

マイクロフィードエンドミル加工における
切削抵抗を用いた切削油剤の潤滑性評価法
(Performance Evaluation Method for Cutting Fluids
using Cutting Force in Micro-Feed End Milling)

2020年 3月

北村 友彦

目次

第1章 緒論

1.1 本研究の背景	2
1.1.1 切削油剤の動向と課題	2
1.1.2 切削油剤の評価法における課題	3
1.2 本研究の目的	14
1.3 本論文の構成	16
1.4 切削油剤の種類と組成	18
1.5 参考文献	21

第2章 旋削加工の仕上げ面における切削油剤の効果

ー仕上げ面粗さによる評価の問題点と

工具輪郭形状の転写誤差に及ぼす切削油剤の影響ー

2.1 緒言	26
2.2 実験方法	30
2.2.1 旋削加工実験	30
2.2.2 仕上げ面における工具輪郭形状の転写誤差の評価	32
2.2.3 供試油	32
2.3 仕上げ面粗さに及ぼす切削油剤の影響	34
ー切削条件の違いによる切削油剤の効果ー	
2.3.1 切削速度・送り条件の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響	34
2.3.2 被削材の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響	68
2.3.3 切込み条件の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響	71
2.3.4 工具母材の熱伝導率の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響	74
2.4 仕上げ面粗さによる切削油剤の評価まとめとその問題点	77
2.5 仕上げ面における工具輪郭形状の転写誤差に及ぼす切削油剤の影響	78

2.5.1 切削速度・送り条件の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響	78
2.5.2 被削材の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響	83
2.6 切削油剤の作用に関する考察	88
2.7 結 言	89
2.8 参考文献	90

第3章 マイクロフィードエンドミル加工の切削抵抗を用いた切削油剤の

摩擦係数 μ -MFM の評価方法

3.1 緒 言	92
3.2 実験方法	94
3.2.1 マイクロフィードエンドミル(MFM)加工実験	94
3.2.2 摩擦試験	95
3.2.3 供試油	96
3.3 MFM 加工における加工プロセス	97
3.4 MFM 加工における工具－被削材間の摩擦係数算出法	100
3.5 各種被削材の摩擦係数 μ -MFM と加工現象の考察	104
3.5.1 μ -MFM に及ぼす被削材種の影響	104
3.5.2 μ -MFM に及ぼす切削油剤の影響	107
3.6 μ -MFM と従来摩擦試験値の比較	108
3.7 結 言	110
3.8 参考文献	110

第4章 切削油剤の摩擦係数 μ -MFM と仕上げ面粗さ, 転写誤差の関係

4.1 緒言	112
4.2 実験方法	113
4.2.1 エンドミル加工実験	113
4.2.2 リーマ加工実験	114
4.2.3 旋削加工実験	114
4.3 μ -MFM と各種加工法における仕上げ面粗さの関係	116
4.3.1 エンドミル加工	116
4.3.2 リーマ加工	119
4.3.3 旋削加工	121
4.4 μ -MFM と旋削加工の仕上げ面における工具輪郭の転写誤差の関係	122
4.5 結言	124
4.6 参考文献	124

第5章 マイクロフィードエンドミル加工の切削抵抗を用いた切削油剤の

工具食付き性評価方法

一切取り厚さによる油剤効果の違い

5.1 緒言	126
5.2 実験方法	129
5.2.1 エンドミル加工実験	129
5.2.2 供試油	129
5.3 MFM加工における切削抵抗の不安定性 CFIR の算出方法	130
5.4 切削油剤が切削抵抗の不安定性 CFIR に及ぼす影響	131
5.5 切削抵抗の不安定性 CFIR と仕上げ面における工具輪郭形状の 転写誤差の関係	134
5.6 結言	136
5.7 参考文献	136

第6章 結論

6.1 研究成果の概要	137
6.2 今後の展望	139

謝辞	140
----	-----

第1章 緒論

1.1 本研究の背景

1.1.1 切削油剤の動向と課題

切削油剤は潤滑作用や冷却作用によって、仕上げ面粗さの改善や工具損傷の抑制などの切削性能を向上させる効果があるほか、二次的効果として、加工部からの切りくずの排除、工作機械の滑り面の潤滑、被削材や機械部材の防錆効果などがある。そのため、現在、多くの金属加工における現場で切削油剤が使用されている。この切削油剤の効果については、数多くの報告がある。

油剤に関する文献は、1868年に旋削加工における油剤の効果について述べた Northcott のもの¹⁻¹⁾が最初である。Mallock¹⁻²⁾は「切削油剤には工具と切りくずとの間の摩擦を減少させる効果があるが、油剤がどのように加工点に浸透するかを観察することは困難である」とし、その作用機構を解明することの難しさを述べている。1907年の Taylor の研究¹⁻³⁾以後には油剤が実加工に応用されるようになり、工具寿命の延長や、切削能率が向上したことが報告されている。工業の発展とともに、被削材や加工条件、加工方法、要求仕上げ面精度、加工能率、油剤の使用環境など、切削加工の多様化により、各種加工に適する切削油剤の開発が進められ、今日では多くの種類の切削油剤が市販されている。その反面、工具技術の進歩もある中で、各種加工に最適な油剤を選定することが容易ではなくなってきた。

一方、近年では切削加工におけるドライ化やセミドライ化の検討もなされており、MQL (Minimal Quantity Lubrication, 最小量潤滑)加工^{1-4)~1-6)}により、切削加工の高能率化が可能となっている事例¹⁻⁷⁾もある。しかしながら、切削性能が不足する場合や、切りくずの処理問題¹⁻⁸⁾、主軸内部を通しての供給方式を高速切削に適用する際の遠心力による油滴の内壁への付着¹⁻⁹⁾など、未だ多くの課題があるため、MQL方式ではなく、従来からのフラッド給油が現在においても主流となっている。

被削材の動向に着目すると、最近では、航空機産業や医療産業などの成長に伴い、難削材加工が増加している。例えば、航空機エンジンには耐熱性のニッケル基合金、機体にはチタン合金などが多用され^{1-10)~1-13)}、これらの被削材は工具寿命が短いことや加工能率が低いことが課題となっており、切削油剤による改善の要望も強い。

また、自動車やスマートフォンなどに使用されている先進的なデバイスの進化が著しく、必要とされる部品や金型に対する量産ベースでの形状精度オーダは 0.5~5.0 μm 、仕上げ面粗さについても Ra 20nm 以下の要求がなされるようになりつつある¹⁻¹⁴⁾。このような高精度な加工を実現するためにも、切削油剤の役割は依然として重要なものとなっている。

さらに最近では、環境問題に関する世界的な取組みの中で、多くの国が環境負荷の高い物質の管理に関する法規制を強化しており、切削油剤には性能を維持・向上しながら、環境負荷の高い物質を使用しないことが求められている。このような自然環境の側面のみならず、廃油の削減や加工中に発生するオイルミストの低減、高引火点化・水溶性化による安全性向上など、作業環境面の対策も強く求められるようになってきた^{1-15), 1-16)}。以上、生産性の向上や環境保全などの観点から、さらなる高機能油剤の開発や的確な適油選定技術が求められている。

1.1.2 切削油剤の評価法における課題

前節の通り、生産現場における最適な切削油剤の活用が望まれるが、切削加工における油剤の優劣を正確に予測するための簡易的評価法は確立されておらず、メーカーの油剤開発やユーザの油剤選定では、多くの実加工試験による検証を重ねるため、多大な労力を要している。このような理由から、実験的に、簡便に切削油剤の性能を定量的に評価する試験法が望まれている。

表 1.1 に既存の切削油剤の試験方法の分類を示す。この分類表に基づき、既存の試験方法の課題を以下に述べる。

まず、実用切削試験、すなわち現場にある工作機械を用いて、生産過程中に切削油剤を評価する方法で、長期間の比較試験を必要とし、定量的な評価となりにくい欠点があり、多くの測定機を必要としないが、工員の感覚が結果を左右する恐れがある¹⁻¹⁷⁾。これに対して、文献に報告されているのは大部分が実験的な試験であり、これらについて以下に示していく。

a) 切削試験方法

1) 切削機構上の重要因子を求める方法

イ) 切削比を求める方法

切削比は、切込み深さに対する切りくず厚さの比であり、ある一定長さの切削における切りくず長さの逆比でもあり、切りくずの変形過程を示している。

図 1.1¹⁻¹⁷⁾において切削比 r_c は次式の通りになる。

L_1 : 切削長さ, L_2 : 切りくず長さ, b : 被削材の幅, ρ : 被削材の密度, w : L_1 の切削長さの重量

$$r_c = \frac{t_1}{t_2} = \frac{L_2}{L_1} = \rho \cdot t_1 \cdot L_1 \cdot b / w \quad (1-1)$$

切削比 r_c の値は 0~1 の間にあり、1 に近づくことは、切りくずの変形程度が少なく、切削抵抗が減少することを意味する。切削条件が一定であるとき、使用する切削油剤に関連して、切削比の値は変動する。従って、切削比の大小から、切削油剤の性能の良否を判断することができる。しかし、切りくず厚さの測定値のバラツキは非常に大きく、信頼性のあるデータを採取しにくいという課題がある。

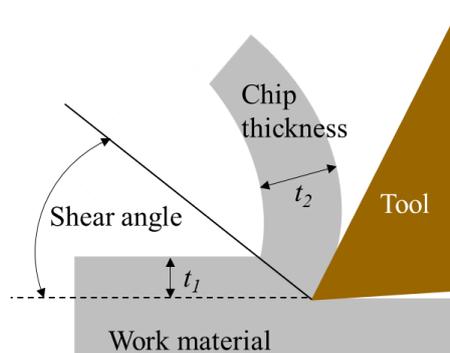


Fig. 1.1 Cutting mechanism model (1)¹⁻¹⁷⁾

Table 1.1 Classification for cutting fluid tests

A) 実用切削試験方法
B) 実験的な試験方法
a) 切削試験方法
1) 切削機構上の重要因子を求める方法
イ) 切削比を求める方法
ロ) せん断角を求める方法
ハ) 工具すくい面摩擦係数を求める方法
ニ) 切りくずと工具すくい面の接触長さを求める方法
2) 切削抵抗を測定する方法
イ) バイト工具による実験法
ロ) 穿孔工具による実験法
ハ) ネジ切り工具による実験法
3) 切削温度を測定する方法
4) 仕上げ面の粗さを測定する方法
5) 工具寿命を摩耗量から測定する方法
6) ラジオアイソトープの利用による方法
b) 切削によらない試験方法
1) 潤滑性試験方法
イ) 曾田式四球試験法
ロ) シェル式四球試験法
ハ) Falex 試験法
ニ) Timken 試験法
ホ) 二円筒試験法
ヘ) 振子型油性試験法
ト) バウデン型摩擦試験法
2) 冷却性試験方法
3) 物理的・化学的性質の試験法
粘度, 活性度, 表面張力, 引火点, 乳化安定性, 腐食性, 消泡性など.

ロ) せん断角を求める方法

せん断角は材料の被削性, 加工硬化, 切削条件などによって複雑に影響されるが, 加工条件を一定にすると, 切削油剤による切りくず-すくい面間の摩擦低減により, せん断角 ϕ は大きくなり, せん断面積が減少して切削抵抗は低くなる¹⁻¹⁸⁾. このせん断角 ϕ を実験的に求めるには, 先に述べた切削比 r_c をまず求め, 次式によって算出する. 切削比 r_c と同様に, 測定値のバラツキが大きいことが課題である.

ϕ :せん断角, α :すくい角, r_c :切削比

$$\tan \phi = \frac{r_c \cos \alpha}{1 - r_c \sin \alpha} \quad (1-2)$$

ハ) 工具すくい面上の摩擦係数を求める方法

図 1.2¹⁻¹⁷⁾における幾何学的関係から, すくい面摩擦係数は切削抵抗のすくい面に平行な成分と垂直な成分より, 次式の通りに求められる.

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{F_t + F_c \tan \alpha}{F_c - F_t \tan \alpha} \quad (1-3)$$

しかし, これは, あくまで見かけ上の摩擦係数であり, 刃先を被削材に食込ませるために必要な圧壊力などを無視しており, 厳密には, すくい面上の摩擦特性を現していない.

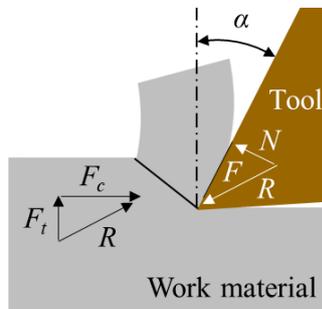


Fig. 1.2 Cutting mechanism model (2)¹⁻¹⁷⁾

ニ) 切りくずと工具すくい面の接触長さを求める方法

すくい面上の摩擦が減少すれば, せん断角は増大すると共に, 切りくずと工具すくい面の接触長さも減少する. したがって, すくい面上の接触長さが切削油剤の潤滑性の指標となる.

切りくず接触長さの測定結果は Trigger¹⁻¹⁹⁾や篠崎¹⁻²⁰⁾らが報告しており, 切りくずと工具すくい面の接触長さ L と切込み量 t_1 の比 $\lambda_0 = L / t_1$ が大きい被削材ほど, 切削油剤の効果が顕著であるとされている. しかし, Shaw¹⁻²¹⁾によれば, 工具すくい面の摩擦係数の変化に応じて, 切りくず流出方向は変化するとされている. 凝着によって界面の摩擦状態が不安定に変化し, それに伴い切りくず流出方向に不安

定性が生じると、切りくず接触長さにより、安定的、定量的に潤滑性を評価することは難しい。さらに、切りくず接触長さが短い場合でも、すくい面上の凝着量は必ずしも減少しないため、切りくず接触長さによる凝着性評価は、限定された範囲のみにおいて議論が可能とされている¹⁻²²⁾。

2) 切削抵抗を測定する方法

切削抵抗の測定は、切削機構の解析上、多くの切削現象を正確に把握する重要な手段として、古くから研究されている。切削実験の方式は、バイト、穿孔、ネジ切り工具による場合に分けられる。

イ) バイト工具による実験法(旋削、形削実験など)

旋削加工における切削抵抗の測定結果は、極めて多くの報告があるが、切削油剤との関連についての報告は少ない。正野崎¹⁻²³⁾、篠崎¹⁻²⁰⁾、竹中¹⁻²⁴⁾らは、主分力、背分力の測定により切削油剤の効果を判定した実験を発表している。

図 1.3 に各種工具を用いたアルミニウム合金の旋削加工における切削抵抗¹⁻²²⁾を示す。この切削加工では、乾式と比べ、切削油剤を用いた場合でも切削抵抗はほとんど変化がない。切削抵抗は多くの場合、工具表面の摩擦抵抗よりも被削材のせん断・変形抵抗が主に現れ、さらに構成刃先も影響するため、必ずしも切削抵抗により、切削油剤の潤滑性が評価できる訳ではない。

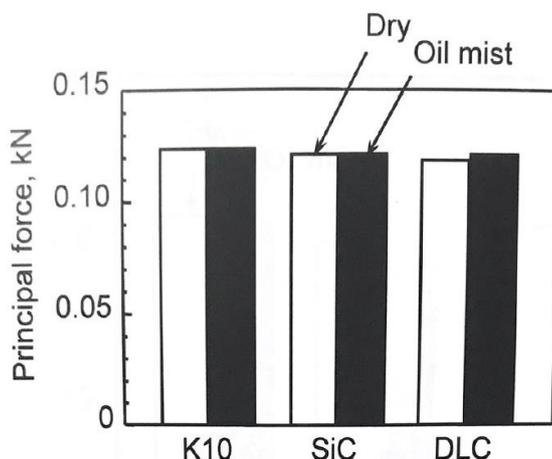


Fig. 1.3 Cutting force in turning of A6061 at 200 m/min¹⁻²²⁾

ロ) 穿孔工具による実験法

ドリル加工における切削油剤の評価では、主として工具寿命に重点をおいて検討された事例がある。ドリルの送り速度を一定にして、ドリルの回転数を穴毎に次第に増加させていき、ドリルが摩耗し破損するとトルクが上昇する。そのトルクと回転数との関係曲線から切削油剤の性能を判定する方法¹⁻²⁵⁾や、ドリルの送り、回転数を一定とし、トルクが急上昇するまでの穴数を工具寿命として、油剤の性能比較をする方法¹⁻²⁶⁾がある。さらにドリル送り荷重を一定にして、一定深さの加工をするまでの時間を加工個数別に比較することで、刃先の鈍化の進度から切削油剤の性能を評価する方法¹⁻²⁷⁾などもある。

しかし、工具の耐久性向上に伴い、工具が明確に劣化するまで評価するには、多くの被削材が必要となり、工作機械の切削油剤を交換しながらの評価には労力やコストの観点から課題がある。また、加工の累積電力量と切削重量の比から切削油剤の優劣を判定した報告がある。しかし、その合理性に議論が残され、実証結果も報告されていない¹⁻²⁸⁾。

ハ) ネジ切り工具による実験法

C. D. Flemming と L. H. Sudholy¹⁻²⁹⁾は、ネジ切り工具による切削時(タッピング中)のトルク評価が、単純・効率的、被削材が小さくてすみ経済的であり、その結果が広範囲の切削加工と関連性があると報告している。H. A. Hartung¹⁻³⁰⁾らは、チェザーによるネジ切り加工で切削油剤を評価し、現場の様々な切削加工での工具寿命と良い関連性があることを示している。しかしながら、ネジ切りは低速加工であり、高速切削が主流となっている現在の状況では、必ずしもネジ切り加工のトルクが他の切削加工の工具寿命などと関連しない場合がある。

3) 切削温度を測定する方法

金属を切削するときに消費される動力の大部分(95%以上)は熱に変わり、これが切りくず、工具および被削材の温度を上昇させるが、それらのうちで工具の温度上昇が最も重要な意義を持つ。H. Schallbroch¹⁻³¹⁾らは、「高速度鋼工具の寿命は、その材質と切削温度の二つだけによって決まる」という事実を実験的に発見した。すなわち、被削材の材質、切削速度、切込み、送りなどが変わっても、工具、切削温度が同じであれば工具寿命は同じになる。

超硬合金やセラミックス工具では、チップングも工具損傷の大きな原因であり、これは高温ほど靱性が低下するので、高速度鋼の場合ほど単純ではないが、切削温度が高くなれば摩耗が促進されることに変わりなく、切削温度が工具寿命の重要な支配因子になる。

切削温度を測定する方法として、異種金属を接触させると、そこに接触電位差が起こり、これが温度によって変化する¹⁻³²⁾というゼーベック効果を利用し、この熱起電力を測ることによって接触点の温度を測定する方法がある。M. C. Shaw¹⁻³³⁾らは、熱起電力測定法で切削油剤の短絡効果による誤差を1%より少なくするためには、熱回路全体の抵抗(R_2)をできるだけ小さくする必要があり、電気抵抗が低い切削油剤で短絡回路(R_1)を構成した際、 $R_1/R_2 > 99$ にすることが条件としている。

表 1.2 に示す通り、正野崎¹⁻³⁴⁾らは、熱起電力法を用いて、切削油剤の組成や、不水溶性と水溶性の違いにより、切削温度が変わることを報告している。切削速度により適する油剤が異なり、 $V=10\text{m/min}$ では潤滑性が主に影響し、菜種油や塩化硫黄油の切削温度が低い。一方、 $V=55\text{m/min}$ では冷却性に富む水溶性切削油剤が最も低い切削温度を示す。しかしながら、切削速度が増加して $V=150-160\text{m/min}$ を超えるとほとんど切削油剤の効果は認められなくなることが報告されている。

また、F. Eugene¹⁻³⁵⁾は切削油剤の性能評価には、比工具摩耗量を測定することが必要と強調しており、構成刃先(刃先に微小溶着)が生じるとき、工具と切りくずの摩擦エネルギーの一部を吸収し切削温度

が低下することを報告している. このことから, 切削温度の評価は, 一概に切削油剤の優劣の指標にはならない.

Table 1.2 Relationship between cutting fluids and cutting temperature¹⁻³⁴⁾

試験切削油	切削温度, °C		
	V=10m/min	V=24m/min	V=55m/min
乾切削	480	527	620
菜種油	222	275	330
塩化硫黄油	245	270	295
60 スピンドル油	260	285	322
国産水溶性切削油	290	283	280
輸入水溶性切削油	305	274	270

4) 仕上げ面の粗さを測定する方法

切削油剤毎に, 仕上げ面粗さを粗さ計により測定して比較する一般的な方法¹⁻³⁶⁾と, 臨界すくい角 α_c を求める方法¹⁻³⁷⁾がある.

H. L. Bingham¹⁻³⁸⁾, 正野崎, 日吉¹⁻²³⁾らは, 切削油剤の種類別に, 切削速度と仕上げ面粗さの関係を求め, 切削油剤の仕上げ面粗さに対する効果を判断するとともに, 構成刃先に及ぼす効果を併せて考察している.

臨界すくい角による評価について, 一般的にすくい角の小さい工具で低速二次元切削を行うと, 木目状あるいは, 鋸歯状の仕上げ面が得られるが, すくい角を大きくしていくと, あるすくい角で急に良好な仕上げ面が得られる. このように仕上げ面粗さが急に変化するすくい角を α_c とし, これによって切削油剤が評価され, 乾式切削の α_c が最も高く, α_c が低い油剤ほど良好であると判定されている¹⁻³⁷⁾.

上述の評価法の課題は, 仕上げ面粗さへの影響が大きい構成刃先は, 工具摩耗や損傷を抑制する効果が報告されている¹⁻³⁹⁾ことから, 一概に仕上げ面粗さの大小によって切削油剤の切削性能を判定できないことである.

5) 工具寿命を摩耗量から測定する方法

工具逃げ面の摩耗幅またはすくい面の摩耗深さを測定することで工具寿命を見出し, その大小により切削油剤の性能を比較する方法がある¹⁻⁴⁰⁾. 逃げ面の摩耗深さを測定する方法が ASTM で検討されているが, 種々の因子が複雑に影響し, 再現性の良い実験結果が得られないとされている.

また, 一般的な方法として, 切削速度毎に一定の摩耗幅までの切削時間を寿命とする試験を行って, T-V 線図を求める方法がある. 竹中¹⁻⁴¹⁾は, 18-8 不銹鋼の超硬旋削における切削油剤の効果について, 工具寿命が 100 分となる切削速度を, 乾式の場合を基準として, 相対的に比較評価している. L. C. Hays と E. J. R. Hudel¹⁻⁴²⁾ は旋盤に固定した丸棒に角柱形状の工具材を接触させ, その接触荷重を連

続的に変化させるようにして工具の摩耗量を測定した。

工具寿命の評価は切削油剤を循環使用するため、切削油剤の種類毎に工作機械タンク内の切削油剤を完全に交換する作業に加え、度重なる工具の摩耗計測や多くの被削材が必要になるなど、労力やコストの面で課題がある。

6) ラジオアイソトープの利用による方法

摩耗試験あるいは実用寿命試験には多くの資材と時間を要し、十分な実験を行うことは難しい。ところで1944年にSakmannらが初めて摩擦面の一方を放射化して、その摩耗粉の放射能の測定により 10^{-8} g程度の微量な摩耗量が検出できることを明らかにして以来¹⁻⁴³⁾、ラジオアイソトープは摩耗機構の基礎的な研究、歯車、ピストンリング、切削工具などの機械部品の実用寿命試験^{1-44~1-46)}あるいは潤滑油の潤滑効果の検討などに数多く使われた。短時間で精度の良い摩耗測定が可能とされているが、この手法は実験設備・実験上の制約や、試験片の取扱いにも注意を要し汎用的な手法として活用しにくい。

b) 切削によらない試験方法

1) 潤滑性試験方法

潤滑性試験は切削油剤の一次的な予備試験として広く利用されている。単純モデル化した潤滑性試験機は数多くあり、これらは接触形態により、点、線および面接触の3種類に分けられる。

図1.4¹⁻⁴⁷⁾に代表的な摩擦試験の形態を示す。切削油剤の評価には、比較的、面圧の高い点接触や線接触の試験が適用されている。一般的には四球試験や振り型試験などにより、工具摩耗や仕上げ面粗さを推定する方法が行われているが、必ずしも実際の切削加工の結果と結び付いていない¹⁻⁴⁸⁾。

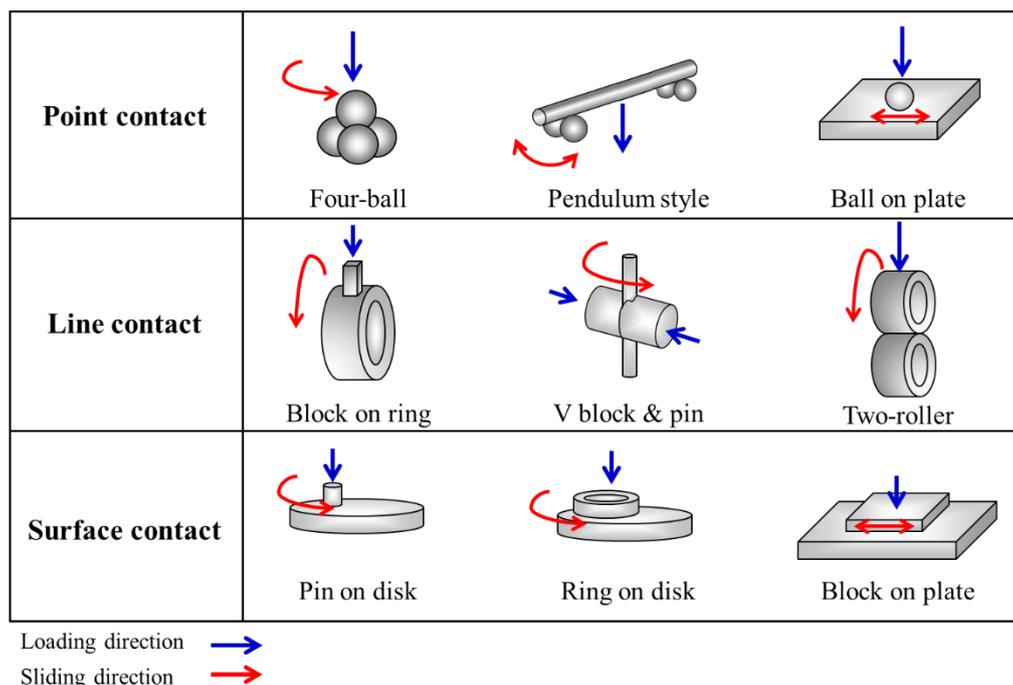


Fig. 1.4 Contact form in friction test¹⁻⁴⁷⁾

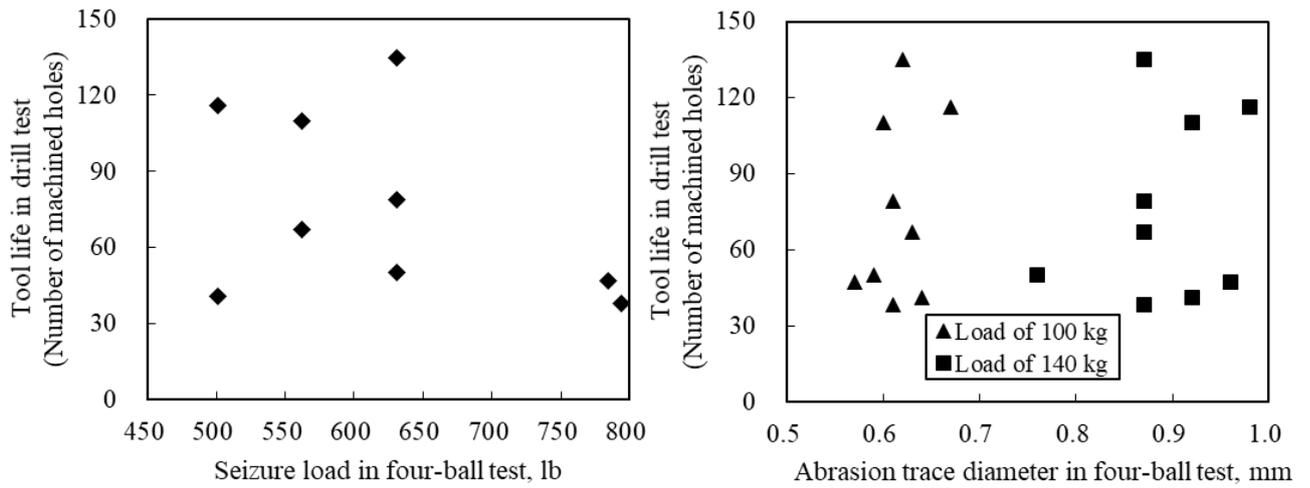
図 1.5 に例として, I. S. Morton と R. Turret による四球試験結果とドリル試験結果の関係¹⁻⁴⁹⁾を示す. この結果は, ドリル加工の工具寿命と四球試験における焼付荷重または摩耗痕径の大小を直接的に関係付けることは困難であることを示している. この理由は以下の通りに考えられる.

図 1.6 に示されているように, 摩擦条件や摩擦面形態により油膜形成状態・摩擦面温度が変化すること, また, 摩擦面の材質によっても潤滑油剤の有効な添加剤が異なる¹⁻⁴⁷⁾. よって, 切削加工と潤滑性試験における摩擦環境が異なるため, 潤滑性試験値と切削加工の結果との関連性が十分に得られないと考えられる. 切削油剤の潤滑効果は, 工具一切りくず接触界面に油剤分子が吸着し, 不活性潤滑膜を形成することによって, 工具材料と切りくず新生面の直接接触を防止することで得られるとの報告がある^{1-47, 1-50~1-52)}. この切りくずが擦過する工具すくい面は炭素鋼の汎用的な切削条件においても数百°C, 1GPa を超える高温・高圧環境にさらされる^{1-53~1-55)}. 次に潤滑性試験における摩擦環境について述べる.

図 1.7 には代表的な潤滑性試験の接触面圧と滑り速度の大まかな設定条件¹⁻⁴⁷⁾を示す. 前述のように, 潤滑油剤の摩擦摩耗特性は摩擦面の温度すなわち発熱状態に大きく影響される. 一般的に摩擦面の発熱状態を表すのに PV 値 (P: 接触面圧, V: 滑り速度) が用いられる. 一般的な潤滑性試験の場合, 点接触であれば, 切削加工の工具すくい面と比べても十分な面圧が得られるが, すべり速度には制約があり, 必ずしも高速化が進んでいる切削加工の速度域に応じた評価ができない. 使用される標準試験片も SUJ-2 などで鋼材同士の摩擦であり, 切削加工の場合と異なる. 切削工具と同様な超硬やそのコーティング材などを適用するには, 試験片の作製に多大なコストと労力を要する課題がある. また, 既存の潤滑性試験法では, 切削を伴わないために, 活性な金属新生面の発生がなく, 切削油剤に含まれる硫黄分や各種添加剤と金属との親和性が, 切削を伴う場合と比較して異なると言われている¹⁻⁵⁶⁾. 金属酸化物および金属新生面の摩擦における基礎的な研究においても, 酸化膜の有無により潤滑油中の添加剤の吸着しやすさが異なることが報告されており¹⁻⁵⁷⁾, 金属酸化物を用いた潤滑性試験では切削油剤を必ずしも適切に評価できない.

以上のように様々な摩擦環境の違いが, 切削加工における油剤性能の優劣を既存の潤滑性試験では適切に評価できない原因と考えられる.

切削加工の摩擦環境を考慮した試験方法として, 高温・高圧・新生面摩擦を実現する手法が提案され, 切削加工の摩擦現象の解析が行われている¹⁻⁵⁸⁾が, 特殊な治具や被削材形状, 工具や装置を必要とし, 誰でも簡便に再現よく実施できる方法とは言いにくい.



(a) Relationship between seizure load and tool life

(b) Relationship between abrasion trace diameter and tool life

Fig. 1.5 Relationship between four-ball test and drill test¹⁻⁴⁹⁾

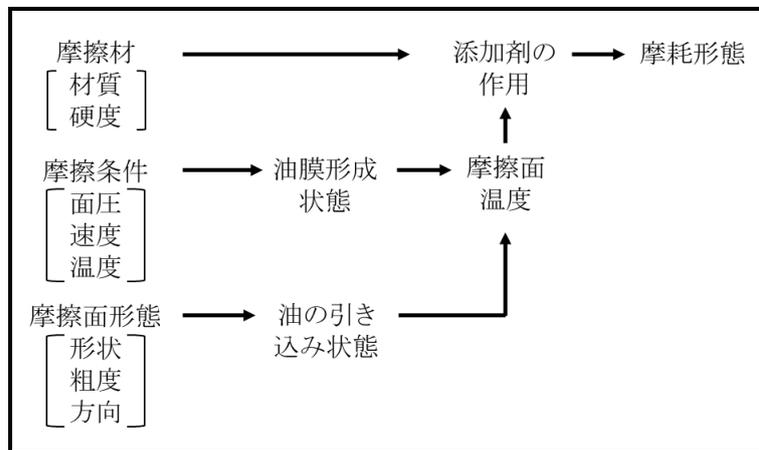


Fig. 1.6 Relationship between friction material and condition and wear form¹⁻⁴⁷⁾

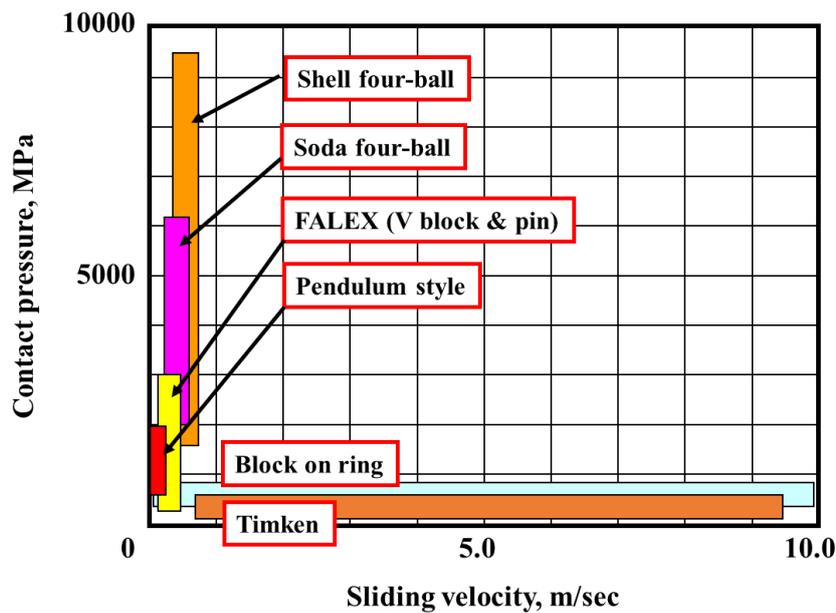


Fig. 1.7 Setting conditions in popular friction test¹⁻⁴⁷⁾

2) 冷却性試験方法

過去の研究として、高温に熱した球を油剤中に焼入れし、球内部の温度降下の時間経過曲線によって冷却能を評価する方法¹⁻⁵⁹⁾、油剤中に金属線を張り、金属線が焼切れる最大電流値の二乗をもって冷却能を評価する方法¹⁻⁶⁰⁾、あるいは電気で加熱されたパイプの中を流れる油剤の温度上昇より熱伝達率を求める方法¹⁻⁶¹⁾などがある。そのほかに、一定温度に加熱した鉄板に切削油剤を吹き付けて鉄板の温度降下より評価する方法、および蒸気で加熱した銅棒の端に油剤の噴流を衝突させたときの銅棒の冷却状態より局所熱伝達率を測定する方法¹⁻⁶²⁾がある。しかし、いずれの場合も熱伝達率または冷却曲線と切削における熱の除去能力との関係が明確に示されていない。

切削油剤の使用状態に近い条件で冷却能を評価する実験として、加工中に熱が工具刃先に局部的に絶えず発生するので、切欠きを持つ試験片に溶接機の電源を利用して大電流を流し、切欠き部付近を集中的に加熱し、切削油剤を注いで見かけの熱伝達率を測定する方法が提案されている¹⁻⁶³⁾。

図 1.8 に示す通り、この方法によると不水溶性切削油剤の熱伝達率は、水や水溶性切削油剤の約 1/10 となる。しかし、このように油剤による熱伝達率の違いが大きい場合でも、切削の場合は点熱源であり、除去する熱量に大きな差が出ないため、切削中の工具の冷却能の差は僅かになるとされている。よって、冷却性を主眼に切削性能の違いを見極めるのは困難と考えられる。

3) 物理的・化学的性質の試験法

切削油剤の切削性能に関係が深い物性として、粘度が挙げられる。粘度は潤滑性と浸透性に関わる要素であり、高粘度の油剤ほど、摩擦面に形成される油膜が厚く、一般に潤滑性は向上する。一方、低粘度の油剤の方が加工部に浸透しやすくなる。正野崎¹⁻⁶⁴⁾によると、鋼の旋削加工における切削油剤の最適粘度は、切削速度が速いほど、低くなるとされている。これはすくい面上の切りくず擦過速度が高くなると、切りくず-すくい面間の潤滑には、低粘度油による高い浸透性が必要になるためと考えられる。一方、焼入れ鋼など被削材の強度が高い場合には、最適粘度が高くなるとされている。すくい面上を切りくずが高圧、高速で擦過すると、油膜が切れやすくなるためと考えられている。また、アルミニウムでは軟鋼に比べ、旋削加工の仕上げ面の滑度を良くするのに高粘度油が適するとの報告もある¹⁻⁶⁵⁾。

しかし、切削油剤の組成(基油や添加剤の種類、配合比)が切削性能に及ぼす影響も大きく、粘度のみで切削油剤の優劣を判定することは難しい。

また、硫黄分(硫黄化合物の量の目安)、酸価(酸性添加剤の量の目安)、塩基価(塩基性添加剤の量の目安)、けん化価(エステル結合を有する添加剤の量の目安)、水酸基価(水酸基を有する添加剤の量の目安)が各種添加剤の配合量の目安となるが、添加剤の化学構造や組合せによっても切削性能は変わるため、これら物性値により一概に切削油剤の優劣を判定することはできない。

切削油剤の性能評価法として、実験的に、水溶性切削油剤の乳化安定性や消泡性、防錆性などを評価する方法¹⁻⁶⁶⁾があるが、これらは、切削性能に直接的に結び付かない。

以上、切削油剤の評価方法として、概ね、切削による試験では多大なコストや労力が掛かる課題があ

り, 切削によらない試験では, 切削性能の優劣を必ずしも判定できない課題がある.

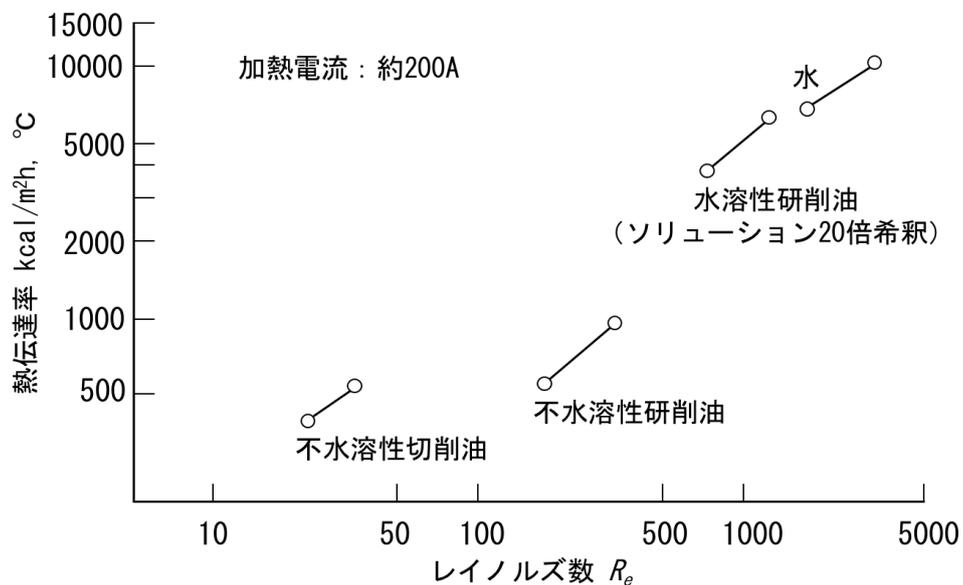


Fig. 1.8 Relationship between Reynolds number and heat transfer rate of carbon steel test pieces¹⁻⁶³⁾

1.2 本研究の目的

切削油剤の作用は、主に潤滑と冷却である。このうち、冷却に関しては、油剤の熱伝達率の違いが大きくても工具の冷却能の差は僅かであること¹⁻⁶³⁾から、切削油剤の性能判断に潤滑性の優劣は重要な評価項目である。また、潤滑性に関わる切削油剤の添加剤の違いが切削性能に影響することは、過去の報告例^{1-15, 1-67)}などからも明らかである。しかしながら、切削加工において油剤が作用する摩擦環境を考慮し、切削性能との関連性が高い簡便な潤滑性評価法の報告は見受けられない。

ところで、切削加工において、切削油剤は、被削材にせん断を生じさせるような極端な高温・高圧、凝着の著しい工具-被削材の接触部位にまで浸透することは、切りくず流れによる逆さび効果が発生する点も考慮すると考えにくい¹⁻⁶⁸⁾。そのため、切れ刃先端の塑性・切削領域ではなく、工具すくい面の切りくず離脱点近傍のような弾性接触領域において、切削油剤は摩擦を低減し被削性を改善している可能性が考えられる。

図 1.9 にすくい面潤滑による切りくず生成状態の変化を示す¹⁻⁶⁸⁾。すくい面の切りくず離脱点に若干でも油剤が浸透すればその付近の摩擦力の減少は著しく、せん断角の増大、切りくず厚さの減少、切りくずカールの増大、すくい面の切りくず接触長さの減少が生ずるとの報告がある¹⁻⁶⁹⁾。切削油剤により、加工にこのような変化が生じれば、仕上げ面粗さや工具損傷なども変化すると推定される。

以上を考慮すると、切削油剤の潤滑性評価には、被削材の新生面が露出した直後の活性な金属面と工具の摩擦であり、切削加工と同様な高速のすべり速度かつ弾性変形域内の応力における摩擦係数を計測することが必要である。このような摩擦環境を実現するのに簡便に実施可能な方法として、弾性上滑り現象が生じるアップカット¹⁻⁷⁰⁾のエンドミル加工に着目した。この加工における切削抵抗を用いて、切削油剤の潤滑性の指標となる特性値を算出し、その特性値と切削加工の仕上げ面粗さとの関連性を検討した。さらに、従来の潤滑性試験の結果とも比較することで、本手法の有効性を検証した。そうすることで、切削油剤の加工性能の優劣を高い精度で判定できる簡易的評価手法の構築を目指した。

本手法の簡便さについては、低送り条件で被削材の消耗が少ない上、スローアウェイチップを用いることで低コストの実験が可能となっている。さらに、特別な治具や摩擦試験機が不要であり、マシニングセンタと動力計により実施可能である。

切削加工における油剤作用として、工具切れ刃の摩擦低減だけでなく、被削材への食付き性も重要になる場合がある¹⁻⁷¹⁾。例えば、油性効果の高い切削油剤を用いると、旋削加工における仕上げ面生成域の最大切り取り厚さ／工具刃先丸み半径比が小さい低送り条件の場合に、仕上げ面の送りマークの繰り返し性が低下し不均一な面となる。これは工具切れ刃の食いつき性に起因するものと考察されている¹⁻⁷²⁾。

工具切れ刃の被削材への食付き性が低い場合、切り取り厚さの薄いアップカットのエンドミル加工では、切りくずが安定に生成しないため、加工中の切削抵抗が大きく増減し安定しないことが考えられる。この現象を利用して切削抵抗の不安定性を数値化・定量化した値を、切削油剤の工具食付き性の指標とし、

加工精度へ影響する特性値となるか検討した。検討方法として、切取り厚さの薄いエンドミル加工の切削抵抗の不安定性と、旋削加工の仕上げ面における工具輪郭の転写誤差(工具食付き性の影響が大きいと考えられる数値)との関連性を解析した。

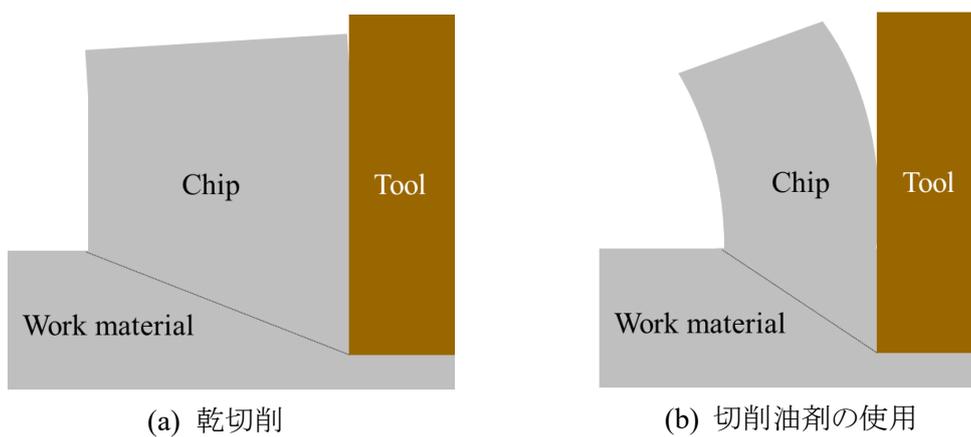


Fig. 1.9 Change of chip formation by rake face lubrication¹⁻⁶⁸⁾

1.3 本論文の構成

以下に本論文の構成を各章について述べる。

第 1 章「緒論」では、まず、切削油剤の動向と課題について記し、多様化している使用条件下において、切削性能の向上や環境対応のために、さらなる油剤開発や的確な適油選定の技術が求められていることを述べた。この課題を達成するために、簡便かつ油剤の切削性能の優劣を的確に判定できる評価手法が必要だが、従来の評価方法では利便性や油剤性能の判定の正確さ(実加工との相関性)といった観点から、どの方法においても満足できるものはなく、新たな評価手法が必要であることを述べた。

第 2 章「旋削加工の仕上げ面における切削油剤の効果」では、各種の加工条件下における切削油剤の切削性能を明らかにするため、超硬 TiAlN コーティング工具を用いて外周旋削加工を実施し、様々な切削条件において、切削油剤が仕上げ面粗さや工具輪郭の転写誤差へ及ぼす影響を調査した。一連の実験結果より、仕上げ面粗さ・転写誤差と潤滑の関係について考察し、切削油剤の影響が確認できる切削条件において、次章以降に潤滑性評価結果との関連性を解析することにした。

第 3 章「マイクロフィードエンドミル加工の切削抵抗を用いた切削油剤の摩擦係数 μ -MFM の評価方法」では、切削油剤が作用する部位の摩擦環境を実現する手法として、弾性上滑り現象が生じるアップカットのエンドミル加工における切削抵抗に着目し、この値を用いて切削油剤の潤滑性の指標となる特性値 μ -MFM を算出する方法を検討した。また、 μ -MFM と従来摩擦試験値との差異や、被削材・切削速度・切削油剤の有無によって μ -MFM が変化する要因を考察した。

第 4 章「切削油剤の摩擦係数 μ -MFM と仕上げ面粗さ、転写誤差の関係」では、 μ -MFM と仕上げ面粗さとの関連性を従来の摩擦試験値と比較し、提案した評価手法の優位性を検証した。加工方法は、断続切削であるエンドミル加工、連続切削である旋削加工、バニッシュにより穴内面を仕上げるリーマ加工とした。その結果、仕上げ面粗さが理論値を大きく超える切削条件において、 μ -MFM は従来の摩擦試験値と比べ、仕上げ面粗さの大小と高い相関性があり、良好な仕上げ面粗さを得るための指標となることが分かった。一方、理論粗さに近い仕上げ面が得られる低送りの切削条件においては、切削油剤の μ -MFM が低いほど、旋削加工の仕上げ面における工具輪郭の転写誤差が大きくなる傾向であった。

第 5 章「マイクロフィードエンドミル加工の切削抵抗を用いた切削油剤の工具食付き性評価方法」では、切削油剤の潤滑により仕上げ面における工具輪郭の転写が大きくなる事象について検討した。

工具輪郭の転写誤差が大きくなる加工条件では、仕上げ面生成域の最大切取り厚さ $MUCT$ が刃先丸み半径 $RCER$ 以下となっていた。このような微小切削領域においては工具が被削材に食付きにくくなると考えられ、切削油剤の潤滑により、さらに食付き性の低下が起こると推定される。このことを検証するため、まず食付き性の評価方法を検討した。その方法として、微小切削領域の切削抵抗を解析することを考えた。そのために切取り厚さの薄いエンドミル加工における切削抵抗の挙動に着目し、その不安定性が食付き性の指標になると考え切削抵抗の不安定性の定量値を $CFIR$ と定義した。切取り厚さが薄

い(MUCT/RCER 比が低い)条件では, その比に応じた切削油剤の CFIR が増加するほど, 旋削加工の仕上げ面における転写誤差は高くなる傾向を示した. このことから, 工具食付き性が転写誤差へ影響することや CFIR が加工精度の指標となることが示された.

第 6 章「結論」では, 以上の章の要約を行うとともに, 今後の展望について述べた.

1.4 切削油剤の種類と組成

切削油剤は、不水溶性と水溶性に大別される。本研究では不水溶性切削油剤を取り扱っており、切削油剤の種類と組成について、本論に入る前に述べておくことにする。

「不水溶性切削油剤」とは、水に希釈して使用する水溶性切削油剤に対する呼称であり、水に希釈せずに使用する切削油剤である。鉱油を基油としたものが多く使用されている。用途に応じて、境界潤滑領域の摩擦低減のために、油性向上剤や極圧剤などが配合される。

油性向上剤とは、分子構造中に極性基を持ち、金属面に吸着し、吸着膜により潤滑面同士の金属接触を妨げる働きのある化合物をいう。代表的なものとして、合成エステル、高級アルコール、高級脂肪酸、動植物油などがある。極圧剤とは、油性向上剤が効果を発揮できないような高温・高圧条件でも摩擦低減が可能であり、金属表面と反応して、せん断抵抗が低い薄い固体膜を形成する。代表的なものとして、硫黄、塩素、リンなどの化合物がある。現在では塩素系切削油剤の焼却廃棄の際に有害なダイオキシン発生の可能性が指摘された¹⁻⁷³⁾ことから、塩素化合物を含む切削油剤は JIS 規格外となり、塩素を含む切削油剤の代替が進められ¹⁻⁷⁴⁾、現在、塩素系油剤はほとんど無くなっている。

表 1.3 に JIS¹⁻⁷⁵⁾で定められている不水溶性切削油剤の種類を、表 1.4 に性状を示す。極圧剤の有無などによって N1 種～N4 種に区分され、動粘度、脂肪油分(動植物油、エステルの含有率)などによって更に細分されている。

水溶性切削油剤は、潤滑成分である鉱物油などを、界面活性剤を用いて水中に乳化分散させたものであり、原液を 5-10%程度に水で希釈して使用される。水を加工液として使用する際、金属の錆・腐食や、微生物の繁殖による悪臭の発生などが問題になるため、水溶性切削油剤は、基油や界面活性剤の他に、防錆剤、金属腐食防止剤、殺菌剤や pH 調整剤など様々な化学物質で構成され、複雑な組成となっている。

表 1.5 に JIS¹⁻⁷⁵⁾で定められている水溶性切削油剤の種類を、表 1.6 に性状を示す。希釈液の外観、表面張力、不揮発分などによって A1 種～A3 種に区分され、pH 及び金属腐食性によって更に細分されている。A1 種が水で希釈すると牛乳のように白濁するエマルジョンタイプであり、最も油分を多く含む汎用性の高いタイプである。A2 種や A3 種のように、水に不溶な油分を含まないタイプもあり、劣化によって水と油剤成分が分離することがない。しかし、アルミニウム合金の加工には耐凝着性が不足し適さない場合があり、鋼の切削や研削加工に適用されている。

切削油剤の成分が潤滑性や切削性能に与える影響を見極める際に、上述の通り、水溶性切削油剤は組成が複雑であり解析が難しくなる。そのため、本研究では不水溶性の油剤サンプルを取り扱った。

Table 1.3 Classes of water-immiscible cutting fluids¹⁻⁷⁵⁾

N1種 1～4号	鋇油および／または脂肪油からなり， 極圧添加剤を含まないもの。
N2種 1～4号	鋇油及び／又は脂肪油からなり，極圧添加剤を含むもので，かつ， 銅板腐食が150℃で1以下のもの。
N3種 1～8号	鋇油及び／又は脂肪油からなり，硫黄系極圧添加剤を含むもので，かつ， 銅板腐食が100℃で2以下，及び150℃で2以上のもの。
N4種 1～8号	鋇油及び／又は脂肪油からなり，硫黄系極圧添加剤を含むもので，かつ， 銅板腐食が100℃で3以上のもの。

Table 1.4 Characteristics of water-immiscible cutting fluids¹⁻⁷⁵⁾

JIS区分		動粘度 mm ² /s (40℃)	脂肪油分 質量分率 %	全硫黄分 質量分率 %	銅板腐食		引火点 ℃	流動点 ℃	耐荷重能 MPa
					100℃ 1h	150℃ 1h			
N1	1	10未満	10未満	—	—	1以下	70以上	-5以下	0.1以上
	2		10以上						
	3	10未満							
	4	10以上							
N2	1	10未満	10未満	5以下	—	1以下	70以上	-5以下	0.1以上
	2		10以上						
	3	10未満							
	4	10以上							
N3	1	10未満	10未満	1未満	2以下	2以上	70以上	-5以下	0.15以上
	2		10以上						
	3	10未満							
	4	10以上							
	5	10未満	10未満	1以上 5以下	2以下	2以上	70以上	-5以下	0.25以上
	6		10以上						
	7	10未満							
	8	10以上							
N4	1	10未満	10未満	1未満	3以上	—	70以上	-5以下	0.15以上
	2		10以上						
	3	10未満							
	4	10以上							
	5	10未満	10未満	1以上 5以下	3以上	—	70以上	-5以下	0.25以上
	6		10以上						
	7	10未満							
	8	10以上							

Table 1.5 Classes of water-soluble cutting fluids¹⁻⁷⁵⁾

A1種 1～2号	水に溶けない成分(鉱油, 脂肪油など), 界面活性剤などからなり, 水に加えて希釈すると外観が乳白色になるもの.
A2種 1～2号	水に溶ける成分(界面活性剤など)単独, 又は水に溶ける成分及び水に溶けない成分(鉱油, 脂肪油など)からなり, 水に加えて希釈すると外観が半透明又は透明になるもの.
A3種 1～2号	水に溶ける成分からなり, 水に加えて希釈すると外観が透明になるもの.

Table 1.6 Characteristics of water-soluble cutting fluids¹⁻⁷⁵⁾

種類		外観 (室温)	表面張力 10 ⁻³ N/m (25±1 °C)	不揮発分 質量分率 %	pH (25±1 °C)	金属腐食 (室温, 48h)	乳化安定度 ml (室温, 24h)				全硫黄分 質量分率 %	泡立ち 試験 ml (24±2 °C)				
							水		硬水							
種	号						油層	クリーム層	油層	クリーム層						
A1	1	乳白色	-	80以上	8.5以上 10.5未満	変色がないこと(鋼板)	0.5 未満	2.5 以下	2.5 以下	2.5 以下	5以下	1以下				
	2				8.0以上 10.5未満	変色がないこと(アルミニウム板及び銅板)										
A2	1	半透明 又は 透明	40未満	30以上	8.5以上 10.5未満	変色がないこと(鋼板)	-				5以下	1以下				
	2				8.0以上 10.5未満	変色がないこと(アルミニウム板及び銅板)										
A3	1	透明	40以上	30以上	8.5以上 10.5未満	変色がないこと(鋼板)					-				5以下	1以下
	2				8.0以上 10.5未満	変色がないこと(アルミニウム板及び銅板)										

1.5 参考文献

- 1-1) W. H. Northcott: A Treatise on Lathes and Turning, (1869), Longmans Green and Company.
- 1-2) A. Mallcock: The Action of Cutting Tools, Proc. Royal Soc., 33 (1881) 127.
- 1-3) F. W. Taylor: On the Art of Cutting Metal, Trans. ASME, 28 (1907) 31-350.
- 1-4) J.W. Sutherland, V.N. Kukur, N.C. King, B.F. von Turkovich: An Experimental Investigation of Air Quality in Wet and Dry Turning, CIRP Annals-Manufacturing Technology, 49 (2000) 61.
- 1-5) 榎山正, 関谷克彦, 山田啓司, 山根八洲男:ドリル加工における MQL の効果(第 1 報): 加工穴の特徴, 精密工学会誌, 73, 2 (2007) 232.
- 1-6) Dongzhou J, Changhe L, Yanbin Z, Min Y, Yaogang W, Shuming G, et al. Specific energy and surface roughness of minimum quantity lubrication grinding Ni-based alloy with mixed vegetable oil-based nanofluids, Precision Engineering, 50 (2017) 248-262.
- 1-7) 榎山正:トライボロジスト, 47,7 (2002) 533-577.
- 1-8) 中村隆, 糸魚川文広:環境対応型切削加工法の現状と今後の動向, トライボロジスト, 53, 1 (2008) 21-26.
- 1-9) 稲崎一郎:MQL 切削の技術動向, トライボロジスト, 47,7 (2002) 519-525.
- 1-10) 谷口正紀, 藤田武男:チタン及びチタン合金の切削(第 1 報), 山口大学工学部研究報告, 21, 1 (1970) 101.
- 1-11) 板倉勝利, 黒田基文, 重川英文, 猪谷彦太郎, 山本恵一, 有浦泰常:超耐熱合金インコネル 718 の切削加工におけるコーテッド超硬工具の摩耗機構, 精密工学会誌, 65, 7 (1999) 976.
- 1-12) 関谷克彦, 山根八洲男, 鳴瀧則彦:ニッケル基超耐熱合金 Inconel718 の高速エンドミル加工における工具摩耗, 精密工学会誌, 70,8 (2004) 1086.
- 1-13) 関谷克彦, 山根八洲男, 鳴瀧則彦:Ti-6Al-4V 合金の高速エンドミル加工, 精密工学会誌, 70, 3 (2004) 438.
- 1-14) 坂本竜司郎:マシニングセンタによる微細・精密加工の取り組み, 精密工学会誌, 85, 7 (2019) 624-627.
- 1-15) 北村友彦:環境に配慮した切削油の動向, トライボロジスト, 59,7 (2014) 413-419.
- 1-16) 前田和史:高引火点切削油について, 出光トライボレビュー, 32 (2009) 34.
- 1-17) 正野崎友信:切削油剤の性能試験方法, 潤滑, 6,3 (1961) 53.
- 1-18) 正野崎友信:切削と切削油について, 金属表面技術, 10, 12 (1959) 437-440.
- 1-19) B. T. Chao, K. J. Trigger: Cutting Temperature and Metal-Cutting Phenomena, Trans. of the ASME, 73, 6 (1951).
- 1-20) 篠崎襄, 吉川弘之:切削油剤の効果(第 2 報), 理化学研究所報告, 34, 6 (1958).
- 1-21) M. C. Shaw, N. H. Cook, P. A. Smith: Trans. of the ASME, 74 (1952) 1055.

