 及び前述の上界速度場による u_c/v_2 を Fig.3.5 に示した。この速度場では、 u_c/v_2 が実験値よりも概して過大となり、 u_c/v_2 が極大となる R は $1.5 \sim 2.0$ で実験より小さくなり、実験結果を説明するには不十分であることがわかる。

3.4.2 パンチ形状による変化

Fig.3.6 は行程 $H_2/d=1$ における内壁最下部の表面積拡大比 R_s を u_c/v_2 の逆算値に対してプロットして、パンチ先端形状による変化をみたものである。理論線は定常状態に対するもので式(3.7)を表わす。 R_s の実験点がこの理論値より大きくなったのは、実験における u_c/v_2 が行程の初期では図の横軸の値よりも大きかったた

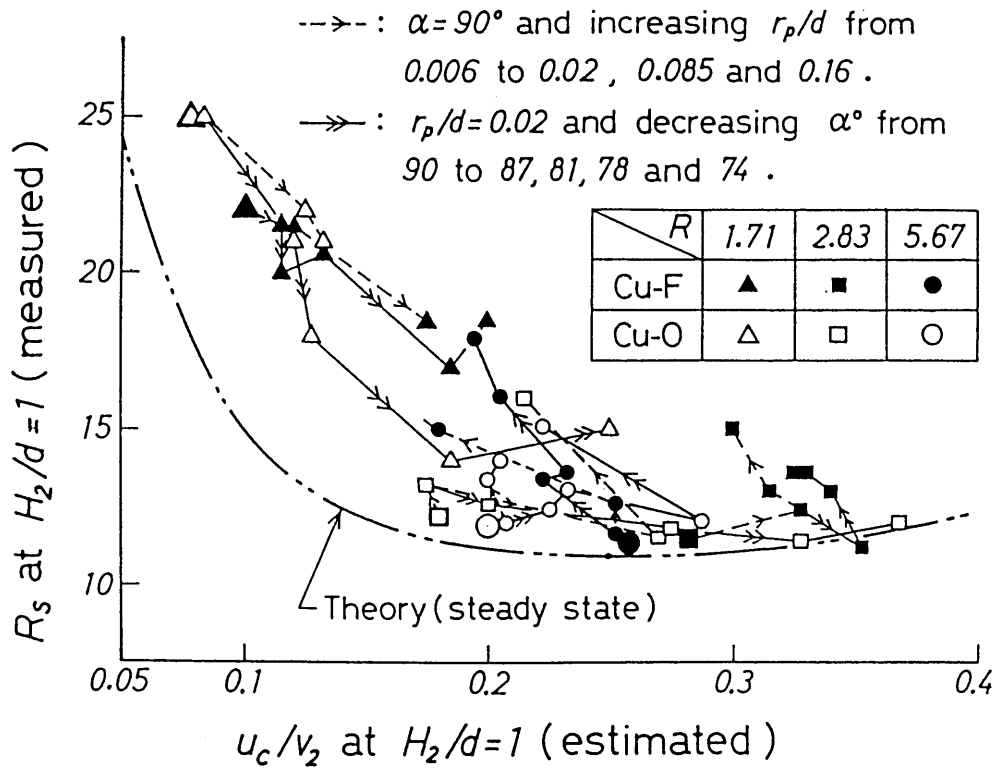


Fig. 3.6 Changes in u_c/v_2 and R_s at $H_2/d=1$ with punch profile dimensions at three different extrusion ratios for two workpiece materials. Single and double arrows show the changes with corner radius r_p of flat punch and semi cone angle α respectively.

めである。すなわち、 u_c/v_2 が一定で $H_2/d=1$ の時点における値と等しいとした場合よりも、実験での底部の表面積拡大比 R_{sb} が大きくなっているため、 $R_s=R_{sb} \cdot u_c/v_2$ も大きくなったのである。

さて、図中の矢印に沿って実験点をたどり、ポンチ形状による変化をみる。押し出し比別の記号のうち一段と大きく記した点が肩丸み $r_p/0.006$ の平坦 ($\alpha = 90^\circ$) パンチの場合で、次の点が $r_p/d=0.02$ で $\alpha = 90^\circ$ の場合である。それ以後、 $\alpha = 90^\circ$ で r_p/d を増した場合と、 $r_p/d=0.02$ で円錐半角 α を減じた場合とに分岐する。

押し出し比の小さい $R=1.7$ の場合は r_p を増すにつれて、また、 α を減じるにつれて、 u_c/v_2 は顕著に増大し、これに応じて R_s は減少している。この傾向は行程初期ほど明瞭に認められた。

$R=2.8$ でも上記の傾向が認められる。しかし、 r_p がある値以上に、あるいは、 α がある値以下になると、かえって u_c/v_2 が減少し R_s が増大するという反転現象が現れる。そして、この反転がO材よりもF材で早く起こっていることがわかる。これ

は、前章でも述べたように、肩丸み r_p や先端傾斜角 $90^\circ - \alpha$ を大きくすると、潤滑剤（この場合ひまし油）が排除されやすくなるため摩擦が増大して、パンチ端面に沿う材料流動が抑制されるようになったためと考えられる。このような潤滑状態の悪化は行程とともに進行するものである。事実、行程初期たとえば $H_2/d=0.5$ について調べたところ、上記のような反転はほとんど認められなかった。

押出し比を $R=5.7$ に大きくすると、パンチ形状による変化は小さくなる。しかし、上記の反転は $R=2.8$ の場合よりも早く起こっていることがわかる。

この場合でも、行程初期では r_p や $90^\circ - \alpha$ が大きい場合ほど u_c/v_2 が大きかったのである。このことを示す典型的な例をFig.3.7に示す。 $H_2/d \leq 0.4$ においては $90^\circ - \alpha$ が大きいほど u_c/v_2 が大きくなっているが、 $H_2/d \geq 0.8$ ではこの関係は逆転している。そして、 $90^\circ - \alpha$ が大きい場合は u_c/v_2 は、定常値を示さずに、行程の進行につれて単調減少している。ポンチ荷重も、前章で示したように、定常値を示さずに、単調増大した。原因は、やはり、行程の進行に伴う潤滑状態の悪化と考えられる。

以上のように、製品容器内壁の表面積拡大比の分布から、パンチ端面下の材料流

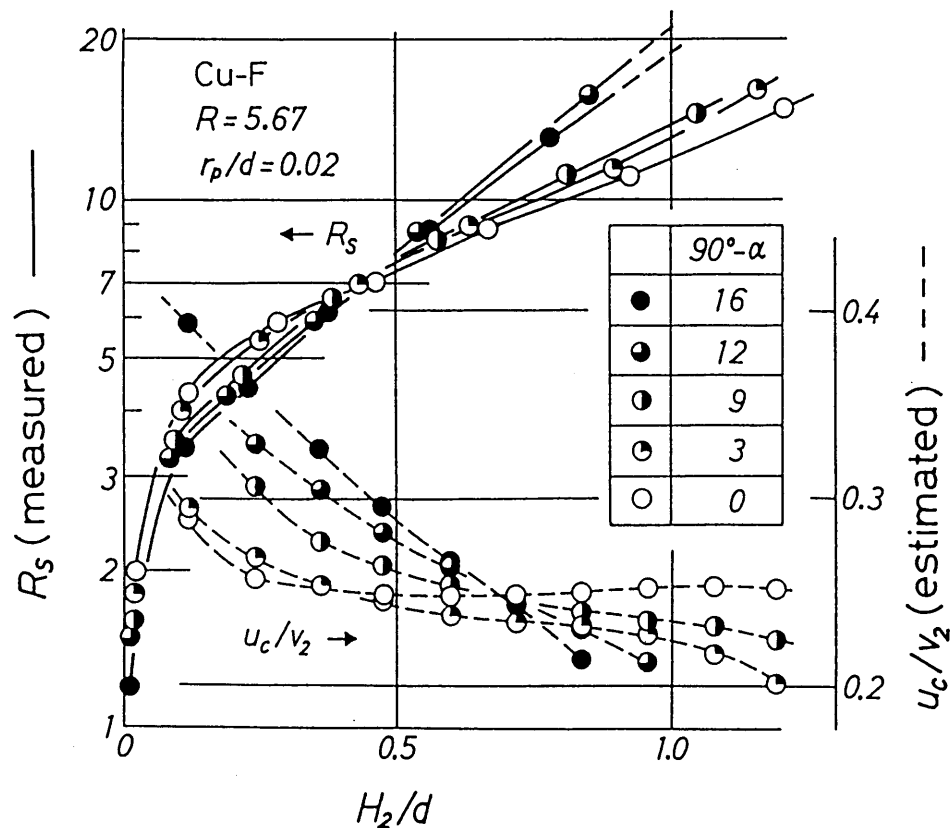


Fig. 3.7 Typical variations in u_c/v_2 and R_s with punch penetration (cup depth).

動の加工中の推移を知ることができた。その結果、たとえば、表面積拡大の見地からみた最適なパンチ肩丸み r_p および先端傾斜角 $90^\circ - \alpha$ は、押出し比が小さい場合ほど、製品の深さ H_2/d が小さい場合ほど、また、F材よりO材において（加工硬化指数が大きい場合ほど）大きくなるということが出来る。

3.5 結 言

後方押出しにおける製品容器内壁の表面積拡大比 R_s の分布はパンチ端面下の材料流動の推移によって定まることを解析と実験によって示した。

(1) 変形が定常であれば、 R_s は内壁最下部で最大となり、その値は $10.9 \cdot H_2/d$ 以上となる。 R_s がこの最小値をとるのは、パンチ端面下の半径速度が $u_c/v_2 = (1/4) \cdot (d/H_2)$ となるときである。

(2) 非定常変形についても、製品容器内壁の R_s の分布から、加工中の u_c/v_2 の推移を逆算できる関係式を導いて、これにより実験結果を分析することができた。

(3) 押出し比、パンチ先端形状、加工物材質、摩擦（潤滑剤）などによる R_s の変化は、 u_c/v_2 の変化を介してもたらされるもので、たとえば、表面積拡大比 R_s を極小とする押出し比やパンチ先端形状があること、および、それらが加工物材質や摩擦条件によって変化することを示した。

第4章 冷間鍛造用潤滑剤の性能評価試験法の提案^{55)~57)}

4.1 緒言

第2, 3章では冷間鍛造の中でも最も難度の高いせん孔押しについて, 材料流動と潤滑状態が加工条件によってどう変化するかを実験的に調べ, とくにせん孔過程に伴って生じる著しい表面積拡大に注目して, 基本的加工条件因子の影響を明らかにした。

第1章でも述べたように, 冷間鍛造において石けん-リン酸塩処理被膜の発明は画期的であった。その後この潤滑剤を使用することを前提に型材料やその表面への硬質被膜被覆処理, 工程設計の工夫などによって, 加工の限界が拡大されてきた。せん孔押し加工においても同様である。しかし, 石けん-リン酸塩処理には, 潤滑処理の煩雑さや環境汚染をはじめとする幾つもの問題がある。そこでこれを回避するために, できれば液体の潤滑剤(潤滑油)を用いたいというニーズが高まっている。しかし, 適切な試験法がないため潤滑油の評価・選定は容易ではないのが現状である。

これまでに塑性加工を対象にした各種の摩擦試験⁵⁸⁾が考案され, 摩擦・潤滑挙動の研究や潤滑剤, 工具材料などの評価, 開発に用いられている。そのうち冷間鍛造における潤滑条件をシミュレートしたものとしては, 容器の後方押し試験^{19), 31)}や軸押し試験⁵⁹⁾があげられる。これらの試験においては工具面圧が高く, 滑り量が大きく, 特に前者では表面積拡大が大きく, さらに加工途中に工具-材料間に潤滑剤の供給も期待できないなどの点で厳しい潤滑条件にあるといえる。そのために油タイプの潤滑剤などの評価試験としては厳しすぎる場合も生じる。さらに潤滑油やそれに配合する添加剤の種類は極めて多く, それらの性能評価には多数のパンチやダイを必要とする。また, これらの試験においては, パンチやダイスに生じた焼付きの観察および工具の修復に多大な労力を必要とし, 工具修復に伴う工具の形状あるいは表面粗さの変化が以後の試験結果に影響することもある。したがってこれらの試験は手軽な方法とは言いがたい。もっと簡便な性能評価法があれば, それによって潤滑剤を絞り込んでから, せん孔押しに試用することもできる。

本章では, 寸法・品質が一定でかつ安価に入手できる軸受用鋼球に着目し, これを工具として, 外周を拘束した円筒状試験片に押し通す方法(以後, ボール押し試験法と呼ぶ)を提案する。これによって代表的な冷間鍛造用潤滑剤の性能を比較・評価することを試みる。試験条件の厳しさは減面率とボール押し込み量(行程)で指定で

きる。これらによる材料流動と加工力の変化およびそれに潤滑剤，すなわち，摩擦がどのように関与するかを明らかにする。

4.2 実験方法

4.2.1 ボール押し試験の方法

Fig. 4.1に，ボール押し試験の金型構成を示す。潤滑剤を塗布した厚肉円筒状試験片をコンテナに挿入し，試験片上端面から試験片内径より大きな直径のボールを押し込み，貫通させる方式である。2.45MNナックルジョイントプレスを用い，ボール押し込み速度は押し込み開始時で460mm/s，ボール押し込み行程40mmで260mm/sである。コンテナは内径30.0mm，SKH51（焼入れ・焼戻し，61HRC）製である。ボールはSUJ2（59HRC）製の玉軸受用鋼球で，表面粗さは R_{max} で $0.1\mu\text{m}$ 以下であり，試験毎に新しいものを用いた。これらのボールの組成はマルテンサイト地に炭化物が分散したもので，冷間鍛造用合金工具鋼の組成に近い。試験片の材質はS10C（球状化焼鈍，119HV5）で，内面粗さは $1\sim 5\mu\text{m}$ R_{max} の範囲に旋削仕上げ

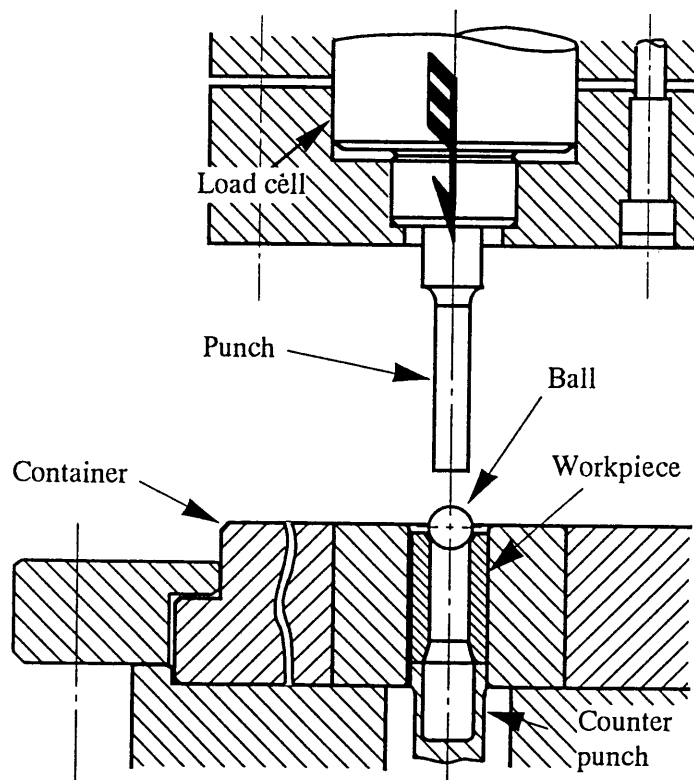


Fig. 4.1 Schematic arrangement of the ball penetration test.

した. Fig.4.2に試験片の応力ひずみ曲線を示す. 測定に用いた試験片の初期高さは36.0mm, 直径24mmで, プレスは2.5MNナックルジョイントプレス, 圧縮開始速度は230mm/sである. プレスのラムに取付けた変位計で行程を測定し, 同時に圧縮盤の背面に設置したロードセルで荷重を測定した. 圧縮盤は端面拘束据込み試験用⁶¹⁾のもので, 表面に同心円状のV形溝が付けてある. 荷重 P と変形抵抗 σ の関係および圧縮率 e と平均ひずみ ε との関係を剛塑性FEM法によって計算しておき, P と e の関係を $\sigma-\varepsilon$ の関係に変換する方法⁶²⁾により求めた. Fig. 4.3に試験片形状, 減面率およびボール直径を示す. 減面率は4から14%まで変化させた. ボール押し込み力はパンチ背面に装着したロードセルで

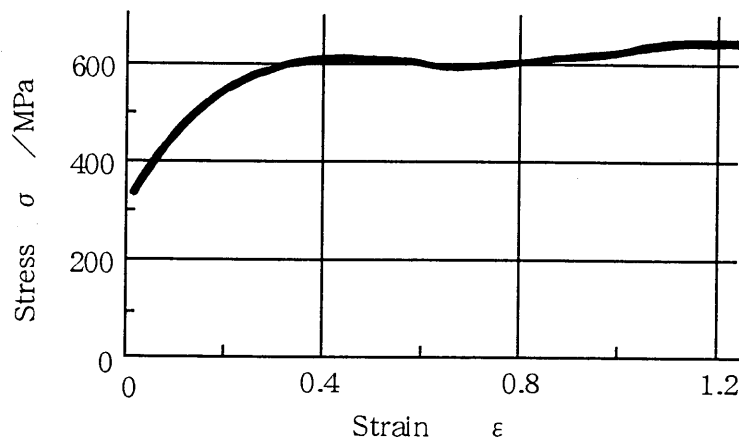
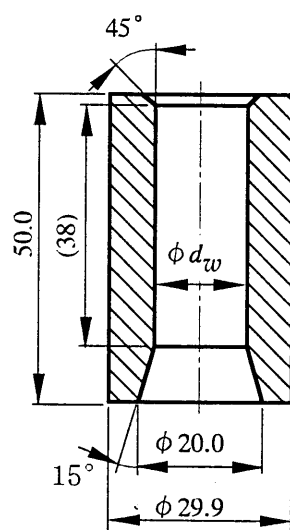


Fig. 4.2 Stress-strain curve obtained from compression test of workpiece material S10C.



R^* / %	D_b^{**} / mm	d_w^{***} / mm
4	15.875	15.0
6	15.875	14.5
8	16.669	15.0
10	16.669	14.5
12	17.463	15.0
14	17.463	14.5

* R : Reduction in cross-sectional area

** D_b : Ball diameter

*** d_w : Inside diameter of workpiece

$$R = \frac{D_b^2 - d_w^2}{30^2 - d_w^2} \times 100 \quad \%$$

Fig. 4.3 Geometry of workpiece and relationship between R , D_b and d_w

測定した。焼付きの状況は、試験片内面を目視観察して調べた。行程に対する材料流動の変化を調べるために、ボール押し込みを途中で中断して試験片を取り出し、長さの変化や後述のバルジ変形の大きさの変化を測定した。

4.2.2 供試潤滑剤

Table 4.1に供試潤滑剤を示す。Mineral Oil-1, Mineral Oil-2は無添加のパラフィン系鉱油で、S-1, S-2, Cl-1, SCl-1, SCl-2, SCl-3, P-1, P-2は冷間鍛造用の市販油である。これらをアセトン脱脂した試験片とボールに浸漬塗布した。MoS₂-Phはリン酸塩処理をした試験片にMoS₂を塗布したもので、Soap-Phはリン酸塩処理後に石ケン処理を施したものである。これら両者の試験では、ボールはアセトン脱脂して用いた。

Table 4.1 Sample lubricants.

Sample lubricants	Viscosity at 313K / mm ² / s	Concentration / wt%		
		S	Cl	P
Mineral oil -1	96	< 0.1	< 0.1	< 0.1
Mineral oil -1	260	< 0.1	< 0.1	< 0.1
S-1	102	9.8	< 0.1	< 0.1
S-2	115	10.0	< 0.1	< 0.1
Cl-1	62	< 0.1	45.0	< 0.1
SCl-1	75	2.6	5.8	< 0.1
SCl-2	191	8.0	10.7	< 0.1
SCl-3	43	19.0	5.0	< 0.1
P1	82	< 0.1	< 0.1	2.0
P2	230	< 0.1	< 0.1	2.0
MoS ₂ -Ph	MoS ₂ : 8 g/m ² , Phosphate coating: 9 g/m ²			
Soap-Ph	Na-soap: 20 g/m ² , Zn-soap: 4 g/m ² , Phosphate coating: 9 g/m ²			

4.2.3 後方せん孔試験

後方せん孔試験の概略をFig.4.4に示す。減面率は50%（押し出し比2）で、プレスおよびコンテナはボール押し込み試験と共通である。試験片はS10C（球状化焼鈍、119HV5）、上端面は平坦で、表面粗さは1~5 μm R_{max}とした。試験片の高さを

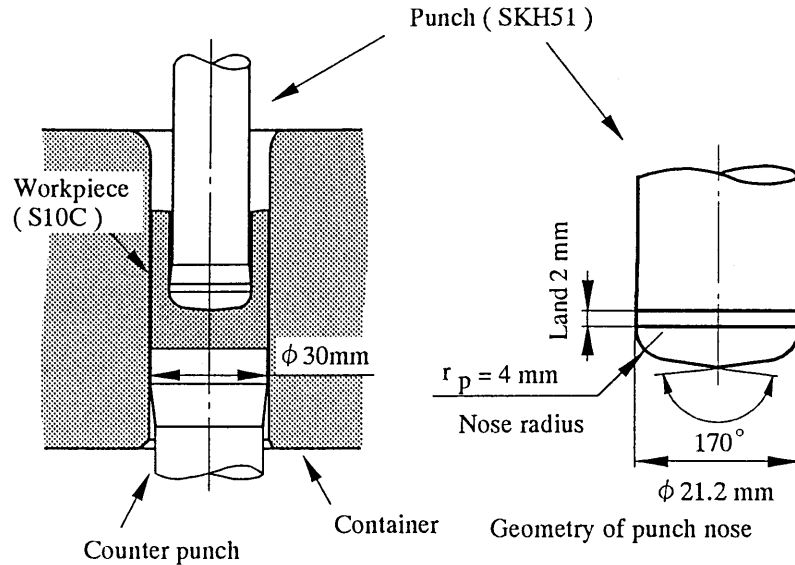


Fig. 4.4 Backward can extrusion test.

