



# 超精密切削加工における切りくず生成機構と仕上面性状に関する研究

奥田, 孝一

---

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

1987-03-31

(Date of Publication)

2008-02-27

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

甲0687

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D1000687>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



博 士 論 文

超精密切削加工における切りくず  
生成機構と仕上面性状に関する研究

昭和62年 3 月

神戸大学大学院自然科学研究科

奥 田 孝 一

# 目 次

第1章 結 論 .....	1
第2章 超微小切削実験機の試作開発 .....	6
2.1 緒 言 .....	6
2.2 超精密高速切削加工機の試作 .....	7
2.2.1 仕様及び概要 .....	7
2.2.2 試作加工機の精度と運動特性 .....	10
2.2.2.1 主軸の運動精度 .....	11
2.2.2.2 テーブルの運動精度 .....	12
2.2.3 温度分布及び熱変形 .....	15
2.2.3.1 試作機設置環境 .....	15
2.2.3.2 試作加工機の温度分布及び熱変形 .....	17
2.3 走査型電子顕微鏡内超微小2次元切削装置の試作 .....	21
2.3.1 仕様及び概要 .....	21
2.3.2 超微小2次元切削装置の機構及び材料 .....	24
2.3.3 試作装置の性能 .....	28
2.4 結 言 .....	32
第3章 超微小切削における切りくず生成機構 .....	33
3.1 緒 言 .....	33
3.2 実験方法 .....	34
3.2.1 被削材 .....	34
3.2.2 工具 .....	38
3.2.3 実験手順及び切削条件 .....	40
3.3 実験結果 .....	41
3.3.1 軟質金属切削における切りくず生成 .....	41
3.3.1.1 無酸素銅の切りくず生成 .....	41
3.3.1.2 アルミニウム粗大結晶の切りくず生成 .....	44
3.3.2 鉄系金属切削における切りくず生成 .....	47

3.3.3	セラミックス切削における切りくず生成	50
3.4	考察	53
3.4.1	超精密切削における切りくず生成モデル	53
3.4.2	切込み微小化に伴う切りくず生成機構の変化	55
3.4.2.1	層状すべり構造の形成	55
3.4.2.2	切りくずカール	58
3.4.2.3	せん断角	63
3.4.3	各種被削材の切りくず生成機構の特徴	65
3.5	結言	66
第4章	超精密切削における切削力	68
4.1	緒言	68
4.2	切削力測定方法	69
4.3	実験結果及び考察	71
4.3.1	軟質金属の微小切削における切削力	71
4.3.1.1	切削条件の影響	71
4.3.1.2	比切削抵抗力	75
4.3.1.3	切削力変動と層状すべり構造生成	78
4.3.2	鉄系金属の微小切削における切削力	79
4.3.2.1	切削条件の影響	79
4.3.2.2	工具摩耗の切削力への影響	83
4.3.3	セラミックスの微小切削における切削力	85
4.4	結言	91
第5章	超精密切削における切削温度	93
5.1	緒言	93
5.2	実験方法及び解析方法	94
5.2.1	実験方法	94
5.2.1.1	切削温度の測定方法	94
5.2.1.2	被削材及び工具	95
5.2.2	解析方法	97

5.2.2.1	平均切削温度の解析	97
5.2.2.2	被削材の温度上昇の熱伝導解析	99
5.3	実験結果	102
5.3.1	切削温度	102
5.3.1.1	切削温度の測定例	102
5.3.1.2	切削条件の切削温度に及ぼす影響	104
5.3.2	被削材の温度上昇	105
5.3.2.1	被削材の温度上昇の測定例	105
5.3.2.2	切削条件の被削材温度上昇に及ぼす影響	107
5.3.3	工具の温度上昇	110
5.4	考察	112
5.4.1	微小切削における切削温度	112
5.4.2	切削熱の被削材への流入割合と被削材温度上昇の関係	115
5.4.3	被削材温度上昇の熱伝導解析	117
5.5	結言	120
第6章	超精密切削における仕上面性状	122
6.1	緒言	122
6.2	被削材の表面組織	123
6.3	実験結果	125
6.3.1	軟質金属の仕上面性状	125
6.3.1.1	アルミニウムの微小2次元切削における 仕上面の観察	125
6.3.1.2	銅の微小2次元切削における仕上面の観察	127
6.3.1.3	無酸素銅の超精密高速切削における仕上面あらさ	132
6.3.2	鉄系金属の仕上面性状	136
6.3.2.1	炭素鋼の微小2次元切削における 仕上面の観察	136
6.3.2.2	空気静圧軸受主軸を用いた切削による仕上面	139
6.3.2.3	油静圧軸受主軸を用いた切削による仕上面	142
6.3.3	セラミックスの仕上面性状	146

6.3.3.1	空気静圧軸受主軸を用いた切削による仕上面	.....	146
6.3.3.2	油静圧軸受主軸を用いた切削による仕上面	.....	150
6.4	考 察	.....	155
6.4.1	仕上面生成機構における層状すべりと結晶粒界	.....	155
6.4.2	超精密切削仕上面におけるうねり	.....	159
6.4.3	工具摩耗と仕上面特性	.....	161
6.5	結 言	.....	165
第7章	結 論	.....	167
参考文献	.....		171
謝 辞	.....		178

## 第 1 章 結 論

近年の生産加工技術は、大きく2つの方向で開発、研究が進められているといえる。一つは数値制御工作機械、ロボット、コンピュータなどのハードウェア、ソフトウェアを統合した生産システムの高効率化の方向であり、もう一つはナノテクノロジー (nano technology) という言葉に代表される固有加工技術の極限の追求、すなわち超精密加工技術の確立を目指した高精度化の方向である<sup>1-1)</sup>。

特に、最近では航空宇宙機器や光学、電子機器をはじめとする各種精密機械要素の加工精度向上に対する要求が格段と厳しさを増しつつあり、それらの超精密加工技術に対する関心は一段と高まっている。また、これら超精密部品の市場拡大に伴い加工能率の向上、加工コストの低減も極めて重要な問題として認識されてきている。例えばレーザー反射鏡、ポリゴンミラーなどの鏡面加工にみられるように、超精密切削工作機械の開発に伴い、従来のラッピング、ポリッシングなどの砥粒加工に代ってダイヤモンド工具による超精密高速切削加工が広く実用されつつある。

超精密ダイヤモンド切削加工は、砥粒加工に比べて次のような利点を持っている。

(1) 加工能率が高く、加工コストが低い<sup>1-2)</sup>。

例えば 100mm径放物面鏡の加工に、砥粒加工法では12ヶ月、5万ドル要していたものが超精密ダイヤモンド切削加工により3週間、3千ドルに低減された例<sup>1-3)</sup>が報告されている。

(2) 加工精度に優れる。

母性原則に従い加工されるので寸法の高精度な制御が可能となり、仕上面あらさと寸法形状精度を同時に向上させることができる。また、工作機械の CNC 化により曲面など複雑形状部品の加工が可能である。

(3) 表面品位に優れる。

ポリシ面、スパッタ面、蒸着面に比べてダイヤモンド切削面の反射率が最も高く、安定性に優れている。また、レーザー損傷に対するしきい値が高い<sup>1-4)</sup>。

しかしながら、このような超精密ダイヤモンド切削加工技術を確立するためには、非常に多くの解決すべき課題が残されている。超精密切削加工面の生成に関する主な要因を整理すると、図1-1 のようになるものと考えられる。すなわち、加工プロセスに影響を及ぼす要因として工作機械、工具、工作物、加工環境があげられ、仕

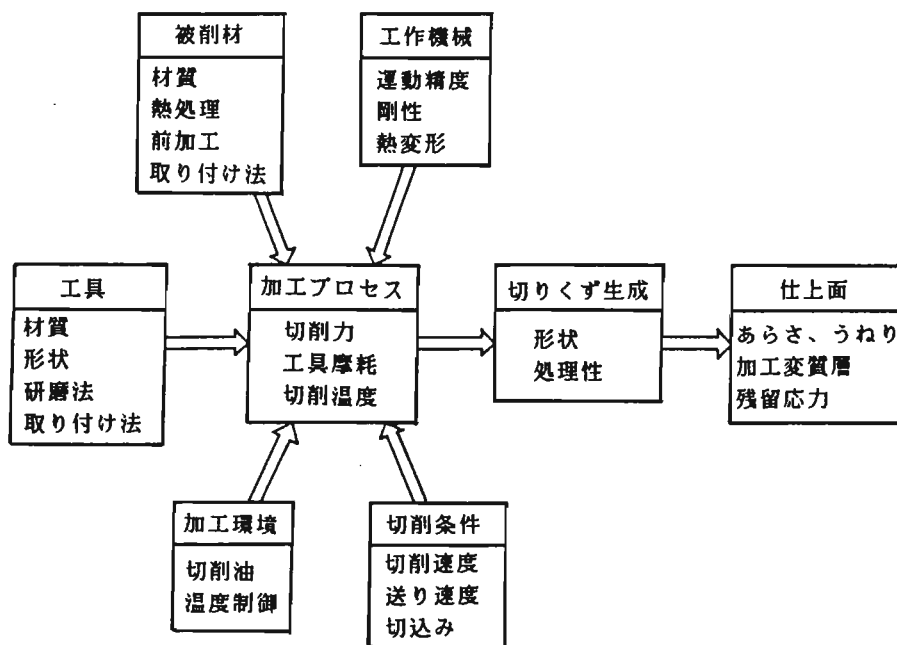


図1-1 超精密切削加工面を支配する諸因子

上面の加工精度に直接影響を及ぼす。従来より、これらの要因に対して種々の観点から研究が行われている。その中でも工具、工作物に直接相対運動を与え、加工精度に最も影響を及ぼす工作機械に関して古くから多くの研究がなされてきた。

1940年、オランダの Philips社が球面ミラー関連部品を加工するのに旋盤を用いてダイヤモンド切削を行ったのが、超精密ダイヤモンド切削加工技術の発展の始まりといわれている<sup>1-5)</sup>。その後米国の企業、研究所を中心に主軸軸受、案内面構造、駆動機構などの機械構成要素<sup>1-6)</sup><sup>1-7)</sup>さらに加工環境温度、工作機械の温度の制御システム<sup>1-8)</sup>などの開発、研究が行われてきた。その結果、現在では主に、銅、アルミニウムなどの軟質金属、プラスチック材料の超精密ダイヤモンド切削によって、表面あらさは、中心線平均あらさで  $0.001 \mu\text{m}$  程度が得られており、寸法形状精度は加工物の寸法との比で  $10^{-6}$  程度の値が得られている。また、直径2mの黄銅製の大型部品に対して仕上面あらさ  $0.076 \mu\text{m} R_{\text{max}}$  を得たという報告<sup>1-9)</sup>もなされている。

我が国においても、静圧空気軸受支持の主軸を用いた超精密工作機械の試作、開発<sup>1-10)</sup>が相次ぎ行われ、セラミックスなど新材料の案内面への適用<sup>1-11)</sup>、超精密直進案内機構<sup>1-12)</sup>に関する研究成果が報告されている。また、超精密位置決め



を実現するためピエゾ素子を用いた切込み装置あるいは位置決め装置が開発されている<sup>1-13)</sup>。工具に関しても刃先が鋭利であること、耐摩耗性が大であること、金属との親和性が低いということで天然単結晶ダイヤモンドが用いられ、その損傷の異方性、切刃形状の同定などに関して研究されている<sup>1-14)</sup>。

これらの研究成果を基に、軟質金属、プラスチックなどの特定材料に対する超精密切削加工技術の方法論は、かなり明確になってきたといえる。しかしながら、これらを被削材とする超精密切削加工に関する研究報告は仕上面あらさに着目した加工技術的報告がほとんどであり、工作機械—工具—切削条件のある組合わせにおいてでき上がった加工面の仕上面あらさが、例えば百分の数 $\mu\text{m}$ であるということはわかって、それがどのような状態(メカニズム)ででき上がったものかということとはほとんど明らかにされていないといつてよい。今後さらに、超精密切削加工技術を発展させていくためには、超精密切削加工機構、すなわち極く微小な切削機構(micro cutting mechanism)を明らかにしていくことが非常に重要になると考えられる。また、ステンレス鋼などの鉄系金属、セラミックス、耐熱合金などの被削材の超精密切削加工のニーズもかなり高まってきており、CBN工具を用いたステンレス鋼の切削<sup>1-15)</sup>およびダイヤモンド工具によるセラミックスの切削に関して鏡面加工の可能性<sup>1-16)</sup>が報告されているが、工具材質、工具形状、加工条件、工作機械構造など不明な点が多く、実用レベルには程遠い状態である。これらのいわゆる難削材料も含めて超精密切削機構を解明することにより、逆に所望の加工精度を得るためには工作機械、工具はどうあるべきなのか、切削条件はどう設定しなければならないのか、加工環境はどこまで制御しなければならないのかという問題に対して適切な指針を与えることが可能であると考えられる。

本研究は、上述の観点より超精密切削加工技術の確立に寄与するために、超精密切削機構の解明を目的として行われたものである。すなわち、まず超精密切削における基本的な切削現象を明らかにするための実験的手段として、実用切削条件における超精密切削加工が可能な超精密高速切削加工機、及び走査型電子顕微鏡(以後、SEMと略記する。)内で微小切削過程の直接観察が可能な超微小2次元切削装置の試作開発を行う。ついで、これらの実験装置を用いることにより軟質金属(銅、アルミニウム)、鉄系金属(炭素鋼、ステンレス鋼)及びセラミックスを被削材とした微小切削における切りくず生成機構を明らかにし、切りくず生成過程における切削力、切削温度の観点から超精密切削現象の解明を試み、仕上面の性状との相互

関係について論じることにより、超精密切削加工における切りくず生成機構と仕上面性状に関して明らかにしていくものである。

本論文の構成は図1-2 に示すとおりであり、各章の概要を以下に示す。

第2章においては、試作した超精密高速切削加工機の運動精度、剛性、熱的特性について述べる。また、超微小切込みにおける切削過程を直接観察するために開発した走査型電子顕微鏡内超微小2次元切削装置の概要と性能について述べる。

第3章においては、SEM内微小切削における切りくず生成過程の観察ならびに超精密高速切削加工機による2次元切削を行い、超精密切削における切りくず生成機構について明らかにする。

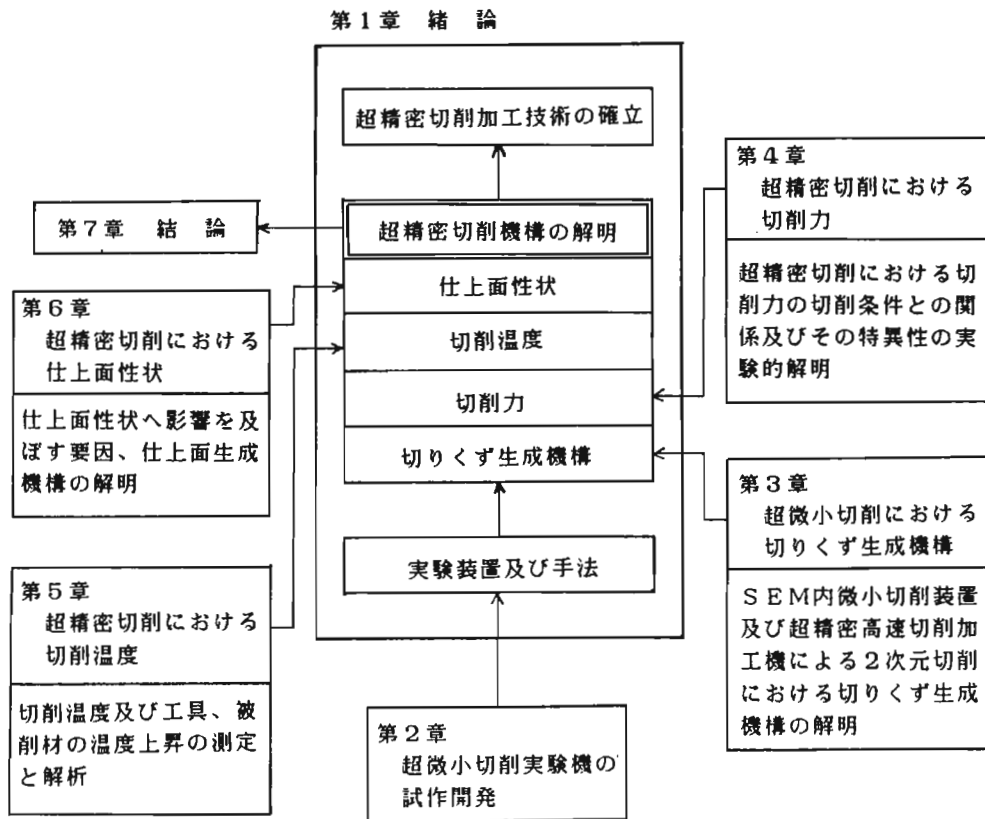


図1-2 本論文の構成

第4章においては、超精密切削における数  $g$  オーダの微小な切削力を精度よく測定する方法を示し、超精密高速切削加工機及びSEM内超微小2次元切削装置による各種被削材の切削力を測定することにより、微小切削における切削力と切削条件の関係ならびに通常切削と比較した場合の切削力の特異性について考察する。

第5章においては、超精密高速切削における切削温度及び被削材、工具の温度上昇の測定を行い、切削温度ならびに温度上昇量と切削条件との関係を実験的に明らかにすることにより、微小切削における切削温度の超精密切削加工に及ぼす影響について考察する。また、2次元切削において測定された切削力及び切りくず厚さから、単一せん断面切削モデルにおける移動熱源の理論を適用して平均切削温度を計算し、実測値と比較検討する。さらに、有限要素法及び前進差分法により被削材内部の温度分布の熱伝導解析を行い、実験結果との比較検討も行う。

第6章においては、各種被削材の超精密切削における仕上面あらさの測定ならびにSEM及び微分干渉型顕微鏡による仕上面の観察を行い、被削材種、工具形状、切削条件の仕上面性状に及ぼす影響について考察する。また、SEM内超微小2次元切削実験により切りくず生成機構、結晶粒界などの仕上面生成に及ぼす影響についても検討する。

最後に、第7章において各章で得られた結論に基づき、本研究の総括を行う。

## 第2章 超微小切削実験機の 試作開発

### 2.1 緒言

超精密切削加工において要求される加工精度は、普通切削におけるそれよりもはるかに高いオーダであるため、超精密切削加工機として要求される運動精度あるいは振動、熱変形などによる精度低下に対する対策は通常の工作機械とは全く異なった考え方をしなければならない。最近、銅、アルミニウム、プラスチックなどの超精密切削加工に関する研究報告が数多くなされているが<sup>2-1)</sup>、それらの研究の中では従来よりある精密旋盤をそのまま応用あるいは改良して超精密切削加工機として用いられている場合も数多くあり、特別に設計、試作された加工機及び加工環境で実験を行っているものは少ないように思われる。

しかしながら、超精密切削加工における切削現象は工具刃先部の状態など同定困難な多くの不確定要因を含んだ現象といえるため、超精密切削機構を解明するためには少なくとも工作機械の運動精度、加工環境など切削現象に影響を及ぼし、不確定要因となりうるものは事前にできるだけ取り除いておくことが重要と考えられる。すなわち、超精密切削加工を十分に実現しうる工作機械を新たに試作し、その主軸、送り装置、切込み装置の運動精度及び剛性さらには熱変形特性など加工機の性能を十分把握した上で切削実験を行うことが必要と考えられる。

さらに、工具刃先近傍における被削材の変形、破壊機構という観点から超微小切削における切削機構を明らかにするためには、切削過程における被削材の変形破壊挙動を直接観察するとともに被削材の機械的特性、物理的特性、工具形状、切削条件などの巨視的な要因のほかに介在物、ボイド、結晶粒界などの微視的要因を考慮した検討が重要になる。そのため初期の研究においては、急停止切削法<sup>2-2)</sup>、高速度カメラによる撮影法<sup>2-3)</sup>などによる光学式顕微鏡観察が行われているが、これらの方法は切削過程の高倍率観察及び連続観察の二つを同時に満足できないという欠点があった。

この点を考慮して、SEM内で切削過程の微視的かつ動的な観察の二つを同時に可能にする実験装置及び手法が岩田ら<sup>2-4)</sup>によって開発された。本装置はその後種

々の改良が行われているが、切込み設定の分解能が高々 $1\ \mu\text{m}$ であり、再現性よく数 $\mu\text{m}$ の切込み設定を行うのは困難となっている。また、サブミクロンの切込み設定はオペレータのノウハウに依存するところが多大であり、切削中安定した切込みを維持するのも困難であり、実験後撮影写真より実質の切込み量の同定を行っている。従って、本研究の対象としている超微小切込み領域での切りくず生成過程の直接観察を行うためには、さらに高分解能の切込み設定装置、微小切削力測定装置及び高剛性化された工具-被削材保持系を持つ切削装置の開発が必要とされる。

そこで、本研究では超精密高速切削実験を行うために、静圧軸受で支持された主軸、油静圧案内テーブル、空気ばねで支持された高減衰能鋳鉄製ベッドで構成される超精密高速切削加工機及びおよそ $20\ ^\circ\text{C}$ 近傍の温度に室内温度制御可能な加工実験室の試作を行い、加工機の運動特性、剛性、熱変形特性などを明らかにすることによりそれらの加工精度に及ぼす影響について検討する。さらに、超精密切削機構を微視的観点より明らかにするために、ピエゾ素子を組込んだ超微小切込み装置及び圧電型力変換器による微小切削力測定装置を装備したSEM内超微小2次元切削装置を試作開発し、その性能について明らかにする。

## 2. 2 超精密高速切削加工機の試作

### 2.2.1 仕様及び概要

試作開発した超精密高速切削加工機の主な仕様を表 2-1に示す。本加工機は主軸と1軸の送り駆動系を有する平面加工機で、基本的には主軸にカットボディを取り付け、主軸に直角な方向に送り運動を与えることにより、フライカッティング方式の平面加工を行うものである。

超精密切削加工における加工精度、仕上面あらさは主軸の回転精度によって大きな影響をうけるため、主軸の設計、なかんずく主軸軸受の選択が極めて重要である。超精密工作機械用の軸受としては、現在ころがり軸受、動圧軸受、静圧軸受が用いられているが、このうち油または空気静圧軸受が最も広く採用されている<sup>2-5)</sup>。中でも空気静圧軸受は回転精度が他種の軸受に比べて優れており、かつ摩擦損失が少ないため特に高速回転において発熱が少なく、主軸ならびに工作機械の温度上昇が小さいという特徴を有している。以上の観点から、本試作加工機においては、基本

的には円筒形空気静圧軸受を具備した主軸を採用した。また主軸駆動方式としては特に高速回転を可能にするため、主軸ビルトイン型高周波モータによる駆動方式を採用した。本主軸の最高回転数は2万 rpm（15分定格）である。しかし、空気静圧軸受

表 2-1 超精密高速切削加工機の主な仕様

主軸	円筒形空気静圧軸受
主軸直径	φ60mm
主軸駆動方式	主軸ビルトイン型高周波モータによる直接駆動
主軸回転数	1000~12000rpm , 連続定格 (12000~20000rpm , 15分定格)
主軸	油静圧軸受
主軸直径	φ120mm
主軸駆動方式	別置きACモータによるベルト駆動
主軸回転数	100~1000rpm , 連続定格
テーブル	対向型油静圧案内テーブル
テーブル面積	370×400mm
テーブルストローク	200mm
送り速度	6~600mm/min
テーブル送りモータ	DC 0.1kw
切込み装置	シュネーベルガー製ローラータブル
作業台面積	160×160mm
作業台ストローク	40mm
最小目盛	0.01mm

を用いた主軸はどうしても剛性が低く、かつ減衰能も低くなりがちであるため鉄系金属、セラミックスの切削に対してはその影響が懸念される。そこで、空気静圧軸受に比べて負荷容量、剛性、減衰能の優れている油静圧軸受を具備した主軸を用意し、被削材に応じて交換できるようにした。主軸駆動方式は、別置きのACモータによるベルト駆動とした。

超精密切削加工機においては、主軸の構造とならんでテーブルの案内精度が重要であり、テーブル移動時のピッチング、ヨーイング、ローリングをできるだけ小さく抑える必要がある。本試作加工機では高精度と高剛性を兼ね備えたテーブルとして対向型油静圧案内テーブルを採用した。テーブルの駆動はDCモータとボールねじの組み合わせによったが、送り駆動系の振動に起因するテーブルの案内精度低下を防止するため、テーブルを主テーブルと駆動テーブルに分割し、この間を空気静圧継手で連結して送り運動を伝達している。また、テーブルには送り方向にワイヤを介して重錘による予荷重を与えている。

送り方向に直角な方向の切込みを設定する切込み装置には、ローラータブルを採用した。本テーブルの移動最小目盛は0.01mmで、実験においては電気マイクロメータを用いて実際の切込み量を測定しながら設定する方式を採用している。加工機のベースには1000×1000×300 mmの鋳鉄製定盤を使用し、外部からの振動を遮断する

ため、空気マウントで3点支持している。

以上の主轴、送りテーブル、切込み装置、ベースよりなる超精密高速切削加工機の概要を図 2-1に示す。

試作加工機のシステム構成を図 2-2に示す。空気静圧軸受支持の主轴を用いたシステムでは、コンプレッサーで作られた圧縮空気はエアドライヤーで乾燥され、主轴部とテーブルの継手部に供給される。油静圧案内用の油は、オイルクーラによって室温に対して $\pm 2^{\circ}\text{C}$ の範囲で温度制御されテーブルへ供給される。使用済みの

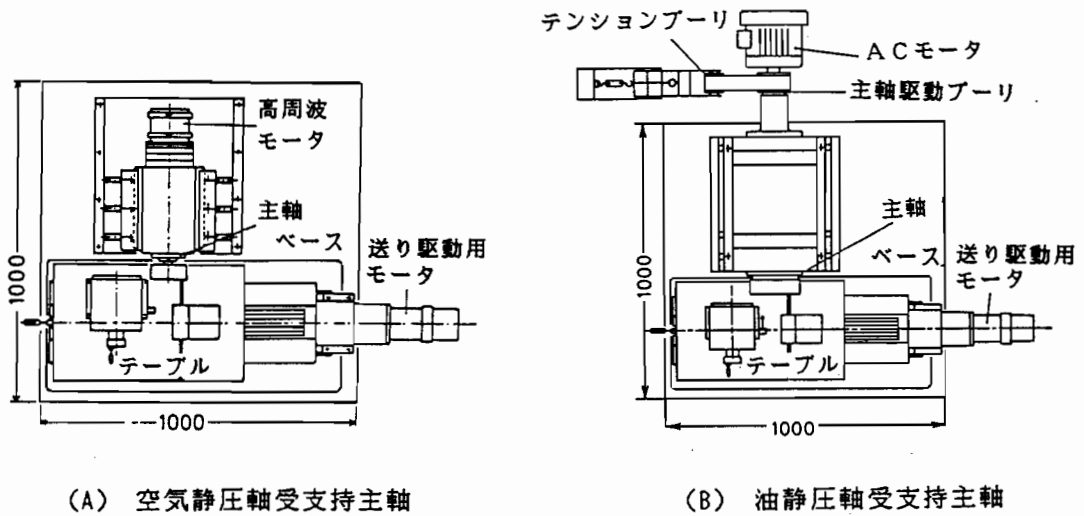


図 2-1 超精密高速切削加工機の概要

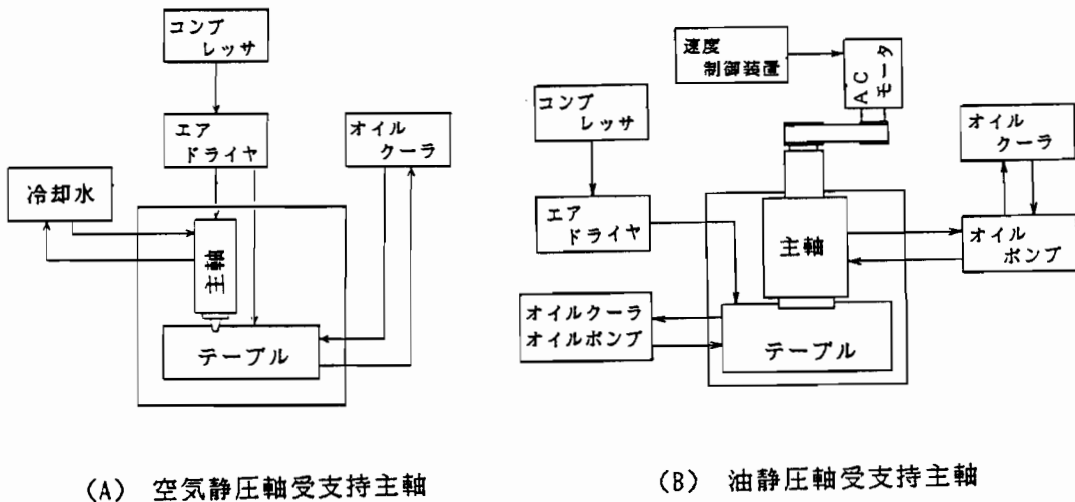


図 2-2 試作加工機のシステム構成

油は油タンクに回収され、再びオイルクーラを経て循環使用される。また、主軸の発熱を防止するため、主として組込みモータ部の外周にウォータージャケットを設け、主軸部を水冷している。油静圧軸受支持の主軸を用いたシステムでは、油タンクより高圧の静圧油を主軸に供給し、昇温した油をオイルクーラにより冷却して温度を一定に保つようになっている。テーブルの駆動系は空気静圧軸受の場合と同様である。

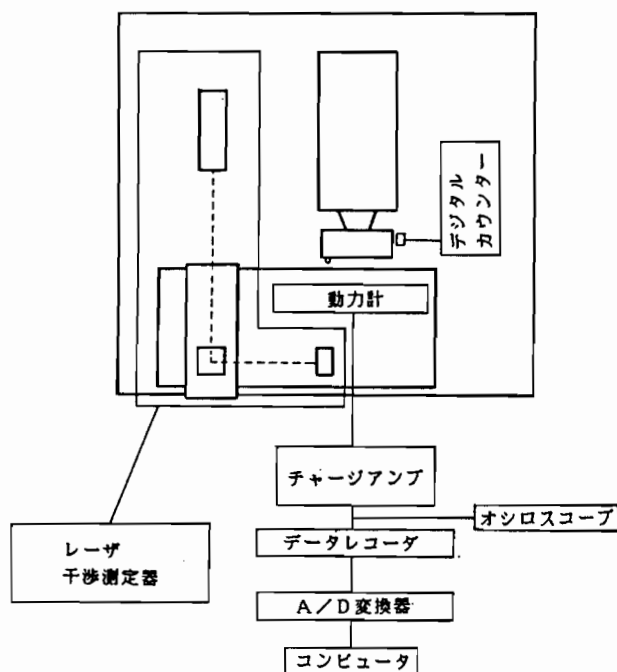


図 2-3 測定システムの概要

図 2-3は、測定システムの概要を示している。主軸

の回転速度、テーブルの送り速度はコントローラよりアナログ量によって設定しているが、さらに再現性の高い速度設定を行うと同時に切削中の運動状態を監視するために、主軸の回転速度はデジタルカウンタによって、テーブルの送り速度はレーザー干渉測定器によって測定している。さらに、切削力をデータレコーダに記録するとともにその波形をオシロスコープにより観察することによって、加工状態の監視、例えば切込みの設定状態、工具の損傷状態の監視を行っている。

### 2.2.2 試作加工機の精度と運動特性

切削加工においては、加工面は母性原則に従って創成されるため、加工中の工具と工作物の相対運動がそのまま加工面に転写されると考えてよい。このことは、主軸の回転精度とテーブルの直進案内精度が、工作機械の加工精度に直接関連してい



ることを意味する。ここでは、試作加工機の主軸及びテーブルの運動精度を測定した結果について示す。

### 2.2.2.1 主軸の運動精度

静圧空気軸受に供給する空気圧と空気流量の関係を表 2-2に示す。また、その主軸の静剛性は供給する空気圧に依存し、表 2-3に示すように変化する。なお、油静圧軸

表 2-2 主軸に供給する空気圧と流量の関係

空気圧 Kg/cm <sup>2</sup>	流量 l/min
6	108-119
5	79-87
4	49-54
3	21-24

受支持の主軸の静剛性はラジアル方向で 20 Kg/ $\mu$ m、スラスト方向で 40 Kg/ $\mu$ m である。主軸には加工中に切削力が作用し、それによって剛性に応じた変位が発

表 2-3 主軸に供給する空気圧と主軸剛性の関係

ラジアル方向		スラスト方向	
空気圧	剛性	空気圧	剛性
Kg/cm <sup>2</sup>	Kg/ $\mu$ m	Kg/cm <sup>2</sup>	Kg/ $\mu$ m
6	4.0	6	9.5
5	2.7	5	5.3
4	1.9	4	2.7

生して寸法、形状誤差、仕上面あらさに影響を及ぼす。特に、加工面に垂直な方向の切削力成分、すなわち背分力は直接加工精度に関係すると考えられる。第4章において明らかにするように、ダイヤモンド工具による軟質金属の微小切削では、背分力の大きさは大きく見積っても数10 g程度であるので、本試作加工機の場合、空気圧6 Kg/cm<sup>2</sup>においてスラスト方向に 0.001  $\mu$ m 程度の変位が生じることになる。

主軸の回転精度は、一般に主軸の先端に基準球を取付け、非接触式の静電容量型変位計を用いて、主軸を回転させたときの基準球と変位計の間の変動を検出することによって測定される<sup>2-6)</sup>。しかしながら、本試作加工機の主軸回転精度は、通常の基準球の真球度とほぼ同程度であり、上述の方法を採用することができない。そこで、ここではカッターボディの一点に基準点を設定して、1回転毎にその部位とセンサ間の相対変位を非接触式変位計で測定することにより、主軸の軸方向および半径方向の出入りを測定した。本加工機によるフライカッティングではカッタの同じ場所で切削を行うため、本手法による精度測定で十分と思われる。

主軸回転数 1800 rpm 及び 600 rpmにおける半径方向及び軸方向の回転精度測定

結果の例を図 2-4に示す。これより、空気静圧軸受及び油静圧軸受支持の主軸において、それぞれ半径方向で $0.1\mu\text{m}$ 及び $0.1\mu\text{m}$ 、軸方向で $0.025\mu\text{m}$ 及び $0.1\mu\text{m}$ の変位が生じていることがわかる。

本試作加工機は平面フライカッティングを行うものであるから、特に軸方向の回転精度が仕上面の平面度及びあらさに直接影響を与えると考えられるが、得られた結果は、超精密工作機械として一般に市場に流通している加工機の主軸回転精度と同レベルあるいはそれ以上の精度を有していると判断される。

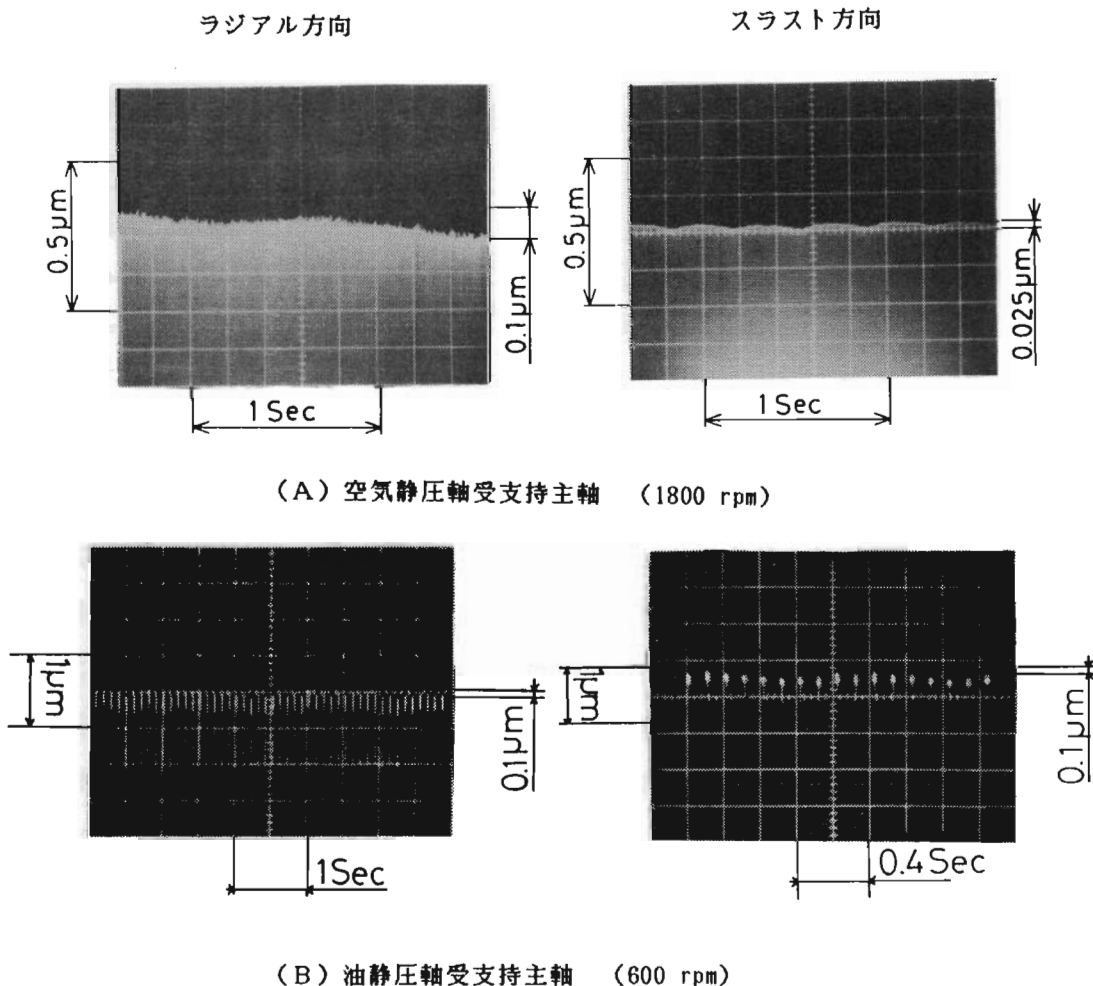


図 2-4 主軸回転精度の測定例

#### 2.2.2.2 テーブルの運動精度

油静圧案内テーブルの垂直方向及び水平（切込み）方向の静剛性を測定した結果を図 2-5に示す。本テーブルの案内面は油静圧案内であり、また対向型としていることから、主軸に比べて十分高い剛性を有していることがわかる。

テーブルの真直度は以下に示す2種類の方法により測定した。まず第一は、簡便で比較的精度も良く、現場でもよく利用されている光電式オートコロメータによるもので、テーブルの運動方向に沿ってピッチングとヨーイングを測定し、得られた結果を積分することにより、垂直方向及び水平（切込み）方向の真直度を求めた。得られた結果の例を図 2-6に示す。これより200 mmのストロークに対して垂直方向に 0.17  $\mu\text{m}$ 、水平方向に0.09  $\mu\text{m}$ の真直度が得られていることがわかる。

第2の方法は基準マスタを用いる方法で、ここではマスタとして光線定盤（AAA級）を用いた。光線定盤は直径70mmの円形で、ストロークはオートコロメータを使用した場合より短い。ここでは光線定盤の平面度誤差の影響を除去するため反転法による測定を行った。具体的な測定法は以下のとおりである。

- (1)光線定盤の中央部に電気マイクロメータを当て、その位置が実際の切削位置になるように調節する。
- (2)主軸側より電気マイクロメータの測定子を光線定盤に当てテーブルを主軸直角方向に移動させて、主軸端とテーブル

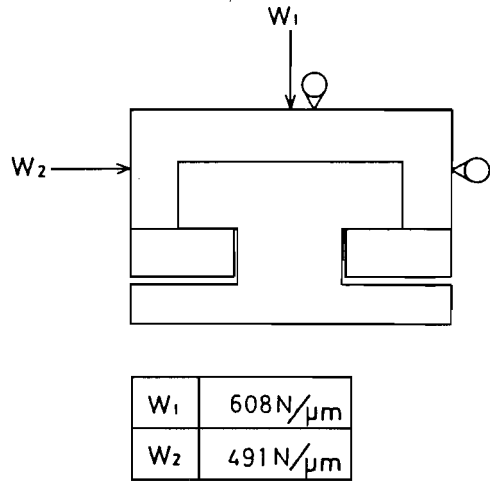


図 2-5 油静圧案内テーブルの静剛性測定結果

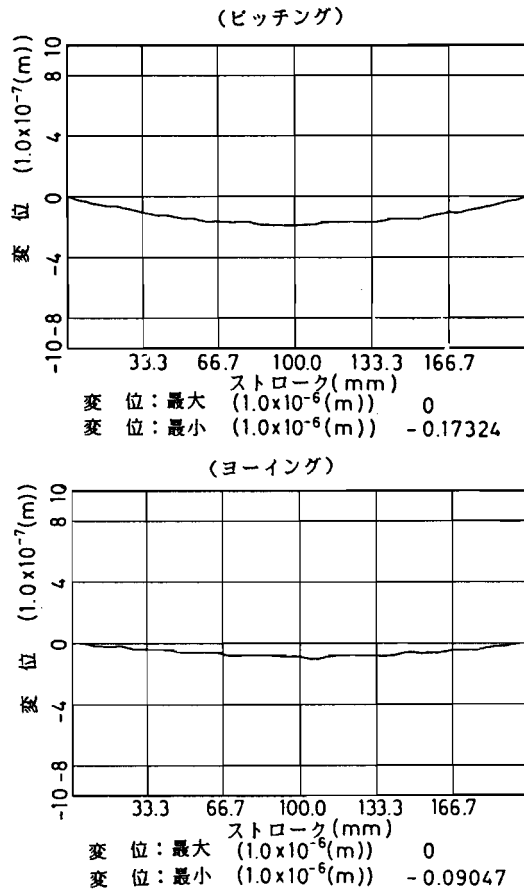


図 2-6 光電式オートコロメータを用いたテーブル真直度の測定結果

の間の相対変位を測定する

(3)光線定盤を反転して電気マイクロメータの測定子をテーブル側より(2)と同じ位置に当て、同じ方向に移動させて相対変位を測定する。

光線定盤自身にも、うねりをはじめとする形状誤差が存在するため、測定された値には光線定盤の形状誤差とテーブルの相対変位とが含まれている。そこで、主軸側より測定された相対変位とテーブル側より測定された相対変位の差及び和からテーブルの運動による相対変位と光線定盤の形状誤差を分離する。例として、テーブル送り速度20 mm/min及び45 mm/minで測定した結果を図 2-7及び図 2-8に示す。

図より、送り速度による運動精度測定結果の差はほとんどなく、テーブルの真直度は、ストローク60mmあたり  $0.13\mu\text{m}$  でテーブル側に変位していることがわかる。光線定盤の形状誤差については送り速度20 mm/minで  $0.01\mu\text{m}$  以下、45 mm/minで  $0.02\mu\text{m}$  以下の精度が得

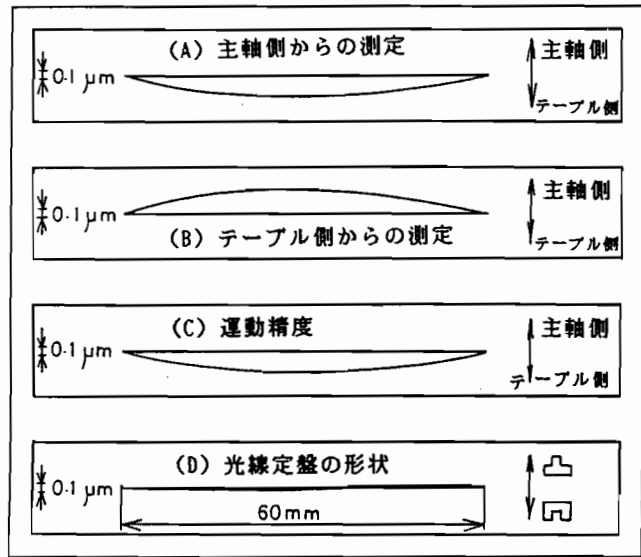


図 2-7 光線定盤を用いた水平方向のテーブル真直度の測定結果  
(テーブル送り速度 20 mm/min)

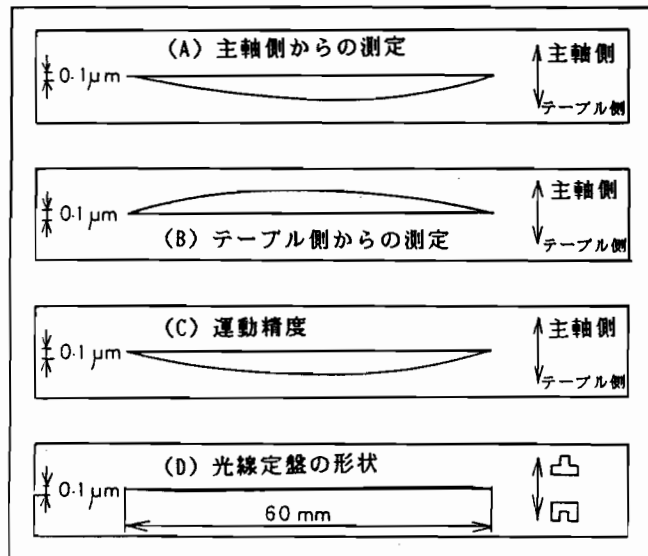


図 2-8 光線定盤を用いた水平方向のテーブル真直度の測定結果  
(テーブル送り速度 45 mm/min)

られている。定盤の形状は同一であるため、その差が本測定の測定精度を表していると考えられる。光電式オートコリメータを用いて得られた結果と若干相違があるが、得られた結果はほぼ現状における測定限界に近いものと考えられる。

### 2.2.3 温度分布及び熱変形

超精密加工においては、工作機械の熱変形による加工精度の低下が大きな問題であり、 $0.1^{\circ}\text{C}$ あるいはそれ以下の温度制御が必要とさえいわれている。現在の超精密切削加工機では、温度変化による熱変形を防止するため、例えば「オイルシャワー」や「一定温度流体の構造内循環」などの方式の温度制御が行われている<sup>2-7)</sup>。

本試作加工機による切削においても、加工機、工具、被削材に熱変形を生じさせる熱源として、主軸モータの発熱、静圧空気軸受の回転による空気の摩擦熱、テーブルなどの駆動系で発生する熱、エアドライヤー、オイルクーラ、測定器などの周辺の機器が発生する熱、切削熱、作業者が発するふく射熱などをあげることができる。これら種々の熱源による加工機の温度変化を制御するために、まず試作加工機の運転中に、加工機各部にどのような温度分布を生じているかを調べ、その加工精度に及ぼす影響ならびに適切な温度制御について検討する。

#### 2.2.3.1 試作機設置環境

温度変化、振動など外部環境の影響を防ぐため製作した恒温室及び本試作機設置の概要を図 2-9に示す。恒温室はL型鋼で組まれた骨組み構造をもち、その周囲は断熱用のグラスファイバを2枚のビニールシートではさみ込んで作った断熱壁によって覆われている。また、床には厚さ15mmのラバーシートを敷き詰めることにより床からの熱の出入り及び振動に対処している。室内の温度及び湿度はエアコンディショナーで調節されており、室内気温  $20^{\circ}\text{C}$ 、湿度 50% 前後に設定して実験を行えるようにしている。さらに、室内の数箇所に設置したファンで空気を攪はんすることにより、できるだけ温度分布が生じないようにしている。

外気温と室内各部の温度の変化を図2-10に示す。測定は銅-コンスタンタンの熱電対で行っている。これより、エアコンディショナーの作動開始後ただちに室温は大きく上昇し、その後エアコンディショナーのオン・オフに対応して約30分のサイクルで増減を繰り返して約  $20^{\circ}\text{C}$ の定常状態に近づいていくのがわかる。室内の上部の温度の変動幅(約 $3^{\circ}\text{C}$ )が最も大きくなっているが、主軸近傍の気温は $20\sim 21$

℃の範囲で変動しており、ほぼ±0.5℃にコントロールされているといえる。また、主軸ハウジング表面部の温度は約 17℃で定常状態になっており、その変動幅は約 0.2℃となっているのがわかる。このようにエアコンディショナー作動後、十分時間が経過したあと（この場合 8～10時間）であれば比較的温度変動の小さい安定した状態にすることが可能である。しかしながら、加工機の運転中には種々の発熱源

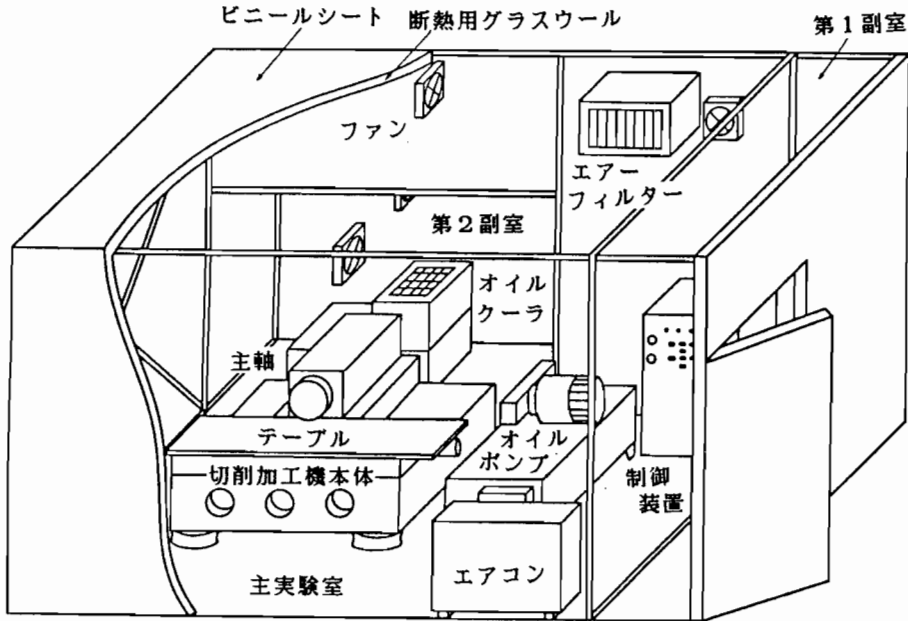


図 2-9 恒温室及び試作機設置の概要

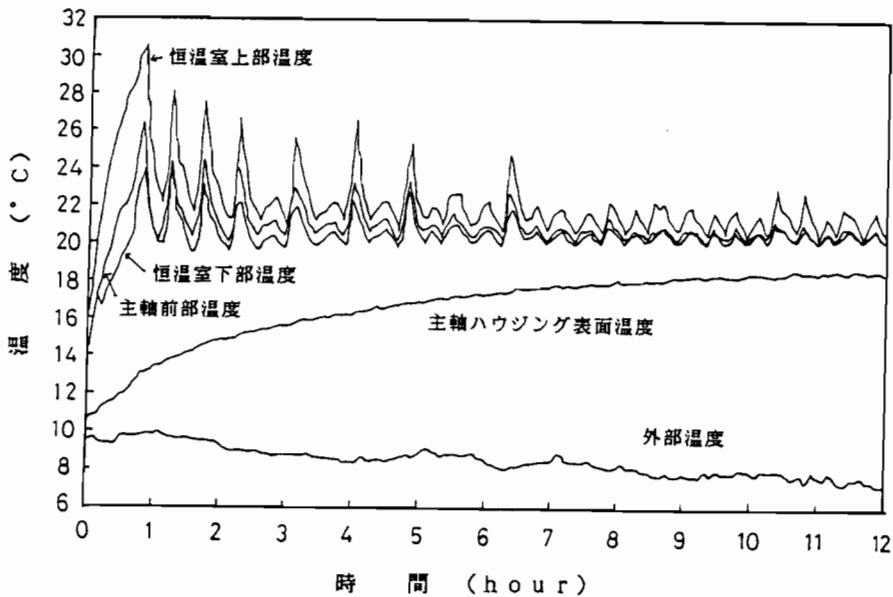


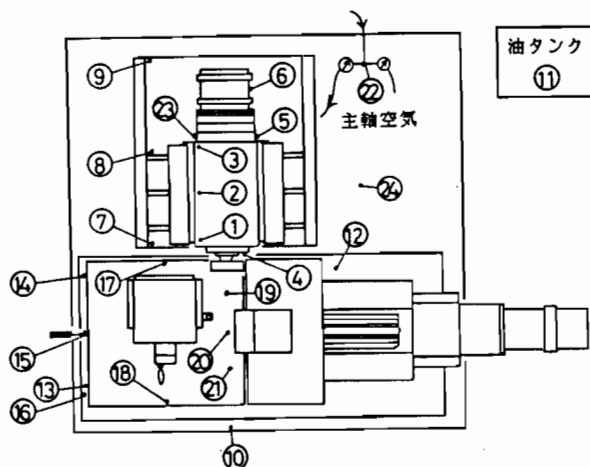
図 2-10 恒温室内外部の温度変化

が生じるため、温度変化による熱変形は複雑な挙動を示すと考えられる。運転中の加工機の温度分布及び熱変形は次節で考察する。

### 2.2.3.2 試作加工機の温度分布及び熱変形

試作加工機の温度を測定した位置を図2-11に示す。温度測定には、銅-コンスタンタン熱電対を使用し、24チャンネルデジタル温度測定器を用いて各点の温度を一定時間ごとに自動記録させる。また、同時に切込み装置上に電気マイクロメータあるいは非接触変位計を取付けて、主軸ハウジング端面とテーブルの間の相対変位を測定した。

まず、試作加工機に温度制御を全く施さない場合に求めた各部の温度測定結果を図2-12及び図2-13に示す。室温は約7°Cである。モータ部を水で冷却していないため主軸モータ部の温度上昇が最も大きく、主軸回転数3000rpmの場合、約4時間後に32~33°Cで定常になった。主軸回転数2000rpmの場合、約15分で主軸モータ部が30°Cを越えている。主軸部が高温になると焼き付けを起こす可能性があり、水による冷却が必要である。主軸空気出口の空気温度及び油タンクの油温は室温に比



1	主軸ブラケット前部	13	静圧油出口
2	主軸ブラケット中央部	14	テーブル左 後部
3	主軸ブラケット後部	15	テーブル左 中央部
4	主軸ハウジング前部	16	テーブル左 前部
5	主軸ハウジング後部	17	テーブル中央 後部
6	主軸モータ	18	テーブル中央 前部
7	主軸下前部	19	テーブル右 後部
8	主軸下中央部	20	テーブル右 中央部
9	主軸下後部	21	テーブル右 前部
10	ベース前 中央部	22	主軸空気入口
11	油タンク	23	主軸空気出口
12	静圧油入口	24	室温

図 2-11 試作加工機の温度測定位置

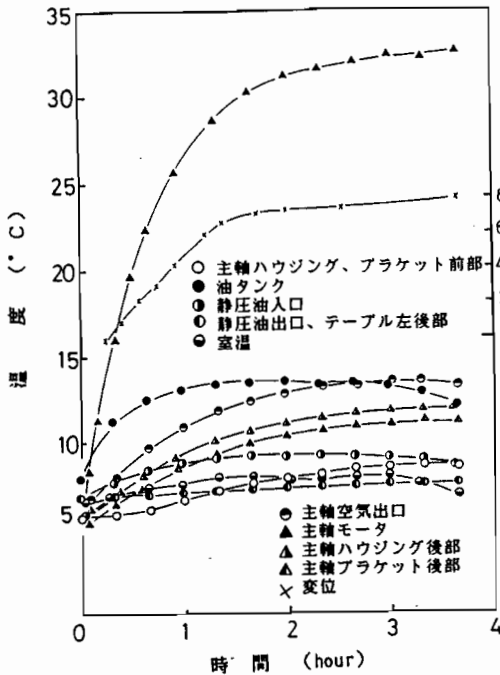


図 2-12 加工機各部の温度測定例  
(主軸回転数 3000 rpm)

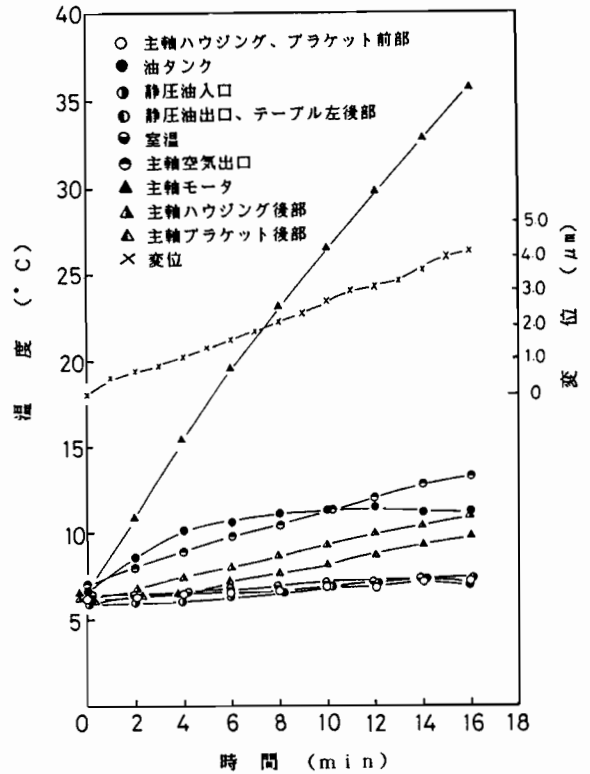


図 2-13 加工機各部の温度測定例  
(主軸回転数 20000 rpm)

べて数度高くなっており、また、主軸のハウジング、ブラケット部においてもその前後部で温度差がみられ、主軸モータの発熱のため主軸後部の方が2~3°C高くなっている。このように温度制御を全く施さない場合、各部でかなりの温度差が生じることがわかる。

次に、この場合の温度分布による熱変形について考察する。主軸部についてみると、主軸ハウジング部テーブルとの間の熱変位 $L$ は、主として図2-14に示すように、ハウジング部の熱変形によるA、B間の伸び $\Delta L_1$ とブラケットの熱変形による点Bの後方への移動量 $\Delta L_2$ との差として現れると考えられる。主軸ハウジング部の材質はSUS420JS(熱膨張係数 $\rho_1=11.0 \times 10^{-6} \text{ 1/}^\circ\text{C}$ )、ブラケットの材質はFC25( $\rho_2=9.2 \sim 11.8 \times 10^{-6} \text{ 1/}^\circ\text{C}$ )であり、A、B間の長さは $L_1 (=282\text{mm})$ 、ブラケット中心と点Bの距離は $L_2 (=133.5\text{mm})$ である。ハウジング及びブラケット内の温度分布が主軸方向に、直線的であるとする、温度変化による $L_1$ 、 $L_2$ の伸び $\Delta L_1$ 、 $\Delta L_2$ は次式で表される。



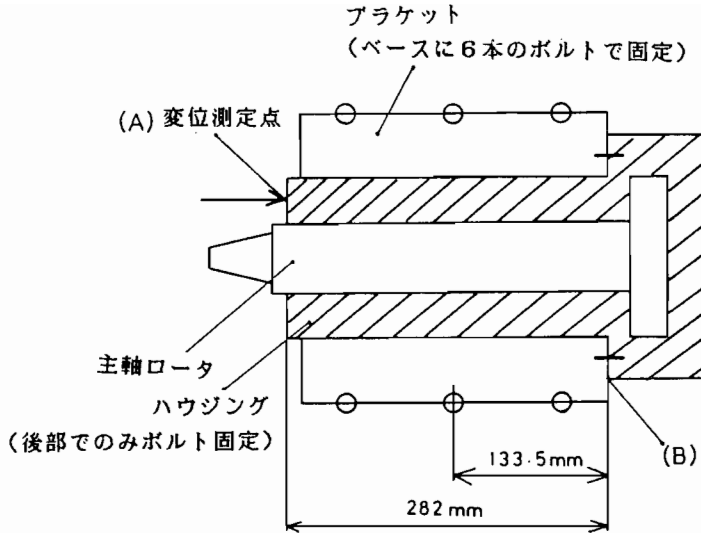


図 2-14 主軸ハウジングとブラケット

$$\Delta L_1 = \rho_1 \cdot L_1 \cdot \left( (T_{fh} + T_{bh}) / 2 - T_r \right)$$

$$\Delta L_2 = \rho_2 \cdot L_2 \cdot \left( (T_{bb} + (T_{fb} + T_{bb}) / 2) / 2 - T_r \right)$$

ただし、 $T_{fb}$  は主軸ブラケット前部温度、 $T_{bb}$  は主軸ブラケット後部温度、 $T_{fh}$  は主軸ハウジング前部温度、 $T_{bh}$  は主軸ハウジング後部温度、 $T_r$  は室温である。図 2-12より、主軸回転開始後3時間40分経過した時の熱変位 $\Delta L_1$ 、 $\Delta L_2$ を上式により求めると、

$$\Delta L_1 = 13.6 \mu\text{m}、\Delta L_2 = 6.6 \mu\text{m}$$

となる。従って、主軸ハウジング部端面とテーブル間の変位の推定値は、

$$L = \Delta L_1 - \Delta L_2 = 7.0 \mu\text{m}$$

となり、図2-12に示すように電気マイクロメータを用いて測定された値とほぼ等しくなっている。また、同様に図2-13の結果についても、熱変位を計算すると、主軸回転開始後16分で

$$\Delta L_1 = 6.4 \mu\text{m}、\Delta L_2 = 2.8 \mu\text{m}、L = \Delta L_1 - \Delta L_2 = 3.6 \mu\text{m}$$

となり、主軸ハウジング部端面とテーブル間の熱膨張は実測値にほぼ等しい値とな

る。以上全く温度制御を行わない場合には、加工機の各部と室温の間にかかなりの温度差が発生し、主軸部における熱変位量は数 $\mu\text{m}$ にも及ぶため、超精密加工において $0.1\mu\text{m}$ の加工精度を問題にする場合には、十分な温度制御を行う必要があることがわかる。

室温を制御した場合の主軸部及びその近傍の温度と主軸一切込み装置間の相対変位を測定した例を図2-15に示す。この場合の測定は、エアコンディショナー運転開始後十分時間が経過した後に、加工機を運転していない状態で行ったものである。なお、変位は非接触式静電容量型変位計で測定している。主軸部表面とその近傍の気温とは $1\sim 2^{\circ}\text{C}$ の温度差があり、主軸一切込み装置間の相対変位はこれらの温度変動にほぼ対応して周期的に変動(約 $0.05\mu\text{m}$ の変動幅)し、12時間経過後には約 $0.5\mu\text{m}$ の変位がみられる。図2-10の結果と比べると粗い温度制御であるが、加工機が運転されていない状態において短い時間内では、熱変位は $0.5\mu\text{m}$ 以内におさえることができている。また図には示していないが、この場合における他の加工機各部の温度変化は、図に示す主軸部表面温度とほとんど同じように、およそ $21.5^{\circ}\text{C}$ 近傍で $\pm 0.5^{\circ}\text{C}$ の変化をしているのが確認された。

主軸を回転数10000rpmで回転させ、主軸部を冷却した場合で、主軸回転開始直後

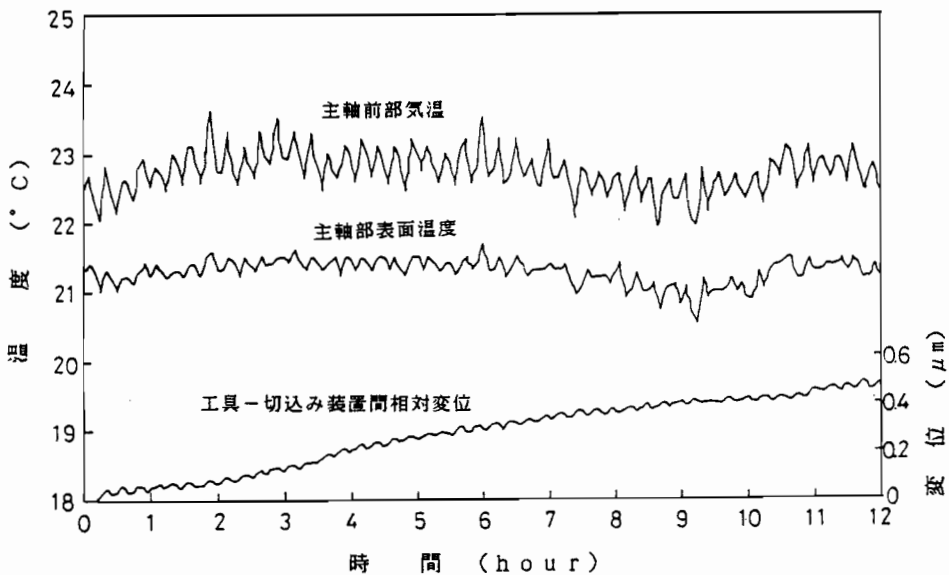


図 2-15 主軸部の温度変化と熱変形

及び、運転開始後60分経過後の加工機の温度分布を図2-16に示す。油タンクの油の温度が室温に比べてやや高めであるが、テーブルの温度変化はほとんどみられないことから、オイルクーラが正常に働いていると思われる。主軸側の温度は、運転開始直後はテーブル側に比べてやや低めであるが、時間の経過とともに上昇している。このようなことから、室温制御に加えて、主軸冷却水の温度制御、オイルクーラなどの発熱部の冷却を行う必要があると考えられる。

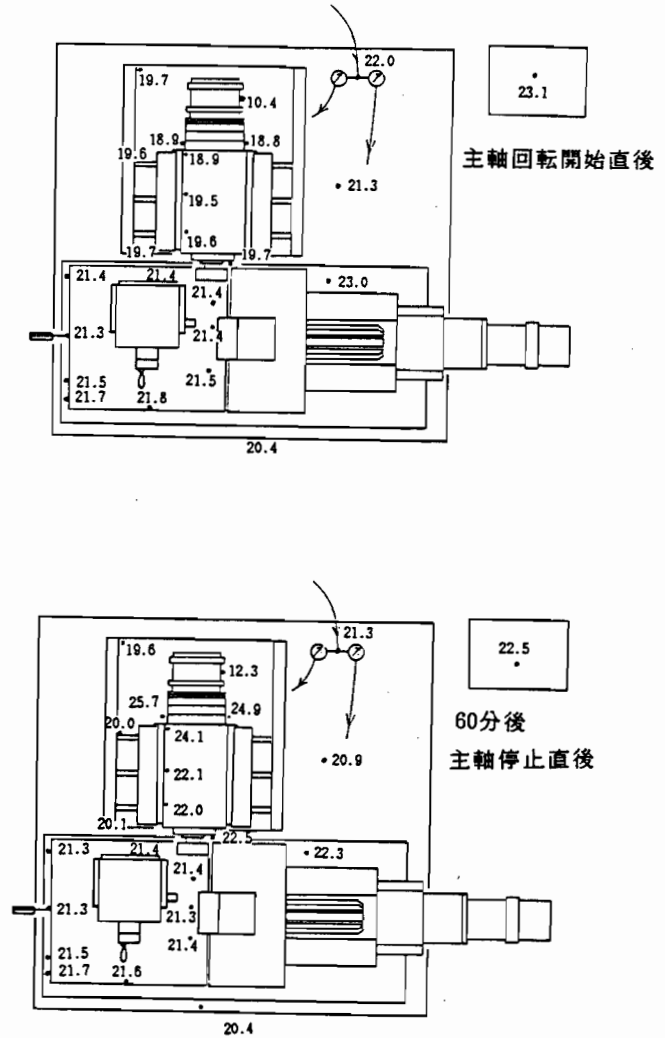


図 2-16 加工機の温度分布測定例  
(室温を制御し、主軸を冷却した場合)

