

377.51
NO

博士論文

金属加工油添加剤の極圧効果に関する基礎研究

Fundamental Research on the Extreme-Pressure Effects
of Additives in Metalworking Fluids

国立大学法人 横浜国立大学大学院

環境情報学府

野上 武史

Takeshi NOGAMI

2009 年 3 月

横浜国立大学附属図書館



12201013

目次

第1章 緒論	5
1.1 研究の背景.....	7
1.1.1 金属加工油.....	7
1.1.2 金属加工油と塩素系極圧添加剤.....	7
1.1.3 金属加工油の性能評価法.....	8
1.2 研究の目的.....	10
1.3 論文の構成.....	12
参考文献.....	14
第2章 過去の研究	15
2.1 緒言.....	17
2.2 切削に関する研究.....	18
2.2.1 2次元定常切削.....	18
2.2.2 タップ加工.....	30
2.2.3 振動切削と振動タップ加工.....	32
2.3 添加剤に関する研究.....	34
2.3.1 油性向上剤.....	34
2.3.2 リン系極圧添加剤.....	36
2.3.3 硫黄系極圧添加剤.....	37
2.3.4 塩素系極圧添加剤.....	37
2.3.5 極圧添加剤の相乗効果.....	37
2.4 結言.....	39
参考文献.....	40
第3章 タップ加工における金属加工油添加剤の作用	43
3.1 緒言.....	45
3.2 タップ加工試験.....	46
3.2.1 実験装置.....	46
3.2.2 試験片およびタップ.....	47
3.2.3 供試油.....	48
3.2.4 実験手順.....	48
3.3 摩擦係数の計測.....	51

3.3.1 実験装置	51
3.3.2 供試油	51
3.3.3 実験手順	53
3.4 残留膜厚さおよび破断率の計測	54
3.4.1 実験装置	54
3.4.2 供試油	55
3.4.3 実験手順	55
3.4.4 残留膜厚および破断率	55
3.5 結果および考察	57
3.5.1 取得信号	57
3.5.2 タッピングトルクに及ぼす下穴径の影響	58
3.5.3 極圧添加剤の相乗効果	58
3.5.4 極圧添加剤の相乗効果に及ぼす油性向上剤の影響	59
3.5.5 極圧添加剤および油性向上剤の最適濃度	60
3.5.6 金属加工油調製のための添加剤の最適配合比	61
3.5.7 摩擦係数に及ぼす添加剤の配合比の影響	63
3.5.8 残留膜厚さおよび破断率に及ぼす添加剤の配合比の影響	63
3.5.9 加工精度に及ぼす金属加工油の影響	64
3.5.10 温度上昇量の推定	64
3.5.11 金属加工油添加剤の処方	66
3.6 結 言	69
参考文献	70
第 4 章 タップ軸方向加振による金属加工油添加剤の作用の増進	71
4.1 緒 言	73
4.2 実験装置	74
4.2.1 振動タップ加工試験機	74
4.2.2 タッピングマシン	74
4.3 試験片およびタップ	76
4.4 供試油	78
4.5 実験手順	79
4.6 結果および考察	80
4.6.1 取得信号	80
4.6.2 タッピングトルクに及ぼす振動振幅の影響	81

4.6.3 相対タッピングトルクの導入と振動の影響の定量的評価.....	81
4.6.4 相対タッピングトルクと振動振幅の関係.....	83
4.6.5 相対タッピングトルクと振動数および加工速度との関係.....	83
4.6.6 加工精度に及ぼす振動の影響.....	83
4.6.7 振動タッピングにおける金属加工油の物理化学的役割.....	84
4.7 結 言	90
参考文献.....	91
第5章 スクラッチ試験機による金属加工油添加剤の簡易性能評価.....	93
5.1 緒 言	95
5.2 実験装置	96
5.3 試験片および圧子.....	100
5.4 供試油	101
5.5 実験手順.....	102
5.6 結果および考察.....	104
5.6.1 圧痕径に及ぼす添加剤の影響.....	104
5.6.2 圧痕硬度に及ぼす添加剤の影響.....	104
5.6.3 スクラッチ幅に及ぼす添加剤の影響	105
5.6.4 スクラッチ硬さに及ぼす添加剤の影響	107
5.6.5 摩擦係数に及ぼす添加剤の影響.....	108
5.6.6 極圧添加剤の潤滑効果の評価.....	110
5.6.7 硫黄系極圧添加剤の濃度の影響.....	111
5.6.8 スクラッチ痕の元素分析.....	112
5.6.9 垂直荷重とスクラッチ力の関係.....	120
5.6.10 スクラッチ力に及ぼす金属加工油の影響.....	121
5.6.11 スクラッチ深さに及ぼす金属加工油の影響	122
5.6.12 金属加工面における極圧添加剤の働き.....	123
5.6.13 極圧添加剤の潤滑効果	125
5.7 結 言	131
参考文献.....	133
第6章 考 察.....	135
6.1 金属加工油添加剤の極圧効果に及ぼす配合の影響.....	137
6.2 金属加工油添加剤の極圧効果に及ぼす振動の作用.....	139

6.3 金属加工油添加剤の極圧効果の作用機構.....	140
参考文献.....	141
第7章 結 論.....	143
謝 辞.....	149
研究業績.....	151
付 録.....	153
タップ加工試験機設計図.....	155
スクラッチ試験機設計図.....	165

第 1 章

緒 論

1.1 研究の背景

1.1.1 金属加工油

金属の加工は古くから行われてきた。18世紀中期の産業革命に端を発した急速な工業化社会の発展とともに、蒸気エンジンや電気が発明され、工具および機械馬力が得られる工作機械の開発が進み、金属加工の技術革新が行われた。このような金属加工法の進展とともに研究を進められたのが、金属加工油である。19世紀に、先人らが長らく培ってきた「液体をかけながら切るとよく切れる」という経験的知識を、学問体系的に捉えようとする試みが始まった。具体的には、1868年に W. H. Northcott が旋削加工における切削油剤の効果を発見し、1883年に F. W. Taylor が注水することにより切削速度を上げられることを実験的に証明したことに端を発している。それ以降、切削油剤の作用機構に関する研究が精力的に進められ、1900年以降には、鉱油系の潤滑油に、動植物油脂を混合したものが登場し、塩素系や硫黄系極圧添加剤を用いるようになった。その後、エマルションが登場し、ソリュブルやソリュションが開発され、火災などの防災面から、水溶性切削油の使用が普及していった。1980年以降、金属加工油に環境適応型製品としてのコンセプトが強く求められるようになり、機能性や経済性のみならず、環境負荷の大きな化学物質を含まないことが望まれるようになった⁽¹⁾。
⁽²⁾ また、NC 旋盤やマシニングセンタなどによる加工の高速度化により、水溶性切削油の使用が増加傾向にある。一方で、切削油の極圧性が重要視されるような難切削加工では不水溶性が多く用いられている。

1.1.2 金属加工油と塩素系極圧添加剤

金属加工油に要求される働きは、切削加工や塑性加工における加工精度の向上および工具寿命の延長である。基油としての無添加鉱油に多種多様な添加剤を加えて調合されるのが一般的で、その配合が加工油の性能を決定づける。加工油においては、高温・高圧下において潤滑性能を発揮する極圧添加剤が重要であり、これまで高性能かつ廉価な極圧添加剤として、塩素化パラフィンが重宝されてきた。しかし、塩素化パラフィンには、低温焼却時にダイオキシン発生の危険性があるなど、高い環境リスクが認知された昨今、その使用は世界的に自粛傾向にある。具体的には、1990年にアメリカの NTP (National Toxicology Program) が塩素を 60%以上含む C₁₂ 塩素化パラフィンの発癌性を公表したことを契機として、日本では 2000 年頃から塩素フリー加工油の開発が推進されており、JIS 規格 JIS K2241-2000「切削油剤」から、塩素系極圧添加剤が除外された⁽³⁾。

上記のような加工業界の背景を受けて、2000 年頃から、リン系化合物、硫黄系化合

物、過塩基性金属スルホネートなどを極圧添加剤とする加工油が各社で開発され、加工現場で使用されている。特に活性ポリサルファイドと過塩基スルホネートを併用すると、両者の相乗効果により、低い切削抵抗を発現する加工条件も認められており^{(4),(5)}、それが塩素フリー加工油の基本処方であるとする見方もある。しかし現実には、タップ・ダイス加工やブローチ加工をはじめとする重難加工においては、現存の塩素フリー加工油では対処不能な加工が依然として残されている。Fig. 1.1 に示すように加工業界における塩素化パラフィンの総使用量は減少しており、塩素系加工油の代替え製品が開発されているが、これはもともと塩素が必要の無い加工、または塩素フリー化をしても加工効率が大幅に下がらない加工であることが多く、根本的に、塩素系加工油に匹敵する性能を持つ加工油は開発されていないのが現状である。そして、現在の塩素化パラフィンの使用割合は加工油総使用量の数パーセントまで減少しているが、ここ数年間は下げ止まりである。この残り数パーセントの割合は塩素化パラフィンを用いないと加工できないような重難加工を示しており、これに対応する加工油の開発は中小企業に課せられるという社会的側面もある。現在、塩素フリー加工油の開発は、加工油業界において、解決すべき緊急の課題となっている。

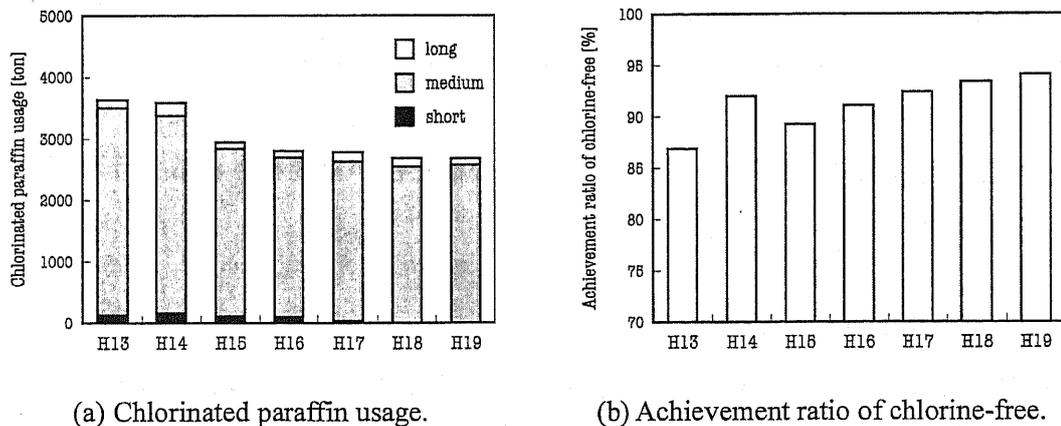


Fig. 1.1 Statistic scores with regard to chlorinated paraffin for metalworking fluids⁽⁶⁾; long: long chain chlorinated paraffin (C_{18-30}), medium: medium chain chlorinated paraffin (C_{14-17}), short: short chain chlorinated paraffin (C_{10-13}).

1.1.3 金属加工油の性能評価法

金属加工油の機能試験として、主に実機試験と摩擦試験が挙げられる。摩擦試験により加工油の基本的な潤滑性能を把握した後、実機試験が行われる。十分な加工性能が得られるまで、加工油の処方を検討しながら同じサイクルで機能試験を繰り返すトライアルアンドエラーによる手法が一般的である。しかし、重難加工条件は摩擦試験のようなラボスケールにおける試験によって再現することが困難であり、実機試験に

頼り、トライアルアンドエラーのサイクルを増加させる要因となっている。これは、塩素フリー加工油の開発が進まない要因の一つであり、開発中の塩素フリー加工油を評価する手法が乏しいという現状を示している。

1.2 研究の目的

金属加工油に最も必要とされるのは、金属加工油添加剤の極圧効果である。重難加工分野では、加工条件に適合する高性能な極圧添加剤が求められている。しかし、重難加工対応金属加工油に必要な極圧効果の作用機構は明らかにされていないので、金属加工油添加剤が適切に処方されていないという現状にある。一方、過去の研究より、極圧添加剤の作用機構について多くの知見が得られている。例えば、リン系極圧添加剤は、極圧条件において、摩擦面にリン酸鉄やリン化鉄のような化学反応膜を形成し耐摩耗性や耐焼付性を示す⁽⁷⁾。しかし、これらの知見は、摩擦試験により得られた知見であり、切削の場合の効果と相関が見られないこともたびたびある。切削では、活性の高い金属素地が露出し、工具と切屑間および工具と被削材間における摩擦面が存在するので、添加剤が作用する機構は複雑であると考えられる。現に、曾田式四球試験などの摩擦試験(焼付き試験)では、塩素系極圧添加剤は硫黄系のような高い極圧性能が得られないが⁽⁸⁾、実際の加工では高温・高圧なる厳しい加工条件において、塩素系極圧添加剤の極圧性能が有効であることが経験的に知られている。これは、高温・高圧下すなわち極圧条件下といえども、凝着摩擦と切削では、極圧効果が異なることを示唆している。従って、金属加工油に必要とされる極圧効果を見極めるためには、金属加工油添加剤の極圧効果と摩擦形態の関係を把握し、極圧効果の発現機構を明らかにしなければならない。本論文では、金属加工油添加剤の極圧効果発現機構の解明を目指して行った第3章～第5章に示す研究について述べる。

第3章「タップ加工における金属加工油添加剤の作用」では、難切削条件下における金属加工油添加剤の作用を明らかにすることを目的として、低速タップ加工により得られた、リン系および硫黄系極圧添加剤の相乗作用と、油性向上剤の併用による促進効果について検討する。重難加工において、極圧添加剤はリン系と硫黄系、硫黄系と金属スルホネートなど、複数を併用して使用されることが多い。これは、極圧添加剤の相乗作用による潤滑効果の促進を期待して使用されるためである。一方で、金属加工油には、油性向上剤も使用されている。Bowden と Tabor が示した油性向上剤および極圧添加剤の有効温度の概念図⁽⁹⁾のように、極圧添加剤が高温域で潤滑性能を示すことに対して、油性向上剤がそれよりも低温域の潤滑性能を担い、両添加剤の組合せにより、広い温度領域の潤滑に対応できるとされている。添加剤分子が金属表面に吸着して、潤滑効果を示す機構を考慮すると、油性向上剤および極圧添加剤分子の吸着膜の形成における相乗効果や競合などの影響が考えられる。従って、金属加工油添加剤の極圧効果の発現機構に、添加剤同士の物理化学的相互作用が影響するので、極圧効果を増進させる配合について調査することが必要である。一方、添加剤の最適な配

合を探索することは、できるだけ少量の添加剤を効率よく配合して高性能化を目指すことにつながり、環境対応型加工油を開発するための1つのアプローチとなり得る。

第4章「タップの軸方向加振による金属加工油添加剤の作用の増進」では、金属加工油添加剤の作用を増進させる加工条件の探索を目的として、低速タップ加工試験において、被削材に加えた軸方向振動による極圧添加剤の促進効果を見出し、与えた振動条件を介して、得られた潤滑効果の発現機構について検討する。金属加工油を含める加工システムを対象とした研究アプローチは重要である。例えば、MQL (Minimal Quantity Lubrication) 加工⁽¹⁰⁾は、加工油をミスト状にして工具すくい面に供給させるという加工方法であり、新たな加工システムとして、切削性能を向上させた成功例である。その他の加工システムとして振動切削が上げられる。振動切削は、加工精度の向上や切削抵抗の低減という効果が報告されている。加工油に関しては、振動により工具すくい面と被削材の間に空間ができ、すくい面に加工油が供給されやすくなるという物理的作用が報告されている。一方で、金属加工油添加剤に及ぼす振動の影響に関する知見はほとんど無く、金属加工油添加剤の極圧効果を引き出すような振動条件の探索は新たな加工システムの開発となり得る。

第5章「スクラッチ試験機による金属加工油添加剤の簡易性能評価」では、加工油の開発現場において望まれる簡便な金属加工油添加剤の性能評価を目的として、常温および高温下におけるスクラッチ試験により得られた、リン系および硫黄系極圧添加剤の潤滑効果について検討する。また、先述したように、金属加工油添加剤の極圧効果は摩擦と切削では異なる場合がある。このような矛盾を明らかにすることは、金属加工油添加剤の性能評価のため必要不可欠である。同試験機を用いて、圧子の先端半径を変化させた摩擦試験を行うことによって、摩擦形態を変化させ、凝着摩擦と切削におけるリン系および硫黄系極圧添加剤の極圧効果について検討する。

1.3 論文の構成

本論文は、難切削加工であるタップ加工および金属加工油の評価試験法の2つの観点から、金属加工油添加剤の極圧効果について論じたものである。本論文の流れを Fig. 1.2 に示す。

第1章「緒言」では、本研究の背景および目的について述べた。環境対応型金属加工油が必要とされる社会的背景と重難加工における塩素フリー加工油開発の現状を踏まえ、現在の塩素フリー加工油開発および加工油の性能評価法に補足すべきである点について述べた。さらに、極圧添加剤が有する極圧効果に関して、金属加工においては本質的機構が未だ明らかにされていない点について触れ、金属加工油添加剤の極圧効果に関する基礎研究の重要性について述べた。

第2章「過去の研究」では、切削加工に関する物理的なモデルを対象とする研究として、先人達によって打ち立てられた切削理論、タッピングトルクの解析理論、および振動切削に関する過去の研究について述べる。さらに、金属加工油添加剤の物理化学的作用を対象とする研究として、過去の研究より明らかにされている油性向上剤、リン系・硫黄系・塩素系極圧添加剤、および添加剤の相乗効果に関する知見について述べる。

第3章「タップ加工における金属加工油添加剤の作用」では、難切削条件下における低速タップ加工において得られた、リン系および硫黄系極圧添加剤の相乗効果と、油性向上剤の併用による増進効果について述べる。

第4章「タップの軸方向加振による金属加工油添加剤の作用の増進」では、低速タップ加工試験において、被削材に加えた軸方向加振による極圧添加剤の作用の増進効果を見出し、与えた振動条件を介して得られた増進効果の発現機構について述べる。

第5章「スクラッチ試験機による金属加工油添加剤の簡易性能評価」では、加工油の開発現場において望まれる簡便な加工油評価法の確立を念頭に置いて、スクラッチ試験機を設計・試作し、常温および高温下におけるスクラッチ試験、圧痕試験、および摩擦試験により得られた、リン系および硫黄系極圧添加剤の作用について述べる。

第6章「考察」では、第3章～第5章を総括して得られた、金属加工油添加剤の極圧効果について考察する。

第7章「結論」では、本研究を通して得られた結論を纏める。

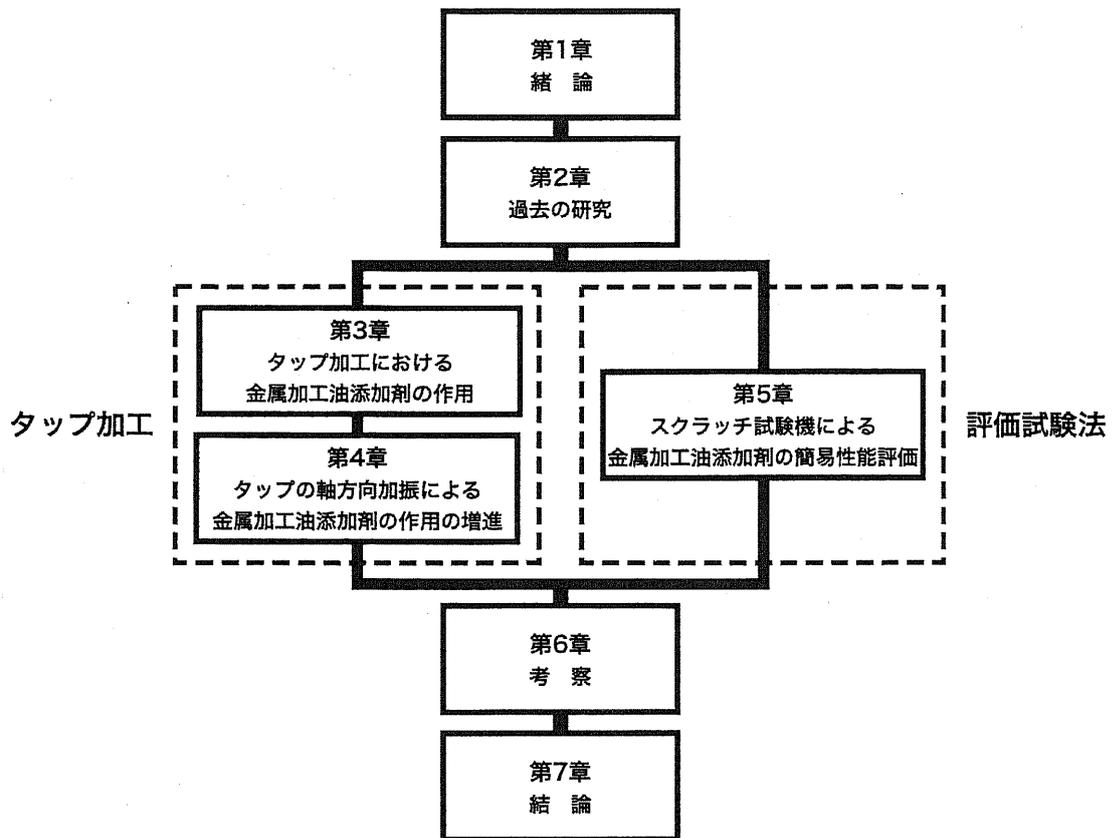


Fig. 1.2 Flow of this doctoral thesis.

参考文献

- (1) 小坂 弘道, 切削加工の基礎知識 (日刊工業新聞社, 2008) 3-14.
- (2) 切削油技術研究会編, 切削油剤ハンドブック (工業調査会, 2004) 17-20.
- (3) 中西 準子, 恒見 清考, 塩素化パラフィン (丸善株式会社, 2005) 19-51.
- (4) K. Hong, A. T. Riga, & J. N. Vinci, Evaluation of Overbased Sulfonates as Extreme-Pressure Additives in Metalworking Fluids, *Lub. Eng.*, **49**, 1 (1993) 19-24.
- (5) 若林 利明, 横田 秀雄, 岡嶋 稔, 小倉 茂稔, 切削加工に対する油剤の効果と工具材質の影響, *トライボロジスト*, **39**, 9 (1994) 784-791.
- (6) 全国工作油剤工業組合, 全工油 NET 統計資料 (<http://www.zenkoyu.or.jp/>).
- (7) 山本 雄二, 兼田 楨宏, *トライボロジー* (理工学社, 1998) 180-182.
- (8) F. P. Bowden & D. Taber, *The Friction and Lubrication of Solids* (Oxford University Press, London, 1950) 200-246.
- (9) 桜井俊男, 佐藤捷夫, 山本良雄, イオウ, 塩素混合系極圧剤の鉄腐食反応と耐荷重, *潤滑*, **10**, 5 (1965) 442-447.
- (10) S. Suda, H. Yokota, I. Inasaki, & T. Wakabayashi, Synthetic Ester as an Optimal Cutting Fluid for Minimal Quantity Lubrication Machining, *Annals of the CIRP*, **51**, 1 (2002) 95-98.

第2章

過去の研究

2.1 緒言

2.2 節では、切削加工における理論解析について、2.3 節では、極圧添加剤に関する研究について述べる。前者では、切削抵抗、切削応力、切削ひずみ、切削速度などの力学的関係を調べるために提唱された 2 次元切削モデルに関する理論解析およびタッピングトルクの理論解析について説明する。また、振動タップ加工に関する過去の研究について述べる。後者では、潤滑油添加剤として使用される油性向上剤と極圧添加剤に関する過去の研究とともに明らかにされた潤滑機構について述べる。極圧添加剤に関しては、リン系、硫黄系、および塩素系の潤滑効果に加えて、2 種類以上用いた場合の相乗作用について触れる。

2.2 切削に関する研究

2.2.1 2次元定常切削

1940年代に Marchant ら^{(1), (2)}は、2次元定常切削モデルを用いて、切削における力学的関係を表現し、切削方程式を導出した。同式は理想化した単純な2次元切削モデルに基づいているが、その利便性により、切削の理論的解析を行うための基本的な概念となっている。同モデルにおいて使用する物理量を Table 2.1 に示す。

2次元定常切削(Orthogonal steady state cutting)モデルは(1)~(9)の仮定に基づいた理想的なモデルである。概略を Fig. 2.1 に示す。

Table 2.1 Symbols.

F_C	Cutting force component parallel to tool face	t	Undeformed chip thickness
F_P	Cutting force component in power direction	t_C	Deformed chip thickness
F_Q	Cutting force component in undeformed chip thickness direction	α	Rake angle
F_S	Cutting force component parallel to shear plane	β	Friction angle on tool face: $\tan^{-1}(F_C / N_C)$
N_C	Cutting force component perpendicular to tool face	β'	$\tan^{-1}(\tau / \sigma)$ on shear plane
N_S	Cutting force component perpendicular to shear plane	γ	Shear strain
V	Cutting velocity	η	Angle between tool face and plane of maximum shear stress
V_C	Chip velocity	η'	Angle between shear plane and plane of maximum shear stress
V_S	Shear velocity on shear plane	θ	Clearance angle
b	Width of cut	μ	Coefficient of tool-face friction: $\tan\beta = F_C / N_C$
b_C	Deformed chip width	σ	Mean normal stress on shear plane
l	Undeformed chip length	τ	Mean shear stress on shear plane
l_C	Deformed chip length	ϕ	Shear angle
r	Cutting ratio: t / t_C	ω	Angle between force R' and plane of maximum shear stress

- (1) 工具は完全に尖っており、工具逃げ面は一切接触していないとする。
- (2) せん断面は平面工具切刃より上方に向かって広がっている。
- (3) 切刃の形状は被削材の移動方向に対して垂直方向に直線状であり、被削材の通過と同時に平坦な面を形成している。
- (4) 切屑は工具の両端には流れない。
- (5) 切込み深さは一定とする。
- (6) 工具の幅は、被削材の幅よりも大きい。
- (7) 被削材は一定の速度で工具と相対的に動く。
- (8) 構成刃先の形成は無く、切屑が連続的に形成される。
- (9) せん断力はせん断面に沿って一定、垂直応力は工具に沿って一定とする。

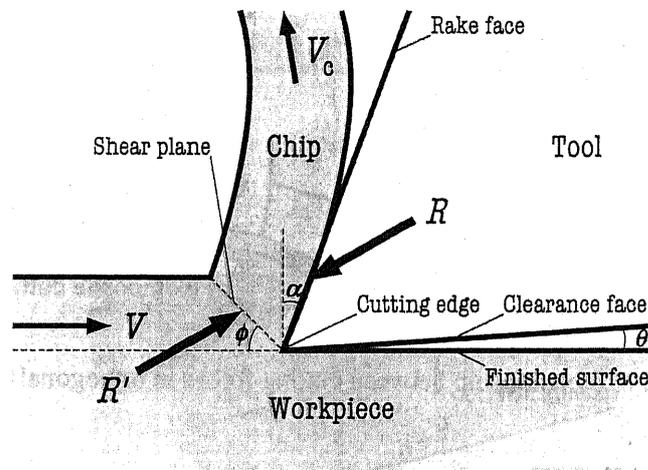


Fig. 2.1 Schematic of orthogonal steady state cutting operation.

切屑を変形の無い 1 個体としたときに、切屑に働く 2 種類の力を考慮する必要がある。1 つは、工具すくい面において工具より切屑に与えられる力 R であり、もう 1 つは、せん断面上において、せん断変形により切屑を押し出す力 R' である。同モデルにおいて、切屑が一定の速度で工具と相対的に流れていると仮定しているので、切屑に働く力は釣り合っているものとする。従って、次式が成り立つ。

$$R = R' \quad (2.1)$$

R および R' は切削抵抗の合力を意味しており、これらの分力を Fig. 2.2 (a) に示す。工具すくい面では、摩擦力 F_c および垂直力 N_c が作用し、せん断面では、せん断力 F_s および垂直力 N_s が作用する。また、切削抵抗の主分力 F_p と背分力 F_q を用いて、Fig. 2.2 (b) に示す関係より、式(2.2)~(2.5)が成り立つ。従って、直接計測し得る F_p および F_q の

値を用いて、すくい面およびせん断面に作用する力を解析できる。

$$F_s = F_p \cos \phi - F_Q \sin \phi \tag{2.2}$$

$$N_s = F_p \sin \phi + F_Q \cos \phi \tag{2.3}$$

$$F_c = F_p \sin \alpha + F_Q \cos \alpha \tag{2.4}$$

$$N_c = F_p \cos \alpha - F_Q \sin \alpha \tag{2.5}$$

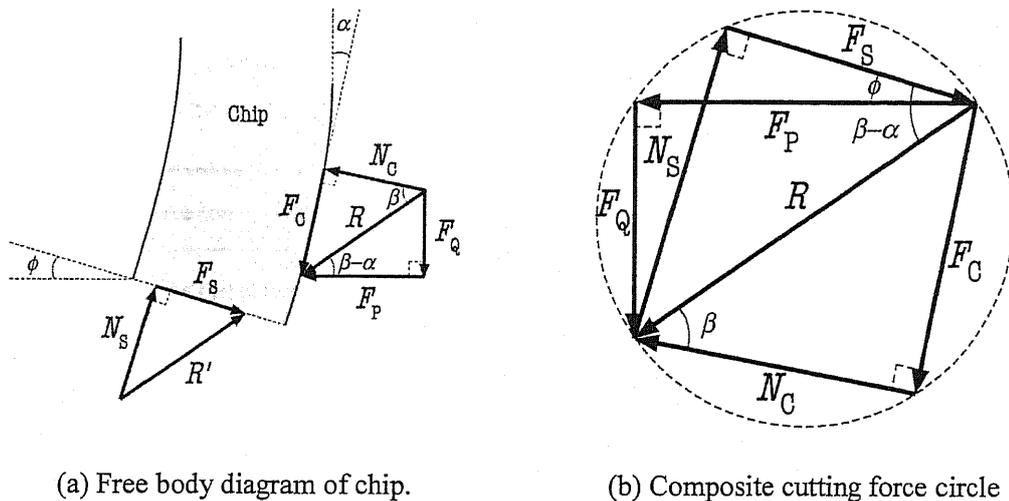


Fig. 2.2 Relationship between cutting forces in orthogonal cutting.

[工具すくい面における摩擦]

工具すくい面における摩擦係数 μ は摩擦力 F_c および垂直抗力 N_c を用いて、以下のよう
に表せる。Fig. 2.2に示すように、 β は摩擦角である。

$$\mu = \frac{F_c}{N_c} = \tan \beta \tag{2.6}$$

[切削比およびせん断角]

切屑生成の概念図を Fig. 2.3 に示す。切込み t 、切削距離 l 、および切削幅 b より、切
削した被削材の体積が求められる。一方で、切屑厚さ t_c 、切屑長 l_c 、および切屑幅 b_c
より、生成した切屑の体積が求められる。ここで、切削の前後で金属の密度は変化し
ないことが経験的に知られているので、式(2.7)が成り立つ。さらに、 $b/t \geq 5$ のとき、
すなわち、切込み t よりも切削幅 b が十分大きいときに切屑幅 b_c は変化しないので、
式(2.8)が成り立つ。ここで、 r を切削比と呼ぶ。

$$tbl = t_c b_c l_c \tag{2.7}$$

$$\frac{t}{t_c} = \frac{l_c}{l} = r \tag{2.8}$$

さらに Fig. 2.4 に示すように、幾何学的関係から、切削比 r はせん断角 ϕ を用いて、式(2.9)のように表せる。また、せん断角 ϕ について解くと、式(2.10)が得られる。

$$r = \frac{t}{t_c} = \frac{\overline{AB} \sin \phi}{\overline{AB} \cos(\phi - \alpha)} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \tag{2.9}$$

$$\phi = \tan^{-1} \left(\frac{r \cos \alpha}{1 - r \sin \alpha} \right) \tag{2.10}$$

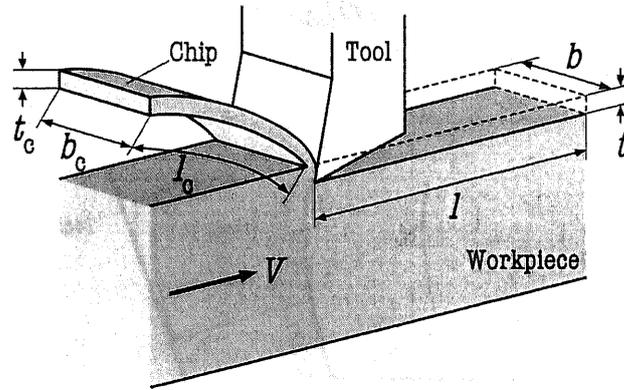


Fig. 2.3 Schematic of the production of chip in cutting.

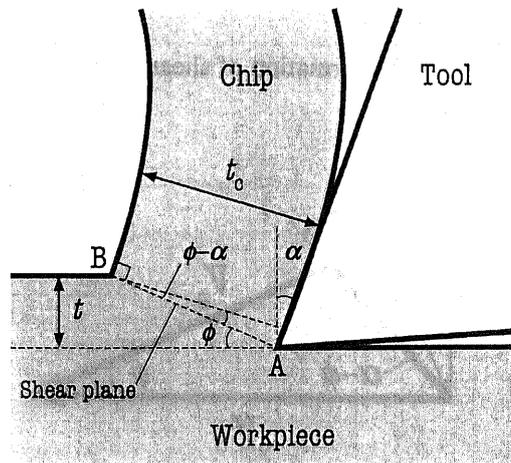


Fig. 2.4 Construction for deriving relation between shear angle ϕ and cutting ratio r .

[せん断ひずみと速度の関係]

Fig. 2.5 に示すように、切刃が A から D まで移動する間に被削材の平行四辺形 ABCD がせん断変形を受けて平行四辺形 A'B'CD の切屑になるとして、2 次元切削におけるせん断ひずみ γ を求めると、式(2.11)のように表せる。

$$\gamma = \frac{\overline{AA'}}{\overline{DE}} = \frac{\overline{AE}}{\overline{DE}} + \frac{\overline{EA'}}{\overline{DE}} = \cot \phi + \tan(\phi - \alpha) = \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cos(\phi - \alpha)} \quad (2.11)$$

また、Fig. 2.6 に示すベクトル図の関係より、切屑の流出速度 V_c 、およびせん断面のせん断速度を V_s は工具と工作物の相対切削速度 V を用いて式(2.12)および(2.13)のように表すことができる。

$$V_c = \frac{V \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} = Vr \quad (2.12)$$

$$V_s = \frac{V \cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} = V\gamma \sin \phi \quad (2.13)$$

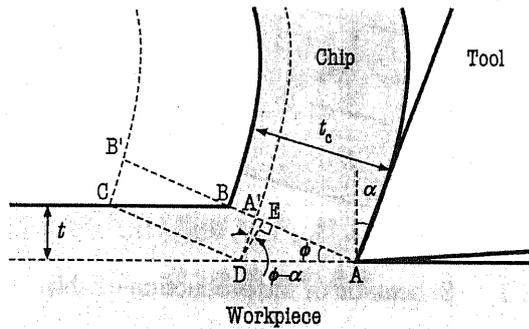


Fig. 2.5 Deformation of shear strain in cutting.

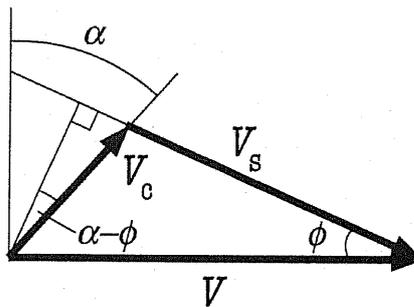


Fig. 2.6 Relationship between shear speed V_s , chip speed V_c , and cutting speed V .

[せん断応力]

せん断面の面積 A_s は、幾何学的関係より、切削幅 b 、切込み t 、およびせん断角 ϕ を用いて式(2.14)のように表せる。従って、せん断面上のせん断応力 τ と法線応力 σ は式(2.15)および(2.16)より求められる。

$$A_s = \frac{bt}{\sin \phi} \quad (2.14)$$

$$\tau = \frac{F_s}{A_s} = \frac{F_s \sin \phi}{bt} \quad (2.15)$$

$$\sigma = \frac{N_s}{A_s} = \frac{N_s \sin \phi}{bt} \quad (2.16)$$

[最大応力せん断説]

被削材は加工硬化しない完全塑性体とし、線断面の塑性条件として最大せん断応力が働くと仮定する。すなわち、切削抵抗の合力 R につり合う被削材の合力 R' の方向がせん断面上における 1 つの主応力方向と考え、これと $\pi/4$ をなす方向に最大せん断力が働き、その方向にせん断が行われると考える。このとき、せん断面と合力 R' のなす角度を ω とすると、式(2.17)に示す関係が成り立つ。

$$\omega = \phi + \beta - \alpha = \frac{\pi}{4} \quad (2.17)$$

ここで、せん断面上の応力分布を一様とすると、せん断応力(主応力の $1/2$)は材料の降伏せん断応力に等しいことが最大応力せん断説からいえるので、式(2.18)が成り立ち、切削抵抗の水平分力 F_p および F_Q は式(2.19)および(2.20)のように表せる。

$$\tau = \tau_0 = \frac{R \sin \phi}{\sqrt{2}bt} \quad (2.18)$$

$$F_p = R \cos\left(\frac{\pi}{4} - \phi\right) = \tau_0 bt (\cot \phi + 1) \quad (2.19)$$

$$F_Q = R \sin\left(\frac{\pi}{4} - \phi\right) = \tau_0 bt (\cot \phi - 1) \quad (2.20)$$

[切削油の潤滑効果]

切削油を使用した場合、潤滑効果により、工具すくい面における摩擦係数 μ が低下し、摩擦角 β が低下する。また、最大応力せん断説より、式(2.17)の関係が成り立つとすると、すくい角 α が一定であるので、せん断角 ϕ は増加する。このとき、せん断応力 τ は被削材の降伏せん断応力 τ_0 の値に等しいので、式(2.18)に示すように $\sin\phi$ は増加し、切削抵抗 R は低下する。一方、式(2.9)を式変形すると式(2.21)が得られる。同式より、せん断角 ϕ が0から $\pi/2$ の範囲において増加すると、切屑厚さ t_c は減少することがわかる。

$$t_c = (\cot\phi \cos\alpha + \sin\alpha)t \quad (2.21)$$

[切削熱の理論解析]

工具切刃が十分に鋭利であるとき、切削エネルギーが消費される主要な2種類の熱源が現れる。すなわち、Fig. 2.7 (a)に示すように、(i) せん断域における塑性変形、および、(ii) 工具すくい面と切屑との摩擦において、熱が発生する。Fig. 2.7 (b)に示すような理想的な熱源の形態を利用し、(1)~(3)の仮定に基づけば、切削熱の推定を行うことができる。

- (1) エネルギーはすべて(i)と(ii)に消費され、熱エネルギーに変換される。
- (2) (i)と(ii)のエネルギーは、Fig. 2.7 (b)に示すように、平面であるせん断面および摩擦面に集中する。
- (3) (i)と(ii)において、エネルギーは均一に分配される。例えば、それぞれの平面において熱の流動は一定とする。

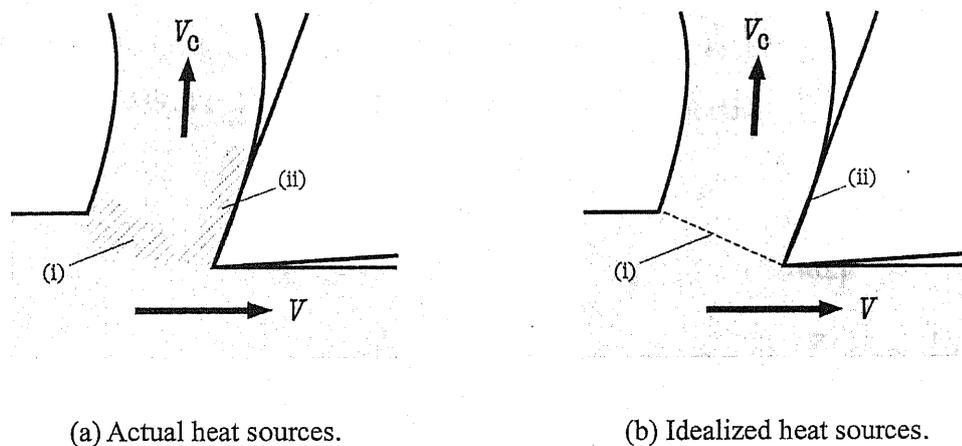


Fig. 2.7 Heat generation in orthogonal metal cutting; (i): primary shear zone, (ii): secondary shear zone along the tool face.

切削に費やされる単位時間あたりの全エネルギーは U [J/s] で表され、すべてが熱に変換されるとすると、発生熱 Q [J/s] は次式で表される。ただし、先述のように、 F_p [N] は主分力、 V [m/s] は切削速度である。

$$U = F_p V = Q \quad (2.22)$$

また、単位時間におけるせん断面における発生熱を q_s [J/s]、すくい面の摩擦による発生熱を q_f [J/s] とすると、以下の関係が成り立つ。ここで、せん断面におけるせん断力 F_s [N]、せん断速度 V_s [m/s]、すくい面の摩擦力 F_c [N]、および切屑の流出速度 V_c [m/s] を表す。

$$q_s = F_s V_s \quad (2.23)$$

$$q_f = F_c V_c \quad (2.24)$$

$$\begin{aligned} Q &= q_s + q_f \\ &= F_s V_s + F_c V_c \end{aligned} \quad (2.25)$$

(i) せん断熱源における平均温度上昇

せん断エネルギーがすべて熱に変わるとすれば、単位時間あたりの発生熱量 q_s [J/s] は、以下のように表せる。ただし、 c [J/(kg·K)] は切屑(S45C)の比熱、 ρ [kg/m³] は切屑の密度、 b [m] は切削幅、 t [m] は切込み深さ、 ΔT_s [K] はせん断熱源による切屑の平均温度上昇である。

$$q_s = c \rho b t V_s \Delta T_s \quad (2.26)$$

ここで、発生熱量のうち、切屑に流入する割合を h_1 とすると、せん断熱源による切屑の平均温度上昇 ΔT_s は式(2.26)を用いて、次式で表せる。ただし、式(2.16)および(2.14)より、せん断応力 τ [Pa] とせん断ひずみ γ を式(2.28)および(2.29)で示す。

$$\begin{aligned} \Delta T_s &= \frac{h_1 q_s}{c \rho b t V} \\ &= \frac{h_1 F_s V_s}{c \rho b t V} \\ &= \frac{h_1 \tau \gamma}{c \rho} \end{aligned} \quad (2.27)$$

$$\tau = \frac{F_s \sin \phi}{bt} \quad (2.28)$$

$$\gamma = \frac{V_s}{V \sin \phi} \quad (2.29)$$

一方、せん断熱源における工具の平均温度上昇を考える。Loewen と Shaw は、Fig. 2.8 に示すように、せん断熱源が仮想平面 P 上を移動する移動熱源とした近似により、せん断面の平均温度上昇を求めた⁽¹⁾。後述する Jaeger の移動熱源に関する解析式⁽³⁾を用いると、工具に移動する熱量 $\Delta T_s'$ は $(1-h_1)q_s$ で表すことができるので、式(2.30)が成り立つ。ここで、 l_s [m]はせん断面の距離、 b [m]は切削幅、 k_w [W/(m·K)]は被削材(S45C)の熱伝導率、 K_w [m²/s]は被削材の熱拡散率である。式(2.27)と(2.30)の平均温度上昇は等しいとすると、 h_1 は式(3.34)より求められる。

$$\Delta T_s' = \frac{0.754(1-h_1)q_f l_s}{2bk_w \sqrt{L_1}} \quad (2.30)$$

$$l_s = t \operatorname{cosec} \phi \quad (2.31)$$

$$\begin{aligned} L_1 &= \frac{V_s l_s}{4K_w} \\ &= \frac{V_s t \operatorname{cosec} \phi}{4K_w} \\ &= \frac{V \gamma t}{4K_w} \end{aligned} \quad (2.32)$$

$$K_w = \frac{k_c}{c\rho} \quad (2.33)$$

$$h_1 = \frac{1}{1 + \frac{0.663\gamma}{\sqrt{L_1}}} \quad (2.34)$$

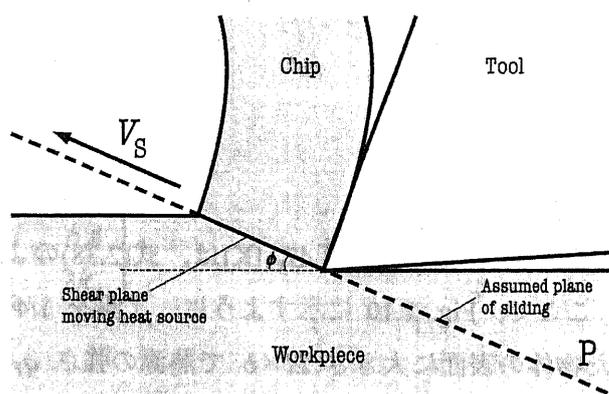


Fig. 2.8 Idealized diagram of shear plane moving heat source.

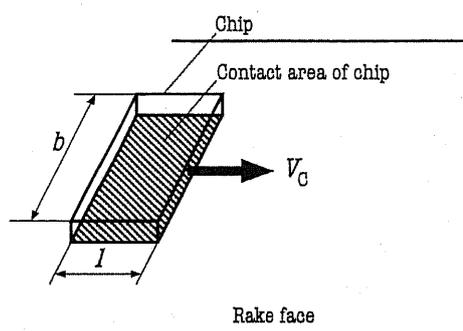


Fig. 2.9 Insulated slider on conducting surface.

(ii) すくい面の摩擦熱源における平均温度上昇

Jaeger の移動熱源に関する解析⁽³⁾によると、Fig. 2.9 に示すように、切屑を幅 b [m] の長方形平板に見立て、それがすくい面を切屑の接触面積 l_b [m] なる熱源により加熱され、速度 V_c [m/s] で摺動するとすると、切屑下面の平均温度上昇 ΔT_f [K] は式(2.35)のように表せる。ここで、すくい面上の摩擦熱 q_f [J/s] のうち、切屑に流入する割合を h_2 とする。ただし、 l_a [m] はすくい面における切屑の接触長さ、 b [m] は切削幅、 k_c [W/(m \cdot K)] は切屑(S45C)の熱伝導率、 K_c [m²/s] は切屑の熱拡散率である。

$$\Delta T_f = \frac{0.754 h_2 q_f}{2 b k_c \sqrt{L_2}} \tag{2.35}$$

$$L_2 = \frac{V_c l_a}{4K_c} \tag{2.36}$$

$$K_c = \frac{k_c}{c\rho} \tag{2.37}$$

一方、摩擦熱源による工具の平均温度上昇 ΔT_t [K]は、式(2.38)のように常温 T_0 を用いて表すことができる。ここで、Fig. 2.10 に示すように、工具を 1/4 無限体として、鏡像の 1/4 無限体を加えた物体の表面に大きさ $2l \times b$ で熱源の強さ q_F を有する固定熱源がある場合の物体表面における平均温度として、工具の平均温度上昇 ΔT_t を計算している。ただし、 k_t [W/(m·K)]は温度 ΔT_t における工具の熱伝導率であり、 \bar{A} は同図斜線部に示す切屑の接触面の形状より求められる形状係数である。

$$\Delta T_t = (1 - h_2) q_F \frac{b}{2k_t} \bar{A} + T_0 \tag{2.38}$$

$$\bar{A} = \frac{2}{\pi} \left\{ \frac{2l_a}{b} \sinh^{-1} \frac{b}{2l_a} + \sinh^{-1} \frac{2l_a}{b} + \frac{b}{6l_a} + \frac{1}{3} \left(\frac{b}{2l_a} \right)^2 - \frac{1}{3} \left[\left(\frac{2l_a}{b} \right)^2 + \sqrt{1 + \left(\frac{b}{2l_a} \right)^2} \right] \right\} \tag{2.39}$$

また、切屑の最終平均温度 T は式(2.40)に示すように、せん断熱源による切屑の温度上昇 ΔT_s 、摩擦熱源による切屑の温度上昇 ΔT_F 、室温 T_0 の合計として近似的に表せる。切屑の最終平均温度 T と工具の平均温度 ΔT_t が等しいはずであるとして、式(2.35)~(2.40)より、分配係数 h_2 が式(2.41)のように求められる。従って、式(2.35)より、すくい面における摩擦熱源による温度上昇 ΔT_F を求めることができる。

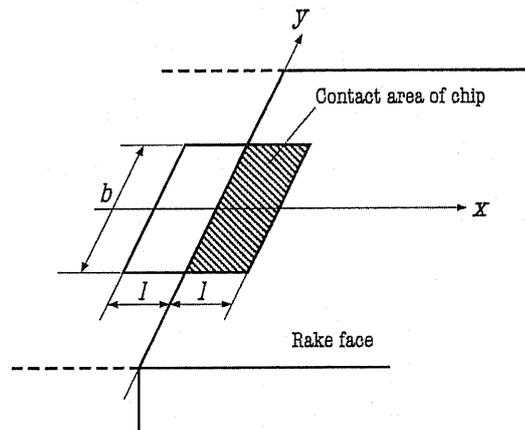


Fig. 2.10 Relation between two-dimensional tool and semi-infinite body.

$$T = \Delta T_s + \Delta T_F + T_0 \tag{2.40}$$

$$h_2 = \frac{\frac{\overline{bAq_F}}{2k_t} - \Delta T_s}{q_F \left(\frac{0.377l}{k_c \sqrt{L_2}} + \frac{\overline{bA}}{2k_T} \right)} \tag{2.41}$$

$$L_2 = \frac{V_c l}{4K_c} \tag{2.42}$$

(iii) 切削熱の分配率

先述したように切削熱の分配係数 h_1 および h_2 を理論的に計算することができる。これらの値は、切屑の流出速度すなわち切削速度の関数であり、Loewen と Shaw は快削鋼の旋削において、切削速度に対する切削熱の分配率を示す結果を得た。同結果を Fig. 2.11(a)に示す。また、Schmidt と Roubik は、ドリルによる穴加工において、カロリメータを用いて、熱エネルギーを計測し、Fig. b に示す結果を得た。Fig. a および b の結果は定性的に一致しており、特筆すべきは、切削熱の大部分は切屑に移動し、切削速度の増加とともに切屑へ移動する割合が増加する点である。

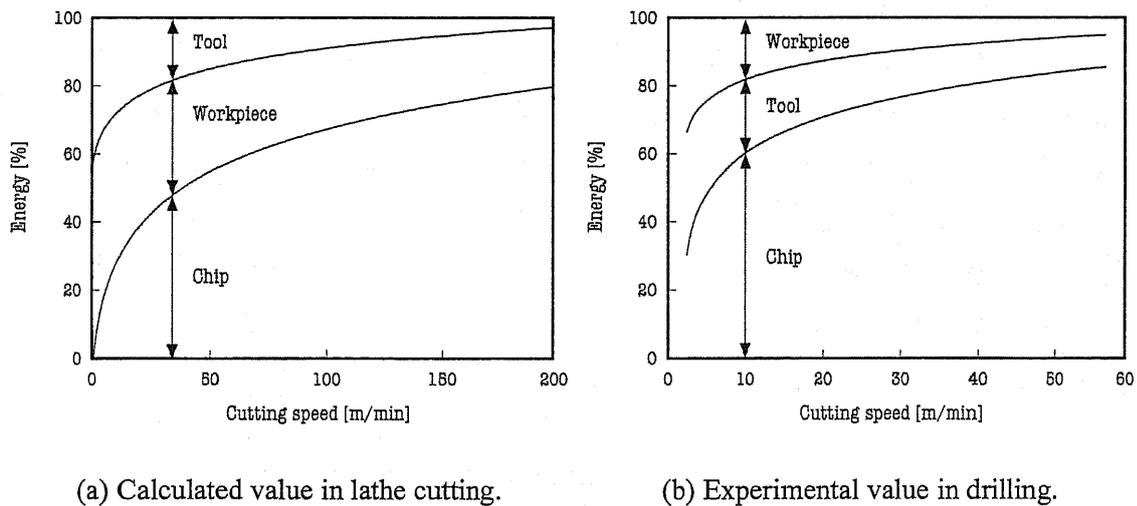


Fig. 2.11 Heat transfers to chip, workpiece and tool in cutting; (a): calculated variation of energy distribution in lathe cutting (after Loewen and Shaw, 1954), (b): variation of energy distribution determined with the calorimetric apparatus in drilling (after Schmidt and Roubik, 1949).

