

静岡大学 博士論文

冷間鍛造における摩擦特性評価法の研究

平成18年 12月

大学院理工学研究科

設計科学専攻

鷺坂 芳弘

目次

第1章	緒論	1
1.1	鍛造における摩擦界面の特徴	1
1.2	冷間鍛造における液体潤滑剤の潤滑機構	3
1.3	冷間鍛造における皮膜潤滑剤の潤滑機構	5
1.4	冷間鍛造用摩擦試験法の重要性	7
1.5	本論分の構成	7
第2章	押出し形鍛造用摩擦試験法	9
2.1	鍛造用摩擦試験法の役割	9
2.2	既存の鍛造用摩擦試験法	9
2.3	押出し形鍛造	10
2.4	押出し形鍛造用摩擦試験法	12
第3章	前方軸-後方缶押出し形摩擦試験法での摩擦界面の挙動	17
3.1	はじめに	17
3.2	前方軸-後方缶押出し形摩擦試験法	18
3.3	試験条件	18
3.4	試験結果と試験後の潤滑皮膜の観察	21
3.5	潤滑皮膜の挙動解析	23
3.5.1	解析方法	24
3.5.2	皮膜の変形抵抗と初期膜厚の影響	25
3.5.3	皮膜の密着度と皮膜-工具間の摩擦の影響	27
3.5.4	試験片先端形状の影響	29
3.5.5	皮膜の法線方向の密着度の影響	31
3.6	まとめ	34
第4章	突起付テーパダイスによる前方軸-後方缶押出し形摩擦試験法の提案	37
4.1	はじめに	37
4.2	突起付きテーパダイスによる前方軸-後方缶押出し形摩擦試験法	37
4.3	試験条件	38
4.4	SRC 形摩擦試験法の機能確認	39
4.5	S10C, A6061 での SRC 形試験	41
4.6	SRC 形試験の表面積拡大比	43
4.7	まとめ	45
第5章	後方穿孔押出し形摩擦試験法の改良	47
5.1	はじめに	47
5.2	後方穿孔押出し形摩擦試験法	47
5.3	試験条件	51
5.4	パンチベアリング部の摩擦の効果の確認	51
5.5	工具寸法の影響	52
5.6	加工速度の影響	53

5. 7	FEM 解析手法の改良	56
5. 7. 1	下パンチの摩擦	56
5. 7. 2	解析モデルのオブジェクトタイプ	57
5. 7. 3	メッシュ数	60
5. 7. 4	加工発熱の影響	60
5. 7. 5	変形抵抗の影響	65
5. 8	WC, WCL 形試験の表面積拡大と面圧	66
5. 9	まとめ	71
第6章 後方穿孔押出し形摩擦試験法による摩擦の評価		73
6. 1	はじめに	73
6. 2	試験方法	73
6. 3	磷酸亜鉛皮膜した S10C での摩擦の評価	73
6. 4	フッ化アルミ皮膜した A6061 での摩擦の評価	77
6. 5	鋳油を塗布した A6061 での摩擦の評価	83
6. 6	上パンチの硬質皮膜によるパンチ摩擦の変化	89
6. 7	他の摩擦試験との比較	91
6. 8	まとめ	93
第7章 後方穿孔押出し形摩擦試験での摩擦モデルの影響		95
7. 1	はじめに	95
7. 2	工具面圧の検証	95
7. 2. 1	ダイス摩擦測定におけるダイス面面圧	95
7. 2. 2	WCL 形試験でのダイス面面圧	96
7. 2. 3	WCL 形試験でのパンチベアリング部の面圧	97
7. 3	試験片表面粗さの変化	98
7. 4	摩擦モデルによる校正線図の変化	101
7. 4. 1	WC 形試験での摩擦モデルの影響	101
7. 4. 2	S10C での WCL 形試験での摩擦モデルの影響	102
7. 4. 3	A6061 での WCL 形試験での摩擦モデルの影響	105
7. 5	ダイス摩擦測定の再検証	107
7. 5. 1	断面減少率 70%での前後方押出しによるダイス摩擦測定	107
7. 5. 2	S10C での WC70 形試験	108
7. 5. 3	A6061 での WC70 形試験	110
7. 5. 4	断面減少率 30%での前後方押出しによるダイス摩擦測定	112
7. 5. 5	S10C での WC30 形試験	113
7. 5. 6	A6061 での WC30 形試験	114
7. 5. 7	各種前後方押出し試験によるダイス摩擦特性値の比較	114
7. 6	まとめ	117
第8章 前方テーパ缶一後方直缶押出し形摩擦試験法		119
8. 1	はじめに	119
8. 2	前方テーパ缶一後方直缶押出し形摩擦試験法	119
8. 3	試験条件	120
8. 4	加工速度の影響	121

8. 5	CC 形試験による乾燥皮膜型潤滑剤の評価	123
8. 6	CC 形試験の改良	126
8. 7	先端 R5 下パンチでの CC 形摩擦試験による耐焼付き性の評価	128
8. 8	凝着に関する考察	132
8. 9	まとめ	134
第9章 結論		135
	謝辞	139
	参考文献	140
	関連論文目録	142

第1章 緒論

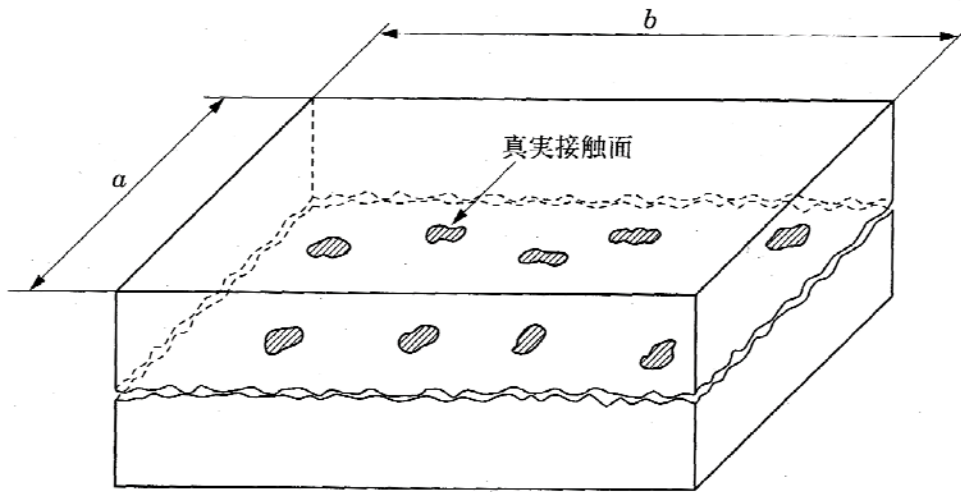
1.1 鍛造における摩擦界面の特徴

鍛造は固相状態の金属の一部または全体を金型にて圧縮または打撃することで金属を成形および鍛錬する加工法である¹⁾。除去加工に比較して非常に生産性が高く歩留まりも良いことから大量生産に適しており、さらには加工硬化と繊維状組織による材質の改善とそれによる軽量化が図れることから実生産にて広く用いられている。一方で、鍛造ではその金型や設備にかかる負荷が極めて高く、その実施にあたって使用される技術や金型の設計手法には他の加工法には無い独特なものが要求される。鍛造における潤滑の技術もそれらの独特な技術の一つである。鍛造における摩擦界面の挙動は、関係する二つの物質のうち被加工材側に大きな塑性変形が発生するという点で、弾性接触のみが生じる一般の機械部品の摩擦界面の挙動と大きく異なっている。

鍛造における摩擦界面の特徴は、まず被加工材に巨視的な塑性変形が生じるほどの応力を発生させねばならないため、界面に発生する面圧は被加工材の降伏応力の数倍から5倍程度ときわめて高いものになることである²⁾。通常の機械部品のような弾性変形範囲内ではより低い面圧下で接触がおり、Fig.1-1に示すように界面における真実接触面積は見かけの接触面積に比べごく僅かである。面圧が増加すると真実接触面積が比例して増加するため、摩擦せん断応力 τ が面圧 p に摩擦係数 μ で比例するという「アモンソン・クーロンの摩擦法則」が成り立つ。しかし、鍛造のような高面圧下では素材と金型は見かけの接触面積のほぼ全域が接触状態になり、界面の摩擦力もきわめて大きいものとなる。もはや面圧の変動に対して真実接触面積が変化しなくなり摩擦力が面圧には比例しなくなるため、「アモンソン・クーロンの摩擦法則」は必ずしも成立しない。したがって高面圧での摩擦のモデルとしてはクーロン摩擦モデルに代わり、摩擦せん断応力 τ が被加工材のせん断降伏応力 k に摩擦せん断係数 m で比例するという摩擦モデルが用いられる。このモデルは加工硬化のない完全塑性体では摩擦せん断応力が一定となるため「せん断応力一定則」と呼ばれ³⁾、鍛造の摩擦にもこのモデルがよく用いられる。

次の鍛造摩擦界面の特徴としては塑性変形により被加工材表面が大きく拡大されることが挙げられる。表面積拡大の結果、被加工材表面にあった不活性な酸化膜や汚れ膜が破れ、その裂け目に内部から活性な新生面が露出する。新生面が金型と直接金属接触をすると被加工材の一部が金型表面に移着してしまい、凝着、焼付きが発生してしまう。鍛造での表面積拡大比は数倍から鍛造方法によっては数百倍にも達するため、その界面は非常に凝着を起ししやすい。凝着、焼付きは製品の外観や強度、仕上げ精度の低下の原因となって製品を不良品としてしまうだけでなく、加工荷重の増大や金型の動作不良、離型不良などを引き起こし、ついには金型や鍛造設備を破損させてしまうこともあるため、その発生を抑えることは量産上必須の条件である。

さらに冷間鍛造では積極的な加熱こそ行わないものの加工中の温度変化は無視できず、



見かけの接触面積 (S): $a \times b$
 真実接触面積 (A): 真実接触面の面積の和
 接触率: A/S

Fig.1-1 二面間の接触モデル⁴⁾

この熱の問題も鍛造摩擦界面の特徴である。塑性変形させるために使用されるエネルギーはそのおよそ 90%が変形熱に変換されてしまうといわれており、加工中に被加工材の温度は上昇する。加工によって生じた熱は金型自体も昇温させ冷間鍛造でも型温は 200~300°C 程度になることもある。また界面の滑り自体も摩擦発熱を生じるので、鍛造時の摩擦界面は変形熱や摩擦発熱等によって高温にさらされてしまう。さらに変形発熱量はひずみ速度が大きくなると増大し、摩擦発熱量も滑り速度が大きくなると増大するため、摩擦界面の温度は加工速度とも密接な関係がある。界面の温度上昇はそこにある潤滑剤の性質や膜厚を変化させて摩擦係数などの摩擦特性値に影響し、一方で被加工材の表面を活性化させるため、金型への凝着、焼付きを助長してしまう。

また高面圧によって真実接触面積が大きくなることは、金型と被加工材間の熱伝達を容易にし、熱伝達率を増大させるという効果もある。熱間鍛造の場合は高面圧で接触させることで高温の被加工材から金型への熱伝達率が単に接触させた場合より大幅に増大して、接触中に伝達される熱量が増加し金型の表面温度を顕著に上昇させてしまう。金型の温度上昇は加圧中の金型の表面硬度を低下させ、金型に塑性変形や摩耗が起こりやすくなる。一方で温度上昇したままの金型は軟化してきわめて短寿命になってしまうので、離型後すぐ冷却をする必要があるが、加熱と冷却を繰り返すことで金型表面には熱疲労によってヒートクラックという亀裂が発生する。さらに打鍛のたびに金型は何回も加熱を繰り返すため金型表面は徐々に焼き戻されて軟化してしまう。これらは全て熱間鍛造金型の寿命を低下させる要因であり、熱間鍛造では界面の熱伝達の問題は無視できない。

以上のように鍛造における界面は一般的な摩擦面に比較して複雑かつきわめて厳しい摩

擦条件にさらされているため、優れた潤滑剤が要求される。鍛造において界面の摩擦が低くなることは、加工荷重の低減、成形性および充足の向上が実現できるため好ましいことである。それに加え冷間鍛造では焼付きの抑制、熱間鍛造では熱影響、摩耗の抑制が要求される。鍛造の厳しい摩擦条件に対してこれらの要求を実現し、生産を維持し、金型寿命を向上させることが鍛造における潤滑剤に課せられた役割である。

1. 2 冷間鍛造における液体潤滑剤の潤滑機構

ヘッダーやフォーマーでは機内でバー材またはコイル材からのビレットせん断と冷間鍛造を連続で行うが、せん断されたビレット端面には液体潤滑剤しか適用できないため、主として油が用いられる。工程の都合上他の潤滑剤が使えない場合や軽加工の冷間鍛造などにも取り扱いが容易な油が用いられる場合がある。面圧の高い鍛造では必ずしも金型と被加工材の間に流体膜が形成される流体潤滑にはならず、混合潤滑や塑性流体潤滑の状態になることが多い²⁾。そして面圧上昇とともに境界潤滑をへて直接接触にいたってしまう。油は界面の温度上昇と共に粘度の低下、油膜厚さの減少および境界潤滑膜の破壊が起こるため、鍛造の界面では油切れが生じやすく凝着が発生しやすくなる。

流体潤滑状態から加圧が進むと混合潤滑状態となる。混合潤滑状態の接触のモデルを Fig.1-2 に示す。混合潤滑状態とは流体潤滑と境界潤滑が共存する状態であり、表面の凹凸の凹部がマイクロプールとなり流体潤滑、凸部が金型に圧下修正された後、数分子分の潤滑剤の膜を挟んだ境界潤滑となった状態である。被加工材側が塑性変形を伴うとマイクロプール部から境界潤滑領域に潤滑剤が流れ出す場合がある。この状態を微視的塑性流体潤滑 (Micro Plasto-Hydrodynamic Lubrication :MPHL) と呼び、境界潤滑膜の膜厚の増加や摩擦係数の減少が見られることがある。微視的塑性流体潤滑状態はマイクロプール部に捕捉

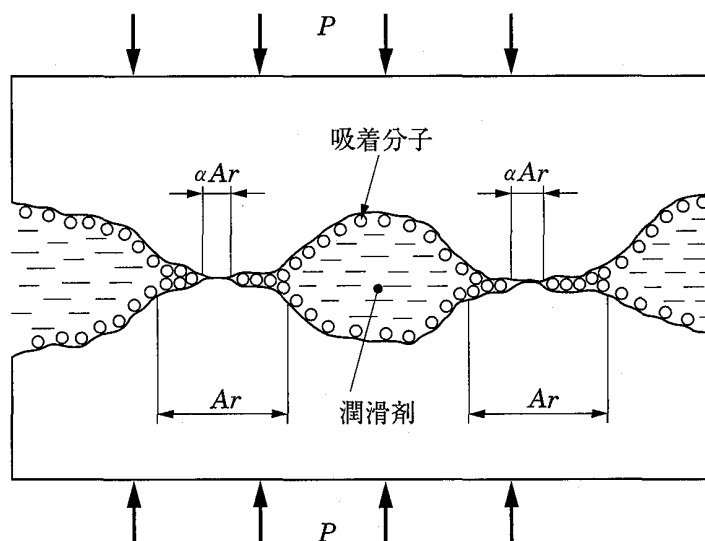
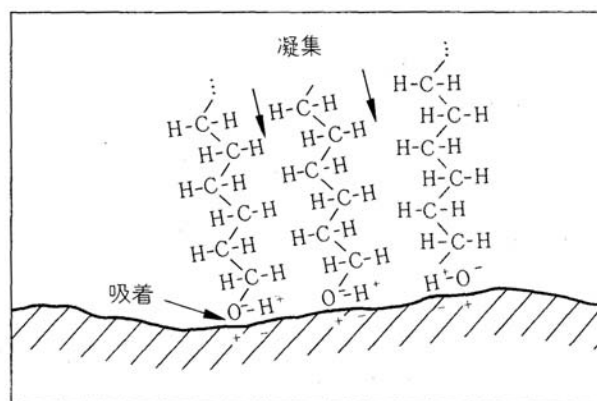


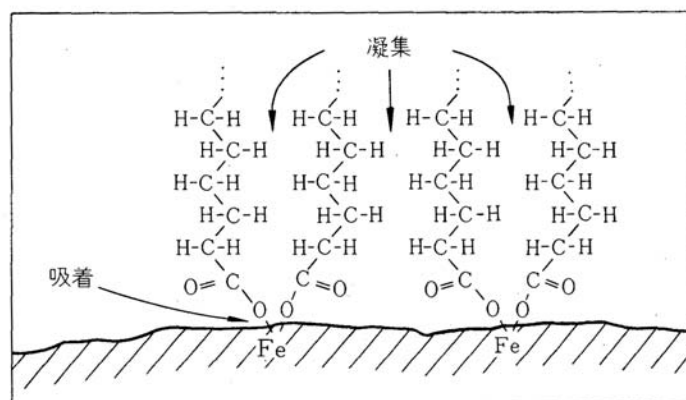
Fig.1-2 混合潤滑状態における接触模型⁵⁾

される潤滑剤の量に限りがあるため時間と共に解消される。潤滑剤の導入量，捕捉量が少なくなり面圧が上がると圧下修正部が拡大し，ほぼ全域が境界潤滑状態となる。境界潤滑性能は油に含まれる脂肪酸などの油性向上剤によって大きく変化する。脂肪酸やその類似物は特別に添加しなくても多くの鉱物油には微量に存在するため，鉱物油は多少なりとも油性向上剤の効果は備えている。脂肪酸は極性を持った分子で，ファン・デル・ワールス力により金属表面に物理的に吸着し境界潤滑膜を形成する。さらに吸着した金属が Fe など反応性の高いものである場合は脂肪酸分子が反応してより強固な化学吸着を起こし金属石鹸を形成する。物理吸着と化学吸着の模式図を Fig.1-3 に示す。物理吸着したのみでは 100°C 前後で境界膜としての効果を失うが，金属石鹸になると融点が脂肪酸より高くなり，金属石鹸の融点に達するまでは境界潤滑状態で良好な潤滑性を示す⁵⁾。

油での潤滑では温度が上がると油の低粘度化や境界潤滑膜の破壊によって直接接触が生じやすくなる。その際，凝着の発生を抑制する目的で油に添加されるのが極圧添加剤である。金属同士が直接接触し摩擦されるとその接触部の温度は局所的かつ瞬間的に 500～



(a) 長いアルコールの物理吸着



(b) 長い脂肪酸の化学吸着

Fig.1-3 金属表面上の吸着分子の模式図⁶⁾

1000℃近くにも達するとされている⁵⁾。摩擦熱で接触部が溶着し、さらにせん断されると溶着部付近が破断して 2 物体が再び分離される。このとき溶着部のせん断強さが弱いと溶着した部分で分離されるが、溶着部のせん断強さが母材のそれより大きいと、2 物体のうちせん断強さの弱い母材内で分離されて、分離された部分は他方へと移着してしまう。金型と被加工材であれば金型のせん断強さの方が大きいので、被加工材内で分離が起こり被加工材の一部が金型に移着することになり⁵⁾、この現象を凝着と呼んでいる。凝着は一度発生すると加工するたびに程度が悪化し、前述のように製品品質や生産面で悪影響を及ぼすので避けなければならない。極圧添加剤は摩擦熱を利用して溶着部で化学反応を生じ脆い化合物を生成する。溶着部のせん断強さが低下するためせん断されると溶着部が優先的に破断されて凝着が抑制される。極圧添加剤としては主に塩素化合物、硫黄化合物、リン化合物があり、いずれも下地金属に比べせん断抵抗の低い金属化合物を生成する。このうち塩素化合物は最も優秀であるがダイオキシンの発生源となることが指摘されており、硫黄化合物も酸性雨や悪臭の原因とされている。そのため環境上の配慮から塩素、硫黄は他の極圧添加剤に代替されつつあるが、いまだ塩素に勝る性能の代替品がないことが課題となっている。

1. 3 冷間鍛造における皮膜潤滑剤の潤滑機構

加工度の高い冷間鍛造においては良好な潤滑性と高い耐焼付き性をもつ潤滑剤として化成皮膜処理が古くから使用されてきた。化成皮膜の優れた性能は冷間鍛造の実用化に不可欠であったともいえる。被加工材が鉄鋼材料の場合は化成皮膜処理として燐酸塩皮膜処理が用いられる。燐酸塩皮膜処理は被加工材表面に結晶性の燐酸塩（主として燐酸亜鉛）を析出させる化学反応で、析出した膜を潤滑皮膜として用いる。燐酸塩皮膜は母材と化学的に強固に吸着しており、母材の変形に破断せずよく追従していくため、母材と金型の直接接触を妨げ、高い耐焼付き性を発揮する。しかし燐酸塩皮膜自体は潤滑性が乏しいため、リン酸塩層の上に金属石鹸層を形成して潤滑性を確保する。燐酸亜鉛皮膜の場合はステアリン酸ナトリウムを亜鉛と反応させてステアリン酸亜鉛（金属石鹸）として化学吸着させ、その上にステアリン酸ナトリウムの余剰石鹸膜が皮膜される。金属石鹸自体もせん断抵抗が小さいため優れた潤滑性を持っているが、化学的に吸着して出来た金属石鹸膜はその融点以下の温度領域で特に境界潤滑剤として優れた性能を発揮する⁵⁾。亜鉛とステアリン酸ナトリウムは高い反応性を示し金属石鹸層を多く生成するため潤滑剤として優れたものとなる³⁾。さらに耐焼付き性が必要な場合は金属石鹸の代わりに二硫化モリブデンを塗布する場合もある。燐酸亜鉛皮膜は 700℃程度まで機能を発揮できるので、温間鍛造など被加工材が高温になる場合は金属石鹸の代わりに黒鉛を塗布して使用する場合もある⁷⁾。同様の化成皮膜処理として、アルミニウムにはフッ化アルミ皮膜やカルシウムアルミネート、ステンレスにはシュウ酸塩皮膜が用いられている。

しかし化成皮膜処理は優れた性能の反面、その処理の過程で廃液やスラッジなどの廃棄

物が発生するため、その処理コストや環境上の問題が発生してしまう。また処理時間が長い場合バッチ処理でしか処理ができず、一度オフラインする必要があるため、在庫や生産管理にかかるコストが発生する。環境保護、低コスト化の要求に対し、生産ラインの見直しが試みられる中で、冷間鍛造の潤滑処理工程は大きな障害となっており、環境負荷が低く、インライン化が可能な潤滑システムが待望されていた。近年、このような要求を満たすべく乾燥皮膜型の潤滑剤が開発された。乾燥皮膜型の潤滑剤は、ショットブラスト処理後洗浄した被加工材を処理液に浸漬して表面に塗布した後、熱風乾燥にて水分を揮発させて潤滑皮膜として定着させる潤滑システムである。廃液や廃棄物が発生せず、インラインでの処理も可能であるため化成皮膜処理に変わる潤滑システムとして期待されている。現在、様々な鍛造品での試験が行われており、軽度の加工においては量産化の実績が上がるようになってきている。

しかし乾燥皮膜型潤滑剤は化成皮膜に比べてその性能面で劣るところが多く、未だ化成皮膜の代替品とはなりえず、部分的な適用にとどまっている。加工時の潤滑性については概ね化成皮膜と匹敵するが、離型性と耐焼付き性が劣っている。化成皮膜が母材と化学的に強固な吸着をするのに対し、乾燥皮膜型潤滑剤は母材と物理的に吸着するのみであるため、その密着性が弱く膜切れを起こしやすい。表面の伸びには比較的追随するものの、表面の縮みに対しては追随できずに剥離してしまったり凝着を起こすことも多い。さらに、乾燥皮膜型潤滑剤は総じて皮膜自体が吸湿しやすく、処理後は短時間で加工することが必要とされている。金属石鹸などでも潤滑膜に水分が含まれると加工中の発熱で沸騰して膜を破ってしまうことがあるが、乾燥皮膜型潤滑剤の場合は水溶性であるため水分によって膜が液状化し膜強度が極端に低下するためと考えられ、吸湿性が耐焼付き性を低下させる原因となっている。また冷間鍛造とはいえ連続加工中の金型は300℃程度まで上昇することがあり、潤滑剤も高温に耐えられるものである必要がある。化成皮膜ではステアリン酸ナトリウムなどは260℃で融解し、およそ280℃では潤滑性能を維持できなくなるが⁵⁾、リン酸亜鉛皮膜自体は700℃以下の温間鍛造でも用いられるほど耐熱性が高く、冷間鍛造での昇温程度なら耐焼付き性を十分に確保することが出来る。しかし乾燥皮膜型では最初の数個は問題なく加工できるものの、連続回数を増やして金型が昇温するととたんに凝着を生じる場合がある。乾燥皮膜型が一般的な冷間鍛造金型の温度に対して十分な耐熱性を持っていないためと考えられる。また被加工材排出後に金型に付着する残渣も金型の作動性や充足の妨げとなるため評価すべき項目である。化成皮膜では残渣は粉状になるため金型上に堆積しにくく、エアブロー等で容易に除去できる場合が多いが、乾燥皮膜型はその種類によって糊状や硬い膜状になって金型にこびり付くものがあり、製品品質や金型の作動性に影響するため、残渣の量や性質は潤滑性、耐焼付き性、離型性とともに入力すべき項目である。

1. 4 冷間鍛造用摩擦試験法の重要性

鍛造における潤滑剤の潤滑機構の解明や性能評価を行うための手段として用いられるのが鍛造用の摩擦試験法である。鍛造用の摩擦試験は鍛造特有の摩擦界面の特徴を忠実に再現する必要があることから、汎用的な摩擦試験法とは異なった実加工に極めて近い形態の試験となる。近年、前述の極圧添加剤や乾燥皮膜型潤滑剤に代表されるような冷間鍛造用潤滑剤の開発動向により、数多くの新型の潤滑剤が開発されている。しかしこれらの開発品は旧来のものより性能的に劣る場合が多く、実加工で評価テストをする前に簡易なラボテストで性能評価を行って候補となる潤滑剤を選定または最適化する必要がある。よって簡易で適切な鍛造用摩擦試験法を確立することは潤滑剤の開発を効率的に推進するのに不可欠といえる。

このような要求から様々な鍛造用摩擦試験法が提案されている。本研究室でもこれまで鍛造の中でも特に潤滑条件の厳しい押し出し形式の鍛造の摩擦を評価するための摩擦試験法の提案と研究をおこなってきた。しかし押し出し形の鍛造といっても、その変形の様式とそれに基づく摩擦挙動の特徴は様々であり、いまだに評価方法が確立されていない押し出し形式もある。

そこで本研究では、各種押し出し形式に適した摩擦試験法を提供して現在開発されている新しい潤滑システムの評価と最適化を支援するとともに、押し出し形式と潤滑剤による摩擦特性値の変化を調べ各押し出し形式の潤滑機構を解明することを目的とする。各種押し出し形式での表面積拡大などの摩擦界面の挙動およびその特徴について基礎的な調査を実施し、特にこれまで特定が困難であった後方押し出しパンチの摩擦特性値の測定方法の確立を試みる。さらに様々な押し出し形式の摩擦試験から得られた各種潤滑剤での摩擦特性値や耐焼付き性の比較評価を行い押し出し形鍛造における潤滑剤の性能や潤滑機構について検証する。

1. 5 本論文の構成

本論文は全9章から成り立っている。まず第1章では緒論として鍛造における摩擦界面の特異性と既存の鍛造用潤滑剤の潤滑機構、鍛造用潤滑剤の開発動向について述べ、現在は環境面での要求から既存の鍛造用潤滑剤からの切り替えが模索されていることを示した。

第2章では鍛造用潤滑剤の開発動向に対して摩擦試験法が果たす役割とこれまで本研究室で行ってきた押し出し鍛造用摩擦試験法の開発の概要を述べるとともに既存の摩擦試験の課題について述べる。

第3章では前方押し出し用の摩擦試験について潤滑条件が最も厳しいビレットエッジ部の潤滑皮膜の変形挙動の解析を行い、前方押し出しでの潤滑皮膜の供えるべき特性について検証する。

第4章では異形前方押し出しでの摩擦試験として突起付の前方押し出しダイスを用いた試験を提案し、基礎的な試験法の機能評価と乾燥皮膜型潤滑剤の性能評価を行う。

第5章から第7章では後方押し出しパンチの摩擦特性値を推定するための摩擦試験法であ

る後方穿孔押出し形摩擦試験法を確立するための検証を行う。この試験は前後方の直缶押出しを利用した既存の試験であるが、これまでパンチ摩擦特性値を得ることができていなかった。第5章では前後方直缶押出しの特性について検証を行い本試験の試験条件、解析手法を決定する。

第6章では第5章にて決定した試験条件、解析手法を用いて、S10C と A6061 でのパンチ摩擦せん断係数の評価を試みるが、現実とは符合しない結果が得られ、まだ試験方法に改善の余地があることを示す。

第7章では後方穿孔押出し形試験に適する摩擦モデルについて検討を行い、最適な摩擦モデルを用いて得られるパンチ摩擦特性値の信頼性について検証する。

第8章では既存の円錐パンチを用いた押出し形摩擦試験について表面積拡大という特徴がさらに顕著になるよう試験方法を改良し、乾燥皮膜型潤滑剤の耐焼付き性の評価試験を実施する。

第9章では結論として押出し形鍛造での潤滑挙動と押出し形鍛造用の摩擦試験法についての研究で得られた結果をまとめる。

第2章 押出し形鍛造用摩擦試験法

2.1 鍛造用摩擦試験法の役割

1章で述べたように近年、環境やコスト上の目的から従来の潤滑剤に代わる新しい潤滑システムの開発が盛んに行われている。試作された潤滑剤はその都度評価を行いながら最適なものを選んだり、あるいは更なる改良を加えたりする必要がある。潤滑剤を実生産で使用して評価するのが最も信頼性が高いといえるが、生産を停止しての評価試験は頻繁に行うことは困難であり、限られた試作品しか評価することが出来ないのが実情である。しかしこれらの潤滑剤はその候補となりうる成分が非常に多く、試作するにあたりそれらの組み合わせも膨大である。さらに劣悪な試作潤滑剤を実生産で評価すると良好な鍛造品を得ることができないばかりか、金型の破損や設備の不具合を引き起こすことも考えられる。よって実生産の中で潤滑剤を評価して最適化を図ろうとすると、多大なコストと工数をつぎ込んだにもかかわらず満足な性能のものを見つけ出せないという結果にもなりかねない。そこで実生産ラインで評価を行う前に候補の絞り込み、最適化をしておくことが望ましい。そこで予備試験として簡易なラボテストである摩擦試験が必要になってくる。

一方で近年の解析技術の発展で鍛造の開発にも FEM 解析が導入されるようになってきた。解析の精度を向上させるうえで正しい摩擦特性値の把握が必要である。しかし、鍛造での摩擦特性値は変形形式や潤滑剤で変化し、一方で鍛造方法や設備によって変形形式と潤滑剤は多種多様である。よって鍛造の解析において厳密な摩擦特性値を把握していることは少なく、このことが解析精度の向上に障害となっている。目安となる摩擦特性値のデータベースを作るためにも摩擦特性値を特定できる鍛造用摩擦試験法が必要である。

摩擦試験法としてこれまで様々な種類の試験法、試験機が開発されてきたが、鍛造における潤滑剤の評価は、その潤滑条件が一般的な摩擦面と著しく異なるため、汎用の摩擦試験法では十分な評価を行うことが出来ない。そこで鍛造での摩擦を評価するにはその摩擦界面に特有な高面圧、表面積拡大、温度変化を表しうる特殊な試験法を用いる必要がある。

2.2 既存の鍛造用摩擦試験法

これまで鍛造用の摩擦試験として多くの試験法が開発されてきた。摩擦係数などの摩擦特性値を求めるための摩擦試験も多いが、鍛造の摩擦界面を支配する因子は非常に多く複雑であるため、個別の因子の調査に特化した試験法も多い。鍛造における熱伝達を主に調べるもの⁸⁾や金型の摩耗を調べるものもあるが⁹⁾、熱間鍛造の金型寿命には熱が重大な影響を与えていることから、これらの試験法は熱間鍛造での金型寿命の評価や潤滑剤の金型寿命への効果を調べる上で有用な試験である。一方、冷間鍛造では摩耗よりも耐焼付き性や低い荷重でも材料の充足を容易に出来るような潤滑性の良さが重視されるため、これらを容易に評価できる試験が望ましい。耐焼付き性、潤滑性を評価する鍛造用摩擦試験の代表的なものとしてリング圧縮摩擦試験法が挙げられる。リング圧縮摩擦試験法はリング状態

材を平板にて圧縮した際の内径の変化が平板との摩擦に影響されることを利用した摩擦試験で、荷重を測定することなく試験片の形状のみから平板との摩擦係数を求めることが出来る。据込み形の鍛造の摩擦試験として非常に有用であり、熱間での摩擦も評価できるので最も一般的な鍛造用摩擦試験として広く用いられている³⁾。

リング圧縮摩擦試験は据込み形鍛造の摩擦試験として有用であるが、鍛造の中にはよりすべり距離の大きいもの、表面積拡大の大きいもの、局所的な変形挙動が摩擦や焼付きを左右するものなどがある。これらの鍛造の摩擦条件は据込み形鍛造の摩擦条件とはその性質や厳しさが異なるため、リング圧縮摩擦試験ではその摩擦を十分に評価することが出来ない。鍛造における表面積拡大やすべり距離、温度変化などは金型形状、加工度および加工速度によって極端に変化するため、より正確な摩擦の評価を行うには、より実鍛造の変形様式、加工度、加工速度に近い試験を行うことが望ましい。

2. 3 押し出し形鍛造

鍛造において据込みとともに最もよく用いられる変形形式は押し出しである。押し出しは据込みよりも表面積拡大やすべり距離が大きくリング圧縮試験では十分な摩擦の評価ができない加工法の代表である。押し出しの形式にはその材料を流動させる方向や形状によっていくつかの種類がある。

Fig.2-1 は材料を押し出して素材より細い軸状部品に成形する方法である。パンチの加圧方向と同一の方向に材料が押し出されるため前方押し出しと呼ばれる。前方押し出しでは表面積拡大はさほど大きくないものの、ピレットのエッジがダイスのテーパ面をこすりながら滑っていくため、ダイステーパ面の摩耗が大きく、凝着も起きやすい。またダイスの摩擦が大きいと十分な長さの軸を押し出すことが出来なくなるため潤滑剤の潤滑性も重視すべきである。

Fig.2-2 はカップ状の部品を成形する方法である。パンチの加圧方向と逆の方向に材料が押し出されるため後方押し出しと呼ばれる。後方押し出しではカップ内面のひずみと表面積拡大が大きく、形状によっては数百倍の表面積拡大が発生する。パンチ面は新生面と直接接触し易いので凝着が起き易い。そのため後方押し出しでは特に潤滑剤の耐焼付き性が重要視される。またパンチ先端コーナー部では新生面が生じる上に金型への負荷も高いため摩耗が生じ易くパンチ寿命も短くなり易い。

同じカップ状部品の成形でも Fig.2-3 のように前方に押し出す形式もある。下パンチからの離型性の確保のため下パンチは円錐状の形状になることが多い。この場合はピレットエッジによる潤滑上の悪影響は無い。しかし円錐パンチ面上での表面積拡大が大きく、側壁の板厚を絞りながらテーパ面上を材料が滑っていくため、すべり距離と面圧が大きくパンチ面に凝着が起りやすくなる。カップ端の充足が必要になる場合では潤滑性も重視される。

前述の前方押し出しと後方押し出しを組み合わせると Fig.2-4 のように同時に押し出す場合もあり、

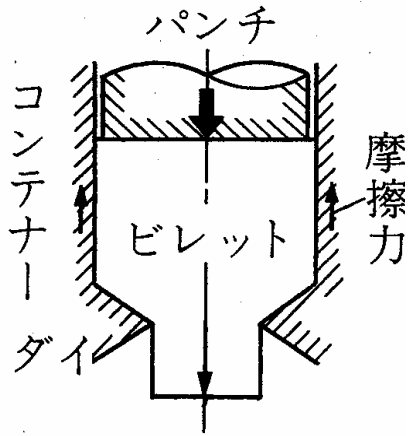


Fig.2-1 軸の前方押し 1)

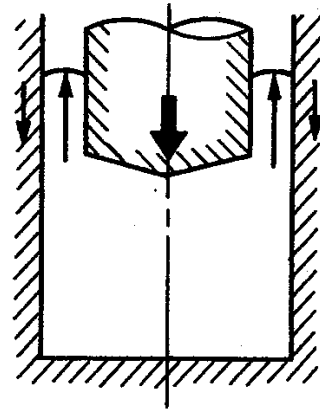


Fig.2-2 後方押し 1)

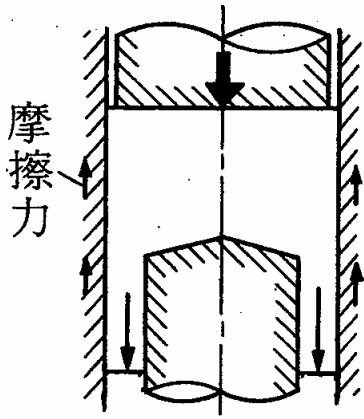


Fig.2-3 缶の前方押し 1)

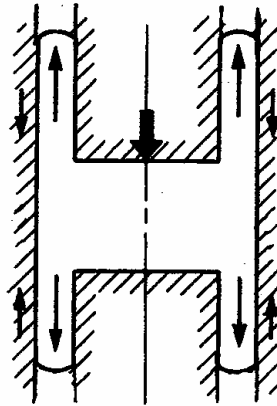


Fig.2-4 複合押し 1)

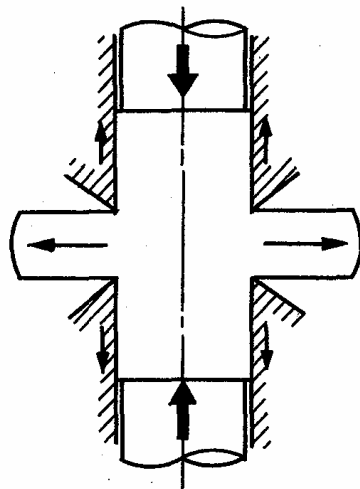
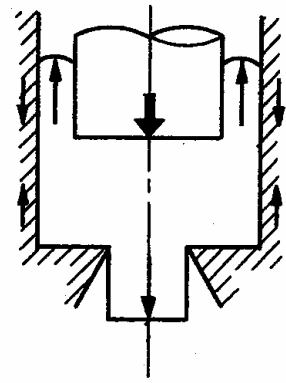


Fig.2-5 側方押し 1)

複合押出しと呼ばれる。軸とカップ、カップとカップなど様々な押出しの組み合わせがあり、その加工度も様々である。他にも Fig.2-5 のような側方押出しと呼ばれる押出しもある。さらに実生産の中では軸対称な断面形状での押出しのみではなく異形断面の押出しも行われる。

このように実際に用いられている押出しの形式は多種多様であり、押出しでの潤滑の条件もその形式や加工度によって極めて多様である。潤滑剤の評価は極力実加工に近い変形形式、加工度で行うことが望ましいとされているため¹⁰⁾、従来の潤滑システムに代わる新しい潤滑システムをより多くの押出し形式に適用していくためには、それぞれの押出し形式に適した複数の評価法が必要になる。しかし現在全ての変形形式に対して摩擦試験があるわけではないため様々な摩擦の評価法を確立する必要がある。

2. 4 押出し形鍛造用摩擦試験法

本研究室では、近年の鍛造用潤滑剤の開発動向を考慮し、様々な鍛造形態での潤滑剤の評価に対応すべく、前方軸押出し、前方テーパ缶押出し、後方穿孔押出しなどの各種押出し形式を模した鍛造用摩擦試験法を開発してきた。いずれの試験法も簡易なものとするため、荷重測定を要さず、試験片の形状と FEM 解析で求めた校正線図のみから摩擦を評価できる試験法である。

前方軸押出しの際のダイス摩擦を評価するための試験法として開発したものが前方軸・後方缶押出し形摩擦試験法 (RC 形試験法) である¹¹⁾。概念図を Fig.2-6 に示す。据込みの摩擦界面が周方向にも半径方向にも伸ばされるのに対し、前方軸押出しの摩擦界面となるビレット外径は周方向には縮んで軸方向に伸ばされるという変形であるため、表面積拡大自体は据込みと比べてもさほど大きいものではない。しかしすべり距離が長いことで潤滑剤がこすり取られたり、変形が軸側のビレットエッジに集中して膜切れや凝着が発生したりするため、ビレットエッジでの潤滑条件が極めて厳しい。特に押出しの初期にはビレットエッジのみがダイスと線接触し、間に挟まれた潤滑剤を排除するように変形するので、潤滑膜の強度や密着性が耐焼付き性に顕著に影響する。化成皮膜のような優れた潤滑剤ではこの部分の凝着はほとんど発生しないこともあり、これまで潤滑膜の強度や密着性と潤滑膜の変形挙動の関連についてはあまり注目されてこなかった。しかし近年の化成皮膜に代わる潤滑剤の開発に伴いこれらの点にも着目することが必要となってきた。

従来、転造などで成形されていたセレーションなどの異形形状も、近年その精度の高さから前方押出しによって成形されるようになってきた。転造では転造下径の誤差による O.P.D. の変動や、ピッチエラーが大きいという問題があるので生産に入る前の調整に多大な労力が払われているのに対し、前方押出しでは金型の精度だけでそれらが決まってしまうため容易に寸法が出せるためである。異形の前方押出しは局所的に大きな表面積拡大と面圧が生じる加工の代表的なものであり、ダイスとの凝着が発生しやすい。化成皮膜のような優れた潤滑剤であれば問題ないが、乾燥皮膜型潤滑剤への切り替えを企図すると耐焼付

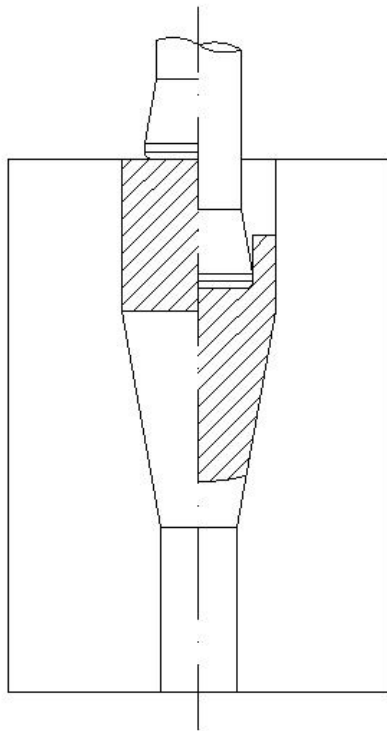


Fig.2-6 RC形試験法概略図

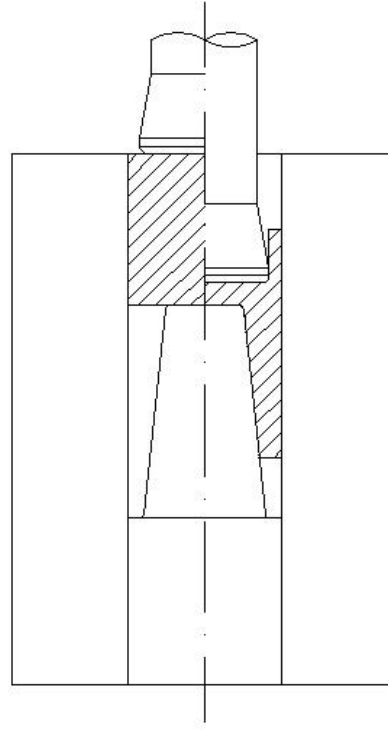


Fig.2-7 CC形試験法概略図

き性が重要な問題になり、切り替えに当たって十分な潤滑剤の評価試験が必要になる。転造の代替を目的とした前方押しでは工程上、化成皮膜も乾燥皮膜型潤滑剤も用いることが出来ない場合が多く、油などに頼らざる終えなくなり、こちらも十分な評価試験が必要になる。しかしこれまで異形押しはそれを対象にした摩擦試験があまり提案されておらず、十分な摩擦の評価が行われていない加工様式であった。

円錐パンチによる缶の拡径前方押しを想定し、円錐パンチ面の摩擦の評価を目的として開発されたのが前方テーパ缶-後方直缶押し形摩擦試験法（CC形試験法）である。Fig.2-7に概略図を示す。本法はそのすべり距離も大きいですが、軸方向の伸びに加え周方向もテーパパンチによって拡径されて伸ばされるため、前方軸押しより表面積拡大が大きくなる。前方軸のように接触点から潤滑剤を排除するような挙動は無いものの、高い表面積拡大への潤滑剤の追随性を評価することができ、さらにテーパパンチ面上を高面圧を維持しながら材料が滑っていくため型鍛造に近い摩擦条件を表現できるという利点もある。過去の研究では、潤滑剤に鉱油を用いた場合では、粘度の高いものほど下パンチ端面からの潤滑剤の染み出しが起こりにくく凝着しやすいという結果が得られている¹²⁾。パンチ面とダイス面では表面積拡大や材料流動が異なるため摩擦特性も異なることが考えられるが、これまで本試験では円錐パンチとダイスの摩擦特性値を個別に求めることが出来ておらず、ダイス摩擦とパンチ摩擦の両方での総合的な評価しか出来ていなかった。

後方穿孔押しでのパンチ面の摩擦を評価する目的で開発されたものが後方穿孔押し

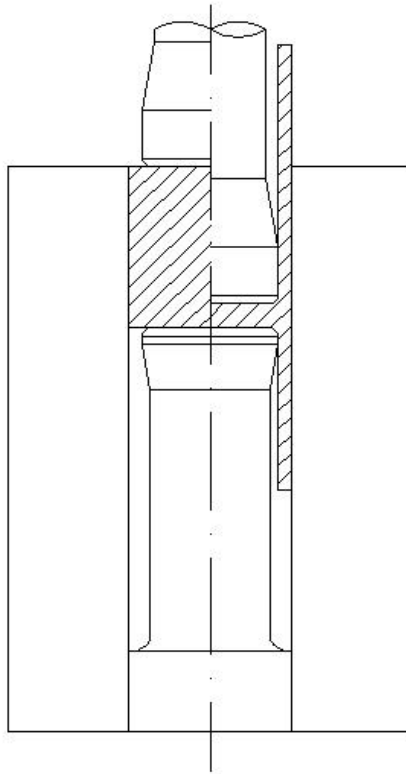


Fig.2-8 WCL 形摩擦試験法概略図

形摩擦試験法(WCL 形試験法)である¹³⁾。Fig.2-8 に概略図を示す。本法は断面減少率こそ大きいものの周方向への伸びがあまりないため、表面積拡大は CC 形試験よりやや小さくなり、すべり距離では後方押しされた長さがほぼパンチのベアリング面上のすべり距離になるので前方テーパ缶押しと同程度の大きさとなる。しかし後方穿孔押しでのパンチの摩擦特性値の特定は非常に難しく、鍛造用摩擦試験の大きな課題の一つとされている。これまで後方穿孔押しにて後方押しパンチ面の摩擦を評価する試験法はいくつか考案されたが¹⁴⁾、パンチ面の摩擦特性値を求めることは出来ていなかった。前後方の押しを利用した試験法もいくつか提案されているが¹⁵⁾、それらで評価できるのはダイスの摩擦が主であり、パンチの摩擦を評価できるものではなかった。本法においてもパンチ摩擦の相対的評価は出来るものの摩擦特性値は特定できていなかった。

以上のように押し形の鍛造には様々な変形形式と摩擦挙動があり、評価方法が確立されていない押し形式もある。

そこで本研究では、まず従来から試験を行っている前方軸—後方缶押し形摩擦試験法(RC 形試験)での表面積拡大などの摩擦界面の挙動の特徴について基礎的な調査を行う。次に異形の前方押しでの摩擦を評価する摩擦試験法として突起付きテーパダイスによる前方軸—後方缶押し形摩擦試験法(SRC 形試験)を提案し、その摩擦試験としての基礎的な性能を調査する。またこれまでパンチ摩擦を特定するにいたっていなかった後方穿孔押し

し形摩擦試験（WCL形試験）を摩擦試験法として確立することを目的として試験法の改良を行い、各潤滑剤での各種摩擦試験との摩擦特性値の比較を行う。さらに前方テーパ缶一後方直缶押出し形摩擦試験法（CC形試験）での表面積拡大などの摩擦界面の挙動の特徴について基礎的な調査を行い、下パンチ摩擦特性値の特定を試みるとともに乾燥皮膜型潤滑剤の耐焼付き性の評価に適用する。

第3章 前方軸-後方缶押し形摩擦試験法での摩擦界面の挙動

3.1 はじめに

前方押し出しは軸状の部品を鍛造する際に多用され、加工前の素材径から外径を絞り込んでより細い径に成形する鍛造法である。前方押し出しでは比較的表面积拡大は小さいものの、素材がダイスのテーパ面に加圧されながらダイス面上を滑っていくため、面圧と滑り距離が大きいことが潤滑界面の特徴である。ビレットから前方押し出しを行う場合は、ビレットエッジ部が最初にダイス面に接触し集中的に変形させられるためこの部分の変形挙動が潤滑状態に大きく影響する。凝着はビレットエッジから生じることが多く、ダイス摩耗にもビレットエッジが大きく関与している。テーパ面で凝着が発生したり、摩擦が高くなると成形荷重が増加し十分な軸の押し出しが出来ないので、前方押し出しに用いられる潤滑剤についてダイステーパー面の摩擦を評価することは重要である。本研究室ではダイステーパー面の摩擦を評価するため前方軸-後方缶押し形摩擦試験法(以後 RC 形試験法)を開発し、各種潤滑剤の評価を行ってきた¹¹⁾。しかしこれまでビレットエッジ部とその潤滑皮膜の変形挙動については、潤滑性能に大きく関与するにもかかわらず十分な検証がなされていなかった。

一方、乾燥皮膜型潤滑剤も前方押し出しに適用されつつあるが、いまだ化成皮膜に匹敵す

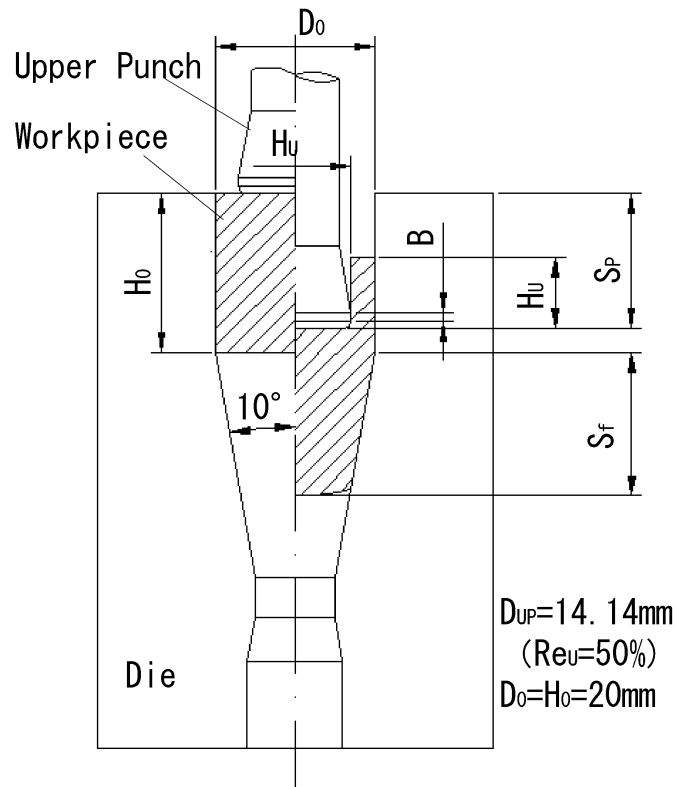


Fig.3-1 RC 形摩擦試験法の原理図

る良好な潤滑剤は開発されておらず、前方押出しについても耐焼付き性や潤滑性の面での性能向上が望まれている。乾燥皮膜型潤滑剤は性能が成分と配合に依存し、その組み合わせも膨大であるため最適化に手間がかかるとい難点があるが、一方で潤滑剤として好ましい皮膜がどのような特性を持つべきかが明確でないことも性能向上を阻害している。

そこで本章ではRC形試験法を対象としてFEM解析にてピレットエッジ部の潤滑皮膜の変形挙動を調べ、前方押出しの潤滑皮膜が具備すべき特性についての指針を得るを試みる。

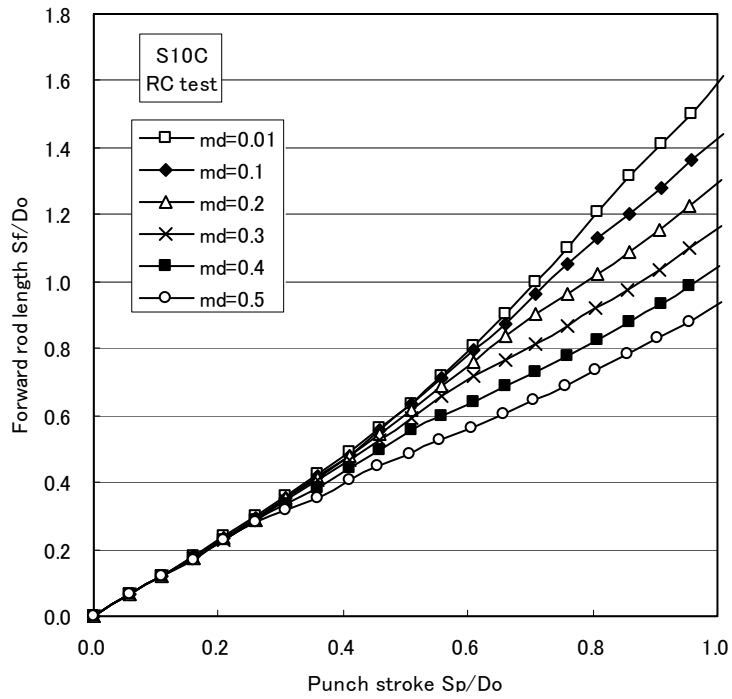
3. 2 前方軸-後方缶押出し形摩擦試験法

RC形摩擦試験法の原理図をFig.3-1に示す。入口内径20mmの円錐ダイス内に円柱試験片(φ20mm×20mm)を挿入し、断面減少率 $Re=50\%$ のパンチで上面から加圧する。パンチ押し込み量 S_p の増加とともに試験片はまず前方軸押し出しを生じ、円錐ダイス面の摩擦力を含めた前方押し出し荷重が後方押し出し荷重と釣り合うと後方の直缶押し出しが発生する。ダイス面摩擦が小さいほど前方押し出し量 S_f が大きくなり後方押し出し量 H_b は小さくなるため成形した試験片の形状からダイス面摩擦を評価できる。あらかじめ2次元剛塑性FEMソフトウェアDEFORM-2Dにて様々なダイス面の摩擦せん断係数 m_D に対する S_p と S_f 、 H_b の関係からFig.3-2のような2つの校正線図を作成し、実測値をその上にプロットして内挿法によって m_D を求める。Fig.3-2(a)は S_f 、(b)は H_b からの校正線図である。加工後の試験片の表面性状から凝着の有無、程度を見ることで耐焼付き性の評価も可能である。また本試験では成形荷重を求める必要がないため極めて簡易に摩擦を評価でき、さらに材料の変形抵抗の違いによる校正線図の変化も小さいため、一つの校正線図で様々な材料を評価できるという利点もある。