## 2.3 走査型電子顕微鏡内超微小2次元切削装置の試作

### 2.3.1 仕様及び概要

SEM内で切削過程の微視的かつ動的な観察を行うために試作開発した超微小2次元切削装置の主な仕様を表2-4に示す。基本的には0.1~0.01 $\mu$ mの再現性ある切込み設定、スティックスリップなどによる送りむらのない極低速切削送り、微小切削力の測定、微小切削変形領域の高倍率観察が行えることを目的としている。SE

Mに装着した本試作装置による微小切削実験及び観察の概要を図2-17に示す。基本的には、切込み数 $\mu\text{m}$ ～数 $10\mu\text{m}$ における微小切削機構の解明を目的とした研究にお

表 2-4 SEM内超微小2次元切削装置の主な仕様

切削方式	二次元切削	
切削運動	粗動 (モータ)	微動 (ピエゾ)
切削速度 ( $\mu\text{m}/\text{min}$ )	12, 120, 1200	2290 ～ 0.000007
ストローク	10 $\text{mm}$	11 $\text{mm}$
切込み運動	粗動 (くさび)	微動 (ピエゾ)
設定範囲	0 ～ 2.4 $\text{mm}$	0 ～ 6 $\mu\text{m}$
分解能	0.6 $\mu\text{m}$	0.0086 $\mu\text{m}$
移動量	切込み方向	2.4 $\text{mm}$
	切削方向	10 $\text{mm}$
	垂直方向	20 $\text{mm}$
	回転角度	5° (CW), 20° (CCW)
被削材形状	15 × 10 × 0.5 $\text{mm}$	

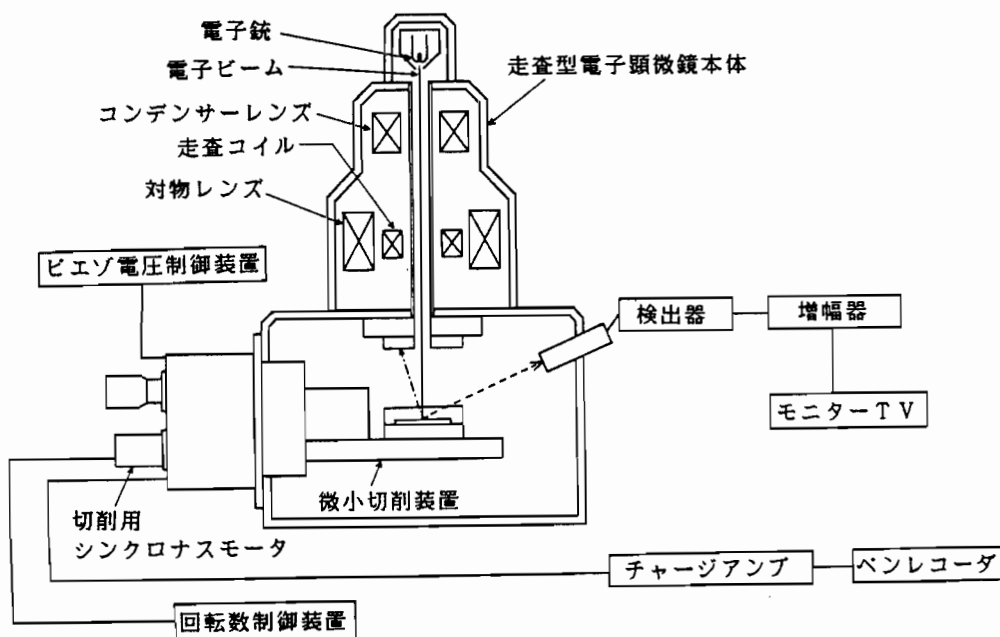


図 2-17 実験装置の概要

いて用いられた手法と同様であり、本試作装置の構造も同様に切削運動（被削材の直線運動）、切込み設定運動（切削運動方向に直角な被削材の直線運動）、観察視野位置決め運動（工具－被削材系のXYテーブルによる直交2方向の直線運動及び切削方向軸回りの回転運動）を行う構造となっている。

しかしながら、詳細は次節で述べるが、表 2-4に示す仕様を満たすために種々の改善を計っている。本試作装置の基本構成を図2-18に示す。これらの各要素は以下に示す点に留意して構成されている。すなわち、

- (1)微小切削装置の主要部は、ベースに対して独立した構成とし、観察視野移動のための粗動機構、XYZTテーブルの運動精度など外部の機械部分が切削装置主要部の運動精度に影響を与えない構成とする。
- (2)剛性、運動精度の面で構造はできるだけ単純であることが望ましいので、高倍率観察において視野を微小に移動させるためのXY微動機構は、切削装置本体内には設けず、SEMに標準的に装備されている電子ビームの振りによる観察

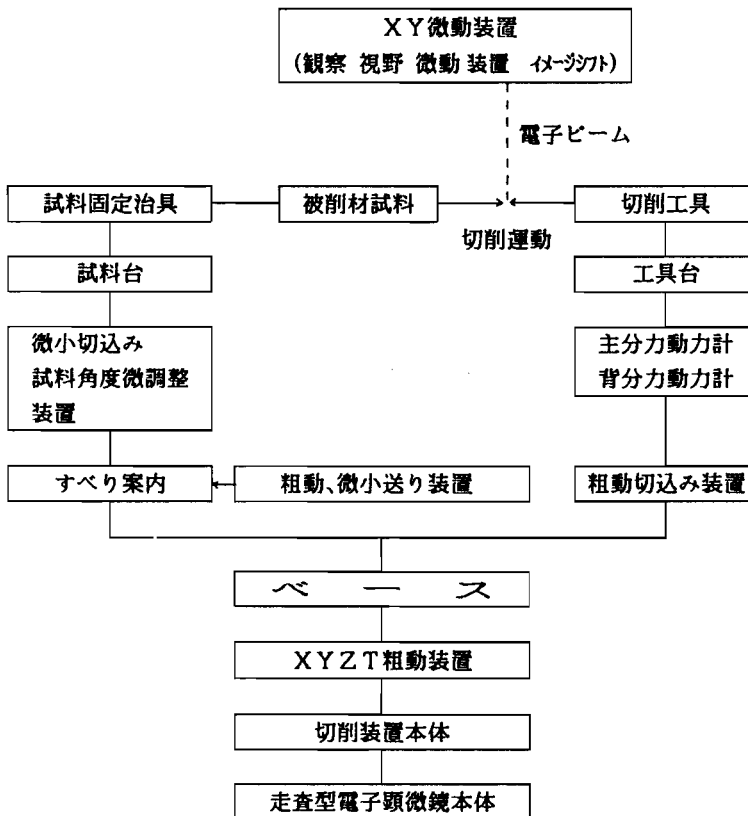
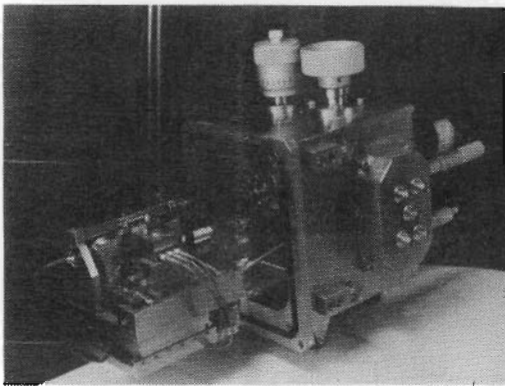


図 2-18 超微小2次元切削装置の構成図

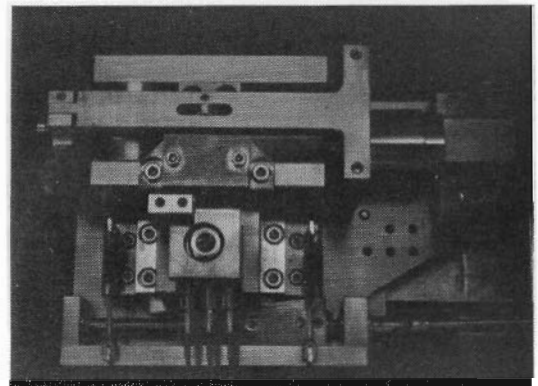
視野の微動（イメージシフト）装置を応用する。

- (3) 観察時に切削点が常に観察視野内にあることが望ましいため、工具を固定し、被削材が直線運動を行う平削盤形式の切削装置とする。
- (4) 被削材に切削運動を与えるため、切削力を測定するための動力計は着力点の移動しない工具側に取り付ける。
- (5) 切削装置の運動、位置決めは、十分なストロークと高い分解能を合せもっていることが望ましいため、各運動の粗動、微動を別々の機構で行い、両者を併用できるようにする。

以上の点を考慮して設計製作を行った超微小2次元切削装置の全体図及び切削主要部を図2-19に示す。



(A) 全体図



(B) 主要部

図 2-19 超微小2次元切削装置の外観

### 2.3.2 超微小2次元切削装置の機構及び材料

SEM内という非常に限定された空間及び真空の雰囲気の中で、超微小切削を実現するためには切削送り、切込みなどの運動機構、案内構造、切削力測定法、使用材料などに多くの制約をうけるため、各構成要素には従来機とかなり異なる機能が要求される。以下に本試作装置で採用した運動機構、案内構造、切削力測定法、使用材料などについて示す。

#### (1) 切削送り及び切込み設定部の機構

本研究の対象としている実験条件においては、切込み設定部のストロークは数mm、分解能として  $0.01\mu\text{m}$  程度が必要とされる。これを一つの機構で行うのは困難であるため、ストロークを得るための粗動機構と分解能を得るための微動機構に分け、

これらを併用することにより位置決めと切込み設定を行う。また、切削速度に関しても極低速から位置決めのための早送りまで広範囲の速度設定を行う必要があるため、これらを別々の機構で行う。これらの機構部を図2-20に示す。

粗動機構については機械的な方法、すなわち構造が簡単で比較的高い精度が得られるということで、切削送りにはナットとねじによるモータ駆動、切込みにはくさびによる方法を採用する。このようなねじによる機械的な送り機構では、ねじのクリアランス、摩擦などの影響により極微小な切込み、極低速送りは困難であるため、

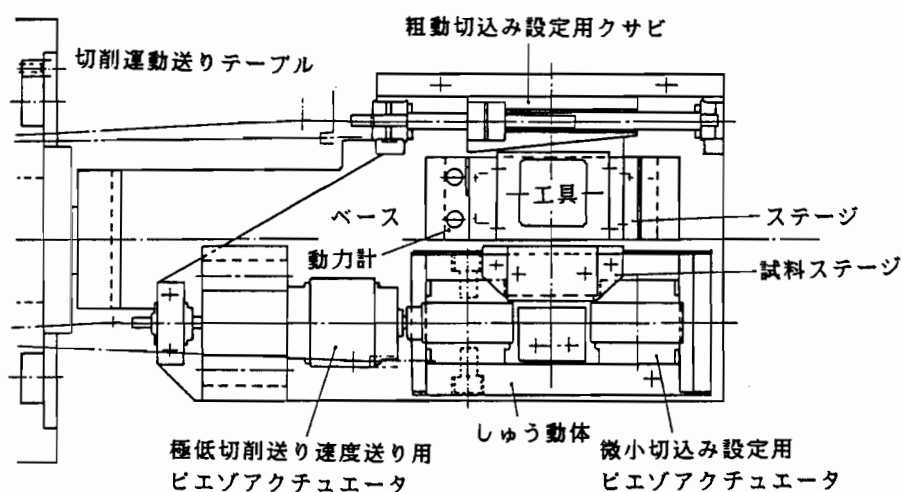


図 2-20 超微小2次元切削装置の主要部

微動機構部にはこれらの影響のない PZT、BaTiO<sub>3</sub> などの結晶の逆圧電効果を利用して行う<sup>2-8)2-9)</sup>。すなわち、図2-20に示すように切込み設定部及び切削送り部に、ピエゾアクチュエータを組み込むことによって最終的な切込み量の設定及び極低速送りを行う。ピエゾアクチュエータは加えた電圧に応じて生じる弾性変形を利用しているため、非常に高い分解能で変位の制御が行える。ピエゾアクチュエータへの印加電圧と変位の関係は、図2-21に示すように線形的ではなく、大きなヒステリシスがあるが、運動を与える方向が一方向であるため線形部分を利用することにより所定の移動量の設定が可能である。また、あらかじめ用意した試料を観察することにより、SEM内におけるピエゾ印加電圧の電子ビーム、2次電子への影響は全くないことを確認している。

## (2) すべり案内構造及び特性

切削装置各部に用いられる案内のうち、精度の要求される切削送り部及び切込み

設定部は高精度が得やすいすべり案内としている。特に切削送りには、真空中（SEM観察時  $1 \times 10^{-4} \sim 1 \times 10^{-5}$  Torr）において、極低速（数10 $\sim$ 0.1  $\mu\text{m}/\text{min}$ ）、高精度（真直度で0.01  $\mu\text{m}/10\text{mm}$ ）、無潤滑で行わなければならないため、その案内は構造が簡単で高精度な加工が可能であるということで、V字案内とした。

しゅう動面材料としては基本的には黄銅（七三黄銅）、ステンレス鋼（SUS304）の組合わせを用いたがフッ素系樹脂、セラミックスが真空中、

無潤滑において良好な摩擦特性<sup>2-10)2-11)</sup>を示すことが知られているのでこれらの材料を用いた案内面についても検討を行った。すなわち、フッ素系樹脂としてターカイト、セラミックスとしてアルミナセラミックス ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Al}_2\text{O}_3+\text{TiC}$ ) 及びジルコニアセラミックスを用意し、種々の組合わせによって真空中における低速すべりでの摩擦特性を調べた。図2-22に摩擦実験装置の主要部を示す。しゅう動体及びしゅう動面材料の種々の組合わせにおいて、静摩擦係数と動摩擦係数を表 2-5に示す実験条件で測定した。その測定結果例を表 2-6に示す。これらの実験結果よりしゅう動面材料としてアルミナセラミックス ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ )、ジルコニアセラミックスが良好

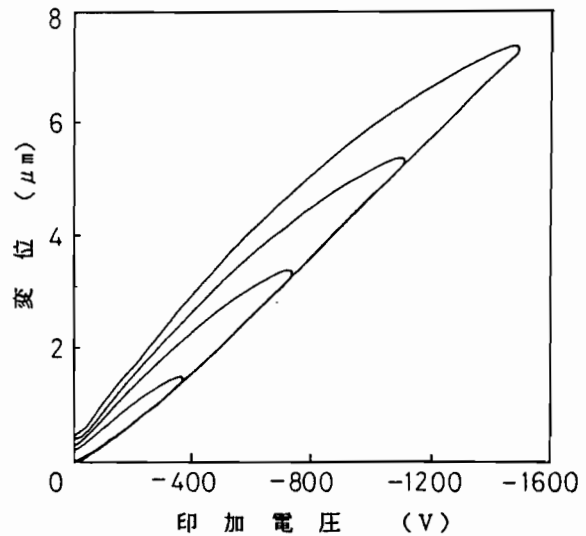


図 2-21 ピエゾアクチュエータの変位特性

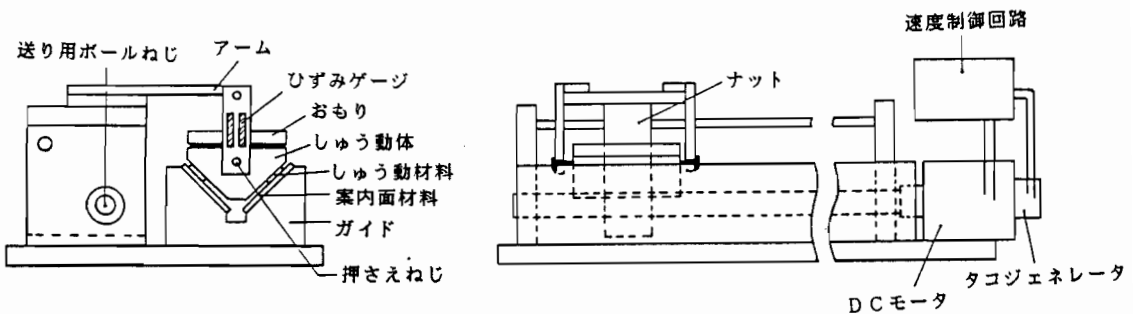


図 2-22 摩擦実験装置主要部



表 2-5 摩擦実験条件

摺動速度 ( $\mu\text{m}/\text{min}$ )	2.4, 4.8, 8.0, 14, 24
真空度 (Torr)	$1 \times 10^{-5} \sim 1 \times 10^{-4}$
摺動面圧力 ( $\times 10^{-2}$ MPa)	4.1, 5.1, 5.9, 8.3
潤滑	無潤滑

表 2-6 静摩擦係数及び動摩擦係数の測定結果

摺動体	摺動体	セラミックス ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ )	セラミックス ( $\text{Al}_2\text{O}_3+\text{TiC}$ )	ジルコニア セラミックス
セラミックス ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ )	動摩擦係数	0.0882	0.0927	0.0877
	静止摩擦係数	0.0997	0.0906	- - -
ジルコニア セラミックス	動摩擦係数	0.0788	0.0776	0.0717
	静止摩擦係数	0.0883	0.0920	0.0704
ターカイト	動摩擦係数	0.0797	0.0615	0.0617
	静止摩擦係数	0.1278	0.1084	0.0939

摺動速度 4.8  $\mu\text{m}/\text{min}$   
 真空度  $1.5 \times 10^{-5} \sim 5.5 \times 10^{-5}$  Torr  
 潤滑 無潤滑

な特性を示したので、これらの材料をステンレス製V字案内面に貼りつけて、研削仕上げした案内面も合わせて作製した。

なお、主に観察視野移動のための他の案内はクロスローラウェイ、ベアリングのころがり案内とした。

### (3) 切削力測定法

微小な切削力を切削系の剛性を保ちながら精度よく測定するのは、極めて困難といえる。例えば半導体ひずみゲージを用いた動力計で、 $1.7 \times 10^{-6}$  Nの分解能<sup>2-12)</sup>が得られているが剛性が極めて低いという欠点を有しており、また静電容量型、差動トランス型の変位計により非接触で切削力を測定する方法も試みられているが、まだ研究段階である。従って、本実験で得られる比切削抵抗の値は、切削速度の点で条件が大きく異なるが、超精密高速切削加工実験において得られる値と同程度と考えられるため、そこで用いられているものと同型式の圧電型3分力変換器を採用した。この動力計の分解能は0.01 Nであるので、本実験条件のほとんどの範囲で

測定が可能であると思われる。

#### (4) 切削装置全体の構造及び材料

各構成要素は、切削力によって曲げ、ねじりまたは引張りが作用しないよう配慮して配置している。また、各運動部は極めて低速であり、その慣性が無視できるのでSEM内空間の制約の許すかぎり寸法を十分にとり、剛性を高めている。

SEM観察において、電子ビーム、2次電子線の通路の確保は観察像の分解能を高く保つ上で重要であり、従って電子線の通路の近傍に金属、特に磁気を帯びた金属があることは極力避けなければならない。また、真空度を悪化させないため、気体の吸着しやすい錆肌のままの面や表面あらさの大きな加工面、錆びた面を切削装置内に作らないことが必要である。

以上のようなSEM観察上の理由から、各構成要素材料としては磁気を帯びにくく、耐食性に優れた材料が要求される。このような特性を持ち、さらに加工性も優れているということで、一般にSEM内に標準的に装備されている試料台は黄銅製（七三黄銅）であることが多い。しかし、黄銅の縦弾性係数は $1 \times 10^5$  MPaと鉄系材料の約半分であり、本実験のようにSEM内という限定された空間により切削装置の構造がかなり制約を受ける場合には、剛性が不足することが予測される。そこで、加工性には難点があるが、縦弾性係数の大きいステンレス鋼（SUS304）を主な構造材料として用いる。

#### 2.3.3 試作装置の性能

モータにより切削送りを与えた場合の運動特性、すなわちモータの正転、逆転を繰り返した場合の被削材固定テーブルの移動量を電気マイクロメータで測定した例を図2-23に示す。モータ起動後、ねじのバックラッシュなどの影響のためテーブルはすぐには動き出さず、しばらく時間が経過した後動き出す。この場合で約150秒後に、ほぼ線形的な挙動すなわち一定の切削速度となっている。モータを逆転させた場合も同様の挙動を示し、非常に再現性のよい結果が得られている。この場合で、切削速度は $12 \mu\text{m}/\text{min}$ となっているが、モータの回転数を変化させることにより種々の切削速度を得ることができる。

次に、被削材取付け台に切削送りを与えた場合の移動量と工具－被削材間の相対変位の関係を図2-24に示す。変位は電気マイクロメータで測定している。これより $20 \mu\text{m}$ の往復移動に対して振れは $0.02 \mu\text{m}$ 以内となっており、おおむね良好な真直

度が得られているといえる。

切込みの微小化により、切削変形領域が狭くなるのでSEMの観察倍率を上げる必要があるが、これに伴って観察像の移動が早くなるため切削速度は低くしないと詳細な観察が困難となる。従って、切込み $1\mu\text{m}$ 以下の超

微小切込みにおいてはピエゾアクチュエータを用いることにより精度の高い極低速送りを行うことは既に述べたとおりである。ピエゾアクチュエータに与える印加電圧とピエゾ単体及びピエゾを組み込んだ被削材取付け台の変位の関係を図2-25に示す。時間に対して線形な印加電圧をピエゾに入力した場合、ピエゾ単体ではほぼ線形に変位が生じており、一定の変位速度が得られている。これを被削材取付け台に組み込んだ状態では案内面間の静摩擦から動摩擦への移行に伴って、変位は非線形から線形の様相を呈している。

この場合、線形部分は移動速度にして $4\mu\text{m}/\text{min}$ になっている。所定の変位速度を得るためには時間に対して線形となるように制御された印加電圧をピエゾに与える必要がある。本研究では特別に作製した制御回路において水晶発振子の周波数を制

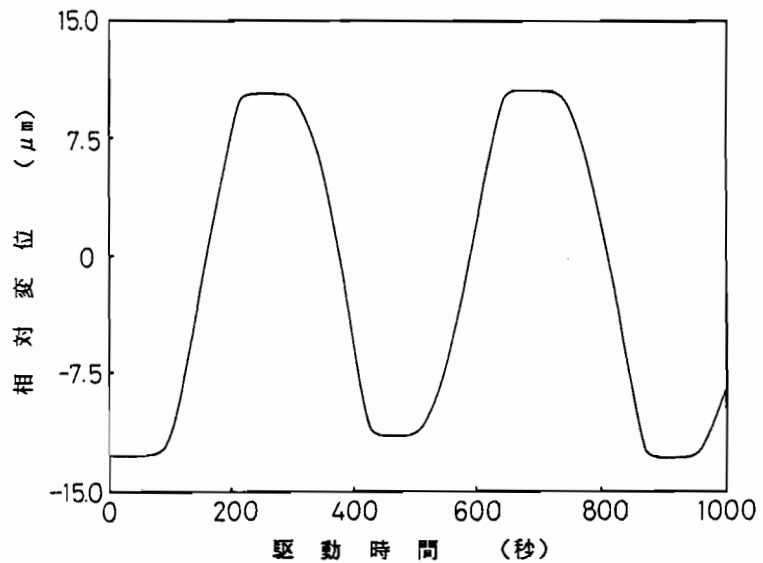


図 2-23 モータ駆動による切削送りの運動特性 (移動速度)

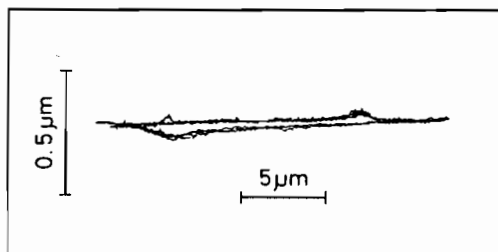
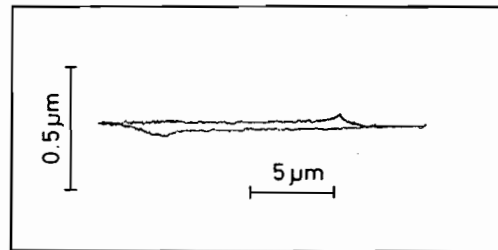


図 2-24 モータ駆動による切削送りの運動特性 (真直度)

御することによって種々の移動速度に設定することができる。制御回路の設定周波数と被削材取付け台の移動速度の関係を調べた結果を図2-26に示す。

切込み装置にピエゾを組み込んだ場合の、ピエゾ印加電圧と切込み設定部の変位の関係を図2-27に示す。これより図2-21に示したピエゾ単体で生じる変位特性とほとんど同様の関係が得られているのがわかる。図においてヒステリシスが認められるが、切込みは最初に一度設定すればよいので、比較的線形特性の得られている範囲を利用することにより再現性のある切込み設定を行うことができる。この場合で、1 Vの印加電圧の変化に対して7 nmの変位が生じることになる。

以上切削運動、切込

み設定運動及び観察視野移動の運動特性について調べた結果をまとめると、本試作装置の運動精度はおおむね表 2-7に示すようになる。

本試作装置を用いて、設定切込み $0.066\mu\text{m}$ で無酸素銅を2次元切削した場合の切りくず生成の観察例を図2-28に示す。SEM観察写真より実質の切込みを求めると

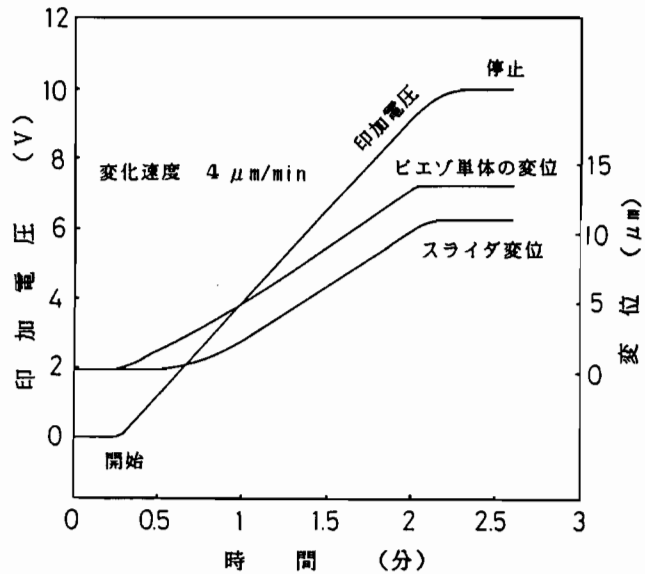


図 2-25 ピエゾアクチュエータによる切削送りの運動特性

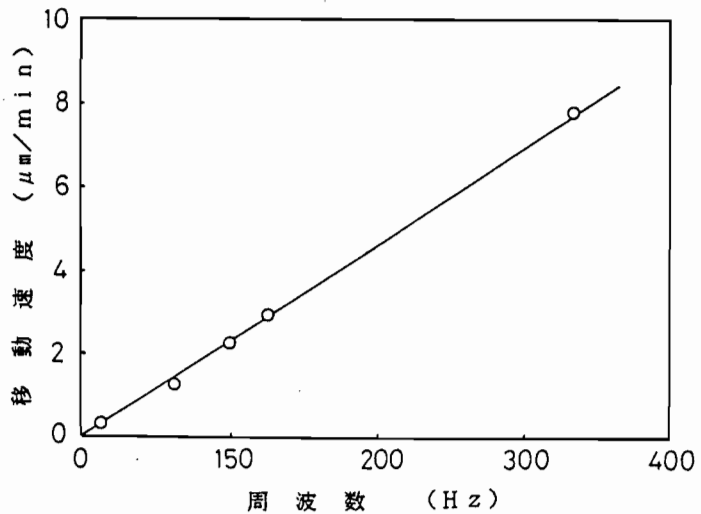


図 2-26 制御回路の設定周波数と変位速度の関係

0.068  $\mu\text{m}$ となっており、ほぼ設定切込みになっているのがわかる。

表 2-7 超微小2次元切削装置各部の運動精度

切込み設定	粗動	設定分解能 ヒステリシス 流れ(X方向)	0.5 $\mu\text{m}$ 5.0 $\mu\text{m}$ 1.7 $\mu\text{m}$
	微動	設定分解能	0.01 $\mu\text{m}$ 以下
切削運動 摺動面材料 7-3黄銅-SUS304		速度ムラ バックラッシ ヒステリシス 真直度 再現性	$\pm 15\%$ (無負荷 10 $\mu\text{m}/\text{min}$ ) 13.3 $\mu\text{m}$ 0.08 $\mu\text{m}$ 以下 0.02 $\mu\text{m}$ 以下 0.03 $\mu\text{m}$
観察視野移動	(Y方向)	分解能 ヒステリシス 流れ(X方向)	0.91 $\mu\text{m}$ 1.4 $\mu\text{m}$ 測定限界以下
	(X方向)	分解能 ヒステリシス 流れ(Y方向)	0.54 $\mu\text{m}$ 1.7 $\mu\text{m}$ 1.5 $\mu\text{m}$

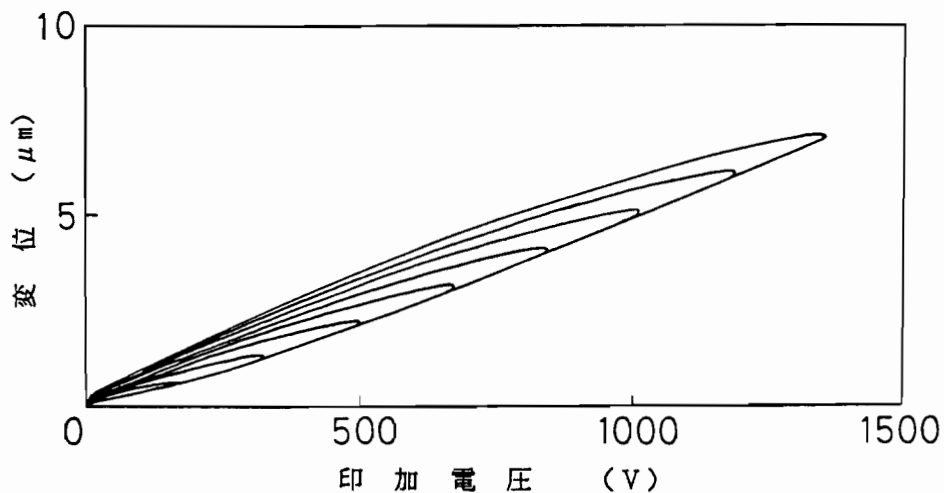
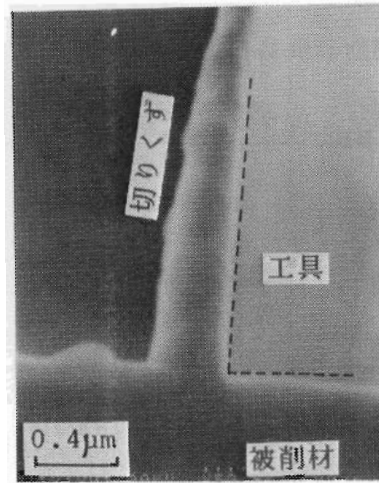


図 2-27 ピエゾアクチュエータによる切込み装置の運動特性



被削材：無酸素銅  
 工具：単結晶ダイヤモンド  
 すくい角  $0^\circ$   
 設定切込み  $0.066 \mu\text{m}$

図 2-28 SEM内超微小切削における  
 切りくず生成の観察例

## 2.4 結 言

本章では、超精密切削機構の解明を目的として切削実験を行うために開発した超精密高速切削加工機及びSEM内超微小2次元切削装置の概要及び運動精度について示した。得られた結論をまとめると次のとおりである。

- (1)円筒型空気静圧軸受及び油静圧軸受を具備した主軸、および対向型油静圧案内テーブルを装備した超精密高速切削加工機を試作し、主軸の回転精度、テーブルの真直度などの基本的な運動特性について測定を行い、超精密切削加工機としての性能を有していることを確認した。
- (2)試作加工機運転中における機械各部の温度変化を測定し、各部の熱変位が加工精度に及ぼす影響について検討を行い、室温制御、冷却水の温度制御の必要性を明確にした。
- (3)超微小切削における切りくず生成過程の微視的かつ動的な観察を可能にするSEM内超微小2次元切削装置を開発した。切削及び切込み運動機構部にピエゾアクチュエータを用いることにより極低速切削速度および超微小切込みを $0.01 \mu\text{m}$ の分解能で設定することができた。

# 第3章 超微小切削における 切りくず生成機構

## 3.1 緒言

超精密切削加工においては、主に加工力の減少、加工変質層厚さ及び残留応力の減少を目的として微小切削が行われる。一般に軟質金属の場合、最終切込み $5\sim 50\ \mu\text{m}$ 、送り $1\sim 40\ \mu\text{m}/\text{rev}$ の切削条件がよく用いられる<sup>3-1)</sup>。例えばRバイトによる切削では、この範囲の切削条件において実質切り取り厚さは $0.1\ \mu\text{m}$ 以下にもなり、極めて微小な切削が行われることになる。このような超微小切込みによる切りくず生成を可能にするためには、その実質切り取り厚さより十分刃先丸味の小さい鋭利な切刃をもった工具が必要となり、これを満足する工具として天然単結晶ダイヤモンドが用いられている。

単結晶ダイヤモンド工具の切刃丸味半径は、材料学的強度から理論的に $2\ \text{nm}$ 程度にすることができるといわれている<sup>3-2)</sup>が、それを精度よく測定する方法は種々試みられているものの<sup>3-3)</sup>未だ確立されておらず、刃先の状態が不明瞭のままで切削を行っているのが現状である。また、切込みの微小化に伴い被削材中の介在物、ボイド、結晶粒界などの微視的因子の切削過程に及ぼす影響は無視しえなくなり<sup>3-4)</sup>、本研究の対象としている超微小切込みの領域では、切削変形域の大きさは転位間隔と同程度の大きさにもなる。これらの微小切削特有の不確定要因が、超精密切削機構の解明を困難にしている大きな原因になっていると考えられる。従って、超精密切削機構を明らかにするためには、刃先近傍の切削変形場において被削材がどのような変形、破壊挙動をして、切りくず及び仕上げ面が生成されているのか明らかにすることが非常に重要になると考えられる。

一方、微小切削機構の解明に関する研究は、切込みの微小化に伴い材料中の結晶粒界、介在物などの欠陥と工具刃先の出会う確率が減少し、切削の状態が単結晶の切削の状態と等価であるという考えから単結晶材料の極低速2次元切削実験を行ったものが極めて多い。最も初期の研究としては、Turkovich<sup>3-5)</sup>、Black<sup>3-6)</sup>、Ramalingam<sup>3-7)</sup>らによるものがあり、切りくず生成機構をラメラ構造生成と関連づけ転位論的考察を加えている。また、長谷川ら<sup>3-8)</sup>は、銅などの粗大結晶の切削機構

をすべり系の役割から解明を試みている。しかしながら、これらの研究は切込みも数 $10\mu\text{m}$ 以上であり、超微小切削領域（切込み $1\mu\text{m}$ 以下）における切削機構にそのまま適用できるとは言い難い。このような領域における切削機構の研究としては、上田ら<sup>3-9)</sup>が粗大結晶のSEM内微小2次元切削実験により切りくず生成過程の直接観察を行った例があるのみである。また、超精密切削加工機を用いた高速微小切削に関しては、第1章で述べたようにほとんどが加工技術的報告であり、江田ら<sup>3-10)</sup>が無酸素銅、アルミニウムの超精密切削における切りくずの観察及び転位論を用いた考察を行っており、杉田ら<sup>3-11)</sup>がセラミックスの切りくず生成機構に対して破壊力学的な観点より考察している程度である。

そこで、本研究では新たに試作開発した超精密高速切削加工機を用いて、各種被削材のフライカッティング及び2次元切削実験により得られた切りくずの観察を行うとともに、SEM内超微小2次元切削装置を用いた切削実験により超微小切りくず生成過程を動的かつ高倍率に直接観察を行い、切りくず厚さ、切りくずカール半径、せん断角、切りくずの変形様式など得られた結果を比較検討することにより超精密切削における切りくず生成機構を明らかにする。

### 3.2 実験方法

#### 3.2.1 被削材

本実験で用いる被削材は、現在超精密加工用材料として最も代表的な材料であること、現在超精密切削加工は困難であるがその実用化のニーズが高い材料という観点から軟質金属、鉄系金属、セラミックスの3種類の被削材を用いた。

軟質金属としては、無酸素銅及びアルミニウム粗大結晶を用いた。無酸素銅は99.99%の純度であり、図3-1に示す組織観察例からわかるように平均粒径 $50\sim 100\mu\text{m}$ 程度の多結晶材料である。アルミニウム粗大結晶は99.9%の純度であり、結晶粒径 $10\sim 20\text{mm}$ である。この場合、試料は異なる4つの結晶粒から切出して作製されており、以

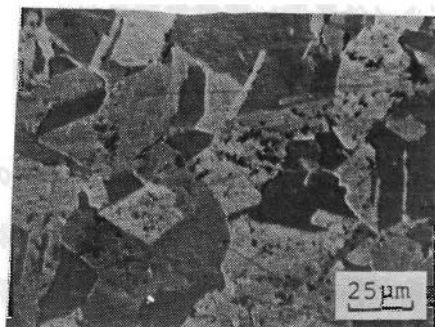


図 3-1 無酸素銅の組織のSEM観察例



後各々の試料を結晶粒A、B、C、Dと称して区別する。

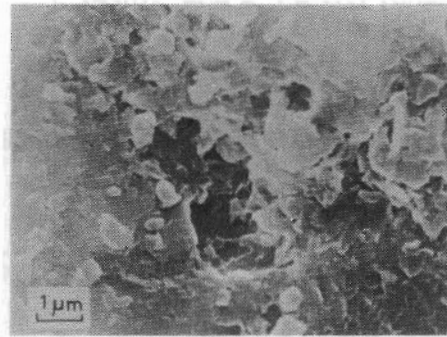
鉄系金属としては、構造用炭素鋼及びステンレス鋼を用いた。表 3-1に炭素鋼及びオーステナイト系快削ステンレス鋼SUS303Seの化学成分を示す。また、比較のため

表 3-1 ステンレス鋼及び炭素鋼の化学成分

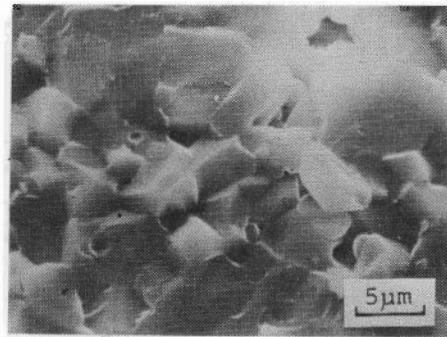
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	Se	Al
SUS303Se	max	max	max	max	max	8.00	17.00			min	
	0.15	1.00	2.00	0.20	0.06	10.00	19.00	—	—	0.1	—
S25C	0.25	0.23	0.18	0.063	0.01	—	—	—	—	—	—
S45C	0.43	0.25	0.76	0.14	0.23	0.04	—	—	0.09	—	0.033

め市販のマルテンサイト系（SUS403）、快削添加物を含まないオーステナイト系（SUS303）のステンレス鋼も用いた。

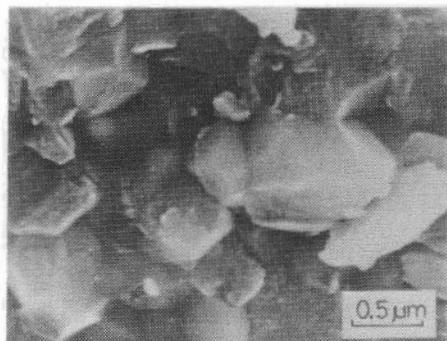
セラミックスとしては、快削セラミックス、アルミナセラミックス、ジルコニアセラミックスを用いた。各セラミックスの破断面組織の観察例を図 3-2に示す。快削セラミックスはガラスをマトリックスとする合成雲母からなる複合材料であり、金属同様切削加工が行えるよう開発されたものである<sup>3-12)</sup>。その化学成分を表 3-2に示す。アルミナセラミックスは酸化アルミニウム（ $Al_2O_3$ ）を97%含有し、酸化マグネシウム、酸化カルシウム、珪酸などを焼成助剤として加えた焼結材である。ジルコニアセラミックスは、酸化ジルコニウム（ $ZrO_2$ ）に微量の金属酸化物を添加し、高温焼成することにより部分安定化した正方晶系の結晶からなる焼結体である。表 3-3に各セラミックスの材料特性を示す。このなかでジルコニアセラミックスは他のセラミックスに比べて粒径がかなり小さく、曲げ強度が大きく、靱性の高いセラミックスであること



(A) 快削セラミックス



(B) アルミナセラミックス



(C) ジルコニアセラミックス

図 3-2 セラミックスの破断面

表 3-2 快削セラミックスの化学成分

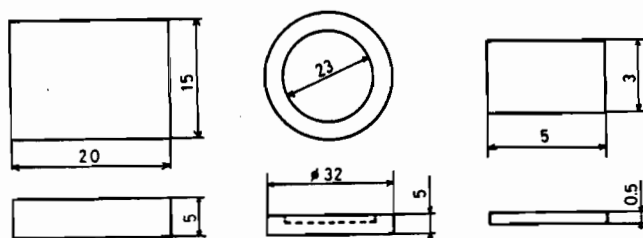
成 分	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MgO	K <sub>2</sub> O	F	B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
概算重量 (%)	46	16	17	10	4	7

表 3-3 セラミックスの材料特性

	快削セラミックス	アルミナセラミックス	シリコニアセラミックス
比 重	2.52	3.8	6.0
吸 水 率 (%)	0	0	0
ビッカース硬度 (MPa)	2250	14700	13700
曲げ強さ (MPa)	9.8	33.3	932.3
圧縮強さ (MPa)	343	3240	—
ヤング率 (MPa)	6.6×10 <sup>4</sup>	24.5×10 <sup>4</sup>	14.7×10 <sup>4</sup>
ポアソン比	0.20	0.20	0.20
線膨張係数 (< /K)	9.4×10 <sup>-6</sup>	7.0×10 <sup>-6</sup>	10.0×10 <sup>-6</sup>
熱伝導率 (W/m・K)	1.67	20.9	2.93
体積抵抗率 20°C	10 <sup>16</sup>	10 <sup>14</sup>	—
500°C	10 <sup>7</sup>	10 <sup>8</sup>	—

がわかる。

超精密高速切削実験において用いた試料は軟質金属、鉄系金属については丸棒より切出し、セラミックスについては焼成することにより、図3-3(A)に示す寸法形状に仕上げられ、その平面部がフライカッティングされる。また、高速2次元切削実験



(A) フライカッティング (B) 正面旋削 (C) 2次元切削

図 3-3 超精密高速切削用被削材形状

においては図3-3(C)に示す形状の被削材の端面の切削を行う。被削材は、図3-4に示す加工機の切込み装置上に設置された送りテーブルの先端部に取付けられ、主軸方向に送られることにより主軸1回転当たり一定の切込みが与えられる。なお、被削材表面は腐食など特別の処理は行っておらず、切出された状態のままである。

SEM内超微小切削においては、図3-5に示す寸法形状の被削材端面の切削を行う。切削は、被削材の切欠き部より開始されるが、これは被削材の側面を研磨するとき端面の角部でダレが生じ、微小な切込み設定が困難となるのを防ぐためである。これらの被削材は、切削中変形の様相を観察するため次のような手順で仕上げられ

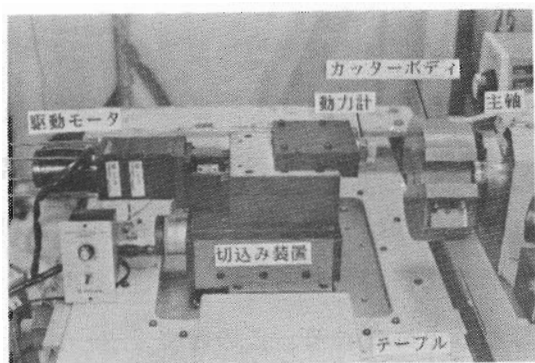


図 3-4 2次元切削切込み装置  
(超精密高速切削)

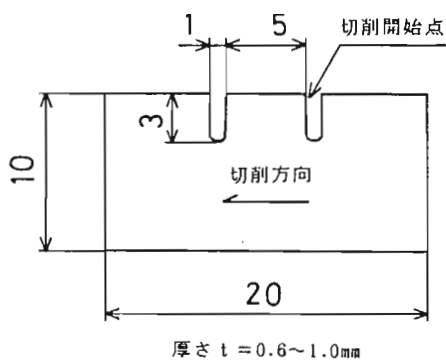


図 3-5 SEM内微小切削用  
被削材形状

る。

- (1)被削材の形状、厚さ（切削幅）を調整するためエメリー紙を用いて手によって機械的研磨を施す。
- (2)研磨きず及び表面近傍の加工変質層除去のためダイヤモンド砥粒、研磨布により研磨を行う。
- (3)ひずみ取りのため、真空焼鈍を行う。焼鈍条件は無酸素銅、アルミニウムに対して400°C、2時間、炉冷、炭素鋼に対しては800°C、2時間、炉冷である。
- (4)表面を平坦にするため電解研磨を行う。

表 3-4 電解研磨及び腐食条件

被削材	電解研磨		マイクロ腐食	
	電解液	研磨条件	腐食液	腐食条件
Al 粗大 結晶	蒸留水 30cc エチルアルコール 200cc 過塩素酸 15cc	電圧 47V 電流密度 約1.2 A/cm <sup>2</sup> 時間 40秒 温度 20℃ 陰極 ステンレス	蒸留水 200cc ふっ素 20cc	温度 20℃ 時間 4分
無 酸 素 銅	リン酸 30cc エチルアルコール 20cc 水 50cc	電圧 10V 電流密度 約1.8 A/cm <sup>2</sup> 時間 60秒 温度 32℃ 陰極 ステンレス	塩化鉄(III) 200cc 塩酸 20cc 蒸留水 120cc	温度 32℃ 時間 10分
炭 素 鋼	無水酢酸 75cc 過塩素酸 20cc 水 5cc	電圧 10V 電流密度 約1.9 A/cm <sup>2</sup> 時間 30秒 温度 32℃ 陰極 ステンレス	硝酸 10cc エチルアルコール 30cc	温度 32℃ 時間 10秒

(5)結晶粒界の観察を容易にするためミクロ腐食を行う。

電解研磨及び腐食条件を表 3-4に示す。

### 3.2.2 工具

超精密高速切削実験において用いた工具材種は、天然単結晶ダイヤモンド、焼結ダイヤモンド、CBN (Cubic Boron Nitride) である。これらの工具材料はシャンクの先端にろう付けされ、所定の形状に研磨される。工具は図 3-6に示す形状に仕上げられ、主轴カッターボディにねじ止めされる。この時カッターボディの回転

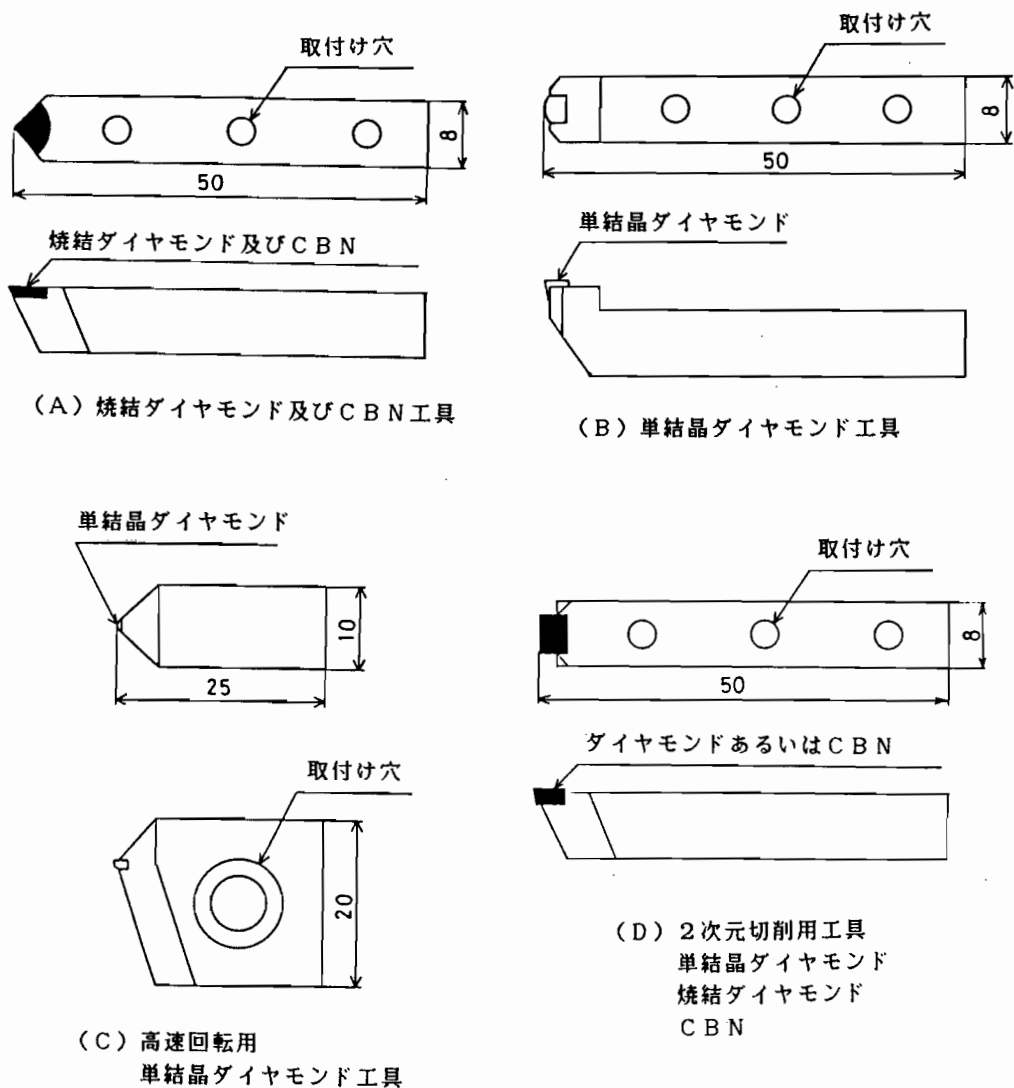


図 3-6 超精密高速切削用工具形状

バランスを考慮して、ダミー工具を対称な位置に取付けている。いずれの工具も基本的に、ノーズ部を円弧状に仕上げたいわゆるRバイトとしているが、2次元切削用の工具については直線切刃をもつストレートバイトとしている。各工具の諸元を表3-5に示す。なお、ストレートバイトは全てすくい角 $0^{\circ}$ 、逃げ角 $5^{\circ}$ である。超精密切削用工具としては切刃部の鋭利さ、微小な欠けの存在が非常に重要となる。

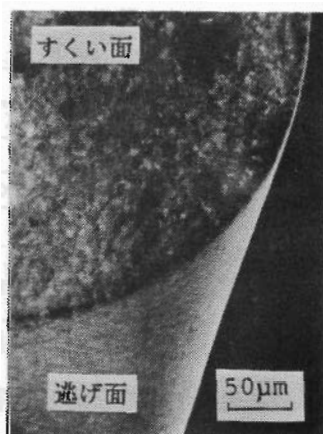
表 3-5 切削工具の諸元

工具材料	ノーズ半径(mm)	すくい角( $^{\circ}$ )	逃げ角( $^{\circ}$ )
天然単結晶ダイヤモンド	1.0, 5.0	3, 0, -3	5
焼結ダイヤモンド	0.2, 1.0	3, 0, -3	5
CBN	0.2, 1.0, 5.0	0	5

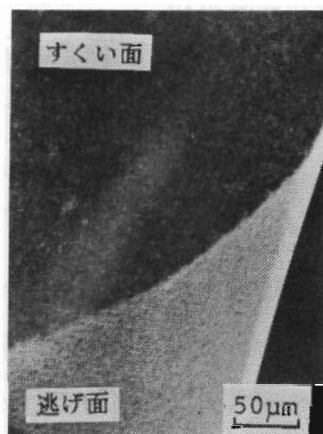
本実験で用いた工具刃先の使用前の状態のSEM観察例を図3-7に示す。

なお、CBN1は結合剤として特殊セラミックスを用い、CBN2は結合剤としてCo、Wなどの金属を用いたものである。

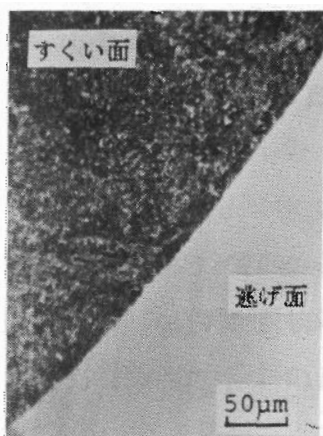
SEM内超微小2次元切削実験で用いた工具の形状を図3-8に示す。工具材料は全て天然単結晶ダイヤモンドであるが、一部で高速度鋼も用いている。



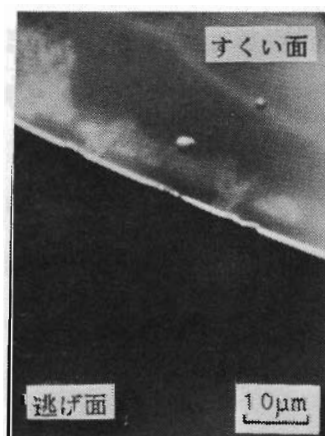
(A) 焼結ダイヤモンド



(B) CBN1



(C) CBN2



(D) 単結晶ダイヤモンド

図 3-7 超精密高速切削用工具刃先のSEM観察例

### 3.2.3 実験手順及び切削条件

超精密高速切削実験を行う場合、実験前日より実験室内のエアコンディショナを運転し、室温及び機械各部の温度を定常状態にしておいた後、実験を開始する。主な切削条件を表 3-6に示す。空気静圧軸受支持の主軸では、

組込み型高周波モータの特性上、最低回転数が1500 rpmとなり切削速度にして565 m/min以下には設定できない。

また、通常用いる鋼製の cutter ボディではバランシングの問題により主軸回転数は5000 rpmまでとし、それ以上の回転数の設定は特別に作製したアルミニウム製の cutter ボディを用いて行っている。また、油静圧軸受支持の主軸に交換することにより、切削速度 85~340 m/minの範囲で速度設定が行える。このように主軸あるいは cutter ボディを交換することにより、切削速度85~3770 m/minまで広範囲な速度設定を行うことができる。切削油を用いる場合は、軟質金属の場合は白灯油を切削表面に塗布しておき、鉄系金属、セラミックスでは水溶性切削油剤を切削点上部より滴下して与えた。

SEM内超微小2次元切削実験における切削条件は、切削速度 1~300  $\mu\text{m}/\text{min}$ 、切込み 0.03~25  $\mu\text{m}$ 、切削幅 400~900  $\mu\text{m}$ である。切削速度は切込み量に応じて観察上支障のない範囲に設定している。経験的に、毎分切込みの10倍程度の距離進む速度に設定するのが適切である。以下に示す手順に従って、SEM内切削実験を行う。

- (1) SEM観察を容易にするため、ダイヤモンド工具に金を蒸着する。蒸着膜は微小切削に影響を及ぼさないようにできるだけ薄くする。
- (2) 工具を工具取付け台に固定する。

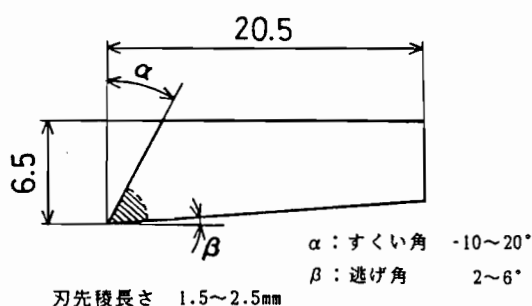


図 3-8 SEM内微小切削用工具形状

表 3-6 主な切削条件  
(超精密高速切削実験)

主軸軸受	空気静圧軸受	油静圧軸受
主軸回転数 (rpm)	1500 ~ 10000	150 ~ 600
切削速度 (m/min)	565 ~ 3770	85 ~ 340
送り量 ( $\mu\text{m}/\text{rev}$ )	2 ~ 50	5 ~ 50
切込み ( $\mu\text{m}$ )	1 ~ 20	1 ~ 2
切削油	白灯油 , 水溶性切削油剤	

- (3)アセトンで脱脂し、ドライヤーでよく乾燥させた被削材を切削送り部の取付け台に固定する。この時、切削面と切削方向が平行になるように十分調整を行う。
- (4)工具、被削材の取付け後、切削装置をSEM試料室に装着し、観察可能な状態にする。
- (5)SEMの2次電子像をモニタテレビで観察しながら、被削材の切削開始点を工具刃先近傍に移動させ切込みを設定する。
- (6)減速ギア、切削送り駆動用モータを切削装置に取付け、回転数を設定する。
- (7)モータを回転させて切削送りを与えるか、あるいはピエゾアクチュエータに制御された印加電圧を加えることにより切削を行う。
- (8)被削材角部の丸味を除去し、切削表面の平行を出すための予備切削の後、本切削を行う。
- (9)切削過程のモニタテレビによる動的観察あるいは切削を停止した状態での静止観察、写真撮影を行う。

### 3.3 実験結果

#### 3.3.1 軟質金属切削における切りくず生成

##### 3.3.1.1 無酸素銅の切りくず生成

単結晶ダイヤモンド工具を用いて無酸素銅のフライカッティングを行った場合に生成された切りくずの観察例を図3-9に示す。本実験条件の範囲内ではどの切削条件においても、図3-9(A)に示すような連続した形状の切りくずが生成された。また、工具のノーズ半径、送り量の関係から幾何学的に計算された工具切刃-被削材接触長さとはSEM写真より測定される切りくずの幅とはほとんど一致しており、工具の形状と相対運動から定まる理論的な切削断面積にかなり近い材料除去が行われているといえる。図3-9(B)は、切りくず自由面側の高倍率観察例である。切りくず表面の変形は、せん断域でのせん断すべり変形をうけた層状すべり構造いわゆるラメラストラクチュアになっているのがわかる。また、結晶粒界が明瞭に現れており、各結晶によって層状すべり構造が異なっているのがわかる。このことから、微小切削における切りくず生成過程は層状すべり構造の生成機構と深いかわりがあること



理論切削幅 146.4 μm  
実測値 135.7 μm

- (A) 単結晶ダイヤモンド工具  
ノーズ半径 5.0mm, すくい角 3°  
主軸回転数 3000rpm  
(切削速度 1130m/min)  
送り量 10 μm/rev  
切込み 2 μm  
最大切取り厚さ 0.285 μm



- (B) 単結晶ダイヤモンド工具  
ノーズ半径 1.0mm, すくい角 0°  
主軸回転数 2000rpm  
(切削速度 755m/min)  
送り量 10 μm/rev  
切込み 2 μm  
最大切取り厚さ 0.999 μm

図 3-9 無酸素銅の超精密高速切削における切りくずのSEM観察例

が推察される。

切削速度 1130 m/min 及び 3390 m/min で切削した場合に生成された切りくずの観察例を図 3-10 に示す。切りくずの幅、結晶粒の変形、層状すべり構造の様相を比較すると、切削速度による差異はほとんど認められないことから少なくともこの速度範囲内においては、基本的な切削メカニズム



- (A) 主軸回転数 3000rpm  
(切削速度 1130m/min)



- (B) 主軸回転数 9000rpm  
(切削速度 3390m/min)

単結晶ダイヤモンド工具 (ノーズ半径 1.0mm, すくい角 0°)  
送り量 10 μm/rev  
切込み 5 μm

図 3-10 切削速度の相違による無酸素銅の切りくず形態の変化

は同様であると考えられる。また、これらの切りくずはRバイトによる3次元切削で得られたものであるため、切りくずの厚さは幅方向に一様ではなく、変化してい



る。この観察倍率では、結晶粒界、層状すべり構造は主に切りくずの厚い側に観察され、薄くなっている側ではそのような変形の様相はほとんど認められない。このことより、切り取り厚さの小さくなるほど層状すべりの間隔は小さくなり、また結晶粒界による切りくず厚さの変化は小さくなっていることが考えられる。

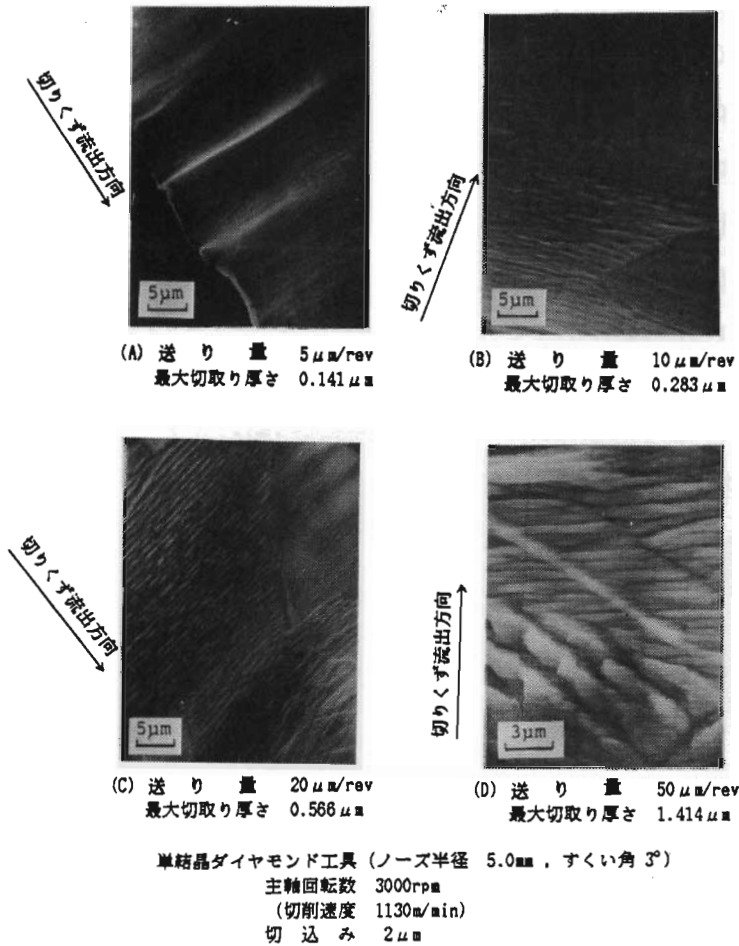


図 3-11 送り量を変化させた場合に生成される無酸素銅の切りくずのSEM観察例

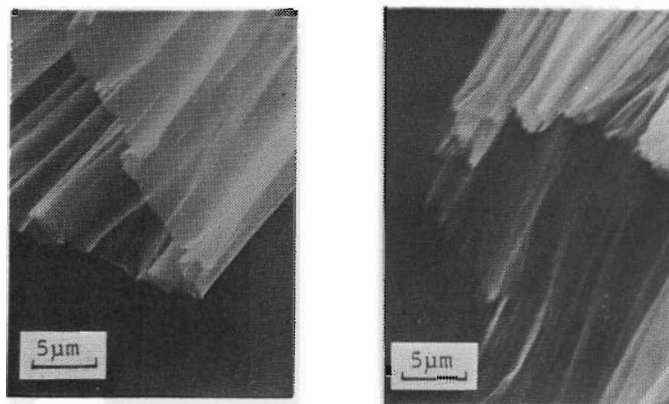
図3-11は、送り量を変化させて切削した場合

に生成された切りくずの観察例を示す。送り量の増加すなわち切り取り厚さの増加に伴って層状すべり構造の間隔が広がっており、結晶粒界が顕著に現れてくるのがわかる。

設定切込み0.02  $\mu\text{m}$  及び0.007  $\mu\text{m}$  で高速2次元切削した場合に生成された切りくずの観察例を図3-12に示すいずれもSEM写真から算出された切りくずの幅と工具顕微鏡により測定された被削材の切削幅と非常によい一致がみられ、このような微小切込みにおいても正常な切りくず生成が行われていることがわかる。図からわか

るように、もはや顕著な層状すべり構造は認められない。

無酸素銅のSEM内微小切削における切りくず生成の観察例を図3-13に示す。これより、被削材側面に観察される結晶粒界に対応して切りくず形状が変化しているのがわかる。図中に示す矢印は、それぞれ切りくず及び仕上面の対応する位置を示している。このことは図3-9及び図3-10の観察結果ともよく対応しており、SEM内における極低速切削の条件下での切りくず生成過程の観察によって、高速切削条件下で起きる切りくず生成現象をある程度推測できるものと思われる。

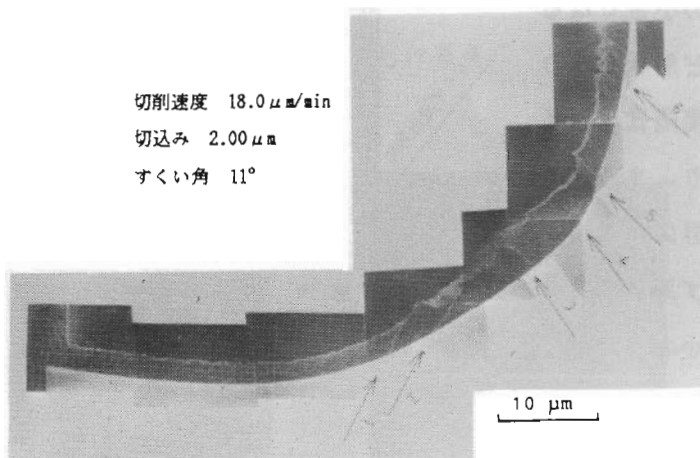


(A) 切込み 0.02 μm

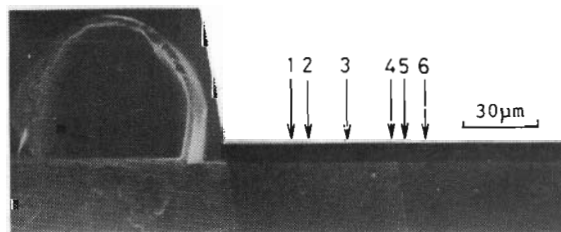
(B) 切込み 0.007 μm

単結晶ダイヤモンド工具 (すくい角 0°)  
切削速度 1310m/min

図 3-12 無酸素銅の高速2次元切削における切りくずのSEM観察例



(A) 切りくず



(B) 仕上面の側面

図 3-13 無酸素銅のSEM内微小切削における切りくず生成の観察例

### 3.3.1.2 アルミニウム粗大結晶の切りくず生成

アルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削において、切込みを変化させた場合の切りくず形態を図3-14に示す。いずれの条件においても切りくずは連続的な層状すべり構造によって生成されているのが観察される。しかしながら、切込みの減少に伴ってすべり間隔は小さくなっているのがわかる。切込み  $0.24\mu\text{m}$  においては、切りくずの厚さの変動が相対的に大きく生じているが、これはダイヤモンド工具の刃先丸味の影響によるものと思われる。Turkovich ら<sup>3-13)</sup>の実験結果によると切込み数 $10\mu\text{m}$ でアルミニウム粗大結晶を切削した場合、仕上面下方からせん断域前方にかけてかなり広い領域ですべり変形帯が観察されているが、図3-14に示す切込みの範囲では変形はほとんどせん断域に集中しており、他の領域ですべり変形帯はみられない。切込みの微小化により、切削力が減少することにより塑性変形領域が狭