- 1-22) 手塚亮:切削加工における凝着性評価の簡便法, 広島大学学位論文, (2009) 15.
- 1-23) 正野崎友信, 日吉博:金属切削における切削速度と切削油の効果との関係, 潤滑, 1, 3 (1956).
- 1-24) 竹中規雄, 広野雅道:切削剤の切削機構に及ぼす影響,精密機械, 25, 1 (1957).
- 1-25) A. J. Chisholm:The Evaluation of Cutting Fluids with Special Reference to Practice in the U.S.A, Journal of the Institute of Petroleum, 40, 369 (1954).
- 1-26) I. S. Morton, R. Tourret:Mechanical Testing of Cutting Oils, Journal of the Institute of Petroleum, 40, 369 (1954).
- 1-27) 正野崎友信, 重松日出見:穿孔用切削油の研究, 精機学会, 昭和 33 年秋期講演会前刷.
- 1-28) 寶山靖浩, 小川和昭:切削油の機能性評価, 品質工学, 21, 1 (2013) 29-35.
- 1-29) C. D. Flemming, L. H. Sudholy:Tapping Test for Evaluating Cutting Fluids, Lub. Eng., 12, 3 (1956).
- 1-30) H. A. Hartung, J. W. Johnson, A. C. Smith:A Threading Test for cutting Oil Evaluation, Lub. Eng., 13, 10 (1957).
- 1-31) H. Schallbroch, H. Schaumann:Ein Neues Verfahren zur Kennzeichnung der Schnittleistung von Schnellstählen, Stahl und Eisen, Bd. 57 (1937).
- 1-32) 中山一雄:切削温度の測定について, 機械と工具, 4, 5 (1960).
- 1-33) M. C. Shaw, J. D. Pigott, L. P. Richard:The Effect of the Cutting Fluid upon Chip-Tool Interface Temperature, Trans. of the ASME, 73, 1 (1951).
- 1-34) 正野崎友信:金属の切削加工における摩擦と切削油, 油化学, 10, 2 (1961) 71-76.
- 1-35) F. Eugene:New Method for Evaluating Coolant Efficiency, Microtecnic, 9, 2 (1955).
- 1-36) 正野崎友信:切削と切削油, 機械学会誌, 58, 432 (1955).
- 1-37) W. E. Lauterbach, E. A. Ratzel:The Critical Rake Angle Method of Evaluating Cutting Fluids, Lub. Eng., 9, (1953).
- 1-38) H. L. Bingham:Mechanical Testing of Cutting Fluids, Scientific Lub., 6, 8 (1954).
- 1-39) 宋小奇, 高橋幸男, 何偉銘, 井原透:難削材切削時の構成刃先利用技術に関する研究 (第 1 報), 2016 年度精密工学会春季大会講演論文集.
- 1-40) L. V. Calwell, Ann. Arbor:A Method for Studying the Behavior of cutting Fluids in Wear of Tool Materials, Trans. of the ASME, 80, 5 (1958).
- 1-41) 竹中秀彦:切削作業標準の設定に関する研究(第 3 報), 精密機械, 6, 25, 4 (1959).
- 1-42) L. C. Hays, E. J. R. Hudel:A Tool-Blade Wear Test for Cutting Fluids, Lub. Eng., 10, 1 (1954).
- 1-43) B. W. Sakmann, J. T. Burwell, J. W. Irvine:Jour. Appl. Phys., 15, 459 (1944).
- 1-44) M. E. Merchant, H. Ernst:Radio Active tracers assist Cutting Oil Research, Scientific Lub., 8, 5 (1956).
- 1-45) H. W. Husa, W. L. Bulkly, Cutting Fluid Performance, Lub. Eng., 13, 10 (1957).

- 1-46) F. J. Daasck, S. L. Fisber, W. D. Machenry, R. K. Paton: Evaluating Cutting Fluid in Accelerated Machinery Test, Lub. Eng., 13, 9 (1957).
- 1-47) 弟子丸順一: 摩擦摩耗試験法, トライボロジスト, 44, 4 (1998) 248-253.
- 1-48) 原重雄: 切削油, トライボロジスト, 39, 10 (1994) 897.
- 1-49) I. S. Morton, R. Turret: Mechanical Testing of Cutting Oils, Journal of the Institute of Petroleum, 40, 369 (1954).
- 1-50) 切削油技術研究会: 切削油剤ハンドブック, 工業調査会(2004)28.
- 1-51) 水原和行, 臼井英治: 平潤面間の重摩擦における四塩化炭素の潤滑性, 精密機械, 45, 9 (1979) 1043.
- 1-52) 水原和行, 臼井英治: 切りくず接触面への切削油剤の侵入性, 潤滑性の実験的評価, 精密機械, 47, 3 (1981) 350.
- 1-53) 山根八洲男, 田中隆太郎, 鳴瀧則彦: BN 快削鋼の被削性, 精密工学会誌, 64, 9 (1998) 1370.
- 1-54) 北川武揚, 白樫高洋, 臼井英治: すくい面摩耗特性の検討-切削工具寿命の解析的予測に関する研究(第1報)-, 精密機械, 42, 504 (1976) 1178.
- 1-55) 北川武揚, 白樫高洋, 臼井英治: すくい面摩耗特性のシミュレーション的予測-切削工具寿命の解析的予測に関する研究(第2報)-, 精密機械, 43, 514 (1977) 1211.
- 1-56) 中山孟男: 切削油剤の切削性能の評価, 潤滑, 22, 6 (1977) 352.
- 1-57) 森誠之: 潤滑油高性能化のための化学的視点, トライボロジスト, 64, 3 (2019) 150-157.
- 1-58) 八田武士, 糸魚川文広, 杉野敦, 木村利光: 新生面摩擦試験による切削工具すくい面における摩擦挙動の解明, 電気製鋼, 82, 2 (2011) 109-114.
- 1-59) 古市:, 機械学会講演前刷集, 96, (1963) 85.
- 1-60) 篠崎:, 精密機械, 31, 8 (1965) 708.
- 1-61) G. M. Hain:, Trans. ASME, 74, 6 (1952) 1077.
- 1-62) 山本・鈴木: 切削油剤とその効果, 第1版, 朝倉書店, (1966) 247.
- 1-63) 上野拓, 石橋彰, 甲木昭: 切削油剤の冷却能の評価に関する実験, 日本機械学会論文集, 35, 277 (1969) 1950-1956.
- 1-64) 正野崎友信: 切削油の影響度について, 精密機械, 19, 220 (1953) 249-253.
- 1-65) 関口八重吉, 長谷川一郎: 切削油と加工面滑度との関係に就て, 日本機械学会論文集, 4, 17 (1938) 359-362.
- 1-66) 川崎宏, 高木史明: 環境・人体に優しいソリューション系油剤の開発, 砥粒加工学会誌, 56, 6 (2012) 400-407.
- 1-67) 清水勲: 金属切削における工具の摩擦・摩耗に及ぼす切削油成分の影響, 精密機械, 39, 467 (1973) 1217-1222.
- 1-68) 臼井英治, 水原和行: 切削加工の潤滑, 潤滑, 25, 3 (1980) 136-144.

- 1-69) J A Williams, D. Tabor. *Wear*, 43 (1977) 275.
- 1-70) 中川平三郎:エンドミル加工における工具の長寿命化, 砥粒加工学会誌, 63, 4 (2019) 158-161.
- 1-71) 山本明, 中村示:微小切削における切削開始の条件について-切削速度および切削油剤による影響, 精密機械, 36, 430 (1970) 765-769.
- 1-72) T. Kitamura, R. Tanaka, Y. Yamane, K. Sekiya, K. Yamada:Difference of Feed Marks in Cutting Fluids when Turning Stainless Steel, *Key Engineering Materials*, 749 (2007) 111-117.
- 1-73) 毎日新聞, 1986年3月16日.
- 1-74) 斎藤敏夫, 山中雅巳:塩素代替切削油の現状, *トライボロジスト*, 41, 8 (1996) 658.
- 1-75) JIS K 2241:2017.

第 2 章 旋削加工の仕上げ面における切削油剤の効果

－仕上げ面粗さによる評価の問題点と

工具輪郭形状の転写誤差に及ぼす切削油剤の影響－

2.1 緒言

本研究の目的は、切削油剤の加工性能との関連性が高い簡便な潤滑性評価法を構築することである。しかし、一概に加工性能と言っても、加工形態や切削条件、被削材の違いなど、様々な加工条件が存在する。そこで切削油剤の潤滑性との関連性を検討するために、様々な加工条件下の切削油剤の効果を調査することにした。

過去に切削油剤の効果を評価した報告は多数ある。例えば、表 2.1 の通り、正野崎は、炭素鋼(C 0.35%)を高速度鋼 3 種の工具を用いて、切削速度 2.1 m/min, 送り 0.1 mm/rev, 切込み 1.2 mm で旋削加工を行い、切削油剤の違いにより、仕上げ面粗さが異なること¹⁻³⁴⁾を報告している。仕上げ面粗さに影響が大きい構成刃先の発生は、工具のすくい面摩擦係数(μ)と、切りくず内のせん断応力(τ)に関係し、 μ がある限界値を越えるまでは、 τ はほぼすくい面上の垂直応力(σ_1)の半分に等しいが、 μ が限界より大きくなると、切りくず内のせん断応力 τ が $\sigma_1/2$ より大きくなり、せん断面にすべりを生じて、刃先に切りくずの微小片が残存し、これが累積して構成刃先となるとされている。大豆油や活性硫化油などにおいて、仕上げ面粗さが小さいのは、潤滑性が良く、すくい面摩擦係数が低いと考察されている。

図 2.1 の通り、田中らは、焼結鋼の旋削加工における工具刃先逃げ面温度と仕上げ面粗さの関係を調査している²⁻¹⁾。被削材は SMF4040 (Fe-C-Cu 系の焼結金属)と S45C, 工具は c-BN 系, セラミック(炭化チタン-アルミナ系), 切削油剤はエマルジョンタイプが用いられ、切削速度 100-400 m/min, 送り 0.1 mm/rev, 切込み 0.2 mm で旋削加工がなされた。切削油剤による工具刃先逃げ面温度の抑制効果は、熱伝導率が高い工具ほど顕著であり、工具の種類によらず工具刃先逃げ面温度が上昇すると粗さが減少した。また、工具刃先逃げ面温度が同等であれば、乾式より湿式の方が良好な仕上げ面が得られたとされている。以上より、切削油剤は、冷却作用ではなく潤滑作用により仕上げ面粗さを低減していると考えられる。

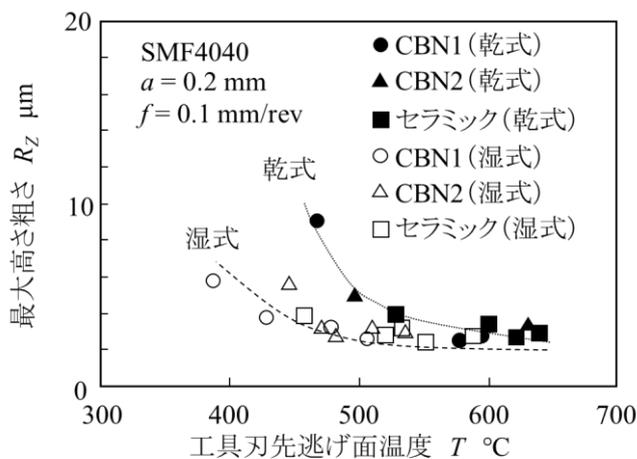
表 2.2 の通り、工具寿命に関しては、篠崎が、S45C を高速度鋼の工具を用いて、切削速度 45, 50 m/min, 送り 0.3 mm/rev, 切込み 2 mm で旋削加工を行い、各種切削油剤を用いて評価している²⁻²⁾。菜種油は粘度がスピンドル油より高いため浸透性が不足したことにより工具寿命が短い。切削速度 50 m/min で硫化脂肪油のみ添加すると工具寿命が低下するのは、工具が化学摩耗を起こすためであり、水溶性切削油剤の工具寿命が長いのは、潤滑性に加え、冷却性が影響しているとされている。このように工具摩耗に関しては、潤滑性の優劣のみではなく、粘度(浸透性)や、高速切削における添加剤による工具の腐食摩耗、冷却性も重要であり、切削油剤は複雑に作用している。

Table 2.1 Difference of finished surface roughness in cutting fluids¹⁻³⁴⁾

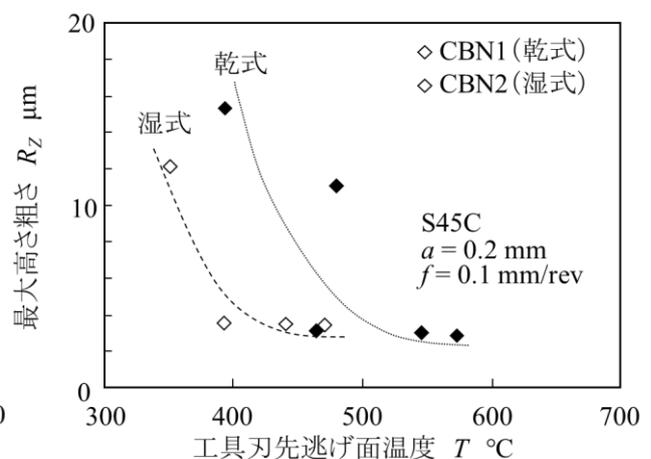
	切削油	仕上げ面粗さ, μm
注) 水溶性切削油は エマルジョンタイプで 原液を水で 10 倍に 希釈して使用した.	活性塩化硫化油	12.4
	活性硫化油	23.4
	大豆油	27.5
	油脂と鈹油の混合油	35.6
	鈹油の混合油	40.7
	輸入水溶性切削油	28.3
	国産水溶性切削油	41.3

Table 2.2 Difference of tool life in cutting fluids²⁻²⁾

		切削速度, m/min	
		45	50
単位: min	乾燥切削	0.85	0.25
	不水溶性		
	スピンドル油	2.1	0.6
	ナタネ油	1.4	0.35
	スピンドル油 80%+塩化パラフィン 20%	6.0	1.1
	スピンドル油 80%+硫化脂肪 20%	3.3	0.4
	スピンドル油 80%+塩化パラフィン 10% +硫化脂肪 10%	8.5	2.5
	スピンドル油 60%+塩化パラフィン 20% +硫化脂肪 20%	9.2	3.7
注) α は当分寿命 に達しそうにない ので, 実験を中断 したことを意味する.	水溶性		
	エマルジョン×20 希釈	25+ α	1.2
	エマルジョン×50 希釈	5.5	0.6
	コロイド×50 希釈	23+ α	0.5
	コロイド×100 希釈	30+ α	1.4
	ソリューション×50 希釈	30+ α	2.3
	ソリューション×100 希釈	30+ α	4.2



(a) SMF4040



(b) S45C

Fig. 2.1 Relationship between flank side temperature on cutting edge and finished surface roughness²⁻¹⁾

図 2.2 の通り、大庫らは、S45C を SKH4 の工具を用い、送り 0.2 mm/rev、切込み 1.5 mm で切削速度を変化させて旋削加工を行い、不水溶性切削油剤と水溶性切削油剤の工具寿命を比較した²⁻³⁾。切削速度 40 m/min 近傍を境に、低切削速度側、すなわち、構成刃先が生成する領域では、水溶性切削油剤より不水溶性切削油剤の工具寿命が長くなっている。これは、不水溶性切削油剤では水溶性切削油剤に比べ、構成刃先が部分的ではなく、全体的に脱落する頻度が多いことに起因していると推定されている。このように、切削油剤の優劣は切削条件により変わりうる。

図 2.3 の通り、切削油剤の種類や組成だけでなく、使用方法を検討した報告も多くある。板倉らは、難削材であるインコネル 718 の仕上げ切削において、工具逃げ面側から切削油剤を高圧注液することによる工具寿命の延長を報告している²⁻⁴⁾。超硬 K20 の工具を用い、切削速度が 50 m/min、送り 0.2 mm/rev、切込み 0.25 mm の旋削加工において、切削油剤(JIS K 2241 A1 種 10 倍希釈)の流速が速くなるに従って、逃げ面摩耗幅が減少し、流速 281m/s(15MPa)では、従来注液(0.1MPa)に比べ、逃げ面摩耗幅 0.2 mm になるまでの切削距離が 5 倍まで延長したとされている。

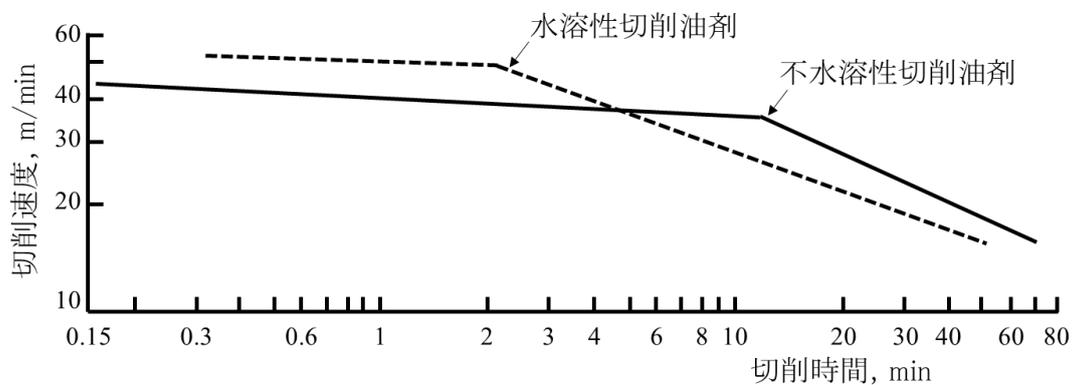
帯川らは、AJA (Air jet Assisted) 切削法をインコネル 718 の高速切削に適用した²⁻⁵⁾。AJA 切削とは、切削油剤(流量 5.25 l/min)を副逃げ面側から切削点に供給すると同時に、高速圧縮空気を逃げ面側から刃先に送りこむ方法である。SiC 強化アルミナセラミックの工具に、切削油剤はエマルジョンタイプの水溶性切削油剤(15 倍希釈)を用い、切削速度 420-780 m/min、切込み 0.3 mm、送り 0.1 mm/rev の旋削加工において、どの切削速度の領域においても圧縮空気圧を適切に設定することで、圧縮空気がない場合より、工具寿命が約 1.5~2.0 倍に延長したとされている。これらの報告は切削油剤の浸透、冷却作用の強化を狙ったものであり、切削性能において効果を上げることができている。

上記以外の他にも切削油剤の効果に関する報告^{1-15, 1-18, 1-55, 1-62~1-67, 1-73, 2-6)}は数多く、切削油剤の種類・組成や給油方法・流量などの検討によって、仕上げ面粗さの改善や工具損傷の低減などが確認されている。しかし、いずれも限定された切削条件の範囲内での検討であり、使用されている切削油剤の組成もほとんどが不明確となっている。更に、切削油剤に関する文献は古いものも多く、現状の一般的な切削条件に比べると、高速度鋼の工具を用い低速切削により切削油剤を評価した事例が多い。

そこで、本研究では現在、汎用的な工具材種である超硬 TiAlN コーティング工具を用い、種々の被削材、切削条件(切削速度、送り、切込み)の旋削加工を行った。そうすることで、各種加工条件下の仕上げ面粗さにおける切削油剤の効果を把握することにした。仕上げ面粗さに着目したのは、前述の通り、切削油剤の潤滑性と関連性が高いとされるからである。しかし、理論粗さに近い仕上げ面が得られる加工条件では、粗さの値のみで切削油剤の性能評価ができない問題が予想される。そこで、新たな加工性能の評価項目として、仕上げ面における工具輪郭形状の転写誤差²⁻⁷⁾を取り上げた。この転写誤差については、工作機械や切削条件の違いの影響などが報告されている²⁻⁸⁾が、切削油剤の影響についてはほとんど報告されていない。また、近年では加工精度が求められる切削加工が益々、重要視されていることから、転写誤差に及ぼす切削油剤の影響を調査することは有意義である。

上記の通り、本章では各種加工条件下の仕上げ面粗さ・転写誤差における切削油剤の効果を明らか

にする。そして、次章以降で、これらの結果と切削油剤の潤滑性との関連性を検討し、本研究で提案する新たな切削油剤の潤滑性評価法の有効性を従来法と比較することで検証することにした。



工具寿命の判定: 横逃げ面摩耗幅 0.7 mm

Fig. 2.2 Difference of V-T lines in cutting fluids²⁻³⁾

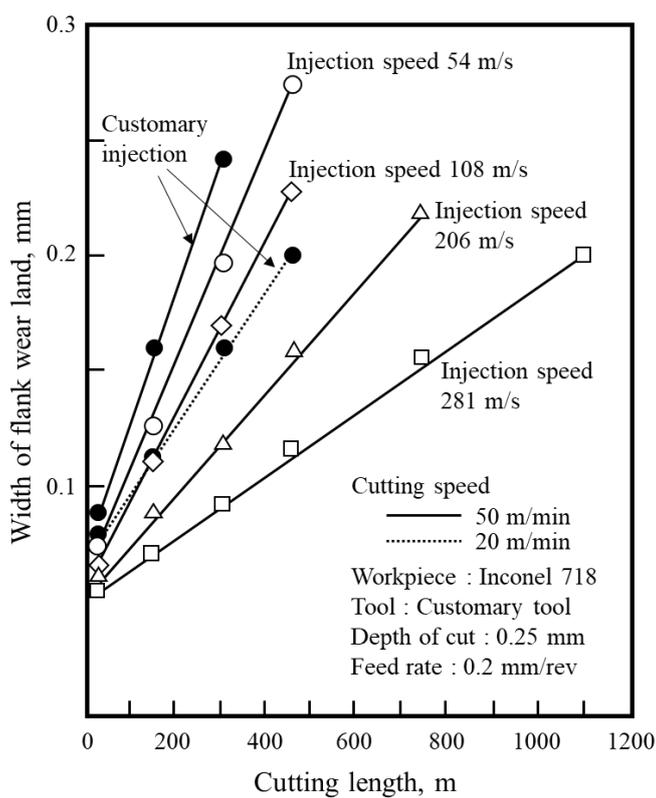


Fig. 2.3 Relationship between cutting length and width flank wear land²⁻⁴⁾

2.2 実験方法

2.2.1 旋削加工実験

表 2.3 に実験に使用した被削材の特性値を示す。幅広い切削条件で切削油剤の効果を調査するため、物性や組成が異なる被削材として、中炭素鋼 S45C, 低炭素鋼 SS400, クロモモリブデン鋼 SCM435, オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304, マルテンサイト系ステンレス鋼 SUS440C, チタン合金 Ti-6Al-4V を用いた。

表 2.4 に実験条件を示す。MAZAK 製 NC 旋盤 QT-15N を使用して外周連続旋削を行った。工具には刃先丸み半径 $12.3\mu\text{m}$ の超硬 TiAlN コーティングチップを用いた。

図 2.4 に工具刃先丸みの形状と顕微鏡写真を示す。刃先丸み半径はレーザー顕微鏡(キーエンス, 形状測定レーザーマイクロSCOPE VK-X200)を用いて測定した。工具すくい面から切れ刃と直交する方向に、逃げ面に至るまでの経路の形状を測定した。この測定した形状から刃先丸みを求めた。工具逃げ面には、コーティングの表面性状の影響を排除し、仕上げ面への工具輪郭形状の転写誤差を適切に評価するため、研磨仕上げを施し、表面粗さ Ra を $0.02\text{-}0.03\mu\text{m}$ とした。送りは $0.06, 0.10, 0.20\text{ mm/rev}$ の 3 水準とし、切削速度は $10\text{-}250\text{ m/min}$ の範囲で実験した。

供試油毎に切削後の仕上げ面を触針式表面粗さ計(小坂研究所, デジタルサーフコーダ DSF800K)で測定し、算術平均粗さ Ra および粗さ曲線を得た。理論上の算術平均粗さ Ra_{th} は以下の式より算出²⁻¹⁰⁾し、測定値と比較評価した。仕上げ面粗さの結果に工具摩耗の影響が出ないよう、切削条件毎に旋削チップの未使用のコーナーを使用し、切削距離は 25m 以下となるように実験した。

$$Ra_{th} = \frac{1}{f} \left\{ \int_0^{\frac{f}{2\sqrt{3}}} \left(\frac{f^2}{24r} - \frac{x^2}{2r} \right) dx + \int_{\frac{f}{2\sqrt{3}}}^{\frac{f}{2}} \left(\frac{x^2}{2r} - \frac{f^2}{24r} \right) dx \right\} = \frac{f^2}{18\sqrt{3}r} \quad (2-1)$$

また、切削現象の解析のため、旋削チップのホルダーを動力計(KISTLER 9121)に固定し切削抵抗を測定した。仕上げ面における工具輪郭形状の転写誤差の評価²⁻⁷⁾については、次節に記載した。

Table 2.3 Physical property of work material for turning test

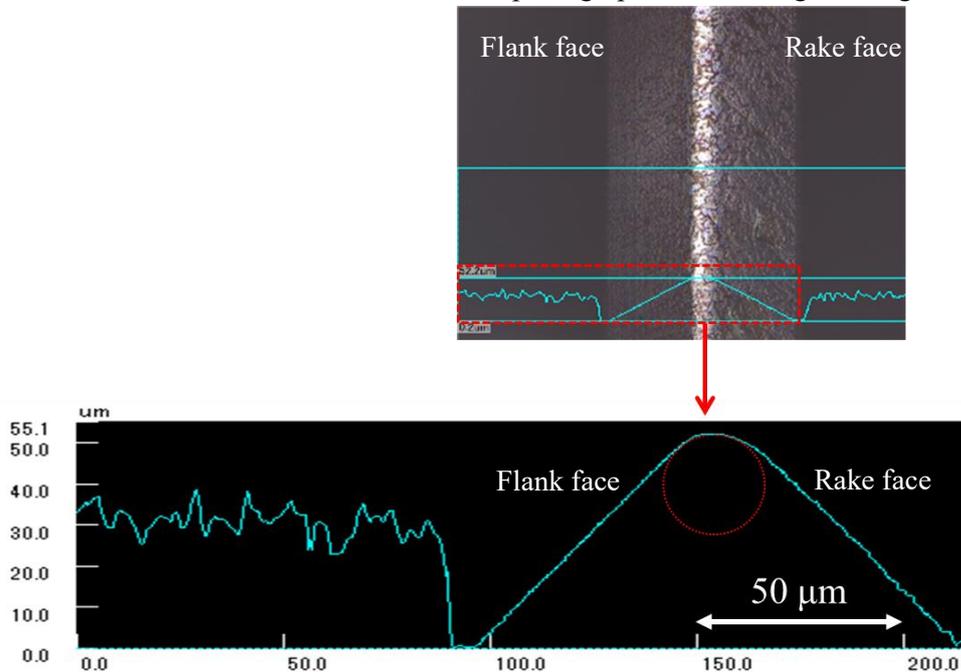
Work material	SS400	S45C	SCM435	SUS440C	SUS304	Ti-6Al-4V
Hardness, Hv	182	251	246	259	190	336
Elongation, %	23	20	20	43	40	12
Thermal conductivity, W/m·K	58.0	44.0	43.0	24.0	16.3	7.5

※硬さは実測値, その他の物性はメーカーのミルシート, 大同特殊鋼 HP, 文献²⁻⁹⁾参照.

Table 2.4 Experimental conditions for turning test

Cutting tool	SNGN120408 TiAlN coated cemented carbide P15 (-5°, -6°, 5°, 6°, 15°, 15°, 0.8mm) Cutting edge: R 12.3 μm honing
Machine tool	QT-15N (YAMAZAKIMAZAK)
Cutting speed	10 - 250 m/min
Feed rate	0.06 - 0.20 mm/rev
Depth of cut	0.50 mm
Flow rate of fluid	3.7 L/min

Microphotograph of the cutting-tool edge

**Fig. 2.4** Profile of cutting-tool edge

2.2.2 仕上げ面における工具輪郭形状の転写誤差の評価

図 2.5 に示す通り、転写誤差は、工具輪郭のプロファイルと仕上げ面プロファイルとのずれ $|P(x) - R(x)|$ の標準偏差であり、以下の手順により転写誤差を求めた。

- ① 仕上げ面の粗さ曲線において、送りマーク毎に、工具ノーズ半径の近似円と粗さ曲線の偏差(残差平方和)が最小となる位置を求め、それらの位置にある近似円を評価円とする。
- ② 評価円および評価円と粗さ曲線の偏差が同時に確定する。その偏差を各送りマークの区間毎の点数 M で割り、平方根をとった値を送りマーク(一区間)毎の評価値 σ_{Ti} とする(式(2-2))。

$$\sigma_{Ti}^2 = \frac{1}{M} \sum_{j=1}^M (P(x_j) - R(x_j))^2 \quad (2-2)$$

- ③ 粗さ曲線の送りマークの数 N の区間における σ_{Ti} の平均値を工具輪郭の転写誤差 σ_T とする(式(2-3))。

$$\sigma_T = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \sigma_{Ti} \quad (2-3)$$

2.2.3 供試油

表 2.5 に供試油の組成と物性(動粘度, 比熱, 表面張力, 硫黄分)を示す。切削油剤の特性として、潤滑性, 冷却性, 浸透性が切削性能に影響する。全ての供試油は動粘度と表面張力が同等であり、浸透性の面ではいずれの油剤も同等であると考えられる。また、動粘度, 比熱が同等であるため、同じ流量設定においては、切削点の冷却性(熱を奪う能力)も同等と考えられる。

潤滑性については、M-VG8 が鉍物油単体であり、これを基準に考えると、M-VG8+S が極圧剤として鉍物油に硫黄分が 4wt%になるよう硫黄系化合物を添加した油剤であり、高温・高圧下での潤滑性が向上している。E-VG8 は、極性基を有するエステルであり、金属表面に物理的に吸着し、吸着膜により潤滑面同士の金属接触を妨げる働きのある油性剤として作用する²⁻¹¹⁾ことが知られ、境界潤滑における摩擦低減効果の高い油剤である。以上のように、組成の違いにより潤滑性のみが変わるように意図して供試油を選定し、これらの油剤を用いて切削性能を調査した。

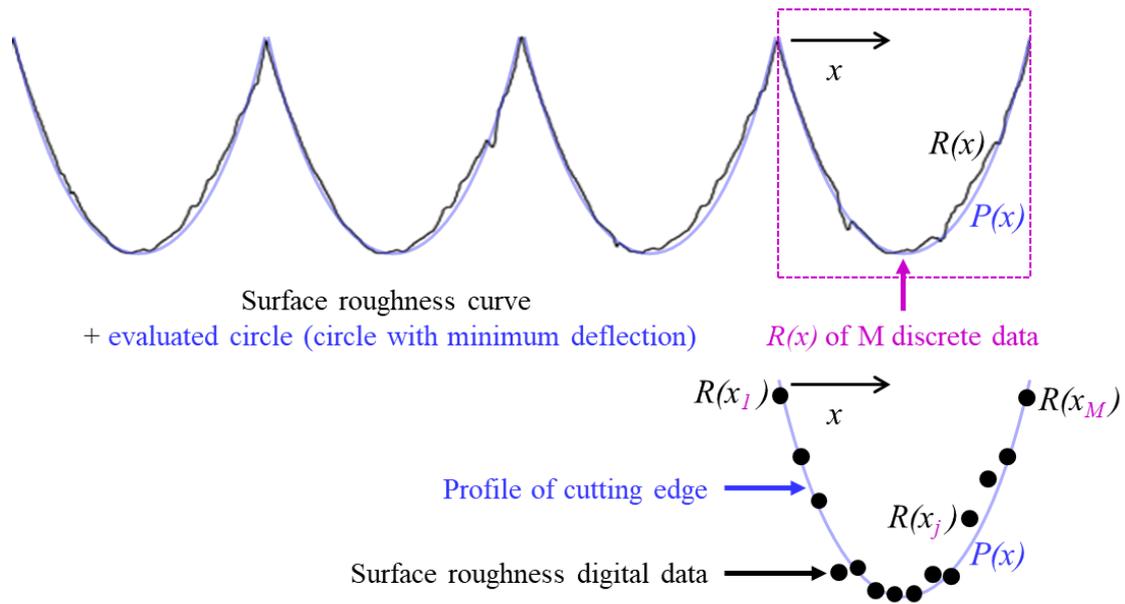


Fig. 2.5 Basic concept for calculation of cutting edge transcription error on finished surface

Table 2.5 Composition and physical property of cutting fluids used for turning test

Sample name	M-VG8	M-VG8+S	E-VG8
Base oil	Mineral oil	Mineral oil	Ester
Additive	None	Sulfur compound	None
Kinematic viscosity at 40°C, mm ² /s	7.827	8.540	8.030
Specific heat at 20°C, J/g·K	1.89	1.98	1.88
Surface tension, mN/m	29.7	28.9	30.1
Sulfur content, wt%	0.02 >	4.01	0.02 >

2.3 仕上げ面粗さに及ぼす切削油剤の影響 — 切削条件の違いによる切削油剤の効果 —

2.3.1 切削速度・送り条件の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響

(a) S45C

(1) 仕上げ面粗さ及び粗さ曲線の結果と考察

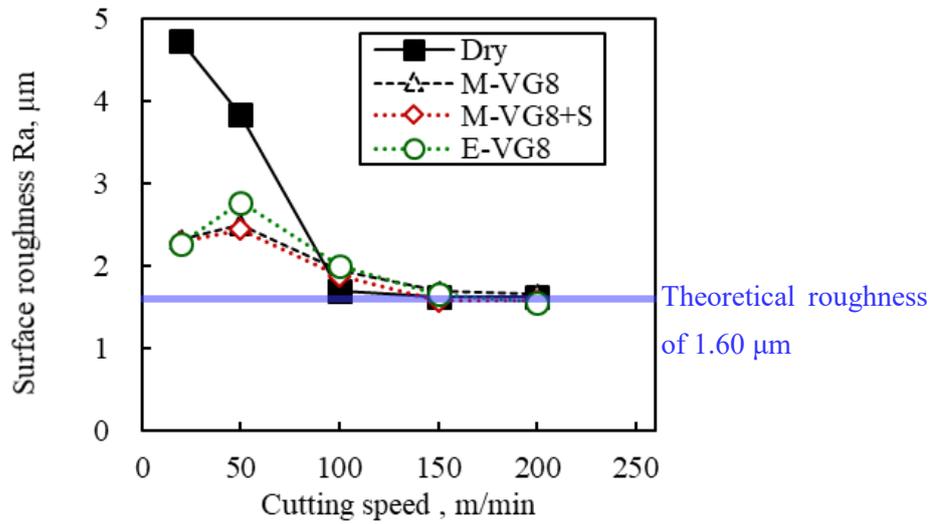
まず一般的な中炭素鋼 S45C を被削材として、切削油剤の有無・組成が仕上げ面粗さに及ぼす影響を調査した。

図 2.6 に切削速度と仕上げ面粗さの関係を送り条件毎に示す。図中には、式(2-1)から求めた算術平均粗さの理論値を青色の基準線で示した。いずれの条件においても切削速度が速くなるほど、仕上げ面粗さが小さくなる傾向にあり、一定の切削速度以上では乾式においても理論仕上げ面粗さと同等の粗さ値が得られた。この傾向は田中らの報告²⁻¹⁾などと一致する。送り 0.20 mm/rev の場合に切削速度 100 m/min 以上、送り 0.10 mm/rev の場合に切削速度 150 m/min 以上、送り 0.06 mm/rev の場合に切削速度 250 m/min 以上で、理論仕上げ面粗さに近い値が得られた。工具刃先逃げ面温度と仕上げ面粗さには相関関係があること²⁻¹⁾が報告されており、切削速度が高いほど、送りが大きいほど、仕上げ面生成域における切削温度が高くなり、構成刃先の生成・成長が抑止されるものと考えられる。

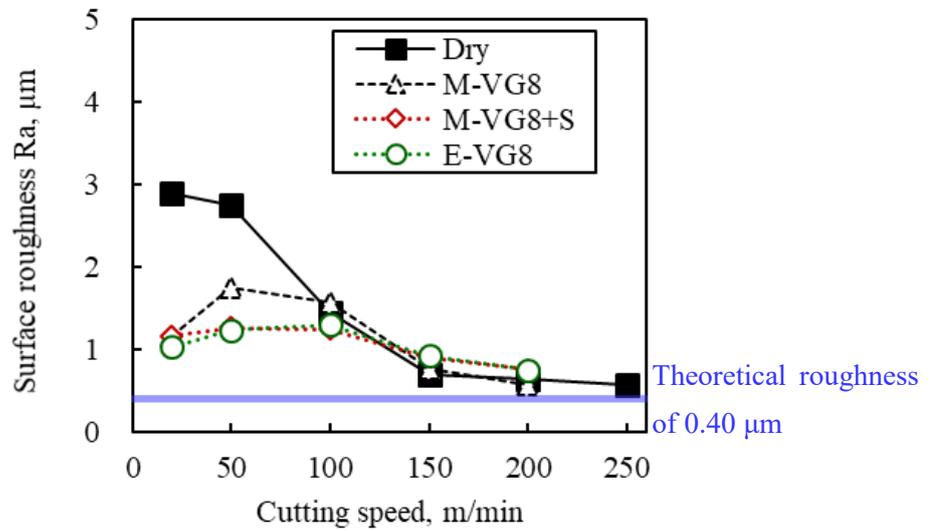
乾式において理論仕上げ面粗さに近くなる高速切削領域では、仕上げ面粗さに乾式と湿式の違いがほとんど認められない。一方、乾式において仕上げ面粗さが理論値を大きく超える条件において、切削油剤の仕上げ面粗さの低減効果は顕著であった。

送り 0.20 mm/rev の低速切削では、乾式と湿式の仕上げ面粗さに大きな違いがあるが、油剤の組成による違いは、ほとんど認められない。一方、送り 0.10 mm/rev の低速切削では、鉱物油単体である M-VG と、鉱物油に極圧剤を添加した M-VG8+S およびエステル E-VG8 の中で、潤滑性に劣る組成である M-VG8 の仕上げ面粗さが大きくなる傾向であり、M-VG8+S と E-VG8 に差異はなかった。また、最も小さい送り条件 0.06 mm/rev の低速切削では、エステルである E-VG8 の仕上げ面粗さが最も小さく、M-VG8 と M-VG8+S に差異がほとんどなかった。送り 0.10 mm/rev 以下で切削油剤の組成の違いが現れたのは、切取り厚さが薄く、すくい面上の面圧も低いいため、より刃先先端まで油剤が浸透しやすく潤滑性の違いが現れやすくなることが考えられる。また、送り 0.06 mm/rev ではすくい面上の面圧・切削温度が低く極圧剤の効果が得られにくい可能性がある。また、送り 0.20 mm/rev・切削速度 100 m/min の条件や送り 0.10 mm/rev・切削速度 150 m/min の条件などでは、乾式より湿式の方がやや粗さが大きくなっている。これは、切削温度の低下が切削速度の減少と同様な効果となり構成刃先が生じるために、切削油剤を使用すると逆に仕上げ面粗さが悪化する²⁻¹²⁾との報告と類似の事象が起きていると考えられる。

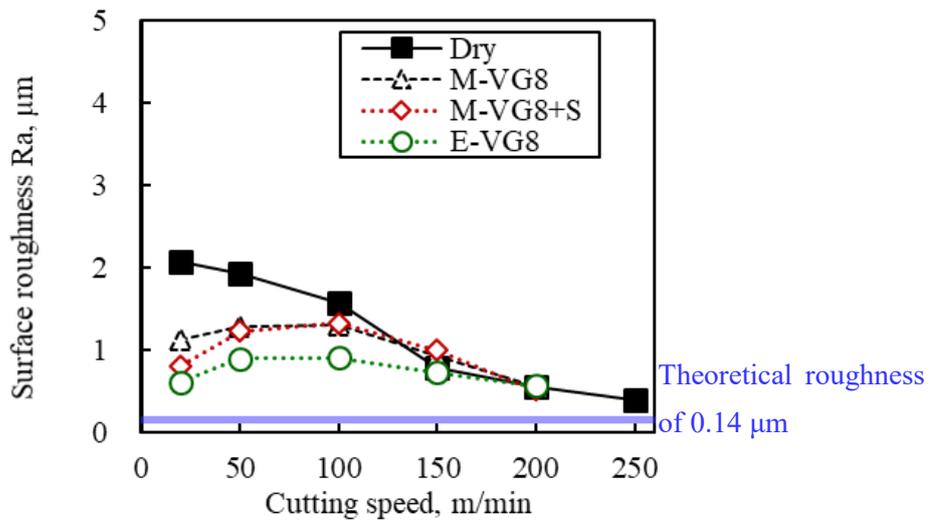
切削油剤は、構成刃先が大きく成長する条件においては、潤滑により仕上げ面粗さを改善するが、比較的、高速切削となり構成刃先の影響が小さくなる条件においては、仕上げ面粗さを若干大きくする場合があることは、切削油剤を使用する際や、その作用を考察する上で留意すべき点である。



(a) Feed rate of 0.20 mm/rev



(b) Feed rate of 0.10 mm/rev



(c) Feed rate of 0.06 mm/rev

Fig. 2.6 Difference of finished surface roughness in cutting fluids, cutting speed, and feed rate when turning S45C

図 2.7 に送り 0.20 mm/rev, 切削速度 20 m/min における仕上げ面の粗さ曲線を示す。乾式では, 送りマークや工具コーナーR の丸み形状が確認できず, 激しく仕上げ面が筆れている様子であり, 過切削となっていることから, 構成刃先の影響が大きく現れていると考えられる。一方, 湿式では, 過切削の程度が抑制されており, 構成刃先が大きく成長することを切削油剤が妨げていると推定される。

図 2.8 に送り 0.20 mm/rev, より高速である切削速度 200 m/min における仕上げ面の粗さ曲線を示す。乾式, 湿式ともにほぼ工具輪郭形状の通りの送りマークとなっていたが, 湿式の方が送りマークに乱れがある箇所が若干多くあった。これは前述の通り, 切削油剤の冷却効果によるものと考えられる。

図 2.9 に送りを下げて 0.10 mm/rev, 切削速度 20 m/min における仕上げ面の粗さ曲線を示す。送り 0.20mm/rev, 切削速度 20 m/min と同様に, 切削油剤により構成刃先の成長が抑止されていると考えられる。

図 2.10 に送り 0.10 mm/rev, 切削速度 200 m/min における仕上げ面の粗さ曲線を示す。送り 0.20 mm/rev, 切削速度 200 m/min の場合とは異なり, どの粗さ曲線からもやや過切削になっていることが示されている。これは低送りとなって切削温度が低下し, 工具刃先に薄い凝着層が生成しているためではないかと考えられる。乾式と湿式で大差はないが, 湿式の方がやや送りマークが乱れているように見える。

図 2.11 にさらに送りを下げて 0.06 mm/rev, 切削速度 20 m/min における仕上げ面の粗さ曲線を示す。エステルである E-VG8 の粗さ曲線が最も平滑であるが, 送りマークが確認できない。切取り厚さが薄く切削速度も遅いため, 切削油剤の潤滑により切れ刃の食付き性が不足し, 仕上げ面生成領域では安定的な切削加工となっていない可能性が考えられる。

図 2.12 に送り 0.06 mm/rev, 切削速度 200 m/min における仕上げ面の粗さ曲線を示す。理論最大高さが 0.56 μm であることを考慮すると, いずれの粗さ曲線もかなり過切削となっていた。切削速度は速いが低送りのため, 切削温度が低くなり凝着の影響が出ている可能性がある。また, 乾式より湿式の方が, 送りマークの繰り返し性が若干悪いように見える。

以上, 切削油剤は低速切削では構成刃先の成長を抑止し, 仕上げ面粗さを小さくするが, 高速切削では送りマークの形状をやや乱す作用もあった。

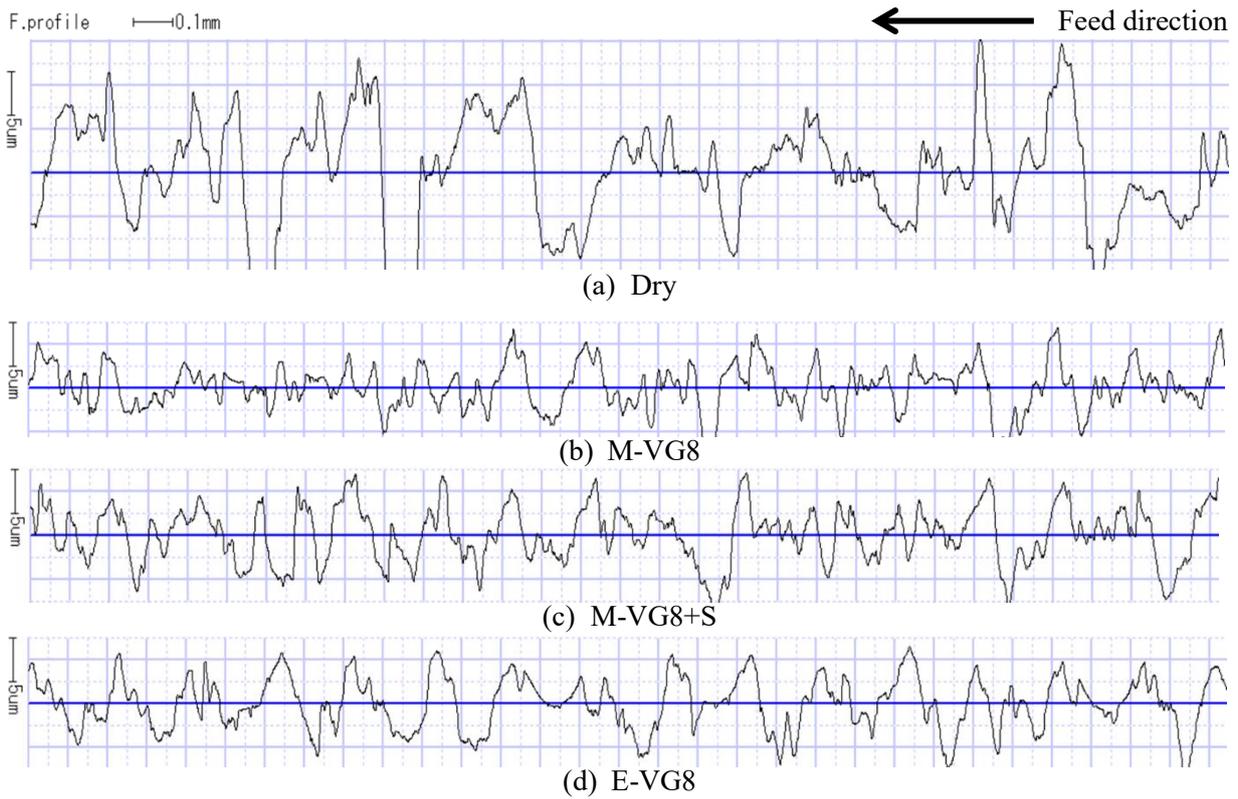


Fig. 2.7 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning S45C at the cutting speed of 20 m/min, the feed rate of 0.2 mm/rev

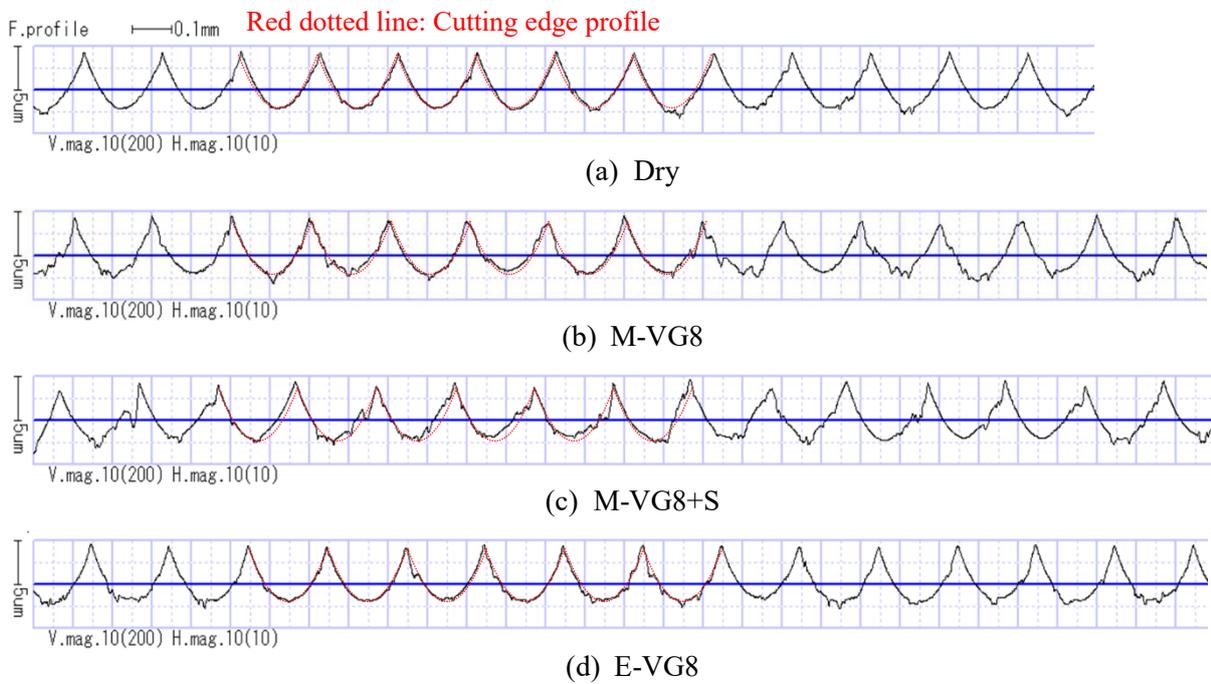


Fig. 2.8 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning S45C at the cutting speed of 200 m/min, the feed rate of 0.2 mm/rev

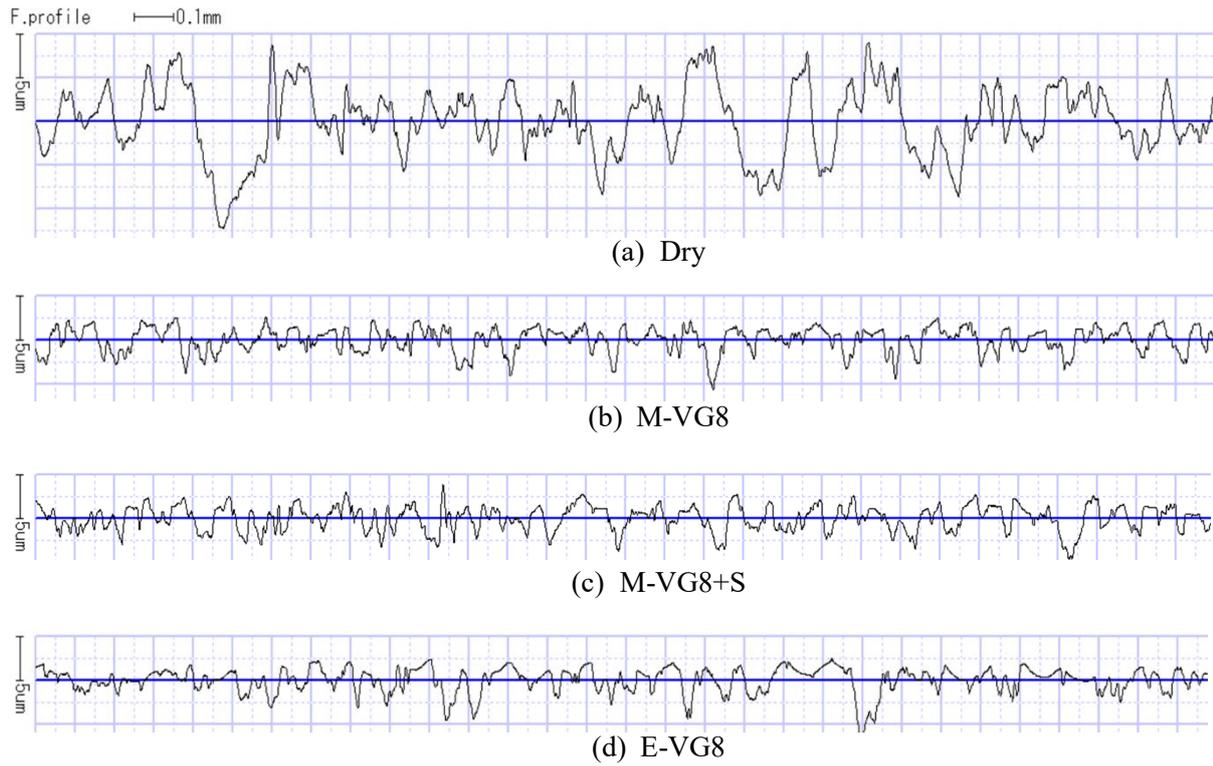


Fig. 2.9 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning S45C at the cutting speed of 20 m/min, the feed rate of 0.1 mm/rev

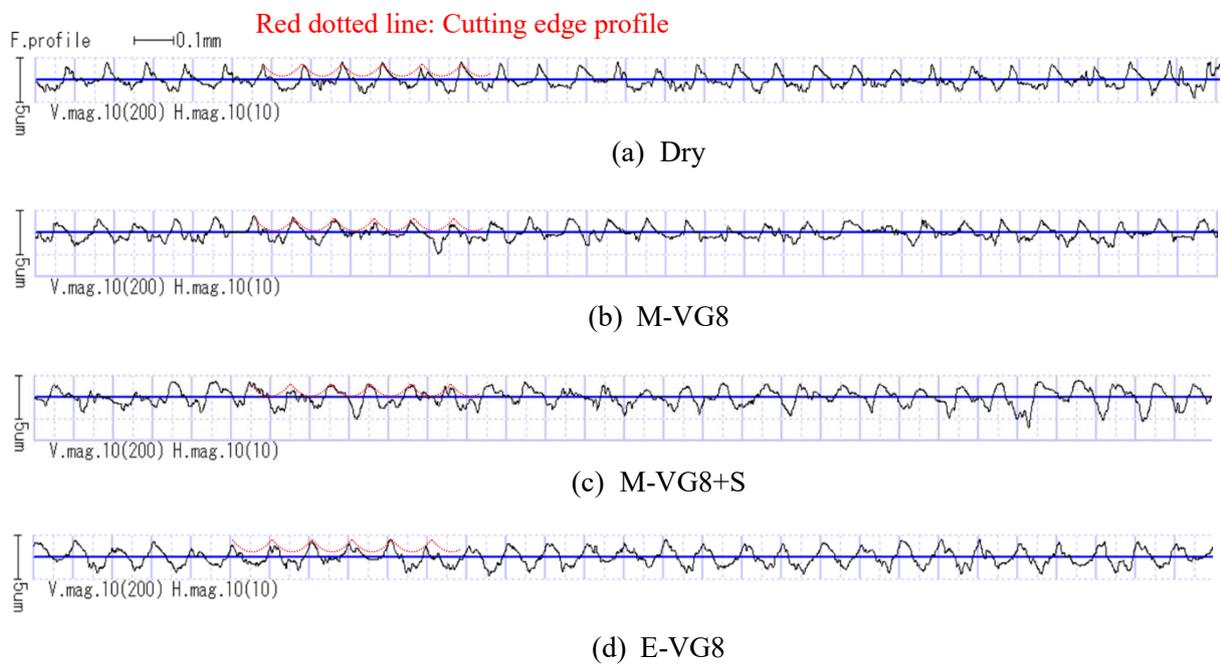


Fig. 2.10 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning S45C at the cutting speed of 200 m/min, the feed rate of 0.1 mm/rev