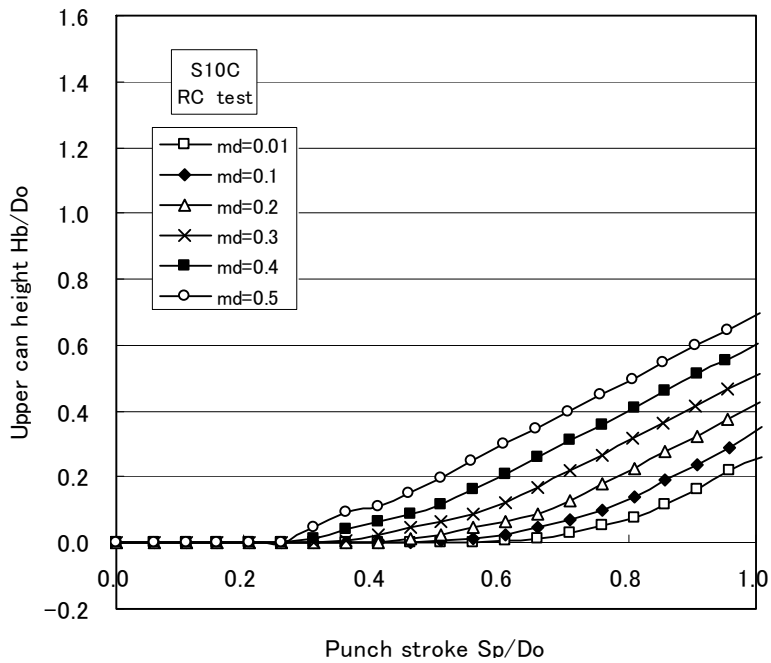
3. 3 試験条件

摩擦試験には加工速度を変える目的で速度の異なる機械式プレスと油圧式プレスの両方を用いた。これは、摩擦試験は極力実加工に近い加工条件で行うことが望ましいとされている¹⁰⁾ため潤滑剤の使用条件にあわせて加工の速度を選択できるようにするためである。加工速度が速いほど製品の加工発熱や摩擦発熱は大きくなるので、耐焼付き性を評価する場合にはより厳しい条件での評価が出来る。機械式プレスは最大加工荷重1.6MNのナックルプレスで加工速度は下死点上10mmで80mm/sである。油圧式プレスは最大加工荷重1MNで加工速度は3mm/s一定である。各プレスの外観をFig.3-3と3-4に示す。

金型を組み付けた際の外観をFig.3-5に示す。金型はパンチガイドを介してダイスとパンチの同軸度を確保している。ダイスには超硬合金V10を用い、これをS45CまたはSKD61の補強リングに焼きばめしたものを使用した。V10は通常のコバルトの含有量が少なく、硬く靱性の乏しい材料であるが、本試験が摩擦の評価と共に潤滑剤の耐焼付き性も評価するものであるため、凝着が生じた際の修理を容易にするためこの



(a) 前方押し出し量 S_f からの校正線図



(b) 後方押し出し量 H_b からの校正線図

Fig.3-2 RC形試験の校正線図の例



Fig.3-3 機械式プレス外観



Fig.3-4 油圧式プレス外観



Fig.3-5 主要工具の型組時の外観

材料を使用した。パンチは高速度工具鋼 SKH51 を HRC58~60 に焼入れしたものを使用した。各工具の表面はいずれも最大粗さ $Rz=0.3\mu\text{m}$ 以下に仕上げた。各工具はアルコールにて脱脂洗浄後試験に用いた。工具に凝着が発生した場合にはペーパーにて凝着物除去後、弾性砥石にてラップ仕上げしてから使用した。

試験片には低炭素鋼 S10C の焼鈍材とアルミニウム合金 A6061 の焼鈍材をもちいた。各素材の変形抵抗は n 乗硬化式にて以下の式で与えられる。

$$\text{S10C} \quad : \quad \sigma = 673 \varepsilon^{0.235} \text{MPa} \quad (1)$$

$$\text{A6061} \quad : \quad \sigma = 199 \varepsilon^{0.225} \text{MPa} \quad (2)$$

S10C の潤滑剤としては化成皮膜処理として燐酸亜鉛皮膜処理を施した。A6061 には化成皮膜としてフッ化アルミ皮膜処理を施した。さらに A6061 についてはフッ化アルミのほか粘度の異なるパラフィン系鉱油を塗布して試験を行った。フッ化アルミは処理時期の異なる複数のロットを用いた。使用した鉱油の種類と粘度は Table.3-1 に示す。

Table.3-1 パラフィン系鉱油の動粘度

粘度グレード	中点粘度 mm ² /s(40°C)	動粘度限界 mm ² /s(40°C)	
		最小値	最大値
VG22	22	19.8	24.2
VG100	100	90	110
VG1000	1000	900	1100

校正線図を求めるための FEM 解析には市販の鍛造用 2 次元 FEM コード DEFORM-2D を使用した。金型は剛体、試験片は剛塑性体としダイスー試験片間の摩擦せん断係数 m_D を変化させて解析を行い S_P , S_f , H_b を算出した。パンチー試験片間の摩擦せん断係数 m_{UP} は解析結果に影響しないことが確認されているため、0 から 1 の中央値である 0.5 を m_{UP} の値と仮定した¹¹⁾。

3. 4 試験結果と試験後の潤滑皮膜の観察

RC 形試験法の油圧プレスによる試験結果と摩擦せん断係数による校正線図を Fig.3-6 に示す。試験は燐酸亜鉛被膜した S10C とフッ化アルミ皮膜した A6061 およびパラフィン系鉱油を塗布した A6061 について行った。校正線図は材料の変形抵抗の影響を受けにくいので S10C と A6061 について共通とした。化成皮膜については凝着は発生せず良好な試験が出来たが、鉱油については最も粘度の高い VG1000 にて全ての試験片が凝着し、過去の研究にて粘度の低い鉱油ほど凝着しやすいことが分かっている¹⁶⁾ため他の鉱油については試験を行わなかった。なおプレスを変更して加工速度の影響も調べたが、本試験では加工速度による試験片形状の変化は見られず、その影響は無視できるものと考えられる。

化成皮膜について実測値はほぼ校正線図に沿っており、パンチ押し込み量 S_P に対してほぼ一定の摩擦せん断係数 m_D が得られている。化成皮膜では本試験程度の加工度であれば m_D は変化しない。VG1000 については m_D が化成皮膜より高く、結果が校正線図に沿っておらずばらついている。凝着が発生して結果が不安定になったためである。

試験後の試験片の例を Fig.3-7 に示す。化成皮膜した試験片は軸端付近に細くリング状に皮膜が薄くなり金属光沢部になっているところがあるが、これは試験前の試験片の角部（ビレットエッジ）であったところである。VG1000 での凝着は試験片の軸端側のビレットエッジの位置から発生しており、ほぼ全周で発生した。凝着が発生したビレットエッジ部は摩擦抵抗が増大するため以後は前方に押出されてもダイステーパ面上を滑らなくなる。よって試験片外径はあまりダイスのテーパ部の中に入っていかず、代わりに試験片端面がダイ

ステーパー面に接するように変形する. Fig.3-7 の VG1000 での試験片の凝着部より軸端の広い光沢部は試験片端面が変形したものである.

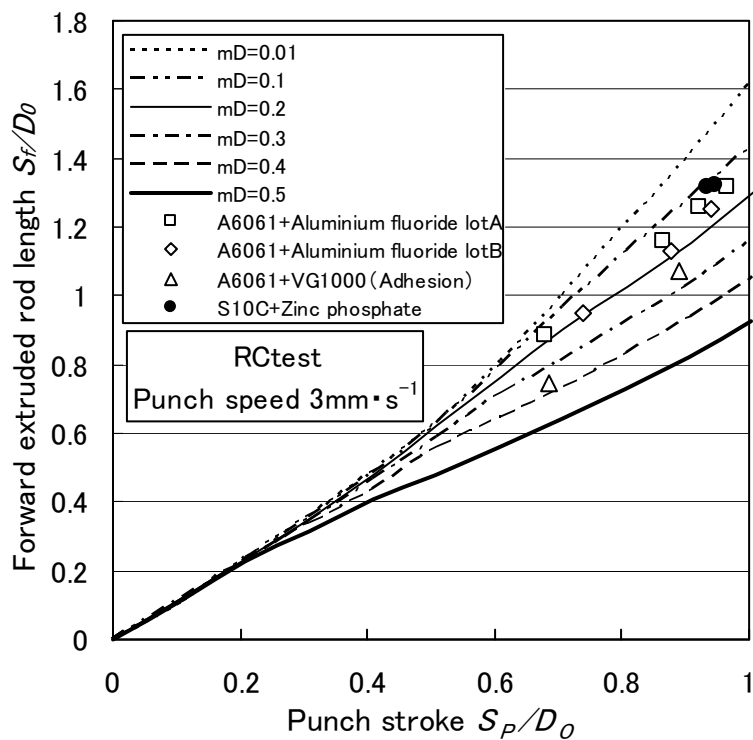


Fig.3-6 RC 形試験法の校正線図および実測値



Fig.3-7 RC 形摩擦試験法の試験片
(左 : フッ化アルミ皮膜 右 : VG1000)

3. 5 潤滑皮膜の挙動解析

RC 試験を行った結果、ビレットエッジ部は前方押し中に潤滑皮膜が最も薄い場所であり、鉱油を用いた場合には凝着を生じる場所でもあった。Fig.3-8 に解析にて求めた RC 形試験でのパンチ押し込み量 S_P に対する面積拡大比の最大値の変化を示す。最大の面積拡大比はビレットエッジ部で発生しているが、その値は最大でも 3.5 倍程度で各種の押し込みの中では小さいため、本試験は面積拡大の点では潤滑剤にとって厳しい加工ではない。しかしビレットエッジ部は前方押しで最初に試験片がダイスに接触する場所であり、ダイステーパー面上を滑る距離が最も長い部分でもある。さらにビレットエッジ部の形状は皮膜処理の際に膜のつき方が薄くなりやすく、皮膜処理後の搬送などの際に潤滑膜が摩滅しやすいため初期膜厚が薄くなる傾向にある。よって本試験にて最も潤滑条件の厳しい場所は試験片のビレットエッジ部であり、前方押しでの潤滑性能はビレットエッジ部がいかに良好に潤滑されるかにかかっていると見える。

このように前方押しは面積拡大が比較的小さいにもかかわらず、すべり距離が長くビレットエッジ部の条件が厳しいため皮膜切れとそれゆえの直接接触による凝着が発生しやすく、化成皮膜に代わって乾燥皮膜型潤滑剤を適用するのが困難な加工の一つである。ビレットエッジ部の耐焼付き性向上に必要な潤滑皮膜の特性が明らかになれば前方押しに適する乾燥皮膜型潤滑剤の設計指針が立てやすくなる。そこで前方押し向けの潤滑皮膜の設計指針の把握を目的とし、FEM 解析を用いてビレットエッジ部の潤滑皮膜の膜厚の変化から皮膜切れを起こしにくい潤滑皮膜の特性を調査した。

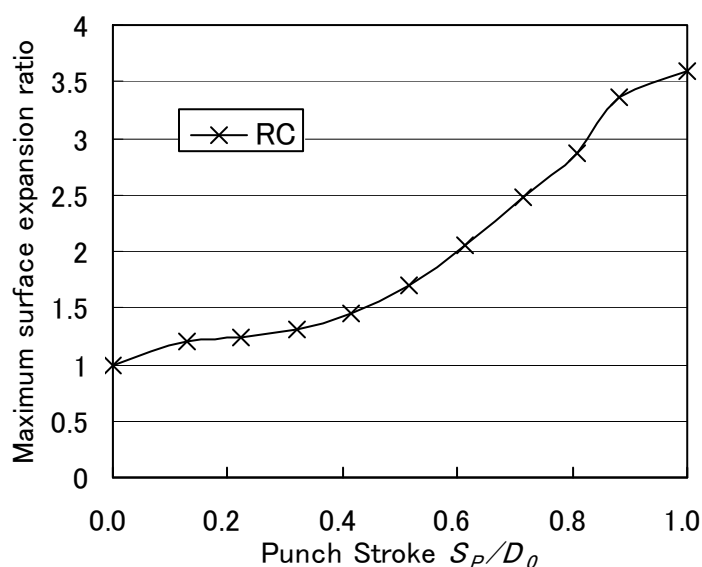


Fig.3-8 RC 形試験での面積拡大比の最大値の変化

3. 5. 1 解析方法

皮膜の変形挙動の解析は市販の FEM コード DEFORM-2D にて行った。Fig.3-9 に解析モデルの概略を示す。試験片と潤滑皮膜は個別のオブジェクトとし、試験片、皮膜ともに剛塑性体、金型は剛体とした。両者の関係は皮膜側が試験片の変形に従うものとして試験片を Master 皮膜を Slave と設定した。試験片は $\phi 19.9 \times 20$ とし、潤滑皮膜の膜厚 t は $40 \mu\text{m}$ と $20 \mu\text{m}$ とした。試験片上面の後方押し変形が複雑で皮膜の変形解析を困難にするため試験片の側面と下端面のみを潤滑皮膜で覆うモデル形状とした。初期メッシュ数は試験片を 1000、皮膜を 300 としたが、皮膜については必要に応じてメッシュ数を増やした。1 ステップ当たりのパンチストロークを 0.01mm とし 1800 ステップ ($S_T=18\text{mm}$) まで計算したが、皮膜のメッシュがつぶれてそれ以上計算が出来ない場合はそこで計算を終了した。また計算中に試験片の接点が皮膜の要素内に侵入して計算が停止するという不具合があったため、ビレットエッジで試験片と膜の接点が固着した状態と設定した。

皮膜の特性のパラメータとしては以下を変化させた。皮膜と工具との摩擦は膜と工具の間の摩擦せん断係数 m_T で設定した。皮膜と試験片の間の密着度も潤滑皮膜の特性として重要である。そこで皮膜の密着度は皮膜と試験片の間の摩擦せん断係数 m_W として設定した。試験片の変形抵抗は(1)式の S10C の変形抵抗を用いた。皮膜の変形抵抗については参考にすべき良好な資料がなく、磷酸亜鉛の硬度が鋼とアルミの間である³⁾ことから、皮膜 A として純アルミ A1100 の変形抵抗を、皮膜 B として試験片と同じ S10C の変形抵抗を用いることとした。皮膜 A の n 乗硬化式は以下である。

$$\text{Film A(A1100)} \quad : \quad \sigma = 110 \varepsilon^{0.22} \text{MPa} \quad (3)$$

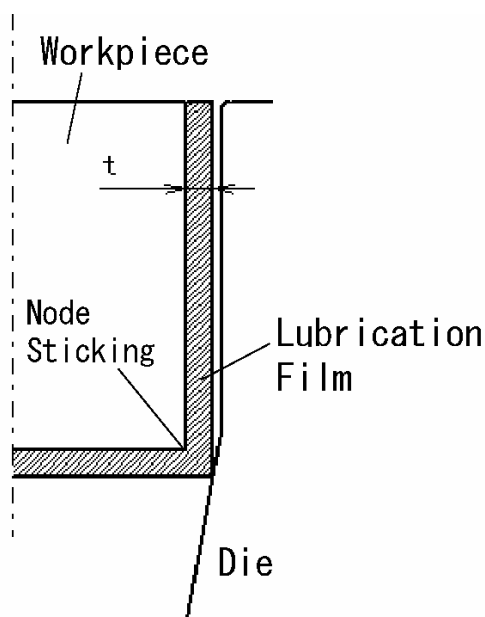


Fig.3-9 皮膜の変形解析モデルの概略図

3. 5. 2 皮膜の変形抵抗と初期膜厚の影響

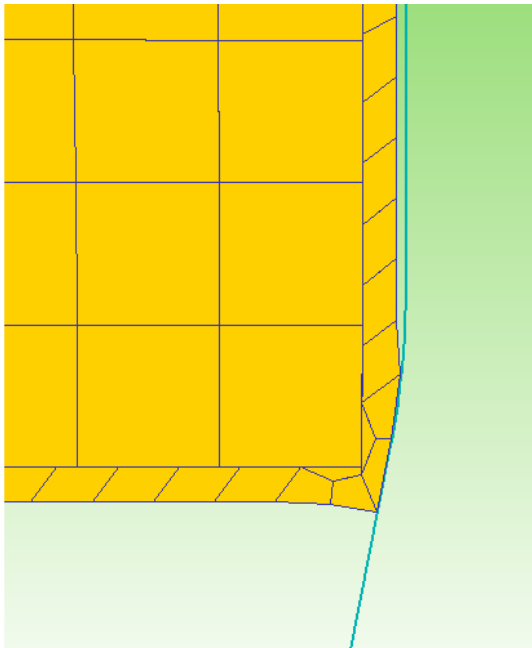
皮膜の初期膜厚 t と変形抵抗を変化させて解析を行った。Fig.3-10 に皮膜の挙動の概略を示す。(a)に示すように、はじめ試験片側はあまり変形せず皮膜のみが変形し膜厚が急激に減少する。条件によってはこのまま試験片が変形せず皮膜のみが変形して膜厚がなくなってしまうが、(b)のように試験片も変形しだすと膜厚の減少は減速する。化成皮膜による本試験にてパンチ押し込み量 S_P に対して摩擦せん断係数 m_D がほとんど変化しないのは、皮膜の変形が加工初期に集中し以後あまり皮膜が変形せず定常的な潤滑状態になるためと考えられる。その後(c)のように試験片の端面部がダイステーパ面に接触するようになる。ビレットエッジ部はその後テーパ面の一部となるが、潤滑皮膜がそれまでの変形で薄くなってしまっているため、(d)のようにテーパ面に皮膜の最も薄い部分として現れてくる。

Fig.3-11 に試験片の外観の例を示すが鉢巻状に現れた光沢面がビレットエッジの名残であり、解析の結果と一致する。いずれの解析条件でもビレットエッジ部が最も皮膜が薄くなり、皮膜切れを起こしやすいといえる。ビレットエッジ部で皮膜が薄くなる原因は、まずダイスとの当たりはじめて試験片とダイスに挟まれた皮膜が接触点から試験片の側面側と端面側に流動し、その後試験片の側面部にあった皮膜が長い距離を滑っていく間にダイスとの摩擦で引張られて伸ばされるからである。

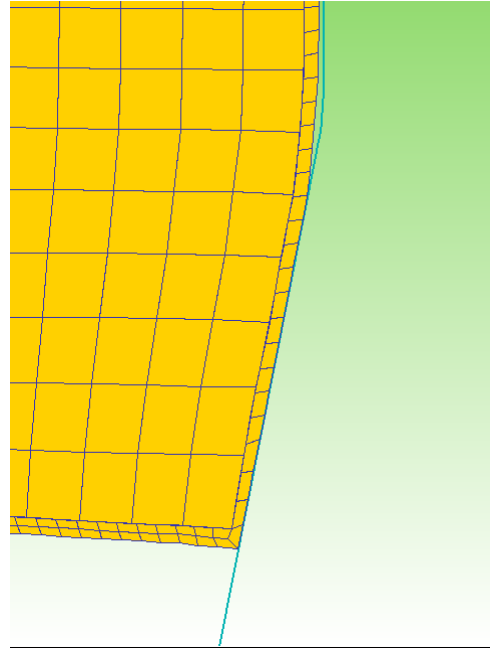
最小皮膜厚さの変化を Fig.3-12 に示す。いずれの条件でも最小膜厚は S_P の増加に伴い減少しているが、変形抵抗の大きい皮膜 B では S_P が大きいところで逆に膜厚が増えているところがある。これは加工が進むと試験片端面側にあった皮膜がビレットエッジ部を超えて元々試験片側面であった部分に流動するためである。皮膜 A では一方的に膜厚が減少し、やがて膜厚が小さくなりすぎて計算不能となった。

変形抵抗の大きい皮膜 B では最小膜厚の変化はほぼ初期膜厚 t に比例したものとなっている。一方、皮膜 A では加工初期つまりダイスとの当たり始めでの膜厚の減少が大きく、 $t=20\mu\text{m}$ では当たり始めの膜厚減少でほぼ膜厚がなくなってしまった。

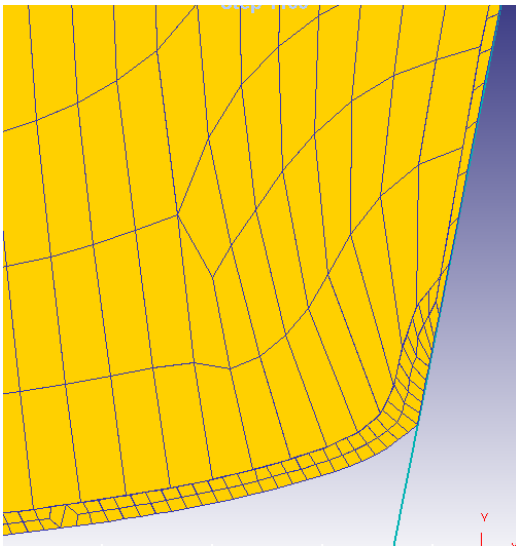
t が大きく、皮膜の変形抵抗が大きいほど膜厚が維持しやすいといえるが、変形抵抗が小さい皮膜ほど初期膜厚の影響度が大きい。しかし膜厚の管理は実生産ラインでは難しく、膜厚に影響されやすい皮膜では安定した性能を発揮できない。また膜厚を厚くすることによる残渣の増加などの弊害も起こりうる。よって潤滑皮膜は初期膜厚が大きく変形抵抗が高いものが良いが、膜厚よりも変形抵抗を重視した方がより安定した生産が実現できると考えられる。



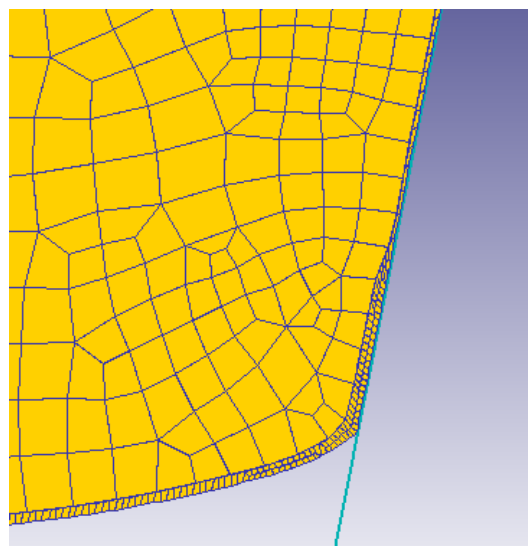
(a) 加工開始時



(b) 母材の変形開始時



(c) 端面の接触



(d) 加工終了時

Fig.3-10 皮膜の変形挙動の例 ($t=40\mu\text{m}$, 皮膜 B)



Fig.3-11 試験片外観

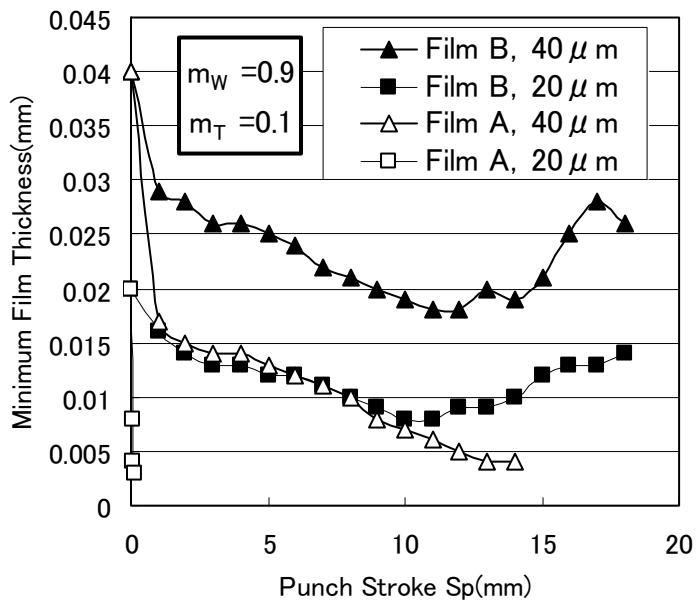


Fig.3-12 変形抵抗と初期膜厚による最小膜厚さの変化

3. 5. 3 皮膜の密着度と皮膜-工具間の摩擦の影響

初期膜厚 $t=40\mu\text{m}$ の皮膜 A について、皮膜の密着度としての摩擦せん断係数 m_w に対する最小膜厚の変化を Fig.3-13 に示す。皮膜と工具の間の摩擦せん断係数 $m_T=0.1$ とし、皮膜-ダイス間が良好に潤滑されている条件を想定する。 m_w がある値以上であれば最小膜厚の変化はほぼ同一であるが、 $m_w=0.5$ ではダイスとの当たり始めで急激に最小膜厚が小

さくなっており、膜切れを起こしてしまうものと推定される。つまりダイスとの間が良好に潤滑されていても皮膜と試験片の界面の密着度として皮膜の降伏応力の半分以上の抵抗力は必要であるといえる。なおこの傾向は皮膜の変形抵抗が大きい皮膜 B では現れにくかった。摩擦せん断係数で密着度を定義したため、変形抵抗が上がると同じ m_W では変形抵抗分密着度が上昇するためである。

初期膜厚 $t=40\mu\text{m}$ の皮膜 A について、皮膜と工具間の摩擦せん断係数 m_T に対する最小膜厚の変化を Fig.3-14 に示す。密着度は $m_W=0.9$ とし、強固な密着度を持つ皮膜を想定す

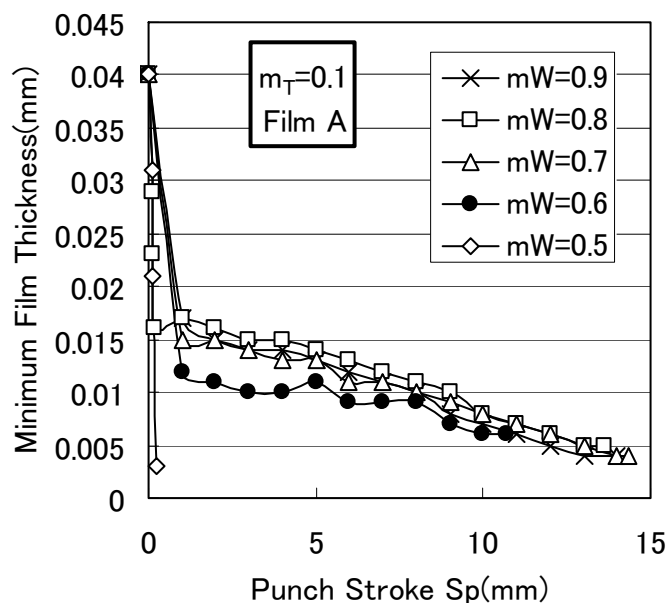


Fig.3-13 皮膜の密着度の最小皮膜厚さへの影響

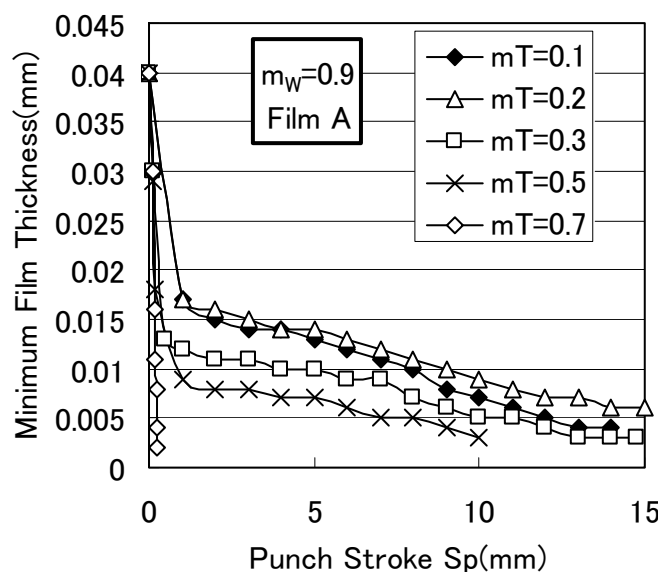


Fig.3-14 皮膜-工具間の摩擦の最小皮膜厚さへの影響

る。 mT が大きくなるにつれ最小膜厚は小さくなる傾向を示しており、工具との摩擦が大きいほど膜切れを起こしやすいといえる。なお皮膜 B ではこれらの傾向は現れにくかった。

これらの解析結果より前方押しにおける潤滑皮膜は試験片との密着度が高く、ダイスとの摩擦が小さくなるほど膜切れを起こしにくくなり耐焼付き性が向上するといえる。皮膜の変形抵抗が大きいと膜切れが起こりにくくなるため理想的な耐焼付き性を持つ潤滑皮膜とは、「硬くて母材によく密着し金型とは良く滑る皮膜」ということになる。しかし一般的に潤滑剤として作用する皮膜は軟らかくそのせん断抵抗が小さいことで潤滑性を生み出しているため、潤滑性を発揮する皮膜と耐焼付き性を発揮する皮膜には逆の特性が要求されることになる。これらの相反する特性を潤滑皮膜に持たせるには、皮膜を 2 層に重ねてそれぞれにこの相反する特性を分担させる方法が考えられる。下の層は母材とよく密着した固い膜として耐焼付き性を受け持ち、その上にせん断抵抗が小さくよく滑る層を重ねて潤滑性を受け持たせる。この形は結局化成皮膜処理の化成皮膜層と金属石鹸層に似た構造であり、解析結果は化成皮膜の構造が理想的な潤滑皮膜の構造であることを示しているといえる。乾燥皮膜型潤滑剤が化成皮膜の代替品となるにはこのような化成皮膜に近い構造を持たせていかなければならないといえる。

3. 5. 4 試験片先端形状の影響

これまで潤滑剤側の特性を調査してきたが、潤滑剤の特性が劣っていても前方押しの方法を改善することで皮膜切れを防止できることも考えられる。皮膜切れを起こすのは試験片のビレットエッジ部なのでここの形状を工夫することで耐焼付き性の改善の可能性について検証した。

解析の対象とした試験片ビレットエッジ部形状を Fig.3-15 に示す。(a)はこれまで解析してきた形状である。(b)は先端に角度 10° 長さ 1.5mm のテーパをつけており、テーパ角度はダイスのダイス半角と同じである。従来形状がダイスと線接触して面圧が高くなり皮膜が局部的に変形しやすいのに対し、あらかじめダイステーパー面と面接触をさせて面圧を緩和させる目的の形状である。(c)はダイス半角より大きい 30° テーパーをつけた形状である。(a)と同様に当たり始めで線接触するが接触位置の角度が 90° から 60° に変わること

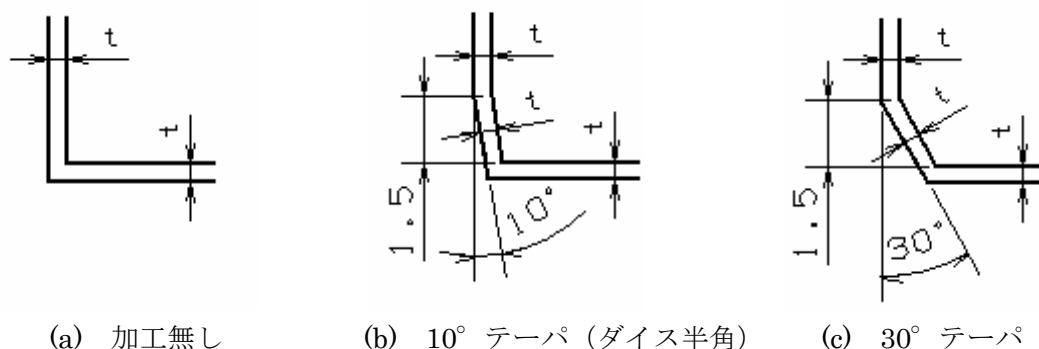


Fig.3-15 試験片先端形状

膜の変形挙動への影響を見る。

解析のパラメータはこれまでと同じだが、(b)については要素の侵入がなかったので接点の固着の設定はせず、(c)では先端は工具に接触するのが遅れるので最初にダイスに接触するテーパの起点の接点にのみ固着を設定した。また(b)(c)については皮膜の最小膜厚が試験片の先端に現れたりテーパの起点に現れたりするのでその両方について膜厚を求めた。

皮膜 A について試験片先端形状による最小膜厚の変化を Fig.3-16 に示す。(a)の形状では膜厚はダイスとの当たりはじめで初期膜厚から半分程度に減少し、以後も緩やかに減少していく。(b)ではテーパ起点で当たり始めに膜厚が薄くなるが以後はあまり変化せずわずかに減少するだけである。先端の膜厚はほぼ一定の割合で減少し続け最終的にはテーパ起点の膜厚より薄くなる。(c)ではテーパ起点で急激に膜厚が減少しすぐに膜厚がなくなってしまう。よって試験片先端形状で潤滑皮膜の膜厚の減少を抑制することが出来、もっとも膜厚を維持できるのは(b)の形状である。これは初期的に面接触して面圧が低くなるため皮膜にかかる負担が軽減されたためと考えられる。

最小膜厚が最も大きかった(b)の形状について皮膜の変形抵抗による最小膜厚の変化を Fig.3-17 に示す。(a)では皮膜 A と B で倍程度の最小膜厚の差があったが(Fig.3-12), (b)の形状では最終的には変形抵抗の小さい皮膜 A の方が薄くなってしまいが、 S_p が 10mm 程度までは両者の差はかなり小さくなった。このような試験片形状を用いることで変形抵抗の小さい軟らかい潤滑皮膜でも皮膜切れを抑制できるものと考えられる。

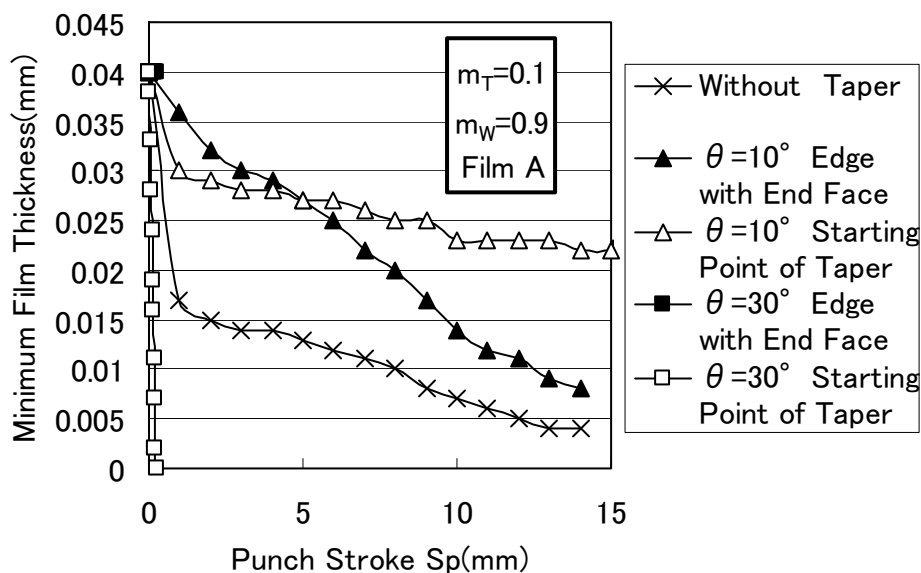


Fig.3-16 試験片先端形状による最小皮膜厚さの変化

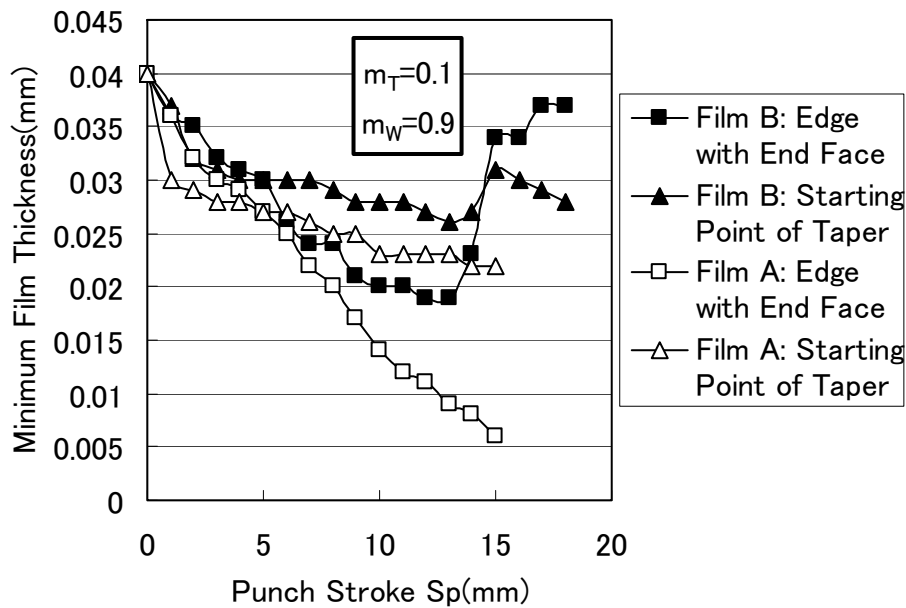


Fig.3-17 10° テーパー試験片での皮膜変形抵抗の影響

3. 5. 5 皮膜の法線方向の密着度の影響

皮膜の密着度には、摩擦によってせん断される面方向の密着度に加え、面に垂直な方向の密着度も検討する必要がある。乾燥皮膜型潤滑剤ではダイスへの当たり始めで金型に接触していない部分に変形した際に皮膜が脱落して凝着を起こすという不具合例が多い。そこで解析で皮膜と試験片の間の法線方向の密着力を皮膜の変形抵抗に対する割合で設定することで法線方向の密着度を変化させ潤滑皮膜の変形挙動を調べた。また皮膜の法線方向の密着は密着力だけでなく皮膜の変形抵抗にも影響されるので、皮膜の変形抵抗はこれまでの皮膜 A, B にくわえて S60C 相当の変形抵抗をもつ皮膜 C を設定した。皮膜 C の n 乗硬化式は以下である。

$$\text{Film C(S60C)} : \sigma = 1119 \varepsilon^{0.077} \text{MPa} \quad (4)$$

法線方向の密着力を変化させたときの皮膜 A の最小膜厚の変化を Fig.3-18 に示す。法線方向の密着力は最小膜厚には影響していない。ピレットエッジ部は皮膜がダイス面と試験片に挟まれて圧縮応力場になるため皮膜の密着力が影響しないためである。

一方、密着力を小さく設定すると試験片の先端側の端面および試験片側面の皮膜が剥離する現象が見られた。Fig.3-19 に端面の剥離の例、Fig.3-20 に試験片側面の剥離の例を示す。これらの皮膜が剥離した面は剥離後に金型に接するため金属接触して凝着の原因となる。皮膜の変形抵抗と密着力の組み合わせと試験片端面の剥離の関係を Table.3-2、側面の剥離の関係を Table.3-3 に示す。端面では皮膜の変形抵抗が大きく軸端が絞られたときの試

試験片端面の半径方向の縮みに皮膜が追従できない場合に皮膜が座屈するようにして剥離し、密着力が小さいほど剥離しやすい。側面の皮膜も密着力が小さいほど剥離が生じやすいが、皮膜の変形抵抗が試験片のそれに近いと密着力が低くても剥離しなくなる。皮膜が硬いほど耐焼付き性は向上すると考えられるが試験片よりも皮膜の変形抵抗が大きすぎると剥離により逆に耐焼付き性が乏しくなると推定される。

乾燥皮膜型潤滑剤の RC 形試験での試験片を Fig.3-21 に示す。化成皮膜では試験片先端に鉢巻状の光沢面が生じるのに対し、乾燥皮膜型では先端側端面の皮膜は加工中に剥離脱落してしまうため先端に皮膜はほとんど残っておらず広い金属光沢面となっている。化成皮膜では端面の潤滑皮膜が端面の縮みに追従して表面に密着しているが、乾燥皮膜型は皮膜の法線方向の密着度が劣っている、または端面の縮みに皮膜が追従できないため剥離してしまうと考えられる。

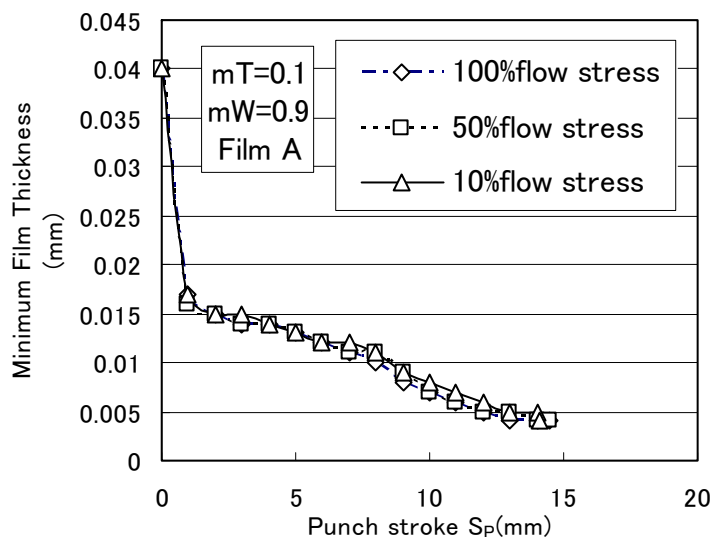


Fig.3-18 法線方向の密着度による最小皮膜厚さの変化（先端加工無し）

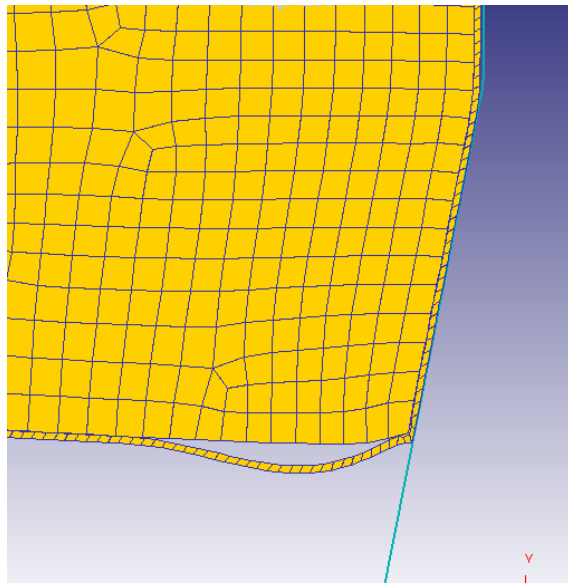


Fig.3-19 端面の皮膜の剥離の例

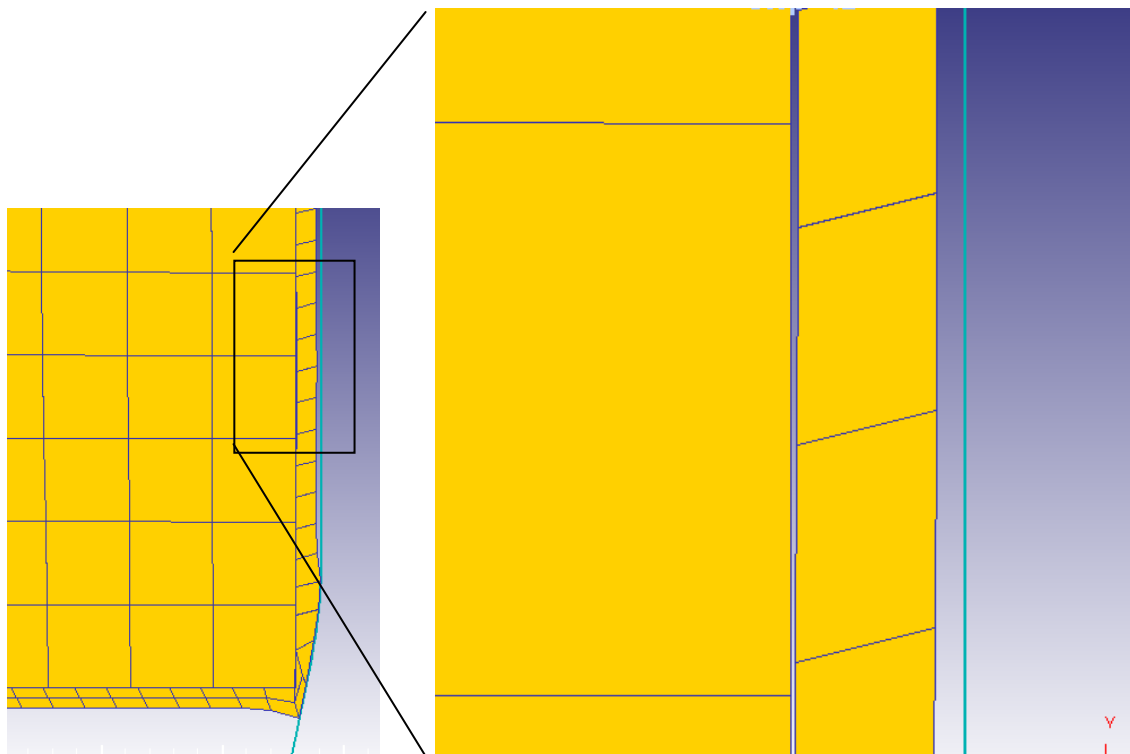


Fig.3-20 側面の皮膜の剥離の例

Table.3-2 法線方向密着力と端面の剥離の関係

法線方向密着力	膜の変形抵抗		
	A1100	S10C	S60C
100%flow stress	○	○	剥離
50%flow stress	○	○	剥離
10%flow stress	○	剥離	剥離

Table.3-3 法線方向密着力と側面の剥離の関係

法線方向密着力	膜の変形抵抗		
	A1100	S10C	S60C
100%flow stress	○	○	○
50%flow stress	○	○	剥離
10%flow stress	剥離	○	剥離



Fig.3-21 乾燥皮膜型潤滑剤での試験片の例

3. 6 まとめ

本章では RC 形摩擦試験法を対象としてピレットエッジ部の潤滑皮膜の変形挙動の解析から前方押し出しの際に潤滑皮膜が備えるべき特性について検証を行った。得られた結果は以下のとおりである。

- 1) 前方押し出しでの表面積拡大は小さい。しかしピレットエッジ部はダイスとの当たり始めで高面圧になり、しかもすべり距離が長いため、潤滑皮膜の変形がここに集中する。したがってピレットエッジ部の膜厚が薄くなるのが凝着の原因となる。
- 2) 耐焼付き性の点からは潤滑皮膜は変形抵抗が大きく、母材とよく密着し工具との摩擦が小さいものが望ましい。しかし母材より皮膜の変形抵抗が大きかったり、皮膜の法線方向の密着性が低かったりすると皮膜は母材から剥離して逆に耐焼付き性が低下する。剥離を抑制するには皮膜は軸端面の収縮に追従していける変形能と良好な密着性が必要である。
- 3) 変形抵抗の大きい潤滑膜はせん断抵抗が大きく潤滑性で劣る。よって潤滑性と耐焼付

き性を両立するには密着性の高い硬い皮膜の上に潤滑性のある皮膜を組み合わせた化成皮膜のような構造が望ましいと考えられる。

- 4) 変形抵抗の小さい皮膜であっても試験片先端にダイス半角と同じテーパを設けてダイスとの当たり始めの接触を面接触とすることで潤滑皮膜の膜厚を維持しやすく出来る。

第4章 突起付テーパダイスによる前方軸-後方缶押し形摩擦試験法の提案

4.1 はじめに

従来セレーションやスプラインのような複雑な断面形状を持つ軸状部品は転造によって成形されることが多かった。しかし転造では O.P.D.が転造下径に依存したりピッチエラーが大きくなるなど精度上の難点があり、寸法調整に工数がかかるなどの問題があった。そこで近年ではピッチエラーや O.P.D.のような断面形状を規定する寸法を高精度化するため、転造に代わり前方押しにてこれらの軸部品を成形する例が増えてきている。しかし複雑な断面形状の押しは局所的な表面積拡大を伴いすべり距離も長いので潤滑の面では非常に困難な加工である。特に凝着が起りやすいので耐焼付き性の低い潤滑剤しか使用できない場合には振動プレスなどの特殊な加工法や設備が必要な場合もある。よって異形の前方押しでの潤滑性や耐焼付き性を評価する方法が必要であるが、前方押しでも RC 形試験法では表面積拡大が小さくこのような異形の前方押しを表現するには不十分である。

本章では異形の前方押しでのダイス摩擦を評価することを目的として、RC 形試験を改良した摩擦試験法を提案し、新試験法にて基礎的な評価の対象である摩擦特性値と耐焼付き性の評価を行う。

4.2 突起付きテーパダイスによる前方軸-後方缶押し形摩擦試験法

異形の前方押しを再現するには突起状の金型を試験片に切り込ませながら試験片と金型が軸方向に長い距離をすべるといふ変形を行わせる必要がある。すべり距離は RC 形試験と同様の形式で再現することが出来るため、RC 形試験のダイステーパー面に複数の突起を設けたダイスを用いて前方軸-後方缶押し形試験を行うことを考案した。前方押し中に突起が切り込むことで異形押しの際のダイスの試験片への切り込みとそれに伴う局所的な表面積拡大を再現することが出来る。本試験法を突起付きテーパダイスによる前方軸-後方缶押し形摩擦試験法（以後 SRC 形試験法）として提案した。

本試験は RC 形試験とまったく同じ方法、金型を用いダイスのみを突起付きのものに変更する。突起付きダイスの内径の概略を Fig.4-1 に示す。突起の数は 6 ヶとし、突起の導入部の形状は一般に舟底形状型と呼ばれる形とした。導入部より奥側のダイス断面形状はいずれの断面でも相似形状になるようにし、軸方向に均一に延びるようにした。突起はすべり距離を大きくできるよう軸方向に極力長くしており、パンチ押し込み量 S_p を大きくすることですべり距離とテーパ面による絞りが大きくなりより厳しい条件での評価が行える。

RC 形試験同様ダイス摩擦が大きくなると前方押し量 S_f が小さくなり後方押し量 H_b が大きくなるため荷重測定をすることなく成形後の試験片の形状からダイス摩擦を評価することが出来る。ダイス摩擦特性値としては摩擦せん断係数 m_D を評価し、 m_D の特定は S_p , S_f , H_b の関係を示す校正線図をあらかじめ FEM 解析にて作成し、実測値をプロットすることで行う。

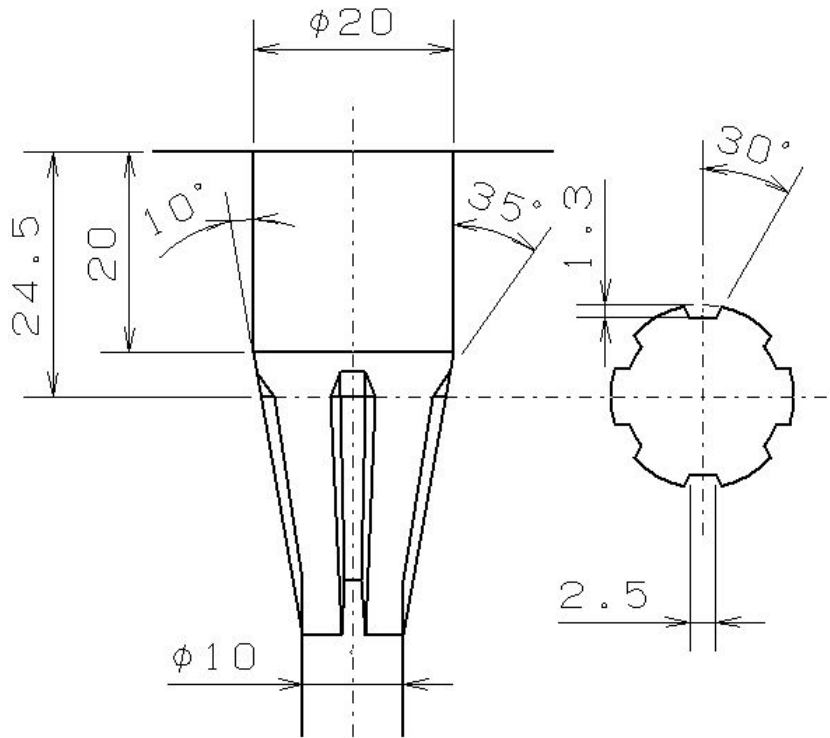


Fig.4-1 SRC形摩擦試験のダイス内径形状

また本試験では凝着が生じやすいため耐焼付き性も大きな評価項目である。耐焼付き性の評価は試験後の試験片の外観を顕微鏡観察して凝着の有無から判定する。

4.3 試験条件

試験にはRC形試験同様、加工速度を変える目的で速度の異なる機械式プレスと油圧式プレスの両方を用いた。機械式プレスの加工速度は下死点上10mmで80mm/s、油圧式プレスは3mm/s一定である。ダイス材質は修理を容易にするため超硬合金V10で表面粗さは最大粗さRz=0.4に仕上げた。他の工具はRC形試験と共通である。各工具はアルコールにて脱脂洗浄後試験に用いた。工具に凝着が発生した場合にはペーパーにて凝着物除去後、弾性砥石またはダイヤモンド砥粒と超音波研磨器にてラップ仕上げしてから使用した。

