# しごき加工における
# 表面形成機構に関する研究

名古屋大学図書
和 1118763

王　志剛

報告番号 甲第 2606 号

# 目 次

第１章　緒論 ……1

第２章　しごき加工における表面形成過程の特徴
……すべり線場に基づく予測……

2.1　緒言 ……6
2.2　すべり線場の構築 ……6
2.2.1　すべり線場 ……6
2.2.2　基礎式 ……7
2.2.3　基本仮定 ……9
2.2.4　すべり線場の構築 ……10
2.3　しごき率の増加に伴うすべり線場の遷移 ……12
2.4　面圧，相対すべり速度および母地変形量の算出 ……26
2.4.1　接触面における面圧分布 ……26
2.4.2　相対すべり速度 ……30
2.4.3　材料表面層ひずみ ……30
2.5　表面形成機構 ……33

第３章　工具面転写による平滑面形成の最適条件
3.1　緒言 ……34
3.2　実験装置 ……34
3.3　実験条件および実験方法 ……35
3.3.1　しごき試験用カップ ……35
3.3.2　潤滑条件 ……39
3.3.3　実験方法 ……39
3.4　実験結果 ……41
3.4.1　すべり線場の検証 ……41
3.4.2　接触に伴う圧痕の寸法変化 ……41

3.4.3 実表面における平滑化機構 ……52
……工具面転写による平滑面形成の最適条件……
3.5 結言 ……62

第４章 しごき面における表面形成過程のモデル実験
4.1 緒言 ……63
4.2 実験装置 ……63
4.3 実験条件 ……65
4.4 実験結果 ……66
4.4.1 すべり線場解との比較 ……66
4.4.2 潤滑油の流出挙動 ……67
……表面形成過程……
4.4.3 表面層ひずみと圧痕寸法変化との相関 ……73
4.4.4 潤滑油の流出機構 ……77
4.5 平滑面を形成するための基本条件 ……78
4.6 結言 ……84

第５章 しごき面における平滑面形成の最適条件
5.1 緒言 ……85
5.2 実験方法および実験条件 ……85
5.2.1 実験装置 ……85
5.2.2 しごき加工用カップ ……88
5.2.3 しごき加工条件 ……92
5.3 摩擦係数の算出 ……93
5.4 実験結果 ……96
5.4.1 摩擦係数の変化 ……96
5.4.2 製品表面の観察結果 ……99
5.5 結言 ……104

第６章 結論 ……105

謝辞 ……108

参考文献 ……109

# 第1章　緒　論

生産加工技術は人間活動に必要とされる工業製品を効率的に提供することを目標に進展してきたが，その過程において各製品を生産する最適技術はその時代の社会背景，技術水準を反映し，変革されてきた．最近，資源・環境問題はますます深刻になってきており，材料歩留まりの向上や省エネルギなどといった要求は従来以上に高まっている．したがって，材料のむだが少なく，生産能率が高いという特徴をもつ塑性加工技術は，切削，研削などといった他の加工技術に比べ劣るといわれている精度上の問題を克服すれば，さらに広範な部品の製作に適用されることになると思われる．

いま，精度の問題を考える場合，精度のもとをなすものとしてその加工で達成しうる表面仕上げの程度が重要である．また，被加工面がはめ合い面や摺動面となる場合には表面がその部品の機能そのものを決定することになり，さらに疲れ強さの改善や塗装性，外観などの視点からも表面が重要である．加えて近年，微細で高精度の製品への要請が増し，表面問題はますます重要となってきている．

従来，加工法の原理そのものに起因して，塑性加工法は表面を仕上げる方法としての位置が必ずしも高くなかった．表面仕上げ法の主流である切削加工や研削加工では，加工中に材料に与える負荷が局部に限られているため，仕上げ状態の制御が行いやすいのに対して，塑性加工では材料の広い範囲に負荷と変形が加えられることが多いため，材料，工具双方に弾性変形が大きく，正確な寸法を狙うことが難しいのが一般であった．これを克服するには，加工プロセスの具体的な状況に応じて，特殊な技術配慮が必要であると考えられる．また，形成される表面は加工の目的とする巨視的変形によって構造が変化しながら，工具接触下の微視変形によって性状が決定される．すなわち，材料除去による切削加工と異なり，塑性加工では，材料表面の被る全履歴によって製品表面が決まることになる．それゆえ，所望の平滑な表面仕上げ状態を得ることは必ずしも容易ではなかった．しかし，ここ数年，表面層のバニッシュ加工はもちろん，冷間鍛造や圧延加工でもRmax0.1～0.2μm程度の平滑面が安定して得られるようになり，塑性加工のみでの平滑表面の製作の実用化が現実になりつつある．

工具・材料の接触の面から，塑性加工で形成される製品表面には両極端が考えられる．一つは材料と工具とが接触しない自由表面の場合で，バルク材料の変形に伴って初期粗さより粗くなってしまう．一方，工具と接触する場合に，工具面によって拡張された新生面を潤滑油でいち早く覆わないと工具面への焼付きが発生し，製品表面は著しく損傷を被ることになる．一般的には，工具と材料間に焼付き防止の潤滑油を介在させる中間の状態となる．工具の拘束が弱くなり材料表面は粗面化される流体潤滑状態から，材料表面に潤滑油のミクロな封じ込めが生じる混合潤滑状態と移行するが，いずれにしても，表面に平滑化されない微細な凹凸が残る．結局，塑性加工による表面平滑化では焼付き発生の防止と潤滑油の排出との両立が潤滑技術の難題となり，製品表面の平滑化の最適条件が原理的に境界潤滑状態の中に見いだされることになる．

そして，このような境界潤滑状態下での製品表面平滑化には，面圧，相対すべり量，油の挙動および材料の塑性変形量といった因子が大きく影響すると考えられる．そこで，これらの因子の影響に絞って過去の研究を振り返ってみることとする．

Bulterら[1][2]がすえ込み加工後の円柱体端面の表面性状を調査したのが製品表面平滑化に的を絞った研究の本格的な始まりと思われる．そこでは，材料表面は用いた潤滑油が低粘度であるほど平滑化されやすく，無潤滑あるいは極低粘度油では製品表面がほぼ鏡面工具のレプリカとなることが指摘された．春日ら[3]は深絞りフランジ部の接触率の測定値に基づいて，面圧と潤滑油粘度に対する接触率の依存性を定性的に示した．河合ら[4]は深絞り板押え面の表面状態と圧下すべりを加えた粗面帯板の表面状態を比較することにより，表面平滑化は巨視的塑性変形の随伴によって著しく促進されることを指摘した．Fogg[5]は表面の粗い板へ平滑な工具を押し付ける場合，横引張り応力を加えるにしたがい接触率が増加することを明らかにした． 近藤ら[6]は圧縮と同時に積極的に回転の相対すべりを加え，圧縮端面の表面粗さは回転すべりのない場合より低面圧で改善されることを示している． 中村ら[7]は潤滑油の捕捉効果が生じない条件下の据込み試験において，接触率は母地の塑性変形の有無にかかわらず，主として，面圧と相対すべり量によって支配されていることを示している．水野ら[8]は平面ひずみ圧縮ー横ずらし試験において，ミクロ塑性流体潤滑機構

の考え方を提案し，低摩擦と平滑製品表面との両立が可能であることを示した．さらに，工藤ら[9]はこの機構を引抜き加工で確かめている．

このような実験データの蓄積と同時に理論的なアプローチからも研究が進められてきた．　Bay[10]らはくさび状突起の押しつぶし過程のすべり線解法を用いて，面圧と摩擦せん断応力が大きいほど接触率が高まることを示している．大矢根[11]は平面ひずみ圧縮におけるくさび状突起の押しつぶしについて多孔質体の塑性変形理論を応用して解析し，ひずみ量と応力比が大きいほど接触率が増大することを示している．最近，同様な押しつぶし過程について，牧野内ら[12]は有限要素解析，Wilsonら[13]は上界法解析によって検討を試みている．

上述の研究成果から，鏡面工具を用いて，塑性加工によって平滑面を得る条件が次第に明らかにされてきた．鏡面工具と同程度の仕上げ面が得られうる工具－材料の接触状態としては原理的に以下の二つが考えられる．一つは，材料面と工具面との相対運動をほとんど無くすことにより焼付きの発生を抑制して平滑化を行う場合，したがって，転写平滑化の条件である無潤滑あるいは低粘度油潤滑条件を可能とするような接触状態である．もう一つは材料面と工具面との間に相対運動を許すが，焼付き抑制のために必要となる潤滑油は材料面全体に均一に，さらに工具面粗さと同程度の油膜厚さで界面を覆っている状態である．

表面平滑化の課題をこのように整理してみると，この二種類の接触状態が一つの加工プロセスにおいて実現できる加工法として，しごき加工が特に注目される．

しごき加工法は，大塑性ひずみ付加による材料強化と製品表面品位の向上が可能であることおよび生産能率が高い等の利点を持つため，古くから活用されてきた．したがって，それに関する研究も基礎から実用化に至るまでの広範囲にわたって多種多様である．加工力としごき限界に関する理論的解析[14]－[17]，しごき加工特性の実験的把握[18][19]，材料－工具接触面における摩擦・潤滑問題の検討[20]－[27]，DI缶やエアコン用クロスフィンの製造[28][29]など，しごき加工の理論と現象および実用化に関しては，これまで精力的に研究努力がなされてきた．その中で，村川ら[30]－[33]はDI(Drawing & Ironing)あるいはEI(Extrusion & Ironing) 加工のみによって感光ドラムの素管が製造されうるこ

とを示している．

これらの研究により，加工パラメータの変化による最終製品表面性状の変化が明らかになったものの，これに表面の形成過程，形成機構，ひいては平滑化の限界に関する立場から基礎的に取り組んだ研究はこれまでほとんどない．このような状況はしごき加工に限らず塑性加工のトライボロジーに関する研究の全般の現状とも言える．

このような現状を踏まえて，本研究はしごき加工における製品表面平滑化過程に及ぼす潤滑・摩擦条件やプロセスパラメータ（しごき率，ダイス半角など）の影響を明確にし，そこに現れるトライボロジ現象の多くの面を包括的に捉えうるモデルとなる平滑化機構を基礎的に解明し，それを基にして平滑化最適条件を提案することを目的とする．

そのため，第２章では，しごき加工における表面平滑化過程に関する理論解析を行う．本論文では，塑性域内の応力やひずみ速度を得ることができ，加工条件の変化に対応した加工過程の変化を正確に予測することができる特徴を有するすべり線場法を用いる．すべり線場の形状はマトリックス演算子法を用いてコンピュータにより算出し，その場を用いて表面平滑化の主影響因子と思われる面圧，相対すべり速度および表面層ひずみ量の変形域における分布と加工パラメータの変化に伴う変動を求める．これらの結果を基にして，しごき面およびしごき裏面における表面平滑化機構を解明する．

第３章，第４章ではしごき加工実験における表面平滑化過程を詳細に観察し，前章の理論解析の妥当性を確認するとともに，巨視的な変形解析では予測し得ない微視的な挙動についても検討を加える．

まず第３章では，工具・材料間に相対運動がほとんどなく比較的単純な挙動を示すしごき裏面を扱う．試料表面につけられたマイクロビッカース圧痕をマークとして点間の変位を測定することにより，ひずみを求め，また，圧痕は表面に設けられた凹所に当たるため，圧痕が埋められていく様子を観察することにより微視的に表面平滑化過程を解明する．このように，平滑化の最適条件を提示し，それに合う面圧分布，ひずみ量，わずかに残る工具・材料間の相対すべりの値により平滑化最適しごき率を示し，また平滑化限界にも検討を加える．

第４章では，しごき面における挙動に着目するが，ここでは工具・材料間の

相対すべり量が大きく，焼付き防止の油を適用するため現象が複雑になる．巨視的な材料表面の応力，ひずみ分布も検討するが，主要な考察を油の挙動に関するものとし，オイルピット部における油の圧力分担，そこより引き出される油の流出過程，油膜厚みの変化などに検討を加えることにより，平滑表面を形成するための基本条件を提示する．さらに，表面平滑化過程と密接な関係にある摩擦挙動について検討を加え，接触あるいは加工パラメータの変化に伴う摩擦応力の変動傾向を明らかにする．

第５章では，摩擦挙動を定量的に評価しうる実験装置を開発し，摩擦係数と表面性状の関係について検討を加え，前章の理論の妥当性を確認すると同時に，油の粘度，しごき率，素材の硬軟などの因子が製品表面性状に及ぼす影響を調べ，平滑な表面を形成するための機構および最適条件を究明する．

第６章では，第２章から第５章までの主な結果をまとめる．解明した表面平滑化機構と潤滑機構は，塑性加工法の全般に適用でき，今後塑性加工法による精密加工を考える上で役立つものである．

# 第２章　しごき加工における表面形成過程の特徴[53]
## ・・・すべり線場に基づく予測・・・

### 2.1　緒言

前章において，表面平滑化には，面圧，相対すべり量，母地ひずみおよび油膜厚さが最重要因子であることを述べた．しごき加工の表面問題に関する研究はこれまでほとんど実験的なアプローチからなされてきているが，それも主に焼付きの発生状況の観察に限られ[34]－[38][24]，焼付きがダイスの出入口の局部に集中することを指摘するにとどまっている．また，わずかになされ始めた解析[39]－[44][17]も すべり線場法や有限要素法によって面圧や母地ひずみ量の実測値をよく予測するのみで，解析結果を表面形成過程の理解に用いるまでには至っていない．表面平滑化，焼付きといった問題は，その過程を明確にし，平滑化であればその促進条件，焼付きであればその抑制策を具体的に提言することができなければ工業的には有用とはなり得ない．

本研究では，まずすべり線場理論を用い，接触界面における面圧，相対すべり速度及びひずみ量の分布を予測し，しごき加工における表面平滑化過程の特徴を把握しておく．

### 2.2　すべり線場の構築

#### 2.2.1　すべり線場法

塑性加工は変形が大きく，材料の構成関係も複雑な塑性変形およびそれに伴う熱発生，材料の性質変化，工具・材料間の摩擦など多くの問題を含み，それらがお互いに連成し合う解析困難な問題である．したがって，解析目的が所要仕事量，材料内の応力・変形・温度分布の予測，加工限界の予知のいずれであるかに応じて問題が簡単化されることとなる．

すべり線場法は，平面ひずみ変形下で，材料の構成関係がLevy-Misesの流れ則に従う剛完全塑性体とすれば，支配微分方程式が双曲線形となり特性曲線に沿う積分により材料内各点の応力，ひずみが求まることを利用したものである．したがって，この解析法は，塑性域内の応力やひずみ速度分布を得ることがで

き，加工条件の変化に対応した加工過程の変化をかなり正確に予測することができるという大きな特徴を有している．

### 2.2.2 基礎式(45)

平面ひずみ条件における非圧縮剛完全塑性体の応力場は，応力のつりあい式と降伏条件式を用いて，図 2-1のようなすべり線場の問題として定式化することができる．ここで，静水圧p と主せん断応力線α，β線の傾きφ（α線のx軸となす角）は

$$\left.\begin{aligned} &\frac{\partial p}{\partial x} + 2k\cdot\cos 2\phi \frac{\partial \phi}{\partial x} + 2k\cdot\sin 2\phi \frac{\partial \phi}{\partial y} = 0 \\ &\frac{\partial p}{\partial y} + 2k\cdot\sin 2\phi \frac{\partial \phi}{\partial x} - 2k\cdot\cos 2\phi \frac{\partial \phi}{\partial y} = 0 \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots(2\text{-}1)$$

の双曲線形の微分方程式を解くことにより定められる．この方程式の特性線は

$$\frac{dy}{dx} = \tan\phi,\ -\cot\phi \qquad \cdots\cdots(2\text{-}2)$$

で与えられ，最大せん断応力線と一致する．なお，kはせん断降伏応力である．また，この線に沿って微分関係式(2.1),(2,2)を積分すれば，Hencky の方程式と呼ばれる次式が得られる．

$$\left.\begin{aligned} &p + 2k\phi = \text{Constant}, \quad \text{along an } \alpha\text{-line} \\ &p - 2k\phi = \text{Constant}, \quad \text{along a } \beta\text{-line} \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots(2\text{-}3)$$

結局，変形場内に最大せん断応力線であるすべり線が作図でき，１点の静水圧p が与えられれば，全ての点の応力が求まることとなる．

なお，α，β線の直交条件より，図2-1に示す交差するすべり線群の４点の傾き角には，Hencky の第一定理

$$\phi_A - \phi_P = \phi_O - \phi_B \qquad \cdots\cdots(2\text{-}4)$$

が成り立ち，すべり線の曲率半径にはHencky の第二定理

$$\left.\begin{aligned} &dS + R\cdot d\phi = 0, \quad \text{along an } \alpha\text{-line} \\ &dR - S\cdot d\phi = 0, \quad \text{along a } \beta\text{-line} \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots(2\text{-}5)$$

または，

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial S}{\partial \alpha} + R &= 0 \\ \frac{\partial R}{\partial \beta} - S &= 0 \end{aligned}\right\} \qquad \cdots\cdots(2\text{-}5)'$$

が成り立つ．なお，ここでは $\alpha$，$\beta$ をそれぞれのすべり線の傾き角とする．

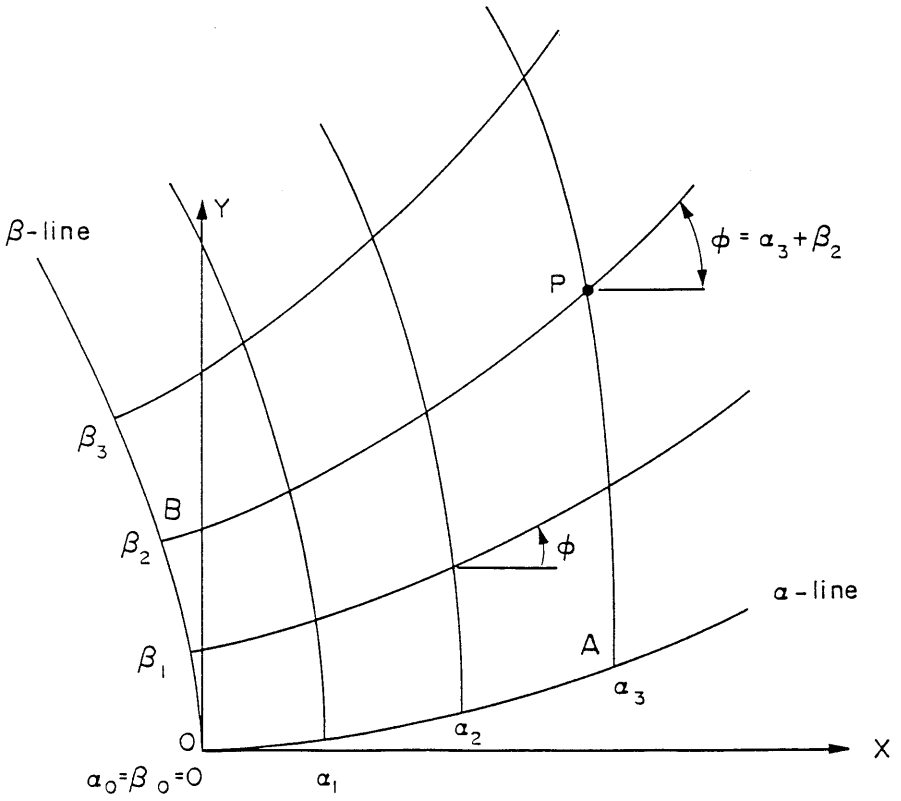



Fig. 2.1 Hencky-Prandtl net of α-and β-lines

一方，速度場に関しては，$\alpha$，$\beta$すべり線に沿う速度を u，v とすると，Levy-Mises の流れ則を用いることにより，次の Geiringer の式

$$\left.\begin{aligned} du - v\,d\phi &= 0, \quad \text{along an } \alpha\text{-line} \\ du + v\,d\phi &= 0, \quad \text{along a } \beta\text{-line} \end{aligned}\right\} \qquad \cdots\cdots(2\text{-}6)$$

または

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial u}{\partial \alpha} - v &= 0 \\ \frac{\partial v}{\partial \beta} + u &= 0 \end{aligned}\right\} \qquad \cdots\cdots(2\text{-}6)'$$

が成り立つ．

したがって，すべり線場の作図は(2-4)，(2-5)の関係式を用いて，ホドグラフの作図は(2-6)の関係式を用いて行うこととなる．

### 2.2.3 基本仮定

しごき加工のすべり線場解を求めるに際して以下の仮定と計算条件を設けた（記号については図2-2参照）．

1) 材料は剛完全塑性体とする．

2) 変形は平面ひずみとする．円周方向のひずみは小さく，他の２方向のと比べ無視しても差し支えない．

3) ダイス半角$\alpha$は8°とした．摩擦仕事と付加的せん断仕事との和がこのダイス半角近傍で最小となる．

4) ダイス側，ポンチ側の摩擦角は$\theta_{fd} = 40°$，$\theta_{fc} = 36°$とした．後述する分割ポンチによる摩擦係数の実測値を参考にし，ダイス側とポンチ側をそれぞれ高粘度油潤滑と無潤滑に近い潤滑条件に想定した値である．
Hencky の第一定理により，ダイス入口，出口の扇形場の開き角度$\theta$，$\phi$の間には式(2-7)に示すような関係がある．

$$\phi - \theta = \theta_{fc} - \theta_{fd} + \alpha = 4° \qquad \cdots\cdots (2\text{-}7)$$

5) 解析の範囲をしごき率Re 5～41.8%とした．しごき率が 5%以下では，ダイスの入口前に材料のバルジ変形が発生し，しごき加工が不可能となる．

41.8% 以上のしごき率では，すべり線場を構築することができるが，均一変形に近づくため場の特徴はほとんど変わらなくなる．

### 2.2.4 すべり線場の構築

本研究のしごきのすべり線場は従来提案されてきた引抜きの場[45]－[48]を手本とし，その作図にはマトリックス演算子法[46]を用いた．マトリックス演算子法は，すべり線場の形状を傾きのべき級数で表わし，Hencky の定理に対応するマトリックス演算子を先のべき級数の係数ベクトルに作用させることによって既知の部分から未知の部分へ場を構築する手法である．そのため，場の構築はマトリックス代数演算となり，精度が非常に高い上に，基本となるすべり線が未知な間接型の問題の解析にも極めて有効となる．解析の手順は，基準すべり線で全てのすべり線を表わし，マトリックス演算で境界条件に適合する基準すべり線を求めた後,座標を算出して応力等の計算を行う． ここではしごき率23.6% まで適用できる場(タイプⅠ)を例にとって構築過程を示す．記号並びにすべり線の特性方向を図2-2に示す．

ダイスとの接触長さOAを1とすると，三角形の幾何学より

$$AD = OA\cdot\sin\theta_{fd} = \sin\theta_{fd}$$

$$OD = OA\cdot\cos\theta_{fd} = \cos\theta_{fd}$$

D点を基準点，DB,DCを基準すべり線とする．すべり線 DC上各点の曲率半径 R はすべり線の傾き $\phi$ の関数として次式で表示される．

$$R(\phi) = \sum_{n=0}^{\infty} a_n \cdot \frac{\phi^n}{n!} \qquad \cdots\cdots(2\text{-}8)$$

この関数は係数 $a_0$, $a_1$, ･･･, $a_n$ ,･･･,を各項とする次のベクトルで表示されることとなる．

$$X = [a_0,\ a_1,\ a_2,\ \cdots]^T \qquad \cdots\cdots(2\text{-}9)$$

ここでは，$\phi$ の6次までを取り，具体的にはDCは一定曲率半径の円弧の一部であるから，$R_{DC} = \cos\theta_{fd} + 0\cdot\phi + 0\cdot\phi^2 + \cdots\cdots$，したがって，その係数べ

クトル $X_{DC}$ は

$$X_{DC} = [\cos\theta_{fd}, 0, 0, 0, 0, 0]^T \quad \cdots\cdots(2\text{-}10)$$

となる．

同様にすべり線DBに関して，$X_{DB}$ は

$$X_{DB} = [-\sin\theta_{fd}, 0, 0, 0, 0, 0]^T \quad \cdots\cdots(2\text{-}11)$$

となる．

また，Hencky の第二定理により，$X_{BE}$，$X_{CE}$ は

$$\left.\begin{aligned} X_{BE} &= P^*_{\theta} \cdot X_{DC} + Q^*_{\theta} \cdot X_{DB} \\ X_{CE} &= P^*_{\phi} \cdot X_{DB} + Q^*_{\phi} \cdot X_{DC} \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots(2\text{-}12)$$

となる．ただし，マトリックス演算子は次の通りである

$$P^*_{\phi} = \begin{bmatrix} \phi_0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \phi_1 & \phi_0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \phi_2 & \phi_1 & \phi_0 & 0 & 0 & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \phi_5 & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix}, \quad Q^*_{\phi} = -\begin{bmatrix} \phi_1 & \phi_2 & \phi_3 & \cdot & \cdot & \cdot \\ \phi_2 & \phi_3 & \phi_4 & \cdot & \cdot & \cdot \\ \phi_3 & \phi_4 & \phi_5 & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \phi_6 & \phi_7 & \phi_8 & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix}$$

$$\phi_m = \frac{\phi^m}{m!}$$

$\theta$ の値を選定すれば，それに対応する曲率ベクトル $X_{BE}$，$X_{CE}$ が得られ，すべり線場の形状がわかる．他のタイプの場合，このタイプＩより複雑になるが，基本的に同じである．

2.3　しごき率の増加に伴うすべり線場の遷移

しごき率5～41.8%を図2-2 ～2-5の(a)に示す４種類のすべり線場で連鎖することができ，それぞれタイプⅠ，Ⅱ，Ⅲ，Ⅳと呼ぶことにした．変形の特徴を明瞭化するため,各図の(b)に示したホドグラフからもわかる速度不連続線となるすべり線は太線とし，デッドゾーンには影をつけた．デッドゾーンは速度不連続線に囲まれ，速度不連続線からある距離までの幅は変形する塑性域である．以下，しごき率増加につれてのすべり線場の遷移をタイプ毎に説明する．

（Ⅰ）タイプⅠ(しごき率5～23.6%)

しごき率が約5%以下では，ダイスの入口におけるバルジ変形，すなわち，表面層が切削される状態となり，材料内部が塑性変形されることはない．しごき率5%以上となってしごき可能となったこのタイプの変形の特徴としては，ダイス面下の ADOはデッドゾーンとなり変形しないで工具・材料間は相対すべりを起こすだけである．しごき裏面の塑性変形域は一点Eに限られ,ここで速度不連続線が会合する．なお，不連続量△Vは$(A,B,E)_L \cdot E_A$ 及び$(O,C,E)_R \cdot E_A$で与えられ，この値は

$$\left.\begin{aligned}\triangle V_{(A,B,E)_L \cdot E_A} &= (\text{Exit Velocity} - \text{Entry Velocity}) \cdot \sin 40^\circ \\ &= Vo \cdot Re \cdot \sin 40^\circ \\ \triangle V_{(O,C,E)_R \cdot E_A} &= Vo \cdot Re \cdot \cos 40^\circ\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots(2\text{-}13)$$

となり，しごき率に比例する．このすべり線場では，$\theta$，$\phi$が減少するに伴い，しごき率が大きくなり，やがて$\theta=0$でしごき率が23.6%となって，限界となり，次のすべり線場であるタイプⅡに移る．

（Ⅱ）タイプⅡ（しごき率 23.6～26.8%)

タイプⅡでは出口側に開き角$\eta$の有心扇形場がつけ加わる．しごき率が増加すると，$\eta$が増大し($0 \leqq \eta \leqq \phi_0 = 4^\circ$)，ダイス入口とポンチ側面上に速度不連続後に若干変形する塑性域が拡がる（図2-3）．$\eta = \phi_0$でしごき率26.8%となり，次の場のタイプⅢに移る．

(Ⅲ)タイプⅢ（しごき率26.8～33.6%)

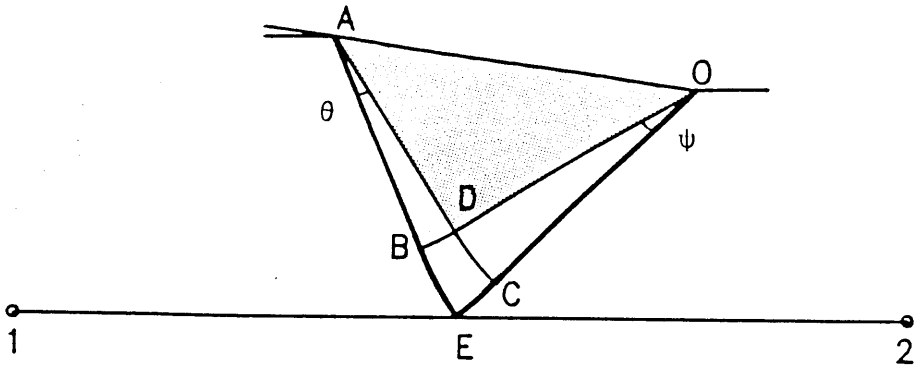
タイプⅢでは入口側にも開き角θの有心扇形場が付け加わる．これにより，ダイス側では出口前部にも変形する塑性域，ポンチ側面では速度不連続線会合点の前後に変形域が現れる．図2-4(b)のホドグラフを見ると，変形量もダイス側では三角形 $A_R(C,F)_R(D,H,G)_R$，三角形 $(D,H,G)_R(J,K)_L O_A$，ポンチ側では三角形 $(A,B,E)_L(C,F)_L I_L$，三角形 $I_R(J,K)_B(L,M,O)_R$，不連続量 $II_{LA}$，$II_{AR}$ に相応し得る．しごき率をあげると，θ，φは増加し，デッドゾーンＤＧＨは縮小する．θ=15°となるとこのデッドゾーンが消滅し，しごき率が33.6%に至り，この時点がこの場の限界で，次の場のタイプⅣに移る．

(Ⅳ) タイプⅣ（しごき率33.6～41.8%)

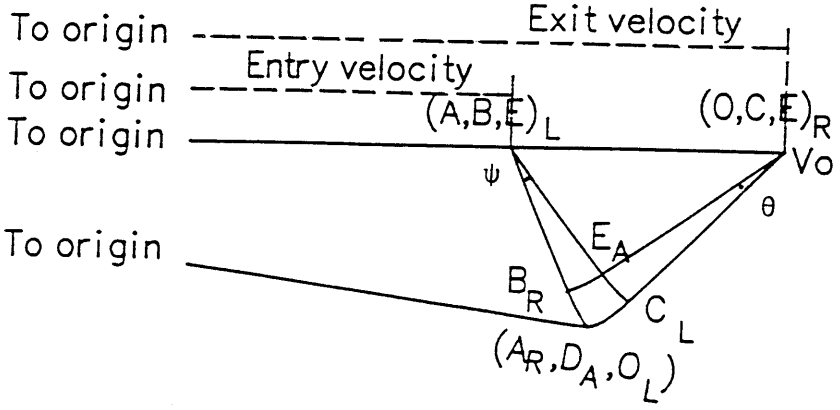
タイプⅣでは，しごき裏面にあたるポンチ側面にも塑性域が大きく拡がり，速度不連続線の会合点もその塑性域の両端の２箇所となる．ダイス側では，入口・出口の他に中央部にも不連続線会合点が出る．また，再びデッドゾーンがダイス側では入口・出口の２箇所，ポンチ側面では中央部に現れる．

θ，φの減少に伴い，しごき率が増してゆく．θ=0でしごき率は41.8%となり，この場の限界となる．

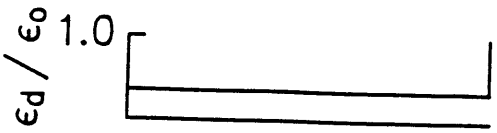
なお，さらに大きなしごき率に適用する場を描くとすれば，入口側に変形する塑性域が現れるタイプⅡの形式を加えていけばよいが，作図は繰り返しとなる．