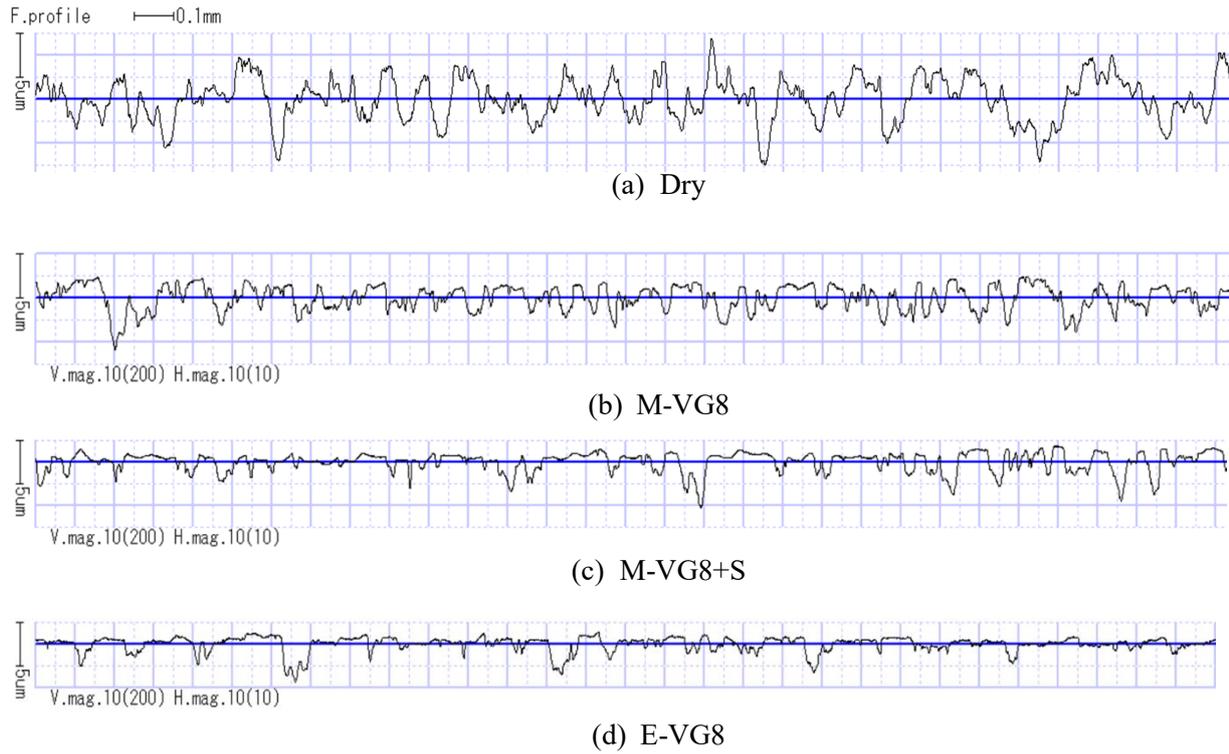


Fig. 2.11 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning S45C at the cutting speed of 20 m/min, the feed rate of 0.06 mm/rev

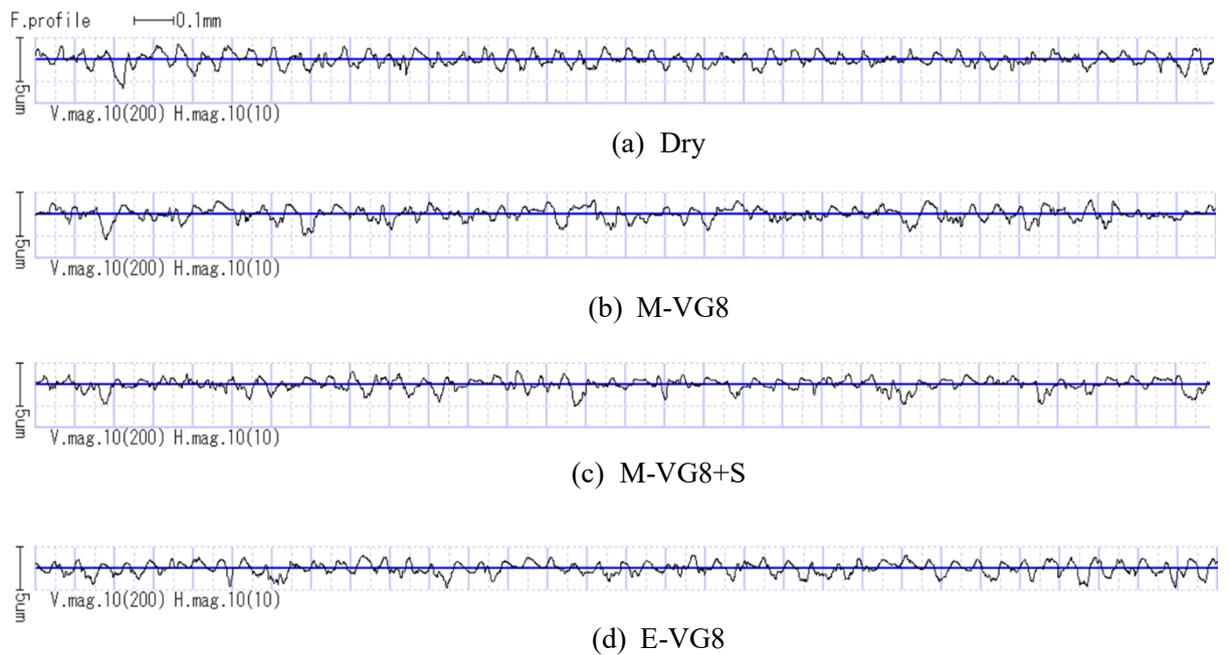
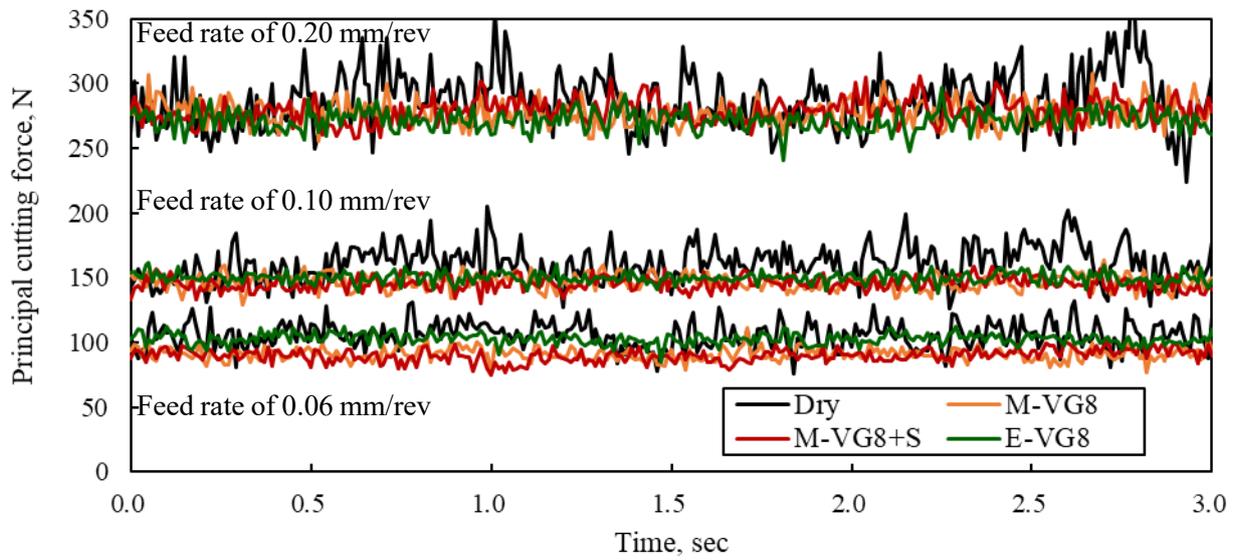


Fig. 2.12 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning S45C at the cutting speed of 200 m/min, the feed rate of 0.06 mm/rev

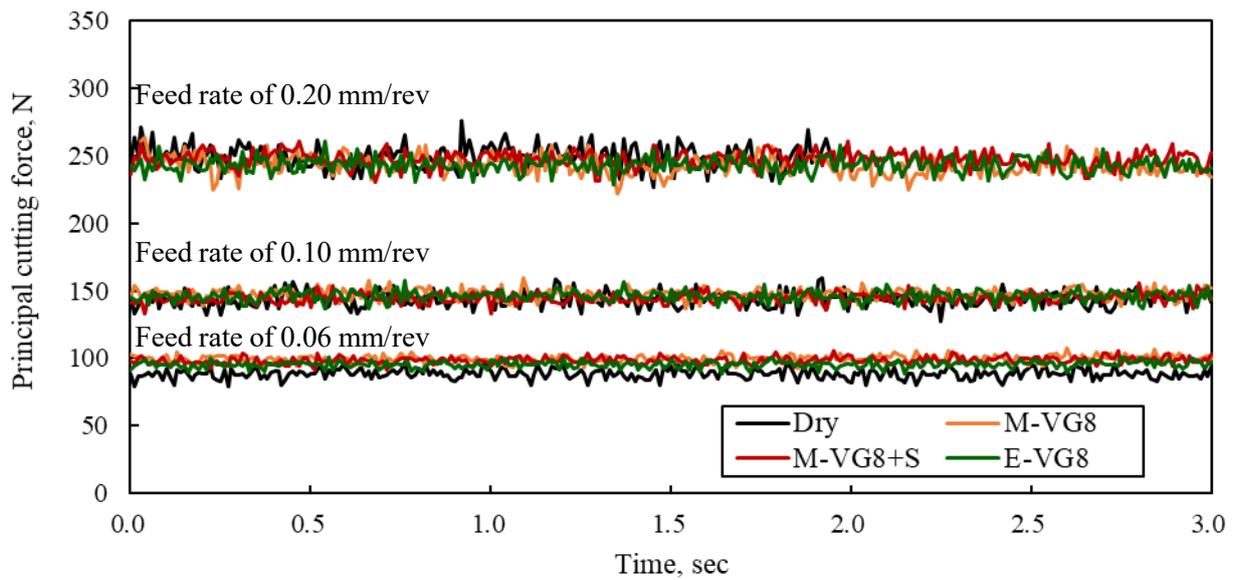
(2) 切削抵抗の結果と考察

図 2.13 に切削速度 20 m/min, 200 m/min における切削抵抗(主分力)の推移を示す。切削速度 20 m/min は乾式で仕上げ面粗さが理論値を大きく超え、切削油剤の効果が得られやすい条件である。この条件における切削抵抗の推移は、図に示されている通り、いずれの送り条件でも、湿式では乾式より変動が少なかった。これは、湿式では仕上げ面粗さが小さくなっていることから、油剤により構成刃先が大きく成長することが抑制されているためと考えられる。しかし、油剤間では、切削抵抗の大きさや変動幅、変動周期に、明確な違いがなかった。これは、切削油剤の組成により仕上げ面粗さが異なる送り 0.06 mm/rev の条件でも同様である。乾式と湿式の違いほど、構成刃先の成長程度が異なれば、切削抵抗に差異が現れるが、油剤間の違い程度では明確に違いが現れないことや、仕上げ面生成領域のような微小な切削領域では構成刃先に違いが現れている可能性がある。

切削速度 200 m/min では、乾式と湿式の違いさえもなくなっている。この条件では、理論粗さに近い仕上げ面が得られ、構成刃先の影響がない又は軽微であるため、湿式と乾式において切削抵抗に違いがないものと考えられる。このように、切削油剤の違いにより切削抵抗に明確な差異がないため、通常の切削加工における切削抵抗から潤滑性を評価することは困難である。



(a) Cutting speed of 20 m/min



(b) Cutting speed of 200 m/min

Fig. 2.13 Difference of principal cutting force in cutting fluids when turning S45C

(b) SCM435

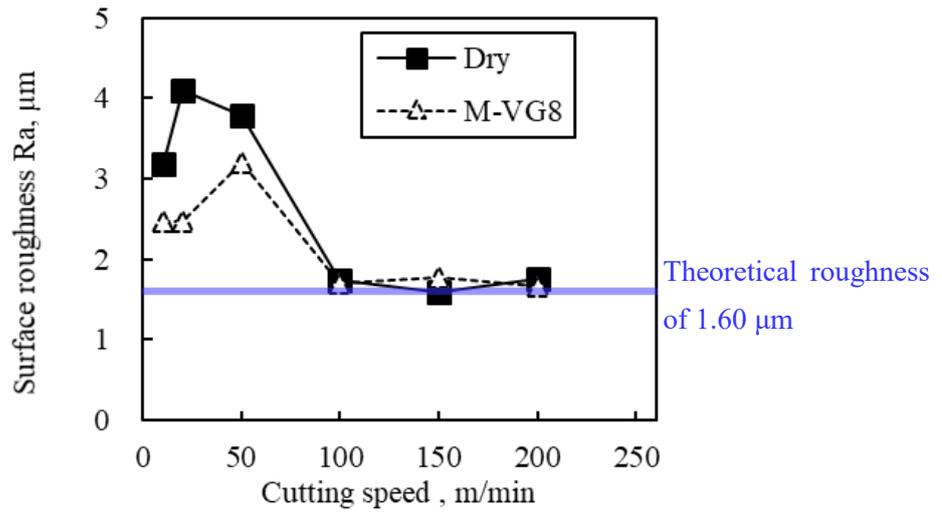
合金成分を含むクロムモリブデン鋼である SCM435 を用いて、旋削加工における仕上げ面粗さの評価を行い、被削材の違いによる油剤の効果を調査した。

表 2.3 に示す通り、SCM435 は S45C と基本的な物性は同等である。本節では乾式と湿式の違いを調査することを目的としたため、供試油は M-VG8 のみとした。

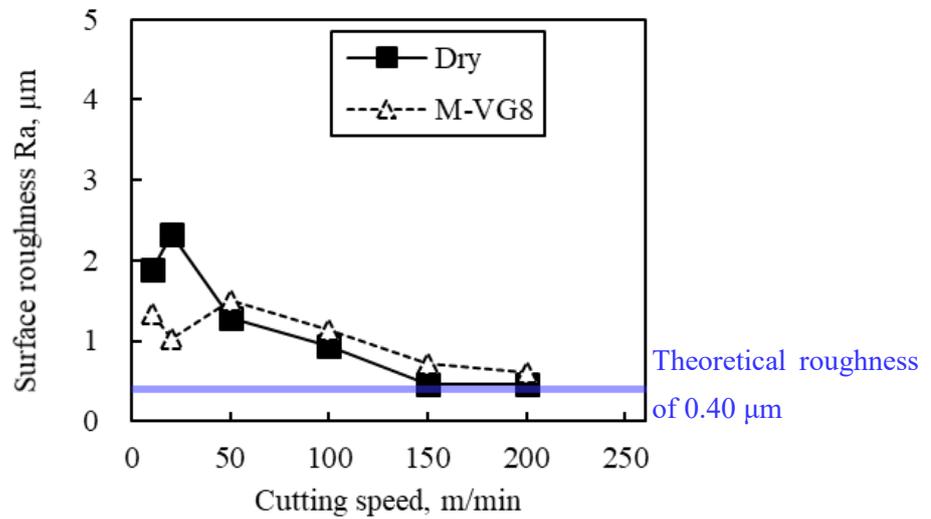
(1) 仕上げ面粗さ及び粗さ曲線の結果と考察

図 2.14 に仕上げ面粗さの評価において、乾式切削と M-VG8 の比較を行った結果を示す。いずれの条件においても切削速度が速くなるほど、仕上げ面粗さが小さくなる傾向にあり、一定の切削速度以上では乾式においても理論仕上げ面粗さと同等の粗さ値が得られたのは、S45C と同様の傾向であった。乾式における仕上げ面粗さは S45C と比べ、小さい傾向にあり、送り 0.10 mm/rev では切削速度 150 m/min 以上、送り 0.06 mm/rev でも切削速度 150 m/min 以上でほぼ理論仕上げ面粗さが得られた。よって、SCM435 では S45C と比べ、理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削速度の条件範囲が広い。

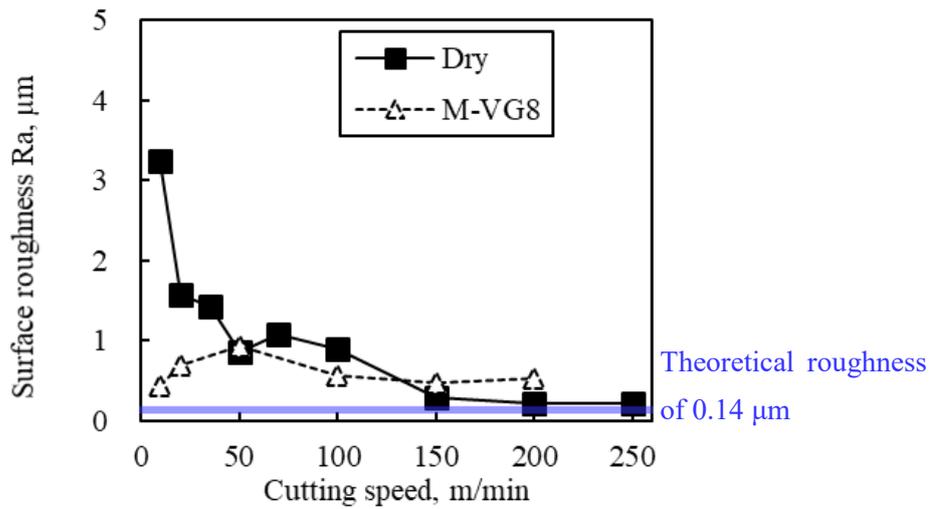
仕上げ面粗さが大きくなる低速切削領域で、油剤により仕上げ面粗さが小さくなる傾向は S45C と同様であるが、いずれの送り条件においても、油剤の効果が顕著になるのは切削速度 20 m/min 以下であった。このことから、S45C と比べ SCM435 では、油剤の効果が得られる切削条件が狭くなっており、これは、SCM435 がより低い切削速度になるまで構成刃先が大きく成長しにくい材料であるためと考えられる。



(a) Feed rate of 0.20 mm/rev



(b) Feed rate of 0.10 mm/rev



(c) Feed rate of 0.06 mm/rev

Fig. 2.14 Difference of finished surface roughness in cutting fluids, cutting speed, and feed rate when turning SCM435

図 2.15, 2.16, 2.17 に切削速度 20 m/min と 200 m/min において、それぞれ送り 0.20 mm/rev, 0.10 mm/rev, 0.06 mm/rev の仕上げ面の粗さ曲線を示す。どの送り条件においても切削速度 20 m/min における仕上げ面の粗さ曲線では、送りマークが明確に確認できず、非常に不均一に歪れていることから構成刃先の影響が大きく現れており、S45Cと同様に、このような条件下で切削油剤は効果を発揮すると考えられる。

図 2.16 (d)の通り、理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削速度 200 m/min において湿式の場合、送り 0.10 mm/min では、乾式に比べ、仕上げ面の凸部の形状が、送りマーク毎にやや不規則であった。

図 2.17 (d)の通り、さらに低送りの 0.06 mm/rev の湿式では、送りマークが確認できない平坦な部分が目立った。以上から、仕上げ面生成域の切取り厚さが薄くなる低送り条件では、切削油剤は仕上げ面における工具形状の転写精度を悪化させる。そして、これは切れ刃の被削材への食付き性が低下し、切削加工が不安定化しているためであると考えた。切れ刃の食付き性について、さらに考察を深めるため、送り条件毎に仕上げ面生成域の切取り厚さを計算した。

図 2.18 にノーズ R 付き工具を用いた外周旋削加工における切取り断面形状²⁻¹³⁾を示す。ノーズ R を持つ工具を用いた外周長手旋削では、切取り厚さは横切れ刃の境界部で最大となり、前切れ刃の境界部で 0 となって、切削後に残る仕上げ面が生成される領域では極めて薄い切取り厚さとなる。

原点を通り Y 軸と時計回りに角度 θ をなす直線と、工具ノーズ R 部の輪郭形状 $x^2+y^2=R^2$ との交点 B、および被削材が 1 回転前における工具ノーズ R 部の輪郭形状 $(x-f)^2+y^2=R^2$ との交点 A が求められれば、仕上げ面生成域の最大切取り厚さ t は \overline{AB} で表すことができる。この図を基に計算すると、実験に用いた工具のノーズ $R=0.8$ mm の場合、仕上げ面生成域における最大切取り厚さは $f=0.2$ mm/rev で $52.1\mu\text{m}$ 、 $f=0.1$ mm/rev で $12.6\mu\text{m}$ 、 $f=0.06$ mm/rev で $4.5\mu\text{m}$ である。これらの値に対し、実験に使用した工具の刃先丸み半径は $12.3\mu\text{m}$ であり、送りが 0.10 mm/rev 以下になると、仕上げ面生成域の切取り厚さは大部分が刃先丸み以下になることが分かる。刃先丸み半径 ρ 、すくい角 α とすると、 $\rho(1+\sin\alpha)$ がバニッシュ領域と切りくず生成領域の境界である²⁻¹⁴⁾との報告があることから、送り 0.10 mm/rev 以下では、仕上げ面生成域において安定して切りくずが生成しにくい上、切削油剤による刃先の潤滑効果が加われば、さらに不安定化した切削になる可能性がある。

以上、切削油剤の性能評価には仕上げ面粗さだけでなく、微小切削領域では切れ刃の食付き性も考慮する必要がある。

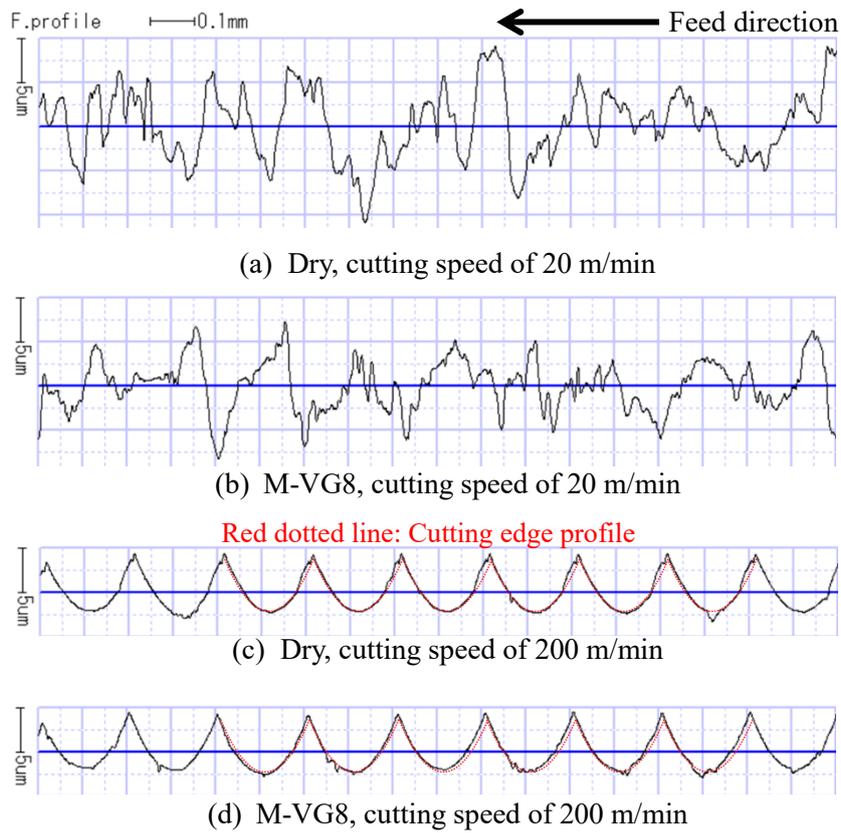


Fig. 2.15 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning SCM435 at the feed rate of 0.2 mm/rev

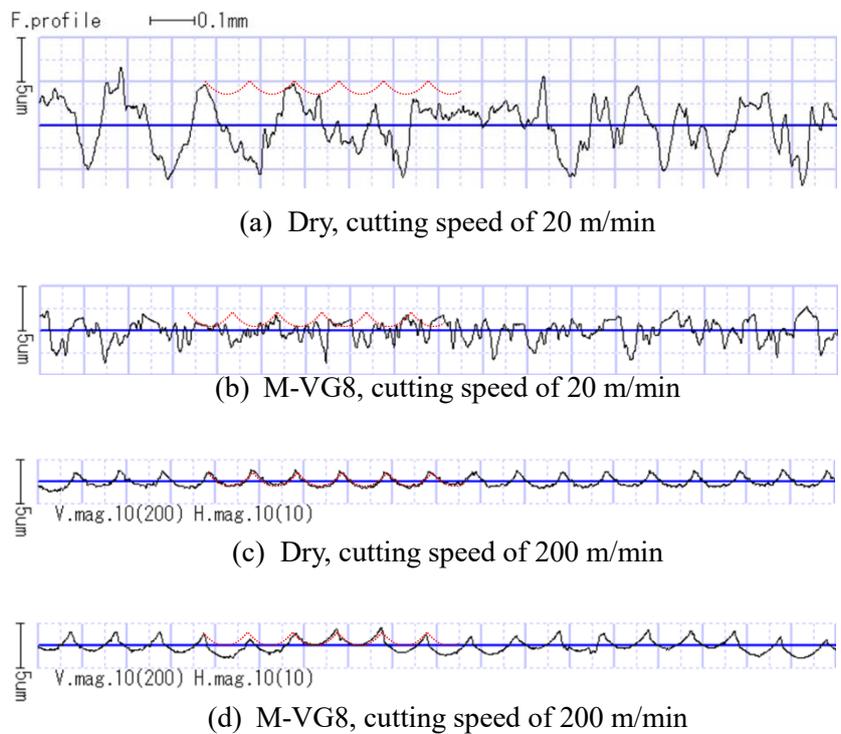


Fig. 2.16 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning SCM435 at the feed rate of 0.1 mm/rev

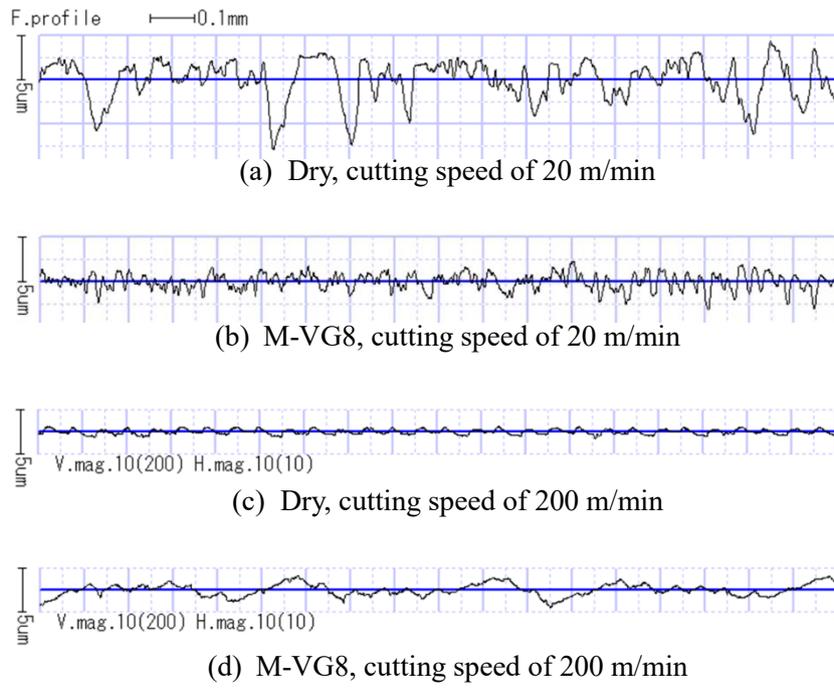


Fig. 2.17 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning SCM435 at the feed rate of 0.06 mm/rev

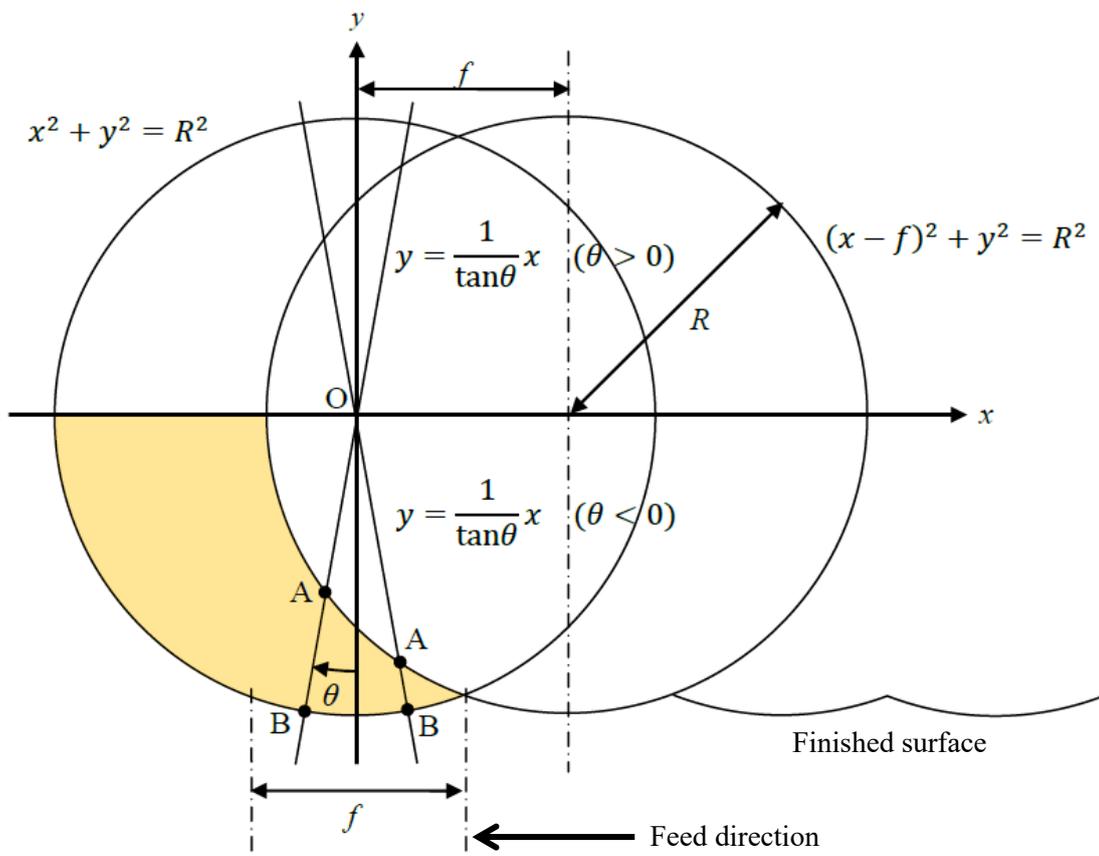
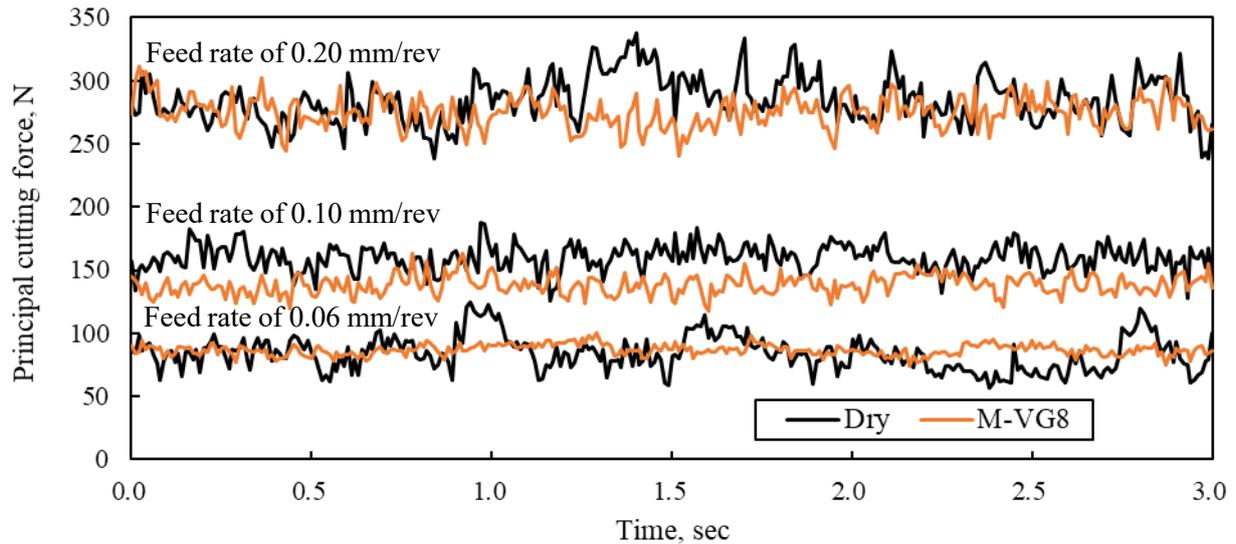


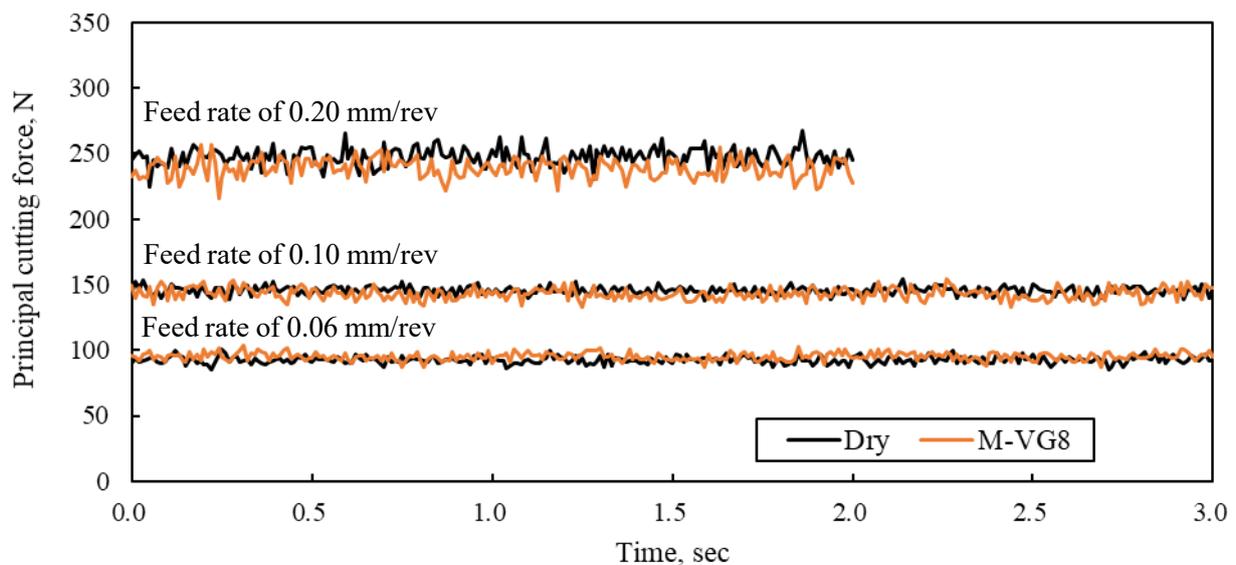
Fig. 2.18 Uncut chip profile in turning using a tool with nose R^{2-13}

(2) 切削抵抗の結果と考察

図 2.19 に切削速度 20 m/min, 200 m/min における SCM435 の切削抵抗(主分力)の推移を示す。切削速度 20 m/min では S45C の場合と同様に、いずれの送り条件でも、湿式では乾式より切削抵抗の変動が小さかった。また、切削速度 200 m/min では 20 m/min より切削抵抗が安定しており、その大小や変動において、乾式と湿式に明確な違いもないことも S45C の場合と同じであった。この材料では、切削油剤の切削抵抗に及ぼす効果は S45C と同様である。



(a) Cutting speed of 20 m/min



(b) Cutting speed of 200 m/min

Fig. 2.19 Difference of principal cutting force in cutting fluids when turning SCM435

(c) SS400

低炭素鋼である SS400 を被削材として、旋削実験を実施した。この材料は表 2.3 に示す通り、S45C と比べ、軟らかく熱伝導性の高い被削材である。この被削材を切削速度 50 m/min 以下で乾式切削すると、非常に厚い切りくずが発生し、旋盤の動力不足から設定通りの主軸回転数が得られなかった。

図 2.20 (a)に乾式における切削速度 20 m/min の切削抵抗を S45C と比較した結果を示す。SS400 では非常に不安定かつ高い切削抵抗であった。これは、工具すくい面への著しい凝着により、すくい面摩擦係数が高くなり、せん断角が減少することで厚い切りくずが発生するため、切削抵抗が高く、不安定になっていると考えられる。図 2.20 (b)の通り、この切削条件において、切削油剤(M-VG8)を用いると乾式に比べ若干切削抵抗が低下する傾向であるが、それでも非常に不安定な切削抵抗であり、本条件における評価は適切でないと考えられる。以上から乾式では、設定通りの主軸回転数が得られた切削速度 70 m/min 以上で仕上げ面粗さを評価した。

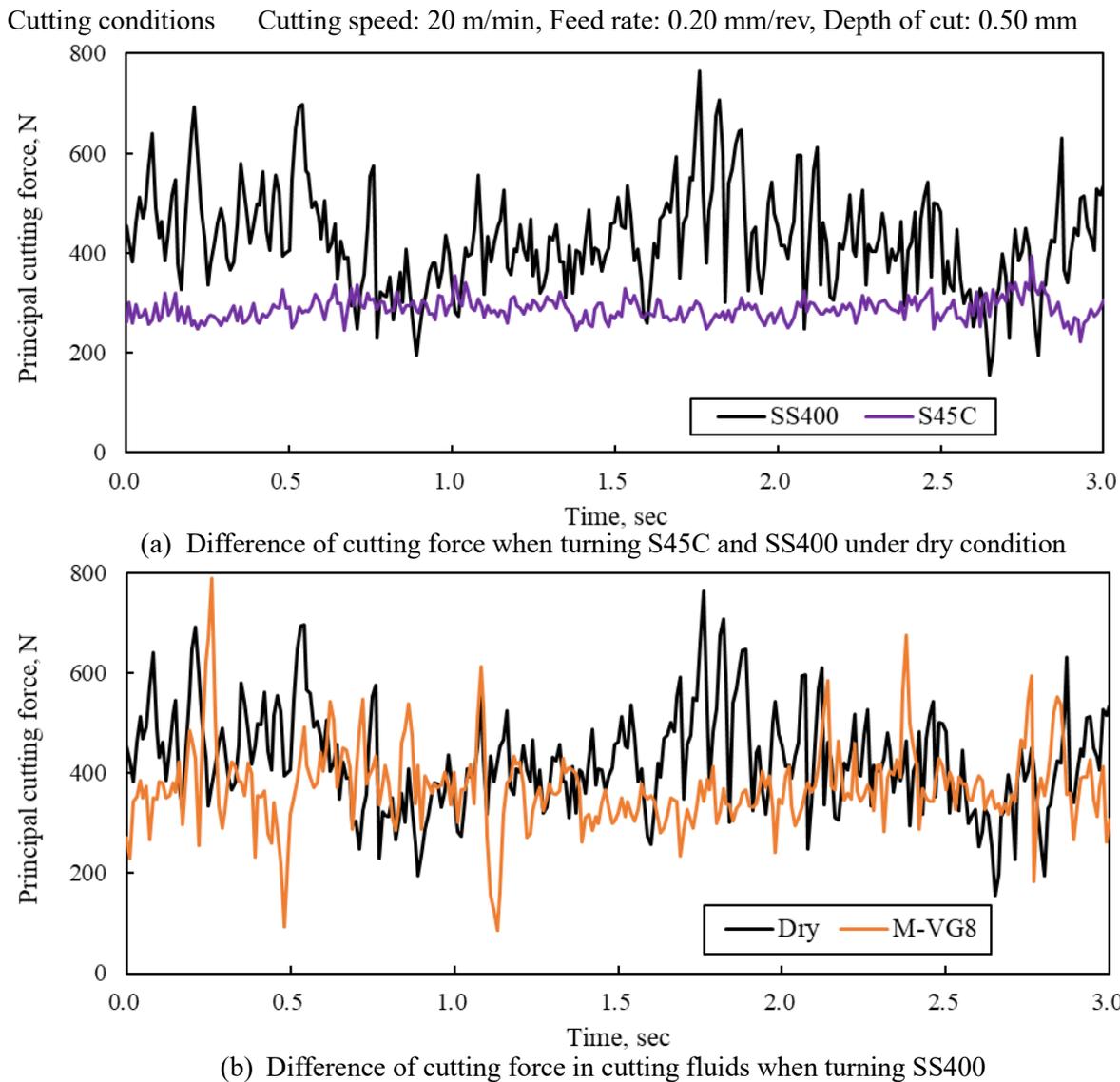


Fig. 2.20 Difference of principal cutting force in work materials and cutting fluids when turning

図 2.21 に切削速度と仕上げ面粗さの関係を乾式と M-VG8 を比較して示す. S45C と比べ, 特に送り 0.06mm/rev の条件に着目すると, より低速でも小さな仕上げ面粗さが得られ, 理論値を大きく超えることがない. よって, SS400 は S45C に比べ, 切削油剤が効果を示すことができる条件範囲が狭いと考えられ, 今回の実験条件の範囲内では, M-VG8 の仕上げ面粗さにおける明確な影響はなかった.

図 2.22 に高速切削における仕上げ面の粗さ曲線を示す. SS400 では前節までと同様に低速切削のデータがないため, 高速切削条件のみで議論する. 送り 0.10mm/rev と 0.06mm/rev の条件では, 乾式に比べ, 湿式では送りマークの形状がやや不規則に乱れる傾向があり, 前節の SCM435 と同様であった. やはり, 切削油剤は, 微小な切削領域において, 切れ刃の食いつき性を低下させることに参与している可能性がある. 尚, 送り 0.06mm/rev, 切削速度 200m/min の乾式における仕上げ面のプロファイルにおける個々の送りマーク形状は, 谷部が二つに割れているが, これは, 前切れ刃の微小な欠けに起因するものと考えられ, 送りマーク形状の繰り返し性は比較的良好である.

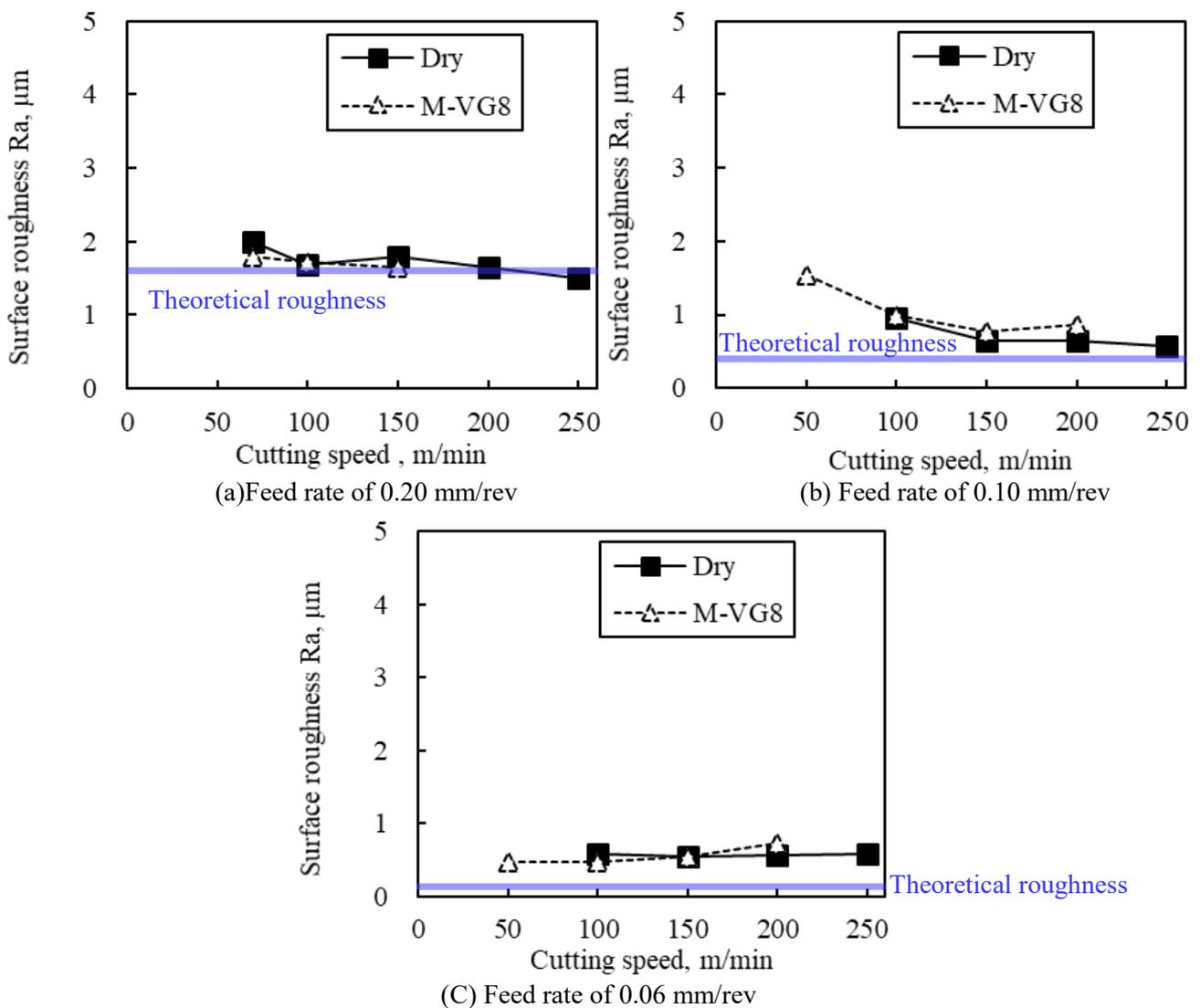


Fig. 2.21 Difference of finished surface roughness in cutting fluids, cutting speed, and feed rate when turning SS400

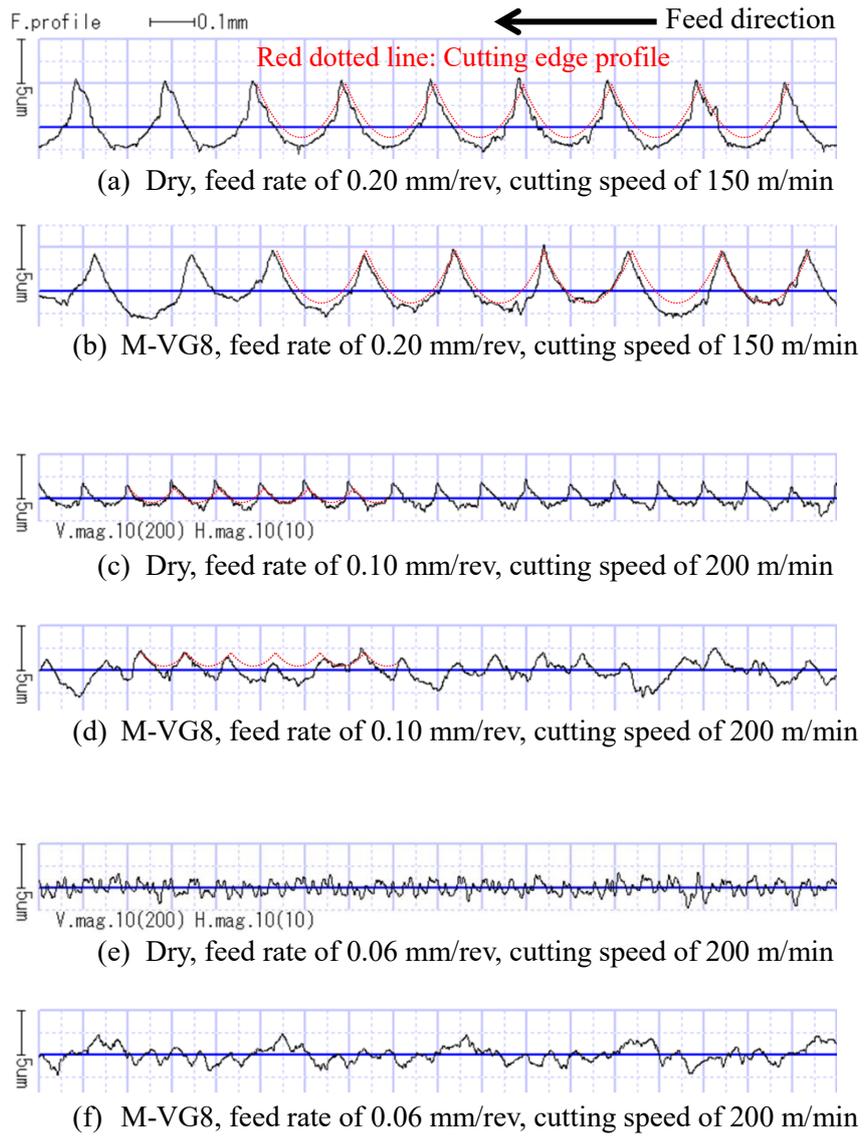


Fig. 2.22 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning SS400

(d) SUS440C

(1) 仕上げ面粗さ及び粗さ曲線の結果と考察

マルテンサイト系ステンレス鋼 SUS440C を被削材として、旋削実験を実施した。表 2.3 の通り、この被削材は S45C と比べ熱伝導率が低く、切削温度は高くなると考えられる。これまでの鋼系とは異なるステンレスを被削材とするため、改めて全ての供試油を用いて実験を行った。

図 2.23 に送り条件毎に、切削速度と仕上げ面粗さの関係を示す。いずれの送り条件においても、切削速度 50 m/min 以上で、ほぼ理論仕上げ面粗さが得られた。S45C と比べると、理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削条件の領域が非常に広く、構成刃先が生成しにくい材料であると考えられる。送り 0.20 mm/rev, 切削速度 20 m/min の乾式切削では、仕上げ面粗さは理論値を大きく超えるが、切削油剤により仕上げ面粗さはほとんど減少しなかった。これは S45C や SCM435 と異なる傾向だったが、低送り条件では切削油剤の効果が明確に得られた。

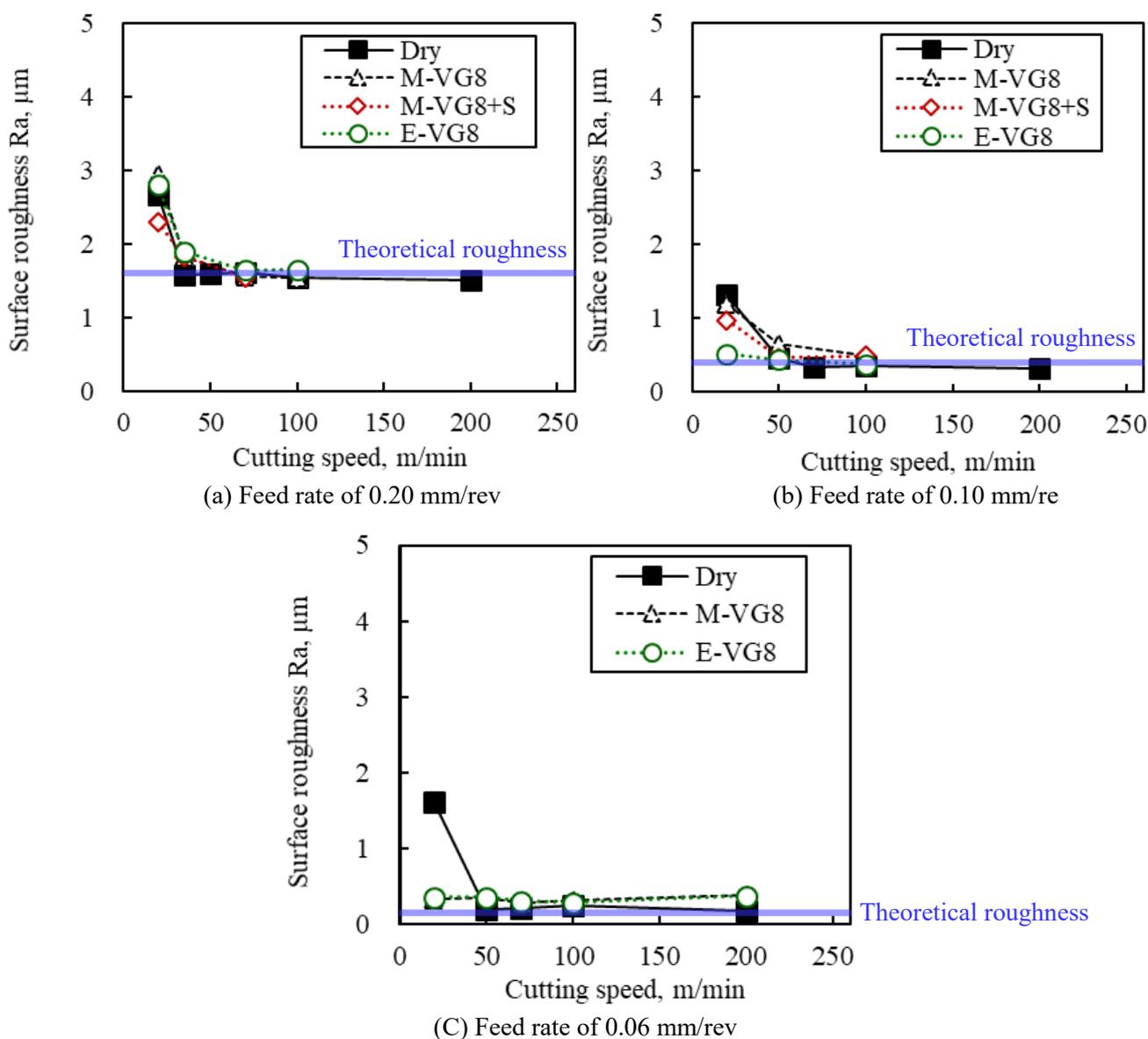


Fig. 2.23 Difference of finished surface roughness in cutting fluids when turning SUS440C

図 2.24 に仕上げ面粗さが理論値を超える切削速度 20 m/min, 送り 0.20 mm/rev における粗さ曲線を示す. 乾式と湿式でプロファイルに大きな差異は認められなかった. 構成刃先により過切削となっている様子であったが, S45C や SCM435 と異なって一つ一つの送りマークが明確に確認できた. S45C や SCM435 の同条件のプロファイルでは送りマークが不明瞭であり起伏も激しかったので, SUS440C では大きく成長しない構成刃先が安定に切れ刃に付着し, 過切削ながら送りマークが明瞭であったと推定される. このような構成刃先に対しては, 切削油剤が影響しにくいと考えられる.

図 2.25 に理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削速度 70 m/min, 送り 0.20 mm/rev における粗さ曲線を示す. 乾式・湿式によらず, 非常に高い精度で工具輪郭形状が仕上げ面へ転写されていた.

図 2.26 に仕上げ面粗さが理論値を超える切削速度 20 m/min, 送り 0.10 mm/rev における粗さ曲線を示す. E-VG8 では最も仕上げ面が平滑であり, 構成刃先の生成・成長を抑止できていると考えられる. 切削速度 20 m/min, 送り 0.20 mm/rev では切削油剤の影響がほとんど見られなかったが, 送りが低くなることで切取り厚さが薄く, すくい面上の面圧も低くなり, 切削油剤がより刃先近傍まで浸透しやすいため, 切削油剤の効果が得られやすくなったと推定される. その上で, エステル E-VG8 が油性効果により最も工具-切りくず間の摩擦を低減できるため, 構成刃先を効果的に抑止できたと考えられる.

図 2.27 に理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削速度 100 m/min, 送り 0.10 mm/rev の粗さ曲線を示す. 乾式より, 湿式の方が送りマークの形状に乱れが見られる. これは, 前節までの考察の通り, 仕上げ面生成領域の切取り厚さの大部分が刃先丸み半径以下になると, 切削油剤による切れ刃の潤滑により被削材への食付き性が低下することで, 不安定な切削加工になっている可能性が考えられる.

図 2.28 に仕上げ面粗さが理論値を超える切削速度 20 m/min および理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削速度 100 m/min で送り 0.06 mm/rev における粗さ曲線を示す. 切削速度 20 m/min では切削油剤の仕上げ面粗さの低減効果は大きく, M-VG8, E-VG8 の両方で乾式に比べ非常に平滑なプロファイルが得られた. なお, M-VG8 と E-VG8 の差異がなかったため, M-VG8+S は実施しなかった. この条件では切取り厚さが最も薄く, すくい面上の面圧も低いいため, 切削油剤の効果が最も得られやすく, どの油剤においても構成刃先を十分に抑止し, 小さな仕上げ面粗さが得られたと推定される. しかし, この切削条件における仕上げ面のプロファイルは, 湿式において非常に平滑であるが, 送りマークが不明瞭であり, 工具輪郭形状の転写精度は高くなかった. 理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削速度 100 m/min のプロファイルは, 乾式と湿式の両方で送りマークの繰り返し性が良かった. これは送り 0.06 mm/rev の場合の仕上げ面生成域の最大切取り厚さ 4.5 μm が, 刃先丸み半径 12.3 μm より非常に小さいため, 仕上げ面生成域では切削ではなく完全にバニシングにより仕上げ面が生成するため, 切取り厚さが薄くても送りマークが明瞭であった可能性が考えられる.

