



岐阜大学機関リポジトリ

Gifu University Institutional Repository

冷間鍛造におけるリン酸亜鉛潤滑被膜のトライボ特性の温度依存性

メタデータ	言語: jpn 出版者: 公開日: 2019-06-27 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 加田, 修 メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/20.500.12099/77932

冷間鍛造におけるリン酸亜鉛潤滑被膜の
トライボ特性の温度依存性

Temperature dependence of tribo-performance
of zinc phosphate coating in cold forging

2019年2月

加田 修

目次

第 1 章 序論	1
1.1 本研究の背景	1
1.2 耐焼付き能を求めるための摩擦試験法とその問題点	3
1.3 摩擦係数を求めるための摩擦試験法とその問題点	7
1.4 流動応力の温度依存性を求めるための手法	10
1.5 被加工材－金型間の熱伝達係数に関するこれまでの研究	10
1.6 本研究の目的および本論文の構成	11
第 2 章 円筒後方押出しによる潤滑被膜の耐焼付き能評価	13
2.1 緒言	13
2.2 円筒後方押出し実験	13
2.2.1 実験条件	13
2.2.2 従来の焼付き判定基準での評価	15
2.2.3 新たな焼付き判定基準での評価	16
2.3 有限要素法解析による押出し荷重急増の要因検討	20
2.3.1 解析条件	20
2.3.2 被加工材流動応力の影響	20
2.3.3 パンチ形状の影響	23
2.3.4 摩擦係数の影響	24
2.4 後方押出し後のカップ内面残留被膜の観察	26
2.4.1 観察方法	26
2.4.2 観察結果	27
2.5 結論	29
第 3 章 リン酸亜鉛潤滑被膜構成各層の潤滑機能	30
3.1 緒言	30
3.2 実験方法	31
3.2.1 潤滑被膜水準	31
3.2.2 後方押出し実験	32
3.2.3 リング圧縮実験	32
3.3 実験結果	32
3.3.1 リン酸亜鉛潤滑被膜構成各層の耐焼付き能	32
3.3.2 耐焼付き能に及ぼす被膜重量の影響	34

3.3.3	リン酸亜鉛潤滑被膜構成各層の摩擦係数	35
3.3.4	摩擦係数に及ぼす被膜重量の影響	36
3.4	結論	37
第4章	鍛造後残留リン酸亜鉛潤滑被膜の摩擦特性評価	38
4.1	緒言	38
4.2	化成処理条件によるリン酸亜鉛被膜重量制御	39
4.2.1	実験方法	39
4.2.2	実験結果	39
4.3	前方押しによるリン酸亜鉛潤滑被膜膜厚制御	42
4.3.1	実験方法	42
4.3.2	鍛造後の残留被膜膜厚の推定	44
4.4	摺動試験による摩擦特性評価	46
4.4.1	実験方法と実験条件	46
4.4.2	摺動試験時の面圧，摺動距離の推定	49
4.4.3	実験結果	51
4.4.3.1	摺動試験中の摩擦係数の変化	51
4.4.3.2	摩擦係数，耐焼付き能への影響因子の整理	52
4.4.3.3	摩擦係数，耐焼付き能の定式化	57
4.5	結論	57
第5章	熱連成冷間鍛造解析に必要なデータの計測	58
5.1	緒言	58
5.2	冷間鍛造温度域における被加工材流動応力の温度依存性	60
5.2.1	圧縮試験による見かけの流動応力の測定	60
5.2.1.1	実験方法	60
5.2.1.2	実験結果	61
5.2.2	等温流動応力の算出	63
5.2.2.1	等温流動応力の考え方	63
5.2.2.2	等温流動応力の初期設定	65
5.2.2.3	摩擦条件の決定	66
5.2.2.4	圧縮試験の再現	66
5.2.2.5	等温流動応力の補正	69
5.2.2.6	ひずみ速度依存性の検討	71
5.2.2.7	等温流動応力の検証	73

5.3	冷間鍛造温度域におけるリン酸亜鉛潤滑被膜の熱伝達係数.....	75
5.3.1	金型温度の測定.....	75
5.3.1.1	実験方法.....	75
5.3.1.2	実験結果.....	76
5.3.2	熱伝達係数の同定.....	77
5.3.2.1	有限要素法解析への摩擦係数温度依存性の組み込み.....	77
5.3.2.2	解析条件.....	78
5.3.2.3	解析結果.....	78
5.4	結論.....	83
第6章	熱連成冷間鍛造解析の検証.....	84
6.1	緒言.....	84
6.2	圧縮速度が異なる端面拘束圧縮試験での検証.....	84
6.2.1	解析条件.....	85
6.2.2	解析精度の検証.....	85
6.3	金型温度が異なるリング圧縮試験での検証.....	89
6.3.1	実験条件と実験結果.....	89
6.3.2	解析条件.....	91
6.3.3	解析精度の検証.....	91
6.4	円筒後方押し出し試験での検証.....	93
6.4.1	解析条件.....	93
6.4.2	解析精度の検証.....	93
6.5	結論.....	94
第7章	総括.....	95
参考文献	98
関連論文目録	102
謝辞	103

第1章 序論

1.1 本研究の背景

自動車業界においては、従来から、地球環境問題の観点から定められた燃費規制や排ガス規制に対応すべく、部品の小型化等による軽量化が指向されてきた。最近では、ガソリンエンジン車からハイブリッド車や電気自動車へと動力源の変革が急速に進んでいるが、ハイブリッド車では構成部品の多さ、電気自動車では航続距離を確保するためのバッテリー容量の増大による車体重量の増加は避けられない。それを補って燃費や電費を確保するため、構成部品の軽量化に対するニーズは、従来にも増して高まっている。部品軽量化に対しては、使用材料の高強度化による部品の小型化、薄肉化が有効であるが、剛性確保の点から、より複雑な部品形状への成形が要求される。

室温下で、金型を用いて金属材料に塑性変形を加え、部品形状に成形する冷間鍛造は、切削加工と比較して、低コストで部品を製造可能な方法であり、自動車部品では、ベベルギヤ、トリポード、ピニオンギヤ等、多くの部品の製造方法として用いられている。

歯車や軸受部品のように、表面に強度が必要な部品は、クロム鋼を用い、鍛造後に浸炭焼入れ焼戻し処理を施して製造されることが多い。歯車を高強度化する場合、クロムモリブデン鋼を用いたり、合金添加量を増やしたりすることで、面疲労強度や歯元疲労強度を向上させることが可能である。しかし、これらの鋼材の冷間流動応力は、合金添加量の増加にともなって、通常のクロム鋼と比べて高くなる。また、最近では、低コスト化のニーズに応え、冷間鍛造性に優れた中・高炭素鋼が開発されており [1]、これまで熱間鍛造で製造されていた部品を、冷間鍛造で製造するケースが増えている。さらに、部品締結に用いられるボルトにおいても、高強度化が志向されており、冷間鍛造性に優れた中炭素鋼線材が開発されている [2]。これらの鋼材は、冷間鍛造性を考慮して設計されてはいるが、従来の鋼材と比べると、冷間流動応力は高くならざるを得ない。すなわち、冷間鍛造分野においては、強度の高い鉄鋼材料を被加工材として用い、複雑な部品形状へ鍛造する技術が必要とされている。

強度の高い鉄鋼材料を、複雑形状部品に冷間鍛造する場合、材料強度が高くなること、塑性ひずみ量が大きくなることから、金型の接触面圧や、金型と鋼材間の界面温度は必然的に高くなる。したがって、金型破損や焼付き等が生じやすくなるため、鋼材表面に処理された潤滑剤の果

たすべき役割は、従来にも増して大きくなる。

冷間鍛造に用いられる潤滑剤として、リン酸亜鉛と金属石けんを組み合わせたリン酸亜鉛潤滑被膜が、広く用いられている。これに対し、近年では、環境負荷の小さいものへのニーズが高く、脂肪酸にリン酸系極圧添加剤や高分子系分散剤を加え、亜鉛-モリブデン化合物を分散させた 1 液型 [3]や、焼付き防止と摩擦低減機能を、それぞれに持たせた 2 液 2 層型 [4]等、多くの潤滑剤が開発されている。しかし、特に耐焼付き能に関しては、リン酸亜鉛潤滑被膜には及ばない、と報告されている [5]。すなわち、強度の高い鉄鋼材料を被加工材とした、複雑形状部品の冷間鍛造を成立させる上で、リン酸亜鉛潤滑被膜は依然として重要な地位を占めている。

鍛造工程を設計する際、有限要素法をはじめとする数値解析を行い、材料流動や金型負荷等を予め検討することが、一般的となっている [6]。被加工材を加熱して鍛造する熱間鍛造では、被加工材と金型の温度差が大きく、金型からの抜熱にともなう、被加工材の温度低下を無視できない。そのため、熱間鍛造の数値解析では、変形解析に熱解析を連成させて、被加工材や金型の温度変化を考慮した解析を行うことが多い。一方、被加工材を加熱することなく鍛造する冷間鍛造においても、加工発熱と摩擦発熱により、被加工材の温度は上昇する。しかし、被加工材と金型の温度差は、熱間鍛造と比較して小さく、変形解析に熱解析を連成させることは少ない。流動応力の温度依存性を考慮して、被加工材と金型の温度変化を考慮した解析を行った報告はあるが [7]、摩擦係数は一定値とされている。前述したように、強度の高い鉄鋼材料を、複雑形状部品に冷間鍛造する場合、材料強度が高くなること、塑性ひずみ量が大きくなることから、金型と鋼材間の界面温度は必然的に高くなる。リン酸亜鉛潤滑被膜の摩擦係数には、温度依存性があることが知られており [8]、今後は、冷間鍛造であっても、変形解析に熱解析を連成させて、被加工材や金型の温度変化を考慮した解析を行い、摩擦係数の温度依存性を考慮することが必要になると考える。

本研究では、冷間鍛造における過酷な摩擦条件に対応した、耐焼付き能や摩擦係数の評価法を検討する。そして、冷間鍛造用潤滑剤として広く用いられているリン酸亜鉛潤滑被膜に関し、トライボ特性に及ぼす、被膜膜厚や界面温度、金型粗さ等の摩擦条件の影響を明らかにする。さらに、トライボ特性の温度依存性を考慮した、熱連成冷間鍛造解析の実用化を目指し、解析に必要なデータの計測を行う。

1.2 耐焼付き能を求めるための摩擦試験法とその問題点

摩擦特性のひとつである，耐焼付き能を評価する試験法として，多くのトライボテストが提案されている．**Fig. 1-1**に示すボール通し試験 [9]は，円筒形状の被加工材の外周を拘束した状態で，内径側に球形状の金型を押し通して，耐焼付き能を評価する試験法である．表面積拡大比は2程度であり，加工度が低い場合の，潤滑油性能を評価するのに適している．**Fig. 1-2**に示すテーパプラグ通し試験 [10]は，ボール通し試験の球形状金型の代わりに，テーパ状の金型を用いて，耐焼付き能を評価する試験法である．ボール通し試験よりも，被加工材と金型の接触角が小さく，油の導入量が多いため，よりマイルドな潤滑条件下に対する評価が可能である．**Fig. 1-3**に示す据込み－押し出し形摩擦試験 [11]は，円柱形状の被加工材に据込みを行い，潤滑被膜にダメージを加えた後に，前方押し出しを行い，摩擦係数や耐焼付き能を評価する試験法である．この試験法は，多段鍛造時の摩擦特性評価に適しており，表面積拡大比は30を超える．**Fig. 1-4**に示す据込み－ボールしごき形摩擦試験 [12]は，円柱形状の被加工材に据込みを行い，潤滑被膜にダメージを加えた後に，被加工材側面にボールでしごきを施して，耐焼付き能や摩擦係数を評価する試験法である．表面積拡大比は150を超え，過酷な潤滑環境下での評価が可能である．これらの試験法は，耐焼付き能を評価するものであるが，被加工材や金型を目視で観察して，焼付き発生を判定する官能試験法である．すなわち，試験者の主観が介在する余地があるため，異なる試験者間による評価結果の比較には，差異を生じる可能性がある．

これに対し，焼付き発生を客観的に評価する試験法も提案されている．**Fig. 1-5**に示す後方押し出し試験 [13]は，円柱形状の被加工材に，後方押し出しを行う試験法である．種々のカップ深さに成形した後に，カップからパンチを引抜く荷重を測定し，引抜き荷重が増加するカップ深さが焼付き限界であるとしている．表面積拡大比は200にも達する．**Fig. 1-6**に示すテーパカップ試験 [14]は，円柱形状の被加工材に，テーパ形状のパンチによって，後方押し出しを行う試験法である．種々のカップ深さに成形した際の押し出し荷重を測定し，最大荷重が増加するカップ深さが焼付き限界であるとしている．表面積拡大比は50程度である．これらの試験法では，成形後の引抜き荷重，あるいは押し出し荷重の最大値を，焼付き発生位置と対応づけており，焼付き発生限界を求めるためには，成形ストロークを種々変更した複数回の試験が必要となる．すなわち，評価試験を簡便に行うことができない，という課題がある．

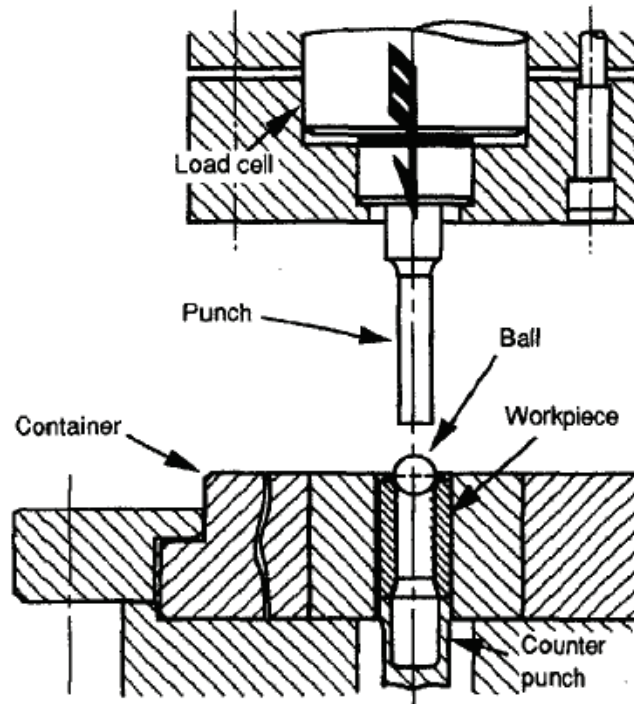


Fig. 1-1 Schematic illustration of ball penetration test [9]

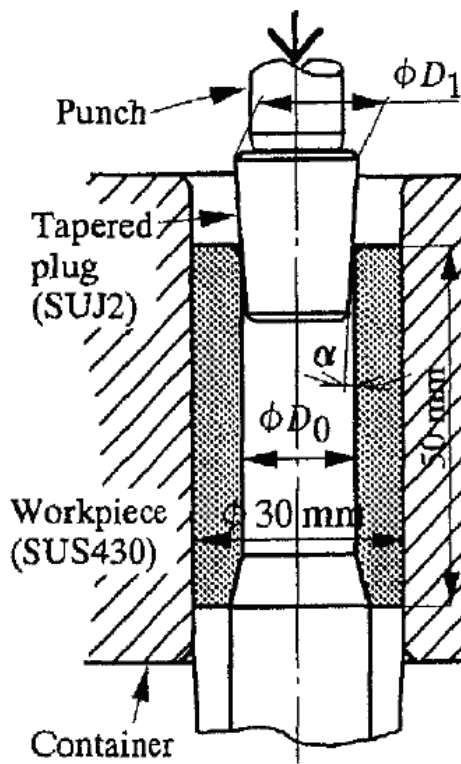


Fig. 1-2 Schematic illustration of tapered plug penetration test [10]

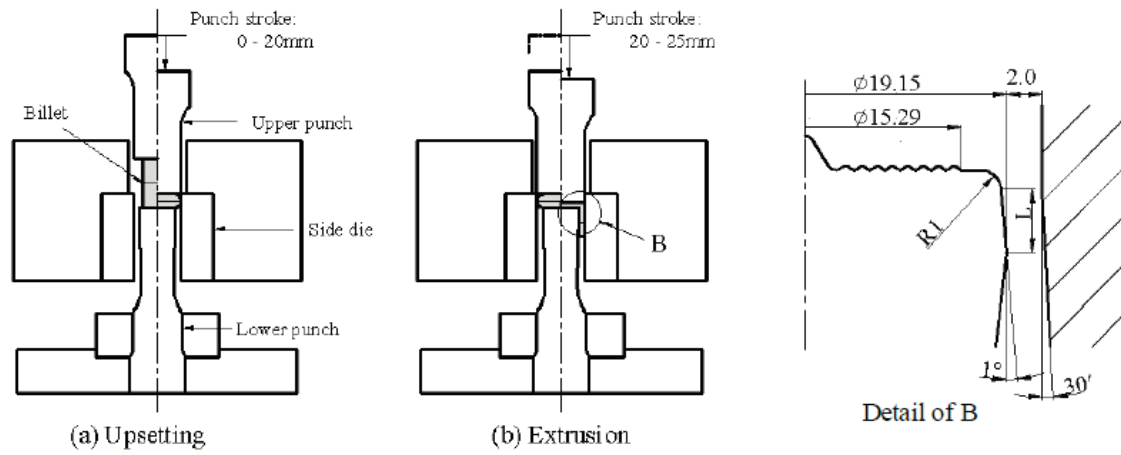


Fig. 1-3 Schematic illustration of upsetting-extrusion type tribometer [11]

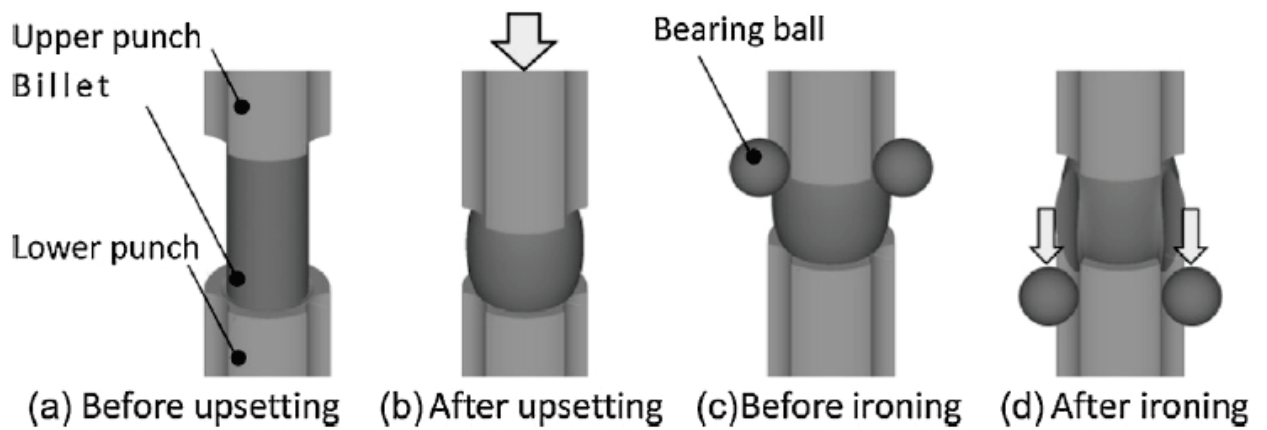


Fig. 1-4 Schematic illustration of multi-stage forging test [12]

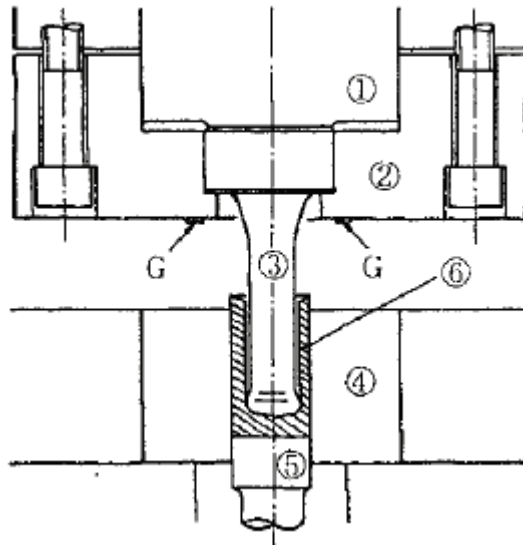


Fig. 1-5 Schematic illustration of backward extrusion test [13]

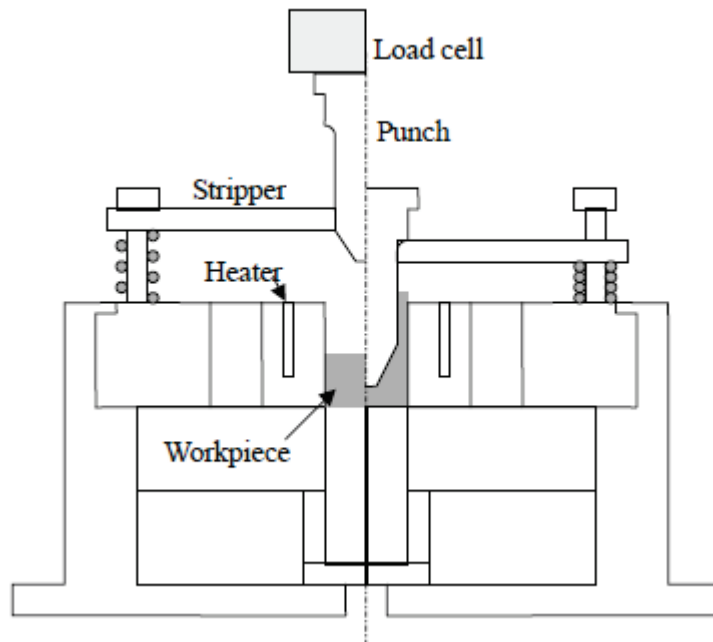


Fig. 1-6 Schematic illustration of taper cup test [14]

1.3 摩擦係数を求めるための摩擦試験法とその問題点

摩擦特性のひとつである，摩擦係数を評価する試験法として，多くのトライボテストが提案されている．リング圧縮試験 [15]は，リング形状の被加工材を圧縮変形させた際の，圧縮前後の内径変化比から摩擦係数を求める試験法である．荷重測定が不要，温間・熱間鍛造温度域での測定が容易等のメリットがあり，鍛造加工時の摩擦係数測定法として，広く用いられている．ただし，表面積拡大比は 3 程度以下の範囲であり，大変形を模擬した試験法とはいえない．表面積拡大比が 10 程度までの試験法として，**Fig. 1-7** に示すスパイクテスト [16]が報告されている．円柱形状の被加工材をスパイク形状に押し出した際の，押し出し荷重や押し出し後形状から，摩擦係数を求める試験法である．イジェクト時の荷重から耐焼付き能の評価もできる．しかし，荷重の絶対値で摩擦特性を評価するため，材料強度や寸法のばらつき等が，測定結果に影響する可能性がある．表面積拡大比が大きい場合の摩擦試験法として，**Fig. 1-8** に示す前方軸・後方缶押し形摩擦試験法 [17]や，**Fig. 1-9** に示す前後方押し形摩擦試験法 [18]が提案されている．これらは前方押し出し部と後方押し出し部の形状が，摩擦力のバランスによって変化することを活用して，摩擦係数を求める試験法である．**Fig. 1-3** に示した据込みー押し形摩擦試験 [11]は，表面積拡大比が小さい部位（ダイス側，表面積拡大比 5 以下）と，表面積拡大比が大きい部位（押し出しパンチ側，表面積拡大比 35 以上）の摩擦係数を，同時に評価することが可能な試験法である．**Fig. 1-10** に示す局所引抜き形摩擦試験 [8]は，凹凸形状のダイスで線材を挟み付けた状態で，線材を引き抜き，ダイスに作用する引抜き力とダイス押し広げ力から，摩擦係数を測定する試験法である．被加工材とダイスをそれぞれ加熱することが可能であり，最大引抜き速度は 12.5 mm/s，面圧は被加工材流動応力の 2 倍から 2.5 倍，表面積拡大比は 10 以下の範囲での結果が報告されている．

上記のように，多くの試験法が提案されており，摩擦係数に及ぼす界面温度，接触面圧，滑り速度の影響を評価した報告はなされているが，潤滑被膜膜厚，金型粗さの影響を広範囲に評価した報告はあまりみられない．

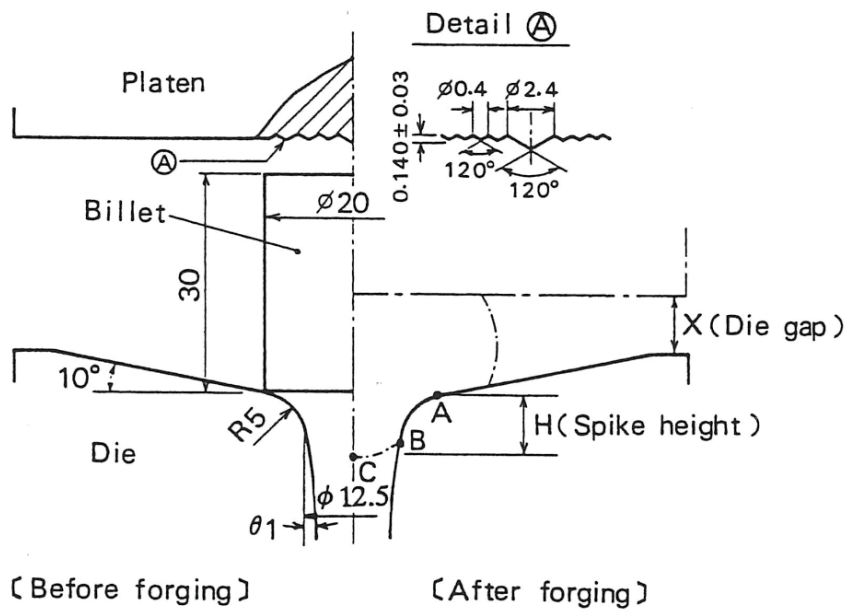
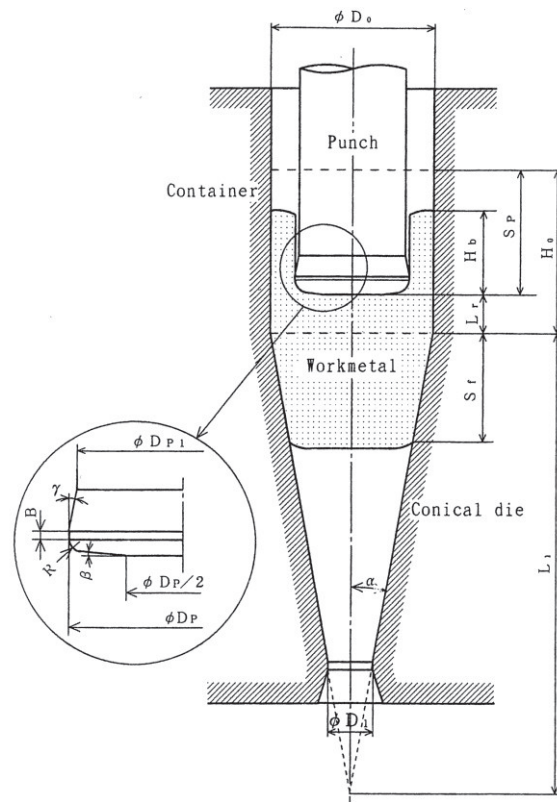


Fig. 1-7 Schematic illustration of spike test [16]



$$\alpha = 10^\circ, D_0 = 20\text{mm}, D_1 = 10\text{mm}, L_1 = 56.7\text{mm}, R = B = 1\text{mm}, \beta = 5^\circ, \gamma = 4^\circ$$

Fig. 1-8 Schematic illustration of combined forward rod-backward can extrusion test [17]

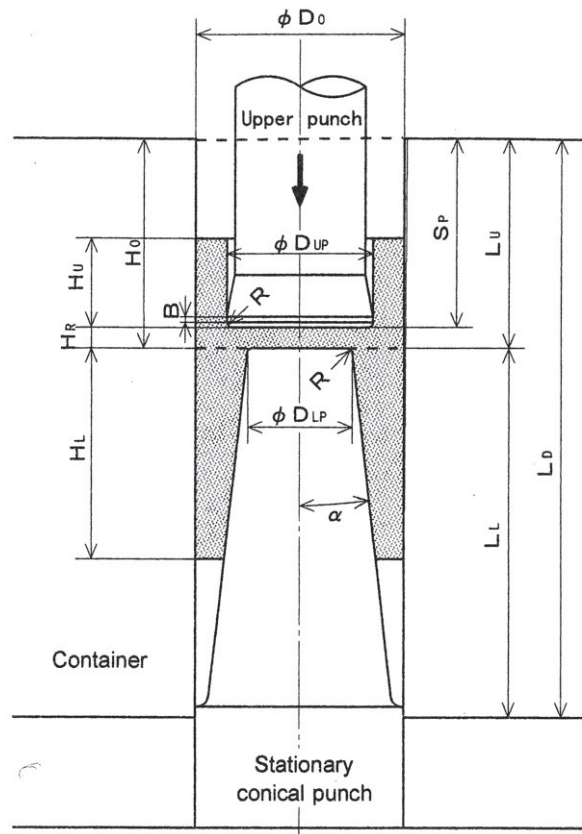


Fig. 1-9 Schematic illustration of combined forward conical can-backward straight can extrusion test [18]

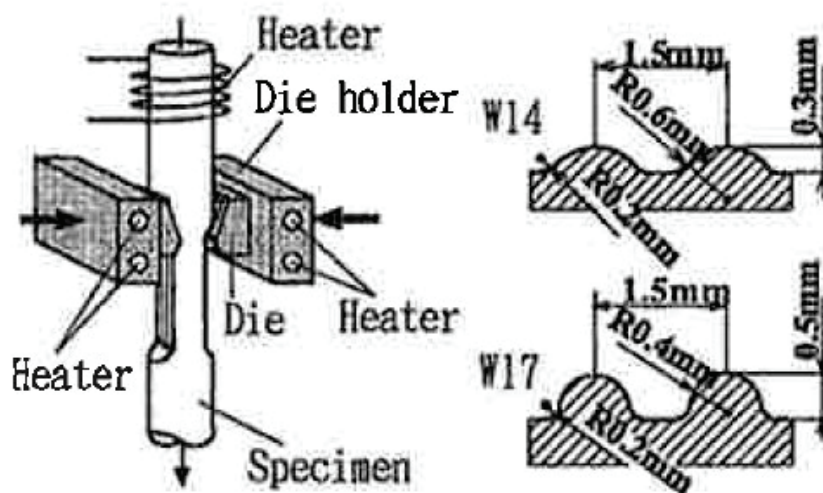


Fig. 1-10 Schematic illustration of tribo test with concave-convex profiles [8]

1.4 流動応力の温度依存性を求めるための手法

鍛造は、加工速度が速く、大きいひずみを受けることが特徴であり、有限要素法解析に用いる流動応力は、圧縮試験によって測定されることが多い。圧縮試験では、被加工材と金型間に作用する摩擦力によって、被加工材には樽型変形が生じるとともに、圧縮荷重にも摩擦力の影響が含まれる。端面拘束金型を用いて、被加工材と金型間の摩擦状態を固着として圧縮試験を行い、有限要素法解析により流動応力に及ぼす摩擦力の影響を定量化し、補正する手法が提案されている [19]。

有限要素法解析で、被加工材や金型の温度変化を考慮する場合には、熱解析を連成させて変形解析を行うため、被加工材の流動応力には温度依存性を持たせることが望ましい。温間・熱間鍛造の温度領域では、流動応力の温度依存性を検討した報告がなされている。被加工材を複数の初期温度に加熱して圧縮試験を行い、断熱変形を仮定して温度変化の影響を定量化し、一定温度下の流動応力を算出する手法が提案されている [20]。また、筆者らはこれに加えて、被加工材と金型間の熱伝達も考慮して温度変化の影響を定量化し、等温流動応力を算出する手法を提案している [21]。さらに、高周波加熱時の温度分布も考慮して、逆解析により流動応力を算出する手法が提案されている [22]。

1.5 被加工材－金型間の熱伝達係数に関するこれまでの研究

熱間圧延や熱間鍛造の分野では、被加工材とロールあるいは金型間の接触熱伝達係数の測定が、古くから行われている。摩擦接触面における温度の実測は困難であることから、摩擦接触面直下の金型内部の温度を測定して、理論解や数値解析を用いて求めた金型温度との比較から、被加工材と金型間の熱伝達係数を求めることが多い。アルミニウム合金と金型間の熱伝達係数に関し、異なる温度に加熱した金型を接触させる、あるいは同じ温度に加熱した金型でのリング圧縮実験を行い、理論解との比較により、熱伝達係数を求めた例が報告されている [23]。面圧範囲 14MPa から 68 MPa、高温側温度範囲 600℃から 1150℃における、潤滑・冷却剤の界面熱伝達係数を、モデル鍛造型熱劣化試験機による温度測定と、有限要素法解析による温度解析から、推定した例が報告されている [24]。また界面熱伝達係数に及ぼす潤滑剤種類、初期塗布量、温度、接触面圧の影響に関し、圧縮試験での測温データと、差分法による温度解析での校正曲線との比較から、界面熱伝達係数を求めた例が報告されている [25]。

しかしながら、これらはいずれも熱間鍛造の温度域における熱伝達係数を評価したものである。冷間鍛造のように、室温の被加工材と金型が、加工発熱や摩擦発熱によって温度上昇するような、比較的低い温度領域における熱伝達係数に関する報告はみられない。

1.6 本研究の目的および本論文の構成

複雑形状部品の冷間鍛造では、鍛造形状によっては、表面積拡大比が100を超え、被加工材に被覆されたリン酸亜鉛潤滑被膜は、非常に薄くなった状態で使用される。また加工発熱や摩擦発熱により、被加工材温度は局所的に数百℃にも達し、強度の高い鉄鋼材料を被加工材とする場合は、さらに過酷な摩擦条件となる。

