

アブレシブ摩耗における
摩擦・摩耗機構の実験による解析

2007年 12月

長崎大学大学院
生産科学研究科

中嶋 明

目次

	ページ
第1章 緒言	1
第2章 摩擦・摩耗に関する概要とこれまでの研究	4
2.1 摩擦	4
2.1.1 摩擦とその種類	4
2.1.2 乾燥摩擦	5
2.1.3 境界摩擦	7
2.1.4 流体摩擦	9
2.1.5 固体間の接触面積	10
2.1.6 摩擦に影響を及ぼす主要因子	13
2.2 摩耗	23
2.2.1 摩耗の分類	23
2.2.2 凝着摩耗	23
2.2.3 アブレシブ摩耗	24
2.2.4 腐食摩耗	26
2.2.5 表面疲れ摩耗	26
2.2.6 微動摩耗	28
2.2.7 摩耗に影響を及ぼす主要因子	28
a) 荷重の影響	28
b) すべり速度の影響	30
c) 雰囲気の影響	33
d) その他の影響因子	36
2.2.8 摩耗形態図	39
第3章 アブレシブ摩耗実験	44
3.1 はじめに	44
3.2 3元アブレシブ摩耗	45
3.2.1 油中粉体濃度の影響	45
3.2.2 粒子の面内導入性	48
3.2.3 材料組み合わせの影響	56

3.3	2元アブレシブ摩耗	62
第4章	アブレシブ粒子をモデル化した単一突起による摩擦実験	71
4.1	はじめに	71
4.2	単一突起による掘り起こし摩擦理論	72
4.2.1	円錐突起による摩擦	72
4.2.2	球突起による摩擦	74
4.3	実験方法および実験条件	78
4.3.1	円錐圧子による実験	78
4.3.2	球圧子による実験	79
4.4	実験結果および考察	81
4.4.1	円錐圧子による実験結果および考察	81
4.4.2	球圧子による実験結果および考察	93
4.5	総合考察	101
4.5.1	材料（軟質平面材）の影響	101
4.5.2	圧子形状の影響	109
4.5.3	潤滑の影響	110
4.5.4	荷重の影響	111
4.6	まとめ	112
第5章	まとめ	114
謝辞		117
参考文献		118

第1章 緒言

本研究で取り扱う摩擦・摩耗は、我々の日常生活において有益、有害の両面であらゆる所に存在する現象で、ほとんどの場合、人々はこの現象について深く考えることなく当然のごとく対処している。摩擦、摩耗、潤滑すなわちトライボロジーについて学校教育で学ぶことは少なく、近年になって使われ始めたトライボロジーという言葉は、技術者でも知らない人が多いのが現状である。それにもかかわらず、日常生活におけるトライボロジーに関わる事柄に対し、多くの人々は経験的知識によりそれなりの対応を行っている。すなわち、多くの人々はトライボロジーの問題に幼い時から慣れ親しんでいるのである。したがって、トライボロジーの問題を取り扱うのは容易かと言うととんでもない話で、トライボロジーの専門家が悪戦苦闘し、まだまだ経験に頼っている部分が多い。近年、科学技術の進歩が急速になる一方で、機械製品の性能（機能性、安全性、正確性、経済性、長寿命性等）に対する要求は高度で厳しいものとなっている。したがって、機械の性能を大きく左右する摺動部の性能に対する要求も高度で厳しくなっており、機械におけるトライボロジー特性は解明すべき重要課題の一つとなっている。

摩擦、摩耗の形態には多くの種類があり、これらに関する研究は古くから実験および理論の両面からなされている。しかし、現在に至ってもなお摩擦、摩耗に関する明確な理論は定着せず、その形態の見直しや理論的解明のために研究が活発に行われているのが現状である。また、科学技術の急速な進歩に伴って新素材が出現し、摺動部材が広範囲かつ苛酷な環境下で使用されるなど、摩擦、摩耗を取り扱う条件はますます複雑化し厳しくなっている。一般に、摺動面における摩擦、摩耗は単一形態で存在することはほとんどなく、数種類の形態が混在するとともに刻々とその状態は変化する。さらに摩擦、摩耗に影響を及ぼす因子の数は多く、摩擦、摩耗形態によって各因子の影響度合いは異なるため実際の摺動面における摩擦、摩耗の定量的推定はかなり困難である。しかし、各摩擦、摩耗形態の基本的機構を解析するとともにそれらに影響を及ぼ

す因子の推定および影響度合いなどの分析を行い、理論的解析と実験的解析を一致させることで摩擦、摩耗の定量的な推定は可能であると考えられる。

本研究では、摩耗形態の中で最も摩耗量が多く、実際の機械等でトラブルあるいは寿命に大きな影響を及ぼすアブレシブ摩耗に焦点を絞った。アブレシブ摩耗における摩擦・摩耗機構の解析を実験により行うために、アブレシブ摩耗が主に生じる条件下での摺動実験を行い、摩擦、摩耗に及ぼす影響因子とそれらの影響度合いおよび相互作用等の解析を行った。

本論文の構成は、以下のようにしている。

第一章 緒言

第二章 摩擦・摩耗に関する概要とこれまでの研究

第三章 アブレシブ摩耗実験

第四章 アブレシブ粒子をモデル化した単一突起による摩擦実験

第五章 まとめ

第二章の摩擦・摩耗に関する概要とこれまでの研究にかなりの紙面を割いている。これは、前述したように摩擦・摩耗は多種多様で、その研究も多岐に渡っていることから、この論文の目的、研究手法を分かり易くするために少し詳しく述べた。

第三章のアブレシブ摩耗実験では、実験結果に考察を加えながら解析をおこなっている。アブレシブ摩耗は、アブレシブ材の状態から3元アブレシブ摩耗と2元アブレシブ摩耗とに分けることができる。すなわち、摺動する固体間の遊離アブレシブ粒子による切削摩耗が主に生じる3元アブレシブ摩耗と摺動する片方の面が硬質突起を有し、その突起による切削摩耗が主に生じる2元アブレシブ摩耗である。本研究ではそれぞれの摩耗形態について実験条件を変化させた実験を行い、摩擦、摩耗においてその形態の持つ特徴および影響を及ぼす因子について調べた。3元アブレシブ摩耗においては遊離アブレシブ粒子の挙動が摩擦、摩耗に大きな影響を与える。したがって、本実験では遊離アブレシブ粒子としてSiC粒子を用い、粒子の挙動（例えば、アブレシブ粒子の固体接触面間

への導入性、固体面への埋め込み層形成など)を中心に調べるためアブレシブ粒子混合油中で摺動実験を行い、摩耗状態からその現象を探った。なお、実験は荷重、摺動速度、混合油中の粒子濃度、摺動材の組み合わせなど摩耗に影響を及ぼすと考えられる条件を変えて行った。2元アブレシブ摩耗においては硬質突起が固定されているため3元アブレシブ摩耗に比べその現象解析はやや容易になる。しかし、2元アブレシブ摩耗における摩擦、摩耗に及ぼす影響因子は多い。本実験では、アブレシブ材としてエメリペーパー(粒径変化)と鉄工ヤスリを使用し、摺動材、雰囲気圧と荷重を変化させることで摩擦、摩耗の解析を行ったが、これらは摩擦、摩耗に影響を及ぼす数多い因子の中でも重要なものと考えられる。

第四章ではアブレシブ粒子をモデル化した単一突起による摩擦の実験結果に考察を加えながら解析をおこなっている。前述した2つの実験は多数のアブレシブ粒子または硬質突起によるアブレシブ摩耗状態であったため、アブレシブ摩耗における摩擦、摩耗機構を解析するには難しい面がある。そこで、アブレシブ摩耗における機構を解析し易くするため、硬質突起の形状を円錐と球にモデル化し、単一突起による摺動実験を行い、主にアブレシブ摩耗における摩擦機構の解析を試みた。この実験では摩擦係数および掘り起こし溝形状を測定することによって掘り起こし摩擦係数および凝着摩擦係数を推定した。また、従来の摩擦の式において掘り起こしの項と凝着の項にそれぞれ修正係数を付けた修正式を提示し、これらの修正係数を求めることで摩擦に影響を及ぼす因子を探り、アブレシブ摩耗における摩擦機構の解析を行った。なお、実験は荷重、円錐頂角、潤滑状態、軟質材料など摩擦、摩耗に影響を及ぼすと考えられる条件を変えて行った。

本研究では、アブレシブ摩耗における摩擦・摩耗の機構およびそれらに影響を及ぼす主要因子の挙動、相互作用などを明らかにすることができ、アブレシブ摩耗における摩擦・摩耗を定量的に推定する際に必要とされる根拠を得られた。

第2章 摩擦・摩耗に関する概要とこれまでの研究

2.1 摩擦

2.1.1 摩擦とその種類

固体の摩擦には内部摩擦(固体内部でエネルギーが熱エネルギーに変換されて消散する)と外部摩擦とがあるが、本研究においては外部摩擦を対象とする。すなわち、接触する二つの固体が相対すべりを行うとき、接触面間に運動と逆向きの抗力が現れ、この抗力を摩擦(力)と称する。

摩擦はその観点の違いにより、次のように分類することがある¹⁾。

(1) すべり摩擦ところがり摩擦

すべり摩擦 : 平面上に押しつけられている物体を接触面に沿ってすべらせる時の抗力。

ころがり摩擦 : 平面上に押しつけられている物体を接触面に沿った力でころがす時の抗力。

(2) 静摩擦と動摩擦

静摩擦 : 平面上に荷重 W で押しつけられている物体を、接触面に平行な力を加えて、静止状態から運動状態へ移行させる時の力 F_s を静摩擦といい、 $F_s = \mu_s \cdot W$ で表わす。 μ_s を静摩擦係数という。

動摩擦 : 平面上に荷重 W で押しつけられている物体を、平面上を等速ですべらす時の力 F_k を動摩擦といい、 $F_k = \mu_k \cdot W$ で表わす。 μ_k を動摩擦係数という。

(3) 乾燥摩擦、境界摩擦、流体摩擦

固体表面は図 2-1 に示すように一般に各種の汚れにおおわれている。相対すべりを行う二つの固体間に介在する気体または液体の状態に応じて、摩擦形態を乾燥摩擦、境界摩擦、流体摩擦と分類している(図 2-2)。

乾燥摩擦 : 清浄な固体同士の摩擦 (図 2-2a)。

境界摩擦 : 固体面間に気体または液体の吸着分子膜が形成され、それによって潤滑されているときの摩擦 (図 2-2b)。

流体摩擦 : 固体面間に厚い流体膜が構成され、流体圧力が荷重を支えるような場合の摩擦 (図 2-2c)。

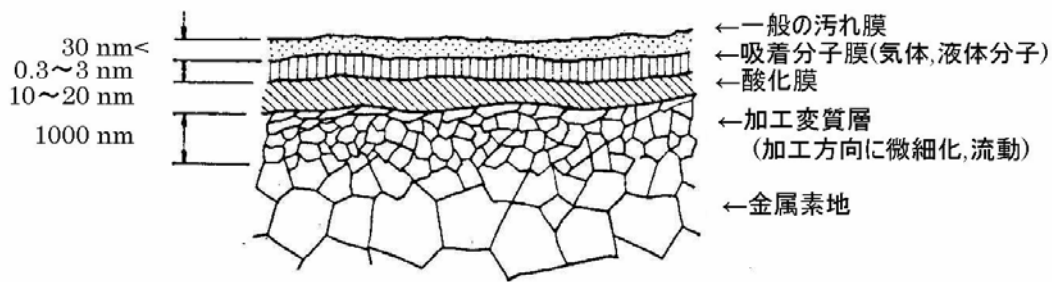


Fig.2-1 金属表面の構造 (文献 1)

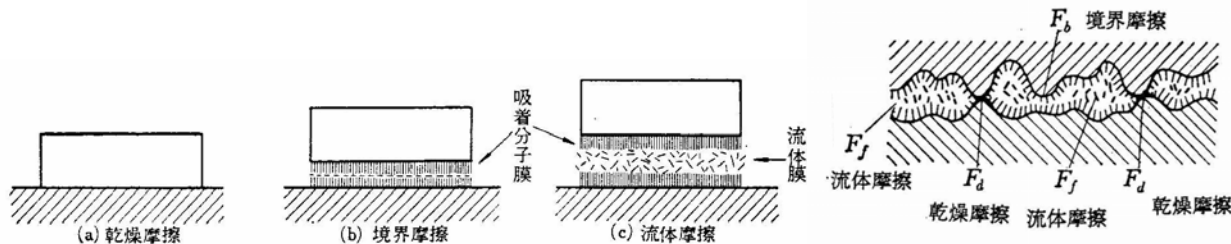


Fig.2-2 摩擦の形態 (文献 1)

Fig.2-3 実際の摩擦状態 (文献 2)

実際の固体同士のすべりにおいて、面間に潤滑剤が存在しても、上記の3種類の摩擦が混在した混合摩擦状態にあることが多い²⁾ (図 2-3)。

摩擦をその観点の違いにより分類すると前述のようになるが、摩擦現象を大別すれば上述の(3)項の3種類に分けられる³⁾。

2. 1. 2 乾燥摩擦

乾燥摩擦に関する経験的法則として、次の三つが知られている⁴⁾。これらは Amontons-Coulomb の法則とよばれる。

- 1) 摩擦は見かけの接触面積に無関係で、垂直荷重に比例する。
- 2) 摩擦はすべり速度に無関係である。
- 3) 接触する二固体が互いにすべり始めるために要する力は、すべりを継続させるに要する力よりも大きい。すなわち、静摩擦は動摩擦より大きい。

この法則は、広範囲の条件における乾燥摩擦に対してよく適合するものである。摩擦に関する最初の基礎的実験を行った Leonardo da Vinci (1452年~1519年) から摩擦法則を発見した Amontons, Coulomb ら

の実験内容等は、曾田の著書「摩擦の話」⁵⁾にかなり詳しく記載されている。

乾燥摩擦の主原因としては以下の因子が考えられる。

a) 凝着部（真実接触部、ジャンクション）のせん断抵抗

真実接触部の投影面積 A 、凝着部のせん断強さ τ 、せん断抵抗 F_a 、垂直荷重 W 、凝着部の圧縮降伏応力 p_0 とし、真実接触部の面積は塑性変形によるものとする、

$$F_a = \tau \cdot A, \quad A = W / p_0 \quad \dots\dots\dots (2-1)$$

したがって、摩擦係数 μ は次式で表される。

$$\mu = F_a / W = \tau / p_0 \quad \dots\dots\dots (2-2)$$

p_0 は摩擦する二固体の軟らかい方の押し込み硬さ H にほぼ等しく、 τ が同じく母材のせん断強さ s に等しいとすると、

$$\mu = s / H \quad \dots\dots\dots (2-3)$$

とみなすことができ、摩擦係数 μ は組合された固体の軟らかい材料の機械的性質で決定される。

b) 掘り起し抵抗

軟らかい固体の上を硬くて先端がとがった固体（スライダ）がすべる場合、前者の中に後者が押しこまれ、前者が掘り起される抵抗が生じる。スライダの押しこまれた部分の進行方向に対する前面投影面積 A' 、軟らかい方の固体の流動圧力を p_m とすると掘り起し抵抗 F_p は、

$$F_p = A' \cdot p_m \quad \dots\dots\dots (2-4)$$

となり、 p_m は p_0 （圧縮降伏応力）と同程度とすると、

$$F_p = A' \cdot p_0 \quad \dots\dots\dots (2-5)$$

となる。 A' はスライダの形状で異なるため摩擦係数 $\mu = F_p / W$ も異なり、スライダが円錐と球の場合、 μ はそれぞれ次式となる。

$$\mu = 2 / (\pi \cdot \tan \theta) \quad (\text{円錐}) \quad \dots\dots (2-6)$$

ここで、 θ は円錐の半頂角である。

$$\mu = 2d / (3\pi \cdot r) \quad (\text{球}) \quad \dots\dots (2-7)$$

ここで d は圧痕の直径、 r は球の半径である。なお、(2-7)式は d が r に比べかなり小さい場合の式である。

c) 表面凹凸の上下による抵抗

摩擦面には、必ず幾何学的な凹凸が存在するため、それに沿ってスライダが上下しなからずることにより運動エネルギーが失われる。この抵抗は表面凹凸の斜面の傾角に依存し、傾角を θ' とすると、摩擦係数は次式で表される⁶⁾。

$$\begin{aligned}\mu_s &= \tan \theta' && \text{(静摩擦)} \\ \mu_k &= \mu_s / 2 && \text{(動摩擦)} \cdots \cdots (2-8)\end{aligned}$$

d) 弾性ヒステリシス損失

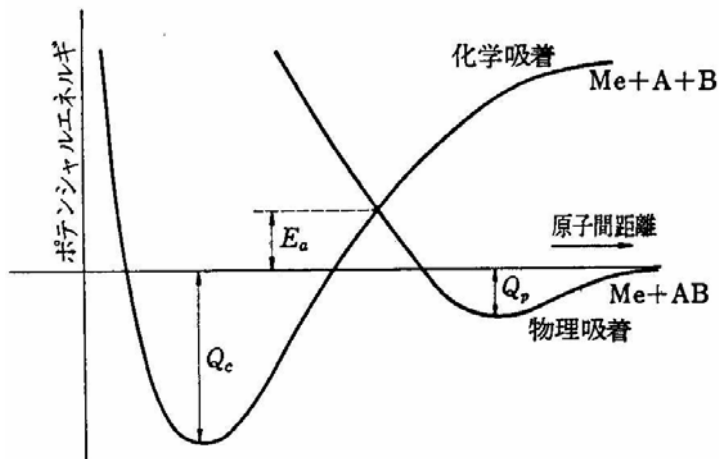
固体の接触における弾性変形が大きく、その変形と回復が繰り返される場合、弾性ヒステリシス損失が摩擦の一部を占める。普通はほとんど問題にならないが、凝着部のせん断抵抗がきわめて小さいような条件、例えばころがり摩擦では弾性ヒステリシス損失が摩擦の大部分を占めることもある。またラバーのように弾性変形が大きい材料の場合は一般に弾性ヒステリシス損失の摩擦に占める割合は無視できないほどに大きいことが多い。

e) その他

摩擦電気の発生や固体表面吸着分子の押しのけなどによる摩擦抵抗も考えられるが、普通は他の摩擦抵抗に比べ小さいため無視されることが多い。

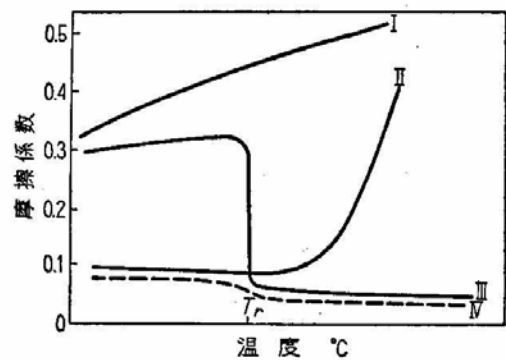
2. 1. 3 境界摩擦

境界潤滑においては、摩擦面間に存在する潤滑剤中の界面活性分子が摩擦面に吸着し、吸着膜を形成する。その膜厚は単分子層から数千Åにおよぶことがある。吸着が起るのは、吸着分子と固体面間に引力が働くため、その吸着は性質によって物理吸着と化学吸着に大別される。物理吸着はVAN DER WALLS力、双極子による静電子引力などによるもので、化学吸着は、化学結合力によるものである。吸着熱およびその離脱の活性化エネルギーは、化学吸着が物理吸着に比べはるかに大きい⁷⁾。化学吸着は図2-4のように物理吸着した分子が、ポテンシャルバリアを越えてより安定な領域に落ち込んだ状態である。



Me: 金属原子
AB: 二原子気体分子
Q_p: 物理吸着の吸着熱
 (物理吸着した分子の離脱の活性化エネルギー)
Q_c: 化学吸着の吸着熱
E_a: 化学吸着の活性化エネルギー
E_c+Q_c: 化学吸着した分子の離脱の活性化エネルギー

Fig.2-4 吸着のポテンシャルエネルギー図 (文献 7)



I パラフィン油
II 脂肪酸
III 温度 T_r で表面と反応する E. P. 潤滑剤
IV E. P. 潤滑剤と脂肪酸との混合物。
 脂肪酸は、E. P. 添加剤が表面と反応する温度以下で有効な潤滑作用をいとむ。

Fig.2-5 各種潤滑剤の摩擦と温度との関係 (文献 8)

境界潤滑性能を向上させるために用いられるものに油性向上剤および極圧剤がある。油性向上剤は主として摩擦を減少させるもので、物理的あるいは化学的吸着により摩擦金属面上に吸着膜を形成するもので、高級脂肪酸および金属石けんや油脂などが使用される。極圧剤は主として焼き付きを防止し、摩耗を減少させるもので、摩擦金属面と化学反応を起こし、無機化合物被膜を形成する。塩素、イオウ、リン等を含む化合物が使用される⁸⁾。図 2-5 は各種潤滑剤の温度に対する摩擦係数の変化を示す例で、潤滑剤によって摩擦係数の温度に対する変化は異なる。

境界摩擦の本質は、摩擦面間に働く分子的相互引力によるとするものであるが、一般に金属表面では、 10^{-4}mm 程度の凹凸はさけられないため、固体同士の直接接触部分が存在すると考えられ、Bowden らは図 2-6 に示すような境界膜模型を考え

$$F = A\{\alpha \cdot s_m + (1-\alpha)s_t\} \dots\dots\dots (2-9)$$

で摩擦力を表した⁹⁾。ここで、荷重負担面積 A、直接接触の起っている

割合 α 、金属－金属のせん断強さ s_m 、境界膜のせん断強さ s_t である。もしも、一定の潤滑剤と表面が与えられた場合、 α がほぼ一定ならば、摩擦力 F は A に比例し、Amontons の法則が境界潤滑においても成立する。

A : 荷重負担面積

α : 直接接触の起っている割合

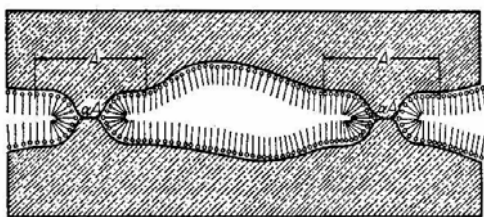


Fig.2-6 Bowden らの境界膜模型
(文献 9)

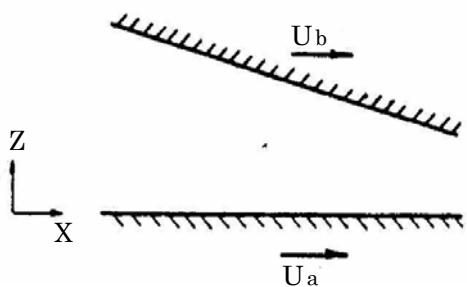
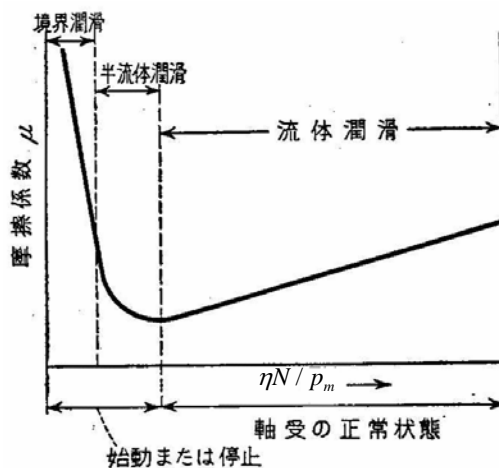


Fig.2-7 潤滑面形状 (文献 10)



η : 流体の粘性係数 (粘度)

N : 毎分回転数

P_m : 平均圧力

Fig.2-8 Stribeck 線図 (文献 11)

2. 1. 4 流体摩擦

流体摩擦は固体面間に流体膜が存在し、流体圧力により荷重を支えている場合であり、摩擦力の理論式は

$$F = (\eta \cdot U \cdot L / h_0) K \quad \dots \dots (2-10)$$

F : 摩擦面の単位幅当たりの摩擦力

η : 流体の粘性係数 (粘度)

U : すべり速度

h_0 : 流体膜の最小厚さ

L : 摩擦面の長さ

K : 流体膜の形状で決まる定数

と表される。

流体潤滑の理論は Reynolds の基礎方程式に始まる。この Reynolds の理論を根拠にして発展した流体潤滑の理論は今日ではその主要部分はほとんど完成している。(2-11) 式に Reynolds の方程式の一般形を示す。図 2-7 に潤滑面形状を示す¹⁰⁾。

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\rho h^3}{h} \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\rho h^3}{h} \frac{\partial p}{\partial y} \right) = 6(U_b - U_a) \frac{\partial(\rho h)}{\partial x} + 12\rho(V_b - V_a) \dots \dots (2-11)$$

ここで、h:膜厚、ρ:密度、U:x 方向速度、V:z 方向速度、添字 a, b は下部面、上部面を示す。

(2-11) 式の右辺の第 1 項は Wedge action (くさび作用)、第 2 項は Squeeze action (スクイズ作用) による圧力発生項である。

図 2-8 は Stribeck 線図と呼ばれ、軸と軸受との摩擦特性を示す¹¹⁾。摩擦係数が $\eta N / p_m$ に比例するのは完全な流体潤滑の時である。

2. 1. 5 固体間の接触面積

固体表面は鏡面仕上げを行ったとしても、微視的には多数の凹凸よりなる。したがって、接触する固体は山の頂点同士の小さい領域で接触を開始し、荷重の増加とともに表面の凹凸がくずれ広い面積で接触するようになる。二面を軽い荷重で押しつけた場合、接触域は弾性変形をする。弾性変形は Hertz の古典式より与えられるが、その変形は固体の形状により異なる^{12) ~ 14)}。

例えば、球状同士の接触ならば、接触半径 a、接触最大圧力 P_0 は次式で与えられる。

$$a = \frac{3W \cdot R}{4E} \dots \dots (2-12)$$

$$P_0 = \frac{3W}{2\pi \cdot a^2} = \left(\frac{6W \cdot E^2}{\pi^3 \cdot R^2} \right)^{1/3} \dots \dots (2-13)$$

$$\frac{1}{E} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2}, \quad \frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}$$

E_1, E_2 : 弾性係数、 ν_1, ν_2 : ポアソン比、 W : 荷重

R_1, R_2 : 球半径

すなわち、弾性変形域では接触面積 $A = \pi \cdot a^2$ は $W^{2/3}$ に比例し、接触面上の平均圧力 $p_m = W/(\pi \cdot a^2)$ は $W^{1/3}$ に比例することになる。荷重 W が増加すると、平均圧力 p_m は軟らかい金属が弾性限度を越える値に達するまで増加する(図 2-9)¹⁵⁾。例えば、軟らかい平面に硬い球を押しつけた場合(図 2-10)点 Z(約 0.5a の位置)の領域から塑性変形が始まり、さらに荷重が増加すると、図 2-10(b)のように圧痕のまわりの物質全体が塑性流動する¹⁶⁾。接触域のまわりがすべて塑性変形を起こして流動する場合

$$p_m = C \cdot Y \quad \dots\dots (2-14)$$

C : 定数、 Y : 弾性限度

で表される。したがって、 p_m が W に無関係な場合すなわち接触域が塑性変形の場合、 p_m は塑性流動圧力となり接触面積 A は

$$A = W/p_m \quad \dots\dots (2-15)$$

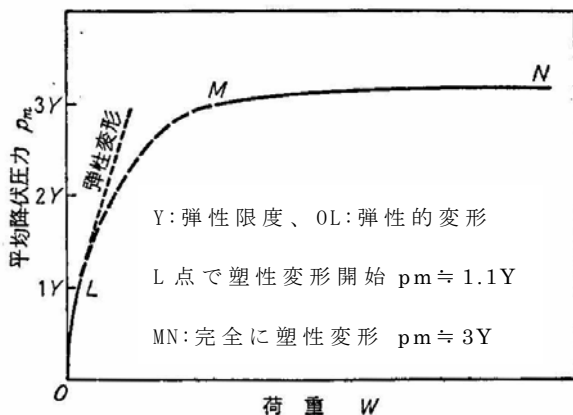


Fig.2-9 硬い球を平面に押しつけた時の W と p_m との関係 (文献 15)

接触半径 a

点 Z(約 0.5a の位置)

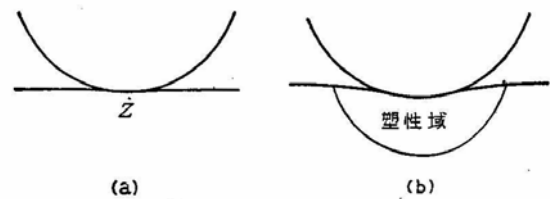


Fig.2-10 平面にそれより硬い球を押しつけた時の平面の塑性変形 (文献 16)

となり、接触面積は荷重に正比例する。しかし、 Y が塑性変形とともに変化する場合、すなわち加工硬化を起こす場合、次式のように接触面積 A は荷重 W に正しく比例しない^{17), 18)}。

$$W = K \cdot d^n \quad \dots\dots (2-16)$$

$$p_m = 4W / \pi \cdot d^2 \quad \dots\dots (2-17)$$

$$p_m = C \cdot Y = C \cdot b \cdot \delta^x = K_1 (d/D)^x \quad \dots\dots (2-18)$$

ここで、 $Y = b \cdot \delta^x$ 、 $\delta = b'(d/D)$ 、 b, b' : 定数、 $x = n - 2$

K : 材料による定数、 d : 圧痕直径、 D : 球圧子直径

n : Meyer 指数

したがって、

$$W = K_2 \cdot d^n / D^{n-2} \quad \dots\dots (2-19)$$

多くの焼鈍した金属について $x \doteq 0.5$ ，完全に加工硬化した金属について $x = 0$ である。 D の一定値に対して $x = 0.5$ の時

$$A = \pi \cdot d^2 / 4 = K_2 \cdot W^{4/5} \quad \dots\dots (2-20)$$

硬球（直径 D ）を軟らかい平面に押しつけ、荷重をいろいろ変えて、一連の圧痕 (d) を作った場合、 p_m は圧痕寸法が大きくなるにつれて増加し、 p_m と d/D との関係は軟鋼と焼鈍した銅の場合図 2-11 のようになる¹⁹⁾。

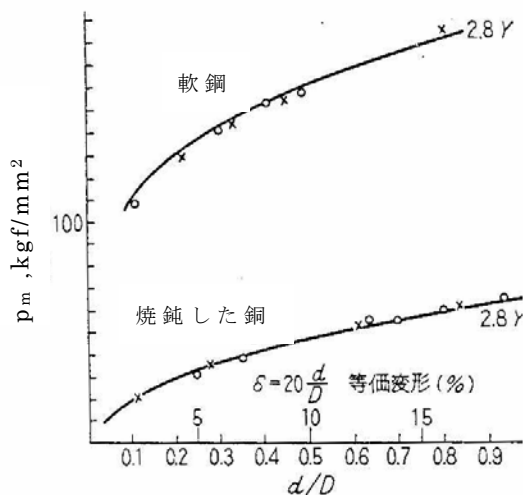


Fig.2-11 p_m と d/D との関係
(文献 19)

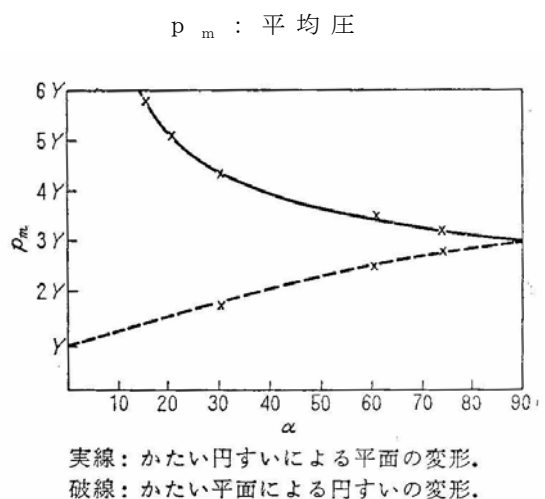
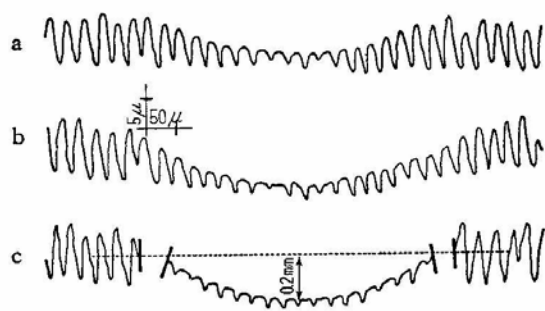


Fig.2-12 p_m と円錐半角 α の関係
(文献 20)



- (a) 小さい荷重で生じた変形。表面凹凸は塑性変形しているが、金属の大部分はなお、弾性変形する。
- (b) 変形がさらに進んだ段階。
- (c) さらに荷重が大きくなると、表面凹凸も地金とともに塑性変形するが、凹凸はなお、それらのもとの個々の形を保っている。真実接触面積（凹凸の平らにされた先端）は巨視的な変形面積よりかなり小さい。

Fig.2-13 硬い円筒圧子を溝のある面に押し込んだ時の変形

(文献 21)

硬い円錐圧子を軟らかい金属平面に押しつけた場合、円錐半頂角 α によって p_m ($p_m = C \cdot Y$) は変化する。逆に軟らかい金属の円錐圧子を硬い平面に押しつけた場合においても軟らかい金属の p_m は α によって変化する。その関係を図 2-12 に示す。硬い円錐の押し込みによる軟らかい金属の加工硬化、軟らかい円錐の変形による加工硬化は円錐角が鋭角なほど大きくなるが、変形が幾何学的に相似であれば p_m は一定となるため、同一円錐角においては接触面積は荷重に一次的に比例する²⁰⁾。

小さな曲率をもつ物体同士あるいは接触の微視的領域においては、荷重の増加に対して弾性変形から塑性変形へ移行する状態がわかりやすく、接触面積も推定しやすい。しかし、実際問題の場合、凹凸をもつ大きな固体同士の接触となるため、見かけの接触面積と真実接触面積とに大きな差を生じ、真実接触面積を求めるのはかなり難しい。図 2-13 に一例として、硬い円筒圧子を溝のある面に押し込んだときの変形を Talysurf プロフィールメータで測定した記録を示す²¹⁾。

2. 1. 6 摩擦に影響を及ぼす主要因子

摩擦に影響を及ぼす主な因子として考えられるのは、前述した摩擦の理論からもわかるように、荷重、温度、すべり速度、表面膜、摺動材の材料特性、摺動材の表面粗さ、雰囲気などである。しかし、摩擦の種類によって各因子の影響は異なり、さらに各因子同士の相互作用も関係する。また、実際の摺動面における摩擦は複数の摩擦形態の混合状態であ

り、かつその割合も変化するため、各因子の影響度も変化するとともに複雑である。

流体摩擦においては、摩擦力は $F = (\eta \cdot U \cdot L / h_0)K$ で表される。したがって、流体粘度 (η)、すべり速度 (U)、流体膜厚さ (h_0)、摩擦面の長さ (L)、流体膜形状 (K) によって摩擦力は決定されるため、各値が知れるならば摩擦力は割と簡単に求めることが可能である。しかし、実際の軸受において摩擦力を計算するとなると非常に難しい。軸受形状によって流体膜形状、圧力分布、流体の速度分布は複雑になり、また圧縮流体における密度変化、熱の影響、温度と粘度の関係、圧力と粘度の関係など各流体によってその性質が異なる。このように流体摩擦には複雑な要素が含まれており、いろいろな仮定を用いることで解決されている場合も多いが^{22) ~ 28)}、まだまだ未知の部分もあり、特に高圧における潤滑問題は研究が遅れている。

境界摩擦においては、摺動面への分子膜形成が問題となる。摺動面への分子の吸着は物理的または化学的吸着であるが、いずれにしても摺動面への分子の吸着は、摺動材と吸着分子の相互関係が重要であることから、形成される吸着膜の種類、厚さ、吸着条件等を知ることが大切となる^{29) ~ 35)}。また、境界潤滑は吸着分子による金属同士の直接接触を

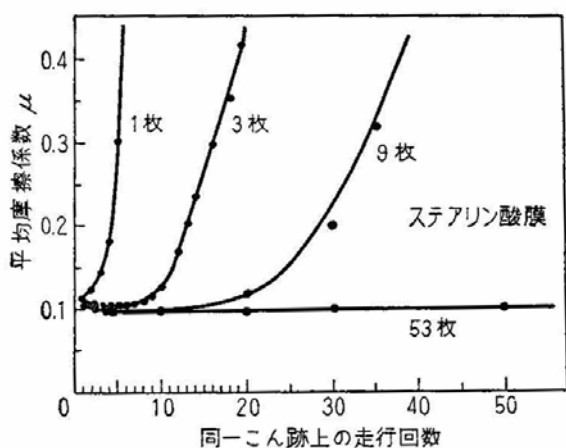


Fig.2-14 下面に付着させたステアリン酸膜の摩耗 (文献 36)

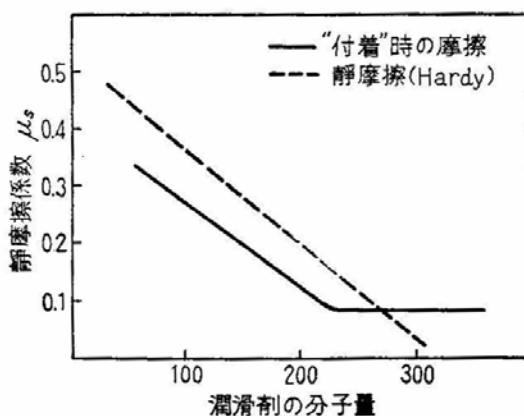


Fig.2-15 摩擦係数と分子量との関係 (鋼面に直鎖状飽和アルコール塗布) (文献 39)

防止することによる摩擦低下であるため、吸着分子の摺動面からの脱離または分子膜の破壊が問題となる。したがって、吸着膜の温度、圧力に対する強度が境界摩擦における摩擦低下の大きな要因となる。繰り返す摩擦においては、吸着膜の摩耗が当然ながら起こる³⁶⁾、³⁷⁾。したがって、膜の厚さ、膜の修覆が重要な因子となる。図 2-14 は、摩擦係数の繰り返し数による変化を潤滑膜の厚さで比較したものである。膜が厚くなるほど良好な潤滑が維持できることを示している。境界摩擦においては、一般的に部分的な金属接触を避けることは難しく、その原因の一つに摺動面の凹凸および変形がある。摺動面への潤滑分子の吸着は重要な因子ではあるが、表面粗さ、変形に対しては分子の横方向の結合力が重要な因子となる³⁸⁾。図 2-15 は潤滑剤の分子量と摩擦係数の関係を示

- I パラフィン油
- II 脂肪酸
- III 温度 T_r で表面と反応する E. P. 潤滑剤
- IV E. P. 潤滑剤と脂肪酸との混合物。脂肪酸は、E. P. 添加剤が表面と反応する温度以下で有効な潤滑作用をいとむ。

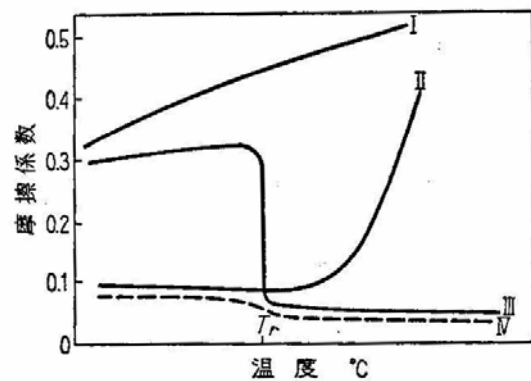
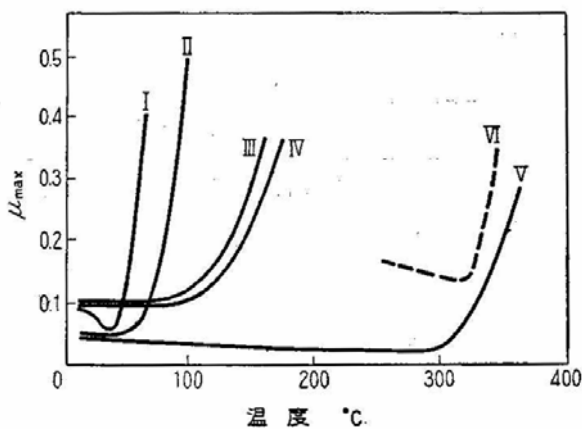


Fig.2-16 各種潤滑剤の摩擦と温度との関係 (文献 8)



- I. 白金面同士と固体ドコサン (m.p. 44°C).
- II. 白金面同士と固体ステアリン酸 (m.p. 69°C).
- III. 白金面同士と固体ラウリン酸銅 (軟化点 110°C).
- IV. 銅面同士と 1% ラウリン酸パラフィン溶液.
- V. 鋼面同士とステアリン酸ナトリウム「乾燥」膜 (軟化点 280°C).
- VI. 硬鋼同士につけた鉛薄膜 (m.p. 327°C). いずれの場合にも潤滑膜の融点または軟化点で潤滑作用は効果を失なう。

Fig.2-17 潤滑面の摩擦に及ぼす温度の影響 (文献 40)

したもので、分子量が多くなると潤滑膜を貫通する金属突起の量が減少し、摩擦係数が低下する³⁹⁾。図 2-16 は各種潤滑剤の摩擦と温度の関係、図 2-17 は潤滑面の摩擦に及ぼす温度の影響を示したものである。潤滑膜はその融点または軟化点以上の温度で潤滑作用を失い、極圧剤はその反応温度以下においては境界膜を形成しない^{8)、40)}。いずれにしても、境界摩擦における温度は重要な因子であるとともに潤滑剤の特性を知る事も大切である。また、荷重は分子膜の破壊強度と関係するだけでなく摺動材の変形やすべり速度と関係して温度上昇を伴うため重要な因子である。

乾燥摩擦において、その摩擦に影響を及ぼす主要因子として考えられるのは、荷重、すべり速度、温度、雰囲気、摺動材の性質（物理、化学、機械的）および摺動材の表面粗さ等である。しかし、乾燥摩擦は流体、境界摩擦に比べその形態は複数であるため、その影響因子の作用は複雑なものとなる。さらに、実際の摩擦においては各形態が混在するとともに完全な清浄面同士の摩擦は得がたいため、一般的な乾燥摩擦においては境界摩擦も共存し、雰囲気のガスまたは液体分子の乾燥摩擦に及ぼす影響は大きく、分子の種類、摺動材およびその組み合わせ等で大きく異なる^{33)、41)~43)}。図 2-18 は同種金属同士の摩擦において、雰囲気圧力と摩擦係数を示したものであるが、摺動材によって雰囲気圧の影響および摩擦係数の値が異なっている³⁴⁾。図 2-19, 20 は、摩擦係数と荷

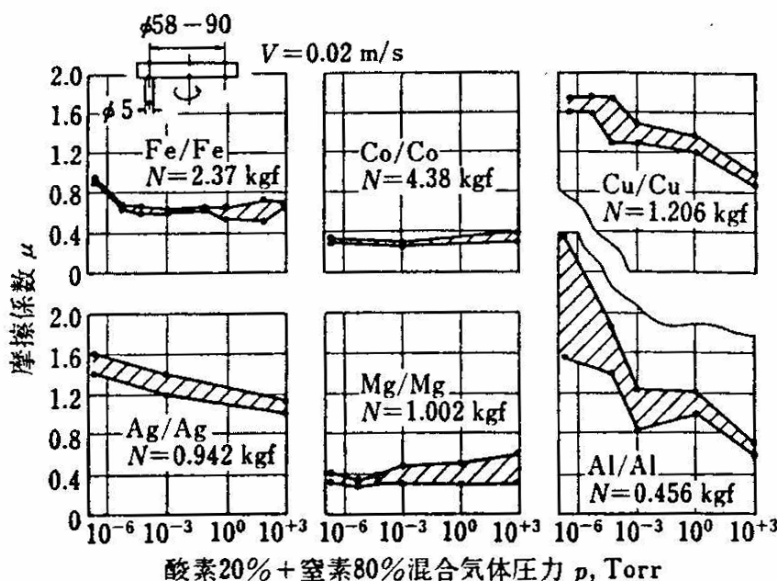
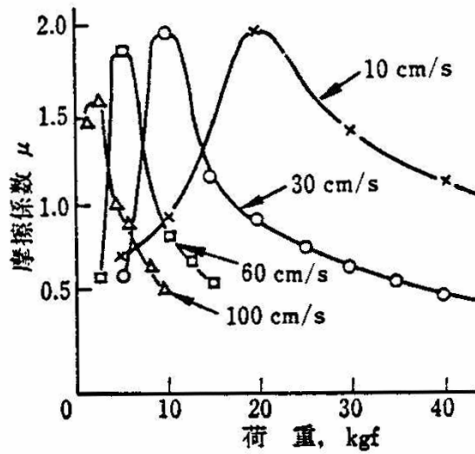


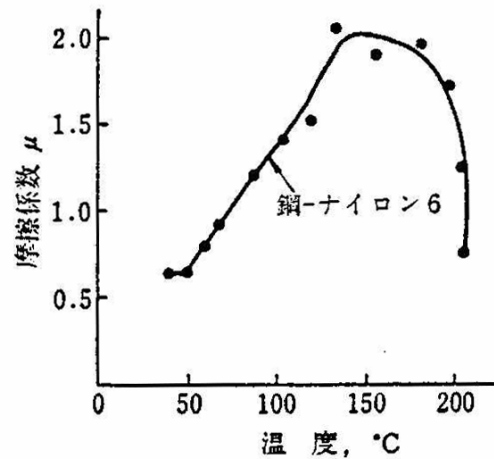
Fig.2-18
摩擦係数と雰囲気圧力
(文献 34)



(鋼-ナイロン6)

Fig.2-19 摩擦係数の荷重特性

(文献 44)



($P=2.5\text{kgf/cm}^2$, $U=5\text{cm/s}$)

Fig.2-20 摩擦係数の温度特性

(文献 44)

