

超精密加工機を用いた硬脆性材料の
延性モード切削加工に関する研究

(A Study on Ductile Mode Cutting of
Brittle Materials by Ultra Precision
Machine Tools)

2016年

栗山邦隆

広島大学大学院工学研究科

機械システム工学専攻

目次

第1章 緒論	
1-1. 研究の背景・目的及び意義	1
1-2. 本論文の構成	3
第2章 硬脆性材料の延性モード切削に関するこれまでの研究と課題	
2-1. 超合金の切削に関する研究	5
2-2. 単結晶ダイヤモンド工具を用いたガラスの延性モード切削の研究	9
2-3. 平バイトによる負のすくい角における延性モード切削	14
2-4. 超音波楕円振動切削加工法による難削材の超精密加工	19
第3章 硬脆性材料の傾斜切込みプレーナ切削と難削性評価	
3-1. 傾斜切込みプレーナ切削と延性モード加工	23
3-2. 実験方法	25
3-3. 実験結果及び考察	27
3-4. 硬脆性材料における難削性評価	47
3-5. まとめ	57
第4章 超合金の延性モード切削加工	
4-1. 超硬について	58
4-2. 従来の超硬加工方法, 非球面研削	59
4-3. 超精密加工機と要素技術の特長	64
4-4. 超硬材種の違いによる加工検討	70
4-5. 加工機の違いによる加工検討	75
4-6. まとめ	83
第5章 定圧切削ユニットによる硬脆性材料の延性モード切削	
5-1. はじめに 定圧加工について	84
5-2. 延性モード切削加工における機械加工	86
5-3. 実験装置	89
5-4. 定圧切削ユニットの静的特性	92
5-5. 定圧切削ユニットの動的特性	98
5-6. まとめ	106
第6章 結論	107
参考文献	108

謝辞	110
----------	-----

付録

1. 延性モード切削を利用した単結晶シリコンへの FOSSIL 形状加工111
2. 延性モード切削を利用した超硬への高傾斜角レンズ用金型加工.....115
3. 延性モード切削を利用した光学ガラスへの微小 V 溝加工117

第1章 緒論

1-1 研究の背景・目的及び意義

近年，急速に進歩している我々の生活環境は劇的な変化を遂げ，高度情報化された社会の中で必要な大容量データがいつでもどこでも誰にでも瞬時に接する事の出来る，いわゆるユビキタスとも評される社会構造へと変化してきた．携帯電話や我々が持ち運ぶモバイル機器には，カメラ機能は標準的に装備されるようになり，光ディスク，HUD(Head-Up-Display)など私たちの視覚野に飛び込んでくる映像情報は膨大な量に溢れかえりつつ重要度は一層高いものとなってきており，工業分野の中でも最先端に位置づけられている．それら機器の高性能化を支えるために個々の光学素子は高精度化，小型化された結果，従来の材質では要求精度に十分でなくなってきたため，素子そのものも材料特性の優れた硬脆性材料が多く用いられるようになってきた．光ディスクに用いられるピックアップレンズはサブミクロンの形状精度が必要とされ，高解像度のカメラレンズなどはナノメートルオーダ以下の高品位な面粗さを要求する．また硬脆性材料においては，いずれも高屈折率，固有波長透過性，高温強度などの優れた材料特性を持つ反面，高硬度，脆性，低耐熱衝撃性など極めて困難な被削特性を示し，一般的には難削材料として知られている．

しかしながら加工難易度の高い種々の超精密光学素子，非球面光学素子やマイクロ光学素子等の大半の加工プロセスが，超精密かつ超微細加工により実現されるようになってきている．**Fig.1.1**に加工方法における到達可能精度と加工能率を示す¹⁻¹⁾．一般に超精密加工プロセスを実現させるため用いられることの多い半導体プロセス技術においては，製造が困難になる多種多様な光学材料，光学部品を自在にアプローチし加工できる超精密かつ超微細機械加工の技術革新が再認識され始めてきているとも言える．現時点での難削材料に対する超精密機械加工技術には，一般的に超精密研削加工が適用されており，固定砥粒による加工が，いわゆる研削加工に相当するものであるが，いわゆる圧力切込みをメインとした遊離砥粒加工から，強制切込みをメインとした固定砥粒加工へと移ったことにより自在に形状を創製可能になったことが大きい．

超精密研削加工では，被削材加工面に脆性破壊を発生させず，高い面品位を創製することが可能である．超精密研削加工技術が光学材料および光学部品の主なプロセスとして安定的に実現させてきた背景としては，固定砥粒による高品位加工を実現するための工作機械要素技術の発展，加工プロセスとしての研削加工技術革新が大きいと言える．**Fig.1.2**に目的別に分類された加工機の時代変遷と実現できたと推測される年代ごとの統合加工精度を示す¹⁻²⁾．多様な加工機の中で1960年代に精密加工機が登場して以来，工作機械は構成要素がさまざまなアプローチで高精度化されてきた．

レーザスケールの登場によりスケール分解能の向上した事で位置決め精度が1nmの分解能を有し，現在それ以下の信号検出が可能な加工機も存在する，摺動面においては案内方式の非接触化により案内精度の直進性向上が可能になってきた，また近年ではコロガリ方式においても構成要素の機械精度向上により高剛性高精度送りの両立も可能となった．駆動方式においては，従来サーボモータとボールねじが用いられていたが，低い固有振動数及び特有の非線形挙動など制御不能な誤差要因を多く含むため，近年ではリニアモータに置き換わっている．スピンドルにおいては，コロガリ軸受スピンドルから静圧軸受スピンドルに置き換わり高速回転が可能になった，また絞り形状の発達により高精度な回転精度が得られるようになってきた．高速演算及び高速信号処理が可能な高性能NC装置の開発により安定した位置補償フィードバック

ク機能，さらにはフィードフォワード制御も進歩してきた．これら要素技術の発達により高精度化のみならず高い再現性により超精密加工は発展してきた．

一方，現状の超精密研削加工に目を向けると実際の生産工程では多くの技能と経験が必要とされ，市場からは高精度化と高能率が求められている．しかし研削加工は送りが低速なため加工能率に劣る，さらに加工点における加工現象の把握が難しいため砥石が加工物に触れず空転していることもある．このような加工能率が低い状態を低減させるため，研削加工には様々なアプリケーション技術が開発されており，砥石と加工物の接触検知を行うことで砥石と加工物の加工状態もモニタリングできる装置なども開発され研削加工の能率化が検討されている．とはいえ切削加工を越える高能率化，さらには高精度化，微細形状化に至っておらず，研削加工で市場要求レベルを満たすのは厳しくなりつつある．

一方では切削加工の分野でも超精密加工に対する適応範囲を広げるため，単結晶ダイヤモンド工具による延性モード加工に関する多くの研究が報告されている．これらの研究では硬脆性材料を加工する時に，鋭い切れ刃により加工単位を微小化していくと，塑性変形を主体とする材料除去機構がとられるようになり，その結果クラックなどの脆性破壊損傷のない滑らかな仕上げ面を創成できることが確かめられている．しかしながらいずれの研究も実験的な側面が強く，実用アプリケーションにまで技術を落とし込んだ事例は少ない．そこで硬脆性材料の新たな延性モード切削加工技術を開発し，実用アプリケーションへの適用に向けた検証を行った．

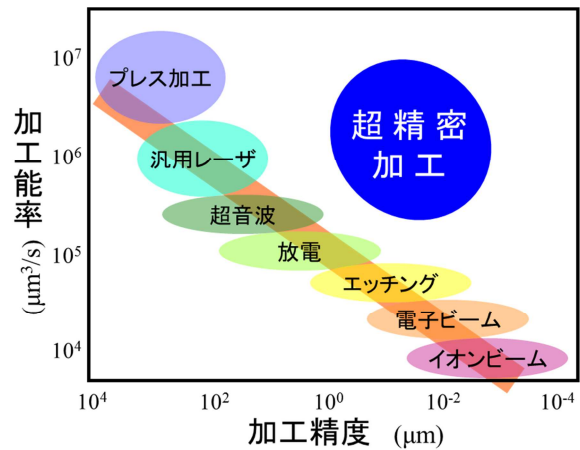


Fig. 1.1 Accuracy and yield ratio by various processing technologies.

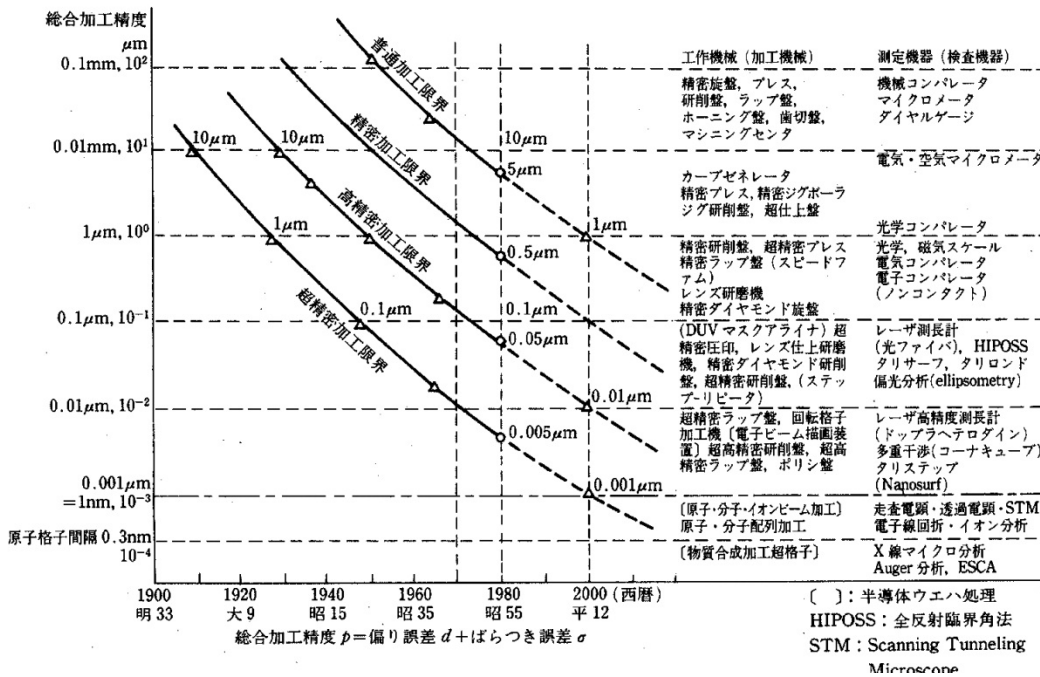


Fig. 1.2 Transition of accuracy achieved by various processing technologies

1-2 本論文の構成

本論文は以下に示した構成により記される。

第2章では、これまでに行われた硬脆性材料の超精密切削加工分野における主要な研究概要と各研究の成果と位置付けについて検討を行った。超精密加工機における機械要素の向上により、超精密研削加工を行うことで比較的平易に高品位面が得られるようになってきたが、研削加工がゆえに加工の高能率化には限界があり、また研削砥石の回転半径より大きいものとなり加工形状の自由度は制限される。そのため優れた材料特性を持つ硬脆性材料に対して延性モード加工を利用した多くの切削加工に対する研究がなされてきた。ここでは、①超硬合金の切削に関する研究②フライカットによるガラスの延性モード切削加工に関する研究③硬脆性材料の延性モード楕円振動切削加工に関する研究④大きな負のすくい角工具による単結晶 Si への延性モード切削加工に関する研究、これらの研究について得られた研究成果とその課題について精査した。また多くの研究がなされた中で実用アプリケーションの創製には至っていない現状を鑑み、実際に延性モード切削加工を実用アプリケーション創製に活用するための手法について検討を行った。

第3章では、超精密加工機を用いて各種硬脆性材料について傾斜切込みプレーナ切削を行いそれぞれの材料に対して難削性の評価を行った。硬脆性材料は優れた材料特性を有する一方で非常に困難な被削特性を示すが、加工する際に鋭い切れ刃を持つ工具を用いて加工単位を微小化していくと、塑性変形を主体とする材料除去機構が取られる延性モード切削領域の存在が確かめられている。その結果一部の硬脆性材料においては、脆性-延性遷移する臨界切取り厚さが明らかになりつつある。しかしながらいずれの研究も単一の材料に対して個別の条件にて行われたものであり、同一条件下での臨界切取り厚さは明らかになっていない。そこで種々の硬脆性材料に対して同じ条件の傾斜切込みプレーナ切削を行い、各材料の臨界切取り厚さについて調査を行った。硬脆性材料は他にも優れた特性を持つものが多く存在しており、個々の材料の臨界切取り厚さを調査しては際限が無いため、材料特性値を用いて難削性を簡便に評価する難削性指数を提案した。実験によって得られた臨界切取り厚さと新たに提案した難削性指数を各材料で算出し比較検討を行った。

第4章では、超精密加工機の動的特性が硬脆性材料への延性モード切削加工に及ぼす影響について検討を行った。これまでの硬脆性材料の延性モード切削における研究では、一意的に切削条件、特に切取り厚さのみで延性-脆性モード切削状態を判別する指標として用いられてきたが、工作機械の位置決め精度不足に起因する誤差成分は考慮されておらず、時代の変遷とともに高精度化してきた超精密加工機の動的特性の時代背景を考えると、極めて狭い延性モード切削領域しか持たない硬脆性材料において、設定した切削条件の切取り厚さが実際の刃先において理想的に再現されているとは言い難い。そこで駆動系に違いのある2つの超精密加工機を準備し、延性モード切削可能な切削条件下における加工状態の比較検討を行った。また金型材料として重要度の高い超硬合金に着目し、添加物の異なる2種類の超硬合金を準備し、添加物の被削特性が延性モード切削の加工状態に及ぼす影響についても検討を行った。

第5章では、定圧切込装置の開発について検討を行った。前章では極めて高い動的特性を有する超精密加工機を用い加工中の挙動を安定させることで硬脆性材料に対して延性モード切削加工を成立させることが可能であったが、そのような極めて高い動的特性を有する超精密加工機は一般的に普及しているとは言えず、延性モード切削加工を汎用的に利用するためには工作機械の動的特性に左右されずに安定した切取り厚さを維持できる加工方法が必要となる。そこで定圧切削を実現するために空気静圧軸受により工具保持部を支持し、それぞれ空気静圧部に供給圧力差を設けることで切込み量を調整できる定圧切込装置を開発した。硬脆性材料の延性

モード切削加工を行うために必要となる、極めて狭い切取り厚さの範囲を任意の圧力設定をすることで保持する事を目的としている。そこで本研究では、試作した定圧切込装置が延性モード切削加工を成立させるために必要な安定した定圧加工状態の保持が可能であるか、基礎的な挙動特性の評価を行った。

第6章では、まとめとして本論文を総括している。

最後に付録として、本研究で調査を行った延性モード切削加工法を利用した、実際の製品アプリケーションを加工した事例について述べる。

第2章 硬脆性材料の延性モード切削に関するこれまでの研究と課題

2-1 超硬合金の切削に関する研究

2-1-1 研究概要

超硬合金は低温硬さが高く、高温硬さにも優れ高強度で安定であることを特長とし、鏡面性も高いことから金型材料として超精密分野では最も重要な材料の一つとして数えられている。しかしながら超高硬度特性の難削材である超硬合金の加工は切削加工が非常に難しく、一般的には最終工程としては研削加工で行われている。花崎らは現状の超硬合金における製造工程は非能率的で生産コストが高くなることが問題であるとして、高能率化を目的として超硬合金の切削可能に関する研究を行った²⁻¹⁾。超硬合金以外の硬脆性材料において、高能率ないしは高精度加工を目的とした延性モード加工の報告事例は多く見られるが、超硬合金において延性モード切削などの切削加工の報告事例はほとんど見られない。そこで花崎らは超硬合金に対する切削加工に優れていると言う報告もあるダイヤモンド焼結体工具(PCD: Poly Crystalline Diamond)を用いて、外周旋削実験を行い摩耗機構や切削抵抗の特性について調査を行った。調査に用いられた2種類の超硬合金の化学的組成と機械的特性値をTable 2.1及びTable 2.2に示す。2種類ともに耐摩耗工具用超硬合金であるがWC-aの方がWC-bと比較してW含有量が高く硬度も高い。文献では超硬合金の切削の可能性を調べるため、PCD工具の摩耗特性、超硬合金切削時の切削抵抗、PCD工具の摩耗形態分析について調査した内容が述べられている。

Table 2.1 Chemical compositions of cemented carbides (wt%)²⁻¹⁾

Materials	Compositions		
	W	Co	C
WC - a	79 ~ 87	7 ~ 16	5 ~ 6
WC - b	73.3 ~ 78.0	17 ~ 22	4.7 ~ 5.1

Table 2.2 Mechanical properties of cemented carbide²⁻¹⁾

Materials	Hardness	Compressive strength	Young's modulus	Specific gravity
	Hv	GPa	GPa	g/cm ³
WC - a	1275	4.61	578	14.4
WC - b	840	3.53	500	13.5

2-1-2 工具摩耗特性

初めに切削時の工具摩耗特性を調査することを目的とした逃げ面における工具摩耗量について述べられている。切削初期状態における工具逃げ面摩耗は、切れ刃に対して平行に逃げ面摩耗が形成され、切削初期の段階から激しく摩耗し始めるとされ、切削距離40mに達する段階では前逃げ面境界部の摩耗量が増加することで摩耗部の最大量を取る形態になり、切削距離に比例するように摩耗量も増加する。これより超硬合金は切削加工困難な材料と言えるが、硬度差のみで考えた場合に単結晶ダイヤモンド工具では熱処理後NiP(Hv: 750)等が切り厚さが小さい条件においては延性モード切削が可能であるため、今回使用している超硬合金の硬度から