以上, SUS440C では, S45C や SCM435 と比べ, 理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削条件範囲が広く, 極低速の加工で仕上げ面粗さが理論値を大きく超えた. 低速・低送り条件では, 切削油剤が著しく仕上げ面粗さを低減したが, 送り 0.10 mm/rev で理論粗さに近い仕上げ面となる条件では切削油剤の供給により送りマーク形状が乱れており, 工具食付き性の低下が考えられる.

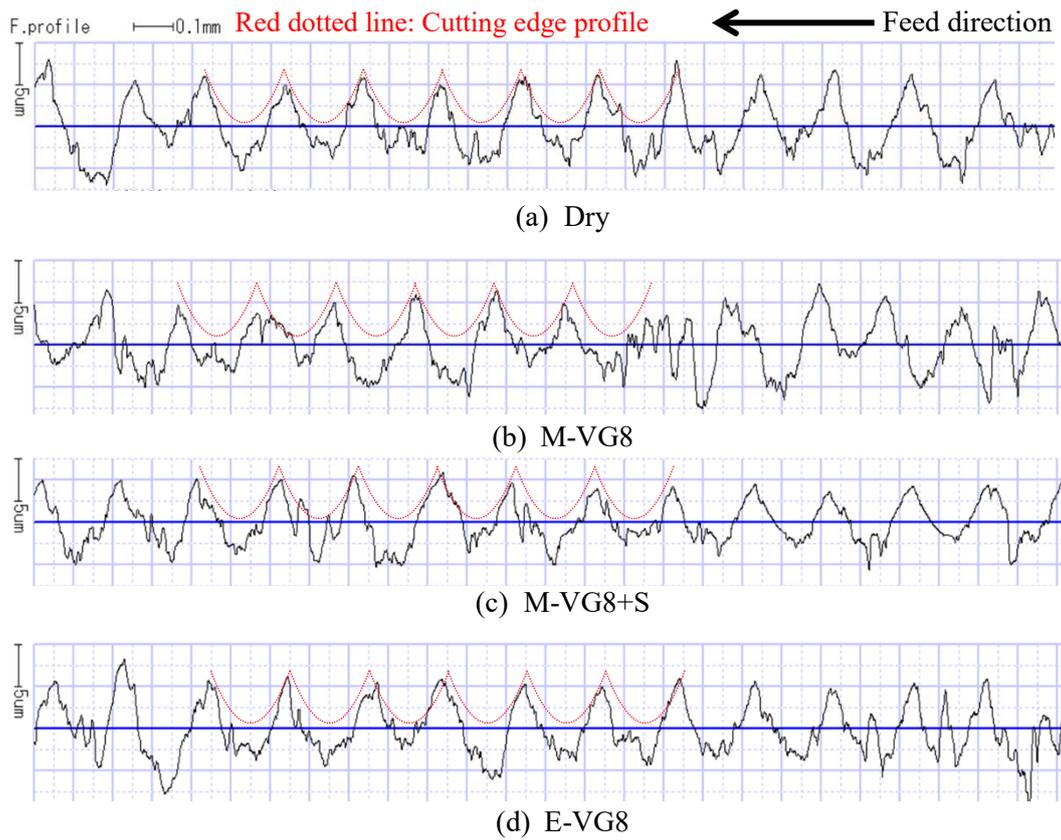


Fig. 2.24 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning SUS440C at the cutting speed of 20 m/min, the feed rate of 0.2 mm/rev

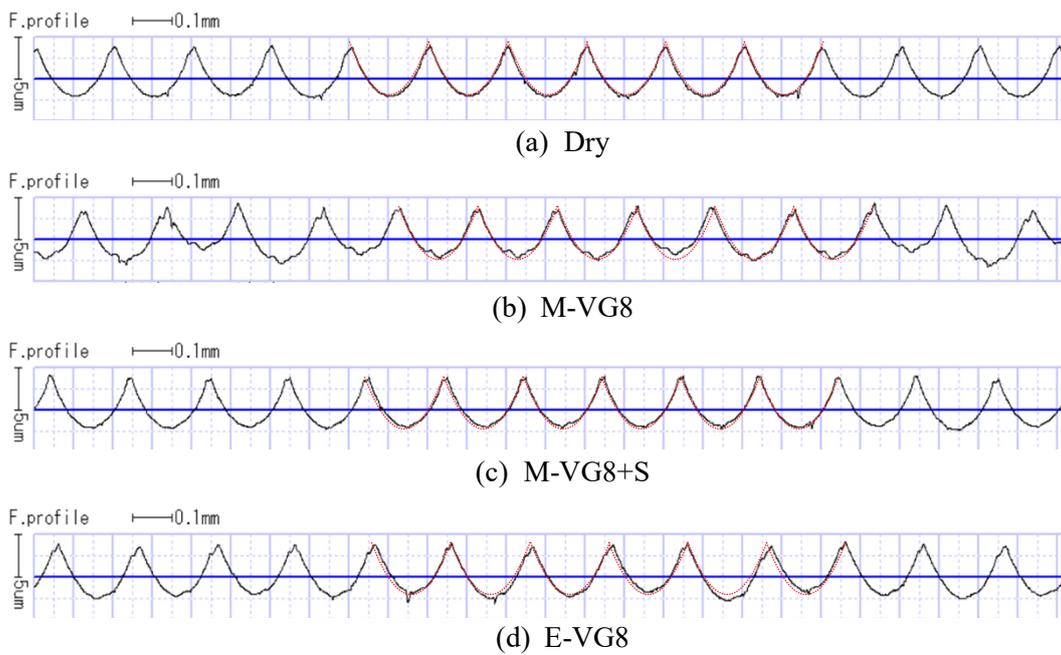


Fig. 2.25 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning SUS440C at the cutting speed of 70 m/min, the feed rate of 0.2 mm/rev

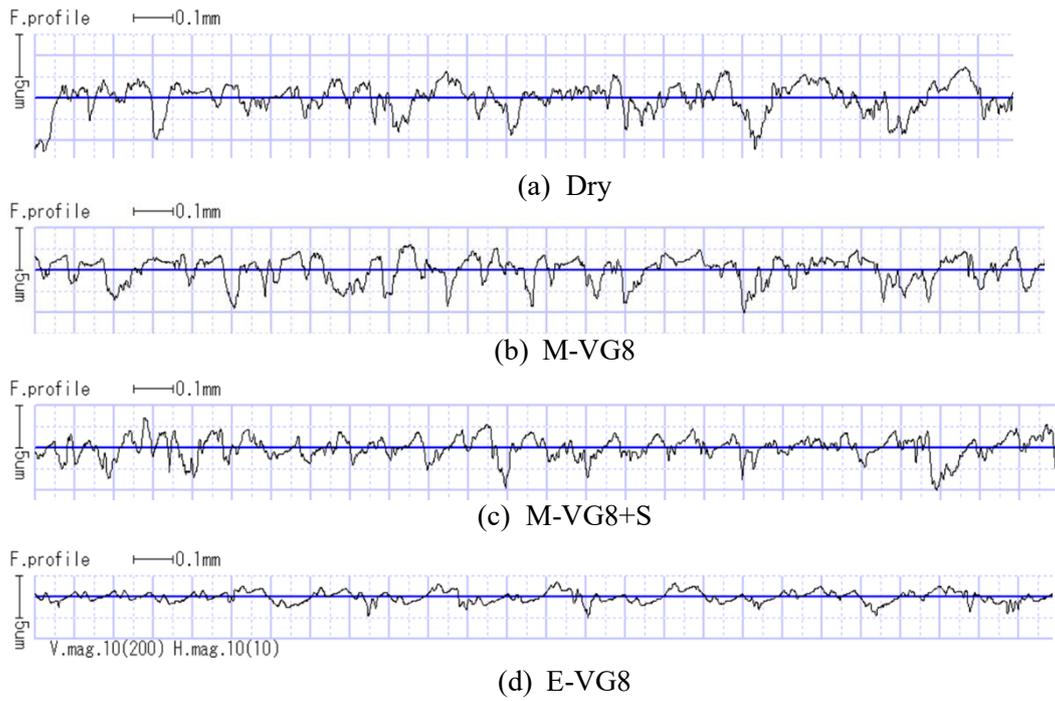


Fig. 2.26 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning SUS440C at the cutting speed of 20 m/min, the feed rate of 0.1 mm/rev

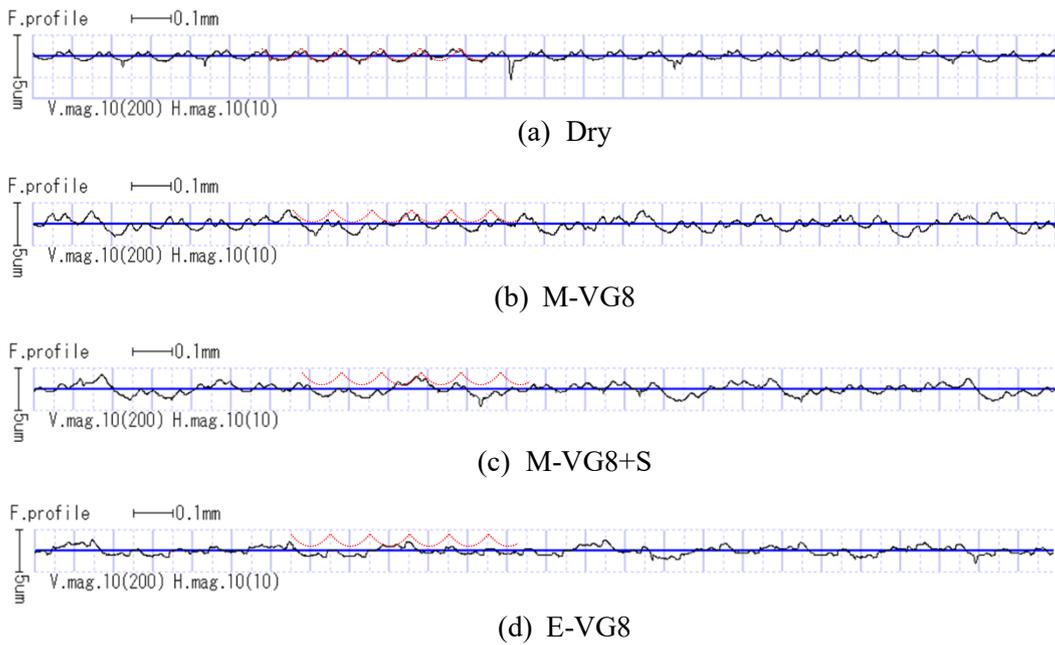
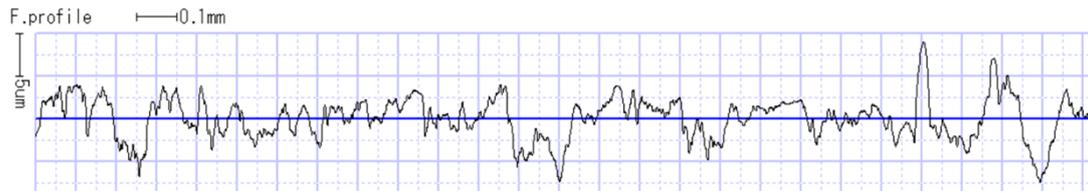
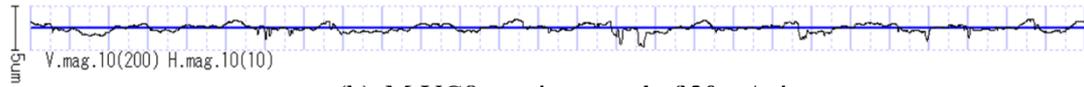


Fig. 2.27 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning SUS440C at the cutting speed of 100 m/min, the feed rate of 0.1 mm/rev



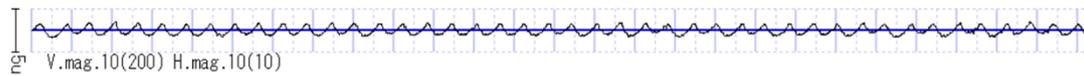
(a) Dry, cutting speed of 20 m/min



(b) M-VG8, cutting speed of 20 m/min



(c) E-VG8, cutting speed of 20 m/min



(d) Dry, cutting speed of 100 m/min



(e) M-VG8, cutting speed of 100 m/min



(f) E-VG8, cutting speed of 100 m/min

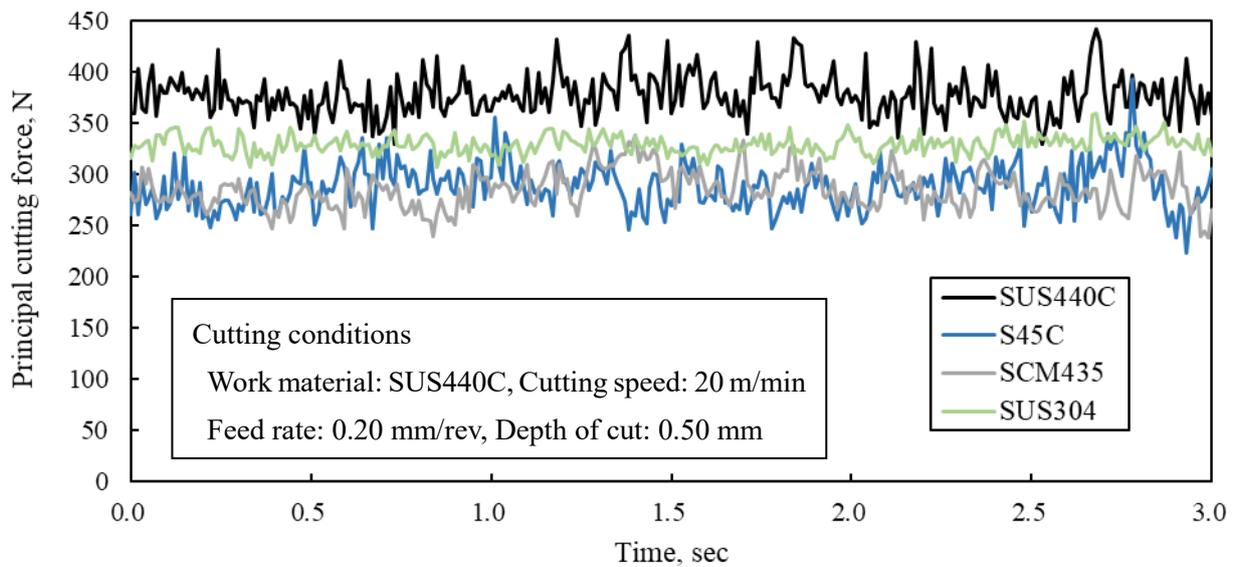
Fig. 2.28 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning SUS440C at feed rate of 0.06 mm/rev

(2) 切削抵抗の結果と考察

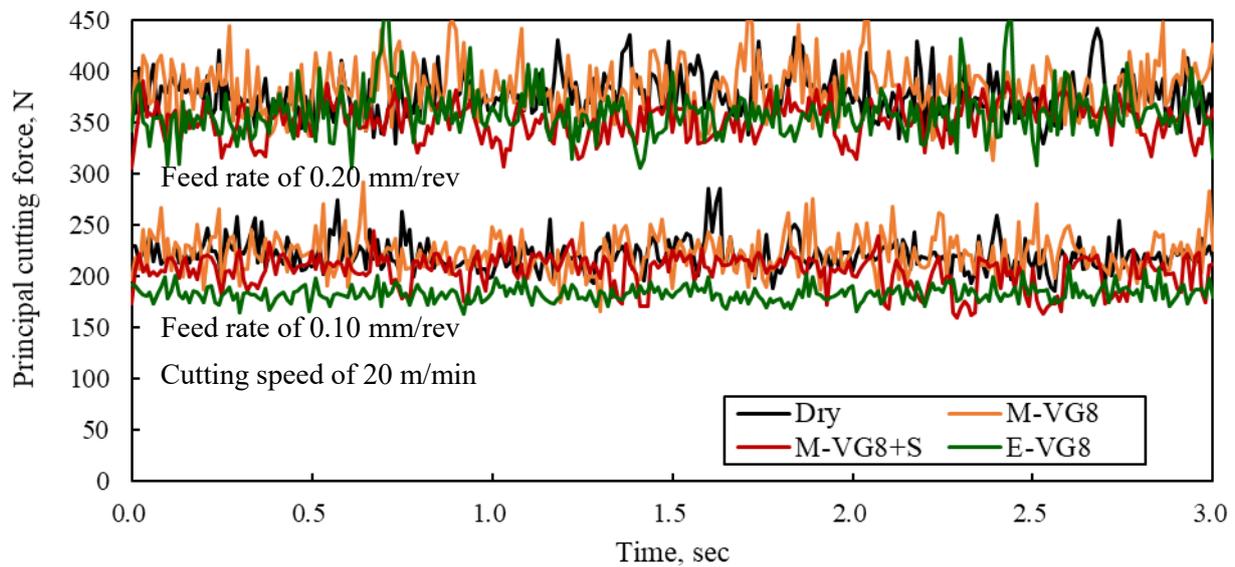
図 2.29 (a)に仕上げ面粗さが理論値を大きく超える切削速度 20 m/min における被削材毎の切削抵抗(主分力)の推移を示す. SUS440C では S45C や SCM435 と異なり, 送り 0.20 mm/rev では仕上げ面粗さが理論値を大きく超えるにも関わらず, 切削油剤がほとんど仕上げ面に影響しなかった. これは, 図に示されている通り, S45C や SCM435 より主分力が高く, 従って, すくい面上の面圧が高いことから, 切削油剤が工具-切りくず間に浸透しにくく, すくい面の潤滑が十分にできないためと推定される.

図 2.29 (b)の通り, 送り 0.20 mm/rev では SUS440C の切削抵抗は, S45C や SCM435 のように, 切削油剤により顕著に切削抵抗の変動が小さくなることはなく, ここからも SUS440C では切削油剤が十分に作用していないと考えられる. 若干ではあるが, 極圧剤を配合した M-VG8+S の切削抵抗が乾式より安定化しているように見え, 仕上げ面粗さも若干小さい. 一方, 送り 0.10 mm/rev では, エステルである E-VG8 の切削抵抗が最も安定しており, 次いで M-VG8+S の変動が小さく安定していた. これは, 仕上げ面粗さの大小の傾向と一致しており, 切削油剤による構成刃先への影響が切削抵抗の変動に現れている可能性がある.

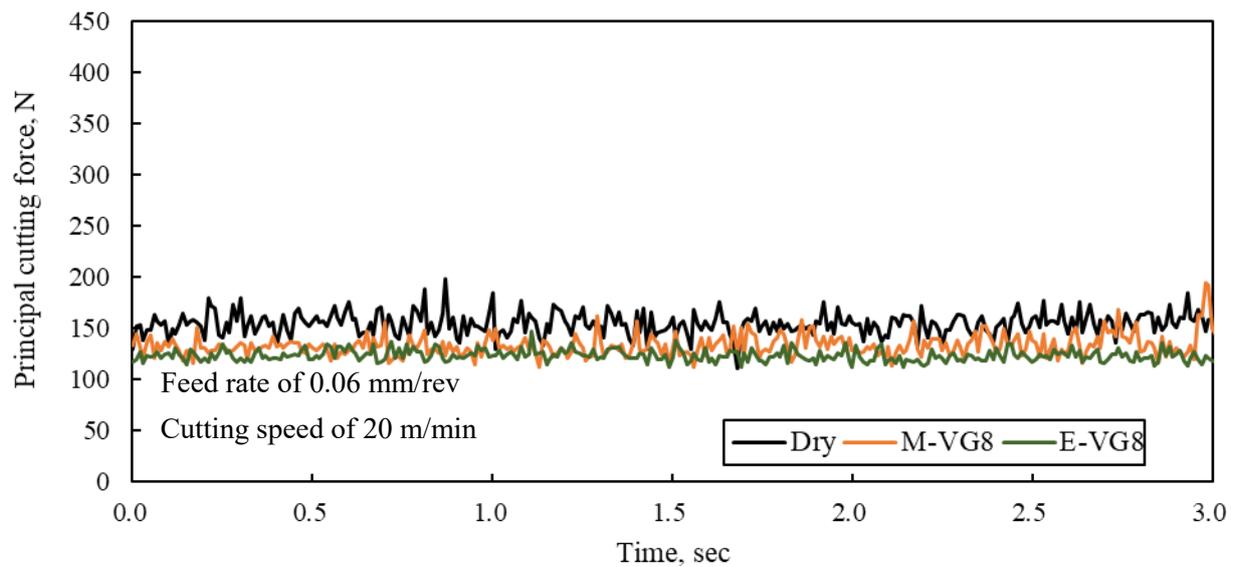
図 2.29 (c)の通り, 送り 0.06 mm/rev では M-VG8 と E-VG8 が同様に, 乾式より切削抵抗の変動が安定しており, この傾向も仕上げ面粗さの大小と一致する. このように SUS440C に限れば, 仕上げ面粗さの大小は切削抵抗の変動幅と一定の関連性が得られている. しかし, S45C では油剤間の差異が切削抵抗に明確に現れておらず, 一概に切削抵抗から切削油剤の優劣を判定することは難しいと考えられる.



(a) Difference of cutting force in work materials when turning at dry conditions.



(b) Difference of cutting force in cutting fluids when turning SUS440C at feed rate of 0.10, 0.20 mm/rev



(c) Difference of cutting force in cutting fluids when turning SUS440C at feed rate of 0.06 mm/rev

Fig. 2.29 Difference of cutting force in work materials and cutting fluids when turning

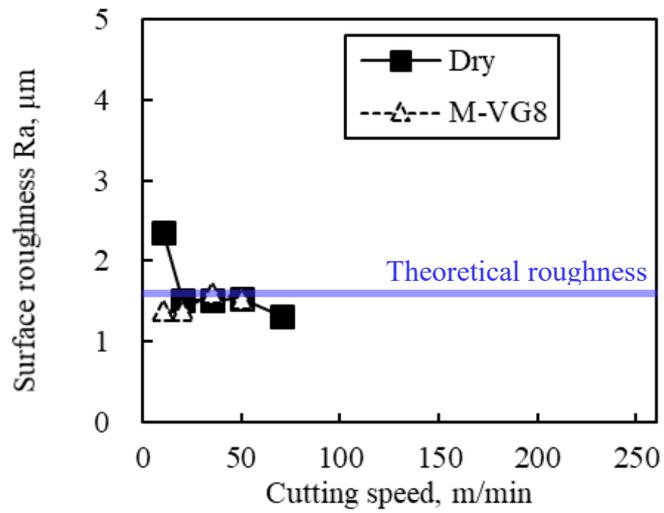
(e) SUS304

(1) 仕上げ面粗さ及び粗さ曲線の結果と考察

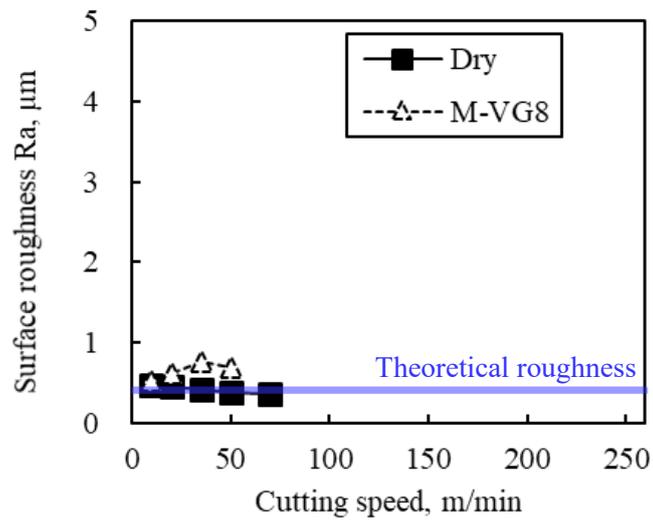
オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 を被削材として、旋削実験を実施した。表 2.3 の通り、この被削材は S45C のみならず、SUS440C と比べても、さらに熱伝導率が低く、比較的、軟らかい材料である。また、本節では乾式と湿式の違いを調査することを目的としたため、供試油は M-VG8 のみとした。

図 2.30 に各送り条件毎に切削速度と仕上げ面粗さの関係を示す。乾式においても、ほとんどの切削条件で理論粗さに近い仕上げ面が得られており、これまでの被削材の中で最も構成刃先が生成しにくい材料であると考えられる。

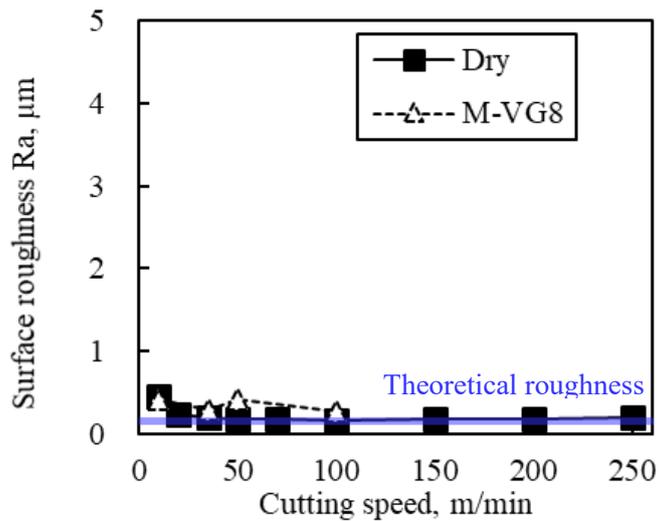
切削速度 10 m/min, 送り 0.20 mm/rev の条件において、唯一、乾式で仕上げ面粗さは理論値を大きく超え、切削油剤による仕上げ面粗さの改善効果が得られた。ステンレス鋼でも SUS440C の場合には、送り 0.20 mm/rev では切削油剤による仕上げ面粗さの低減効果は得られなかった。これは図 2.29 (a)に示されている通り、SUS304 は主分力が小さく、すくい面上の面圧が低いため、切削油剤が工具一切りくず間に浸透し、効果的に摩擦を低減できている可能性がある。



(a) Feed rate of 0.20 mm/rev



(b) Feed rate of 0.10 mm/rev



(c) Feed rate of 0.06 mm/rev

Fig. 2.30 Difference of finished surface roughness in cutting fluids, cutting speed, and feed rate when turning SUS304

図 2.31 には送り 0.20 mm/rev, 切削速度 10 m/min と 50 m/min における仕上げ面の粗さ曲線を示す。切削速度 10 m/min では, 乾式でも送りマークが明瞭であるが, 構成刃先により, やや過切削となっている様子であった。一方, M-VG8 では送りマークの繰り返し性が良く, 構成刃先の影響がなくなっていた。鉱物油である M-VG8 で十分な仕上げ面粗さの低減効果が得られたと推察する。送りマーク一つ一つの形状が完全な円弧状になっていないのは, 送りマークの繰り返し性が良いことから, 微小な工具逃げ面の損傷によるものと考えられる。切削速度 50 m/min では, 乾式, 湿式ともに精度よく工具輪郭形状が仕上げ面に転写され, 理論粗さに近い仕上げ面が得られたと考えられる。

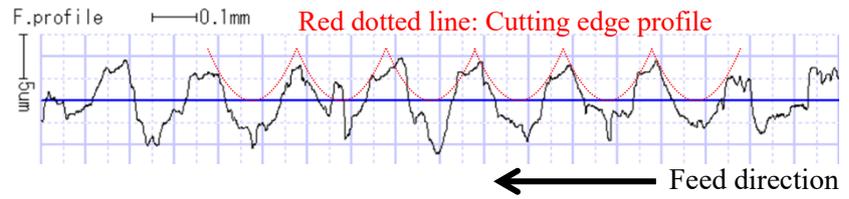
図 2.32 には送り 0.10 mm/rev, 切削速度 10 m/min と 50 m/min における仕上げ面の粗さ曲線を示す。いずれのプロファイルも送りマーク一つ一つの繰り返し性が良く, 構成刃先の影響が見られないため, 理論粗さに近い仕上げ面が得られたと考えられる。図 2.32 (d)の送りマーク形状が円弧状になっていないのは, その形状の繰り返し性が良いことから, 工具逃げ面の微小な損傷に起因していると考えられる。

図 2.33 には送り 0.06 mm/rev, 切削速度 10 m/min と 100 m/min における仕上げ面の粗さ曲線を示す。切削速度 10 m/min では切削油剤により仕上げ面のプロファイルが非常に平滑化していた。しかし, M-VG8 では送りマークを明確に確認することが難しく, 工具食付き不良により仕上げ面生成域では安定に切りくずを生成できていない可能性がある。

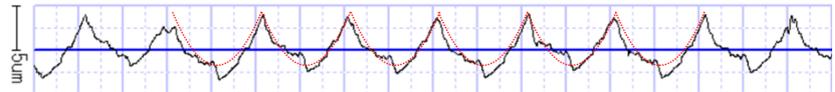
切削速度 100 m/min では乾式と湿式の両方で送りマークが明確に確認できるが, 湿式の送りマーク形状の方が僅かながら乱れているように見受けられる。このことも切削油剤による工具食付き性の影響が現れている可能性が考えられる。

以上, SUS304 では幅広い切削条件において理論粗さに近い仕上げ面が得られ, 極めて低速の加工においてのみ切削油剤の仕上げ面粗さ低減効果が得られた。

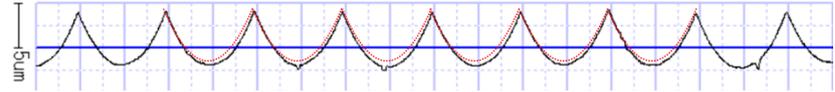
(a) Dry,
cutting speed of 10 m/min



(b) M-VG8,
cutting speed of 10 m/min



(c) Dry,
cutting speed of 50 m/min



(d) M-VG8,
cutting speed of 50 m/min

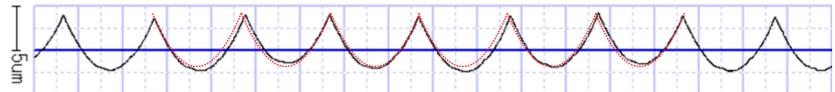
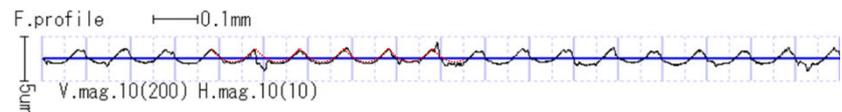
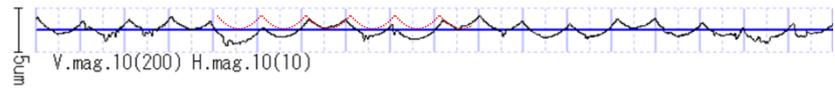


Fig. 2.31 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning SUS304 at the feed rate of 0.20 mm/rev

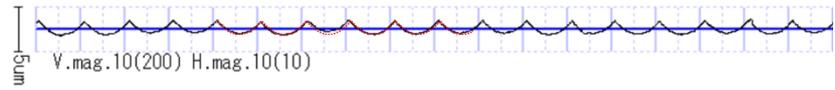
(a) Dry,
cutting speed of 10 m/min



(b) M-VG8,
cutting speed of 10 m/min



(c) Dry,
cutting speed of 50 m/min



(d) M-VG8,
cutting speed of 50 m/min

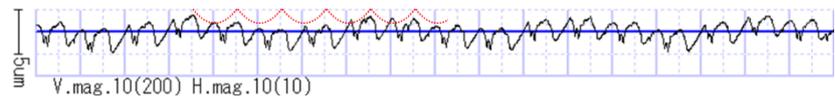
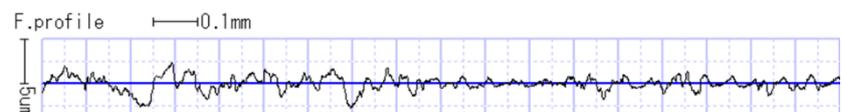


Fig. 2.32 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning SUS304 at the feed rate of 0.10 mm/rev

(a) Dry,
cutting speed of 10 m/min



(b) M-VG8,
cutting speed of 10 m/min



(c) Dry,
cutting speed of 100 m/min



(d) M-VG8,
cutting speed of 100 m/min



Fig. 2.33 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning SUS304 at the feed rate of 0.06 mm/rev

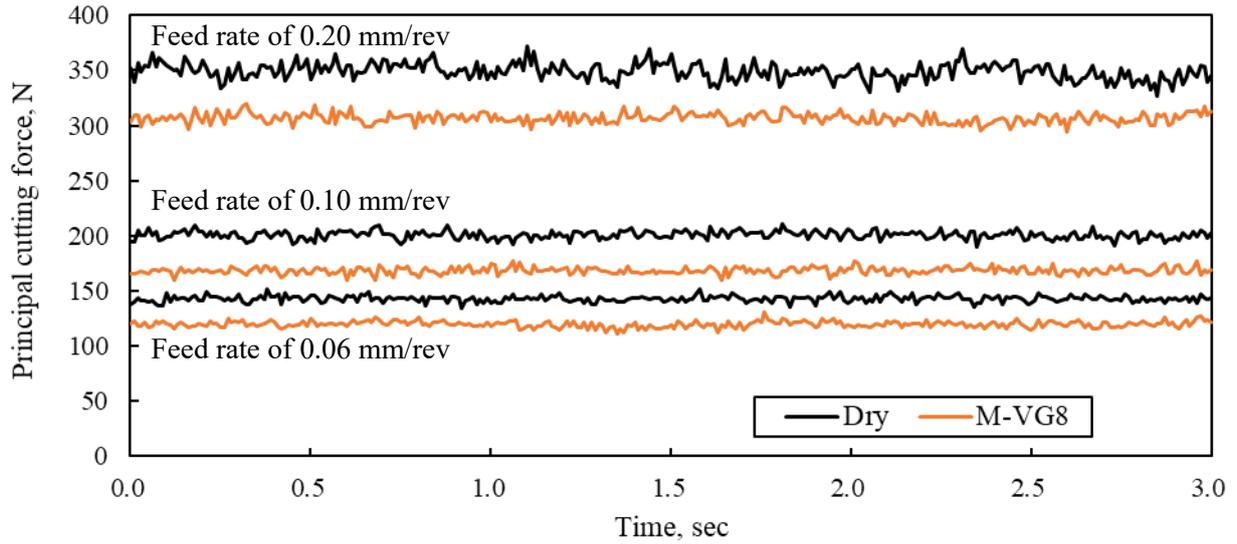
(2) 切削抵抗の結果と考察

図 2.34 (a)に仕上げ面粗さが理論値を大きく超えた切削速度 10 m/min における SUS304 の切削抵抗の推移を示す. 送り 0.20 mm/rev の条件では他の被削材と同様に, 乾式より湿式の方が切削抵抗の変動幅が小さく, 構成刃先の生成・成長を抑止する切削油剤の効果が現れていると考えられる. 送り 0.10 mm/rev, 0.06 mm/rev では切削抵抗の変動幅に明確な違いが認められないが, 送り 0.20 mm/rev も含めて, 湿式の切削抵抗が乾式より小さくなっている. これは切削油剤によるすくい面の潤滑により, せん断角が大きくなり, 切りくず厚さが変化したためと考えられる.

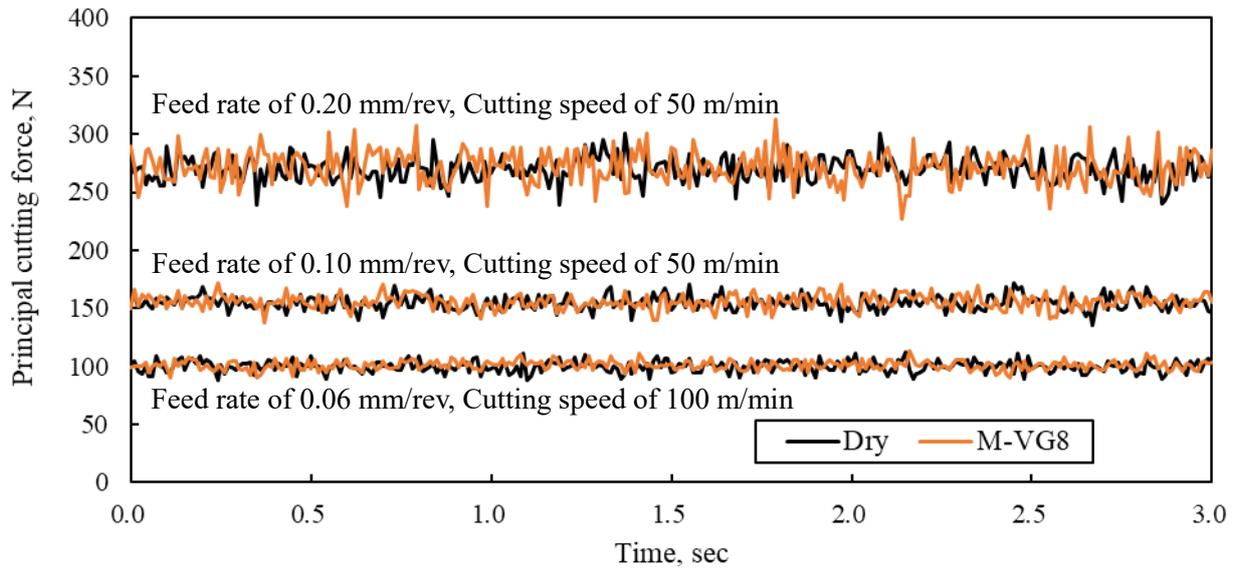
図 2.35 に参考までに切りくずの外観を示す. 乾式より湿式の切りくずの厚みが薄く, カール軽は小さく, 長く繋がった切りくずとなっている様子であった. 切削油剤により, このような効果が得られれば, 工具への負荷が減少するため, 工具損傷の程度も変わりうると考えられる.

図 2.34 (b)の通り, 切削速度 50 m/min 以上の条件では, 乾式と湿式で切削抵抗に明確な違いがなかった. 竹島らによると, 切削速度の増加にともない, せん断角が増大し, せん断面積が減少する. さらにせん断面の温度上昇にともない, せん断面強度が低下することが相乗して切削抵抗が減少することが報告されている²⁻¹⁵⁾. このことから, 切削速度が速くなるなど, せん断角の増大や切削抵抗の低下が十分に起こり, 切削油剤の効果(せん断角を増大させる効果)が現れにくくなる可能性が考えられる.

以上, SUS304 について, 仕上げ面粗さが理論値を大きく超える条件では, 切削抵抗の変動幅が切削油剤により小さくなるのは他の被削材と同様であった. また, 低速切削では切削油剤により切削抵抗が減少し, 高速切削になると乾式と湿式の切削抵抗に違いがなくなった.



(a) Cutting speed of 10 m/min



(b) Cutting speed of more than 50 m/min

Fig. 2.34 Difference of cutting force in cutting fluids when turning SUS304



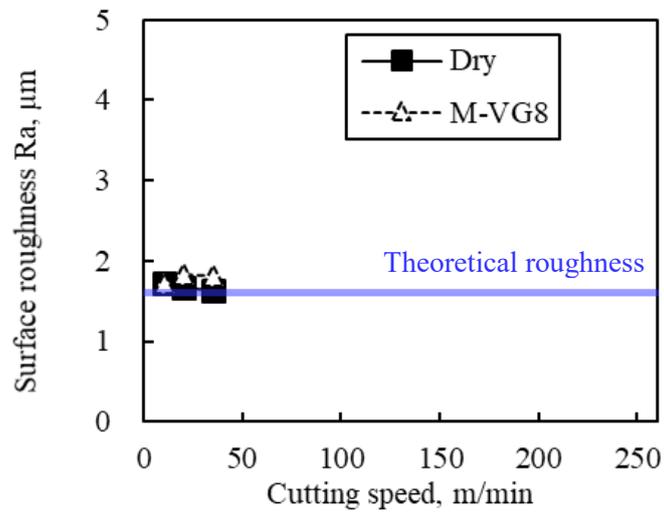
Fig. 2.35 Difference of chips shape in cutting fluids when turning SUS304 at the cutting speed of 10 m/min

(f) Ti-6Al-4V

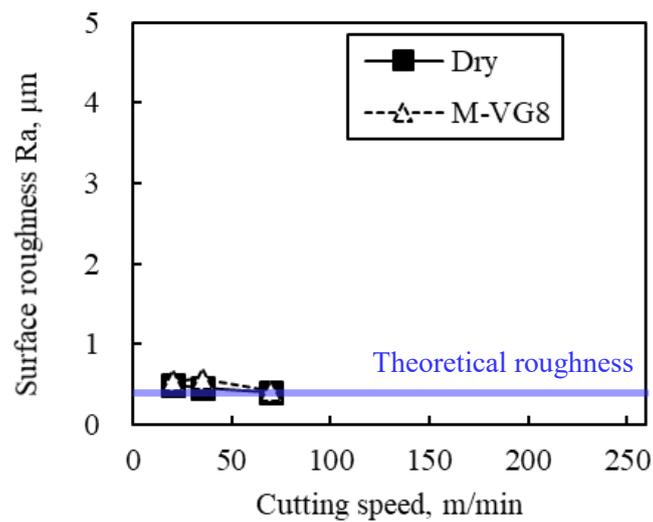
(1) 仕上げ面粗さ及び粗さ曲線の結果と考察

これまでの結果において、鋼材に比べ、ステンレスを被削材とした場合、幅広い切削条件で理論粗さに近い仕上げ面が得られ、切削油剤が効果を示す条件範囲は狭いことが分かった。ステンレスは鋼材に比べ表 2.3 の通り、熱伝導率が低い材料である。この熱伝導率が低い被削材は理論仕上げ面粗さが得られやすいのかを検証するため、熱伝導率が極めて低い Ti-6Al-4V を被削材として旋削実験を実施した。この被削材は、切れ刃温度が上昇しやすいとともに凝着性が高く、高効率の加工が難しい^{2-16, 2-17)}とされる難削材である。

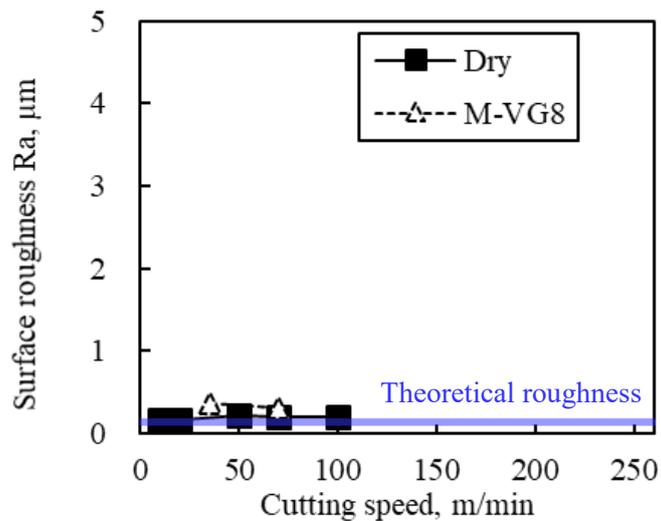
図 2.36 に送り条件毎に切削速度と仕上げ面粗さの関係を示す。どの切削条件でも、理論仕上げ面粗さに近い値が得られており、これまでのどの被削材と比べても、構成刃先が生成しにくい材料であると考えられる。これは、熱伝導率が低い被削材は、理論仕上げ面粗さが得られやすいという傾向を支持する結果となった。尚、M-VG8 を用いると、送り 0.10 mm/rev で切削速度 10 m/min, 送り 0.06 mm/rev で切削速度 10, 20 m/min の切削条件でビブリが発生したため、これらの結果は図中に記載しなかった。



(a) Feed rate of 0.20 mm/rev



(b) Feed rate of 0.10 mm/rev



(c) Feed rate of 0.06 mm/rev

Fig. 2.36 Difference of finished surface roughness in cutting fluids, cutting speed, and feed rate when turning Ti-6Al-4V

図 2.37 に乾式と湿式の仕上げ面の粗さ曲線を比較した結果を送り条件毎に示す. どの粗さ曲線を見ても, 送りマーク一つ一つの形状の繰り返し性が高く, 凝着の影響がない又は少ないプロファイルであった. これは, チタンは工具に対する反応性は高いが, 工具刃先形状の転写性は良好であるという竹山らの報告²⁻¹⁸⁾と一致する結果となった. 円弧状になっていない送りマークもあるが, 形状の繰り返し性があるため, これは前切れ刃の微小な損傷によりものと考えられる.

送り 0.06 mm/rev の M-VG8 では乾式に比べ, 切れ刃輪郭の転写精度がやや悪いように見受けられる. これは前節までに述べた通り, 仕上げ面生成域の微小な切取り厚さの部分において, 安定的な切削加工となっていないことが原因の可能性がある.

以上, Ti-6Al-4V では乾式においても理論粗さに近い仕上げ面が得られるため, 仕上げ面粗さには切削油剤の効果が期待できない. むしろ, 微小切削領域では, 切削油剤は安定な切削を妨げる懸念がある. この場合, 切削油剤の役割は, 工具損傷を抑制することが主になると考えられる.

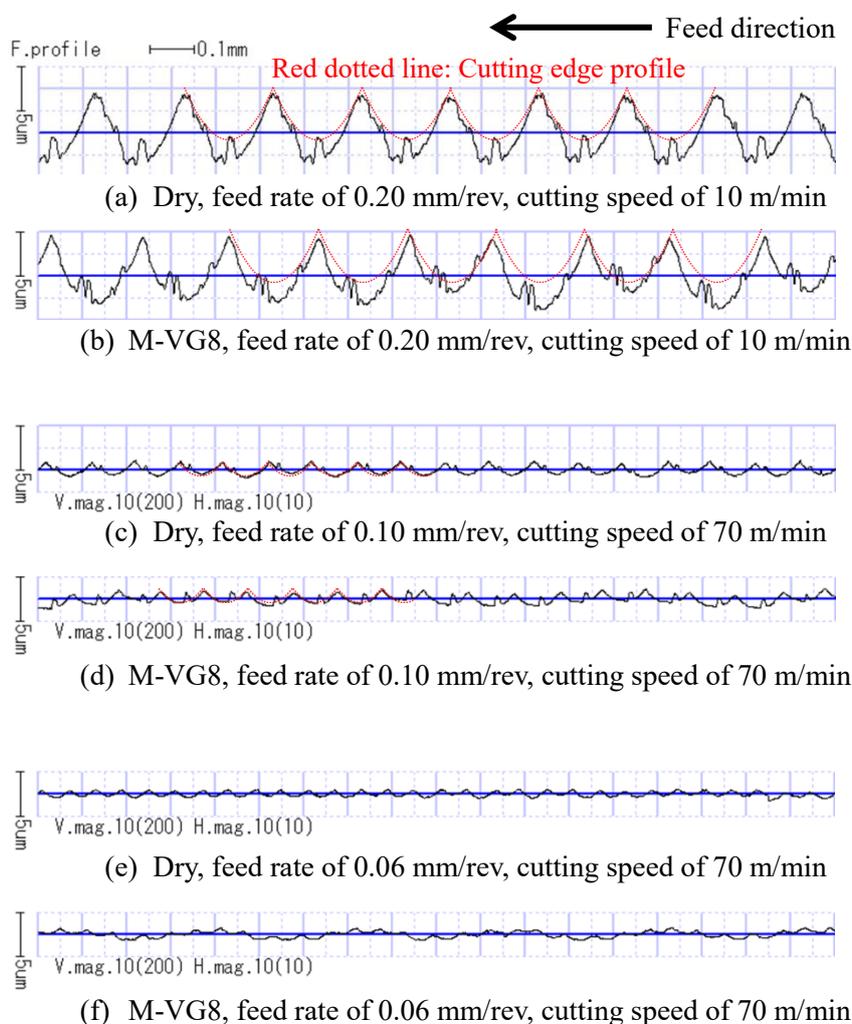


Fig. 2.37 Difference of finished surface roughness profile in cutting fluids when turning Ti-6Al-4V

(2) 切削抵抗の結果と考察

図 2.38 に Ti-6Al-4V の切削抵抗の推移を示す. 仕上げ面に構成刃先の影響が見られないため, 切削抵抗の変動幅も乾式と湿式で違いは出ていないと考えられる. また, ステンレスの場合と異なり, 切削速度 10 m/min という低速切削においても乾式と湿式で切削抵抗の違いは, ほとんど認められなかった.

以上, この被削材は, 旋削加工の仕上げ面粗さや切削抵抗において, 切削油剤の影響が現れにくい材料である.