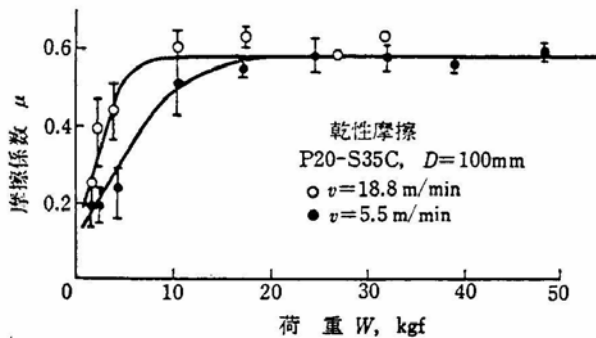


Fig.2-21 摩擦係数と荷重の関係

(文献 45)

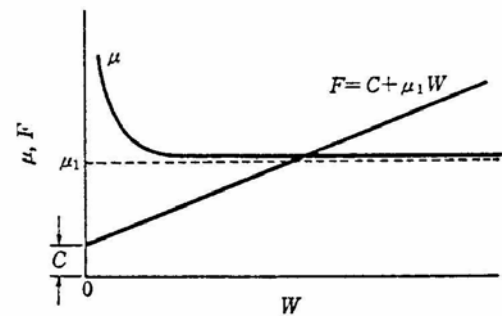


Fig.2-22 クーロンの式と諸関係

(文献 46)

重、すべり速度、温度の関係を示したもので、荷重、すべり速度が結果的には温度として摩擦に影響を及ぼしている例である⁴⁴⁾。図 2-21, 22 はともに摩擦係数と荷重の関係を示したもので低荷重域における $\mu-W$ の関係が逆になっている。これは前者においては荷重の増加にともない表面膜の影響が小さくなるためであり⁴⁵⁾、後者においては、荷重に無関係な凝着力が二面間に存在するため、低荷重すなわち低摩擦力の領域において、その凝着力の影響が大きく表れるためとしている。すなわ

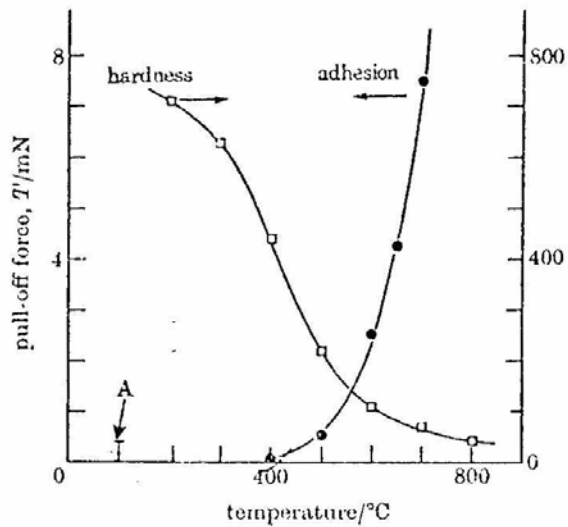


Fig.2-23 凝着強さと温度の関係
(ゲルマニウム) (文献 50)

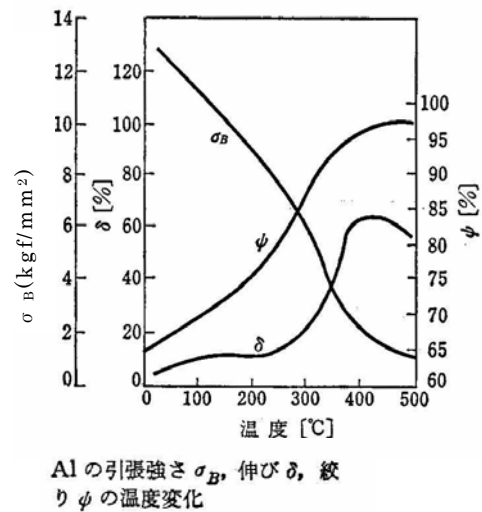


Fig.2-24 機械的性質と温度の関係
(アルミニウム) (文献 51)

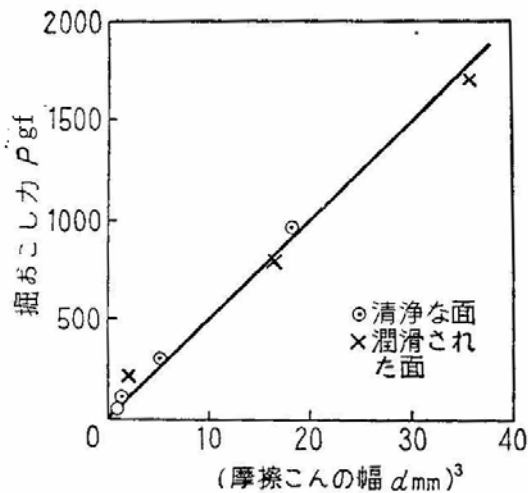
ち、荷重の摩擦力に及ぼす影響はその領域または表面状態で全く異なることを示している⁴⁶⁾、⁴⁷⁾。また、荷重は摺動材の機械的性質(硬度、弾性係数、加工硬化、降伏応力等)と関連して接触面積を決定する大きな要素であり、摩擦への影響は大きい⁴⁸⁾、⁴⁹⁾。温度の摩擦に及ぼす影響は複雑で、摺動材の機械的、物理・化学的性質の温度特性が大きく影響するため、摺動材、雰囲気、荷重等によって、温度の摩擦に及ぼす影響は大きく異なる。図 2-23, 2-24 は温度に対する凝着力、硬度の変化および温度に対する Al の機械的性質の変化⁵⁰⁾、⁵¹⁾ をそれぞれ示したもので、温度変化にともなって材料特性が大きく変化している。最近、新素材として注目され、高温においても使用できるセラミックスに関する摩擦の研究は活発に行われており、温度による摩擦変動は大きく、材種でも異なっている⁵²⁾~⁵⁶⁾。

乾燥摩擦において、一般に摩擦力は凝着摩擦が支配的である。その凝着現象に関しては表面エネルギー、結晶構造、溶解性、転移、表面の洗浄度などの立場から多くの研究がなされており、これらが凝着摩擦に影響を及ぼすことが知られている⁵⁷⁾~⁶⁸⁾。また、真実接触面積が垂直力だけでなく接線力にも依存するとする Tabor の Junction growth の理論⁶¹⁾ から求まる摩擦の式

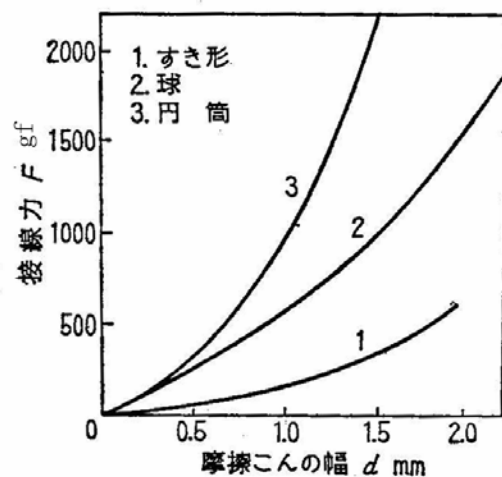
$$\mu = (s_i / p_m) / \{1 - \alpha (s_i / p_m)^2\}^{1/2}$$

を見てもわかるように材料特性により摩擦は変わる。ここで、 s_i 、 p_m は組み合わされた材料の軟らかい方のせん断強さと塑性流動応力であり、 α は材料による定数である。この理論を基に実験や解析が行われ、 α は材料の硬度増加とともに減少する。また、摩擦係数 μ は材料の硬度増加とともに減少し、特に低硬度域において加工硬化による s_i / p_m 変化は μ に大きく影響することが報告されている^{70) ~ 74)}。さらに、接触面における塑性変形による摩擦増加として、移着粒子の成長による摩擦増大も報告されている^{75) ~ 77)}。

一般に、摩擦は凝着によって支配されることが多いが、摺動材に硬度差があり、硬い方の材料表面が粗い場合、または、硬い方の材料が軟らかい方の材料を掘り起すような形状の場合においては、掘り起し摩擦が無視できないほどに大きくなることが多々ある。この場合の摩擦係数 μ は $\mu = \mu_p + \mu_a$ (μ_p : 掘り起しによる摩擦係数、 μ_a : 凝着による摩擦係数) で表される。図 2-25 は軟質金属のインジウム平面上で鋼曲面をすべらせて



(a) 扁平すき (鋼) による
インジウム平面の掘り起し



(b) インジウム面と鋼曲面との
すべり摩擦

Fig.2-25 摩擦痕幅と摩擦力の関係 (文献 78)

た時の摩擦力と摩擦痕幅の関係を示したものである。(a) は扁平すきをすべらせたとき、掘り起し力 P が摩擦痕幅 d の 3 乗に比例し、潤滑の有無に関係なく同値を示している。すなわち、掘り起し力は潤滑条件に依存しない。(b) は同一曲率半径を有するすき形、球および円筒（長手方向すべり）を圧子としてすべらせたときの接線力 F と摩擦痕幅の関係を示したものである。

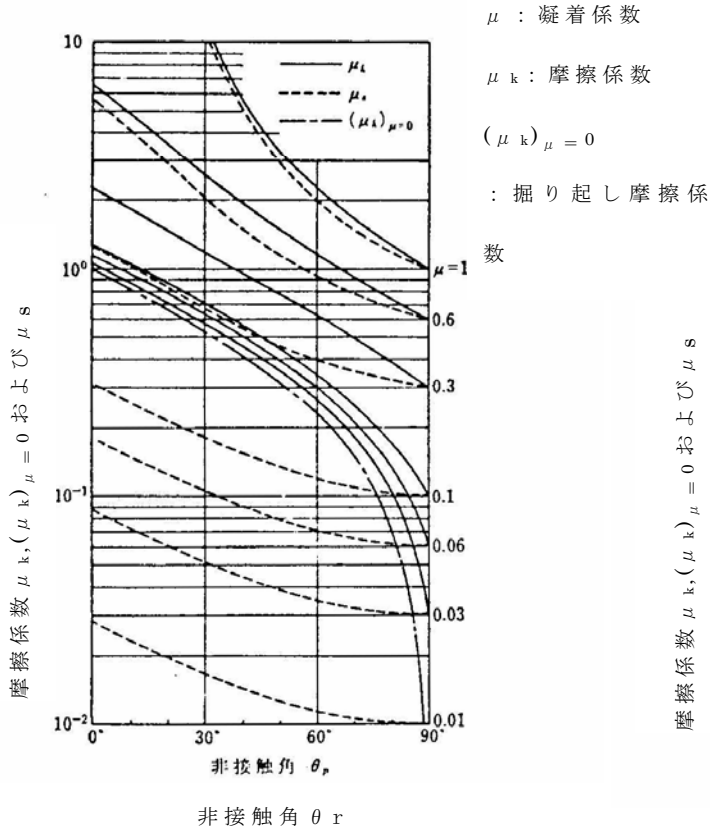
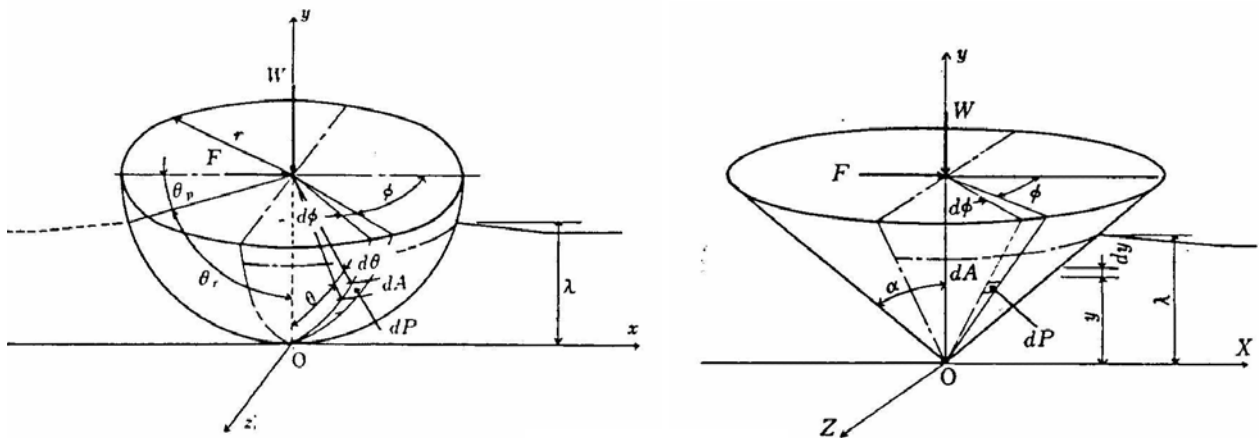


Fig.2-26 硬い球と軟質平面のすべり摩擦（文献 84）

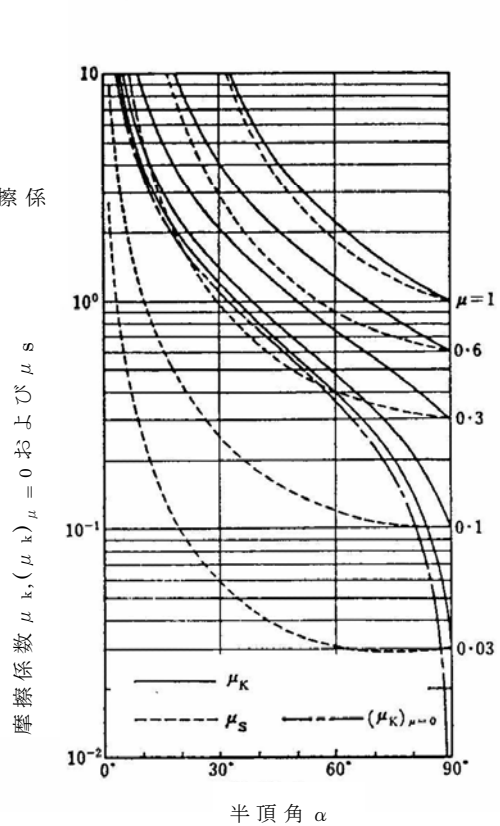


Fig.2-27 硬い直円錐と軟質平面のすべり摩擦（文献 85）

示したもので、すき形圧子の場合せん断抵抗が無視でき掘り起し抵抗のみに摩擦力は依存するのに対し、球および円筒形圧子の場合、摩擦力はせん断抵抗と掘り起し抵抗の和となる。したがって、すき形と円筒の接線力の差が円筒のせん断抵抗となる⁷⁸⁾。

掘り起し抵抗は硬質突起の形状で異なるため、硬質突起形状を任意の形状（例えば、円錐、四角錐、球）にモデル化して理論式が導かれ、実験結果ともかなりよく一致することが報告されている^{69)~88)}。また、ほとんどの理論が軟質材料の流れを考慮した理論式となっており、せん断抵抗も硬質突起の形状で異なっている。すなわち摩擦係数は硬質突起の形状に影響を受ける。図 2-26, 2-27 は硬い球および硬い直円錐を用いて軟質平面をすべらせた時の摩擦係数の理論計算値の一例を示している。球の場合、圧子の軟質材への押し込み量によって摩擦係数が変化する。すなわち荷重、球径、軟質材硬度などによって摩擦係数は変化するが、直円錐の場合、直円錐の頂角によって摩擦係数が決定され、球の場合と異なり荷重や軟質材硬度には理論的には無関係である。しかし、球および直円錐ともに凝着係数(圧子と軟質材の接触部におけるせん断強さ)の影響は大きく、掘り起し抵抗にも影響を及ぼす^{84), 85)}。

一般的摩擦において、硬・軟材組合せの場合、軟材平面の粗さは無視されることが多いが、掘り起し摩擦理論においては軟材平面の粗さを考慮した式も多い^{89)~98)}。また、同一面の繰り返し摩擦の式も報告されているが^{99)~102)}、いずれも複雑な式となる。

軟質材上をすべらせた時の硬質材の表面粗さの摩擦に及ぼす影響は、前述したように単一突起にモデル化したとしても複雑であり、粗さ形状、突起の変形、接触部の弾性変形、突起への軟質材の移着、接触部の凝着など多くの因子が影響を及ぼすため、極めて複雑である^{103)~124)}。また、硬度差のある材料の組合せにおけるすべり摩擦においては、接触部の変形の違い（例えば、軟質材を球、硬質材を平面とした場合とその逆の場合）が接触面積に相違を生じ、摩擦係数に影響を及ぼす。すなわち、掘り起し摩擦が無視できても凝着摩擦に差を生じる^{125)~128)}。

そのほか、すべり摩擦に影響を及ぼす因子は、組合せ材の形状結晶の

構造およびすべり面、表面薄膜、摩耗粉生成の有無など数多くある⁹⁶⁾、^{129) ~ 135)}。したがって、実際の摩擦において摩擦力を推定するのは難しいが、摩擦の主形態を把握し、その摩擦形態に及ぼす影響因子を探ることによってある程度摩擦力を推定することは可能であり、摩擦低減の対策を行うことも可能である。

2. 2 摩耗

2. 2. 1 摩耗の分類

相対運動をする2表面が互いに作用しあう時には必ず表面損傷を伴う。この表面損傷を摩耗と呼ぶ。摩耗の分類はその機構または現象の違いによって行われる。研究者によって分類に多少の違いはあるが以下のような種類がある^{136)~140)}。

- (1) 凝着摩耗(Adhesive Wear)または正常摩耗(Normal Wear)
- (2) アブレイブ摩耗(Abrasive Wear)またはざらつき摩耗、切削性摩耗
- (3) 腐食摩耗(Corrosive Wear)
- (4) 表面疲れ摩耗(Surface Fatigue Wear)
- (5) 浸食摩耗(Erosive Wear)
- (6) 微動摩耗(Fretting Wear, Fretting Corrosion)
- (7) キャビテーション摩耗(Cavitation Wear)
- (8) 熱的摩耗(Thermal Wear)

2. 2. 2 凝着摩耗(Adhesive Wear)

相対運動をする2表面の真実接触部で凝着が起き、その部分がせん断する時に摩耗粒子が生じる。Archardの扱い方にそって摩耗式を求める。図2-28に摩耗粒子生成プロセスの模式図を示す^{141)~143)}。接触は半径aであるn個の突起で行われているとする。垂直荷重をW、金属表面の塑性流動圧力を p_m とし、2面は各々の突起の上で滑り距離2aを完全に滑るとき、半球状($2/(3\cdot\pi\cdot a^3)$)の摩耗粒子が生成するものとする、単位すべり距離当たりの全摩耗量Vは、

$$V = \frac{2/3\cdot\pi\cdot a^3}{2a} \cdot n = \frac{\pi\cdot a^2}{3} \cdot n \quad \dots\dots (2-21)$$

$$W = p_m \cdot \pi \cdot a^2 \cdot n \quad \dots\dots (2-22)$$

(2-21), (2-22)式より

$$V = \frac{W}{3p_m}$$

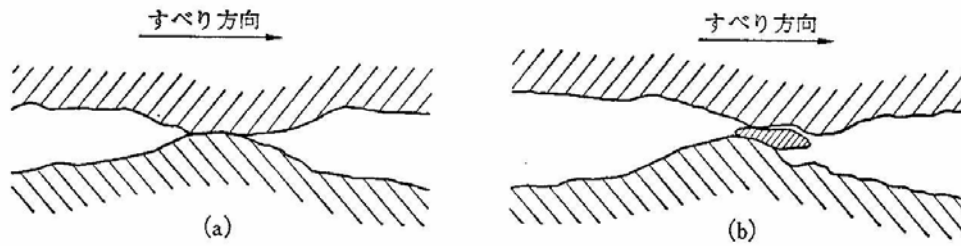


Fig.2-28 摩耗粒子生成プロセスの模式図 (文献 142)

接触突起のうちある割合 K のものだけが摩耗粒子を生じるとすると次のようになる。

$$V = \frac{K \cdot W}{3p_m} \dots\dots\dots (2-23)$$

(2-23)式は K を除いて測定可能な量である。式の不確かさを表しているのは K である。 K は組み合わされる材料や摩擦の種々の条件によって変化する。

2. 2. 3 アブレイブ摩耗 (Abrasive Wear)

アブレイブ摩耗には2種類の形態があり、いずれも摩耗は硬い物質による軟らかい物質の掘り起し (Ploughing-out) によって生じる。第一の形態は、硬い粗な表面が軟らかい面の上をすべり摩耗が生じる二元摩耗 (two-body Wear)、例えば、ヤスリがけや砥石による研削の機構である。第二の形態は、摺り合わせる面の間にある硬い分離した粒子によって摩耗が生じる三元摩耗 (three-body Wear)、例えば、ラッピングやバフ加工の機構である。

アブレイブ摩耗を定量的に表すため、摺り合わせる面の一方の表面はすべて同一の半頂角 θ の硬い円錐状突起から成り、他方の表面は平滑で軟らかいと仮定する¹⁴⁴⁾、¹⁴⁵⁾。図 2-29 に示すように1個の突起が軟らかい表面に引っかき跡 (幅 $2r$) を作っているとす。単位距離を引っかく時に、突起は $r \cdot z$ なる面積の材料を移動させる。ここで $z = r \cdot \cot \theta$ 、したがって、1つの突起が単位距離当たり動かす体積は $r^2 \cdot \cot \theta$ となる。

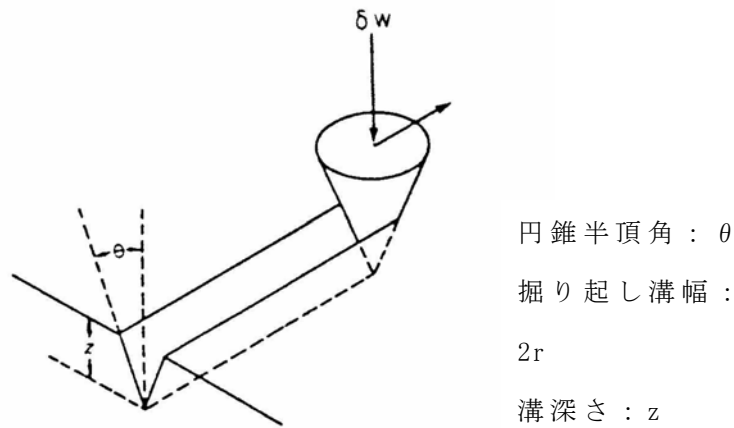


Fig.2-29 円錐状突起によるアブレシブ摩耗モデル（文献 144）

軟らかい材料の降伏圧力を p_m とすると、 $\delta W = \pi \cdot r^2 \cdot p_m / 2$ 、もし n 個の突起が接触していると全荷重 W は、

$$W = \frac{n \cdot \pi \cdot r^2 \cdot p_m}{2} \quad \dots\dots\dots (2-24)$$

さらに単位距離当たりの移動させた体積 V は

$$V = n \cdot r^2 \cdot \cot \theta \quad \dots\dots\dots (2-25)$$

したがって (2-24), (2-25) 式より

$$V = \frac{2W \cdot \cot \theta}{\pi \cdot p_m} \quad \dots\dots\dots (2-26)$$

となる。この式は極端に単純なモデルに基づいたもので、突起の高さや形の分布は考慮していない。また、摩擦条件やヤング率のような材料パラメータも考慮されていない。しかし、

$$V = \frac{K \cdot W}{p_m} \quad \dots\dots\dots (2-27)$$

とおき K を表面特性、摩擦条件、材料パラメータなどによるアブレシブ摩耗の定数とすると、広い範囲のアブレシブ摩耗で成り立つことが知られている。この式はアブレシブ摩耗の二元摩耗、三元摩耗ともに成り立

つが、 K は二元摩耗に比べ三元摩耗の方が小さくなる。これは三元摩耗においては、多くの粒子がすべるより転がる傾向にあるためである。また式の形は(2-23)式に示す凝着摩耗の式と同一であり、いずれの摩耗においても摩耗量は荷重に比例し、材料の硬度に反比例することを示している。

2. 2. 4 腐食摩耗 (Corrosive Wear)

気体または液体状の腐食環境下で擦り合わせを行う時、摺動材表面で化学反応が起こり、その生成物は一般に表面への付着力および強度が弱いいため、その後の擦り合わせで脱落する。このプロセスの繰り返しによる摩耗が腐食摩耗である。一般に酸化膜の成長率は時間とともに指数的に減少するため、酸化膜の除去がなければ腐食摩耗は小さいものとなる。膜の除去は主として凝着摩耗およびアブレシブ摩耗によって行われる。したがって、腐食摩耗は一般には混合摩耗の形態によって進行する。

2. 2. 5 表面疲れ摩耗 (Surface Fatigue Wear)

凝着およびアブレシブ摩耗は、固体間の直接接触を生じた後擦り合わせとともに摩耗が進行するのに対し、表面疲れ摩耗は直接接触が生じない状態においても摩耗を生じるが、摩耗は応力が限界回数繰り返されて初めて発生する。

表面疲れ摩耗には二つの形態があり、それは転がりによる転動疲労とすべりによる疲労である。対向する表面が転がり運動を行う場合、応力は Hertz の式¹⁴⁶⁾で計算できる。疲労破壊はせん断応力の振幅が最大の位置から起こる。例えば、球と平面の接触においては、図 2-30(b)に示すように最大せん断応力 $\tau_{\max} = 0.47p_{\max}$ で、深さは $z = 0.6a$ である¹⁴⁷⁾。また、円筒と円筒の軸平行の接触においては図 2-31 に示すように $\tau_{\max} = 0.304p_{\max}$ で $z = 0.78a$ である¹⁴⁸⁾。したがって、繰り返しの応力による疲労破壊は $z = 0.6a$ (平面-球)、 $z = 0.78a$ (円筒-円筒の軸平行) の深さに発生し、疲労摩耗はピッチングやスポーリングの点状摩耗となる¹⁴⁹⁾。転がり接触にすべり接触が加わる時の破壊位置は

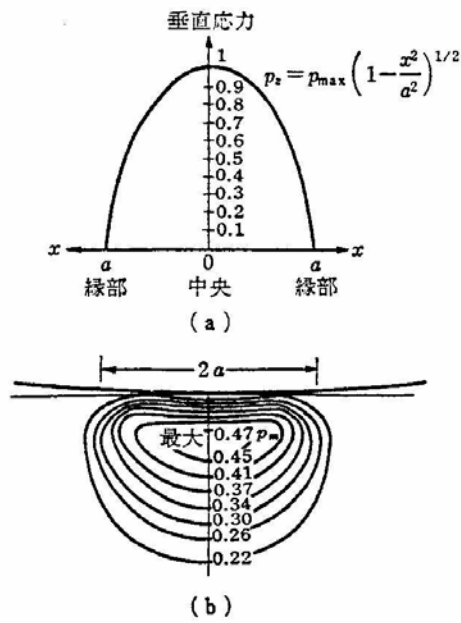


Fig.2-30 平面と球の接触における
垂直応力とせん断応力の分布
(文献 147)

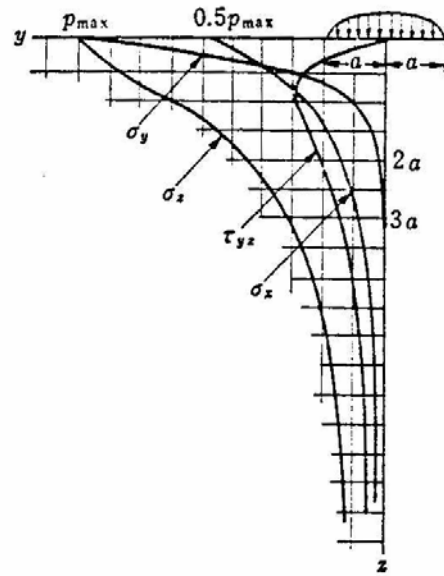


Fig.2-31 円筒と円筒の軸平行の
接触における内部応力の分布
(文献 148)

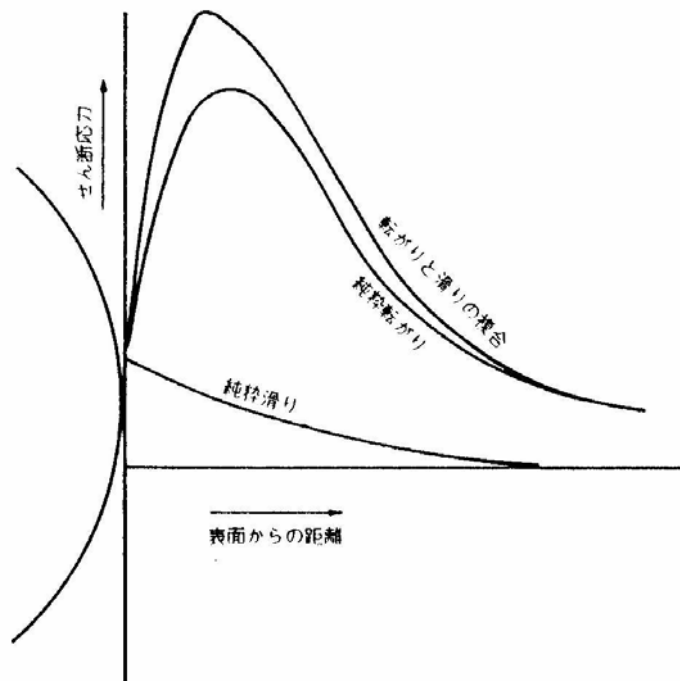


Fig.2-32 表面からの距離によるせん断応力の変化 (文献 150)

表面へ近い方へと移り、すべり接触の時の破壊位置は表面になる。これは図 2-32 に示すように最大せん断応力の位置が表面へ近づくためである¹⁵⁰⁾。したがって、すべり接触において、一方または両方の突起が凝着による移着あるいは擦り減りを起こさず、接触が限界回数繰り返された後に突起が破断して摩耗片を生じる。

2. 2. 6 微動摩耗 (Fretting Wear, Fretting Corrosion)

小振幅の往復すべりを行う接触面に生じる摩耗を微動摩耗と呼び、その機構は複雑である。微動摩耗の発生しやすい場所としては、種々の圧入部、リベット継手、ねじ締め部、ころがり軸受内部などである。

荷重が負荷された 2 金属表面間に小振幅の微動があるとき、接触した 2 表面間には、凝着部と微小すべり部が存在し、摩耗形態として凝着摩耗、疲労摩耗、アブレシブ摩耗が一般に混在する。また、腐食雰囲気下では腐食と組み合わせあって起こり微動腐食 (Fretting Corrosion) と呼ばれる。微動摩耗は表面応力の上昇をもたらし、振動応力が大きい時は疲労亀裂が発生し、破損に至ることもある。微動摩耗による材料の強さの低下は Fretting Fatigue と呼ばれている。

2. 2. 7 摩耗に影響を及ぼす主要因子

摩耗に影響を及ぼす主要因子として考えられるのは、摩擦とほぼ同様に荷重、すべり速度、温度、雰囲気、摺動材の材料特性などである。前述したように摩耗の種類は数多くあり、その形態は異なるため各因子の摩耗に及ぼす影響は摩耗の種類または形態によって異なる。さらに、摩耗の種類または形態の変化、影響因子間の相互作用も当然ながら考えられるため摩耗量は変動しやすい。したがって、各因子の影響度合や摩耗量の推定は複雑でかなり困難である^{151) ~ 157)}。

a) 荷重の影響

摩耗量は一般に荷重の増大とともに増加する。特に、凝着、アブレシブ摩耗は(2-23), (2-27)式に示されるように、摩耗量は荷重と一次的比例

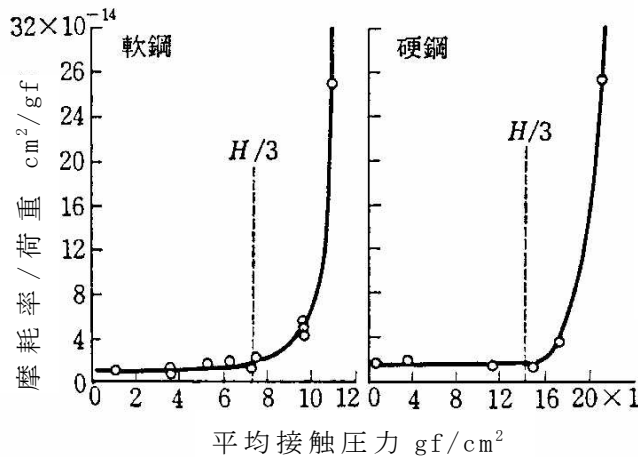


Fig.2-33 比摩耗量と接触圧力
(文献 158)

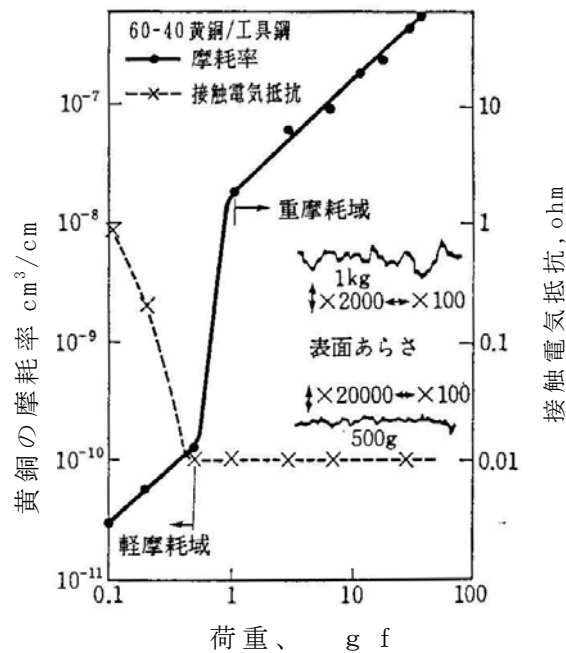


Fig.2-34 荷重と摩耗率の関係
(文献 160)

関係にある。しかし、この比例関係は常に成立するものではない。例えば、図 2-33 に示すように、鋼において、見かけの接触圧力が材料硬度の $1/3$ 以下では摩耗と荷重の関係は一次的比例関係にあるが、それ以上の接触圧力で摩耗量が急激に増大し、比例関係は成立しなくなる¹⁵⁸⁾。このような軽摩耗から重摩耗への移行は、突起接触部の下の塑性域の相互作用に基づくものとされている¹⁵⁹⁾。また、図 2-34 に示すように、ある荷重で軽摩耗から重摩耗へ転移するが、それぞれの域においては、摩耗量と荷重は一次的比例関係になっている。軽摩耗域で接触電気抵抗が高いのは酸化膜の存在によるもので、酸化膜の存在が摩耗に影響を及ぼしたものである¹⁶⁰⁾。疲労摩耗においては、材料の疲労限、最大せん断応力位置等に荷重が関連するため、荷重は重要な影響因子となる。また異物混入油中における三元摩耗では、アブレシブ粒子の面内導入性が荷重の増加とともに悪化するため摩耗量は減少する^{161)~164)}。その他にもセラミックスの摩耗形態に影響を及ぼす亀裂伝播と荷重の関係^{165)~167)}、アブレシブ摩耗粒子の発生と荷重の関係¹⁶⁸⁾など摩耗に及ぼす荷重の影響は大きいものがあるが、いずれの場合においても荷重

が単独で摩耗に影響を与えるだけでなく、表面膜の存在、組合せ材料の特性、摩擦熱等と関係しその影響度合いは変化し、摩耗の形態によっても大きく異なるとともに摩耗の形態すら変化する。

b) すべり速度の影響

すべり速度の摩耗に及ぼす影響は、摩擦熱による表面温度の上昇として取り扱われることが多い。したがって、すべり速度の影響は温度の摩耗に及ぼす影響と考えられるが、摩擦熱による表面温度変化は摺動距離の増加とともに上昇し、ある摺動距離に至るとほぼ一定となる。これは発熱と放熱が平衡状態になるためであるが、図 2-35 に示すように、材料の融点以上の温度にはならない¹⁶⁹⁾。したがって、すべり速度の摩耗に及ぼす影響は表面温度上昇率および摺動材の融点または軟化点が重要な因子となる。摩擦熱による表面温度上昇 $\Delta\theta$ は

$$\Delta\theta = \mu \cdot p \cdot U / \alpha$$

α : 熱伝導率 U : すべり速度
 μ : 摩擦係数 p : 接触面圧

で表されるが、実際の摩擦においては、接触状態、熱伝導率等の推定が難しく、さらに摩擦係数 μ も変動するため表面温度上昇を推定するのは困難である。また、実際に表面温度を正確に測定するのもまた困難であるが、真実接触部の温度を知るのは現在の測定技術をもってしても不可

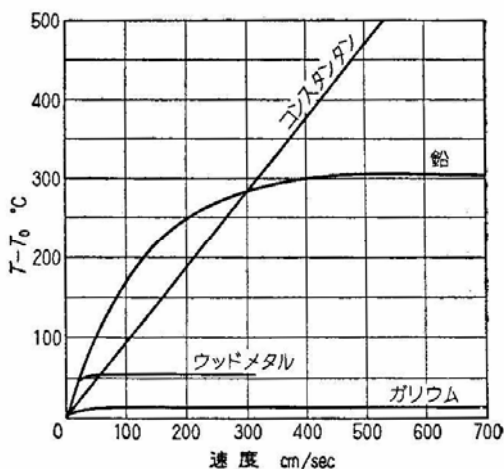


Fig.2-35 鋼面状をすべる丸棒の最高表面温度 (荷重 1N) (文献 169)

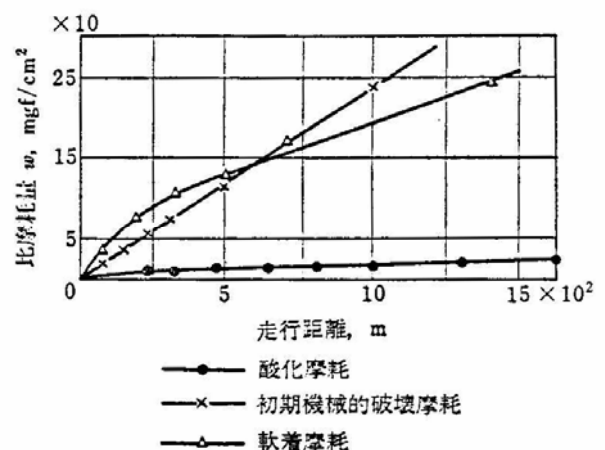


Fig.2-36 摩耗形態と走行距離 (文献 170)

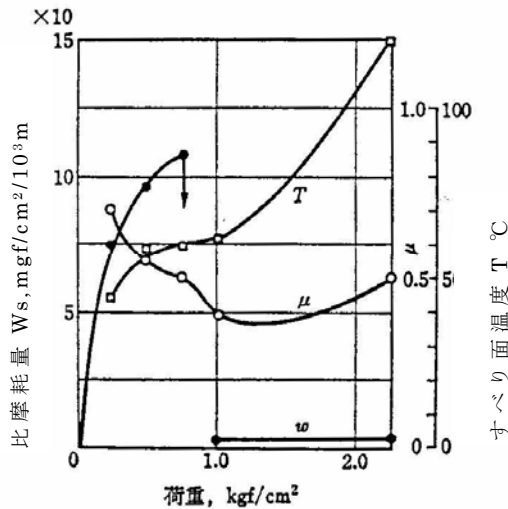


Fig.2-37 荷重と比摩耗量
($U=2.4$ m/s) (文献 170)

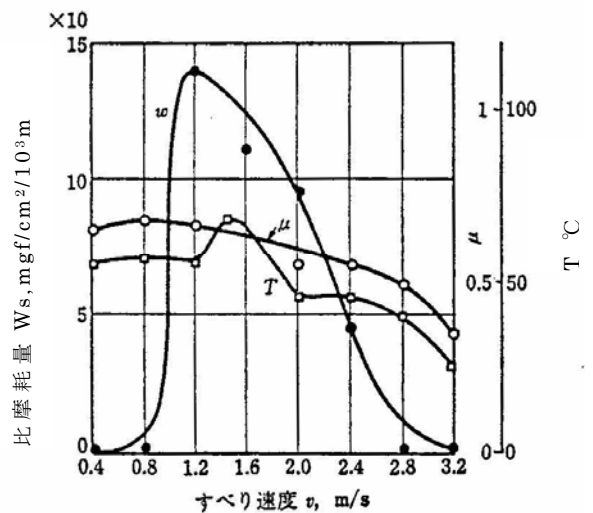
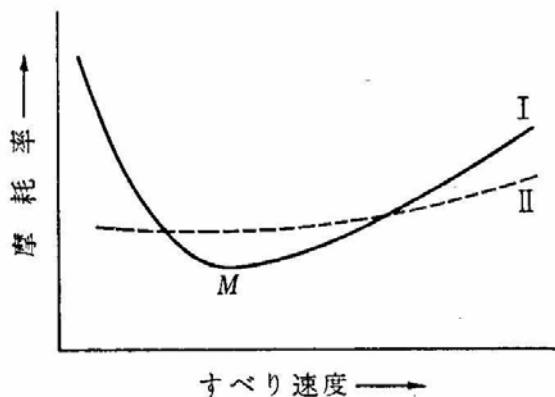


Fig.2-38 すべり速度と比摩耗量
($p=0.5$ kgf / cm^2) (文献 170)

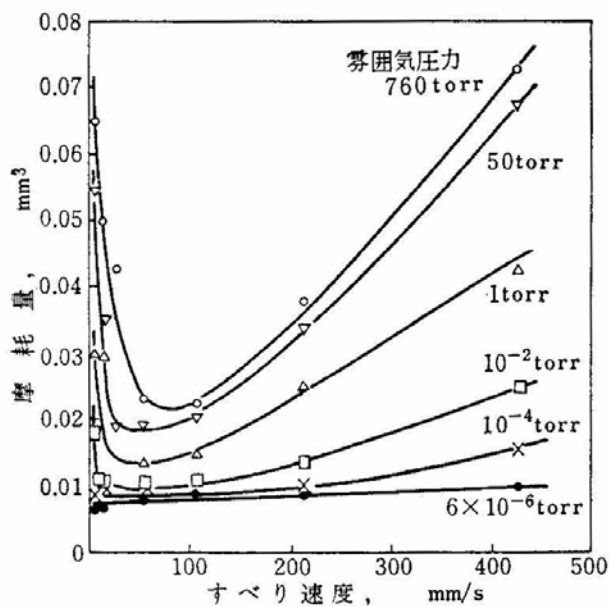
能に近い。

図 2-36, 37, 38 に比摩耗量と走行距離の関係を摩耗形態で比較、比摩耗と荷重の関係、比摩耗量とすべり速度の関係をそれぞれ示している。表面温度の違いによって摩耗現象は異なり、当然比摩耗量も異なる。松原はその異なる摩耗現象を酸化摩耗、初期機械的破壊摩耗、軟着摩耗と分類している¹⁷⁰⁾。図 2-39 は金属の摩耗の速度依存性を示したもので、曾田らによると、M 点以下を非付着域、M 点以上を付着域と呼ぶと、非付着域では非常に細かな摩耗粉を生じ、摩耗量は摩擦距離に比例するが、付着域では大きな摩耗粉が発生し、摩耗量は摩擦距離に一次的に比例しない。この両域における摩耗特性の差異は雰囲気気体の潤滑作用と考えられ、図 2-40 に見られるように、雰囲気圧力が下がると M 点は低速側に移動する。摩擦面の微小突起部 (半径 a) が速度 U で動くとき、相手面の任意分布の突起部 (半径 a) に衝突するまでの平均自由時間 t は $t = \pi \cdot a \cdot p_m / (4p \cdot U)$ で与えられる。ここで p_m は摩擦面の流動圧力、 p は見かけの接触圧力である。この t は相手面と接触して摩耗した微小突起面に雰囲気気体分子が吸着して次の接触までに潤滑膜を作るための時間と考えることができ、すべり速度が潤滑膜構成に関与し、潤滑膜の構成が摩耗に影響を及ぼすとした¹⁷¹⁾。また、流体潤滑における潤滑膜厚は摺



I : 遷移金属
II : 非遷移金属

Fig.2-39 金属の摩耗の速度依存性
(文献 171)



(Ni/Ni, 荷重 200gf, すべり距離 20m)

Fig.2-40 摩耗に及ぼすすべり速度と雰囲気圧力の影響
(文献 171)

動速度と直接的に関係するため、不完全流体潤滑状態においては摺動速度が固体同士の接触状態を左右するため摩耗に大きな影響を及ぼす。

すべり速度の摩耗に及ぼす影響は摩擦熱による表面温度上昇の影響として取り扱われよく一致もする^{172)~174)}。しかし、速度は材料の変形抵抗やせん断強さなどの機械的性質とも関係し、その機械的性質は温度によっても変化する。また摩擦面においては雰囲気分子の吸着、化学反応も起こり、これらは摩擦面の雰囲気にさらされる時間が大きく影響する、すなわちすべり速度が影響を及ぼす。このように、すべり速度の摩耗に及ぼす影響は複雑であり、また雰囲気、摺動材の形状および材料特性、摺動材の組合せ、荷重などの相互作用によってその影響度も大きく異なる。したがって、すべり速度の摩耗に及ぼす影響を推定する場合、実際の摺動条件における影響因子の把握とそれらの摩耗に及ぼす影響度を推定することが重要な課題となる。

c) 雰囲気の影響

雰囲気の摩擦に及ぼす影響もまた複雑である。広義的に考えれば、摺動する面に存在する固体、液体、気体はいずれも潤滑剤として作用するため摩擦、摩擦ともに減少させる。しかし、実際の摺動実験においてはいろいろな結果が報告されている。図 2-41, 42 はともに空気中とアルゴンガス中における摩擦を比較した図であるが、その結果は逆の傾向を示している。すなわち、図 2-41 においては、摩擦面の酸化膜が摩擦を低減させるが¹⁷⁵⁾、図 2-42 においては、不活性なアルゴンガス中におい