2.2.2 タップ加工

タップ加工とは、めねじの加工を示し、多くは切削加工を示し、一部に転造などの塑性加工がある。ドリルなどを用いた穴加工により、予め被削材に下穴を施しておき、タップを用いてねじ目を加工する。タップ加工は基本的に、金属加工の最終段階で行われ、一度の加工でやり直しがきかない場合が多い。これは、難切削と分類される理由の一つである。例えば、工具の破損が生じれば、破壊した工具は被削材の下穴に留まり除去することが困難となる。また、加工精度が低下すれば、最悪の場合、時間をかけて作成した加工部品を廃棄せざるを得ない状況になりかねない。

タップ下穴径は、ねじのサイズおよび等級により決定され、それらの数値は JIS B1004 に規定されている。また、下穴径を選択することで、引っかかり率を設定することができる。引っかかり率とは、おねじとめねじが噛合う割合を体積分率で示したものであり、通常、70~80%以上を確保できるように下穴径が設定されている。引っかかり率が高いほど、下穴径を狭く設定するので、タップ加工における切込みが深くなり、切削抵抗が増大、かつ発生する切屑厚さが増加して、その排出が困難になるので、加工難度が高くなる。

タップの例として、スパイラルポイントタップの概略を Fig. 2.7 に示す。タップのねじ加工部は食付き部(chamfer)および完全ねじ部(full thread part)から成る。テーパ状の食付き部にある切刃により切削加工し、完全ねじ部の完全刃で加工されたねじの加工面を仕上げる(burnishing)ことにより、めねじを形成する。タップの溝形状はストレート溝、スパイラルポイント付ストレート溝、およびスパイラル溝の3種類に大別でき、主にストレート溝は細かい切屑を保持する役割、スパイラルポイントは長い切屑を押し出す役割、およびスパイラル溝は右ねじれの場合、長い切屑を巻上げる役割がある。

タップ加工は複数の切刃により行われる切削であるので、その機構は複雑である。また、タップ加工に要するトルクは、主に食付き部に生じる切削トルク、完全ねじ部の摩擦面に生じるトルク、および切屑の詰まりなどの摩擦により生じるトルクから成り、複数の摩擦現象を考慮する必要がある。

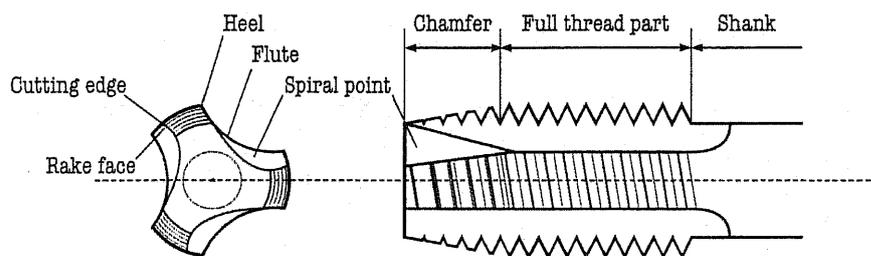


Fig. 2.7 Schematic of a spiral pointed tap.

タップによる切削機構の理論的解析に関して、研究報告^{(4), (5)}がなされており、タップのリード部における切刃に要する切削抵抗値を定義し、切削トルクを理論的に導出している。本論文では、単純化したタップ加工のモデルについて述べる。斉藤らの解析⁽⁴⁾によると Fig. 2.8 のように、タップの切削機構を切刃が並んだいわゆるブローチ加工に見立て、タップの食付き部において、形成される切屑が三角形の底辺 l_0 から稜に向かって、底辺と平行に増加していくとし、切屑の断面積を積分の形で取扱っている。

工具中心からの任意の距離 r における微小面積と単位面積あたりの切削抵抗 K (比切削抵抗)との積を区間 r_0 から任意の r まで積分した値をトルク T_r とした。つまり、 T_r はめねじの半径が r になったときの切削トルクを示している。ここで、比切削抵抗は、ねじの深さにより変化し、隈部らの解析では r の関数で示されている⁽⁵⁾。ここで、タップ外半径 r_1 、タップ谷の半径 r_0 とする。

Fig. 2.8 より、幾何学的形状より、微小面積の長辺 l は式(2.38)、 T_r は式(2.39)のように表せる。

$$l = \frac{r_1 - r}{r_1 - r_0} l_0 \tag{2.38}$$

$$\begin{aligned} T_r &= K \int_{r_0}^r l r dr \\ &= K \int_{r_0}^r \left(\frac{r_1 - r}{r_1 - r_0} \right) r dr \\ &= \frac{K l_0}{r_1 - r_0} \int_{r_0}^r (r_1 - r) r dr \\ &= \frac{K l_0}{r_1 - r_0} \left\{ \frac{r_1}{2} (r^2 - r_0^2) - \frac{1}{3} (r^3 - r_0^3) \right\} \end{aligned} \tag{2.39}$$

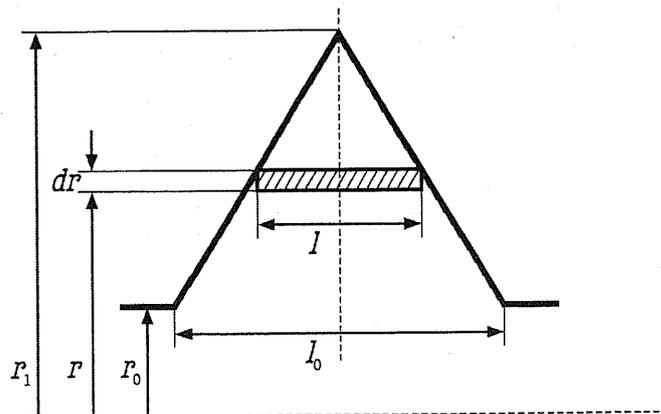


Fig. 2.8 Schematic of a tooth of tap.

$r = r_1$ すなわち三角形の稜まで切削が及んだとき、切削トルクが最大となるので、最大切削トルク T_{\max} は式(2.24)のようになる。

$$\begin{aligned}
 T_{\max} &= \frac{KL_0}{r_1 - r_0} \left\{ \frac{r_1}{2}(r_1^2 - r_0^2) - \frac{1}{3}(r_1^3 - r_0^3) \right\} \\
 &= KL_0 \left\{ \frac{r_1}{2}(r_1 + r_0) - \frac{1}{3}(r_1^2 + r_0 r_1 + r_0^2) \right\} \\
 &= KL_0 \left(\frac{r_1}{6} + \frac{r_0 r_1}{6} - \frac{r_0^2}{3} \right) \\
 &= \frac{2}{3} KL_0 \left(\frac{r_1}{2} - \frac{r_0}{2} \right) \left(\frac{r_1}{2} + r_0 \right) \\
 &= \frac{1}{6} KL_0 r_0^2 \left(\frac{r_1}{r_0} - 1 \right) \left(\frac{r_1}{r_0} + 2 \right) \tag{2.40}
 \end{aligned}$$

実際のタップの食付き部はテーパ状であり、切刃のテーパ角を考慮する必要がある。隈部らは、比切削抵抗の値は、ねじ加工により求めることができるが、切刃の切込み深さ r によって変化するので、 r の関数とすることが妥当であることを示している⁽⁵⁾。また、ねじが大径になるほど、加工推力の影響が大きくなり考慮する必要がある⁽⁶⁾。同モデルは、タップ切刃における切削抵抗のみで、切屑や完全ねじ部における摩擦は考慮されておらず、タッピングトルクは理論値よりも大きくなる。

2.2.3 振動切削と振動タップ加工

振動切削^{(7), (8)}は、加工法別や被削材別に分類することができる。1つは、金属加工に代表されるバイトやドリルなどの工業用切削工具に適用する方法が挙げられる。この方法は「(超音波)振動切削法」と呼ばれ、隈部により考案され、動的解析が行われた⁽⁷⁾。

主な切削効果として以下のことが挙げられる。低速切削において、

- (1) 切削抵抗の低減
- (2) 切削面性状の向上(表面粗さ、表面結晶歪の低減)
- (3) 構成刃先の防止
- (4) 切削ばりの低減

一方で、以下のような欠点がある。

- (1) 原理的に切削速度の制限があり、一般的な適用切削速度が慣用切削に比べておよそ 1/10 程度に低下してしまうこと
- (2) 切削工具が特殊なものとなり、汎用性に乏しくなること
- (3) 断続切削機構になるため、切削条件によっては工具欠損が発生してしまうこと

また、バイトなどの基本的な切削工具に対して、振動を付与する場合の利用法には、Fig. 2.9 に示すような方法がある。(a)は工具の切削方向に平行な振動を付与する場合であり、(b)は工具の背分力方向の振動を付与する場合、および(c)の工具の送り分力方向(切削方向に垂直な方向)の振動を付与する方法である。

隈部と立花⁽⁹⁾は、回転方向の振動タップ加工装置を開発し、炭素鋼、黄銅、およびアルミニウムの M1~M5 タップ加工において、タッピングトルクが約 1/4~2/3 まで減少することを示した。また、小径タップを折損することなく、加工精度を向上させた。このとき、慣用タップ加工の場合のクリアランス量が約 1/7~2/3 となった。

また、回転方向の振動タップ加工においては、チタンの M6 タップ加工において、逃げ面摩擦力を低下し工具寿命を延長すること⁽¹⁰⁾、鉄鋼の M3 タップ加工において、タッピングトルクの減少および切屑のマイクロクラックの拡大⁽¹¹⁾が報告されている。一方、軸方向の振動タップ加工においても、黄銅の 1/4~1/2 in. タップ加工においてタッピングトルクは減少し⁽¹²⁾、チタンの M3 および M3.5 タップ加工において、タッピングトルクの減少および工具破損の減少すること⁽¹³⁾が報告されている。

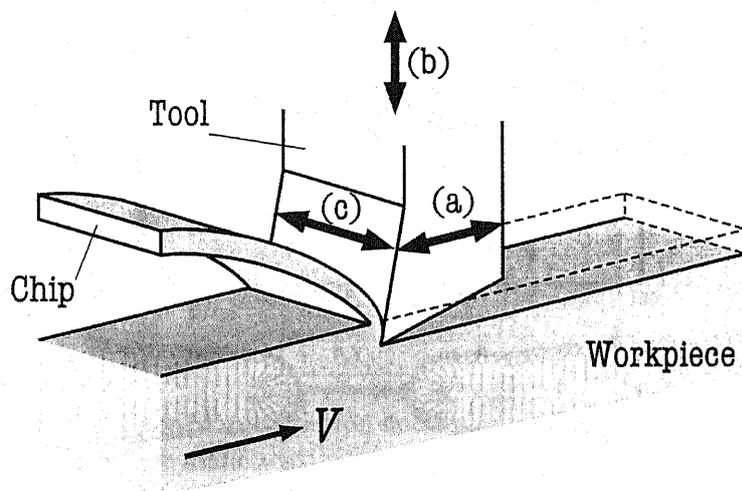


Fig. 2.9 Schematic of the vibration cuttings in the three types of direction; (a): cutting direction, (b): normal direction, (c): feed direction.

2.3 添加剤に関する研究

2.3.1 油性向上剤

Bowden と Taber の凝着説によれば、境界潤滑条件下における摩擦力 F は式(2.41)で与えられる⁽¹⁴⁾。ここで、真実接触面積 A 、金属が直接接触している割合 α (破断率)、金属接触部のせん断強さ S_m 、境界膜のせん断強さ S_f である。一般に、金属接触部のせん断強さ S_m は境界膜のせん断強さに比較してはるかに大きいので、境界潤滑下における摩擦力を小さくするためには、破断率 α の値を小さくする、または、境界膜のせん断強さを小さくすることが重要である。吸着膜による真実接触部 (荷重支持部) A の一部 αA で吸着膜が破断し、金属接触が生じている。 α は吸着膜の破断率を示す。このように、潤滑膜の動圧効果が見込まれない状況下においても、金属の直接接触の割合を減少させる効果が油性であり、油性を向上させるために使用される添加剤全般を油性向上剤と称する。

$$F = A \{ \alpha S_m + (1 - \alpha) S_f \} \quad (2.41)$$

油性向上剤として用いられる化合物は、一般的には長鎖化合物で、分子量が大きく分子の一端に極性基を有する電氣的にアンバランスな力を生ずる分子が使用される。極性基を持ち、主に分子中の極性基部分で金属表面に吸着し、吸着膜を形成して金属の直接接触を防ぐ。吸着膜には物理吸着と化学吸着があり、前者は、分子が金属表面と van der Waals 力で接着しており、後者は分子と金属表面の原子とが化学結合して接着する。代表的な化合物としては、高級脂肪酸、高級アルコール、脂肪族アミン、エステル、および油脂などがある。

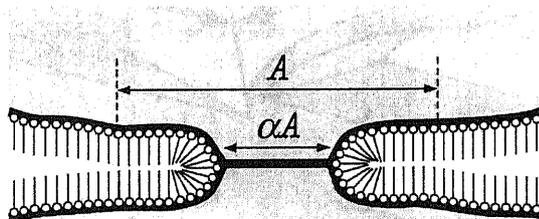


Fig. 2.10 Mechanism involving breakdown of the lubricant film at small localized regions; A : apparent contact area which supports the normal load, α : breakdown ratio of the oil film, αA : real contact area of metal junctions⁽¹⁴⁾.

油性向上剤が形成する吸着膜は、高温下において、脱離して潤滑効果を失うことが知られており、この温度を転移温度と呼ぶ。Fig. 2.11 に示すように、Jahamir は Ball-on-cylinder 型摩擦試験機を用いて、 C_{12} ～ C_{18} における脂肪酸の摩擦係数の温度依存性について明らかにしている⁽¹⁵⁾。それぞれが、ある転移温度において、潤滑効果が激減している。転移温度は、金属と結合した脂肪酸塩の融点から $50\sim 70^\circ\text{C}$ 高い温度とされている⁽¹⁴⁾。一方で、高温下において、潤滑性能を示す添加剤を極圧添加剤と呼び、油性向上剤と区別されている。摩擦係数の温度特性のモデルを Fig. 2.12 に示す。パラフィン油の摩擦係数は、低温から高く、温度の上昇とともに増加する。パラフィン油に脂肪酸を加えた場合は、低温において摩擦係数が低いが、摩擦面温度が脂肪酸金属塩の転移温度 θ_T になると摩擦係数が急激に増大する。パラフィン油に極圧添加剤を加えた場合は、低温では摩擦係数が高く、極圧添加剤と摩擦面との反応が活発化され始める温度 θ_R 、摩擦面温度が脂肪酸金属塩の転移温度 θ_T を超えると反応膜が形成され、摩擦係数が低減し、高温域まで低摩擦が保たれる。パラフィン油に脂肪酸および極圧添加剤を添加する場合は、 θ_T および θ_R を有する添加剤の適切な組合せにより、低温度域より高温度域まで低摩擦状態の維持が期待できることを示唆している。通常、潤滑油に油性向上剤と極圧添加剤を組み合わせる使用するのはこのためであるといわれている⁽¹⁴⁾。

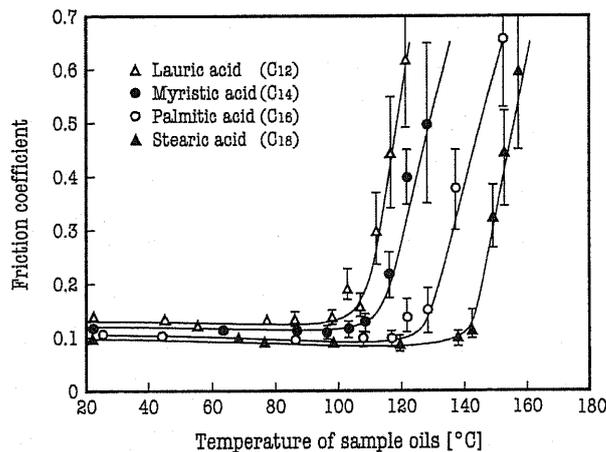


Fig. 2.11 Temperature dependent of friction coefficient obtained with four types of oleic acids: lauric acid, myristic acid, palmitic acid, and stearic acid⁽¹⁵⁾.

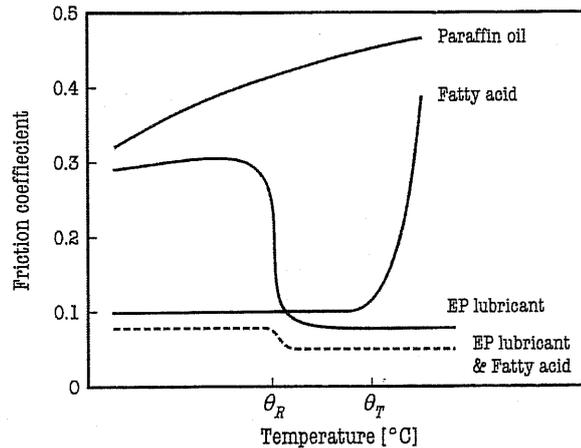


Fig. 2.12 Schematic of four types of lubricants: paraffin oil, fatty acid, extreme-pressure (EP) lubricant, and EP lubricant containing fatty acid; θ_T : transition temperature of fatty acid, θ_R : temperature for beginning of the chemical reaction of an EP additive⁽¹⁴⁾.

2.3.2 リン系極圧添加剤

リン系化合物は耐摩耗剤や極圧添加剤として使用される。一般にはリン酸エステルが最も広く用いられている。加水分解により、酸性エステルを生成しやすいものほどリン酸鉄などの表面膜を形成しやすいために高い極圧性を示すが、反応性、吸着性の強いものが多く、腐食摩耗による摩耗増加が生じる場合もある。リン酸エステルはP=O結合の強い電気親和性のために金属表面への吸着能力が高く、吸着膜を容易に形成し、作動条件が比較的温和な場合には、吸着膜により摩擦面を保護するとされる⁽¹⁶⁾。山本と平野の研究⁽¹⁷⁾より、この吸着能力はアリル系のほうがアルキル系よりも高いことが示されている。一方、作動条件が厳しい場合の作用機構として2種類が考えられている。1つは化学研磨機構である。リン酸エステルは高温で金属面と反応して金属リン化物を形成し、それが金属と低融点の共融混合物を生成する。そのため、摩擦に伴い表面突起頭頂部が溶解して谷部を埋め、極めて平滑な摩擦面を形成する。これが接触圧力の低下、潤滑状態の改善をもたらし、摩耗を低減させるとされる⁽¹⁸⁾。もう1つは、摩擦面にリン酸鉄を生成する結果として、高い耐摩耗性や耐焼付性が得られるという機構である。摩擦面にリン酸鉄が生成することは確認されている。また、ペースト状のリン酸鉄を用いてもリン酸エステルと同様に耐摩耗性を示すことが報告されている⁽¹⁹⁾。リン酸鉄の生成機構としては、TCPが酸素や水の存在下でリン酸を生成し、それが反応してリン酸鉄を作る説⁽¹⁹⁾や、金属表面に吸着したリン酸エステルが加水分解して生成する酸性リン酸エステルが、金属と反応することにより、リン酸塩が生成する説などが提案されている^{(20), (21)}。しかし、摩擦面にはリン酸鉄の他に、リン化鉄の生成

も認められており、とくに厳しい作動条件に応じて、リン酸鉄がリン化鉄になり、上記の 2 種類の機構が作動条件に応じて作用すると考えられている^{(22), (23)}。加えて、リン酸エステルは、境界潤滑状態ではフリクションポリマを生成し、摩擦面間の直接接触を防ぎ、耐摩耗性や耐焼付性の向上が期待できるとされる。

2.3.3 硫黄系極圧添加剤

一般に硫黄鉄皮膜の摩擦係数は、塩化鉄に比べて高いが、熱および水に対して安定性がよく優れた極圧性を示すことで知られている。Davey らの有機硫黄化合物を用いた報告⁽²⁴⁾で、鉄表表面に吸着した硫黄化合物は鉄と反応して鉄メルカプチドを作り、さらに厳しい条件では分解して、極圧膜である鉄硫化物を生成する機構が提唱されている⁽¹⁹⁾。また、Forbes⁽²⁵⁾が二硫化ジベンジル(DBDS)の作用機構として、生成する鉄メルカプチドは耐摩耗性に優れ、硫化鉄皮膜が極圧性を示すとされている。S-S 結合が切れやすいものほど耐摩耗性に優れ、C-S 結合の切れやすいものほど極圧性に優れる傾向にある。また、硫黄極圧添加剤の作用において、共存する酸素の影響が大きいとされる。すなわち、硫黄系極圧剤を含む潤滑油の場合、摩擦面には、FeS、FeS₂などの硫化物の他に、Fe₂O₃、Fe₃O₄などの酸化およびFeSO₄のような硫酸化合物が生成されることが報告されている^{(26), (27)}。従って、硫黄化合物の極圧作用は、硫化金属膜の低せん断性によるだけでなく、酸化物の生成が重要であり、高負荷容量のためには、表面膜中に硫化鉄と酸化鉄が共存することが必要である⁽²⁶⁾。

2.3.4 塩素系極圧添加剤

塩素系化合物、とくに塩素化パラフィンハロゲン系極圧添加剤として、最も多用されてきた。これらは、摩擦面金属と反応して、塩化第一鉄などの層状構造をもつ被膜を形成する。塩化鉄被膜の摩擦係数はその層状構造のため低いが、400°C程度までしか有効でなく、比較的低温で膜が破断するので、硫黄系化合物のように高い極圧性が得られないとされる。また、塩素は鉄よりも硫化鉄に対して反応しやすく、硫黄は塩化鉄よりも鉄に対して反応が速いので、活性塩素化合物を硫黄化合物と併用すると、まず鉄に硫黄が反応して硫化鉄を形成し、その上に塩素化合物が反応するとされている^{(16), (28)}。

2.3.5 極圧添加剤の相乗効果

リン系および硫黄系極圧添加剤は、経験的に相乗効果により、潤滑性能や耐摩耗性能が向上することが知られている。川村らの研究⁽²⁹⁾では、SUJ2製の円柱棒を2本用いたクロスピン型潤滑油試験機により、リンおよび硫黄系極圧添加剤の相乗効果を見出

している。リン酸エステルである TCP と反応性の高い硫黄系極圧添加剤を用いた場合と亜リン酸エステルと硫黄系極圧添加剤を配合すると相乗効果が認められ、また、それらは、両添加剤が反応したチオリン酸エステルに起因すると結論付けている。また、鋼球と酸化被膜を形成した鋼製ディスクによる Pin-on-Disk 試験において、TCP と硫化オレフィンの組合せにより、摩擦係数が低下し、耐摩耗性が向上することも報告されている⁽³⁰⁾。

硫黄系と金属スルホネートの併用効果により、高い切削性能が得られることが明らかにされている⁽³¹⁾。若林らの研究⁽³²⁾では、S45C 製の被削材とサーメット工具を用いた切削によって、活性硫黄とカルシウムスルホネートの相乗効果による潤滑性の向上を示し、工具すくい面に硫化鉄と炭酸カルシウムが混在する潤滑膜を形成することに起因していることを明らかにしている。

特筆すべきは、これらの添加剤の併用により化学反応が生じ、潤滑効果の高い潤滑膜を形成させている点にある。

2.4 結 言

上述した添加剤の作用機構は、摩擦試験により得られた知見であり、切削の場合の効果と相関が見られないこともたびたびある。切削では、活性の高い金属素地が露出し、工具と切屑間および工具と被削材間における摩擦面が存在するので、添加剤が作用する機構は複雑であると考えられる。現に、摩擦試験では、塩素系極圧添加剤は硫黄系のような高い極圧性能が得られないとされたが、実際の加工では、厳しい加工条件において、塩素系極圧添加剤の極圧性能が経験的に有効であるとされている。また、加工油に用いる極圧添加剤は単独で使用するよりも複数で使うことが一般的であることから、添加剤間の相乗効果に加えて、加工面に存在する複数の摩擦面および摩擦条件に選択的に作用していることが考えられる。本研究ではこのような、摩擦面における添加剤の潤滑作用機構に関する知見を基に、金属加工における添加剤の作用機構について検討する。

参考文献

- (1) M. C. Shaw, *Metal Cutting Principles*, Second Edition (Oxford University Press, New York, 2005) 15–38.
- (2) 竹山 秀彦, 切削加工 (丸善, 1980) 15–47.
- (3) J. C. Jaeger, Moving Surfaces of Heat and The Temperature at Sliding Contacts, *Proc. Roy. Soc. of New South Wales*, **76**, (1942), 203–224.
- (4) 斉藤 勲男, 研井 堅, タップの切削トルクについて, **1**, 8, 機械と工具 (1957) 21–25.
- (5) 隈部 淳一郎, 大門 守, タップの切削トルクの解析, 精密機械, **35**, 414 (1969) 464–470.
- (6) 若林 利明, 小倉 茂稔, タッピングにおける添加剤の作用に関する研究, トライボロジスト, **36**, 3 (1991) 219–227.
- (7) 隈部 淳一郎, 安田 和詔, 谷口 修, 振動切削の動的解析, 精密機械, **35**, 8 (1969) 528–535.
- (8) 日本塑性加工学会, 超音波応用加工 (森北出版, 2004) 84–89.
- (9) 隈部 淳一郎, 立花 亨, 精密振動ねじ立て, 精密機械, **48**, 8 (1982) 1002–1009.
- (10) D.-Y. Zhang & D.-C. Chen, Relief-Face Friction in Vibration Tapping, *Int. J. Mech. Sci.*, **48**, 8 (1998) 1209–1222.
- (11) B. Yin & R. Han, Investigation of the Torque Characteristics in Vibration Tapping of Hardened Steel, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, **46** (2006) 623–630.
- (12) B. Zhang, F. Yang, & J. Wang, Fundamental Aspects in Vibration-Assisted Tapping, *J. Mater. Process. Tech.*, **132** (2003) 345–352.
- (13) K.-L. Kuo, Experimental Investigation of Ultrasonic Vibration-Assisted Tapping, *J. Mater. Process. Tech.*, **192–193** (2007) 306–311.
- (14) F. P. Bowden & D. Taber, *The Friction and Lubrication of Solids* (Oxford University Press, London, 1950) 200–246.
- (15) S. Jahamir, Chain Length Effects in Boundary Lubrication, *Wear*, **102** (1985) 331–349.
- (16) 山本 雄二, 兼田 楨宏, トライボロジー (理工学社, 1998) 180–182.
- (17) Y. Yamamoto & F. Hirano, Scuffing Resistance of Phosphate Esters, *Wear*, **50** (1978) 343–348.
- (18) O. Beeck, J.W. Givens, & E. C. Williams, On The Mechanism of Boundary Lubrication. II. Wear Prevention by Addition agents, *Proc. Roy. Soc. London. Series A*, **177** (1940) 103–118.

-
- (19) D. Godfrey, The Lubrication Mechanism of Tricresyl Phosphate on Steel, *ASLE Trans*, **8** (1965) 1–11.
- (20) F.T. Barcroft & S. G. Daniel, The Action of Neutral Organic Phosphates as EP Additives, *Trans. ASME*, **87** (1965) 761–769.
- (21) 大森 俊英, 川村 益彦, りん系極圧添加剤の鉄表面における吸着と反応, *トライボロジスト*, **35**, 3 (1990) 181–187.
- (22) Y. Yamamoto & F. Hirano, Electrical Behaviour of Phosphate Esters, *Wear*, **50** (1978) 349–355.
- (23) Y. Yamamoto & F. Hirano, The Effect of The Addition of Phosphate Esters to Paraffinic Base Oils on Their Lubricating Performance Under Sliding Conditions, *Wear*, **78** (1982) 285–296.
- (24) W. Davey & E. D. Edwards, The Extrem-Pressure Lubricating Properties of Some Sulphides and Disulphides, in Mineral Oil, as Assessed by The Four-Ball Machine, *Wear*, **1** (1957/58) 291–304.
- (25) E. S. Forbes, The Load-Carrying Action of Organo-Sulphur Compounds, *Wear*, **15** (1970) 87–96.
- (26) D. Godfrey, Chemical Changes in Steel Surface During Extreme Pressure Lubrication, *ASLE Trans* **5** (1962) 57–66.
- (27) T. Murakami, T. Sakai, Y. Yamamoto, & F. Hirano, Lubricating Performance of Organic Sulfides Under Repeated Rubbing Conditions, *ASLE Trans.*, **28** (1985) 363–373.
- (28) 桜井俊男, 佐藤捷夫, 山本良雄, イオウ, 塩素混合系極圧剤の鉄腐食反応と耐荷重, *潤滑*, **10**, 5 (1965) 442–447.
- (29) 川村 益彦, 森谷 浩司, 江崎 泰雄, 藤田 憲次, 硫黄系とりん系極圧添加剤の相互作用, *トライボロジスト*, **30**, 9 (1985) 665–670.
- (30) Y. Ma, J. Liu, & L. Zheng, The Synergistic effects of EP and AW Additives with Oxynitrided Surface of Steel, *Tribology International*, **28**, 5 (1995) 329–334.
- (31) K. Hong, A. T. Riga, J. N. Vinci, Evaluation of Overbased Sulfonates as Extreme-Pressure Additives in Metalworking Fluids, *Lub. Eng.*, **49**, 1 (1993) 19–24.
- (32) 若林 利明, 横田 秀雄, 岡嶋 稔, 小倉 茂稔, 切削加工に対する油剤の効果と工具材質の影響, *トライボロジスト*, **39**, 9 (1994) 784–791.

第3章

タップ加工における金属 加工油添加剤の作用

3.1 緒言

タップやブローチ加工などの難切削では、極圧添加剤として、リン系と硫黄系の組合せや硫黄系と金属スルホネートの組合せなど、複数の極圧添加剤を併用することが多い。これは、極圧添加剤の相乗作用による潤滑効果の増進が経験的に知られているからである。一方で、金属加工油には、通常、油性向上剤も使用されている。BowdenとTaberが示した潤滑油の有効温度の概念図⁽¹⁾のように、極圧添加剤は高温域における潤滑性能を担い、油性向上剤はそれよりも低温域の潤滑性能を担う。両者を併用することで、より広い温度領域に対応する潤滑油を調製できるとされ、これが今日の潤滑油の設計指針ともいえる。また、添加剤分子が金属表面に物理的ないし化学的に吸着して潤滑効果を発揮する機構を考慮すると、吸着膜の形成において、油性向上剤と極圧添加剤との相乗作用や競合が起こり得る。

金属加工油の潤滑性能は通常複数で使用する添加剤によるものであり、これら添加剤の何らかの分子間相互作用の基に潤滑機構が成立っていると予想される。従って、このような添加剤の最適な配合について調査することで、潤滑性能の高い金属加工油を設計するための指針が得られると考えられる。また、第1章において述べたように、できるだけ少量の添加剤を効率よく配合して高性能化を目指すことが、環境対応型加工油の開発するための1つのアプローチになり得ると考えられる。

本章では、現実の問題となっている難切削であるタップ加工を対象として、極圧添加剤の潤滑効果を引き出す金属加工油添加剤の配合について検討している。Fig. 3.1に示す低速タップ加工試験機を設計・試作し、JIS規格よりも小径の下穴を用いたタップ加工により、難切削条件を模擬的に作り出した上で得られた、リン系および硫黄系極圧添加剤の相乗効果と、油性向上剤の併用による促進効果について述べる。

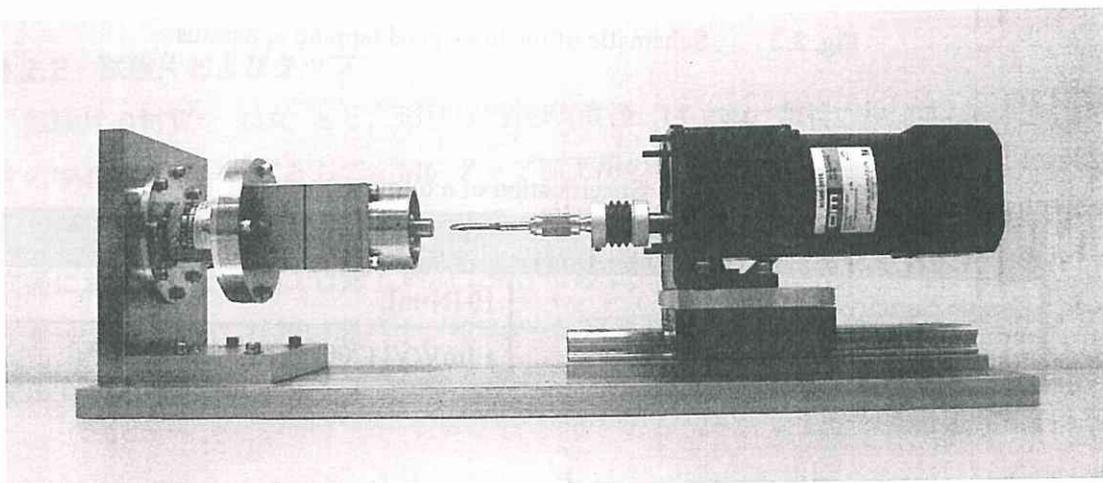


Fig. 3.1 View of the low-speed tapping apparatus.

3.2 タップ加工試験

3.2.1 実験装置

実験装置の概略を Fig. 3.2 に示す。同図の左側に、ひずみゲージ式トルク計を備えており、予め下穴を加工した円柱形の試験片がホルダに固定されている。一方、同図の右側に、モータを利用したタップの回転機構を備えており、モータはリニアモーションガイド上のスライダに固定されている。タップとモータの主軸はフレキシブルカップリングによって連結されており、試験片の下穴とタップの回転軸とのずれを吸収する。タップは自身が被削材に切り込む推進力によって、スライダと共に同図の左側に水平移動し、低速タップ加工が行われる。同装置の周辺機器の製造元、型番および仕様を Table 3.1～3.5 に纏める。

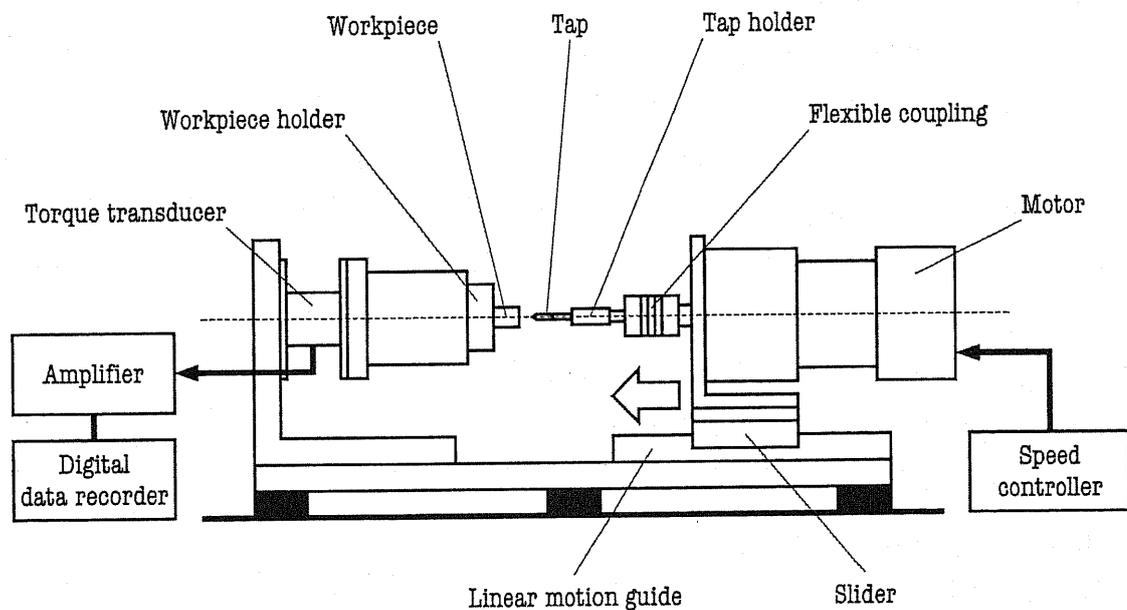


Fig. 3.2 Schematic of the low-speed tapping apparatus.

Table 3.1 Specification of a torque transducer.

Tokyo Sokki Kenkyujo / LTB-10NA	
Torque capacity	10 [N·m]
Rated output	1 [mV/V] (2000×10^{-6} strain) $\pm 2\%$

Table 3.2 Specification of a dynamic strain amplifier.

Tokyo Sokki Kenkyujo / DC-97A	
Measuring range	$\pm 100000 \cdot 10^{-6}$ [strain]
Maximum sensitivity	50×10^{-6} [strain]
Frequency response	500 [kHz]

Table 3.3 Specification of a speed controlled motor with a gear unit.

Oriental Motor / US560-501C with 5GU25KB	
Speed range	3.6 to 56.0 [rpm]
Allowable torque	2.3 to 9.1 [N·m]
Starting torque	0.37 [N·m]

Table 3.4 Specification of a flexible coupling.

Miki Pulley / CHP-26	
Allowable torque	1.4 [N·m]
Static torsion strength at 20°C	12.5 [N·m / rad]
Material	Polyester resin and aluminum

Table 3.5 Specification of a linear motion guide.

THK / SHW 35CR	
Basic load rating	35.5 [kN]
Allowable moment along the direction of motion	603 [N·m]

3.2.2 試験片およびタップ

試験片の材質を S45C とし、形状は円柱形(直径: 14 mm, 長さ: 40 mm)とした。試験片の中心軸には、下穴として、M6 タップ加工用の直径 4.6~5.0 mm の通り穴を加工した。JIS で規格される M6 タップ加工用の最小下穴径は 4.92 mm であり、それ以下の下穴径におけるタップ加工は厳しい加工条件にある。

タップは、OSG 社製の高バナジウムハイス(高速度工具鋼)の M6 ポイントタップを使用した。Table 3.6 にタップの仕様を示す。

Table 3.6 Specification of a spiral pointed tap.

OSG / EX-POT	
Thread size	M6 with a pitch of 1 [mm]
Flutes	3
Thread length	19 [mm]
Chamfer length	5 [mm]
Material	HSS with a high proportion of vanadium

3.2.3 供試油

調製した4種類の供試油の組成を Table 3.7 に示す。基油として、流動パラフィンを使用し、極圧添加剤として、リン酸トリクレジル(TCP)およびポリサルファイド(PS)を使用した。さらに、油性向上剤の影響を調査するために、Table 3.7 に示す供試油に、オレイン酸(OA)を 2.5 wt%および 5.0 wt%添加した供試油を調製した。供試油は、タップ加工前に、試験片の下穴およびタップに計 0.5 ml 供した。流動パラフィンおよび添加剤の物性を Table 3.8~3.11 に示す。

3.2.4 実験手順

試験片およびタップを洗浄するために、ヘキサンおよびアセトン中で試験片の下穴およびタップをブラッシングした後、アセトン中で超音波洗浄を3回繰り返した。その後、オーブンにより 40°C で10分間乾燥させ、それぞれを実験装置に取り付けた。試験片の下穴およびタップに供試油を計 0.5 mL 滴下し、タップをモータにより回転させながら、タップが噛込むまで、手動で試験片に押付けた。タップ加工速度を 48 rpm とし、トルク計によりタッピングトルクを計測した。このタッピングトルクを指標として、極圧添加剤の相乗効果について検討した。

Table 3.7 Sample oils.

Base oil	Liquid paraffin
Fluid A	Liquid paraffin + 5.0 wt% tricresyl phosphate (TCP)
Fluid B	Liquid paraffin + 5.0 wt% polysulfide (PS)
Fluid AB	Liquid paraffin + 2.5 wt% TCP + 2.5 wt% PS

Table 3.8 Properties of liquid paraffin.

Mean molecular weight	296
Density at 15°C	0.837 [g/cm ³]
Kinetic viscosity at 40°C	9.46 [cSt]
Flow point	-12 [°C]
Flash point	182 [°C]

Table 3.9 Properties of tricresyl phosphate (TCP).

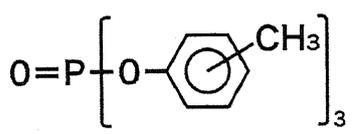
Structure	
Molecular weight	368
Density at 20°C	1.18 [g/cm ³]
Kinetic viscosity at 25°C	70 [cSt]
Flow point	-26 [°C]
Flash point	234 [°C]

Table 3.10 Properties of polysulfide (PS).

Structure	$\text{H}_{25}\text{C}_{12}-\text{S}_5-\text{C}_{12}\text{H}_{25}$
Molecular weight	499
Density at 20°C	1.01 [g/cm ³]
Kinetic viscosity at 40°C	164 [cSt]
Flow point	Below -20 [°C]
Flash point	139 [°C]

Table 3.11 Properties of oleic acid (OA).

Structure	$\begin{array}{c} \text{H}_{17}\text{C}_8 \quad \text{C}_7\text{H}_{17}\text{COOH} \\ \quad \quad \quad \diagdown \quad \diagup \\ \quad \quad \quad \text{HC}=\text{CH} \end{array}$
Molecular weight	282.46
Density at 20°C	0.89 [g/cm ³]
Flow point	13 [°C]
Flash point	187 [°C]

3.3 摩擦係数の計測

3.3.1 実験装置

摩擦係数の計測を行うために、Fig. 3.3 に示す市販の曾田式振り子型油性摩擦試験機を使用した。同試験機は、4 個の軸受球と 1 本の鋼製ローラーピンにより構成される pin-on-ball 型の点接触型摩擦試験機である。ローラーピンは T 型振子の中心に固定され、さらに油槽に固定された 4 個の軸受球により支持される。T 型振子の左右および下部には、錘が取付けられており、接触荷重および振動周期を設定することができる。振子の下部に取付けられた指針および基板上の目盛板を用いて、振れ角を読み取り、振子の自由振動における減衰の割合から摩擦係数を計測する。同試験機の特徴は、最大接触圧力 1.5 GPa および最大滑り速度 0.75 m/s という高圧・低速度条件において、境界潤滑状態を作り出し、潤滑油の油性効果を計測できることである。基本仕様を Table 3.12 に示す。

3.3.2 供試油

調製した 4 種類の供試油の組成を Table 3.13 に示す。基油として、モレキュラーシーブスにより精製したヘキサデカンを使用した。各供試油の極圧添加剤およびその濃度比はタップ加工試験と同様のものを使用している。ヘキサデカンおよびモレキュラーシーブスの物性を Table 3.14 および 3.15 に示す。

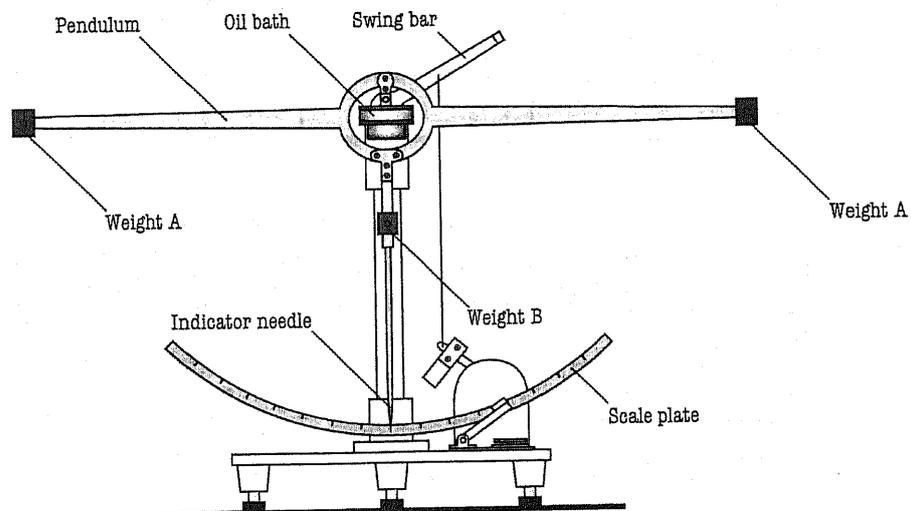


Fig. 3.3 Soda's pendulum-type friction tester.

Table 3.12 Specification of Soda's pendulum-type friction tester.

Shinko Engineering / Pendulum-type oiliness friction tester	
Steel ball	JIS B1501, 4.76 [mm]
Roller pin	SUJ2 (JIS G4805), $\phi 2 \times 30$ [mm]
Maximum oscillating angle	0.7 [rad]
Oscillation period	4 [s]
Maximum contact pressure	1.5 [GPa]
Mean contact pressure	1.0 [GPa]
Maximum sliding speed	0.75 [mm/s]

Table 3.13 Sample oils for friction tests.

Base oil	Hexadecane
Fluid A	Hexadecane + 0.010 wt% tricresyl phosphate (TCP)
Fluid B	Hexadecane + 0.010 wt% polysulfide (PS)
Fluid AB	Hexadecane + 0.005 wt% TCP + 0.005 wt% PS

Table 3.14 Property of hexadecane.

Mean molecular weight	226.44
Density at 20°C	0.77 [g/cm ³]
Flow point	17 [°C]
Flash point	136 [°C]
Purity	Over 98%

Table 3.15 Property of molecular sieves.

Wako Pure Chemical Industries / Molecular Sieves 5A ¹ / ₁₆	
Pore diameter	5 [Å]
Columnar diameter	1.6 [mm]
Columnar Length	2~6 [mm]

3.3.3 実験手順

供試油に触れる部品(軸受球, ローラーピン, 油槽, 軸受球およびローラーピンの治具)をヘキサンで1回, アセトンで2回, それぞれ5分間超音波洗浄した後, ドライヤーで乾燥させた. 4個の軸受球を油槽に固定し, 油槽を振子試験機に設置した. 油槽を4 mLの供試油で満たし, T型振子に固定したローラーピンを4個の軸受球の上に静置した. 油槽中の供試油が室温(25°C)になるまで15分間置き, スイングバーを利用して, 振子に初期角度 0.5 rad を与え, 試験を開始した. 目盛板を利用して振子の振れ角を記録し, 式(3.1)より摩擦係数 μ を算出した. ただし, m は振子の質量, g は重力加速度, r はローラーピン半径, W はローラーピンにかかる荷重, A_0 は初期振れ角, および A_n は n 回目の振れ角を示している.

$$\mu = \frac{mgl}{4rW} \frac{(A_0 - A_n)}{n} \quad (3.1)$$

3.4 残留膜厚さおよび破断率の計測

3.4.1 実験装置

中野と眞鍋⁽²⁾は、鋼-油-水銀システムを対象とした複素インピーダンス計測により、油膜厚さおよび破断率を定量化するための装置を開発した。同装置の概略を Fig. 3.4 に示す。本研究では同装置を利用して、供試油の残留膜厚さおよび破断率を計測した。潤滑面は、鋼球(材料: SUJ2, 直径: 15 mm)と水銀より構成されており、その間に供試油が介在している。鋼球は磁石によって上部ホルダと連結しており、同ホルダは Z 軸方向に変形可能な板ばね(剛性: 1330 N/m)に取り付けられている。板ばねは自動 Z ステージに取り付けられており、同ステージを下方へ移動させることによって、鋼球が水銀中に押込まれて、水銀の静水圧によって荷重が印加される。一方、水銀を保持するステンレス製容器は、絶縁板を介して、ホット&クールバスによって、 $\pm 0.1^{\circ}\text{C}$ の精度で温度制御が可能である。さらに、ステンレス製容器の他に、水銀のみを満たしたステンレス製の小容器が設置してある。この水銀に熱電対を挿入し、PID 制御によって、供試油の温度を間接的に制御する。さらにステンレス製の容器および上部ホルダから、電極を取得することにより、システムの複素インピーダンス計測を行う。垂直荷重は、板ばね支持部に固定した非接触式レーザー変位計を用いて計測する。また、システムの複素インピーダンス(絶対値: $|Z|$, 偏角: θ)は、GPIB インターフェースを介して、パーソナルコンピュータに取込まれ、変位計からの信号(荷重: W)は、デジタルデータレコーダによって記録される。なお、同装置は除振台に設置されており、外部からの振動を遮断できる。

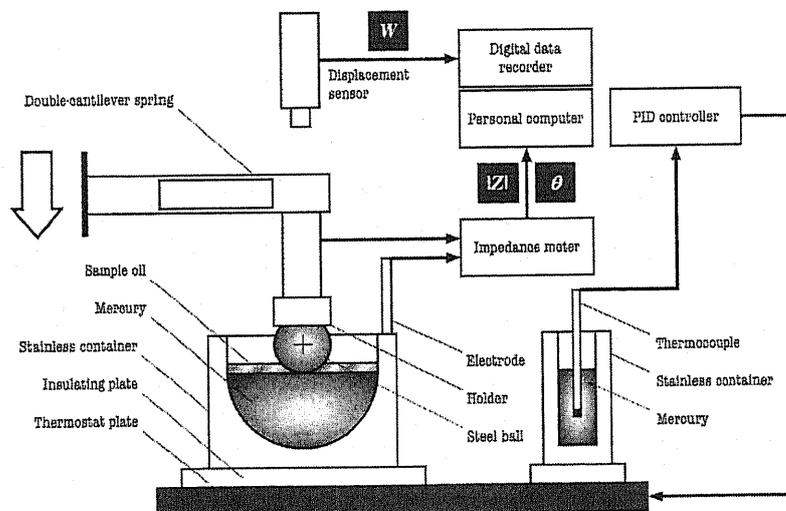


Fig. 3.4 Schematic of the steel-oil-mercury apparatus.

3.4.2 供試油

振子式摩擦試験の場合と同様の組成のものを使用した(Table 3.6 参照), 基油として, モレキュラーシーブスにより精製したヘキサデカンを使用した. 水銀は, 夾雑物を除去するために試験毎にアセトンと混合し, 分液ロートを用いて精製した. また, アマルガムなどの水銀合金の生成を回避するために, 定期的にすべての水銀を交換した. 水銀の物性を Table 3.16 に示す.

Table 3.16 Property of mercury.

Mean molecular weight	13.55
Vapor pressure at 20°C	1.73 [Pa]
Flow point	-38.88 [°C]
Boiling point	356.7 [°C]
Purity	99.5 [%]

3.4.3 実験手順

供試油に触れる部品(ステンレス製容器, 軸受球, ホルダ, 電極)をアセトン中で 10 分間超音波洗浄し, オープンで 20 分間乾燥させ, 室温に戻るまで空冷した. すべての部品を装置に取付け, 電極と LCR メータとを接続した後, ステンレス製容器を 20 mL の水銀で満たし, ホット&クールバスによって水銀の温度を設定した.

設定温度に到達した後, 15 分間静置した. 荷重を印加するために, Z 軸ステージにより, 軸受球を水銀中に押し込み, 外部抵抗 R_0 を求めるために, 軸受球と水銀間の直接接合における複素インピーダンス(絶対値: $|Z|$, 偏角: θ)を計測した.

軸受球を水銀中より引出した後, 初期膜厚を 1 mm にするため, 水銀面上にサンプルオイルを 2 mL 供し, 定常状態になるまで, 15 分間静置させた. 再度, 荷重を印加するために, Z 軸ステージにより, 軸受球を水銀中に押し込み, 残留膜厚さと破断率を取得するために, 鋼-油-水銀系の複素インピーダンスを計測した.

