



岐阜大学機関リポジトリ

Gifu University Institutional Repository

塑性加工における摩擦法則の構築

メタデータ	言語: jpn 出版者: 公開日: 2015-11-17 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 鈴木, 達博 メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/20.500.12099/53632

塑性加工における摩擦法則の構築

Determination of friction law in metal forming

2015 年 9 月

鈴木 達博

塑性加工における摩擦法則の構築

第1章	緒論	
1. 1	塑性加工におけるトライボロジーの役割	1
1. 2	塑性加工における摩擦法則の現状	3
1. 3	接触機構に関する研究の到達点	6
1. 4	本論文の目的と構成	9
	参考文献	
第2章	接触・摩擦挙動に及ぼすバルクの塑性変形の影響	
2. 1	まえがき	13
2. 2	FEM解析	13
2. 2. 1	解析モデルおよび解析条件	13
2. 2. 2	バルクの塑性変形が平坦化率に与える影響	16
2. 3	側方引張形摩擦試験機	19
2. 4	摺動工具	21
2. 5	平行微小突起付き試験片	22
2. 6	実験方法	24
2. 7	摺動面観察	25
2. 8	平坦化率と平均面圧の関係	26
2. 9	平均摩擦応力と平均面圧の関係	27
2. 10	平坦面における摩擦せん断応力と接触圧力の関係	28
2. 11	電子線三次元粗さ解析装置による平坦面の観察	29
2. 11. 1	電子線三次元粗さ解析装置 (ERA)	29
2. 11. 2	ERAによる平坦面の測定結果	31
2. 12	まとめ	33
	参考文献	

第3章	摩擦法則の導出と実証	
3. 1	まえがき	35
3. 2	側方引張形摩擦試験結果の整理	35
3. 3	すべり線場法による臨界面圧の導出	38
3. 4	臨界面圧以上の面圧域における摩擦応力挙動の検証	41
3. 4. 1	高面圧摩擦試験機	41
3. 4. 2	実験条件	42
3. 4. 3	摺動面の観察	43
3. 4. 4	摩擦応力の挙動	44
3. 4. 5	高面圧域における平均摩擦応力	45
3. 5	高面圧域の摩擦せん断係数の算出方法	46
3. 6	まとめ	49
	参考文献	

第4章	加工硬化性を有する材料の摩擦法則	
4. 1	まえがき	52
4. 2	FEM解析	52
4. 2. 1	解析条件	52
4. 2. 2	解析結果	55
4. 3	側方引張形摩擦試験	57
4. 3. 1	実験条件	57
4. 3. 2	光学顕微鏡観察による摺動面の観察	59
4. 3. 3	平坦化率と平均面圧の関係	60
4. 3. 4	平均摩擦応力と平均面圧の関係	61
4. 3. 5	電子線三次元粗さ解析装置による平坦面の観察	62
4. 4	高面圧摩擦試験	63
4. 4. 1	実験条件	63
4. 4. 2	実験結果	63
4. 5	被加工材の予ひずみの影響	65
4. 5. 1	予ひずみを加えた試験片の作成手順	65
4. 5. 2	予ひずみを加えた場合の摩擦挙動	66
4. 6	まとめ	67
	参考文献	

第5章	CAE解析コードへの組み込み	
5.1	まえがき	68
5.2	サブルーチンの構築	68
5.2.1	摩擦法則の影響因子	68
5.2.2	フローチャート	69
5.3	有用性の確認	71
5.3.1	リング形状と実験条件	71
5.3.2	面圧分布	72
5.3.3	従来法則との比較	73
5.4	まとめ	74
	参考文献	
第6章	鍛造用潤滑皮膜の摩擦挙動	
6.1	まえがき	75
6.2	鍛造用潤滑皮膜	75
6.2.1	ボンデ皮膜	76
6.2.2	一液潤滑皮膜	77
6.3	無潤滑の場合と潤滑皮膜を施した場合の摩擦挙動の比較	78
6.4	まとめ	81
	参考文献	
第7章	結 言	82
	関連論文目録	84
	謝 辞	85

第1章 緒 論

1.1 塑性加工におけるトライボロジーの役割

塑性加工では、所要の強度や形状、表面仕上げをもった製品を、低コストかつ高効率で生産することが要求される¹⁻¹⁾。特に、ネットシェイプ化^{1-2), 1-3)}に代表される、高精度化・高表面品質・高強度化に対する要求が強くなっており、セラミックス、チタン合金や複合材料などの難加工材の加工^{1-4)~1-7)}にも適用が進んできている。これらの加工では、素材に非常に大きな材料流動を生じ、表面積拡大が顕著になりやすく、金型との摩擦界面の温度上昇も大きい。そのため、トライボロジーの側面から表面品質の向上、焼付きの防止、工具摩耗の抑制といった課題に対する解決が要求される。

塑性加工におけるトライボロジーの研究は1930年代ごろから報告され始めている¹⁻⁸⁾。現在でも使用されている潤滑皮膜の一つであるリン酸塩皮膜が1934年にF. Singerの特許として発表された。日本では、福井による深絞りに関する研究¹⁻⁹⁾が1935年にされている。また、春日による深絞りをういた摩擦力の測定方法^{1-10)~1-12)}が1953年に報告された。これは加工時、二分割した板押えにかかる力より摩擦力を測定する方法である。この試験により、深絞り時の板押え面の摩擦係数を正確に測定し、**Fig. 1-1**に示すように潤滑剤を用いた場合の摩擦係数は0.1程度、用いない場合は0.2程度になることを明らかにした。

近年では環境保全性が求められている。リン酸塩皮膜の処理工程では廃棄物・廃液が大量に発生するため環境への負荷が非常に大きく、極圧添加剤に含まれる塩素パラフィンが発がん性が危惧され、その焼却処分時にはダイオキシンが発生するといった問題が指摘されている¹⁻¹³⁾。そこで、塩素フリー化¹⁻¹⁴⁾やリン酸塩皮膜の代替皮膜^{1-15)~1-17)}、そもそも潤滑剤を使用しないドライ塑性加工^{1-18)~1-21)}に注目が集まっている。

また、今日の研究は、電子計算機、計算力学の進歩に伴い¹⁻²²⁾、CAEを駆使した研究が数多く報告されるようになってきている。塑性加工におけるトライボロジーの研究においても例外ではなく、焼付きに関して、**Fig. 1-2**のように危険部位を臨界温度条件より予測可能になりつつある¹⁻²³⁾。このような高精度な予測技術を実現するためには工具素材間の境界条件として適切な摩擦係数、摩耗、熱伝達率等の特性値を与えることが必要不可欠である¹⁻²⁴⁾。

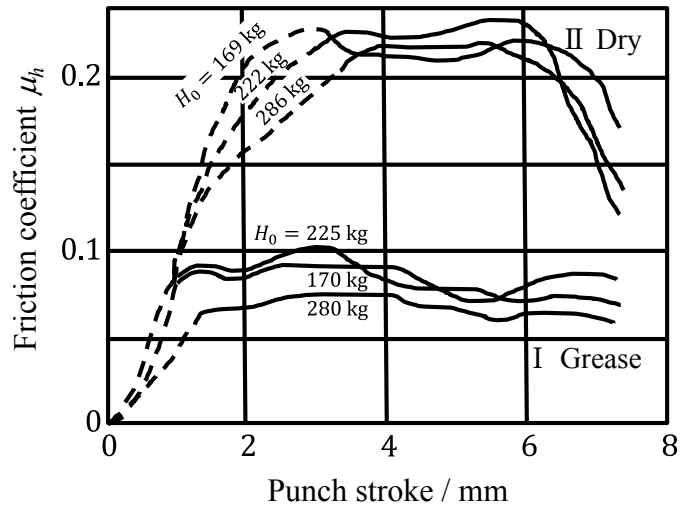
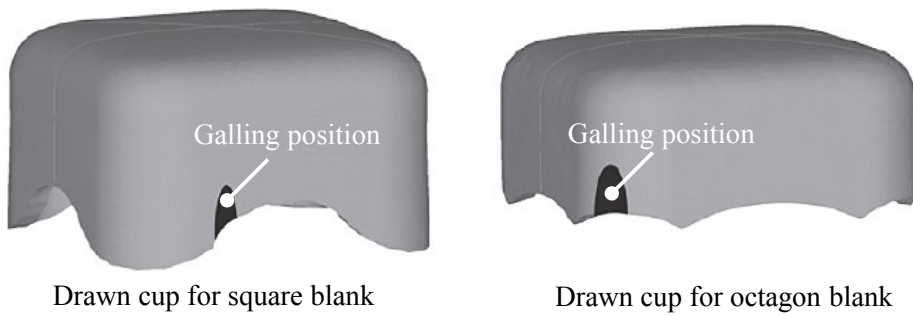
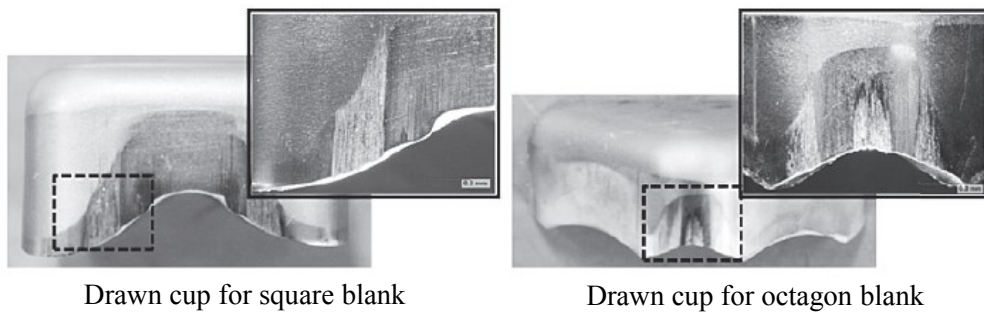


Fig. 1-1 Friction coefficient during deep drawing¹⁻¹¹⁾



(a) FEM



(b) Experiment

Fig. 1-2 Comparison of galling position between FEM and experiment¹⁻²³⁾

1.2 塑性加工における摩擦法則の現状

接触する 2 物体が外力により滑りや転がり運動するとき、その運動を妨げる方向に力が作用する現象を摩擦といい、その力を摩擦力という。摩擦力の発生要因については諸説あるものの、現在では F. P. Bowden と D. Taber が提唱した凝着説¹⁻²⁵⁾が乾燥摩擦における基本原理となっている。これによると、摩擦応力は凝着部をせん断するのに必要な力と硬い物体が軟らかい物体を掘り起こしながら移動するのに必要な力の和によって与えられるとしている。

物体の表面は一見なめらかそうにみえても、わずかな凹凸が必ず存在する。Fig. 1-3 に示すように、物体同士がある面で接触しているとき、見かけ上はその全面で接触しているように見えるが、実際には微細な凹凸の分だけで接触している¹⁻²⁶⁾。この接触している面を真実接触面と呼び、そこでは高い接触圧力のために凹凸の突起部分が降伏し、酸化膜の破れによる凝着が生じる。物体同士が相対運動するには、この凝着部をせん断する必要がある。また、硬い金属の突起が軟らかい金属に押し込まれた状態で相対運動するには軟らかい金属を掘り起こしながら進む必要がある。この掘り起こす力は、せん断力に比べて小さく無視できる場合が多く、結局、摩擦応力は真実接触面とその部分のせん断強さに強く依存する。

塑性加工では 2 つの摩擦法則が用いられている。1 つはクーロンの法則である。この法則は「摩擦力が垂直荷重に比例する」という実験によって得られたものであり、見かけの接触面積で割って「平均摩擦応力は平均面圧に比例する」と拡張され次の式に表わされる。

$$\tau_a = \mu p_a \quad (1-1)$$

ここで、 μ は摩擦係数、 p_a は平均面圧、 τ_a は平均摩擦応力である。

もう 1 つの摩擦法則として、摩擦せん断法則があり、これは「面圧によらず摩擦応力が一定」となる法則である¹⁻²⁷⁾。クーロンの法則によると面圧が増加すれば、それに比例して摩擦応力はどこまでも増加する。しかし、材料のせん断降伏応力を超える摩擦応力が作用することはないため、摩擦応力には限界値が存在し、高い面圧下では摩擦応力が一定値となることが想定される。また、界面の状況によって一定となった摩擦応力はせん断降伏応力を下回るため、摩擦せん断法則は次のように表わされる。

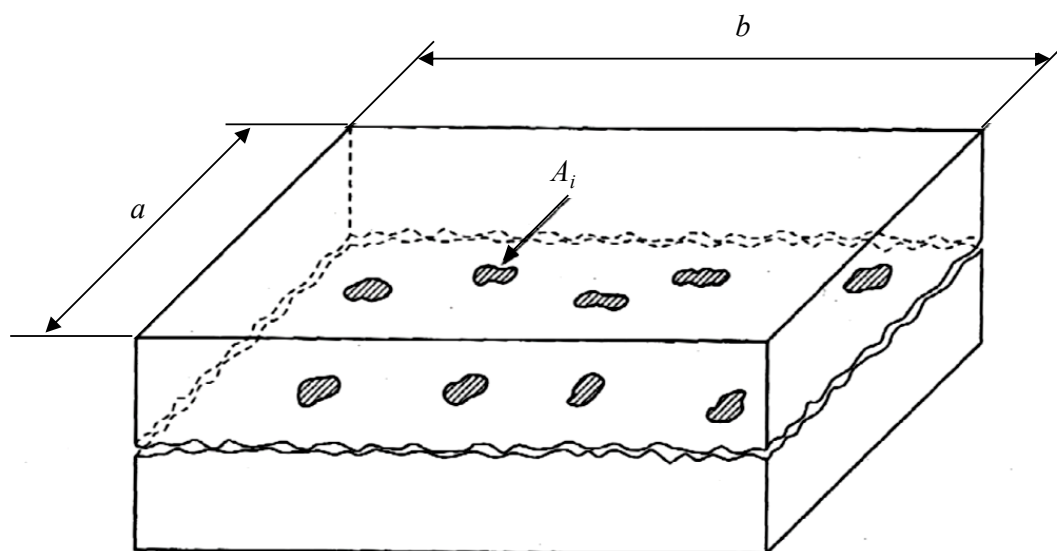
$$\tau_a = mk \quad (0 \leq m \leq 1) \quad (1-2)$$

ここで、 k は素材のせん断降伏応力、 m は摩擦応力のせん断降伏応力に対する大きさを表す摩擦せん断係数である。

また、T. Wanheim らは表面突起の押しつぶし変形解析^{1-28)~1-31)} (後述) により、**Fig. 1-4** に示す平面工具と素材の接触率 α を求めた。この接触率を用いて、接触面全域の摩擦応力を求めると、**Fig. 1-5** のようになる。また、この摩擦応力は次式のように表わされる。

$$\tau_a = \alpha mk \quad (1-3)$$

この図は、今日の CAE 解析で多用されている摩擦法則、すなわち、板成形のような低面圧加工ではクーロンの法則、鍛造のような高面圧加工では摩擦せん断法則を用いる根拠となっている¹⁻²³⁾。



S : Apparent contact area	$S = a \times b$
A : Real contact area	$A = \sum A_i$
α : Contact ratio	$\alpha = A/S$

Fig. 1-3 Real area of contact¹⁻²⁶⁾

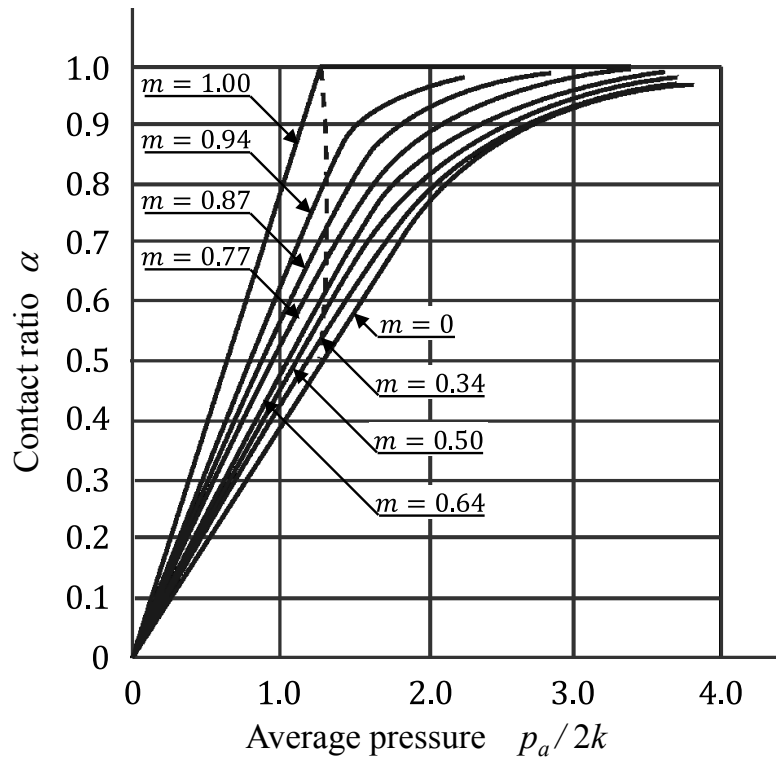


Fig. 1-4 Relationship between contact ratio stress and average pressure ¹⁻²⁹⁾

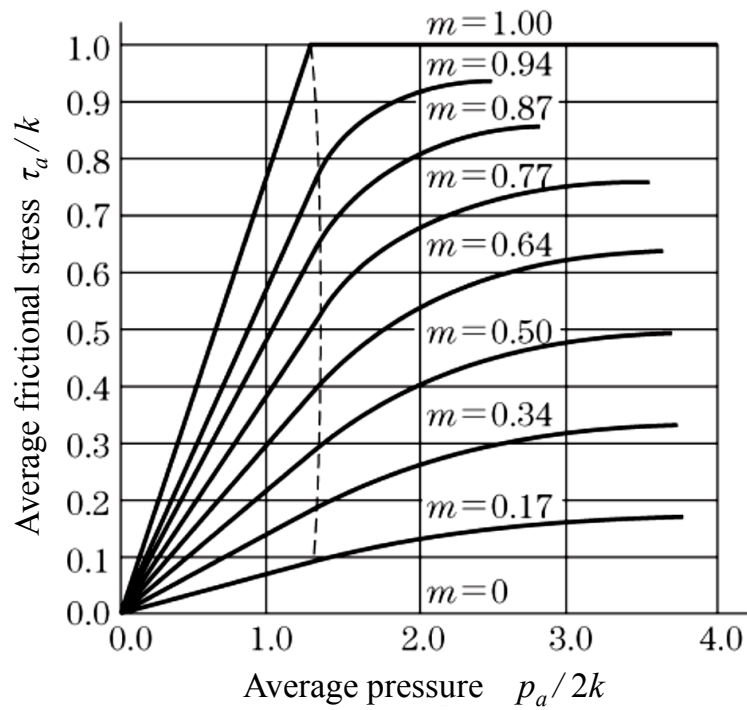


Fig. 1-5 Relationship between average frictional stress and average pressure ¹⁻²⁹⁾

1.3 接触機構に関する研究の到達点

F. P. Bowden らが提唱した凝着説が認知されると、表面の微視的塑性変形によって形成される真実接触面に関する観測が盛んに行われるようになった。春日らはプレス成形時の真実接触面を計測した¹⁻³²⁾。Fig. 1-6 の写真は、深絞り加工を停止し、被加工材を取り出してそのフランジ面を干渉顕微鏡で撮影したもので、白い斑点はしわ押えにより被加工材の表面突起がつぶされてできた平坦な面である。この平坦面を真実接触面と考え、摩擦力を整理すると Fig. 1-7 のようになる¹⁻³³⁾。接触面の単位面積当たりの摩擦抵抗（摩擦せん断応力）が潤滑剤に依存する定数となっている。

Fig. 1-8 は河合らによる二次元引抜きにおける摩擦せん断応力と真実接触面における接触圧力との関係を示す¹⁻³⁴⁾。巨視的な表面積増加のない板押え面では、摩擦せん断応力と真実接触面圧の直線関係が成立している。この実験は接触率が 1.0 とみなされる境界潤滑状態を対象としたもので、クーロンの法則が成立することを示している。

工具との接触面の生成機構は、くさび形突起モデルの変形に基づくものを中心に、数多くの研究者により検討されてきた^{1-35), 1-36)}。T. Wanheim らは真実接触面における摩擦せん断応力を一定と仮定して、くさび形の突起モデルを用いて、バルク材の塑性変形がない条件下で表面突起の押しつぶし過程をすべり線場法により解析し^{1-28)~1-31)}、平面工具との接触率を求めた (Fig. 1-4)。この接触率を用いて、接触面全域の平均摩擦せん断応力を求めると、Fig. 1-5 のようになる。平均面圧が 1.5 以下では摩擦応力は比例関係となり、平均面圧が 3 以上では一定値に近づくことがわかる。

一方、被加工材の表面直下の部分であるバルク部の塑性変形が表面層の変形に少なからずの影響を与えることが知られていた。バルク部の変形を考慮したものに関しては B. Fogg らによるバルクが引張応力状態における表面層挙動の実験的検討^{1-37), 1-38)}、W. R. D. Wilson らによる上界法解析¹⁻³⁹⁾、M. P. F. Sutcliffe によるすべり線場法解析¹⁻⁴⁰⁾などがある。池らは、バルク材の塑性変形を伴う接触機構について理論的・実験的に検討を行った^{1-41), 1-42)}。くさび形突起の平面ひずみ圧縮変形について FEM を用いて解析し、Fig. 1-9 のように平均面圧比と接触率の関係を得た。バルクの塑性変形率が小さい A, B の条件では、面圧をかなり高めないと接触率の増加は生じないが、バルクの塑性変形率が大きい C, D の条件では、小さな面圧下で接触率が顕著に高まることがわかる。この研究報告により接触率の変化が摩擦応力に直接的な影響を与えるとすれば、摩擦応力もバルクの塑性変形によって急激に増加することが予想され、従来の摩擦法則と大きく異なることが想定される。

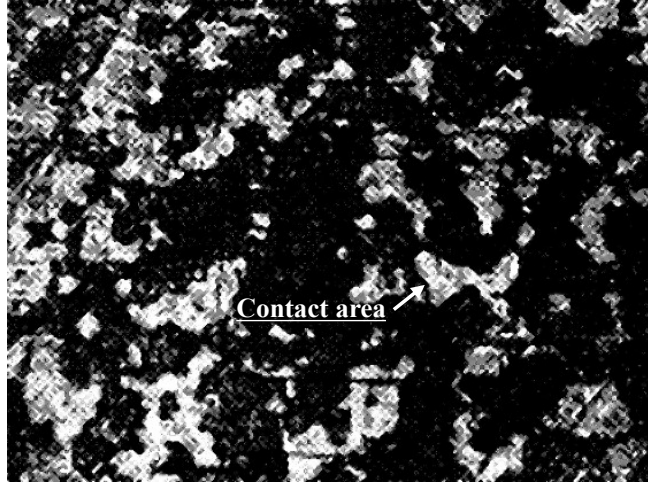


Fig. 1-6 Photograph of flange surface after deep drawing ¹⁻³²⁾

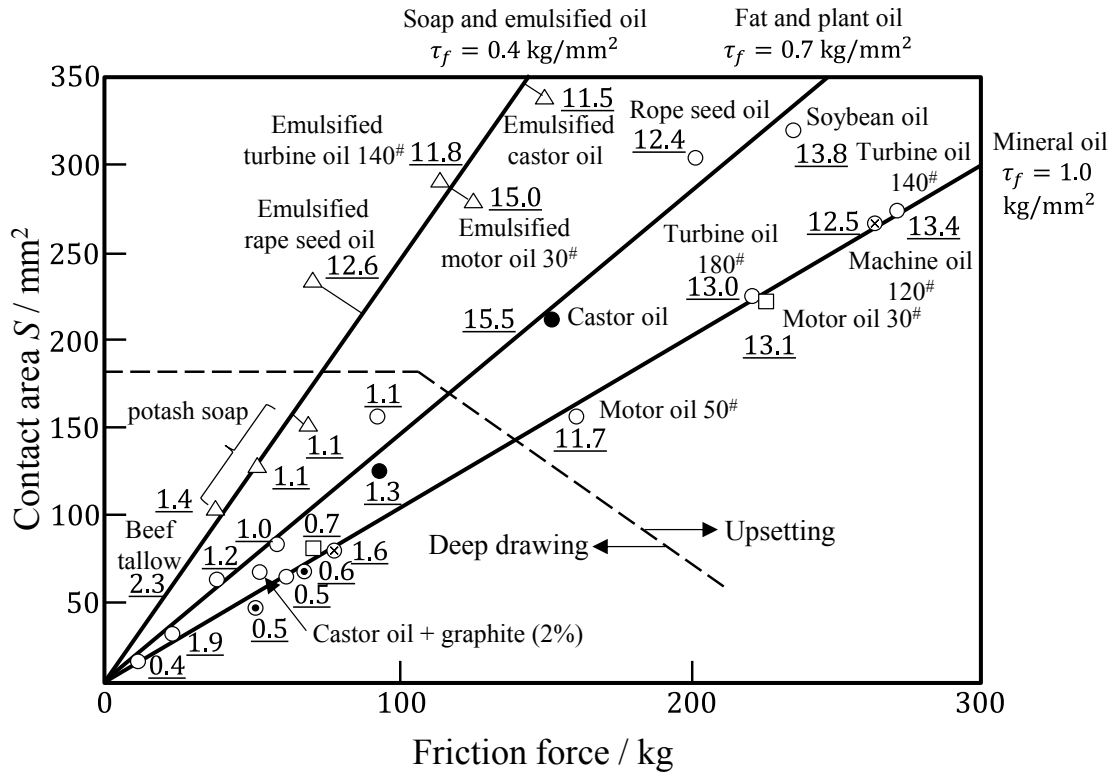


Fig. 1-7 Relationship between real contact area and frictional force ¹⁻³³⁾

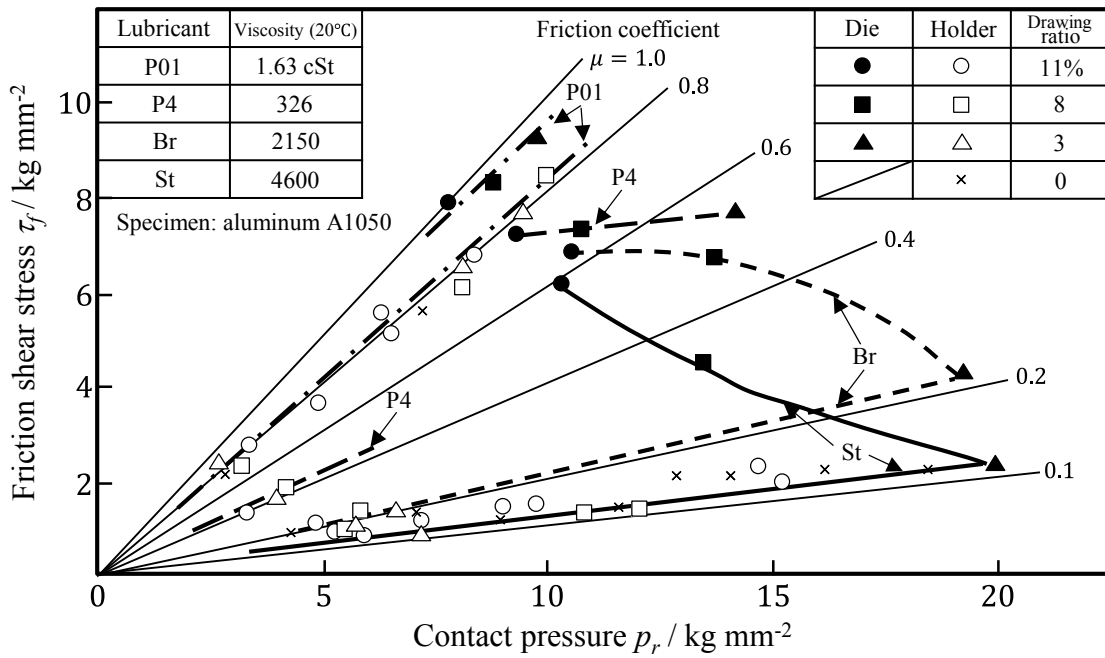


Fig. 1-8 Relationship between friction shear stress and contact pressure of real area of contact¹⁻³⁴⁾