試験片にはSCM420、S10CとA6061を用いた。試験片はいずれも焼鈍したものを使用した。潤滑剤としては化成皮膜として鋼には燐酸亜鉛皮膜、アルミ合金にはフッ化アルミ皮膜を用い、他にも各種乾燥皮膜型潤滑剤とパラフィン系鉱油も用いた。

FEM解析はダイス形状が異形なので3次元FEM解析コードDEFORM-3Dにて行った。モデルは対称面を設定して1/12モデルとし、試験片を剛塑性体、金型は剛体とした。メッシュ数初期値は2万とし、1ステップあたりのパンチ押し込み量は0.1mmとした。なお、パンチの摩擦せん断係数 m_P は解析結果に影響しないため、 $m_P=0.5$ 一定と仮定した。SRC形

試験の解析の結果、試験片の変形抵抗が校正線図に与える影響は小さく、異なる材料でも同一の校正線図で評価が可能である。

4. 4 SRC 形摩擦試験法の機能確認

まず摩擦試験として摩擦せん断係数の推定と耐焼付き性の評価が出来ることを確認した。SCM420 にて 2 種類の乾燥皮膜型潤滑剤 LUB-A, B と磷酸亜鉛皮膜の金属石鹼処理をしたものと金属石鹼無しのものを実験した。ただし乾燥皮膜型潤滑剤は 3 章で評価した Lub.A, B とは別のものである。

磷酸亜鉛皮膜した試験片の例を Fig.4-2 に、軸押し出し量 S_f についての校正線図と実測値を Fig.4-3 に示す。磷酸亜鉛皮膜では共に凝着は観察されず、金属石鹼を処理した場合は $m_D=0.13$ 、金属石鹼無しでは $m_D=0.37$ と推定された。磷酸亜鉛皮膜自体は耐焼付き性は高いものの潤滑性はほとんど持っていないため金属石鹼を介さないと潤滑性が悪いことが知られている。試験結果はその通りであり、従来の RC 形試験では金属石鹼を処理した場合の m_D が 0.1~0.11 と推定されるので、本試験法で得られた摩擦特性値はやや高めではあるが概ね同等であり、本試験法にて摩擦特性値の推定が可能である。

乾燥皮膜型潤滑剤では凝着の発生が確認されたので各潤滑剤での S_p と凝着の有無を Fig.4-4 に示す。試験した乾燥皮膜型潤滑剤は磷酸亜鉛皮膜より耐焼付き性が劣っていると判断された。また加工度が高いほど、同一条件でも打鍛回数が増えるほど凝着しやすいことが分かった。Fig.4-5 に凝着の例を示す。凝着は試験片の小端近くでダイスの突起頂上の角部から斜面にかけて発生しており、突起部以外には発生しなかった。また突起の導入部での凝着も見られなかった。試験片先端のビレットエッジに相当する位置で凝着しているため、RC 形試験同様ビレットエッジの効果が作用している。

凝着が発生すると評価される摩擦が高くなるため、凝着しなかった試験片について潤滑剤による m_D の比較を Table.4-1 に示す。LUB-A は磷酸亜鉛皮膜より m_D が小さく耐焼付き性は劣るものの潤滑性能では優れているといえる。



Fig.4-2 SRC 形試験の試験片外観

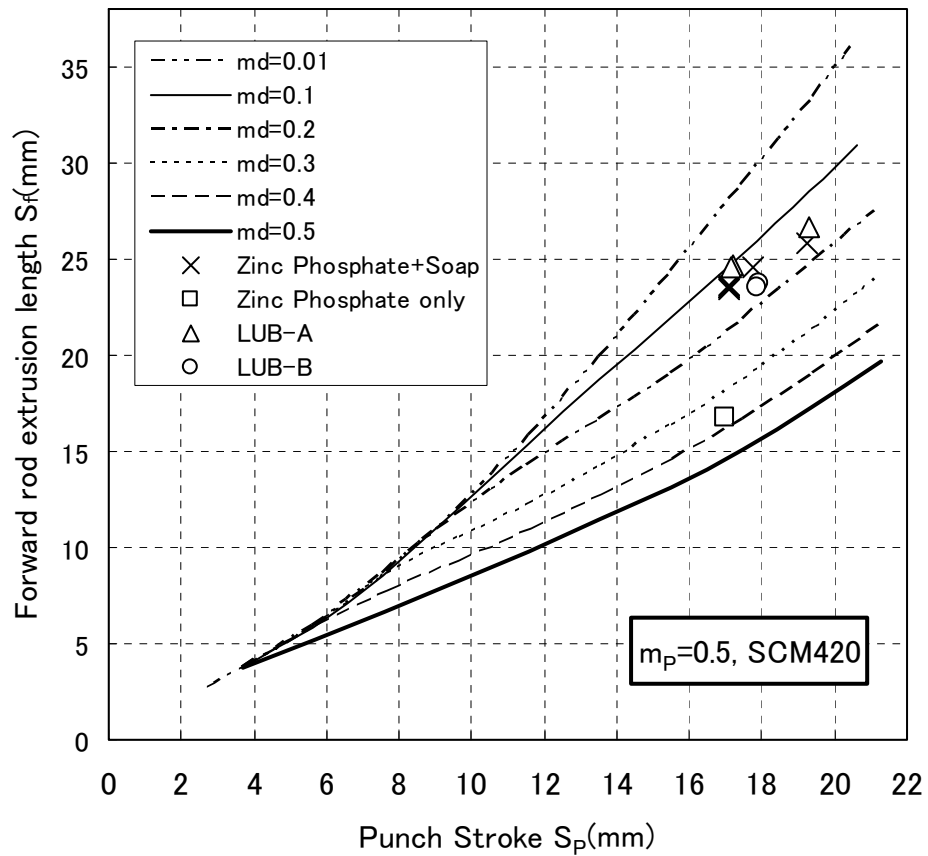


Fig.4-3 SCM420 での SRC 形試験の校正線図と実測値

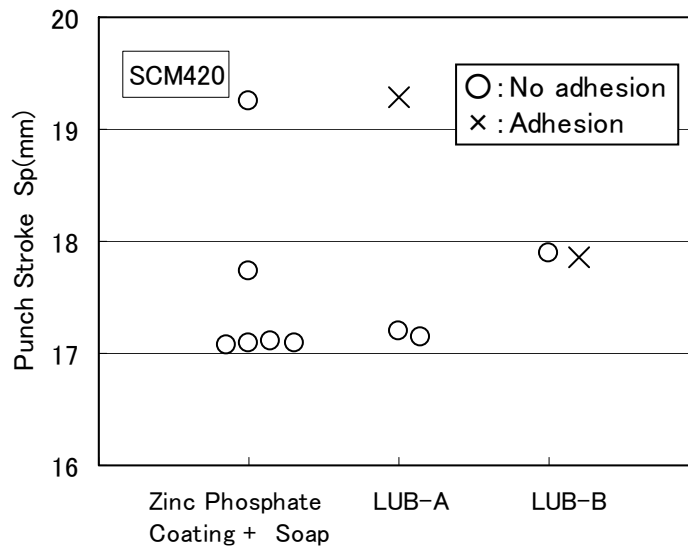


Fig.4-4 凝着の有無の評価

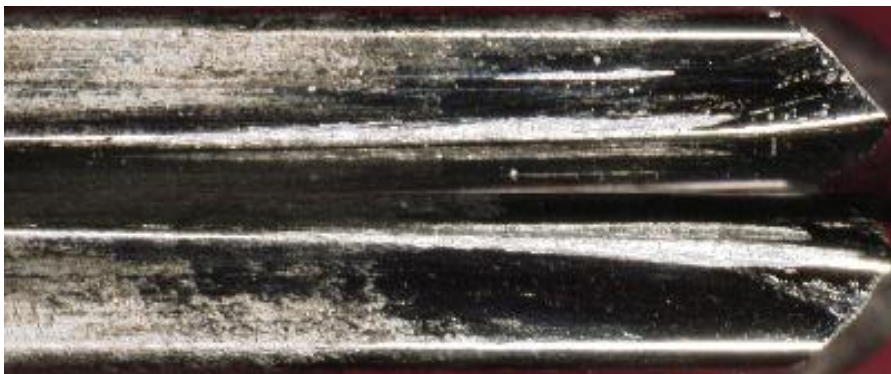


Fig.4-5 凝着の例

Table.4-1 摩擦せん断係数の比較

Coating	Zinc Phosphate	LUB-A	LUB-B
m_D	0.134	0.104	0.167

4. 5 S10C, A6061 での SRC 形試験

S10C に燐酸亜鉛皮膜, A6061 にフッ化アルミ皮膜と鈹油 VG1000 で潤滑した際の校正線図と試験結果を Fig.4-6 に示す. S_P に対して得られた m_D の変化を Fig.4-7 に示す. フッ化アルミには処理した時期の異なる 2 種類のロットを用いた. 化成皮膜では凝着は発生せず, 試験結果はほぼ校正線図に沿っており m_D は S_P に対して変化しないといえる. よって本試験では面積拡大やすべり距離が増加しても, 凝着が発生しなければ摩擦特性値には影響しないと考えられる. VG1000 を用いた場合は凝着が発生し m_D が高く測定結果もばら

ついている。Fig.4-8 に凝着した試験片の例を示す。凝着は円周方向のほぼ全周において、試験片のピレットエッジから発生しており、RC 形試験と同様にピレットエッジの効果が大きい。

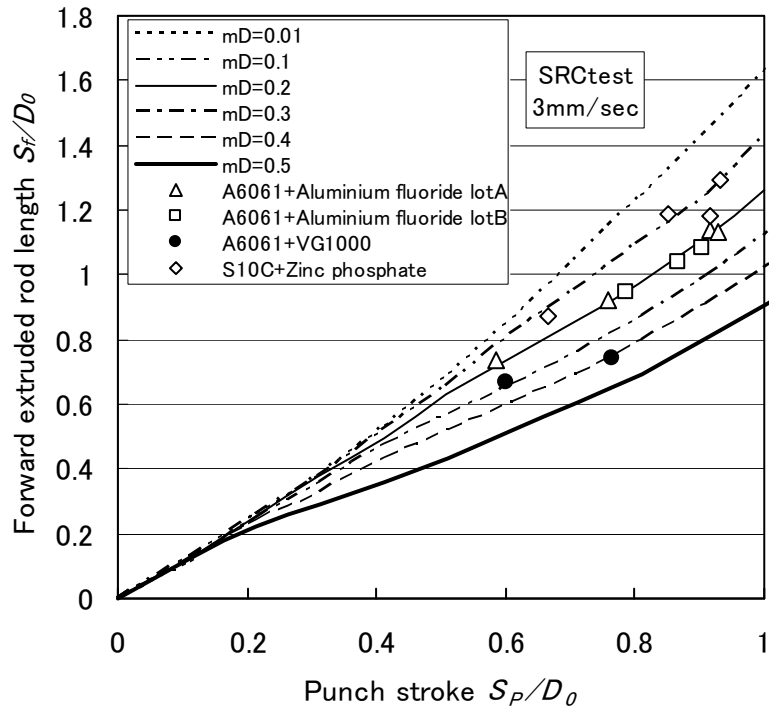


Fig.4-6 S10C と A6061 での SRC 形試験の校正線図と実測値

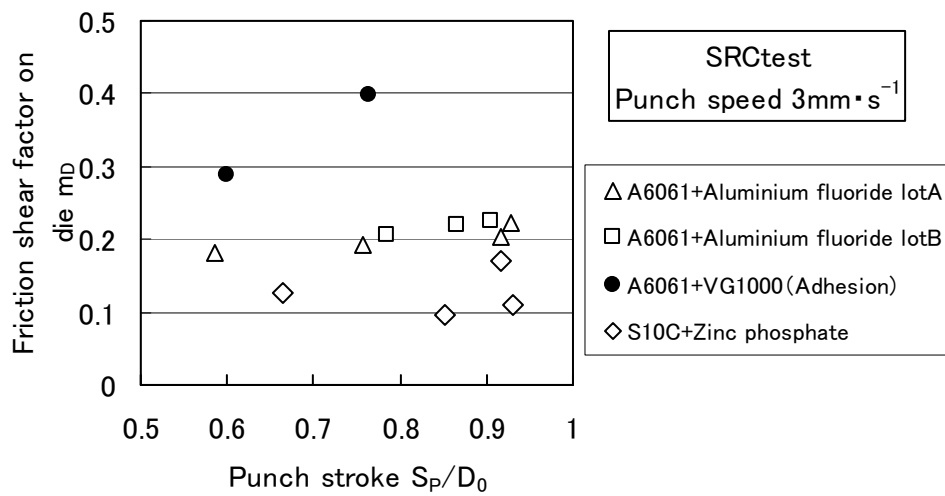


Fig.4-7 SRC 形試験でのパンチ押し込み量に対するダイス摩擦せん断係数の変化



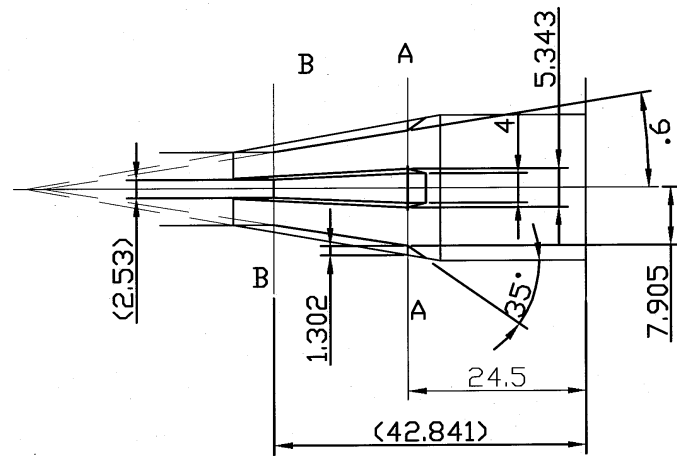
Fig.4-8 凝着の例 (A6061+VG1000)

4. 6 SRC 形試験の表面積拡大比

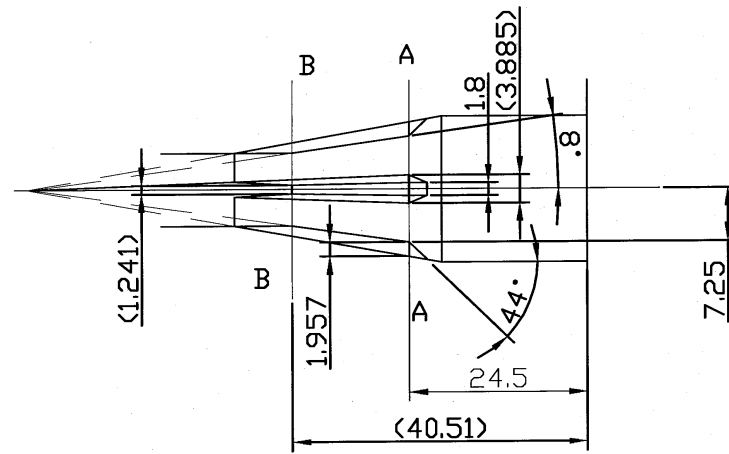
SRC 形試験での表面積拡大比の変化を FEM 解析にて調べた. 表面積拡大には突起形状, 特に突起の幅, 高さ, 導入角が影響すると考えられた. そこで突起形状の影響を調べるため, 試験に用いた Fig.4-1 のダイス形状に加えて, Fig.4-9 に示すダイス形状についても解析を行った. Fig.4-1 の突起に対して突起の幅を 1.6 倍にしたもの(a), 突起の高さを 1.5 倍にして突起の導入角を 35° から 44° に大きくしたもの(b), 突起導入角を維持したまま突起高さを 1.5 倍にしたもの(c)の 3 種類である. 突起導入部の形状については全て舟底形状型とした.

Fig.4-10 に表面積拡大比の最大値のパンチ押し込み量 S_p に対する変化を示す. 最大の表面積拡大はいずれのダイスについても試験片の軸端側のビレットエッジであったところで発生し, 周方向には突起の斜面の位置で最大となった. 概ね Fig.4-5 の凝着の位置に相当する. 表面積拡大は突起が切り込んだときに大きく上昇し, 突起の切り込み後は緩やかな上昇を示した. 表面積拡大の点からは S_p が大きくなるほど厳しくなるといえる. 表面積拡大は突起の高さで大きく変化し, 突起の幅と導入角度についてはほとんど変化しなかった.

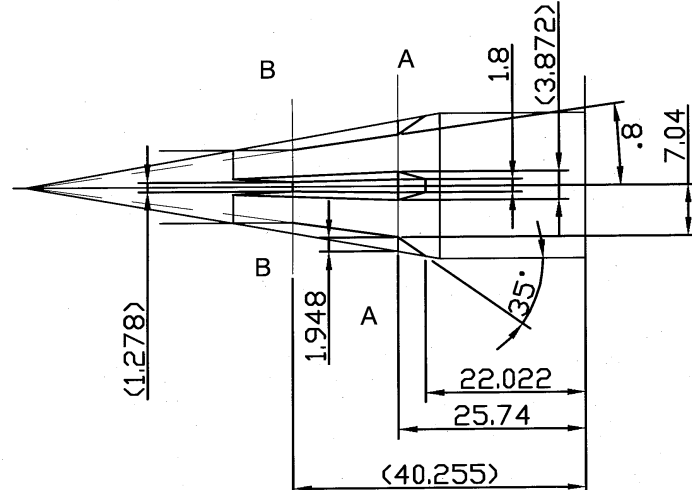
試験に用いたダイスでの表面積拡大比はほぼ 10 倍程度で後述の前方テーパ缶-後方直缶押し出し形試験 (CC 形試験) などと比べると表面積拡大は小さい. すべり距離についても CC 形試験と大差は無い. CC 形試験での下カップ先端付近が表面拡大, すべり長さともに SRC 形試験の軸端の条件に近くなるが, 乾燥皮膜型潤滑剤での CC 形試験では下カップ先端に凝着は生じない. SRC 形試験は表面拡大やすべり距離以外にビレットエッジの効果がより凝着を起こしやすい要素として作用していると考えられる.



(a) 突起幅 1.6 倍



(b) 突起高さ 1.5 倍 導入角 44°



(c) 突起高さ 1.5 倍 導入角 35°

Fig.4-9 ダイス突起形状の変更

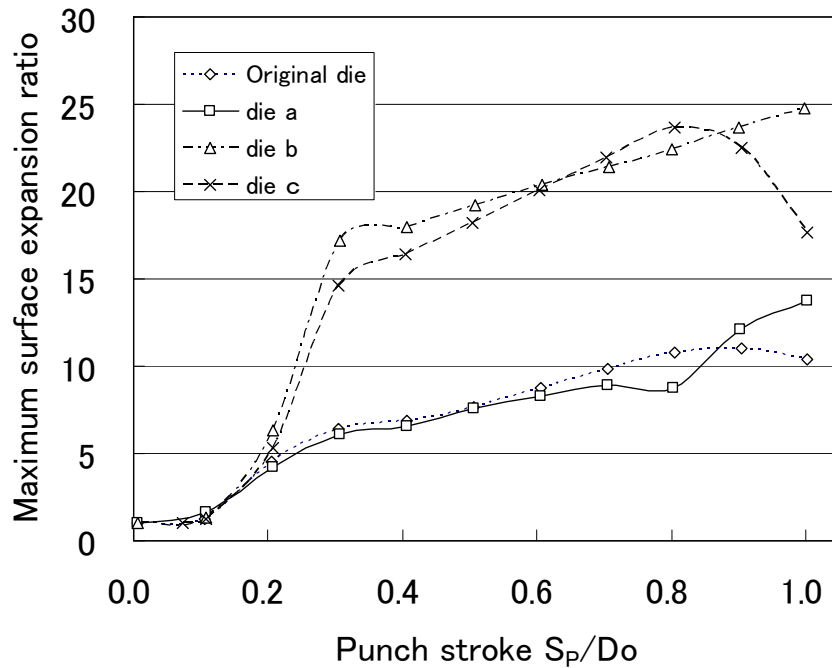


Fig.4-10 突起形状による最大表面積拡大比の変化

4. 7 まとめ

本章では異形の前方向押しでの摩擦を評価の対象として局所的な表面積拡大を伴う SRC 形摩擦試験法を新たに提案し、基礎的な機能評価と乾燥皮膜型潤滑剤の性能評価を実施した。得られた結果は以下である。

- 1) 提案したダイスの形状でダイス摩擦の推定と耐焼付き性の評価が可能であり、SRC 形試験は摩擦試験法として有効であることを確認した。
- 2) 凝着が発生しなければ S_p に対して得られる m_D はほぼ一定であり、すべり距離と表面積拡大は m_D には影響しない。
- 3) 凝着はダイス突起の斜面上で発生し、元のビレットエッジ部を起点として発生した。表面積拡大が最も大きい位置に相当しているため、表面積拡大と耐焼付き性には相関がみられるが、試験に用いた突起付きダイスでは表面積拡大は 10 倍程度で比較的小さいため、RC 形試験同様にビレットエッジの効果が耐焼付き性を低下させている。
- 4) 本法で乾燥皮膜型潤滑剤を評価した。乾燥皮膜型潤滑剤は潤滑性では化成皮膜と同等以上の性能を持つが、耐焼付き性で化成皮膜に劣っていることが分かった。
- 5) 突起の切込みによる表面積拡大はほぼ突起の高さで決定され、突起の幅や突起導入部の導入角などは表面積拡大にはほとんど影響しない。

第5章 後方穿孔押出し形摩擦試験法の改良

5.1 はじめに

後方押出しはその材料流動が複雑でひずみ量とパンチ表面上での表面積拡大が大きいいため潤滑が難しい変形形式の一つである。後方押出しパンチの摩擦の評価は鍛造用摩擦試験の研究者にとって大きな関心事であった。これまでに提案された後方押出し用摩擦試験は成形荷重からパンチ摩擦を評価するものが主であり、パンチ面の摩擦特性値を求めることは出来ていなかった。本研究室では成形荷重を測定することなく、試験片形状と FEM 解析から求めた校正線図から後方押出しパンチ面の摩擦を評価できる試験法として後方穿孔押出し形摩擦試験法（以後 WCL 形試験法）を提案した¹³⁾。

WCL形試験ではこれまでの研究でパンチ摩擦の相対的な評価が可能であることが示され¹⁷⁾、パンチの摩擦せん断係数についても値を得ることが出来ていたが、試験条件を変えると摩擦せん断係数が 0 と測定されたり、複数回試験を行うとパンチ摩擦が上昇したりばらついてしまい¹⁸⁾、十分信頼のおける摩擦せん断係数が得られていなかった。さらに本試験法の変形は極めて複雑であり、校正線図を求める際の解析の手法も確実なものではなかった。そこで本章では本試験法を摩擦試験法として確立することを目的とし、本試験の基本変形である前後方の缶の押出しについて基礎的な特性を調査して FEM 解析の手法を検証し、本試験での試験条件と摩擦の評価手法を決定する。

5.2 後方穿孔押出し形摩擦試験法

WCL 形試験法の原理図を Fig.5-1 に示す。内径 20mm のストレートダイス内に円柱試験片（ ϕ 20mm \times 20mm）を挿入し、断面減少率 $R_e=70\%$ 、ベアリング長さ $B=5\text{mm}$ 、先端 R0.5mm のパンチで上面から加圧する。ダイス内にはあらかじめ断面減少率 70%、ベアリング長さ $B=0.5\text{mm}$ 、先端 R0.5mm の下パンチを固定しておく。上パンチのみ B を長くしてあるのが特徴であり、これによって試験片形状へのパンチ摩擦の影響が明確にできる。パンチ押し込み量 S_P の増加とともに試験片は前後方の缶の押出しを生じるが、後方押出しされた側壁は上パンチベアリング部とダイスに挟まれてバニシされながら押し出されていくので、後方押出しに要する荷重がパンチベアリング面の摩擦によって変化する。上パンチ面摩擦が小さいほど後方押出しに対する摩擦抵抗が小さくなるため、後方押し量 H_U が大きくなり前方押し量 H_L は小さくなる。よって成形した試験片の形状から上パンチ面摩擦を評価することができる。側壁が厚くなるとパンチ摩擦が試験片形状に影響しなくなるため、パンチの断面減少率は十分パンチ摩擦が影響する薄い側壁を得るために 70%を採用している。パンチ先端形状は端面のテーパや大きい先端 R があると加工初期に試験片端面の材料が外側に押し広げられて加工後半の表面積拡大が増大してしまうため、カップ内径全域で比較的均一な表面積拡大が得られるよう平坦な端面で小さい先端 R の形状を採用した。あらかじめ 2次元剛塑性 FEM ソフトウェア DEFORM-2D にて上パンチ面の異なる摩擦せ

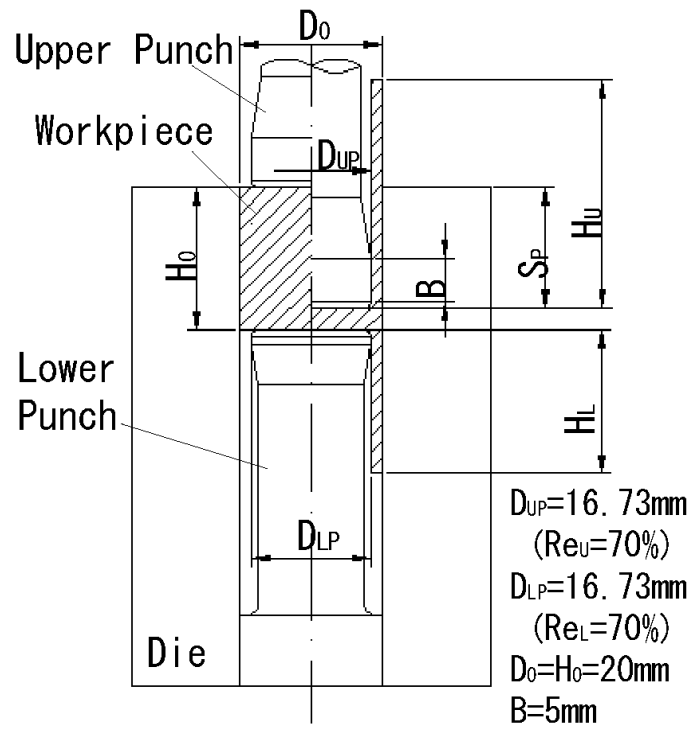


Fig.5-1 WCL形摩擦試験の原理図

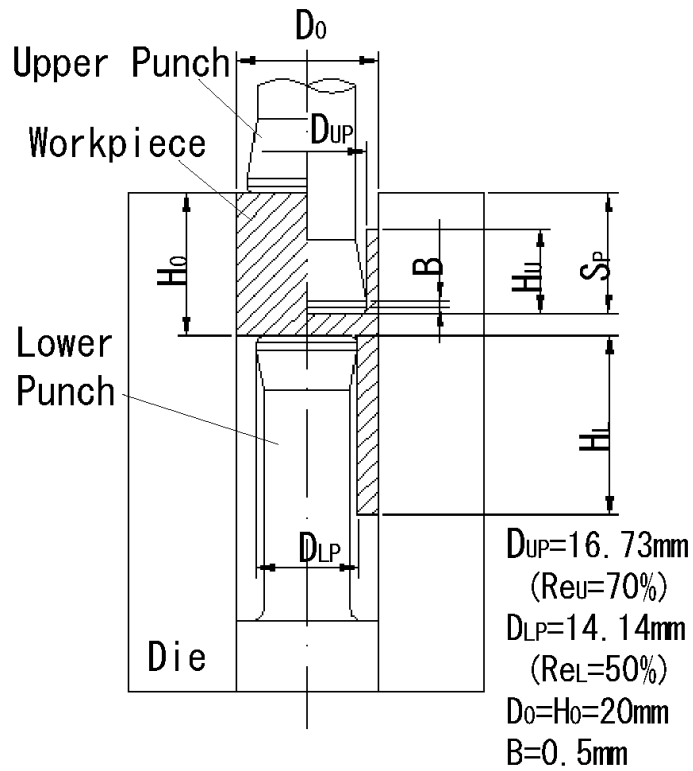


Fig.5-2 WC形試験の原理図

ん断係数 m_{UP} に対する S_P と H_L , H_U の関係から校正線図を作成し、実測値をその上にプロットして内挿法より m_{UP} を求める。加工後の試験片内径の表面性状およびパンチの外観から凝着の有無、程度を見ることで耐焼付き性の評価も可能である。また本試験も成形荷重を測定する必要がないため簡易に摩擦を評価できるという特徴がある。

WCL形摩擦試験を行うにあたり上パンチ面の摩擦のみでなくストレートダイス面の摩擦も試験片形状を変化させてしまう。そこでWCL形試験に先立ってストレートダイス面の摩擦せん断係数 m_D を特定し、WCL形試験の校正線図の作成にはこの値を用いて解析をおこなう必要がある。ダイス面摩擦を評価する方法として Fig.5-2 に示す直缶の前後方押し摩擦試験（以後WC形摩擦試験）を行う。WCL形試験と同じストレートダイスに円柱試験片（ $\phi 20\text{mm} \times 20\text{mm}$ ）を挿入し、断面減少率 $Rel=70\%$ 、ベアリング長さ $B=0.5\text{mm}$ 、先端 $R0.5\text{mm}$ のパンチで上面から加圧する。ダイス内にはあらかじめ断面減少率 $Rel=50\%$ 、ベアリング長さ $B=0.5\text{mm}$ 、先端 $R0.5\text{mm}$ のストレートパンチを固定しておく。材料は断面減少率の小さい前方に優先的に流れるが、ストレートダイスの摩擦抵抗が大きくなるほど前方への材料流動に抵抗となるため前方押し量 H_L が減少し、後方押し量 H_U が大きくなる。あらかじめFEM解析にてダイス摩擦せん断係数 m_D と H_U , H_L の関係を示す校正線図を作成し、実測値をプロットすることで m_D を求めることが出来る。

WC形試験は Geiger¹⁹⁾ により提案され、 $Rel=70\%$ 、 $Rel=50\%$ のときに H_U , H_L がダイス摩擦に対して最も敏感になることが指摘されている。ストレートダイスの摩擦を測定する方法としては他にも上下の断面減少率を同一とした直缶前後方押しによる試験法が複数提案されており、堂田ら¹⁵⁾ は比較的高い約 70% の断面減少率、Bayら²⁰⁾ は約 50% の断面減少率、Altanら²¹⁾ は約 25% の断面減少率で試験を行っている。そこでFEM解析にて断面減少率を上下同一で 30 , 50 , 70% とした前後方押しで m_D を 0.01 から 0.2 まで変化させたときのダイス摩擦に対する後方押し量 H_U の敏感性をWC形試験と比較した。Fig.5-3 にそれぞれ断面減少率 $30\% \sim 70\%$ での異なる m_D に対する S_P と H_U の関係の変化、Fig.5-4 にWC形試験でのそれを示す。横軸はパンチ押し込み量 S_P を試験片直径 D_0 で割った値、縦軸が後方押し量 H_U を試験片直径 D_0 で割った値を示している。同一断面減少率の場合は 30% が最も敏感で 70% がそれに次いでいる。 50% が最も鈍感であった。WC形試験のほうが上下を同一断面減少率とするより m_D に対する H_U の変化が大きく敏感であり、ダイス摩擦の評価に適しているといえる。よって本試験でのダイス摩擦の評価にはWC形試験を用いた。

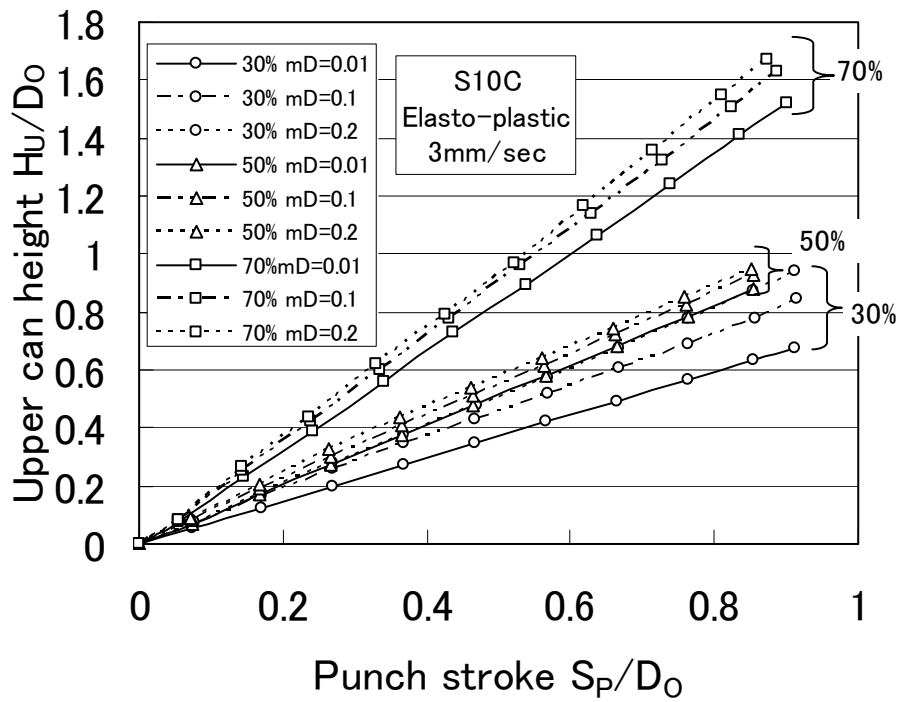


Fig.5-3 上下同一減面率の前後方押し形摩擦試験でのダイス摩擦の効果

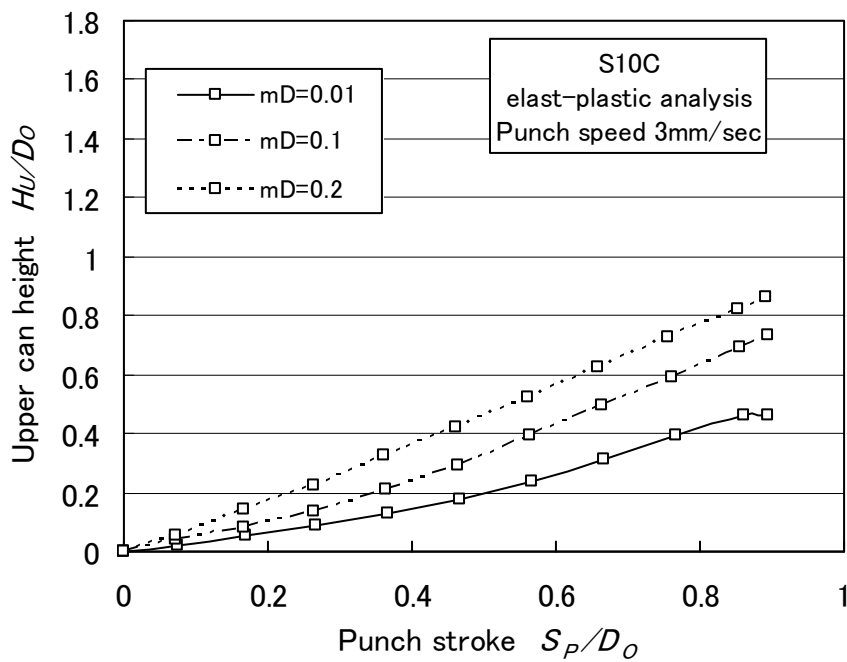


Fig.5-4 WC 形試験でのダイス摩擦の効果

5. 3 試験条件

試験には RC 形試験同様, 加工速度を変える目的で速度の異なる機械式プレスと油圧式プレスの両方を用いた. 機械式プレスの加工速度は下死点上 10mm で 80mm/s, 油圧式プレスは 3mm/s 一定である. ストレートダイスの材質および表面仕上げは RC 形試験と同様である. WCL 形試験の上パンチのみ粉末ハイス (DEX40) にて製作し, 他の上下パンチはすべて SKH51 とした. すべてのパンチ表面には凝着防止のため DLC 皮膜を施した. 各工具はアルコールにて脱脂洗浄後試験に用いた.

試験片には S10C の焼鈍材と A6061 の焼鈍材を用いた. S10C の変形抵抗は n 乗硬化式にて第 2 章(1)式、A6061 の変形抵抗は第 2 章(2)式にて表される.

S10C には潤滑剤として磷酸亜鉛皮膜を A6061 にはフッ化アルミ皮膜を用いた.

5. 4 パンチベアリング部の摩擦の効果の確認

実際にパンチのベアリング部の摩擦が変形に寄与していることを確認するため, ベアリング長さの異なる上パンチで加工を行い試験片形状の変化を確認した. 化成皮膜処理した試験片についてベアリング長さ $B=5\text{mm}$ と $B=0.5\text{mm}$ の上パンチで前後方押出しを行い試験片の縦断面形状を比較した. ベアリング部の摩擦は後方押出しに対して抵抗になるので, ベアリング長さが違うことでこの摩擦の有無による試験片の形状の違いを確認できる. 試験は油圧式プレスで行った.

Fig.5-5 に S10C での試験片の比較, Fig.5-6 に A6061 の試験片の比較を示す. 共にベア



Fig.5-5 S10C でのベアリング長さの効果
(左 $B=0.5$ 右 $B=5$)



Fig.5-6 A6061 でのベアリング長さの効果
(左 $B=0.5$ 右 $B=5$)

リング長さの長いパンチでは後方押し出し量が小さくなり、パンチベアリング部の摩擦が明確に試験片形状を変化させていることが確認できた。よって WCL 形試験にてパンチ摩擦の比較評価は可能である。

5. 5 工具寸法の影響

過去の研究において上パンチの表面処理を変更すると m_{UP} が 0 と推定されたり、複数回試験を繰り返すと m_{UP} がばらついたり増加するという結果が得られており¹⁸⁾、ベアリング部の凝着と表面荒れの影響と考えられていた。しかし試験に使用した上パンチの凝着は明確なものでなく表面荒れも摩擦に影響するほどのものではなかったため、原因は他にあると考え原因究明を行った。

試験済の試験片形状を調べたところ下側のカップ内径は時系列で小さくなっていることが判明した。試験片下側カップ内径と H_U の相関をとったところ Fig.5-7 のような明確な関係が得られた。下側カップ内径が小さいほど H_U も小さくなっており、前方への断面減少率が減少して材料流動が前方側に偏っていったことがわかる。実験に使用した下パンチの直径を調べたところほぼ下カップ内径の変化量に相当する約 $\phi 0.2\text{mm}$ の直径の減少が確認された。複数回試験を繰り返す際に下パンチのラッピングを繰り返したためにパンチ径が小さくなり、前方への材料流動が容易になって H_U が減少していったことが分かった。 m_{UP} が増加したのはこの H_U の減少を摩擦の増加によるものとしたためであり、ばらついたのは摩滅した下パンチと新品の正寸下パンチを交互に使用したためであった。

下パンチ径の減少は $\phi 0.2\text{mm}$ だがこれによる H_U の変化は $4\sim 5\text{mm}$ と大きいものであった。下パンチ径を同じだけ小さくしたモデルで解析を行ったところほぼ相当する H_U の変化が確認された。よって本試験ではパンチ径による試験片形状の変化が極めて大きいことが確認できた。そこで本試験ではパンチのラッピングによる寸法変化を抑制するため凝着防止の目的で DLC 皮膜を施すこととした。

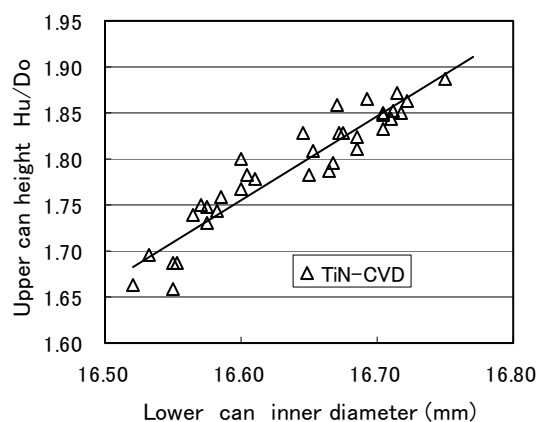


Fig.5-7 下側カップ内径と後方押し出し量の相関

5.6 加工速度の影響

S10C の WC 形試験での加工速度の違いによる後方押し出し量の変化を Fig.5-8 に示す. 横軸はパンチ押し込み量 S_P を試験片直径 D_0 で割った値, 縦軸が後方押し出し量 H_U を試験片直径 D_0 で割った値を示している. 試験片の断面の比較を Fig.5-9 に示す. 加工速度が大きくなると前方押し出し量 H_L が大きくなり, 後方押し出し量 H_U が小さくなっている. WC 形試験では前方押し出しの方が断面減少率が小さく優先的に材料が流動するため, 下パンチ先端 R

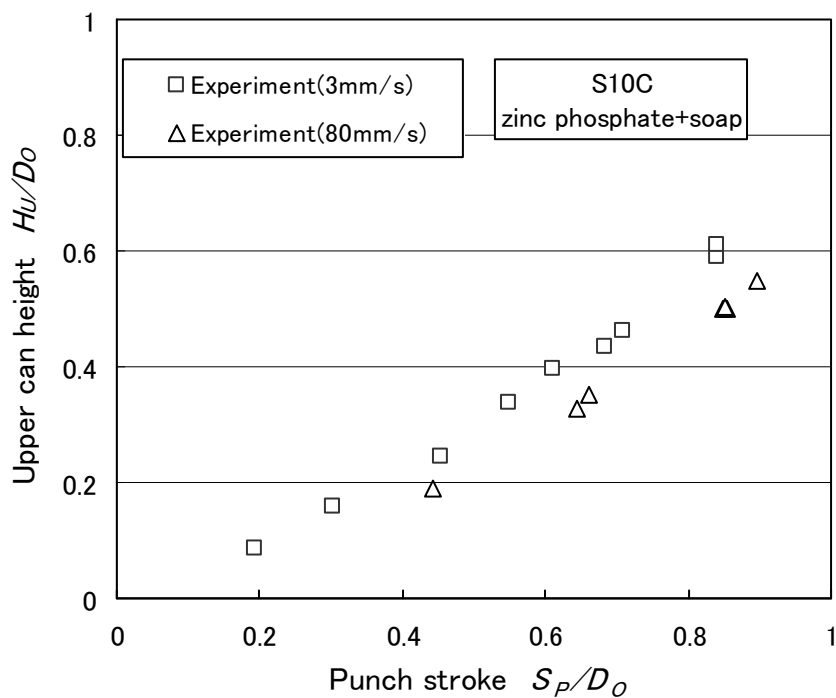


Fig.5-8 WC 形試験での加工速度による後方押し出し量の変化



Fig.5-9 加工速度による WC 形試験変形状の変化 (左: 80mm/s, 右: 3mm/s)

部に大きなひずみが集中する。加工速度が大きくなるとこの位置での温度上昇が大きくなり、変形抵抗が下がって前方押し出しがさらに助長されたものと考えられる。

WCL 形試験も同様な試験法であるため加工速度が影響することが予想された。そこで S10C について機械式プレスと油圧式プレスで WCL 形試験を行った。加工速度による後方押し出し量の変化を Fig.5-10 に、試験片の断面の比較を Fig.5-11 に示す。機械式プレスで高速加工した試験片は WC 形試験とは逆に後方押し出し量が大きくなっており、WC 形試験と比較しても加工速度の影響が極めて顕著である。高速と低速の測定値はほぼ平行に分布しており、途中からの H_U の増加の仕方は加工速度に関わらず概ね同様といえる。よって高速の場合は S_P が小さい加工初期に H_U が大きく伸びていることが分かる。A6061 についても同様の試験を行った。試験片の断面を Fig.5-12 に示す。S10C ほどではないものの同様の効果が現れている。A6061 は変形抵抗がひずみ速度に対して鈍感な材料であるが、これだけの差を生じているため現象は変形抵抗のひずみ速度依存性によるものではないと考えられる。

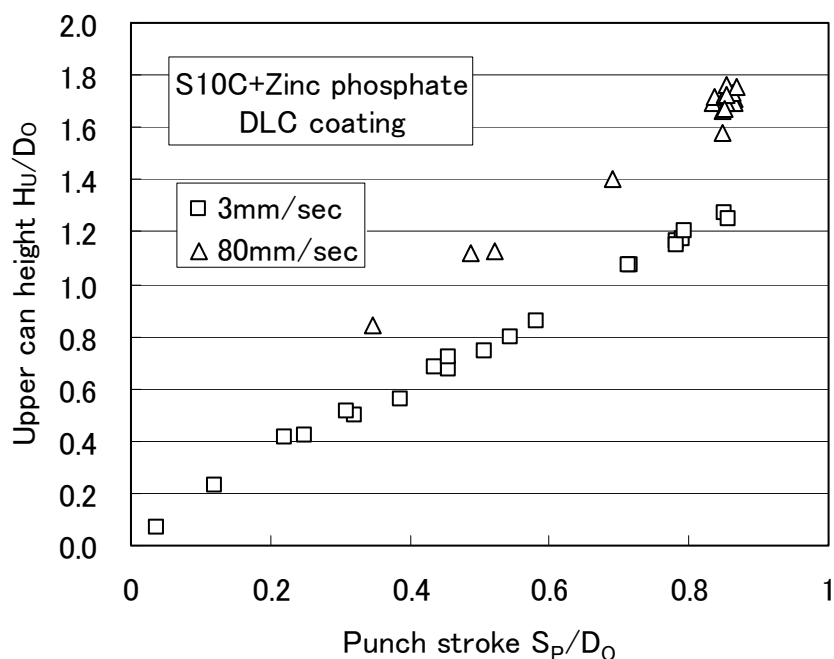


Fig.5-10 WCL 形試験での加工速度による後方押し出し量の変化



Fig.5-11 WCL 形試験での加工速度の影響
(S10C 左 : 80mm/s, 右 : 3mm/s)



Fig.5-12 WCL 形試験での加工速度の影響
(A6061 左 : 80mm/s, 右 : 3mm/s)



(a) S10C (左 : 80mm/s, 右 : 3mm/s)



(b) A6061 (左 : 80mm/s, 右 : 3mm/s)

Fig.5-13 B=0.5 での前後方押し出しでの加工速度の影響

ベアリング長さを $B=0.5\text{mm}$ と短くした上パンチでの前後方押しについても同様の試験を行い比較した。Fig.5-13(a)に S10C の(b)に A6061 の断面の比較を示す。結果は同様であり高速の方が後方押し量が大きくなった。速度による形状の差は S10C では $B=5\text{mm}$ のほうが大きくなったが、A6061 では逆に $B=0.5$ のほうが大きく明確な傾向は得られていない。

高速で H_V が増大する原因としては加工発熱による摩擦の変化と材料特性の変化が挙げられる。化成皮膜では室温よりも温度が上昇した方が金属石鹸のせん断抵抗が下がって摩擦が小さくなることが知られている。WC 形試験でも高速で加工すると発熱量が増え温度が上昇して上パンチの摩擦が下がることが考えられる。解析にて調べると高速では上パンチの先端 R 付近は加工初期でも 200°C 程度になるので摩擦が下がることは考えられるが、解析では上パンチの摩擦を小さくしただけではここまで大きな H_V の差は発生せず、下パンチの摩擦が極端に高くなる必要があった²²⁾。実際には下パンチ側も発熱しているので温度で上パンチの摩擦係数が下がるならば下パンチ側のそれも追従しているはずである。したがってパンチ摩擦の変化では現象は説明できない。ダイス摩擦が加工初期に大きくなっていても同様のことが起こるが、WC 形試験では高速でも加工初期に H_V が伸びるような現象が見られないのでダイス摩擦が大きくなるような現象は起きていない。よってこの現象はダイス摩擦の変化によるものでもない。

次に加工発熱による材料特性の変化が挙げられる。本試験はパンチ先端 R 部分にひずみが集中するため、高速加工になれば断熱的な発熱が起こって温度上昇も先端 R 部分で局所化すると考えられる。加工発熱で上パンチ側の温度が上昇すれば発熱部の変形抵抗が下がるため後方押し出しが助長されることが考えられる。高速で変形をさせると変形が局所化することがあるが、同様な現象でパンチの当たり始めに後方押し出しのみが起こればこれが原因で上パンチ R 部付近に温度上昇が局所化し後方押し出しが大きくなる可能性がある。よって本試験では温度の影響を無視しては現象を再現できないため、解析手法として温度の計算を含めた熱連成解析が必要である。

5. 7 FEM 解析手法の改良

本試験法の FEM 解析には DEFORM-2D を用いた。前後方押し出しの材料流動は複雑であり、特にカップ内径のひずみが大きいため解析の題材としては難しい部類になる。従来は試験片を剛塑性体として等温解析で校正線図を求めていたが、前述のように十分に現象を再現できていないと考えられたため、本試験を十分に再現できる解析手法を検討した。

5. 7. 1 下パンチの摩擦

WCL 形試験では下パンチの摩擦は直接求めることが出来ないため、下パンチの摩擦せん断係数 m_{LP} は何らかの形で仮定する必要がある。従来は m_{LP} の影響は小さいとして $m_{LP}=0.5$ と仮定して解析を行っていた。同じベアリング長さの小さい RC 形や WC 形試験など

ではパンチ摩擦は結果に影響しなかったためこの仮定は正しかった。しかし WCL 形試験について解析にて確認したところ m_{UP} に比べるとその影響度は小さいものの m_{LP} が変化すると上下の押出し量も変化した。よって $m_{LP}=0.5$ と仮定してしまうと正しい m_{UP} の評価が出来ないことがわかった²²⁾。一方、上下のパンチに同一の潤滑剤、表面処理を用い凝着などが発生しなければ、上下パンチの摩擦の条件は同一であると考えられる。両パンチは断面減少率も同じなので上下カップの内径の表面積拡大も概ね同等といえる。この条件の下であれば下パンチを特定の値と仮定するよりは上下のパンチ摩擦せん断係数が同一であると仮定するほうが現実に近い。したがって WCL 形試験では $m_{UP}=m_{LP}$ と仮定して解析することとした。

5. 7. 2 解析モデルのオブジェクトタイプ

WCL 形試験の FEM 解析には試験片を剛塑性体、金型を剛体とした解析を用いていた。Fig.5-14 に剛塑性体－剛体での接触の状態を示す。図中ハイライトされた節点が接触点と認定された点である。この条件ではパンチベアリング部およびダイス面が部分的にしか試験片に接触しないと判定されている。しかしベアリング部の摩擦が変形に作用することは実験で確認されており、解析の接触判定は不正確であるといえる。試験片の上側カップ奥側の内径の変化を Fig.5-15 に示す。横軸は内径、縦軸はカップ底からの距離である。試験片内径はカップ底付近で奥側に小さくなったテーパ形状をしていることが確認できる。解析にて加工中の上パンチの弾性変形を調べたところ Fig.5-16 のように先端が先細りになるよう変形しており、Fig.5-15 の結果と傾向、変形量ともに符合した。つまり上パンチは先細りのテーパに変形して内径面をしごきながら後方押出しをしており、上パンチベアリング部は試験片と確実に接触している。よってベアリング部の接触が不確実なこれまでの解析手法は上パンチの摩擦の評価を行うのに不適當であった。一方ダイス面の接触も上下パンチに挟まれた部分は接触しているが、上下缶の外径は接触していないとみなされている。しかし試験片をダイスからロックアウトする際試験片全域が抜けるまでは摩擦力が働くことが確認されている。また上パンチベアリング部とダイスに挟まれた側壁は工具にしごかれるためダイスに接触していないといけなければならないはずである。よってダイスの接触判定も不適當であり、ダイス全域が接触するような解析をする必要がある。

試験片、金型のオブジェクトタイプを変化させて解析したところ、金型を弾性体とすればパンチベアリング面が接触し、試験片も弾塑性体とすればダイス全域が接触しているとみなされることが分かった。Fig.5-17 に弾塑性体－弾性体での接触の状態を示す。パンチ摩擦を変化させて剛塑性体と弾塑性体それぞれについて WCL 形試験の解析を行ったところ Fig.5-18 に示すように、剛塑性体での解析では m_{UP} が H_U にほとんど反映されないが弾塑性体での解析は H_U への m_{UP} の効果が明瞭となった。よって WCL 形試験では弾塑性体－弾性体の組み合わせで解析を行うこととした。