本研究では、冷間鍛造における過酷な摩擦条件に対応した、潤滑剤トライボ特性の評価法を検討する。そして、リン酸亜鉛潤滑被膜のトライボ特性を評価し、被膜膜厚や界面温度、金型粗さ等の摩擦条件の影響を明らかにする。さらに、トライボ特性の温度依存性を、熱連成冷間鍛造解析に組み込むことで、数値解析の高精度化を図る。これらにより、強度の高い鉄鋼材料を被加工材とした、複雑形状部品の冷間鍛造技術開発に寄与することを目的とする。

第1章は本章であり、研究の背景、これまでの摩擦試験法の問題点や、熱連成冷間鍛造解析の必要性について述べ、本研究の目的を示した。

第2章では、耐焼付き能に関し、鍛造工法の中でも表面積拡大比が大きい、後方押しによる試験法を検討する。従来、焼付き発生限界は目視・触診による官能評価で判定されている。これに対し、焼付きが発生した際に、押し荷重—ストローク線図に荷重急増が生じることに着目し、焼付き発生と荷重急増との対応関係を検証し、荷重急増点から焼付き発生限界の判定を試みる。荷重急増の要因について、有限要素法解析を用い、被加工材の流動応力、押しパンチ形状（先端R、先端角度、ランド長さ、先端平坦部有無）、摩擦係数が押し荷重に及ぼす影響を検討する。また、焼付き発生開始点近傍における、残留被膜膜厚と金型粗さとの対応を検討する。

第3章では、第2章で提案した後方押しおよびリング圧縮試験により、リン酸亜鉛潤滑被膜の構成層であるリン酸亜鉛、金属石けん、未反応石けんの各層が、潤滑剤として果たす機能を検討する。また、耐焼付き能や摩擦係数に及ぼす、リン酸亜鉛潤滑被膜重量の影響を検討する。

第4章では、押しと摩擦試験を組み合わせ、摩擦特性評価法を検

討する．押出しにより被加工材には表面積拡大が生じ，初期のリン酸亜鉛潤滑被膜膜厚は表面積拡大に追従して薄くなる．この現象を活用して，リン酸亜鉛潤滑被膜膜厚を広範囲に制御した試料を作製し，種々の被膜膜厚に対する摩擦試験を行う．摩擦係数や耐焼付き能に及ぼす被膜膜厚，界面温度，金型粗さ，接触面圧，滑り速度の影響を評価し，定量化を試みる．

第 5 章では，熱連成冷間鍛造解析に必要なデータとして，被加工材の流動応力の温度依存性と，リン酸亜鉛潤滑被膜を被覆した被加工材と金型間の熱伝達係数について検討する．

被加工材の流動応力に関しては，実鍛造速度に対応した速度で圧縮試験を行うと，初期温度が室温であっても，加工発熱により被加工材の温度は 100 °C を超えるため，求めた流動応力には温度変化の影響が含まれる．そこで，種々の初期温度における圧縮試験を行い，有限要素法解析を用いて圧縮試験中の温度変化の影響を補正した，等温流動応力を算出し，流動応力の定式化を行う．

冷間鍛造温度域における，リン酸亜鉛潤滑被膜を被覆した被加工材と金型間の熱伝達係数の同定に関しては，第 2 章での後方押出しを対象として，パンチ内部温度の実測を試み，有限要素法解析による較正曲線との比較から，熱伝達係数の同定を行う．

第 6 章では，第 4 章で定式化した摩擦係数の温度依存性，第 5 章で算出した被加工材の等温流動応力，第 5 章で同定したリン酸亜鉛潤滑被膜を被覆した被加工材と金型間の熱伝達係数，を用い，鍛造中の温度変化を考慮した熱連成冷間鍛造解析を行い，その有用性を検証する．第 2 章で行った，速度を変更した圧縮試験における荷重予測を行う．金型温度を変更したリング圧縮試験を実施し，その際の荷重予測，形状予測を行う．また，第 2 章で行った，円筒後方押出しにおける荷重予測を行う．

第 7 章は本論文の総括であり，各章で得られた結果をまとめる．

第2章 円筒後方押出しによる潤滑被膜の耐焼付き能評価

2.1 緒言

強度の高い鉄鋼材料を被加工材として用い、冷間鍛造で複雑形状部品を成形することが増えつつある。この場合、従来にも増して金型の接触面圧や、金型と被加工材間の界面温度は高くなり、鍛造工程を成立させる上で、被加工材表面に被覆された潤滑剤の性能は、非常に重要となる。

摩擦特性のひとつである耐焼付き能を評価する試験法として、ボール通し試験 [9]やテーパプラグ通し試験 [10]、据込み-押し形摩擦試験 [11]、据込み-ボールしごき形摩擦試験 [12]等、多くの試験法が提案されている。しかし、これらの試験法は目視で焼付きを判定する官能試験法であり、客観的な試験法とはいえない。これに対し、後方押し後の引抜き荷重から判定する試験法 [13]や、テーパカップ試験での摩擦係数変化や押し荷重から判定する試験法 [14]が提案されている。これらは耐焼付き能を数値で判定する試験法であるが、焼付き発生限界を求めるためには、成形ストロークを種々変更した複数回の試験を必要とし、多くの試験工数が必要である。

本章では、鍛造の主要な工法である後方押しを行い、押し荷重-ストローク線図を測定することで、1回の試験で潤滑被膜の焼付き限界を簡便に検知する試験法を提案する。

2.2 円筒後方押し実験

2.2.1 実験条件

本論文での供試材には、焼鈍処理を施した機械構造用炭素鋼 JIS S10C を用いた。その化学成分を **Table 2-1** に、組織写真を **Fig. 2-1** に示す。

供試材を直径 27 mm、高さ 52 mm の円柱形状に機械加工し、被加工材とした。被加工材に、ショットブラスト、酸洗の後、リン酸亜鉛潤滑処理を施した。化成処理にはリン酸亜鉛を、石けん処理にはナトリウム石けんを用いた。被膜重量は、リン酸亜鉛層が 9.3 g/m²、金属石けん層が 3.8 g/m²、未反応石けん層が 13.9 g/m²であった。

後方押しは、減面率 50 % (ダイス直径 27.2 mm、パンチ直径 19.1 mm) とした。パンチ形状は **Fig. 2-2** に示すように、先端角度を 170 °、ランド長さを 2 mm、先端 R を 1 mm とし、先端には平坦部を設けなかった。パンチ材質には高速度工具鋼 JIS SKH51 を用い、耐焼付き能を向上させるようなコーティング処理は施さなかった。

Table 2-1 Chemical composition of test material [mass %]

C	Si	Mn	P	S
0.08	0.23	0.47	0.013	0.023

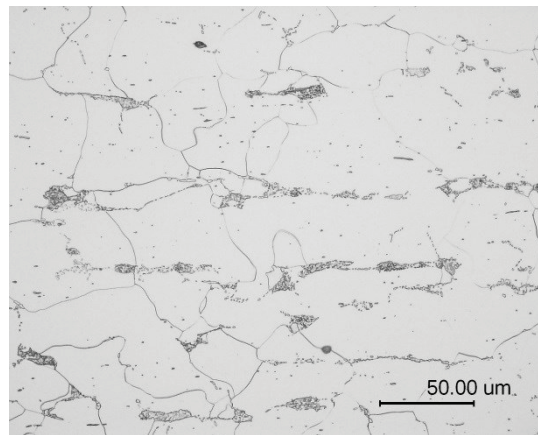


Fig. 2-1 Optical micrograph of specimen

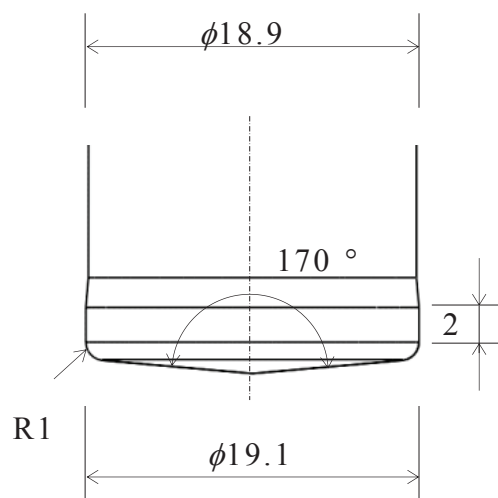


Fig. 2-2 Shape of punch tip

2.2.2 従来の焼付き判定基準での評価

実験には、5,000 kN 油圧サーボプレスを用い、カップ深さが 2 mm から 62 mm まで、10 mm ピッチとなるように、成形ストロークを調整した。パンチ速度は 200 mm/s 一定とした。焼付きの判定基準として、生産現場での判定基準である目視・触診に加え、押出し後の引抜き荷重 [13]でも評価した。

目視・触診では、カップ内面に爪が引っかかる程度の疵が生じた場合を、焼付きと判定した。本実験では、カップ深さ 52 mm では疵は生じなかったが、62 mm ではカップ内面に疵が生じており、焼付きと判定した。

押出し後の引抜き荷重は、パンチとパンチホルダー間に挟んだ 30 kN ロードセルによって測定した。引抜き荷重の測定結果を Fig. 2-3 に示す。横軸には成形ストロークのほか、成形後のカップ深さを併記した。縦軸には引抜き荷重の最大値を示した。カップ深さ 52 mm までは引抜き荷重は 2 kN 程度とほぼ一定の値であったが、カップ深さ 62 mm では 15 kN を超えており、カップ深さ 52 mm から 62 mm の間で焼付きが生じたと判定された。これは、目視・触診による判定と一致した。

焼付きの生じたカップ深さは、目視・触診、引抜き荷重ともに 52 mm から 62 mm の間と判定されたが、更に詳細に焼付き発生位置を検討するためには、カップ深さを種々変更した実験を行う必要がある。また、試験毎にパンチ先端を手入れする必要があるため、パンチ粗さを一定に保った状態での試験は困難である。

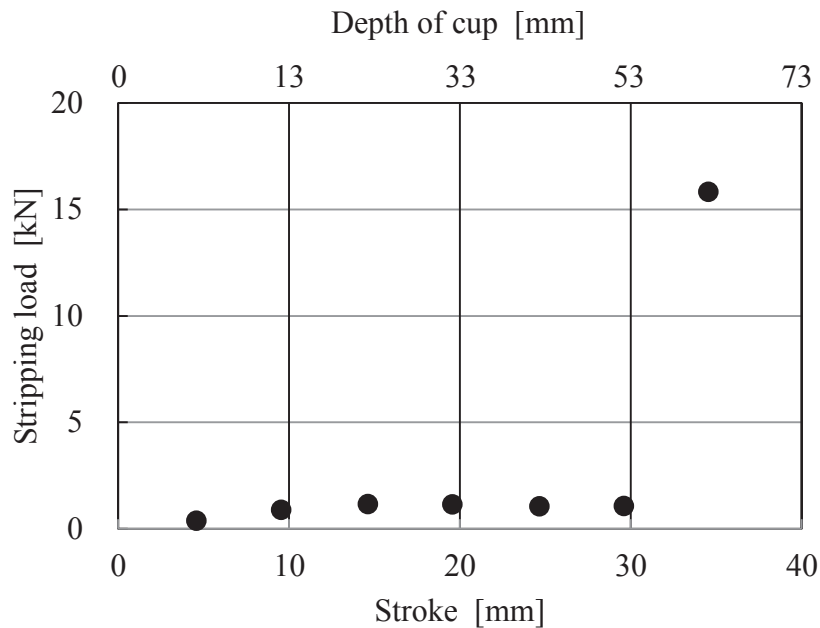


Fig. 2-3 Determination of galling based on stripping load after backward extrusion

2.2.3 新たな焼付き判定基準での評価

2.2.2 で押し出し実験を行った際に測定した，押し出し荷重—ストローク線図を **Fig. 2-4** に示す．押し出し荷重は，プレスに内蔵された 5,000 kN ロードセルで測定した．後方押し出しでは，一般的に，押し出し開始直後を除く定常変形中は一定荷重を示す，とされている [26]．**Fig. 2-4** において，カップ深さ 2 mm から 52 mm の水準では，押し出し荷重は一定値を示した．これに対し，カップ深さ 62 mm の水準では，押し出し終盤のストローク 30 mm 以降，カップ深さ 53 mm 以降で，押し出し荷重が急激に増加する挙動を示した．焼付き発生によって，押し出し荷重が増加した可能性が考えられ，押し出しカップ内面の焼付き発生状況と，押し出し荷重の対応関係を確認できれば，1 回の後方押し出し実験を行うだけで，焼付きが発生するカップ深さを求められる可能性がある．しかし，焼付きが生じた後にパンチをカップから引き抜くと，引抜きの際にパンチがカップ内面を疵つけるため，どこで焼付きが生じたかを判定することができない．

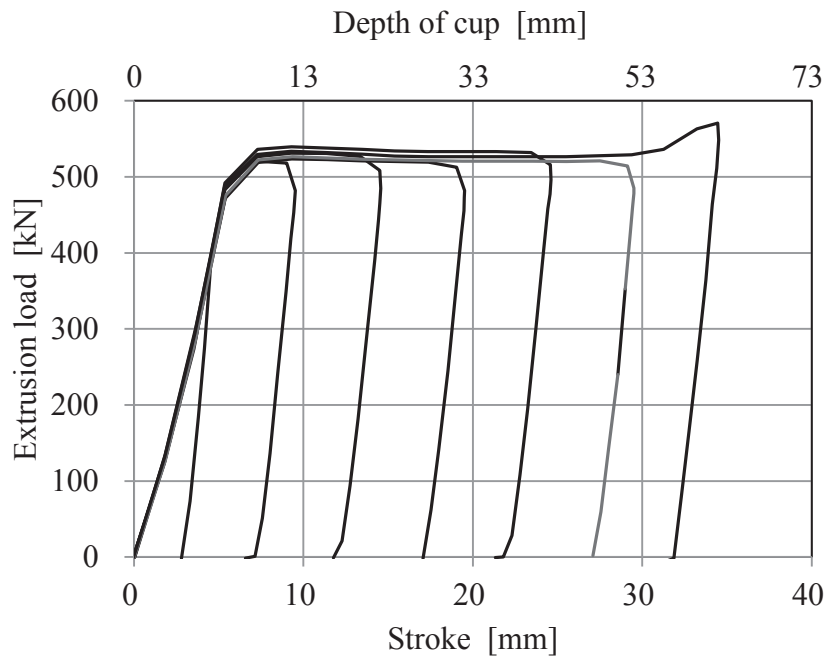


Fig. 2-4 Determination of galling based on change in extrusion load

パンチをカップから引き抜くことなく、カップ内面を観察するには、成形下死点でプレスを止めて、パンチとカップが一体となった状態のまま、観察に供することも考えられるが、本研究では、**Fig. 2-5** に示すように、パンチを先端部と軸部に分割する方法を考案した。

この方法では、位置合わせジグを介して被加工材上にパンチ先端部をセットし、パンチ軸部によりパンチ先端部を被加工材に押し込むことで、後方押し出しを行う。押し出し中の偏芯を防ぐため、パンチ先端部とパンチ軸部の嵌合部には、 160° のテーパを設けている。後方押し出し終了後は、パンチ先端を押し出しカップ内に置き去りにした状態で、パンチ軸部のみをカップ内面から移動させ、実験を完了させる。したがって、押し出し中に焼付きが生じた場合でも、パンチ先端部がカップ内面を荒らすことなく保持することができ、焼付き発生状況の詳細を観察することが可能となる。

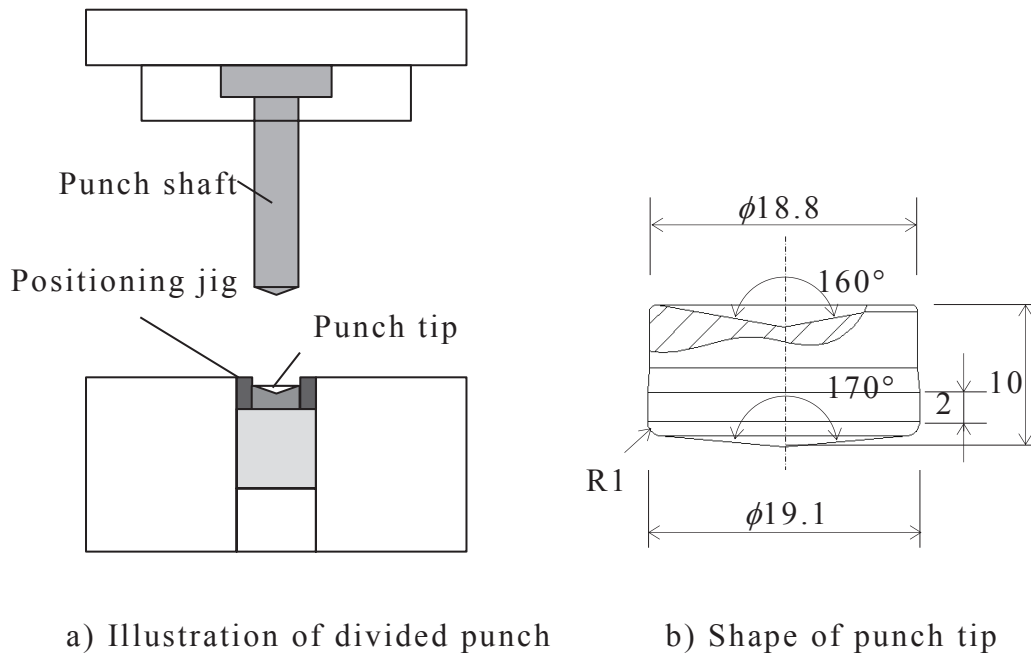


Fig. 2-5 Concept of backward extrusion with divided punch

この考え方を確認するために、新たな押し出し実験を行った。実験には、ストローク長さ 300 mm の 6,000kN メカプレスを用いた。成形ストロークは 49 mm とし、ストローク数は 30 spm とした。成形開始時のパンチ速度は 348 mm/s、下死点までの平均パンチ速度は 185 mm/s であった。押し出し荷重は、金型内に組み込んだ 1,000 kN ロードセルにて測定した。

押し出し荷重ーストローク線図を **Fig. 2-6** に示す。押し出し荷重ーストローク線図は、**Fig. 2-4** と同様に、定常荷重を示した後、カップ深さ 53 mm 程度から荷重が増加し、62 mm 程度で荷重増加は飽和した。また、押し出し後のカップを L 断面にて切断し、内面の焼付き状況を観察した結果を **Fig. 2-7** に示す。焼付きは **Fig. 2-7** の模式図の、グレーで示した部分で発生した。焼付きが発生するカップ深さは、周方向の位置によって異なり、53 mm から 62 mm 程度の間でばらばらであった。このことから、押し出し荷重の増加は、ほぼ焼付きの発生状況に対応していると判断できる。すなわち、押し出し荷重ーストローク線図において、荷重急増開始点を読み取ることで、焼付きが生じないで成形できる限界のカップ深さを求めることが可能である。このカップ深さは、潤滑被膜の耐焼付き能を表す指標であり、以降、限界カップ深さと称することとする。

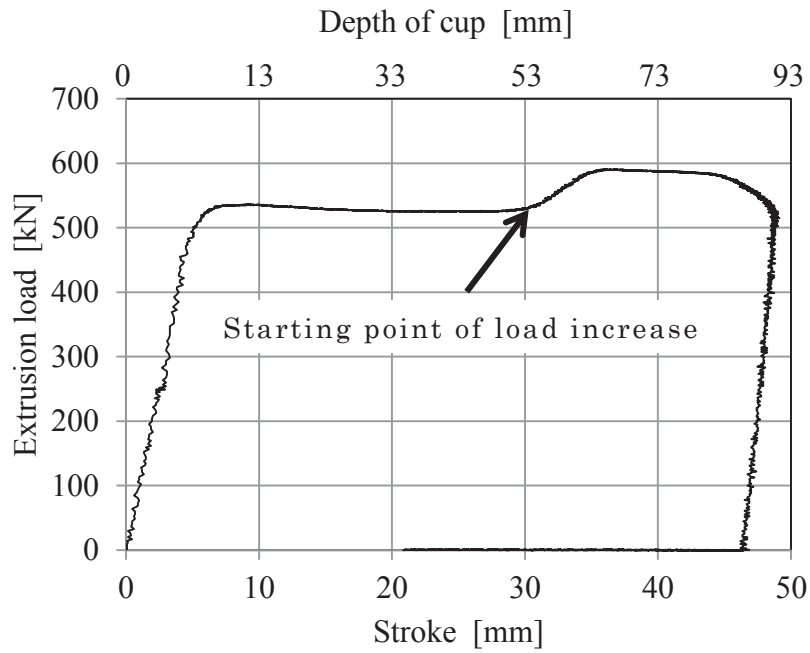


Fig. 2-6 Determination of galling based on change in extrusion load

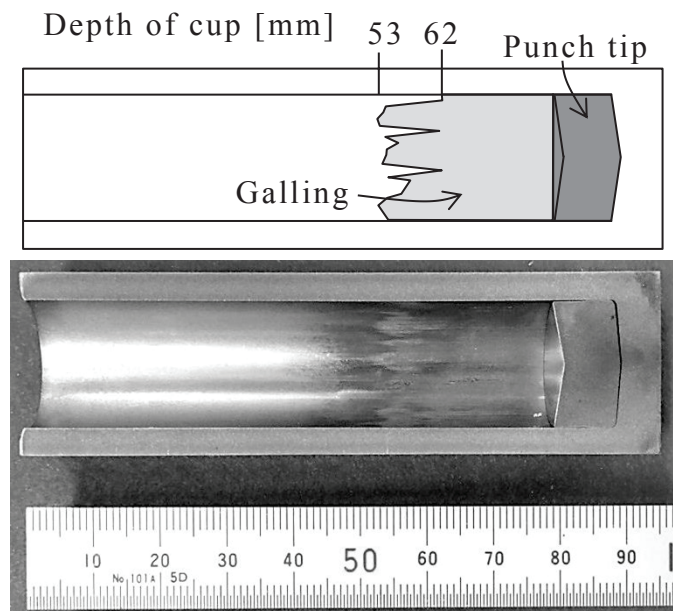


Fig. 2-7 Galling generation on inner surface of cup

2.3 有限要素法解析による押し出し荷重急増の要因検討

2.3.1 解析条件

前節では、後方押し出し時の押し出し荷重—ストローク線図において、押し出し荷重が増加する挙動と、押し出し内面の焼付き状況が対応することを確認した。押し出し荷重が増加する要因として、押し出し途中で潤滑被膜の耐焼付き能を超えるために焼付きが発生し、摩擦係数が増加することが考えられるが、それ以外にも、被加工材の流動応力やパンチ形状等が荷重増加に影響する可能性も考えられる。そこで、後方押し出しの有限要素法解析を行い、押し出し荷重急増の要因を検討する。

有限要素法解析には、非線形静的陰解法の商用解析コード DEFORM-2D を用い、軸対称解析を行った。成形中、パンチには弾性変形が生じ、成形初期の荷重増加挙動に差が生じたため、パンチは弾性体とした。ダイスとカウンターは解析時間の観点から剛体とした。加工発熱や摩擦発熱にともなう、被加工材の温度変化は考慮しなかった。被加工材は剛塑性体としたが、ランド部との接触が不十分であったことから、パンチランド部に 0.5° の微小なテーパを設け、接触を促した。この微小テーパを設けたことによる押し出し荷重への影響は、非常に小さいことを確認済みである。

2.3.2 被加工材流動応力の影響

被加工材の流動応力を求めるため、端面拘束圧縮試験を行った。供試材を、直径 10 mm、高さ 15 mm の円柱形状に機械加工し、被加工材とした。圧縮金型には同心円溝付き拘束金型を用いた。実験には、500 kN 油圧サーボプレスを用い、種々の圧縮率に圧縮した。圧縮速度は、準静的な 0.06 mm/s と、動的な 60 mm/s の 2 通りとした。平均ひずみ速度はそれぞれ 0.01 /s、10 /s である。圧縮荷重は、プレスに内蔵された 1,000 kN ロードセルで測定した。圧縮率と圧縮荷重の関係から、文献の手法 [19]により流動応力に換算した。

端面拘束圧縮試験によって求めた流動応力曲線を **Fig. 2-8** に示す．有限要素法解析には，**Fig. 2-8** の流動応力曲線を Swift の式で回帰して用いた．準静的流動応力 σ_{static} を式(2-1)に，動的流動応力 $\sigma_{dynamic}$ を式(2-2)に示す．さらに，加工硬化しない場合の流動応力 $\sigma_{constant}$ として，式(2-3)についても解析を行った．押し出し金型形状は実験と同じ **Fig. 2-5** の形状とし，パンチおよびダイスと被加工材間の摩擦係数は，50℃から 100℃の界面温度における摩擦係数を用い， $\mu = 0.07$ とした [27]．

$$\sigma_{static} = 676 (\varepsilon_p + 0.0014)^{0.162} \text{ [MPa]} \quad (2-1)$$

$$\sigma_{dynamic} = 589 (\varepsilon_p + 0.0049)^{0.089} \text{ [MPa]} \quad (2-2)$$

$$\sigma_{constant} = 500 \text{ [MPa]} \quad (2-3)$$

σ_{static} : 準静的流動応力

$\sigma_{dynamic}$: 動的流動応力

$\sigma_{constant}$: 非加工硬化の流動応力

ε_p : 相当塑性ひずみ

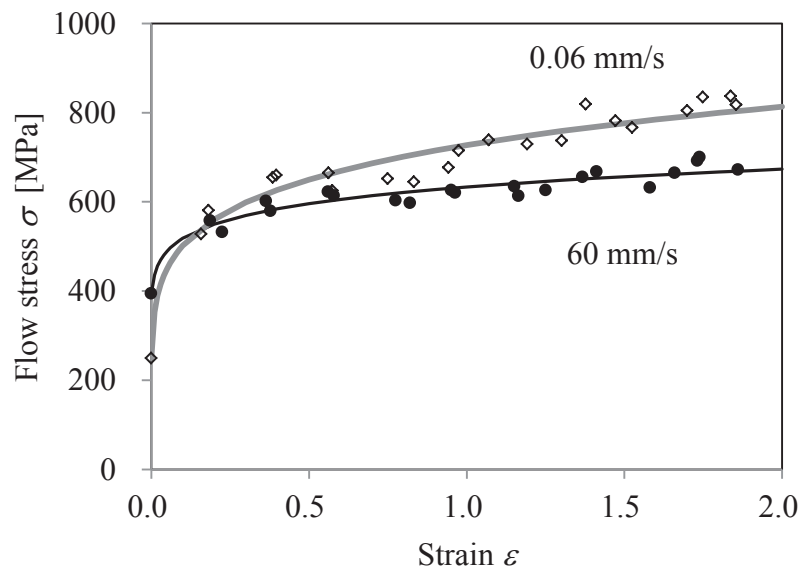


Fig. 2-8 Flow stress – strain curve of test material

有限要素法解析で求めた、押し出し荷重－ストローク線図を **Fig. 2-9** に示す。加工硬化指数の大きい式(2-1)では、定常変形時の荷重が漸増したが、いずれの流動応力を用いても **Fig. 2-6** の実験結果のように、ストローク途中で押し出し荷重が急増する挙動はみられなかった。したがって、被加工材の流動応力は荷重急増の要因ではなく、また、本評価法は被加工材の加工硬化挙動によらず適用可能である。

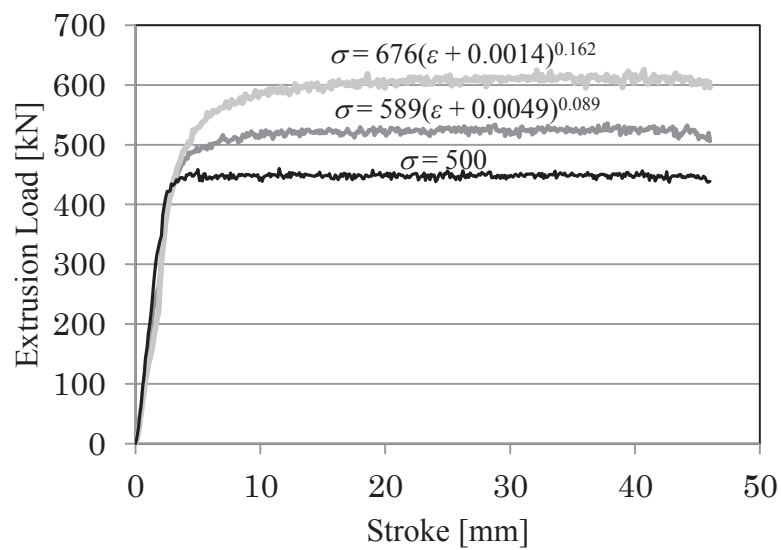


Fig. 2-9 Effect of flow stress of material on extrusion load

2.3.3 パンチ形状の影響

パンチ形状による荷重への影響を評価するため、実験で用いた Fig. 2-2 に示すパンチ先端形状に対し、先端角度を 80° から 90° 、先端 R を 0.5 mm から 2 mm 、ランド長さを 2 mm から 5 mm で、種々変更した解析を行った。また、実験ではパンチ先端には平坦部を設けなかったが、直径 5 mm 、 10 mm の平坦部を設けた場合についても、解析を行った。被加工材の流動応力は式(2-2)の動的流動応力を用い、摩擦係数は $\mu = 0.07$ とした。

結果の一例として、押出し荷重に及ぼすパンチ先端 R の影響を Fig. 2-10 に示す。パンチ先端 R による定常荷重の差は小さく、ストローク途中で荷重が急増する挙動もみられなかった。また、先端角度、ランド長さ、先端の平坦部についても、先端 R の影響と同様に、押出し荷重が急増する挙動はみられなかった。したがって、パンチ形状は荷重急増の要因ではなく、また、本評価法では様々な形状のパンチを使用可能である。

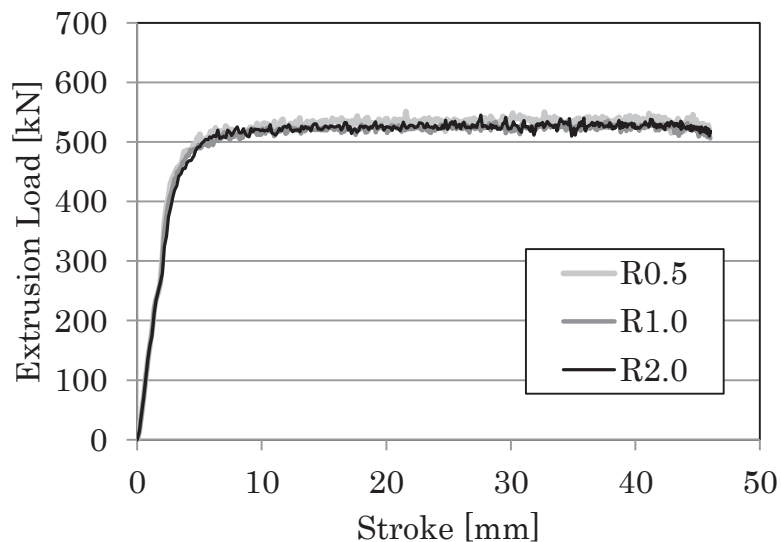


Fig. 2-10 Effect of punch corner R on extrusion load

2.3.4 摩擦係数の影響

摩擦係数が押出し荷重に及ぼす影響を評価するため、パンチと被加工材間の摩擦係数を、種々変更した解析を行った。クーロン摩擦係数は $\mu = 0.00$ から 0.30 の範囲で変更し、全周が焼付いた状態に相当する、摩擦せん断係数 $m = 1.00$ の場合の解析も行った。ただし、実験で成形中に焼付きが生じたのはパンチ側であること、ダイス側の被加工材の表面積拡大比は2程度と小さく、リン酸亜鉛潤滑被膜切れが生じるとは考えにくいことから、ダイスと被加工材間の摩擦係数は $\mu = 0.07$ で固定した。被加工材の流動応力は式(2-2)の動的流動応力を用い、パンチ形状は実験と同じ Fig. 2-2 の形状とした。

有限要素法解析で求めた、押出し荷重—ストローク線図を Fig. 2-11 に示す。煩雑さをなくすため、同図には $\mu = 0.00, 0.05, 0.15, m = 1.00$ の結果のみ示した。摩擦係数が大きいほど、押出し荷重は大きくなったが、摩擦係数が押出し中に一定であれば、途中で荷重が急増することはなかった。押出しの進行にともなう表面積拡大により、潤滑被膜が薄くなり、焼付きが生じた部位で局所的に摩擦係数が増加し、焼付き面積の増加に対応して平均的な摩擦係数が増加した、と考えることで、押出し途中での荷重の急増が説明できる。

押出し中の摩擦係数を Table 2-2 に示すように、成形ストロークに従って徐々に増加させた場合の解析結果を Fig. 2-12 に示す。荷重の絶対値に多少の差はあるが、押出し途中での荷重急増を表現できる。

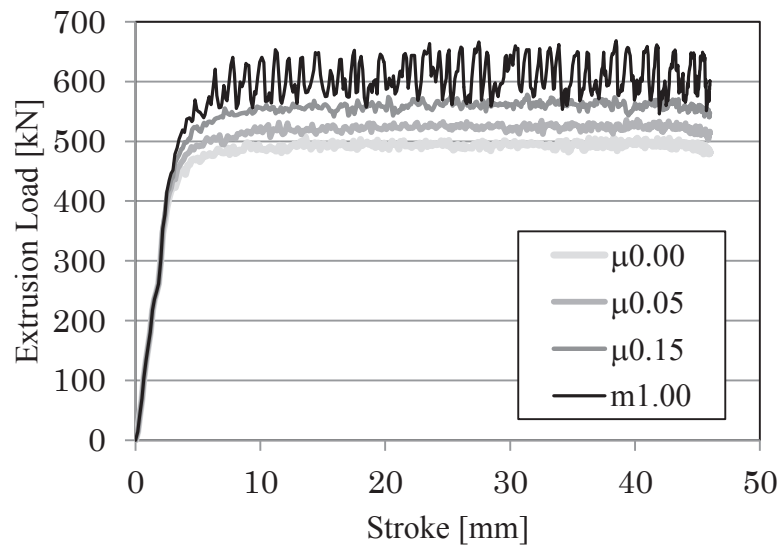


Fig. 2-11 Effect of friction coefficient on extrusion load

Table 2-2 Friction coefficient during extrusion

Stroke /mm	Friction coefficient
0 – 14	$\mu = 0.07$
14 – 30	$\mu = 0.05$
30 – 32	$\mu = 0.08$
32 – 34	$\mu = 0.15$
34 – 46	$m = 1.00$