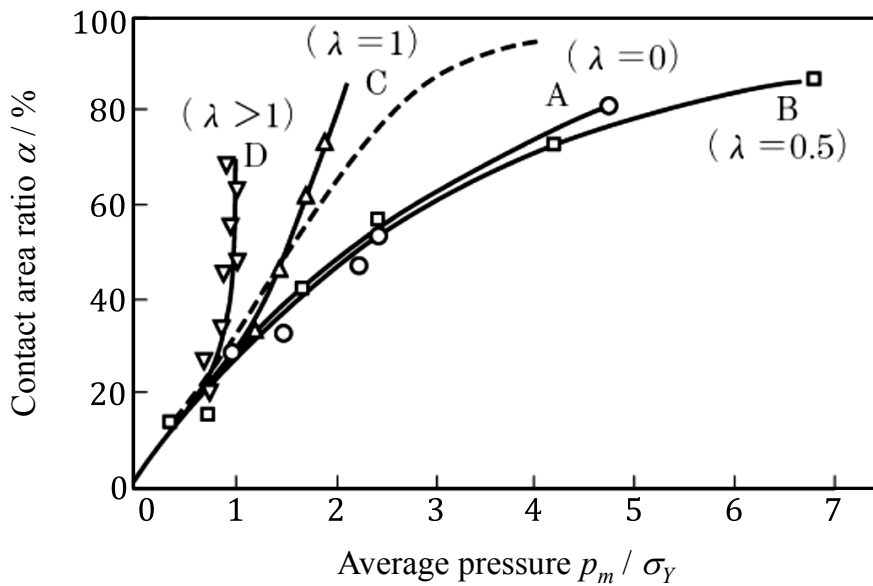


Fig. 1-9 Relationship between contact ratio and average pressure¹⁻⁴²⁾

1.4 本研究の目的と論文構成

本研究の目的は、摩擦挙動に及ぼすバルクの応力状態の影響について FEM 解析および独自の摩擦試験機により検証し、その実験結果および摺動面の観察結果に基づいて、塑性加工における摩擦法則を構築することである。

本論文は全 7 章から成っている。第 1 章では緒論として、塑性加工におけるトライボロジーの役割、摩擦界面の機構とそれに関わる研究動向、そして、現在塑性加工分野で使用されている摩擦法則について述べた。

第 2 章では、FEM 解析と専用試験機を用いて、ドライ条件下において摩擦試験を行い、バルクの塑性変形が接触および摩擦挙動に与える影響について検討する。

第 3 章では前章の試験結果に基づき、すべり線場法を用いてドライ塑性加工用の摩擦法則の構築を行う。

第 4 章では 2 章、3 章では被加工材の加工硬化性を考慮していない。そこで被加工材が加工硬化性を有する場合、構築した摩擦法則の適用方法について述べる。

第 5 章では構築した摩擦法則を CAE 解析への組み込み方法について述べ、従来の法則との比較を実験にて検討をする。

第 6 章では被加工材に鍛造用潤滑皮膜を施した場合の摩擦応力の挙動と構築した摩擦法則との比較検討をする。

第 7 章では本論文の結言であり、バルクの塑性変形を考慮した摩擦法則について、研究により得られた知見をまとめる。

参考文献

- 1-1) 日本塑性加工学会 編：塑性加工便覧，コロナ社 (2006)
- 1-2) 近藤一義：冷間鍛造の高精度化，塑性と加工，**38-438** (1997)，605-610
- 1-3) 小坂田宏造：ネットシェイプ精密鍛造技術，塑性と加工，**41-477** (2000)，971-980
- 1-4) 西口勝，福安富彦，速水寧人，佐藤恭博：航空機エンジン用 Ti 合金部品の回転鍛造加工，塑性と加工，**29-335** (1988)，1184-1292
- 1-5) 木内学，杉山澄雄，鋤崎尚哉，星野祐作：半熔融加工法による短繊維強化複合材料の製造，塑性と加工，**30-346** (1989)，1524-1531
- 1-6) 梶岡正彦：プラスチック系複合材料の成形と応用技術，塑性と加工，**40-458** (1999)，209-214
- 1-7) 原田泰典，古川陽介，村尾卓児，森謙一郎，士田紀之，深浦健三： β 型チタン合金板の多段深絞り加工における成形性と表面粗さの改善，塑性と加工，**47-548** (2006)，850-854
- 1-8) 河合望：塑性加工におけるトライボロジーの歩み，塑性と加工，**20-227** (1979)，1055-1060
- 1-9) 福井伸二：深絞り工作法に関する研究(第1報)，機械學會誌，**38-221** (1935)，635-636
- 1-10) 春日保男：深絞りに関する研究—第1報 実験装置および結果—，日本機械學會論文集，**19-86** (1953)，1-8
- 1-11) 春日保男：深絞りに関する研究—第2報 板おさえ面およびダイ面に生ずる摩擦抵抗—，日本機械學會論文集，**19-86** (1953)，8-14
- 1-12) 春日保男：深絞りに関する研究—第3報 加工抵抗の構成—，日本機械學會論文集，**19-86** (1953)，14-18
- 1-13) 中村保：鍛造，塑性加工関連のトライボロジーにおける環境問題，(2004)，45-59
- 1-14) 横田秀雄：塩素フリーの実現，塑性と加工，**46-528** (2005)，11-14
- 1-15) 檜村徳俊，竹内雅彦，小田太，河原文雄，尾嶋平次郎，伴野満：簡易設備・短時間処理可能な冷間鍛造用水溶性潤滑剤の開発，塑性と加工，**41-469** (2000)，109-114
- 1-16) 森下弘一：環境に優しい車造りに関する鍛造用潤滑剤の動向，鍛造技報，**26-4** (2001)，12-18
- 1-17) 山本昇：鍛造技術の進展とトライボロジー，トライボロジスト，**47-6** (2002)，451-456

- 1-18) 松本良, 宇都宮裕: 鍛造加工におけるドライ・セミドライ化, 塑性と加工, **54-626** (2013), 210-214
- 1-19) 村川正夫: DLC コーティング工具によるドライプレス加工, 塑性と加工, **46-528** (2005), 48-51
- 1-20) 片岡征二, 玉置賢次, 横澤毅, 中村健太: ダイヤモンドコーテッド工具によるドライプレス加工, 塑性と加工, **54-626** (2013), 215-219
- 1-21) 相澤龍彦: イオン注入した工具によるドライ加工, 塑性と加工, **54-626** (2013), 220-224
- 1-22) 土木学会 応用力学委員会, 計算力学小委員会 編: いまさら聞けない計算力学の常識, 丸善 (2008)
- 1-23) 王志剛: 塑性加工における表面変形と摩擦法則, 塑性と加工, **55-640** (2014), 391-395
- 1-24) 中村保: 板材成形におけるトライボロジーの役割, 塑性と加工, **55-640** (2014), 389-390
- 1-25) F. P. Bowden, D. Taber 著, 曾田範宗 訳: 固体の摩擦と潤滑, 丸善 (1961)
- 1-26) 桜井俊男: 潤滑油の物理化学, 幸書房 (1978)
- 1-27) 日本塑性加工学会 編: 塑性加工におけるトライボロジ, コロナ社 (1988)
- 1-28) T. Wanheim: Friction at high normal pressures, *Wear*, **25-2** (1973), 225-244
- 1-29) T. Wanheim, N. Bay, A. S. Petersen: A theoretically determined model for friction in metal working processes, *Wear*, **28-2** (1974), 251-258
- 1-30) N. Bay, T. Wanheim, A. S. Petersen: R_a and the average effective strain of surface asperities deformed in metal-working processes, *Wear*, **34-1** (1975), 77-84
- 1-31) N. Bay, T. Wanheim: Real area of contact and friction stress at high pressure sliding contact, *Wear*, **38-2** (1976), 201-209
- 1-32) 春日保男, 山口勝美: 塑性加工における工具面、材料面間の摩擦および潤滑—第1報, 剛性工具面下における材料表面性状の定量的はあく一, 日本機械学会論文集 (第3部), **33-252** (1967), 1294-1301
- 1-33) 春日保男: 高面圧下の境界潤滑 (境界摩擦—2—), 潤滑, **16-12** (1971), 748-758
- 1-34) 河合望, 中村保, 岩田政成: 引き抜き変形を伴うすべり面における摩擦機構, 日本機械学会論文集 (第3部), **43-369** (1977), 1947-1958
- 1-35) H. Kudo: A note on the role of microscopically trapped lubricant at the tool-work interface, *International Journal of Mechanical Sciences*, **7-5** (1965), 383-388
- 1-36) K. L. Johnson: Deformation of a plastic wedge by a rigid flat die under the action of a tangential force, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **16-6** (1968), 395-402

- 1-37) B. Fogg : The Relationship Between the Blank and Product Surface Finish and Deep-drawing and Stretch Operations, *Sheet Metal Industries*, **44-2** (1967), 95-112
- 1-38) A. K. Sengupta, B. Fogg, S. K. Ghosh : On the mechanism behind the punch-blank surface conformation in stretch-forming and deep-drawing, *Journal of Mechanical Working Technology*, **5-3, 4** (1981), 181-210
- 1-39) W. R. D. Wilson, S. Sheu : Real area of contact and boundary friction in metal forming, *International Journal of Mechanical Sciences*, **30-7** (1988), 475-489
- 1-40) M. P. F. Sutcliffe : Surface asperity deformation in metal forming processes, *International Journal of Mechanical Sciences*, **30-11** (1988), 847-868
- 1-41) A. Makinouchi, H. Ike, M. Murakawa, N. Koga : A finite element analysis of flattening of surface asperities by perfectly lubricated rigid dies in metal working processes, *Wear*, **128-2** (1988), 109-122
- 1-42) H. Ike, A. Makinouchi : Effect of lateral tension and compression on plane strain flattening processes of surface asperities lying over a plastically deformable bulk, *Wear*, **140-1** (1990), 17-38

第2章 接触・摩擦挙動に及ぼすバルクの塑性変形の影響^{2-1), 2-2)}

2.1 まえがき

前章で述べたように接触率の変化が摩擦応力に直接的な影響を与えるならば、バルクが塑性変形することにより、摩擦応力が急激に増加することが予想される。この挙動は焼付き現象の摩擦応力挙動と似ているため、実験的に検証するためには急増現象と焼付き現象を区別する必要がある。そのため、焼付きが生じない条件で実験を行わなければならない。しかし、焼付きを防止するために潤滑油を使用すればトラップ効果^{2-3), 2-4)}により接触率の増加が阻害され、急増現象が現れない可能性がある。これらの理由から実験的な検討は困難とされてきた。しかし、最近の表面処理技術の向上により無潤滑かつ高面圧であっても適切な表面処理を施せば、焼付きを防止することが可能となりつつある²⁻⁵⁾。

そこで、表面処理を施した工具を用いて、バルクの塑性変形が接触および摩擦挙動に与える影響について実験的に明らかにする。

2.2 FEM解析

バルクの塑性変形が表面突起の平坦化に及ぼす影響を調べるために、等温平面ひずみ条件によるFEM解析を行った。FEM解析には商用の解析コードであるDEFORM-2DTM Ver. 9.0を使用した。

2.2.1 解析モデルおよび解析条件

使用した解析モデルを**Fig. 2-1**に示す。解析モデルは摩擦工具と圧縮工具が突起を有する被加工材を挟み込む構造になっている。各工具動作は圧縮工具がy軸の正方向に0.01 mm/sの速度で上昇し、突起を押しつぶす。それと同時に摩擦工具が0.1 mm/sでx軸の正方向へ摺動する。

被加工材は、池らの研究²⁻⁶⁾を参考に先端角120°、0.2 mm間隔で5つの突起を有している。この突起が付いている部分のバルク部を含めた寸法は、高さ0.6 mm、幅1.0 mmとなっている。また、被加工材全体の形状はこの突起部のみで摩擦工具および圧縮工具が接触するように、両端の高さは突起部の1/2となっている。

被加工材の素材には工業用純アルミニウム板 A1050-H24 を使用した。また、その機械的特性は引張試験により求めた。引張試験は JIS Z 2241 に準じて行った。引張試験片は板材の圧延方向から取り、その形状は 5 号試験片²⁻⁷⁾とした。その結果を Fig. 2-2 に示す。この素材は加工硬化性がほとんど示さないため、式 (2-1) に示すように変形抵抗 σ を降伏応力一定と近似した。

$$\sigma = Y = 153 \text{ MPa} \quad (2-1)$$

被加工材の機械的特性と解析条件を Table 2-1 に示す。被加工材は弾塑性体、摩擦工具および圧縮工具は剛体、被加工材の要素数は 10000 とした。

被加工材と摩擦工具間の接触境界条件による平坦化率への影響を検討するために、クーロンの法則と摩擦せん断法則の 2 種類の摩擦法則で解析を行った。クーロンの法則の場合は摩擦係数 $\mu_f=0.15$ 、摩擦せん断法則の場合は摩擦せん断係数 $m_f=0.2$ とした。また、被加工材と圧縮工具間の接触境界条件はクーロンの法則と仮定し、摩擦係数 $\mu_f=0$ である。また、被加工材の左側面は x 軸方向の変位なし、摺動部全体が塑性変形しやすくするために、右側面には突起部のバルクの初期応力状態が降伏応力 Y の 40% となるように側方引張応力を加えた。

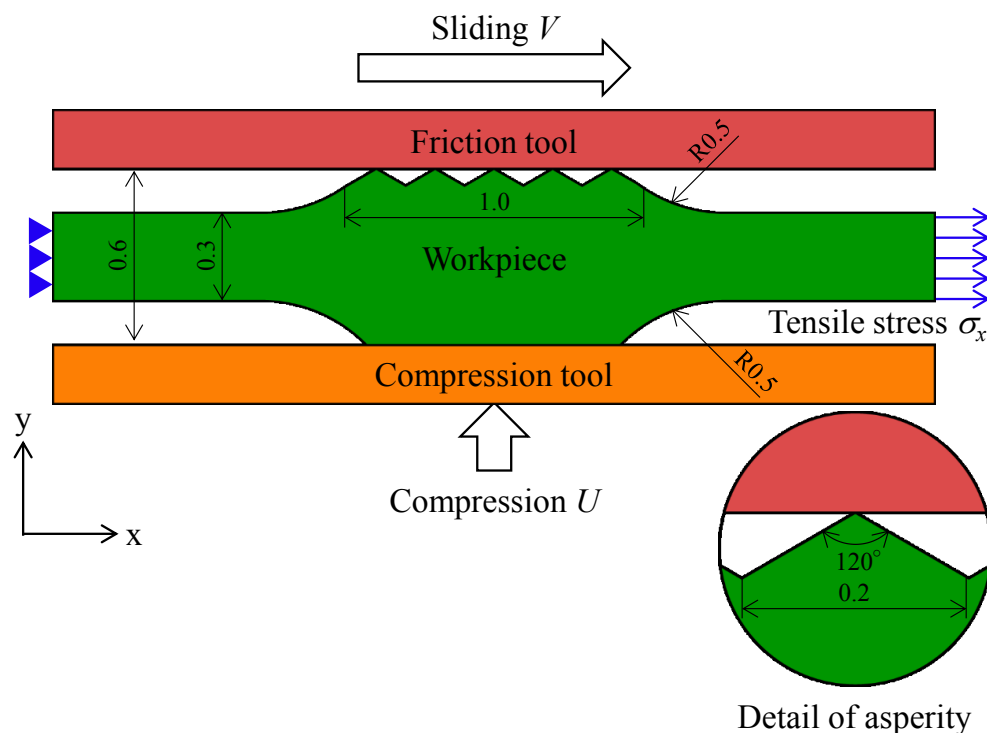


Fig. 2-1 FEM analysis model

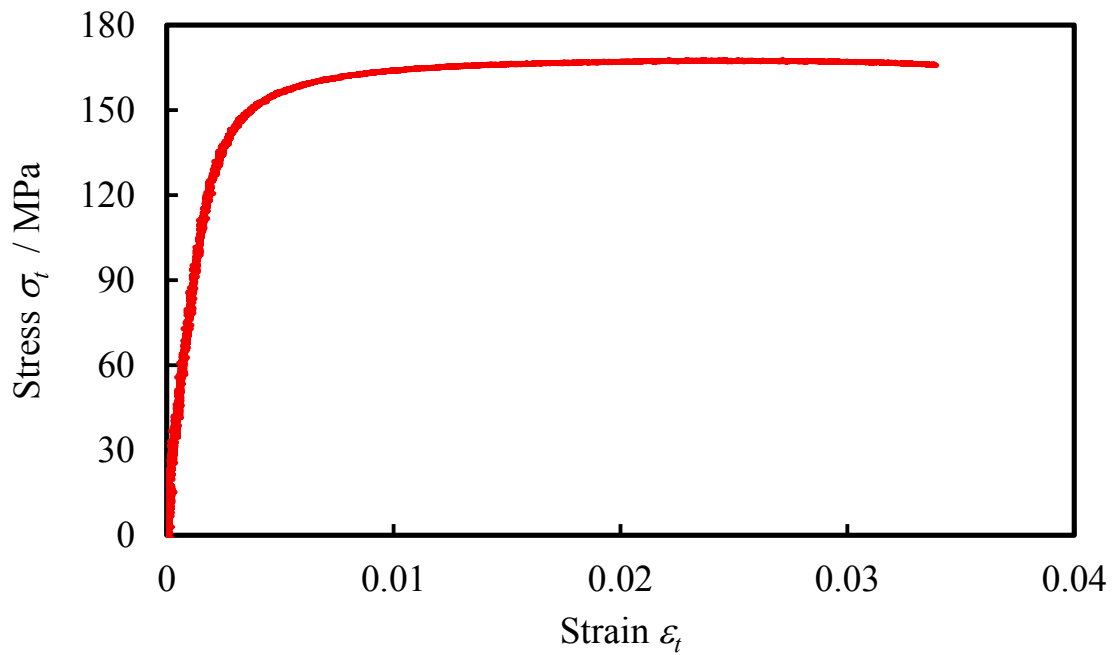


Fig. 2-2 Stress-strain diagram (A1050-H24)

Table 2-1 Material properties and FEM analysis conditions

Workpiece	Elastoplastic	
	Element number	10000
	Young's modulus E	69.5 GPa
	Poisson's ratio γ	0.32
	Yield stress Y	153 MPa
	Shear yield stress k	88 MPa
Friction tool	Rigid	
Compression tool	Rigid	
Friction conditions	Workpiece - Friction tool	$m_f = 0.2, \mu_f = 0.15$
	Workpiece - Compression tool	$\mu_f = 0$
Boundary conditions	Right side of workpiece	Tensile stress $\sigma_x = 0.4Y$
	Left side of workpiece	No displacement
Tool velocity	Friction tool	0.1 mm/s to right
	Compression tool	0.01 mm/s to up

2.2.2 バルクの塑性変形が平坦化率に与える影響

Fig. 2-3 に摩擦せん断法則の場合の被加工材の相当塑性ひずみ速度分布を示す。被加工材の緑色から色が変わっているところで、塑性ひずみが発生していることを表しており、この部分で塑性変形していることを示している。

平均面圧 p_a / Y は圧縮工具の垂直方向荷重を突起部面積 (1.0 mm^2) で除した値をさらに、降伏応力 Y で無次元化している。 $p_a / Y = 0.4$ (**Fig. 2-3 (a)**) では、突起部分が集中的に塑性変形している。平均面圧が $p_a / Y = 0.62$ となるとバルク全体が塑性変形し始める (**Fig. 2-3 (b)**)。 $p_a / Y = 0.75$ (**Fig. 2-3 (c)**) では、塑性域がバルク全体に広がっている。

Fig. 2-4 のように突起部全体の面積と被加工材の突起がつぶれることでできる平坦な面の割合を平坦化率 β とする。平坦化率は以下のように計算した。

$$\beta = \frac{\sum_{i=1}^5 a_i}{A} \quad (2-2)$$

この平坦化率 β と平均面圧 p_a / Y の関係を **Fig. 2-5** に示す。図中の丸印は **Fig. 2-3** に対応している。被加工材と摩擦工具間の接触境界条件がどちらの場合でも、バルク全体が塑性変形し始める前の平均面圧では、平坦化率は線形増加している。そして、バルク全体が塑性変形し始めた後、平坦化率は線形増加から外れ、急激な増加傾向にある。

この傾向は、池らの解析結果¹⁻⁴²⁾と同様の傾向を示している。また、どちらの接触境界条件も同様の傾向を示していることから、急増傾向は被加工材と摩擦工具間の接触境界条件によらないことを示している。

この結果は、平坦部のせん断強さがバルク全体の塑性変形の有無に関わらず一定とすれば、バルク部が降伏条件を満たすところで、平均摩擦応力は急増し始め、ドライ条件における塑性加工中の摩擦法則は **Fig. 1-5** と異なるものになると予想される。

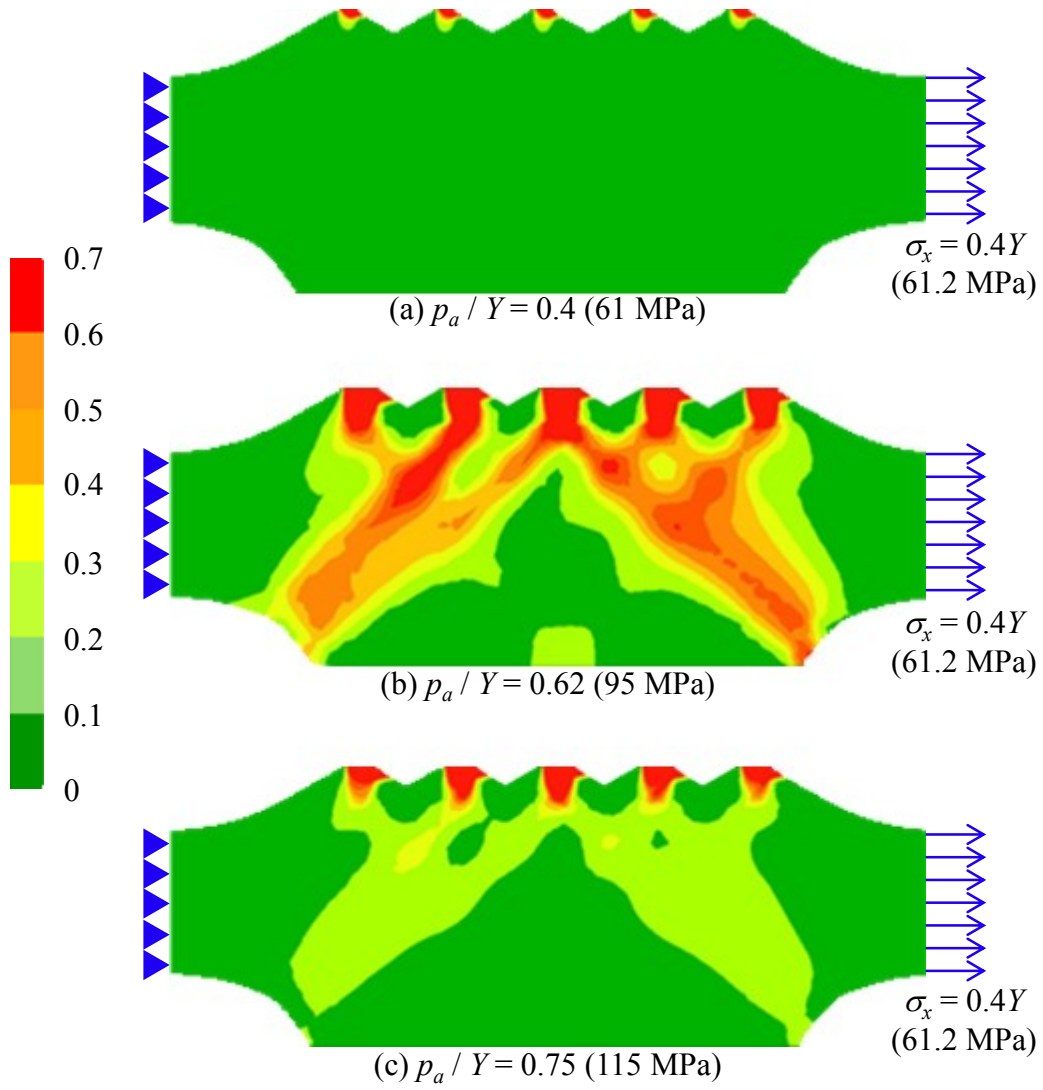


Fig. 2-3 Distribution of effective strain rate

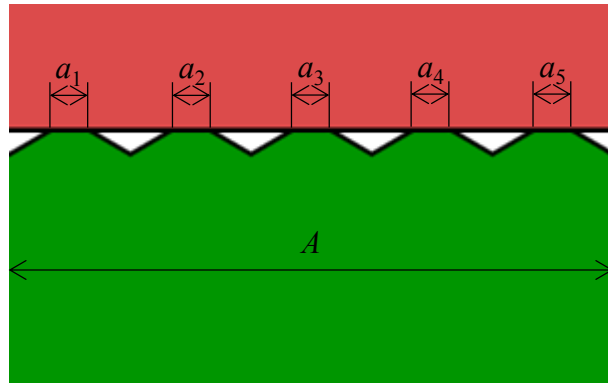


Fig. 2-4 Flattened area

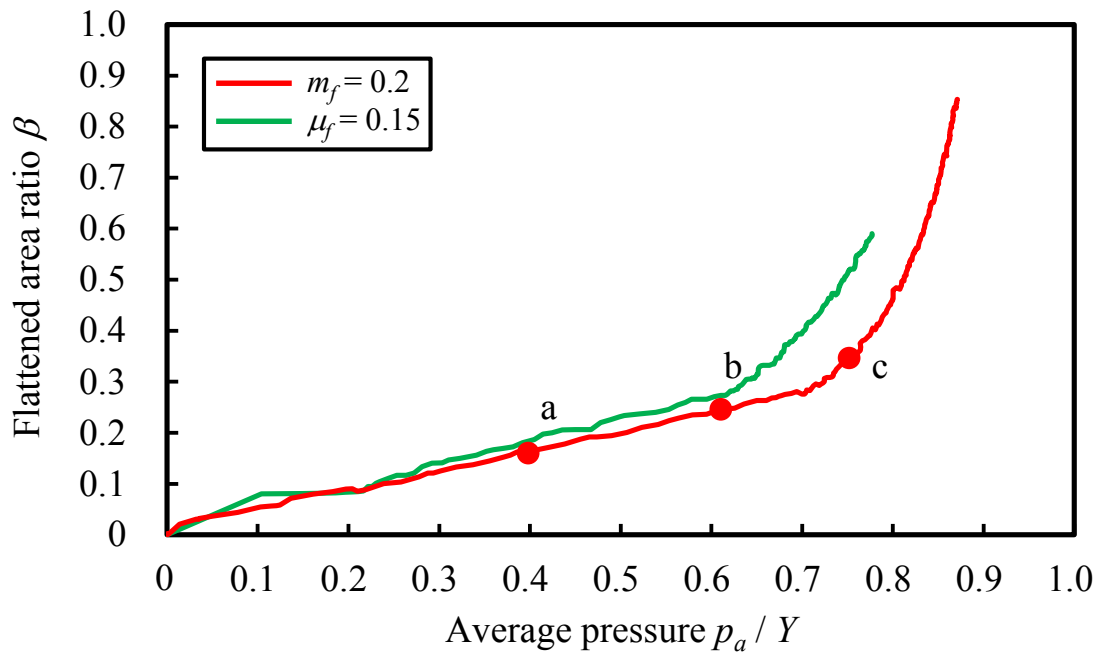


Fig. 2-5 Relationship between flattened area ratio and average pressure

2.3 側方引張形摩擦試験機

Fig. 2-6, Fig. 2-7 に本研究のために製作した側方引張形摩擦試験機の概略図と外観写真を示す。試験片に引張力を作用させた状態で、試験片につけられた平行突起を摺動工具で押しつぶしながらスライドできる機構となっている。摩擦試験機の仕様を **Table2-2** に示す。この摩擦試験機は試験片に引張力を作用させるアクチュエータ I, II, 試験片を台座ごと持ち上げ試験片の平行突起を摺動工具に押しつけるアクチュエータ III, 摺動工具をスライドさせるアクチュエータ IV によって構成されており、それぞれを独立して動作させることができる。また、各アクチュエータによって負荷される荷重を測定するために、それぞれロードセル A, B, C, D が取り付けられている。摺動工具の摺動面は、試験時における工具の弾性変形量を考慮した曲面となっている。この試験において、バルクが弾性状態から塑性状態へと移り変わる過程の摩擦挙動を計測できるようになっている。

また、アクチュエータ I, II はフィードバック制御できるようにし、実験中、試験片に作用させている引張力を一定に保つことができる。摺動時に試験片が台座ごと傾くのを防ぐため、サポートバーが 2 本取り付けられている。サポートバーと天板が接触することで台座を水平に保ち、サポートバーに作用する荷重は先端に取り付けられているロードセルにより計測している。ロードセル C の計測値からこの計測値を引いた値を圧縮荷重とした。