16, 20, 24, 28, 32, 36mmと順次増加させ、焼付きが生じるせん孔深さを求めた。最大せん孔深さは51mmである。パンチ押し込み初速度は試験片初期高さ36mmの場合で220mm/sである。

4.3. ボール通し試験による潤滑剤の性能評価の可能性

Fig. 4.5にボール通し試験後の試験片内面およびボールを示す。(a)が焼付き有りの場合で、(b)が焼付きなしの場合である。Fig. 4.6に潤滑剤による焼付き発生減面率および焼付き発生位置の変化を示す。ここでは、焼付きの程度を、焼付き傷のない部分 (no galling), 部分的に発生した部分 (galling) および全周に発生した部分 (heavy galling) に区分して示してある。いずれの潤滑剤においても減面率および行程が大きいくほど焼付きが発生しやすい。今回の試験範囲では焼付きを生じない最大減面率 $maxR$ はSoap-Phにおいて最も大きい。また、高粘度のMineral oil-2では低粘度のMineral oil-1に比べて焼付きが発生しにくい、それらよりも市販油のS-1, S-2, Cl-1, SCl-1, SCl-2, SCl-3, P-1, P-2のほうが焼付きが発生しにくい。市販油の間の $maxR$ や焼付き発生の行程にも差が見られる。これらは各潤滑油に配合されている極圧添加剤の反応性の差を反映したもの⁵⁶⁾と考えられる。なお、今回の試験片の内面粗さ $1 \sim 5 \mu m R_{max}$ の範囲内では、表面粗さによる有意な差は認められなかった。また、いずれの場合もボール表面の擦過痕跡から、ボールが回転していないことを確認している。

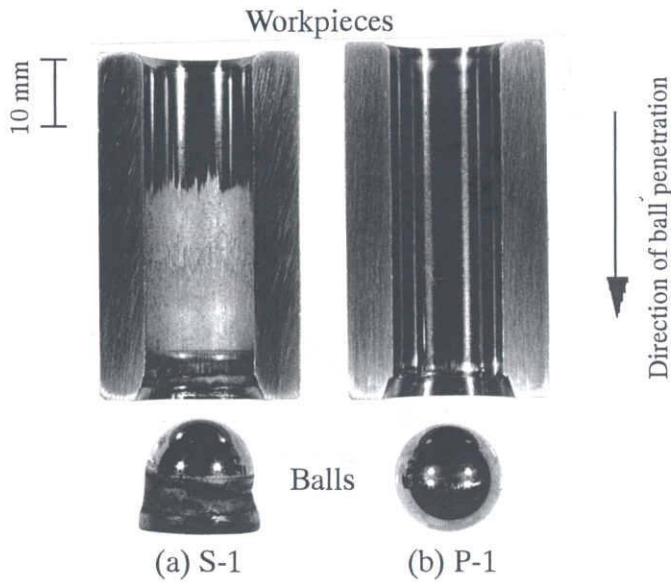


Fig. 4.5 Inside surfaces of workpieces and ball after ball penetration test. (R=8%)

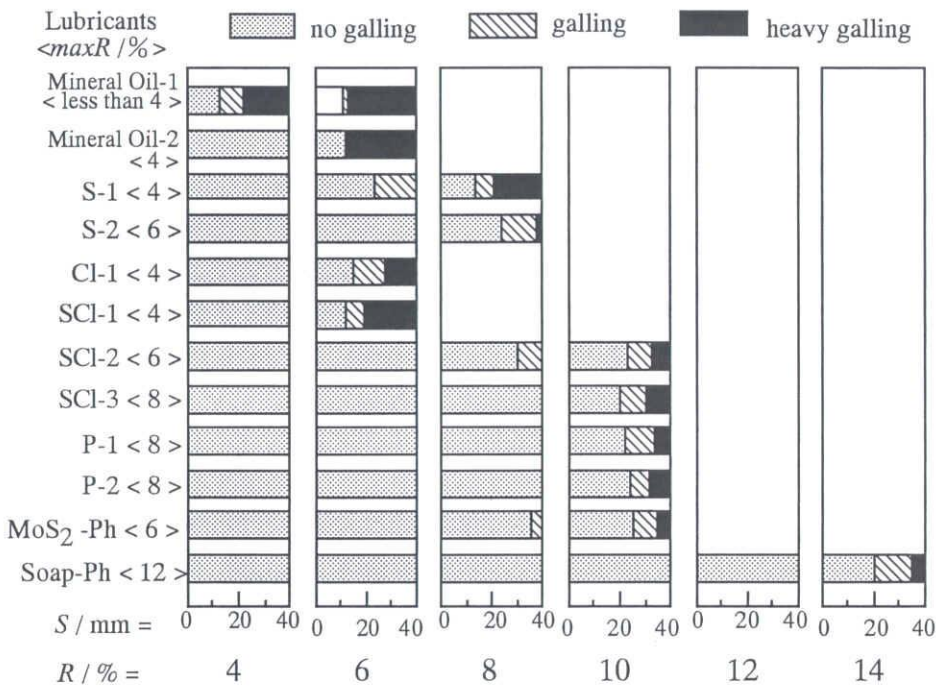


Fig. 4.6 Reduction of cross-sectional area R and distance from top end of workpiece S where galling occurs.

Fig. 4.7にボール押し込み力-行程線図の一例 ($R=8\%$) を示す。焼付きが発生して行程10mmまでにおいてはSoap-Ph, Mineral oil-1, P-1およびS-1とのボール押し込み力 P_b に差は認められなかった。MoS₂-phでは焼付きは発生しなからボール押し込み力は緩やかに増加している。この減面率において焼付きが発生

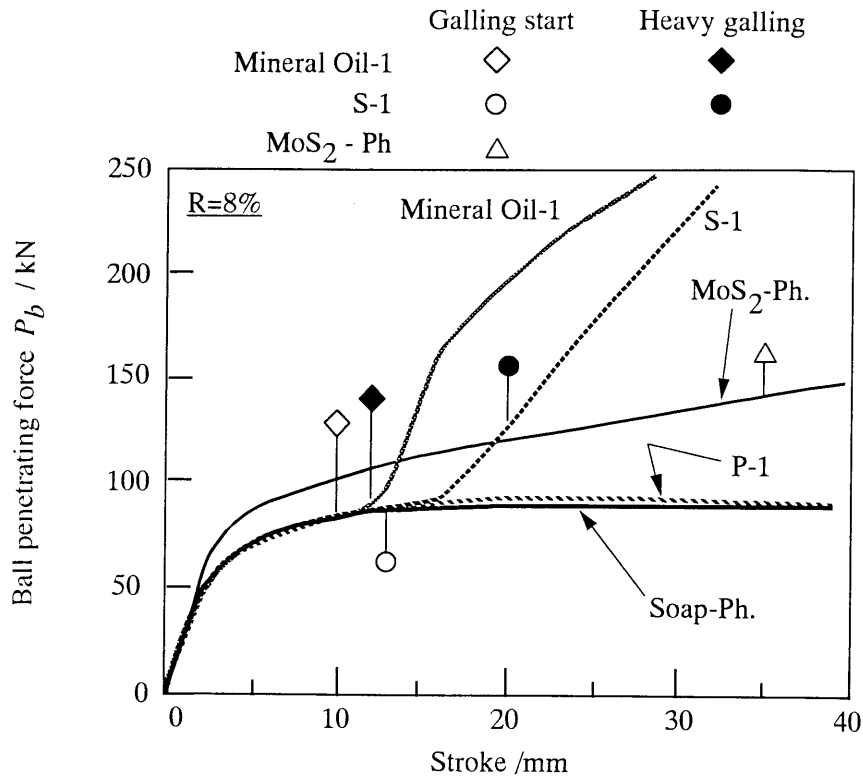


Fig. 4.7 Ball penetrating force - stroke curves for typical lubricants.

しなかったP-1およびSoap-Phの場合には，行程10mm以降のボール押し込み力はほぼ一定である．しかし，Mineral oil-1 およびS-1では焼付き発生に対応してボール押し込み力が急激に増加している．以上のようにボール押し込み力にも潤滑剤の特性が明瞭に反映されている．

4.4 ボール通し試験における材料流動

Fig.4.8にSoap-ph（焼付きなし）の場合について行程および減面率の増加に伴う試験片全長 L の変化を示す．今回の減面率の範囲においては，いずれもボール後方へのマクロな材料流動が生じ， L が行程 S とともに増大している．図中の直線で示した計算値 $L_i = 50 + S \cdot R / (100 - R)$ は，内径拡大分がすべて試験片の長さ的理想的になったとして求めた．実測値 L が計算値 L_i よりも若干小さくなっているのは，主として後述のバルジ変形のためと考えられる．この L の変化から求められる平均的な表面積拡大比 R_s は本試験範囲では高々1.3程度で小さい．

減面率 $R=8\%$ について，材料流動に対する潤滑の影響を調べた．Fig.4.9に試験片全長の増加速度比 V/V_0 に対する潤滑剤の影響を示す．ここで， V は試験片全長の

増加速度、 V はボールの押し込み速度である。行程10mm以前は、いずれも後述するバルジ変形がない場合の $V/V_0=0.087$ に近い速度を示している。行程10mm以後は焼付きの生じなかったSoap-phおよびP-1では準定常的な材料流動が維持されている。Mineral oil-1およびS-1においては著しい焼付きの発生に対応して V/V_0 が急速に低下し、ボール後方への材料流動が見られなくなり、前方へ材料流動が生じてい

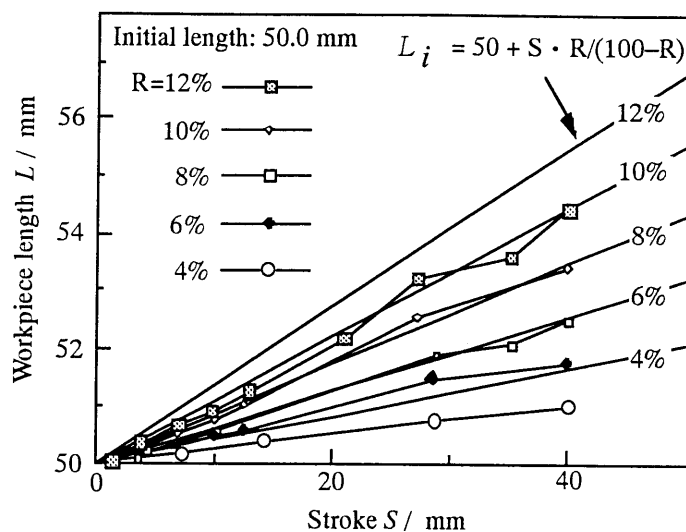


Fig. 4.8 Workpiece length after ball penetration test with soap-ph (no galling).

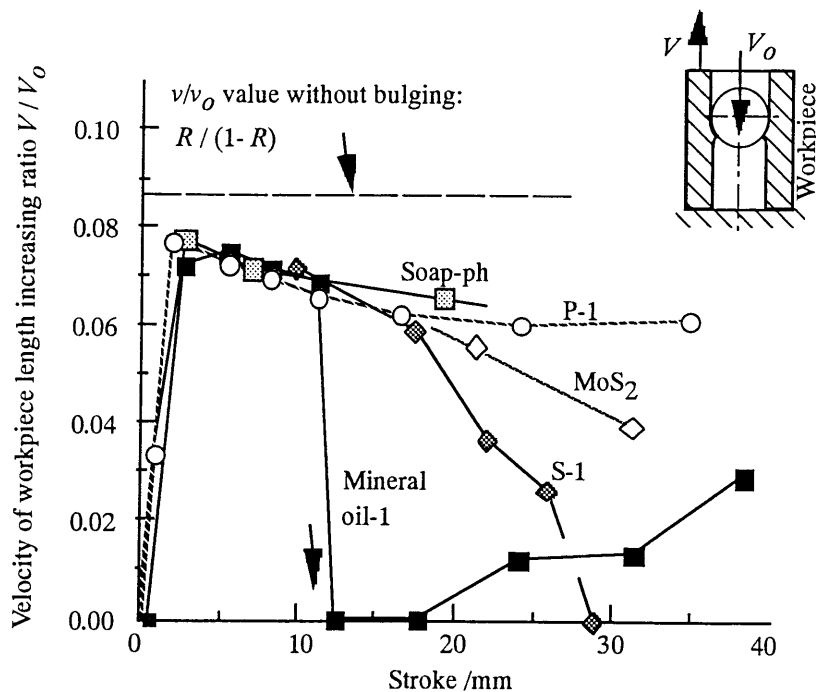


Fig. 4.9 Velocity of workpiece length increasing.

る。MoS₂では顕著な焼付きが見られなかった行程においても V/V_0 がSoap-phおよびP-1に比べて小さい傾向が認められる。

ボール押し込み途中では、Fig.4.10に示すように、試験片内面のボール前方に盛り上がり変形（以後、バルジと呼ぶ）が生じた。バルジ高さ h の行程による変化を測定し、結果を h の増加速度 U とボール押し込み速度 V_0 との比で表し、Fig.4.11に示す。バルジは行程10mmまではほぼ一定の速度で成長した後、焼付きがなく良好に潤滑されたP-1およびSoap-phの場合にはしだいに減速して $U/V_0 = 0$ (h :一定)となっている。一方、焼付きを生じたMineral oil-1およびS-1では U/V_0 は焼付きの発生に対応して急増する。MoS₂では行程20mm付近でもバルジが成長している。MoS₂における摩擦係数がP-1やSoap-phに比べて大きい⁶⁰⁾ためこのようなバルジ変形

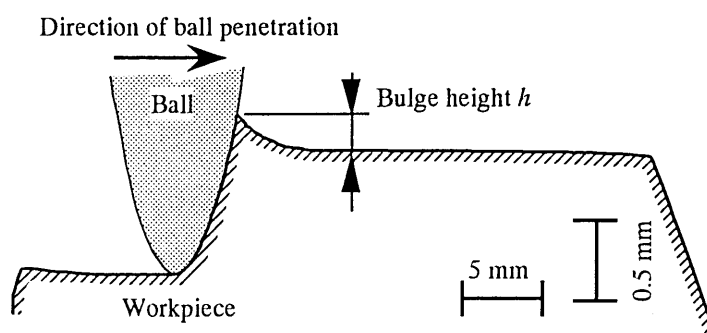


Fig. 4.10 Profile of inside surface of workpiece. (P-1, ball penetration stroke 13 mm)

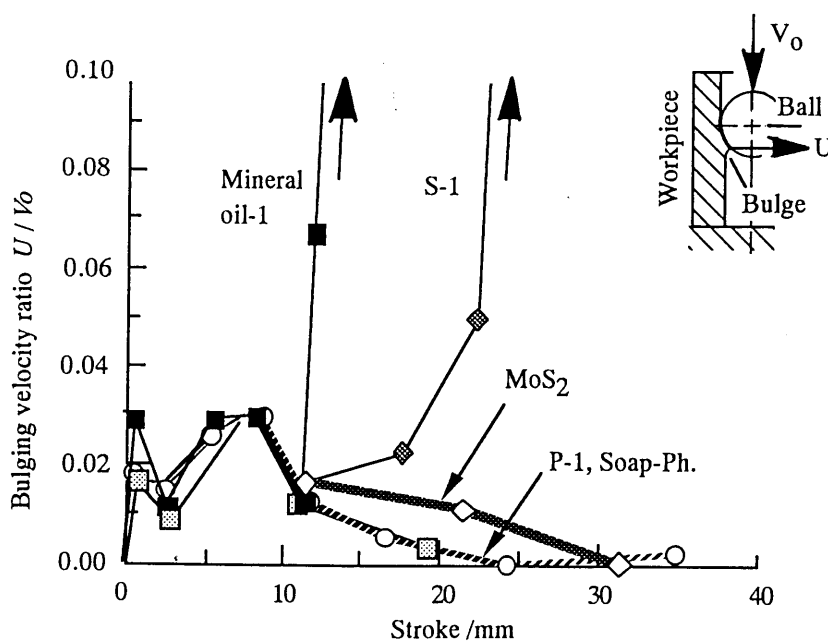


Fig. 4.11 Bulging velocity at inside surface of workpiece.

が成長しやすく，その分後方への材料流動が少なくなったものと考えられる．これらの材料流動の結果は焼付き発生の状況やボール押し込み力の変化にも対応している．

4.5 減面率および行程による摩擦条件の変化

Fig. 4.12に試験片内部の硬さ分布を示す．試験片内部の硬さは，内面近傍で著しく高く，また減面率が大きいものほど高い傾向がみられる．塑性変形の範囲については，試験片長さが伸びたこと，および試験片外周付近でも硬さ増加が見られことから，今回の試験範囲では被加工材の外周まで塑性変形したといえる．また，硬さの増加割合から相当ひずみ ε_{eq} を見積もると，例えば， $R=12\%$ の内面近傍では，硬さは $225/133=1.7$ 倍になるので $\varepsilon_{eq} \cong 0.2$ になる．

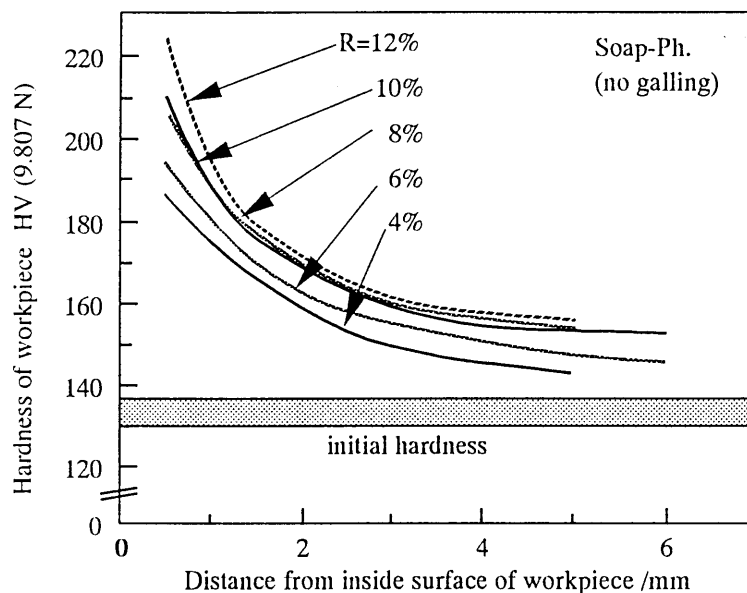


Fig. 4.12 Hardness distribution in workpiece after test.

Fig. 4.13に平均ボール面圧 P_m を示す．仮定として， P_m は均一で，コンテナ面とボール面の摩擦を0とした．その時には，投影面積に働く P_m の合計がボール押し込み力 P_b (実測値) に等しくなることから， P_m を算出した．試験片の平均降伏応力を，Fig.4.2から $\varepsilon = 0.02$ と 0.2 の降伏応力の平均値から $Y_m = 420\text{MPa}$ とすれば，平均ボール面圧 P_m は Y_m の5倍程度の値を示しており，容器や軸の押し出し加工などの冷間鍛造で見られる工具圧力⁶⁵⁾ と同等以上と言える．

Fig. 4.14に試験片とボールとの接触角 θ を示す．行程とともに接触角が増加するのは，バルジが成長しているためである．減面率および行程が大きいほど θ は大

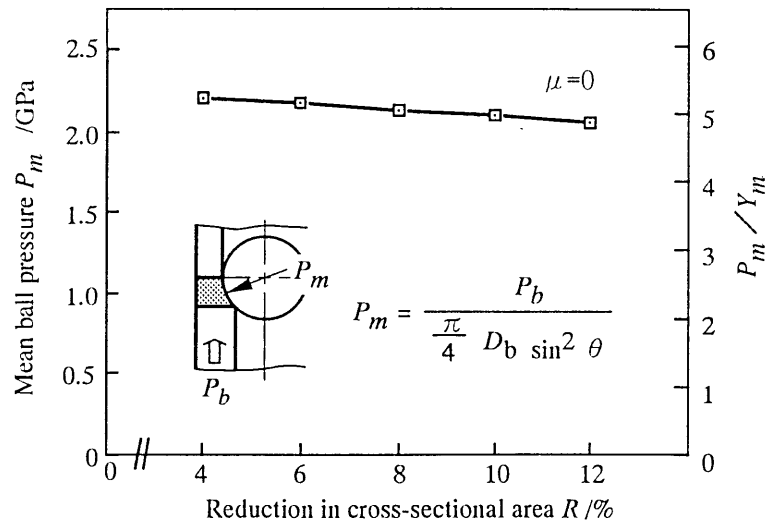


Fig. 4.13 Mean ball penetration pressure without galling . (Y_m : mean yield stress of workpiece was set to 420MPa determined from mean stress value of ϵ 0.02 and ϵ 0.2)

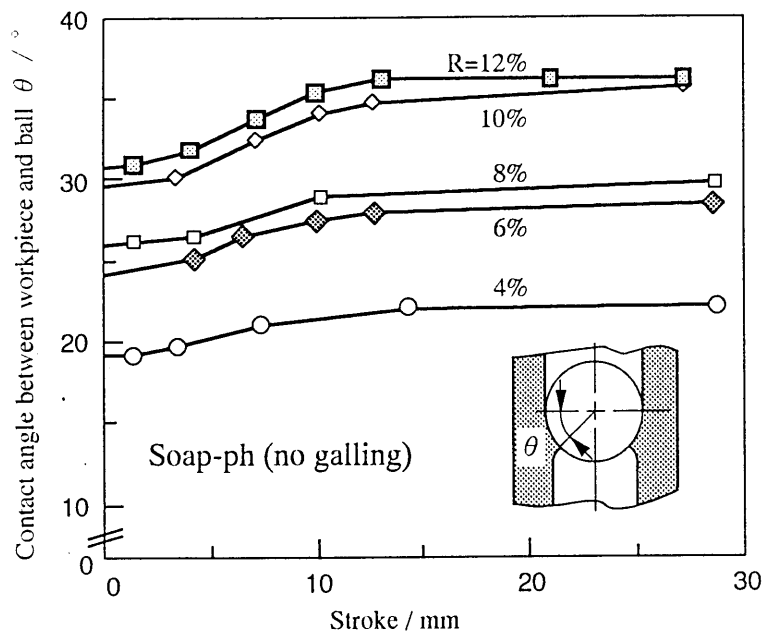


Fig.4.14 Contact angle between workpiece and ball.