考慮すると、高硬度のみが原因となり切削困難になるとは考えられない。

次に被削材の硬度差が工具摩耗に及ぼす影響について超硬材種の違いによる工具摩耗と切削距離の関係を調べたグラフを Fig.2.1 に引用する²⁻¹⁾。30m ほどまでの切削初期段階では、2 種類の材種ともに緩やかな増加傾向があるが、初期段階を過ぎると工具摩耗に差が出始め硬度の高い WC-a の方が 1.5 倍ほど早く摩耗する傾向が見られた。被削材の硬度差が工具摩耗の進行速度に大きく影響を及ぼすことを示した。今回の実験では PCD 工具が用いられているが、PCD ダイヤモンド工具は単結晶ダイヤモンド工具と比較して、多結晶なため異方性が少なく耐欠損性が高い。反面硬度は低いため今回のような旋削加工では、断続的な負荷のかかるエンドミル加工と異なり、硬度不足を原因として摩耗の進行が早かったと考えられる。摩耗の進行を最低限化するためには硬度の高い工具を用いて、切取り厚さを低減する必要があると思われる。

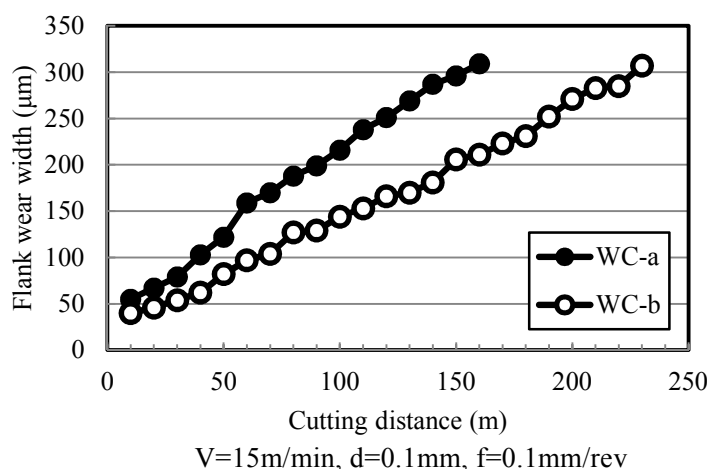


Fig. 2.1 Relation between flank wear and cutting distance²⁻¹⁾

2-1-3 切削抵抗特性

次に超合金の切削距離に対する切削抵抗値の推移について調査されている。他の高硬度材料の切削加工時に見られる傾向と同様に、背分力が最も大きな値を示す結果となった。しかしながら切削条件において切取り量が小さい条件設定になされているため切削抵抗の絶対量は大きくない、よって切削初期段階での比切削抵抗の値を Table 2.3 に引用する²⁻¹⁾。切込みが小さい加工条件の場合は切れ刃の刃先丸みの影響を受けやすく、主分力に対する背分力の比が大きくなる傾向になるが、背分力のみが初期段階から増加しているが切削初期段階で工具前逃げ面が激しく摩耗し始めていると思われる。

Table 2.3 Specific cutting force²⁻¹⁾
V=10m/min, d=0.1mm, f=0.1mm/rev

Cutting distance	Principal force	Thrust force	Feed force
m	GPa	GPa	GPa
10	7.3	7.5	1.61
20	6.9	7.7	1.62
30	6.8	10.9	1.88
40	7.3	11.6	1.84

次に超硬材種の違いによる切削距離と各切削分力の関係を調査したグラフを **Fig.2.2** に引用する²⁻¹⁾。背分力の増加傾向が、**Fig.2.1** で示した摩耗進行線図と同様の傾向を示していることから切削抵抗の増加が工具逃げ面摩耗と密接に関係しているとして、超硬合金の切削加工においては、工具の摩耗状態が切削抵抗に大きな影響を及ぼし切削抵抗から加工精度を類推することが可能であると記述されている。このことから背分力の増加傾向を把握することで摩耗による工具刃先の後退が知ることができ、超精密加工においては背分力の増加の無い加工条件を選定して加工を行う必要がある。

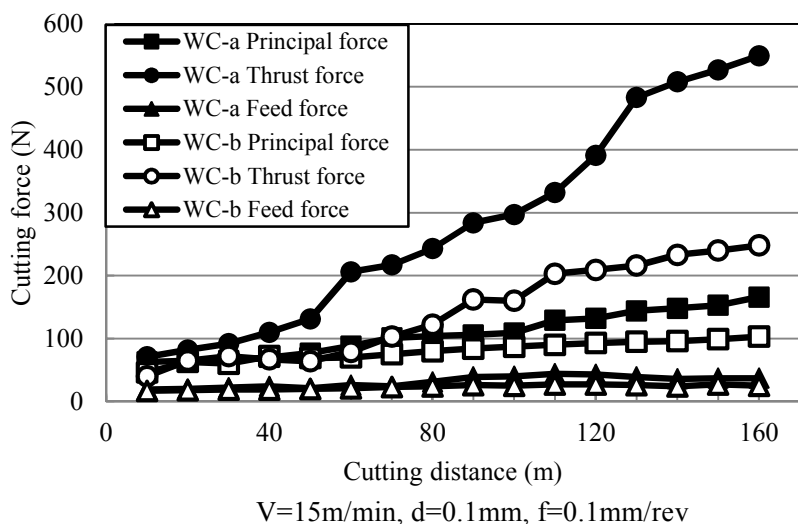


Fig 2.2 Relation between cutting force and cutting distance²⁻¹⁾

2-1-4 工具摩耗状態

次に切削後のダイヤモンド工具の摩耗面の観察結果によると、工具逃げ面において切削方向に擦られた形跡が見られ、周辺では工具の欠損は生じておらず明らかに超硬合金に含まれる高硬度 WC 粒子によるアブレイシブ摩耗が生じている事が記されている²⁻¹⁾。工具付着物を成分分析した結果では、タングステンが付着物全体に分布しているだけでなく添加物であるコバルトが摩耗部全体への付着が見られ、SEM 観察では擦過された形跡に加えて剥離したような痕跡も観察されたことが述べられている。従って工具の摩耗生成機構は、高硬度 WC 粒子によるアブレイシブ摩耗だけではなく、超硬合金に含まれる添加物の脱着の繰り返しによる摩耗の影響も大きいと考えられる。

2-1-5 研究の成果と課題

花崎らの研究は、数多くある硬脆性材料の延性モード加工の研究の中で報告事例のほとんど無かった超硬合金に対して摩耗機構や切削抵抗の特性を調べることを目的として切削試験を行った。先に述べた研究の成果として、初期摩耗が激しいこと、背分力の増加傾向が顕著でそのまま逃げ面摩耗量に比例すること、摩耗形態ではアブレイシブ摩耗に加え付着物が多く見られたことなどを明らかにした。超硬合金を切削加工が可能な被削材として捉えたことで新たな局面に進んだと考えられる。しかしながら研究内容自体が切削機構に関する学術的なアプローチなため実験的な内容であるため切削困難な超硬合金に対して実用アプリケーションを創製する手段を獲得するには至っていない。よって我々が行う研究の最終的な目標では、優れた特性を持つことで超精密市場における影響の大きい超硬に対して、超精密加工分野に堪えうる加工精度を有する切削加工を行い、かつ既存の研削加工とは異なるアプローチで実用アプリケーション

ンを創製することために連続かつ安定的な加工状態を得ることが必要になると思われる。

2-2 単結晶ダイヤモンド工具を用いたガラスの延性モード切削の研究

2-2-1 研究概要

飯塚らは硬脆性材料の延性モード切削を目標に単結晶ダイヤモンド工具を用いたガラスのフライカットによる延性モード切削の研究を行った^{2-2,3)}。ガラスは高い光学特性を有するため光学機器のみならずあらゆる家電製品にまで搭載されるほど普及している材料であるが、従来の超精密加工の分野では研削加工による仕上げ加工，もしくは金型材料を加工してモールド工程で製作されることが一般的で生産性が高いとは言えない。加工の高能率化には切削加工が必要であるがガラスは硬脆性材料のため著しい脆性特性を示し，切削加工に対しては非常に高い難削性を示す。そこで飯塚らは，脆性特性を持つガラスにおいても延性－脆性遷移となる臨界切取り厚さ以下の切取り量を維持できれば切削加工による延性モード加工が可能であると考え，ガラスの延性モード切削を実現するためにナノメートルオーダーの位置決め分解能と運動精度及び高い剛性を具備する超精密旋盤の開発を行い，切取り厚さを小さく設定することが可能なフライカットを切削法に用い，ガラスの高能率切削加工について調査を行った。

2-2-2 超精密旋盤の開発

飯塚らはガラスの臨界切取り厚さを文献調査より 100nm 近辺と考え，ガラスに対して延性モード切削加工を実現するためには，それ以下の切込み深さを維持することが可能な性能を加工機が具備することを必要条件に設定した。それを満たす超精密旋盤を開発及び試作を行い性能の妥当性について述べられている。その超精密旋盤には以下の能力が必要と記述された²⁻²⁾。

- 1) 100N/μm を超える静剛性
- 2) 加工時の振動を抑制可能な案内構造
- 3) 100nm 以下の切込み深さを実現する位置決め機構
- 4) 100nm 以下の切込み量が維持可能な運動精度
- 5) 熱変形で切込み深さが変動しない温度安定性

上記の性能を満たすためには既存の製造技術の中から導入することが可能な要素技術として以下の要素を採用することとして機械の開発が進められた²⁻²⁾。

- a) 1nm 分解能を持つデジタルスケールによる位置フィードバック
- b) スケールヘッドは，X 軸・Z 軸から独立した低膨張鋳物製のメトロロジフレーム上配置
- c) 剛性と安定性を高めるための大型空気軸受スピンドル
- d) 高精度位置決め実現のためのアップオフセット，サーマルオフセット量の最小化構造
- e) 周辺温度変化に対する影響を最小化する小型化設計
- f) 研削仕上げによる油静圧の直進案内機構
- g) 作動油の温度上昇を抑制するための低粘度の作動油を用いる油静圧機構
- h) 作動油の温度上昇を抑制するための静圧スライドの低圧駆動設計
- i) 作動油の温度変動を緩和するための自然放熱型油温度維持装置
- j) 作動油の脈動を低減させるための低脈動ポンプと脈動減衰機構
- k) 詳細なサーボパラメータ設定が可能な PC ベース NC 装置
- l) テーブル送り用ボールねじのナット振回りを遮断するためのフローティングナット機構

このようにして導入された要素技術により，試作された超精密旋盤の機械構造の妥当性を評価することを目的としてガラスに対して行われた延性モード切削試験について以下に述べている。

2-2-3 旋削によるガラスの延性モード

光学ガラスとして広く普及している BK7 を被削材として単結晶ダイヤモンド工具に用いて、開発された超精密旋盤で旋削実験が行われている。加工結果として仕上げ面粗さ Ra1.9nm を達成したものの激しく工具が摩耗し、切削距離が 6m 程度で工具逃げ面に 30 μ m の摩耗が発生したことが記述されている。飯塚らは硬度差からすると機械的な要因で摩耗が促進したとは考えにくいとして化学的反応による摩耗促進であると推測し、加工雰囲気を変化させ調整し再度加工実験が行っている。超精密加工における工具寿命を逃げ面摩耗幅 10 μ m とし、窒素雰囲気中においては切削距離 24m、アルゴンガス雰囲気中においては切削距離 16m と延長することが可能であった。しかしながら両者とも超精密加工の仕上げ面品位に求められる実用レベルにはいたっておらず、超精密加工の仕上げ面品位を成立させるためには切れ刃の輪郭精度を損なうことが無い程度の摩耗しか許容されないと思われ、超精密加工における逃げ面摩耗幅は 10 μ m では大き過ぎ、数 μ m 程度で仕上げ面品位に影響が出始めると分かる。

Table 2.4 Cutting Condition of Soda Glass ²⁻²⁾

Work Piece	Soda Glass (ϕ 25mm, t3mm)
Tool	Single crystal Diamond
Geometry	R0.5mm, rake angle-20°, Clearance angle-27°
Spindle Rotation	50 min ⁻¹
Cut of Depth	0 ~ 1 μ m
Feed Rate	5 mm/min
Cutting Condition	Lubricant Oil

光学ガラス BK7 での切削加工で良い結果が得られなかったため、被削性の容易なソーダガラスを被削材に用いて旋削実験が行われている。その時の切削条件を以下の **Table 2.4** に示す ²⁻²⁾。実験は正面旋削で切込み量を徐々に増加させる傾斜切削にて行われたが、**Fig.2.3** に設定切込み深さと実際の溝深さの関係を示す ²⁻²⁾。設定値と溝幅からの換算値との差は、被削材の弾性変形・回復、および旋盤の弾性変形によるものと考えられる。最終的な切削幅 46 μ m から切込み量を算出すると約 0.5 μ m になるが、AFM で測定した溝深さは 0.19 μ m であり工具先端の後退量は 0.31 μ m となる。切削時の背分力が 1N 程度で刃物台の静剛性が 88N/ μ m であることから、刃物台の後退量は 0.03 μ m 程度である。これよりプログラム設定値と実際の溝深さが一致しない原因としてはガラスの弾性変形が主因であると考えられるとした。

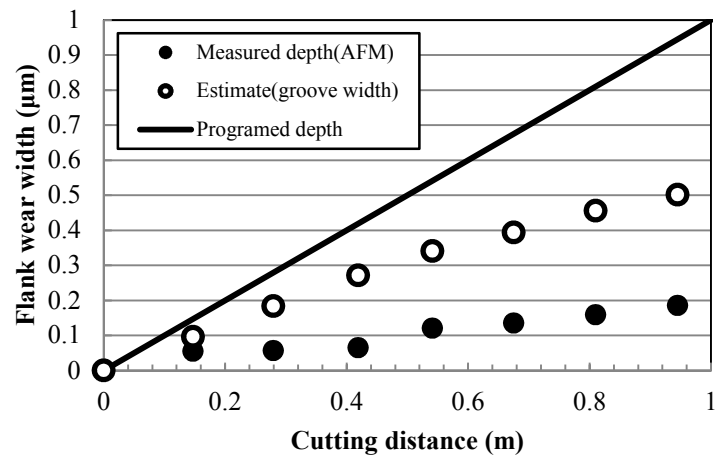


Fig 2.3 Comparison of groove depth ²⁻²⁾

2-2-4 フライカットによるガラスの延性モード

飯塚らは開発した超精密旋盤を用い、ガラスに対する正面旋削での延性モード切削加工では良好な結果が得られなかった。そのため回転工具を用いるフライカットにおいて高能率な切削方法として試験が行っている。Fig.2.4 に加工方法の違いによる実際の切取り厚さの違いを示す²⁻³⁾。(a)に示すように旋削においては設定した切込み量が実際の切込み深さになるため、延性モード切削を試みると切込み深さは臨界切取り厚さ dc を越えることはできない。それに対して(b)に示すように、フライカットで延性モード切削を行うためには一回転毎の除去領域で臨界切取り厚さ dc 以下に設定すれば良いため、切込み量は臨界切取り厚さ dc よりも大きく設定することが可能であるため高能率な加工が可能である。

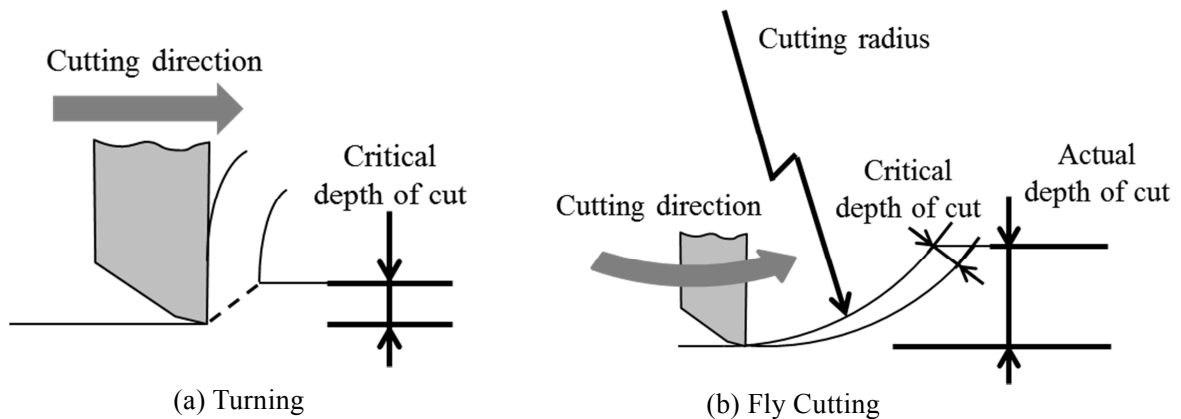


Fig. 2.4 Comparison of actual depth of cut

被削材に加工が比較的容易なソーダガラスの場合では、フライカットの加工実験でクラックの無い深さ $15\mu\text{m}$ の溝を一度の切込みで加工がなされたが、石英ガラスをフライカットにて切削を行った場合では良好な加工は得られなかった。飯塚らは加工面をラマンスペクトル解析し、石英ガラスに非架橋酸素空孔欠陥を生じさせたとした。単結晶ダイヤモンド工具は激しく摩耗し、摩耗の原因は機械的作用によるものではなく熱化学的摩耗が支配的であると考えられ、摩耗部はダイヤモンドがグラファイト化したことを指摘し、以下の結論を述べている²⁻³⁾。

- ・旋削による加工では、加工能率が非常に低いため非現実的な加工方法である。
- ・正面旋削によるガラスの延性モード切削は弾性回復により設定した切込み量と実際の加工量が異なるため、ガラスの延性モード切削は形状創製を目的とする加工に適さない。
- ・単結晶ダイヤモンド工具によるガラスの切削加工では工具摩耗が著しい。
- ・摩擦温度は 200°C 程度であるため、熱以外のグラファイト化促進要因が存在する。
- ・摩擦部分にはトライボマイクロプラズマが発生し、ダイヤモンドのグラファイト化もしくはエッチングによる摩耗を促進していると考えられる。