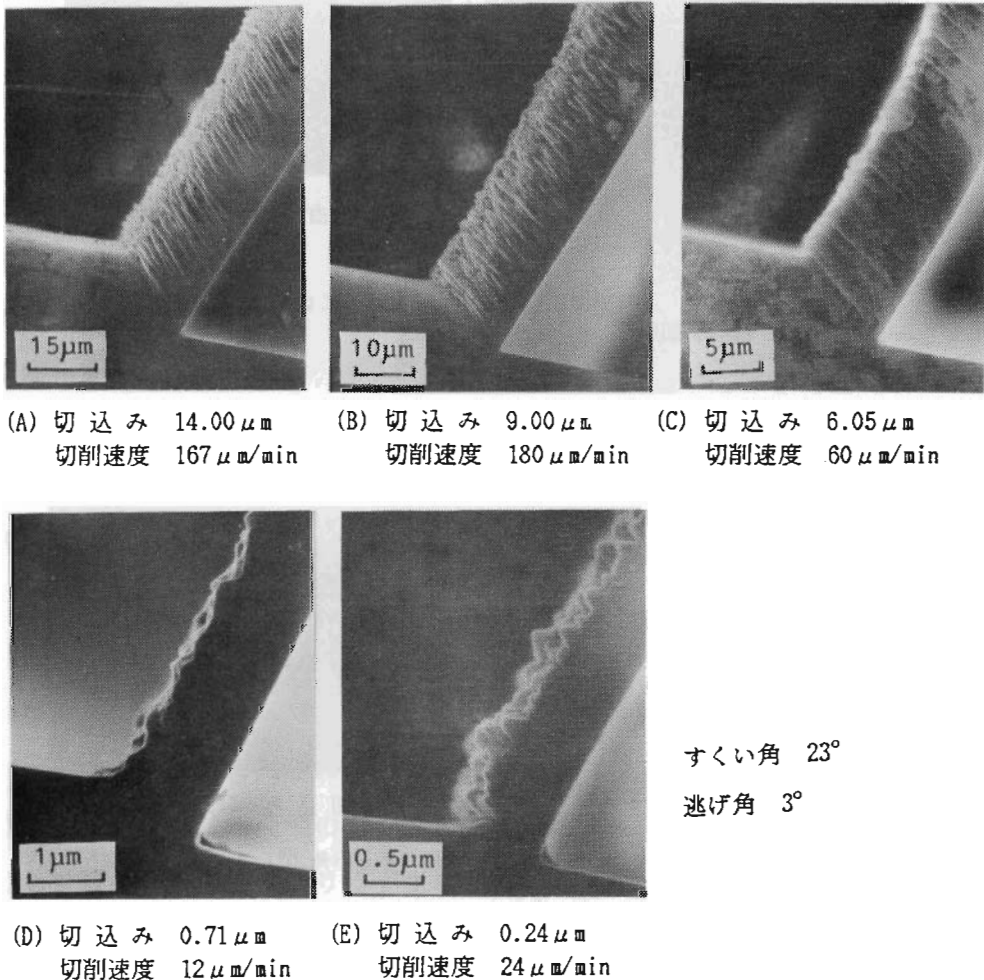
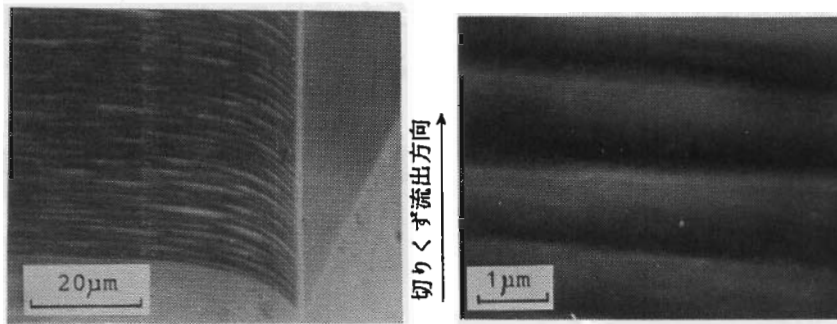


図 3-14 切込みを変化させた場合のアルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削における切りくず生成の観察例

くなり、従ってせん断変形領域がせん断面近傍に限られてくるものと考えられる。

図3-14(A) に示す切りくずの自由面側及び超精密高速2次元切削で得られた切りくずの自由面側の観察例を図3-15に示す。微視的には図 (b)に示すように均一な層状すべり構造であるが、図 (a)にみられるように巨視的には複雑なすべり変形をしているのがわかる。切込みが大きくなるほど、このような傾向が現れ、せん断変形に関与するすべり帯が複数になり、複雑な変形様式となる。また、高速切削において得られた切りくずにも同様に層状すべり構造がみられる。この場合切削幅方向に

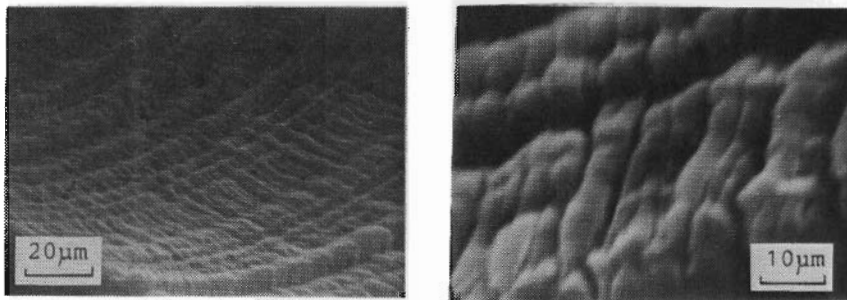


(a) 自由面 及び せん断面  
切込み 14.00 μm

(b) 自由面 高倍率観察写真

工 具 単結晶ダイヤモンド (すくい角 23°)  
切削速度 167 μm/min

(A) SEM内微小切削における切りくず



(c) 切込み 1.00 μm

(d) 切込み 0.58 μm

工 具 焼結ダイヤモンド (すくい角 0°)  
切削速度 340 m/min

(B) 超精密高速切削における切りくず

図 3-15 アルミニウム粗大結晶の微小2次元切削における切りくずの自由面の観察例

凹凸がみられるが、これは焼結ダイヤモンド工具により切削を行っているため、切削部の粒子の凹凸が切りくず側にも転写された結果と考えられる。

### 3.3.2 鉄系金属切削における切りくず生成

炭素鋼（S45C）を単結晶ダイヤモンド工具によりSEM内微小切削を行った場合の切りくず生成の観察例を図3-16に示す。これより銅、アルミニウムと同様、層状すべり構造生成により切りくずが生成されている。これは、被削材中のほぼフェライト相の部分を切削した場合に得られた切りくずと考えられるが、部分的に切りくずの厚さ、すべり間隔が変化しており、結晶粒の異方性あるいは他の相の影響を受けているといえる。

高速度鋼工具により切削した場合の切りくず生成の観察例を図3-17に示す。いずれの場合も構成刃先と思われる付

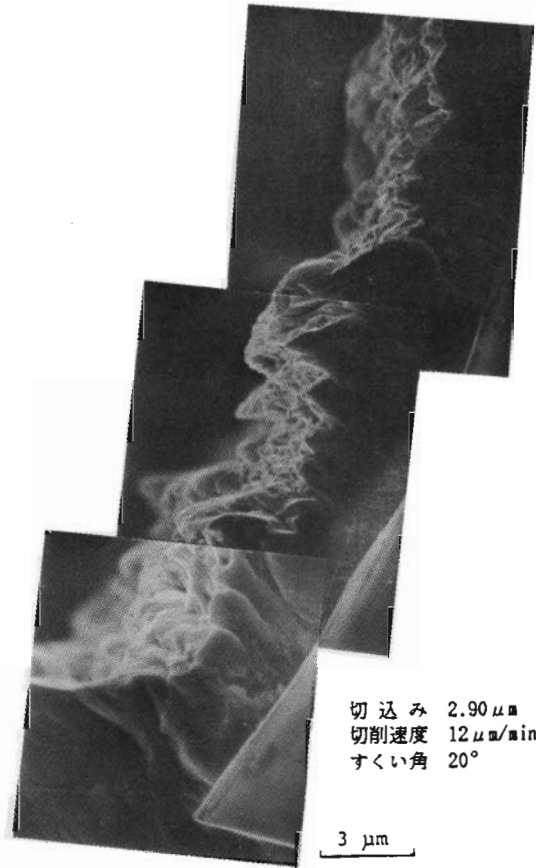
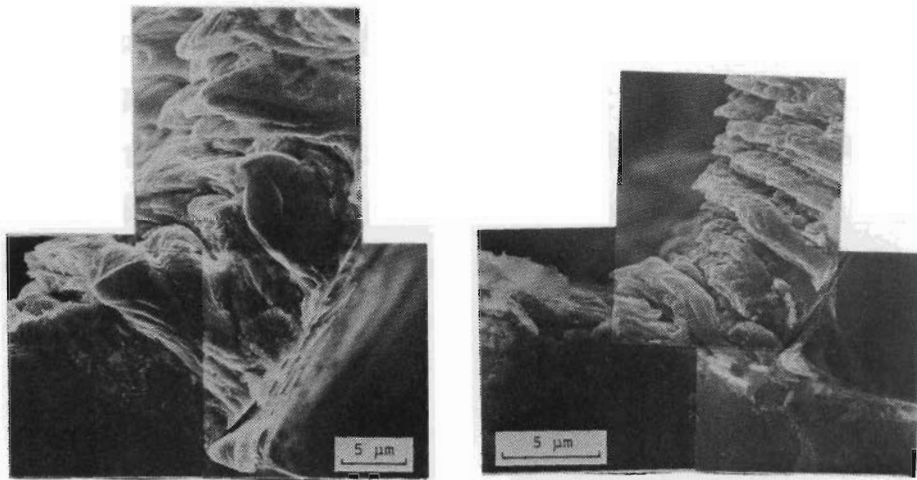


図 3-16 単結晶ダイヤモンド工具によるS45CのSEM内微小切削における切りくず生成の観察例

着物が切りくず根本部に残されている。単結晶ダイヤモンド工具により切削した場合に比べて、変形はせん断域のかなり前方までおよんでおり、層状すべり構造というよりもき裂の挙動により切りくず生成が行われている。切込み $1.45\mu\text{m}$ の場合、層状すべり構造に近い変形挙動を示しているが、図3-16の結果とはかなり異なっている。単結晶ダイヤモンド工具による場合、層状すべり構造におけるすべり帯の間の変形はほぼ均一で、不連続な変形はみられないのに対し、高速度鋼による場合、すべり帯の間にさらに小さなすべり帯が無数にある。これは、刃先丸味部の影響に



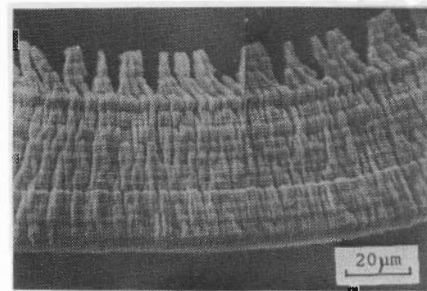
(A) 切込み 5.95 $\mu\text{m}$  切削速度 58 $\mu\text{m}/\text{min}$  すくい角 20° (B) 切込み 1.45 $\mu\text{m}$  切削速度 58 $\mu\text{m}/\text{min}$  すくい角 20°

図 3-17 高速度工具による S45C の SEM 内  
微小切削における切りくず生成の観察例

より塑性変形域がせん断域のかなり前方まで及ぶためと考えられる。

超精密高速切削加工機を用いて炭素鋼 (S45C, S25C) を CBN 工具により切削した場合に生成された切りくずの観察例を図3-18に示す。いずれも切りくずの自由面側から観察したものであるが、同じような切りくず生成となっている。S25Cでは、切り取り厚さの小さくなる側では正常な切りくず生成が行われていないのがわかる。CBN 工具は焼結体工具であるため、図3-17に示すように刃先部の丸味、凹凸の影響が生じたものと思われる。

純鉄を CBN 工具により高速 2次元切削した場合に生成した切りくずの自由面側の観察例を図3-19に示す。切削幅方向にほぼ平行に、均一な層状すべり構造が生成しているのがわかる。フェライト相のみを切削することにより材料的な異方性が除かれるため、均一な変形様式の切りくず生成となっている。

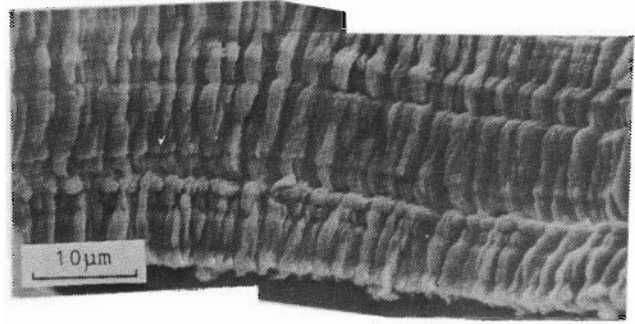


工具: CBN 2 ノーズ半径 0.2 $\text{mm}$   
主軸回転数 2000rpm  
(切削速度 755 $\text{m}/\text{min}$ )  
送り量 10 $\mu\text{m}/\text{rev}$   
切込み 10 $\mu\text{m}$   
理論切削幅 67.5 $\mu\text{m}$   
実測値 64.3 $\mu\text{m}$

(A) S25Cの切りくず

図 3-18 S25C及びS45Cの超精密高速  
切削における切りくずのSEM観察例

ステンレス鋼 (SUS303Se) を CBN 工具を用いてフライカッティングした場合に生成された切りくずの観察例を図3-20に示す。炭素鋼の場合と同様の切りくずが得られている。ノーズ半径5.0 mmの場合、幾何学的に求められる工具切刃-被削材の接触長さ比べて実測値はかなり小さくなっていることから切り取り厚さの小さくなる部分では切りくず生成は行われておらず、おそらくは刃先丸味部でこすられているものと思われる。また、刃先部の凹凸の跡と思われるすじが切りくず流出方向に対して平行についている。切りくずの変形の様相から判断して、鉄系金属における基本的な切削のメカニズムは同じであるといえる。



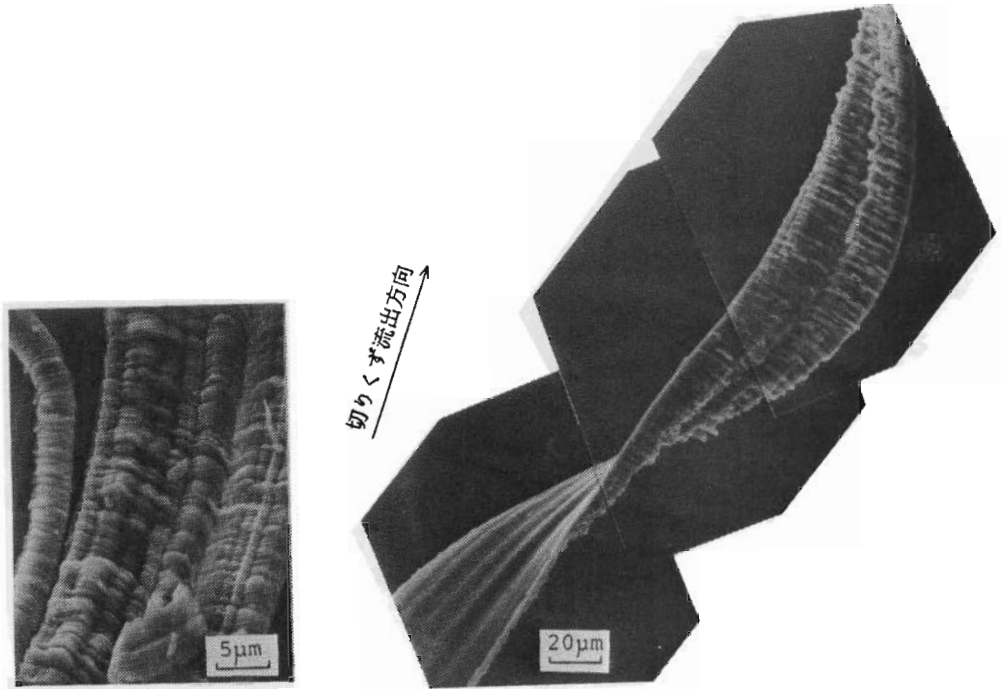
工具: CBN 2 ノーズ半径 1.0mm  
 主軸回転数 1500rpm  
 (切削速度 150m/min)  
 送り量 10µm/rev  
 切込み 2µm

図 3-18 S25C及びS45Cの超精密高速切削における切りくずのSEM観察例 (その2)



工具: CBN 1  
 ノーズ半径 0.2mm, すくい角 0°

図 3-19 純鉄の高速2次元切削における切りくずの層状すべり構造のSEM観察例



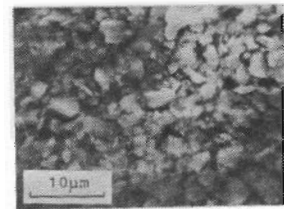
(A) 工具: CBN 2  
 ノーズ半径 5.0mm  
 主軸回転数 1500rpm  
 (切削速度 565m/min)  
 送り量 5μm/rev  
 切込み 2μm  
 理論切削幅 143.9μm  
 実測値 27.4μm

(B) 工具: CBN 2  
 ノーズ半径 0.2mm  
 主軸回転数 1500rpm  
 (切削速度 565m/min)  
 送り量 10μm/rev  
 切込み 2μm  
 理論切削幅 33.2μm  
 実測値 31.4μm

図 3-20 ステンレス鋼 (SUS303Se) の超精密高速切削における切りくずのSEM観察例

### 3.3.3 セラミックス切削における切りくず生成

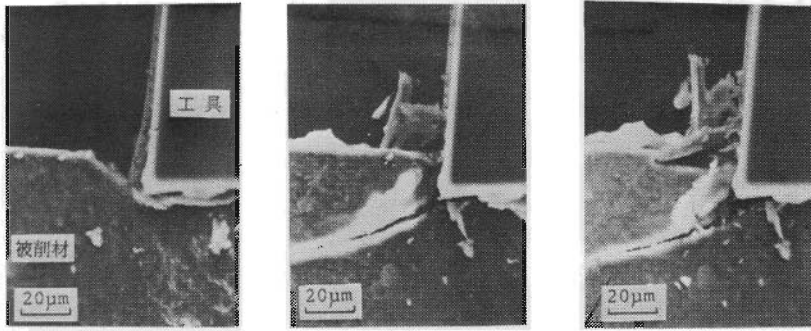
97%アルミナセラミックスをフライカッティングした場合に生成された切りくずの観察写真を図3-21に示す。図から明らかなようにこの場合は切りくずというよりもアルミナ粒子がはく離し、粉状に排出されている。この場合、アルミナの結晶粒径 5~6μmに対して切込みが 1~2μmであるため、結晶粒単位で



焼結ダイヤモンド工具  
 ノーズ半径 0.2mm, すくい角 0°  
 主軸回転数 1500rpm  
 (切削速度 565m/min)  
 送り量 5μm/rev  
 切込み 2μm

図 3-21 アルミナセラミックスの超精密高速切削における切りくずのSEM観察例





(A) 相対切削距離 0 μm (B) 相対切削距離 22 μm (C) 相対切削距離 29 μm

単結晶ダイヤモンド工具 (すくい角 0°, 逃げ角 6°)  
 切削速度 12 μm/min  
 切込み 9 μm  
 切削幅 40 μm

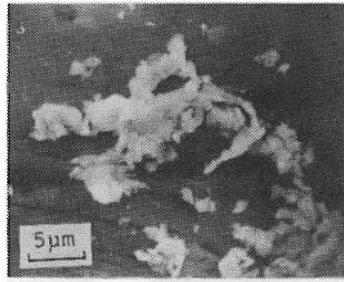
図 3-22 アルミナセラミックスのSEM内微小切削における  
 切りくず生成過程の連続観察例

アルミナがはく離していくような切削状態になっていると考えられる。

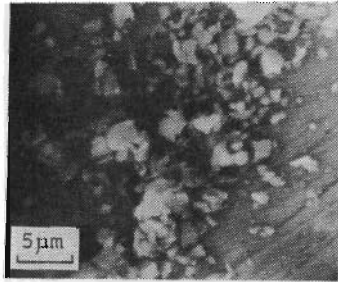
そこで切削過程を直接観察するために、厚さ40 μmのシート状の97%アルミナセラミックス(結晶粒径 1~2 μm)を用意し、単結晶ダイヤモンド工具によりSEM内微小切削実験を行った。図3-22にその切りくず生成過程の連続観察例を示す。工具の刃先よりき裂が被削材内部に向かって大きく成長しており、さらに工具の進行に伴って、被削材内部に向かうき裂の途中より、せん断域と思われる領域で自由面に向かって新たにき裂が成長していくのがわかる。また、自由面近傍でも別のき裂の伝播により被削材の一部が除去されている。材料の除去は、主にせん断域を成長するき裂の自由面への伝播により行われ、被削材内部に向かうき裂は途中で停止し、被削材中に残されたままとなる。この場合結晶粒径に対して切込みが十分大きいいため、き裂の脆性的な挙動が支配的になっていると考えられるが、一般にアルミナセラミックスの切削では、切りくずは塑性変形により生成しがたく、き裂の不安定伝播による脆性破壊により生成されるといえる。このことは、先に示した高速切削において得られた切りくずの観察結果ともよく対応しているといえる。

一方、アルミナセラミックスに比べて靱性の非常に高いジルコニアセラミックスの切削においては、切りくずはかなり異なった形状をしている。焼結ダイヤモンド工具によりジルコニアセラミックスをフライカッティングして生成された切りくずの観察例を図3-23に示す。送り量が 5 μm/revの場合には、一見細かく分断した切

りくずを生成しているが、詳細に観察した結果、その一つ一つは連続した切りくずとなっており、塑性変形により切りくずの生成が行われていることがうかがわれる。图中、中段のものは工具に著しい損傷が発生したものであったため、切りくずは非常に細かい粉状になっており、切削が正常に行われていないことがうかがわれる。送り量が  $50\mu\text{m}/\text{rev}$  と大きくなると、比較的長く続いた連続型の切りくずが生成される。これより明らかにジルコ



- (A) 焼結ダイヤモンド工具  
 ノーズ半径  $1.0\text{mm}$  , すくい角  $0^\circ$   
 主軸回転数  $1500\text{rpm}$   
 (切削速度  $565\text{m}/\text{min}$ )  
 送り量  $5\mu\text{m}/\text{rev}$   
 切込み  $2\mu\text{m}$



- (B) 焼結ダイヤモンド工具  
 ノーズ半径  $1.0\text{mm}$  , すくい角  $-3^\circ$   
 主軸回転数  $1500\text{rpm}$   
 (切削速度  $565\text{m}/\text{min}$ )  
 送り量  $5\mu\text{m}/\text{rev}$   
 切込み  $2\mu\text{m}$



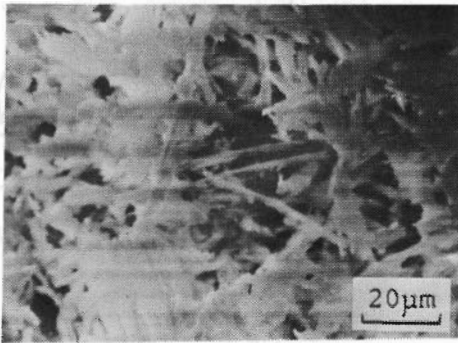
- (C) 焼結ダイヤモンド工具  
 ノーズ半径  $0.2\text{mm}$  , すくい角  $0^\circ$   
 主軸回転数  $1500\text{rpm}$   
 (切削速度  $565\text{m}/\text{min}$ )  
 送り量  $50\mu\text{m}/\text{rev}$   
 切込み  $2\mu\text{m}$

図 3-23 ジルコニアセラミックスの超精密高速切削における切りくずのSEM観察例

ニアセラミックスの切削の場合、塑性的な切りくず生成となっており、先に示したアルミナセラミックスの場合とは大きく異なる。また、本実験で用いたジルコニアセラミックスの結晶粒径は約  $0.5\mu\text{m}$  で、本実験条件で設定した切込み量の  $1/4$  程度であるため、靱性が高いことに加えてセラミックスの粒子が一体となって切りくずとして排出され通常の切削状態に近い状況になっていると思われる。

ジルコニアセラミックスを単結晶ダイヤモンド工具によりフライカッティングした場合に生成される切りくずの観察例を図3-24に示す。結晶粒径と切込み量が同程度であるため、切りくずは長く連続せずに、針状の細い切りくずとなっているが、アルミナセラミックスの切りくずと比べると明らかに塑性変形を伴っていると思われる切りくずが生成している。また、単結晶ダイヤモンド工具によるSEM内微小切削においても通常の金属切削と同様、連続した切りくずが生成されることが杉田

ら 3-14)によって報告されている。



単結晶ダイヤモンド工具  
ノーズ半径 1.0mm , すくい角  $-3^{\circ}$   
主軸回転数 400rpm  
(切削速度 255m/min)  
送り量 2.5  $\mu\text{m}/\text{rev}$   
切込み 0.6  $\mu\text{m}$

図 3-24 ギルコニアセラミックスの単結晶ダイヤモンド工具による超精密高速切削における切りくずのSEM観察例

### 3.4 考察

#### 3.4.1 超精密切削における切りくず生成モデル

切りくず生成機構あるいは切削における諸現象を解明するために、従来より多くの切削モデルが提唱されている。これらのモデルを切込みのレベルによって分類、整理してみると図3-25のようになると考えられる。切込みが 0.1mm以上の通常切削領域におけるモデルでは、せん断域、すくい面近傍の切削変形場は被削材内部の微視的な欠陥に対して十分大きいいためその領域における被削材は均質であるとみなされ、連続体力学的解析が適用される。また切込み、すくい角などの切削条件、被削材の機械的性質で切削変形域における応力、ひずみ場は決定され、流れ型、せん断型などの切りくず形態は、これらの応力場から説明される (3-15)。

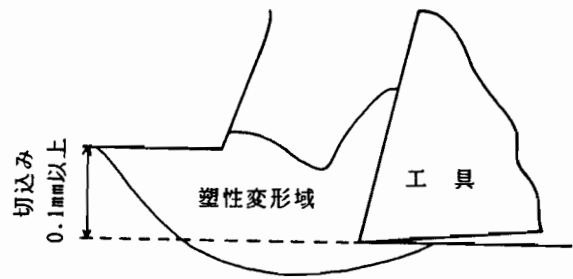
切込み1  $\mu\text{m}$ ~100  $\mu\text{m}$ の微小切削領域は、結晶粒界、介在物、ポイド、析出物などの微視的欠陥が切りくず生成に対して無視できないとする領域である。この領域では上述の微視的因子が応力の集中源となることにより発生するき裂の挙動の切りくず生成に対しての役割、あるいは単結晶材料に対しては結晶方位の切りくず生成に及ぼす影響について論じられている (3-16)。

切込み1  $\mu\text{m}$ 以下の超微小切削領域では、上述の微視的欠陥に工具が遭遇する確率が低くなり、多結晶材料でも局部的には単結晶の切削を行っているのと同等に考え

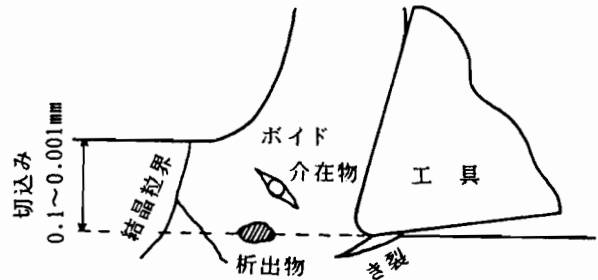
られ、結晶の異方性、転位の運動などが切りくず生成に影響を及ぼす要因として考えられる。この場合工具の刃先部の状態、特に刃先丸味が切削変形場に及ぼす影響が非常に重要になるといえる。

切削の限界すなわち切りくずが生成される限界の切込みは、図3-26に示すように工具の刃先丸味の半径とすくい角より幾何学的に定まるとされる(3-17)。しかし、天然単結晶ダイヤモンド工具の刃先丸味は、表面エネルギーから理論的に2nmと計算されているものの正確に測定する方法が確立されていないため、どの程度の切込みまで被削材を正確に削り取れるのかという基本的なことさえ十分わかっていない。

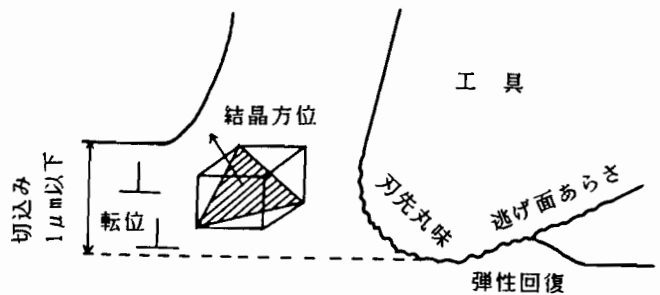
超精密高速切削加工機を用いたRバイトによる切削における切削断面形状を図3-27に模式的に示す。これから各位置の切り取り厚さを算出すると、図3-9(A)に示す切りくずの場合で最も薄いと思われる部分の切り取り厚さは約  $0.02\mu\text{m}$  と推定される。また、図3-12(B)では、正確に同定できていないが、設定切込み  $0.007\mu\text{m}$  で正常な切りくずが生成されている。このようなオーダの切込みでは、転位間隔



(A) 通常切削領域における切削モデル

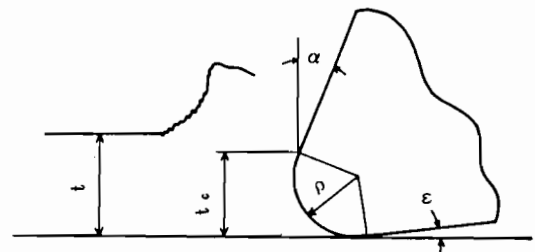


(B) 微小切削領域における切削モデル



(C) 超微小切削領域における切削モデル

図 3-25 各切込みレベルにおける切りくず生成モデル



$t$ : 切込み  $\alpha$ : すくい角  $\epsilon$ : 逃げ角  $\rho$ : 刃先丸味半径  
 $t_c$ : 限界切込み  $t_c = \rho \cdot (1 + \sin\alpha)$

図 3-26 工具刃先丸味と切りくず生成限界の関係 (3-17)

よりも小さな大きさであるため確率的に無転位の数10原子層を取り除くような状態となり、金属の理想せん断強度でもって変形し、切りくずが生成されると考えられる。このことについては、切削力の観点より第4章で考察する。

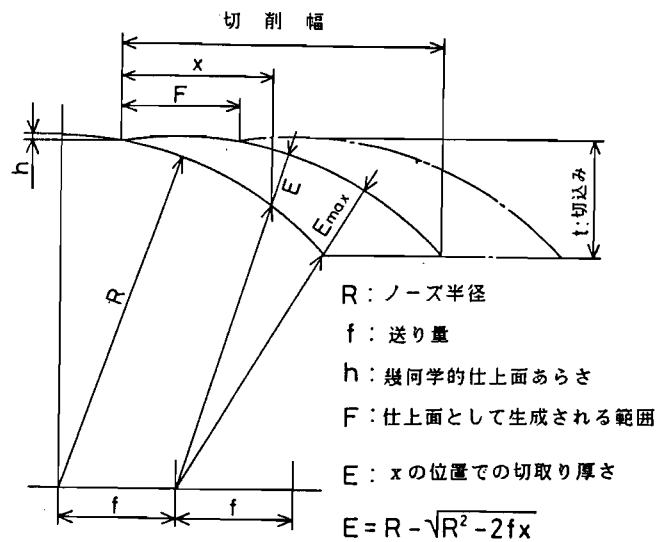


図 3-27 切削断面のモデル

### 3.4.2 切込みの微小化に伴う切りくず生成機構の変化

#### 3.4.2.1 層状すべり構造の形成

銅、アルミニウム、鉄系金属の超精密高速切削で生成される切りくずを詳細に観察した結果、本切削条件の範囲内では全て層状すべり構造がみられた。Rバイトによる超精密高速切削での実質的な切り取り厚さは、本実験条件内では高々数 $\mu\text{m}$ であり、ほとんどの場合切込み $1\mu\text{m}$ 以下の切削が行われていることになる。このような微小切込みレベルの切削においては、多結晶材料でも各結晶粒の性質に対応した層状すべり構造により切りくずが生成される。従って、超精密切削における基本的な切りくず生成機構は層状すべり構造の形成過程と考えられる。

アルミニウム粗大結晶をSEM内微小切削した場合の切込みの変化に対する層状すべり間隔を、各結晶粒ごとに図3-28に示す。これより切込みの増加に伴ってすべり間隔は増加しており、またその大きさは結晶粒によりかなり差がみられる。これは、上田ら<sup>3-18)</sup>による $\beta$ 黄銅単結晶のSEM内微小切削実験の結果ともよく対応しており、さらに図3-11にみられるように、超精密高速切削で生成された無酸素銅の切りくずについてみても、切り取り厚さの減少に伴って層状すべり間隔は短くなっており、また結晶粒によってもその間隔、方向が変化していることとよく対応している。このことより、SEM内微小切削と超精密高速切削ではせん断域での変形ひずみ速度が大きく異なるものの、定性的には現象がよく一致していることがわか

る。

層状すべり構造の形成過程を、SEM内動的観察結果を基に模式的に示すと図3-29のようになる。(1)の段階は、切りくず自由面側に現れたすべり帯が刃先近傍まで伸び、一つの層が形成された直後である。この時、被削材はすべりによって前へ押出される。(2)では、工具がわずかに進み、刃先が被削材中に入り、前方の被削材に均質な変形を起こさせる。(3)の段階は、工具刃先前方の被削材の均質な変形が大きくなり、自由面側からすべり帯が刃先に向かって伸び始める。この時、工具刃先は材料中に最も食込んだ状態である。この場合の間隔が層状すべり間隔

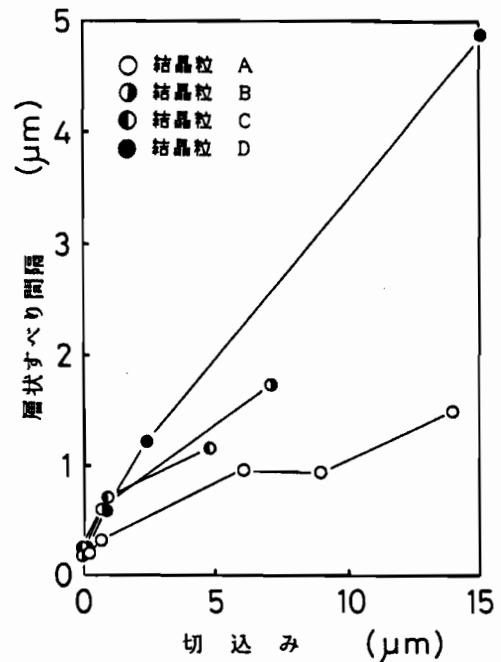


図 3-28 アルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削における切込みと層状すべり間隔の関係

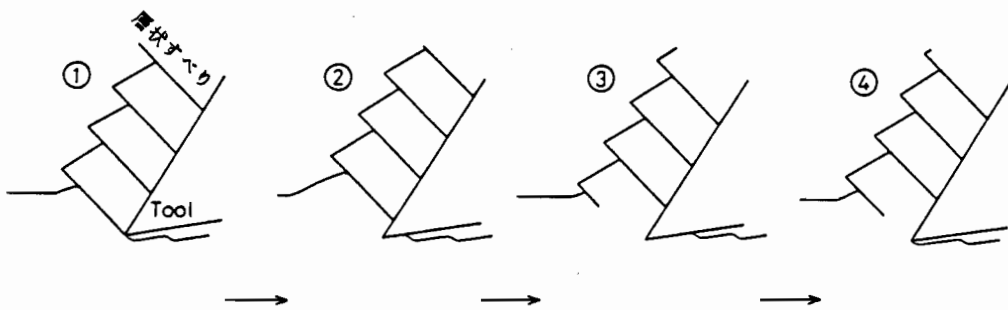


図 3-29 層状すべり構造生成による切りくず生成の模式図

になるわけであるが、これは切削変形場の塑性変形域がせん断域のどれぐらい前方まで及んでいるかによって、また結晶の特性によって決ると考えられる。(4)の段階は、すべり帯が刃先に向かって伸びる過程で、被削材が前方に押出されることにより応力が緩和され、食込んでいった工具が元の状態に戻る。そしてすべり帯が工具刃先あるいはすくい面上に達して(1)の状態に戻って、同じサイクルを繰り返す。

このような層状すべり過程は、一つの結晶粒内では再現性よく行われるが、結晶

粒界によって変化して不連続な切りくず生成過程となる。図3-13に示したように、切りくず中の結晶粒界にあたると考えられる部分とその近傍では切りくず厚さの増減がみられる。これは、切りくずの生成機構が転位の運動によるすべりで形成される層状すべり構造であることから、転位運動の障害となる粒界が層状すべり構造の形成を妨げるため結晶粒界直前において変形しがたくなるか、あるいは他のすべり系での変形を起こし、切りくず形態が不連続になるためと考えられる。このような不連続は結晶粒界段差として仕上面に残され、超精密切削面のあらさ劣化の大きな要因になると考えられるが、この点に関しては第6章において論じる。

層状すべり構造の形成は、切削の塑性変形域の大きさに関連しているように思われる。すなわち、切込みと塑性変形域の大きさの間に相似則が成り立つとすれば、切込みの減少に伴って層状すべり間隔もそれに対応して短くなるはずである。図3-30は層状すべり間隔を切りくず厚さに対する比として表したものである。これより切込みの減少に伴ってその比は急激に増大しており、いわゆる寸法効果のようなものが生じている。これは切込みの減少に伴って、工具の刃先丸味が相対的に大きくなるため塑性変形域の広がり相対的に大きくなることによるものと思われる。無

酸素銅を単結晶ダイヤモンド及び焼結ダイヤモンド工具で高速2次元切削して得られた切りくずのSEM写真を図3-31に示す。同一切込みにもかかわらず、切りくずの厚さ、層状すべり構造の様相はかなり異なっており、刃先丸味の大きさはこのように切りくず生成に大きな影響を及ぼす。また、単結晶ダイヤモンド工具を用いて高速2次元切削を行った場合、およそ0.1 $\mu\text{m}$ 以上の切込みでは数1000倍の観察倍率で層状すべり構造が観察されているが、それ以下の切込みではほとんど観察することができず、観察倍率数万倍において層状すべりと思われる微小な凹凸が観察される程度である。

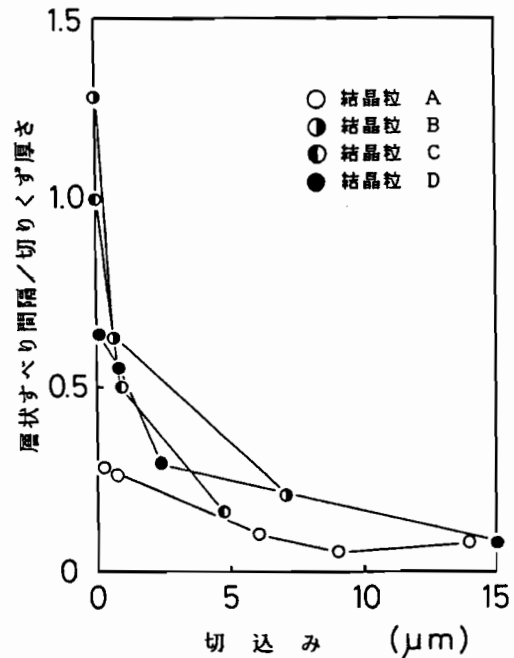
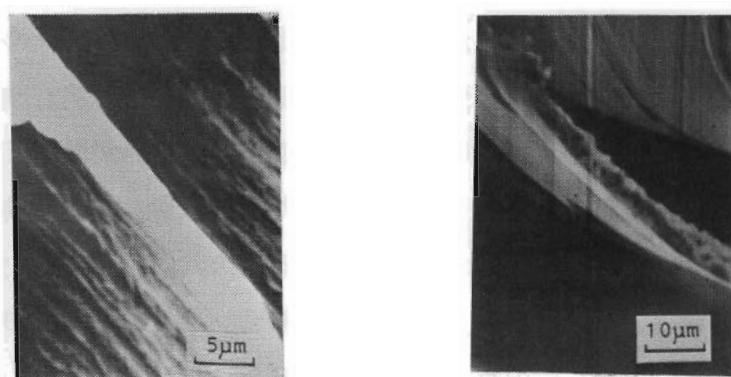


図 3-30 アルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削における切込みと層状すべり間隔の切りくず厚さに対する比の関係



(A) 単結晶ダイヤモンド工具 (すくい角  $0^\circ$ )  
 切削速度 343m/min  
 切込み  $1\mu\text{m}$   
 切りくず厚さ  $2.1\mu\text{m}$

(B) 焼結ダイヤモンド工具 (すくい角  $0^\circ$ )  
 切削速度 325m/min  
 切込み  $1\mu\text{m}$   
 切りくず厚さ  $5.5\mu\text{m}$

図 3-31 無酸素銅の高速2次元切削における  
 工具刃先丸味の切りくず生成に及ぼす影響

通常切削において、加工面の表層の構造はまず表面に  $30\sim 100\text{\AA}$  の厚さのBeilby層という非結晶質の流動層が形成され、ついで超微結晶粒層、繊維状組織層が形成される<sup>3-19)</sup>。超精密高速切削において、これらの各層の厚さがどの程度であるか不明であるが、nmオーダの切込みによる切削では母材本来の結晶構造とはかなり異なった組織層を削ることになると思われる。従って、結晶粒の特性に依存した層状すべり構造は生成されがたく、これとは異なった変形様式で切りくずが生成されている可能性があると思われるが、本実験における観察倍率の範囲では確認することができず、推測の域を出ない。

#### 3.4.2.2 切りくずカール

切込みの微小化に伴って切りくずのカール半径が大きくなる、すなわち切りくずはカールをあまりせずに工具すくい面に沿ってまっすぐ流出する傾向がみられた。この現象はSEM内での低速切削においても、また超精密高速切削加工機による切削においてもみられた。図3-32は、高速2次元切削において得られた切りくずを示すが、これから切込みの減少に伴って切りくずのカールが大きくなっているのがわかる。また、図3-33に、SEM内微小切削における無酸素銅の切りくず生成の観察例を示す。図3-13のSEM写真も合わせて比較すると、切込みの減少により切りくずがまっすぐ流出しているのがわかる。



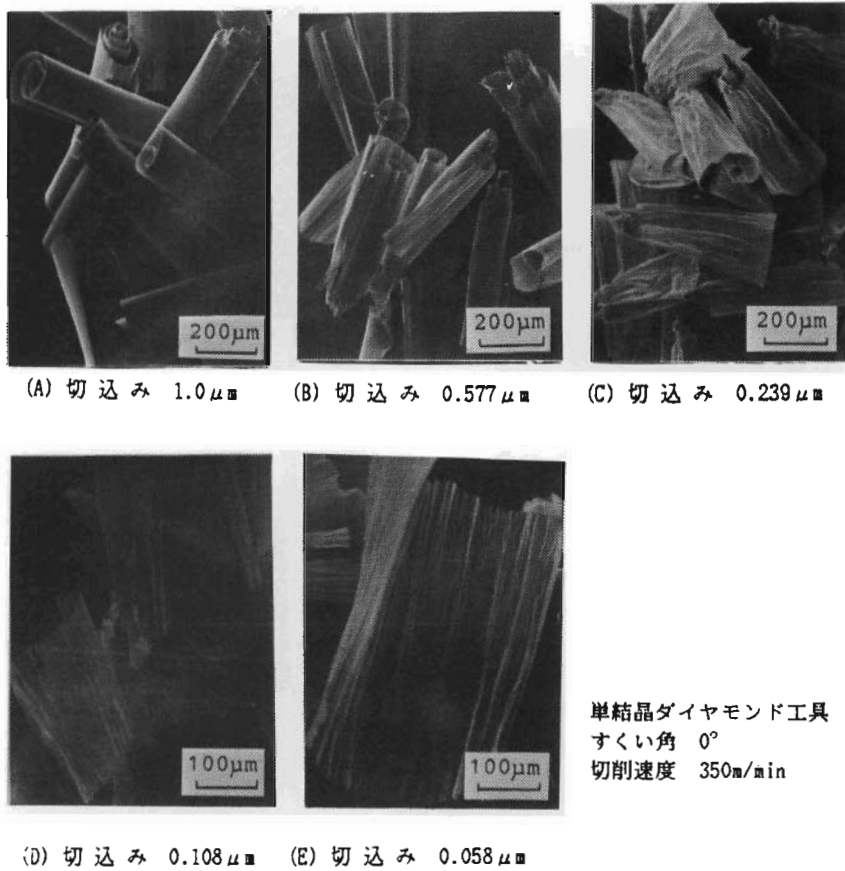
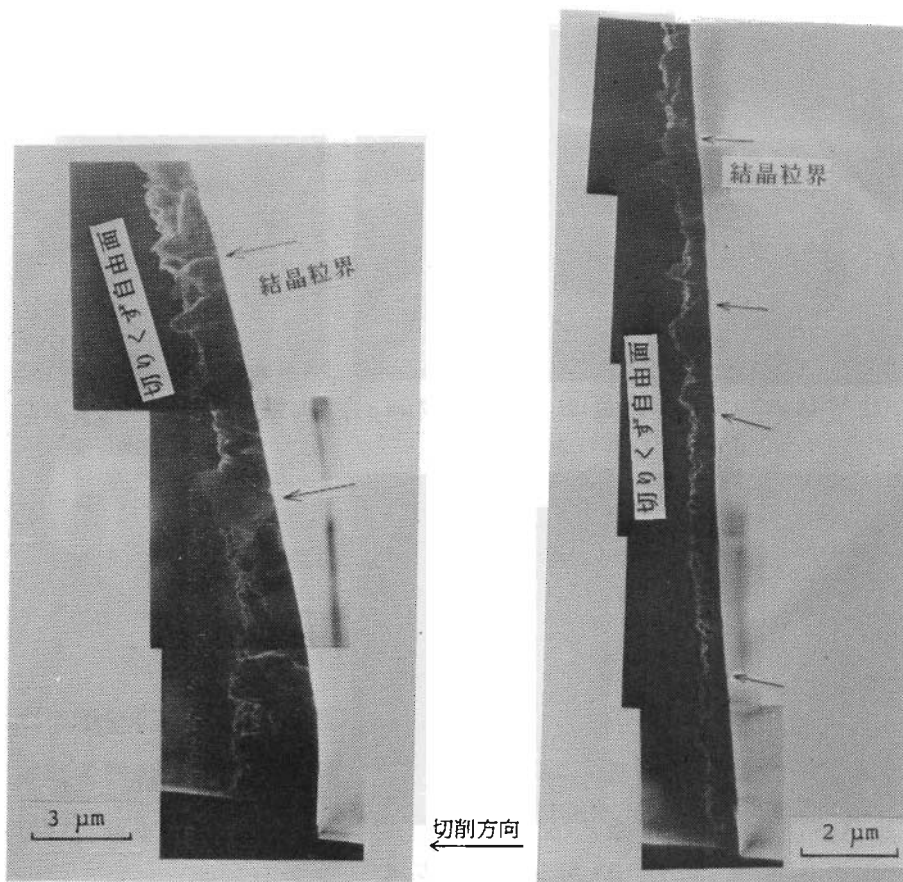


図 3-32 無酸素銅の高速2次元切削における切込みの  
変化の切りくずカールに及ぼす影響

切りくずのカールは、切りくずの厚さ方向における流出速度の分布、工具すくい面の接触部での2次流れなどによって起きるため<sup>3-20)</sup>、切りくずカールの変化はせん断域あるいはすくい面接触部での変形場の変化を示していると考えられる。純アルミニウムの粗大結晶をSEM内微小切削した場合、生成される切りくずのカール半径を切込みとの比として図3-34に示す。この比は切りくずカール半径が大きい程0に近づき、まっすぐ流出する状態では0である。負の値をとる場合は、切りくずカールが工具側すなわち逆向きにカールすることを意味する。図3-35に逆向きカールした切りくず生成の例を示すが、無酸素銅の切削においても、SEM内低速切削では切込み1 $\mu\text{m}$ 以下になるとこのような現象がよく生じた。また、単一せん断面理論を適用して求めたせん断ひずみの切込みによる変化を図3-36に示す。切込み1 $\mu\text{m}$ 以上では、切込みに関係なくせん断ひずみはほぼ一定であるが、切りくずの逆



(A) 切込み  $1.0\mu\text{m}$  切削速度  $83.3\mu\text{m}/\text{min}$  (すくい角  $1^\circ$ , 逃げ角  $2^\circ$ )  
 (B) 切込み  $0.18\mu\text{m}$  切削速度  $6\mu\text{m}/\text{m}$  (すくい角  $1^\circ$ , 逃げ角  $6^\circ$ )

図 3-33 無酸素銅のSEM内微小切削における切込みの  
 変化の切りくずカールに及ぼす影響

カールが生じやすくなる切込み $1\mu\text{m}$ 以下の領域になるとせん断ひずみは急激に増大しており、このような超微小切削領域では切削の機構が変化しているのがうかがえる。

微小切削における切りくず生成は、単一のすべり系による層状すべり構造の形成によって起きることから Piispanenのカードモデルがよく引合に出され、単一せん断面理論がしばしば適用される。しかし、せん断面上でせん断角が一樣な切削モデルでは、切りくず流出速度が厚さ方向に一樣となるため切りくずはカールせずまっすぐ流出することになる。そこで、図3-37に示すような曲面のせん断面を用いた切削モデルを考える。切りくず流出速度を $V_c$ 、切削速度を $V_s$ 、せん断面のある位置のせん断角を $\phi$ 。とすると、連続の関係から

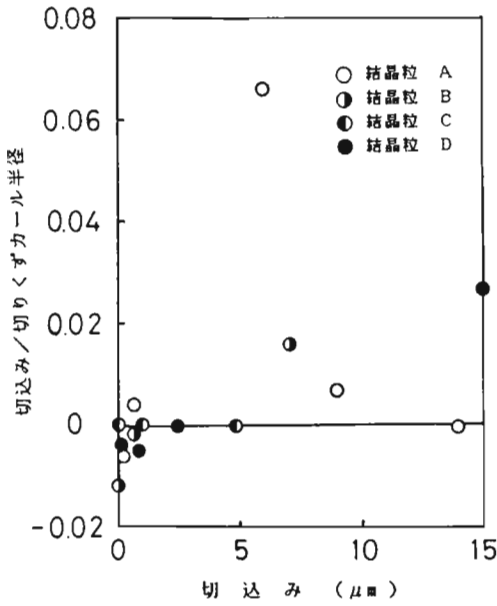


図 3-34 アルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削における切込みと切りくずカール半径の関係

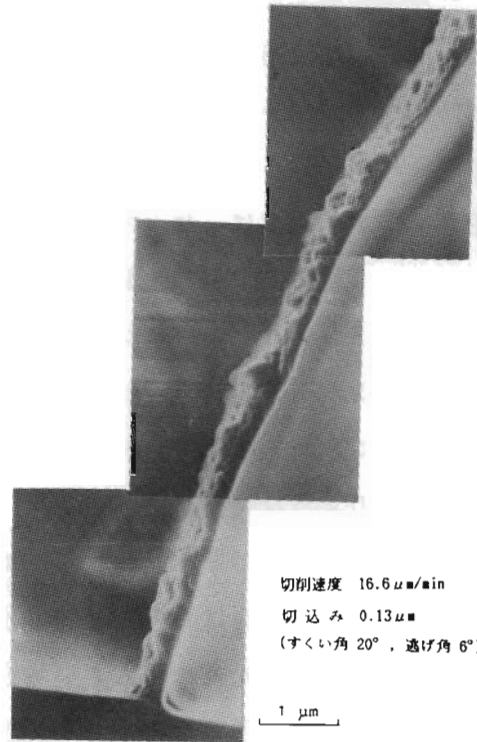


図 3-35 アルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削における切りくずカールの観察例

$$V_c / V_0 = \sin \phi_0 / (\cos (\phi_c - \alpha))$$

が成り立つ。すなわち、せん断角が大きいほど切りくず流出速度が速くなる。せん断面は最も単純なすべり線場解における一本のすべり線と考え、工藤ら 3-21) によるすべり線解析の結果を参考にすると、図3-37に示すような上に凸の形状の

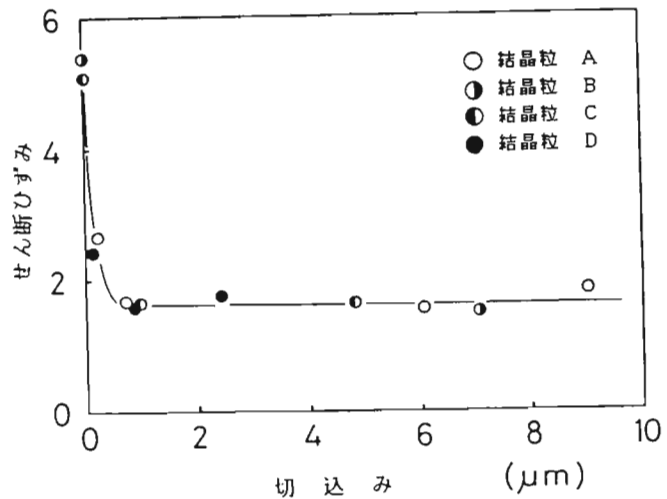


図 3-36 アルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削におけるせん断ひずみと切込みの関係

せん断面モデルが考えられる。

切込みが微小になるほど、切りくずカール半径が大きくなっていくのは、曲面のせん断面が平面のせん断面に近づいていくことに対応する。これからいうと、切りくずが逆カールする現象は、せん断面が下に凸の形状になることを意味する。工藤らのすべり線解析によると純アルミニウム、純銅を比較的大きなすくい角の工具で切削

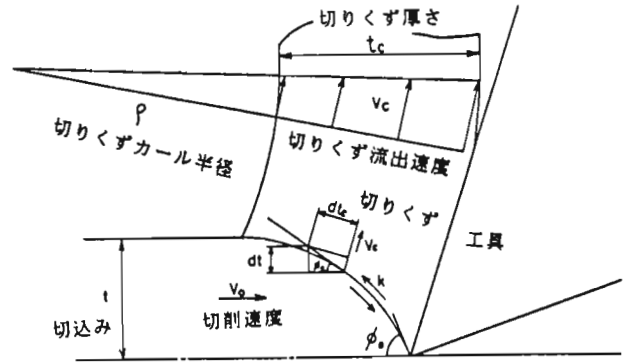
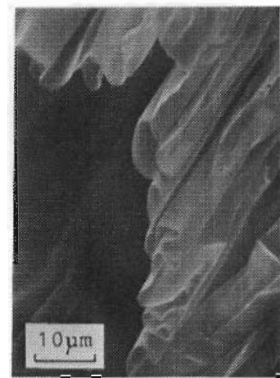


図 3-37 曲面のせん断面を有する単一せん断面モデル

した場合、このような特殊なすべり線場解が得られることを示している。すべり線に沿うHenckyの式によれば、切りくずが逆カールする場合は刃先付近で静水圧応力が大きくなることに相当する。これは切込みに対して刃先丸味が大きい場合、いわゆる圧壊力によって圧縮応力が大きくなり、せん断面が下に凸になる可能性を示しているといえる。通常切削においても、工具すくい面-切りくずの接触長さを拘束することにより切りくずの2次流れの変形層が変化し、せん断角に変化が生じて切りくずの逆カールが生じることが報告されている<sup>3-22)</sup>。アルミニウム、無酸素銅のSEM内微小切削において比較的切込みの小さい条件で切りくずの逆カールがしばしばみられたのは、極低速切削における切りくずの2次流れ層及び刃先丸味の影響により切削変形場が変化したためと考えられる。

単結晶ダイヤモンド工具を用いて、切込み  $0.02\mu\text{m}$  で無酸素銅の高速2次元切削を行うことにより得られた切りくずのSEM写真を図3-38に示す。切りくずは全体的には通常のカールをしているが、局部的には波状に折り畳まれたような形状になっており、カールの向きが変化しているのがわかる。このような



単結晶ダイヤモンド工具 (すくい角  $0^\circ$ )  
 切削速度 1312m/min  
 切込み  $0.02\mu\text{m}$

図 3-38 無酸素銅の高速2次元切削における切りくずの端部のカールの変化

微小な切込みによる切削では、切りくずが非常に薄くなるため、切りくずに蓄えられる内部ひずみあるいは切りくず新生面形成の表面エネルギーなどの力学的バランスの関係から切りくずは複雑なカールの仕方をしているものと思われる。また、ひずみ速度、切削温度などにより切削変形場は影響を受け、複雑な挙動をしているものと思われる。

### 3.4.2.3 せん断角

せん断角は切削のメカニズムを知る上で非常に重要な因子であり、せん断ひずみ、切削抵抗、切りくず形態などに直接影響を及ぼす。切削理論からいうと、切込みが減少することによってすくい面温度が低下し、すくい面上でのせん断応力が増大するため摩擦角が増し、結果としてせん断角が減少することになる。また、刃先丸味によりすくい角は局部的に著しい負角になることも加えて、切込みの減少によってせん断角が小さくなることが予測される。

極低速及び高速における2次元切削実験によって得られた切りくずのSEM観察写真より切りくずの厚さを測定し、単一せん断面を仮定して切削比から求めた平均的なせん断角の切込みとの関係を図3-39及び図3-40に示す。いずれの被削材の場合も、切込みの減少に伴いせん断角は小さくなっているのがわかる。単結晶ダイヤモンド

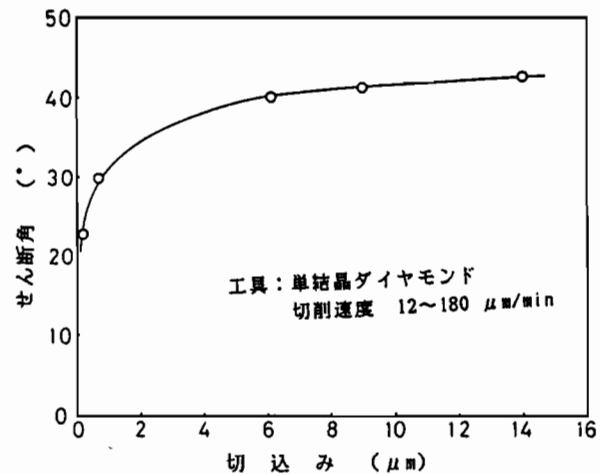


図 3-39 アルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削におけるせん断角と切込みの関係

工具を用いて高速2次元切削した場合、切込みが1μm以下で生成される切りくずは非常に薄く、SEM写真から切りくず厚さを測定することができなかったが、切込み1μmの場合切削速度がかなり異なるにもかかわらずSEM内微小切削で観察されたせん断角とほぼ等しい値になっている。通常、切削速度の増加に伴ってせん断角は増大していくが、毎分10mm以下の極低切削速度でせん断角は大きくなる現象が四六黄銅について報告されており(3-23)、無酸素銅についても同様の現象が起きているものと考えられる。これはひずみ速度修正温度(3-20)の考え方を適用すると、

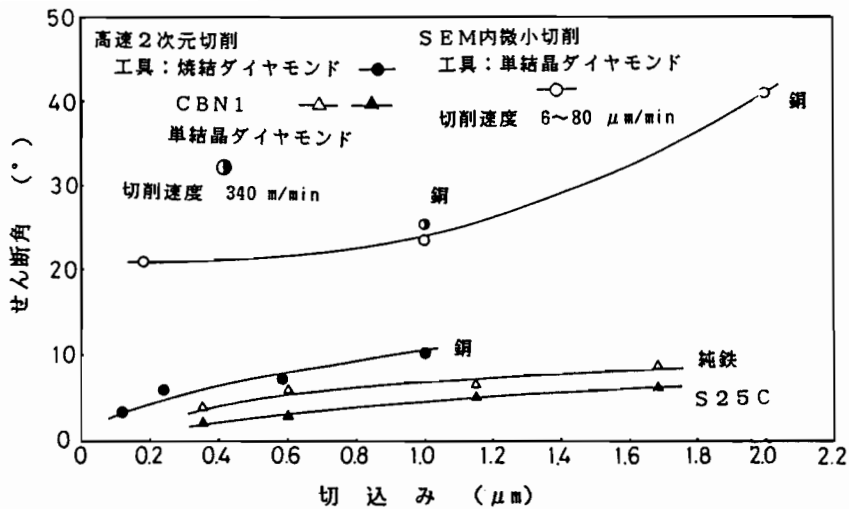


図 3-40 銅、純鉄、炭素鋼の2次元切削におけるせん断角と切込みの関係

高速変形によるひずみ速度の上昇は塑性変形の時間を短くして、転位があるエネルギー障壁を越える機会を少なくしようとすることであるので、温度を下げて熱振動を減らすことに対応する。このひずみ速度と切削温度の影響が、高速切削における切削変形場とSEM内極低速切削における切削変形場とを同等にする効果となって作用したものと考えられる。

また、焼結ダイヤモンド、CBNの焼結体工具を用いた場合切りくず厚さはかなり大きくなり、せん断角は非常に小さくなる。これらの焼結体工具の粒子径は数μmあるため刃先もそれに近い丸味半径をもっているものと思われる。しかし、刃先丸味半径よりも小さいと思われる切込みにおいても切りくずは生成されており、大きな負のすくい角の工具による切削と等価になっていると考えられる。高速2次元切削では、切込み0.1μm~0.2μmで切削幅全域にわたって切りくずは生成されなくなり、ところどころ分断した切りくずが生成されることから正常な切りくず生成を行う限界切込みは約0.1μmあたりであるといえる。これより図3-26に示したように、切削の限界切込みは工具のすくい角と刃先丸味半径だけから一義的に決るものではないといえる。

アルミニウム及び無酸素銅を焼結ダイヤモンド工具により切削速度を変化させて高速2次元切削した場合のせん断角を図3-41に示す。切削速度の増加に伴って、せん断角が増加している。通常切削においてせん断角は、Vを切削速度、hを切込み、αをすくい角として、

$$\phi = f(1/\sqrt{Vh}, \alpha, \text{被削材種})$$

となる関係があり、実験的に  $1/\sqrt{Vh}$  を横軸にとると 1本の直線にのることが確認されている (3-20)。無酸素銅の高速2次元切削で得られたせん断角を  $1/\sqrt{Vh}$  に対してプロットしたものを図3-42に示す。通常切削に比べて ( $1/\sqrt{Vh}$  は大体  $10 \text{ min}^{1/2}/\text{m}$  以下)  $h$  がかなり小さいので、 $1/\sqrt{Vh}$  がかなり大きくなるが、1本の直線上にほぼのっているといえる。これらの結果から、かなり広い範囲の切削条件において通常切削で得られている実験結果と定性的によく一致した結果が得られることがわかる。

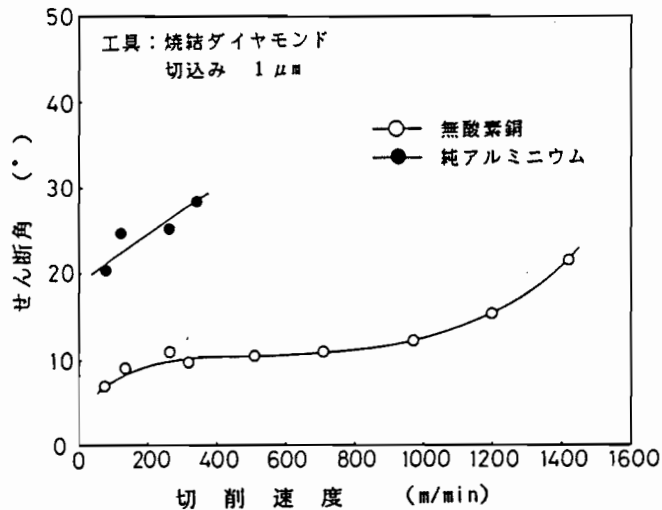


図 3-41 銅、アルミニウムの高速2次元切削におけるせん断角と切削速度の関係

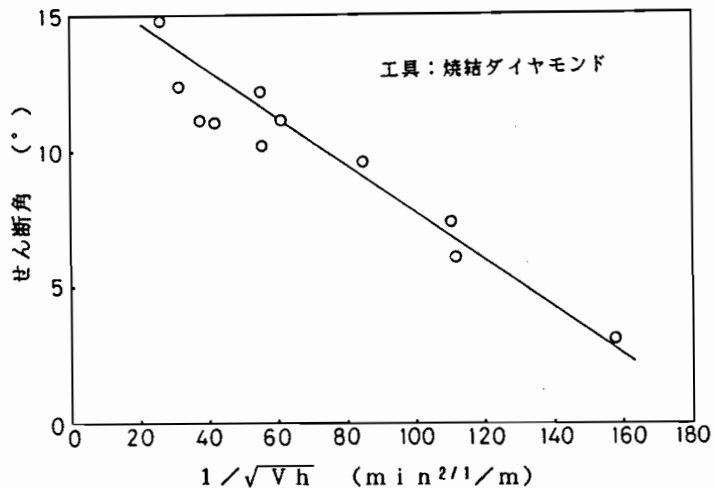


図 3-42 銅の高速2次元切削における切削速度と切込みによるせん断角の変化

### 3.4.3 各種被削材の切りくず生成機構の特徴

アルミニウム、銅はいずれも結晶構造が f.c.c であることから、定性的にはほぼ同様の切りくず生成が行われる。一つの結晶粒内を切削している場合の切りくず生成は、その結晶の性質に依存した層状すべり構造生成により行われることは既に示したとおりである。多結晶材料の切削の場合、通常の切削領域においては結晶の粒界が転位の集積源、応力集中源となることによりき裂の発生源となり、き裂の発生、成長挙動が切りくず生成に対して大きな役割を果たすといえるが、切込みが微

小化することによりき裂の発生源としての役割は失われ、切りくず生成時に粒界近傍における材料変形の障害となって切りくず厚さを変化させ、仕上面に粒界段差として残される。

炭素鋼のフェライト相部分を単結晶ダイヤモンド工具で微小切削した場合においても、軟質金属同様層状すべり構造が観察される。岩田ら<sup>3-24)</sup>の研究によると、パーライト相とフェライト相の縞状組織をもつ Cr-Mo鋼を100 $\mu$ m程度の切込みで切削した場合、変形はパーライト相に比べてフェライト相内で著しく、両相の界面近傍のフェライト相内で顕著なすべり帯が観察されることを示している。本実験における純鉄の高速2次元切削において顕著な層状すべり構造が観察されることから、一つの結晶粒あるいは相という均質な部分の微小切削における切りくず生成機構は、層状すべり構造の生成によると考えられる。高純度金属に比べると炭素鋼はフェライト、パーライト、セメントライトなど組織的に多相の微細構造をもつため、これらが応力集中源とならないような条件、すなわち鋭利な切刃をもつ工具により微小な切込みで切削を行うことが重要となる。

セラミックスについては、金属と異なり脆性が非常に高く、一般にはほとんど塑性変形を伴わないき裂の不安定伝播による材料除去が行われる。このような材料除去機構では、被削材内部に多数のき裂が残されることになり、製品の材料強度劣化の原因となるため塑性変形を伴う切りくず生成による材料除去が必要になる。発生するき裂のコントロールが可能であれば、加工力、仕上面あらさの観点からも理想的な材料除去が行えるといえるが、それは現状では困難であるため材料の結晶の微細化、他元素の添加による高靱性化、切削条件としては切込みの微小化、切削速度の高速化、鋭利な切刃、加熱切削<sup>3-25)</sup>などにより切削変形場の靱性を上げ、き裂の不安定成長を抑制するような手段をこうじる必要があると考えられる。

### 3.5 結 言

超微小切削における切りくず生成機構を明らかにすることを目的に、新たに開発したSEM内超微小切削装置を用いてSEM内で無酸素銅、アルミニウム、炭素鋼、セラミックスの微小切削実験を行い、切りくず生成過程を動的かつ高倍率で直接観察するとともに、超精密高速切削加工機による高速2次元切削を行い、切りくずの