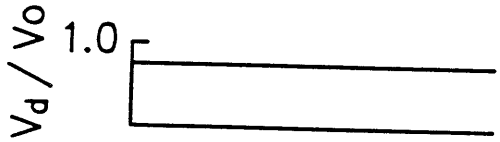

(a) Slip-line field for type I , θ = 10°



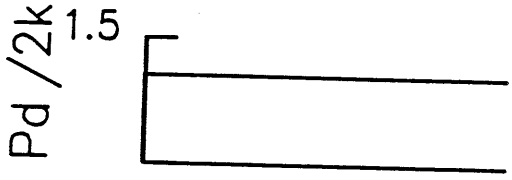

(b) The hodograph



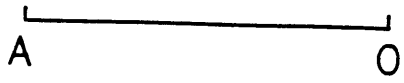

(c) Variation in strain on die side



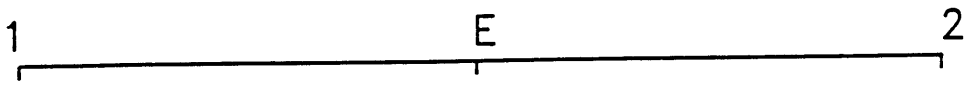

(d) Variation in relative velocity on die side



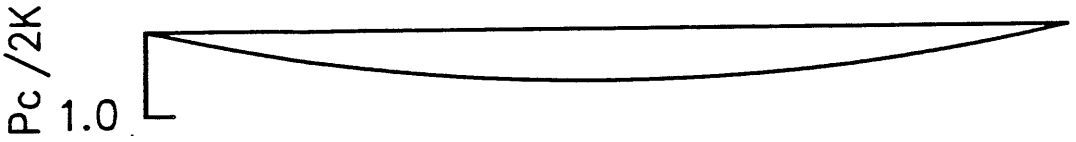

(e) Distribution of contact pressure on die side



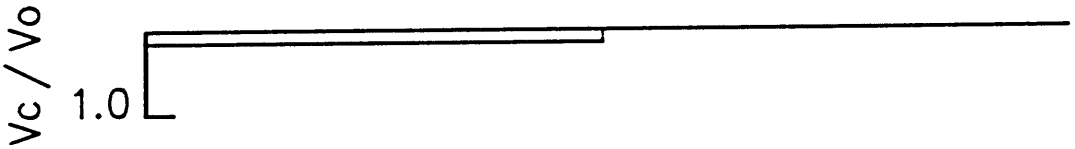

(f) Contact surface on die side



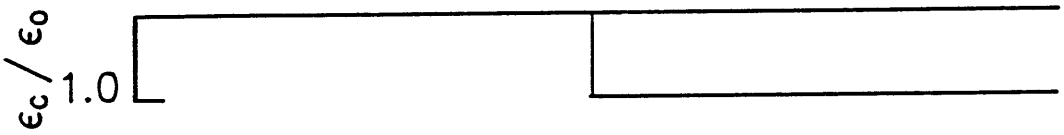

(g) Contact surface on punch side




(h) Distribution of contact pressure on punch side

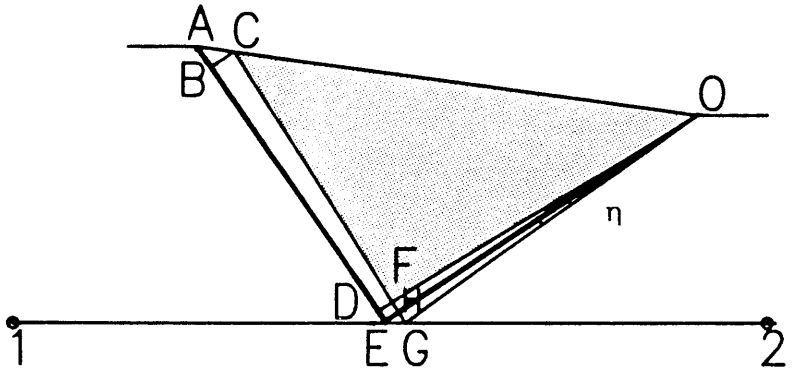



(i) Variation in relative velocity on punch side

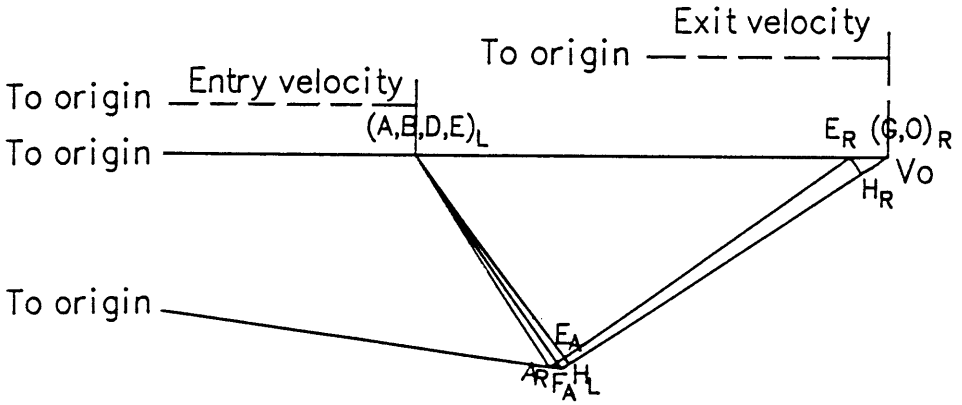



(j) Variation in strain on punch side

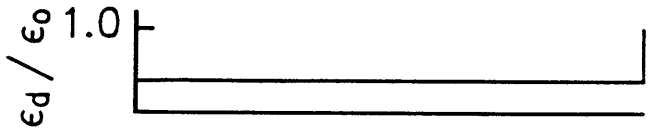
Fig. 2.2 Slip-line field for type I



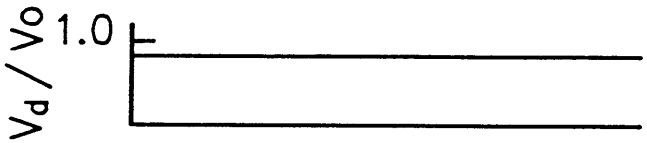

(a) Slip-line field for type II , η = 2°



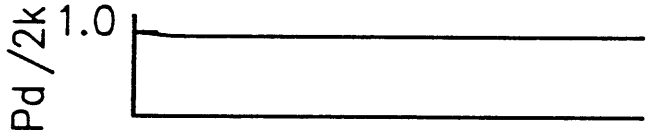

(b) The hodograph




(c) Variation in strain on die side

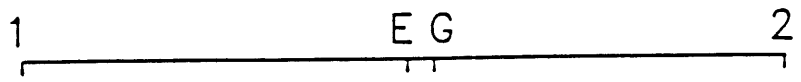



(d) Variation in relative velocity on die side

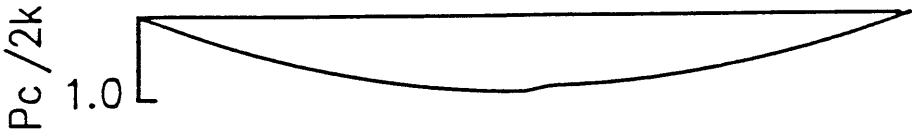



(e) Distribution of contact pressure on die side

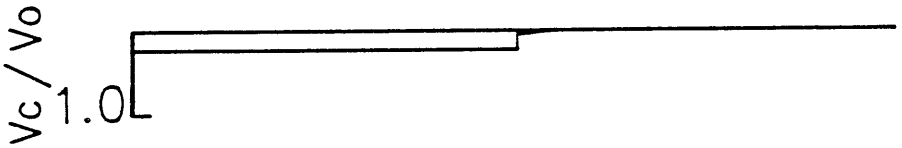
(f) Contact surface on die side




(g) Contact surface on punch side



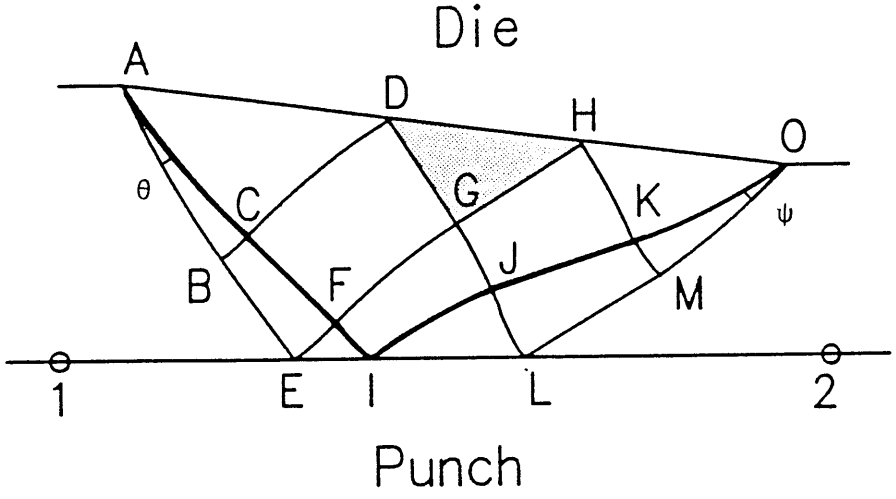

(h) Distribution of contact pressure on punch side



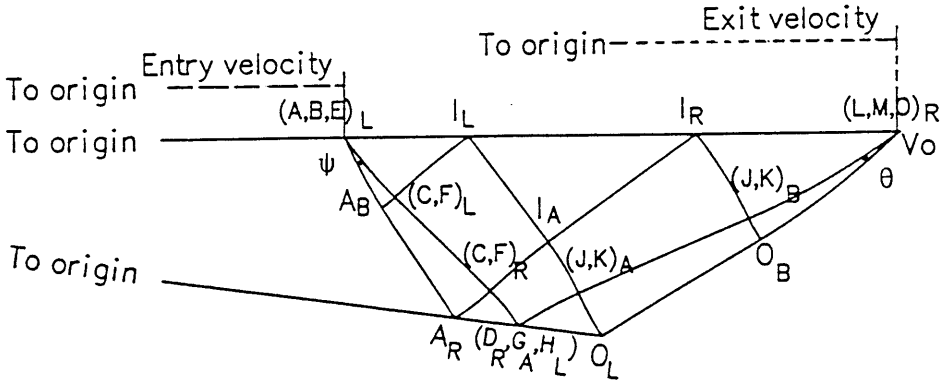

(i) Variation in relative velocity on punch side

(j) Variation in strain on punch side

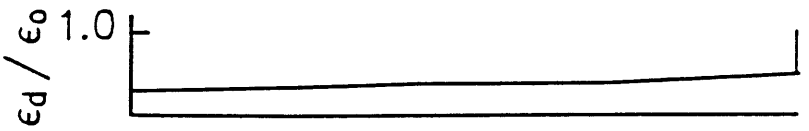
Fig. 2.3 Slip-line field for type II



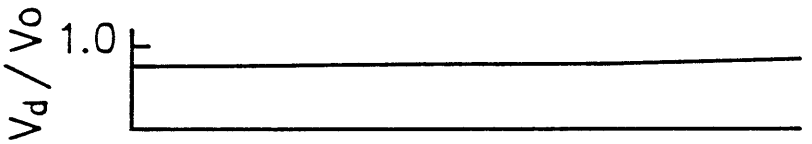

(a) Slip-line field for type Ⅲ, θ = 10°



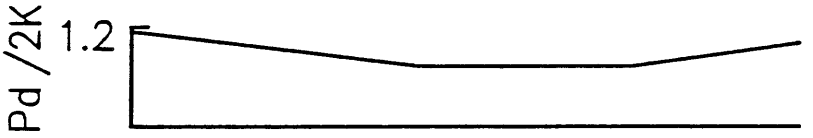

(b) The hodograph



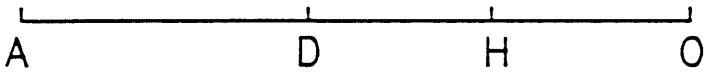

(c) Variation in strain on die side



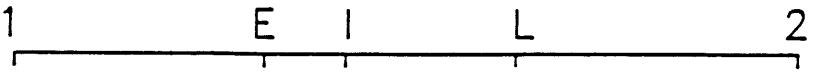

(d) Variation in relative velocity on die side




(e) Distribution of contact pressure on die side

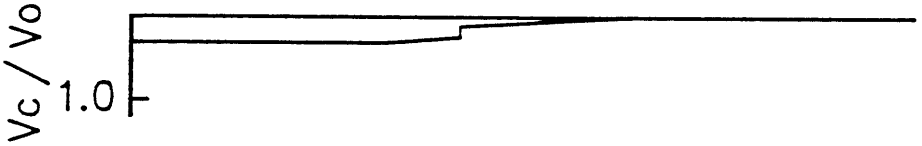



(f) Contact surface on die side

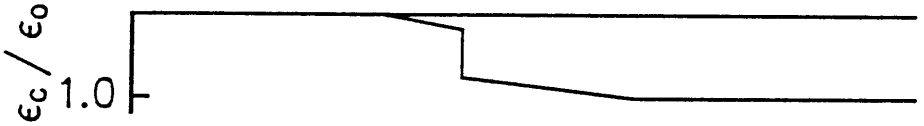



(g) Contact surface on punch side

(h) Distribution of contact pressure on punch side

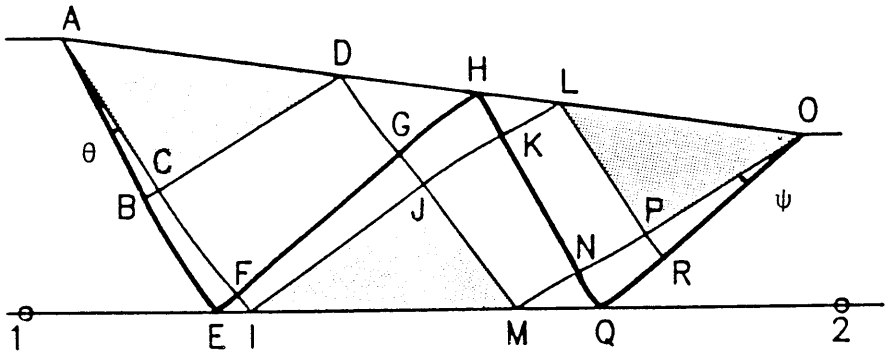



(i) Variation in relative velocity on punch side

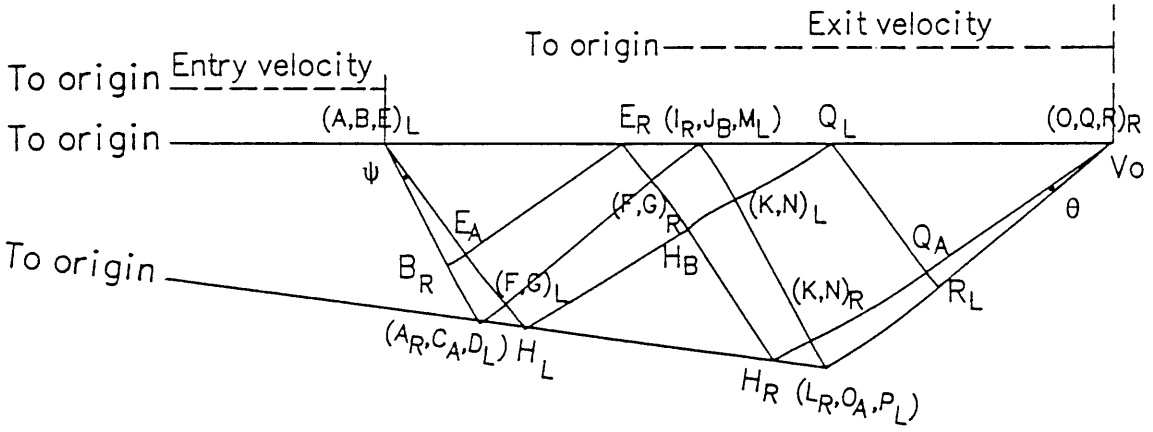



(j) Variation in strain on punch side

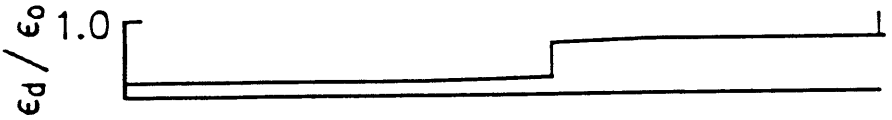
Fig. 2.4 Slip-line field for type III



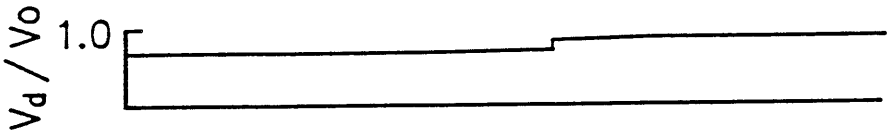

(a) Slip-line field for type Ⅳ , θ = 5°



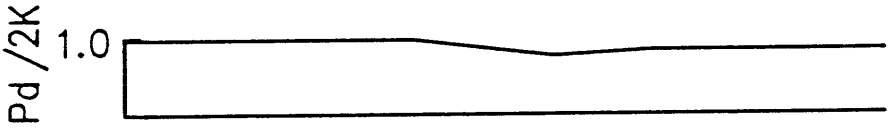

(b) The hodograph




(c) Variation in strain on die side

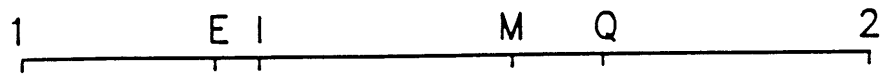



(d) Variation in relative velocity on die side

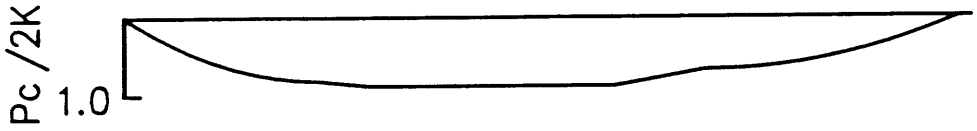



(e) Distribution of contact pressure on die side

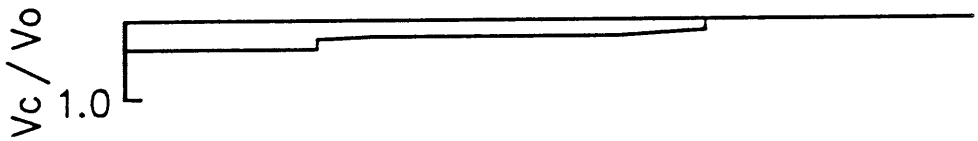
(f) Contact surface on die side



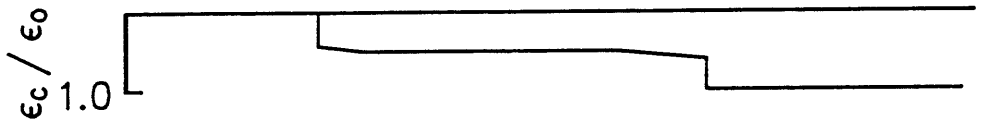

(g) Contact surface on punch side




(h) Distribution of contact pressure on punch side




(i) Variation in relative velocity on punch side




(j) Variation in strain on punch side

Fig. 2.5 Slip-line field for type IV

## 2.4　面圧，相対すべり速度および母地変形量の算出

上述したすべり線場を用いて，面圧，相対すべり速度および母地変形量を予測する．

### 2.4.1　接触面における面圧分布

塑性域の応力状態を求めるため，その中の１点であるＥ点の静水圧を材料入口側の弾性域の力のつりあいより求める．その際，弾性接触部長さLpc(=lE)も同時に求まる．

図2-6 に示すすべり線OAに作用する力はその微小長さds上の微小量を積分することにより求められる．一般的に， Mikhlin 座標系$(\bar{x},\bar{y})$の座標軸方向に作用する力を求め，Cartesian 座標軸方向へ変換する手法は簡便である．

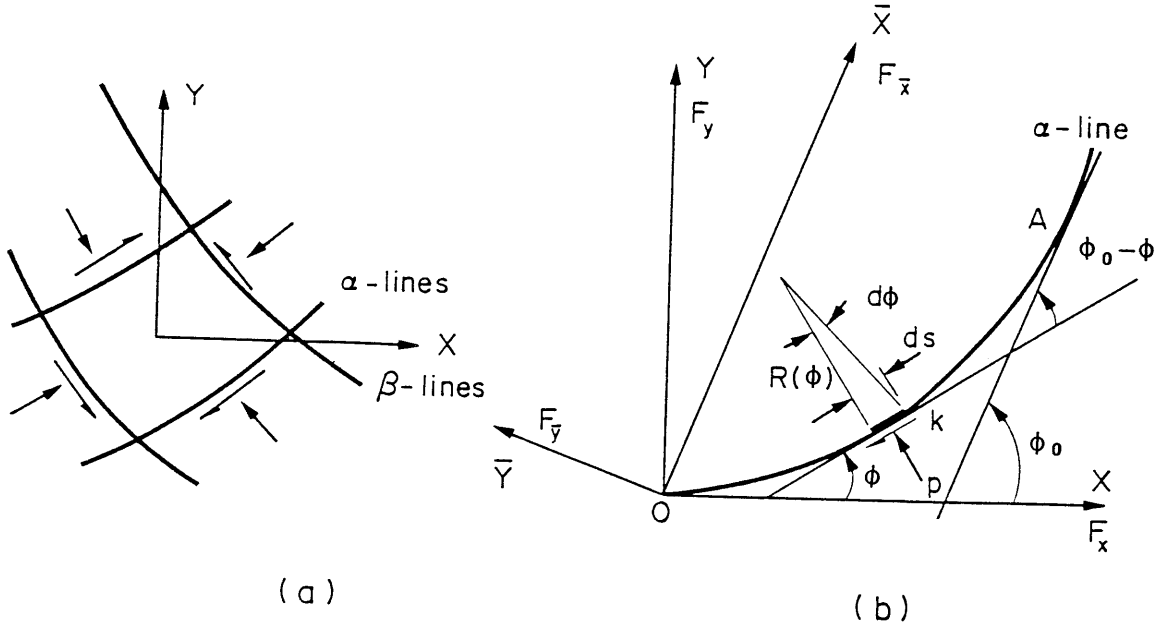



Fig. 2.6　Normal and shear stresses acting on slip lines

微小長さdsにおいて

$$\left.\begin{aligned} dF_{\bar{x}} &= -k\cdot\cos(\phi-\phi_0)\cdot ds - p\cdot\sin(\phi-\phi_0)\cdot ds \\ dF_{\bar{y}} &= -k\cdot\sin(\phi-\phi_0)\cdot ds + p\cdot\cos(\phi-\phi_0)\cdot ds \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots(2\text{-}14)$$

dsにおける静水圧pは基点0の静水圧$p_0$によって表すと

$$p = p_0 - 2k\phi \quad \cdots\cdots(2\text{-}15)$$

$ds = R(\phi)\cdot d\phi$ を用いて，方程式(2-14)を書き直した後積分すると

$$\left.\begin{aligned} \frac{F_{\bar{x}}}{k} &= -\bar{x} + \frac{p_0}{k}\bar{y} + 2\int_0^{\phi_0}\phi\cdot R(\phi)\cdot\sin(\phi-\phi_0)\cdot d\phi \\ \frac{F_{\bar{y}}}{k} &= \bar{y} + \frac{p_0}{k}\bar{x} - 2\int_0^{\phi_0}\phi\cdot R(\phi)\cdot\cos(\phi-\phi_0)\cdot d\phi \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots(2\text{-}16)$$

ただし，

$$\bar{x} = \int_0^{\phi_0} R(\phi)\cdot\cos(\phi-\phi_0)\cdot d\phi \ , \quad \bar{y} = -\int_0^{\phi_0} R(\phi)\cdot\sin(\phi-\phi_0)\cdot d\phi$$

方程式(2-4)中の積分項をべき級数で表すと

$$\left.\begin{aligned} \int_0^{\phi_0}\phi\cdot R(\phi)\cdot\cos(\phi-\phi_0)\cdot d\phi &= \sum_{n=0}^{\infty} c_n \frac{\phi_0^{\,n}}{n!} \\ \text{ゆえに} \\ \int_0^{\phi_0}\phi\cdot R(\phi)\cdot\sin(\phi-\phi_0)\cdot d\phi &= -\sum_{n=0}^{\infty} c_{n-1} \frac{\phi_0^{\,n}}{n!} \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots(2\text{-}17)$$

となる．

循環係数$c_n$は

$c_{n+1} - c_{n-1} = n\, r_{n-1}$ ，　$c_0 = c_{-1} = 0$　で与えられる．$r_n$は曲率半径$R(\phi)$のべき級数展開時の係数ベクトルの成分である．

したがって，X,Y方向の力 $F_x/k$，$F_y/k$ は次式となる．

$$\left.\begin{aligned} \frac{F_x}{k} &= \frac{F_{\bar{x}}}{k}\cos\phi_0 - \frac{F_{\bar{y}}}{k}\sin\phi_0 \\ \frac{F_y}{k} &= \frac{F_{\bar{y}}}{k}\cos\phi_0 + \frac{F_{\bar{x}}}{k}\sin\phi_0 \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots(2\text{-}18)$$

以上の計算を簡便にするために，基点における静水圧$p_0$を0にしておく．その寄与をあとで付け加える．

求めた$F_x$ と$F_y$ を用いて，入口前の弾性域の力のつりあいより，接触圧力を求められる．

E点の接触圧力$p_{ce}$

$$p_{ce} = p_e + k \cdot \sin 2\theta_{fc}$$

接触圧力p の分布の仮定

$$p = p_{ce}\{1 - (\frac{\xi}{L_{pc}})^2\} \qquad \cdots\cdots(2\text{-}19)$$

摩擦係数一定とすると，摩擦応力$\tau$の分布

$$\tau = k \cdot \cos 2\theta_{fc} \cdot \{1 - (\frac{\xi}{L_{pc}})^2\} \qquad \cdots\cdots(2\text{-}20)$$

つりあい式

$$\left.\begin{aligned} F_x + p_e \cdot T_o &= \frac{2}{3} L_{pc} \cdot k \cdot \cos 2\theta_{fc} \\ F_y + p_e \cdot (x_e - x_o) &= \frac{2}{3} L_{pc}(p_e + k \cdot \sin 2\theta_{fc}) \end{aligned}\right\} \qquad \cdots\cdots(2\text{-}21)$$

式(2-18)を方程式(2-21)に代入し，$p_e$，$L_{pc}$について解ける．

計算結果はダイス側，ポンチ側の面圧分布として図2-2～2-5の物理面の対応する面上に示した．

まず，ダイス側の面圧分布に着目する．タイプⅠでは塑性域は一様応力場で，面圧も一定であるが，タイプⅡで入口部に変形する塑性域が現れると，その領域で若干減少する．接触圧力の増減が最も大きいのはタイプⅢで，入口部から中央部での一様応力域までに減少した後，再び出口に向けて増加する．タイプⅣに移ると再び一様応力域が現れ，増減の程度がタイプⅢより減る．

しごき裏面の面圧分布における増減程度の傾向もしごき面を反映し，タイプⅢが最も大きい．この面における接触面圧の最大値は，タイプⅠ，Ⅱ，Ⅲにおいては速度不連続線がポンチ面で会合するところで現れる．タイプⅣでは最初

の速度不連続線の会合点ＥからＩへ向けて若干増加する．

次にしごき表・裏面の接触面圧の相対関係に着目する．しごき率が増加してタイプＩからタイプⅣに移るに従い，しごき裏面の全接触長さは急速にしごき面の接触長さに近づき，表・裏面における接触圧力の差も急速に縮まる．これら両面の接触面圧の変動を比較するのに代表値としてそれぞれの最大値をとる．

図2-7 はすべり線場解によりしごき率増加に伴うしごき表裏面の最大面圧の変化を示したものである．しごき率増加に伴い，タイプＩではしごき面の面圧 $P_d$ は急減するに反し，しごき裏面の面圧 $P_c$ は直線的に増加する．この傾向はしごき表・裏面のトライボロジカルな問題，すなわち，平滑化を対象とする場合，非常に重要となってくる．タイプⅡ以降は相対的にしごき表裏面が近づくため $P_c$ が $P_d$ よりほぼ同一値低いだけで増減の傾向は同一で，タイプⅡ，Ⅲでは漸増し，タイプⅣにおいては減少する．

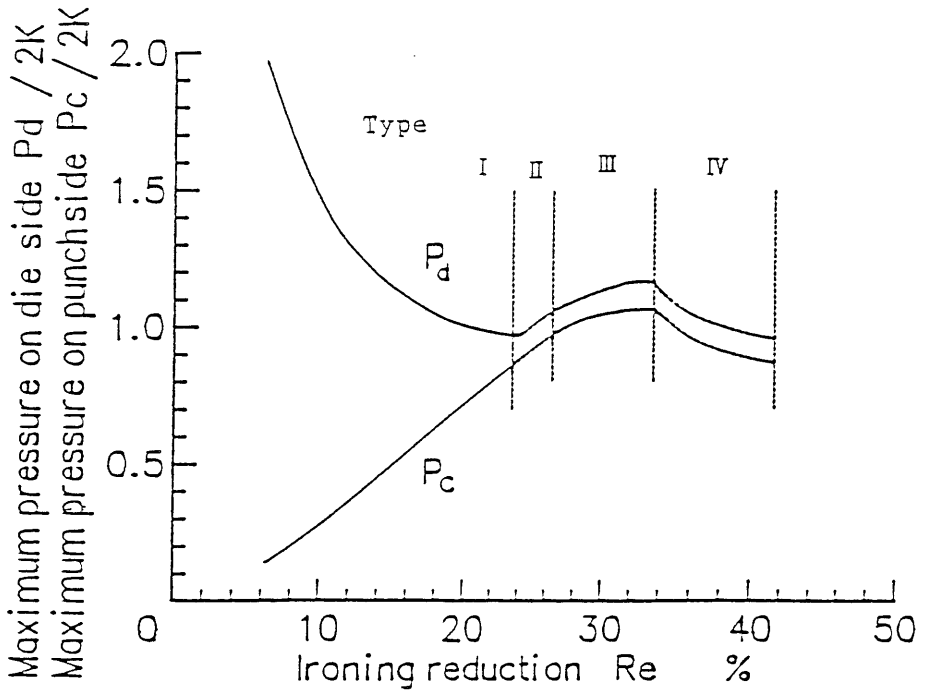



Fig. 2.7 Oscillatory behaviour of the maximum contact pressures on both sides as a function of ironing reduction

2.4.2　相対すべり速度

工具と材料との相対すべり速度V をホドグラフから求め,ポンチ速度$V_0$ で無次元化して，図2-2～2-5に併示した．ダイス側においては，出口に向かって漸増するが，ポンチ側では不連続線が会合する点で瞬時の母地変形後急速に零に近づく.ダイスとの相対すべり速度は0.8前後であるのに対して，ポンチとの相対すべり速度は母地変形前でもたかだか0.2程度である．

2.4.3　材料表面層ひずみ

材料の被った塑性ひずみεは塑性変形に起因する速度変化から求まる．

図2-8aに示してあるように,接触界面上の箇所 $x_0$ におけるひずみ速度 $\dot{\varepsilon}(x_0)$ は

$$\dot{\varepsilon}(x_0) = \lim_{x \to x_0} \frac{V(x) - V(x_0)}{x - x_0} \qquad \cdots\cdots(2\text{-}22)$$

となる．したがって，充分近い２点間で生じたひずみの量はその間の速度変化量を速度で無次元化した値となる．

また，速度不連続線が接触界面と交わるところでは，せん断塑性ひずみγが瞬時生じる(図2-8b,c)．このせん断ひずみγは

$$\gamma = \frac{dy'}{dx'} = \frac{V_t}{V_n} \qquad \cdots\cdots(2\text{-}23)$$

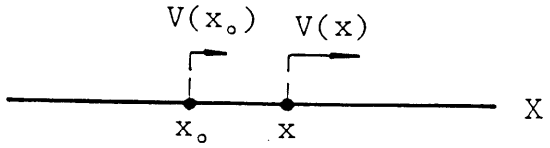
となる．

図(2-8d)のひずみ増分の Mohr 円から，x軸方向の伸びひずみ成分 $\varepsilon_x$ は

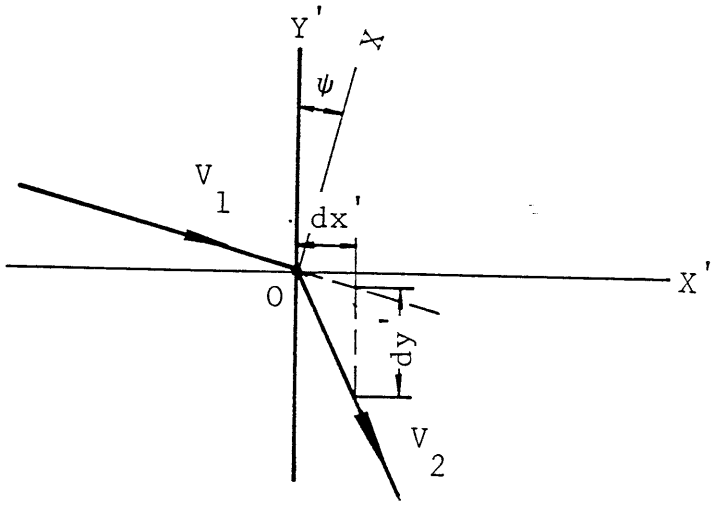
$$\varepsilon_x = \int \dot{\varepsilon}_x \, dt = \int \frac{1}{2} \dot{\gamma} \cdot \sin 2\phi \, dt = \frac{1}{2} \gamma \cdot \sin 2\phi \qquad \cdots\cdots(2\text{-}24)$$