きくなり、くさび効果⁶⁴⁾により形成される油膜厚さは極めて小さくなると考えられる。さらに、摩擦が増加する場合には、前述のようにボール後方への材料流動速度が低下するので機械的な油の導入量⁶⁴⁾も減少すると考えられる。また、このような接触角の増加につれボールと試験片との幾何学的な接触長さも増加しており摩擦発熱量も増加する可能性がある。以上のことから、ボール通し試験では減面率だけではなく、行程の増加に伴っても、潤滑条件が一層厳しくなっていくことがわかる。

Fig. 4.15に試験片内面SEM像を示す．ここで白い横縞は，旋削仕上げの条痕が，ボールによって圧下された後にも残存していたものである．このような表面粗さの凹部は，油溜めとして潤滑に寄与していると考えられる^{65)・66)}．行程および減面率の増加に伴い，これらの凹部は不規則に分断され，平坦部が増加している．これは，減面率と行程の増加につれボールと試験片との間での潤滑剤の捕捉量が減少していることを示唆するものであり，焼付きの結果や材料流動から推察した摩擦挙動と対応している．

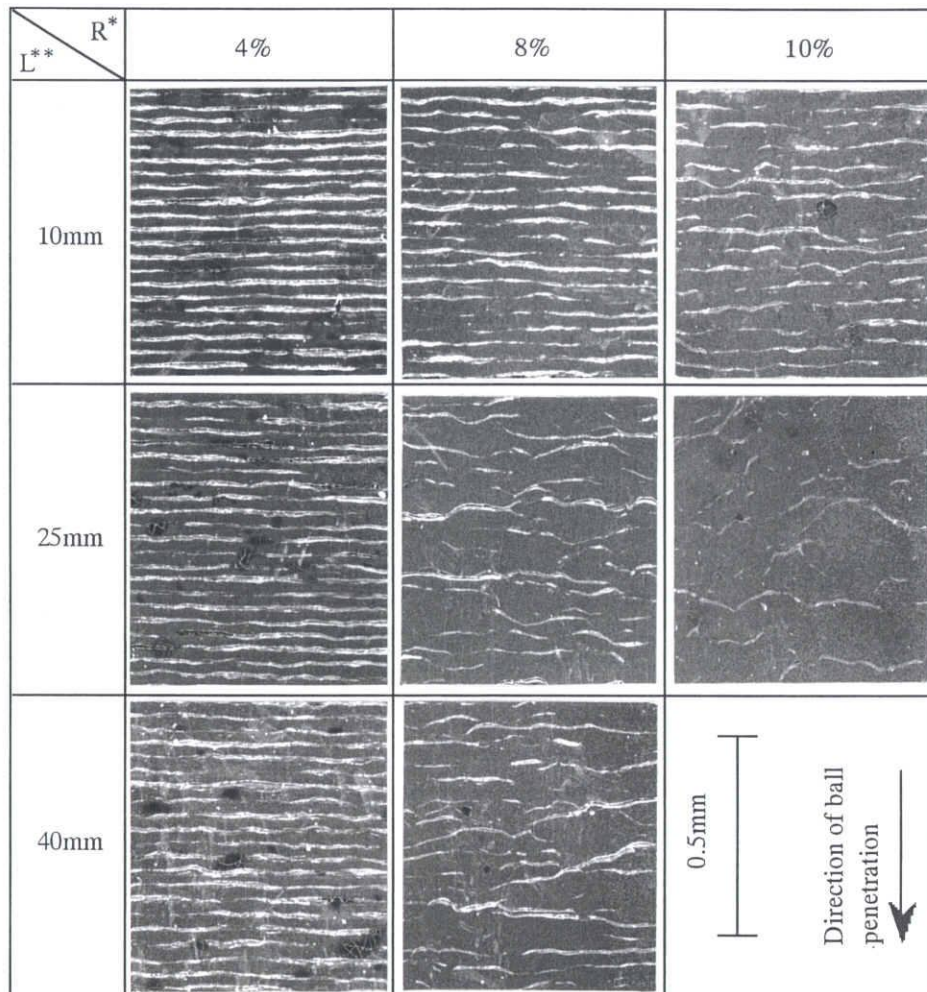


Fig. 4.15 Inside surfaces of workpieces after ball penetration test with P-1. (*R: reduction in cross-sectional area of workpiece, **L: distance from top end of workpiece.)

4.6 後方せん孔試験の結果との比較

後方せん孔試験の結果との関係，すなわち，焼付きなしでせん孔できる深さ／パンチ直径の潤滑剤による変化との関係をFig. 4.16 に示す．Soap-phの焼付き防止性能は後

方せん孔試験においても最も高いことは明らかである。後方せん孔試験によると5種類の潤滑油は [Mineral oil-1, S-1, SCI-2] と [P-1, P-2] の2グループに識別され、これは定性的にボール通し試験の結果と一致している。しかし、 [Mineral oil-1, S-1, SCI-2] の間での潤滑性能差は判定できなくなった。これは後方せん孔試験の潤滑条件が厳しすぎるためである。

一方、ボール通し試験では、後方せん孔試験に比べて表面積拡大率は小さく、油の導入も期待できるなどの緩やかな潤滑条件であり、添加剤が機能できるだけの油量が存在できたため、 [Mineral oil-1, S-1, SCI-2] の性能差についてもmaxRの差として識別されている。

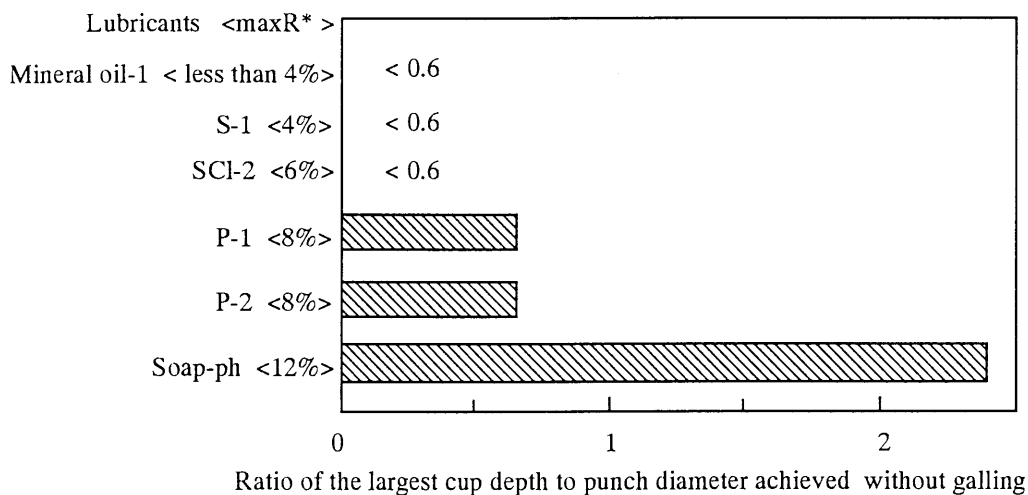


Fig.4.16 Gallings prevention properties of sample lubricants in backward can extrusion test. (*maxR: maximum reduction in cross-sectional area of workpiece without galling by the ball penetration test.)

4.7 結 言

冷間鍛造用潤滑剤の焼付き防止性能を評価するために、ボール通し試験法を提案した。実験結果をまとめると以下のようなものである。

(1) 焼付きを生じない最大減面率maxRおよび焼付き発生位置には、潤滑剤によって明瞭な差が現われ、そのような潤滑特性はボール押込み力および材料流動にも反映された。また、これらの大小は後方せん孔試験における焼付きの発生しやすさと定性的に一致した。

(2) 本試験範囲におけるボール通し試験においては、平均的な表面積拡大は小さいが、鍛造並みの高い面圧が発生しており、塑性変形域も試験片全体に及んでいた。また、減面率および行程が大きいほど、潤滑条件は厳しくなることがわかった。

(3) 以上のことから、ボール通し試験は冷間鍛造用潤滑剤の性能（特に、焼付き防止性能および摩擦抵抗）の比較的簡便な評価法として利用できると考えられる。

第5章 潤滑状態に及ぼす型材と潤滑油の作用⁶⁷⁾

5.1 緒言

冷間鍛造工具への負荷軽減や製品表面の品質向上にとって、金型とワークとの焼付き防止と摩擦低減は重要な課題である。そのために高性能な潤滑油⁵⁹⁾や固体潤滑剤⁶⁸⁾の開発が進められている。著者らもリン系添加剤を配合した冷鍛油を開発し、その性能評価ならびに作用機構を明らかにしてきた⁶⁹⁾。一方、冷間鍛造用の型材料も改善され、工具鋼や超硬に炭化物や窒化物などの硬質被膜処理したものが普及している。今後ジルコニアなどのセラミックスの適用も次第に拡がると思われる⁷⁰⁾。潤滑剤と型材それぞれの高性能化とともに、両者の適正な組合せに関する検討^{71), 72)}も行われている。しかし各種型材、潤滑油と被加工材の三者の相互作用はまだ十分に解明されているとは言えない。

本章では、第4章で示したボール通し試験⁵⁵⁾において、型に相当するボール材質と潤滑油の組合せが潤滑状態に及ぼす影響を明らかにする。さらに試験後の軟鋼試験片と型の表面分析を行い、潤滑油と型材の作用について考察する。同時にこの解析を通して後方せん孔加工に適用できそうな潤滑油も絞り込む。

5.2 実験方法

5.2.1 ボール通し試験⁵⁵⁾

ボール通し試験法は第4章と同じである。試験片はS10C（球状化焼鈍材，119HV1）で、内径15.0mm，外径29.9mm，内面は旋削仕上げで表面粗さを5～10 μ m R_yにそろえた。ボール直径17.46mm，コンテナ内径30.0mmで減面率Rは12%とした。使用したプレスは2.5MNナックルジョイントプレスで、ボール押込み平均速度は370mm/sである。同一条件の試験を2回以上繰り返し、再現性を確認した。

試験後の試験片および型の表面をEPMA (Electro probe microanalysis) 線分析した。試料のX線強度比(%)は、測定X線強度A，未使用のピレット表面の測定X線強度B，純物質のX線強度Cから、 $100 \times (A - B) / C$ として算出した。ここで純物質のX線強度Cは、標準試料のX線強度に所定の補正係数を掛けたものである。測定長さは200 μ mで、5箇所を平均した。

5.2.2 供試潤滑油

Table 5.1 に供試潤滑油を示す. MOは無添加鉱油で, S1は硫黄系, P1とPoilはリン系の潤滑油である. Poilは, MOに30wt% (リン分濃度で2wt%P) のオレイルアシッドホスフェート (モノエステル(C₁₈H₃₅O')PO(OH)₂とジエステル(C₁₈H₃₅O)₂PO(OH)の混合物) および4wt% (1wt%P) の正リン酸を配合し, 120℃で1時間加熱処理したものである⁶⁹⁾. またOLAPはオレイルアシッドホスフェートだけを鉱油に30wt%配合したものである.

Table 5.1 Sample oils

Sign.	Additives (wt%)	Viscosity at 313K mm / s ²
MO	Paraffinic mineral oil	96
S1	Sulfurized fatty ester (9.8 wt%S)	102
P1	Decyle acid phosphate & phosphoric acid (2 wt%P)	100
Poil	Oleyl acid phosphate 2wt%P, phosphoric acid 1 wt%P	103
OLAP	Oleyl acid phosphate 2wt%P	98

5.2.3 供試型材質

Table 5.2 にボール材質, 硬さおよび表面粗さを示す. SUJ2は高炭素クロム軸受鋼で, 工具鋼並の炭素含有量と硬さを有する. WCはJISのG2に相当する超硬合金である. PSZはセラミックスの一種で部分安定化ジルコニアである. VCは熔融

Table 5.2 Ball materials

Sign.	Chemical contents etc. wt%				Hardness	Surface roughness Ra / μm
	C	Si	Cr	Mn < 0.05 S < 0.025		
SUJ2	1.1	0.2	1.35		59HRC	< 0.02
WC	W	Co	C	G2 in JIS	84HRA	0.05
	90	6.5	7.0			
VC	Base metal: SUJ2 VC coating by T.R.D.: 1173K, 4hr. O.Q.Tempering: 453K, 1hr. Thickness: 8 μm				—	0.2
PSZ	Partial stabilized zirconia				1250HV	< 0.02

塩浸漬法によってSUJ2の表面にバナジウム炭化物を被覆したものである。VCについては処理後にダイヤモンド砥粒でラップ仕上げしたが、表面のうねりが除去できず、他の型材と同程度の表面あらしに揃えることはできなかった。

5.3 型材による潤滑油の効果の相違

Fig.5.1に試験後の試験片内面の例を示す。潤滑油がP1で型がSUJ2の組合せの場合（以後、潤滑油 / 型材の順で、P1 / SUJ2と表記する）、試験片先端から約20mm以上では激しい焼付きが生じている。P1 / PSZでは焼付きは見られない。Fig.5.2に試験片先端から焼付き発生までの距離を示す。焼付き発生までの距離は

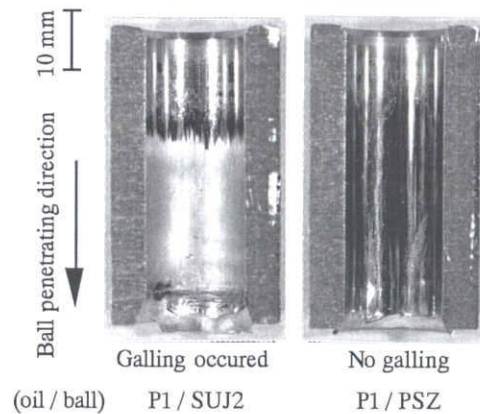


Fig. 5.1 Typical inner surfaces of workpieces .

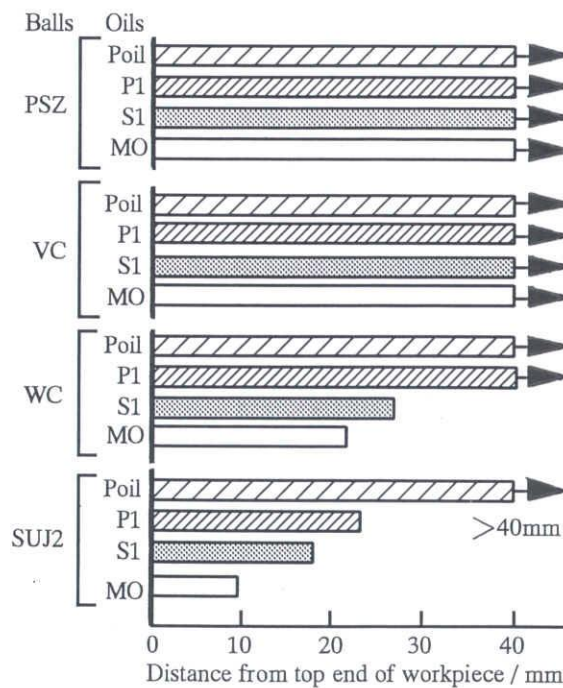


Fig. 5.2 Distances until galling occurs.

内面全周についての平均値である。SUJ2とWCではPoil以外の潤滑油では焼付きを生じている。いずれの潤滑油でも、SUJ2に比べてWCの方が焼付きにくく、PSZ、VCでは焼付きは発生していない。すなわち、型材の耐焼付き性はPSZ、VC > WC > SUJ2の順に優れている。また、潤滑油ではPoilの焼付き防止性能が最も高いことがわかる。

Fig.5.3に最大ボール押し込み荷重の比較を示す。SUJ2とWCの場合、焼付きのなかったPoilに比べて、焼付きを生じたMO、S1、P1のボール押し込み荷重は大きい。一方、焼付きがなかったVCおよびPSZにおいても荷重は潤滑油によって異なり、MO、S1、P1で大きい。ボール通し試験ではボール接触部前方に材料の盛り上がり（バルジ）が生じる。一例として型材がVCの場合のボール押し込み荷重とバルジ高さ h の関係をFig.5.4に示す。このバルジ高さ h はボール-試験片間の摩擦抵抗が大きいほど増大し、ボール押し込み荷重も増大すると考えられる⁵⁵⁾。したがって、Fig.5.3の結果から型材と潤滑油の組み合わせごとに摩擦の大きさを推定すると、SUJ2とWCではMO>S1>P1>Poil、VCとPSZではMO>P1>S1>Poilの順に摩擦が大きかったことになる。P1とS1の順序が、SUJ2、WCとVC、PSZで違っている。

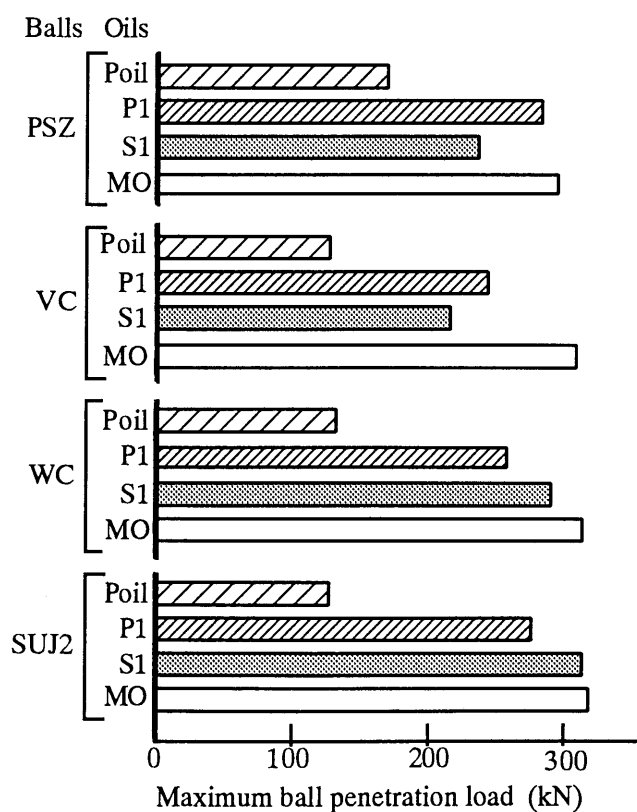


Fig. 5.3 Comparison of ball penetration load.

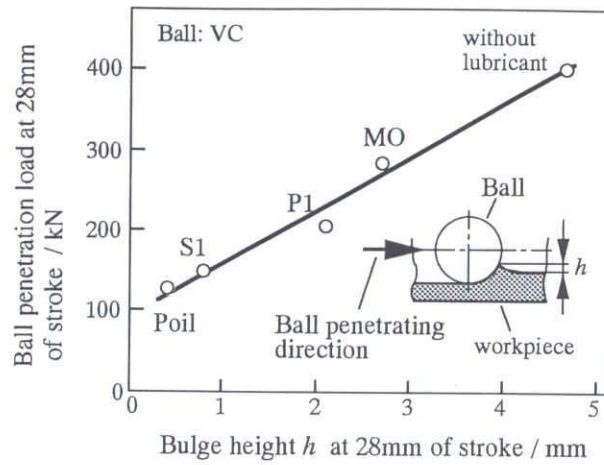


Fig. 5.4 Relationship between bulge height h and ball penetration load.

5.4 ボール押し込み行程に伴う潤滑状態の変化

Fig. 5.5に型材がPSZで潤滑油がMO, OLAP, Poilの場合の試験片内面を示す. いずれも焼付きによる損傷は見られない. しかし, 写真で多数の白い縞が見える部分とそれが消失して鏡面化した部分が観察される. 行程前半で見られる多数の縞は, 試験片表面の旋削痕に起因するもので, 深さが数 μm 程度の凹部である. これらは油溜まり(オイルピット)として作用したと推定される. MOではワーク先端からの距離20mm付近でオイルピットが消失し, 鏡面化している. OLAPではMOに比べて鏡面化の開始が遅れている. Poilではほぼ全面にオイルピットが見られ, 鏡

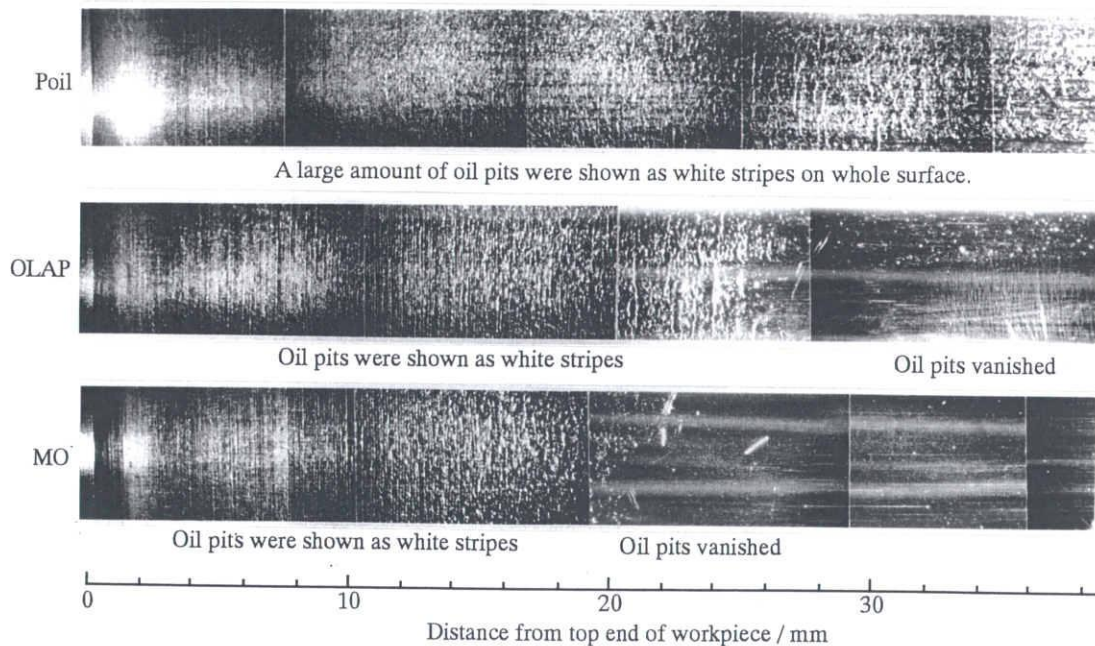


Fig. 5.5 Typical inner surfaces of workpieces using PSZ balls with oils MO, OLAP and Poil.