変形様式、切りくずカール、せん断角などをSEM内微小切削実験結果とあわせて検討した結果、次の諸点が明らかになった。

- (1) 切込み数 $10\mu\text{m}$ 以上では、切りくず生成はき裂挙動が重要な役割を果たすのに対し、軟質金属、炭素鋼の超微小切込みによる基本的な切りくず生成機構は、層状すべり構造の形成によるものである。セラミックスの除去機構は、基本的には塑性変形をほとんど伴わない大規模き裂の不安定伝播によるものであるが、ジルコニアセラミックスにおいては、正常な切りくず生成による材料除去が行われる。
- (2) 単結晶ダイヤモンド工具により切込み $0.007\mu\text{m}$ で無酸素銅の高速2次元切削を行った結果、正常な切りくず生成が行われていることが確認された。得られた切りくずには顕著な層状すべり構造はみられなかった。焼結体工具による切削では切込み $0.1\sim 0.2\mu\text{m}$ が切りくず生成の限界切込みであった。
- (3) 切込みの微小化に伴い、切りくずカール半径が大になる。SEM内極低速切削では刃先丸味の影響もあり、切りくずが逆カールする現象がみられた。また、 $\text{nm}$ オーダの切込みでは切りくずは波状に複雑なカールをする。
- (4) 切りくず生成のSEM写真及び得られた切りくずの厚さ測定からせん断角を求めた結果、切込み及び切削速度の減少に伴い、せん断角は小さくなる。焼結体工具を用いた場合、刃先丸味の影響のためせん断角は単結晶ダイヤモンド工具を用いた場合に比べてかなり小さくなった。切込み、切削速度との関係は、通常切削で得られている結果と定性的によい一致がみられた。

## 第4章 超精密切削における 切削力

### 4.1 緒言

切削加工は、工具刃先近傍で被削材に塑性変形を起こさせ、破壊により切りくずとして分離させる加工法であるので、被削材及び工具は加工による抵抗力を受けざるをえない。この切削抵抗力は所要動力、寸法形状精度、仕上面あらさ、加工変質層、工具寿命、切りくず形状などいわゆる被削性のあらゆる項目に直接、間接に影響を及ぼす。超精密切削では、切り取り量が微小であるため切削力は通常切削に比べて非常に小さく、軟質金属の場合でわずか数gのオーダーである。一般に、機械剛性はそれに比べて十分高いため、計算上切削力の大きさが直接加工精度の大きな低下を招く原因にはならないと考えられ、あまり重要視されていないように思われる。

しかしながら、超精密切削加工では仕上面あらさで10nmの大きさを問題とするため、切削力の絶対値は微小であっても切削力変動による振動は直接仕上面精度に影響を及ぼすといえる。さらに、切込みの微小化に伴い寸法効果が顕著となるため、このような超微小切削では通常切削の場合とくらべて切削変形域の力学的状態は非常に異なっていると推測される。特に、超精密部品では加工変質層、残留応力が経年変化をひきおこし製品性能の劣化を招く。これらの変質の程度は刃先近傍の局所的な応力状態に依存すると考えられるため、超精密切削における切削力を正確に測定し、工具刃先丸味、切削条件、被削材種などとの関係について十分把握しておくことが重要と考えられる。また、鉄系金属、セラミックスなど軟質金属と比べて切削力の大きさ、切りくず生成機構がかなり異なると考えられる被削材に対して、軟質金属の場合と同様の考え方でもって加工を行うことが可能であるかどうか検討する上でも、非常に重要と考えられる。

従来、超精密切削における切削力については、それを精度よく測定することが困難であることも加わって、詳細な研究はあまり行われておらず、工具の取付け、保持の仕方、すくい角、切削条件との関係について報告されている程度である(4-1)(4-2)。従って、切りくず生成機構あるいは仕上面生成機構と関連づけた研究はほとんどなく、また、鉄系金属、セラミックスを被削材とした場合の切削力についてはほ

とんど報告されていない。

そこで、本研究では軟質金属、鉄系金属、セラミックスの超精密切削における切削力の測定を行い、まず切削条件、工具形状などとの関係について実験的に明らかにし、微小切削における切削力の特異性について考察する。さらに、第3章で論じた切りくず生成機構とも関連づけて考察を行う。

#### 4. 2 切削力測定方法

フライカッティングにおける断続的切削の3分力測定法を図4-1に示す。図において、テーブル上の切込み装置に固定した鋼製ブロックに、水晶圧電型の3分力力変換器（KISTLER社製 Type 9251A）を押さえボルトによって固定し、仕上げ加工を施したボルトの頭に瞬間接着剤を用いて被削材をはりつけている。ここで熱による切削力測定

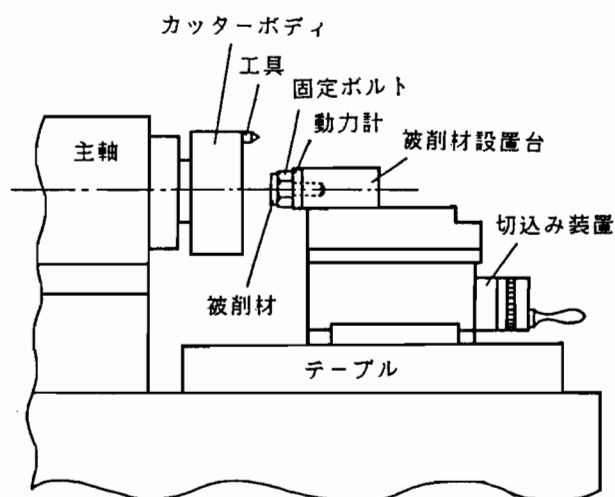


図 4-1 フライカッティングにおける切削3分力測定法の概要

値の変動を防ぐため、押さえボルトはアンバー製とし、また力変換器には 6000 N の予荷重を与えている。この切削力測定装置について静的および動的検定を行った結果、動力計の感度は以下の実験に対して十分であり、また力変換器の共振周波数は主分力、背分力、送り分力方向にそれぞれ 6.6KHz、24KHz、7.8KHzであることが求められ、断続切削に伴う動的な切削力を十分精度よく検出し得ることが確認されている<sup>4-3)</sup>。一例として、図 4-2に3分力力変換器の検定結果を示す。3分力とも良好な直線性を示し、相互の干渉は高々数%である。

切削3分力の測定信号は一旦データレコーダに記録しておき、実験終了後A/D変換してコンピュータ処理することにより切削力に換算される。また、本実験においては円板形試料をカッターボディに、工具を切込み装置にそれぞれ治具を介して取付け、正面旋削を行った場合の切削力をフライカッティングの場合と同じ動力計を用いて測定している。

SEM内超微小切削における切削力測定の概要を図4-3に示す。動力計は、超精密高速切削実験において用いた動力計と同型式のものを用いた。工具ホルダーと工具取付け台の間にボルトで動力計をはさみこむことによって工具のうける切削抵抗を測定している。なお、実験条件は第3章において示した条件と同じである。

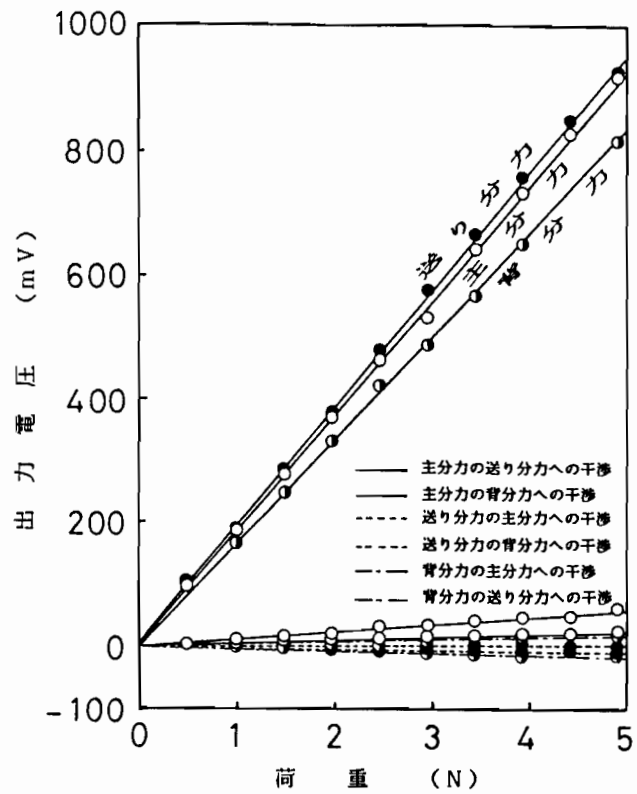


図 4-2 水晶圧電型3分力力変換器の検定結果

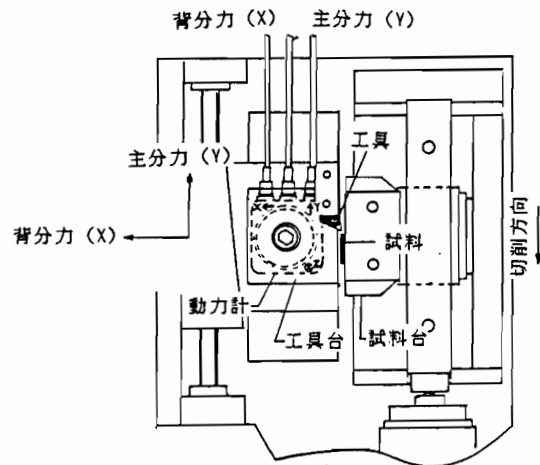


図 4-3 SEM内微小切削における切削力測定法の概要

## 4.3 実験結果及び考察

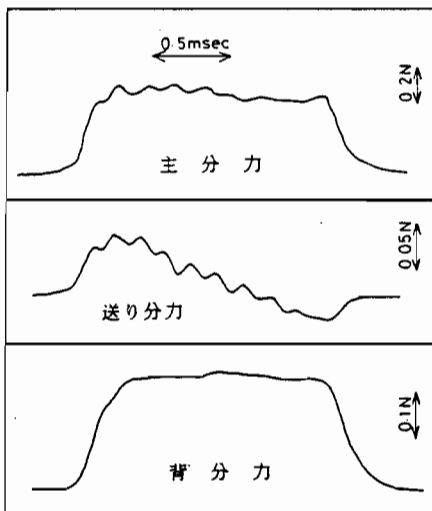
### 4.3.1 軟質金属の微小切削における切削力

#### 4.3.1.1 切削条件の影響

単結晶ダイヤモンド工具を用いて無酸素銅のフライカッティングを行って求めた切削3分力の測定例を図4-4に示す。前節で述べたように動力計は十分高い感度と応答特性を有していることから、切削力は正確に測定されていると考えられる。切削3分力のうち主分力が最も大きく、ついで背分力、送り分力の順に小さくなっている。同一の工作物を加工中の各切削サイクルにおける切削力は、その波形、切削力の大きさともに再現性は良好であった。

切削速度を 565 m/min～1510 m/minの範囲で変化させた場合の切削力測定結果を図4-5に示す。実験した範囲内では、切削力の大きさは切削速度にほとんど関係なく、3分力の大きさはそれぞれ主分力で約1.4N、背分力で約1.0N、送り分力

で約 0.5N とほぼ一定になっている。また、工具のノーズ半径、すくい角、切込みを変えて測定した場合も切削力の大きさは図4-5と同様に切削速度によってはほと



工具：単結晶ダイヤモンド  
 (ノーズ半径 5.0 mm, すくい角 0°)  
 切削条件  
 主軸回転数 1500 rpm  
 (切削速度 565 m/min)  
 送り量 5 μm/rev  
 切込み 10 μm

図 4-4 切削3分力の測定例

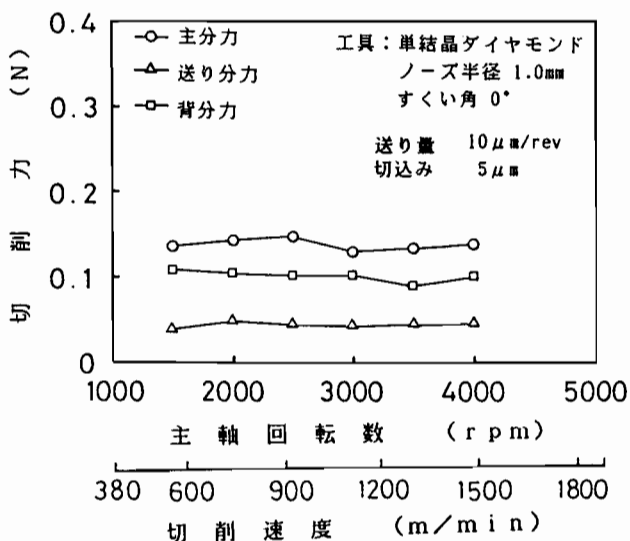
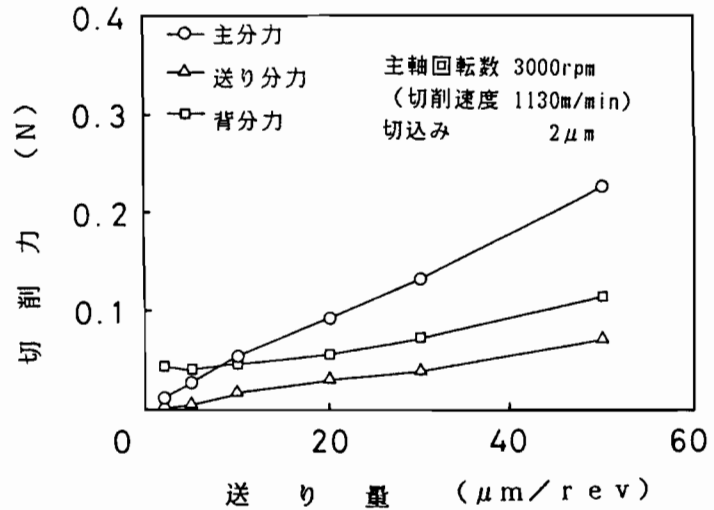


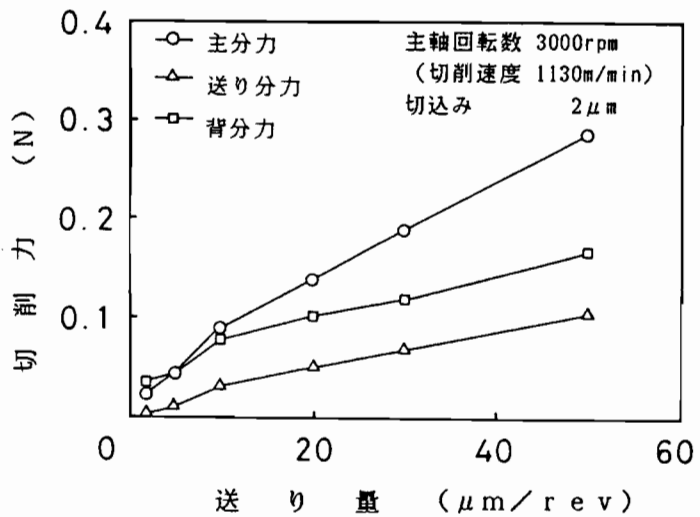
図 4-5 無酸素銅の切削における切削3分力と切削速度の関係

んど変化しなかった。  
 また、高速カッターボディを用いて切削速度を3770 m/minまで変化させた場合の切削力及び油静圧軸受支持の主軸を用いて切削速度を85~340 m/minの範囲で変化させた場合の切削力を測定した結果、これらの間にはほとんど差異はみられなかった。これは、ダイヤモンド工具と被削材との親和性が低いため構成刃先が生成しがたいこと、及び微小切削であるため切削力の絶対値が小さく、広い切削速度範囲において切削温度による被削材の軟化に対する影響が小さいことによるものと考えられる。

切削3分力と送り速度との関係を工具ノーズ半径1.0mm及び5.0



(A) 工具：単結晶ダイヤモンド  
 ノーズ半径 5.0 mm  
 すくい角 0°



(B) 工具：単結晶ダイヤモンド  
 ノーズ半径 1.0 mm  
 すくい角 0°

図 4-6 無酸素銅の切削における切削3分力と送り量の関係

mmの場合について図 4-6に示す。いずれの場合も、送り量の増加に伴って主分力、送り分力、背分力とも増加していることがわかる。また、送り量 5 μm/rev 以下の条件では背分力の方が主分力より大きくなっている。フライカッティングにおける送り量は、2次元切削でいうところの切込みに相当しているため送りの小さい条件

は切込みが極く微小になり、刃先丸味の影響が無視できなくなり、背分力が大きくなると思われる。

工具ノーズ半径が切削力に及ぼす影響についてみると、ノーズ半径の大きい工具を用いた場合の方が各分力とも大きくなっていることがわかる。これは理論的な切削断面積がほぼ切込み×送りによって決り、ノーズ半径の大きさによってほとんど変わらないのに対して、工具-被削材の接触長さ、すなわち切削に關与する切刃長さがノーズ半径の増加によって非常に大きくなることに關係すると考えられる。例えば切込み $2\mu\text{m}$ 、送り量 $10\mu\text{m/rev}$ の場合では、ノーズ半径が $1.0\text{mm}$ 及び $5.0\text{mm}$ に対し、理論切削断面積はそれぞれ $19.96\mu\text{m}^2$ 、 $19.99\mu\text{m}^2$ とほとんど変わらないが、理論接触弧の長さはそれぞれ $68.3\mu\text{m}$ 、 $146.4\mu\text{m}$ となって大きく変化する。このようにノーズ半径の大きさが切込みや送り量に比べて非常に大きい場合、切り取り厚さは極く薄くなって工具-被削材の接触長さが増加するため切削抵抗力は大きくなるものと考えられる。

単結晶ダイヤモンド工具及び焼結ダイヤモンド工具を用いて、切込みを変化させて切削した場合の主分力及び背分力の測定例を図4-7に示す。各分力とも、切込みの増加に伴ってほぼ比例して増加している。焼結ダイヤモンド工具を用いた場合、工具ノーズ半径が

単結晶ダイヤモンド工具に比べて小さいにもかかわらず、各分力とも大きくなっている。主分力の大きさに対する背分力の大きさの比をとってみると、切込み $3\mu\text{m}$ の場合を除いて、単結晶ダイヤモンド工具を用いた場合約0.45とほぼ一定であるのに

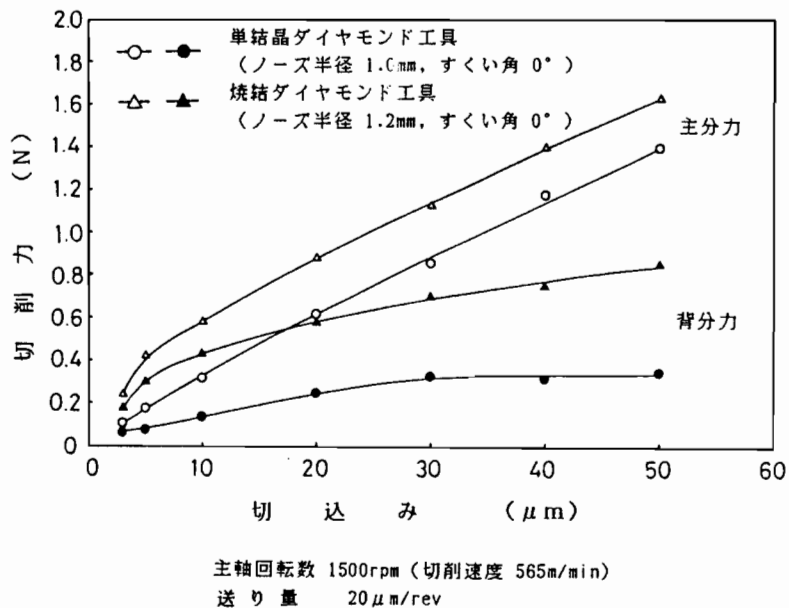


図 4-7 無酸素銅の切削における主分力及び背分力と切込みの關係

対し、焼結ダイヤモンド工具を用いた場合約0.7~0.8 となっており、背分力の増加の割合が大きくなっていることがわかる。さらに、主分力について直線を外挿していくと単結晶ダイヤモンド工具ではほぼ原点、すなわち切込み0で切削力0の点に向かっているのに対し、焼結ダイヤモンド工具では、切込み0においても縦軸と交差し、ある値をもっていることがわかる。これらはいずれも工具切刃部の鋭利さによるものと考えられ、単結晶ダイヤモンド工具に比べて刃先丸味の大きい焼結ダイヤモンド工具を用いた場合、背分力が相対的に大きくなり、また切込みの小さい条件になるほど寸法効果が顕著に現れることがわかる。

切削力の背分力成分は、主軸のスラスト方向に変位を生じさせる成分となり、加工精度に影響を及ぼすと考えられるが、本実験条件内では背分力の大きさは高々0.数Nであり、第2章において示した空気静圧軸受主軸のスラスト方向の剛性からみてそれによる主軸変位は1/10nmあるいはそれ以下のオーダーとなり、ほとんど問題にならないといえる。しかしながら、背分力の絶対値そのものは小さくとも主分力に対する比が大きいと、合成切削力の方向は仕上面に対してより垂直な方向に向くことになり、刃先部でのいわゆる圧壊力による仕上面のラッピング作用が増大し、局所的には非常に高い応力状態となり加工変質層の生成に対して大きな影響を及ぼすことが考えられる。

各種形状の単結晶ダイヤモンド工具により無酸素銅を、送り量を変化させて切削した場合の主分力に対する背分力の比を図4-8に示す。なお、切削速度及び切込みを変化させて切削した場合、その比はほとんど一定であった。これは先にも述べたように、切り取り厚さは工具のノーズ半径と送り量で決り、切込

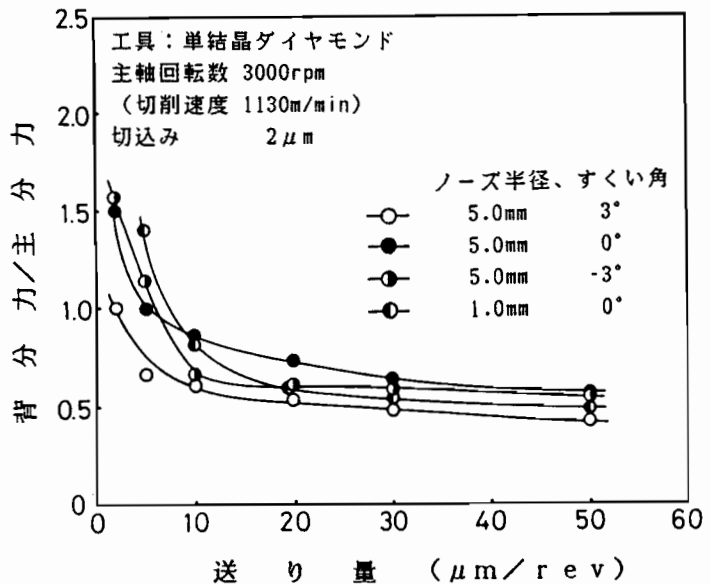


図 4-8 無酸素銅の切削における主分力に対する背分力の比と送り量の関係



みは2次元切削でいう切削幅に関係するのみであること、及び切削力は切削速度に対してほぼ一定であることによるといえる。図より、送り量  $5\mu\text{m}/\text{rev}$  以下で背分力の方が主分力より大きくなり、送り量の増加に伴ってほぼ一定になっているのがわかる。工具形状の影響についてみると、データが若干ばらついているが、すくい角が小であるほど、またノーズ半径が大なるほど背分力の比が大きくなる傾向がみられる。

#### 4.3.1.2 比切削抵抗

単結晶ダイヤモンド工具により送り量を変化させて、無酸素銅をフライカッティングした場合の切削3分力のうち主分力について理論切削断面積から求めた見かけ上の比切削抵抗値を図4-9に示す。これより見かけの比切削抵抗力の大きさは、送り量の減少に伴って急激に増大することがわかる。送り量が大きくなるに従って比切削抵抗の値は一定値に近づく傾向がある。図の範囲においてもその大きさは数1000 MPaもあり、これは通常の切削における銅の比切削抵抗値に比べ非常に大きな値となっている。また、ノーズ半径が5.0 mmの場合、1.0 mmの場合に比べて切り取り厚さが小さくなるため比切削抵抗値は大きくなっている。

図4-7に示した結果について同様に求めた主分力方向の見かけ上の比切削抵抗値を図4-10に示す。これは、図4-9の切削条件に比べて切り取り厚さがかなり大きい切削条件となっているため、単結晶ダイヤモンド工具の場合では切込みの減少に対して比切削抵抗力はさほど急激な増加は生じておらず、

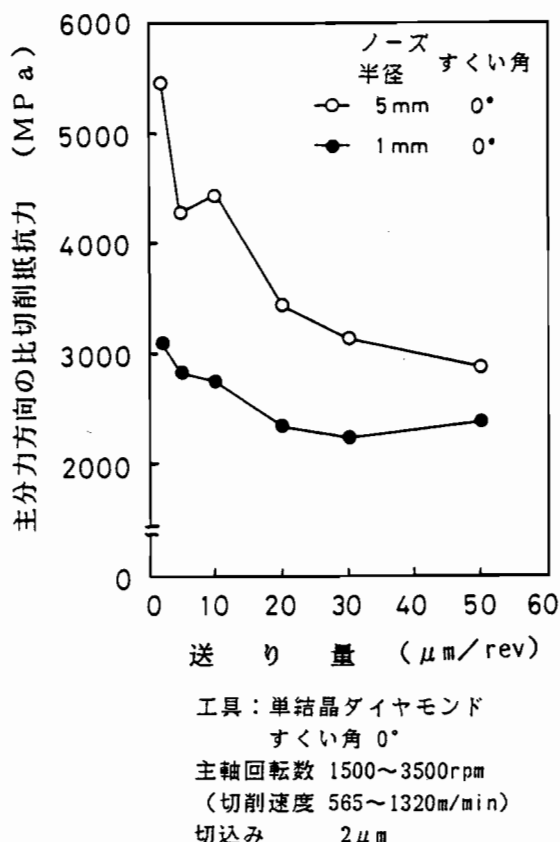


図 4-9 無酸素銅の切削における主分力方向の比切削抵抗力と送り量の関係

切込みの大きい範囲ではほぼ一定値の1400 MPaとなっている。また、焼結ダイヤモンド工具の場合では刃先丸味の影響により図 4-9の結果と同様、切込みの減少によって急増しているのがわかる。しかし、工具による抵抗値の大きさの差は切込みの増大に伴って小さくなっている。これは、切込みが大きくなるほど工具切刃-被削材の接触部において刃先丸味に対して切り取り厚さが十分大きくなる部分の割合が増大するためと考えられる。

Rバイトによるフライカッティングにおいては、工具の切刃位置において切り取り厚さが変化する。そこで、SEM内微小切削装置及び超精密高速切削加工機を用いて、単結晶ダイヤモンド工具により銅の2次元切削を行って求めた比切削抵抗値を図4-11に示す。高速2次元切削を行った場合の結果は、図 4-9に示した結果とよく対応している。これは、図 4-9に示す送り量の範囲がノーズ半径1.0 mmの場合で最大切り取り厚さにし

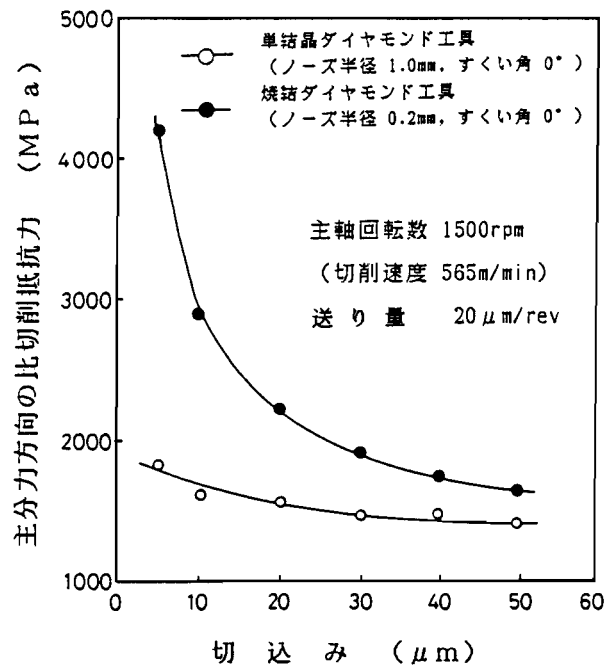


図 4-10 無酸素銅のフライカッティングにおける主分力方向の比切削抵抗と切込みの関係

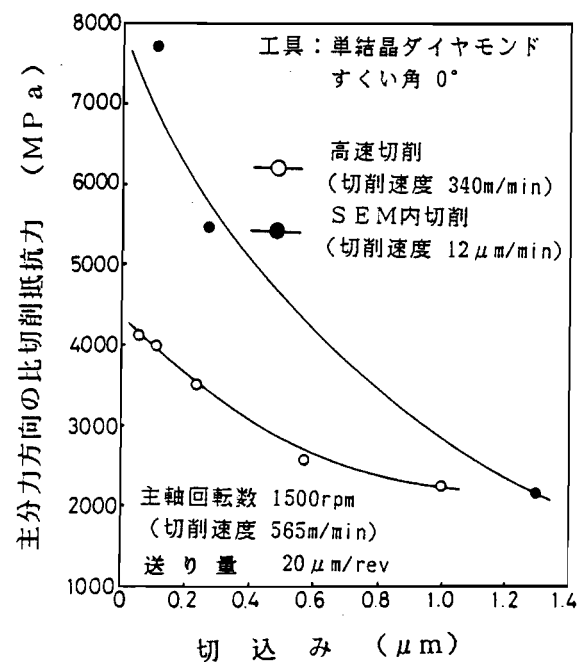


図 4-11 無酸素銅の2次元切削における主分力方向の比切削抵抗と切込みの関係

て0.2~3  $\mu\text{m}$ に相当しており、図4-11の切込みの範囲にほぼ相当しているためと考えられる。SEM内極低速切削における比切削抵抗値は、切込みの減少に伴ってかなり大きくなっているが、切込み1.3 $\mu\text{m}$ の条件においては高速2次元切削の結果とほぼ同程度の値になっているのがわかる。

図4-11に示した結果のうち、切込み1.0 $\mu\text{m}$ （高速2次元切削）及び切込み1.3 $\mu\text{m}$ （SEM内切削）の実験条件で得られた主分力、背分力、切りくず厚さから単一せん断面を仮定してせん断角を求め、せん断面におけるせん断応力を計算すると、それぞれ670 MPa及び862 MPaとなった。銅の結晶のせん断変形に対する理想強度は $\tau_{\text{max}}=1220$  MPaが求められている<sup>4-4)</sup>。また、銅のひげ結晶で観察された上降伏応力の最大値として860 MPaが得られている<sup>4-4)</sup>。これらの応力の値を比べると、無酸素銅のせん断域でのせん断変形に要する応力はひげ結晶のそれにほとんど近い値になっていることがわかる。切りくず生成過程において応力集中源となりうる種々の材料欠陥が、微小切削であるため切削変形域に存在する確率が減少することにより転位をほとんど含まないひげ結晶のせん断変形応力に近い値になるものと考えられる。このように、超精密切削における被削材の変形抵抗が極めて大きいものであることがわかる。

アルミニウム  
粗大結晶を単結  
晶ダイヤモンド  
工具により、S  
EM内微小切削  
した場合に得ら  
れた切削力から  
単一せん断面を  
仮定してせん断  
面せん断応力を  
求めた結果を図  
4-12に示す。切  
込み1 $\mu\text{m}$ 以下の  
領域では、切込  
みの微小化に伴

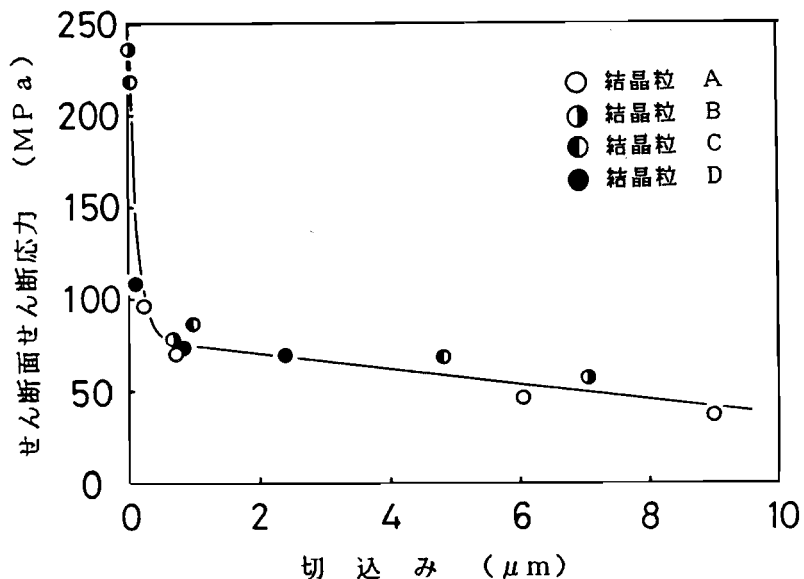
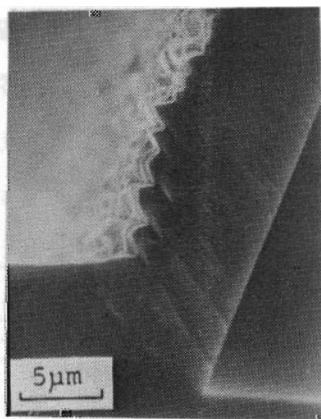


図 4-12 アルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削におけるせん断面せん断応力と切込みの関係

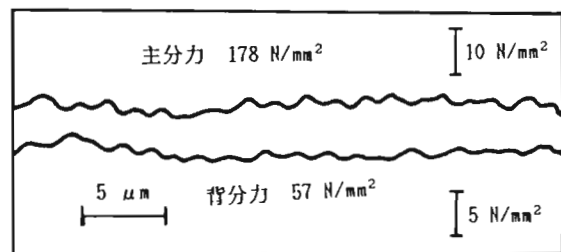
って急激に増大している。アルミニウムのせん断変形に対する理論強度は、結晶の方位によって異なるが大体1000 MPa程度である<sup>4-4)</sup>。これに比べると、この切込みの範囲ではせん断応力はかなり低くなっている。これは、第3章で示したように、この場合の切りくずの生成は、単一すべり系による顕著な層状すべり構造の生成によって行われるためすべり面での転位の集積、運動を伴った状態となり、変形が容易に行われると考えられる。さらに切込みが小さくなると、変形はいぜん層状すべり構造によるものの変形のせん断面への集中は小さくなるため、せん断応力は増大していくものと考えられる。

#### 4.3.1.3 切削力変動と層状すべり構造生成

アルミニウム粗大結晶を単結晶ダイヤモンド工具によりSEM内微小切削を行った場合の層状すべり構造の生成とそれに対応した切削力の変動の測定結果を図4-13に示す。層状すべり構造の生成過程と切削力を注意深く観察した結果、切削力はせん断域での被削材の不均一すべり変形に対応して変動していることがわかる。また、主分力の変動と背分力の変動をみると位相がほぼ $\pi$ だけずれており、主分力が増加すると背分力の減少がみられる。第3章で示した層状すべり構造生成のモデルと合わせて、切削力変動の模式図を図4-14に示す。すなわち、一つの層がすべりによって前に押出されるとき、すくい面の接触圧力が低下し、主分力が最も小さくなると



(A) 層状すべり構造



(B) 切削力変動

図 4-13 アルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削における層状すべり構造の生成と切削力の変動

考えられる。次に、工具が材料中に食込むに従い主分力は増加し、背分力が減少する。そしてすべり系が刃先に向かって伸びる過程で、材料が前方に押出されることにより主分力が減少し、背分力が増加すると考えられる。

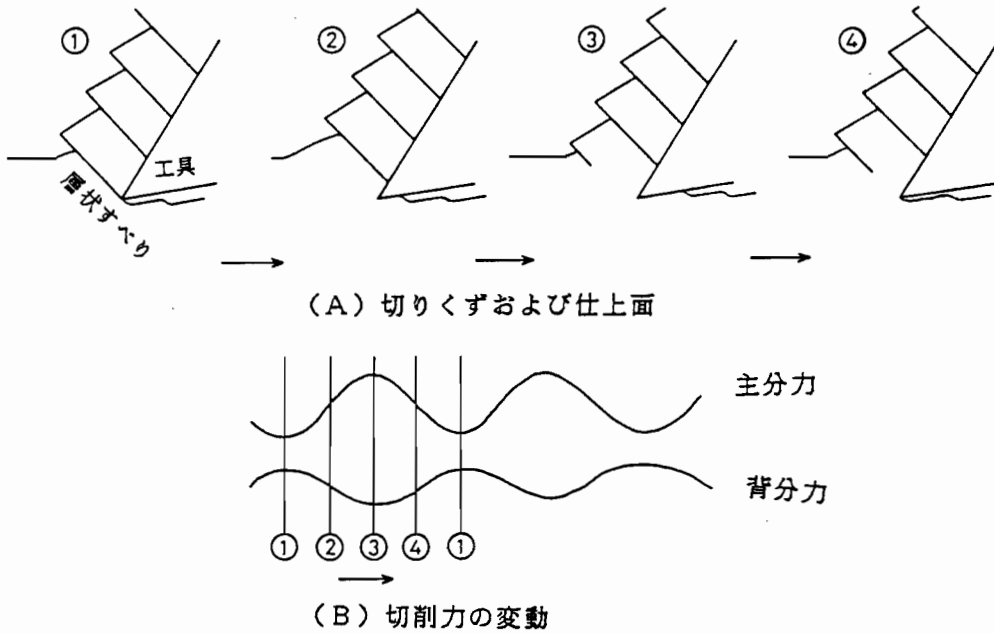


図 4-14 層状すべり構造の生成における切削力の変動の模式図

### 4.3.2 鉄系金属の微小切削における切削力

#### 4.3.2.1 切削条件の影響

ノーズ半径0.2 mm、1.0 mm及び5.0 mmのCBN工具を用い、切削速度 565m/min、切込み2 $\mu$ m、送り量 5~50 $\mu$ m/revの条件でステンレス鋼 (SUS303Se) をフライカッティングにより切削した場合に求められた切削3分力の測定結果を図4-15、図4-16及び図4-17に示す。いずれの場合においても背分力が最も大きく、主分力はそのほぼ半分の大きさである。また背分力、主分力ともに送り量の増加に伴って増大している。送り分力は、他の分力に比べてほぼ無視できる程度の大きさである。ノーズ半径の相違による切削力の大きさは、この場合ほとんどみられない。先に示したように、無酸素銅の切削においては3分力中主分力が最も大きい値を示したが、ステンレス鋼の切削では背分力の方が大きくなるのが特徴的である(4-5)。

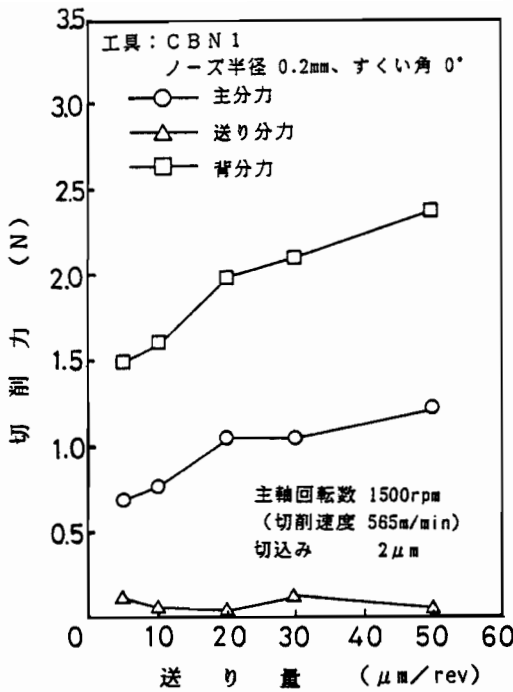


図 4-15 ステンレス鋼 (SUS303Se) の切削における切削3分力と送り量の関係

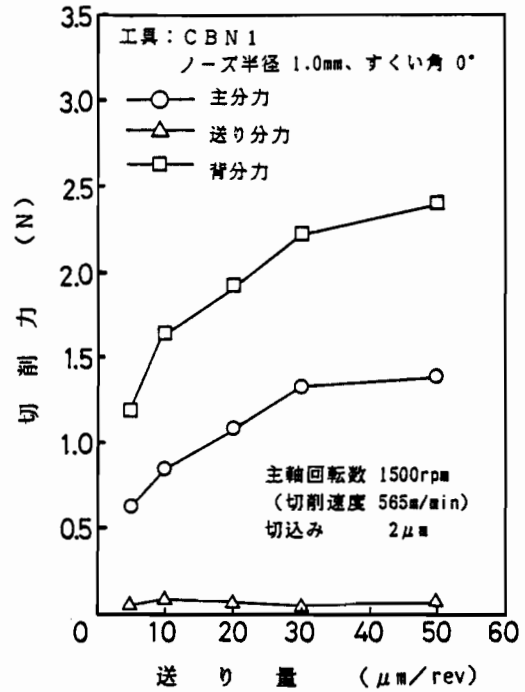


図 4-16 ステンレス鋼 (SUS303Se) の切削における切削3分力と送り量の関係

炭素鋼 (S45C) を CBN 工具によりフライカッティングした場合の切削力の測定結果を図4-18に示す。いずれの切削速度においても、送り量の増加に伴って切削力は増加している。ステンレス鋼切削の場合と比べて、材料強度が低いため切削力はかなり小さくなっているが、背分力の方が主分力より大きくなるという特徴を有している。また、送り量 50 μm/rev の場合については、切削速度が大きいほど切削力が大きくなっているが、他の条件においては切削速度による切削力の相違はあまりみられない。

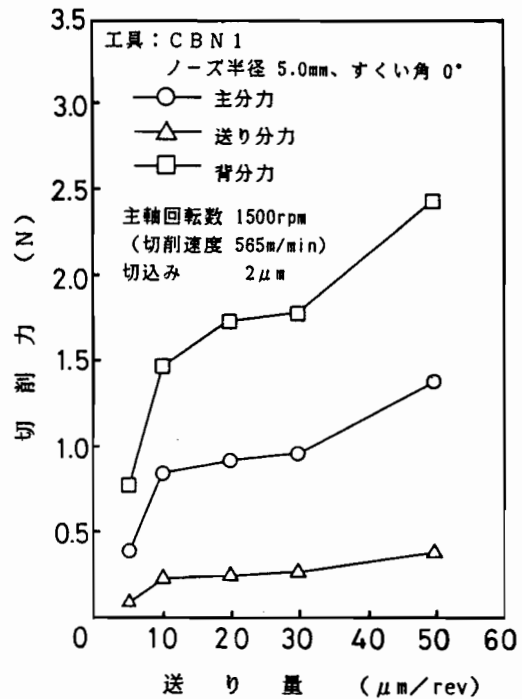


図 4-17 ステンレス鋼 (SUS303Se) の切削における切削3分力と送り量の関係

ステンレス鋼の切削力測定結果を主分力の大きさに対する背分力の比をとってまとめて示すと、図4-19のようになる。送り量  $5\mu\text{m}/\text{rev}$  の条件においてその比は若干大になっているが、図に示す送り量の範囲において約1.6~2.0の範囲の値になっている。工具形状については、ノーズ半径が大きいほど背分力の比が大きくなる傾向がみられる。無酸素銅の切削において、切り取り厚さに対して工具の刃先丸味の影響が現れると考えられるような条件、例えば送り量  $2\mu\text{m}/\text{rev}$  では背分力の比は約1.5になっていることから判断して、

CBN工具は粒径数 $\mu\text{m}$ の焼結体工具であるので、その刃先丸味の影響によるところが大きいと考えられる。また、工具ノーズ半径が大なるほど工具切刃-被削材接触弧が長くなり、切り取り厚さも薄くなることによりノーズ半径の大きい工具ほど背分力の比が大きくなっていると考えられる。

しかしながら、送り量が比較的大きくなってもその比は

ほとんど変化せずに背分力の方が常に大きく、また一例であるが、単結晶ダイヤモンド工具を用いて切削した場合も背分力の方が大きいことが観察された。本実験条件におけるフライカッティングでは、微小切削であるため工具刃先部のごく一部の

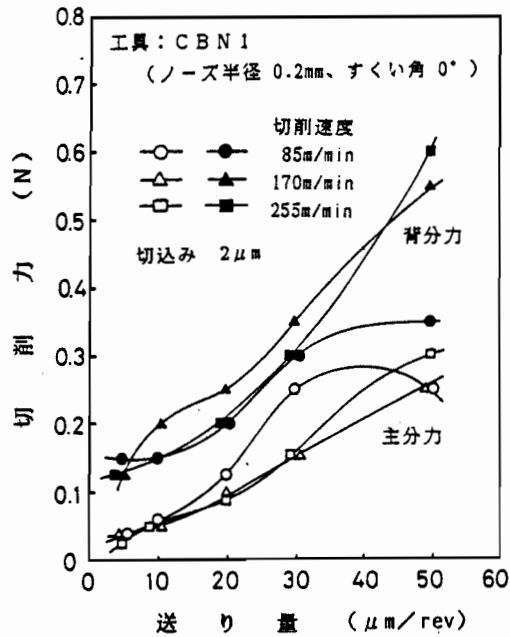


図 4-18 S45Cの切削における切削力と送り量の関係

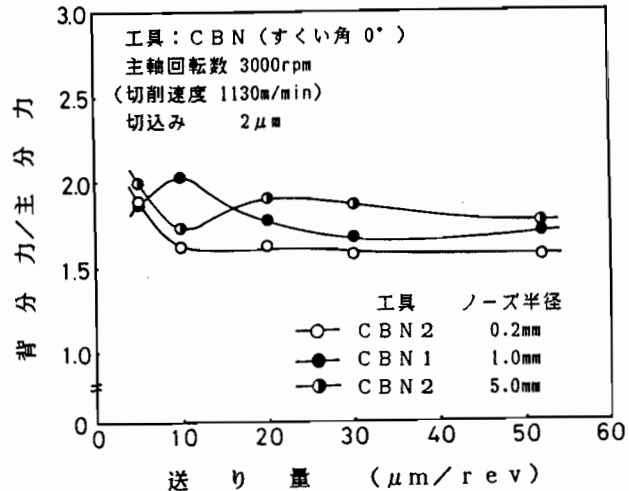


図 4-19 ステンレス鋼のフライカッティングにおける主分力に対する背分力の比と送り量の関係

領域のみが切削に参与しているといえる。従ってRバイトによるフライカッティングでは、図4-20に示すような研削加工における負のすくい角をもつ単粒切削モデル(4-6)に相当していると考えられ、単結晶工具では粒径数mmの比較的大きな粒による切削、焼結工具では粒径数 $\mu\text{m}$ の粒による切削に相当していると考えられる。研削加工では一般に切削加工と異なり、背

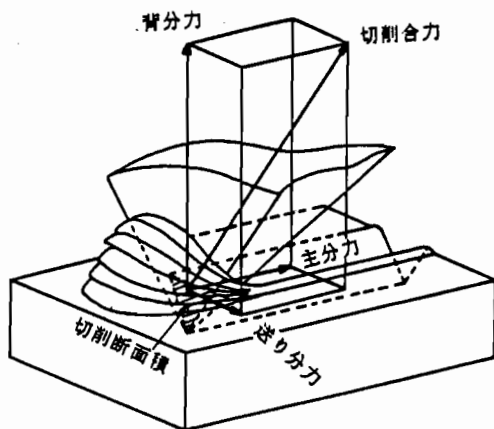


図 4-20 研削における単粒切削モデル (4-6)

分力が主分力の数倍になることが知られている(4-7)。軟質金属に比べ材料強度の相当高い鉄系金属のフライカッティングにおける切削過程は、基本的に単粒あるいは10数個程度の粒による切削過程と考えられるため、どの条件においても背分力が主分力の2倍近くなると思われる。CBN工具によりS25C及び純鉄の高速2次元切削を行い、主分力及び背分力を測定した結果、背分力は主分力のほぼ70~80%の大きさになっており、通常切削に比べると背分力の割合が大きいもののフライカッティングにおけるように背分力が主分力より大きくなることはなかった。

ステンレス鋼 (SUS303Se) を CBN工具によりフライカッティングした場合、主分力方向について理論切削断面積から計算した比切削抵抗値を図4-21に示す。また、S25C及び純鉄をCBN工具により高速2次元切削した場合の主分力方向の比切削抵

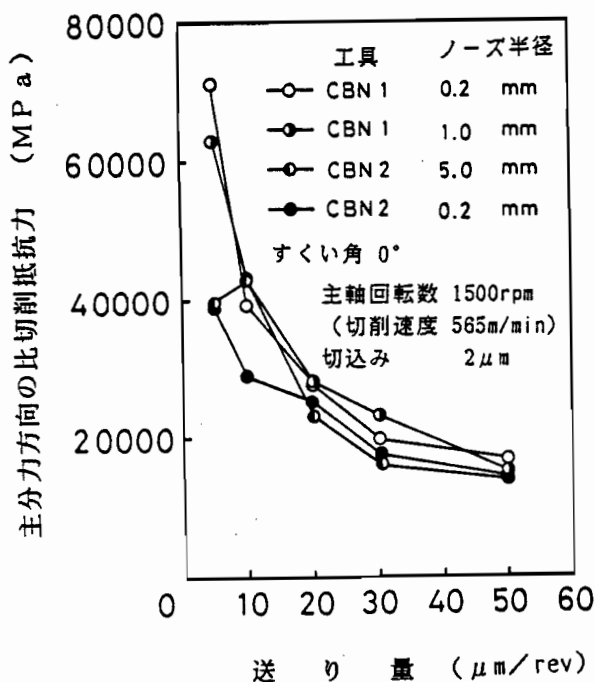


図 4-21 ステンレス鋼 (SUS303Se) の切削における主分力方向の比切削抵抗値と送り量の関係



抗値を図4-22に示す。無酸素銅の場合と同様、送り量ならびに切込みの減少に伴って比切削抵抗は急増しており、送り量、切込みが大きくなるとほぼ一定の値に近づく傾向がみられる。その場合の値は10000~20000 MPaもの値になり、通常の切削における比切削抵抗値(2500~3000 MPa) 4-8) よりもはるかに大きな値となっている。図4-21と図4-22の結果は切削方式が異なるため単純に比較はできないが、ステンレス鋼に比べてS25C、純鉄の方が比切削抵抗値は小さくなっているといえる。

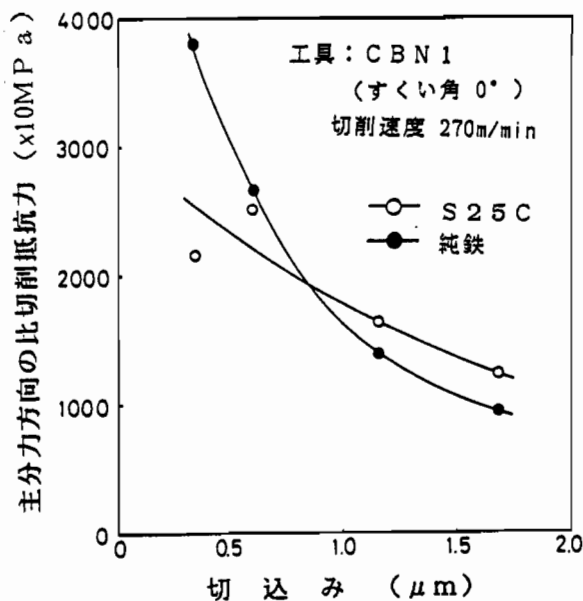


図 4-22 S25C及び純鉄の高速2次元切削における主分力方向の比切削抵抗値と切込みの関係

#### 4.3.2.2 工具摩耗の切削力への影響

軟質金属のフライカッティングにおける切削力は、かなり長距離の切削中ほとんど変動はみられず、定常な波形が観察された。しかし、鉄系金属の切削においては工具の摩耗、欠損に起因すると考えられる切削力の変動がしばしばみられた。ステンレス鋼SUS303及びSUS403をCBN工具により、切削速度170m/minでフライカッティングした場合の各切削距離における切削主分力及び工具逃げ面の摩耗を測定した結果を図4-23に示す。これより逃げ面の摩耗は切削距離の増加に伴って徐々に増えていき、切削距離120mにおいては摩耗幅は、SUS303切削の場合で約25μm、SUS403切削の場合で約130μmとなっているのがわかる。それに対応して切削力も、SUS303の場合で約1Nから2Nへ、SUS403の場合で約2.5Nから6.5Nへと増加している。

図4-24に切削距離にして120m切削後の工具逃げ面の摩耗の観察写真を示す。なお、この場合、すくい面にはほとんど摩耗はみられなかった。これより、軟質金属の切削に比べるとかなり短い切削距離において、工具が激しく摩耗して切削力に影響を及ぼしていることがわかる。工具の摩耗は切削力のみならず仕上面に対して大きな

影響を及ぼすため鉄系金属の超精密切削においては工具の摩耗特性が非常に重要になるといえる。通常切削において、マルテンサイト系よりもオーステナイト系ステンレス鋼の方が若干被削性が悪い<sup>4-9)</sup>とされているが、図4-23及び図4-24の結果よりマルテンサイト系ステンレス鋼の方が工具摩耗に関して被削性がかなり悪くなっている。マルテンサイト系ステンレス鋼はオーステナイト系ステンレス鋼に比べて炭素の含有量が多く、この炭素がCrと微細炭化物をつくることによ

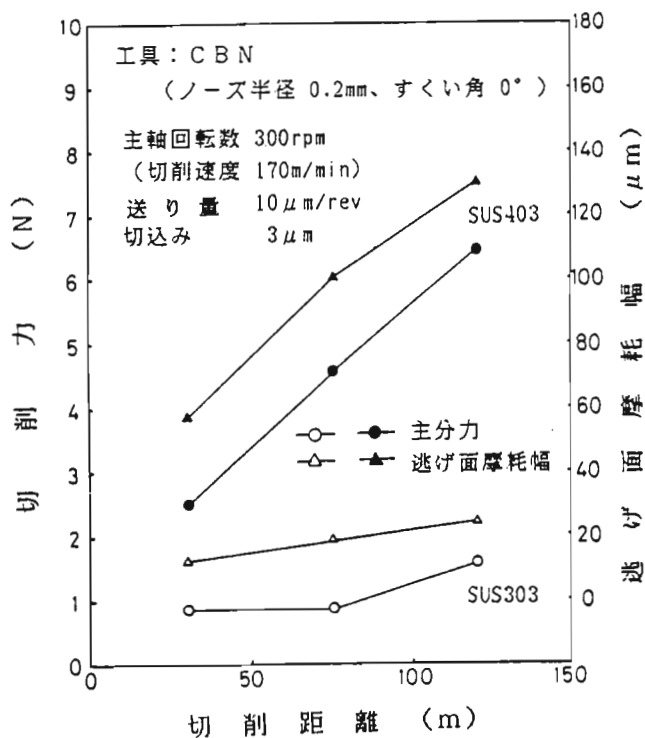
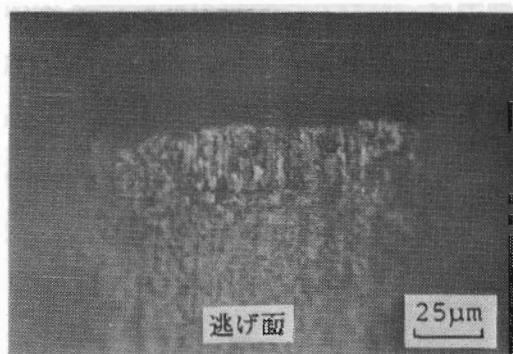
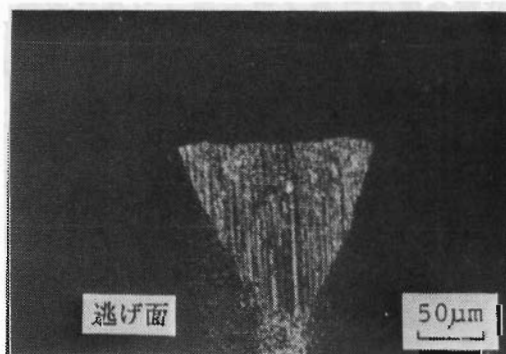


図 4-23 ステンレス鋼のフライカッティングにおける主分力及び逃げ面摩耗幅と切削距離の関係



(A) SUS303切削後の工具



(B) SUS403切削後の工具

工 具 CBN1  
 主軸回転数 300rpm  
 (切削速度 170m/min)

送り量 10μm/rev  
 切込み 3μm  
 切削距離 120m

図 4-24 ステンレス鋼フライカッティング後のCBN工具の摩耗の観察例

り、本実験のような微小切削においてはアブレイシブ摩耗を促進する硬粒子として作用したためと考えられる。

S45C及びS25Cの炭素鋼をフライカッティングにより切削した場合も、ステンレス鋼と同程度の切削距離で切削工具の逃げ面に図4-24とほぼ同様の形態の摩耗が生じ、切削力の増加がみられた。この場合、通常切削でみられるような炭素鋼とステンレス鋼の被削性の顕著な差はみられなかった。鉄系金属の微小切削では、炭化物の大きさが切り取り厚さに対して無視しえなくなり、工具の摩耗、特に逃げ面での弾性接触によるアブレイシブ摩耗の支配的要因になると考えられる。この場合のいわゆるマイクロ・マシナビリティは、巨視的な材料特性よりもむしろ炭化物のような微視的な因子に大きく依存するところが大きいと思われる。

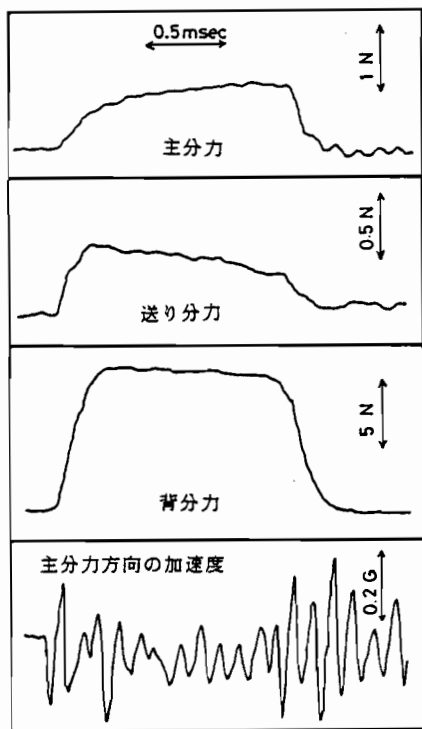
比較のためCBN工具と同一形状の焼結ダイヤモンド工具で切削した結果、切削力はCBN工具の場合の2倍近い値となり、また切削力データの変動がかなり大きいことが求められた。焼結ダイヤモンド工具を用いる場合、ダイヤモンドは切削熱により鉄との化学反応が促進されるため、鋼に対しては摩耗の進行が極めて早く、切削中の工具摩耗による切削力の増大、切刃後退による切込み減少などが相互に作用しあうことにより、大きな切削力の変動が生じるものと考えられる。

#### 4.3.3 セラミックスの微小切削における切削力

空気静圧軸受主軸を用いて焼結ダイヤモンド工具により快削セラミックスをフライカッティングした場合について、切削3分力及び被削材位置における主分力方向の加速度を測定した例を図4-25に示す。図より、本実験における断続切削に伴う切削3分力が精度よく測定されていることがわかる。切削3分力のうち各分力の大きさを比較すると、この場合背分力成分が最も大きく、ついで主分力、送り分力成分の順に小さくなっている。この傾向は、ステンレス鋼及び炭素鋼の切削においてみられた傾向と同様であるが、背分力が他の分力に比べて非常に大きな値となるのが特徴的である。他の切削条件においてもほぼ同様の傾向が得られている。また、このことは後に示す他種類のセラミックス材料を対象とした切削においても同様であった。また、同時に測定された加速度信号の波形から工具のエンゲージ、ディスエンゲージに伴って、被削材系がその固有振動数で主分力方向に振動していることが認められる。この場合最大加速度振幅を0.5Gとすると、求められる振動振幅は2~3

nm程度であり、また次のエンゲージまでに十分減衰しているため切削中の設定切込みの変動に対してほとんど問題にならないといえる。

焼結ダイヤモンド工具により快削セラミックスを、送り量を変化させてフライカッティングした場合に求められた切削3分力の測定結果を図4-26に示す。これより送り量の増加に伴い3分力とも増加するが、主分力、送り分力が比較的ゆるやかに増加しているのに対し、背分力は約1.2Nから5.2Nへと急増していることがわかる。この場合の主分力に対する背分力の比をとってみると、送り量の増加に伴って約5から8へ増加している。ステンレス鋼のフライカッティングの場合、その比は約2であったのに対し、セラミックスの場合背分力がかなり大きくなっているのがわかる。これは、セラミックスの圧縮強さがステンレス鋼のそれに比べて大きいこともあるが、セラミックスの切削の場合工具逃げ面に激しい摩耗が生じているのが観察



主軸回転数 1500rpm  
(切削速度 565m/min)  
送り量 20 $\mu$ m/rev  
切込み 3 $\mu$ m

図 4-25 快削セラミックスのフライカッティングにおける切削3分力及び主分力方向の加速度の測定例(空気静圧軸受主軸)

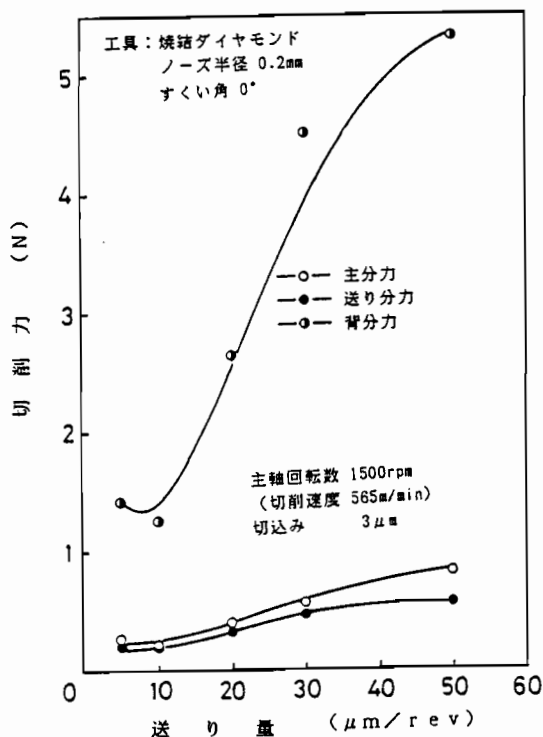


図 4-26 快削セラミックスのフライカッティングにおける送り量の切削3分力に及ぼす影響

されていることから、工具摩耗が背分力の急増の大きな要因になっているものと考えられる。

ジルコニアセラミックスを、送り量及び切削速度を変化させてフライカッティングした場合の切削3分

力の測定結果を図4-27

及び図4-28に示す。こ

れより快削セラミック

スの場合とほぼ同様の

値が得られているが、

得られた切削力の各成

分は切込み量が小さい

にもかかわらず、若干

大きくなっている。送

り量の影響についてみ

ると、送り量の増加に

伴って各分力とも増加

しており、背分力がか

なり大きくなっている

のがわかる。主分力に

対する背分力の比をみ

ると快削セラミック

の場合と同程度の比と

なっているが、快削セ

ラミックスの場合送り

の増加に伴って比は増

大しているのに対し、

ジルコニアセラミック

スの場合には逆に減少

しており、送り量30 $\mu$

m/rev 以上では約 3.5

になっている。これは

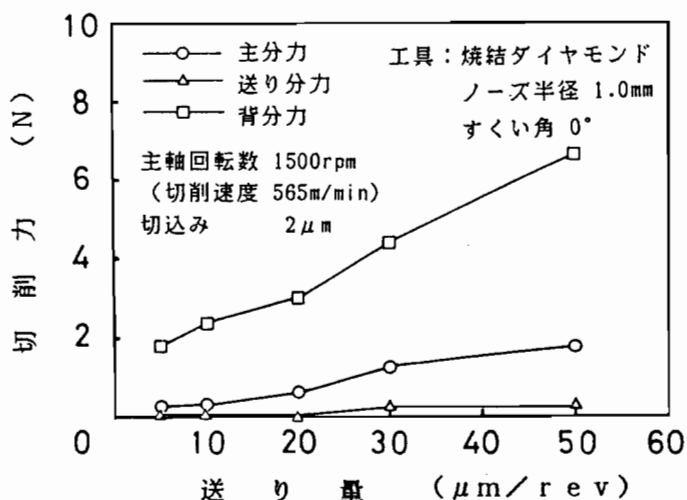


図 4-27 ジルコニアセラミックのフライカッティングにおける送り量の切削3分力に及ぼす影響

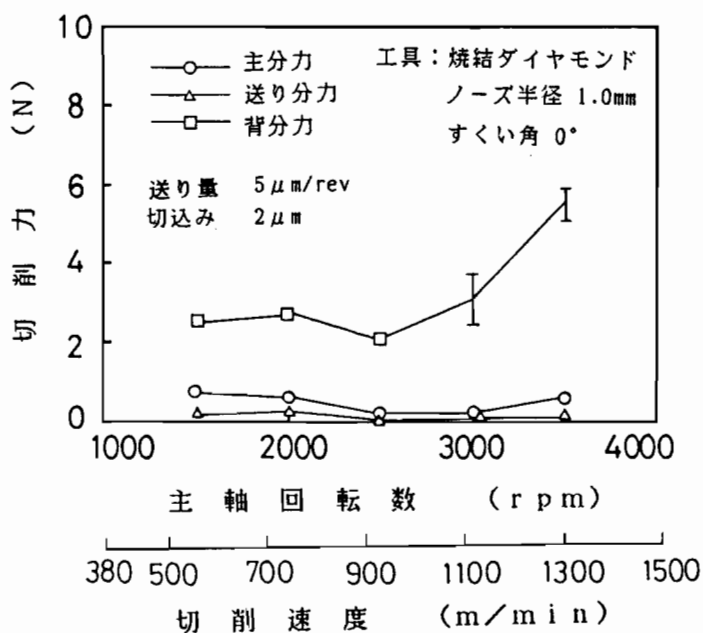


図 4-28 ジルコニアセラミックのフライカッティングにおける切削速度の切削3分力に及ぼす影響

主に工具の損傷機構の相違によるものと思われる。快削セラミックス及びジルコニアセラミックスを切削した後の焼結ダイヤモンド工具の刃先部の損傷のSEM写真を図4-29に示す。快削セラミックス切削の場合は刃先ノーズ部が大きくすり減り、摩耗部は硬粒子によりひっかかれたようなアブレイシブな摩耗痕がみられる。これより、すりへり摩耗の増大に伴って逃げ面部での被削材接触面積が増大して、背分力が増大していくものと考えられる。それに対し、ジルコニアセラミックス切削の場合顕著なすり減り摩耗はほとんどみられず、図に示すように切刃陵で微小な欠けが発生して脆性損傷を起こしている。この微小な欠けは、さらに切削を続けることにより大きくなっていき、最終的にはすくい面で大きなはく離を生じて欠損に至るが、それまでは切刃部の微小な欠けのため、理論切削断面積より小さい切削断面積を切削するような切削状態になっていると考えられ、相対的に背分力の増加割合が小さくなっているものと思われる。