となる．

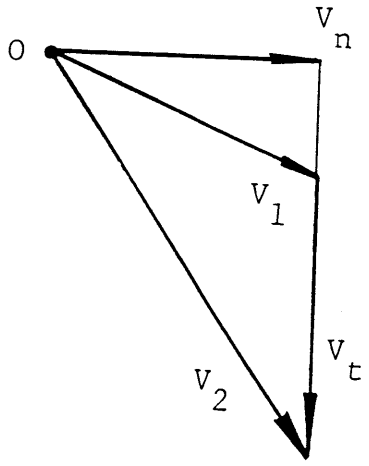
このように，求めた接触面の各箇所における塑性ひずみをその塑性ひずみの総和で無次元化し，接触に伴うその変化を図2-2～2-5に示してある．ダイス側の場合，タイプⅠ，Ⅱ，Ⅲにおいてひずみは入口と出口の２箇所にほぼ集中し，タイプⅣでは接触中間部にも大きなひずみを生じる．一方，ポンチ側の場合，タイプⅠ，Ⅱ，Ⅲにおいてひずみはほぼ一点で集中的に生ずるが，タイプⅣでは２箇所に分かれる．



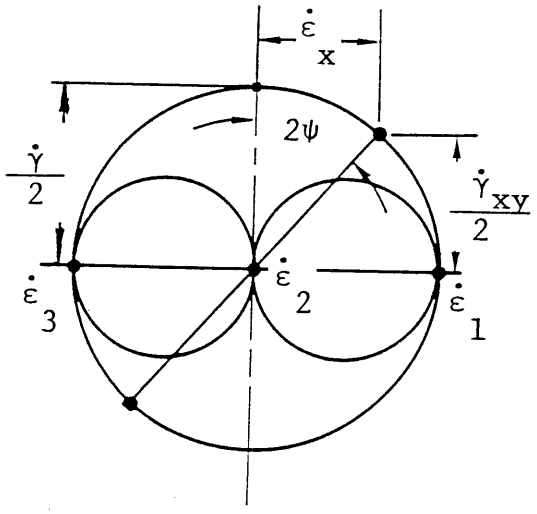

(a) Basis for analysis of strain due to continuous variation in velocity along a line




(b) Basis for analysis of strain over a plane of velocity discontinuity Y'




(c) The hodogragh




(d) Mohr's strain-rate circles

Fig. 2.8 Basis for analysis of strain

## 2.5 表面形成機構

2.4節で述べた面圧,相対すべり速度および母地変形量の算出結果から，しごき表裏面における表面形成過程は以下のように予測できる．

しごき面（ダイス側）： すべり線場のタイプⅠに対応するしごき率では接触区間において面圧，相対すべり速度とも一定であり，表面層ひずみがダイスの出入口に集中するので，表面性状の変化はダイスの出入口においてのみ生ずる．しごき率が大きくなりタイプⅡに移しても基本的にタイプⅠと同様であるが入口部に変形する塑性域が現れ，表面性状がその区間においても若干変化すると考えられる．タイプⅢでは，ダイスの出入口の他に接触区間の大部分が変形する塑性域となっており，したがって，表面性状は接触区間のほぼ全域にわたり変化する．しごき率をさらに上げると，タイプⅣでは接触中央部にも大きな塑性変形が生じるのでその近傍においても表面性状は大きく変化するものと考えられる．

しごき裏面： 塑性変形開始前の接触区間において面圧が増加するので表面は少しは修正される．すべり線場のタイプⅠ～Ⅲに対応するしごき率では面圧のピーク位置に塑性変形がほぼ集中し，そこでの表面修正が期待できる．また，タイプⅣでは，塑性変形がほぼ２箇所に集中し，表面修正がその２箇所において行われる．いずれのタイプにおいても，塑性変形後の接触区間において面圧が漸減し,相対すべりもなくなるので表面性状は保持されるだけである．

# 第３章　工具面転写による平滑面形成の最適条件(51)(52)(54)

## 3.1　緒言

前章において，すべり線場理論を用い，接触界面における面圧，相対すべり速度および表面層ひずみといった影響因子の分布を予測し，しごき加工におけるしごき面および裏面の表面平滑化の特徴を明らかにした．本章以下で，この理論による予測の結果と実際の加工における合致の程度を調べ，前章のすべり線場の妥当性並びにすべり線場を用いて平滑化の最適条件の検討を行う．接触界面における表面の形成過程を観察するために，しごき加工を中断して，試料を無傷で簡単に取り出せるようしごき加工装置には特別な考慮をした．

この章では，平滑化の機構が比較的に単純で把握が容易なしごき裏面に着目した．観察・測定が簡便なのは円筒状試料の外表面であるので，この場合には内面しごき加工について実験を行った．

## 3.2　実験装置

試験機としては最大ポンチ力12Tonf，最大ポンチストローク80mm，ポンチ速度0～4.0mm/sの東京衡機製造所製の TF-102-12型深絞り試験機を用いた．本研究の目的達成のためには，試験機の限られた工具空間にセットされうる独自のしごき工具を開発，試作した．内面しごき用工具がセットされた装置の概要を図3-1に示す．

縦に半割りされた分割コンテナ②はコンテナホルダー①にはめ込まれ，それが試験機の保持金具にねじり込んで固定される．ダイス④はダイスホルダー⑤にはめ合わせボルトで固定される．試験用カップ③はフランジ部を押板とコンテナ②の間にはさみボルトで固定される．この状態でダイスを上昇させ，試験用カップの内面にしごき加工を施す．加工中における半径外側方向への加工圧によって分割コンテナは割目より開くおそれがあるが，それはしごき方向の接線力でコンテナホルダーテーパ内にコンテナがくい込むようになるため抑制される．加工中断後における試料取り出しは容易で，コンテナホルダー①内に試料その他があるまま試験機より取り外した後，順次押板，コンテナ，試料と取り外される．表3-1に示してあるように,ダイスにはS55Cを用い，表面焼入れ後

加工部表面粗さRmax=1.0μm程度に研削仕上げをした．コンテナにはSKD11を使用し，全体焼入れ，研削後，ポリシングにより最終表面粗さRmax=0.12μmに仕上げた．コンテナとダイス加工部の表面性状を図3-2に示す．ダイス半角は8°，ランド部長さは0.3mm～0.5mmとした．ダイスランド部の直径を変えることにより，しごき率は10%，20%，30%，40%，50%の５種類に変更しうる．

しごき試験用カップ製作のための絞り加工には，外径40.00mm，肩半径5mmの絞りポンチ，内径41.5mm，肩半径4mmの絞りダイスを用いた．

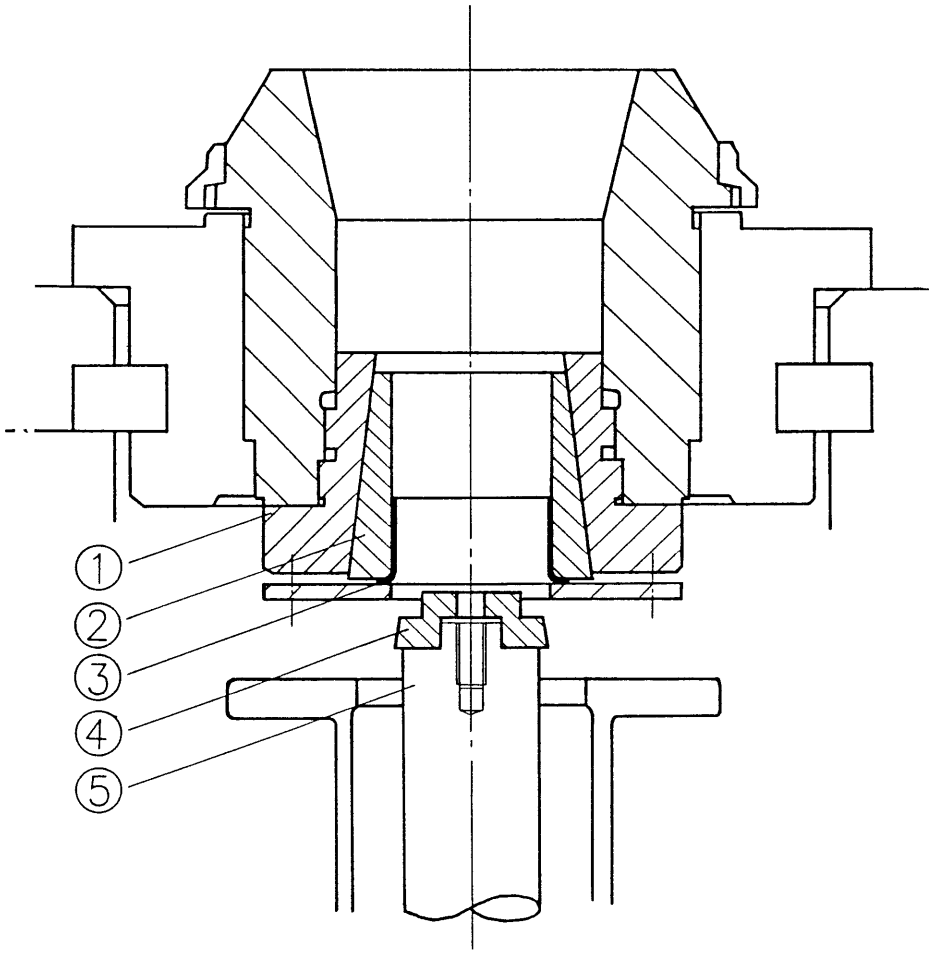
また，粗さの測定に小坂ModelSEF-10FK粗さ計を用いた． 触針の先端半径は2μmで，測定力は40mgfであった．表面観察に光学顕微鏡を用いた．

## 3.3 実験条件および実験方法

### 3.3.1 しごき試験用カップ

しごき試験の素材となる試験用カップは絞りーしごきにより製作する．供試材には工業用純アルミニウム板焼なまし材（A1100-O材）を用いた.その機械的性質を表 3-2に示す．板厚0.80mm，直径80mmの円形ブランクを出発素材とし，絞り・しごき(公称しごき率7%)により高さ28mmでフランジ部が残ったカップを製作する．カップ底の約6mm，フランジ部の約4mmはそれぞれポンチ肩丸味，ダイス肩丸味のためしごきがなされていない．したがって，充分なしごきがなされて，試料となるのはカップ底から8～22mmの長さ約14mmの箇所である.内面しごき用には，カップ底部を切り落としたフランジ付き底なし円筒を試料とする．しごきが加わるため,試験用カップの板厚はほぼ0.745mm均一になった．なお，試料製作のこの絞り・しごき条件は，板両面への高粘度油ストックオイルＳt潤滑，絞りポンチ速度1.2mm/sとした．

このように用意したしごき試験用カップ外表面,内表面の表面性状を図3-3のa)，b)に示す．観察箇所はしごき可能領域のほぼ中央で表面性状が定常となった絞りカップ底より15mm付近である．カップ外表面は絞りダイスのＲ部での曲げ・曲げ戻し変形および同時しごき変形中，常にダイス工具面に押し付けられることにより修正され，Rmax 1.0μm 程度の山が平らにされた比較的平滑な表面となっている．これに対して，カップ内表面は曲げ・曲げ戻しにおいては自



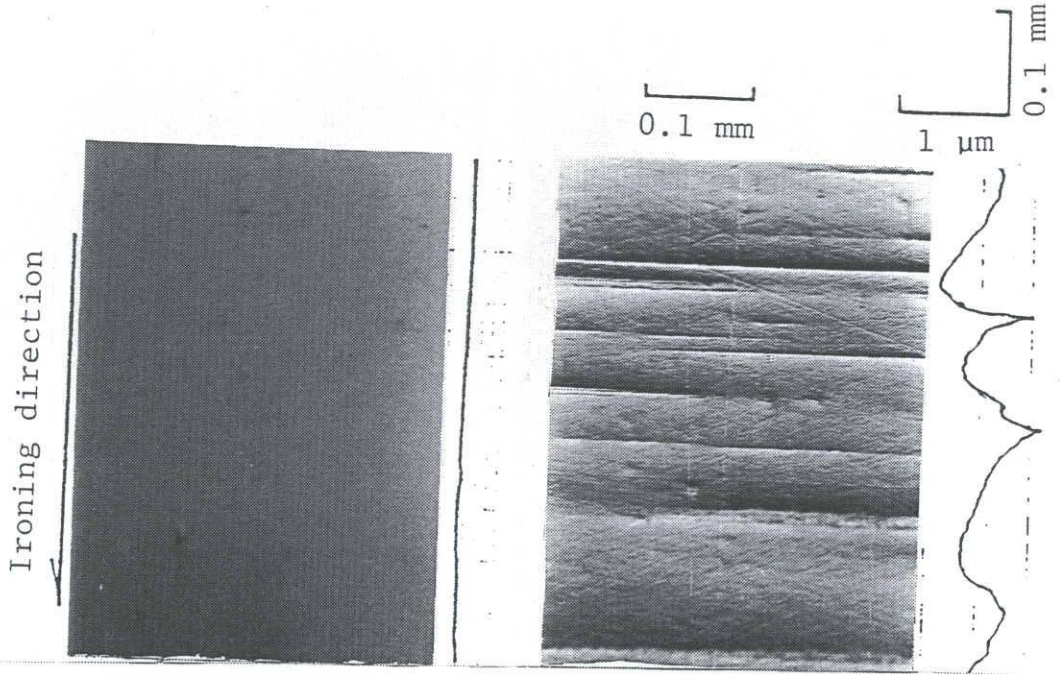

① Container holder ② Container

③ Test cup ④ Die ⑤ Die holder

**Fig. 3.1** Internal ironing test apparatus

Table 3.1 Ironing tools

| | Die | Container |
|---|---|---|
| Material | S55C($H_{RC}$=60) | SKD11($H_{RC}$=61) |
| Surface roughness | Rmax=1.0 $\mu$m<br>Grinding finish | Rmax=0.12 $\mu$m<br>Lapping finish |
| Dimension | Semiangle, 8°<br>Land length, 0.2～0.5 mm | |
| Ironing reduction, Re : 10%, 20% , 30%, 40% | | |

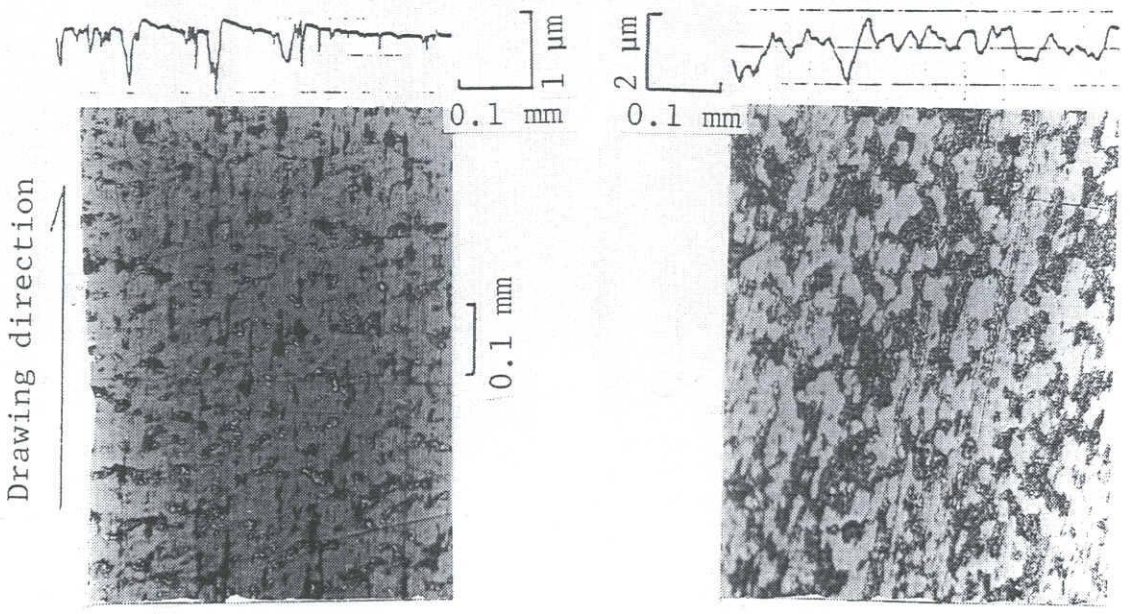



a) Container b) Die

Fig. 3.2 Surface appearance of the container and die

Table 3.2 Mechanical properties of the rolled sheet

| Sheet thicknes /mm | Roughness Rmax / $\mu$m | Poisson's ratio | Young's modulus /MPa | n-value | F-value / MPa |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.80 | 1.52 | 0.33 | 68600 | 0.24 | 168.0 |




(a) External surface (b) Internal surface

Fig. 3.3 Surface appearance of the test cup

由表面であり，しごき中は絞りポンチの比較的弱い拘束を受けるのみである．そのため，粗さ曲線が山谷並存の様子を呈しており，写真においても大きなオイルピットが連続した状態となっている．

すべり線場の検証と表面平滑化過程の把握のため，しごき試験用カップの外表面にオイルピットのモデルとなるビッカース圧痕をマークした．その形状を図3-4に示す．圧痕の形状は，一辺の長さ$b_0$ = 0.1mm，深さ=0.02mm，しごき方向の傾き22°の正四角錐で，圧痕の向きは辺がしごき方向，間隔$L_0$ = 0.2mmで，カップ底より15～21mm,長さ6mm程度の範囲に30個程度を１列につけた．加工は，圧痕をつけた範囲の中央部付近がしごきを受けている階段で中断し，観察した．しごき率50%でもしごきの接触長さは2.66mmであり,マークした圧痕でしごき前後部も観察可能である．表面層材料の変形は圧痕の間隔Lの変化，また，圧痕自身が表面の谷部であり，そこが埋められていく過程，すなわち平滑化の具合は圧痕の形状変化で求められる.本研究では表面層ひずみεを$\ln \frac{L}{L_0}$で，圧痕の寸法変化を$\frac{b}{b_0}$で定義する．

3.3.2　潤滑条件

潤滑条件としては，ダイス側には焼付き防止のため常に高粘度のストックオイルStを使用した．コンテナ側には主として，表面平滑化に最もよい高摩擦条件すなわち無潤滑状態（Dry）で実験を行った.潤滑油の使用によって平滑化の遅れ程度などを調べる意味でP2，St潤滑でも実験を行った．以下では，コンテナ側に用いた潤滑油で潤滑条件を記す．これらの油の性状を表3-3に示す．

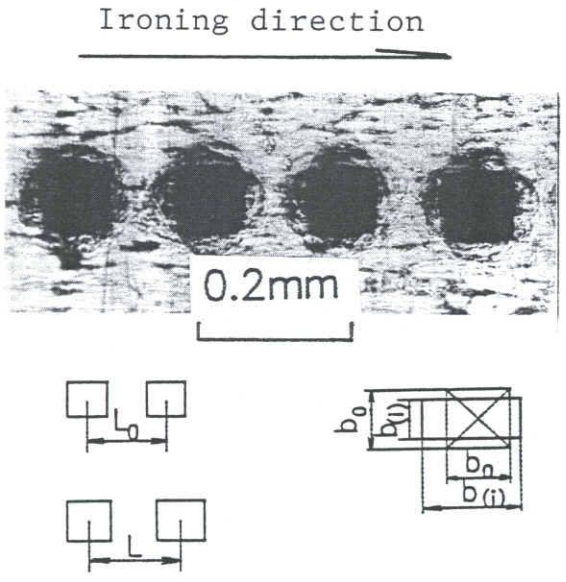
しごき速度は0.35mm/sとした．また,実験はすべて温度20±1℃に保たれた恒温室内で行った．

3.3.3　試験方法

しごき試験は次の手順で行う．しごき試験用カップをアセトン超音波洗浄，乾燥後，試験用カップの内外面に条件に応じた潤滑油を塗布する．その後，試験用カップを，コンテナにはめ込み，しごき試験を実施する．なお，しごき加工においても工具面を常に一定に保つために一実験毎に工具面にラッピングを施し，アセトンで充分脱脂した．

Table 3.3 Lubricating conditions

| | Container side | | | Die side |
|---|---|---|---|---|
| Lubricant | Dry | P2 | St | St |
| Viscosity cSt(20℃) | — | 18.3 | 5119 | 5119 |




Strain: $\ln L/L_o$
Variation in indentation dimension: $b/b_o$

Fig. 3.4 Micrograph of indentations

## 3.4 実験結果

### 3.4.1 すべり線場の検証

すべり線場の妥当性を検討するために，予めつけた圧痕が接触界面にある時にしごき加工を中断し，試料を取り出して母地ひずみを測定し，すべり線場による予測との比較を行った．

実験結果をしごき率21.5%について図3-5，40.5%について3-6に示す．それらの図にはすべり線場による解析結果も合わせて図示した．原点はダイスの入口に対応する裏面の位置をとった．表面層ひずみはしごき率 21.5%の場合，接触始めより 0.9mm近傍に，しごき率41.3%の場合，0.7mmと2.0 mmの２箇所に集中しており，すべり線場における集中箇所の結果とよく一致する．また，ひずみ量の値も実験と解析はよく一致している．これらの結果よりすべり線場解の予測が正しいことが裏づけられる．ただ，ひずみの測定のための圧痕間隔が 0.2 mmであり，急激にひずみ分布が変わる箇所ではひずみの変化を測定が充分に追随することができなく，実験と解析で差があるように見える．

### 3.4.2 接触に伴う圧痕の寸法変化

a) 無潤滑の場合

図3-7～9 にしごき率21.5%の場合の実験結果を示す， 図3-8に示す圧痕の幅 b の減少は圧痕が埋められていく様子を示す． 接触開始直後に $\frac{b}{b_o}$ が 0.15 程度瞬間的に減少しているが，これは硬質化した試験用カップに圧痕をつけて生じた周囲の盛り上がりがコンテナでつぶされ圧痕に埋められるためで，平滑化機構に関しては検討からはずす．したがって，$\frac{b}{b_o} = 0.85$ を初期の幅寸法とみなす．接触初期に圧痕寸法は徐々に減少するが，接触して0.7mmの箇所で，母材に塑性変形が生じると（図 3-7）急激な圧痕寸法の縮小が生じ，それから 0.2mm 程度の接触が進行しただけで一気に半分以下に減る．その後の塑性変形が進行しない領域では圧痕寸法は保持され，修正しきれなかった圧痕はそのま

ま製品表面に残存する．図3-9 の観察写真からわかるように圧痕寸法変化はしごき方向と円周方向でほぼ同一である．

しごき率が 40.5%と大きい場合の結果を図3-10～12に示す．図3-10のひずみ量でも分かるように急激な塑性変形が生ずる位置はしごき率21.5% に比べ少し前にずれ，接触開始後0.5mmで生ずる．対応して図3-11の圧痕幅も0.1mm程度の接触進行で一気に半分程度になる．その後，塑性変形が進行しない0.7～1.2mmで圧痕幅は変化しないが，1.2 mmを越え，再びひずみが増大するにつれ，圧痕幅は大きく減少し，やがて圧痕はほぼ消滅する．図3-12の写真でそのあたりの圧痕の対角線の溝を注目してみると，圧痕がほぼ消滅する③の位置でも依然として細長く残存している．したがって，圧痕の凹部を埋めて平滑化される機構は，図3-13(b)に示すように穴底部が盛り上がるのではなく，(a)のように平坦化された箇所の材料が横に伸ばされ，すなわち四方よりの求心的な材料流入によるようである．

b)　P2潤滑の場合

前の無潤滑では，圧痕壁は自由表面であったが，潤滑されると封じ込まれた油が圧力を負担するようになる．

図3-14～16に P2潤滑，しごき率40.5%の場合の実験結果を示す．図3-14で接触に伴うひずみの変化の傾向は無潤滑とほとんど変わらないが，無変形接触が若干長いようである．図3-15に示す圧痕幅の変化をみると，全接触領域において，円周方向はほとんど変わらないが，しごき方向では 1.0mmの箇所の表面層変形の開始で急激に増大し，その後ほぼ一定となる．

接触開始から 1.6mmまでは，しごき方向幅寸法変化は材料の表面層のしごき方向ひずみ変化によく対応している．図3-16の観察結果から油が前方へ少量に流出していることが看取できる．ところが，1.6mm を越えると，材料表面層変形が増大しているのに対し，圧痕幅は変化していない．この領域でも油が主に前方へ流出するが，圧痕境界上の不完全な部分から左右にも流出する．工具・材料間で相対すべりがほとんどないこの接触状況では，すべりで油を引き出す機構は生じ難く，母地変形に伴ってのわずかの材料流動が油の流出の決め手となる．

なお，初期の母地変形ではオイルピットは広がるが，後期の母地変形では凹部を埋める材料流と封じ込まれた油の圧力とが釣り合うようである．無潤滑の場合と比べ，圧痕が最後まで大きく残存し，潤滑油の適用により平滑化が著しく遅れることがわかる．

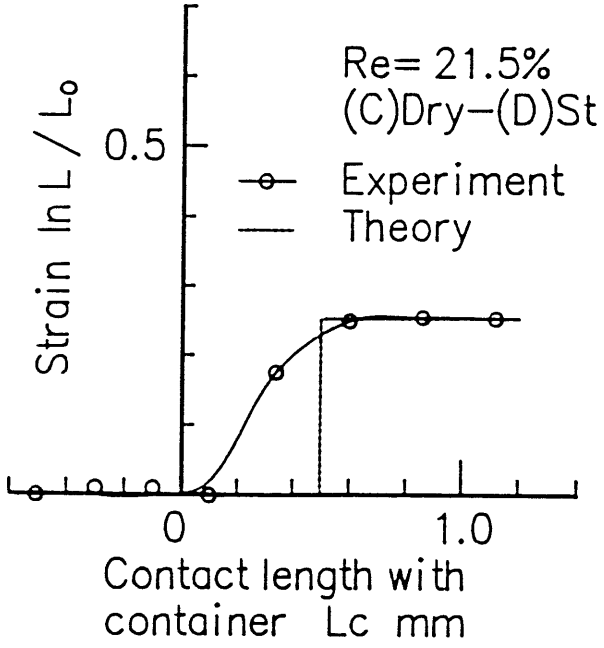



Fig. 3.5 Comparison of measured and calculated strain in surface layer for Re= 21.5%

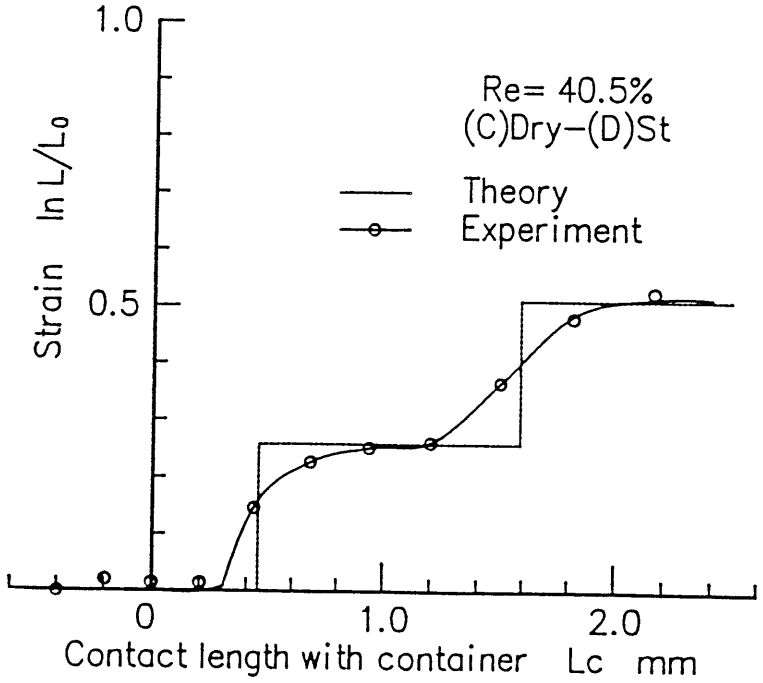



Fig. 3.6 Comparison of measured and calculated strain in surface layer for Re= 40.5%

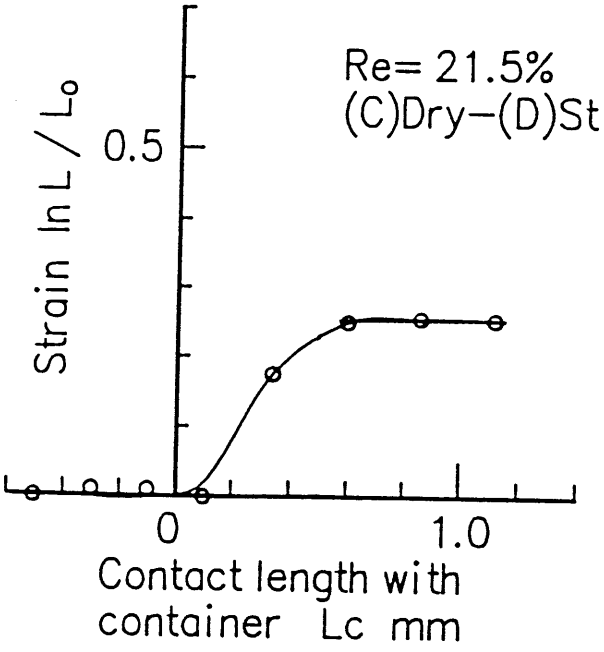



Fig. 3.7 Variation in the strain in surface layer with contact length for Dry, Re= 21.5%

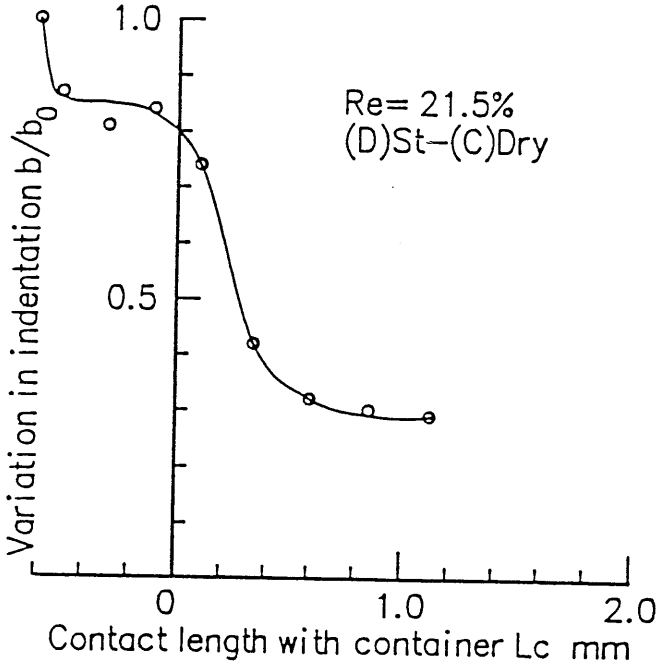



Fig. 3.8 Variation in indentation dimension with contact length for Dry, Re= 21.5%

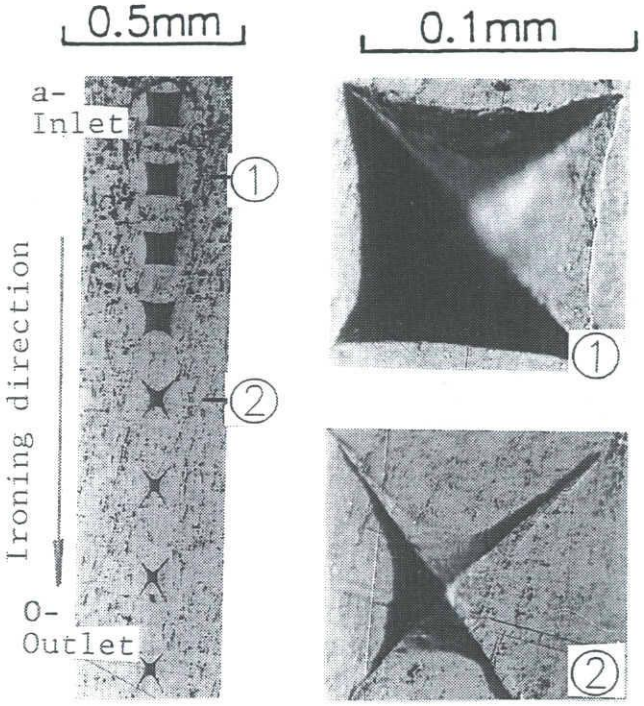



Fig. 3.9 Variation in indentation appearance with contact length for Dry and Re= 21.5%

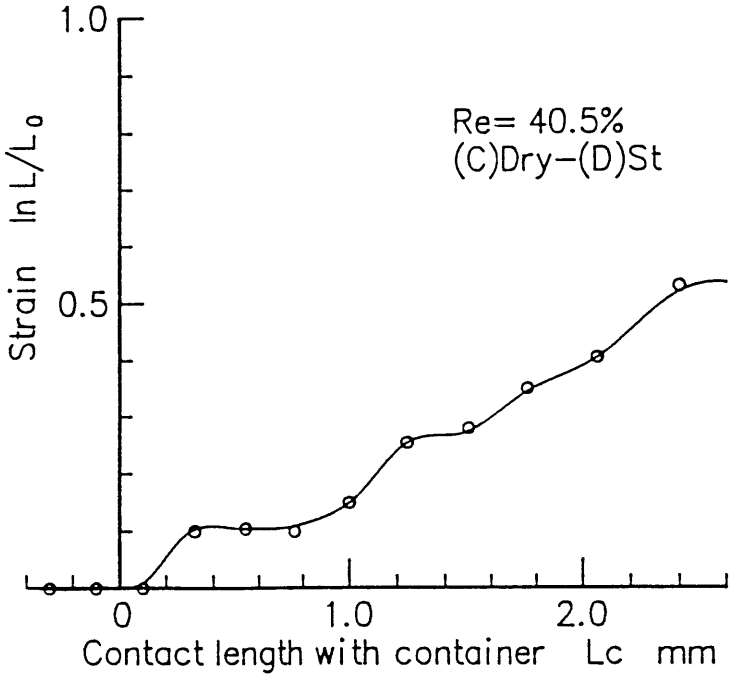



Fig. 3.10 Variation in the strain in surface layer with contact length for Dry, Re= 40.5%