3.4.4 残留膜厚および破断率

鋼-油-水銀系の物理モデルと電気モデルを Fig. 3.5 に示す. 同モデルは, 鋼球面と水銀面の間に厚さ d の油膜が存在し, 全接触面積を S , 接触面内の油膜の破断率を α とするとき, αS の部分で, 鋼と水銀が直接接触していることを表している. 同モデルに基づくと, 接触面の油膜厚さ d および破断率 α は次式より与えられる.

$$d = \frac{-(1-\alpha)\varepsilon\omega S|Z|}{\sin\theta} \left\{ 1 - \frac{2R_0}{|Z|} \cos\theta + \left(\frac{R_0}{|Z|} \right)^2 \right\} \quad (3.1)$$

$$\alpha = \frac{R_0}{|Z|} \left(\cos\theta + \frac{\sin\theta}{\gamma\varepsilon\omega} - \frac{R_0}{|Z|} \right) \left\{ 1 - \frac{2R_0}{|Z|} \cos\theta + \left(\frac{R_0}{|Z|} \right)^2 \right\}^{-1} \quad (3.2)$$

ここで、 ε および γ は油膜の誘電率と抵抗率を表し、 ω はインピーダンス計測のために印加する交流電圧の周波数、 R_{10} は油膜が完全に破断したとき($\alpha=1$)の接触部の抵抗値、 R_0 は外部抵抗値を表す。よって、複素インピーダンス Z の絶対値 $|Z|$ および偏角 θ を計測することにより、取得したデータを常識に代入して、油膜厚さ d および破断率 α を同時に得ることができる。

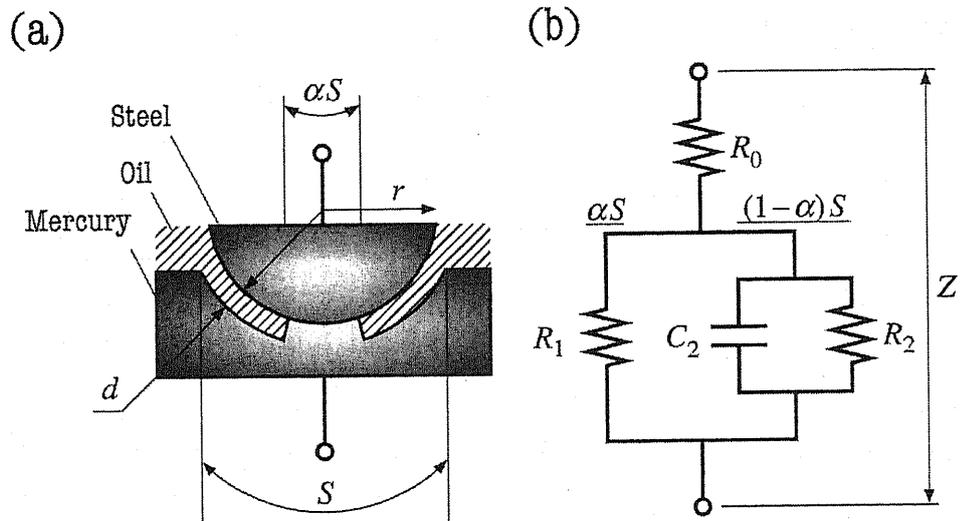


Fig. 3.5 Steel-oil-mercury system; (a): physical model, (b): electrical model.

3.5 結果および考察

3.5.1 取得信号

トルク計より得られたタッピングトルクの信号を Fig. 3.6 に示す。同図の横軸は、タップの進行方向において、ねじ山の加工が完了した距離を示している。Fig. 3.7 に示すように、タップの切刃が下穴に接触して(同図 a), 食付き部が完全に嚙込むまで(同図 b), タッピングトルクは上昇する。その後、タッピングトルクは変動を伴いながら一定の値に漸近する(同図 c)。すべての下穴径において、加工距離 0 mm まで、タッピングトルクは増加し、その後、変動しながら漸近値を示す。また、下穴が小径であるほど、漸近値またはタッピングトルクの変動は大きい。

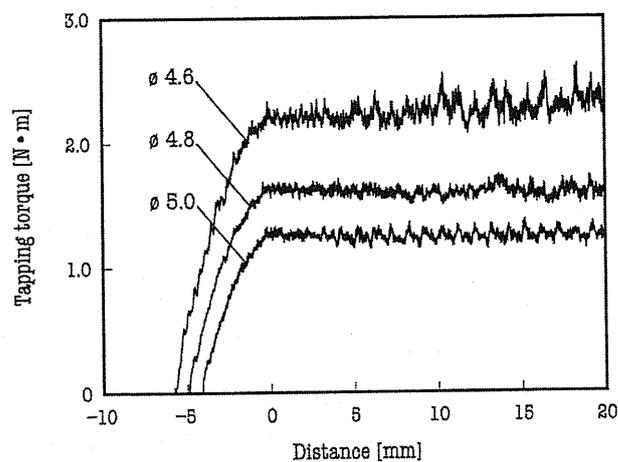


Fig. 3.6 Variation in signals of the tapping torque according to the distance at which the full internal threads are fabricated with base oil.

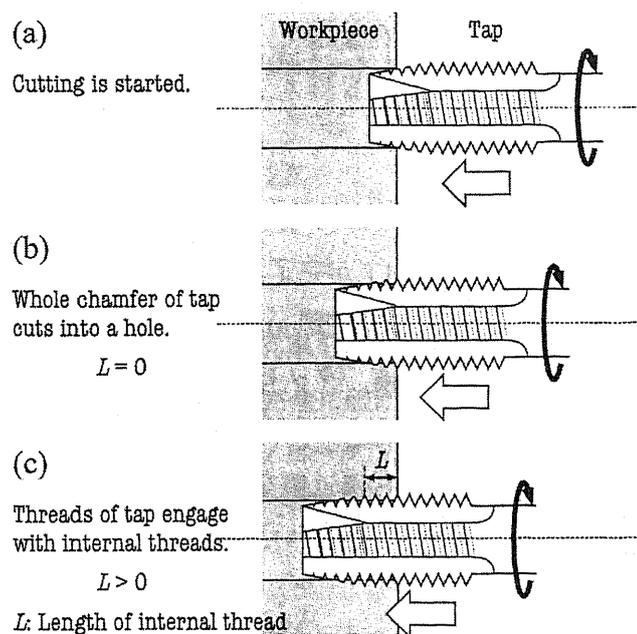


Fig. 3.7 Fabrication of the internal thread in tapping.

3.5.2 タッピングトルクに及ぼす下穴径の影響

タッピングトルクの信号を評価するために、平均タッピングトルク(N_{mean})および最大タッピングトルク(N_{max})を導入した。前者は、加工距離 2~6 mm における平均タッピングトルクであり、正常な切削に要するタッピングトルクを意味する。一方、後者は、加工距離 6 mm 以上における最大タッピングトルクであり、異常な切削に要するタッピングトルクを意味する。Fig. 3.8 に示すように、各供試油を用いた場合の N_{mean} および N_{max} は下穴が小径であるほど増加し、下穴径 4.6 mm の場合に特に大きい値を示す。すなわち、下穴径 4.6 mm が最も厳しい加工条件であることを示している。

3.5.3 極圧添加剤の相乗効果

Fig. 3.9 に示すように、極圧添加剤(TCP または PS)を加えた Fluid A, B, および AB を用いるとき、Base oil と比較して、 N_{mean} および N_{max} の値は小さい。さらに、すべての条件において、Fluid AB を用いるとき、 N_{mean} および N_{max} の値は、Fluid A または B のそれよりも小さい。極圧添加剤の相乗効果により N_{mean} および N_{max} の値が減少していると考えられる。

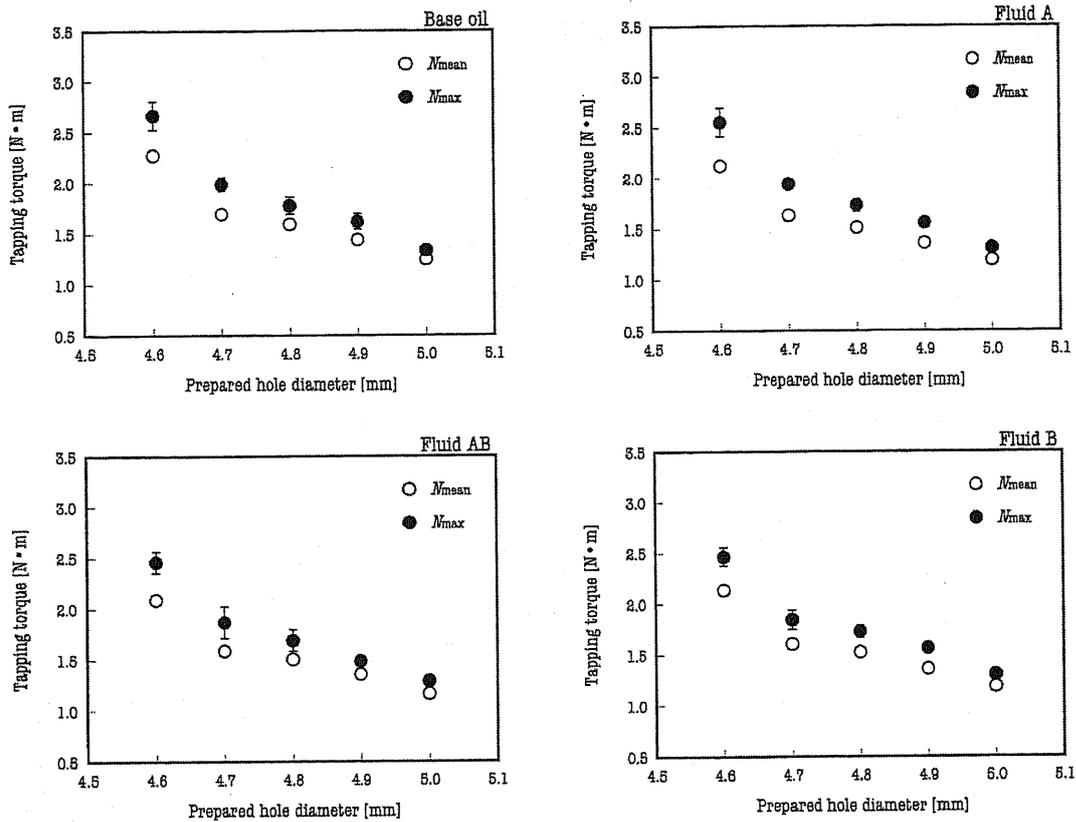


Fig. 3.8 Effects of the prepared hole diameter on the tapping torque in the four types of lubricated conditions; open circle: mean tapping torque N_{mean} , solid circle: maximum tapping torque N_{max} , error bar: standard deviation of five measurements.

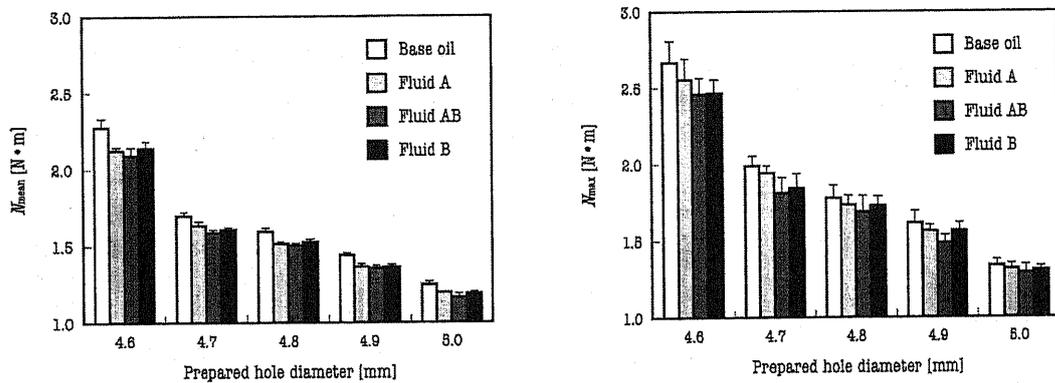


Fig. 3.9 Effect of extreme-pressure (EP) agents on tapping torques with five types of prepared hole diameters.

3.5.4 極圧添加剤の相乗効果に及ぼす油性向上剤の影響

供試油に及ぼすオレイン酸(OA)の影響を Fig. 3.10 に示す。下穴径 4.6 mm のタップ加工により、 N_{mean} および N_{max} の値を得た。前述のように、OA を添加しないとき、Fluid AB における N_{mean} の値は、Fluid A または B のそれよりも小さい。しかし、OA を 2.5 wt%

または 5.0 wt% 添加するとき, Fluid AB における N_{mean} の値は, Fluid A または B のそれより必ずしも小さくはない. OA の添加によって, 極圧添加剤の相乗効果が阻害されたと考えられる. 一方, N_{max} の場合, OA を 2.5 wt% 添加するとき, Fluid AB における値は Fluid A または B のそれより明らかに小さい. この場合, OA の添加によって, 極圧添加剤の相乗効果が促進されていると考えられる. しかし, 5.0 wt% の OA を添加するとき, Fluid AB における値は Fluid A または B のそれよりも大きい. 極圧添加剤の相乗効果を促進するような油性向上剤(OA)の最適濃度が存在すると考えられる.

3.5.5 極圧添加剤および油性向上剤の最適濃度

Fig. 3.11 に示すように, Fluid A を用いるとき, OA を 2.5 wt% 添加することにより, すべての条件の中で N_{mean} の値は最小となる. 一方, N_{max} の値は, OA を 5.0 wt% 添加するときに最小となる. N_{mean} と N_{max} の値を最小にするような極圧添加剤(TCP および PS) と油性向上剤(OA)の最適濃度が異なることを示している.

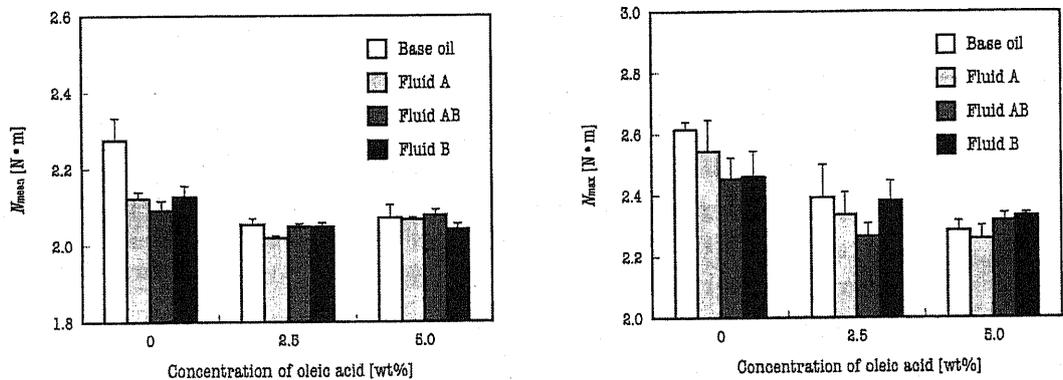


Fig. 3.10 Effect of the EP agents with regard to the oiliness agent, oleic acid; prepared hole diameter: 4.6 mm; error bar: standard deviation of five measurements.

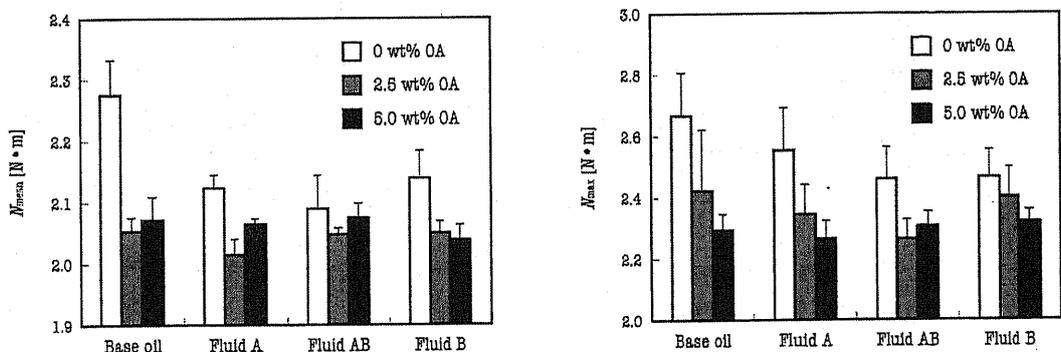


Fig. 3.11 Effect of the concentration of the oiliness agent, oleic acid on tapping torques; prepared hole diameter: 4.6 mm; error bar: standard deviation of five measurements.

3.5.6 金属加工油調製のための添加剤の最適配合比

Fig. 3.10 に基づいて、添加剤を加えた場合におけるタッピングトルクの t 検定を行った。その結果を Table 3.17 に示す。OA が 2.5 wt% のとき、Fluid A における N_{mean} は最小となり、Fluid A と AB、A と B の間に 95% 以上の信頼度で有意差がみられた。すなわち、5.0 wt% の TCP および 2.5 wt% の OA の組合せが最適な配合であり、通常の切削状態に対して潤滑効果が高いと考えられる。その他、OA が 5.0 wt% のとき、Fluid B における N_{mean} は最小となり、Fluid B と AB の間に有意差がある。この条件では、TCP と PS の混合よりも PS 単体で配合したほうが通常の切削状態における潤滑効果は高いことを示している。一方、OA が 2.5 wt% のとき、Fluid AB における N_{max} は最小となり、Fluid B と AB の間に有意差がある。PS のみよりも TCP と PS を混合したほうが、異常な切削状態に対して、潤滑効果があるものと考えられる。

さらに、Fig. 3.11 に基づいて、同様に t 検定を行った結果を Table 3.18 に示す。Fluid A を用いるとき、OA が 2.5 wt% における N_{mean} が最小となり、OA の濃度の組合せの間で 99% 以上の信頼度で有意差がみられた。すなわち、TCP のみの場合よりも、OA を添加したほうが、潤滑効果は増し、5.0 wt% の TCP および 2.5 wt% の OA の組合せが最適な配合であることを示している。Fluid AB を用いるとき、OA が 2.5 wt% における N_{mean} が最小となり、2.5 wt% および 5.0 wt% の間に有意差がある。すなわち、OA を過剰に添加すると、潤滑効果が減少することを示している。一方、その他の N_{mean} および N_{max} に関して、OA が 0 wt% と 2.5 wt% の間、かつ 0 wt% と 5.0 wt% の間で有意差がみられ、OA の濃度の増加とともにそれぞれの潤滑効果が増加していることを示している。

Table 3.17 Statistical difference in N_{mean} and N_{max} according to the sample oils; OA: oleic acid, *: significant, p -value < 0.05, blanks: not significant, p -value > 0.05.

N_{mean}	0 wt% OA	2.5 wt% OA	5.0 wt% OA	N_{max}	0 wt% OA	2.5 wt% OA	5.0 wt% OA
Fluid A vs. Fluid AB		*		Fluid A vs. Fluid AB			
Fluid AB vs. Fluid B			*	Fluid AB vs. Fluid B		*	
Fluid A vs. Fluid B		*		Fluid A vs. Fluid B			

Table 3.18 Statistical difference in N_{mean} and N_{max} according to the concentration of oleic acid OA; **: highly significant, p -value < 0.01, *: significant, p -value < 0.05, blanks: not significant, p -value > 0.05.

N_{mean}	Fluid A	Fluid AB	Fluid B	N_{max}	Fluid A	Fluid AB	Fluid B
0 wt% vs. 2.5 wt%	**		**	0 wt% vs. 2.5 wt%	*	**	
2.5 wt% vs. 5.0 wt%	**	*		2.5 wt% vs. 5.0 wt%			
0 wt% vs. 5.0 wt%	**		**	0 wt% vs. 5.0 wt%	**	*	*

さらに, Fig. 3.10 および 3.11 に基づいて作成した, N_{mean} および N_{max} の等高線図を Fig. 3.12 に示す. 同図では縦軸に示すオレイン酸 OA の配合比と横軸に示すトリクレジルフォスフェート TCP とポリサルファイド PS の配合比との関係を示している. また, 薄色の部分はタッピングトルクが小さいことを, 濃色の部分はタッピングトルクが大きいことを示している. N_{mean} は配合比(OA : TCP : PS)が 1 : 2 : 0 のときに, N_{max} は配合比(OA : TCP : PS)が 1 : 1 : 1 および 2 : 2 : 0 のときに最小となり, これが最適な配合であることを示している. つまり, N_{mean} が表す定常切削状態には, TCP と OA の組合わせ, 一方で, N_{max} が表す異常切削状態には, OA, TCP, および PS の組合せと OA と TCP の組合せが有効である.

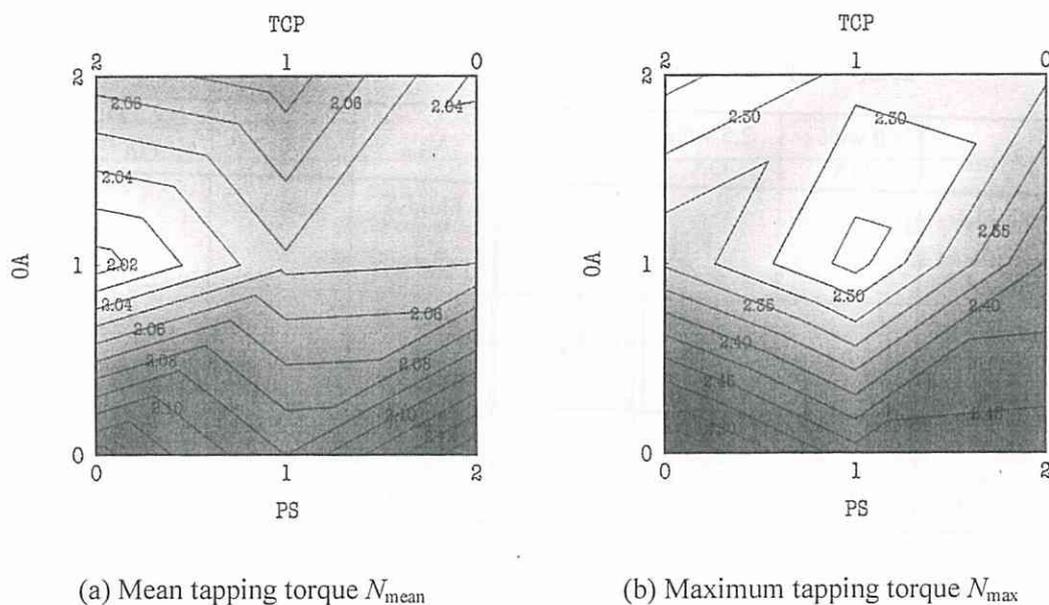


Fig. 3.12 Contour plots of the mean tapping torque and maximum tapping torque; light part: smaller tapping torque, dark part: larger tapping torque.

3.5.7 摩擦係数に及ぼす添加剤の配合比の影響

振子型摩擦試験機を用いて計測した摩擦係数の等高線図を Fig. 3.13 に示す。縦軸と横軸は Fig. 3.12 と同様に配合比を示している。ここで、薄色部分は摩擦係数が小さいことを、濃色部分は大きいことを示している。オレイン酸の配合比が高くなるにつれて、摩擦係数は低くなる傾向にあり、配合比(OA : TCP : PS)が1 : 2 : 0 のとき、薄色の部分が示すように、急に摩擦係数が落ち込んでいる。また、配合比(OA : TCP : PS)が0 : 2 : 0 のとき、摩擦係数が特に高いことがわかる。つまり、TCP のみでは摩擦係数が高いが、TCP と OA を組合せることで、摩擦係数の低減に有効となる。

3.5.8 残留膜厚さおよび破断率に及ぼす添加剤の配合比の影響

同様に、銅-油-水銀系による油膜厚さの計測装置を用いて計測した残留膜厚さ(左図)と油膜の破断率(右図)の等高線図を Fig. 3.14 に示す。左図の薄色部は、残留膜が厚い部分を、濃色部は残留膜が薄い部分を示している。一方、右図の薄色部は、残留膜の破断率が低い部分を、濃色部は高い部分を示している。左図では、配合比(OA : TCP : PS)が1 : 2 : 0 ~ 2 : 2 : 0 にかけて、残留膜が特に厚く、他の配合の場合より 500 nm 以上大きい。加えて、右図より、配合比(OA : TCP : PS)が0 : 2 : 0 以外は破断率が0を示し、残留膜が破断しないことを示している。つまり、TCP のみでは、残留膜が薄く、破断しやすいが、TCP と OA を組合せることで、残留膜が厚膜化し、破断しなくなる。

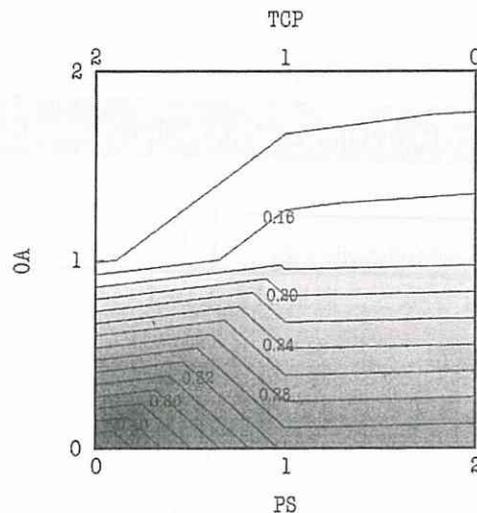


Fig. 3.13 Contour plots of the friction coefficient; light part: smaller friction coefficient, dark part: larger friction coefficient.

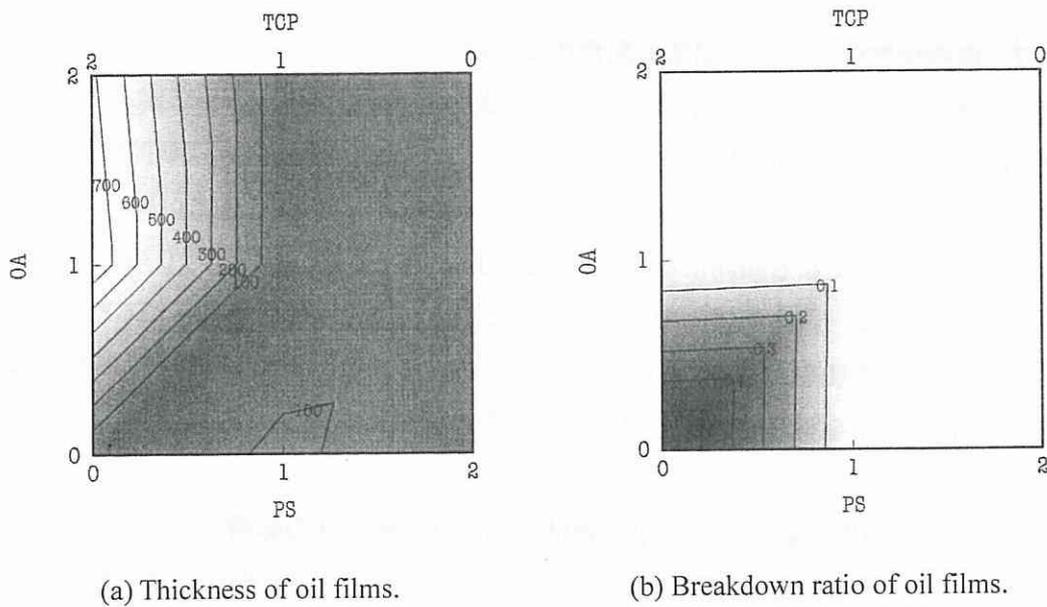


Fig. 3.14 Contour plots of the thickness of oil films and the breakdown ratio of oil films; light part: thicker oil films, dark part: thinner oil films.

3.5.9 加工精度に及ぼす金属加工油の影響

ねじ用限界ゲージを用いて、タップ加工したすべてのめねじの寸法精度が、JIS 2 級以上であり、下穴径を狭くしたタップ加工において実用的な寸法精度を損なわないことを確認した。限界ゲージの形状を Table 3.19 に示す。

Table 3.19 Specification of a thread plug gauge.

OSG / Limit gauge for metric screw threads	
Thread size	M6 × 1
Class	JIS 2 (ISO H6)

3.5.10 温度上昇量の推定

Fig. 3.12~3.14 の等高線図に共通することは、OA と TCP の組合せによって潤滑作用が向上される点にある。つまり、先述したように、TCP と OA の組合せは、残留膜を厚膜化し、定常切削トルクや摩擦係数の低減に有効である。摩擦係数や残留膜厚さの計測は、常温下における定常状態で行っているため、タップ加工において、比較的条件の厳しくない箇所の潤滑に寄与していると考えられる。例えば、タップのならし面と被削材、切屑と被削材、切屑同士の摩擦面が挙げられる。

一方、 N_{max} の等高線図において、TCP、PS、および OA の組合せにおいて、潤滑効果が現れている。先述のように、 N_{max} は異常な切削、つまり焼付きのような突発的に生じる厳しい切削状態を示していると考えられるので、供試油の極圧効果により N_{max}

が減少したものと考えられる。

[切削熱の計算]

タップの切削温度を計算すると、タップ食付部の切刃がすべて食い込んでいるときのタッピングトルクを N [N・m] とし、タップ加工速度を V [m/s] とすると、単位時間あたりに要するエネルギー W [J/s] は、式(3.3)となる。ここで、タッピングトルクは、切刃の切削より生じるものとする。

$$W = \frac{NV}{r_1} \quad (3.3)$$

タップ加工は複数の切刃により切削を行うが、それぞれの刃で生じる切削現象を平均化して、1つの切刃において生じているものとする、単位時間あたりに排出される切屑の温度上昇が ΔT [K] となるために必要な熱エネルギーは式(3.4)のように表すことができる。ここで、 c [J / kg・K] は切屑の平均比熱(S45C の比熱)、 ρ [kg/m³] は切屑の密度、 b_c [m] は切屑幅、 t_c [m] は切屑厚さ、 V_c [m/s] は切屑の流出速度である。

$$q_c = c\rho b_c t_c V_c \Delta T \quad (3.4)$$

タップの切削エネルギーがすべて切屑の温度上昇に使われたとすると、

$$W = q_c \quad (3.5)$$

であるので、式変形より、 ΔT は式(3.7)のように表すことができる。

$$\frac{NV}{r_1} = c\rho b_c t_c V_c \Delta T \quad (3.6)$$

$$\Delta T = \frac{NV}{r_1 c\rho b_c t_c V_c} \quad (3.7)$$

ここで2次元切削理論が成り立つと仮定すると、式(2.10)より切屑厚さ t_c [m] は、切込み深さ t [m] を用いて式(3.8)のように算出できる。タップ加工における切込み深さをタップ半径 r_1 [m] と下穴半径 R [m] の差とする。さらに切屑の流出速度 V_c [m/s] は、2次元定常切削モデルより、式(2.13)のように表すことができる。ここで、 ϕ はせん断角、 α は切刃すくい角を表す。

$$\begin{aligned}
 t_c &= \frac{\cos(\phi - \alpha)}{\sin \phi} t \\
 &= \frac{\cos(\phi - \alpha)}{\sin \phi} (r_1 - R)
 \end{aligned}
 \tag{3.8}$$

$$V_c = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} V
 \tag{2.13}$$

従って、式(3.5)より、

$$\begin{aligned}
 \Delta T &= \frac{NV}{r_1 c \rho b_c t_c V_c} \\
 &= \frac{NV}{r_1 c \rho b_c \frac{\cos(\phi - \alpha)}{\sin \phi} (r_1 - R) \frac{V \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)}} \\
 &= \frac{N}{r_1 (r_1 - R) c \rho b_c}
 \end{aligned}
 \tag{3.9}$$

となる。TCP : PS : OA の配合が 1 : 1 : 1 のときの N_{\max} の値を用いて、 $N = 2.25 \text{ [N}\cdot\text{m]}$ とする。ここで

$$\begin{aligned}
 r_1 &= 3 \times 10^{-3} && \text{[m] (M6 タップ半径)} \\
 R &= 2.3 \times 10^{-3} && \text{[m] (下穴半径)} \\
 c &= 492 && \text{[J/kg}\cdot\text{K]} \text{ (S45C)} \\
 \rho &= 7800 && \text{[kg/m}^3\text{]} \text{ (S45C)}
 \end{aligned}$$

であり、切屑幅はタップ刃のピッチ程度となるので、 $b_c = 1 \times 10^{-3} \text{ [m]}$ とすると、 $\Delta T = 280 \text{ [K]}$ となる。この値は、タップ形状を単純化して算出したものであり、工具や被削材への熱エネルギーの移動を考慮していないが、発熱により、極圧添加剤である TCP および PS と被削材表面との化学反応が促進され、潤滑効果を有する低せん断性のリン酸鉄や硫化鉄被膜が形成され得ることを示している。

3.5.11 金属加工油添加剤の処方

Fig. 3.12 に示す等高線図に基づくと、通常(定常)切削においては、TCP と OA の組合せが有効であり、焼付きなどに起因する異常な切削においては、TCP, PS, および OA の組合せと、TCP と OA の組合せが有効である。前者は、比較的条件が穏やかな境界

潤滑面に対して、潤滑効果を作用すると考えられる。一方、後者は極圧効果の促進を意味していると考えられる。従って、金属加工油添加剤の処方として、単純に軽切削には前者の組合せが、重難切削には後者の組合せが有効であることがわかる。さらに、幅広い加工条件に適応するような金属加工油添加剤を処方するためには、Fig. 3.12 に示すような通常および異常な切削に対応する配合を総合して考慮すべきである。通常および異常な切削に対応する最適な配合を組み合わせると Fig. 3.15 に示すように、A と B の2種類の配合が有効であると考えられる。

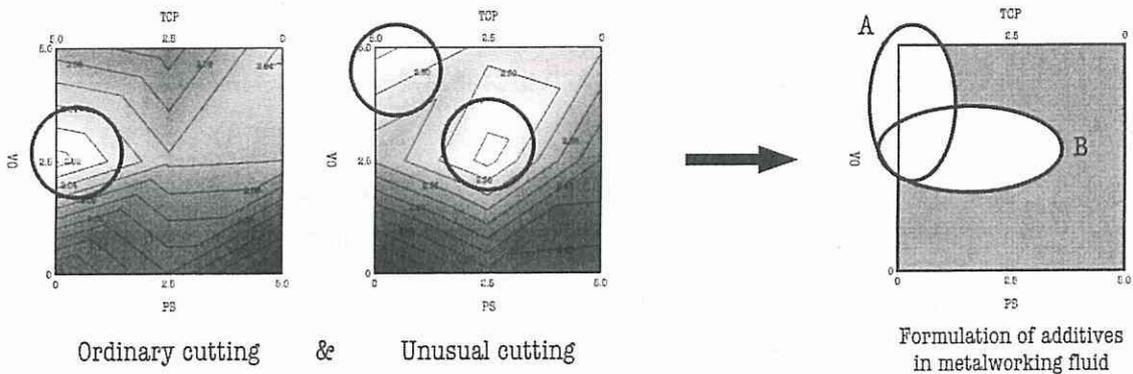


Fig. 3.15 Formulation of additives in metalworkig fluids.

ここで、金属加工油の極圧効果を引き出す配合について考える。Fig. 3.11 に示すように、OA の増加とともに、最大タッピングトルクが減少し、一見、OA の油性効果が極圧効果に寄与している。最大タッピングトルクは突発的なタッピングトルクの上昇値を示しているが、これは、切屑の詰まりによる局所的な焼付きに起因すると考えられる。OA の油性効果は、このような焼付きが生じる以前に、切屑同士の境界や、切屑とタップの境界面において、金属の直接接触を防ぎ、焼付きが生じるきっかけを予防していると考えられる。TCP および OA の組合せにおいても、Fig. 3.14 に示す結果より、潤滑膜が厚膜化しているのも、同様の効果によって、最大タッピングトルクを減少させているものと推察される。

一方、極圧添加剤の極圧効果は通常、高温・高圧下において、低せん断性の固体潤滑膜を形成し、金属の直接接触部を低減させ、摩擦係数の低減効果および耐焼付効果を発揮するとされている。TCP, PS, および OA の組合せが、平均タッピングトルクではなく最大タッピングトルクの減少させている特有の組み合わせであることから、焼付きが発生する摩擦熱の発生によって、極圧添加剤である PS および TCP の作用により潤滑膜を形成していると考えられる⁽³⁾⁻⁽⁶⁾。

従って、金属加工油添加剤の処方として、比較的條件が厳しくない切削には A の領域を対象として添加剤を配合することが有効、重難切削には B の領域を対象として添

添加剤を配合することが有効であると考えられる。また、金属加工油は一定量を工作機械中で循環させて使用するのので、酸性であるオレイン酸の量を増やしすぎると、機械部品や被削材の腐食が生じる可能性がある。従って、A の領域を対象として調製した加工油は、少量かつ加工油を循環させない MQL 加工に活用させることが最適であると考えられる。ただし、MQL 加工では、ミストが微量に大気中へ拡散して人が吸引する可能性があるのので、生分解性の高いポリオールエステルなどのエステル系添加剤を使用されており、必ずしも TCP は適切ではない。しかし、切削性能が向上するならば環境面とのバランスを考慮しつつ、このような加工油を使用することは有効であると考えられる。

3.6 結 言

JIS 規格よりも小径である直径 4.6 mm の下穴を施した S45C 製の試験片を用いて、低速 M6 タップ加工を行い、難切削条件下における極圧添加剤および油性向上剤の潤滑効果と配合比の関係について、(1)~(3)の知見を得た。さらに、振子試験による摩擦係数の計測および鋼-油-水銀系による残留膜厚さの計測より、(4)および(5)の結論を得た。

- (1) 流動パラフィンに極圧添加剤であるリン酸トリクレジル(TCP)または、ポリサルファイド(PS)を添加した供試油により N_{mean} および N_{max} の値は減少する。
- (2) TCP および PS を単独かつ同濃度で添加するよりも、併用するほうが N_{mean} および N_{max} の値は小さくなり、相乗効果が得られる。
- (3) TCP, PS, および油性向上剤であるオレイン酸(OA)を併用する場合、 N_{mean} および N_{max} の値を減少させる添加剤の最適濃度が存在する。また、 N_{mean} および N_{max} を最小とする添加剤の最適濃度は異なり、前者は、配合比(OA:TCP:PS)が 1:2:0 のとき、すなわち、TCP と OA を併用することにより最小となる。一方、後者は配合比が 1:1:1 および 2:2:0 のとき、すなわち、TCP, PS, および OA の併用、または、TCP および OA を併用することにより最小となる。
- (4) OA の濃度の増加とともに摩擦係数は減少するが、配合比(OA:TCP:PS)が 1:2:0 のとき、すなわち、TCP と OA を併用することにより摩擦係数はより減少する。
- (5) 配合比(OA:TCP:PS)が 1:2:0 および 2:2:0 のとき、すなわち、TCP と OA を併用することにより残留膜が最も厚膜化する。

参考文献

- (1) F. P. Bowden & D. Taber, *The Friction and Lubrication of Solids* (*Oxford University Press, London*, 1950) 200–246.
- (2) K. Manabe & K. Nakano, Breakdown of Oil Films and Formation of Residual Films, *Tribology International*, **41**, 11 (2008) 1103–1113.
- (3) D. Godfrey, *ASLE Trans*, Chemical Changes in Steel Surface During Extreme Pressure Lubrication, **5** (1962) 57–66.
- (4) 大森 俊英, 川村 益彦, りん系極圧添加剤の鉄表面における吸着と反応, トライボロジスト, **35**, 3 (1990) 181–187.
- (5) F.T. Barcroft & S. G. Daniel, The Action of Neutral Organic Phosphates as EP Additives, *Trans. ASME*, **87** (1965) 761–769.
- (6) 川村 益彦, 森谷 浩司, 江崎 泰雄, 藤田 憲次, 硫黄系とりん系極圧添加剤の相互作用, トライボロジスト, **30**, 9 (1985) 665–670.

第4章

タップ軸方向加振による金属 加工油添加剤の作用の増進

4.1 緒言

金属加工性能を向上させるために、金属加工油を開発は重要であり、そのアプローチとして、金属加工油添加材の性能を向上させることは重要である。第3章では、金属加工油添加剤の配合および組合せによって、性能を向上できることを示した。

その一方で、第1章で述べた昨今の塩素フリー加工油の開発の現状を克服するための別の研究アプローチもあり得る。それは、加工システムそのものに手を加えることにより、金属加工油の作用を増進させるという考え方である。例えば、MQL (Minimal Quantity Lubrication)加工では、加工油をミスト状にして、工具刃先に供給することで、少量の加工油で性能を低下させず切削を行うこと、つまり、加工システムの開発により、油剤の性能を引き出している。

そこで、本研究では、難切削であるタップ加工を対象として、加工システムからのアプローチにより金属加工油添加剤の性能の向上について検討する。タップ加工は、小径の加工が特に難切削とされ、小径に成るほど工具が細くなり折損しやすく、切屑も詰まりやすい。このような問題を解決する加工システムとして、隈部によって振動タップ加工システムが開発され、チタン合金などの難削材への研究開発も進んでいる。このような、システムにおける金属加工油添加剤の潤滑効果に関する知見は少なく、潤滑効果に及ぼす振動の影響について調査することは重要であり、実用面において活用できる可能性もある。

本章では、第3章で作成した低速タップ加工試験機に新たに振動機構を具備して、タップの軸方向加振による金属加工油添加剤の作用の増進について知見が得られた。具体的には、金属加工油の物理的作用が増進され、タッピングトルクの減少し、さらに、金属加工油添加剤の化学的極圧効果が増進されタッピングトルクの減少した結果について述べる。

4.2 実験装置

4.2.1 振動タップ加工試験機

実験装置の概略を Fig. 4.2 に示す。同図左側には、PZT を利用した加振装置およびトルク計を備えている。試験片は加振装置上のホルダに固定されており、試験片をタップ軸方向に加振しながら、タップ加工時におけるタッピングトルクを計測する。同図右側には、モータを利用したタップの回転機構を備えている。タップとモータの主軸はフレキシブルカップリングによって連結されており、試験片の下穴とタップ回転軸とのずれを吸収する。モータはリニアモーションベアリング上のスライダに固定されており、タップが試験片に切り込む推進力によって、スライダが同図左向きに水平移動する。

4.2.2 タッピングマシン

高速タップ加工に要する非加振時のタッピングトルクを計測するために、タップの回転機構を市販の卓上タッピングマシンに置き換えた。卓上タッピングマシンの仕様を以下に示す。

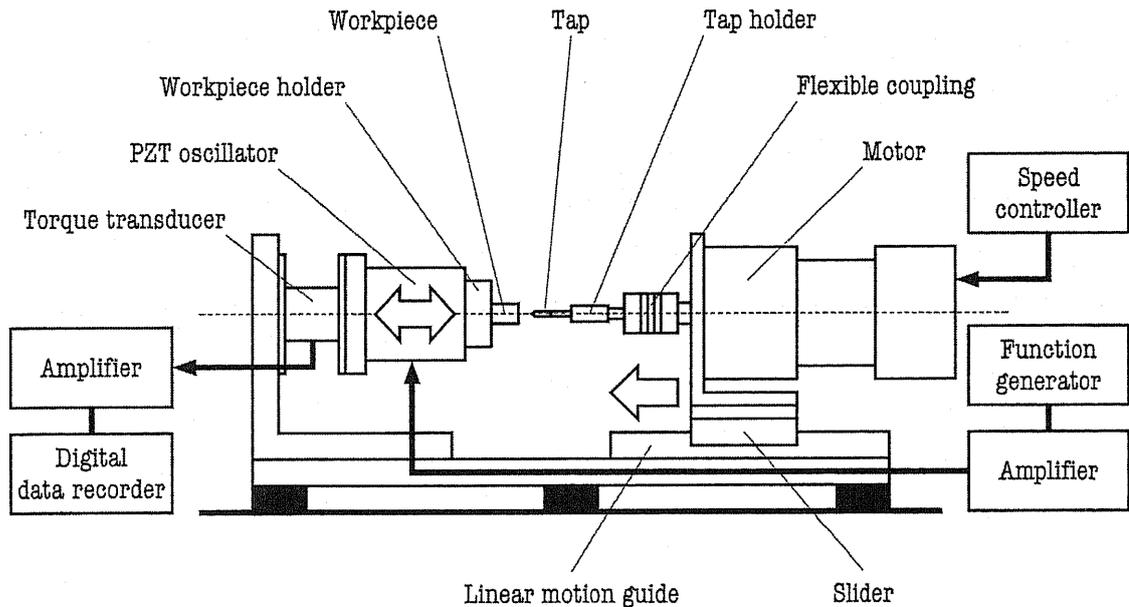


Fig. 4.1 Schematic of the vibration-assisted tapping apparatus.

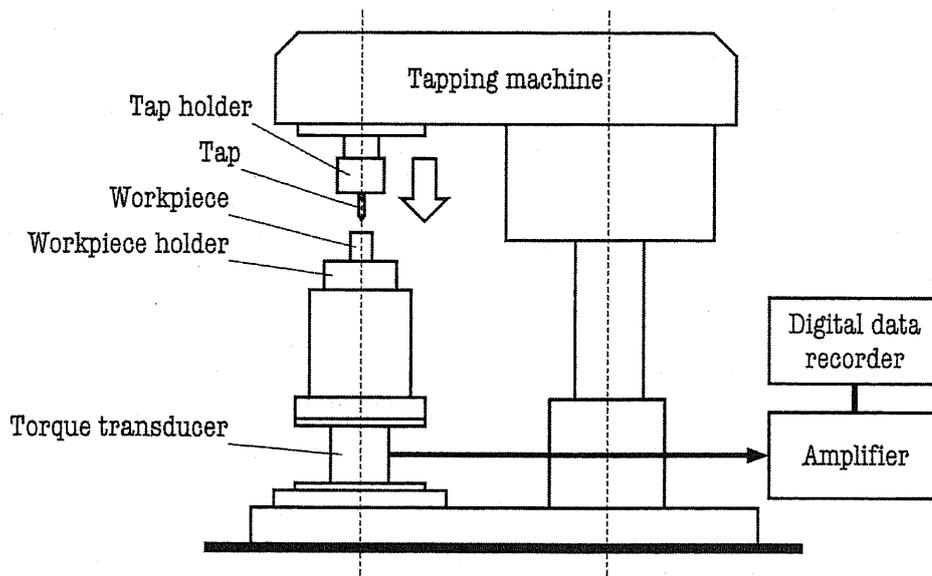


Fig. 4.2 Schematic of the tapping apparatus with a commercial tapping machine.

Table 4.9 Specification of a commercial tapping machine.

Brother / Hi-Tap BT1-215	
Allowable size of thread	M3~M8
Maximum stroke	45 [mm]
Spindle speed	420, 760, 1340 / 500, 900, 1200 [rpm] (50 / 60 Hz)

4.3 試験片およびタップ

試験片の材質を S45C とし、形状を円柱形(直径：14 mm、長さ：40 mm)とした。試験片の中心軸には、予め M3 タップ用の下穴(直径：2.46 mm、通り穴)を加工した。タップは、高バナジウム HSS 材質であるピッチ 0.5 mm の M3 ポイントタップを使用した。

Table 4.10 Specification of a tap.

OSG / EX-POT	
Size	M3
Pitch of teeth	0.5 [mm]
Accuracy of dimension	0.025 to 0.040 [mm]
Material	HSS with a high proportion of vanadium

Table 4.11 Specification of a preloaded high-voltage PZT.

Physik Instrumente / P-242.20	
Open-loop travel	20 [μ m]
Resolution	0.2 [nm]
Push / pull force capacity	12500 / 2000 [N]
Electrical capacitance	360 [nF]
Resonant frequency (unloaded)	8 [kHz]

Table 4.12 Specification of an amplifier for a high-voltage PZT.

Physik Instrumente / E-470.00	
Control input voltage	0 to +11, 0 to -11 [V]
Output voltage	-3 to -1000 [V]

Table 4.13 Specification of a function generator.

NF / WF1973	
Control input voltage	0 to +11, 0 to -11 [V]
Output voltage	-3 to -1000 [V]

Table 4.14 Specification of a geared motor.

Oriental motor / US560-501C	
Speed range with a gear unit: 5GU25KB	3.6 to 56.0 [rpm]
Allowable torque	2.3 to 9.1 [N · m]
Starting torque	0.37 [N · m]

Table 4.15 Specification of a flexible coupling.

Miki pury / CHP-26	
Allowable torque	Below 1.4 [N · m]
Material	Polyester

Table 4.16 Specification of a linear motion bearing.

THK / SHW35CA	
Allowable load	35.5 / 49.2 [N]

Table 4.17 Specification of a flexible coupling.

Mikipury / CHP-26	
Allowable torque	Below 1.4 [N · m]
Material	Polyester

Table 4.18 Specification of an eddy current displacement sensor.

Applied Electronics Corporation / PU-05	
Measured distance	0 to 2 [mm]
Resolution	0.3 [μ m]
Temperature range	-20 to +120°C

4.4 供試油

調製した3種類の供試油を Table 4.19 に示す。基油としてパラフィン系鉱油を用い、一般的に使用、油性向上剤として植物性油脂を、極圧添加剤として硫化油脂を用いた。

Table 4.19 Sample oils.

Base oil	Paraffinic mineral oil
Fluid A	Base oil added with 5 wt% oiliness agent
Fluid B	Base oil added with 5 wt% EP agent

Table 4.20 Property of a base oil.

Paraffinic mineral oil	
Density	0.9120 [g/cm ³]
Kinetic viscosity	25 to 35 [cSt] at 40°C
Major component	40 to 60 wt% soybean oil

Table 4.21 Property of an oiliness agent.

Vegetable fat	
Density	0.9120 [g/cm ³]
Kinetic viscosity	25 to 35 [cSt] at 40°C
Major component	40 to 60 wt% soybean oil

Table 4.22 Property of an extreme-pressure agent.

Sulfurized fat	
Density	0.9120 [g/cm ³]
Kinetic viscosity	25 to 35 [cSt] at 40°C
Major component	40 to 60 wt% soybean oil

4.5 実験手順

はじめに、試験片およびタップを洗浄した。ヘキサンおよびアセトン中で試験片の下穴およびタップの刃をブラッシングした後、アセトン中で超音波洗浄を3回繰り返した。その後、40°Cで10分間乾燥させ、それぞれを実験装置に取り付けた。次に、速度3~48 rpmでタップ加工を行い、タッピングトルクを測定した。加工中は、周波数0~800 Hz、振動振幅0~5 μm の条件下で、試験片を加振した。タッピングトルクを指標とし、金属加工油に及ぼす振動の影響を調べた。

4.6 結果および考察

4.6.1 取得信号

代表例として、Fluid A を用いた振動タップ加工における、振動振幅およびタッピングトルクの時系列信号を Fig. 4.3 に示す。同図上段に示すように、加振時の振動振幅を50秒毎に25秒間隔で変化させた。同図下段において、0~75sにみられるトルクの増加は、タップの刃が下穴に噛み込む過程を示しており、75s以降はタップの刃が完全に噛み込んだ状態にある。また、トルクの変動周期(20s)は、タップの回転周期に等しい。

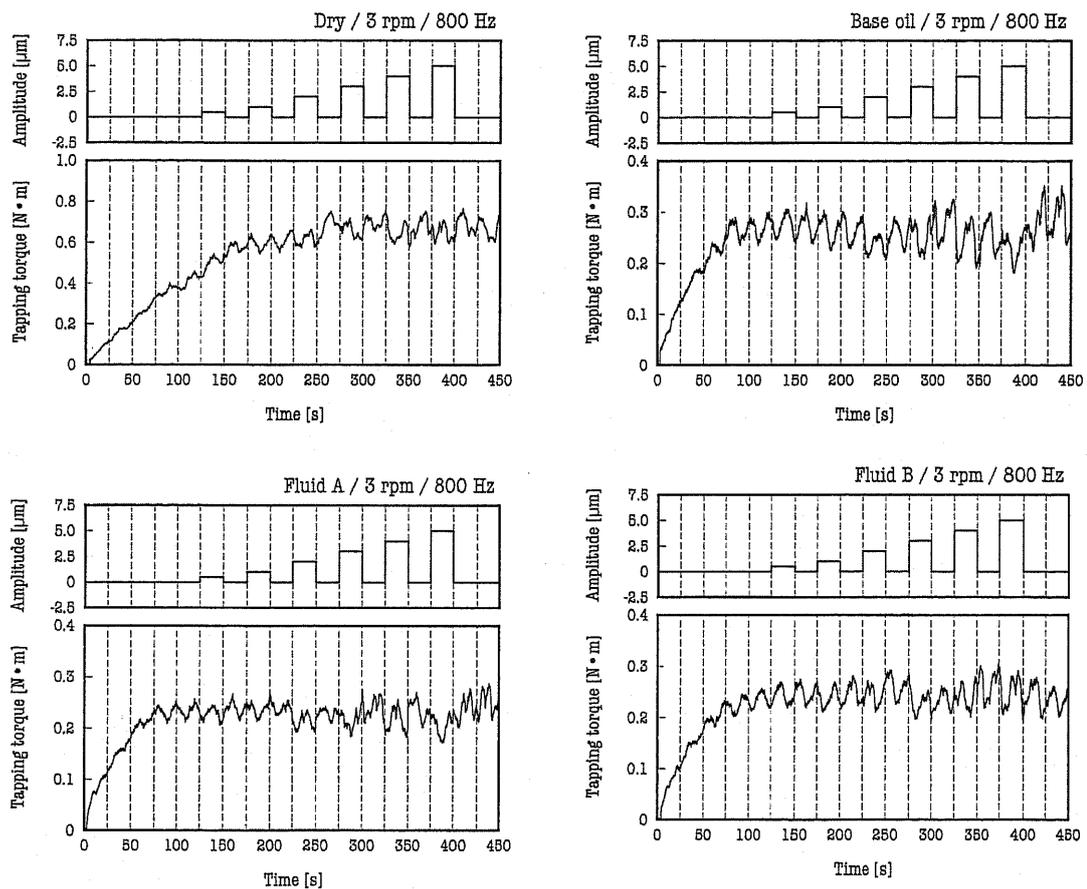


Fig. 4.3 Time evolutions of vibration amplitude and tapping torque under dry condition, and also in the presence of base oil, fluid A, and fluid B; tapping speed: 3 rpm, vibration frequency: 800 Hz.