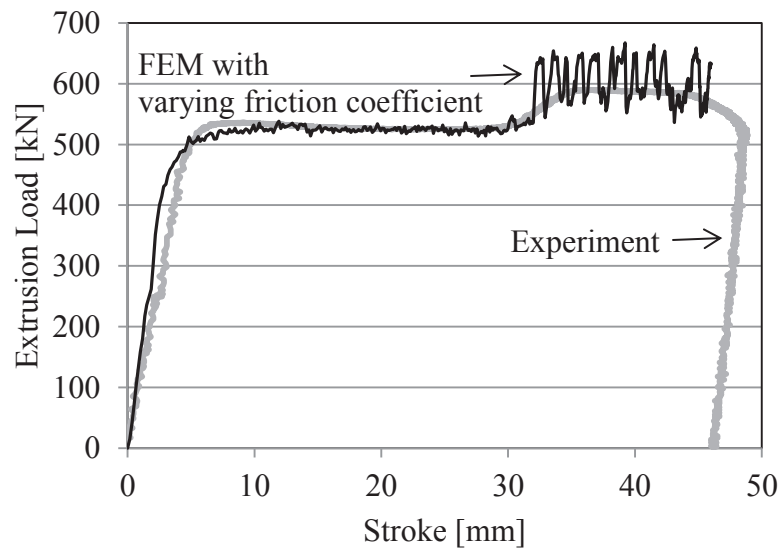


Fig. 2-12 Result of FEM with varying friction coefficient and experiment

2.4 後方押し出し後のカップ内面残留被膜の観察

2.4.1 観察方法

後方押し出し後の、カップ内面における残留被膜膜厚を測定するため、FE-AES(電界放射型オージェ電子分光法)分析を行った。潤滑被膜は、通常の処理条件で潤滑被膜処理を施した条件 A に加え、被膜重量を意図的に少なくするために、処理温度を低くした条件 B も準備した。条件 A の初期被膜膜厚は約 $5\ \mu\text{m}$ であったのに対し、条件 B では初期被膜膜厚にムラがあり、厚いところでは約 $2\ \mu\text{m}$ であったが、局所的に地鉄が露出している部位も認められた。後方押し出しには、ストローク長さ $300\ \text{mm}$ のメカプレスを用い、ストローク数 $30\ \text{spm}$ で行った。

押し出し後のカップ内面の写真を **Fig. 2-13** に示す。条件 A はカップ深さ $20\ \text{mm}$ および $65\ \text{mm}$ の位置から、条件 B はカップ深さ $20\ \text{mm}$ および $40\ \text{mm}$ の位置から、FE-AES 分析用の試料を切り出した。条件 A のカップ深さ $20\ \text{mm}$ 位置では、焼付きは認められなかったが、それ以外では部分的な焼付きが認められた。FE-AES 分析では、分析表面から深さ方向に $2\ \text{nm}$ ピッチでスパッタリングしながら、ビーム径 $20\ \text{nm}$ 程度の視野における P, O, C, Zn, Fe の強度を測定した。それぞれのカップ深さにおいて、4箇所から6箇所まで分析した。

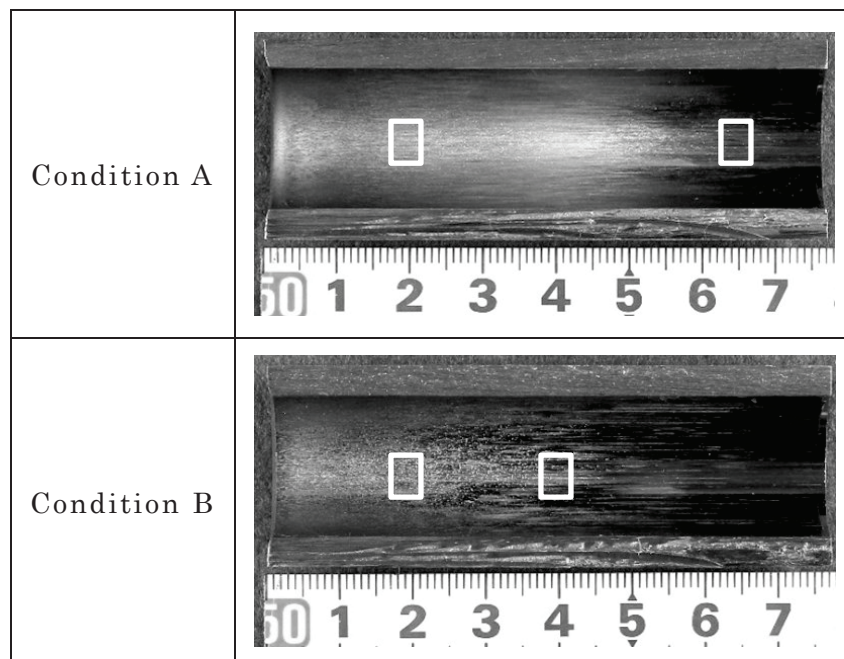


Fig. 2-13 Observation points on inner surface of cup

2.4.2 観察結果

FE-AES 分析結果の一例として、条件 A のカップ深さ 20 mm 位置における測定結果を **Fig. 2-14** に示す。表面近傍では、リン酸亜鉛被膜に含まれる Zn や P、O の強度が強く、表面から 200 nm を超えると、Fe の強度がほぼ飽和した。このことから、この場所における残留被膜膜厚は 200 nm 程度と考えられる。

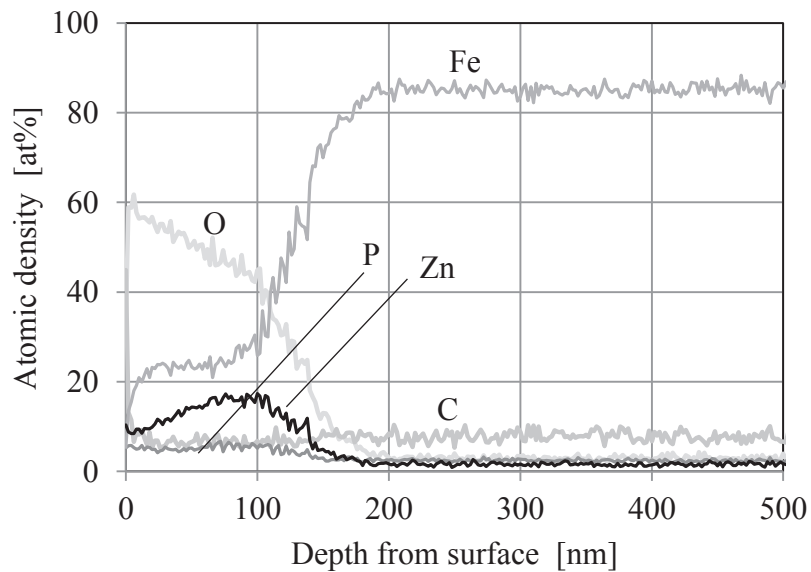


Fig. 2-14 Atomic density of inner surface of cup (Condition A, 20 mm from cup edge)

ほかの観察位置においても、同様に残留被膜膜厚を求め、カップ深さで整理した結果を **Fig. 2-15** に示す。同図には、有限要素法解析で求めた表面積拡大比も併記した。焼付き発生に対するパンチ表面粗さの影響を表す因子として、最大高さ Rz よりも突出山部高さ Rpk が適切である、と報告されている [11]。本実験で後方押しに用いた、パンチ先端テーパ部およびランド部における、押し軸線方向の突出山部高さ Rpk は、それぞれ 0.031 , $0.027 \mu\text{m}$ Rpk であった。すなわち、残留被膜膜厚が金型の突出山部高さ Rpk を下回ったカップ深さで、焼付きが生じたことになる。後方押しでの表面積拡大により潤滑被膜が薄くなり、金型の突出山部高さ Rpk を下回った部位において、被加工材と金型が直接接触して凝着が生じ、その領域が拡大することで焼付きに至ったことが示唆される。

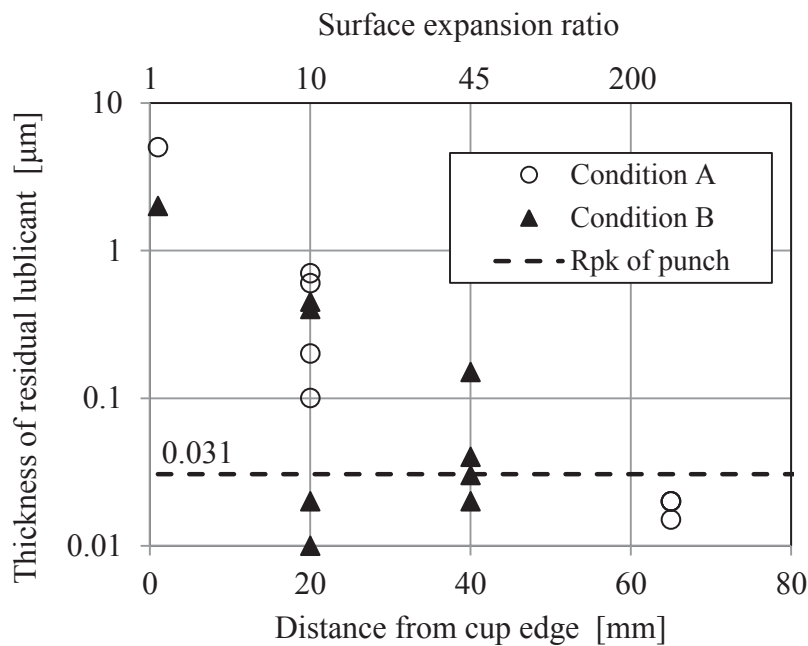


Fig. 2-15 Relation between distance from cup edge and thickness of residual lubricant

2.5 結論

鍛造用潤滑剤の耐焼付き能の評価法として、鍛造の代表的な加工法である後方押しにおける、押し荷重—ストローク線図によって、焼付き限界を検知する試験法を検討した。生産現場での判定基準である触診・目視による評価、引抜き荷重による評価との比較を行い、以下のことがわかった。

- ① 焼付きが生じた場合の押し荷重—ストローク線図には、押し荷重が急増する現象がみられた。押しカップ内面の焼付き状況と、押し荷重の対応関係の評価し、押し荷重の増加開始点と、焼付き開始位置が対応していることを確認した。これを利用して、1回の実験を行うだけで、潤滑被膜の耐焼付き能を検知できる評価法を提案した。
- ② 押し荷重の急増は、焼付きの発生による摩擦係数の増大によって引き起こされる。
- ③ 押し後の残留潤滑被膜膜厚を FE-AES 分析により測定したところ、焼付き発生部位の膜厚は、パンチの突出山部高さ Rpk よりも薄くなっていた。後方押しでの表面積拡大により潤滑被膜が薄くなり、金型の突出山部高さ Rpk を下回った部位において、被加工材と金型が直接接触して凝着が生じ、その領域が拡大することで焼付きに至ったことが示唆される。
- ④ 引抜き荷重で耐焼付き能を評価する場合、カップ深さを種々変更した多数の実験が必要である。また、軽微な焼付きは、引抜き荷重では判定できない場合がある。

第3章 リン酸亜鉛潤滑被膜構成各層の潤滑機能

3.1 緒言

冷間鍛造用の潤滑剤として，リン酸亜鉛と金属石けんを組み合わせたリン酸亜鉛潤滑被膜が，広く用いられている．リン酸亜鉛潤滑被膜は，**Fig. 3-1** に示すように，化成処理によって鋼材表面に晶出したリン酸亜鉛層，その後の石けん処理によってリン酸亜鉛層と反応して生成した金属石けん層，未反応のまま残存した未反応石けん層，の3層から構成される [28]．これら3層の鍛造用潤滑剤としての機能を明確にしておくことは，強度の高い鉄鋼材料の冷間鍛造を実現する上で，重要と考えられる．

本章では，第2章で提案した円筒後方押しによる耐焼付き能評価法と，リング圧縮による摩擦係数測定法を用いて，リン酸亜鉛潤滑被膜を構成するリン酸亜鉛，金属石けん，未反応石けんの各層が，鍛造時に潤滑剤として果たす機能を評価する．また被膜重量が摩擦特性に及ぼす影響についても検討を行う．

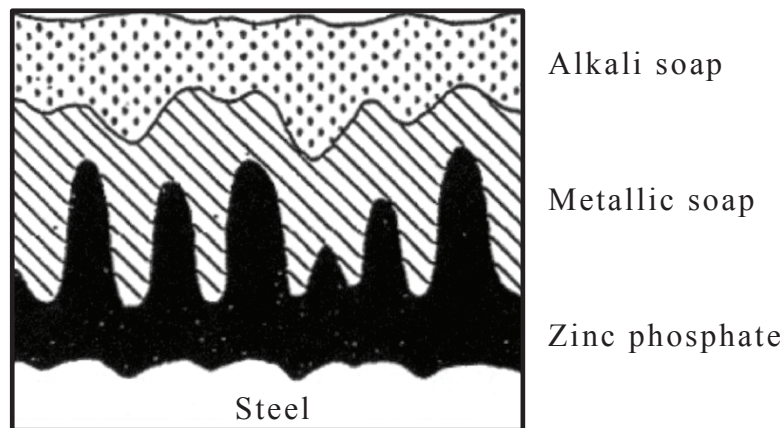


Fig. 3-1 Schematic illustration of zinc phosphate coating [28]

3.2 実験方法

3.2.1 潤滑被膜水準

供試材を，後述する試験片形状に機械加工し，被加工材とした．被加工材に，ショットブラスト，酸洗の後，リン酸亜鉛潤滑処理を施した．

潤滑被膜水準を **Table 3-1** に示す．同表には，単位面積あたりの各層の被膜重量を併記した．

水準 1 から水準 4 は，リン酸亜鉛潤滑被膜構成各層の潤滑剤としての機能を評価することを目的として，設けたものである．水準 1 は，通常のリン酸亜鉛潤滑被膜であり，リン酸亜鉛，金属石けん，未反応石けんの 3 層からなる．水準 2 は，リン酸亜鉛と金属石けんの 2 層としたもので，水準 1 を湯せんして未反応石けんを除去することで作製した．水準 3 は，リン酸亜鉛 1 層のみとしたもので，水準 2 の金属石けんを有機溶剤により除去することで作製した．また水準 4 は，ショットブラストのみ行ったもので，無潤滑の状態である．

水準 5 から水準 7 は，被膜重量が摩擦特性に及ぼす影響を評価することを目的として，設けたものである．化成処理，石けん処理のそれぞれの薬剤濃度を変更することで，被膜重量を増減させた．

Table 3-1 Lubricating condition

No.	Chemical conversion treatment	Soap Treatment	Coating weight [g/m ²]		
			Zinc phosphate	Metal soap	Alkali soap
1	Zinc phosphate	Sodium stearate	8.8	0.9	3.8
2	↑	↑	8.8	0.9	—
3	↑	↑	8.8	—	—
4	—	—	—	—	—
5	Zinc phosphate	Sodium stearate	15.6	3.9	8.4
6	↑	↑	9.0	2.1	3.4
7	↑	↑	7.4	1.8	2.8

3.2.2 後方押し出し実験

耐焼付き能は、第2章で提案した後方押し出しによって評価した。押し出し荷重-成形ストローク線図を作成し、押し出し荷重の増加開始点により、潤滑被膜の耐焼付き能を表す限界カップ深さを判定した。

3.2.3 リング圧縮実験

摩擦係数は、リング圧縮試験によって測定した。供試材を、外径 21.0 mm、内径 10.5 mm、高さ 7.0 mm のリング形状に機械加工し、被加工材とした。実験には、500 kN 油圧サーボ鍛造機を用い、室温の平滑金型により、圧縮率 40 %、60 % の 2 水準に圧縮した。加工速度は 50 mm/s 一定とした。

摩擦係数を算定するための較正曲線は、有限要素法解析を用いて算出した。非加工硬化材料を仮定し、流動応力はひずみによらず一定とした。

3.3 実験結果

3.3.1 リン酸亜鉛潤滑被膜構成各層の耐焼付き能

リン酸亜鉛潤滑被膜構成各層の耐焼付き能を検討するため、水準 1 から水準 4 のカップ内面を観察した結果を **Fig. 3-2** に示す。同図には、焼付き開始点を矢印で示した。また、押し出し荷重の増加開始点から求めた、限界カップ深さを **Fig. 3-3** に示す。リン酸亜鉛被膜を有する水準 1 から水準 3 では、ばらつきはあるものの、限界カップ深さは 49 mm から 53 mm であり、水準間に大きな差はなかった。一方、無潤滑である水準 4 の限界カップ深さは 1 mm と、極端に低い結果であった。このことから、耐焼付き能を主に担保しているのは、リン酸亜鉛被膜であると判断できる。

Fig. 3-3 には、押し出し荷重の定常荷重の値を併記したが、金属石けんを有する水準 1、水準 2 は同等の荷重であり、金属石けんがなくリン酸亜鉛被膜のみの水準 3 は、若干ではあるが定常荷重が高くなった。3.3.3 で後述するように、リング圧縮試験での摩擦係数が、水準 1、2 では $\mu = 0.09$ 程度であるのに対し、水準 3 では $\mu = 0.11$ 程度と、若干大きいことに対応したものである。

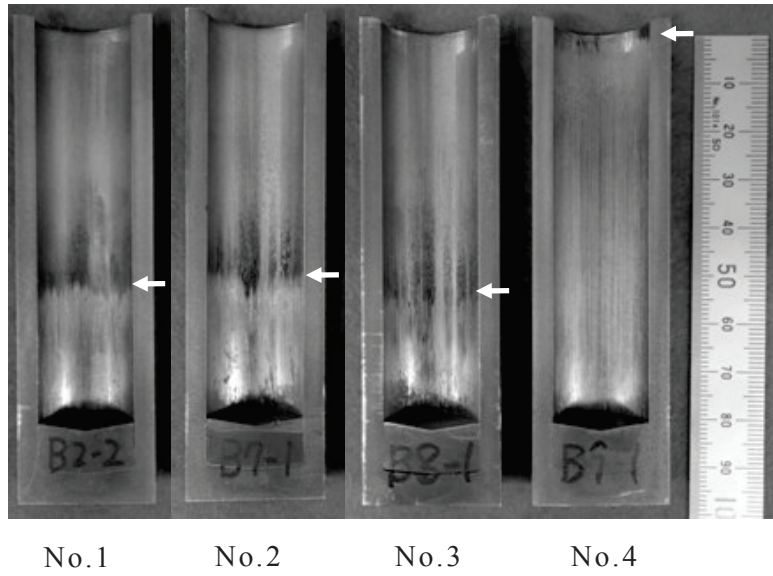


Fig. 3-2 Galling generation on inner surface of cup

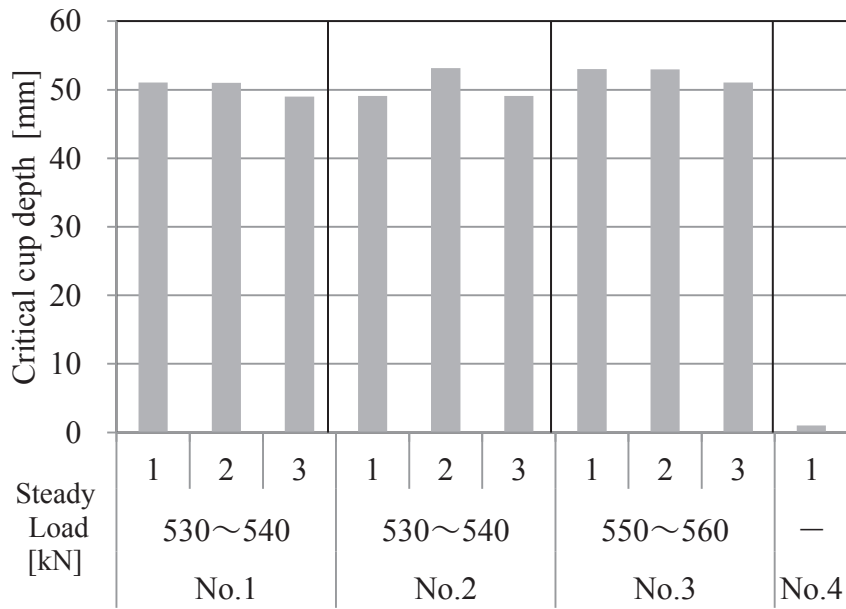


Fig. 3-3 Effect of each layer of zinc phosphate coating on anti-galling ability

3.3.2 耐焼付き能に及ぼす被膜重量の影響

耐焼付き能に及ぼす被膜重量の影響を検討するため、水準 1 および水準 5 から水準 7 について、限界カップ深さをリン酸亜鉛被膜重量との関係で整理したものを **Fig. 3-4** に示す。リン酸亜鉛被膜重量が多いほど、限界カップ深さが増加する傾向が認められた。鍛造中の表面積拡大によって、リン酸亜鉛潤滑被膜が金型粗さより薄くなった場合に、被加工材と金型が直接接触して焼付きに至ることを第 2 章で明らかにした。リン酸亜鉛被膜重量が多いほど初期の被膜膜厚が厚く、後方押しによる表面積拡大を受けた後も、被膜膜厚を確保できることから、耐焼付き能に優れる結果となったものと考えられる。

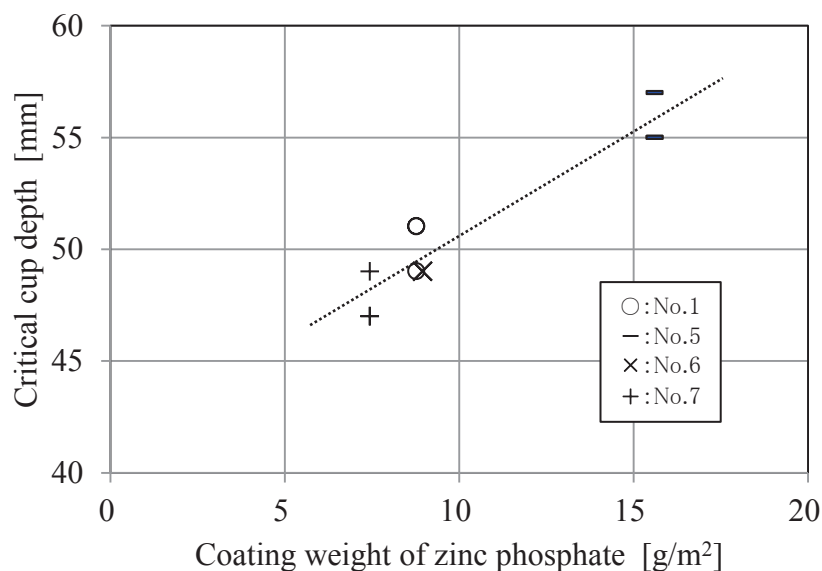


Fig. 3-4 Effect of coating weight of zinc phosphate on anti-galling ability

3.3.3 リン酸亜鉛潤滑被膜構成各層の摩擦係数

リン酸亜鉛潤滑被膜構成各層の摩擦係数を検討するため、水準 1 から水準 4 のリング圧縮試験の結果を、較正曲線にプロットしたものを **Fig. 3-5** に示す。水準 1 から水準 3 では、圧縮率 40 % よりも圧縮率 60 % の方が摩擦係数は 0.01 程度低かった。加工発熱により被加工材と金型間の界面温度が上昇し、リン酸亜鉛潤滑被膜の摩擦係数が低くなる温度域に達したためと考えられる。各水準の摩擦係数を圧縮率 60 % で比較すると、水準 1 の通常のリン酸亜鉛潤滑被膜と、そこから未反応石けんを除去した水準 2 は、摩擦係数 $\mu = 0.09$ 程度とほぼ同等の結果であった。リン酸亜鉛被膜のみの水準 3 では $\mu = 0.11$ 程度、無潤滑の水準 4 では $\mu = 0.15$ 程度と、摩擦係数は大きくなった。このことから、摩擦係数を担保しているのは金属石けんであり、未反応石けんは摩擦特性には寄与していないと判断できる。

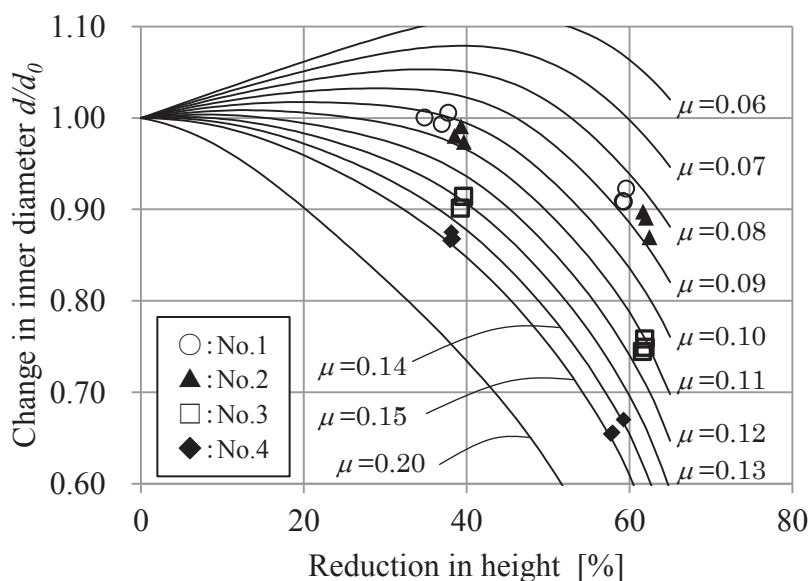


Fig. 3-5 Effect of each layer of zinc phosphate coating in friction test

3.3.4 摩擦係数に及ぼす被膜重量の影響

摩擦係数に及ぼす被膜重量の影響を検討するため、水準 1 および水準 5 から水準 7 のリング圧縮試験の結果を、較正曲線にプロットしたものを Fig. 3-6 に示す。Fig. 3-5 と同様に、圧縮率 40 % よりも圧縮率 60 % の方が、摩擦係数は 0.01 程度低かった。

圧縮率 60 % での摩擦係数を、金属石けん重量との関係で整理したものを Fig. 3-7 に示す。金属石けん重量と摩擦係数の間に、明確な傾向は認められなかった。リング圧縮試験では、圧縮率 60 % での表面積拡大比は 2.5 程度と、あまり大きくない。この程度の表面積拡大比では、摩擦係数に影響するほど金属石けんが薄くならなかったものと考えられる。

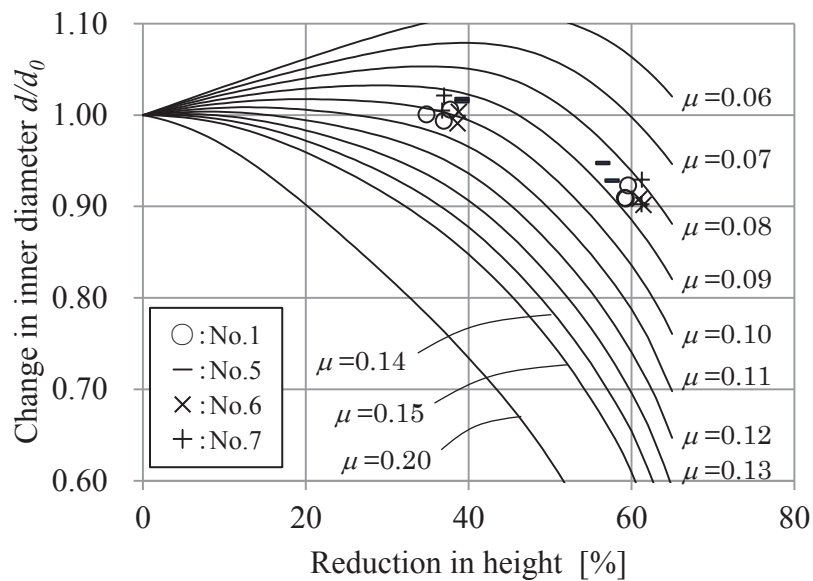


Fig. 3-6 Effect of coating weight of zinc phosphate in friction test

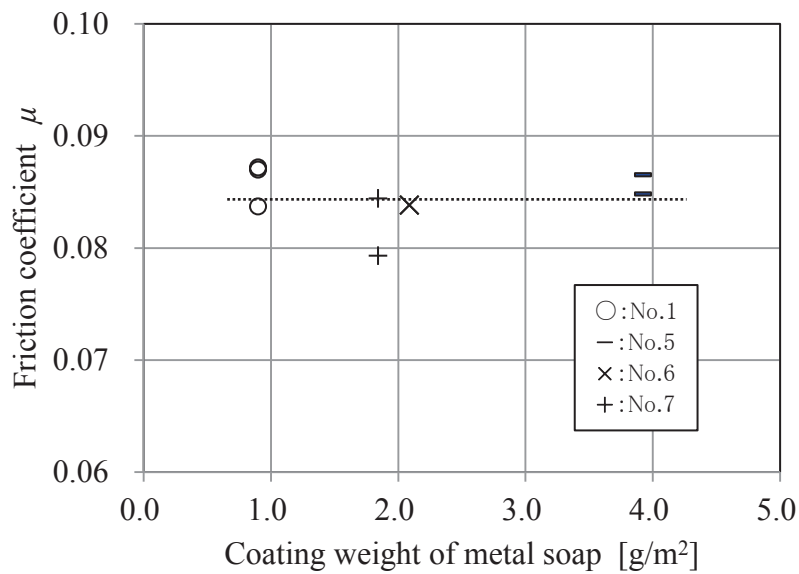


Fig. 3-7 Effect of coating weight of metal soap on friction coefficient

3.4 結論

リン酸亜鉛潤滑被膜を構成する，リン酸亜鉛，金属石けん，未反応石けんの3層の，鍛造用潤滑剤としての機能について評価した．また，被膜重量が摩擦特性に及ぼす影響についても検討した．

- ① 耐焼付き能はリン酸亜鉛が担保する．リン酸亜鉛被膜重量が多い方が耐焼付き能は向上する．
- ② 摩擦係数は金属石けんが担保する．リング圧縮試験の表面積拡大比の範囲内では，金属石けん重量は摩擦係数には影響しない．
- ③ 未反応石けんは耐焼付き能にも摩擦係数にも寄与しない．

第4章 鍛造後残留リン酸亜鉛潤滑被膜の摩擦特性評価

4.1 緒言

冷間鍛造では，リン酸亜鉛と金属石けんを組み合わせた，リン酸亜鉛潤滑被膜が広く用いられている．その摩擦特性には，被加工材と金型間の界面温度や表面積拡大比 [8]，接触面圧 [29]等が影響することが報告されている．基本的な摩擦特性試験法として，パウデンレーベン式摺動試験が用いられるが，鍛造時の被加工材の表面積拡大にともなって，潤滑被膜が薄くなった状態での摩擦特性を，この試験法だけで評価することは難しい．

リン酸亜鉛潤滑被膜膜厚を制御する手法として，化成処理や石けん処理時の，処理温度や薬剤濃度等を変更することが考えられる．例えば，3.2.1では，薬剤濃度を変更することで，倍半分程度の範囲で被膜重量を制御した．しかし，鍛造で生じるような数十倍を超えるような表面積拡大比に対応する広い範囲で，被膜重量を制御することは容易ではない．

本章では，まず，化成処理時のリン酸亜鉛被膜重量に及ぼす処理温度の影響を検討し，化成処理条件による被膜重量制御の可能性を探索する．次に，前方押しでの表面積拡大を活用して，残留リン酸亜鉛潤滑被膜膜厚を制御する手法について検討する．そして，鍛造中の表面積拡大に対応した，広範囲な残留リン酸亜鉛潤滑被膜膜厚において，パウデンレーベン式摺動試験を行い，リン酸亜鉛潤滑被膜の摩擦特性に及ぼす，被膜膜厚，界面温度，金型粗さ，接触面圧，滑り速度の影響を評価する．

4.2 化成処理条件によるリン酸亜鉛被膜重量制御

4.2.1 実験方法

供試材を、直径 25 mm、高さ 30 mm の円柱形状に機械加工し、ショットブラスト、酸洗の後、化成処理を施した。処理温度は標準条件の 80 °C に対し、40、50、60 °C の水準を設けた。また処理時間は標準条件の 10 分に対し、1、3、5 分の水準を設けた。

化成処理後、表面の SEM 観察を行った。またクロム酸によりリン酸亜鉛層を剥離し、剥離前後の重量差からリン酸亜鉛被膜重量を求めた。

4.2.2 実験結果

リン酸亜鉛被膜重量に及ぼす処理温度、処理時間の影響を **Fig. 4-1** に示す。標準処理温度の 80 °C では処理時間 1 分で、処理温度が標準条件よりも低い場合は処理時間 5 分で、被膜重量はほぼ飽和した。処理温度が低くなるほど被膜重量は少なくなり、処理時間 10 分では、標準処理温度 80 °C での 6.7 g/m² に対し、40°C では 0.6 g/m² と、およそ 1/10 の被膜重量となった。