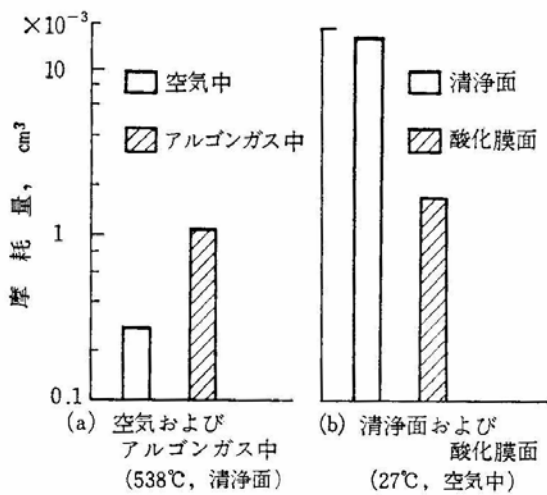
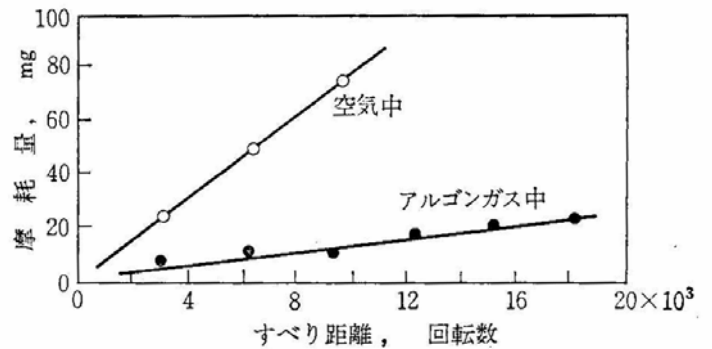


Fig.2-41 ニッケルの摩擦に及ぼす
雰囲気と酸化膜の影響
(文献 175)



(黄銅/鋼、500gf)

Fig.2-42 黄銅の摩擦に及ぼす
雰囲気の影響 (文献 176)

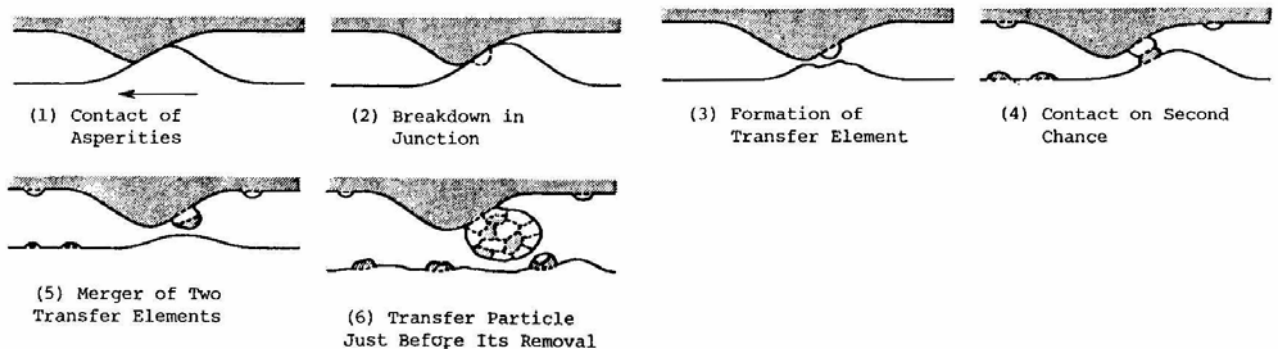


Fig.2-43 摩擦粉生成に関する移着成長過程 (文献 179)

て摩擦面や摩耗粉表面が清浄で、摩耗粉の相手面への付着や自己面への再付着が多くなり、結果として摩耗が低減する¹⁷⁶⁾。

凝着摩耗における摩耗粒子の生成は、図 2-43 に示すように、移着粒子の成長→脱落によると考えられ、ほとんどの場合、移着粒子の組成は両面材の混合である^{177)~180)}。この摩耗粒子の生成に雰囲気ガスが影響し、摩耗粉の大きさ、摩耗量、摩擦係数を変化させるが、当然ながら雰囲気ガスの種類または潤滑剤の種類およびその量、摺動材および材料組合せ、雰囲気温度および摺動面温度（荷重、すべり速度）などによってその影響は異なる^{181)~190)}。図 2-44, 45 は雰囲気圧力およびガスの種類と摺動材種の違いによる摩耗量変化を示す一例である¹⁸⁵⁾。また、摩耗粉および移着粒子の硬度も雰囲気によって異なり、真空中においては熱の影響による硬化、大気中においては酸化による硬化によって硬度が変化する¹⁹¹⁾。アブレシブ摩耗においても雰囲気の影響を受ける。図 2-46 はアブレシブ摩耗（二元、三元）と凝着摩耗におけるドライ状態と潤滑状態の摩耗量を比較したものである¹⁹²⁾。アブレシブ摩耗は潤滑することにより摩耗量が増加しているのに対し、凝着摩耗は逆に減少している。笹田等はこのアブレシブ摩耗において潤滑が摩耗量を

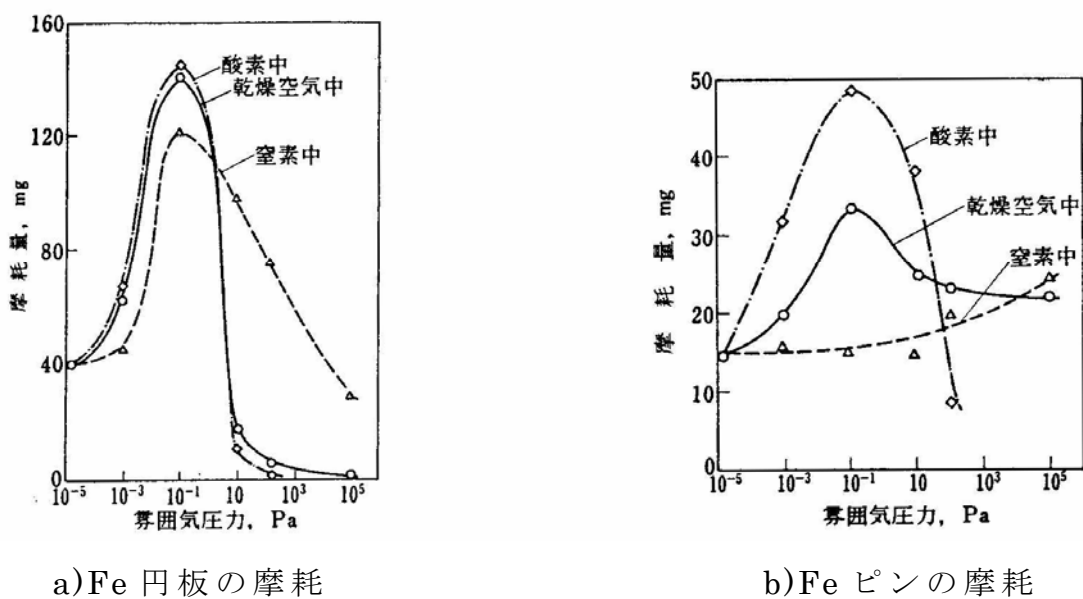
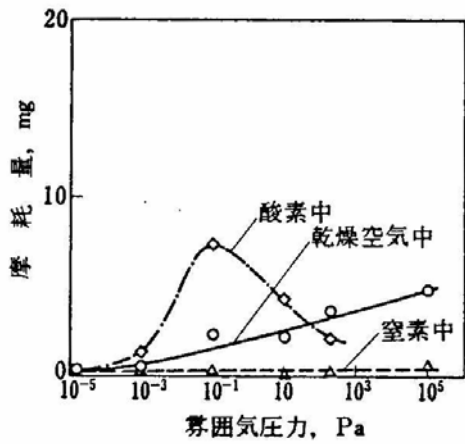


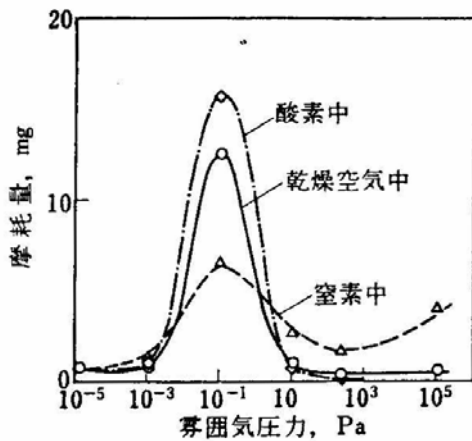
Fig.2-44 摩耗の雰囲気特性 (Fe/Fe, W=2.2N, U=57.6mm/s, L=0.62km)

(文献 185)

増加させる理由を二次元切削理論を用いて切刃と被削材の凝着低下が切り込みを増大させるためとし、実験にともよく一致している^{193)~195)}。また、切削において酸化層が存在する場合、切削粉がスムーズに発生するとの報告があり¹⁹⁶⁾、これは凝着摩耗において、移着粒子の凝着性低下が摩耗粉の発生を増加させる¹⁸¹⁾ ことによく似ている。



b)Ni ピンの摩耗



a)Ni 円板の摩耗

Fig.2-45 摩耗の雰囲気特性
(Ni/Ni, W=2.2N, U=57.6mm/s, L=0.62km)

(文献 185)

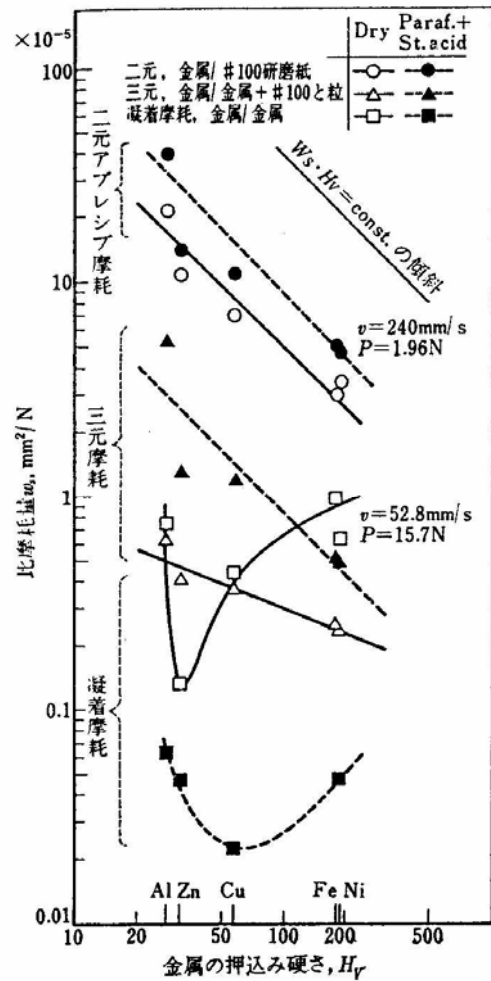


Fig.2-46 種々の摩耗形態における金属の比摩耗量

(文献 192)

雰囲気の影響に及ぼす影響は、摺動面と雰囲気分子との相関（分子と摺動面の吸着性、吸着膜の強度、分子と摺動材との化学反応性および酸化膜の性質、分子の吸着や反応による摺動材の機械的性質や成分組成の変化など）で決定されることが多いが、当然ながら温度、荷重、摺動材の組合せ、すべり速度などに関連し、その影響度合いは異なる。雰囲気その他の摩耗（腐食、フレタイング、疲労等）への影響は大きく、特に腐食およびフレタイング摩耗においては、摩耗を決定づける主要因の一つでもあるが、ここでは省略する。

d) その他の影響因子

摩耗に影響を及ぼすその他の因子（荷重、すべり速度、雰囲気以外）についても前項(a)(b)(c)で断片的には述べたが、摺動材の材料特性（硬度、せん断強さ、伸び、弾性係数、酸化性、表面エネルギー、組成成分など）、温度、摺動材の組合せ（凝着性、硬度差、形状など）、摺動材

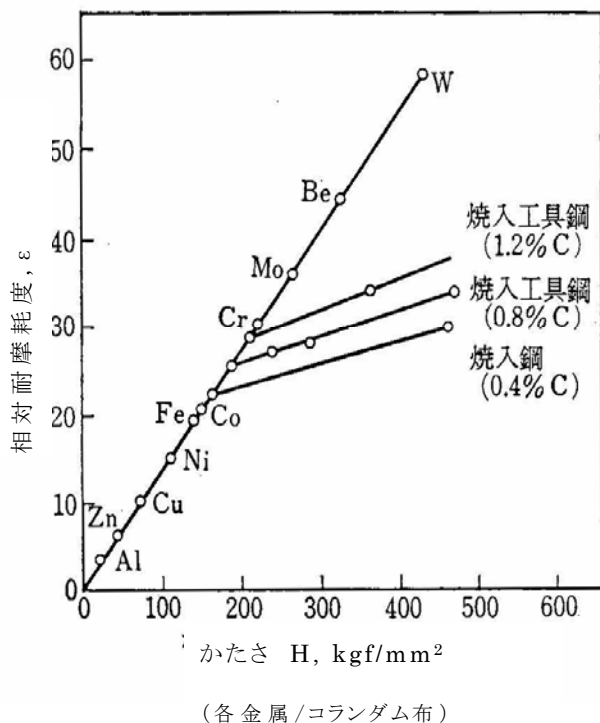


Fig.2-47 硬度と相対耐摩耗度との関係（文献 197）

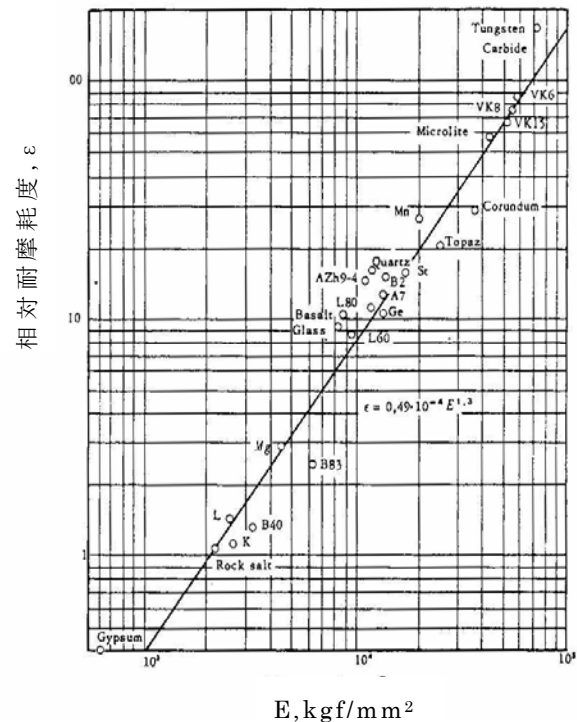
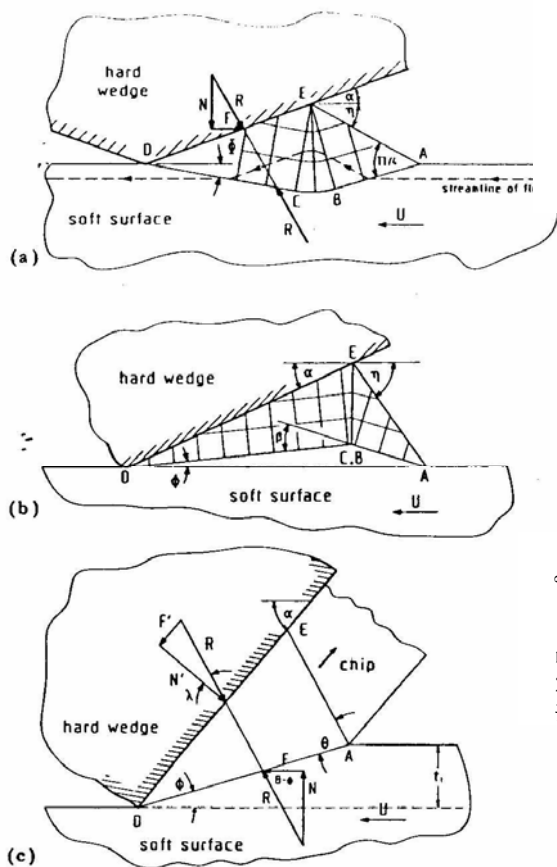


Fig.2-48 弾性係数と相対耐摩耗度との関係（文献 199）

耗の種類や形態によってその影響度合いは異なる。ここでは、アブレジブ表面の粗さ、アブレジブ材の大きさおよび形状などが考えられるが、アブレジブ摩耗におけるこれらの影響について簡単に述べる。

アブレジブ摩耗においては、材料硬度と摩耗量の関係は若干の差異は見られるがよく対応しており、純金属および非焼入鋼については $\varepsilon = b \cdot H$ 、焼入鋼については $\varepsilon = \varepsilon_0 + b'(H - H_0)$ の関係が成立する。図 2-47 はその関係を示している¹⁹⁷⁾、¹⁹⁸⁾。ここで、 ε は相対耐摩耗度（一定摩擦条件下の標準試験片の摩耗量と各種金属試験片の摩耗量との比）、 H は材



(a) wave formation; (b) wave removal; (c) chip formation.

Fig.2-49 軟質材の変形形態
(文献 200)

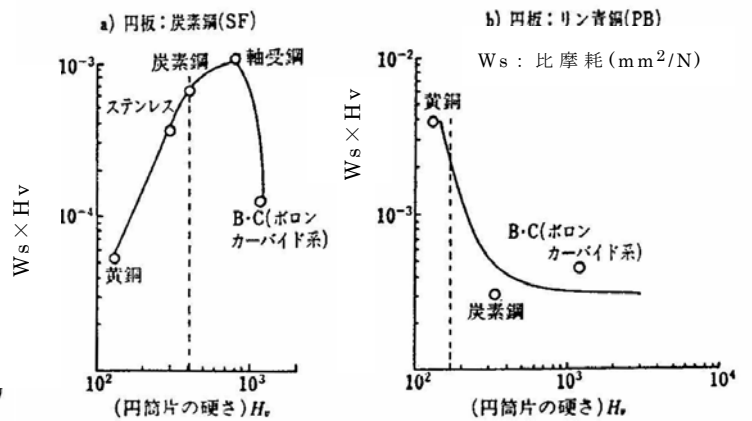


Fig.2-50 円筒試験片摩耗
(文献 226)

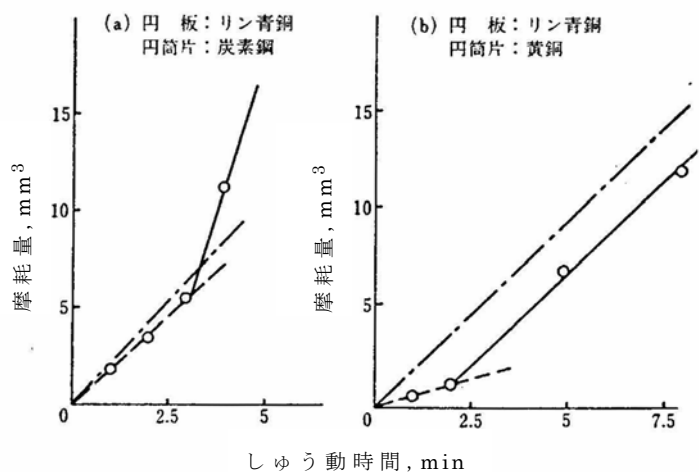


Fig.2-51 円板上の埋め込み層のはく離過程 (文献 227)

料の硬度、 b, b' は定数、 ε_0, H_0 はそれぞれ非焼入鋼の ε, H である。また、多くの材料（非金属を含む、ただし熱処理鋼は除く）の摩耗量と弾性係数には相関が見られ、図 2-48 に示すように $\varepsilon = 0.49 \times 10^{-4} \cdot E^{1.3}$ で表される¹⁹⁹⁾。

アブレシブ摩耗は硬質突起による切削的摩耗である。したがって、硬質突起の形状や大きさの影響は大きい。硬質突起のアタック角の変化により図 2-49 に示すような軟質材の変形が 3 つの形態 (wave formation, wave removal, chip formation または ploughing タイプ、wedge タイプ、cutting タイプ)^{199)~202)} または ploughing と stripping (cutting) の 2 つの形態^{203), 204)} に分類され、これらの形態の境界は材料の硬度、延性および接触面におけるせん断強さ、突起の変形などによって変化し、摩耗量および摩擦係数は形態で異なり^{200), 204) 205)~210)}、摩耗量は一般的に cutting の形態が多くなるが、摩擦係数は条件によって異なる。また、アブレシブ粒子の大きさまたは硬質材表面の粗さは、大きくなると一般に摩耗量は増加するが^{211)~216)}、二元アブレシブ摩耗においては、表面粗さの分布、粗さ突起の形状、粗さ突起への軟質材の移着^{212), 213), 215)~221)}、三元アブレシブ摩耗においては、粒子の接触面内への導入性、埋め込み性^{211), 222)} などが摩耗に影響を及ぼすため、アブレシブ粒子の大きさや硬質材表面の粗さの大きさだけでは摩耗の増減は推定できない。

三元アブレシブ摩耗においては、組合せ材の硬度差およびアブレシブ材の埋め込み性が摩耗に大きな影響を及ぼす^{214), 222)~225)}。図 2-50 は円板上での円筒試験片の三元アブレシブ摩耗における円筒試験片摩耗量と各円筒試験片硬度の関係を示したもので、図中の破線は円板の硬度である²²⁶⁾。図から明らかなように、両試験片の硬度が近い所で摩耗が大きくなっている。これは、両試験片の硬度の小さい方に埋め込み層が形成されるためである。図 2-51 は埋め込み層を形成させた円板と円筒試験片のすべり摩擦における円板の摩耗量と摺動時間を示したもので、一点鎖線は粉体を連続的に補給した場合を示している²²⁷⁾。図からわかるように、硬度差のある材料組合せにおいては、アブレシブ

粒子が存在する場合に埋め込み層が形成され保護作用を行い、硬度差がない場合には埋め込み層が存在すれば当然保護作用を行うが、アブレシブ粒子が存在してもほとんど埋め込み層が形成されない^{2 2 2)}。

2. 2. 8 摩耗形態図 (Wear Mechanism Map, Wear Map)

2.2 節において、摩耗をその機構または現象の違いから分類し簡単な説明を行った。この分類は一般によく知られている分類法であるが、実際の摩耗においては、これらが入り混じった状態で存在するとともに、これらの摩耗における摩耗粒子の生成形態についてはほとんど明示がなされていない。そこで、近年は摩耗粒子の生成形態（摩耗形態）で摩耗を分類し、摩耗理論の体系化につなげようとする新しい試み、すなわちいかなる条件の下でいかなる摩耗形態が生ずるかを表す摩耗形態図の研究が展開されている。表 2-1 にこれまでに提案された主な摩耗形態図の例を示す^{2 2 8)}。摩耗形態は同じ材料でも摩擦条件によって変化するだけでなく、その摩耗形態すらまだ明かではないが、表 2-2 に摩耗形態図作成までのプロセスの例を示す^{2 2 9)}。表 2-1, 2 を見てもわかるように、広範囲の実験条件に対し摩耗形態図を作成し、摩耗理論を体系化するのはかなりの困難が予測されるが、色々な摩耗形態図が作成され多くの実験でその確認が行われている^{2 0 1)、2 3 0) ~ 2 4 5)}。図 2-52, 53 は摩耗形態図の例を示したもので^{2 4 6)}、図 2-52 の縦軸は接触の苛酷さを表す食い込み度（突起の曲率半径、荷重、硬度の関数として与えられる無次元数）で、横軸は軟質材のせん断強さと接触部のせん断強さの比をとった無次元数である。図からわかるように食い込み度が大きい場合はすべてが切削型となり、食い込み度がやや小さい場合は接触界面の無次元せん断強度により摩耗形態が 2 つに分類されている。図 2-53 の縦軸は無次元圧力で、荷重、見かけの接触面積、硬度の関数となっており、横軸は無次元すべり速度で、すべり速度、接触半径、温度伝導率の関数である。この摩耗形態は、無次元圧力が大きい場合はすべてが焼き付きとなり、やや小さい場合は無次元すべり速度によって 5 種類の摩耗形態に分類されている。この 2 つの摩耗形態は全く異なったものに見えるが、実際の

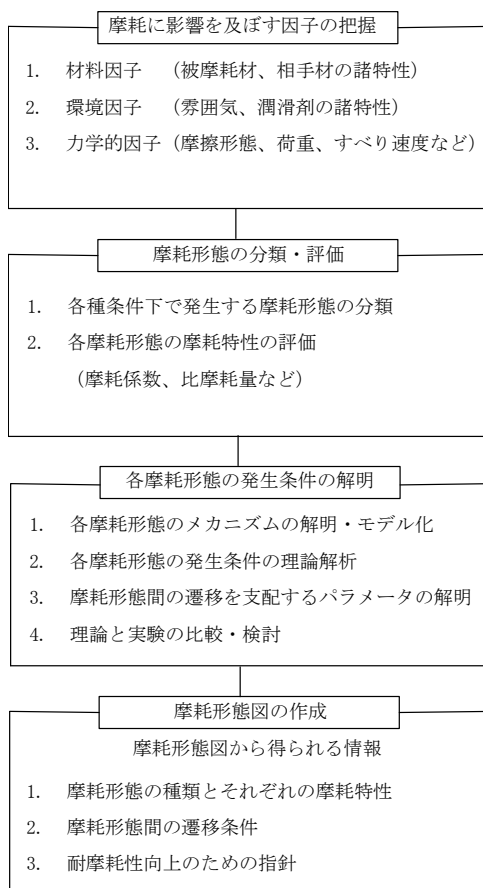
摩耗においては両図の摩耗形態は同時に起こりうるのである。すなわち摩耗形態を分類する視点が異なり、当然その摩耗形態の変化する要因も異なっているのである。現在は、まだ摩擦形態の分類法が研究者によって異なり、それぞれの研究者が摩耗形態の分類を試行錯誤して行っている段階である。

Table 2-1 これまでに提案された主な摩耗形態図 (文献 228)

研究者 (発表年) [文献]	材料 (摩擦形態)	摩耗形態	摩耗形態図の両軸に用いられたパラメータ
T. KAYABA, K. KATO and K. HOKKIRIGAWA (1983) [15] T. KAYABA, K. HOKKIRIGAWA and K. KATO (1984) [16]	金属 (くさび型硬突起と軟平面のすべり摩擦)	<ul style="list-style-type: none"> Yield region of soft flat surface Yield region of hard asperity 	(1) 硬さ比: $r=H_2/H_1$ (無次元) (2) 突起頂角: θ H_1 : 突起の硬さ H_2 : 平面の硬さ
K. KATO and K. HOKKIRIGAWA (1985) [18] K. HOKKIRIGAWA and K. KATO (1988) [19]	金属 (半球状剛体突起によるすべり摩擦)	<ul style="list-style-type: none"> Cutting Wedge formation Ploughing 	(1) 食い込み度: D_p (無次元) (2) せん断強度: $f=\tau/k$ (無次元) ただし $D_p=h/a=R(\pi H_v/2W-1)^{1/2}-(R^2 H_v/2W-1)^{1/2}$ H : 食い込み深さ R : 突起の曲率半径 a : 接触半径 τ : 接触界面のせん断応力 k : 材料のせん断降伏応力 H_v : 硬さ W : 荷重
S. C. LIM and M. F. ASHBY (1987) [26]	鋼 (ピン・ディスクすべり摩擦・大気中無潤滑)	<ul style="list-style-type: none"> Seizure Melt wear Severe-oxidational wear Mild-oxidational wear Plasticity-dominated wear Ultra-mild wear 	(1) 接触圧力: $\tilde{F}=F/A_n$ (無次元) (2) すべり速度: $\tilde{V}=V r_0/a$ (無次元) F : 荷重 A_n : 見かけの接触面積 V : すべり速度 H_0 : 室温における硬さ A : 温度伝導率 r_0 : ピンの半径
T. H. C. CHILDS (1988) [25]	金属 (くさび形剛体突起によるすべり摩擦)	<ul style="list-style-type: none"> Cutting (Chip formation) Wedge formation Wave formation 	(1) 突起頂角: θ (2) せん断強度: s/k (無次元) τ : 接触界面のせん断応力 k : 材料のせん断降伏応力
R. ANTONIOU and C. SUBRAMANIAN (1988) [29]	アルミニウム合金 (ピン・リング、ピン・ディスクすべり摩擦・大気中無潤滑)	<ul style="list-style-type: none"> Formation of fine equiaxed particles Delamination of compacted equiaxed particles Delamination of deformed aluminium alloy Gross material transfer Melt wear 	(1) 接触圧力: $\tilde{F}=F/A_n H_0$ (無次元) (2) すべり速度: $\tilde{V}=V r_0/a$ (無次元) F : 荷重 A_n : 見かけの接触面積 V : すべり速度 H_0 : 室温における硬さ A : 温度伝導率 r_0 : ピンの半径
B. J. BRISCOE and P. D. EVANS (1989) [38]	P T F E (剛体突起によるすべり摩擦・大気中無潤滑)	<ul style="list-style-type: none"> Chip forming Viscoelastic-plastic ploughing + Brittle cracking Viscoelastic-plastic ploughing Visco-elastic ploughing 	(1) $\tan \theta$ あるいは r/R (無次元) (2) E/Y (無次元) θ : 突起頂角 (円錐突起) E : ヤング率 r : 接触半径 (球状突起) Y : 流動応力 R : 突起の曲率半径 (球状突起)

堀切川・加藤(1989)[30] K.HOKKIRIGAWA(1991)[32]	セラミックス (すべり摩擦・転がり摩擦)	<ul style="list-style-type: none"> Flake formation Powder formation or Ploughing 	<p>(1) $S_c = P_{max} \sqrt{R_{max}} / K_{IC}$ (無次元)</p> <p>(2) 摩擦係数: μ (無次元)</p> <p>P_{max}: ヘルツ最大接触圧力 R_{max}: 最大あらしさ K_{IC}: 破壊靱性</p>
堀切川・加藤(1990)[31] K.HOKKIRIGAWA(1991)[32]	セラミックス (すべり摩擦・転がり摩擦)	<ul style="list-style-type: none"> Powder formation Ploughing 	<p>(1) $S'_c = H_V \sqrt{R_{max}} / K_{IC}$ (無次元)</p> <p>(2) 摩擦係数: μ (無次元)</p> <p>H_V: 硬さ R_{max}: 最大あらしさ K_{IC}: 破壊靱性</p>
B. Y. TING and W. O. WINTER(1989)[39] J. YANG and W. O. WINTER(1991)[40]	セラミックス鋼 (球状突起のすべり摩擦)	<ul style="list-style-type: none"> Wear region Conditional wear region No-wear wear region 	<p>(1) G_t</p> <p>(2) σ_{y0} / P_0</p> <p>ただし $G_t = E \cdot \alpha_t \cdot \gamma \cdot f \cdot V \cdot a / k(1-\nu)$</p> <p>$E$: ヤング率 k: 熱伝導率 f: 摩擦係数 α_t: 線膨張係数 V: すべり速度 γ: 固定側への摩擦熱分配率 a: 接触半径 ν: ポアソン比 σ_{y0}: 基準引張強さ P_0: 最大接触圧力</p>

Table 2-2 摩耗形態図作成までのプロセス (文献 229)



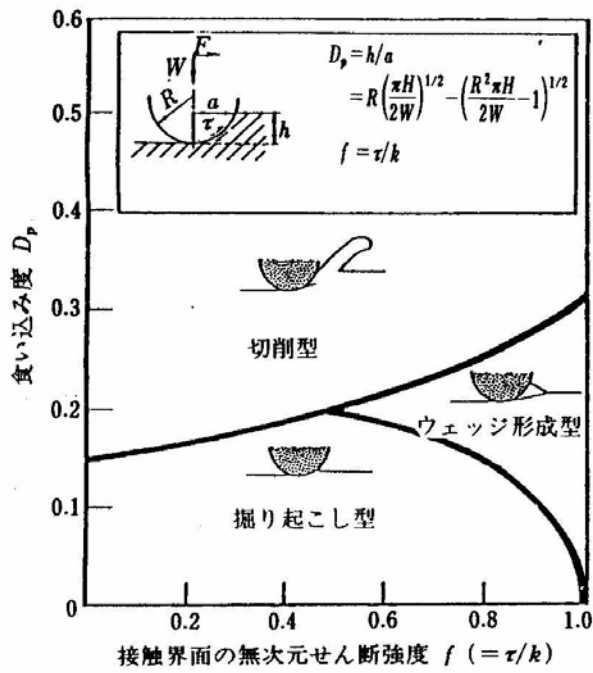


Fig.2-52 半球状硬質突起のすべり摩擦における金属の摩耗形態図 (文献 246)

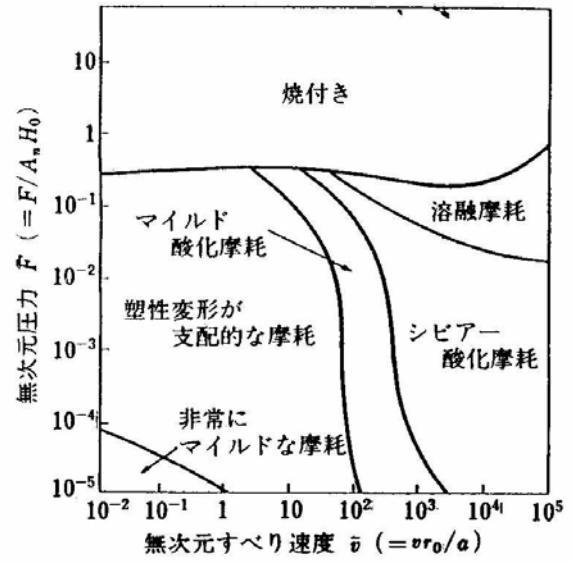


Fig.2-53 大気中無潤滑における鋼の摩耗形態図 (文献 246)

第3章 アブレシブ摩耗実験

3.1 はじめに

摺動面間の硬質遊離粒子や摺動面の硬質突起に起因するアブレシブ摩耗に影響を及ぼす因子は一般に組み合わせられる摺動材の機械的性質（弾性係数、硬度、延性等）、組合せ材の相対硬度、アブレシブ粒子の種類（形状、大きさ等）および機械的性質（硬度、脆性等）さらに摺動条件（荷重、摺動速度、摺動距離、同一面の摺動回数、温度、潤滑等）など多岐にわたっている。現在まで多くの研究者により実験的または理論的研究が行われ、アブレシブ摩耗における摩擦、摩耗の理論的な計算式も報告はされているが、現在なお定量的な評価は難しく、実際においては経験的に取り扱っているのが現状である。これは、アブレシブ摩耗に影響を及ぼす因子が多く、摺動面の変化は複雑になり、摩耗量や摩擦係数も複雑に変動するためと考えられる。アブレシブ摩耗における摩耗量は他の摩耗形態に比べ多いため、機械のトラブルや性能低下をもたらすが、アブレシブ摩耗の現象を利用した工作機械や表面仕上げ機械もある。したがって、アブレシブ摩耗における摩擦、摩耗の機構を明らかにすることは重要な課題である。

本章では、アブレシブ摩耗に影響を及ぼす因子の中で重要と思われるものについて、2元および3元アブレシブ摩耗の実験を行い、それらの影響を調査した。

3. 2 3元アブレシブ摩耗

摺動面間の硬質遊離粒子による摩耗いわゆる3元アブレシブ摩耗は遊離粒子の挙動が摩耗に大きな影響を及ぼす。本実験では硬質粒子混合油中において摩耗実験を行い、粒子の摺動面内への導入性、粒子埋め込み層の形成とそれらの摩耗に及ぼす影響などを中心に検討を行った。

3. 2. 1 油中粉体濃度の影響

a) 実験方法および実験条件

潤滑油中の粉体濃度が10⁻⁴%という低い値においても摺動面間に損傷が発生する²⁴⁷⁾。また、浦らの報告^{248), 249)}によれば粉体量が少ない場合の摩耗は粉体が存在しないときの摩耗特性を示し、粉体量がある一定量を超えたときに初めて3元アブレシブ摩耗特有の摩耗特性を示すようになる」と述べている。そこで、本実験では粉体混入油中における粉体濃度を変化させることによって3元アブレシブ摩耗特有の摩耗が起こる濃度限界を探った。試験片は図3-1に示すように直方体と円筒を用い、平面と円筒側面の線接触状態で往復摺動実験を行った。試験片材料および材料組合せは硬度差が小さく埋め込み層のできにくいものとし、下部試験片はステンレス鋼(SUS304)のみとした。試験片材料とその硬度を表3-1に示す。実験条件は表3-2に示すように垂直荷重(50N)、摺動速

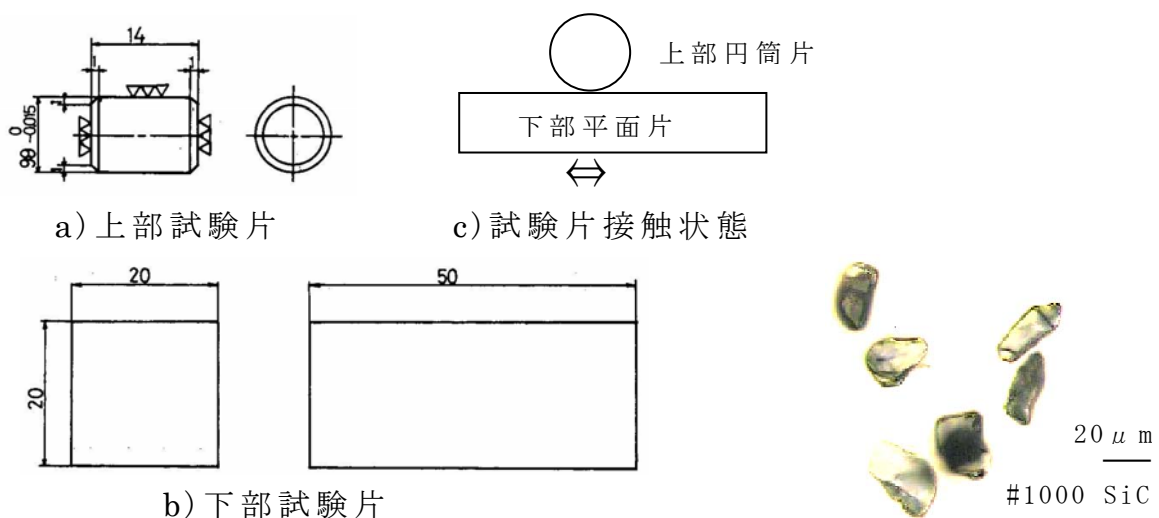


Fig.3-1 試験片形状および接触状態

Photo.3-1 SiC 粒子形状

Table 3-1 試験片硬度

Table 3-2 実験条件

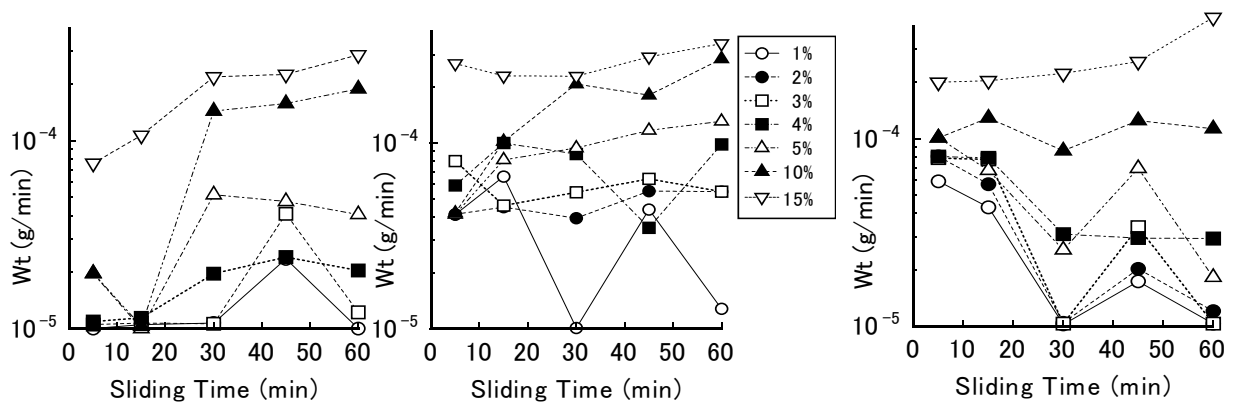
材料	硬度 Hv	備考
PBB	187	リン青銅
S45C	225	炭素鋼
SUS304	307	ステンレス鋼
SUS304	210	ステンレス鋼 (下部片)

垂直荷重 N	50
サイクル数 Hz	3.3
摺動時間 min	5 or 15
使用粉体	SiC 平均粒径 16 μm
使用油	タービン油 P - 56
濃度 wt %	0.5, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0, 10, 15

度（サイクル数 3.3Hz、平均すべり速度 0.067m/s）、使用粉体(SiC 平均粒径 16 μm , Photo.3-1 参照)は一定とし、粉体濃度のみを 0.5~15(重量%)で 8 段階に変化させた。なお、摺動振幅は 10mm とし、各 15 分毎（摺動距離 60m）（一部 5 分）に取外して上部片（円筒片）の秤量を行い、摩耗量を計算した。この実験においては摩擦係数の測定は行わず、摩耗評価のみとした。

b) 実験結果および考察

図 3-2 は各材料組合せ（上部片 S45C, SUS, PBB 下部片 SUS）において、各摺動時間における上部片の摩耗率 Wt（単位時間当たりの摩耗量）変化を各粉体濃度の違いで比較したものである。粉体濃度が 5% 以下の



a)S45C(上部片)-SUS(下部片) b)SUS(上部片)-SUS(下部片) c)PBB(上部片)-SUS(下部片)

Fig.3-2 各材料組合せにおける上部片の摩耗率

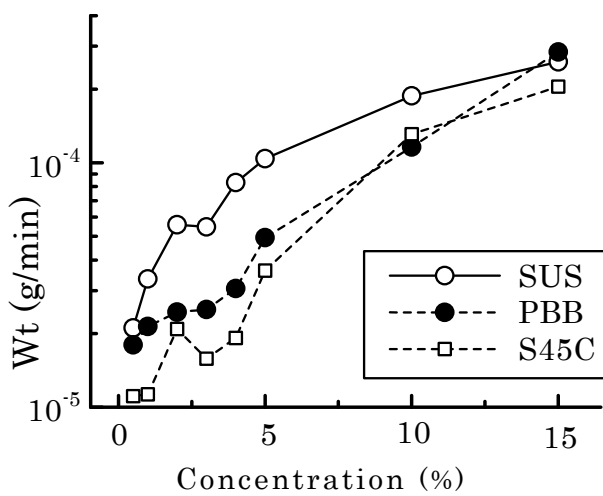


Fig.3-3 各材料組合せにおける粉体濃度と上部片の摩耗率の関係

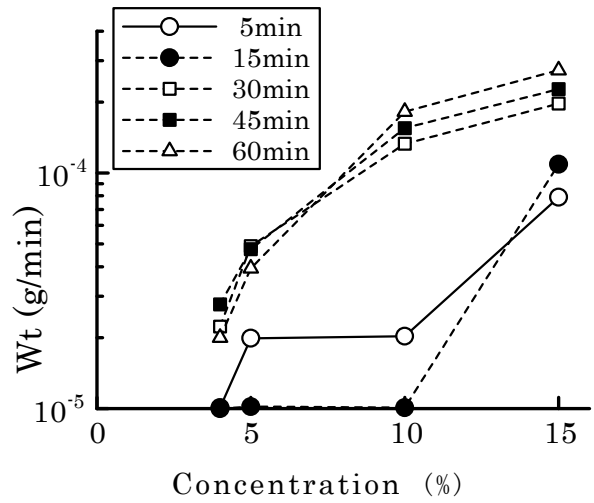


Fig.3-4 摺動時間の違いによる上部片の摩耗率比較 (上部片 S45C)

場合、各材料組合せとも摩耗率は低くなっており、各摺動時間における摩耗率の変化は各材料で異なった挙動を示している。しかし、粉体濃度が 10, 15% になると摩耗率は高くなり、特に 30 分以降では各材料組合せとも似かよった結果を示している。すなわち、粉体濃度の増加につれ各材料組合せとも 3 元アブレシブ摩耗現象を示し始め摩耗量も増大するが、5% 以下では十分な 3 元アブレシブ摩耗状態にいたらず、組合せ材料の摩耗特性が強く表れる。図 3-3 に各材料 (上部片) の粉体濃度に対する摩耗率 (総摺動時間 60 分) の変化を示す。各材料とも濃度の増加に対して摩耗率は増加するが、濃度が高くなると増加率は減少傾向を示す。また、5% 以下の濃度においては摩耗率および濃度に対するその変動の材料間差は大きい、10, 15% の濃度においてはほぼ同程度となる。すなわち、本実験のように埋め込み層のできにくい材料組合せ (硬度差が小さい) の場合、粉体濃度が 5% 以下では組合せ材料の摩耗特性が強く現れるが、10, 15% の濃度になると 3 元アブレシブ摩耗が支配的となる。

図 3-4 は SUS (下部片) -S45C (上部片) の組合せにおける粉体濃度と上部片摩耗率の関係を各摺動時間毎に示したものである。各粉体濃度とも摺動初期の 5, 15 分においては低い摩耗率を示すが 30 分以降ではほ