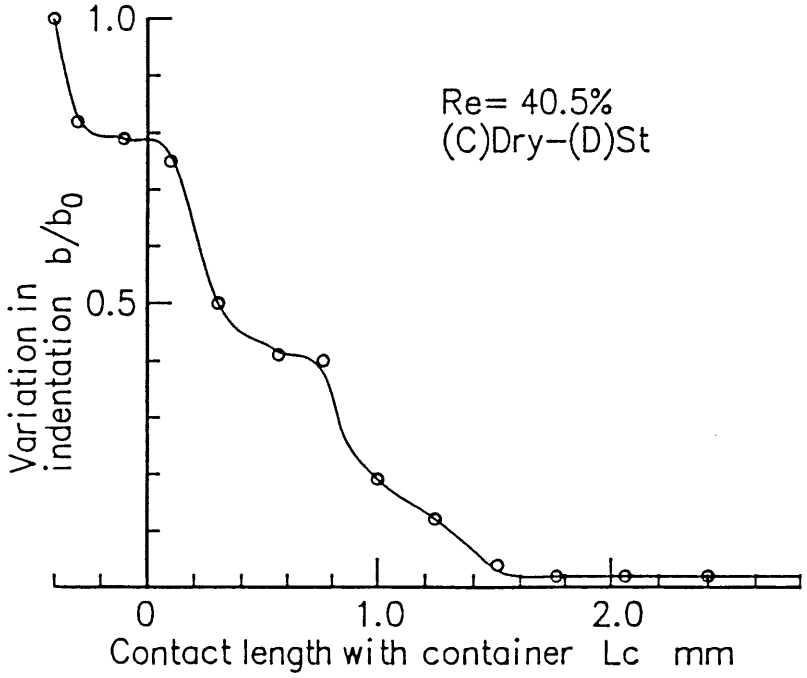



Fig. 3.11 Variation in indentation dimension with contact length for Dry, Re= 40.5%

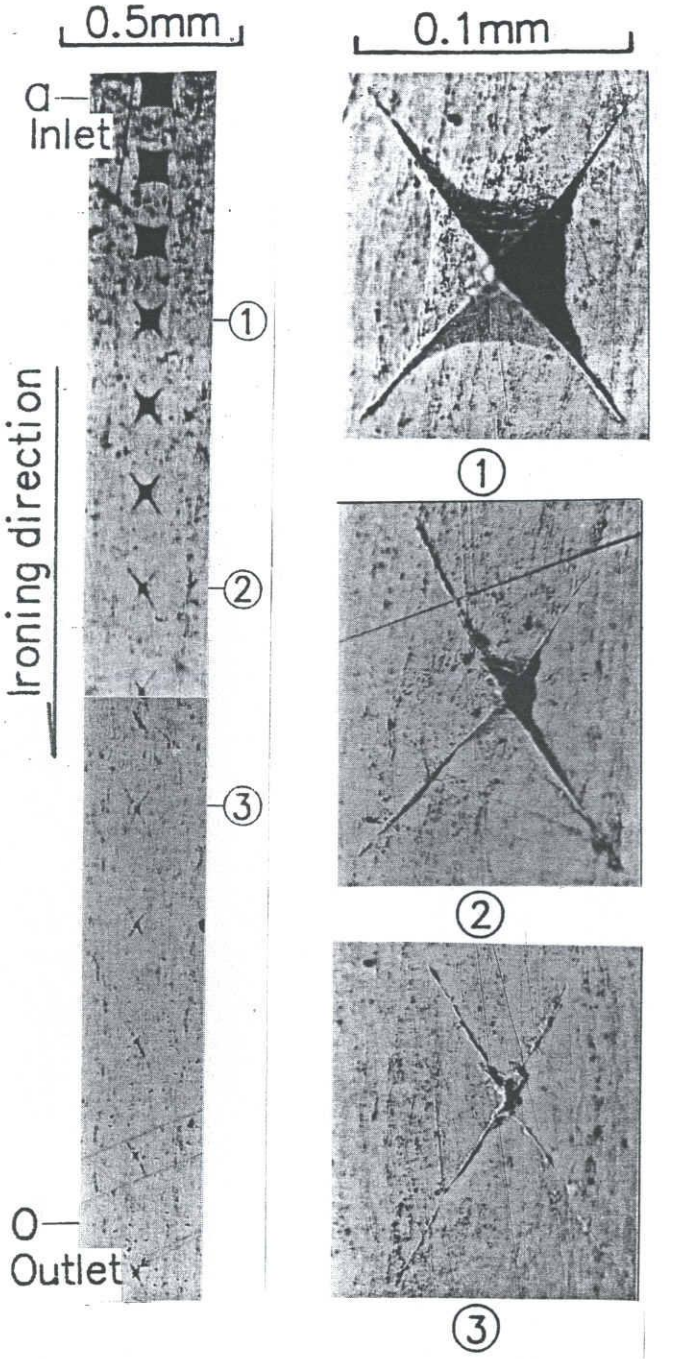
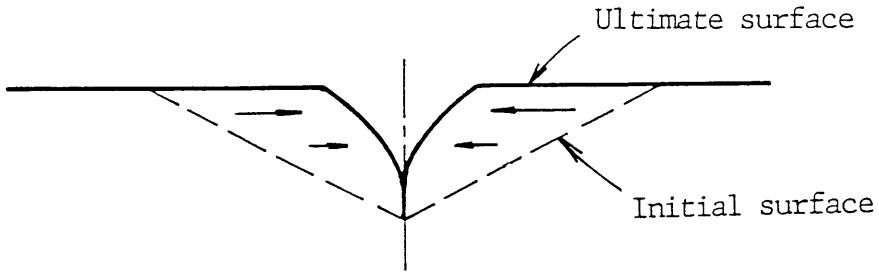
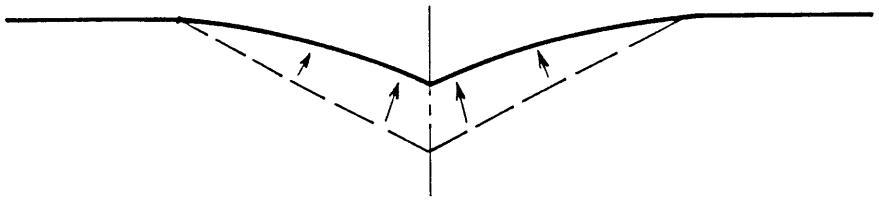



Fig. 3.12 Indentation-disappearing process for Dry, Re= 40.5%




(a) Centripetal flow



(b) Lifting-up

Fig. 3.13 Schematic mechanism of surface-flattening process

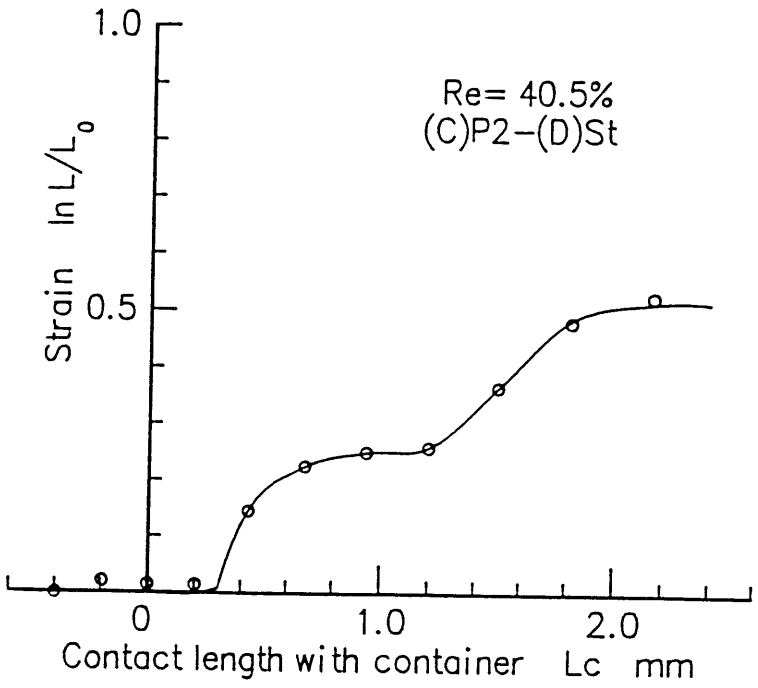



Fig. 3.14 Variation in the strain in surface layer with contact length for P2, Re= 40.5%

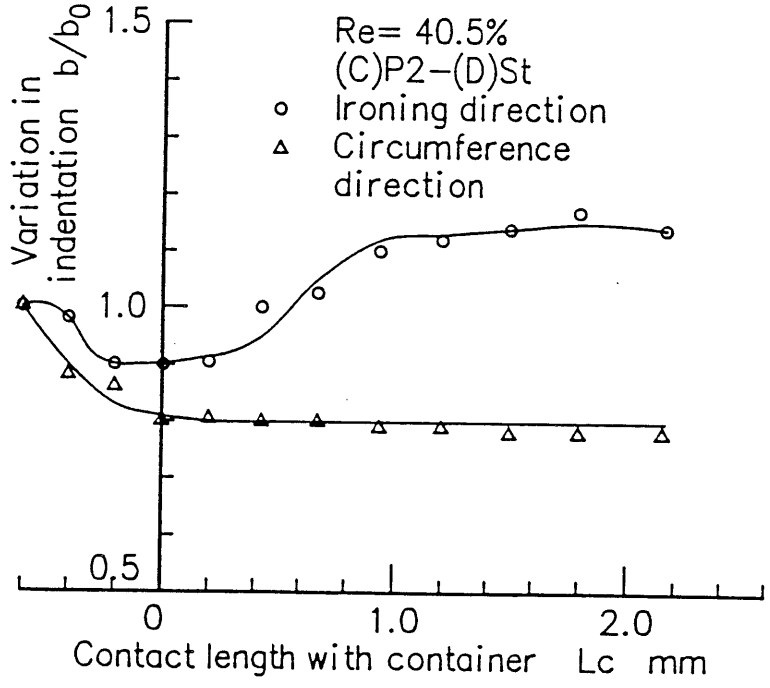
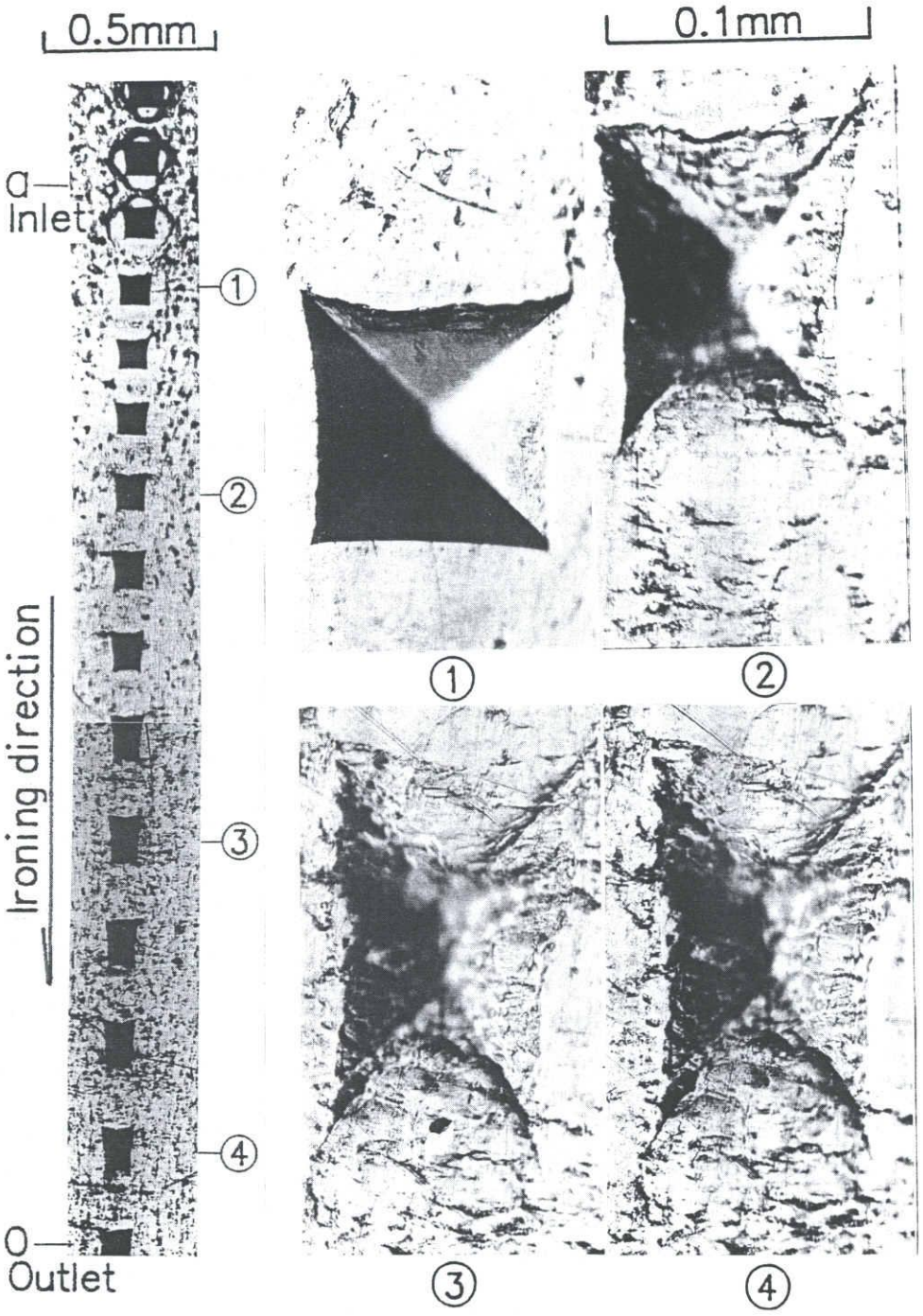



Fig. 3.15 Variation in indentation dimension with contact length for P2, Re= 40,5%




(a) Contact surface

(b) Enlargement of indentations

Fig. 3.16 Oil overflow process on container side for P2, Re= 40.5%

### 3.4.3　実表面における平滑化機構

・・・工具面転写による平滑面形成の最適条件・・・

上述した圧痕の接触に伴う変化過程の観察結果より，しごき裏面では，相対すべりがないことにより油がほとんど排出できなくまた焼付きのおそれもないため，平滑化には無潤滑に近い条件が最もよいこと，さらに圧痕は面圧のみでほとんど変化せず母材の塑性変形と同時に修正されることなどがわかった．以下では，本来の加工対象である通常の絞りカップの表面を出発表面とし，上述のモデル実験との相違を見ながら，工具面転写による平滑面形成の最適条件を検討する．

a)　無潤滑の場合

各しごき率に対応する材料接触面の観察結果を図3-17～19に示す．観察結果より予想される接触状況のモデルを図3-20に示す．まず，しごき率10％（図3-17）の場合に着目すると,接触開始点ａから同終了点ｄに向けて,裏面凹部（黒点）の面積割合は徐々に減少しているが，その数はほとんど一定のままとなっている．しごき率が22％となると(図3-18)，裏面凹部の面積割合は接触開始点ａからｆ（③の位置）までわずかな距離で大きく減少するが，ｆから接触終了点ｄまでの長い接触中においてほとんど変わらない．すなわち，裏面凹部の修正はｆまでで決まるようである．しごき率が32％とさらに増大すると裏面凹部は接触開始点ａからｆまで急速に修正され，ｆにおいて最終面性状に到達している（図3-19）．しごき率40％の裏面の表面形成過程は32％とはほとんど同一であった．なお，しごき裏面の目視観察によると，10％ではやや白濁面となっており，圧延筋もはっきり観察されるが，22％では光輝面となり，その分圧延筋も一層鮮明に観察される.32％ではコンテナと同程度の鏡面となり,圧延筋もほとんど観察されない．

図3-21に接触に伴う表面粗さRaの変化を示す．原点はダイス入口に対応する裏面の位置ｂをとった．位置-0.5mmのRa値 0.07μmがしごき試験用カップの粗さである．本実験範囲内では，しごき率の大小にかかわらず，接触初期においてRaの値が急速に減少している．これは前章のモデル実験の結果と大きく異なる．このことは，図3-17～19の粗さ曲線からわかるように接触初期においてう

ねりや粗さの細かい部分しか修正されないことに起因すると考えられる．また，しごき率ごとに詳細にみると，しごき率10％の場合，接触長さ0.4mm以上ではRaが0.03μm一定である．しごき率22％以上では，接触長さ0.27～0.37mmの間で10％の場合と同様Ra0.03μmに保つが，その後接触長さ0.37mm近傍で，Raがもう一度急速に下がって，一定値にたどり着く．このRaの値はしごき率22％では0.02μmであり，32％ではコンテナのRaの値0.01μmである．これより，本実験条件においては，試料へのコンテナの完全転写を狙うには30％程度のしごき率が必要と思われる．

表面観察より指摘されたように平滑化を考える場合には，接触開始点ａと平滑化終了点ｆの位置が重要である．図 3-22にしごき率の増大に伴うａ～ｂの距離$L_{ab}$とａ～ｆの距離$L_{af}$の変化を示す．しごき率の増大に伴い，$L_{af}$はほぼ一定に保ち，平滑化が行われる領域面積は一定であるが，$L_{ab}$は10％から20％で減少し，しごき率が20％以上ではほぼ一定である．

第２章で述べた手法で，無潤滑に対応する摩擦角$\theta_{fc}$= 32°（$\theta_{fd}$= 40°）ですべり線場を構築し（図3-23），すべり線場から接触点３とダイス入口に対応する裏面位置８との距離をはかり，図3-23に示した$L_{ab}$ に加算すれば，接触点３までのの接触長さが求められる．この接触長さ$L_{cr}$と図3-22に示した$L_{af}$と比較してみたのは図3-24である．両者には非常によい一致があることがわかる．この結果より，しごき裏面の表面修正の終了位置は接触点３であり，前出の図3-17～19のａ，ｂ，ｆ点は図3-24の７，８，３点に対応するものと思われる．母地塑性変形を生ずる前の接触初期においてRaの値がしごき率の大小にかかわらず急速に減少しているのはわずかなすべり下の面圧の増加によるものと思われる．平滑化終了点ｆではしごき率によって急激な粗さの差が生ずる箇所であるが，すべり線場上のこの点３では速度不連続線が会合し，この点３において塑性変形を集中する．したがって，平滑化機構が以下のようにまとめられる．接触初期，適度なすべり下で，母材は弾性域のまま表面凹部が圧下修正を受けるこの段階では相対すべり，面圧ともしごき率増加と共に大きくなる．終了点で大きな母材塑性変形で，新生面生成に伴って一気に最終平滑化が生ずる．以後，再び弾性域となり表面修正は起こらない．

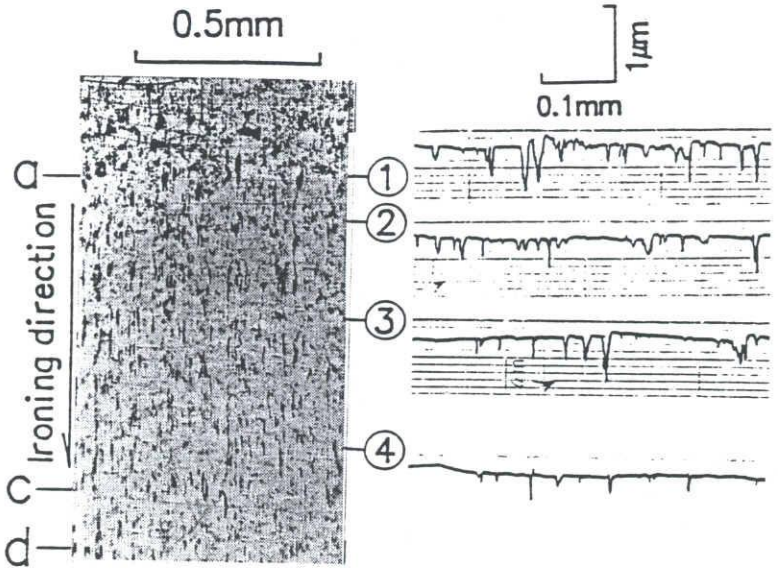



Fig. 3.17 Surface-flattening process for Dry, Re= 10%

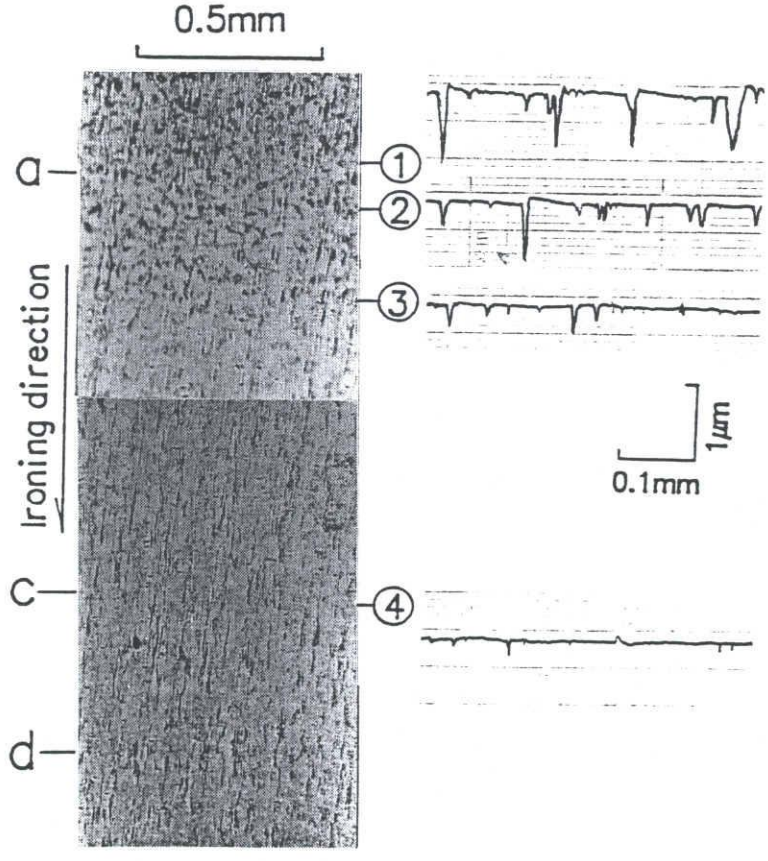



Fig. 3.18 Surface-flattening process for Dry, Re= 22%

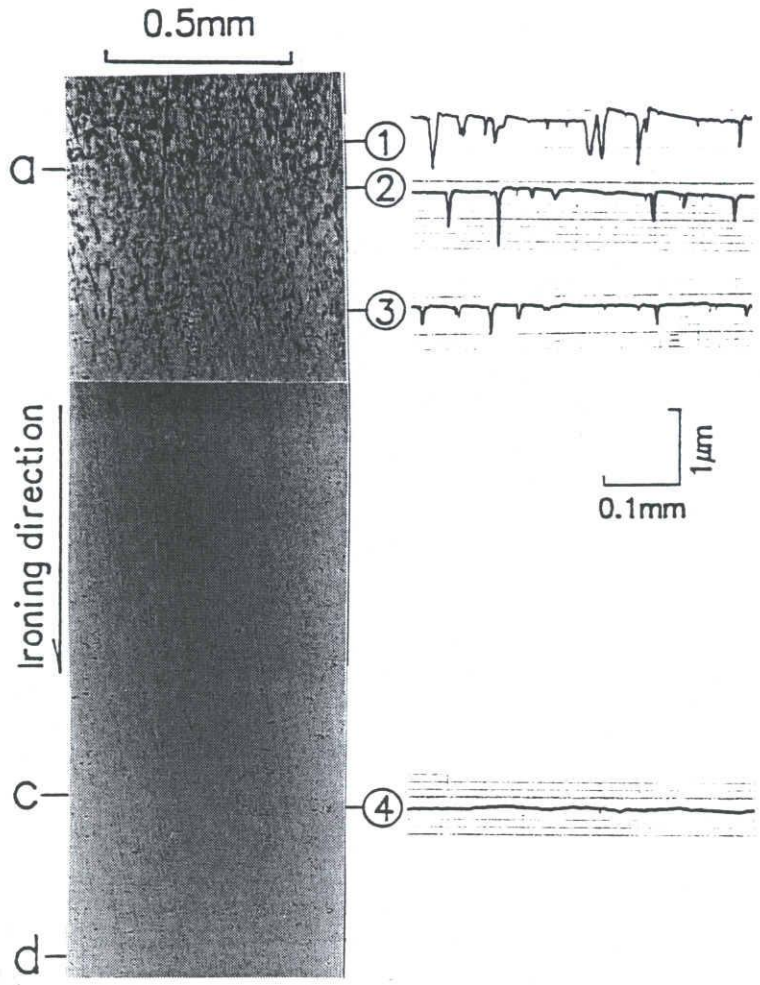



Fig. 3.19 Surface-flattening process for Dry, Re= 32%

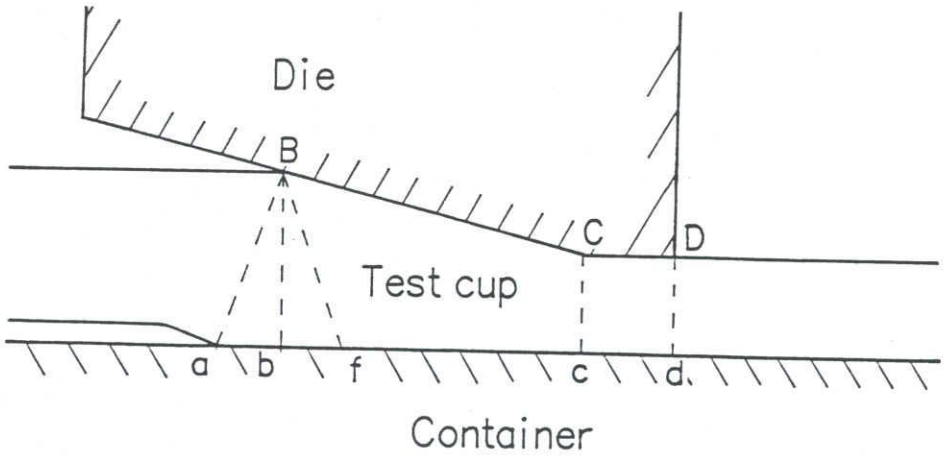



Fig. 3.20 A model illustrating the contact situation on container side

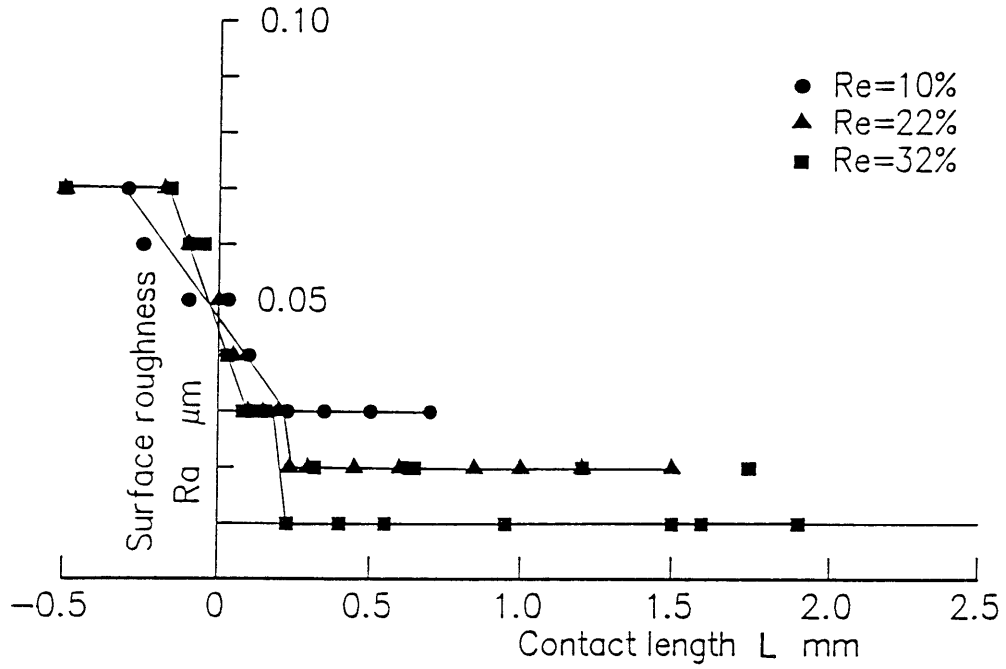



Fig. 3.21 Variation in surface-roughness with contact length for various Re, Dry.