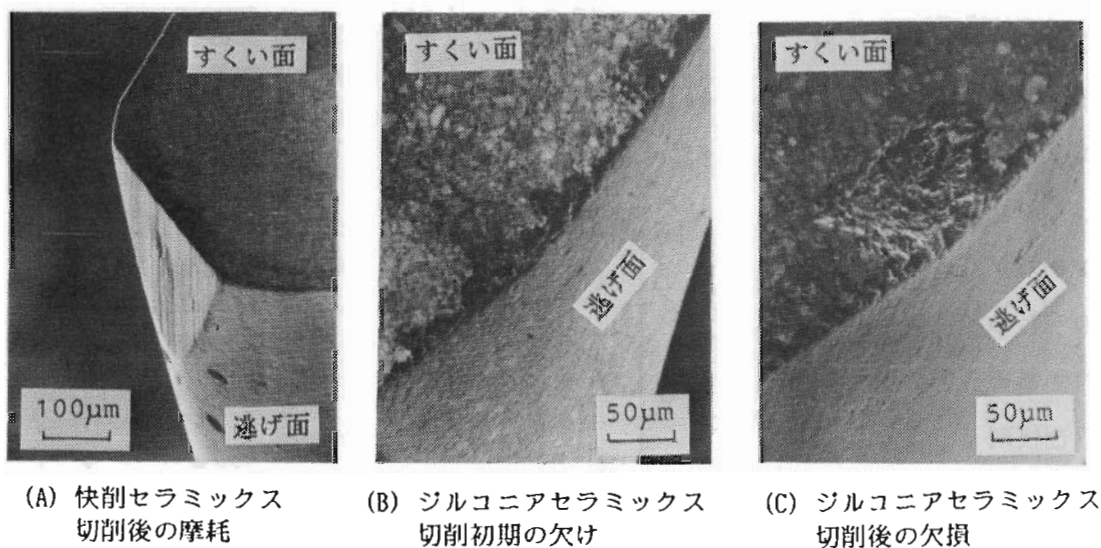


図 4-29 セラミックスのフライカッティング後の  
焼結ダイヤモンド工具の摩耗及び欠損

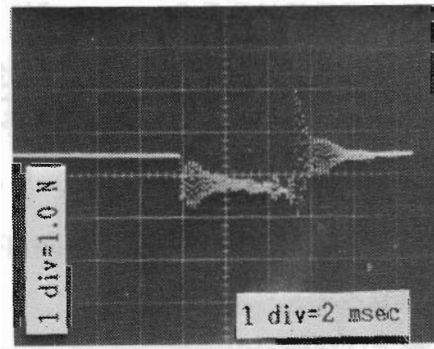
切削速度の増加に対しては、3分力とも変化は少ないが、背分力についてみると切削速度1130 m/min以上では、切削中安定して切削力が得られずかなりの変動がみられた。これは、主に図4-29に示すような工具の損傷が生じていることによると考えられる。

近年、セラミックスのダイヤモンド砥石による研削加工が盛んに行われているが、研削抵抗力の観点からいえば、垂直方向の成分（背分力）が金属の研削抵抗に比べ

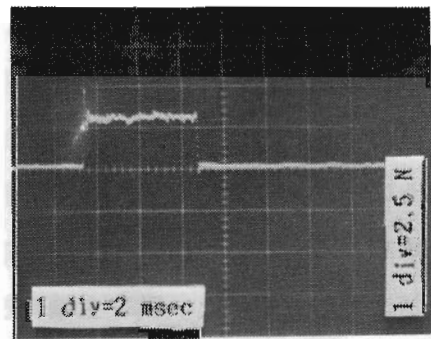
てかなり大きく、主分力に対する背分力の比は本実験の切削で得られている値と同程度になっている<sup>4-6)</sup>。これらの高い法線分力は、主軸をはじめ工具、工作物の支持系など各部の弾性変形を招くため、寸法精度の低下やびびり振動発生の原因となる。研削盤においても同様のことが指摘されており、研削系全般にわたる剛性の向上ならびに研削抵抗、特に法線分力を下げるような加工条件の選定のために種々の検討が行われている。本実験において測定される背分力の大きさは、最大で10N前後とすると、空気静圧軸受主軸のスラスト方向の剛性からみて  $0.1\sim 0.5\mu\text{m}$  の変位を生じることになり、このような値の背分力を生じるような条件では、明らかに主軸剛性が不足するといえる。そこで、次に剛性の高い油静圧軸受主軸によるセラミックスの切削力測定結果について示す。

焼結ダイヤモンド工具を用いてジルコニアセラミックスをフライカッティングした場合の主分力及び背分力の波形観察例を図4-30に示す。これは油静圧軸受支持の主軸を用いて、切削油剤をかけながら切削を行った場合の測定例であり、この条件においては一つの試料を切削中、観察波形はほとんど変化がみられなかったため、工具の摩耗はほとんどなく初期の切込みがほぼ維持されているものと思われる。また、工具のディスエンゲージにおいて振動がみられ、特に主分力方向に大きくみられるが、次の工具のエンゲージの時間までには十分減衰している。

焼結ダイヤモンド工具を用いてジルコニアセラミックスを、送り量を変化させてフライカッティングした場合の切削3分力の測定結果を図4-31に示す



(A) 主分力の測定波形



(B) 背分力の測定波形

工具：焼結ダイヤモンド  
 ノーズ半径 0.2 mm  
 すくい角 0°  
 主軸回転数 300 rpm  
 (切削速度 170 m/min)  
 送り量 10  $\mu\text{m}$   
 切込み 1  $\mu\text{m}$

図 4-30 ジルコニアセラミックスのフライカッティングにおける切削力測定波形の観察例(油静圧軸受主軸)

空気静圧軸受主軸を用いて切削した場合の結果（図4-27）と比べると、切削条件が若干異なるが、切削力はほとんど同様の結果となっているのがわかる。これらの測定値はいずれも工具が著しい損傷を受けていないと思われる切削初期の測定値であり、工具が損傷を受けていない状態では切削力の大き

さは主軸の構造によらずほぼ一定であるといえる。しかしながら、工具の損傷形態は空気静圧軸受主軸を用いた場合と異なり、図4-32に示すように逃げ面にアブレイシブな摩耗が観察される。これは、主に切削速度が低くなったこと、及び主軸剛性がかなり向上したため切削中の振動による工具の脆性損傷への影響がかなり低減されたためと考えられる。この摩耗はいずれ大きな欠けへと発展していく場合がしばしばみられたが、空気静圧軸受主軸を用いた場合に比べるとかなり長い切削距離まで欠損に至らず、安定した切削力が得られる。

セラミックスの研削加工においては、砥粒が金属の研削の場合に比べて脱落し

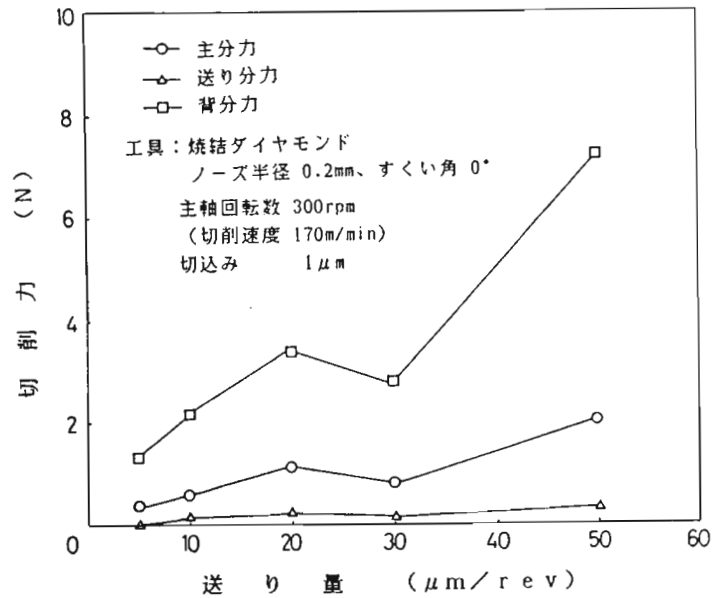
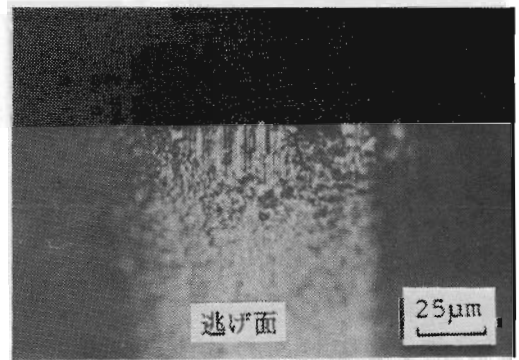


図 4-31 ジルコニアセラミックスのフライカッティングにおける送り量の切削3分力に及ぼす影響（油静圧軸受主軸）



主軸回転数 300rpm  
 (切削速度 170m/min)  
 送り量 10  $\mu\text{m}/\text{rev}$   
 切込み 1  $\mu\text{m}$   
 切削距離 270m

図 4-32 ジルコニアセラミックスのフライカッティング後の焼結ダイヤモンド工具の摩耗観察例（油静圧軸受主軸）



くいため目つぶれ状態で研削を行うことになり、ダイヤモンド砥粒の摩耗が研削抵抗の垂直分力の増大の原因になっていることが知られている(4-10)。研削加工では、切刃の自生作用あるいは適切なドレッシングによりある程度鋭い切刃を保つことができるが、切削工具はそのような作用がないため刃先部がすり減ってくれば、目つぶれ状態のまま切削を続けることになるので切削抵抗は急増し、大きな欠損に至ると考えられる。微小切込み条件下では、焼結体工具の粒子による押しならしや上すべりに伴い、塑性流動的になるのでセラミックスの切削は十分可能と考えられるが、工具の摩耗による切削抵抗力の増大が問題となる。

一方、セラミックスは脆性材料であるため、その破壊までの吸収エネルギーは金属材料に比べればかなり低い値を示す。従って、き裂の被削材内部の進展を促進させるような条件では加工力がかなり減少すると考えられる。第3章で示したアルミナセラミックスのSEM内微小2次元切削における切削力を測定した結果、切込み  $9\mu\text{m}$ 、切削幅  $40\mu\text{m}$  で主分力方向の比切削抵抗力が約  $2000\text{MPa}$ 、背分力方向の比切削抵抗力は  $250\text{MPa}$  が得られており、これは、フライカッティングにおける比切削抵抗力(主分力方向で数万  $\text{MPa}$ 、背分力方向はその3~5倍)に比べると、はるかに小さいことがわかる。このことは、第3章で論じたようにアルミナセラミックスの切りくずの生成機構はき裂の不安定伝播による脆性破壊であることから、切削に要する変形抵抗力がかなり低くなっているものと考えられる。

#### 4. 4 結 言

超精密高速切削加工機及びSEM内微小切削装置を用いて軟質金属、鉄系金属、セラミックスの微小切削における切削力の測定を行い、切削条件、工具形状などの切削力に及ぼす影響について検討した結果、次の諸点が明らかになった。

- (1)水晶圧電型の3分力変換器を用いることにより、超精密切削における微小な切削力を  $0.01\text{N}$  の分解能で精度よく測定されることを確認した。
- (2)無酸素銅のフライカッティングによる切削を行った場合、切削力は送り量、切込みの増加に対してほぼ比例的に増大し、切削速度に対しては  $85\text{ m/min}$  ~  $3770\text{ m/min}$  の速度範囲でほとんど変化はみられなかった。一般に主分力、背分力、送り分力の順に大きいが、切り取り厚さが小さい条件になるほど背分力の割合

が大きくなり、送り量  $5\mu\text{m}/\text{rev}$  以下では主分力より大きくなる場合がみられた。

- (3)鉄系金属、セラミックスのフライカッティングによる切削を行った場合の切削力は背分力が最も大きくなる。鉄系金属では主分力の約2倍の大きさになり、セラミックスでは主分力の3~8倍となって、研削加工で一般に測定される主分力に対する背分力の比に相当した値になっている。2次元切削では主分力の方が大きくなることから、Rバイトによる微小切込みのフライカッティングは砥粒による切削過程と類似している。
- (4)鉄系金属、セラミックスの切削においては工具の摩耗が激しく、切削力の変動に大きな影響を及ぼす。特にセラミックスの切削では背分力がかなり大きくなるため、主軸を含めて工具-工作物支持系の剛性が重要になり、空気静圧軸受主軸では剛性の面で適当でないといえる。
- (5)微小切削における比切削抵抗力は、通常切削に比べて非常に大きく、いずれの被削材の場合も送り量の減少に伴って急激に増大する。比切削抵抗の値は無酸素銅では数1000 MPa、ステンレス鋼、セラミックスでは数万 MPaもの値となり、被削材の理論強度に近い変形抵抗力を要する。

## 第5章 超精密切削における 切削温度

### 5.1 緒言

切削で消費されるエネルギーの大部分は、せん断域での塑性変形仕事及び工具すくい面での摩擦仕事に使われる。また、これらの仕事のほとんどは熱エネルギーに変換され、切削熱となって工具、被削材、切りくずを加熱することになる。この切削熱による温度上昇は、加工プロセスにおいて多大な影響を及ぼす。すなわち、(1)切削機構及び切削抵抗の変化 (2)工具摩耗の促進 (3)工具内での熱応力の発生 (4)熱変形による加工寸法精度の低下 (5)加工変質層と残留応力の発生 (6)切りくず形態の変化などである。

上述のような切削温度の切削性に及ぼす影響の重要性は古くから認識されており、切削温度に関する研究は従来より数多く行われてきた。基本的には切削温度の値、温度分布、切削熱の流入割合を正確に知るための測定法<sup>5-1)</sup>、解析法<sup>5-2)</sup><sup>5-3)</sup>に関する研究が主となっており、工具摩耗<sup>5-4)</sup>、熱変形<sup>5-5)</sup>などとの関係について研究されている。しかし、これらの研究はすべて普通切削を対象としたものであり、超精密切削加工を対象とした切削温度に関する研究は皆無といってよい。これは、超精密切削加工が微小切込み、微小送りの切削条件で行われ、第4章で示したように切削力が数gのオーダーであることから被削材の温度上昇も0.1°C以下であろうと認識されており、この場合の切削温度は普通切削から類推されるほど加工精度に対して問題にならないと考えられていることによるものと思われる。

よって、超精密切削加工における切削温度の測定は全く試みられておらず、切削温度がどの程度であるのか、また発生熱量がどれ位あるのかさえも明らかにされていないのが現状である。超精密切削加工においては、切削によって発生する熱の影響よりも、軸受など工作機械の内外部からの発熱源及び外部温度の変動に起因する熱変形による加工精度低下の方に関心が集中しており、オイルシャワー方式による0.01°Cオーダーの温度制御に関する研究<sup>5-6)</sup>に見られるように、主に工作機械の熱変形抑止という観点から多くの研究がなされている。また、微小切削に関しては岩田ら<sup>5-7)</sup>が被削材及び工具全体を均一に加熱してSEM内で極低速微小2次元切削を

行い、切りくず生成挙動の変化、構成刃先の生成に及ぼす影響について報告しているのみである。

しかしながら、超精密切削加工における切削変形場は、第4章で示したように比切削抵抗が非常に大きくなる特異な変形場であり、また5.4.2節で示すように、切削変形域において切削力より計算される単位時間単位面積当たりの発生熱量は、普通切削の場合と比べて同程度かあるいはそれ以上となっているため、このような特異な変形場における局所的な切削熱の発生は被削材の熱変質層の形成、工具摩耗の促進さらには切削熱による被削材の熱変形などに影響を十分及ぼす可能性があると考えられる。従って、超精密切削加工における切削温度ならびに切削熱による温度上昇の影響の解明は、今後の超精密切削加工技術をより高度にする上で極めて重要な課題であると考えられる<sup>5-8)</sup>。

そこで、本研究では主に無酸素銅を超精密ダイヤモンド切削した場合における切削温度及び被削材の温度上昇の測定を試み、切削条件、工具形状などとの関係について明らかにする。また、工具の温度上昇の測定も試み、切削熱の流入割合、工具熱膨張の加工精度への影響についても検討する。さらに、2次元切削における平均切削温度の解析ならびに有限要素法及び差分法による熱伝導解析により被削材内部の温度分布の計算を行い、実験結果と比較検討することにより切削温度に関する特性を明らかにするとともに、切削温度の観点より超精密切削機構について明らかにする。

## 5.2 実験方法及び解析方法

### 5.2.1 実験方法

#### 5.2.1.1 切削温度測定法

切削温度の測定には、一般に熱電対が用いられることが多いが、本実験においても、コンスタンタン線を無酸素銅の試料の中に埋め込み、銅-コンスタンタンで形成される熱電対によって測定を行っている。図5-1に切削温度測定の概要を示す。まず、絶縁板（セラミックス板）に接着剤で貼りつけた温度測定用試料を固定ボルトの頭部に接着する。次に、被削材及びコンスタンタン線より引出した線をデジタ

ルストレージオシロスコープに接続し、工具がコンスタンタン線を切削通過する際に出される熱起電力を測定する。検出される熱起電力信号は、恒温室内の加工機制御盤をはじめとする各種測定機器によるノイズの影響を受けやすい。そのため工具、被削材とも絶縁体を介して保持され、引出し線もノイズアンテナにならないように配慮されている。

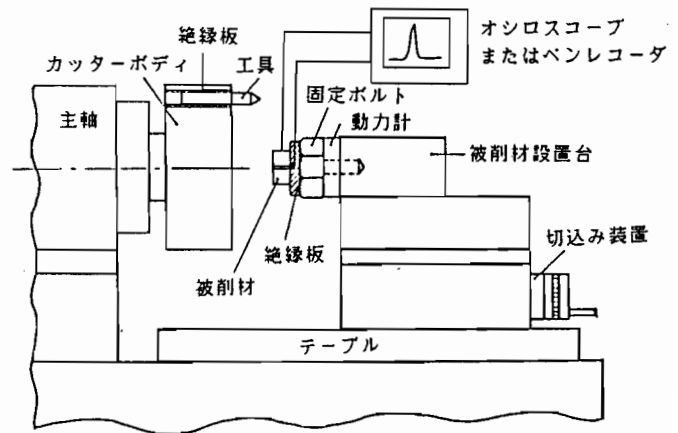


図 5-1 切削温度の測定方法の概要

測定記録は、オシロスコープに記憶された起電力波形の直接写真撮影あるいはペンレコーダへの出力によった。被削材ならびに工具の温度上昇については、熱起電力を高感度型ペンレコーダにより直接記録している。

#### 5.2.1.2 被削材及び工具

図 5-2は、切削温度ならびに被削材の温度上昇を測定するための被削材の詳細を示している。図(A)は切削温度測定用被削材で、2枚の無酸素銅板に外周を絶縁被覆したコンスタンタン線（直径0.35mm）をはさみこみ、端面をダイヤモンド切削して平滑にしたものである。ここではコンスタンタン線の部分で段差をつけておき、切削力信号でトリガーをかけて、工具がコンスタンタン線を切削した瞬間に被削材との間で形成される高温接点からの出力信号をデジタルオシロスコープを用いて測定した。図(B)は被削材の表面近傍での温度上昇を測定するための被削材で、

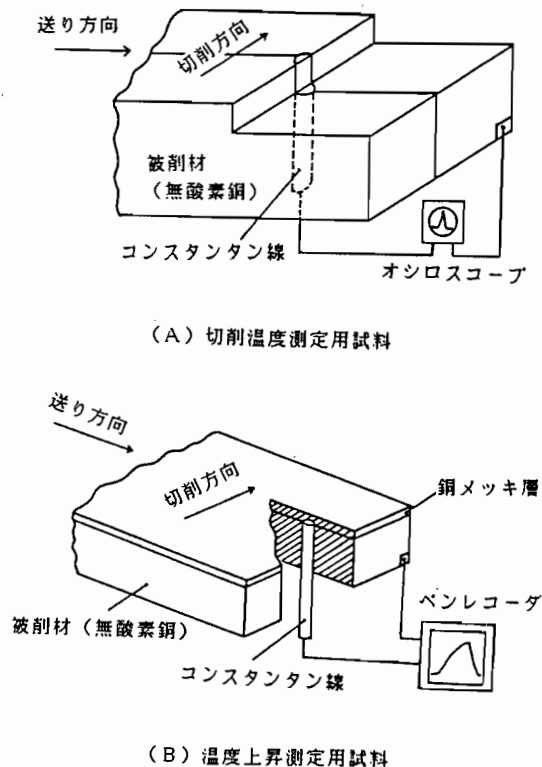


図 5-2 切削温度及び被削材の温度上昇測定用試料の詳細図

図 (A)に示したコンスタンタン線をはさみ込んだ被削材表面に銅を電解メッキしたものである。メッキ層の厚さは約200 $\mu\text{m}$ で、この部分を切削する時の仕上面直下の熱起電力をペンレコーダを用いて測定した。このほか被削材裏面に微細穴をあけ、コンスタンタン線を挿入して被削材内部における温度測定も行った。

工具の温度上昇の測定は、図 5-3に示すようにシャンクに放電加工により微細穴をあけ、銅-コンスタンタン熱電対を挿入して行っている。この場合、切削形式は正面旋削となる。

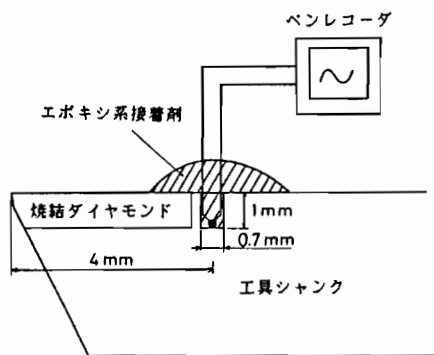


図 5-3 工具の温度上昇測定の概要

本実験で温度測定に用いた銅-コンスタンタン熱電対の校正曲線図を図 5-4に示す。これは、サーミスタで測定された温度とその時の熱電対の起電力の関係を示したものである。この結果は、JIS規格 (JIS C 1602-1981) に示されている T 熱電対基準熱起電力

の値とほぼ一致しているので、図に示す範囲外の温度測定に対してもこの関係を用いることにする。

主な実験は、天然単結晶ダイヤモンドおよび焼結ダイヤモンド工具を用いて無酸素銅の切削を行ったが、一部比較のためス

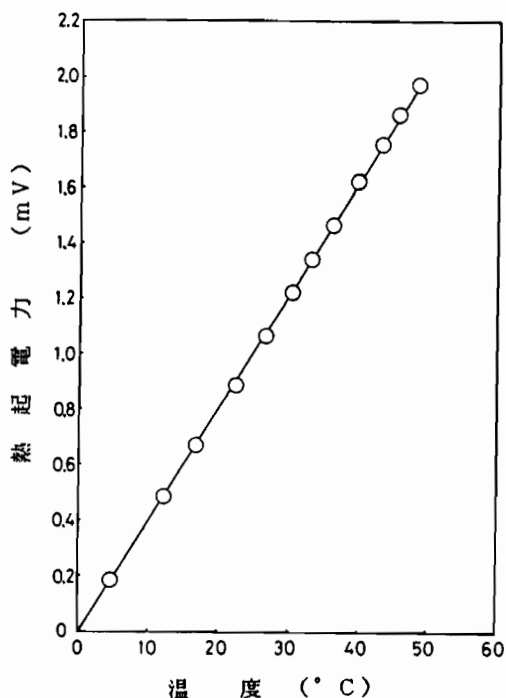


図 5-4 銅-コンスタンタン熱電対の校正曲線図

表 5-1 主な切削条件

被削材	無酸素銅, 純アルミニウム, ステンレス鋼
工具材料	単結晶ダイヤモンド ノーズ半径 1.0 mm, すくい角 0°
	焼結ダイヤモンド ノーズ半径 0.2 mm, すくい角 0°
	CBN ノーズ半径 1.0 mm, すくい角 0°
主軸回転数	1500, 2000, 2500, 3000, 3500 rpm
切削速度	565, 755, 940, 1130, 1320 m/min
送り量	1 ~ 100 $\mu\text{m}/\text{rev}$
切込み	3 ~ 100 $\mu\text{m}$

ステンレス鋼の切削実験も行っている。工具の仕様ならびに主な切削条件を表 5-1に示す。

## 5.2.2 解析方法

### 5.2.2.1 平均切削温度の解析

超精密高速切削加工機を用いて直線切刃をもつ工具により2次元切削を行い、主分力、背分力、切りくず厚さの測定値と切削条件からM.C.Shawらの解析手法<sup>5-9)</sup>を用いて平均切削温度の計算を行う。すなわち、図 5-5に示すように2次元切削の単一せん断面模型において、せん断面とすくい面に2つの熱源を考え、これらの熱源からの発生熱量を切削力、せん断角などから求めて、平均切削温度を求めるものである。この時各熱源からの切りくずへの熱の流入割合、 $R_1$  及び  $R_2$ をJ.C.Jaegerの移動熱源問題の解<sup>5-10)</sup>を利用して求める。

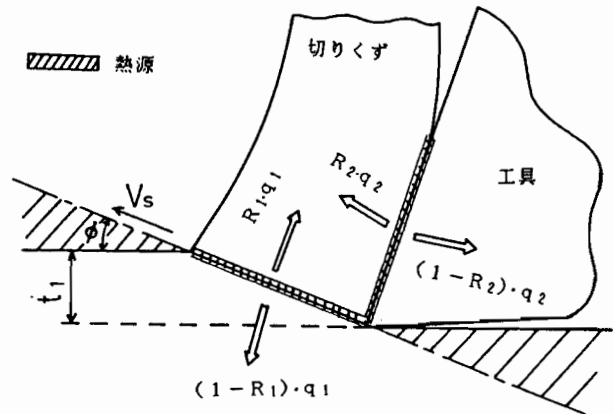


図 5-5 2次元切削における熱源

まず、せん断面の平均温度  $\bar{\theta}_s$  は次のように表される。

$$\bar{\theta}_s = R_1 \cdot q_1 \cdot \frac{b \cdot t_1 \cdot \operatorname{cosec} \phi}{c_1 \cdot \rho_1 \cdot V \cdot b \cdot t_1} + \theta_0 \quad (5-1)$$

$$\text{せん断面発生熱量} \quad q_1 = F_s \cdot V_s / (J \cdot b \cdot t_1 \cdot \operatorname{cosec} \phi) \quad (5-2)$$

$$\text{せん断面せん断力} \quad F_s = F_h \cdot \cos \phi - F_v \cdot \sin \phi \quad (5-3)$$

$$\text{せん断面せん断速度} \quad V_s = V \cdot \cos \alpha / \cos(\phi - \alpha) \quad (5-4)$$

ただし、 $\theta_0$  は室温、 $\alpha$  はすくい角、 $\phi$  はせん断角、 $V$  は切削速度、 $F_h$  は主分力、

$F_v$  は背分力、 $b$  は切削幅、 $t_1$  は切込み、 $c_1$  は  $\theta_0 \sim \bar{\theta}_s$  間の被削材の平均比熱、 $J$  は熱の仕事当量、 $\rho_1$  は被削材の密度である。なお、切削温度はおよそ  $20^\circ\text{C}$  に設定された恒温室内温度からの変化量として測定しているのので、この場合  $\theta_0 = 0$  とし  
て計算する。

また、J.C. Jaegerの解析結果から  $L_1 < 0.1$  の場合の解を適用することにより  $\bar{\theta}_s$  は次のように表される。

$$\bar{\theta}_s = \frac{4 \cdot (1 - R_1) \cdot q_1 \cdot K_1}{\pi \cdot k_1 \cdot V_s} \cdot \{-2.303 \cdot L_1 \cdot \log_{10}(2 \cdot L_1) + 1.616 \cdot L_1\} \quad (5-5)$$

ただし、 $L_1 = V_s \cdot t_1 \cdot \text{cosec } \phi / (4 \cdot K_1)$ 、 $k_1$  は被削材の熱伝導率、 $K_1$  は温度伝導率で  $K_1 = k_1 / \rho_1 \cdot c_1$  である。本実験条件においては、 $t_1$  が  $1 \mu\text{m}$  以下であるので  $L_1$  はほとんどの場合、 $L_1 < 0.1$  となる。

(5-1) と (5-5) を等しいとおくことにより、 $R_1$  は次のように求められる。

$$R_1 = \frac{C}{\frac{\text{cosec } \phi}{c_1 \cdot \rho_1 \cdot V_s} + C} \quad (5-6)$$

ただし  $C = \frac{4 \cdot K_1}{\pi \cdot k_1 \cdot V_s} \cdot \{-2.303 \cdot L_1 \cdot \log_{10}(2 \cdot L_1) + 1.616 \cdot L_1\}$

次に、平均切削温度を  $\bar{\theta}_t$ 、すくい面の摩擦温度を  $\bar{\theta}_f$  とすれば、

$$\bar{\theta}_t = \bar{\theta}_s + \bar{\theta}_f \quad (5-7)$$

$$\bar{\theta}_f = \frac{4 \cdot R_2 \cdot q_2 \cdot K_2}{\pi \cdot k_2 \cdot V_c} \cdot \{-2.303 \cdot L_2 \cdot \log_{10}(2 \cdot L_2) + 1.616 \cdot L_2\} \quad (5-8)$$

摩擦熱源強さ  $q_2 = F \cdot V_c / (J \cdot a \cdot b) \quad (5-9)$

すくい面摩擦力  $F = F_n \cdot \sin \alpha + F_v \cdot \cos \alpha \quad (5-10)$

切りくず流出速度  $V_c = V \cdot \sin \phi / \cos(\phi - \alpha) \quad (5-11)$

$$L_2 = V_c \cdot a / 4 \cdot K_2 \quad (5-12)$$

$$\bar{\theta}_t = \frac{(1 - R_2) \cdot q_2 \cdot b}{2 \cdot k_3} \cdot A \quad (5-13)$$



ただし、 $k_2$ 、 $K_2$ は $\bar{\theta}_t$ における被削材の熱伝導率及び温度伝導率、 $a$ は工具一切りくず接触長さ、 $k_3$ は $\bar{\theta}_t$ における工具の熱伝導率、 $\bar{A}$ は面積係数と呼ばれる形状関数である。

(5-7)、(5-8)、(5-13)式より $R_2$ は、

$$R_2 = \frac{\frac{q_2 \cdot b \cdot \bar{A}}{2 \cdot k_3} - \bar{\theta}_s}{\frac{q_2 \cdot b \cdot \bar{A}}{2 \cdot k_3} + C'} \quad (5-14)$$

ただし  $C' = \frac{4 \cdot q_2 \cdot K_2}{\pi \cdot k_2 \cdot V_0} \cdot \{-2.303 \cdot L_2 \cdot \log_{10}(2 \cdot L_2) + 1.616 \cdot L_2\}$

と求められる。これを(5-13)式に代入することにより、 $\bar{\theta}_t$ が求められる。

これらの計算において、せん断角 $\phi$ を決める必要がある。単一せん断面模型において、せん断角 $\phi$ は

$$\tan \phi = r_c \cdot \cos \alpha / (1 - r_c \cdot \sin \alpha) \quad (5-15)$$

$$r_c = t_1 / t_2$$

で表される。ここで $r_c$ は切削比といわれるものであり、 $t_2$ は切りくず厚さである。従って、実験で得られた切りくずの厚さをSEM観察写真から求めることによってせん断角 $\phi$ を決定する。また、切りくず厚さの測定が困難な場合は、次に示すLee-Shafferの切削方程式より $\phi$ を仮定する。

$$\phi = \pi/4 - \beta + \alpha \quad (5-16)$$

ただし、 $\beta$ は摩擦角である。なお、工具一切りくず接触長さ $a$ は測定できないので、幾何学的関係より次のように仮定した。

$$a = t_1 \cdot \sin(\phi + \beta - \alpha) / (\sin \phi \cdot \cos \beta) \quad (5-17)$$

### 5.2.2.2 被削材の温度上昇の熱伝導解析

被削材の温度上昇

は、図5-6に示す2次元平板モデルにおいて工具切刃-被削材の接触長さに相当する幅をもつ熱源が一定時間静止してい

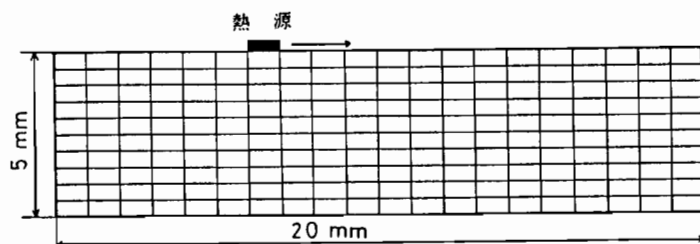


図 5-6 熱伝導解析の要素分割モデル

る場合の各要素の温度分布を計算し、熱源を順次移動させて各位置における温度分布を重ね合わせるにより求める。

2次元平板の熱伝導現象は、次の偏微分方程式によって表される。

$$\lambda \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \lambda \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + Q = \rho \cdot c_p \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (5-18)$$

ここで、 $\lambda$ は熱伝導率、 $\rho$ は比重、 $c_p$ は比熱、 $Q$ は内部発熱量である。境界条件としては、次の3種のものあげられる。

(図 5-7)

(1)境界の $\Gamma_1$ 部分において、温度 $\theta$ の値が与えられている(基本境界条件)。

すなわち、 $\Gamma_1$ 上で

$$\theta = \bar{\theta}_0 \quad (5-19)$$

(2)境界の $\Gamma_2$ 部分において、境界の法線方向に対する熱流束 $q$ が与えられている

(自然境界条件)。すなわち、 $\Gamma_2$ 上で

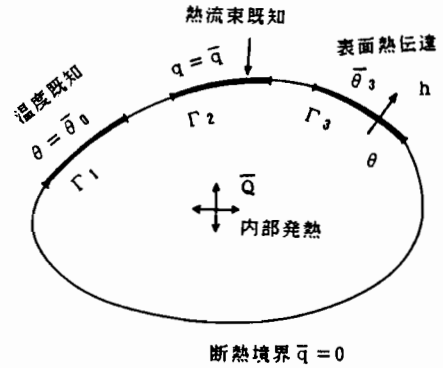


図 5-7 解析モデルの境界条件

$$\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x} n_x + \lambda \frac{\partial \theta}{\partial y} n_y + \bar{q} = 0 \quad (5-20)$$

ここで、 $n_x$ ,  $n_y$ は境界に垂直なベクトルの $x$ ,  $y$ の各方向に対する余弦である。 $\bar{q}=0$ の場合が断熱境界条件である。

(3)境界の $\Gamma_3$ 部分において、境界の法線方向の熱流束が領域内部と外部の温度差によって生じる熱流束として与えられる。すなわち、 $\Gamma_3$ 上で

$$\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x} n_x + \lambda \frac{\partial \theta}{\partial y} n_y + h \cdot (\theta - \bar{\theta}_3) = 0 \quad (5-21)$$

ここで、 $h$ は境界線 $\Gamma_3$ における熱伝達率、 $\bar{\theta}_3$ は $\Gamma_3$ の外側の既知温度である。

(5-18)式をガラーキン法によって、有限要素法の定式化(5-11)を行うと次のように表される。

$$\sum_{e=1}^m \left( C^{(e)} \frac{d \{ \theta^{(e)} \}}{d t} + [K^{(e)}] \{ \theta^{(e)} \} \right) = \sum_{e=1}^m [F^{(e)}] \quad (5-22)$$

$$[C^{(e)}] = \iint_{S^{(e)}} \lambda \{ N^{(e)} \} \{ N^{(e)} \}^T d S \quad (5-23)$$

$$[K^{(e)}] = \iint_{S^{(e)}} [B^{(e)}]^T \begin{bmatrix} \lambda & 0 \\ 0 & \lambda \end{bmatrix} [B^{(e)}] d S \\ + \int_{\Gamma_3^{(e)}} h \cdot \{ N^{(e)} \} \cdot \{ N^{(e)} \}^T d l \quad (5-24)$$

$$[F^{(e)}] = \iint_{S^{(e)}} \bar{Q} \cdot \{ N^{(e)} \} d S - \int_{\Gamma_2^{(e)}} \bar{q} \cdot \{ N^{(e)} \} d S \\ + \int_{\Gamma_1^{(e)}} \bar{\theta}_3 \cdot \{ N^{(e)} \} d l \quad (5-25)$$

ここで、 $m$ は全要素数、 $S$ は解析対象領域、 $l$ は境界 $\Gamma_3$ の線分長さ、 $\{N\}$ は補間関数、 $\bar{Q}$ は内部発熱量である。また、 $[B]$ は次のように表される。

$$[B^{(e)}] = \frac{1}{2D^{(e)}} \begin{bmatrix} b_i^{(e)} & b_j^{(e)} & b_k^{(e)} \\ c_i^{(e)} & c_j^{(e)} & c_k^{(e)} \end{bmatrix} \quad (5-26)$$

ここで、 $b_i^{(e)} = y_j - y_k$  ,  $b_j^{(e)} = y_k - y_i$  ,  $b_k^{(e)} = y_i - y_j$   
 $c_i^{(e)} = x_k - x_j$  ,  $c_j^{(e)} = x_i - x_k$  ,  $c_k^{(e)} = x_j - x_i$

$D^{(e)}$ は三角形要素(e)の面積を表す。また、 $(x_i, y_i)$ 、 $(x_j, y_j)$ 、 $(x_k, y_k)$ は三角形要素の各節点*i, j, k*の(x, y)座標である。

(5-22)式を解くことにより、ある時間における各要素の温度を計算する。この計算のフローチャートを図 5-8に示す。なお、与える熱源の強さは実験で得られた切削力に基づいて決める。また、(5-22)式を次に示す差分方程式(5-12)として表し、前進差分法による計算も合わせて行った。(図 5-9)

$$\{ \theta_{i,j}(t+\Delta t) - 2 \cdot \theta_{i,j}(t) + \theta_{i,j}(t-\Delta t) \} / \Delta t^2 \\ = \{ \theta_{i+1,j}(t) + \theta_{i-1,j}(t) + \theta_{i,j+1}(t) + \theta_{i,j-1}(t) \\ - 4 \cdot \theta_{i,j}(t) \} / \Delta h^2 \quad (5-27)$$

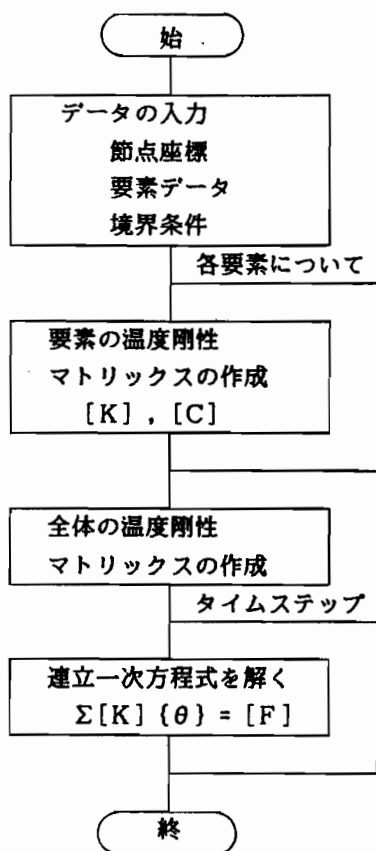


図 5-8 熱伝導解析のフローチャート

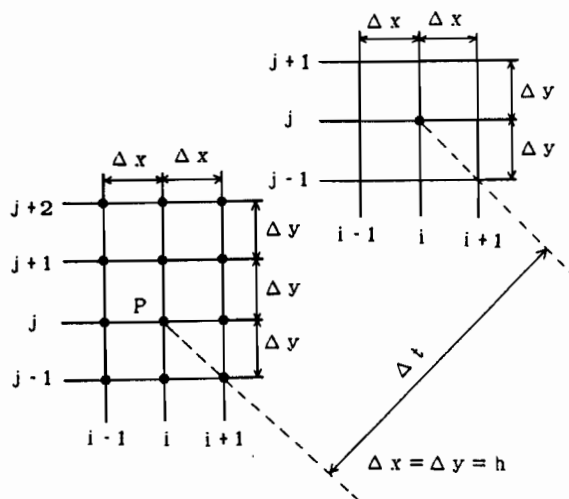


図 5-9 非定常差分方程式における格子図

## 5.3 実験結果

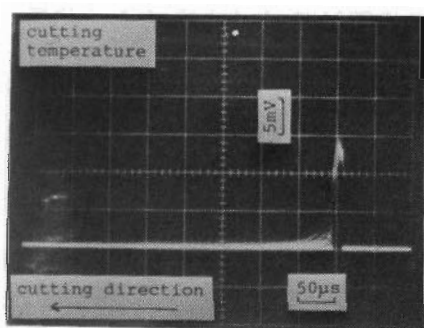
### 5.3.1 切削温度

#### 5.3.1.1 切削温度の測定例

図5-2(a)に示した被削材を用いて、工具がコンスタantan線を切削した時の熱起電力の測定例を図5-10に示す。工具がコンスタantan線を切る直前まで温度変化はほとんどみられないが、コンスタantan線を切削した瞬間、高い熱起電力の発生が認められる。その後、切削点の移動と共に銅-コンスタantan熱電対の高温接点の温度が低下し、それとともに熱起電力が低下しているのがわかる。大きな熱起電力を生じている時間は、コンスタantan線を切削する時間（この場合で約 $18\mu\text{sec}$ ）

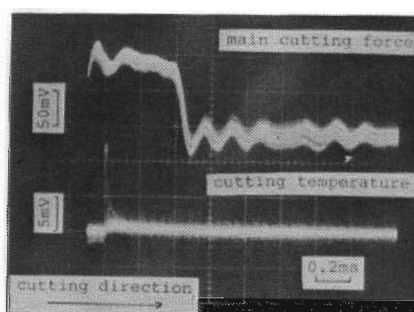
にほぼ対応しており、切削後、熱起電力が切削前の状態に戻るのに数 $10\mu\text{sec}$  かかっている。

本実験で主に使用したコンスタンタン線は直径 $0.35\text{mm}$ であるが、コンスタンタン線の直径の大小による熱容量あるいは応答性が温度測定にどのように影響するかを確認するため、直径 $50\mu\text{m}$ のコンスタンタン線を用いて同様の実験を行った。図5-10に示した測定例と同じ切削条件で、熱起電力を測定した結果を図5-11に示す。これより、測定される熱起電力にはほとんど差はみられず、これらの場合における熱起電力の最大値は温度に換算して約 $300^{\circ}\text{C}$ になっているのがわかる。また、主分力の測定波形も合わせて示しているが、これより主分力が正確にトリガーとなって測定されているのがわかる。



工具：焼結ダイヤモンド  
ノーズ半径  $0.2\text{mm}$ ，すくい角  $0^{\circ}$   
主軸回転数  $3000\text{rpm}$   
(切削速度  $1130\text{m/min}$ )  
送り量  $1\mu\text{m/rev}$   
切込み  $50\mu\text{m}$   
コンスタンタン径  $0.35\text{mm}$

図 5-10 熱起電力の測定例



工具：焼結ダイヤモンド  
ノーズ半径  $0.2\text{mm}$ ，すくい角  $0^{\circ}$   
主軸回転数  $3000\text{rpm}$   
(切削速度  $1130\text{m/min}$ )  
送り量  $1\mu\text{m/rev}$   
切込み  $50\mu\text{m}$   
コンスタンタン径  $0.05\text{mm}$

図 5-11 熱起電力の測定例

銅被削材とコンスタンタン線の間には熱電対が形成されていることは、切削後電氣的に確認している。また、切削後の被削材表面をSEMで観察した結果、絶縁被覆の破れたコンスタンタン線と銅被削材とが接触して、熱電対が形成されていることが認められた。工具がコンスタンタン線を切削した場合の高温接点の形成の模式図を図5-12に示す。銅被削材とコンスタンタン線は、予備切削により既に熱電対が形成されている。被削材の送りに伴って、工具はコンスタンタン線を端部より徐々に切っていくので、熱起電力のピーク値は最初低い状態から徐々に大きくなる。図5-

10及び図5-11の結果は、工具がコンスタンタン線を何回か切った場合の熱起電力を重ね写したものである。この時、高温接点は被削材の自由表面、工具すくい面及び逃げ面で形成されていると思われる、従って測定される熱起電力は、切刃付近における切削変形域の被削材とコンスタンタン線の平均的な切削温度を示していると考えられる。

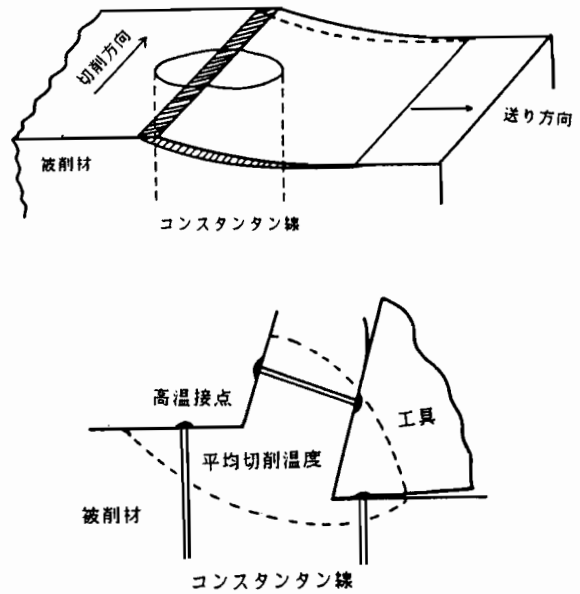


図 5-12 銅被削材-コンスタンタン熱電対形成の模式図

### 5.3.1.2 切削条件の切削温度に及ぼす影響

単結晶及び焼結ダイヤモンド工具により、無酸素銅を切削速度を変化させてフライカッティングした場合の切削温度の測定例を図5-13に示す。いずれの工具の場合も切削速度の増加に伴って切削温度は増大しており、焼結ダイヤモンド工具を用いた場合、切削温度は単結晶ダイヤモンド工具を用いた場合の2倍近い温度になっているのがわかる。これは、主に工具の刃先丸味による影響と思われる。刃先丸味の大きな焼結ダイヤモンド工具では、刃先部での押しならしによる塑性変形域の拡大あるいは摩擦熱の発生により切削温度が大きくなっていると考えられる。

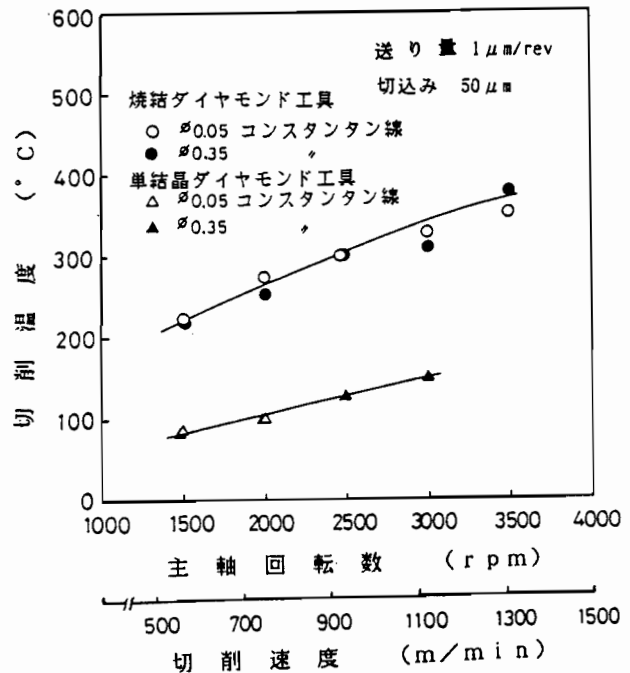


図 5-13 切削速度の切削温度に及ぼす影響

図には、2種類の径のコンス

タンタン線により測定した結果を示しているが、焼結ダイヤモンド工具を用いた場合測定値に若干のばらつきがみられるものの、前節でも示したようにコンスタンタン線径による測定値の差異はあまりないように思われる。

焼結ダイヤモンド工具により切込みを変化させて無酸素銅をフライカッティングした場合の切削温度の測定例を図5-14に示

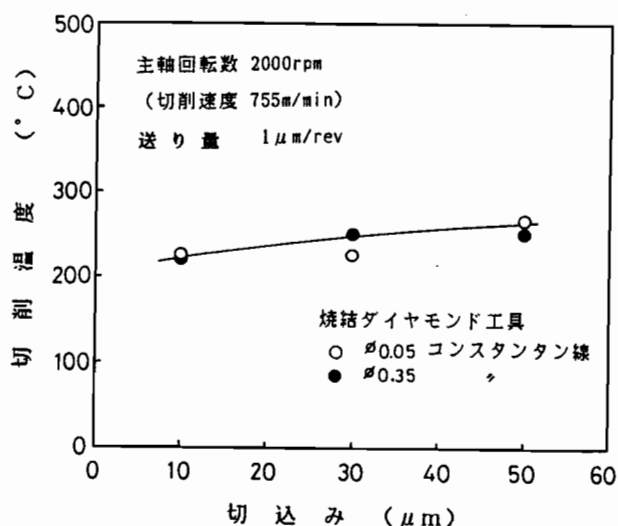


図 5-14 切込みの切削温度に及ぼす影響

す。切込みの増加に伴って切削温度はやや増加の傾向を示しているが、切削速度に比べて切削温度に及ぼす影響は小さいといえる。通常切削においては、切込みの増加に伴って切削温度は増大することが知られているが、図に示す範囲の微小な切込みの変化ではほとんど切削温度に影響を及ぼさないと思われる。

### 5.3.2 被削材の温度上昇

#### 5.3.2.1 被削材の温度上昇の測定例

天然単結晶ダイヤモンド及び焼結ダイヤモンド工具を用いて切削した場合に、被削材の温度上昇についての測定結果例を図5-15に示す。コンスタンタン線の取付け位置は図中に示すとおりで、被削材表面からの深さは3mmである。いずれの工具

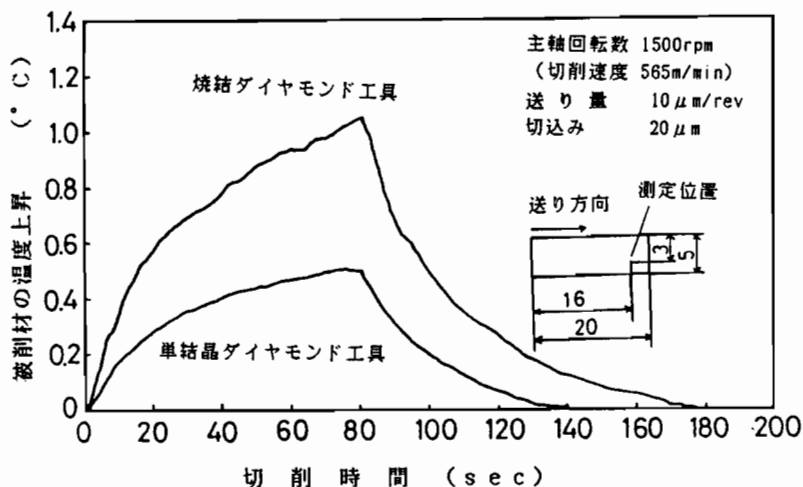


図 5-15 被削材温度上昇の測定例

を用いた場合も、切削の進行に伴って被削材温度が徐々に上昇し、切削終了と同時に急速に低下することが認められる。単結晶ダイヤモンド工具を用いた場合は、焼結ダイヤモンド工具の場合に比べて、温度上昇はかなり低くなっている。

焼結ダイヤモンド工具を用いて被削材表面上の銅メッキ層を切削した場合に、3箇所において測定した被削材の温度上昇の測定値を重ね書きして図5-16に示す。図は熱電対の位置が被

削材表面下 $6\mu\text{m}$ の場合と $50\mu\text{m}$ の場合の結果を示しているが、両者を比較して見やすくするために横軸の時間軸の目盛を変えている。3箇所で測定される熱起電力の相違は少なく、切削位置に無関係に被削材温度はほぼ均一に上昇、低下していることが認められる。

切削開始後 1.2秒、

3.8 秒、6.8 秒において見られる熱起電力の瞬間的な上昇は、それぞれ被削材の左端から 3mm、9.5mm、16mm にあるコンスタンタン線の直上を切削したために、それぞれの熱電対から相対的に高い熱起電力が検出されたことによるものである。図中の①、②、③はそれらの対応を示している。工具がコンスタンタン線の位置を通過した後は被削材温度はほぼ元に戻り、引続き上昇を続ける。

工具がコンスタンタン線上を通過する時に示す瞬間的な温度上昇の最高値は、必ずしも正確に測定されていない。これは記録計として高感度のペン書きレコーダを使用しており、周波数特性の点からペンが短時間の変化に追従し得ないことによる。しかし、工具がコンスタンタン線上を通過する時に示す瞬間的な熱起電力の上昇は、被削材表面から温度測定点までの距離が大きくなるに従って急速に低下しており、図5-15に示す位置ではもはやこのような瞬間的な温度上昇は検出されていない。本

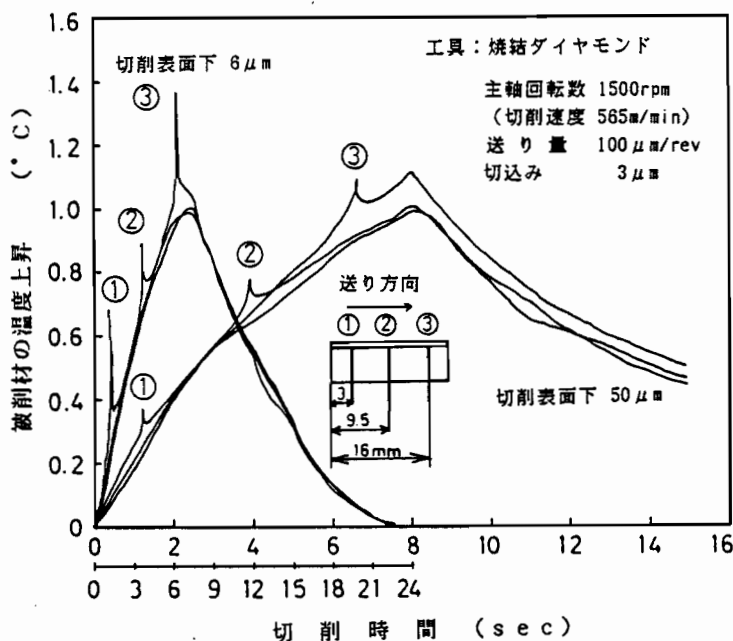


図 5-16 被削材温度上昇の測定例



実験で用いた被削材の場合熱容量が小さく、また銅の熱伝導率が良いため、瞬間的な温度上昇を除いた被削材内の温度上昇は測定位置によらずほぼ同じになっている。

### 5.3.2.2 切削条件の被削材温度上昇へ及ぼす影響

図5-17は、単結晶ダイヤモンド工具および焼結ダイヤモンド工具を用いて、切込みを変化させて切削した場合の温度上昇の測定例である。ここでは、切削開始から切削終了までの温度上昇のみを示している。図5-15と比較して送り量が2倍になっているが、温度上昇

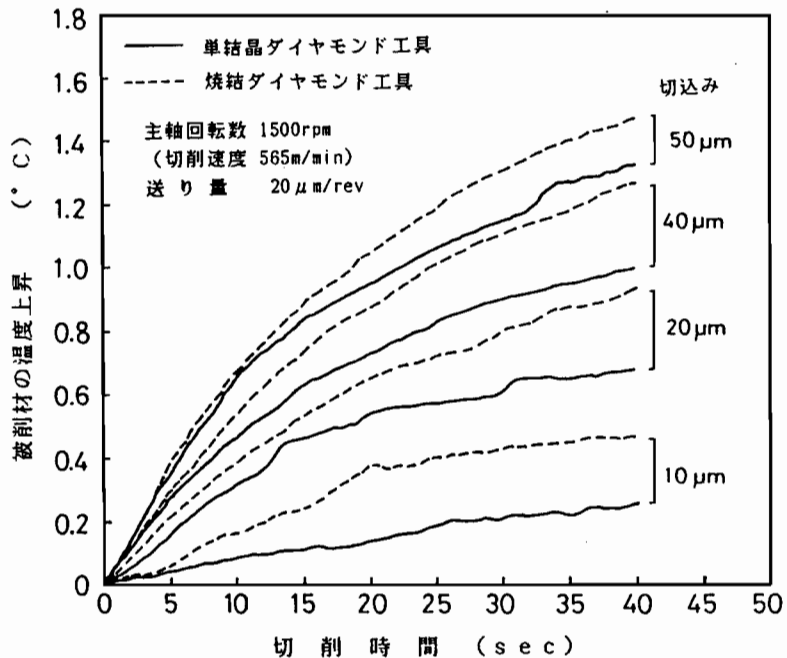


図 5-17 切込みの被削材温度上昇に及ぼす影響

の時間的变化は、図5-15に示したものと同様である。切込みの増加に伴って、切削終了時の被削材の温度上昇量が大きくなっていることがわかる。また、焼結ダイヤモンド工具を用いた場合、いずれの切削条件においても単結晶ダイヤモンド工具の場合より温度上昇量は大きくなっており、特に切込みが小さい条件になるほど、その差は相対的に大きくなっている。

単結晶ダイヤモンド工具及び焼結ダイヤモンド工具により、送り量を変化させて切削した場合の温度上昇の測定例をそれぞれ図5-18及び図5-19に示す。いずれの場合も送り量の大きい条件ほど温度上昇が大きくなっており、また焼結ダイヤモンド工具を用いた場合の方が大きくなっていることがわかる。単結晶ダイヤモンド工具を用いた場合、送り量が 10 μm/rev以下では温度上昇はほぼ定常状態に達しており、被削材へ流入する熱量と外部へ放散する熱量がつりあって平衡状態を保っていると思われる。それに対し焼結ダイヤモンド工具を用いた場合、いずれの条件において

も切削の進行に伴って温度は上昇を続けており、本実験で用いた寸法形状の試料では定常に達しなかった。また、送り量  $5\mu\text{m}/\text{rev}$  の条件においては切削状態が非常に悪く、むしろ

仕上面が肉眼で観察された。この場合の被削材の温度上昇は図に示すように、非常に大きな上昇がみられた。

単結晶ダイヤモンド工具を用いて、切削速度を変化させて切削した場合の温度上昇の測定例を図5-20に示す。切削速度の増加に伴って同一時間内における被削材の温度上昇量が大きくなっていることが認められる。切削速度によって切削力はほぼ一定であること、ま

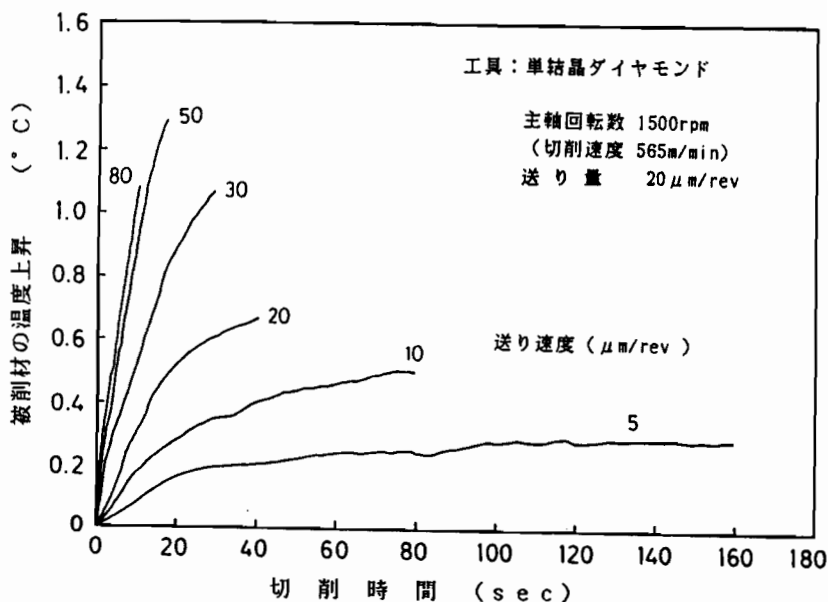


図 5-18 送り量の被削材温度上昇に及ぼす影響 (単結晶ダイヤモンド工具による切削)

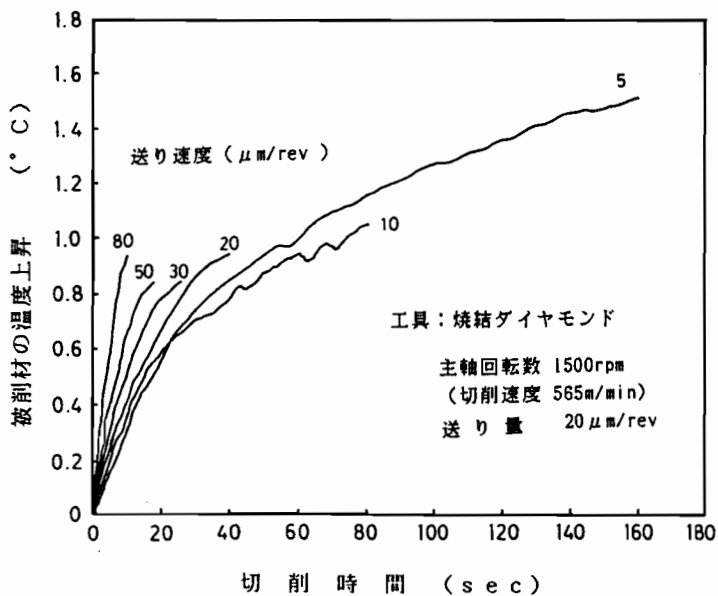


図 5-19 送り量の被削材温度上昇に及ぼす影響 (焼結ダイヤモンド工具による切削)

た送り量、切込み及び被削材形状が同じ条件であることから被削材の切削終了までに流入する全熱量は切削速度によらずほぼ同じであり、従って切削終了時の温度上昇量もほぼ同じであると考えられる。しかしながら、図より切削速度の低い条件ほど切削終了時の温度上昇量は低くなっている。

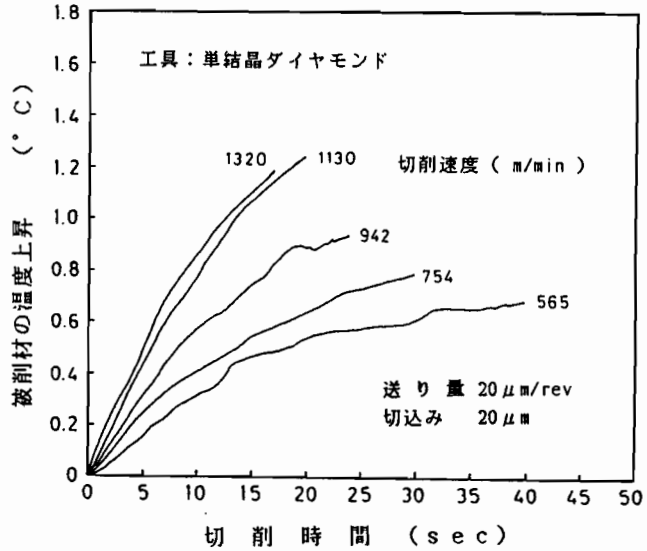


図 5-20 切削速度の被削材温度上昇に及ぼす影響

これは、切削速度すなわち主軸回転数が低いほど、同一形状の被削材を切削終了

するのに要する時間が長くなり、従って工具が空転している時間の絶対量が長くなることにより被削材の温度をより多く低下させることによるものと考えられる。

単結晶ダイヤモンド工具を用いて、乾式及び湿式で切込みを変化させて切削した場合の温度上昇の測定例を図5-21に示す。湿式切削では、ミスト状にした白灯油を被削材に与え

て測定した。

なお、図5-17の結果と比べると、同じ切削条件にもかかわらず温度上昇量が大きくなっているが、これはこの場合の実験に用いた被削材の大きさが

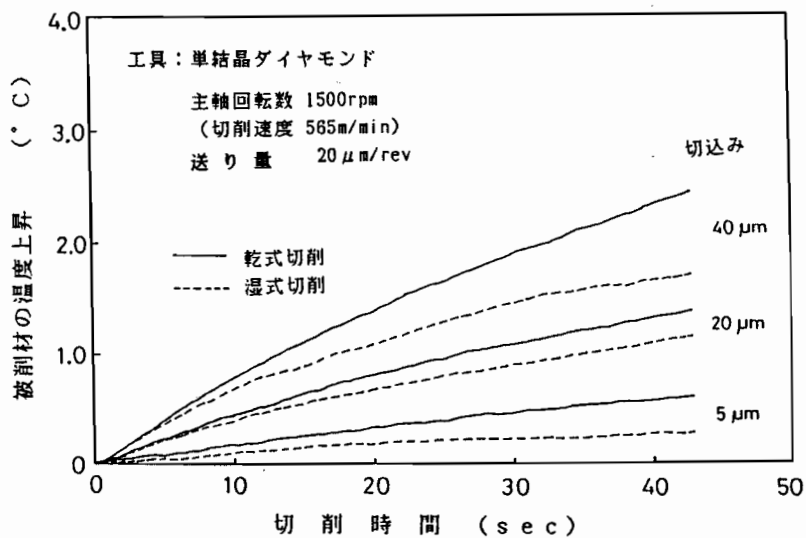


図 5-21 切削油剤の被削材温度上昇に及ぼす影響

若干小さく、従って熱容量が小さくなることにより温度上昇量が大きくなったものと思われる。これより、切削油剤を用いることにより被削材の温度上昇をある程度抑制しえることがわかる。切削油剤を用いて切削した場合に測定された切削温度ならびに切削力の値は、乾切削の場合とほとんど変らなかったことから切削油剤は切削機構そのものに影響を及ぼすものではなく、被削材表面を油剤が覆うことにより熱を奪う効果が生じたものと思われる。また、ここには示していないが、油剤の与え方によっては被削材の温度は初期の温度より低下する場合がみられた。

### 5.3.3 工具の温度上昇

焼結ダイヤモンド工具を用いて、無酸素銅を正面旋削した場合の工具の温度上昇を測定した結果を図5-22に示す。切削の開始とともに工具の温度は上昇していき、その後減少している。これは、被削材が直径30mmの円板であるためこの場合の最大の切削速度は約14m/minになっており、工具が被削材中心に送られるとともに切削速度が低下することにより、発熱量が減少して大気中へ熱伝達により放熱される熱量の方が多くなるためと思われる。

切込み 20 $\mu\text{m}$ の条件で、最大約3.5 $^{\circ}\text{C}$ まで工具シャンクの温度が上昇している。丸棒の外周削りのような場合には、図に示されるピーク値近傍の温度で定常状態になると思われる。実用的には、この速度の数10倍の切削速度で加工が行われるため切削変形域での発熱量はかなり大きくなり、またダイヤモンドの熱伝導率はかなり大きいので熱伝導による工具シャンクの温度上昇は、熱膨張による加工精度低下に対して無視しえない大きさになることが予測される。