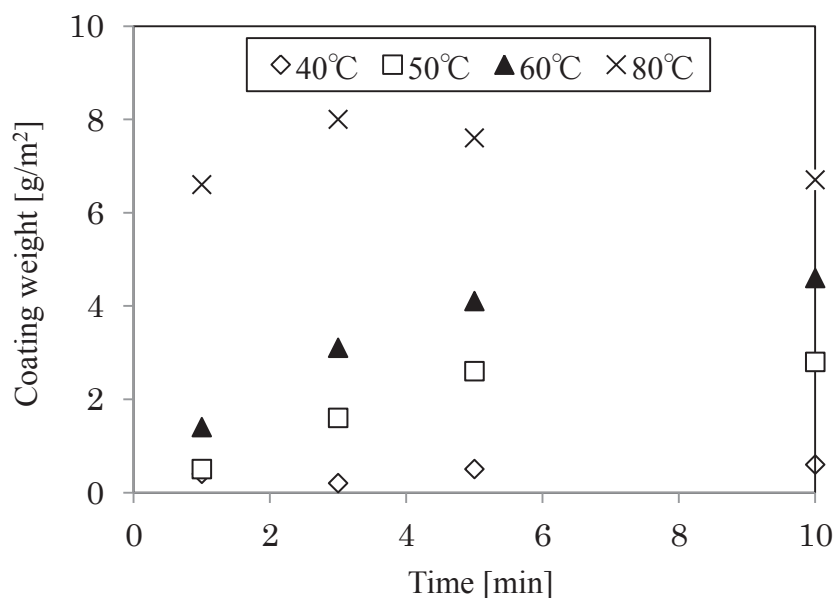


Fig. 4-1 Effect of treating temperature on zinc phosphate coating weight

この時のリン酸亜鉛潤滑被膜の SEM 写真を **Fig. 4-2** に示す。リン酸亜鉛の結晶が表層全体を覆っているように見えるのは、標準処理温度の 80 °C では処理時間 1 分以上、60 °C では 3 分以上、50 °C では 10 分の場合であった。処理温度 40 °C では、処理時間 10 分でも、リン酸亜鉛の結晶はほとんど観察されず、酸洗時の孔食が多く認められた。

処理温度 50 °C で処理時間 10 分での被膜重量は 2.8 g/m² であり、標準処理温度 80 °C での 6.7 g/m² に対し 40 % 程度の被膜重量であった。このように、処理温度や処理時間でリン酸亜鉛被膜重量を制御する場合、正常な表面状態のリン酸亜鉛被膜を得ようとしても、倍半分程度の範囲でしか、被膜重量を制御することができなかった。3.2.1 では薬剤濃度を変更することで、倍半分程度の範囲で被膜重量を制御した。仮に薬剤濃度と処理温度の両方で、被膜重量を制御するとしても、被膜重量を制御可能な範囲はせいぜい 5 倍程度と推察される。

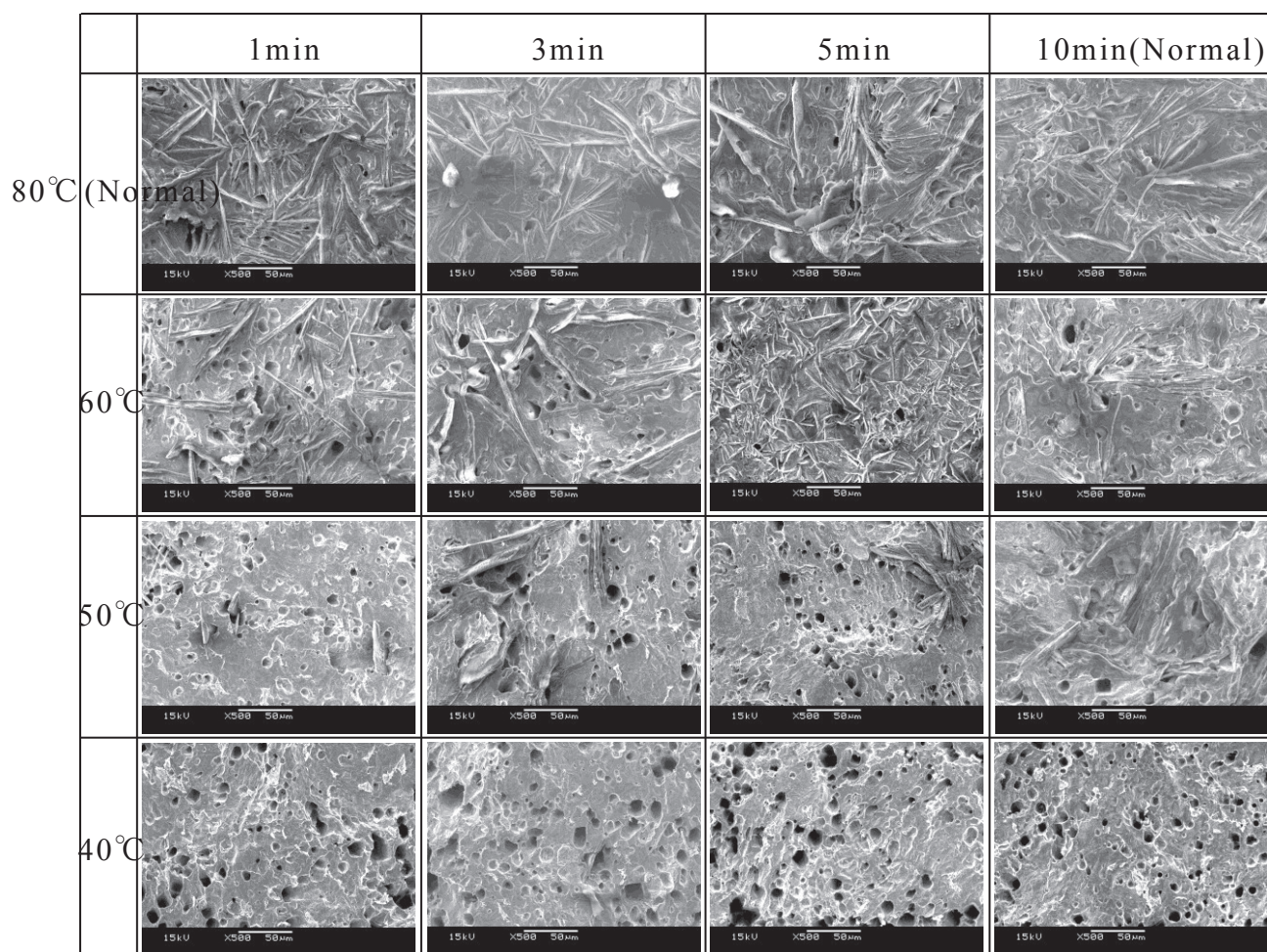


Fig. 4-2 Effect of treating condition on surface state of zinc phosphate coating

4.3 前方押し出しによるリン酸亜鉛潤滑被膜膜厚制御

4.2の結果から、鍛造で生じる、数十倍を超えるような表面積拡大比に対応する広い範囲で、リン酸亜鉛被膜重量を制御することは、化成処理条件や石けん処理条件の変更では、困難であると考えられる。

本節では、前方押し出しでの表面積拡大を活用して、リン酸亜鉛被膜の残留被膜膜厚を制御する手法について検討する。

4.3.1 実験方法

供試材を、直径 47.6 mm、高さ 61.7 mm の円柱形状に機械加工し、被加工材とした。被加工材に、ショットブラスト、塩酸酸洗の後、リン酸亜鉛潤滑被膜処理を施した。被膜重量は、リン酸亜鉛層が 5.5 g/m²、金属石けん層が 10.0 g/m²、未反応石けん層が 4.2 g/m²であった。リン酸亜鉛被膜膜厚は SEM-EDS 分析の結果、5 μm 程度であった。

鍛造後の残留潤滑被膜膜厚を制御することを目的として、**Fig. 4-3** に示すような、正方形断面の前方押し出しを行った。被加工材端面の潤滑被膜は、押し出し中にパンチ表面に沿って移動し、押し出されたカップ内面に拡がり、表面積拡大とともにその膜厚は薄くなる。カウンターパンチの詳細形状を **Fig. 4-4** に示す。ダイスの内径は 48 mm、パンチ径は 48 mm、カウンターパンチは一辺 30 mm の正方形断面とした。正方形断面としたのは、カップ内面から試料を切り出し、その内面に摺動試験を行うため、摺動面を平面とする必要があるからである。実験には、ストローク長さ 300 mm の 6,000kN メカプレスを用い、ストローク数 10 spm で前方押し出しを行った。

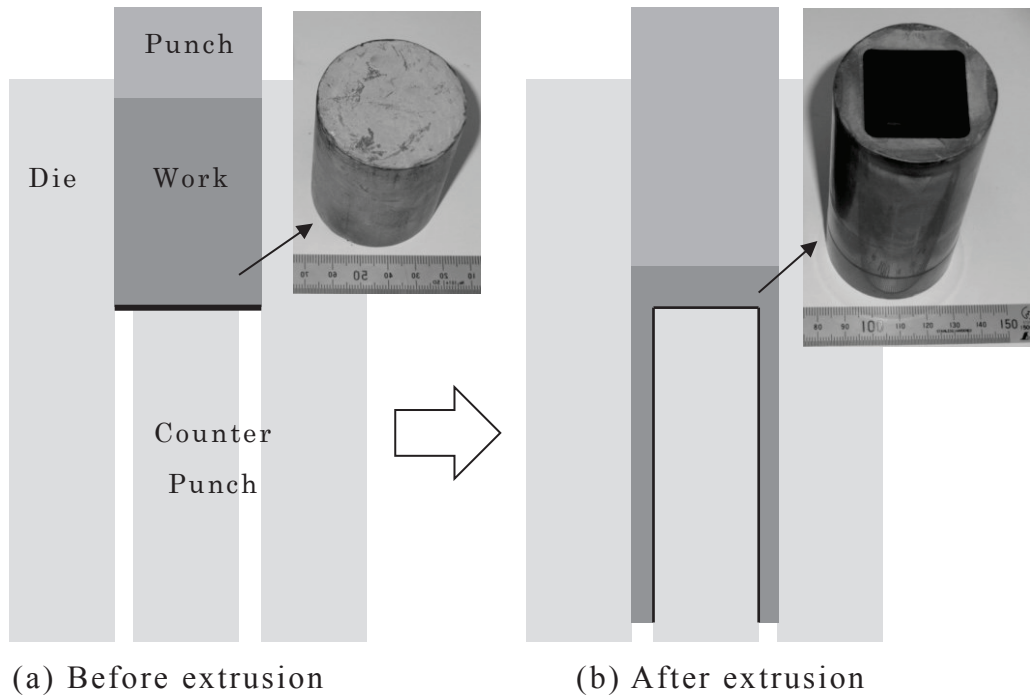


Fig. 4-3 Schematic illustration of forward extrusion of square cup

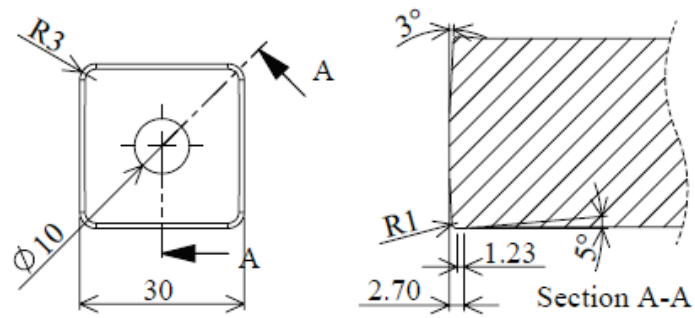


Fig. 4-4 Detailed shape of counter punch

4.3.2 鍛造後の残留被膜膜厚の推定

正方形断面カップの深さ方向の任意位置での、残留被膜膜厚を直接測定することは困難であるため、有限要素法解析により押し出し中の表面積拡大比を算出し、残留被膜膜厚を推定した。リン酸亜鉛被膜は、化学反応により被加工材表面に生成した固体被膜であり、押し出し中の被加工材の表面積拡大に追従して、劈開変形により薄くなる [30]。したがって、カップに残留する潤滑被膜膜厚は、被加工材の表面積拡大比に比例して減少すると考えられる。

有限要素法解析には、非線形静的陰解法の商用解析コードである **Simufact-forming** を用いた。被加工材は弾塑性体、金型は剛体とし、鍛造中の被加工材の温度変化は考慮しなかった。被加工材の流動応力には、端面拘束圧縮試験によって測定した、式(2-2)に示す動的流動応力を用いた。被加工材と金型間の摩擦係数は $\mu = 0.05$ とした。

カップ内面における、表面積拡大比の分布を **Fig. 4-5** に、カップの幅方向中心位置における表面積拡大比と、カップ端からの距離との関係を **Fig. 4-6** に示す。例えば、カップ端から 75 mm の位置における、表面積拡大比は約 50 であり、この位置における残留被膜膜厚は、初期の被膜膜厚 5 μm の 1/50 の 0.1 μm と考えられる。このようにして算出した残留被膜膜厚と、カップ端からの距離との関係を **Fig. 4-6** に併記する。

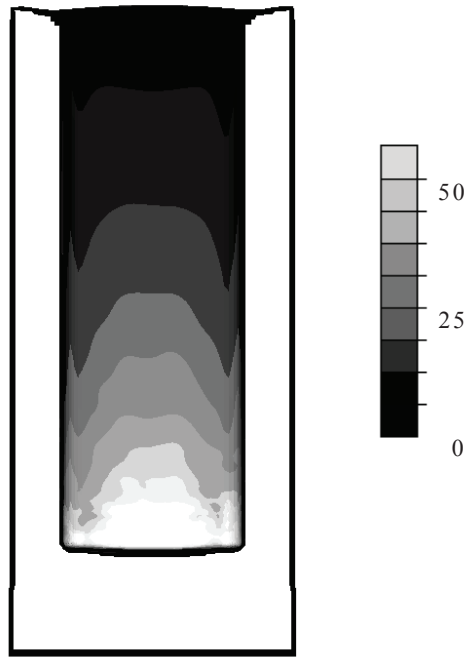


Fig. 4-5 Surface expansion ratio on inner surface of square cup

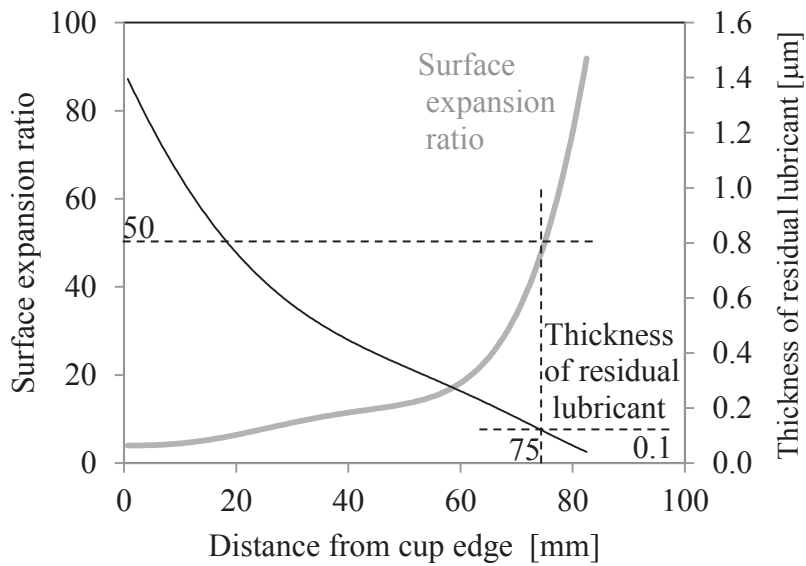


Fig. 4-6 Surface expansion ratio and thickness of residual lubricant on inner surface of square cup

4.4 摺動試験による摩擦特性評価

4.4.1 実験方法と実験条件

カップ内面に残留した，リン酸亜鉛潤滑被膜の摩擦特性を評価するために，**Fig. 4-7** に示すバウデン-レーベン式摺動試験を行った．ロードセルによって測定した水平方向の摺動荷重を，圧子に負荷した垂直荷重で割ることで，摩擦係数を算出した．**Fig. 4-8** に示すように，押し出し後のカップ内面から，幅 24 mm，長さ 85 mm，厚さ 5 mm の摺動試験用試料を切り出した．摺動方向は押し出し方向に対し垂直とした．摺動位置は押し出し後のカップ端より 15，35，55，75 mm の位置とした．各位置における残留被膜膜厚を **Fig. 4-8** に併記する．

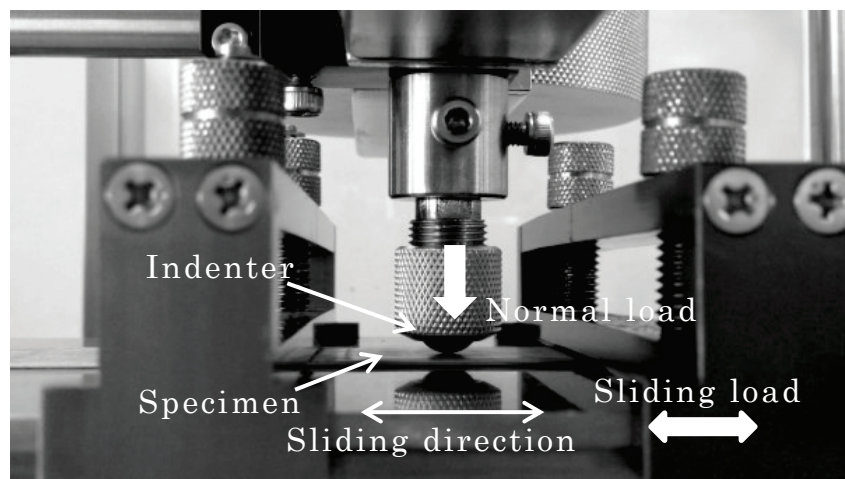


Fig. 4-7 Bowden-Leben sliding test

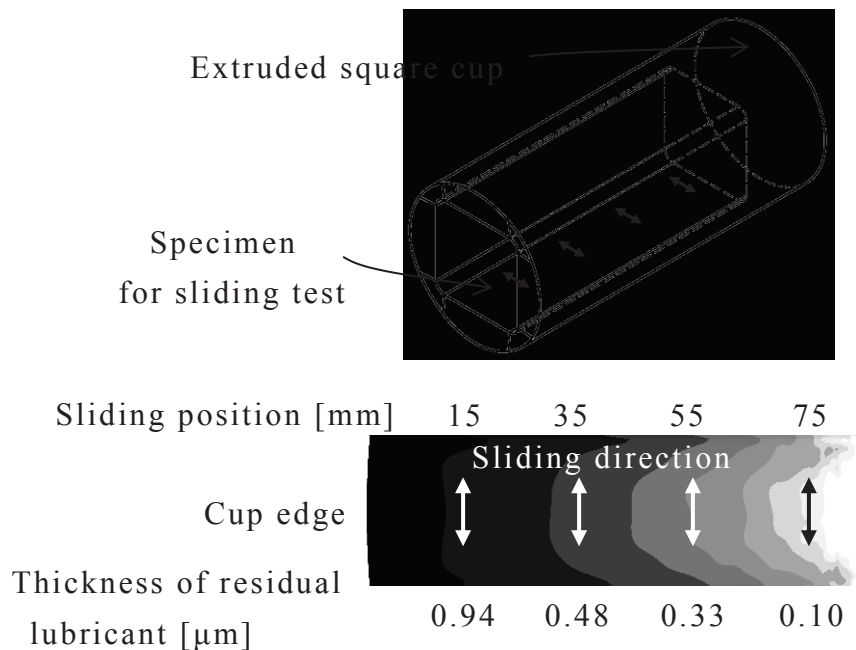


Fig. 4-8 Specimen for sliding test

摺動試験の圧子には、市販の軸受用鋼球（材質 SUJ2，サイズ 3/8 インチ，G28 等級）を用いた．突出山部高さ Rpk は， $0.007 \mu\text{m}Rpk$ であった．また，圧子粗さの試験水準を設けるため，3 種類の異なる粗さの研磨材を用いて，上記の軸受用鋼球に再研磨を施した．再研磨後の突出山部高さ Rpk は， 0.024 ， 0.139 ， $0.300 \mu\text{m}Rpk$ であった．使用した圧子と，押し出しに用いたカウンターパンチの軸線方向の粗さプロファイルを **Fig. 4-9** に示す．

試験温度は 25 ， 50 ， 100 ， 150 ， 200 ， 250 °C とした．圧子への垂直荷重は 9.8 ， 29.4 ， 68.6 N とした．摺動速度は 1 ， 5 ， 10 mm/s とした．摩擦係数が 0.2 を超えるまで繰り返し摺動を行った．繰り返し試験数は 3 とした．

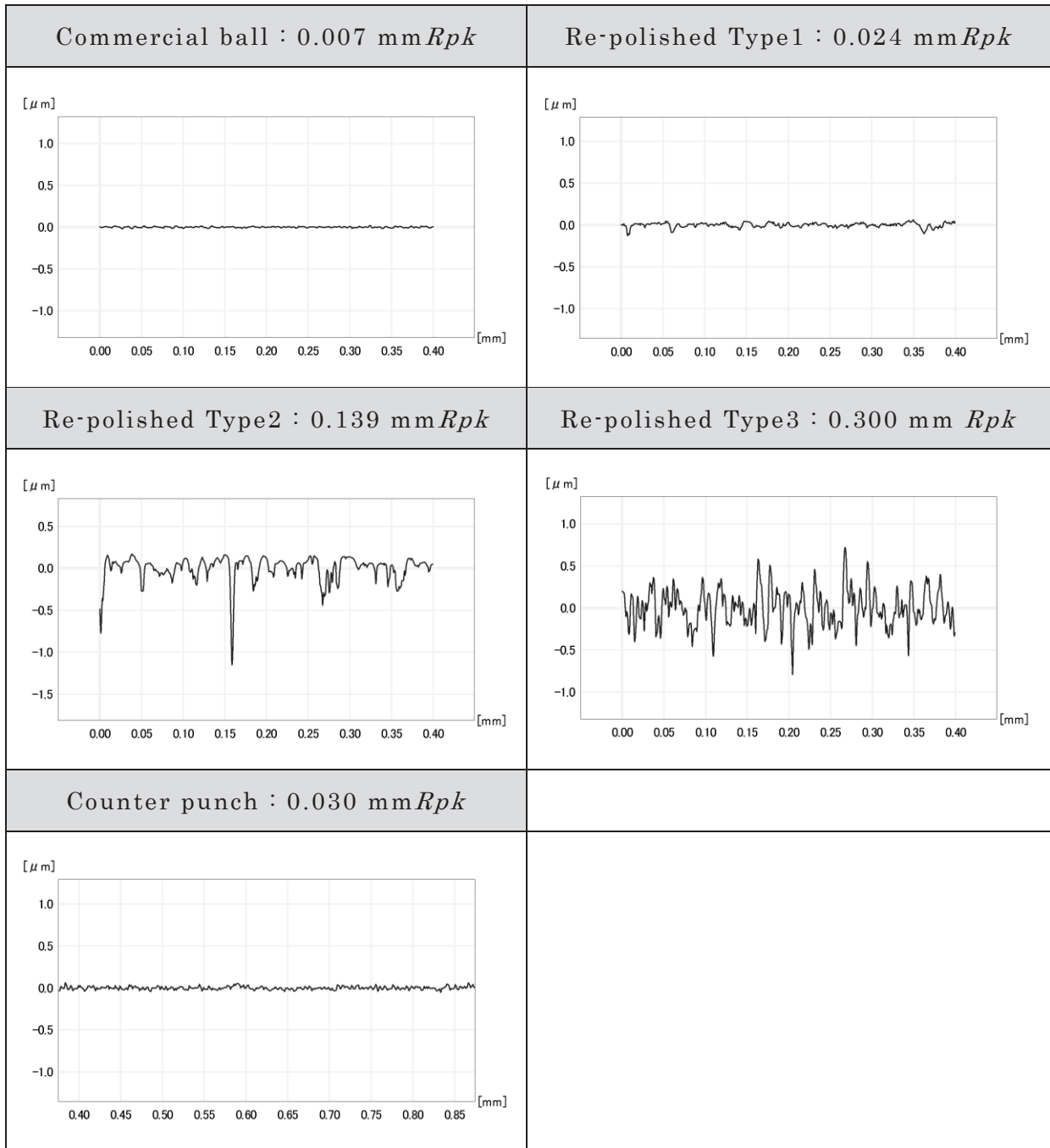


Fig. 4-9 Roughness profiles of indenter and counter punch

4.4.2 摺動試験時の面圧，摺動距離の推定

垂直荷重 29.4, 68.6 N では，カップ内面から切り出した試料に塑性変形が生じるため，ヘルツの弾性接触論 [31] から，接触面圧や接触半径を求めることができない．そこで，圧子と試料の接触状態を推定するため，有限要素法解析を行った．解析モデルを **Fig. 4-10** に示す．

有限要素法解析には，非線形静的陰解法の商用解析コードである MARC を用いた．圧子および試料は弾塑性体として扱い，ヤング率は 210 GPa，ポアソン比は 0.3 とした．圧子の流動応力 $\sigma_{indenter}$ には式(4-1)，試料の流動応力 $\sigma_{specimen}$ には式(4-2)を用いた．なお，式(4-2)は，カップ内面の平均的なひずみが 3 程度であることから，供試材である S10C の静的流動応力 σ_{static} を表す式(2-1)において，予ひずみとして 3 を加えたものである．

Table 4-1 に z 方向応力分布，最大接触面圧，平均接触面圧および接触半径を示す．試験時の摺動 1 回あたりの圧子と試料の摺動距離は，接触半径の 2 倍に相当する．

$$\sigma_{indenter} = 7030 \varepsilon_p^{0.349} + 953 \text{ [MPa]} \quad (4-1)$$

$$\sigma_{specimen} = 676 (\varepsilon_p + 3)^{0.162} \text{ [MPa]} \quad (4-2)$$

$\sigma_{indenter}$: 圧子流動応力

$\sigma_{specimen}$: 試料流動応力

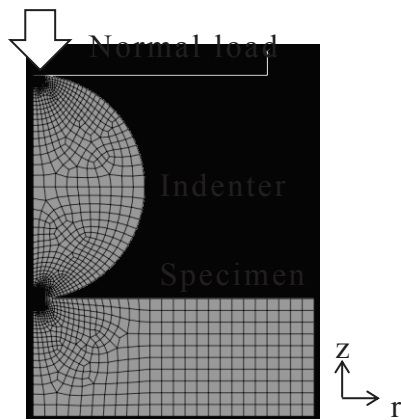
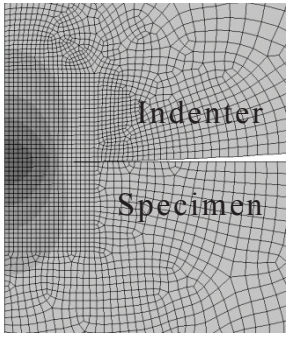
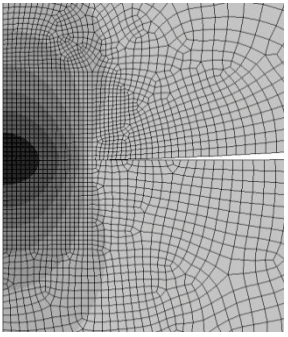
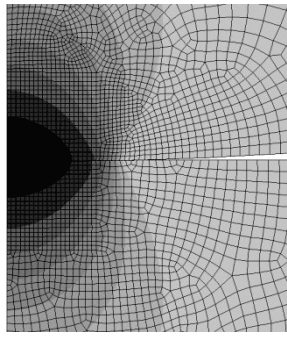


Fig. 4-10 FEM model of sliding test

Table 4-1 Distribution of z-stress, contact pressure and contact radius around contact area

Normal load [N]	9.8	29.4	68.6
z-stress [MPa]			
Max. contact pressure [MPa]	1,023	1,474	1,718
Mean contact pressure [MPa]	740	1,040	1,357
Contact radius [mm]	0.065	0.095	0.127

4.4.3 実験結果

4.4.3.1 摺動試験中の摩擦係数の変化

結果の一例として、摺動位置 15 mm（残留被膜膜厚 0.94 μm ）において 0.024 $\mu\text{m}Rp_k$ の圧子を用い、垂直荷重 29.4 kN，摺動速度 10 mm/s で実験した場合の、摩擦係数の推移を **Fig. 4-11** に示す．煩雑さをなくするため、各温度につき試験数 1 のデータを示した．摺動試験開始直後の摩擦係数は 0.1 よりも低く、200 $^{\circ}\text{C}$ までは温度の増加にともない低下した．摺動距離が増えると摩擦係数が増加する現象がみられ、摩擦係数が 0.2 を超える摺動距離を、臨界摺動距離 L_{cri} と定義する．臨界摺動距離は温度の増加にともない減少した．摺動初期は、圧子粗さに対し潤滑被膜が十分な膜厚を持っているため、安定的な摩擦係数を示し、摺動距離の増加にともない潤滑被膜が摩耗し、臨界摺動距離を超えると、圧子と試料の直接接触面積が増え、摩擦係数が急増したものと考えられる．

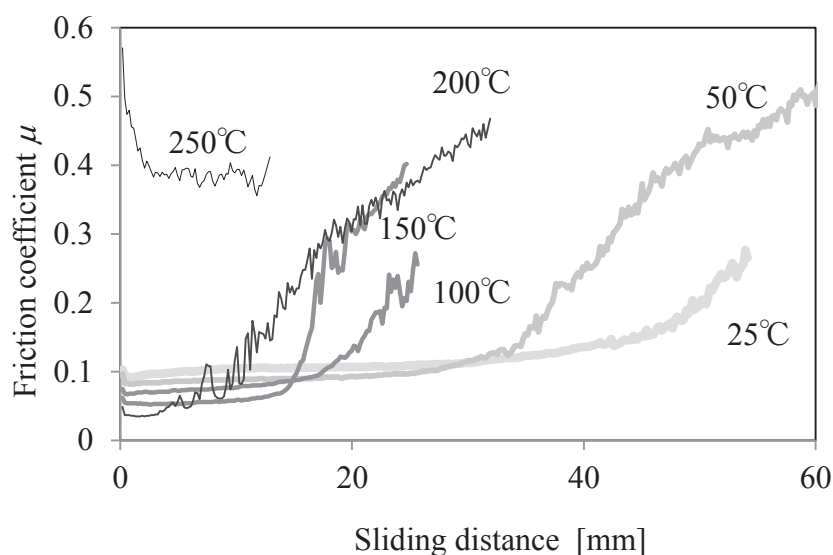


Fig. 4-11 Change in friction coefficient with sliding distance
(Thickness of residual lubricant: 0.94 μm ,
Indenter: 0.024 $\mu\text{m}Rp_k$, Normal load: 29.4 N,
Sliding speed: 10 mm/s)

4.4.3.2 摩擦係数，耐焼付き能への影響因子の整理

まず，摩擦係数の指標として，試験開始後摺動 10 回までの摩擦係数の平均値を用いて，各種因子の影響を整理する．摩擦係数に及ぼす温度の影響を **Fig. 4-12** に示す．なお **Fig. 4-12** から **Fig. 4-19** において，プロットは実験データを示し，ラインは後述する予測式を示している．25℃ から 200℃ までは温度が高くなるにつれて摩擦係数は漸減し，250℃ で急激に増加した．摩擦係数に及ぼす圧子粗さの影響を **Fig. 4-13** に示す．圧子粗さが小さいほど摩擦係数は低かった．摩擦係数に及ぼす平均接触面圧の影響を **Fig. 4-14** に，摺動速度の影響を **Fig. 4-15** に示す．接触面圧や摺動速度の摩擦係数への影響は，ほとんどみられなかった．**Fig. 4-12** から **Fig. 4-15** のいずれにおいても，被膜膜厚は摩擦係数にほとんど影響しなかった．

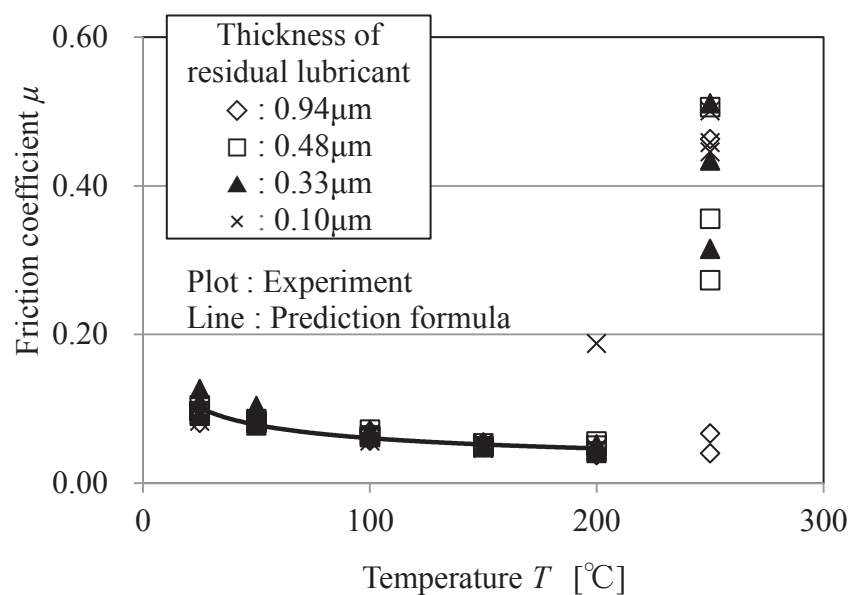


Fig. 4-12 Effect of temperature on friction coefficient
(0.024 μm *Rpk*, 29.4 N, 10 mm/s)

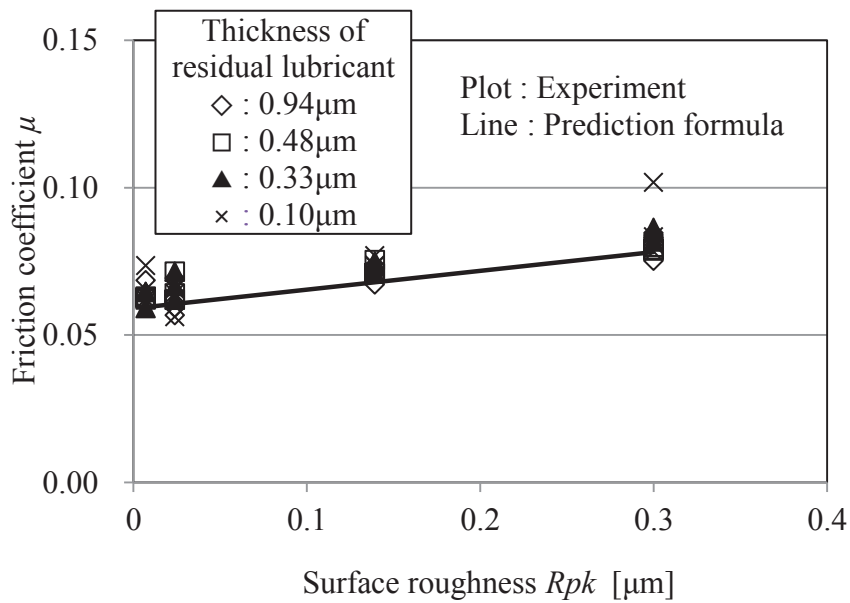


Fig. 4-13 Effect of surface roughness on friction coefficient
(100 °C, 29.4 N, 10 mm/s)