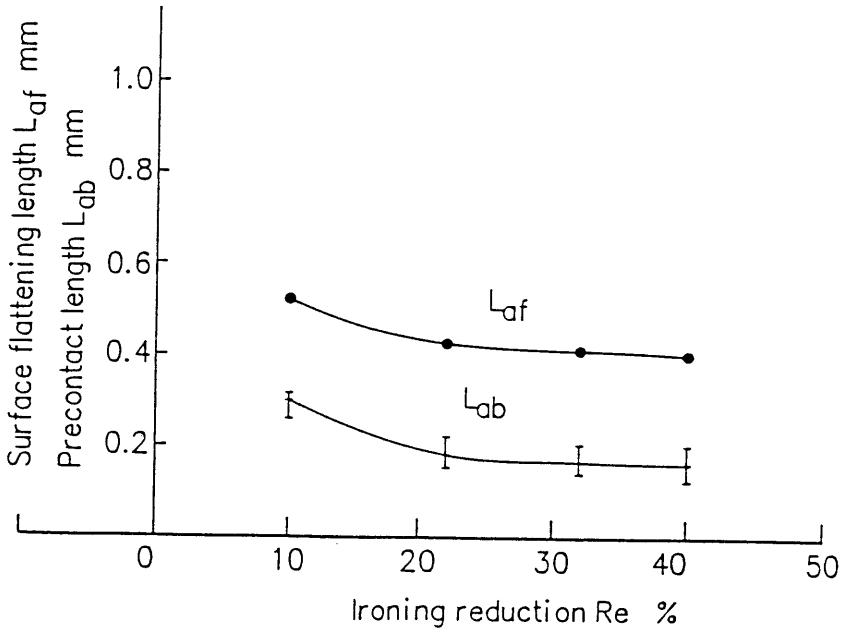



Fig. 3.22 Variation in surface-flattening and precontact length with increase in Re for Dry

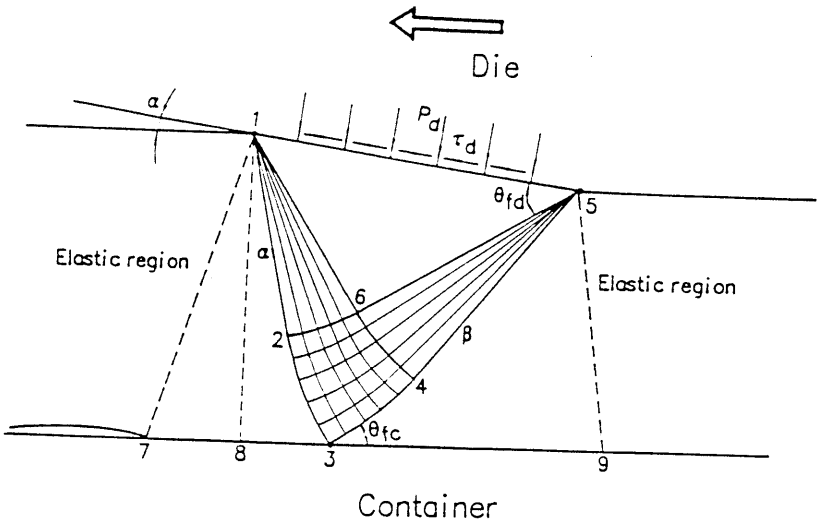



Fig. 3.23 A slip-line field for discussing the surface-flattening mechanism

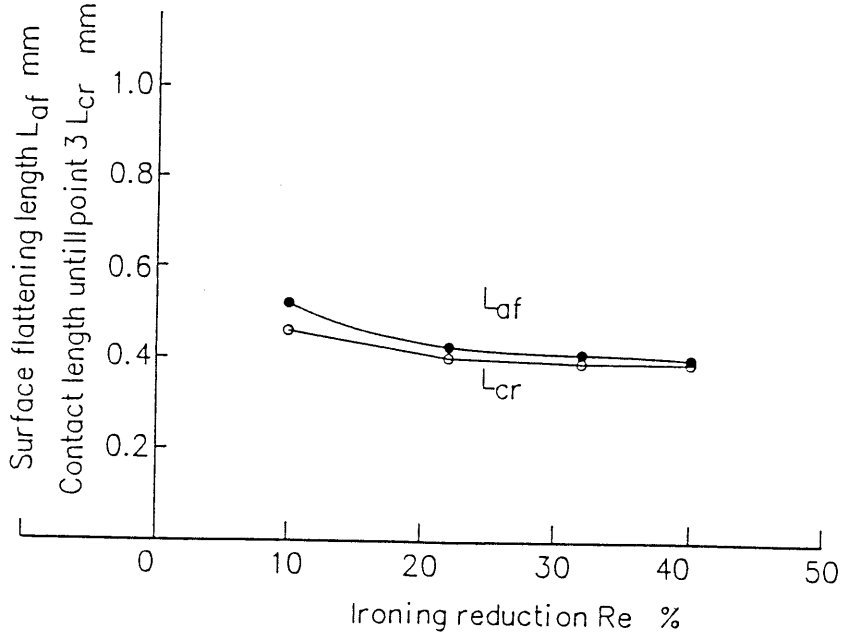



Fig. 3.24 Comparison of measured and calculated surface-flattening length for various Re, Dry.

b) St潤滑の場合

図3-25～26にSt潤滑の場合の表面性状の変化過程を示す．しごき率10％の場合，若干潤滑油の痕跡が観察されるが，初期表面とは大きな差異は認められない．しごき率40％と大きくなると，接触初期においてしばらくの間初期表面性状は保持されているが，接触長さ0.60mm付近から初期表面上の平坦部が粗面化され始める．このことは粗さ曲線からも伺える．また，目視では，10%の場合初期表面よりやや白濁面となっているが，40％では初期表面と比べかなりの白濁面となっている．接触に伴う粗さRaの変化をみると（図3-27），しごき率の大小に拘らず，Raの値が若干ばらついているが，接触に伴うRaの変化はほとんど認められない．接触に伴う初期表面の平坦部の粗面化はRaで表現できないほどのものである．図 3-22と同様，図 3-28にしごき率の増大に伴う$L_{ab}$と$L_{af}$の変変化を示す．この場合，$L_{ab}$ は前述の定義に従うものであり，$L_{af}$は接触開始点ａと表面が粗面化され始める位置ｆとの距離である．しごき率の増加に伴い，$L_{ab}$ ，$L_{af}$双方とも漸減する傾向を示すが，無潤滑の場合と比べて，$L_{ab}$の値は小さく，$L_{af}$ の値は大きいことがわかる．また，すべり線の解析結果と照合すれば，この場合も，表面粗面化の開始位置ｆはやはりすべり線場の速度不連続線とコンテナとの会合点３であり，すべり線場理論によってその粗面化挙動が理解できる．

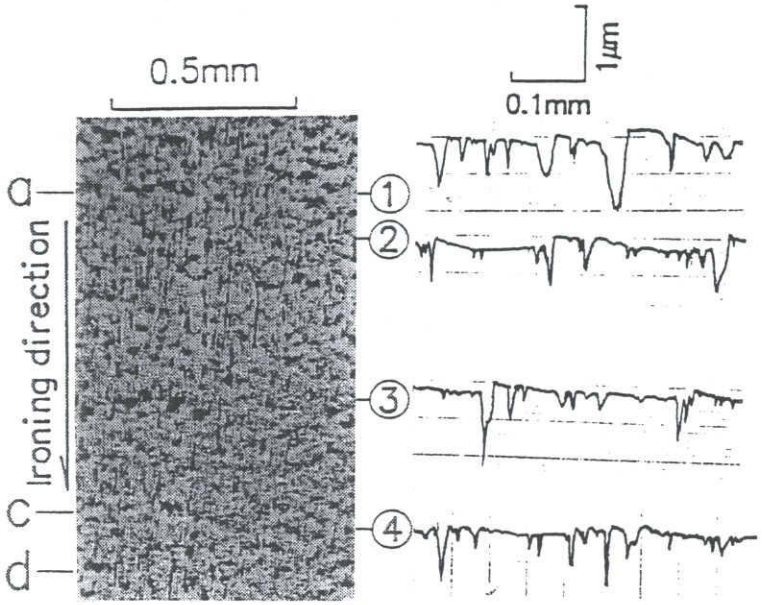



Fig. 3.25 Variation in surface appearance with contact length for St lubricating and Re= 10%

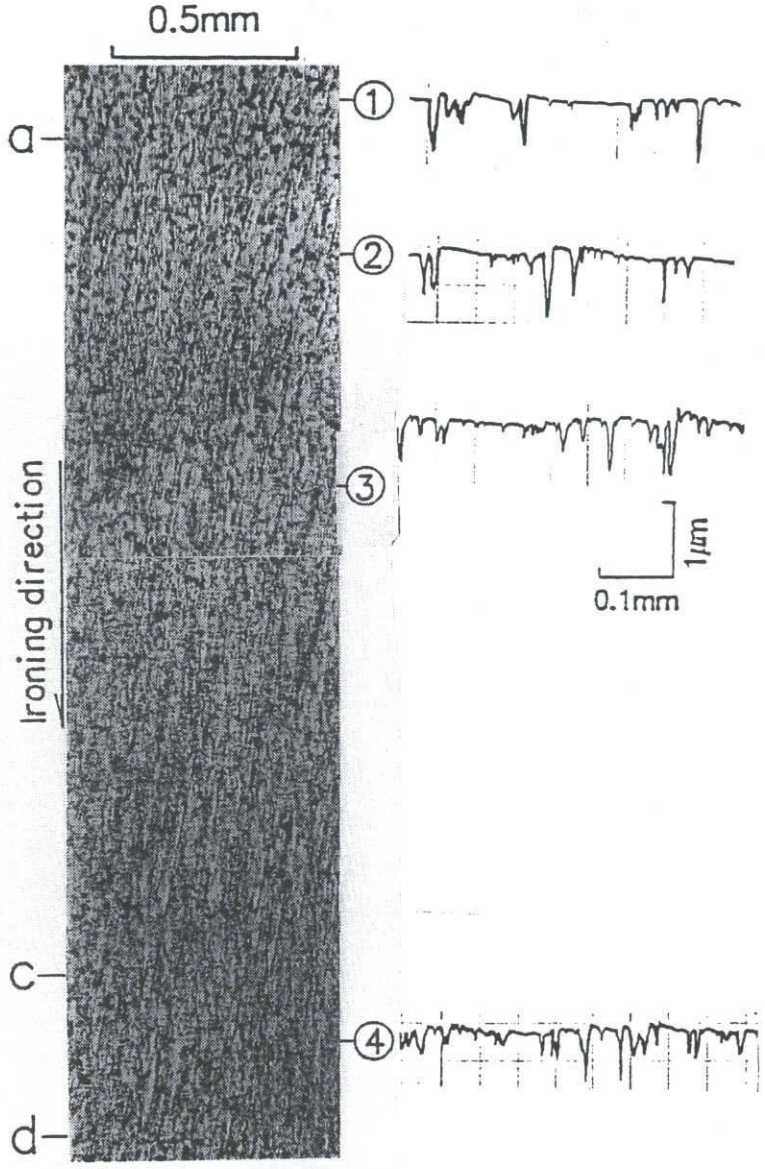



Fig. 3.26 Variation in surface appearance with contact length for St lubricating and Re= 40%

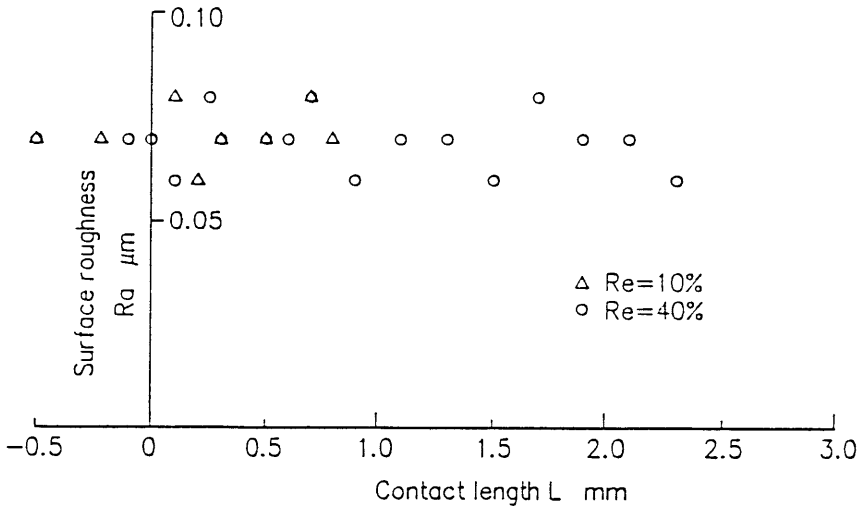



Fig. 3.27 Variation in surface-roughness with contact length for St lubricating

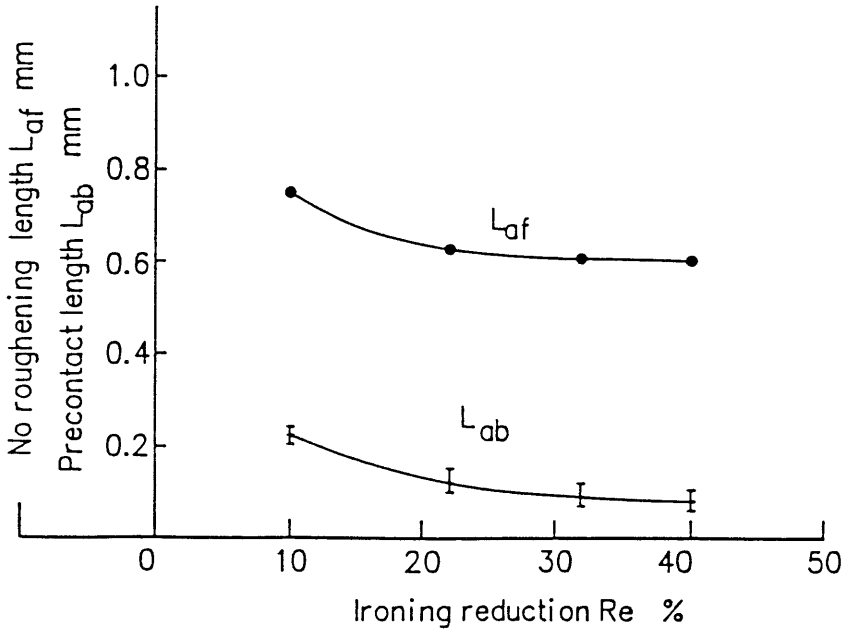



Fig. 3.28 Variation in $L_{ab}$ and $L_{af}$ with increase in Re for St lubricating

## 3.5 結言

しごき加工における裏面の平滑化過程を観察するために，深絞り試験機に組込むことが可能で，しかも加工後の試料の取り出しや観察・測定の便宜を考慮した内面しごき加工装置を設計，製作した．この装置を用いて，しごき加工を行い，接触に伴う表面性状の変化を詳細に観察した．その結果をまとめると以下のようである．

1) 表面にビッカース圧痕をマークし，表面層ひずみの実測により，前章に述べたすべり線場解析が正しいことを実証した．
2) ビッカース圧痕のように比較的大きな表面凹部は母地塑性変形なく面圧のみでほとんど修正されないが，絞りカップのような細かい粗さを有する表面が面圧のみでもかなり修正され，また，いずれの場合も面圧下で母地塑性変形に伴い表面が大きく修正されることが認められた．
3) 相対すべりのほとんどないしごき裏面の接触状況では，表面凹部から油の引出しが生じ難く，油の適用により表面平滑化は著しく遅れ，平滑面形成には無潤滑に近い潤滑条件が最適であることは確認された．
4) 初期表面の粗さレベルによって平滑化に必要なしごき率が異なり，Rmax 1.0$\mu$m程度では，しごき率約30%で工具面と同程度の製品表面が得られ，平滑化の限界に達したことがわかった．
5) 上述した諸現象は，前章のすべり線場理論で充分理解できるものであった．

# 第４章　しごき面における表面形成過程のモデル実験[55]

## 4.1　緒言

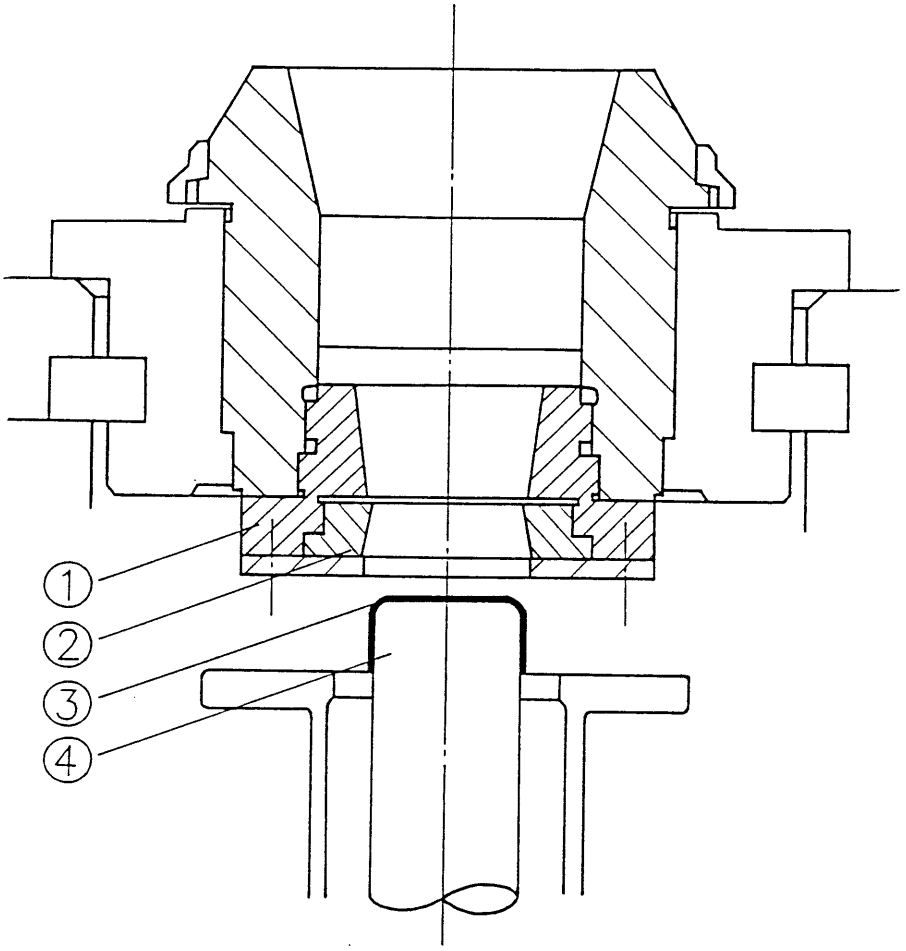
第２章において，すべり線場理論を用い，表面形成過程の力学的影響因子である接触面圧，相対すべり速度および表面層ひずみの接触界面における分布を予測した．前章では，しごき裏面を検討対象に取り上げ，その表面平滑化過程を詳細に観察したところ，その特徴がすべり線場理論の予測とよく合致していることがわかった．しかし，しごき面の場合，しごき裏面と違って相対すべりがあるため焼付き防止の潤滑油を適用しなければならず，力学的影響因子とともに，油の挙動も表面形成にとって重要な点となるので，この章でそれを詳細に検討したい．さらに平滑表面形成するための潤滑油，しごき率などの加工条件の選択の指針を明らかにしたい．

## 4.2　実験装置

試験機は前章と同一の東京衡機製造所製の TF-102-12型深絞り試験機を用い，図4-1 に外面しごき加工装置を取り付けた概要を示す．内面しごきとは異なって，外面しごきの場合には外側工具がダイス，内側工具がポンチとなる．

しごきダイス②はダイスホルダー①で固定され試験機本体にねじり込んで固定されているが，ポンチ④はポンチホルダーに差し込まれているだけである．試験用カップ③はポンチの頭部にはめ込み，ポンチを上昇させ，試験用カップ外面にしごき加工を施す．加工中断後，ポンチホルダーを降下させ，ポンチはポンチホルダーより外れ，試料がついたままでダイスに取り残される．試験機より取り外した後，そのまま冷凍し，ダイスを外してから，ポンチの中心軸孔に圧縮空気を送り込むことによりポンチから試料を外す．しごき工具の諸元を表4-1に示す．ダイスにはS55Cを用い，加工部の表面粗さはRmaxで0.3μm程度にラッピング仕上げされ，ダイス半角は8°，ランド長さは0.3～0.5mmである．また，ダイスランド部の直径を変えることにより，しごき率は 10%,20%,30%,40%,50%の５種類に変更しうる．

しごき試験用カップ製作のための絞り加工には，外径40.00mm，肩半径5mmの絞りポンチ,内径41.5mm，肩半径4mmの絞りダイスを用いた．




① Die holder ② Die

③ Test cup ④ Punch

Fig. 4.1 External ironing test apparatus

4.3　実験条件

3.3節で述べた絞りーしごき加工工程，加工条件を用い，絞りきったカップをしごき試験用素材カップとし，そのカップの外表面にオイルピットのモデルとなるビッカース圧痕をつけた．圧痕の形状や付け方は 3.3節の場合と全く同様である

潤滑油としては，油の流出挙動に及ぼす潤滑油粘度の影響をみるためにパラフィン系鉱油3種(St,P4,P2)を用いた．その性状を表4-2に示す．ポンチ側にはストリッピングを容易にするためP2の1種に限って塗布した．

しごき率は20%と40%の２種類，しごき速度は0.35mm/sとした．また，実験はすべて温度20±1℃に保たれた恒温室内で行った．

Table 4.1　Ironing tools

| | Die | Punch |
|---|---|---|
| Material | S55C($H_{RC}$=60) | SKD11($H_{RC}$=61) |
| Surface roughness | Rmax=0.35$\mu$m Lapping finish | Rmax=0.12$\mu$m Lapping finish |
| Dimension | Semiangle, 8° Land length, 0.2～0.5 mm | |
| Ironing reduction, Re : 10%, 20% , 30%, 40% | | |

Table 4.2　Lubricating conditions

| | Die side | | | Punch side |
|---|---|---|---|---|
| Lubricant | P2 | P4 | St | P2 |
| Viscosity cSt(20℃) | 18.3 | 321 | 5119 | 18.3 |

## 4.4 実験結果

観察・測定は予めつけた圧痕が接触界面にある時にしごき加工を中断し，試料を取り出して行った．材料表面層の変形は圧痕の間隔Lの変化，オイルピット部の潤滑油の流出挙動は圧痕の形状変化で求めた．

### 4.4.1 すべり線場解との比較

表面層ひずみの実測結果を図4-2，3に示す．すべり線場による解析結果も点線で合わせて図示した．いずれのしごき率でも，すべり線場から予測されるように，接触面の前半部分は剛体域になっており変形はほとんどない．ただ流入直後の速度不連続による変形はすべり線予測より低くなっている．後半部分で変形が生じ始めるが，すべり線のように速度不連続の箇所に集中するのでなく，全体一様に変形が進行しているようである．これは，ダイス出口のランド部や丸みが影響しているものと思われる．

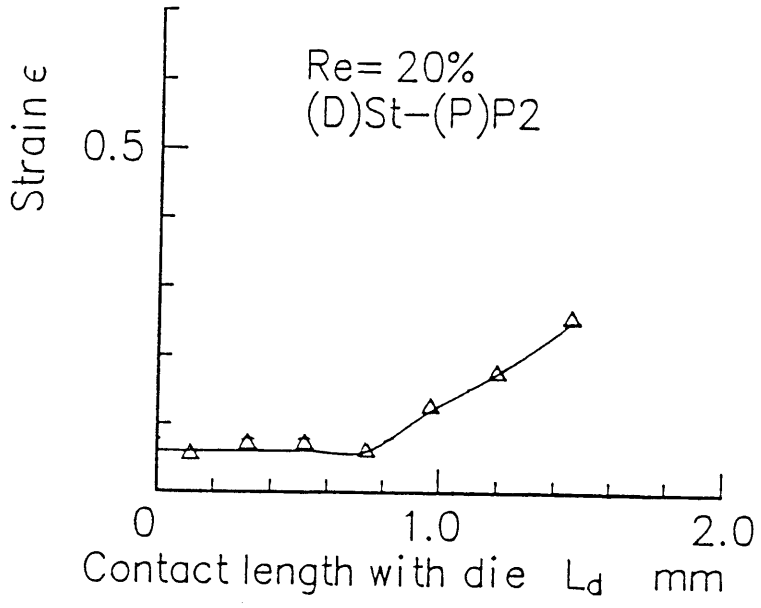



Fig. 4.2 Comparison of measured and calculated strain in surface layer on die side for Re= 20%

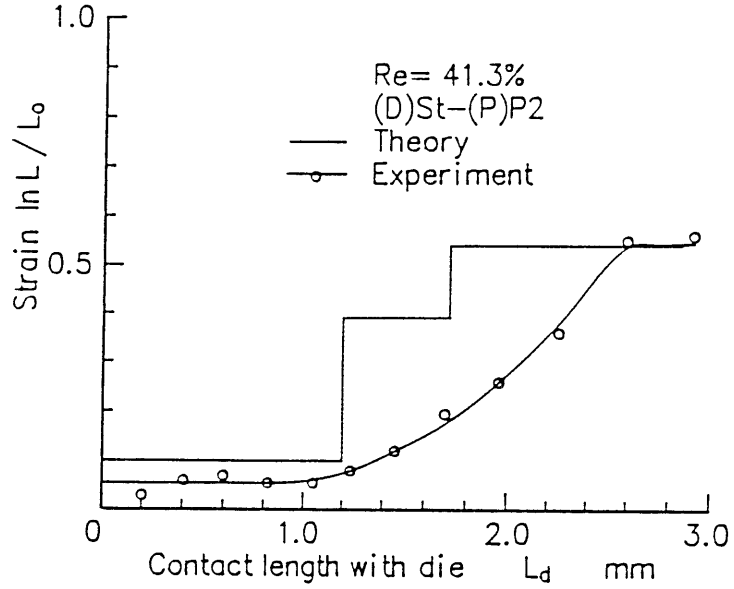



Fig. 4.3 Comparison of measured and calculated strain in surface layer on die side for Re= 41.3%

4.4.2 潤滑油の流出挙動

・・・表面形成過程・・・

a) しごき率20%の場合

図4-4～6に高粘度油Stで潤滑した場合のしごき面の表面形成過程を示す．図4-4のひずみの測定結果を見ると，接触開始後0.75mm進んだあたりまでは母材変形がほとんどなく，それ以上でひずみはほぼ直線的に増加している．これに伴う圧痕自身の形状変化を次に着目する（図4-5）．ダイスの入口を通り過ぎた瞬間で圧痕寸法が円周，しごき両方向とも減少している．母地変形のほとんどない0.75mmあたりまでは圧痕もほとんど変化しないが，それを過ぎるとまずしごき方向に伸ばされ，1.1mm,すなわちダイスランドの入口あたりから伸びた先端部がダイスに修正され減少する．その表面修正時期に円周方向寸法も減少する．図4-6aの接触界面の観察写真を見ると，ダイス入口から0.75mmまでの塑

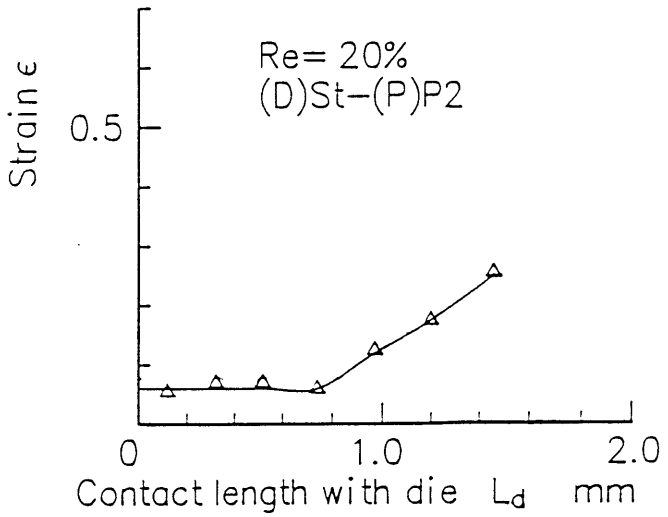



Fig. 4.4 Variation in the strain in surface layer with contact length for St, Re= 20%

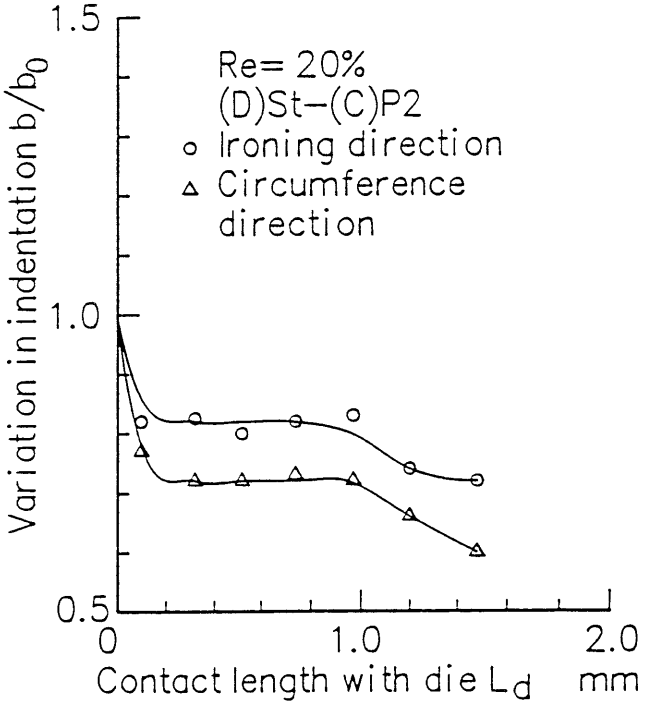
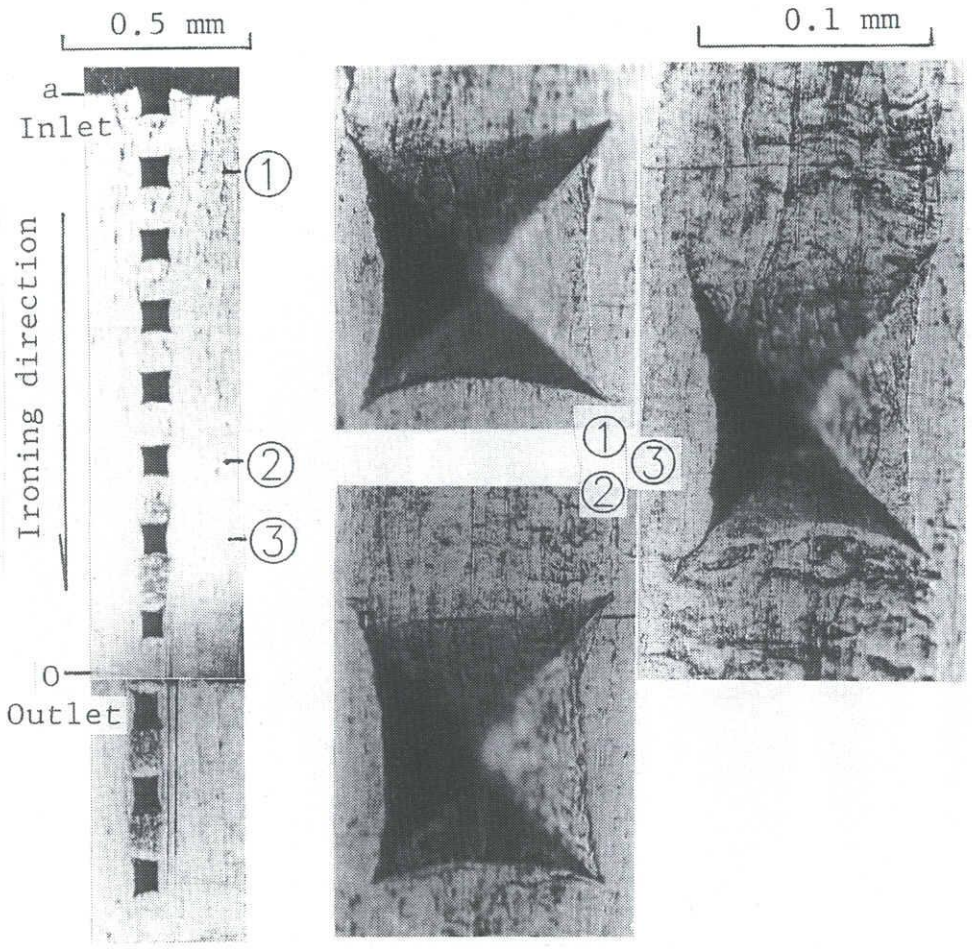



Fig. 4.5 Variation in indentation dimension with contact length for St, Re= 20%




(a) Contact surface

(b) Enlargement of indentations

Fig. 4.6 Oil flow-out process on die side for St, Re= 20%

性変形のない接触領域において潤滑油の流出はまったく認められないが，母地変形開始後間もなく圧痕の周囲の形状が変化し，潤滑油が流出し始めるのが認められる．圧痕の周囲の形状は，前面では明瞭であるが，後方では輪郭が消え，表面も荒れており，その縦断面をモデル的に描くと図4-7 に示すようで，後方（ダイス入口側）へ主に流出しているようである．変形が進むと圧痕の荒れが激しくなり，流出量が増してゆく．なお，この場合には，変形量が小さいため最後まで圧痕の形状は大きく残存する．

潤滑油として低粘度油P2を用いる場合の実験結果を図4-8～10 に示す．表面層のひずみ（図4-8）はSt潤滑の場合と全く同様な挙動を示すが，圧痕の形状変化（図4-9）は著しく異なる．圧痕は接触して0.6mmまではしごき・円周両方向とも変化しないが，その後急激に減少する．接触部の観察結果（図4-10a）を見ると位置 0.4mm前後で圧痕近傍以外の接触面において焼付きが生じている．圧痕の形状をみると（図4-10b），圧痕の中心は大きく前方にずれていて，形状や寸法も大きく変化した様子が明瞭に確認できる．なお，油の流出痕跡ははっきりとしない．

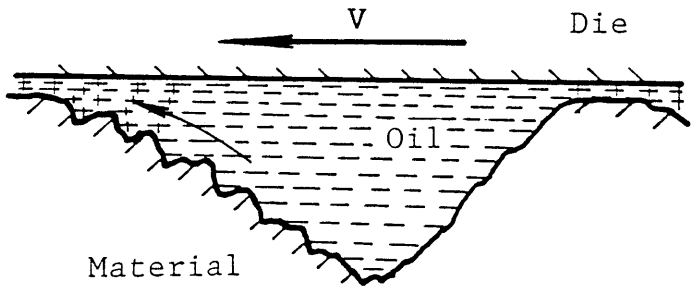



Fig. 4.7 Schematic mechanism for flow-out from oilpit

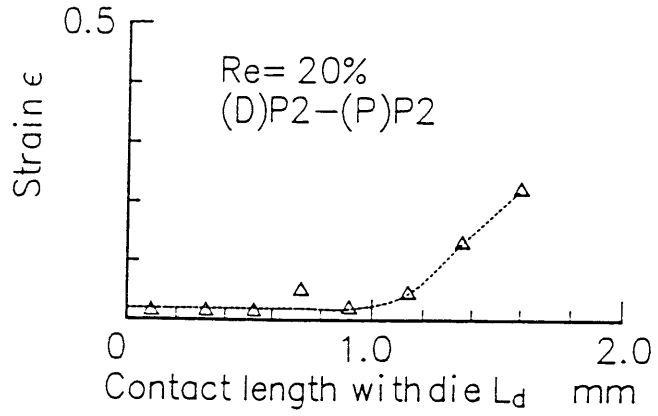



Fig. 4.8 Variation in the strain in surface layer with contact length for P2, Re= 20%