一般的なガラス加工方法としてダイヤモンド砥石を用いた研削加工が挙げられるが、研削加工は回転工具を用いた多刃加工、フライカットは単刃加工であり、同様の特徴を有していると言える。そのため今回のフライカットで良好な結果が得られなかった原因がトライボマイクロプラズマによるものであれば研削加工でも同様の現象が、全ての刃先で発生すると考えられるが、実際の研削加工においては良好な加工品位が得られている。しかしながら研削加工においても良好な加工品位を得るための加工条件は広いとは言えず、今回の実験においても加工条件に因る所が多いと考えられ、弾性回復により形状創製に適さないとした正面旋削も刃先半径の小さい工具を用いることで設定切込み量との差が改善すると考えられる。

2-2-5 延性モード切削における研究の成果と課題

飯塚らの研究は、脆性材料の延性モード切削を行うにあたって動的な安定性の高い超精密加工機を開発することから始められている。非常に狭い領域の臨界切り取り厚さを加工するのにおいて安定性の少ない加工機を用いて加工を行っても一意的に加工条件のみで判断することが困難なためである。結果としては旋削では良好な結果が得られておらず、加工が平易な材料においてフライカットが成立するにとどまっている。

現状ガラスは既に実用アプリケーションとして我々の生活の中に取り入れられており、その生産にはモールドによる成型及び延性モードを利用した研削加工である。新たにガラスに対して延性モード切削を適用するのであれば、工業的な視点で見ただけの場合に研削加工とは異なる優位性を持たなければ延性モード切削を行う価値を見出し難い。研削加工が達成困難な領域は、回転工具を用いることで失われる微細形状の転写性と考えられるので、今後行う研究においてはガラスに対して付加価値の高い微細形状を転写することを最終的な目的にする必要がある。

2-3 平バイトによる負のすくい角における延性モード切削

2-3-1 研究概要

閻らは延性モード切削の研究として単結晶 Si に対して平バイトを負のすくい角に設定したときの延性モード切削における研究を行った²⁻⁴⁻⁶⁾。今までの研究では、切取り厚さを十分に小さくすれば加工状態が脆性モードから延性モードに遷移すること明らかとなっているが、従来の単結晶ダイヤモンドバイトを用いた硬脆性材料の超精密切削における研究では先端にアール形状の付加されたダイヤモンドバイト（以下アールバイト）が一般的に用いられており、刃先近傍では切取り厚さが非常に小さくできるのに対し、刃元側では切取り厚さが大きくなってしまいうため刃先付近では延性モード切削が行われていても、刃元側では脆性モード切削になる可能性があることを問題とした。そこで平バイトを用いて切削を行うことで、切れ刃全体にわたって切取り厚さが一様になり、脆性モードから延性モードへの遷移を容易に識別することができると考え、単結晶シリコンに対して平バイトで正面旋削を行い、精確な臨界切取り厚さ dc を求めた。Fig.2.5 にアールバイトの切取り領域と平バイトの切取り領域の差を示す²⁻⁴⁾。

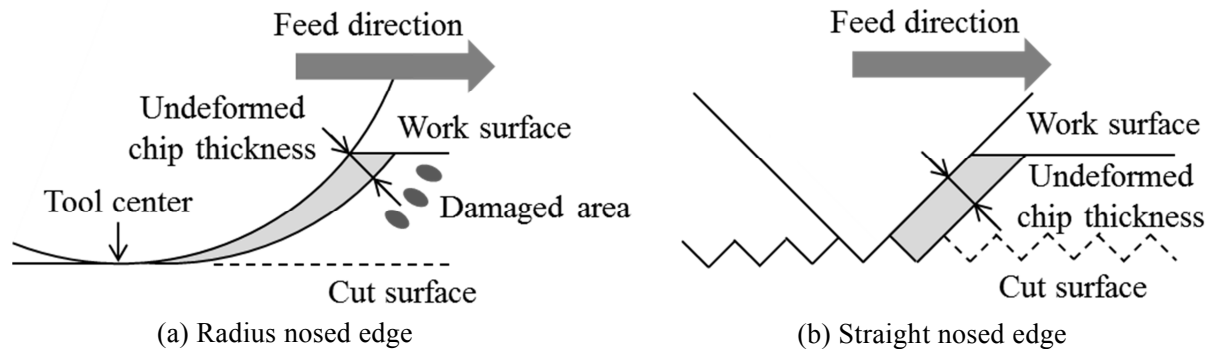


Fig. 2.5 Comparison of undeformed chip thickness²⁻⁴⁾

2-3-2 切取り厚さと切屑生成機構

まず閻らは単結晶 Si の(111)面において正面旋削を行い、円周方向の臨界切取り厚さについて調査した。その実験では従来考えられていた延性切削モードと脆性切削モードの間に中間的な境界領域が存在することを指摘した。それぞれの結晶方位により臨界切取り厚さ dc と遷移切取り厚さ dc' の値は異なり、それぞれ 92~153nm, 172~280nm の範囲で変化し、すべての結晶方位において延性域での加工を達成するためには $dc=92\text{nm}$ 以下に設定することが必要であると述べた。

遷移切取り厚さを越える切込で切削された場合は脆性切削モードでの加工が行われ、その切屑生成機構を Fig.2.6 に示す²⁻⁵⁾。この領域では、切屑の大きさが不規則で破壊挙動が不安定であり、切屑の大きさが切取り厚さよりも大きくなる場合もある。これは亀裂がバイト刃先より深く進展し、切削面はクレータで形成される梨地面で形成され、クレータは切削方向に垂直な断層からなるもので $10\mu\text{m}$ 以上にも達するものもある。切取り厚さ h が過大の場合、刃先前方下部の引張り応力によりクラックが進展し破壊に至る。クラックの進展経路はクラックが発生する直前の応力状態に支配され、切取り厚さ h が大きい場合、クラックの進展角 θ が被削材内部に傾き、クラックの成長は停止し、加工後に深さ d のクレータが残留する。加えて単結晶 Si のような硬脆性材料の場合、引張り型クラックの伝播にはへき開面がクラックの進展方向を不

連続に変化させる要因となる。またクラックの伝播は材料内の潜在欠陥にも左右され、切取り厚さ h が大きいとそれだけ加工領域における潜在欠陥数も多くなるので破壊挙動も不安定になり、切屑は破碎しやすく切屑長さも短いものとなる。

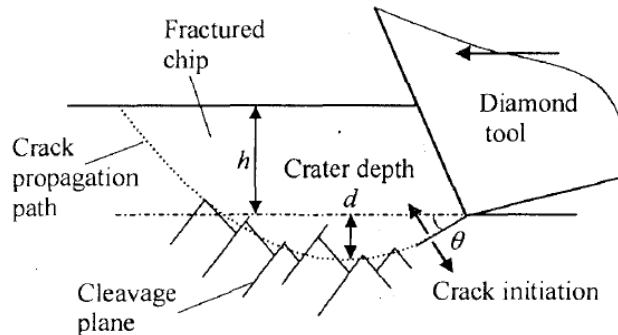


Fig. 2.6 Schematic illustration of brittle material removal ²⁻⁵⁾

Fig.2.7 に臨界切取り厚さと遷移切取り厚さの間領域となる境界切削モードの切屑生成機構を示す ²⁻⁵⁾。この領域では加工面に小さな孔食状の穴が多数見られ、切削方向に垂直な $1\mu\text{m}$ 周期の微細な線状痕が観察される。これは数 MHz の周波数になりビビリ振動により形成されたものより高い周波数特性を示す。よって刃先端においてクラックが周期的に発生し分離型の切屑が生成され、被削材加工面に線状痕が残される。すなわちクラックはせん断ひずみが蓄積し、クラックの発生により解放される繰り返しにより周期的な切屑が生成される。このとき引張り応力が小さくなるためへき開破壊が少なくなる。このモードでは切取り厚さ h が小さいため潜在する欠陥数が少なく、クラックの発生が安定し、切れ刃全長にわたって均一な線状切屑が生成される。

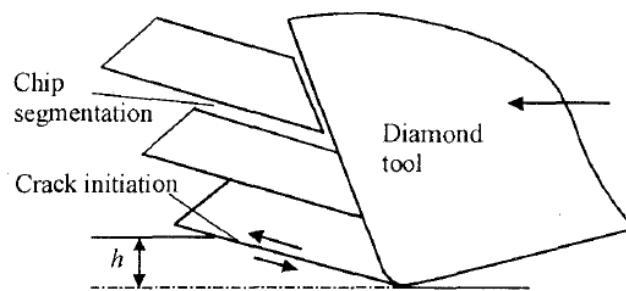


Fig. 2.7 Schematic illustration of intermediate regime material removal ²⁻⁵⁾

Fig.2.8 に臨界切取り厚さ dc 値以下で加工が行われた延性切削モードにおける切屑生成機構を示す ²⁻⁵⁾。この領域では、切削領域ではクラックは発生せず連続的なせん断すべりによって切屑が生成される。そして切屑表面には工具すくい面と切屑のスティックスリップにより線状痕が形成される。切取り厚さ h の減少に伴い切削領域の応力状態が、切れ刃前方下部への引っ張り応力が支配的でクラックの発生しやすい状態から、切れ刃前方上部のせん断応力が支配的になりせん断すべりが生じやすい状態へと変化する。また切取り厚さ h の減少に伴って、刃先丸み r_0 が無視できなくなる。刃先丸み r_0 により実効すくい角 r_{eff} がかなり大きな負の値になるた

めに、加工領域は圧縮応力場になると考えられ、クラックの発生が抑制されると考えられる。

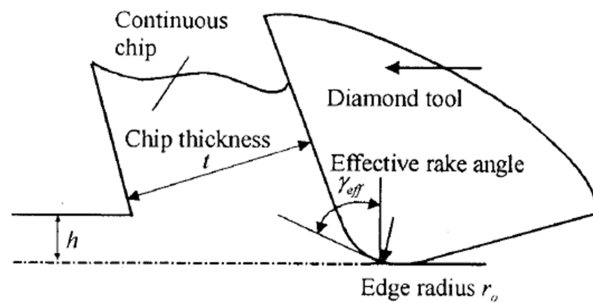


Fig. 2.8 Schematic illustration of ductile regime material removal ²⁻⁵⁾

2-3-3 負のすくい角における延性－脆性遷移の影響

閻らは単結晶 Si の切削における延性－脆性遷移と切屑生成機構に及ぼす負のすくい角の影響の調査を行った。そのときのすくい角に対する臨界切取り厚さ及び遷移切取り厚さを Fig.2.9 に示す ²⁻⁶⁾。

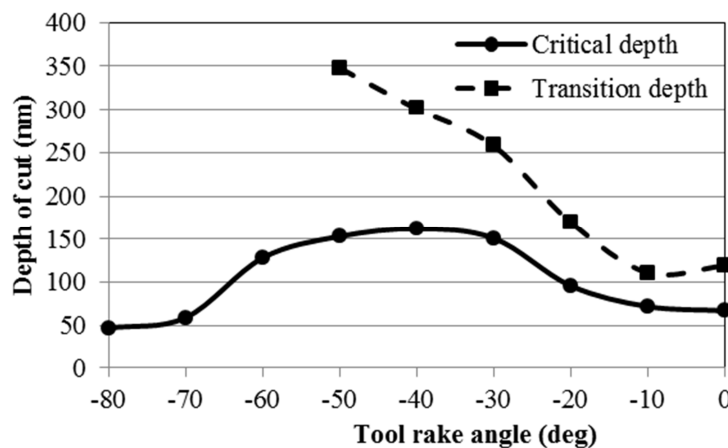


Fig. 2.9 Variation of critical depth versus rake angle ²⁻⁶⁾

その実験における加工面の観察によると、すくい角が 0° から -40° に掛けては切削面に切削方向に垂直な線状痕が観察されるが、すくい角が -50° になると線状痕が不明瞭になり、すくい角が -60° から -80° の範囲ではほとんど確認できないことが報告されている。このとき切削面には、切取り厚さの増加に伴い次第に数 μm サイズの微小な破壊痕が発生し、最終的には数十 μm にも達する大きな破壊痕へと移行すると示した。すくい角 -60° から -80° の範囲では、境界域から脆性域への遷移点は確認されなかった。すくい角を負の領域で増加させると臨界切取り厚さ及び遷移切取り厚さともに増加するが、すくい角が -40° を越えると臨界切取り厚さは徐々に減少し始め、 -60° 以上では急激に減少した。このように臨界切取り厚さは従来考えられていたように単調に増加するのではなく、最大値を -40° 付近で取ることが記述されている。

そこで閻らは、臨界切取り厚さに最大値が存在する原因を明らかにするため、すくい角の変化に伴う切削力への影響に調査している。すくい角がいずれの場合も、延性領域では切削力は切取り厚さ h の増加に伴い単調に増加した、しかし延性加工領域以外ではすくい角により異なる結果になった。すくい角 -20° では臨界切取り厚さの付近で切削力が最大値を取り、境界域で

は減少し, さらに脆性域では切取り厚さにかかわらず切削力はほぼ一定値を示すと述べている. すくい角 -40° では切削力が臨界切取り厚さ付近で最大値を取るが, 境界域での切削力の減少は微量であるとしてある. すくい角 -70° では, 切削力は増加し続け, 明瞭な極大値は確認されなかった. これらの結果よりすくい角による切削力特性は, 脆性領域で顕著な差異が出るとした.

いずれのすくい角においても脆性領域になる切取り厚さ 500nm に設定したときの切削力の推移を Fig.2.10 に示す²⁻⁶⁾. 図には背分力と主分力の比を切削分力比として併せて示してある. 切削力はすくい角が負の方向で大きくなるに従って大きくなるとされ, 切削分力比も同様の傾向を示し, -60° から -80° では 2.5 を越えることが記述されている.

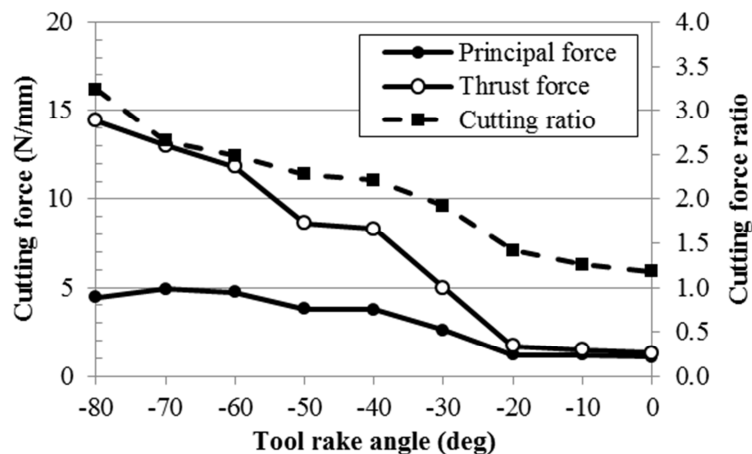


Fig. 2.10 Cutting force and force ratio versus rake angle²⁻⁶⁾

これらの結果より, 閻は下記結論を述べている. すくい角が 0° に近いときは切れ刃先端付近には引張り応力が発生し, それによりクラックが進展しへき開破壊が発生する. すくい角が負になると工具すくい面による圧縮力によりいわゆる静水圧成分が大きくなる. そのためクラックの進展が抑制され, 臨界切取り厚さが増大する. さらにすくい角が負の方向で大きくした場合, 逆に臨界切取り厚さが減少する傾向が見られた. 切取り厚さが臨界切取り厚さより小さい場合の切削機構は, 被削材の一部は工具すくい面に沿って上方に排出され切屑になる. しかし大部分はすくい面に沿って下方に流れ, 弾性及び塑性変形によって切れ刃後方に移動する. 上方に流れる被削材の割合は, すくい角が負の方向に大きくなるほど減少する. 被削材の流れの分流点付近では停滞し滞留層となり, 滞留層は構成刃先として作用する. 構成刃先は形成, 成長, 脱落の過程の中で切屑方向に線状模様を発生させる. 切取り厚さが臨界切取り厚さより大きい場合の切削機構は, すくい面に沿って切れ刃後方へ流れる被削材の絶対量が増加し, 切れ刃直下を通過する被削材には非常に大きな静水圧成分が作用すると思われる. すなわち被削材は塑性変形だけでなく非常に大きな弾性変形を受けながら切れ刃直下を前方から後方へ通過し, 通過後に一気に解放された際に塑性変形を受けた表面層では圧縮の残留応力, 深層の弾性域では引張の残留応力と異なる残留応力が発生する. そのため弾塑性境界に垂直の引張り応力が発生し, ある限界点を越えたとき横クラックとなり加工表面にまで達し剥離型の切屑になる.

2-3-4 研究の成果と課題

上述のように閻らは, 単結晶 Si の延性モード切削において切削工具に平バイトを用いて負のすくい角を設定することで臨界切取り厚さと切屑生成機構及び負のすくい角が与える影響についての調査を行った. 平バイトを用いることで複雑な切削パラメータが含まれる臨界切取り厚

さを切込で一意的に評価し, 単結晶 Si の精確な臨界切取り厚さが 92nm であることを明示した. またすくい角を負の範囲で変化させ, すくい角が延性-脆性遷移に対して及ぼす影響を調査したなかで, 単純に負のすくい角を増加させれば臨界切取り厚さが大きくなるのではなく, すくい角 -40° 付近で最大値を取ることにも明示した. しかしながら加工の前提条件が平バイトを使用することとなっているため, 工業的な意匠形状に応用することが困難である. 実際のアプリケーション創製において自由曲面を加工するために輪郭精度を高精細に成形されたアールバイトの形状転写することで高精度な意匠形状を得ることが一般的であり, 延性モード切削についての研究には, 実際のアプリケーション創製に適用可能な加工環境下で成立させることが必要になると考えられる.