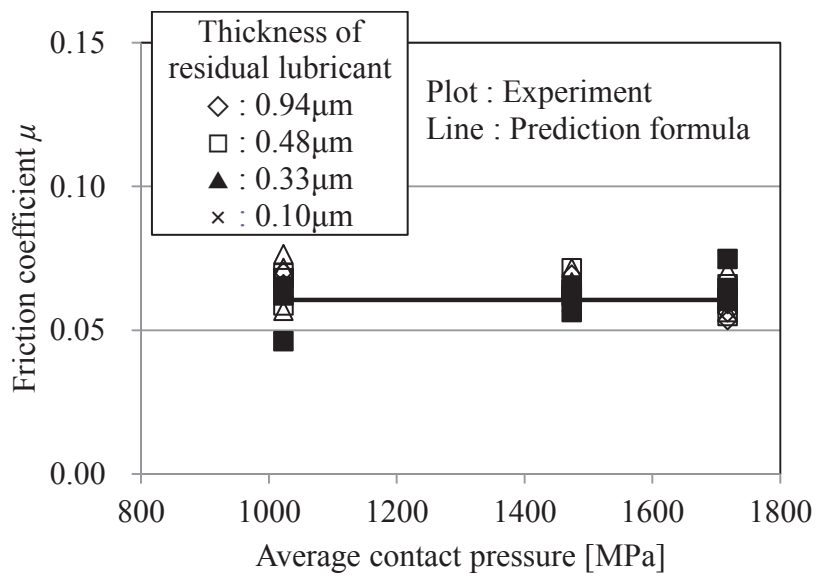


Fig. 4-14 Effect of average contact pressure on friction coefficient
(100 °C, 0.024 μm R_{pk} , 10 mm/s)

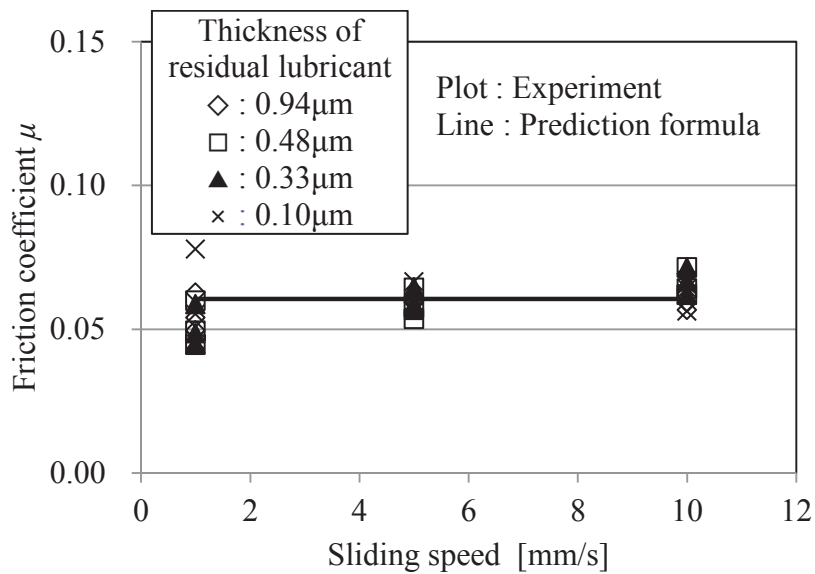


Fig. 4-15 Effect of sliding speed on friction coefficient
(100 °C, 0.024 μm *Rpk*, 29.4 N)

次に、耐焼付き能の指標である、臨界摺動距離 L_{cri} に関して、各種因子の影響を整理する。臨界摺動距離に及ぼす温度の影響を **Fig. 4-16** に示す。150 °Cまでは温度が高くなるにつれて臨界摺動距離は短く、すなわち、耐焼付き能は悪くなった。臨界摺動距離に及ぼす圧子粗さの影響を **Fig. 4-17** に示す。粗さが小さいほど臨界摺動距離は長く、耐焼付き能は良好であった。臨界摺動距離に及ぼす平均接触面圧の影響を **Fig. 4-18** に、摺動速度の影響を **Fig. 4-19** に示す。接触面圧や摺動速度の臨界摺動距離への影響は、ほとんどみられなかった。Fig. 4-16 から Fig. 4-19 のいずれにおいても、被膜膜厚が厚いほど臨界摺動距離は長く、すなわち、耐焼付き能は向上した。

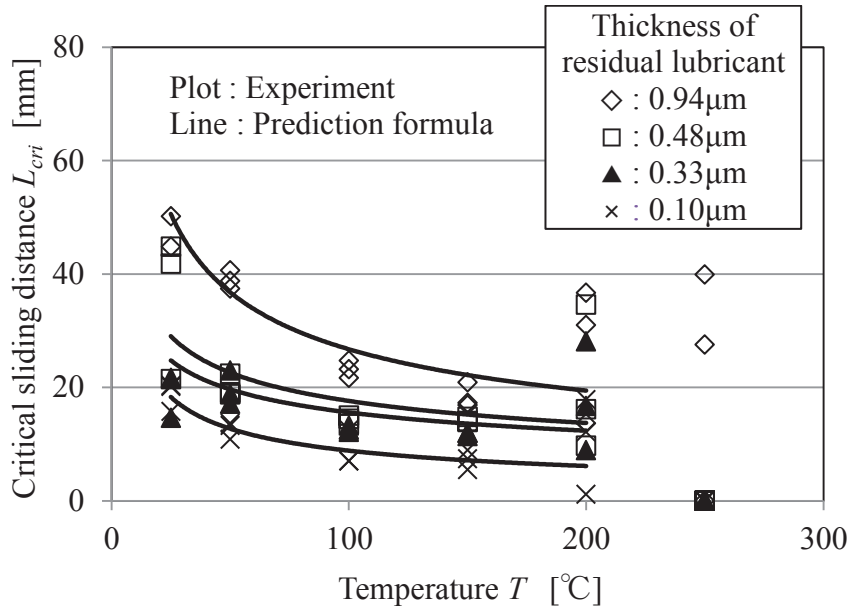


Fig. 4-16 Effect of temperature on anti-galling ability
(0.024 μ m Rpk , 29.4 N, 10 mm/s)

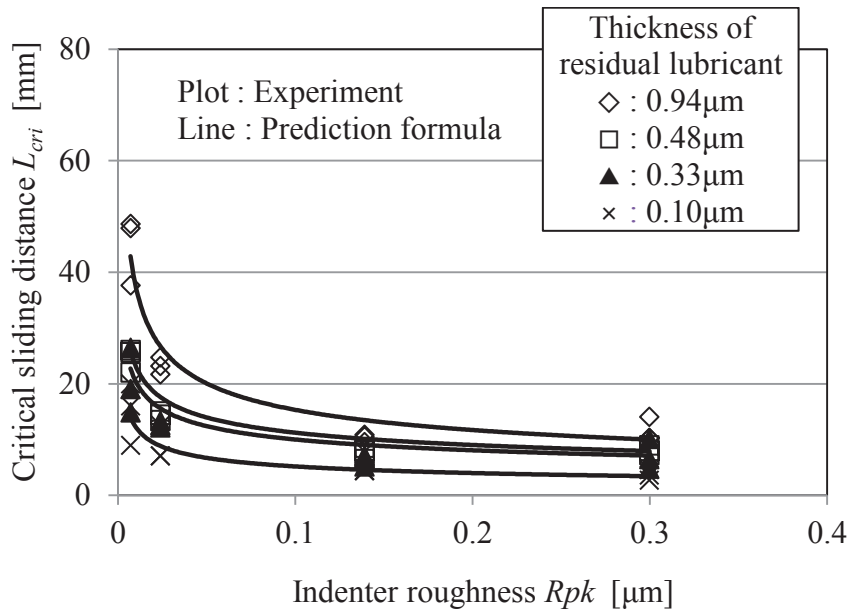


Fig. 4-17 Effect of indenter roughness on anti-galling ability
(100 °C, 29.4 N, 10 mm/s)

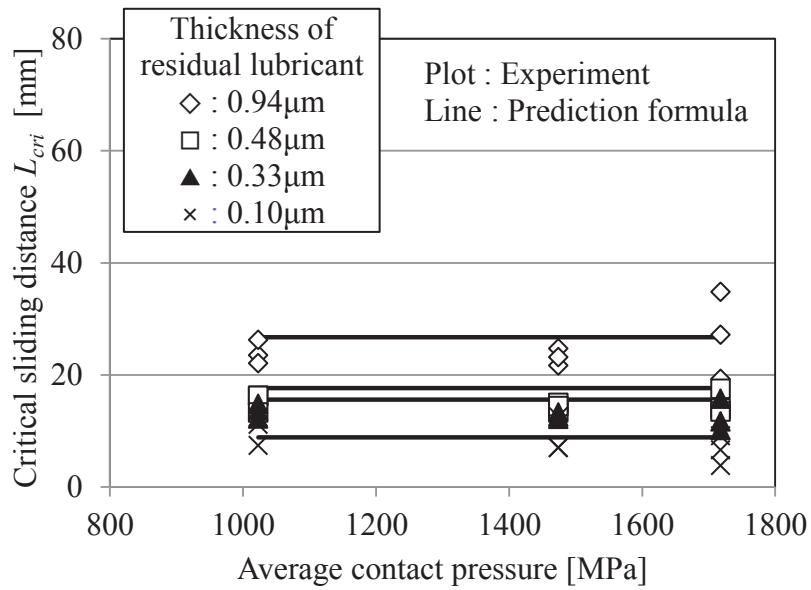


Fig. 4-18 Effect of average contact pressure on anti-galling ability
(100 °C, 0.024 μm *Rpk*, 10 mm/s)

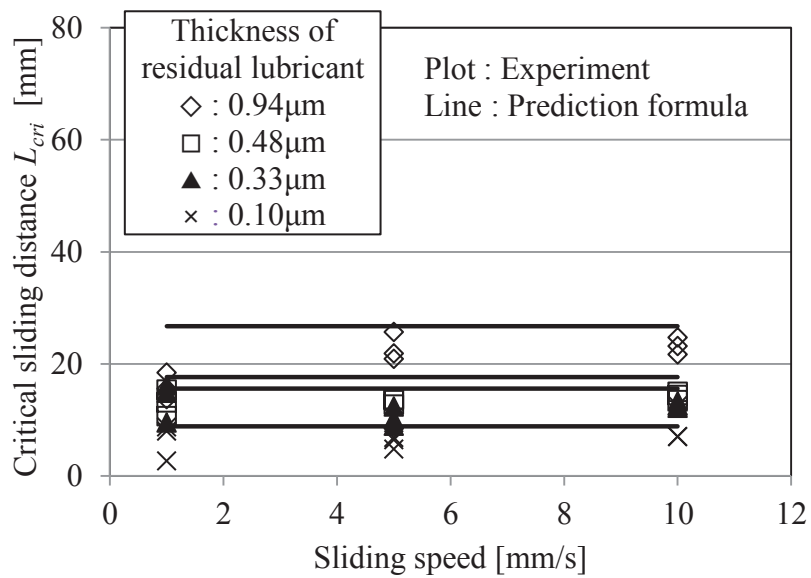


Fig. 4-19 Effect of sliding speed on anti-galling ability
(100 °C, 0.024 μm *Rpk*, 29.4 N)

4.4.3.3 摩擦係数，耐焼付き能の定式化

摩擦係数と耐焼付き能について，影響の大きい因子を用いて定式化を試みた．なお温度 250 °C では潤滑被膜が破壊され機能していないため，定式化の範囲からは除外した．

摩擦係数 μ については，金型の突出山部高さ Rpk [μm] の 1 次式と温度 T [$^{\circ}\text{C}$] の累乗則を用い，式(4-3)を得た．また式(4-3)は，基準温度 T_0 ($=20^{\circ}\text{C}$) を用い，標準的な冷間鍛造金型の突出山部高さを $0.030 \mu\text{m} Rpk$ として表記すると，式(4-4)となった．

$$\mu = 0.338 (1.05 Rpk + 0.975) T^{-0.373} \quad (4-3)$$

$$\mu = 0.111 (T / T_0)^{-0.373} \quad (4-4)$$

臨界摺動距離 L_{cri} [mm] については，被膜膜厚 t [μm] の 1 次式，金型の突出山部高さ Rpk [μm] の累乗則，温度 T [$^{\circ}\text{C}$] の累乗則を用い，式(4-5)を得た．

$$L_{cri} = (37.4 t + 14.1) Rpk^{-0.347} T^{-0.420} \quad (4-5)$$

式(4-4)，式(4-5)を用いて計算した，摩擦係数 μ あるいは臨界摺動距離 L_{cri} を，前述したように，Fig. 4-12 から Fig. 4-19 にラインで併記した．いずれも実験データとよく整合した．式(4-4)で示した摩擦係数を，有限要素法解析の境界条件データとして用いることで，成形中の温度変化にともなう摩擦係数変化を考慮した，熱連成冷間鍛造解析が可能となり，変形挙動の詳細な検討への活用が期待できる．

4.5 結論

鍛造後の残留リン酸亜鉛潤滑被膜に，摩擦試験を行うことで，摩擦係数や耐焼付き能に及ぼす被膜膜厚，界面温度，金型粗さ，接触面圧，摺動速度の影響を評価した．

- ① 摩擦係数には，界面温度と金型粗さの影響が大きく，被膜膜厚や接触面圧，摺動速度の影響は小さい．
- ② 耐焼付き能には，界面温度，金型粗さ，被膜膜厚の影響が大きく，接触面圧や摺動速度の影響は小さい．
- ③ 摩擦係数と，耐焼付き能の指標である臨界摺動距離を，被膜膜厚，界面温度，金型粗さの関数で定式化した．

第5章 熱連成冷間鍛造解析に必要なデータの計測

5.1 緒言

鍛造工程を検討する際、有限要素法をはじめとする数値解析を行い、材料流動や金型負荷等を予め検討することが、一般的となっている [6]. 熱間鍛造の数値解析では、変形解析に熱解析を連成させて、被加工材や金型の温度変化を考慮した解析を行うことが多い. そのため、熱間鍛造の温度域における、被加工材の流動応力の温度依存性や、被加工材と金型間の熱伝達係数に関し、多くの研究例が報告されている [23]- [25].

一方、被加工材を加熱することなく鍛造する冷間鍛造では、被加工材と金型の温度差は、熱間鍛造と比較して小さく、変形解析に熱解析を連成させることは少ない. しかし、強度の高い鉄鋼材料を、複雑形状部品に冷間鍛造する場合、被加工材と金型間の界面温度は必然的に高くなる. 第4章で示したように、摩擦係数には大きな温度依存性がある. 冷間鍛造においても、変形解析に熱解析を連成させて、被加工材や金型の温度変化を考慮した熱連成冷間鍛造解析を行い、摩擦係数の温度依存性を考慮することで、解析精度の向上が期待できる.

鍛造の数値解析を行うには、**Fig. 5-1** に示すようにさまざまな条件を設定する必要がある [32]. このうち、被加工材や金型の温度変化を考慮した熱連成解析を行うためには、材料物性データとして、流動応力や熱伝導率、熱容量等を設定し、境界条件データとして、摩擦係数や熱伝達係数を設定する必要がある. 熱伝導率と熱容量（比熱）は熱物性値であり、ハンドブック等に収録されているものを活用できるほか、熱力学的物性値を化学成分から計算するソフトウェアも用いられている [33]. 鋼材の熱伝導率に関しては、温度と鋼材成分の関数として回帰式が報告されている [34]. また、比熱に関しては鋼材成分の影響はみられず、温度の関数で表されることが報告されている [35].

熱伝導率、比熱以外に、被加工材流動応力、摩擦係数、熱伝達係数が必要である. 摩擦係数に関しては第4章において界面温度、金型粗さの関数で定式化を行った. 本章では、熱連成冷間鍛造解析に必要なデータとして、被加工材の流動応力の温度依存性と、リン酸亜鉛潤滑被膜を被覆した被加工材と金型間の熱伝達係数の計測を行う.

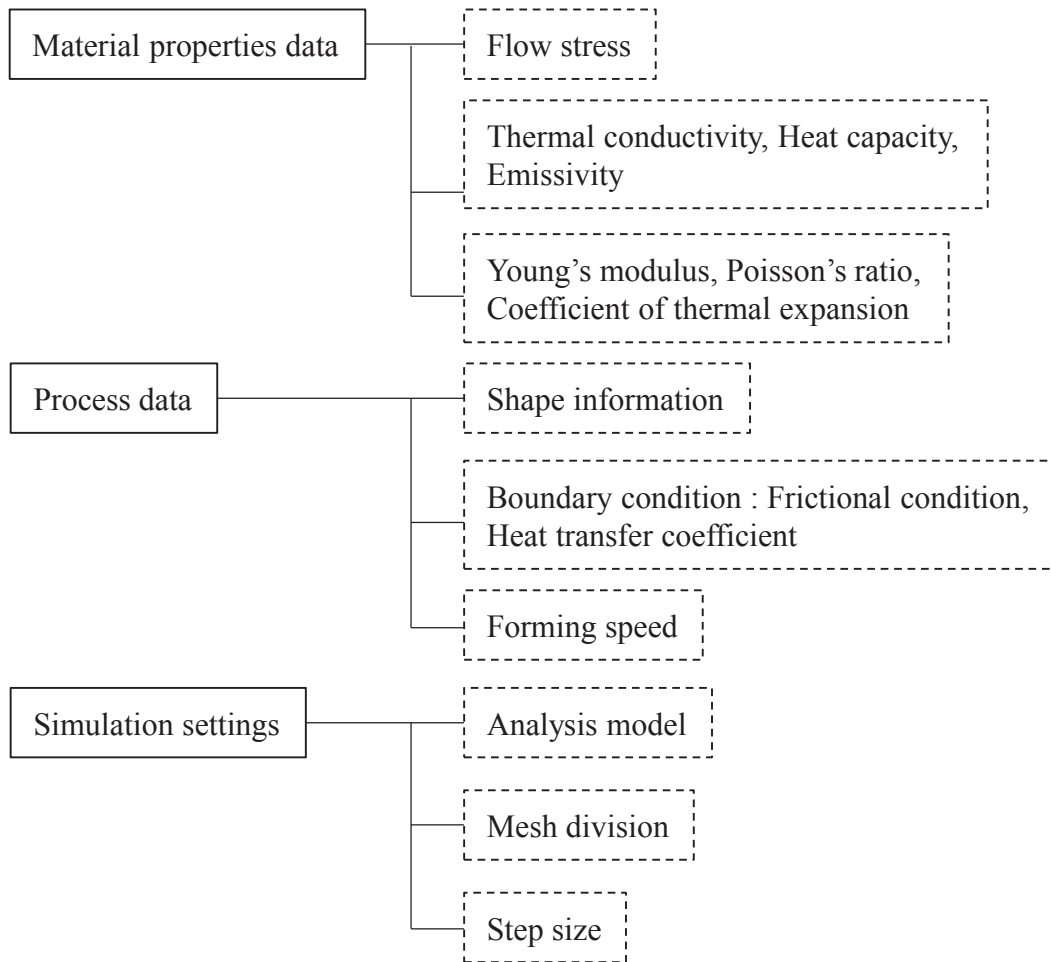


Fig. 5-1 Setting information necessary for forging simulation [32]

5.2 冷間鍛造温度域における被加工材流動応力の温度依存性

5.2.1 圧縮試験による見かけの流動応力の測定

5.2.1.1 実験方法

鍛造のように，大変形を受ける場合の流動応力は，圧縮試験によって測定することが多い．本研究でも，被加工材の流動応力は，圧縮試験によって測定した．供試材を，直径 12 mm，高さ 18 mm の円柱形状に機械加工し，被加工材とした．実験には，富士電波工機製の **ThermecMastor-Z** を用いた．流動応力の温度依存性を定式化するため，初期温度を種々変更して圧縮試験を行った．被加工材の加熱は高周波誘導加熱装置により行い，所定温度まで昇温速度 10 °C/s で加熱し，60 s 保持した．初期温度は室温（15 °C），100，200，300，400，500，600 °C の 6 水準とした．圧縮金型は窒化珪素製の平滑円柱であり，断熱材と潤滑剤の役割を兼ねて，雲母板を圧縮金型と被加工材の間に挟んだ状態で，圧縮した．300°C以上の温度域では，青熱脆性により動的ひずみ時効が生じる可能性が高いため [36]，ひずみ速度は比較的高速である 10 /s とした．なお，**ThermecMastor-Z** は，圧縮中の対数ひずみ速度が一定となるように，圧縮試験を行うことができる．圧縮率は，圧縮金型の耐久性の問題から 70 % とし，圧縮中の変位と荷重のほか，被加工材の高さ方向中心位置における，側表面温度を測定した．

5.2.1.2 実験結果

実験結果の一例として、初期温度が室温の場合の、変位および荷重と時間の関係を **Fig. 5-2** に、被加工材の高さ方向中心位置における、側表面温度と時間の関係を **Fig. 5-3** に示す. 圧縮率 70% までの接触時間は約 0.12 s であり、被加工材の側表面温度は加工発熱により、圧縮終了時に約 50 °C を示し、その後約 150 °C まで上昇した.

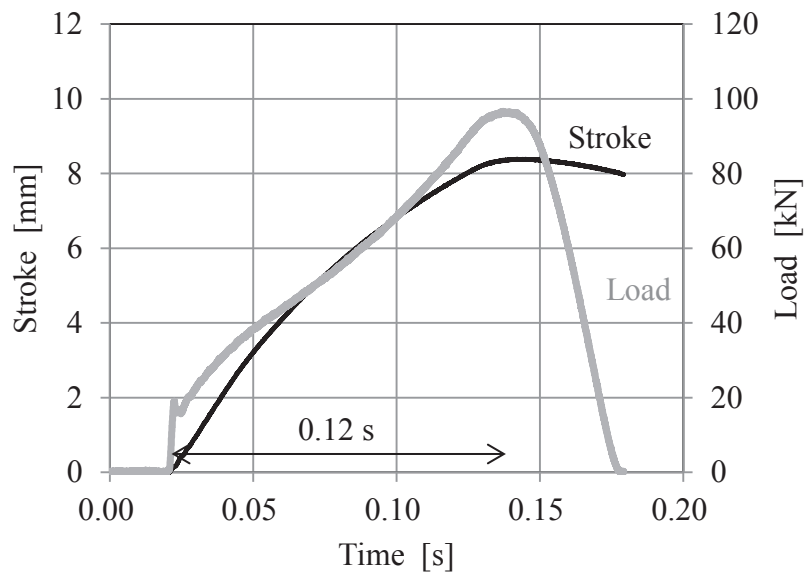


Fig. 5-2 Stroke and load – time diagram in compression test

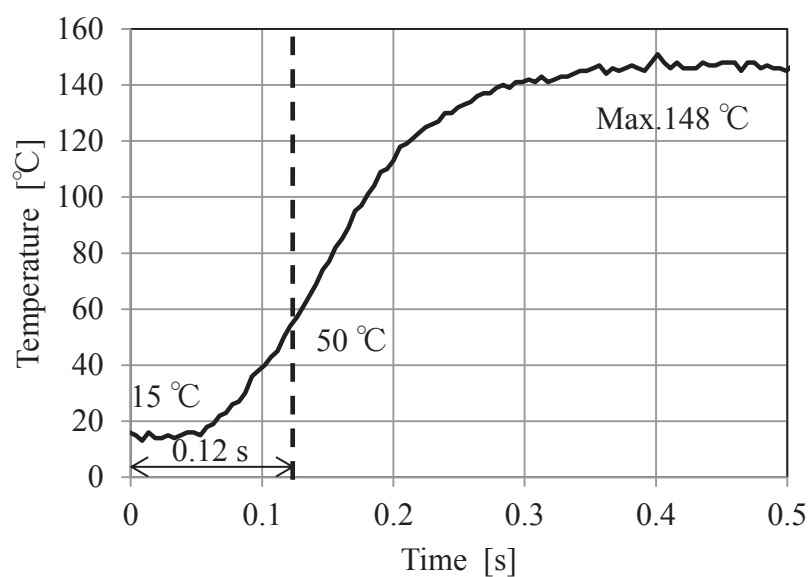


Fig. 5-3 Temperature change of specimen in compression test

圧縮試験での荷重－ストロークの関係を、式(5-1)および式(5-2)を用いて、見かけの流動応力と対数ひずみの関係に換算し、Fig. 5-4 に示す。この見かけの流動応力は、被加工材の温度変化や、被加工材と金型間の摩擦力の影響を含んだものである。

$$\sigma_{nom,exp} = P / S_{ideal} \quad (5-1)$$

$\sigma_{nom,exp}$: 実験での見かけの流動応力

P : 荷重

S_{ideal} : 均一変形を仮定した理想断面積

$$\varepsilon = \ln (h_0 / (h_0 - s)) \quad (5-2)$$

ε : 対数ひずみ

h_0 : 被加工材初期高さ

s : 変位

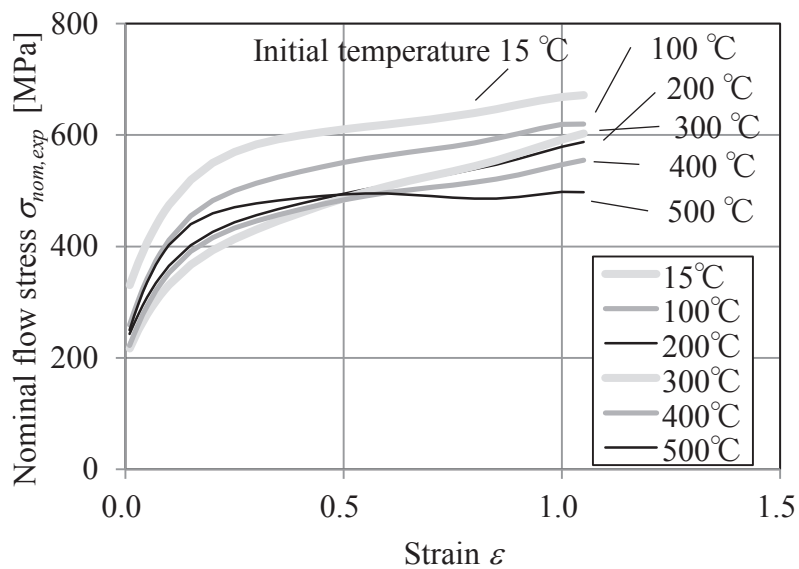


Fig. 5-4 Nominal flow stress obtained by compression test

5.2.2 等温流動応力の算出

5.2.2.1 等温流動応力の考え方

前節で行った圧縮実験では，初期温度が室温の場合でも，被加工材の高さ方向中心位置における側表面温度は，圧縮終了後に 150 °C に達する等，加工発熱や熱伝導，金型や雰囲気への熱伝達によって被加工材温度は時々刻々と変化する．したがって，この状態の流動応力は温度変化の影響を含んだものであり，温度依存性を定量的に示したものではない．変形解析に熱解析を連成させる場合，温度をある一定値で整理した等温での流動応力が，複数の温度で与えられることが望ましい．筆者らは，**Fig. 5-5** に示すように，温間・熱間鍛造温度域における等温流動応力を算出する手法を提案している [21]．加工発熱や熱伝導，熱伝達による被加工材の温度変化や，圧縮金型と被加工材に作用する摩擦の影響を，有限要素法解析で定量化し，圧縮試験で求めた見かけの流動応力を補正する手法である．

Fig. 5-5 の①では，圧縮試験を行い，見かけの流動応力 $\sigma_{nom,exp}$ を求める．②では，①の結果を基に，等温流動応力の初期値 $\sigma_{iso,0}$ を設定する．③では，金型と被加工材間の摩擦係数を求める．④では，有限要素法解析により，温度変化や摩擦による影響も含めて，圧縮試験の再現を行い，見かけの流動応力 $\sigma_{nom,FEMi}$ を求める．⑤，⑥では，流動応力に及ぼす，温度変化や摩擦の影響を，補正係数 g_i として求める．⑦では，圧縮試験で求めた見かけの流動応力に含まれる，温度変化や摩擦の影響を，補正係数 g_i で補正し，等温流動応力を更新する．等温流動応力が収束するまで，これを数度繰り返すことで，等温流動応力を算出する．

以下では，この等温流動応力の算出手法に従って，**Fig. 5-4** の圧縮試験で求めた見かけの流動応力から，等温流動応力の算出を行う．

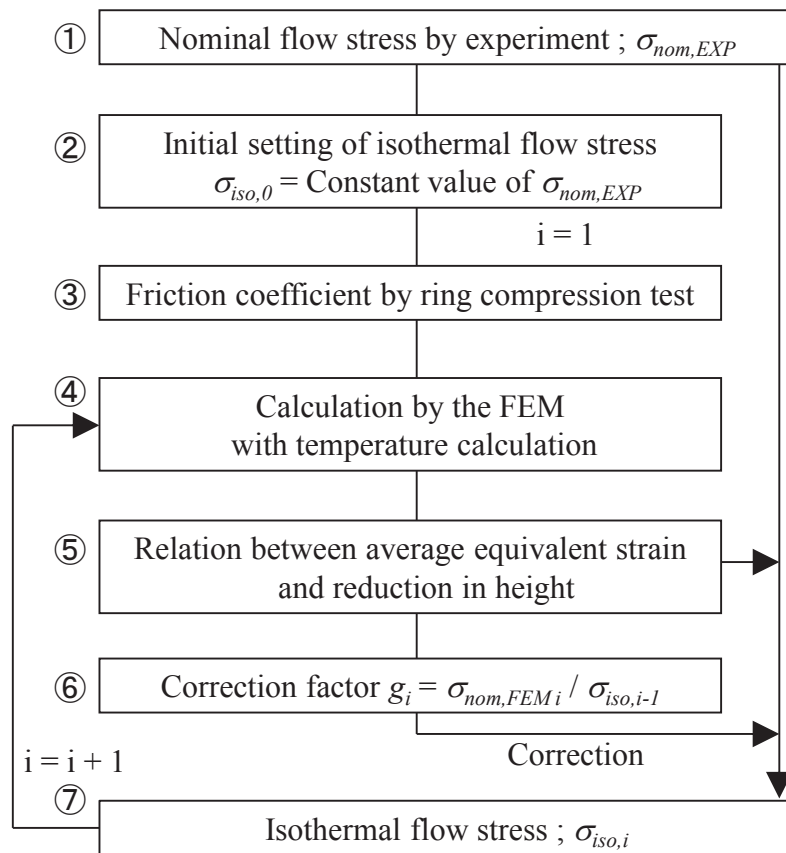


Fig. 5-5 Flowchart for calculation of isothermal flow stress [21]

5.2.2.2 等温流動応力の初期設定

Fig. 5-4 に示す圧縮試験で求めた見かけの流動応力を基に，等温流動応力の初期設定を行った．Fig. 5-5 の②では，ひずみによらず一定値をとるように設定しているが，数度の繰り返しで等温流動応力は収束していくので，必ずしも一定値とする必要はない．本研究では，見かけの流動応力に加工硬化挙動がみられたので，Swift 則を用いて設定した．初期設定した等温流動応力 $\sigma_{iso,0}$ を Fig. 5-6 に示す．

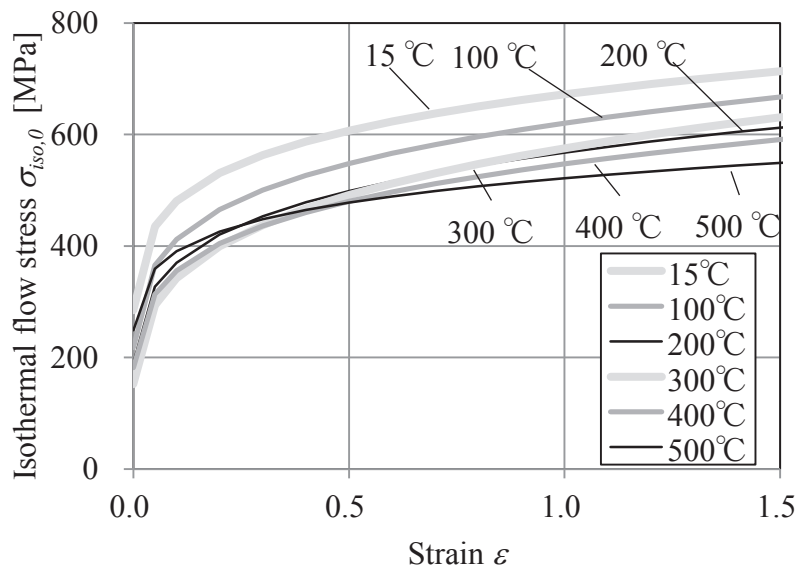


Fig. 5-6 Initial setting of isothermal flow stress

5.2.2.3 摩擦条件の決定

Fig. 5-5 の③では，リング圧縮試験を行い，圧縮試験の際の，金型と被加工材間の摩擦係数の測定を行う．圧縮試験の際，同心円状の溝付き金型を用いて，端面拘束圧縮試験を行えば，摩擦状態を固着と考えることができる．また，既知の摩擦状態であれば，摩擦係数測定試験を省略することができる．

本研究では，圧縮試験の際，断熱材と潤滑剤の役割を兼ねて，雲母板を金型と被加工材の間に挟んだ．雲母板の摩擦係数は文献 [37]を参考に， $\mu = 0.1$ とした．