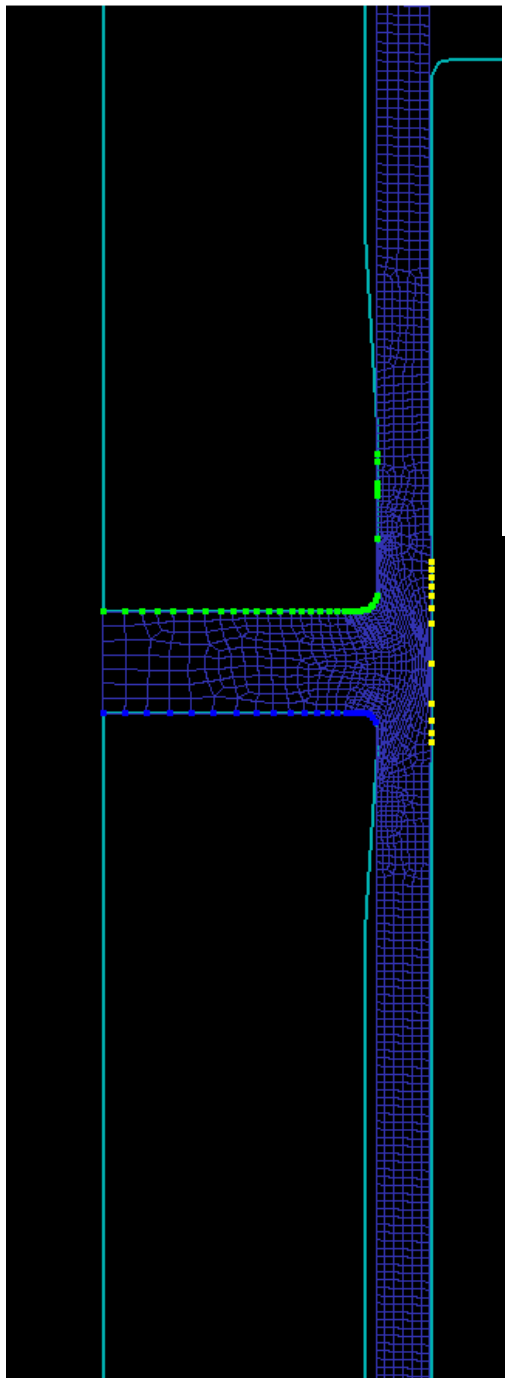


Fig.5-14 剛塑性-剛体での接触判定

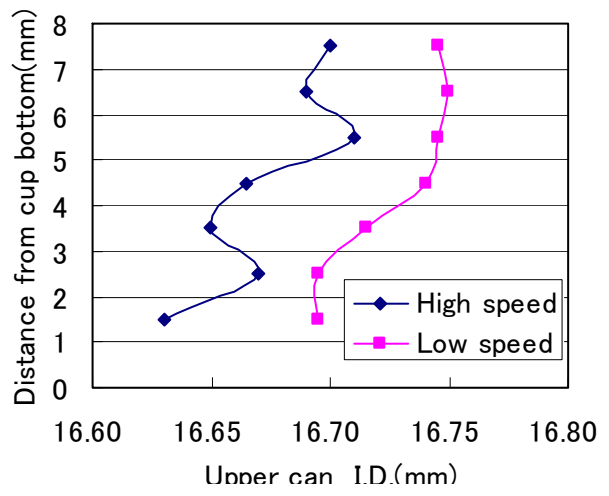


Fig.5-15 上側カップ奥側の内径

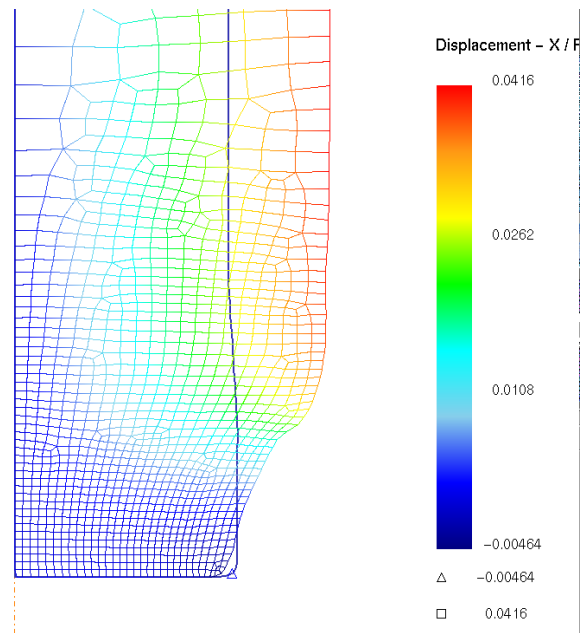


Fig.5-16 上パンチベアリング部の変形

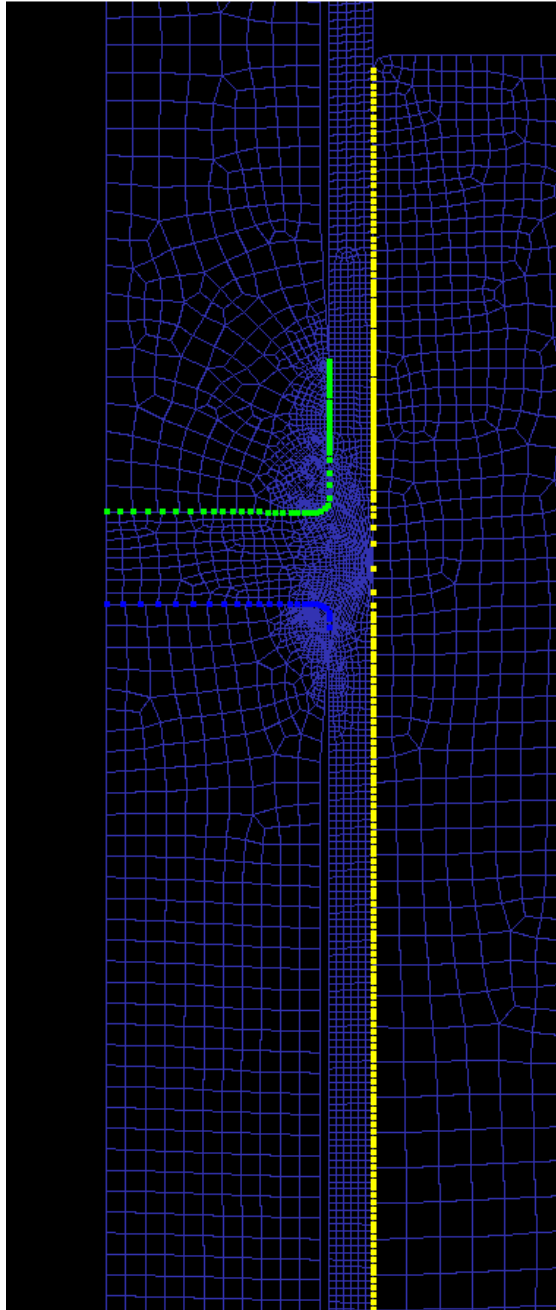


Fig.5-17 弾塑性－弾性体での接触判定

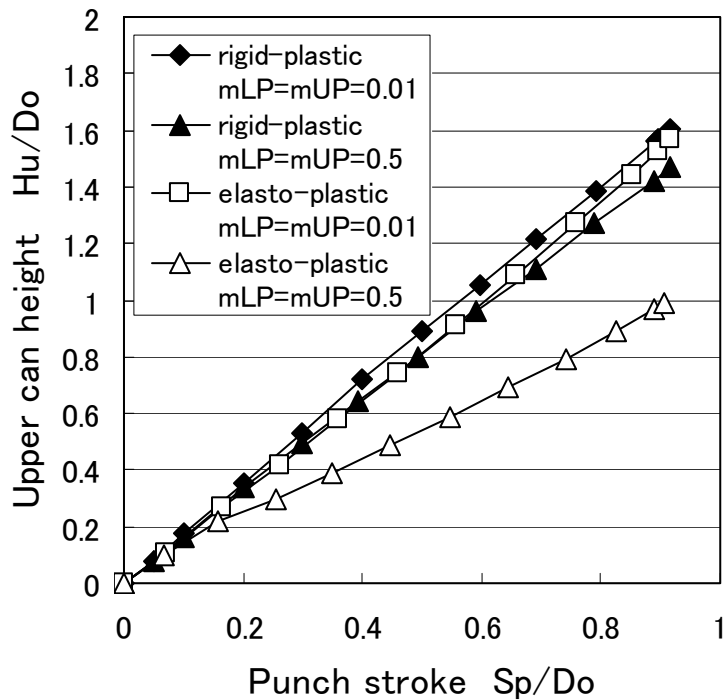


Fig.5-18 オブジェクトタイプによるパンチ摩擦の効果

5. 7. 3 メッシュ数

FEM 解析ではメッシュ数を増やすほど結果が正解に近づいていくが、あるメッシュ数になるとそれ以上増やしてもほとんど結果が変化しなくなる。解析の精度上はこのような結果が変化しなくなるメッシュ数以上で解析を行う必要があるとされている。本試験法では校正線図を作成するのに試験片のメッシュ数を 1000 個として解析を行ってきたが、さらにメッシュ数を増やして解析すると解析結果が変化してしまった。つまりこれまでのメッシュ数では数が不足し、十分な解析精度が得られていないことが分かった。メッシュ数をさらに増やして結果の違いを求めたところ 2000 個以上のメッシュ数に設定すれば解析結果はメッシュ数に依存しなくなった。そこでそれ以上細かいメッシュは不要と判断し、メッシュ数は 2000 個を標準とした。なお変形がパンチコーナー部に集中するためコーナー部周辺のメッシュの密度は他の 5 倍程度に細かくした。メッシュが細かくなった分 1 ステップ当たりのパンチ押し込み量を 0.1 から 0.025 まで小さくし、総ステップ数を 780 ステップとした。

5. 7. 4 加工発熱の影響

5. 6 節にて本試験に熱連成解析が必要であることが示された。熱連成解析を行うには発熱量と温度変化に伴う変形抵抗の変化を設定する必要がある。塑性変形において塑性変形仕事の 90%程度が熱に変わってしまうことが知られているので²³⁾、解析でも 90%が熱に

変換されるように設定した。S10C の温度による変形抵抗は室温では式(1), それ以外の温度については以下のように設定した。

$$\text{S10C } 100^{\circ}\text{C} : \sigma = 601 \varepsilon^{0.235} \text{ MPa} \quad (6)$$

$$\text{S10C } 200^{\circ}\text{C} : \sigma = 673 \varepsilon^{0.235} \text{ MPa} \quad (7)$$

熱連成を行った場合、試験片のオブジェクトタイプによって解析結果がどのように変化するかを確認した。試験片を剛塑性体、金型を剛体とした場合を剛塑性解析、試験片を弾塑性体、金型を弾性体とした場合を弾塑性解析と呼ぶ。S10C での 80mm/s と 3mm/s で WC 形試験の解析を行った結果を Fig.5-19, 20 に示す。 m_D が小さい方が結果の差が明確なので $m_D=0.01$ にて加工発熱の有無で解析を行った。オブジェクトタイプに関わらず熱連成をすると H_U は小さくなり元々優先的に起こる前方押出しが助長される。熱を考慮すると発熱量が大きい高速の方が H_U が顕著に減少する。この点は高速の方が H_U が小さくなるという Fig.5-8 の試験結果と符合する。一方低速でも発熱を考慮すると校正線図が変化しているため、WC 形試験は加工速度に関わらず熱連成解析の必要があると考えられる。

弾塑性解析と剛塑性解析を比較するといずれも弾塑性解析のほうが H_U が大きくなっており、解析の種類で校正線図の形が大きく変わってしまう。そこで剛塑性解析と弾塑性解析での 3mm/s での WC 形試験の校正線図を求め実測値と比較した。Fig.5-21, 22 にそれぞれの校正線図と実測値を示す。剛塑性解析の校正線図は実測値の変化とずれがあり、これより m_D を推定すると S_P が小さいときに摩擦が大きく、加工度が高い S_P が大きいところでは摩擦が小さくなるということになる。表面積拡大が小さい加工初期の方が健全な潤滑膜があるのに摩擦が高いというのは信じがたい。一方、弾塑性解析のほうは実測値の変化を忠実に再現している。接触判定の点からも弾塑性解析の方が望ましいので WC 形試験も弾塑性解析を採用することとした。

WCL 形試験にて熱連成解析と等温解析の比較を剛塑性解析と弾塑性解析についてそれぞれ Fig.5-23, 24 に示す。解析の加工速度は 80mm/s とし高速加工時の実測値も一緒に示す。剛塑性解析では熱連成したことで H_U が増加したが、弾塑性解析では熱連成の影響が見られなかった。これは剛塑性解析では上パンチ先端 R 付近の温度が下パンチのそれより大きくなるのに対し、弾塑性解析ではその温度差が小さく計算されたためである。一見剛塑性解析では高速での変形を再現できるように見えるが、 S_P に関わらず m_{UP} がほぼ 0 になってしまうため信頼できる結果ではない。さらに剛塑性解析は前述のパンチ接触の不具合の問題もあるため採用できなかった。したがって弾塑性解析を行う必要があるが、高速加工時の弾塑性解析は実測値より H_U が小さい校正線図しか得られず、実測値を評価することは不可能である。

弾塑性解析で実測値と解析結果が合わないのは加工発熱の影響で実測値の H_U が大きくなるのに対し解析ではそれが再現できないためである。しかし加工発熱の小さい領域であ

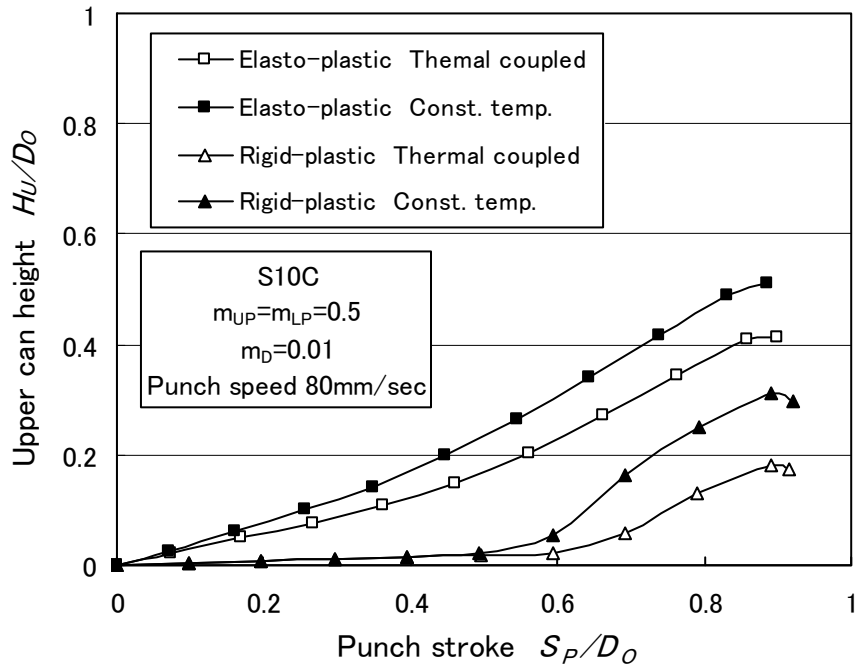


Fig.5-19 WC 形試験の解析でのオブジェクトタイプによる熱連成の効果
(パンチ速度 80mm/s)

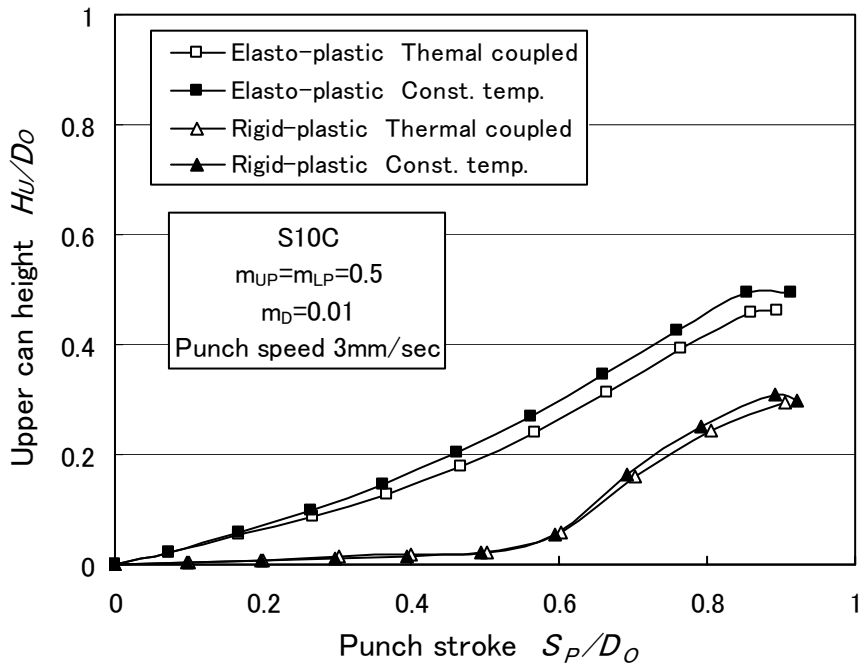


Fig.5-20 WC 形試験の解析でのオブジェクトタイプによる熱連成の効果
(パンチ速度 3mm/s)

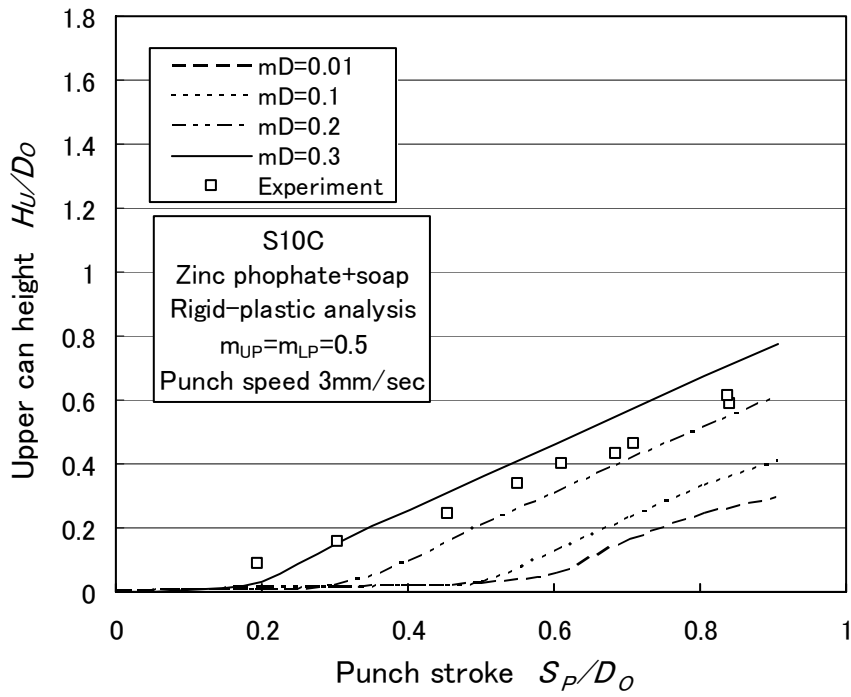


Fig.5-21 剛塑性解析による WC 形試験の校正線図

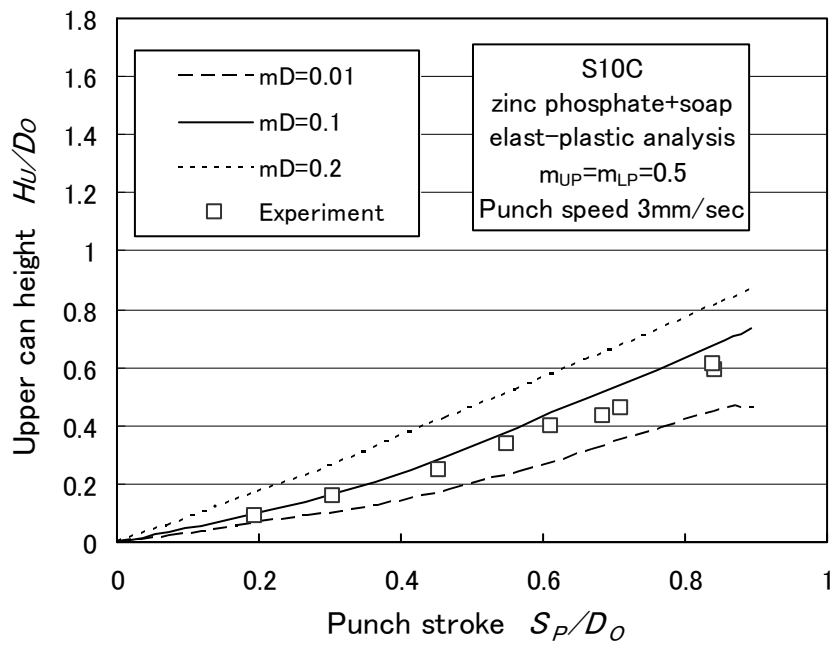


Fig.5-22 弾塑性解析による WC 形試験の校正線図

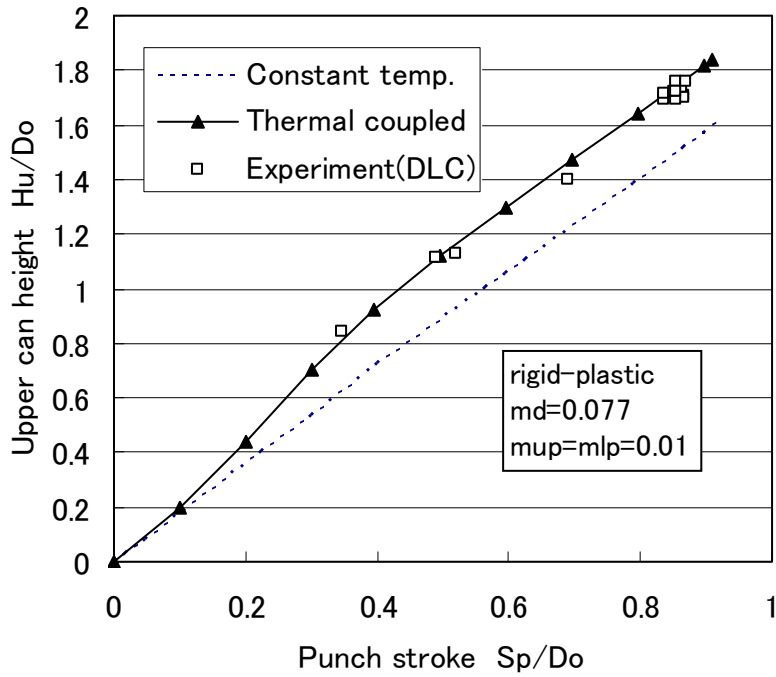


Fig.5-23 WCL 形試験の解析でのオブジェクトタイプによる熱練成の効果
(パンチ速度 80mm/s : 剛塑性解析)

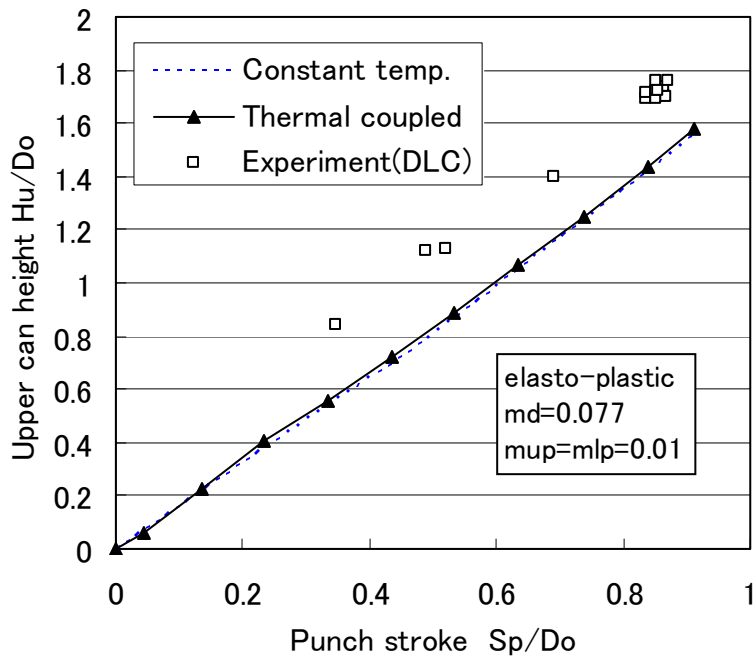


Fig.5-24 WCL 形試験の解析でのオブジェクトタイプによる熱練成の効果
(パンチ速度 80mm/s : 弾塑性解析)

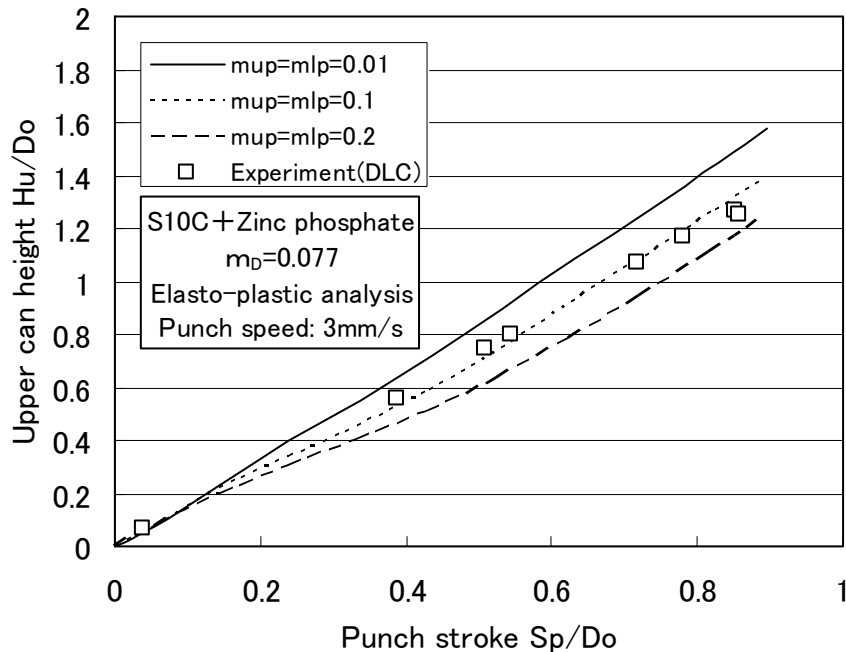


Fig.5-25 弾塑性熱連成解析による WCL 形試験の校正線図と実測値

れば再現できる可能性があるため 3mm/s の低速で加工した結果と弾塑性解析による校正線図を比較した。解析は WC 形試験で低速でも加工発熱の影響が見られた (Fig.5-20) ため解析手法を統一するため熱連成解析とした。Fig.5-25 に DLC 皮膜した上パンチを用いた場合の WCL 形試験の実測値と校正線図を示す。測定値は概ね校正線図で内挿できる位置に分布し m_{UP} を推定することが可能となった。WC 形、WCL 形試験ともに低速で加工し弾塑性の熱連成解析にて校正線図を作成することで m_{UP} を推定できることが分かった。

なお A6061 については変形抵抗が小さいため発熱量自体が小さいうえに熱伝導率が高くすぐに熱が全体に発散してしまっただけで発熱の影響が現れなかったため等温解析を用いることとした。

5.7.5 変形抵抗の影響

RC 形試験などでは変形抵抗の影響が小さく材料に関係なく使用できる校正線図が得られた。正確な変形抵抗が必要か否かは試験の容易さに関わるので、本試験でも変形抵抗の影響を確認した。まず WC 形試験について試験に使用した試験片の n 値の範囲から n 値 0.17 ~ 0.24 と変化させて解析結果の変化を調べた。Fig.5-26 に H_U の解析結果の比較を示す。 n 値が大きくなるほど H_U は大きくなり、 m_D が小さいほどその影響度も大きい。この差は m_D の推定値を変えてしまうのに十分であるため本試験には試験片の変形抵抗の把握が不可欠である。続いて WCL 形試験についても同様の解析を行ったが、こちらの試験は n 値によって H_U がほとんど変化しなかった。よって WCL 形試験については n 値は重要ではない。

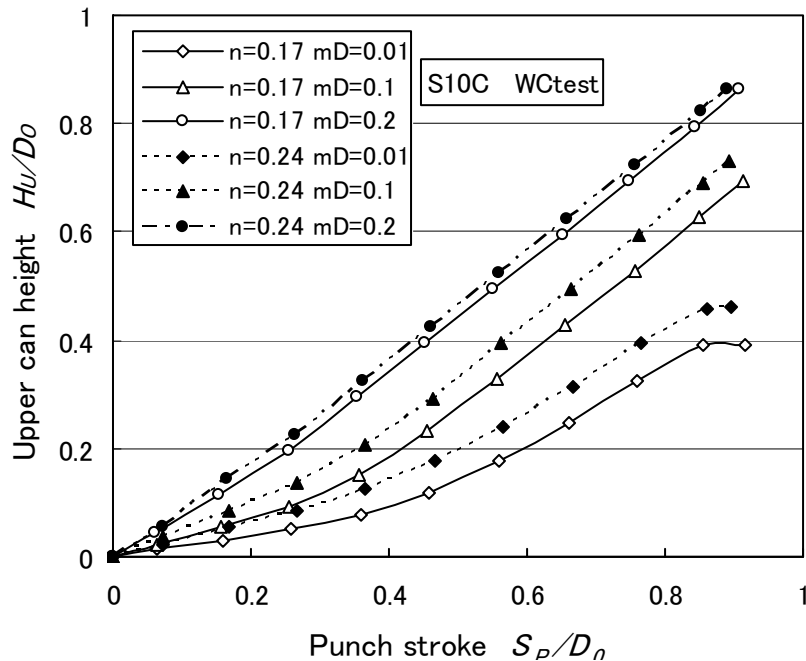


Fig.5-26 WC 形試験における変形抵抗の影響

しかし本試験では前述のように加工発熱の影響が無視できず、発熱量は変形抵抗の大きさに左右される。つまり F 値の大きさに発熱量も変化してしまうためその影響を無視することが出来ない。よって本試験では WC, WCL 形試験ともに実測した変形抵抗で解析を行うこととした。

5. 8 WC, WCL 形試験の表面積拡大と面圧

前後方押し出しの特性としてその表面積拡大と面圧の変化は検証しておく必要がある。前方押し出しと比較した後方押し出しの特徴はその表面積拡大が大きいことであり、面圧の分布も一様にはならず複雑である。前節にて FEM 解析の手法が決定できたので、その解析条件で WC 形試験と WCL 形試験の FEM 解析を行い、表面積拡大比および面圧分布を調べた。解析は評価対象となる全ての摩擦せん断係数を 0.1 とした場合について行った。

Fig.5-27 に S10C の WC 形試験でのパンチ押し込み量 S_P に対するストレートダイス面上での表面積拡大比の分布を、Fig.5-28 にダイス面の面圧の分布をそれぞれ示す。縦軸は下パンチ端面を原点とした軸方向の位置を示し、正方向が上側である。表面積拡大は下側のカップ外径で加工の終盤に急激に大きくなるが、ダイス面圧は上下パンチに挟まれた領域で高くなるため表面積拡大の大きい領域では面圧は比較的小さい。表面積拡大の大きくなる位置は軸方向のすべり距離も比較的小さくなっている。 S_P に対する表面積拡大比の最大値の変化を調べたものが Fig.5-29 である。 S_P/D_0 が 0.6 以上となる加工の後半に急激に表面積拡大比は増大する。WC 形試験では $S_P=17\text{mm}$ ($S_P/D_0=0.85$) 程度まで加工したので表面

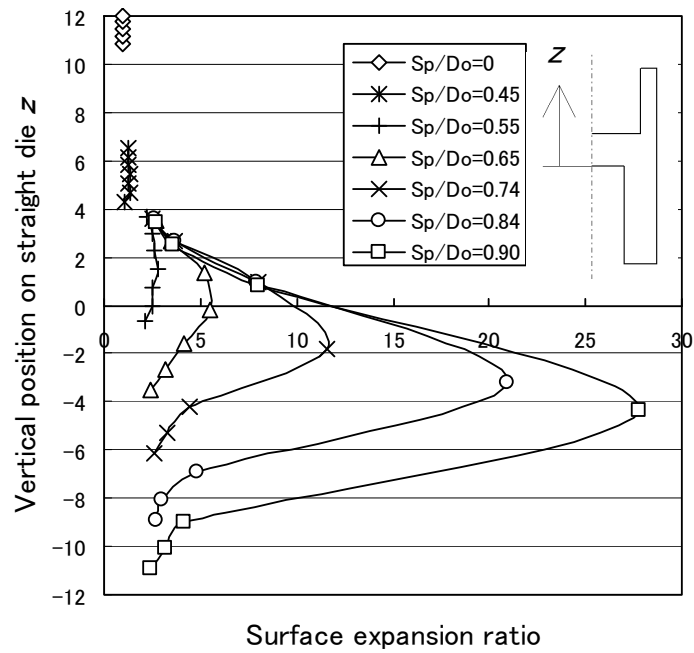


Fig.5-27 WC形試験におけるダイス面上での表面積拡大の分布の変化

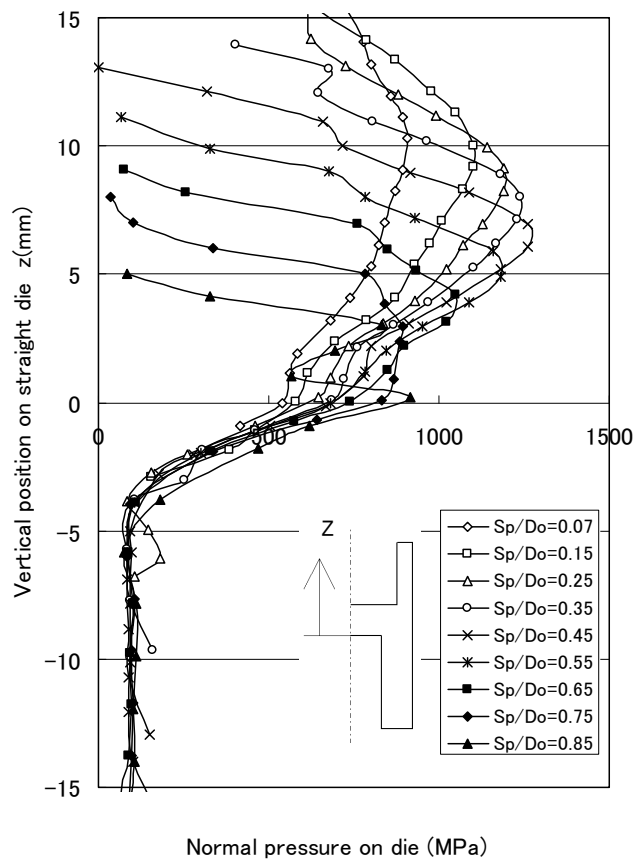


Fig.5-28 WC形試験でのダイス面の面圧分布の変化 (S10C)

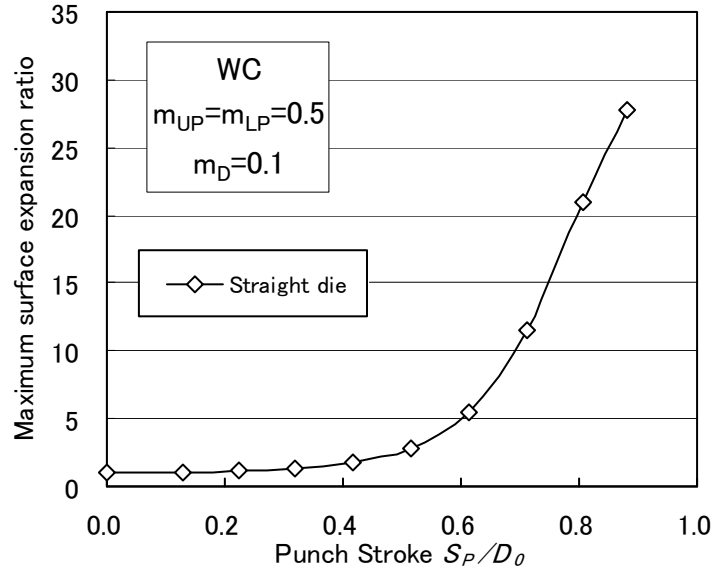


Fig.5-29 WC 形試験におけるダイス面上での表面積拡大の最大値の変化

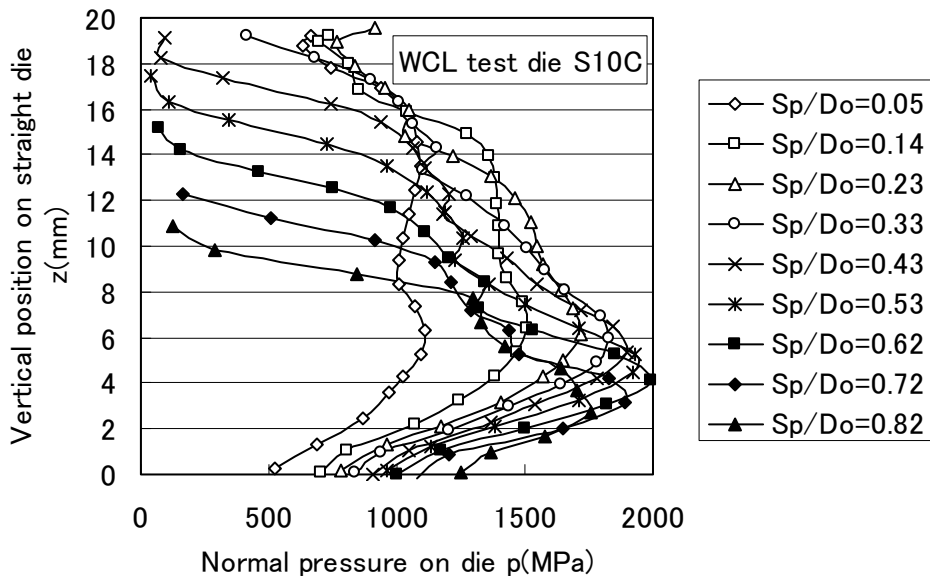


Fig.5-30 WCL 形試験でのダイス面の面圧分布の変化 (S10C)

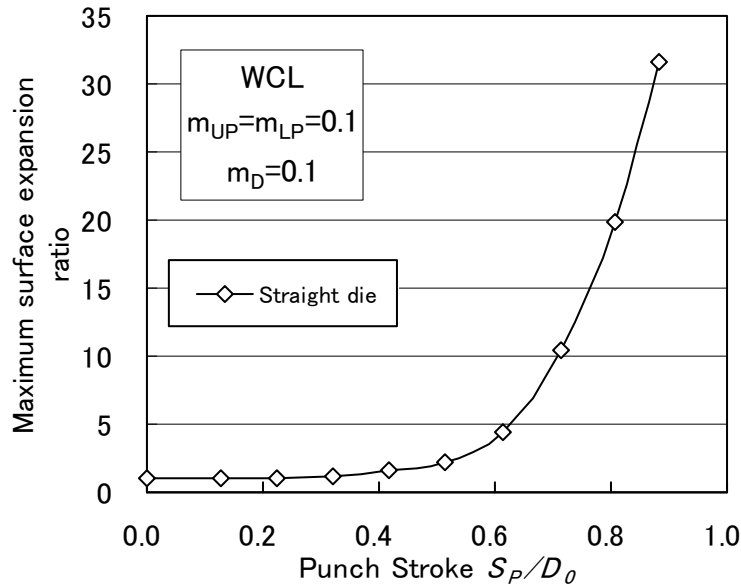


Fig.5-31 WCL形試験におけるダイス面上での表面積拡大の最大値の変化

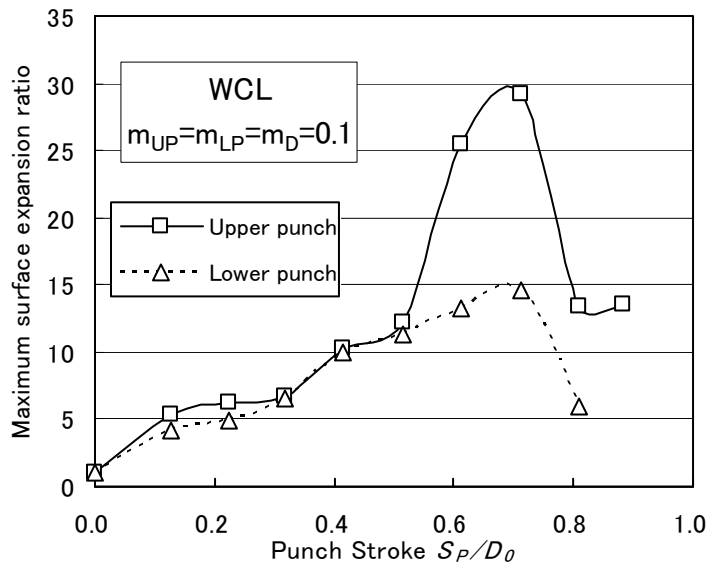


Fig.5-32 WCL形試験における上下パンチ面上での表面積拡大の最大値の変化

積拡大比 20 倍程度までの摩擦を評価したといえる。

WCL形試験でのダイス面の面圧を Fig.5-30, ダイス面の表面積拡大比の最大値の変化を Fig.5-31 に示す。断面減少率が大きくなるので面圧は WC 形試験より大きくなる。表面積拡大もやや大きいですが、ほぼ同程度の表面積拡大となっているので WC 形試験で得られた m_D は WCL 形試験に適用して問題ないといえる。

Fig.5-32 に上下パンチベアリング面上での表面積拡大比最大値の S_P に対する変化を示す。パンチベアリング面上は表面拡大の大きいところも S_P が増加すると後方に押出されてベ

アリング面から抜けてしまうので、最大表面積拡大比は減少する場合がある。加工前半は上下パンチとも同程度の表面積拡大であるが、 $S_p/D_o=0.5$ から上パンチ側の表面拡大が大きく上昇する。加工終盤になるとデッドメタルとしてパンチ端面にとどまっていた拡大されていなかった材料がベアリング面に滑っていくため拡大比は下がる。最大の拡大比はおよそ 30 倍程度であり、試験した S_p の範囲では上パンチ面上が最も大きな表面積拡大を示すといえる。Fig.5-33 に S10C で $S_p/D_o=0.85$ まで WCL 形試験をした上側の缶内径の性状を示す。白く見えるところは化成皮膜が残った部分で黒く見えるところは皮膜が薄くなった金属光沢面である。缶の中ほどの皮膜が薄くなっており入り口と奥側には皮膜が残っていて定性的に表面積拡大の変化と符合する。

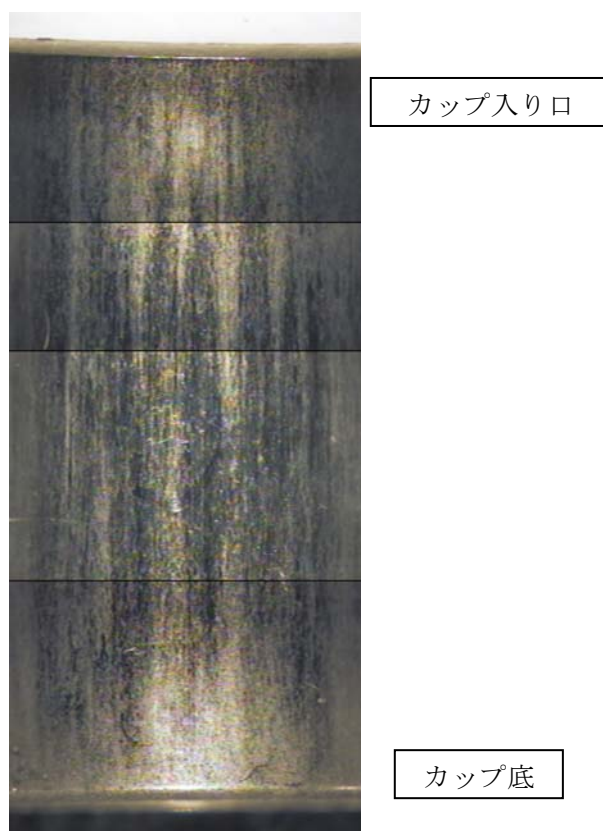


Fig.5-33 S10C 上側缶内径の性状

Fig.5-34 に上パンチベアリング面の面圧分布の変化を示す。 S_P の増加とともに面圧は上昇するが、途中から上昇が緩やかになり、加工終盤に再び上昇する。実際に評価した S_P は上昇が緩やかになる領域が多かったので評価した範囲では S_P に対する面圧の変化は少ないといえる。面圧自体はダイス面より大きくなっている。またパンチ面上のすべり距離については材料側からはパンチベアリング長さ以上のすべり距離は生じないので RC 形試験などよりは小さいといえるが、パンチ側から見るとほぼ全ての後方押し出し量分の長さがパンチ面を滑っていくことになるためすべり距離は大きくなる。ベアリング部の面圧はダイス面圧よりは低いが、表面積拡大が大きく、表面拡大された面がベアリング面を滑っていくことになるので、WCL 形試験の潤滑面の中で上パンチの潤滑面が凝着を起こし易く最も厳しい潤滑条件にあるといえる。

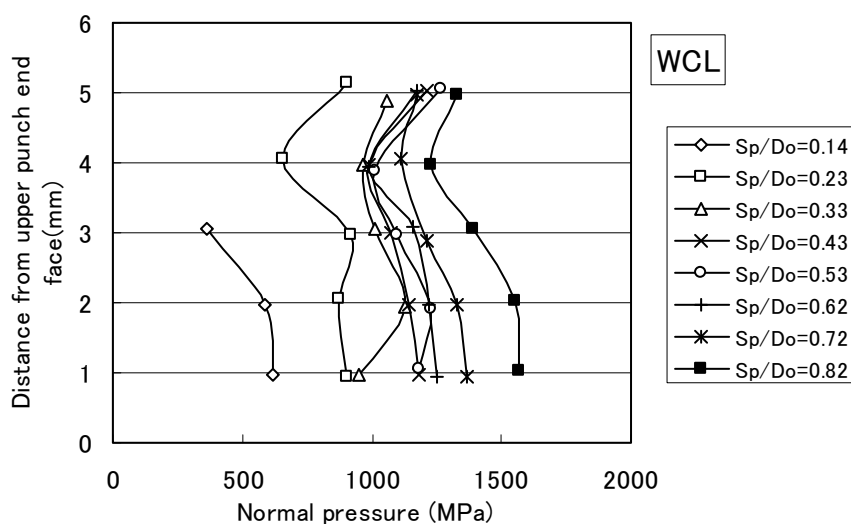


Fig.5-34 WCL 形試験における上パンチベアリング面の面圧分布の変化 (S10C)

5. 9 まとめ

パンチ摩擦を推定するための WCL 形試験を摩擦試験法として確立するために、直缶の前後方押し出しの特性と解析方法について調査を行い、本試験法の手法を決定した。得られた結果は以下のとおりである。

- 1) WCL 形試験は別途ダイス摩擦を推定する試験法を必要とする。ダイス摩擦を推定するための複数の前後方押し出し形摩擦試験のうち WC 形試験が最も摩擦に敏感であることを確認した。よって本試験では WC 形試験を採用した。
- 2) WCL 形試験で上パンチのベアリング長さによって試験片の形状が変化することが確認

された。さらに試験片形状の観察と解析により WCL 形試験のパンチベアリング部は試験片と確実に接触していることが確認できたため本試験でパンチの摩擦を評価することが可能であることが証明できた。

- 3) WCL 形試験の試験片形状はパンチ直径に対して敏感であるため工具の管理が重要である。パンチの寸法変化につながる恐れのあるラップ処理等を極力なくすため下パンチには凝着防止のための硬質皮膜を施すこととした。
- 4) WC 形、WCL 形試験ともに加工速度によって試験片形状が変化する。特に高速での WCL 形試験では後方押し出し量が大きくなり、解析にてこの現象の再現と摩擦の効果の再現を両立することはできなかった。しかし発熱量の小さい準静的な速度での試験ではパンチ摩擦せん断係数の見積もりが可能であった。
- 5) WC、WCL 形試験での解析方法について検証を行った結果、本試験での校正線図を求めるための解析条件および試験条件を以下のように定めた。
 - i. 試験速度は準静的な加工速度とし、本研究では 3mm/s を採用する。
 - ii. 上下パンチ摩擦の摩擦特性値は同一と仮定する。
 - iii. 試験片のメッシュ数を 2000 とし 1 ステップあたりのパンチ押し込み量を 0.025mm とする。
 - iv. 接触判定の問題から解析は試験片を弾塑性体、工具を弾性体として行う。
 - v. S10C については熱連成解析を採用し、塑性変形仕事の 90% が熱に変わるものとする。
 - vi. A6061 については加工発熱が影響しないので等温解析とする。
 - vii. 解析での工具の速度は試験速度で設定する。
 - viii. 試験片の変形抵抗は変形抵抗測定にて実測したデータを用いる。
- 6) 試験した範囲での WC、WCL 形試験の表面積拡大比の最大値はダイス上が約 20 倍、上パンチベアリング面上が約 30 倍、下パンチベアリング面上が約 15 倍と推定された。上パンチは表面積拡大とすべり距離が大きく WCL 形試験の中で最も条件の厳しい潤滑面といえる。

第6章 後方穿孔押し出し形摩擦試験法による摩擦の評価

6.1 はじめに

前章にて後方穿孔押し出し形摩擦試験法の試験手法が決定できた。本章ではこの試験手法にのっとり S10C と A6061 について WC, WCL 形試験を行い、潤滑剤と工具硬質皮膜を変化させた際の後方押し出しパンチの摩擦せん断係数の評価を行う。さらに WC, WCL 形試験にて測定されたダイス摩擦せん断係数とパンチ摩擦せん断係数についてその値の信頼性を確認するため、RC 形試験, SRC 形試験にて評価された摩擦せん断係数と比較を行う。

6.2 試験方法

前章にて決定した試験条件にのっとり摩擦試験は油圧プレスを用い加工速度 3mm/s で行った。試験片には S10C および A6061 を焼鈍したものをを用いた。A6061 には変形抵抗の異なる二つのロットを用いた。S10C の変形抵抗は n 乗硬化式にて 2 章(1)式のようにあらわされる。A6061 の 1 ロット目の変形抵抗は 2 章(2)式, 2 ロット目の変形抵抗は以下である。

$$\text{A6061 2 ロット目} : \sigma = 226 \varepsilon^{0.173} \text{MPa} \quad (5)$$

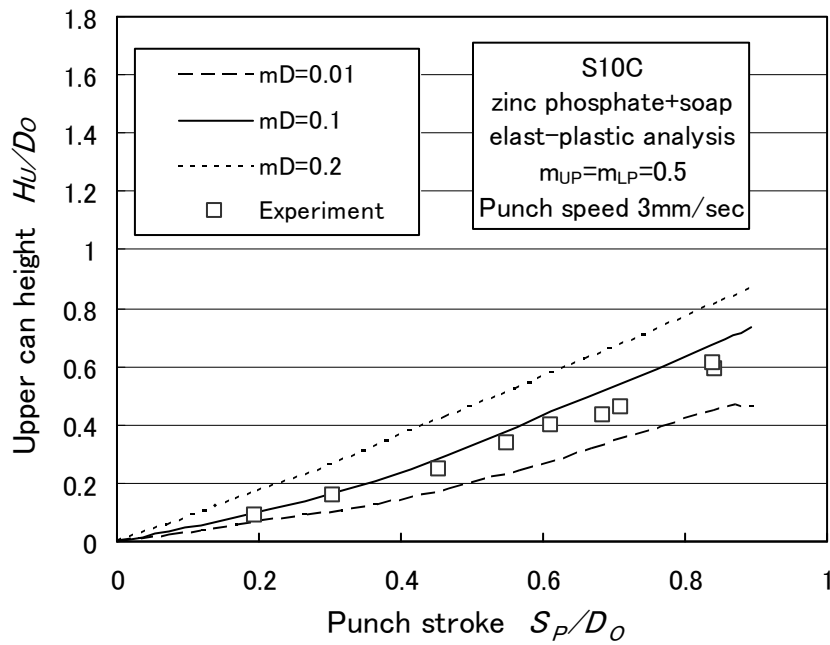
S10C には潤滑剤として磷酸亜鉛皮膜, A6061 にはフッ化アルミ皮膜と粘度の異なる 3 種類のパラフィン系鉱油を用いた。フッ化アルミは処理した時期の異なる 4 種類のロットを用いた。A6061 の 1 ロット目はフッ化アルミのロット A~C の 3 種類を用い, A6061 の 2 ロット目にはフッ化アルミのロット D を用いている。鉱油の粘度は Table.3-1 に示したものである。なお磷酸亜鉛皮膜も処理時期の異なる複数のロットがあるがロット間の性能差が見られなかったため区別をせずに評価してある。

WCL 形試験の上パンチは DLC 皮膜したものを主に用いたが、硬質皮膜による摩擦の変化を確認するため、DLC のほかに CVD にて皮膜した TiN 皮膜および皮膜無しの 3 種類のパンチを用いた。

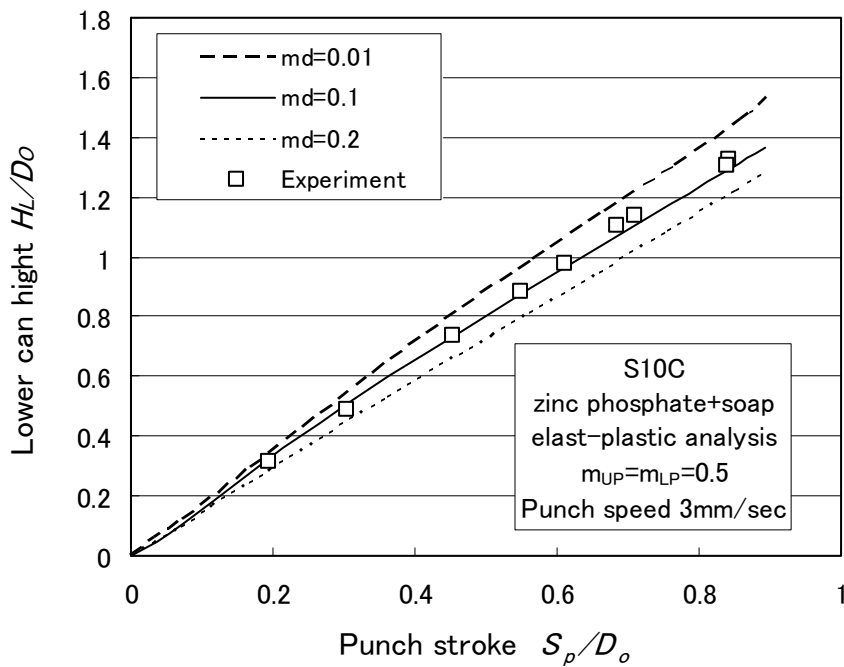
校正線図を作成するための解析は WC, WCL 形ともに弾塑性解析とし変形抵抗には実測値を用いた。S10C は熱連成解析, A6061 は等温解析を用いた。解析の結果はリメッシュの際に体積がわずかに減少するため解析による H_U , H_L はともに実測値より小さめになる傾向があり H_U からはやや低め, H_L からはやや高めの上パンチ摩擦せん断係数 m_{UP} が得られる傾向があった。そこで H_U の校正線図と H_L の校正線図の両方から m_{UP} を特定し、両者の平均値をその実測値の m_{UP} とした。

6.3 磷酸亜鉛皮膜した S10C での摩擦の評価

磷酸亜鉛皮膜を施した S10C の WC 形試験の校正線図および実測値を Fig.6-1 に示す。(a) は後方押し出し量 H_U , (b)は前方押し出し量 H_L での校正線図である。Fig.6-1(a)は 5 章 Fig.5-25