CBN工具を用いて、乾式及

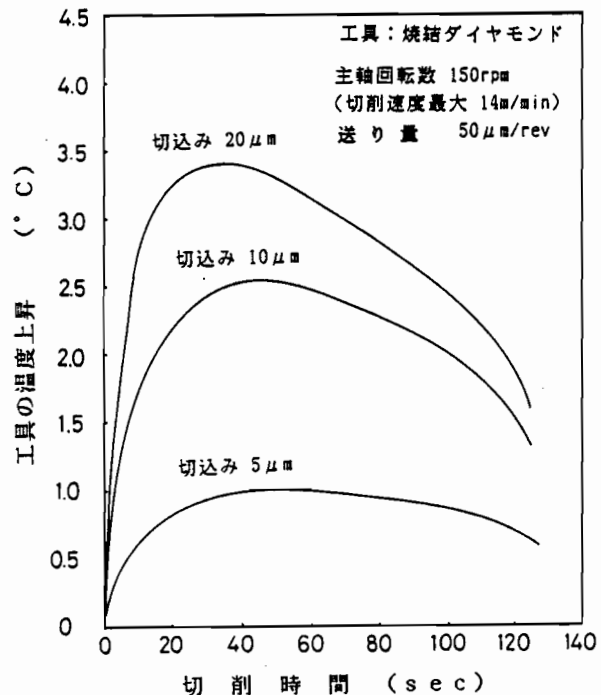


図 5-22 銅の正面旋削における焼結ダイヤモンド工具の温度上昇

び湿式で無酸素銅を正面旋削した場合の工具の温度上昇の測定例を図5-23に示す。なお、湿式切削では被削材表面に白灯油を塗布した後切削を行っており、切削中は油剤を与えていない。図5-22の結果とほぼ同様の傾向を示しているが、ダイヤモンドに比べて熱伝導率の低いCBN工具を用いた場合、工具の温度上昇は若干低くなっている。また湿式切削の場合、温度の上昇は約半分になっており、ほぼ定常になっているのがわかる。フライカッティングを行った場合についても同様に工具の温度上昇の測定を試みたが、温度の上昇はほとんどみられなかった。これは、断続切削であることから空転している時間の方が切削している時間よりはるかに長いいため、次の切削を行うまでに十分熱が放散するためと考えられる。

本章では、主に銅の超精密切削における切削温度について論じているが、比較のためCBN工具によりステンレス鋼(SUS303)を正面旋削した場合の工具の温度上昇を測定した例を図5-24に示す。試料形状は銅と同様

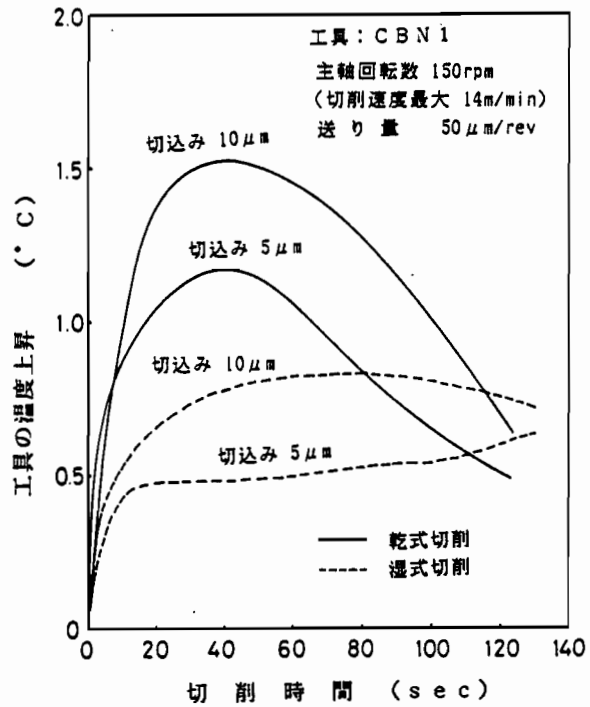


図 5-23 銅の正面旋削におけるCBN工具の温度上昇

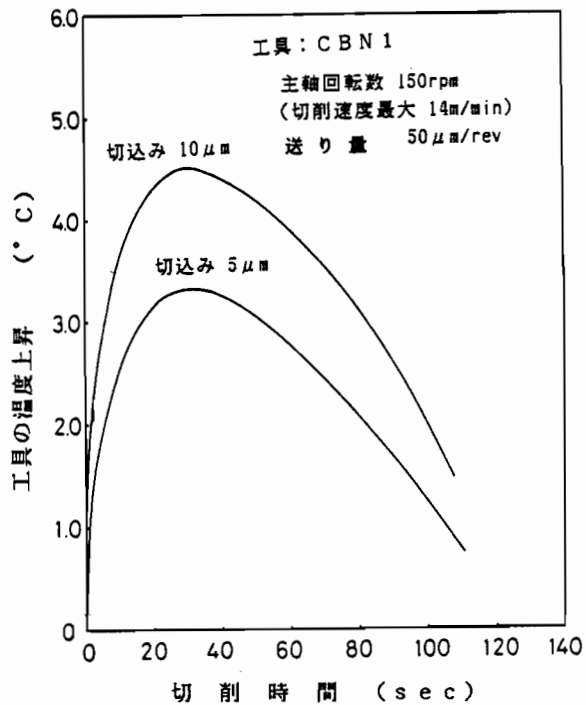


図 5-24 ステンレス鋼(SUS303)の正面旋削におけるCBN工具の温度上昇

である。これより、図5-23に示す銅の切削の場合と比べて約3倍の温度上昇になっていることがわかる。ステンレス鋼の切削温度の測定は試みていないが、銅の切削の場合よりはるかに高い温度になっていることが推測され、このような材料の精密切削では、工具の温度上昇による熱膨張もさることながら切削温度による工具摩耗による加工精度への影響がかなり問題になると考えられる。

## 5.4 考察

### 5.4.1 微小切削における切削温度

超精密ダイヤモンド切削における切削温度の測定例はこれまで見あたらず、切削温度についてはほとんど明らかにされていない。関連の研究結果としてこれまで例えば、Al-Fe合金の超精密ダイヤモンド切削では、本実験と同程度の切削条件で、カールした切りくず同志が溶着しているのが観察されており<sup>5-13)</sup>、またダイヤモンド切削において銅やアルミニウムの被削材が工具すくい面へ付着することも観察されている<sup>5-14)</sup>。これらのことから、従来より軟質金属の超精密ダイヤモンド切削における切削温度は、数100°C程度の値になることが推測されていたが、本実験における切削温度測定結果から切削温度は従来より推測されていた温度に近い値になっていることが確認された。以下に2次元切削実験にもとづいて計算された平均切削温度とフライカッティングにおける実測値を比較検討することにより、微小切削における切削温度について考察を行う。

高速2次元切削実験より測定された主分力、背分力、切りくず厚さをもとづいてM.C.Shawらの解析法を適用して平均切削温度を計算した結果を図5-25に示す。フライカッティングにおいて測定された切削温度とは、切削条件が異なるため直接比較はできないが、計算された切削温度の値は実測値に近い値になっており、また切削速度の変化に対して定性的によく一致した結果となっている。

通常切削における計算例では、切削速度の増加に伴いせん断面の温度はその変化の割合は小さいが増加し、すくい面の摩擦温度は切削速度の増加に伴い非常に増大することが知られている。また、低速切削条件を除いては、一般にすくい面摩擦温度の方がせん断面の温度より高くなる。一方、本実験条件におけるような微小切削においては、図に示されるようにすくい面の摩擦温度はせん断面の温度よりかなり

低く、平均切削温度の約15~20%の値になっている。これより微小切削においては、通常切削に比べて切削仕事はせん断域での塑性変形仕事に消費される割合が大きくすくい面での摩擦仕事による発生熱量は比較的少ないといえる。

油静圧軸受主軸を用いて銅及びアルミニウムの2次元切削を行った場合の平均切削温度の計算例を図5-26に示す。すくい面の摩擦温度は切削温度の低下に伴って低くなっているのがわかる。アルミニウムの切削温度の測定実験は行っていないが、計算によると銅切削の場合に比べて平均切削温度はかなり低くなっており、

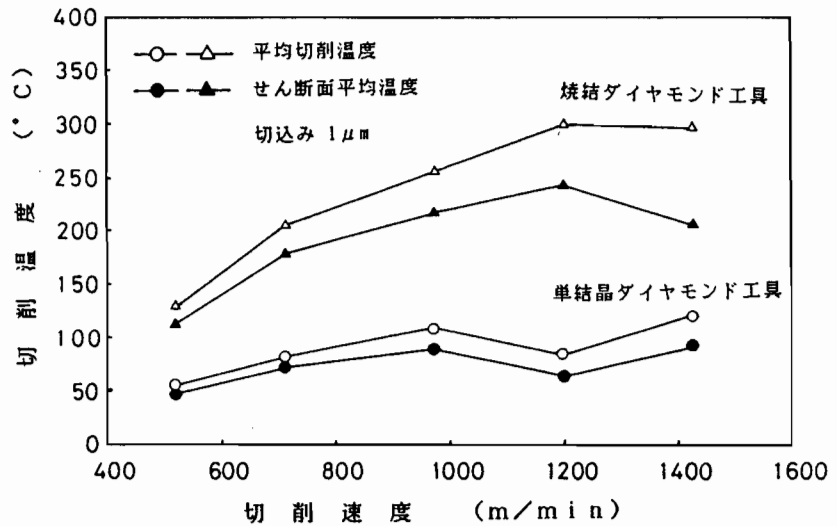


図 5-25 切削速度を変化させて銅の2次元切削を行った場合の平均切削温度及びせん断面温度の計算例（空気静圧軸受主軸）

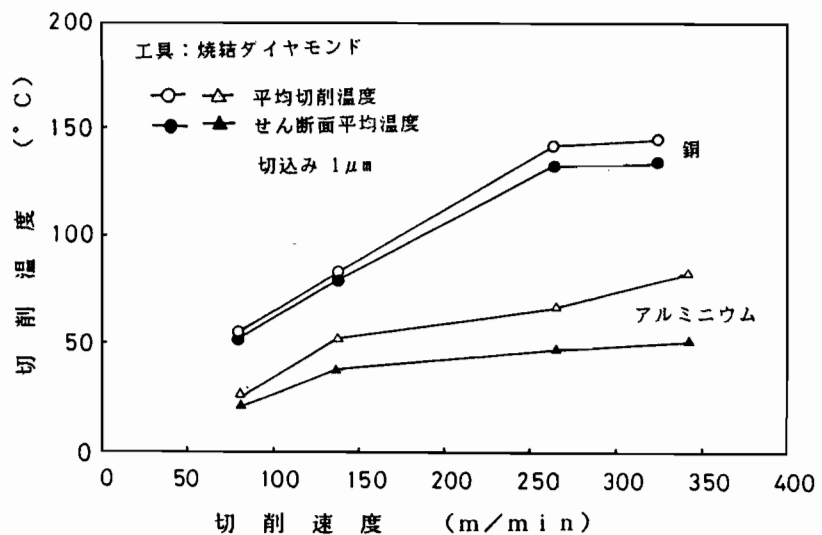


図 5-26 切削速度を変化させて銅及びアルミニウムの2次元切削を行った場合の平均切削温度及びせん断面温度の計算例（油静圧軸受主軸）

すくい面摩擦温度は相対的に高くなっている。一般にアルミニウムの超精密切削においては、工具に被削材が薄く付着し、銅に比べて良い仕上面が得にくいといわれており、このことからアルミニウム切削においては工具すくい面での塑性流動（二次流れ）が大きいと考えられ、すくい面の摩擦温度が相対的に大きくなるものと思われる。

切込みを変化させて銅を2次元切削した場合の平均切削温度の計算例を図5-27に示す。切込みの変化に対しては切削温度の変化は小さく、切削速度の影響がかなり大きいことがわか

る。しかし、切込みが $0.1\mu\text{m}$ 以下では、むしろ切込みの減少に伴って切削温度は増加する傾向がみられた。平均切削温度の計算では、切削仕事は、全てせん断域での塑性変形仕事とすくい面での摩擦仕事に費やされて熱エネルギーに変化するとしてい

る。一方切込みがかなり微小な領域では、一般に無視されていた工具刃先丸味部での塑性仕事、摩擦仕事あるいは表面創成仕事などに費やされる割合が大きくなると考えられるため、切込みが微小になるほど切削温度は相対的に高く計算されることになると思われる。また、新生面創成エネルギーに関しては、銅の表面エネルギーを $1100 \times 10^{-7} \text{ J/cm}^2$ とすると<sup>5-15</sup>、通常切削レベルでは全切削仕事に対して0.01%程度になるのに対し、本実験条件の微小切削レベルでは約1%となり、通常切削に比べると全切削仕事に占める割合は大きくなる。しかしながら、この割合は計算上、大きくとも1~2%であり、刃先丸味部の変形仕事に対する影響の方が大きいと考えられる。

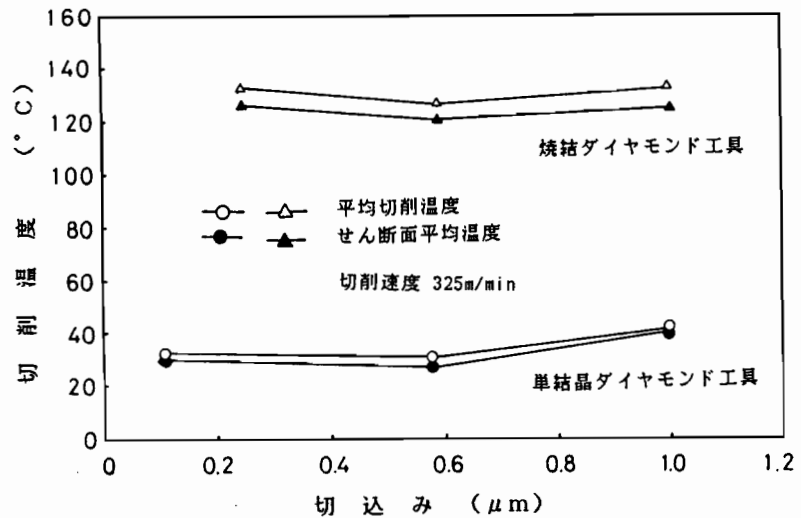


図 5-27 切込みを変化させて銅の2次元切削を行った場合の平均切削温度及びせん断面温度の計算例



### 5.4.2 切削熱の被削材への流入割合と被削材温度上昇の関係

被削材の温度上昇量は、切削変形域における発熱量及びそれらの被削材へ流入する割合によって決るといってよい。そこで、まず変形域における発生熱量について考察する。切削主分力は切削に費やされるエネルギーに直接関係し、それが発生熱量と対応づけられることから被削材の温度上昇は、切削力の大きさと直接関係するものと思われる。図5-17及び図5-18の結果より、切込み及び送り量の増加に伴って、同一時間内における被削材の温度上昇が大きくなることが求められた。また、焼結ダイヤモンド工具を用いて切削した場合の方が、単結晶ダイヤモンド工具を用いた場合よりも温度上昇が大きくなることが明らかとなっている。このことは、第4章において示した銅の超精密ダイヤモンド切削における切削力と切削条件の関係と非常によく対応しているといえる。なお、切削主分力の大きさは、切削速度の広い範囲にわたってほとんど変化はみられないが、切削仕事は切削力と切削速度の積で表されるので、発生熱量は切削速度にほぼ比例して増大すると考えられる。

銅の高速2次元切削において測定される切削力から、せん断面及びすくい面での発生熱量を計算した結果を図5-28に示す。切削速度の増加に伴ってせん断面の発生熱量  $q_1$  は、焼結ダイヤモンド工具を用いた場合急激に増大しているのに対し、単結晶ダイヤモ

ンド工具を用いた場合では増加の割合は小さくなっている。すくい面での発生熱量  $q_2$  は、高速域を除いては工具によってさほど差はみられない。これらのことは、主に工具の刃先丸味に

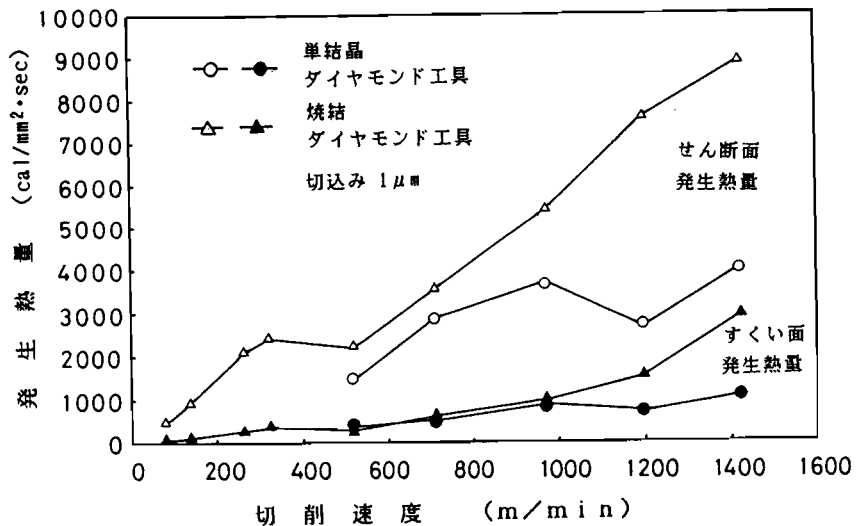


図 5-28 銅の2次元切削におけるせん断面及びすくい面での発生熱量の計算例

よる影響と考えられ、刃先丸味はせん断域での塑性変形領域に対してはかなり影響を与えるが、すくい面の摩擦に対してはある速度域まではさほど影響を及ぼさないことが推察される。また、せん断面での発生熱量が大きいことは、被削材へ流入する熱量も多くなると考えられ、結果として被削材の温度上昇を高めることになると思われる。

次に、せん断面及びすくい面で発生した熱の流入割合について検討する。銅の2次元切削におけるせん断面及びすくい面で発生した熱量の切りくずへの流入割合 $R_1$ 及び $R_2$ を計算した結果を図5-29に示す。まず $R_2$ についてみると、 $R_2$ の値は切削速度の増加に伴って大きくなり80~90%の値になっている。また、切削速度90m/minでは $R_2$ は急激に小さくなっている。これらのことは、すくい面での発生熱量の大部分は切りくずへ

流入し、切削速度が低い条件では工具への流入が急激に増えることになり、通常切削における解析で得られている結果と定性的によく対応している

といえる。

一方、 $R_1$ の値は切削速度

の増加に伴い増加しているが、数%~20%までの変化であり、せん断面で発生した熱量の大部分が被削材へ流入することになる。通常切削においては60~70%が切りくずへ流入することが知られており、本実験で得られた結果はこれと大きく異なる。

従来発表されている実験あるいは数値計算で得られた $R_1$ の値を、無次元量 $R_t \cdot \tan \phi$  ( $R_t = V \cdot t / K$ ,  $R_t$ : Thermal Number,  $V$ : 切削速度,  $t$ : 切込み,  $K$ : 温度伝導率,  $\phi$ : せん断角) でまとめた結果を参照すると(5-16)、これらの値はほぼ1本の曲線上に乗

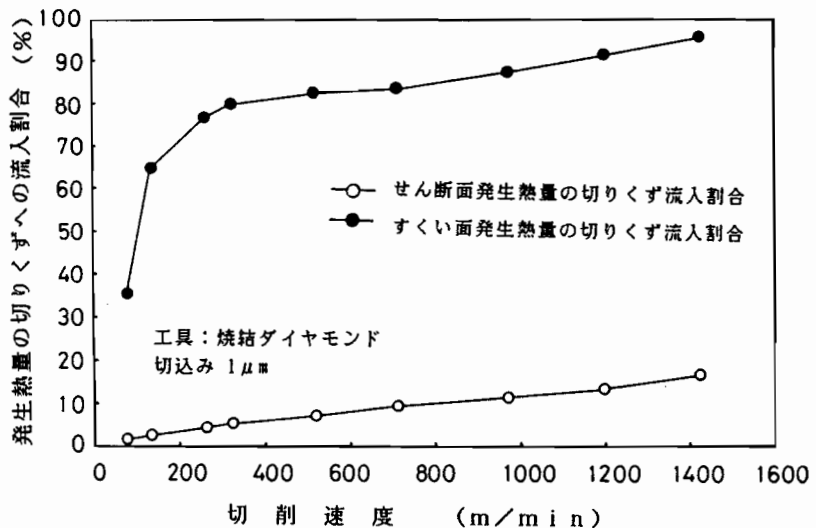


図 5-29 銅の2次元切削におけるせん断面及びすくい面での発生熱量の切りくずへの流入割合の計算例

っており、 $R_t \cdot \tan \phi$  が小さくなるほど  $R_1$  は大きくなっている。すなわち、切削速度  $V$  が低いほど、切込み  $t$  が小さいほど、被削材の温度伝導率  $K$  が大きいほど、せん断角  $\phi$  が小さいほど被削材への熱の流入割合が大きくなることを意味している。本実験条件の範囲では、 $R_t \cdot \tan \phi$  の値は  $10^{-2} \sim 10^{-3}$  の範囲になり、通常切削で得られている値よりかなり小さくなる。通常切削で得られている結果において、直線を外そうすることにより本実験条件における  $R_t \cdot \tan \phi$  の値に対する  $R_1$  を推定すると、図5-29で示した  $R_1$  の値と同程度の値になっていることが確認された。

図5-28及び図5-29の結果にもとづいて切りくず、工具、及び被削材への熱エネルギーの配分を計算した例を図5-30に示す。切削速度の増加に伴い被削材への流入が減少し、切り

くずへの流入割合が増加しているのは通常切削で得られている傾向と同様であるが、被削材へ流入する割合が最も大きくなっており、通常切削では

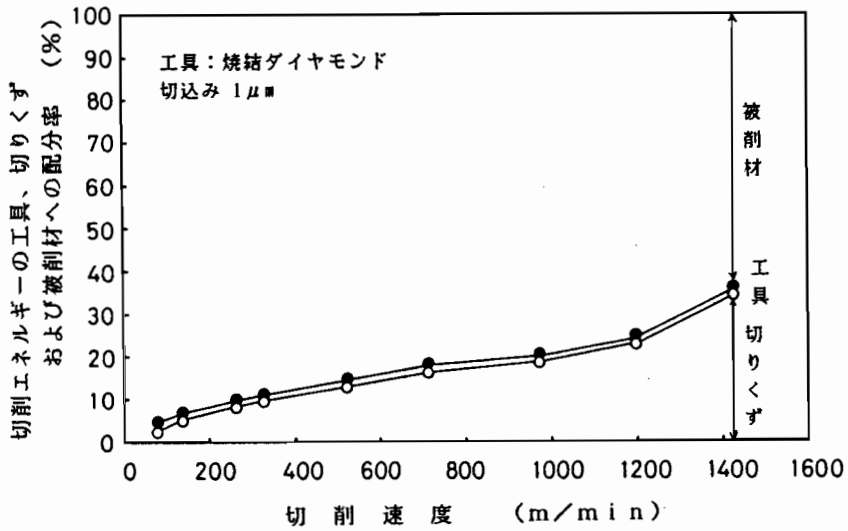


図 5-30 銅の2次元切削におけるせん断面及びすくい面での発生熱量の工具、切りくず、被削材へのエネルギー配分の計算例

切りくずへ大部分の熱（70～80%）が流入するのと大きく異なる。これらのことより、せん断面での発熱による温度上昇が支配的であり、発生熱量の大部分が被削材へ流入することが微小切削における特徴と考えられる。

### 5.4.3 被削材温度上昇の熱伝導解析

被削材の温度上昇と内部の温度分布についてさらに詳細に検討するため、2次元非定常熱伝導解析を行った。解析モデルにおいて、工具切刃-被削材の接触長さ

相当する幅をもつ熱源が被削材表面を送り方向に順次移動すると考え、熱源の強さは実験で測定された切削力から換算している。なお、要素は工具切削刃-被削材の接触長さに対応した大きさに分割するのが望ましいと考えられるが、計算機の容量、計算時間の関係から熱源の幅は1.0 mmの一定にして要素分割した。従って、被削材が0.1mm送られる間の熱源の強さと等価になるように平均化した熱源を要素に与えている。解析における仮定は以下のとおりである。

- (1)熱源の強さは、切削刃が被削材に接触する部分の全域にわたって均一である。
- (2)被削材表面の熱伝達率は、場所によらず同一である。
- (3)被削材の側面及び取付け面の熱的境界条件は断熱とする。

なお、計算に使用した定数は、銅の比重量が  $8.96 \text{ g/cm}^3$ 、比熱が  $0.09 \text{ cal/g}\cdot^\circ\text{C}$ 、熱伝導率が  $0.95 \text{ cal/cm}^2\cdot\text{s}\cdot^\circ\text{C}$ とした。

熱電対設置位置にはほぼ対応した位置における被削材内部の温度上昇を、有限要素法によって求めた計算例を実測値と合わせて図5-31に示す。この場合、熱源の強さは2次元切

削における解析例を参考にして、切削力より換算された発生熱量の85%が被削材内部へ流入するとして決めた。

計算値と実測値は切削

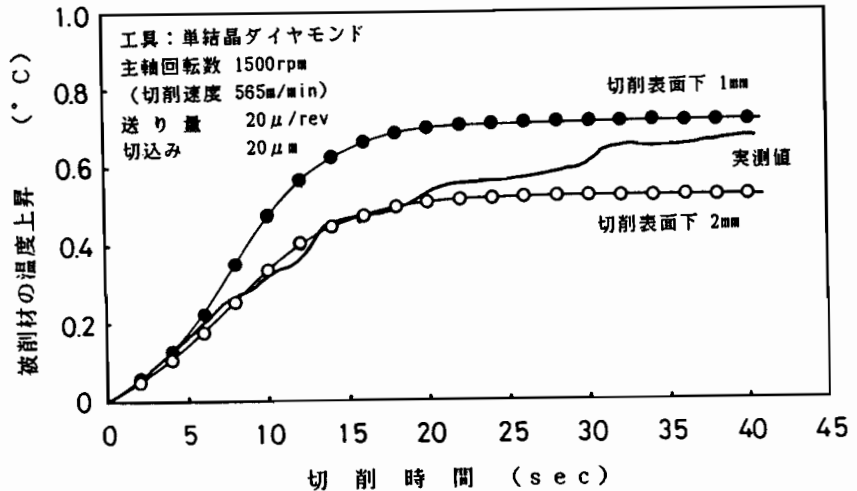


図 5-31 被削材内温度の時間的変化の有限要素解析結果と実測値との比較

距離が短い間は比較的良好に一致しているといえるが、切削の進行に伴って計算値の方が大きくなっている。また、前進差分法により求めた被削材内部の温度上昇の例を実測値とあわせて図5-32に示す。これより、切込みが小さく温度上昇の値が小さい条件では、計算値は実験結果とよく一致するが、切込みが  $50 \mu\text{m}$  と大きい条件では、切削の進行に伴って実測値より大きくなるのがわかる。これは被削材が大気

中に露呈しているにもかかわらず、解析においては被削材側面を断熱状態としているため特に切削力が大きく、温度上昇が大きくなる条件下では、温度上昇が大きく計算されることによるものと思われる。

図5-33は、被削材内部の温度分布の計算例である。熱源の移動すなわち切削の進行に伴って被削材温度が上昇しており、熱源の後方において若干高くなっている。切削終了時には、被削材内部はほぼ

一様の温度分布になっている。図の温度分布から判断して、深さ方向の温度変化は小さい。計算結果によれば送り方向に若干の温度差が認められるが、図5-16に示す実験結果からは送り方向に沿った測定位置による温度の差はあまりない。これは、実際には被削材表面に間欠的に熱源が与えられるのに対し、計算では等価な熱源が連続的に与えられるとしていることによるものと考えられる。以上、熱的境界条件による温度の相違を除けば、実験結果と解析結果は比較的よく一致しているといえる。

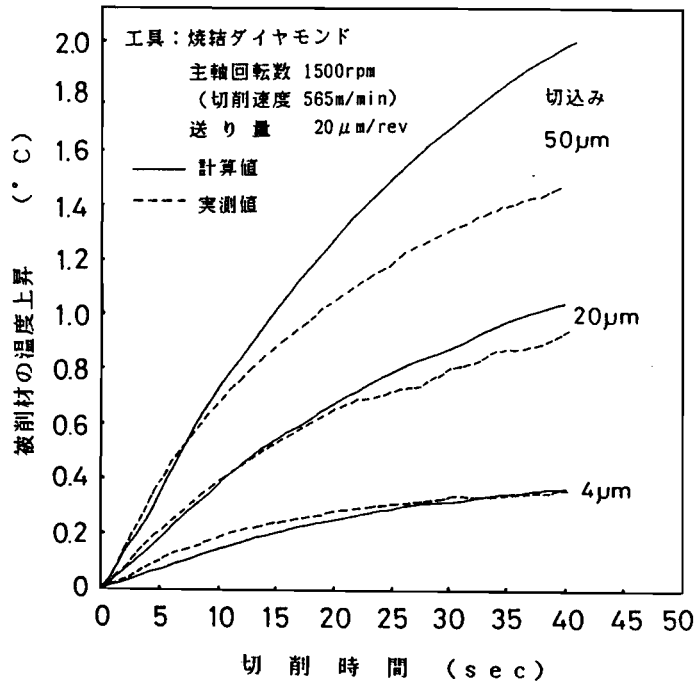
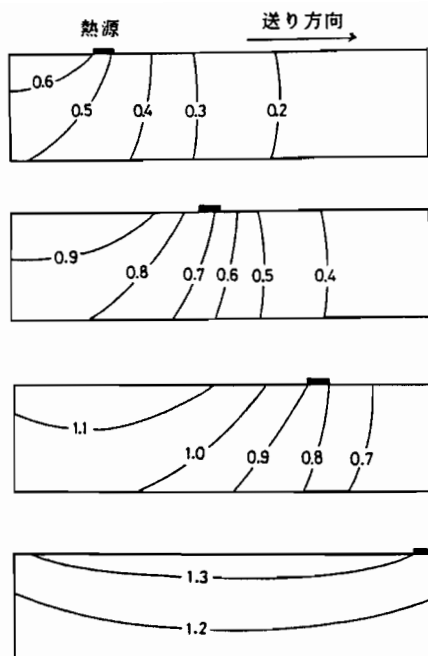


図 5-32 被削材内温度の時間的変化の前進差分法による熱伝導解析結果と実測値との比較



工具：単結晶ダイヤモンド  
 主軸回転数 3000rpm  
 (切削速度 1130m/min)  
 送り量 20 $\mu$ m/rev  
 切込み 20 $\mu$ m

図 5-33 前進差分計算による被削材内部の温度分布の時間推移

## 5.5 結 言

無酸素銅を超精密ダイヤモンド切削した場合における切削温度及び被削材、工具の温度上昇の測定を試み、切削条件との関係について検討を行い、さらに2次元切削における平均切削温度の解析ならびに2次元熱伝導解析による被削材内部の温度分布の数値計算を行うことにより実験結果と比較検討した結果、以下のことが明らかとなった。

- (1)銅-コンスタンタン線の熱電対を用いて銅の超精密ダイヤモンド切削における切削温度の測定を行うことが可能となり、ほぼ平均切削温度が測定されていることが確認された。
- (2)切削温度は、切削速度及び切込みの増加によって増大するが、切込みによる影響は小さい。また、工具刃先丸味の影響が大きく、切削温度は単結晶ダイヤモンド工具を用いた場合で100~200℃程度の値になるのに対し、焼結ダイヤモンド工具を用いた場合では200~400℃程度の値になった。

- (3)被削材及び工具の温度上昇は、切込み、送り量の増加すなわち切削力の大きさに対応した発生熱量の増加に伴って増大し、温度上昇量は数 °C 程度の値になる。また切削速度に対しても大きく依存し、その増加に伴って増大する。
- (4)2次元切削実験にもとづく平均切削温度の単一せん断面解析の結果、計算値は実測値に近い値となり、また切削速度、切込みの変化に対して実験結果と定性的によく一致した関係が得られた。
- (5)有限要素法ならびに差分法による2次元熱伝導解析により得られた被削材内部の温度の時間的变化は、実験結果と比較的よく一致する。

## 第6章 超精密切削における 仕上面性状

### 6.1 緒言

工作機械-工具-被削材系からなる切削加工システムにおいては、素材の入力に対して所定の仕上面性状を有する製品が出力されなければならない。それらの評価項目としては製品に要求される機能により異なるが、主に寸法形状精度、仕上面あらさ、加工変質層があげられる。超精密切削加工においては一般に精度比率で $10^{-6}$ 、仕上面あらさで10~20nm程度の精度が要求されており、既に論じたようにこれを満足するためには、超精密工作機械の運動特性、単結晶ダイヤモンド工具の刃先形状、被削材の組成、加工方法、切削条件、鏡面の評価方法など解明しなければならない多くの技術的課題をかかえている。

超精密切削加工における上述の種々の要因と仕上面性状に関する研究は、最近始められたばかりである。例えば、銅、アルミニウム材料に対しては鏡面生成におけるバニシ作用の影響を結晶学的立場より検討したもの<sup>6-1)</sup>、結晶粒界段差の生成要因についてシミュレーション解析を行ったもの<sup>6-2)</sup>、被削材中の合金粒子、析出物、不純物などと表面品位の関係について考察したもの<sup>6-3)</sup>、工具-被削材間の低周波振動の仕上面あらさへの影響について実験解析を行ったもの<sup>6-4)</sup>などが報告されている。また、各種プラスチック材料に対しても切削条件、工具形状などと仕上面あらさの関係について報告されている<sup>6-5)</sup>。さらに、ごく最近ステンレス鋼<sup>6-6)</sup>、セラミックス<sup>6-7)</sup>についても鏡面切削加工の可能性を示す実験結果が報告されている。

しかしながら、工具刃先近傍での被削材の変形破壊挙動、切りくず生成機構、切削力変動など微視的観点から仕上面生成機構について論じたものはほとんどなく、また、加工変質層など仕上面表層下の性状に関する報告もほとんど見当たらない。特に、ステンレス鋼、セラミックスのようないわゆる難削材料に対しては、ごく最近になって研究成果が報告されたばかりであり、工具摩耗、主軸剛性、切削油などの仕上面あらさに及ぼす影響について詳細な検討を行うまでには至っておらず、ほとんど明らかにされていない。

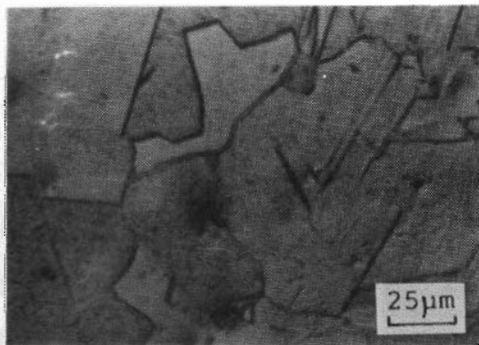
そこで、本研究では超精密高速切削加工機を用いて、軟質金属、鉄系金属、セラ



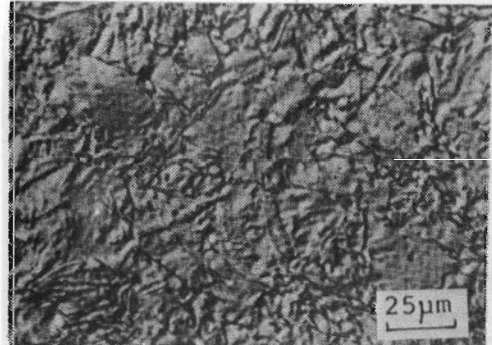
ミックスの切削実験を行い、主に仕上面あらさの測定及び表面の顕微鏡観察により各種切削パラメータと仕上面性状の関係について明らかにするとともに、加工機の運動精度のうねりに及ぼす影響についても考察する。さらに、SEM内微小切削実験により仕上面生成過程の直接観察を行い、結晶粒界、工具刃先丸味などの微視的要因の仕上面生成機構に及ぼす影響について検討する。

## 6.2 被削材の表面組織

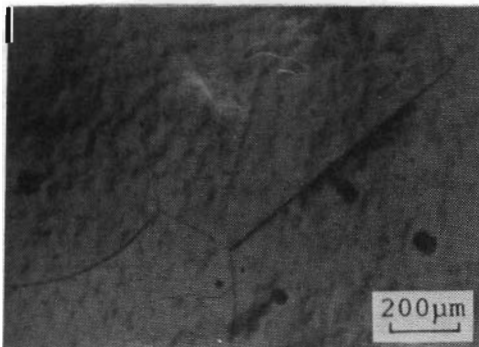
本章で用いる被削材の表面組織のSEM観察写真を図6-1に示す。電解研磨及び腐食条件は第3章で示したとおりである。無酸素銅及び純銅はいずれも純度99.99%以上であるが、無酸素銅の方は再結晶組織となっているのがわかる。高純度アルミニウムにおいては、結晶粒界のみが観察される。点在する黒点は、電解研磨中に生じたビットである。



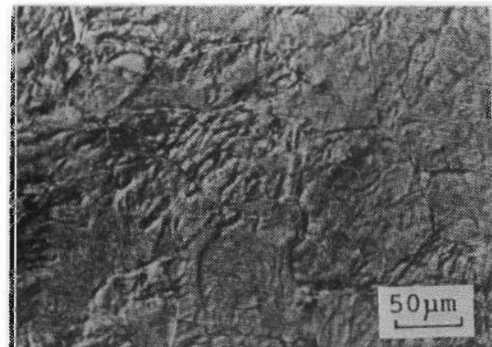
(1) 無酸素銅



(2) 純銅

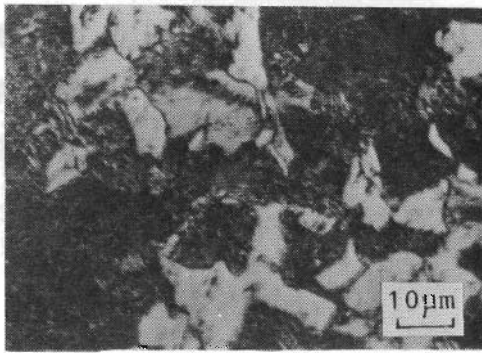


(3) 純アルミニウム

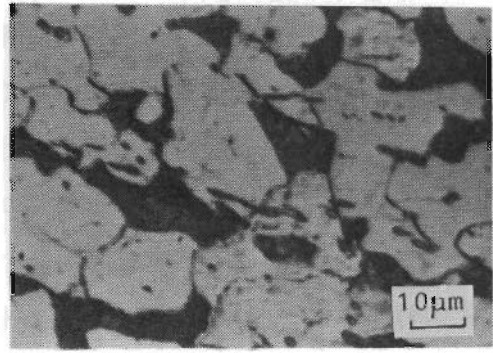


(4) 純鉄

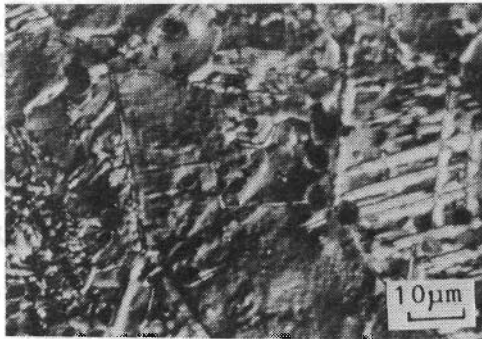
図 6-1 各種被削材の表面組織のSEM観察写真



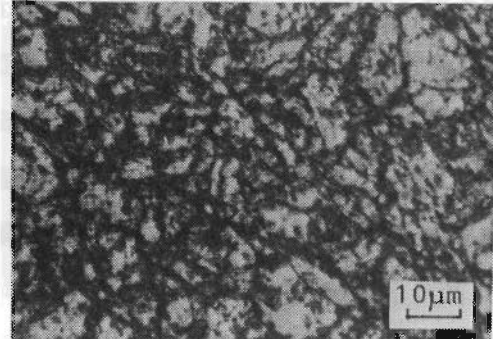
(5) S45C



(6) S25C



(7) SUS303



(8) SUS403

図 6-1 各種被削材の表面組織のSEM観察写真(その2)

S25Cはフェライトの基地にパーライト(黒色部分)が生じている。S45Cではパーライト量が増大しており、白いフェライトが少なくなっている。また、パーライトは層状組織になっているのがわかる。純鉄では、粒状結晶の集合組織がみられる。この各々の結晶粒は勝手な方向に主要結晶軸をもつ単結晶である<sup>6-8)</sup>。

オーステナイト系の18-8ステンレス鋼であるSUS303においてみられる結晶粒内の平行線は、機械的な研磨による変形双晶が現れたものと思われる。また、点在する黒点は腐食により生じたピットである。マルテンサイト系の中炭素13%Crステンレス鋼であるSUS403は、フェライト+ $(Cr,Fe)_{23}C_6$ の組織になっていると思われる<sup>6-8)</sup>。

本章における実験方法及び実験条件は、第3章に示したものと同様であるが、比較のためダイヤモンド工具、CBN工具に加えて超硬工具(K10種)及びTiNを添加した、いわゆる強靱サーメット工具を用いた。工具形状は、両者ともノーズ半径0.2 mm、すくい角 $0^\circ$ である。

## 6.3 実験結果

### 6.3.1 軟質金属の仕上面性状

#### 6.3.1.1 アルミニウムの微小2次元切削における仕上面の観察

単結晶ダイヤモンド工具により、アルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削を行って得られた仕上面のノマルスキー型微分干渉顕微鏡による観察結果を、図6-2に示す。これらは、それぞれ第3章の図3-14に示した切りくず生成過程において得ら

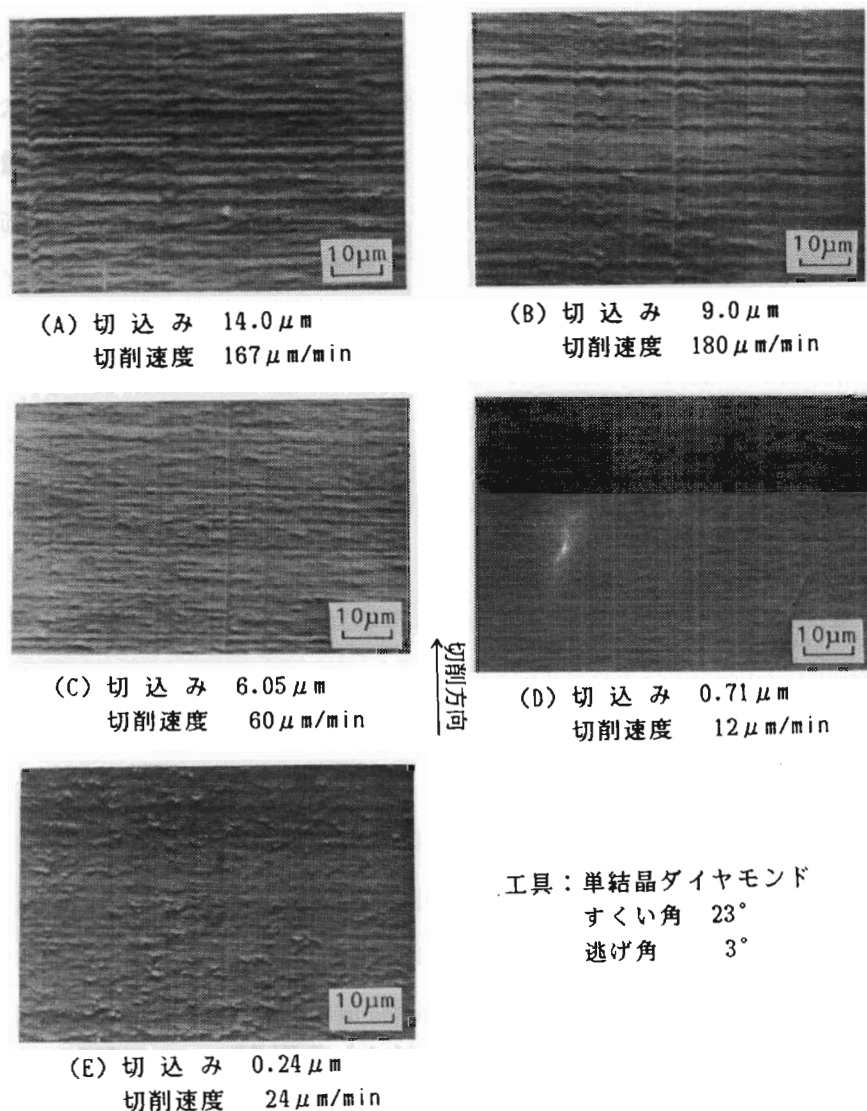


図6-2 切込みを変えて得られたアルミニウム粗大結晶（結晶粒A）の仕上面の微分干渉型顕微鏡写真（SEM内微小切削）

れた仕上面に対応したものである。各仕上面とも、切削方向に工具切刃の微小な欠けの跡と思われるすじが認められる。また、切削方向と垂直な方向に規則的な間隔をもつ凹凸が観察される。この間隔は、切込みが大きい条件ほど大きくなっており、仕上面の凹凸も大きくなっている。すなわち、仕上面あらさは切込みの減少に伴って良好になることがわかる。しかしながら、切込み  $0.24\mu\text{m}$  の条件では切込み  $0.71\mu\text{m}$  の条件の場合に比べて、むしろ凹凸が大きくなっているように観察される。これは、この場合の切りくず生成における切りくず厚さの変動が、切込みに対して相対的に大きくなっていることに対応しているものと考えられる。また、図に示される周期的な凹凸は、第3章及び第4章において示した切込みと層状すべり間隔との関係あるいは切削力の変動周期との関係と対応して生じていると考えられるが、このことについては6.4.1節において詳細な検討を行う。

ついで、異なる結晶粒をSEM内微小切削して得られた仕上面の観察例を図6-3

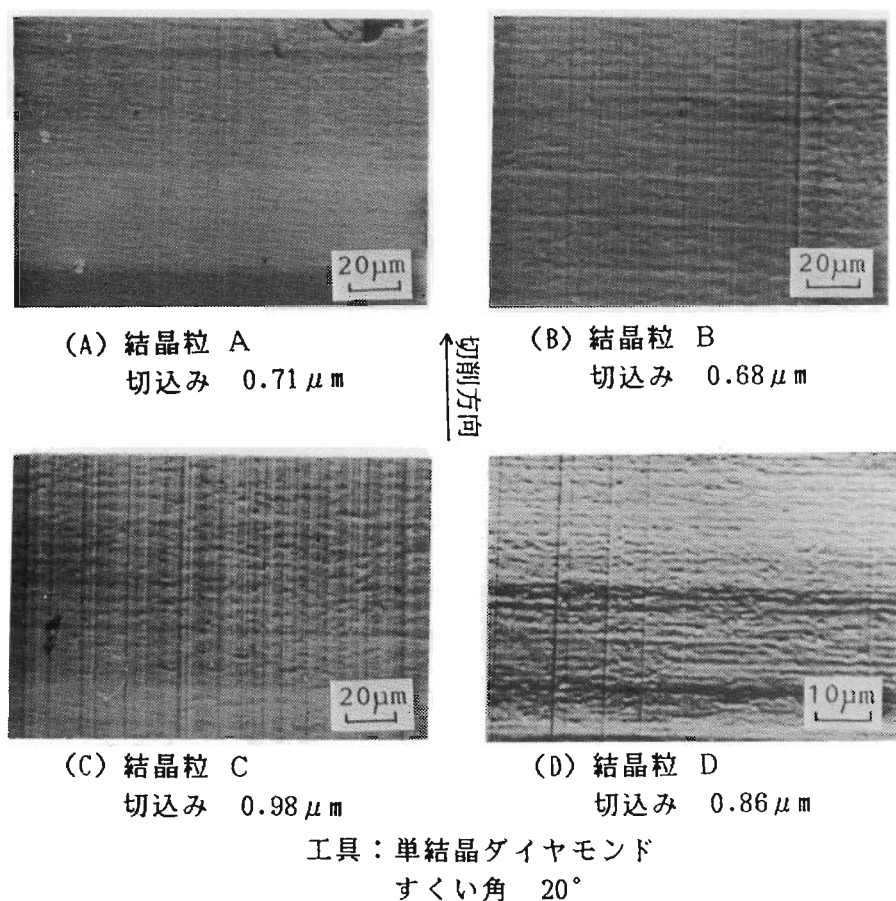
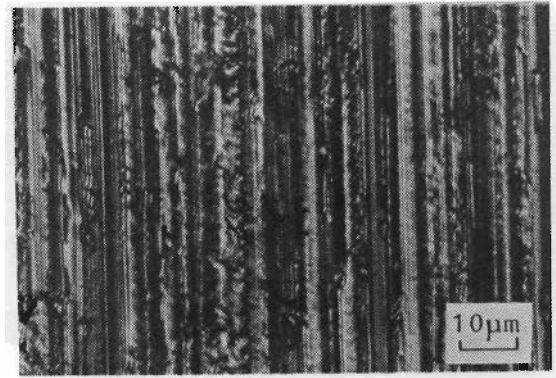


図 6-3 アルミニウム粗大結晶の異なる結晶粒において得られた仕上面の微分干渉型顕微鏡写真 (SEM内微小切削)

に示す。この場合、各結晶粒の方位の同定は行っていないが、結晶粒の相違により仕上面の性状はかなり異なっているのが認められる。例えば、切込み量が若干異なるが、結晶粒Cの仕上面は結晶粒Aの仕上面に比べて凹凸の大きな仕上面になっている。

超精密高速切削加工機を用いて、純アルミニウムを焼結ダイヤモンド工具により2次元切削して得られた仕上面の観察結果を図6-4に示す。仕上面には、切削方向にダイヤモンド粒子による大きな切削痕がみられる。この場合に生成された切りくずにはSEM内微小切削同様、層状すべり構造が形成されているのが観察されたが、それに対応した規則的な凹凸は仕上面の切削方向に垂直な方向には全く生じておらず、工具切刃を構成する粒子により顕著に乱され



工具：焼結ダイヤモンド  
すくい角  $0^\circ$   
切削速度 340 m/min  
切込み  $1 \mu\text{m}$

↑ 切削方向

図6-4 純アルミニウムの高速2次元切削における仕上面の微分干渉型顕微鏡写真

ているのが認められる。写真中、単粒子によるひっかきでしばしばみられる材料の盛り上がり観察されていることから、粒子径以下の切込みでは粒子を一直線上に並べて同時にひっかいたような切削状態になっていると考えられる。この場合の仕上面は、単結晶ダイヤモンド工具により得られた仕上面に比べると、各粒子のひっかきによる盛り上がりが干渉しあって非常に粗くなっている。

### 6.3.1.2 銅の微小2次元切削における仕上面の観察

単結晶ダイヤモンド工具により、無酸素銅のSEM内微小切削を行って得られた仕上面の観察例を図6-5に示す。アルミニウムの粗大結晶の切削仕上面には、層状すべり構造の形成に対応していると考えられる凹凸が観察されたのに対し、多結晶材料の無酸素銅ではそのような顕著な凹凸は認められず、結晶粒界部でくぼみが生じ、いわゆる結晶粒界段差を生じているのがわかる。また、各結晶粒ごとに仕上面の性状が異なっており、図中A部の結晶粒内には、アルミニウム粗大結晶の仕上面にみられたような規則的な間隔をもつ凹凸が認められる。

切込みを変化させて、無酸素銅のSEM内微小切削を行った場合の仕上面の観察例を図 6-6に示す。アルミニウム粗大結晶の切削の場合と同様、切込みの小さい条

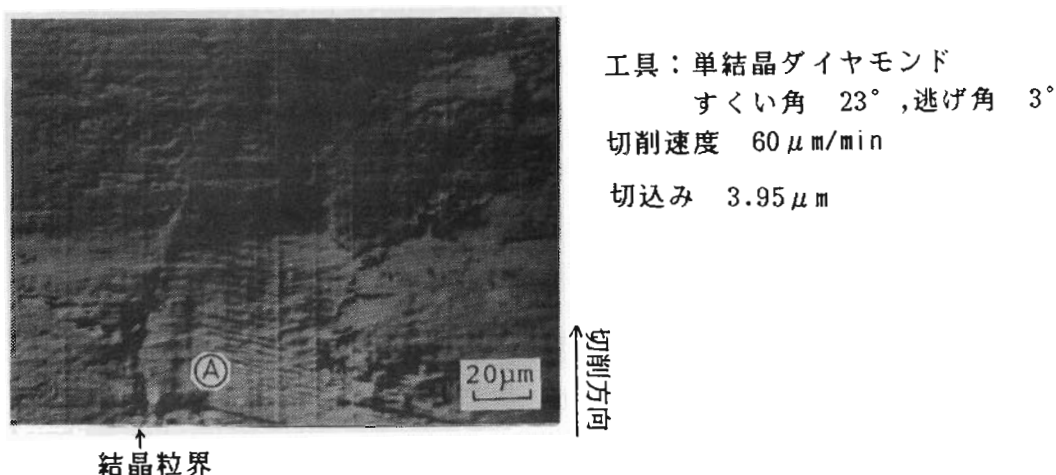


図 6-5 無酸素銅のSEM内微小切削における仕上面の微分干渉型顕微鏡観察例

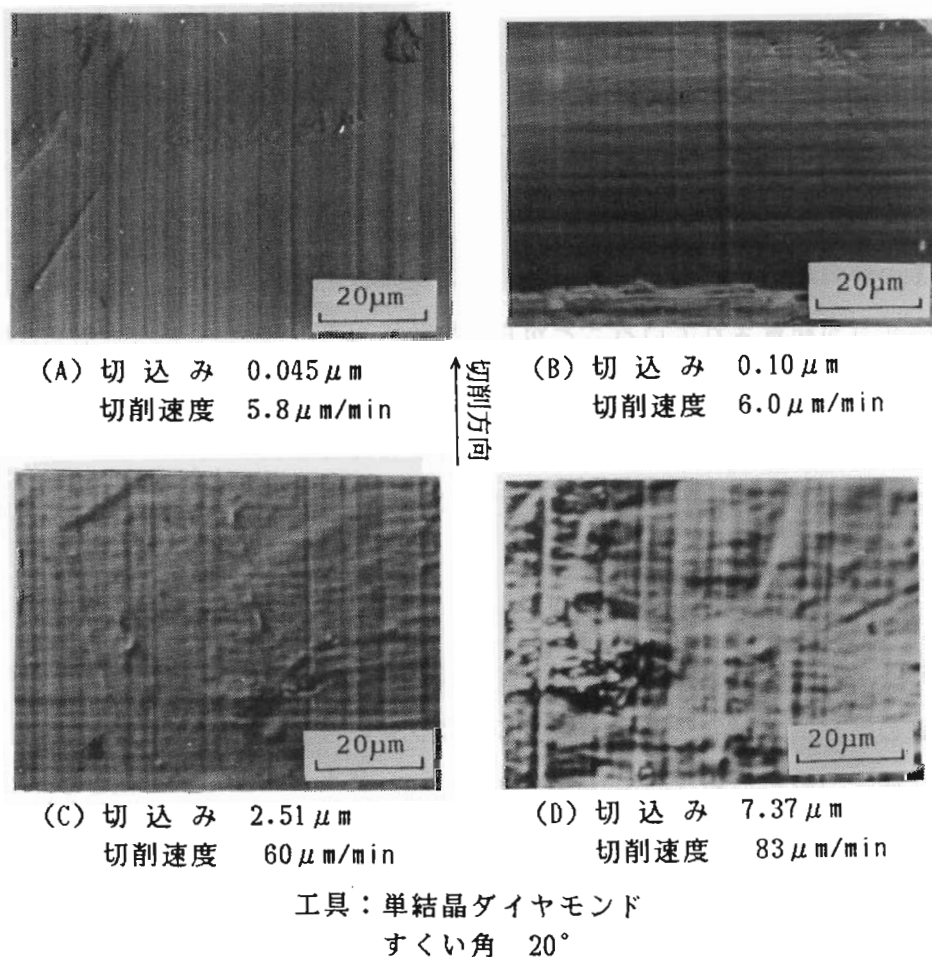


図 6-6 切込みを変えて得られた無酸素銅の仕上面の微分干渉型顕微鏡観察例

件ほど仕上面の凹凸は少なく、滑らかになっているのがわかる。ここに示した以外の他の実験結果も合わせて、切込みの仕上面性状に及ぼす影響を切込み量の範囲によってまとめるとほぼ次のようになる。

(1)切込み 10 $\mu\text{m}$ 以上。

仕上面は各結晶粒の粒界が不明瞭であり、顕著な結晶粒界は観察されないことが多く、それ以下の切込みにおける仕上面と比べて劣化している。

(2)切込み数 $\mu\text{m}$ ~10 $\mu\text{m}$ 。

各結晶粒により仕上面あらさの相違が明瞭になり、各結晶粒の区別が容易となる。

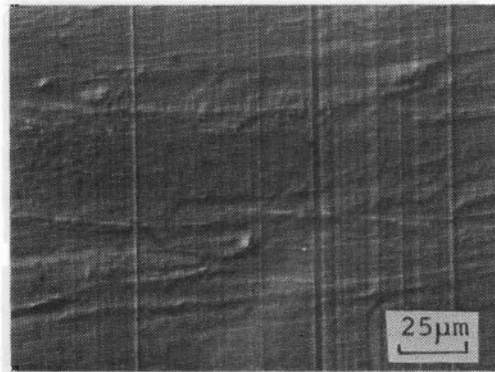
(3)切込み 1 $\mu\text{m}$ ~ 数 $\mu\text{m}$ 。

仕上面は比較的滑らかになり、結晶粒内にアルミニウム粗大結晶の仕上面においてみられた規則的な間隔の凹凸が観察され、粒界部においてくぼみあるいは段差が明瞭になってくる。

(4)切込み 1 $\mu\text{m}$  以下。

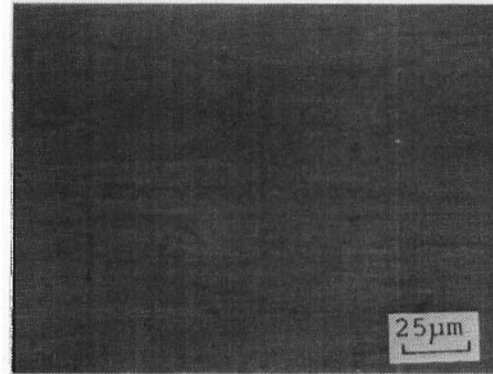
仕上面に結晶粒界の痕は残されるものの、結晶粒による仕上面あらさの相違は少なくなり、かなり平坦な仕上面が得られる。

超精密高速切削加工機を用いて、単結晶ダイヤモンド工具により純銅を2次元切削した場合の仕上面の観察例を図 6-7 に示す。被削材は直径 5mmの丸棒より切出して作製しており、その軸方向がこの場合切削方向と垂直な方向になっているため、仕上面上で結晶粒がその方向に長く伸ばされているのが観察される。また、無酸素銅のSEM内微小切削で得られた仕上面同様、各結晶粒により仕上面の性



(A) 切削速度 1200 m/min

↑  
切削方向

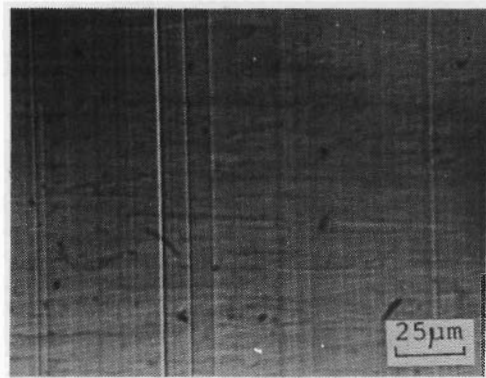


(B) 切削速度 520 m/min

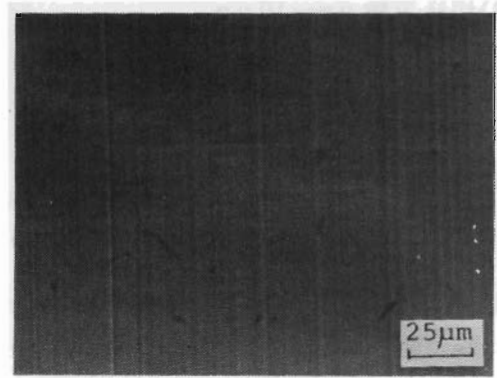
工具：単結晶ダイヤモンド  
すくい角 0°  
切込み 1 $\mu\text{m}$

図 6-7 無酸素銅の高速2次元切削における仕上面の微分干渉型顕微鏡写真

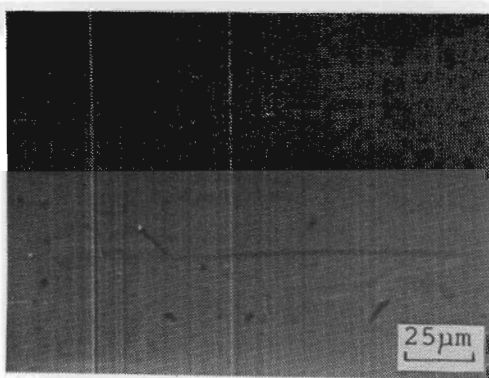
状が異なっており、粒界部において顕著な段差がみられる。さらに、切込み $0.1\mu\text{m}$ 以下の条件で得られた仕上面の観察例を図6-8に示す。いずれの仕上面においても切削方向と垂直な方向に結晶粒が伸ばされているのが観察されるが、図6-7に示した切込み $1\mu\text{m}$ の場合の仕上面と比べると、結晶粒界部の顕著な段差は小さくなっており、特に切込みが小さくなるほどその傾向が現れ、仕上面は平滑になっているように思われる。



(A) 切込み  $0.062\mu\text{m}$



(C) 切込み  $0.018\mu\text{m}$



(B) 切込み  $0.035\mu\text{m}$

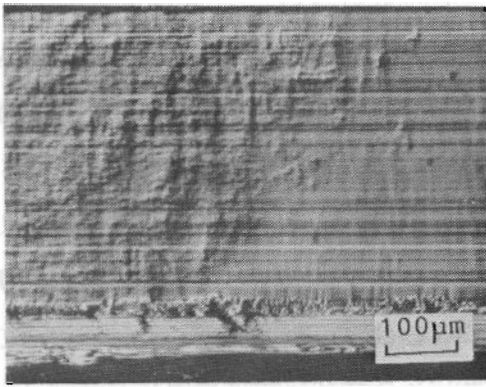
↑  
切削方向

工具：単結晶ダイヤモンド  
すくい角  $0^\circ$   
切削速度  $720\text{ m/min}$

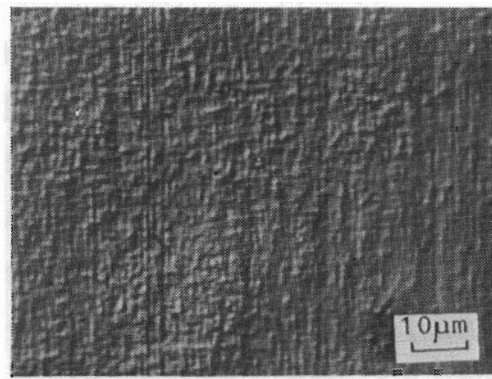
図 6-8 切込みを変えて得られた無酸素銅の仕上面の微分干渉型顕微鏡写真（高速2次元切削）

設定切込み $0.005\mu\text{m}$ で、2次元切削して得られた仕上面の観察例を図6-9に示す。これより、仕上面は非常に劣化しているのがわかる。また、劣化の著しい部分の拡大写真からみて、もはや各結晶粒を区別することはできず、組織はこすられて切削方向に伸ばされたようになっている。単結晶ダイヤモンド工具の刃先丸味は、 $10\text{nm}$ 程度であるといわれていることから考えると、設定切込み $0.005\mu\text{m}$ の条件では、主に刃先の丸味部のみで切削あるいはバニシングが行われていると考えられる。しか





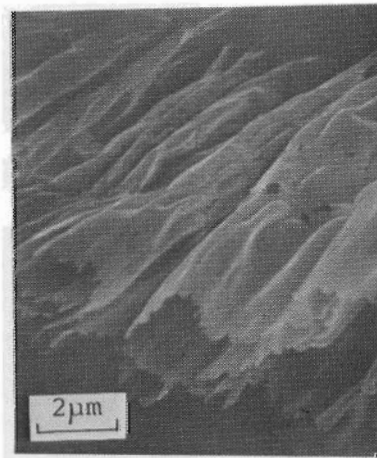
切削方向  
←



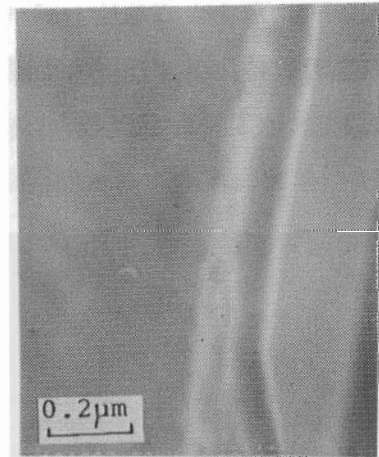
工具：単結晶ダイヤモンド  
すくい角  $0^\circ$   
切削速度 1885 m/min  
切込み  $0.005 \mu\text{m}$

図 6-9 無酸素銅の高速2次元切削における仕上面の微分干渉型顕微鏡写真

しながら、工具の刃先丸味より小さいと思われる切込みにおいても、図6-10に示されるような比較的正常な切りくずが生成されているのが観察された。この場合の切りくずの厚さを図(B)に示す切りくず側面のSEM観察写真より求めると約  $0.09 \mu\text{m}$  となっており、こ



(A) 切りくず全体図



(B) 切りくず側面

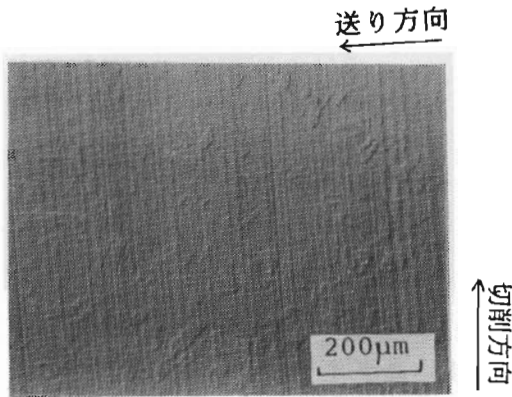
工具：単結晶ダイヤモンド  
すくい角  $0^\circ$   
切削速度 1885 m/min  
切込み  $0.005 \mu\text{m}$

図 6-10 無酸素銅の高速2次元切削において得られた切りくずのSEM観察例

れから、単一せん断面切削モデルを適用してせん断角を求めると約  $3^\circ$  となる。これらのことより、この場合の仕上面は刃先丸味部で大きな負のすくい角による切りくず生成と強いバニシング作用によって生成されていることが推察される。

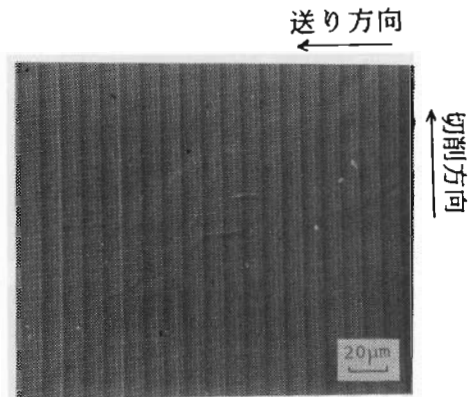
### 6.3.1.3 無酸素銅の超精密高速切削における仕上面あらさ

単結晶ダイヤモンド工具による無酸素銅の超精密切削仕上面の典型的な観察例を図6-11に示す。仕上面には、規則的な間隔をもつカッターマークに加えて、各結晶粒の粒界が明確に現れており、粒界段差が生じているのが観察される。また、図6-12に、切削速度 754 m/min及び2640 m/minの条件で得られた仕上面の結晶粒界部の高倍率観察例を示す。これより、図6-11でみられたカッターマークの規則的な間隔は、工具1回転当たりの送り量に相当していることは明らかであり、それらの間の部分にはさらに工具の切刃状態に起因すると思われる細かい間隔のすじが転写されているのが確認される。本実験条件における切削速度の範囲内(85~3770m/min)においては、切削速度にほとんど関係なく、単結晶ダイヤモンド工具による切削仕上面は巨視的には図6-11、微視的には図6-12に示すような仕上面が得られた。結晶粒界の段差が仕上面に顕著に生じることは、SEM内微小切削実験結果とも