2-4 超音波楕円振動切削加工法による難削材の超精密加工

2-4-1 研究概要

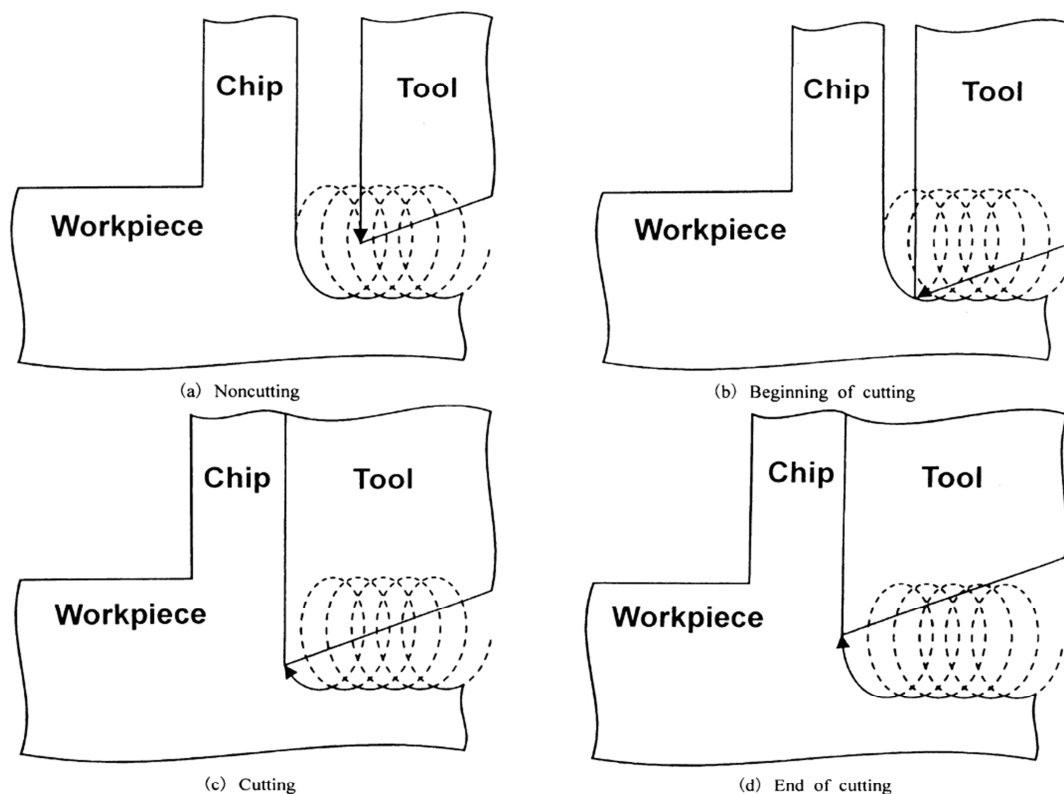
切削加工は機械加工において最も重要な基盤技術の一つであり、切削加工における被削性を向上させることを目的とした数多くの研究が行われてきた。切削機構の観点から考えると、工具すくい面における摩擦力の低下、すくい角の増大、被削材料の変形破壊特性の改善などが被削性を向上させる上で最も重要であると考えられる。

この中で切屑と工具すくい面の間に働く摩擦力は、被削性を向上させるための根本的な妨げになっており、従来の手法において摩擦力を減少させることにより切削抵抗や切削熱の発生を低減し、被削性をある程度の範囲で向上させることに成功している。社本らは工具に楕円振動を付加することによって、すくい面上での摩擦力の方向を反転し、この摩擦力を逆に利用して切屑の排出を促進する、新しい楕円振動切削加工法を提案した²⁻⁷⁻¹⁰⁾。この手法では従来の手法と比較して大幅な切削力の減少や切削熱の抑制などが期待できる。そのため従来の加工法では加工困難であった硬脆性材料の加工に適用し延性モード切削領域で加工可能であるか調査した。

2-4-2 超音波楕円振動切削加工法の原理

開発された超音波楕円振動工具は、工具本体と直交する2面に圧電素子を貼り付け、それらを伸縮させることで工具本体にたわみ振動を発生させて、2方向の振動に位相差を与えて合成することで楕円振動軌跡を得るものである。Fig.2.11に楕円振動切削加工法における切削過程を示す²⁻⁷⁾。本手法では平均的な切削速度と比較しても切削方向の最大振動速度が十分に大きくなるように加工条件を設定し、図に示すような間欠的な切削運動を行う。図の中の(a)から(d)に示す切削過程は、楕円振動切削加工の一周期を表しており、図中(a)においては、工具は被削材から離れた点に位置し下方に移動中の状態にある。その後、図中(b)に示すように被削材と接触した時点から切削を開始し極めて微小な切込で仕上げ面を生成した後、図中(c)に示すように工具は主に上向き速度をもって材料の除去を行いながら、図中(d)に示す瞬間において切削方向の速度成分がゼロになり、工具は切屑から離れて再び図中(a)の状態にまで戻る。以上のように実際に切削を行っているのは図中(b)から(d)までの期間で、この間の工具の運動軌跡が重要である。仕上げ面は、図中(b)で示されるように切削開始直後に生成され、このときの切込み量は極めて小さい。切屑の排出は、図中(c)に示されるように工具すくい面が前回のサイクル時までに生成した切屑に接触してから行われる。図中(b)に示されるように切削開始直後には、工具の運動速度と切込み方向成分が切屑流出速度より小さいため、従来の切削と同様に切屑流出を妨げる方向の摩擦力が生じる。その後次第に工具運動速度の切込み成分方向が大きくなり、切屑流出速度を上回ると摩擦力の反転が生じる。

このように楕円振動切削加工法では従来切屑排出の妨げになっていた工具すくい面－被削材の摩擦力を逆に利用し、切屑を引っ張り出す方向に変えることが可能である。その結果見かけ上のせん断角が増大し、せん断面積が減少することで切削抵抗が減少する。



Cutting speed: 16 m/min, Depth of cut: 30 μm , Frequency of vibration: 40 kHz,
 Amplitude of vibration in cutting direction: 10 μm , Amplitude of vibration in thrust direction: 15 μm

Fig. 2.11 Principle of elliptical vibration cutting²⁻⁷⁾

2-4-3 超音波楕円振動切削による硬脆性材料の延性モード加工

先に示した超音波楕円振動制御システムを超精密加工機（制御分解能 10nm）に搭載し，超音波楕円振動切削加工の硬脆性材料に対する有効性を評価した．刃物台にノーズ半径 1mm 小さい角-20°に設定された単結晶ダイヤモンド工具を取り付け，被削材には平均粒径が 0.5 μm でコバルトを 12.0wt%含有する超微粒超硬合金を用いて，通常切削と楕円振動切削により傾斜切削を行った．

通常切削では溝加工の開始点から全面にわたって微小な欠陥が発生していたのに対して，楕円振動切削による溝加工では欠陥は発生しておらず，良好な延性モード加工が行われていると考えられる．また切込みが微小な加工開始付近から切込み 1.9 μm となる加工終了までの間に，楕円振動切削では延性-脆性モードの遷移は確認されず，全面にわたって延性モードによる加工が行われていた．一方，通常切削では全面で微小な欠陥が発生しており，微小な切込みの範囲でも延性モードによる加工面は確認できない．

Fig.2.12 に通常切削および楕円振動切削を行った溝加工面の走査型電子顕微鏡写真を示す²⁻¹⁰⁾．図より通常切削においては，超硬微粒子のサイズと同程度の大きさ 1 μm 以下の微小な脆性破壊が溝加工面に多数発生していることが分かる．これは超硬微粒子の脱落や，バインダ金属による超硬微粒子間の結合面において発生した亀裂による特徴的な脆性破壊面であると考えられる．これに対して楕円振動による加工面においては，通常切削で見られたような欠陥は発生せず超硬合金の焼結材料としての微小欠陥と考えられる部分を除いて良好な延性モードによる仕上げ面性状が得られている．これは楕円振動切削では，振動軌跡の一周期前に加工した形

状に対して加工を行うため、工具が被削材に切込み始めてから工具すくい面が前回の周期で生成された切屑と接触するまでは、現在の刃先位置から前回周期の加工面までの間隔が実質的な切取り厚さになる。特に仕上げ面生成の振動下死点付近では、この実質的な切取り厚さは微小な値となる。よって楕円振動切削では仕上げ面生成の際の実質的な切取り厚さが極めて小さくなることにより脆性破壊を伴わずに延性モード加工を実現しうるものと考えられる。

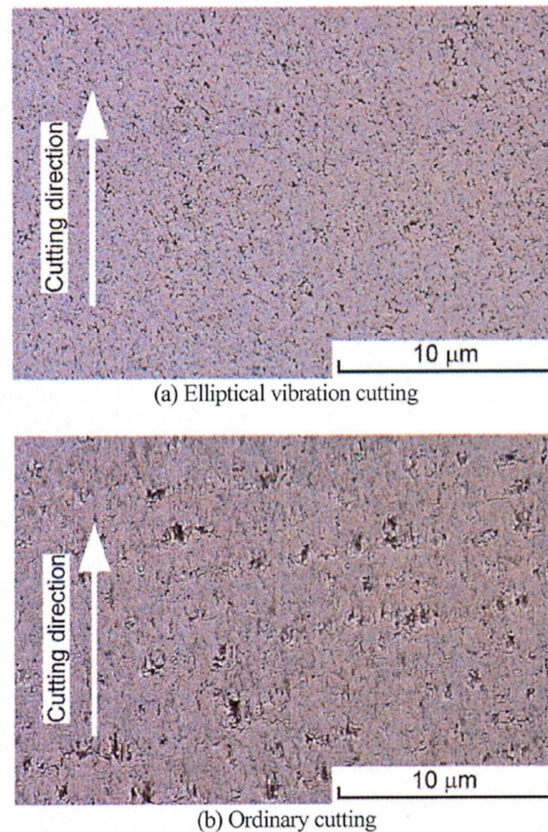


Fig. 2.12 SEM images of surfaces finished by ordinary cutting and elliptical vibration cutting²⁻¹⁰⁾

Fig.2.13 にそれぞれの加工方法における切削距離と比切削抵抗の関係を示す²⁻¹⁰⁾。図に示されるように通常切削においては切削距離が増加してもほとんど比切削抵抗が変動していない。一方で楕円振動切削では、切削開始直後ではそれぞれの方向における比切削抵抗の値は通常の切削と比較して1/20以下に減少しているが、切削距離の増加に伴って特に背分力が急激に増加し、切削距離が1mを過ぎた辺りで逆に通常切削よりも大きくなってしまっている。これらの結果より、楕円振動切削においては切削距離の増加に伴って工具刃先が急激に摩耗し、摩耗したことにより比切削抵抗が増加し仕上げ面性状も劣化、微小欠陥も増加したと考えられる。楕円振動切削におけるこのような急激な工具摩耗は、切削距離が通常切削と比較して増大することにより加速された可能性がある。もう一つの要因としては、工具刃先が一周期ごとに被削材から離れる際に、工具刃先と被削材間に超硬微粒子をかみ込むことにより機械的な摩耗の成長が加速されたとも考えられる。

硬脆性材料の中でも特に難削性の高い超硬合金に対して楕円振動による実験で以下の結論を得られた²⁻¹⁰⁾。

- 通常切削では仕上げ面に超硬微粒子の脱落やバインダ金属による結合面からの亀裂と思われる脆性破壊面が発生する。

- 楕円振動切削では良好な加工面が得られ延性モード領域での切削により良好な仕上げ面が得られる。これは仕上げ面生成の際の実質的な切取り厚さが極めて小さくなるためであると考えられる。
- 楕円振動切削においても垂直方向の振動振幅が大きい条件では仕上げ面に脆性破壊が観察され、超硬微粒子サイズと比較して垂直方向の振動振幅が小さい条件において良好な仕上げ面が得られる。
- 楕円振動切削において、初期切削状態では切込み約 $2\mu\text{m}$ で 50nmRz の良好な仕上げ面が得られた。しかし切削距離 2m を越えると工具摩耗が顕著になり切削状態を維持できなかった。

2-4-4 研究の成果と課題

社本らは楕円振動切削加工法において、切屑厚さが大幅に減少し、切削抵抗も大幅に低減するなど新規の手法で加工が成立することを示した²⁻⁴⁾。楕円振動切削は切削機構が全く異なるため、従来の加工方法にはない特長を有しており、これまでの切削の常識を越える可能性を秘めた加工方法と言える。硬脆性材料に対しても、目標としていた摩擦力（切削抵抗）の低減、安定した切屑排出機構、延性モード切削領域での安定した加工、などを達成することが出来た。しかしながら良好な加工状態が切削距離約 2m までしか維持できず、激しい工具摩耗が進行したため加工を続行することが出来なかった。楕円振動切削加工法を実用アプリケーションに応用するためには加工可能な切削距離を遥かに長い距離にわたって維持する必要がある、しかし機構上、通常の切削よりも切削距離が長くなることが避けられないため硬脆性材料への適用は摩耗量の増加により困難と思われる。硬脆性材料に適した加工方法として新たな手法として定圧加工装置を提案し適用可能であるか検討する。

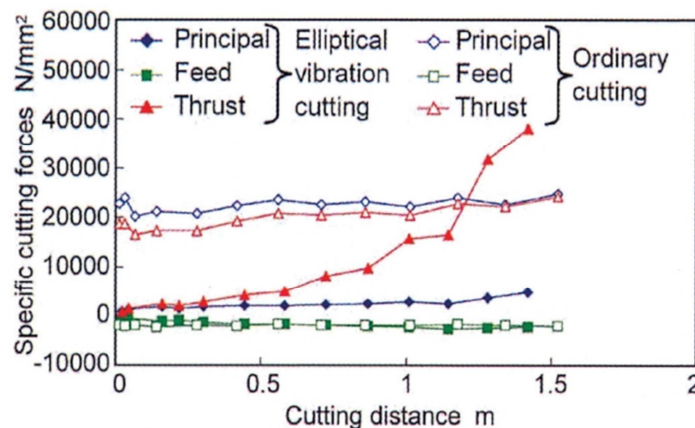


Fig. 2.13 Relationship between specific cutting forces and cutting distance²⁻¹⁰⁾

第3章 硬脆性材料の傾斜切込みプレーナ切削と難削性評価

3-1. 傾斜切込みプレーナ切削と延性モード加工

硬脆性材料に対して切削加工などの強制切込み加工を行う場合には、その加工状態により延性モードと脆性モードの二種類の加工モードに分類することができる。Fig.3.1 にこれら二つの加工モードにおける切削加工状態の模式図を示す。

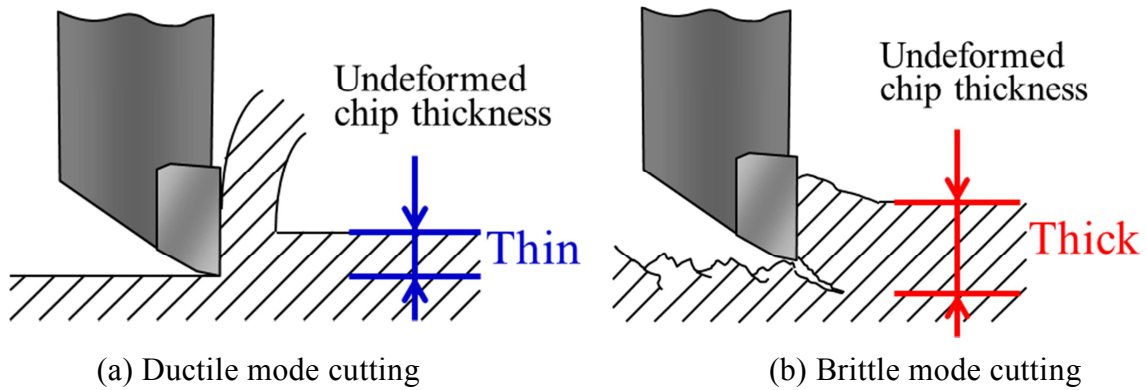


Fig.3.1 Differences of chips in cutting mode

Fig.3.1(a)は延性モードによる加工状態を示しており、被削材が塑性変形を主体として切り取られる材料除去機構である。切り屑は流れ型を主として連続的に排出されるもので、亀裂がほとんど発生しない安定した切削状態を維持しており、良好な仕上げ面を得ることが可能な加工状態である。

Fig.3.1(b)に、もう一方となる脆性モードによる加工状態を示している。これは脆性破壊を主体とした亀裂伝播型の材料除去機構を取るものである。工具切れ刃から生成される加工表面、いわゆる仕上げ面直下にクラックが発生し、さらには被削材内部へと進展した無数のクラックが切り屑厚さよりも深く入ると仕上げ面に亀裂が残留する。切り屑形態は主としてむしれ型や亀裂型など不連続な切屑となって排出され、加工状態が不安定なため脆性破壊が促進される。そのため脆性モードによる加工では良好な仕上げ面品位を得ることが難しく、さらには仕上げ面に残留した無数の亀裂は被削物の強度低下も引き起こすことにもつながり劣悪な加工状態と言える。

これら二つの加工モードは切り屑厚さによって一意的に決まるとされ、加工モードが遷移する材料固有の臨界値が存在することが知られている。Table 3.1 に種々の硬脆性材料の特性とこれまでの研究により報告されている臨界切り屑厚さを示す^{3-1~5)}。ここに示す臨界切り屑厚さは、Fig.3.2 で示すような切込み量を徐々に増加させる傾斜切込みプレーナ加工を行う事により定められた。このような実験において、工具が被削材に接触した直後の切込み開始時には、極めてわずかな領域で被削材の弾性変形及び塑性変形領域が存在するとされる。その後刃先から切り屑が生成される延性モードの加工領域が存在する。さらに切込み量が増加していくと脆性モードの加工領域が現れる。この中で延性モード領域から脆性モード領域に遷移するときの切り屑厚さが臨界切り屑厚さとされている。