ば同程度の摩耗率を示す。これは、定常的な摩耗状態になるにはある程度の接触面積が必要であることを示している。すなわち、本実験の場合、円筒側面—平面の線接触、粉体混入油中といった条件下の実験であるため、摺動初期においてはわずかな摩耗に伴い接触面応力、油膜状態、粉体の導入性などが急激に変化するため摩耗状態も変化するが、ある程度の接触面積になるとこれらの変動は小さくなり、摩耗状態が定常的になるものと考えられる。

c) まとめ

以上の結果をまとめると以下のようなになる。

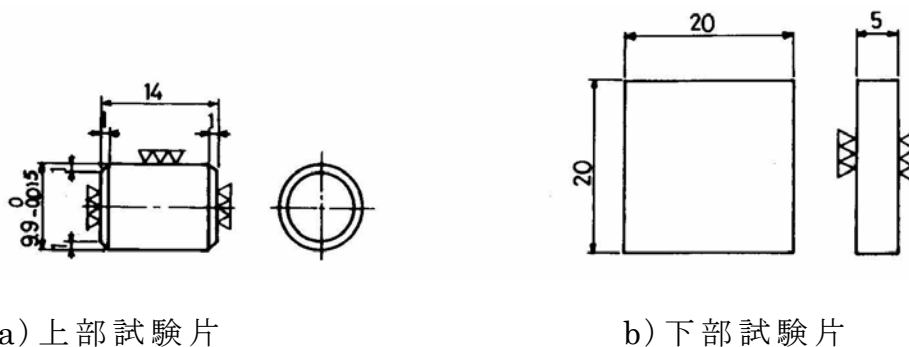
- I) 摺動面の摩耗は粉体の混入濃度が増加するにつれ 3 元アブレスシブ摩耗支配へと移行するが、粉体濃度が 10% になるとほぼ 3 元アブレスシブ摩耗の支配となる。
- II) 粉体濃度に無関係に定常的摩耗状態になるにはある程度の接触面積が必要である。
- III) 摺動初期から 3 元アブレスシブ摩耗が支配的になるには 15% 以上の粉体濃度が必要と考えられる。
- IV) 粉体の混入濃度の増加とともに摩耗量は増加する。特に低濃度域においてその増加率は大きい。

3. 2. 2 粒子の面内導入性

a) 実験方法および実験条件

前節で述べたように粉体混入油中における粉体濃度が摩耗に大きく影響を及ぼすことから、3 元アブレスシブ摩耗において粉体の接触面内への導入量が摩耗に大きく影響することは明らかである。粉体粒子の面内導入性を調べるため、粉体濃度を 15% 一定として往復動試験機を用いて実験を行った。試験片は図 3-5 に示すように上部片に円筒、下部片に平板を用い、円筒側面と平面の線接触状態で実験を行った。試験片材料の種類およびその硬度について表 3-3 に示している。この 4 種類の材料を色々な組合せで使用した。

本実験では垂直荷重 (20N~200N, 5 段階)、摺動速度 (サイクル数



a) 上部試験片

b) 下部試験片

Fig.3-5 試験片形状

Table 3-3 試験片硬度

材料	硬度 Hv	備考
Bs	150	黄銅
S20C	206	炭素鋼
S45C	232	炭素鋼
SUJ	800	軸受鋼

Table 3-4 実験条件

垂直荷重	N	20, 50, 100, 150, 200
サイクル数	Hz	3.3, 5.0, 6.7
摺動時間	min	15 or 60
使用粉体		SiC 平均粒径 16 μm SiC 平均粒径 28 μm
使用油		タービン油 P-56
濃度	wt %	15

3.3, 5, 6.7Hz、平均すべり速度 0.067~0.133m/s)、粉体粒径 (# 1000 : 平均粒径 16 μm、# 600 : 平均粒径 28 μm) を変化させて実験を行い、上、下部片の摩耗量は精密天秤にて測定した。表 3-4 に実験条件を示す。粉体粒子の接触面内への導入性は摩耗量より評価を行い、導入性に影響を及ぼす因子について検討した。

b) 実験結果および考察

図 3-6 は同種材組合せにおける上部片の比摩耗 ($W_s = \frac{V}{W \cdot L}$ V:摩耗量、W:垂直荷重、L:摺動距離) と荷重の関係を回転速度 200rpm (サイクル数 3.3Hz) と 300rpm (サイクル数 5Hz) についてそれぞれ示したものである。使用粉体は SiC # 1000 (平均粒径 16 μm) の場合である。各材料とも比摩耗は荷重増加に対して減少傾向を示している。特に 20N

から 50N にかけては各材料とも比摩耗の減少は大きい。しかし、他の荷重域において比摩耗の荷重に対する変動は材料によってかなり異なる。回転速度の異なる 200rpm と 300rpm を比較すると荷重によって異なっているが Bs を除く材料においては 300rpm の方が比摩耗は大きくなっている。しかし、比摩耗が最も多く完全な 3 元アブレシブ摩耗に近い

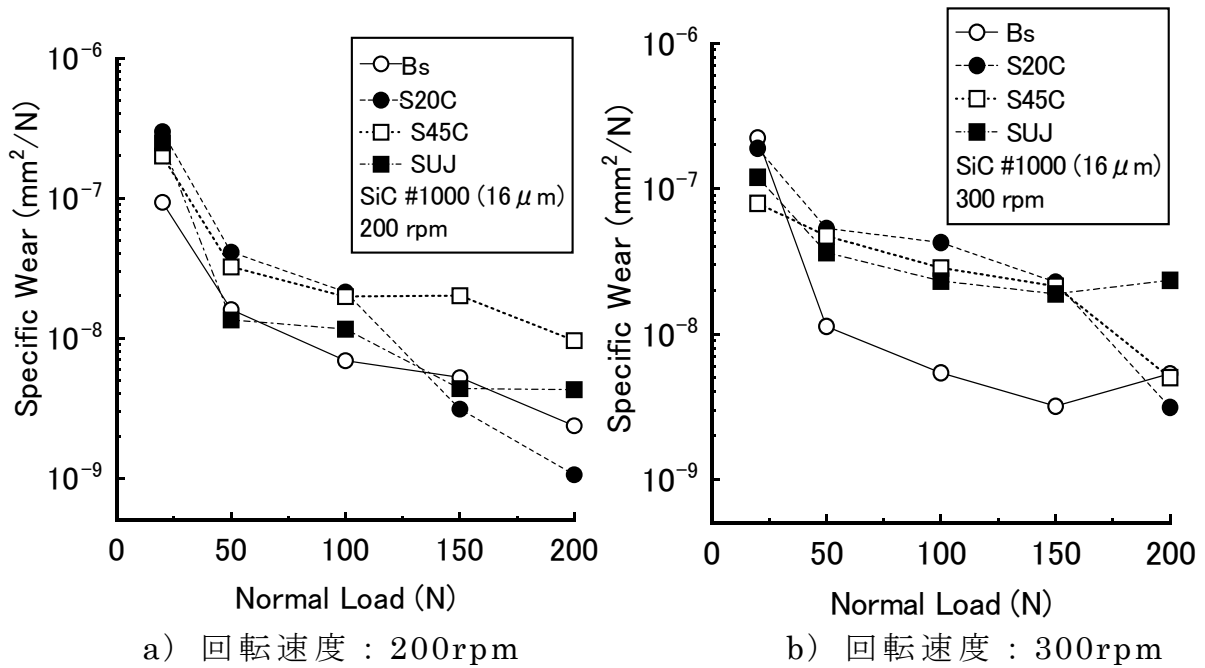


Fig.3-6 同種材組合せにおける上部片の比摩耗と荷重の関係

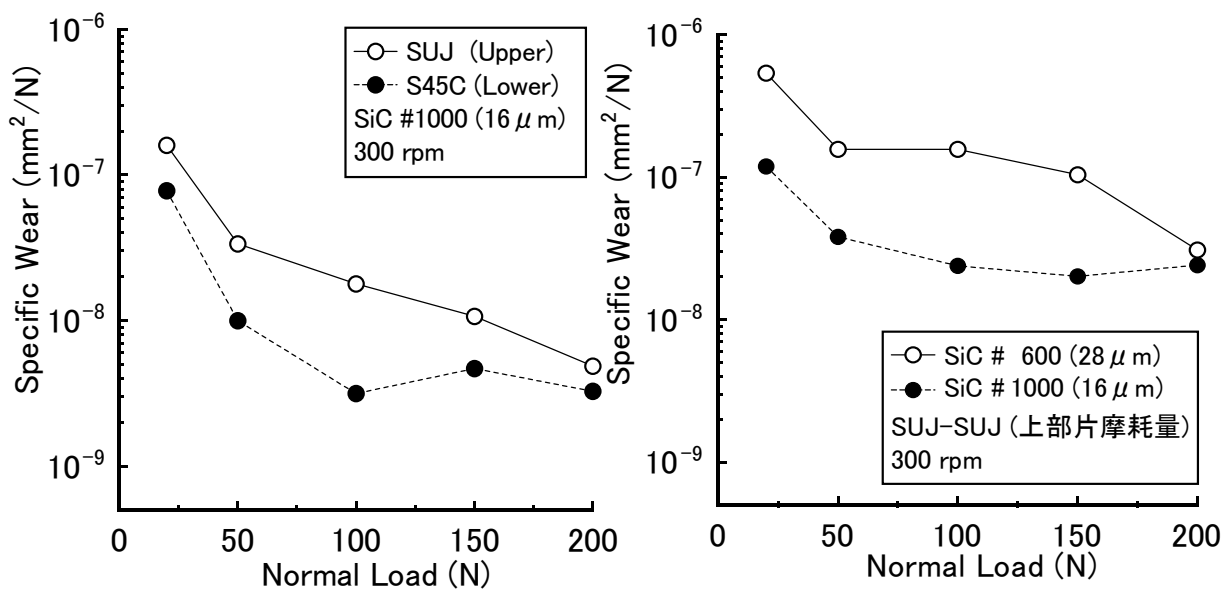


Fig.3-7 硬度差のある異種材料組合せに Fig.3-8 粉体粒子径の違いに

における比摩耗と荷重の関係 による上部片の比摩耗比較
と思われる 20N の荷重においては、逆の傾向を示す。すなわち、Bs においては 300rpm の方が比摩耗は大きい、他の材料においては 200rpm の方が比摩耗は大きくなっている。摩耗量は硬度が高くなるほど減少することが一般的には考えられるが、図からはその傾向は見られない。したがって、図 3-6 の結果を見る限りにおいては、粉体粒子の接触面内への導入性は荷重の影響を大きく受けることは明確であるが、材種、材料硬度などの導入性に及ぼす影響ははっきりしない。

図 3-7 は組合せ材料に硬度差がある場合の比摩耗と荷重の関係を示したものである。上部片に硬度の高い SUJ、下部片に硬度の低い S45C を用い、回転速度は 300rpm、使用粉体は SiC # 1000 (平均粒径 16 μm) である。この場合も比摩耗は上部片、下部片ともに荷重の増加に対し減少傾向を示し、20N から 50N にかけての比摩耗減少は他の荷重域に比べ大きくなっている。すなわち、硬度差のある異種材組合せにおいても粉体粒子の面内導入性に及ぼす荷重の影響は同種材組合せの場合と同様で、荷重増加とともに粉体粒子の面内導入性は悪くなる。上部片と下部片の比摩耗を比較すると下部片の方が小さくなっている。同種材すなわち同硬度の材料組合せにおいて、本実験の場合は下部片の比摩耗が大きくなる結果を示すが (図 3-10 参照)、上部片より硬度の低い材料を下部片に用いた場合には、硬度が低いにもかかわらず下部片の比摩耗が小さくなる。これは、硬度の低い材料の方に粉体粒子が埋め込まれ保護膜として作用するとともに、硬い方の材料を 2 元アブレイブ摩耗的に摩耗させるためである^{250), 251), 252)}。

図 3-8 は同種材 (SUJ) 組合せにおける上部片比摩耗と荷重の関係を粉体粒径の違いで比較したものである。使用粉体は SiC # 600 (平均粒径 28 μm) と # 1000 (平均粒径 16 μm) の 2 種類、回転速度は 300rpm である。粉体粒子の面内導入性の荷重増加に対する悪化はさほど違わないと考えられる。しかし、比摩耗は粒径の大きい # 600 の方が大きくなっている。すなわち粒径の大きい方が切削性が大きいいため比摩耗は大きくなると考えられるが、平野らの報告^{253), 254), 255)}によれば粒径の

増大は摩耗量の増大をもたらすが、ある粒径以上になると粒子の面内

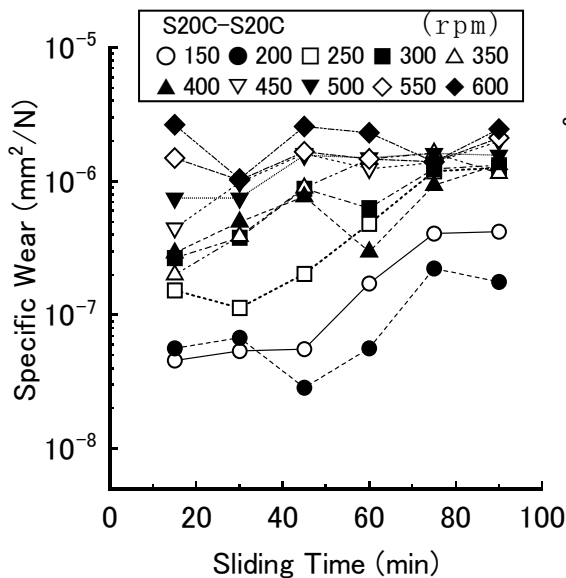


Fig.3-9 上部片比摩耗と摺動時間の関係 (20N, SiC#1000)

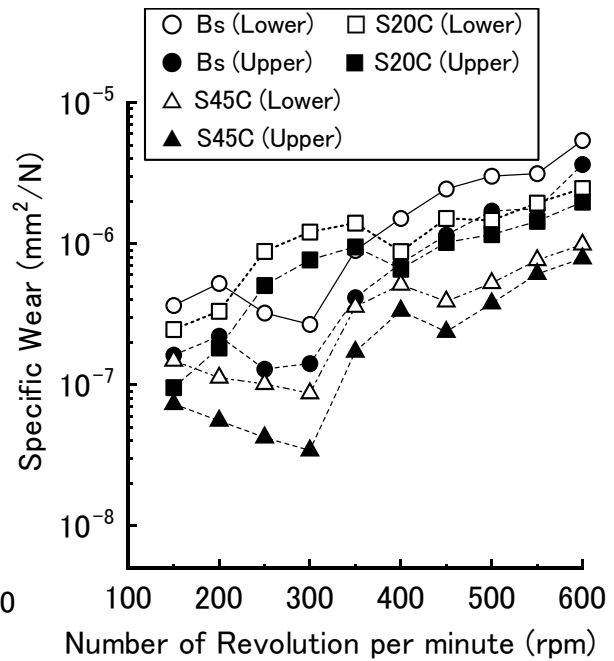


Fig.3-10 比摩耗と回転速度の関係 (20N, SiC#1000, 90min)

導入性が悪化し、摩耗率も低下するとしている。回転速度を 200, 300, 400rpm と変化させた実験結果からは回転速度すなわち摺動速度の比摩耗や粉体の導入性に及ぼす影響ははっきりしなかった。

図 3-9, 10 は回転速度の領域を 150rpm~600rpm と広くし回転速度の比摩耗に及ぼす影響を調べるため行った実験の結果である。図 3-9 は上部片比摩耗の摺動時間に対する変動を各回転速度で比較したものである。試験片は S20C の同種材組合せである。なお垂直荷重は 20N 一定とし、粉体は SiC # 1000 である。全体的には比摩耗は摺動時間とともに増加している。しかし、各回転速度で比較してみるとその変化はかなり異なっている。すなわち、回転速度が大きくなるにつれ比摩耗は大きくなるとともに摺動時間に対する変化は小さくなっている。また、低回転においては、比摩耗が増加するまでにかかなりの時間を要する。したがって、摺動時間が 60 分までは回転速度の差が比摩耗に大きく表れるが、75 分を過ぎると 150rpm と 200rpm を除いて比摩耗差はかなり小さくなる。粉体粒子の面内導入性が良くなるためには接触面積が一定以上必要であ

り、その面積に至った後の導入性は、ほぼ定常状態となる。すなわち、接触面積が小さく粉体粒子の面内導入性が悪い場合には、回転速度が大きいほど粒子の導入性を増加させるが、接触面積が粉体粒子の面内導入性に影響しない大きさの場合には、回転速度の比摩耗に及ぼす影響は小さい。

図 3-10 は上部片、下部片のそれぞれの比摩耗と回転速度の関係を同種材の組合せ (Bs, S20C, S45C) について示したものである。なお、垂直荷重は 20N、使用粉体は SiC # 1000 で、摺動時間は 90 分である。全体的に見ると回転速度の増加に対し比摩耗は増加しているが、450rpm 以下において回転速度に対する比摩耗の変化は材料によって異なるとともに、各材料とも回転速度増加に対して比摩耗が減少する回転領域を有する。450rpm 以上においては各材料とも比摩耗は回転速度増加に対してほぼ直線的に増加するとともに傾きもほぼ同じである。比摩耗は各材料ともに上部片より下部片の方が全回転速度において大きくなっているが、その差は材料によって異なるとともに回転速度領域でも異なり、300rpm 以下、300~450rpm、450rpm 以上の 3 領域にほぼ区分され、低速領域ほど上、下部片比摩耗差は大きい。また、450rpm 以上においては硬度が低いほど比摩耗は大きくなっているが、比摩耗が硬度に反比例の形す



上部片 S45C



上部片 Bs



上部片 PBB



下部片 S45C



下部片 Bs



下部片 SUS

5mm

a) S45C-S45C

b) Bs-Bs

c) PBB-SUS

200rpm, 20N, #1000, 90min 200rpm, 20N, #1000, 90min 200rpm, 50N, #1000, 60min

Photo.3-2 すべり摩擦後の表面状態

なわち $W_s \cdot H = \text{const.}$ (比摩耗量 \times 硬度 = 一定 H : 本研究ではビッカース硬度使用) ではない。400rpm 以下においては比摩耗と硬度の関係ははっきりしない。これらのことから、回転速度が大きいほど粉体粒子の面内導入は容易で定常的となり比摩耗は増加する。また、粉体粒子の面内導入性が悪い場合、粉体粒子の面内導入性は摺動材の材料特性の影響を受け易いため、比摩耗と材料硬度の関係ははっきりとしない。しかし、粉体粒子の面内導入性が良く定常的な導入状態においてはアブレシブ摩耗の特性が表れ、硬度が低いほど比摩耗は大きくなる。

写真 3-2 はすべり摩擦実験後の上部片、下部片の表面写真である。a) は S45C(Hv 232)、b) は Bs(Hv 150)による同種材組合せである。a), b) とも上部片、下部片に同じような引っ掻き溝が見られる。これは、上部片、下部片がともに同程度のアブレシブ摩耗を生じていることを示す。引っ掻き溝は a)S45C に比べ b)Bs の方が大きい。これは硬度の違いにより、硬度の低い方がアブレシブ粒子による掘り起しが大きくなることを示している。c)は上部片 PBB(Hv 187)、下部片 SUS(Hv 210)の異種材組合せで硬度差が少しある場合である。上部片 PBB は下部片 SUS より硬度が低いにもかかわらず引っ掻き溝が少ない。また、写真では見づらいがアブレシブ粒子の埋め込みが見られる。組合せ材に硬度差がある場合には、アブレシブ粒子の埋め込み層が低硬度材の方に形成され、表面を保護する。逆に、高硬度材の方が相手材の埋め込み粒子により削られる。したがって、写真 c)のように PBB より SUS の方に引っ掻き溝が多く見られる。

粒子の面内導入性を確認するため簡単な試験器具(図 3-11)を使って実験を行った^{2 5 6)}。図 3-12 のように 2 面間(平面および平面と α の角度を

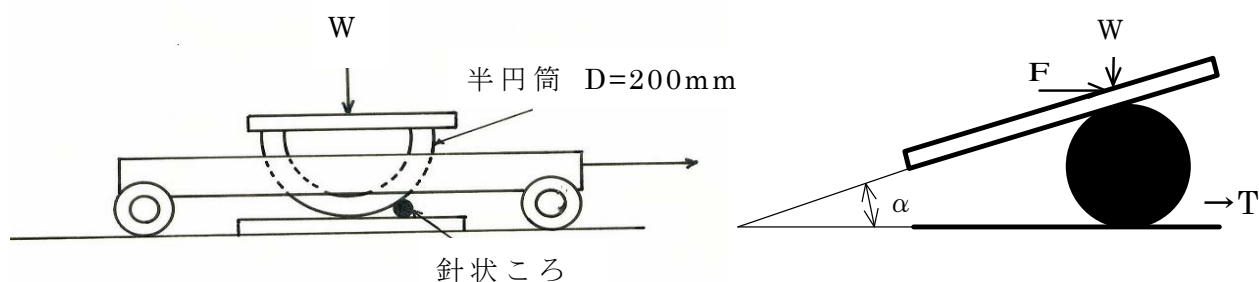


Fig.3-11 導入性試験器具

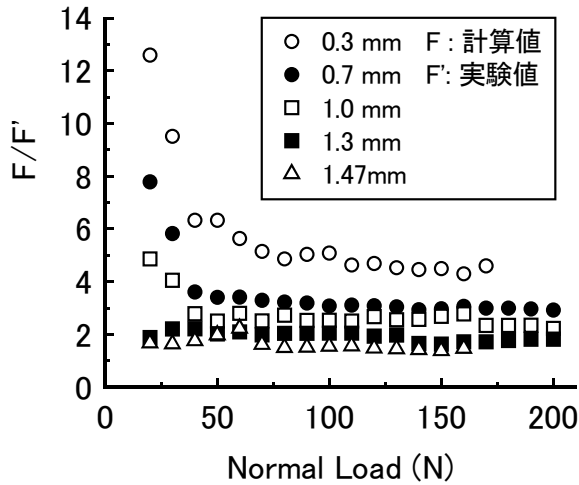


Fig.3-13 引張力と垂直荷重の関係

Fig.3-12 2面間の粒子

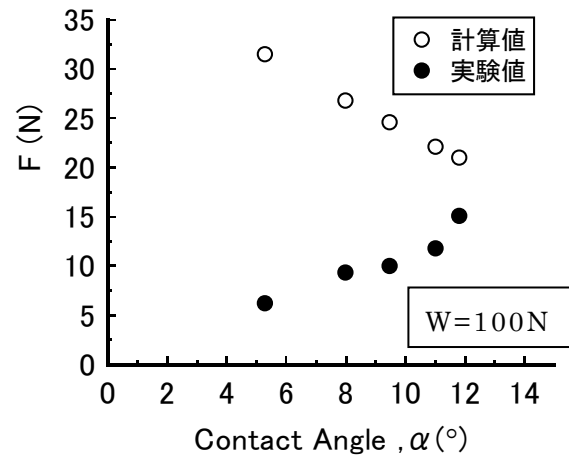


Fig.3-14 引張力ところ径の関係
(Fig.3-13 の各ころ径と α は対応)

もつ斜面)にある粒子が垂直荷重 W と引張力 F を受けたとき、両面から粒子が排出される力 T は次式で表される。

$$T = F(1 - 2\mu \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha) + W \{ \sin \alpha \cdot \cos \alpha - \mu(\cos^2 \alpha + 1) \}$$

μ : 粒子と面における摩擦係数

ここで、 $T = 0$ で粒子が面内へ導入され始めるとすると

$$F = W \{ \mu(\cos^2 \alpha + 1) - \sin \alpha \cdot \cos \alpha \} / (1 - 2\mu \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha)$$

で表される。したがって、粒子を面内へ導入するための力が上式の F より小さければ粒子は面内へ導入されるが、逆に大きければ粒子は面間から排出される。図 3-13 は上式において $\mu=0.2$ とし、いろいろな α 、すなわちいろいろなころ径に対して荷重を変化させ、ころを面間へ導入させたときの F/F' と荷重の関係を示したものである。 F' は実験においてころが面間へ導入された時の引張力である。図から明らかなように、ころ径が小さくなる (α が小さくなる) と F/F' は大きくなる。すなわちころ径が小さいほど面間への導入が容易になる。また、ころ径が小さいほど荷重の影響が大きく、特に 50N 以下の領域においては F/F' は荷重の増加に対して急激な減少を示している。高荷重域における荷重の影響は小さく、かなりの高荷重においても粒子の導入が可能であると考えられる。これは、四球試験機を用いた高荷重域の粉体導入実験^{2 5 7)}ともよく一致す

る。図 3-14 は引張力 F と α すなわちころ径との関係を示したもので、計算値と実験値を示している。計算値の F と実験値の F の間には計算値の F が実験値の F より大きいほどころが面内へ導入され易いという関係がある。 α の増加に対し、計算値の F と実験値の F が急激に接近している。これは α の増加すなわちころ径の増大がころの面内導入性を急激に低下させることを意味している。この簡単な器具を使ったころの面内導入実験により、粉体粒子の面内導入性には、粉体の粒径、垂直荷重、粒子と固体面との摩擦係数が影響を及ぼすことが明らかになり、3 元アブレジブ摩耗実験の結果ともよく一致した。また、図 3-11 の器具を用いて油塗布状態での実験を行ったが、乾燥状態に比べころの面内導入性は悪化し、径が 1.47mm のころは導入できなかった。

c) まとめ

以上のことをまとめると以下のようになる。

- I) 粉体粒子の接触面内導入性は荷重の増加とともに悪化する。
- II) 粉体粒径が大きくなるにつれ面内への粉体導入性は悪くなる。
- III) アブレジブ摩耗量は粉体粒径が大きい方が一般的には多い。
- IV) 粉体混入油中において、すべり速度の増加は粉体粒子の面内導入性をよくする。
- V) 粉体粒子の面内導入性が悪い領域においては、材料硬度以外の材料特性の摩耗や粉体導入性に及ぼす影響は大きいですが、導入性が定常状態になる領域においては、材料硬度の摩耗に及ぼす影響が大きくなる。
- VI) 粉体粒子の面内導入性には粒子と固体面における摩擦係数が影響し、摩擦係数の大きい方が導入性は良い。

3. 2. 3 材料組合せの影響

a) 実験方法および実験条件

3 元アブレジブ摩耗における材料組合せの摩耗に及ぼす影響は大きく、特にその硬度差が影響することはよく知られている^{250)~253)、258)}

~261)。しかし、ほとんどの報告が乾燥状態における実験結果である。

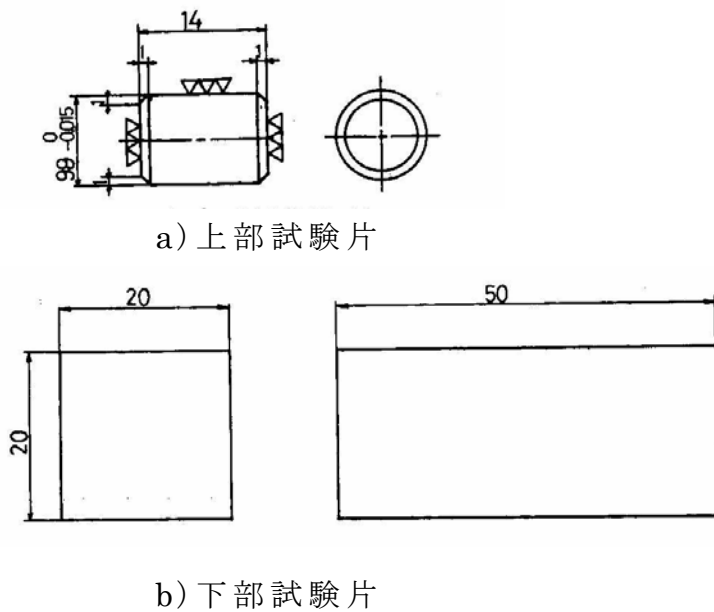


Fig.3-15 試験片形状

Table 3-5 試験片硬度

a) 上部試験片

材料	硬度 Hv	備考
PBB	152	リン青銅
Bs	138	炭素鋼
S20C	180	炭素鋼
SUS	270	ステンレス鋼
SUJ	800	軸受鋼

b) 下部試験片

材料	硬度 Hv	備考
Bs	139	黄銅
S20C	181	炭素鋼
SUS	274	ステンレス鋼

Table 3-6 実験条件

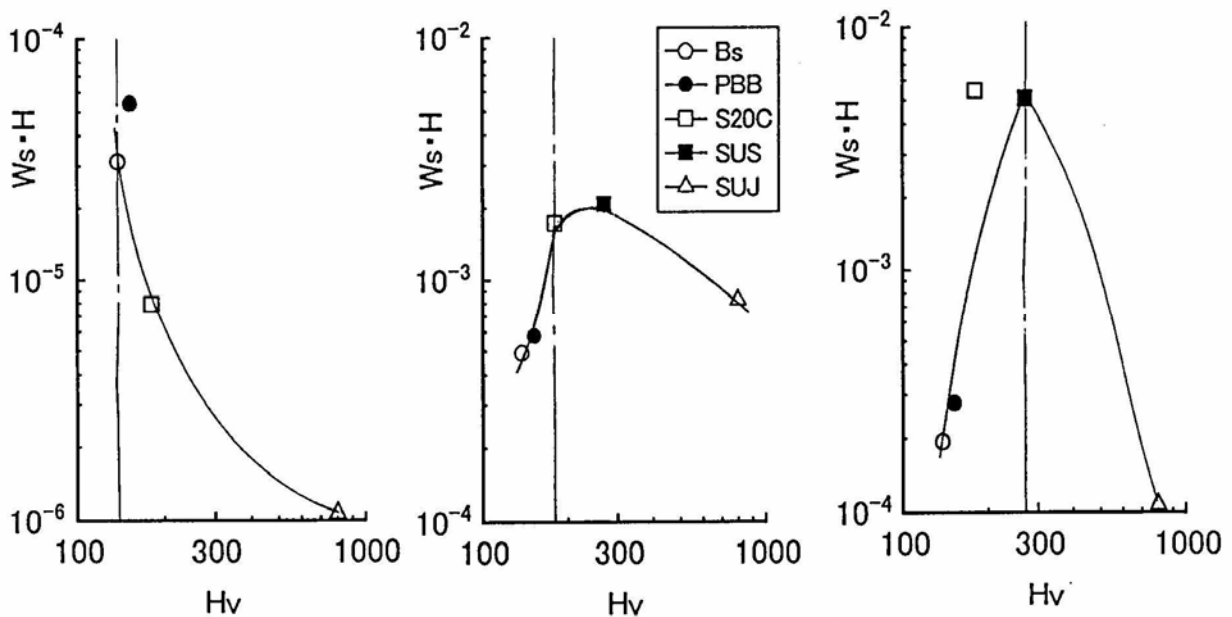
垂直荷重	N	100
サイクル数	Hz	8
摺動時間	min	40
使用粉体		SiC 平均粒径 16 μm
使用油		タービン油 P - 56
濃度	wt %	10

そこで、本実験では粉体混入油中において材料組合せの摩耗に及ぼす影響について調べた。試験機は往復動試験機で振幅は 10mm である。試験片形状は図 3-15 に示すように上部片に円筒片、下部片に直方体の角片を用い、円筒側面と平面の線接触状態におけるすべり摩擦である。試験片材料は表 3-5 に示すように硬度よび材質の異なる 5 種類を上部片、3 種類を下部片として用いた。材料組合せはそれぞれの上部、下部片を用

い 15 種類とした。垂直荷重は 100N、摺動速度は 480rpm（サイクル数 8Hz、平均すべり速度 0.16m/s）、使用粉体は SiC # 1000（平均粒径 16 μ m）をタービン油に 10 重量% 混入させそれぞれ一定条件とした。実験条件は表 3-6 に示す。本実験では、実験前と後で試験片の重量を精密天秤で測定して摩耗量を求め、材料組合せの摩耗に及ぼす影響を調べた。なお、実験時間は 40 分（摺動距離 384m）であるが、10 分毎（摺動距離 96m）に上部片を取り外して重量測定を行ったため、接触面の当たりを考え上部円筒片の接触面は取り付けるたびに新しい位置とした。

b) 実験結果および考察

2 元アブレイブ摩耗において $W_s \cdot H = \text{const.}$ が成立するとされている。ここで $W_s \cdot H$ (上部片比摩耗量 \times 上部片ビッカース硬度) について検討してみる。図 3-16 は $W_s \cdot H$ と上部片硬度との関係を示したもので、下部片として Bs, S20C, SUS をそれぞれ使用している。いずれの場合も組合わされた上下部片材の硬度差が小さいとき $W_s \cdot H$ は最大値を示している。この傾向はドライ状態における 3 元アブレイブ摩耗実験の結果と同じである²⁵¹⁾、²⁵²⁾。 $W_s \cdot H$ の最大値を示す硬度差の小さい組合せにおける



a) 下部試験片 Bs (Hv=139) b) 下部試験片 S20C (Hv=181) c) 下部試験片 SUS (Hv=274)

Fig.3-16 各種の材料組合せにおける上部円筒片摩耗

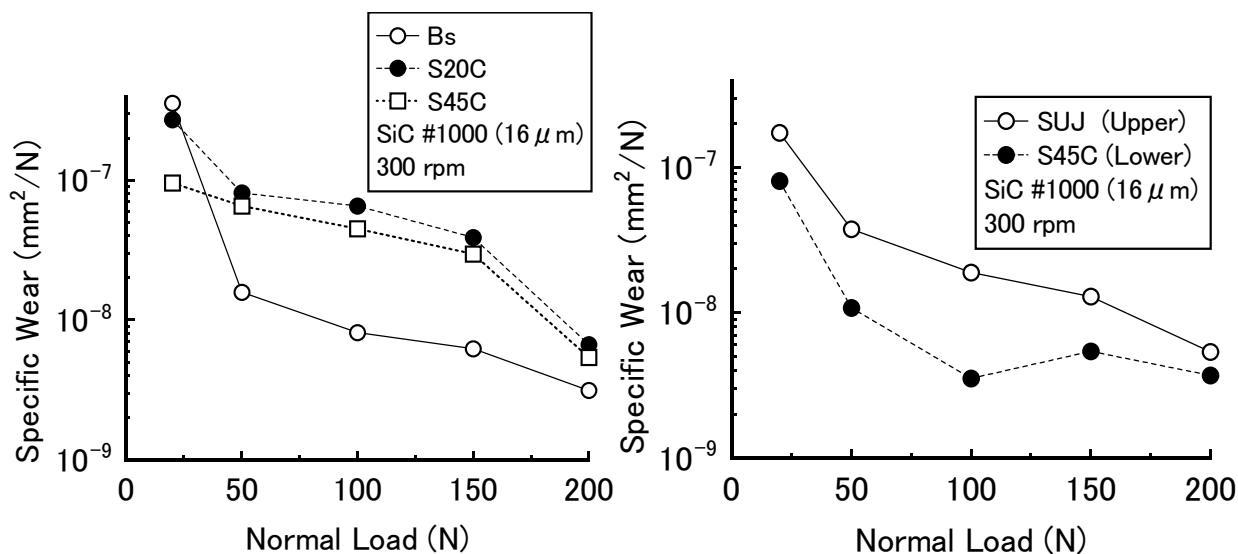


Fig.3-17 上部片比摩耗と荷重の関係

Fig.3-18 比摩耗と荷重の関係

(同種材組合せ)

(硬度差のある異種材組合せ)

各図の $W_s \cdot H$ の値を比較してみると $Bs(H_v = 139) < S20C(H_v = 181) < SUS(H_v = 274)$ の値となり、この3種類においては硬度の大きいほど $W_s \cdot H$ の値は大きくなっている。逆に硬度差の最も大きい組合せすなわち上部片が SUJ の $W_s \cdot H$ の値は $Bs < SUS < S20C$ の順で下部片の硬度とはあまり関係ないと考えられる。また、Bs, S20C の $W_s \cdot H$ を下部片の違いで比較してみても下部片硬度とはあまり関係がないように思われる。図 3-17, 18 は硬度差のない同種材組合せと硬度差のある材料組合せとの実験結果で、比摩耗と荷重の関係をそれぞれ示している。実験条件は前述の図 3-16 と若干異なっている。図 3-17 の同種材組合せの場合、荷重が 20N においては W_s は材料硬度の順に並び $Bs(H_v = 150) > S20C(H_v = 206) > S45C(H_v = 232)$ となっているが他の荷重においては Bs の W_s が他に比べかなり小さくなっている。また荷重に対する W_s の変動も材料によって異なっている。図 3-18 の硬度差のある材料組合せにおいて、硬度の大きい SUJ($H_v = 800$)の方が硬度の小さい S45C($H_v = 232$)より大きい比摩耗を示し、粒子の埋め込み層により軟質材の摩耗が保護されていることが分かる。しかし、SUJ, S45C とともに低荷重ほど比摩耗は

大きくなっており、粒子の導入が多いほど硬、軟材ともに摩耗が増加する。これは軟材への粒子の埋め込みは固定的ではなく、常に粒子の脱着が繰り返されているため²⁵¹⁾、導入粒子が多いほど粒子の脱着も多くなるとともに遊離粒子も多いため摩耗が増加するものと考えられる。すなわち、軟材の摩耗は粒子の脱離に伴う摩耗と遊離粒子の引っかきによる摩耗が主となり、硬材は埋め込み粒子および遊離粒子による引っかき摩耗が主となるため、導入粒子が多いほど硬、軟材とも摩耗が増加する。一般に、組合せ材料に硬度差がある場合には軟らかい方の材料にアブレシブ粒子の埋め込み層が形成され、摩耗の保護膜として作用するとともに相手材を切削するため、硬い方の材料の摩耗が軟らかい方よりも多くなるが、埋め込み粒子の保持力が小さい場合には保護作用は小さくなり、硬い方の材料の摩耗は減少し、軟らかい方の材料の摩耗が多くなる。

3元アブレシブ摩耗における材料硬度と比摩耗の関係は複雑で、2元アブレシブ摩耗で成立するとされる $W_s \cdot H = \text{const.}$ の経験則^{262), 263)} は成立しない。しかし、ドライ状態における3元アブレシブ摩耗において組み合わせ材の硬度差が小さい場合にはこの関係が成立するとの報告がなされている^{251), 264)}。本研究の場合は異物混入油中における実験であるため、組合せ材の硬度差が小さい場合においても材料特性の違いによるアブレシブ粒子の挙動の相違が摩耗に影響を及ぼすため図 3-16 に示すように $W_s \cdot H = \text{const.}$ が成立しにくいものと考えられる。すなわち、粉体量が限られている場合には、接触面間への粉体導入量が直接的に摩耗に影響を及ぼすため材料による埋め込み粒子の保持力、粉体の導入性、摩耗特性などが摩耗量に大きく影響し材料硬度のみでは摩耗量が決定されない。

c) まとめ

以上のことをまとめると次のようになる。

- I) 組合せ材料の硬度差は摩耗に大きく影響を及ぼし、硬度差が小さいほど $W_s \cdot H$ (上部片比摩耗量×上部片ビッカース硬度) は大きくなる。
- II) 組合せ材料に硬度差がある場合、硬度の小さい方の材料に粉体粒子

の埋め込み層が形成され、この層は摩耗の保護膜となるとともに相手材を切削する。

- Ⅲ) 3元アブレシブ摩耗において組み合わせ材料に硬度差がある場合には $W_s \cdot H = \text{const.}$ は成立しない。
- Ⅳ) 粉体量が限られている場合には接触面間への粉体導入量が直接的に摩耗に影響するため、粉体の導入性、埋め込み粒子の保持力、材料の摩耗特性などの摩耗に及ぼす影響は大きく、同硬度材組合せでも $W_s \cdot H = \text{const.}$ は成立しない。

3. 3 2元アブレシブ摩耗

2元摩耗は3元摩耗と違い、アブレシブ粒子の接触面内への導入性、粒子の埋め込み層形成などが関係しないため、摩擦、摩耗の条件は限定しやすいように思える。しかし、使用材料の機械的性質、アブレシブ材との凝着性、アブレシブ材の形状、アブレシブ材の劣化および目づまりなど多くの因子が摩擦、摩耗に影響を及ぼす。本研究では数種の材料とアブレシブ材を用いて摺動実験を行い、摩擦、摩耗に影響を及ぼす因子およびその特徴を探ることにより、2元アブレシブ摩耗の機構解明を試みた。

a) 実験

本実験では雰囲気圧力の影響も調べられるように試験装置を真空槽内に設置した。実験装置の概略図を図 3-19 に示す。二点鎖線内が真空槽である。駆動は外部からのベローズ⑨を使って内部へ伝達する。上部試験片（球）④と下部試験片（平板）⑤を接触させラック⑥、ギア⑦を使って直線摺動を行う。②は荷重用重り、①は摩擦力測定用歪ゲージである。

2元アブレシブ摩耗において摩耗量に最も影響を及ぼすのはアブレシ

1	Strain Gage
2	Load
3	Upper Test Piece Holder
4	Upper Test Piece
5	Lower Test Piece
6	Rack
7	Gear
8	Rack
9	Bellows
10	Motor

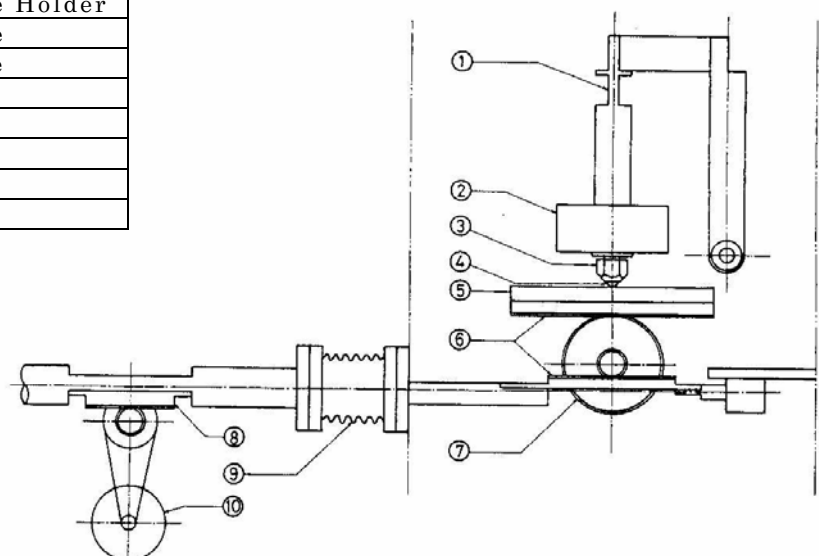


Fig.3-19 実験装置概略図

Table 3-7 実験条件および試験片諸元

実験条件

垂直荷重 N	5, 10, 15, 20
摺動速度 mm/min	50
摺動距離 mm	600
雰囲気圧 Pa	10^5 , 10^0 , 10^{-4} , 10^{-7}
エメリーパーパー	平均粒径 # 400 40 μm # 1000 16 μm # 1500 10 μm
鉄鋼ヤスリ	油目 最大粗さ 66 μm

試験片硬度

材料	硬度 Hv	備考
SUJ	833	軸受鋼球 3/8"
SUS	239	ステンレス鋼球 3/8"
Bs	180	70/30 黄銅球 3/8"
PTFE	3	テフロン球 3/8"

ブ材とその相手材である。本実験ではアブレジブ材（下部平板）としてエメリーパーパー（粒子 SiC, # 400, # 1000, # 1500）と鉄工ヤスリ（油目最大粗さ 66 μm ）を用い、アブレジブ粒子の大きさおよび材質を変え、相手材（上部試験片）として硬度および材質の異なる4種類の球（直径 3/8", SUJ Hv=833, SUS Hv=239, Bs Hv=180, PTFE Hv=3）を用いてそれぞれの組合せで摺動させた。なお、アブレジブ材（下部片）が移動し、球（上部片）は固定である。また、荷重および雰囲気圧力を変化させてこれらの摩擦、摩耗に及ぼす影響も調べた。実験条件および試験片諸元は表 3-7 に示す。

b) 実験結果および考察

図 3-20 はペーパーの処女面をア
 係数の摺動距離に対する変動を

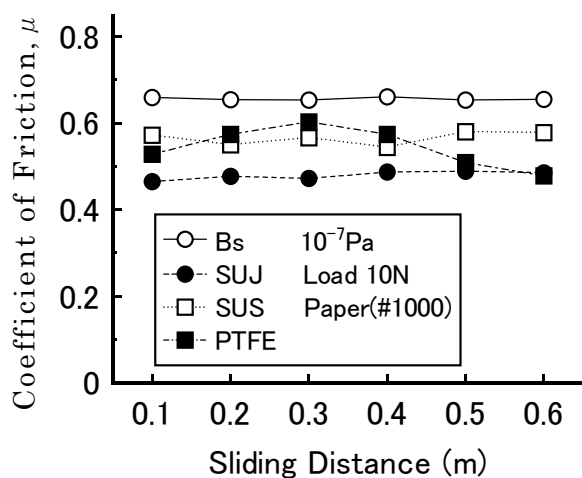


Fig.3-20 処女面摺動に対する
 摩擦係数の変動

シブ材として摺動させた場合の
 ている。Bs, SUS, SUJ を上部片

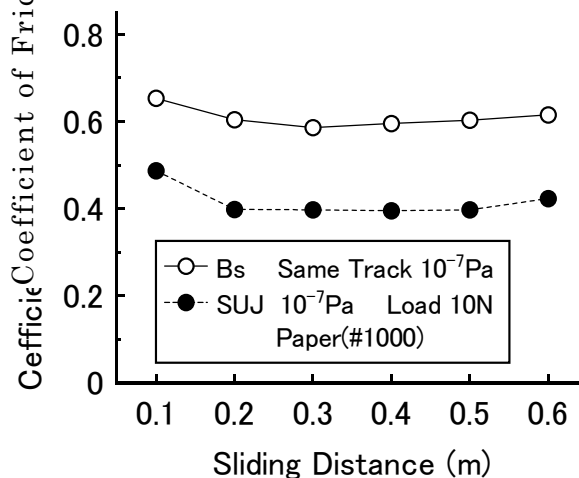
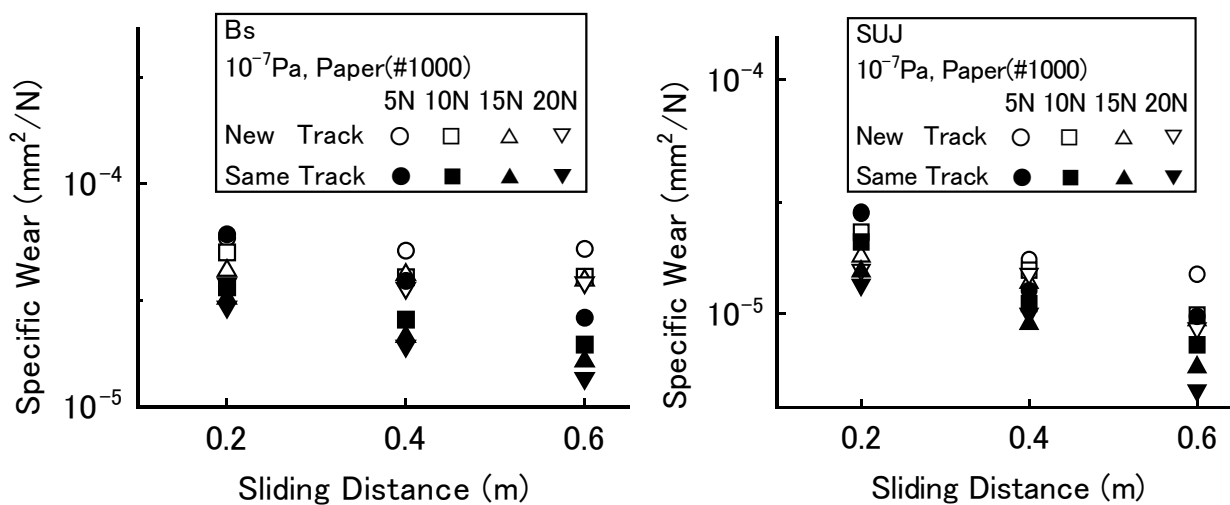