面化が起こっていない。

同様の観察を他の型材と潤滑油の組み合わせについて行い、鏡面化および焼付き開始までの距離を調べた。それぞれの距離は試験片内面の全周について平均化した値である。その結果を Fig.5.6 に示す。いずれの潤滑油においても SUJ2 で鏡面化開始が最も早い。焼付きがなかった VC や PSZ でも Poil / VC 以外では鏡面化が起こっている。鏡面化開始までの距離は、SUJ2 と WC では Poil > P1 > S1, OLAP > MO の順に長く、VC と PSZ では Poil > OLAP > S1 > P1 > MO の順に長い。ここでも、OLAP, P1, S1 の順序が型材によって変化している。

鏡面化してから焼付きへ至る遷移期間は型材によって異なり、SUJ2 より WC, さらに VC と PSZ で長くなっている。焼付きに至った SUJ2 と WC では、P1 / WC 以外では潤滑油による差はわずかである。鏡面化してからは型材の性能差が強く現れ、PSZ と VC ではこの遷移期間が非常に長くなる。

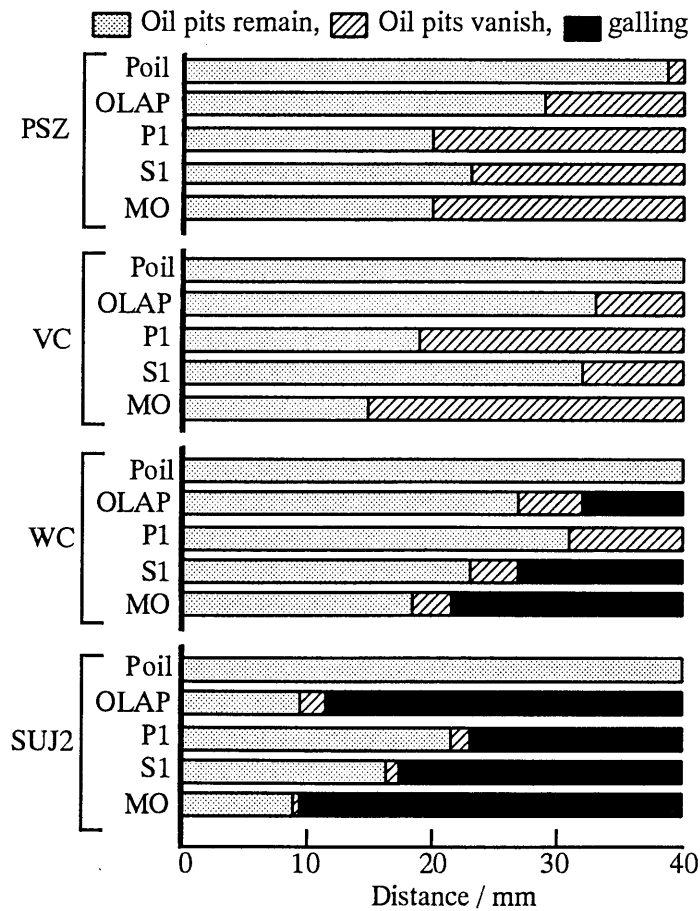


Fig. 5.6 Distances until oil pits vanish and galling occur.

Fig.5.7にボール押し込み荷重-行程線図を示す。(a)は型材質SUJ2の場合で、MOでは行程10mm付近で荷重が急増している。このような荷重急増の開始位置は、遅い順にPoil, P1, S1, OLAP, MOで、Fig.5.6の鏡面化開始距離と対応している。(b)はWCの場合で、荷重急増開始位置の序列はSUJ2と同様である。(c)のVC、(d)のPSZの場合も、Fig.5.6で示した鏡面化開始距離に対応して荷重が急増している。したがって、焼付きのなかったVCとPSZにおいても鏡面化してからは厳しい潤滑状態で、摩擦力は大きかったと言える。

型材による荷重変化にも、潤滑油ごとに違いが認められる。変化が特に顕著な潤滑油はOLAPで、SUJ2では急激な増加を示し、VCとPSZでは緩やかで、その中間にWCでの変化が位置づけられる。後述するように反応性の少ないOLAPでは型材の性能が強く反映されたと考えられる。この傾向はS1, MOでも見られる。一方、P1やPoilでは型材の違いがあまり現れない。これは後述する試験片側に形成された反応被膜の効果が強いいため、型材の性能差が現れにくかったものと考えられる。

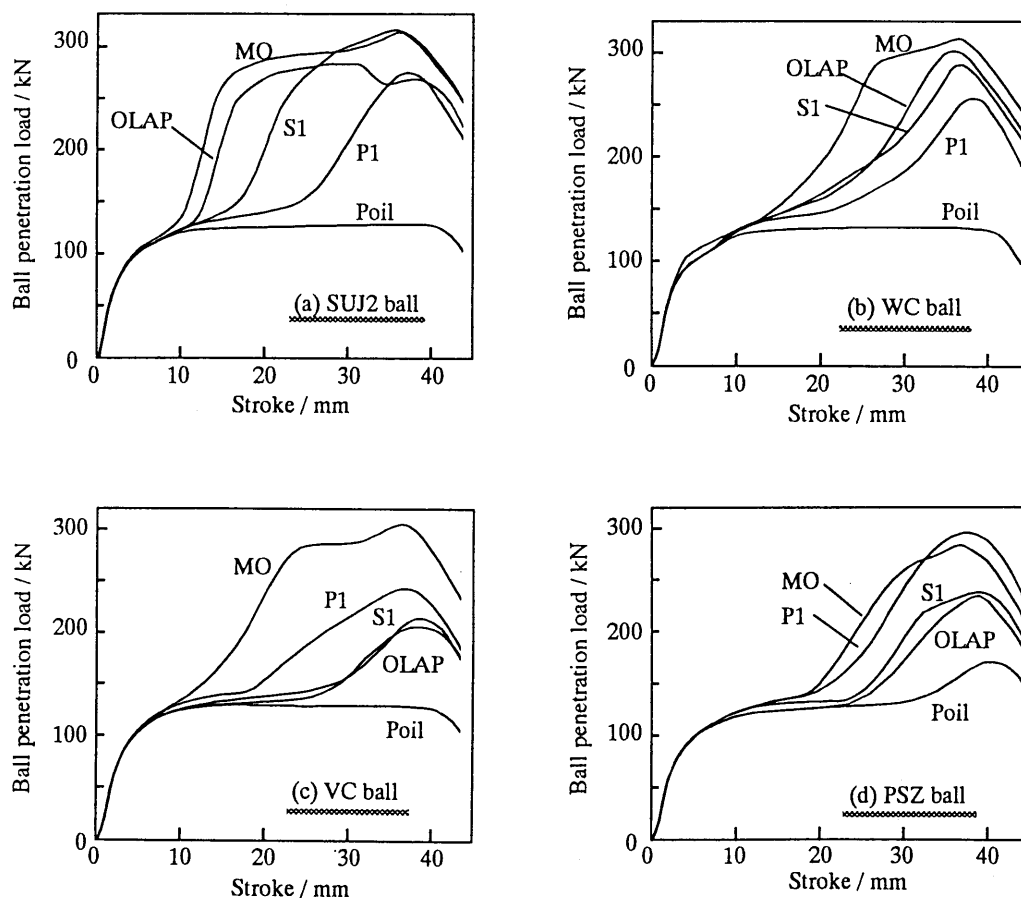


Fig. 5.7 Stroke - load diagram.

5.5 試験片とボールに対する潤滑油の反応

5.5.1 試験片表面の分析

Fig.5.8 に試験後の試験片表面のリンおよび硫黄に関する EPMA 分析の結果を示す。ここでは、焼付きが生じない条件下での比較をするために、直径 15.88mm のボールを用い、 $R=4\%$ とした。これらのリン分と硫黄分はそれぞれリン酸鉄系と硫化鉄系の無機反応被膜に起因する^{56), 74)}。同じリン系の Poil, P1, OLAP でみると、反応量の多い順に、すなわち反応活性の高い順に $Poil > P1 > OLAP$ である。これは Fig.5.6, 5.7 の SUJ2, WC での結果と対応している。しかし、VC, PSZ では P1 より活性の低い OLAP の方が潤滑効果が大きかった (Fig.5.6, Fig.5.7)。これはオレイルアシッドホスフェートが、P1 に配合されているデシルアシッドホスフェートより長鎖のアルキル基を有するため、より吸着膜の強度が高いことによると推察される⁷³⁾。今回の結果は型材が焼付きにくい場合は試験片表面の無機反応被膜ばかりでなく、有機吸着膜も相当の効果を発揮することを示唆している。OLAP におけるこの作用は、Poil / VC, PSZ の場合にも含まれている。一方、硫黄系の S1 においても、OLAP と同様の吸着膜の作用により、VC, PSZ の場合に P1 よりも摩擦を低下させたことが推察される。このような作用が Fig. 5.3, Fig.5.6 などの P1 と S1 の順序の違いに現れたものと見られる。

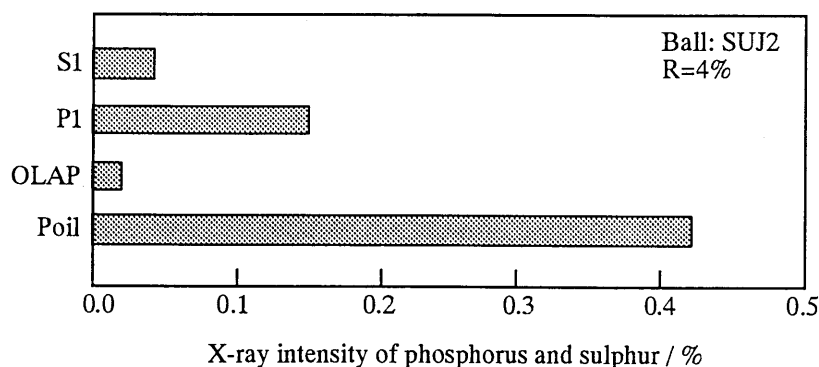


Fig. 5.8 Relative amounts of phosphorus and sulphur on 0.1 C% steel workpiece surfaces by EPMA.

5.5.2 ボール表面の分析

高活性な潤滑油は、試験片ばかりでなく型相当のボールに対しても反応することが予想される。Fig.5.9 に各ボール表面でのリンに関する EPMA 分析の結果を示す。潤滑油は最も高活性な Poil で、減面率は 12% である。SUJ2 ではリン酸鉄を生

成し、WCではわずかな量であるがリン酸コバルトを生成したものと考えられる。このようにPoilは、SUJ2とWCでは型表面にも反応していることが確認できた。しかし、VCやPSZとの反応はEPMAによっては検出できなかった。

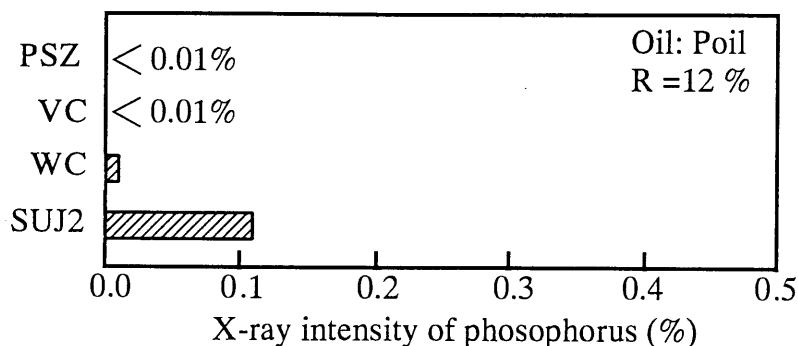


Fig. 5.9 Relative amounts of phosphorus on the ball surfaces by EPMA.

5.5.3 ボール表面の反応被膜の効果

既報⁷³⁾では、ピレットにあらかじめ形成した反応被膜が潤滑に有効であることを示した。ここでは型(ボール)表面の反応被膜の影響について調べるために、373KのPoilにボールを5分間浸漬する前処理を行った。EPMA分析したところ、リンのX線強度比率は、SUJ2-0.65%、WC-0.04%、VC-0.00%、PSZ-0.00%であった。このうち反応量が多かった型材SUJ2に対して、反応性のないMOと反応性の少ないOLAPを用いてボール押込み荷重の変化を調べた。その結果をFig. 5.10に示

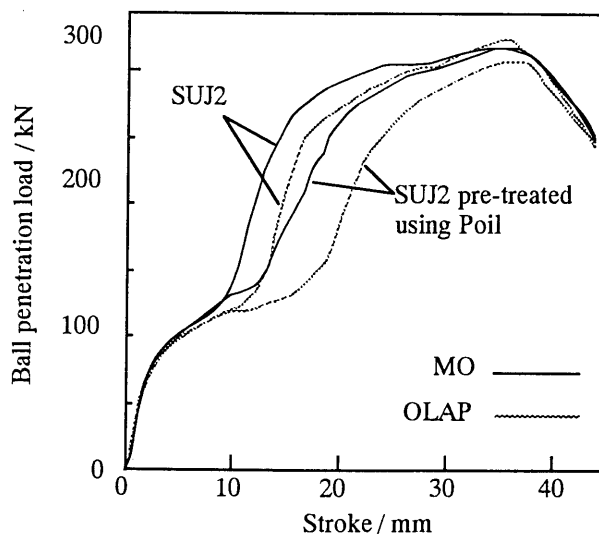


Fig. 5.10 Influence of phosphate coating on SUJ2 ball immersed in 373K Poil for 5 minutes.

す. Poilによる前処理によって形成された型表面の反応被膜も潤滑にある程度寄与することがわかる.

5.6 結 言

軟鋼の試験片を用いたボール通し試験によって、潤滑状態に及ぼす型材と潤滑油との影響について調べた結果を以下にまとめる.

(1) 今回供試した型材の耐焼付き性は、潤滑油によらずPSZ, VC > WC > SUJ2の序列になった.

(2) 試験片の表面は、行程の進行に伴い、まずオイルピットが減少して鏡面化し、ついで焼付き状態になる. そして、鏡面化から焼付きへ至る遷移期間の長短に型材の耐焼付き性の差が顕著に現れた.

(3) 行程の増加に伴い潤滑状態が悪化しやすかった潤滑油の序列は、SUJ2とWCではMO, OLAP, S1, P1, Poilであり、VCとPSZではMO, P1, S1, OLAP, Poilであった.

(4) 焼付きを生じたSUJ2やWCにおける潤滑油の性能順位は、試験片に生成した無機反応被膜量とよく対応した. 型表面の反応生成物もある程度潤滑に寄与していると考えられた.

(5) 一方、耐焼付き性の高いVCやPSZでも、オイルピットが消失すると、たとえば焼付きは生じなくても、荷重が著しく増大した. この場合、無機反応被膜形成能の高い添加剤だけでなく、有機吸着膜を形成できる添加剤も摩擦低減に有効であった.

第6章 後方せん孔試験による潤滑油の性能評価⁷⁶⁾

6.1 緒言

冷間鍛造では、焼付き防止や摩擦低減のために、ワーク表面にリン酸塩皮膜と石けんを反応させる化成皮膜処理が広く用いられている。しかし、この皮膜処理には幾つかの工程と特別な設備が必要である。これに対して潤滑油は、一般的に焼付き防止性能の点で劣るが、経済性の面からは有利であるため、より厳しい加工への適用範囲拡大が期待されている。そのためには、冷間鍛造における潤滑油の性能や添加剤の作用機構を系統的に解析する必要があり、そうした解析が進めば、潤滑油の性能向上と適用範囲拡大が可能になると考えられる。

最近では小松崎ら⁵⁹⁾がリン系および硫黄系の極圧添加剤を配合した潤滑油の焼付き防止性能を前方押し出し形式の試験で評価している。著者らは、第4章に示したように簡易な試験法としてボール通し試験⁵⁵⁾を提案し、冷間鍛造用潤滑油の性能比較に活用できることを示した。そして、リン酸エステルの種類や配合条件と焼付き防止性能との関係を明らかにした⁷⁴⁾。さらに、リン酸エステルが製造される過程で生じるわずかなリン酸分が結果に影響することに注目し、性能が著しく向上するにはリン酸エステルと正リン酸との相乗作用によることを指摘した⁷⁵⁾。また、第5章で示したようにこの潤滑油は型材が幾つか異なる場合にも好ましい作用を示すことも明らかにした。

本章ではボール通し試験法で高い性能を示した試作潤滑油を含むいくつかの市販の潤滑油について、その性能評価を実機に近い後方せん孔試験で行うと共に、ワークの表面にできる反応生成物の量と性能との対応関係を調べる。

6.2 実験方法

6.2.1 供試潤滑剤

Table 6.1 に6種類の供試潤滑剤を示す。MOと記したのはパラフィン系の無添加鉱油である。S-1, SCL-1, P-1はそれぞれ硫黄系、硫黄-塩素複合系、リン系の市販冷間鍛造油である。P-labは、パラフィン系鉱油に酸性リン酸エステル的一种であるオレイルアシッドフォスフェート(リン酸二水素オレイル: $(C_{18}H_{35}O)PO(OH)_2$ とリン酸水素ジオレイル: $(C_{18}H_{35}O)_2PO(OH)$ との混合物)15wt%および正リン酸(H_3PO_4)2wt%を添加し、これらの酸性リン酸エステルと正リン酸との

Table 6.1 Sample lubricants

Sample lubricants	Viscosity at 40 °C / $\text{mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	Concentration / wt%		
		S	Cl	P
MO	96	<0.1	<0.1	<0.1
S-1	102	9.8	<0.1	<0.1
SCI-1	191	8.0	10.7	<0.1
P-1	82	<0.1	<0.1	2.0
P-lab	98	<0.1	<0.1	1.5
Soap - Ph	Na- saop: $11 \text{ g} \cdot \text{m}^{-2}$, Zn- saop: $12 \text{ g} \cdot \text{m}^{-2}$ phosphate coating: $10 \text{ g} \cdot \text{m}^{-2}$			

水素結合を促進させるために、120°Cで1時間の加熱処理を施したものである⁷⁵⁾。潤滑油の塗布は、試験前にビレットを潤滑油に浸漬することにより行なった。また、Soap-Phと記したのは石けんとリン酸塩皮膜の組合せ潤滑剤で、化成処理によりビレット表面に形成させた。

6.2.2 後方せん孔試験

Fig. 6.1 に後方せん孔試験の工具配置を示す。パンチ先端はノーズ角170°の円錐で、ノーズ半径 r_p は1と4mmの2種類で、ランドは2mmとした、パンチ直径は21.2mmで、コンテナ内径は30.0mmであり、押出し比2である。パンチおよびコンテナの材質はSKH51（焼入れ焼戻し、62HRC）で、表面処理はせず、ラップ仕上げで0.05 μmRa 以下とした。プレスには2.5MNナックルジョイントプレスを用いた。またパンチ背面に配置したロードセルでパンチ荷重を測定し、パンチホルダーに接着したひずみゲージの出力からパンチを引抜く力（以後、パンチ引抜き力と呼ぶ）を測定した。

ビレットはS10C（球状化焼鈍、119HV）製で、その上端面はFig. 6.2 に示すように平坦および頂角168度の円錐状凹部とした。後者の凹部は潤滑剤封入法³⁵⁾を行なうためのものである。いずれのビレットも旋削仕上げで、表面粗さ1~5 μmRy とした。減面率は50%一定とした。

せん孔品の底厚さを10mm一定として、ビレット初期高さ h_0 を16, 20, 24, 28, 32, 36mmの範囲で段階的に増加させて、せん孔深さ DP を11, 19, 27, 35, 43, 51mmとし、焼付きが生じない最大のせん孔深さ $maxDP$ を求めた。焼付き発生の有無は、パンチとせん孔品内面を目視観察して判定した。試験は同一条件で2~3回繰り返す、結果の再現性を確かめた。加工初期速度 v_0 は、 $h_0 = 16\text{mm}$ に対し

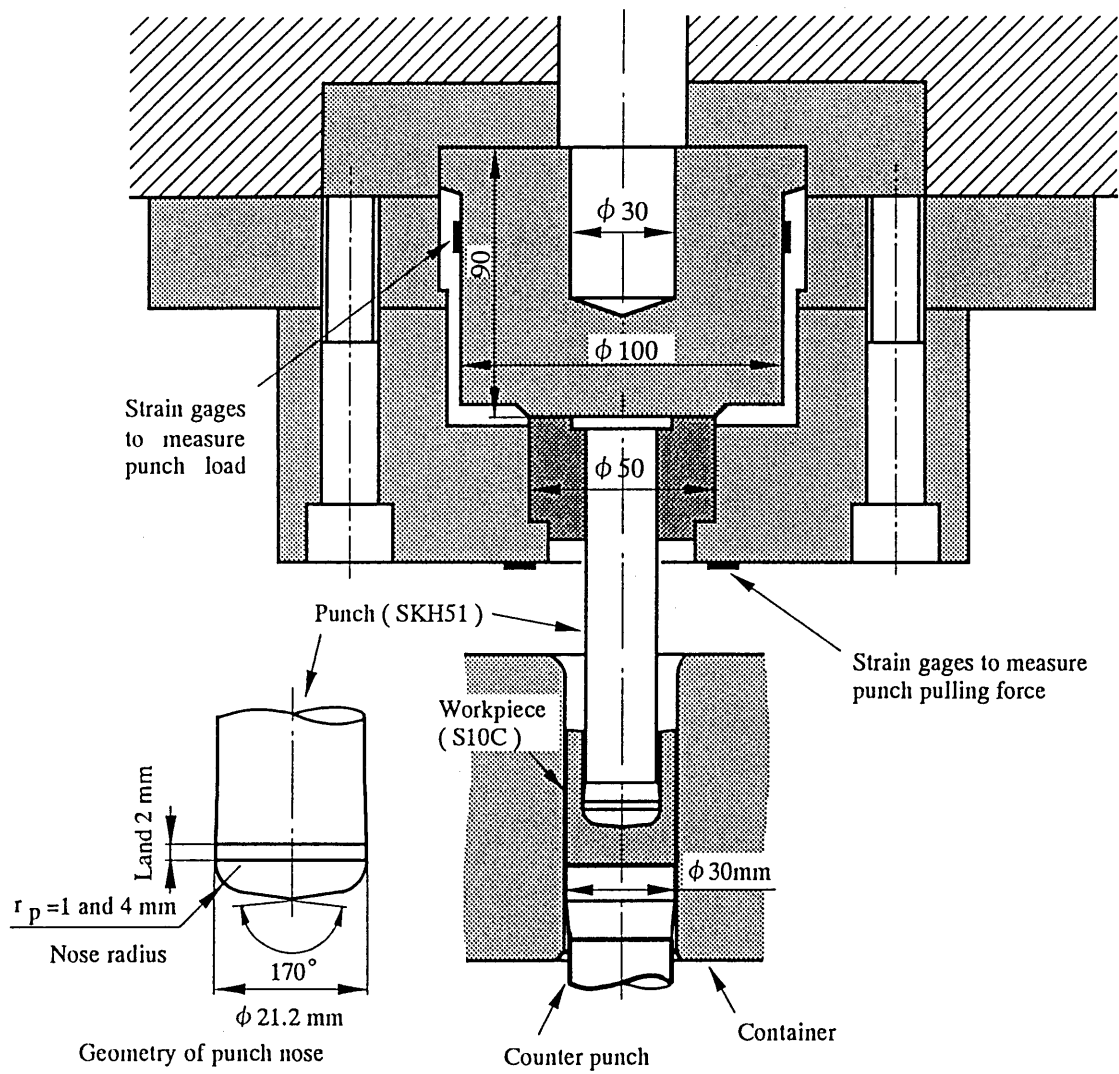


Fig.6.1 Backward can extrusion test and punch nose geometry.