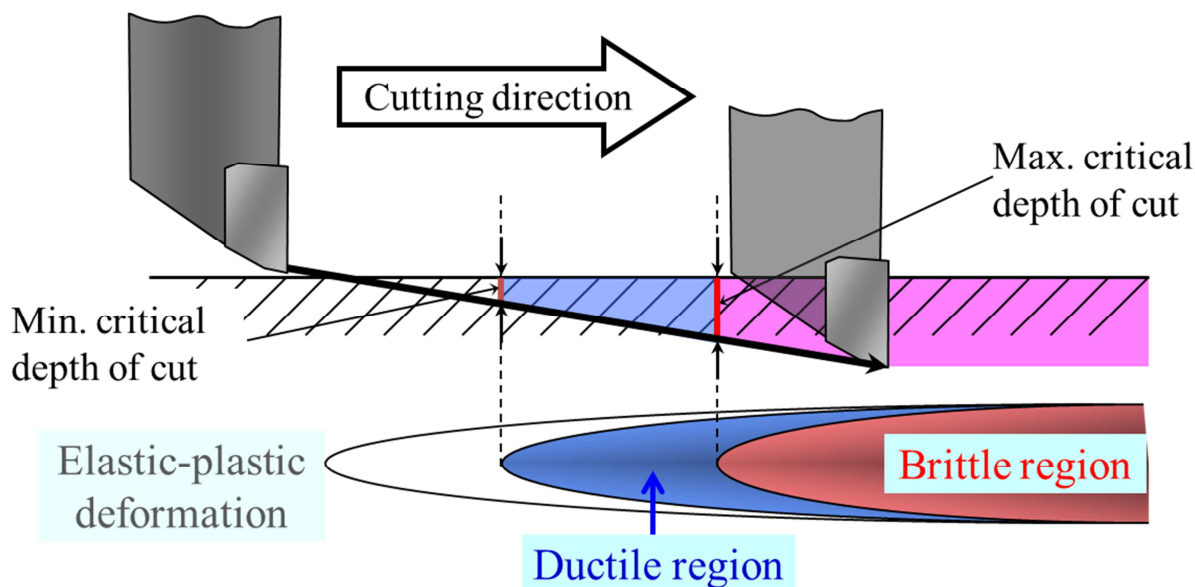


Fig.3.2 Tool mark of oblique cutting

Table.3.1 Critical depth of cut of hard-brittle-materials ^{3-1~5)}

Materials	Hardness	Structure	Feature Applications	Difficulty	Critical depth of cut
Single crystal Si	Hv1050	Single crystal	Semiconductor	High hardness Crystal anisotropic	31~100(nm)
Single crystal Ge	Hv800	Single crystal	IR transmission	High hardness Crystal anisotropic	50~60(nm)
Fluorite	Hv160	Single crystal	Achromatism	Low fracture toughness Crystal anisotropic	85(nm)
Optical glass	Hv570	Amorphous	High refractive index	Low fracture toughness	25(nm)
WC	Hv2600	Sintered	High temperature strength	High hardness Sintered structure	—
NiP	Hv600	Amorphous	Plastic molding	—	—

この表により臨界切削厚さは大きくとも数十 nm 程度の非常に小さな値であることが分かる。よって加工時の切削厚さをここに示された値より小さい値となるような加工条件で行えば良好な仕上げ面を得ることが出来るはずである。しかしながら強制切込み加工による超精密切削では、加工機の運動精度や被削材の前形状や表面粗さ、さらには外乱によって地面より加工機を通じて刃物台に伝わる微小な振動までも加工表面にそのまま転写されるため切削厚さを臨界切削厚さ以下に保持したまま加工を行うことは非常に困難である。

よって極めて高い精度を持つ加工機によって、高い平坦度に前処理を施された材料を用いて傾斜切込みプレーナ切削を行い臨界切削厚さを計測すれば、様々な研究者らによる実験それぞれで個別に論じられてきた臨界切削厚さの値を一様に比較でき、それぞれの難削性についての評価が可能となる。本研究では硬脆性材料の難削性を容易に評価することを目的とした。

3-2. 実験方法

本研究では、高い運動精度を持つ超精密加工機を用いて、同一の切削加工条件下において種々の硬脆性材料を傾斜切込みプレーナ切削することにより、加工安定性を比較することを目的とした。実験に用いた超精密加工機の概観を **Fig.3.3** に、仕様を **Table 3.2** に示す。

硬脆性材料は深く切り込み過ぎると大破壊が発生し、工具へ与える影響が大きく損傷の可能性があるため、動力計を用いて切削力をモニタリングすることで加工開始点を特定して過剰な切込み量にならないよう制御した。装置固定側にキスラー動力計を取り付け、動力計上に単結晶ダイヤモンド工具を設置し、装置移動テーブル側には種々の硬脆性材料を試料台に固定し切削実験を行った。実験には比較的使用頻度の高い硬脆性材料を準備した。難削性を比較する基準として超精密加工分野で汎用的に利用されている無電解 NiP メッキ、光学レンズ部品として広く使用される光学ガラス及び合成石英、金型材料として利用の期待されるグラッシーカーボン (GC)、また半導体材料として利用される単結晶 Si 及び CVD-SiC、金型材料として頻度の高い超硬、医療部品に用いられるジルコニアを用いて実験を行った。今回実験に用いた材料について、NiP、光学ガラス、合成石英、グラッシーカーボンについての結晶構造は非晶質、単結晶 Si、CVD-SiC は単結晶に生成された金属構造、超硬及びジルコニアは焼結により生成された金属構造を持つものとして準備した。これらの材料を用いた傾斜切込みプレーナ切削の実験条件を **Table 3.3** に示す。



Fig.3.3 Overview of ultra-precision machine tool

Table.3.2 Main specification of ultra-precision machine tool

Slider	Guide system	X,Z	V-V + roller
	Drive system	X,Z	Linear motor
	Stroke	X	450 mm
		Y	100 mm
		Z	150 mm
	Max. feed rate	X	1000 mm/min
		Y	500 mm/min
		Z	1000 mm/min
	Feedback resolution	X,Y,Z	0.1 nm
Programmable resolution	X,Y,Z	1 nm	
Repeatability	X,Y,Z	$\pm 0.05 \mu\text{m}$	
Spindle	Bearing system	B,C	Porous air bearing
	Drive unit	B,C	Built-in motor
	Max. feed rate	B	1080 deg/min (3 min^{-1})
		C	36000 deg/min (100 min^{-1})
	Feedback resolution	B,C	0.0001 deg
	Max. rotation speed	B (Sub)	300 min^{-1}
		C (Main)	2000 min^{-1}
Rotational accuracy	Radial	$0.05 \mu\text{m}$	
	Axial	$0.05 \mu\text{m}$	
Controller			FANUC Series 30i-A
Max. simultaneous control axis			5 axis (X-Y-Z-B-C)
MASS.			4200kg

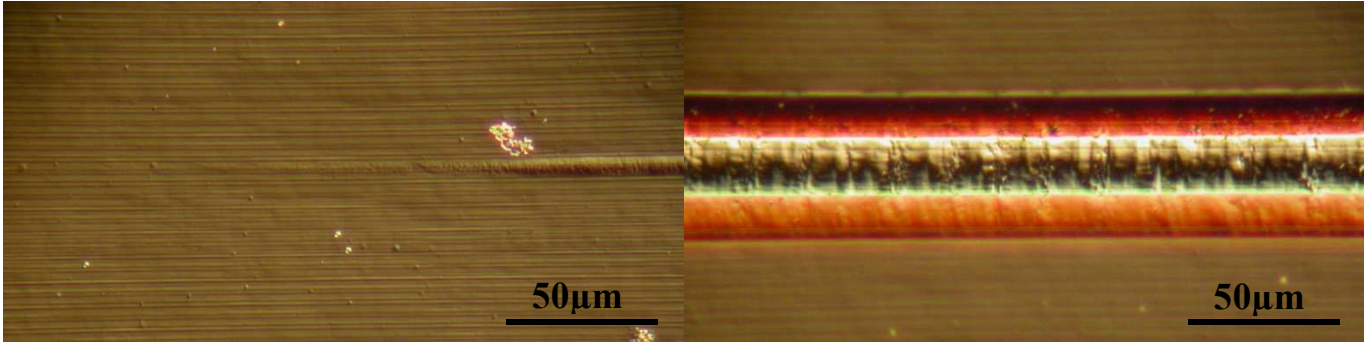
Table.3.3 Cutting conditions

tool	single crystal diamond
nose radius	$65 \mu\text{m}$
rake angle	0°
clearance angle	10°
oblique cut of depth	1/1000 taper
feed rate	100 mm/min
coolant	kerosen (dry mist)

3-3. 実験結果及び考察

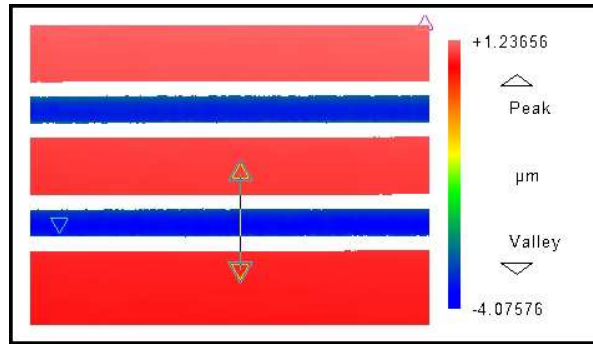
前述のように硬脆性材料は、極めて硬いうえ非常に脆く加工面に脆性破壊が発生しやすいが、工業製品として成立するには高い面品位が必要となり、加工面に脆性破壊を発生させないことが条件となる。そこで傾斜切込みプレーナ切削実験においては、延性モードで加工されていると判断するために、加工痕にむしれ、クラック、粒脱落、欠損等の欠陥が発生しておらず、かつ光学製品に最低限必要となる面粗さ $Ra10nm$ 以下に抑制されていることを条件とした。

各種硬脆性材料の傾斜切込みプレーナ切削後は、まず初めに加工面を観察するために超精密加工面の測定に適した測定面の凹凸が強調処理される微分干渉型顕微鏡 ($\times 800$) を用いて測定した。顕微鏡では、延性モード領域で切削されている箇所と脆性モード領域に遷移し欠陥を生じた箇所を観察した。次に臨界切取り厚さの実測値を検出するため 3次元形状微分干渉測定器を用いて溝深さおよび加工溝の面品位を測定した。傾斜切込みプレーナ切削の実験結果を以下に示す。

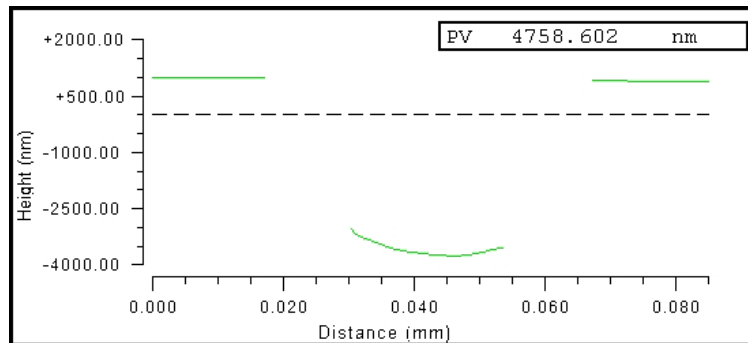


(a) Ductile mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)

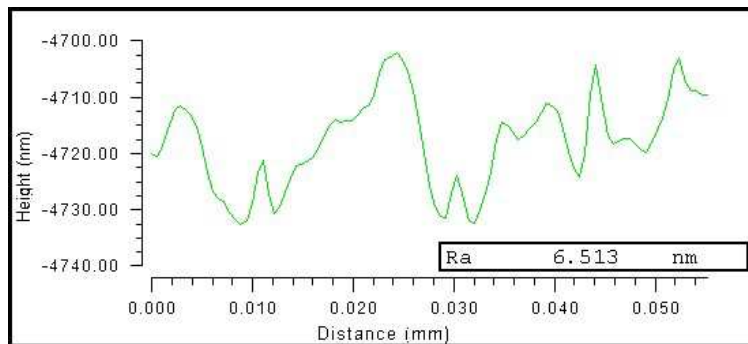
(b) End of cutting area of groove by microscope ($\times 800$)



(c) 3D image of groove by 3D profiler



(d) Profile of cut surface by 3D profiler



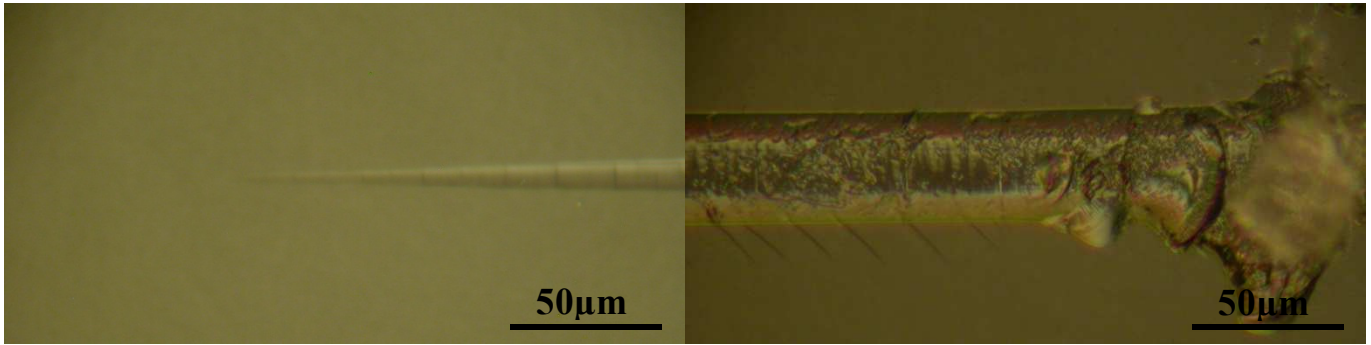
(e) Groove roughness by 3D profiler

Fig.3.5 Surface analysis of NiP

Fig.3.5.(a)に NiP 傾斜切込みプレーナ切削加工開始時の加工痕の顕微鏡写真を示す。加工開始時点から明確に溝の稜線が視認でき良好な延性モードでの切削が行われていたと考えられる。

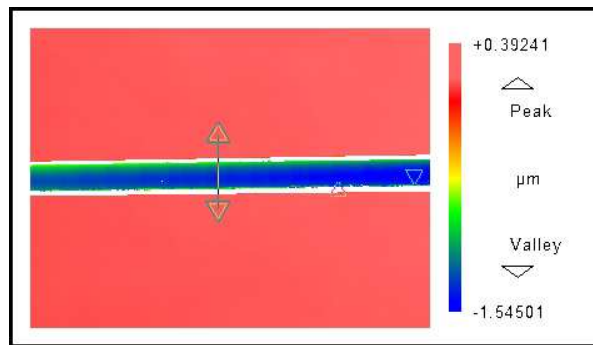
Fig.3.5.(b)に NiP 傾斜切込みプレーナ切削加工終了付近の加工痕の顕微鏡写真を示す。加工終了付近における仕上げ面は面品位の良くない凹凸が確認される。但し、凹凸は見られるが明確な脆性モードでの加工形態でないため加工終了時まで延性モード切削状態が得られていたと考えられる。

Fig.3.5.(c)は NiP 傾斜切込みプレーナ切削時の加工痕の三次元形状測定器による溝の三次元イメージ図を示す。図中の溝側面に白抜きのデータが欠落した部分があるが、加工された溝が深く溝側面の角度が急峻なことにより測定光が測定器受光側まで戻ってこないため、データ取得できず空白になっており面粗さが劣悪なためではない。**Fig.3.5.(d)**は臨界切取り厚さを測定するために加工溝深さを測定するためイメージ像上に三角で結ばれた線分の断面図を示す。NiP において加工終了直前の溝深さは $4.76\mu\text{m}$ であるが、加工終了時まで脆性モードでの加工形態は見られなかったため臨界切取厚さは $4.76\mu\text{m}$ を越えると考えられる。超精密加工において、仕上げ加工では面品位の向上を図るため $0.5\sim 1.0\mu\text{m}$ の切込み量に設定されるのに対し、粗加工時に $5\sim 10\mu\text{m}$ 程度の切込み量を設定することもあるので、NiP は粗加工時でも十分延性モード領域で加工可能な範囲であると言える。**Fig.3.5.(e)**に加工溝底面の切削方向の面粗さを示す。 $Ra6.5\text{nm}$ となっており仕上げ面としては良好な数値とは言えない。加工面に凹凸が発生しているが、原因としてプレーナ加工であるため切削速度が遅く、また潤滑も加工面に事前に油を塗布したのみで加工条件が適していなかったと言える。しかしながら切削速度を上げるなど加工条件を変更することで加工状態をより滑らかな延性モード状態に改善できるため問題ないと考えられ、加工終了時まで延性モード切削状態が得られていたと言える。

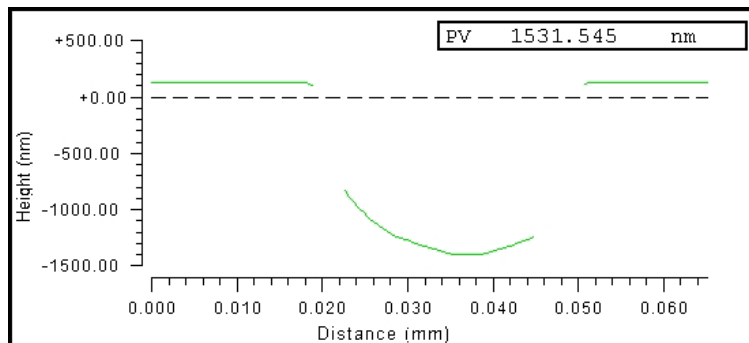


(a) Ductile mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)