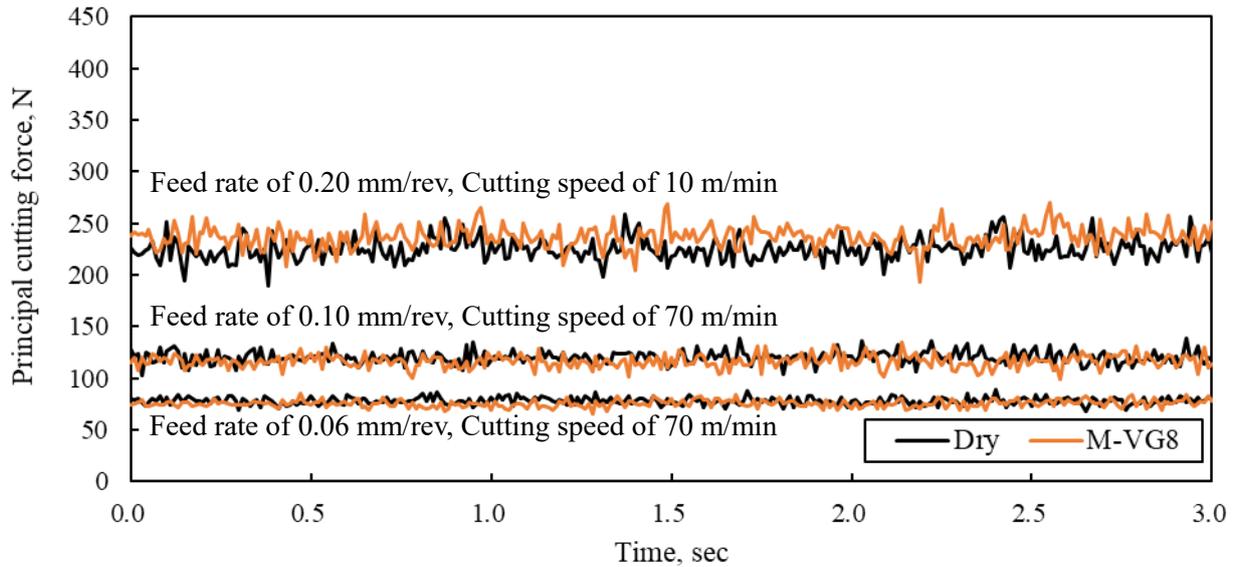


Fig. 2.38 Difference of cutting force in cutting fluids when turning Ti-6Al-4V

2.3.2 被削材の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響

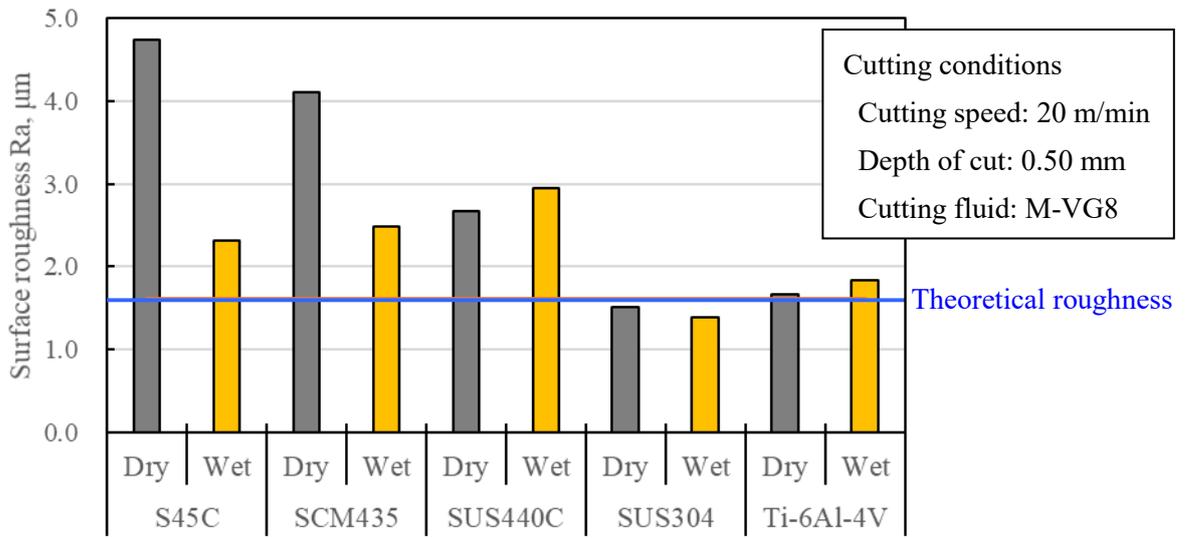
仕上げ面粗さにおいて、被削材の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響を明らかにするため、S45Cの乾式切削で仕上げ面粗さが理論値を大きく超える切削速度 20 m/min の条件において、被削材毎に仕上げ面粗さを整理した。

図 2.39 に乾式と湿式(M-VG8)の仕上げ面粗さを被削材毎に比較した値を示す。S45C, SCM435 のように、乾式で仕上げ面粗さが理論値を大きく超える被削材では、どの送り条件においても切削油剤により仕上げ面粗さが大きく減少した。一方、SUS440C では乾式で理論仕上げ面粗さを超えるが、送り 0.20 mm/rev, 0.10 mm/rev では切削油剤による仕上げ面粗さの減少がない又は僅かであり、送り 0.06 mm/rev では、その減少効果が顕著である。これは、2.3.1 節で述べた通り、SUS440C は主分力が高く、すくい面上の面圧が高いため、切取り厚さが厚いと、切削油剤が浸透しにくい、薄い場合では、効果的にすくい面を潤滑できる可能性がある。SUS304, Ti-6Al-4V では、いずれの送り条件においても、ほぼ理論仕上げ面粗さとなっており、仕上げ面粗さへの切削油剤の効果は期待できない。ASME の基準によると被削性指数が 50 以下の材料は難削材であり²⁻¹⁹⁾、SUS304, Ti-6Al-4V は難削材に分類され、工具が摩耗しやすい材料として知られる。よって、Ti-6Al-4V などの被削材に対しては、切削油剤は仕上げ面粗さではなく、工具寿命を抑制することが主な使用目的になると考えられる。

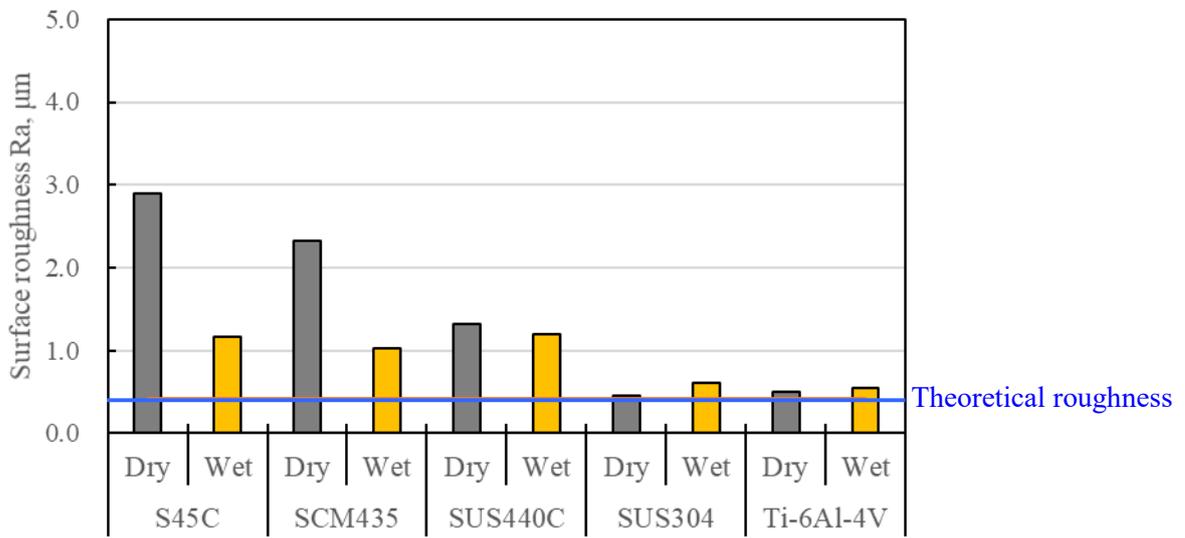
以上のように、仕上げ面粗さにおける切削油剤の影響度が被削材によって変化する。このことを簡易的に予測するため、被削材の物性と仕上げ面粗さの関係を検討した。表 2.3 における物性のうち、理論粗さに近い仕上げ面を得ることが容易な SUS304 や Ti-6Al-4V は熱伝導率が低い値となっている。そのため、被削材の熱伝導率と切削速度 20 m/min における仕上げ面粗さとの関係性を確認した。

図 2.40 に被削材の熱伝導率と仕上げ面粗さ/理論粗さ比の関係を示す。被削材は、S45C, SCM435, SUS440C, SUS304, Ti-6Al-4V であり、熱伝導率は表 2.3 の値を用いた。図の縦軸は算術平均粗さ Ra を理論値 Ra_{th} で割った値であり、値が 1 に近づくほど、理論仕上げ面粗さに近づくことを意味する。いずれの送り条件においても Ra/Ra_{th} は熱伝導率が高いほど、高い傾向を示し、切削油剤による仕上げ面粗さの低減効果も明確である。また、送りが小さいほど、 Ra/Ra_{th} が大きくなり、切削油剤の仕上げ面粗さ改善効果も大きくなる傾向である。送りが小さいほど、仕上げ面生成域における切削温度が低く、仕上げ面粗さが理論値に対して、大きくなる可能性が考えられる。

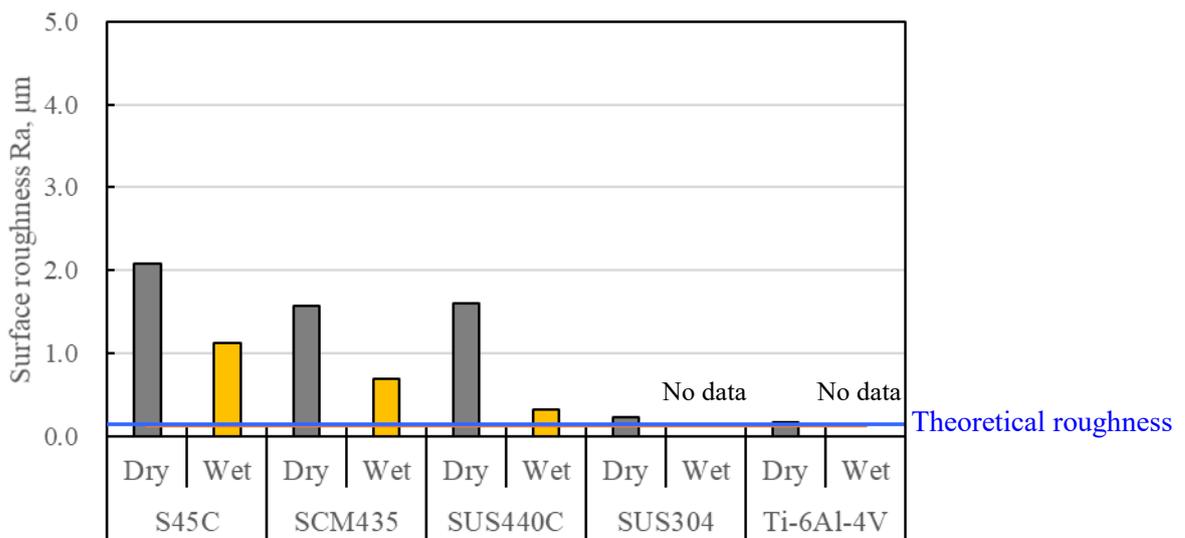
図 2.31 や図 2.37 に示す通り、SUS304 や Ti-6Al-4V では、切削速度 10 m/min という極低速でも理論粗さに近い仕上げ面となっており、熱伝導率が低いことから単純に切削温度が高いために、仕上げ面粗さが小さい訳ではないと考えられる。また、仕上げ面粗さの悪化原因である構成刃先は、切りくずの加工硬化性や脆性など様々な要因によっても影響される²⁻²⁰⁾。従って、構成刃先の生成・成長を抑える要因が低熱伝導特性を示す要因にも影響して、間接的に、熱伝導率が低いことが仕上げ面粗さを小さくしていることも考えられる。いずれにしても、被削材の仕上げ面粗さを検討する際には、熱伝導率が一つの指標となり得る可能性がある。



(a) Feed rate of 0.20 mm/rev



(b) Feed rate of 0.10 mm/rev



(c) Feed rate of 0.06 mm/rev

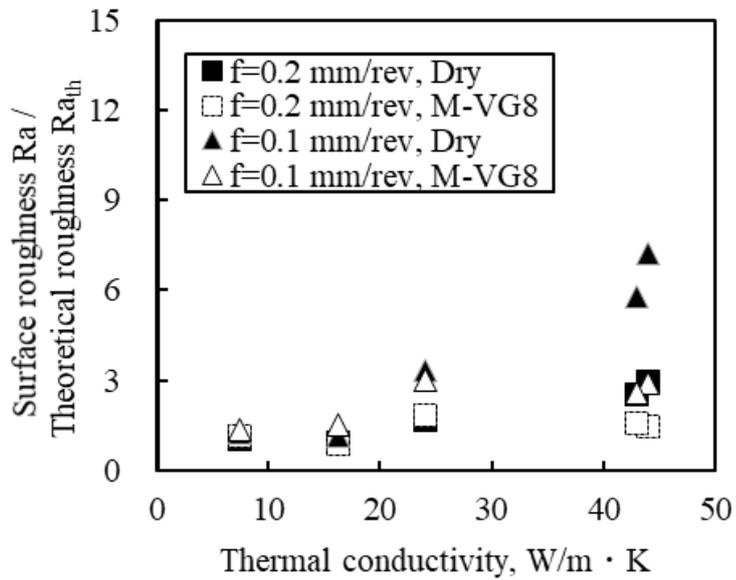
Fig. 2.39 Difference of finished surface roughness in work materials when turning

Cutting conditions

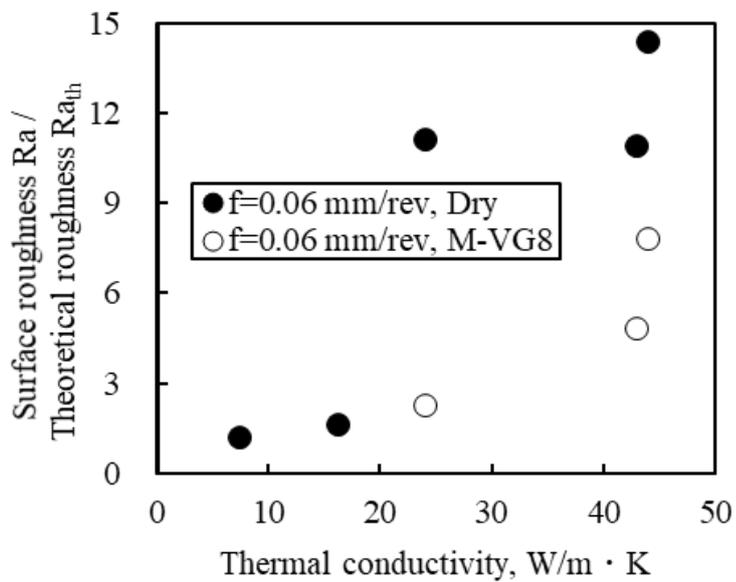
Work materials: Ti-6Al-4V, SUS304, SUS440C, SCM435, S45C

Cutting speed: 20 m/min

Depth of cut: 0.5 mm



(a) Feed rate of 0.20 mm/rev, 0.10 mm/rev



(b) Feed rate of 0.06 mm/rev

Fig. 2.40 Relationship between finished surface roughness and work materials thermal conductivity

2.3.3 切込み条件の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響

ここまでの検討において仕上げ面粗さは、切削速度が遅く、送りは小さく、被削材の熱伝導率は低いほど、理論値に対して高くなり、切削油剤の仕上げ面粗さの低減効果は顕著になる傾向であった。すなわち、切削温度が低くなる方向性の切削条件において、仕上げ面粗さは悪化し、切削油剤の効果は大きくなった。さらに、このことを切込み条件から検証するため、SCM435 の旋削加工において、乾式で理論粗さに近い仕上げ面が得られた切削速度 100 m/min, 送り 0.20 mm/rev, 切込み 0.50 mm の条件(図 2.14)において、切込みを大きく低下させた実験を実施した。

表 2.6 に旋削加工の実験条件を示す。切込みは 0.01 mm, 0.10 mm, 0.50 mm の 3 水準で実施した。非常に薄い切込み条件であり、旋削チップ交換時の僅かな刃先位置の変化により均一な切込みができない可能性がある。そのため、切削速度 150 m/min, 送り 0.10 mm/rev, 切込み 0.05 mm の条件の旋削加工後、そのままチップを交換せずに所定の切削条件で実験した。この時の仕上げ面粗さは、算術平均粗さ 0.83 μm , 最大高さ 4.64 μm (理論最大高さ 1.56 μm)であり、粗さ曲線の例を図 2.41 に示す。過切削の程度が小さいため、0.01 mm の切込み条件でも、加工前の被削材の表面状態が仕上げ面に影響することはないと考えられる。

Cutting conditions

Work material: SCM435, Cutting speed: 150 m/min, Feed rate: 0.10 mm/rev, Depth of cut: 0.05 mm

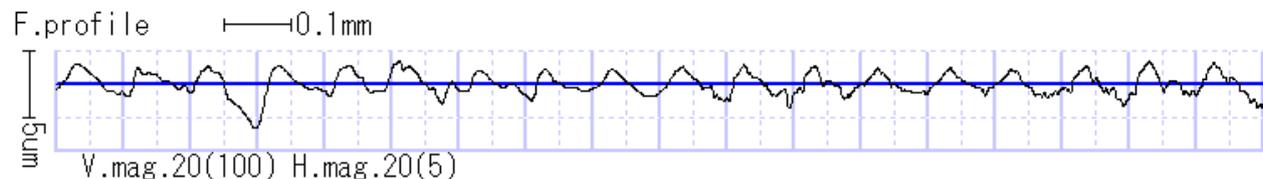


Fig. 2.41 Surface roughness curve of work material for turning test

Table 2.6 Experimental conditions for low depth of cut turning test

Work material	SCM435 (annealed)
Cutting tool	SNGN120408 TiAlN coated cemented carbide (P15) (-5°, -6°, 5°, 6°, 15°, 15°, 0.8mm) Cutting edge: R 12.3 μm honing
Machine tool	QT-15N (YAMAZAKIMAZAK)
Cutting speed	100 m/min
Feed rate	0.20 mm/rev
Depth of cut	0.01 mm, 0.10 mm, 0.50 mm
Flow rate of fluid	3.7 L/min

図 2.42 に、切込みと仕上げ面粗さの関係を示す。切込み 0.50 mm では乾式および湿式(M-VG8)の両条件において、理論粗さに近い仕上げ面が得られるが、切込みを極端に小さくするほど、仕上げ面粗さが大きくなり、切込み 0.01mm の条件では、明確に切削油剤の仕上げ面粗さの低減効果が認められた。これは、切込みが小さいほど構成刃先が発生する切削条件範囲が広いという牧野らの報告²⁻²⁾と一致する。

図 2.43 に、本実験における仕上げ面の粗さ曲線を示す。切込み 0.50mm では、工具輪郭形状に近い送りマークが得られているが、切込みを小さくするほど、切削速度を遅くすると同様に、過切削となり、各送りマークの形状はむしろ状態になった。これは、切削温度が低下することで構成刃先が生成・成長しやすくなったことに起因していると考えられる。一方、M-VG8 では切込みの変化による粗さ曲線の変化が少なく、特に切込み 0.01mm では乾式より過切削の程度が減少し、送りマーク形状の繰り返し性が良くなっている。これは、切削油剤により、構成刃先の成長が抑止されたためと考えられる。

以上、当初の想定通り、切込みは薄くするほど、仕上げ面粗さが大きくなる傾向となり、切削油剤の仕上げ面粗さ低減効果が認められるようになった。これは、切込みを小さくすることで切削温度が低下したことによるものと推定される。

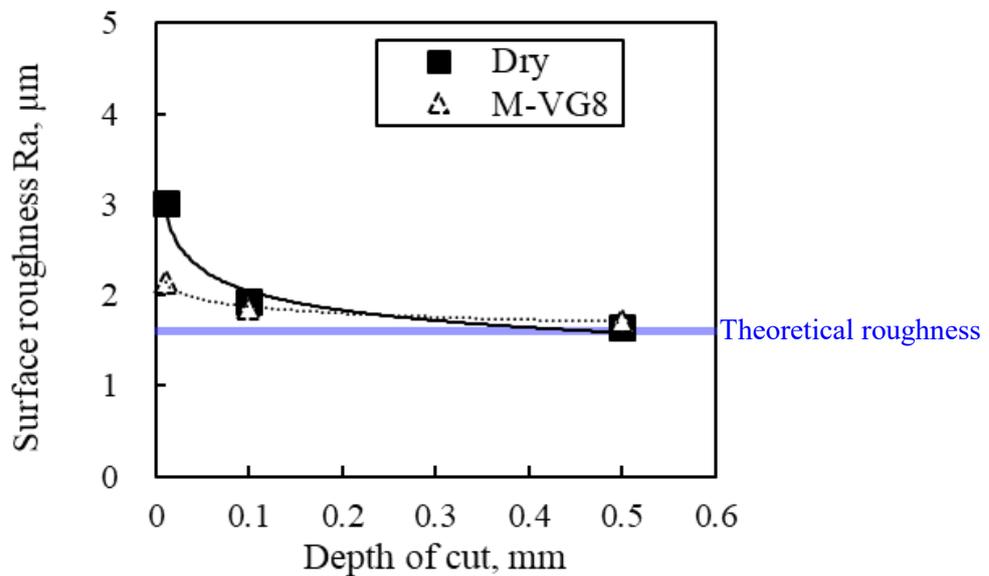


Fig. 2.42 Relationship between depth of cut and finished surface roughness when turning SCM435

Cutting conditions

Work material: SCM435, Cutting speed: 100 m/min, Feed rate: 0.20 mm/rev



Fig. 2.43 Difference of surface roughness curve in depth of cut when turning SCM435

2.3.4 工具母材の熱伝導率の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響

切削温度が低くなる条件において、仕上げ面粗さは大きくなり、切削油剤の効果が顕著になる傾向が得られた。しかしながら、切削速度や切込みなどの変更実験では、工具-被削材間のすべり速度や横切れ刃角など、切削温度以外の要因も変化しているため、必ずしも温度の影響により仕上げ面粗さが変化しているとは言い切れない。そこで、加工中の切削温度のみを変化させるため、コーティング工具の母材の熱伝導率を変化させて、旋削加工における仕上げ面粗さを評価した。

表 2.7 に実験に用いた各工具の母材の熱伝導率を示す。これまでの旋削実験では、工具母材に P 種超硬 (P15) を用いたが、本節では、工具母材の熱伝導率を変化させるため、工具母材に K 種超硬 (K15)、超微粒子サーメット (TN6020) を用い、これまでと同様の TiAlN コーティングの工具を用いた。

表 2.8 に旋削加工の実験条件を示す。被削材は、本研究で検討した中で、幅広い条件で仕上げ面粗さが理論値よりも大きくなる S45C を用いた。切削速度は 50 m/min, 100 m/min, 200 m/min, 送りは 0.10 mm/rev, 切込みは 0.50 mm で実施した。

Table 2.7 Thermal conductivity of cutting tool base materials for turning test

Tool base material	Cermet TN6020	Cemented carbide K15	Cemented carbide P15
Thermal conductivity, W/m·K	18	72	85

Table 2.8 Experimental conditions for turning test with changed cutting tool

Work material	S45C (annealed)
Cutting tool	SNGN120408 TiAlN coated cemented carbide P15 TiAlN coated cemented carbide K15 TiAlN coated cermet TN6020 (-5°, -6°, 5°, 6°, 15°, 15°, 0.8mm) Cutting edge: R 12.3 μm honing
Machine tool	QT-15N (YAMAZAKIMAZAK)
Cutting speed	50, 100, 200 m/min
Feed rate	0.10 mm/rev
Depth of cut	0.50 mm
Flow rate of fluid	3.7 L/min

図 2.44 に工具母材毎に、切削速度と仕上げ面粗さの関係を示す。熱伝導率が低いサーメットでは他の材種に比べ、仕上げ面粗さに切削速度の依存性が少なく、切削油剤の影響が小さい。切削速度 100 m/min 以上では切削油剤により、仕上げ面粗さがやや大きくなる傾向であるが、これは、前節までの考察通り、切削油剤の冷却作用により、切削温度が下がったためと考えられる。超硬 K15 および P15 では切削速度が低いほど、仕上げ面粗さが大きくなる傾向であり、サーメットよりかなり仕上げ面粗さが大きくなった。特に切削速度 50 m/min で乾式の仕上げ面粗さは非常に大きくなり、切削油剤が仕上げ面粗さを大きく低減できている。このように、工具母材によって仕上げ面粗さは大きく変化した。よって、切削温度が仕上げ面粗さや切削油剤の効果にも影響していると考えられる。

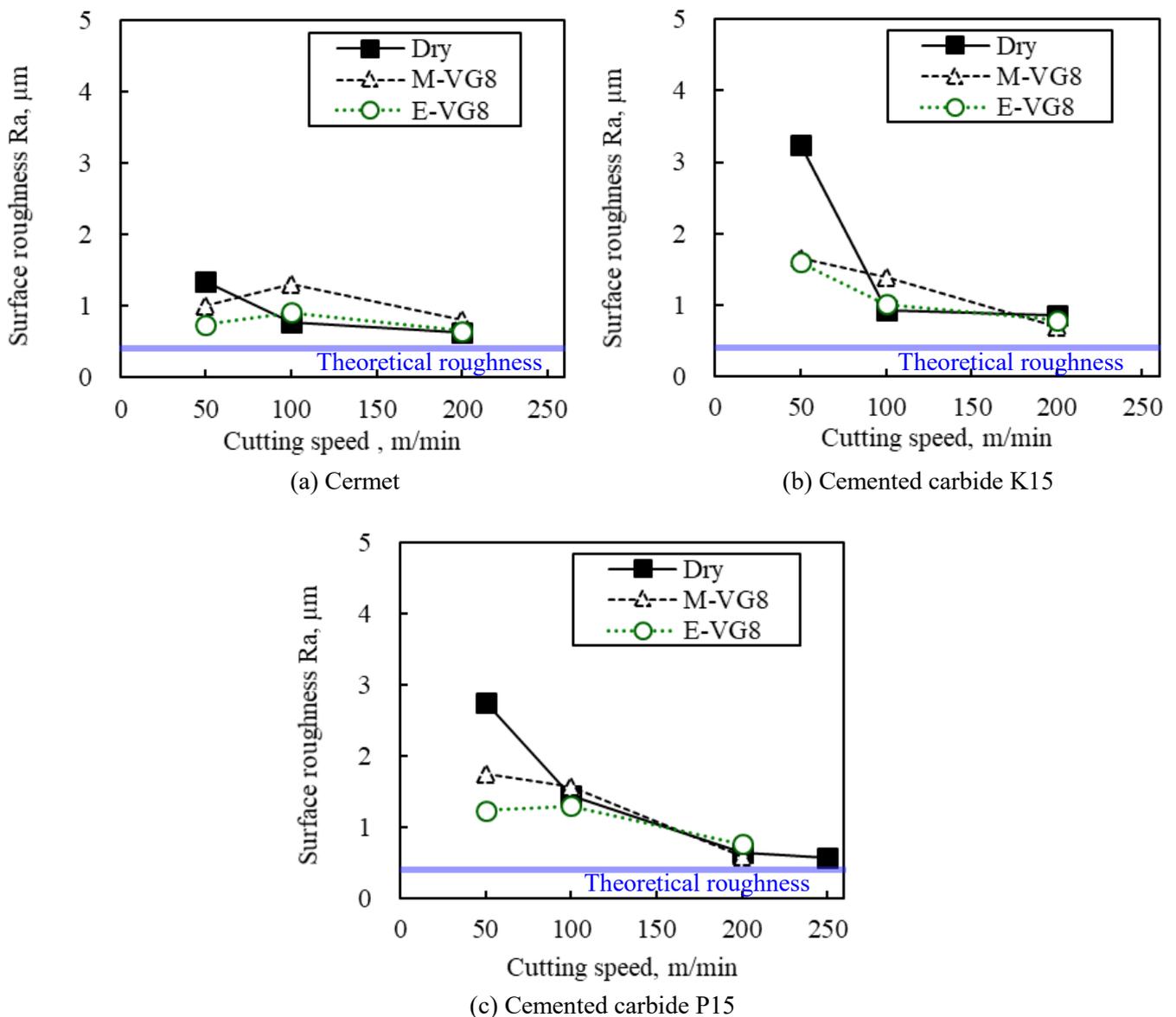


Fig. 2.44 Difference of surface roughness in cutting tool base material when turning S45C at feed rate of 0.10 mm/rev

図 2.45 に旋削加工における工具母材の熱伝導率と仕上げ面粗さの関係を切削速度毎に示す。切削速度 50 m/min では工具母材の熱伝導率が低いほど、仕上げ面粗さが小さくなる傾向であった。また、熱伝導率が高いほど、乾式に比べ湿式の仕上げ面粗さが著しく小さくなった。切削速度 100 m/min では熱伝導率が低いほど、仕上げ面粗さがやや小さくなる傾向であった。切削速度 200 m/min では、工具母材の熱伝導率や切削油剤により関わらず、仕上げ面粗さはほぼ一定の値を示した。

以上より、構成刃先が大きく成長しやすい低速切削において、工具母材の熱伝導率や切削油剤が仕上げ面粗さへ大きく影響し、工具母材の熱伝導率が高いほど、すなわち、切削温度が低いほど切削油剤の効果が大きくなると考えられる。

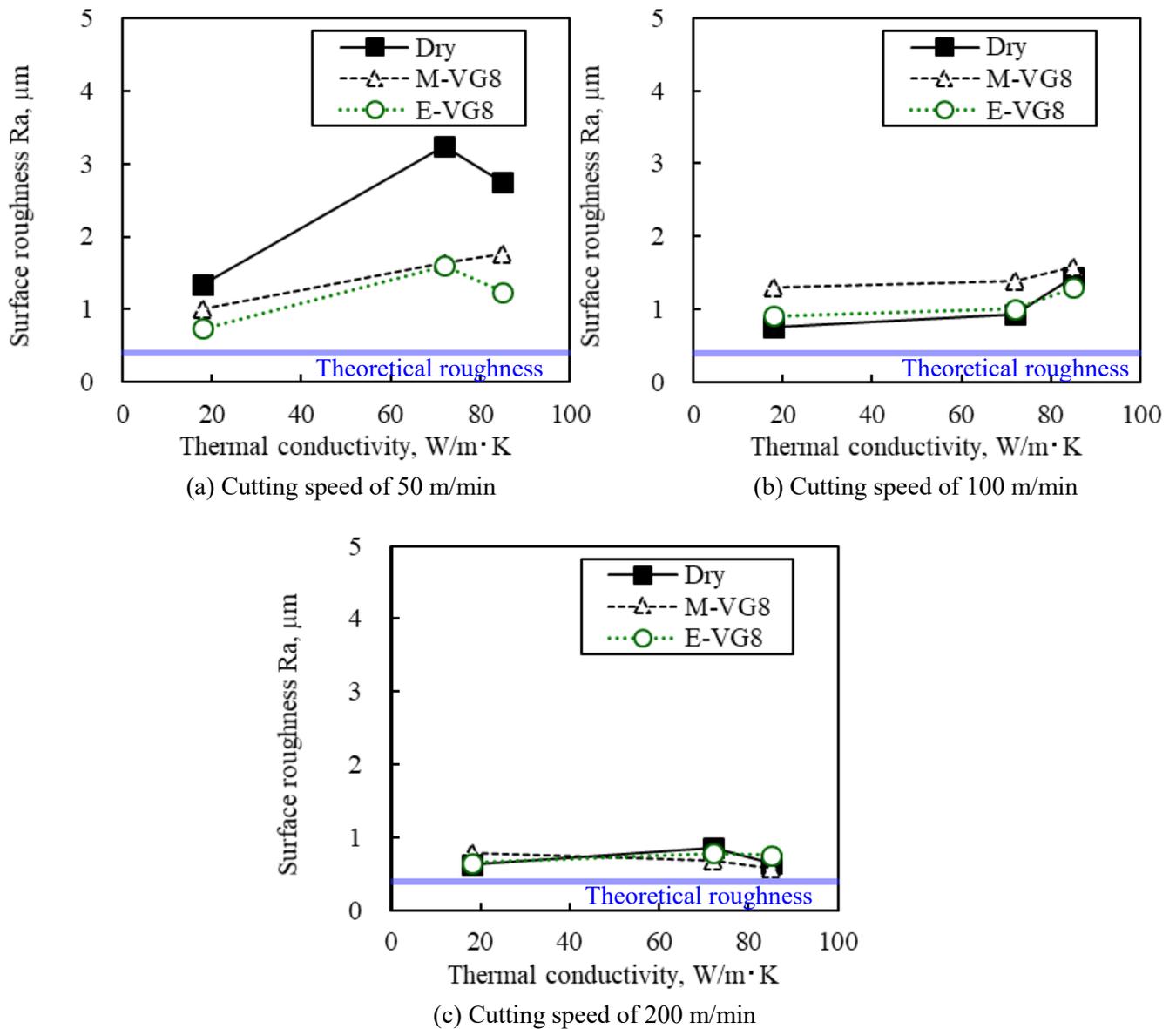


Fig. 2.45 Relationship between surface roughness and thermal conductivity of cutting tool base materials when turning S45C at feed rate of 0.10 mm/rev

2.4 仕上げ面粗さによる切削油剤の評価まとめとその問題点

ここで切削油剤の仕上げ面粗さに対する効果をまとめ、その作用を考察する。

切削油剤は、乾式切削で仕上げ面粗さが理論値を大きく超える切削条件において、仕上げ面粗さを減少させた。切削速度は遅いほど仕上げ面粗さが大きくなり、切削油剤の仕上げ面粗さの低減効果が顕著になる傾向だった。

送りは小さい方が、理論値と比較した仕上げ面粗さは大きくなり、切削油剤の効果が得られる切削速度の条件範囲が広がった。切込みは極めて薄くすると、仕上げ面粗さが大きくなり、切削油剤の仕上げ面粗さ低減効果が顕著になった。

被削材に関しては、S45C で仕上げ面粗さが理論値を大きく超える切削速度 20 m/min の条件において、熱伝導率が高い被削材ほど、仕上げ面粗さが大きくなり、切削油剤の仕上げ面粗さ低減効果が顕著になる傾向であった。また、工具母材の熱伝導率が高いほど、S45C では仕上げ面粗さが大きくなる傾向であった。

以上の結果から、共通するのは、切削温度が低くなる方向性の切削条件において、仕上げ面粗さが大きくなり、切削油剤の仕上げ面粗さ低減効果が大きくなることである。ここで、切削油剤は、冷却作用や潤滑作用によって熱を奪うことや摩擦熱の低減により、切削温度を低下させることが知られている¹⁻⁶²⁾。上記の傾向からすると、切削油剤により切削温度が下がると、仕上げ面粗さは大きくなるはずだが、切削油剤により、仕上げ面粗さが小さくなる傾向が得られた。よって、切削油剤による冷却作用ではなく、潤滑作用により仕上げ面粗さが小さくなると考えられる。このことは、切削温度が同じであれば、乾式より、湿式の仕上げ面粗さが小さくなるという田中らの報告²⁻²⁾からも裏付けられる。このように、仕上げ面粗さの大小には、切削油剤の潤滑性が寄与していると考えられるため、次章で提案する新たな手法による切削油剤の潤滑性評価結果と仕上げ面粗さの関係性を検討することにした。

仕上げ面粗さの評価において、高速切削条件など、仕上げ面粗さが乾式でも理論粗さとなる条件では、切削油剤の有無に関わらず粗さ値の違いがほとんどなくなった。しかし、理想的な切削加工の仕上げ面の状態は、構成刃先などの影響がなく、安定な切削加工により工具輪郭形状が仕上げ面に正確に転写されることである。この評価には仕上げ面粗さだけでは不十分であり、理論粗さに近い仕上げ面が得られる条件では、工具輪郭の転写誤差により、切削油剤の仕上げ面への影響を評価した。

2.5 仕上げ面における工具輪郭形状の転写誤差に及ぼす切削油剤の影響

2.5.1 切削速度・送り条件の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響

前節まで仕上げ面粗さの評価を実施した結果、切削速度を速くすることにより、その速度域は被削材の種類によるが、理論粗さに近い仕上げ面が得られた。理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削条件では、加工精度の指標として、仕上げ面における工具輪郭形状の転写誤差²⁻⁸⁾を評価し、切削油剤の影響を調べた。図 2.6 より S45C に関しては、送り 0.20 mm/rev の場合に切削速度 100 m/min 以上、送り 0.10 mm/rev の場合に切削速度 150 m/min 以上でほぼ理論仕上げ面粗さが得られたため、これらの切削条件において、転写誤差に及ぼす切削油剤の影響を調査した。

図 2.45 に送り条件毎に切削速度と転写誤差の関係を示す。送り 0.20 mm/rev では切削速度が速くなるほど、転写誤差が小さくなる傾向であり、切削速度 100 m/min では油剤の有無や組成による違いが明確に確認され、乾式より湿式の転写誤差が大きくなった。また、鉱油である M-VG8 よりエステルである E-VG8 の転写誤差が大きかった。

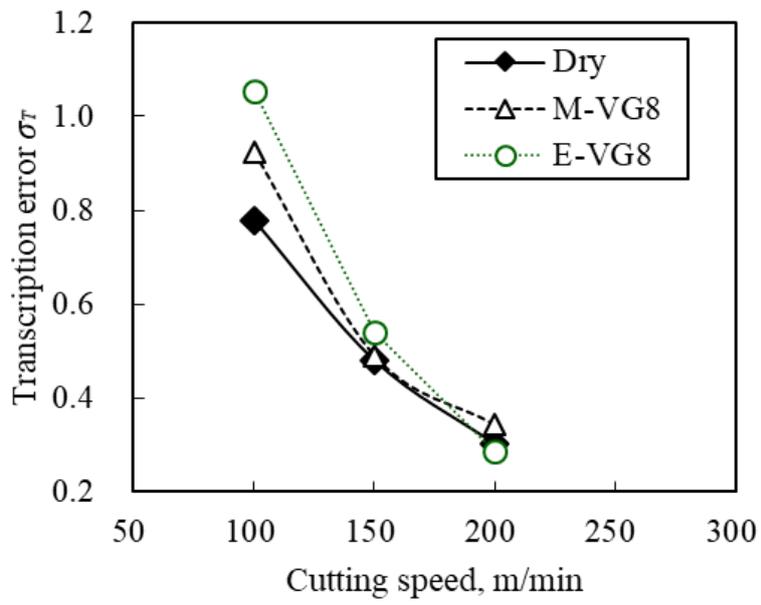
図 2.46 に切削速度 100 m/min, 送り 0.20 mm/rev における仕上げ面の粗さ曲線を示す。送りマーク一つ一つの形状が不規則に変化し、ややむしれたように見えることから、送りマークが明瞭である程度の工具への薄い凝着層が仕上げ面に影響していると考えられ、この凝着の程度が油剤の有無や組成により異なると考えられる。切削油剤により転写誤差が大きくなったのは、冷却や潤滑作用により、切削温度が低下したことが凝着に影響した可能性が考えられる。

図 2.47 に切削速度 200 m/min, 送り 0.20 mm/rev における仕上げ面の粗さ曲線を示す。乾式、湿式に依らず、工具輪郭形状がきれいに仕上げ面へ転写されており、このため、転写誤差の値が小さくなったと考えられる。これは切削速度が十分に速いため、乾式・湿式に関わらず、凝着の影響がほぼなくなったためと推察される。

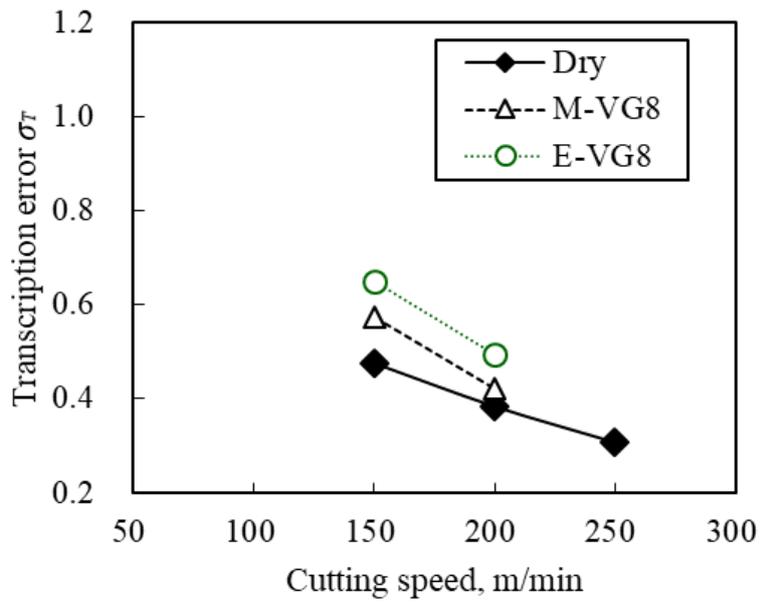
図 2.45 (b)の通り、送り 0.10 mm/rev では、送り 0.20 mm/rev よりも転写誤差が大きくなる傾向であり、切削速度が 150 m/min と 200 m/min のいずれも、乾式より湿式の転写誤差が大きくなった。

図 2.48 に切削速度 200 m/min, 送り 0.10 mm/rev における仕上げ面の粗さ曲線を示す。乾式では工具コーナーR の丸みが仕上げ面の送りマークに現れ、凸部の形状が比較的規則的に並んでいるのに対し、湿式では比較的送りマークに丸みがなく、凸部の形状も規則正しく並んでいなかった。2.3.1 節(b)でも述べた通り、送り 0.10 mm/rev では仕上げ面生成域における切取り厚さの大部分が刃先丸み半径以下と非常に薄くなるため、湿式では仕上げ面生成域において、安定に被削材を切取ることができない可能性が考えられ、凝着の他に、このことも転写誤差につながっていると考えられる。

以上、理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削条件において、切削油剤が工具輪郭形状の転写誤差に影響することが分かった。



(a) Feed rate of 0.20 mm/rev



(b) Feed rate of 0.10 mm/rev

Fig. 2.45 Difference of transcription error on finished surface in cutting fluids when turning S45C

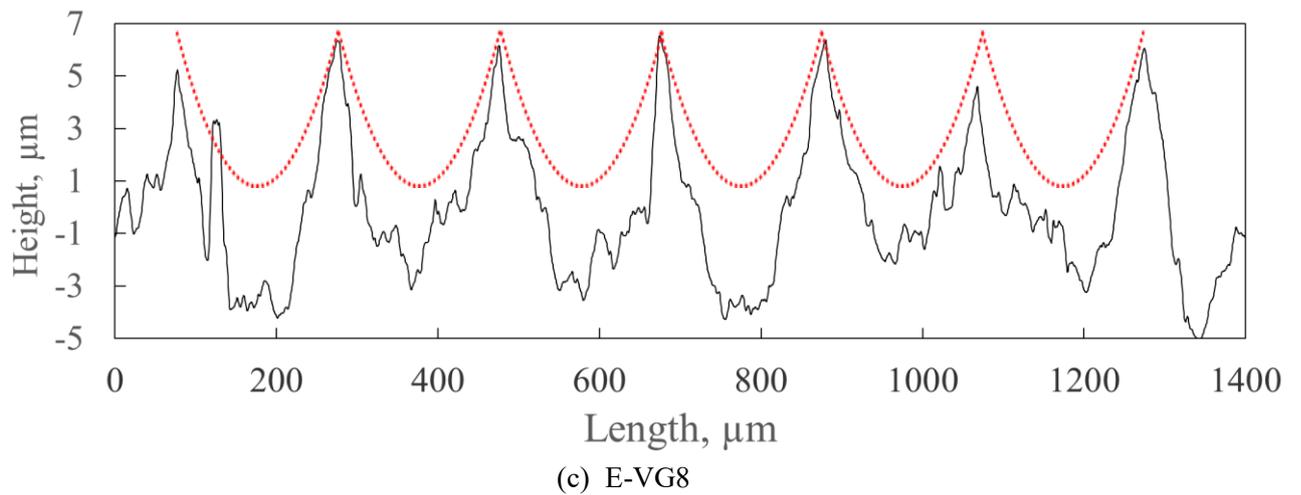
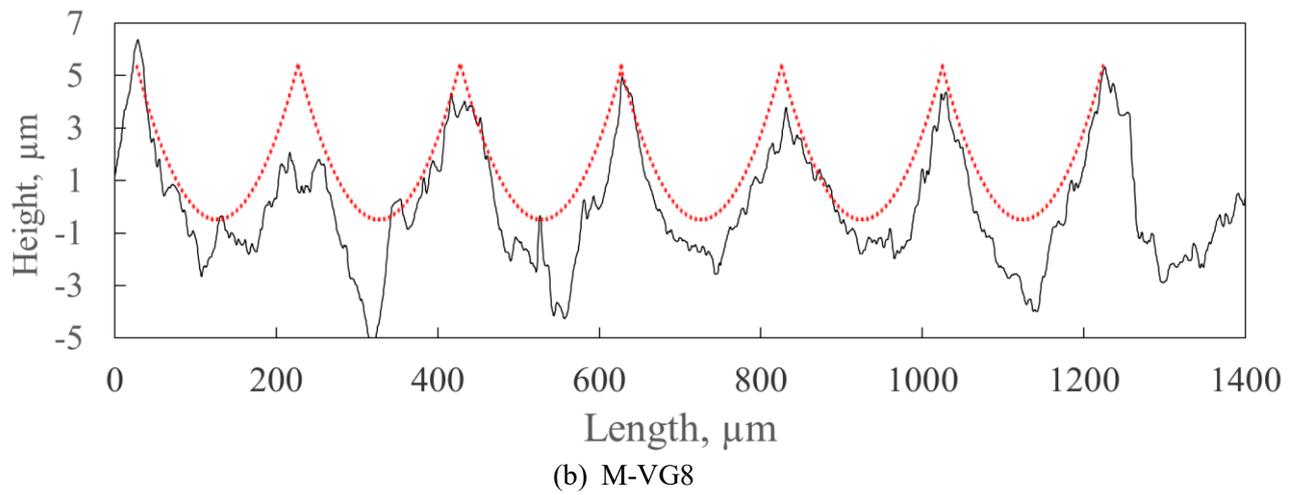
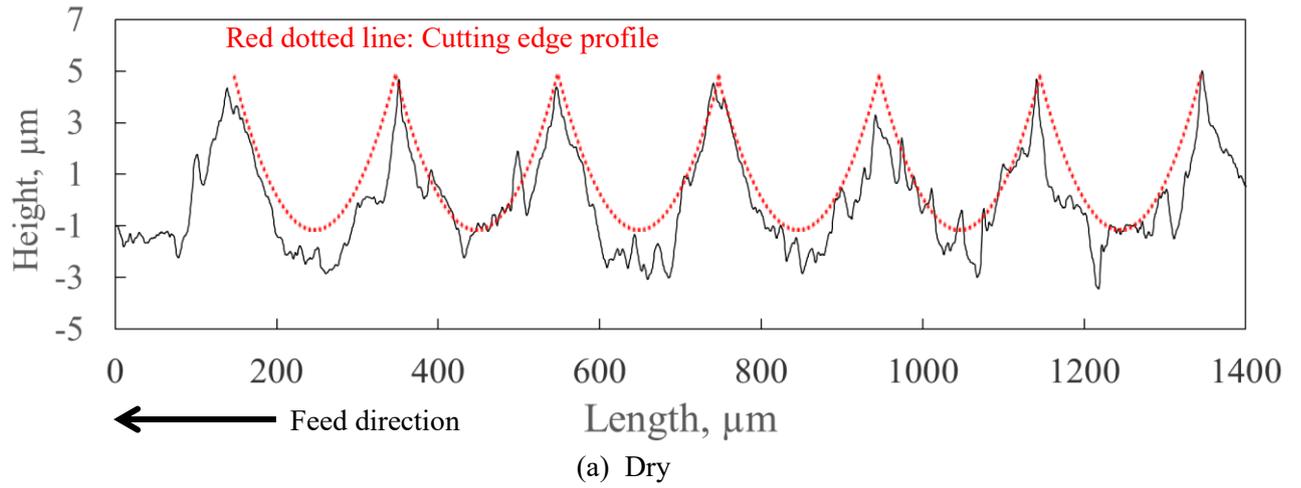
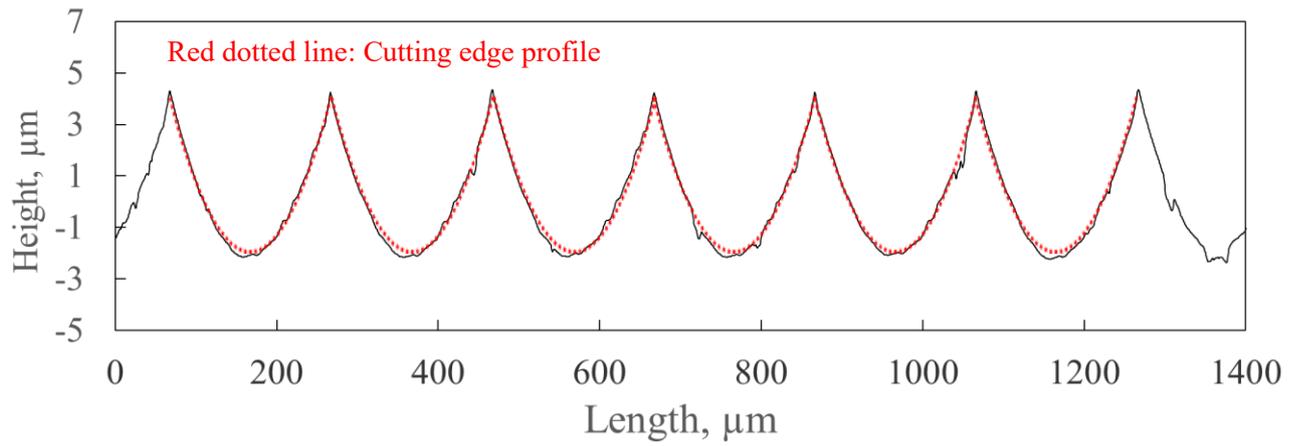
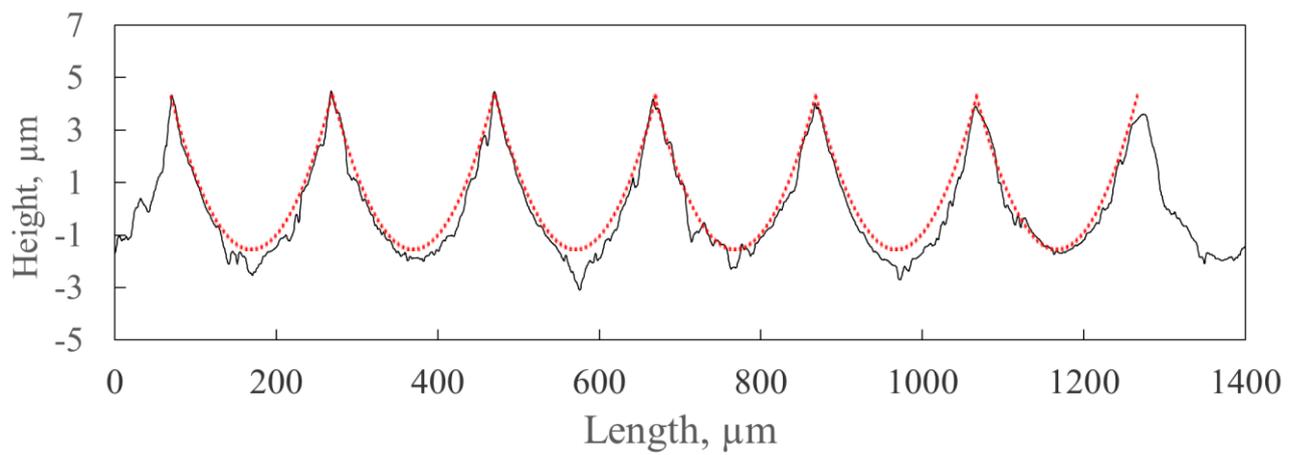


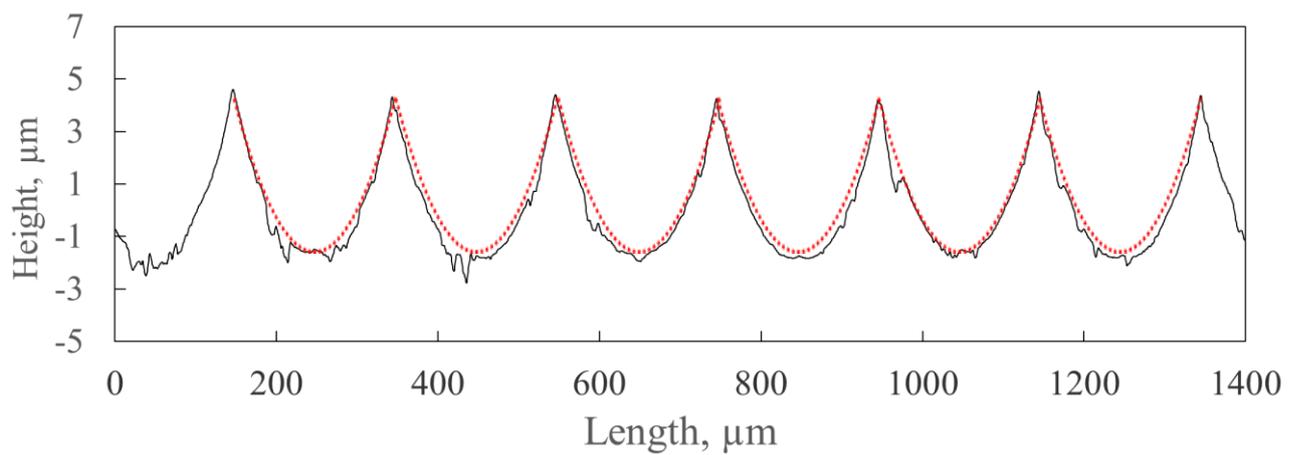
Fig. 2.46 Difference of surface roughness curve in cutting fluids when turning S45C at cutting speed of 100 m/min, feed rate of 0.20 mm/rev



(a) Dry



(b) M-VG8



(c) E-VG8

Fig. 2.47 Difference of surface roughness curve in cutting fluids when turning S45C at cutting speed of 200 m/min, feed rate of 0.20 mm/rev

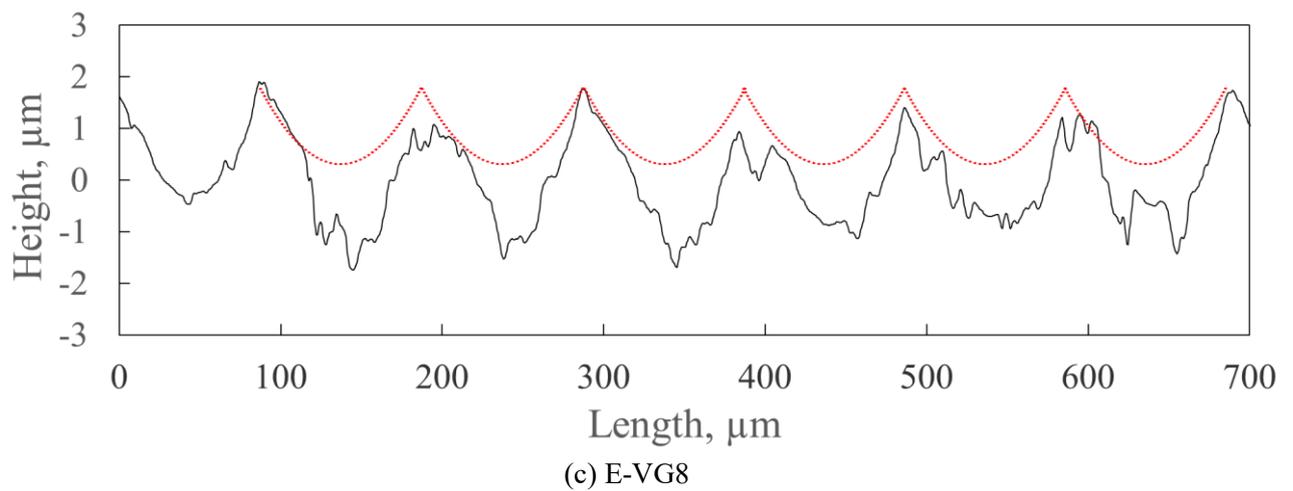
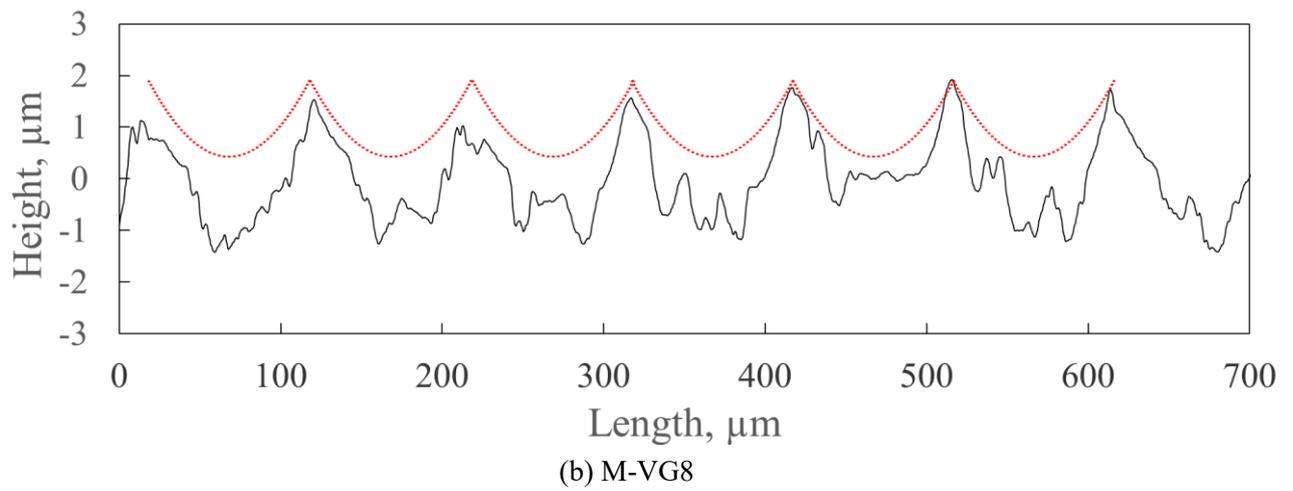
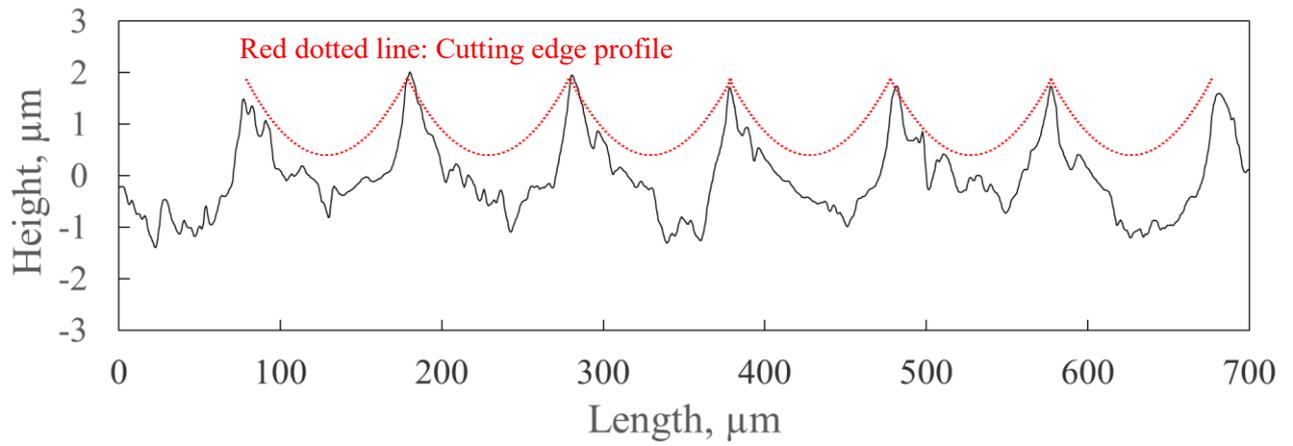


Fig. 2.48 Difference of surface roughness curve in cutting fluids when turning S45C at cutting speed of 200 m/min, feed rate of 0.10 mm/rev

2.5.2 被削材の違いが切削油剤の効果に及ぼす影響

被削材の違いが転写誤差に及ぼす影響を調査した。評価条件は、転写誤差の大きい送り 0.10 mm/rev とし、切削速度は各被削材で理論粗さに近い仕上げ面が得られる速度として、S45C, SCM435, SS400 では 200 m/min, SUS440C では 50 m/min, SUS304 では 10 m/min とした。送り 0.06 mm/rev の条件は、今回の実験条件の範囲内において、被削材によっては理論粗さに近い仕上げ面が得られなため、検討から除外した。

図 2.49 に被削材毎の転写誤差を乾式と湿式を比較して示す。SUS304 を除き、いずれの被削材においても、乾式より湿式の転写誤差が大きくなった。S45C では前節において、転写誤差の変化は、切削油剤による凝着への影響や工具の被削材への食付き性に起因するものと考察したが、他の被削材でも同様であるかを粗さ曲線から考察することにした。

Cutting conditions

Feed rate: 0.10 mm/rev, Depth of cut: 0.50 mm

Cutting speed: 200 m/min (S45C, SCM435, SS400), 50 m/min (SUS440C), 10 m/min (SUS304)

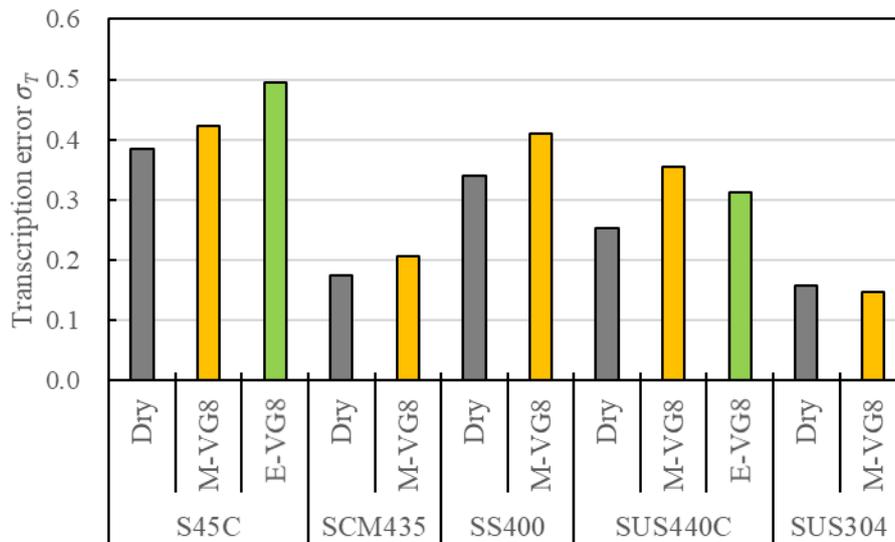


Fig. 2.49 Difference of transcription error on finished surface in cutting fluids and work materials when turning at feed rate of 0.10 mm/rev

図 2.50 に SCM435 の仕上げ面の粗さ曲線を乾式と湿式を比較して示す。乾式より M-VG8 の方が平滑なプロファイルとなっているが、転写誤差は M-VG8 の方が大きくなっている。これは、送りマークの形状の乱れによるものと考えられ、M-VG8 では切取り厚さが特に薄くなる送りマークの右側部分にやや切残しがあるように見え、凸部が塑性流動により若干盛り上がっているように見受けられる。これは切削油剤による工具-被削材間の潤滑により、工具の食付き性が不足したためと推定される。SCM435 では仕上げ面へ凝着の影響がほとんどないように見えるため、工具の食付きの違いにより、転写誤差の差が現れた可能性がある。

図 2.49 より SUS4440C では S45C と異なり、M-VG8 の転写誤差が最も大きく、次いで E-VG8 の転写誤差が大きい結果となった。この理由を考察するため、仕上げ面の粗さ曲線を確認した。