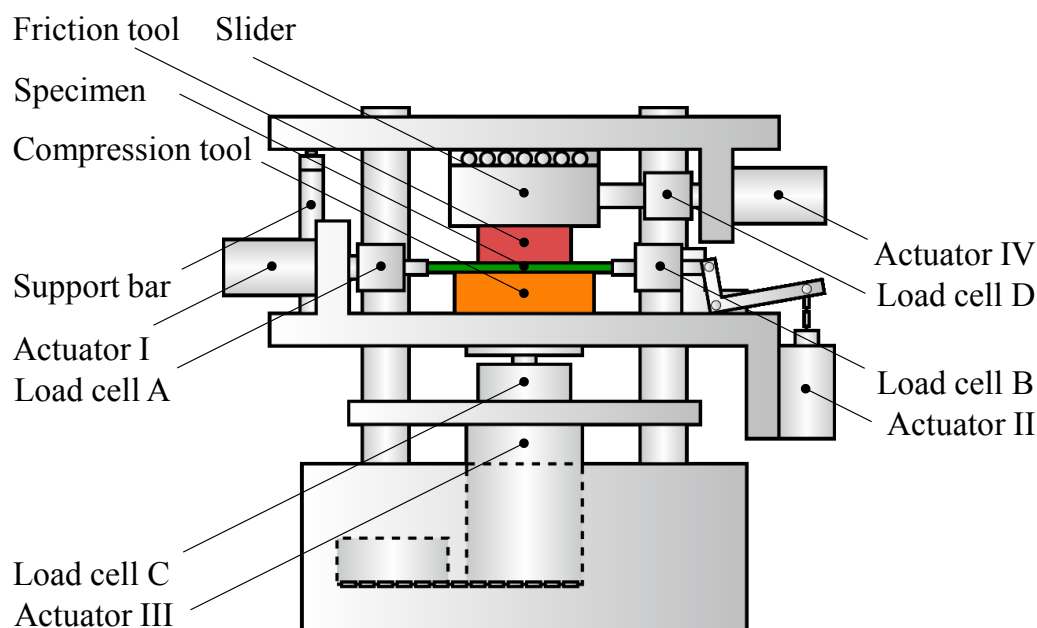


Fig. 2-6 Schematic illustration of tribometer



Fig. 2-7 General view of tribometer

Table 2-2 Tribometer specification

Load	Compressing part		200 kN
	Sliding part		50 kN
	Tensile part	Left	25 kN
		Right	5 kN
Velocity	Compressing part		0.3 ~ 2.5mm/min
	Sliding part		0.3 ~ 2.5mm/min
	Tensile part		30 ~ 300 mm/min

2.4 摺動工具

本実験は無潤滑かつ焼付きが発生しないことが必要である．そこで無潤滑下でも高い耐焼付き性を期待できる DLC（ダイヤモンドライクカーボン）コーティングを摺動工具の表面に施した^{2-8), 2-9)}．

DLC コーティングとはダイヤモンドに近い性質を示すアモルファス炭素膜のことである．その特徴として、高硬度、高耐摩耗性、低摩擦係数、高耐焼付き性、高絶縁性、高腐食性、高生体親和性などが挙げられる²⁻¹⁰⁾．特に耐焼付き性に関しては、DLC コーティング工具を用いたアルミニウム合金板の角筒絞り試験において、5000 枚程度の加工であるならば、焼付かずに加工可能であるという報告がある²⁻¹¹⁾．

このような特徴から DLC コーティングは射出成形型や切削工具、自動車部品、ハードディスクや集積回路などの電気・電子機器、人工関節などの医療用機材に使用されるなど幅広く用いられている²⁻¹²⁾．

Fig. 2-8 に摺動工具の外観写真を示す．DLC コーティングは鏡面仕上げ後の工具表面にプラズマ CVD 法により製膜した．最大高さ粗さは $0.14 \mu\text{mRz}$ であった．

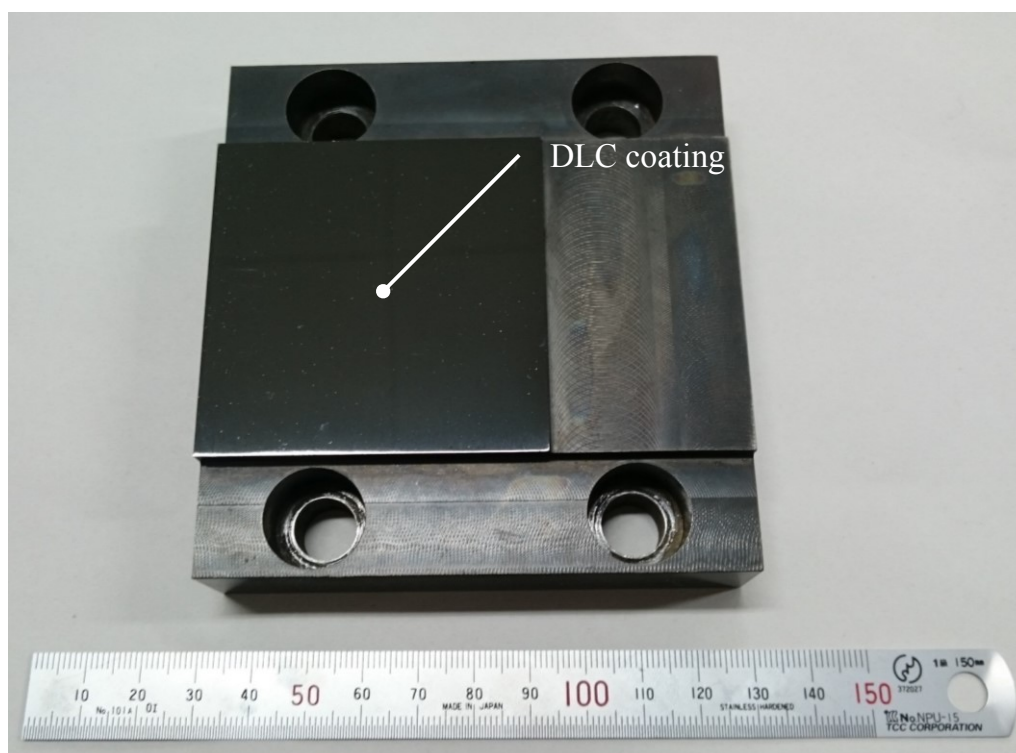


Fig. 2-8 General view of friction tool

2.5 平行微小突起付き試験片

試験片には、FEM 解析と同じ工業用純アルミニウム板 A1050-H24 を使用した。試験片の概略図、外観写真および非接触式三次元形状測定機（三鷹光器株式会社：NH-3N）による平行突起の中央部の測定結果を **Fig. 2-9**, **Fig. 2-10**, **Fig. 2-11** に示す。長さ 250 mm×幅 30 mm の試験片の中央部表面に、0.2 mm ピッチで先端角 120° の平行微小突起を精密切削により 5 個作製した。この部分を摺動部とし、それ以外の部分を両面から 0.15 mm ずつ除去して、厚さ 0.3 mm にした。これにより、平行微小突起のみで摺動工具と接触する形状とした。試験片はアセトン中で超音波洗浄後、実験に用いた。

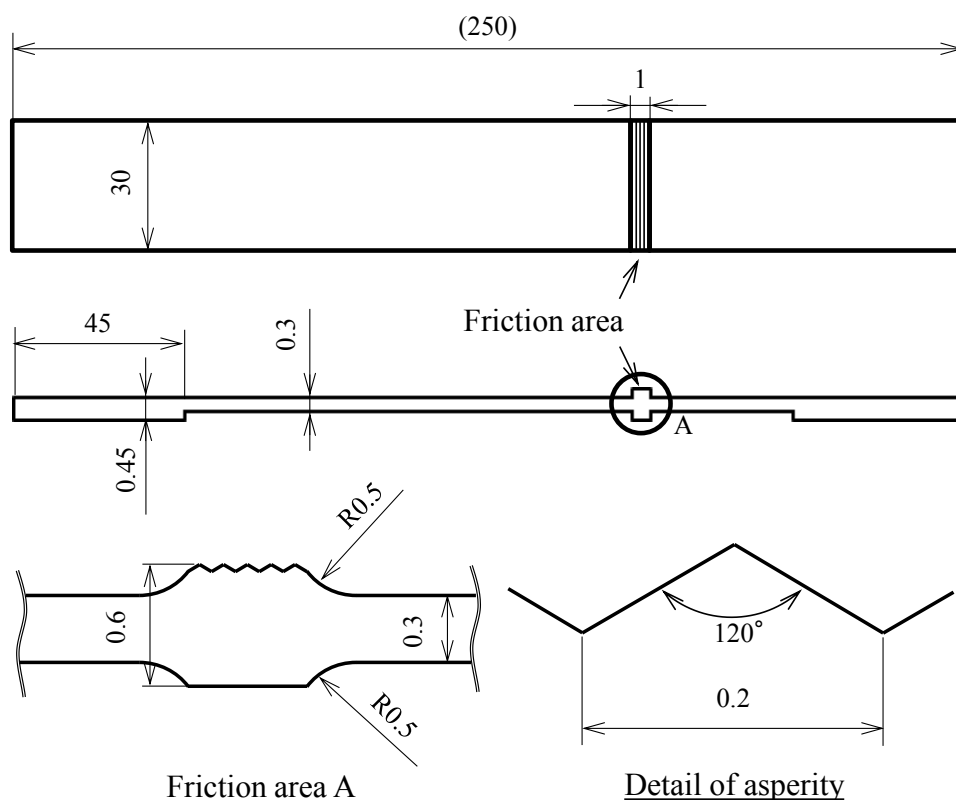


Fig. 2-9 Schematic illustration of specimen

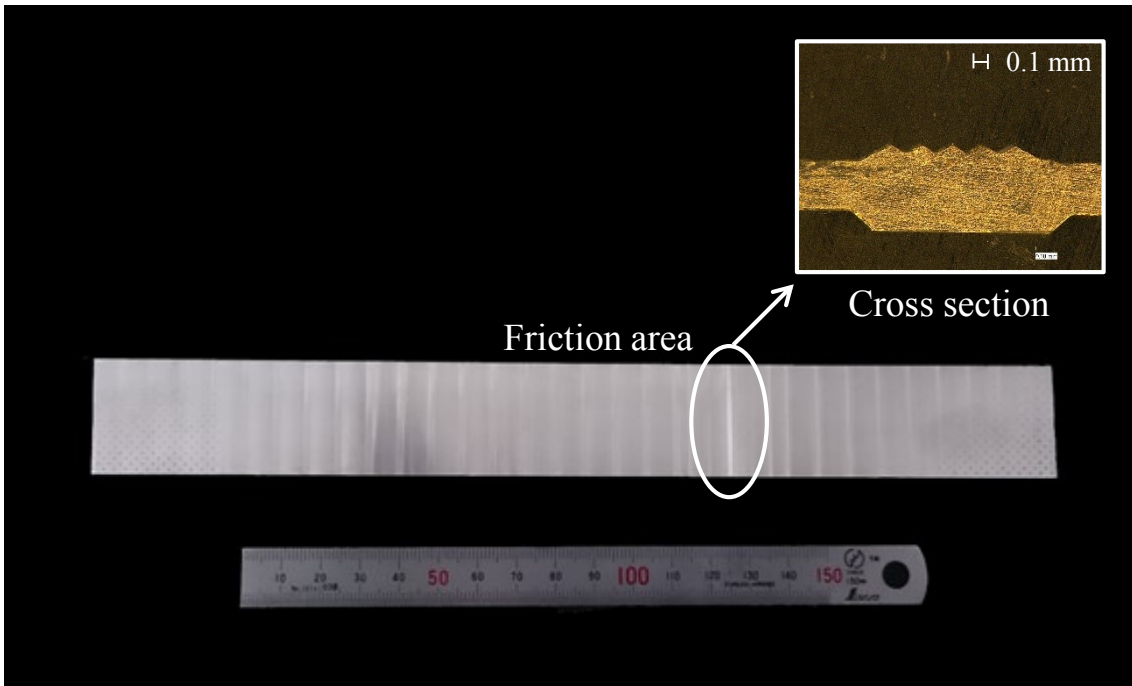


Fig. 2-10 General view of specimen

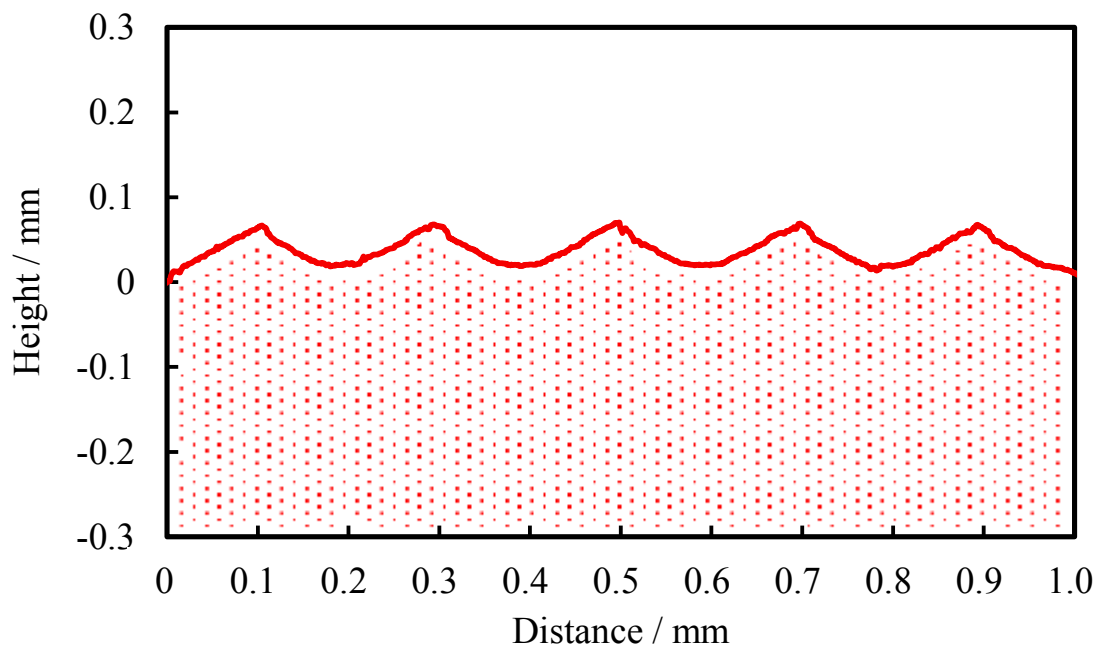


Fig. 2-11 Asperity shape of specimen friction area

2.6 実験方法

Fig. 2-12 に側方引張型摩擦試験機の原理を示す。試験片を摩擦試験機に設置し、試験片の摺動部に降伏応力 Y の 40%にあたる引張応力が作用するように、引張荷重を加えた。また、試験片と圧縮工具間の摩擦の影響を少なくするために、PTFT シート²⁻¹³⁾ を挟んだ。摩擦速度 V は 0.1 mm/s および圧縮速度 U は 0.01 mm/s とし、摺動とともに圧縮荷重を徐々に加えた。このときの各部の荷重をロードセルにより読み取り、その荷重を見かけの摺動部の面積 (30 mm²) で除して、平均面圧 p_a と平均摩擦応力 τ_a を算出した。また、同一条件の実験を 9 回行った。

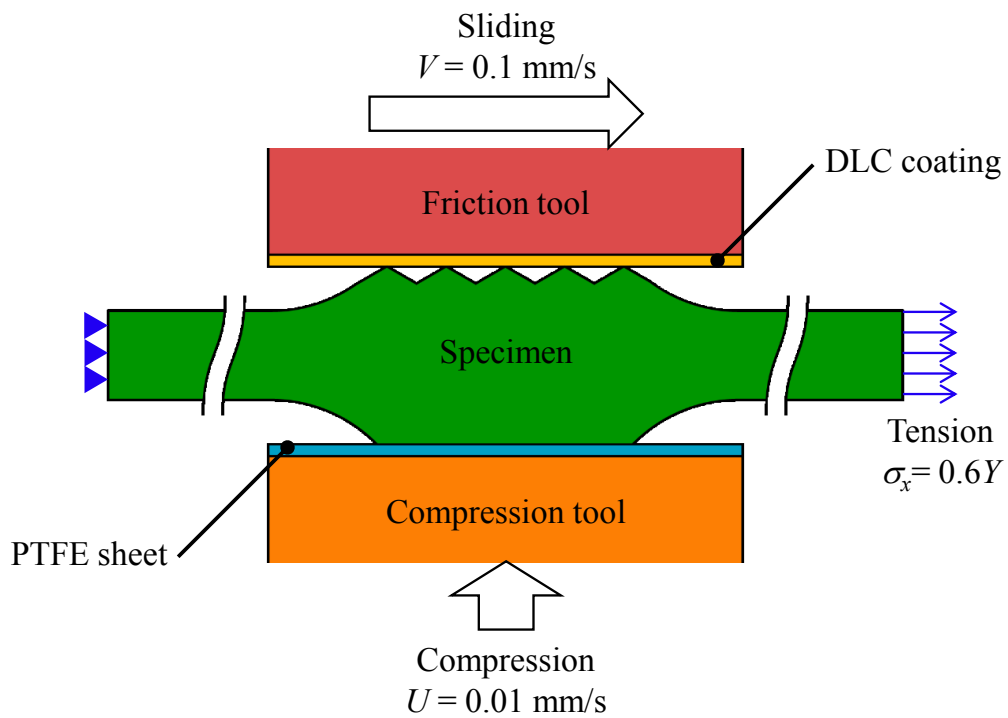
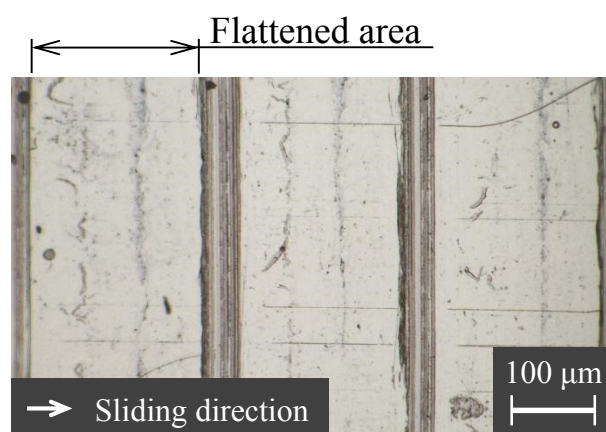


Fig. 2-12 Principle of friction test

2.7 摺動面観察

実験後の試験片および摺動工具表面を光学顕微鏡（株式会社キーエンス：VHX-600）にて観察した写真を **Fig. 2-13** に示す。実験後の表面を光学顕微鏡で観察すると試験片表面の突起がつぶれて平坦になっている。試験片の摺動面にわずかな擦り傷がみられるが、試験片、摺動工具のどちらの表面にも焼付きや凝着物は観察されなかった。



(a) specimen



(b) DLC tool

Fig. 2-13 Surface of (a) specimen and (b) DLC tool after test observed by microscope ($p_a = 130$ MPa)

2.8 平坦化率と平均面圧の関係

同一条件で摩擦試験を途中で止め、それぞれの試験片について、摺動面の光学顕微鏡写真を画像解析により、平坦化率 β_f を算出した。その平坦化率 β_f と平均面圧 p_a の関係を **Fig. 2-14** に示す。平均面圧が 85 MPa 程度までは線形関係を保ち、それ以上の平均面圧となると線形増加から離れ、急激な増加傾向になる。これは FEM 解析結果 (Fig. 2-3, Fig. 2-5) より、バルク全体の塑性変形に起因するものである。

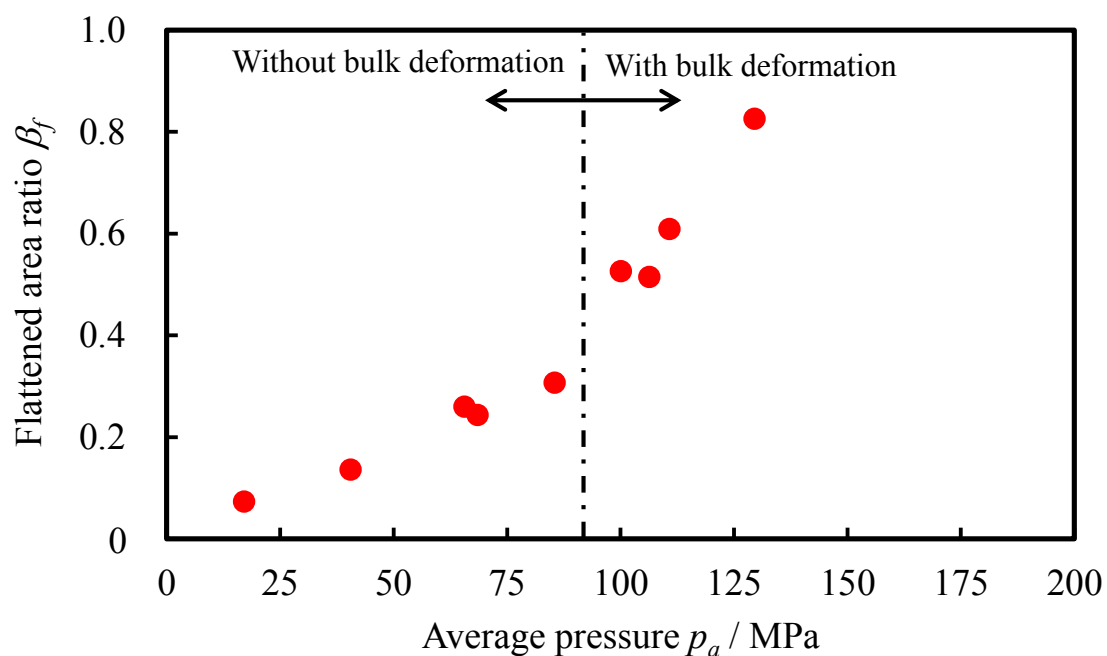


Fig. 2-14 Relationship between average pressure and flattened area ratio for DLC tool

2.9 平均摩擦応力と平均面圧の関係

Fig. 2-15 に平均摩擦応力 τ_a と平均面圧 p_a の関係を示す. Fig. 2-14 より平坦化率はバルク全体が塑性変形すると急増するが, 平均摩擦応力はどの結果も平均面圧に対して線形的に増加している. すなわち, バルク全体の塑性変形の有無に関わらず, クーロンの摩擦法則が成立している. その時の摩擦係数 μ は 0.15 であった. また, 9 回の実験結果は同一線上にあり, 本摩擦試験は再現性の高いことがわかる.

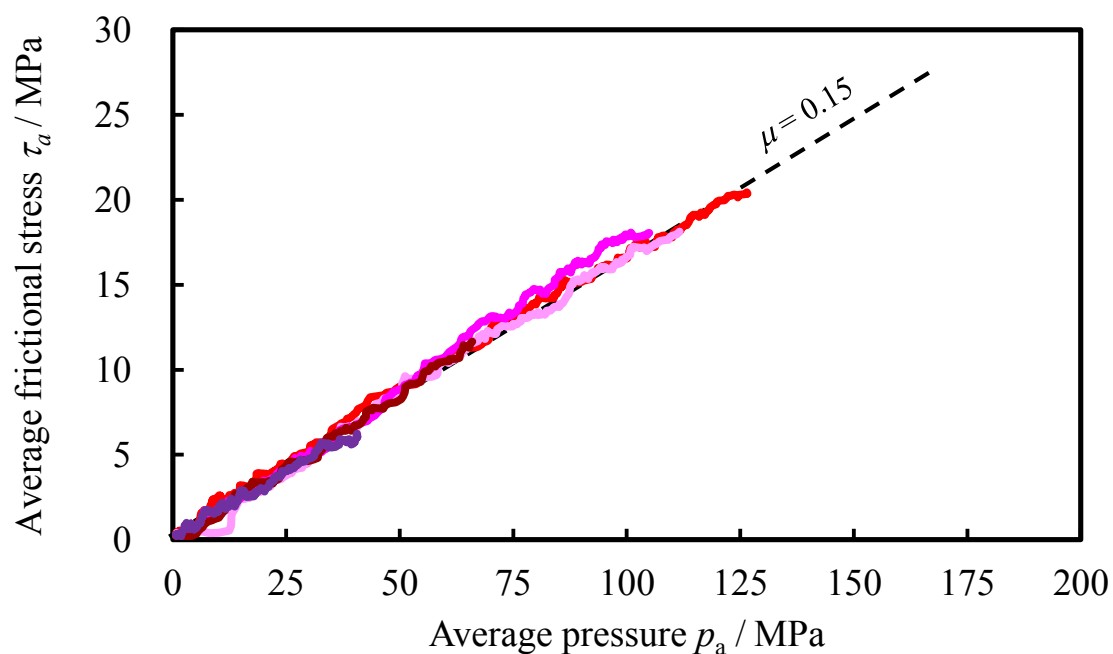


Fig. 2-15 Relationship between average pressure and average frictional stress for DLC tool

2.10 平坦面における摩擦せん断応力と接触圧力の関係

Fig. 2-14, Fig. 2-15 から平坦面の摩擦せん断応力 τ_f および接触圧力 p_f を次式を用いて算出した。

$$\tau_f = \frac{\tau_a}{\beta_f} \quad (2-3)$$

$$p_f = \frac{p_a}{\beta_f} \quad (2-4)$$

算出した各実験終了時における平坦面の摩擦せん断応力 τ_f と平坦面の接触圧力 p_f をプロットしたグラフを **Fig. 2-16** に示す。バルク全体が塑性変形する前の平坦面の摩擦せん断応力はおよそ 45 MPa である。バルク全体の塑性変形が開始すると、接触圧力の減少とともに、摩擦せん断応力も線形性を保ちながら減少している。この結果から、平坦面においてもクーロンの法則が成立している。

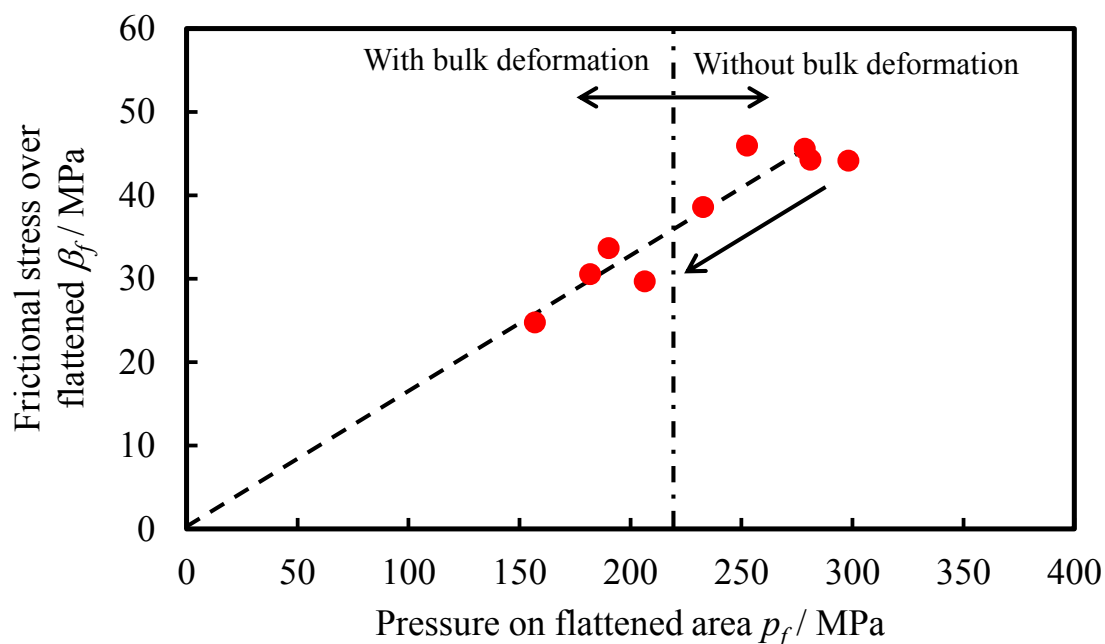


Fig. 2-16 Relationship between frictional stress over flattened area and pressure on flattened area

2.1.1 電子線三次元粗さ解析装置による平坦面の観察

バルクの塑性変形に伴い平均面圧に対する平坦化率は急増するにも関わらず、平均摩擦応力は比例関係を保つ原因を調査するため、平坦面を電子線三次元粗さ解析装置（株式会社エリオニクス：ERA-8900）により実験後の平坦面観察を行った。