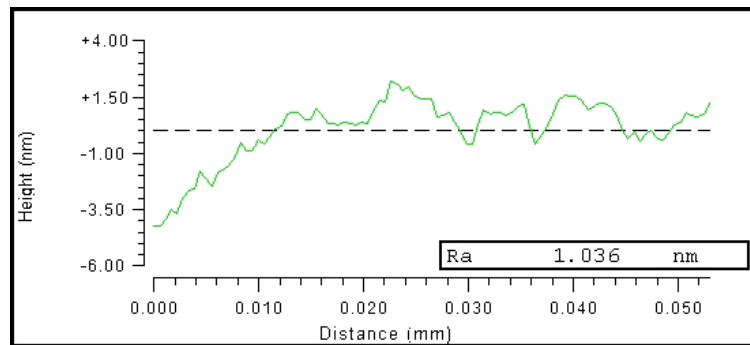
(b) Brittle mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)



(c) 3D image of groove in ductile mode cutting by 3D profiler

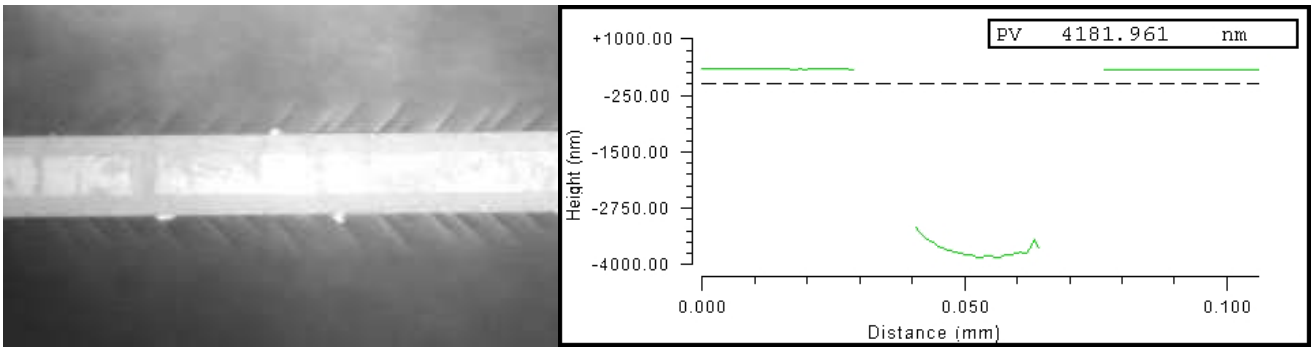


(d) Profile of cut surface in ductile mode cutting by 3D profiler

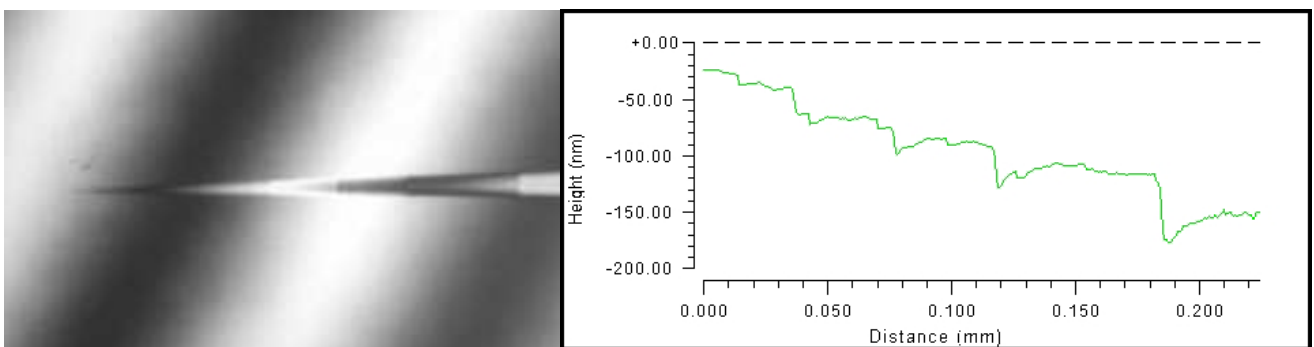


(e) Groove roughness in ductile mode cutting by 3D profiler

Fig.3.6 Surface analysis of Optical glass



(f) Nomarski image in brittle mode cutting (g) Profile of cut surface in brittle mode cutting by 3D profiler



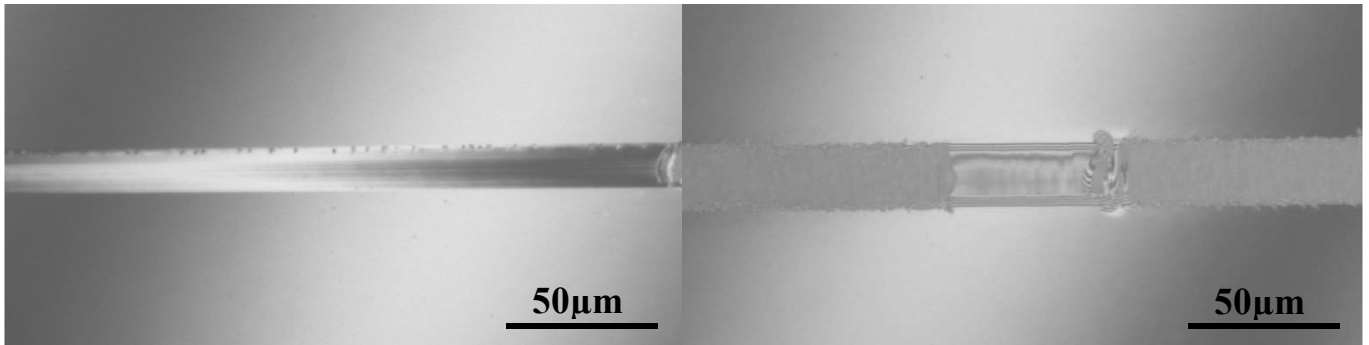
(h) Nomarski image in step figure (i) Surface profile in step figure by 3D profiler

Fig.3.6 Surface analysis of Optical glass

Fig.3.6.(a)に光学ガラスの傾斜切込みプレーナ切削の加工痕顕微鏡写真を示す. 光学ガラスは加工開始時に特異な加工痕を示しており, 徐々に工具の切込みが増加していく際に, 刃先が急激に食い込んだような段差がいくつも観察される. さらには傾斜切込みプレーナ切削の加工痕も角度が他の材料と比較して広く観察される. **Fig.3.6.(b)**では破損した傾斜切込みプレーナ切削の加工痕顕微鏡写真を示す. 光学ガラスは, 脆性モードの切削状態に入ると加工溝の両端からヒゲのようにクラックが進展し, その後は大破壊による貝殻状の欠損が発生しており加工の体をなしていない. 今回の実験では欠損が発生するまでを延性モード切削領域として判断した. **Fig.3.6.(c)**はガラスの傾斜切込みプレーナ切削において延性モード切削加工痕の三次元形状イメージ図を示す. 溝側面にデータが欠落した部分があるが, 加工面が粗悪なためではなく, 溝が深いことにより溝側面の角度が急峻なため測定光が検出器まで戻らずデータが取得できなかったためである. 全体的になめらかでクラックやむしれなどの欠陥は見られない. **Fig.3.6.(d)**は三次元形状イメージ像上に三角で結ばれた線分の断面図を示す. 結ばれた単線分の直後に溝底面に工具刃先に沿って剥落した欠損があり, 加工面に脆性破壊を生じていたため, その溝深さを臨界切り厚さとした. 溝深さは $1.53\mu\text{m}$ まで達しており, 従来 25nm とされていた光学ガラスの臨界切り厚さと比較して遥かに大きな値である. **Fig.3.6.(e)**に延性モード切削時の加工溝底面の面粗さを示す. $Ra1.0\text{nm}$ と非常に良好な面性状を示している. 仕上げ面には微小なクラックも確認されず, なめらかに切屑排出され延性モード領域での切削であると分かる.

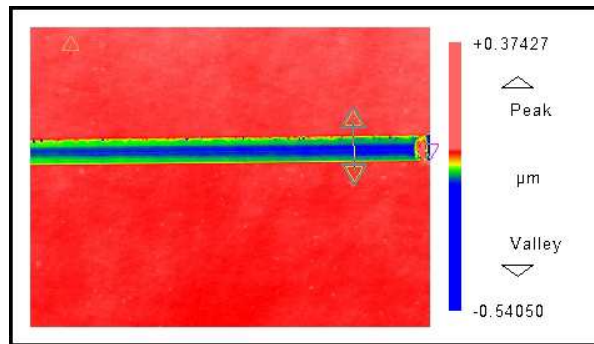
次にガラスの脆性モード切削時では仕上げ面に欠陥が多く反射光が散乱し測定が困難なため、**Fig.3.6.(f)**にガラスの脆性モード時の三次元形状測定器ノルマルスキ像を示す。加工溝両端に微小なクラックが連続的に存在しており、絶えずクラックを発生させながら加工されていたことが分かる、またクラックは直線状に伸びており発生したクラックが仕上げ面側にも一気に進展したと考えられる。また底面には溝円周状にえぐられた空洞が確認でき、欠陥が被削材内部にまで浸透していると考えられる。**Fig.3.6.(g)**に脆性モード切削領域の中で三次元形状測定が可能であった範囲の断面図を示す。加工された溝が深いため溝側面の反射光を受光できないためデータは欠落している。従来ガラスの臨界切取り厚さは25nmとも言われていたが、欠陥が発生していない箇所の溝深さは4.18 μm まで達しており、一時的であれば汎用切削材料に近い加工条件でも切削可能であると分かる。

Fig.3.6.(h)に階段状に加工されたガラスの傾斜切込みプレーナ切削開始時の三次元形状測定器ノルマルスキ像を示す。写真では濃淡により加工で発生した階段の境界が鮮明に分かる。当然傾斜切込みプレーナ切削の加工条件は他の材料と全く同じであるため、加工痕自体は全く同じ加工痕になるはずであるが、複数回行った傾斜溝いずれでもこの階段状の加工痕が確認された。**Fig.3.6.(i)**に階段状に加工された加工開始時の三次元形状測定器による溝の切削方向の断面図を示す。測定範囲の220 μm の切削長で150nm程度の段差が生じており、加工傾斜1/1000テーパとほぼ一致しているが、装置自体は1nmのステップ動作を精確に追従できる加工機のため、ガラス加工の時のみこのような階段状のステップ動作をしたと考えにくい。階段形状の寸法は加工開始時では小さい、しかし溝が深くなるにつれ水平部が長くなり食い込み量も大きくなっている。最終的には60nm程度も刃先が食い込みその後30nm程度刃先が緩やかに押し戻されながら定常的切削部が形成されている。ガラスは製法上表面に圧縮の残留応力があり、内部に行くにつれ引張りの残留応力が強くなる。そのため工具刃先がある程度の切込み量になるまでは、弾性変形が増加するばかりで切り屑は生成されず、狭い塑性変形領域で短時間に段階的に工具刃先が被削材内に押し込まれ、最終的に加工機の設定切込量まで工具刃先が達することでこのような加工痕が発生していると考えられる。以上のように、光学ガラスのような破壊靱性値の低いアモルファス状の材料は、微小でもクラック入ると容易に進展してしまうため極めて安定した加工機の運動性能が求められるが、切削条件さえ整えば汎用材料に近い切込み量でも加工可能であることが分かる。

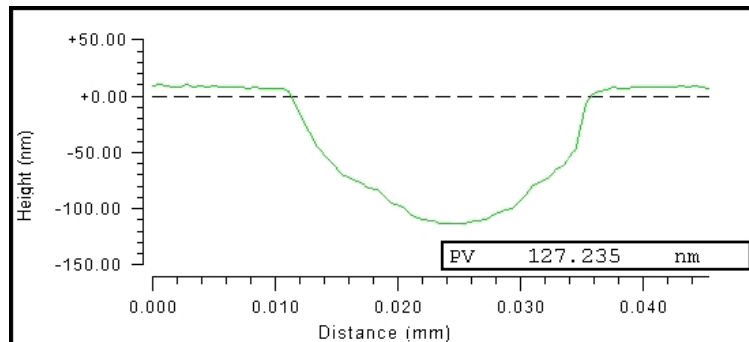


(a) Ductile mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)

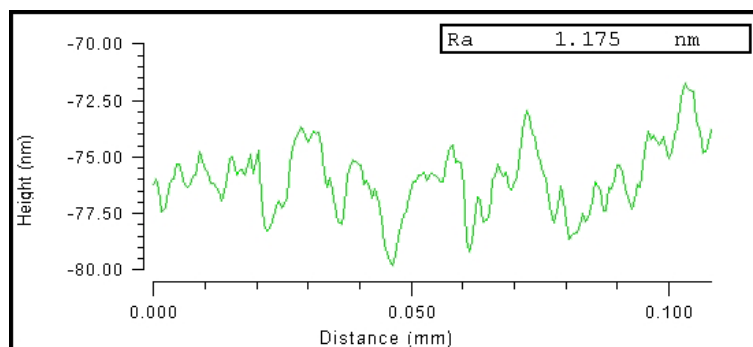
(b) Brittle mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)



(c) 3D image of groove in ductile mode cutting by 3D profiler

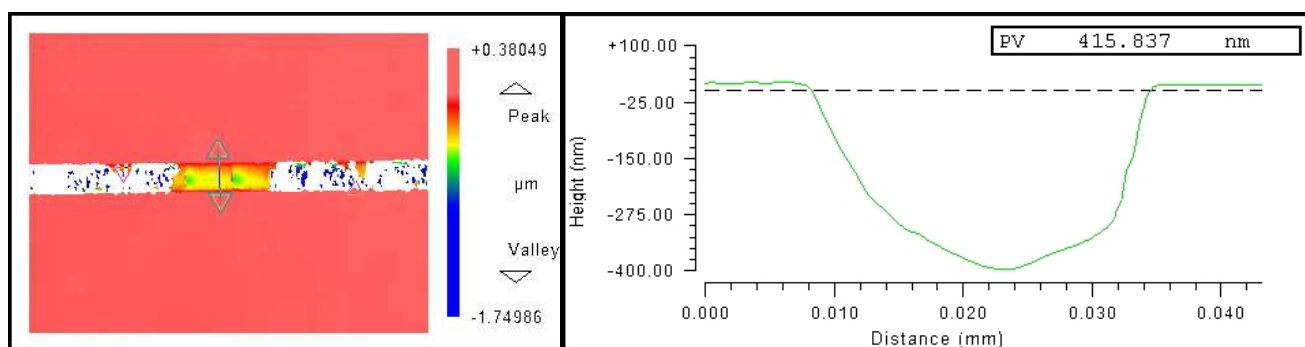


(d) Profile of cut surface in ductile mode cutting by 3D profiler



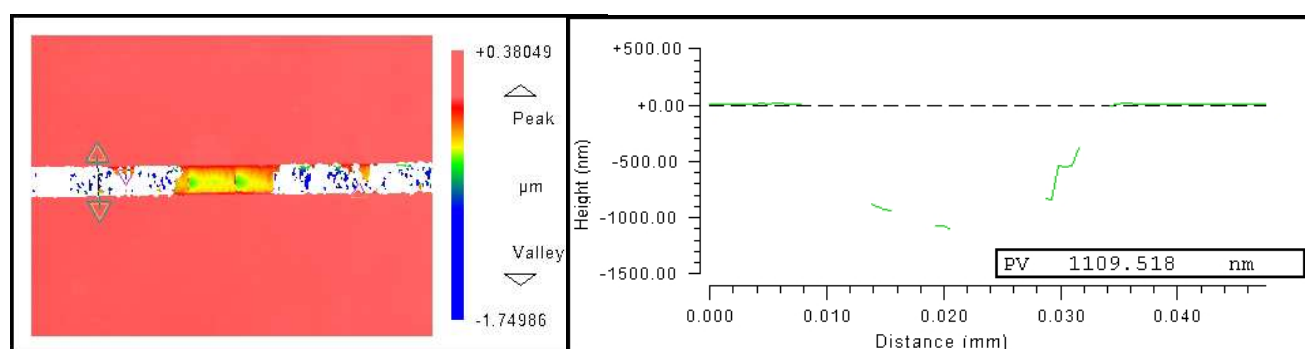
(e) Groove roughness in ductile mode cutting by 3D profiler

Fig.3.7 Surface analysis of Synthetic fused silica



(f) 3D image in brittle mode cutting by 3D profiler (ductile area)

(g) Profile of cut surface in brittle mode cutting by 3D profiler



(h) 3D image in brittle mode cutting by 3D profiler (brittle area)