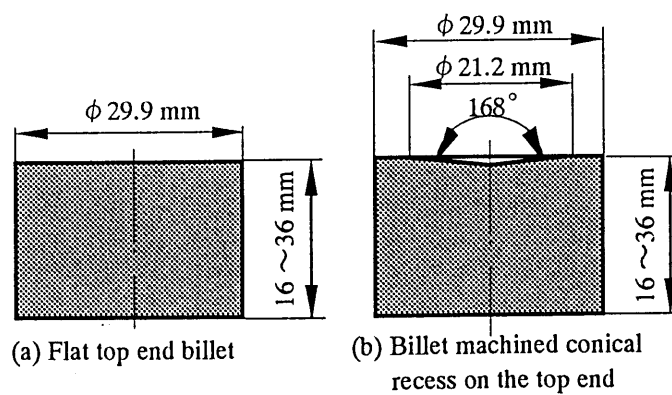


Fig. 6.2 Two types of billets .

て $v_0 = 85 \text{ mm/s}$, $h_0 = 36 \text{ mm}$ では $v_0 = 250 \text{ mm/s}$ である。EPMA (Electron probe microanalysis) を用いてせん孔品内壁における硫黄, 塩素, リン, 酸素の定量分析も行った。

6.3 潤滑剤封入法を採用しない場合

Fig. 6.3 に, 上端面が平坦なビレットを用いた後方せん孔試験における, 焼付きを生じない最大せん孔深さ $maxDP$ を示す。鉱油 MO および市販油 S-1 についてはノーズ半径 $r_p = 1, 4 \text{ mm}$ とともに $maxDP < 11 \text{ mm}$ (本試験条件における下限) である。SCL-1 については, $r_p = 4 \text{ mm}$ ではやはり $maxDP < 11 \text{ mm}$ であるが, $r_p = 1 \text{ mm}$ では $maxDP = 11 \text{ mm}$ である。これらに比較して P-1, P-lab の $maxDP$ は明らかに大きく, 高い焼付き防止性能を示している。しかしながら最大の $maxDP$ を示した潤滑油 P-lab の場合においても, 石けん-リン酸塩皮膜に比べれば $maxDP$ は $1/2$ 以下である。なお, 今回の試験範囲での焼付きはすべてパンチのランド部のみに見られた。

潤滑油の性能序列は, ノーズ半径 r_p によって変わらないが, 概して $r_p = 4 \text{ mm}$ の方が $r_p = 1 \text{ mm}$ に比べて $maxDP$ が小さくなる傾向がある。これまでの結果^{19), 50)} を参考にすれば, 今回の試験における表面積拡大率は, せん孔深さ 10 mm 以上では $r_p = 4 \text{ mm}$ の方が $r_p = 1 \text{ mm}$ に比べて大きいためと推定される。このため焼付きを生じやすかったと考えられる。しかし, せん孔深さ 10 mm 以下での表面積拡大は $r_p = 4 \text{ mm}$

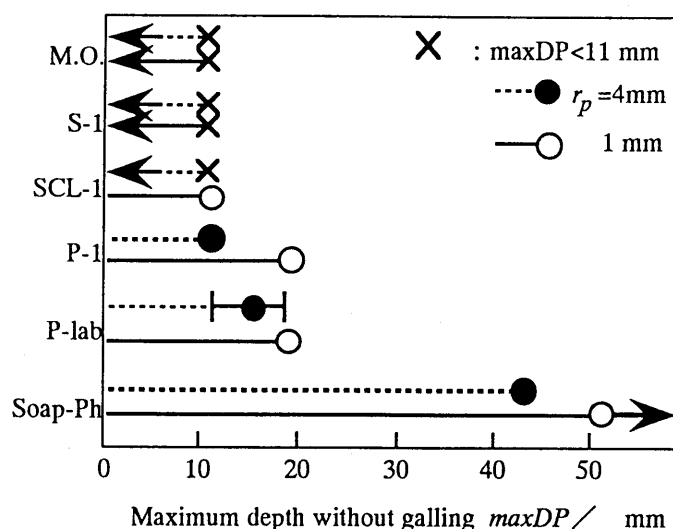


Fig. 6.3 Maximum depth without galling in backward can extrusion test using flat top end billets.

の方が $r_p = 1\text{mm}$ に比べて、むしろ小さいと推定されるので、SCL-1については、表面積拡大率の違いでは説明できない。この場合には $r_p = 4\text{mm}$ のほうがパンチノーズ部の端からパンチランド部へ至るまでの滑り距離が大きくなること、および、パンチ押し込み初期で潤滑油が排除されやすくなるため、焼きつきやすかったと推定される。

Fig. 6.4 にパンチ荷重－行程線図の例を示す。激しく焼付いたS-1の場合には、せん孔途中でパンチ荷重が急増しているが、SCL-1、P-1、P-labおよび石けん－リン酸塩皮膜においては、パンチ荷重にほとんど差はない。

Fig. 6.5 にパンチ引抜き力の変化（パンチ肩半径 $r_p = 1\text{mm}$ の場合）を示す。S-1では、パンチの上昇に伴いせん孔品がコンテナから抜け出たので、正確なパンチ引抜き力は不明であるが、ストリップで払い落とされる時の最大値は13.4kNであった。SCL-1、P-1、P-labのパンチ引抜き力の差は小さいが、石けん－リン酸塩皮膜のパンチ引抜き力よりもかなり大きい。

Fig. 6.6 にせん孔品内面のリンと酸素に関するEPMA分析の結果を示す。分析したものは、ともに $\text{maxDP} = 19\text{mm}$ を示したリン系のP-1とP-labのせん孔品

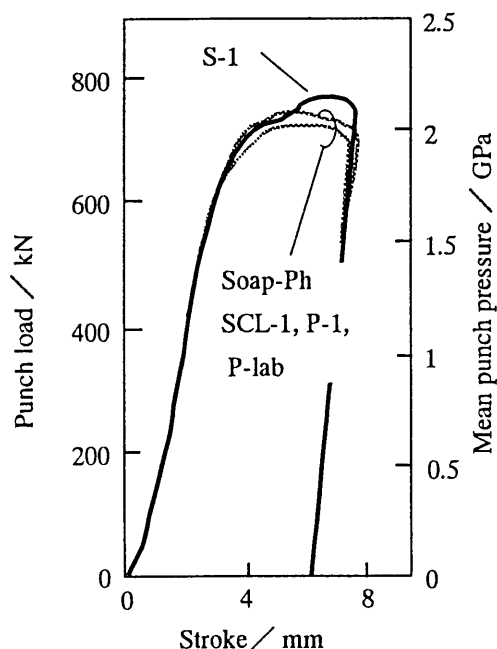


Fig. 6.4 Typical stroke-punch load diagrams of flat top end billets. ($r_p=1\text{mm}$)

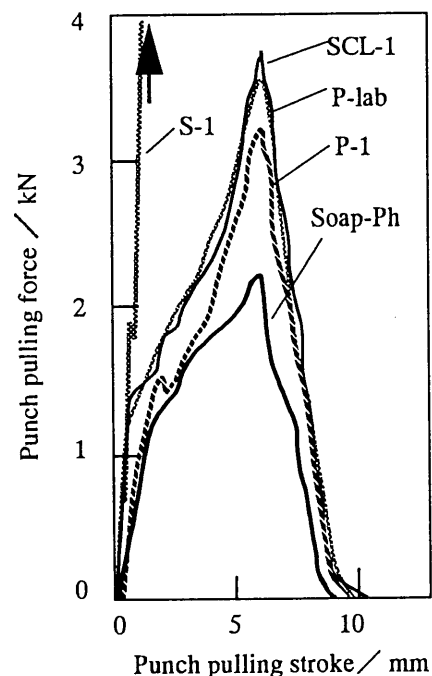


Fig. 6.5 Typical stroke - punch pulling force diagrams of flat top end billets. ($r_p=1\text{mm}$)

表面である。両者ともリン酸鉄に起因すると考えられるリンと酸素を含む反応皮膜の生成が認められる。P-1に比べてP-labの反応量は多い。これはmaxDPの傾向とも対応している。これまでボール通し試験で検討してきたように⁷¹⁾、P-labは後方せん孔加工においてもより多くの反応皮膜を生成することで、より高い潤滑性能を示したと考えられる。

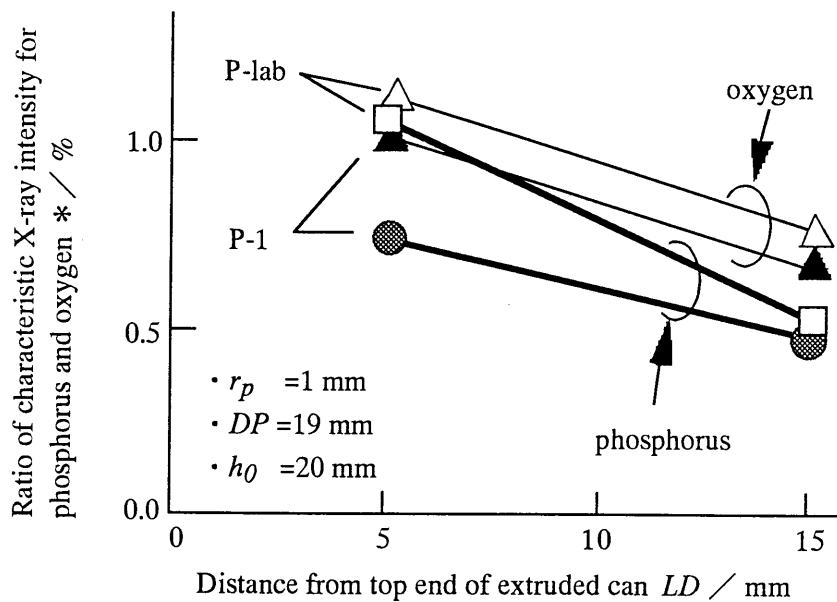


Fig. 6.6 Relative amounts of phosphorus and oxygen on can surfaces obtained by EPMA.

(* Ratio of characteristic X-ray intensity for phosphorus and oxygen

$$= \frac{\text{X-ray intensity with sample}}{\text{X-ray intensity with phosphorus or oxygen}}$$

$$= \frac{\text{X-ray intensity with sample}}{K_p \times (\text{X-ray intensity with standard material})}$$

where K_p is theoretical correction factor and the standard materials are GaP and Al_2O_3 .)

6.4 潤滑剤封入法を採用した場合

前節の試験条件は、潤滑油の初期捕捉量が少ないという点で相当厳しい。そこで上端面に窪みのあるピレットを用いて、潤滑油の捕捉量を増加させた条件で試験した。

6.4.1 最大せん孔深さ

Fig. 6.7 に潤滑剤封入法を採用した場合の後方せん孔試験の結果を示す。無添

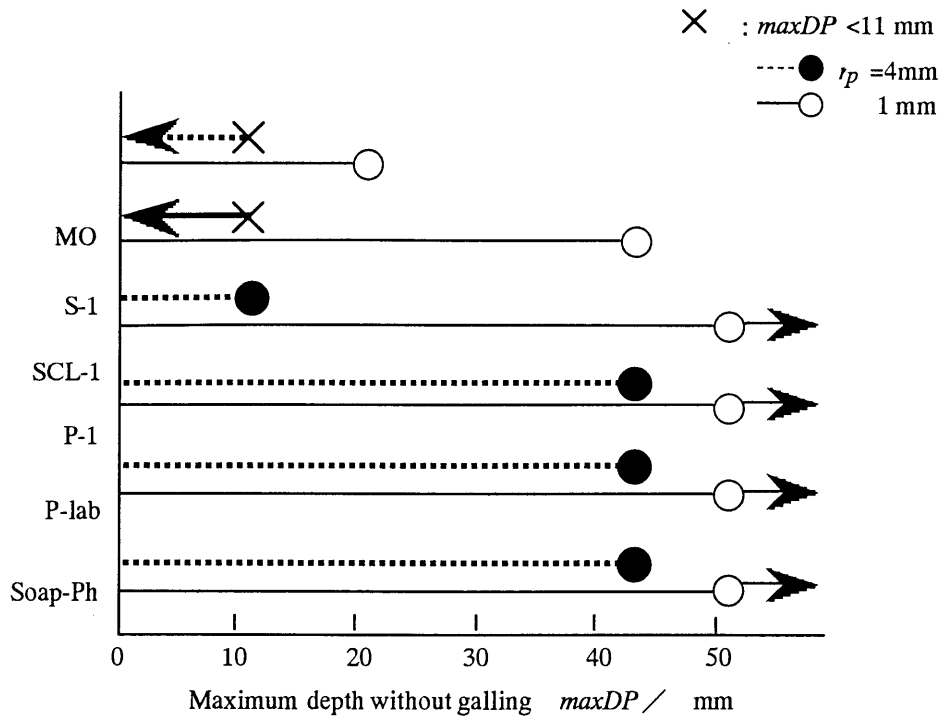


Fig. 6.7 Maximum depth without galling using billets with conical recess on the top end.

加鈹油 MO の場合， $r_p = 4\text{ mm}$ では封入の効果は判然としないが， $r_p = 1\text{ mm}$ では初期の潤滑油捕捉量の増加によってパンチ直径とほぼ同じ深さまでせん孔可能になった．S-1 でも， $r_p = 4\text{ mm}$ では封入の効果は認められなかったが， $r_p = 1\text{ mm}$ では $\text{maxDP} = 43\text{ mm}$ となった．SCL-1 では $r_p = 4\text{ mm}$ で $\text{maxDP} = 11\text{ mm}$ ， $r_p = 1\text{ mm}$ では $\text{maxDP} > 51\text{ mm}$ (今回の試験上限) を示し，潤滑油封入の効果が明らかに現われている．さらに P-1，P-lab ではノーズ半径 $r_p = 4$ および 1 mm のいずれにおいても，石けんーリン酸塩皮膜に匹敵する maxDP を示した．

パンチ形状の影響について見ると，潤滑剤封入法の場合にも $r_p = 4\text{ mm}$ は $r_p = 1\text{ mm}$ より厳しい潤滑条件になっている．ここでは，せん孔深さ／パンチ直径比が 1 を越える辺りから，表面積拡大比が 1 mm よりも $r_p = 4\text{ mm}$ のほうが著しく大きくなること¹⁹⁾，および，パンチノーズ角とビレット凹部の円錐角から幾何学的に決まる捕捉油量が $r_p = 4\text{ mm}$ では $r_p = 1\text{ mm}$ の約 $1/3$ になること，のために油膜切れが生じやすくなったと考えられる．

6.4.2 パンチ荷重およびパンチ引抜き力

Fig. 6.8 にパンチ荷重－行程線図の一例を示す．潤滑油によるパンチ荷重の差はほとんどない．焼付きを生じた S-1 の場合でも Fig. 6.4 に現われたような急増は

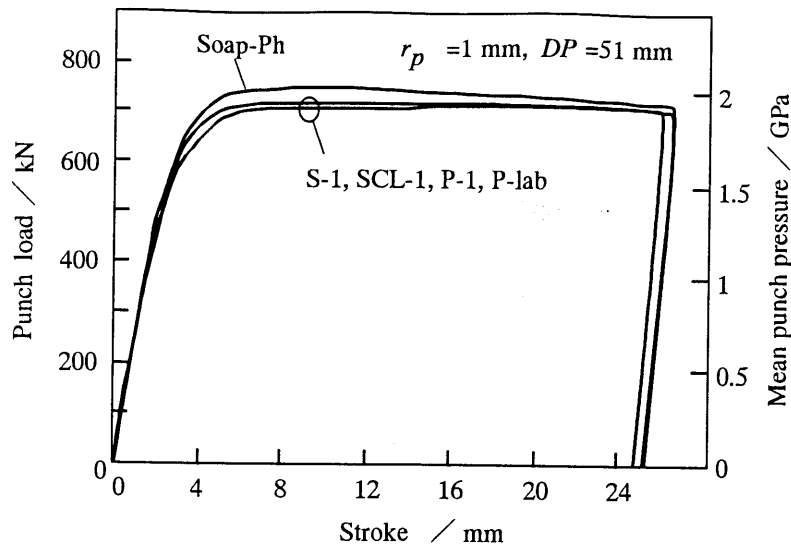


Fig. 6.8 Typical stroke-punch load diagrams in the tests using billets with conical recess.

見られない。これは潤滑剤封入法を行った場合には焼付きが軽度であったためと考えられる。パンチ荷重は石けんーリン酸塩皮膜に比べて潤滑油のほうがむしろ低い。この傾向は、工藤らの結果³⁵⁾と定性的に一致する現象で、多量に封入された潤滑油によってパンチ端面の摩擦が十分に低減されたためと考えられる。

Fig. 6.9 は Fig. 6.8 に対応するパンチ引抜き力ー行程線図 ($r_p = 1$ mm) である。パンチ引抜き力には潤滑油の違いが明瞭に見られる。すなわち、焼付きを生じたS-1は著しく大きなパンチ引抜き力を示している。SCL-1は、P-1、P-labと同様のmaxDPを示したが、そのパンチ引抜き力はP-1、P-labに比べて大きい。またP-labのパンチ引抜き力はP-1より若干小さい。石けんーリン酸塩皮膜ではパンチ荷重は大きかったが、パンチ引抜き力は潤滑油より小さい。

6.4.3 せん孔品内面の性状

Fig. 6.10 にせん孔品内壁面のSEM像を示す。石けんーリン酸塩皮膜の石けん分並びに潤滑油の油分を洗浄・除去したものを観察した。不定形で白い輪郭をもつ部分は小さい凹部で、潤滑剤のマイクロプールとして働いたものと推測される。石けんーリン酸塩皮膜では、上端面からの距離 $LD = 40$ mm という底に近い部分にも、大きい凹部が多数見られ、多量の石けんが残留していたと思われる。これに比べて、P-labの場合には全般に凹部は少なく、特に $LD = 20$ mm 以上では表面の平滑化が進んでいる。P-1もこれと同様であった。そして、SCL-1では、 $LD = 20$ mm 以上の平滑化が著しく、細かい擦過傷も多く見られる。さらにS-1では焼付きによる深

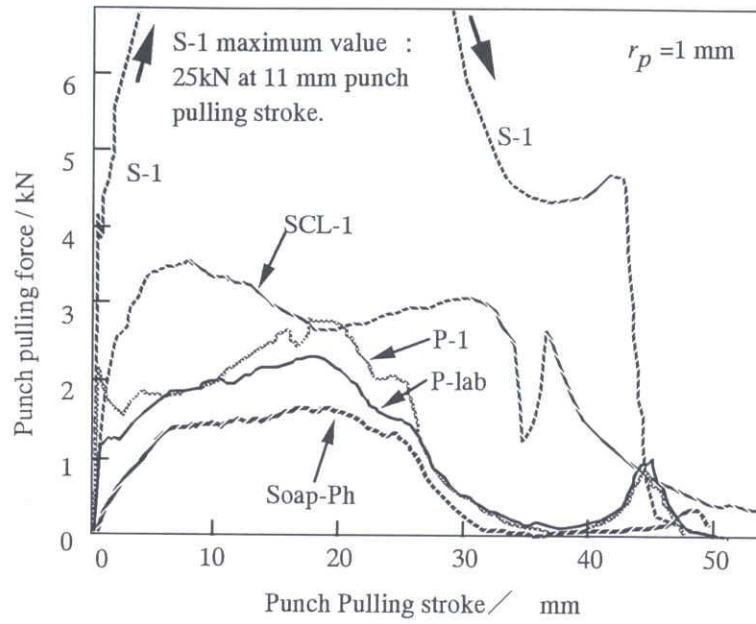


Fig. 6.9 Typical stroke - punch pulling force diagrams in the tests using billets with conical recess.