2.1.1.1 電子線三次元粗さ解析装置（ERA）^{2-14), 2-15)}

Fig. 2-17 に電子線三次元粗さ解析装置の原理図を示す。二次電子検出器を2つ設置した SEM の構成となっている。電子ビームの入射点の角度に応じて検出器に二次電子が分配されて検出される。実験により試料の入射点における角度 θ は係数 k を用いて次のように近似される。

$$\tan \theta = k \frac{A^2 - B^2}{(A_n + B_n)^2} \quad (2-5)$$

式中の A, B は検出器の出力、 A_n, B_n は試料が水平時の検出器出力である。また、断面プロファイル ΔZ は、サンプリング間隔 ΔX_i を用いて次式のようになる。

$$\Delta Z = \sum_{i=1}^n \Delta X_i \cdot \tan \theta_i \quad (2-6)$$

測定点を十分にとり、傾斜を積分することで断面プロファイルを得ることができる。

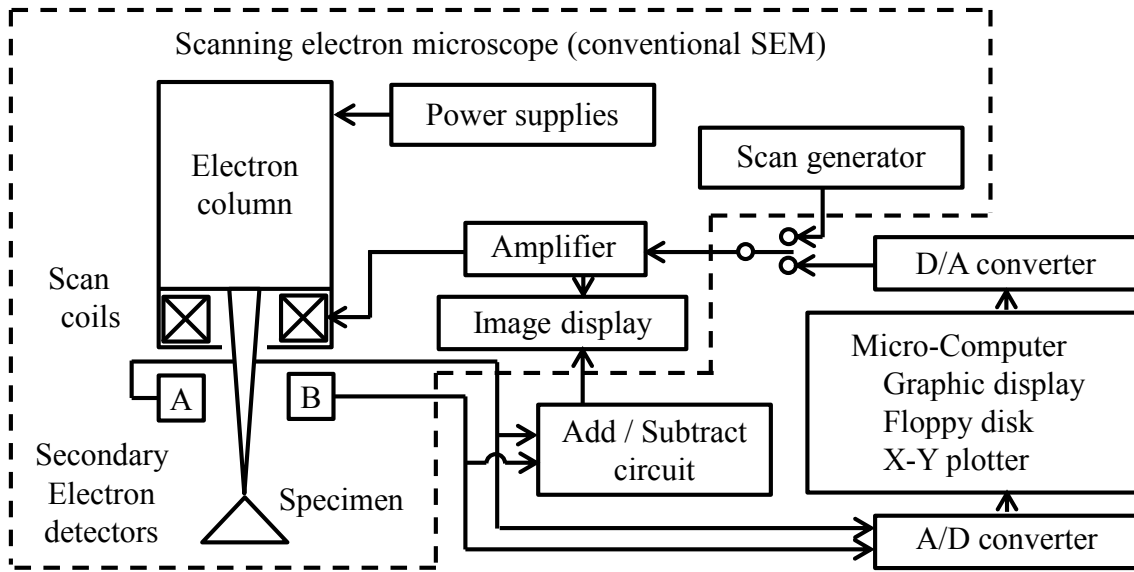


Fig. 2-17 Principle of electron beam roughness analyzer²⁻¹⁴⁾

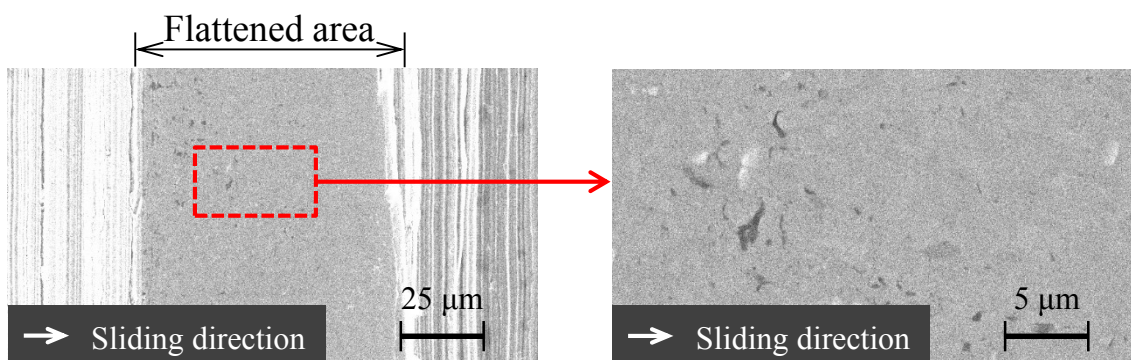
2.1 1.2 ERAによる平坦面の測定結果

Fig.2-18に電子線三次元粗さ解析装置による平坦面の観察結果を示す。バルクが塑性変形する前は**Fig.2-18 (a)**のように平滑であるが、バルクが塑性変形した後の平坦面には**Fig.2-18 (b)**に示すように小さな凹凸が観察された。

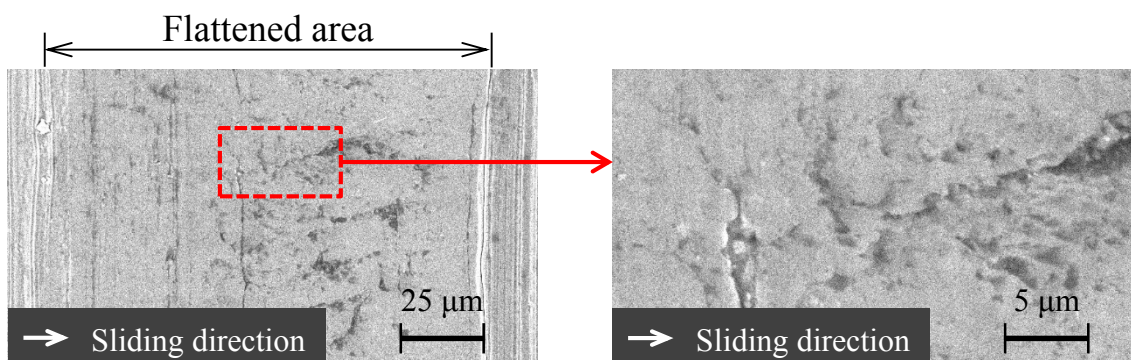
Fig. 2-19に負荷曲線を示す。バルクが塑性変形する前と変形後を比べると、変形後の平坦面には深さ $0.1\sim 0.2\ \mu\text{m}$ の凹みができていること明らかである。

この観察結果のモデル図を**Fig. 2-20**に示す。バルクの塑性変形が始まる前は、平坦面の全域で工具と接触しているため、平坦面は真実接触面とみなされる。塑性変形が始まった後は、小さな凹凸ができるため真実接触面は平坦面よりも小さくなっている。この凹凸は結晶粒の回転によって引き起こされるものだと推測される²⁻¹⁶⁾。

この平坦面と工具のギャップは非常に小さいため、光学顕微鏡レベルの観察では、真実接触面をとらえることは難しく、材質の均一性を前提とする一般的なFEM解析では捉えることはできない現象である。



(a) $p_a = 65\ \text{MPa}$ (before plastic deformation $p_f = 253\ \text{MPa}$)



(b) $p_a = 130\ \text{MPa}$ (after plastic deformation, $p_f = 157\ \text{MPa}$)

Fig. 2-18 Observed images of flattened surface by ERA

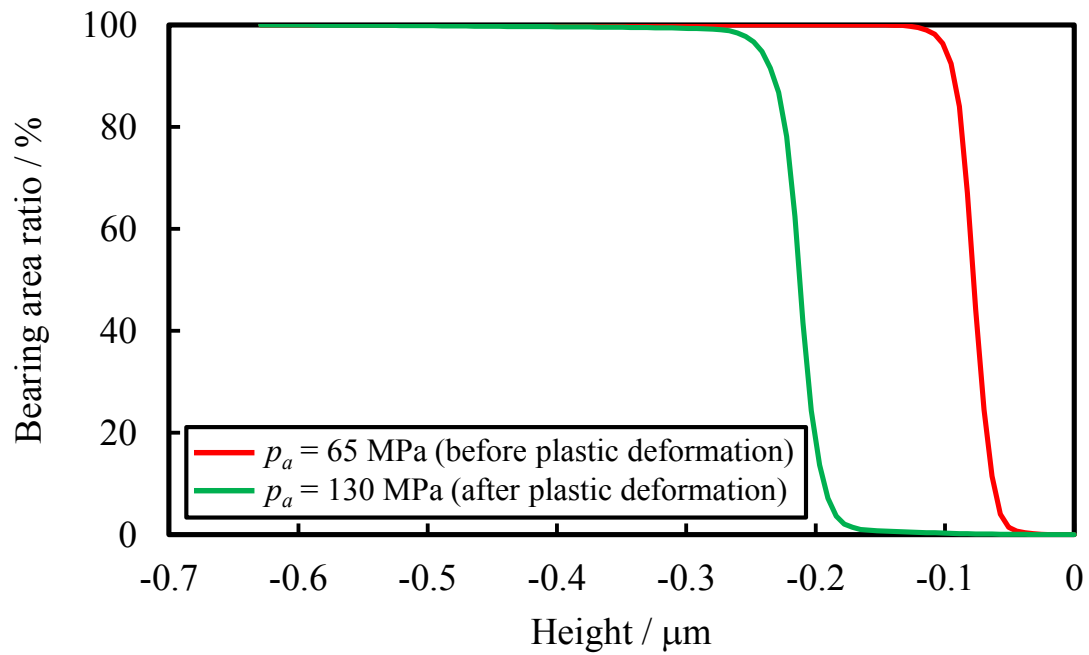


Fig. 2-19 Bearing curve measured by ERA

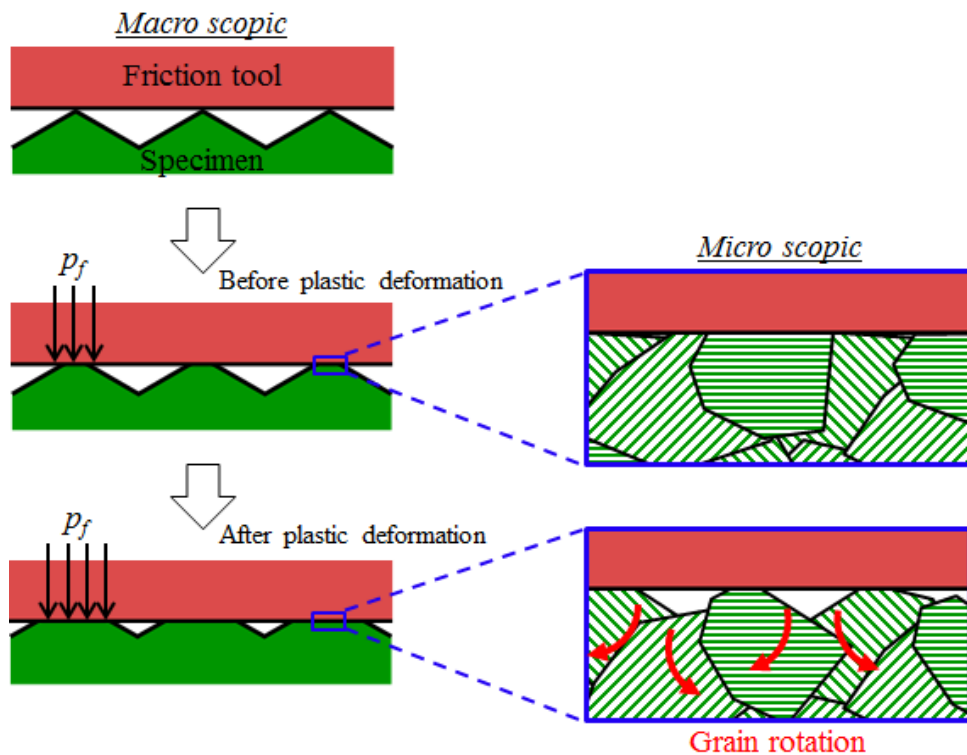


Fig. 2-20 Model for surface roughening of once flattened area under increasing average pressure

2.1 2 まとめ

本章では摩擦応力の急増現象を、FEM 解析および側方引張型摩擦試験により検討した。その結果を以下にまとめる。

- (1) FEM 解析により、降伏条件を満たしバルク部が塑性変形し始めると、平坦化率は線形増加から外れ、急激な増加傾向になる。
- (2) DLC コーティングは工業用純アルミニウム板 A1050-H24 と平均面圧 130 MPa で摺動させても、焼付きを生じない。
- (3) 実験においても、バルク部の塑性変形により平坦化率は急増傾向になる。
- (4) 実験により、平坦化率は急増するものの、平均摩擦応力は線形関係を保ったままであることが明らかになった。
- (5) 実験後の試験片の平坦面を ERA により観察するとバルク部が塑性変形した平坦面には $0.1\sim 0.2\ \mu\text{m}$ 程度の凹みが観察され、バルク変形後の真実接触面は平坦面よりも小さくなる。この観察結果は、光学顕微鏡による真実接触面を測定することは難しく、一般的な FEM 解析ではこの小さな凹みが生じる現象を捉えることはできないことを示している。

参考文献

- 2-1) 吉川泰晴, 鈴木達博, 王志剛, 小坂田宏造: ドライ加工における摩擦法則の提案, 平成 26 年度塑性加工春季講演会 講演論文集, (2014), 67-68
- 2-2) Z. G. Wang, Y. Yoshikawa, T. Suzuki, K. Osakada : Determination of friction law in dry metal forming with DLC coated tool, CIRP Annals, **63-1** (2014), 277-280
- 2-3) 池浩: 塑性加工のトライボロジーにおけるバルクの塑性変化の影響と塑性-流体潤滑をめぐる最近の研究, 塑性と加工, **34-393** (1993), 1075-1081
- 2-4) A. Azushima, H. Kudo : Direct Observation of Contact Behaviour to Interpret the Pressure Dependence of the Coefficient of Friction in Sheet Metal Forming, CIRP Annals, **44-1** (1995), 209-212
- 2-5) M. Murakawa, N. Koga, T. Kumagai : Deep-drawing of aluminum sheets without lubricant by use of diamond-like carbon coated dies, Surface and Coatings Technology, **76, 77 Part 2** (1995), 553-558
- 2-6) 池浩, 井上純: 平面工具による表面突起の押しつぶし過程に及ぼす素材バルクの塑性変形の影響 (実験的検討), 塑性と加工, **30-336** (1989), 97-102
- 2-7) 日本工業規格 JIS Z 2241 (2011)
- 2-8) 片岡征二, 基昭夫, 玉置賢次, 村川正夫, 野口裕之, 木原諄二: DLC 膜の密着性向上とドライ絞り加工への適用, 塑性と加工, **46-532** (2005), 412-416
- 2-9) 王志剛, 窪田寛之, 薛徳州, 林権啓, 岡村政明: 高張力鋼板の角筒深絞りにおける焼付き現象, 塑性と加工, **47-549** (2006), 988-992
- 2-10) ダイヤモンド工業協会 編: ダイヤモンド技術総覧, NGT (2007)
- 2-11) M. Murakawa, N. Koga, T. Kumagai : Deep-drawing of aluminum sheets without lubricant by use of diamond-like carbon coated dies, Surface and Coatings Technology, **76,77-Part2** (1995), 553-558
- 2-12) 平塚傑工: DLC コーティング技術と今後の動向, 塑性と加工, **56-650** (2015), 196-200
- 2-13) 里川孝臣: ふっ素樹脂, 日刊工業新聞社 (1969)
- 2-14) S. Asai, Y. Taguchi, K. Horio, T. Kasai, A. Kobayashi : Measuring the Very Small Cutting-Edge Radius for a Diamond Tool Using a New Kind of SEM Having Two Detectors, Annals of CIRP **39-1** (1990), 85-88
- 2-15) 田口佳男, 小俣有紀子: 電子線を用いた表面形状評価技術, 表面技術, **57-8** (2006), 564-568
- 2-16) 小坂田宏造, 大矢根守哉: 塑性加工における自由表面のあれについて, 日本機械学会論文集, **36-286** (1970), 1017-1022

第3章 摩擦法則の導出と実証 2-2), 3-1)

3.1 まえがき

前章の摩擦試験より、バルクの塑性変形の有無に関わらず、平均摩擦応力 τ_a はクーロンの法則が成立することが明らかになった。また、平坦面の摩擦せん断応力 τ_f もクーロンの法則が適用できることが明らかになった。電子線三次元粗さ解析装置によりバルクの塑性変形後の平坦面を観察すると、結晶粒の回転によるものと思われる小さな凹凸が観察された。これは、塑性変形中の真実接触面は工具に押しつぶれた面よりも小さくなっていることを示唆している。

本章では、これらの実験結果をもとにすべり線場法を用いて、塑性加工用の摩擦法則を構築していく。

3.2 側方引張摩形擦試験結果の整理

摩擦法則を構築するにあたって、前章の実験結果を整理していく。バルクの塑性変形が始まる前は、クーロンの法則が成立しているため、摩擦係数 μ_a は平均面圧 p_a と平均摩擦応力 τ_a を使い、次のように表わされる (Fig. 3-1, 線分 OB)。

$$\mu_a = \frac{\tau_a}{p_a} \quad (3-1)$$

塑性変形が始まった後も、平均面圧 p_a と平均摩擦応力 τ_a はクーロンの法則が成立している (Fig. 3-1, 線分 BB')。一方、平坦面における接触圧力 p_f とせん断摩擦応力 τ_f は線形関係を保っているため、平坦面の摩擦係数 μ_f は、

$$\mu_f = \frac{\tau_f}{p_f} \quad (3-2)$$

と表わされる。

さらに、平坦面の摩擦係数 μ_f は

$$\mu_f = \frac{\tau_f}{p_f} = \frac{\tau_a/\beta_f}{p_a/\beta_f} = \mu_a \quad (3-3)$$

となり、摩擦係数 μ_a と等しい。このことから、バルク変形前の接触圧力 p_f と同じ値の平均面圧 p_a (Fig. 3-1, 点 A) まではクーロンの法則が成立する。

点 A の接触面は、Table 3-1 のように平坦面は真実接触面に近く、それ以上接触面積が増加しない状態となっていると考えると、真実接触面のせん断強さが一定ならば、これ以上の面圧を負荷しても平均摩擦応力は増加しないため、クーロンの法則が成立しなくなる¹⁻²⁸⁾。そこで、クーロンの法則が成立する限界である点 A の面圧を臨界面圧 p_{cr} と定義する。

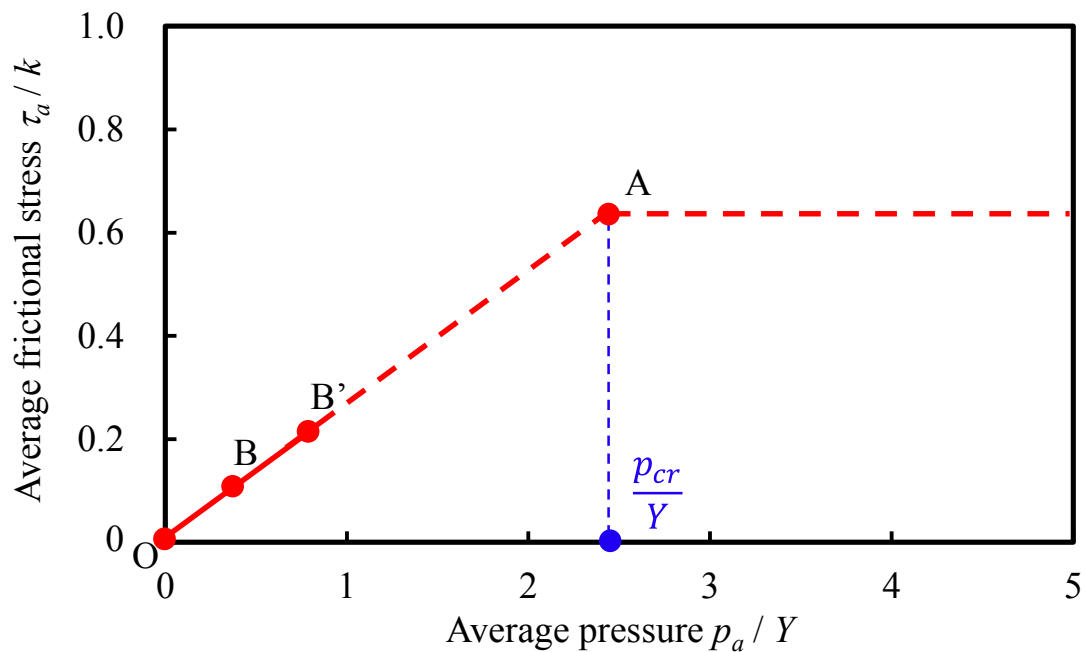

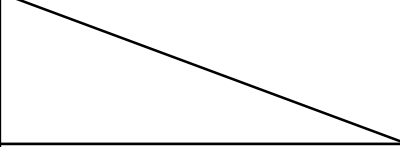








Fig. 3-1 Variation of frictional stress with pressure

Table 3-1 Contact surface state (O-A)

	Macro scopic	Micro scopic
O		
B		
B'		
A		

3.3 すべり線場法による臨界面圧の導出

前節では2章の実験結果を整理し、クーロンの法則が成立する限界の平均面圧である臨界面圧 p_{cr} が存在すると想定した。本節では、この臨界面圧をすべり線場法により定式化を行う。

すべり線場法は平面ひずみ下で被加工材が Levy-Mises の式に従う剛完全塑性体である場合、最大せん断応力方向を結んだ曲線(すべり線)を描き、それに沿う応力および、ひずみ速度を求める方法である^{3-2), 3-3)}。

T. Wanheim らの研究^{1-28)~1-31)} にならい真実接触面におけるせん断摩擦応力は一定と仮定し、そのせん断摩擦応力 τ_f は摩擦せん断係数 m と被加工材のせん断降伏応力 k を用いて、

$$\tau_f = mk \quad (3-3)$$

と表される。

Fig. 3-2 に初期の突起押しつぶしのすべり線場を示す。このすべり線場は文献³⁻²⁾ を参考に描いた。押しつぶし面圧 p_f , せん断摩擦応力 τ_f は以下のようになる。

$$-p_f = -p_{cr} = \sigma_y = -p + k \sin 2\varphi \quad (3-4)$$

$$\tau_f = \tau_{xy} = k \cos 2\varphi \quad (3-5)$$

α すべり線と x 軸がなす角度 φ は、

$$\varphi = \frac{1}{2} \cos^{-1} m \quad (3-6)$$

と表される。Hencky の方程式より

$$p + 2k\varphi = p' + 2k\varphi' \quad (3-7)$$

点 2 における最小主応力 σ_3 は降伏条件より

$$\sigma_3 = -2k \quad (3-8)$$

よって、静水圧 p' は次式のようになる。

$$p' = k \quad (3-9)$$

点3における α すべり線とx軸がなす角度 φ' は

$$\varphi' = \frac{\pi}{4} - \theta \quad (3-10)$$

と表され、この式と式(3-4)、式(3-7)、式(3-9)から臨界面圧 p_{cr} は次式のように表される。

$$\frac{p_{cr}}{2k} = \frac{1 + \sin 2\varphi}{2} + \frac{\pi}{4} + \varphi - \theta \quad (3-11)$$

また、せん断降伏応力 k はvon Misesの降伏条件を適用し、

$$Y = \sqrt{3}k \quad (3-12)$$

であるから、式(3-11)は

$$\frac{p_{cr}}{Y} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{1 + \sin 2\varphi}{2} + \frac{\pi}{4} + \varphi - \theta \right) \quad (3-13)$$

となる。**Fig. 3-3**に摩擦せん断係数 m を0~1.0とした場合の臨界面圧 p_{cr} の変化を示す。摩擦せん断係数が大きくなると臨界面圧は減少していく。この計算結果はT. Wanheimらの結果¹⁻²⁹⁾とよく一致している。また、突起の傾斜角 θ が現実の表面突起の傾斜角に近い $\theta = 5^\circ$ ^{1-37), 3-4), 3-5)}の時の臨界面圧は $\theta = 0^\circ$ の場合とほぼ同値であるため、以後、被加工材の表面に前章のような平行微小突起を付けない場合は $\theta = 0^\circ$ の時の臨界面圧値を用いていく。

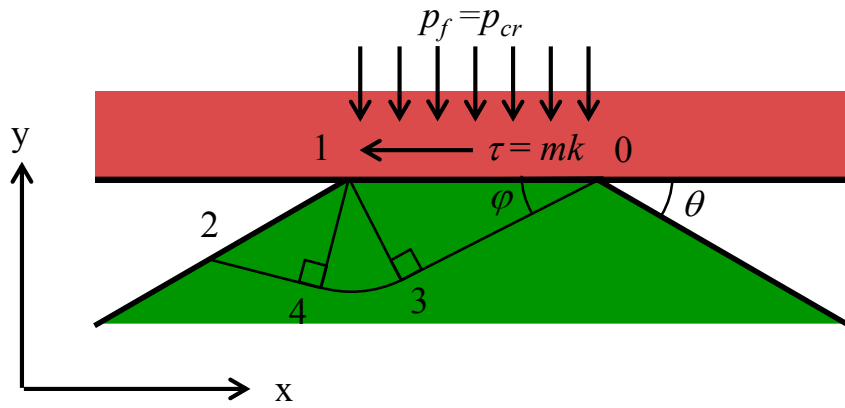


Fig. 3-2 Slip line for calculating critical pressure

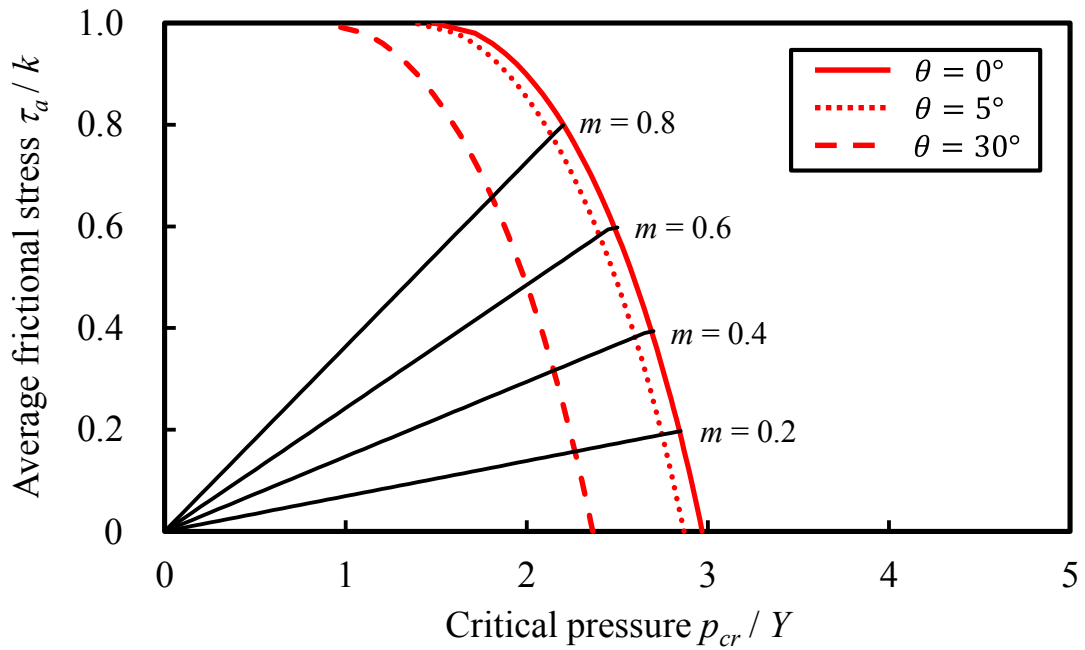


Fig. 3-3 Relationship between Average frictional stress and critical pressure

3.4 臨界面圧以上の面圧域における摩擦応力挙動の検証

前節では臨界面圧をすべり線場法により導出したが、真実接触面におけるせん断摩擦応力を一定と仮定するならば、臨界面圧以上の平均面圧域における平均摩擦応力は一定となることが予想される。この面圧域について実験的に検証するために、試験片の四方を拘束することで、高面圧域の実験が可能な高面圧摩擦試験機³⁻⁶⁾を用いて実験を行った。

3.4.1 高面圧摩擦試験機

Fig. 3-4 に高面圧摩擦試験機の概略図を示す。試験片に垂直に上方からパンチで、一定の荷重を負荷させている状態でアンビルを摺動させる。この試験機は試験片に面圧を負荷する際、ダイにより試験片の四方を拘束するため、試験片が塑性変形が起きず、高い面圧を負荷することができる。

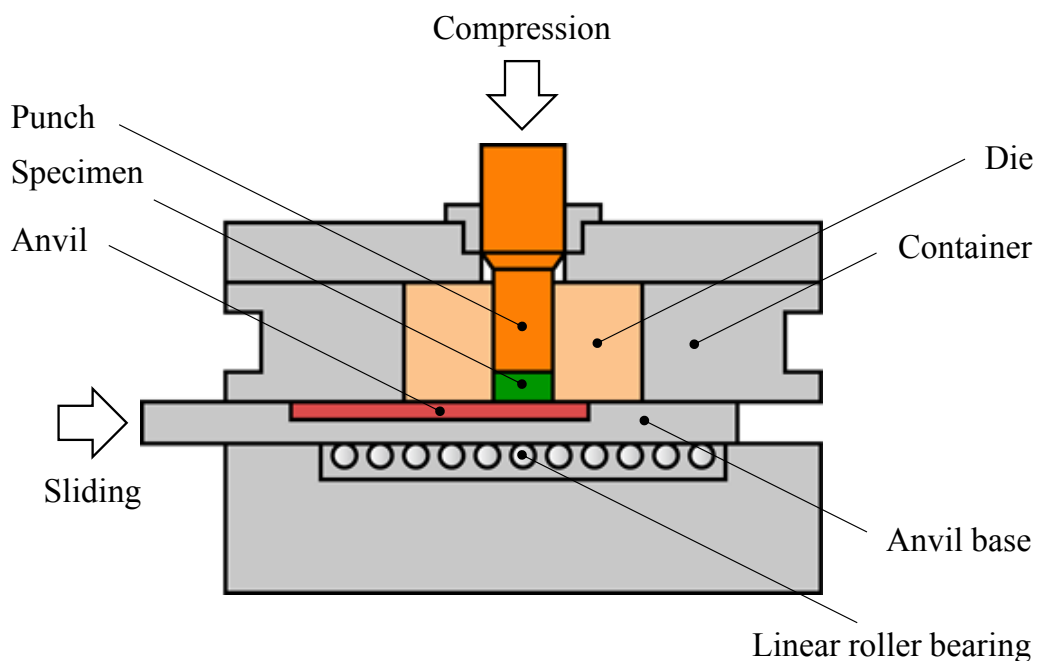


Fig. 3-4 Schematic illustration of high pressure friction test

3.4.2 実験条件

試験片には側方引張摩擦試験で用いた試験片と同じ材質の A1050-H24（降伏応力 $Y = 153 \text{ MPa}$ ）を使用した。試験片の概略図，外観写真を **Fig. 3-5** に示す。寸法は $10 \times 10 \text{ mm}$ の正形状になっており，各角には $R2$ のフィレットがつけられている。また，板厚は 0.6 mm であった。試験片は側方引張摩擦試験と同様に，アセトン中で超音波洗浄により脱脂した。

アンビルの外観写真を **Fig. 3-6** に示す。アンビルの摺動面には側方引張摩擦試験の摺動金型表面と同じ DLC コーティングが施してある。この面の最大高さ粗さは $0.28 \mu\text{m } R_z$ だった。試験片を試験機のダイに挿入した後，パンチで所定の荷重を板厚方向に負荷した。その後，アンビルを速度 0.1 mm/s で 5 mm 摺動させた。このときの各部の荷重をロードセルより読み取り，その荷重を摺動面積 (96.57 mm^2) で除して，平均面圧 p_a と平均摩擦応力 τ_a を算出した。また，試験後のアンビル摺動面および試験片を光学顕微鏡にて観察した。

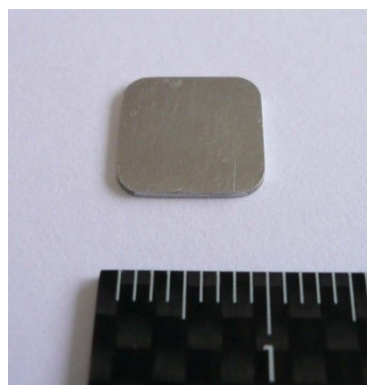
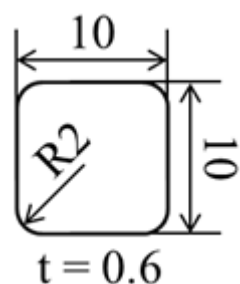


Fig. 3-5 General view of specimen for high pressure friction test

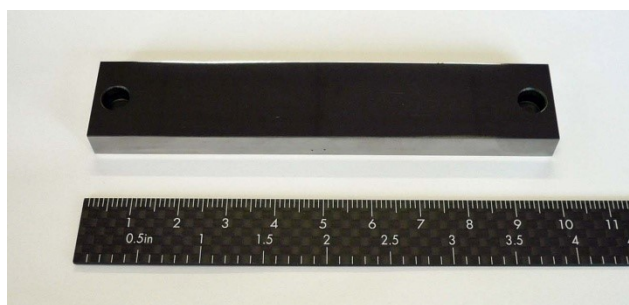


Fig. 3-6 General view of anvil

3.4.3 摺動面の観察

実験後のアンビル摺動面および試験片の光学顕微鏡写真を **Fig. 3-7** に示す. アンビル摩擦面には, 試料のもと思われる金属粉がごく少量付いているが凝着物は確認されなかった.