Fig.3-21 同一面摺動に対する
 摩擦係数の変動

球) として用いた場合、摩擦係数は摺動距離に対してほとんど変化せず一定値を示し、その値は材料硬度の逆、すなわち硬度が低いほど摩擦係数は大きくなっている。これは、アブレシブ粒子が球状と考えると、軟らかい材料ほど摩擦係数は大きくなる理論的傾向と一致する。PTFE においては摺動距離に対して摩擦係数の変動が見られる。PTFE の硬度が非常に小さい ($H_v=3$) ため、摺動初期においては荷重支持がアブレシブ粒子のみではできず土台紙へ及ぶため切削および掘り起こしが不十分となり、摩擦係数が少し低い。しかし、摩耗により接触面積が大きくなりアブレシブ粒子で全荷重を支持するようになると十分な切削および掘り起こしが行われるが、深い溝が形成されるとアブレシブ粒子による切削および掘り起こし部分がまた減少するため、摺動後半は摩擦係数が低下すると考えられる。また、PTFE は他の材料に比べ硬度の割に摩擦係数が低くなっているのは金属に比べ PTFE の凝着性が小さいためと考えられる。

図 3-21 は同一面の繰り返し摺動 (一回の摺動距離 0.1m) の摩擦係数変動を示している。使用材料は Bs と SUJ でペーパーには # 1000、荷重

は 10N である。Bs と SUJ とともに摺動距離に対する摩擦係数変動はほぼ同様な傾向を示しているが、摩擦係数の値は Bs の方が 0.2 程度 SUJ よ



a) 上部片球 Bs

b) 上部片球 SUJ

Fig.3-22 摺動に対する比摩耗の変動

(材料硬度の違いによる比較)

り大きくなっている。1 回目の摺動に比べ 2 回目以降の摩擦係数が低くなっているのはアブレイブ材であるペーパーの劣化による切削および掘り起し抵抗の減少によるものと考えられる。

図 3-22 は処女面摺動と同一面繰り返し摺動 (ペーパー # 1000) における比摩耗を比較したものである。上部片は a) が Bs で b) が SUJ であるが、いずれの場合も処女面摺動の方が比摩耗は大きく、摺動距離が長くなるほどその差は大きくなる。これは同一面を繰り返し摺動することで、ペーパーの劣化および目づまりが激しくなり、摩耗量が減少するためである。荷重の比摩耗に及ぼす影響も同一面繰り返し摺動の方が大きく、荷重が大きいほどペーパーの劣化も激しくなる。また、処女面摺動において摺動距離増加とともに比摩耗が減少するが、これは、切削溝の増加により、切削部分が減少するためと考えられる。

図 3-23 および図 3-24 は摩擦係数および比摩耗の雰囲気気圧の違いによる比較をそれぞれ行ったものである。摩擦係数および比摩耗ともに雰囲気気圧による差はほとんど見られないが、上部片に SUJ を用いたときの比

摩耗(図 3-24 b)は雰囲気圧の低下にともなう若干ではあるが小さくなっている。これは雰囲気圧の低下すなわち雰囲気ガスの減少により金属

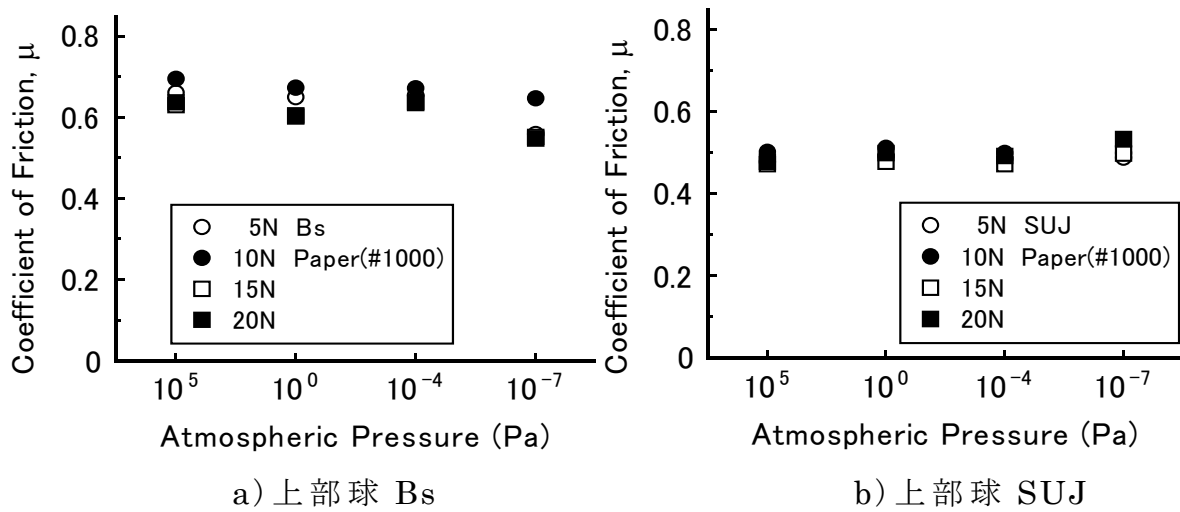


Fig.3-23 各雰囲気における摩擦係数

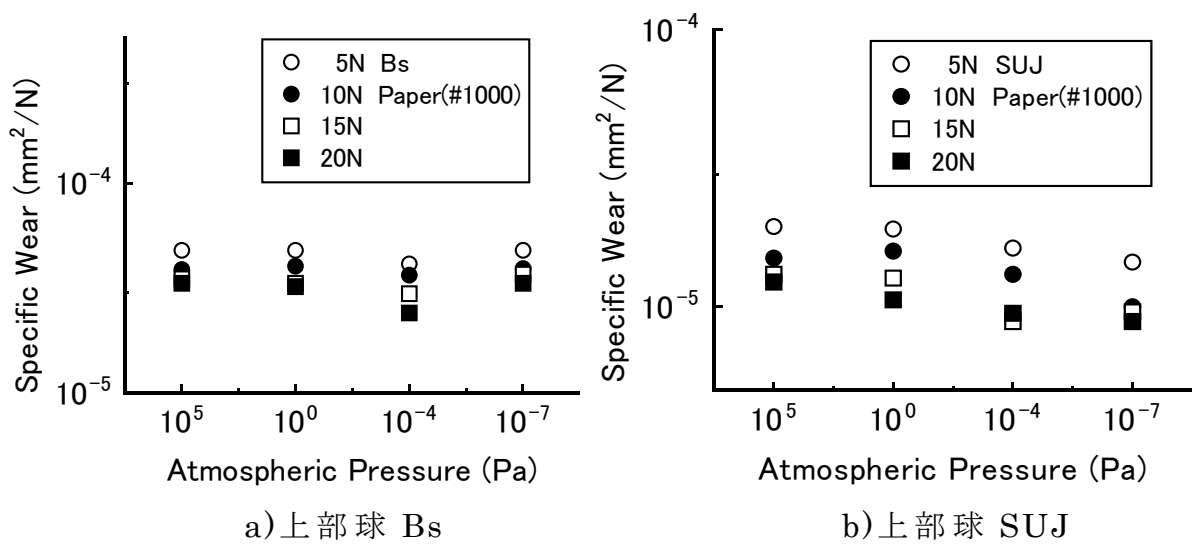
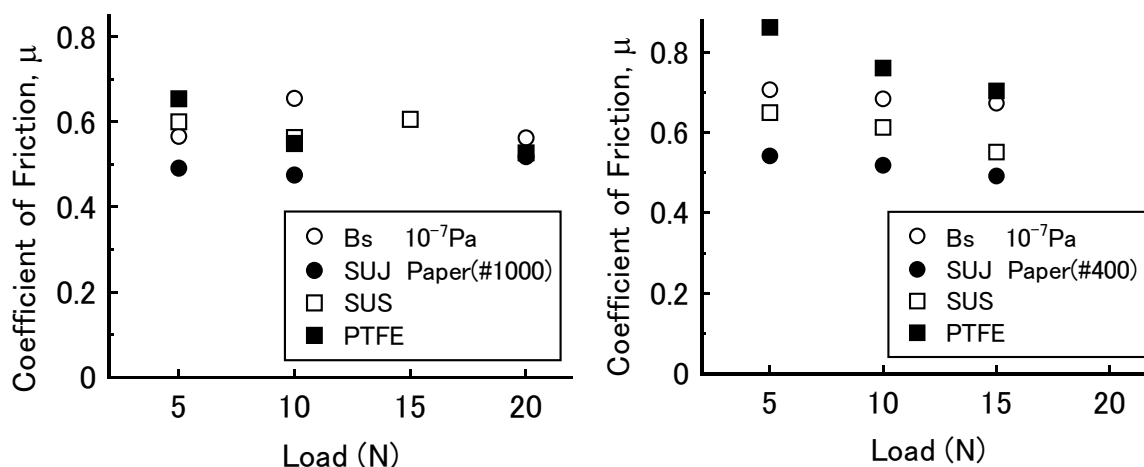


Fig.3-24 各雰囲気における比摩耗

同士の凝着性が増すため摩耗粒子の脱落がやや減少するためと考えられる。上部片に Bs を用いた場合(図 3-24 a)には Bs の凝着性が小さいためその差が現れなかったものと考えられる。また、摩擦係数に雰囲気圧の影響が表れないのは、アブレシブ粒子が金属へ食い込むため、接触部は金属内部となり表面の汚れや吸着分子の影響が小さくなるためである。アブレシブ粒子が球状と見なせるならば摩擦、摩耗は理論的には荷重の

増加とともにわずかに増加するが、アブレシブ材がペーパーの場合には荷重によるペーパー劣化の方が大きく影響し、特に比摩耗は荷重増加と



a) アブレシブ材 Paper#1000

b) アブレシブ材 Paper#400

Fig.3-25 摩擦係数の荷重に対する変動(Paper#1000とPaper#400の比較)

もに減少する。しかし、摩擦係数においても掘り起しおよび切削抵抗が大きくなる場合には、荷重増加によるペーパーの劣化は摩擦係数の減少をとともなう。

図 3-25 は摩擦係数の荷重に対する変動を示している。図 3-25 a は # 1000 のペーパーを用いた場合の結果であるが、PTFE 以外の材料では摩擦係数には荷重の影響がほとんど表れていない。また、材料硬度による摩擦係数の差もはっきりしない。すなわち、# 1000 のペーパーの場合には掘り起しおよび切削抵抗の摩擦係数に占める割合が小さいため、荷重および材料硬度の違いによる掘り起こしおよび切削抵抗の変動が摩擦係数変動としては表れにくい。しかし、PTFE においては理論とは逆に、荷重が増加するにつれ摩擦係数が小さくなっている。これは、PTFE の硬度が非常に小さいため荷重が大きいほど粒子以外の部分の土台紙との接触面積が増加するため、掘り起しおよび切削抵抗が荷重増加とともに割合としては減少するためと考えられる。図 3-25 b に示す # 400 のペーパーを用いた場合の摩擦係数は、# 1000 のペーパーの摩擦係数に比べ明らかに大きくなっており、荷重増加とともに各材料とも摩擦係数は減少する。摩擦係数の値は硬度の順になっており、硬度の低い材料ほど摩擦

係数は大きくなっている。すなわち、#400のペーパーの場合には掘り起しおよび切削抵抗が大きくなるため、ペーパー劣化および材料硬度の

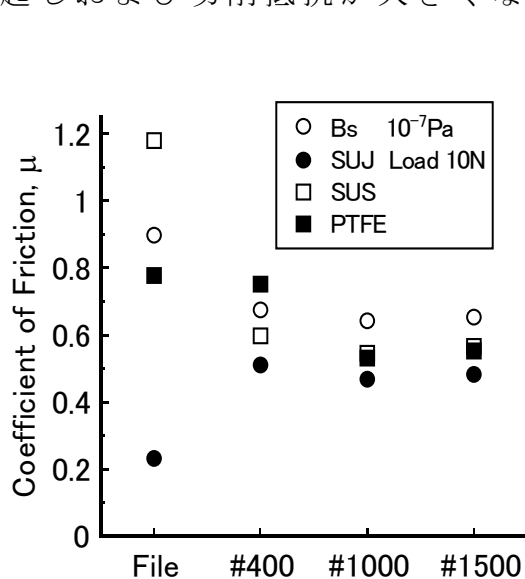


Fig.3-26 アブレジブ材の違いによる摩擦係数変化

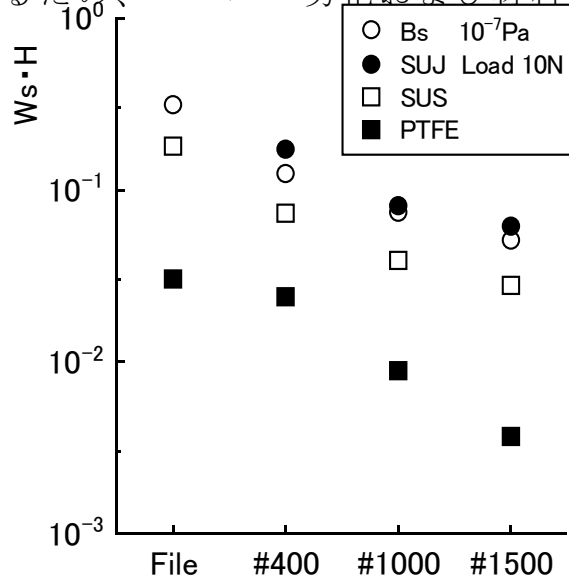


Fig.3-27 アブレジブ材の違いによる摩耗量変化

増加による掘り起こしおよび切削抵抗の減少が摩擦係数の差としてはつきりと表れる。また、摩擦係数が理論とは異なり荷重増加に対して減少するのは、荷重増加による掘り起し増加以上にペーパーの荷重による劣化が大きいことを示している。

図 3-26, 27 はアブレジブ材を変化させたときの摩擦係数および $W_s \cdot H$ (W_s : 比摩耗、 H : 上部片のビッカース硬度) の変動を示したものである。アブレジブ材としては粒径の異なる 3 種類のペーパー (#400: 平均粒径 $40 \mu\text{m}$ 、#1000: 平均粒径 $16 \mu\text{m}$ 、#1500: 平均粒径 $10 \mu\text{m}$) と鉄工ヤスリ (油目最大粗さ $66 \mu\text{m}$) を用いている。#1000 ペーパーと #1500 ペーパーにおける摩擦係数の差は各材料ともないが、#400 ペーパーになると各材料とも摩擦係数は上昇する。また、摩擦係数の値は硬度の逆の順すなわち硬度が低いほど大きくなっている。図 3-25 にも示されるように、アブレジブ材としてペーパーを用いた場合には、#1000, #1500 ペーパーでは粒径が小さいため掘り起こしおよび切削抵抗は小さく、摩擦係数に占める割合は小さいが、#400 ペーパーになると掘り起こしお

よび切削抵抗はかなり大きくなり、材料硬度の違いによるそれらの差がはっきりと摩擦係数の差として表れる。しかし、鉄工ヤスリを用いた場合には、掘り起こしおよび切削抵抗は #400 ペーパーよりさらに大きくなるが、上部片が SUS, Bs の場合には金属同士の摩擦となるため、凝着抵抗が大きくなり、摩擦係数は凝着力によって支配される。したがって、掘り起こしおよび切削抵抗は PTFE が最も大きい、凝着力の小さい PTFE に比べ凝着力の大きい SUS, Bs の摩擦係数が大きくなっている。SUJ は鉄工ヤスリに比べ硬度が大きいため掘り起こしおよび切削は生じない。したがって、金属同士の摩擦ではあるが、既存酸化膜の影響もあり凝着力が小さく摩擦係数は小さくなっている。図 3-27 に示す $W_s \cdot H$ はアブレシブ粒子が大きくなるにつれ各材料ともに直線的に大きくなっている。また、 $W_s \cdot H$ の値は材料によって異なっており、硬度とも無関係である。2 元アブレシブ摩耗で成立するとされる $W_s \cdot H = \text{const.}$ の経験則²⁶²⁾、²⁶³⁾ は成立していない。すなわち、2 元アブレシブ摩耗においても摩耗量は硬度のみで支配されるのではなく、材料特有の摩耗特性が他に存在するものと考えられる。

c) まとめ

以上のことをまとめると以下のようなになる。

- I) 雰囲気圧の摩擦に及ぼす影響はエメリーペーパーにおいてはほとんどないが、鉄工ヤスリにおいては雰囲気圧が小さくなると摩擦係数は若干高くなる。
- II) 雰囲気圧の減少に伴って、摩耗量はわずかに減少する。すなわち、凝着性の増大は摩耗減少をもたらす。
- III) 荷重増加はエメリーペーパーの劣化を増大させ比摩耗を減少させる。
- IV) エメリーペーパーの粒子径が大きく、掘り起こしおよび切削抵抗が大きくなる場合にはエメリーペーパーの劣化は摩擦係数の減少を伴う。
- V) エメリーペーパーの粒子径が大きい場合には被削材の硬度が高いほど摩擦係数は小さくなる。

- VI) アブレシブ摩耗状態のすべりにおける摩擦係数は一般には凝着摩擦が支配し、掘り起こしおよび切削抵抗の摩擦係数に及ぼす影響は小さいが、凝着性が小さい場合には被削材の硬度差による掘り起こしおよび切削抵抗の差が摩擦係数の差として表れる。
- VII) 2元アブレシブ摩耗においては $W_s \cdot H = \text{const.}$ (W_s : 比摩耗、 H : 上部片のビッカース硬度) の経験則が成立するとされるが、本実験においてはこの法則は成立しない。すなわち2元アブレシブ摩耗においても摩耗を支配するのは材料の硬度のみでなく、他の材料特性（例えば材料の延性、凝着性など）が大きく影響を及ぼす。

第4章 アブレシブ粒子をモデル化した単一突起による摩擦実験

4. 1 はじめに

アブレシブ摩耗の実験結果について第三章で述べたが、その摩擦、摩耗に影響を及ぼす因子は数多く存在し、これらの因子が摩擦、摩耗に及ぼす影響度合や因子間の相互作用は複雑であるため摩擦、摩耗の推定はかなり難しい。そこで、筆者等はアブレシブ粒子を円錐および球にモデル化し、単一硬質突起による軟質平板の掘り起し摩擦実験からアブレシブ摩耗形態の摩擦、摩耗に影響を及ぼす因子とその影響の大きさを明らかにする試みを行った。

一般に、摩擦力は接触部の凝着力（せん断力）に起因し、掘り起しなどの抵抗は小さいとされている。しかし、接触する2つの固体間に大きな硬度差があり、硬い方の表面が粗い場合には、軟らかい方の固体において接触部における変形が大きくなりすべりに伴って掘り起しを生じ、その抵抗は無視できないほどに大きくなる。したがって、このような場合の摩擦力は凝着抵抗と掘り起し抵抗の和として表され、これらに関する研究報告^{265)~271)}も多くなされている。しかし、実際の摩擦においては摩擦材料、硬質突起の形状、潤滑状態、荷重等によって摩擦状態は異なるため摩擦力の推定は難しい。本研究では、単一硬質突起による軟質平板の掘り起し摩擦による摩擦係数および掘り起し溝形状の測定を行い NUM P.SUH 等が提案した摩擦の式²⁷¹⁾に補正する修正係数（掘り起しの項を補正する修正係数：掘り起しの項修正係数、凝着の項を補正する修正係数：凝着の項修正係数と呼ぶ）を導入した修正式を用いて掘り起し抵抗と凝着抵抗を推定した。軟質材料、硬質突起、潤滑状態、荷重等の条件を変化させ、これらの掘り起しの項修正係数および凝着の項修正係数に及ぼす影響を調べることで、アブレシブ摩耗における摩擦、摩耗に影響を及ぼす因子とその影響を明らかにした。

4. 2 単一突起による掘り起こし摩擦理論

4. 2. 1 円錐突起による摩擦

半頂角 α の硬い円錐形スライダが軟らかい平板上を速度 U ですべっている状態を図 4-1²⁷¹⁾ に示す。なお、総垂直荷重は W 、総接線力は F である。

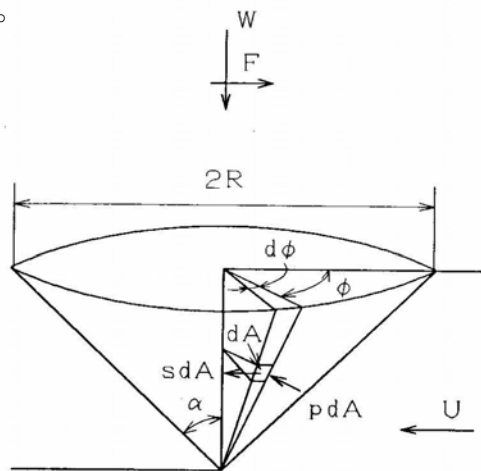


Fig.4-1 硬質円錐突起による
軟質平板の掘り起こし摩擦

微小面積 dA に作用する垂直力 dW と接線力 dF は次式で表される。

$$dW = p \cdot \sin \alpha \cdot dA \quad \dots \dots (4-1)$$

$$dF = p \cdot \cos \alpha \cdot \cos \phi \cdot dA + s \cdot \sin \phi \cdot dA \quad \dots \dots (4-2)$$

ここで、 $dA = r \cdot dr \cdot d\phi / \sin \alpha$ 、 p と s はそれぞれ微小面積に作用する垂直応力とせん断応力、 r は掘り起こし溝の上部での円錐半径 R における任意の径の位置である。接触が起こる円錐表面の前半分で式(4-1)、(4-2)を積分することによって総垂直荷重 W と総接線力 F が得られる。

$$\begin{aligned} W &= \iint_D dW \\ &= \iint_D p \cdot \sin \alpha \cdot dA \\ &= \iint_D p \cdot \sin \alpha \cdot \frac{r \cdot dr \cdot d\phi}{\sin \alpha} \\ &= \iint_D p \cdot r \cdot dr \cdot d\phi \\ &= 2 \int_0^R \int_0^{\frac{\pi}{2}} p \cdot r \cdot dr \cdot d\phi \end{aligned} \quad - 72 -$$

$$= \frac{\pi \cdot R^2}{2} \cdot p \quad \dots\dots (4-3)$$

$$\begin{aligned}
 F &= \iint_D dF \\
 &= \iint_D (p \cdot \cos \alpha \cdot \cos \phi \cdot dA + s \cdot \sin \phi \cdot dA) \\
 &= 2 \int_0^R \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left(\frac{p}{\tan \alpha} \cdot \cos \phi \cdot r \cdot dr \cdot d\phi + \frac{s}{\sin \alpha} \cdot \sin \phi \cdot r \cdot dr \cdot d\phi \right) \\
 &= \frac{p \cdot R^2}{\tan \alpha} + \frac{s \cdot R^2}{\sin \alpha} \quad \dots\dots (4-4)
 \end{aligned}$$

ここで、 R は掘り起し溝の上部での円錐半径である。したがって、摩擦係数 μ は式(4-4)を式(4-3)で割ることによって次のように得られる。

$$\begin{aligned}
 \mu &= \frac{F}{W} \\
 &= \frac{2}{\pi} \left(\frac{1}{\tan \alpha} + \frac{s}{p} \cdot \frac{1}{\sin \alpha} \right) \quad \dots\dots (4-5)
 \end{aligned}$$

式(4-5)²⁷¹⁾の第一項は掘り起しの項、第二項は凝着の項である。掘り起しの項は円錐頂角のみで決定され、凝着の項は凝着力（接触部のせん断応力）、垂直応力（接触部の流動応力）と円錐頂角により決定される。このことから円錐頂角と摩擦材が決定できれば μ の推定は容易に思えるが、実際の摩擦実験による摩擦係数と式(4-5)より求めた理論摩擦係数にはかなりのずれが生じる。そこで、著者等は理論計算値と実験値の違いは掘り起し量にあると考え、式(4-5)に補正する修正係数を導入し、次式のように修正した。

$$\mu_k = \mu_p + \mu_a \quad \dots\dots (4-6)$$

$$= \frac{2}{\pi} \left(\frac{K_p}{\tan \alpha} + \frac{K_a}{\sin \alpha} \right) \quad \dots\dots\dots (4-7)$$

$$K_p = (\text{摩擦後の溝断面積}) / (\text{理論による溝断面積}) \dots (4-8)$$

ここで、 K_p 、 K_a は掘り起しの項と凝着の項をそれぞれ補正する修正係数で、 K_p は式(4-8)で定義した掘り起しの項修正係数、 K_a は s/p を含ん

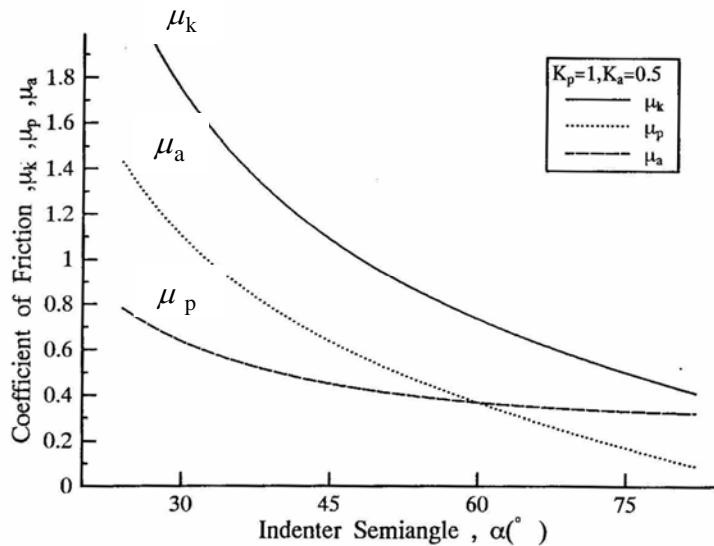


Fig.4-2 $K_p=1.0$, $K_a=0.5$ として求めた各摩擦係数と円錐頂角 α の関係

だ凝着の項修正係数である。なお、摩擦後の溝断面積は実験後に粗さ計を用いてすべり方向に対し直角に溝の幅を測定して求め、理論による溝断面積は式(4-3)における垂直応力 $p=Hv$ (ビッカース硬度) として R を求め計算した。 μ_k は摩擦実験で測定できる総摩擦係数、 μ_p は掘り起し摩擦係数、 μ_a は凝着摩擦係数である。したがって、実際の摩擦実験において μ_k と掘り起し溝の幅を測定することによって各摩擦係数 (μ_k , μ_p , μ_a) と修正係数 (K_p , K_a) を知ることができる。

式(4-7)において、 $K_p = 1.0$, $K_a = 0.5$ と仮定して計算より求めた各摩擦係数と円錐頂角 α の関係を図 4-2 に示す。

4. 2. 2 球突起による摩擦

球形 (半径 r) の硬いスライダが軟らかい平板上を速度 U ですべっている状態を図 4-3²⁷¹⁾ に示す。なお、総垂直荷重は W 、総接線力は F

である。

微小面積 dA 上に作用する垂直力 dW と接線力 dF は次式で表される。

$$dW = p \cdot \cos \beta \cdot dA \quad \dots\dots (4-9)$$

$$dF = p \cdot \sin \beta \cdot \cos \phi \cdot dA + s \cdot \sin \phi \cdot dA \quad \dots\dots (4-10)$$

ここで、 $dA = r^2 \cdot \sin \beta \cdot d\beta \cdot d\phi$ 、 p と s はそれぞれ微小面積に作用する垂直

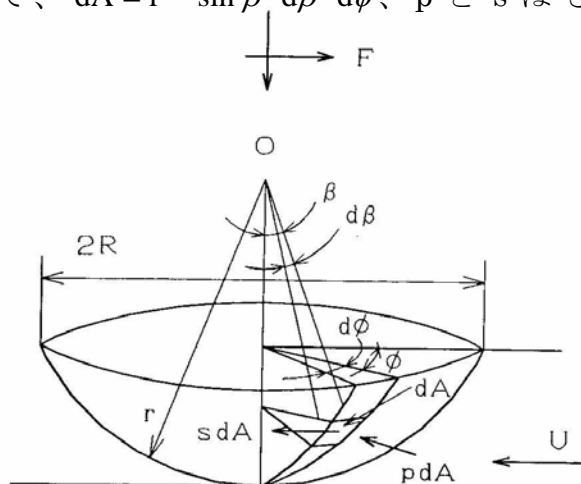


Fig.4-3 硬質球形突起による
軟質平板の掘り起し摩擦

応力とせん断応力である。円錐の場合と同様に接触が起こる球の前半分で式(4-9)、(4-10)を積分すると総垂直力 W と総接線力 F は次のようになる。

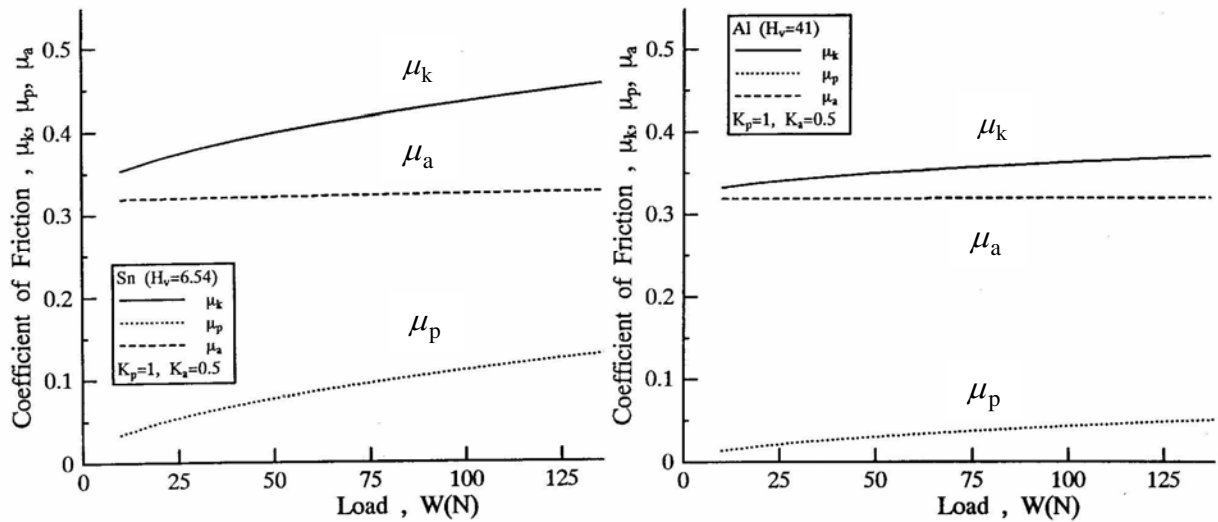
$$W = \frac{\pi \cdot R^2}{2} \cdot p \quad \dots\dots (4-11)$$

$$F = p \cdot r^2 \left[\sin^{-1} \frac{R}{r} - \frac{R}{r} \left\{ 1 - \left(\frac{R}{r} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] + 2s \cdot r^2 \left[1 - \left\{ 1 - \left(\frac{R}{r} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] \quad \dots (4-12)$$

ここで、 R は掘り起し溝の上部での球断面の半径である。したがって、摩擦係数 μ は式(4-12)を式(4-11)で割ることによって次のように得られる。

$$\mu = \frac{2}{\pi} \left(\frac{r}{R} \right)^2 \left[\sin^{-1} \frac{R}{r} - \frac{R}{r} \left\{ 1 - \left(\frac{R}{r} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] + \frac{4}{\pi} \left(\frac{r}{R} \right)^2 \cdot \frac{s}{p} \cdot \left[1 - \left\{ 1 - \left(\frac{R}{r} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] \quad (4-13)$$

式(4-13)の前半の項は掘り起しの項、後半の項は凝着の項である。球突起の場合も円錐突起と同様に掘り起しの項修正係数 K_p および凝着の項修正係数 K_a を用いて式(4-13) ²⁷¹ を修正する。球突起の場合は円錐突起に比べ摩擦係数の式が複雑なため K_p および K_a の定義が円錐突起の場合とやや異なるが基本的には同じ考え方で定義している。



a) 軟質平板 Sn

b) 軟質平板 Al

Fig.4-4 $K_p=1.0$, $K_a=0.5$ として求めた各摩擦係数と荷重の関係(球圧子)

$$\mu_k = \mu_p + \mu_a \quad \dots\dots (4-14)$$

$$= K_p \cdot \mu_{pth} + K_a \cdot \mu_{ath} \quad \dots\dots (4-15)$$

$$\mu_{pth} = \frac{2}{\pi} \left(\frac{r}{R_{th}} \right)^2 \left[\sin^{-1} \frac{R_{th}}{r} - \frac{R_{th}}{r} \left\{ 1 - \left(\frac{R_{th}}{r} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] \quad \dots\dots (4-16)$$

$$\mu_p = \frac{2}{\pi} \left(\frac{r}{R_{th}} \right)^2 \left[\sin^{-1} \frac{R_e}{r} - \frac{R_e}{r} \left\{ 1 - \left(\frac{R_e}{r} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] \quad \dots\dots (4-17)$$

$$\mu_{ath} = \frac{4}{\pi} \left(\frac{r}{R_{th}} \right)^2 \left[1 - \left\{ 1 - \left(\frac{R_{th}}{r} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] \quad \dots\dots (4-18)$$

$$\mu_{ae} = \frac{4}{\pi} \left(\frac{r}{R_{th}} \right)^2 \left[1 - \left\{ 1 - \left(\frac{R_e}{r} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] \quad \dots\dots (4-19)$$

$$K_p = \frac{\mu_p}{\mu_{pth}} \quad , \quad K_a = \frac{s}{p} \cdot \frac{\mu_{ae}}{\mu_{ath}} \quad \dots\dots (4-20)$$

ここで、添字 th は理論による計算値、添字 e は実験による測定値および測定値を用いての計算値を示し、 R_{th} は式(4-11)において垂直応力 $p = Hv$ (ビッカース硬度)として求め、 R_e は実験後の掘り起し溝幅 (すべり方向に対し直角)を粗さ計を用いて測定した。

球突起の場合の摩擦係数は式(4-11), (4-12), (4-13)からわかるように垂直荷重、軟質平板の硬度、球の径によって変化するため円錐突起の場合に比べ摩擦係数の推定は難しくなる。図 4-4 は、軟質平板が a)Sn, b)Al で、 $K_p = 1$, $K_a = 0.5$ と仮定して計算より求めた各摩擦係数と垂直荷重の関係を示す。

4. 3 実験方法および実験条件

4. 3. 1 円錐圧子による実験

本実験は硬質突起を円錐にモデル化し、単一円錐圧子とそれと比べて十分に軟らかい平板との間で一方向すべり摩擦を行った。図 4-5 に実験装置の概略図を示す。円錐圧子（上部片）①と軟質平板（下部片）②を接触させ死荷重⑤をかける。なお、油中における実験も行うため軟質平板は油槽③の中に取り付けてある。摺動はモーターの回転を偏心円板⑥を用いて直線運動に変換して行うが、速度は摺動とともに変化する。本実験では速度が最低の位置から摺動を開始した。

試験片材料およびその硬度を表 4-1 に示す。硬質の円錐材として S45C（炭素鋼）、軟質平板材として Al, Sn を使用した。本実験では荷重、円錐頂角および潤滑の掘り起し摩擦に及ぼす影響を調べるため、摺動距離

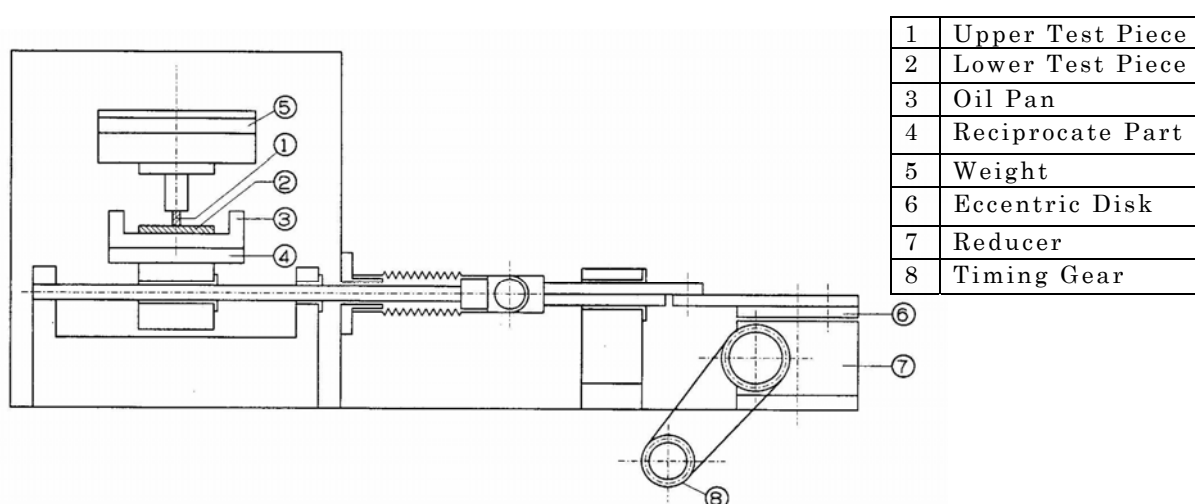


Fig.4-5 実験装置概略図(円錐圧子による掘り起し摩擦実験)

Table 4-1 試験片硬度

	材料	硬度 Hv
上部片	S45C	228
下部片	Sn	4.9
	Al	16.5

Table 4-2 実験条件

垂直荷重	N	15, 30, 45, 60
摺動速度	mm/s	0.3 (平均速度)
摺動距離	mm	9 ~ 10
円錐頂角	deg.	60, 90, 120, 150
潤滑状態		Dry, Oil(基油 P60)

(9~10mm)と摺動速度(平均速度 0.3mm/s)は一定とし、荷重は15, 30, 45, 60 (N)、円錐頂角(2α)は60, 90, 120, 150 (°)の各4種類を組み合わせ乾燥状態と油中(基油 P60)で実験を行い、実験中に摩擦係数を測定し、実験後に掘り起こし溝の形状を粗さ計を用いて測定した。なお、溝形状はすべり方向に対し直角に2mm間隔で6ヶ所測定した。実験条件は表4-2に示す。

4. 3. 2 球圧子による実験

本実験は硬
圧子とそれと
で一方向回転
装置の概略図
つけたピン材

1	Pin Specimen
2	Disk Specimen
3	Loading Shaft
4	Holder
5	Specimen Holder
6	Rotational Spindle
7	Heater

②を接触させ荷重をかける。荷重はエアコンプレッサーにより荷重軸③を介してかける。上部片側は固定で下部片側が回転する。

質突起を球にモデル化し、単一球
比べて十分に軟らかい平板との間
すべり摩擦を行った。図4-6に実験
を示す。端面に曲率($r=3.96\text{mm}$)を
(上部片)①と軟質平板(下部片)

Table
4-3 試験片
硬度

	材料	硬度 Hv
上部片	SUJ	774
下部片	Sn	6.54
	Al	41
	Cu	160

Table 4-4 実験条件

垂直荷重	N	50, 75, 100, 125, 150
摺動速度	mm/s	1.6
摺動距離	mm	75
ピン曲率半径	mm	3.96
潤滑状態		Dry, Oil(基油 P60)

Fig.4-6 実験装置概略図

(球圧子による掘り起し摩擦実験)

試験片材料およびその硬度を表 4-3 に示す。硬質のピン材として SUJ (軸受鋼)、軟質平板として Al, Sn, Cu を使用した。本実験も円錐圧子の場合と同様に摺動距離(75mm)、摺動速度(1.6mm/s)を一定とし、荷重を 50, 75, 100, 125, 150 (N)と変化させ乾燥状態と油中(基油 P60)で実験を行い、摩擦係数および実験後の溝形状を測定した。なお、溝形状の測定間隔は回転角 45° 毎に行った。

4. 4 節で取扱う実験結果は摩擦状態が比較的安定した領域で平均した値を用いている。

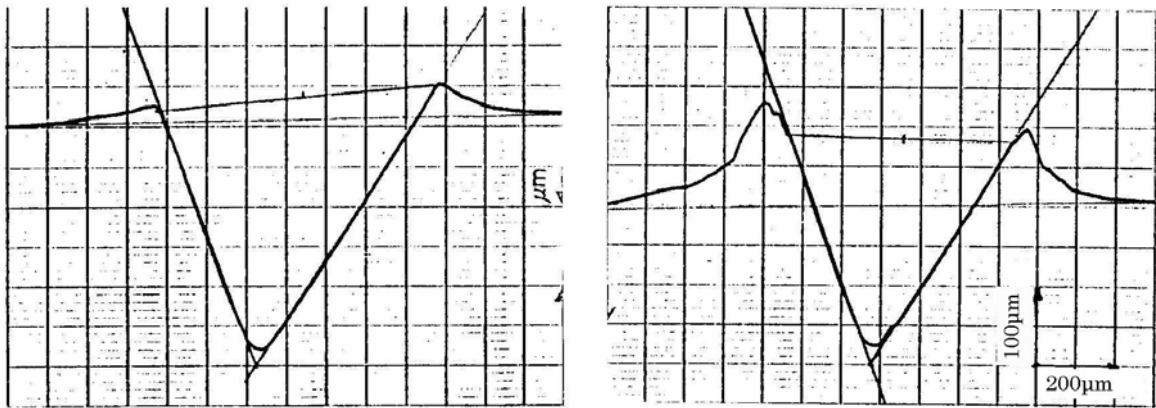
4. 4 実験結果および考察

4. 4. 1 円錐圧子による実験結果および考察

図 4-7 は円錐頂角 (2α) が 90° の圧子を用いて Al 平面とのすべり摩擦を行ったときの掘り起し溝断面形状 (摺動方向に対し直角方向) である。(a) は摺動開始点、(b) は摺動距離 $L \doteq 4\text{mm}$ の地点の溝形状をそれぞれ示している。なお、荷重は 45N で油中における摩擦である。(a), (b) を比較すると、(a) に比べ (b) の pile up がかなり大きくなっているが、平面からの溝深さは逆に (b) の方が浅く、pile up を考慮した溝深さもやはり (b) の方が浅くなっている。すなわち、圧子の摺動とともに pile up は増加し、圧子は上方に押し上げられる。この圧子の押し上げ増加は摺動距離が 2mm 前後で停止し、その後はほぼ一定となる。また、荷重に対する変形状態は静止状態と摺動状態では明らかに異なる。これらの現象は今回の実験では全ての場合においてみられたが、実験条件によってその状態は異なっている。すなわち、平面材料、円錐頂角、荷重および潤滑状態で掘り起し溝の大きさが異なり、摩擦係数も当然異なってくる。

図 4-8, 9 は摺動距離に対する摩擦係数 μ の変化を示したものである。図 4-8 は平面材に Sn を用い、円錐半頂角 α が 30° と 75° の圧子による乾

燥状態 (Dry) での結果についてそれぞれ示している。摩擦係数は摺動初

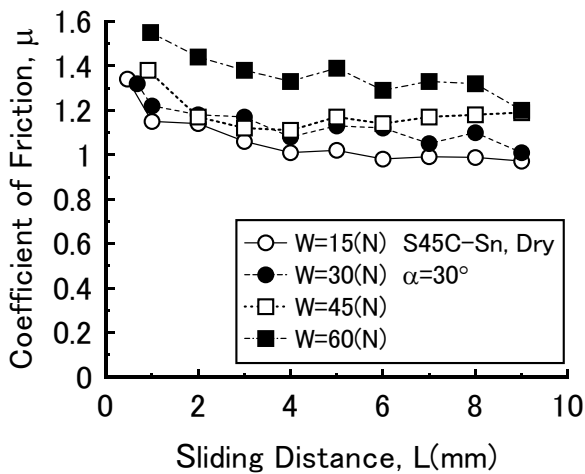


(a) 摺動開始点

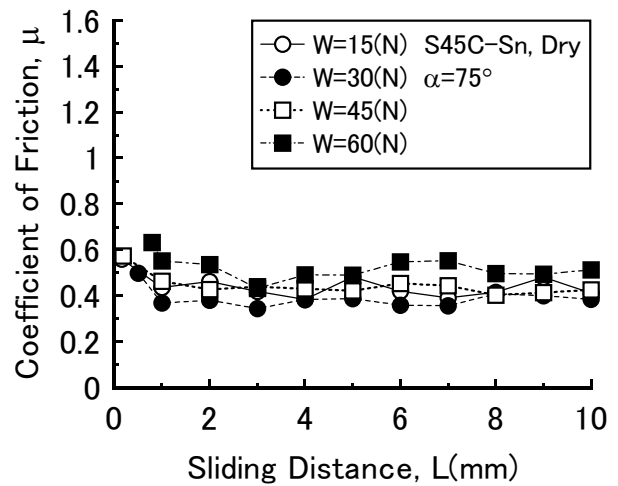
(b) 摺動距離 $L \div 4\text{mm}$ の地点

Fig.4-7 掘り起し断面形状 (摺動方向に対して直角方向)

(平面材: Al、円錐頂角 $2\alpha = 90^\circ$ 、油中)