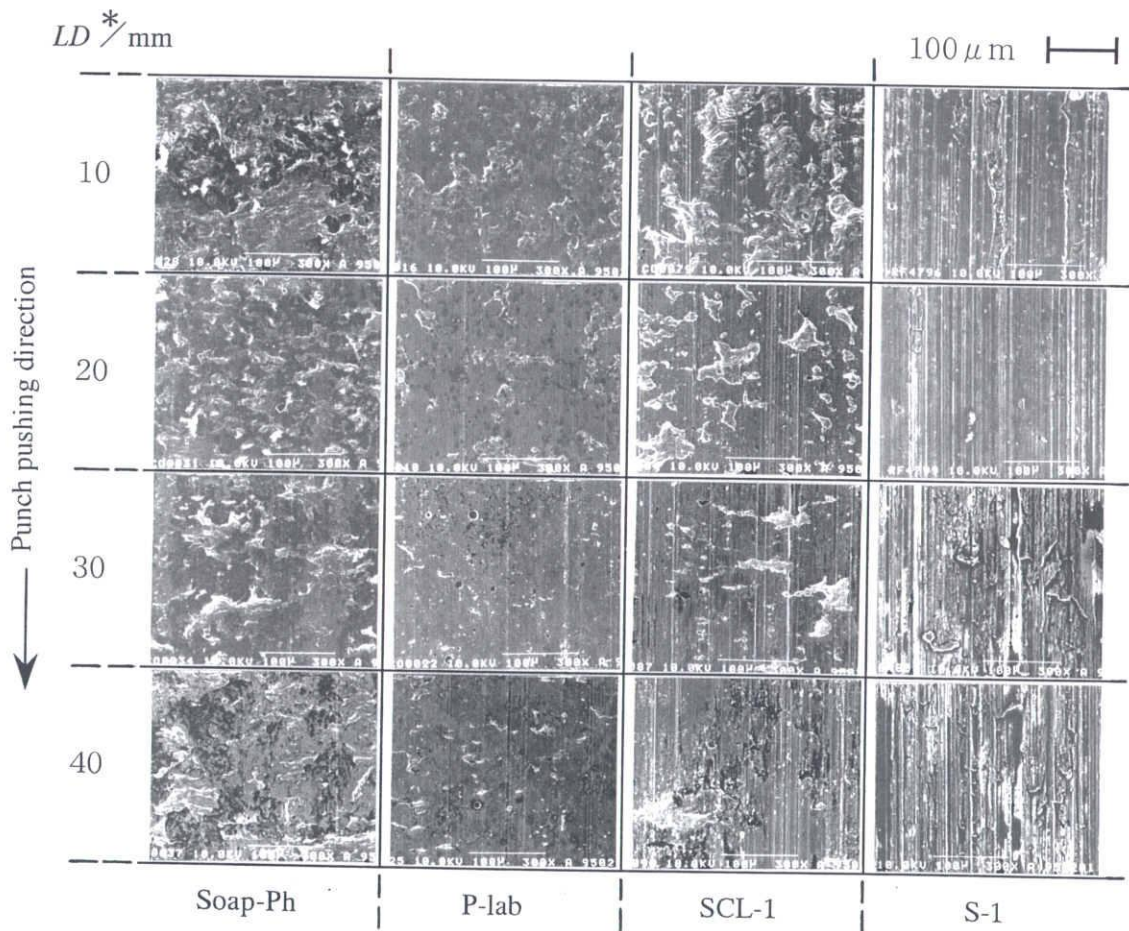


Fig. 6.10 Inside surfaces of extruded can ($r_p=1$ mm). (*LD: distance from top end of can.)

い縦傷が多数生じている。これらの表面状態は、前述のパンチ引抜き力の大小ともよく対応している。このようにせん孔深さが増していくにつれて、潤滑状態が悪化し、P-labおよびP-1に比べてSCL-1、さらにS-1ほど早く焼付きを発生したと言える。

Fig. 6.11 に内壁面の周方向の表面粗さを示す。石けんーリン酸塩皮膜では、多数の不定形凹部が生じていたことに対応して粗さは大きい。これに比べてP-1、P-labの粗さは小さい。SCL-1では多数のオイルピットと細かい縦傷とを反映して、上端面からの距離 $LD = 20\text{mm}$ までの粗さが大きくなっているが、その後は平坦化しており、P-1およびP-labと大差はない。なお、S-1では擦過傷が深くて粗さ計の触針を移動させることができず、粗さは測定できなかった。

Fig. 6.10 および Fig. 6.11 より、潤滑剤封入法を採用しても、ノーズ肩の丸み部およびランド部における潤滑油量は、石けんーリン酸塩皮膜の場合よりも少なく、厳しい摩擦状態にあったと推察される。しかし、表面粗さの小さな製品を成形するためには、高性能な潤滑油を利用することも一つの方法といえる。

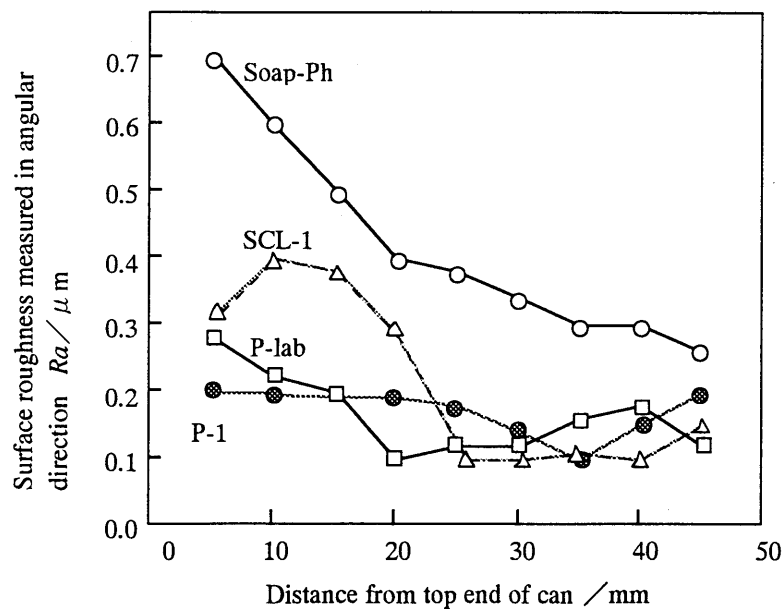


Fig. 6.11 Surface roughness of inside wall of extruded can.

Fig. 6.12 にせん孔品内面底部の一例を示す。概ね平滑であった内壁面とは全く異なり、深いしわ状の凹凸模様が見られる。これは潤滑油の種類によらず観察された。Fig. 6.12 の場合、表面粗さは約 $100 \mu\text{mR}_y$ である。せん孔深さ DP が増

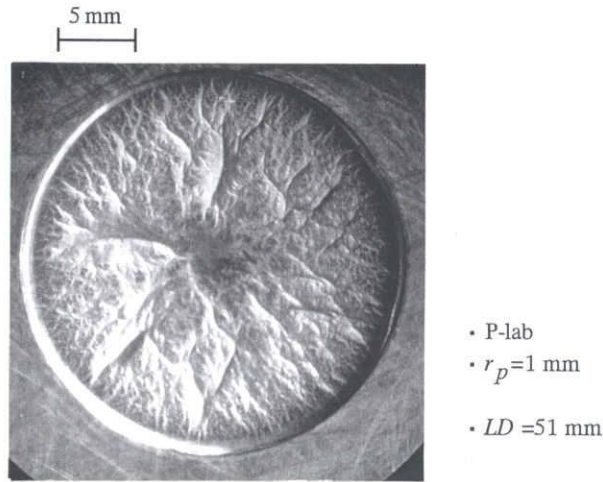


Fig. 6.12 Inside bottom of can using conical recess top billet.

すにつれ、この凹凸は大きくなった。行程を通じてパンチ先端ノーズ部直下には、多量の油が機械的に封じ込められていて、塑性変形（ひずみ）によって表面が自由に粗化したと言える。したがって、底部の摩擦はきわめて小さく、このことがFig. 6.8 のパンチ荷重の減少をもたらしたと考えられる。

Fig. 6.13 に内壁面のEPMA分析結果を示す。潤滑油添加剤の反応生成物であ

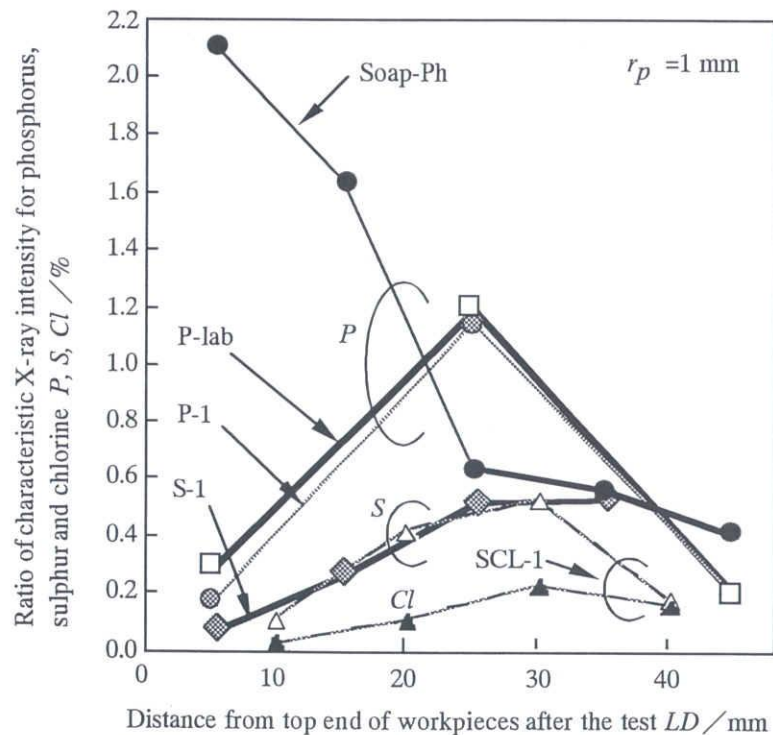


Fig. 6.13 Relative amounts of phosphorus, sulphur and chlorine on can surfaces obtained by EPMA after the test.

るリン酸鉄、硫化鉄、塩化鉄などに起因すると考えられるリン分、硫黄分、塩素分が検出された。石けんーリン酸塩皮膜では、せん孔が進むにつれて表面積拡大の増加を反映して、リン酸塩皮膜は単調に減少している。一方、潤滑油の場合には、せん孔深さが増加するにつれて反応量が増加し、その後反応量が減少する傾向を示している。これは摩擦熱と変形熱による摩擦界面温度の上昇に伴い反応が促進される傾向と、その後の著しい表面積拡大によって反応皮膜が伸ばされ、厚さが減少することを反映したと推測される。

反応量については、概ね P-lab, P-1 > SCL (S と Cl の和) > S-1 となっている。同じリン系でみると、潤滑剤封入法を採用しなかった場合に比べて、P-1 の反応量は増加し、P-lab に近くなっている。それでも P-lab の反応量の方が若干多い傾向が認められる。

潤滑剤封入法を採用することにより、添加剤を含む潤滑油がより多く摩擦界面に存在できるようになったため、マイクロプールによる油膜形成だけでなく反応皮膜も形成しやすくなったものと考えられる。

6.5 結 言

減面率 50% で S10C の後方せん孔試験 (パンチ直径 21.2 mm) を行い、極圧添加剤を含む冷間鍛造用潤滑油 (硫黄系 S-1, 硫黄ー塩素系 SCL-1, リン系 P-1 および P-lab) の性能を石けんーリン酸塩皮膜 (Soap-Ph) と比べて、以下の結論を得た。

(1) 潤滑剤の性能は、焼付きを生じない最大せん孔深さ $maxDP$ で評価できた。 $maxDP$ が同じでも、パンチ引抜き力に差が現れた。一方、パンチ荷重には、激しい焼付きが生じなければ、大きな差は現れなかった。

(2) 今回の試験範囲では、ノーズ肩半径 $r_p = 1$ mm に比べて 4 mm のほうが焼付きやすかった。この傾向は潤滑油では顕著であった。

(3) 著しい表面積拡大を伴うこの試験において、潤滑剤封入法を採用しなかった場合には、潤滑油の $maxDP$ は小さく、S-1 と無添加鉱油 MO の差も判然としなかった。P-lab と P-1 は、SCL-1 および S-1, MO よりも優れているが、 $r_p = 1$ mm の場合 $maxDP$ で石けんーリン酸塩皮膜の 1/2 以下であった。

(4) 潤滑剤封入法を採用すると、 $maxDP$ は増大し、MO においても $r_p = 1$ mm では $maxDP / \text{パンチ直径} = 1.0$ に達した。 $r_p = 1$ mm において、P-lab, P-1, SCL-1 は $maxDP / \text{パンチ直径} > 2.4$ (本実験条件における上限) となり、Soap-

Ph と同等になった。しかし、パンチ引抜き力には若干の差が認められ、S-1 >> SCL-1 > P-1, P-lab > Soap-Ph であった。

(5) 加工中に生成する反応生成物が多い潤滑油ほど、焼付き防止性能の点で優れていた。

第7章 リン系添加剤配合油と前処理被膜の潤滑性能⁷⁸⁾

7.1 緒言

冷間鍛造では、室温の材料に大変形を加えるため、工具面圧は高く、材料のすべり距離や表面積拡大も著しく、発熱量も大きい。そのため工具-材料間の潤滑という点では相当厳しく、焼付きや摩擦の増加が問題になる。その対策として周知のように石けん-リン酸塩処理被膜が広く用いられている。しかし、この潤滑処理の煩雑さや環境への配慮から、潤滑油への転換をはかるために、冷間鍛造用潤滑油の研究^{59), 77)}が進められている。前章では、潤滑油封入法によれば、石けん-リン酸塩処理被膜並みに深い容器の後方せん孔押しが可能であることを示した⁷⁶⁾。その場合でも、高性能を示した潤滑油ほどせん孔品表面に多量の反応生成物が検出された。したがって、このような反応生成物の特性を把握し、活用することも潤滑技術向上のために重要であることは明らかである。

前章までに、実用した場合に高性能が期待できる潤滑油を簡易なボール通し試験によって絞り込み得ること、および、優れた潤滑性能は強固な反応被膜と吸着膜に起因することを明らかにした。著者らは、この知見に基づき、潤滑に有効と考えられる反応生成物を鍛造前のピレット表面に反応被膜として生成させること⁵⁷⁾を試みている。すなわち、ピレットと潤滑添加剤との反応を基本的には熱反応であると考え、高性能なリン系添加剤配合油中でピレットを加熱浸漬処理する前処理を行い、これにより焼付き防止性能が著しく向上することを示した。そして、前処理条件と被膜生成量の関係およびリン系添加剤配合油と併用した場合の前処理被膜量と焼付き防止性能との関係についても報告した⁷⁹⁾。

本章では、この前処理被膜自体の潤滑性能および各種潤滑油を組合せた時の性能について後方せん孔試験とリング圧縮試験の結果を総合的に整理・考察して示す。

7.2 実験方法

7.2.1 前処理方法

Fig.7.1 に二つの前処理方式および試験手順を示す。前処理方式のうち、ピレット加熱方式は200℃に加熱したピレットを室温の油に10秒間浸漬するもので、油加熱方式は室温のピレットを100℃に加熱した油中に5分間浸漬するものである。前処理用の油 Poil* は鉱油に酸性リン酸エステル（オレイルアシッドホスフェート、

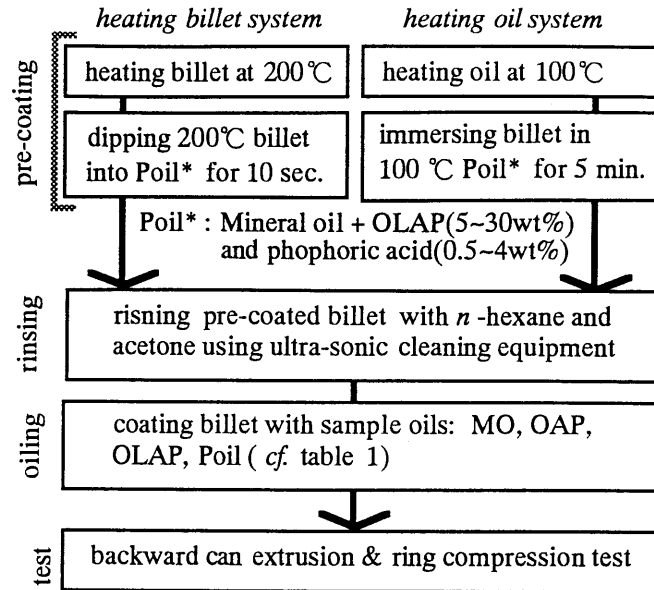


Fig. 7.1 Pre-coating of billet and test procedure.

OLAP) と正リン酸を配合したものである。これらの配合量 (OLAP 5~30wt%, 正リン酸 0.5~4wt%) と前処理方式との組合せによって, 前処理被膜重量を 0.2~2.0 g/m² と変化させた⁷⁹⁾。その比重は約 3 で, 層厚さに換算すると約 0.07~0.7 μm である。この前処理後に後述の供試潤滑油を塗布した。

比較のため一部のピレットには石けん-リン酸塩処理を施した。被膜重量は, ナトリウム石けん-亜鉛石けん-リン酸塩処理被膜の順に, 12-11-11g/m² と 3-4-4 g/m² の 2 種類とした。これらを以後, soap-ph と記す。また一部の試験ではリン酸塩処理被膜のみ (4, 11 g/m²) も用いた。これらの比重約 3 から換算した層厚さは約 1, 4 μm である。

Fig. 7.2 に前処理被膜およびリン酸塩処理被膜の外観を示す。本試験で用いたリン酸塩処理被膜はリン酸鉄, リン酸亜鉛鉄, リン酸亜鉛からなり, 外観は針状もしくは板状の結晶質である。一方, 上記潤滑油による前処理被膜はリン酸鉄からなり, 不定形である。いずれの潤滑被膜も試験前にはピレット全面を覆っていた。

7.2.2 供試潤滑油

Table 7.1 に供試潤滑油を示す。前処理したピレットを n-ヘキサンおよびアセトンで十分に洗浄した後, 以下の潤滑油を塗布した。[1]無添加鉍油 (パラフィン系鉍油, 96mm²/s at 40°C, 以後 MO という。), [2]MO に 16wt% のオクチルアシッドホスフェート (酸性リン酸エステル的一种, 直鎖のアルキル基の炭素数は 8, リ

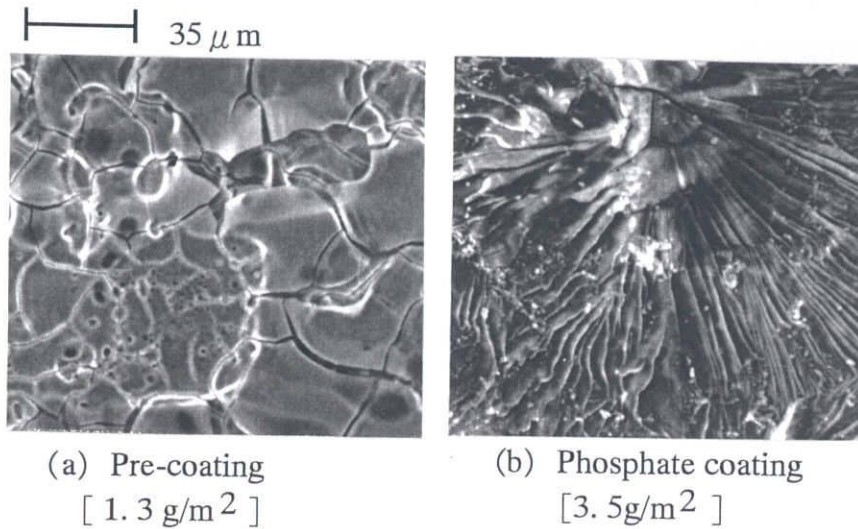


Fig. 7.2 Typical billets surfaces of pre-coating using Poil and conventional phosphate coating.

Table 7.1 sample oils

Sign.	contents
MO	Parafinic mineral oil, 96mm ² /s at 40°C
OAP	MO+16% Octyle acid phosphate, (2wt%P)
OLAP	MO+30% Olyle acid phosphate, (2wt%P)
Poil	MO+ 30% Olyle acid phosphate, (2wt%P) + 2t%phosphoric acid, (0.54wt%P)

ン酸モノエステル(C₈H₁₅O)PO(OH)₂とリン酸ジエステル(C₈H₁₅O)₂PO(OH)の混合物、以後OAPと呼ぶ.)を配合し、リン濃度で2wt%Pとしたもの、[3]MOに30wt%のオレイルアシッドホスフェート(直鎖のアルキル基の炭素数は18、リン酸モノエステル(C₁₈H₃₅O)PO(OH)₂とリン酸ジエステル(C₁₈H₃₅O)₂PO(OH)の混合物、以後OLAPという.)を配合し、2wt%Pとしたもの、[4]30wt%のOLAP(2wt%P)および2wt%の正リン酸H₃PO₄(0.54wt%P)をMOに添加した後、攪

拌しながら 120℃で1時間加熱処理した潤滑油（以後 Poil）。また、一部の実験では硫黄系や塩素系の添加剤が配合された一般的な市販冷鍛油も用いた。

7.2.3 後方せん孔試験

後方せん孔試験に用いたパンチ先端形状は前章と同じで、直径 $d = \phi 21.2\text{mm}$ 、ランド長さ 2mm で、ノーズ半径 r_p は潤滑条件として厳しい $r_p = 4\text{mm}$ を採用した。材質は SKH51（焼入れ・焼戻し、61HRC）で、 $0.2 \mu\text{mR}_y$ 以下にラップ仕上げし、アセトン脱脂して用いた。ピレットは材質 S10C（球状化焼鈍、119HV）、直径 $\phi 29.9\text{mm}$ 、減面率 50%、端面は平坦で、表面粗さは $5 \sim 10 \mu\text{mR}_y$ とした。

せん孔品底厚さを 11mm 一定とし、ピレット初期高さ h_0 を 20, 24, 28, 32, 36 mm のように変え、せん孔深さ DP を段階的に増加させた。焼付きを生じない最大せん孔深さ maxDP が大きいほど焼付き防止性能が高いと判断した。試験範囲における最大せん孔深さは 49mm である。プレスは 2.5MN ナックルジョイントプレスで、 $h_0 = 36\text{mm}$ の場合、パンチ押込み初期速度は約 250mm/sec である。

7.2.4 リング圧縮試験

試験片初期寸法は、外径 30mm、内径 15mm、高さ 7.5mm、材質は S10C で、# 400 エメリ紙で方向性なく仕上げた。型は SKH51（焼入れ・焼戻し、61HRC）で、# 1500 エメリ紙で研磨後、アセトンで脱脂して用いた。潤滑油を少量かつ均一に塗布するため、所定量の潤滑油を n -ヘキサンに希釈した溶液をピレットに塗布し、その後 n -ヘキサンを蒸発させた。これにより潤滑油の塗布量を $0.95 \sim 1.2 \text{g/m}^2$ に管理した。圧下率は 40 ~ 43% とし、後方せん孔試験と同じプレスを用いた。摩擦係数は、供試 S10C の加工硬化特性 (Fig. 4.2, p.38 参照) を考慮した剛塑性 FEM 解析結果⁸⁰⁾ をもとに、圧縮後の試験片の内径変化率から求めた。

7.3 前処理被膜と潤滑油併用の効果

Fig. 7.3 に焼付きを生じない最大せん孔深さ maxDP に関する前処理被膜の効果を示す。参考として市販冷鍛油の結果も併記した。潤滑油塗布のみでは、Poil の $\text{maxDP} = 15\text{mm}$ が最高で、これ以外の潤滑油では $\text{maxDP} < 11\text{mm}$ である。それに対して、Poil と前処理被膜を組合せたもの（以後 Poil-pre と記す）の焼付き防止性能は格段に高い。これは soap-ph に匹敵する性能である。

Fig. 7.4 にせん孔品内面の光学顕微鏡写真と表面粗さを示す。それぞれ下地の鉄

の表面で比較するため、クロム酸で pre および ph の被膜を除去してある。試験片上端から 5, 25mm では soap-ph の表面粗さは大きい。これらは潤滑剤の封じ込めによるものと考えられる。これに比べて Poil-pre の表面粗さは小さい。

パンチ荷重は、soap-ph および Poil-pre とともに約 730kN、せん孔品からパンチを引抜く力はともに 10 kN 以下、ロックアウト力は 20 ~ 30 kN であり、いずれにおいても両者の差は認められなかった。以上のことから、Poil に前処理被膜を併

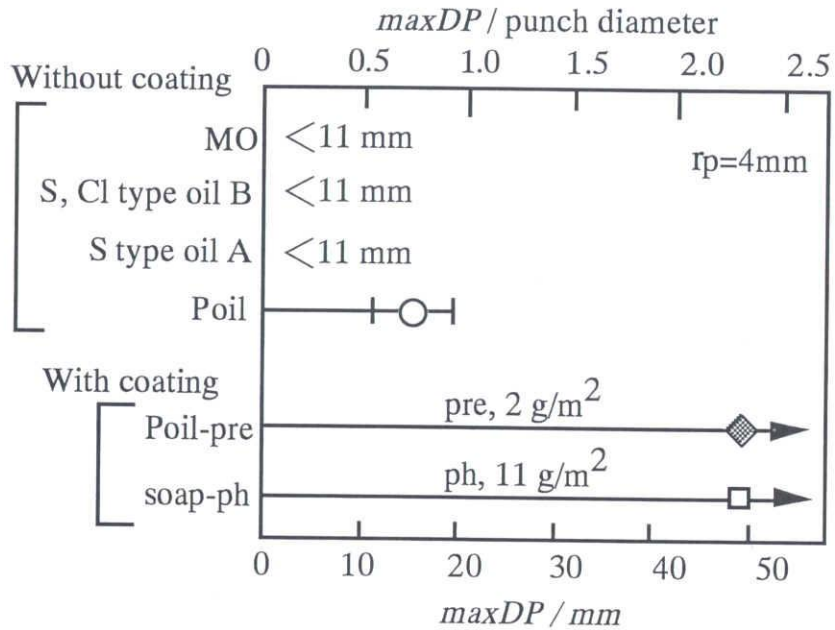


Fig. 7.3 Effect of pre-coating on maximum cup depth ($maxDP$) without galling.