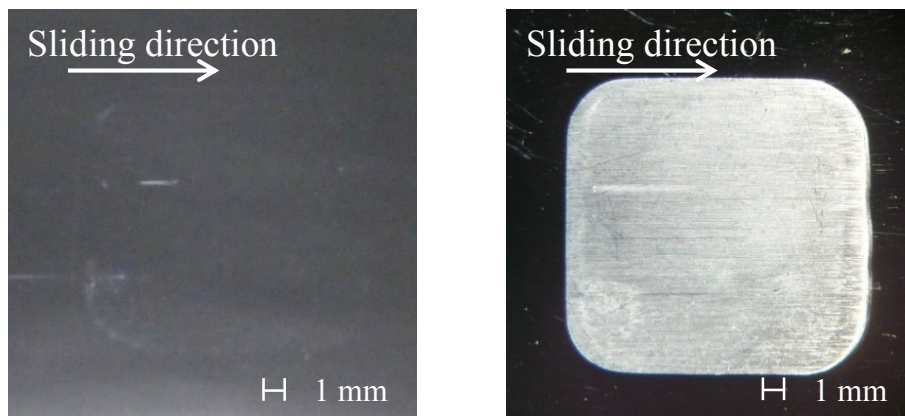


Fig. 3-7 Surface of anvil and specimen after test observed by microscope ($p_a = 415$ MPa)

3.4.4 摩擦応力の挙動

Fig. 3-8 に平均面圧が 415 MPa のときの平均摩擦応力の挙動を示す。摺動初期は、摺動とともに摩擦力が上昇する。摺動距離が 1 mm 程度となると一定の摩擦係数を示し始める。この一定値を示し始めたところから摺動距離 1 mm 区間の平均値を次項に用いた。

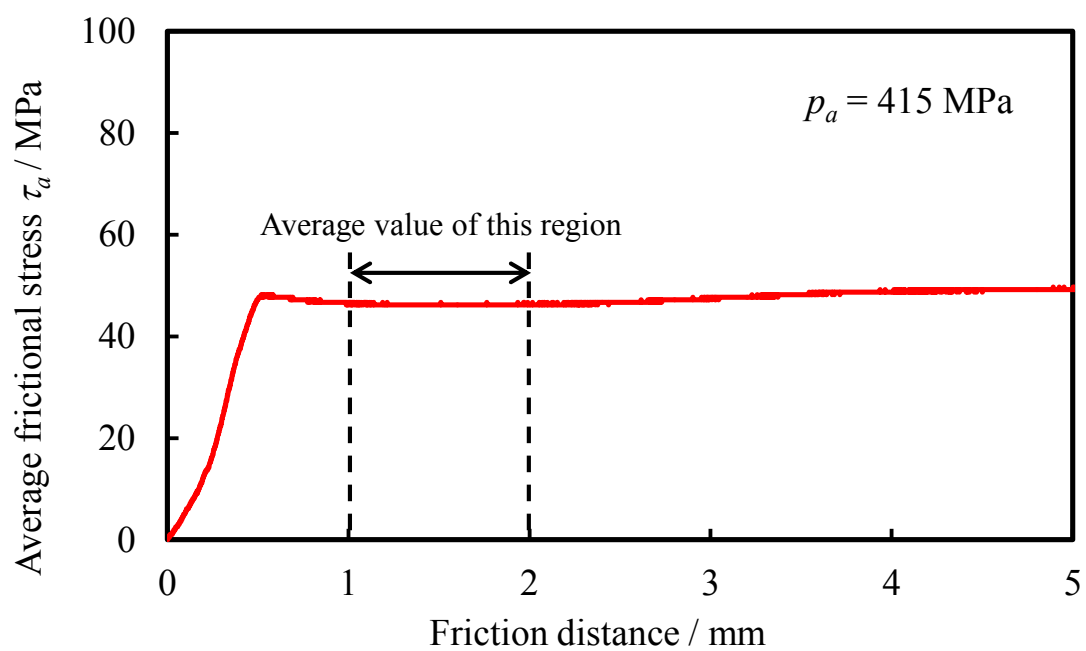


Fig. 3-8 Average frictional stress behavior during the friction test

3.4.5 高面圧域における平均摩擦応力

Fig. 3-9 に平均摩擦応力と平均面圧の関係を前章の摩擦試験結果と併せて示す. このグラフの縦, 横軸はそれぞれ, 試験片のせん断降伏応力 k と降伏応力 Y で無次元化している. 図中の臨界面圧 p_{cr}/Y は突起の傾斜角度 $\theta=0^\circ$ の場合である. また, 黒色の点線は前章摩擦試験の最大・最小の摩擦係数の値である.

平均摩擦応力は臨界面圧を超えると一定になる. その時の値は摩擦係数から計算した値と近い値となっている.

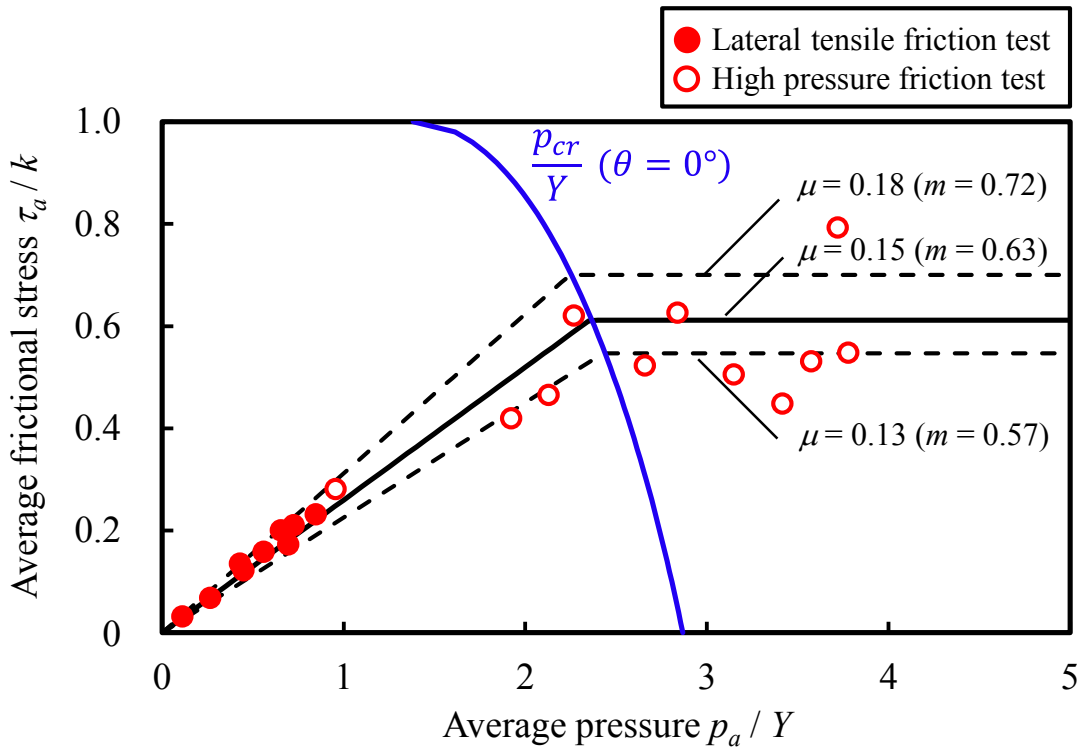


Fig. 3-9 Friction law in wide pressure range

3.5 高面圧域の摩擦せん断係数の算出方法

ここまでで、摩擦せん断係数 m を与えることができれば、クーロンの法則と摩擦せん断法則が切り替わる臨界面圧が計算できた。しかし、現実には摩擦せん断係数 m を測定することは難しく、摩擦係数 μ で評価したものが多い^{3-7)~3-10)}。そこで、摩擦係数 μ から摩擦せん断係数 m を算出する方法について説明する。

臨界面圧に到達した時に、クーロンの法則と摩擦せん断法則の平均摩擦応力が等しくなる。

$$\tau_a = mk = \mu p_{cr} \quad (3-14)$$

この式を von Mises の降伏条件を用いて変形すると、

$$m = \frac{\tau_a}{k} = \sqrt{3}\mu \frac{p_{cr}}{Y} \quad (3-15)$$

ここで、**Fig. 3-10** に示すように突起の傾斜角 θ を定数とした場合、臨界面圧 p_{cr}/Y は摩擦係数 μ の一次関数とみなすことができたため、臨界面圧 p_{cr}/Y を次のように表わすことができる。

$$\frac{p_{cr}}{Y} = a\mu + b \quad (3-16)$$

また、係数 a , b と突起の傾斜角 θ の関係は **Fig. 3-11**, **Fig. 3-12** のようになっているため、

$$\begin{aligned} a &= -0.48\theta^2 + 2.48\theta - 3.82 \\ b &= -1.19\theta + 3.0 \end{aligned} \quad (3-17)$$

と近似することができる。よって式 (3-15) ~ 式 (3-17) をまとめると、次のようになる。

$$\begin{aligned}
 m &= \sqrt{3}\mu(a\mu + b) \\
 a &= -0.48\theta^2 + 2.48\theta - 3.82 \\
 b &= -1.19\theta + 3.0
 \end{aligned}
 \tag{3-18}$$

ここで、突起の傾斜角が小さく $\theta=0^\circ$ とみなされる場合、次式のようになる。

$$m = \sqrt{3}\mu(-3.82\mu + 3.0) \quad (\theta \approx 0^\circ) \tag{3-19}$$

これにより摩擦係数 μ のから摩擦せん断係数 m を算出することができ、摩擦係数 μ のみで全面圧域での CAE 解析が可能となる。また、せん断摩擦応力は被加工材のせん断降伏応力を超えることはできないため、その時の臨界面圧 p_{cr}/Y および最大の摩擦係数 μ は、次式で表わされる。

$$\begin{aligned}
 \frac{p_{cr}}{Y} &= \frac{1}{\sqrt{3}\mu} \\
 \mu &= 0.39 \quad (\theta \approx 0^\circ)
 \end{aligned}
 \tag{3-20}$$

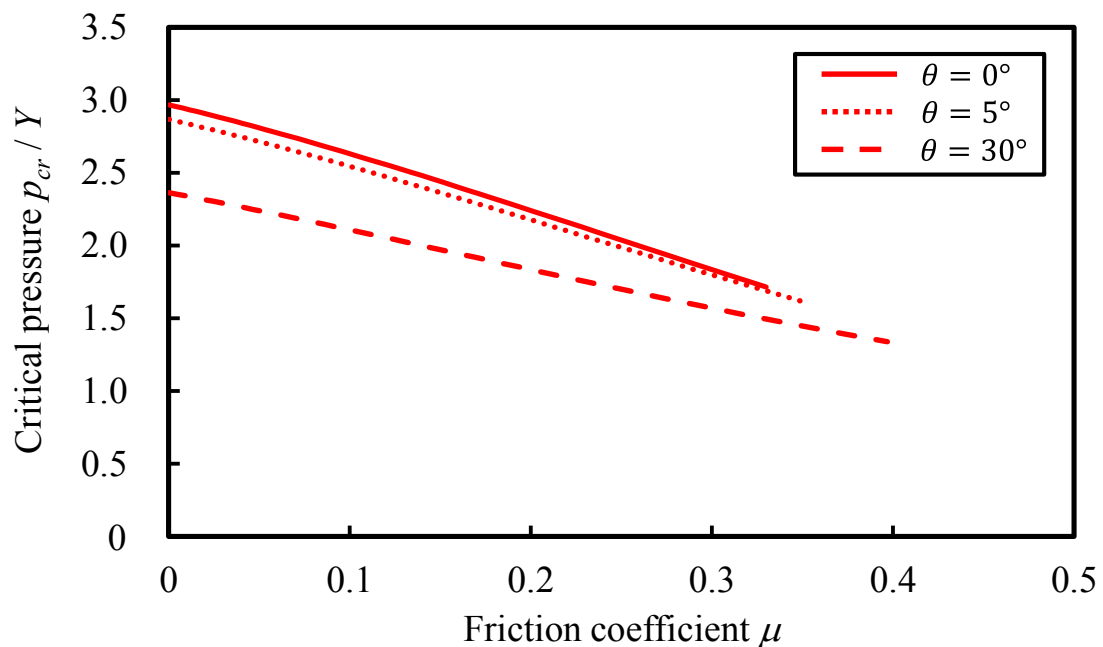


Fig. 3-10 Relationship between friction coefficient and critical pressure

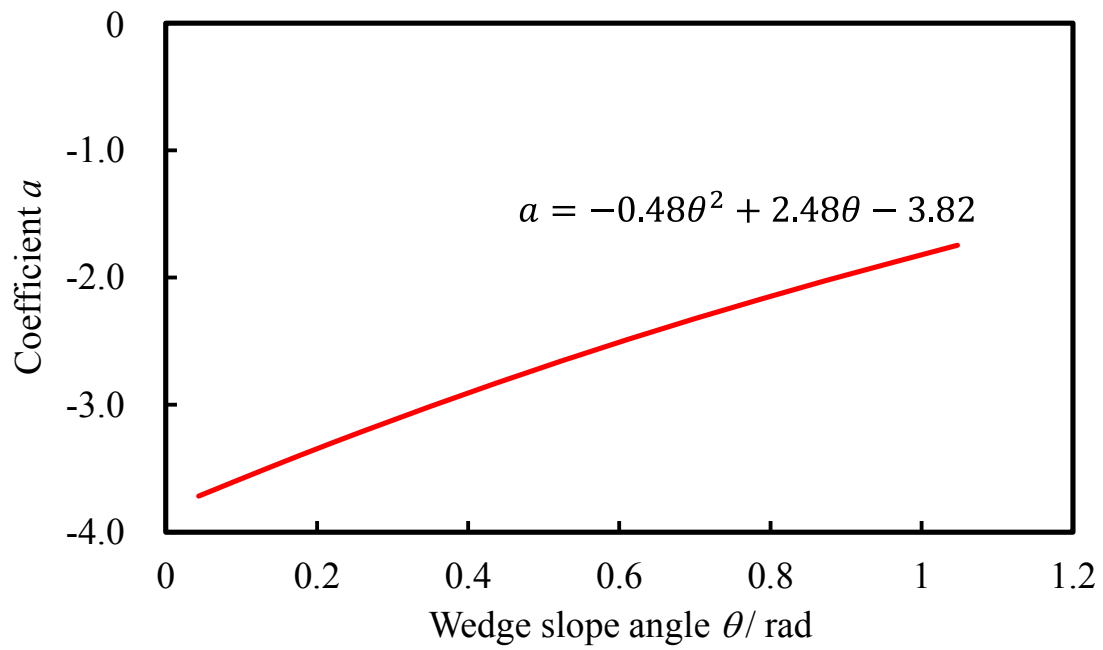


Fig. 3-11 Relationship between coefficient a and wedge slop angle

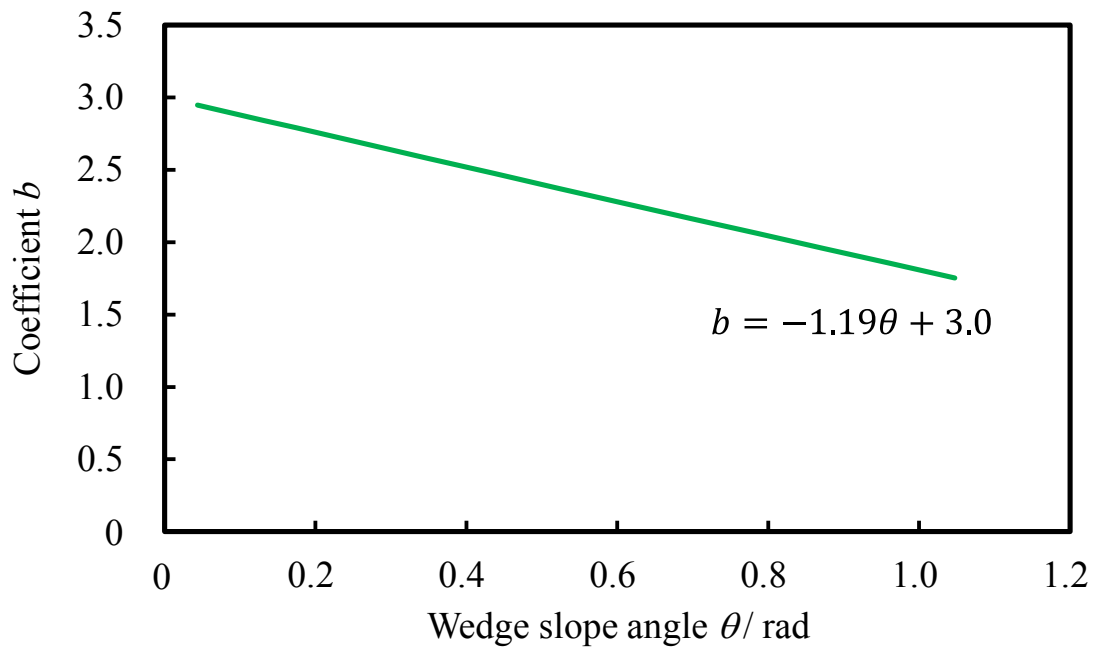


Fig. 3-12 Relationship between coefficient b and wedge slop angle

3.6 まとめ

本章では側方引張形摩擦試験の実験結果および平坦面の観察結果をもとに、すべり線場法を用いて、ドライ条件下のバルクの塑性変形を考慮した摩擦法則を構築した。また、臨界面圧以上となる面圧域における摩擦応力の挙動を高面圧摩擦試験により検証した。得られた知見を以下にまとめる。

- (1) **Fig. 3-13** に示すように臨界面圧以下ではクーロンの法則，臨界面圧以上では摩擦せん断法則に従う。

$$\begin{aligned}\tau &= \mu p \quad (p \leq p_{cr}) \\ \tau &= mk \quad (p > p_{cr})\end{aligned}$$

- (2) 臨界面圧 p_{cr}/Y は突起の初期押しつぶし接触圧力と等しいため，すべり線場法より，その圧力を算出した。

$$\begin{aligned}\frac{p_{cr}}{Y} &= \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{1 + \sin 2\varphi}{2} + \frac{\pi}{4} + \varphi - \theta \right) \\ \varphi &= \frac{1}{2} \cos^{-1} m\end{aligned}$$

- (3) 平均摩擦応力は臨界面圧を超えると一定になり，その時の値は摩擦係数から計算した値とほぼ一致する。また，平均面圧が 600 MPa 程度までは焼付きなく実験が可能である。
- (4) 突起の傾斜角が小さく $\theta=0^\circ$ とみなされる場合，摩擦せん断係数 m は摩擦係数 μ のから計算することができる。

$$m = \sqrt{3}\mu(-3.82\mu + 3.0)$$

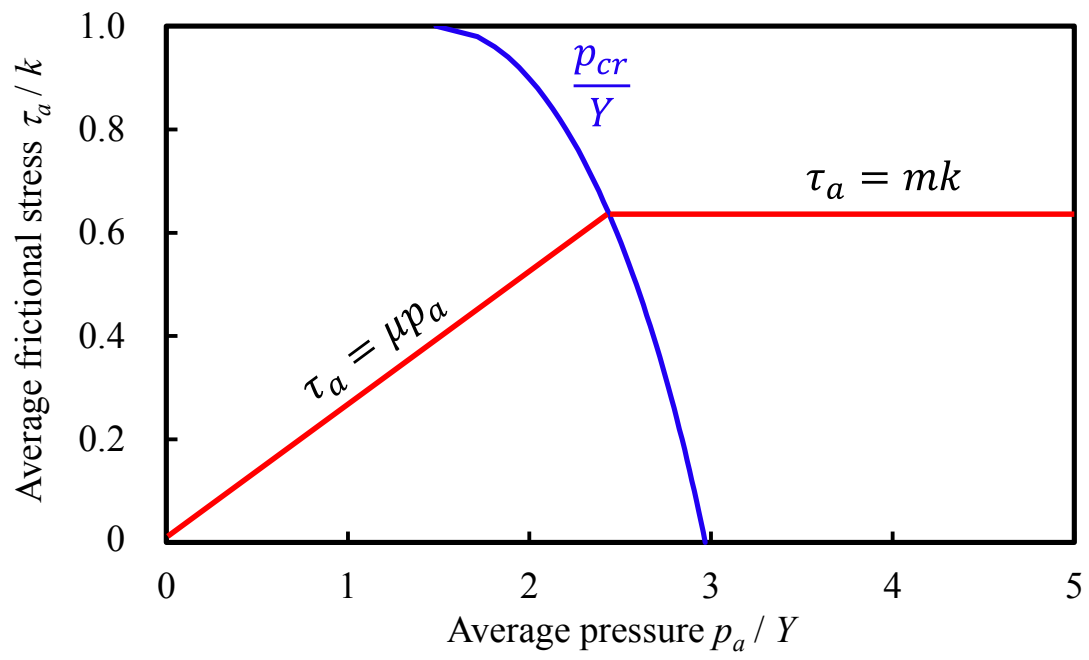


Fig. 3-13 Friction law for dry metal forming

参考文献

- 3-1) 鈴木達博, 吉川泰晴, 王志剛, 小坂田宏造: ドライ加工における摩擦法則の実証, 平成 26 年度塑性加工春季講演会 講演論文集, (2014), 69-70
- 3-2) 河合望: 塑性加工学, 朝倉書店 (1973)
- 3-3) 大矢根守哉, 小坂田宏造, 田村今男, 戸澤康壽, 平井恒夫, 三浦精: 塑性加工学, コロナ社 (1974)
- 3-4) 久門輝正: 固体仕上面間の接触機構 (第 1 報, 最初の接触位置と突起斜面の傾きの分布), 日本機械学会論文集 (第 3 部), **35-272** (1969), 861-869
- 3-5) 塚田忠夫, 阿武芳郎: 機械加工面における表面おうとつの評価に関する研究—表面おうとつ微小突起の傾斜の評価 (第 1 報) —, 精密機械, **39-11** (1973), 1168-1173
- 3-6) T. Nakamura, S. Tanaka, K. Hayakawa, Y. Fukai : A Study of the Lubrication Behavior of Solid Lubricants in the Upsetting Process, Transactions of the ASME Journal of Tribology, **122-4** (2000), 803-808
- 3-7) J. A. Newham, J. A. Schey : Effect of Die Surface Composition on Friction and Adhesion in Deformation Processing, Transactions of the ASME Journal of Lubrication Technology, **91-2** (1969), 351-357
- 3-8) 河合望, 中村保: 塑性加工における摩擦と潤滑, 塑性と加工, **11-118** (1970), 798-805
- 3-9) T. Mizuno, M. Okamoto : Effects of Lubricant Viscosity at Pressure and Sliding Velocity on Lubricating Conditions in the Compression-Friction Test on Sheet Metals, Transactions of the ASME Journal of Lubrication Technology, **104-2** (1982), 53-59
- 3-10) 小坂田宏造, 村山文明: 塑性加工用工具の耐焼付き性評価法, 塑性と加工, **24-265** (1983), 195-200

第 4 章 加工硬化性を有する材料の摩擦法則⁴⁻¹⁾

4.1 まえがき

前章までに加工硬化性のない素材で、無潤滑条件における塑性加工用の摩擦法則を構築した。しかし、一般的な素材は加工硬化性を有している。そこで、加工硬化性を有する材料への拡張するため、前章までの手法で、加工硬化性が平坦化率や平均摩擦応力、平坦面の状態そして、臨界面圧に与える影響について冷間圧延鋼板 SPCC を用いて検討した。

4.2 FEM解析

本節では、被加工材の加工硬化性が平坦化率に与える影響について調査するため、2章の解析モデルを使用し DEFORM-2D™ Ver. 9.0 による等温平面ひずみ条件の FEM 解析を行った。

4.2.1 解析条件

Fig. 4-1 に SPCC の引張試験結果を示す。引張試験は JIS Z 2241 に準じて行った。第 2 章で用いた工業用純アルミニウム板 A1050-H24 とは異なり、加工硬化性を有していることが明らかである。なお、0.2%耐力を降伏応力 Y とみなした。この素材を解析に導入するために Swift の式で近似した。その近似式を以下に示す。

$$\sigma = 548.5(0.002 + \varepsilon_p)^{0.21} \quad (4-1)$$

引張試験より求めた機械的特性と解析条件を **Table 4-1** に示す。被加工材は弾塑性体，スライド工具および圧縮工具は剛体，被加工材の要素数は 10000 とした。被加工材とスライド工具間の接触境界条件は，摩擦せん断法則を適用し，摩擦せん断係数 $m_f=0.2$ とした。また，被加工材と圧縮工具間は摩擦係数 $\mu_f=0$ である。また，被加工材の左側面は x 軸方向の変位なし，摺動部全体が塑性変形しやすくするために，右側面には突起部のバルクの初期応力状態が降伏応力 Y の 40%となるように側方引張応力を加えた。

被加工材の解析モデルは，2章のモデルから摺動部の高さを 0.6 mm から 1.0 mm に変更し，両端の高さも 0.3 mm から 0.5 mm に変更している。突起の形状と数は変更していない。