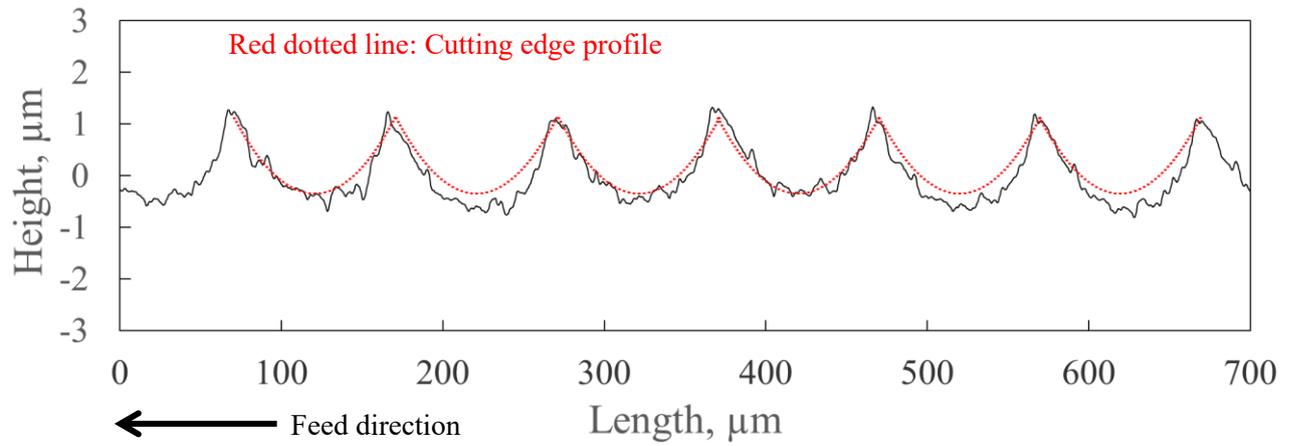
図 2.51 に SUS4440C の仕上げ面の粗さ曲線を示す。M-VG8 では乾式に比べ、凝着によりやや過切削になっているため転写誤差が大きくなっていると考えられる。E-VG8 では明確に過切削になっている様子はないが、比較的送りマークが不明瞭で平坦になっている箇所が多いため乾式より転写誤差が大きいと考えられる。これは、微小切削となる仕上げ面生成域で安定に切削できてないことが原因である可能性があり、E-VG8 が油性効果のあるエステルであるため、微小切削領域で工具切れ刃の食付き性が不足したと推察される。

図 2.52 に唯一、乾式と湿式で転写誤差が同等であった SUS304 の仕上げ面の粗さ曲線を示す。乾式と湿式のどちらのプロファイルも送りマークの多少の上下変動はあるが、ほぼ工具輪郭形状通りの仕上げ面になっており、十分に転写誤差が小さかったと考えられる。SUS304 は比較的硬度が低く、熱伝導率が低く切削温度も上がりやすいため、工具が被削材へ食付きやすく、切削油剤の転写誤差への影響が現れなかったと考えられる。

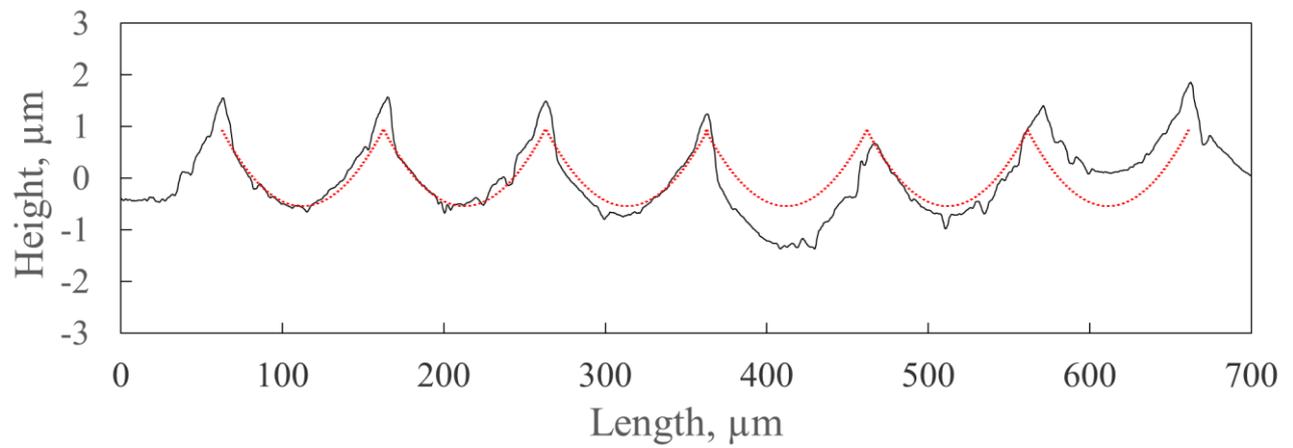
以上、多くの被削材において、切削油剤により転写誤差が大きくなる傾向であった。これは理論粗さに近い仕上げ面が得られるような高速切削条件において、切削油剤が凝着の程度をやや大きくすることや、被削材への工具食付き性を低下させることに起因していると推察される。

Cutting conditions

Work material: SCM435, Feed rate: 0.10 mm/rev, Cutting speed: 200 m/min, Depth of cut: 0.50 mm



(a) Dry

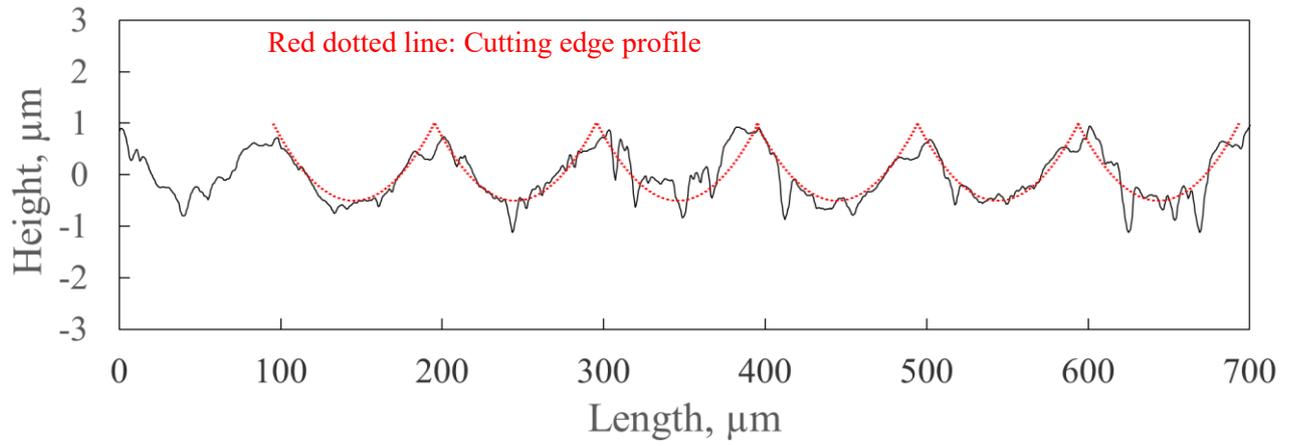


(b) M-VG8

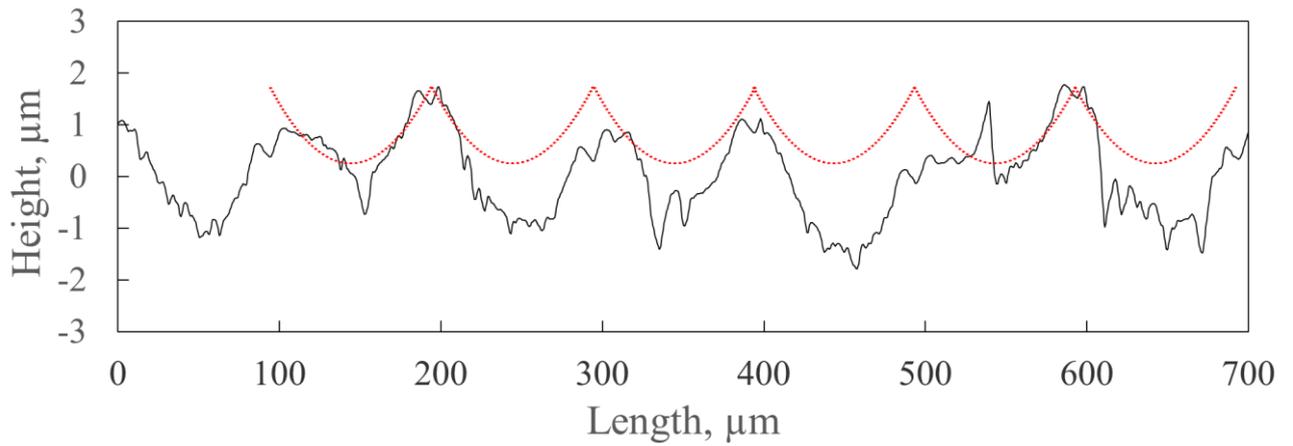
Fig. 2.50 Difference of surface roughness curve in cutting fluids when turning SCM435

Cutting conditions

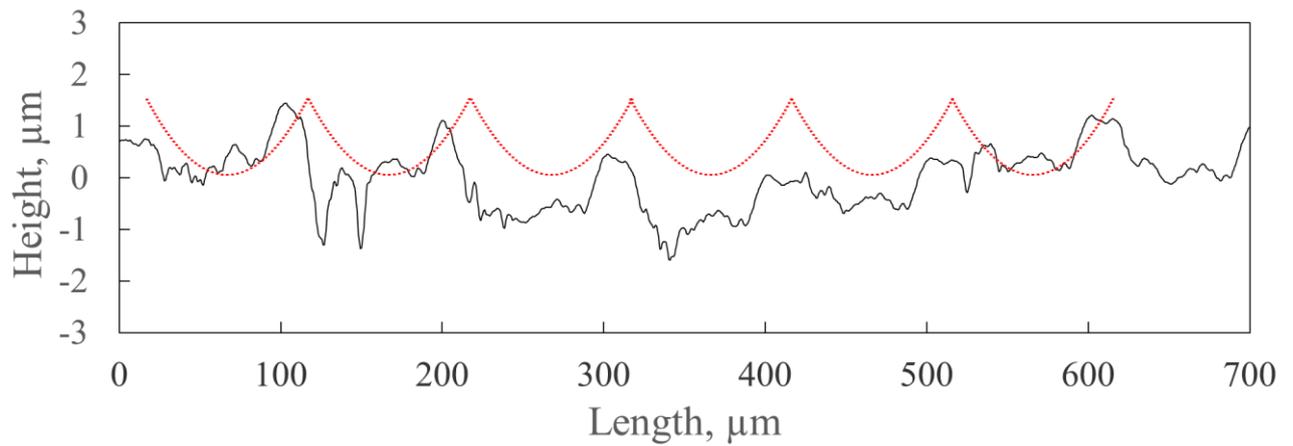
Work material: SUS440C, Feed rate: 0.10 mm/rev, Cutting speed: 50 m/min, Depth of cut: 0.50 mm



(a) Dry



(b) M-VG8

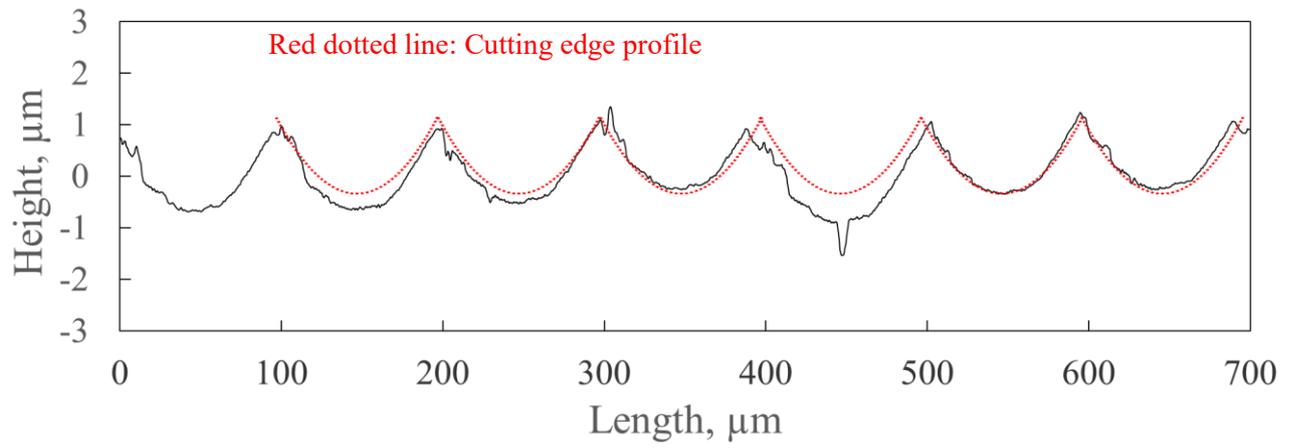


(c) E-VG8

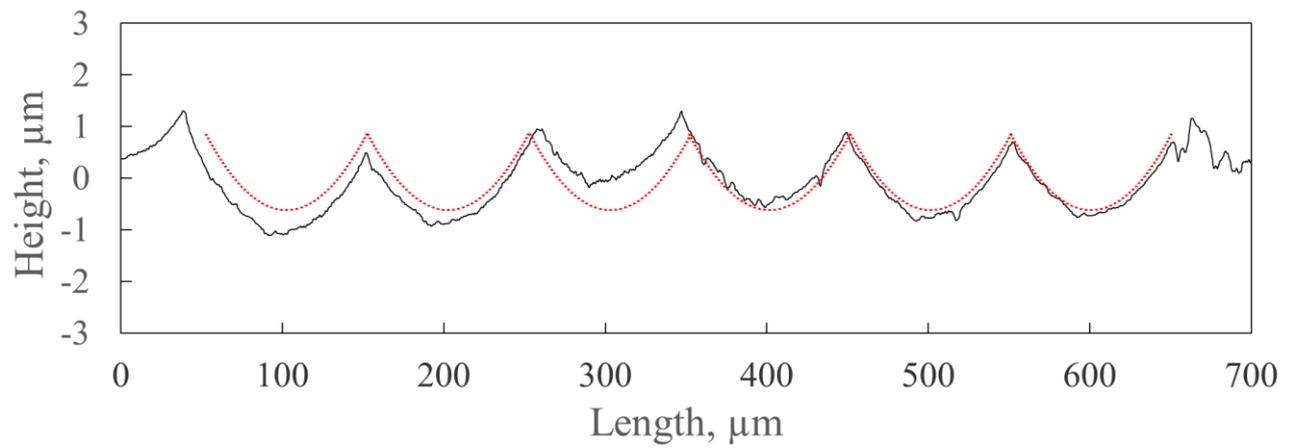
Fig. 2.51 Difference of surface roughness curve in cutting fluids when turning SUS440C

Cutting conditions

Work material: SUS304, Feed rate: 0.10 mm/rev, Cutting speed: 10 m/min, Depth of cut: 0.50 mm



(a) Dry



(b) M-VG8

Fig. 2.52 Difference of surface roughness curve in cutting fluids when turning SUS304

2.6 切削油剤の作用に関する考察

ここで切削油剤の仕上げ面に対する効果をまとめ、その作用を考察する。

切削油剤は、乾式切削で仕上げ面粗さが理論値を大きく超える切削条件において、仕上げ面粗さを減少させた。これは 2.4 節から、切削油剤の潤滑作用により、過切削の原因となる構成刃先の成長が抑止されるためであると考えられる。

一方、理論粗さに近い仕上げ面が得られる加工条件では、工具輪郭形状の転写誤差 σ_T を評価項目とし、この転写誤差 σ_T は乾式に比べ、湿式の方が大きくなる傾向にあった。この原因としては二つ考えられる。一つ目は、切削油剤の冷却により、仕上げ面への凝着の影響が大きくなることであるが、これは切削速度を速くすることで、乾式と湿式の違いがなくなった。

二つ目は、送りが 0.10 mm/rev 以下で大部分の切取り厚さが刃先丸み半径以下となる旋削加工の仕上げ面生成域において、切削油剤の潤滑により被削材への工具食付き性が低下し、安定な切削加工とならないため、送りマーク形状が乱れることが考えられる。この工具食付き性は、切削油剤の潤滑性に依存するとともに、前節の結果から加工条件にも大きく依存すると考えられる。よって、この加工条件に応じた切削油剤の工具食付き性も、潤滑性とともに新たな評価法により定量化することを試みた。

2.7 結 言

切削油剤の潤滑性と加工性能の関連性を検討するための予備段階として、様々な加工条件で旋削加工の仕上げ面粗さや工具輪郭の転写誤差に及ぼす切削油剤の影響を調査した結果、以下の結論を得た。

- (1) 乾式切削で仕上げ面粗さが理論値を大きく超える加工条件において、切削油剤は仕上げ面粗さを著しく小さくした。
- (2) 切削速度が遅いほど、被削材・工具母材の熱伝導率が高いほど、また、切込みが極めて薄い条件において仕上げ面粗さは大きくなる傾向であり、切削油剤の仕上げ面粗さ低減効果も大きくなった。
- (3) 送りが低いほど、仕上げ面粗さは理論値に比べ大きくなり、切削油剤の仕上げ面粗さ低減効果も大きくなった。以上をまとめると、切削温度が低くなる方向に加工条件を設定すると仕上げ面粗さが大きくなり、切削油剤による仕上げ面粗さ低減効果も大きくなると考えられる。
- (4) 動粘度が同等の鉱物油とエステルでは、油性効果のあるエステルの仕上げ面粗さの方が小さくなる傾向にあった。
- (5) 乾式で理論粗さに近い仕上げ面が得られる加工条件では、仕上げ面粗さに切削油剤の有無や種類の影響が認められなかった。しかし、仕上げ面粗さが小さいことだけが必ずしも良好な仕上げ面品位とならないため、理論粗さに近い仕上げ面が得られる加工条件では、工具輪郭の転写誤差 σ_T に及ぼす切削油剤の影響を調査した。
- (6) 理論粗さに近い仕上げ面が得られる加工条件の範囲内では、切削速度が遅く、送りは小さいほど、転写誤差 σ_T が大きくなった。さらに切取り厚さが薄くなる低送り条件では切削油剤の供給により転写誤差 σ_T が大きくなった。このため、切れ刃の潤滑により工具食付き性が低下することが考えられる。なお、SUS304 といった被削材や加工条件によっては、切削油剤は転写誤差 σ_T に影響しなかった。
- (7) 動粘度が同等の鉱物油とエステルでは、エステルの転写誤差 σ_T の方が大きくなる傾向にあった。

以上から、仕上げ面粗さや工具輪郭の転写誤差に及ぼす切削油剤の影響が明確になり、切削油剤の潤滑性との関連性を検討するための加工データを取得することができた。

2.8 参考文献

- 2-1) 田中隆太郎, 西本秀人, 田中大輔, 古本達明, 細川晃, 上田隆司: 焼結鋼の旋削加工における工具刃先温度と仕上げ面粗さ, 砥粒加工学会誌, 56, 12 (2012) 819-823.
- 2-2) 篠崎襄: 切削油剤に関する二, 三の問題点, 油化学, 11, 9 (1962) 443-447.
- 2-3) 大庫和孝, 中島耕一: 構成刃先の脱落と工具摩耗進行の一観察 一切削油剤の効果一, 潤滑, 21, 7 (1976) 447-451.
- 2-4) 板倉勝利, 黒田基文, 土井義弘, 塚本英彦, 有浦泰常: 超耐熱合金インコネル 718 の高速切削加工-高圧注液を用いた仕上げ切削-, 精密工学会誌, 66, 10 (2000) 1611-1615.
- 2-5) 山口雅史, 帯川利之: 精密工学会春季大会学術講演会講演論文集(2012).
- 2-6) 和泉恭平, 杉原達哉, 榎本俊之: 高級脂肪酸多量体に着目したチタン合金加工用切削油剤の開発に関する研究, 精密工学会春季大会(2014).
- 2-7) Y. Yamane, R. Tanaka, T. Sugino, Israel. M. R., K. Yamada : A new quantitative evaluation for characteristic of surface roughness in turning, *Prec. Eng.*, 50 (2017) 20-26.
- 2-8) 田中隆太郎, 山根八洲男, 杉野直規, 関谷克彦, 山田啓司: 旋削加工における仕上げ面粗さに関する一考察, 精密工学会春季大会学術講演会講演論文集(2015).
- 2-9) 山根八洲男, 関谷克彦: 難削指数による難削性の評価, 精密工学会誌, 70, 3 (2004) 407.
- 2-10) 精密工学会中国四国支部: 「切削理論の基礎・仕上げ切削における工具および切削油剤の選び方」広島地区講習会教材(2018).
- 2-11) 田中典義: 油性剤, 摩擦調整剤, トライボロジスト, 52, 9 (2007) 675-678.
- 2-12) M. C. Shaw: *The Performance of Free Machining Additives II*, MIT (1959) 21.
- 2-13) 今村崇, 田中隆太郎, 小島祐人, 関谷克彦, 山田啓司: 仕上げ面生成領域における工具刃先温度, 2017年度 精密工学会中国四国支部 鳥取地方学術講演会講演論文集, 33-34.
- 2-14) 益子正巳: 金属切削に関する基礎的研究, 日本機械学会論文集, 22, 118 (1956) 371.
- 2-15) 竹島卓哉, 森田昇, 山田茂, 高野登, 大山達雄: 2次元切削の可視化による切削現象の研究, 砥粒加工学会誌, 49, 1 (2005) 24-29.
- 2-16) E. O. Ezugwu, R. B. Da Silva, J. Bonney and A. R. Machado: Evaluation of The Performance of CBN Tools When Turning Ti-6Al-4V Alloy with High Pressure Coolant Supplies, *International Journal of Machine tools and Manufacture*, 45 (2005) 1009.
- 2-17) K. A. Venugopal, S. Paul and A. B. Chattopadhyay: Growth of Tool Wear in Turning of Ti-6Al-4V Alloy under Cryogenic Cooling, *Wear*, 262 (2007) 1071.
- 2-18) H. Takeyama, T. Ono: Basis Investigation of Build-Up Edge, *Transactions of ASME, Series B*, 90, 2 (1968) 335.
- 2-19) *Tool Engineering Handbook*, second edition, SME, McGRAW-HILL, New York, (1959) 18-31.
- 2-20) 臼井英治: 構成刃先の生成機構について, 機械と工具, 8, 4 (1964) 5.
- 2-21) 牧野亮哉, 貴志浩三, 星光一: 低炭素鋼切削における構成刃先現象, 精密機械, 39, 3 (1973) 299-305.

第3章 マイクロフィードエンドミル加工の切削抵抗を用いた切削油剤の 摩擦係数 μ -MFM の評価方法

3.1 緒言

第 1 章で述べた通り、切削油剤の潤滑性の評価には、切削直後の被削材の活性な金属表面と工具との間の摩擦係数を、切削加工と同様な高速のすべり速度かつ弾性変形域内の応力において計測する必要があると考えた。このような摩擦環境を実現するために簡便に実施可能な方法として、弾性上滑り現象が生じるアップカットのエンドミル加工に着目した。この考え方について以下に詳細を述べる。

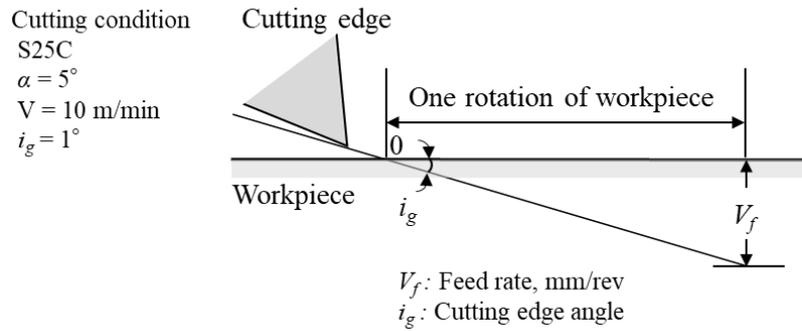
フライス加工や研削加工などの多刃回転工具の円周切れ刃による上向き削りにおいては、工具と被削材の相互干渉形状が、ゼロから徐々に増加し最大切取り厚さに達した後、再びゼロに戻るという過渡的切削過程を繰返して仕上げ面が生成される。そのため、工具と被削材の接触開始点近傍には、弾性変形や塑性変形などの切削現象とは異なる過渡現象が存在する³⁻¹⁾。例えば、切削方向に対して切込みがゼロから徐々に増加していく特殊な乾式の二次元切削においては、工具が被削材に接触してから切削開始点までのすべり長さは、刃先丸み半径が大きく、切削方向の切取り厚さの増加率が小さいほど長くなること³⁻²⁾が報告されている。また、刃先丸み半径 ρ 、すくい角 α とすると、切取り厚さ $\rho(1+\sin\alpha)$ がバニッシュ領域と切りくず生成領域の境目であるとされている³⁻³⁾。これらのことを参考に、積極的に切削開始までのすべり長さを長くして弾性変形域の摩擦係数を評価するために、最大切取り厚さが刃先丸み半径より小さいマイクロフィードエンドミル加工をアップカットで実施した。

図 3.1 は S25C のパイプ状被削材の端面を旋盤の横送り機構を利用して 1 回転以内に切削実験を完了させた場合の主分力 q および背分力 p の抵抗比 q/p と切削距離の関係を示しており³⁻⁴⁾、この図を参考に弾性、塑性、切削領域を判別することにした。

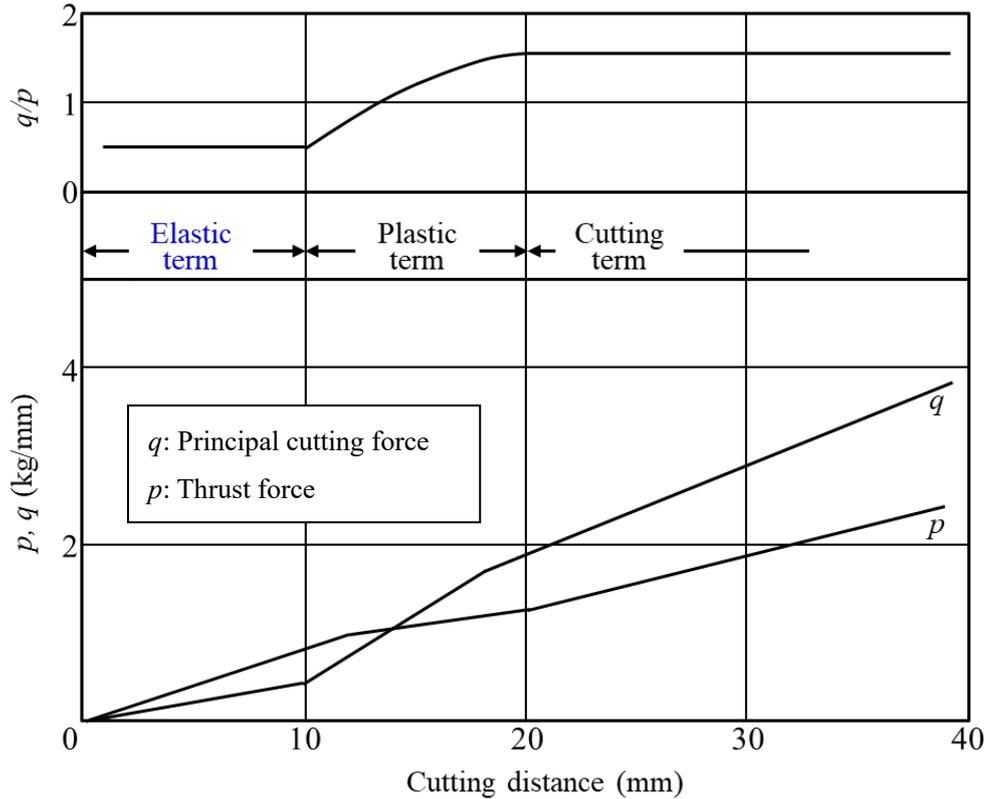
図 3.2 には弾性変形、塑性変形、切削の各領域の模式図を示す。宇野らによると、 q/p が 0.5 付近で一定値となるが弾性変形領域(図 3.2 (a))であり、工具すくい面前方に被削材の盛上りが生じ、主分力が急激に増大することで抵抗比も増大するのが塑性変形領域(図 3.2 (b))、さらに切りくずが生成する切削領域(図 3.2 (c))になると抵抗比は一定値をとる³⁻⁴⁾。これらの結果から、加工中の切削抵抗比の推移より加工領域を区別した。本研究では図 3.2 (a)のような弾性変形域の摩擦係数を切削抵抗から算出し評価することを試みた。

エンドミル加工においては、工具回転円の中心方向の分力を F_n 、接線方向の分力を F_t とし、これらの抵抗比 F_t/F_n の推移から弾性変形域、塑性変形域、切削域を区別した。そして、弾性変形域における F_t/F_n の平均値を μ -MFM と定義し、切削油剤の潤滑性の指標とした。そして、各切削油剤の μ -MFM と切削加工における仕上げ面粗さの関係性を解析して、マイクロフィードエンドミル加工による評価法が適切であるか検証した。

本章では、このマイクロフィードエンドミル加工における工具-被削材間の摩擦係数 μ -MFM の評価法の詳細を述べる。



(a) The interference shape between cutting edge and work material



(b) Relationship between cutting distance and cutting force rate

Fig. 3.1 Transient phenomena in the initial part of contact between tool and work material³⁻⁴⁾

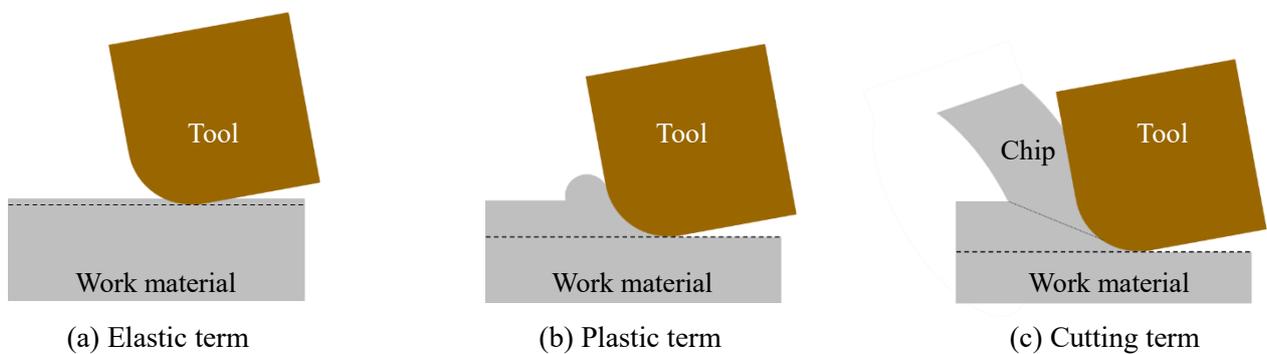


Fig. 3.2 Cutting process of tool edge

3.2 実験方法

3.2.1 マイクロフィードエンドミル(MFM)加工実験

表 3.1 にマイクロフィードエンドミル加工の実験条件を示す。幅広い切削条件で切削油剤の効果を調査するため、表 2.3 の通り、物性や組成が異なる被削材として、中炭素鋼 S45C、オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304、マルテンサイト系ステンレス鋼 SUS440C、チタン合金 Ti-6Al-4V を用いた。工具には刃先丸み半径が $2.3\ \mu\text{m}$ の超硬 TiAlN コーティングチップを用いた。

図 3.3 に実験に使用した工具の刃先形状を示す。刃先丸み半径はレーザー顕微鏡(キーエンス, 形状測定レーザマイクロスコープ VK-X200)を用いて測定した。工具すくい面から切れ刃と直交する方向に、逃げ面に至るまでの経路の形状を測定した。この測定した形状から刃先丸み半径を求めた。

刃数は1枚で切削方向はアップカットとした。弾性変形域の発現を促すため、送り量は刃先丸み半径より小さく、使用した工作機械の最小設定値である $1\ \mu\text{m}/\text{rev}$ とした。

切削速度は $50\text{--}200\ \text{m}/\text{min}$ の範囲内で実験した。被削材を動力計(KISTLER 9257B)上に固定し、サンプリングレートは、切削速度 $50\ \text{m}/\text{min}$, $100\ \text{m}/\text{min}$ の場合に $200\ \text{kHz}$, $150\ \text{m}/\text{min}$, $200\ \text{m}/\text{min}$ の場合には $500\ \text{kHz}$ で切削抵抗を計測した。

Table 3.1 Cutting conditions for micro feed end milling test

Work material	S45C, SUS440C, SUS304, Ti-6Al-4V $57\times 60\times 25\ \text{mm}$ (w×b×h)
Tool holder	MTES335 (KYOCERA), $\phi 35\ \text{mm}$
Number of flutes	One
Insert	TEEN1603PETR1 TiAlN coated cemented carbide Cutting edge: Chamfer honing $\rho = 2.3\ \mu\text{m}$
Projecting length	43 mm
Machine tool	NV5000 α 1/A4 (DMG MORI)
Cutting direction	Up cut
Cutting speed	50 - 200 m/min
Feed rate	$1\ \mu\text{m}/\text{rev}$
Axial rake	$+15^\circ$
Radial rake	0°
Axial depth of cut	1.0 mm
Radial depth of cut	17.5 mm
Flow rate of fluid	0.5 L/min

Microphotograph of cutting-tool edge

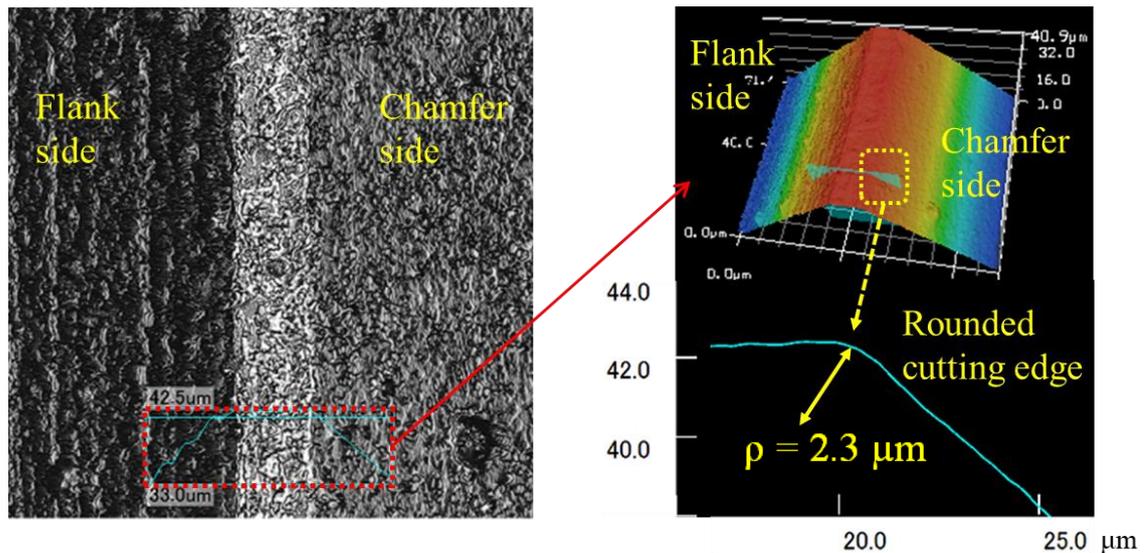


Fig. 3.3 Profile of cutting-tool edge for micro feed end milling

3.2.2 摩擦試験

従来の切削油剤の一般的な摩擦試験法として、振子試験の摩擦係数、曾田四球試験における焼付き荷重、シェル EP 試験の溶着荷重を取り上げ、マイクロフィードエンドミル加工における摩擦係数 μ -MFM と油剤評価法としての適性を比較した。

振子試験は、試験材料を支点として振子を自由振動させ、その減衰の様子から、境界潤滑下の摩擦係数を求める方法である³⁻⁵⁾。潤滑における様々な要因を単純化し、なるべく純粋な状態の摩擦係数を捉えようとしたものであり、簡便で精度の良い方法として一般的に知られている³⁻⁶⁾。この振子試験は JASO M 314 に準拠して試験した。

四球試験は、潤滑油の極圧潤滑状態における焼付き・融着などの摩擦面の損傷を防ぐ性能、すわなち、耐荷重能を簡単に評価する手段として用いられ、JIS, IP, ASTM などの諸規格にその試験方法・試験条件が定められている³⁻⁷⁾。本節では、焼付きが発生しない最大の荷重を求める曾田四球試験を JIS K 2519 に、より高速で試験球同士の融着が発生するまでの荷重を求めるシェル EP 試験を ASTM D 2783 に準拠して試験した。

3.2.3 供試油

表 3.2 に供試油の組成と動粘度, 従来の摩擦試験における試験値を示す. これら試験値とマイクロフイードエンドミル加工における摩擦係数 μ -MFM について, 切削油剤の特性値としての適性を比較した. M-VG2, M-VG8, M-VG20 は鉱物油であり, 粘度の違いにより潤滑性が異なる. 第 2 章でも述べた通り, M-VG8 と E-VG8 は動粘度が同等であるが, 組成の違いにより潤滑性が異なる. E-VG8 は極性基を有するエステルであり, 金属表面に物理的に吸着し, 吸着膜により潤滑面同士の金属接触を妨げる働きのある油性剤として作用すること²⁻¹¹⁾が知られ, 境界潤滑域において摩擦低減効果の高い油剤である. このため, E-VG8 は振子試験で最も摩擦係数が低く, 曾田四球試験でも高い焼付き荷重を示すと考えられる.

シェル EP 試験の溶着荷重は動粘度の異なる鉱物油では, どの供試油も同じ結果となった. この試験は, 高温・高圧下の耐融着性を評価しており, 極圧剤が結果を左右するためであると考えられる. 曾田四球試験やシェル EP 試験では, 極圧剤を含む M-VG8+S が最も高い耐荷重能を示すが, 第 2 章の旋削実験では, M-VG8 と比べ, 目立った差異が得られなかった. よって, 旋削加工において, 耐荷重能は切削性能の指標として必ずしも適さない可能性がある. 今回は, 動粘度と鉱物油・エステルの違いに絞って評価を実施した.

以上, 動粘度や組成の異なる供試油を用いて, 切削油剤の摩擦特性と切削性能の関係性を検討した.

Table 3.2 Composition and characteristic values of cutting fluids for micro feed end milling test

Sample name	M-VG2	M-VG8	M-VG20	E-VG8	M-VG8+S (Reference)
Composition	Mineral oil	Mineral oil	Mineral oil	Ester	Mineral oil + Sulfur
Kinematic viscosity at 40°C, mm ² /s	1.621	7.827	20.44	8.030	8.540
μ in pendulum style friction test	0.3 < (Unstable)	0.3 < (Unstable)	0.244	0.098	0.133
Seizure load in soda four-ball test, MPa	0.20	0.20	0.25	0.40	0.60
Welding load in shell EP test, N	981	981	981	1236	2452

3.3 マイクロフィードエンドミル(MFM)加工における加工プロセス

図 3.4 に MFM 加工プロセスのモデル図を示す. この図は, 乾式で構成刃先や加工システムの剛性は考慮しないことを前提条件とする. 加工開始後, 工具が数回転するだけでは, 切取り厚さが被削材の弾性限度を下回るため, 切りくずは生成しない. これは, 刃先丸み半径 ρ , すくい角 α とすると, 切取り厚さ $\rho(1+\sin\alpha)$ が弾性・塑性領域と切りくず生成領域の境目の目安であること³⁻³⁾を考慮すると, 刃先丸み半径 $\rho = 2.3\mu\text{m}$ に対し, 最大切取り厚さ $1\mu\text{m}$ では切削域に達していないと考えられるためである. 工具送りの進展に伴い, 被削材が弾性限度を超えるようになり, 最大切取り厚さになる部位から徐々に被削材の変形が始まる(図 3.4 (b), (c)). そして, 図 3.4 (d)から, 工具 1 回転毎の加工形状が定常状態となり, 図 3.4 (e), (f)の通り, 側面に弾性限度分の切残し及び切りくずを発生させながら, 加工が進展する. このように微小送りであるが 1cut 中に弾性変形域と切削域が混在しているため, 切削抵抗比からこれらを区別する必要がある.

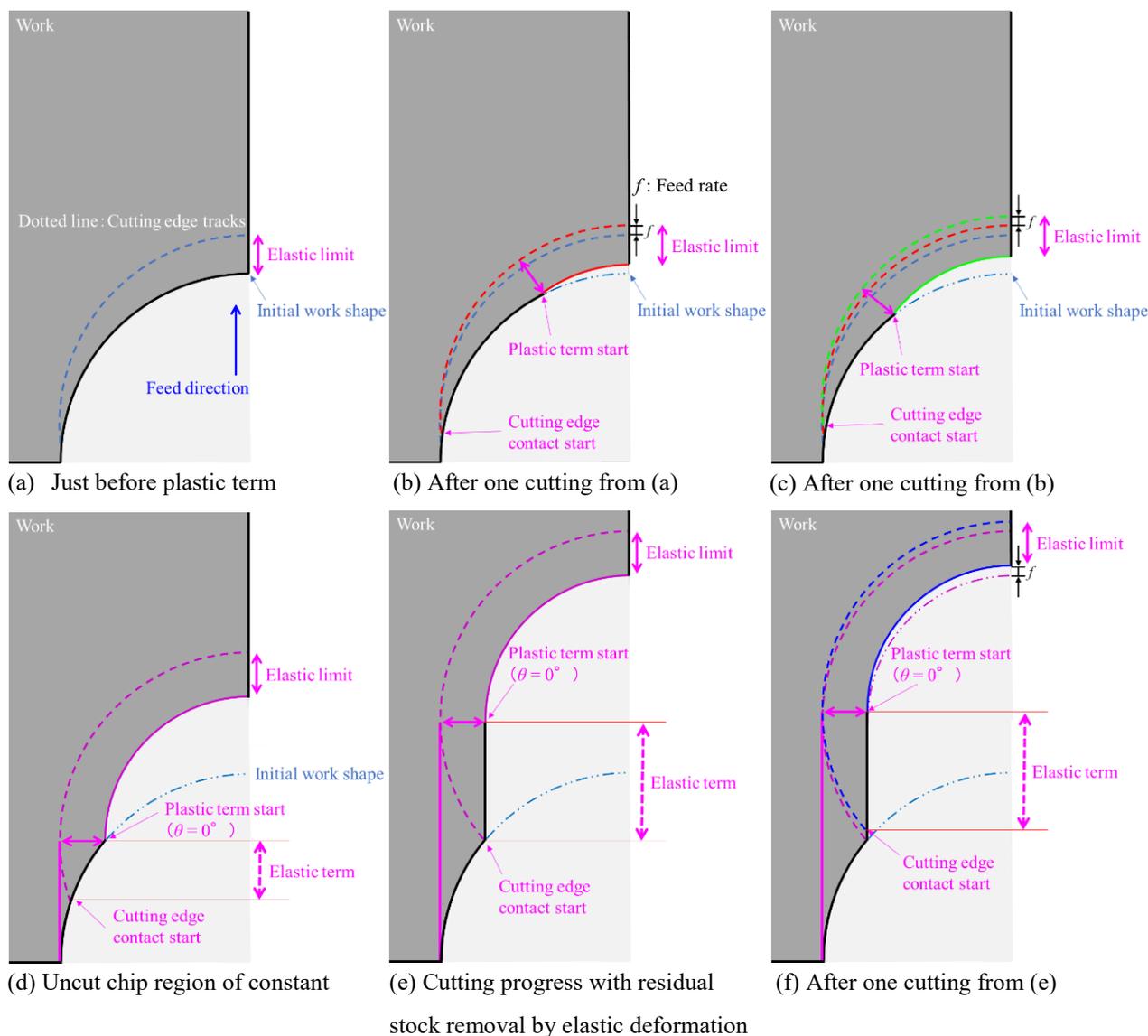


Fig. 3.4 Cutting processes model in micro feed end milling at dry condition

図 3.5 には加工が定常状態になった後の乾式と湿式の切削抵抗 F_t (工具回転円の接線方向の分力) および F_n (工具回転円の半径方向の分力) の推移の比較を示す. 被削材と工具の接触直後では顕著に湿式 (E-VG8) の F_n (工具回転円の半径方向の分力) が乾式より高くなっている. これは, 湿式では, 工具-被削材間の摩擦低減により被削材の塑性変形が開始するまでの弾性限度が高く, 切残し量が多いためと考えられる.

図 3.6 に上記のことを踏まえ, 湿式の場合のマイクロフィードエンドミル加工のプロセスを示す. まず, 工具が被削材へ接触後, 湿式の弾性限度を超えてから塑性変形が始まる. そして, 被削材の塑性変形が始まってからは, 乾式の弾性限度へ収束するため, 工具が通過した後の被削材の形状が工具 1 回転毎に変化すると考えられる (図 3.6 (a)~(c)). このように, 潤滑性の違いにより, 加工中の工具-被削材間の接触状態が絶えず変化することから, 加工中の全体の切削抵抗の解釈は非常に複雑で難しくなる. このような理由からも, 潤滑性の評価には, 工具と被削材の接触開始点近傍の切削抵抗に着目することが適切である.

Cutting conditions

Feed rate: 1 $\mu\text{m}/\text{rev}$, Cutting speed: 100 m/min, Work material: SUS440C

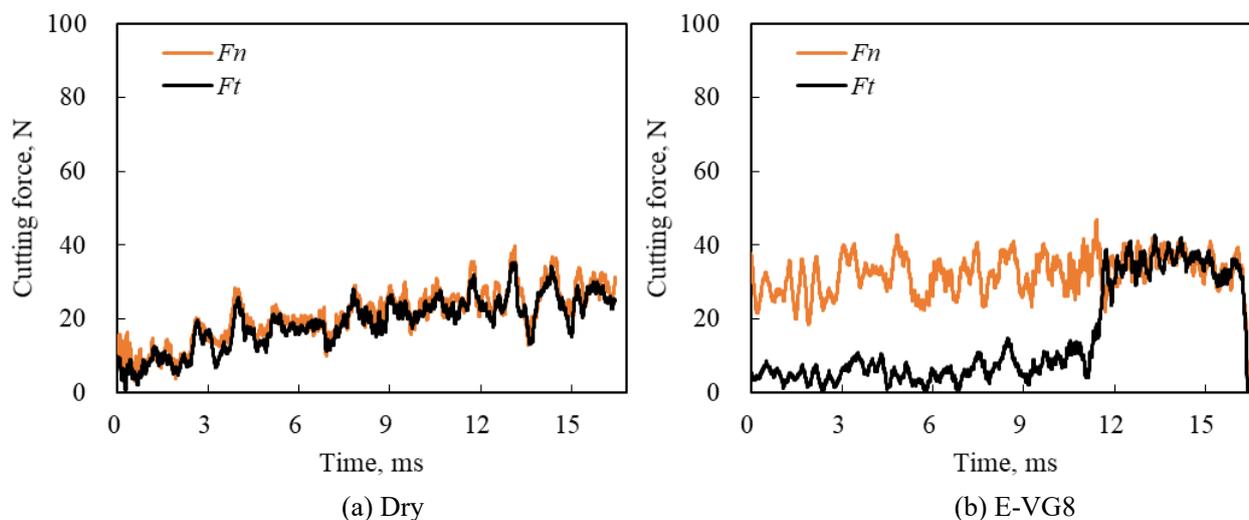
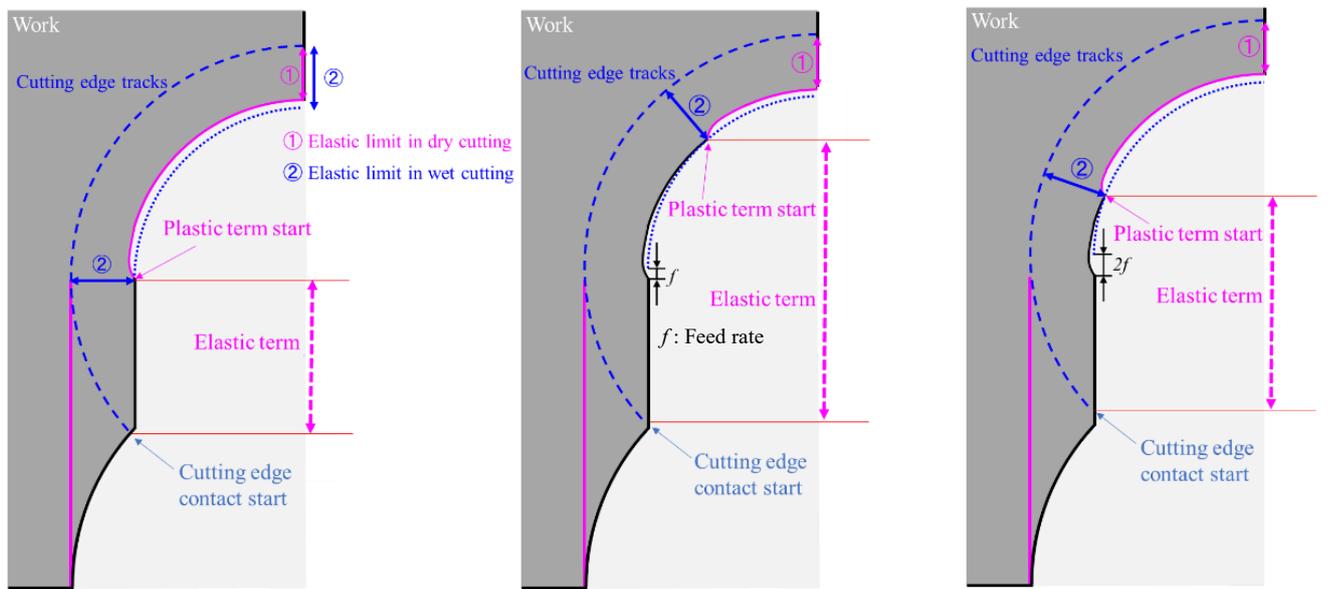


Fig. 3.5 Comparison of cutting force transitions during one cutting between dry and wet conditions in micro feed end milling



(a) Difference of elastic limit between dry cutting and wet cutting

(b) After one cutting from (a)

(c) After one cutting from (b)

Fig. 3.6 Cutting processes model in micro feed end milling at wet condition

3.4 マイクロフィードエンドミル(MFM)加工における工具－被削材間の摩擦係数算出法

図 3.7 に乾式で送り $1 \mu\text{m}/\text{rev}$ の条件における加工開始から加工終了までの切削抵抗 (Y 成分) の推移の例を示す. 工具が被削材に接触し始めてから数回転までの切削抵抗は, 徐々に増加した後, ほぼ一定の値で推移した. この定常状態の切削抵抗より摩擦係数を算出した.

図 3.8 に定常状態の 1cut 間の切削抵抗の推移 (図 3.7 の 1 山分の時間軸を拡大した図) を示す. この図の通り, 切削抵抗は x-y 座標系において計測した.

図 3.9 にエンドミル加工における工具－被削材間の相互作用を示す. 切削抵抗 F_x と F_y は, 工具回転円の半径方向の分力 F_n と接線方向の分力 F_t へ, 下記の式の通りに変換した.

工具回転角: θ

$$F_t = F_x \sin\theta + F_y \cos\theta \quad (3-1)$$

$$F_n = -F_x \cos\theta + F_y \sin\theta \quad (3-2)$$

図 3.10 にエンドミル加工における F_t と F_n および F_t/F_n の経時変化の一例を示す. F_t/F_n は工具が被削材に接触してから極僅かな時間, 一定の値を示し (図 3.10 (b)), その後, 急激に上昇した後, 多少の変動を伴いながら一定値で推移した. これは図 3.1 に示した宇野らの報告³⁴⁾と一致する傾向であり, 本研究においても, 工具－被削材間の弾性上滑り現象が発現しているものと考えられる. そして, 工具－被削材間の摩擦係数 $\mu\text{-MFM}$ は, 次式の通りに定義した.

切削抵抗のサンプリング間隔: S_r , ms 1cut 中の $\mu\text{-MFM}$ 計算開始時間: T_s , ms

1cut 中の $\mu\text{-MFM}$ 計算終了時間: T_e , ms T_s と T_e 間の差: 0.20 ms

$$\mu\text{-MFM} = \frac{1}{\frac{0.20}{S_r}} \sum_{s=T_s}^{T_e} \left(\frac{F_t}{F_n} \right)_s \quad (3-3)$$

Cutting conditions Feed rate: $1 \mu\text{m}/\text{rev}$, Cutting speed: 150 m/min, Lubrication: Dry

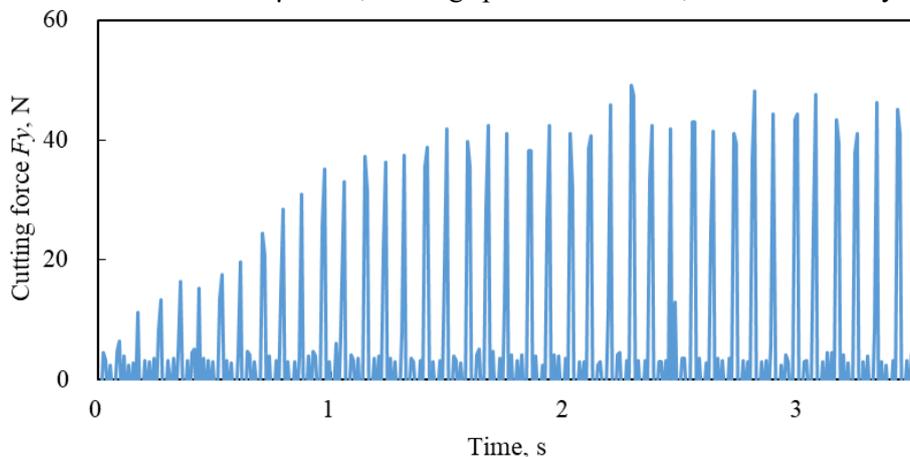


Fig. 3.7 Example of cutting force transition in micro feed end milling

Cutting conditions

Feed rate: $1 \mu\text{m}/\text{rev}$, Cutting speed: $150 \text{ m}/\text{min}$,

Cutting fluids: M-VG2

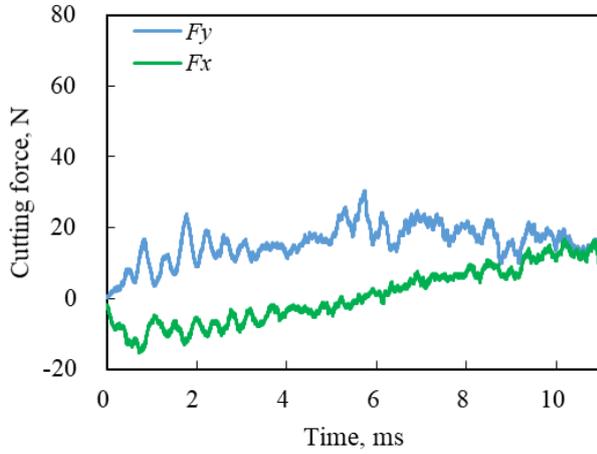


Fig. 3.8 Transitions of cutting forces F_x, F_y during one cut in end milling of S45C

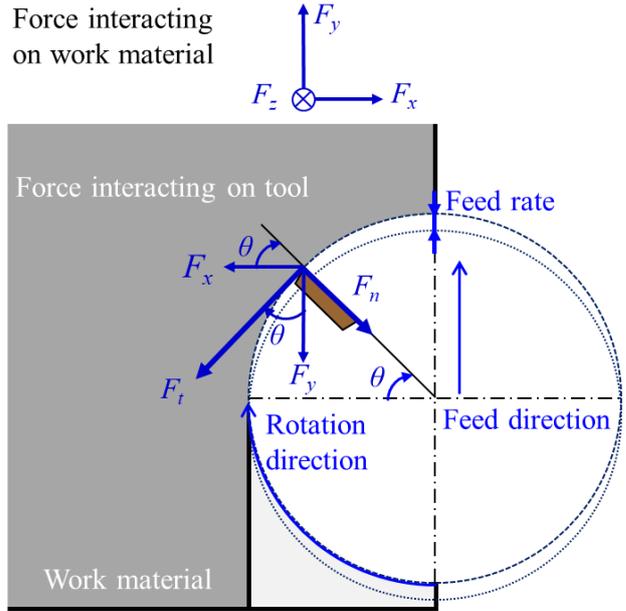


Fig. 3.9 Force interacting on work material and tool in end milling

Cutting conditions

Feed rate: $1 \mu\text{m}$, Cutting speed: $150 \text{ m}/\text{min}$,

Cutting fluids: M-VG2

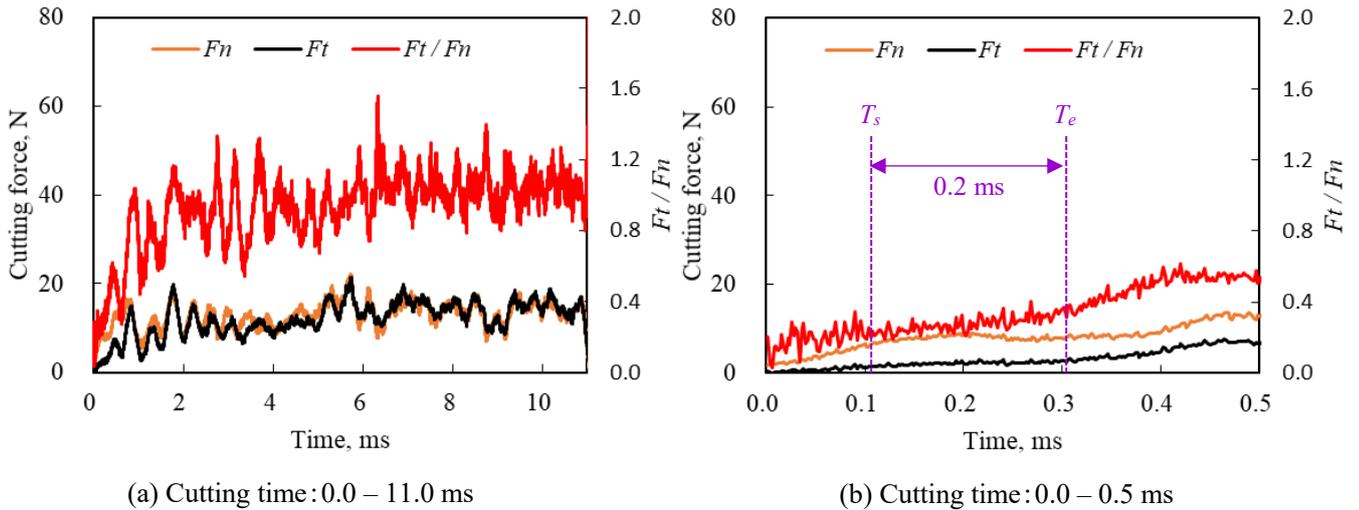


Fig. 3.10 Transitions of cutting forces F_n, F_t , and $\mu\text{-MFM}$ during one cut in end milling of S45

式(3-3)における μ -MFM の計算開始時間 (T_s , ms) と計算終了時間 (T_e , ms) は弾性域における摩擦係数を計算するために定義した。

図 3.11 にはエンドミル加工中の工具の軌跡及びその断面図を示す。アキシヤルレーキを考慮すると、工具先端が被削材へ接触してから、工具最外周が 0.27 mm 変位するまでは、切れ刃が被削材に対して定常の接触状態にならない。そのため 1cut 中の μ -MFM の計算開始時間 (T_s , ms) は、次式の通りに定義した。

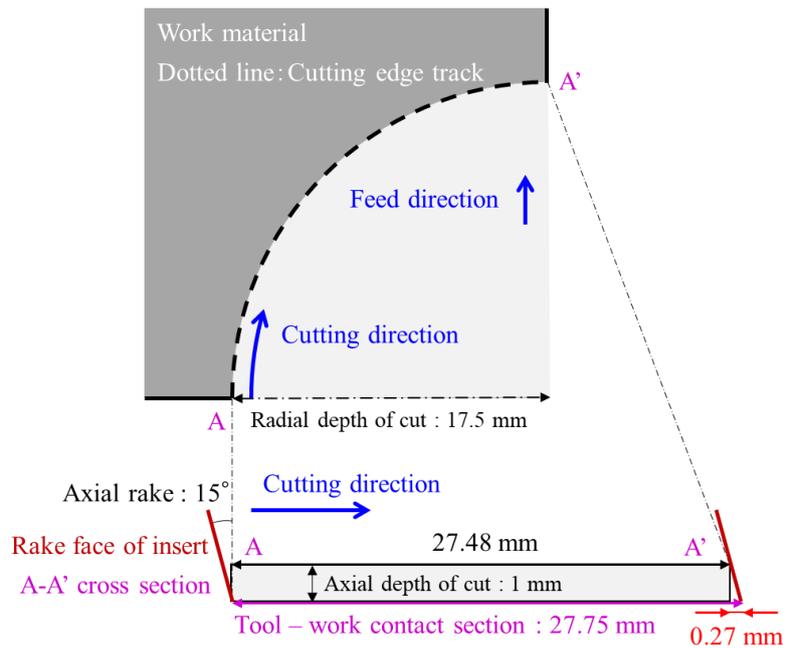
切削速度: V m/min 切れ刃と被削材が定常接触状態になるまでの距離: 0.27 mm

$$T_s = \frac{0.27 \times 60 \times 1000}{V \times 1000} \quad (3-4)$$

1cut 中の μ -MFM の計算終了時間 (T_e , ms) は、以下の通り、弾性変形域の発現時間内に一定の区間で摩擦係数を算出するため、 T_s に 0.20 ms を加えた値とした。 T_s と T_e の差である 0.20 ms は、切削速度が増加するほど弾性域が減少することから、最も高速の実験条件である切削速度 200 m/min における弾性域の発現時間を参考に決定した。

$$T_e = T_s + 0.20 \quad (3-5)$$

表 3.3 に示す切削速度に応じた T_s と T_e の区間の切削抵抗比 F_t/F_n の平均値が μ -MFM になる。



The tool – work contact section is slightly longer than the cutting edge track in one cutting due to the tool axial rake.