5.2.2.4 圧縮試験の再現

Fig. 5-5 の④では，加工発熱や熱伝達にともなう被加工材や金型の温度変化，被加工材と金型間の摩擦による影響を考慮して，有限要素法解析を用いて圧縮試験を再現する．有限要素法解析には DEFORM-2D を用い，変形解析に熱解析を連成させ，軸対称解析を行った．被加工材は剛塑性体とし，圧縮金型は剛体とした．被加工材の熱伝導率および比熱には，材料物性値計算ソフトウェアデータベースである JMatPro [33]を用いて算出した Fig. 5-7, Fig. 5-8 を用いた．

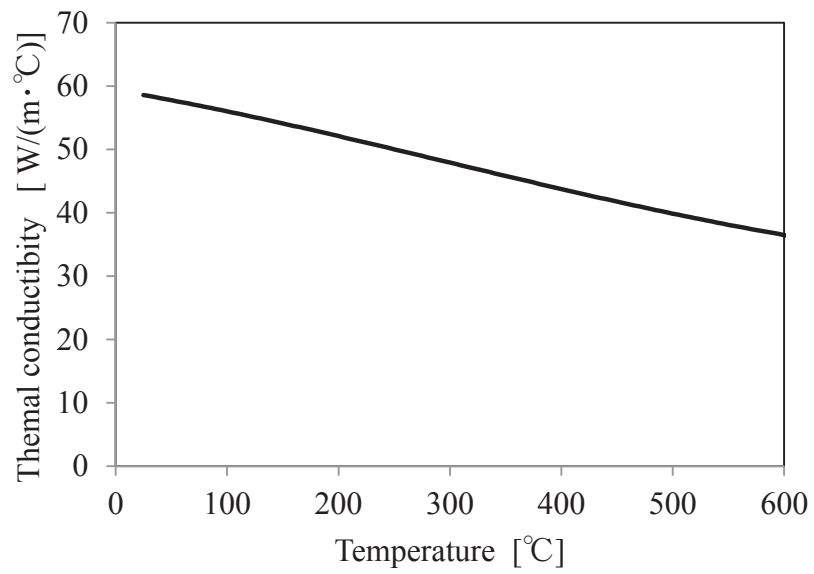


Fig. 5-7 Temperature dependence of thermal conductivity

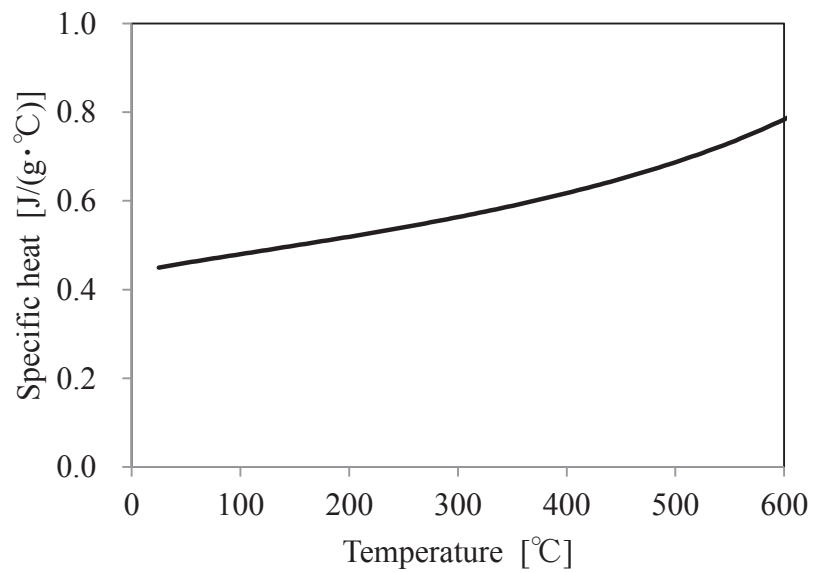


Fig. 5-8 Temperature dependence of specific heat

被加工材の流動応力には、5.2.2.2 で初期設定した Fig. 5-6 に示す等温流動応力 $\sigma_{iso,0}$ を用いた。被加工材と金型間の熱伝達係数は、1 kW/(m²·°C)とし、被加工材と雰囲気との熱伝達係数は、圧縮時間が 0.12 s 程度と極短いことから考慮しなかった。成形速度は、圧縮実験と同じひずみ速度 10 /s となるように設定した。

有限要素法解析で求めた荷重－ストロークの関係を、実験と同様に式 (5-1) および式 (5-2) を用いて、見かけの流動応力 $\sigma_{nom,FEM1}$ と対数ひずみの関係に換算し、Fig. 5-9 に示す。

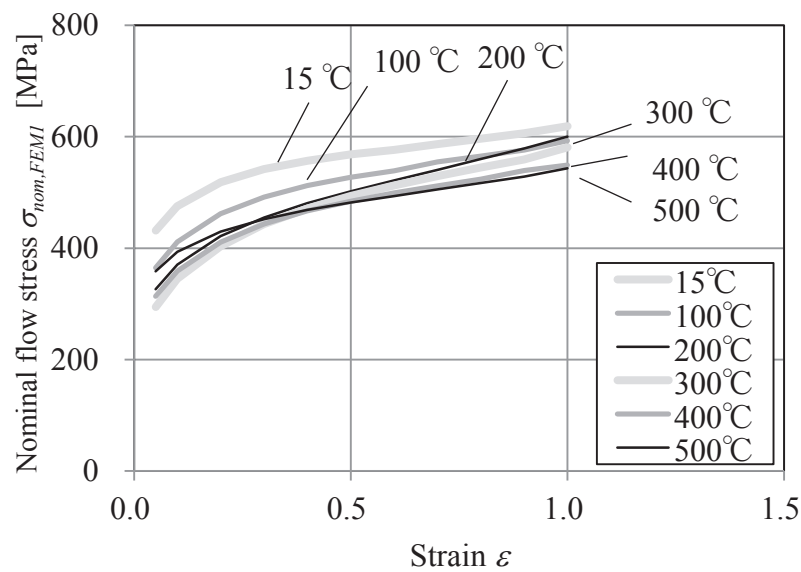


Fig. 5-9 Nominal flow stress obtained by FEM

5.2.2.5 等温流動応力の補正

Fig. 5-5 の⑥では，流動応力に及ぼす，温度変化や摩擦の影響を定量化し，見かけの流動応力の補正を行う．有限要素法解析で求めた見かけの流動応力 $\sigma_{nom,FEM1}$ (Fig. 5-9) と，圧縮試験で求めた見かけの流動応力 $\sigma_{nom,exp}$ (Fig. 5-4) を比べると，例えば初期温度が 15 °C の場合，解析で求めた見かけの流動応力の方が低い．これは，加工発熱で温度上昇した状態の流動応力を，15 °C 一定における流動応力として設定したためである．解析で求めた見かけの流動応力 $\sigma_{nom,FEM1}$ と，解析に用いた等温流動応力 $\sigma_{iso,0}$ の比が，温度変化や摩擦の影響を定量的に示すものである．その比を式(5-3)を用いて補正係数 g_1 として求め，Fig. 5-10 に示す．

$$g_i = \sigma_{nom,FEMi} / \sigma_{iso,i-1} \quad (5-3)$$

g_i : i 回目の補正係数

$\sigma_{nom,FEMi}$: i 回目の解析で求めた見かけの流動応力

$\sigma_{iso,i}$: i 回目の等温流動応力

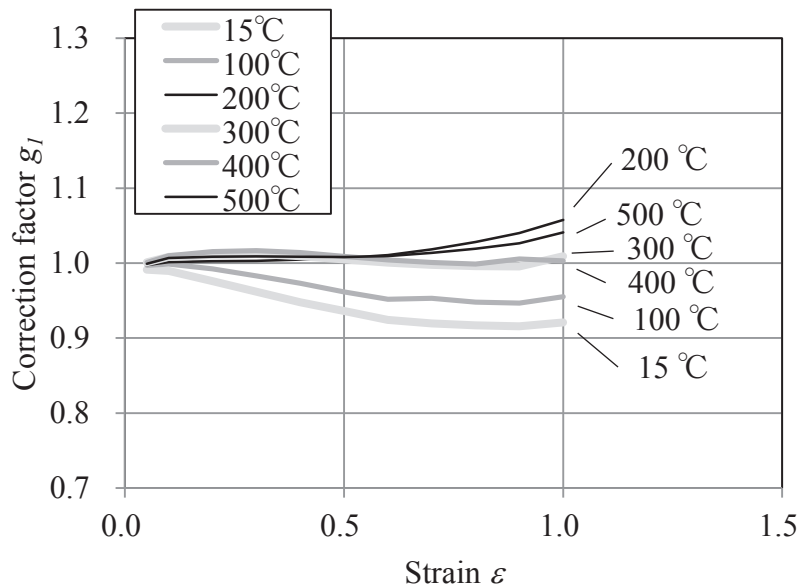


Fig. 5-10 Correction factor g_1

Fig. 5-10 において、例えば初期温度 15 °C に対する補正係数 g_1 は、0.9 から 1.0 の値をとっているが、これは見かけの流動応力 $\sigma_{nom, FEM1}$ が、加工発熱等による温度上昇のために、解析に用いた等温流動応力 $\sigma_{iso,0}$ よりも、小さくなっていることを意味する。圧縮試験で求めた見かけの流動応力を、補正係数 g_1 で補正すると、補正 1 回目の等温流動応力 $\sigma_{iso,1}$ が求められ、これを Fig. 5-11 に示す。初期設定の等温流動応力 $\sigma_{iso,0}$ (Fig. 5-6) と、補正 1 回目の等温流動応力 $\sigma_{iso,1}$ (Fig. 5-11) を比較すると、温度が低い初期温度 15°C, 100 °C の等温流動応力は、温度上昇による軟化が補正され、補正 1 回目の等温流動応力 $\sigma_{iso,1}$ のほうが、流動応力は高くなっている。

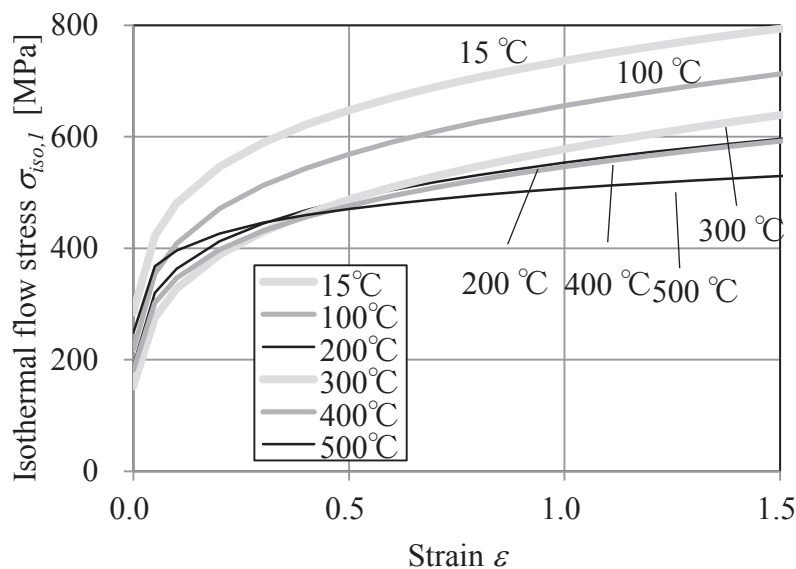


Fig. 5-11 Isothermal flow stress obtained with one correction

Fig. 5-5 の④から⑦を数度繰り返すことで、等温流動応力は各温度でひとつの曲線に収束する。今回は、5回の繰り返して Fig. 5-12 に示す等温流動応力 $\sigma_{iso,5}$ が求められた。15 °C から 300 °C までは、温度が上がるにつれて等温流動応力は低くなるが、400 °C では 300 °C のものよりも高くなった。これは青熱脆性による硬化が生じたためと考えられる。

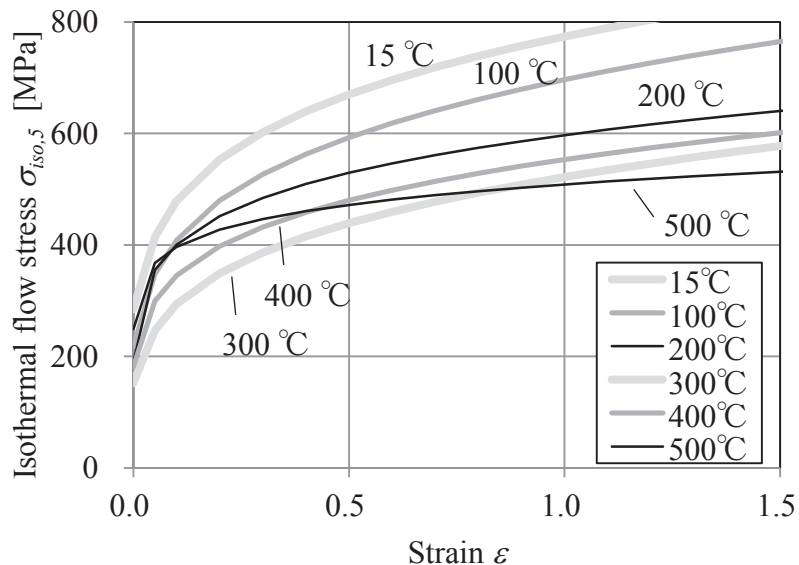


Fig. 5-12 Isothermal flow stress obtained with five corrections

5.2.2.6 ひずみ速度依存性の検討

5.2.2.5 までに算出した等温流動応力は、ひずみ速度 10 /s に対するものである。鉄鋼材料の熱間鍛造温度域における流動応力には、ひずみ速度依存性があることが知られており、例えば文献 [38] では、ひずみ速度依存指数は $m=0.13$ と報告されている。しかし、冷間鍛造温度域におけるひずみ速度依存性に関する報告例はあまりない。ここでは、冷間鍛造温度域におけるひずみ速度依存性について、検討する。

ひずみ速度依存性を求めるために、初期温度が同じでひずみ速度が異なる条件で圧縮試験を行っても、ひずみ速度が大きいほど、接触時間は短く、非加工材温度は高くなる。すなわち、被加工材が同じ温度で比較することができず、ひずみ速度だけの影響を見積もることはできない。また、準静的に恒温圧縮試験を行っても、200 °C を超える温度では、青熱脆性の影響が生じる [36] 可能性があるため、ひずみ速度の影響を適切

に評価できない．ここでは，室温での圧縮試験において途中止め試験を行い，途中止め直前でのひずみ速度差から生じる荷重差を基に，ひずみ速度依存性を検討する．

Fig. 5-13 に，ひずみ速度 10 /s において，異なるストロークで途中止めした場合の，圧縮荷重－ストローク線図を示す．例えば **P2** に関し，ストローク 7 mm 付近を拡大して，**Fig. 5-14** に示す．途中止めした場合，ストローク 6.9 mm 付近から，途中止めしない場合よりも，荷重は低くなった．ストローク 7 mm 付近でのひずみ速度の変化を **Fig. 5-15** に示す．途中止めした場合，ストローク 6.9 mm 付近からひずみ速度が低下し，7.07 mm 付近の下死点に至った．ひずみ速度が低下し始めるまでの荷重は一致しており，途中止めした場合の荷重低下は，流動応力のひずみ速度依存性によって生じた現象と考えられる．ストローク 7.07 mm でのひずみ速度と荷重を比較すると，途中止めしない場合は，ひずみ速度 10 /s で荷重 81.4 kN であったのに対し，途中止めした場合は，ひずみ速度 1 /s で荷重 80.1 kN であった．したがって，**P2** でのひずみ速度依存指数 m は， $\log_{10}(81.4/80.1)=0.007$ と求められた．同様に **P1** では 0.008，**P3** では 0.006，**P4** では 0.008 であり，その平均は $m = 0.008$ であった．熱間鍛造温度域でのひずみ速度依存指数が $m = 0.13$ と報告されているのに対し [38]，冷間鍛造温度域でのひずみ速度依存性は，比較的小さかった．本研究では，いずれの温度においても，等温流動応力のひずみ速度依存指数には $m = 0.008$ を用いることとした．

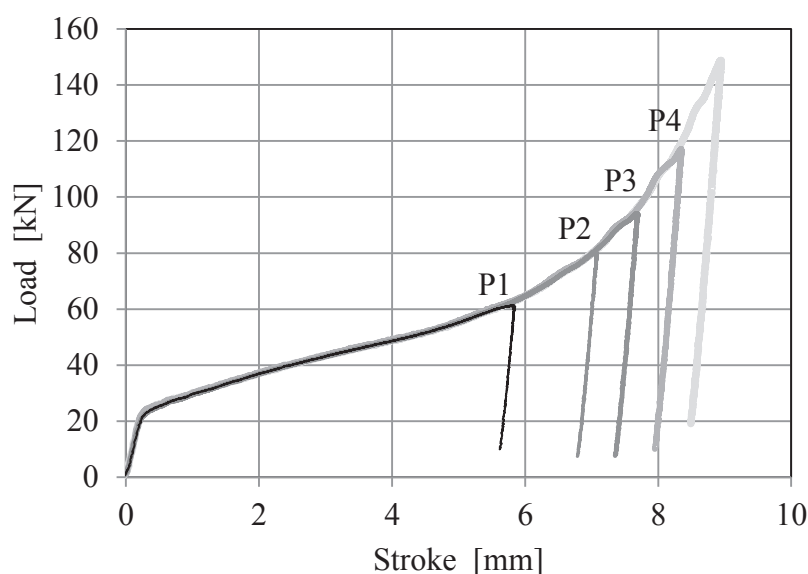


Fig. 5-13 Load - stroke diagram for different strokes

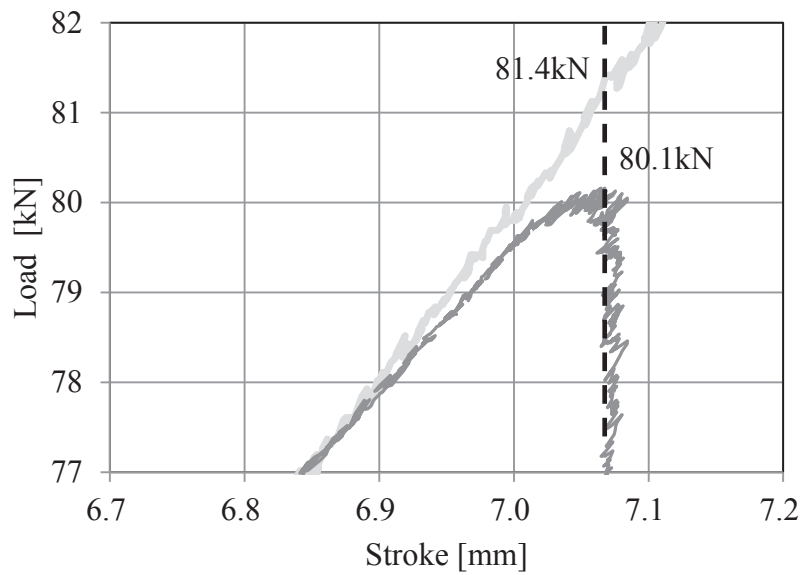


Fig. 5-14 Difference of load near dead bottom center at P2

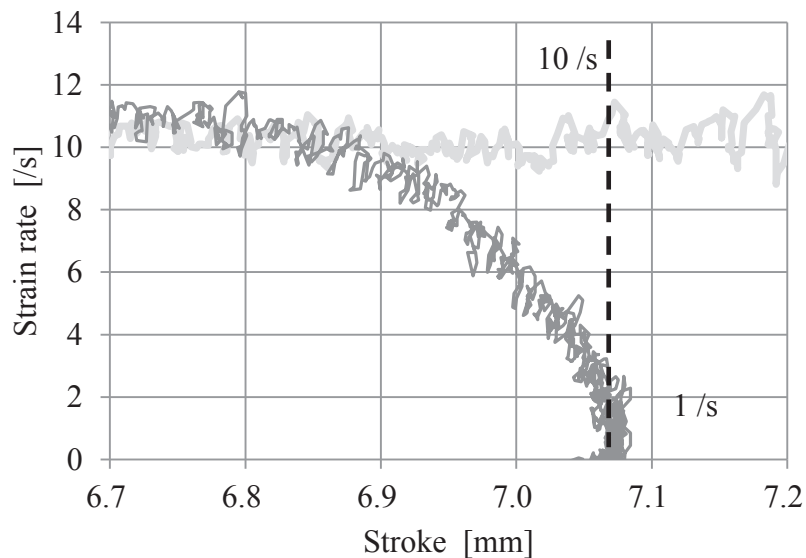
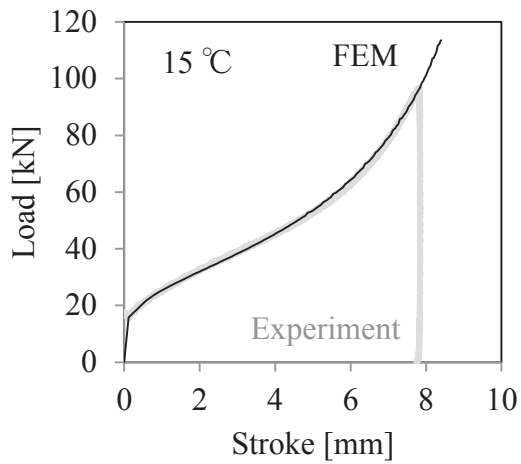


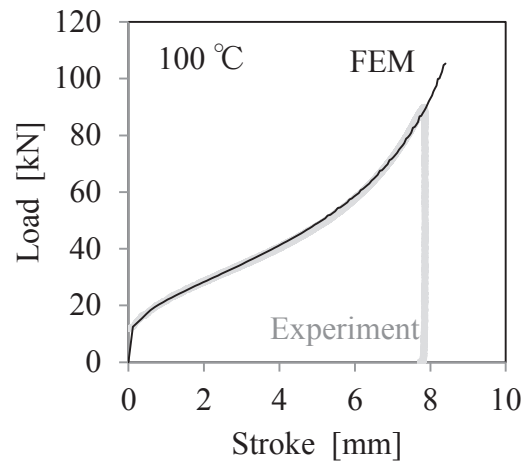
Fig. 5-15 Difference of strain rate near dead bottom center at P2

5.2.2.7 等温流動応力の検証

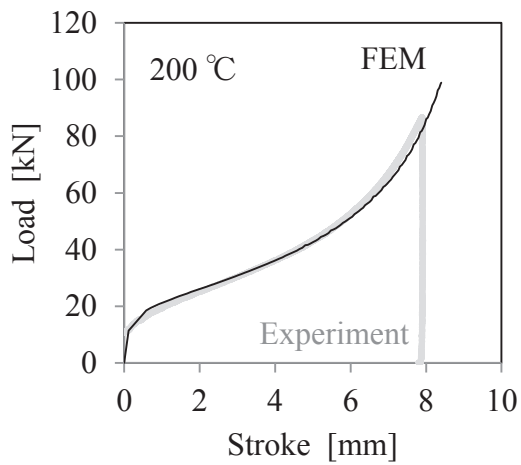
5回の繰り返しで求めた **Fig. 5-12** の等温流動応力と、5.2.2.6 で求めたひずみ速度依存指数 $m=0.008$ を用いて、圧縮試験での荷重を予測し、**Fig. 5-16** に示す。温度範囲が外挿となる初期温度 500 °C では若干の差異が生じたが、それ以外の温度では実験とよく一致した。



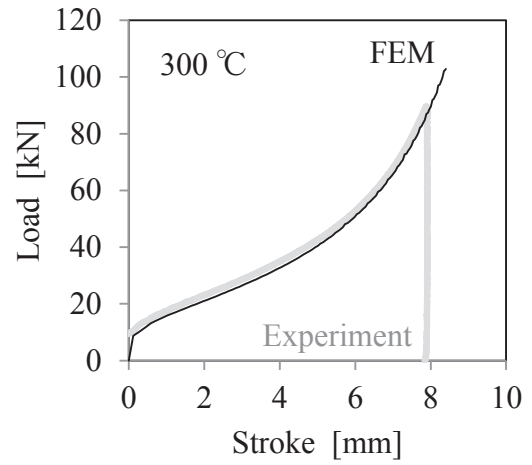
a) Initial temperature 15 °C



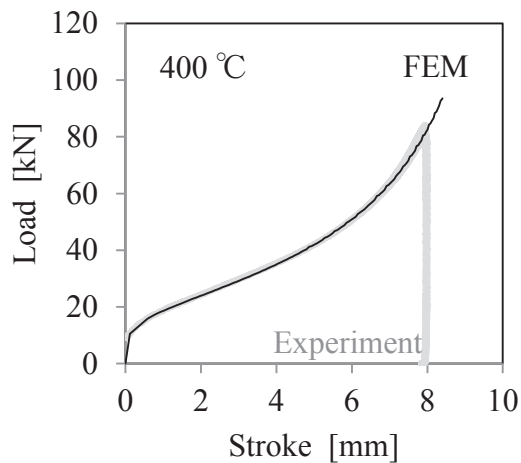
b) Initial temperature 100 °C



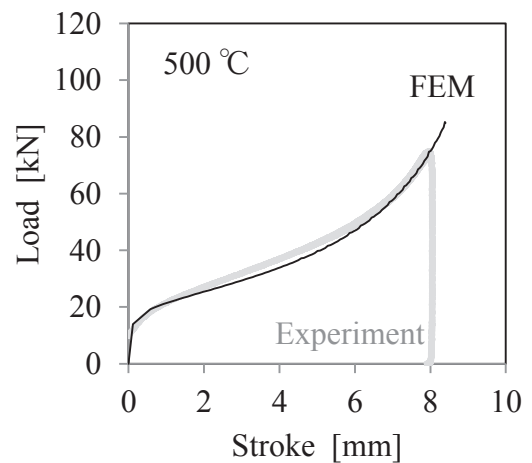
c) Initial temperature 200 °C



d) Initial temperature 300 °C



e) Initial temperature 400 °C



f) Initial temperature 500 °C

Fig. 5-16 Prediction of load using isothermal flow stress obtained with five corrections

5.3 冷間鍛造温度域におけるリン酸亜鉛潤滑被膜の熱伝達係数

5.3.1 金型温度の測定

5.3.1.1 実験方法

金型温度の測定は、第2章で耐焼付き能を評価するために行った、後方押し出しの形状で行った。被膜重量は、リン酸亜鉛層が 7.9 g/m^2 、金属石けん層が 4.8 g/m^2 、未反応石けん層が 9.8 g/m^2 であった。2.2では押し出し後の製品内面を疵つけないように、分割パンチ構造を用いたが、本節では一体パンチとし、焼付きが発生しない、ストローク 25 mm までの成形とした。パンチ温度を測定するため、パンチ内部に熱電対取り付け用の穴を、放電加工により作製した。パンチ形状を **Fig. 5-17** に示す。穴先端位置は、パンチ底、ランド部から、それぞれ 1.5 mm 離れた位置に設計した。熱電対には、応答時間が短い露出型の K シース熱電対を用いた。熱電対の直径は $\phi 1 \text{ mm}$ であった。熱電対の取り付けに際し、熱電対先端がパンチと密着するように、導電性の高い銀ペーストを塗布し、接着させるため $93 \text{ }^\circ\text{C}$ で 2 時間加熱した。実験には、ストローク長さ 300 mm の $6,000 \text{ kN}$ メカプレスを用い、ストローク数は、1, 3, 10, 30 spm の 4 通りとし、それぞれ繰り返し試験数は 3 とした。

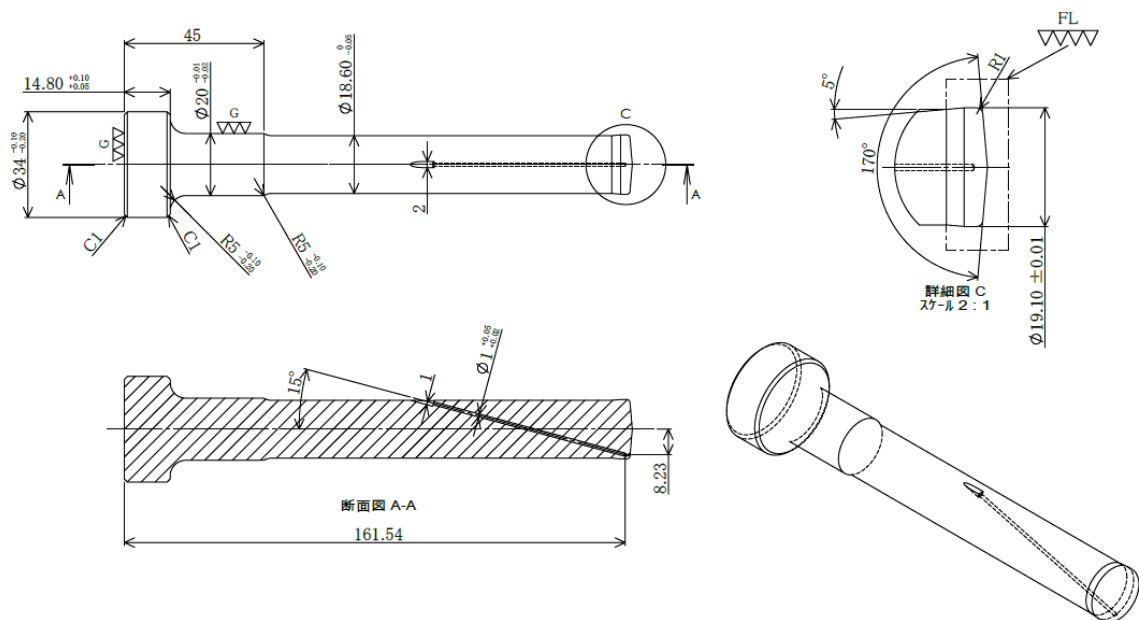


Fig. 5-17 Punch shape for temperature measurement

5.3.1.2 実験結果

パンチ温度測定結果を **Fig. 5-18** に示す. 繰り返し試験数 3 のばらつきは小さく, 安定して温度を測定できた. ストローク数が遅い 1, 3 spm では, 成形途中で最高温度に達したのに対し, ストローク数が速い 10, 30 spm では, 成形終了後に最高温度に到達した.

実験終了後にパンチを切断し, 熱電対先端の位置, すなわち, 温度測定位置を確認した. 熱電対先端近傍の拡大写真を **Fig. 5-19** に示す. 熱電対先端が折れ曲がって接着されており, 温度測定位置はパンチ底から 3.1 mm, ランドから 1.5 mm 離れた位置であった.