(i) Fracture profile of cut surface in brittle mode cutting by 3D profiler

Fig.3.7 Surface analysis of Synthetic fused silica

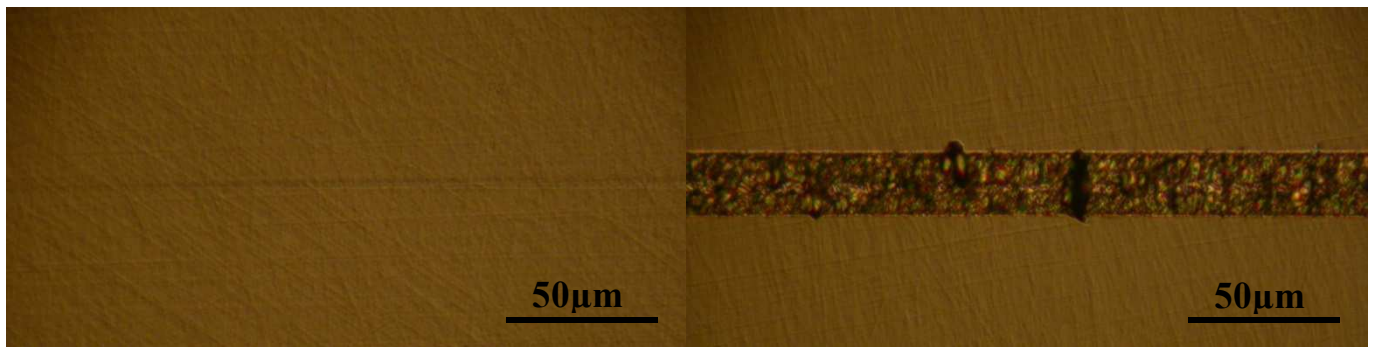
合成石英は、短波長な紫外線の透過率を高めるために、光学ガラスよりさらに SiO_2 の純度を高めたもので、機械的な特性は光学ガラスに似通っているが、 SiO_2 の純度が高いため光学ガラスよりも高い脆性を示し非常に高い難削性を示す。加工された傾斜切込みプレーナ切削痕を顕微鏡観察することが困難だったため、**Fig.3.7.(a)**に合成石英の傾斜切込みプレーナ切削の加工痕の三次元形状測定器ノルマルスキ像を示す。合成石英の加工開始時にも、光学ガラスで見られた傾斜溝の段が数個観察されたが、光学ガラスほど多く発生していない。加工開始時の写真では溝の上側に洗浄しきれなかった切削油分が付着しているが、洗浄ごとに位置が変わっていたため欠陥ではない。加工溝はなめらかで良好な加工痕を示すが、写真右端に食い込みの階段が表れ周辺が剥離していた。さらに切込み量が深くなっても、光学ガラスのよう直線的なクラックは多く見られなかった。一方、**Fig.3.7.(b)**に示す脆性破壊の写真では、工具刃先が通過した加工痕と加工溝の内部が剥離したように脱落した状態が混在しており、良好に加工されている延性モード状態の中でときおり脆性モードに移行し加工面が剥離していることが分かる。今回の実験では光学ガラスと同様に、欠損が発生するまでを延性モード切削領域として判断した。

Fig.3.7.(c)は合成石英の傾斜切込みプレーナ切削において延性モード切削加工痕の三次元形状イメージ図を示す。溝側面にデータが欠落した部分があるが、加工面が粗悪なためではなく、溝が深いことにより溝側面の角度が急峻なため測定光が検出器まで戻らずデータが取得できなかったためである。加工部は全体的になめらかでクラックやむしれなどの欠陥は見られない。

Fig.3.7.(d)は三次元形状イメージ像上に三角で結ばれた線分の断面図を示す。画面の右端に剥離を生じた段があるため、その溝深さを臨界切取り厚さとした。溝深さは127nmであり、従来は延性モード切削が非常に困難なアモルファス材料においても十分な延性モード領域を持つ結果となった。しかしながら、前述の光学ガラスと比較すると臨界切取り厚さは1/10程度にまで低下している。**Fig.3.7.(e)**に延性モード切削時の加工溝底面の面粗さを示す。Ra1.2nmと良好な面性状を示しており、クラックや剥離など欠陥は微小なものも確認されず、なめらかに切屑排出された延性モード領域での切削であると分かる。

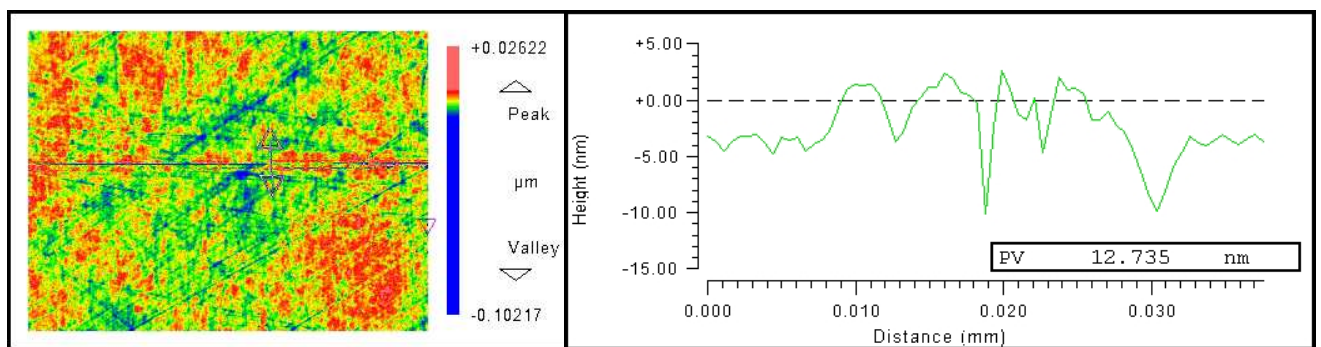
一方、**Fig.3.7.(f)**は脆性モード切削時の加工痕の三次元形状測定器によるイメージ図を示す。中心付近の溝は工具刃先が転写されており部分的には延性モード切削されたことが分かる、但し溝加工方向には刃先が食い込んだ跡が階段状に観察され、溝加工中に繰返し食い込み現象が発生し加工状態が不安定だったことがうかがえる。また工具刃先が転写された以外の箇所は完全に溝に沿って剥離し脆性破壊したことが分かる。**Fig.3.7.(g)**に脆性モード切削時の加工痕の中で延性モード切削された範囲の断面図を示す。溝深さは416nmとなっており、クラックなどの欠陥は確認されないが、溝形状は左右非対称で右側のみ少しえぐり取られた形を示している。この領域では階段状の食い込みが絶えず繰り返されており、切削力の変動による大破壊は発生していないものの、微小な剥離により断面形状が非対称となったと考えられる。

Fig.3.7.(h)は**Fig.3.7.(f)**と同様に脆性モード切削時の加工痕であるが、次の断面観察部位を示す単線分を図示するために再掲した。**Fig.3.7.(i)**に脆性モード切削時の加工痕の中で剥離が発生した範囲の断面図を示す。剥離により破砕した加工面からは十分に測定光を受光できていない。底部の深さは1.1 μ m程度まで達しており、切込みが400nmであったにもかかわらず、被削材内部の2倍近い深さまで剥離していた。また合成石英の加工開始時にも光学ガラスで見られた傾斜溝の段が数個観察されるが、光学ガラスと比較すると段の数が少ないため弾性変形及び塑性変形領域が小さいと考えられ、より短時間で切込み量との平衡状態に入ると考えられる。また切込み量が増加すると、**Fig.3.7.(b)**で見られるような実際の加工痕の前後に切込み量よりも深い溝になっている箇所が目立つ。これは加工痕に沿ってきれいにめくれていることから、工具刃先の通過後に加工後の残留応力に耐え切れずに工具刃先近傍の仕上げ面生成の被削材と合わせて脱落しているものと考えられる。すくい角を負に設定し工具刃先近傍を圧縮応力場にすることでクラックの進展を抑制することでより安定した延性モード切削が得られると考えられる。



(a) Ductile mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)

(b) Brittle mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)



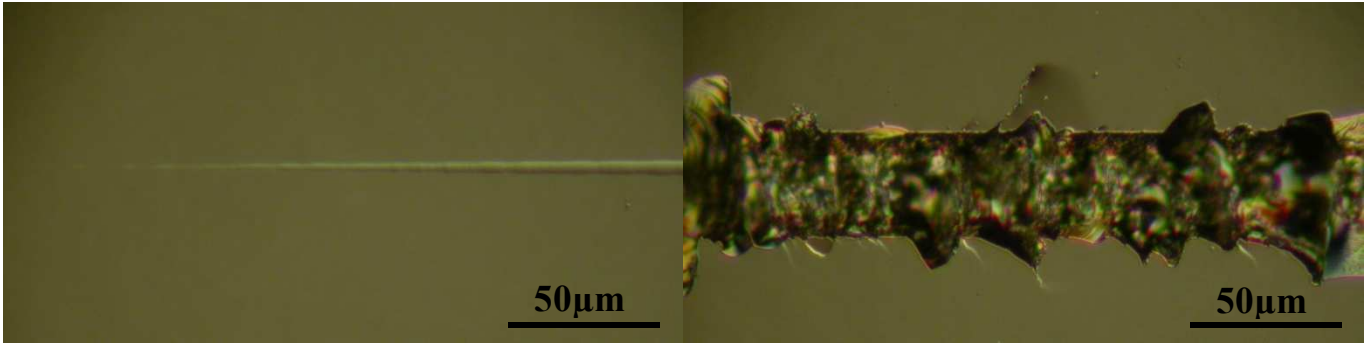
(c) 3D image in ductile mode cutting by 3D-profiler

(d) Profile of cut surface in ductile mode cutting by 3D-profiler

Fig.3.8 surface analysis of Glassy carbon

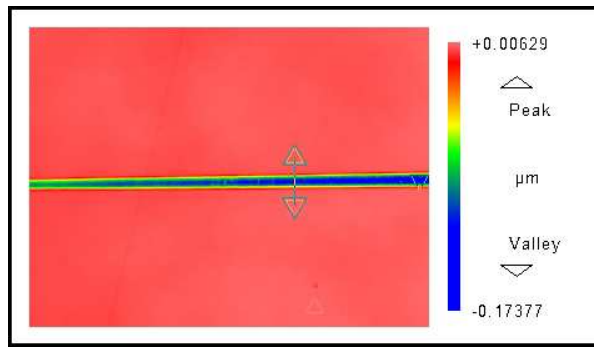
Fig.3.8.(a)にグラッシーカーボンの傾斜切込みプレーナ切削の加工痕顕微鏡写真を示す. グラッシーカーボンは熱硬化樹脂を高温の不活性ガス下で焼成し炭化させ, 他元素を分解してガスとして放出しガラス状のカーボンを得るものである. モールドとしての本材料の利点は, 熔融ガラスへの濡れ性が低いため離型性に優れ, コーティング処理を施さずともガラス用金型として用いられることがある. アモルファス構造であるため他のガラス系材料と同様に加工開始付近の加工痕が鮮明でない. **Fig.3.8.(b)**に脆性破壊の発生した加工痕顕微鏡写真を示す. 切込み量が増加していくと早い段階で, 加工溝と垂直方向に深い穴が発生しており, 加工終了時点では大きな破壊による穴状の欠損が発生していた. 今回の実験では他のアモルファス材料と同様に, 欠損が発生するまでを延性モード切削領域として判断した.

Fig.3.8.(c)はグラッシーカーボン傾斜切込みプレーナ切削時の加工痕の三次元形状測定器によるイメージ図を示す. 溝幅はごく微小で周囲の先在する前加工痕と同等の深さにとどまり, 狭い範囲しか加工されておらず, この領域後に貝殻状に大きく大破壊する脆性モード領域に移行したため加工を中止した. **Fig.3.8.(d)**は三次元形状イメージ像上に単線分で結ばれた断面図を示す. 溝深さは 12.7nm と極めて小さく, 断面も凹凸の激しい形状で刃先半径形状を維持していないため, 元々損傷のあった刃先が加工開始直後に大きくチップングされた状態で加工されたと考えられる.

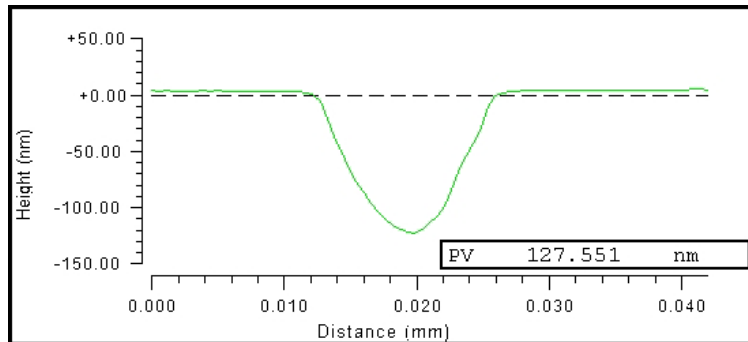


(a) Ductile mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)

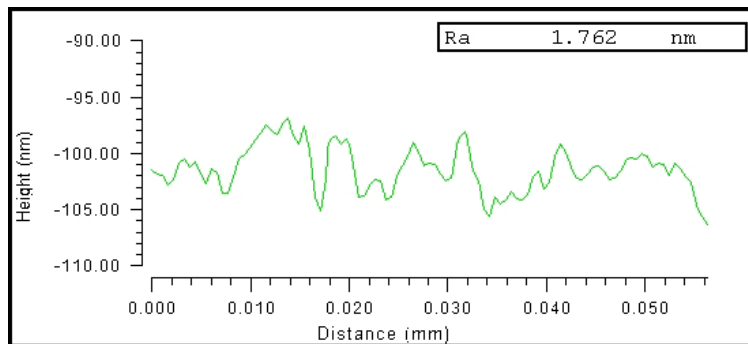
(b) Brittle mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)



(c) 3D image of groove in ductile mode cutting by 3D profiler

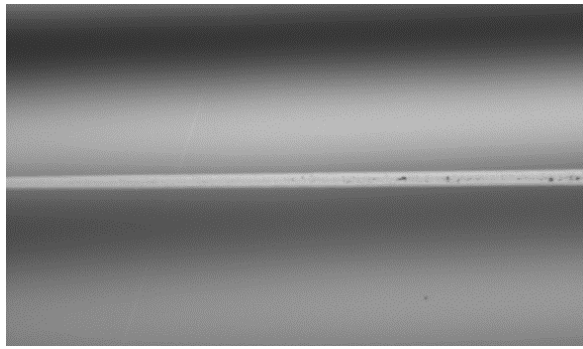


(d) Profile of cut surface in ductile mode cutting by 3D profiler

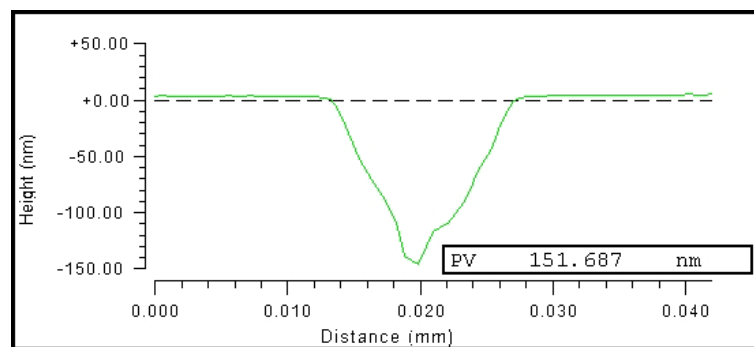


(e) Groove roughness in ductile mode cutting by 3D profiler

Fig.3.9 Surface analysis of Single-Crystal Silicon



(f) Nomarski image in brittle mode cutting



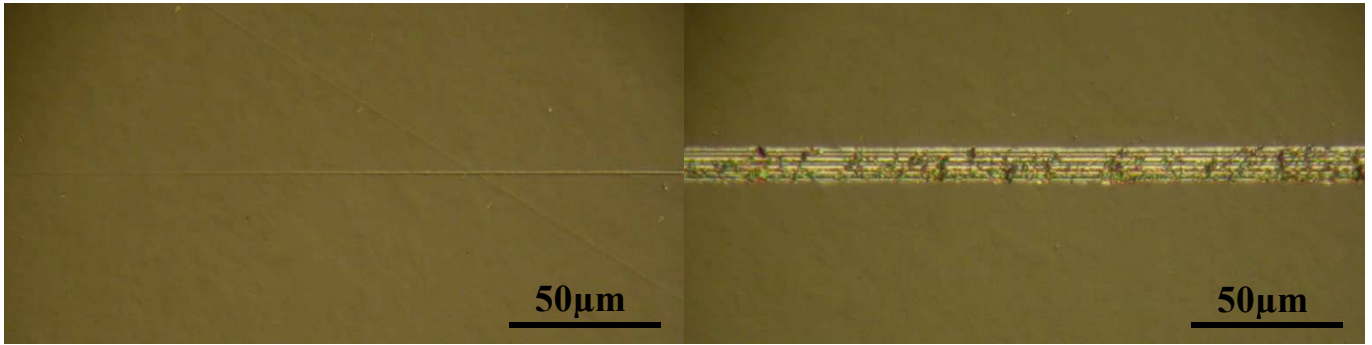
(g) Profile of cut surface in brittle mode cutting by 3D profiler

Fig.3.9 Surface analysis of Single-Crystal Silicon

Fig.3.9.(a)に単結晶 Si の傾斜切込みプレーナ切削の加工痕頭微鏡写真を示す．単結晶 Si は加工開始付近の微小な切込み量の範囲でもなめらかで良好な加工痕を示す．**Fig.3.9.(b)**に脆性破壊の生じた加工痕頭微鏡写真を示す．溝が深くなるにつれ加工溝にクラックを伴う穴が発生し始め，さらに切込み量が深くなると溝の両端にまでクラックが入り，加工溝と直交する円弧方向全てがむしり取られたような穴が発生していた．この溝の両端にまで進展したクラックは，光学ガラスや合成石英などのアモルファス系の材料で見られたような直線的に一気に進展したようなクラックとは異なり，クラックがランダムに進展している．今回の実験では，加工溝に上述のようなクラック進展による穴が発生するまでを延性モード領域として判断した．