(a) 後方押し出し量 H_U からの校正線図



(b) 前方押し出し量 H_L からの校正線図

Fig.6-1 WC形試験の校正線図と実測値

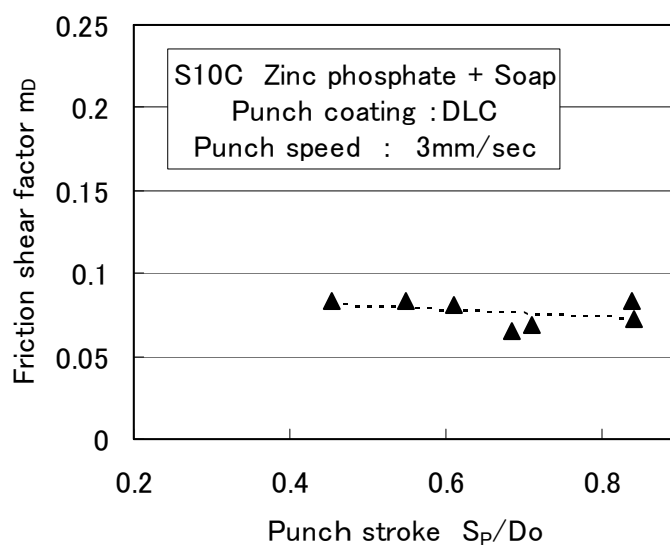
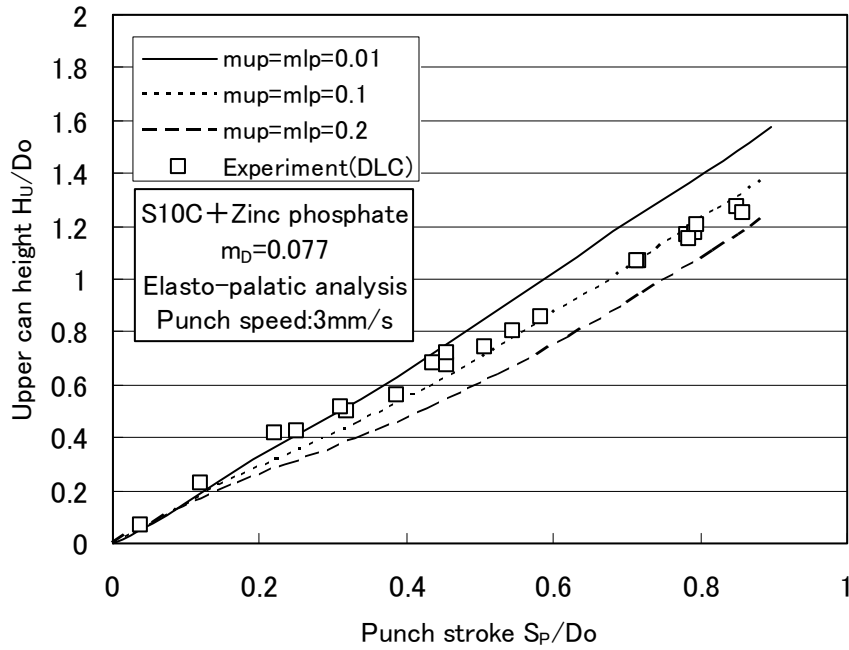


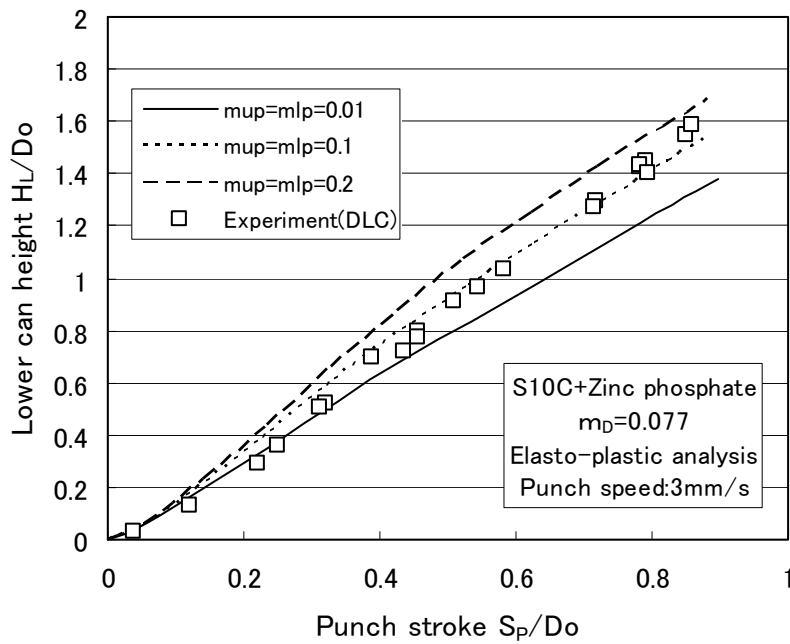
Fig.6-2 WC 形試験でのパンチ押し込み量に対するダイス摩擦せん断係数の変化

と同じ校正線図である。凝着が発生すると測定結果が不安定になるが、試験した全ての測定点について凝着は発生せず、摩擦を特定するのに良好な試験が出来た。測定点はほぼ校正線図に沿って分布している。 S_P に対して測定された m_D の値を Fig.6-2 に示す。ただし S_P が小さいところでは校正線図が密で m_D の誤差が大きくなるため、ある程度校正線図が疎となった S_P のところから記している。 m_D は S_P に対してほぼ一定であり、ダイスの摩擦は加工度によって変化しないと考えられる。 m_D の平均値は0.077と推定された。WC 形試験はRC 形試験のようなビレットエッジの効果も生じないので、ダイス面上に潤滑剤に対して厳しい特異点がない。ダイス表面の表面積拡大比は20倍程度だが、特異点がなければこの程度の表面積拡大では潤滑剤の潤滑性能は変化しないといえる。

$m_D = 0.077$ としてWCL 形試験の校正線図をもとめ、DLC 皮膜した上パンチでの試験結果を評価した。Fig.6-3 に校正線図と試験結果を示す。(a)が H_U 、(b)が H_L からの校正線図である。 S_P に対して測定された上パンチの摩擦せん断係数 m_{UP} の値を Fig.6-4 に示す。 m_{UP} は m_D と極端に異なる値ではないが、 S_P に対して増加している。パンチベアリング面上の表面積拡大の増加で摩擦が上がっているとも考えられるが、 S_P が小さいときには m_{UP} が0近くになってしまうのでまだ校正線図が不正確であることも考えられる。



(a) 後方押し出し量 H_U からの校正線図



(b) 前方押し出し量 H_L からの校正線図

Fig.6-3 WCL 形試験の校正線図と実測値

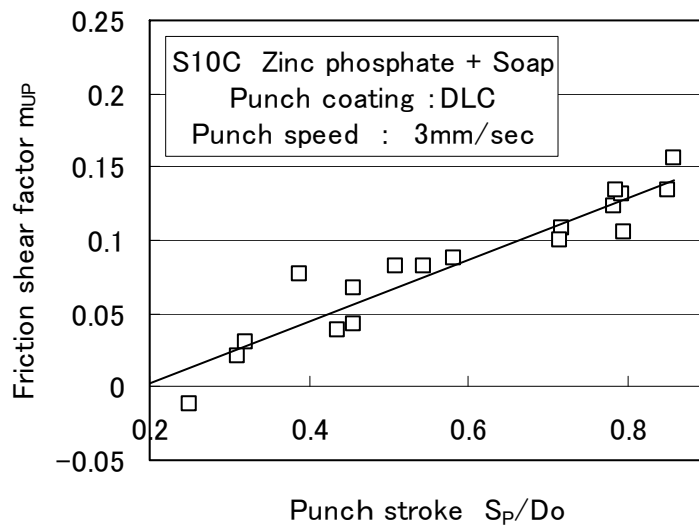


Fig.6-4 WCL 形試験でのパンチ押し込み量に対するパンチ摩擦せん断係数の変化

6. 4 フッ化アルミ皮膜した A6061 での摩擦の評価

フッ化アルミは処理時期の異なる 4 種類を用い、DLC 皮膜したパンチで評価した。フッ化アルミのロット A~C は A6061 の 1 つ目の材料ロット、フッ化アルミのロット D は A6061 の 2 つ目の材料ロットに施している。

WC 形試験は A6061 の変形抵抗で校正線図が変化するため、それぞれの材料ロットについて校正線図を作成して m_D の評価を行った。以後は校正線図は後方押し出し量 H_U についてのもののみを示す。A6061 の 1 ロット目の校正線図と実測値を Fig.6-5 に 2 ロット目のそれを Fig.6-6 に示す。測定値は概ね校正線図に沿っており、S10C 同様、加工中に大きな摩擦特性値の変化は無いといえる。校正線図から得られた m_D を Fig.6-7 に示す。 m_D が 0.2 を超えると校正線図が密になるためばらつきが大きくなったが、 m_D には明確な増加や減少の傾向は見られないので S_P に対して変化しないと考えられる。各ロットでの m_D の平均値を Table.6-1 に示す。フッ化アルミでの m_D は皮膜ロットによって差が見られ、磷酸亜鉛皮膜に比較して皮膜ロットによる潤滑性能の差が大きいことが分かる。

フッ化アルミ皮膜した A6061 での WCL 形試験の校正線図は m_D が皮膜ロットで異なったため、皮膜ロットごとに作成した。WCL 形試験では上パンチへの凝着が頻繁に見られたため、摩擦せん断係数とは別に凝着の程度も評価した。凝着の程度は軽度の方から凝着無し、SS, S, M, L の 5 段階で評価した。凝着の例を Fig.6-8 に示す。凝着は Fig.6-8(b)~(d) のようにベアリング部の端に生じる場合と (a) のように先端 R 部に発生する場合はほとんどで (e) のようにストレート部に発生するのはまれであった。

WCL 形試験の校正線図と実測値の例として Fig.6-9, 10 に皮膜ロット A, D のものをそれぞれ示す。各校正線図から皮膜ロット A~C について得られた m_{UP} と上パンチの凝着の

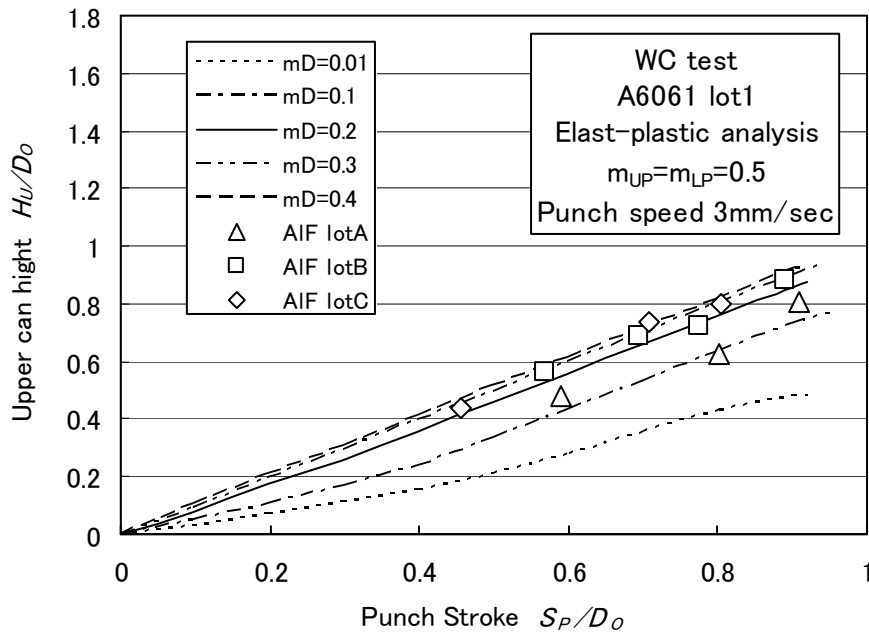


Fig.6-5 フッ化アルミロットA～CでのWC形試験の校正線図と実測値(後方押し出し量 H_U)

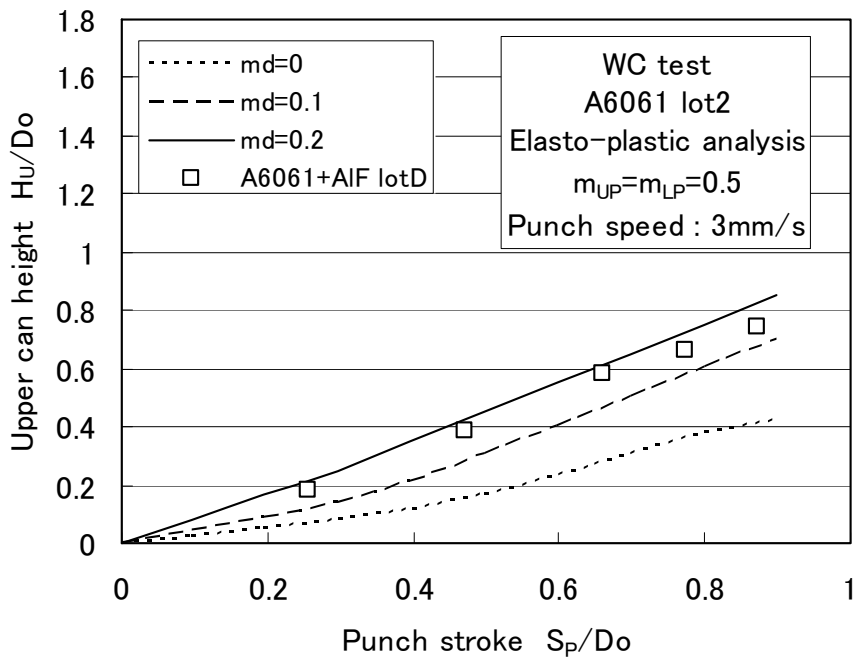


Fig.6-6 フッ化アルミロットDでのWC形試験の校正線図と実測値(後方押し出し量 H_U)

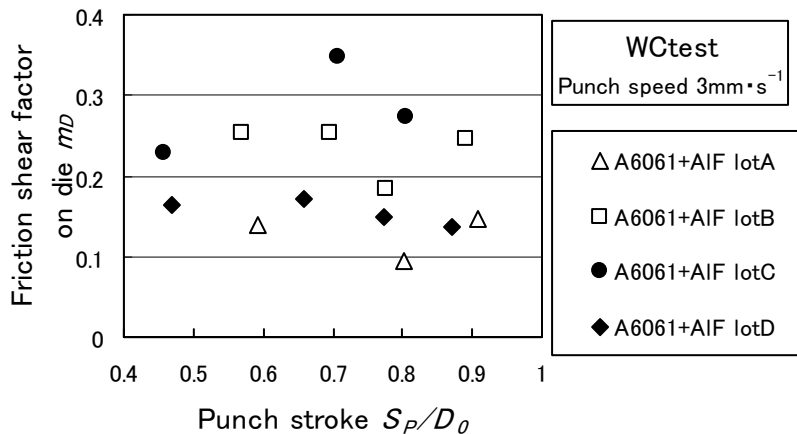


Fig.6-7 WC形試験でのパンチ押し込み量に対するダイス摩擦せん断係数の変化

Table.6-1 フッ化アルミロットによる摩擦せん断係数の比較

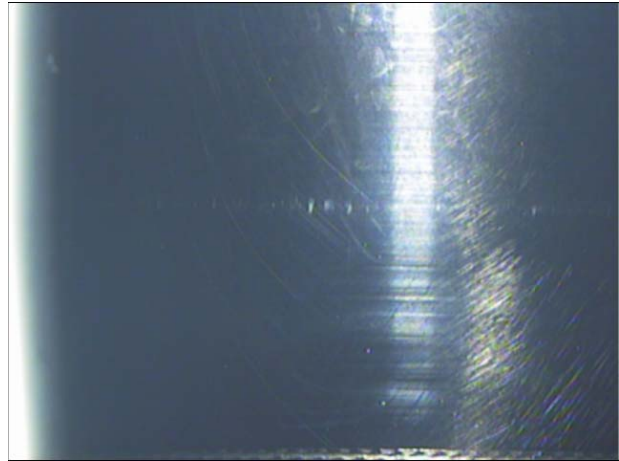
Lubricant	m_D
AlF lotA	0.13
AlF lotB	0.23
AlF lotC	0.28
AlF lotD	0.16

程度を Fig.6-11 に、皮膜ロット D については Fig.6-12 に示す。皮膜ロット B, C, D については上パンチに頻繁に凝着が発生し、凝着が発生すると概ね測定される m_{UP} が大きくなった。中には極端に大きな m_{UP} が測定されることがあったが、凝着で上パンチの摩擦が上昇すると上下のパンチが同じ摩擦せん断係数であるという仮定が成り立たなくなって前方への材料流動が助長されたためと考えられる。先端 R に凝着した場合は凝着の程度に関わらず必ず m_{UP} が大きく測定され、ベアリング部の端に凝着した場合は m_{UP} が大きくなる場合とそうでない場合があった。先端 R 部は加工し始めから試験片に接触して凝着が起こりうるが、ベアリング部の端はそこまで後方押し込まなければ凝着しない。よって先端 R 部はベアリング部より早期に凝着が起こり得る。早期に上パンチが凝着すると後方への摩擦抵抗が増大して押し出しのバランスが崩れ以後は前方のみに押し出されるためと推測される。凝着が加工のどの時点で起こったかが前後方の押し出し量を左右していると考えられる。また A6061 の鍛造では試験片内径にアルミ粉が発生する場合があった。ベアリング端で凝着しても m_{UP} が増加しないものがあったのは、パンチを引き抜くときに潤滑膜の薄くなった缶内径との間にこのアルミ粉を巻き込んでベアリング部の端で凝着したためと考えられる。

フッ化アルミの各試験結果からは概ね S_p が大きくなるほど凝着の頻度が高くなっており、表面積拡大とすべり距離が大きくなるほど凝着が起こりやすくなるといえる。凝着の起こらなかった皮膜ロット A では m_{UP} は S_p に対してほぼ一定であり、潤滑剤の性能がよけれ



(a) 先端 R 部 凝着 SS



(b) ベアリング部 凝着 SS



(c) ベアリング部 凝着 S



(d) ベアリング部 凝着 M



(e) ベアリング部 凝着 L

Fig.6-8 上パンチ凝着の例

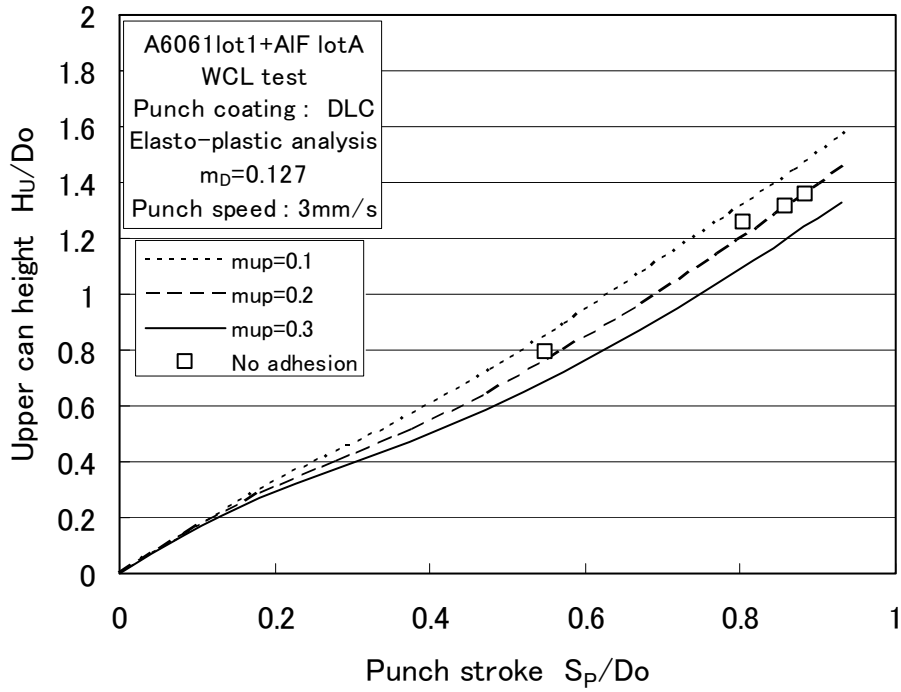


Fig.6-9 フッ化アルミロット A での WCL 形試験の校正線図と実測値 (後方押し出し量 H_U)

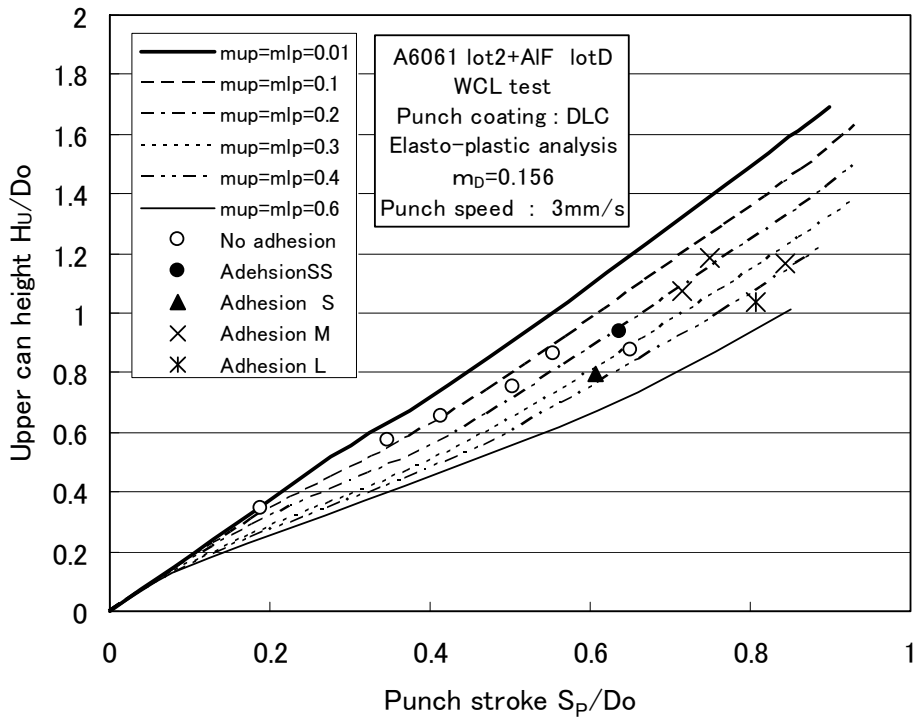


Fig.6-10 フッ化アルミロット D での WCL 形試験の校正線図と実測値 (後方押し出し量 H_U)

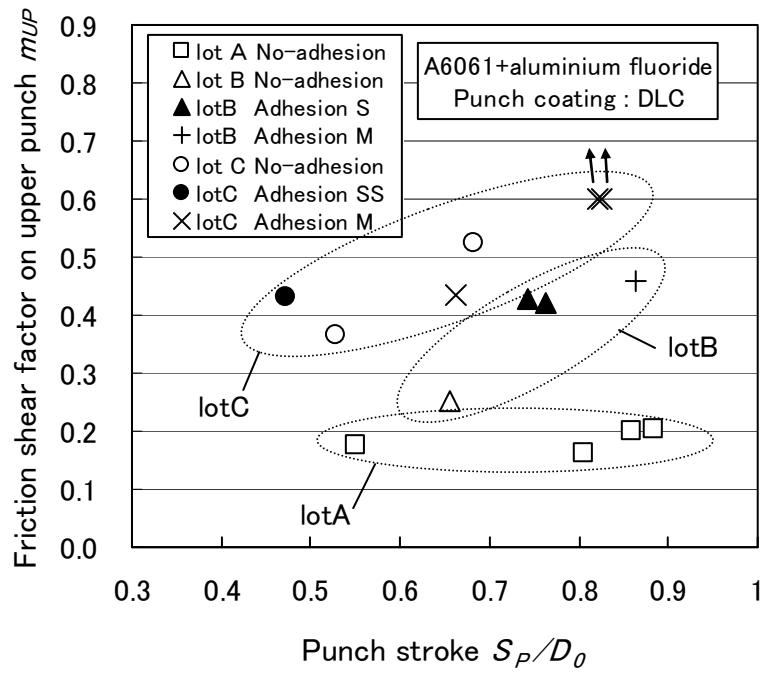


Fig.6-11 WCL 形試験でのパンチ押し込み量に対するパンチ摩擦せん断係数の変化 (フッ化アルミロット A~C)

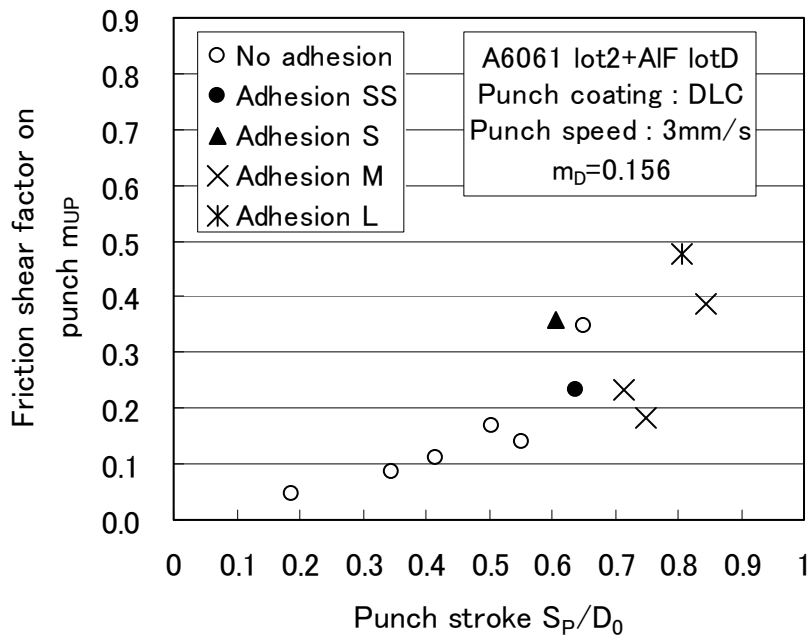


Fig.6-12 WCL 形試験でのパンチ押し込み量に対するパンチ摩擦せん断係数の変化 (フッ化アルミロット D)

ば表面積拡大は凝着には影響するものの摩擦せん断係数には影響していないと推定される。一方皮膜ロット B から D では S_P が大きいほど凝着により m_{UP} も大きく測定されるが、凝着がなくても m_{UP} が大きくなる傾向が見られた。皮膜ロット D では凝着がないものでも高い m_{UP} が得られているものもあり、全般に m_{UP} が上昇する傾向を示している。潤滑剤の性能が劣っていると凝着しなくてもある S_P からはパンチ摩擦が上昇して後方押し出しが抑制されたと推定されるが、一方で S10C と同様の傾向を示しているとも考えられる。フッ化アルミでは測定結果のばらつきが大きく原因が判断し難い。また m_D の小さい皮膜ロットでは m_{UP} もほぼ同等だが、 m_D の大きい皮膜ロットでは m_{UP} はより大きくなり凝着も発生しやすくなった。潤滑剤の性能差は WC 形試験より明確にあらわれているといえる。

6. 5 鋳油を塗布した A6061 での摩擦の評価

鋳油については Table.3-1 に示した粘度の異なる 3 種類の鋳油を塗布した。試験片の表面粗さは端面が R_a で約 $0.2\mu\text{m}$ 、側面は $0.5\mu\text{m}$ 程度に仕上げたものを用い、鋳油を塗布した後ダイス内に挿入して打鍛した。A6061 には式(2)と(5)の変形抵抗を持つ 2 種類のロットを用いたので校正線図もそれぞれについて作成した。

材料 1 ロット目の WC 形試験の H_U についての校正線図と実測値を Fig.6-13(a)に材料 2 ロット目のそれを Fig.6-13(b)に示す。校正線図から推定された 1 ロット目の m_D を Fig.6-14 に、各平均値を Table.6-2 に示す。鋳油での試験結果もほぼ校正線図に沿っており、 S_P による m_D の変化は見られない。いずれもほぼ 0 に近い値が得られているが、1 ロット目の一部と 2 ロット目のほとんどの測定値はわずかに 0 以下になったため、平均が 0 以下になった条件は $m_D=0$ とみなした。鋳油での摩擦が小さいのは加工自体がダイスと試験片の間に油を封じ込めやすいため、界面に油膜が形成されて流体潤滑に近い状態になっているためと考えられる。

材料 1 ロット目について VG100 を塗布した場合の校正線図と実測値を Fig.6-15 に示す。図中に凝着の程度も合わせて示した。 m_{UP} は m_D に対して大幅に増大しており、パンチ面の油の保持性がダイス面より劣っていて流体潤滑から混合潤滑、境界潤滑の状態になっているといえる。試験結果は S10C の結果に比べばらつきが大きく、上パンチの凝着も発生したため不安定であった。図中には評価した DLC 皮膜パンチが 2 種類あるがパンチ 1 は DLC 皮膜がうまく被覆できず再皮膜処理を施しており、そのためベアリング部の軸方向の粗さが R_z で $0.9\mu\text{m}$ 程度に大きくなってしまったものである。パンチ 1 では全ての試験片に凝着が発生しておりパンチ 2 に比べて耐焼付き性が低下している。パンチ 1 では凝着の影響で m_{UP} が大きくなりすぎ、値を求めることが出来なかった。化成皮膜ではこのようなパンチ面粗さによる明確な耐焼付き性や摩擦の変化は観察されなかったため、油を用いた場合の耐焼付き性は工具の表面粗さに敏感であることがわかる。

耐焼付き性のよかったパンチ 2 を用いた材料ロット 1 についての各鋳油での m_{UP} と凝着の程度を Fig.6-16 に示す。粘度の高い VG1000 では凝着が生じなければ化成皮膜の条件の

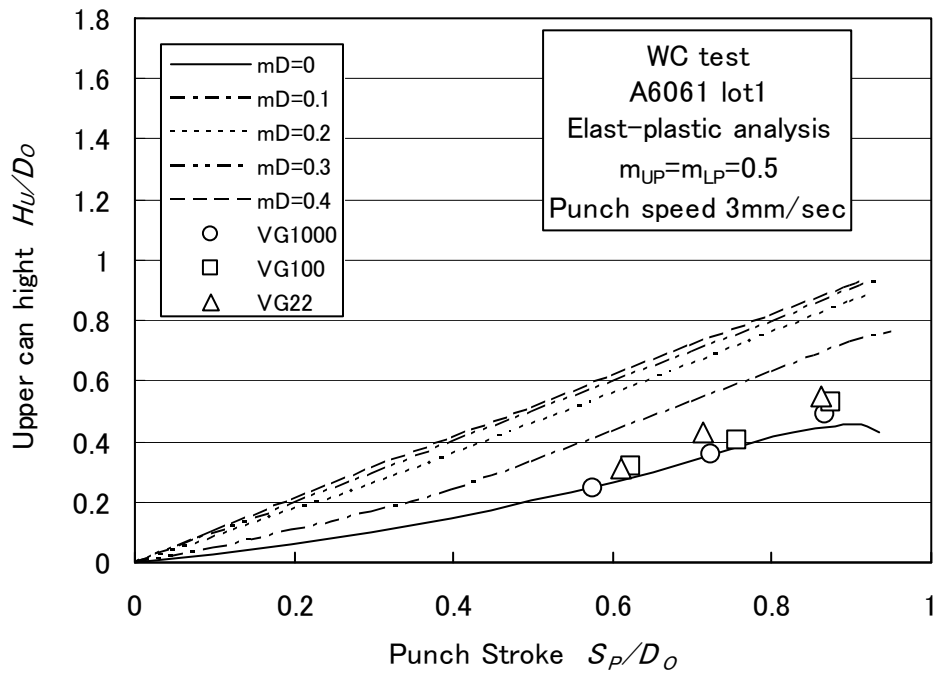


Fig.6-13(a) 鋇油での WC 形試験の校正線図と実測値 (A6061-1 ロット目)

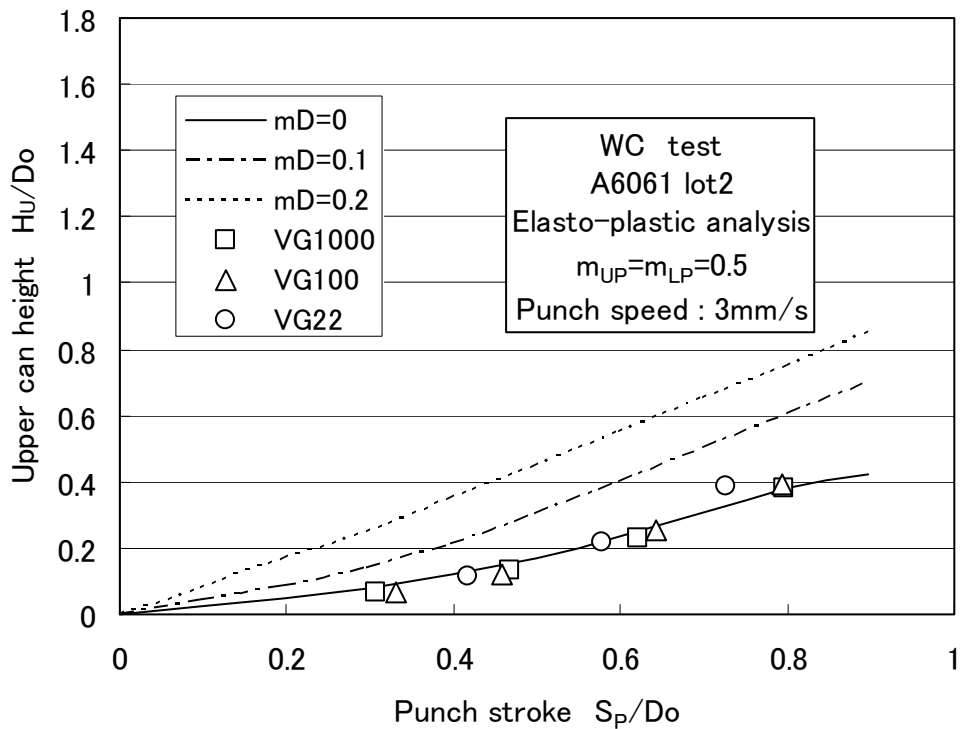


Fig.6-13(b) 鋇油での WC 形試験の校正線図と実測値 (A6061-2 ロット目)

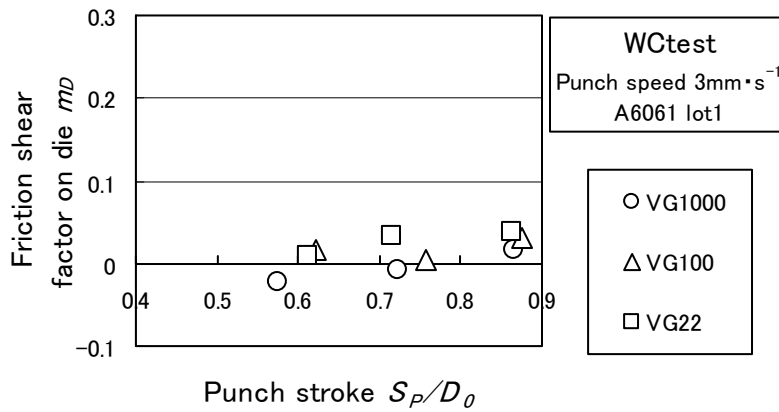


Fig.6-14 鈳油での WC 形試験でのパンチ押し込み量に対するダイス摩擦せん断係数の変化 (A6061-1 ロット目)

Table.6-2 鈳油でのダイス摩擦せん断係数

潤滑剤	A6061 ロット 1	A6061 ロット 2
VG1000	0	0
VG100	0.017	0
VG22	0.027	0

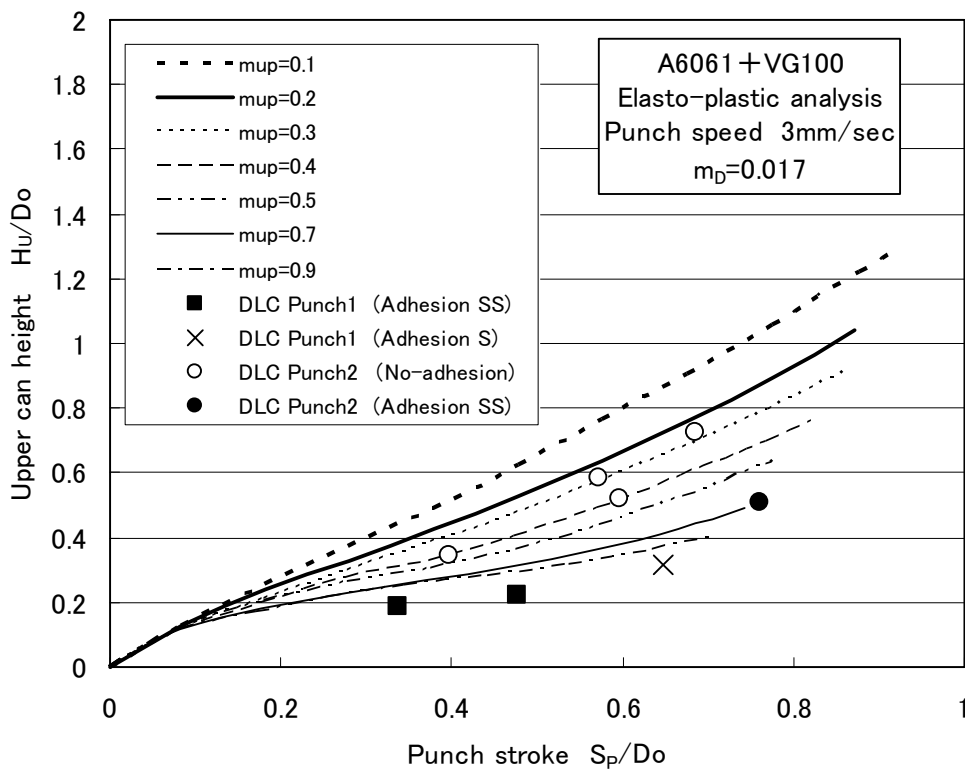


Fig.6-15 VG100 での WCL 形試験の校正線図と実測値 (A6061 1 ロット目)

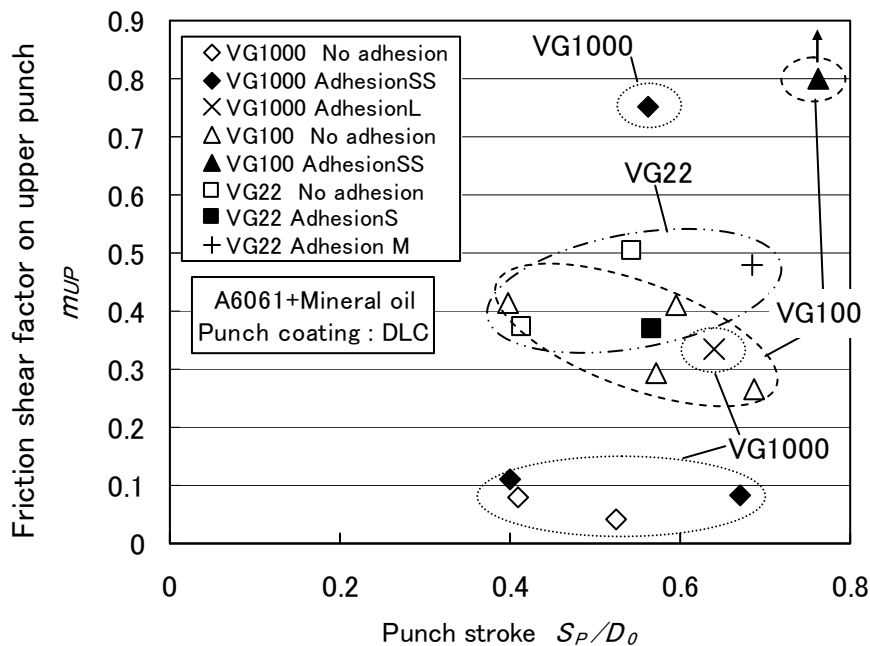


Fig.6-16 鉱油でのWCL形試験でのパンチ押し込み量に対するパンチ摩擦せん断係数の変化 (A6061-1ロット目)

良い場合と同程度の m_{UP} が得られている。より粘度の低い VG100, VG22 では凝着がなくても得られる m_{UP} が大きくなった。粘度が大きい方が油膜を維持しやすくマイクロプールがより多く確保されて混合潤滑の中でも流体潤滑が支配する割合が大きい状態になるためと考えられる。また m_{UP} が大きくなると校正線図が密になるため凝着がなくてもばらつきが大きくなった。

凝着については VG100 が最も凝着しにくく、粘度の高い VG1000 は凝着を生じる頻度が高く小さい押し込み量でも凝着を生じ不安定であった。VG1000 ではマイクロプールを形成しやすいが、粘度が高いために逆にマイクロプールから境界潤滑部分に油が染み出ていきにくいために金属接触を起こしやすくなるものと考えられる。VG100 はマイクロプールの絶対量は少ないが境界潤滑面に適度に染み出して金属接触を妨げていると考えられる。また一方で VG1000 は m_{UP} が小さく H_U が他の 2 つより倍近く大きくなるため、ベアリング部のすべり距離と表面積拡大が他より大きく不利であることも原因と考えられる。

材料ロット 2 についての校正線図と試験結果を Fig.6-17 に示す。材料ロット 2 では m_D は鉱油の種類に関わらず 0 と推定されたので、一つの校正線図で全ての鉱油について m_{UP} を評価した。各鉱油での m_{UP} と凝着の程度を Fig.6-18 に示す。材料ロット 2 では凝着が発生せず良好な摩擦の評価が出来ている。VG100, 22 については材料ロット 1 に比べて m_{UP} がかなり高く測定された。全体に S_P に対して m_{UP} が減少していく傾向が見られ、S10C のそれとは逆の傾向を示している。 S_P が小さいときは校正線図が密であるため測定される

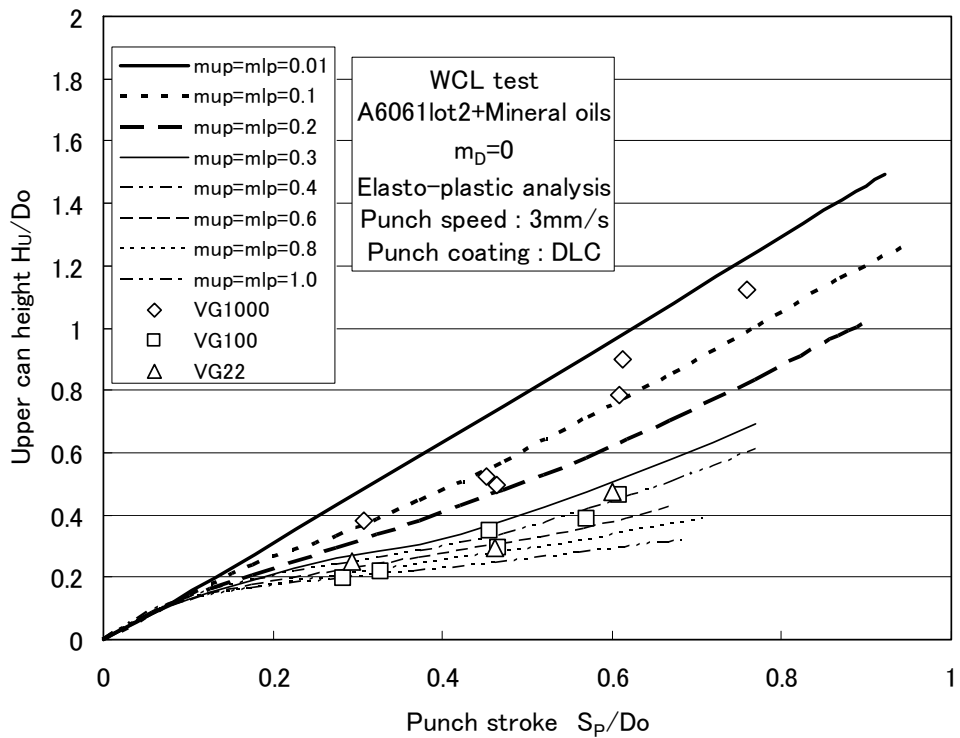


Fig.6-17 各種鉱油での WCL 形試験の校正線図と実測値 (A6061 2ロット目)

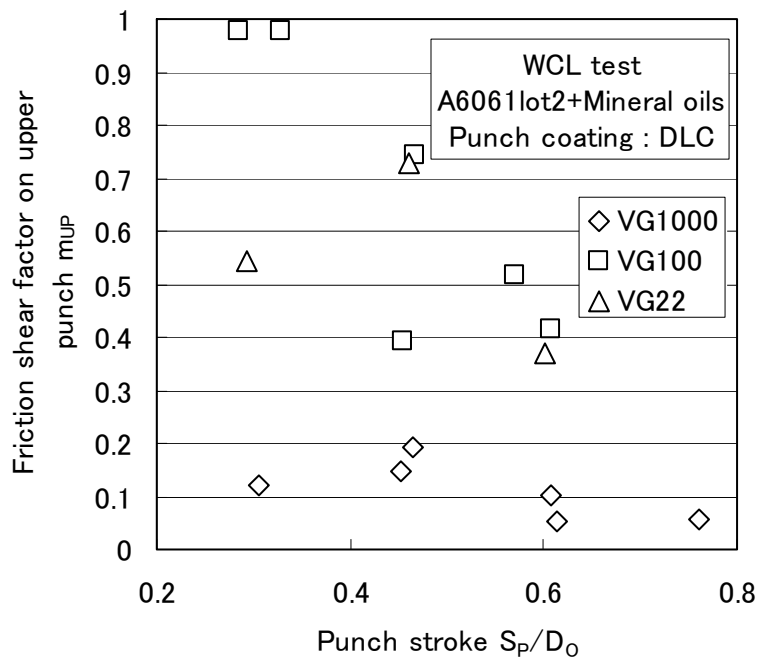


Fig.6-18 鉱油での WCL 形試験でのパンチ押し込み量に対するパンチ摩擦せん断係数の変化 (A6061-2ロット目)

m_{UP} のばらつきがきわめて大きくなることも一因といえるが、まだ校正線図が不十分であることも考えられる。

いずれの材料ロットでも粘度の高い油ほど摩擦が低いが、低粘度油でもマイクロプールを作りやすくすれば流体潤滑領域が増えて摩擦が低下すると考えられた。実生産でも製品の性質上化成皮膜ができないときの鍛造あるいは転造などは油のみで加工し、直前の旋削加工であらかじめ被加工部の仕上げ粗さを大きくすることが行われている。そこで試験片製作時の端面切削の送り速度を速くして R_a で $0.2\mu\text{m}$ であったものを $0.6\mu\text{m}$ 程度に粗く仕上げて試験を行った。表面粗さが増加した分パンチとの間にマイクロプールが出来やすくなる。使用した材料は A6061 の材料ロット 2 である。Fig.6-19 に得られた m_{UP} と凝着の程度の比較を示す。VG1000 では表面粗さの効果は明確では無いが、VG100, VG22 では摩擦の低下が見られた。高粘度油ではこの程度の荒さの変化では摩擦が下がるほどマイクロプールの量を増やせないようである。しかし低粘度油では試験片の表面粗さを大きくしてマイクロプールを出来やすくすれば摩擦を低減できることが示された。また VG100, 22 の結果のばらつきも小さくなっている。一方、元々材料ロット 2 では凝着が起りにくかったが、試験片粗さを大きくしたことで最も粘度の低い VG22 で頻繁に凝着が発生した。凝着の発生位置は全てベアリング部の端であり、凝着した場合でも測定された m_{UP} は全く上昇していないことから、上パンチを引き抜く際に凝着したものと推定される。これまでは上カップ端面はベアリング部の端からわずかしか上に出ていなかったが、 m_{UP} が小さくなって H_U が増大し上パンチを引き抜くときのすべり距離が増えたため、粘度の低い油では凝着を起しやすくなったものと考えられる。

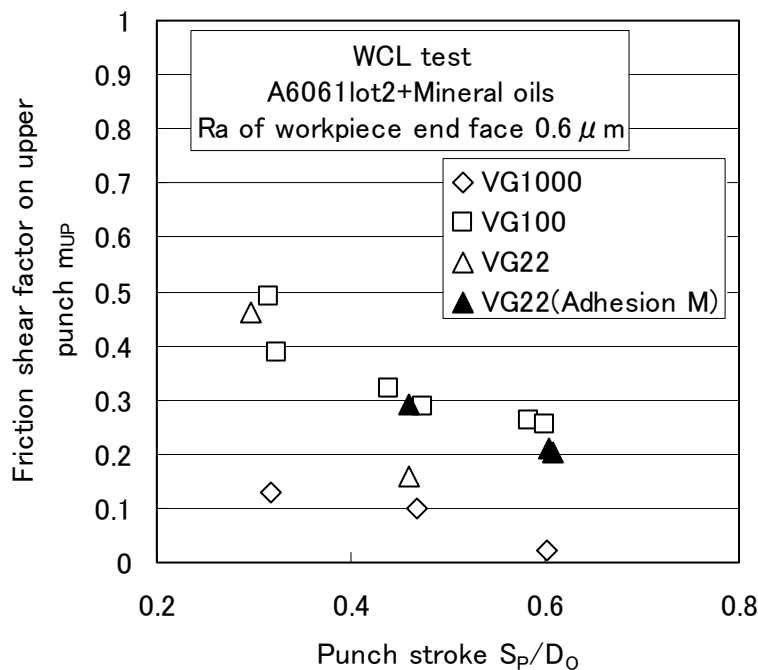


Fig.6-19 試験片端面粗さの大きい試験片での鉱油でのパンチ摩擦 (A6061-2 ロット目)

6. 6 上パンチの硬質皮膜によるパンチ摩擦の変化

冷間鍛造では凝着や磨耗を防止する目的で金型に硬質皮膜を施すことが多く、経験上は硬質皮膜を施した方が多少摩擦も低減すると認識されている。ボールオンディスク試験では DLC 皮膜の摩擦特性が優れていることが報告されている²⁴⁾が、これは弾性変形域内の摩擦試験であり、塑性変形を伴った摩擦試験でも同様の効果が得られるかについては明らかでは無い。そこで WCL 形試験にて硬質皮膜の摩擦への効果を確認した。評価したのはこれまでの DLC 皮膜と CVD にて成膜した TiN 皮膜および皮膜無しの種類の上パンチである。

まず磷酸亜鉛皮膜した S10C について試験を行った。TiN-CVD と皮膜無しパンチはベアリング長さ B が設計の 5mm より 1mm 短く出来ていたため、 $B=5\text{mm}$ で解析した校正線図からでは DLC の結果より摩擦が低く見積もられてしまった。 B の違いを相殺するため、TiN-CVD と皮膜無しについては改めて $B=4\text{mm}$ での解析を行い得られた校正線図にて評価した。

得られた m_{UP} の比較を Fig.6-20 に示す。TiN と皮膜無しがやや低めに測定されているが、別の皮膜無しの $B=5$ のパンチを用いた結果は DLC のそれと同じであったのでまだベアリング長さの影響が含まれていると考えられる。 m_{UP} のばらつきから考えると 3 種類のパンチはほぼ同じ摩擦せん断係数を示していると判断でき、硬質皮膜による明確な摩擦の差は確認できなかった。化成皮膜のような性能のよい潤滑剤では金型の硬質皮膜はほとんど摩擦に影響せず、潤滑剤の効果のほうが支配的になると考えられる。

次に鉱油の中で最も凝着が発生しにくかった VG100 と A6061 の組み合わせについても同様の試験を行った。得られた m_{UP} の比較を Fig.6-21 に示す。摩擦の低い方から TiN, DLC, 皮膜無しの順と判定できるが、VG100 では測定値のばらつきも大きくベアリング長さの影響もあるので、 m_{UP} に差があるかは明確とはいえない。一方凝着の点では皮膜無しが全ての試験で凝着を起こしている。これらのパンチはこれまでも複数回の加工を経てきたもので、このうち DLC と TiN は加工前とほとんど変わらない $Rz0.2\mu\text{m}$ 程度のベアリング部表面粗さを維持していたのに対し、皮膜無しパンチのみは $Rz0.6\mu\text{m}$ 程度に悪化していた。硬質皮膜が凝着を防ぐ効果があるのは明らかではあるが、今回の凝着の評価結果は硬質皮膜の耐焼付き性の効果が現れたのみでなく、DLC 皮膜したパンチでも粗さが大きいと全て凝着してしまったことから分かるように、粗さの効果もあったものと考えられる。しかしこの結果から硬質皮膜を施すことで金型の表面粗さの悪化を抑えることができ、結果として高い耐焼付き性を維持できることは明らかである。

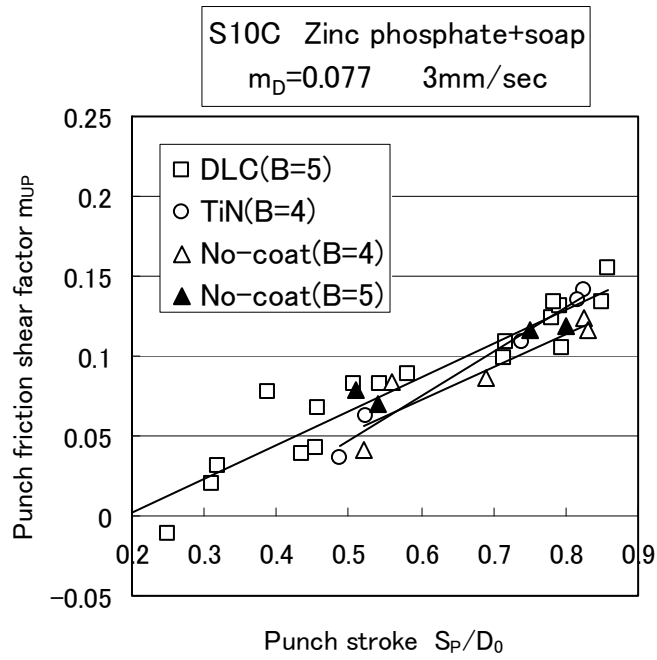


Fig.6-20 硬質皮膜によるパンチ摩擦せん断係数の変化 (S10C+磷酸亜鉛皮膜)

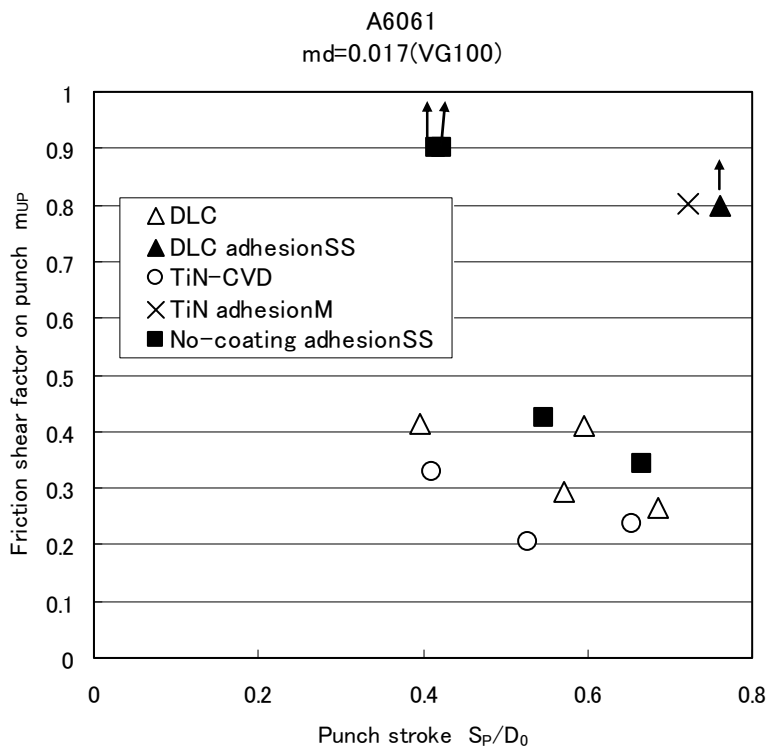


Fig.6-21 硬質皮膜によるパンチ摩擦せん断係数の変化 (A6061+VG100)

6. 7 他の摩擦試験との比較

WC, WCL 形試験からダイス面とパンチ面の摩擦せん断係数を得ることが出来たが、これらの推定された摩擦せん断係数を RC, SRC 形試験のそれと比較し、結果の妥当性と試験法による摩擦の変化について検証した。

まず各試験での評価の対象となる潤滑面でのパンチ押し込み量 S_P に対する最大表面積拡大比の比較を Fig.6-22 に示す。表面積拡大の最大値の発生する位置は RC 形では前方のビレットエッジ, SRC 形ではビレットエッジのダイス突起斜面に接するところ, WC, WCL 形は5章8節にて述べた位置である。試験を行った主要なパンチ押し込み量の範囲では WCL 形試験が最も表面積拡大が大きいといえる。また最大表面積拡大の場所のすべり距離については RC, SRC, WCL 形がほぼ同等で WC 形は短い。

Table.6-3 に各種潤滑剤にて RC, SRC, WC 形試験で得られた摩擦せん断係数の平均値の比較を示す。これらの試験ではパンチ押し込み量によって得られる摩擦せん断係数が変化しなかったため平均値で比較することが出来る。A6061 はすべて材料ロット1についての値である。またこれらの試験では摩擦せん断係数が S_P に対して変化しないことから、加工中の表面積拡大によって摩擦は変化しないといえる。

化成皮膜処理については各試験で凝着は発生しておらず、摩擦の評価は良好に行うことが出来た。潤滑剤による摩擦の大小は各試験で一致しており、潤滑剤の優劣はいずれの試験でも同じ判定ができていますので、WC 形試験でも信頼できる評価が出来たと考える。WC 形試験は他の試験と比べて潤滑剤による摩擦せん断係数の差が大きく、潤滑剤の性能差が他の試験より顕著に評価されるといえる。また試験法による表面積拡大の差は明確には摩擦せん断係数に影響しておらず、単純に表面積拡大が大きければ摩擦が大きいという関係は見られない。

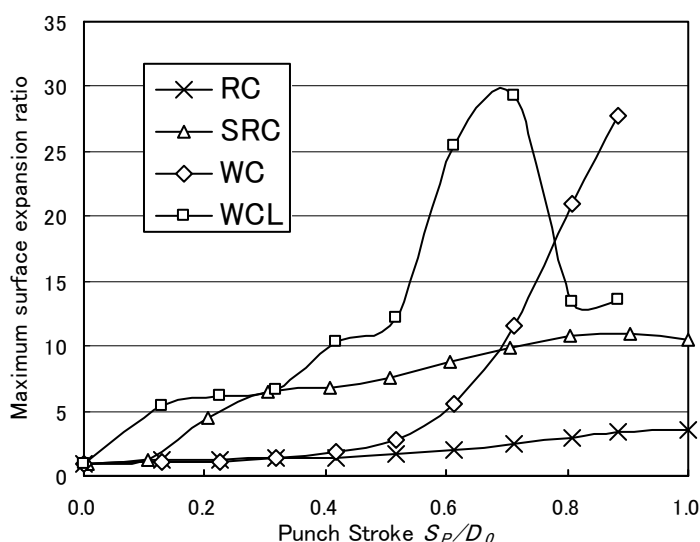


Fig.6-22 各摩擦試験での最大表面積拡大比

Table.6-3 各種摩擦試験および各種潤滑剤でのダイス摩擦せん断係数の比較

Material	Lubricant	RC test m_D	SRC test m_D	WC test m_D
S10C	Zinc phosphate+soap	0.11	0.13	0.077
A6061 lot1	Aluminium fluoride+soap lotA	0.14	0.20	0.13
	Aluminium fluoride+soap lotB	0.18	0.22	0.23
	Aluminium fluoride+soap lotC	—	—	0.28
	VG22	—	—	0.027
	VG100	—	—	0.017
	VG1000	0.30	0.34	0

鉱油については RC, SRC 形試験では凝着が発生して高い値が得られており, WC 形試験では極めて低い値が得られている. RC, SRC 形は接触点であるピレットエッジから潤滑剤が排除されやすいのに対し, WC 形試験では潤滑剤が摩擦面に封じ込められるためと考えられる. 鉱油を使用した場合は表面積拡大よりも油の保持性が摩擦に大きく影響することが分かる.