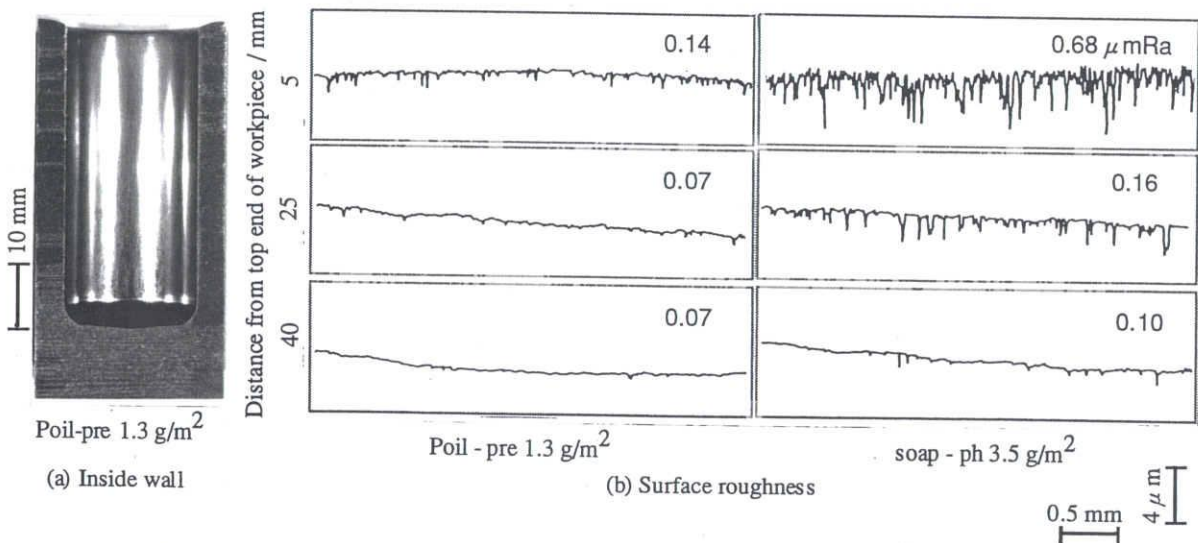


Fig. 7.4 Inside surface of workpieces after backward can extrusion test.

用することで、潤滑油単独で用いる場合に比べて大幅に焼付き防止性能が向上し、石けん-リン酸塩処理被膜と同等になること、そしてせん孔品内面は平滑性に優れることがわかった。

7.4 前処理被膜の潤滑特性

7.4.1 後方せん孔試験

前処理被膜preおよびリン酸塩処理被膜ph自体の潤滑性能を把握するため、反応性のない無添加鉱油MOを塗布して試験した。Fig.7.5にMO-preおよびMO-phの焼付き防止性能を示す。前処理被膜はリン酸塩処理被膜のように厚くならないが、MO-preでは前処理被膜が 1.3 g/m^2 以上あれば、MO-phより優れた焼付き防止性能を示し、soap-phと同等の性能になっている。

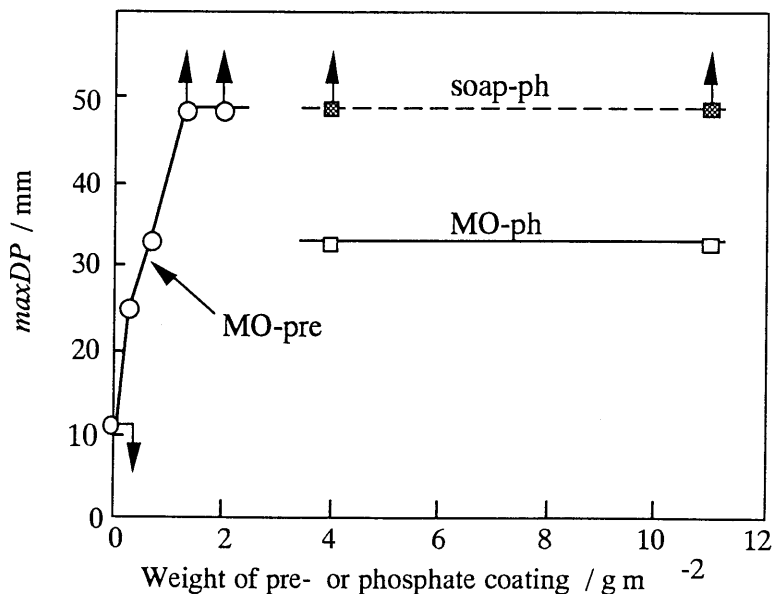


Fig.7.5 Maximum cup depth without galling maxDP of MO-pre, MO-ph and soap-ph.

Fig.7.6にMO-preおよびMO-phの最大パンチ荷重を示す。いずれのせん孔深さでもMO-pre (1.3 g/m^2) のパンチ荷重は、MO-ph ($4, 11 \text{ g/m}^2$) よりも小さく、soap-phに近い。ただし、MO-pre, MO-phの場合、パンチを引抜く行程で、パンチの上昇に伴い試験片も同時に上昇する現象が起こり、パンチ引抜き力は正確に測定できなかった。

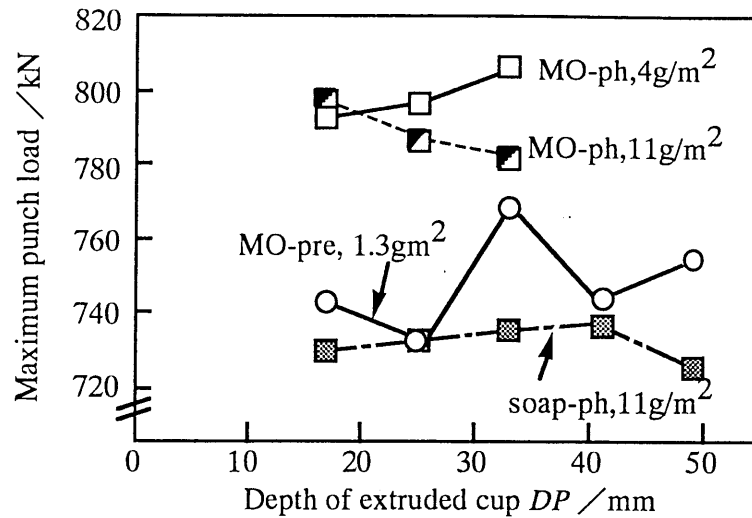


Fig. 7.6 Mximum punch load of MO-pre and MO-ph.

Fig.7.7に試験片内底部の鍛流線のトレースを示す. パンチノーズ部直下の材料流動はMO-phよりもMO-preで大きい. パンチ端面での摩擦はMO-preの方がMO-phより小さかったと考えられる. これはFig. 7.6のパンチ荷重の結果と対応している. なお, MO-pre, Poil-pre, soap-ph,の間では鍛流線の差は不明瞭であった.

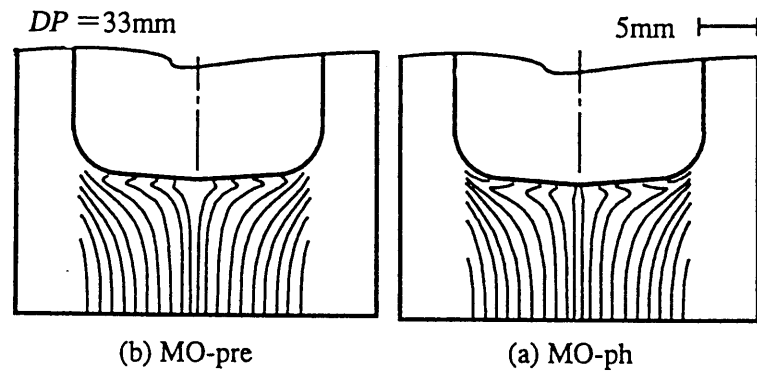


Fig. 7.7 Fiber flow on longitudinal section of cup bottom.

Fig.7.8にEPMA(Electron probe microanalysis)線分析によって得られたせん孔品内面のリンのX線強度比の分布を示す. ここで検出されたリン分は, phではリン酸塩処理被膜に起因し, preではリン酸鉄系の被膜に起因する⁷⁹⁾. リン分は, せん孔深さが20mmより小さい範囲において, 前処理被膜のほうがリン酸塩処理被膜より多い. 逆に, 内底においてはリン酸塩処理被膜のほうが前処理被膜より多い. 前処理被膜では, 内底から内壁への材料流れが良好で, それに追従して被膜も均一

に流出できたと推察される。これに対してリン酸塩処理被膜ではパンチノーズに沿う材料流れが小さいため、被膜がせん孔品内底に停留しやすかったものと考えられる。

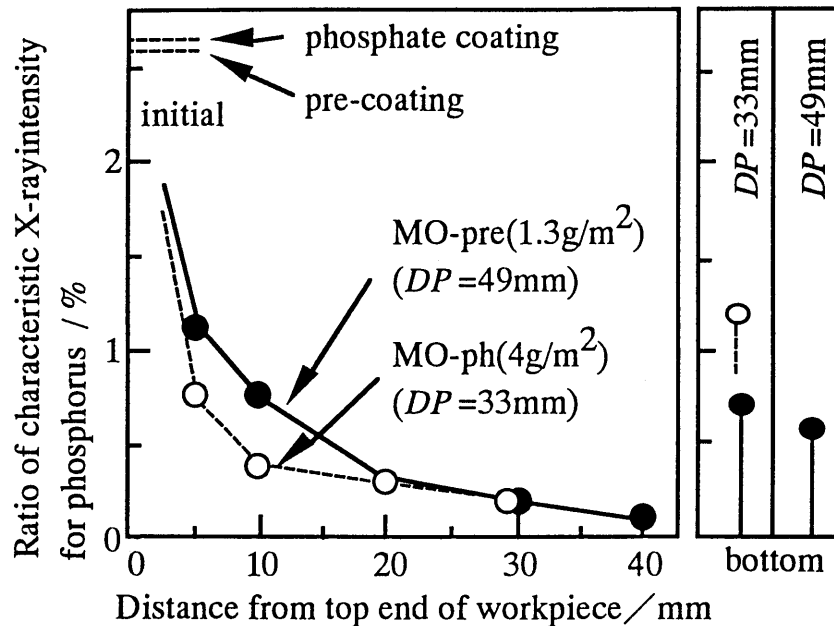


Fig. 7.8 Relative amounts of phosphorus on cup surfaces after tests obtained by EPMA.

7.4.2 リング圧縮試験

Fig.7.9にリング圧縮試験の結果を示す。前処理被膜のみ (no oil-pre) の摩擦係数は、リン酸塩処理被膜のみ (no oil-ph) より小さい。MO-preの摩擦係数もMO-phより小さい。したがって、被膜自身の潤滑性、もしくは潤滑油の保持性などに起因する前処理被膜の潤滑性は、リン酸塩処理被膜よりも高いといえる。この特性から先の後方せん孔試験においてもパンチノーズに沿う材料流動がより促進されたと考えられる。

7.5 潤滑油の被膜追加生成能

Fig.7.10に各種潤滑油-前処理被膜における焼付き防止性能の比較を示す。前処理被膜1.3g/m²ではいずれも $maxDP > 49mm$ であるが、0.7g/m²では性能に差が認められる。すなわち、MO-preよりOAP-preの性能が若干高く、酸性リン酸エステルの配合により性能が向上している。また、酸性リン酸エステルにおいて

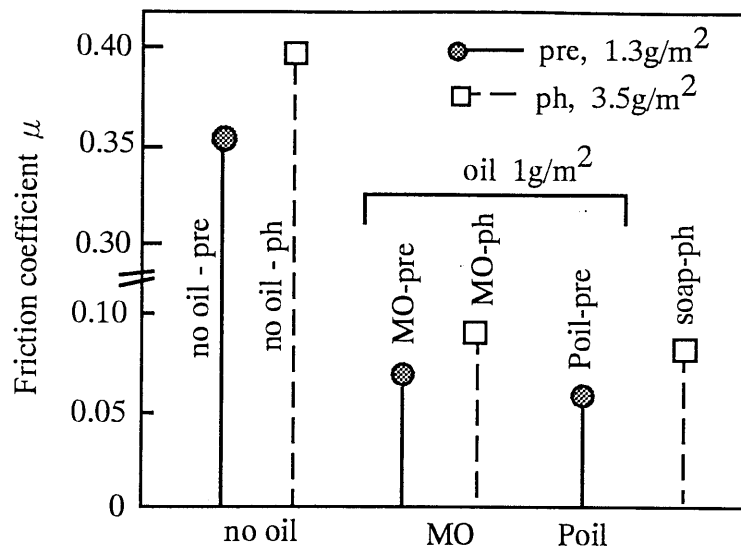


Fig. 7.9 Results of ring compression test.

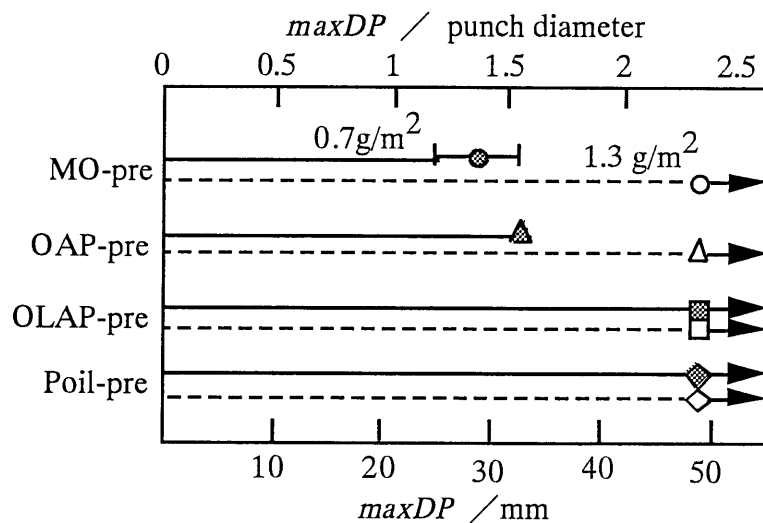


Fig. 7.10 Maximum cup depth without galling using oils combined with pre-coating 0.7 and 1.3 g/m²

はOAPよりアルキル基の鎖長が長いOLAPの性能が高い。そして、OLAP-pre, Poil-preでは本試験範囲の上限においても焼付いておらず、Fig.7.5のsoap-phに匹敵する性能を示している。

Fig.7.11にEPMA分析によるせん孔品内面におけるリンの定量値を示す。ここではpreの被膜重量1.3g/m², DP=49mm(平均表面積拡大比; $R_s=1+4DP/d=10$)のせん孔品を分析した。まずMO-preとOLAP-preを比べると、内壁での残存量はMO-preよりOLAP-preの方が若干多く、内底ではMO-preよりOLAP-pre

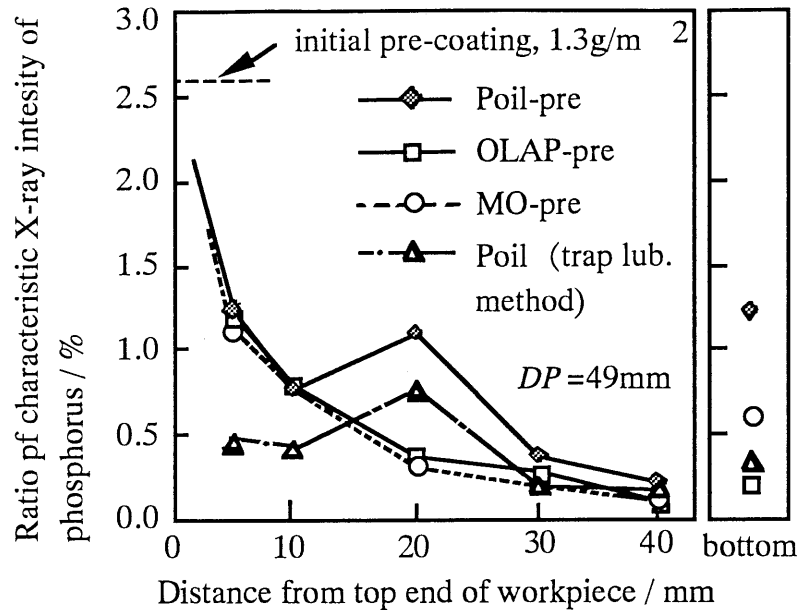


Fig. 7.11 Relative amounts of phosphorus .

の方が少ない。無添加鉱油MOはリン酸鉄を生成することなく、OLAPのリン酸鉄生成能も低い⁷⁴⁾。したがって、両者の差は、鉱油にリン酸エステルを配合することで、せん孔に伴うせん孔品内面表層の材料流動が若干良好になったために生じたと考えられる。

これらに比べて、Poil-preの場合には多量のリンがせん孔品内壁と内底ともに検出されている。既報⁷³⁾のボール通し試験では、Poilと類似の組成の潤滑油のみを用いた場合、ピレットとの反応によりリン酸鉄が生成した。本試験ではPoil単独ではmaxDP = 15mmなので、比較のため、OLAP 15wt%と正リン酸 2wt%をMOに配合した潤滑油を封入法で試験した場合⁵⁷⁾の結果も示した。この場合にも内面にはリンが検出され、加工中に反応被膜が生成したと推察される。したがって、Poil-preではせん孔に伴う著しい表面積拡大によって、前処理被膜が薄くなった時に、Poil中のリン酸によってリン酸鉄被膜が追加生成され、被膜が補修されたと考えられる。

Fig. 7.12 にパンチ荷重－行程線図の例を示す。この場合焼付きは生じていないが、潤滑状態が厳しくなる行程後半でMO-preではPoil-preよりパンチ荷重が若干増加している。潤滑油によるこのような差を捉えるために、せん孔深さを変えた際の、下死点から2.5mm手前のパンチ荷重を比較した。結果をFig. 7.13に示す。パンチ荷重はMO-pre > OAP-pre > OLAP-pre > soap-ph > Poil-preの順に

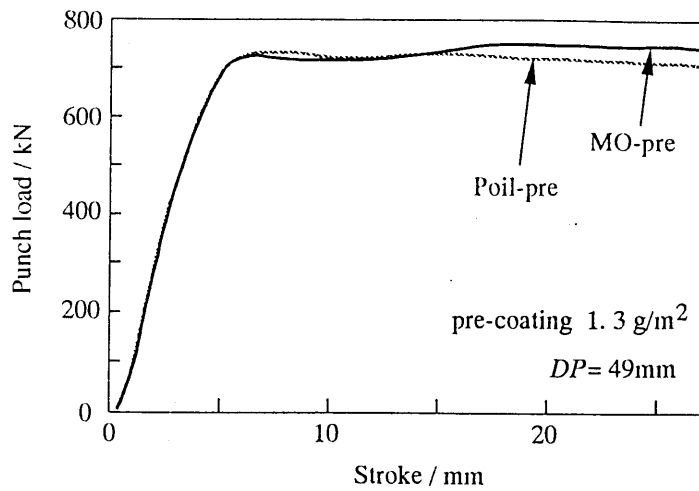


Fig. 7.12 Typical stroke-punch load diagram.