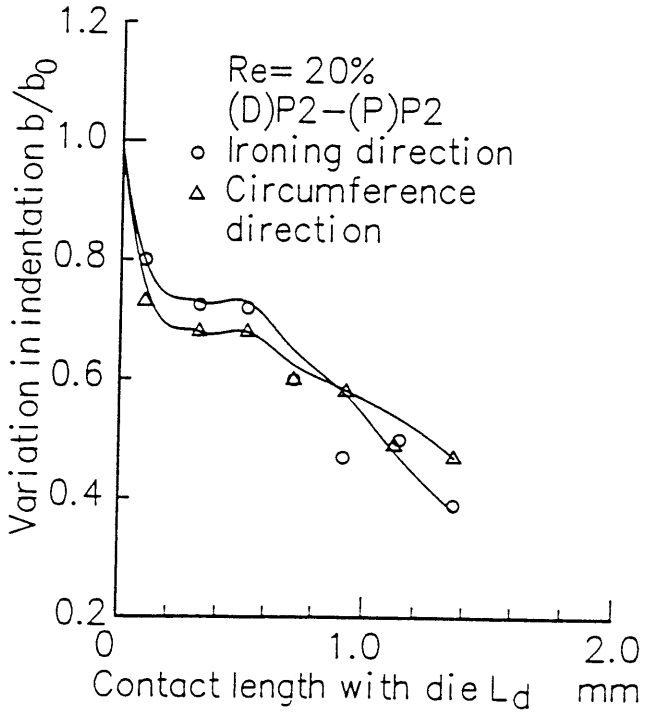
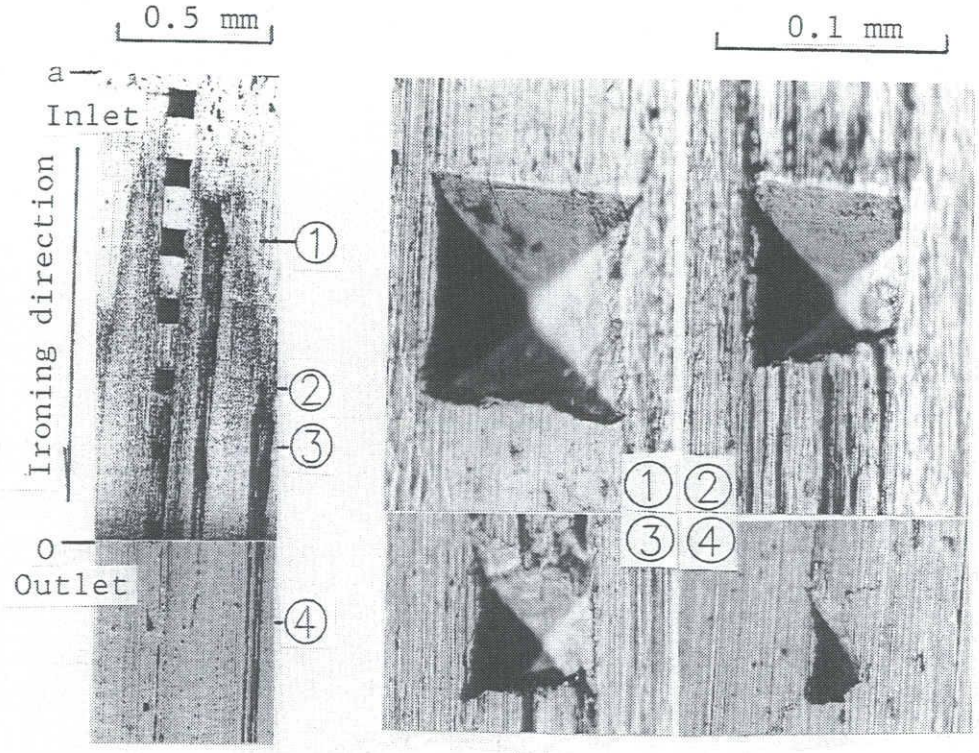



Fig. 4.9 Variation in indentation dimension with contact length for P2, Re= 20%




(a) Contact surface

(b) Enlargement of of indentation

Fig. 4.10 Micrographs of indentations for P2 lubricating, Re= 20%

b)　しごき率40%の場合

しごき率が大きくなると，接触長さが増すと同時に母地の変形量も増加し，油の流出挙動が観察し易くなる．

図4-11～13にP4潤滑を用いた場合のしごき面の表面形成過程を示す．圧痕の形状変化に着目すると（図4-12），母地変形のほとんどない0.8mmあたりまでは圧痕もほとんど変化しないが，それを過ぎるとまずしごき方向に急激に伸ばされ，2.2mm（ダイスランド部の入口）あたりで伸びた先端部がダイスに修正され減少する．その表面修正時期に円周方向寸法も減少する．図4-13a の接触界面の観察写真を見ると，塑性変形のない接触領域において潤滑油の流出はまったく認められないが，母地変形が開始後間もなく圧痕の後方へ潤滑油が流出し始めている．変形がさらに進むと流出量が急増し，ダイスの出口付近では圧痕の左右にも流出した跡がうかがえる．油流出の過程を詳細に観察すると（図4-13b），油の流出開始点①で圧痕に表面荒れが生じ，圧痕中心は前方にずれる．母地変形が進むと油が後方全面から大量流出し(位置②)，母地変形がさらに進行してゆくと（位置③）前方圧痕から流出した油が後方圧痕に流入し始め，圧痕全体の輪郭がぼやけている．いずれにせよ，油が主として圧痕の後方から流出してゆくようである．

潤滑油として高粘度油Stを適用する場合，表面層のひずみ変化，圧痕の形状変化はP4潤滑の場合と全く同様な挙動を示したが，油の流出挙動が若干異なる．その箇所である接触部1.2～2.8mmだけを取り出して，図4-14に示す．P4潤滑の場合と同一な位置から油は圧痕後方へ流出し始めるが，圧痕の形状崩れがより小さな母地変形で生じている．圧痕の形状を詳細に観察するとP4潤滑よりも圧痕の後方の流出口は広く，流出した油量が多くなっている．いずれの場合も，いったん圧痕を埋めた材料表面に擦過傷，また，流出油の再度トラップが認められる．

4.4.3　表面層ひずみと圧痕寸法変化の相関

図4-15は油がトラップされた場合の表面層の母地ひずみと圧痕寸法変化の相関を示したものである．圧痕は母地材料と同一な伸びを示し，圧痕内の油が周囲の材料と一体になって，圧力を負担し，周囲の材料の入り込みを阻止していることがわかる.ただし,出口付近のデータは除かれている．

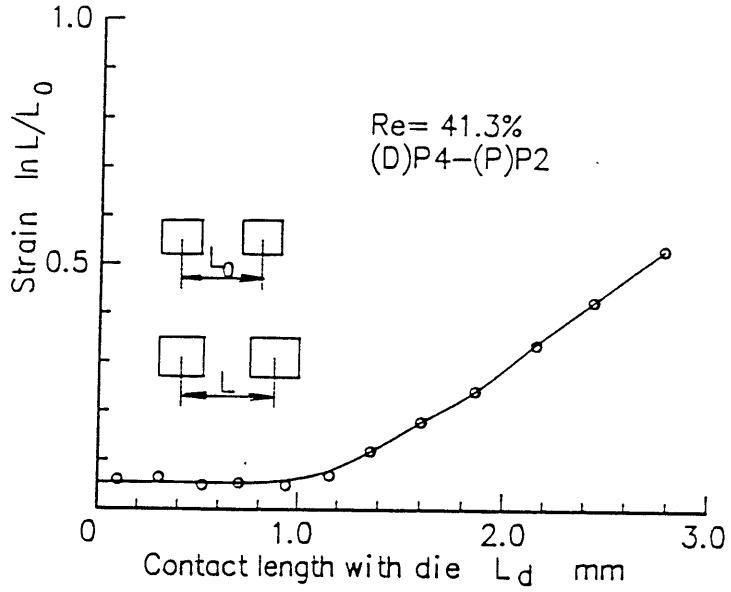



Fig. 4.11 Variation in the strain in surface layer with contact length for P4, Re= 41.3%

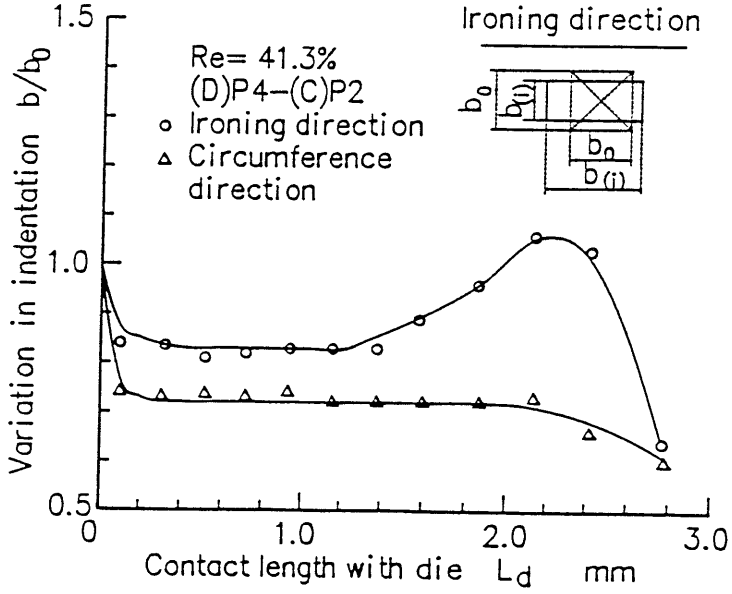
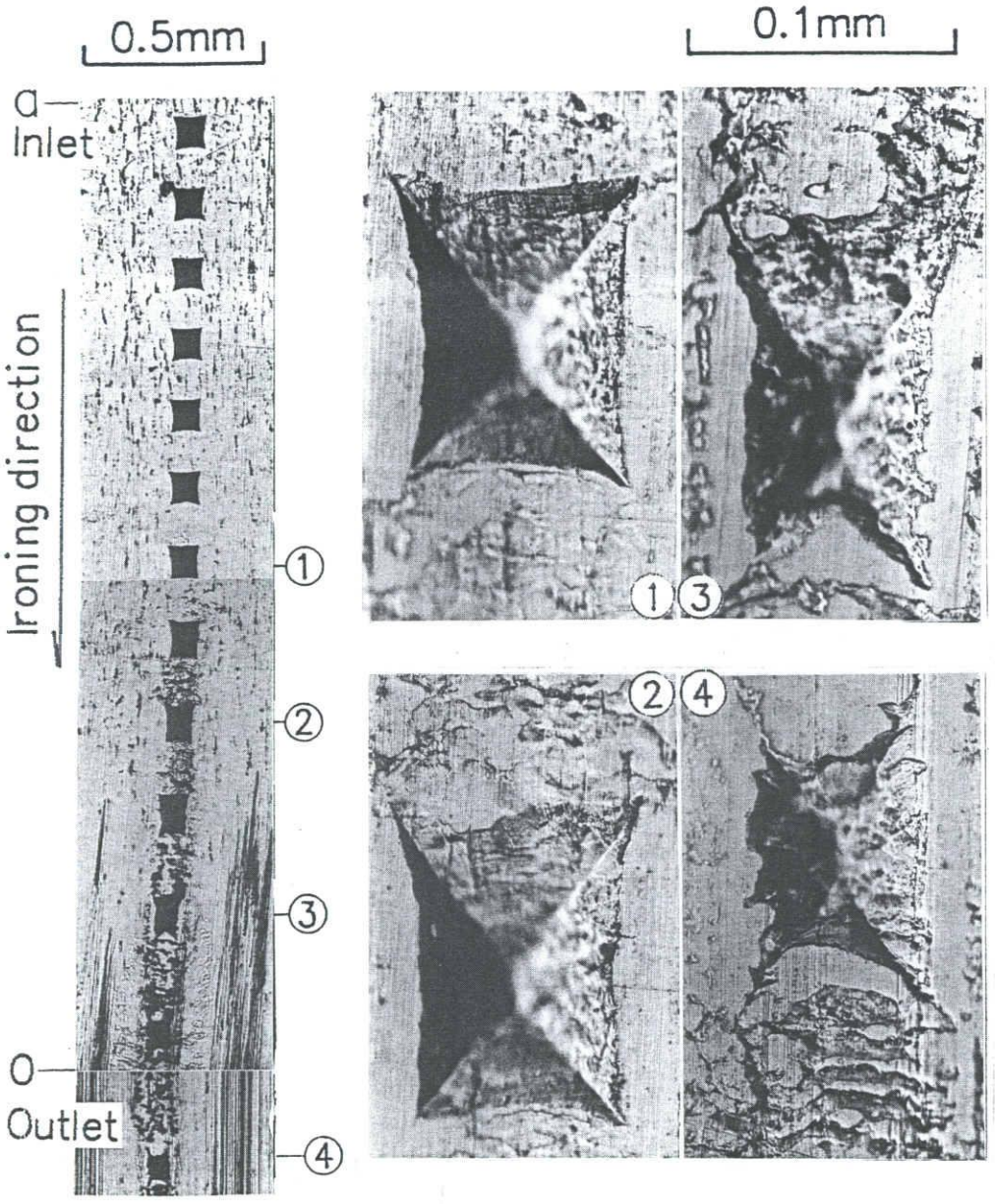


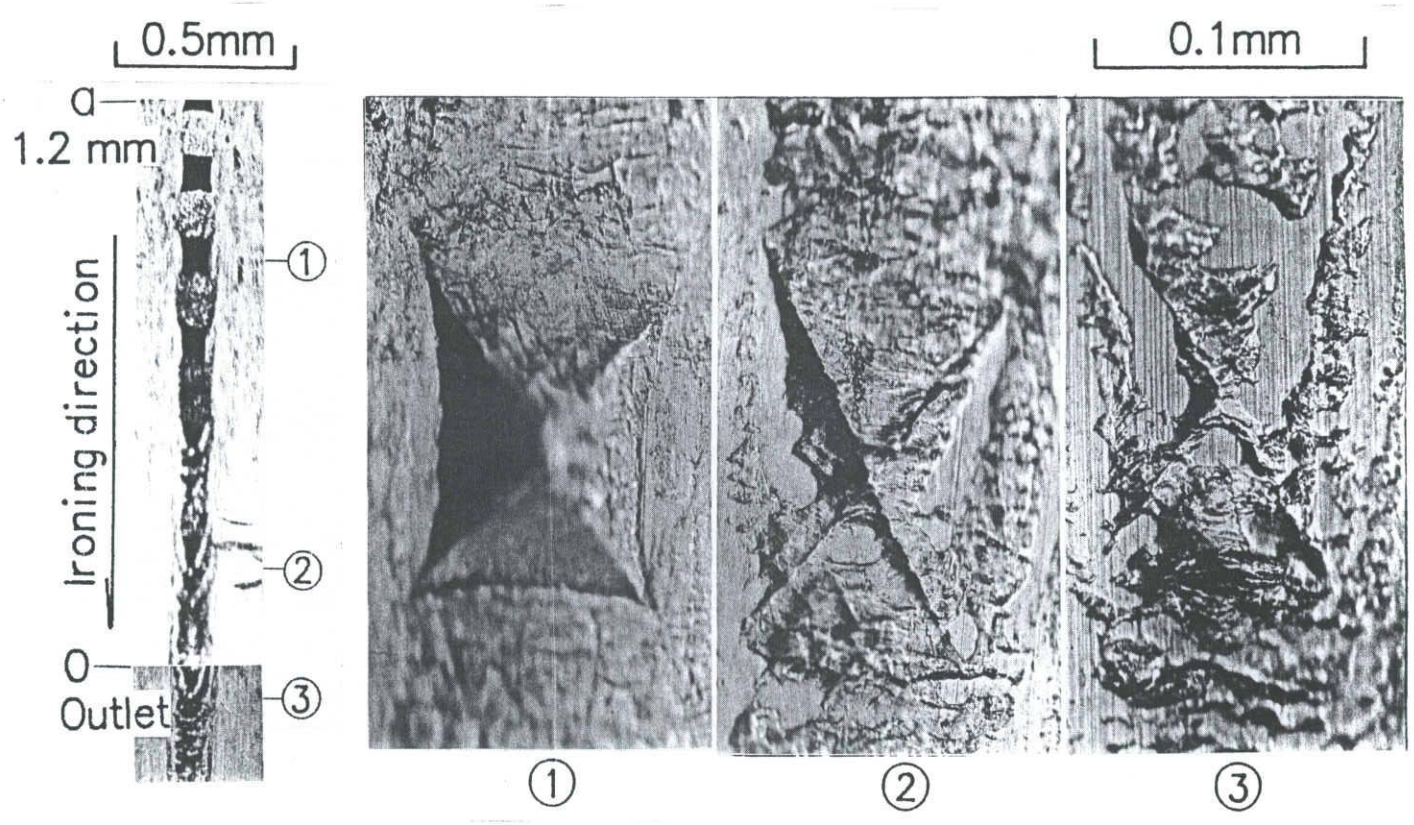

Fig. 4.12 Variation in indentation dimension with contact length for P4, Re= 41.3%




(a) Contact surface

(b) Enlargement of indentation

Fig. 4.13 Oil flow-out process on die side for P4, Re= 41.3%




(a) Contact surface

(b) Enlargement of indentation

Fig. 4.14 Oil flow-out process on die side for St, Re= 41.3%

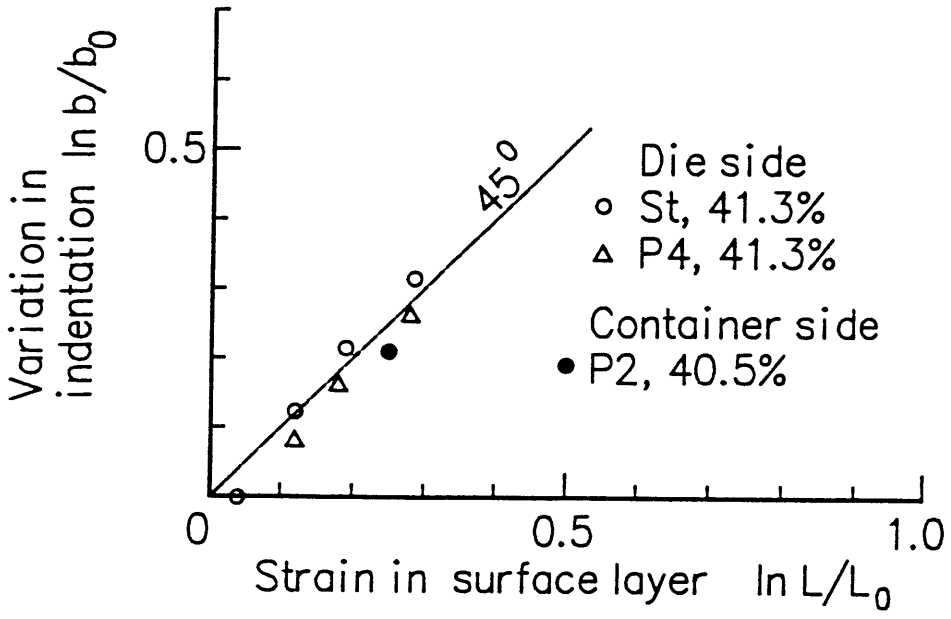



Fig. 4.15 Relationship between the strain in surface layer and variation in indentation dimension

4.4.4 潤滑油の流出機構

上述した観察結果を要約すると

1) 表面層に塑性ひずみを生じてから油は流出する.

2) 圧痕に油がトラップされる場合，圧痕は周囲の表面層材料と同一に伸ばされる.

3) 油の流出量は油が高粘度ほど，ひずみが大きいほど多い.

4) 油の流出方向は摩擦せん断応力方向である.

となる．このような結果から，油の流出機構は以下のように考えられる.

圧痕にトラップされた潤滑油は母材の塑性変形によって加圧され，弾性圧縮されたのち，接触部の面圧と同一な油圧が発生する．これは油の流出が母材の塑性変形の開始よりすこし遅れることと圧痕が表面層材料と同一に伸ばされることから察知できる．均一な面圧を持つ界面で，さらに工具・材料間に相対すべりがあり，ある程度の摩擦せん断応力が油上面に作用し，それによって油が引出されるようである．これは，油が摩擦せん断応力方向に流出すること，高粘度大ひずみで大きく流出することおよび圧痕の前後方エッジの変化などから

推測できる．なお，圧痕周りは完全な金属接触で封じ込めているのではなく，微小な粗さの当初からの存在もしくは塑性ひずみによる誘起が想定される．

## 4.5 平滑面を形成するための基本条件

以上の観察結果より，表面性状は，接触に伴い図4-16に示すような変化過程を辿ることが推測できる．油膜厚さの記号を図4-17に示す．この変化過程につれての油膜は，以下に示す誘導によって図4-18のように推測される．$h_b$，$h_o$はそれぞれ境界潤滑，オイルピットでの油膜厚さ，$h_p$は平均油膜厚さである．

接触界面における素材表面層のしごき方向ひずみ速度$\dot{\varepsilon}$は

$$\dot{\varepsilon} = \begin{cases} 0 & 0 \leqq x \leqq a \quad : \text{無変形域} \\ C_o & a \leqq x \leqq L \quad : \text{変形域} \end{cases} \qquad \cdots\cdots(4\text{-}1)$$

で表される．

無変形域（$0 \leqq x \leqq a$）における平均油膜厚さ$h_{p1}$は

$$h_{p_1} = R \cdot h_{b_1} + (1-R) \cdot h_{o_1} \qquad \cdots\cdots(4\text{-}2)$$

となる．なお，Rが全体に対する境界潤滑域の割合である．

変形域（$a \leqq x \leqq L$）に入ると，オイルピット部と素材で変形が同一であるため（図4-15を参照），

$$\begin{aligned} h_p &= h_{p_1} \cdot \exp\{-C_o(x-a)\} \\ h_o &= h_{o_1} \cdot \exp\{-C_o(x-a)\} \\ h_b &= h_{b_1} \cdot \exp\{-C_o(x-a)\} \end{aligned} \qquad \cdots\cdots(4\text{-}3)$$

図4-18中には$h_o$，$h_b$をそれぞれの細線で示し，xまで進んだ位置でのこの表面が伸びたことによるオイルピット部油膜減少量を$\Delta h_{o,strain}$で示した．なお，

指数項をテーラ展開の一次で近似すると $\exp(-C_o \cdot (x-a)) = 1 - C_o \cdot (x-a)$ となり，$\Delta h_{o,strain}$は次式と近似される．

$$\Delta h_{o,strain} = C_o (x-a) \qquad \cdots\cdots(4\text{-}4)$$

その上に，オイルピットから油が流出すると，オイルピット油膜はさらに減

少，境界潤滑油膜は増加する．このオイルピットにおける油膜減を$\Delta h_{o,flow}$とすると，先の観察よりほぼ変形に比例するから

$$\Delta h_{o,flow} = C_1 C_o (x-a) \qquad \cdots\cdots(4-5)$$

結局，$\Delta h_{o,strain}$，$\Delta h_{o,flow}$により，$h_o$は

$$h_o = h_{o1} - (\Delta h_{o,strain} + \Delta h_{o,flow}) = h_{o1} - C_1 \cdot C_o \cdot (x-a) \qquad \cdots\cdots(4-6)$$

となる．

一方，$h_b$は，(4-2)，(4-3)の第1式，(4-6)を用いることにより

$$h_b = \{ [R \cdot h_{b1} + (1-R) \cdot h_{o1}] \cdot \exp[-C_o(x-a)] - (1-R) \cdot h_o \} / R \qquad \cdots(4-7)$$

となる．これらの$h_o$，$h_b$の推定線図を図4-18には太線で示した．

しごき面の上でしごかれるにしたがって，$h_o$は減少し，図4-18中の$x_f$点で，境界潤滑における油膜と一致し，$h_o = h_b$となる．

その時の油膜厚さ$h_f$は

$$h_f = [R \cdot h_{b1} + (1-R) \cdot h_{o1}] \cdot \exp[-C_o \cdot (x_f - a)] \qquad \cdots\cdots(4-8)$$

ただし，$x_f$は方程式

$$h_{o1} - C_1 \cdot C_o \cdot (x-a) = [R \cdot h_{b1} + (1-R) \cdot h_{o1}] \cdot \exp[-C_f \cdot (x-a)] \qquad \cdots\cdots(4-9)$$

の解であり，

$$x_f = a + \frac{R(h_{b1} - h_{o1})}{C_o(R_{p1} - C_1)} \qquad \cdots\cdots(4-10)$$

で与えられる．

それ以後($x_f \leqq x \leqq L$)の接触界面において，油膜は材料表面層の変形につれて薄くなってゆく．油膜の厚さが工具粗さ$R_{maxt}$より小さくなると，接触界面中にメタルコンタクト部が現れ，やがて焼付きが発生する．焼付きの発生条件を

$$h_{ft} = C_2 \cdot R_{maxt} \qquad 0 < C_2 < 1 \qquad \cdots\cdots(4-11)$$

とすると，焼付きの発生位置$x_s$は式(4-3)と(4-11)から求めることができる．

$$x_s = a - \frac{1}{C_o} \ln \frac{C_2 \cdot R_{maxt}}{R_{p1}} \qquad \cdots\cdots(4-12)$$

となる．

以上の論議からオイルピットの残存と焼付きの発生との両方を無くし，平滑表面を形成するためには

1) $x_f \leqq x_s$

2) $x_f \leqq L < x_s$

という条件を満たさねばならない．すなわち，焼付きが生じる前に油のオイルピットからの排出が終了し，その間の適当な位置で加工を終了すれば，平滑な表面を形成することができる．$x_f$ は，式(4-9)からわかるように，油の動粘性の関数パラメター $C_1$，材料によって異なる値を示す定数 a と $C_o$ 材料初期粗さに左右される．一方，$x_s$ は工具，材料の粗さによって決まる．

以上の油膜の計算の中で出てきたパラメターのほとんどは，いまのところ理論で精度よく求めることができない．加工を中断し接触界面からかなりの情報が得られるが，油がオイルピットから流出してからは $h_b$ が無視できなくなり，$h_o$ も実測できない．しかし，油のオイルピットからの流出はかならず界面の摩擦応力を低減させ，摩擦応力を実測すれば界面の油膜の厚みが判るはずである．

平坦部も流体優勢の場合，摩擦応力 $\tau$ は

$$\tau = R \cdot \tau_b + (1-R) \cdot \tau_o \qquad \cdots\cdots(4\text{-}13)$$

$$\tau_{b(o)} = \eta \cdot V / h_{b(o)} \qquad \cdots\cdots(4\text{-}14)$$

で求めることができる．

上述した油膜厚みの式を式(4-12)に代入すれば，界面における摩擦応力の分布が求まる．油の流出過程，すなわち接触区間 $a \leqq x \leqq x_f$ における平均摩擦応力 $\tau_f$ の変化は

$$\tau_f = \eta V \left\{ \left( \frac{R}{h_{b_1}} + \frac{1-R}{h_{o_1}} \right) + \frac{1-R}{2 h_{o_1}^2} C_1 C_o (x-a) - \frac{R C_o \left[ \frac{1-R}{R} (C_1 - h_{o_1}) - h_{b_1} \right]}{2 h_{b_1}^2} (x-a) \right\} \qquad \cdots\cdots(4\text{-}15)$$

接触区間 $0 < x \leqq a$ において，摩擦応力 $\tau_d$ は一定である．

$$\tau_d = \eta V \left( \frac{R}{h_{b_1}} + \frac{1-R}{h_{o_1}} \right) \qquad \cdots\cdots(4\text{-}16)$$

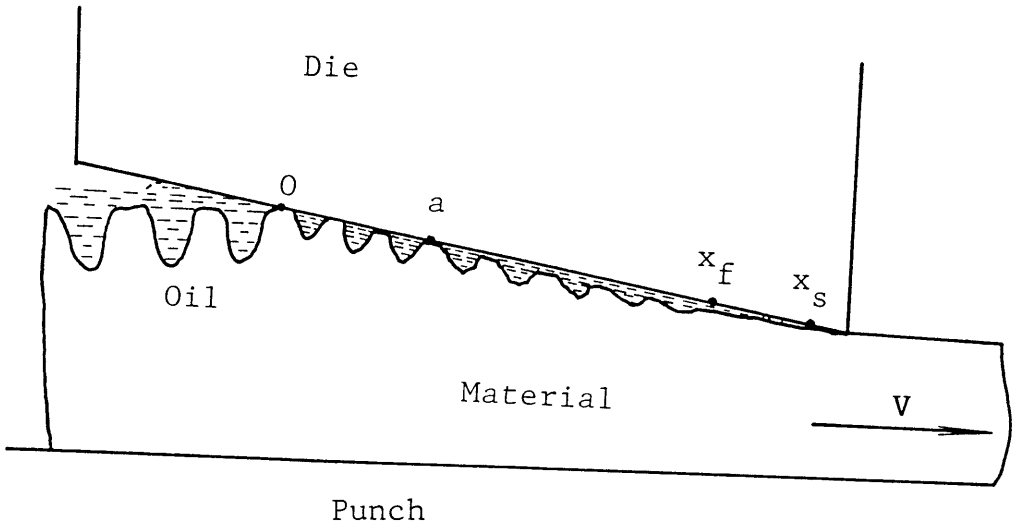
接触区間 $0 < x \leqq x_f$ の摩擦応力平均値 $\tau_a$

$$\tau_a = \frac{\tau_d \cdot a + \tau_f \cdot (x-a)}{x} \qquad \cdots\cdots(4\text{-}17)$$

明らかに接触長さxの増大に伴い，$\tau_f$ が減少し，したがって $\tau_a$ も小さくなる．

その後（$x_f \leqq x \leqq L$）の接触界面においては油膜が伸ばされ，薄くなり，摩擦応力が増加し始める．接触界面が次第に流体優勢からメタルコンタクト優勢に移り変わると，摩擦応力が著しく大きくなってゆく．

以上の摩擦応力の計算結果より，接触界面の平均摩擦応力が接触長さに対して最小値が存在し，それはちょうど油のオイルピットからの流出が終了した位置に現れる．したがって，平均摩擦応力の最小値が現れる加工条件で最も平滑な表面が形成できるはずである．

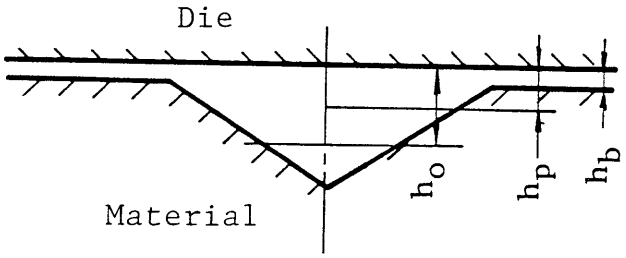



a: The outset of plastic deformation in surface layer

$x_f$: The position at which oil film thickness becomes uniform

$x_s$: The position at which oil film thickness reaches the die surface roughness

**Fig. 4.16** A schematic illustration of contact situation

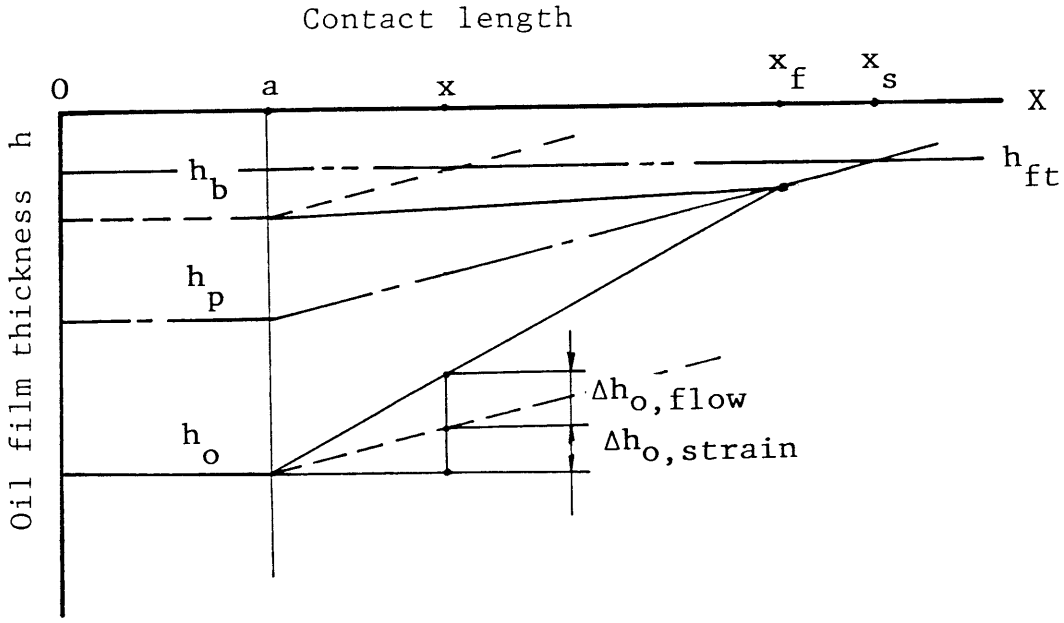



$h_b$: Oil film thickness in boundary contact area

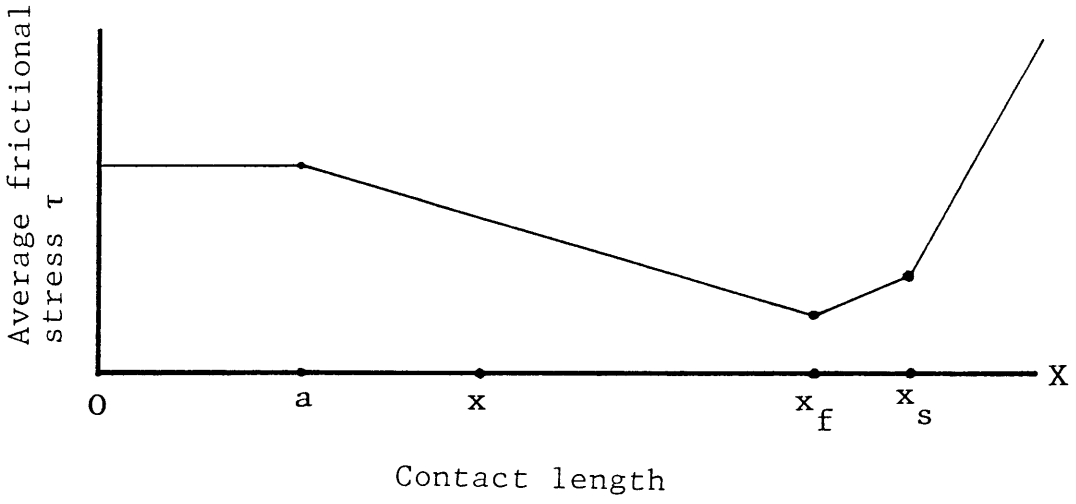
$h_o$: Oil film thickness in oilpit

$h_p$: Average oil film thickness

**Fig. 4.17** Definition of oil film thickness




(a) Variation in oil film thickness with increase in contact length




(b) Variation in average frictional stress τ with increase in contact length

**Fig. 4.18** Schematic variation of oil film thickness and average frictional stress with in increase in contact length

## 4.6 結言

しごき面を検討対象とし，接触に伴う潤滑油の流出挙動を詳細に観察し，平滑表面を形成するための基本条件を明らかにした．要約すると以下のようである．

1) しごき裏面の場合と異なり，ダイスランド部や出口の丸みの影響で，すべり線場解析とかなりのずれがあった．
2) 油の流出現象に関して以下のことが認められた． a) 表面層に塑性ひずみを生じてから油は流出する．b) 圧痕に油がトラップされる場合,圧痕は周囲の表面層材料と同一に伸ばされる． c) 油の流出量は油が高粘度ほど，ひずみが大きいほど多い． d) 油の流出方向は摩擦せん断応力方向である．
3) 平滑面を形成するためにある程度粘性の持つ油が必要である．これは単に焼付きの防止だけではなくオイルピットからの油の流出という視点からも要求される．また，平滑面形成するために最適なしごき率が存在することもわかった．
4) 平均摩擦応力の最小値が現れる加工条件で最も平滑な表面を形成することができるということを察知した．