WCL 形試験では上パンチが凝着しなかったのは磷酸亜鉛皮膜した S10C とフッ化アルミロット A を施した A6061 のみで, 他の潤滑剤ではパンチ押し込み量全域にわたって健全な評価を行うことは出来なかった. 磷酸亜鉛被膜とフッ化アルミロット A では m_{UP} は平均としては m_D と同等かわずかに高くなる程度でダイスとパンチの摩擦はほぼ同じレベルにあると推定される. しかしフッ化アルミロット A ではほぼ一定の m_{UP} が得られたのに対し, 磷酸亜鉛皮膜した S10C では m_{UP} が S_p に対して上昇しており, 小さい S_p では m_{UP} が 0 と判定されるなどの不可解な点がある. WC 形試験では表面拡大が m_D を変化させていなかったが, WCL 形試験はパンチ面上の表面拡大が WC 形試験より早期に大きくなる上にすべり距離や速度も大きいので m_{UP} が途中から上昇するという事は考えられる. フッ化アルミのロット D などはその傾向が見られ, 上昇し始めるところから凝着の頻度も高くなり加工の進展につれて潤滑剤の機能が失われていったように思われる. しかし磷酸亜鉛被膜とフッ化アルミ A はともに凝着が生じていないため潤滑剤の機能が維持されているにもかかわらず, パンチ摩擦の変化は異なる傾向を示していた. 磷酸亜鉛皮膜では初期に m_{UP} が 0 と測定されることも理に合わない. WCL 形試験については測定値を評価する方法にまだ改善の余地があるものと考えられる.

6. 8 まとめ

WC, WCL 形試験について前章にて定めた解析方法にて校正線図を作成し, 化成皮膜と鉍油を用いた場合のストレートダイスの摩擦せん断係数と後方押しパンチの摩擦せん断係数を評価し, 他の摩擦試験法での結果と比較した. 得られた結果は以下である.

- 1) WC 形試験ではいずれの潤滑剤についてもダイス摩擦せん断係数 m_D はパンチ押し込み量 S_P に対してほぼ一定の値となった. 鉍油を用いた場合には試験片側面に油を封じ込めやすいため流体潤滑に近い状態が得られ, ほぼ 0 に近い値が得られた.
- 2) 化成皮膜での WC 形試験で潤滑剤の優劣を比較すると RC, SRC 形試験と同じ比較結果となったが, WC 形試験のほうがより潤滑剤の性能差を顕著に評価できた. 鉍油では RC, SRC 形試験が凝着して高摩擦なのに対し WC 形試験は低摩擦であり, 表面積拡大よりも変形の形式による潤滑剤の保持性が凝着や摩擦に顕著に影響する. またこれらの試験では試験法による表面積拡大の違いは摩擦せん断係数に明確には影響していなかった.
- 3) 磷酸亜鉛皮膜処理をした S10C にて, WCL 形試験にて得られたパンチ摩擦せん断係数 m_{UP} は S_P に対して上昇する傾向が見られた. 一方で S_P が小さいと m_{UP} が 0 と見積もられてしまうため WCL 形試験での測定値の評価方法にはまだ改善の余地がある.
- 4) フッ化アルミでは WC, WCL 形試験ともに皮膜処理ロットによる潤滑皮膜の性能差が見られ, m_D の大きい皮膜ほど WCL 形試験で m_{UP} も大きくなり凝着も発生しやすくなった. 皮膜の性能差は WC 形試験より WCL 形試験のほうがより顕著に現れた. また WCL 形試験での凝着は S_P が大きく表面積拡大やすべり距離が大きくなるほど発生しやすかった.
- 5) 鉍油では m_D がほぼ 0 であったのに対し, WCL 形試験ではパンチ側の油の保持性がダイス側より劣るため m_{UP} は大きくなる. 粘度が高い鉍油ほどマイクロプールを作りやすいため m_{UP} は小さくなるが, 粘度が高すぎると逆にマイクロプールから境界潤滑部へ油が浸み出しにくくなるため凝着を起しやすくなる. また鉍油での耐焼付き性は金型の表面粗さに敏感で, 同じ鉍油でもパンチの表面粗さが大きいと凝着しやすかった.
- 6) 粘度の低い鉍油でも試験片の表面粗さを大きくして加工時にマイクロプールを作りやすくすることで後方押しでのパンチ摩擦を小さく出来ることが確認できた.
- 7) 化成皮膜を用いた場合パンチに施した硬質皮膜は m_{UP} には明確に影響しなかった. 優秀な潤滑剤を用いた場合は潤滑剤の性能が摩擦に対して支配的になると考えられる. 硬質皮膜による耐焼付き性の向上は確認できなかったが, 硬質皮膜がパンチの表面荒れを抑制して鉍油などでは耐焼付き性が向上することが確認できた.

第7章 後方穿孔押し形摩擦試験での摩擦モデルの影響

7.1 はじめに

前章では WC, WCL 形摩擦試験にてダイス摩擦せん断係数 m_D とパンチ摩擦せん断係数 m_{UP} を評価することが出来た。しかし得られた m_{UP} は試験片材料によって S_P に対して増加、減少したり、 S_P が小さいときに 0 と判定されるなど現実にそぐわない点が見られた。解析にて得られた校正線図はいまだ十分に実際の現象を表現できていないと考えられる。これらの原因として摩擦モデルの選択が影響していることが考えられた。

鍛造のような高い面圧の界面での摩擦のモデルは面圧の上昇に対してクーロン摩擦則からせん断応力一定則に遷移していくとされている²⁵⁾。通常、鍛造の摩擦を扱う場合、面圧が材料の変形抵抗の数倍になるため、3 倍程度以上ではせん断応力一定則、それ以下ではクーロン摩擦則が使用されることが多い。しかしこれはあくまで目安であり、変形形式、材料、表面粗さ、潤滑剤などの変形の特徴次第でどちらの摩擦モデルが現象をより忠実に表せるかは異なってくる。RC 形試験などは過去の研究でどちらの摩擦モデルを用いても試験片の挙動は変わらないことが示されているため¹¹⁾、摩擦モデルがほとんど影響しない変形形式も存在する。これまで WC 形、WCL 形はせん断応力一定則を採用し摩擦せん断係数で評価してきたが、これらの試験に摩擦モデルがどのように影響するか、また最適な摩擦モデルが何であるかはまだ検証されていなかった。

そこで本章では WCL 形試験の校正線図をより正確なものとするを目的として、WC, WCL 形試験で摩擦モデルが校正線図つまり解析結果に及ぼす影響を調査し、面圧分布、試験片表面の粗さ分布の調査から最適な摩擦モデルを検証する。さらに、検証結果から最適と考えられた摩擦モデルでパンチの摩擦特性値の特定が可能かを確認する。

7.2 工具面圧の検証

鍛造の解析では面圧の大きさによって適当な摩擦モデルを選択する必要があるとされており、一般的には面圧が降伏応力の 3 倍程度以上であればせん断応力一定則、それ以下であればクーロン摩擦則が適用されることが多い。ダイス摩擦測定でのダイス面、パンチ摩擦測定でのダイス面とパンチベアリング面の面圧を解析にて調べ、面圧と降伏応力の比の分布からどの摩擦モデルが適当であるかを検証する。なお試験片の降伏応力は加工中に加工硬化によって変化するため、その時点でのパンチあるいはダイスに接触している節点の相当応力をもってその位置での降伏応力とした。

7.2.1 ダイス摩擦測定におけるダイス面面圧

WC 形試験のダイス面での面圧と相当応力（降伏応力）の比の変化を Fig.7-1 に示す。横軸が面圧と相当応力の比、縦軸が下パンチ上面を原点とした軸方向の位置を示し正方向が上側である。ダイス面圧は 5 章 Fig.5-28 に示されており、 S_P に対して最初増加した後減少

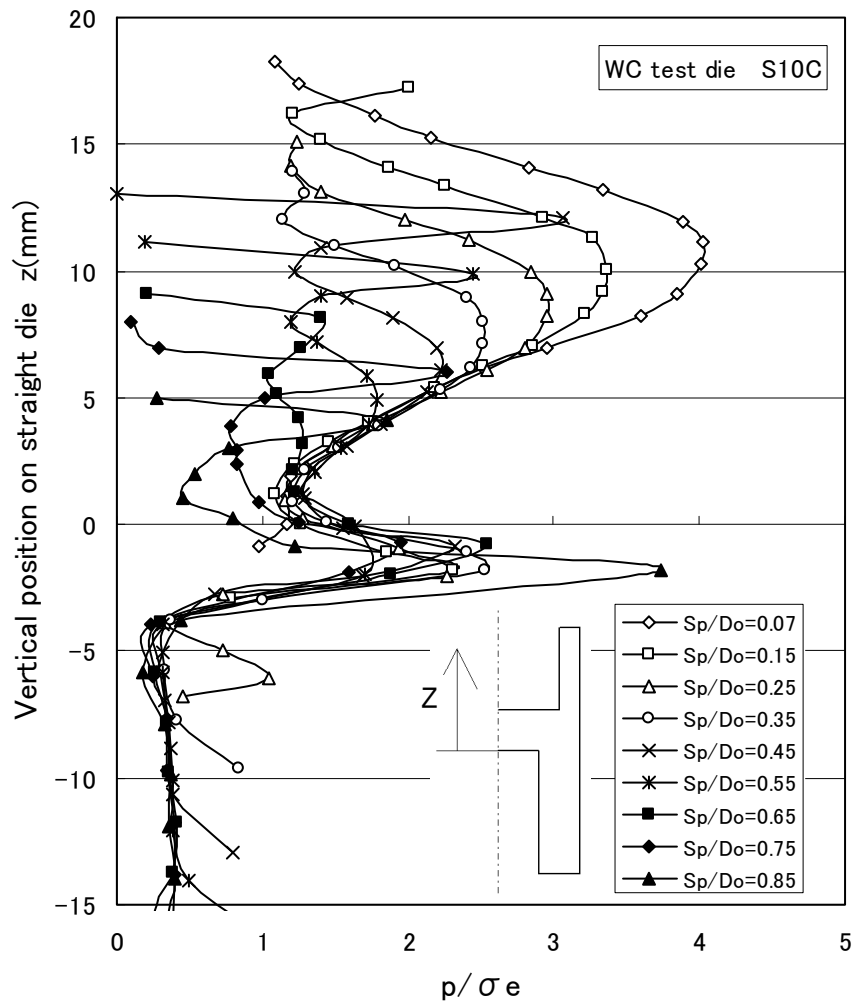


Fig.7-1 ダイス摩擦測定におけるダイス面圧と相当応力の比の分布の変化

する傾向を示していた。それに対し面圧と相当応力の比は上下パンチに挟まれた部分の加工硬化が進んで相当応力が增大するため一方的に減少していく。面圧と相当応力の比は加工開始時こそ 3 を超える大きいものであるが、 S_p が 5mm ($S_p/D_o=0.25$) 以上ではほぼ全域で 3 以下となる。加工の後半で下パンチ端面よりやや下の表面積拡大が最も大きいところで 3.5 を超える値が出ているが極めて狭い範囲であるため特に重要では無い。これより面圧の点からはダイス摩擦にはクーロン摩擦則を用いる方が適当であると考えられる。

7. 2. 2 WCL 形試験でのダイス面面圧

WCL 形試験でのダイス面圧と相当応力の比の変化を Fig.7-2 に示す。横軸が面圧と相当応力の比、縦軸が下パンチ上面を原点とした軸方向の位置を示し正方向が上側である。パンチベアリングとダイスに挟まれた部分にも面圧が発生するので、WC 形試験より広い面で面圧が発生している。傾向は WC 形試験と同様であるが、全体の減面率が大きい分ダイス

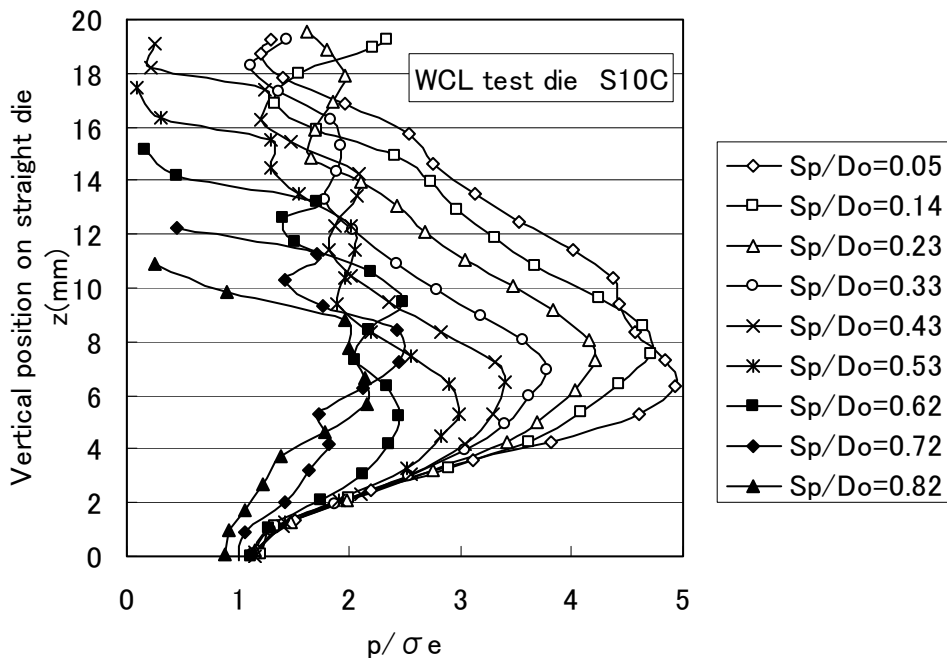


Fig.7-2 パンチ摩擦測定におけるダイス面圧と相当応力の比の分布の変化

面圧が高くなり、面圧と相当応力の比は S_p が 10mm ($S_p/D_0=0.5$) 程度までは 3 以上の部分がある。一般の型鍛造では加工が進むにつれて面圧が上昇するためクーロン摩擦則からせん断応力一定則へと遷移していくとされるが、後方押しではダイス面圧と相当応力の比が加工の進展にしたがって低下していくため一般的な摩擦モデルの変化では現象を記述できないといえる。面圧と相当応力の比からもクーロン摩擦則とせん断応力一定則のどちらが適するか判断しがたい領域での加工であり、最適な摩擦モデルの判定には他の条件を検証する必要がある。

7. 2. 3 WCL 形試験でのパンチベアリング部の面圧

WCL 形試験のパンチベアリング部での面圧と相当応力の比の変化を Fig.7-3 に示す。横軸が面圧と相当応力の比、縦軸が上パンチ先端を原点とした軸方向の位置を示し正方向が上側である。面圧分布は 5 章 Fig.5-33 に示したものである。面圧は S_p にしたがって上昇するが、相当応力も同じく上昇するため、面圧と相当応力の比は位置および S_p に関わらずほぼ 1 で一定になった。

比がほぼ 1 なので相当応力と面圧の間には $\sigma_e = p$ が成り立つ。パンチ摩擦界面のある点に働く摩擦せん断応力をクーロン摩擦則でのせん断応力 τ_1 とせん断応力一定則でのせん断応力 τ_2 で記述したとする。界面のある点でのせん断応力は一つしかないので τ_1 と τ_2 は同じ値となり、 $\tau_1 = \mu p$ と $\tau_2 = mk = m \sigma_e / \sqrt{3}$ は等しくなる。ここで面圧の解析結果からパンチ面では $\sigma_e = p$ が成り立ったため、摩擦係数と摩擦せん断係数の間には $\mu = m / \sqrt{3}$ とい

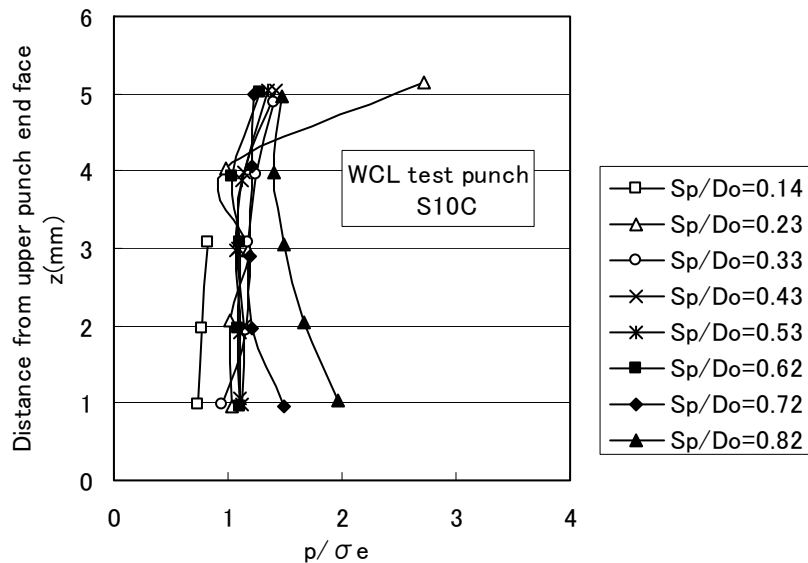


Fig.7-3 パンチ摩擦測定でのパンチベアリング面の面圧と相当応力の比の分布の変化

う関係が成り立つ。よってあるパンチ摩擦せん断係数 m についての変形挙動はパンチクーロン摩擦係数 $\mu = m / \sqrt{3}$ を用いたときの変形挙動と一致することになる。したがってパンチ面については面圧と相当応力の比からはクーロン摩擦が適当だが、互いに摩擦係数を換算することが出来るため、RC形試験と同様にどちらの摩擦モデルを用いても挙動には大きな差はないと考えられる。

7. 3 試験片表面粗さの変化

ダイス面の摩擦モデルとしてクーロン摩擦則とせん断応力一定則のどちらが適当かは、ダイス面圧からは判断することが出来なかった。クーロン摩擦則では面圧の増加に比例して真実接触面積が増加していくことで面圧と摩擦せん断応力が比例するが、真実接触面積が増加して見かけの接触面積に近くなると面圧の増加に対してもはや真実接触面積は変化しなくなるため、せん断応力一定則が適用される。つまり真実接触面積の割合から適当な摩擦モデルを推定することが可能である。そこで試験片の表面粗さを測定し、真実接触面積から摩擦モデルとしてふさわしいものを判定することを試みる。

S10CのWCL形試験片について各パンチ押し込み量での試験片外径の軸方向表面粗さの分布を測定した。Fig.7-4に平均粗さ Ra の分布の変化を示す。横軸はワーク外径の軸方向の位置を示し、下パンチ上面が原点で正方向を試験片上側としている。Fig.7-5に Ra の平均値と最小値の Sp に対する変化を示す。加工初期に急激に粗さが小さくなるが、その後しばらくは変化せずに推移する。加工の終盤ではカップ底部付近の外径で極端に粗さが小さくなる場所が発生する。これは加工の終盤にカップ底付近外径で集中的に新生面が発生し

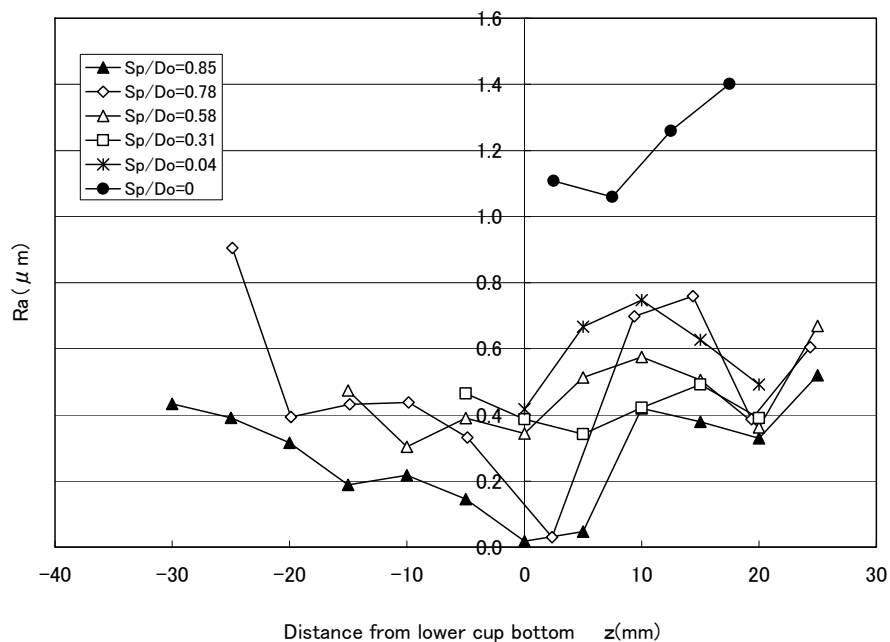


Fig.7-4 S10C 試験片外径の粗さの分布

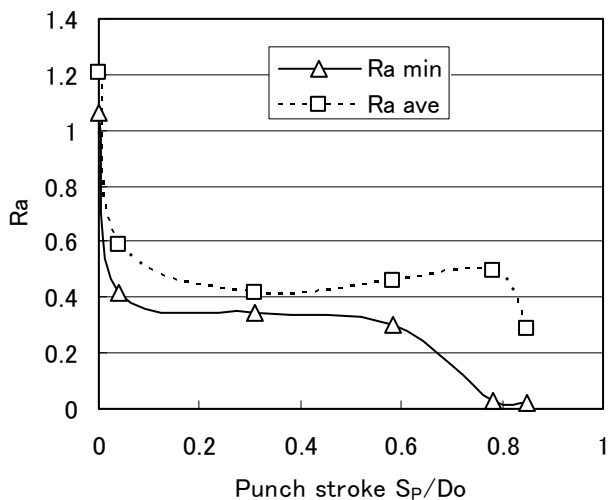


Fig.7-5 試験片外径の粗さの変化

金属光沢面になるためである。元々の試験片外径はある粗さと潤滑皮膜を維持したまま上下に移動してしまいその間に現れる新生面はダイスの粗さに倣ってしまうため、試験片の上下で粗さが大きくその間に粗さが極端に小さいところが発生する。

Fig.7-6 に $S_f=17\text{mm}$ まで加工した試験片外径の軸方向の輪郭の例を示す。カップ底部付近(Fig. 7-6(c))は極めて平坦で、この部分はほぼ完全接触状態にあるといえる。それに対し試験片の上側(a)(b), 下側(d)は多数の凹部があり、旋盤目あるいは皮膜処理時の酸洗の名残が残っていると思われる。加工初期の粗さの減少は凸部の頂上のみがつぶされたことによ

るもので、それ以降は上側と下側の粗さは大きく変化せず凸部はつぶしきれていない。この付近の接触率はかなり小さく完全接触とは程遠い状況である。加工行程の大半では真実接触率は小さく、 S_p が大きい場合に新生面の生じる局所的な部分でのみ完全接触状態になると考えられる。面圧と相当応力の比は高いものの実際の接触率は小さいため、ダイス面の摩擦モデルは加工行程の大半ではクーロン摩擦則が適用されるべきである。

加工の終盤になるとダイスとの界面は、接触率は高いものの降伏応力に対して面圧が低いという一般的な鍛造の界面と異なる特徴が出てくる。面圧の点ではクーロン摩擦則が適当となるが、クーロン摩擦則は真実接触面積が面圧に比例して変化することで摩擦力が増大していくので、全面が真実接触面積となっている以上は面圧が低くてもせん断応力一定則が適当と考えられる。よってダイス摩擦モデルにはクーロン摩擦則、終盤の新生面が発生した後のみはせん断応力一定則を用いるのが適当と推定される。しかし完全接触する面がどの時点からダイスの摩擦特性を変化させるか、どの時点で摩擦モデルを変化させるべきかは不明確である。

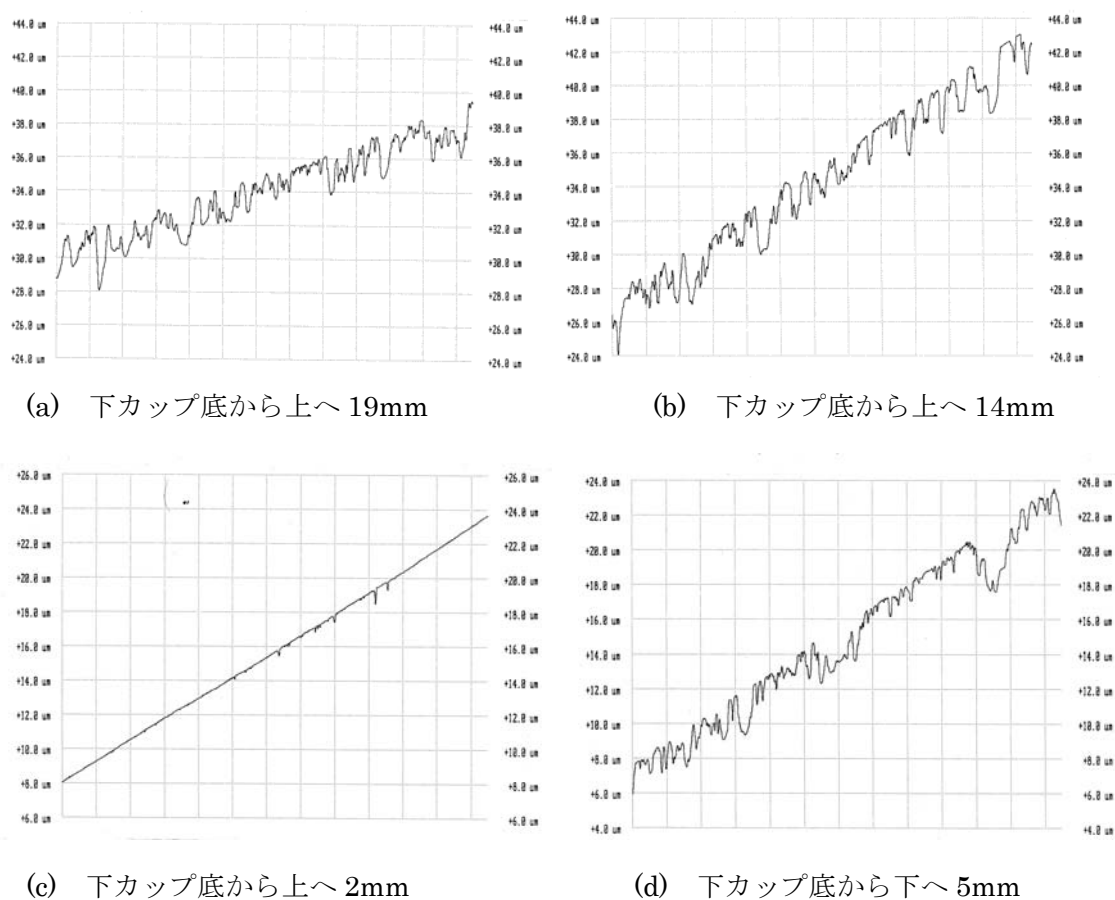


Fig.7-6 試験片外径軸方向輪郭の例($S_p=17\text{mm}$)

7. 4 摩擦モデルによる校正線図の変化

前節にてダイス摩擦には主としてクーロン摩擦則、終盤のみせん断応力一定則とするのが適当であり、パンチ摩擦についてはどちらの摩擦モデルを適用しても大差がないと推定された。これまで本研究室で考案した RC 形摩擦試験法の変形挙動は摩擦モデルによって変化しないため、WC、WCL 形試験もせん断応力一定則で評価してきたが、これらの試験についてはまだ摩擦モデルの変形挙動への影響は確認されていなかった。そこで WC 形試験についてクーロン摩擦則を適用した場合の校正線図の変化と、WCL 形試験について内外径でせん断応力一定則とクーロン摩擦則の組み合わせを様々に変化させた場合の校正線図の変化を確認した。

7. 4. 1 WC 形試験での摩擦モデルの影響

磷酸亜鉛皮膜した S10C にてクーロン摩擦則を用いた解析から求めた WC 形試験の校正線図と従来のせん断応力一定則による校正線図の比較を Fig.7-7 に示す。解析方法は 5 章にて決定した解析条件で、上下パンチについてはどちらの摩擦モデルでも解析結果には変化がなかったためせん断応力一定則とし、ダイス面の摩擦モデルのみを変更した。校正線図には実測値も一緒にプロットしてある。

校正線図は摩擦モデルに関わらず類似の形状をしており、実測値も校正線図に沿っているので得られる摩擦特性値はどちらの摩擦モデルでも S_P に対して一定となる。よって WC 形試験は摩擦モデルによって変形挙動が変化しないといえる。摩擦せん断係数 m_D の平均値が $m_D=0.077$ に対してクーロン摩擦係数 μ_D の平均値は $\mu_D=0.034$ と評価された。同じ

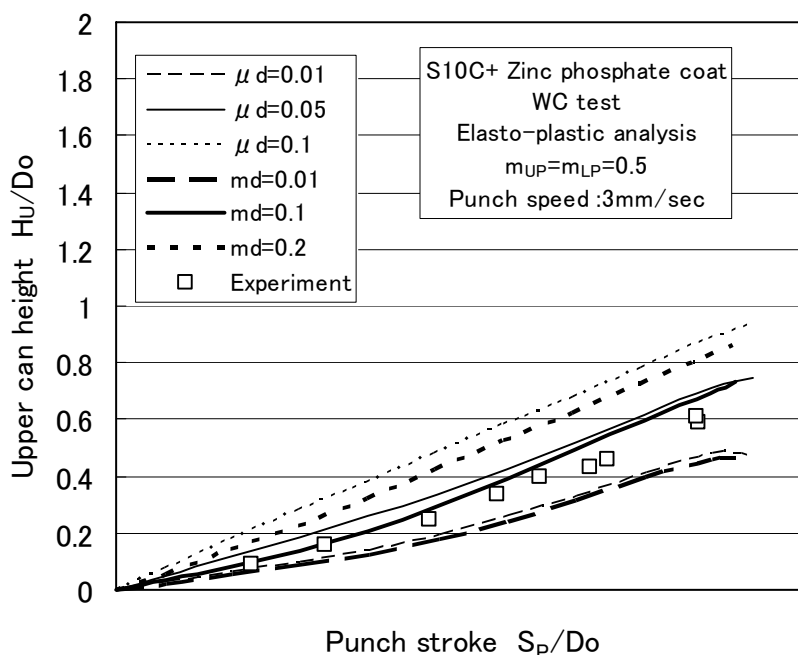


Fig.7-7 ダイス面の摩擦モデルによる校正線図の変化 (S10C+磷酸亜鉛皮膜)

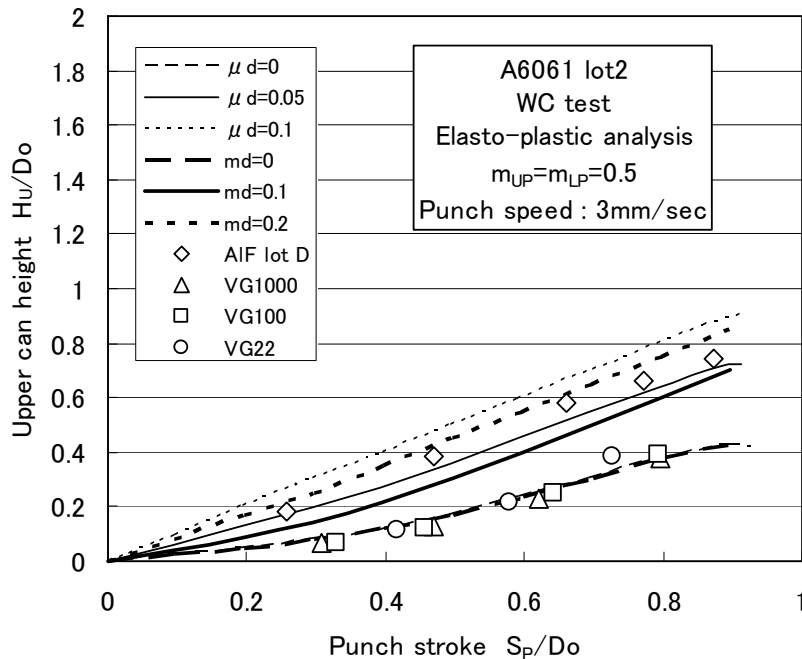


Fig.7-8 ダイス面の摩擦モデルによる校正線図の変化 (A6061 材料ロット 2)

実測値をそれぞれの摩擦特性値で評価すると μ_D は m_D の半分よりやや小さい値となる。RC 形試験も同一の測定値に対して μ_D は m_D の半分程度の値に評価されているため¹¹⁾, WC 形試験は RC 形試験と同様の性質を持つといえる。

Fig.7-8 に A6061 の材料ロット 2 について同様の比較をしたものを示す。フッ化アルミ皮膜ロット D については $m_D=0.156$ に対して $\mu_D=0.06$, 鉱油についてはどれも 0 と評価された。結果は S10C と同様の傾向を示しており, WC 形試験は材料に関わらずどちらの摩擦モデルでも評価が可能であるといえる。

7. 4. 2 S10C での WCL 形試験での摩擦モデルの影響

WCL 形試験はパンチとダイスの両方の摩擦モデルが校正線図に影響してくることが考えられる。そこで磷酸亜鉛皮膜された S10C について前節で得られたダイス摩擦特性値を用いて, 内外径で摩擦モデルの組み合わせを変化させた場合の校正線図の比較検討を行った。

7. 3 節の検討でダイスについてはクーロン摩擦則, 終盤でせん断応力一定則とするのが現実に近いと推定されたが, 摩擦モデルの切り替えをどこで行うべきかが不明なので, 摩擦モデルの切り替えは行わずに校正線図を求めた。

パンチ, ダイスともにせん断応力一定則を用いた場合の校正線図は 6 章 Fig.6-3(a) である。この校正線図からは m_{UP} は S_P に対して上昇する傾向を示し, さらに S_P が小さいところでは m_{UP} が 0 と判定されるといった不具合があった。これに対しパンチ摩擦のみクーロン摩擦則に変更した校正線図を Fig.7-9 に示す。校正線図の形状は Fig.6-3(a) と類似であり, パンチの摩擦モデルでは校正線図の形状は変化していない。よって面圧の検討から示されて

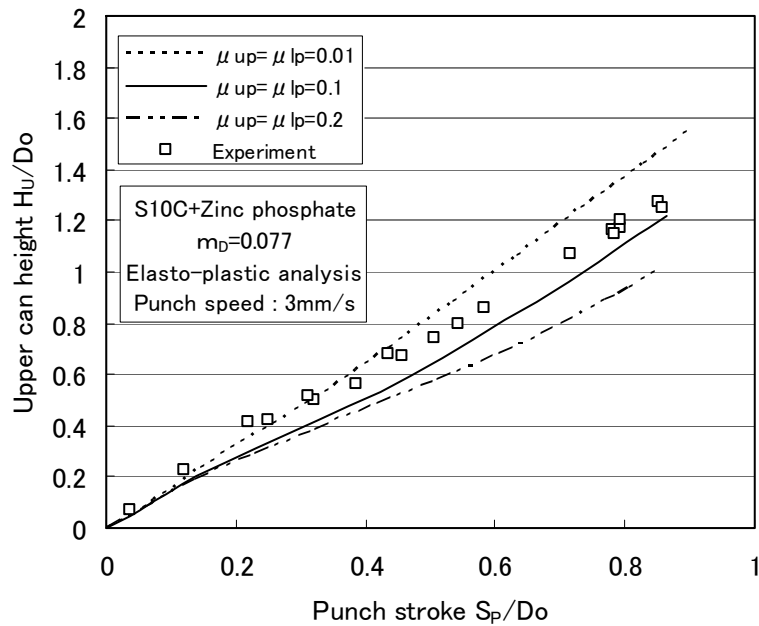


Fig.7-9 ダイスせん断応力一定則ーパンチクーロン摩擦則での WCL 形試験校正線図

いたように WCL 形試験でのパンチ摩擦モデルはどちらのモデルも適用可能であるといえる。 μ_{UP} は概ね m_{UP} の半分程度になると推定され、WC 形試験のダイス摩擦と同様の傾向である。しかし S_P に対して摩擦特性値が上昇しており、 S_P が小さいところで 0 と推定される点も同じであるため、パンチ摩擦モデルに関わらずダイス摩擦をせん断応力一定則とした校正線図からは正しい摩擦特性値は得られないといえる。

次に、より現実に近いと推定されたダイス摩擦をクーロン摩擦則とした場合の校正線図を作成した。パンチ摩擦をせん断応力一定則とした場合の校正線図を Fig.7-10、パンチ摩擦をクーロン摩擦則とした場合の校正線図を Fig.7-11 に示す。ダイスにクーロン摩擦則を適用したことで校正線図の形状はせん断応力一定則の時のものと大分異なっている。つまり WCL 形試験の校正線図は WC 形試験などとは違いダイスの摩擦モデルに大きく左右されることが分かる。特に加工初期の H_U の伸びが大きくなっているが、これは加工初期に相当応力に対してダイス面圧が大きいいため、クーロン摩擦則を用いた方がダイス面の摩擦力が大きくなるためである。この結果校正線図は実測値の分布に沿うようになったため、ダイス面にクーロン摩擦側を適用した方が実際の変形に類似した解析が行えていると考えられる。行程の途中でダイス摩擦モデルを切り替える必要性については判然としない。

パンチの摩擦モデルについて比較するとパンチ摩擦モデルが異なっても校正線図の形状はよく類似している。WC 形試験などと同じく μ_{UP} は概ね m_{UP} の半分程度になると推定され、パンチ摩擦モデルはどちらも適用可能といえる。実測値が校正線図に沿うようになったので μ_{UP} 、 m_{UP} が S_P に対して上昇することはなくなった。しかし得られるパンチ摩擦特性値は摩擦モデルに関わらずほぼ 0 と推定されてしまうため、現実とは異なった評価がさ

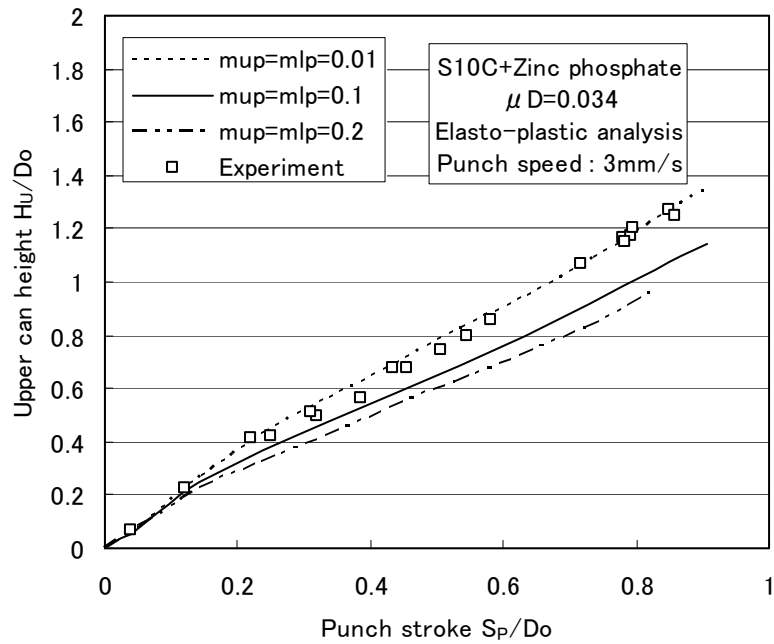


Fig.7-10 ディスククーロン摩擦則ーパンチせん断応力一定則での WCL 形試験校正線図

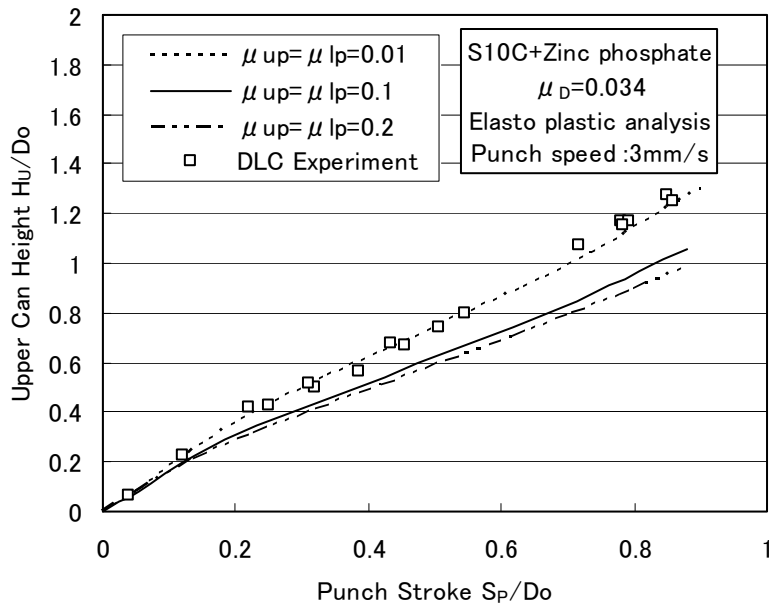


Fig.7-11 ディスククーロン摩擦則ーパンチクーロン摩擦則での WCL 形試験校正線図

れてしまっている。

ダイス摩擦については表面粗さの検討から判明したようにクーロン摩擦則を用いた方が現象をよく表現できることが確認できた。しかしそれでもパンチ摩擦特性値は小さく特定されてしまい正確な評価が出来なかった。原因としてはまず材料特性の影響が挙げられ、

鋼特有の現象であることが考えられる。一方で、WC 形試験で μ_D が小さく評価されていることも考えられる。そこで材料特性に関してはアルミ合金でも同様の結果が得られるかを確認し、WC 形試験の精度については他のダイス摩擦試験の結果と比較してダイス摩擦特性値が妥当なものであるかを検証する。

7. 4. 3 A6061 での WCL 形試験での摩擦モデルの影響

S10C ではダイスにクーロン摩擦則を用いると WCL 形試験での後方押し出し量 H_u が解析結果に対して大きくなりすぎ、極端に小さいパンチ摩擦特性値が得られてしまった。S10C のみしか検証していないので鋼特有の現象であることも考えられたため、異なる材料である A6061 でも同様に摩擦モデルによる校正線図の変化を検証した。A6061 で同様の結果が得られなければ、S10C の変形挙動には何らかの材料特性が影響しているが解析でそれを再現できていない可能性がある。S10C ではパンチの摩擦モデルは変形に影響していなかったためパンチについてはせん断応力一定則とし、ダイスの摩擦モデルのみを変化させてその影響を調べた。試験片はフッ化アルミ皮膜ロット D を施した A6061 材料ロット 2 である。ダイスをせん断応力一定則としたときの校正線図は第 6 章の Fig.6-10、パンチの摩擦せん断係数は Fig.6-12 に相当する。

Fig.7-12 にダイスをクーロン摩擦則としたときの校正線図、Fig.7-13 にこの校正線図から求められた S_p に対する m_{UP} の変化を示す。校正線図が実測値の分布に沿うようになったため、この方がより実際の挙動を再現できていると考えられる。測定値はすべて内挿可能

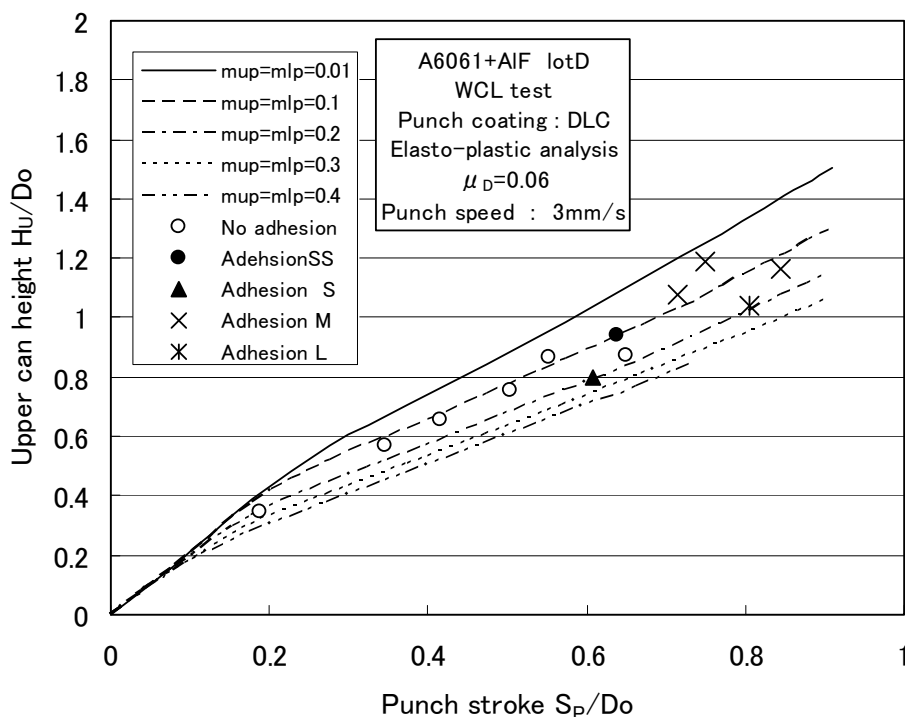


Fig.7-12 ダイスクーロン摩擦則ーパンチせん断応力一定則での WCL 形試験校正線図

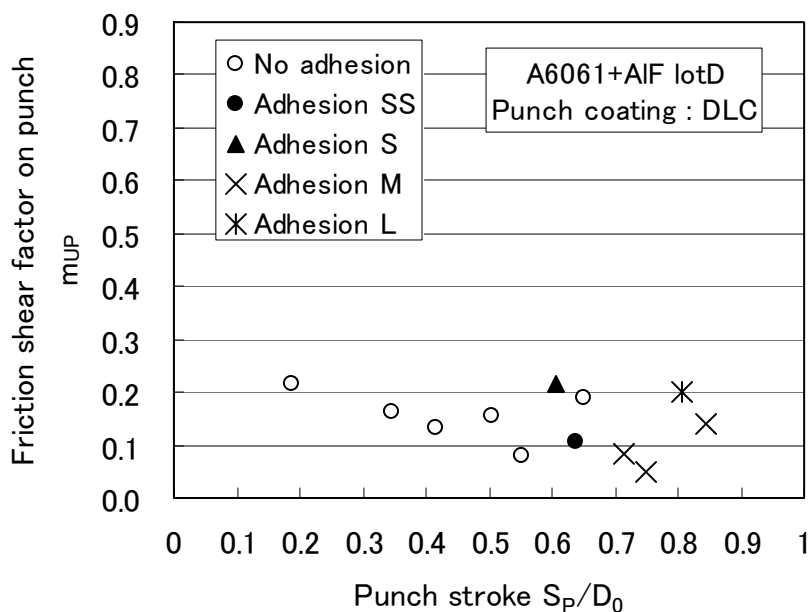


Fig.7-13 ダイスクローン摩擦則ーパンチせん断応力一定則でのパンチ摩擦せん断係数

である。 S_p が大きいところでの m_{UP} が大幅に小さくなったが、逆に S_p が小さいところでは m_{UP} が大きくなっており、S10C のように一様に m_{UP} が小さくなって 0 と判定されるようなことはなかった。得られた m_{UP} は S_p に対する変化が小さくなっており、Fig.6-12 で見られたような増大していく傾向は見られない。 m_{UP} の平均値としては $m_{UP}=0.144$ という値が得られた。 WC 形試験でダイス摩擦特性値として $\mu_D=0.06$ および $m_D=0.156$ が得られていたので、ここで得られた m_{UP} はほぼダイスの摩擦特性値と同じで、フッ化アルミではパンチ、ダイスともにほぼ同程度の摩擦特性値であると推定される。パンチが凝着したときの測定結果が凝着しなかったものと同程度あるいはそれより低い摩擦であると判定されている点で疑問が残るが、いずれの試験片もベアリング部端での凝着であったのでパンチを抜く際の凝着で m_{UP} に影響しなかったためと考えられる。

また A6061 材料ロット 2 に鉍油を塗布した場合についてもダイス摩擦モデルをクローン摩擦則として WCL 形試験の校正線図を作成してみた。しかしこの条件では $\mu_D = m_D = 0$ と判定されていたため、ダイス摩擦モデルにどちらを用いてもダイス面の摩擦力は 0 となるため校正線図は Fig.6-17、得られるパンチ摩擦特性値も Fig.6-18 と同じであった。ダイスの摩擦モデルの影響はダイスの摩擦特性値が小さいときには現れないといえる。

校正線図から得られたフッ化アルミでの m_{UP} は m_D 並みであったが、化成皮膜での複数の摩擦試験で表面積拡大があまり摩擦特性値に影響しなかったことを考えると妥当な結果とも考えられる。 A6061 では鉍油でも m_{UP} が 0 になるような結果は出ていないので、極端に低い m_{UP} になるのは S10C のみである。 A6061 とは異なり S10C では変形挙動に影響して後方押し出しを助長させる何らかの材料特性があり、その影響を解析で再現できていないと推定される。