Fig. 3.11 Cross section of cutting edge track in end milling

Table 3.3 Calculation start time (T_s) and end time (T_e) of μ -MFM during one cut according to cutting speed in micro-feed end milling

Cutting speed, m/min	T_s , ms	T_e , ms
50	0.32	0.52
100	0.16	0.36
150	0.11	0.31
200	0.08	0.28

3.5 各種被削材の摩擦係数 μ -MFM と加工現象の考察

被削材には表 2.3 の通り、材料特性が大きく異なるものとして、一般的な中炭素鋼 S45C、チタン合金 Ti-6Al-4V、マルサイト系ステンレス鋼 SUS40C、オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 を用いた。このように被削材の違いや切削油剤の有無による μ -MFM の違いを調査して、加工現象の考察を行った。

3.5.1 μ -MFM に及ぼす被削材種の影響

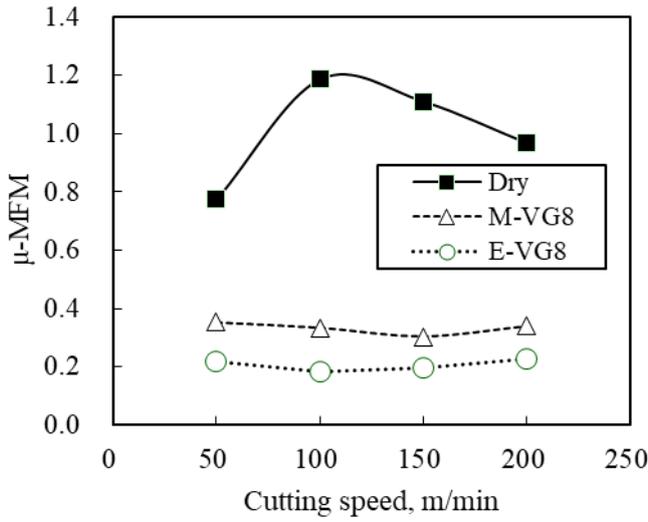
図 3.12 に被削材毎に μ -MFM を計測した結果を示す。各被削材の乾式の μ -MFM を比較すると、S45C が最も高く、その他の被削材は 0.6 前後で大差がなかった。この理由を考察するため、1cut 間の F_t/F_n の推移を解析した。

図 3.13 (a), (b) に被削材が S45C, 図 3.13 (c), (d) に SUS440C の場合における 1cut 間の F_t/F_n の推移を示す。(a)と(b), (c)と(d)ではそれぞれ横軸(1cut 開始からの経過時間)の最大値が異なっている。S45C では F_t/F_n の上下変動が大きく、その値は計測区間の全域で高く推移していた。これは S45C では工具に凝着物が付着しやすく共金摩擦となり、他の被削材に比べ F_t/F_n が高く安定しないことが考えられる。SUS440C も F_t/F_n の変動が大きいが、S45C に比べるとやや低い値で一定の推移を示した。どちらの被削材も工具が被削材に接触した直後、 F_t/F_n が一定値を示す区間が確認できないため、乾式では弾性変形域が発現せず、塑性変形域から加工が始まると考えられる。S45C は SUS440C と比べ、同じ塑性変形域の区間でも加工直後から F_t/F_n が大きく変動するため、図 3.12 の通り μ -MFM が高くなると考えられる。

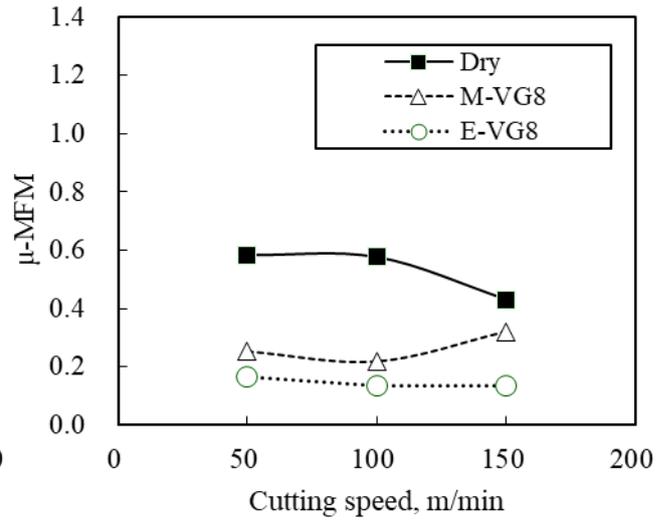
図 3.13 (e), (f) に被削材が Ti-6Al-4V, 図 3.13 (g), (h) に SUS304 の場合における 1cut 間の F_t/F_n の推移を示す。Ti-6Al-4V や SUS304 では、 F_t/F_n の変動の程度が比較的小さい。これは、これらの被削材では工具に凝着物が付着しにくいと推察する。特に Ti-6Al-4V は工具材に対して凝着性が高い³⁻⁸⁾とされる被削材であるが、2章の SUS304 や Ti-6Al-4V の旋削実験では、低速切削から理論粗さに近い仕上げ面が得られたことから、マイクロフィードエンドミル加工や旋削加工の仕上げ面生成域のような微小切削領域では、TiAlN コーティング工具に対し、これらの被削材の凝着性は低い可能性がある。

また、SUS304 や Ti-6Al-4V の特徴として、工具が被削材へ接触してから、 F_t/F_n が S45C や SUS440C のように上昇する傾向がほとんど見られず、1cut の開始直後から多少の変動を伴い一定値で推移した。このことから、SUS304 や Ti-6Al-4V は弾性・塑性変形域がほとんどなく、工具が非常に食付きやすい被削材と考えられる。

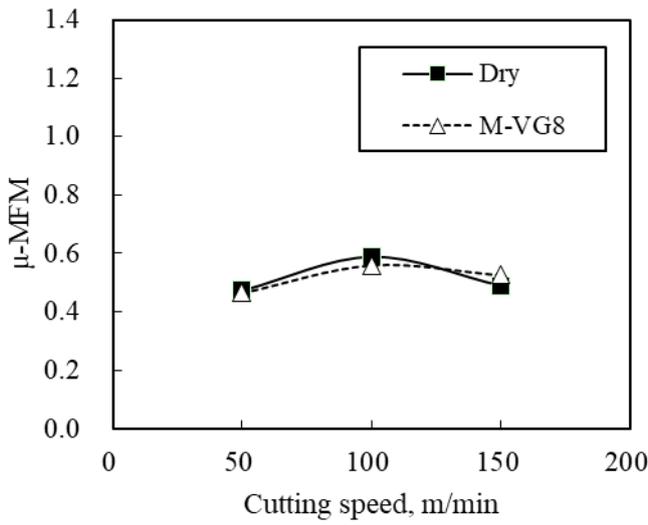
以上から、乾式では、いずれの被削材でも明確に弾性変形域が発現しないが、被削材による凝着性や工具食付き性の違いから μ -MFM の値に差異が現れると考えられる。



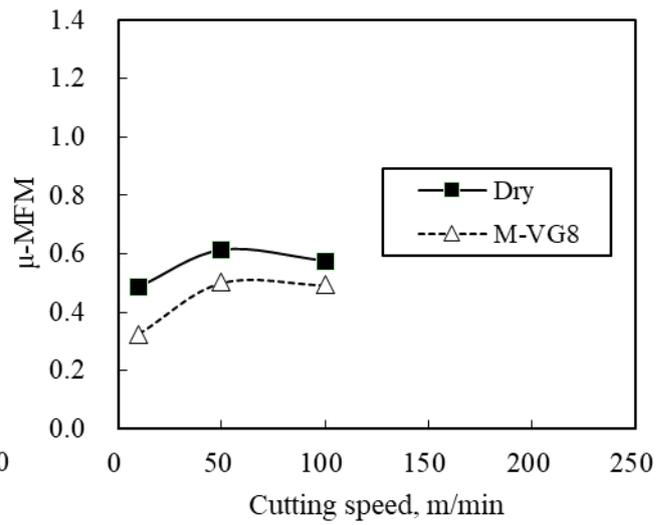
(a) S45C



(b) SUS440C



(c) Ti-6Al-4V



(d) SUS304

Fig. 3.12 Difference of μ -MFM in work material when micro feed end milling

Cutting conditions Cutting speed of 50 m/min, feed rate of 1 $\mu\text{m}/\text{rev}$, Dry

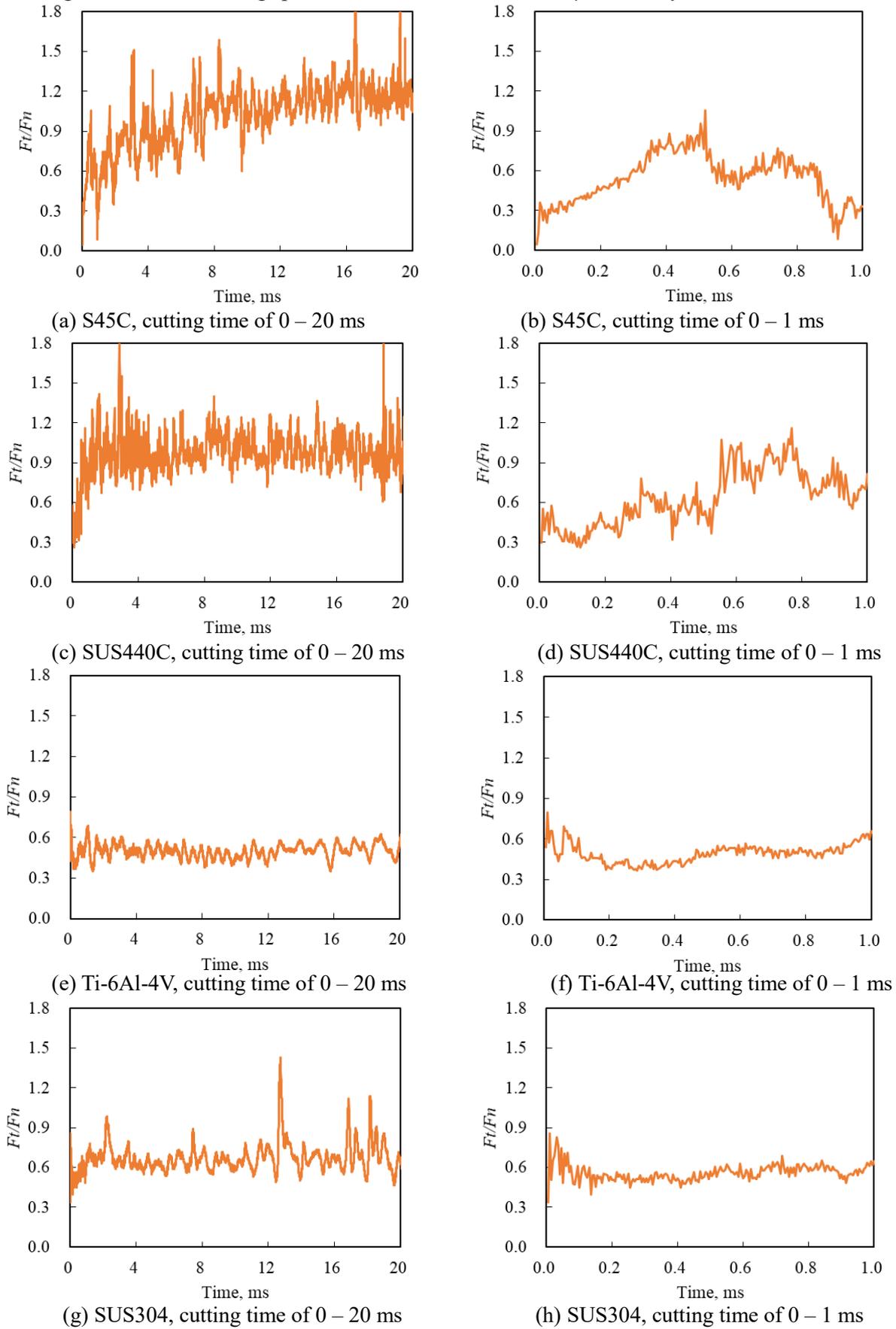


Fig. 3.13 Transition of F_t/F_n in micro feed end milling

3.5.2 μ -MFM に及ぼす切削油剤の影響

図 3.14 に湿式における F_t/F_n の推移を被削材毎に示す。S45C と SUS440C では、 F_t/F_n が僅かな変動はあるがほぼ一定値で推移し弾性変形域が発現していると考えられる。前節の通り、乾式では弾性変形域が発現しておらず、図 3.12 (a), (b)に示す通り、S45C と SUS440C で切削油剤の供給により大きく μ -MFM が低下したのは、弾性変形域が現れるためと考えられる。

また、図 3.12 (a), (b)の通り、鉱油の M-VG8 より油性効果のあるエステル E-VG8 の方が μ -MFM が低く、同じ弾性変形域における摩擦係数でも油剤組成により、その大小が変わることが分かった。

一方、SUS304 では切削油剤の供給による μ -MFM の変化が小さく(図 3.12 (d)), Ti-6Al-4V では、ほとんど変化が認められなかった(図 3.12 (c))。これは、図 3.14 より SUS304 や Ti-6Al-4V では切削油剤を供給しても、少なくともここで用いた M-VG8 では安定な弾性変形域が発現せず工具の食付き性が良いためと考えられる。

以上のように、 μ -MFM の変化は塑性変形域が弾性変形域になるなどの加工モードが変わることや、凝着の程度が関与していると推察され、いずれにしても、これは切削油剤の摩擦低減効果を示していると考えられる。よって、 μ -MFM を工具-被削材間の潤滑性の指標として用いるのは適切であると判断した。

Cutting conditions

Cutting speed: 50 m/min, Feed rate: 1 μ m, Cutting fluid: M-VG8

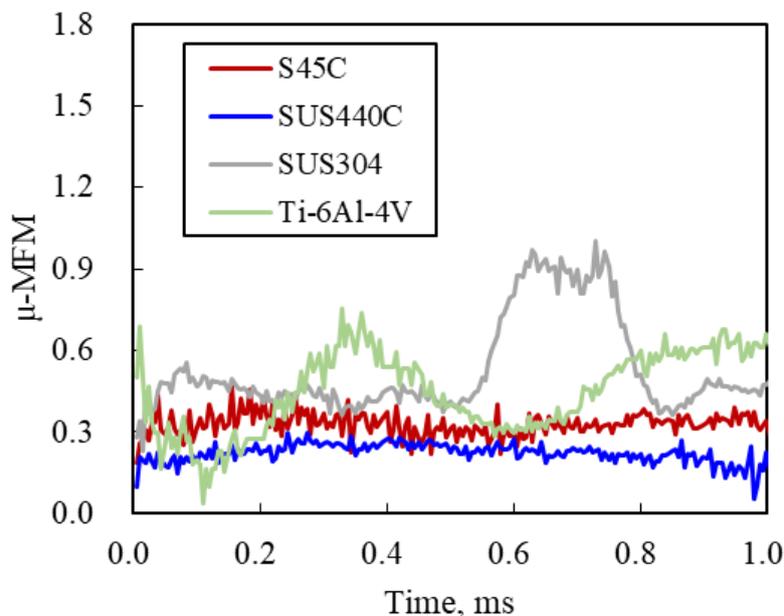


Fig. 3.14 Difference of F_t/F_n transition in work materials with cutting fluids

3.6 μ -MFM と従来摩擦試験値の関係

μ -MFM と従来摩擦試験値の差異を明らかにするため、これらの関係性を解析した。従来摩擦試験の試験片は鋼材であることから、 μ -MFM は被削材に S45C を用い計測した。また、 μ -MFM は摺動速度を切削加工と同様に幅広く変更できるため、計測時の切削速度は 50, 100, 150 m/min とした。

図 3.15 に 4 種類の油剤 (M-VG2, M-VG8, M-VG20, E-VG8) を用いて μ -MFM を計測した結果を示す。鉱物油の動粘度が高いほど μ -MFM は低くなり、エステルである E-VG8 が最も μ -MFM が低くなった。また、切削速度によって μ -MFM が変動しており、 μ -MFM は切削速度に依存性があることが分かった。これら μ -MFM の値と、切削油剤の従来摩擦試験法として、振子試験の摩擦係数、曾田四球試験における焼付き荷重、シェル EP 試験の溶着荷重の関係性を確認した。

図 3.16 に μ -MFM と従来の摩擦試験値の関係を示す。3 種類の摩擦試験の中では振子試験が最も μ -MFM と高い相関が得られた。これは、振子試験が 0.7 GPa の平均接触圧力下における摩擦係数であるのに対し、四球試験の試験値は試験荷重を段階的に上げながら、焼付き又は溶着の限界荷重を見極める耐荷重能を示している。 μ -MFM とは、耐荷重能より一定面圧における摩擦係数との関連性が高いと考えられる。また、どの従来摩擦試験値も切削速度 50 m/min の μ -MFM との相関係数が最も高く、切削速度が速いほど相関係数が低くなった。これは、振子試験の最大すべり速度が約 6 m/min、曾田四球試験で 6.9 m/min、シェル EP 試験では 41.5 m/min といずれも低速であり、最も低速の 50 m/min における μ -MFM の測定環境が比較的、従来摩擦試験の摺動環境に近かったため考えられる。

振子試験の摩擦係数や曾田四球試験の焼付き荷重では μ -MFM と一定の相関が得られたが、M-VG2 と M-VG8 の試験値に差が現れていない(表 3.2)。一方、 μ -MFM では全ての供試油において、差異が現れており、切削油剤の粘度による潤滑性の違いをより厳密に評価できるものと考えられる。以上の通り、 μ -MFM と従来摩擦試験値の傾向が完全に一致しないため、次章にて、各試験値と仕上げ面粗さとの関連性を比較検討し、マイクロフィードエンドミル加工による評価法の有効性を検証した。

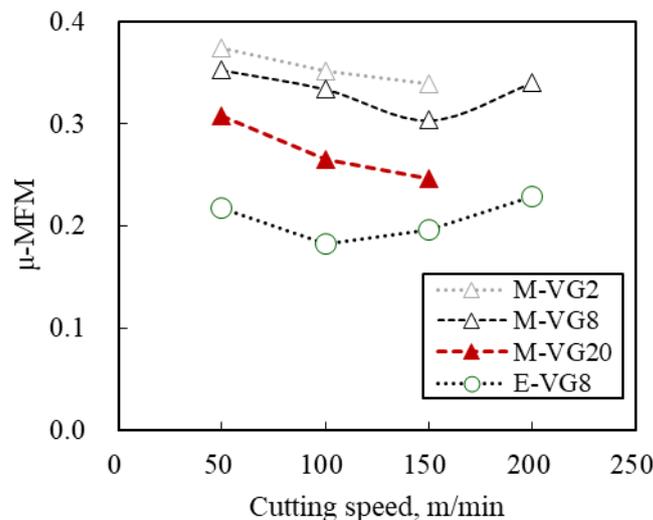
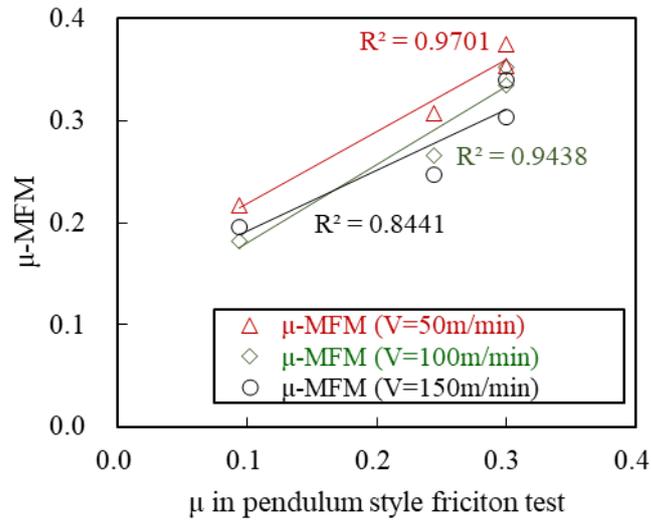
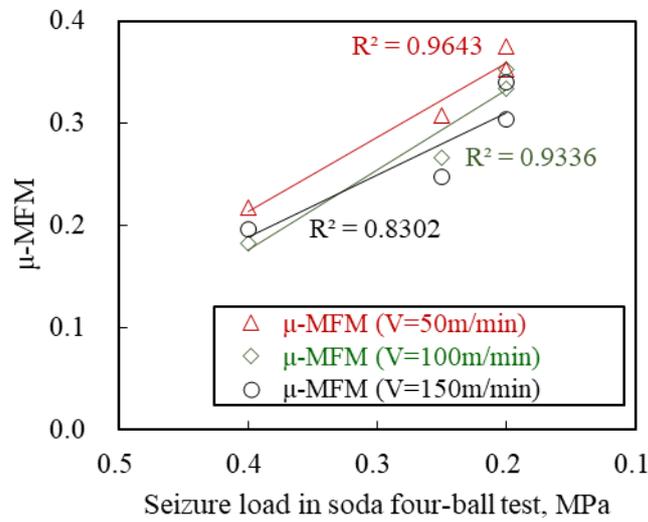


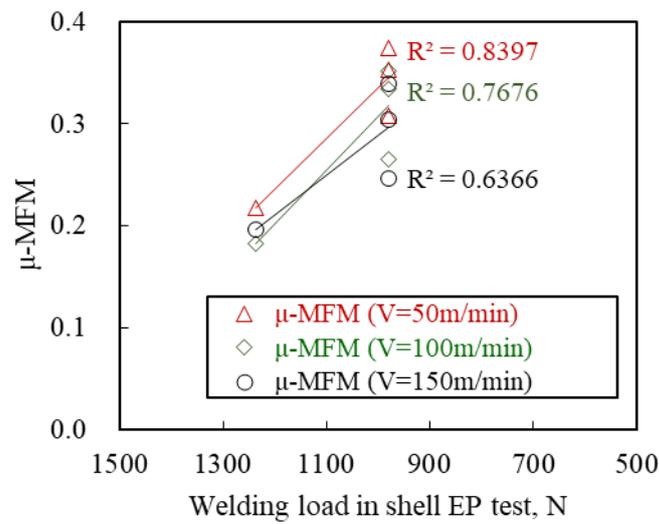
Fig. 3.15 Difference of μ -MFM in cutting fluids when micro feed end milling S45C



(a) Pendulum style friction test



(b) Soda four-ball test



(c) Shell EP test

Fig. 3.16 Relationship between μ -MFM and conventional friction test results

3.7 結 言

アップカットのエンドミル加工における切削抵抗から潤滑性の指標となる特性値を算出する方法を検討した結果、以下の結論を得た。

- (1) 弾性変形(上滑り)域を積極的に発現させるため、エンドミル加工における最大切取り厚さは刃先丸み半径より小さく設定した。このマイクロフィードエンドミル加工において、工具回転円の中心方向の分力を F_n 、接線方向の分力を F_t とし、切削抵抗比 F_t / F_n の推移から弾性変形、塑性変形、切削域の区別を行った。
- (2) マイクロフィードエンドミル加工において切削油剤を供給すると、1cut 毎の加工初期に F_t / F_n は僅かな時間、一定の値で推移した。この区間を弾性変形域と定義した。
- (3) 切削油剤は切削加工において弾性変形域の応力場で作用すると考え、弾性変形域となる区間の F_t / F_n の平均値を μ -MFM と定義し、切削油剤の潤滑性を示す指標とした。
- (4) μ -MFM は、切削油剤の動粘度や組成(鉱物油とエステル)によって値が異なり、切削速度への依存性があることが明らかになった。
- (5) μ -MFM 計測時の工具周速が速くなるほど、 μ -MFM と従来摩擦試験値の相関性が低くなった。

3.8 参考文献

- 3-1) 岡野健二郎ら: 砥粒切れ刃による切削現象の研究(第4報), 精密機械, 33, 3 (1967) 161.
- 3-2) 山本明, 中村示: 微小切削における切削開始の条件について, 精密機械, 34, 5 (1968) 21.
- 3-3) 精密工学会: 精密工便覧, コロナ社(1992) 15.
- 3-4) 宇野義幸, 津和秀夫: 過渡的切削過程に関する研究(第1報), 精密機械, 42, 5 (1976) 38.
- 3-5) T. E. Stanton: The Engineer, 135 (1923) 678.
- 3-6) 馬淵清資, 塚本行男, 時田正洋, 笹田直: スクイズ潤滑膜に支えられた振子の摩擦減衰, トライボロジスト, 28, 7 (1983) 529.
- 3-7) 藤田公明, 小幡文雄, 松尾浩平: 四球試験による単一型極圧油の焼付きに関する研究, 潤滑, 25, 1 (1980) 55.
- 3-8) E. O. Ezugwu, R. B. DA Silva, J. Bonney and A. R. Machado: Evaluation of The Performance of CBN Tools When Turning Ti-6Al-4V Alloy with High Pressure Coolant Supplies, International Journal of Machine tools and Manufacture, 45 (2005) 1009.

第4章 切削油剤の摩擦係数 μ -MFM と仕上げ面粗さ, 転写誤差の関係

4.1 緒言

第3章では、切削油剤の潤滑性を評価する新たな方法として、マイクロフィードエンドミル加工における弾性接触域の切削抵抗より μ -MFM を算出する手法を考案した。本章では、この評価手法の有効性を検証するために、切削加工における仕上げ面粗さと μ -MFM の関連性を検討した。

仕上げ面粗さに対する切削油剤の効果に関する報告は多数ある。旋削加工では、第2章における結果の通り、仕上げ面粗さが理論値を大きく超える切削条件では、仕上げ面粗さの低減に切削油剤の潤滑性が深く関わっている。

断続切削の仕上げ面における切削油剤の効果に関しては、フライス盤での SCM415 の舞いツール切削において、鉍物油に Ca スルホネートや硫化脂肪油、塩素化脂肪酸エステルをそれぞれ単独または組合せて配合することで、仕上げ面粗さが大きく改善することが報告されている⁴⁻¹⁾

リーマ加工の仕上げ面に関しては、奥島らの研究において、被削材に S45C を用い、穴の拡大代が小さいほど、バニシトルク成分が大きくなり、リーマ表面粗さは小さくなる。湿式では乾式に比べ加工トルクは増加するが、穴の拡大代は小さく仕上げ面粗さも良好であり、水溶性・不水溶性や油脂系・塩素系・硫黄系添加剤の違いなどにより、仕上げ面粗さが変わるとされている⁴⁻²⁾。また、ねじ切り及びタップ加工では、Hong が Ca スルホネートを硫黄と併用した場合に切削トルクが減少し、仕上げ面粗さも十分改善されることを報告している⁴⁻³⁾。

以上に挙げた切削加工の仕上げ面粗さには、各種添加剤による切削油剤の潤滑性が大きく影響していると考えられ、この潤滑性の指標として、 μ -MFM と従来摩擦試験値のどちらが好適であるかを比較評価した。

上記の通り、切削加工には様々な加工形態があり、本評価法の適用範囲を幅広く検証するため、検討する加工法は、第2章で検討した外周旋削加工に加え、断続切削であるエンドミル加工、工具の食付き切れ刃部での純切削作用と切れ刃外周マージン部での加工穴内面のバニシ作用の両方が複合作用して仕上げ面が生成するリーマ加工⁴⁻⁴⁾とした。これら機構が異なる切削加工において、加工毎に同一の切削条件にて切削油剤のみを変更して実験し、仕上げ面粗さを評価した。

4.2 実験方法

4.2.1 エンドミル加工実験

エンドミル加工などの断続切削では、切れ刃に大きな衝撃力が作用する。また、通常、切れ刃では加熱と冷却が繰り返される。切れ刃が受ける衝撃力や急冷による熱衝撃を緩和する観点から、切削油剤は、比較的、粘度が高いものが適する傾向にある。このようなエンドミル加工において、仕上げ面粗さと μ -MFMの関連性を検討した。

表 4.1 にエンドミル加工の実験条件を示す。被削材には第 2 章の旋削加工で理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削条件の範囲が最も狭く、切削油剤の差異を確認しやすい S45C を用いた。工具は第 3 章のマイクロフィードエンドミル加工と同じ刃先丸み半径が $2.3 \mu\text{m}$ の超硬 TiAlN コーティングチップを用いた。工具の振れの影響をなくすために 1 枚刃とし、切削方向はアップカットとした。送りは $25 \mu\text{m}/\text{rev}$ とし、切削速度は $50 \text{ m}/\text{min}$ と $150 \text{ m}/\text{min}$ の 2 条件で実施した。

図 4.1 に示す通り、加工底面の仕上げ面粗さを触針式表面粗さ計(小坂研究所, デジタルサーフコーダ DSF800K)で測定し、算術平均粗さ Ra および粗さ曲線を得た。

Table 4.1 Cutting conditions for end milling test

Work material	S45C (annealed) 57×60×25 mm (w× b× h)
Tool holder	MTES335 (KYOCERA)
Number of flutes	One
Insert	TEEN1603PETR1 TiAlN coated cemented carbide Cutting edge: Chamfer honing $\rho = 2.3 \mu\text{m}$
Projecting length	43 mm
Machine tool	NV5000 α 1/A4 (DMG MORI)
Cutting direction	Up cut
Cutting speed	50 m/min, 150 m/min
Feed rate	25 $\mu\text{m}/\text{rev}$
Axial rake	+15°
Radial rake	0°
Axial depth of cut	1.0 mm
Radial depth of cut	17.5 mm
Flow rate of fluid	0.5 L/min

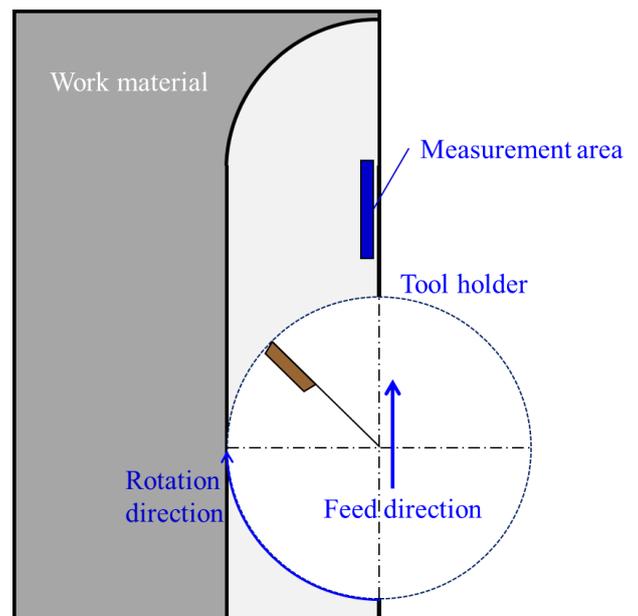


Fig. 4.1 Measurement area of finished surface roughness in end milling test

4.2.2 リーマ加工実験

リーマ加工では、ドリルなどによって加工された穴内径を、切れ刃部で所定の寸法に削り広げ、さらに切削面をマージン部で擦り潰し仕上げ面粗さを向上させる。理想的には送り方向の粗さが無い仕上げ面となる。ワークとマージン部で擦りながらバニシが行われるため、この間の潤滑が不十分だと摩擦熱による溶着を引き起こし、精度・工具寿命が悪化する。リーマ加工では切削油剤の良否が仕上げ面粗さ悪化の致命的要因にもなり、水溶性よりも不水溶性切削油剤が推奨される。このように、切削油剤が仕上げ面に対して特に重要な役割を果たす加工においても検討を行った。

表 4.2 にリーマ加工の実験条件を示す。被削材には、エンドミル加工実験と同様の理由から S45C を用いた。工具は汎用品であるハイスのストレートリーマを用いた。送りは 0.14 mm/rev, 切削速度は 12 m/min とした。加工深さ 15-20 mm の区間の仕上げ面粗さを前述の通りの方法で計測した。

表 4.3 にリーマ加工の下穴の切削条件を示す。切削油剤も含めて全て同一条件でドリル加工し、リーマ加工のみ切削油剤を変更して実験した。

4.2.3 旋削加工実験

旋削などの連続切削では、高粘度の切削油剤を用いることは工具-被削材間の浸透性の観点から好ましくない。また、粘度が低すぎると、潤滑性の悪化だけでなく、ミスの大量発生や引火の危険性が高まるため、適正な粘度の切削油剤を使用することが実用的である。供試油には、表 3.2 より浸透性の影響をなくすために粘度が同等であり、潤滑性の影響を調査するため組成が異なる M-VG8 と E-VG8 を用いた。

加工条件は第 2 章の表 2.4 と同様とし、逃げ面の表面粗さ Ra0.02-0.03 μm の工具を用いた。被削材に S45C を用い、切削速度は仕上げ面粗さが理論値を大きく超える 50 m/min において、送り条件毎に切削油剤の摩擦特性と仕上げ面粗さ、工具輪郭形状の転写誤差の関係性を検討した。

Table 4.2 Cutting conditions for reaming test

Work material	S45C (annealed)
Tool holder	BT30-HDZ12-90 (NT TOOL)
Cutting tool	Chucking reamer SCR9.5 SKH56 Straight flute, Chamfer angle: 45° Number of flutes: 6 (Eikosha)
Projecting length	47 mm
Machine tool	Tapping machine MTV-T350 (Mectron)
Cutting speed	12 m/min
Feed rate	0.14 mm/rev
Removal amount	φ 0.2 mm
Cutting length	20 mm / hole
Predrilled hole	Blind hole φ 9.3 mm
Flow rate of cutting fluid	3 L/min
Cutting fluid supply	outside

Table 4.3 Cutting conditions for predrilled hole of reaming test

Work material	S45C (annealed)
Tool holder	BT30-HDZ12-90 (NT TOOL)
Cutting tool	WSTAR drill MVE0930X03S100 DP1020 (Mitsubishi materials)
Projecting length	70 mm
Machine tool	Tapping machine MTV-T350 (Mectron)
Cutting speed	84.4 m/min
Feed rate	0.25 mm/rev
Cutting length	27 mm/hole
Cutting fluid	Daphne alphacool EX-1 5% Water-soluble emulsion (Idemitsu Kosan)
Flow rate of cutting fluid	3 L/min
Cutting fluid supply	outside

4.3 摩擦係数 μ -MFM と各種加工法における仕上げ面粗さの関係

4.3.1 エンドミル加工

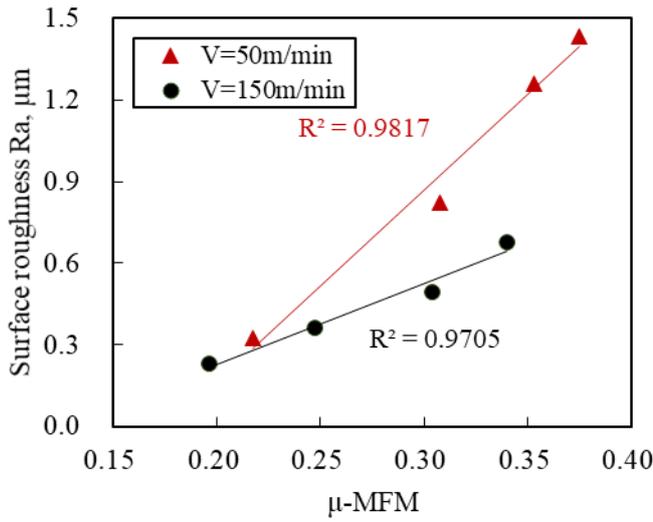
図 4.2 に S45C を被削材として計測した μ -MFM および従来摩擦試験値と、S45C のエンドミル加工における仕上げ面粗さの関係を示す。切削速度 150 m/min では、振子試験、曾田四球試験、シェル EP 試験の試験値と仕上げ面粗さとの相関係数は約 0.7 以下となった。一方、 μ -MFM では、その値が低いほど仕上げ面粗さが小さくなり、仕上げ面粗さとの相関係数は約 1.0 となった。 μ -MFM は仕上げ面粗さと高い相関性を示すため、切削油剤の特性値として最も適していると考えられる。

切削速度 50 m/min では、振子試験、曾田四球試験の試験値と仕上げ面粗さの相関係数が約 0.9 と一定の相関性が得られたが、この条件においても μ -MFM が最も仕上げ面粗さと高い相関性を示した。よって、従来摩擦試験値よりも μ -MFM の方が切削油剤の潤滑性を示す数値として好適である。

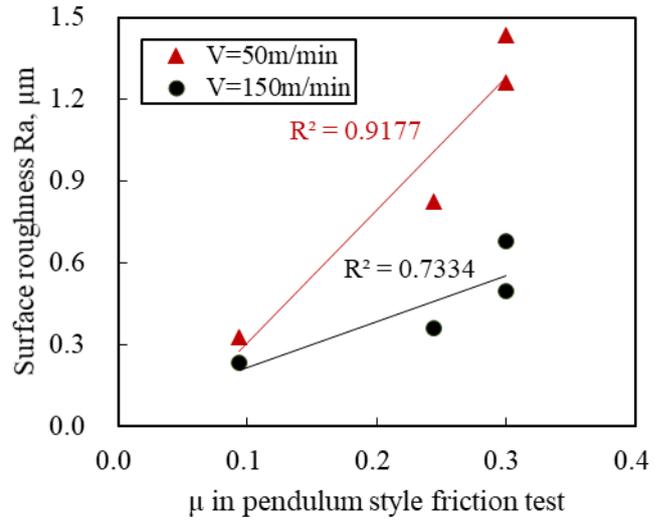
従来摩擦試験値に関しては、高速切削よりも低速切削の仕上げ面粗さと相関性が高かった。これは、振子試験の最大すべり速度が約 6 m/min、曾田四球試験で 6.9 m/min、シェル EP 試験では 41.5 m/min といずれも低速であり、50 m/min におけるエンドミル加工の摩擦環境が比較的、従来摩擦試験の摺動環境に近かったため考えられる。また、曾田四球試験やシェル EP 試験の試験値は油剤の耐荷重能を示しており、これらの値と仕上げ面粗さは比較的、相関性が低い。これら試験のうち、曾田四球試験が低速回転での焼付き荷重に対し、シェル EP 試験は高速回転で溶着が発生するまで荷重を増やしていくという過酷な評価となっており、この極圧性の評価法が最も仕上げ面粗さと相関性が低い結果となった。このような極圧性試験は、切削油剤が作用する摩擦環境に合致する訳ではないと考えられる。

以上をまとめると、仕上げ面粗さと相関性が高い試験値は、 μ -MFM、振子試験の摩擦係数、曾田四球試験の焼付き荷重、シェル EP 試験の溶着荷重の順序であり、耐荷重能を評価する試験は仕上げ面粗さと関連性が比較的低い。

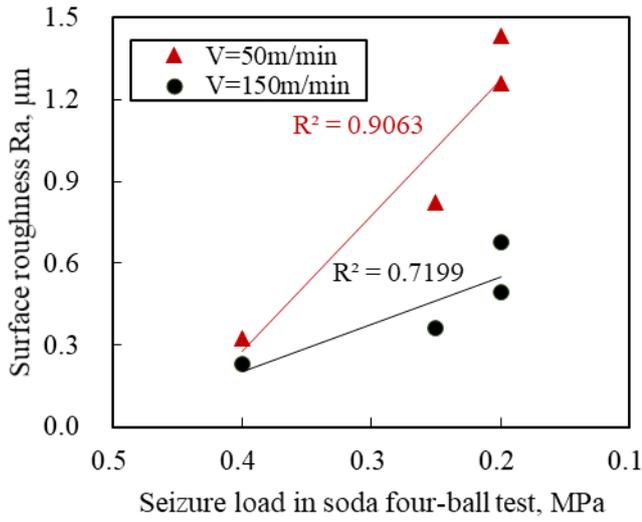
マイクロフィードエンドミル加工による評価では、被削材が切削された直後の活性な金属面と工具の摩擦であるうえ、加工中の油剤が作用する部位と同様の応力であり、実工具を用いて実加工と同じ切削速度の条件設定が可能であるため、切削加工の結果と高い相関が得られると考えられる。



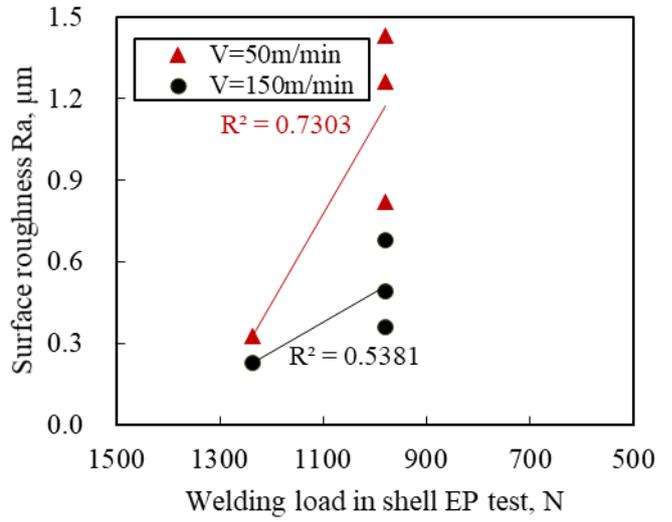
(a) Micro feed end milling



(b) Pendulum style friction test



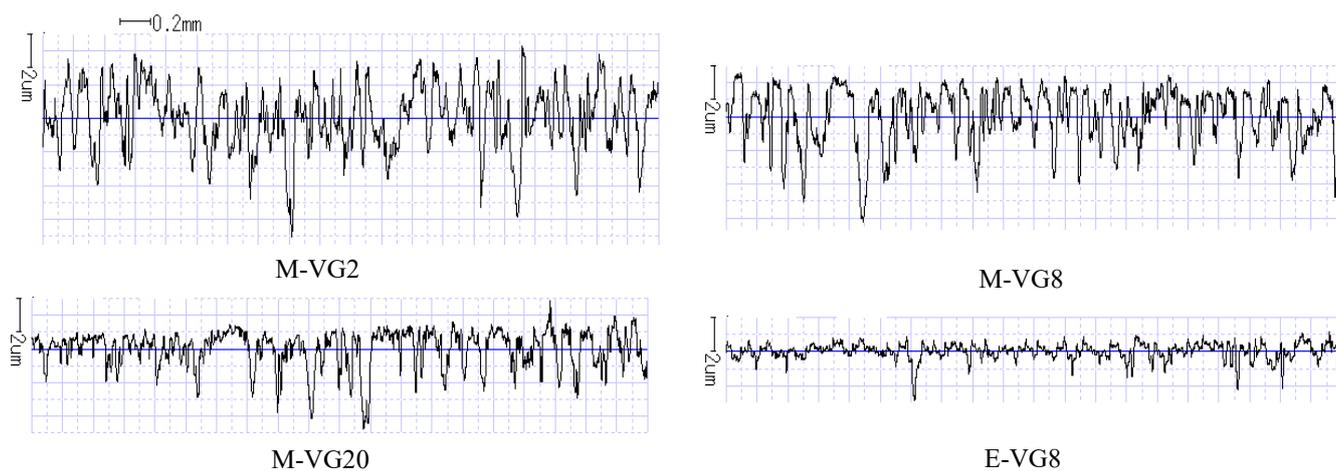
(c) Soda four-ball test



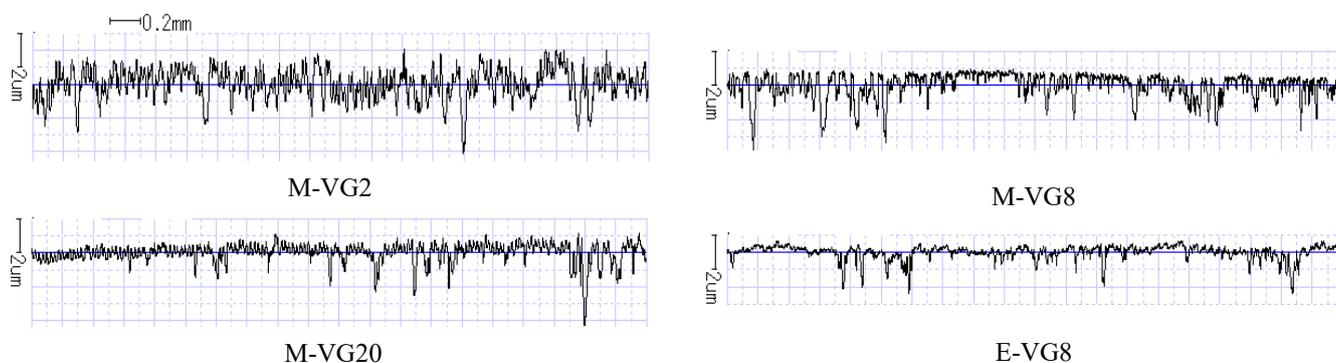
(d) Shell EP test

Fig. 4.2 Relationship between friction characteristics obtained by different methods and finished surface roughness in end milling of S45C at a feed rate of 25 $\mu\text{m}/\text{rev}$

図 4.3 には、エンドミル加工の仕上げ面の粗さ曲線を示す。プロフィールは不規則に大きく乱れていることから、かなり構成刃先が仕上げ面に影響する切削条件と考えられる。旋削加工において切削速度 150 m/min では、構成刃先の影響がほとんど見られなかったが、エンドミル加工は断続切削であり、切削温度が比較的低いため、構成刃先が生成、成長しやすいと考えられる。このことから、低速と高速切削の両方で油剤が効果を発揮し、 μ -MFM の低い油剤ほど構成刃先の成長を抑制できていると考えられる。



(a) Cutting speed of 50 m/min



(b) Cutting speed of 150 m/min

Fig. 4.3 Difference of finished surface profile in cutting fluids when end milling of S45 at a feed rate of $25\mu\text{m}/\text{rev}$

4.3.2 リーマ加工

図 4.4 に S45C を被削材として計測した μ -MFM および従来の摩擦試験値と、S45C のリーマ加工における仕上げ面粗さの関係を示す。振り試験、曾田四球試験でも相関係数が約 0.96 と高い相関が得られたが、この加工法においても μ -MFM が仕上げ面粗さと最も高い相関性を示した。従来摩擦試験値がエンドミル加工より仕上げ面粗さと高い相関性を示したのは、リーマ加工の切削速度が 12 m/min と遅いため、加工中の油剤が作用する部位の環境と摺動速度の遅い従来摩擦試験の環境が類似している可能性がある。

シェル EP 試験の溶着荷重は、エンドミル加工と同様に、仕上げ面粗さと最も相関係数が低かった。リーマ加工においても極圧性の試験値は関連性が低いと考えられる。

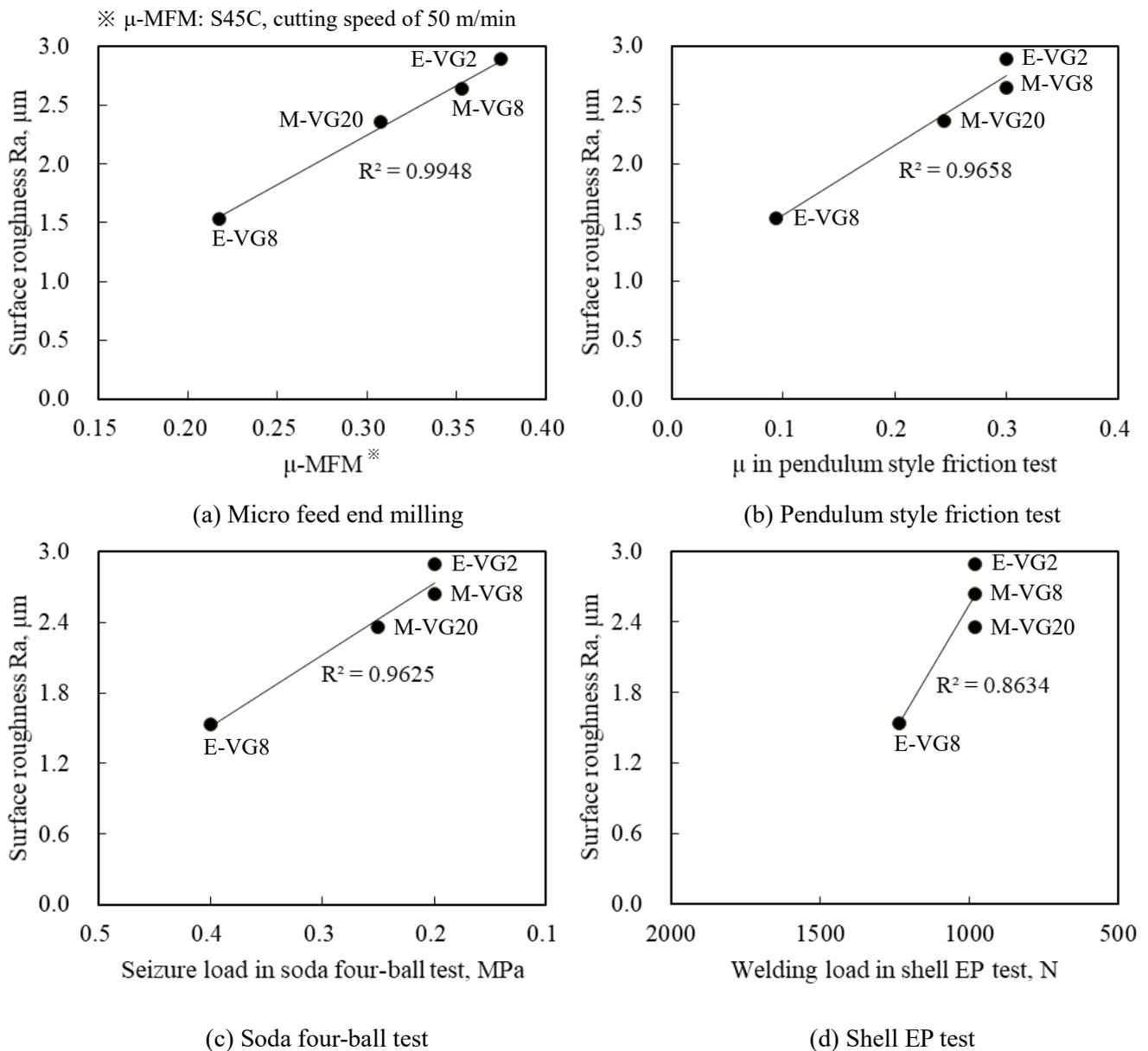


Fig. 4.4 Relationship between friction characteristics obtained by different methods and finished surface roughness in reaming of S45C at a feed rate of 0.14 mm/rev, a cutting speed of 12 m/min

図 4.5 にはリーマ加工の仕上げ面の粗さ曲線を示す. 仕上げ面の形状が不規則に大きく乱れ, 構成刃先が大きく影響していると考えられる. リーマの食付き切れ刃部の切削時に構成刃先により過切削となり, 切れ刃外周マージン部でのバニシ作用でも仕上げ面を平滑化できていないものと推察する. 切削油剤により, 仕上げ面粗さが異なるのは, 潤滑作用により切削時の構成刃先の成長を抑止する効果が μ -MFM によって変わるためと考えられる.

以上, S45C のリーマ加工の仕上げ面粗さにおいても, マイクロフィードエンドミル加工により得られる μ -MFM は, 切削油剤の性能の指標になる.