4.6.2 タッピングトルクに及ぼす振動振幅の影響

タップの回転に由来する変動の影響を除くために、トルクの時系列信号において、25 秒間毎に平均タッピングトルクを算出し、Fig. 4.4 を得た。同図において、●印および○印は、それぞれ加振時および非加振時の平均タッピングトルクを示している。ただし、加振時の平均タッピングトルクは、それぞれ Fig. 4.3 上段に示す振動振幅の条件に対応している。

同図より、Dry, Base oil, Fluid A および Fluid B のすべての条件において、加振によってトルクが減少することがわかる。ただし、Fluid B 以外の条件では、トルクの変化が可逆的であるのに対して、Fluid B の場合には、振動振幅が 3 μm のとき突発的にトルクが減少し、非可逆的な挙動を示している。

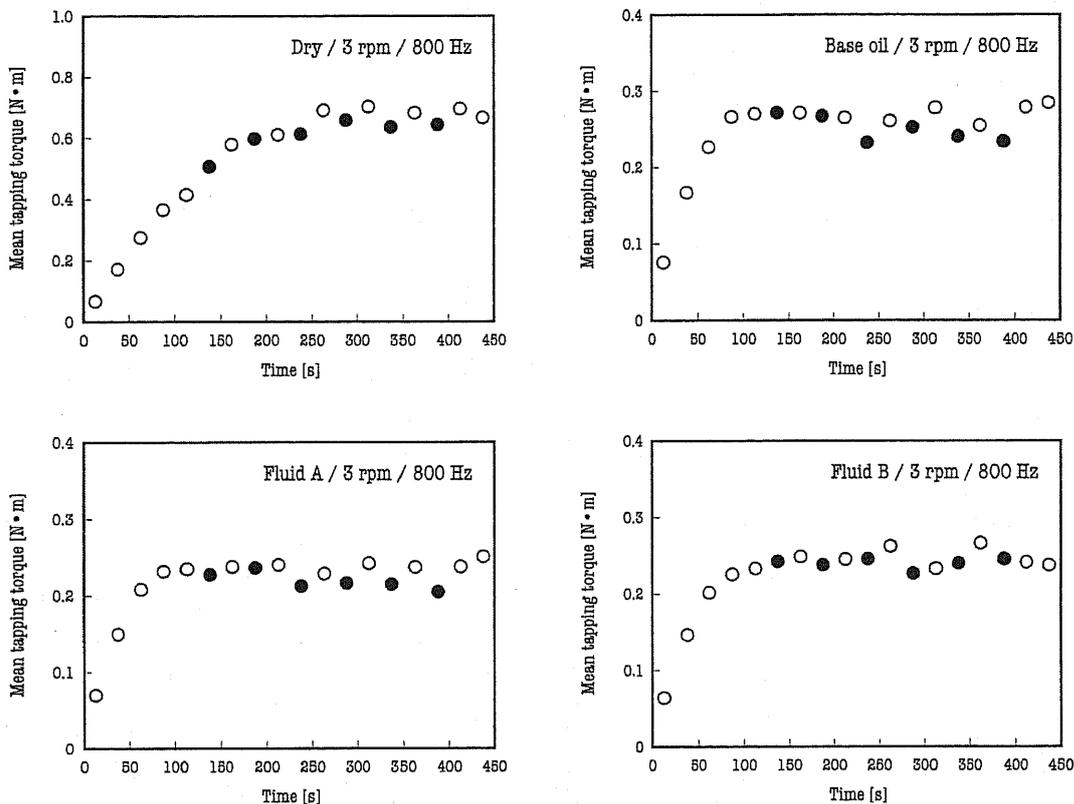


Fig. 4.4 Change in mean tapping torque by vibration under dry condition, and also in the presence of base oil, fluid A, and fluid B; open circle: without vibration, solid circle: with vibration, tapping speed: 3 rpm, vibration frequency: 800 Hz, vibration amplitude: see Fig. 4.3.

4.6.3 相対タッピングトルクの導入と振動の影響の定量的評価

タッピングトルクに及ぼす振動の影響を定量的に評価するために、相対タッピング

トルク N_{rel} を導入した。ここで、 N_{on} は加振時の平均タッピングトルクであり、 N_{off-1} および N_{off-2} は、それぞれ N_{on} の直前・直後における非加振時の平均タッピングトルクを表す。すなわち、 N_{rel} の値が 1 未満のとき、加振によりトルクは減少し、 N_{rel} の値が 1 に近づくにつれて、トルクの減少率が小さくなることを意味する。

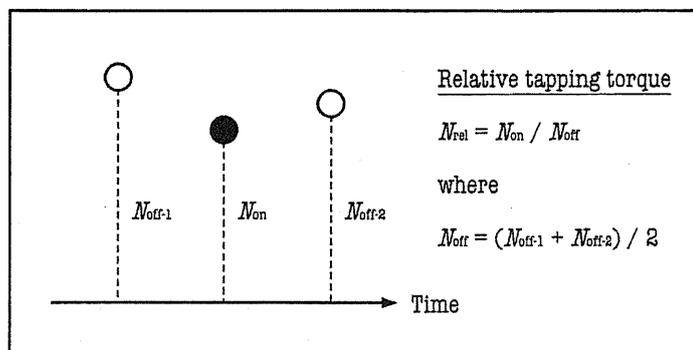


Fig.4.5 Definition of the relative tapping torque representing the effect of vibration; open circle: without vibration, solid circle: with vibration.

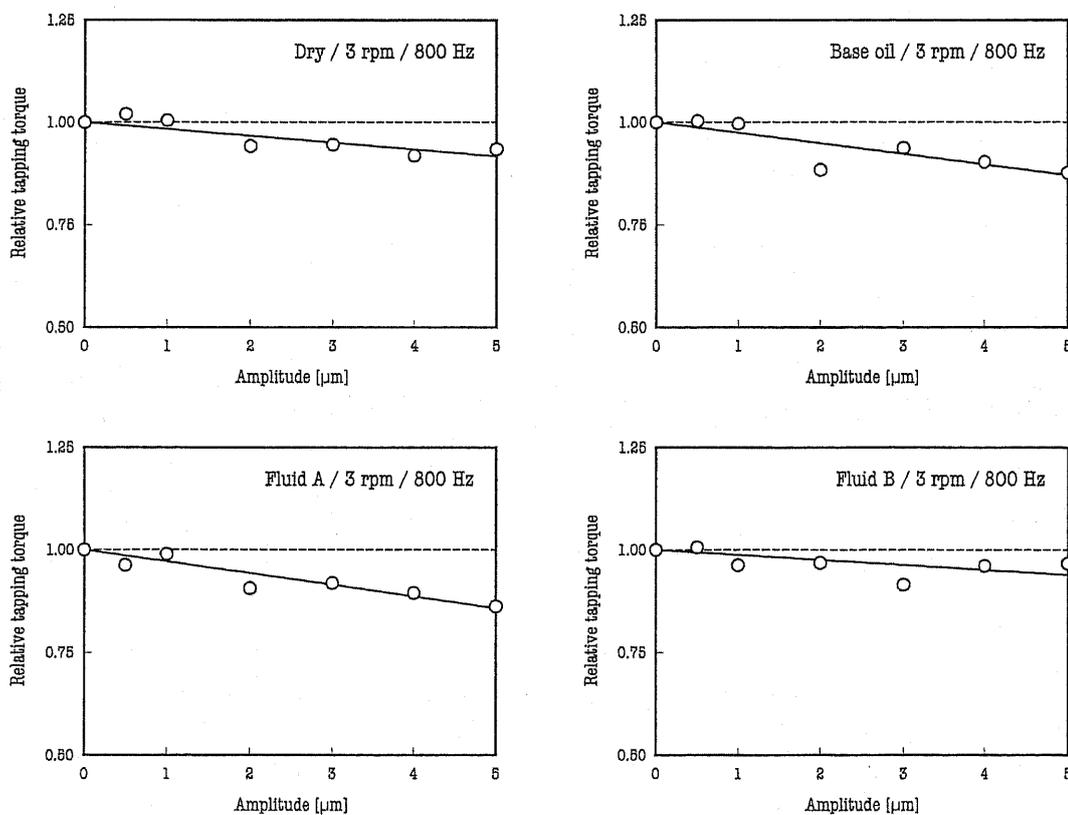


Fig.4.6 Effect of vibration amplitude on relative tapping torque under dry conditions, and in presence of the base oil, fluid A, fluid B; tapping speed: 3 rpm, vibration frequency: 800 Hz.

4.6.4 相対タッピングトルクと振動振幅の関係

振動振幅に対する N_{rel} の変化を Fig. 4 に示す。振幅が $5\ \mu\text{m}$ のとき N_{rel} は最小となり、このときトルクの減少率は、それぞれ Dry : 7%, Base oil : 13%, Fluid A : 14% および Fluid B : 3% となった。Base oil における減少率は Dry のそれよりも大きいことから、加振によって Base oil の物理的作用が促進されたと考えられる。また、Fluid A および Base oil における減少率がほぼ同等であることから、Fluid A に含まれる Base oil の物理的作用が促進されたと考えられる。一方、Fluid B において、減少率は 3% となったが、Fig. 3 にみられるように、加振によるトルクの変化が非可逆的であることから、同条件では N_{rel} を用いた定量的評価が適切ではないと考えられる。

4.6.5 相対タッピングトルクと振動数および加工速度との関係

Fluid A における N_{rel} と周波数およびタッピング速度との関係を Fig. 4.7 に示す。周波数が高くなるにつれて、 N_{rel} の値が減少する。また、タッピング速度が高くなるにつれて、 N_{rel} の値が 1 に漸近することがわかる。

4.6.6 加工精度に及ぼす振動の影響

ねじ用限界ゲージを用いて、振動タップ加工したすべてのめねじの寸法精度が、JIS 2 級以上であることを確認した。すなわち、本実験系において、振動がめねじの実用的な寸法精度を損なうことはなかった。

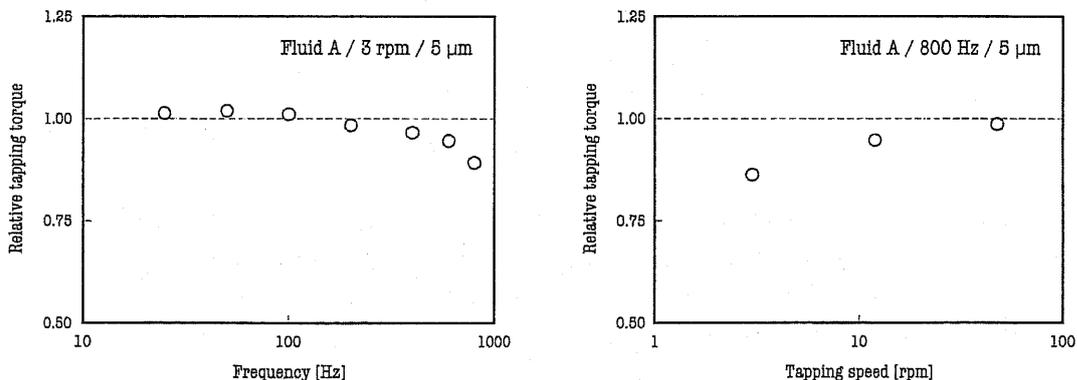


Fig. 4.7 Effective of vibration frequency (left) and tapping speed (right) on relative tapping torque in the presence of fluid A; vibration amplitude: $5\ \mu\text{m}$.

4.6.7 振動タッピングにおける金属加工油の物理化学的役割

タッピング速度 3 rpm, 周波数 800 Hz および振動振幅 5 μm の条件において, 振動の最大速度は 25 m/s であり, M3 タップの周速は 0.5 m/s である. これは, 振動の最大速度がタップの周速の 50 倍であるという大小関係を示している. また, Fluid A を用いた場合, 振動振幅および周波数が増加すると, トルクの減少率が大きくなった (Fig. 4 および Fig. 5). すなわち, 振動速度が高くなるにつれて, Fluid A の物理的作用を促進する振動の影響が大きくなることを示している. さらに, タッピング速度が高くなるにつれて, Fluid A に及ぼす振動の影響が小さくなった (Fig. 4.7). 以上の実験事実を考慮すると, 振動速度が加工油の物理的作用を促進させる要因であり, その促進の度合は, タップの周速との大小関係により決まると考えられる.

Fluid B を用いた場合, 振動振幅が 3 μm のときに突発的にトルクが減少し, 非可逆的な挙動を示した (Fig. 4.4). 極圧添加剤は, 高温条件下で, 金属表面に反応膜および化学吸着膜を形成し, 切削抵抗の低減など, 加工性能を向上させる働きがある. 突発的なトルクの減少が極圧添加剤の効果であったとすると, 振動による発熱が考えられ, Fluid B に含まれる極圧添加剤の化学的作用を促進させたと考えられる.

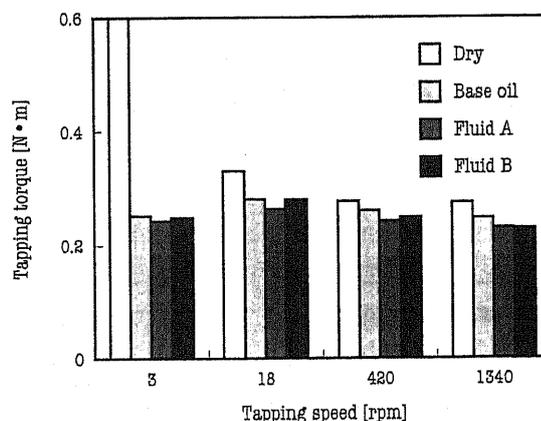


Fig. 4.8 Effect of metalworking fluids without vibration; tapping torque in range 3–48 rpm: measured with the present system, tapping torque in range 420–1340 rpm: measured with a commercial tapping machine.

[加振による温度上昇の計算]

振動タップ加工において, タップ食付部の切刃がすべて食い込んでいるものとし, 完全切刃と被削材の摩擦を無視して, 振動エネルギーによる切刃接触面における発熱量を試算する.

加振を受けているときのタップと試験片の摩擦面の面積を S [m^2] とし, 摩擦界面(凝着部)のせん断強さを τ_a [Pa] とすると, 摩擦力 F_v [N] は以下のようなになる.

$$F_v = \tau_a S \quad (4.1)$$

一般の金属では、 $\tau_a = (3 \sim 5)P_m$ であるから、以下のように近似する。ここで、 P_m [Pa]は金属の塑性流動圧力を示す。また、塑性流動圧力は、降伏応力 Y [Pa]の約 3 倍であるので、摩擦力 F_v を式(4.1)のように近似する。

$$\tau_a = \frac{1}{3}P_m \quad (4.2)$$

$$P_m = 3Y \quad (4.3)$$

$$\begin{aligned} F_v &= \tau_a S \\ &= \frac{1}{3}P_m S \\ &= YS \end{aligned} \quad (4.4)$$

従って、単位時間あたりに振動により与えられる摩擦エネルギー W_v [s]は、式(4.4)で表される。ここで、速度 V [m/s] は、振動 1 周期あたりの摩擦距離を示しており、振動振幅 A [m]および振動数 f [Hz]を用いて式(4.6)で表される。

$$W_v = F_v V \quad (4.5)$$

$$V = 2Af \quad (4.6)$$

一方、摩擦によって単位時間あたりに発生する熱エネルギーを q_v とし、熱エネルギーにより被削材の体積 ΔM [m³]において温度が ΔT_v [K/s]上昇するものとする。それらの関係は、式(4.7)で表すことができる。ただし、 c [J/kg·K]は被削材(S45C)の比熱、 ρ [kg/m³]は被削材(S45C)の密度を示す。

$$q_v = c\rho\Delta M\Delta T_v \quad (4.7)$$

ここで、熱エネルギーが移動する被削材の体積 ΔM は、Fig. 4.9 に示すように、単位時間あたりに、タップの切刃によってめねじが形成された部分の体積とする。実験で用いた被削材(試験片)は円柱形であるので、被削材の半径を r_s [m]、下穴半径を r_p [m]、

タップの送り速度を v [m/s], タップ切刃部分の距離を l_e とすると, ΔM は以下のように表すことができる.

$$\Delta M = \pi(r_s^2 - r_p^2)(v + l_e) \quad (4.8)$$

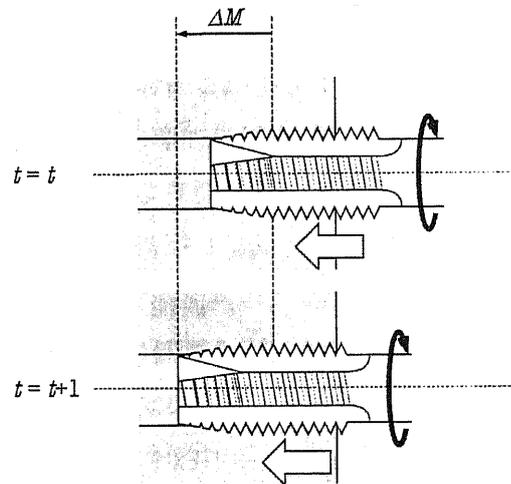


Fig. 4.9 Schematic of advance of tap per unit time; ΔM : volume of a workpiece whose internal threads are fabricated per unit time.

振動によって与えられる摩擦エネルギーがすべて熱エネルギーに変換され, ΔM の被削材に均一に移動したとする. ここでは, 大気やタップへの熱伝達および被削材において ΔM 以上の熱伝導はないものとして考える. このとき, 式(4.9)が成り立ち, さらに式(4.5)~(4.8)を用いて式変形すると, 式(4.11)より ΔT_v [K]が得られる.

$$W_v = q_v \quad (4.9)$$

$$F_v V = c\rho\Delta M\Delta T_v \quad (4.10)$$

$$\begin{aligned} \Delta T_v &= \frac{F_v V}{c\rho\Delta M} \\ &= \frac{2AfYS}{c\rho\pi(r_s^2 - r_p^2)(v + l_e)} \end{aligned} \quad (4.11)$$

また, 摩擦面の面積 S はタップ切刃の幾何学的形状より得られる. Fig. 2.8 に示すように, タップ切刃の形状を台形状とすると, 式(2.22)より,

$$l = \frac{r_1 - r}{r_1 - r_0} l_0 \quad (2.22)$$

であるので、Fig. 4.9 に示す太実線部の距離を b とすると、式(4.2)で表される。ここで、ねじ山の角度 $\gamma = 60^\circ$ である。

$$\begin{aligned} b &= 2 \frac{1}{\cos \gamma} \frac{l_0 - l}{2} + l \\ &= 2(l_0 - l) + l \\ &= 2l_0 - l \\ &= 2l_0 - \frac{r_1 - r}{r_1 - r_0} l_0 \\ &= \frac{l_0}{r_1 - r_0} (r_1 - 2r_0 + r) \end{aligned} \quad (4.12)$$

従って、ねじ 5 山分の食付き部においてめねじと接触するタップ逃げ面の面積 S_1 は、式(4.3)のように表すことができる。ここで、 L はタップ回転方向の距離を示しており、タップ切刃と被削材との接触面積を式(4.4)に示す。ただし、タップには 3 つ溝があり、タップ刃と溝部分の角度が同等であるとして計算する。

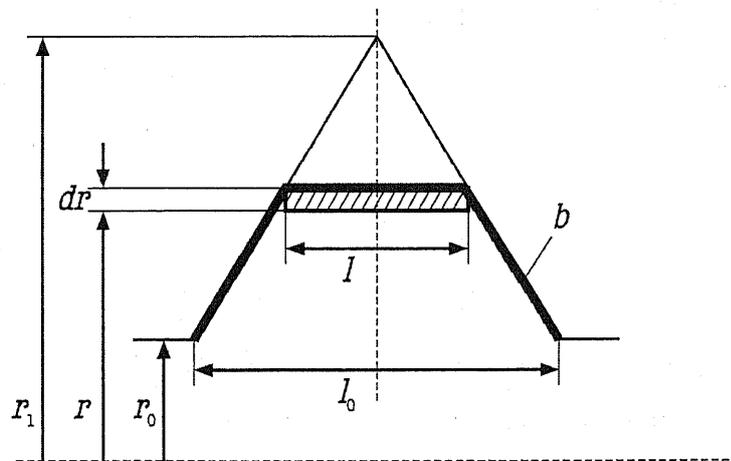


Fig. 4.10 Length of contact part with an internal thread of workpiece: b .

$$\begin{aligned}
S_1 &= \int_{L_0}^{L_1} bdL \\
&= \int_{r_0}^{r_1} \frac{l_0}{r_1 - r_0} (r_1 - 2r_0 - r) \frac{L_1}{r_1 - r_0} dr \\
&= \frac{l_0 L_1}{(r_1 - r_0)^2} \left(\frac{3}{2} r_1^2 - 2r_0 r_1 + \frac{3}{2} r_0^2 \right) \\
&= \frac{l_0 L_1}{(r_1 - r_0)^2} \frac{3(r_1 - r_0)^2}{2} \\
&= \frac{3l_0 L_1}{2} \\
&= \frac{15\pi l_0 r_1}{2}
\end{aligned} \tag{4.13}$$

一方、すくい面における接触面積は、三角形で表される切刃の面積であるので、式(4.14)のように表すことができる。

$$\begin{aligned}
S_2 &= \int_{r_0}^{r_1} l dr \\
&= \int_{r_0}^{r_1} \frac{r_1 - r}{r_1 - r_0} l_0 dr \\
&= \frac{l_0}{r_1 - r_0} \left(\frac{1}{2} r_0^2 - r_1 r_0 + \frac{1}{2} r_1^2 \right) \\
&= \frac{l_0}{r_1 - r_0} \frac{(r_1 - r_0)^2}{2} \\
&= \frac{l_0 (r_1 - r_0)}{2}
\end{aligned} \tag{4.14}$$

振動における摩擦面をタップ切刃と被削材の接触面積で近似すると、摩擦切刃と被削材の接触面積 S は式(4.15)で表すことができる。

$$\begin{aligned}
S &= S_1 + S_2 \\
&= \frac{15\pi l_0 r_1}{2} + \frac{l_0 (r_1 - r_0)}{2}
\end{aligned} \tag{4.15}$$

従って,

$A = 5.00 \cdot 10^{-6}$	[m]	$\rho = 7.80 \cdot 10^3$	[kg/m ³]
$f = 800$	[Hz]	$r_s = 7.00 \cdot 10^{-3}$	[m]
$\nu = 2.50 \cdot 10^{-5}$	[m]	$r_p = 1.23 \cdot 10^{-3}$	[m]
$Y = 727 \cdot 10^6$	[Pa]	$l_e = 2.50 \cdot 10^{-2}$	[m]
$c = 492$	[J/kg·K]	$S = 1.78 \cdot 10^{-5}$	[m ²]

となるので、式(4.11)および(4.15)より、 $\Delta T = 43$ [K]となる。実際には、タップと切屑、およびタップの完全切刃と被削材との摩擦面が存在し、摩擦面は大きくなる。従って、その場合、摩擦エネルギーが増大し、温度上昇は大きくなると考えられる。例えば、タップのすべての溝に切屑が詰まったとし、前述のような摩擦面の増加を考えると摩擦面は、最大 10 倍まで増加する。このとき、熱が移動する被削材の体積は最大 5 倍まで増加する。従って、このような場合、式(4.11)より、温度は最大 2 倍まで増加する可能性がある。さらに、摩擦面において焼付きが生じると摩擦力は急激に増加し、温度の上昇を促進する。

式(4.11)に基づいて作成した、温度上昇 ΔT_v [K/s]と摩擦面の面積 S [m²]との関係を Fig. 4.11 に示す。破線は、式(4.15)で示した S である。振動振幅が 3 mm として、加工速度 3 rpm において、振動数を 400~1600 Hz に変化させた場合と、振動数を 800 Hz として、3 rpm~1000 rpm に変化させた場合について示している。温度上昇 ΔT_v は、振動数の増加とともに増加し、一方で、加工速度の増加とともに、減少している。これは、Fig. 4.8 に示した結果と定性的に一致しており、同モデルが、振動による発熱を説明するためのものとして妥当であることを裏付けている。

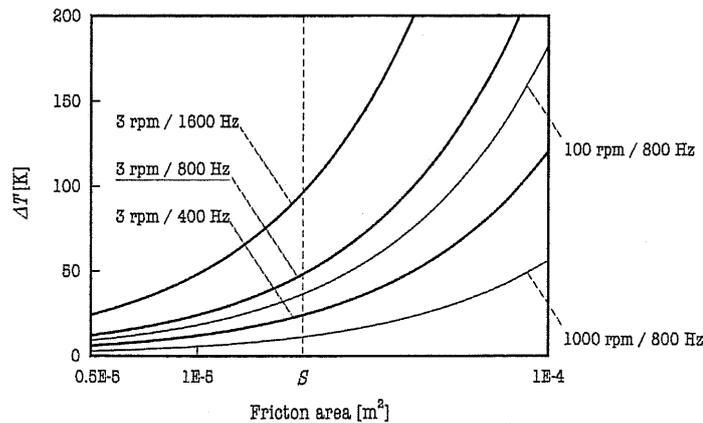


Fig. 4.11 Relationship between increase of temperature per unit time and friction area.

4.7 結 言

タップ加工試験機に加振機構を付加した上で、S45C 製の試験片を軸方向に振動させながら低速 M3 タップ加工を行い、供試油に及ぼす振動の影響に関して以下の結論を得た。

- (1) 乾式および湿式条件において、加振によりタッピングトルクは減少する。特に、油性向上剤である油脂を添加した鉋油を用いるとき、タッピング速度 3 rpm, 周波数 800 Hz および振動振幅 5 μm の条件において、タッピングトルクは最大 14% 減少する。
- (2) 振動振幅および振動数の増加により、タッピングトルクの減少量は増加するが、一方で、タッピング速度の増加にともない振動の影響は失われる傾向にある。さらに、振動の影響は、試験機の動特性に依存する。
- (3) 振動は供試油の物理的作用および化学的作用を促進する。前者は、基油である無添加鉋油を用いる場合に、タッピングトルクを減少させる役割として現われ、後者は、極圧添加剤である硫化油脂を添加した鉋油を用いた場合にタッピングトルクを減少させる役割として現れる。

参考文献

- (1) S. Suda, H. Yokota, I. Inasaki, & T. Wakabayashi, Synthetic Ester as an Optimal Cutting Fluid for Minimal Quantity Lubrication Machining, *Annals of the CIRP*, **51**, 1 (2002) 95–98.
- (2) S. Min, I. Inasaki, S. Fujimura, T. Wada, S. Suda, & T. Wakabayashi, A Study on Tribology in Minimal Quantity Lubrication Cutting, *Annals of the CIRP*, **54**, 1 (2005) 105–108.
- (3) 日本塑性加工学会, 超音波応用加工 (森北出版, 2004)
- (4) 隈部 淳一郎・立花 亨, 精密振動ねじ立て, *精密機械*, **48**, 8 (1982) 1002–1009.
- (5) F. P. Bowden & D. Taber, *The Friction and Lubrication of Solids* (Oxford University Press, London, 1950)

第5章

スクラッチ試験機による金属 加工油添加剤の簡易性能評価

5.1 緒言

第3章および第4章では、難切削加工であるタップ加工を対象とし、金属加工油添加剤の作用および加工システムによる作用の増進について検討した。それに対し、本章では、加工油の開発現場において望まれる簡便な性能評価試験機の開発を念頭に置いて、スクラッチ試験機を設計・試作し、金属加工油添加剤の簡易性能評価方法を探索するとともに、金属加工油添加剤の極圧効果の発現機構について調査した。

同試験機では、圧子形状を取り替えることにより、圧痕試験、スクラッチ試験、および摩擦試験のように、材料試験および摩擦試験を1つの試験機により行うことができるという利点がある。また、常温～300℃まで温度制御が可能であり、垂直荷重は0～400 Nまで設定可能である。

第3章および第4章では、タップ加工における金属加工油添加剤の極圧効果の発現機構と温度の関係に着目して、考察を行った。極圧添加剤の潤滑効果が、加工や加振によって発生した熱により発現したと考えられる。従って、同装置を用いて、高温条件下における金属加工油添加剤の作用について、材料試験および摩擦試験を行い、得られたリン系および硫黄系極圧添加剤の潤滑効果について得られた知見について述べる。同時に低荷重～高荷重における摩擦試験を行い、凝着摩擦から掘起こし摩擦、さらに切削のように摩擦形態を変化させたときの金属加工油添加剤の作用について検討する。

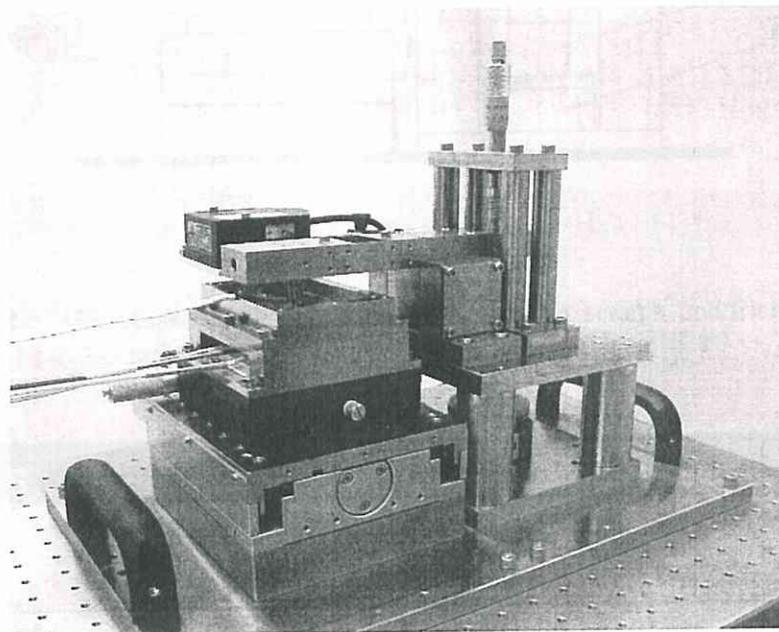


Fig. 5.1 View of the apparatus for indentation, scratch, and friction tests.

5.2 実験装置

実験装置の概略をFig. 5.2に示す。試験片は油槽に固定されており、下部の自動Xステージにより水平移動する。一方、圧子はX軸周りに回転することでこの作用点に位置しており、力点に配したコイルばねBの復元力により垂直荷重が与えられる。コイルばねAはマイクロメータヘッドとてこの間に位置し、マイクロメータヘッドにより、コイルばねAの変位を調節して平衡を保つ。一方、コイルばねBはてことマイクロジャッキの間に位置し、マイクロジャッキは、基礎に固定されたロードセル上に位置している。マイクロジャッキにより、コイルばねBの変位を調節し、圧子に与える垂直加重をロードセルによって測定する。また、てこにはX軸方向に変位する板ばね（剛性： 4.6×10^4 N/m）を備えており、レーザー変位計を用いて、板ばねの変位を測定し、スクラッチ力を見積もる。

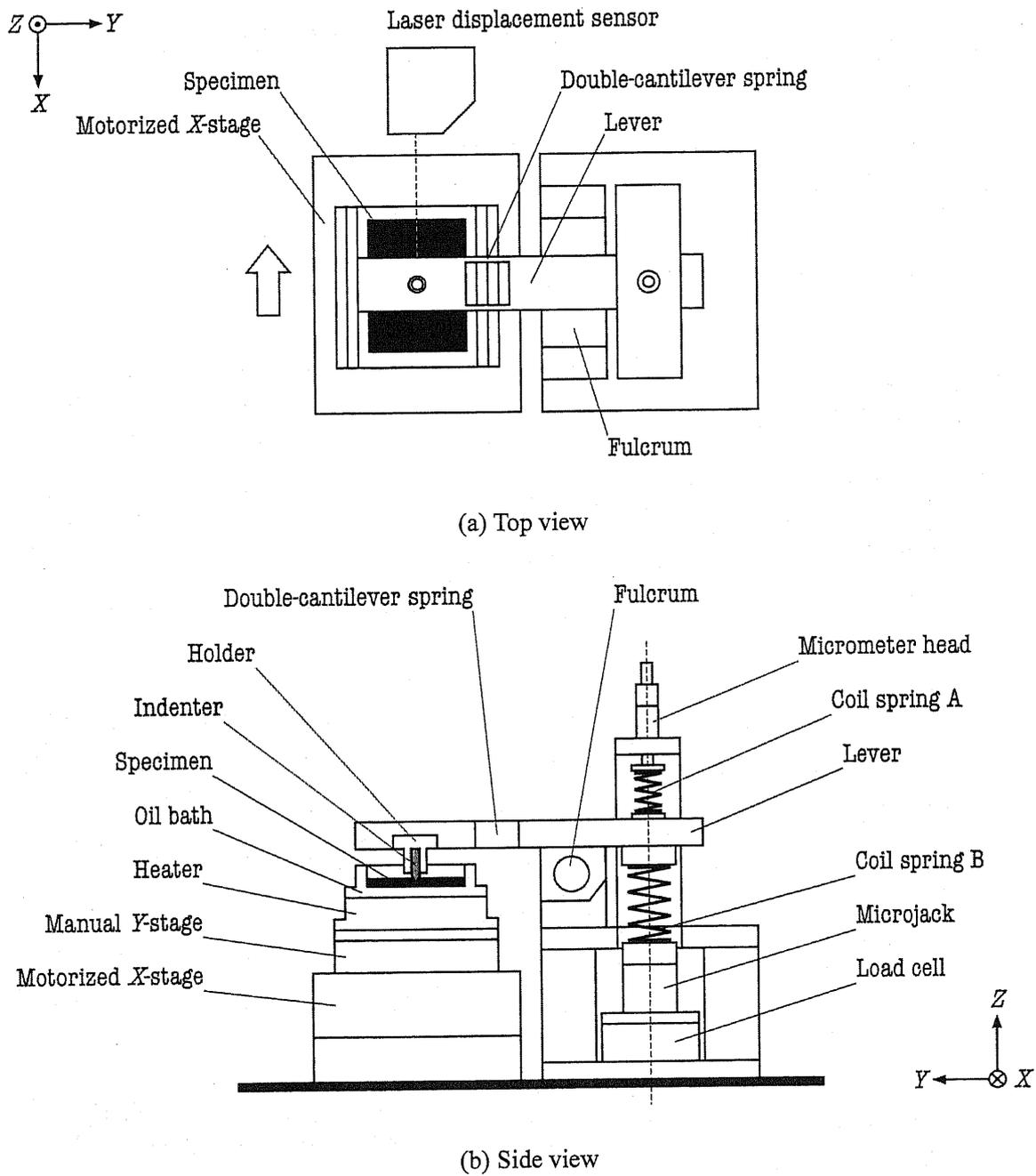


Fig. 5.2 Schematic of the apparatus for indentation, scratch, and friction tests.

Table 5.1 Specification of a hot plate.

Hakko / hot plate	
Size	70 × 80 × 13 [mm]
Material	SUS304
A couple of heater	25–300 [°C], 100 [V], 200 [W]
Sensor	JIS C 1602, Sheath type K thermocouple

Table 5.2 Specification of a temperature controller.

HAKKO / DG2P, DGC2310	
Range of preset temperature	25–999 [°C]
Precision error of temperature indication	±3 [°C]
Control method	PID control
Power	100 [V]

Table 5.3 Specification of a manual Y-Stage (X-stage).

SIGMA KOKI / TSD-1201SH	
Stroke	±20
Resolution	0.01 [mm]
Resolution	0.003 [mm]
Withstand load	686 [N] (70 [kgf])

Table 5.4 Specification of a motorized X-Stage.

CHUO PRECISION INDUSTRIAL / ALS-510-H1P	
Stroke	±50 [mm]
Resolution	2 [μm] (1 pps)
Maximum speed	16 [mm/s] (8000 pps)
Alloable load	50 [kgf]
Thrust	138 [kgf]

Table 5.5 Specification of Coil spring.

SAMINI/ Helical compression spring	
Material of Coil spring A	SUS304WPB
Material of Coil spring B	SWP-B
Stiffness of Coil spring A	8×10^3 [N/m]
Stiffness of Coil spring B	5.1×10^4 [N/m]

Table 5.6 Specification of Micrometer head.

Mitutoyo / MHN2-25V	
Stroke	0-25 [mm]
Fineness of scale	0.01 [mm]
Instrumental error	± 2 [μm]
Allowable load	39.2 [N]

Table 5.7 Specification of Microjack.

Mitutoyo / No. 7850	
Stroke	15 [mm]
Fineness of scale	0.01 [mm]
Allowable load	400 [kgf]

Table 5.8 Specification of Load cell.

SHOWA / SH-1KN	
Load capacity	1 [kN]
Rated output	0.75 [mV/V] (2000×10^{-6} strain) ± 1 %

5.3 試験片および圧子

試験片の材質はS45C、形状は板状（99×59×5 mm, Ra : 0.5）とした。試験片表面は、粒度が#1200相当の酸化アルミニウム研磨剤を用いて、バフ研磨による鏡面仕上げを施し、表面粗さをRa 0.1以下とした。圧子の材質はK10相当の超硬とし、形状は円錐形(直径：6 mm, 頂角：60°)とした。また、圧痕試験およびスクラッチ試験の場合は圧子の先端半径を0.1 mmとし、摩擦試験の場合は先端半径を10 mmとした。

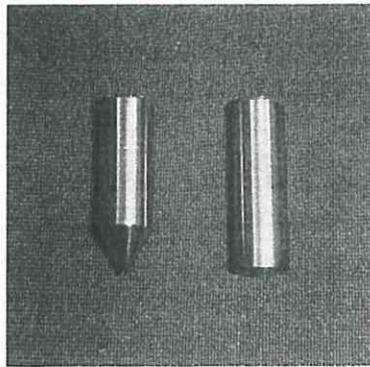


Fig. 5.3 View of two types of conical indenters with tip radii of 0.1 mm (left) and 10 mm (right).

Table 5.12 Property of carbide.

Mitsubishi Materials / HTi10	
Specification	ISO K10
Density	14.9 [g/cm ³]
Cobalt content	6 [mass%]
Grain size	Below 1.0 [μm]
Hardness	92.9 [HRA] / 1700 [HV]
Strength	3.2 [GPa]
Toughness	6.8 [MPa•m ^{0.5}]

5.4 供試油

調製した 4 種類の供試油の組成を Table 5.13 に示す。基油として流動パラフィンを使用し、油性向上剤としてオレイン酸(OA)を、極圧添加剤として、トリクレジルフォスフェート(TCP)およびポリサルファイド(PS)を使用した。各試薬の物性は Table 3.8～3.11 を参照されたい。供試油は、圧痕試験、スクラッチ試験、および摩擦試験において、試験前に圧子先端および試験片に計 100 μ L 供した。一方、EDX 分析を行うための往復スクラッチ試験においては、計 20 μ L 供した

Table 5.13 Sample oils.

Base oil	Liquid paraffin
Fluid A	Liquid paraffin + 5.0 wt% oleic acid (OA)
Fluid B	Liquid paraffin + 5.0 wt% tricresyl phosphate (TCP)
Fluid C	Liquid paraffin + 5.0 wt% polysulfide (PS)

5.5 実験手順

[試験片の洗浄および固定]

試験片および圧子の洗浄するために、ヘキサン中で試験片の止め穴および圧子をブラッシングした後、アセトン中で超音波洗浄を3回繰り返した。その後、オープンにより40°Cで10分間乾燥させ、それぞれを実験装置に取り付けた。試験片を固定する油槽の下に内蔵されているヒータを用いて、試験片を25~200°Cの試験温度に保ち、以下に示す試験を行った。

[圧痕試験]

試験前に供試油を圧子と試験片との境界に100 μL供した。てこを利用して垂直荷重を印加することにより、圧子を試験片に押付け、得られた圧痕の顕微鏡画像より、圧痕径を計測した。

[スクラッチ試験]

試験前に供試油を圧子と試験片との境界に100 μL供した。圧子を試験片に押付けたまま、自動ステージにより平板試験片を水平移動させ、得られたスクラッチ痕よりスクラッチ幅を計測した。スクラッチ幅は、表面粗さ測定機を用いて得られた断面曲線より算出した。この測定では、測定針を先端半径が5 μmの円錐形ダイヤモンドとし、計測荷重を4 mmNとした。

スクラッチ力を測定する場合は、Dryの場合と比較するために、試験開始5 s後に、供試油を圧子と試験片との境界に100 μL供した。また、同試験では、内部に板ばねを備えたてこに取替えて、レーザー変位形を用いて、板ばねの変位を測定し、スクラッチ力を算出した。

[摩擦試験]

試験前に供試油を圧子と試験片との境界に100 μL供した。先端半径が10 mmの圧子および内部に板ばねを備えたてこを用いて、往復摩擦試験を行い、スクラッチ力と同様に摩擦力を計測した。同試験では、摩擦力が一定の値に漸近するまで往復運動(10往復以上)を行い、その漸近値を計測した。

[EDX分析]

各供試油について、2種類の調製法により、スクラッチ痕を作成した。1つはリファレンスとして、試験後に供試油をスクラッチ痕に20 μL供し、試験温度下において供

試油を付着させたまま、1 h 放置した後に、アセトンで 5 s 間濯いだものである。もう 1 つは、試験前に供試油を圧子と試験片との境界に 20 μL 供してスクラッチを行い、アセトンで 5 s 間濯いだものである。25°C および 200°C において試験を行い、室温(25°C)になるまで空冷した。

得られたスクラッチ痕の走査型顕微鏡(Scanning Electron Microscope: SEM)画像およびエネルギー分散型蛍光 X 線 (Energy Dispersive X-ray Fluorescence: EDX)分析による元素分布像を取得した。電子ビーム加速電圧は 5 keV とした。SEM における検出対象は二次電子であり、一方、EDX 分析における検出対象は、C, Fe, O, P, および S 元素の蛍光 X 線であり、測定時間を 1 h とした。

5.6 結果および考察

5.6.1 圧痕径に及ぼす添加剤の影響

光学顕微鏡を用いて、圧痕像を取得し(Fig. 5.4), 圧痕径を計測した。乾式および湿式条件下における圧痕径と垂直荷重の関係を Fig. 5.5 に示す。すべての条件において、荷重の増加とともに圧痕径は線形的に増加している。また、25~200°C の温度条件下において、圧痕径は変化していない。図中の破線は、乾式(Dry)における圧痕径の線形近似値を示しており、湿式条件下における圧痕径とほぼ同値である。従って、25~200°C の温度条件下において、圧痕径に及ぼす供試油の影響はない。

5.6.2 圧痕硬度に及ぼす添加剤の影響

計測した圧痕径 D [m]より、式(5.1)を用いて、静的な材料硬度 H_{st} [Pa]^{(3), (4)}を計算した。ただし、垂直荷重を W [N]とする。

$$H_{st} = \frac{4W}{\pi D^2} \quad (5.1)$$

Fig. 5.6 に示すように、圧痕径は垂直荷重 20~120 N において対数的に増加しており、 W/D^2 は一定の値をとる。Fig. 5.4 に示すように、材料硬度は潤滑条件および 25~200°C の温度条件に依存せず、破線が示す 1.8 GPa の値となる。

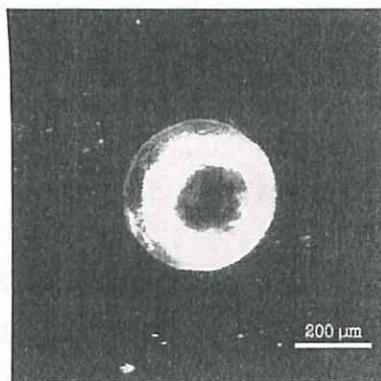


Fig. 5.4 Top view of the indentation at the normal load of 120 N in the dry condition.

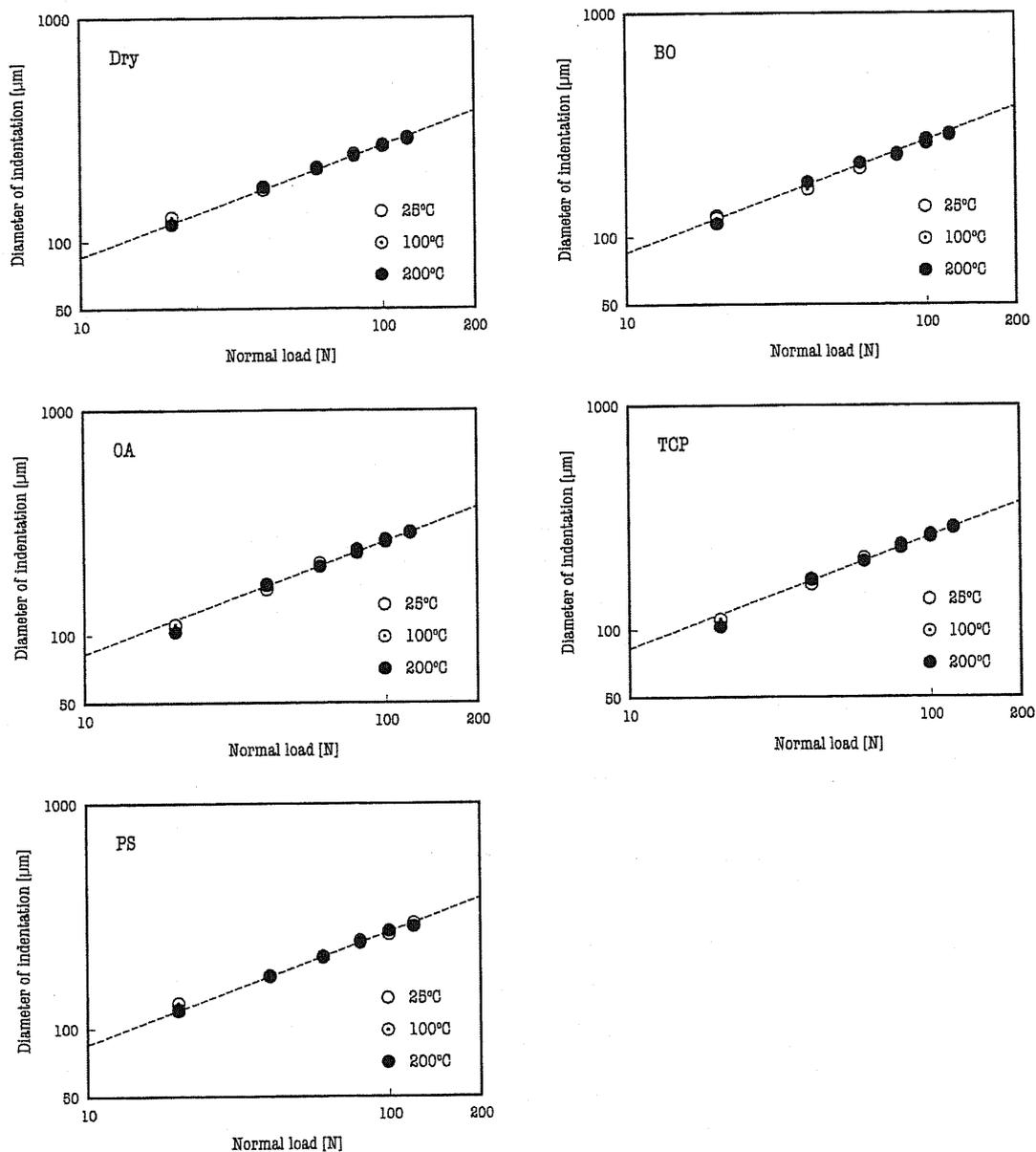


Fig. 5.5 Relationship between the diameters of indentation and the normal loads in the dry and four types of lubricated conditions: BO, OA, TCP, and PS; open circle: 25°C, dotted circle: 100°C, solid circle: 200°C, dashed line: liner approximation of all the temperatures examined in the dry condition.

5.6.3 スクラッチ幅に及ぼす添加剤の影響

表面粗さ計を用いてスクラッチ痕の断面プロファイルを取得し、Fig. 5.7 の破線に示すような溝両端の隆起した頂上間をスクラッチ幅として計測した。乾式(Dry)および湿式条件下におけるスクラッチ幅と垂直荷重の関係を Fig. 5.8 に示す。乾式において、スクラッチ幅は荷重とともに増加し、25~200°C における温度の影響を受けない。図中の破線は、乾式におけるスクラッチ幅の線形近似値を示しており、この値を基準に湿式条件下におけるスクラッチ幅を評価した。BO および OA の場合は、乾式の場合とス

クラッチ幅は同等であるが、極圧添加剤を加えた TCP および PS において、高荷重域で、乾式と比較してスクラッチ幅が増大し、温度の増加とともに増大する遷移域が低荷重側にシフトしている。これは、高温・高圧下において発現する極圧添加剤の化学的作用によるものと考えられる。

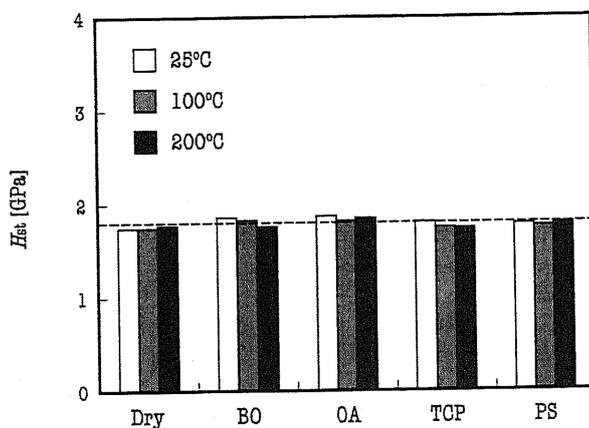


Fig. 5.6 Indentation hardness H_{st} in the dry and four lubricated conditions at the normal load of 20–120 N; white bar: 25°C, grey bar: 100°C, black bar: 200°C, dashed line: mean value of all the conditions: 1.8 GPa.