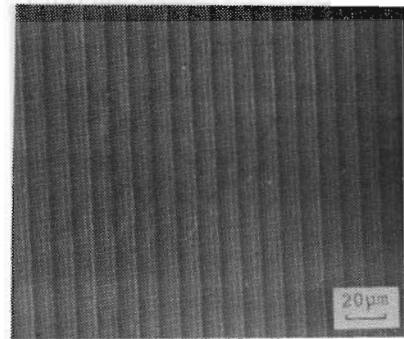


工具：単結晶ダイヤモンド  
ノーズ半径 1.0 mm  
すくい角 0°  
主軸回転数 4000 rpm  
(切削速度 1500 m/min)  
送り量 10 μm/rev  
切込み 5 μm

図 6-11 無酸素銅のフライカッティングにおける仕上面の微分干渉型顕微鏡写真



(A) 切削速度 755 m/min



(B) 切削速度 2640 m/min

工具：単結晶ダイヤモンド  
ノーズ半径 1.0 mm  
すくい角 0°  
送り量 10 μm/rev  
切込み 5 μm

図 6-12 無酸素銅のフライカッティングにおける仕上面表面の結晶粒界の微分干渉型顕微鏡観察例

よく対応するところであるが、結晶粒の相違による仕上面性状の差異は高速切削においてはほとんど確認できず、結晶粒界のみが微分干渉型顕微鏡を用いて観察される。これは、主に切削速度の相違により被削材の変形速度、切削温度がSEM内微小切削に比べてはるかに高いことによる影響と考えられる。また、切削形式がフライカッティングであることから、送りの幅に相当する仕上面が生成される最終的な切込み量は、工具のノーズ半径及び送り量によって異なるが、数10nm程度であることが幾何学的に求められる。これより、フライカッティングで生成される仕上面は、およそ $0.01\mu\text{m}$ 以下の切込みによる2次元切削で生成される仕上面に相当すると考えられ、前節で示した切込みの減少に伴い、結晶粒による仕上面性状の差異が顕著でなくなるという2次元切削実験結果と対応していると考えられる。

単結晶ダイヤモンド工具による無酸素銅の切削仕上面の送り方向の断面曲線を、標準的な触針式あらさ測定器により測定した例を図6-13に示す。図(A)はあらさとうねりを記録させたもので、図(B)は低域カットオフによりうねり成分を除去してあらさ成分のみを記録させたものである。この場合、JIS規格(JIS B 0601)によれば、最大あらさを求める基準長さとして $0.25\text{mm}$ 程度とれば十分と思われるので、以後の最大あらさの測定値は、うねりのピッチがこの基準長さ以上である場合はうねり成分を除去した断面曲線より求めた値としている。図から、断面曲線は仕上面観察写真でみられた工具の送りに相当したピッチをもっているのがわかる。また、図(A)に示す断面曲線から、振幅で約 $0.1\mu\text{m}$ 、ピッチで約 $450\mu\text{m}$ のうねりが生じているのが認められる。

これは、主に主軸の回転精度、テーブルの送り精度に起因するものと考えられるが、これについては6.4.2節で詳しく考察する。

高精度触針式あらさ測定器(タリステップ)により、さらに詳細に測定した断面曲線の例を図6-14に示す。こ

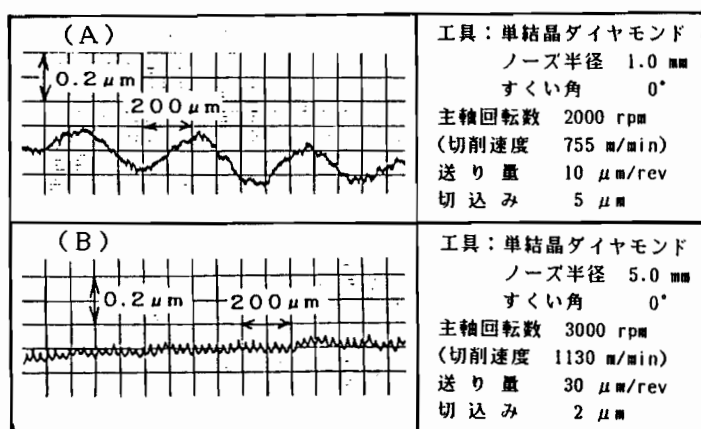
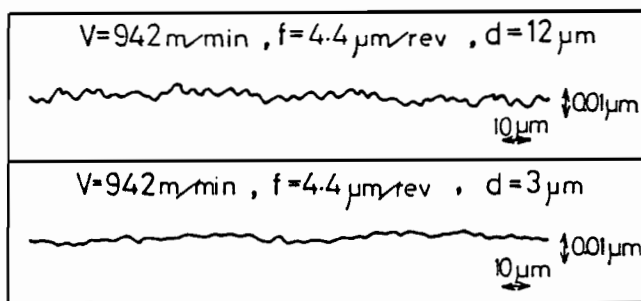


図 6-13 無酸素銅のフライカッティングにおける仕上面の断面曲線の測定例

の場合の最大あさは、10 nm以下になっているのがわかる。

次に、仕上面あさと切削条件との関係について示す。図6-15は、送り量を変化させて切削した場合の仕上面の最大あさの測定結果を、理論あさ曲線と合わせて示したものである。仕上面あさは、送り量の増加に伴って理論あさ曲線にはほぼ沿うように増加している。

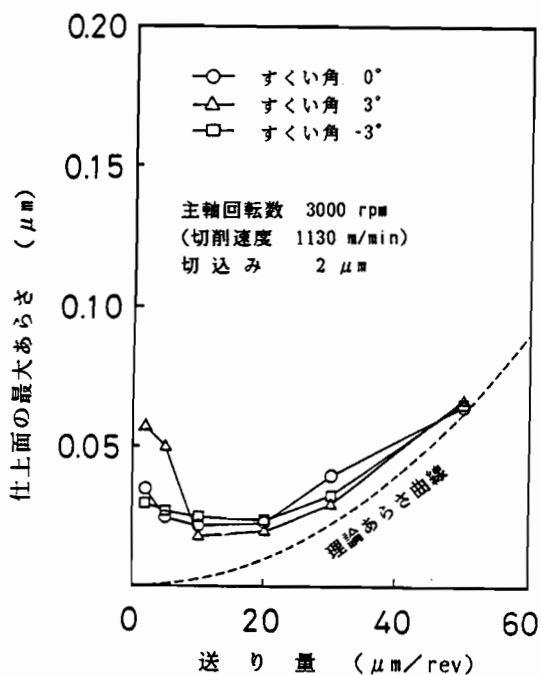
なお、いずれの工具の場合も送り量が低い条件で仕上面あさが大きくなっているが、これはこの範囲の条件ではうねりのピッチが基準長さより小さくなる



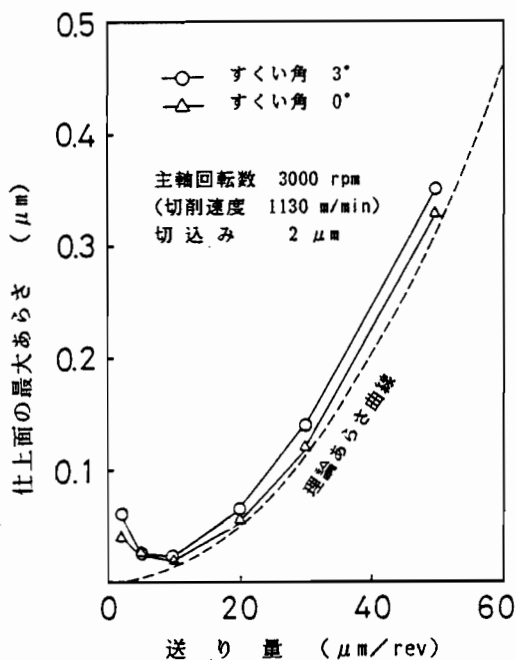
V : 切削速度      f : 送り量      d : 切込み

工具：単結晶ダイヤモンド  
ノーズ半径 5.0 mm  
すくい角 0°

図 6-14 無酸素銅のフライカッティングにおける仕上面の断面曲線の測定例 (タリストップによる測定)



(A) 工具：単結晶ダイヤモンド  
ノーズ半径 5.0 mm



(B) 工具：単結晶ダイヤモンド  
ノーズ半径 1.0 mm

図 6-15 無酸素銅のフライカッティングにおける仕上面あさと送り量の関係

ため、うねりの振幅を含んだ値を最大あらさの値として評価したためである。うねりを除去した断面曲線から求めた最大あらさは、ノーズ半径5.0 mm、すくい角 0°、送り量 5 μm/revの場合で10nmとなっていることから、この値を最大あらさとして図示すると、変化させた送り量の範囲内ではほぼ理論あらさ曲線に沿った結果となる。また、仕上面あらさはすくい角の相違によって顕著な相関はみられず、ばらついた値となっている。すくい角の大小は工具の刃先丸味に比べると、切込みに対して相対的に巨視的な要因といえるため第4章で示したすくい角と切削力の関係同様、微小切削においてすくい角は切削現象に大きな影響を及ぼす要因にならないと思われる。

高速切削用カッターボディを使用して、切削速度を変化させて切削した場合の仕上面あらさの測定結果を図6-16に示す。これより、仕上面あらさは切削速度の変化によらず、ほぼ一定の 0.03 μm になっているのがわかる。図6-12に示した仕上面の観察結果及び第3章で示した切りくずの観察結果から判断して、切削速度の変化が基本的な切削現象に及ぼす影響は小さいといえ、むしろ工具のノーズ半径と送り量から決る幾何学的な形状を精度よく被削材に転写させるための工作機械の運動精度と工具刃先形状

の維持が重要であると考えられる。従って、テーブルの送り速度の低速化には限界があるので、振動あるいは工具摩耗に支障がない限り、できるだけ主軸を高速回転して送り量を微小化することにより、良好な仕上面が得られるものと思

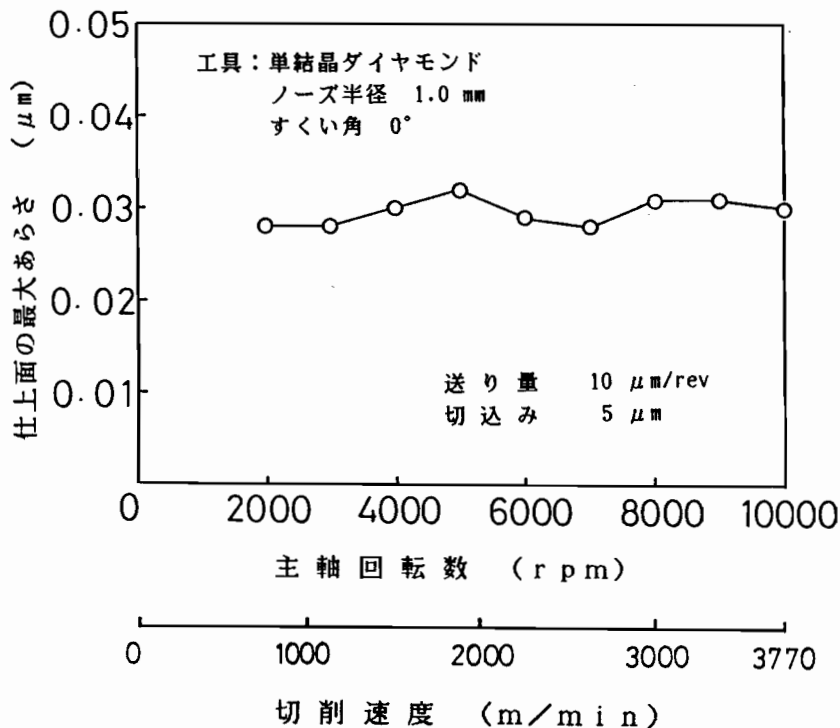
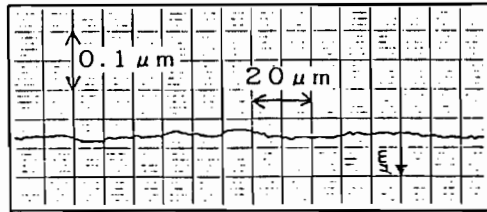


図 6-16 無酸素銅のフライカッティングにおける仕上面あらさと切削速度の関係

われる。本実験で試作した超精密高速切削加工機において可能な限り高速・微小送りにして切



工具：単結晶ダイヤモンド  
ノーズ半径 1.0 mm  
すくい角 0°  
主軸回転数 10000 rpm  
(切削速度 3770 m/min)  
送り量 0.5 μm/rev  
切込み 5 μm

図 6-17 無酸素銅のフライカッティングにおける仕上面の断面曲線の測定例

削した場合に得られた仕上面の断面曲線の測定例を図6-17に示す。この測定倍率においては、送り量に相当したカッターマークは認められず、なだらかな形状の断面曲線になっている。

### 6.3.2 鉄系金属の仕上面性状

#### 6.3.2.1 炭素鋼の微小2次元切削における仕上面の観察

単結晶ダイヤモンド工具及び高速度鋼工具を用いて、S45CをSEM内微小切削した場合の仕上面の微分干渉型顕微鏡による観察例を図6-18に示す。単結晶ダイヤモンド工具を用いた場合、切込み 1.47 μm以下の条件においては無酸素銅の切削仕上面同様、結晶粒界が仕上面に観察され、またパーライト相、フェライト相の各相に対応していると思われる領域では、仕上面の性状が大きく変化しているのが明瞭に認められる。それに対し、切込み 5.04 μm以上では顕著な仕上面性状の変化はみられなくなっている。一方、高速度鋼工具を用いた場合、結晶粒界、各相による仕上面性状の変化は全く認められず、仕上面には切削方向に掘り起こされたような痕が無数に観察される。一般に、ダイヤモンドは鋼に対して親和性が大きいですが、SEM内切削のような極く低速切削ではほとんど構成刃先のような付着物は生じず、良好な仕上面が得られている。

高速度鋼工具によるS45Cの切削仕上面をSEMにより側方より立体的に観察した例を図6-19に示す。これより、切削予定面より仕上面内部に向かってき裂が入り、掘り起こしが生じたような仕上面になっているのがわかる。SEM内微小切削において高速度鋼工具では、刃先丸味部で切削中付着物が生成し、これが仕上面に脱落していく過程が観察されることから、図中観察される仕上面の凹凸、き裂などはそれに関連して生じているものと考えられる。従って、炭素鋼の切削においても

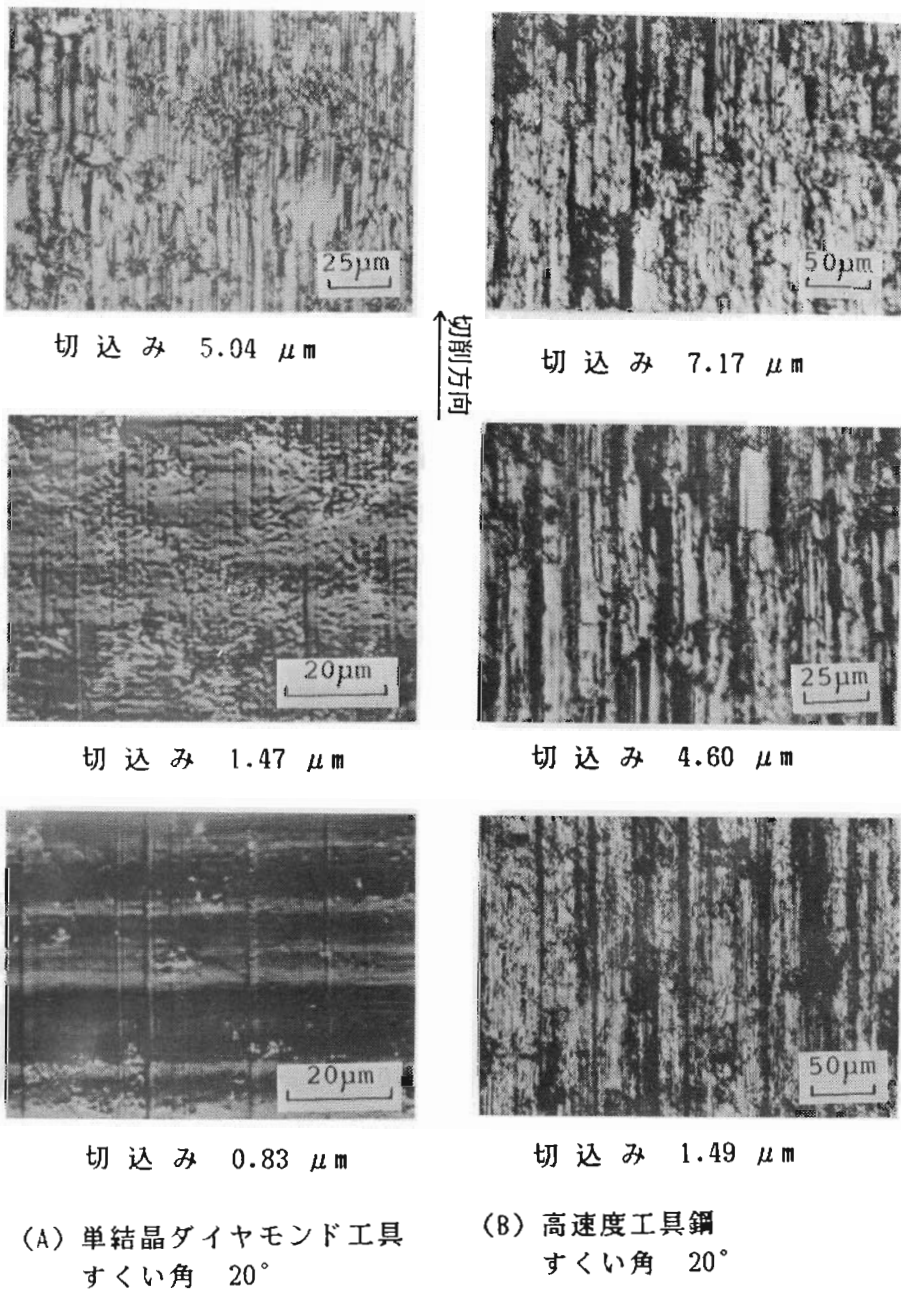
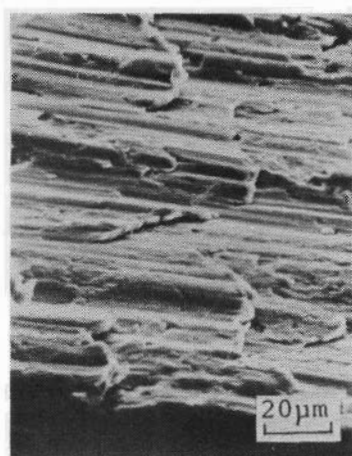


図 6-18 切込みを変えて得られた S45C の仕上面の  
微分干渉型顕微鏡写真 (SEM 内微小切削)

鏡面に近い良好な仕上面を得るためには、基本的に軟質金属の鏡面切削の場合と同様、工具刃先が鋭利なこと及び被削材との親和性が低いことが工具に対して要求されると考えられる。そのような工具として、単結晶ダイヤモンド工具が最も適当と考えられるが、実用的な切削速度における使用においては、ダイヤモンドが高温で黒鉛化し、鉄中に拡散して摩耗が大きくなることから工具寿命の点でもその使用は

困難と考えられる。

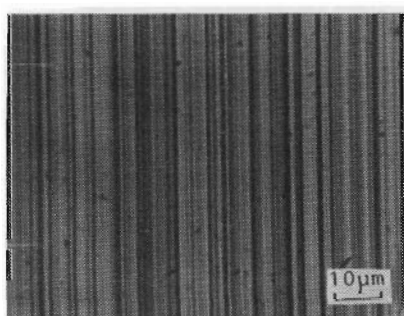
そこで、CBN工具を用いて純鉄及びS25Cを高速2次元切削した場合の仕上面の観察例を図6-20及び図6-21に示す。純鉄の仕上面の場合



切削方向

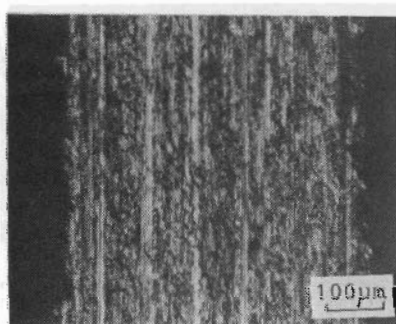
工具：単結晶ダイヤモンド  
すくい角 19°  
切削速度 100 µm/min  
切込み 26.5 µm

図 6-19 S45CのSEM内微小切削における仕上面の残留き裂のSEM観察例

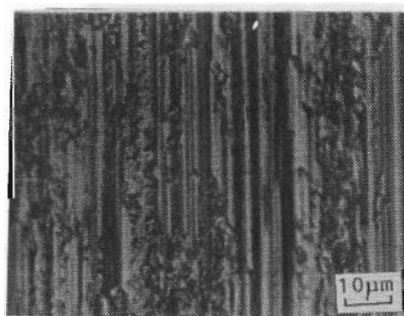


(A) 工具：CBN1, すくい角 0°  
切削速度 82 m/min  
切込み 1 µm

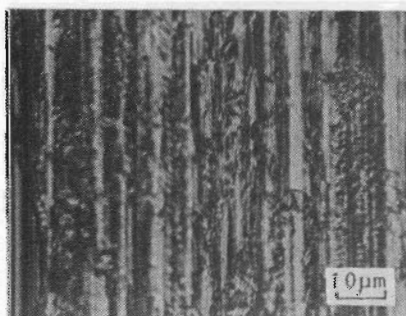
↑ 切削方向



↑ 切削方向



(B) 工具：CBN1, すくい角 0°  
切削速度 140 m/min  
切込み 1 µm



工具：CBN1, すくい角 0°  
切削速度 345 m/min  
切込み 1 µm

図 6-20 純鉄の高速2次元切削における仕上面の微分干渉型顕微鏡観察例

図 6-21 S25Cの高速2次元切削における仕上面の微分干渉型顕微鏡観察例

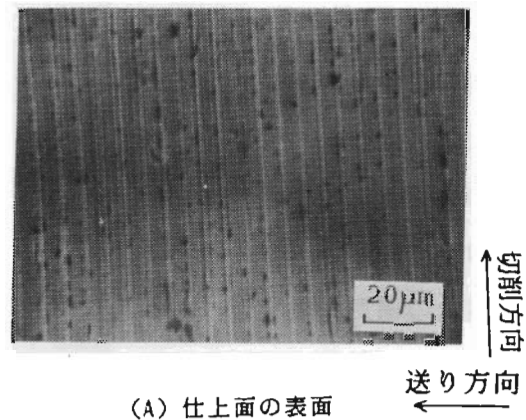


合、比較的良好な部分と掘り起こしのみられる部分の仕上面を示しているが、全体的には図6-20 (B)に示すような掘り起こしが無数に生じた仕上面が生成される。S 25 Cでは、仕上面全体において図6-21に示すような非常に劣化した仕上面がとなっている。これは、S 45 Cを高速度鋼工具でSEM内微小切削して得られた仕上面と同じような様相を呈しており、これより基本的に刃先丸味の大きい工具による鉄系金属の切削仕上面は、工具刃先丸味部での被削材の付着、掘り起こし作用によって生成されると考えられる。

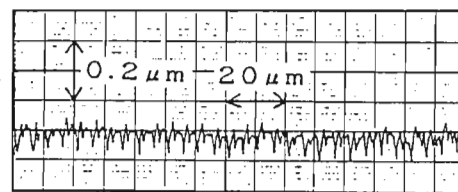
### 6.3.2.2 空気静圧軸受主軸を用いた切削による仕上面

CBN工具によりステンレス鋼 (SUS303Se) をフライカッティングして得られた仕上面のSEM観察写真及びそれに対応した仕上面の断面曲線の測定例を図6-22に示す。観察写真より、仕上面には送り量に相当した一定間隔の規則正しいカッターマークがみられ、比較的むしれのない良好な仕上面になっているのがわかる。また、断面曲線からも、送りマークに相当する規則的なカッターマークの上に切刃の形状が転写されたと思われるピッチの細かい断面曲線の変化が認められる。この場合の仕上面の最大あさは  $0.12 \mu\text{m}$  であり、鏡面に近い良好な仕上面が得られたといえる。

送り量を変化させて、ステンレス鋼 (SUS303Se) をCBN工具によりフライカッティングした場合の仕上面あさの測定例を図6-23に示す。いずれのCBN工具の場合も、仕上面あさは送り量の増加に伴ってほぼ理論あさ曲線に沿って増大しているが、送り量が小さくなるほど実測されるあさは理論あさに対して相対的に大きくなっている。送り量50



(A) 仕上面の表面



(B) 仕上面の断面曲線

工具：CBN 1  
 ノーズ半径 0.2 mm  
 すくい角  $0^\circ$   
 主軸回転数 1500 rpm  
 (切削速度 565 m/min)  
 送り量 5  $\mu\text{m}/\text{rev}$   
 切込み 2  $\mu\text{m}$

図 6-22 SUS303Seのフライカッティングにおける仕上面のSEM観察写真と断面曲線

$\mu\text{m}/\text{rev}$  の条件では、実測されるあらさが理論あらさよりも小さくなっている。炭素鋼の切削においても、実測される仕上げ面あらさはこれと同様の関係がみられ、無酸素鋼の切削の場合に得られている関係と大きく異なるところである。また、CBN 2 工具を用いた場合、CBN 1 工具に比べて仕上げ面あらさが大きくなっている。このことは、第3章で示した切削前の工具刃先の観察写真では両者に顕著な差異は認められないことから、工具の摩耗特性の差異によるものと考えられる。別途、逃げ面の摩耗量の測定実験を行った結果、CBN 2 工具の方が摩耗量が大きいことが確認された。さらに、得られる仕上げ面あらさは仕上げ切削を行う以前の仕上げ面あらさの状態及び工具の損傷状態にも依存し、同じ切削条件であってもかなりの変化がみられた。

炭素鋼 (S25C) 及びステンレス鋼 (SUS303Se) を CBN 工具によりフライカッティングした場合の仕上げ面を、その断面曲線により比較した例を図6-24に示す。いずれの被削材においても

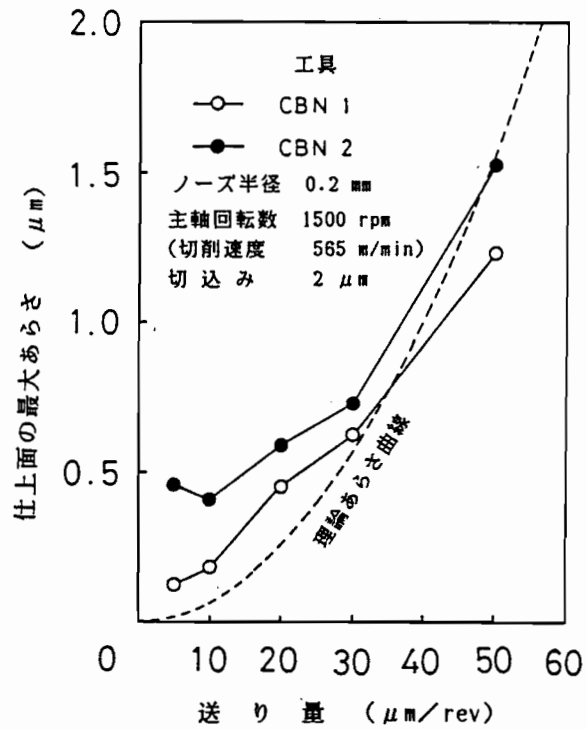
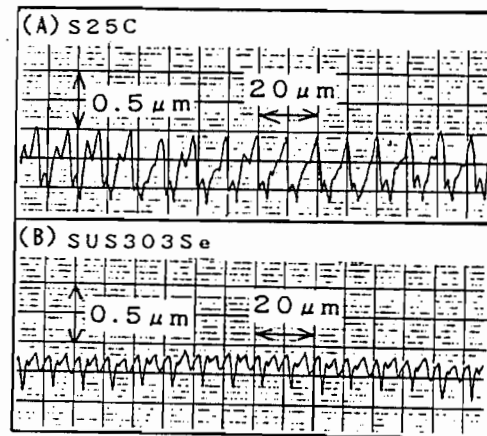


図 6-23 ステンレス鋼 (SUS303Se) のフライカッティングにおける仕上げ面あらさと送り量の関係



工具: CBN 2  
 ノーズ半径 0.2 mm  
 すくい角  $0^\circ$   
 主軸回転数 2000 rpm      送り量  $10 \mu\text{m}/\text{rev}$   
 (切削速度 755 m/min)      切込み  $10 \mu\text{m}$

図 6-24 S25C 及びステンレス鋼 (SUS303Se) のフライカッティングにおける仕上げ面の断面曲線の測定例

送り量に相当する規則正しいカッターマークがみられ、工具刃先形状がほぼ正常に転写されている。この場合の仕上面の最大あさは、S25Cの場合で  $0.55\mu\text{m}$ 、SUS303Seの場合で  $0.3\mu\text{m}$  となっており、S25Cの仕上面の方が粗くなっている。これは、S25Cの方が延性が高く、切削端面でかえりや盛り上がりが生じやすいためと考えられる。

CBN工具によるステンレス鋼のフライカッティングで最大あさ  $0.1\mu\text{m}$  のオーダの仕上面を得ることが可能であることを示したが、これらの実験は高速微小切込みによる断続切削であるため、切削初期における工具切刃部の欠けがしばしば生じ、安定して良好な仕上面を得るのは困難であった。そこで、工具の欠損を防ぐため正面旋削により連続切削を行った結果について示す。

ステンレス鋼 (SUS303Se) を CBN 工具、サーメット工具及び超硬工具 (K10種) により正面旋削した場合の仕上面の微分干渉型顕微鏡による観察例を図6-25に示す。また、それらに対応する仕上面の断面曲線の測定例を図6-26に示す。仕上面の最大あさの値はフライカッティングで得られる値とほとんど同程度であり、連

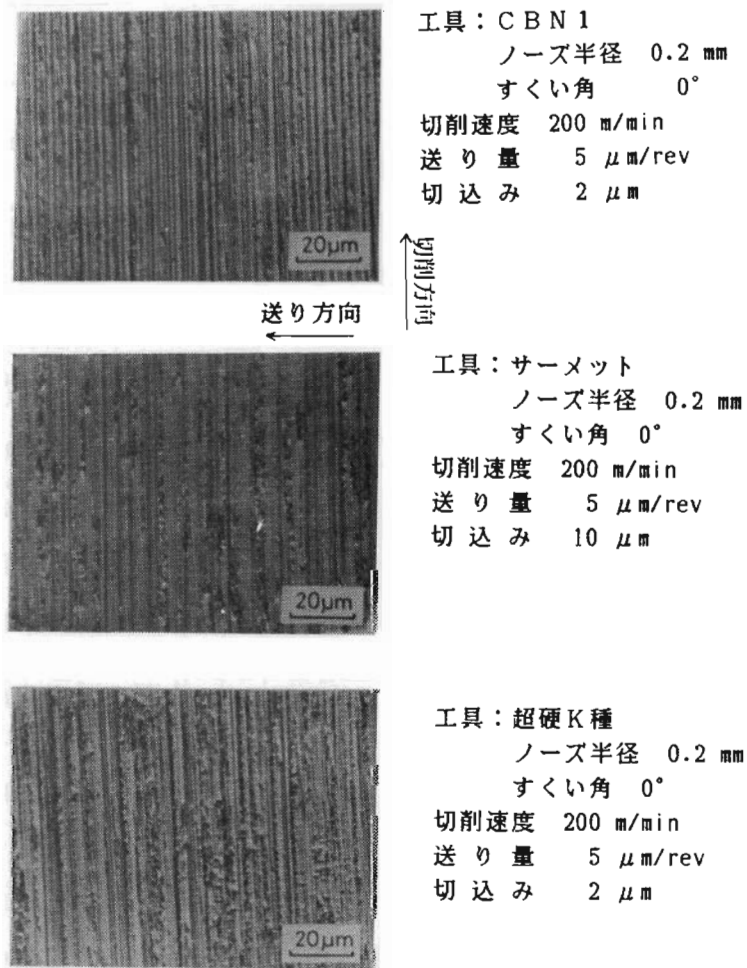
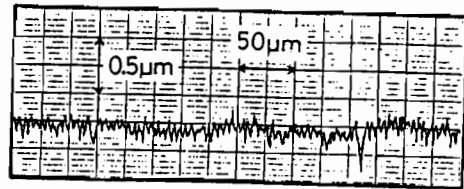


図 6-25 各種切削工具によるステンレス鋼 (SUS303Se) の正面旋削における仕上面の微分干渉型顕微鏡観察例

続切削による仕上面あらさの向上はほとんどないといえる。しかしながら、フライカッティングで生じる典型的な工具の脆性損傷であるすくい面でのはく離は、正面旋削の場合ほとんど起こらず、比較的安定して仕上面を得ることができる。工具材種による仕上面の比較を行うと、CBN工具を用いた場合が最も良好な仕上面が得られている。超硬工具を用いた場合、断面曲線には規則的なカッターマークは転写されておらず、乱れた曲線になっている。これらの相違は、主に工具の摩耗特性の差異によるものと考えられる。超硬工具では、摩耗が進行してくると切削中摩擦音が生じ、切削不能になることがしばしば起こった。



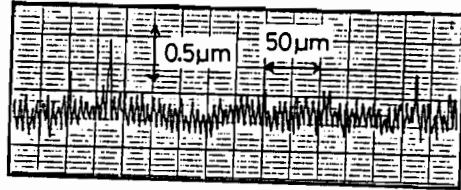
工具：CBN 1

ノーズ半径 0.2 mm, すくい角 0°

切削速度 200 m/min

送り量 5 μm/rev

切込み 2 μm



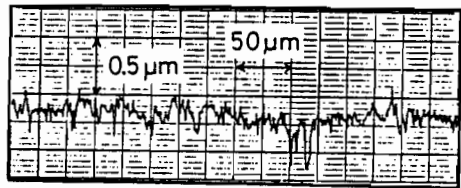
工具：サーメット

ノーズ半径 0.2 mm, すくい角 0°

切削速度 200 m/min

送り量 5 μm/rev

切込み 10 μm



工具：超硬K種

ノーズ半径 0.2 mm, すくい角 0°

切削速度 200 m/min

送り量 5 μm/rev

切込み 2 μm

図 6-26 各種切削工具によるステンレス鋼 (SUS303Se) の正面旋削における仕上面の断面曲線の測定例

### 6.3.2.3 油静圧軸受主軸を用いた切削による仕上面

鉄系金属の切削においては、高速切削用空気静圧軸受主軸は工具の損傷あるいは主軸剛性の点で問題があると考えられるため、ここでは主軸剛性の高い、中速切削用の油静圧軸受主軸を用いてフライカッティングした場合の実験結果について示す。

図6-27に、本実験条件内で得られたステンレス鋼 (SUS303) の最も良好な仕上面

の表面に文字が写っている状況を示す。これより、仕上面はほぼ鏡面に近いものが得られているのがわかる。また、その場合の仕上面の微分干渉型顕微鏡による観察写真及び断面曲線の測定例を図6-28に示す。観察写真からは、送り量に相当する一定間隔のカッターマークがみられ、その間には焼結体工具特有のピッチの細かいすじが生じている。仕上面の

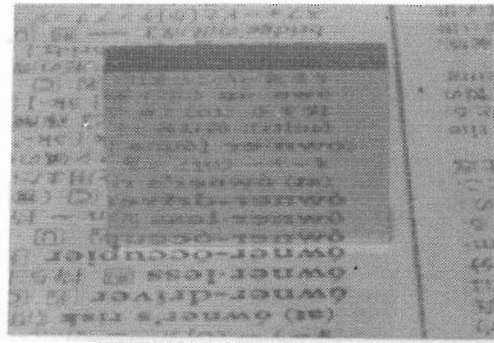
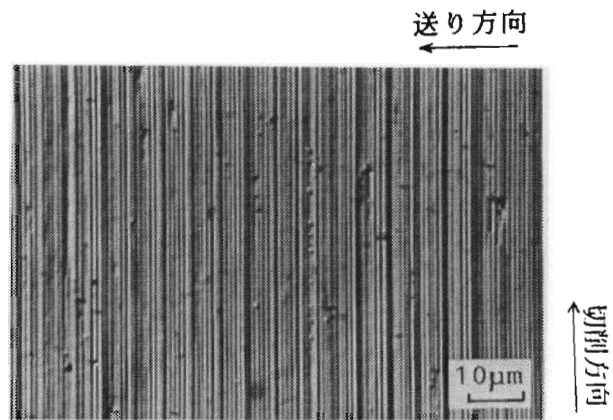


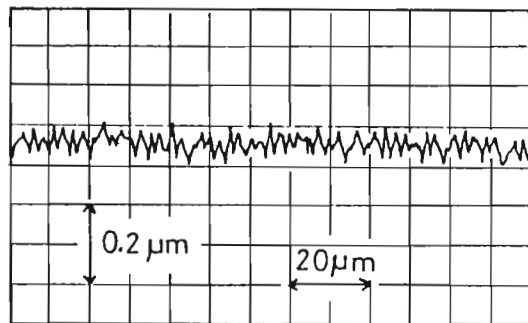
図 6-27 ステンレス鋼 (SUS303Se) のフライカッティングにおける仕上面の表面の写真

面のところどころに微小なくぼみあるいは盛り上がりが見られるが、顕著なむしれはみられない。この場合のあらさは、最大あらさで  $0.08\mu\text{m}$  になっている。空気静圧軸受主軸を用いて得られた仕上面のうち、工具が十分初期の形状を保っていると思われる切削初期に得られたものと比較すると、主軸構造の相違による仕上面あらさの大きさの差異はほとんどみられないが、工具寿命が格段と向上して安定した仕上面が得られる。

CBN工具により、炭素鋼 (S45C, S25C) を切削した場合の仕上面の観察例を図6-29に示す。いずれの炭素鋼においても仕上面はむしれたようになっており、き裂が残留し



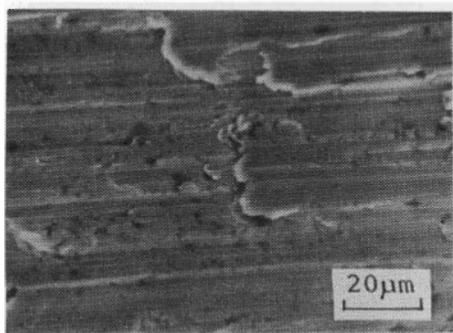
(A) 仕上面の表面



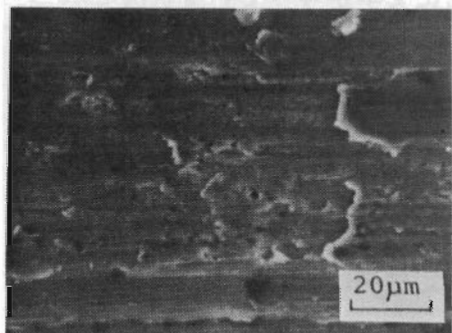
(B) 仕上面の断面曲線

工具: CBN 1  
 ノーズ半径 0.2 mm, すくい角  $0^\circ$   
 主軸回転数 300 rpm 送り量  $5\mu\text{m/rev}$   
 (切削速度 170 m/min) 切込み  $2\mu\text{m}$

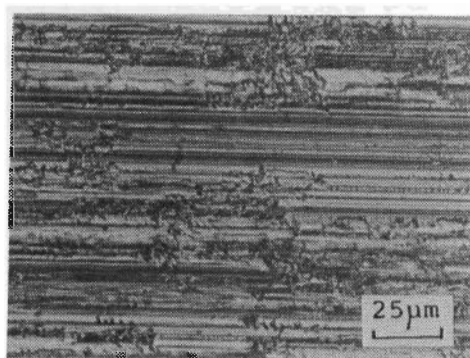
図 6-28 ステンレス鋼 (SUS303Se) のフライカッティングにおける仕上面の微分干渉型顕微鏡写真と断面曲線



(A) S45C (SEM写真)



(C) S25C (SEM写真)



(B) S45C  
(微分干渉顕微鏡写真)

工具：CBN1  
 ノーズ半径 0.2 mm  
 すくい角 0°  
 主軸回転数 300 rpm  
 (切削速度 170 m/min)  
 送り量 50 μm/rev  
 切込み 3 μm

切削方向  
 →

図 6-29 S25CとS45Cのフライカッティングにおける仕上面の観察例

ているのがSEM観察写真より認められる。これは、図6-19に示した高速度鋼工具によるSEM内微小切削で得られたS45Cの仕上面のSEM観察結果とよく類似したのものになっている。このことは、延性の高い被削材を刃先丸味の大きな工具により鏡面に近い仕上面を得るのは非常に困難であることをよく示している。また、ここにはS45Cについて、同一仕上面の微分干渉型顕微鏡による観察写真を示している。図(B)の写真は、仕上面の高低差のみが強調されて撮影されているが、この中で掘り起こされたようにみえる部分が、図(A)に示すSEM写真のむしろたようにみえる部分に対応しているのがよくわかる。

CBN工具により、炭素鋼(S45C, S25C)及び無酸素鋼を送り量を変化させて切削した場合の仕上面あらしの測定例を理論あらし曲線と合わせて図6-30に示す。炭素鋼切削の場合、送り量が低い条件では実測される仕上面あらしは理論あらしに対して非常に大きくなっているが、送り量の増加に伴って理論あらし曲線にほぼ沿う

ように増加しており、送り量  $50 \mu\text{m}/\text{rev}$  の条件では前節で示したステンレス鋼の仕上面あらさの場合と同様、理論あらさより小さくなっている。一方、比較のため同じ工具を用いて無酸素銅を切削した場合の結果をみると、変化させた送り量の範囲で実測される仕上面あらさはほぼ理論あらさ曲線に沿ったものになっており、工具の形状と運動がほぼ正常に転写されているといえる。炭素鋼における低送り量及び高送り量の条件での理論あらさ曲線からの大きなずれは主に、送りに伴う工具1回転毎の切刃-被削材の干渉部分のかえりあるいは盛り上がりの影響によるものと思われる。

図6-31は、送り量  $50 \mu\text{m}/\text{rev}$  の条件において得られた無酸素銅及びS45Cの仕上面の断面曲線を重ねて示したものである。これより、両者のプロフィールはほぼ似通ったものになっているが、無酸素銅の場合かえりが顕著に生じており、あらさは大きくなっているのがわかる。S45C

では、送りに伴う切刃の干渉によりかえりの部分を取り去られることによりあらさは理論あらさより小さくなるものと考えられる。

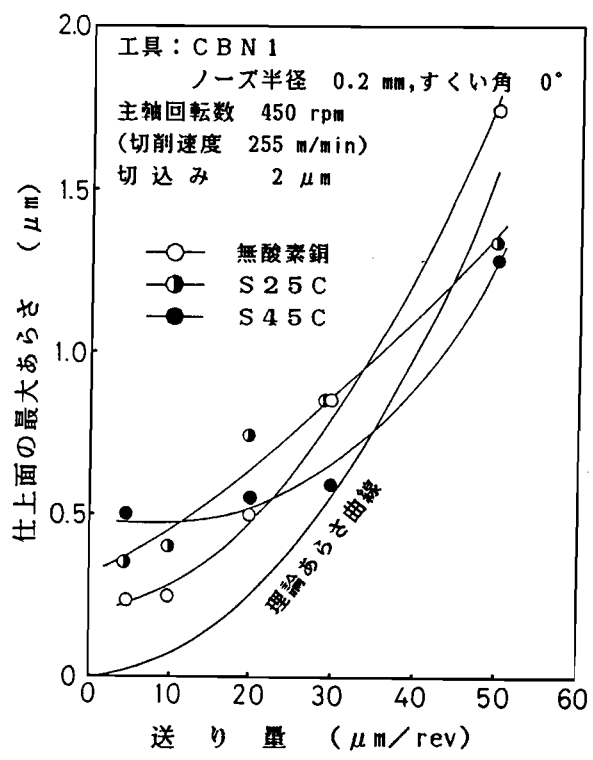
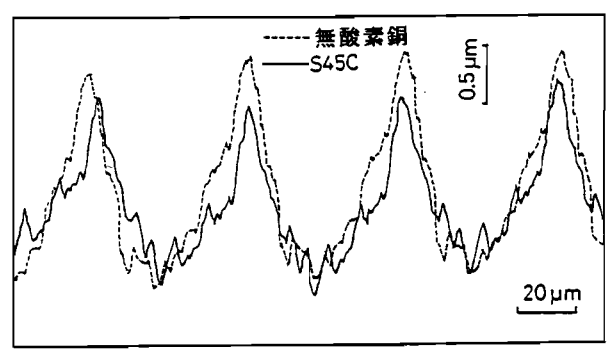


図 6-30 無酸素銅及び炭素鋼のフライカッティングにおける仕上面あらさと送り量の関係



工具: CBN 1  
 ノーズ半径 0.2 mm, すくい角 0°  
 主轴回転数 450 rpm  
 (切削速度 255 m/min)  
 切込み 2 μm

図 6-31 無酸素銅及び炭素鋼の仕上面の断面曲線

### 6.3.3 セラミックスの仕上面性状

#### 6.3.3.1 空気静圧軸受主軸を用いた切削による仕上面

単結晶ダイヤモンド工具及び焼結ダイヤモンド工具を用いて、快削セラミックスを切削した場合の仕上面の断面曲線の測定例を図6-32に示す。これから、仕上面にはかなり深いみぞが無数に残されており、この傾向は特に送り量が大きいほど著しいことがわかる。送り量  $5 \mu\text{m}/\text{rev}$  の条件では、切削前の表面あらさ ( $R_{\text{max}} 5\sim 6 \mu\text{m}$ ) より良好な切削仕上面あらさが得られている。また、焼結ダイヤモンド工具を用いた場合よりも単結晶ダイヤモンド工具を用いた場合の方が、仕上面の凹凸が滑らかになっていること、及びノーズ半径の大きい工具を用いた方が仕上面に残されるみぞは浅いことが認められる。普通旋盤を用いた超硬工具による旋削において、深いみぞを除いた部分で数  $\mu\text{m}$  程度のあらさしか得られないのに対し<sup>(6-9)</sup>、超精密

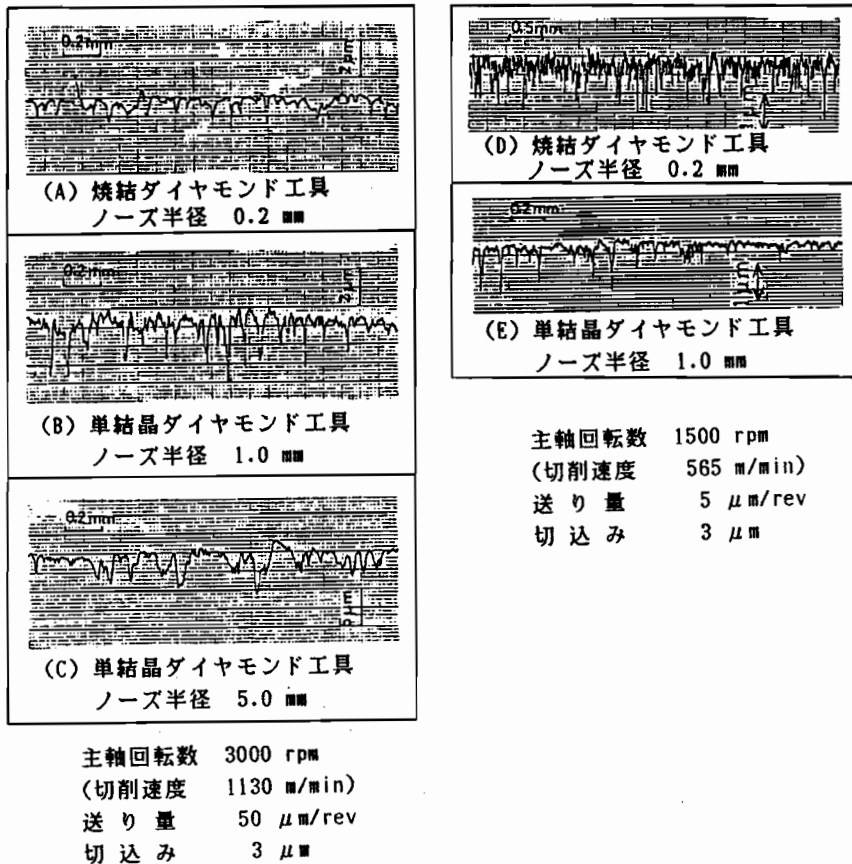


図 6-32 快削セラミックスのフライカッティングにおける仕上面の断面曲線の測定例



高速切削加工機によるダイヤモンド切削では  $1\ \mu\text{m}$ 以下のあらさが得られることがわかる。

焼結ダイヤモンド工具を用いてジルコニアセラミックス及び97%アルミナセラミックスを切削して得られた仕上面の断面曲線と、仕上面の表面を微分干渉型顕微鏡を用いて撮影した写真をそれぞれ図6-33及び図6-34に示す。仕上面の断面曲線及び表面写真から、ジルコニアセラミックスを切削した場合には仕上面表面に送り量に相当する間隔の規則正しいカッターマークが明瞭に観察され、正常な切削が行われて仕上面の生成が行われていることが理解できる。他方アルミナセラミックスの場合、表面の写真からわ

ずかに送り量に相当する間隔のカッターマークが認められるが、広い範囲にわたってアルミナ粒子が脱落しており、それに対応して仕上面の断面曲線に深いみぞが多数みられる。

図6-35は焼結ダイヤモンド工具を用い、送り量を変化させてジルコニア

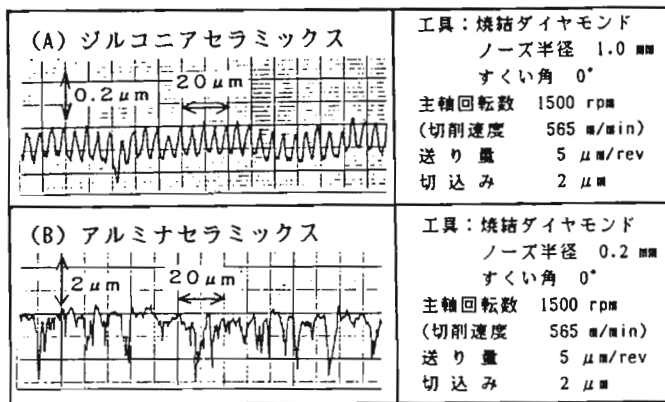


図 6-33 ジルコニアセラミックス及びアルミナセラミックスのフライカッティングにおける仕上面の断面曲線の測定例

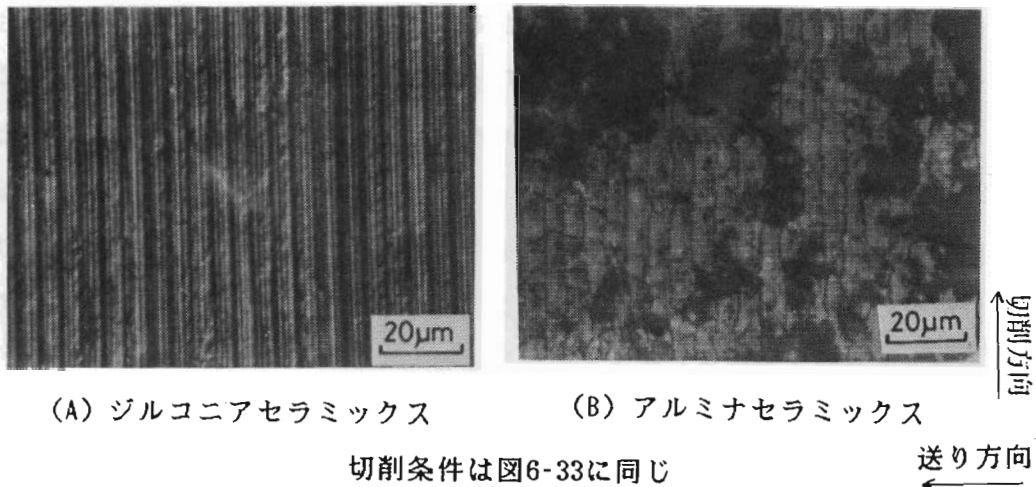


図 6-34 ジルコニアセラミックス及びアルミナセラミックスのフライカッティングにおける仕上面の微分干渉型顕微鏡観察例

セラミックスを切削して求められた仕上面あらさの測定結果を理論あらさ曲線と合わせて示したものである。送り量の増加に伴って仕上面のあらさが大きくなることがわかるが、実験より求められた仕上面あらさと理論

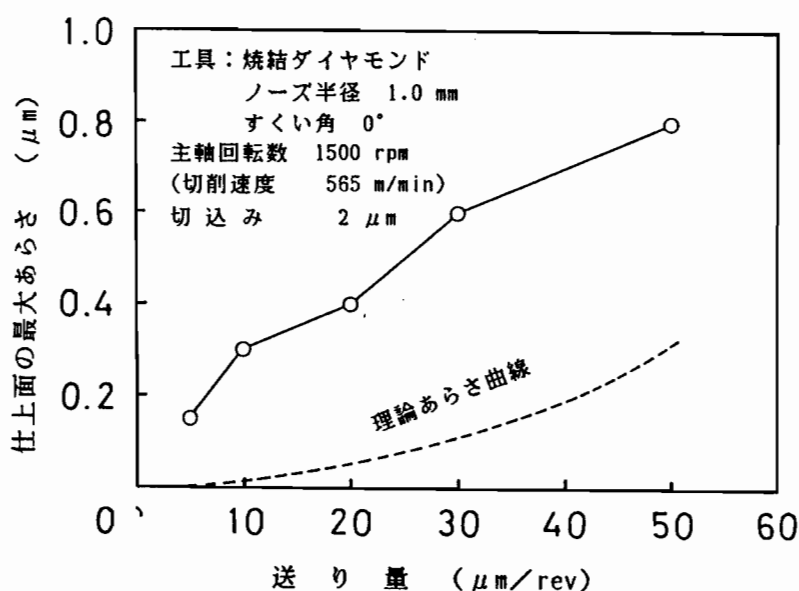


図 6-35 ジルコニアセラミックスのフライカッティングにおける仕上面あらさと送り量の関係

あらさの相違は大きく、軟質金属及び鉄系金属でみられるような理論あらさ曲線に沿うような傾向は認められない。

図6-36は、図6-35の切削条件のもとで得られた仕上面の表面を微分干渉型顕微鏡を用いて観察した例を示している。いずれも、図6-34と同様に送り量に相当する間隔のカッターマークが認められる。しかし、特に送り量が大きい場合には、送り間隔よりも小さい間隔で多数の切削痕が認められる。これは、実験に使用した焼結ダイヤモンド工具の粒径が平均約  $5 \mu\text{m}$  であるため、送り量がそれより大きい場合、ダイヤモンド粒子が仕上面生成に直接関与する工具切刃に沿って分布することにより生じるものと思われる。これより、送り量  $5 \mu\text{m}/\text{rev}$  の条件ではほぼ単粒による切削状態になっており、送りが大きくなるほど多数のダイヤモンド粒子が仕上面生成に関与していると考えられる。また、送り量が大きいほど切削力が過大になり、切刃部の欠けが生じやすくなるため工具の切れ味が低下して、仕上面は図に示すようにセラミック粒子が脱落したような様相を呈している。

図6-37は送り量  $50 \mu\text{m}/\text{rev}$  の条件で得られたジルコニアセラミックスの仕上面の拡大写真である。仕上面には、上述の切削に関与する工具切刃に沿うダイヤモンド粒子の間隔に対応すると思われるみぞが、切削方向に観察され、さらに微細なき裂が残されているのがわかる。これは、先に述べたように送り量が大きい場合、主に

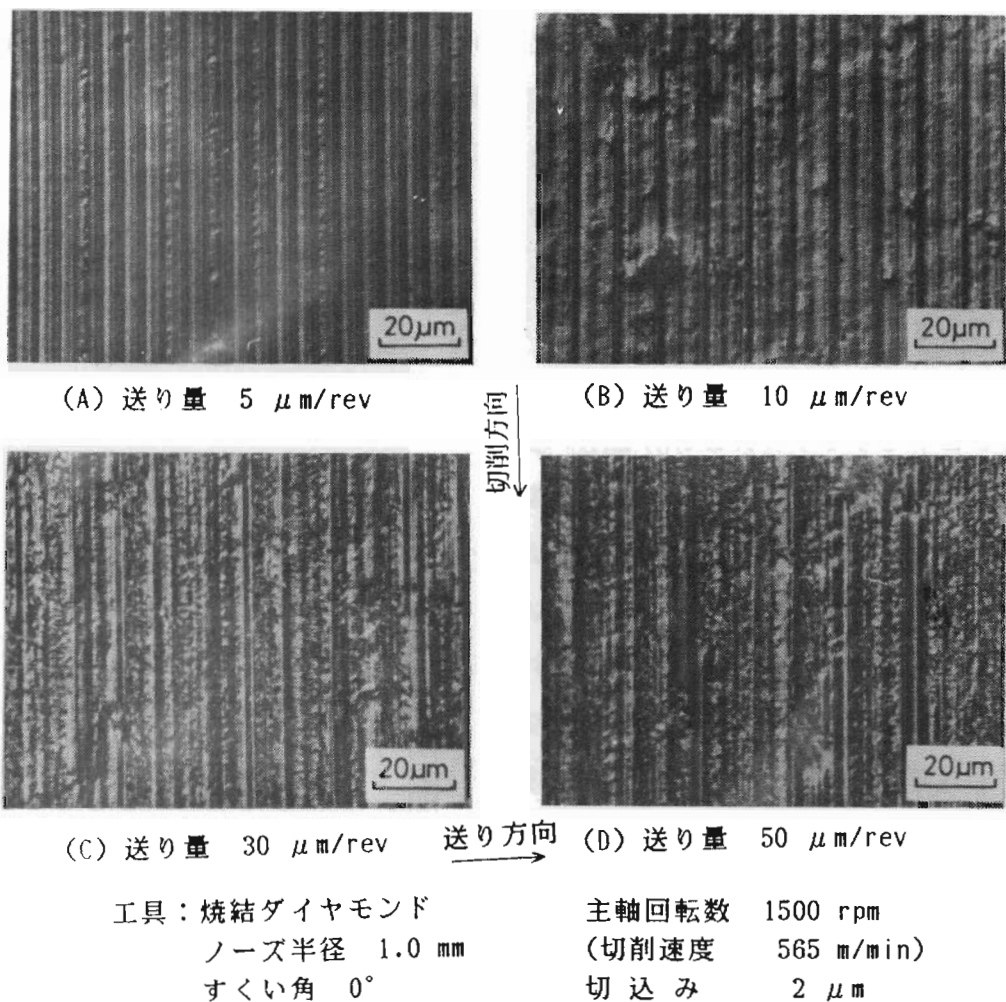


図 6-36 送り量を変えて得られたジルコニアセラミックスの仕上面の微分干渉型顕微鏡写真（フライカッティング）

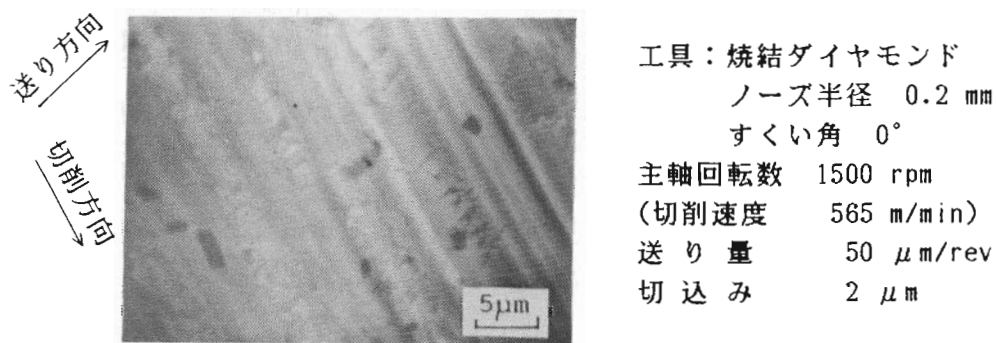
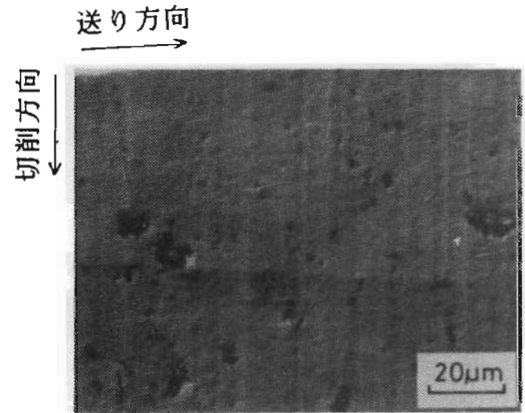


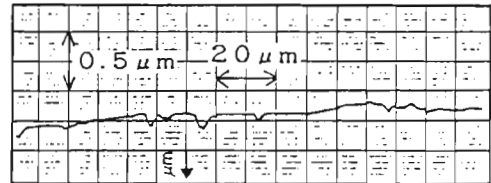
図 6-37 ジルコニアセラミックスの仕上面の残留き裂のSEM観察例

脆性損傷により工具の切れ味が劣化することに関連すると思われる。また送り量が大きい場合には第4章で示したように切削力も大きくなり、工具損傷の仕上面性状に及ぼす影響が大きな問題となってくる。これらのことから、焼結ダイヤモンド工具を用いて良好な仕上面を得るためには、送り量としてはダイヤモンド砥粒の粒径程度におさえる必要があることが理解される。

単結晶ダイヤモンド工具を用いてジルコニアセラミックスの切削を行った場合の仕上面の観察写真及び断面曲線を図6-38に示す。これより、仕上面は凹凸の少ない非常に滑らかなものになっているのがわかる。仕上面に点在する空孔は、切削によりセラミックス粒子が脱落した跡あるいは当初から材料内に存在していた欠陥と思われる。図6-36にも示したように、焼結ダイヤモンド工具を用いた場合切刃部のダイヤモンド粒子による押しならし作用のため仕上面には、図に示すような空孔は認められず、また仕上面の凹凸も単結晶ダイヤモンド工具による切削仕上面に比べて非常に大きいものになっている。



(A) 仕上面の表面



(B) 仕上面の断面曲線

工具：単結晶ダイヤモンド  
ノーズ半径 5.0 mm  
すくい角 0°  
主軸回転数 1500 rpm  
(切削速度 565 m/min)  
送り量 5 μm/rev  
切込み 2 μm

図 6-38 単結晶ダイヤモンド工具によるジルコニアセラミックスの仕上面の微分干渉型顕微鏡観察例

### 6.3.3.2 油静圧軸受主軸を用いた切削による仕上面

高速切削用空気静圧軸受主軸を用いたセラミックス材料のフライカッティングにおいて、切削工具は鉄系金属の切削の場合以上にその損傷が大きく、一つの試料さえ最後まで安定した切削が行えない場合がしばしばみられた。その点を考慮して、

ここでは、比較的正常な切りくず生成による切削が行われているジルコニアセラミックスを油静圧軸受主軸を用いて切削した場合の実験結果について示す。

焼結ダイヤモンド工具を用い、送り量を変化させてジルコニアセラミックスを切削した場合の仕上面あらかの測定例を理論あかさ曲線と合わせて図6-39に示す。送り量 50  $\mu\text{m}/\text{rev}$  の場合の実験

値を除いて、得られた仕上面あらかと理論あらかとの間には大きな差が存在し、特に送り量が低い範囲では両者の相対的な相違は大きくなっている。この場合、図6-35に示した高速切削実験とは工具のノーズ半径が異なるため、得られた結果を直接比較することはできないが、定性的な傾向は一致しており、切削速度の違いによる本質的な相違は認められない。

図6-39の実験において得られた仕上面の断面曲線とそれ

に対応する仕上面表面の微分干渉型顕微鏡による観察写真を図6-40に示す。断面曲線及び表面の写真から、いずれも送り量に相当する間隔をもつカッターマークが存在することが認められる。

断面曲線を詳細に観察すると、カッターマークに加えて工具切刃形状の不完全さからくる規則的な凹凸、及び不規則な凹凸が重なりあって仕上面断面が構成されていることがわかる。ジルコニアセラミックス粒子による凹凸が原因とみられる不規則な仕上面のあらかは顕微鏡写真からも認められるが、アルミナセラミックスを切削した場合のような大規模なセラミックス粒子の脱落は認められない。

ノーズ半径 1.0mm、すくい角  $-3^\circ$  の単結晶ダイヤモンド工具を用いてジルコニアセラミックスを切削し、得られた仕上面の断面曲線と仕上面表面の微分干渉型顕微鏡写真を図6-41に示す。図6-40に示す焼結ダイヤモンド工具によって得られた仕上

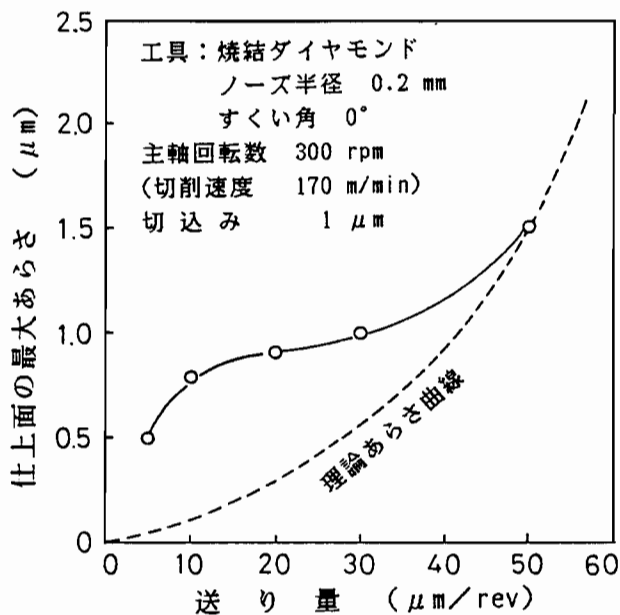
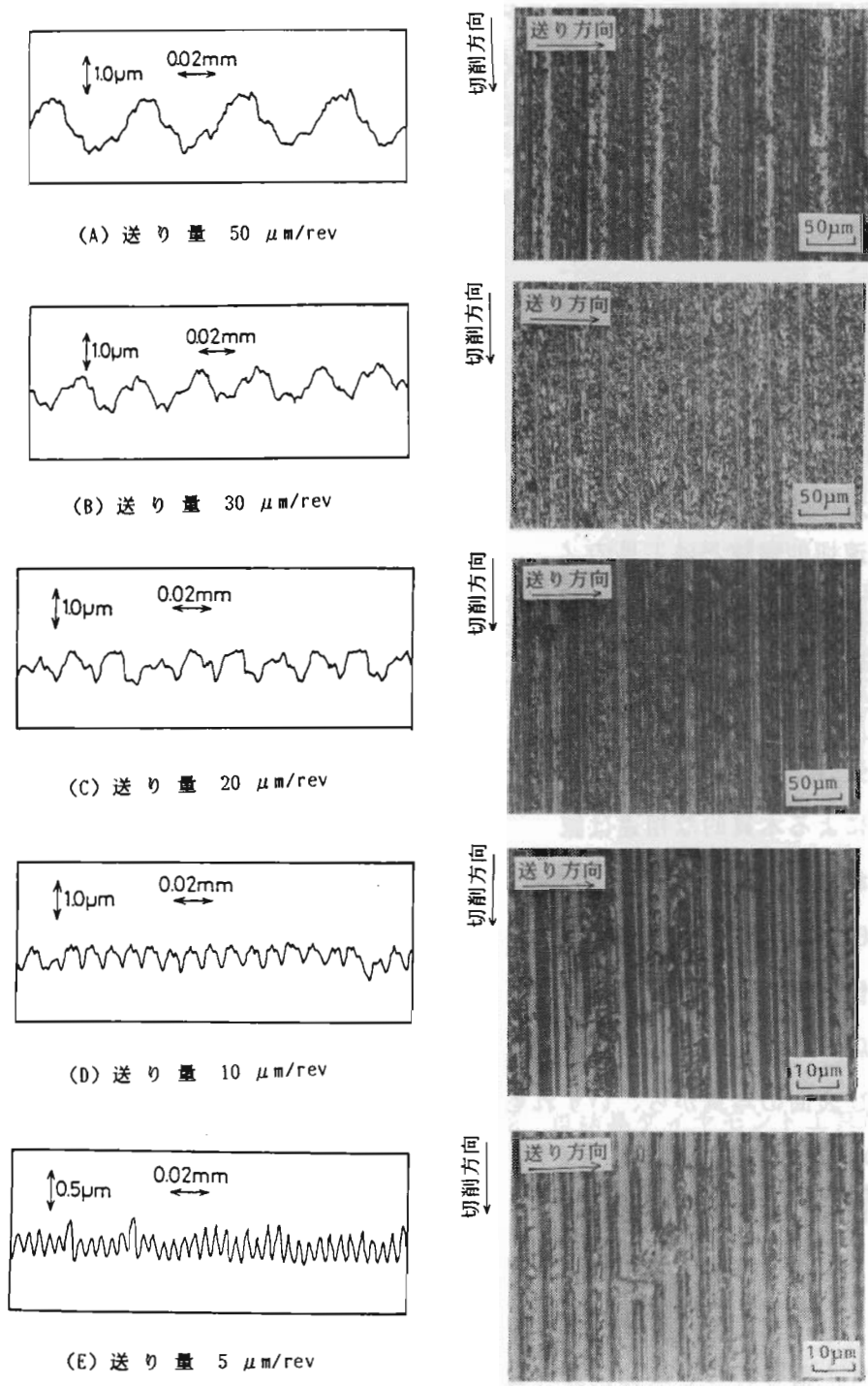