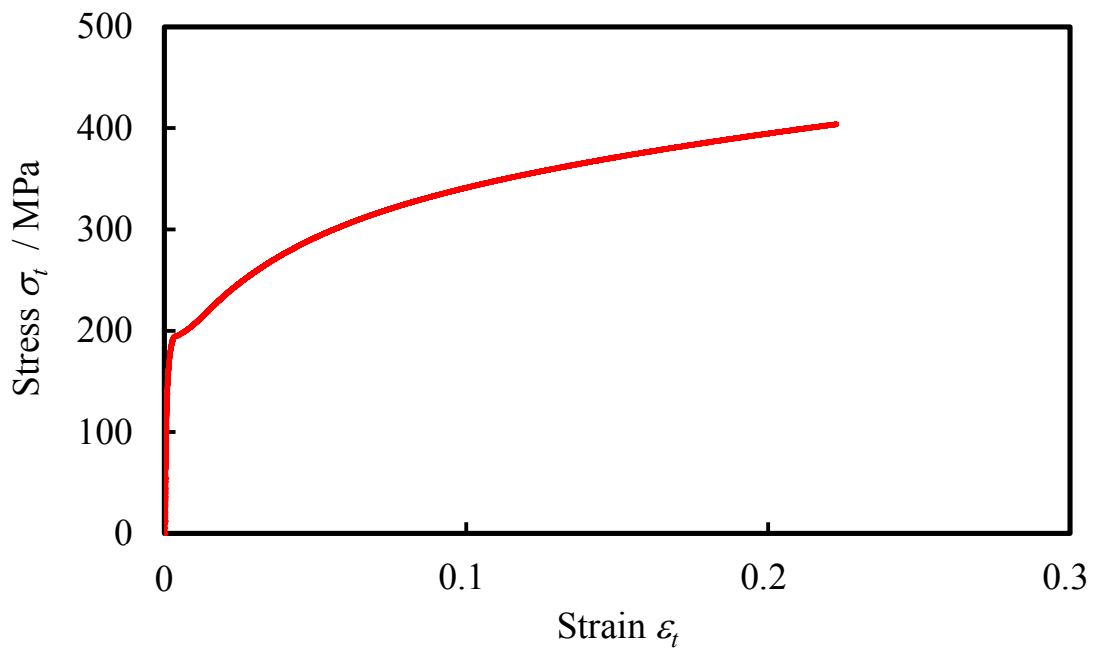


Fig. 4-1 Stress-strain diagram (SPCC)

Table 4-1 Material properties and FEM analysis conditions

Workpiece	Elastoplastic	
	Element number	10000
	Young's modulus E	187.8 GPa
	Poisson's ratio γ	0.32
	Yield stress Y	193 MPa
	Shear yield stress k	111 MPa
	Work-hardening exponent n	0.21
Friction tool	Rigid	
Compression tool	Rigid	
Friction conditions	Workpiece - Friction tool	$m_f = 0.2$
	Workpiece - Compression tool	$\mu_f = 0$
Boundary conditions	Right side of workpiece	Tensile stress $\sigma_x = 0.4Y$
	Left side of workpiece	No displacement
Tool velocity	Friction tool	0.1 mm/s to right
	Compression tool	0.01 mm/s to up

4.2.2 解析結果

Fig. 4-2 に平坦化率 β と平均面圧 p_a の関係の解析結果を示す。平均面圧が低い領域の場合は線形増加を示し、平均面圧の高まりとともに 150 MPa 程度から平坦化率は線形増加から離れている。この傾向は、Fig. 2-4 で示した加工硬化性を無視できる場合に比べて緩やかな変化となっている。

相当ひずみ速度分布を Fig. 4-3 に示す。緑色から色が変わっているところで相当塑性ひずみが発生している。線形増加する面圧域 (Fig. 4-3 (a)) では、突起部分が集中的に塑性変形している。平坦化率が線形増加から離れ始める平均面圧 (Fig. 4-3 (b)) あたりから、バルクが塑性変形し始め、さらに平均面圧が高くなるとバルク全体に塑性域が広がっている (Fig. 4-3 (c))。

以上のことから、加工硬化性を有する場合であっても、バルクが塑性変形することで平坦化率は線形増加から外れ、急増傾向を示すことが明らかになった。また、加工硬化性を無視できる場合と比べて、平坦化率の急増が緩やかになる理由として、加工硬化性を有すると始めに塑性変形を開始する突起の近傍での変形抵抗が高まり、突起が変形しにくくなる。そのため、平坦化率が急増しにくくなり、緩やかな変化になると考えられる⁴⁻²⁾。

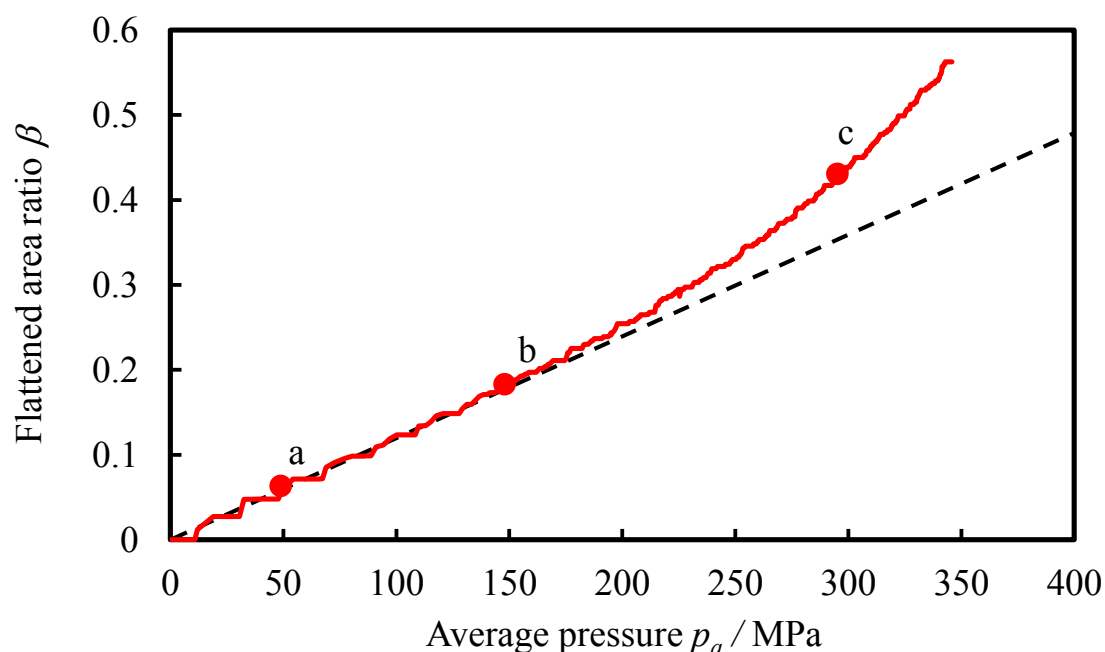


Fig. 4-2 Relationship between flattened area ratio and average pressure

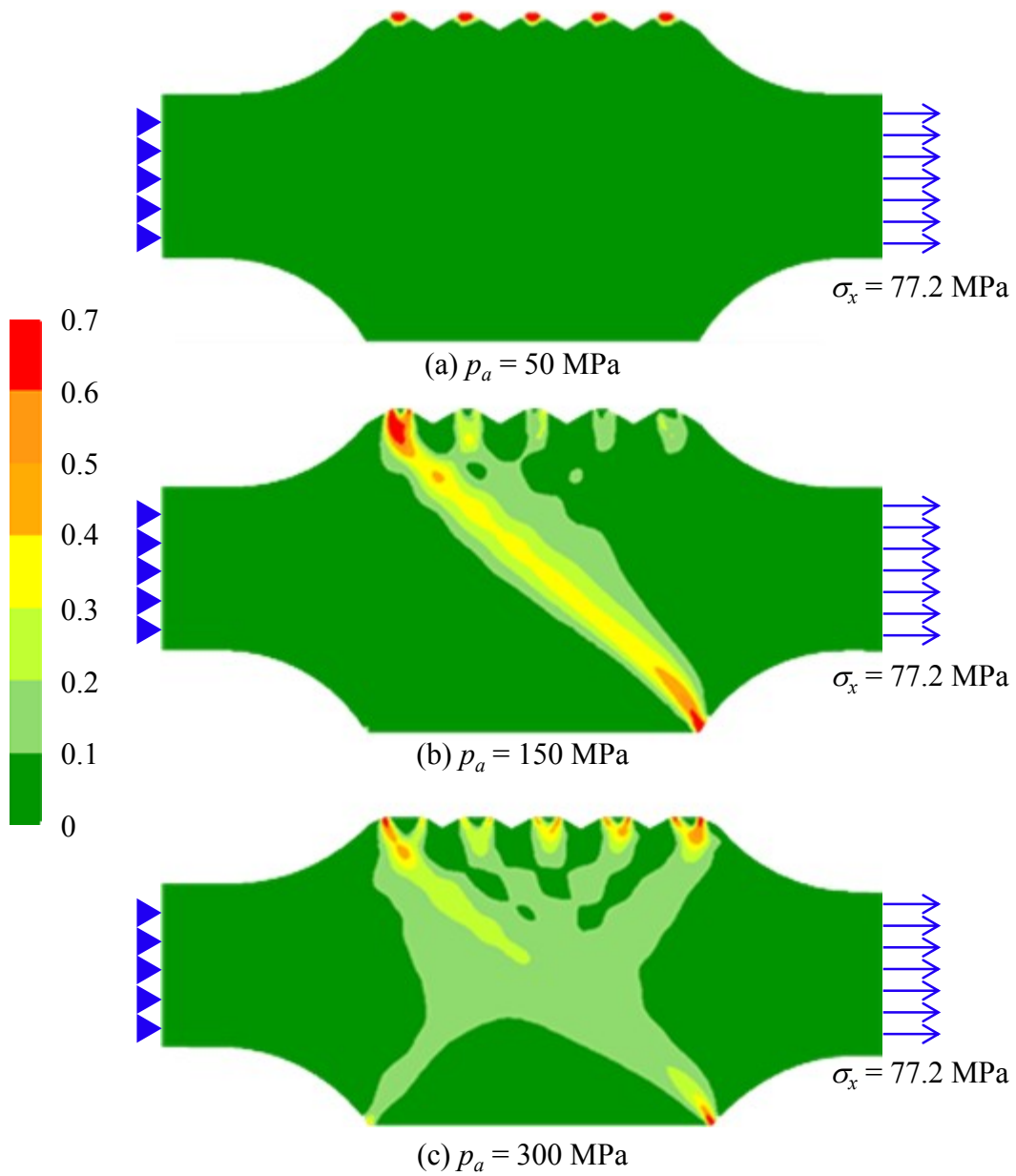


Fig. 4-3 Distribution of effective strain rate using work-hardening material

4.3 側方引張形摩擦試験

前節では FEM 解析により，被加工材の加工硬化性が平坦化率に与える影響を調査した．本節では側方引張摩擦試験を用いて，平均摩擦応力，平坦面の状態に与える影響について調査する．

4.3.1 実験条件

摩擦試験に用いた外観写真，試験片の概略図，および三次元測定機による平行突起の形状測定結果を Fig. 4-4, Fig. 4-5, Fig. 4-6 に示す．2章と同様に，長さ 250 mm×幅 30 mm の試験片の中央の摺動部表面に，切削により 0.2 mm ピッチで先端角 120° の平行微小突起を 5 個作製した．また，摺動部以外を両面から 0.25 mm ずつ除去して，厚さ 0.5 mm とすることで，摺動部のみが摺動金型と接触する形状となっている．FEM 解析に用いた SPCC を材料として使用した．実験方法は 2章と同様である．ただし，脱脂方法については，アセトンでは十分に脱脂できなかったため，アルカリ脱脂を行った．

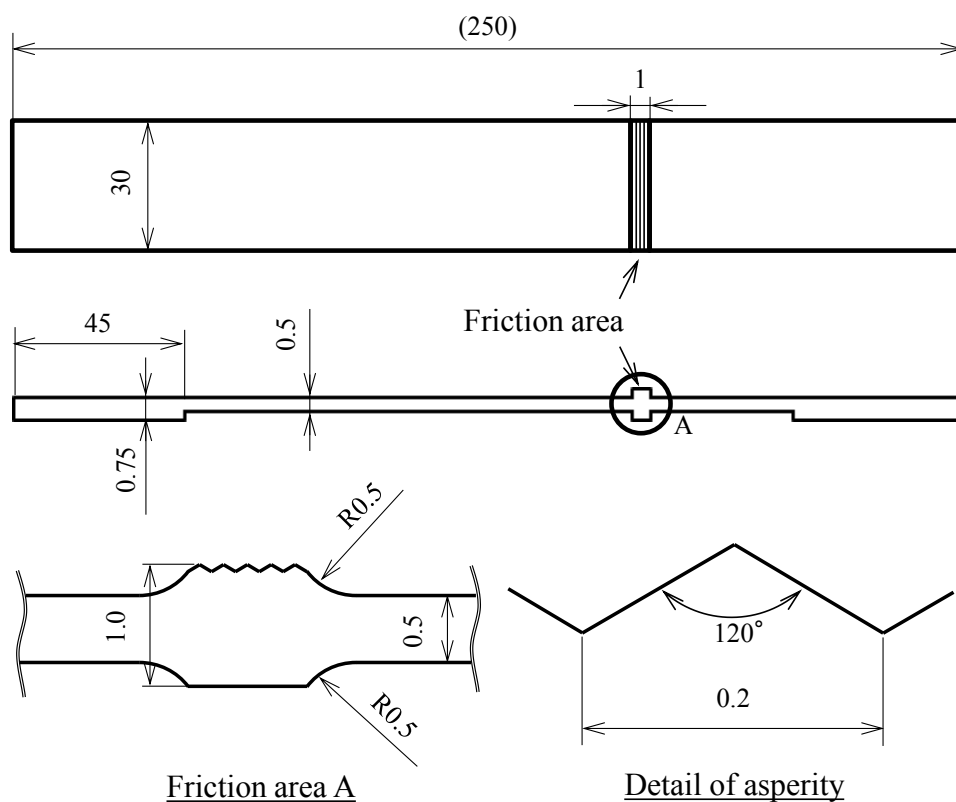


Fig. 4-4 Dimensions of SPCC specimen

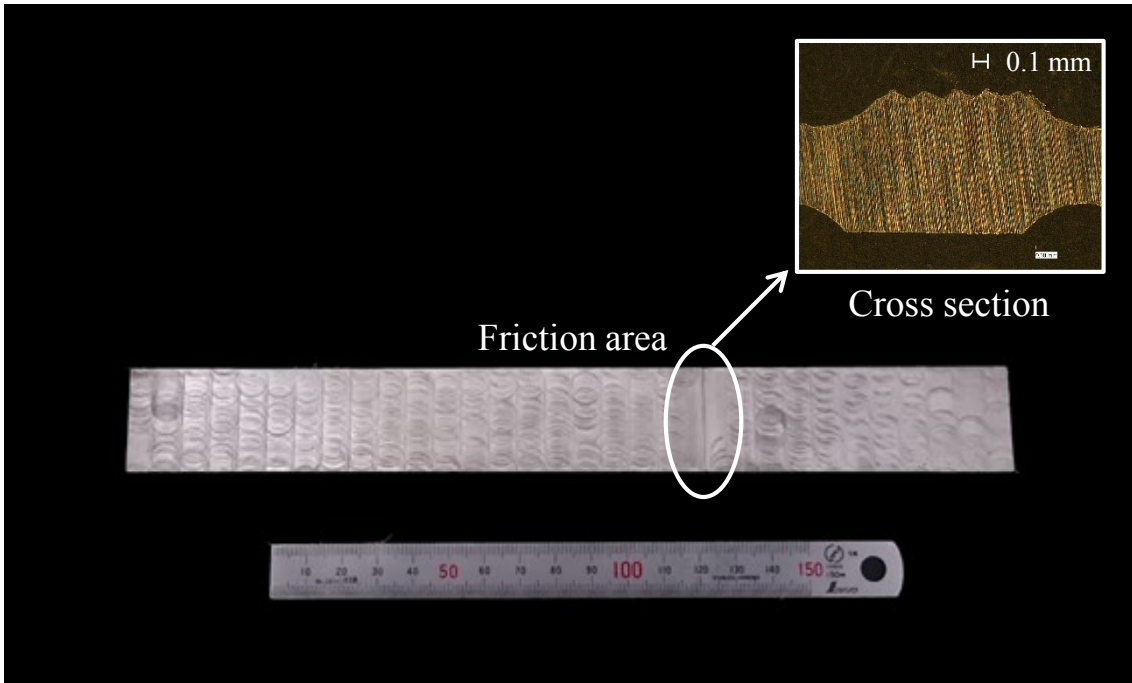


Fig. 4-5 Photograph of SPCC specimen

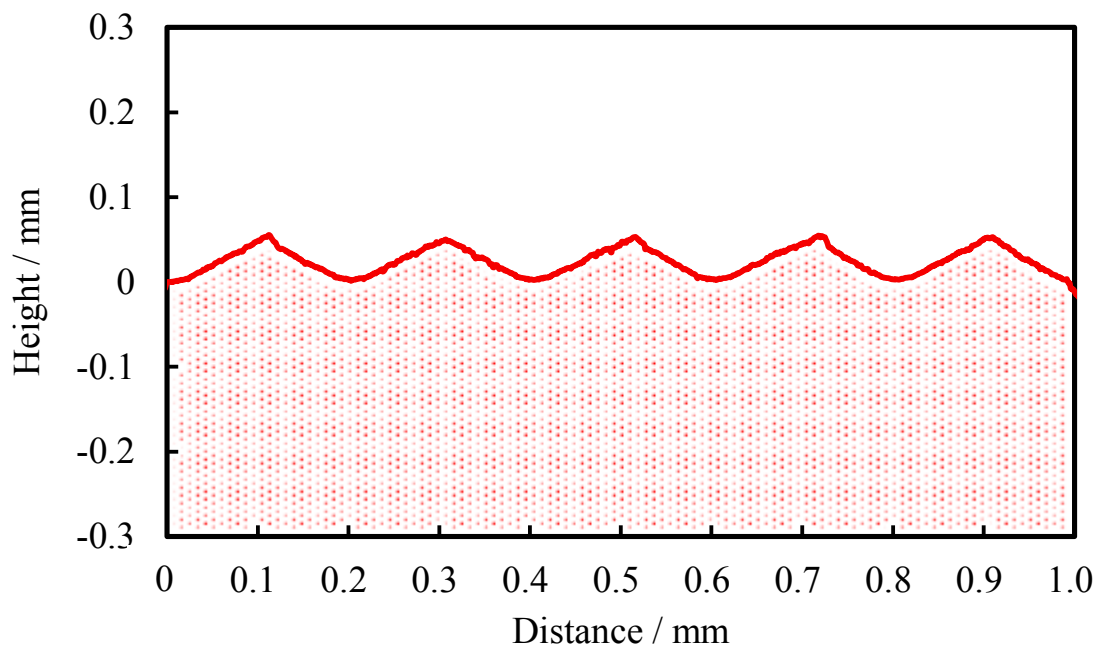
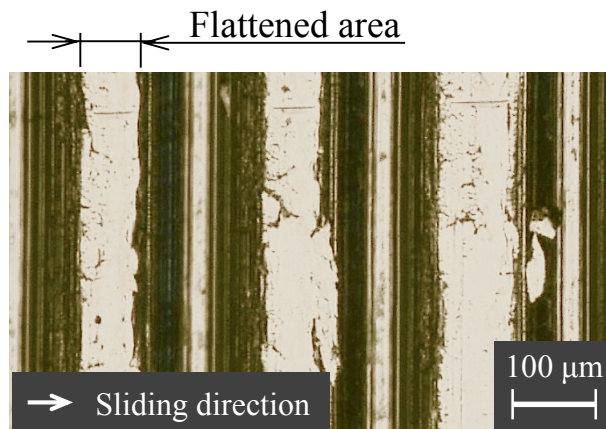


Fig. 4-6 Asperity shape of SPCC specimen

4.3.2 光学顕微鏡観察による摺動面の観察

Fig. 4-7 に平均面圧を 250 MPa まで負荷した後の試験片および摺動工具の表面の光学顕微鏡観察の写真を示す。試験片の摺動面にわずかな擦り傷がみられるが、試験片、摺動工具のどちらの表面にも焼付きや凝着物は観察されなかった。



(a) specimen



(b) DLC tool

Fig. 4-7 Surfaces of SPCC specimen and DLC tool observed by microscope

4.3.3 平坦化率と平均面圧の関係

Fig. 4-8 に実験による平坦化率 β と平均面圧 p_a の関係を示す。Fig. 4-2 で示した解析結果と同様に、平均面圧が低い領域の場合は線形増加を示し、平均面圧の高まりとともに 200 MPa 程度から平坦化率は線形増加から離れている。また、加工硬化性を無視できる場合 (Fig. 2-14) に比べて緩やかな変化となっており、FEM 解析の結果と同じ傾向となっている。

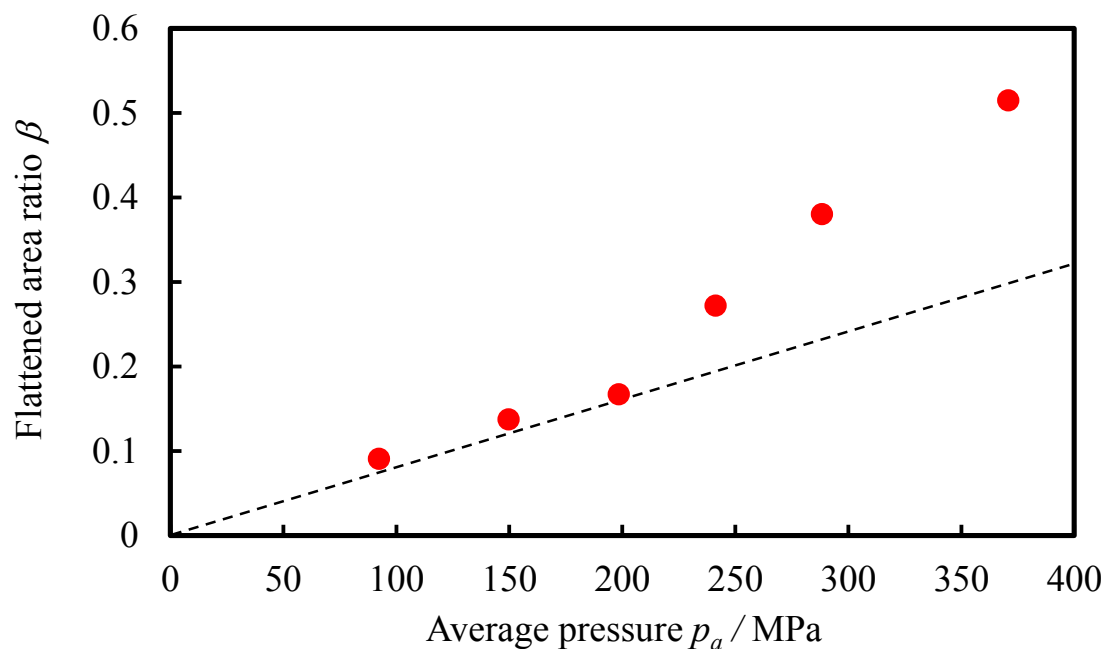


Fig. 4-8 Relationship between average pressure and flattened area ratio

4.3.4 平均摩擦応力と平均面圧の関係

実験における平均摩擦応力と平均面圧の関係を **Fig. 4-9** に示す. 加工硬化性を無視できる材料の場合と同様に, 平均摩擦応力は平均面圧に対して急増することなく線形関係を保っている. また, この時の摩擦係数は **0.13** であった.

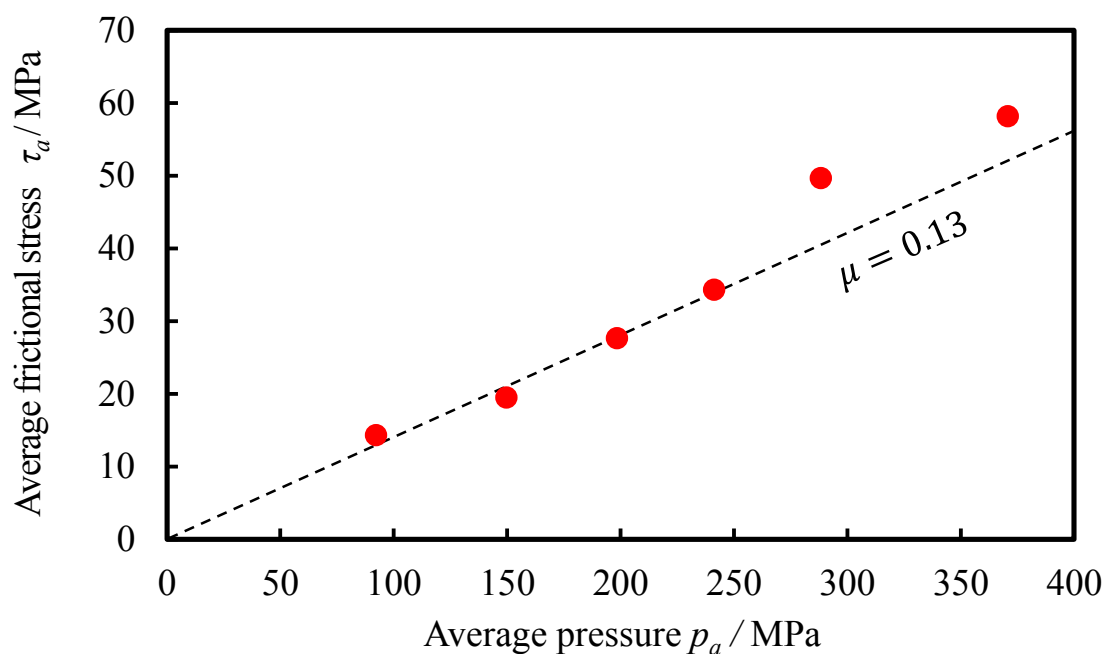


Fig. 4-9 Relationship between average pressure and average frictional stress

4.3.5 電子線三次元粗さ解析装置による平坦面の観察

摺動部の突起が押しつぶされてできた平坦面を電子線三次元粗さ解析装置により観察した (Fig. 4-10). バルクが変形する前の平坦面の様子を Fig. 4-10 (a), バルクが変形する後を Fig. 4-10 (b)に示す. この観察結果も2章と同様に, バルクが塑性変形する前の平坦面は平滑な面であるが, バルク全体が塑性変形すると小さな凹凸が生じている.

以上の側方引張摩擦試験の結果より, 加工硬化性を有する材料であっても, バルクの塑性変形により平坦化率は急増し, 平均摩擦応力は線形関係を保ったままであることが明らかになった. また, この線形関係を保つ原因も加工硬化性を無視できる場合と同様に, バルクの塑性変形した後の平坦面には小さな凹凸が生じるためであると考えられる.