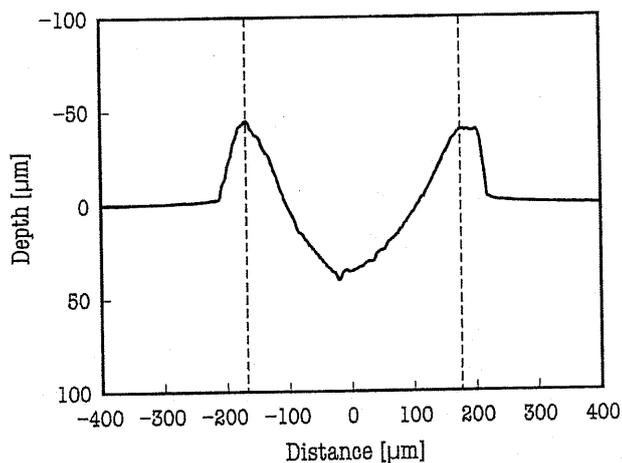


Fig. 5.7 Cross-section profile of scratch groove in the dry condition; distance between two dashed lines: width of scratch measured, normal load: 100 N, temperature: 25°C.

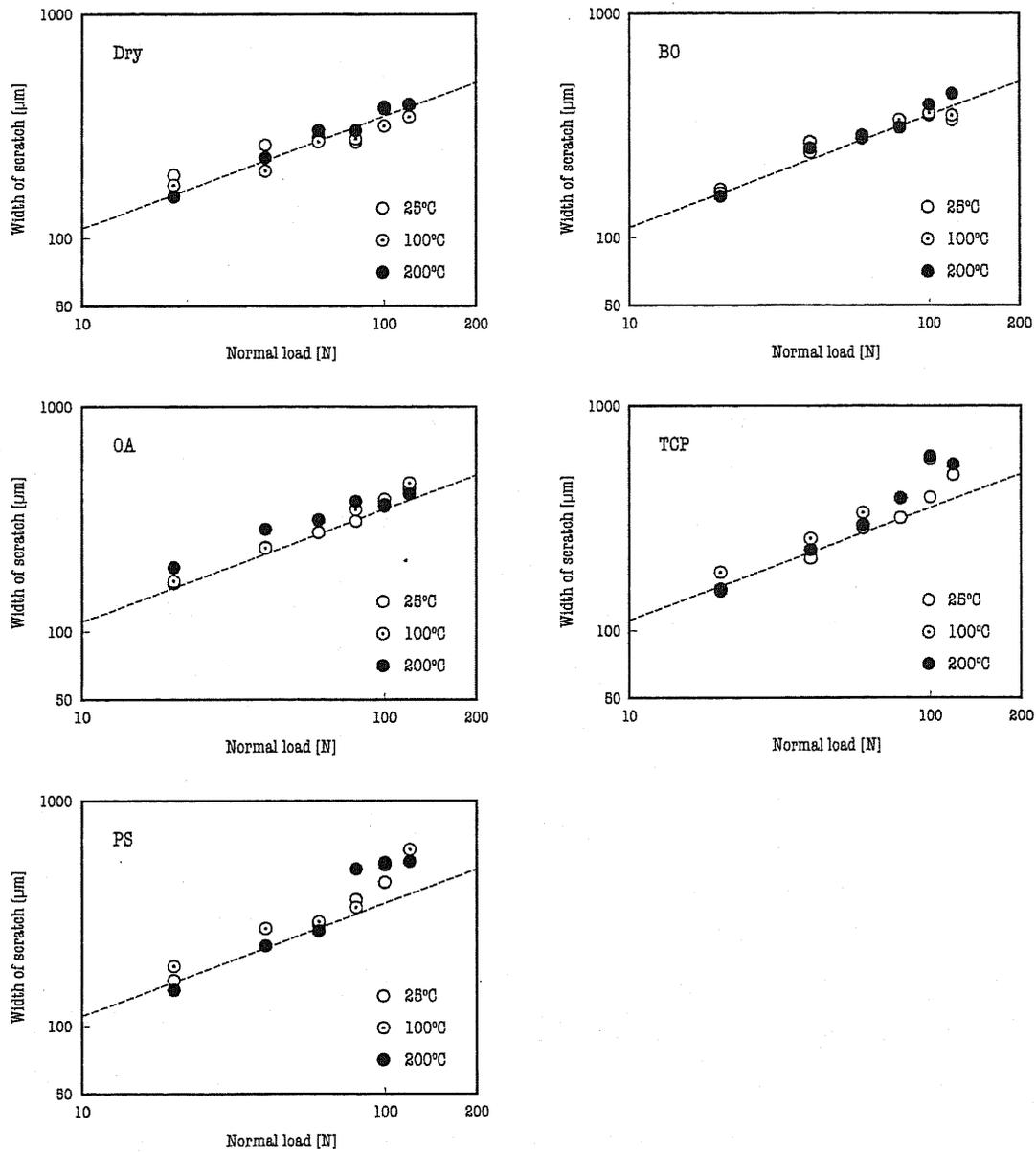


Fig. 5.8 Effect of fluids on the width of scratch at the normal loads of 20–120 N; open circle: 25°C, dotted circle: 100°C, solid circle: 200°C, dashed line: linear approximation of all the temperatures examined in the dry condition, driving speed: 2 mm/s.

5.6.4 スクラッチ硬さに及ぼす添加剤の影響

計測したスクラッチ幅 L [m]より, 式(5.1)を用いて, スクラッチ硬度 H_{sc} [Pa]^{(3), (4)}を計算した. ただし, 垂直荷重を W [N]とした.

$$H_{sc} = \frac{8W}{\pi L^2} \quad (5.2)$$

スクラッチ幅で極圧添加剤の影響が現れた垂直荷重 100 N の場合と, 影響が現れな

かった 60 N におけるスクラッチ硬度を Fig. 5.9 に示す。図中の破線は圧痕試験より得た材料硬度 1.8 GPa を示しており、60 N の場合は、各潤滑条件において、25~200°C の範囲で、スクラッチ硬度が材料硬度とほぼ同等である。一方で、100 N の場合は、極圧添加剤 TCP および PS を使用したときに、高温条件下において、スクラッチ硬度は材料硬度よりも大きく下回っている。これは、高温・高圧条件すなわち極圧条件下において、極圧添加剤の化学的作用により、スクラッチ硬度が減少したことを示している。

5.6.5 摩擦係数に及ぼす添加剤の影響

前節で、高温・高圧下において発現する極圧剤の化学的作用によるスクラッチ硬度の低下を示した。化学的作用で想像されるものは極圧下における反応膜の形成による潤滑効果が考えられるので、摩擦係数に及ぼす添加剤の影響について調査した。往復摩擦試験より得られた摩擦力の取得信号および摩擦力と垂直荷重の関係について Fig. 5.10 に例を示す。信号の振幅の 1/2 を摩擦力とし、摩擦力が荷重とともに増加しており、クーロン摩擦を仮定して、破線が示すように線形近似を行い、その勾配より摩擦係数を算出した。

スクラッチ試験において、極圧添加剤による加工硬度の低下が見られた垂直荷重 100 N および温度 25°C において基油を用いた場合の摩擦係数と速度の関係を示す。ここで、基油の粘度および荷重は一定であるので、同図横軸の摩擦速度は軸受特性数に読み換えることができ、ストライベック線図を示している。低速になるにつれて摩擦係数は増加し一定の値に漸近しており、混合潤滑領域から境界潤滑領域に遷移していることを示している。同図に示すように境界潤滑状態にある摩擦速度 2 mm/s において摩擦試験を行い、境界潤滑域における添加剤の潤滑効果について調査した。

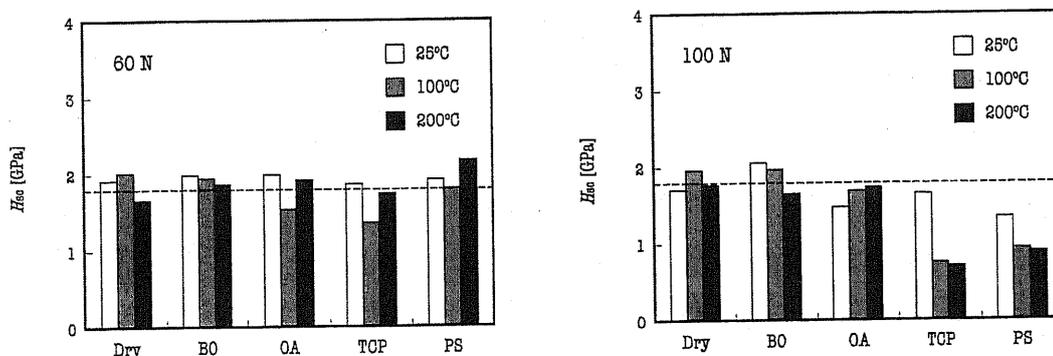


Fig. 5.9 Scratch hardness H_{sc} at the normal loads of 60 and 100 N in the dry condition and four types of lubricated conditions; white column: 25°C, grey column: 100°C, solid column: 200°C, dotted line: indentation hardness H_{st} : 1.8 GPa.

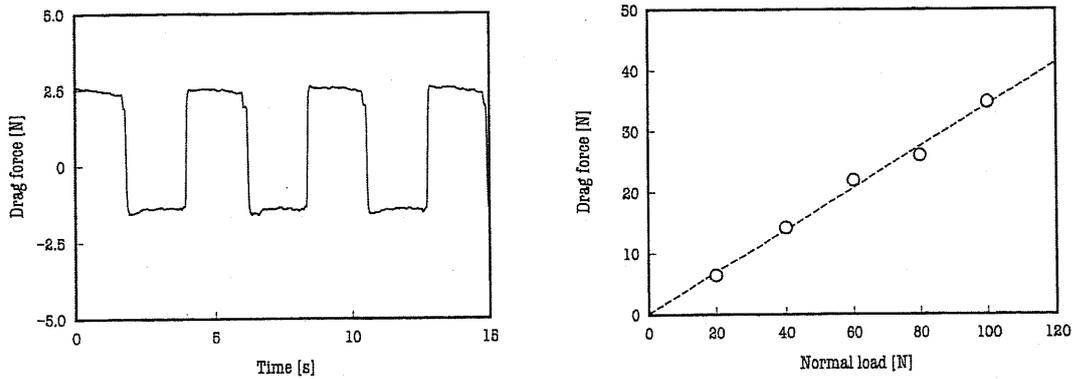


Fig. 5.10 Signal of drag force under the reciprocating friction: tip radius of indenter: 10 mm, lubricated condition: Dry, normal load: 20 N, sliding speed: 2 mm/s, temperature: 25°C.

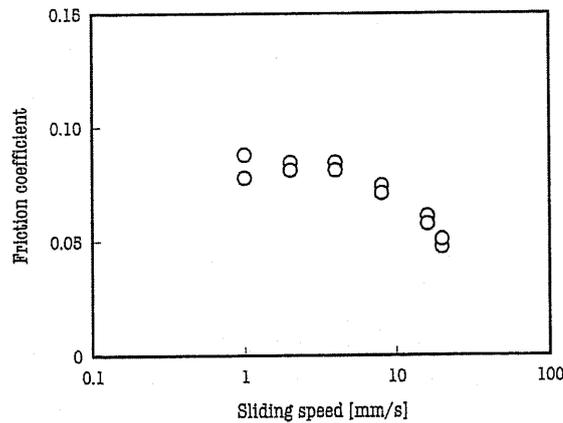


Fig. 5.11 Stribeck curve; tip radius of indenter: 10 mm, lubricated condition: Base oil, normal load: 100 N, sliding speed: 2 mm/s, temperature: 25°C.

各潤滑条件において測定した摩擦係数を Fig. 5.11 に示す。Dry の場合は、25°C において摩擦係数は 0.34 を示し、温度の上昇とともに減少している。一方、基油のみを添加する場合、Dry と比較して摩擦係数は減少し、25°C において摩擦係数は 0.09 を示し、温度の上昇とともに摩擦係数は増加する。さらに、油性向上剤を添加すると (Fluid A)、摩擦係数が減少する。この場合も温度の上昇とともに、摩擦係数は増加する。極圧添加剤であるトリクレジルフォスフェイト TCP を添加した場合は、100°C まで摩擦係数 0.07 を示し、200°C では摩擦係数が増加しているが、ポリサルファイド PS を用いた場合は、温度に依存せずほぼ同等の摩擦係数 0.07 を示している。大気下における乾燥摩擦において、部分的に金属最表面に存在する金属酸化膜の破断し、金属素地の直接接触が生じ、再度酸化膜を形成していると考えられる。酸化鉄は金属素地に比較して一般的に低せん断性を示し、摩擦面における荷重の支持部は、金属素地による直接接触部と酸化膜の一部からなると考えられる。反応速度則に示される速度定数は一般にアレニウスの式によって与えられ、温度の上昇とともに速度定数が増加し、反応速度も

増加することが定式化されている。従って、温度の増加と共に金属表面の酸化反応速度が増大し、金属素地の直接接触部の酸化反応が促進され、直接接触部の割合が減少するので Dry の場合に摩擦係数が温度の上昇とともに減少するものと考えられる。基油の場合は、温度の上昇とともに分子の運動エネルギーが増し、物理吸着能力を失うため摩擦係数が温度の上昇とともに減少している。また、油性向上剤 OA を添加している Fluid A の場合も同様であるが、200°C における摩擦係数は基油の場合よりも低い。

供試油間で比較すると、25°C では、供試油を用いると Dry と比較して摩擦係数は急激に低下し、さらに添加剤を加えると摩擦係数は 0.07 まで減少する。100°C では、基油のみを加えた場合は、摩擦係数は 0.09 を示し、さらに添加剤を加えると 0.06 まで減少する。100°C においては、基油のみおよび油性剤を加えた場合に摩擦係数は 0.12 を示し、極圧添加剤を加える場合に摩擦係数は 0.07 を示す。200°C においては、供試油を用いると摩擦係数は減少するが、Dry の摩擦係数 0.28 に対して、基油の摩擦係数は 0.24 であり、摩擦係数の減少率は 25°C や 100°C の場合と比較して少ない。さらに添加剤を加えると減少し、油性剤 OA および極圧添加剤 TCP を用いた場合は 0.15 を示し、PS を用いた場合は 0.07 を示す。

5.6.6 極圧添加剤の潤滑効果の評価

Fig. 5.9 および Fig. 5.12 に示した結果に基づき、スクラッチ硬度および摩擦係数のクロスプロットを Fig. 5.12 に示す。極圧添加剤の効果が現れていない 60 N および極圧添加剤の効果が現れた 100 N における値を示している。図中の破線は材料硬度 1.8 GPa を示している。

60 N においては、各プロットは破線の示す材料硬度付近に位置し、供試油を用いると摩擦係数が減少し、同図左側に位置する傾向にある。一方、100 N では、Dry, Base oil, および Fluid A を用いた場合に摩擦係数が減少し、同図左側に位置するが、極圧添加剤を含む Fluid B および Fluid C を用いた場合に、スクラッチ硬度が減少し、同図左下にプロットが移動している。これは、当然ながらスクラッチ硬度を減少させる極圧添加剤の働きを示したものである。摩擦係数とスクラッチ硬度に相関はなく、極圧添加剤による化学的作用が生じていると考えられる。

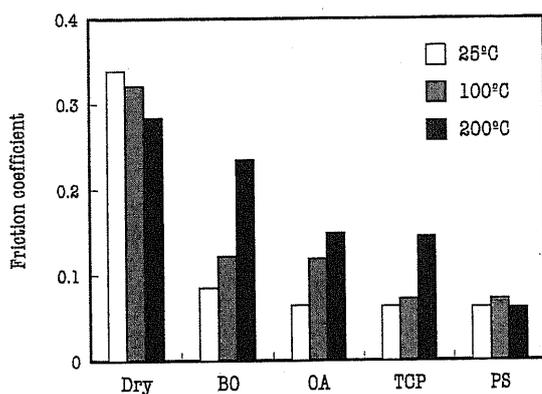


Fig. 5.12 Effect of metalworking fluids on the friction coefficient; white column: 25°C, grey column: 100°C, solid column: 200°C.

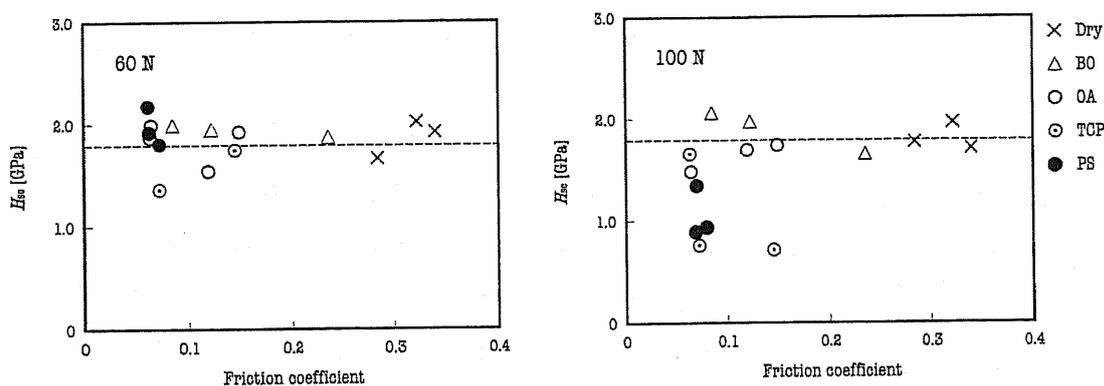


Fig. 5.13 Effect of extreme-pressure agents on the scratch hardness at the normal loads of 60 and 100 N; cross mark: DRY, delta: base oil BO, open circle: 5 wt% oleic acid OA, dotted circle: 5 wt% tricresyl phosphate TCP, solid circle: 5 wt% polysulfide PS.

5.6.7 硫黄系極圧添加剤の濃度の影響

極圧添加剤であるポリサルファイドの濃度を希釈した 0.05 wt% および 0.50 wt% の供試油を調製し、25~200°C におけるスクラッチ硬度および摩擦係数を計測し、5.6.6 節と同様にクロスプロットを作成した。濃度 0 wt% は Base oil の値を、5.00 wt% は Fluid C の値を用いた。濃度の増加とともに、プロットは左下に位置する傾向にある。ただし、0.50 wt% のうちの 1 点 (200°C における結果) はスクラッチ硬度が低く、加工における潤滑効果を表していると考えられる。従って、通常数% で使用される極圧添加剤の濃度を 1 桁減少させた場合においても、加工性能が得られることがわかる。第 1 章に述べたように、加工油の環境リスクを低減するために、できるだけ少量の添加剤を効率良く使用することが重要であると考えられる。

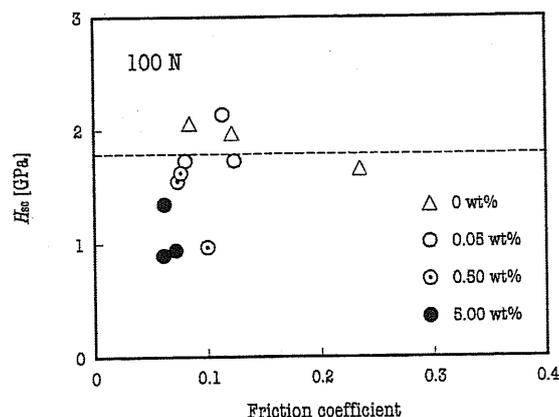


Fig. 5.14 Effect of extreme-pressure agents on the scratch hardness at the normal loads of 60 and 100 N; cross mark: DRY, delta: white oil WO, open circle: 5 wt% oleic acid OA, dotted circle: 5 wt% tricresyl phosphate TCP, solid circle: 5 wt% polysulfide PS.

5.6.8 スクラッチ痕の元素分析

5.6.4 節では、極圧添加剤の化学的効果により、スクラッチ硬度が減少することを示した。化学反応が生じているとすれば、スクラッチ痕表面に反応物が形成されることが考えられる。そこで、エネルギー分散型蛍光 X 線分析(Energy Dispersive X-ray Fluorescence Analysis)により、スクラッチ痕表面の元素分析を行った。Fig. 5.15~5.20 には、スクラッチ痕の SEM 像および各元素ごとに蛍光 X 線像を示す。蛍光 X 線像では、濃色の部分に特に元素が分布していることを示している。ここで、添加剤を供さずに作成して洗浄したスクラッチ痕をサンプル(a)とし、添加剤を用いて、作成した後に洗浄したスクラッチ痕をサンプル(b)とした。

[200°C において作成したスクラッチ痕]

Dry の場合、スクラッチ痕の壁面に O 元素が分布している。また、添加剤を供した場合は、全ての条件においてスクラッチ痕に酸素が検出されている。TCP では、サンプル(a)の場合に C 元素が極端に検出されているが、その他の元素に関してはサンプル(a)と(b)の間で変化が見られない。これは、高温により、TCP がタールのような固体状になって焼きついたため C が極端に検出されたと考えられる。TCP の場合、境界潤滑域に置いてポリマーを形成することが報告されているが、この場合 P 元素の分布が C と同様に見られないので、ポリマー形成の可能性は低いと考えられる。一方、PS を用いた場合に、サンプル(b)においてスクラッチ痕に S 元素の分布がみられる。これは、硫黄の化学反応物であると考えられる。ここで、S 元素の分布は O のそれと位相が逆転しているため、生成されたと考えられる硫黄化合物は O を含まない硫化鉄 FeS や Fe_2S

であると考えられる。従って、200°C、100 N のスクラッチ試験において、硫化鉄が生成していることが示唆される。

[25°C において作成したスクラッチ痕]

Dry の場合、O 元素はスクラッチ痕に分布しているが 200°C の場合と比較して、あまり検出されていない。TCP では、サンプル(a)と(b)の間で変化は見られず、O の分布の様子は Dry の場合と同様である。一方、PS を用いた場合に、サンプル(b)においてスクラッチ痕に S 元素の分布がみられる。これも、硫黄の化学反応物であると考えられる。ここで、S 元素の分布は O のそれと同位相であるので、硫化鉄である FeS や Fe₂S が生成されているとすれば、硫化鉄と酸化鉄が混在していると考えられる。一方で、酸素を含む硫酸鉄 FeSO₄ が生成されているとも考えられる。PS を用いた場合は、Dry や TCP の場合と比較して、酸素の分布が明確に見える。従って、硫黄系化合物の生成とともに酸化鉄が生成されているか、または、前述のように硫酸鉄が生成されている可能性が示唆される。

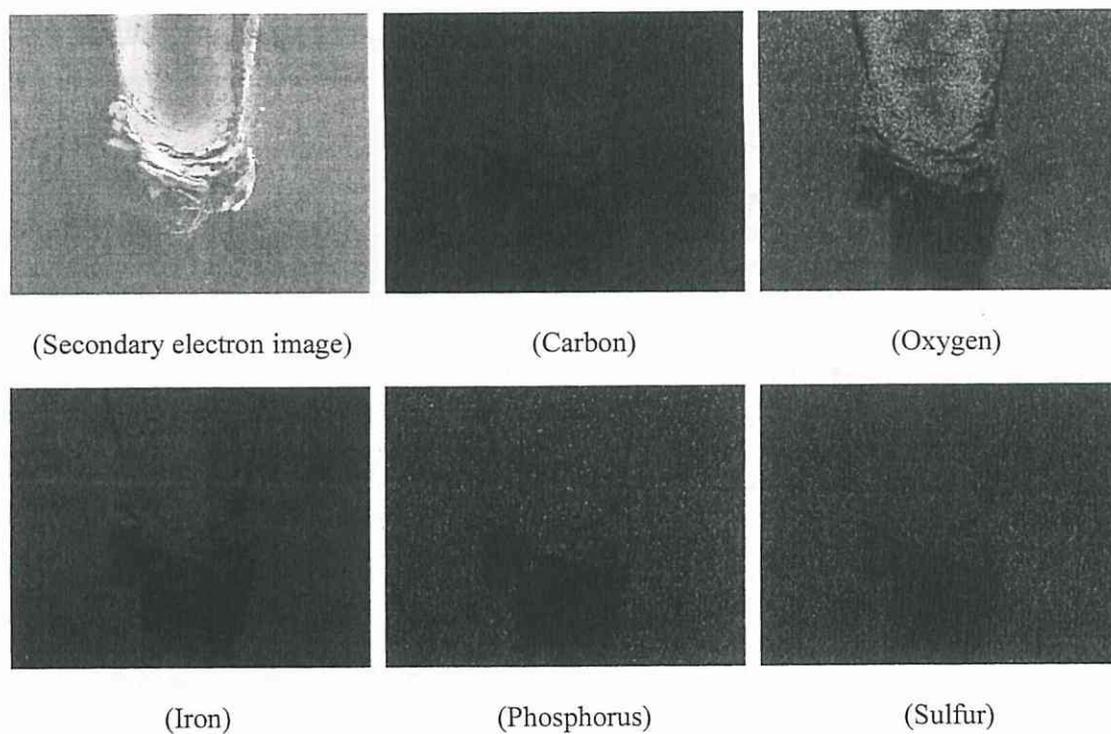
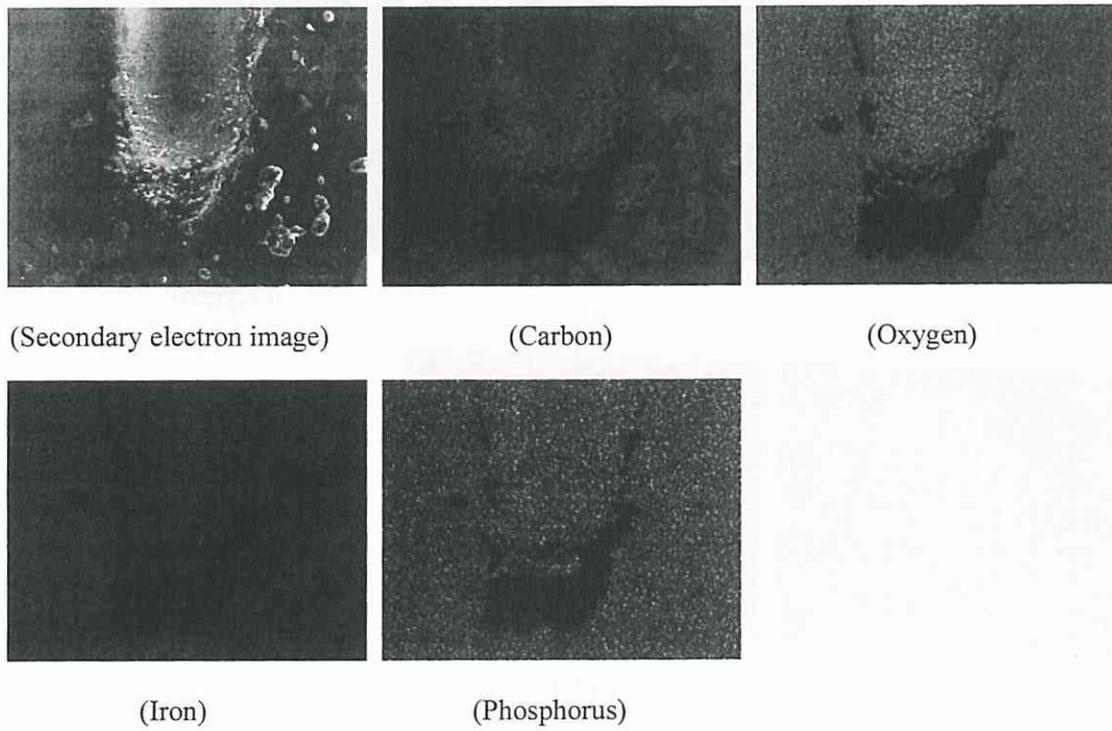
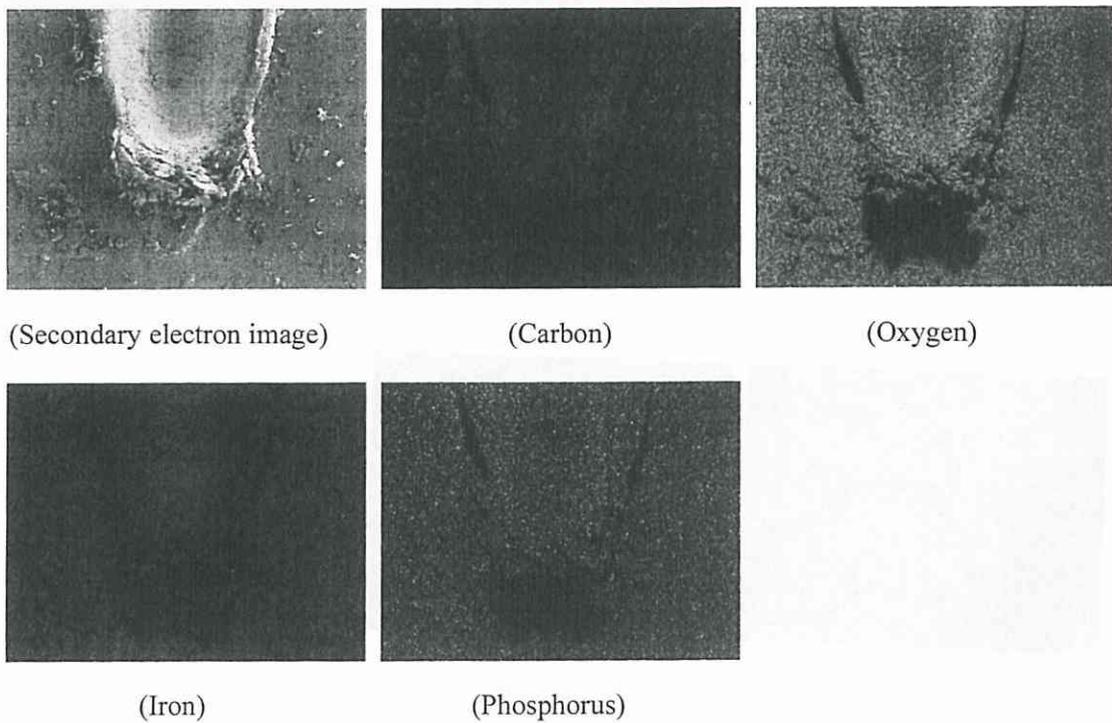


Fig. 5.15 Element distribution of scratch in the dry condition at 200°C.

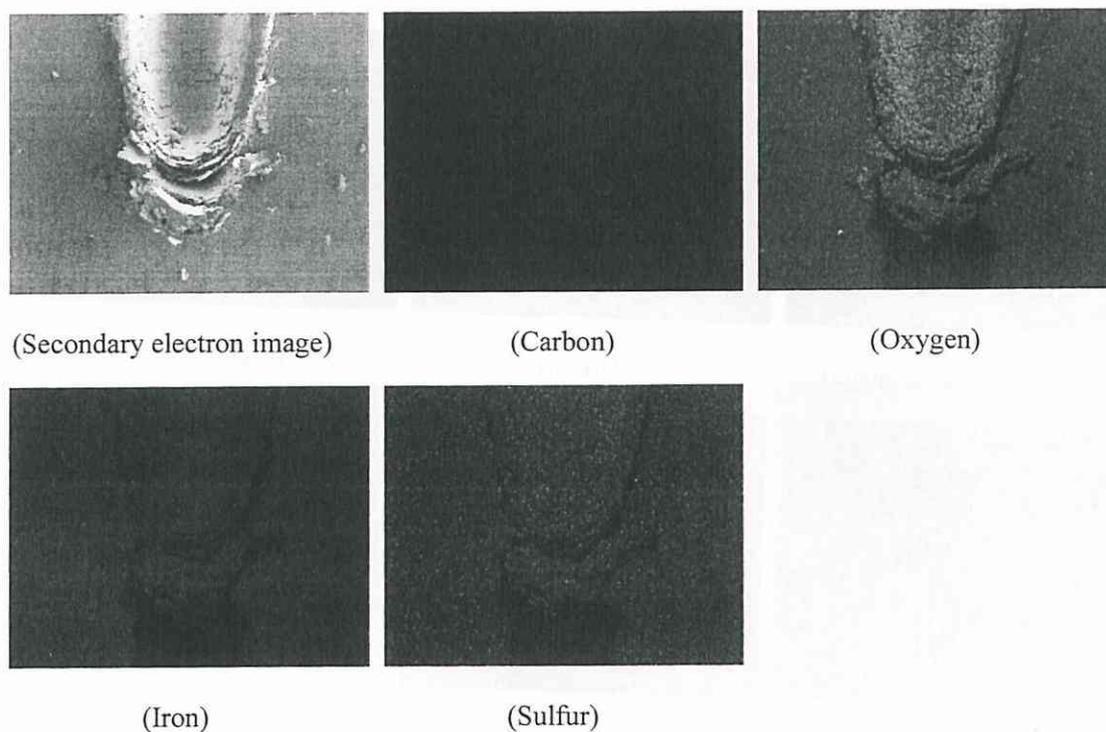


- (a) Scratch mark fabricated without a sample oil and washed by acetone after exposure to the additive.

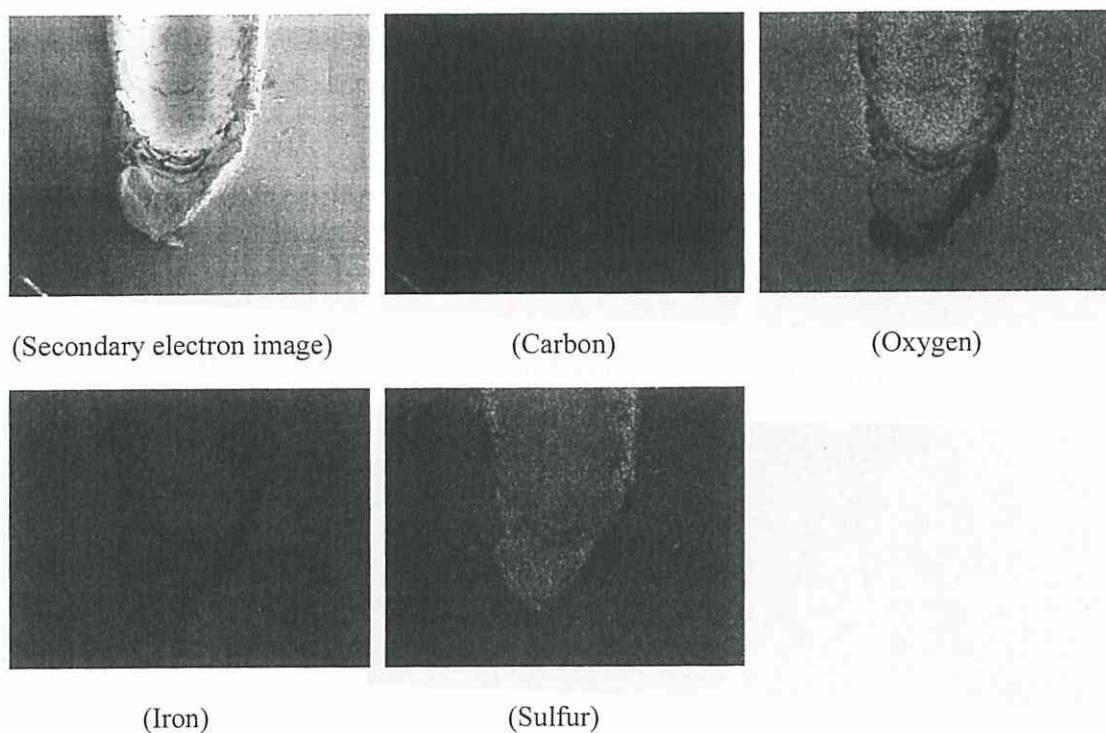


- (b) Scratch mark fabricated with an additive and washed by acetone.

Fig. 5.16 Element distribution of scratch with tricresylphosphate (TCP) at 200°C.



- (a) Scratch mark fabricated without a sample oil and washed by acetone after exposure to the additive.



- (b) Scratch mark fabricated with an additive and washed by acetone.

Fig. 5.17 Element distribution of scratch with polysulfide (PS) at 200°C.

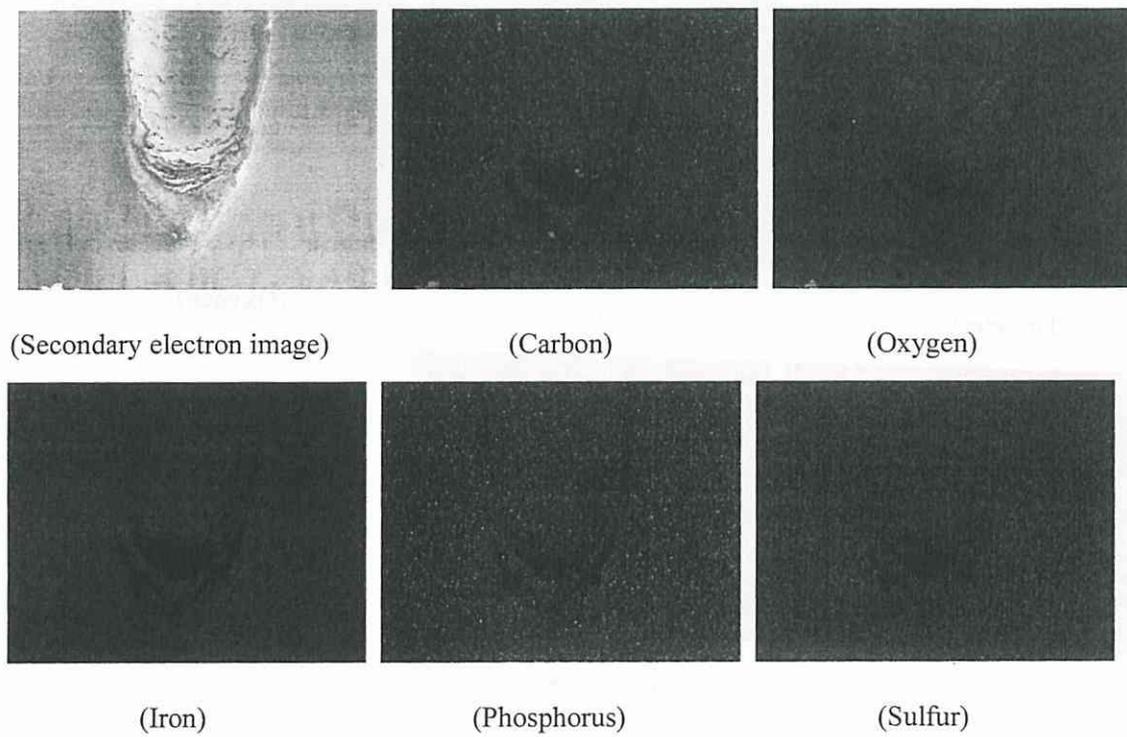
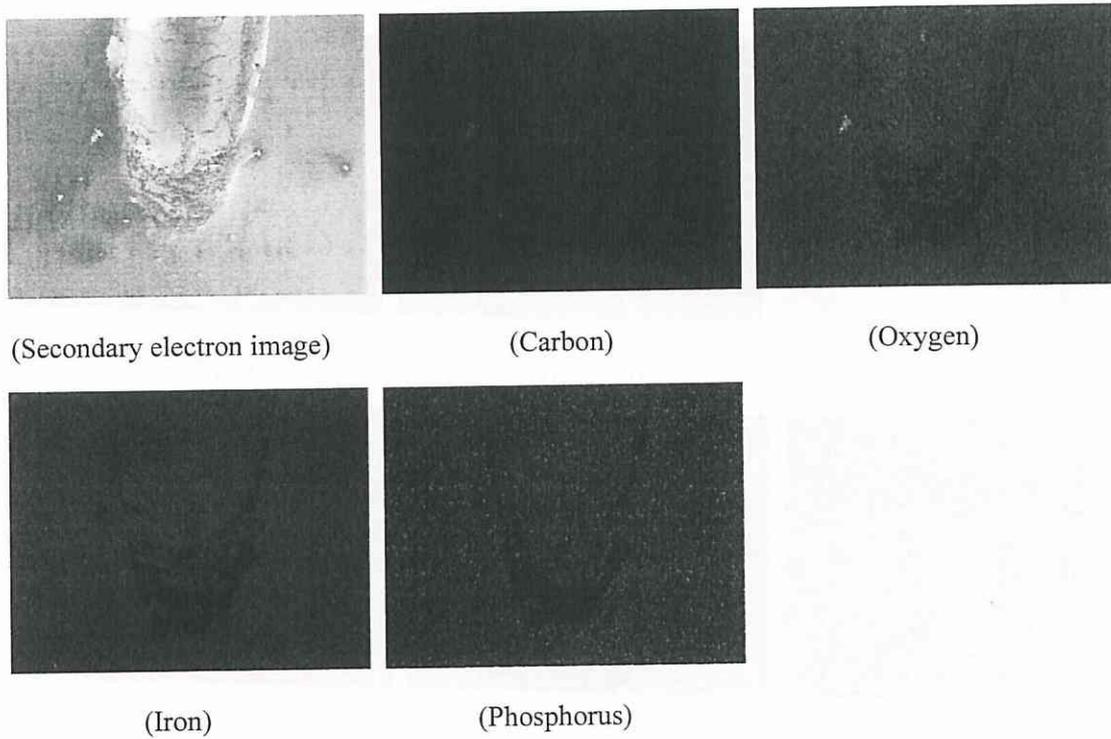
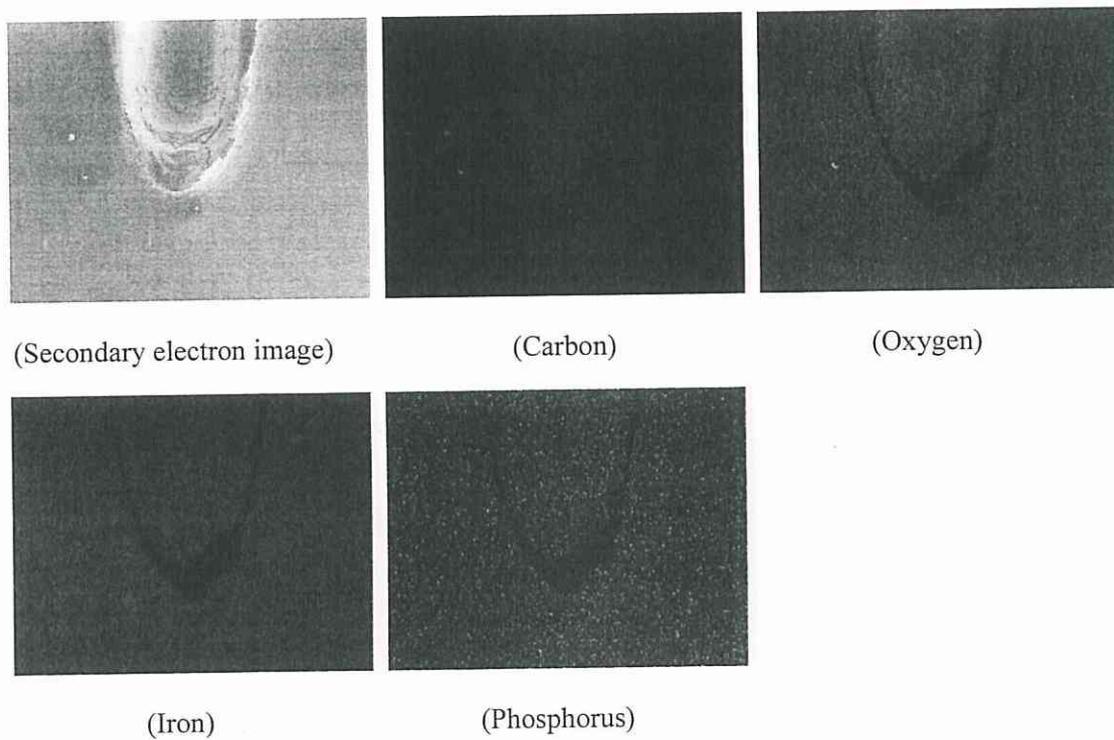


Fig. 5.18 Element distribution of scratch in the dry condition at 25°C.

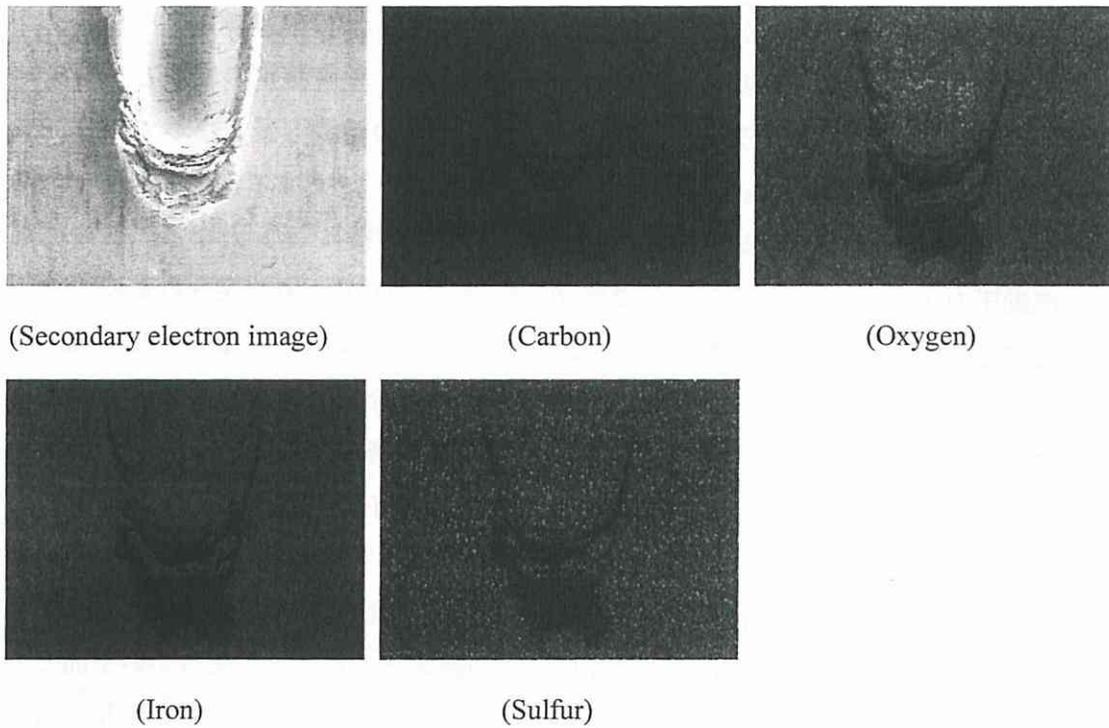


(a) Scratch mark fabricated without a sample oil and washed by acetone after exposure to the additive.

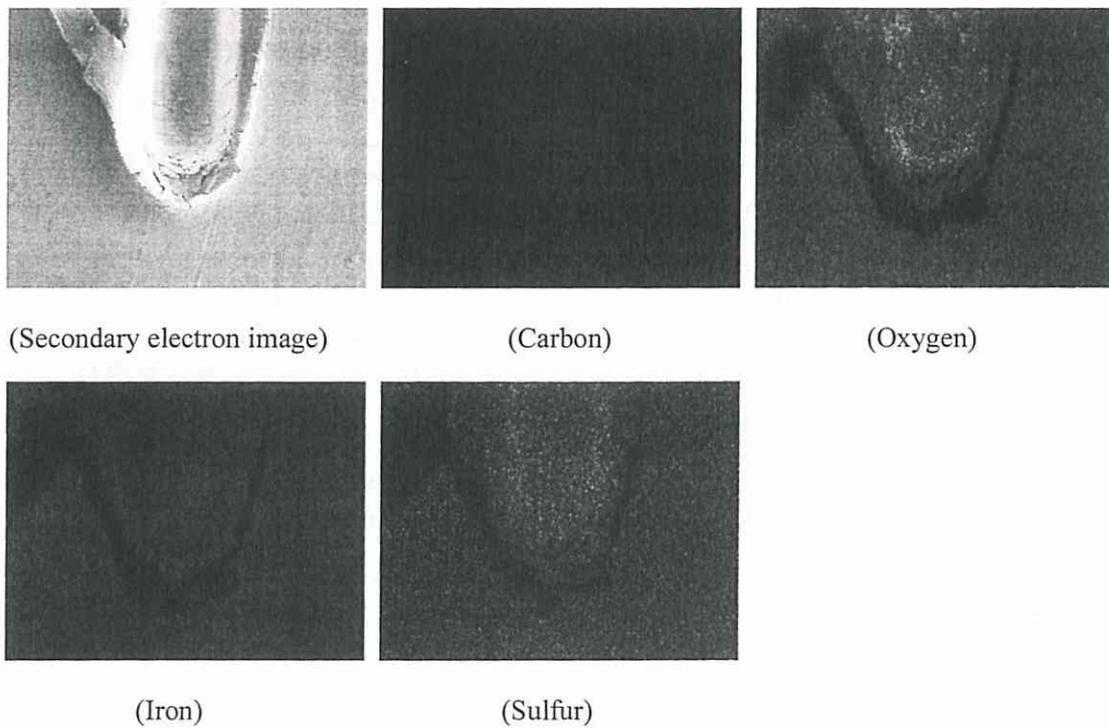


(b) Scratch mark fabricated with an additive and washed by acetone.

Fig. 5.19 Element distribution of scratch with tricresylphosphate (TCP) at 25°C.



- (a) Scratch mark fabricated without a sample oil and washed by acetone after exposure to the additive.



- (b) Scratch mark fabricated with an additive and washed by acetone.

Fig. 5.20 Element distribution of scratch with polysulfide (PS) at 25°C.

5.6.9 垂直荷重とスクラッチ力の関係

Dry におけるスクラッチ力の時系列信号を Fig. 5.21 に示す。試験開始より、スクラッチ力は増加し、その後、減少して一定の値に漸近する。垂直荷重の増加とともに、スクラッチ力は増加し、スクラッチ開始後の増加と減少の時間も長くなっている。幾何学的に単純化して、時間 0 s における圧子の支持面積を A とすると、スクラッチ開始直後は圧子の半面で圧子を支持することとなり、支持面積は $A/2$ となる。支持荷重は塑性流動圧力 P_m との積で表すことができ、 P_m は試験片の材質より決定されるので P_m は一定とすると、圧子の半面で支持される面積は A になるように、深さ方向へ沈み込む。この状態のときに、荷重を支持する面の水平投影成分は増加し、スクラッチ力は増加する。さらにスクラッチが進行すると、スクラッチ溝の両端および前面が塑性変形により隆起し垂直荷重の支持面積が増加するので、圧子は深さ方向とは逆方向に持ち上がる。

Dry における 5 s 以降の平均スクラッチ力と垂直荷重の関係を Fig. 5.22 に示す。図中の実線は、圧子の先端半値と同様の半径 0.1 mm の鋼球とそれよりも柔らかい平面との滑り摩擦をモデルとして計算した掘起し摩擦力と垂直荷重の関係を示しており、おおよそ一致しており、掘起し摩擦の影響が大きいことがわかる。

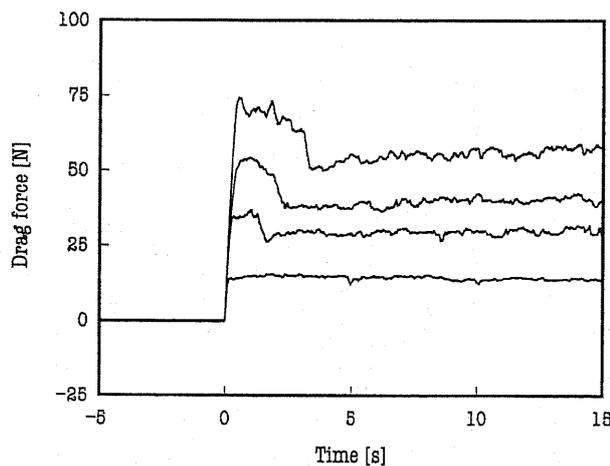


Fig. 5.21 Signals of drag force in the dry condition; tip radius of indenter: 0.1 mm, normal load: 25, 50, 75, and 100 N, drag speed: 2 mm/s, temperature: 25°C.

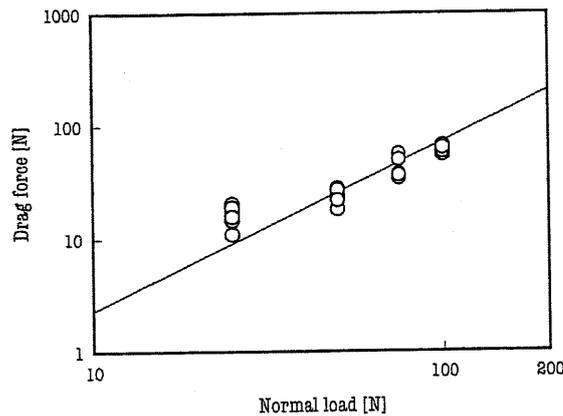


Fig. 5.22 Relationship between drag force and normal load in the dry condition; solid line: theoretical value; tip radius of indenter: 0.1 mm, normal load: 25, 50, 75, and 100 N, drag speed: 2 mm/s, temperature: 25°C.