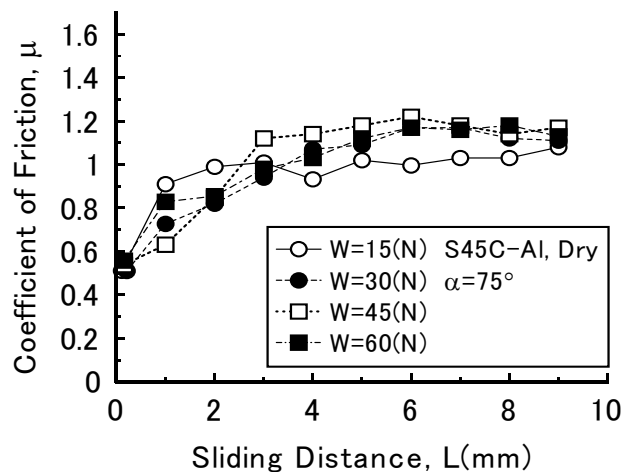
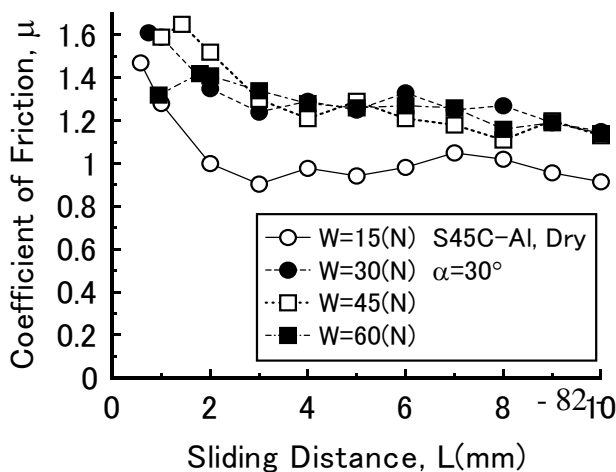


(a) $\alpha = 30^\circ$



(b) $\alpha = 75^\circ$

Fig.4-8 摺動に対する摩擦係数 μ の変化 (円錐圧子 S45C-Sn, Dry)



(a) $\alpha = 30^\circ$

(b) $\alpha = 75^\circ$

Fig.4-9 摺動に対する摩擦係数 μ の変化 (円錐圧子 S45C-Al, Dry)

期に摺動とともに減少し、2~3mm 摺動後はほぼ一定値となる。円錐頂角が小さい方が定常摩擦になるまでの摺動距離は長く、荷重の影響も大きく表れている。平面材が Sn の場合には油中 (Oil) においてもこの傾向は同じである。図 4-9 は平面材に Al を用い、円錐半頂角 α が 30° と 75° の圧子による Dry での結果についてそれぞれ示している。円錐半頂角 α が 30° の場合、摩擦係数は摺動初期に摺動とともに減少し Sn と同様な傾向を示している。油中 (Oil) においては、各円錐半頂角の圧子とも同様な傾向を示した。しかし、図 4-9 (a) $\alpha = 75^\circ$ の場合には、摺動初期に摩

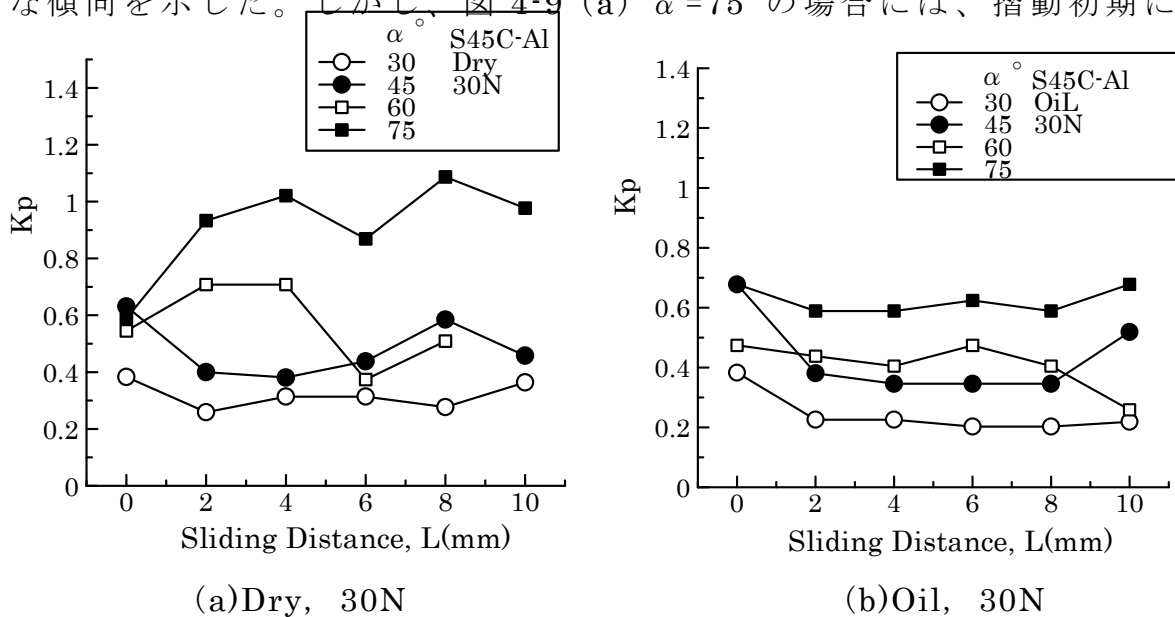


Fig.4-10 摺動に対する掘り起しの項修正係数 (K_p) の変化 (円錐圧子 S45C-Al)

擦係数は摺動とともに増加し、摺動距離が 3mm 以後はほぼ一定となる。この傾向は $\alpha = 60^\circ$ (Dry) においても見られた。図 4-10 は、平面材 Al、荷重 30N における掘り起しの項修正係数 K_p (=実験後の溝断面積 / 理論による溝断面積) の摺動に対する変化を示している。(a)Dry の円錐半頂

角 α が 60° と 75° の時のみ K_p は摺動初期に摺動とともに増加している。平面材 Sn においてはこの傾向は見られず、すべての円錐半頂角 α において Dry, Oil とも K_p は摺動初期に摺動とともに減少した。摺動初期における摩擦係数 μ および掘り起しの項修正係数 K_p の摺動に対する変化はよく似ている。 μ および K_p が摺動初期に摺動とともに増加する理由ははっきりしないが、おそらく凝着力の増加によるものと考えられる。

図 4-11 は摩擦実験より測定した平面材 Sn における総摩擦係数 μ_k の円錐半頂角 α に対する変化を示したもので、(a), (b) はそれぞれ乾燥状態 (Dry) と油中 (Oil) を示す。なお、各円錐半頂角 α における μ_k , K_p の値については、摩擦状態が比較的安定した領域における平均値を用いている。Dry, Oil ともに μ_k は α の増加とともにほぼ直線的に減少している。Dry と Oil における μ_k を比較すると、 $\alpha=30^\circ$ において Dry の方が 0.2 程度大きくなっているが、他の α に対してはほぼ同じ値を示している。また、

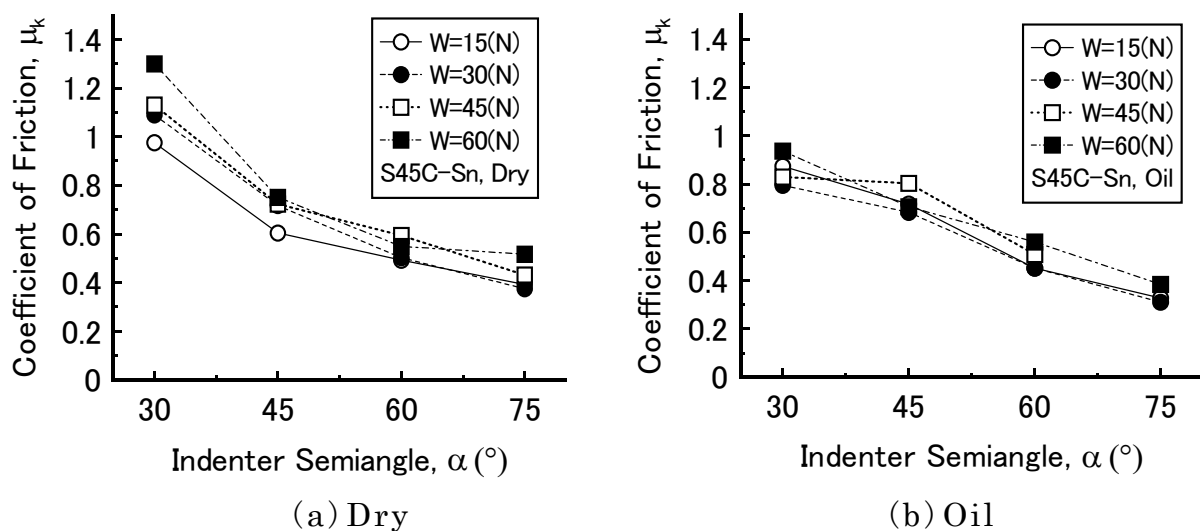
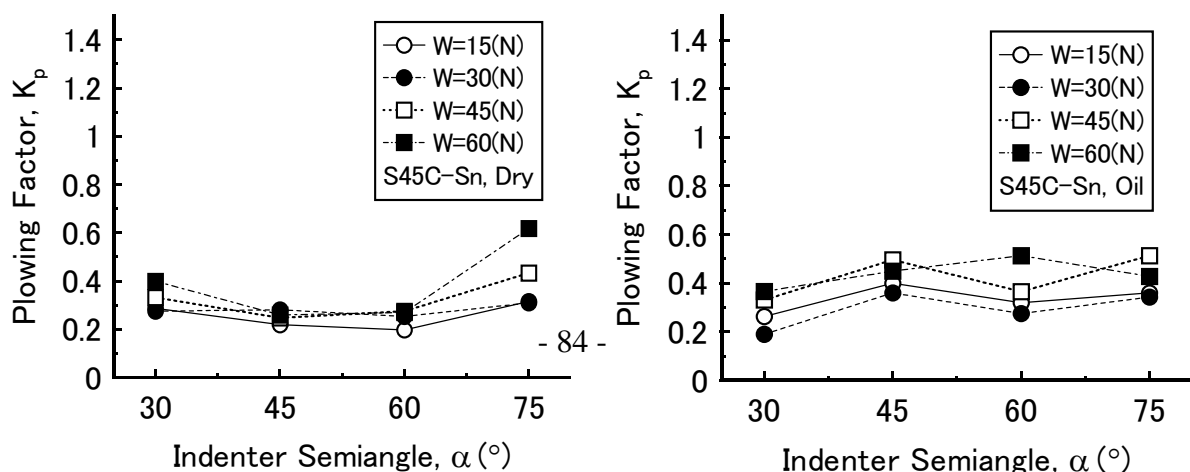


Fig.4-11 総摩擦係数 μ_k の円錐半頂角 α に対する変化

(円錐圧子 S45C-Sn)



(a) Dry

(b) Oil

Fig.4-12 掘り起しの項修正係数 K_p の円錐半頂角 α に対する変化
(円錐圧子 S45C-Sn)

荷重による μ_k の差は Dry, Oil とともにほぼ同じ 0.15 程度で、荷重の大きい方が μ_k は大きくなる傾向を示している。すなわち、Sn における μ_k と α の関係は理論(図 4-2 参照)と同様な傾向を示すが、理論式には表れない荷重の影響が大きくなるが μ_k に表れている。

図 4-12 は摩擦実験後に粗さ計を用いて測定した溝形状より求めた掘り起しの項修正係数 K_p (=実験後の溝断面積/理論による溝断面積)の α に対する変化を Sn について示したものである。 K_p の値は Dry, Oil とともに 0.2~0.5 と小さい。すなわち実際の掘り起し溝は理論の溝に比べかなり小さくなる。その原因の主たるものとして、平面材料の降伏応力が静的状態に比べ動的状態の方が大きくなるためと考えられる。 α による K_p の差はあまり大きくはないが、Dry においては $45^\circ, 60^\circ$ の圧子の時 $30^\circ, 75^\circ$ に比べ 0.1 程度小さく、Oil においては $30^\circ, 60^\circ$ の圧子の時 $45^\circ,$

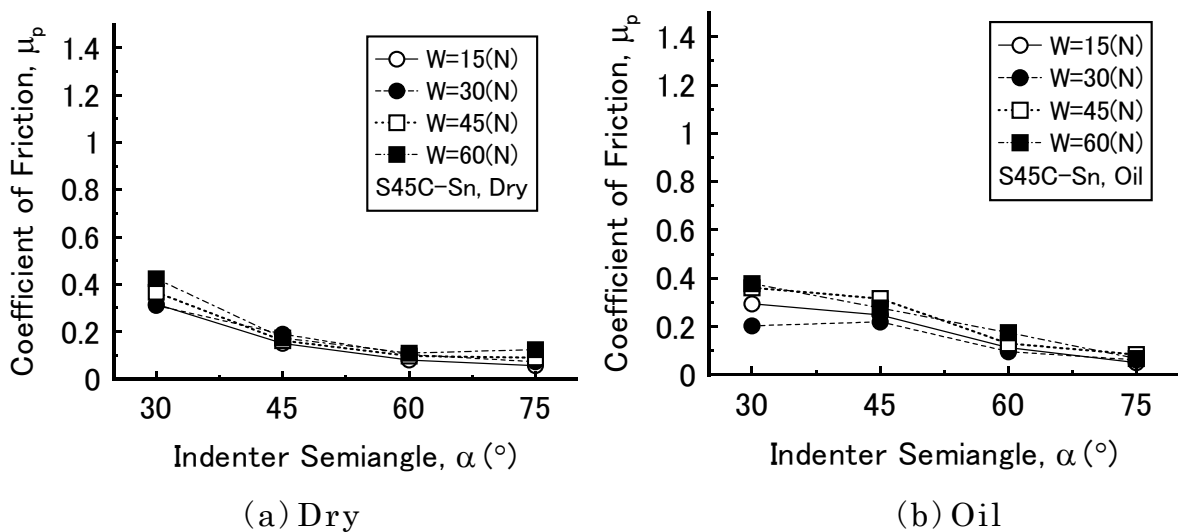


Fig.4-13 掘り起し摩擦係数 μ_p の円錐半頂角 α に対する変化

(円錐圧子 S45C-Sn)

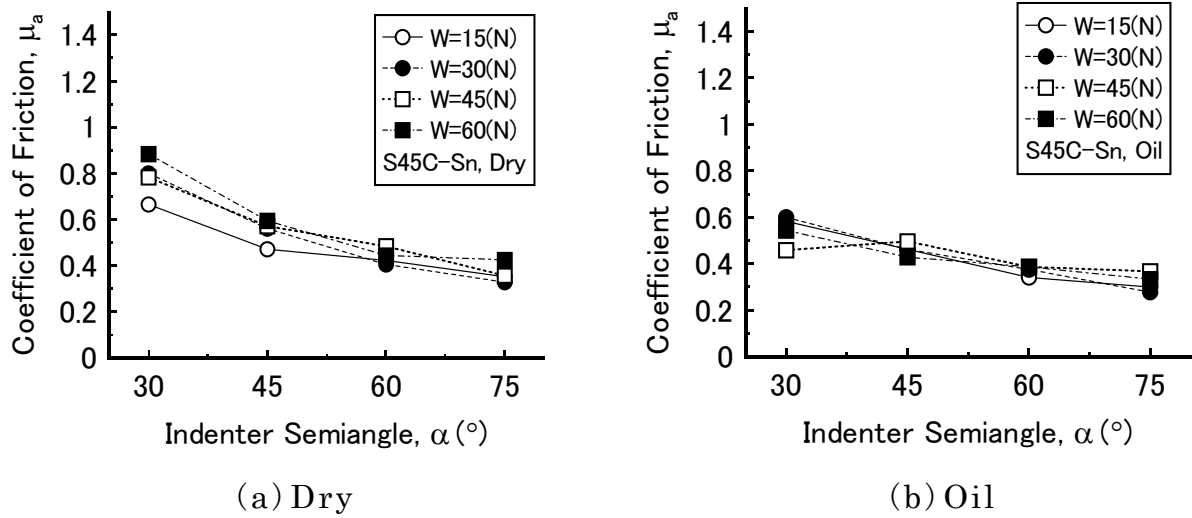


Fig.4-14 凝着摩擦係数 μ_a の円錐半頂角 α に対する変化

(円錐圧子 S45C-Sn)

75° に比べ 0.1 程度小さくなっている。また、Dry と Oil を比較すると、30° においては Dry の方が、45° においては Oil の方がそれぞれ 0.1 程度 K_p の値が大きくなっており、荷重による K_p の差は 75° を除いて Oil の方がやや大きくなっているが、Dry, Oil とともに荷重の大きい方が K_p は大きくなる傾向にある。全体的には、平面材として Sn を用いた場合、 K_p は小さい値を示すが、円錐頂角、荷重、潤滑の違いによる K_p の変化は小さいと考えられる。

図 4-13 は K_p を用いて求めた $\mu_p (=2K_p / (\pi \cdot \tan \alpha))$ の α に対する変化を Sn について示したものである。Dry, Oil とともに μ_p は α の増加とともに減少し、傾向的には理論と一致する。Dry と Oil で μ_p を比較するとその差はほとんどないが、 α が 45° と 60° において Oil の方がわずかに大きくなっている。また荷重の μ_p に及ぼす影響は全体に小さいが、 α が小さい方がその影響はやや大きく特に Oil においてその傾向が強い。

図 4-14 は凝着摩擦係数 $\mu_a (= \mu_k - \mu_p)$ の α に対する変化を Sn について示したものである。Dry, Oil とともに μ_a は α の増加とともに減少し、理論 (図 4-2 参照) の傾向とよく一致している。Dry と Oil において μ_a を比較すると $\alpha=30^{\circ}$ において 0.2、その他の α においては 0.1 程度 Oil の方が小

さくなっている。これは、Dryの方がOilに比べ凝着力が強くなることから当然の結果と考えられるが、その差が小さいことからOilにおいて接触面への油の導入が十分でないことが考えられる。また、荷重の μ_a に及ぼす影響はOilよりDryの方が大きく表れ、荷重の大きい方が μ_a も大きくなる傾向を示す。しかし、荷重の影響はあまり大きくなく、特にOilにおいてはほとんどない。

図4-15は μ_a より求めた凝着の項修正係数 $K_a (= \pi \cdot \sin \alpha \cdot \mu_a / 2)$ (すなわち、理論の凝着摩擦係数を $\mu_{ath} (= 2s / \pi \cdot p \cdot \sin \alpha$, s : 接触面のせん断応力、 p : 平面材の流動圧力 \div 平面材のビッカース硬度 H_v) とすると $K_a = (\mu_a / \mu_{ath})(s/p)$) の α に対する変化をSnについて示したものである。Dryにおいて、 K_a は荷重によってやや異なるが、 α の増加に対しほぼ一定からわずかに減少する傾向を示している。また、荷重の影響もわずかに見られ K_a の値は各 α において0.2程度の差を生じ、荷重の大きい方が K_a

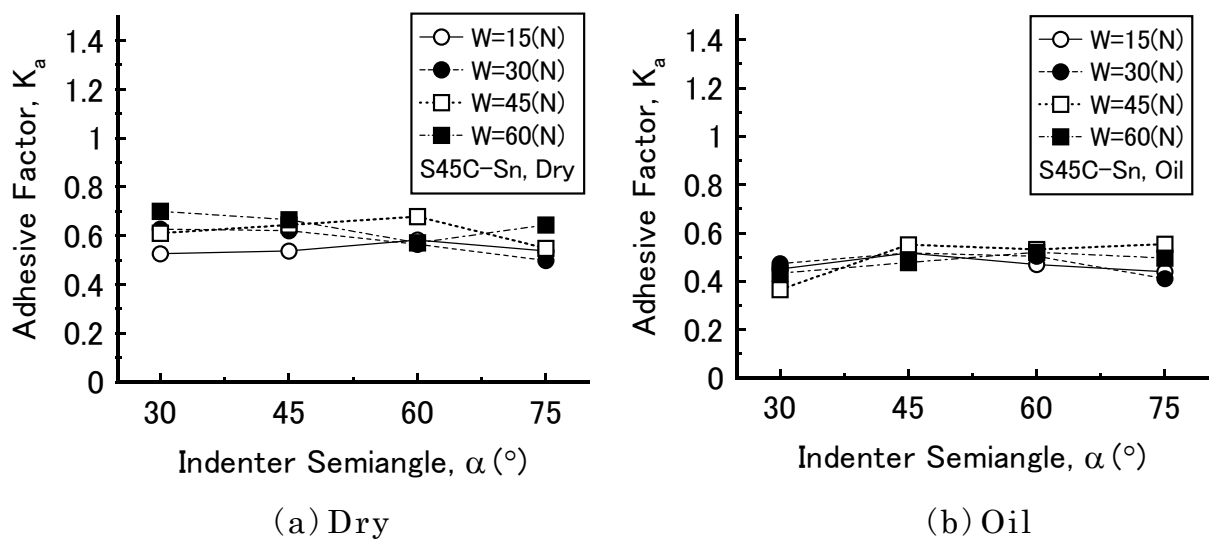
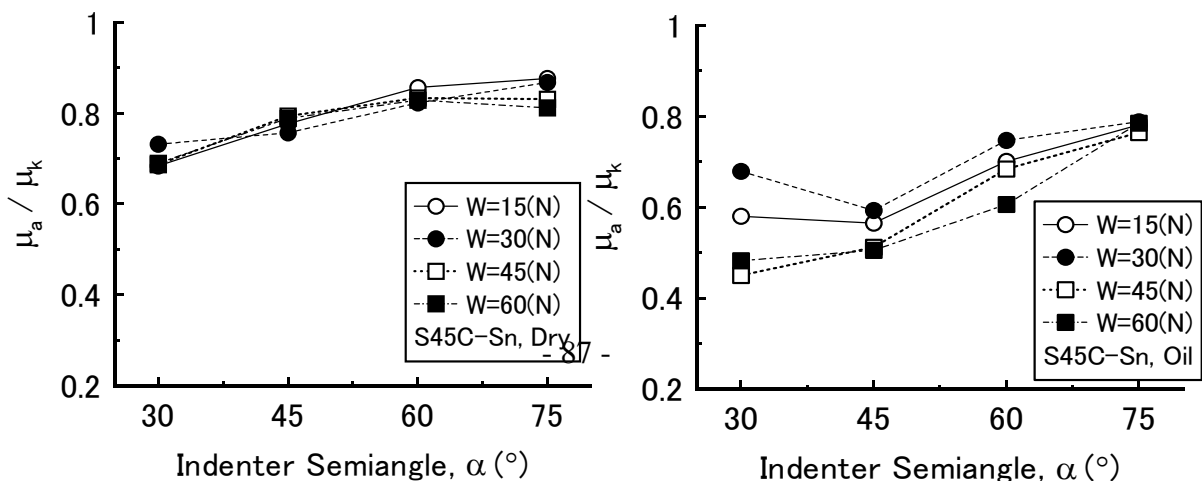


Fig.4-15 凝着の項修正係数 K_a の円錐半頂角 α に対する変化
(円錐圧子 S45C-Sn)



(a) Dry

(b) Oil

Fig.4-16 μ_a/μ_k の円錐半頂角 α に対する変化(円錐圧子 S45C-Sn)

も大きくなる傾向を示している。Oil においては K_a は $\alpha=30^\circ$ でわずかに小さくなっているが、 α に対してほぼ一定で Dry に比べ 0.1 程度小さくなっている。また、 K_a は $\alpha=75^\circ$ で Dry と同様にやや荷重の影響を受けているが、他の α に対してほぼ一定で Dry に比べ 0.1 程度小さくなっている。また、 K_a は $\alpha=75^\circ$ で Dry と同様にやや荷重の影響を受けているが、他の α においてはほとんどその影響は見られない。

図 4-16 は、総摩擦係数 μ_k に対し凝着摩擦係数 μ_a の占める割合の α に対する変化を Sn について示したものである。Dry, Oil ともに μ_a/μ_k は α の増加とともに大きくなり、傾向的には理論(図 4-2 参照)とよく一致する。また、 μ_a/μ_k の値は油中においてもほとんどが 0.5 より大きくなっている。すなわち、円錐圧子の場合には十分な潤滑状態が得難いといえ、油中においても Sn の掘り起し摩擦は凝着摩擦支配となる。

図 4-17 は、平面材に Al を用いた実験より測定した総摩擦係数 μ_k の α に対する変化を示したものである。乾燥状態(Dry)において、 μ_k の α に対する変化は荷重によってやや異なるが、 α が 30° から 45° にかけてやや減少し、その後はほぼ一定となっている。これは理論の傾向からかなりずれている。また、荷重によって α に対する μ_k の変化およびその値もかなり異なっている。 μ_k の値は荷重が大きい方が大きくなる傾向にある。Sn に比べると μ_k の値は $\alpha=30^\circ$ ではほぼ一致するが、その他の α においては Al の方がかなり大きくなっている。しかし、油中(Oil)において μ_k は α の増加とともに減少し Sn と傾向はよく一致するが、 $\alpha=75^\circ$ を除いて μ_k の値は Sn に比べかなり大きい。また、荷重の影響も $\alpha=75^\circ$ を除いて大きく、 μ_k は荷重の大きい方が大きくなる傾向にある。

図 4-18 は掘り起しの項修正係数 K_p の α に対する変化を Al について示

している。Dry, Oil ともに K_p は α の増加に対し大きくなっており、Sn における K_p が α に対しほぼ一定であるのとは大きく異なっている。すな

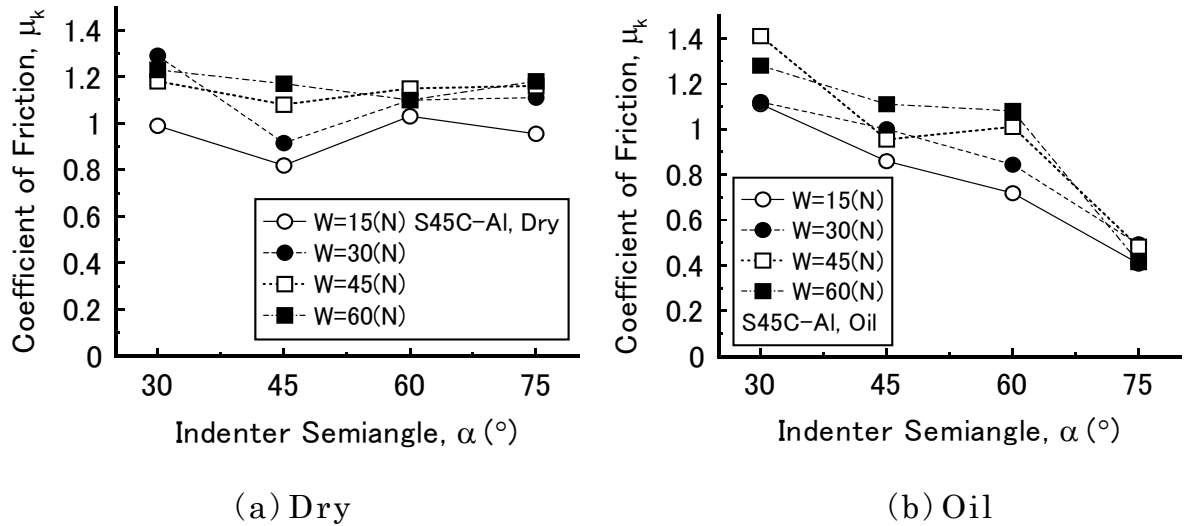


Fig.4-17 総摩擦係数 μ_k の円錐半頂角 α に対する変化 (円錐圧子 S45C-Al)

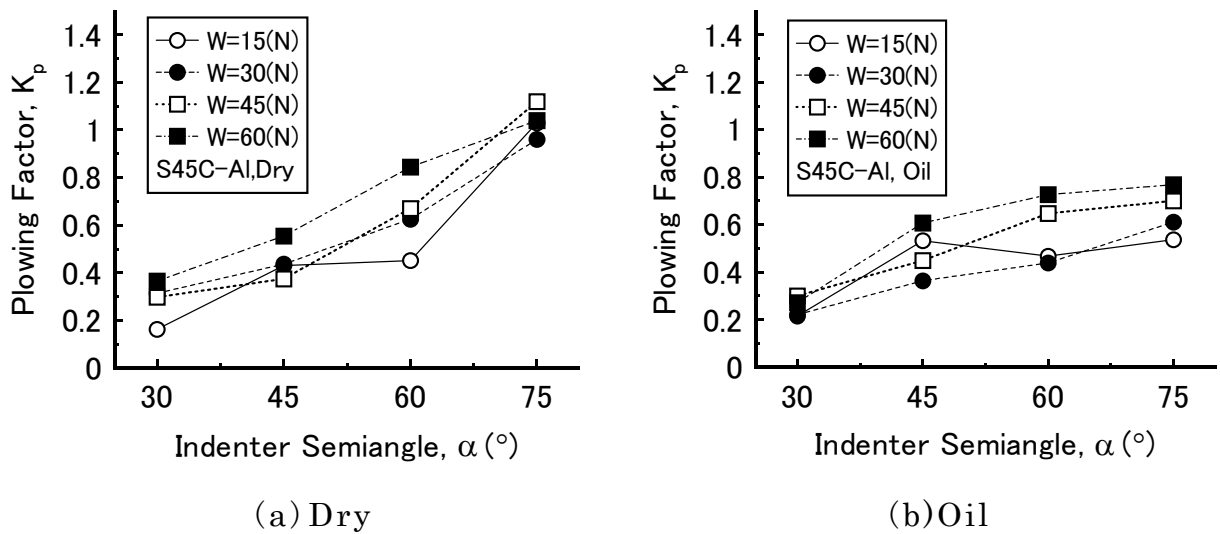
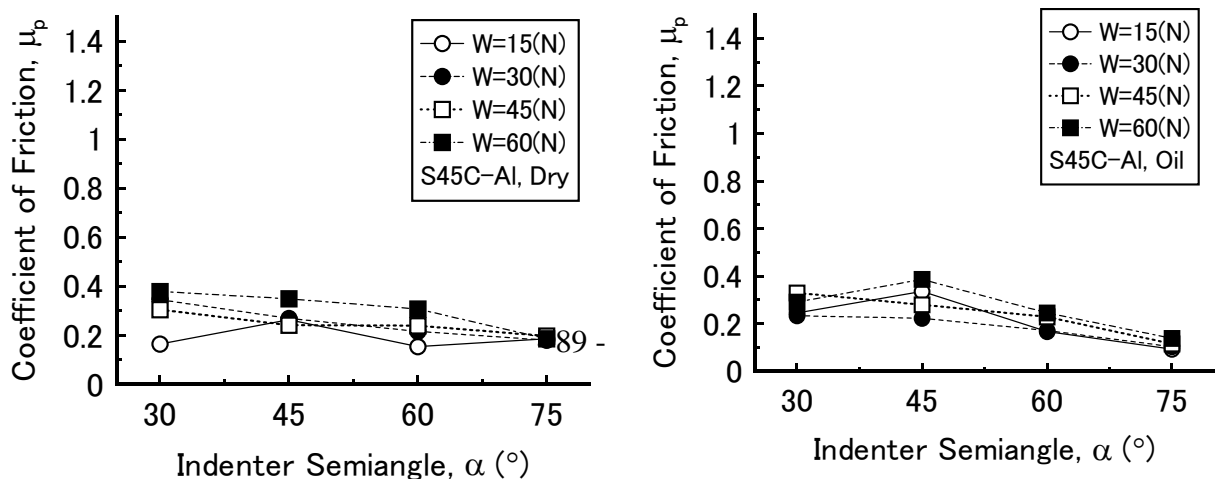


Fig.4-18 掘り起しの項修正係数 K_p の円錐半頂角 α に対する変化 (円錐圧子 S45C-Al)



(a) Dry

(b) Oil

Fig.4-19 掘り起し摩擦係数 μ_p の円錐半頂角 α に対する変化
(円錐圧子 S45C-Al)

わち、 $\alpha=30^\circ$ においては Al, Sn とも K_p は 0.3 程度の小さい値を示すが、 α が大きくなるほど Al と Sn における K_p の値の差は大きくなる。特に Dry における Al の K_p は $\alpha=75^\circ$ で約 1.0 を示し理論掘り起し溝と実験による掘り起し溝が一致している。Dry と Oil における K_p の値を比較すると、 $\alpha=30^\circ, 45^\circ$ ではほぼ一致するが、 $\alpha=60^\circ, 75^\circ$ では Dry の方が大きくなっている。また、荷重の K_p に及ぼす影響は Dry, Oil ともに同程度に表れており、荷重の大きい方が K_p の値も大きくなる傾向を示す。荷重の影響は Sn に比べるとやや大きくなっている。

図 4-19 は K_p を用いて求めた掘り起し摩擦係数 μ_p の α に対する変化を Al について示したものである。Dry, Oil ともに μ_p の α に対する変化は荷重によってやや異なり、 μ_p の値も少し違っているが、 μ_p は α の増加に対しわずかに減少している。しかし、Sn の場合に比べるとその減少は小さく、Dry と Oil で比較すると $\alpha=45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ において μ_p の値は Dry の方が少し大きくなっている。 K_p の α に対する変化およびその値を Sn と Al で比較すると異なっているが、 μ_p 値の差はあまり大きくない。これは、Al において理論的に μ_p が大きくなる(図 4-2 参照) α の領域で K_p が小さく、逆に μ_p が小さくなる α の領域で K_p が大きくなるため、 μ_p の値は α の全域であまり大きな値とならず、したがって Sn と Al における μ_p 値の差は絶対量としては小さくなる。また、 μ_p に対する荷重の影響も K_p に比べれば小さくなっている。これも μ_p 値が小さいためで、特に $\alpha=75^\circ$ において、荷重の影響は μ_p 値の差としてはほとんど表れていない。

図 4-20 は凝着摩擦係数 $\mu_a (= \mu_k - \mu_p)$ の α に対する変化を Al について示したものである。Dry, Oil ともに μ_a の α に対する変化は荷重によって

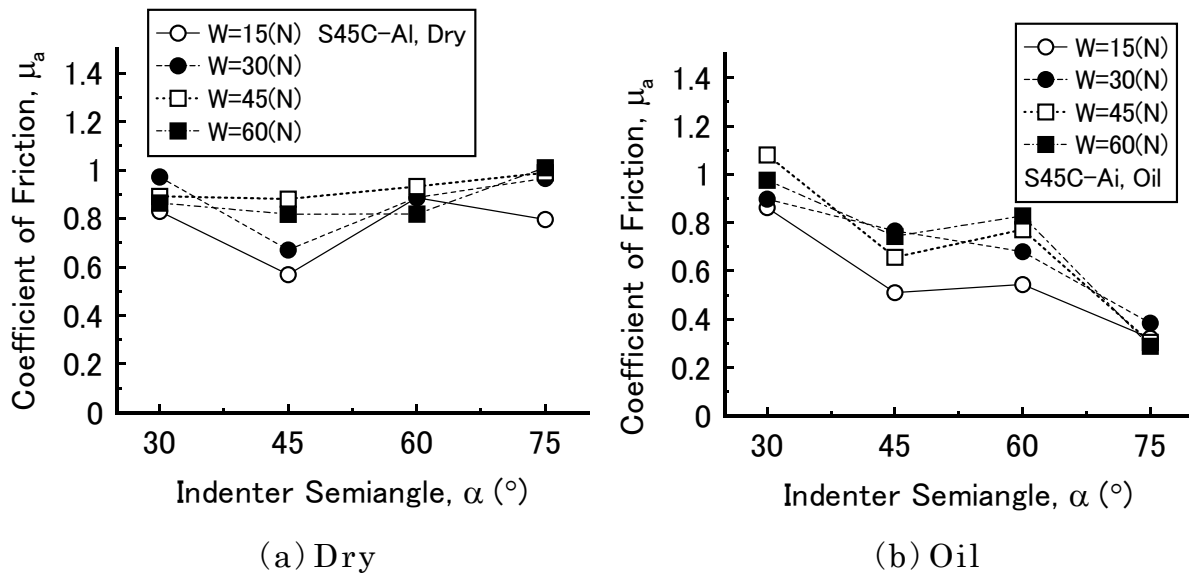


Fig.4-20 凝着摩擦係数 μ_a の円錐半頂角 α に対する変化

(円錐圧子 S45C-Al)

かなり異なり、 μ_a の値も荷重により差がある。 μ_a は Dry においては α の増加に対し全体的に一定であり、Oil においては減少傾向を示す。したがって、Dry と Oil における μ_a の値を比較すると $\alpha=30^\circ$ ではほぼ同値を示すが、 α が大きくなるにつれその差は大きくなっている。また、Sn と Al における μ_a の値を比較すると、Dry においては $\alpha=30^\circ$ で Al の方がわずかに大きくなっているが、 α が大きくなるにつれその差は広がり、 $\alpha=75^\circ$ においては 0.6 程度の大きな差を示し、油中においては Al の方が 0.3 程度大きくなっているが、 $\alpha=75^\circ$ においてはほぼ同値を示す。

図 4-21 は μ_a から求めた凝着の項修正係数 K_a の α に対する変化を Al について示したものである。Dry において K_a の α に対する変化は荷重で異なっているものの、全体的には α の増加に対し K_a は直線的に大きくなる。この K_a と α の関係は K_p と α の関係(図 4-18 a)参照) とよく一致する。また、理論の摩擦係数とすべり摩擦実験における摩擦係数は以下のように表される。(4章の4.2.1 円錐突起による摩擦 参照)

$$F = \frac{p \cdot R^2}{\tan \alpha} + \frac{s \cdot R^2}{\sin \alpha}, \quad W = \frac{\pi \cdot R^2}{2} \cdot p, \quad \mu = \frac{F}{W} = \frac{2}{\pi} \left(\frac{1}{\tan \alpha} + \frac{s}{p} \cdot \frac{1}{\sin \alpha} \right)$$

$$\mu_k = \mu_p + \mu_a = \frac{2}{\pi} \left(\frac{K_p}{\tan \alpha} + \frac{K_a}{\sin \alpha} \right)$$

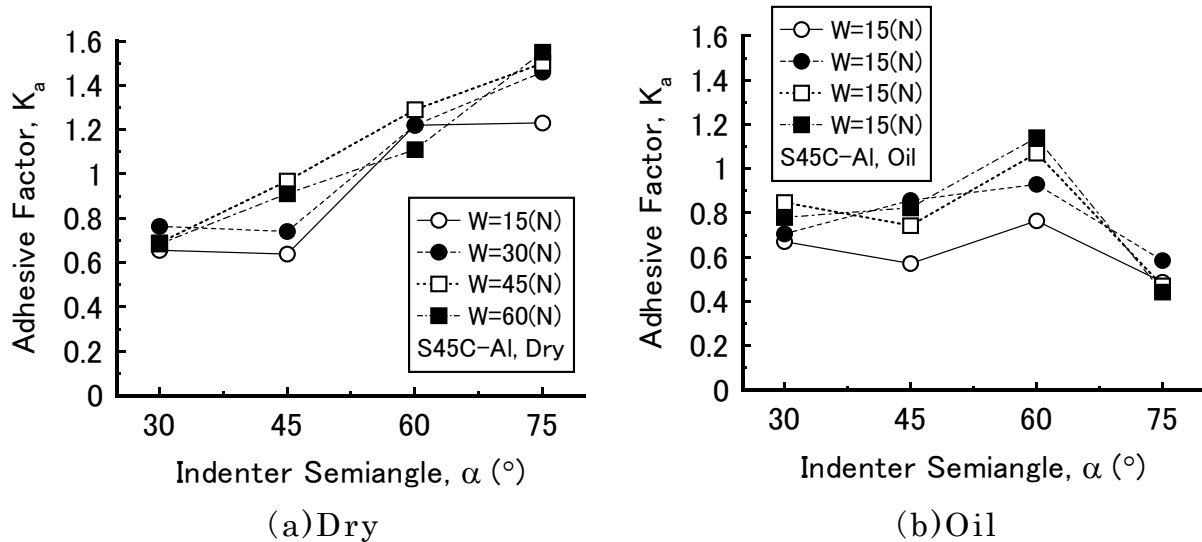


Fig.4-21 凝着の項修正係数 K_a の円錐半頂角 α に対する変化
(円錐圧子 S45C-Al)

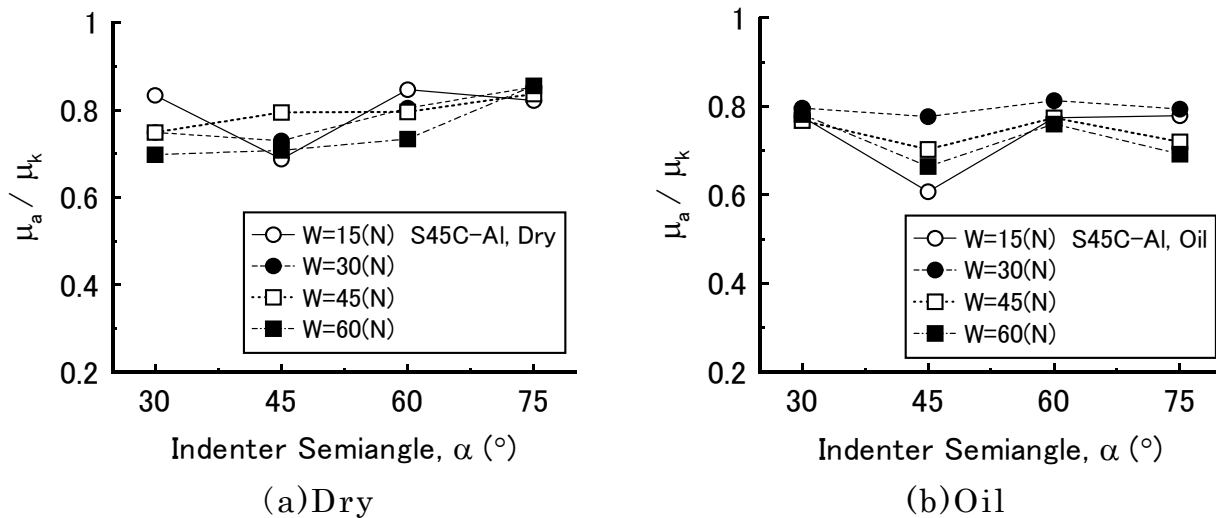


Fig.4-22 μ_a / μ_k の円錐半頂角 α に対する変化 (円錐圧子 S45C-Al)

K_p = (摩擦後の溝断面積) / (理論による溝断面積)

このように K_a と K_p には相関性があることを考えると、 α の変化に対し接触面の凝着力はほぼ一定である。Oil において K_a の α に対する変化は複雑で、 K_a は $\alpha=30^\circ, 45^\circ$ でほぼ同値を示すが、 $\alpha=60^\circ$ でやや大きくなり、 $\alpha=75^\circ$ で逆に小さくなる。Oil における K_p と α との関係すなわち K_p が α

の増加に対し大きくなることを考えると(図 4-18 b)参照)、 α の増加に対し接触面への油導入性が良くなり、凝着力が低下するものと考えられる。Dry と Oil における K_a と α の関係から $\alpha=30^\circ$ では Dry と Oil における凝着力はほぼ等しいが、 α が増加するにしたがって凝着力の差は大きくなる。また、Sn と Al における凝着力を比べると Dry, Oil ともに Al の方がわずかに大きい、Oil の $\alpha=75^\circ$ においてのみ Al の方が小さくなっている。

図 4-22 は総摩擦係数 μ_k に対し凝着摩擦係数 μ_a の占める割合 μ_a/μ_k の α に対する変化を示したものである。Dry, Oil において μ_a/μ_k はそれぞれ 0.7~0.85, 0.6~0.8 の範囲で荷重によるバラツキはあるが、全体としては μ_a/μ_k の α に対する変化は小さい。Sn における変化とはやや異なっているが、摩擦は Sn の場合と同様に凝着摩擦支配となっている。

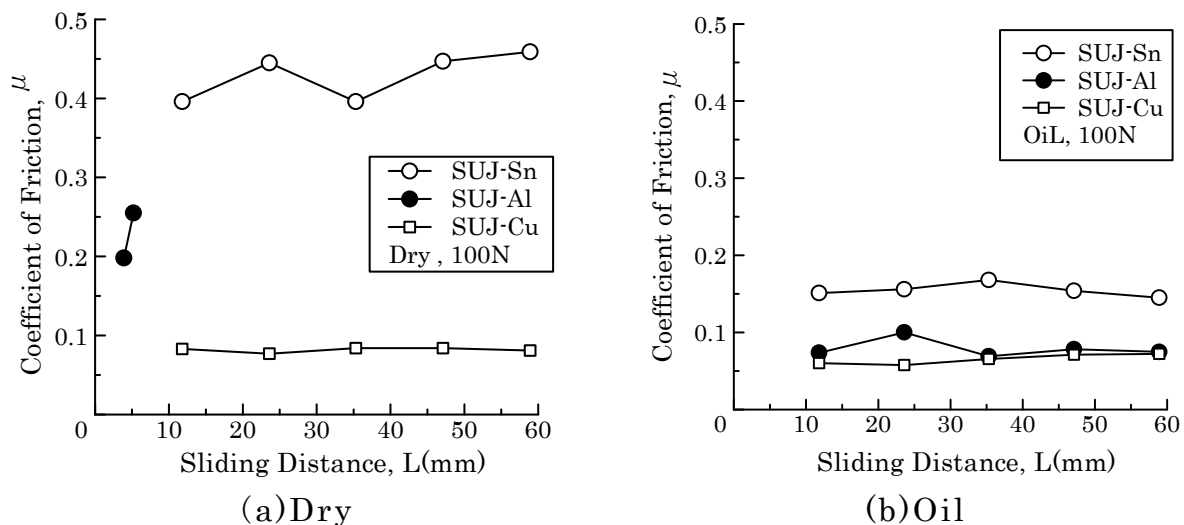
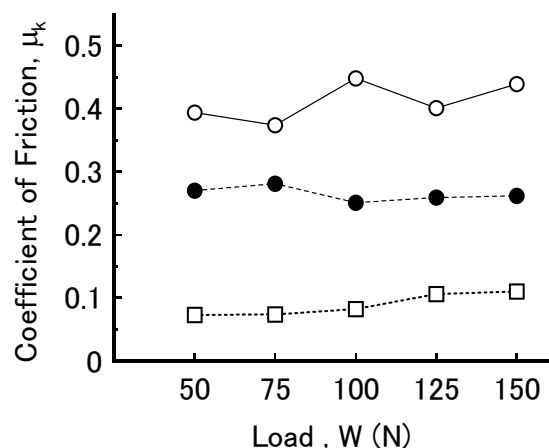