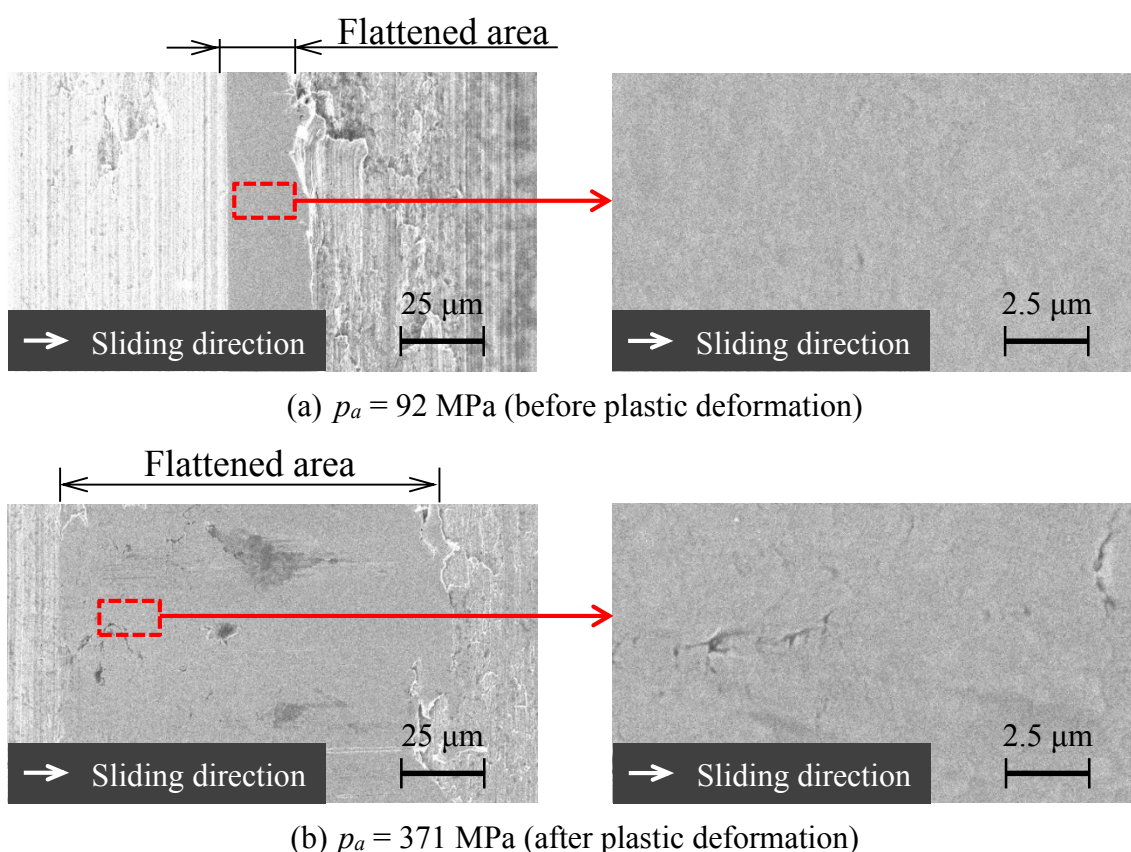


Fig. 4-10 Observed images of flattened surface of SPCC specimen

4.4 高面圧摩擦試験

前節では側方引張型摩擦試験を用いて、被加工材の加工硬化性が平坦化率、平均摩擦応力、平坦面の状態に与える影響について調査し、いずれも加工硬化性を無視できる場合と同様な結果を得られた。本節では、側方引張摩擦試験では高面圧域の平均摩擦応力を測定できないため、高面圧摩擦試験を用いて、被加工材の加工硬化性が平均摩擦応力に与える影響について検討する。

4.4.1 実験条件

高面圧摩擦試験に用いた試験片は Fig. 3-5 の形状が同一（面積：96.57 mm²）で、板厚を 1.0 mm と変更したものである。材料は、2 節の SPCC を用いた。高面圧摩擦試験の実験方法については 3 章同様である。脱脂方法も同様にアルカリ脱脂を行った。

4.4.2 実験結果

無次元化した平均摩擦応力と平均面圧の関係を高面圧摩擦試験の結果と前節の摩擦試験結果を併せて Fig. 4-11 に示す。平均摩擦応力と平均面圧は平均摩擦応力が一定値を示し始めたところから摺動距離 1 mm 区間の平均値をプロットしている。

ここで、無次元化するために用いた降伏応力 Y とせん断降伏応力 k について説明する。3 章で示したように、臨界面圧は突起の初期押しつぶし圧力と等しい。突起の押しつぶし変形は、ビッカース硬さ試験のような圧子の押し込み変形と同一とみなせる。そして、硬さは相当塑性ひずみ 0.08 に対応する変形抵抗と強い相関がある^{4-3), 4-4)} ことが明らかになっている。そのため、無次元化に用いる降伏応力 Y および、せん断降伏応力 k は相当塑性ひずみ 0.08 に対応する値を使用した。

図中の臨界面圧は突起傾斜角 $\theta=0^\circ$ の時の値である。また、摩擦係数は前節の摩擦試験結果である 0.13 を用いた。臨界面圧まではクーロンの法則に従っていることが明らかである。そして、臨界面圧以上の平均面圧の平均摩擦応力は一定となっている。その時の値は、摩擦係数から算出した値に近いことがわかる。

これらの結果より、加工硬化性の有する材料においても、構築した摩擦法則を適用可能であることが明らかになった。

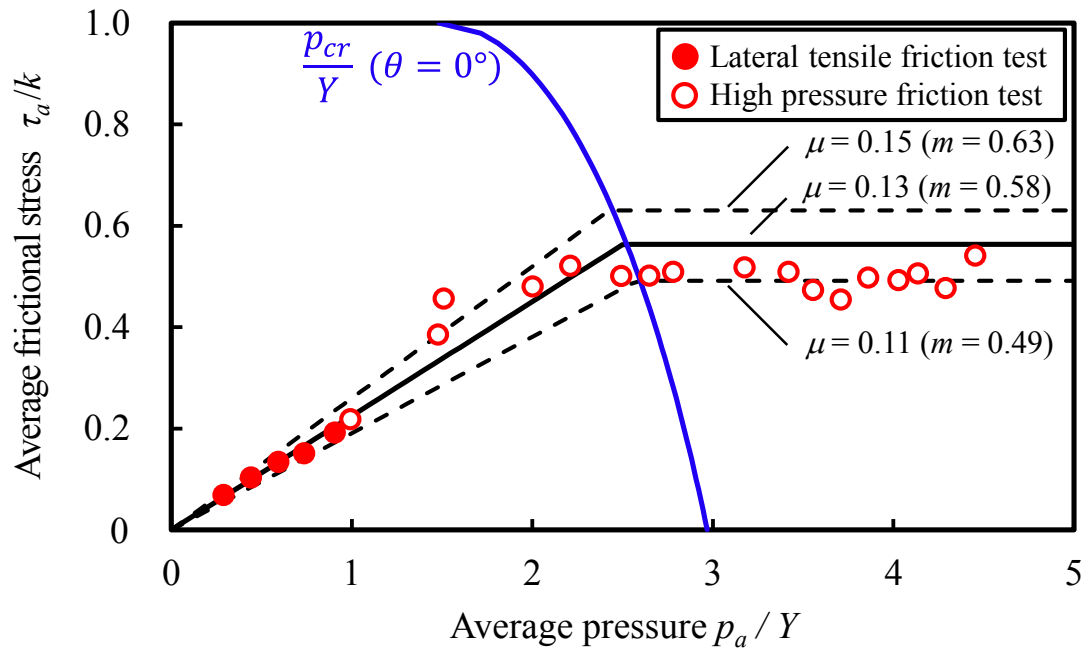


Fig. 4-11 Relationship between average frictional stress and average pressure

4.5 被加工材の予ひずみの影響

前節にて相当塑性ひずみ 0.08 に対応する変形抵抗値を用いることで構築した摩擦法則を適用可能であることを示した。この結果は、被加工材の加工硬化による予ひずみによって無次元化するとき用いる降伏応力の値が変化することが想定される。そこで、この影響について高面圧摩擦試験により調査した。

4.5.1 予ひずみを加えた試験片の作成手順

Fig. 4-12 に予ひずみが加えられた試験片の作成手順を示す。本章で使用している SPCC 板から JIS 規格 5 号引張試験片²⁻⁷⁾を作成した。この試験片を万能試験機（株式会社島津製作所：AG-X 50kN）により 11.12 mm 引張り、相当塑性ひずみ 0.2 を加えた。引張後の試験片の平行部から高面圧摩擦試験用の試験片をワイヤーカットにより切り出した。また、実験条件は全て前節と同じである。

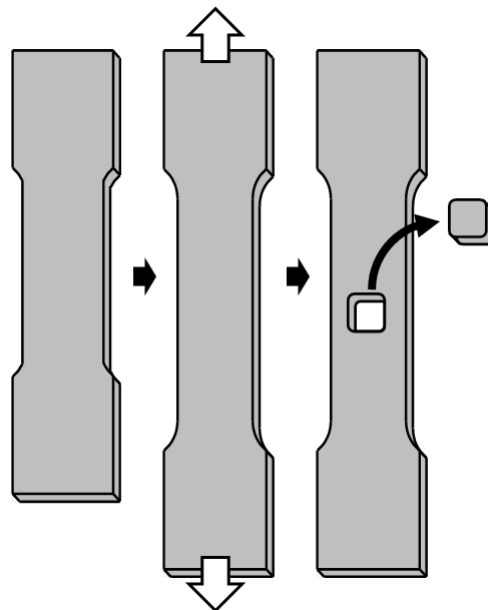


Fig. 4-12 Preparing pre-strain specimen for high pressure friction test

4.5.2 予ひずみを加えた場合の摩擦挙動

Fig. 4-13 に予めひずみを加えた試験片を用いた高面圧摩擦試験の実験結果をひずみを加えていない場合の結果と併せて示す．臨界面圧は突起傾斜角 $\theta=0^\circ$ の時の値である．ひずみを加えた場合の無次元化に用いる降伏応力 Y には，塑性ひずみ 0.08 に予ひずみ分を加えた値，つまり塑性ひずみ 0.28 に対応する変形抵抗値を用いている．

ひずみを加えた場合も，加えていない場合も摩擦係数は同じ値 ($\mu=0.13$) をとる．このことから，被加工材の予ひずみは摩擦係数には影響しないことがわかる．ひずみを加えた場合の臨界面圧とそれ以上の面圧域における平均摩擦応力の値は，加えていない場合と一致している．

以上より，素材にひずみが加えられた場合，無次元化に用いる降伏応力 Y は加えられたひずみを考慮した値を用いることで構築した摩擦法則を適用することができる．

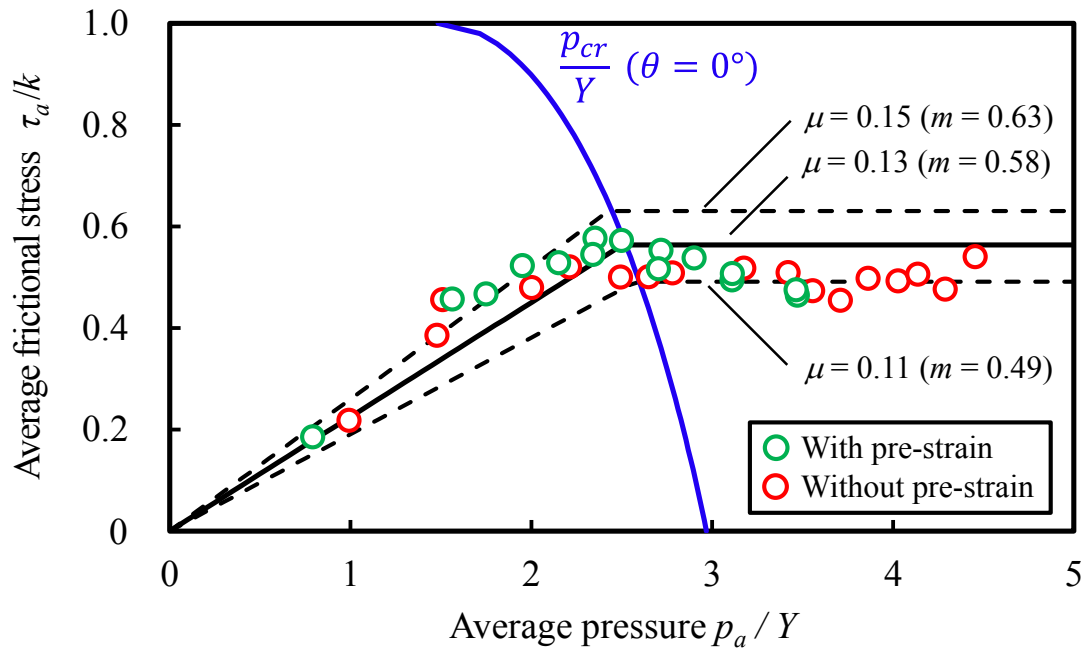


Fig. 4-13 Relationship between average frictional stress and average pressure with pre-strain specimen

4.6 まとめ

構築した摩擦法則を加工硬化性を有する材料への拡張するため、前章までの同様の手法で、加工硬化性が平坦化率や平均摩擦応力、平坦面の状態そして、臨界面圧に与える影響について検証した。その結果を以下にまとめる。

- (1) 平坦化率は加工硬化を無視できる場合に比べて、緩やかな変化となるものの、バルクの塑性変形が始まるとともに線形増加から離れる。
- (2) 平均摩擦応力はバルクの塑性変形に関わらず、線形関係を保ったままである。
- (3) バルク変形後の平坦面には、加工硬化を無視できる場合と同じように小さな凹凸ができています。このために平均摩擦応力は線形関係を保ったままであると考えられる。
- (4) 相当塑性ひずみ 0.08 に対応する変形抵抗値を無次元化に用いることで、前章で構築した摩擦法則を適用することができる。
- (5) 被加工材が加工硬化している場合にも、加えられているひずみに 0.08 を加えた値に対応する変形抵抗値を用いることで適用可能になる。

参考文献

- 4-1) 鈴木達博, 橋本健司, 吉川泰晴, 王志剛: ドライ加工における摩擦挙動に及ぼす材料特性の影響, 第 65 回塑性加工連合講演会 講演論文集 (2014), 73-74
- 4-2) 池浩, 牧野内昭武: 境界接触状態における微視的 surface 突起の押しつぶしに及ぼす諸因子の影響—弾塑性有限要素解析による検討—, 塑性と加工, **32**-366 (1991), 848-855
- 4-3) 中村雅勇, 戸澤康壽: かたさ値と圧こんに現れる現象—押し込みかたさに関する金属塑性学的研究 I—, 塑性と加工, **16**-175 (1975), 668-675
- 4-4) 中村雅勇, 戸澤康壽, 白井徳雄: 盛りりと押し込み抵抗のかたさに及ぼす影響—押し込みかたさに関する金属塑性学的研究 V I—, 塑性と加工, **17**-184 (1976), 406-413

第5章 CAE解析コードへの組み込み³⁻¹⁾

5.1 まえがき

ここまでに、塑性加工用の素材の主流であるアルミニウムと鉄鋼材料のドライ加工における摩擦法則を構築した。本章では、構築した摩擦法則の工業的有用性を確かめるために、CAE解析への組み込むことを試みる。

5.2 サブルーチンの構築

構築した摩擦法則をサブルーチン化し、それを DEFORM-2DTM Ver. 9.0 に組み込む。サブルーチン化にあたって、まず本摩擦法則に影響する因子について整理する。その後、作成したサブルーチンについて説明する。サブルーチンは Pro Fortran 9.0 で作成した。

5.2.1 摩擦法則の影響因子

構築した摩擦法則は、摩擦係数と素材の塑性変形特性の影響を受ける。その他の影響因子として、摩擦界面温度 T と素材の表面積拡大率 λ が影響を与えると考えられる。

摩擦界面温度が上昇すると、摩擦係数も上昇する傾向になることが報告されている^{5-1), 5-2)}。また、素材の表面積拡大率が大きいほど新生面が多く現れるため、摩擦係数が高くなる傾向になる⁵⁻³⁾。

そこで、摩擦界面温度と素材の表面積拡大は、サブルーチンの変数として独立させるのではなく、摩擦係数に内包する因子として取り扱う。したがって、加工に応じた摩擦係数のデータベースが実用上必要不可欠となる。

また影響因子の面圧、ひずみは CAE から得られるデータであり、ユーザーが直接入力するデータは摩擦係数だけとなる。

5.2.2 フローチャート

最初ステップは面圧が 0 であるため、臨界面圧による判定はできない。そのため、最初ステップはクーロンの法則で摩擦応力を計算している。それ以降のサブルーチンのフローチャートを **Fig. 5-1** に示す。サブルーチンの計算過程は以下の通りである。

- (1) 摩擦係数を入力する。
- (2) 入力した摩擦係数から摩擦せん断係数を計算する。
- (3) 摩擦せん断係数と降伏応力より臨界面圧を計算する。その際、接触節点の相当ひずみに 0.08 を加えた値に対応する変形抵抗を降伏応力とする。
- (4) 臨界面圧によりクーロンの法則もしくは摩擦せん断法則のどちらを使用するか判定する。
- (5) 面圧が臨界面圧よりも低ければクーロンの法則、高ければ、摩擦せん断法則を使う。また摩擦せん断法則を使う場合の摩擦せん断係数はクーロンの法則から算出した値を使う。また、一連の過程を接触節点ごとに行う。

このようなサブルーチンプログラムを作成し、CAE 解析に組込むことで、構築した摩擦法則を利用した高精度解析が可能となる。

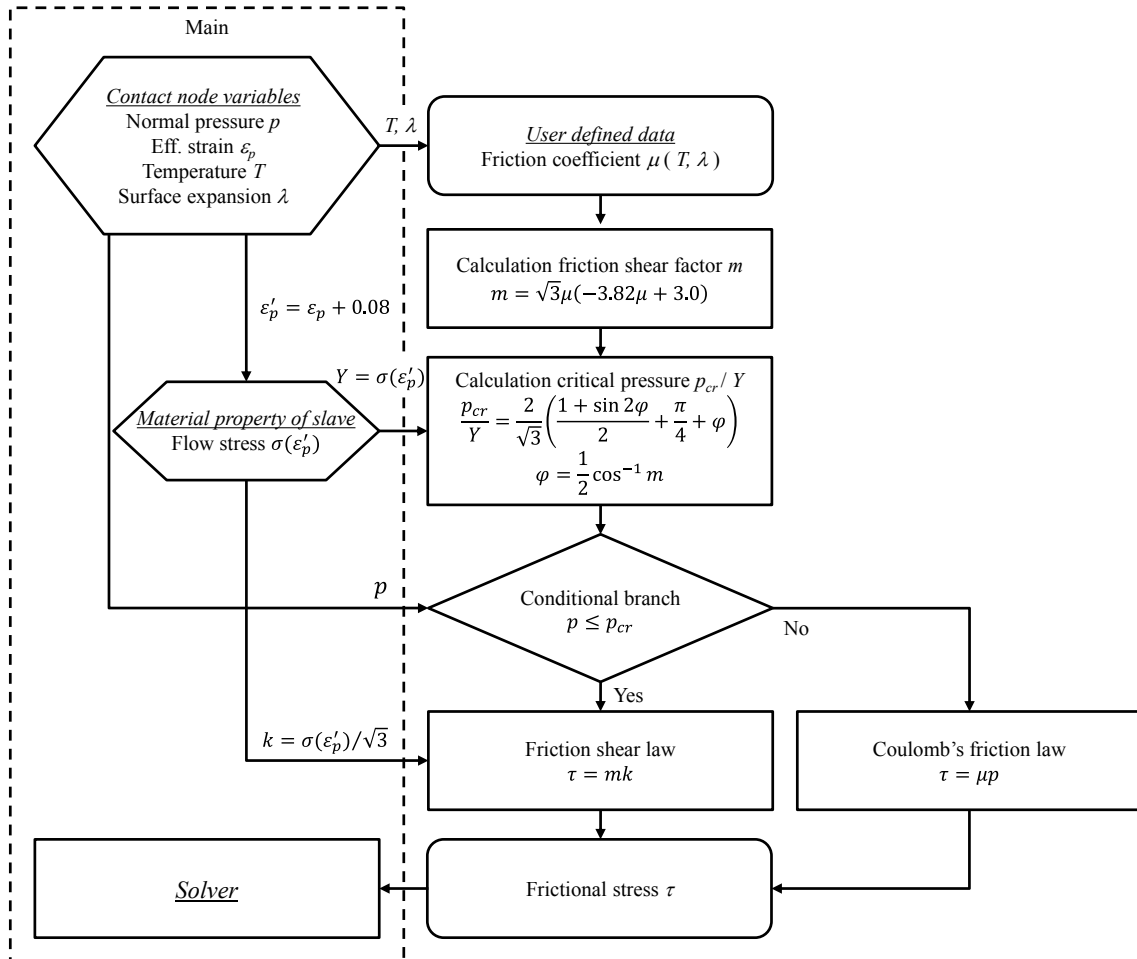


Fig. 5-1 Subroutine program flowchart

5.3 有用性の確認

構築した摩擦法則の従来の法則に対する有用性について検討する。検討する手法としてリング圧縮試験^{5-4)~5-6)}を行った。この試験法はリング状の試験片を平行工具間で圧縮し、摩擦状態によって圧縮後のリング形状が異なることを利用し、摩擦係数を同定する方法であるが、リング形状により面圧のコントロールが可能という特徴があるため採用した。

5.3.1 リング形状と実験条件

圧縮率が40%程度の時に、リング面積の半分以上の領域で面圧分布が臨界面圧を超えるように、リング形状をスラブ法⁵⁻⁷⁾により選定した。その形状を**Fig. 5-2**に示す。また、**Fig. 5-3**にリング試料と圧縮工具の外観写真を示す。リング素材は2章で用いた板材(A1050-H24)からワイヤーカット機により切り出した。試験前にアセトン中で超音波洗浄により脱脂した。圧縮工具には2章と同じDLCコーティングが施してある。また表面粗さは $0.056 \mu\text{m Rz}$ であった。

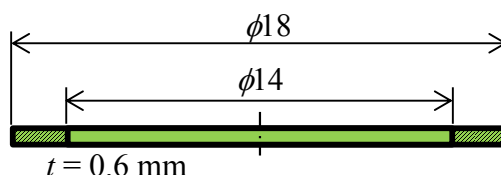


Fig. 5-2 Schematic illustration of ring specimen

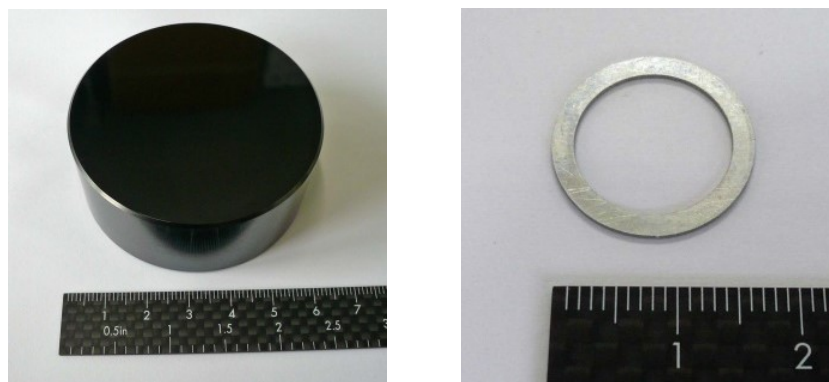


Fig. 5-3 General view of DLC coated tool and ring specimen

5.3.2 面圧分布

Fig. 5-4 に圧縮率 $r = 0.25, 0.39, 0.60$ のときのリング上面の面圧分布を示す。圧縮率が 0.25 のとき、分流点の面圧が限界面圧に達した。この臨界面圧は2章の摩擦試験時の摩擦係数 ($\mu=0.15$) から算出している。圧縮率 0.39 のとき、限界面圧 360 MPa を超えている領域が半分以上になり、圧縮率が 0.60 となると、ほぼ全面の面圧が限界面圧を超えていることがわかる。

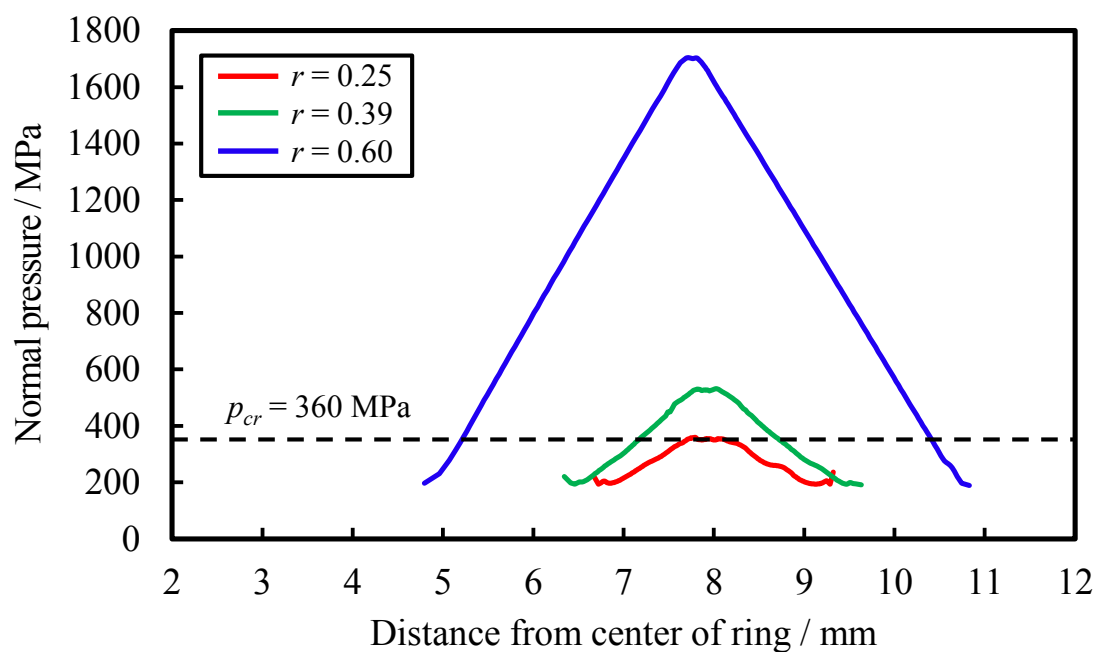


Fig. 5-4 Normal pressure distribution

5.3.3 従来法則との比較

通常のリング圧縮試験は圧縮率と内径変化率により摩擦係数の同定を行うが、本試験で用いたリング形状では摩擦係数に対する内径変化率の感度が非常に低かったため、圧縮荷重により比較を行う。

Fig. 5-5 の赤実線は構築した摩擦法則を用いた FEM 解析結果、黒実線は境界条件をクーロンの法則とした場合である。2つの解析結果を比べると明らかに構築した摩擦法則を用いた方が実験値に近い値となっていることがわかる。

また、実験後の DLC コーティング表面を光学顕微鏡により観察すると焼付き生じていなかった。

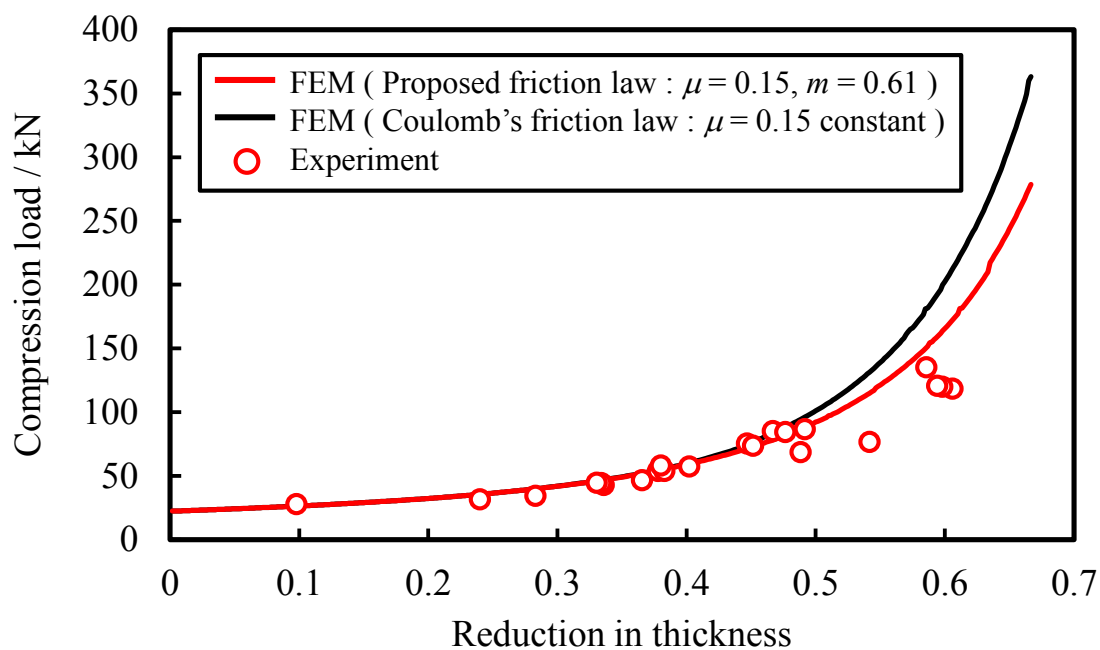


Fig. 5-5 Comparison between friction laws

5.4 まとめ

構築した摩擦法則を CAE 解析に組み込むための手法について述べた。そして、その有用性についてリング圧縮試験により従来法則との比較検討を行った。その結果を以下にまとめる。

- (1) 構築した摩擦法則を CAE 組み込むためのフローチャートを作成した。
- (2) クーロンの法則に対する構築した摩擦法則の有用性をリング圧縮試験の加工荷重により確かめた。特に、リング上面の半分以上の面圧が臨界面圧以上となる圧縮率 40%程度から FEM 解析値と実験値がよく一致する結果となった。

参考文献

- 5-1) 小豆島明：塑性加工における工具・材料界面での摩擦面温度，塑性と加工，**29-328** (1988)，492-497
- 5-2) 中村保，早川邦夫，田中繁一，今泉晴樹，柴田潤一，杉津宗紀：繰返し板材成形向けトライボ・シミュレータによる潤滑性能評価，塑性と加工，**46-528** (2005)，71-76
- 5-3) 大矢根守哉：摩擦・焼付き・工具摩耗に及ぼす諸因子と評価法，塑性と加工，**24-265** (1983)，132-136
- 5-4) 久能木真人：軸方向圧縮荷重を受ける中空円筒の塑性変形に就いて，科学研究所報告，**30** (1954)，63-92
- 5-5) S.B. Petersen, P. A. F. Martins, N. Bay : Friction in bulk metal forming: a general friction model vs. the law of constant friction, *Journal of Materials Processing Technology*, **66-1~3** (1997), 186-194
- 5-6) S.B. Petersen, P. A. F. Martins, N. Bay : An alternative ring-test geometry for the evaluation of friction under low normal pressure, *Journal of Materials Processing Technology*, **79-1~3** (1998), 14-24
- 5-7) 後藤学：塑性学，コロナ社 (2003)