図 6-39 ジルコニアセラミックスのフライカッティングにおける仕上面あらかと送り量の関係



(A) 送り量 50  $\mu\text{m}/\text{rev}$

(B) 送り量 30  $\mu\text{m}/\text{rev}$

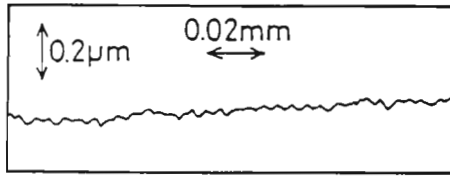
(C) 送り量 20  $\mu\text{m}/\text{rev}$

(D) 送り量 10  $\mu\text{m}/\text{rev}$

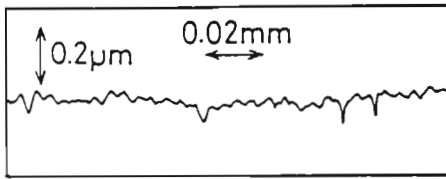
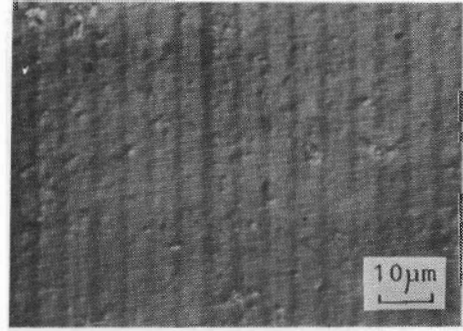
(E) 送り量 5  $\mu\text{m}/\text{rev}$

工具：焼結ダイヤモンド      主軸回転数 300 rpm  
 ノーズ半径 0.2 mm      (切削速度 170 m/min)  
 すくい角 0°      切込み 1  $\mu\text{m}$

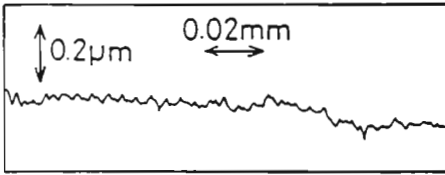
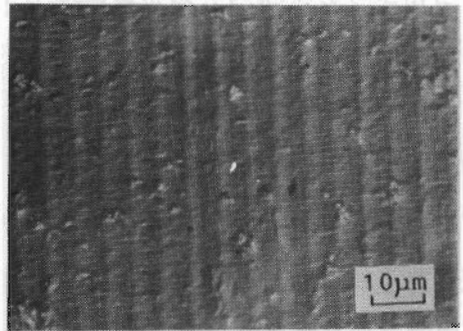
図 6-40 送り量を変えて得られたジルコニアセラミックスの仕上面の断面曲線と仕上面表面の微分干渉型顕微鏡写真



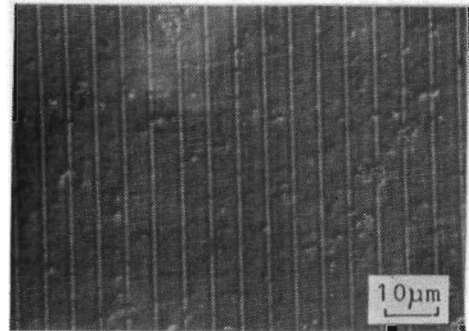
(A) 切削距離 244 μm



(B) 切削距離 284 μm



(C) 切削距離 304 μm



送り方向  
↓  
切削方向

工具：単結晶ダイヤモンド  
ノーズ半径 1.0 mm  
すくい角  $-3^\circ$

主軸回転数 300 rpm  
(切削速度 170 m/min)  
送り量 5 μm/rev  
切込み 1 μm

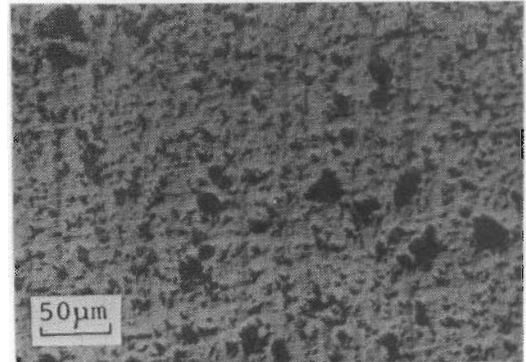
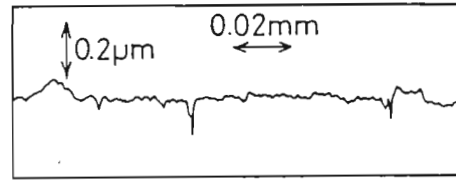
図 6-41 ジルコニアセラミックスのフライカッティングにおける仕上面の断面曲線と仕上面表面の微分干渉型顕微鏡写真

面あらさに比べると、この場合の仕上面あらさは良好で最大仕上面あらさは $0.1\mu\text{m}$ 以下になっていることがわかる。仕上面の断面曲線からは明らかでないが、表面の顕微鏡写真をみると送り量に相当する間隔のカッターマークが明瞭にみられる。

図6-42は図6-41と同じ形状の単結晶ダイヤモンド工具を用い、ジルコニアセラミ

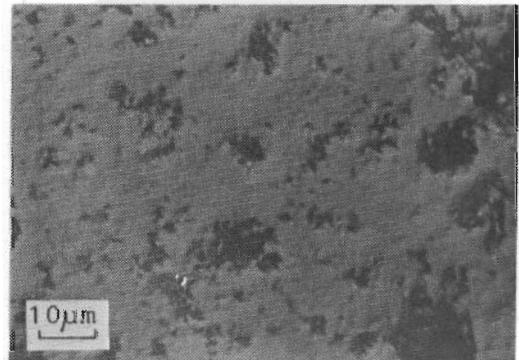
ックスを切削して得られた仕上面の断面曲線と仕上面表面の微分干渉型顕微鏡写真である。切込み及び送り量を減少させたことにより、図6-41の場合に比べて仕上面あさはさらに良好になっていることが認められる。この場合仕上面表面には送り量に相当する間隔のカッターマークはほとんど認められず、ジルコニアセラミックス粒子の脱落痕あるいは当初からの材料内欠陥が観察されるのみである。

これらの結果から、油静圧軸受主軸を用いた中速切削においても、前節で示した高速切削で得られる仕上面とほぼ同様の仕上面が生成されていると判断され、主軸構造の違いによる仕上面性状の相違はほとんどみられなかった。しかしながら、油静圧軸受主軸を用いることにより工具寿命の格段の向上がみられ、一つの被削材の最初から最後まで安定した切削が行えることにより均一な仕上面が得られる。このように油静圧軸受主軸及び単結晶ダイヤモンド工具を用いることにより、最大あさで $0.1\mu\text{m}$ 以下の鏡面に近いジルコニアセラミックスの仕上面を得られることが確認された。図6-43にジルコニアセラミックスの仕上面表面に文献の文字が映って



↓  
切削方向

→  
送り方向



工具：単結晶ダイヤモンド  
ノーズ半径 1.0 mm  
すくい角  $-3^\circ$   
主軸回転数 450 rpm  
(切削速度 255 m/min)  
送り量  $2.5\ \mu\text{m}/\text{rev}$   
切込み  $0.6\ \mu\text{m}$

図 6-42 単結晶ダイヤモンド工具によるジルコニアセラミックスの仕上面の微分干渉型顕微鏡写真と断面曲線



いる状況を示す。ジルコニアセラミックスは材質的に光沢がある材料ではないが、この写真より表面が鏡面に仕上げられていることがわかる。

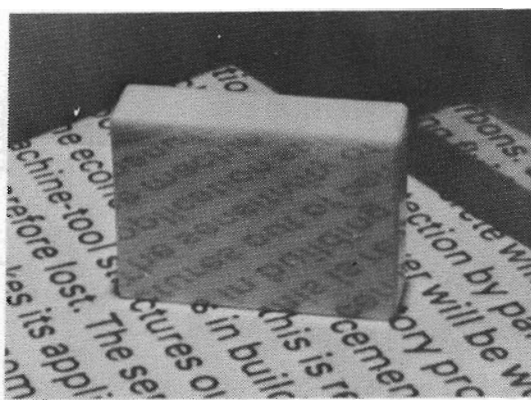


図 6-43 ジルコニアセラミックスの切削仕上面の表面の写真

## 6.4 考察

### 6.4.1 仕上面生成機構における層状すべりと結晶粒界

切削加工された製品は、主にその加工精度（寸法精度及び形状精度）と仕上面性状（仕上面あらさ及び加工変質層）によって評価される。ここでは、微小切込みによる超精密切削加工面の生成機構の観点から、主に銅、アルミニウムの軟質金属の微小切削における層状すべり構造及び結晶粒界の仕上面あらさに及ぼす影響について検討する。

本来2次元切削は、理論あらさに関連した幾何学的な要因を取り除いた切削方式といえるため、工具－被削材の相対運動が正確に行われているならば、切削方向の断面曲線の凹凸は無いはずである。しかしながら、アルミニウム粗大結晶をSEM内微小2次元切削して得られた仕上面には、切削方向と垂直な方向、すなわち切刃と平行な方向に規則的な間隔をもつ凹凸が生じることが、微分干渉型顕微鏡観察により確認される。この凹凸は、切りくず生成過程における層状すべり構造の形成に伴って生じたものと思われるが、SEM内切削中の被削材側面からの観察においては、本実験で設定した観察倍率ではこの凹凸の生成過程はほとんど観察することができず、これが層状すべり層の形成と対応したものであるかどうか直接確認するのは困難であった。

そこで、切りくず生成過程の撮影写真から層状すべり間隔に相当する切削距離を割出し、仕上面の観察写真より凹凸の平均間隔を求めた。それらの関係を各結晶粒ごとにまとめると図6-44のようになる。これより結晶粒Dあるいは結晶粒Aの一部

の実験結果を除いて、仕上面の凹凸の平均間隔は層状すべりの間の切削距離とよく一致しているのがわかる。ここで、特に結晶粒Dについて層状すべり間隔と仕上面の凹凸のピッチとの差が大きくなっているのは、結晶方位の違いによりせん断面での層状すべり構造形成機構が異なることによるものと考えられる。しかしながら、今回は結晶方位の同定を行っていないので切りくず観察結果より検討を加える。

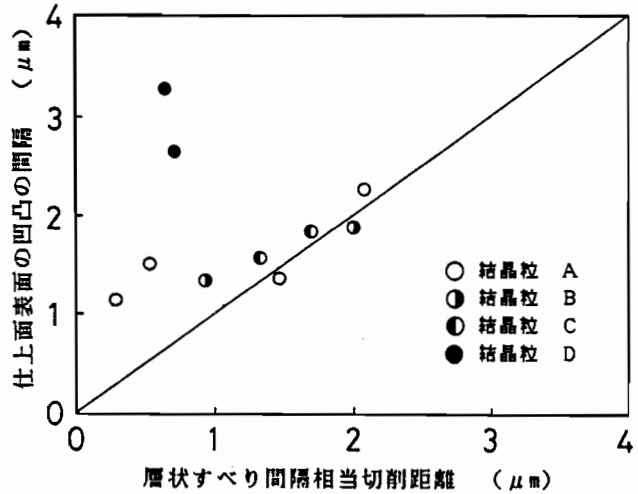
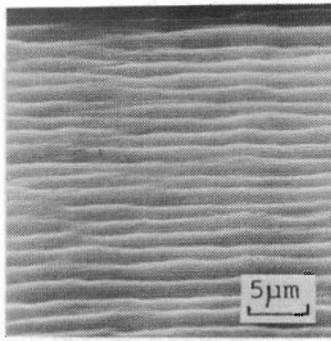


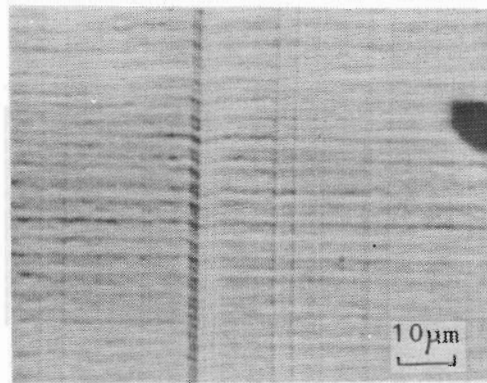
図 6-44 アルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削における層状すべり間隔と仕上面表面の凹凸の間隔の関係

図6-44の結果の中で、仕上面の凹凸のピッチが層状すべり間隔と比較的よい一致を示している結晶粒Cとその差が大きい結晶粒Dについて、得られた仕上面及びその際に生成された切りくずの自由面側の微分干渉型顕微鏡写真を図6-45に示す。結晶粒Cの切りくず観察写真より、層状すべりはほぼ等間隔に切刃と平行な方向に起こっているのが認められ、それと対応するがごとく仕上面にもほぼ等間隔の凹凸がみられる。それに対し、結晶粒Dの切りくずではすべり変形がせん断面上で均一な方向に加えて、若干角度をもった方向に凹凸が生じているのがわかる。切込み 0.1 mmのオーダの実験結果であるが、アルミニウム単結晶の2次元切削において結晶の方位あるいは活動すべり系によって仕上面の状態が大きく変化し、方位依存性がみられることが報告されている<sup>6-10)</sup>。図6-45及び他の実験結果から判断して、本実験における切込み1μmあるいは0.1μmの微小切削においても結晶の方位は仕上面生成機構に影響を与えられ、その方位依存性に対して従来の考え方とある程度同様の考え方が適用できるものと思われる。

銅、アルミニウムの超精密切削加工面においては被削材の結晶学的要因に起因する仕上面の凹凸、結晶粒界段差が最終的に仕上面あらさの限界として残るといわれている。特に加工される材料は、多結晶材料であることが多いので結晶粒界段差は仕上面精度を論じる上で大きな問題となる。井川らは、この粒界段差の生成は結晶



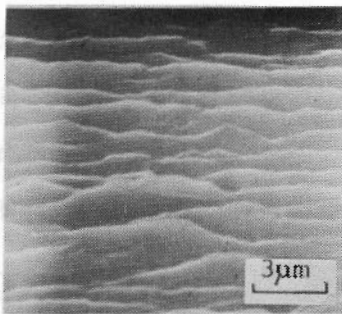
切りくず自由面



仕上面表面

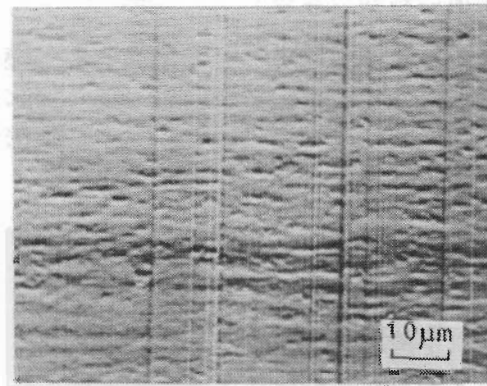
(A) 結晶粒 C

切込み 4.82 μm, 切削速度 50 μm/min



切りくず自由面

↑  
切削方向



仕上面表面

(B) 結晶粒 D

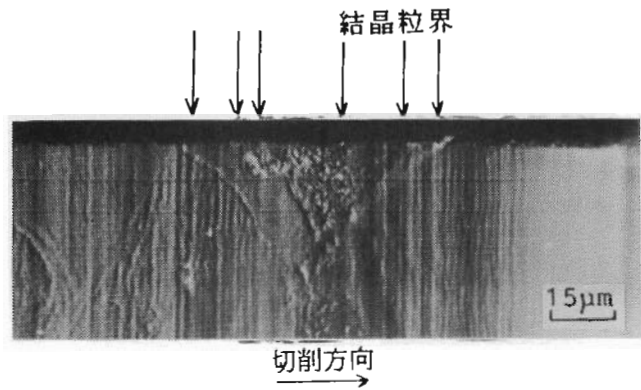
切込み 0.86 μm, 切削速度 16.6 μm/min

図 6-45 アルミニウム粗大結晶の切りくずの層状すべりと仕上面表面の微分干渉型顕微鏡観察例 (SEM内微小切削)

異方性による弾塑性変形挙動の違いに起因するものであるとしている<sup>6-2)</sup>。

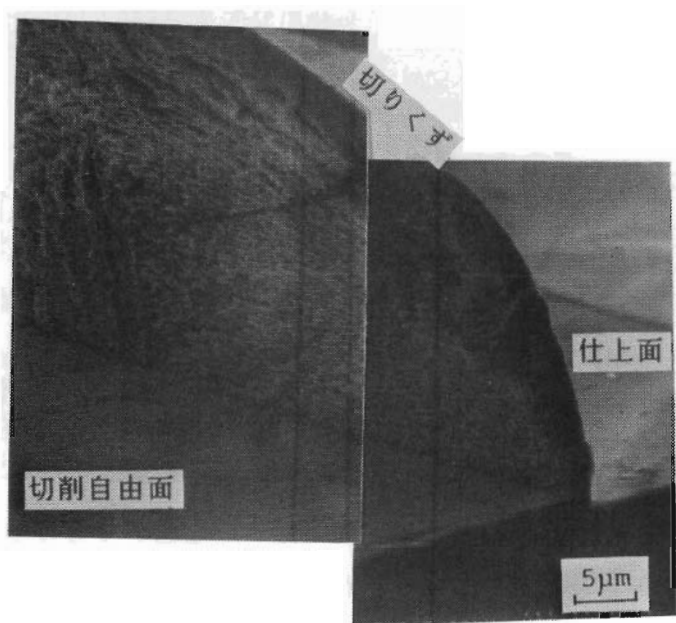
図6-46及び図6-47は、それぞれ無酸素銅のSEM内微小切削における仕上面及び切りくず生成の観察例である。図6-47の切りくず自由面側の写真から結晶粒の違いによって層状すべり層の形成の状態が異なっているのがわかる。このような結晶方位に依存した切りくず生成の不連続により、図6-46に示すような結晶粒界段差が仕上面に残される。また図6-47より、前加工面上の傷の影響が切りくず切りくず自由面側に顕著に現れており、この写真では確認できないが、仕上面にもその影響が及んでいるものと思われる。

結晶粒界段差を抑えるためには上述の考え方によれば、材料に熱処理を施すなどして極力、結晶の異方性が生じないようにすることが重要であるといえる。本実験における無酸素銅の高速2次元切削でも、切込みが0.01  $\mu\text{m}$  あるいはそれ以下では、仕上面の結晶粒界段差と考えられる凹凸は小さくなる傾向が微分干渉型顕微鏡により観察された。このことは、被削材の極く表面層においては加工変質のため結晶性が失われてくる可能性があることと関連しているように思われる。上田ら<sup>6</sup> (11)によるアモルファス金属のSEM内2次元切削(切込み数 $\mu\text{m}$ )実験によると、その切りくず生成は典型的な層状すべり構造の形成により行われている。また、切込みと層状すべり間隔の関係は、本実験のアルミニウム粗大結晶において得られている関係と定量的に



工具：単結晶ダイヤモンド  
 すくい角 11°  
 切込み 2.0  $\mu\text{m}$   
 切削速度 18.0  $\mu\text{m}/\text{min}$

図 6-46 無酸素銅の仕上面表面の結晶粒界段差の微分干渉型顕微鏡観察例 (SEM内微小切削)



工具：単結晶ダイヤモンド  
 すくい角 0°  
 切込み 1.86  $\mu\text{m}$   
 切削速度 120  $\mu\text{m}/\text{min}$

図 6-47 無酸素銅のSEM内微小切削における切りくずの層状すべりの観察例

も近いものである。この場合、仕上面の観察は行われていないため一概に言えないが、結晶性を伴わない材料においても単結晶材料で顕著にみられる層状すべり構造を呈していることから、この層状すべり間隔に対応した仕上面の凹凸が生じている可能性があるものと思われる。

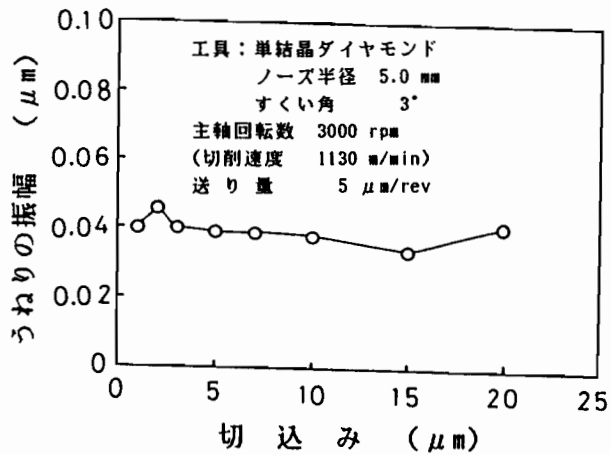
#### 6.4.2 超精密切削仕上面におけるうねり

無酸素銅の超精密高速切削において、仕上面の最大あらさはほぼ理論あらさに近いものが得られているが、仕上面にはうねりが生じており、特に送り量の低い条件では最大あらさよりもうねりの振幅の方が大きくなっており、表面が光学的な反射面として使用される場合には問題があるかと思われる。基本的にうねりは、工具-被削材間における仕上面と垂直な方向での相対変位の大きさとその周期により決るといえる。これらに影響を及ぼす主な要因としては、主軸の回転精度（特にスラスト方向の変位）、テーブルの送り精度（特にヨーイング）、背分力の変動などが考えられる。

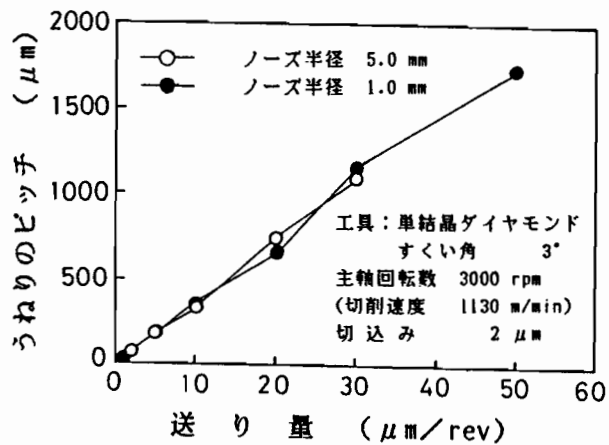
無酸素銅の仕上面の断面曲線から、生じているうねりの振幅の大きさとピッチを求め、切削条件との関係をまとめて図6-48に示す。図(A)より、うねりの振幅は切込みによらず、ほぼ一定の  $0.04\mu\text{m}$  になっているのがわかる。背分力は主軸スラスト方向に変位を与える切削力成分といえるが、これより切込み増加による背分力の増大は仕上面法線方向の変位にはほとんど影響しないといえ、十分な主軸剛性を有しているといえる。また送り量を変化させた場合についても、振幅の大きさは送り量によらずほぼ一定であることが確認されている。第2章において、主軸は回転数  $1800\text{rpm}$  でスラスト方向に  $0.025\mu\text{m}$  の変位を生じることを示したが、この場合は約  $0.04\mu\text{m}$  の変位を生じている。主軸回転数が  $3000\text{rpm}$  と高速になっていることあるいは工具取付け上のアンバランスにより変位が大きくなっていると思われるが、うねりの振幅と切削条件との関係から、基本的に主軸の回転精度が被削材にそのまま転写されているといえる。ここには示していないが、主軸回転数を変化させた場合、振幅は回転数の減少に伴って増加し、回転数  $1500\text{rpm}$  では約  $0.09\mu\text{m}$  の振幅を生じた。また、回転数  $4000\text{rpm}$  では  $0.03\mu\text{m}$  の振幅になっており、本実験で用いた空気静圧軸受主軸は、高速回転になるほどスラスト方向の変位が小さくなる特性をもつといえる。

図(B),(C)より、うねりのピッチは送り量の増加に伴ってほぼ比例して大きくな

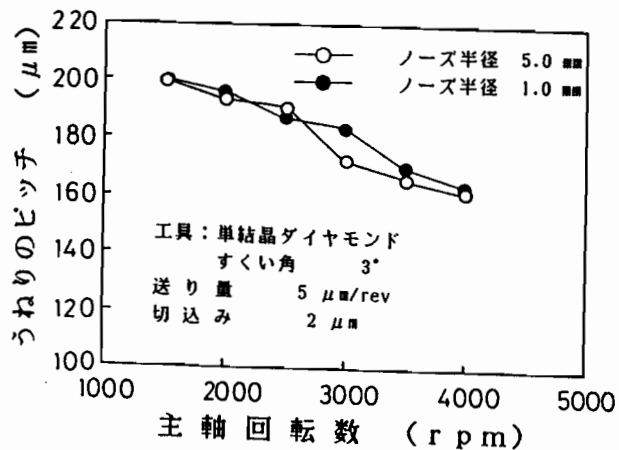
り、主軸回転数の増加に伴ってはほぼ直線的に減少している。一方、切込みの変化に対してはほとんど変化はみられなかった。図(B)に示される各測定値と送り量から、この場合のあらさ断面曲線は、いずれの切削条件においても、1~2Hzの範囲の周波数をもつ曲線になっているのが求められる。この周波数は主軸のスラスト方向の変位の周波数とほぼ対応していること、及び送り量の変化に対してピッチが比例して増大し、振幅の大きさが送り量によらずほぼ一定であることから、仕上面のうねりの原因は主に主軸の回転精度によるもので、テーブルの送りに伴うヨーイングの影響は少ないと考えられる。しかしながら、ねじ送りによるピッチ誤差を抑えるため空気静圧継手を用いた送り駆



(A) うねりの振幅と切込みの関係



(B) うねりのピッチと送り量の関係



(C) うねりのピッチと主軸回転数の関係

図 6-48 無酸素銅のフライカッティングにおける仕上面のうねりの振幅及びピッチと切削条件の関係

動方式によるテーブルにおいて、供給する空気圧の微小な変動によって運動誤差が生じ、うねりの原因になることが報告されており<sup>6-12)</sup>、本実験装置で採用している油静圧継手によるテーブルの送り駆動においても確認は行っていないが、十分そのようなことが考えられる。

また送り量が一定の場合、テーブルの送り速度は主軸回転数に比例するので本来ピッチは回転数の変化によらず一定になると思われるが、図(C)の結果に示すように実際は回転数の増加に伴ってピッチは減少している。このことは、回転数の増加に伴って振幅の大きさが減少することと関連していると考えられる。

これらのことより、本実験におけるうねりの原因は主に主軸の回転精度によるところが大であるといえ、高精度な仕上面を得る上で主軸特性を十分把握しておくこと非常に重要であることがわかる。また主軸、テーブルなど各機械要素の高精度化に加えて、工具-被削材間の相対変位の制御技術が重要になると考えられる。例えば、本研究において開発したSEM内微小切削装置のピエゾ素子を組み込んだ微小切込み装置に、切削中の工具-被削材間の相対変位量をフィードバック信号として与えることによりうねりを抑制することがある程度可能と思われる。

本研究では主に、仕上面性状のうちあらさ及びうねりについて検討を行っているが、超精密部品においては加工変質層が重大な問題となる場合も多々あるかと思われる。本研究においても、X線応力測定装置により無酸素銅の超精密高速切削における仕上面の残留応力の測定を試みたところ $1\text{ Kg/mm}^2$ 程度の圧縮残留応力であった。しかしX線の被削材への侵入深さは $5\sim 10\ \mu\text{m}$ 程度あるため、この値は深さ方向に平均化された値になっていると考えられる。また、単結晶ダイヤモンド工具による無酸素銅のSEM内微小切削において、仕上面表層部での組織流動は観察倍率の関係からほとんど観察されなかった。仕上面あらさ、うねりなどの表面の性状に関しては、レーザ反射強度を利用した測定など種々試みられているが<sup>6-13)</sup>、超精密切削面の加工変質層の評価に関してはほとんど試みられておらず、今後の重要課題といえる。

#### 6.4.3 工具摩耗と仕上面特性

鉄系金属あるいはセラミックスの鏡面生成を目的にした超精密切削においては、工具の摩耗及び欠損が非常に重大になることは既に示したとおりである。これらの被削材に対して、油静圧軸受主軸を用いて中速切削を行うことにより高速切削に比

べて工具寿命が伸び、比較的長い切削距離にわたって安定した仕上面を得られることがわかったので、ここでは主に鉄系金属、セラミックスについて工具摩耗と仕上面特性の関係について検討を行う。

図6-49はジルコニアセラミックスを焼結ダイヤモンド工具を用いてフライカッティングした場合の仕上面及び工具の摩耗の観察例を示す。工具の逃げ面部に切削方

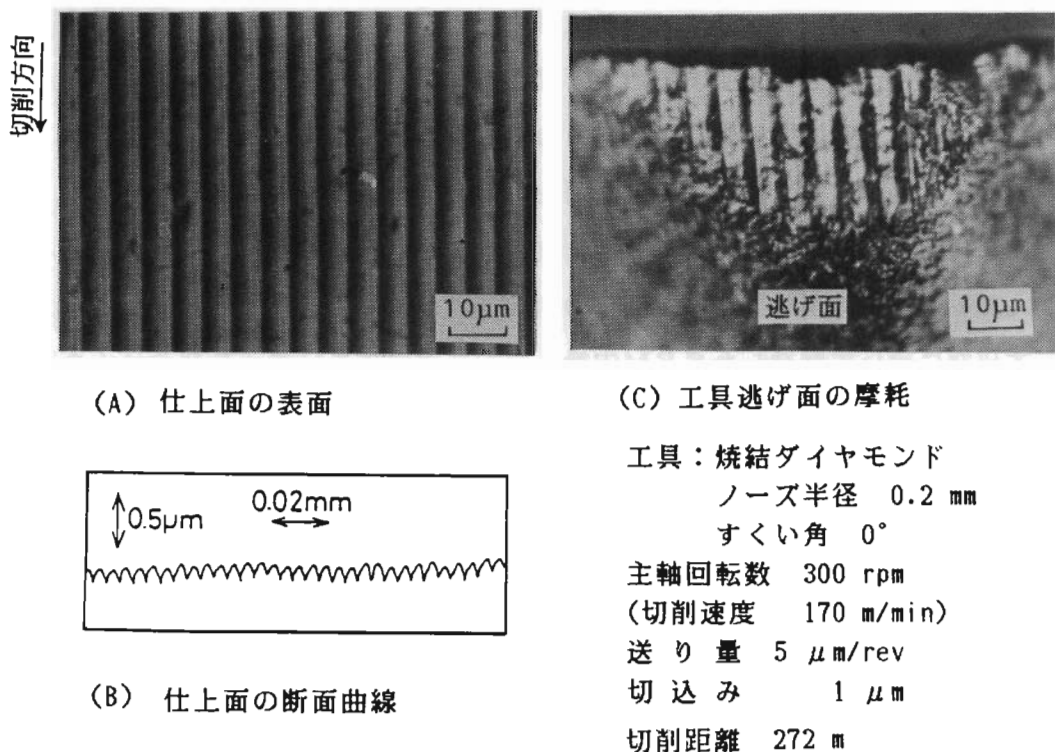


図 6-49 ジルコニアセラミックスのフライカッティングにおける仕上面の断面曲線と微分干渉型顕微鏡写真及び工具逃げ面の観察例

向に平行にくし歯状の摩耗痕が生じており、この場合の摩耗痕の間隔は送り量の 5 µm に一致していることがわかる。炭素鋼及びステンレス鋼の切削においても、図 6-50に示すような CBN 工具の逃げ面に、図6-49と同様の送り量に一致したくし歯状の摩耗痕が生じる。その場合の仕上面の断面曲線は図6-49に示すように、通常得られるカッターマークをもつ断面曲線を上下逆にしたような断面曲線になっており、明らかに工具逃げ面のくし歯状摩耗痕が被削材に転写されていることがわかる。特に送り量が 10 µm/rev以下の条件では、このような傾向が顕著にみられる。

これらの場合、比較的摩耗の少ない切削初期においては、工具のノーズ半径と送

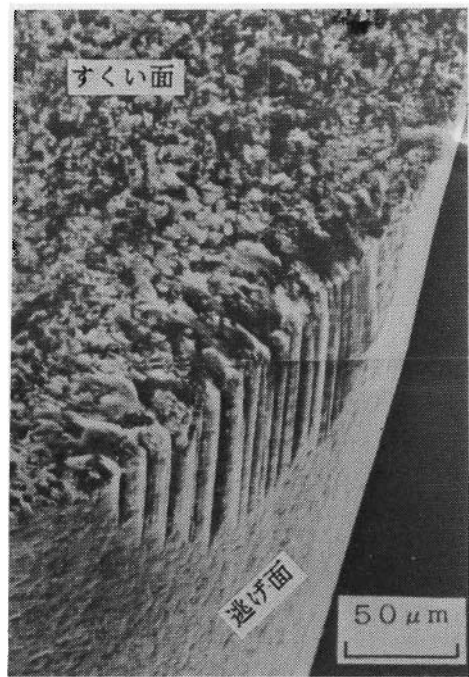


り量から決る理論あらさに近いプロフィールを持つが、摩耗が増大してくるに従って工具逃げ面の摩耗痕が仕上面に転写されたようなプロフィールに変化してくる。CBN工具あるいは焼結ダイヤモンド工具の粒子の大きさは4~6 $\mu\text{m}$ 程度であるため切刃稜の形状は結合剤を間にはさんで、粒径より若干大きなピッチをもった凹凸状になっていると考えられる。従って、この間隔より短い送り量になるような送り量の低い条件では、1回転の切削で生成される仕上面の間に粒子が1~2個しか分布しないことになり、粒子間の結合剤が優先的に摩耗していくことにより切刃部の粒子間のくぼみが転写されたようなプロフィールになると考えられる。

粒子の大きさ、分布の状態、結合剤の種類及び分布などと工具摩耗との関連は強いと考えられることから、焼結体工具により鉄系金属、セラミックスの良好な仕上面を得るためには工具設計の観点から検討を加えることも重要になるといえる。上述のよ

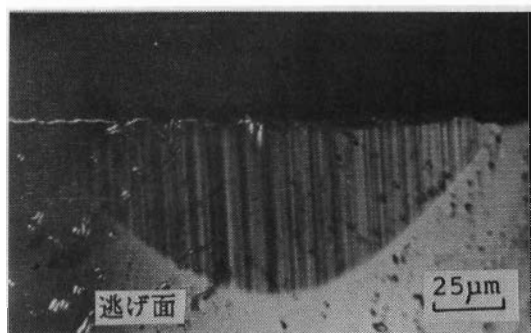
うな切刃稜における粒子の影響がないという意味では、単結晶ダイヤモンド工具が理想的と考えられるが、図6-51に示すように摩耗が大きく、現状では実用に供するのは経済的な観点からも困難であると考えられる。特にステンレス鋼の切削においては、切削距離にしてわずか8mにおいて逃げ面の摩耗幅は60 $\mu\text{m}$ にも達しており、仕上面はカッターマークもみられない劣悪な様相を呈している。

例えば同じステンレス鋼をCBN工具により切削速度170 m/min、送り量10 $\mu\text{m}$ /rev、切込み3 $\mu\text{m}$ の条件で切削した場合、切削距離にして300mで逃げ面摩耗幅は42.5 $\mu\text{m}$ となっており、ダイヤモンド工具に比べるとかなり耐摩耗性が高いことがわかる。ダイヤモンドの摩耗は炭素の拡散と黒鉛化によって進行することが知られ

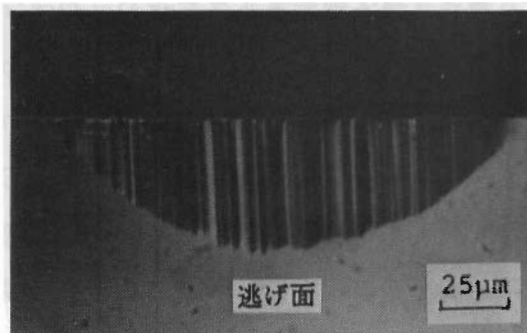


工具：CBN 2  
 ノーズ半径 0.2 mm  
 すくい角 0°  
 主軸回転数 2000 rpm  
 (切削速度 755 m/min)  
 送り量 10  $\mu\text{m}/\text{rev}$   
 切込み 10  $\mu\text{m}$   
 切削距離 525 m

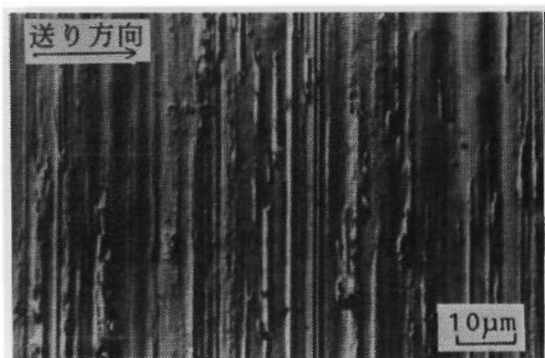
図 6-50 S 2 5 C 切削後の工具  
 逃げ面の摩耗のSEM観察例



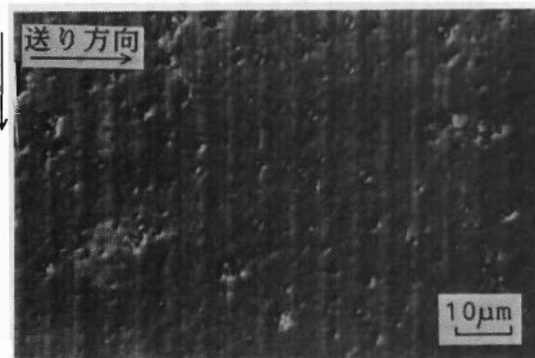
工具逃げ面



工具逃げ面



仕上面表面



仕上面表面

(A) ステンレス鋼 (SUS303) 切削後

工具：単結晶ダイヤモンド  
 ノーズ半径 1.0 mm  
 すくい角  $-3^\circ$   
 主軸回転数 300 rpm  
 (切削速度 170 m/min)  
 送り量 10  $\mu\text{m}/\text{rev}$   
 切込み 3  $\mu\text{m}$   
 切削距離 8 m

(B) ジルコニアセラミックス切削後

工具：単結晶ダイヤモンド  
 ノーズ半径 1.0 mm  
 すくい角  $-3^\circ$   
 主軸回転数 300 rpm  
 (切削速度 170 m/min)  
 送り量 5  $\mu\text{m}/\text{rev}$   
 切込み 1  $\mu\text{m}$   
 切削距離 304 m

図 6-51 単結晶ダイヤモンド工具の摩耗及び仕上面の微分干渉型顕微鏡写真

ており、約 $600\sim 700^\circ\text{C}$ の温度で酸化を開始し、鉄粉中では黒鉛化を開始する。摩耗の様相は、微分干渉型顕微鏡写真により凹凸を強調しているため一見硬粒子のひっかきによる機械的な摩耗のようにみえるが、第5章でも示唆したように切刃部は局所的には非常に高温になっていると考えられることから、熱的な要因による作用も大きく加わって、工具寿命がかなり短くなっていると考えられる。またジルコニアセラミックスの切削においては、切削距離にして304mで逃げ面摩耗幅は約 $50\mu\text{m}$ に

なっているが、実験結果において示したようにこの場合の仕上面は鏡面が得られている。鉄系金属の鏡面加工においては、現在のところCBN工具が最も適しているといえるが、上述のような摩耗の問題があるためCBNの単結晶から刃先を作製することも試みられている(6-14)。

## 6.5 結 言

超精密高速切削加工機及びSEM内微小切削装置による軟質金属、鉄系金属及びセラミックスの微小切削における仕上面あらさの測定及び表面性状の観察を行うことにより結晶粒界、結晶方位などの微視的因子の仕上面生成機構に及ぼす影響ならびに工作機械の運動精度、工具の摩耗の仕上面のうねり及びあらさに及ぼす影響について検討した結果、以下の諸点が明らかになった。

- (1)アルミニウム粗大結晶のSEM内微小切削において、層状すべり構造の形成に対応した凹凸が仕上面に生じ、切込みの微小化に伴って凹凸は小さくなる。また結晶方位の相違により仕上面の性状が変化する。
- (2)無酸素銅のSEM内微小切削及び超精密高速切削における仕上面は、各結晶粒ごとに異なった様相を呈しており、その結晶粒界部で段差が生じて仕上面あらさに関する精度限界の要因の一つになることを示した。また、切込みを微小化することにより、結晶粒の相違による仕上面性状の変化は小さくなり、結晶粒界における段差も小さくなることが観察された。
- (3)無酸素銅の超精密高速切削において、測定される仕上面あらさは工具形状と送り量から幾何学的に定まる理論あらさにほぼ近いものが得られた。また、切削速度 85~3770m/minの広範な速度範囲において、仕上面あらさはほとんど変化がみられなかった
- (4)無酸素銅の超精密高速切削において、主軸の回転とテーブルの送りに伴って工具-被削材間の相対変位が転写されることにより、仕上面にうねりが生じた。このうねりは主に主軸の回転精度、すなわちスラスト方向の変位に起因して生じる。
- (5)油静圧軸受主軸を用いてCBN工具によりステンレス鋼を中速切削することにより、最大あらさで 0.08 $\mu$ mの鏡面が得られ、高速切削に比べて工具寿命が向

上した。

- (6)炭素鋼の単結晶ダイヤモンド工具によるSEM内微小切削において、切込み  $1\mu\text{m}$  以下の条件では軟質金属のダイヤモンド切削面同様、粒界が識別できるような良好な仕上面が得られ、鉄系金属の鏡面加工の可能性を示したが、高速切削では摩耗が激しく生じて鏡面は得られないことを示した。
- (7)油静圧軸受主軸を用いて単結晶ダイヤモンド工具によりジルコニアセラミックスを中速切削することにより、最大あらさで  $0.04\mu\text{m}$ の仕上面が得られ、高速切削に比べて工具寿命が向上した。
- (8)鉄系金属及びセラミックスの油静圧軸受主軸を用いた低送り量による切削においては、工具の逃げ面にくし歯状の摩耗痕が生じる。切削初期において、仕上面の断面曲線は理論あらさに近いプロフィールとなるが、摩耗の増大に伴ってくし歯状の摩耗痕が仕上面に転写され、断面曲線のプロフィールが大きく変化する。

## 第7章 結 論

本研究においては、軟質金属、鉄系金属及びセラミックスを被削材として超精密切削加工における切削機構を基礎的に解明することを目的にして、微小切削において生成される切りくずの詳細な観察及び切りくず生成過程の連続観察、微小切削力の測定、切削温度の測定及び解析、仕上面あらさの測定及び観察を行うことにより、まず切りくず生成、切削力、切削温度、仕上面あらさの観点より個々の微小切削現象を明らかにし、ついで切りくず生成機構及び仕上面性状に対するそれらの相互作用及び影響について明らかにした。本研究により各章で得られた結論を総括すると以下に示すようにまとめられる。

第1章では、本研究の重要性と問題点を指摘した後、研究の目的を明らかにした。

第2章では、本研究の目的を遂行するための超精密高速切削加工機及び走査型電子顕微鏡内超微小2次元切削装置の試作、開発を行った。すなわち、まず実用切削条件における超精密切削現象を明らかにするため、空気静圧軸受及び油静圧軸受で支持された主軸、油静圧案内テーブル、空気ばねで支持された高減衰能鋳鉄製ベッドで構成される超精密高速切削加工機の試作を行った。ついで、 $0.01\sim 0.1\mu\text{m}$ の範囲の切込みによる微小切削過程を直接観察することにより切りくず生成機構を明らかにし、さらに実用切削現象との比較検討を行うため、ピエゾ素子による極く微小切込み及び極く低速送りを精度よく実現し、切削過程が走査型電子顕微鏡内で直接観察可能な超微小2次元切削装置の試作を行った。それらの試作機の性能に関する特性を調べたところ、超精密高速切削加工機では主軸及びテーブルとも超精密切削加工面を得るのに十分な精度と剛性を有していることが確認され、また超微小2次元切削装置においては、 $0.01\mu\text{m}$ の分解能で切込み設定が行え、安定した極く低速送りが実現されることにより微小切削過程の直接観察が行えることを確認した。

第3章では、軟質金属、鉄系金属及びセラミックスのSEM内微小切削における切りくず生成過程の直接観察を行い、超精密高速切削加工で生成された切りくずの観察結果と比較検討することにより超精密切削加工における切りくず生成機構について明らかにした。 $0.01\sim 0.1\text{mm}$ の範囲の切込みによる切削においては、工具刃先近傍及びせん断変形域における巨視的な力学的状態に依存したき裂の挙動が、切りくず生成機構に重要な役割を果たしたのに対し、 $1\mu\text{m}$ あるいはそれ以下の切込みによる切りくず生成過程は、多結晶材料であっても個々の結晶の方位、あるいは結晶

粒界などの被削材のもつ結晶の性質に大きく依存したものになり、層状すべり構造の形成によって行われることが明かとなった。この傾向は銅、アルミニウムの軟質金属で顕著であるが、炭素鋼においても単結晶ダイヤモンド工具による場合、切りくず生成は層状すべりによることが観察された。セラミックスの切りくず生成機構は、基本的には塑性変形を伴わない大規模き裂の不安定伝播によるものであるが、ジルコニアセラミックスの切削においては金属切削の場合と同様、塑性変形を伴った切りくず生成が行われた。単結晶ダイヤモンド工具による無酸素銅の高速2次元切削において、10nm以下の切込みで正常な切りくず生成が行われていることが確認された。他方焼結体工具による切削では、刃先丸味の影響のため切込み 0.1~0.2  $\mu\text{m}$  において正常な切りくずが生成されにくくなり、切りくず生成の限界が明かとなった。また、SEM内における切りくず生成過程の直接観察から得られたせん断角と、高速2次元切削において生成された切りくずの厚さ及び切込みから算出されたせん断角は比較的良い一致がみられ、切りくずカールの現象についても定性的によく似た結果が観察された。

第4章では、主に無酸素銅、ステンレス鋼及びジルコニアセラミックスの微小切削における切削力の測定を行い、切削条件、工具形状との関係について実験的に明らかにするとともに、寸法効果にみられる切削力の特異性について考察を行った。まず、水晶圧電型の3分力力変換器を用いることにより、微小切込みにおける切削力が0.01Nの分解能で精度よく測定されることを確認した。無酸素銅の切削において各分力は主分力、背分力、送り分力の順に大きくなる。また送り量、切込みの増加に伴って各分力とも増大するが、切削速度に対しては85~3770m/minの範囲でほとんど変化はみられなかった。ステンレス鋼及びセラミックスの切削においては、いずれの場合も背分力が最も大きくなり、ついで主分力、送り分力の順に大きくなった。主分力に対する背分力の比はステンレス鋼で約2倍、セラミックスの場合で3~5倍にもなり、また工具の損傷に伴ってその比は大きくなるため、主軸剛性に対して無視しえなくなることを指摘した。これらの場合の主分力方向の比切削抵抗の値は、いずれも通常切削で得られている値に比べて非常に大きく、無酸素銅で数千MPa、ステンレス鋼及びセラミックスでは数万MPaもの値となり、被削材の理想強度に近い変形抵抗力を要することが明かとなった。

第5章では、主に無酸素銅を超精密高速切削加工機を用いてダイヤモンド切削を行った場合の、切削温度ならびに被削材、工具の温度上昇の測定を試み、切削条件

との関係について実験的に明らかにした。また、測定される切削力に基づいて切削変形域の平均切削温度及び被削材の温度上昇の分布を計算により求め、実験結果と比較した。銅被削材にコンスタンタン線を埋め込むことにより形成される熱電対によって、切削温度及び被削材の温度上昇を測定することが可能となった。測定される切削温度の値は、単結晶ダイヤモンド工具を用いた場合で100~200°C、焼結ダイヤモンド工具を用いた場合で200~400°C程度になることが確認され、また切削速度及び切込みの増加に伴って高くなり、特に切削速度の影響が大きいことが明らかとなった。被削材の温度上昇量は切削速度、送り量、切込みの増加に伴って増大した。すなわち、高切削速度になるほど、また送り量、切込みの増加により切削力が増大するほど、せん断域及び工具すくい面の摩擦変形域での発生熱量を増大させることになり、被削材の温度上昇は増大した。この場合、被削材温度は数°C程度まで上昇した。さらに、2次元切削における切削力に基づいて平均切削温度を計算した結果、計算値は実測値に近い値となり、切削速度及び切込みとの関係も実験結果と定性的に良い一致がみられた。また、2次元熱伝導解析により求められた被削材内部の温度の時間的变化は実験結果と比較的良好一致がみられた。

第6章では、軟質金属、鉄系金属及びセラミックスの微小切削における仕上面あらかの測定及び観察を行い、結晶粒界、結晶方位などの微視的因子の仕上面生成機構に及ぼす影響ならびに工作機械の運動精度、工具の摩耗の仕上面のうねり及びあらかに及ぼす影響について明らかにした。単結晶材料（アルミニウム）の切削では、切りくず生成の際の層状すべりの間隔に対応して仕上面に微小な凹凸が生成され、多結晶材料（無酸素銅）の切削では結晶粒界部において段差が生じ、これらが最終的なあらか限界の主な要因として残されることがわかった。無酸素銅の超精密高速切削において得られる仕上面あらかは、ほぼ理論あらかに近いものとなっており、広範な切削速度域（85~3770m/min）においてほとんど変化がみられなかった。また、仕上面に生じるうねりのピッチ及び振幅の大きさを測定した結果、主軸のスラスト方向の変位量と振動数によく対応しており、うねりは主に主軸の回転精度に起因するものであることが明らかとなった。鉄系金属及びセラミックスの切削においては工具の摩耗が激しく、摩耗後の形状が仕上面に転写されて表面性状を劣化させる原因となった。油静圧軸受主軸を用いて中速切削を行った場合に、ステンレス鋼ではCBN工具により最大あらかで0.08 $\mu$ m、ジルコニアセラミックスでは単結晶ダイヤモンド工具を用いることにより最大あらかで0.04 $\mu$ mの鏡面に近い仕上面が得

られ、これらの被削材に対しても適切な切削条件を選択することにより鏡面切削を行える可能性のあることを示した。



## 参考文献

### 第1章

- 1-1) 谷口紀男：ナノテクノロジーの展開（1）、機械の研究、27,3（1975）377.
- 1-2) F.E.Jhonson:Applications of Diamond Turning to Infrared Optical Systems,SPIE,93,Advances in Precision Machining of Optics,(1976)104.
- 1-3) T.T.Saito:Diamond Turning of Optics:The Past,the Present,and the Existing Future,Optical Engg.,17,6,(1978)570.
- 1-4) V.F.Olson,J.W.Lisalda Jr.:Reflective Measurements of Aluminium Diamond Turned Surfaces,SPIE,159,Precision Machining of Optics,(1978)103.
- 1-5) 小林 昭：欧米における超精密工作機械開発の歴史と現状、工作機械 84 1st Issue,大河出版、(1984) 101.
- 1-6) J.M.Casetevens:Development of a One-Microinch(200Å) Spindle for Diamond Turning of Optics,SPIE,159,Precision Machining of Optics,(1978) 10.
- 1-7) R.R.Polardson,S.R.Paterson:Design and Construction of Large,Vertical Axis Diamond Turning Machine,UCRL-89738 Preprint,(1983-8).
- 1-8) J.B.Bryan,R.R.Donaldson,E.R.McClure and R.R.Clouser:A Practical Solution to the Thermal Stability Problem in Machine Tools, SME Technical Paper,MR72-138,(1972)138.
- 1-9) 三井公之：超精密加工・最近の技術動向、機械技術、32,10（1984）32.
- 1-10) 田島琢二、鈴木芳勇：超精密正面旋盤、日本機械学会誌、84,756（1981）1253.
- 1-11) 古川勇二、諸貫信行、久保博義：超精密工作機械の設計と性能—セラミックスガイドウェイの適用—、精機学会講演論文集、(1985-春) 875.
- 1-12) 森山茂夫、内田史彦：マスタースケールを運動基準とする超精密直進案内機構、精機学会講演論文集、(1984-春)61.
- 1-13) 内田史彦、森山茂夫：ピエゾ駆動による工具切込み量の回転角同期制御型フライカッティング装置、精機学会講演論文集、(1984-春) 63.
- 1-14) 例えば、井川直哉、島田尚一、寺内啓治：ダイヤモンド工具におけるぜい性

損傷の異方性、精機学会講演論文集、(1982-秋) 401.

- 1-15) 西口 隆、榊田正美、能戸幸一：スローアウェイバイトによる鉄系材料の精密切削、精機学会講演論文集、(1983-秋) 523.
- 1-16) 岩田一明、森脇俊道、奥田孝一：ダイヤモンド工具によるアルミナセラミックスの精密切削、精機学会講演論文集、(1984-秋) 37.

## 第2章

- 2-1) 例えば、江田 弘、貫志浩三、上野秀雄、橋本 洋、伊藤 博：単刃ダイヤモンド工具による超精密切削加工表面の創成、精機学会講演論文集、(1982-秋) 393.
- 2-2) 例えば、S.Ramalingam & J.T.Black:An Electron Microscopy Study of Chip Formation,Met.Trans.,4 (1973) 1103.
- 2-3) 例えば、奥島啓式、垣野義昭：普通鋳鉄の切削機構の観察、材料学会論文集、35,273 (1969) 1155.
- 2-4) 岩田一明、上田完次、柴坂俊郎：走査型電子顕微鏡内微小切削による切削機構の解析(第1報) - 快削介在物硫化マンガンの切削中の挙動 -、精密機械、43,3 (1977) 39.
- 2-5) 伊庭剛二：超精密加工用の機械要素、工作機械 84 1st Issue、大河出版、(1984)63.
- 2-6) 垣野義昭：工作機械の主軸回転精度測定、工作機械、大河出版 86、(1986) 103.
- 2-7) 工作機械の熱剛性研究分科会：工作機械の熱剛性に関する調査研究、(1986) 44.
- 2-8) 梅垣淳一、河野英一：ピエゾ駆動弾性案内による微小切入機構の試作、精機学会講演論文集、(1982-春) 192.
- 2-9) 機械技術研究所：圧電素子を用いた微小変位工具台の開発、機械研ニュース、385,1 (1984) 4.
- 2-10) 水兼正博、古川勇二：セラミックスしゅう動面を用いた精密案内の摩擦特性、精機学会講演論文集、(1983-春) 449.
- 2-11) 堤 正臣、阿武芳朗：セラミックスすべり案内面の摩擦特性、精機学会講演論文集、(1983-秋) 619.

- 2-12) Itaru Kawaguchi, Kouichi Watanabe : An Application of Various Force Transducers to the Study of Rolling Friction, Proceedings of the 10th Conference of IMECO TC-3 on Measurement of Force and Mass, September, (1984) 225.

### 第3章

- 3-1) 砥粒加工研究会：超精密加工技術、工業調査会、(1984) 289.
- 3-2) 井川直哉：ダイヤモンドの工学(2)、機械の研究、36,7 (1984) 789.
- 3-3) 例えば、浅井昭一、菅沼忠雄、田口佳男、河西敏雄：走査電子顕微鏡によるダイヤモンド工具の刃先測定、精機学会講演論文集、(1986-春) 365.
- 3-4) 上田完次：金属切削加工における破壊機構の基礎的研究、学位論文、(1977).
- 3-5) B.F.Von Turkovich : Shear Stress in Metal Cutting, Trans. ASME, 92, serie B, (1970) 151.
- 3-6) J.T.Black : Shear Front-Lamella Structure in Large Strain Plastic Deformation Processes, Trans. ASME, 94, February (1972) 307.
- 3-7) S.Ramalingam and J.T.Black : On the Metal Physical Considerations in the Machining of Metals, Trans. ASME, 94, November (1972) 1215.
- 3-8) 例えば、長谷川嘉男、花崎伸作、安富雅典、木下賢二：銅粗大結晶の切削機構、日本金属学会誌、40,9 (1976) 881.
- 3-9) 上田完次、清水照夫、岩田一明： $\beta$ 黄銅単結晶切削に伴う層状すべり構造の形成機構、精機学会講演論文集、(1978-春) 367.
- 3-10) Hiroshi, HASHIMOTO, Hiroshi ITOH, Hiroshi EDA and Kozo KISHI: Formation Mechanisms of Ultraprecision Surfaces with a Single Point Diamond Tool, Proceedings of the 5th I.C.P.E., Tokyo, (1984) 603.
- 3-11) 杉田忠彰、上田完次、橋本知明：セラミックスのマイクロ切削に関する破壊力学的研究－亀裂の残留を伴う材料除去機構の解析－、精密機械、51,10 (1985) 1940.
- 3-12) 藤田育夫：マシンアブルセラミック、金属、2 (1986) 20.
- 3-13) B.F.Von Turkovich & J.T.Black : Micro-Machining of Copper and Aluminum Crystals, Trans. of the ASME, Ser B, 92,1 (1970) 130.
- 3-14) 杉田忠彰：セラミックスの機械加工、養賢堂、(1985) 109.

- 3-15) 岸浪健史、秋山俊彦、斎藤勝政：金属切削塑性領域の応力-ひずみ分布、精密機械、38,11 (1972) 922.
- 3-16) 例えば、K.Iwata,K.Ueda:The Effect of Lead on Crack Behaviour of Leaded Free Machining Steel During Controlled Cutting Temperature Micro-Machining,Proc. of NAMRC-IV,(1976) 326.
- 3-17) 白井英治：切削・研削加工学 上 切削加工、共立出版、(1981) 27.
- 3-18) K.Ueda,K.Iwata:Chip Formation Mechanism in Single Crystal Cutting of  $\beta$ -Brass,Annals of CIRP,29,1 (1980) 41.
- 3-19) 田頭孝介：切削加工における加工変形領域、機械と工具、12 (1978) 51.
- 3-20) 中山一雄：切削加工論、コロナ社、(1978).
- 3-21) H.Kudo:Some New Slip-Line Solution for Two Dimensional Steady State Machining,Int. J. Mech. Sci.,7 (1965) 43.
- 3-22) 上田 昇、松尾哲夫、鳥谷達也：せん断角理論に関する研究、精機学会講演論文集、(1986-春) 605.
- 3-23) 白井英治：切削・研削加工学 上 切削加工、共立出版、(1981) 41.
- 3-24) 岩田一明、上田完次、三村英明、清水照夫：Cr-Mo鋼の微小切削におけるき裂挙動の走査型電子顕微鏡による直接観察、精機学会講演論文集、(1977-春).
- 3-25) 上原邦夫、竹下英夫：セラミックスの加熱切削の研究、精機学会講演論文集、(1985-秋) 171.

#### 第4章

- 4-1) 田宮博道、児玉 隼：超精密用ダイヤモンドバイトの切削抵抗、精機学会講演論文集、(1982-春) 287.
- 4-2) 田宮博道：超精密切削加工用ダイヤモンドバイト、ツールエンジニア、8 (1984) 64.
- 4-3) 岩田一明、森脇俊道、奥田孝一：無酸素銅の超精密ダイヤモンド切削における切削力と仕上面あらさ、精機学会講演論文集、(1984-秋) 31.
- 4-4) 日本金属学会：結晶の塑性、丸善、(1977) 123.
- 4-5) K.Iwata,T.Moriwaki,K.Okuda:Precision Machining of Stainless Steel with CBN Tool,Bull. Japan Soc. of Prec. Engg.,現在投稿中.

- 4-6) 長尾高明：研削抵抗とその表示式、工作機械 85 先端研削技術、大河出版、(1985) 133.
- 4-7) 白井英治：切削・研削加工学 下 研削加工、共立出版、(1981).
- 4-8) 土肥嘉夫、鴻野雄一朗：仕上げ、微細加工用切削工具、日本機械学会誌、87,787 (1984) 607.
- 4-9) 青木喜代志：ステンレス鋼の切削加工、機械と工具、2 (1982) 63.
- 4-10) 伊藤正治：ファインセラミックスの研削加工、工作機械 85 先端研削技術、大河出版、(1985) 20.

## 第5章

- 5-1) 例えば、平尾正利、佐田登志夫：切削工具面の局部的温度測定、精密機械、40,2 (1974) 156.
- 5-2) 李 用成、平元一之、佐田登志夫：定常切削における切削温度の解析と測定、精密機械、44,12 (1978) 1424.
- 5-3) A.C.Rapier:A Theoretical Investigation of the Temperature Distribution in the Metal Cutting Process,British Journal of Applied Physics,5,11 (1954) 400.
- 5-4) 例えば、垣野義昭、正田明平、橋谷道明、藤原彰彦：切削工具の熱き裂の生成機構に関する研究、精密機械、51,9 (1985) 1705.
- 5-5) 渡辺和信、横山和宏、一宮亮一：ドリル加工における被削材およびドリルの温度分布と加工穴精度への熱影響、精密機械、41,11 (1975) 1078.
- 5-6) J.B.Bryan et al.:An Order of Magnitude Improvement in Thermal Stability with Use of Liquid Shower on a General Purpose Measuring Machine,SME Technical Paper IQ82-936 (1982) 1.
- 5-7) K.Iwata,K.Ueda:Fundamental Analysis of the Mechanism of Built-up Edge formation Based on Direct Scanning Electron Microscope Observation,Wear,60 (1980) 320.
- 5-8) 岩田一明、森脇俊道、奥田孝一：銅の超精密ダイヤモンド切削における切削温度の解析、精密工学会誌投稿中.
- 5-9) E.G.Loewen,M.C.Shaw:On the Analysis of Cutting-Tool Temperature,Trans. ASME.,76 (1954) 217.

- 5-10) J.C.Jaeger:Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts,Proc. Roy. Soc. of New South Wales,76 (1942) 203.
- 5-11) 矢川元基：流れと熱伝導の有限要素法入門、培風館、(1984)。
- 5-12) 平田光穂、須田精二郎、竹本宜弘：パソコンによる数値計算、朝倉書店、(1982)。
- 5-13) 浅井昭一、酒井保男、木村浩哉、緒方省三：ダイヤモンド工具による超精密切削の研究一切りくずによる考察一、精機学会講演論文集、(1983-春) 329.
- 5-14) 川久保洋一、森田健二、加藤重雄、内藤 猛：磁気ディスクA I基板加工用ダイヤモンドバイトの寿命について、精機学会講演論文集、(1982-秋) 407.
- 5-15) 杉田忠彰、上田完次、稲村豊四朗：基礎切削加工学、共立出版、(1984)。
- 5-16) 中山一雄：切削加工論、コロナ社、(1978)。

## 第6章

- 6-1) 津和秀夫、大森義市、石田力也：ダイヤモンド切削における鏡面生成機構と精度限界、精機学会講演論文集、(1981-春) 61.
- 6-2) 例えば、井川直哉、大森義市、島田尚一、大塚 勝：ダイヤモンド切削における結晶粒界段差の生成要因、精機学会講演論文集、(1984-春) 71.
- 6-3) 例えば、手島立男、高田孝次、藤又和彦：過共晶 Al-Si合金の被削性向上に関する研究、精機学会講演論文集、(1983-春) 1032.
- 6-4) S.Takasu,M.Masuda,T.Nishiguchi:Influence of Study Vibration with Small Amplitude Upon Surface Roughness in Diamond Cutting,Annals of the CIRP,34,1 (1985) 463.
- 6-5) 例えば、平川健治、小林 昭、河西俊雄：ダイヤモンドバイトによるプラスチックの鏡面加工、精機学会講演論文集、(1982-秋) 398.
- 6-6) K.Iwata,T.Moriwaki,K.Okuda:Precision Machining of Stainless Steel, Memoirs of the Graduate School of Science and Technology,Kobe University,4-A (1986) 31.
- 6-7) K.Iwata,T.Moriwaki,K.Okuda:Precision Diamond Machining of Some Ceramics,Memoirs of the Graduate School of Science and Technology, Kobe University,1987年掲載予定.
- 6-8) 佐藤知雄：鉄鋼の顕微鏡写真と解説、丸善、(1981) 186.

- 6-9) 吉川悌二、村田良司：マイカガラスセラミックスの被削性、機械技術研究所報、38,6 (1984) 20.
- 6-10) 例えば、佐藤元太郎、加藤良雄、青木正一、生駒敦志：アルミニウム単結晶の切削機構に及ぼす結晶方位の影響 第2報 (111)面及び(112)面端面切削について、日本機械学会論文集 (C編)、48,433 (1982) 1941.
- 6-11) 上田完次、須田敦彦、西川勝信、杉田忠彰：アモルファス金属のマイクロ切削に関する基礎的研究-第2報,  $Fe_{81}B_{13.5}Si_{13.5}C_2$  合金の切りくず生成のSEM直接観察-、精機学会講演論文集、(1982-秋) 835.
- 6-12) 酒井保男、浅井昭一、緒方省三、勝木雅英、田中克敏：送り案内機構と精密仕上面、精機学会講演論文集、(1985-春) 873.
- 6-13) 例えば、朝倉利光：レーザー光による表面あらさ計測、機械技術、32,5 (1984) 47.
- 6-14) 西口 隆、榊田正美：CBN工具による鉄系材料の鏡面切削、精機学会講演論文集、(1986-春) 373.

## 謝 辞

本研究を遂行するにあたり、終始暖かい激励と御指導をいただきました神戸大学岩田一明教授に心から感謝の意を表します。

本論文の達成にあたり、御多忙中にもかかわらず懇篤な校閲を賜りました神戸大学中西英二教授に厚く感謝致します。

本研究の遂行にあたり、終始御指導、御教示いただきました神戸大学森脇俊道教授に心から感謝致します。また、多くの御助言と御支援を賜りました神戸大学杉村延広助手、姫路工業大学柴坂俊郎助手、新潟大学横山和宏講師に厚く御礼申し上げます。

本研究の実施にあたり、御協力いただいた、当時大学院生として在籍していた、宮野孝宏、岡野祐幸の諸氏ならびに現在在籍中の前川滋樹、桃井義宣、沼田郁夫、森本雅人の諸君、および倉本智恵教務職員をはじめとする神戸大学工学部製造工学研究室、生産機構学研究室の皆様には感謝致します。

また、本研究の遂行に際し、深い理解のもとに御支援いただいた神戸市立工業高等専門学校山下哲則学校長をはじめとする関係各位に厚く御礼申し上げます。