7. 5 ダイス摩擦測定の見直し

S10Cでダイス摩擦モデルをクーロン摩擦則としたときにパンチ摩擦が0と推定されたもう一つの原因として、WC形試験によるダイス摩擦特性値に誤りがあることが考えられた。ダイス摩擦が過小に評価されているとそれを元に作成されたWCL形試験の校正線図は全て H_U が小さめに計算されることになり、結果パンチ摩擦特性値は小さく測定されることになる。燐酸亜鉛皮膜したS10CでのWC形試験の結果ではRC形試験などより m_D が低めに見積もられており、WC形試験自体が摩擦を低く見積もる特性があることも考えられる。よってWC形試験の結果の確かさを確認する必要がある。

WC形試験はRC形試験などとはその変形形態が異なるため一概に両者を比較することは出来ない。しかし前後方への直缶押しに基づいた摩擦試験であれば変形形態が同じであり比較することが出来る。第5章2節で述べたように、直缶の前後方押しを利用したダイス摩擦試験法には断面減少率の異なる複数のものがある。これらのうち比較的ダイス摩擦に対する敏感性が高かった断面減少率70%と30%の前後方押しから推定される摩擦特性値をWC形試験のそれと比較し、WC形試験で得られたダイス摩擦特性値の信頼性を検証した。

7. 5. 1 断面減少率70%での前後方押しによるダイス摩擦測定

まず上パンチ断面減少率 Re_U と下パンチ断面減少率 Re_L がともに70%となる前後方押し出しからダイス摩擦特性値を求めた。本試験法は他の試験と区別するためWC70形試験と

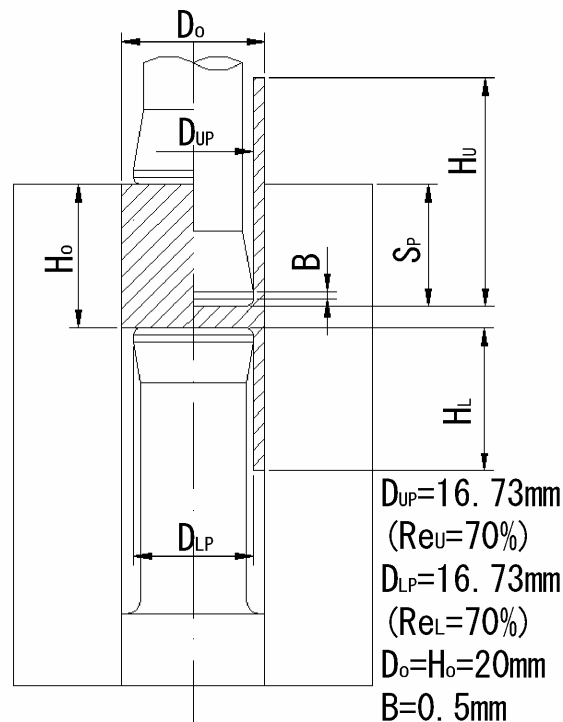


Fig.7-14 WC70形試験の原理図

呼ぶ。試験方法としてはWCL形試験(Fig.5-1)の上パンチをベアリング長さ $B=0.5\text{mm}$ のものに代えた型組を用いて加工速度 3mm/s で前後方押し出しを実施した。Fig.7-14にWC70形試験の原理図を示す。上下のパンチ摩擦は同じ特性値であれば変形挙動に影響しないためダイス摩擦のみで試験片形状が決定される。WC形試験同様ダイス摩擦が大きいほど後方押し出し量 H_U が大きくなるため校正線図からダイス摩擦特性値が推定できる。試験片材料としてはS10CとA6061材料ロット2を用い、潤滑剤としてはS10Cについては燐酸亜鉛皮膜、A6061についてはフッ化アルミ皮膜処理ロットDおよび鉱油VG100を用いた。校正線図を作るための解析の手法はこれまでと同様である。

7. 5. 2 S10CでのWC70形試験

Fig.7-15にダイス摩擦をせん断応力一定則とした場合のS10CでのWC70形試験の校正線図と試験結果を示す。各試験片では凝着等は発生せず健全な摩擦試験が出来た。実測値は校正線図よりかなり大きい H_U を示しており、 $md=0.6$ の校正線図より上側に外れてしまった。これ以上高いダイス摩擦ではうまく解析ができなかったため md を求めることは出来なかったが、 md は化成皮膜の試験としてはこれまでにない極めて高い値になってしまうのは確実である。WC形試験では $md=0.077$ であったので本試験でダイスせん断応力一定則を用いた場合では両者に整合性を見出すことは出来ない。

Fig.7-16にダイス摩擦をクーロン摩擦則とした場合のS10CでのWC70形試験の校正線図と試験結果を示す。校正線図で実測値を内挿することが出来、 μ_D を求めることが出来る。校正線図から求められた μ_D の変化をFig.7-17に示す。実測値は校正線図に沿っているように見えるが、 S_P の小さいときに μ_D がやや低く測定されてしまうため、 μ_D は S_P に対して

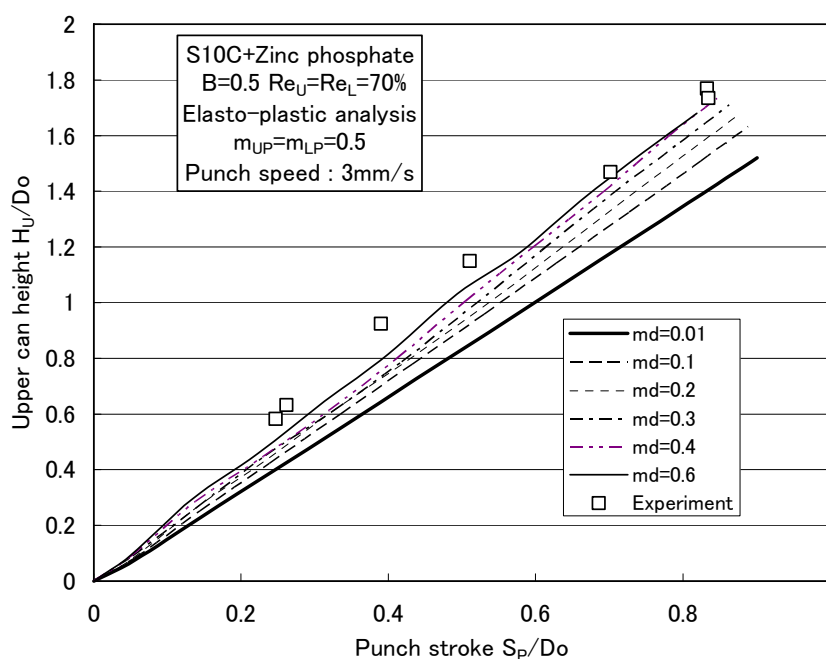


Fig.7-15 ダイスにせん断応力一定則を用いたWC70形試験校正線図と実測値 (S10C)

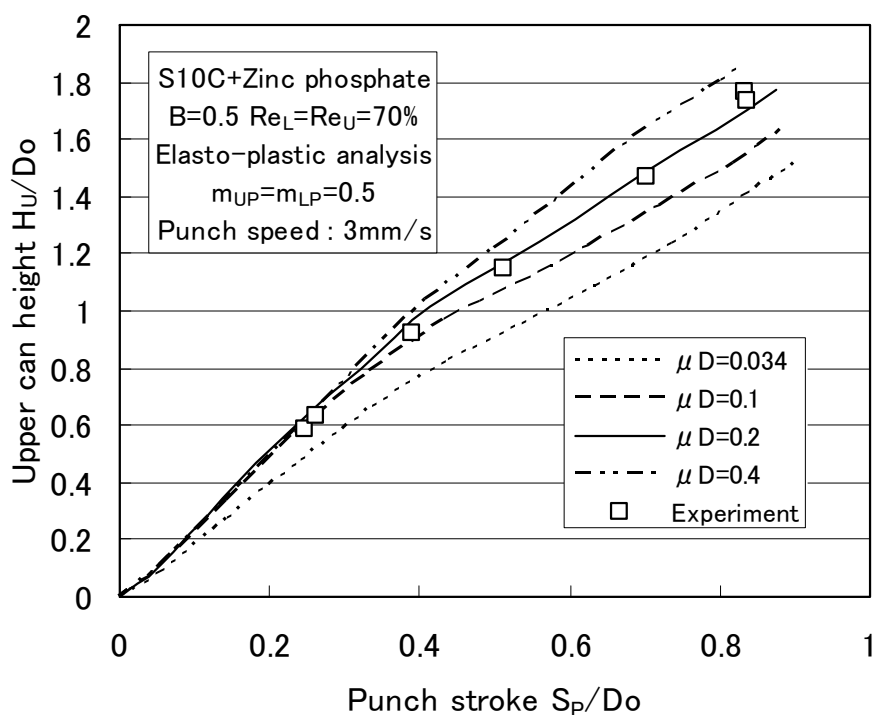


Fig.7-16 ダイスにクーロン摩擦則を用いた WC70 形試験校正線図と実測値 (S10C)

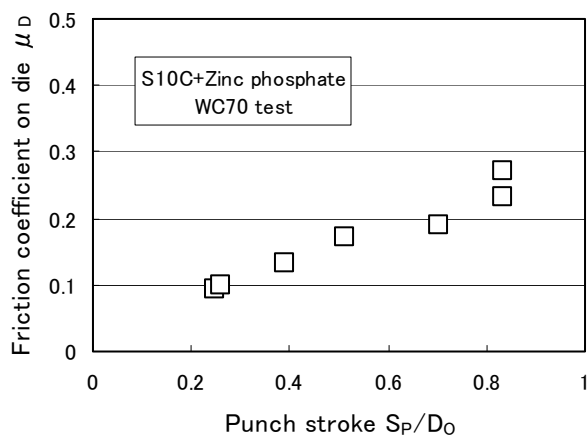


Fig.7-17 WC70 形試験によるダイスのクーロン摩擦係数の変化 (S10C)

上昇する傾向を示した。 S_p の小さいときに校正線図が密であることも理由と考えられる。

S10C での WC70 形試験ではせん断応力一定則を用いるとダイス摩擦特性値の評価が出来ないのに対しクーロン摩擦則では評価が出来るので、ダイスの摩擦モデルとしてクーロン摩擦則を用いた方がより正しく現象を再現できることが再確認できた。しかし WC 形試験では μ_D は平均 0.034 で S_p に対してほぼ変化していなかったのに対し、WC70 形試験での μ_D はかなり高く測定されている。よって S10C ではこの二つの試験の間には整合性を得ることが出来なかった。WC 形試験では実加工が解析結果より前方側に材料が流れ易くなっ

ている、あるいは WC70 形試験で実加工が解析結果より後方側に材料が流れ易くなっている、またはその両方が起こっているためであると考えられる。

7. 5. 3 A6061 での WC70 形試験

S10C での WC70 形試験では μ_D が S_P に対して上昇する上に WC 形試験の結果と整合性が取れないことが判明した。原因として再び材料の影響が考えられたため、A6061 についても同様にせん断応力一定則とクーロン摩擦則にて WC70 形試験から得られるダイス摩擦特性値を WC 形試験と比較した。A6061 ではフッ化アルミ皮膜ロット D と鉱油 VG100 の両方について試験を行った。各試験で凝着等は発生せず健全な摩擦測定ができています。

Fig.7-18 にダイス摩擦モデルにせん断応力一定則を用いた場合の校正線図と実測値を示す。VG100 の実測値はほぼ $md=0$ の線に沿っており、WC 形試験の結果と一致している。しかしフッ化アルミでは md は極めて大きく 0.6 前後と推定される測定点が多数見受けられる。実際には 0.6 以上の md では解析がうまくできず正しい校正線図が得られなかったため md を求めることは出来なかったが、S10C のそれと同様、 md は化成皮膜の試験としては極めて高い値になってしまい WC 形試験の結果とは全く異なってしまった。またフッ化アルミの測定値は S_P が大きい範囲でばらつきが大きく $md=0.2$ 前後と評価される点も見られる。これらの結果からは S_P の小さい範囲では高い md で安定しているが、加工が進むと摩擦が下がる場合があることになってしまう。表面が拡大して潤滑皮膜が薄くなるのにも関わらず摩擦が下がるのは不自然であり、校正線図が信頼できるものではないと判断する。S10C の場合と同様にせん断応力一定則にて WC70 形試験でのダイス摩擦を評価するのは適当ではない。

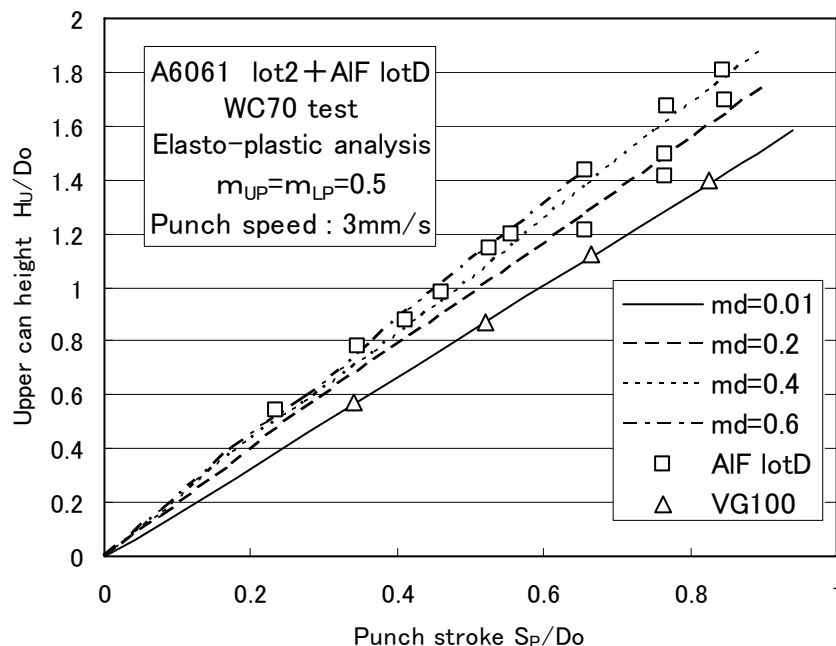


Fig.7-18 ダイスにせん断応力一定則を用いた WC70 形試験校正線図と実測値 (A6061)

Fig.7-19にダイス摩擦モデルにクーロン摩擦則を用いた場合のA6061でのWC70形試験の校正線図と実測値を示す。VG100の実測値はほぼ $\mu_D=0$ の線に沿っており、こちらもWC形試験の結果と一致している。フッ化アルミの方の結果も校正線図で内挿することが出来、 μ_D を求めることが出来た。 S_P に対する μ_D の変化をFig.7-20に示す。 μ_D は S_P が大きいときのばらつきはあるものの概ね一定と見なすことが出来る。校正線図がほぼ実測値に沿っているためであり、A6061についてもダイスの摩擦モデルとしてはクーロン摩擦則の方が適していると考えられる。 S_P が大きいときも校正線図が疎になるため、せん断応力一定則のそれと比較して μ_D のばらつきはかなり小さくなる。WC形試験の平均値は μ_D

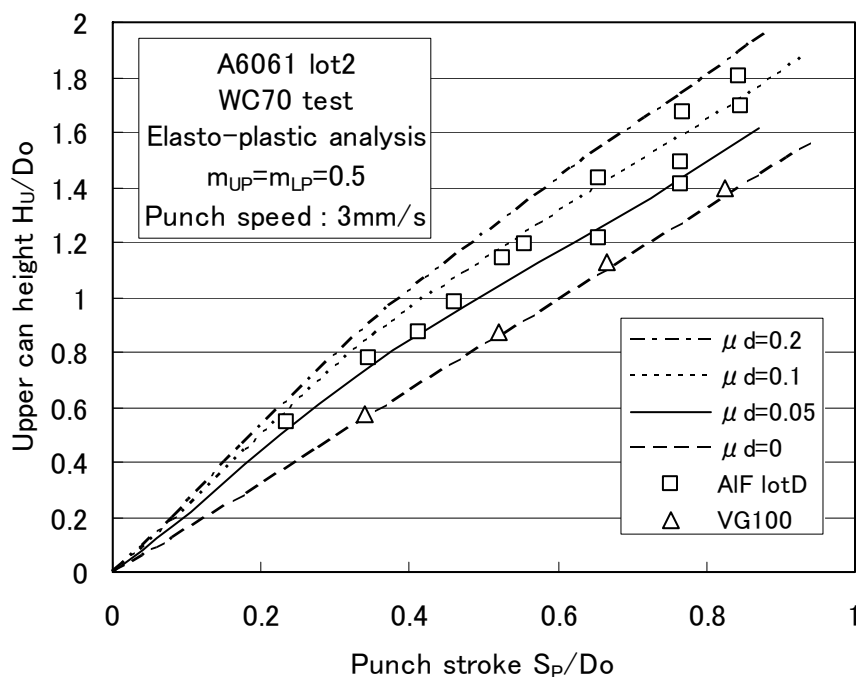


Fig.7-19 ダイスにクーロン摩擦則を用いた WC70 形試験校正線図と実測値 (A6061)

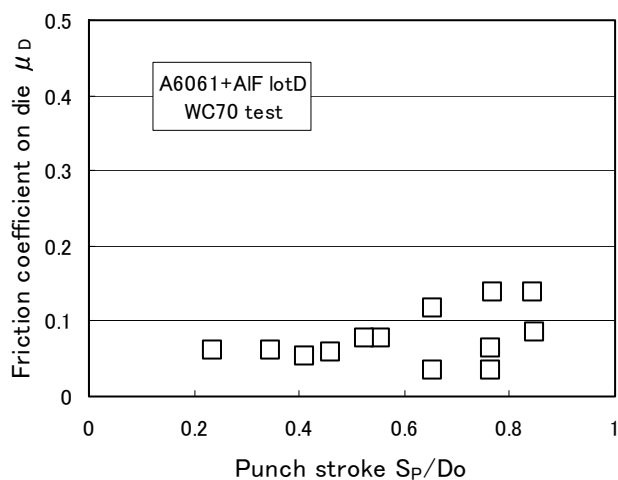


Fig.7-20 WC70 形試験によるダイスのクーロン摩擦係数の変化 (A6061)

=0.06であったのに対し WC70 形試験での平均値は $\mu_D = 0.077$ となった。WC70 形試験のばらつきが大きいことを考慮すれば両者はほぼ符合する。よって A6061 では異なる前後方押し出しであってもあるダイス摩擦係数に対して実測値と解析結果が符合するといえる。S10C では同様の結果が得られなかったのでやはり何らかの材料特性が作用していると考えられる。また WC70 形試験では S_P が大きいときに μ_D が大きくばらついているが、ダイス面上の表面積拡大が急激に大きくなる $S_P/D_0=0.6$ 以上で特にばらつきが大きい。他の試験よりはダイス面上での表面拡大が大きい、極端に大きいというわけではないので、押し出し自体が高表面積拡大での皮膜の性能のばらつきに敏感であると思われる。WCL 形試験での m_{UP} のばらつき (Fig.7-13) もダイス摩擦がばらついて大きくなることで後方押し出し量が大きくなって m_{UP} が小さく評価されたことによると考えられる。

7. 5. 4 断面減少率 30%での前後方押し出しによるダイス摩擦測定

次に上パンチ断面減少率 Re_U と下パンチ断面減少率 Re_L がともに 30%となる前後方押し出しからダイス摩擦特性値を求めた。本試験法は他の試験と区別するため WC30 形試験と呼ぶ。試験方法としては WCL 形試験の上パンチのベアリング長さを $B=0.5\text{mm}$ とし上下パンチの先端直径を断面減少率 30%まで小さくした金型を用いる。Fig.7-21 に WC30 形試験の原理図を示す。前後方押し出しは他の試験と同じく加工速度 3mm/s で実施した。上下のパンチ摩擦は同じ摩擦特性値であれば変形挙動に影響しないためダイス摩擦で形状が決定される。WC 形試験同様ダイス摩擦が大きいほど後方押し出し量 H_U が大きくなるため校正線図

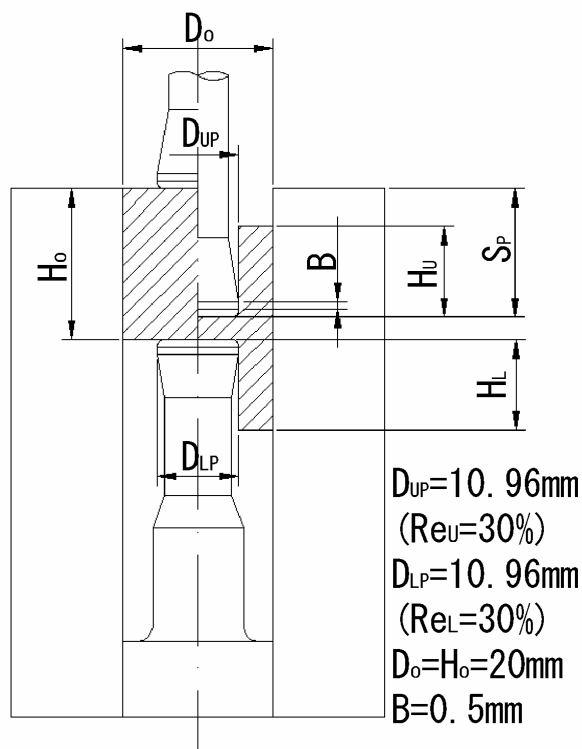


Fig.7-21 WC30 形試験の原理図

からダイス摩擦特性値が推定できる。試験片材料としては S10C と A6061 材料ロット 2 を用い、潤滑剤としては S10C についてはリン酸亜鉛皮膜、A6061 についてはフッ化アルミ皮膜処理ロット D および鉱油 VG100 を用いた。校正線図を作るための解析の手法はこれまでと同様である。

7. 5. 5 S10C での WC30 形試験

リン酸亜鉛皮膜した S10C についてダイス摩擦モデルをせん断応力一定則とした場合の WC30 形試験の校正線図と実測値を Fig.7-22 に示す。測定値は内挿することが可能で校正線図に沿っており一定の摩擦せん断係数であると判断される。WC70 形試験のように後方押出し量が大きくなる現象は見られない。得られた m_D の平均値は $m_D=0.119$ となり、WC 形試験の 0.077 よりも高い値となった。

同じく WC30 形試験でダイス摩擦をクーロン摩擦則とした場合の校正線図と実測値を Fig.7-23 に示す。こちらも測定値は内挿可能で校正線図に沿っており一定の摩擦係数と判断される。得られた μ_D の平均値は $\mu_D=0.052$ となり、WC 形試験で得られた 0.034 よりも高い値ではあるが比較的近い値が得られた。また二つの摩擦モデルによる校正線図は μ_D が m_D の 1/2 に相当するとすればほぼ一致しており、WC30 形試験も RC, WC 形試験と同じく摩擦モデルによらない試験法といえる。

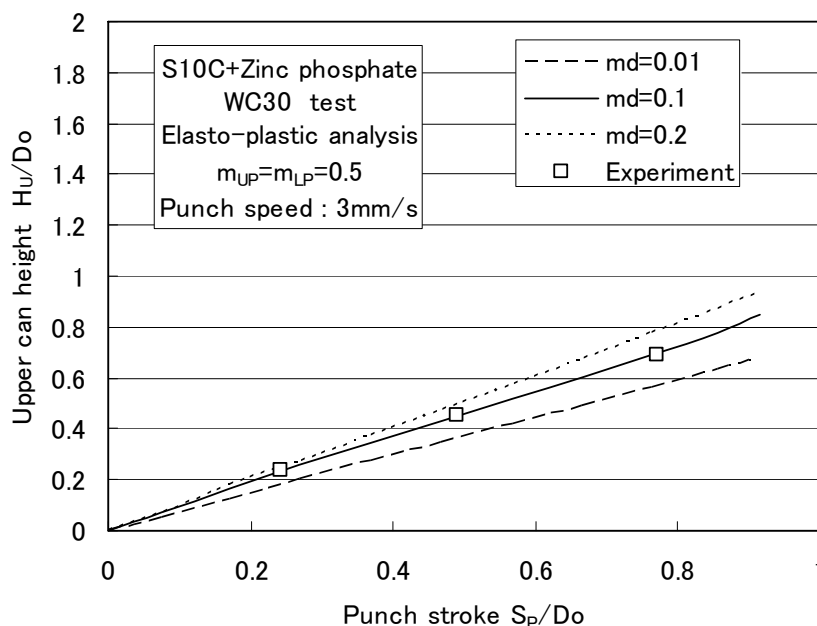


Fig.7-22 ダイスにせん断応力一定則を用いた WC30 形試験校正線図と実測値 (S10C)

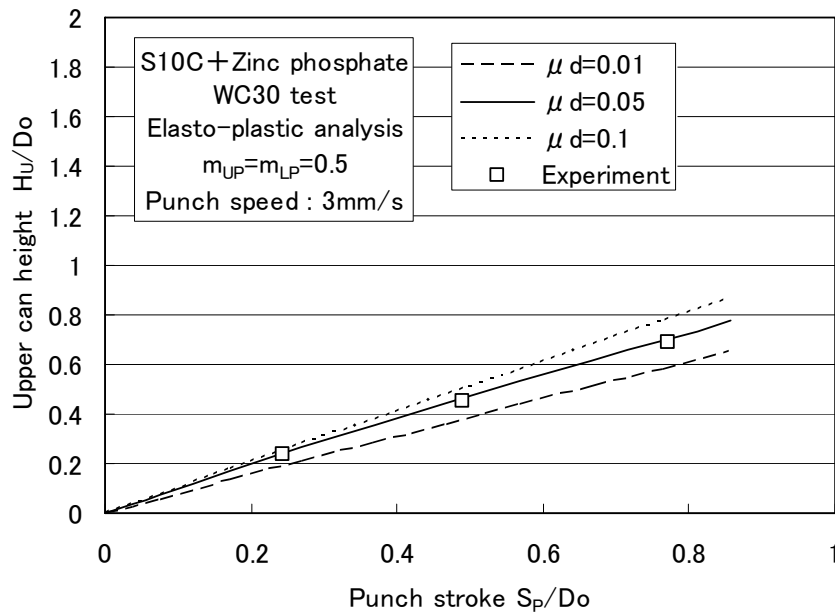


Fig.7-23 ダイスにクーロン摩擦則を用いた WC30 形試験校正線図と実測値 (S10C)

7. 5. 6 A6061 での WC30 形試験

A6061 についてダイス摩擦モデルをせん断応力一定則とした場合の WC30 形試験の校正線図と実測値を Fig.7-24 に示す。A6061 ではフッ化アルミ皮膜ロット D と鉱油 VG100 の両方について試験を行った。測定値は内挿することが可能で校正線図に沿っており一定の摩擦せん断係数であると判断される。フッ化アルミについて得られた m_D の平均値は $m_D = 0.177$ となり、WC 形試験の 0.156 と近い値となった。VG100 について得られた m_D の平均値は $m_D = 0.005$ でほぼ 0 となり、WC 形試験の結果と一致している。

A6061 についてダイス摩擦モデルをクーロン摩擦則とした場合の WC30 形試験の校正線図と実測値を Fig.7-25 に示す。測定値は内挿することが可能で校正線図にそっており一定の摩擦せん断係数であると判断される。フッ化アルミについて得られた μ_D の平均値は $\mu_D = 0.081$ となり、WC 形試験の 0.06 よりもやや高いが近い値となった。VG100 について得られた μ_D の平均値は $\mu_D = 0.002$ でほぼ 0 となり、WC 形試験の結果と一致している。

7. 5. 7 各種前後方押し出し試験によるダイス摩擦特性値の比較

ストレートダイスの摩擦測定として 3 種類の試験法を試み、各試験について摩擦せん断係数とクーロン摩擦係数を求めたので、各潤滑剤で得られた摩擦特性値を比較する。

Table.7-1 に摩擦せん断係数、Table.7-2 にクーロン摩擦係数の比較をそれぞれ示す。なお化成皮膜での WC70 形試験では実測値を校正線図で内挿できなかったため m_{UP} が求められなかった条件があり、燐酸亜鉛皮膜での WC70 形試験では μ_D は S_P に対して上昇する傾向を示した。

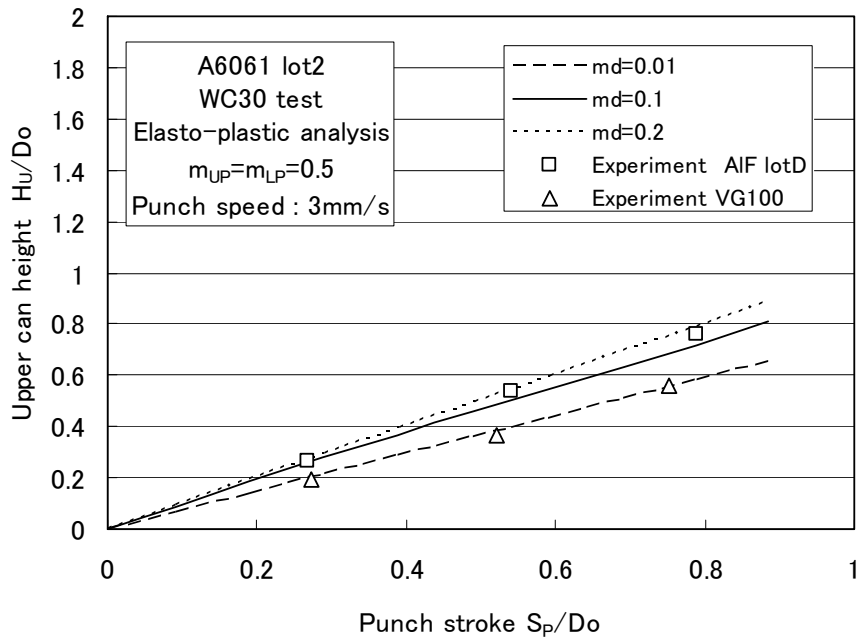


Fig.7-24 ダイスにせん断応力一定則を用いた WC30 形試験校正線図と実測値 (A6061)

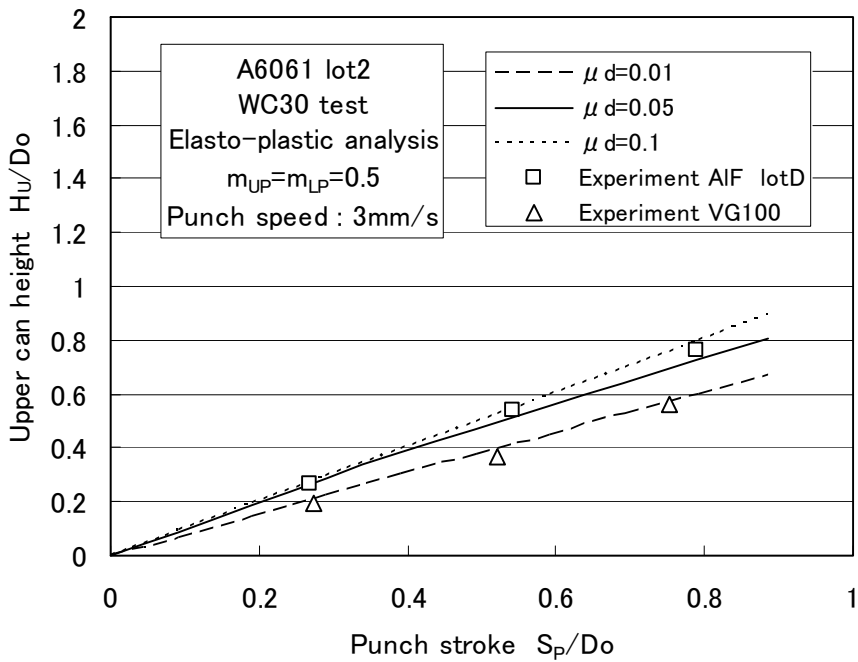


Fig.7-25 ダイスにクーロン摩擦則を用いた WC30 形試験校正線図と実測値 (A6061)

Table.7-1 各種前後方押し出し試験でのダイス摩擦せん断係数の比較

Material	Lubricant	m_D		
		WC test	WC70 test	WC30 test
S10C	Zinc phosphate	0.077	more than 0.6	0.119
A6061	Aluminum fluoride lot D	0.156	about 0.6	0.177
lot2	VG100	0	0	0.005

Table.7-2 各種前後方押し出し試験でのディスクローン摩擦係数の比較

Material	Lubricant	μ_D		
		WC test	WC70 test	WC30 test
S10C	Zinc phosphate	0.034	0.1~0.27	0.052
A6061	Aluminum fluoride lot D	0.06	0.077	0.081
lot2	VG100	0	0	0.002

摩擦せん断係数 m_D では 3 種類の試験結果のうち VG100 以外での潤滑剤では整合性が得られておらず、 m_D をもってダイスの摩擦を正確に判定することは出来ない。一方クーロン摩擦係数 μ_D では m_D より 3 種類の試験結果が近くなるが、S10C では十分な整合性が得られなかった。それに対して A6061 では 3 つの試験から得られた μ_D は互いに近く、概ね整合性があり、正しいダイス摩擦特性値が得られていると判断できる。

ダイスにクーロン摩擦則を用いても S10C では 3 つの摩擦試験によって得られる摩擦特性値には差が見られた。全ての潤滑条件、摩擦モデルで WC 形試験が最小のダイス摩擦特性値を示しており、逆に WC70 形試験は最大のダイス摩擦特性値を示すことが多い。WC 形試験は解析結果より前方に押し出され易く、WC70 形試験は後方に押し出され易いという特性が現れたものと考えられる。各摩擦試験はそれぞれ異なる押し出しの特性をもっていて、上下の断面減少率の大きさおよび組み合わせで FEM 解析の結果よりも材料が前後方のどちらかにより流れ易くなるものと考えられる。同一の断面減少率であればダイス摩擦の作用で後方に、断面減少率が異なればより断面減少率の小さい方に押し出され易く、断面減少率が大きいほど傾向が顕著になるといえそうである。さらにこの傾向は S10C で顕著に現れているため、このような前後方押し出しを利用した摩擦試験は材料特性が影響するといえる。S10C の WCL 形試験でダイスにクーロン摩擦則を用いた場合に上パンチの摩擦せん断係数 m_{UP} が 0 と測定されたのも WC 形試験が解析結果より前方に、WCL 形試験が WC70 形試験と同様に解析結果より後方に押し出され易く m_D 、 m_{UP} ともに小さく評価されたためである。またこれらの傾向は加工速度を速くしたときの押し出し量の変化の傾向と同じであるため、何らかの相関があるものと考えられる。

このような個別の前後方押し出しが持つ特性や材料特性の影響を FEM 解析が再現しきれ

ないため試験法によって得られる摩擦特性値に差が出ると考えられる。各ダイス摩擦試験がそれぞれ解析結果とずれる特性を持つ可能性があるため、これらの中から最も信頼性の高い摩擦試験を選択することは出来ないが、3つの摩擦試験の整合性が取れた A6061 の場合では信頼できるダイス摩擦特性値が得られたとみなせる。

この結果 S10C での WC, WCL 形試験にて得られた摩擦特性値は値こそ得られたものの正しい値が得られていないため信頼のおけるものではない。 μ_D が信頼できる A6061 での WCL 形試験では比較的正しい mUP を得ることが出来たと考えられる。フッ化アルミについては Fig.7-13, 鉱油についてはダイス摩擦特性値がいずれも 0 でダイス面の摩擦モデルが無関係なので Fig.6-18 が信頼できる mUP であるといえる。低粘度油の場合かなり高い値が得られているのでまだ検証の余地があるが、VG1000 やフッ化アルミ皮膜などある程度高い性能を持つ潤滑剤を用いれば後方押しパンチの摩擦特性値はパンチの押し込み量に関わらずほぼ一定になるといえる。またフッ化アルミ皮膜ではパンチ面とダイス面の摩擦特性値はほぼ同等であると判定された。

7. 6 まとめ

WCL 形試験の校正線図をより正確なものとするを目的として、WC, WCL 形試験で摩擦モデルが解析結果に及ぼす影響について検証し、面圧分布、試験片表面の粗さ分布の調査から最適な摩擦モデルを検証した。得られた結果は以下である。

- 1) 解析にてパンチ面圧を検証した結果、WCL 形試験のパンチの摩擦モデルは解析結果には影響しない。よってパンチ摩擦にはクーロン摩擦則とせん断応力一定則のどちらも適用することが可能である。摩擦モデルの定義上、同じ測定値をそれぞれのモデルで評価した場合 μ_{UP} は概ね mUP の半分の値と評価される。
- 2) WC 形試験の解析の結果にもダイスの摩擦モデルは影響しない。よって WC 形試験のダイス摩擦にはクーロン摩擦則とせん断応力一定則のどちらも適用することが可能である。同じ測定値をそれぞれのモデルで評価した場合 μ_D は概ね mD の半分の値と評価される。
- 3) WCL 形試験の校正線図は採用するダイスの摩擦モデルによって変化する。試験片外径の表面粗さ分布の変化を調べたところ、加工終盤に生じる光沢面はほぼ完全接触に近くなるがそれ以外の接触率はかなり小さく摩擦モデルとしてはクーロン摩擦則を用いる方が適している。
- 4) ダイス面摩擦をクーロン摩擦則とすると WCL 形試験の校正線図は実測値の分布に沿うようになるため、変形挙動をより正しく表現できる。ダイス面摩擦をクーロン摩擦則としてパンチ摩擦を評価すると A6061 ではダイス摩擦に近いパンチ摩擦特性値を得ることが出来た。しかし S10C ではパンチ摩擦特性値がほぼ 0 になってしまい正しい評価が出来なかった。

- 5) S10Cでパンチ摩擦特性値が0になった原因としてダイス摩擦特性値が正しく求められていないことが考えられたため、WC形試験の信頼性を確認するためダイス摩擦試験としてWC70形試験とWC30形試験をおこないダイス摩擦特性値の比較を行った。ダイス摩擦にせん断応力一定則を用いると3つの試験の結果は符合せず、ダイスの摩擦モデルとしてせん断応力一定則が不適當であることが確認できた。ダイス摩擦にクーロン摩擦則を用いるとA6061では3つの試験の μ_D はかなり近くなり整合性を持っていると判断できたため、A6061での結果は信頼できるものと考えられた。一方、S10Cではクーロン摩擦則では3つの試験の μ_D は比較的近くはなるものの十分な整合性は得られなかった。
- 6) 前後方押し出しでは上下の断面減少率の大きさおよび組み合わせでFEM解析の結果よりも材料が前後方のどちらかにより押出され易くなる特性を持つと考えられる。WC形試験では前方、WCL、WC70形試験では後方に押出され易い。この傾向はS10Cで顕著であり、何らかの材料特性によるものと考えられる。FEM解析ではこれらの影響を再現しきれないため前後方押し出しの種類によって得られる μ_D に差が出たと考えられる。またこれが原因でS10Cではダイスをクーロン摩擦則としたときにパンチ摩擦が0と判定されたと考えられる。
- 7) 今回得られた m_{UP} の中では、ダイス摩擦をクーロン摩擦則としたときのA6061での m_{UP} のみが信頼できる。低粘度油での m_{UP} にはまだ検証の余地があるが、ある程度性能の高い潤滑剤では m_{UP} はパンチの押込み量に対して変化しないといえる。またフッ化アルミ皮膜ではパンチ面とダイス面の摩擦特性値はほぼ同等と判定された。

第8章 前方テーパ缶－後方直缶押出し形摩擦試験法

8.1 はじめに

軸の押出しに対して缶の押出しはその材料流動が複雑であり、缶の内径面での表面積拡大も軸の押出しよりはるかに大きなものとなる。円錐形状のパンチで缶の内径を成形した場合、缶の内径面はパンチに押し広げられながら押出されていくので常に高圧で押し付けられたままパンチ面上を滑っていくことになる。軸の前方押出しは高面圧と長いすべり距離という特徴とともにビレットエッジという潤滑上非常に厳しい特異点を持っていた。テーパ缶の押し出しには特異点こそないものの高面圧と長いすべり距離に加えて表面積拡大が大きいという特徴があり、潤滑剤にとっては厳しい加工である。本研究室ではこのようなテーパ缶の押し出しでの円錐パンチ面の摩擦を評価する目的で前方テーパ缶－後方直缶押出し形摩擦試験法（以後 CC 形試験法）を開発した。本試験は本研究室で開発した試験法の中では最も型鍛造に近い変形形式を持つものといえる。しかしこれまで本試験は表面積拡大の異なるダイス面とパンチ面の摩擦を同一と仮定するなどその試験方法に本質的な問題点があった²⁶⁾。

本章では CC 形試験法を定量的な摩擦試験法として確立することを目的として、まず加工速度の影響を調べ、本試験の適用範囲について検証する。次に本試験法の最大の特徴である表面積拡大についてよりその影響が顕著になるよう改良を行う。さらに改良した CC 形試験での乾燥皮膜形潤滑剤の耐焼付き性の評価を行う。

8.2 前方テーパ缶－後方直缶押出し形摩擦試験法

CC 形摩擦試験法の原理図を Fig.8-1 に示す。内径 20mm のストレートダイス内に円柱試験片（ $\phi 20\text{mm} \times 20\text{mm}$ ）を挿入し、断面減少率 $Re=70\%$ 、ベアリング長さ $B=0.5\text{mm}$ 、先端 $R0.5\text{mm}$ のパンチで上面から加圧する。ダイス内にはあらかじめ先端直径 $\phi 10\text{mm}$ 、テーパ半角 6° の円錐パンチを固定しておく。円錐パンチのテーパ半角は試験片の形状がパンチ摩擦に対して最も敏感になる角度である¹²⁾。パンチ押し込み量 S_P の増加とともに試験片はまず前方にテーパ缶押出しを生じ、円錐パンチ面の摩擦力を含めた前方押し荷重が後方押し加重と釣り合うと後方の直缶押出しが発生する。円錐パンチ面摩擦が小さいほど前方押し量 H_L が大きくなり後方押し量 H_U は小さくなるため成形した試験片の形状から円錐パンチ面摩擦を評価できる。あらかじめ 2 次元剛塑性 FEM ソフトウェア DEFORM-2D にて円錐パンチ面の異なる摩擦せん断係数 m_{LP} に対する S_P と H_L 、 H_U の関係から校正線図を作成し、実測値をその上にプロットして内挿法によって m_{LP} を求める。加工後の試験片内径の表面性状および下パンチの外観から凝着の有無、程度を見ることで耐焼付き性の評価も可能である。また本試験も成形荷重を求める必要がないため極めて簡易に摩擦を評価できるという特徴がある。

CC 形試験を行うにあたり円錐パンチ面の摩擦のみでなくストレートダイス面の摩擦も

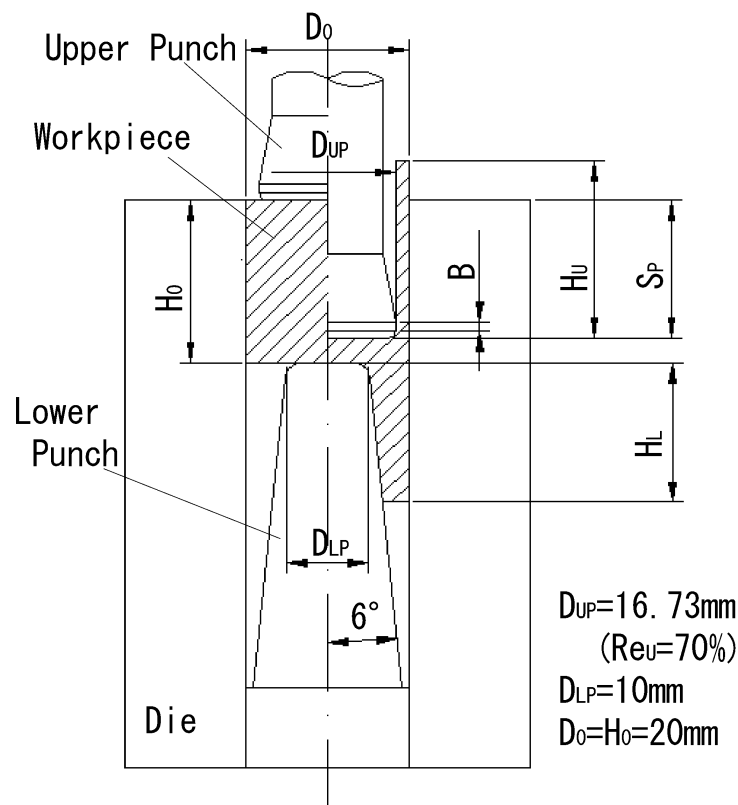


Fig.8-1 CC形摩擦試験法原理図

試験片形状を変化させてしまう。そこで5章にて述べた WC 形試験を CC 形試験に先立って行い、ストレートダイス面の摩擦せん断係数 m_D を特定したのち、CC 形試験の校正線図をこの値を用いた解析にて作成する。

従来の CC 形試験は上パンチ摩擦については加工に与える影響が小さいとして $m_{UP}=0.5$ と仮定してきた¹²⁾が、解析にて m_{UP} の大きさの影響を確認した。Fig.8-2 に m_{UP} による後方押し出し量の変化を示す。 m_{LP} ほどではないものの m_{UP} も結果に影響を与え、上記の仮定が誤りであることが確認された。よって本試験では化成皮膜での WCL 形試験で m_{UP} が概ね 0.1 であったことを考慮し、本試験の m_{UP} として 0.1 を仮定した。

8.3 試験条件

試験には RC 形試験同様、加工速度を変える目的で速度の異なる機械式プレスと油圧式プレスの両方を用いた。機械式プレスの加工速度は下死点上 10mm で 80mm/s、油圧式プレスは 3mm/s 一定である。ストレートダイスの材質および表面仕上げは RC 形試験と同様である。上下パンチの材質は SKH51 で RC 形試験と同じだが上パンチ表面と WC 試験の下パンチ表面には凝着防止のため DLC 皮膜を施し、CC 形試験の円錐パンチのみ表面処理無しとした。各工具はアルコールにて脱脂洗浄後試験に用いた。工具に凝着が発生した場合

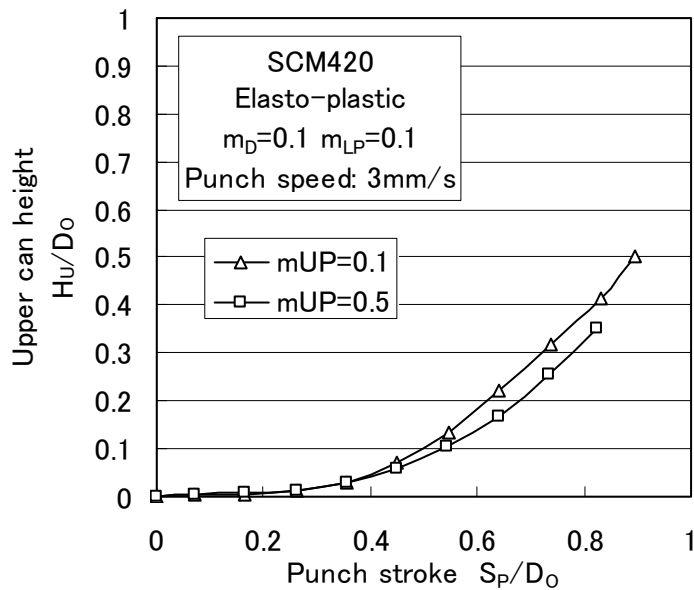


Fig.8-2 上パンチ摩擦せん断係数による後方押し出し量の変化

にはペーパーにて凝着物除去後，弾性砥石にてラップ仕上げしてから使用した。

試験片には SCM420 を焼鈍したものを用いた。潤滑剤としては磷酸亜鉛皮膜と各種乾燥皮膜型潤滑剤を用いた。

FEM 解析には DEFORM-2D を用いた。試験片を剛塑性，金型を剛体とするとストレート部の接触判定に不具合があることが分かったので，試験片を弾塑性体，金型は弾性体として解析した²⁷⁾。また鋼を加工する際は加工発熱によって上下の押し出し量が変わることがわかっているため発熱を考慮した熱連成解析を行った²⁸⁾。WC 形試験では上下パンチの摩擦せん断係数が同一であればパンチ摩擦は試験結果には影響しないことが確認されているので $m_{UP}=m_{LP}=0.5$ と仮定した。CC 形試験では上パンチの摩擦は前述の理由で $m_{UP}=0.1$ と仮定した。

8. 4 加工速度の影響

すでに WC 形試験では加工速度が大きくなると前方押し出し量が大きくなることが確認されている。CC 形試験についても加工速度の影響を検証した。異なる加工速度での磷酸亜鉛皮膜した SCM420 の試験結果と加工速度 3mm/s での校正線図を Fig.8-3 に示す。 m_D は 3mm/s で WC 試験を行って得られた値を用いている。試験片の例を Fig.8-4 に示す。WC 形試験と同様に加工速度が大きいと H_L が大きくなり H_U が減少している。 H_U が減少する理由は WC 形試験と同様と考えられる。低速の校正線図では同じ低速での試験結果は校正線図に沿うものの，高速の実測値は H_U が小さすぎて評価を行うことが出来ない。

Fig.8-5 に加工速度 80mm/s で熱連成解析を行った際の校正線図を示す。 m_D は 80mm/s で WC 試験を行って得られた値を用いている。熱練成することで解析結果の H_U も小さく

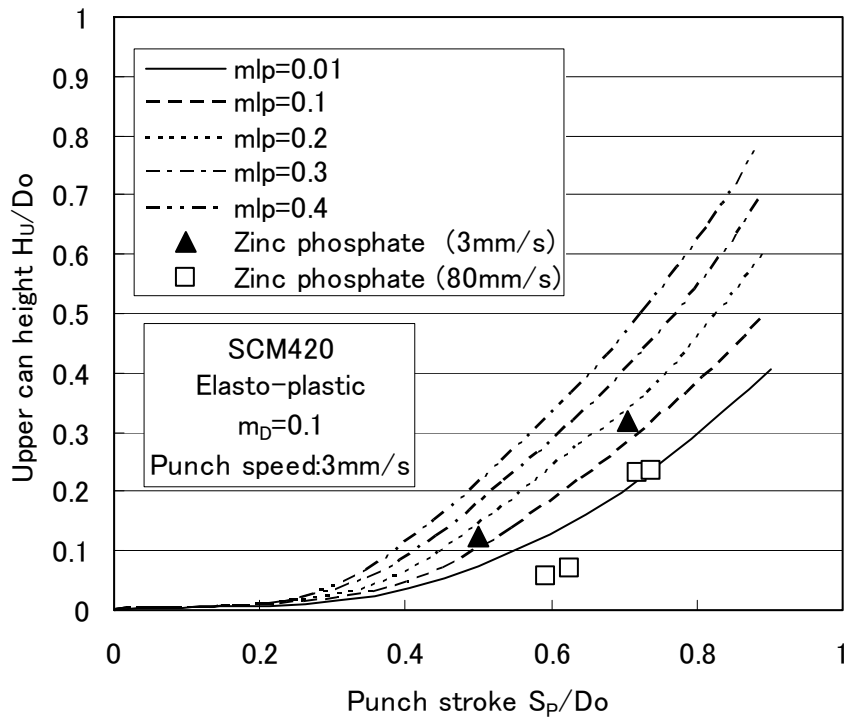


Fig.8-3 低速での校正線図と異なる加工速度での試験結果



Fig.8-4 加工速度による試験片形状の変化 (左: 3mm/s 右: 80mm/s)

なっており WC 試験と同様の傾向である。しかし 80mm/s での実測値は校正線図には乗っておらず過小に評価されている点もあるため、高速にすることで WCL 形試験同様に解析が現象を表しきれなくなっていると考えられる。よって本試験も WCL 形試験と同様に準静的な低速での試験にて評価することが望ましい。

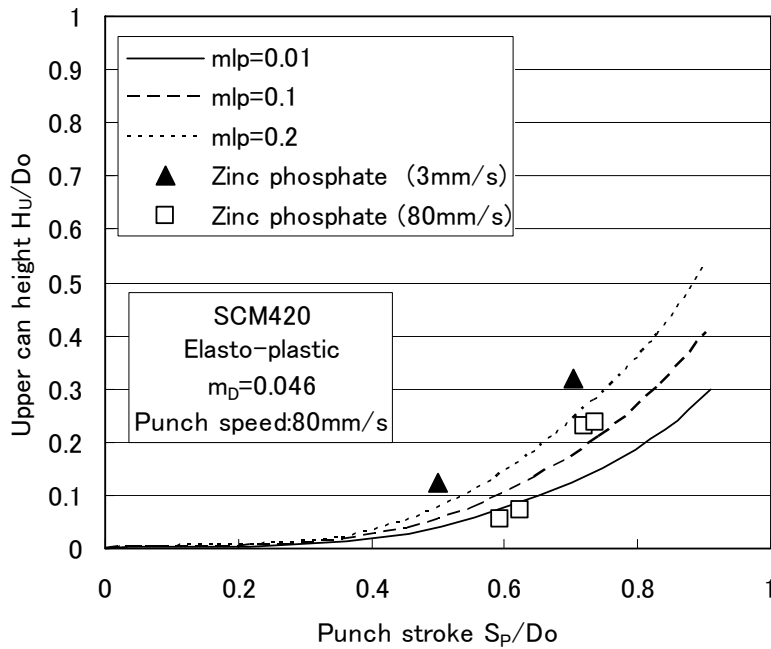


Fig.8-5 高速での校正線図と異なる加工速度での試験結果

過去の CC 形試験の研究でダイス摩擦と下パンチ摩擦を個別に求めると下パンチ摩擦が過大に評価されてしまい正しい評価ができないという指摘があった²⁶⁾が、発熱を無視した解析で高速での試験結果を評価したこともこの一因であるといえる。

8. 5 CC 形試験による乾燥皮膜型潤滑剤の評価

磷酸亜鉛皮膜と 2 種類の乾燥皮膜型潤滑剤 (Lub.A, Lub.B) にて 3mm/s の加工速度で WC 形試験を行った。Fig.8-6 に校正線図と試験結果を示す。Lub.A と磷酸亜鉛被膜はほぼ同じ値でおよそ 0.1 の m_D で、Lub.B はほぼ 0 に近い m_D を示した。Lub.B は比較的油に近い性質を持つ皮膜であり、WC 形試験では油潤滑の場合は油膜が密閉されて流体潤滑状態に近くなりほぼ 0 に近い値を示している²⁸⁾ため、今回も同様の現象が起こったものと考えられる。