Fig.4-23 摺動に対する摩擦係数 μ の変化 (球圧子 SUJ, 100N)

4. 4. 2 球圧子による実験結果および考察

図 4-23 は、球圧子によるすべり摩擦実験における摩擦係数の摺動に対する変化を各平面材で比較したものである。垂直荷重 100N で乾燥状態 (Dry) と油中 (Oil) について (a), (b) にそれぞれ示している。Dry の Al を除くと、各材料とも摺動に対する摩擦係数 μ の変化は小さい。Dry にお

る Al は、摺動開始直後から摩擦係数 μ は摺動とともに急激に上昇し、5mm ほど摺動すると激しい凝着を示した。(a)Dry と (b)Oil で比較すると、各材料とも Dry の方が摩擦係数 μ は大きく、材料間の μ の差も大きい。これ



(a)Dry

(b)Oil

Fig.4-24 総摩擦係数 μ_k の荷重 W に対する変化 (球圧子 SUJ)

は、油中 (Oil) に比べ乾燥状態 (Dry) の方が強い凝着を起こし易く、材料によってその度合いが異なっていることを示している。

図 4-24 は掘り起し摩擦実験により測定した総摩擦係数 μ_k の荷重 W に対する変化をそれぞれの材料で比較したものである。なお (a), (b) は乾燥状態 (Dry) および油中 (Oil) における摩擦をそれぞれ示す。また、 μ_k の値は摺動に対して摩擦係数 μ の変動が小さく、すべりが定常状態と考えられる領域での平均値を用いた。Dry において、 μ_k の値は材料間差がはっきりしており、Sn > Al > Cu の順となり硬度の低い方が μ_k は大きくなっている。 μ_k の荷重 W に対する変化も材料によってやや異なり、Sn は各荷重でややバラツキが見られるが全体としては荷重増加とともに μ_k も増加する傾向にある。Cu も μ_k は荷重増加につれ増加している。この傾向は理論 (図 4-4 参照) の傾向とよく一致する。Al において、 μ_k は荷重に対しほぼ一定値を示している。これは、Al の Dry における摩擦に限り、 μ が摺動とともに増加し、ほとんど定常状態が見られないまま激しい凝着へと移行したため、凝着があまり大きくない状態における μ を μ_k のデータとして採用したためである。Oil においては各材料とも μ_k

は荷重の増加とともに増加し、理論の傾向とよく一致する。Sn, Al は Dry の μ_k に比べるとかなり小さい値となり、油による潤滑が十分に行われていることを示す。しかし、Cu においては Dry と Oil の μ_k がほぼ同値を

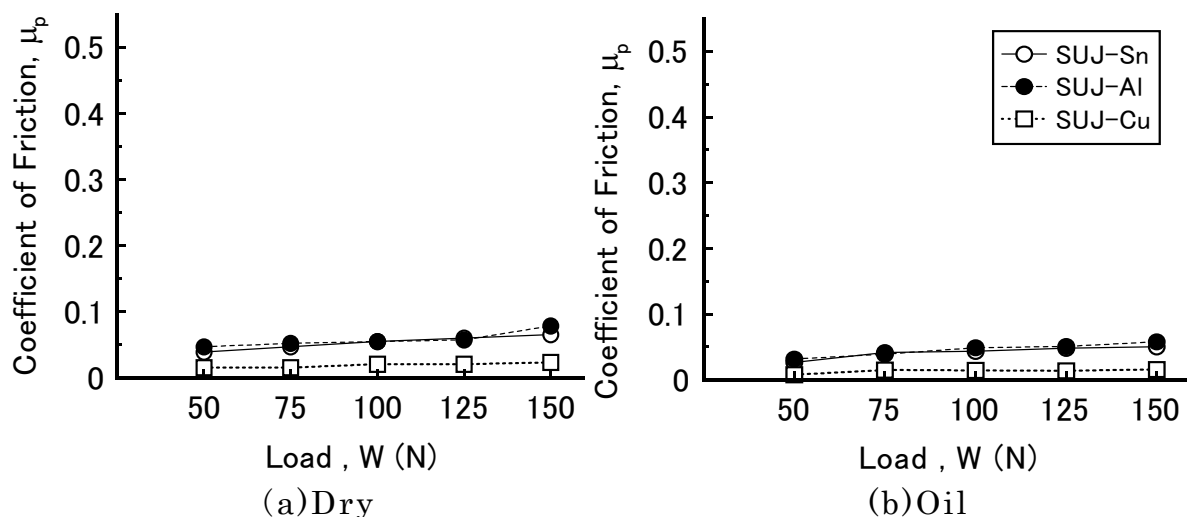


Fig.4-25 掘り起し摩擦係数 μ_p の荷重 W に対する変化 (球圧子 SUJ)

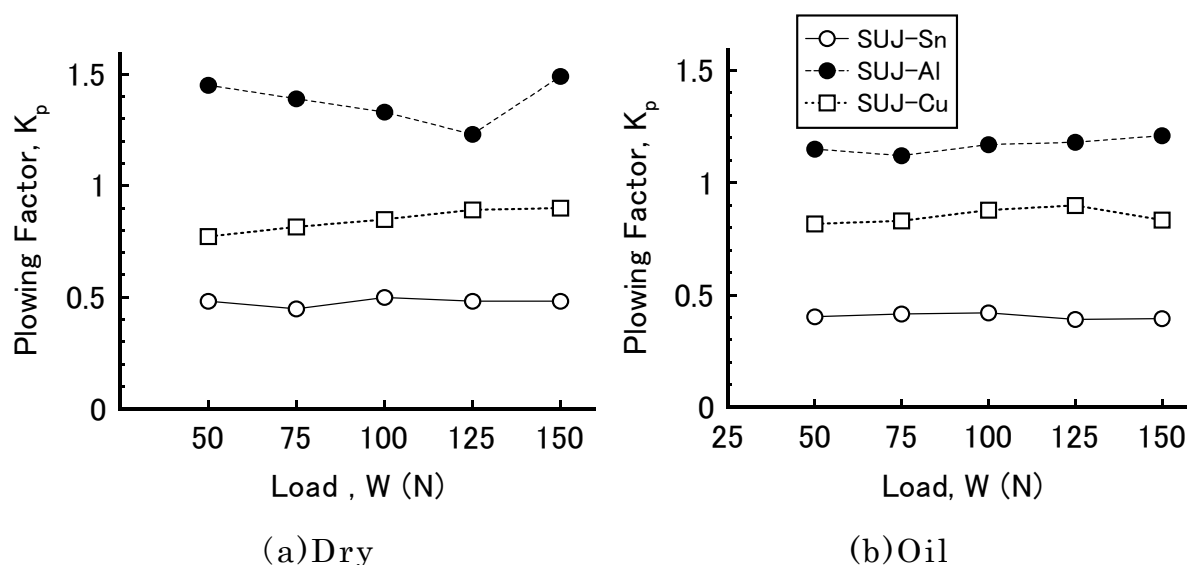


Fig.4-2 掘り起しの項修正係数 K_p の荷重 W に対する変化 (球圧子 SUJ)

示している。これは、Cu の硬度が高いため変形が小さく、Dry, Oil ともに既存酸化膜が破壊されず、いずれにおいても凝着が小さいためと考えられる。

図 4-25 は、摩擦実験後の掘り起し溝形状の測定より求めた溝幅を

(4-17)式に代入して計算より求めた掘り起し摩擦係数 μ_p の荷重 W に対する変化を各材料で比較したものである。Dry, Oil とともに各材料の μ_p は荷重の増加とともにわずかに増加している。この傾向は理論とよく一致しているが、硬度差のかなりある Sn と Al の μ_p 値がほぼ一致している。また、各材料とも Dry と Oil における μ_p の差は小さい。

図 4-26 は、掘り起しの項修正係数 $K_p (= \mu_p / \mu_{pth} : \mu_{pth}$ は理論掘り起し摩擦係数(4-16)式)の荷重 W に対する変化を各材料で比較したものである。Dry における Al を除いて K_p の荷重 W に対する変化は小さく、Sn の K_p はほとんど一定であり、Cu, Al (Oil)の K_p は荷重の増加に対しわずかに増加している。この K_p の増加は荷重による材料の塑性変形が接触部全域に至っていないため考えられる。すなわち、Sn の場合には本実験の荷重域において接触部全域が塑性変形となるが、Al, Cu の場合には塑性変形が接触部全域に至っておらず、荷重増加とともに塑性変形の割合が増加するため、 K_p の値も荷重増加とともに大きくなる。このことは実験後の溝形状は荷重が大きくなるほど圧子形状に近づくことから確認できた。しかし、 K_p の材料間差は大きい。Sn, Cu においては $K_p < 1.0$ となるが、Al においては $K_p > 1.0$ となる。また、Dry と Oil における K_p の値を比較すると、Cu はほぼ同値であるが、Sn, Al においては Dry の方が大きく、その差は Sn においては 0.07 程度と小さいが、Al においては 0.2 以上とかなり大きい。 K_p の値は材料によって大きく異なるが、 μ_p が小さい値となるため、 μ_p の材料間差は小さくなる。

図 4-27 は $\mu_a (= \mu_k - \mu_p)$ の荷重に対する変化を各材料で比較したものである。Dry において μ_a の値は材料によってかなり異なり $Sn > Al > Cu$ の順になっている。特に Cu の μ_a の値は 0.1 より小さくなっているが、これは既存酸化膜の破壊が起こらないため凝着力が小さくなるものと考えられる。 μ_a の荷重に対する変化は小さいが、材料によってやや異なる。Sn の場合、 μ_a の荷重に対する変化はややバラツキが見られるが、傾向的にはほぼ一定と考えられる。Al の μ_a は荷重増加に対しわずかに小さくなるが、Cu は逆にわずかに大きくなる。Oil において μ_a は各材料とも Dry に比べ小さくなり、油による潤滑が凝着力を低下させていることがうか

がえるが、Cu の場合にはその差が非常に小さい。 μ_a の荷重 W に対する変化は小さく、Al の μ_a は荷重に対しほぼ一定を示し、Sn, Cu の μ_a は荷重増加に対しわずかに大きくなっている。

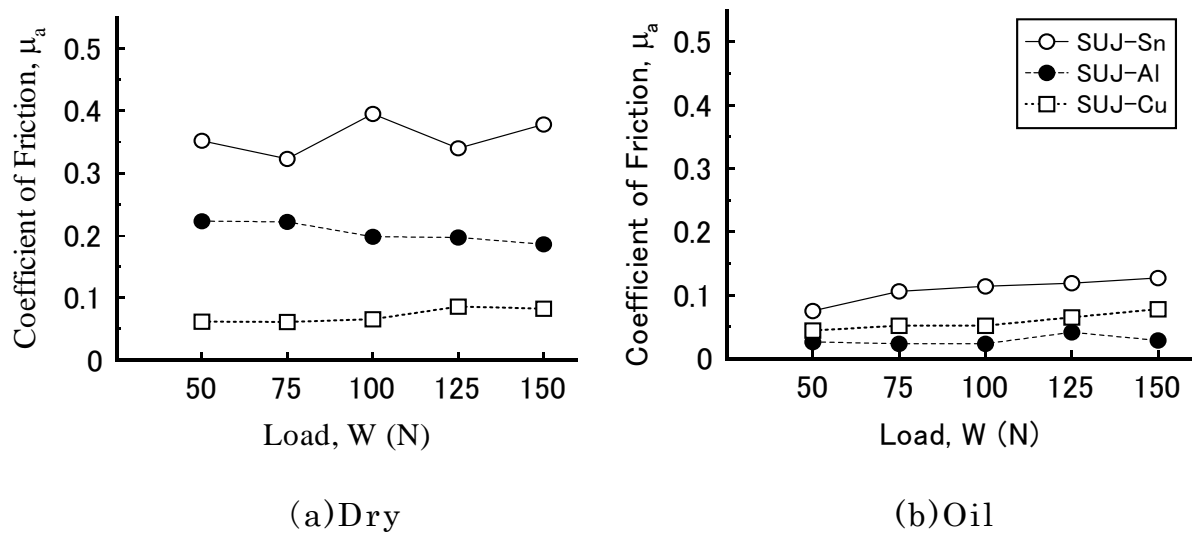


Fig.4-27 凝着摩擦係数 μ_a の荷重 W に対する変化 (球圧子 SUJ)

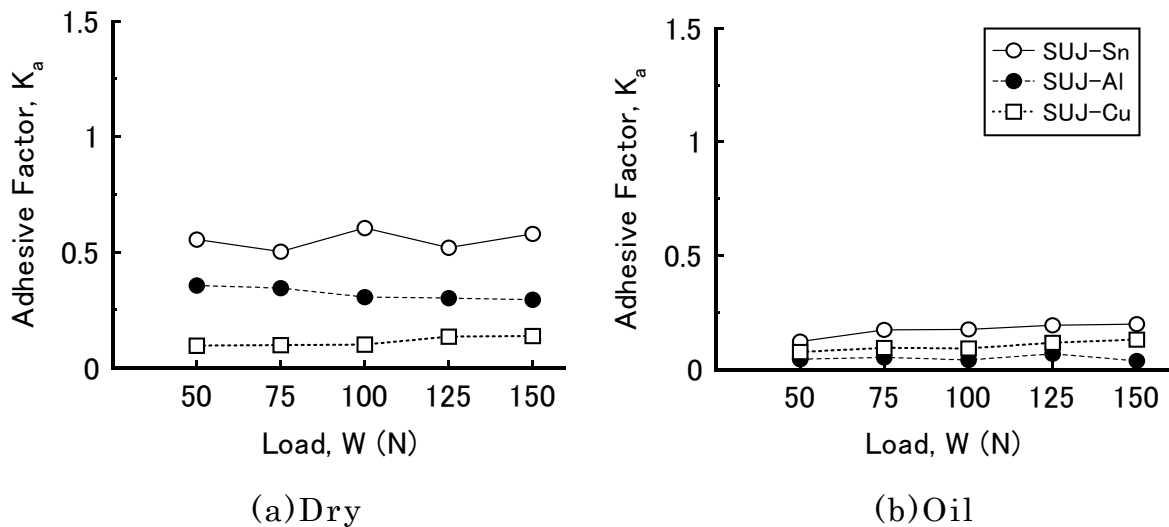


Fig.4-28 凝着の項修正係数 K_a の荷重 W に対する変化 (球圧子 SUJ)

図 4-28 は凝着の項修正係数 K_a ($=\mu_a / \mu_{ath}$, μ_{ath} は理論凝着摩擦係数 (4-18) 式) の荷重 W に対する変化を各材料で比較したものである。 K_a の荷重 W に対する変化は、Dry, Oil とともに μ_a の荷重 W に対する変化と同傾向的にはほとんど同じである。すなわち、Dry, Oil とともに各材料とも K_a の荷重 W に対する変化は小さいが、材料、潤滑状態でわずかに異なり、

Dry において K_a は荷重 W の増加に対して、Sn はほぼ一定、Al はわず
か減少、Cu は逆にわずか増加するが、Oil においては、Sn, Cu はわずか
増加し、Al はほぼ一定となる。また、Dry と Oil で比較すると当然 Oil

(a)Dry

(b)Oil

Fig.4-29 s/p_m の荷重 W に対する変化 (球圧子 SUJ)

の方が K_a は小さく、潤滑効果が表れているが、Cu の場合にはその差は
わずかであり Dry, Oil ともに K_a は小さい。

図 4-29 は接触面におけるせん断応力 s と垂直応力 p の比 s/p の荷重 W
(式 (4-14)～式 (4-20) 参照) に対する変化を示すが、この図においては垂
直応力 p の変わりに軟らかい方の材料の流動圧力 p_m ($p_m=H_v$ ビッカ
ース硬度として使用) を用いている。図からわかるように各材料における
 s/p_m の荷重に対する変化は図 4-27, 28 に示す μ_a , K_a の荷重に対する変
化とほとんど同じ傾向を示す。これは、掘り起し係数 K_p の荷重に対す
る変化が小さいため μ_a , K_a を支配するのが s/p_m になるためである。し
かし、各材料間の μ_a , K_a , s/p_m の関係が変化するのは K_p の値が各材料
で異なるとともに (4-18) 式で示す μ_{ath} が材料の硬度によって異なるため
である。Dry において s/p_m の値が Sn > Al > Cu の順を示す。Sn の s/p_m
が大きいのは、Sn の硬度が小さく、変形が大きくなるため既存酸化膜の
破壊が容易に起こり凝着力が高くなるためである。逆に Cu の s/p_m が小
さいのは、Cu の硬度が大きいため、既存酸化膜の破壊が起きにくく凝
着力が小さいためと考えられるが、荷重増加に対し、 s/p_m がわずかに増

加することから、荷重増加とともに部分的に酸化膜破壊が生じ、その割合も増加するものと考えられる。Al の場合には、摺動距離増加とともに総摩擦係数 μ_k が増加し、激しい凝着へ移行することから、垂直荷重のみでは既存酸化膜の破壊は起こらないが、摺動による酸化膜破壊および凝着力増加が生じ、やがては接触部全域における酸化膜破壊へと移行するものと考えられる。Oil においては各材料とも Dry に比べ s/p_m の値は小さくなっており、油による潤滑効果を示している。しかし、Sn における s/p_m の値はかなり大きい値を示し、荷重の増加とともにわずかに増加している。これは Sn の荷重に対する変形が大きいいため、接触面への油導入性が悪く、金属同士の接触が起こりやすいためと考えられる。Al, Cu における s/p_m の値は小さく十分に油潤滑が行われていると考えられるが、Al に比べ Cu の方が s/p_m はやや大きい値を示すとともに、荷重増加とともに s/p_m がわずかに増加するのは、Cu の硬度が大きいため接触面積が小さく、接触応力が高くなり、部分的に油膜が切れやすいためと考えられ

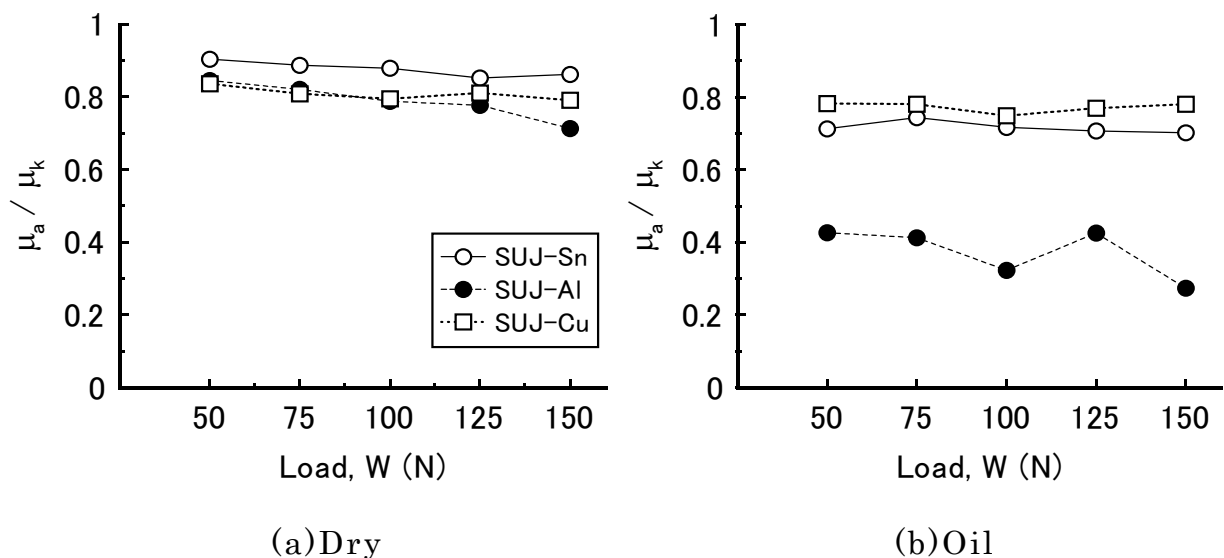


Fig.4-30 μ_a/μ_k の荷重 W に対する変化 (球圧子 SUJ)

る。Al においては油の潤滑が十分にでき、Dry のような既存酸化膜の破壊もなく低い凝着力になる。

図 4-30 は μ_a/μ_k (凝着摩擦係数/総摩擦係数) の荷重 W に対する変化を各材料で比較したものである。Dry において各材料とも荷重増加に対

する μ_a/μ_k の変化は小さいが、わずかに減少傾向にある。この傾向は理論とよく一致する。すなわち、荷重増加に対して凝着摩擦係数 μ_a はほとんど変化しないが、掘り起こし摩擦係数 μ_p がわずかに増加するため、総摩擦係数 $\mu_k (= \mu_a + \mu_p)$ もわずかに増加し、 μ_a/μ_k は逆に減少傾向となる。 μ_a/μ_k の値は各材料とも 0.7 以上を示し、明らかに凝着摩擦がすべり摩擦を支配していることがわかる。特に、Cu における凝着摩擦係数 μ_a は 0.1 以下の小さい値を示すのにもかかわらず凝着摩擦支配となることから、いかに掘り起こし摩擦が小さいかということがわかる。Oil において、荷重増加に対する μ_a/μ_k の変化は Sn, Cu においてはほぼ一定値を示すが、Al は減少傾向を示す。これは、Oil において Sn, Cu の場合には接触部における凝着力が荷重増加とともにわずかに増加し μ_a が増加するが、Al の場合には凝着力が極端に小さく変化しないためである。したがって μ_a/μ_k の値も Sn, Cu においては 0.7~0.8 と大きな値を示し、凝着摩擦がすべり摩擦を支配するが、Al においては 0.3~0.4 とかなり小さく、掘り起こし摩擦の占める割合の方が大きくなっている。これらのことから、油中においても完全な油潤滑状態を保持することは難しく、硬度差のある材料組合せにおいても完全な油潤滑状態にならない限り、すべり摩擦の支配は凝着摩擦になるものと考えられる。

4. 5 総合考察

4. 4 節において、円錐および球圧子を用いたすべり摩擦実験のそれぞれの結果について示し、軟質材料、円錐頂角、潤滑、荷重などの因子が摩擦（凝着摩擦および掘り起し摩擦）および修正係数（ K_a ；凝着の項修正係数、 K_p ；掘り起しの項修正係数）に及ぼす影響について考察を加えながら説明したが、これらの因子の影響は圧子（円錐、球）によってかなり異なっている。そこで、この節においては圧子形状の違い（円錐と球）を考慮に入れながら、軟質平面材と硬質突起のすべり摩擦において、摩擦および修正係数に影響を及ぼす因子について2つの実験結果を通しての総合的な検討および考察を行う。

4. 5. 1 材料（軟質平面材）の影響

本実験では軟質平面材として Al, Sn, Cu（Cu は球圧子モデル実験のみに使用）の3種類を用い、材料の違いがすべり摩擦に及ぼす影響について検討を行った。(4-5), (4-13)式に示す理論式から明らかなように、理論的には材料の硬度(流動圧力)と接触部におけるせん断応力が材料によ

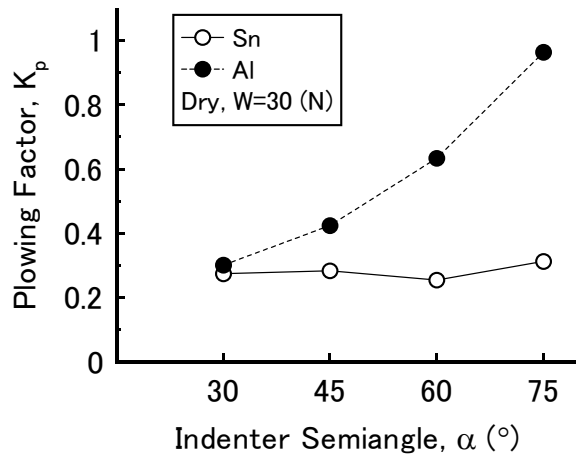


Fig.4-31 掘り起しの項修正係数 K_p と円錐半頂角 α の関係
(円錐圧子の場合)

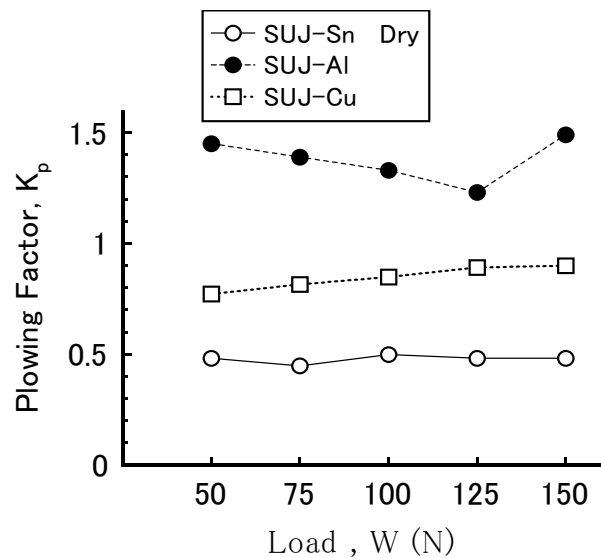


Fig.4-32 掘り起しの項修正係数 K_p と荷重 W の関係
(球圧子の場合)

って異なるため、摩擦係数は材料によって当然ながら異なる。しかし、掘り起しの項修正係数 K_p は材料硬度と荷重より求めた掘り起し溝幅の計算値と実験による溝幅の測定値からそれぞれ求めた掘り起し溝断面積の比である。したがって、掘り起こし溝が材料硬度と荷重によって一義的に決定されるならば材料による K_p の差は表れない。

図 4-31, 32 は本実験より求めた K_p の値を材料で比較したものであるが、 K_p は材料によって大きく異なっている。特に Sn における K_p の値は小さく、硬度と荷重より求めた掘り起こし溝幅に比べ、実際に掘り起こされる溝幅がかなり小さくなることを示している。また、図 4-32 に示すように K_p の円錐半頂角 α に対する変化も Sn と Al とでは大きく異なっている。

図 4-33, 34 は本実験で用いた円錐圧子および球圧子による静止状態での負荷による圧痕投影面積と α および W の関係をそれぞれ示したものである。ここで、 A_{th} は硬度（ビッカース硬度、荷重 9.8N(1kgf), 荷重保持時間 30 秒) と荷重より計算で求めた圧痕の投影面積、A は実験より測定した圧痕投影面積（静止状態で荷重保持時間 30 秒）である。図より

明らかなようにすべり摩擦実験の結果とは異なり、Sn, Alにおける A/A_{th} の差は小さい。すなわち、静止状態と動状態（すべり状態）における変形には違いがあり、材料によってその変形の違いも異なることを示して

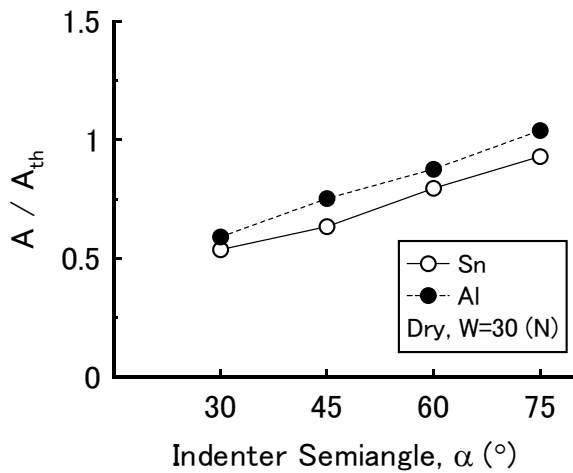


Fig.4-33 A/A_{th} と円錐半頂角 α の関係
(静止状態;円錐圧子)

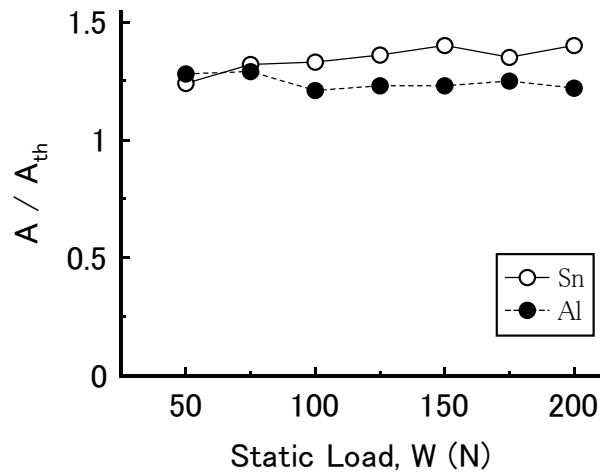


Fig.4-34 A/A_{th} と荷重 W の関係
(静止状態;球圧子)

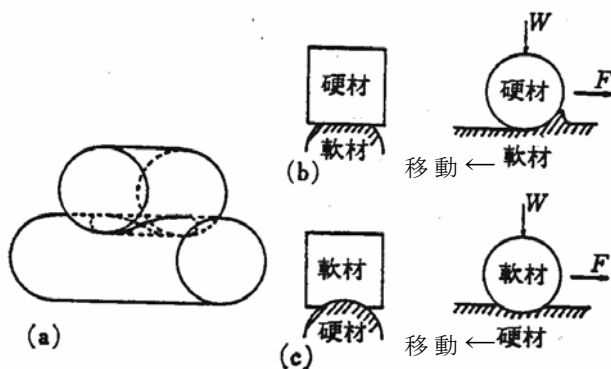


Fig.4-35 円筒試験片の接触モデル

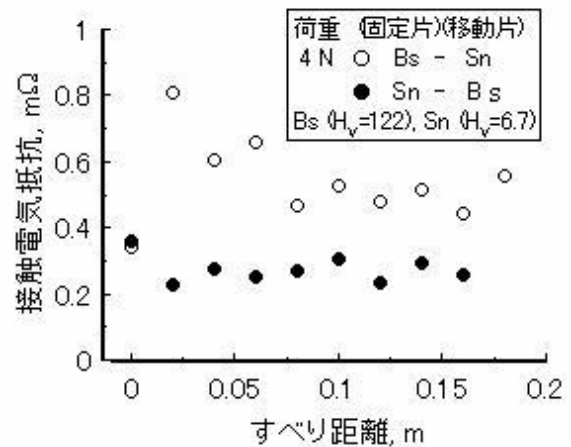


Fig.4-36 移動と接触面変形量
の関係 (Sn-Bs, 4N)

いる。これと同様な現象は著者等が行った硬度差のある材料組合せのすべり摩擦実験でも確認されている^{272)~278)}。図 4-36~41 にその実験における接触モデルと実験結果の一部を示す。

図 4-35(a)に示すように円筒片同士をクロスに接触させ、上部片を固定し、下部片を円筒片の長手方向に移動させる。硬度差のある材料組合

せであるため、上部片、下部片にいずれの材料を使用するかによって (b), (c) で示すように接触状態が異なる。本研究の掘り起し摩擦実験の接

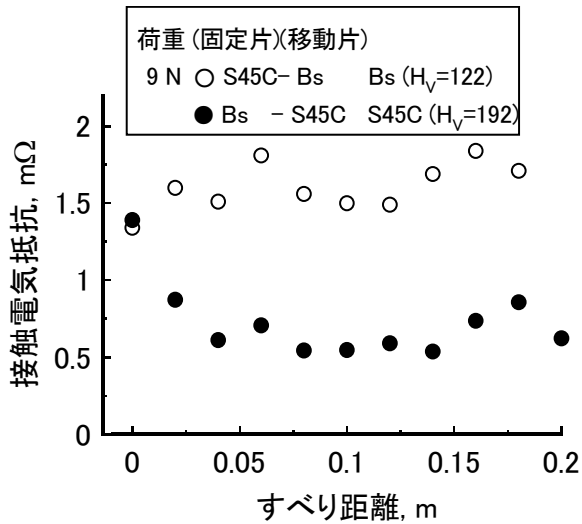


Fig.4-37 移動と接触面変形量の関係
(Bs-S45C, 9N)

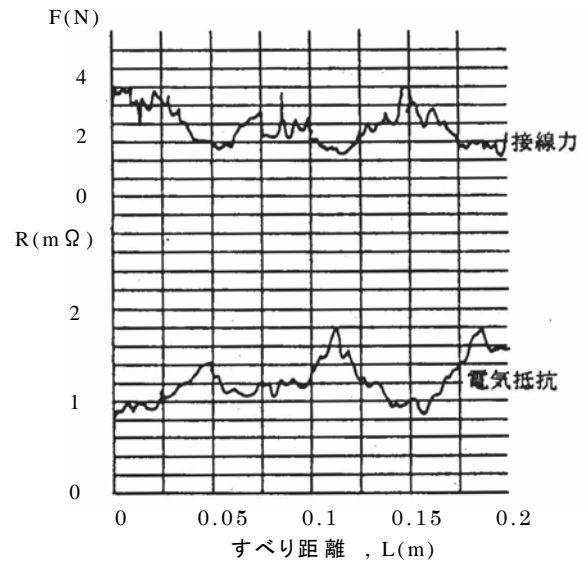
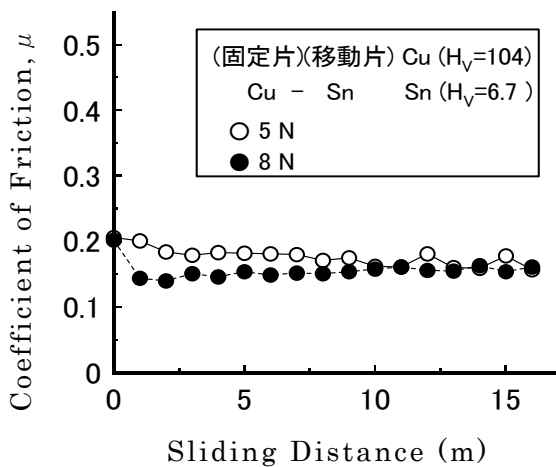
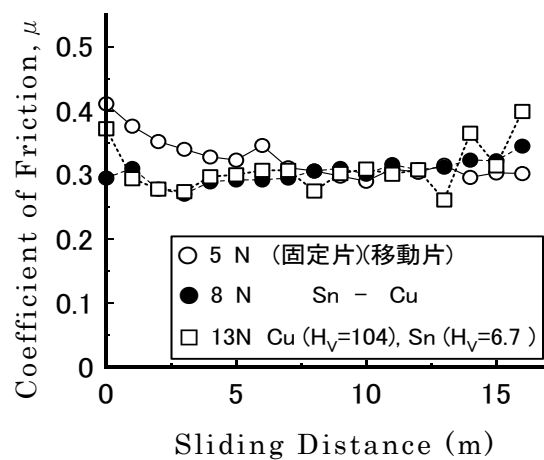


Fig.4-38 接線力と電気抵抗の対応



(a) (b)タイプ



(b) (c)タイプ

Fig.4-39 摩擦係数の摺動に対する変動 (Cu-Sn)

触状態は (b) タイプの場合に相当する。(b) と (c) タイプでは接触面変形量が異なるため接触面積にも差が出る。

図 4-36, 37 は摺動に対する接触面積の変化を接触電気抵抗で測定したものである。電気抵抗は上部片と下部片の接触部を含む並列回路を使

用して測定した。静接触時は当然ながら軟材と硬材の配置とは関係なく接触電気抵抗すなわち接触面積に差はないが、摺動中ではいずれを移動するかによって接触面積に差を生じる。(b)タイプ(軟材移動)では静接触時より摺動中の方が電気抵抗は大きくなる。すなわち静接触時に比べ摺動中の方が接触面積が小さくなる。(c)タイプ(硬材移動)では逆に静接触時に比べ摺動中の方が接触面積は大きくなる。また、図 4-36, 37 から明らかなように静接触時と摺動中の接触面積の差は材料によって異なる。

図 4-38 は摺動中の接線力と接触電気抵抗を記録したチャートである。接線力大と電気抵抗小が対応しており、両者の変動がよく一致している。これから接触面積の増減により摩擦力が変動することが分かる

図 4-39 に同じ材料組合せにおいて、のそれぞれの場合の摩擦係数を示しているが、接触面積の方が(c)タイプより摩擦係数が小さい。この関係は他の材料組合せに

材料	硬度 HK
フェノール樹脂系軸受材	44.6
PTFE 樹脂系軸受材	2.9
PA 樹脂系軸受材	4.8
銅合金系軸受材	94.7

料組合せにおいて、のそれぞれの場合の摩擦係数を示しているが、接触面積の方が(c)タイプより摩擦係数が小さい。この関係は他の材料組合せに

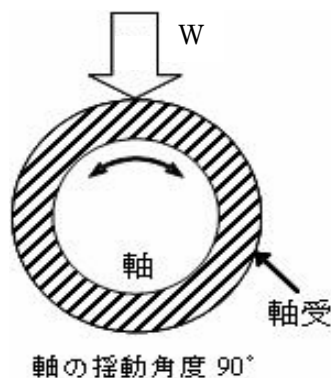


Fig.4-40 軸と軸受の接触状態
(揺動すべり試験)

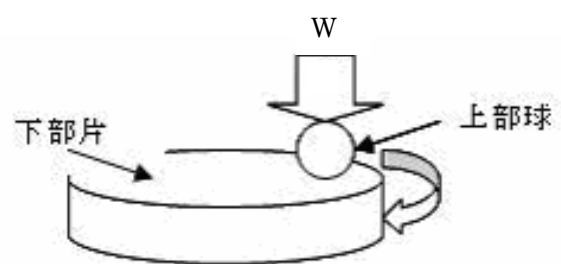


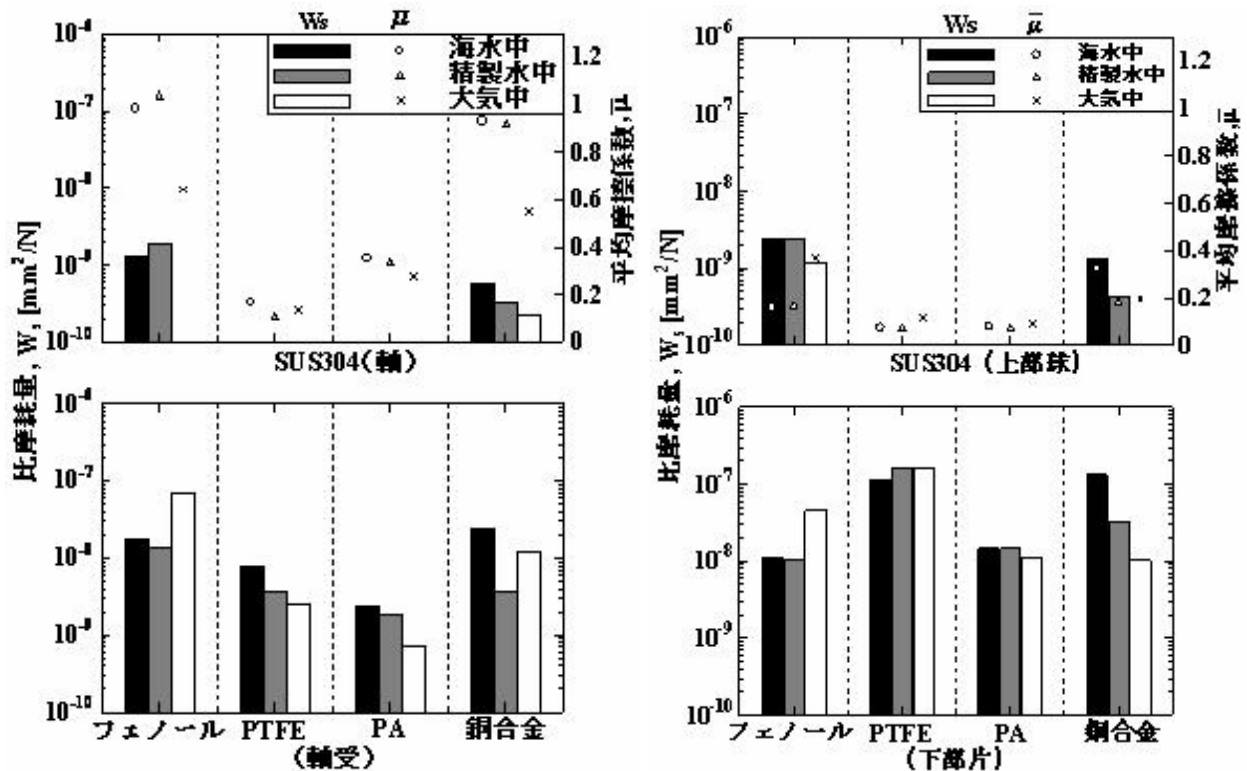
Fig.4-41 球と平板接触状態
(回転すべり試験)

Table 4-5 軸受材硬度

においても見られるが、摩擦係数の値は材料組合せによって異なる。これらの結果は本研究の実験結果とよく一致しており、摩擦に及ぼす材料の影響は大きく、材料によって摩擦が異なることを示している。

また、組み合わせ材料に硬度差がある場合、材料の形状が異なることによる接触状態の違いが摩擦、摩耗に大きく影響を及ぼす。図 4-40(揺動すべり試験)、4-41(回転すべり試験)は軟質軸受材と SUS304 ステンレス鋼(硬度 $H_v=256.5$)の組み合わせで、異なった形状の材料を用いて試験を行ったときのそれぞれの接触状態を示す。Table 4-5 は試験軸受材の硬度を示す。

揺動すべり試験(図 4-42(a))において、フェノール樹脂系軸受材の大気中における比摩耗量は摺動環境の中で最も大きくなっている。一方、PTFE 樹脂系軸受材や PA 樹脂系軸受材の大気中における比摩耗量が摺動環境の中で最も小さい。この様に、摺動環境が各軸受材の比摩耗量に



(a) 揺動すべり試験

(b) 回転すべり試験

Fig.4-42 環境別の比摩耗量と平均摩擦係数

及ぼす影響は異なる。しかし環境別に見てみると軸受材間の比摩耗量の大小関係の順序に大きな差は見られない。すなわち、比摩耗量は PA 樹脂系軸受材が最も小さく、PTFE 樹脂系軸受材、フェノール樹脂系軸受材、銅合金系軸受材の順に大きい。軸 (SUS304) の摩耗は相手材がフェノール樹脂系軸受材または銅合金系軸受材の場合に見られた。平均摩擦係数は PTFE 樹脂系軸受材が低い。

回転すべり試験 (図 4-42(b)) において、軸受材の比摩耗量は、PA 樹脂系軸受材、フェノール樹脂系軸受材、銅合金系軸受材、PTFE 樹脂系軸受材の順に大きく、揺動すべり試験の結果とは異なる。また、比摩耗量に及ぼす摺動環境の影響も揺動すべり試験とは異なった結果を示す。上部球の摩耗は揺動すべり試験と同じように相手材がフェノール樹脂系軸受材および銅合金系軸受材の場合に見られる。平均摩擦係数は PTFE 樹脂系軸受材および PA 樹脂系軸受材が 0.1 程度の低い値を示している。摺動環境による摩擦・摩耗の違いについて見てみると、2 つの試験とも

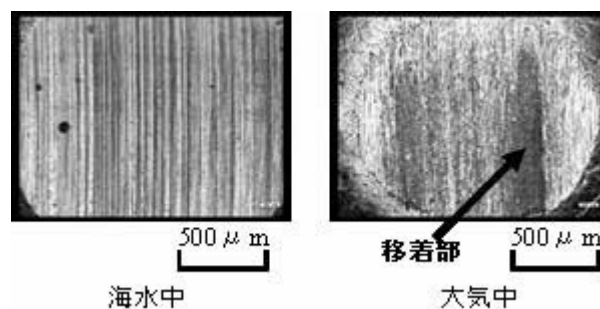


Fig.4-43 球摺動部表面写真

(回転すべり試験、相手材：フェノール樹脂系軸受材)

フェノール樹脂系材料は水環境下に比べ大気中のほうが軸受の比摩耗量が大きく、相手材の比摩耗量が小さいという結果になっている。

図 4-43 は回転すべり試験後の上部球(SUS304)の摺動部表面写真であるが、大気中で試験を行なった場合、上部球に下部片の摩耗粉が移着し

ているのが分かる。この移着現象が上部球側の摩耗を減少させたと考えられる。銅合金系軸受材の比摩耗量は精製水中および大気中に比べ海水中の方が大きく、平均摩擦係数も同様の傾向を示していることから、海水中では腐食摩耗と機械的摩耗の相乗作用により摩耗が増加したものと考えられる。

図 4-42 で樹脂系軸受材料の比摩耗量について着目すると、揺動すべり試験では海水中の比摩耗量が精製水中の比摩耗量よりも大きくなっているが、回転すべり試験では両者の差はほとんど見られない。この原因としては、揺動すべり試験では軸の接触面が海水にさらされるため腐食が進行しやすいのに対し、回転すべり試験では上部球の接触部が常に接触しているため腐食が進行しにくいことがあげられる。即ち、揺動すべり試験では回転すべり試験に比べて軸の腐食が軸受材の摩耗に影響を与えたと考えられる。また揺動すべり試験では、摩擦が高く摩耗が小さいことから、アブレシブ摩耗よりも凝着摩耗が主に発生したと推測される。2つの試験では接触面圧および接触形状が大きく異なり、円筒と軸の接触の揺動すべり試験に比べ、接触面圧が高くなる球と平面の接触の回転すべり試験では、軸材と軸受材の硬度差および接触形状が摩耗に大きく影響することが考えられる。すなわち、硬い上部球が軟らかい下部片に強く押し込まれた形となり、掘り起しが発生し、アブレシブ摩耗により摩耗量を増加させたと推測される。硬度が低い PTFE 樹脂系材料や PA 樹脂系材料について 2つの試験結果を比較すると、回転すべり試験の方が比摩耗量が大きくなっておりアブレシブ摩耗による摩耗量の増加が顕著に現われたと考えられる。また、全体的な傾向として回転すべり試験の方が摩擦係数が小さくなっている。これは接触機構の違いに起因し、円筒と軸の接触に比べ球と平面の接触の方が接触面積が小さくなることにより摩擦係数も小さくなると考えられる。