5.6.10 スクラッチ力に及ぼす金属加工油の影響

供試油を滴下した場合のスクラッチ力の時系列信号を Fig. 5.23 に示す。Dry の場合と比較するため、スクラッチ開始 5 s 後に、供試油を滴下した。図中の破線は滴下時間を示している。

Base oil の場合、滴下により、スクラッチ力は減少するが、垂直荷重の増加と共に、その量は減少している。一方、極圧添加剤を含む Fluid B (5 wt% TCP) および Fluid C (5 wt% PS) を滴下する場合、Base oil と同様に低荷重において、スクラッチ力は減少しているが、75 N および 100 N における信号が示すように、高荷重において、スクラッチ力は増加している。

Dry に対して供試油を用いた場合のスクラッチ力の割合を相対スクラッチ力として、垂直荷重との関係を Fig. 5.24 に示す。ここで、Dry の場合は 3~4 s における平均値を、供試油の場合は、10~15 s における平均値を用いて、相対スクラッチ力を算出した。Base oil では荷重の増加とともに、相対スクラッチ力は 1 に漸近し、Fluid B および Fluid C の場合は、低荷重では Base oil と同様の値を示すが、高荷重の場合に、1 を超える。高荷重において、極圧添加剤の化学的性質により、スクラッチ力は低下していると考えられる。

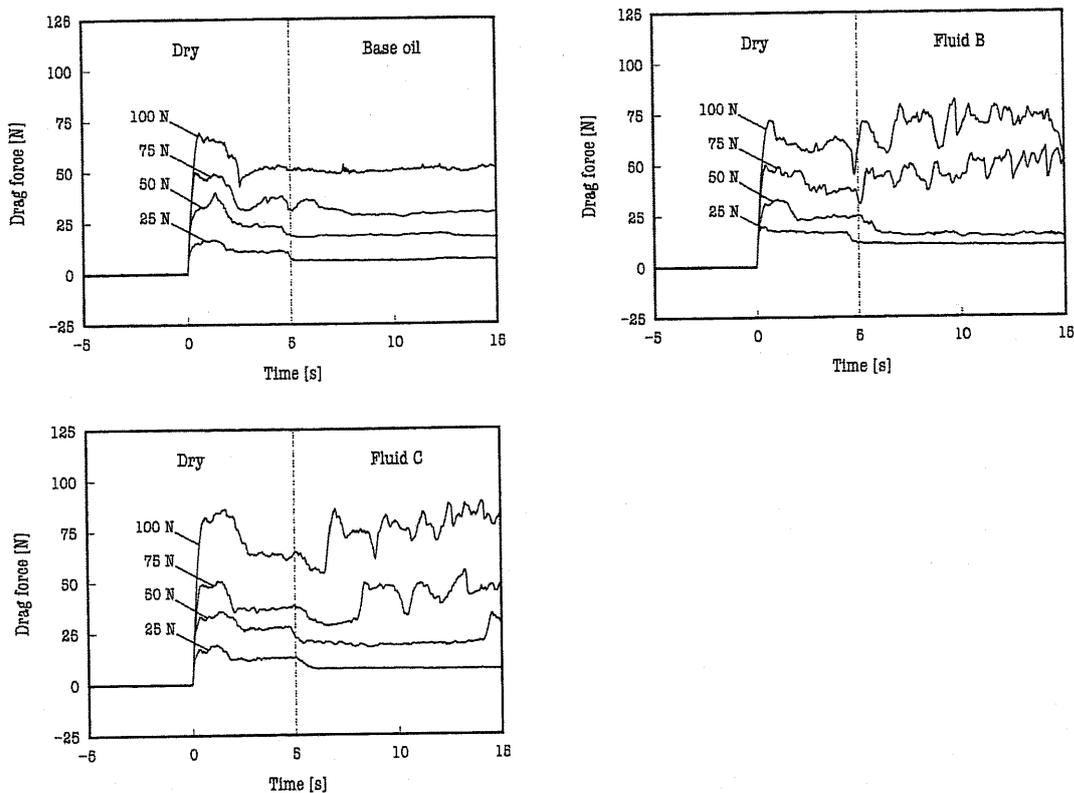


Fig. 5.23 Changes in the drag force upon the injection of three types of sample oils; base oil, fluid B, and fluid C; dotted line: time of injecting the sample oils, normal load: 25, 50, 75, and 100 N, drag speed: 2 mm/s, temperature: 25°C.

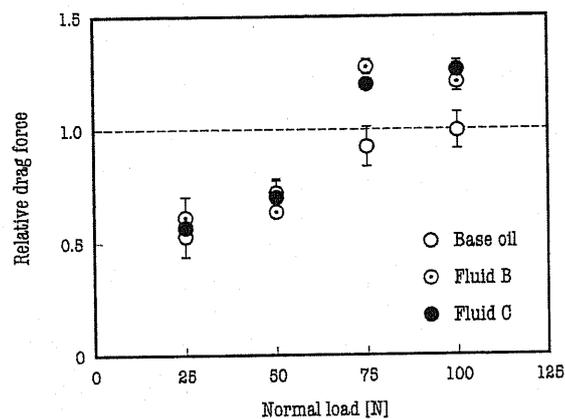


Fig. 5.24 Effect of extreme-pressure (EP) agents on the drag force; open circle: base oil, dotted circle: fluid B, solid circle: fluid C, drag speed: 2 mm/s, temperature: 25°C.

5.6.11 スクラッチ深さに及ぼす金属加工油の影響

Fig. 5.3 と同様のスクラッチ痕に関して、極圧添加剤の影響によりスクラッチ力の減少がみられた荷重 100 N におけるスクラッチ痕深さを Fig. 5.25 に示す。ここで、スクラッチ深さとは、試験片の水平面からの深さを示している。縦軸は深さを示し、横軸は、スクラッチ距離を示している。また、破線部は、供試油を滴下した位置を示して

いる 5.6.9 節において、述べたように、スクラッチの開始後、深さは増大していると考えられる。そして、深さはある一定の値まで上昇し、漸近する。Base oil の滴下しても深さの変化はない。一方で、TCP や PS を含む Fluid B および Fluid C を滴下する場合、深さが増大している。TCP よりも PS を添加させた場合に、最大深さは深くなっている。従って、極圧添加剤の影響によるスクラッチ力の増加は、スクラッチ深さの増大に起因していると考えられる。

5.6.12 金属加工面における極圧添加剤の働き

極圧添加剤の影響により、高温域において、スクラッチ硬度が減少する。スクラッチの状態を 2 次的的に示した概念図が Fig. 5.26 になる。

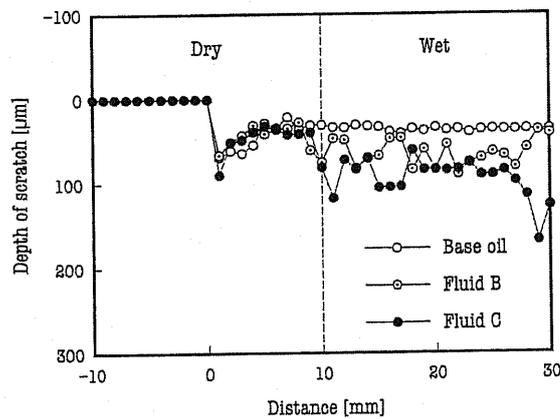


Fig. 5.25 Changes in the depth of scratch upon the injection of three types of sample oils: base oil, fluid B, and fluid C; dotted line: time of injecting the sample oils, normal load: 100 N, drag speed: 2 mm/s, temperature: 25°C.

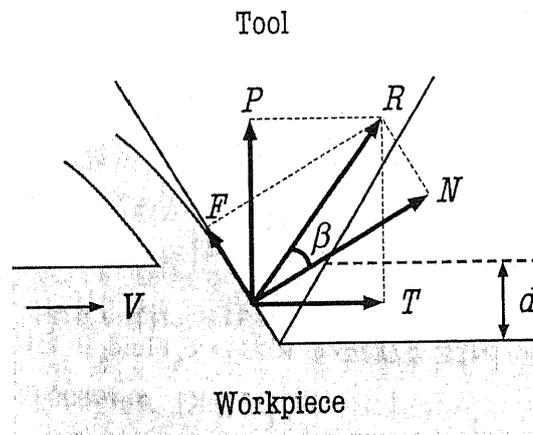


Fig. 5.26 Orthogonal abrasive wear model.

スクラッチに要する単位時間あたりのエネルギー W_s は式(5.1)により表される。ここで、 T はスクラッチ力(主分力)であり、 V はスクラッチ速度である。

$$W_s = TV \quad (5.1)$$

一方、スクラッチにより単位時間あたりに、変形を受ける部分の被削材の温度を ΔT 上昇させるために必要な熱エネルギー q_s は式(5.2)により表される。ここで、試験片の材質S45Cの物性値を用いて、比熱 $c = 492$ [J/kg·K]、密度 $\rho = 7800$ [kg/m³]とする。

$$q_s = c\rho SV \Delta T \quad (5.2)$$

ここで S は、圧子が試験片に接触する面積[m²]であり、スクラッチ深さ d を用いて、圧子の円錐形状の半面が接触面積とすると以下のようなになる。

$$S = \frac{\pi d^2}{\sqrt{3}} \quad (5.3)$$

スクラッチに要する熱エネルギーが変形を受ける部分に供給されたとすると、

$$W_s = q_s \quad (5.4)$$

となり、式(5.2)~(5.4)より、式(5.6)が得られる。

$$VT = c\rho SV \Delta T \quad (5.5)$$

$$\begin{aligned} \Delta T &= \frac{T}{c\rho S} \\ &= \frac{\sqrt{3}T}{c\rho\pi d^2} \end{aligned} \quad (5.6)$$

ここで、垂直荷重 100 [N]および 25°C において Fluid B を使用したときについて考えると、 $T = 70$ [N]、 $d = 100 \times 10^{-6}$ [m]、 $c = 492$ [J/kg·K]、 $\rho = 7800$ [kg/m³]となるので、 $\Delta T = 270$ [K]となり、荷重の増加により、高温が発生し、極圧添加剤の潤滑効果を引き出す可能性がある。また、270 [K/s]は平均温度上昇を示しているの、局所的には高温域になっていることが予測される。

5.6.13 極圧添加剤の潤滑効果

笹田⁽⁷⁾はアブレシブ摩耗に対する潤滑効果について切削モデルを用いて説明しており、エメリー紙と純金属の片処女面摩擦において、ステアリン酸を用いて、潤滑状態増加と比摩耗量の増加の関係を実験的に示している。

アブレシブ摩耗の理論では、一般的に高硬度の円錐形状の突起が低硬度の摩擦面を摩耗する2次元モデルが取扱われる。アブレシブ摩耗のモデルを Fig. 5.27 に示す。

図(a)は、無潤滑におけるモデルであり、切削抵抗 R の主分力 T および背分力 P に分解できる。また、すくい面主分力 F と垂直な分力 N とに分解する。ここで、 F と N のなす角を β とすると、すくい面の摩擦係数は $f = F/N = \tan\beta$ と表せる。

図(b)は、図(a)の切削モデルにおいて、潤滑剤を加えることにより、すくい面の摩擦係数を低減する、つまり、摩擦角を b から b' に低減する。切削と考えると切込深さは一定であるので、 $d = d'$ となり、摩擦角の低下に伴い、切削抵抗は R' に低下し、背分力 P' は P よりも小さくなる。

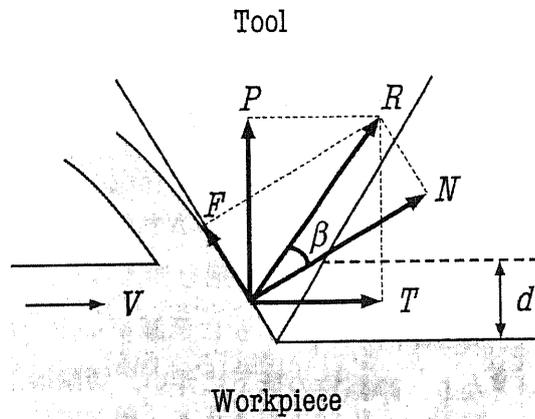
図(c)は、図(a)をアブレシブ摩耗であるとして、潤滑材を加えた場合として考えると、垂直荷重が一定となる。従って、潤滑により、すくい面の摩擦角 b が b' に低減されたとする。このとき、摩擦力による垂直荷重支持分が減少するが、荷重を支持する配分力 P'' は一定であるので、すくい面の垂直分力 N による垂直荷重の支持分が増加することになる。従って、このとき摩擦角 b と b' が同じだとすると、背分力 T' は T よりも大きくなる。背分力 T' は切削溝の断面積と被削材の塑性流動圧力の積に等しいとみなせるので、背分力が増加するという事は、切削溝の断面積が増加する、すなわち、摩耗深さ(または摩耗量) d'' が増加することを示している。そして、切削抵抗 R'' は R よりも大きくなる。従って、アブレシブ摩耗の潤滑により、摩耗量は増大する。

本研究では、TCP および PS を用いた場合に、高荷重域において、摩耗量が増加している。また、スクラッチ幅の増加より、高温高荷重域において、摩耗量が増加している。高温高圧状態において、極圧添加材の潤滑効果が発現し、すくい面の摩擦係数が低減されることにより摩耗量が増加したものと考えられる。

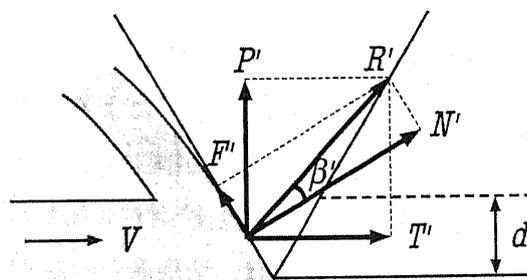
しかし、室温において摩擦係数が低い油性向上剤(オレイン酸)を用いた場合は、摩耗量の増加は見られないので、潤滑によりすくい面の摩擦係数が低減され、摩耗量が増加しているとすると、すくい面における摩擦条件が厳しくオレイン酸の潤滑効果が現れていないと考えられる。例えば、すくい面の温度がオレイン酸の転移温度以上(約 160°C 以上)となっていることなどが考えられる。

一方で、摩擦係数の低減により摩耗量が増加する機構が成り立たないとすると、極圧添加剤特有効果、つまり、化学的效果が考えられる。圧痕試験では、静的な圧痕硬さは、高温・高圧条件において、変化していない。スクラッチ試験には、摩擦面に加

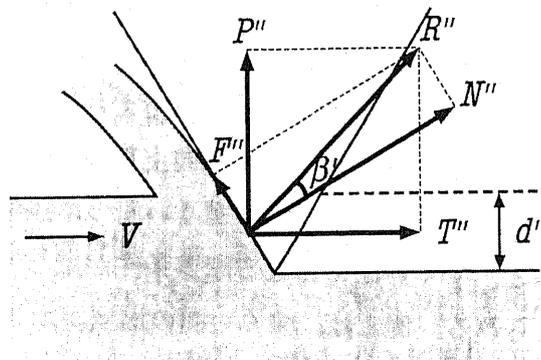
えて、金属新生面が存在する。摩擦係数の低減効果が無いとすると、圧子先端近傍に連続的に発生する金属新生面の影響が考えられる。TCP や PS が鉄と反応して形成するとされるリン酸鉄や硫化鉄は、鉄よりも降伏応力が低く、新生面が露出される圧子先端近傍において、反応物を形成し、金属が変形する線断面において、せん断応力を低下させていると考えられる。



(a) Cutting model in the dry condition.



(b) Cutting model in the lubricated condition.



(c) Abrasive wear model in the lubricated condition.

Fig. 5.27 Lubrication effects in the abrasive wear.

[掘起し摩擦と凝着摩擦]

Bowden らの近似的な考察によると、掘起し摩擦力 F_p は、表面下に沈みこんだ領域をすべり方向に垂直な面へ投影した面積 A_2 と材料を塑性流動させるために必要な応力の積に等しい。ここで、硬球とそれよりも柔らかい平面との滑り摩擦を考えると、接触部の上投影面積 A_1 [m²] および水平投影面積 A_2 [m²] は以下のように表すことができる。ここで、 $2a$ [m] は摩擦痕幅を、 r_s [m] は硬球の半径を示す。

$$A_1 = \frac{\pi a^2}{2} \quad (5.7)$$

$$A_2 = \frac{2a^3}{3r_s} \quad (5.8)$$

ここで、柔らかい金属の塑性流動圧力 P_m [Pa] を用いて、垂直荷重 W [N] および掘起し摩擦力 F_d [N] は以下のように表すことができる。

$$\begin{aligned} W &= A_1 P_m \\ &= \frac{\pi a^2}{2} P_m \end{aligned} \quad (5.9)$$

$$\begin{aligned} F_d &= A_2 P_m \\ &= \frac{2a^3}{3r_s} P_m \end{aligned} \quad (5.10)$$

式(5.9)および(5.10)を用いて、 a を消去すると摩擦力 F_d は式(5.11)により表すことができる。

$$F_d = \frac{4\sqrt{2}W^{1.5}}{3\pi^{1.5}P_m^{0.5}r_s} \quad (5.11)$$

一方、凝着摩擦における摩擦力について考える。球と平板のヘルツの接触における接触円半径は以下のように表せる。ここで、等価半径 R および等価縦弾性係数は、式(5.13) および(5.14)で定義する。ただし、 R_1 は球の半径、 R_2 は平板を球面としたときの半径、 ν_1 および ν_2 はそれぞれのポアソン比、 E_1 および E_2 はそれぞれのヤング率である。

$$a = \sqrt[3]{\frac{3WR}{2E}} \quad (5.12)$$

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{\infty} \quad (5.13)$$

$$R = R_1 \quad (5.14)$$

$$\frac{2}{E} = \frac{1-v_1^2}{E_1} + \frac{1-v_2^2}{E_2} \quad (5.15)$$

ここで、Goddard と Wilman による摩擦係数の凝着項 μ_a は式(5.16)で表されるので、凝着摩擦における摩擦力 F_a は、式(5.17)で表される。ここで、 S_i [Pa] および P_0 [Pa] は、摩擦界面のせん断強さおよび押し込み時の接触圧力である。 P_0 は、摩擦痕で塑性変形が生じている場合、圧痕硬度と等しい。

$$\mu_a = \frac{4S_i}{\pi P_0} \left(\frac{a}{r_s}\right)^{-2} \left\{ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{a}{r_s}\right)^2} \right\} \quad (5.16)$$

$$\begin{aligned} F_a &= \mu_a W \\ &= \frac{4S_i}{\pi P_0} \left(\frac{a}{r_s}\right)^{-2} \left\{ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{a}{r_s}\right)^2} \right\} W \end{aligned} \quad (5.17)$$

ここで、式(5.17)に基づいて作成した、摩擦力と摩擦界面のせん断強さとの関係を Fig. 5.28 に示す。5.6.5 節における摩擦試験の結果より、乾式の摩擦力の実験値は 34 [N] となった。この値を用いて、 S_i を見積もると、 1×10^9 [Pa] となった。また、硬度試験の実験値より、 $P_0 = 1.8$ [GPa] とした。従って、

$W = 5.00 \times 10^{-6}$	[m]	$v_1 = v_2 = 0.3$	
$P_0 = 1.80 \times 10^9$	[Pa]	$R = R_1 = r_s$	
$E_1 = 630 \times 10^6$	[Pa]	$a = 3.53 \times 10^{-4}$	[m]
$E_2 = 205 \times 10^6$	[Pa]	$S_i = 1 \times 10^9$	[Pa]

となるので、式(5.11)および(5.17)より、本研究で使用した円錐圧子の先端半径を、 r_s として、摩擦力と先端半径の関係を Fig. 5.29 に示す。(a)は式(5.11)より計算した値であ

り、掘起し摩擦を示す。一方、(b)は(5.17)より計算した値であり、凝着摩擦を示す。

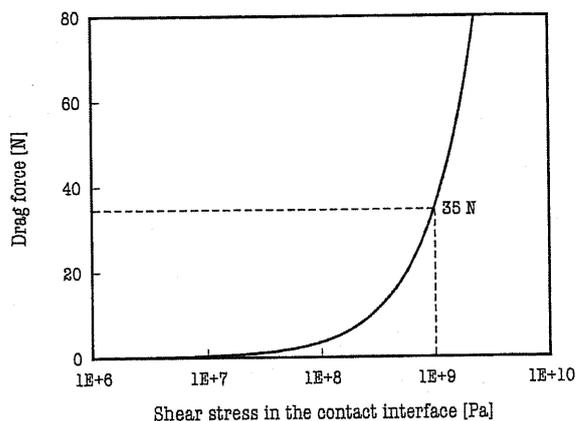


Fig. 5.28 Calculation of shear stress in the contact interface at the drag force of 35 N.

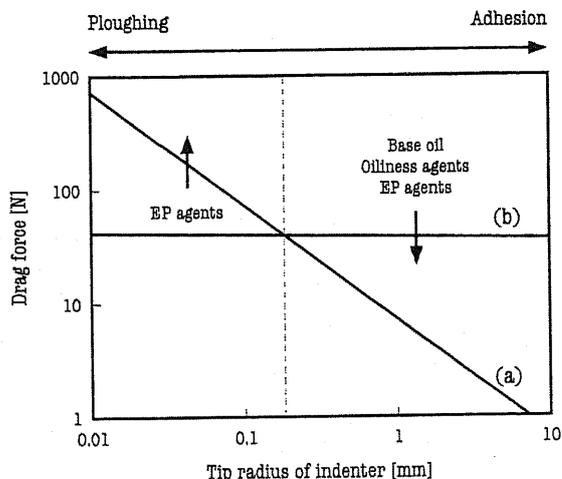


Fig. 5.29 Change of frictional mode against the radius of indenter; (a): ploughing term, (b): adhesion term.

同図において、破線は凝着摩擦と掘起し摩擦の遷移域を示している。破線より、左側は、掘起し摩擦が支配的であり、右側は凝着摩擦が支配的である。圧子の先端半径が0.1~1 mm の間に遷移域が存在している。

圧子先端半径 0.1~100 mm に変化させた荷重 100 N における摩擦試験の結果を Fig. 5.30 に示す。スクラッチ開始後、破線が示す時刻付近において、供試油を滴下している。Base oil をおよび極圧添加剤であるリン酸トリクレジル TCP およびポリサルファイド PS を用いた場合、圧子先端半径 1~100 mm のとき、ばらつきはあるものの、乾式における摩擦力はほぼ等しく、また、潤滑条件ごとの摩擦力も等しい。Fig. 5.23 に示した結果のように、先端半径 0.1 mm の場合はスクラッチ試験となり、極圧添加剤の

効果によりスクラッチ力は増大する。これらの結果より、摩擦力は先端半径が 0.1 mm のときに増大している点が、Fig. 5.29 と定性的に一致していると考えられる。

また、先端半径 1~100 mm を用いた場合には供試油によらず摩擦係数が減少している。従って、供試油を用いた場合における挙動は、Fig. 5.29 の矢印に示すように、凝着摩擦において、摩擦力は低下するが、極圧添加剤を用いた場合のみ、掘起し摩擦において、摩擦力は増加する。極圧添加剤の働きはこのような摩擦形態の遷移域において逆転している。この性質が、極圧添加剤の化学的性質を現していると考えられる。破線より左側の掘起し摩擦形態を金属加工とするならば、極圧添加剤の選択が重要となる金属加工油を通常の摩擦試験で評価するのではなく、例えば本研究のように、圧子先端半径を変えて、それぞれの摩擦形態において評価することが妥当であるといえる。また、圧子の先端半径が 0.1~1 mm の間に摩擦形態の変化とともに、極圧添加剤の効果は変化、または、摩擦に起因する熱の発生による潤滑効果の促進が考えられる。今後の研究の指針として、同領域において金属加工油の極圧効果の検討を引き続き行うことし、極圧効果の発現機構の解明に努めたい。

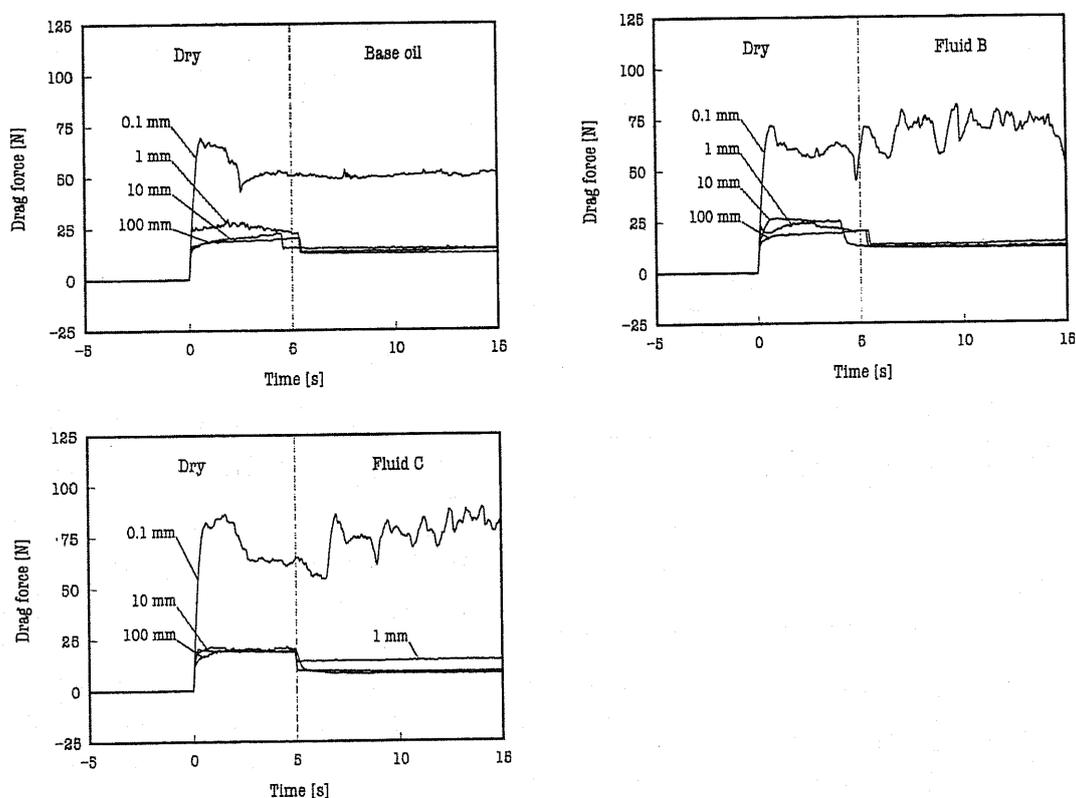


Fig. 5.30 Effect of tip radii of indenters on the drag force upon the injection of three types of sample oils: base oil, base oil containing 5 wt% TCP (fluid B), and base oil containing 5 wt% PS (fluid C); tip radius: 0.1–100 mm, dotted line: time of injecting the sample oils, normal load: 100 N, drag speed: 2 mm/s, temperature: 25°C.

5.7 結 言

垂直荷重 20~120 N および温度 25~200°C の実験条件下において行った超硬圧子と S45C とのトライボ試験において、以下の知見を得た。供試油として、流動パラフィンの Base oil、油性向上剤であるオレイン酸(OA)を Base oil に 5 wt% 添加した Fluid A、さらに、極圧添加剤であるリン酸トリクレジル (TCP) およびポリサルファイド(PS)を Base oil にそれぞれ 5 wt% 添加した Fluid B および Fluid C を用いた。

- (1) 乾式(Dry)および湿式における圧痕試験において、圧痕径は荷重とともに増加し、それらの値は潤滑条件および温度の影響を受けず、同じ圧痕径となる。圧痕径より算出した静的な材料硬度(マイヤー硬度)は、荷重条件、潤滑条件、および温度条件に依存せず、一定の値 1.8 GPa となる。すなわち、材料硬度は、供試油の物理化学的作用による影響を受けない。
- (2) 乾式(Dry)および湿式におけるスクラッチ試験において、スクラッチ幅は荷重とともに増加する。Dry, Base oil, および Fluid A を用いる場合、それらの値は潤滑条件および温度の影響を受けず、同じスクラッチ幅となる。一方で、極圧添加剤を含む Fluid B および Fluid C の場合は、高荷重条件下において、Dry, Base oil, および Fluid A の場合と比較して、スクラッチ幅は増大し、さらに、温度の上昇とともにスクラッチ幅が増大する遷移域は低荷重側にシフトする。スクラッチ幅より算出したスクラッチ硬度は、低荷重条件下において、材料硬度 1.8 GPa とほぼ同等になる。一方、高荷重条件下において、Dry, Base oil, および Fluid A の場合は 1.8 GPa を示し、Fluid B および Fluid C の場合は 1.8 GPa 以下となり、さらに高温条件下において、50%程度減少する。
- (3) 極圧添加剤 TCP および PS を添加して、往復スクラッチ試験において、リン系極圧添加剤であるトリクレジルフosphate(TCP)を用いた場合、スクラッチ痕表面のリンの分布は検出されず、スクラッチにおける TCP 由来の反応生成物は確認できない。一方で、硫黄系極圧添加剤であるポリサルファイド(PS)を用いた場合、25°C および 200°C において、スクラッチ痕表面の硫黄の分布が検出され、PS 由来の反応生成物が確認できる。
- (4) 境界潤滑条件における摩擦係数は、乾式では、温度の増加とともに摩擦係数が減少する。
- (5) スクラッチ硬度および摩擦係数には相関がみられない。
- (6) スクラッチ力は荷重の増加とともに増加し、乾式におけるスクラッチ力は鋼球の滑り摩擦における掘起し摩擦力にほぼ一致する。

- (7) 低荷重において、パラフィン系鉱油、TCP および PS を用いると、スクラッチ力は低下する。一方、高荷重において、パラフィン系鉱油を用いる場合、スクラッチ力は変化しないが、TCP および PS を用いる場合、スクラッチ力は急激に増加する。
- (8) TCP および PS を用いる場合のスクラッチ力の増加とともにスクラッチ深さも増大する。

参考文献

- (1) F. P. Bowden, A. J. W. Moore, & D. Taber, The Ploughing and Adhesion of Sliding Metals, *J. Appl. Phys.*, **14** (1943) 80–91.
- (2) J. Goddard & H. Wilman, A Theory of Friction and Wear During The Abrasion of Metals, *Wear*, **5** (1962) 114–135.
- (3) C. A. Brookes, P. Green, P. H. Harrison, & B. Moxley, Some Observations on Scratch and Indentation Hardness Measurements, *J. Phys.*, **5** (1972) 1284–1293.
- (4) D. Taber, *The Hardness of Metals* (Oxford University Press, New York, 1951) 1–18.
- (5) D. Godfrey, Chemical Changes in Steel Surface During Extreme Pressure Lubrication, *ASLE Trans.*, **5** (1962) 57–66.
- (6) T. Murakami, T. Sakai, Y. Yamamoto, & F. Hirano, Lubricating Performance of Organic Sulfides Under Repeated Rubbing Conditions, *ASLE Trans.*, **28** (1985) 363–373.
- (7) 笹田 直, 摩耗 (養賢堂, 2008) 135–140.

第 6 章

考 察

6.1 金属加工油添加剤の極圧効果に及ぼす配合の影響

本研究では、極圧添加剤であるリン酸トリクレジル(TCP)とポリサルファイド(PS)の相乗効果と、さらにオレイン酸(OA)の適量添加により潤滑効果が促進することを明らかにした。

平均タッピングトルクの低減に有効であるのは、TCP および OA の組合せである。加えて、摩擦係数や残留膜厚さの計測から、TCP および OA の組合せが有効であることから、比較的條件が穏やかな境界潤滑面に対して、潤滑効果を作用すると考えられる。一方、最大タッピングトルクの低減に有効であるのは、TCP, PS, および OA の組合せと、TCP および OA の組合せである。最大タッピングトルクが、焼付きなどの異常な切削状態を示すものであるとすると、これらの組合せは極圧効果の促進を意味していると考えられる。

OA の増加とともに、最大タッピングトルクが減少することも事実であり、一見、OA の油性効果が極圧効果に寄与している。最大タッピングトルクは突発的なタッピングトルクの上昇値を示しているが、これは、切屑の詰まりによる局所的な焼付きに起因すると考えられる。OA の油性効果は、このような焼付きが生じる以前に、切屑同士境界や、切屑とタップの境界面において、金属の直接接触を防ぎ、焼付が生じるきっかけを予防していると考えられる。TCP および OA の組合せにおいても、同様の効果によって、最大タッピングトルクを減少させているものと推察される。

極圧添加剤の極圧効果は通常、高温・高圧下において、低せん断性の固体潤滑膜を形成し、金属の直接接触部を低減させ、摩擦係数の低減効果および耐焼付効果を発揮するとされている。TCP, PS, および OA の組合せが、平均タッピングトルクではなく最大タッピングトルクの減少させている特有の組み合わせであることから、焼付きが発生する摩擦熱の発生によって、極圧添加剤である PS および TCP の作用により潤滑膜を形成していると考えられる。

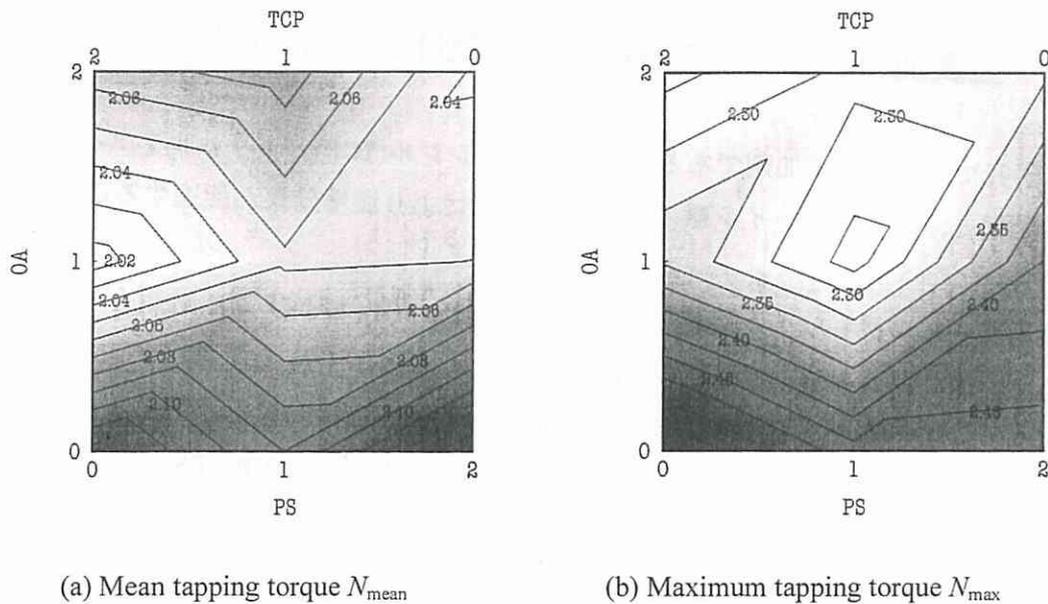


Fig. 3.10 Contour plots of the mean tapping torque and maximum tapping torque; light part: smaller tapping torque, dark part: larger tapping torque.

添加剤の組合せによる潤滑性能の向上に関して以下のことが推察される。

OA と TCP の組合せでは、平均 500 Pa の圧力条件において、油膜が厚膜化することから、分子間力によって配列した OA および TCP の多分子膜の形成が考えられる。ただし、OA の分子長は 19 Å、分子の占有面積は 20 Å² であるのに対して、TCP の分子長は 12 Å、占有面積は 110 Å² である⁽¹⁾。さらに通常 OA は 2 量対を形成しているので、基油と脂肪酸のチェーンマッチング効果による潤滑効果の向上⁽²⁾を参考にすると、両分子が混在して、配向していることは考えにくい。分子膜の一層単位で、OA または TCP が配向している可能性がある。

また、OA はカルボキシル基を有しておりプロトンを脱離しやすく、酸性条件下において空気中の水分により、ヒドロキシイオンを形成し、リン酸エステルである TCP の加水分解を促すことが考えられる⁽³⁾。脱離した、リン酸は金属表面に吸着膜を形成する。リン酸が金属面に近いほど、極圧条件において、リン酸鉄やリン化鉄の被膜を形成しやすくなるので、極圧性能の向上も考えられる。ただし、リン酸の生成とともに、クレゾールも生成⁽³⁾されることが報告されているので、金属面への吸着に関して競合することが報告されており、オレイン酸(OA)分子も共存することから、リン酸が優先的に吸着するとは限らない。

6.2 金属加工油添加剤の極圧効果に及ぼす振動の作用

極圧添加剤である硫化油脂を用いて、振動タップ加工を行ったときに、突発的にタッピングトルクが減少した。これは、振動により発生した摩擦熱により極圧添加剤の反応膜が形成され、潤滑効果を示したと考えられる。Matveevsky や Bowden らの過去の研究^{(2), (4)}から示しているように、極圧添加剤が金属と反応する温度になって潤滑性能発揮されるので、発熱の影響であるとするのは妥当であると考えられる。振動タッピングには先述のように利点があるが、一方で、被削剤との摩擦や、振動によりできた工具と被削剤の隙間に切屑が侵入⁽⁵⁾し、焼付きなどを起こす、突発的な現象による発熱が十分に考えられる。

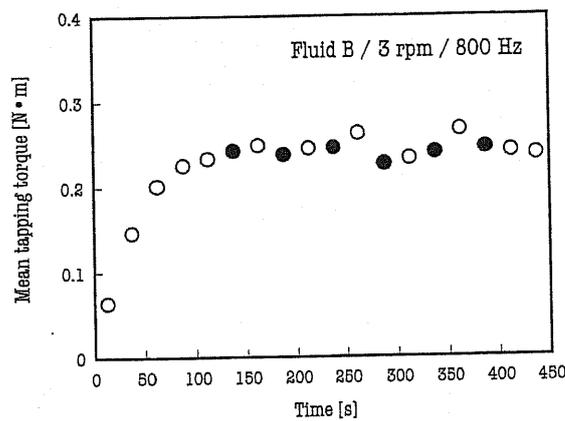


Fig. 4.4 Change in mean tapping torque by vibration in the presence of fluid B containing an extreme-pressure agent; open circle: without vibration, solid circle: with vibration, tapping speed: 3 rpm, vibration frequency: 800 Hz, vibration amplitude: see Fig. 4.3.

6.3 金属加工油添加剤の極圧効果の作用機構

圧痕試験より得られた材料硬度は、荷重および温度の影響を受けず、潤滑条件によらない。また、スクラッチ硬度は、材料硬度と同等であるが、極圧添加剤を用いた場合のみ、高温・高圧下において減少する。これは、高温・高圧下において発揮される極圧添加剤の化学的作用によるものであり、潤滑による効果と腐食による影響が予想される。

前者では、5.6.13 節に述べた二次元切削モデルのように、工具すくい面の潤滑により、摩擦力による荷重負担分が減少し、その負担分を補うように、円錐圧子が深さ方向に移動する機構が考えられる。このことよりスクラッチ幅および深さは増大し、スクラッチ硬度を減少させていることが理論的に説明できる。ただし、スクラッチ硬度と摩擦係数との間には明確な相関は見られないので、工具すくい面がOAの転移温度⁽⁶⁾を超えているような極圧条件下にあることが必要条件である。

一方、後者では、活性の高い新生面に反応する極圧添加剤の作用として考えられる。材料硬度は変化しないが、スクラッチ硬度が変化していることから、スクラッチにより、絶えず新生面が発生していることに起因していると予想されるためである⁽⁷⁾。

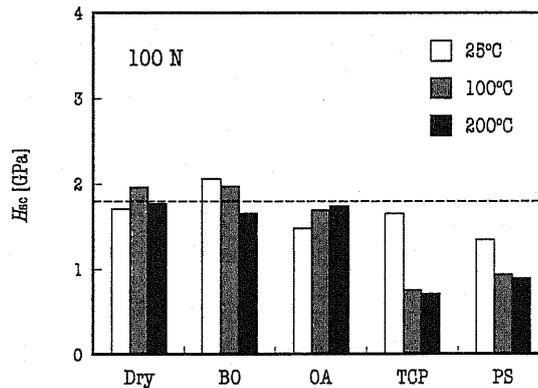


Fig. 5.9 Scratch hardness H_{sc} at the normal loads of 100 N in the dry condition and four types of lubricated conditions; white column: 25°C, grey column: 100°C, solid column: 200°C, dotted line: indentation hardness H_{st} : 1.8 GPa.

参考文献

- (1) D. Godfrey, The Lubrication Mechanism of Tricresyl Phosphate on Steel, *ASLE Trans*, **8** (1965) 1-11.
- (2) 木村 好次, 岡部 平八郎, トライボロジー概論 (養賢堂, 1982) 53-57.
- (3) 大森 俊英, 川村 益彦, りん系極圧添加剤の鉄表面における吸着と反応, トライボロジスト, **35**, 3 (1990) 181-187.
- (4) F. P. Bowden &
- (5) D. Taber, The Friction and Lubrication of Solids (*Oxford University Press, London*, 1950) 200-246.
- (6) 日本塑性加工学会, 超音波応用加工 (森北出版, 2004) 84-89.
- (7) S. Jahamir, Chain Length Effects in Boundary Lubrication, *Wear*, **102** (1985) 331-349.
- (8) T. Kubo, I. Minami, & S. Mori, Investigation of Tribochemical Reactions by Organic Sulfides on Nascent Metal Surfaces, *Tribology Online*, **2**, 3 (2007) 89-92.

第7章

結 論

第1章「緒言」では、本研究の背景および目的について述べた。塩素フリー金属加工油開発の現状および、高性能塩素フリー加工油開発の重要性について述べた。

第2章「過去の研究」では、切削理論および過去の研究より明らかにされた添加剤の効果について述べた。

第3章「タップ加工試験」では、JIS規格よりも小径である直径4.6 mmの下穴を施したS45C製の試験片を用いて、低速M6タップ加工を行い、難切削条件下における極圧添加剤および油性向上剤の潤滑効果と配合比の関係について(1)~(3)の知見を得た。さらに、振子試験による摩擦係数の計測および鋼-油-水銀系による残留膜厚さの計測より(4)および(5)の結論を得た。

- (1) 流動パラフィンに極圧添加剤であるリン酸トリクレジル(TCP)または、ポリサルファイド(PS)を添加した供試油により N_{mean} および N_{max} の値は減少する。
- (2) TCP および PS を単独かつ同濃度で添加するよりも、併用するほうが N_{mean} および N_{max} の値は小さくなり、相乗効果が得られる。
- (3) TCP, PS, および油性向上剤であるオレイン酸(OA)を併用する場合, N_{mean} および N_{max} の値を減少させる添加剤の最適濃度が存在する。また, N_{mean} および N_{max} を最小とする添加剤の最適濃度は異なり, 前者は, 配合比(OA:TCP:PS)が1:2:0のとき, すなわち, TCP と OA を併用することにより最小となる。一方, 後者は配合比が1:1:1および2:2:0のとき, すなわち, TCP, PS, および OA の併用, または, TCP および OA を併用することにより最小となる。
- (4) OA の濃度の増加とともに摩擦係数は減少するが, 配合比(OA:TCP:PS)が1:2:0のとき, すなわち, TCP と OA を併用することにより摩擦係数はより減少する。
- (5) 配合比(OA:TCP:PS)が1:2:0および2:2:0のとき, すなわち, TCP と OA を併用することにより残留膜が最も厚膜化する。

第4章「振動タップ加工試験」では、タップ加工試験機に加振機構を付加した上で、S45C製の試験片を軸方向に振動させながら低速M3タップ加工を行い、供試油に及ぼす振動の影響に関して以下の結論を得た。

- (1) 乾式および湿式条件において、加振によりタッピングトルクは減少する。特に、油性向上剤である油脂を添加した鋳油を用いるとき、タッピング速度3 rpm、周波数800 Hzおよび振動振幅5 mmの条件において、タッピングトルクは最大14%

減少する。

- (2) 振動振幅および振動数の増加により、タッピングトルクの減少量は増加するが、一方で、タッピング速度の増加にともない振動の影響は失われる傾向にある。さらに、振動の影響は、試験機の動特性に依存する。
- (3) 振動は供試油の物理的作用および化学的作用を促進する。前者は、基油である無添加鉱油を用いる場合に、タッピングトルクを減少させる役割として現われ、後者は、極圧添加剤である硫化油脂を添加した鉱油を用いた場合にタッピングトルクを減少させる役割として現れる。

第5章「スクラッチ試験」では、超硬円錐圧子および S45C 製の板状試験片を用いた常温および高温下におけるスクラッチ試験により以下の結論を得た。垂直荷重 20～120 N および温度 25～200°C とし、乾式(Dry), 流動パラフィン(Base oil), 流動パラフィンにリン酸トリクレジル(TCP)およびポリサルファイド(PS)を添加した供試油を用いた。

- (1) 乾式および湿式における圧痕試験において、圧痕径は荷重とともに増加し、それらの値は潤滑条件および温度の影響を受けず、同じ圧痕径となる。従って、材料硬度は供試油の物理化学的作用および温度の影響を受けず、一定となり、1.8 GPaを示す。
- (2) スクラッチ幅は荷重とともに増加する。Dry, Base oil, および油性向上剤を用いる場合、それらの値は潤滑条件および温度の影響を受けず、同じスクラッチ幅となる。一方で、極圧添加剤であるリン酸トリクレジル(TCP)およびポリサルファイド(PS)を用いる場合、高荷重条件下においてスクラッチ幅は増大し、さらに、温度の上昇とともにスクラッチ幅が増大する遷移域は低荷重側にシフトする。スクラッチ硬度は材料硬度 1.8 GPa とほぼ同等になるが、Fluid B および Fluid C の場合は 1.8 GPa 以下となり、さらに高温条件下において、約 50%減少する。
- (3) 往復スクラッチ試験において、TCP を用いた場合にスクラッチ痕表面のリンの分布は検出されないが、硫黄系極圧添加剤であるポリサルファイド(PS)を用いた場合、25°C および 200°C において、スクラッチ痕表面の硫黄の分布が検出され、PS 由来の反応物が生成される。
- (4) スクラッチ硬度および摩擦係数には相関がみられない。
- (5) スクラッチ力は荷重の増加とともに増加し、乾式におけるスクラッチ力は鋼球の滑り摩擦における掘起し摩擦力にほぼ一致する。

- (6) 低荷重において、パラフィン系鉱油、TCP および PS を用いると、スクラッチ力は低下する。一方、高荷重において、パラフィン系鉱油を用いる場合、スクラッチ力は変化しないが、TCP および PS を用いる場合、スクラッチ力は急激に増加する。
- (7) TCP および PS を用いる場合のスクラッチ力の増加とともにスクラッチ深さも増大する。

第6章「考察」では、第3章～第5章を総括して得られた、極圧添加剤の潤滑効果について考察した。

- (1) 「金属加工油添加剤の極圧効果に及ぼす配合の影響」では、過去の研究より明らかにされている極圧添加剤の効果と本研究の結果を比較し、添加剤を混合させた場合の分子の挙動を予測し、その潤滑作用機構について考察した。
- (2) 「金属加工油添加剤の極圧効果に及ぼす振動の影響」では、高温で潤滑性能を示す極圧添加剤の性質を踏まえ、振動が及ぼす影響について考察した。
- (3) 「金属加工油添加剤の極圧効果の作用機構」では、過去の研究より明らかにされている極圧添加剤の効果と本研究の結果を比較し、その潤滑作用機構について考察した。

第7章「結論」では、本研究を通して得られた結論を纏めた。

謝 辞

本研究を進めるにあたり、多くの方々にご支援をいただきました。謹んで感謝の辞を述べさせていただきます。

担当指導教官である中野 健 准教授に、様々なご指導およびご鞭撻をいただいたことに深く感謝申し上げます。トライボロジーに関して無知であった私に研究者として必要なことを教授していただくとともに、国内外の学会発表など貴重な機会を与えていただきました。また、常に学生の能力や将来を考えた行動を取られていたことに深く感銘を受けました。

本論文の審査を務めてくださった、森下 信 教授、小豆島 明 教授、鈴木 淳史 教授、車田 研一 准教授には、本研究を進める上で、有意義かつ貴重なご意見をいただいたことに深く感謝申し上げます。

また、本研究はパレス化学株式会社の支援無くしては行えませんでした。研究を進めることができたのは、社員の皆様のご理解とご協力があったからです。故 岩城 隆和 会長、佐藤 公一 代表取締役、吉田 種二郎 技術本部長、佐々木 善和 社長付、大久保 正利 様には、新人社員であった私に、トライボロジー研究者としてのきっかけを与えていただきました。研究上の貴重なご意見とともに、終始多大な支援をしていただいたことに深く感謝申し上げます。さらに、機器分析を行うにあたり、高橋 桂 様と橋野 圭 様には、多忙な時間を割いてまで、分析に立ち会っていただいたことに深く感謝申し上げます。

中野研究室の方々にもたいへんお世話になりました。富田 弘一 君、高橋 洋裕 君、眞鍋 和幹 君、小泉 祐貴 君、堀内 恵太 君、前川 覚 君、飯田 光則 君、池内 健義 君、曾根田 敏治 君、佐藤 宋 君、高増 翔 君、田所 千治 様には、本研究を進める上で貴重なご意見をいただくとともに、実験に難渋しているときには何度も助けていただきました。彼らの研究に対する真摯な姿勢に尊敬の念を覚え、また、自分の目標としていました。尊敬すべき方々とともに3年間を過ごせたことは非常に幸運なことです。彼らに心より感謝申し上げます。

最後に、22年間の学業生活を見守ってくれた両親に深く感謝申し上げます。辛いことを乗り越えられたのは、家族の存在のおかげです。これまで受けた恩義は生涯忘れず、私の生涯をかけて返していきます。

2008年2月 野上 武史

研究業績

(A) 学術研究論文 (査読付)

- (1) Takeshi Nogami & Ken Nakano, Physical and chemical roles of metalworking fluids in a vibration-assisted tapping system, *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, Vol.1, No.4 (2007/10) pp.586–594.
- (2) Takeshi Nogami & Ken Nakano, Interaction between additives in metalworking fluids under difficult cutting conditions, *Tribology Online*, Vol.3, No.3 (2008/04) pp.177–180.