上記の潤滑剤について 3mm/s で CC 形試験を行った。Fig.8-7, 8 にそれぞれの校正線図と試験結果を示す。いずれの試験片にも凝着は観察されなかった。磷酸亜鉛被膜と Lub.A はほぼ m_D が同じなので校正線図は共通である。実測値はほぼ校正線図に沿って分布しているため m_{LP} は S_P に対してほぼ一定の値とみなせる。よって凝着がなければ加工中の表面積拡大の変化は m_{LP} にはほとんど影響していないといえる。磷酸亜鉛被膜は m_D よりやや高い 0.15 程度の m_{LP} を示し、加工の形態に関わらず安定した摩擦せん断係数を示している。Lub.A, Lub.B の m_{LP} はそれぞれ約 0.25, 0.35 の値を示し m_D に対して高い値を示した。評価した乾燥皮膜潤滑剤は下パンチ面のような高面圧、高表面積拡大、大きいすべり距離

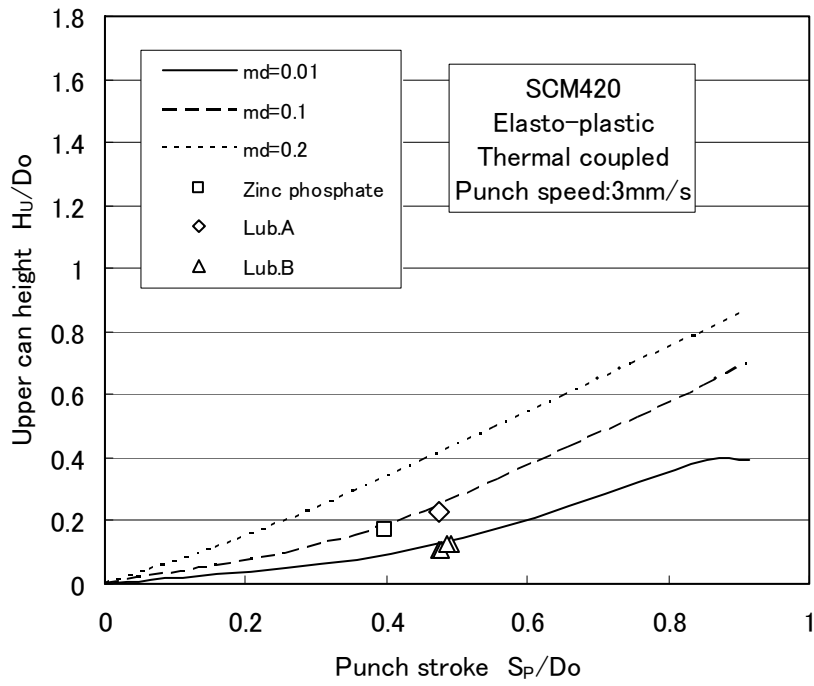


Fig.8-6 WC形摩擦試験の校正線図と試験結果

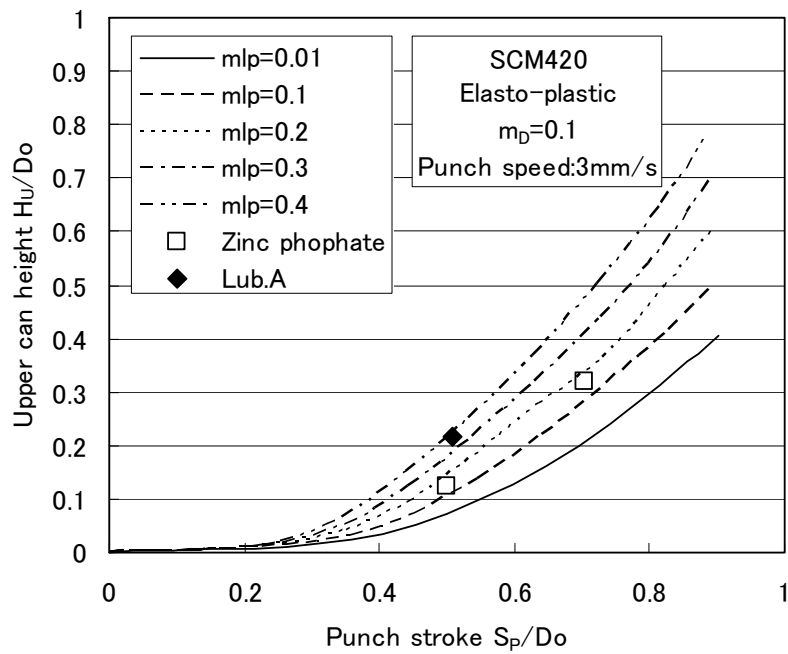


Fig.8-7 CC形摩擦試験の校正線図と測定結果 ($m_D=0.1$)

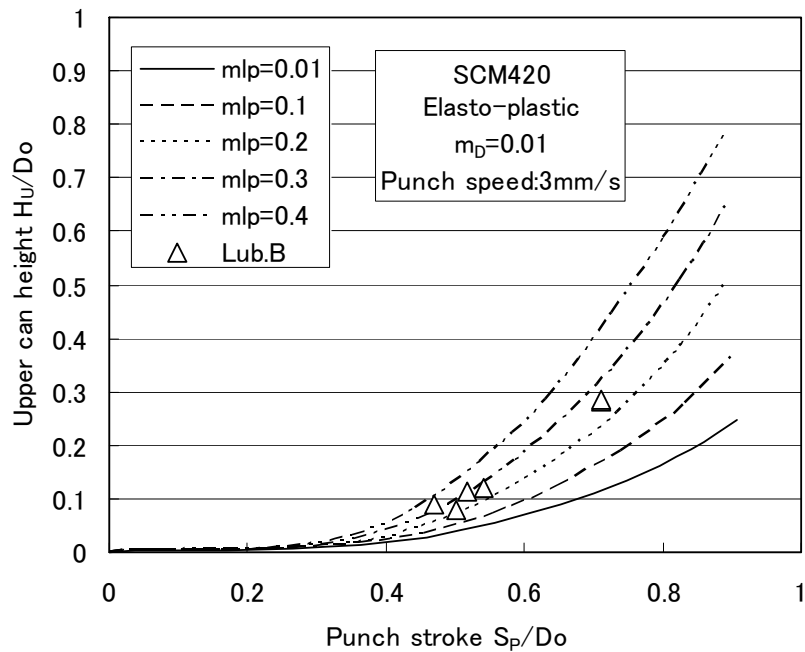


Fig.8-8 CC形摩擦試験の校正線図と測定結果 ($m_0=0.01$)

といった特徴を持つ摩擦界面では潤滑性が磷酸亜鉛皮膜に劣るといえる。特に Lub.B は内外径でその摩擦特性が大きく異なり、鍛造形式によって得手不得手がはっきりすると予想されるため、実生産上はその使い方に注意を要すると考えられる。従来はダイス摩擦と下パンチ摩擦を同一と仮定していたためテーパ缶内外面は加工形式が異なるにもかかわらず個別に摩擦を評価できなかったが、低速での試験で内外面を個別に評価することができた。

さらに上記の潤滑剤も含めた複数の乾燥皮膜型潤滑剤について耐焼付き性の評価を行った。加工条件としては発熱で凝着が起りやすくなることから機械式プレスによる高速での加工を採用し、摩擦せん断係数については評価しないこととした。試験には磷酸亜鉛皮膜と複数の乾燥皮膜型潤滑剤を用い、下パンチ面と試験片下側カップ内径の凝着の有無と程度を観察することで耐焼付き性を評価する。乾燥皮膜型潤滑剤は下処理としてショットブラストを施しているが磷酸亜鉛皮膜についてはショットブラスト無しのものも使用した。凝着の程度は凝着無し、SS、S、M、Lの5段階で評価した。

試験の結果を Fig.8-9 に示す。横軸は潤滑剤の種類、縦軸はパンチ押込み量 S_p を示し、プロットした点の種類がその S_p での凝着の程度を示す。潤滑剤名の Mod は元の潤滑剤の配合を変更、EPA は極圧添加剤を添加したことを意味している。凝着はパンチ先端部またはテーパ面で発生し両者の頻度はほぼ同等であった。潤滑剤によって同じ S_p でも凝着の有無と程度が異なっており、本試験にて潤滑剤の耐焼付き性の評価が可能であることが確認できた。

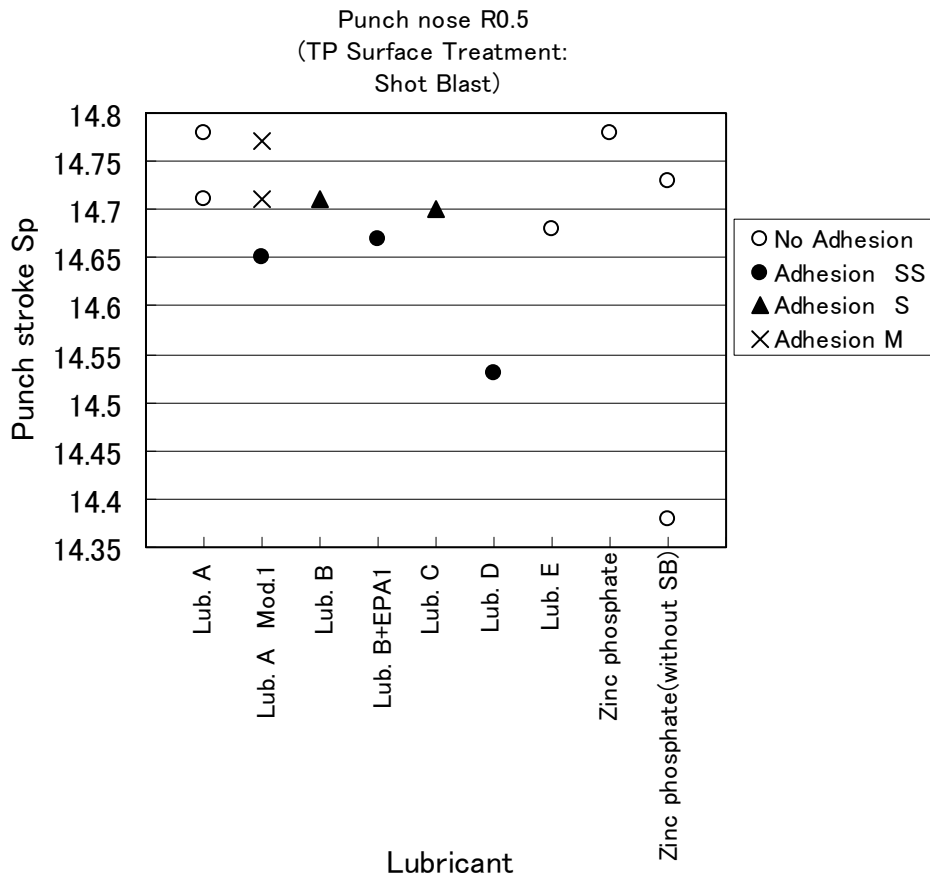


Fig.8-9 CC形摩擦試験による耐焼付き性の評価

8. 6 CC形試験の改良

CC形試験は得られる表面積拡大比がRC形試験の10倍ほどになるが、後方押し出しのパンチ面の表面積拡大はその形状によっては数百倍の表面積拡大にさらされるため²⁹⁾、現行の試験方法ではこのような表面積拡大を十分に表せてはいない。後方押し出しパンチ上の表面積拡大はその先端Rが大きいほど大きくなることが指摘されていた³⁰⁾。そこで下パンチ先端のRを従来のR0.5からR5まで拡大しほぼ球頭パンチに近い形状としてFEM解析を行い、ポイントトラッキング機能を用いて表面積拡大比の変化を調べた。

R0.5とR5の下パンチについて試験片先端面にプロットした点の移動した様子をFig.8-10にそれぞれ示す。Fig.8-10(a)のように試験片上に $\phi 0.5\text{mm}$ 間隔で点をプロットし、 $S_p=15\text{mm}$ にてこれらが下パンチ面上のどこに移動しているかを示している。(b)はR0.5の下パンチの場合で先端面の中心付近の点はデッドメタル状になって下パンチの上をあまり滑っていない。(c)はR5の下パンチの場合で中心付近にあった点が大きく伸ばされながら外側に滑っているのが分かる。Fig.8-11にパンチ先端からの軸方向の位置に対する表面積拡大比の分布を示す。 S_p が小さいときは両者には大きな差がないがR5では S_p の増加にしたがって急激に表面積拡大が増加する。 $S_p=15\text{mm}$ ではR0.5では40倍程度だがR5の下パン

チでは 160 倍ほどの拡大比となっている。下パンチの稜線方向の拡大は両者で大差は無いが、R5 下パンチでは試験片の中心付近にあった点が大きく外側に移動するため円周方向に大きく伸ばされて表面積拡大が大きくなるためである。

先端 R5 の下パンチではかなり表面積拡大の大きい後方押出しも表現することが可能であることが確認できた。

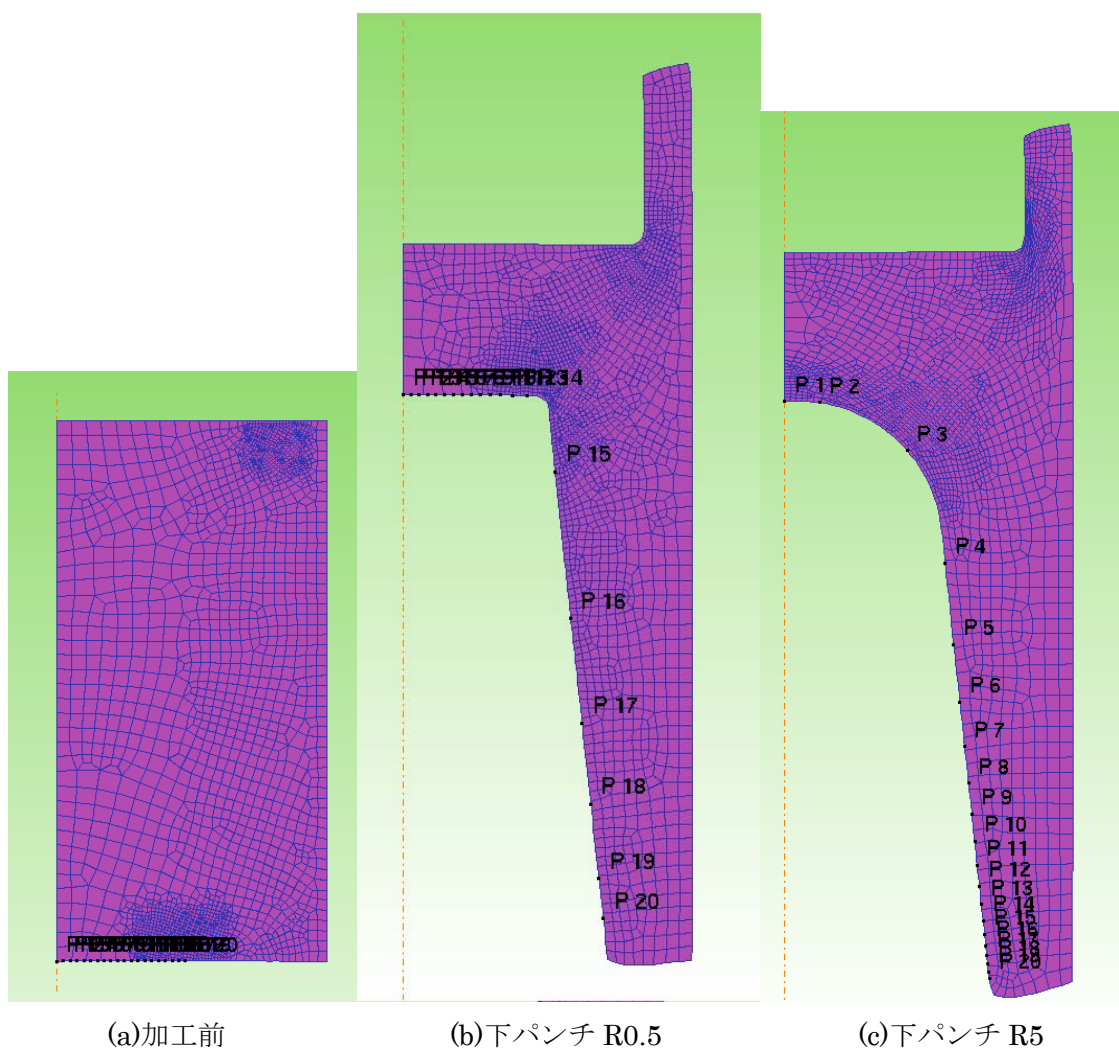


Fig.8-10 表面積拡大の解析結果

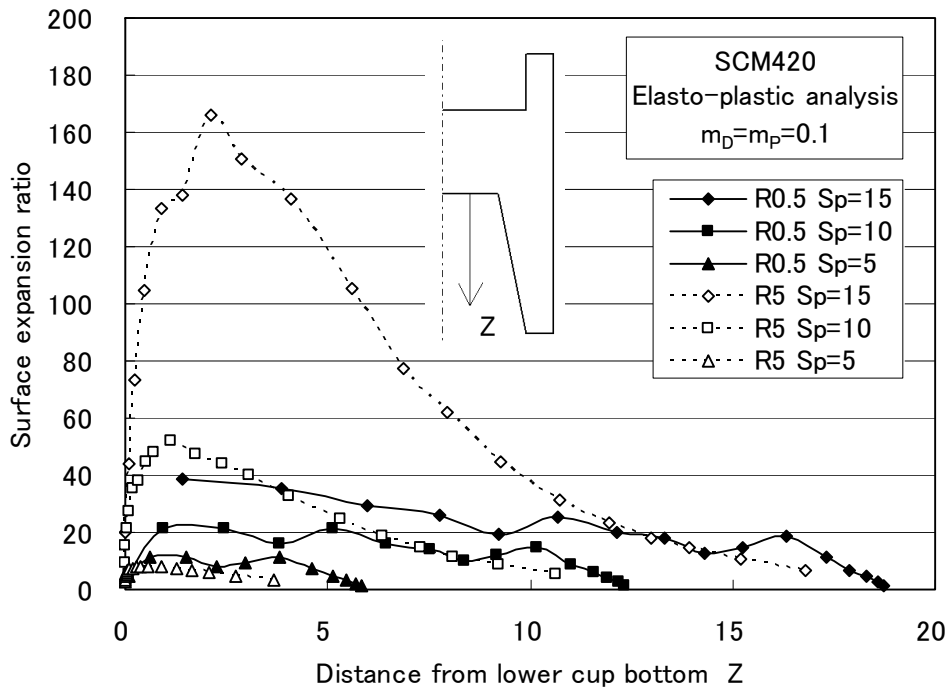


Fig.8-11 下パンチ先端 R による表面積拡大比の分布の比較

8. 7 先端 R5 下パンチでの CC 形摩擦試験による耐焼付き性の評価

下パンチの先端 R を大きくすることで下パンチ面の表面積拡大を非常に大きくすることができた。そこで化成皮膜に比べて耐焼付き性が劣ることが指摘されている乾燥皮膜型潤滑剤について本試験を適用し高表面積拡大下での耐焼付き性の評価を行った。加工条件としては発熱で凝着が起りやすくなることから機械式プレスによる高速での加工を採用した。試験には燐酸亜鉛皮膜と複数の乾燥皮膜型潤滑剤を用い、下パンチ面と試験片下側カップ内径の凝着の有無と程度を観察することで耐焼付き性を評価する。燐酸亜鉛皮膜には表面に金属石鹼層を皮膜したものと二硫化モリブデンを皮膜したものを用いた。乾燥皮膜型潤滑剤は下処理としてショットブラストを施しているが燐酸亜鉛皮膜についてはショットブラスト無しのもも使用した。凝着の程度は凝着無し、SS, S, M, L の 5 段階で評価した。各凝着の程度の例を Fig.8-12 に示す。凝着は主としてパンチ先端 R 部、次に R とテーパの繋ぎ部分で発生しテーパ面で発生した例はわずかであった。

試験の結果を Fig.8-13 に示す。横軸は潤滑剤の種類、縦軸はパンチ押込み量 S_p を示し、プロットした点の種類がその S_p での凝着の程度を示す。潤滑剤名の Mod は元の潤滑剤の配合を変更、EPA は極圧添加剤を添加したことを意味している。 S_p が大きくなって表面積拡大が大きくなるほど潤滑条件が厳しくなるため、より大きな S_p で凝着なく加工できる潤滑剤ほど耐焼付き性が高いといえる。試験結果も概ね S_p が大きくなるほど凝着の程度、頻度は悪化しているといえる。下パンチ先端 R0.5 では $S_p=15\text{mm}$ 付近でも凝着なく加工できていたが、R5 では燐酸亜鉛皮膜で $S_p=15\text{mm}$ 付近から上では凝着の起こる頻度が高くなっ



(a) 凝着 SS



(b) 凝着 S



(c) 凝着 M

Fig.8-12 試験片下側カップ底の凝着の例

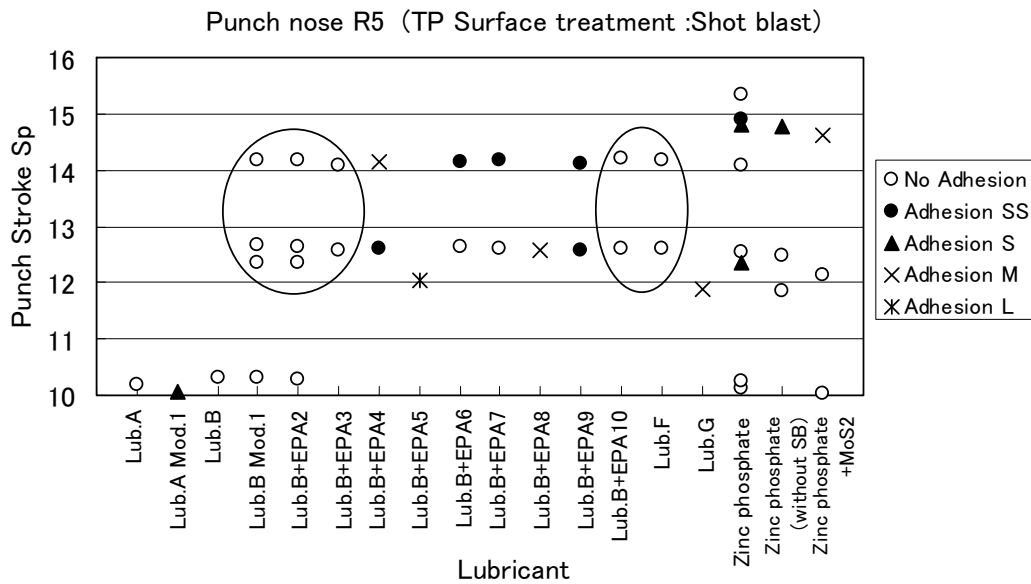


Fig.8-13 室温での耐焼付き性の評価

た. R5の方が表面拡大が大きいいため凝着を起こしやすくなったといえる. 磷酸亜鉛皮膜で凝着なく打てるレベルとしては $S_f=14\text{mm}$ 程度までとみなせたため, ここまで加工できれば磷酸亜鉛皮膜並みの耐焼付き性を持つものと判定できる. 図中に○印で囲んだ5種類の乾燥皮膜型潤滑剤は $S_f=14\text{mm}$ 付近で凝着なく加工できており磷酸亜鉛皮膜並みの耐焼付き性を持つと判断した.

実際の冷間鍛造では生産性向上のため高速で加工される場合が多い. 被加工物は加工発熱し高速になるほど発熱量も大きくなる. 金型は被加工物の発熱や摩擦発熱によって昇温し, 冷間でも鍛造方法によっては $200\sim 300^\circ\text{C}$ 程度になってしまうことがある. 乾燥皮膜型潤滑剤で連続打鍛すると始めは良好に加工できるが金型が昇温すると急激に耐焼付き性が低下し凝着を生じてしまうことがあり, これは潤滑皮膜の耐熱性が劣っていて型温の上昇と共に皮膜が変質劣化するためと考えられた. 乾燥皮膜型潤滑剤を実生産に適用するにあたって皮膜の耐熱性は必須の特性である. そこで下パンチを加熱して金型が昇温した状態を想定して乾燥皮膜型潤滑剤の耐焼付き性の評価を行った.

下パンチだけ加熱するとダイスにセットしてすぐに温度が下がってしまうためダイスも加熱した. 下パンチは電気炉, ダイスはヒーターにて加熱し一定温度になったところで組み付けてから打鍛を行う. 型組み中に温度が下がるためなるべく型温を一定にするよう炉から取り出した後一定の時間がたってから打鍛するようにした. 評価した2種類の型温をTable.8-1に示す. 打鍛時の型温は炉から取り出してから一定時間たったときの型組み済の下パンチ先端の温度である.

室温で耐焼付き性の良かった5種類の乾燥皮膜型潤滑剤と磷酸亜鉛皮膜について型温 100°C での耐焼付き性を調べた. Fig.8-14に結果を示す. 室温では凝着の発生しなかったパ

Table.8-1 金型加熱温度

型温呼称	パンチ初期温度	ダイス初期温度	パンチ打鍛時温度
100℃	200℃	70℃	100℃
160℃	300℃	120℃	160℃

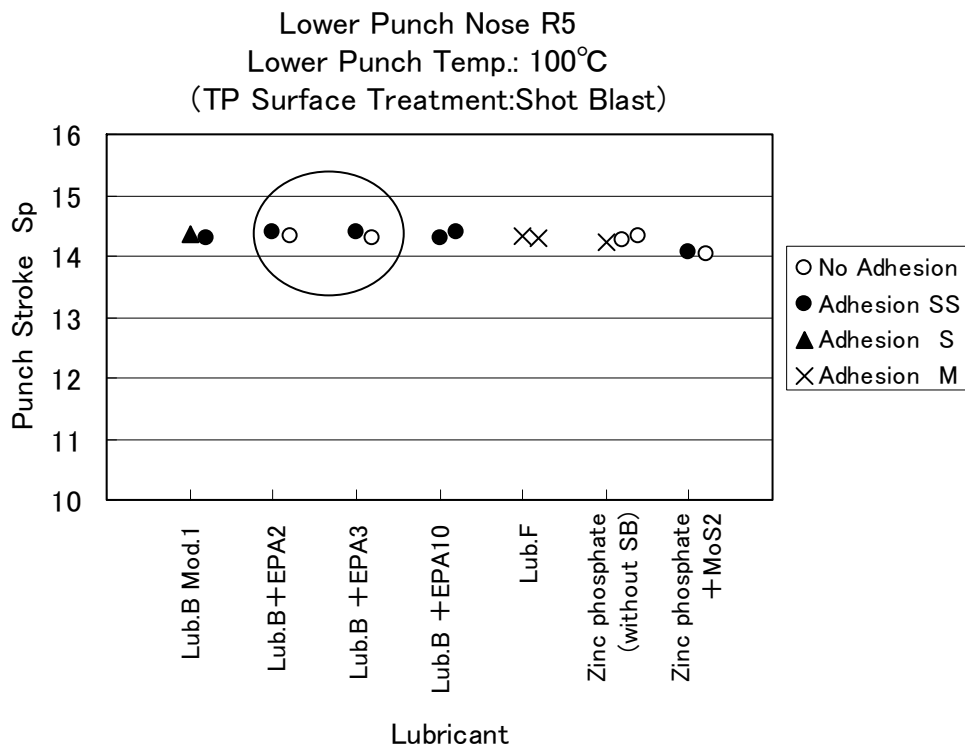


Fig.8-14 下パンチ温度 100℃での耐焼付き性の評価

ンチ押し込み量でほとんどの乾燥皮膜型潤滑剤について凝着が発生しており、型温の上昇で耐焼付き性が劣化したといえる。図中○印の 2 種類の乾燥皮膜型潤滑剤のみが化成皮膜に対抗できそうであったため、そのうちのひとつについて型温 160℃にて評価を行った。Fig.8-15 に型温 160℃での試験結果を示す。乾燥皮膜型、磷酸亜鉛皮膜ともに凝着は発生しなかったため、この乾燥皮膜型潤滑剤は高温でも磷酸亜鉛皮膜並の良好な耐焼付き性を持つものと考えられる。

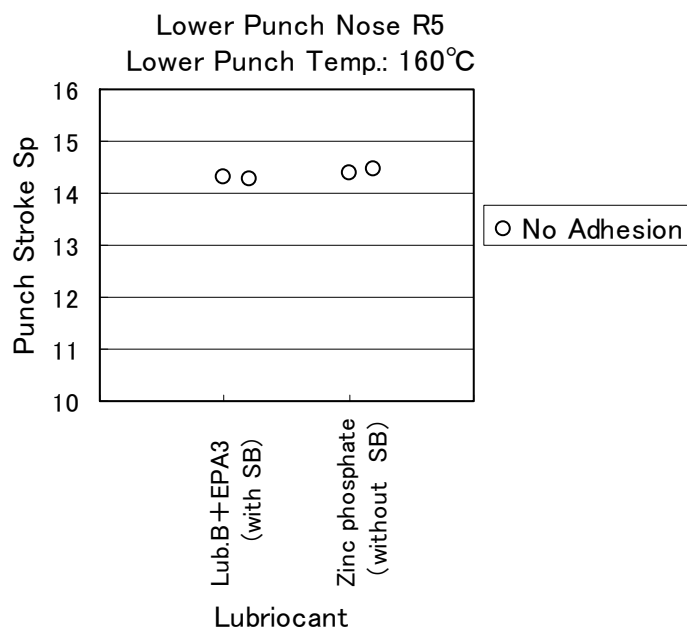


Fig.8-15 下パンチ温度 160°Cでの耐焼付き性の評価

8. 8 凝着に関する考察

CC型試験の凝着位置の傾向は下パンチの先端Rの大きさで変化している。R0.5のときは先端部とテーパ面にほぼ同等の頻度で凝着が発生した。テーパ面での凝着は下側カップの中ほどで発生した。R5ではR部に凝着する頻度が高く、次にRとテーパのつなぎ部が多く、テーパ面にはほとんど凝着しなかった。Fig.8-11からはR5でのR部は最も表面積拡大が大きく、表面積拡大が凝着と密接に関連すると考えられる。Fig.8-16に $S_f=15\text{mm}$ での下パンチ面圧の分布を示す。いずれの面圧分布もRとテーパのつなぎの付近で面圧の低下が見られる。Fig.8-17はR0.5の下パンチの先端に発生した凝着の例で、凝着は先端Rとテーパのつなぎ目から発生している。R5の場合も繋ぎ部で凝着が発生している。静水圧が低いところでは亀裂が進展しやすくなるため、金属接触した試験片の一部は母材から分離しやすくなり移着しやすくなる。よってこの面圧の低下が凝着の原因になっていると考えられる。Fig.8-18にパンチ押し込み量 $S_f=15\text{mm}$ での下パンチ上のすべり距離の分布を示す。下側カップの先端は最もすべり距離が長いがここで凝着することはなく、試験した潤滑剤ではすべり距離は凝着に直接影響はしないと考えられる。

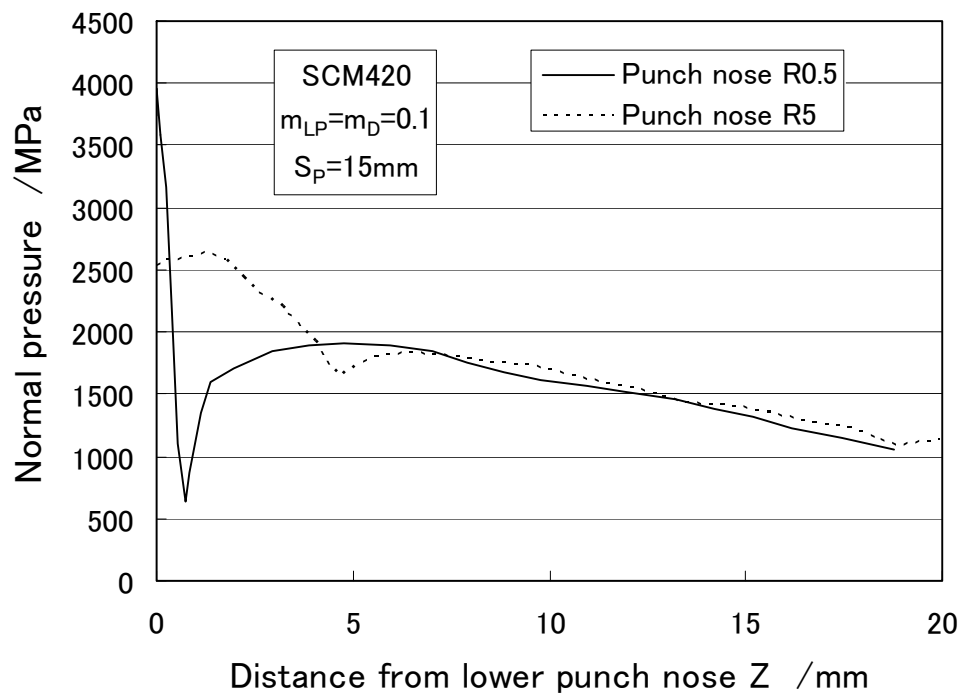


Fig.8-16 下パンチ面上の面圧分布

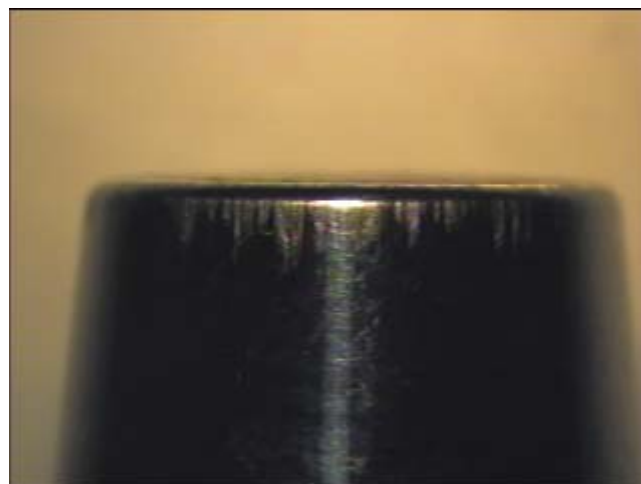


Fig.8-17 R0.5 下パンチ先端 R 部での凝着

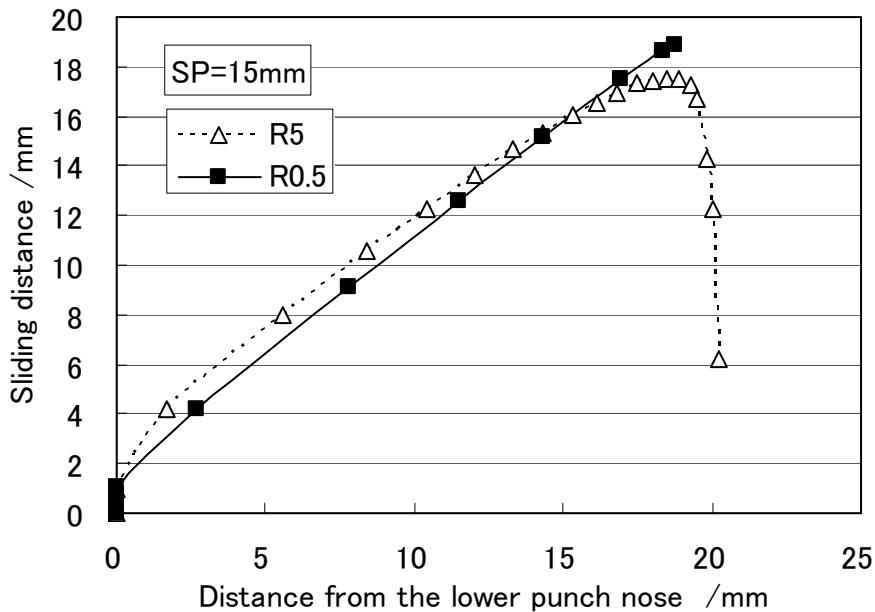


Fig.8-18 下パンチ面上のすべり距離の分布

8.9 まとめ

本章では CC 形摩擦試験法について試験方法の改良を行い有効な試験条件を確認した. さらに CC 形試験の高表面積拡大という特徴がさらに顕著になるよう試験方法を改良し, 改良した試験法にて乾燥皮膜型潤滑剤の耐焼付き性の評価試験を実施した. 得られた結果は以下のとおりである.

- 1) CC 形試験も加工速度の影響を受け, 高速での加工では断面減少率の小さい方への押し出しが助長されて得られる摩擦特性値が不自然なものとなってしまふ. 従来は高速での試験でダイスと下パンチの摩擦を個別に求めることができていなかったが, 準静的な試験ではダイスと下パンチの摩擦せん断係数を個別に特定することができた. CC 形試験でも準静的な条件で試験を行う必要がある.
- 2) CC 形試験にて下パンチ先端の R を大きくすることで厳しい後方押し出しでの表面積拡大比に相当する大きな表面積拡大を実現できることが確認できた.
- 3) 下パンチ先端 R を 5mm とした CC 形試験にて室温から 160°C までの型温で乾燥皮膜型潤滑剤の耐焼付き性の評価を行った. ほとんどの乾燥皮膜型潤滑剤は表面積拡大の増加と金型の昇温によって耐焼付き性が低下したが, それらの中から 160°C の型温でも磷酸亜鉛皮膜に匹敵する耐焼付き性を持つ乾燥皮膜型潤滑剤を選定することが出来た.
- 4) 今回試験した潤滑剤での凝着は表面積拡大の大きいところと局所的な面圧の低下の起ころころで発生しやすく, すべり距離の長いところではあまり凝着しなかった. 表面積拡大と面圧の変化が凝着の発生に密接に関連していると考えられる.

第9章 結 論

本研究では実生産で多用されている各種押し出し形式の鍛造での潤滑機構の解明ならびに摩擦特性値を評価するための摩擦試験法の確立を目的として、新たな試験法の提案および従来の試験法の信頼性の検証と改善を試みるとともに様々な押し出し鍛造形摩擦試験法での各種潤滑剤の評価や潤滑剤の潤滑挙動の検証を行った。特にこれまで十分な評価が出来ていなかった後方押し出しパンチの摩擦特性値の特定を試み、前後方直缶押し出しでの摩擦と変形挙動さらにはその解析手法についての多くの知見を得ることが出来た。研究結果を以下に要約する。

第1章では鍛造における摩擦界面の特異性と既存の鍛造用潤滑剤の潤滑挙動について述べた。さらに鍛造用潤滑剤の開発動向について言及し、現在は環境面での要求から既存の鍛造用潤滑剤からの切り替えが模索されていることを示した。

第2章ではそのような潤滑剤の開発動向に対して摩擦試験法が果たす役割とこれまで本研究室で行ってきた押し出し鍛造用摩擦試験法の開発の概要を述べるとともに既存の摩擦試験の課題を明らかにした。

第3章では既存の RC 形試験にて潤滑条件が最も厳しいビレットエッジ部の潤滑皮膜の変形挙動を解析して、前方押し出しでの潤滑皮膜の供えるべき特性を検証した。得られた知見は以下である。

- 1) 前方押し出しではビレットエッジ部の膜厚の減少が凝着の原因となる。耐焼付き性の点からは変形抵抗が大きく、母材とよく密着し工具との摩擦が小さい皮膜が望ましい。また潤滑皮膜の剥離性の点からは皮膜には良好な変形能と密着性が必要である。
- 2) 潤滑性と耐焼付き性を両立するには密着性の高い硬い皮膜の上に潤滑性のある皮膜を組み合わせた化成皮膜のような二層構造が望ましい。
- 3) 変形抵抗の小さい皮膜でも試験片先端を面接触させることで潤滑皮膜の膜厚を維持しやすく出来る。

第4章では異形前方押し出しでの摩擦試験として RC 形試験のテーパダイスに突起を設けた SRC 形試験を提案し、基礎的な機能評価と乾燥皮膜型潤滑剤の性能評価を行った。本章で得られた結果は以下である。

- 1) SRC 形試験が摩擦試験法として有効であることを確認でき、凝着が発生しなければパンチ押し込み量 S_p に対してほぼ一定のダイス摩擦せん断係数 m_D が得られた。
- 2) 凝着はダイス突起の斜面上でビレットエッジ部を起点として発生した。表面積拡大が最も大きい位置に相当しているが、表面積拡大は 10 倍程度で比較的小さいため、RC 形試験同様ビレットエッジの効果が耐焼付き性を低下させている。
- 3) 乾燥皮膜型潤滑剤は潤滑性では化成皮膜と同等以上の性能を持つが、耐焼付き性で化成皮膜に劣っていることが分かった。

第5章では後方押し出しパンチの摩擦特性値を推定するWCL形試験の改良を試みた。WCL形試験は既存の試験であったが、これまでパンチ摩擦特性値を得ることができていなかった。そこでその前提条件となるダイス摩擦特性値を推定するためのWC形試験も合わせて、S10CとA6061について前後方直缶押し出しの特性の調査と試験条件、解析手法の検証を行った。前後方直缶押し出しについて得られた知見と決定した本試験の試験手法は以下である。

- 1) WCL形試験は上パンチのベアリング長さで試験片の形状が変化し、パンチベアリング部が試験片と確実に接触していることが確認できたため、パンチの摩擦を評価することが可能である。
- 2) WCL形試験はパンチ直径に対して敏感であるためパンチの寸法変化を避ける必要がある。
- 3) WC形、WCL形試験は加工速度によって試験片形状が変化する。高速でのWCL形試験では後方押し出し量が大きくなり、解析にてこの現象の再現と摩擦の効果の再現を両立できなかった。よって、本試験は発熱などの影響が少ない準静的な速度で行う必要がある。
- 4) WC、WCL形試験での校正線図を求めるための試験条件および解析条件は以下のよう
に定めた。
 - i. 試験速度は準静的な加工速度とし、本研究では3mm/sを採用する。
 - ii. 上下パンチ摩擦の摩擦特性値は同一と仮定する。
 - iii. 接触判定の問題から解析は試験片を弾塑性体、工具を弾性体として行う。
 - iv. S10Cには熱連成解析を採用し、塑性変形仕事の90%が熱に変わるものとする。A6061は加工発熱が影響しないので等温解析とする。
 - v. 解析での工具の速度は試験速度で設定する。
 - vi. 試験片の変形抵抗は変形抵抗測定にて実測したデータを用いる。

第6章では第5章にて決定した試験条件、解析条件をもちいて、S10CとA6061のWC形、WCL形試験を実施し、得られたダイスとパンチの摩擦せん断係数を他の摩擦試験と比較した。得られた結果は以下である。

- 1) WC形試験ではダイス摩擦せん断係数 m_D はパンチ押し込み量 S_P に対してほぼ一定の値となった。鉱油では試験片側面に油を封じ込めやすいため流体潤滑に近い状態が得られほぼ0に近い m_D が得られた。
- 2) 化成皮膜ではRC、SRC形試験よりWC形試験のほうが潤滑剤の性能差を顕著に評価できた。鉱油では表面積拡大よりも変形形式による潤滑剤の保持性が凝着や摩擦に顕著に影響する。表面積拡大の違いは摩擦せん断係数に明確には影響していなかった。
- 3) フッ化アルミではWC、WCL形試験ともに皮膜処理ロットによる潤滑皮膜の性能差が見られ、性能差はWCL形試験のほうがより顕著に現れた。
- 4) 鉱油ではパンチ面の油の保持性が劣るためパンチ摩擦せん断係数 m_{UP} は m_D より大きくなり、高粘度油ほど m_{UP} は小さくなった。また鉱油での耐焼付き性は金型の表面粗

さに敏感であった。

5) 低粘度油でも試験片の表面粗さを大きくすると mUP を小さく出来ることが確認できた。

本試験でパンチ摩擦せん断係数を得ることは出来たが、燐酸亜鉛皮膜した S10C では mUP が Sp に対して上昇し、小さい Sp で mUP が 0 と見積もられて現実を表しきれていないため、WCL 形試験にまだ改善の余地があることが判明した。

そこで第 7 章ではさらに WCL 形試験の信頼性をあげるため、WC, WCL 形試験に適する摩擦モデルについて検証した。一方で WC 形試験の信頼性を確認するため類似の前後方押し出し試験である WC70 形, WC30 形試験を行い、得られるダイス摩擦特性値を比較し 3 つの試験間の整合性を確認した。得られた結果は以下である。

- 1) WC 形試験のダイス摩擦および WCL 形試験のパンチ摩擦にはクーロン摩擦則とせん断応力一定則のどちらも適用することが可能である。一方 WCL 形試験のダイス面摩擦には試験片外径の表面粗さよりクーロン摩擦則が適しており、クーロン摩擦則を用いることで校正線図も変形挙動をより正しく表現できるようになる。WC, WC70, WC30 の 3 つの試験からもダイス面にクーロン摩擦則を用いた方が解析との整合性が高く、摩擦モデルとして適していることが確認できた。
- 2) S10C ではダイスにクーロン摩擦則を用いてもパンチ摩擦が 0 と判定されてしまい正しい評価が出来なかった。3 つのダイス摩擦試験の結果にも十分な整合性が見られなかった。前後方押し出しでは上下の断面減少率の大きさおよび組み合わせで FEM 解析の結果よりも材料が前後方のどちらかにより流れ易くなる特性があると考えられる。この傾向は S10C で顕著であるため、何らかの材料特性によるものと考えられる。
- 3) A6061 ではダイス摩擦をクーロン摩擦則として 3 つのダイス摩擦試験に整合性が得られた。よって A6061 のパンチ摩擦せん断係数 mUP は信頼できる値である。ある程度性能の高い潤滑剤では mUP はパンチの押し込み量に対して変化しないといえる。またフッ化アルミ皮膜ではパンチ面とダイス面の摩擦特性値はほぼ同等と判定された。

第 8 章では CC 形摩擦試験法について表面積拡大という特徴がさらに顕著になるよう試験方法を改良し、乾燥皮膜型潤滑剤の耐焼付き性の評価試験を実施した。得られた結果は以下である。

- 1) 従来は高速での試験でダイスと下パンチの摩擦を同一と仮定して求めていたが、準静的な試験ではダイスと下パンチの摩擦せん断係数を個別に特定することができた。
- 2) CC 形試験にて下パンチ先端の R を大きくすることで大きな表面積拡大を実現でき、より厳しい摩擦条件を再現できることが確認できた。
- 3) 室温から 160°C までの型温での下パンチ先端 R を 5mm とした CC 形試験にて、ほとんどの乾燥皮膜型潤滑剤は表面積拡大の増加と金型の昇温によって耐焼付き性が低下したが、それらの中から 160°C の型温でも燐酸亜鉛皮膜に匹敵する耐焼付き性を持つ乾燥皮膜型潤滑剤を選定することが出来た。

鋼については十分な特性値を得られない試験法もあり、摩擦だけでなく材料の変形特性が影響する変形様式での摩擦の評価の難しさが改めて明らかとなった。摩擦試験に用いる変形様式や加工度としては摩擦の影響度が大きいものを選択することはもちろんであるが、材料特性の影響度の有無についても十分な検証が必要である。

近年の解析技術の発達によって鍛造の分野でも FEM 解析が普通に使われるようになってきているが、鍛造の FEM 解析の信頼性を語る上で常に問題になるのは実際の摩擦係数がいくつかということである。摩擦の大きさが分からないために不確かな解析の結果で鍛造の開発が進められていることもよく見受けられており、摩擦試験法を確立することはコンピュータ援用技術の適用を推進する上で有用である。本研究で得られた摩擦特性値も解析の際の摩擦係数の目安となるものとする。

謝 辞

本研究の遂行にあたり、終始懇篤なる御指導および御鞭撻を賜りました静岡大学 中村 保 教授に心より厚く御礼申し上げます。

また、本研究について常に適切なる御助言と御指導を賜りました静岡大学 田中 繁一 助教授、早川 邦夫 助教授に厚く御礼申し上げます。

さらに、本論文の作成に当たり審査の労をとられ、有益なる御助言を賜りました静岡大学 鈴木 康夫 教授、野飼 亨 教授に厚く御礼申し上げます。

そして、種々の実験を行うにあたり常に御指導をいただいた 今泉 晴樹 技官、実験とコンピュータ解析について貴重な御助言をいただいた第一工業株式会社 久保田 義弘 様、研究にご協力いただいた静岡大学卒業生 大島 直人 君、鈴木 真由美 さん、住岡 優 君 および静岡大学機械工学科生産システム講座の皆さんに感謝の意を表します。

本研究の遂行にあたっては、多くの方々のご協力をいただきました。潤滑剤をご提供いただいた株式会社メックインターナショナル様、住鋁潤滑剤株式会社様、化成皮膜処理にご協力いただいた貴和化学薬品株式会社様、DLC 皮膜処理をしていただいた株式会社豊田中央研究所様、日本電子工業株式会社様、関係各位に深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 日本塑性加工学会編：鍛造―目指すはネットシェイパー，（1995），1-104，コロナ社.
- 2) 日本塑性加工学会鍛造分科会編：わかりやすい鍛造，（2005），102-104，日刊工業新聞社.
- 3) 日本塑性加工学会編：プロセストライボロジー―塑性加工の潤滑―，（1993），57-168，コロナ社.
- 4) 桜井俊男：潤滑油の物理化学，（1978），幸書房.
- 5) F.P.Bowden&D.Taber 著，曾田範宗訳：固体の摩擦と潤滑，（1961），35-272，丸善.
- 6) 松原清：トライボロジー 摩擦・摩耗・潤滑の科学と技術，（1981），産業図書.
- 7) 平井亀雄：塑性と加工，25-285(1984)，878-885.
- 8) 濟木弘行・南明宏・御祓如英也：塑性と加工，30-336(1989)，51-56.
- 9) Doege, E. : J. Mech. Working Technol, 2(1978), 129.
- 1 0) 五十川幸宏・土屋能成：塑性と加工，39-455(1998)，1207-1211.
- 1 1) Nakamura,T. Bay,N and Zhang,Z.L: Journal of tribology, 119(1997), 501-506.
- 1 2) Nakamura,T. Bay,N and Zhang,Z.L: Journal of Tribology, 120(1998), 716-723.
- 1 3) Nakamura,T. Tanaka,S. Hayakawa,K. and Takahasi,I. : Lubrication Engeneering(2003), 12-17.
- 1 4) 北村憲彦・大森俊英・団野敦・川村益彦：塑性と加工，37-429(1996)，1083-1088.
- 1 5) 堂田邦明・王志剛・奥村義明：第 47 回塑性加工連合講演会論文集(1996)，101-102.
- 1 6) 張志良・中村保・伊藤優・木村紘・飯田清三郎：平成 10 年塑性加工春季講演会論文集(1998)，253-254.
- 1 7) 中村保・田中繁一・早川邦夫・今泉晴樹・高橋功：平成 13 年塑性加工春季講演会論文集(2001)，329-330.
- 1 8) 中村保・田中繁一・早川邦夫・今泉晴樹・高橋功・柿原辰哉：平成 15 年塑性加工春季講演会論文集(2003)，81-82.
- 1 9) Geiger,R. : Berichte aus dem Institute fur Umformtechnik 36(1976)，5-197.
- 2 0) Arentoft,M. Vigso,C. Lindegren,M. and Bay,N.: Proceedings of 5th ICTP(1996)，243-250.
- 2 1) Kim,H. Padwad,S and Altan,T. : Proceedings of ICFG 37th Plenary Meeting (2004)，1-7.
- 2 2) 中村保・田中繁一・早川邦夫・鷺坂芳弘：第 55 回塑性加工連合講演会論文集(2004),315-316
- 2 3) Osakada.K et al:Proceedings of 4th ICTP(1993),257
- 2 4) 角谷透・森河和雄・三尾淳・片岡征二：トライボロジスト，47-11 (2002)，821-826.
- 2 5) Bay,N &Wanheim,T : Wear 38(1976),201-209

- 26) 張志良・伊藤優・中村保：塑性と加工, 39-455(1998), 1253-1257.
- 27) Sagisaka,Y. Nakamura,T. Tanaka,S. and Hayakawa,K. : Proceedings of 8th ICTP(2005), 637-638.
- 28) 鷺坂芳弘・中村保・土屋能成：平成 18 年塑性加工春季講演会論文集(2006), 323-324.
- 29) Bennani,B. and Bay,N. : Journal of Material Processing Technology 61(1996), 275-286.
- 30) 団野敦・阿部勝司・野々山史男：塑性と加工, 24-265(1982), ,213-220.

関連論文目録

<投稿論文>

1. 鷺坂芳弘・中村保・田中繁一・早川邦夫, “複合押し形鍛造用摩擦試験法による潤滑性能の比較評価”, 塑性と加工 [掲載予定]

<口頭発表論文>

1. 中村保・田中繁一・早川邦夫・鷺坂芳弘, “後方穿孔押し形摩擦試験法の高精度化に関する考察”, 第 55 回塑性加工連合講演会論文集(2004),315-316
2. 塑性加工学会東海支部第 18 回塑性加工セミナー「塑性加工におけるトライボロジー」(2005)
3. 鷺坂芳弘・中村保・田中繁一・早川邦夫, “前方押しにおける固体潤滑膜の変形挙動解析”, 第 56 回塑性加工連合講演会論文集(2005),293-294
4. 鷺坂芳弘・中村保・村上剛・志田斉一, “突起付テーパダイスを用いた前方軸後方缶押し形摩擦試験法の提案”, 第 56 回塑性加工連合講演会論文集(2005),295-296
5. Sagisaka,Y. Nakamura,T. Tanaka,S. and Hayakawa,K. , “Improvement of Tribo-Testing Method Based on Combined Forward-Backward Straight Can Extrusion”, Proceedings of 8th ICTP(2005), 637-638.
6. Nakamura,T. Sagisaka,Y., “Evaluation of Tribological Characteristics by Forging Type Friction Tests”, Proceedings of 4th ISPF (2006), 49-54.
7. 鷺坂芳弘・中村保・土屋能成, “後方穿孔押し形摩擦試験法による後方押しパンチの摩擦測定”, 平成 18 年塑性加工春季講演会論文集(2006), 323-324.
8. 鷺坂芳弘・中村保, “後方穿孔押し形摩擦試験における素材変形速度の影響”, 第 61 回伸線技術分科会資料(2006)
9. 鷺坂芳弘・中村保・志田斉一, “円錐・直缶の前後方押し形摩擦試験法による乾燥皮膜型冷間鍛造用潤滑剤の評価”, 第 57 回塑性加工連合講演会論文集(2006),99-100.