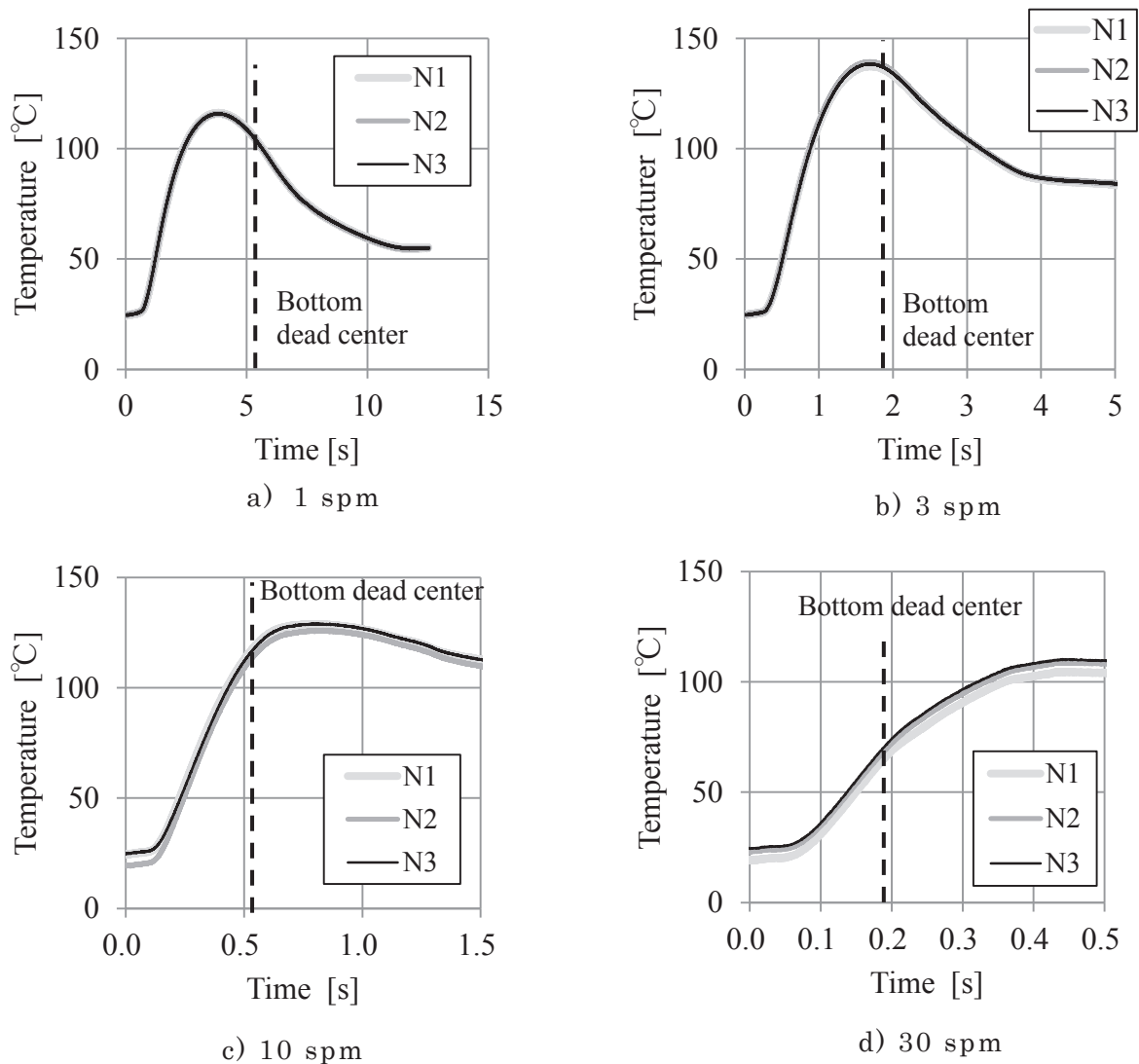


Fig. 5-18 Punch temperature - time diagrams

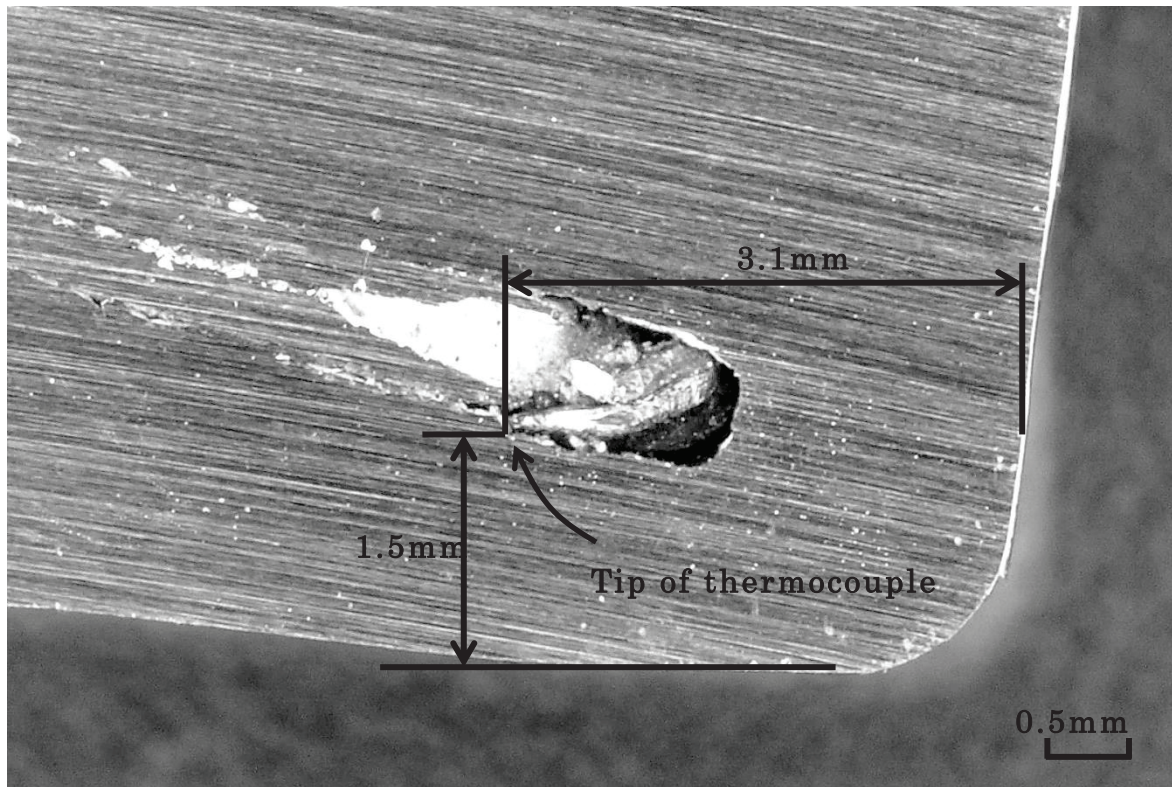


Fig. 5-19 Tip position of thermocouple

5.3.2 熱伝達係数の同定

5.3.2.1 有限要素法解析への摩擦係数温度依存性の組み込み

有限要素法解析の商用解析コード DEFORM-2D では、摩擦係数を温度の関数で定義することが可能であるが、その参照温度は被加工材の表面温度である。摩擦特性を決定するのは潤滑被膜温度であり、金型表面温度に近いと考えられることから、ユーザーサブルーチン USRBCC を用い、金型表面温度を参照して、摩擦係数を定義するようにコーディングした。接触領域における、マスター側(金型側)温度を表す変数として TMPENV が、スレーブ側(被加工材側)温度を表す変数として TMPSLF が用意されており、ここでは変数 TMPENV を用いて式(4-4)を記述した。

5.3.2.2 解析条件

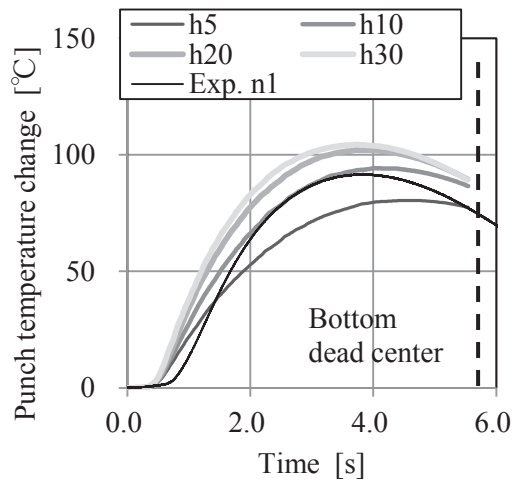
有限要素法解析により，後方押し出し時の熱伝達係数を同定するための，較正曲線を作成した．有限要素法解析には **DEFORM-2D** を用い，変形解析に熱解析を連成させ，軸対称解析を行った．被加工材の流動応力には，5.2 で同定した等温流動応力を用いた．被加工材の熱伝導率，比熱には **Fig. 5-7**，**Fig. 5-8** を用いた．被加工材と金型間の摩擦係数には，5.3.2.1 で作成したユーザーサブルーチンを用いた．被加工材が雰囲気と接する範囲は，カップ先端のみのわずかな範囲であり，成形時間は最も遅い 1 spm でも 5.6 s と短いことから，被加工材と雰囲気との対流熱伝達は考慮しなかった．被加工材と金型間の熱伝達係数を 5, 10, 20, 30 kW/(m²・°C) として，較正曲線を求めた．

5.3.2.3 解析結果

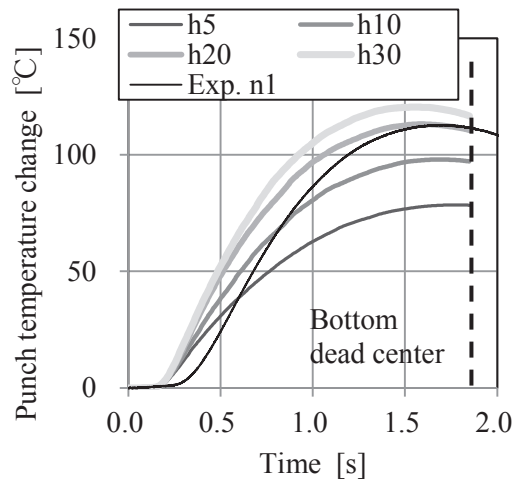
解析で求めた較正曲線と，実験結果の比較を **Fig. 5-20** に示す．繰り返し試験数 3 のばらつきが小さかったため，実験結果は各ストローク数につきひとつのみ記載し，縦軸は温度上昇量に書き直した．

いずれのストローク数においても，実験の方が解析よりも 0.1 s 程度遅れて温度上昇が始まった．理化学工業ホームページ [39]によれば，本実験に用いた露出型熱電対ではないが，φ1 mm の接地型シース熱電対の 95 %応答時間は 0.2 s とされている．露出型の方が接地型よりも応答時間は短く，実験での温度上昇の遅れは熱電対の応答時間が主因と考えられる．

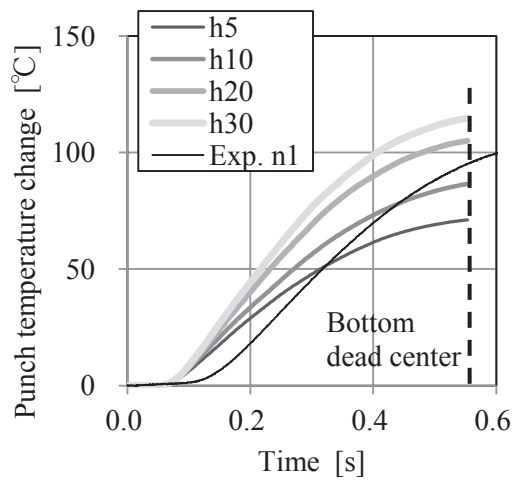
本実験に用いた熱電対の応答時間を 0.1 s と仮定して，実験結果の時間を 0.1 s 補正した場合の比較を **Fig. 5-21** に示す．ストローク数 1 spm では 10 kW/(m²・°C)の解析結果と，3, 10 spm では 20 kW/(m²・°C)の解析結果と概ね一致した．ストローク数 30 spm では，熱電対の応答時間の補正を行っても，温度の立ち上がりの実験と解析で合わなかった．ストローク数 30 spm では，被加工材とパンチの接触時間は 0.18 s 程度と極めて短い．熱電対の応答時間と大差ない接触時間での温度測定となるため，ストローク数 30 spm での熱伝達係数の同定は難しいと判断した．



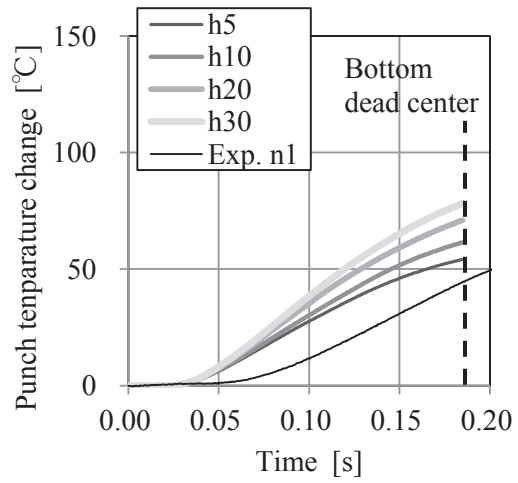
a) 1 spm



b) 3 spm

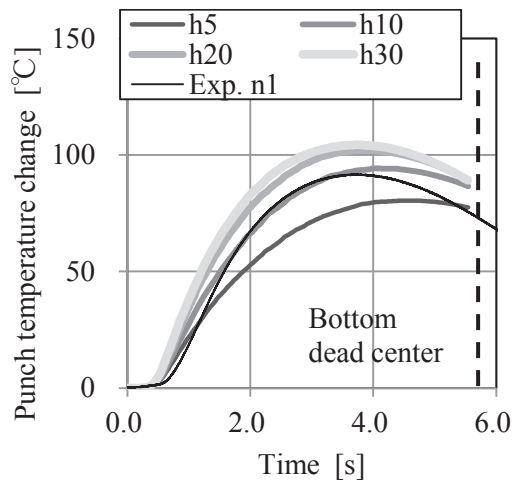


c) 10 spm

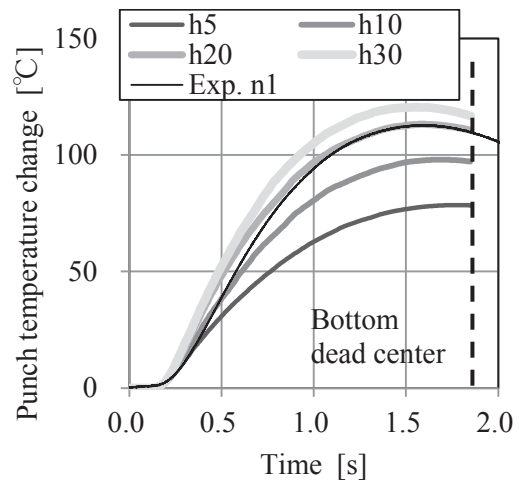


d) 30 spm

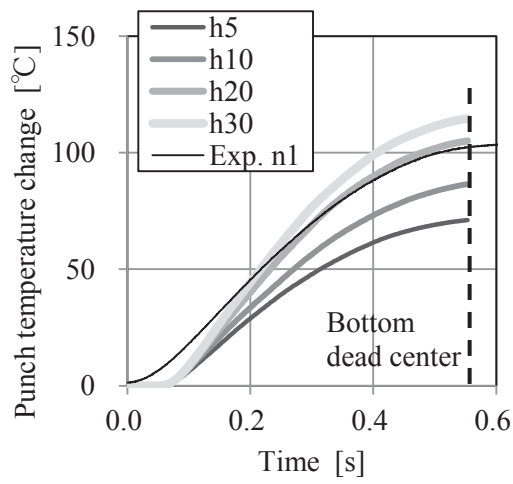
Fig. 5-20 Calibration curves for determination of heat transfer coefficient and experimental data



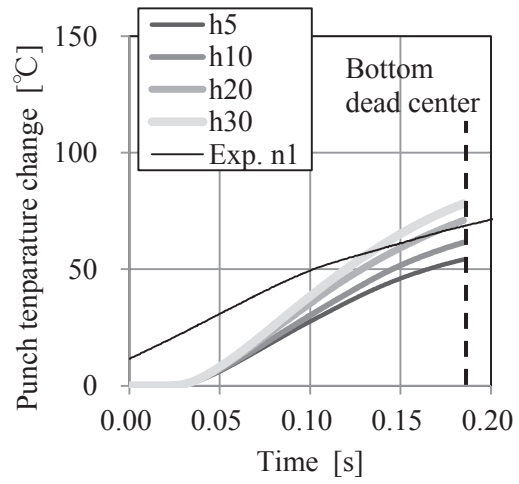
a) 1 spm



b) 3 spm



c) 10 spm



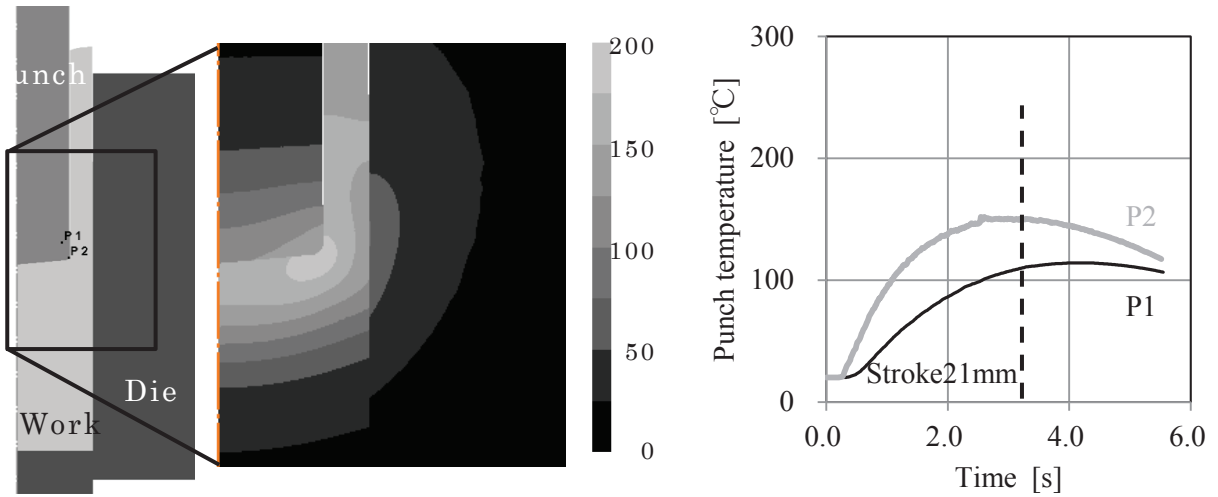
d) 30 spm

Fig. 5-21 Calibration curves for determination of heat transfer coefficient and experimental data considering thermocouple response time

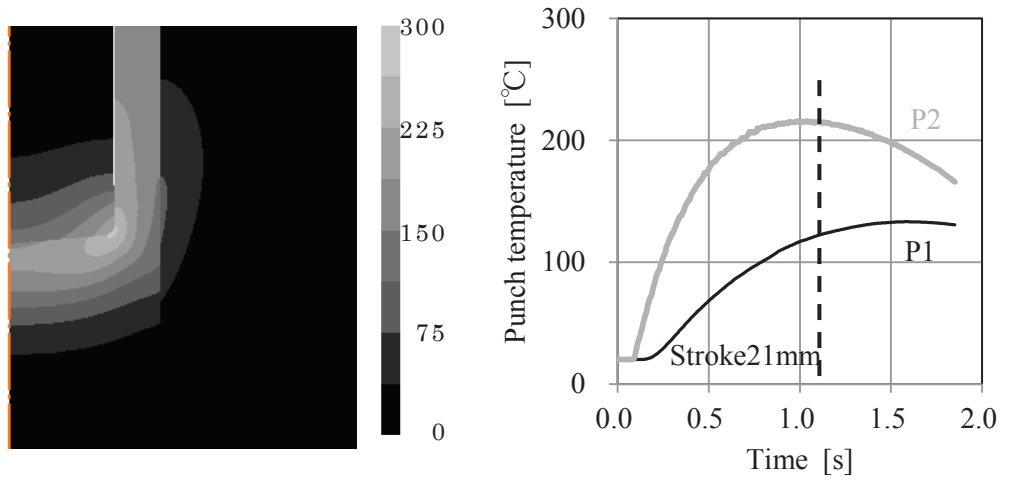
ストローク数 1 spm と 3, 10 spm とでは、同定された熱伝達係数がそれぞれ $10\text{kW}/(\text{m}^2\cdot^\circ\text{C})$, $20\text{kW}/(\text{m}^2\cdot^\circ\text{C})$ と、2 倍の差が生じた。これを考察するため、成形ストローク 21 mm におけるパンチと被加工材の温度分布と、パンチ温度推移の解析結果を **Fig. 5-22** に示す。P1 は熱電対测温位置であり、P2 はパンチの中で最も温度の高くなる先端 R 表層である。

P2 の温度は、ストローク数 1 spm では 150°C 弱程度であったのに対し、3 spm では 200°C 超、10 spm では 250°C 超となった。潤滑剤として使用したリン酸亜鉛潤滑被膜の金属石けん層は、ステアリン酸亜鉛で構成されており、その融点は 120°C 程度とされる [40]。ストローク数 1 spm の場合も融点を超える温度であるが、接触時間に占める割合は比較的小さく、ステアリン酸亜鉛が主に固相の状態接触过していたと考えられる。一方、ストローク数 3, 10 spm の場合は、接触時間の大半が融点を大きく超える温度であり、ステアリン酸亜鉛が主に液相の状態接触过していたと考えられる。すなわち、ステアリン酸亜鉛の相の状態によって、同定された熱伝達係数が異なったものと推定される。

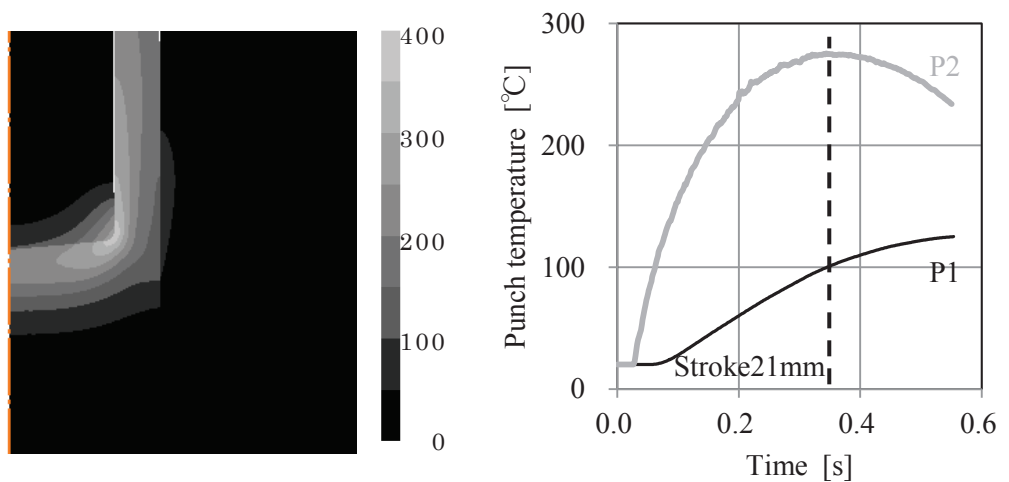
ただし、ストローク数 1 spm という成形速度は極めて遅く、実生産現場でこのような低速度で鍛造を行うことはない。実用上、熱伝達係数は $20\text{kW}/(\text{m}^2\cdot^\circ\text{C})$ に設定して解析すればよいと考えられる。



a) 1spm, $h=10 \text{ kw}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$



b) 3spm, $h=20 \text{ kw}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$



c) 10spm, $h=20 \text{ kw}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$

Fig. 5-22 Temperature distribution around punch tip and temperature change of punch tip with time

5.4 結論

被加工材や金型の温度変化を考慮した，熱連成冷間鍛造解析を行うために必要な，被加工材流動応力の温度依存性と，リン酸亜鉛潤滑被膜を被覆した被加工材と金型間の熱伝達係数について，検討を行った．

- ① 流動応力に関しては，圧縮試験で求めた見かけの流動応力に含まれる，温度変化の影響や摩擦力の影響を，有限要素法解析により定量化し，等温流動応力を算出する手法を用い，5回の繰り返し計算とひずみ速度依存指数の導入により，本研究の供試材である S10C の等温流動応力を算出した．算出した等温流動応力を用いて，圧縮試験の解析を行い，高精度に荷重を予測可能なことを確認した．
- ② 熱伝達係数に関しては，後方押し出し時のパンチ内部温度の実測値と，有限要素法解析で求めた較正曲線を対比することにより，被加工材と金型間の熱伝達係数の同定を試みた．実用上の熱伝達係数として， $20 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ を得た．

第6章 熱連成冷間鍛造解析の検証

6.1 緒言

強度の高い鉄鋼材料を，複雑形状部品に冷間鍛造する場合，材料強度が高くなること，塑性ひずみ量が大きくなることから，金型の接触面圧や，金型と鋼材間の界面温度は高くなる．被加工材や金型の温度変化を考慮した熱連成冷間鍛造解析を行って，被加工材と金型間の摩擦係数の温度依存性や，被加工材流動応力の温度依存性を解析に組み込むことで，解析精度の向上が期待できる．

第4章では，リン酸亜鉛潤滑被膜に関して，摩擦係数の温度依存性を定式化した．5.2では，熱連成冷間鍛造解析で有用な，被加工材の等温流動応力を算出した．また，5.3では，リン酸亜鉛潤滑被膜を被覆した被加工材と金型間の熱伝達係数の同定を行った，本章では，これらの結果を統合し，被加工材や金型の温度変化を考慮した熱連成冷間鍛造解析を行い，その有用性を検証する．

6.2では，第2章で被加工材の流動応力を測定するために行った，圧縮速度が異なる端面拘束圧縮試験に対し，荷重予測精度を検証する．6.3では，新たに金型温度が異なるリング圧縮試験を行い，圧縮荷重および内径形状予測精度を検証する．6.4では，第2章で耐焼付き能を評価するために行った，後方押し出し試験に対し，荷重予測精度を検証する．

6.2 圧縮速度が異なる端面拘束圧縮試験での検証

2.3.2では，準静的速度と動的速度で端面拘束圧縮試験を行い，Fig. 2-8に示すように流動応力を測定した．ひずみ0.2以下では，動的流動応力の方が準静的流動応力よりも大きいのに対し，ひずみが0.2を超える領域では，動的流動応力の方が準静的流動応力よりも小さくなった．

文献 [41]，[42]では，低ひずみ速度での流動応力が加工硬化挙動を示すのに対し，高ひずみ速度での流動応力はひずみが0.4以上の範囲ではほぼ一定値を示す，との報告がなされている．高ひずみ速度で流動応力に硬化が現れない理由は，変形発熱のため試験片温度が数百度に上昇するため，とされている．

すなわち，Fig. 2-8の準静的圧縮では被加工材温度はほぼ室温のままの状態であるのに対し，動的圧縮では被加工材温度が高温の状態となるため，流動応力の温度依存性の影響が現れたと考えられる．熱連成冷間鍛造解析でこれを再現できるかを検証する．

6.2.1 解析条件

有限要素法解析には DEFORM-2D を用い、変形解析に熱解析を連成させ、軸対称解析を行った。被加工材は剛塑性体とし、圧縮金型は剛体とした。被加工材の流動応力には、5.2 で求めた温度依存性を考慮した等温流動応力を用いた。被加工材の熱伝導率、比熱には、Fig. 5-7, Fig. 5-8 を用いた。金型形状は平滑とし、被加工材と金型間の摩擦せん断係数を $m=1$ として、端面拘束状態を再現した。被加工材と金型間の熱伝達係数には、5.3 で同定した $20 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ を用いた。

また、従来解析法として、被加工材と金型温度の温度変化を考慮しない、非熱連成冷間鍛造解析も行った。被加工材の流動応力には、式(2-1)で示した準静的流動応力と、式(2-2)で示した動的流動応力を用いた。

6.2.2 解析精度の検証

まず、熱連成冷間鍛造解析で求めた、圧縮直後の被加工材温度分布を Fig. 6-1 に示す。準静的圧縮である圧縮速度 0.06 mm/s の場合、加工発熱や摩擦発熱による温度上昇分が、被加工材と金型間の熱伝達により金型に移動するため、被加工材はほぼ室温のままであった。これに対し、動的圧縮である圧縮速度 60 mm/s の場合、熱伝達や熱伝導の時間が十分ではなく、加工発熱や摩擦発熱により被加工材内に不均一な温度上昇が生じた。この温度上昇により、動的圧縮では流動応力の軟化が生じ、準静的圧縮と比べ、加工硬化挙動が緩やかになったと考えられる。

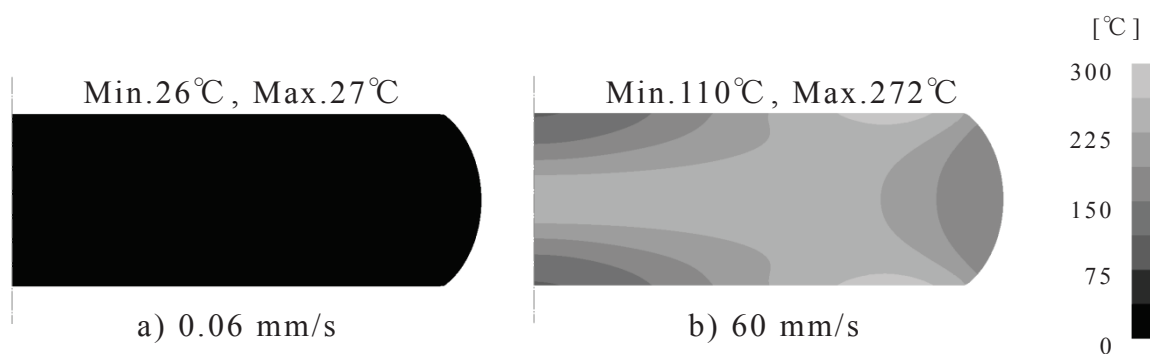
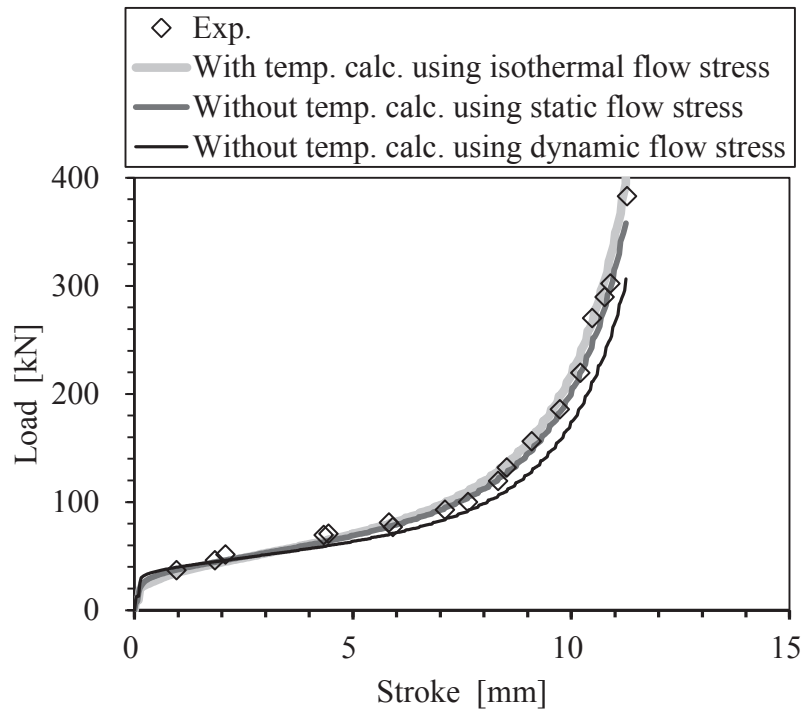


Fig. 6-1 Difference in temperature of specimen after compression test due to compression speed

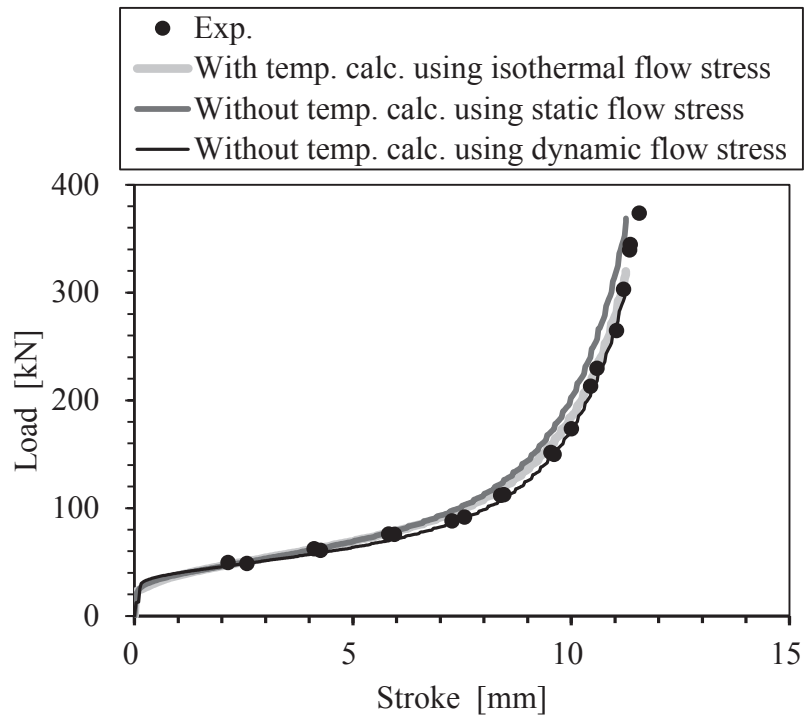
次に、荷重－ストローク線図を **Fig. 6-2** に示す。また、圧縮速度による結果の差異をわかりやすくするため、均一変形を仮定した理想断面積で荷重を除した、見かけの流動応力を算出し、**Fig. 6-3** に示す。

熱連成冷間鍛造解析では、いずれの圧縮速度に対しても、荷重、見かけの流動応力とも実験とよく一致した。このことから、5.2 で算出した被加工材の等温流動応力と、5.3 で同定した被加工材と金型間の熱伝達係数は妥当であると判断できる。

一方、非熱連成冷間鍛造解析では、圧縮速度が同じ場合の流動応力を用いた場合には、実験とよく一致したものの、圧縮速度が異なる流動応力を用いると、実験と異なる結果となった。非熱連成冷間鍛造解析を行う場合、被加工材の流動応力を、実態の鍛造状況に応じて適切に設定する必要がある。

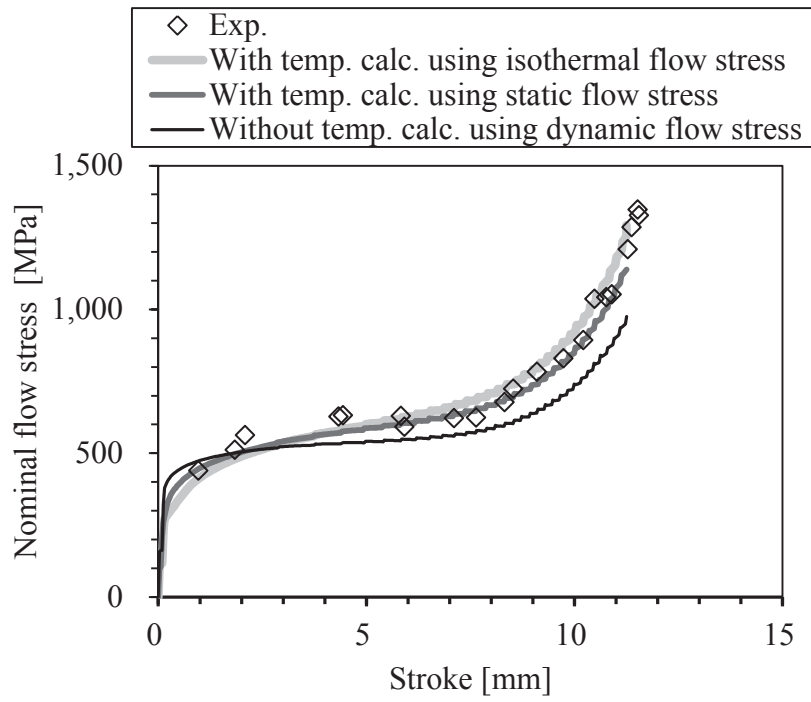


a) Compression speed 0.06 mm/s

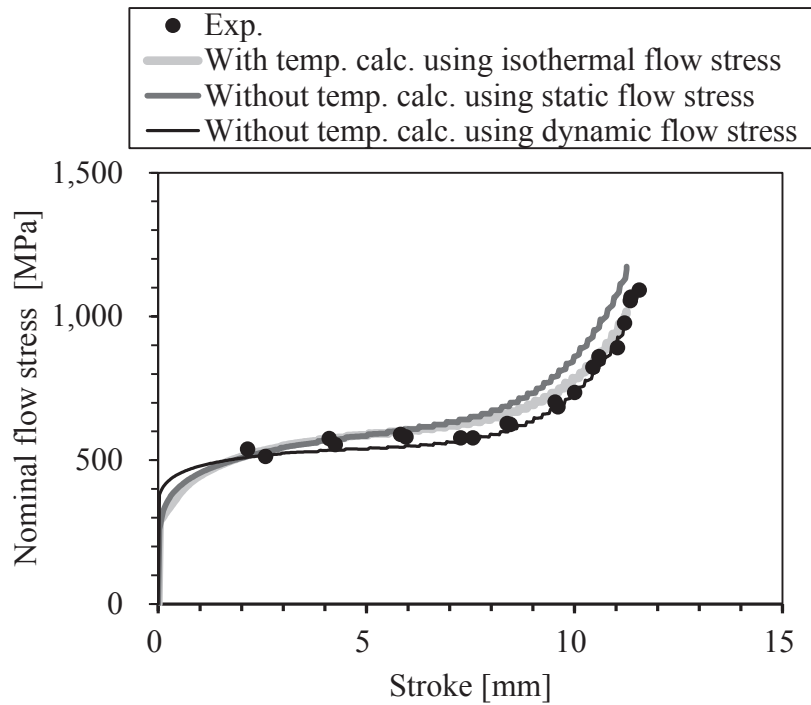


b) Compression speed 60 mm/s

Fig. 6-2 Prediction of load



a) Compression speed 0.06 mm/s



b) Compression speed 60 mm/s

Fig. 6-3 Prediction of nominal flow stress

6.3 金型温度が異なるリング圧縮試験での検証

本節では，金型温度を種々変更したリング圧縮試験を行い，圧縮荷重と内径形状に対し，熱連成冷間鍛造解析の精度検証を行う。

なお，第4章において，押出しと摺動試験を組み合わせ，摩擦係数の温度依存性を定式化した，リン酸亜鉛潤滑被膜の処理ロットが異なること，摺動試験は摩擦係数のばらつきが大きいことから，本節では，新たにリング圧縮試験で摩擦係数の定式化を行う。