(B) その他参考論文

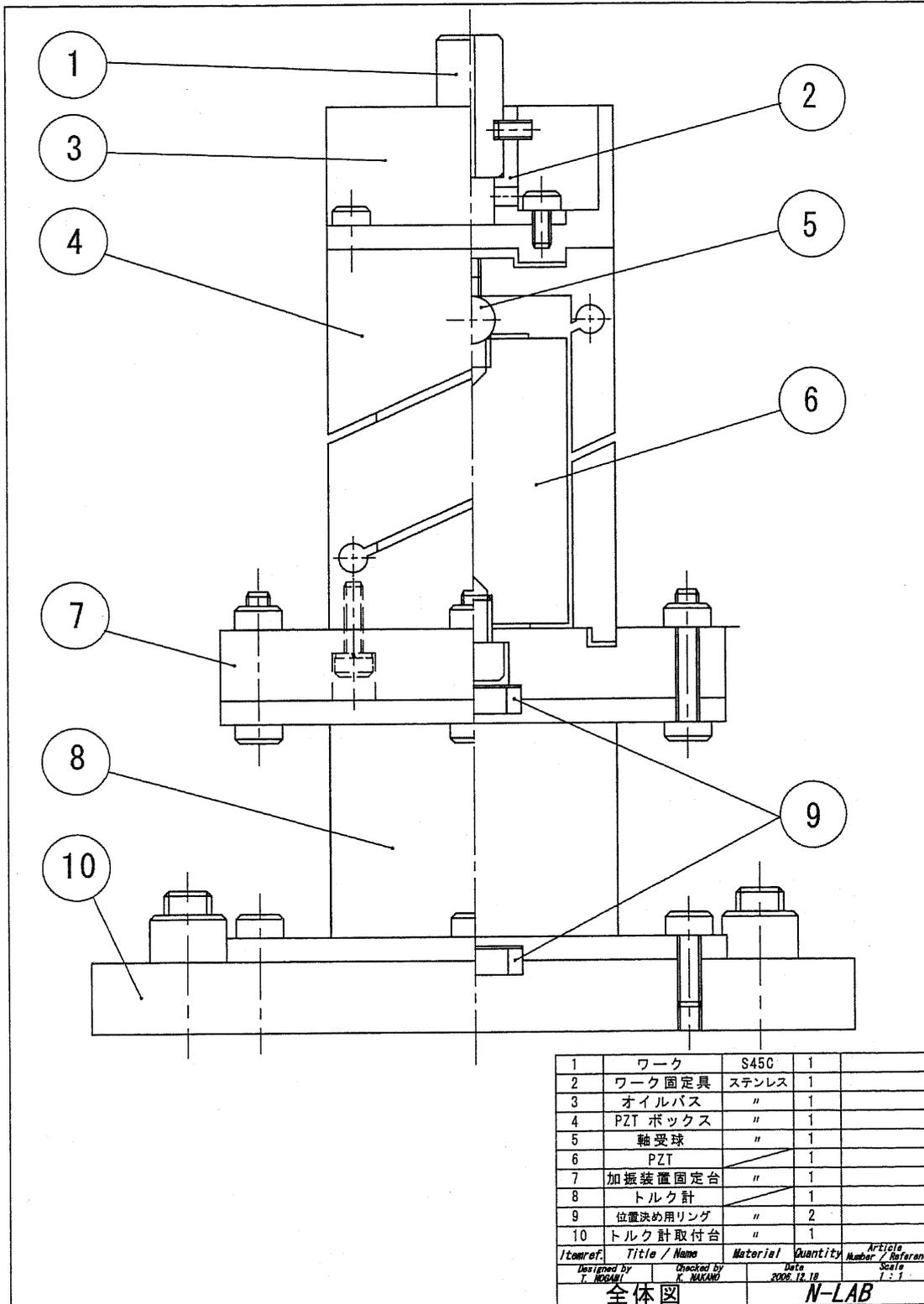
- (1) Takeshi Nogami & Ken Nakano, Tribotest for estimating lubrication performance of metalworking fluids, *Proceedings of the 2nd International Conference on Advanced Tribology* (2008/12) pp. 209–211.

(C) 学術会議論文集 (査読無)

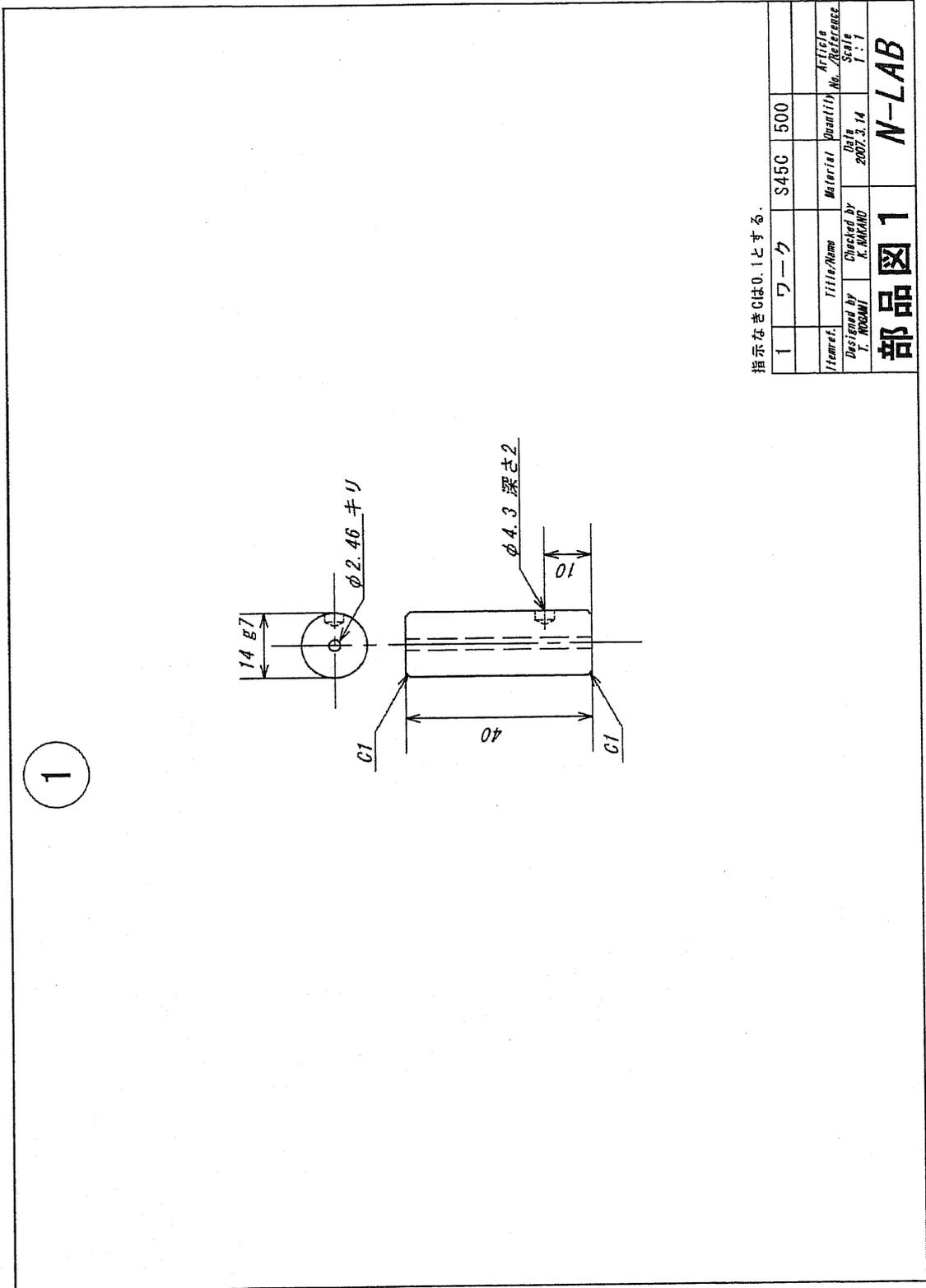
- (1) Takeshi Nogami & Ken Nakano, Physical and chemical roles of metalworking fluids in a vibration-assisted tapping system, *Proceedings of the 2nd JSME-KSME Joint International Conference on Manufacturing, Machine Design and Tribology* (2007/07) CD-ROM.
- (2) 野上 武史, 中野 健, 振動タップ加工システムと金属加工油の物理化学的作用, トライボロジー会議予行集 (日本トライボロジー学会) (佐賀 2007/09) pp.289–290.
- (3) 野上 武史, 中野 健, 難切削条件下における極圧添加剤の相乗効果, トライボロジー会議予行集 (日本トライボロジー学会) (東京 2008/05) pp.193–194.
- (4) 野上 武史, 中野 健, 金属加工油の性能評価法, 機素潤滑設計部門講演会講演論文集 (日本機械学会) (横浜 2008/08) pp.167–168.
- (5) 野上 武史, 中野 健, スクラッチ試験による金属加工油の性能評価, トライボロジー会議予行集 (日本トライボロジー学会) (名古屋 2008/09) pp.273–274.

付 録

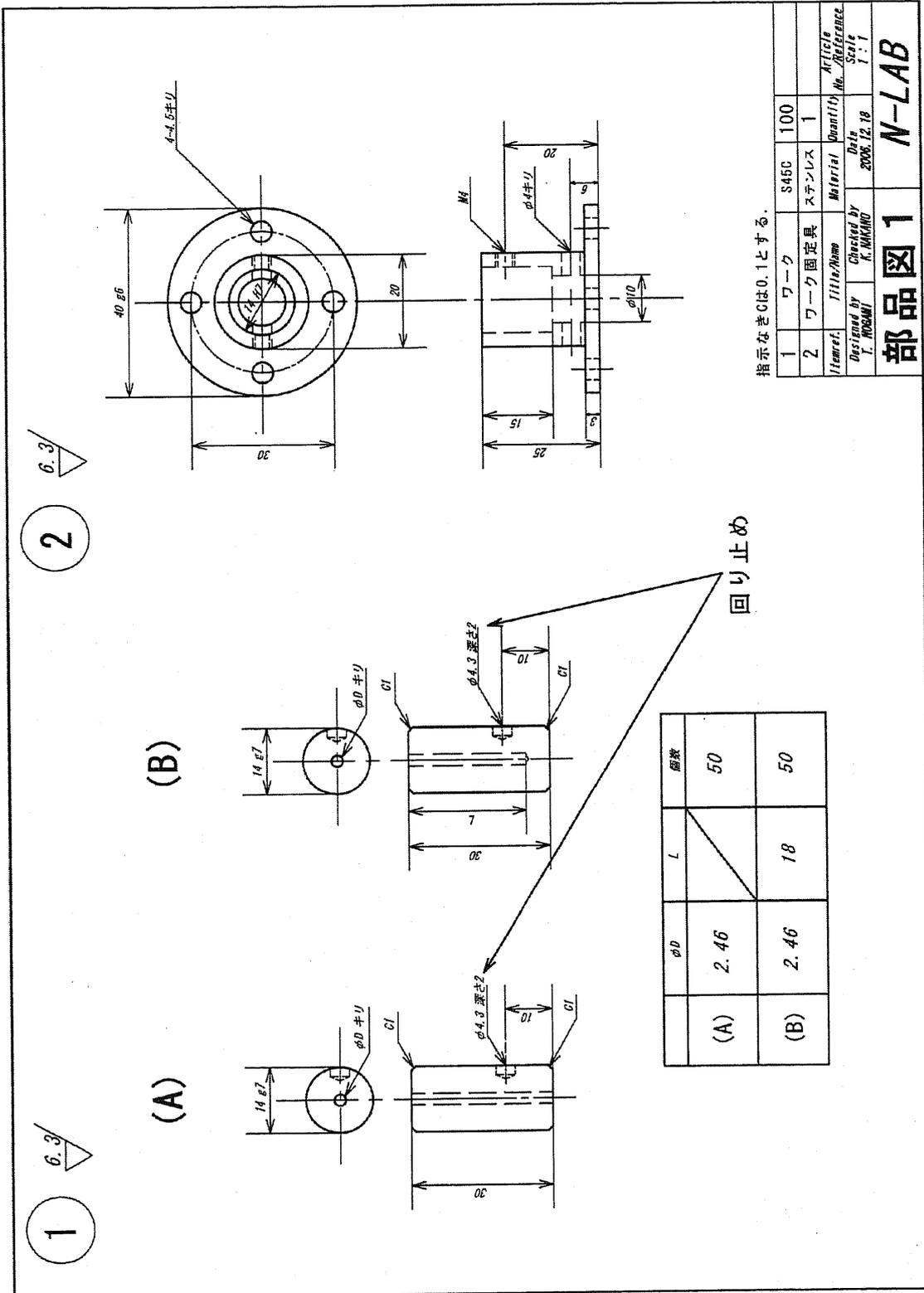
タップ加工試験機設計図



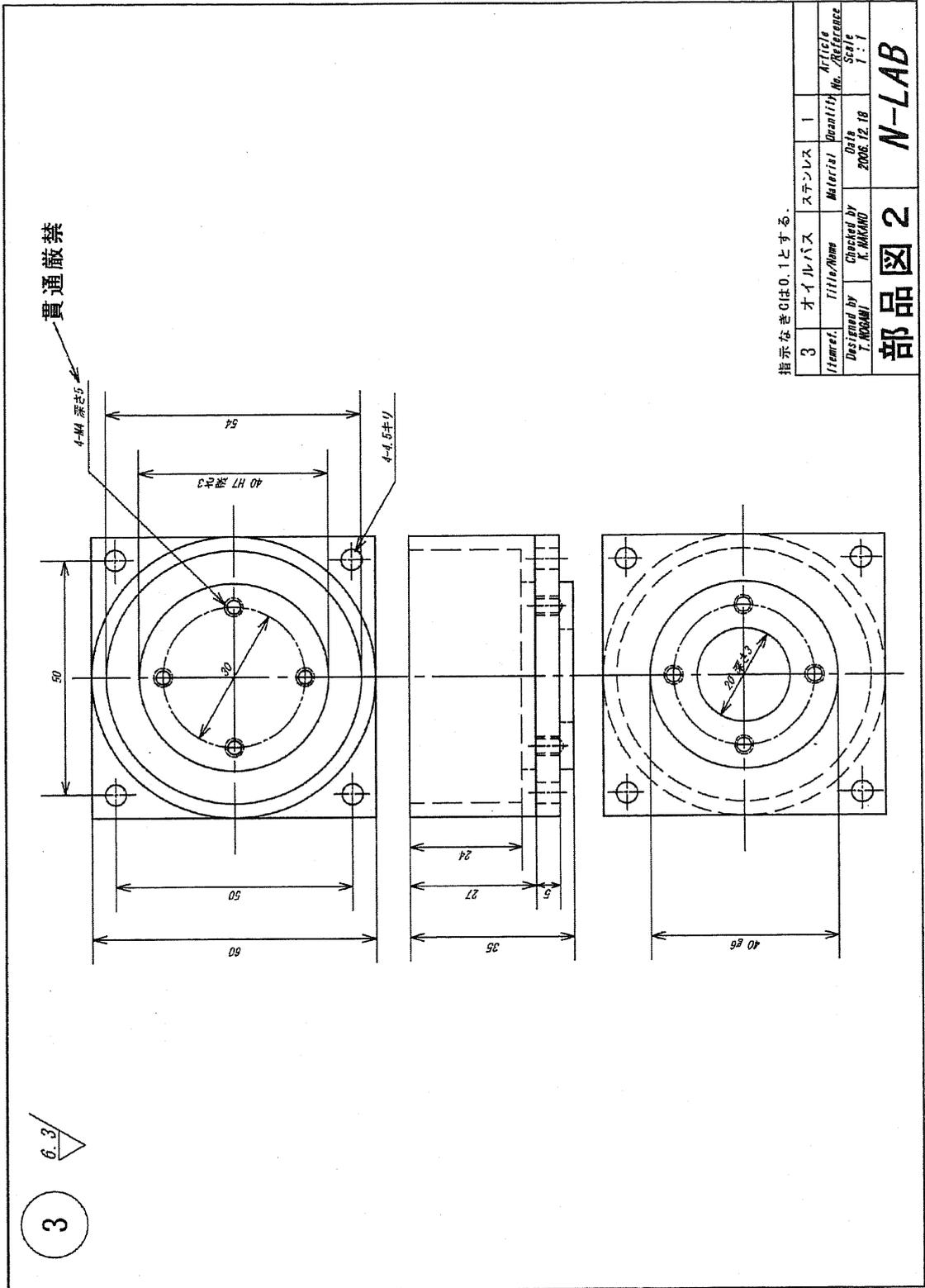
組立図(a) 側面



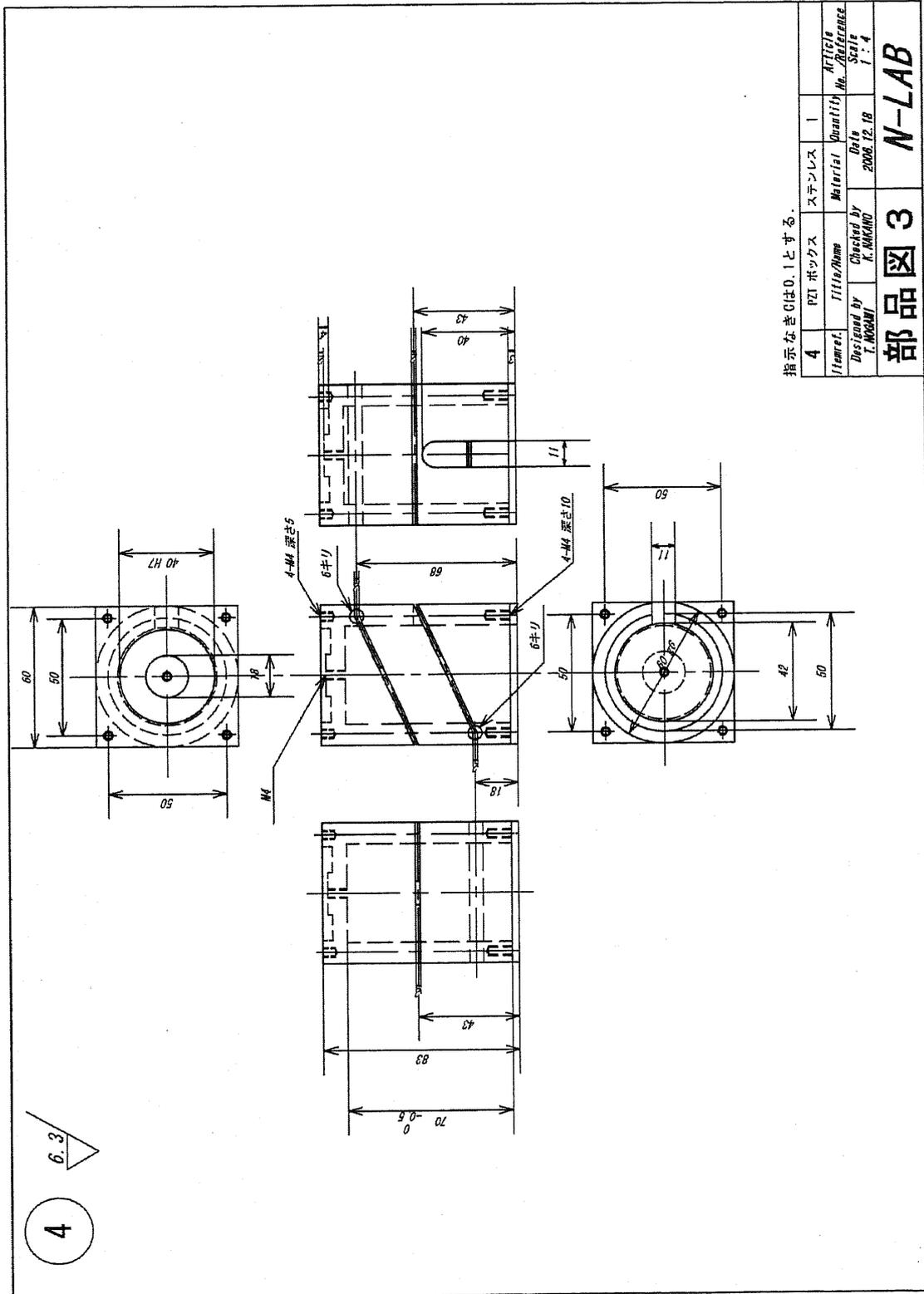
部品図(1) 試験片



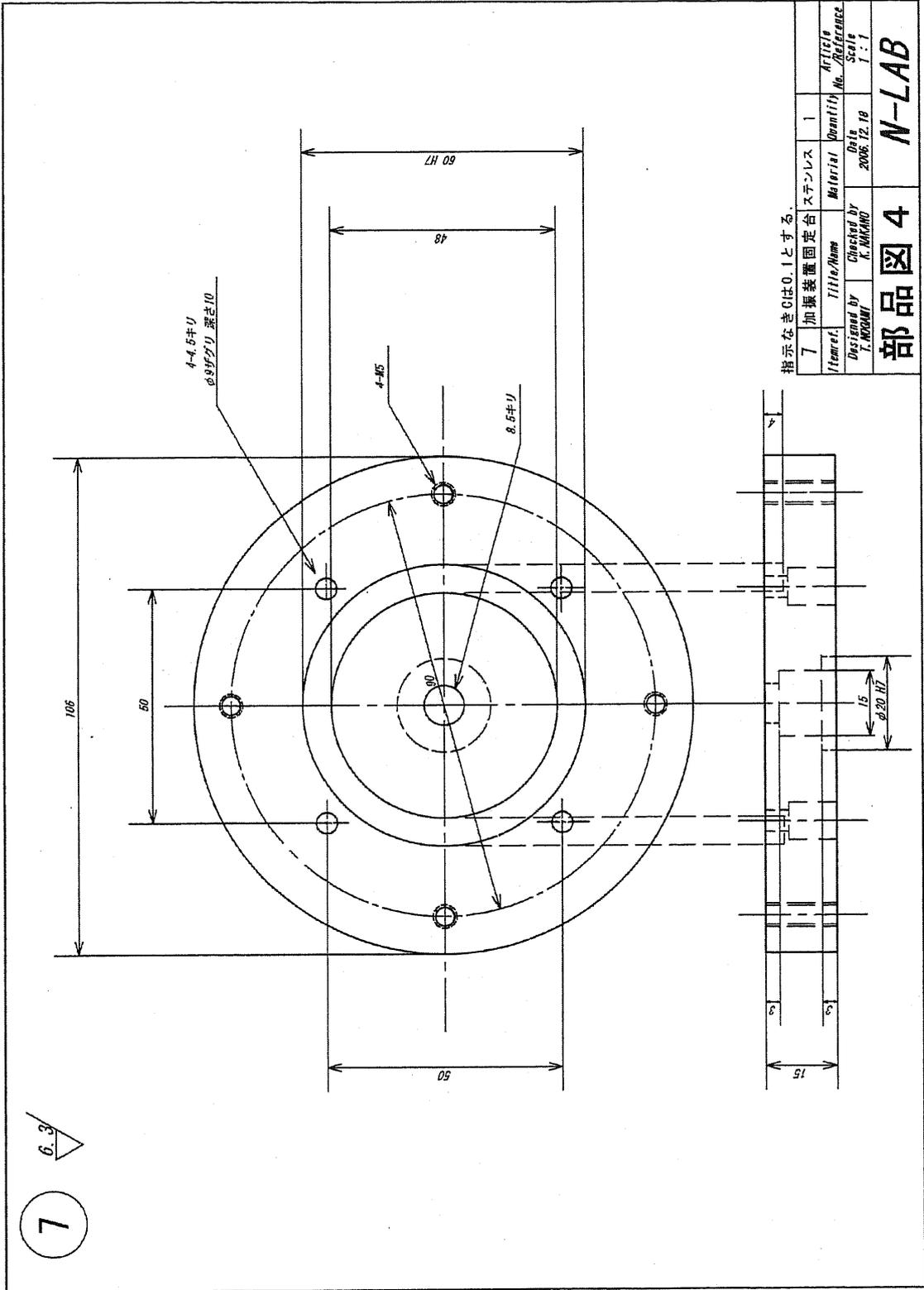
部品図(2) 試験片(A),(B)および試験片治具



部品図(3) オイルバス

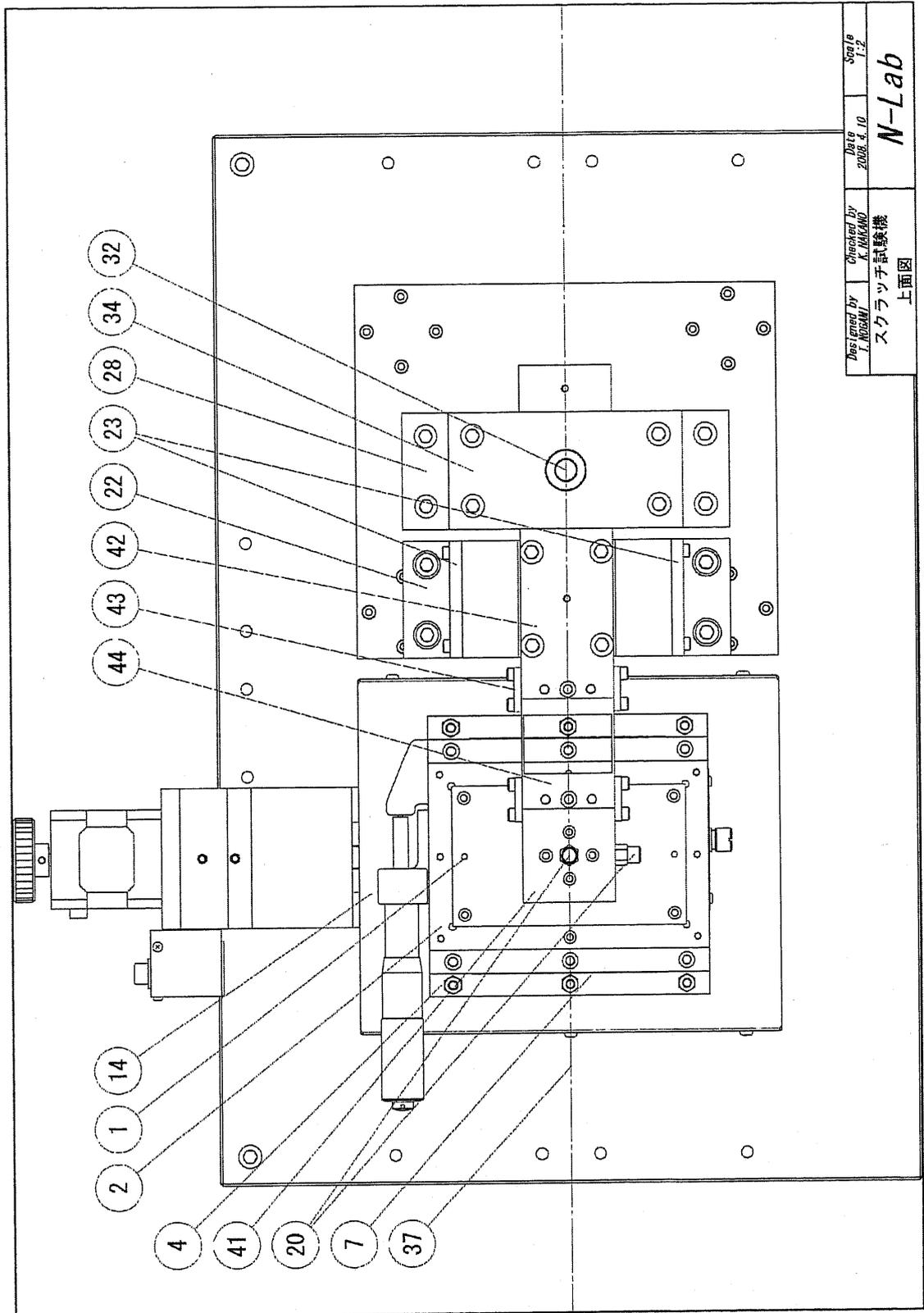


部品図(4) PZT ボックス

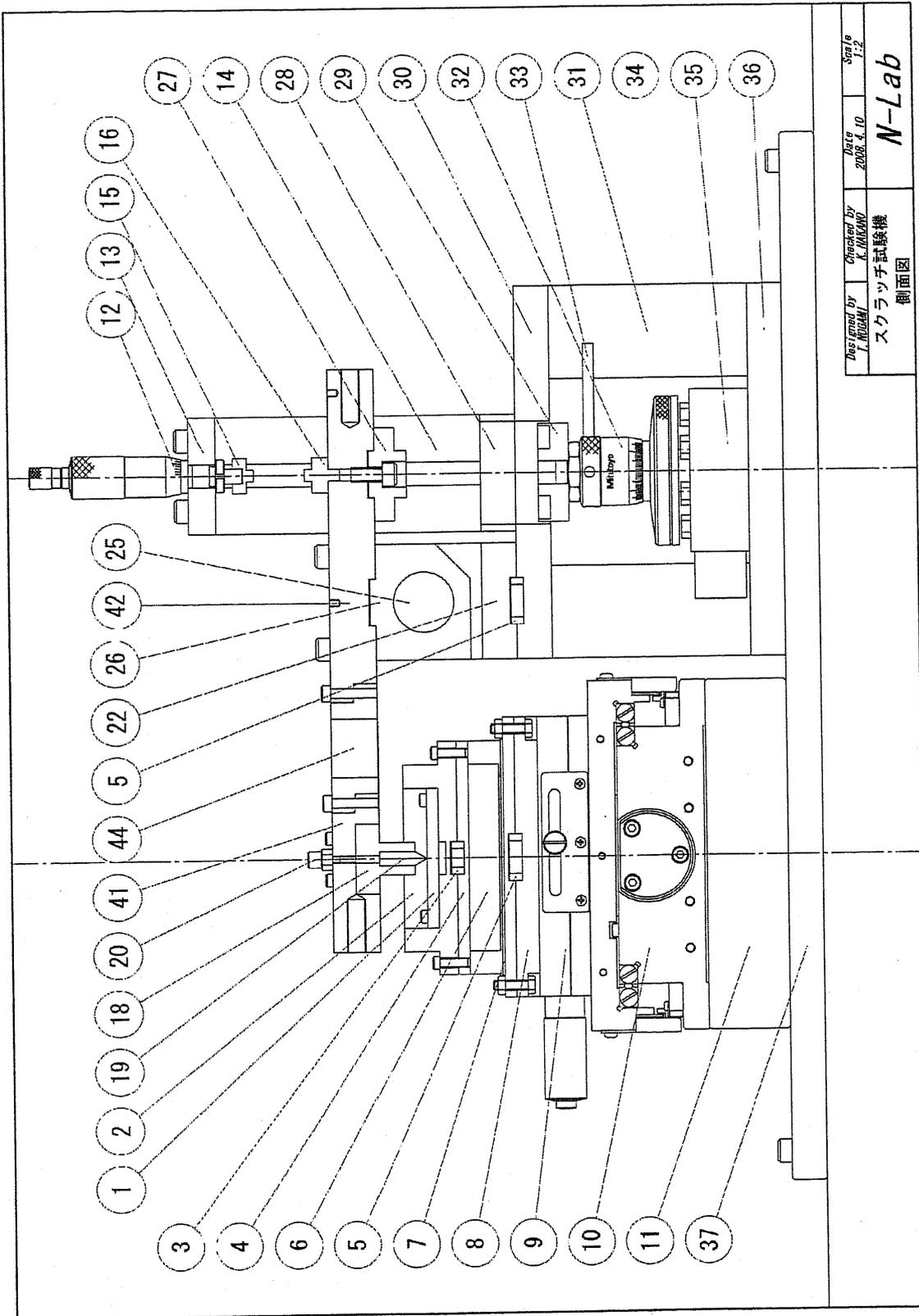


部品図(7) PZT 治具

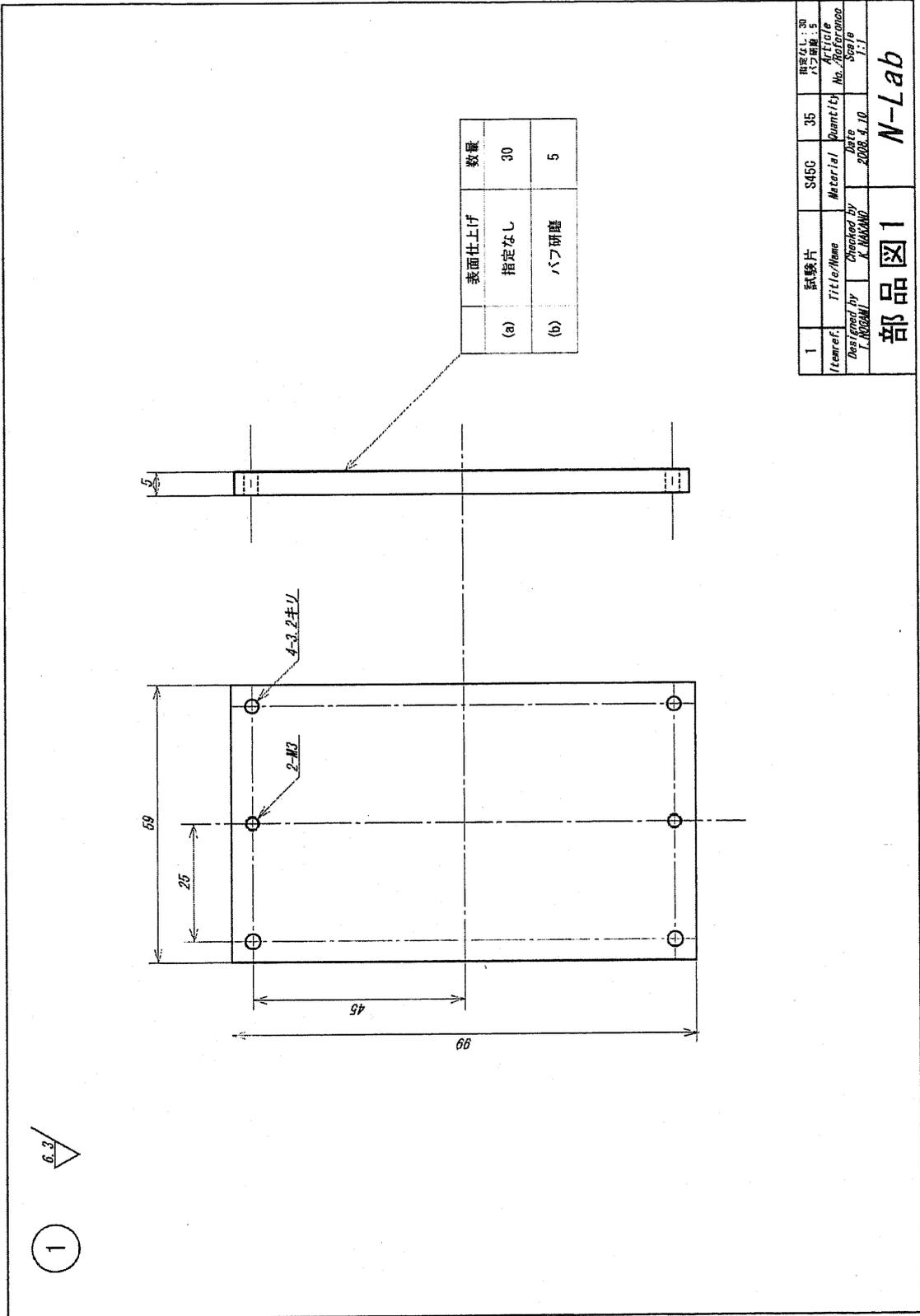
スクラッチ試験機設計図



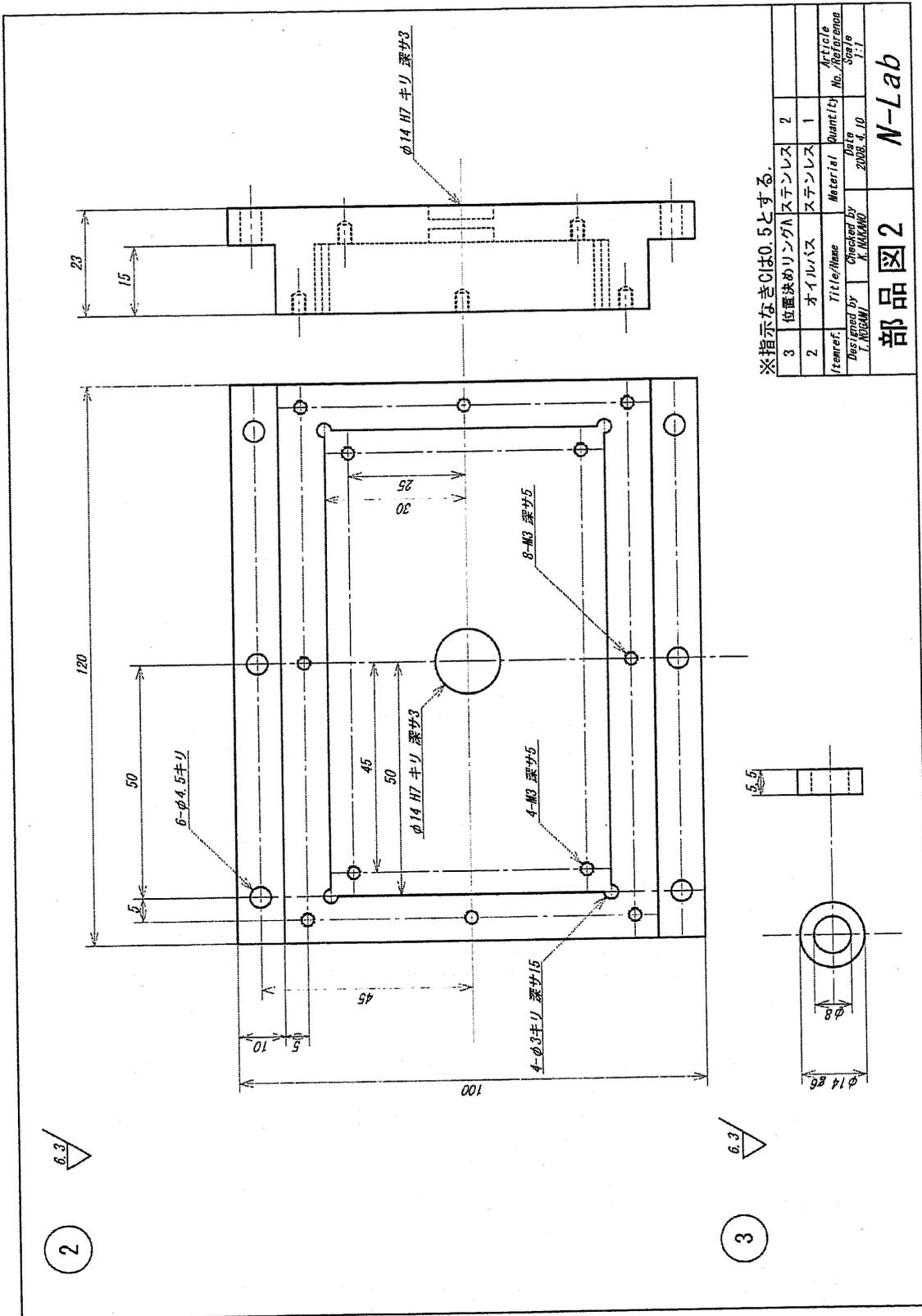
組立図(a) 上面図



組立図(b) 側面図



部品図(1) 試験片

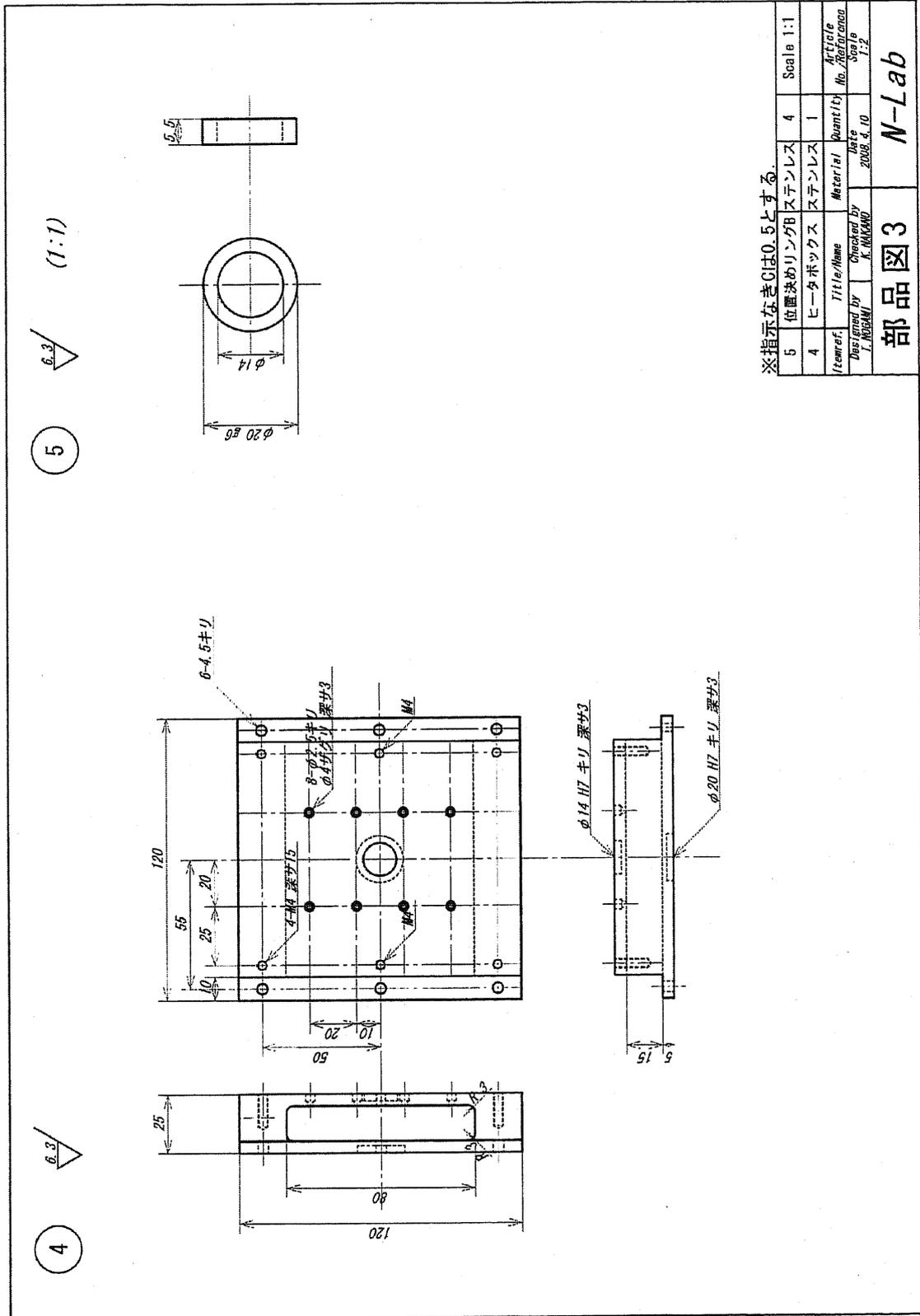


※指示なきものは0.5とする。

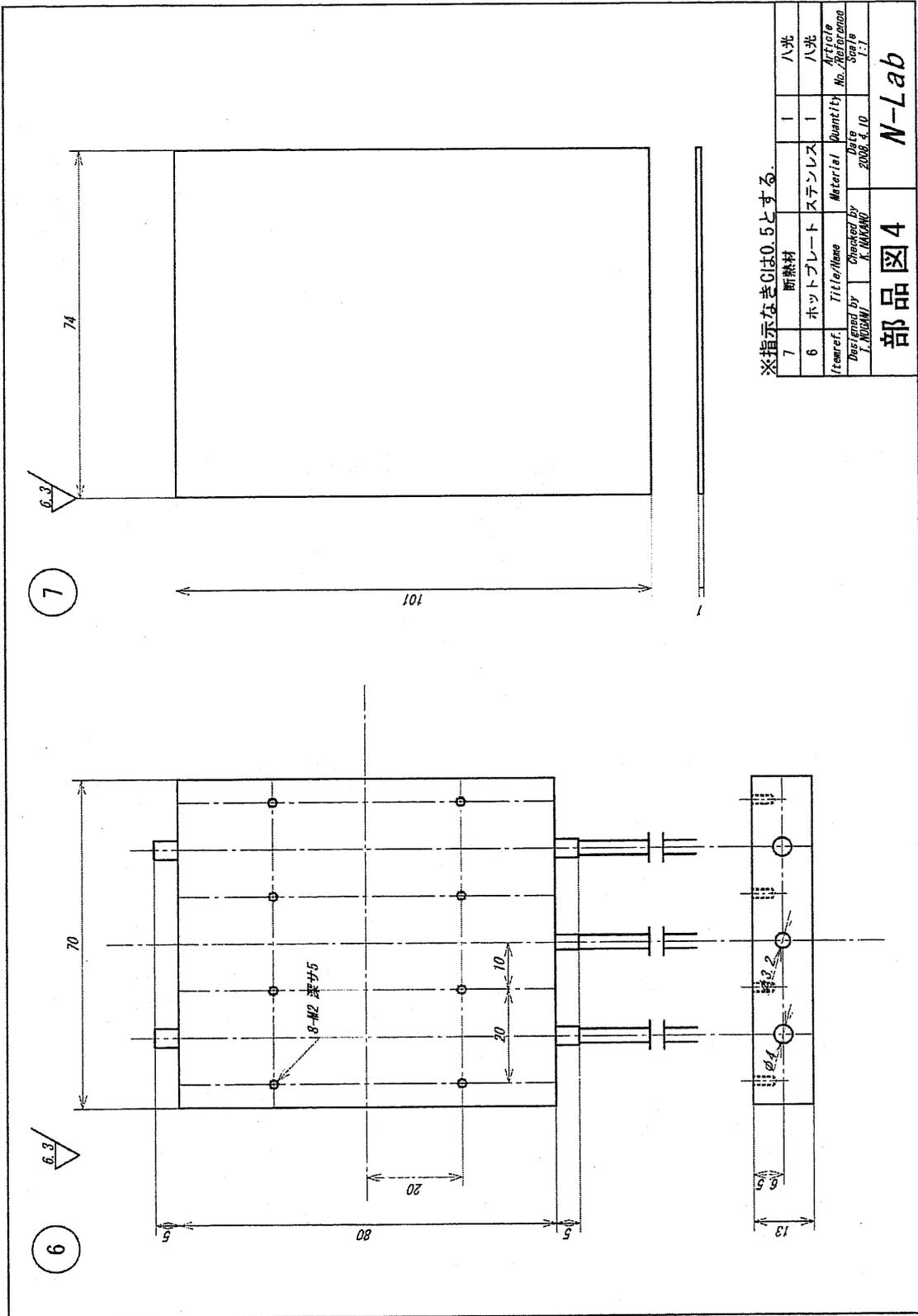
3	位置決めリング	ステンレス	2		
2	オイルバス	ステンレス	1		
Design/		Title/Name	Material	Quantity	Drawn/
I. HOSOKAWA		Checked by	DATE	Scale	1:1
		K. HIRAKAWA	2008.4.10		