上述したように接触状態の違いにより各材料の摩擦・摩耗特性に差が見られる。これは単に接触状態が線接触と点接触であるという違いだけにとどまらず、接触面への海水の流入、接触面の温度上昇、摩耗粉の移着および離脱等に差を生じ、これら多くの要因が絡み合い各材料の摩

擦・摩耗特性の差に繋がったと考えられる。

図 4-44 は荷重保持時間と圧痕径の関係を調べるためビッカース硬度計を用いて各材料 (Sn, Al, Cu) の圧痕径を荷重保持時間を変化させて測定した結果を示している。ここで、 A_{30} , A_t は荷重保持時間が 30 秒および任意の時間における圧痕の投影面積をそれぞれ示しており、負荷荷重は 9.8N(1 kg f) である。Al, Cu における A_t/A_{30} の時間に対する変化はほとんどなく、その値はほぼ 1.0 を示している (ただし、Cu の場合には時間が 10 秒以内において時間が短くなるにつれ A_t/A_{30} はやや減少傾向と

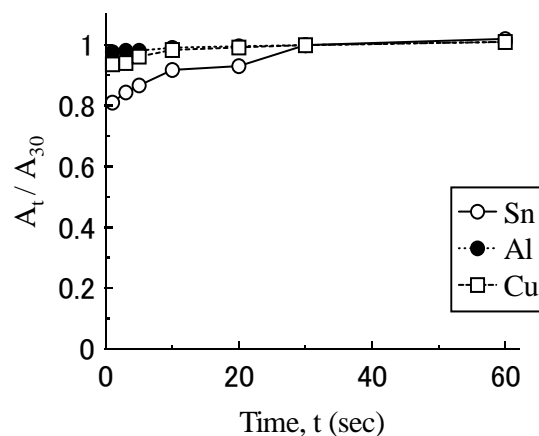


Fig.4-44 A_t/A_{30} の時間に対する変化

なる。) が、Sn においては時間が 30 秒以内において時間が短くなるほど A_t/A_{30} は減少し、1 秒においてはその値も 0.8 と Al, Cu に比べかなり小さくなっている。したがって、すべり摩擦においては接触時間(荷重保持時間)が非常に短く、材料によって掘り起こし係数 K_p が異なるのはこの現象すなわち変形速度の相違によるところが大きいと考えられる。

凝着の項修正係数 K_a は接触部のせん断応力を含むため当然材料によって異なる(接触部の凝着力は材料によって異なる)が K_a と K_p は相関性があるため(K_p の変化は接触面積の変化を意味し、接触面積の変化は K_a の変化を伴う)材料の K_p の影響も大きい。したがって、すべり摩擦においては凝着摩擦が支配的であるため、材料間の凝着力が摩擦に及ぼす影響は大きい。材料の変形すなわち掘り起こし係数 K_p の凝着摩擦に及ぼす影響も大きいため、材料による摩擦特性は凝着力のみならず材料の変形特性の影響も大きく受ける。

4. 5. 2 圧子形状の影響

摩擦係数の理論式（(4-5), (4-13)式）からわかるように圧子の種類によって式は異なるとともに、円錐においては円錐頂角、球においては球径によって摩擦係数は変化する。すなわち、摩擦係数は圧子形状の影響を受け、特に掘り起こし摩擦に及ぼす圧子形状の影響は大きい。本実験においても圧子形状の摩擦に及ぼす影響は傾向的には理論と同じ結果があらわれた。しかし、圧子形状の摩擦に及ぼす影響は複雑で、軟質材料、潤滑状態、圧子の種類等で異なった実験結果を示した。

図 4-33 に示すように、 A/A_{th} (静止状態) は円錐圧子の半頂角 α の増加とともに S_n, A_l ともに直線的に増加し、 A/A_{th} の値も S_n, A_l で大差はない。しかし、図 4-31 に示すように K_p (すべり状態) は α の増加に対し、 A_l の場合は A/A_{th} と同様に直線的に増加するが、 S_n の場合はほぼ一定値を示す。また、 A/A_{th} 値と K_p 値を比較すると、 A_l では K_p より A/A_{th} がわずかに大きく α が小さいほどその差は大きくなるが、 S_n では A/A_{th} が K_p よりかなり大きく A_l とは逆に α が大きくなるほどその差は大きくなる。

図 4-32, 34 に示すように球圧子の場合、 A/A_{th} おとび K_p は荷重の増加に対し S_n, A_l ともにほぼ一定値を示すが、 A/A_{th} 値と K_p 値を比較すると A_l では A/A_{th} より K_p がやや大きく、 S_n では逆に A/A_{th} が K_p よりかなり大きく、 A/A_{th} 値は S_n の方が A_l よりわずかに大きく、 K_p 値は逆に A_l の方が S_n よりかなり大きくなっている。円錐圧子と球圧子における A/A_{th} 値、 K_p 値を比較すると S_n, A_l ともに球圧子の方が円錐圧子の時より大きくなっている。すなわち、圧子形状の材料変形に及ぼす影響は接触状態（静止、すべり状態）、材料によって大きく異なる。

また、油中における摩擦においては圧子の形状が接触面への油導入性に影響を及ぼす。円錐圧子と球圧子を比較すると油導入性は球圧子がよく、したがってドライと油中における凝着摩擦係数の差は球圧子の方が大きい。 A_l においては円錐頂角の油導入性に及ぼす影響は大きく、円錐半頂角 α が大きくなるにしたがって油導入性は良くなるが、 α が小さい

時はドライと油中における凝着摩擦係数の差はほとんどない。しかし、Snにおいては油導入性に α の影響はほとんど見られない。すなわち、油中における摩擦面への油導入性に圧子形状は影響を及ぼし、材料の変形が大きくなる形状ほど油導入性を悪化させるが、変形は材料硬度が大きく影響するため材料によって油導入性に及ぼす圧子形状の影響は異なる。

4. 5. 3 潤滑の影響

油中における摩擦係数はドライに比べ一般的に小さくなる。これは、接触面内へ油が導入されることによる固体間の凝着力低下が主要因である。したがって、接触面内への油導入性が大きく摩擦を左右する。本研究の実験においても潤滑の効果は見られ、油中の方がドライに比べ摩擦係数は低く、当然ながら凝着係数 K_a は油中の方が小さくなっている。しかし、前項（圧子形状の影響）で述べたように材料、圧子形状（円錐、球）および円錐頂角などが油の導入性に影響を及ぼし、潤滑の摩擦に及ぼす影響はこれらの条件によって異なる。

潤滑の摩擦に及ぼす直接的影響は、接触面間の油による固体間の凝着力（せん断応力）の低下による摩擦低下であるが、凝着力（凝着摩擦）の変化が固体の接触状態（接触面積）や接触面の変化（既存酸化膜の破壊等）に影響を及ぼすため潤滑の摩擦に及ぼす間接的影響もある。本実験において、掘り起しの項修正係数 K_p の値は油中よりも凝着力の高いドライの方が大きくなる傾向を示し、凝着力の増加は接触面積（塑性変形）を増加させると考えられる。ただし、円錐圧子を用いた Sn と球圧子を用いた Cu の場合には、油中とドライにおける凝着力の差が小さかったこともあるが、 K_p の値には潤滑による差がほとんど見られなかったことから、凝着力変化と接触面積変化の関係は材料、圧子形状などによって異なるものと考えられる。凝着力増加による K_p の増加（接触面の増加）は、接触面における材料流動による圧子の引き込み（接触面における $\mu \cdot w$ の深さ方向への成分^{266), 268)}、 $\mu \cdot w$ は接触面におけるせん断力）およびせん断応力増加による塑性変形増加（降伏条件の式より²⁷⁹⁾）などが考えられる。また、金属表面には酸化膜が存在し、摩擦に大きな影

響を及ぼす。一般に、酸化膜は母材に比べ低い凝着性を示すため、表面に酸化膜が存在する場合の凝着摩擦は低くなる。本実験においても酸化膜の有無が摩擦係数に大きな差を生じたケースが見られた。球圧子を用いた Al の場合、ドライにおいては酸化膜破壊が生じ高い摩擦係数を示したが、油中においては酸化膜破壊がなく極端に低い摩擦係数を示した。すなわち、油の摩擦に及ぼす直接的影響である接触面の凝着力低下が、酸化膜の保持に寄与した例である。潤滑の摩擦に及ぼす影響は条件により異なり複雑で、本実験の Cu のように潤滑の摩擦に及ぼす影響がほとんど現れないこともある。

4. 5. 4 荷重の影響

本実験における荷重の摩擦係数に及ぼす影響は、他の因子（材料、圧子形状、潤滑）に比べ小さいが、他の因子と同様に条件によって異なり複雑である。全体的には荷重の増加に対し摩擦係数は増加する傾向にある。

球圧子における摩擦係数は、理論式からわかるように理論的には荷重の増加に対し大きくなる。本実験における結果もこの傾向とよく一致し、掘り起こし係数 K_p および凝着の項修正係数 K_a も条件によって異なっているが、荷重の増加に対しわずかに増加する傾向が見られる。これは、荷重増加により破壊される既存酸化膜の増加、接触面への油導入性の悪化および塑性変形の増加（特に Cu の場合には弾性変形がかなり含まれているため）などによるものと考えられる。円錐における摩擦係数の理論式には、荷重の項は含まれないにも係わらず球圧子以上に荷重の影響が表れており、その影響は Al の方が Sn よりも大きくまた円錐頂角や潤滑によってもその影響は異なっている。荷重の摩擦係数に及ぼす影響は、円錐圧子においても球圧子と同様に油の導入性、既存酸化膜の破壊などが荷重によって異なるためと考えられるが、円錐圧子における変形は球圧子に比べ大きくなるため荷重と変形、変形と油導入性および酸化膜破壊と凝着性などの摩擦に及ぼす影響が球圧子以上に大きくなり、円錐圧子における荷重変化に対する摩擦係数の変動は球圧子以上に条件によっ

て異なるものと考えられる。

4. 6 まとめ

硬質突起を円錐および球にモデル化した単一圧子による軟質平面材の掘り起し摩擦実験を行い、NUM P.SUH 等の摩擦係数の理論式²⁷¹⁾を補正する修正係数（掘り起しの項修正係数 K_p 、凝着の項修正係数 K_a ）を導入した修正式を用いて K_p 、 K_a を求め、これらの係数に影響を及ぼす因子について検討を行い、各摩擦係数（総摩擦係数 μ_k 、掘り起し摩擦係数 μ_p 、凝着摩擦係数 μ_a ）の解析を行った。本実験において摩擦に影響を及ぼす主要因子は軟質材料の種類、圧子形状、潤滑油および荷重である。各因子の摩擦に及ぼす影響の機構的な部分は異なっているように思えるが、前節で述べたように各因子の作用には相関性があり、各因子の摩擦に及ぼす影響は条件によって複雑に変化する。しかし、各因子の摩擦に及ぼす影響の定性的傾向および度合いは本実験である程度明らかになり、提示した摩擦の修正式を使用して掘り起し摩擦の摩擦係数を予測することが十分に可能であることが明らかになった。

実験結果の解析により明らかになった主だったことを示すと以下のようになる。

- 1) 掘り起しの項修正係数 K_p は材料によって異なる。この主原因としては、負荷に対する材料の変形速度が材料によって異なるためと考えられる。
- 2) 掘り起しの項修正係数 K_p は圧子形状によって異なるが、 K_p の圧子形状による相違は材料によって異なる。
- 3) 接触面の凝着力増加は凝着の項修正係数 K_a だけでなく掘り起しの項修正係数 K_p も増加させる。
- 4) 掘り起しの項修正係数 K_p と凝着の項修正係数 K_a には相関性がある。
- 5) 凝着の項修正係数 K_a は材料、圧子形状、潤滑の影響を大きく受ける。
- 6) 凝着摩擦に比べ掘り起し摩擦は小さく、すべり摩擦においては凝着

摩擦が支配的である。

- 7) 油中において接触面内への油導入性は材料、圧子形状によって異なり、硬質材に比べ軟質材、球圧子に比べ円錐圧子の方が油導入性は悪い。
- 8) 荷重の摩擦に及ぼす影響はあまり大きくはないが、圧子形状、材料によって異なり、球圧子に比べ円錐圧子、Sn に比べ Al の方が荷重の摩擦に及ぼす影響は大きい。
- 9) 単一突起による上述の結果は一般的多数突起によるアブレシブ摩耗の摩擦・摩耗にも十分に適用できると考えられる。

第5章 まとめ

アブレシブ摩耗が発生する摺動条件下において摩擦・摩耗を定量的に推定するには、アブレシブ摩耗における摩擦・摩耗機構およびそれらに影響を及ぼす因子の推定と影響度合いなどを明らかにする必要がある。本研究では、実験的にこれらを明らかにするために第3章、第4章に述べたように実験およびその解析を行った。その結果をまとめると以下のようになる。

1) 摺動面間へのアブレシブ粒子の導入

3元アブレシブ摩耗においては、摺動する固体接触面間へのアブレシブ粒子の導入量が摩耗量を大きく支配する。特に、アブレシブ粒子の混入濃度が低い流体中では、接触面間への粒子導入性は摩耗を決定づける重要因子の一つとなる。粒子導入性は荷重、す

べり速度、粒子の大きさおよび形状、粒子と固体面における摩擦係数、固体の変形能（硬度、弾性係数）などにより変化し、荷重および粒子径の増大による導入性の悪化は顕著である。

2) アブレシブ粒子の埋め込み層形成

硬度差のある摺動材組み合わせにおける摩擦では、一般には低硬度材が主に摩耗するが、3元アブレシブ摩耗においては粒子の低硬度材への埋め込み層が形成され、埋め込み粒子による高硬度材のアブレシブ摩耗が増加する。埋め込み層は硬度差の大きい材料組み合わせほど形成され易い。埋め込み層の形成は粒子の大きさおよび形状、組み合わせ材の硬度差、荷重、低硬度材の粒子保持力、粒子と高硬度材の凝着性等によって異なる。

3) アブレシブ材と被削材の凝着

2元アブレシブ摩耗において、アブレシブ材と被削材の凝着性が摩擦・摩耗に大きく影響を及ぼす。すなわち、すべり摩擦係数は一般には凝着摩擦が支配するが、凝着力が小さい時には掘り起こしおよび切削抵抗が摩擦係数を支配する。また、アブレシブ材と被削材の凝着が強くなると、被削材および摩耗粉のアブレシブ材への移着が増加し、アブレシブ材の目づまり等により摩耗量は減少する。特に、同一面の繰り返し摺動の場合には、移着の摩擦・摩耗に及ぼす影響は大きい。

4) 摩耗と硬度の関係

アブレシブ摩耗においても $W_s \cdot H = \text{const.}$ (W_s :比摩耗量、 H :押し込み硬さ)の経験則は成立しないことが多い。すなわち、アブレシブ摩耗は材料硬度だけで支配されるのではなく、多くの因子（例えば、材料の延性、凝着性等）が摩耗に影響を及ぼす。したがって、摩耗量を推定するには、各摺動条件において摩耗を支配する因子を見出すことが重要となる。

5) 軟質材の動的変形特性

軟質材料に硬質突起を押し付けた時の変形量は、一般には、軟質材料の硬度と押し付け荷重により決定される。しかし、これは静

的狀態で十分な負荷時間を掛けた時に成立するもので、負荷に対する変形速度（動的変形特性）は材料、硬質突起形状によって異なるため、摺動時の軟質材変形にそのままでは適用できない。変形量、接触面積は摩擦・摩耗を支配する主要因子であることから、摩擦・摩耗を推定するには軟質材の動的変形特性を計算式に導入する必要がある。

6) 硬質突起（アブレシブ粒子）の形状

軟質材面上を硬質突起が摺動する場合、掘り起し量、接触面積は突起形状により異なる。このことは従来の摩擦・摩耗の式にも導入されているが、さらに本研究の結果より、掘り起し量および接触面積と突起形状の関係は軟質材の種類によっても異なることが明らかとなり、従来の式を修正する必要がある。また、3元アブレシブ摩耗において、アブレシブ粒子の軟質材への埋め込み層形成および接触面への粒子の導入性には、粒子による軟質材の変形が大きく影響する。したがって、硬度差のある材料組み合わせにおける3元アブレシブ摩耗では、変形に及ぼす突起形状と軟質材の関係は摩耗量を支配する重要な因子となる。

7) 組み合わせ材料間の凝着性

摩擦における凝着摩擦の占める割合は大きく、組み合わせ材料間の凝着性は摩擦を支配する。しかし、接触面積および硬質材（圧子）の軟質材への押し込み量は接触面に接線力が加わると増加し、その増加量は材料で異なる。したがって、摩擦を推定するには、組み合わせ材料間（硬質材と軟質材）の凝着性および凝着力とともに軟質材の降伏条件（垂直応力とせん断応力）、変形性、流動性などを考慮する必要がある。

8) 修正係数 K_p , K_a を導入した修正式

従来の摩擦の式の掘り起しの項と凝着の項にそれぞれ修正係数 K_p , K_a を導入した修正式を提示した。また、掘り起しの項修正係数 K_p と凝着の項修正係数 K_a には相関性がある。本研究により、 K_p , K_a は軟質材料、硬質圧子の形状、潤滑状態など多くの因子に

影響を受け変化するが、変化の定性的傾向および度合いもある程度明らかになった。本研究で求めた K_p , K_a は極一部の条件によるものであるが、各因子の K_p , K_a に及ぼす影響を理論、実験の両面から解析することで K_p , K_a は推定でき、この修正式を用いて摩擦係数は推定可能と思われる。

本研究では、アブレシブ摩耗における摩擦・摩耗の機構およびそれらに影響を及ぼす主要因子の挙動、相互作用などを明らかにすることができ、アブレシブ摩耗における摩擦・摩耗を定量的に推定する際に必要とされる根拠を与えた。

謝辞

本論文を終えるに当たり、本研究の遂行に当たって常に御指導、御鞭撻を賜りながらも、本論文の完成を待たず永眠されました長崎大学教授 故川添 強先生に衷心より感謝の意を表します。

本研究は筆者が長崎大学工学部に着任以来継続して行ってきたテーマで、このテーマを与えて下さいました長崎大学名誉教授 浦 晟先生には研究者、教育者そして人間としての全ての事について御指導を頂きました。本論文の完成は浦 晟先生の御指導、御鞭撻によるものと先生に心より深く感謝の意を表します。

本論文をまとめるに当たり、長崎大学教授 今井 康文先生には突然の依頼にも拘らず主査をお引受け頂くとともに多大な御指導を賜り心より感謝の意を表します。副査をお引受け頂きました長崎大学教授 吉武

裕先生、植木 弘信先生、林 秀千人先生には多大な御指導を頂き心より感謝致します。

長崎大学教務員 森高 秀四郎先生には試験機、試験片の製作をはじめ多くの助言を頂くとともに多方面からご協力頂き心より感謝致します。また、長崎大学講師 奥村 哲也先生には多くの助言を頂きました。ここに感謝の意を表します。

本研究は長期間の実験的研究のため、長崎大学工学部の実習工場の職員の方々、設計システム学研究室の修了生・卒業生の皆様には多大なるご協力を頂きました。心から感謝申し上げます。

本研究を遂行するに当たり、機械システム工学科の職員の皆様には多くの助言を頂きました。心より感謝申し上げます。

参考文献

- 1) 日本潤滑学会編：潤滑ハンドブック（養賢堂，1978） p1～2
- 2) 曾田範宗：摩擦と潤滑（岩波書店，1954） p88～92
- 3) 桜井俊男：潤滑の物理化学（幸書房，1978） p2～4
- 4) 日本潤滑学会編：潤滑ハンドブック（養賢堂，1987） p28
- 5) 曾田範宗：摩擦の話（岩波書店，1971）
- 6) 文献 5) p132～133
- 7) 文献 1) p44
- 8) F.P.BOWDEN & D.TABOR（曾田範宗訳）：固体の摩擦と潤滑（丸善，1961） p227
- 9) 文献 8) p208～209
- 10) J.HALLING（松永正久訳）：トライボロジー（近代科学社，1984） p352～356

- 11) 文献 8) p240
- 12) D.TABOR : THE HARDNESS OF METALS (THE CRARENDON PRESS, OXFORD, 1951) p44~52
- 13) K.L.JOHNSON : CONTACT MECHANICS (CAMBRIDGE UNIVERSITY PRESS, 1985) p84~105
- 14) A.D.SARKAR : Friction and Wear (ACADEMIC PRESS, 1980) p1105~1108
- 15) 文献 8) p11
- 16) 文献 12) p46~47
- 17) 文献 12) p8~10
- 18) 文献 8) p13~14
- 19) 文献 8) p14
- 20) 文献 8) p15~16
- 21) 文献 8) p18
- 22) 文献 10) p222~342
- 23) 文献 1) p99~192
- 24) A.CAMERON : Principles of Lubrication (Longmans, 1966)
- 25) 曾田範宗 : 軸受 (岩波書店, 1964)
- 26) 畠中清史、田中正人、鈴木健司 : 日本機会学会論文集 (C編), 65, 636(1999) p3395~3400
- 27) 和田稲苗、林洋次 : 日本機会学会論文集, 32, 287 (1970) p1194
- 28) 橋本巨 : トライボロジスト, 43, 1 (1998) p15~20
- 29) 森誠之 : 潤滑, 33, 8 (1988) p585~590
- 30) 広中清一郎 : 潤滑, 29, 7 (1984) p499~501
- 31) 末高治 : 潤滑, 30, 5 (1985) p317~322
- 32) 中島耕一 : 潤滑, 33, 8 (1988) p597~602
- 33) 宮川行雄 : 潤滑, 12, 2 (1967) p47~55
- 34) K.H.HABIG et al. : Wear, 22 (1972) p373
- 35) 森誠之 : トライボロジスト, 42, 9 (1997) p683~688
- 36) 文献 8) p178

- 37) 益子正文：トライボロジスト， 40， 12 (1995) p1015～1020
- 38) 文献 8) p208～210
- 39) 文献 8) p172
- 40) 文献 8) p196
- 41) 松永利昭：潤滑， 20， 5 (1975) p348～354
- 42) 西村允：潤滑， 30， 5 (1985) p323～328
- 43) 平塚健一、菅原淳：トライボロジスト， 34， 11 (1989) p799～806
- 44) 松原清：トライボロジー (産業図書， 1981) p45
- 45) 加藤 ほか：日本機械学会誌， 75 (1972) p865
- 46) 文献 5) p59
- 47) 浦風和裕 他 2 名：トライボロジスト， 41， 3 (1996) p263～270
- 48) 土田美廣：日本潤滑学会第 33 期春季研究発表会予稿集， C・3 (1989)
p129～130
- 49) 曾田範宗、河野彰夫：潤滑， 22， 1 (1977) p17～20
- 50) N.GANE, P.F.PFAELZER AND D.TABOR：Proc. R. Soc. Lond., A340 (1974) p509
- 51) 日本金属学会編：金属便覧 (丸善, 1971) p880
- 52) 浦晟、中嶋明：トライボロジー会議予稿集 (東京) 1992-5 (1992) p91～94
- 53) 千田哲也 他 2 名：トライボロジー会議予稿集 (東京) 1992-5 (1992) p95～98
- 54) K.MIYOSHI AND D.H.BACKLEY：Tribology in the 80's, I (NASA)(1983) p296～298
- 55) 加藤康司：トライボロジスト， 40， 1 (1995) p38～41
- 56) 吉田彰 他 4 名：トライボロジスト， 41， 10 (1996) p836～843
- 57) F.P.BOWDEN & D.TABOR：Friction and Lubrication of Solid (Clarendon Press, 1954)
- 58) 萱場孝雄：潤滑， 19， 2 (1974) p117～124

- 59) 森勇蔵、遠藤勝義：トライボロジスト， 37， 5 (1992) p349～356
- 60) 森勇蔵、遠藤勝義：トライボロジスト， 37， 10 (1992) p806～812
- 61) 大前伸夫：潤滑， 30， 5 (1985) p300～305
- 62) 小山三郎：トライボロジスト， 34， 9 (1989) p648～652
- 63) 竹山秀彦：潤滑， 12， 2 (1967) p56～64
- 64) DONALD H.BUCKLEY：Tribology in the 80's, I (NASA) (1983)
p19～44
- 65) J.FERRANTE, J.R.SMITH AND J.H.ROSE：Tribology in the
80's, I (NASA) (1983) p143～163
- 66) F.T.BARWELL：Bearing Systems(Principles and Practice)
(Oxford University Press, 1979) p103～125
- 67) 妹尾允史：トライボロジスト， 34， 6 (1989) p412～415
- 68) 妹尾允史：トライボロジスト， 34， 7 (1989) p490～494
- 69) D.TABOR：Proc.Roy.Soc. A212 (1952)
- 70) P.J.ALISON & J.WILMAN：Brit. J. Appl. Phys., 15 (1964)
p281
- 71) K.YAMADA, J.KAGAMI, T.HATAZAWA & M.SATO：J. JSLE,
26 (1981) p59
- 72) 榎本祐嗣：日本潤滑学会研究発表会予稿集 (九州), B・15 (1983)
- 73) 角田和雄：トライボロジスト， 39， 11 (1994) p995～999
- 74) 角田和雄：トライボロジスト， 42， 7 (1997) p590～595
- 75) 笹田直、野呂瀬進、志村好男、諸橋博：潤滑， 20， 10 (1975) p712
- 76) 平塚健一：フェログラフィ研究会第2回シンポジウム予稿集(修善
寺) (1988) p1
- 77) 平塚健一、古暮雅郎、中野隆、笹田直：トライボロジスト， 37， 10
(1992) p870～873
- 78) 文献 8) p84～85
- 79) H.ERNS & M.E.MERCHANT：Proc. Conf. Friction and Surface
Finish M.I.T.(1940) p76
- 80) 久門輝正：日本機械学会論文集， 35， 273 (1969) p1093

- 81) K.KOMVOULOS, N.SAKA AND N.SUH : Jour. of Tribology Trans., ASME (1986)
- 82) T.TZUKIZOE AND T.SAKAMOTO : Bulletin of the JSME, 18, 115 (1975) p65
- 83) 石塚鎮夫、江上登 : 潤滑, 22, 1 (1977) p45~52
- 84) 石塚鎮夫、江上登 : 潤滑, 22, 3 (1977) p199~206
- 85) 石塚鎮夫 : 潤滑, 22, 10 (1977) p669~676
- 86) 石塚鎮夫 : 潤滑, 24, 10 (1979) p682~687
- 87) 石塚鎮夫 : 潤滑, 25, 2 (1980) p80~86
- 88) 石塚鎮夫、生田厚司 : トライボロジスト, 44, 3 (1999) p193~199
- 89) 石塚鎮夫、田多伸光 : 日本潤滑学会研究発表会予稿集 (九州), B・16 (1983)
- 90) 石塚鎮夫 : 潤滑, 26, 6 (1981) p416~423
- 91) 石塚鎮夫、田多伸光 : 潤滑, 30, 3 (1985) p217~224
- 92) 石塚鎮夫 : 日本潤滑学会第 31 期春季研究発表会予稿集, B・12 (1987) p117~120
- 93) 石塚鎮夫 : 日本潤滑学会第 33 期春季研究発表会予稿集, C・2 (1989) p125~128
- 94) 石塚鎮夫、木ノ切敬三、山崎初夫 : 潤滑, 32, 6 (1987) p441~448
- 95) 石塚鎮夫 : トライボロジスト, 35, 2 (1990) p122~128
- 96) 石塚鎮夫 : 日本潤滑学会トライボロジー会議予稿集 (1991-10), F・19 (1991) p719~722
- 97) V.N.MAROCHKIN : Friction and Wear in Machinery, ASME, Vol.12 (1958) p135~153
- 98) 石塚鎮夫 : 潤滑, 31, 3 (1986) p185~192
- 99) 石塚鎮夫 : 潤滑, 26, 1 (1981) p41~48
- 100) 石塚鎮夫、坪井信隆、山崎初夫 : 潤滑, 28, 11 (1983) p853~860

- 101) 久門輝正、石塚準一：トライボロジスト， 34， 7（1989）
p510～516
- 102) 久門輝正、石塚準一：日本潤滑学会第 32 期春季研究発表会予稿集，
A26（1988） p257～260
- 103) 築添正：潤滑， 13， 3（1968） p101～108
- 104) 築添正：潤滑， 19， 2（1974） p91～98
- 105) 塚田忠夫：潤滑， 19， 2（1974） p135～145
- 106) 山田良穂、上田誠一、田中久一郎：日本潤滑学会第 32 期春季研究
発表会予稿集， B・33（1988） p365～368
- 107) 久門輝正：日本潤滑学会研究発表会予稿集（九州）， B・20（1983）
- 108) 久門輝正：潤滑， 29， 7（1984） p529～536
- 109) 久門輝正：潤滑， 29， 9（1984） p679～686
- 110) 久門輝正：潤滑， 30， 7（1985） p515～523
- 111) 久門輝正：潤滑， 31， 3（1986） p177～184
- 112) 久門輝正：潤滑， 30， 11（1985） p822～829
- 113) 久門輝正：潤滑， 33， 3（1988） p188～194
- 114) 久門輝正：潤滑， 32， 2（1987） p126～133
- 115) 石塚鎮夫：潤滑， 23， 10（1978） p721～727
- 116) 船橋、中村隆：潤滑， 29， 8（1984） p613～616
- 117) 船橋、中村隆：潤滑， 29， 8（1984） p617～623
- 118) 船橋、中村隆、本田伸：潤滑， 29， 9（1984） p657～663
- 119) 船橋、中村隆、曾田修：潤滑， 29， 9（1984） p664～670
- 120) 船橋、高間俊秀：潤滑， 18， 12（1973） p894～900
- 121) 船橋、高間俊秀：潤滑， 19， 3（1974） p191～198
- 122) T.SAKAMOTO & T.TSUKIZOE：Proc. JSLE-ASLE Internal
Lubrication Conference (Tokyo) (1975) p19～26
- 123) J.GODDARD AND H.WILMAN：Wear， 5（1962） p114～135
- 124) 坂本亨、築添正：潤滑， 22， 1（1977） p29～36
- 125) A.URA, A.NAKASHIMA AND H.MORITAKA：Proc. JSLE ITC
(Tokyo) (1985) p1065～1069

- 126) A.URA AND A.NAKASHIMA : Wear, 110 (1986) p409~418
- 127) 浦晟 : 潤滑, 32, 4 (1987) p235~240
- 128) 浦晟、中嶋明、森高秀志郎 : 日本機械学会講演論文集, No.826-16 (1982) p114~116
- 129) A.URA & A.NAKASHIMA : Preprint of JSLE Conf. (Kyushu) (1983) p37
- 130) K.TANAKA, K.MIYOSHI, Y.MIYAO AND T.MURAYAMA : Proc. JSLE-ASLE Internal Lubrication Conference (Tokyo) (1975) p27~34
- 131) J.HALLING : Tribology International (1979, Oct.) p203
- 132) A.J.BLACK, E.M.KOPALINSKY AND P.L.B.OXLEY : Wear, 123 (1988) p97~114
- 133) 曾田範宗 : 潤滑, 20, 5 (1975) p360~370
- 134) 加藤仁ほか4名 : 潤滑, 20, 5 (1975) p379~386
- 135) J.M.CHALLEN & P.L.B.OXLEY : Wear, 53 (1979) p229~243
- 136) 曾田範宗 : 潤滑, 5, 3 (1960) p109
- 137) F.P.BOWDEN AND D.TABOR : HEINEMANN EDUCATIONAL BOOKS (1973) p111
- 138) J.F.ARCHARD : Wear Control Handbook Edited by M.B.Peterson and W.O.Winer, ASME (1980) p54~55
- 139) 桜井俊男 : 潤滑の物理化学 (幸書房, 1978) p14~15
- 140) I.V.KRAGELSKII & E.A.MARCHENKO : Trans. ASME, J. Lub. Tech., vol.104 (1982) p1~7
- 141) 文献 138) p59~60
- 142) 文献 139) p16~17
- 143) 文献 10) p91~92
- 144) 文献 138) p65~66
- 145) 文献 10) p96~97
- 146) H.HERTZ : Gesammelte Werke, Bd.1, 155 (1985) p174
- 147) 編集委員会編 : 軸受・潤滑便覧 (日刊工業新聞社, 1962) p6

- 148) S.TIMOSHENKO & J.N.GOODIER : Theory of Elasticity (3rd edit) (McGraw- Hill Kogakusha, 1970) p409
- 148) 文献 44) p67
- 150) 文献 10) p100
- 151) 水野万亀雄 : 潤滑, 9, 4 (1964) p321~327
- 152) 水野万亀雄 : 潤滑, 11, 10 (1966) p411~418
- 153) 佐田登志夫 ; 潤滑, 11, 10 (1966) p419~425
- 154) HORST CZICHOS : Wear Control Handbook Edited by M.B.Peterson and W.O.Winer, ASME (1980) p17-34
- 155) 橋本建次 : 潤滑, 15, 11 (1970) p736~743
- 156) 岡部平八郎 : 潤滑, 15, 11 (1970) p718~723
- 157) 基昭夫 : トライボロジスト, 37, 10 (1992) p80~83
- 158) J.T.BURWELL AND C.D.STRANG : J.Appl.Phys., 23 (1952)p18
- 159) 文献 10) p93~94
- 160) J.F.ARCHARD & W.HIRST : Proc. Roy. Soc., A236 (1956) p397
- 161) 浦晟、平野富士夫、中嶋明 : 日本機械学会講演論文集, No.775-2 (1977) p325~327
- 162) 中嶋明、浦晟 : 日本機械学会講演論文集, No.810-13 (1981) p231~233
- 163) 浦晟、中嶋明 : 日本機械学会講演論文集, No.800-15 (1980) p46~48
- 164) A.URA, Y.YAMAMOTO & A.NAKASHIMA : Proc. of the 4th ITC, Eurotrib 85 (Ecully)(1985) p1~7
- 165) 加藤康司、荒谷省一、堀切川一男 : 日本潤滑学会第 33 期春季研究発表会予稿集, A・1 (1989) p1~4
- 166) 堀切川一男、加藤康司、水本宗男、橋内浩之 : 日本潤滑学会第 33 期春季研究発表会予稿集, A・2 (1989) p5~8
- 167) 堀切川一男、加藤康司 : 日本潤滑学会第 33 期春季研究発表会予稿集, A・3 (1989) p9~12

- 168) 水本宗男、加藤康司：トライボロジスト，38，3（1993）
p273～280
- 169) 文献 8) p35
- 170) 文献 150) p57～58
- 171) 曾田範宗、笹田直：東大航研集報，4，1（1964）p49
- 172) 佐田登志夫：潤滑，15，11（1970）p711～717
- 173) 上治豊、内山吉隆、竹内真実：トライボロジスト，37，10（1992）
p853～859
- 174) 上治豊、内山吉隆：トライボロジスト，37，8（1992）p675～682
- 175) E.E.BISON：Hand Book of Mechanical Wear(Univ.Michigan
Press) (1961)p45
- 176) R.P.STEIJN：Trans. ASME, D.81, 1（1959）p67
- 177) 笹田直：日本機械学会誌，75，641（1972）p905
- 178) T.SASADA & S.NOROSE：Proc. 1975 JSLE-ASLE
International Lubrication Conferense (Elevier) (1976) p82
- 179) 笹田直：潤滑，24，11（1979）p700～705
- 180) T.SASADA：Tribology in the 80's, I (Nasa) (1983) p197～218
- 181) 三科博司：潤滑，32，12（1987）p886～893
- 182) 久門輝正：潤滑，33，3（1988）p188～194
- 183) 菅原淳、平塚健一、笹田直：日本潤滑学会第32期春季研究発表会
予稿集, A・20（1988）p77～80
- 184) 平塚健一、菅原淳、笹田直：日本潤滑学会第33期春季研究発表会
予稿集, B・31（1989）p347～350
- 185) 三科博司：トライボロジスト，35，1（1990）p60～67
- 186) 三科博司：トライボロジスト，35，2（1990）p107～114
- 187) 三科博、和田洋：トライボロジスト，36，9（1991）p699～706
- 188) 平塚健一：トライボロジスト，37，2（1992）p96～101
- 189) 平塚健一，斉藤秀朗、笹田直：トライボロジスト，35，7（1990）
p500～506
- 190) 久門輝正、黒須鉄太郎、須田博：トライボロジスト，43，8（1998）

p702～709

- 191) 基昭夫：トライボロジスト, 37, 10 (1992) p866～869
- 192) 笹田直、尾池守、江森信彦：潤滑, 27, 12 (1982) p922
- 193) 笹田直：トライボロジスト, 34, 5 (1989) p306～309
- 194) 笹田直、尾池守：潤滑, 27, 9 (1982) p703～708
- 195) 尾池守：潤滑, 28, 8 (1983) p585～588
- 196) 菅原淳、平塚健一、笹田直：日本潤滑学会第 33 期春季研究発表会
予稿集, B・30 (1989) p343～346
- 197) M.M.KHRUSHCHOV & M.A.BABICHEV : Tremiei Izonosv
Mashinak (translated by ASME), 11 (1956) p1
- 198) M.M.KHRUSHCHOV AND M.A.BABICHEV : Friction and Wear
in Machinery, ASME, vol.17 (1962) p9～18
- 199) M.M.KHRUSHCHOV AND M.A.BABICHEV : Friction and Wear
in Machinery, ASME, vol.17 (1962) p1～8
- 200) A.J.BLACK, E.M.KOPALINSKY AND P.L.B.OXLEY : Wear,
123 (1988) p97～114
- 201) K.KATO AND K.HOKKIRIGAWA : Eurotrib 85 (lyon) vol.IV-5.3
(1985)
- 202) K.HOKKIRIGAWA AND K.KATO : Trib.Int., 21 (1988) p51
- 203) A.A.TORRANCE : Wear, 67 (1981) p233～257
- 204) M.J.MURRAY, P.J.MUTTON & J.D.WATSON : Trans. ASME,
J. Lub. Tech, 104 (1982) p9～16
- 205) A.A.TORRANCE : Wear, 123 (1988) p87～96
- 206) 邸源成、加藤康司：潤滑, 32, 1 (1987) p41～48
- 207) 邸源成、加藤康司：潤滑, 32, 1 (1987) p49～55
- 208) 久門輝正：潤滑, 29, 4 (1984) p265～271
- 209) 堀切川一男、萱場孝雄、加藤康司：日本潤滑学会第 31 期春季研究
発表会予稿集, A・28 (1987) p245～248
- 210) E.RABINNOWICZ, L.A.DUNN AND P.G.RUSSELL : Wear, 4
(1961) p345～355

- 211) 平野富士夫、浦晟：日本機械学会論文集（第3部），38，305（1972）
p201～207
- 212) 久門輝正：潤滑，18，12（1973）p887～893
- 213) 木村好次：潤滑，19，2（1974）p99～107
- 214) 浦晟、平野富士夫：潤滑，19，5（1974）p385～391
- 215) 久門輝正、須田博、倉田実：日本潤滑学会第33期春季研究発表会
予稿集，B・26（1989）p331～334
- 216) 山田良穂、上田誠一、田中久一郎：トライボロジスト，35，2
（1990）
p115～121
- 217) 久門輝正：潤滑，32，1（1987）p33～40
- 218) 久門輝正：潤滑，31，7（1986）p469～476
- 219) 山田良穂、上田誠一、田中久一郎：日本潤滑学会第33期春季研究
発表会予稿集，B・33（1989）p365～368
- 220) 久門輝正、須田博：トライボロジスト，42，2（1997）p135～142
- 221) 久門輝正、須田博：トライボロジスト，42，3（1997）p217～224
- 222) 浦晟、平野富士夫：潤滑，22，6（1977）p335～346
- 223) 浦晟：長崎大学工学部研究報告，第2号（1971）p8～19
- 224) F.HIRANO AND A.URA：Proc. of the Conference on Tribology
in
Iron and Steel Works (London) (1969) p163～167
- 225) 浦晟、平野富士夫、前田政継：潤滑，20，2（1975）p76～82
- 226) 文献 222) p337
- 227) 文献 222) p338
- 228) 堀切川一男：トライボロジスト，37，10（1992）p804
- 229) 文献 227) p801
- 230) 水本宗男、井上滉、加藤康司：日本潤滑学会第32期春季研究発表
会予稿集，A・11（1988）p41～44
- 231) 堀切川一男、加藤康司：日本潤滑学会トライボロジー会議予稿集
（1991-10），C・24（1991）p529～532

- 232) 文奉浩、加藤康司、佐々木純：日本トライボロジー学会トライボロジー会議予稿集（東京，1993-5），E・5（1993）p215～218
- 233) 水本宗男、加藤康司：トライボロジスト，38，3（1993）
p273～280
- 234) 水本宗男、加藤康司：日本トライボロジー学会トライボロジー会議予稿集（東京，1993-5），A・3（1993）p7～10
- 235) 森田昇、吉田嘉太郎：日本トライボロジー学会トライボロジー会議予稿集（東京，1993-5），A・4（1993）p11～14
- 236) 堀切川一男、小野智明、小谷野淳一、阿閉聡：日本潤滑学会トライボロジー会議予稿集（福岡，1991-10），B・29（1991）
p471～474
- 237) 加藤康司、陳寧：日本潤滑学会トライボロジー会議予稿集（福岡，1991-10），B・30（1991）p475～478
- 238) S.C.リム、M.F.アシュビイ(加藤康司訳):トライボロジスト，37，10（1992）p787～792
- 239) S.C.リム、M.F.アシュビイ(加藤康司訳):トライボロジスト，37，10（1992）p793～798
- 240) T.KAYABA, K.KATO & K.HOKKIRIGAWA : Wear, 87 (1983)
p151
- 242) T.KAYABA, K.HOKKIRIGAWA & K.KATO : Wear, 96 (1984)
p255
- 242) 加藤康司、荒谷省一、堀切川一男：日本潤滑学会第33期春季研究発表会予稿集，A・1（1989）p1～4
- 243) 堀切川一男、加藤康司、水本宗男、橘内浩之：日本潤滑学会第33期春季研究発表会予稿集，A・2（1989）p5～8
- 244) 堀切川一男、加藤康司：日本潤滑学会第33期春季研究発表会予稿集，A・3（1989）p9～12
- 245)) K.HOKKIRIGAWA, T.KATOU, T.FUKUDA and
M.SHINOOKA :
J. of Japanese Society of Triborogists, vol.42, No.10 (1977)

p777~784

- 246) 文献 228) p801~802
- 247) 平野・山本・阿部：日本機械学会誌，62-482 (1959) p425
- 248) 浦・平野：日本機械学会講演論文集，No.710-13 (1971) p41~44
- 249) 浦・平野：潤滑，19.5 (1974) p385~391
- 250) 浦：長崎大学工学部研究報告，第2号 (1971) p8~18
- 251) 浦・平野：潤滑，22.6 (1977) p335~340
- 252) F.Hirano and A.Ura：Proc.of the Conference on Tribology
in iron and steel works, London (1969) p163~167
- 253) 平野・浦・大滝：日本機械学会講演論文集，No.218 (1969)
p175~178
- 254) 平野・浦・大滝：日本機械学会講演論文集，No.218 (1969)
p179~182
- 255) 平野・浦：日本機械学会論文集，38-305 (1972) p201~207
- 256) 浦・中嶋：日本機械学会講演論文集，No.800-15 (1980) p46~48
- 257) 中嶋・浦：日本機械学会講演論文集，No.810-13 (1981) p231~
233
- 258) J.J.BROEDER & J.W.HEIJNEKAMP：Proc.IME,Lubrication
and Wear in Machinery, 15 (1962) p35
- 259) 浦・平野・前田：日本機械学会講演論文集，No.730-18 (1973)
p195~198
- 260) 平野・浦・大滝：日本機械学会講演論文集，No.207 (1969)
p33~36
- 261) 平野・浦・権藤：日本機械学会講演論文集，No.199 (1968)
p33~36
- 262) M.M.Khrushov：IME.Proc.Conf.Lubrication and Wear (1957)
p655~659
- 263) E.Rawinowicz：Friction and Wear of Materials (1965) p173
- 264) 平野・浦：日本機械学会講演論文集，No.700-18 (1970) p161~
164

- 265) F.P.BOWDEN & D.TABOR (曾田範宗訳) : 固体の摩擦と潤滑,
丸善 (1961) p82~87
- 266) 久門輝正 : 機械学会論文集, 35.273 (1969) p1093
- 267) J.GODDUR & H.WILMAN : Wear, 5.2 (1962) p114~135
- 268) 石塚、江上 : 潤滑, 22.1 (1977) p45~52
- 269) 石塚、江上 : 潤滑, 22.3 (1977) p199~206
- 270) 石塚鎮夫 : 潤滑, 22.10 (1977) p669~676
- 271) NAM P.SUH : TRIBOPHYSICS, Prentice-Hall, Inc. (1986) p96~
100
- 272) 浦、中嶋 : 日本潤滑学会研究発表会予稿集 (九州), A・10 (1983)
p37~40
- 273) 浦、中嶋、森高 : 日本潤滑学会研究発表会予稿集, A・14 (1984)
p53~56
- 274) A.URA, A.NAKASHIMA & H.MORITAKA : Proc.JSLE ITC
(Tokyo) (1985) p1065~1070
- 275) A.URA & A.NAKASHIMA : Wear, 110 (1986) p409~418
- 276) 浦 晟 : 潤滑, 32.4 (1987) p235~240
- 277) 浦、中嶋 : 長崎大学工学部研究報告, 20.34 (1990) p7~15
- 278) 中嶋、川添、奥村、宮崎 : 日本マリンエンジニアリング学会誌, 42.4
(2007) p159~165
- 279) 文献 265) p91~93