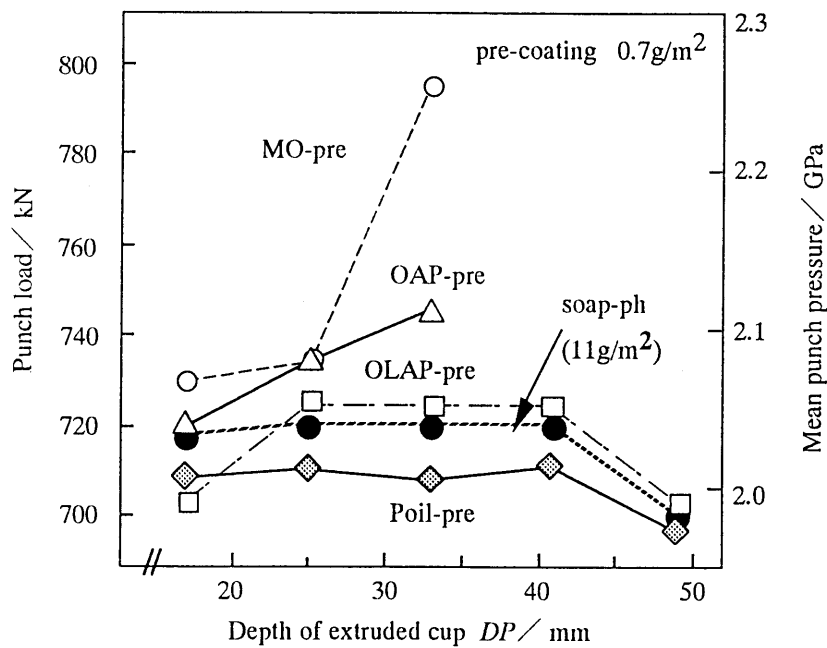


Fig. 7.13 Punch load at 2.5 mm before bottom dead center in backward can extrusion.

小さくなっている。すなわち、酸性リン酸エステル配合により荷重が低減し、その効果は直鎖アルキル基の炭素数が8のOAPより18のOLAPにおいて大きい。

リン酸エステルがリン酸鉄に吸着することおよびOLAPの方がOAPより潤滑性能が高いことはボール通し試験で示されている⁷³⁾。後方せん孔試験においては面積拡大率、変形量やそれに伴う発熱量などはボール通し試験に比べて著しく大きい。Fig.7.13の結果は、このような厳しい潤滑状態においても前処理被膜が共存している場合には、OLAPの特性が焼付き防止や摩擦低減に寄与していることを示してい

る。そして Poil の場合には、含有される OLAP が同様の潤滑作用を示しただけでなく、リン酸の被膜追加生成能も焼付き防止や摩擦低減に寄与したと考えられる。

7.6 結 言

リン系添加剤を配合した油剤によって試験前のピレット表面に形成させたリン酸鉄系の前処理被膜およびこれに潤滑油を塗布した場合の潤滑性能を、後方せん孔試験およびリング圧縮試験によって調べて、以下の結論を得た。

(1) 前処理被膜は薄いにも関わらず、せん孔品の表面積拡大によく追従性し、リン酸塩処理被膜よりも高い焼付き防止性能を有する。このため無添加鉱油を塗布しただけでも相当高い潤滑性能を示す。

(2) 鉱油に酸性リン酸エステルを配合することにより潤滑性能が向上し、そのうちでもアルキル基の炭素数8のOAPよりも18のOLAPのほうが、さらに高い潤滑性能を示す。

(3) 鉱油にOLAPとリン酸を配合した潤滑油 Poil は前処理被膜と組合せることによって、石けん-リン酸塩処理被膜と同等の潤滑性能を示し、せん孔品内面の粗さは小さくなった。

(4) この潤滑油の優れた性能は、リン酸の作用によってリン酸鉄被膜の追加生成能が向上することおよびリン酸鉄被膜の上にOLAPが強固な吸着膜を形成することに起因する。これらの特性が後方せん孔の潤滑においても有効であることが確認された。

第8章 総括

本研究は、広範囲に普及した冷間鍛造技術をさらに高度化するために、最も難度の高い加工形式である後方せん孔加工に照準を合わせ、潤滑条件の把握と潤滑剤の性能評価を行ったものである。まず、後方せん孔における材料流動と潤滑状態の加工条件による変化を測定・解析した。ついでこの加工に適用できる潤滑油を選定・評価する試験法を提案し、これによって絞り込んだ潤滑油の後方せん孔における潤滑性能を調べた。その過程で潤滑性能と反応生成物との間に対応が認められたので、とくにリン系の反応生成物を詳細に調査した。研究結果を以下に要約する。

第1章の序論で、冷間の後方せん孔加工における潤滑技術の位置づけ、および解決が望まれている課題について述べた。ついで、従来の研究では、冷間鍛造の潤滑状態を律する条件、冷間鍛造用の液体潤滑剤（潤滑油）およびその評価方法に関する研究が欠落していることを示した。

第2章では後方せん孔加工（容器後方押し出し加工）における材料流動と潤滑状態について、その基本的を明らかにした。すなわち、加工条件因子として、押し出し比、せん孔深さ、パンチ先端形状、材料の加工硬化性および潤滑剤（摩擦）を変化させた。それに応じて現れるパンチ圧力、材料流動、表面積拡大比、潤滑状態を、銅の試験片を用いた実験室的な試験によって調べた。得られた主な知見は以下のようなものである。

(1) パンチ先端円錐角を小さく（尖らす）したり、パンチ肩丸みを大きくすると、押し出し比が大きい場合はかえってパンチ荷重が著しく増大する。潤滑剤の排除による摩擦の増大が原因で、材料流動にも対応する変化が認められた。

(2) 表面積拡大比 R_s はせん孔品内面で大きく、せん孔深さ H_2/d とともに増大し、 $H_2/d=1$ では、 $R_s > 20$ になることがある。

(3) 潤滑条件としては R_s 小さいことが望ましい。 l/d （せん孔品の深さと内径の比）を指定されたとき、 R_s を極小とする加工条件があり、たとえば、押し出し比 R については $R \approx 4$ で R_s が極小になる。これはパンチ荷重を最小とする条件 $R \approx 2$ とは、かなり異なる。

第3章では、この加工の特徴である著しい表面積拡大に注目し、その発生機構をパンチ先端に接する材料の表面流動と関連づけて解析した。その際、前章の実験結果で得られた実際の現象と比較して理解した。本章では次の結論が得られた。

(1) 変形が定常であれば、 R_s は内壁最下部で最大となり、その値は $10.9 \cdot H_2/d$ 以上となる。 R_s がこの最小値をとるのは、パンチ端面に沿う半径方向流出速度 u_c が

$u_c/v_2=(1/4)\cdot(d/H_2)$ となるときである。

(2) 非定常変形についても、製品容器内壁の R_s の分布から、加工中の u_c/v_2 の推移を逆算できる関係式を導いて、これにより実験結果を分析することができた。

(3) 押し出し比、パンチ先端形状、せん孔深さなどによる R_s の変化は、 u_c/v_2 の変化を介してもたらされるものである。たとえば、表面積拡大比 R_s を極小とする押し出し比やパンチ先端形状があること、および、それらが材料の加工硬化性や摩擦条件によって変化することを示した。

第4章では、後方せん孔に適用可能な潤滑油を評価・選定するために、これまでの試験方法では不便であったので、新たにボール通し試験法を提案した。これによって潤滑剤の性能が的確かつ簡便に評価できることを示した。この章では次の結論が得られた。

(1) 焼付きを生じない最大減面率 $maxR$ および焼付き発生の行程時期には、潤滑剤によって明瞭な差が現われ、そのような潤滑特性はボール押し込み力および材料流動にも反映された。また、これらの大小は後方せん孔試験における焼付きの発生しやすさと定性的に一致した。

(2) このボール通し試験においては、平均的な表面積拡大は小さいが、鍛造並みの高い面圧が発生しており、塑性変形域も試験片全体に及んでいた。また、減面率および行程が大きいくほど、潤滑条件は厳しくなるものと考えられた。

(3) 以上のことから、ボール通し試験は冷間鍛造用潤滑剤の性能（特に、焼付き防止性能および摩擦抵抗）の簡便な評価法として利用できると考えられる。

第5章では、いろいろな型材と潤滑油とを組合わせた場合に、潤滑状態がどのように変化するかをボール通し試験法を用いて調べた。後方せん孔などの厳しい冷間鍛造では、超硬や表面処理した型材がよく用いられるからである。その結果、各種型材に対しても高い性能を示す潤滑油が絞り込めた。本章で得られた結論は以下のようである。

(1) 今回使用した型材の耐焼付き性は、潤滑油によらずPSZ（部分安定化ジルコニア）、VC（バナジウム炭化物被覆）> WC（超硬）> SUJ2（軸受鋼）の序列になった。

(2) 試験片の表面は、行程の進行に伴い、まずオイルピットが減少して鏡面化し、ついで焼付き状態になる。そして、鏡面化から焼付きへ至る遷移期間の長短に型材の耐焼付き性の差が顕著に現れた。

(3) 行程の増加に伴い潤滑状態が悪化しやすかった潤滑油の序列は、SUJ2とWCではMO（無添加鉱油）、OLAP（長鎖リン酸エステル添加油）、S1（硫化油

脂添加油), P1 (短鎖リン酸エステルとリン酸添加油), Poil (長鎖リン酸エステルとリン酸添加油)であり, VCとPSZではMO, P1, S1, OLAP, Poilの順であった.

(4) 焼付きを生じたSUJ2やWCにおける潤滑油の性能順位は, 試験片に生成した無機反応被膜量とよく対応した. 型表面の反応生成物もある程度潤滑に寄与していると考えられた.

(5) 一方, 耐焼付き性の高いVCやPSZでも, オイルピットが消失すると, たとえ焼付きは生じなくても, 荷重が著しく増大した. この場合, 無機反応被膜形成能の高い添加剤だけでなく, 有機吸着膜を形成できる添加剤も摩擦低減に有効であった.

(6) したがって, 無機反応被膜と有機吸着膜の両者を形成できる潤滑油(たとえばPoil)が, いずれの型材を用いる場合にも好ましいことがわかった.

第6章では前章までに明らかになった後方せん孔の潤滑条件や性能を絞り込んだ潤滑油を用いて, 潤滑油の後方せん孔加工への適用可能性と添加剤の作用について調べた. その結果, 以下の結論を得た.

(1) 潤滑剤の性能は, 焼付きを生じない最大せん孔深さ $maxDP$ で評価できた. $maxDP$ が同じでも, パンチ引抜き力に差が現れた. 一方, パンチ荷重には, 激しい焼付きが生じなければ, 大きな差は現れなかった.

(2) 今回の試験範囲では, ノーズ肩半径 $r_p = 1$ mm に比べて 4 mm のほうが焼付きやすかった. この傾向は潤滑油では顕著であった.

(3) 著しい表面積拡大を伴うこの試験においては, 潤滑剤封入法を採用しない場合には, 潤滑油の $maxDP$ は小さく, S1と無添加鉱油MOの差も判然としなかった. PoilとP1は, SCL1(硫化油脂と塩素化パラフィン添加油)およびS1, MOよりも優れているが, $r_p = 1$ mmの場合 $maxDP$ は石けん-リン酸塩皮膜の1/2以下であった.

(4) 潤滑剤封入法を採用すると, $maxDP$ は増大し, MOにおいても $r_p = 1$ mmでは $maxDP$ /パンチ直径 = 1.0に達した. $r_p = 1$ mmにおいて, P-lab, P-1, SCL-1は $maxDP$ /パンチ直径 > 2.4(本実験条件における上限)となり, 広く普及している高性能な石けん-リン酸塩処理被膜soap-phと同等になった. しかし, パンチ引抜き力には若干の差が認められ, $S1 \gg SCL1 > P1, Poil > soap-ph$ であった.

(5) 加工中に生成する反応生成物が多い潤滑油ほど, 焼付き防止性能の点で優

れていた。

第7章では、とくに性能が高かったリン系の潤滑油による反応生成物に着目し、その潤滑性能を詳細に調べた。すなわち、あらかじめ熱的に潤滑油添加剤と反応させた加工素材を後方せん孔に用いた。このような反応被膜そのものの潤滑性能およびそれが潤滑油と併用された場合における潤滑作用について検討した。得られた結論は次のようである。

(1) 前処理した反応被膜は、広く普及しているリン酸塩処理被膜に比べ十分の一と薄い。しかし、せん孔品の表面積拡大によく追従し、リン酸塩処理被膜よりも高い焼付き防止性能を有する。このため無添加鉱油を塗布しただけでも相当高い潤滑性能を示す。

(2) 鉱油に酸性リン酸エステルを配合することにより潤滑性能が向上し、そのうちでもアルキル基の炭素数8のOAPよりも18のOLAPのほうが、さらに高い潤滑性能を示す。

(3) 鉱油にOLAPとリン酸を配合した潤滑油Poilは前処理被膜と組合せることによって、石けん-リン酸塩処理被膜と同等の潤滑性能を示し、せん孔品内面の粗さは小さくなった。

(4) この潤滑油の優れた性能は、リン酸の作用によってリン酸鉄被膜の追加生成能が向上することおよびリン酸鉄被膜の上にOLAPが強固な吸着膜を形成することに起因する。これらの特性が後方せん孔の潤滑においても有効であることが確認された。

参考文献

- 1) Singer, C., Holmyard, E.J. and Hall, A. R. : A History of Technology, Vol.1, Oxford at the Clarendon Press, 1954, 573, 平田寛ほか4名邦訳・八杉龍一：技術の歴史, 2 (1978), 471, 筑摩書房.
- 2) Alexander Hellemans and Bryan H. Bunch: The timetables of science, 編訳 植村美佐子・海部宣男・香厚志勢・道家達将・藤村淳・八杉貞雄・山下昇：科学年表－知の5000年史－, (1993), 6, 丸善株式会社.
- 3) 三笠宮崇仁 編：古代オリエントの生活, 河出書房新社, (1976), 335.
- 4) 戸澤康壽：塑性と加工, 24-271 (1983), 775.
- 5) 工藤英明・大和久・竹内：冷間鍛造ハンドブック, (1973), 3, アグネ.
- 6) Wiederholt, W.: The Chemical Surface Treatment of Metals (1965), 76, Robert Draper Ltd.
- 7) James, D.: Sheet Metal Industries, March (1961), 171.
- 8) 五弓勇雄, 金属塑性加工の進歩, (1978), 67, コロナ社.
- 9) 樋口健治：自動車技術史の事典, (1996), 38, 朝倉書店.
- 10) H.Kudo and A.Takahasi: 8th ICFG proc., (1990), 25.
- 11) 澤辺弘：塑性と加工, 19-212 (1978), 755.
- 12) Onodera, S. and Sawai, K.: Journal of Materials Processing Technology 46 (1994), 169.
- 13) 日本塑性加工学会編：塑性加工におけるトライボロジ, (1988), 190, コロナ社.
- 14) International Cold Forging Group: ICFG Document No.6/82 (1983), Portcullis Press.
- 15) 能島博人・佐賀二郎：塑性と加工, 21-234 (1980), 635.
- 16) 松原茂夫・工藤英明：塑性と加工, 32-366 (1991), 868.
- 17) Hansen, B.G., Bay, N.: Journal of Mechanical Working Technology, 13 (1986), 189.
- 18) 白井徳雄・水野高爾・村松勁：日本機械学会論文集, 55-514C (1989-6), 1538.
- 19) 団野敦・阿部勝司・野々山史男：塑性と加工, 24-265 (1983), 213.
- 20) Kato, T., Tozawa, Y., Nakanishi, K. & Kawabe, K. : Ann. C.I.R.P.,

- 35-1 (1986),177.
- 21) 大矢根守哉・小坂田宏造：日本機械学会論文集，34-261 (1968)，1001.
 - 22) 工藤英明・高橋裕男・篠崎吉太郎・田中英司：日本機械学会誌，67-542 (1964)，392.
 - 23) N.Bay: Journal of Material Processing Technology, 46(1994),19.
 - 24) 森田一宏：日本塑性加工学会プロセストライボロジ分科会技術懇談会資料，(1985)，45.
 - 25) 能島博人：日本機械学会誌，22-118 (1956)，418.
 - 26) 能島博人：日本機械学会誌，22-118 (1956)，429.
 - 27) Morgan, R.A.P. :Journal of Iron and Steel Institue, 193 (1959),285.
 - 28) 加藤隆・河部徹：塑性と加工，31-351 (1990)，521.
 - 29) 矢野裕司・明石忠雄・萩野嶺雄・小坂田宏造：第46回塑性加工連合講演会講演論文集，(1996)，239.
 - 30) 湯川伸樹・岡田達夫：塑性と加工，37-421 (1996)，166.
 - 31) Kaiser,H.:Proc. 13th Intern.MTDR Conf.,(1975),556.
 - 32) 佐賀二郎・岩崎源：塑性と加工，9-85 (1968)，93.
 - 33) 冠木孝二：特殊鋼，38-12 (1989)，30.
 - 34) 工藤英明・篠崎吉太郎：日本機械学会誌，69-568 (1965)，601.
 - 35) 工藤英明・篠崎吉太郎：塑性と加工，9-90 (1968)，466.
 - 36) 小松崎茂樹・上松豊翁・奈良原俊和：塑性と加工，30-340 (1989)，689.
 - 37) 岩崎源・佐賀二郎：塑性と加工，12-129 (1971)，776.
 - 38) 山本憲隆・島 進：塑性と加工，30-336 (1989)，110.
 - 39) Schey, J.A.:Metal Deformation Processes Friction & Lubrication, (1980),131-196,Marcel Dekker Inc.
 - 40) Geiger,R.:Wire,33-1(1983),11.
 - 41) 日本塑性加工学会編：塑性加工技術シリーズ3 プロセストライボロジー - 塑性加工の潤滑 -, (1993)，37，コロナ社
 - 42) Kudo,H.,Tsubouchi,M.,Fukuhara,Y. and Ito,Y.:Ann.C.I.R.P. 28 (1979),159
 - 43) 水野高爾：塑性と加工，24-265 (1983)，93.
 - 44) 春日保男：塑性と加工，9-87 (1968)，207.
 - 45) 池 浩：塑性と加工，34-393 (1993)，1075.

- 46) 中村保：塑性と加工，24-265 (1982)，100.
- 47) 中村保：塑性と加工，34-393 (1993)，1082.
- 48) 工藤英明・小豆島明：塑性と加工27-300 (1986)，79.
- 49) 水野高爾：塑性と加工，34-393 (1993)，1069.
- 50) 水野高爾・小島之夫・北村憲彦・朱偉成：塑性と加工，25-285 (1984)，929
- 51) Newnham,J.A.:Metal Deformation Processes, Friction and Lubrication (Shey,J.A. 編著)，(1970)，661, Mercel Dekker.
- 52) 水野高爾・北村憲彦・朱偉成：昭57春季塑性加工連合講演会講演論文，(1982),315.
- 53) 春日保男：塑性学および加工，(1968),28, コロナ社
- 54) 水野高爾・小島之夫・朱偉成・北村憲彦：塑性と加工，26-298 (1985)，1096
- 55) 北村憲彦・大森俊英・団野敦・川村益彦：塑性と加工，34-393 (1993)，1178.
- 56) Ohmori,T.,Kitamura,.K, Dannno, A., Kawamura, M.:Wear,155(1992, 183.
- 57) Kitamura,K.,Ohmori,T.,Kawamura,M.and Danno A.: Proc.3rd Intern.Conf. Tech. Plasticity,1(1990)41.
- 58) 日本塑性加工学会編：塑性加工におけるトライボロジ，(1988)，92，コロナ社.
- 59) 小松崎茂樹，上松豊翁，奈良原俊和：同上，29-330 (1988)，748.
- 60) Geiger, R. : Ind.-Anz., 65-7 (1970), 1553.
- 61) 日本塑性加工学会冷間鍛造分科会：塑性と加工，22-241 (1981)，139
- 62) Osakada, K., Kawasaki, T., Mori, K.: Annals of the CIRP, 30-1 (1981), 135
- 63) I.C.F.G. : I.C.F.G.1967-1992 Objectives History Published Documents, (1994), 17.
- 64) 小坂田宏造：塑性と加工，12-123 (1971),316.
- 65) 中村保，松井伯夫：機論C，52-484 (1986)，3332.
- 66) 片岡征二，菅野恵介，木原諄二：塑性と加工，29-325 (1988)，172.
- 67) 北村憲彦・大森俊英：塑性と加工<投稿中>
- 68) 中村保・石橋格・趙宇飛・田中久一郎：平成5年度塑加春講，(1993)，111.
- 69) 大森俊英・北村憲彦：トライボロジスト，39-11 (1994)，957.
- 70) 佐藤悌介・多田吉宏・前川治・別枝達夫：塑性と加工，30-340 (1989)，671.
- 71) 河合望・堂田邦明・蓑原和彦：機論C，52-479 (1986)，2022.

- 72) 後藤善弘・若杉昇八：塑性と加工，30-337 (1989)，246.
- 73) 大森俊英・北村憲彦・団野敦・川村益彦：トライボロジスト，36-10 (1991)，799.
- 74) 大森俊英・北村憲彦・団野敦・川村益彦：トライボロジスト，36-6 (1991)，
452.
- 75) 大森俊英・北村憲彦・団野敦・川村益彦：同上，36-10 (1991)，792.
- 76) 北村憲彦・大森俊英・川村益彦・団野敦：塑性と加工，37-429 (1996)，1083.
- 77) 大森俊英・北村憲彦：トライボロジスト，39-11 (1994)，957.
- 78) 北村憲彦・大森俊英：塑性と加工，38- (1997) <掲載予定>
- 79) 大森俊英・北村憲彦・団野敦・川村益彦：トライボロジスト，37-8 (1992)，683.
- 80) 中西広吉・団野敦：日本機械学会論文集，893-1 (1996)，29.

謝 辞

本論文の作成に当たって、終始御懇篤なる御指導と激励を賜りました名古屋工業大学教授・水野高爾工学博士に深甚なる謝意を表します。また、有益な御討論とご教示を頂きました名古屋工業大学教授・松田昭一工学博士ならびに松原十三生工学博士に深く感謝致します。

本研究の前半(第3章まで)は名古屋工業大学大学院修士課程において行ったものであることを記して、水野高爾教授、小島之夫助教授、並びに当時の修士課程国費留学生・朱偉成工学碩士(現在・中国第一汽車製造厂工芸研究所所長)に感謝の意を表します。

本論文の後半(第4章以降)は株式会社豊田中央研究所における研究成果の一部であります。同所において御指導御鞭撻を賜りました代表取締役所長・上垣外修己理学博士、取締役副所長・高橋理一工学博士、取締役・高瀬公宥氏、取締役・団野敦工学博士、材料1部部長・松居正夫工学博士、川村益彦工学博士に心からお礼申し上げます。

本研究を遂行するにつきまして、多くの方々のご指導ご協力を頂きましたが、とくに、潤滑油の開発研究を共にした同所研究員・大森俊英工学博士には深く感謝申し上げます。

また、潤滑油や材料を御提供頂くとともに御討議頂きました株式会社デンソー、豊田ケミカルエンジニアリング株式会社の関係各位に深く感謝致します。