部品図2 N-Lab

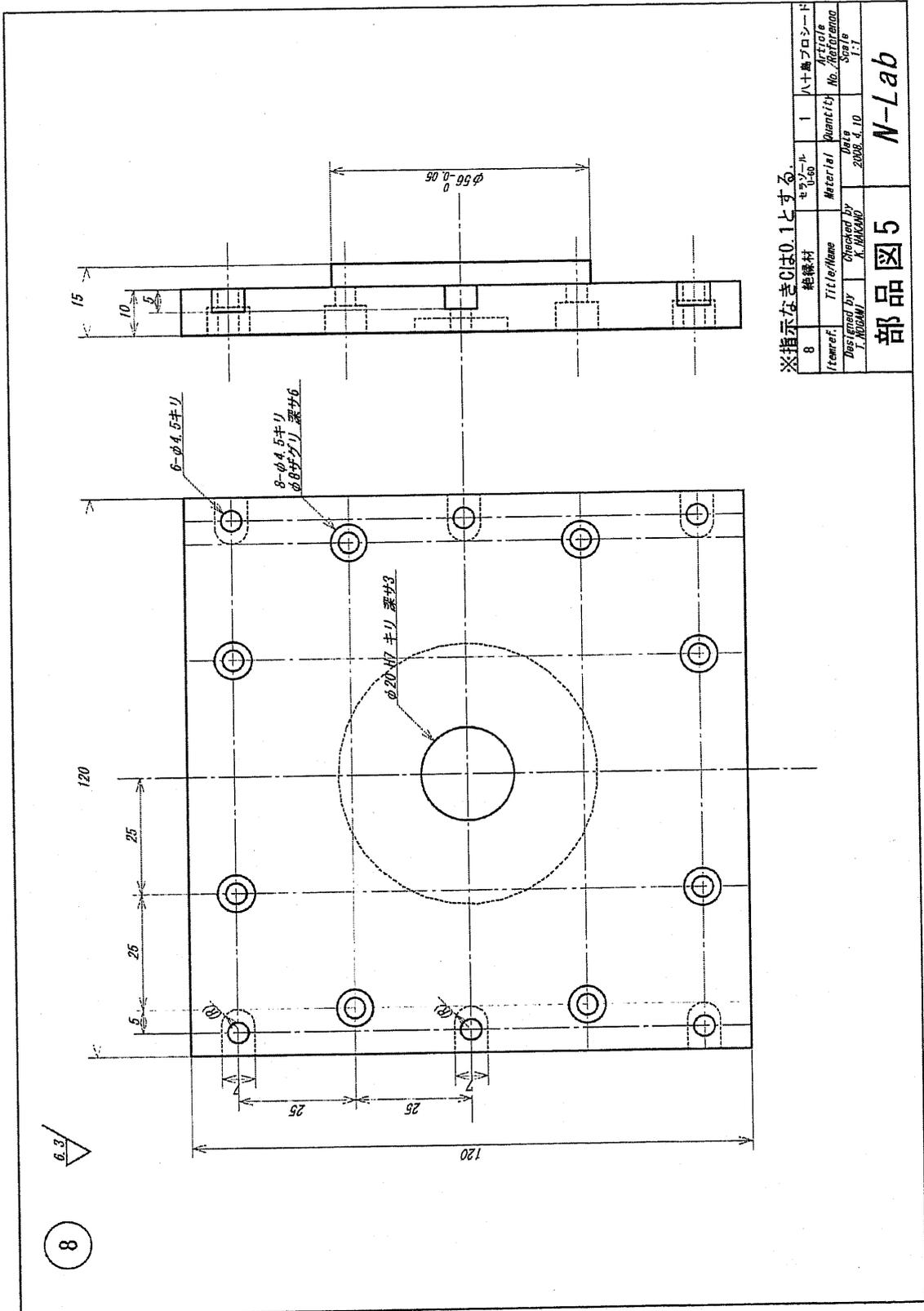
部品図(2) 油槽および位置決め用リング



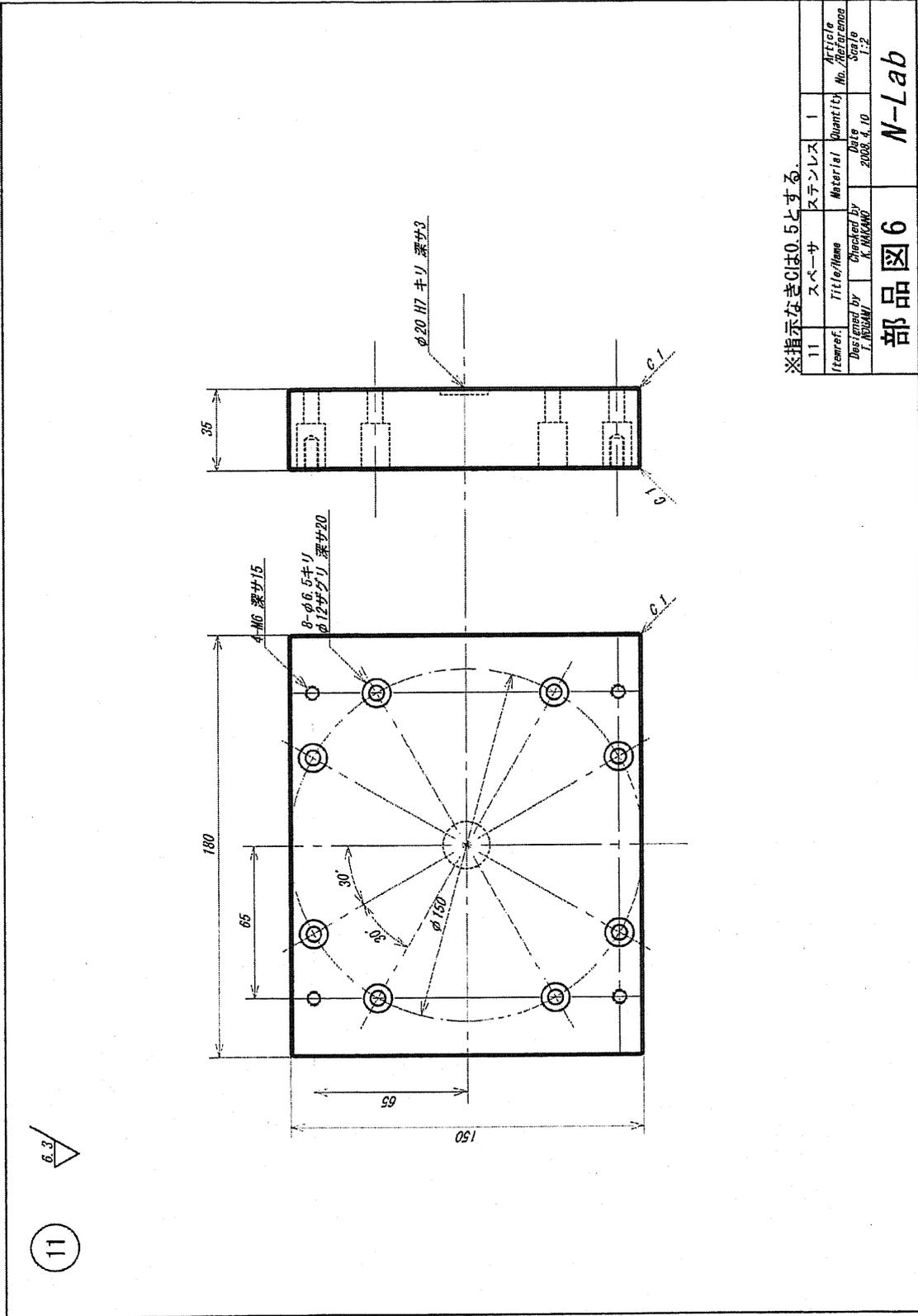
部品図(3) ヒータボックスおよび位置決め用リング



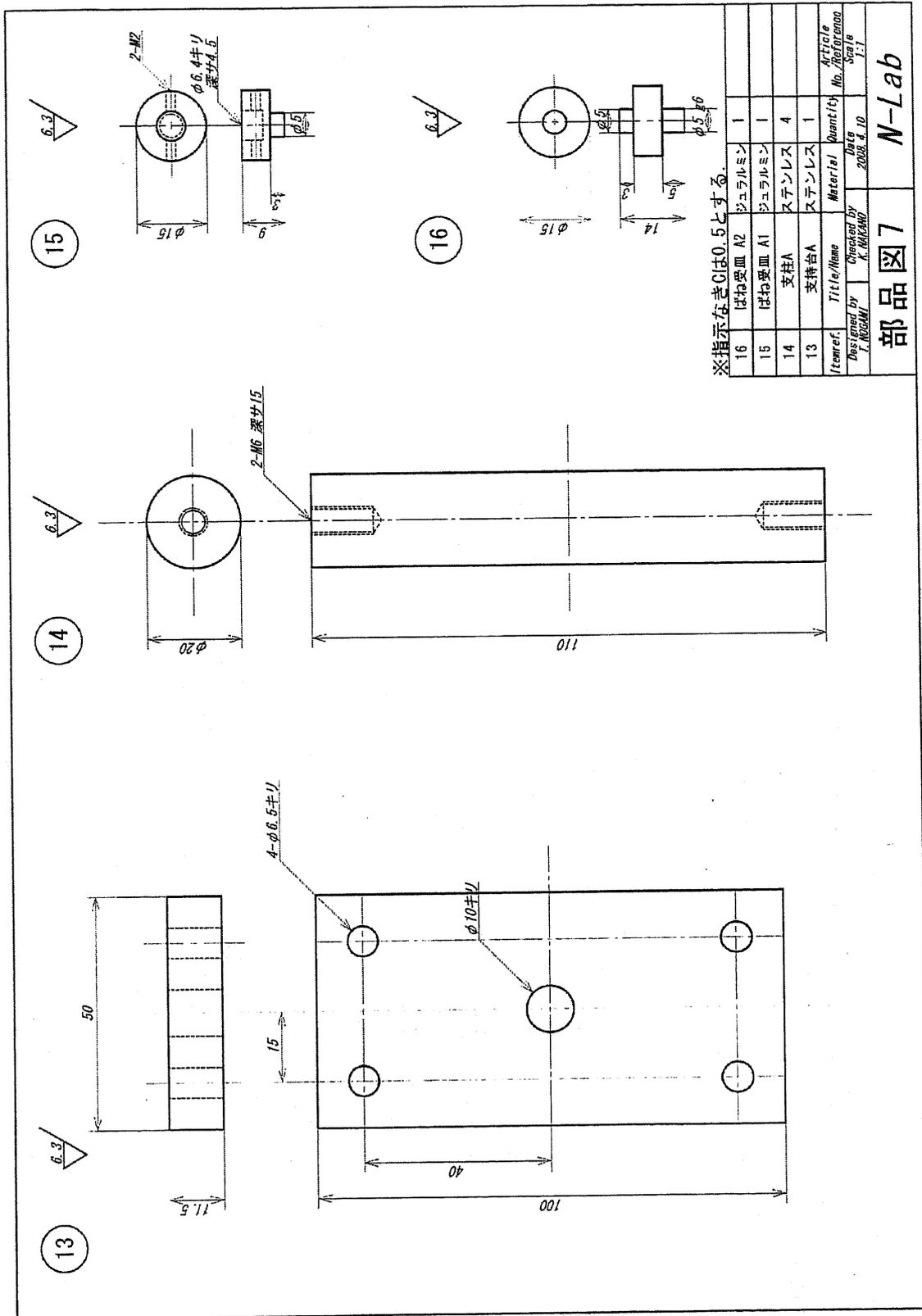
部品図(4) ホットプレートおよび断熱材



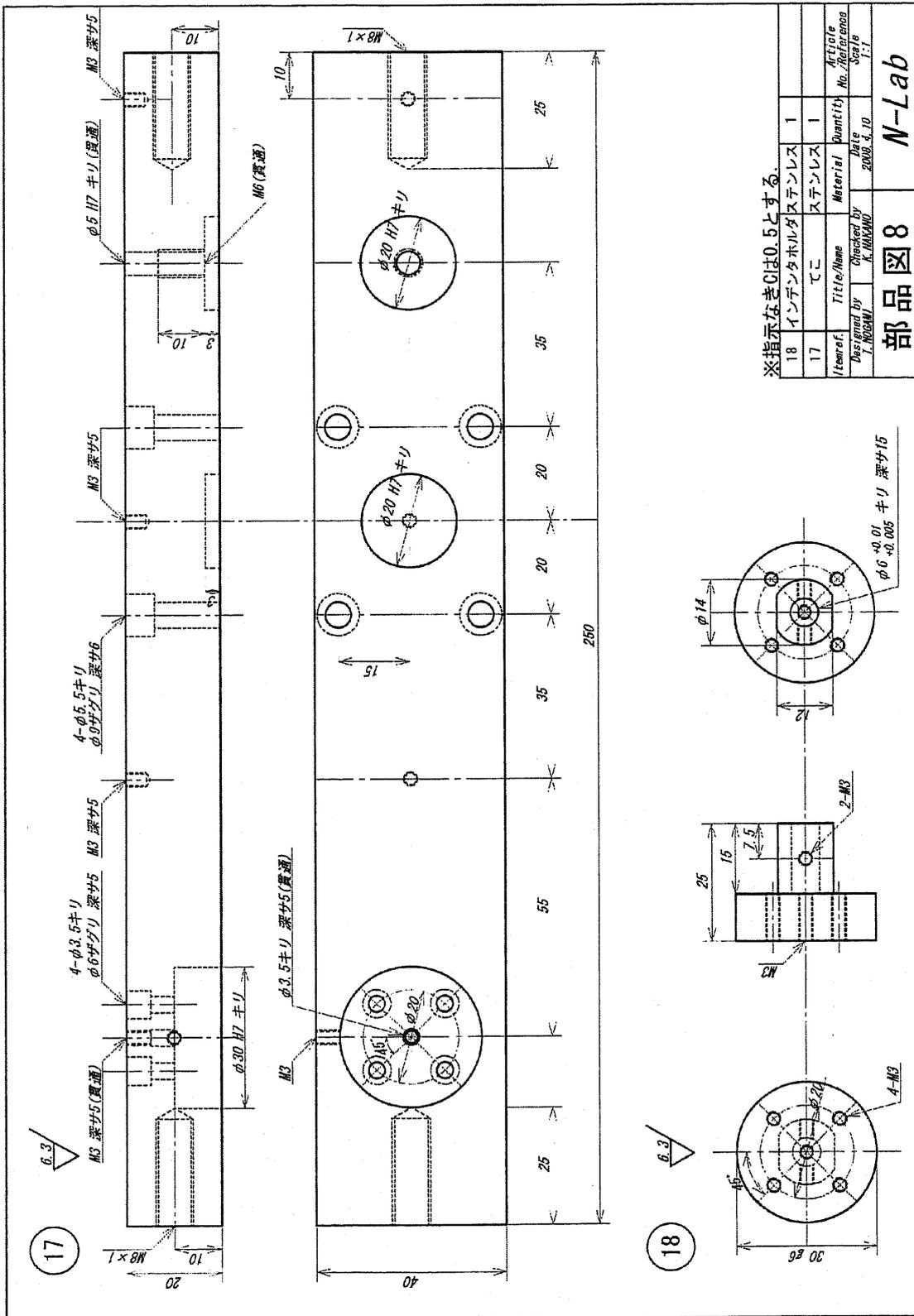
部品図(5) 絶縁材



部品図(6) スペーサ



部品図(7) マイクロメータ治具およびばね受け皿ばね受皿



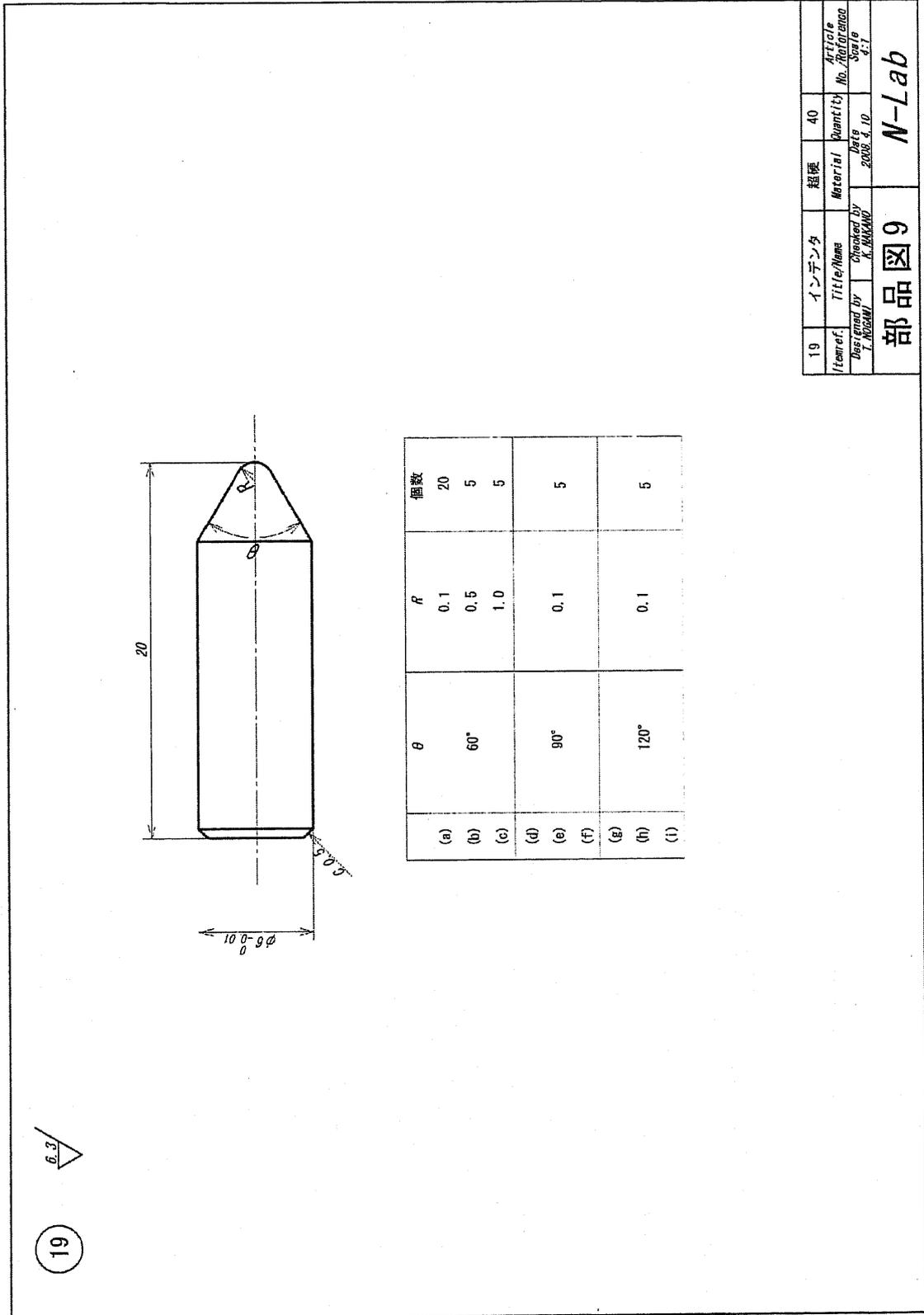
※指示なきCは0.5とする。

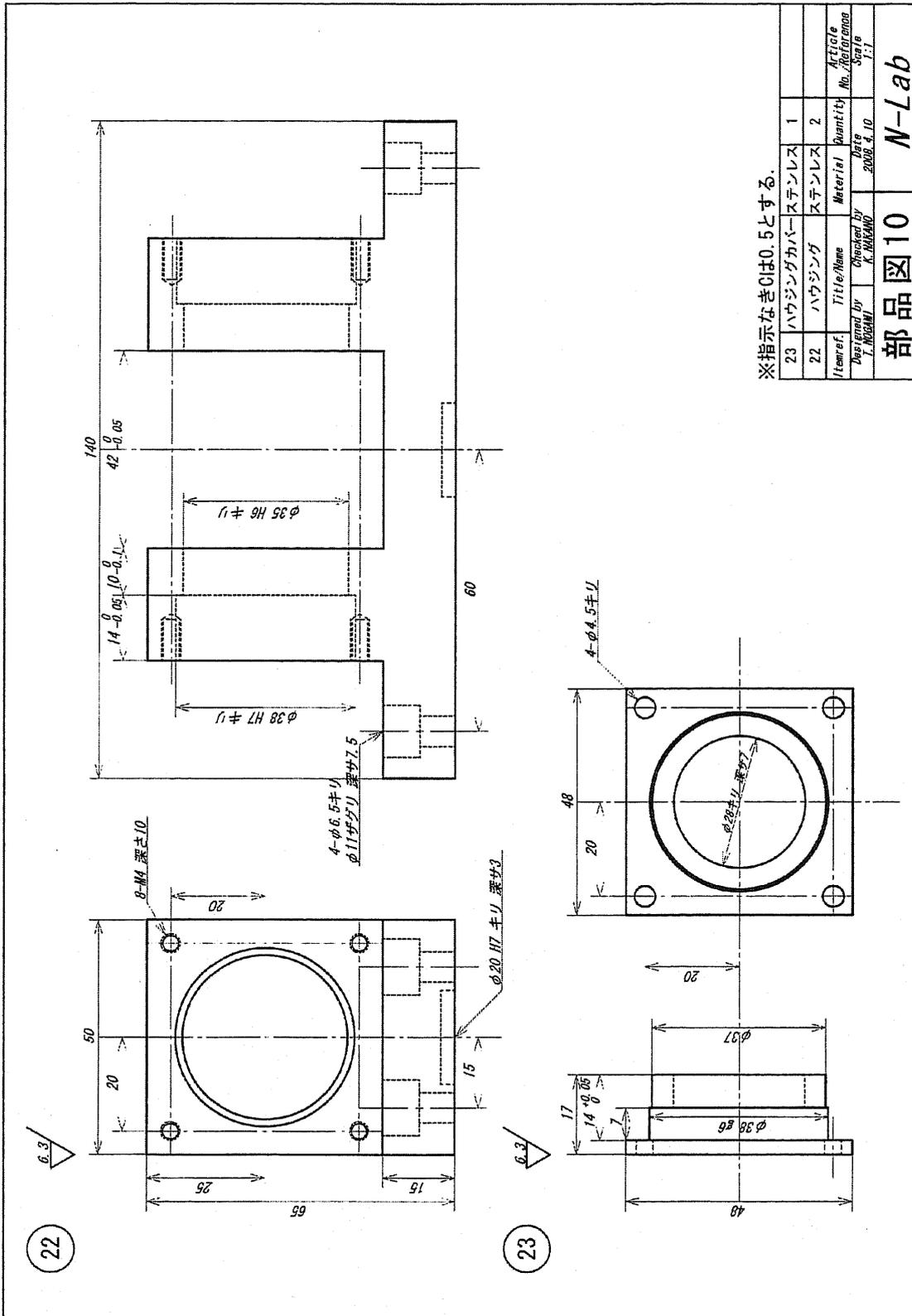
18	インテンタホルダステンレス	ステンレス	1
17	てこ	ステンレス	1
Designated by	Title/Name	Material	Quantity
I. NISHIMOTO	てこ	ステンレス	1
Checked by	Checked by	Date	Article No./Reference No.
K. HASEGAWA	K. HASEGAWA	2008. 3. 10	1-1

N-Lab

部品図 8

部品図(8) てこおよび圧子ホルダ

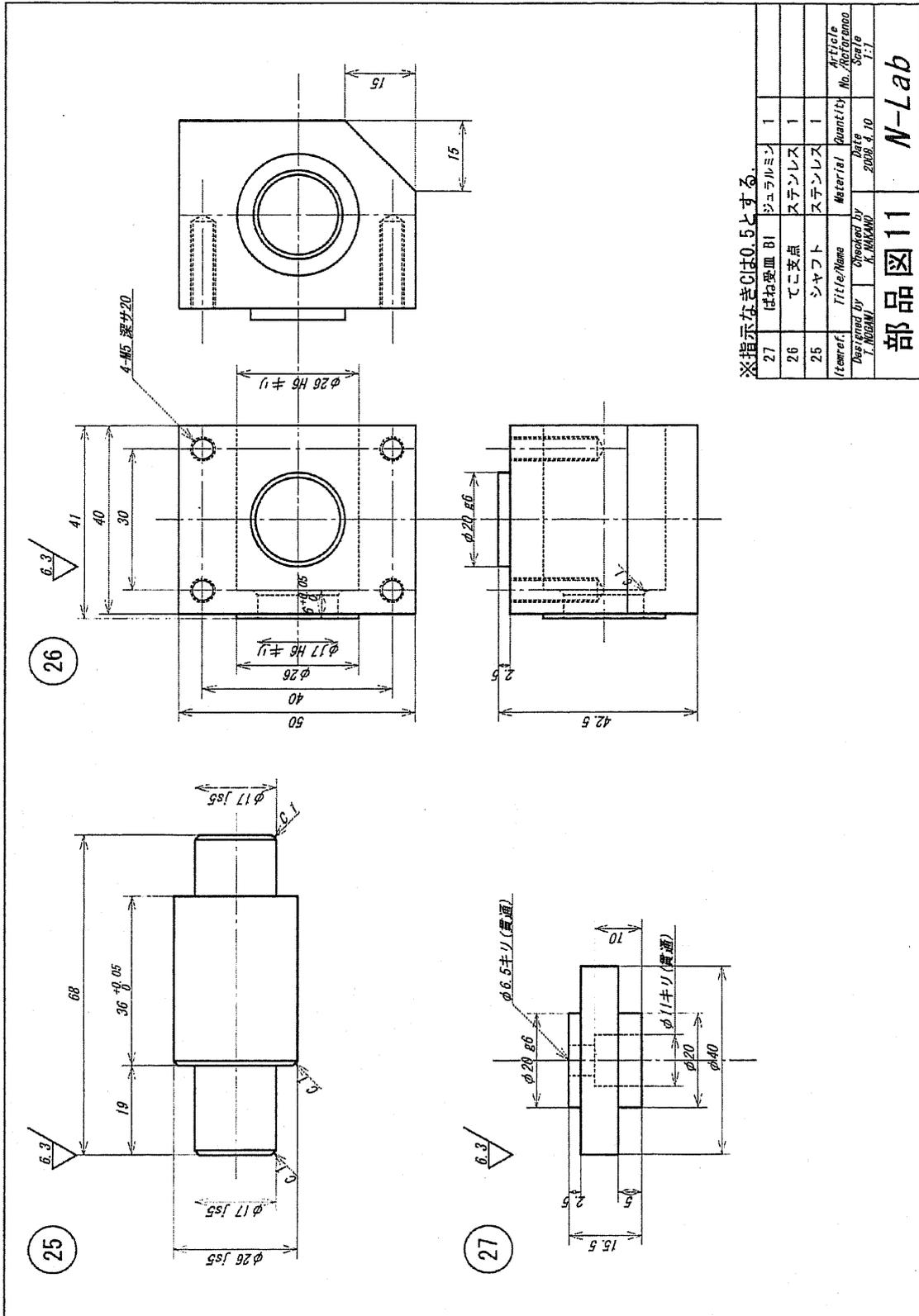




※指示なきCは0.5とする。

部品図(10)

軸受のハウジング部品



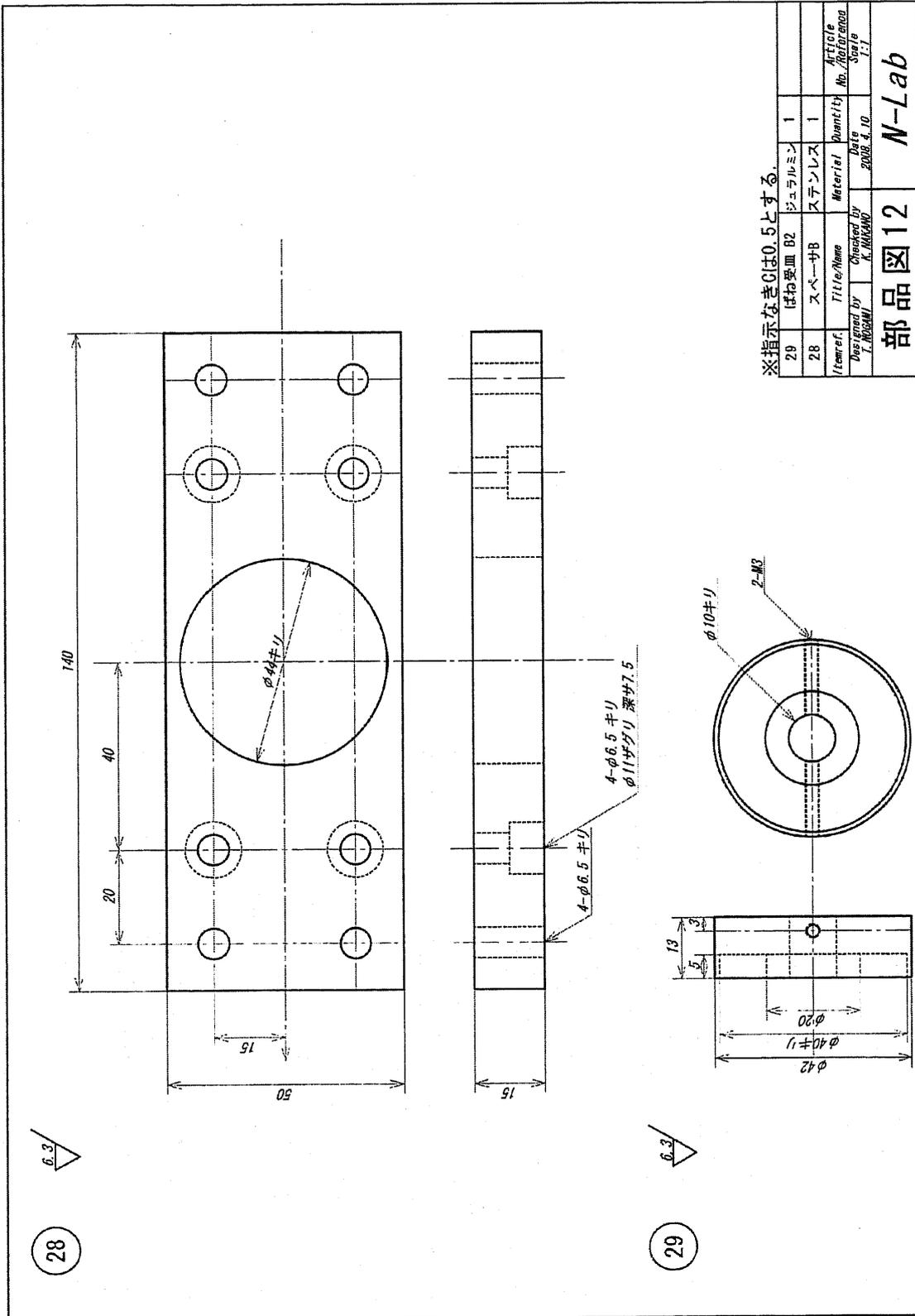
※指示なきCは0.5とする。

27	ばね受皿	ジュラルミン	1
26	てこの支点	ステンレス	1
25	シャフト	ステンレス	1
Item Ref.		Title/Name	Material
Designed by		Created by	Quantity
I. NOGAMI		K. HAYANO	1
		Date	Reference
		2008.4.10	Scale
			1:1

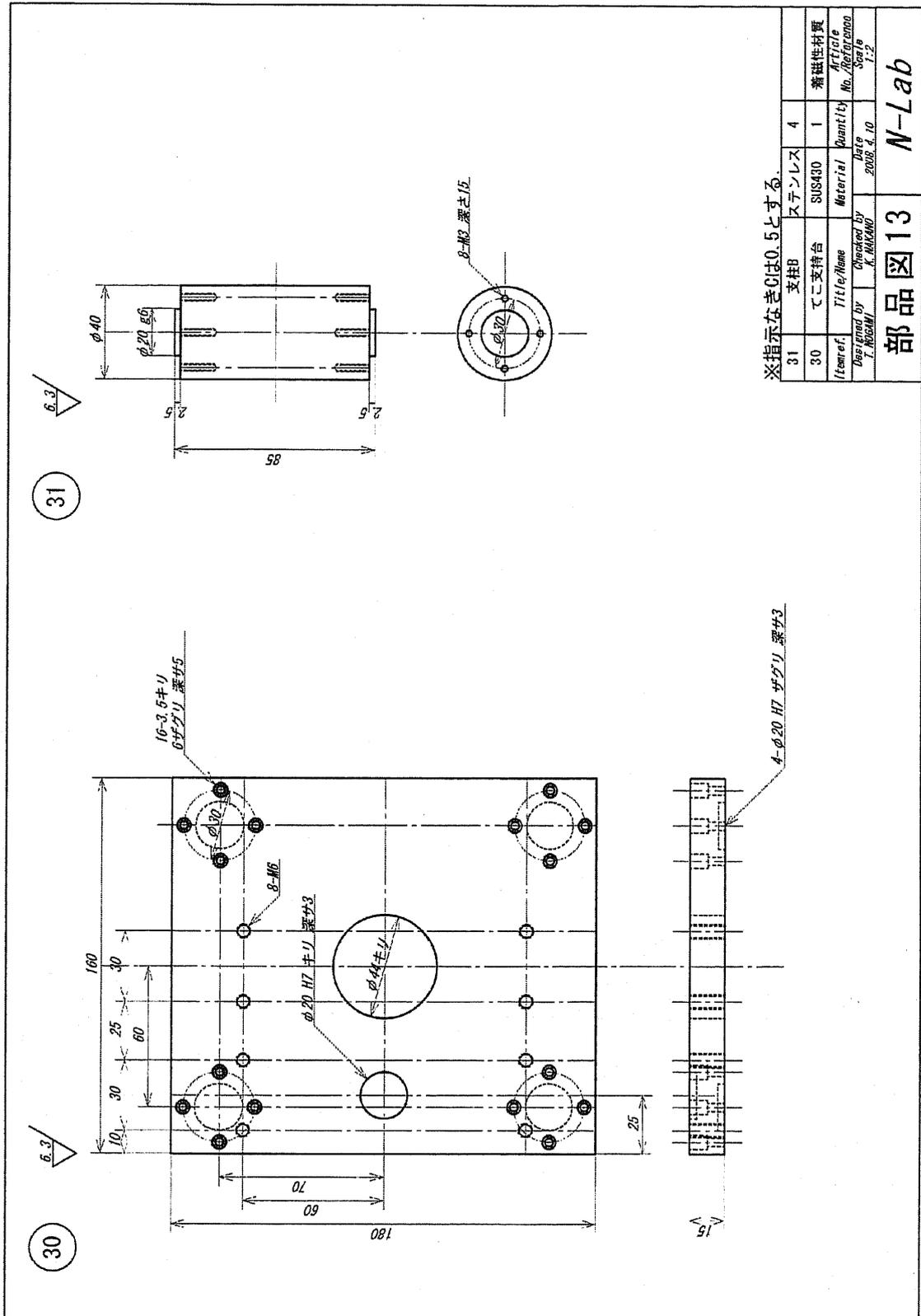
部品図11 N-Lab

部品図(11)

てこの支点部分の部品とばね受皿

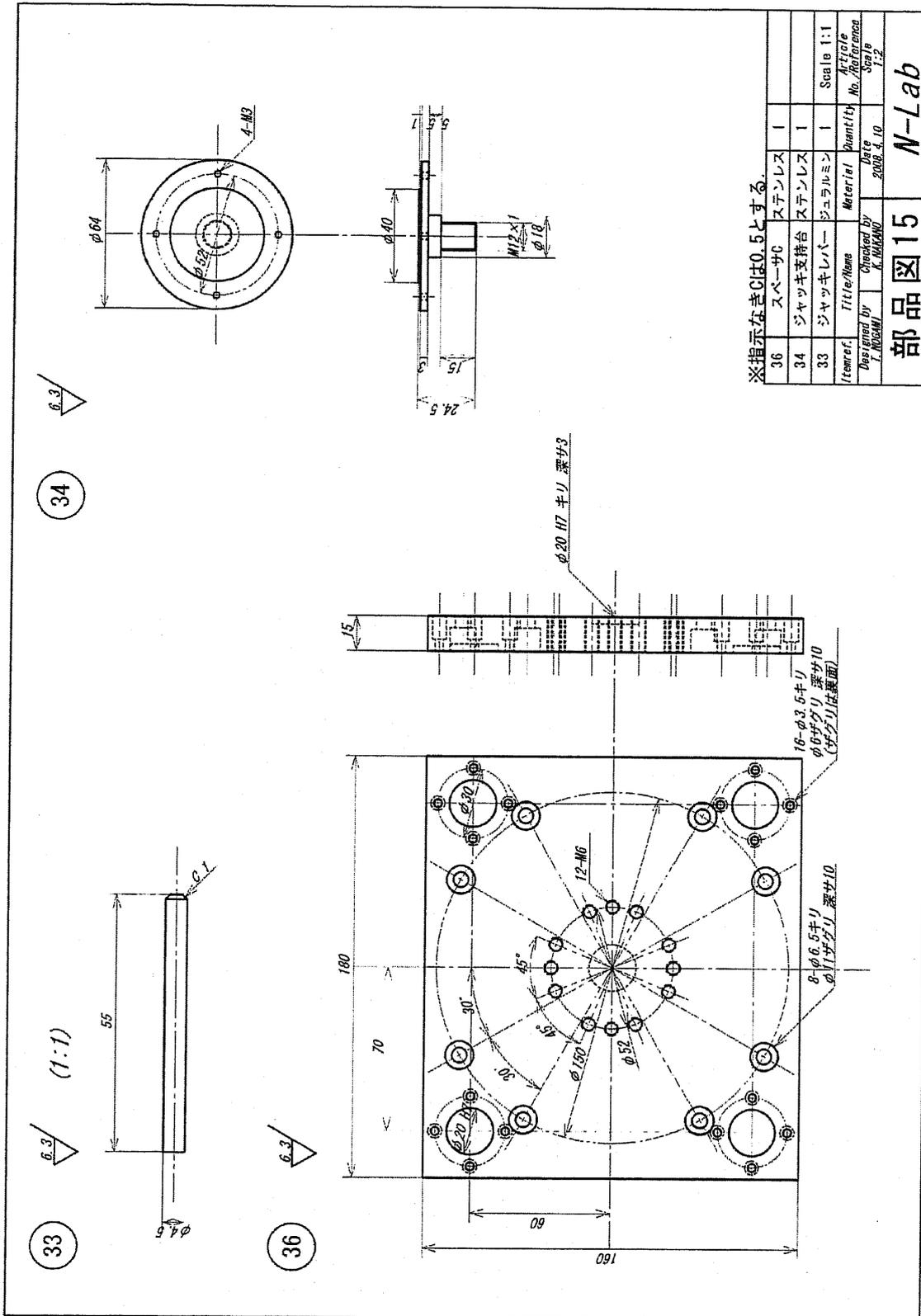


部品図(12) スペーサおよびばね受皿



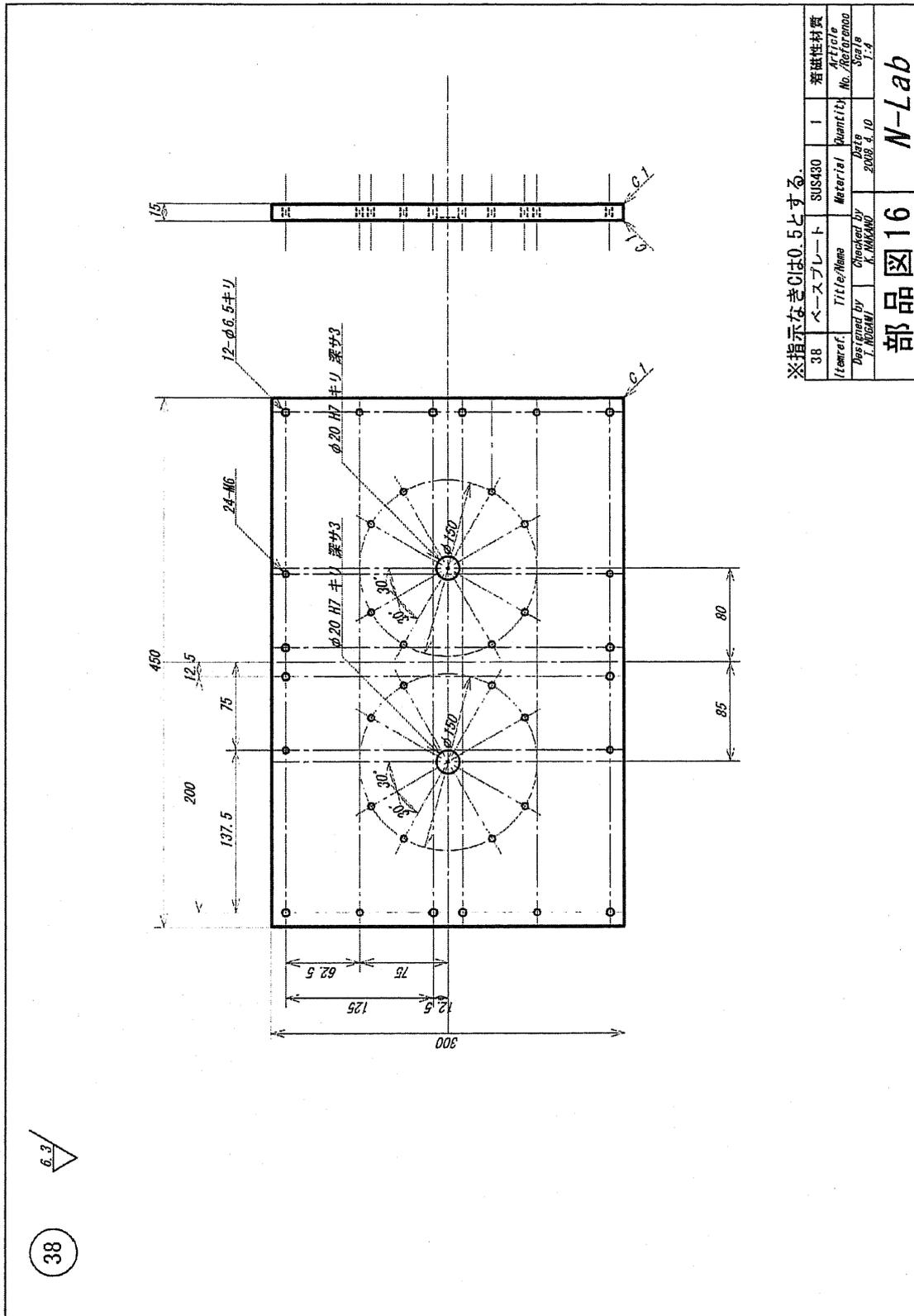
部品図(13)

てこの支持台および支柱



部品図(14)

ロードセルおよびジャッキ治具

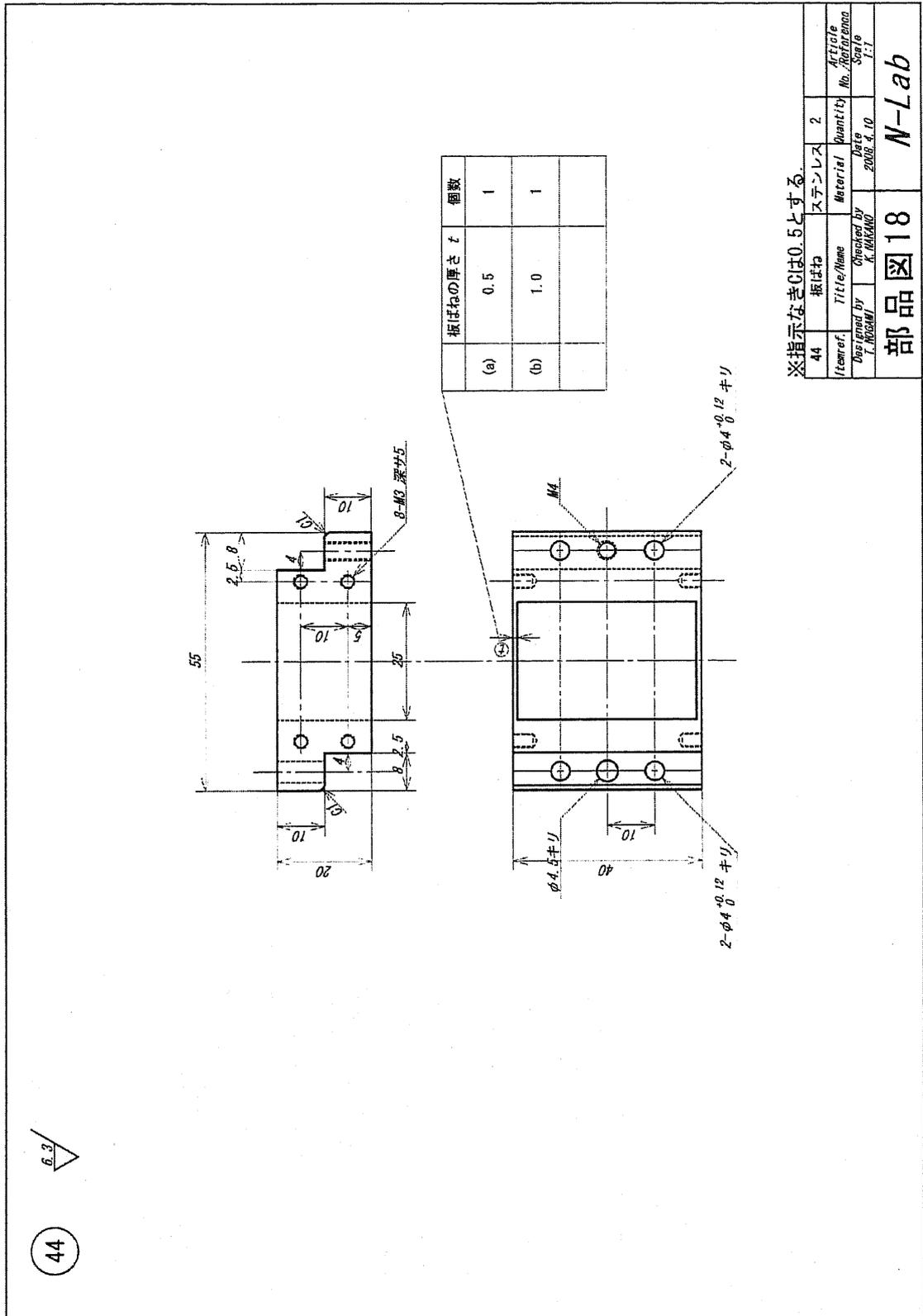


38

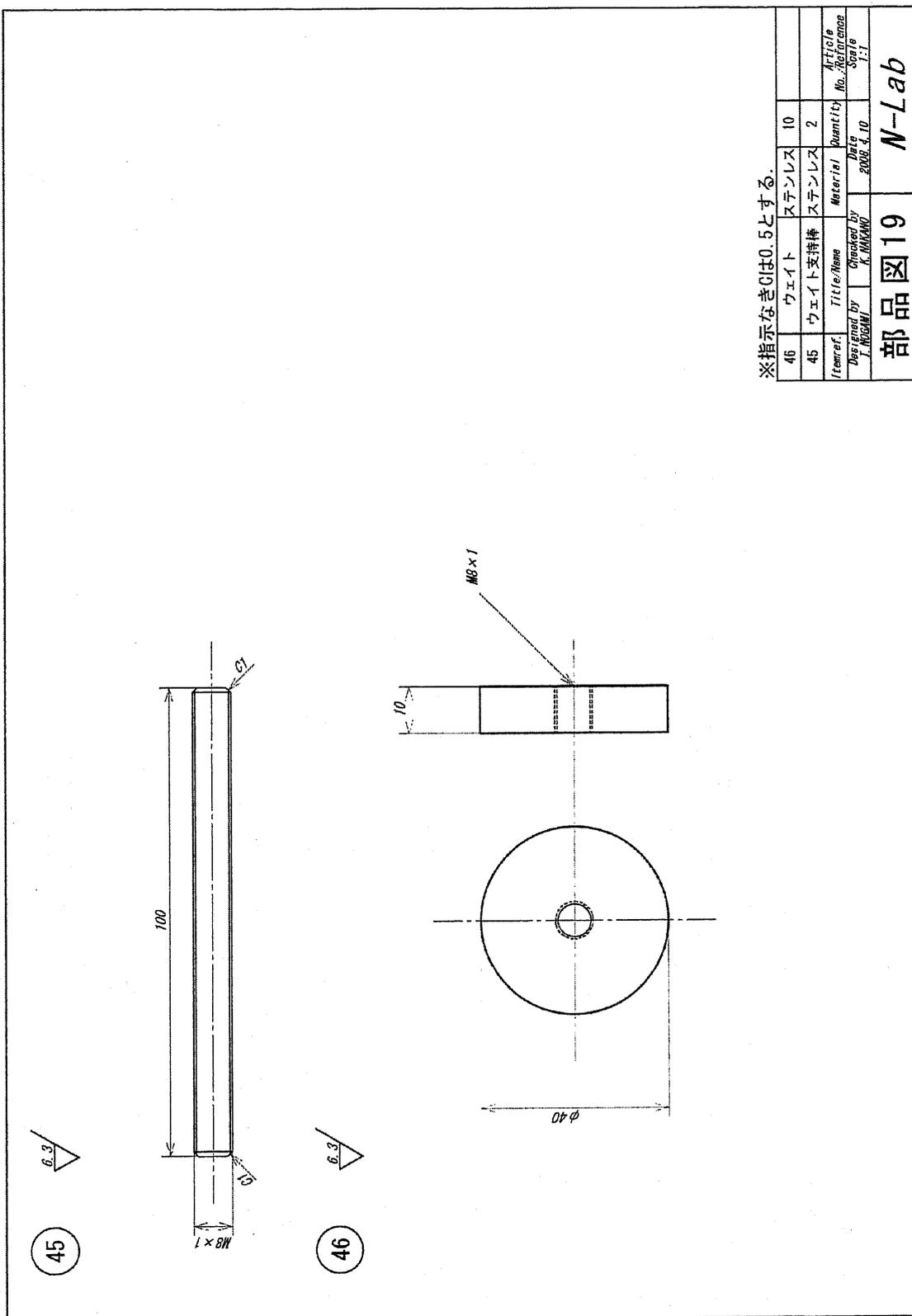
6.3/

部品図(15)

ベースプレート



部品図(17) 板ばね

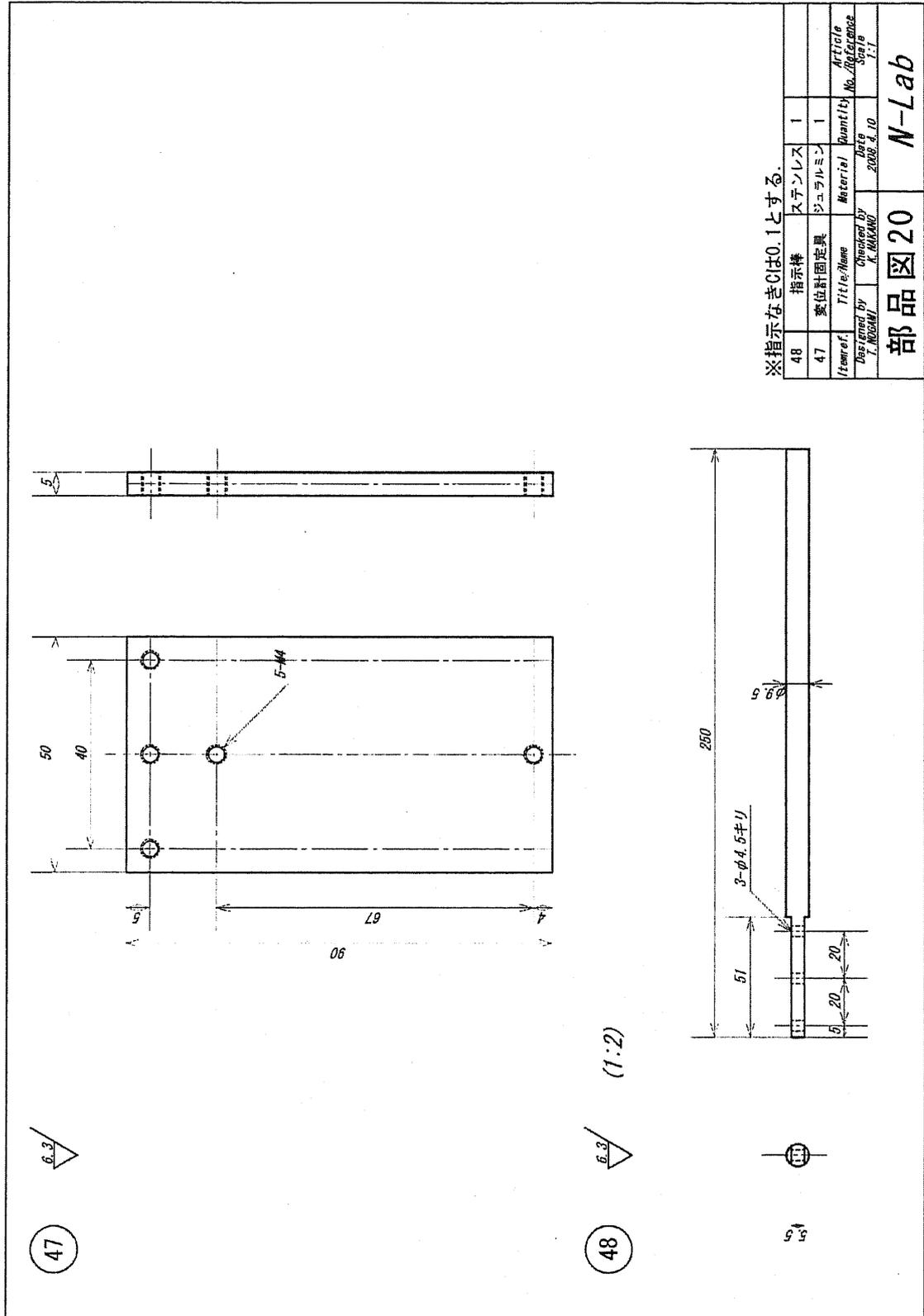


※指示なきGは0.5とする。

46	ウェイト	ステンレス	10
45	ウェイト支持棒	ステンレス	2
Itemref.	Title/Name	Material	Quantity
Designed by I. NIGAMI	Checked by K. HIRAKAWA	Date 2008. 4. 10	Article No. Reference Scale 1:1
部 品 図 19			N-Lab

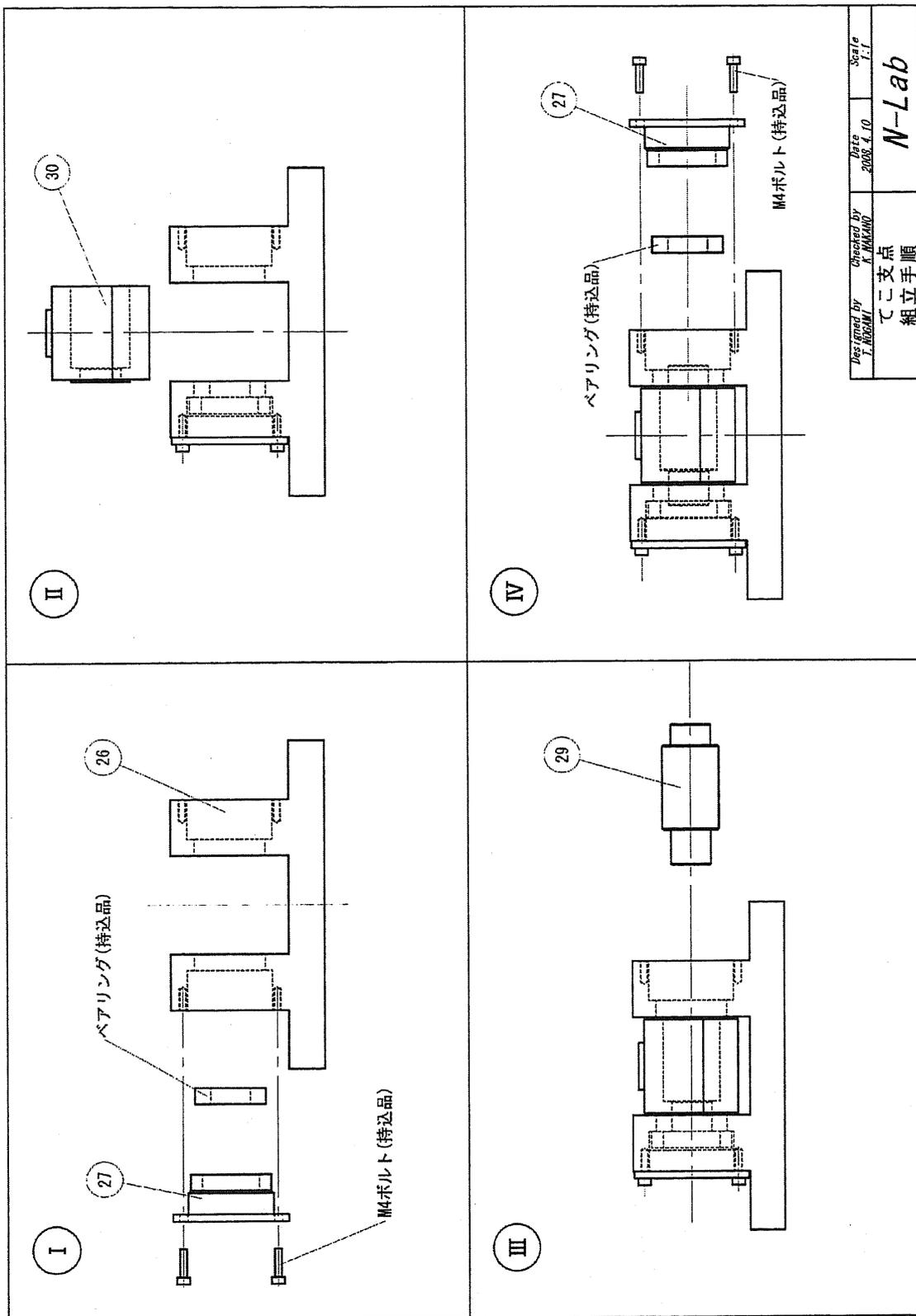
部品図(18)

てこの慣性モーメント設定用ウェイト



部品図(19)

レーザ変位計支持具



てこ支点の組立て手順