第6章 鍛造用潤滑皮膜の摩擦挙動⁶⁻¹⁾

6.1 まえがき

無潤滑条件下における塑性加工用の摩擦法則を構築した。この法則の特徴として、低面圧下の摩擦係数を測定することで、高面圧域の摩擦応力を計算できる点が挙げられる。すなわち、高面圧下の摩擦試験を行うことなく、低面圧下の簡便な摩擦試験で CAE 解析の高精度化が見込まれる。特にドライ鍛造の CAE 解析に対して有効と思われる。セラミックスや表面処理を用いたドライ鍛造の研究^{6-2), 6-3)}が進んでいるものの、現状の鍛造製品の生産現場では潤滑剤を使うことが一般的である。

そこで、本章では、冷間鍛造用の潤滑皮膜を施した被加工材を用いた場合、本摩擦法則と比べどのような摩擦応力の挙動となるかを調査する。

6.2 冷間鍛造用潤滑皮膜

冷間鍛造は切削加工に比べて強度・生産性に優れている⁶⁻⁴⁾。一方で、工具・機械に対する負荷が大きい。素材と工具間の面圧は非常に高く、材料の変形抵抗の1倍から数倍に達する。さらに、材料の表面積拡大は数百倍に達する場合がある⁶⁻⁵⁾。このため工具が破壊、変形、摩耗をしやすく、冷間鍛造において潤滑剤の役割は大きい。

冷間鍛造用の潤滑剤は、据込みのような比較的 surface area 拡大が少ない加工においては液体潤滑剤が用いられるが、表面積拡大が局所的に大きくなるような厳しい加工では化成反応を利用した潤滑皮膜が用いられる。

化成反応を利用した潤滑皮膜には、リン酸塩皮膜+金属石けん（以降、ボンデ皮膜）やシュウ酸塩皮膜などがある。前者は鉄鋼の加工、後者はステンレス鋼の加工に用いられている。最近では、環境負荷低減の観点よりボンデ皮膜の代替皮膜である一液潤滑皮膜が使われ始めている。

次からは、実験に用いた鍛造用潤滑皮膜であるボンデ皮膜と一液潤滑皮膜の形成方法と長所・短所について紹介する。

6.2.1 ボンデ皮膜

ボンデ皮膜は冷間鍛造用潤滑皮膜として古くから用いられており、鉄鋼表面との反応により皮膜が形成される。また、リン酸塩結晶皮膜の通称であり、金属石けんと併用され、ボンデ・ボンダリューベとも呼ばれる。

皮膜の形成処理は鉄鋼表面を酸洗することで表面の pH 値を上昇させ、処理液中の成分から主にリン酸亜鉛結晶を晶出させる。リン酸亜鉛結晶には格子間の結合力が弱いへき開面を持つ⁶⁻⁶⁾。これが摩擦抵抗を低減させ、被加工材表面を保護する役割をしている。

ボンデ皮膜の処理工程を Fig. 6-1 に示す⁶⁻⁷⁾。この処理工程は、重金属を含有する廃液や廃石けんなどが多く排出される。処理時間も 30 分以上かかり、また処理液浴の温度は 80℃以上となるため、生産コスト高くなりやすく、設備規模が大きくなるといった問題があり、環境への負荷が高い。

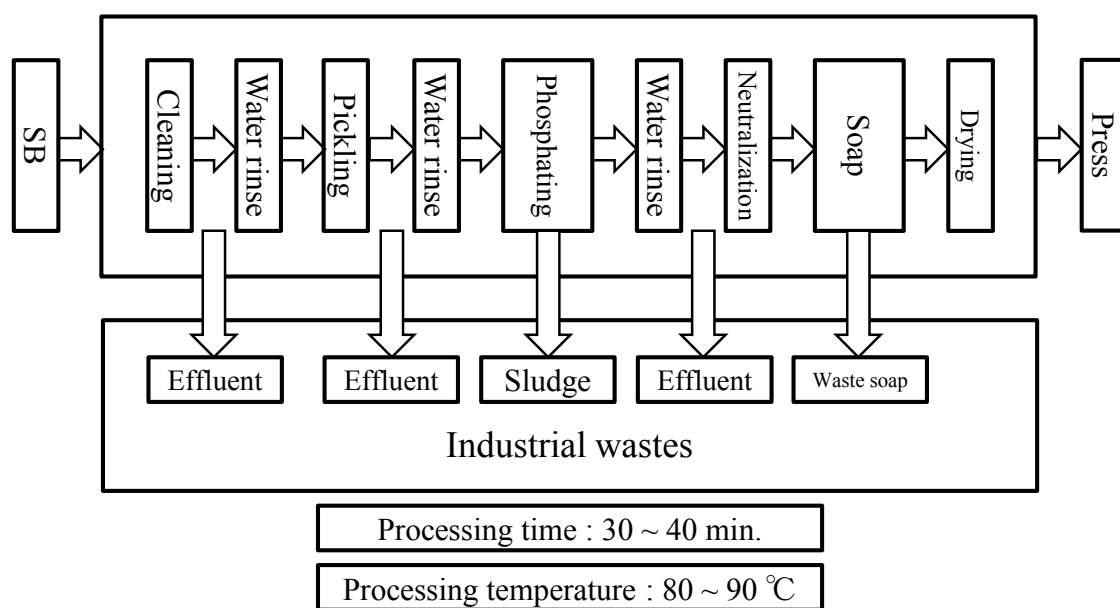


Fig. 6-1 Typical process of zinc phosphate coating⁶⁻⁷⁾

6.2.2 一液潤滑皮膜

一液潤滑皮膜の成膜工程と皮膜形成過程を **Fig. 6-2**, **Fig. 6-3** に示す⁶⁻⁸⁾。清浄化した被加工材表面に処理液を塗布し、乾燥させることで皮膜を形成する。処理液は水溶性無機塩をベースに様々な潤滑成分を含有している。また、通常、水性の処理液が使用される。一液潤滑皮膜は被加工材に処理液を塗布し、乾燥させるだけであるため、処理工程には廃液や産業廃棄物などを排出しない。また、工程数がボンデ皮膜の工程数に比べ少ないため、生産コストの低減、生産ラインの省スペース化が期待できる。

一液潤滑皮膜は被加工材表面に付着しただけの状態にある。その状態で加工面の变形、摩擦界面の温度上昇や高い面圧に耐えながら、潤滑性能を維持しなければならない。そのため、一液潤滑皮膜の設計には様々な工夫⁶⁻⁹⁾が加えられている。

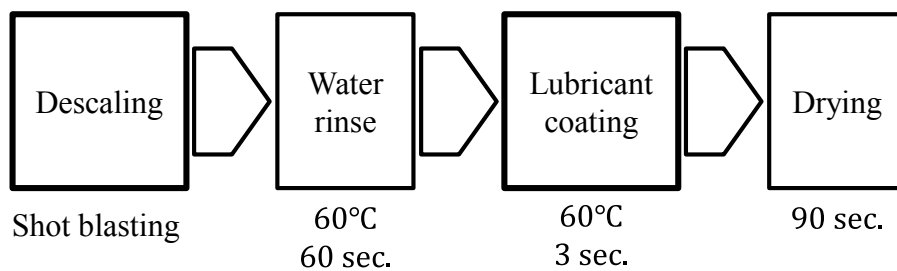


Fig. 6-2 Typical process of Dry in-place coating⁶⁻⁸⁾

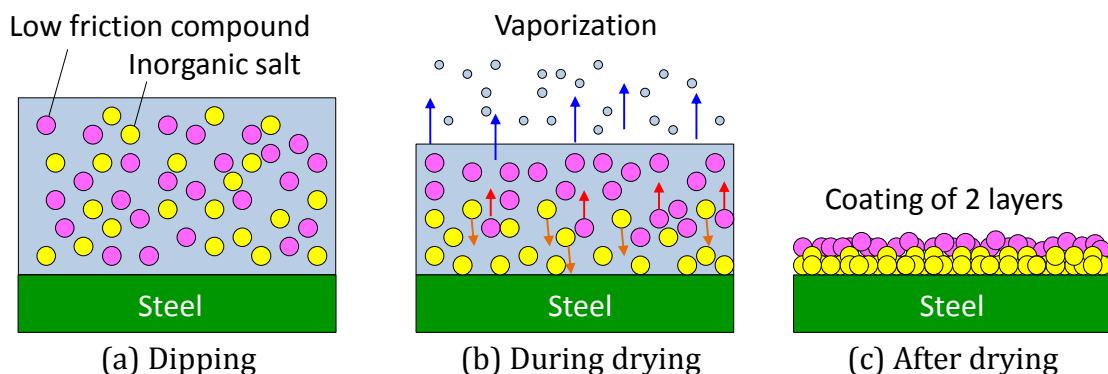


Fig. 6-3 Formation process of dry in-place coating

6.3 無潤滑の場合と潤滑皮膜を施した場合の摩擦挙動の比較

ボンデ皮膜と一液潤滑皮膜が臨界面圧以下の面圧における摩擦挙動に与える影響について調査するため、側方引張形摩擦試験および高面圧摩擦試験により検証した。

側方引張形摩擦試験の試験片には4章で使用した平行微小突起付き SPCC 試験片を用いた。この試験片の突起部分にボンデ皮膜処理と一液潤滑皮膜処理を施した。ボンデ皮膜処理した後の SEM による突起部分の断面写真を Fig. 6-4 に示す。突起の部分に 5 μm 程度の皮膜ができていることがわかる。

高面圧摩擦試験の試験片にも SPCC 材に同じ成膜方法で、同じ膜厚のボンデ皮膜処理と一液潤滑皮膜処理を施した。

また、それぞれの脱脂以外の実験条件は4章と同様とした。

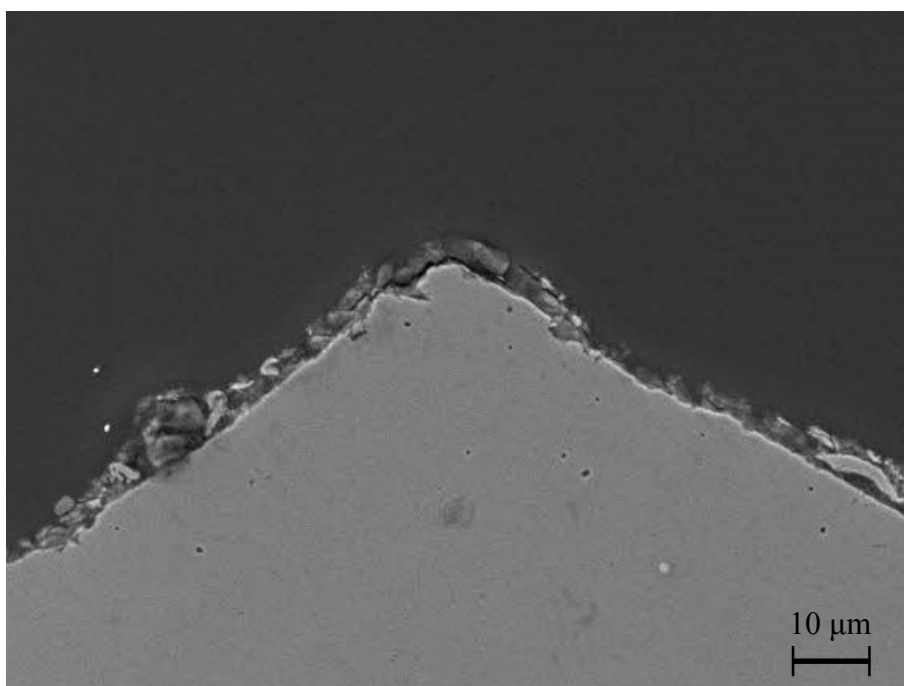


Fig. 6-4 SEM image of specimen asperity

Fig. 6-5 に皮膜処理を施した場合の平均摩擦応力と平均面圧の関係を示す。また、4章の摩擦試験結果も併せて示す。どちらの潤滑皮膜を施した場合も摩擦係数は 0.05 であった。また側方引張型摩擦試験、高面圧摩擦試験のどちらの摩擦係数も 0.05 であった。

そして、無潤滑の場合は臨界面圧を超えると一定値を示すが、潤滑皮膜を用いた場合、臨界面圧を超えても一定値を示さず、線形関係を保ったままである。このことから、鍛造用潤滑皮膜を使用した場合、臨界面圧以上の面圧となるときも、クーロンの法則を適用することが妥当だと考えられる。

実験後のボンデ皮膜処理を施した試験片の突起部分の断面写真を Fig. 6-6 に示す。突起がつぶされ平坦になった面にもボンデ皮膜が残っていることがわかる。

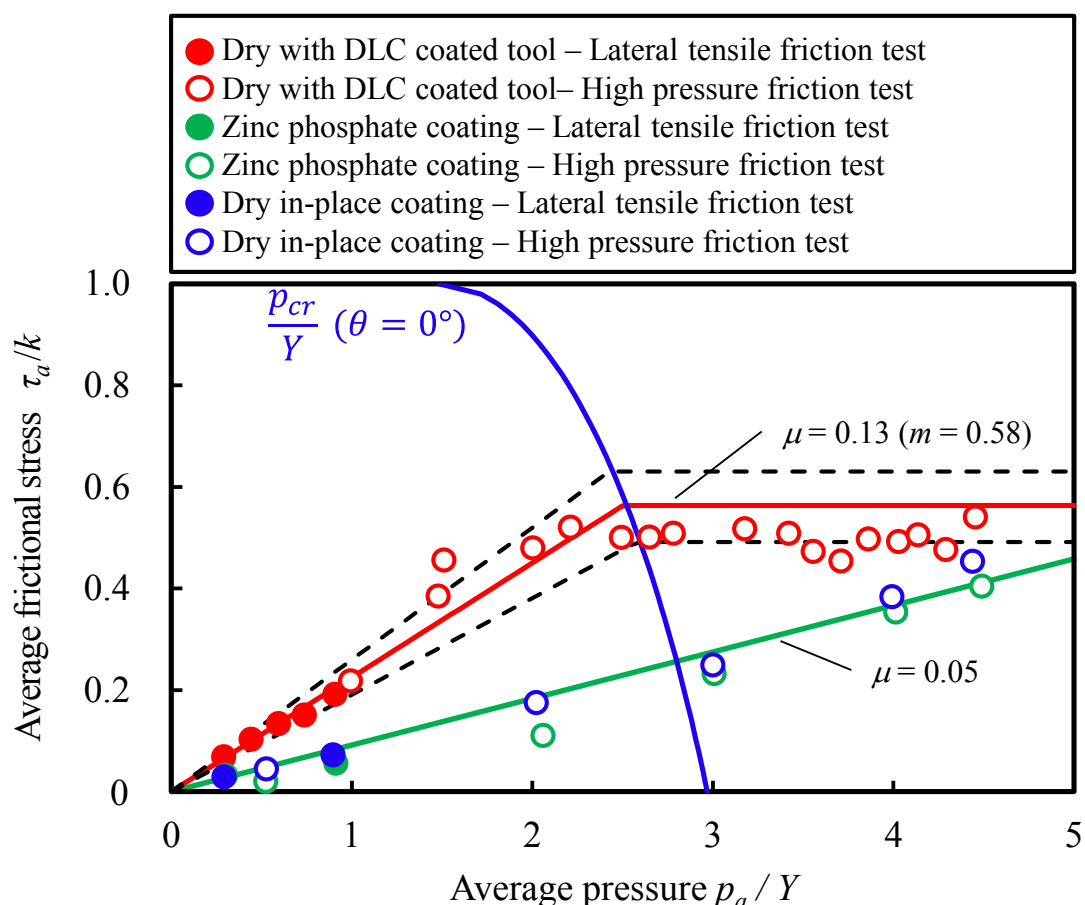


Fig. 6-5 Friction law of zinc phosphate coating and Dry in-place coating

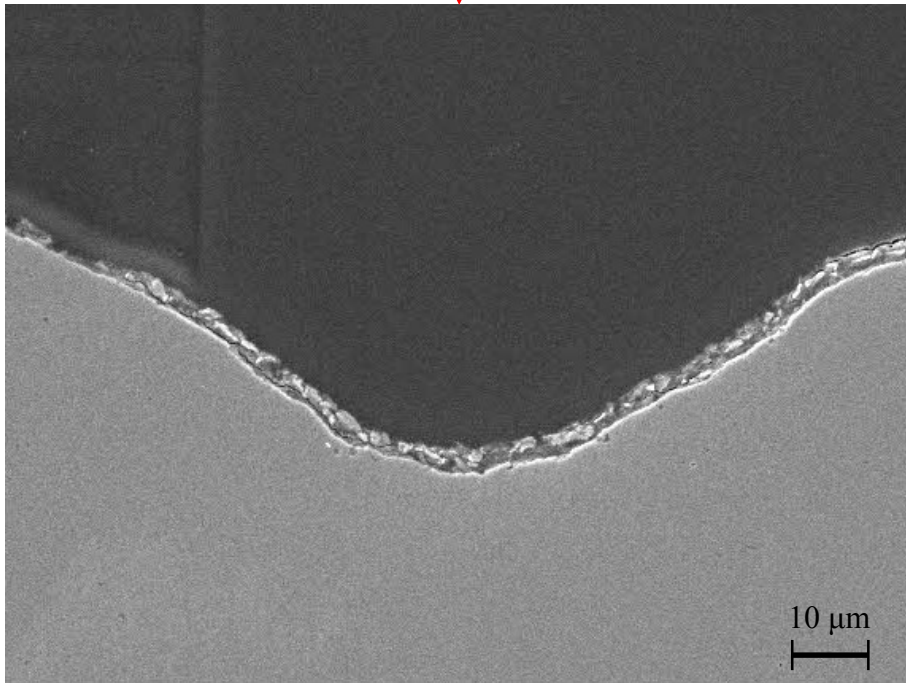
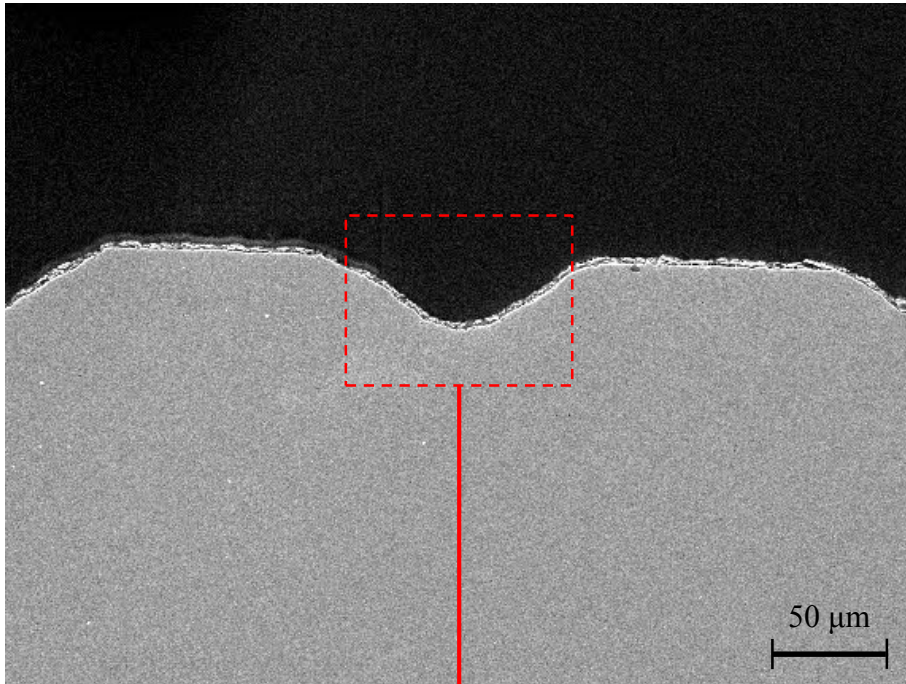


Fig. 6-6 SEM image of specimen asperity after the test

6.4 まとめ

ボンデ皮膜と一液潤滑皮膜を施した被加工材を用いた場合，無潤滑条件下の摩擦挙動に比べ，どのような挙動となるのか，4章の実験結果と比較検討した．そこから得られた知見を以下にまとめる．

- (1) 鍛造用潤滑皮膜を施した場合，基材の変形抵抗と摩擦係数から計算される臨界面圧を超えたとしても，平均摩擦応力は線形関係を保ったままである．
- (2) CAE 解析に組込む場合には潤滑皮膜を施した場合クーロンの法則のみで高面圧域の解析が可能と考えられる．

参考文献

- 6-1) Z.G. Wang, S. Komiyama, Y. Yoshikawa, T. Suzuki, K. Osakada : Evaluation of lubricants without zinc phosphate precoat in multi-stage cold forging, *CIRP Annals* **64** - 1 (2015), 285-288
- 6-2) 小坂橋竜雄：熱間鍛造型へのセラミックスの適用，*塑性と加工*, **36**-418 (1995), 1221-1222
- 6-3) 松本良，小坂田宏造：マグネシウム合金のドライ・セミドライ加工，*塑性と加工*, **46**-528 (2005), 43-47
- 6-4) 山本博一：鍛造・押出しにおける潤滑の諸問題，*塑性と加工*, **17**-182 (1976), 232-244
- 6-5) 日本潤滑学会 編：潤滑ハンドブック，養老堂 (1987)
- 6-6) 日本塑性加工学会鍛造分科会 編：わかりやすい鍛造加工，日刊工業新聞社 (2005)
- 6-7) 志田斉一：低環境負荷冷間塑性加工用潤滑剤の開発，215 回塑性加工シンポジウム，**215** (2002), 33-39
- 6-8) 吉田昌之，今井康夫，清水秋雄，小見山忍，山口英宏，大竹正人，王志剛：一工程型潤滑システム PULS による冷間鍛造潤滑の革命，*日本パーカライジング技報*, **27** (2015), 3-8
- 6-9) 高橋昭紀，小見山忍，王志剛：密閉絞り加工の潤滑状態に及ぼす被加工材表面性状の影響，平成 22 年度塑性加工春季講演会 講演論文集，(2010), 223-224

第7章 結 言

摩擦応力が急増する現象について FEM 解析および独自の摩擦試験機により検証し、その実験結果および摺動面の観察結果に基づいて、塑性加工における摩擦法則を構築した。また、その法則の CAE 解析への組み込み方法、鍛造用潤滑被膜が与える影響についても検討した。その結果、得られた知見を以下にまとめる。

第1章 緒 言

塑性加工におけるトライボロジーの役割と、接触界面に着目した従来の研究成果と到達点について述べ、本研究の目的を示した。

第2章 接触・摩擦挙動に及ぼすバルクの塑性変形の影響

示唆されている摩擦応力の急増現象を、FEM 解析および側方引張型摩擦試験により検討した。降伏条件を満たしバルク部が塑性変形し始めると、平坦化率は線形増加から外れ、急激な増加傾向になることを実証した。しかし、平坦化率は急増するものの、平均摩擦応力は線形関係を保ったままであることが、実験により明らかになった。実験後の試験片平坦面を電子線三次元粗さ解析装置により観察すると、バルク部が塑性変形した平坦面には $0.1\sim 0.2\ \mu\text{m}$ 程度の凹みが観察され、バルク変形後の真実接触面は平坦な面よりも小さいことがわかった。また、これは結晶粒の回転によって引き起こされるものだと推測される。これにより、光学顕微鏡の観察では、真実接触面を測定することは難しく、材質の均一性を前提とする一般的な FEM 解析ではこの小さな凹みが生じる現象を捉えることはできないことが明らかになった。

第3章 摩擦法則の導出と実証

前章の実験結果および観察結果をもとに、臨界面圧以下ではクーロンの法則、臨界面圧以上では摩擦せん断法則に従うドライ条件下の塑性加工用摩擦法則を構築し、高面圧摩擦試験により実証した。クーロンの法則と摩擦せん断法則が切り替わる臨界面圧は、突起の初期押しつぶし接触圧力と等しいため、すべり線場法よりその圧力を算出した。また、摩擦係数は摩擦せん断係数から計算が可能であることから、摩擦係数を与えるだけで全面圧域における高精度 CAE 解析が可能となる。

第4章 加工硬化性を有する材料の摩擦法則

加工硬化性を有する材料への構築した摩擦法則を拡張するため、加工硬化性の影響について調査した。材料の加工硬化性により突起が硬化するため、平坦化率は加工硬化を無視できる場合に比べて緩やかな変化となる。平均摩擦応力はバルクの塑性変形に関わらず、線形関係を保ったままである。バルク変形後の平坦面には、加工硬化を無視できる場合と同じように小さな凹凸ができています。このために平均摩擦応力は線形関係を保ったままであると考えられる。臨界面圧を決める際、降伏応力の値を相当塑性ひずみ 0.08 に対応する変形抵抗値を使用することで、前章で構築した摩擦法則を適用することができる。被加工材がすでに加工硬化している場合にも、加えられたひずみに 0.08 を加えた値に対応する変形抵抗値を用いることで適用可能になる。

第5章 CAE解析コードへの組み込み

構築したドライ条件下の摩擦法則を CAE 解析に組み込むためのフローチャートを作成した。そして、その有用性についてリング圧縮試験により従来法則との比較検討し、本摩擦法則を用いた方が従来法則よりも実験値によく一致する結果を得られた。特に、臨界面圧以上の平均面圧が支配的になる領域で、有効である。

第6章 鍛造用潤滑皮膜の摩擦挙動

鍛造用潤滑被膜を施した場合、基材の変形抵抗と摩擦係数から計算される臨界面圧を超えたとしても、平均摩擦応力は線形関係を保ったままであるため、CAE 解析に組み込む場合には潤滑被膜を施した場合クーロンの法則のみで高面圧域の解析が可能と考えられる。

本研究で構築した塑性加工用の摩擦法則は、摩擦係数を与えるだけで全面圧域における摩擦挙動をとらえることが可能という特徴を有しているため、特に鍛造分野の CAE 解析の高精度化に寄与できると期待される。

関 連 論 文 目 録

< 発表論文 >

1. Determination of friction law in dry metal forming with DLC coated tool
CIRP Annals Vol. 63 No. 1 (2014) pp. 277-280
Z. G. Wang, Y. Yoshikawa, T. Suzuki, K. Osakada
2. Evaluation of lubricants without zinc phosphate precoat in multi-stage cold forging
CIRP Annals Vol. 64 No. 1 (2015) pp. 285-288
Z.G. Wang, S. Komiyama, Y. Yoshikawa, T. Suzuki, K. Osakada

< 口頭発表 >

1. ドライ加工における摩擦法則の提案
平成 26 年度塑性加工春季講演会 講演論文集 (2014) pp. 67-68
吉川泰晴, 鈴木達博, 王志剛, 小坂田宏造
2. ドライ加工における摩擦法則の実証
平成 26 年度塑性加工春季講演会 講演論文集 (2014) pp. 69-70
鈴木達博, 吉川泰晴, 王志剛, 小坂田宏造
3. ドライ加工における摩擦挙動に及ぼす材料特性の影響
第 65 回塑性加工連合講演会 講演論文集 (2014) pp. 73-74
鈴木達博, 橋本健司, 吉川泰晴, 王志剛

謝 辞

本博士論文における研究は、岐阜大学工学部 機械工学科 王 志剛 教授のご指導のもとに行ってきたものであり、研究の遂行および本論文の作成に当たり終始懇篤なるご指導およびご鞭撻を賜りました。ここに心より感謝いたします。また、本論文をまとめるにあたり、主査および副査の労をご快諾いただき、有益なご指導を賜りました同学部 植松 美彦 教授、山下 実 教授に深く感謝いたします。

研究の遂行にあたり、大阪大学 小坂田 宏造 名誉教授の懇篤なるご指導を賜りました。ここに心より感謝いたします。そして、高面圧摩擦試験を行うにあたり、試験機を使用させていただき、実験結果について有益な討論をさせていただいた静岡大学工学部 中村 保 教授、早川 邦夫 教授に心から感謝いたします。

また、実験・CAE 解析を行うにあたり、多大なるご指導とご助言をいただきました機械工学科 吉田 佳典 准教授ならびに吉川 泰晴 助教に深くお礼申し上げます。試験片の電子線三次元粗さ解析を行っていただいた株式会社エリオニクス 佐々木 亮 様、小俣 有紀子 様に心から感謝いたします。脱脂方法、鍛造用潤滑皮膜の成膜について多大なるご協力をいただいた日本パーカラijing株式会社 小見山 忍 様、大河内 一輝 様に深く感謝いたします。

最後に、数多くの実験を行うにあたり、多大なご協力を頂いた岐阜大学工学部 機械工学科王研究室に所属する学生諸君、金型創成技術研究センター職員の皆様、ものづくり技術教育支援センター職員の皆様に対し感謝の意を表します。

2015年9月

鈴木 達 博