# 第５章　しごき面における平滑面形成の最適条件[49][50]

## 5.1　緒言

前章では接触界面における油の流出挙動を観察し，焼付きとオイルピットの残存の双方をなくすための条件を考察した結果，平滑面を形成するのにある程度の粘性を持つ油が必要であり，最適なしごき率が存在していることを明らかにした．本章では実加工の出発素材である絞りカップを加工素材とする場合，摩擦力を実測し，前章の論議の妥当性を確認すると同時に，油の粘度，しごき率，素材の硬軟などの因子の製品表面粗さに及ぼす影響について検討し，平滑面形成のための最適な条件を究明したい．

## 5.2　実験方法および実験条件

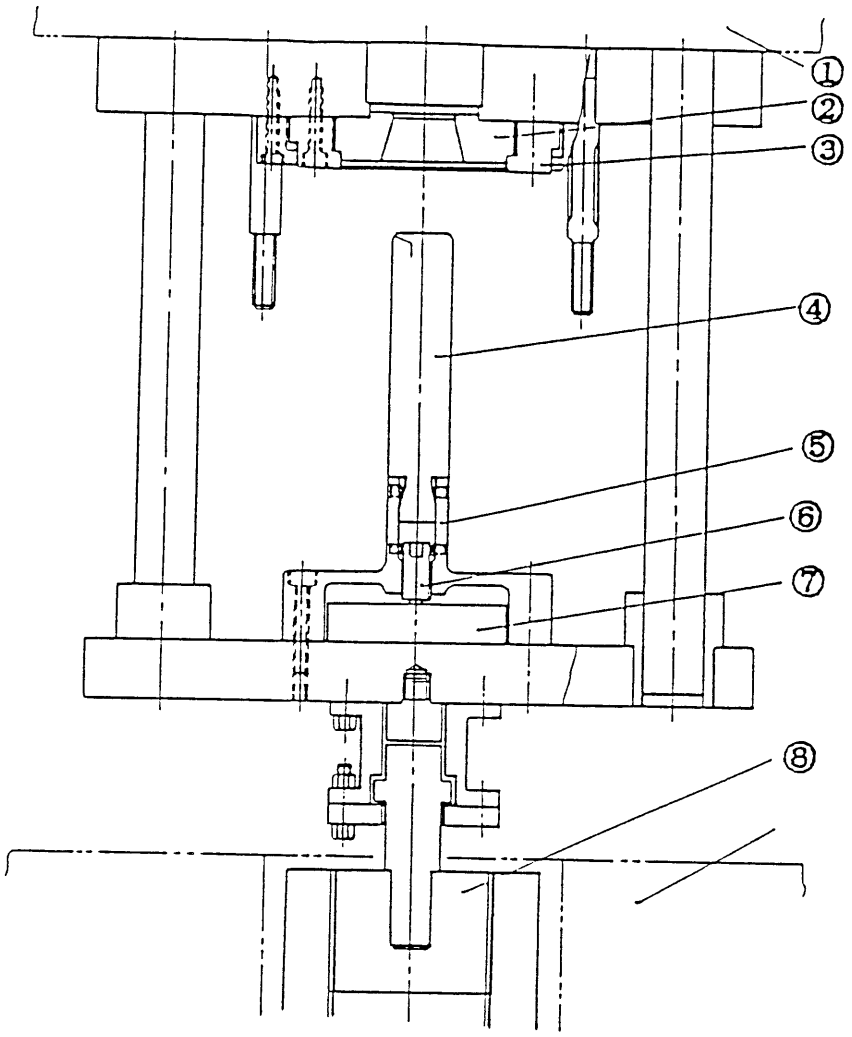
### 5.2.1　実験装置

本実験において，工具面の摩擦特性を量的に評価しうる実験装置が必要である．開発した円筒絞り-しごき加工装置の主要部を図5-1に示す．ポンチ④の頭部にしごき試験用カップをはめ込み，ポンチの上昇によって，カップにしごき変形を加える．この時，ロードセル⑦により，しごきポンチ力Ｐが測定される．加工中，工具に作用する諸力は図5-2に示す．

図5-3 に分割ポンチの断面構造とダイス形状を示すポンチを頭部と側壁部に分割して，ポンチ頭部①とポンチコア③をねじで連結する．ポンチ頭部下部の連結部②にはポンチ頭部に作用する力Ｐb に比例する圧縮弾性ひずみが生ずる．これを連結部に貼付けたひずみゲージａによって検出する．これにより，
ポンチ側壁部に作用する摩擦力の合計値

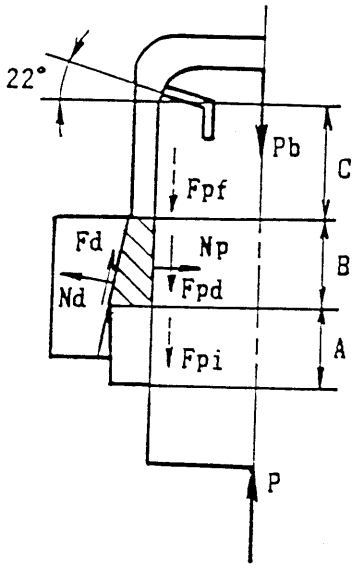
$$F_{pf} + F_{pd} + F_{pi} = P - P_b \qquad \cdots\cdots(5\text{-}1)$$

が求められる．しごき終了後，ストリッピング力を測定して，これを接触面積に比例配分すれば，$F_{pf}$ を見積ることができる．しごき前ポンチ側壁部に作用する摩擦力$F_{pi}$ はタンデムしごき以外は無視してもよいと思われる．この結果，しごき変形部に作用する摩擦力$F_{pd}$ が分離算出される．上述測定値を初等解析法に代入すると，ポンチ面およびダイス面の摩擦係数を算出することができる．



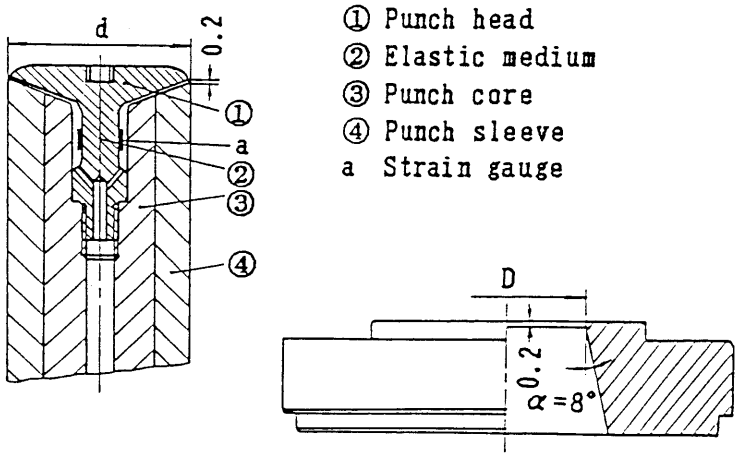

① Press head ② Die ③ Die holder
④ Punch ⑤ Punch holder
⑥ Pressure block ⑦ Load cell
⑧ Ram ⑨ Press bed

Fig. 5.1 Drawing-ironing test apparatus




P: Ironing punch load
$P_b$: Punch head load
$F_{pf}$: Friction force on punch surface after ironing
$F_{pd}$: Friction force on punch surface in deforming zone
$F_{pi}$: Friction force on punch surface before ironing
$N_p$: Normal force on punch surface in deforming zone
$F_d$: Friction force on die surface
$N_d$: Normal force on die surface

Fig. 5.2 Forces acting on the tools




① Punch head
② Elastic medium
③ Punch core
④ Punch sleeve
a Strain gauge

a) Constructed punch

b) Die

Fig. 5.3 Ironing tools

5.2.2　しごき加工用カップ

a) 製作法および表面性状

板厚0.39mmの圧延板(A1100-O)から直径70mmの円形ブランクを採取し,これに軸対称深絞りと公称12%のしごき加工を同時に施し，肉厚一定($T_0$ = 0.360mm)で内径は40.00mm，40.14mmの２種類のカップを製作し，しごき試験用カップとする．潤滑油として，ポンチ側とダイス側ともにストックオイルStを適用した．素材の硬軟の影響を調べるために上述のカップを300℃,１時間焼なましたものもしごき試験用カップとする．

図5-4にしごき試験用カップの表面性状を示す．　表面全域に寸法1～30μm程度のオイルピットが散在し，擦過傷はほとんどみられない．

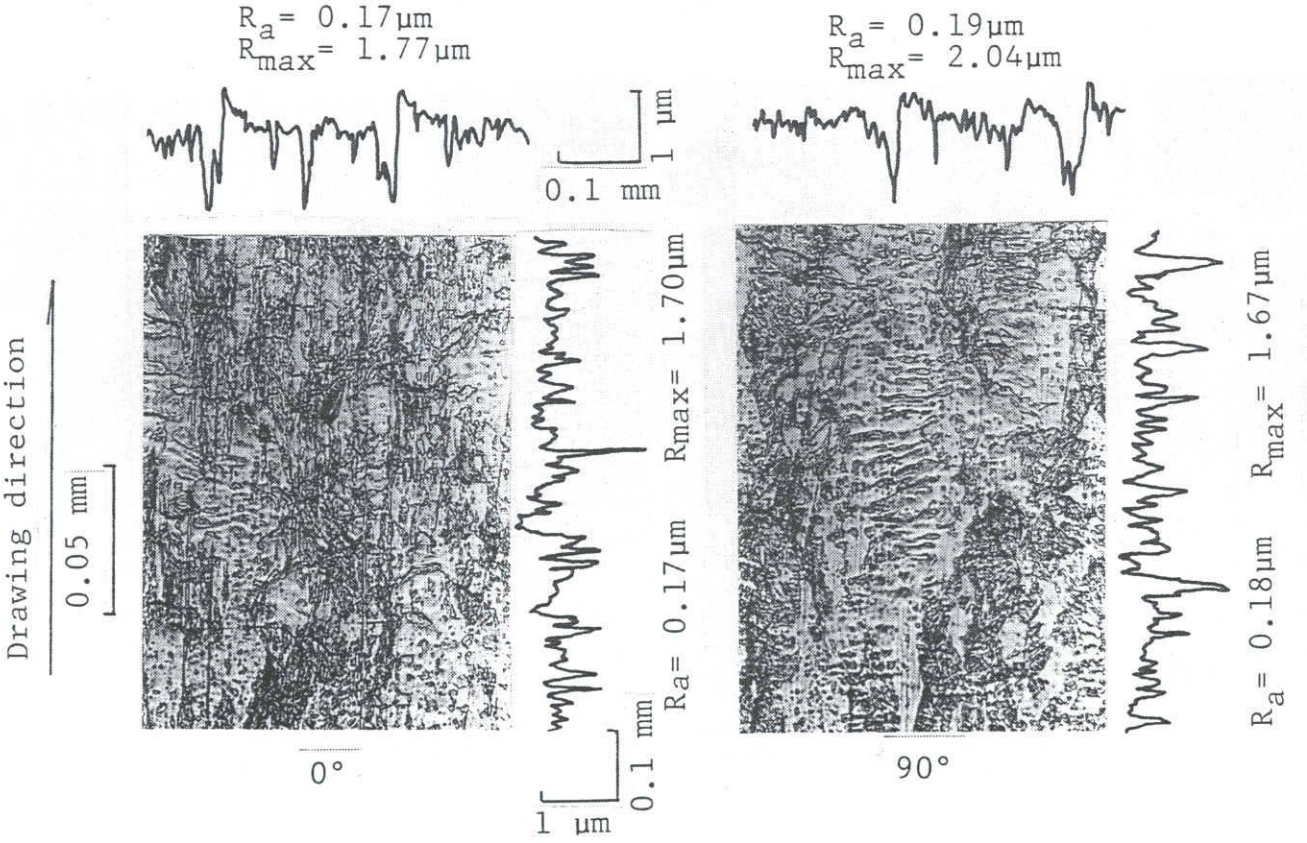



Fig. 5.4　Surface appearance of the test cup

b)　機械的性質

図5-5にしごき試験用カップの高さ方向の硬さ変化を示す.焼なましを施したしごき試験用カップの場合,硬さはカップ高さに関係なく一定である(Hv=27.5).焼なましを施さない深絞りのままのしごき試験用カップに関しては，硬さは，カップ底部付近において高さの増加にともない徐々に増加するが，ある高さ以上ではおおむね一定となる．このような硬さ分布からみて，焼なましをほどこさない試験用カップにおいても，しごき加工における表面形成過程および摩擦挙動に及ぼす硬さ分布の影響は，しごき行程がある高さ以上になると無視できるものと考えられる．

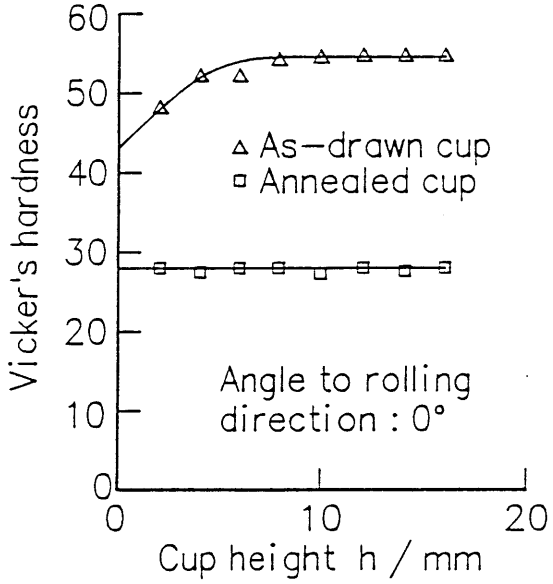



Fig. 5.5　Variation in vicker's hardness with cup height

本実験において，力学的解析の計算精度をあげるため，高ひずみ領域まで変形しているしごき試験用カップの塑性曲線がぜひ必要である．しかし，通常の方法では，引張りによって与え得る材料伸びには限度があり，高ひずみ領域までの材料特性値は得られない．そのため，ここでは，はじめにしごきによって高ひずみを付加し，その予ひずみ材を引張り試験することによって材料特性値を求めることにした．しごき試験用カップに４種類のしごき率Re（29%，37%，41%，46%）を加え，図5-6 に示すように微小一軸引張り試験片をカップの側壁から採取する．そして，これに引張り試験を施し，それぞれの降伏応力を求める．この降伏応力は，材料が絞り，しごきにより与えられる予ひずみ量に対応する値と考え，両者の関係を予ひずみ値を原点としてプロットし，その外接曲線として塑性曲線を求める．絞りにより被った相当ひずみ $\varepsilon_d$ はカップの高さ方向に変化するが，近似的にカップ高さの中央における相当ひずみで代表させる．板厚ひずみを無視すれば，相当ひずみ $\varepsilon_d$ は次のようになる．

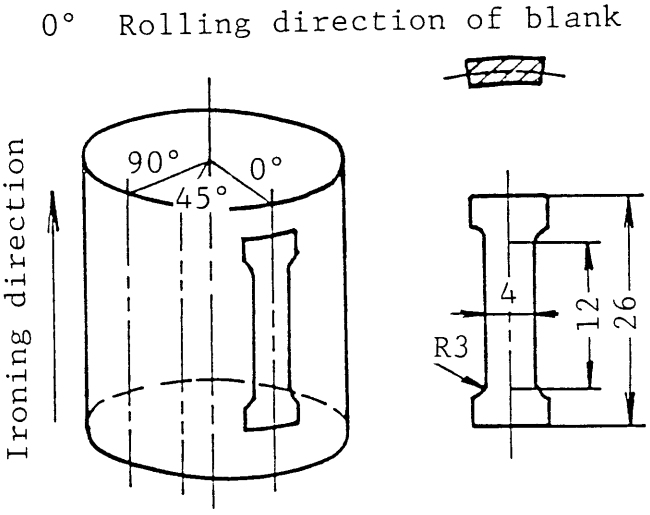
$$\varepsilon_d = \frac{1}{\sqrt{3}} \ln \frac{r_0^2 + R_0^2}{2 r_0^2} \qquad \cdots\cdots(5\text{-}2)$$

ここに，$r_0$ は深絞りポンチ半径，$R_0$ はブランク半径(35mm)である．

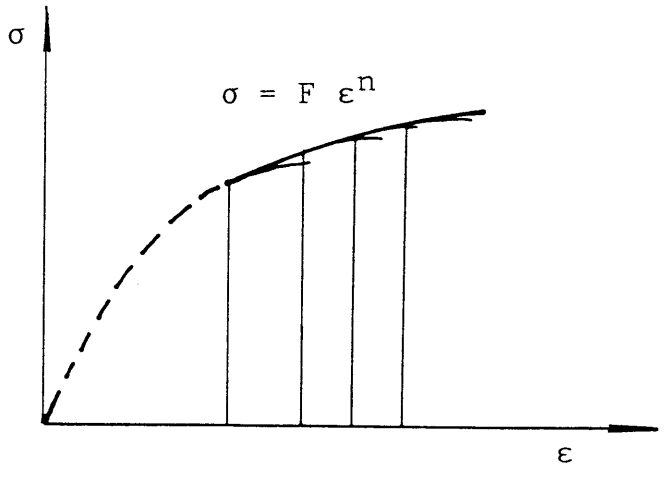
しごきにより被った相当ひずみ $\varepsilon_i$ は周方向ひずみを無視すれば，次のようになる．

$$\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln (1-Re/100) \qquad \cdots\cdots(5\text{-}3)$$

合計の相当ひずみ $\varepsilon = \varepsilon_d + \varepsilon_i$ の変化範囲は0.6～1.1であった．カップの周方向の異方性を知るため，カップから，母材の圧延方向に対して0°，45°，90°の３方向に対応する引張試験片を採取して試験を行った．塑性曲線にｎ乗則と最小二乗法を適用して，求めたｎ値とＦ値を表5-1に示すが，異方性はそれほど大きくはないことがわかる．




a) Uniaxial tensile specimens




b) Flow curves

**Fig. 5.6** Uniaxial tensile test for deciding the test material properties

Table 5.1 Mechanical properties of the ironed material

| Material | Angle to rolling direction | n—value | F—value / MPa |
|---|---|---|---|
| A1100-O | 0°<br>45°<br>90° | 0.25<br>0.24<br>0.23 | 173.5<br>176.4<br>176.4 |
| | Average | 0.24 | 175.4 |

5.2.3 しごき加工条件

表5-2 にしごき加工条件をまとめて示す．工具には合金工具鋼 SKD11を用い，ダイス内面とポンチ面の表面粗さはRmaxでそれぞれ0.2μm と1.0μmに仕上げた．ダイス半角は8°，ランド部長さは0.2mm一定とした．ダイス内径6種類，ポンチ直径2種類を用いて，しごき率Reは24.8～56.8％の範囲で変更した．

しごき試験には粘度の異なる 6種のパラフイン系鉱油を用いた．その性状を表5-3に示す．

しごき速度は10mm/sで一定とした．

Table 5.2 Ironing conditions

| | Material | Hardness | Surface finish | Dimension |
|---|---|---|---|---|
| Die | Tool steel SKD11 quenched | $H_{RC}$=61 | Finished by lapping Rmax=0.2 μm | Diameter(D):40.53, 40.50 40.47, 40.44, 40.41 mm<br>Die semiangle: α=8°<br>Die land Length: 0.2 mm |
| Punch | Tool steel SKD11 quenched | $H_{RC}$=61 | Finished by lapping Rmax=1.0 μm | Diameter(d): 40.00 mm<br>40.14 mm |
| Reduction: 25～62%, | | | Ironing velocity: 10 mm/sec | |

Table 5.3 Lubricants

| Lubricant | PO1 | P2 | P3 | P4 | Br | St |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Viscosity cSt(20℃) | 3.32 | 18.3 | 70.9 | 321 | 1977 | 5119 |
| Mean molecular Weight | 156 | 289 | 393 | 519 | 708 | 771 |

5.3 摩擦係数の算出法

第２章で述べたすべり線場解析法によっても摩擦係数が求まるが，簡便のために，初等解析法(slab法)を介して摩擦係数を算出する． 図5-7にしごき変形域における応力状態を示す．

計算上の便宜を図るために以下のことを仮定する．

(1) $t/r_o \ll 1$，周方向ひずみ $\varepsilon_o \fallingdotseq 0$ とする．

(2) すべり線場の解析結果よりしごき率約25%以上では $q_p \fallingdotseq q_d$ が成り立つ．

(3) 相当応力と相当ひずみとの間にｎ乗法則が成り立つ．

(4) 変形域において，Mises の降伏条件を満たす．

しごき変形域におけるMises の降伏条件

$$q_d \fallingdotseq q_p \fallingdotseq \frac{2}{\sqrt{3}}\sigma - \sigma_z \qquad \cdots\cdots(5\text{-}4)$$

（$\sigma$：相当降伏応力）

Z 軸方向のつりあい式

$$\sigma_z\left(r_o + \frac{t}{2}\right)t\,d\theta - (\sigma_z + d\sigma_z)\left\{r_o + \frac{t+dt}{2}\right\}(t+dt)\,d\theta$$

$$+ q_d\left(r_o + t + \frac{dt}{2}\right)\frac{dz}{\cos\alpha}\sin\alpha\,d\theta - \mu_p q_p r_o\,d\theta\,dz$$

$$\mu_d q_d\left(r_o + t + \frac{dt}{2}\right)d\theta\,\frac{dz}{\cos\alpha}\cos\alpha = 0 \qquad \cdots\cdots(5\text{-}5)$$

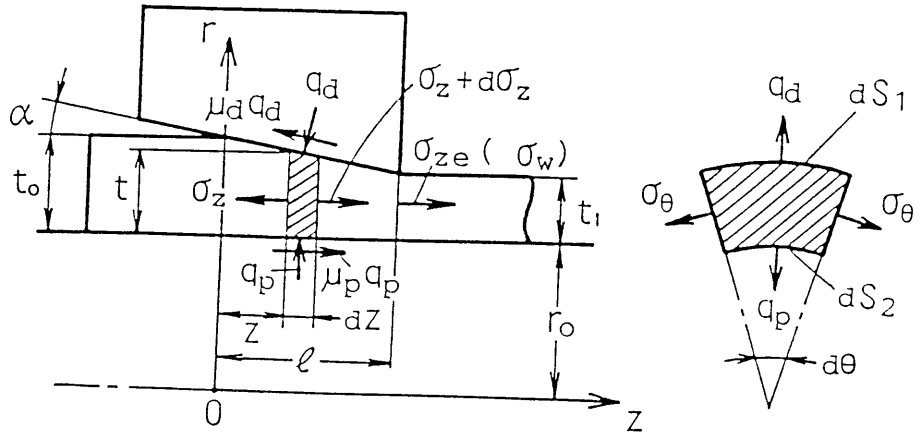



Fig. 5.7 Essentials for a slab force analysis in ironing

位置Zにおける肉厚 t は

$$t = t_0 - Z \tan\alpha$$

であり，ゆえに

$$dt = -\tan\alpha \; dz \qquad \cdots\cdots(5\text{-}6)$$

となる．

式(5-4)と式(5-6)を式(5-5)に代入し，3次以上の高次微小量を無視して整理すれば

$$\frac{d\sigma_z}{dz} + A(z)\sigma_z = B(z) \qquad \cdots\cdots(5\text{-}7)$$

となる． ここに

$$A(Z) = \frac{2\{-\mu_p r_o + \mu_d(r_o + t_o - z\tan\alpha)\}}{(2r_o + t_o - z\tan\alpha)(t_o - z\tan\alpha)}$$

$$B(Z) = \frac{4}{\sqrt{3}}\sigma \; \frac{-\mu_p r_o + (\mu_d + \tan\alpha)(r_o + t_o - z\tan\alpha)}{(2r_o + t_o - z\tan\alpha)(t_o - z\tan\alpha)}$$

である．

しごき変形により被った相当ひずみ $\varepsilon_i$ は

$$\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \left| \ln \frac{t}{t_o} \right| \qquad \cdots\cdots(5\text{-}8)$$

で表される．一方，しごき試験用カップは深絞り加工および軽度のしごき加工を加えて製作したものであるから，カップには予ひずみ $\varepsilon_d$ が存在し，その大きさはカップの高さ方向に変化する．しごき行程 h における相当予ひずみ $\varepsilon_d$ は

$$\varepsilon_d = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{\sqrt{r_o^2 + 2 h t_o / t^*}}{r_o} \qquad \cdots\cdots(5\text{-}9)$$

となる．ただし，t*は圧延板厚である．したがって，最終的なしごき試験によって，相当ひずみ $\varepsilon_i$ が与えられると，カップがうける合計の相当ひずみ $\varepsilon$ は重ね合わせ法を用いて $\varepsilon = \varepsilon_i + \varepsilon_d$ と算出できる．

n乗法則より，相当降伏応力 $\sigma$ が求められる：

$$\sigma = F \varepsilon^n \qquad \cdots\cdots(5\text{-}10)$$

ダイスに作用する力のつりあいより，ポンチ荷重Pは

$$P = 2\pi (\mu_d + \tan\alpha) (r_o + t_o - z\tan\alpha) q_d \, dz \qquad \cdots\cdots(5\text{-}11)$$

となる．

ポンチに作用する摩擦力 $F_{pd}$ は

$$F_{pd} = 2\pi r_o \mu_p \, q_d \, dz \qquad \cdots\cdots(5\text{-}12)$$

であり，仮定(1)と(2)を考慮すれば

$$\frac{P}{F_{pd}} = \frac{\mu_d + \tan\alpha}{\mu_p} \qquad \cdots\cdots(5\text{-}13)$$

となる．ここで，　$\lambda = P / F_{pd}$ とすると

$$\mu_d = \lambda \mu_p - \tan\alpha \qquad \cdots\cdots(5\text{-}14)$$

が得られる．P，$F_{pd}$ ともに実測値であるから，式(12)と式(8)を方程式(5)に代入して，$\mu_d$ を消去し，残る $\mu_p$ に初期値を与えて，収束計算を行う．

## 5.4 実験結果

### 5.4.1 摩擦係数の変化

図5-8 に硬質のカップを用いた場合，しごき率Reの増加に伴う摩擦係数の変化を示す．摩擦係数はしごき行程20mmでほぼ定常となるので以後その行程における値を採用する．

高粘度油St潤滑を用いた場合，しごき率Reが25％から45.8％まで増加するに伴い，ダイス面摩擦係数は0.070から0.036まで次第に減少するが，しごき率Reが45.8％以上ではダイス面摩擦係数はほぼ一定となる．

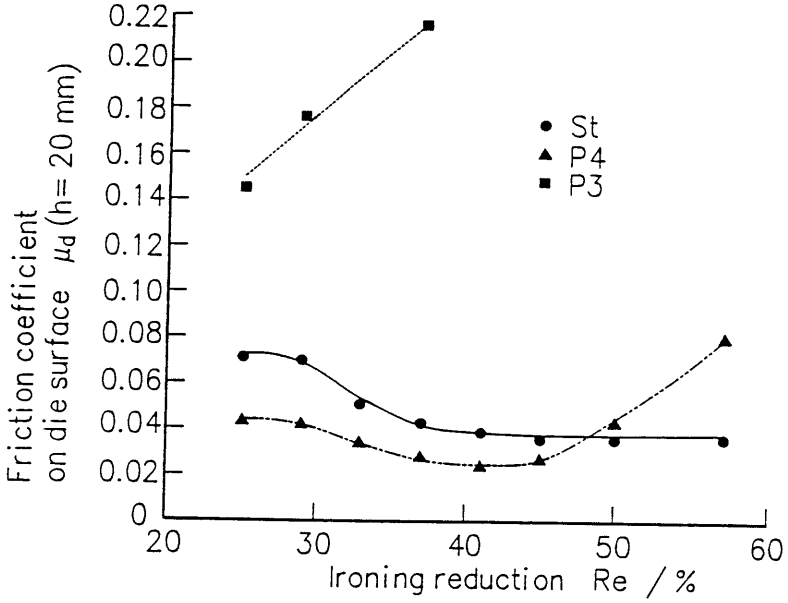
中粘度油P4潤滑を用いた場合，しごき率Reが25％から45.8％まで増加するに伴い，ダイス面摩擦係数は0.045から0.026まで次第に減少するが，しごき率Reが56.8％とさらに大きくなるとダイス面摩擦係数は 0.10 と再び大きくなり，しごき率Re=45％近くで極小値が現れる．

低粘度油P3潤滑を用いた場合，しごき率Reが25％から38％へと増加するに伴い，ダイス面摩擦係数は 0.182から0.220へと急速に増大する．

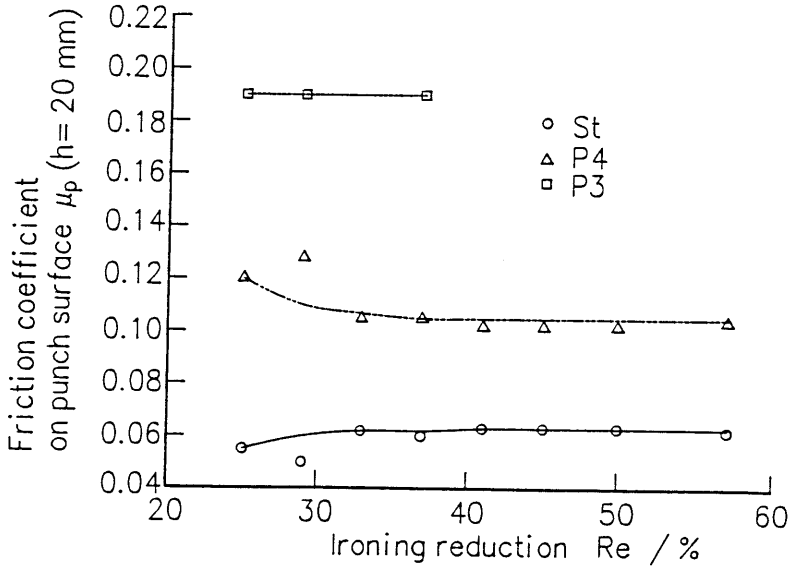
この結果，潤滑油粘度の増加に伴い，ダイス摩擦係数が最小となるしごき率は大きくなり，最小値も大きくなることがわかった．

図5-8bに示したように，ポンチ面摩擦係数$\mu_p$はしごき率Reに関係なく，ほぼ一定となった．$\mu_p$ はStで 0.063,P4で 0.105，P3で 0.190である．

図5-9は代表的なしごき率Re25%,41%の２種を取り出し，ダイス面摩擦係数の変化に及ぼす潤滑油粘度の影響をみたものである．硬質のカップを用いる場合，ダイス面摩擦係数は中粘度油P4またはBrを用いた場合に極小値を示すことが明かとなった．また，ダイス面摩擦係数$\mu_d$ の極小値の大きさはしごき率Reによって，それほど変わらないが，極小値より低粘度側では,Reが大きいほど$\mu_d$は高く，逆に高粘度側では，Reが大きいほど$\mu_d$は低くなっている．すなわち,極小値を境にして$\mu_d$に及ぼすReの影響が逆転している．これと比べ,軟質のカップを用いる場合，ダイス面摩擦係数は中粘度油でほぼ同一となるが，高粘度油側と低粘度油側ともに著しく小さい．また，ダイス面摩擦係数は潤滑油粘度としごき率と関係なく，ほぼ一定である．これは焼付きが生じがたいことを物語る．この結果，焼なましを施したしごき試験用カップは耐焼付き性に優れていることがわかった．




a) On die surface




b) On punch surface

Fig. 5.8 Variation in friction coefficient on both surfaces with an increase of ironing reduction in the case of as-drawn test cup