6.3.1 実験条件と実験結果

供試材を，外径 21 mm，内径 10.5 mm，高さ 7 mm のリング形状に機械加工し，被加工材とした。被加工材に，ショットブラスト，酸洗の後，リン酸亜鉛潤滑処理を施した。被膜重量は，リン酸亜鉛層が 14.0 g/m²，金属石けん層が 7.5 g/m²，未反応石けん層が 8.9 g/m²であった。実験には，ストローク長さ 300 mm の 6,000 kN メカプレスを用い，ストローク数 30 spm で，圧縮率 30，60 % となるように圧縮した。圧縮荷重は，ダイセットに組み込んだ 5,000 kN ロードセルで測定した。金型は，室温（25 °C）のほか，表面温度が 100，200 °C となるように，パイプヒーターで加熱した。室温の被加工材を金型上にセットしてから，圧縮開始までには 15 秒かかった。被加工材の上面の表面温度を，熱電対により測定したところ，金型上にセットしてから 15 秒後の温度は，金型温度 100 °C では 52 °C，金型温度 200 °C では 86 °C であった。圧縮後，被加工材の高さと内径を測定し，圧縮率と内径変化比を算出した。繰り返し試験数は 2 とした。

第3章で求めた較正曲線に，実験結果をプロットし，**Fig. 6-4** に示す。圧縮率 60 % での摩擦係数は，金型温度 25 °C では $\mu = 0.06$ ，100 °C では $\mu = 0.04$ ，200 °C では $\mu = 0.025$ であった。温度と摩擦係数の関係を **Fig. 6-5** に示す。本節で処理したリン酸亜鉛潤滑被膜の摩擦係数は式(6-1)のように表わされ，基準温度 T_0 (=20°C) を用いて表記すると，式(6-2)となる。

$$\mu = 0.228 T^{-0.403} \quad (6-1)$$

$$\mu = 0.067 (T/T_0)^{-0.403} \quad (6-2)$$

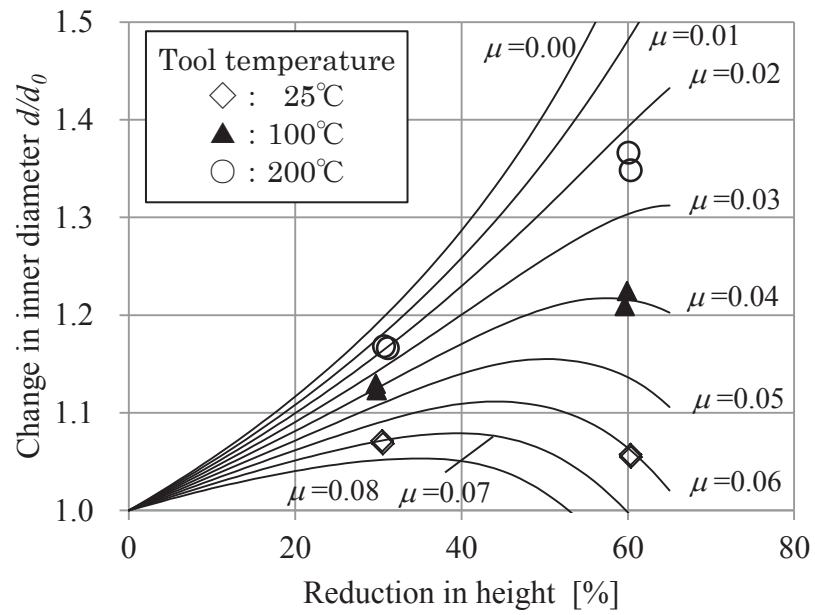


Fig. 6-4 Calibration curves for determination of friction coefficient and experimental result

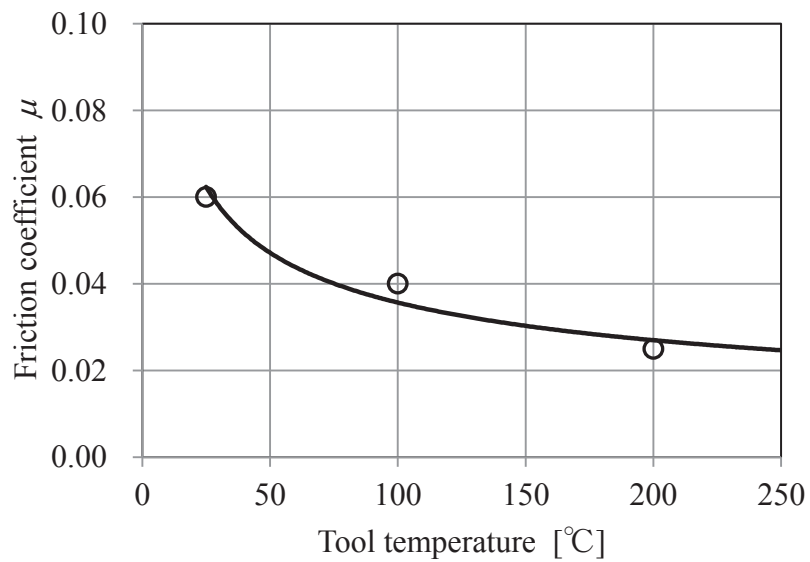


Fig. 6-5 Temperature dependence of friction coefficient

6.3.2 解析条件

有限要素法解析には DEFORM-2D を用い、変形解析に熱解析を連成させ、軸対称解析を行った。被加工材は剛塑性体とし、圧縮金型は剛体とした。被加工材の流動応力には、5.2 で求めた等温流動応力を用いた。被加工材の熱伝導率、比熱には、Fig. 5-7, Fig. 5-8 を用いた。被加工材と金型間の摩擦係数には、5.3.2.1 で作成したユーザーサブルーチンを用い、金型表面温度を参照して、式(6-2)を用いて算出した。

被加工材を金型上にセットした状態での、被加工材と金型間の熱伝達係数を同定するため、被加工材を金型と接触させた状態で 15 秒間の熱伝導解析を行った。熱伝導解析で求めた較正曲線と、実験での被加工材の表面温度を比較した結果、被加工材を金型上にセットした状態での熱伝達係数は、 $0.77 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ と同定された。また、圧縮中の被加工材と金型間の熱伝達係数は、5.3 の結果から $20 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ とし、被加工材と雰囲気間の熱伝達係数は、DEFORM の標準設定である $0.02 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ とした。解析手順は実験と同様に、所定の温度に設定した金型に、 25°C の被加工材をセットし、15 秒間の熱伝導解析を行った後、圧縮の解析を行った。

また、従来の解析法として、非熱連成冷間鍛造解析も行った。被加工材の流動応力には、式(2-1)で示した準静的流動応力と、式(2-2)で示した動的流動応力を用いた。また、摩擦係数は式(6-2)に金型初期温度を代入して、金型初期温度 25°C では $\mu = 0.062$ 、 100°C では $\mu = 0.035$ 、 200°C では $\mu = 0.027$ とした。

6.3.3 解析精度の検証

各金型温度、圧縮率での最大荷重を Fig. 6-6 に、内径変化比を Fig. 6-7 に示す。熱連成冷間鍛造解析では、実験に対し、荷重を 8%以内、内径変化比を 4%以内の精度で予測した。非熱連成冷間鍛造解析では、動的流動応力を用いた場合には、荷重、内径変化比ともに、熱連成冷間鍛造解析と同程度の予測精度であった。一方、静的流動応力を用いた場合には、荷重を 21%高く予測した。非熱連成冷間鍛造解析を行う場合には、摩擦係数や被加工材の流動応力を、実態の鍛造状況に応じて適切に設定する必要がある。

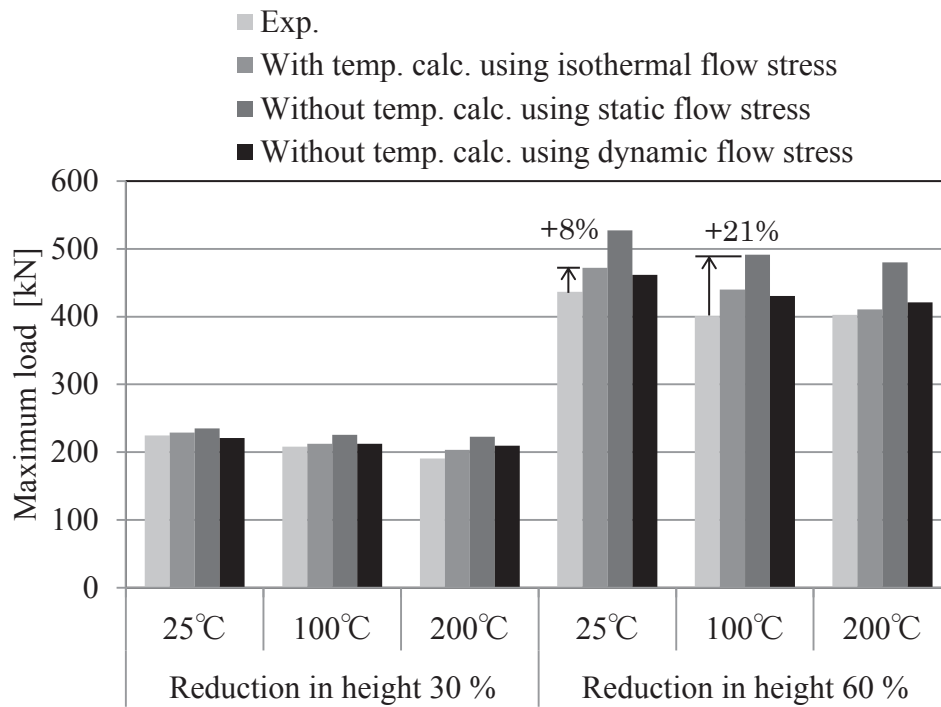


Fig. 6-6 Prediction of maximum load

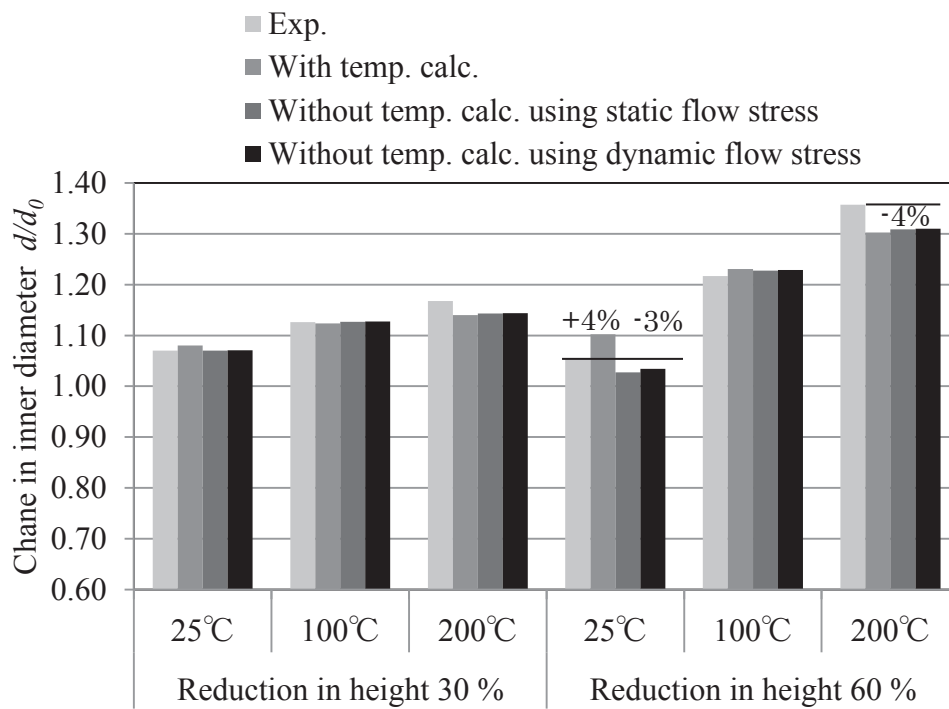


Fig. 6-7 Prediction of change in inner diameter

6.4 円筒後方押し出し試験での検証

第2章では、潤滑被膜の耐焼付き能を評価することを目的として、円筒後方押し出し試験を行った。その際に測定した押し出し荷重に対し、熱連成冷間鍛造解析の精度検証を行う。

6.4.1 解析条件

有限要素法解析には DEFORM-2D を用い、変形解析に熱解析を連成させ、軸対称解析を行った。被加工材の流動応力には、5.2 で同定した等温流動応力を用いた。被加工材の熱伝導率、比熱には、Fig. 5-7, Fig. 5-8 を用いた。被加工材と金型間の摩擦係数には、式(6-2)を用いた。被加工材と金型間の熱伝達係数には、5.3 で同定した $20 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot \text{°C})$ を用いた。

また、従来 of 解析法として、非熱連成冷間鍛造解析も行った。被加工材の流動応力には式(2-1)で示した準静的流動応力と、式(2-2)で示した動的流動応力を用いた。摩擦係数は、式(6-2)に金型温度 25 °C を代入して、 $\mu = 0.062$ とした。

6.4.2 解析精度の検証

ストロークと荷重の関係を Fig. 6-8 に示す。ストローク 10 mm から 30 mm の定常変形領域において、熱連成冷間鍛造解析では、定常荷重を 3% 以内の精度で予測した。非熱連成冷間鍛造解析では、動的流動応力を用いた場合には 3% 以内の精度で予測したが、準静的流動応力を用いた場合には定常荷重を 15% 程度高く予測した。非熱連成冷間鍛造解析を行う場合には、摩擦係数や被加工材の流動応力を、実態の鍛造状況に応じて適切に設定する必要がある。

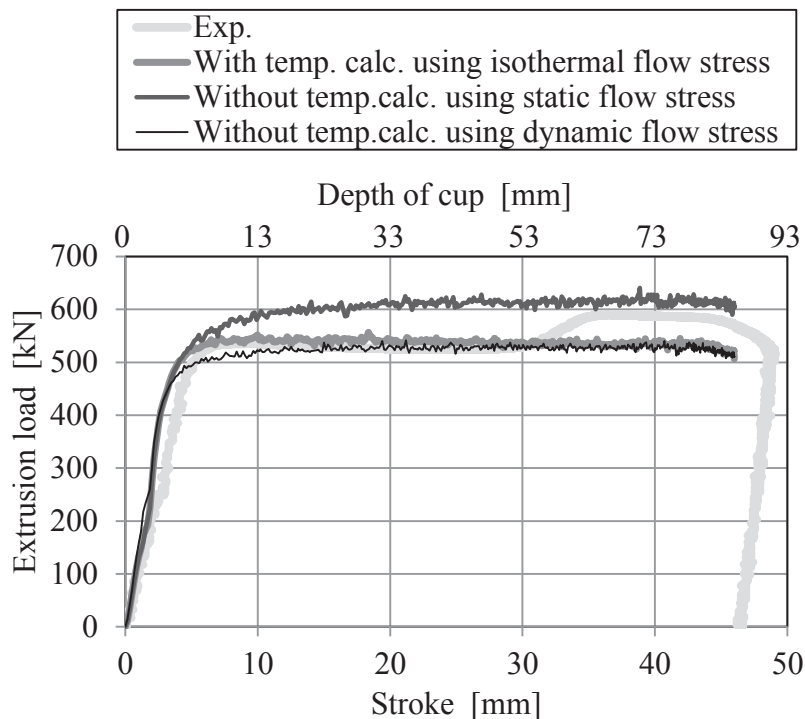


Fig. 6-8 Prediction of extrusion load using friction coefficient obtained by ring compression test

6.5 結論

速度が異なる圧縮試験，金型温度が異なるリング圧縮試験，後方押し出し試験を題材として，摩擦係数の温度依存性と，被加工材流動応力の温度依存性を考慮した，熱連成冷間鍛造解析の予測精度を検証した．

- ① 速度が異なる圧縮試験に対し，荷重，見かけの流動応力とも，よい精度で予測した．
- ② 金型温度が異なるリング圧縮試験に対し，圧縮荷重を 8%以内，内径変化比を 4%以内の精度で予測した．
- ③ 後方押し出し試験に対し，定常荷重を 3%以内の精度で予測した．
- ④ 非熱連成冷間鍛造解析で，熱連成冷間鍛造解析と同程度の予測精度を得るためには，摩擦係数や被加工材の流動応力を，実態の鍛造状況に応じて適切に設定する必要がある．一方，熱連成冷間鍛造解析では，対象となる実験に合わせて，被加工材の初期温度や金型の初期温度，鍛造速度を設定するだけで，精度の高い解析が可能であった．

第7章 総括

軽量な自動車用部品を低コストで製造したい、という社会的要求に対し、強度の高い鉄鋼材料を被加工材として用い、冷間鍛造によって複雑形状部品を成形することで応えるべく、本研究では、冷間鍛造の過酷な摩擦条件に対応した、潤滑剤のトライボ特性評価法を提案し、リン酸亜鉛潤滑被膜のトライボ特性の温度依存性を明らかにした。また、トライボ特性の温度依存性を、数値解析に反映させるべく、被加工材や金型の温度変化を考慮した、熱連成冷間鍛造解析の実用化について検討した。

第1章では、本研究の背景を延べ、本研究で対象とする、摩擦特性評価法や熱連成冷間鍛造解析に関して、これまでの研究動向や問題点について整理し、本研究の目的について述べた。

第2章から第4章では、潤滑剤の摩擦特性評価法について検討し、リン酸亜鉛潤滑被膜のトライボ特性を評価した。

第2章では、鍛造用潤滑剤の耐焼付き能の評価法として、鍛造の代表的な加工法である、後方押しにおける鍛造荷重によって、焼付き限界を検知する試験法を検討した。焼付きが生じた場合の押し荷重—ストローク線図には、荷重が急増する現象がみられ、荷重の増加開始点と焼付き開始位置が対応していることを確認した。有限要素法解析での要因分析により、押し荷重の急増は、焼付きの発生による摩擦係数の増大によって引き起こされることを確認した。押し後の残留潤滑被膜膜厚をFE-AES分析により測定したところ、焼付き発生部位の膜厚は、パンチの突出山部高さ Rpk よりも薄くなっていた。表面積拡大により潤滑被膜が金型の突出山部高さ Rpk を下回った部位において、被加工材と金型が直接接触して凝着が生じ、その領域が拡大することで焼付きに至ったことが示唆された。

第3章では、冷間鍛造用潤滑剤として最も広く使われているリン酸亜鉛潤滑被膜を対象に、リン酸亜鉛潤滑被膜を構成するリン酸亜鉛、金属石けん、未反応石けんの各層が、鍛造時に潤滑剤として果たす機能を評価した。第2章で提案した後方押し試験により耐焼付き能を評価し、リン酸亜鉛層が耐焼付き能を担保すること、リン酸亜鉛被膜重量の多い

方が耐焼付き能に優れることを明らかにした。またリング圧縮試験により摩擦係数を評価し、金属石けん層が摩擦係数を担保すること、金属石けん重量が摩擦特性に及ぼす影響は小さいことを明らかにした。

第4章では、押出しと摩擦試験を組み合わせた、潤滑剤の摩擦特性評価法を提案した。押出しにより、カップ内面のリン酸亜鉛潤滑被膜の残留膜厚を広い範囲に制御し、カップ内面に摺動試験を行い、摩擦特性に及ぼす残留被膜膜厚、界面温度、金型粗さ、接触面圧、摺動速度の影響を評価した。摩擦係数には、界面温度と金型粗さの影響が大きく、残留被膜膜厚や接触面圧、摺動速度の影響は小さいことを明らかにし、摩擦係数を界面温度、金型粗さの関数で定式化した。また、耐焼付き能には、界面温度と金型粗さ、残留被膜膜厚の影響が大きく、接触面圧や摺動速度の影響は小さいことを明らかにし、臨界摺動距離を残留被膜膜厚、界面温度、金型粗さの関数で定式化した。

第5章では、成形中の被加工材や金型の温度変化を考慮した、熱連成冷間鍛造解析を行うべく、解析に必要なデータについて検討した。

被加工材の流動応力については、異なる初期温度での圧縮試験を行い、見かけの流動応力に含まれる、温度変化の影響、摩擦力の影響を有限要素法解析により定量化し、等温流動応力を算出する手法を用い、流動応力の温度依存性を定式化した。

次に、リン酸亜鉛潤滑被膜を被覆した被加工材と金型間の熱伝達係数については、後方押し出し時のパンチ内部温度を熱電対により実測し、有限要素法解析で求めた較正曲線と比較することにより、冷間鍛造温度域における熱伝達係数を同定した。実用的な鍛造速度での熱伝達係数として、 $20 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ を得た。

第6章では、第4章で求めた摩擦係数の温度依存性、第5章で求めた流動応力の温度依存性、第5章で求めた被加工材と金型間の熱伝達係数を統合し、被加工材と金型の温度変化を考慮した熱連成冷間鍛造解析の検証を行った。

熱連成冷間鍛造解析では、対象となる実験に合わせて、被加工材の初期温度や金型の初期温度、鍛造速度を設定するだけで、精度の高い解析が可能であった。

有限要素法解析に用いる被加工材流動応力，摩擦係数，熱伝達係数等の各種データの確からしき以外にも，被加工材や潤滑剤，金型精度等，量産の中ではばらつきは少なからず存在し，100 %の予測精度を有限要素法解析で得ることはできない．しかしながら，強度の高い鉄鋼材料を被加工材に用いた，複雑形状部品の冷間鍛造成形を実現する上で，有限要素法解析により，鍛造工程で起きている現象を解釈し，鍛造工程設計に反映することは重要である．本研究で取り組んだ，リン酸亜鉛潤滑被膜のトライボ特性に関する知見や，成形中の被加工材や金型の温度変化を考慮した熱連成冷間鍛造解析が，その一助となることを確信している．

参考文献

- [1] 門田淳, 宮西慶, 山崎真吾, 越智達朗: 中炭素冷間鍛造用棒線材の開発, 新日鉄技報, 393(2012), 127-132.
- [2] 小此木真, 山崎浩一: 恒温変態熱処理を利用した冷間圧造用中炭素鋼線材の開発, 新日鉄住金技報, 406(2016), 64-69.
- [3] 檜村徳俊, 竹内雅彦, 小田太, 河原文雄, 尾嶋平次郎, 伴野満: 簡易設備・短時間処理可能な冷間鍛造用水溶性潤滑剤の開発, 塑性と加工, 41-469(2000), 109-114.
- [4] 鷺坂芳弘, 石橋格, 中村保, 関澤雅洋, 住岡優, 河野正宏: 環境対応型冷間鍛造用固体潤滑剤の性能評価, 塑性と加工, 52-608(2011), 1027-1031.
- [5] 王志剛, 小見山忍, 徳永龍一, 山岡祐一: 据込み一押し形摩擦試験法による冷間鍛造用潤滑被膜の摩擦特性評価, 塑性と加工, 51-591(2010), 336-341.
- [6] 小坂田宏造, 石川孝司, 小野宗憲, 森下弘一, 安藤弘行: 精密鍛造, (2010), 84-85, 日刊工業新聞社.
- [7] 伊藤樹一, 吉田広明, 五十川幸宏, 堂田邦明: フランジヘッダー試験による線材用潤滑皮膜評価法の提案, 塑性と加工, 49-565(2008), 148-152.
- [8] 濟木弘行, 丸茂康男, 阮立群, Gracious E. Ngaile: 凹凸プロフィールを含む形状のネットシェイプ冷間鍛造におけるトライボ条件の評価法, 塑性と加工, 41-477(2000), 1036-1040.
- [9] 北村憲彦, 大森俊英, 団野敦, 川村益彦: ボール通し試験法による冷間鍛造用潤滑剤の性能評価, 塑性と加工, 34-393(1993), 1178-1183.
- [10] 北村憲彦, 大森俊英: ステンレス鋼の冷間鍛造用潤滑剤の焼付き防止性能評価, 塑性と加工, 39-455(1998), 1263-1265.
- [11] Zhigang Wang, Shinobu Komiyama & Yasuhiro Yoshikawa: Development of upsetting-extrusion type tribometer for evaluating lubrication coating performance in cold forging, Key Eng. Mater., 554-557(2013), 833-843.
- [12] Z. G. Wang, S. Komiyama, Y. Yoshikawa, T. Suzuki & K. Osakada.: Evaluation of lubricants without zinc phosphate precoat in multi-stage cold forging, CIRP Ann., 64(2015), 285-288.

- [13] 団野敦, 阿部勝司, 野々山史男 : 冷間せん孔加工によるリン酸塩皮膜の潤滑性能評価, 塑性と加工, 24-265(1983), 213-220.
- [14] 伊藤樹一, 吉田広明, 五十川幸宏, 土井善久, 堂田邦明 : テーパーカップ試験による鍛造用潤滑剤評価法の提案, 塑性と加工, 48-555(2007), 303-307.
- [15] A. T. Male and M. G. Cockcroft : A method for the determination of the coefficient of friction of metals under conditions of bulk plastic deformation, J. Inst. Metals, 93(1964), 38-46.
- [16] S. Isogawa, A. Kimura & Y. Tozawa : Proposal of an evaluating method on lubrication, CIRP Ann., 41-1(1992), 263-266.
- [17] T. Nakamura, N. Bay & Z. -L. Zhang : FEM simulation of friction testing method based on combined forward rod-backward can extrusion, Trans. ASME, J. Tribol., 119(1997), 501-506.
- [18] T. Nakamura, N. Bay & Z. -L. Zhang : FEM simulation of a friction testing method based on combined forward conical can-backward straight can extrusion, Trans. ASME, J. Tribol., 120(1998), 716-723.
- [19] K. Osakada, T. Kawasaki & K. Mori : A method of determining flow stress under forming conditions, CIRP Ann., 30(1981), 135-138.
- [20] 五十川幸宏, 森勇夫, 戸沢康壽 : 温間鍛造の解析に必要な入力データの確定—ステンレス鋼の温間連続鍛造の解析 I—, 塑性と加工, 38-436(1997), 480-485.
- [21] O. Kada, T. Miki, M. Toda & K. Osakada : Calculation of isothermal flow stress by combination of FEM and simple compression test, CIRP Ann., 47(1998), 185-188.
- [22] Akira Yanagida & Jun Yanagimoto : Regression method of determining generalized description of flow curve of steel under dynamic recrystallization, ISIJ Int., 45-6(2005), 858-866.
- [23] S. L. Semiatin, E. W. Collings, V. E. Wood & T. Altan : Determination of the interface heat transfer coefficient for non-isothermal bulk-forming processes, Trans. ASME J Eng. Ind., 109-1(1987), 49-57.

- [24] 濟木弘行, 南明宏, 御稜如英也: 温・熱間鍛造における型の熱的接触・冷却条件の評価法, 塑性と加工, 30-336(1989), 51-56.
- [25] 中西広吉, 野々山史男, 澤村政敏, 団野敦: 鍛造加工の温度解析における界面熱伝達特性, 塑性と加工, 37-421(1996), 207-212.
- [26] 小坂田宏造, 石川孝司, 小野宗憲, 森下弘一, 安藤弘行: 精密鍛造, (2010), 199, 日刊工業新聞社.
- [27] Osamu Kada & Zhigang Wang: Lubricating performance of residual zinc phosphate coating on forged specimen in Bowden-Leben sliding test, Key Eng. Mater., 767(2018), 124-130.
- [28] 永栄義勇, 川邑正男: 固体潤滑皮膜の性能に及ぼす表面処理の影響, 鉄と鋼, 72-8(1986), 899-903.
- [29] H.W. Wagener & J. Wolf: Coefficient of friction in cold extrusion, J. Mater. Process. Technol., 44(1994), 283-291.
- [30] 大竹正人, 小見山忍: 冷間鍛造用潤滑剤の過去, 現在, そして未来, 塑性と加工, 57-664(2016), 421-425.
- [31] 中原一郎, 渋谷寿一, 土田栄一郎, 笠野英秋, 辻知章, 井上裕嗣: 弾性学ハンドブック (普及版), (2012), 471, 朝倉書店.
- [32] 小坂田宏造, 石川孝司, 小野宗憲, 森下弘一, 安藤弘行: 精密鍛造, (2010), 86, 日刊工業新聞社.
- [33] <https://www.sentesoftware.co.uk/jmatpro>, : Sente Software ホームページ, アクセス日 2018 年 10 月 4 日.
- [34] J. Miettinen : Calculation of solidification-related thermophysical properties for steels, Metall. Mater. Trans. B, 28B(1997), 281-297.
- [35] 岡村一男: 材料, 55(2006), 529-535. “材料特性とデータベース”
- [36] 増田智一, 土田武広, 千葉政道: 冷間鍛造時の変形抵抗に及ぼすひずみ速度の影響, 神戸製鋼技報, 61-1(2011), 52-56.
- [37] Kenichiro Oshita, Mutsumi Yanagi, Yasuhiro Okada & Shinobu Komiyama: Tribological properties of a synthetic mica-organic intercalation compound used as a solid lubricant, Surface & Coatings Technol., 325(2017), 738-745.
- [38] 美坂佳助, 吉本友吉: 落下ハンマ法による普通炭素鋼の熱間平均変形抵抗, 塑性と加工, 8-79(1967), 414-422.
- [39] https://www.rkcinst.co.jp/techno/15/techno_15.htm, : 理化工業株式会社ホームページ, アクセス日 2018 年 9 月 20 日.

- [40] 阿部仁, 田代信介, 三好慶典: ステアリン酸亜鉛の熱分解特性評価モデルの検討, 日本原子力学会和文論文誌, 6-1(2007), 10-21.
- [41] 戸澤康壽: 冷間鍛造用鋼材の実加工速度における変形抵抗と延性に関する共同研究, 塑性と加工, 30-343(1989), 1127-1130.
- [42] 戸澤康壽: 冷間鍛造用鋼材の実加工速度における変形抵抗と延性, 塑性と加工, 30-343(1989), 1131-1135.

関連論文目録

円筒後方押出しによるリン酸亜鉛潤滑被膜の耐焼付き能評価
(Evaluation of anti-galling ability of zinc phosphate coating by
backward extrusion of cylindrical cup)
塑性と加工, 60-696(2019), 8-12.
加田修, 王志剛, 宮西慶, 柳秀和, 野瀬由香里

Lubricating performance of residual zinc phosphate coating on
forged specimen in Bowden-Leben sliding test
(パウデン-レーベン摩擦試験における鍛造後の残留リン酸亜鉛潤
滑被膜の潤滑性能)
Key Engineering Materials Vol. 767, 2018
Osamu Kada and Zhigang Wang

謝辞

本博士論文における研究は、岐阜大学工学部機械工学科の王志剛教授のご指導のもと行ったもので、研究計画、研究遂行、投稿論文の作成、本論文の作成にあたって、並々ならぬご指導・ご鞭撻を賜りました。心より感謝申し上げます。

また、本論文をまとめるにあたり、有益なご助言をいただきました岐阜大学工学部山下実教授、吉田佳典准教授に深く感謝いたします。

本研究は、松菱金属工業株式会社との、リン酸亜鉛潤滑被膜の最適化に関する共同取り組みから始まりました。新日本製鐵入社以来の元上司であり、現在は松菱金属工業株式会社品質・技術部部長の戸田正弘博士には、本研究のきっかけをいただいたこと、また長年のご指導に対し深く御礼申し上げます。また、松菱金属工業株式会社部品開発部の柳秀和様には、実験用金型の設計・製作、供試材の手配等で、同部品技術部の野瀬由香里様には、供試材へのリン酸亜鉛潤滑被膜処理等で、ご尽力いただきました。深く御礼申し上げます。

松菱金属工業株式会社との共同取り組みに際し、後方押し実験の立ち上げにご協力いただいた、新日鐵住金株式会社八幡技術研究部の宮西慶主幹研究員にも、深く感謝いたします。また各種実験の実施にあたり、関連試験部門には、絶大な協力をいただきました。心より感謝いたします。さらに、各種有限要素法解析で協力いただいた、新日鐵住金株式会社棒線研究部の伊藤会美様に、心より御礼申し上げます。

リン酸亜鉛潤滑被膜処理、バウデンレーベン式摺動試験の実行にあたっては、日本パーカライジング株式会社の小見山忍博士をはじめ、多くの方にご助言を賜りました。厚く御礼申し上げます。

博士課程在学中、快く研究を推進させていただきました。新日鐵住金株式会社棒線研究部の山崎真吾博士、平上大輔博士、材料ソリューション研究部の樋渡俊二博士、水村正昭博士、吉田亨博士、ならびに同僚の方に、心より御礼申し上げます。

2019年2月

加田 修