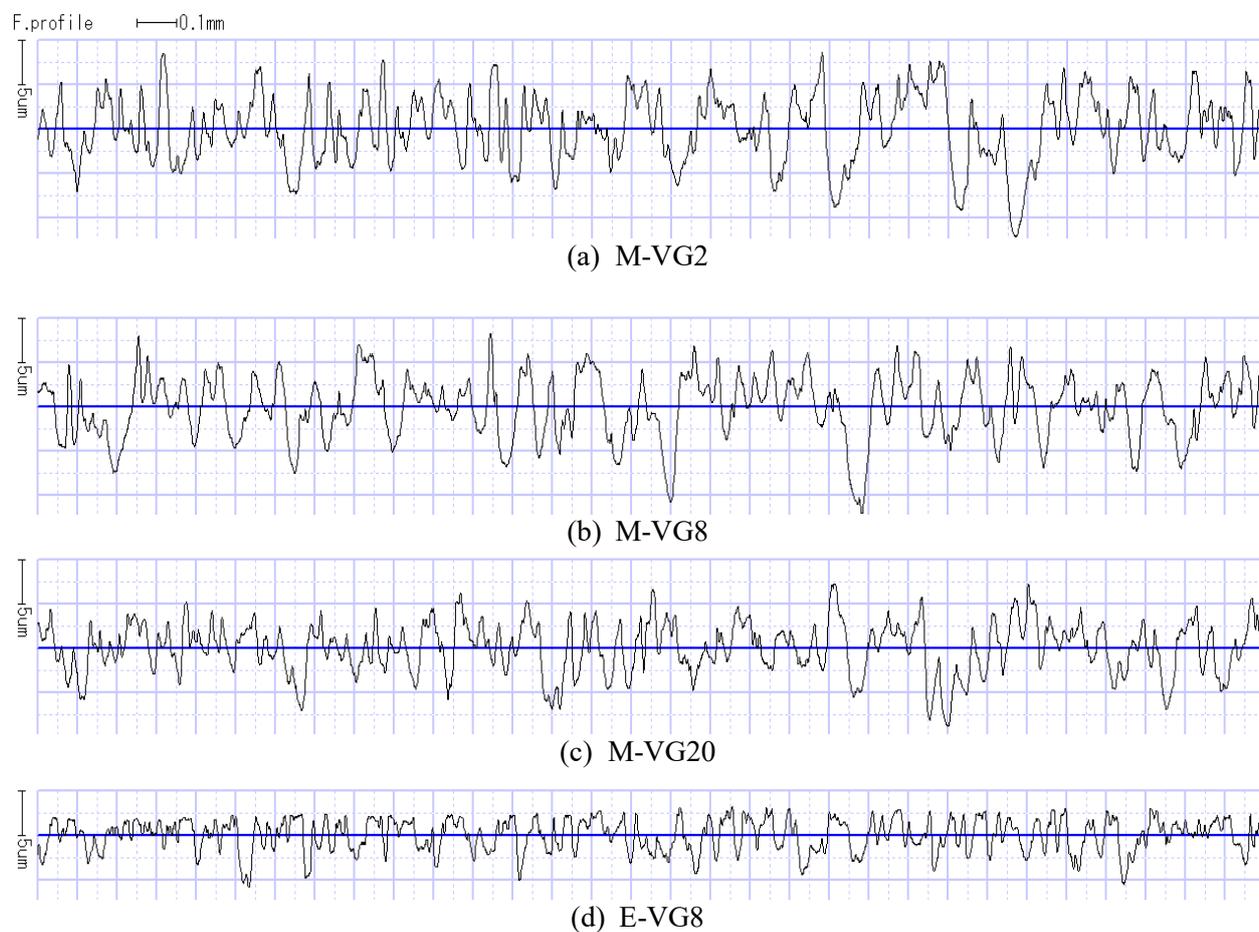


Fig. 4.5 Difference of finished surface profile in cutting fluids when reaming of S45 at a feed rate of 0.14 mm/rev, cutting speed of 12 m/min

4.3.3 旋削加工

旋削加工の仕上げ面粗さと μ -MFMの関連性を検討した。旋削加工はエンドミルと異なって連続切削であり、止まり穴のリーマ加工のように下穴に油剤が溜まり、加工部へ潤沢に油剤が供給されることも考えにくいため、油剤の浸透性の影響も十分に考慮すべきである。よって、供試油は動粘度が同等で組成および μ -MFMが異なるM-VG8とE-VG8とし、乾式も含めて μ -MFMと仕上げ面粗さの関連性を検討した。従来の摩擦試験は、乾式では安定した試験値が得られない又は試験が禁止されており、M-VG8とE-VG8の2点データでは相関性が検討できないため、旋削加工では μ -MFMと仕上げ面粗さの関係のみを検討した。

図4.6にS45Cの旋削加工において、仕上げ面粗さが理論値を大きく超える切削速度50 m/minの各油剤の仕上げ面粗さと μ -MFMの関係を示す。どの送り条件においても、 μ -MFMが最も高い乾式が最も大きな仕上げ面粗さを示し、湿式の中では、 μ -MFMの低いE-VG8がM-VG8よりも小さな仕上げ面粗さを示した。

送り条件毎の相関係数は0.20 mm/revが低く、0.10 mm/revと0.06 mm/revは高い値を示した。これは、送りが低いと、すくい面上の面圧が低く油剤が浸透しやすいこと、切取り厚さが薄いことで切削油剤がより刃先近傍を潤滑でき構成刃先の脱落へ影響しやすいことから、低送り条件の方が切削油剤の潤滑性の影響が大きくなるものと推察する。

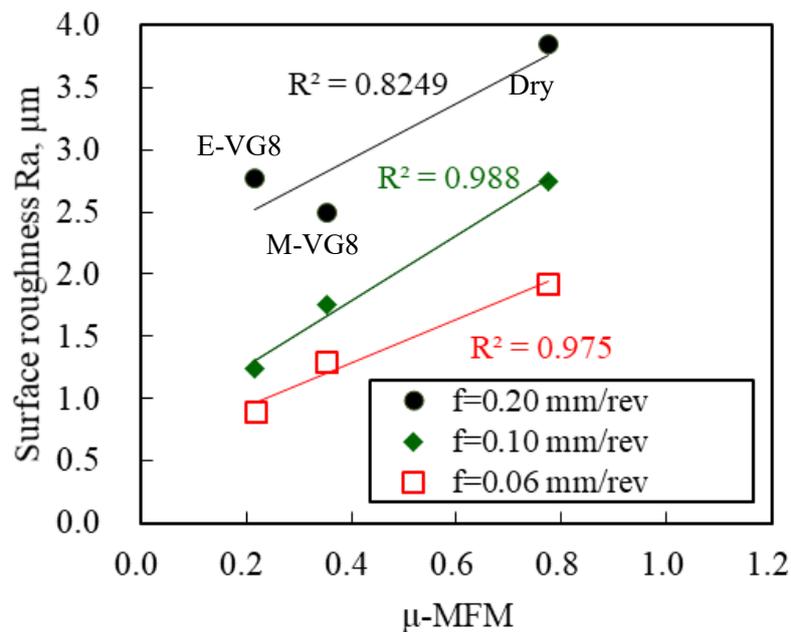


Fig. 4.6 Relationship between μ -MFM and finished surface roughness in turning of S45C at a cutting speed of 50 m/min

4.4 摩擦係数 μ -MFM と旋削加工の仕上げ面における工具輪郭の転写誤差の関係

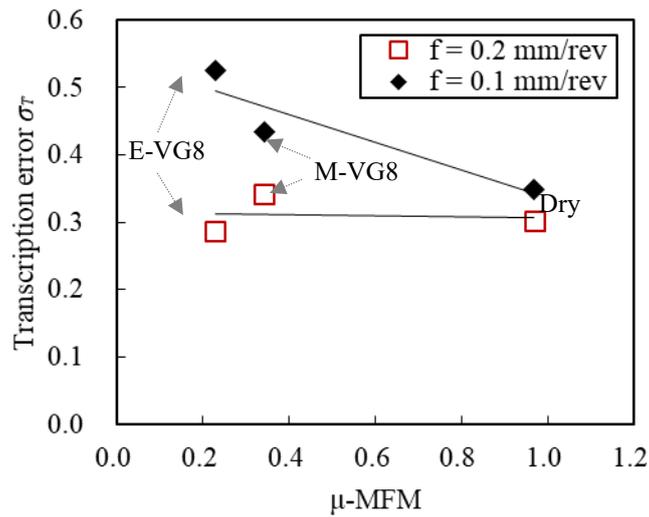
前節までに切削加工の仕上げ面粗さと切削油剤の μ -MFM の関連性が高いことを検証した。一方、理論粗さに近い仕上げ面となる切削条件では、第 2 章の検討結果において、SUS304 や Ti-6Al-4V を除いた被削材では、低送り条件で乾式より湿式の方が仕上げ面の送りマーク形状が乱れ、工具輪郭形状の転写誤差が大きくなった。これには、潤滑による工具食付き性の低下が考えられるため、旋削加工の仕上げ面における工具輪郭の転写誤差 σ_T と μ -MFM の関係性を検討した。

図 4.7 に被削材に S45C, SUS440C, SUS304 を用い、理論粗さに近い仕上げ面となる切削条件下の転写誤差と μ -MFM の関係を示す。

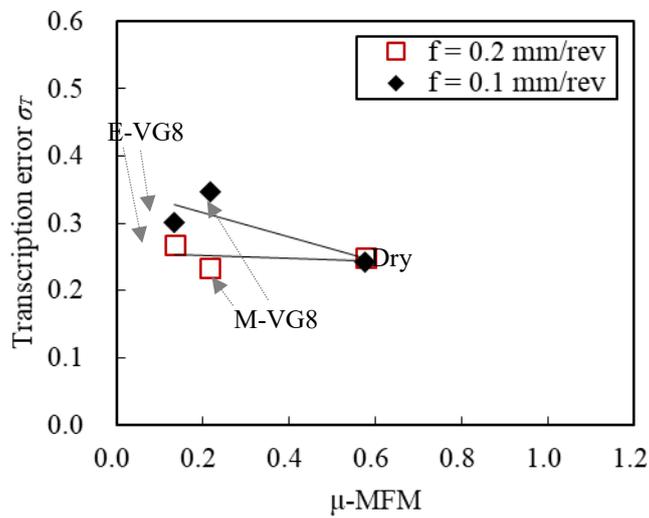
図 4.7 (a), (b)の通り、被削材が S45C と SUS440C のどちらの場合でも、送りが 0.2 mm/rev では転写誤差への μ -MFM の明確な影響が認められない。一方、送り 0.1 mm/rev では、 μ -MFM が低いほど、転写誤差 σ_T が増大する傾向にあった。送り 0.1 mm/rev の場合、工具の刃先丸み半径 12.3 μm に対して、仕上げ面生成域の最大切取り厚さが 12.6 μm であり、仕上げ面生成域では、切取り厚さの大部分が刃先丸み半径以下と非常に薄くなる。そのために、工具が被削材に食付きにくく、特に潤滑性の高い切削油剤を用いると、安定に切りくずが生成する正常な切削加工になりにくいと考えられる。

図 4.7 (c)の通り、SUS304 では、どの切削条件においても湿式と乾式で転写誤差 σ_T に明確な差異は認められなかった。SUS304 では、乾式と湿式(M-VG8)のそれぞれにおいて、送りや切削速度により転写誤差が変動しており、切削油剤よりも切削条件に転写誤差は依存していた。

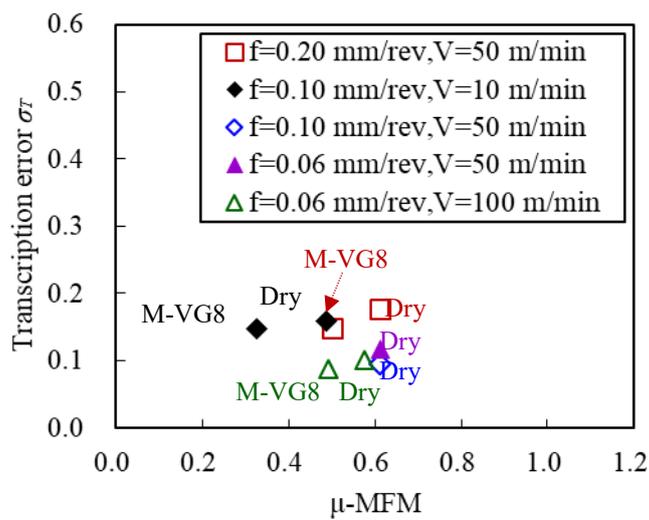
以上、仕上げ面における転写誤差 σ_T には、工具食付き性の影響が大きいことを前提にすると、切削速度、送り条件や被削材により転写誤差 σ_T への切削油剤の影響度が変わるため、切削条件によって、切削油剤の工具食付き性は変化すると考えられる。転写誤差が工具食付き性に起因することを検証すること、そして、加工精度の評価法として、切削条件に応じた切削油剤の工具食付き性を定量的に評価することを次章にて検討した。



(a) S45C, cutting speed of 200 m/min



(b) SUS440C, cutting speed of 100 m/min



(c) SUS304

Fig. 4.7 Relationship between μ -MFM and transcription error on finished surface in turning

4.5 結 言

マイクロフィードエンドミル加工における弾性変形域の切削抵抗より算出した摩擦係数 μ -MFM と切削加工の仕上げ面粗さおよび工具輪郭の転写誤差 σ_T との関係性を検討した結果、以下の結論を得た。

- (1) 切削油剤の μ -MFM が低いほど、エンドミル、リーマ、旋削加工の仕上げ面粗さが小さくなった。
- (2) μ -MFM は、従来の摩擦試験値(振子試験の摩擦係数、曾田四球試験の焼付き荷重、シェル EP 試験の溶着荷重)と比べ、切削加工の仕上げ面粗さと高い相関性を示した。
- (3) 旋削加工では送りが低い方が、 μ -MFM と仕上げ面粗さの相関性が高かった。
- (4) S45C や SUS440C の旋削加工における仕上げ面粗さは、一定の切削速度以上になると、切削油剤の有無に関わらず理論粗さに近い仕上げ面が得られるが、低送り条件では切削油剤の μ -MFM が低いほど、工具輪郭の転写誤差 σ_T が増加した。

4.6 参考文献

- 4-1) 松岡寛憲, 甲木昭, 小野肇, 津田吉広: 連続および断続切削における切削油添加剤の Ca スルホネートの工具摩耗に及ぼす効果, 日本機械学会論文集, 61, 587 (1995) 3136-3142.
- 4-2) 奥島啓武, 人見勝人, 鈴木聡, 山本朔: リーマ加工に関する研究—切削油剤の影響—, 精密機械, 30, 8 (1964) 620-628.
- 4-3) Hong, H: Lubr. Eng., 49, 1 (1993) 19.
- 4-4) 佐久間敬三, 清田宏: 超硬リーマに関する研究, 九州大学工学集報, 48, 4 (1975) 101.

第5章 マイクロフィードエンドミル加工の切削抵抗を用いた

切削油剤の工具食付き性評価方法

一切取り厚さによる油剤効果の違いー

5.1 緒言

近年では、スマートフォン用カメラレンズ金型や LED レンズ金型などで精密加工のニーズが増加し、切削加工への要求精度は高くなる傾向にある¹⁻⁴⁾。切削油剤の面から加工精度に寄与する点として、冷却、潤滑作用により被削材や工具の熱膨張を抑えること、工具への凝着を抑制すること、工具切れ刃の食付き性に悪影響せず、ノーズ R 付き工具による旋削加工の仕上げ面生成域のような微小切削領域でも安定に切りくずが生成し、工具輪郭の転写誤差が小さいことなどが考えられる。

工具の被削材への食付きに関しては、過去の研究においても加工結果に対するその影響が報告されている。今田らは、 $\phi 0.5 \text{ mm}$ の TiAlN コーティング超硬スクエアエンドミル(2 枚刃, ねじれ角 30°)を用い、送り $5 \mu\text{m}$ で SKD61 を加工した結果、切れ刃の食付き性が悪化すると、仕上げ面の悪化だけでなく、限界切残し量や実切削量のばらつきが増大し、寸法精度や形状精度が悪化すると報告している⁵⁻¹⁾。小島はタップ加工において、工具の食付き不良がめねじの精度低下の原因になることから、面取り角及び面取り長さの変更により食付き性の向上効果を得るという研究を実施している⁵⁻²⁾。以上の例のように、工具の食付き不良は切削加工において、加工精度の悪化を招くことから、切削油剤の面からも考慮する必要があると考えられる。

本研究では、第 2 章や第 4 章の結果の通り、外周旋削加工において理論粗さに近い仕上げ面が得られる且つ低送り (0.10 mm/rev 以下) の切削条件において、工具輪郭の転写誤差に切削油剤が影響することが明らかになった。この要因について以下に考察を述べる。

図 5.1 に旋削加工の仕上げ面生成域における切取り厚さの模式図を示す。切削油剤が転写誤差に影響した送り 0.10 mm/rev の条件では、第 2 章の算出結果の通り、ノーズ R 0.8 mm の工具の場合、刃先丸み半径が $12.3 \mu\text{m}$ に対し、仕上げ面生成域の最大切取り厚さは $12.6 \mu\text{m}$ である。よって、仕上げ面生成域の大部分の切取り厚さが刃先丸み半径より小さくなる。刃先丸み半径 ρ 、すくい角 α とすると、切取り厚さ $\rho(1+\sin\alpha)$ が弾性・塑性領域と切りくず生成領域の境目の目安であるとの報告³⁻³⁾を参考にすると、上述の低送り条件では仕上げ面生成域で刃先丸み半径に対して切取り厚さが薄いため、工具が被削材に食付きにくくなっており、切削油剤による潤滑で食付き性が低下しやすいと考えられる。そのため、仕上げ面生成域では安定に切りくずが生成せず、転写誤差の悪化に繋がったものと推察される。このことを検証するため、旋削加工の仕上げ面生成域のような微小切削における切削抵抗を解析することを考えた。その方法として、旋削加工では切取り厚さに薄い部分から厚い部分まで分布があるのに対し、切取り厚さに応じた切削抵抗が解析できるエンドミル加工に再び着目した。このエンドミル加工の切削抵抗および切取り厚さと刃先丸みの関係について以下に述べる。

図 5.2 にエンドミル加工における切取り厚さの模式図を示す。この図では半径方向の切込みが工具直径の半分であるため、1 cut 間の切取り厚さは最大で 1 刃あたりの送り分の厚さになる。よって、実験に用いたエンドミルの刃先丸み半径 $2.3 \mu\text{m}$ に対して送りを $2 \mu\text{m/rev}$ 以下に設定すれば、最大切取り厚さ/工具の刃先丸み半径比が 1 未満の微小切削となる。

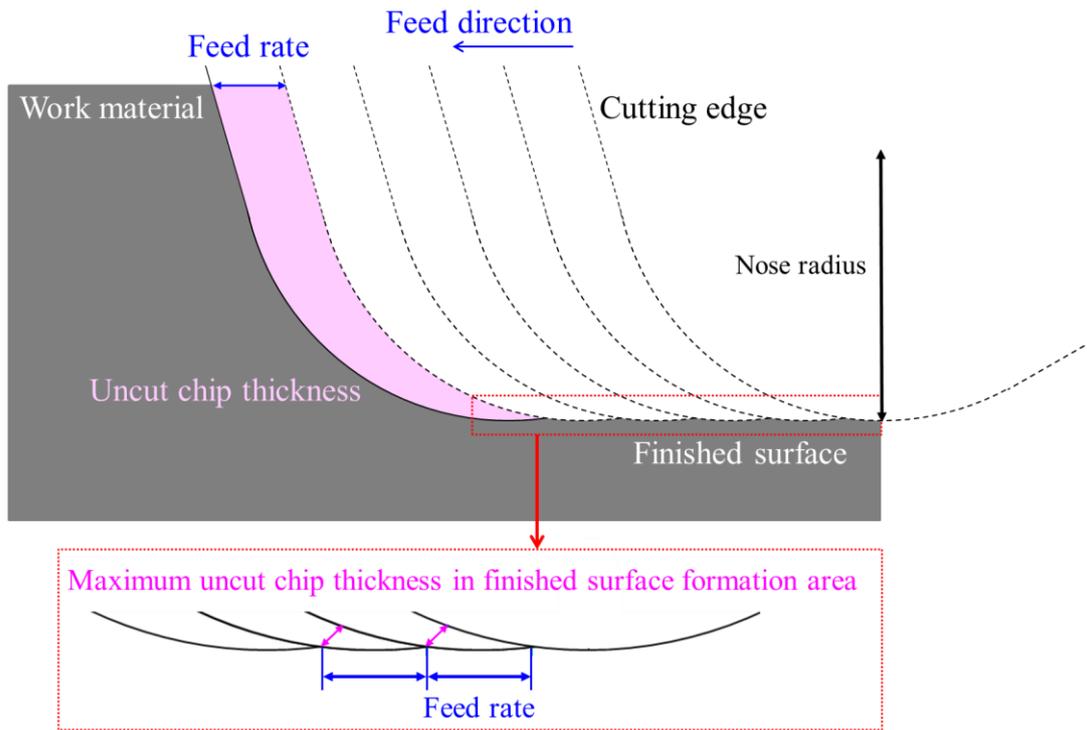


Fig. 5.1 Uncut chip thickness in turning

旋削加工の仕上げ面生成(微小切取り厚さ)領域の
 工具食付き性の評価
 ↓
 微小切取り厚さのエンドミル加工における切削抵抗に着目

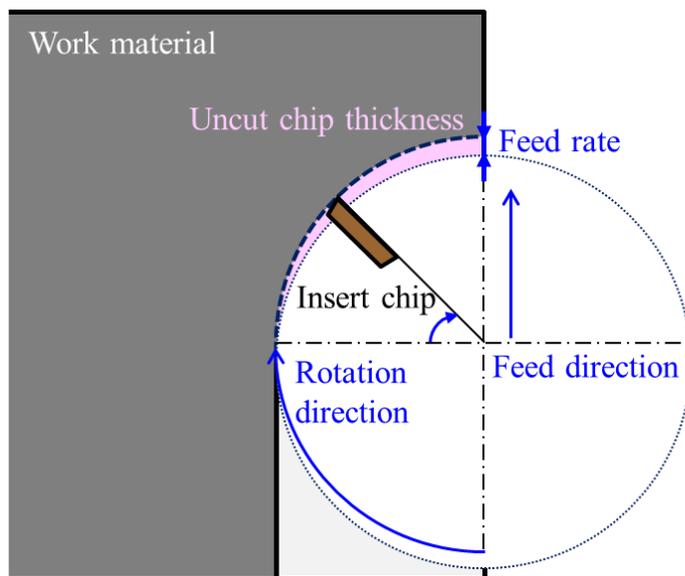


Fig. 5.2 Uncut chip thickness in end milling

図 5.3 に S45C のアップカットのエンドミル加工における送り 1, 10 $\mu\text{m}/\text{rev}$ の場合の 1cut 間の切削抵抗 F_t (工具回転円の接線方向の分力)の推移を示す. 正常なアップカットのエンドミル加工の場合, 時間経過に伴い, 切取り厚さは厚くなり切削抵抗は増加していく. 最大切取り厚さが刃先丸み半径より大きな送り 10 μm では多少の上下変動があるが切削抵抗は時間の経過とともに増加した. 一方, 最大切取り厚さが刃先丸み半径より小さな送り 1 μm では切削抵抗が広い範囲に亘って増加と減少を繰り返した. これは, 潤滑による工具の食付き不良により, 切りくずが安定に所定の厚みで生成しないためと考えられる.

本章では, エンドミル加工において, 上述のような 1 cut 間の切削抵抗の不安定性を定量化し, その値を CFIR (Cutting force instability rate) と定義して工具食付き性の指標とした. そして, この CFIR と旋削加工の仕上げ面における工具輪郭の転写誤差との関連性を調査することにより, 潤滑による転写誤差の悪化原因が食付き性の低下であることを検証し, CFIR により切削油剤の加工精度の優劣を判定可能であるかを検討した.

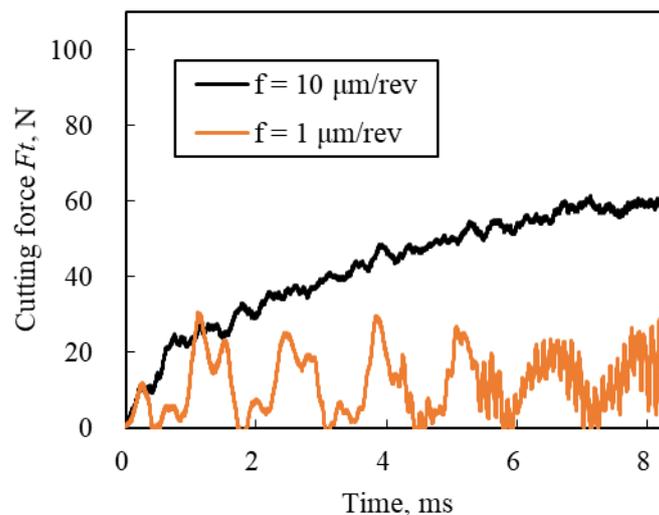


Fig. 5.3 Difference of drifting cutting force F_t in feed rate when end milling of S45C at a cutting speed of 200 m/min with E-VG8

5.2 実験方法

5.2.1 エンドミル加工実験

表 5.1 にエンドミル加工の実験条件を示す。被削材には第 4 章で μ -MFM と転写誤差の関係を調査した S45C, SUS440C, SUS304 を用いた。工具はこれまでのエンドミル加工実験と同様に刃先丸み半径が $2.3 \mu\text{m}$ の超硬 TiAlN コーティングチップを用いて 1 枚刃とし、切削方向はアップカットとした。切れ刃の食付きは、切取り厚さに大きく依存すると考えられるため、送りは $1\text{-}10 \mu\text{m/rev}$ の範囲で変化させて実験した。切削速度は、凝着や摩耗の影響を極力排除して、仕上げ面の工具輪郭の転写誤差を評価するため、旋削加工において被削材毎に理論粗さに近い仕上げ面が得られる条件且つ著しく摩耗の進行が速くなる高速切削条件を避けて実施した。

5.2.2 供試油

表 2.5 および表 3.2 に示した M-VG8, E-VG8 を用いた。M-VG8 は鉱物油で潤滑性が低く、E-VG8 はエステルであり潤滑性の高い油剤である。これらと乾式も含めて、工具の食付き性の評価を実施することにした。

Table 5.1 Cutting conditions for end milling test

Work material	S45C, SUS440C, SUS304 $57 \times 60 \times 25 \text{ mm (w} \times \text{b} \times \text{h)}$
Tool holder	MTES335 (KYOCERA), $\phi 35 \text{ mm}$
Number of flutes	One
Insert	TEEN1603PETR1 TiAlN coated cemented carbide Cutting edge: Chamfer honing $\rho = 2.3 \mu\text{m}$
Projecting length	43 mm
Machine tool	NV5000 α 1/A4 (DMG MORI)
Cutting direction	Up cut
Cutting speed	100 m/min, 200 m/min
Feed rate	$1\text{-}10 \mu\text{m/rev}$
Axial rake	$+15^\circ$
Radial rake	0°
Axial depth of cut	1.0 mm
Radial depth of cut	17.5 mm
Flow rate of fluid	0.5 L/min

5.3 マイクロフィードエンドミル加工における切削抵抗の不安定性 CFIR の算出方法

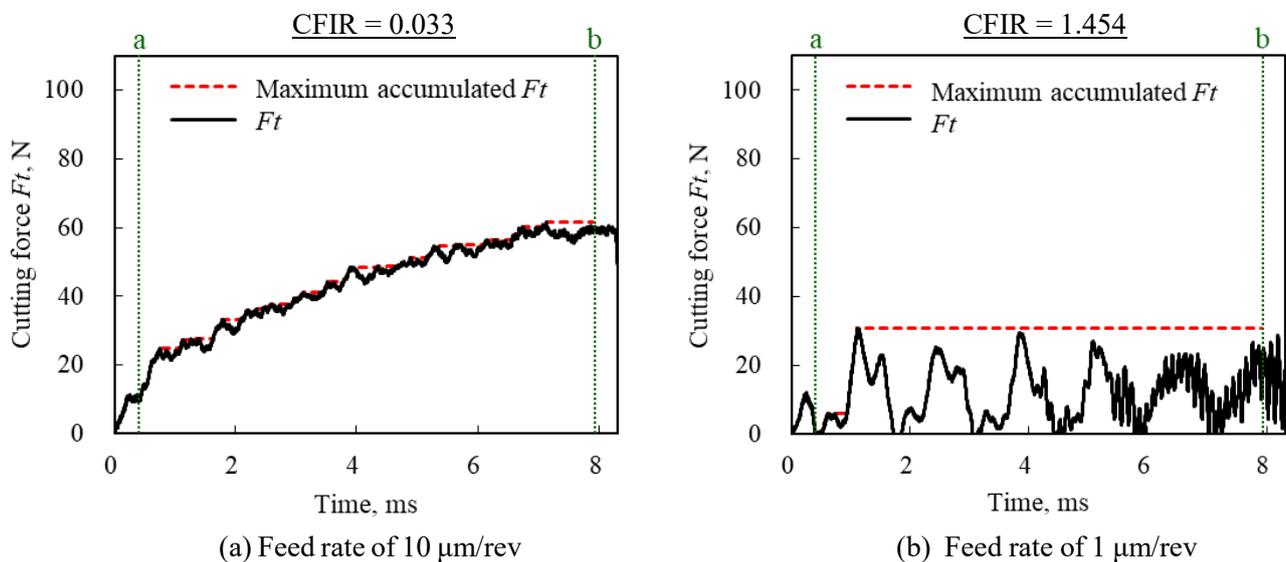
図 5.4 に S45C のエンドミル加工における 1 cut の開始から終了までの切削抵抗 F_t の推移とその累積最大値を送り条件毎に示す. 正常なアップカットのエンドミル加工の場合, 時間経過によって切取り厚さは増加し, 切削抵抗も増加していく. このことから, 切削抵抗 F_t の累積最大値を MaF_t とし, MaF_t と F_t の差が大きい場合は切りくずが安定に生成せず, 食付き性が悪いと判断した. このような切削抵抗の不安定性を CFIR (Cutting force instability rate) として, 次式の通りに定義した.

$$CFIR = \frac{1}{(b-a)} \int_a^b \{MaF_t(t) - F_t(t)\} dt \quad (5-1)$$

a: エンドミル加工における 1 cut の全加工時間の内, 5% の経過時間

b: エンドミル加工における 1 cut の全加工時間の内, 95% の経過時間

図 5.4 に示す通り, CFIR は送りが $10 \mu\text{m}$ で 0.033, 送りが $1 \mu\text{m}$ では 1.454 であった. 送りが低い場合には, 切削抵抗が大きく増加と減少を繰り返して不安定であり, このような場合に, CFIR 値は高くなることが分かる.



CFIR: Cutting force instability rate

Fig. 5.4 Difference of CFIR in feed rate when end milling S45C at a cutting speed of 200 m/min with E-VG8

5.4 切削油剤が切削抵抗の不安定性 CFIR に及ぼす影響

5.3 節の通り、切削油剤が同じでも送り条件により CFIR は大きく異なる。また、過去の報告^{3-2, 3-3}からも、工具食付き性は切取り厚さと刃先丸み半径に依存する。このことから、エンドミル加工における切削抵抗の不安定性 CFIR は、油剤毎に最大切取り厚さ MUCT / 刃先丸み半径 RCER 比に応じて測定した。本実験では刃先丸み半径一定のため、送りが低いほど MUCT / RCER 比も低くなることを意味する。

図 5.5 に S45C, 図 5.6 に SUS440C のエンドミル加工における MUCT / RCER 比と CFIR (Cutting force instability rate) の関係を示す。MUCT / RCER 比が低くなるほど切削抵抗が不安定化し、湿式では、この傾向が特に顕著であった。よって、MUCT / RCER 比が低くなると、潤滑により工具の食付き性が低下すると考えられる。

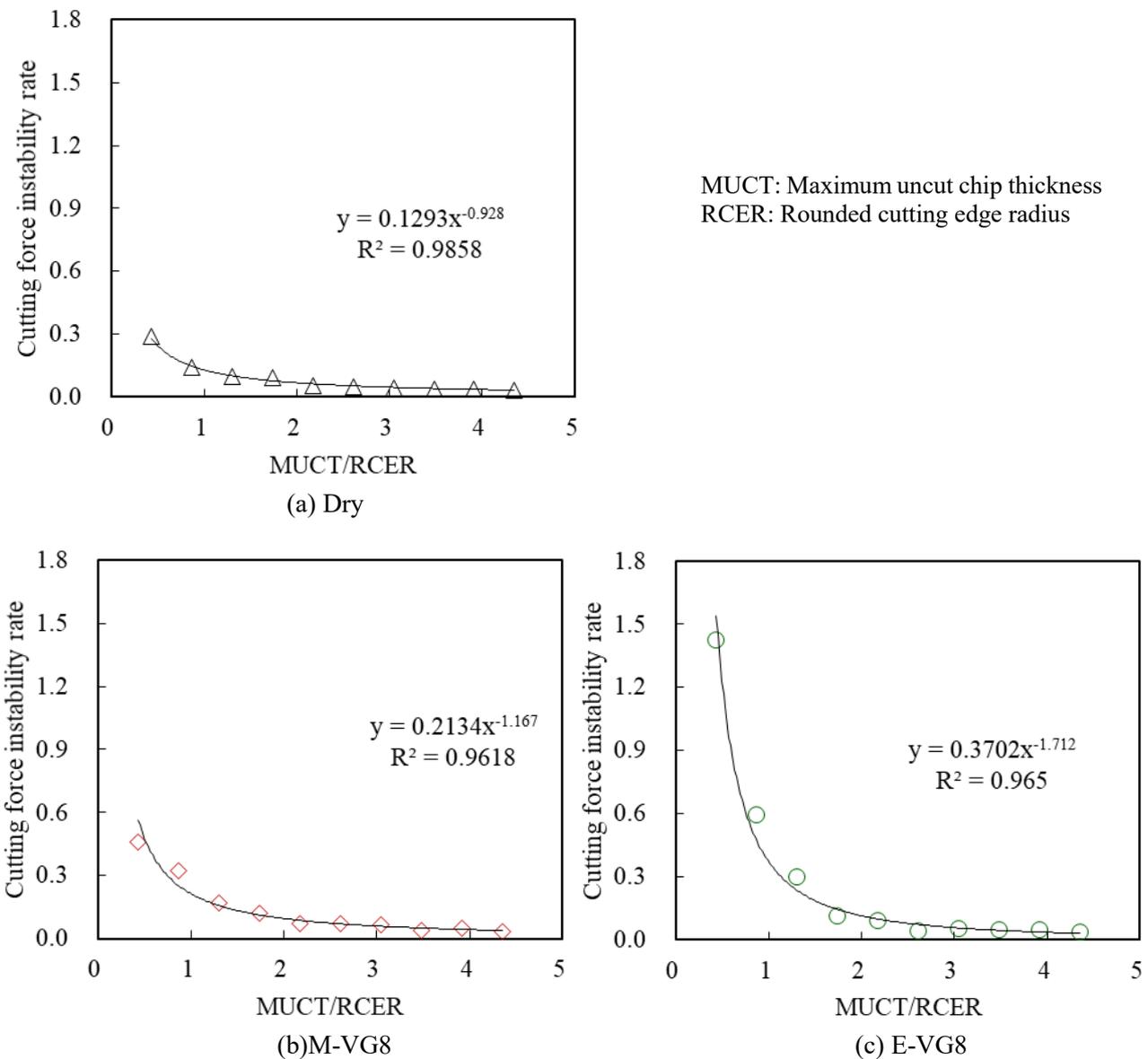
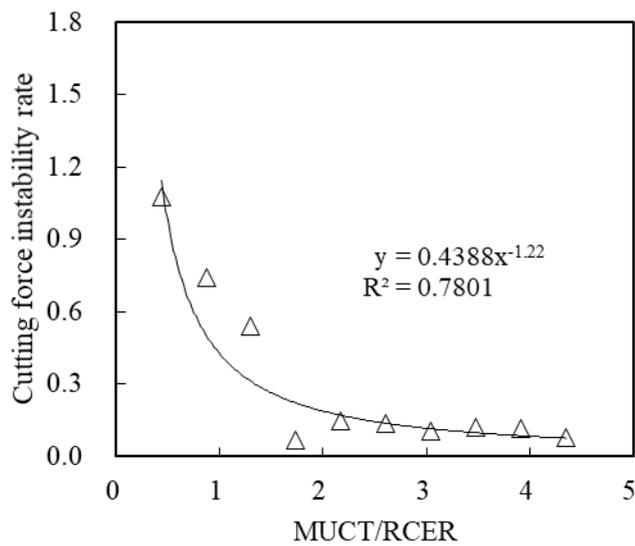
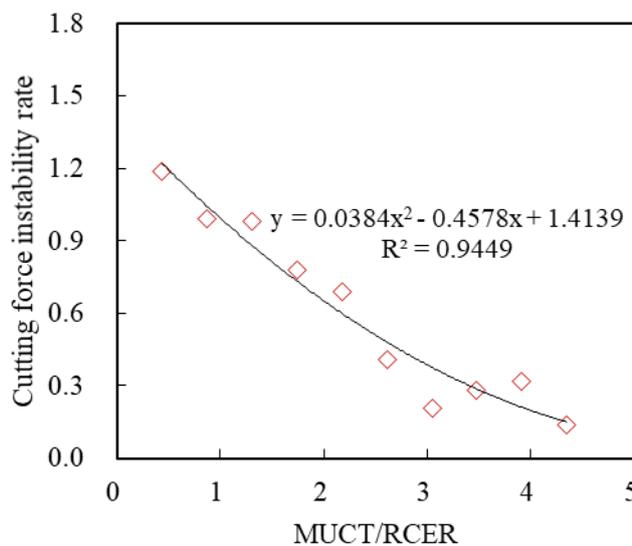


Fig. 5.5 Relationship between ratio of MUCT / RCER and CFIR in end milling of S45C at a cutting speed of 200 m/min

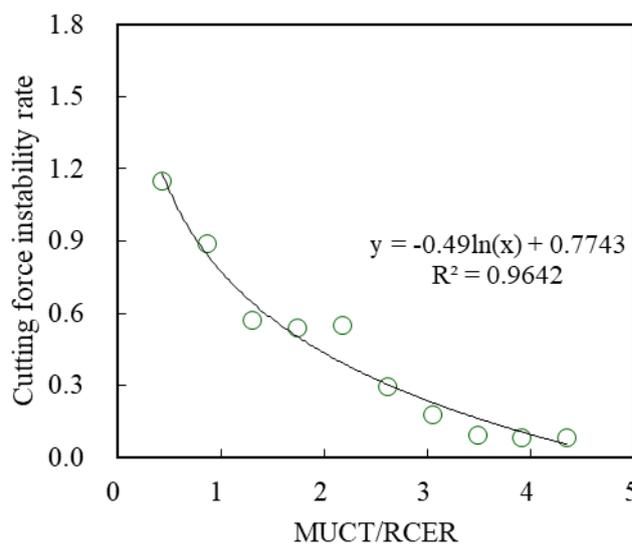


MUCT: Maximum uncut chip thickness
RCER: Rounded cutting edge radius

(a) Dry



(b) M-VG8



(c) E-VG8

Fig. 5.6 Relationship between ratio of MUCT / RCER and CFIR in end milling of SUS440C at a cutting speed of 100 m/min

図 5.7 には SUS304 のエンドミル加工における MUCT/RCER 比と CFIR の関係を示す。MUCT/RCER 比や切削油剤の有無に関わらず、CFIR はほとんど変化せず低い値を示した。SUS304 は微小切削領域でも工具が食付きやすいため切りくずが安定に生成し、切削油剤が存在しても安定な切削加工になりやすいと考えられる。

以上のように MUCT/RCER 比や被削材といった切削条件によって、切削油剤が CFIR へ及ぼす影響度は変わると考えられるため、切削条件に応じた工具食付き性の評価が必要である。

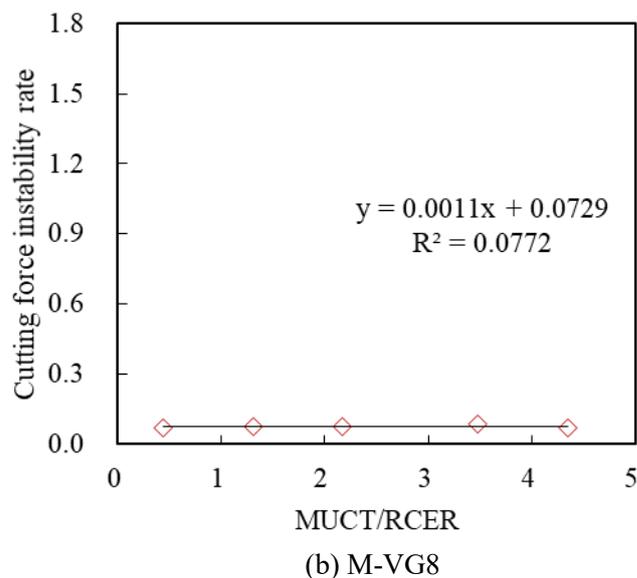
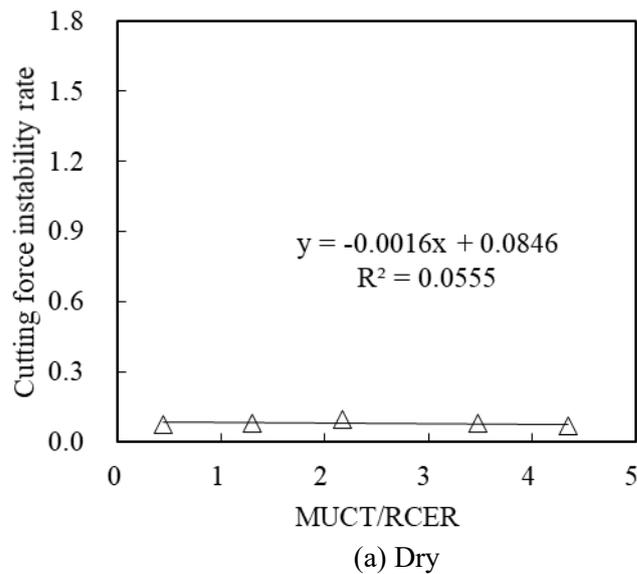


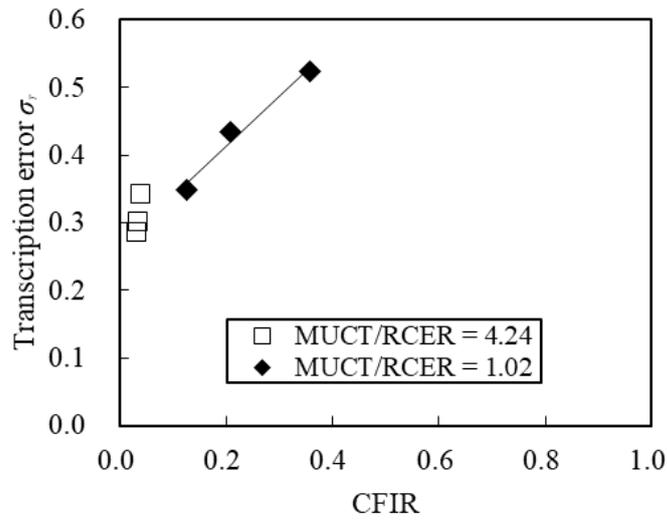
Fig. 5.7 Relationship between ratio of MUCT/RCER and CFIR in end milling of SUS304 at a cutting speed of 100 m/min

5.5 切削抵抗の不安定性 CFIR と仕上げ面における工具輪郭形状の転写誤差の関係

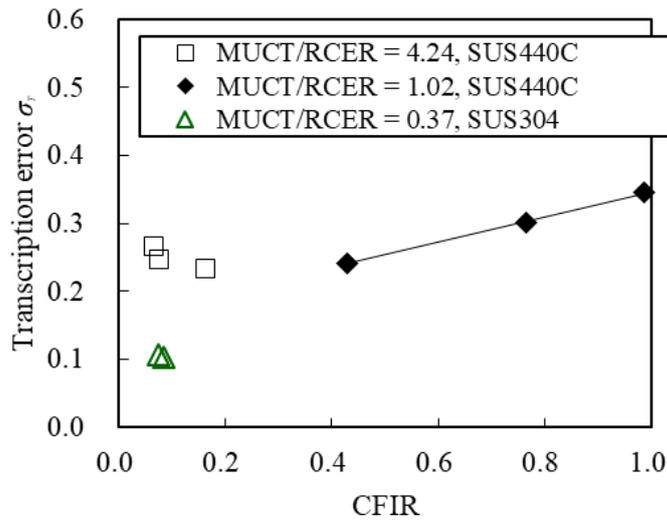
食付き性の指標である CFIR が旋削加工の仕上げ面における工具輪郭の転写誤差に及ぼす影響を調査した。旋削加工の送り 0.06, 0.10, 0.20 mm/rev における転写誤差と CFIR の関係を調べるため、各送り条件に相当する仕上げ面生成域の最大切り取り厚さ MUCT/刃先丸み半径 RCER 比 0.37, 1.02, 4.24 の CFIR を図 5.5, 図 5.6, 図 5.7 の近似式より算出した。

図 5.8 に MUCT/RCER 比が 0.37, 1.02, 4.24 (それぞれ旋削加工の送り 0.06, 0.10, 0.20 mm/rev に相当) の CFIR と旋削加工の送り 0.06, 0.10, 0.20 mm/rev における工具輪郭の転写誤差 σ_T との関係を示す。図中の切削条件毎の三点は、乾式, M-VG8, E-VG8 を示している。MUCT/RCER = 4.24 では、切削油剤による CFIR の変動は小さく、工具輪郭の転写誤差 σ_T もほとんど変化しなかった。一方、MUCT/RCER = 1.02 では、被削材が S45C と SUS440C の両方で CFIR が増加するほど、工具輪郭の転写誤差 σ_T が大きくなった。このことにより、CFIR は工具食付き性を示す値であることから、旋削加工における仕上げ面の転写誤差 σ_T は工具食付き性に大きく影響されることが証明された。また、CFIR により微小切削領域における加工精度の優劣を判定できる可能性が示された。

図 5.8 (b)の通り、SUS304 の場合では、MUCT/RCER = 0.37 と刃先丸みに対して非常に切り取り厚さが薄い条件であっても、乾式と湿式で CFIR に明確な差異がなく、その値は非常に低く、工具輪郭の転写誤差も小さかった。このことから CFIR と工具輪郭の転写誤差との関連性は高いと考えられる。また、SUS304 は工具が容易に食付く材料と考えられ、本手法は、被削材の工具食付き性の評価にも活用できる可能性がある。



(a) S45C, cutting speed of 200 m/min



(b) SUS440C, SUS304, cutting speed of 100 m/min

Fig. 5.8 Relationship between CFIR in end milling and cutting edge transcription error in turning

CFIR: Cutting force instability rate

5.6 結 言

旋削加工の仕上げ面における工具輪郭の転写誤差 σ_T が切削油剤の供給により大きくなるのは、切削取り厚さが薄い領域における工具切れ刃の食付き性に起因するものと考えた。この食付き性の指標として、アップカットのエンドミル加工における 1cut 内の切削抵抗の不安定性を定量化し、これを CFIR と定義した。この CFIR に及ぼす切削条件や切削油剤の影響を調査した結果、以下の結論を得た。なお、評価条件は、被削材毎に理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削速度とした。

- (1) S45C や SUS440C のエンドミル加工において、最大切削厚さ MUCT/RCER 比が低いほど CFIR は高くなり、切削油剤の供給により、その傾向はさらに顕著になった。
- (2) S45C や SUS440C では、旋削加工の仕上げ面生成域の MUCT/RCER 比が低い場合、その比に対応した CFIR が高い切削油剤ほど、転写誤差 σ_T が大きくなった。このことから、転写誤差 σ_T が工具の食付き性に影響されることが示された。
- (3) SUS304 では、 MUCT/RCER 比や切削油剤の有無によらず CFIR は低く、ほとんど変動しなかった。そして、 $\text{MUCT}/\text{RCER}=0.37$ といった刃先丸み半径に対して最大切削厚さが極めて薄い切削条件でも、切削油剤の有無に関わらず工具輪郭の転写誤差 σ_T は小さな値を示した。このように被削材によっても工具の食付き性は大きく変わることが分かった。

5.7 参考文献

- 5-1) 今田琢巳, 中川平三郎, 小川圭二, 児島ひとみ, 木野晴喜: 極小径エンドミル加工における側面切削現象について, 精密工学会春季大会講演論文集(2012).
- 5-2) 小島祐人: 難削材料の穴加工における切りくず排出に関する研究, 広島大学博士論文(2018).

第6章 結論

6.1 研究成果の概要

切削油剤は潤滑、冷却作用によって、仕上げ面粗さの改善や工具損傷の抑制などの効果がある。しかし、切削油剤の開発や適油選定には、多くの加工試験による性能検証のために多大な労力を要しており、その性能の簡便な評価法の確立が望まれている。切削油剤の作用のうち、冷却に関しては、油剤の熱伝達率の違いが大きくても工具の冷却能の差は僅かであることから、切削性能には、切削油剤の潤滑性の影響が大きい。そのため本研究では、切削油剤の簡便な潤滑性評価法の構築を目指した。

加工中の切削油剤の作用部位について、切れ刃先端のような極端な高温・高圧、凝着の著しい工具-被削材間の安定な接触部位へ切削油剤が浸透することは、切りくず流れによる逆くさび効果もあり考えにくい。そのため、工具すくい面の切りくず離脱点近傍のような不安定な接触領域(弾性変形領域)に切削油剤が浸透し、その付近の摩擦力が減少することで、せん断角の増大、切りくず厚さやすくい面の切りくず接触長さの減少が生じて、仕上げ面粗さや工具損傷などが変化すると考えられる。

以上より、切削油剤の潤滑性評価には、被削材の新生面が露出した直後の活性な金属面と工具の間の摩擦係数を、切削加工と同様な高速のすべり速度かつ弾性変形域内の応力において測定する必要がある。このような摩擦環境を実現するうえで、アップカットのエンドミル加工に着目した。この加工では弾性変形(上滑り)領域を経て、工具すくい面前方に盛り上がりが生じる塑性変形領域、切りくずが生成する切削領域といった三つの領域が存在する。これらのうち、弾性変形の領域中の切削抵抗を用いて切削油剤の摩擦係数を算出し、切削加工の仕上げ面粗さや工具輪郭形状の転写誤差との関連性を検討した。以下、本研究で得られた結果について示す。

第2章では、切削油剤の潤滑性と加工性能の関連性を検討するための予備段階として、旋削加工の仕上げ面粗さや工具輪郭の転写誤差に及ぼす切削油剤の影響を調査した結果、以下の結論を得た。

- (1) 乾式切削で仕上げ面粗さが理論値を大きく超える加工条件において、切削油剤は仕上げ面粗さを著しく小さくした。
- (2) 切削速度が遅いほど、被削材・工具母材の熱伝導率が高いほど、また、切込みが極めて薄い条件において仕上げ面粗さは大きくなる傾向であり、切削油剤の仕上げ面粗さ低減効果も大きくなった。
- (3) 送りが低いほど、仕上げ面粗さは理論値に比べ大きくなり、切削油剤の仕上げ面粗さ低減効果も大きくなった。以上をまとめると、切削温度が低くなる方向に加工条件を設定すると仕上げ面粗さが大きくなり、切削油剤による仕上げ面粗さ低減効果も大きくなると考えられる。
- (4) 動粘度が同等の鉱物油とエステルでは、油性効果のあるエステルの仕上げ面粗さの方が小さくなる傾向にあった。

- (5) 乾式で理論粗さに近い仕上げ面が得られる加工条件では、仕上げ面粗さに切削油剤の有無や種類の影響が認められなかった。しかし、仕上げ面粗さが小さいことだけが必ずしも良好な仕上げ面品位とならないため、理論粗さに近い仕上げ面が得られる加工条件では、工具輪郭の転写誤差 σ_T に及ぼす切削油剤の影響を調査した。
- (6) 理論粗さに近い仕上げ面が得られる加工条件の範囲内では、切削速度が遅く、送りは小さいほど、転写誤差 σ_T が大きくなった。さらに切取り厚さが薄くなる低送り条件では切削油剤の供給により転写誤差 σ_T が大きくなった。このため、切れ刃の潤滑により工具食付き性が低下することが考えられる。なお、SUS304 といった被削材や加工条件によっては、切削油剤は転写誤差 σ_T に影響しなかった。
- (7) 動粘度が同等の鉱物油とエステルでは、エステルの転写誤差 σ_T の方が大きくなる傾向にあった。
- 以上から、仕上げ面粗さや工具輪郭の転写誤差に及ぼす切削油剤の影響が明確になった。

第 3 章では、アップカットのエンドミル加工における切削抵抗から潤滑性の指標となる特性値を算出する方法を検討した結果、以下の結論を得た。

- (1) 弾性変形域を積極的に発現させるため、エンドミル加工における最大切取り厚さは刃先丸み半径より小さく設定した。このマイクロフィードエンドミル加工において、工具回転円の中心方向の分力を F_n 、接線方向の分力を F_t とし、 F_t/F_n の推移から弾性変形、塑性変形、切削域の区別を行った。
- (2) マイクロフィードエンドミル加工において切削油剤を供給すると、1cut 毎の加工初期に F_t/F_n は僅かな時間、一定の値で推移した。この区間を弾性変形域と定義した。
- (3) 切削油剤は切削加工において弾性変形域の応力場で作用すると考え、弾性変形域となる区間の F_t/F_n の平均値を μ -MFM と定義し、切削油剤の潤滑性を示す指標とした。
- (4) μ -MFM は、切削油剤の動粘度や組成（鉱物油とエステル）によって値が異なり、切削速度への依存性があることが明らかになった。
- (5) μ -MFM 計測時の工具周速が速くなるほど、 μ -MFM と従来摩擦試験値の相関性が低くなった。

第 4 章では、マイクロフィードエンドミル加工における切削抵抗より算出した摩擦係数 μ -MFM と切削加工の仕上げ面粗さおよび工具輪郭の転写誤差 σ_T との関係性を検討した結果、以下の結論を得た。

- (1) 切削油剤の μ -MFM が低いほど、エンドミル、リーマ、旋削加工の仕上げ面粗さが小さくなった。
- (2) μ -MFM は、従来の摩擦試験値（振子試験の摩擦係数、曾田四球試験の焼付き荷重、シェル EP 試験の溶着荷重）と比べ、切削加工の仕上げ面粗さと高い相関性を示した。
- (3) 旋削加工では送りが低い方が、 μ -MFM と仕上げ面粗さの相関性が高かった。
- (4) S45C や SUS440C の旋削加工における仕上げ面粗さは、一定の切削速度以上になると、切削油剤の有無に関わらず理論粗さに近い仕上げ面が得られるが、低送り条件では切削油剤の μ -MFM が低いほど、工具輪郭の転写誤差 σ_T が増加した。

第 5 章では、旋削加工の仕上げ面における工具輪郭の転写誤差 σ_T が切削油剤の供給により大きくなるのは、切取り厚さが薄い領域における工具切れ刃の食付き性に起因するものと考えた。この食付き性の指標として、アップカットのエンドミル加工における 1cut 内の切削抵抗の不安定性を定量化し、これを CFIR と定義した。この CFIR に及ぼす切削条件や切削油剤の影響を調査した結果、以下の結論を得た。なお、評価条件は、被削材毎に理論粗さに近い仕上げ面が得られる切削速度とした。

- (1) S45C や SUS440C のエンドミル加工において、最大切取り厚さ $MUCT/RCER$ 比が低いほど CFIR は高くなり、切削油剤の供給により、その傾向はさらに顕著になった。
- (2) S45C や SUS440C では、旋削加工の仕上げ面生成域の $MUCT/RCER$ 比が低い場合、その比に対応した CFIR が高い切削油剤ほど、転写誤差 σ_T が大きくなった。このことから、転写誤差 σ_T が工具の食付き性に影響されることが示された。
- (3) SUS304 では、 $MUCT/RCER$ 比や切削油剤の有無によらず CFIR は低く、ほとんど変動しなかった。そして、 $MUCT/RCER=0.37$ といった刃先丸み半径に対して最大切取り厚さが極めて薄い切削条件でも、切削油剤の有無に関わらず工具輪郭の転写誤差 σ_T は小さな値を示した。このように被削材によっても工具の食付き性は大きく変わることが分かった。

以上から、マイクロフィードエンドミル加工における切削抵抗より算出した摩擦係数 $\mu\text{-MFM}$ により、切削油剤の加工性能の優劣を従来の摩擦試験値に比べ適切に判定できる。さらにアップカットのエンドミル加工における切削抵抗の不安定性 CFIR は工具食付き性の指標となり、切削油剤の加工精度への影響を切取り厚さに応じて評価可能な特性値であることが示された。

本手法は、微小送りで被削材の消耗が少なく、汎用のスローアウェイチップを用いる。さらに特殊な治具や摩擦試験機が不要で、試験方法を標準化すれば簡便に実施でき、切削条件に応じた適切な切削油剤の選定・開発に役立つ技術であることから、既存の切削油剤の性能評価法と比べても優れており、ものづくり現場の生産性や加工精度の向上に寄与することが期待できる。

6.2 今後の展望

本研究では、検討した切削油剤の組成、切削条件が未だ限られており、今後も引き続き、評価方法の有効性・適用範囲、試験方法の改善の必要性について、油剤開発や適油選定などに実際に運用しながら、検証を続ける必要がある。また、本手法では工具-被削材間の摩擦係数を簡易的に測定することができるため、潤滑性を最大限に高める工具のコーティングと切削油剤の組合せ、潤滑性を発揮しながら切れ刃食付き性を確保するための工具と切削油剤の組合せなど、切削油剤のみの評価だけでなく、工具と最適に組合せる技術も検討することで、ものづくり現場のイノベーションに向けたさらなる技術向上に役立つものと考えられる。

謝 辞

本研究の遂行にあたり終始ご丁寧に、ご支援とご指導を賜りました指導教官である、広島大学大学院工学研究科機械システム工学専攻 機械加工システム研究室 准教授 田中隆太郎 博士に深く感謝致します。また、本研究を遂行するにあたり、懇切丁寧なご指導、ご助言を賜りました広島大学 名誉教授 山根八洲男 博士に心より感謝の意を表します。さらに、日々の研究活動の中の議論を通じて、ご指導やご助言を賜った広島大学大学院工学研究科機械システム工学専攻 機械加工システム研究室 教授 山田啓司 博士、關谷克彦助教に感謝の意を表します。

ご指導頂くとともに学位取得の機会を与えて頂きました出光興産株式会社 潤滑油二部 営業研究所 山中雅巳所長、潤滑油安全品質保証室 高木史明室長、営業研究所加工油グループ 上村秀人グループリーダーに深く感謝申し上げます。

さらに、本研究の遂行にあたり工具のご提供を賜りました京セラ株式会社の野田謙二氏、三菱マテリアル株式会社の風見大介氏に厚く御礼申し上げます。

最後に、本研究の実験全般にご協力頂きました出光ルブテクノ株式会社千葉事業所実験二課の皆様

様に深く感謝の意を表します。