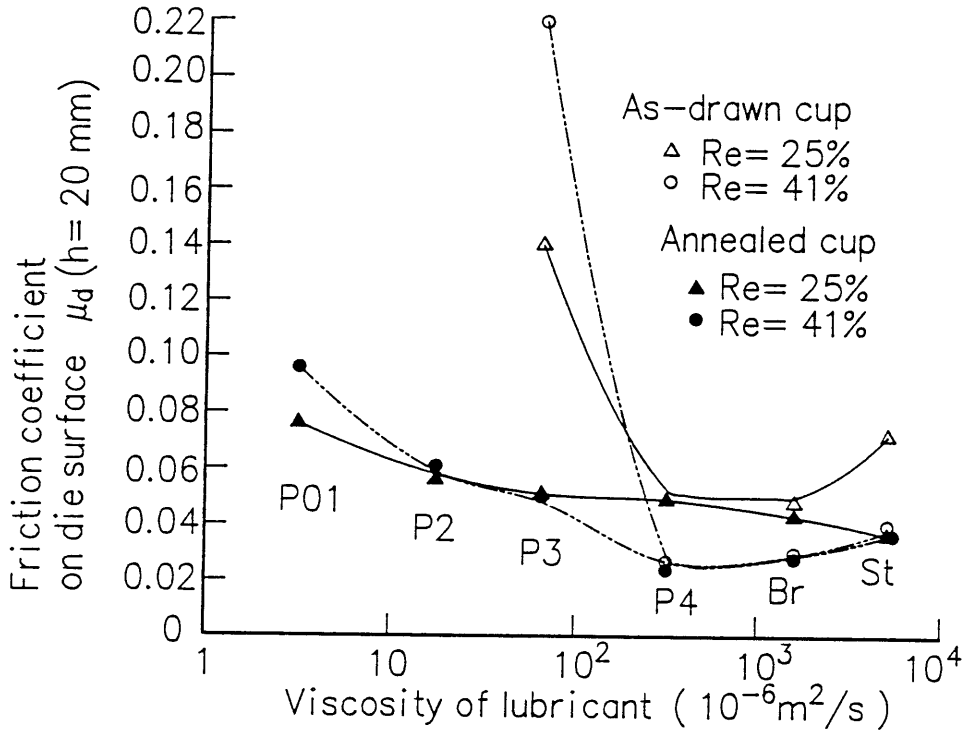



Fig. 5.9 Variation in friction coefficient on die surface with an increase of lubricant viscosity

5.4.2　製品表面の観察結果

図5-10に硬質のカップを用いた場合，潤滑条件の変化に対応するカップ外面（ダイス側）の表面観察写真を示す．図5-10a，b は高粘度油St潤滑時しごき率Reを24.8％と45.8％と変更した場合の表面性状をそれぞれ示すものである．しごき率Reが24.8％と比較的小さい場合，摩擦面にはしごき方向に沿ってオイルピットが流れるように連続しており，擦過傷はほとんど見られない．しごき率Reが45.8％と比較的大きくなると，ミクロプールは連続のものもあるが，より細分化して孤立し，多少の擦過傷が出現する．しごき率Reがさらに大きくなっても，表面性状はほとんど変わらない．

図5-10c,d,eは,中粘度油P4潤滑時しごき率Reが24.8％，45.8％，56.8％と増した場合の表面性状をそれぞれ示すものである．しごき率Re= 28.9％と比較的小さい場合，摩擦面には多数のミクロプールが散在しており，全面に擦過傷が見られる．しごき率Reが45.8％と大きくなると，オイルピットの数は著しく減少し，全面擦過傷となるが，これは目視では光輝面である．しかし，しごき率Reが56.8％とさらに大きくなると摩擦面にはミクロ凝着が見られる

図5-10fは低粘度油P3潤滑時,しごき率Reが24.8％の場合の表面性状を示すものである．摩擦面にはオイルピットは全く認められず，ミクロ凝着の発生が確認できる．

図5-11に製品表面性状に及ぼす試験用カップの硬軟の影響を示す．高粘度潤滑油Stを適用した場合，両方ともに製品表面において，オイルピットが連続しているが，硬質のカップの場合，しごき方向に帯状に形成される．これに対して，軟質のカップの場合，明かな方向性がなく，短い針状のすべりバンドが見られる．粗さ曲線を見比べても，軟質の方が粗いことがわかる．中粘度油P4潤滑においては，硬質カップと比べ，軟質カップを用いる場合，製品表面にオイルピットが多く残存し，深さも大きい．

上述の製品表面性状はオイルピット，擦過傷およびミクロ凝着の残存状態によって，次の四種類に大別することができる．

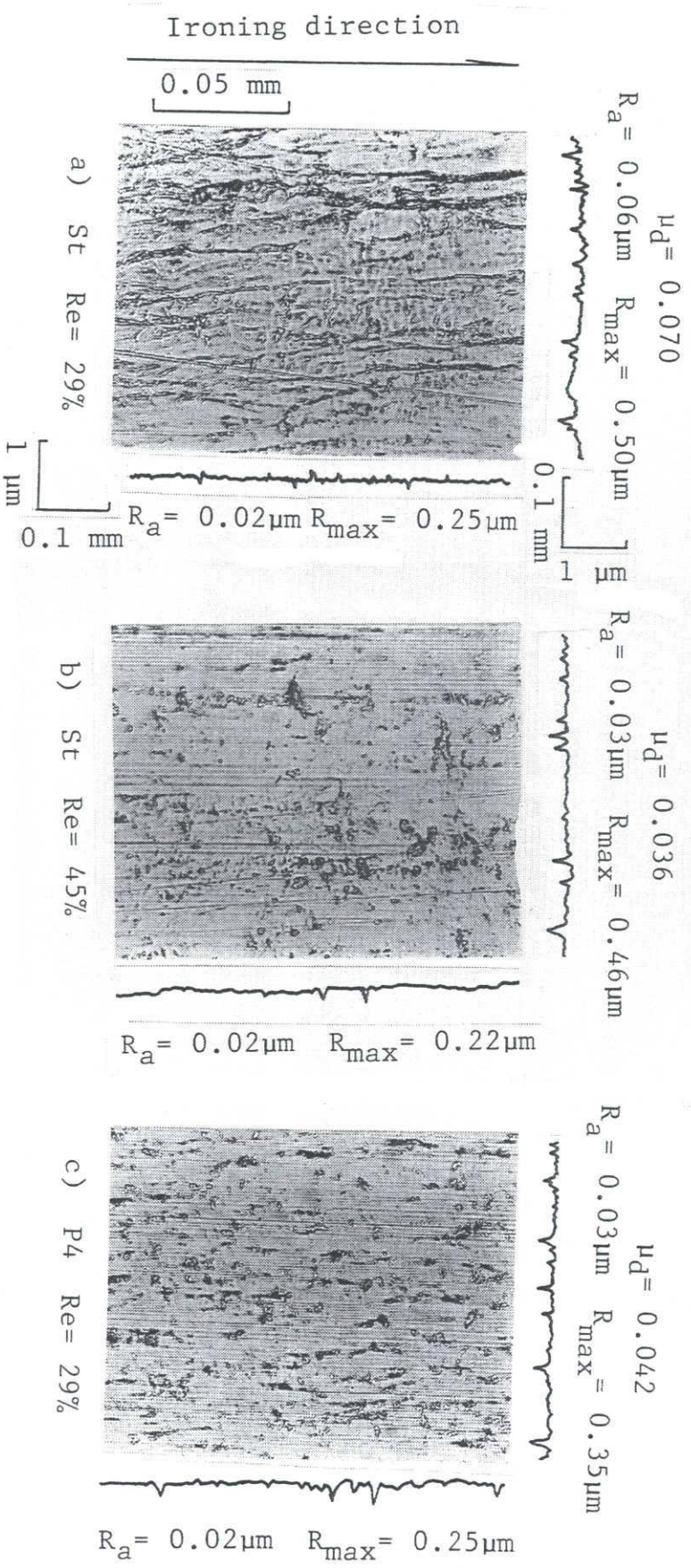
(a) 表面全域にオイルピットが散在し，擦過傷がほとんど見られない表面．

(b) 表面全域にオイルピットが散在し，擦過傷が混在する表面．

(c) 擦過傷がついた光輝面．少数のオイルピットがみられることもある．

(d) 擦過傷面中にミクロ凝着が混在する表面.

このように，平滑な製品表面を形成するために最適なしごき率と潤滑油粘度が存在することが確認された．これは，前章の理論で予測したことである．また，材料の硬軟に関して，硬質のカップと比べ，軟質のカップを用いる場合，持ち込まれ油量が多く，界面における粗面化挙動も顕著であり，クローズしたオイルピットが形成されやすいが，そこからの流出が少ないようである．そのため，製品表面に残存したオイルピットは数が多いうえ深さも大きい．また，ある程度の低粘度油でも焼付きを抑制できるが，焼付きが生じてもオイルピットが残存する．平滑表面を形成するには軟質の素材より硬質の方が良いと考えられる．


Ironing direction
0.05 mm
a) St Re= 29%
1 µm
0.1 mm
$R_a$= 0.02µm $R_{max}$= 0.25µm
$R_a$= 0.06µm $R_{max}$= 0.50µm
$\mu_d$= 0.070
0.1 mm
1 µm
b) St Re= 45%
$R_a$= 0.02µm $R_{max}$= 0.22µm
$R_a$= 0.03µm $R_{max}$= 0.46µm
$\mu_d$= 0.036
c) P4 Re= 29%
$R_a$= 0.02µm $R_{max}$= 0.25µm
$R_a$= 0.03µm $R_{max}$= 0.35µm
$\mu_d$= 0.042

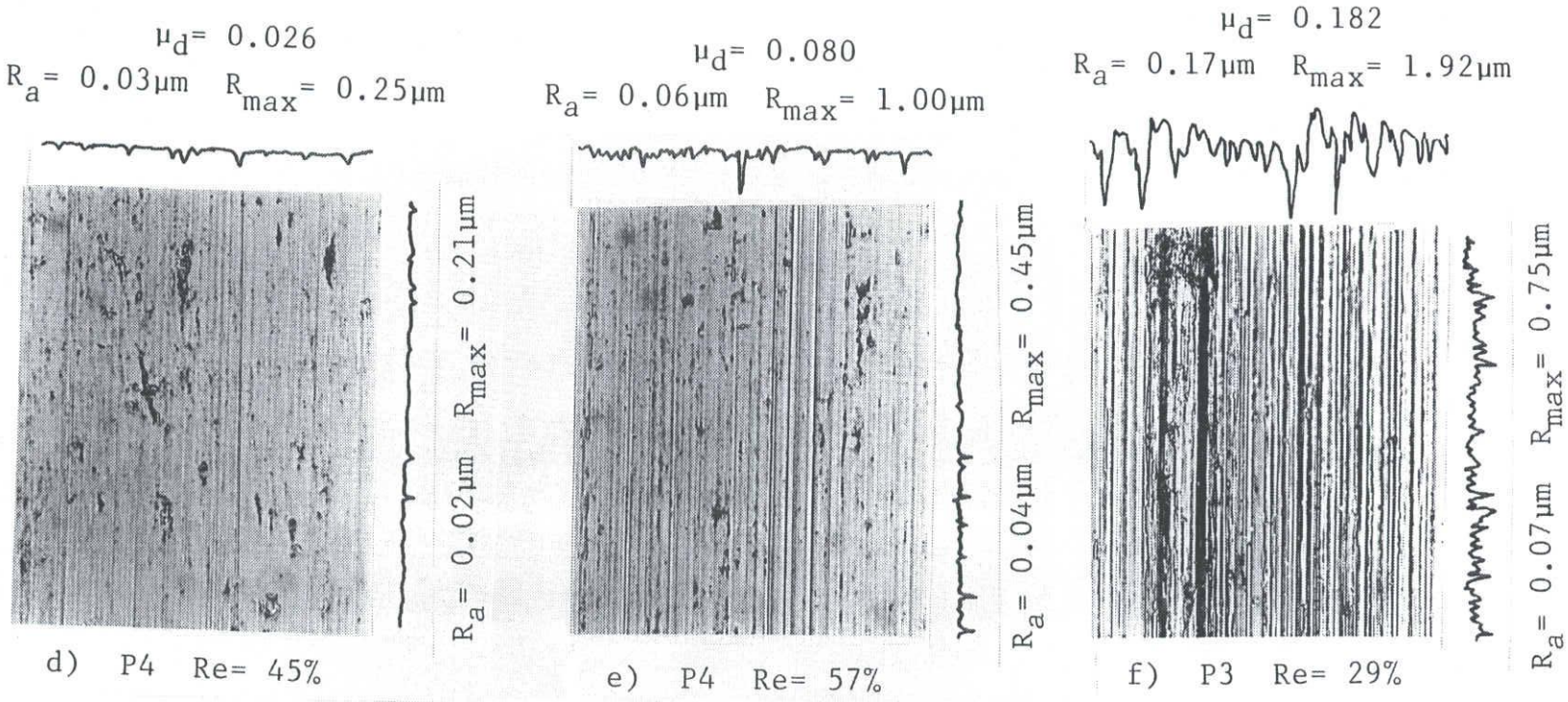



Fig. 5.10 Surface appearance of ironed cup on die side in the case of as-drawn test cup

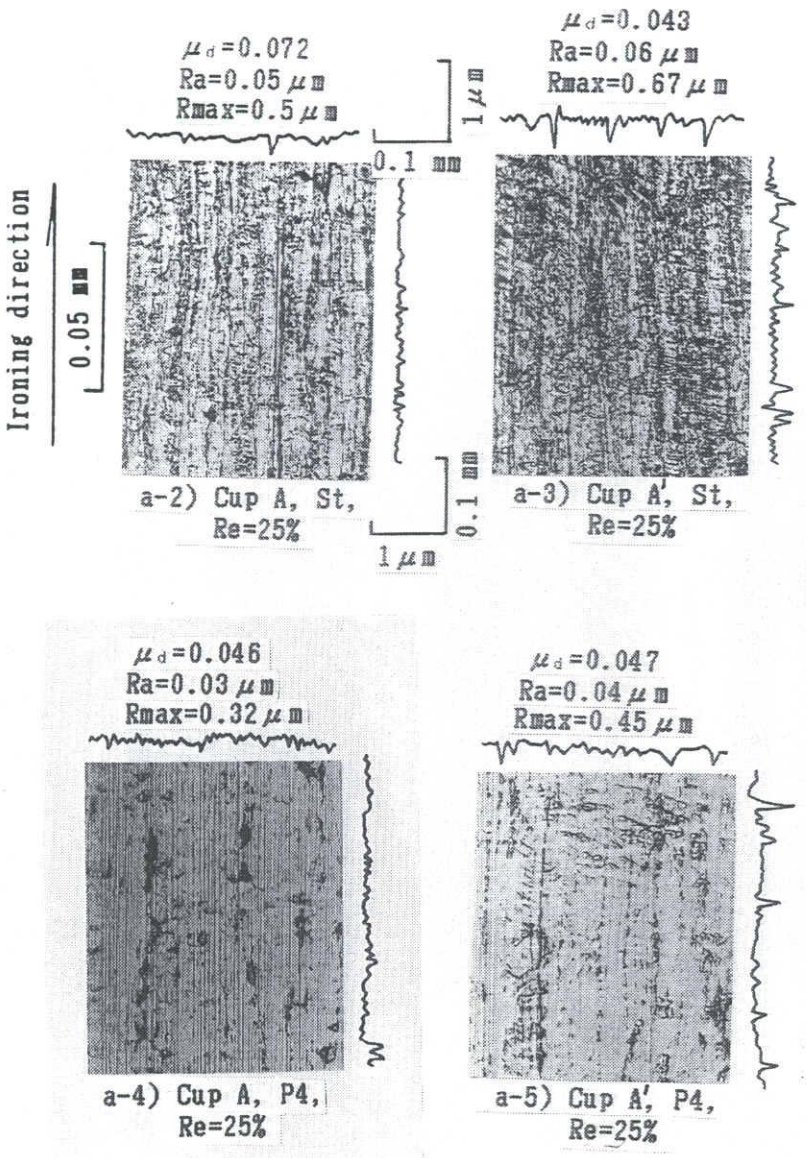



Fig. 5.11 Effect of temper on surface appearance of ironed cup on die side for Re= 25%. Where, cup A is as-drawn one and cup A' annealed one.

## 5.5 結言

円筒絞り－しごき装置を作成し，分割ポンチを用いて，摩擦力を測定し，その結果を初等解析法に適用して摩擦係数を算出し，摩擦状態と製品表面性状との関係を検討した．その結果，ダイス面摩擦係数と材料摩擦面におけるオイルピット，擦過傷およびミクロ凝着の残存状況との対応関係が確認され，前章に述べた理論は妥当なものであることがわかった．まとめると，以下のようになる．

(1) 潤滑油の粘度の影響を調べたところ，高粘度油から中粘度油へ粘度が低くなるに伴って，材料摩擦面において，油のオイルピットは連続状態から細分化孤立化し，ダイス面摩擦係数は減少してゆく．粘度がさらに低くなると摩擦面にはミクロ凝着が起こり，ダイス面摩擦係数は増加する．

(2) しごき率Reの増加が摩擦面性状と摩擦係数へ及ぼす影響は定性的には前項(1) に述べた潤滑油低粘度化に伴うものと全く同様であった．すなわち，摩擦係数が極小となる最適のしごき率の存在が認められた．

(3) 素材の硬軟の影響を調べたところ，軟質材の方は焼付きが生じ難いが，潤滑油がオイルピットから流出し難く，焼付きの発生とオイルピットの残存の並存になりやすく，平滑面形成には不適である．これに対して，硬質材を用いる場合適当なしごき率と潤滑油を選べば，工具と同程度の平滑面が得られる．

(4) 上述のようにダイス面摩擦係数と表面性状の変化は前章の理論予測とかなり一致しており，その理論の妥当性を実証した．

# 第６章　結　論

最近，高精度を有する製品の需要量の急増に伴い，その効率的な製作法の開発への要求は高まっている．その解決策の一つとして，本研究では，塑性加工法を取り上げた．その中で表面を形成する代表的な加工法としてしごき加工を検討対象にし，平滑表面(Rmax=0.1～0.2μm程度)形成の可能性と平滑化の限界について議論してきた．本研究で，得られた結論は各章毎にまとめて既に述べたが，主な知見は以下のようである．

1．工具と同程度の仕上げ面が得られうる工具－材料の接触状態として２通りがある．一つは，材料と工具との相対運動をほとんど無くして焼付きの発生を抑制し，転写条件である無潤滑あるいは低粘度油潤滑の条件を課す接触状態である．もう一つは材料と工具との間に相対運動を許すが，焼付き抑制のための潤滑油は材料面全体に均一に，工具面粗さと同程度の油膜厚さで面を覆う状態である．この２種類の接触状態として，前者はしごき加工の裏面，後者はしごき加工の表面で現れる．

2．しごき加工における表面形成機構の解明のために，表面形成過程の力学的影響因子である面圧，相対すべり速度および母地ひずみ量を理論的に求めた．用いた解析法は，加工過程を正確に予測できるすべり線場理論である．マトリックス演算子法によって構築したすべり線場を用いて，上述した３影響因子の変形域における分布と加工パラメータの変化に伴う変動を予測した．それを基にして，しごき表・裏面における表面平滑化過程の特徴を明かにした．

3．しごき加工における表面平滑化過程を観察するためにしごき加工装置を設計，製作した．観察・測定を簡便にするために考察対象面を試料外面とした．また，しごき加工を中断後試料を無傷で簡単に取り出せるようしごき加工装置には特別な考慮をした．すなわち，しごき面を対象とする場合外面しごき，しごき裏面を対象とする場合内面しごき加工を行った．

4．表面層ひずみを実測し，上述したすべり線場の妥当性を確かめた．表面層ひずみは試料表面につけたマイクロビッカース圧痕間の変位を測定することによって求めた．ひずみの実測値とすべり線場による予測値との比較をしたところ，両者は，ダイス側ではわずかにずれているが，ポンチ（コンテナ）側で

は非常によく合致していた．これらの結果より，すべり線場解による予測が正しいことが裏付けられた．

5．しごき加工における表面形成過程を観察し，しごき裏面に関しては以下の事実が認められた．

a）母地塑性変形がない場合，細かな粗さは面圧のみでかなり修正されるが，大きな凹部は修正されない．ところが，母地塑性変形があるといずれの場合も面圧下で大きく修正される．

b）相対すべりのほとんどないしごき裏面の接触状況では，表面凹部から油の引出しが生じ難く，油の適用により表面平滑化は著しく遅れ，平滑面形成には無潤滑に近い潤滑条件が最適である．

c）初期表面の粗さレベルによって平滑化に必要なしごき率が異なり，Rmax 1.0μm程度では，しごき率約30%で工具面と同程度の製品表面が得られ，この面での平滑化の限界に達した．

6．相対すべりの大きいしごき面においては，潤滑油の挙動が平滑面形成にとって最も重要であり，特に，油の流出現象に着目すると以下のことが認められた．

a）表面層に塑性ひずみを生じてから油は流出する．

b）表面凹部に油がトラップされる場合，表面凹部は周囲の表面層材料と同一に伸ばされる．

c）油の流出量は油が高粘度ほど，ひずみが大きいほど多い．

d）油の流出方向は摩擦せん断応力方向である．

7．油の流出挙動の観察結果に基づいて，しごき面の接触状態モデルを提案し，潤滑機構・平滑化機構を明らかにした．それによると，平滑面を形成するために最適なしごき率と潤滑油粘度が存在すること，平均摩擦応力の最小値が現れる加工条件で最も平滑な表面が形成されることが予測される．

8．上述した潤滑機構の妥当性を検証するために，摩擦挙動を定量的に評価できる装置を開発した．摩擦係数と製品表面粗さに及ぼすしごき率，油の粘度などの影響を調べた結果，前項に述べたモデルによる予測傾向と比較したところ，両者には非常に良い一致が得られた．

9．しごき面においては，初期表面粗さRmax=2.0μm程度では，しごき率約

45%， P4潤滑で工具面と同程度の製品表面が得られ，この面における平滑化の限界に達した．

10．以上の結果より，得られる平滑面の限界はしごき表・裏面の両者とも工具面と同程度であり，実用化に際しては両者にはそれぞれ長短があり，実際の要求に応じて選ぶ必要がある．

本研究で提案した潤滑・平滑化機構は，塑性加工法の全般に適用でき，今後塑性加工法による精密加工を考える上で指針になるものと思われる．

# 謝　辞

本研究の終わりに臨み，長年にわたって懇切なる御指導を賜りました名古屋大学工学部　近藤　一義　教授，ならびに名古屋大学名誉教授　河合　望　教授に心より感謝致します．また，本論文をまとめるにあたり，多大な御教示と御助言を賜りました同学部　山口　勝美　教授，ならびに　村上　澄男　教授に厚く御礼申し上げます．

さらに，研究を遂行するにあたり，終始懇切なる御指導，御鞭撻をいただきました名古屋大学工学部　森　敏彦　助教授に心から御礼申し上げます．また，種々のご協力をいただきました同学部　林　伸和　助手，ならびに，皆川　清　技官に心から感謝致します．

そして，実験を行うにあたり，数多くの有益な御助言をいただきました岐阜大学工学部　堂田　邦明　助教授，鈴鹿高等工業専門学校　斉藤　正美　助教授に深く感謝し御礼申し上げます．

最後に，実験遂行に際して多大な御協力をいただきました名古屋大学工学部機械工学第２学科塑性加工研究室に所属された学生諸氏に対し，深く感謝の意を表します．

# 参考文献


1. Butler.L.H., The Effects of Lubricants on the Surface Appearance of Aluminium after Plastic Deformation, Metallurgia, 2(1957), 63.
2. Butler.L.H., Surface Conformation of Metals Under High Nominal Contact Pressures, Metallurgia, (1960-4), 167.
3. 春日保男，高面圧下の境界潤滑，潤滑，16-19(1971)，36.
4. 河合望・中村保，塑性加工における摩擦と表面,精密機械，39-12(1973)，51.
5. Fogg.B., A Preliminary Study of the Influence of Stress and Deformation in the Substrate on Junction Growth and Friction, Proc. Mech. Engrs., 182-pt 3k (1967), 152.
6. 近藤一義・滝沢俊夫,圧縮端面の表面性状および相対すべりの効果，塑性加工春季講演会論文集，(1973)，357.
7. 中村保・近藤一義・西ケ谷知栄，塑性加工における表面平滑化条件（面圧と相対すべり量の影響），機論C 56-530(1990)，268.
8. Mizuno.T. and Okamoto.M., Effects of Lubricant Viscosity at Pressure and Sliding Velocity on Lubricating Conditions in the Compression-Friction Test on Sheet Metals, ASME, Journal of Lubrication Technology, 104 (1982), 53.
9. 工藤英明・坪内昌生・堀隆弘,微視塑ー流体潤滑機構の傍証，塑性と加工，28-312(1987)，41.
10. Bay.N.and Wanheim.T., Real Area of Contact Between a Rough Tool and a Smooth Workpiece at High Normal Pressures, Wear, 38(1976), 225.
11. 大矢根守哉，素材表面の塑性力学，塑性と加工，18-193(1977)，144.
12. Makinouchi.A., Ike.H., Murakawa.M. and Koga.N., A Finite Element Analysis of Flattening of Surface Asperities by Perfectly Lubricated Rigid Dies, Wear, 128(1988) 109-122.
13. Wilson.W.R.D. and Sheu.S., Real Area of Contact and Boundary Fri-

ction in Metal Forming, Int. J. Mech. Sci., Vol. 30-7 (1988), 475.

14. Sachs.G., Lubahn.J.D. and Tracy.D.P., Drawing Thin-Walled Tubing With a Moving Mandrel Through a Single Stationary Die, Journal of Applied Mechanics , 11 (1944), A199.

15. Hill.R., The Calulation of Stresses in the Ironing of Metal Cups, J. of Iron & Steel Institute. 159 (1949) 41.

16. 福井伸二,一般化された加工硬化特性に基づく塑性加工の解析例, 塑性と加工, 12-128(1971), 701.

17. 済木弘行・孟永剛・斉藤正美,薄肉円筒しごき加工の剛塑性有限要素解析および摩擦条件の推定, 機論C, 56-521(1990), 172.

18. Shawki.G.S.A., Optimum Design of Ironing Dies, Sheet Metal Industries, 9 (1970), 855.

19. Kerspe.R.J., Some Tribological Aspects of Ironing of Austenitic Stainless Steels, Proceedings of Internatinal Symposium on Metal Working Lubrication by ASME, (1980), 127

20. 片岡征二・菅野恵介・木原淳二, 潤滑機構に及ぼす被加工材表面粗さと潤滑油の粘度の影響, 塑性と加工, 29-325(1988), 172.

21. 片岡征二・菅野恵介・木原諄二, ミクロプールから境界潤滑部への潤滑油の導入, 塑性と加工, 29-327 (1988), 368.

22. 片岡征二・菅野恵介・木原諄二, 工具表面粗さおよび材料表面粗さの潤滑機構における役割, 塑性と加工, 29-334(1988), 1132.

23. 斉藤正美・済木弘行・河合望, 金属薄肉管のしごき加工における限界条件(第一報, しごき試験装置及び限界支配因子), 機論C, 51-469(1985), 2434.

24. 斉藤正美・済木弘行・河合望, 金属薄肉管のしごき加工における限界条件(第二報, 焼付き挙動に及ぼす潤滑条件の影響),機論C,52-477(1986), 1670.

25. 斉藤正美・済木弘行・河合望, 金属薄肉管のしごき加工における限界条件(第三報, 破断発生機構および破断条件), 機論C,52-483(1986), 2959.

26. 今津勝宏・清水孝志, しごき加工における工具表面性状に関する研究,

塑性加工連合講演会論文集， 307 (1981)，439.
27. 今津勝宏，3004合金板のしごき性に及ぼす潤滑剤の影響，塑性加工連合講演会論文集，235(1985)，325.
28. 今津勝宏，アルミニウムＤＩ缶のトライボロジー，トライボロジスト，35-8(1990)，540.
29. 野世渓，ほか5名，空調用熱交換器アルミニウムフィン材， 住友軽金属技報，28-2 (1987)，103.
30. 村川正夫・古閑伸裕・大川陽康，アルミニウム薄肉管の製作法に関する研究（第一報　感光ドラムのＤＩ加工における問題点の把握），塑性加工連合講演会論文集，324 (1987)，441.
31. 村川正夫・古閑伸裕・大川陽康，アルミニウム薄肉管の製作法に関する研究（第二報　ＤＩ感光ドラム製作における製品歩留り向上）， 塑性加工連合講演会論文集，325 (1987)，445.
32. 村川正夫・古閑伸裕・松崎昭佳・大川陽康，アルミニウム薄肉管の製作法に関する研究（第三報　ＤＩ管の真円度，表面粗さの向上について），塑性加工春季講演会論文集，428 (1989)，415.
33. 村川正夫・古閑伸裕・松崎昭佳・大川陽康，アルミニウム薄肉管の製作法に関する研究（第四報　高精度感光ドラム用素管のＥＩ加工による製作），塑性加工春季講演会論文集，114 (1990)，409.
34. 大川・ほか3名，しごき円筒の表面損傷，昭和51年度塑性加工春期講演会講演論文集，(1970)，123.
35. 河合望・中村・宮本，しごき形摩擦試験機による潤滑性能評価（基礎的考察と評価尺度），機論Ｃ，48-417 (昭56)，644.
36. 河合望・ほか4名，しごき形摩擦試験機による耐焼付き能評価（標準条件の提案），機論Ｃ，48-433 (昭57)，1473.
37. 河合望・堂田，塑性加工における適合性と潤滑剤の相乗効果， 機論Ｃ，52-479 (昭61)，2022.
38. 片岡征二・木原淳二・相澤龍彦，ミクロプールメカニズムに及ぼすリダクションの影響， 平成２年度塑性加工春季講演会論文集，173.
39. 小島之夫・森川裕彦・水野高爾，棒材引抜きにおけるダイス圧力分布の測

定，塑性と加工，Vol 26-295(1985-8)，855.
40. 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，Vol 26-298(1985-11)，1096.
41. 松原茂夫・工藤英明，純アルミニウムの平面ひずみ押出しにおける金型面圧力分布，塑性と加工，Vol 32-366 (1991-7)，862.
42. 松原茂夫・工藤英明，純アルミニウムの円筒容器押出しにおける金型面圧力分布，塑性と加工，Vol 32-366 (1991-7)，868.
43. 松原茂夫・工藤英明，各種加工法における軸対称パンチ先端面圧分布，塑性と加工，Vol 32-366 (1991-7)，874.
44. 山本憲隆・島 進，引抜き加工における摩擦係数に及ぼす素材の材質及び断面減少率の影響，機論Ｃ，57-538(1991-6),244.
45. Hill.R., The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, London (1967).
46. Dewhurst.P., Collins.I.F., A Matrix Technique for Constructing Slip-line Field Solutions to a Class of Plane Strain Plasticity Problems, Int.J.Num.Methods Engng., 7, 357 (1973).
47. Venter.R.D., Hewitt.R.L. and Johnson.W., An Engineering Approach to the Matrix Operator Technique for Slip-line Field Construction, Sixth North American Metalworking Research Conference Proceedings April 16th-18th, University of Florida, Gainsville, Florida, USA, 111, (1978).
48. Venter.R.D., Hewitt.R.L.and Johnson.W., Application of the Matrix Inversion Technique to Extrusion and Drawing Problems, Applications of Numerical Methods to Forming Processes, ASME, Winter Conference, San Francisco, AMD-Vol. 28, 143(1978).
49. 河合望・堂田邦明・斉藤正美・林伸和・王志剛，アルミニウム合金板の円筒しごき加工における製品表面と摩擦，機論Ｃ，55-519(1989-11)，2885
50. 河合望・堂田邦明・斉藤正美・林伸和・王志剛， 工業用純アルミニウムの円筒しごき加工における摩擦挙動に及ぼす素板調質度の影響，機論Ｃ，56-530 (1990-10) 2702.

51. 河合望・堂田邦明・秋山和洋・王志剛，　しごき加工による表面平滑化に関する研究，機論C，55-517 (1989-9) 2493.
52. 河合望・斉藤正美・堂田邦明・林伸和・榎津豊・王志剛，　内面しごきによる円筒外表面の鏡面加工，機論C，56-532(1990-12) 3438.
53. 王　志剛・近藤一義・森　敏彦，しごき加工における表面形成機構（第一報，すべり線場解に基づく予測），日本機械学会論文集（投稿中）.
54. 王　志剛・近藤一義・森　敏彦，しごき加工における表面形成機構（第二報，工具面転写による平滑面形成の最適条件），日本機械学会論文集（投稿中）.
55. 王　志剛・近藤一義・森　敏彦，しごき加工における表面形成機構（第三報，しごき面における平滑面形成の基本条件），日本機械学会論文集（投稿中）.