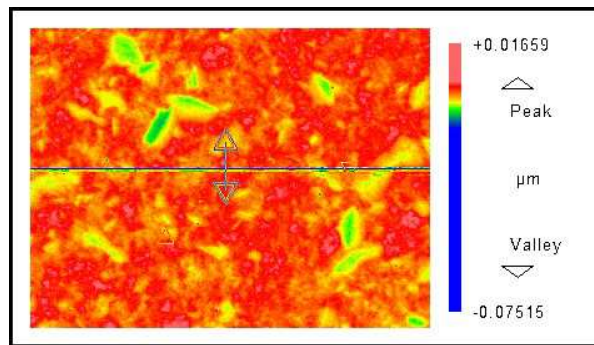
Fig.3.9.(c)は単結晶 Si 傾斜切込みプレーナ切削において延性モード切削時の加工痕の三次元形状測定器によるイメージ図を示す．加工溝は工具刃先の進行とともに溝幅が広がり溝稜線もはっきりと上面に観察されており，極めて良好な延性モード切削状態であったと考えられる．**Fig.3.9.(d)**は三次元形状イメージ像上に結ばれた線分の断面図を示す．線の直後には微小な欠陥があるため脆性破壊により生じた穴と判断して，その直前の溝深さを臨界切り取り厚さとして測定した．溝深さは 127.6nm でこれまでに分かっていた臨界切り取り厚さ 31~100nm と比較して大きな差は無い．今回の実験で他の材料において非常に運動精度の高い超精密加工機を用いることで既知の値より遥かに大きな値で加工可能な材料もあったが，単結晶 Si においては加工機の

運動精度向上により得られる効果が少なかった。今回の実験では汎用的な超精密加工と合わせるためすくい角は 0° に設定して加工を行ったが、これまでの研究では負のすくい角を用いることで良好な延性モード加工を実現しているため、すくい角を負に設定して加工を行い工具刃先近傍を圧縮応力場にする事でクラック伝播を抑制することが良好な延性モード切削を得るための効果が高いと思われる。Fig.3.9.(e)に延性モード切削時の加工溝底面の切削方向面粗さを示す。Ra1.2nm と良好な仕上げ面性状を示しており、測定線分の前の範囲ではクラックや穴などの欠陥は確認されない。加工は良好な延性モード領域で切削されていることが分かる。次に三次元形状測定器によるイメージ図では溝底面に発生した微小な穴を確認しにくい。ため Fig.3.9.(f)に同じ箇所を撮影した三次元形状測定器のノルマルスキ像を示す。写真では単線分で断面測定した直後に微小な黒い斑点があるのが確認できる。一つ目の欠陥以降の加工溝にも断続的に黒い斑点が確認され、この地点から脆性破壊によるむしれが始まったことが分かる。Fig.3.9.(g)は加工溝に発生した一つ目の黒い斑点近傍の断面形状を示す。溝の形状は上に示された延性モードと同じ形状を示しているが、溝の最深部にむしり取られた穴が確認される。欠陥のために反射光が完全に戻らないので、むしれた量は正確には分からないが、欠陥の無い Fig.3.9.(d)との比較から、少なくとも 30nm 程度仕上げ面よりも被削材内部にクラックが進展しむしり取られたことが分かる。さらに切込み量が深くなるにつれ出現する穴が徐々に大きくなり、やがて Fig.3.9.(b)のように溝全体の円弧方向にむしり取られたような大破壊が発生する。大破壊した脆性モードでの切削範囲は全く測定できないため三次元形状測定器のデータは取得できない。溝周辺に進展したクラックは、ガラスや石英のように直線的かつ平行に並ぶことはない。これは単結晶 Si の靱性値がガラス系材料ほど低くないことに加え、単結晶 Si が金属で結晶構造を持つためクラック進展に対してある程度の偏向作用が働き、クラックの進展エネルギーを分散させたことでこのような破壊形態になっていると考えられる。単結晶 Si は負のすくい角に設定することでさらに高い臨界切取り厚さで安定的な延性モード切削が可能であると思われる。

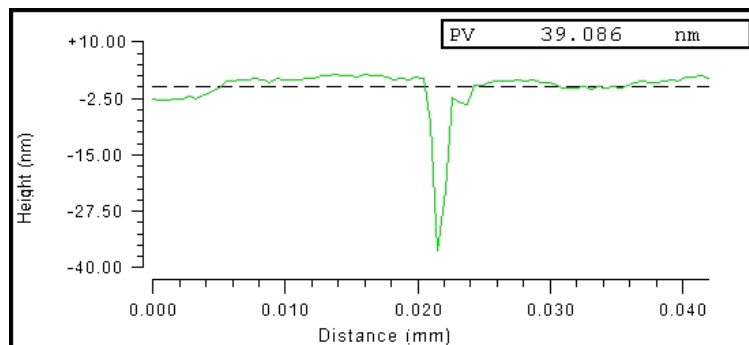


(a) Ductile mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)

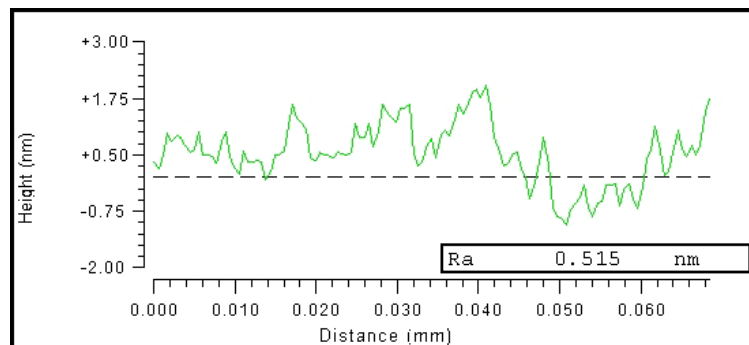
(b) Brittle mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)



(c) 3D image of groove in ductile mode cutting by 3D profiler



(d) Profile of cut surface in ductile mode cutting by 3D profiler



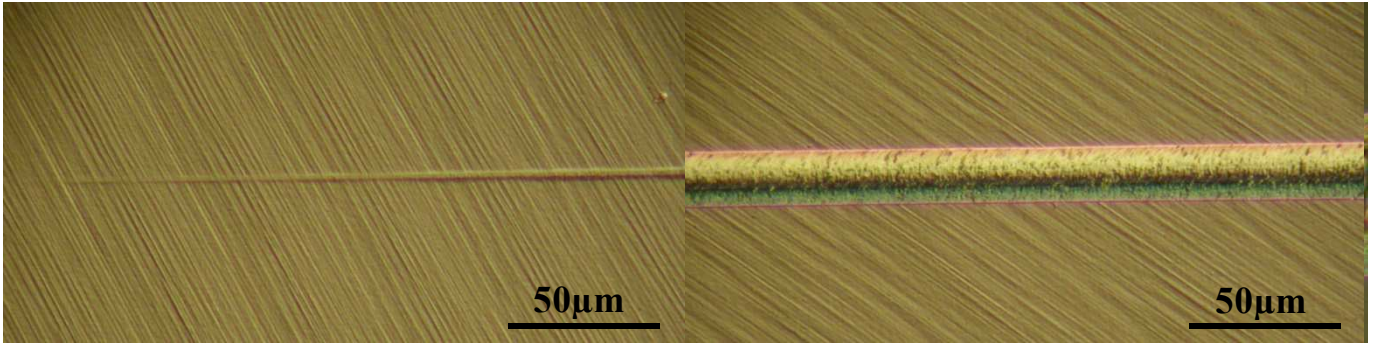
(e) Groove roughness in ductile mode cutting by 3D profiler

Fig.3.10 Surface analysis of CVD-SiC

Fig.3.10.(a)に CVD-SiC の傾斜切込みプレーナ切削の加工痕顕微鏡写真を示す。CVD-SiC は今回実験で用いた硬脆性材料の中で最も硬く、硬度は薄膜のためヌーブ硬さで HK3500 と極めて高い値を示す。そのため延性モード領域が広くないと想定され、傾斜加工の最大切込み量は 500nm 程度で終了し工具を引き上げた。加工開始付近の微小な切込み量の範囲でも、加工痕は鮮明に確認ができており、なめらかで良好な加工痕を示す。**Fig.3.10.(b)**に脆性モード切削加工範囲の加工痕顕微鏡写真を示す。溝が深くなるにつれ、加工方向に直交する亀裂や穴が徐々に発生し始め、それに伴い加工方向と平行にひっかき傷が加工終了時まで続いている。今回の実験では、加工溝にクラックによる穴が発生するまでを延性モード領域として判断した。

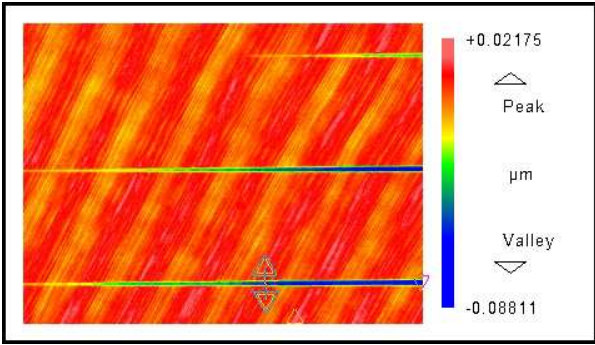
Fig.3.10.(c)は CVD-SiC の傾斜切込みプレーナ切削において延性モード切削時の加工痕の三次元形状測定器によるイメージ図を示す。他の材料と比較して加工溝が細く、工具刃先が右側に進行しても加工溝幅の広がりが少ない。また加工溝両端の稜線もやや不鮮明である。

Fig.3.10.(d)は三次元形状イメージ像上に結ばれた線分の断面図を示す。溝深さは 39.0nm と非常に狭い領域であるが、極めて硬い CVD-SiC にも延性モードで加工可能な領域が存在することが分かる。しかし加工溝は鋭角に削られており、加工開始直後に工具刃先にマイクロチップングが発生し切れ刃の一部が脱落したと考えられる。**Fig.3.10.(e)**に延性モード切削時の加工溝底面の面粗さを示す。Ra0.5nm と極めて良好な仕上げ面性状を示しており、線分内のうねり成分が非常に少ない。よって工具刃先にマイクロチップングが多数発生し工具の輪郭精度は劣化しているが、仕上げ面生成に支障は発生せず切削状態は良好であったことが分かる。その後、切込み量が深くなると Fig.3.10.(b)のように溝のいたる所にむしれた穴が発生し加工状態は脆性モードへと遷移する。硬度が非常に高いため、最大切込み量を制限して加工を行っており劣悪な大破壊は発生していないが、切込み量の増加につれ溝と平行にひっかき傷が生じている。この傷は損傷した工具刃先の輪郭精度がそのまま転写されているもので、加工開始当初はそのようなひっかき傷は無いいため、加工の途中で工具損傷が発生していることになる。加工長さは 5mm 未満とわずかであるため摩滅による損傷ではなく、工具刃先のマイクロチップングが刃先稜線上で多数発生し、凹凸になった工具刃先が転写されたものと考えられる。よってすくい角を負にするなどして刃先強度を高めることで加工状態が改善すると考えられるが、硬度的な観点から述べると CVD-SiC は単結晶ダイヤモンド工具が加工可能な限界の材料であると考えられる。

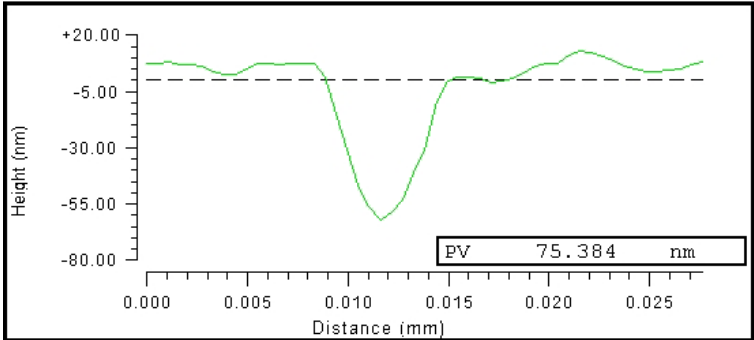


(a) Ductile mode cutting area of groove by microscope (×800)

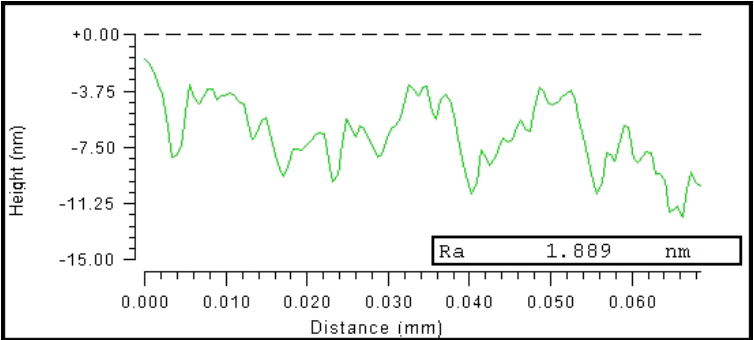
(b) Brittle mode cutting area of groove by microscope (×800)



(c) 3D image of groove in ductile mode cutting by 3D profiler

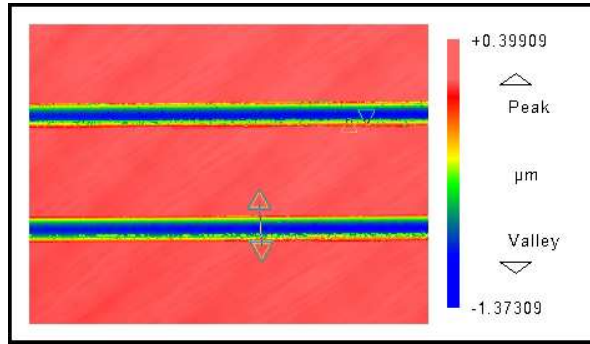


(d) Profile of cut surface in ductile mode cutting by 3D profiler

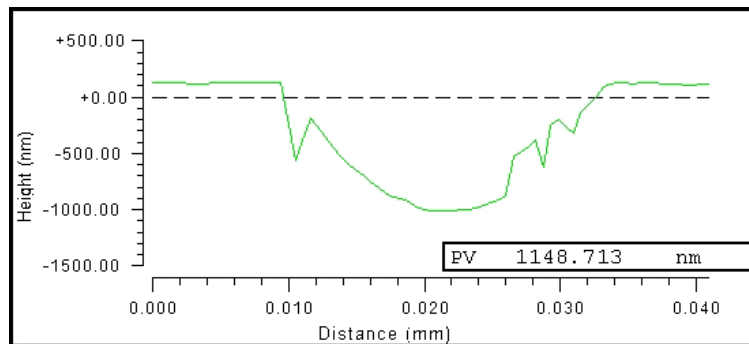


(e) Groove roughness in ductile mode cutting by 3D profiler

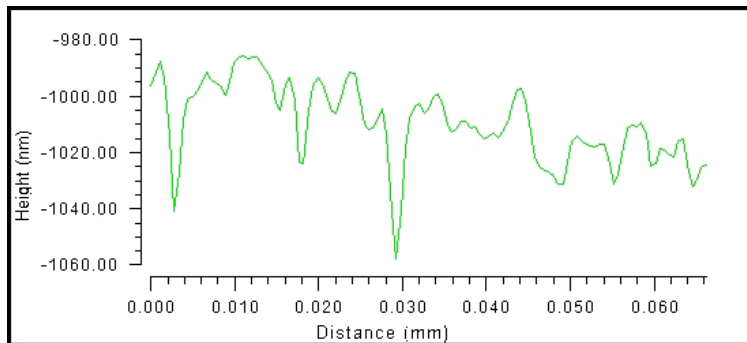
Fig.3.11 Surface analysis of Cemented carbide



(f) 3D image in brittle mode cutting
by 3D profiler



(g) Profile of cut surface in brittle mode cutting
by 3D profiler



(h) Groove roughness in brittle mode cutting
by 3D profiler

Fig.3.11 Surface analysis of Cemented carbide

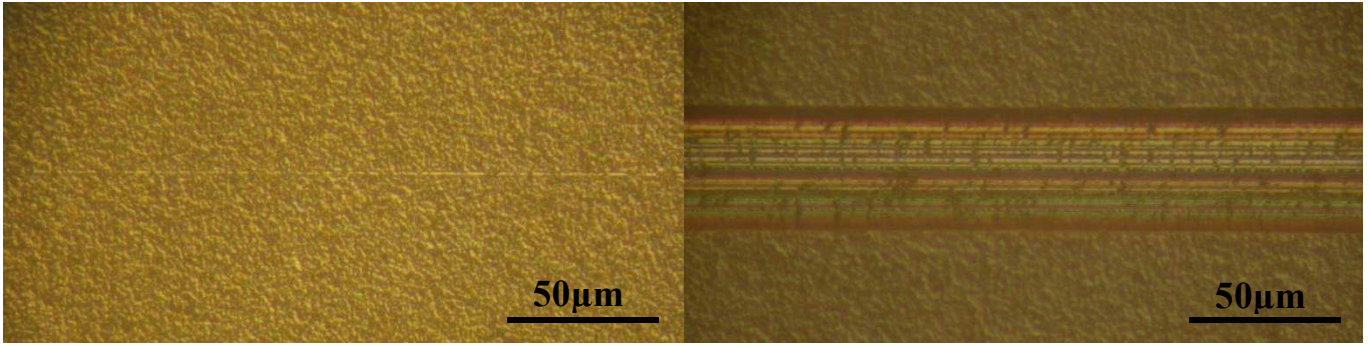
Fig.3.11.(a)に超硬の傾斜切込みプレーナ切削の加工痕顕微鏡写真を示す。超硬において、他の硬脆性材料に多く見られるような大きなクラックが加工痕近傍から進展し大破壊をするといった損傷形態は加工終了時点まで見られなかった。詳細観察では、傾斜溝の入り口付近ではなめらかで良好な加工痕を示す。Fig.3.11.(b)に脆性破壊の生じた加工痕顕微鏡写真を示す。溝が深くなるにつれ掘り起こされたような穴が出現し始め、加工末期では溝底面にむしれのような

穴が多数見られるようになり加工面品位の低下の原因となっており、このむしろのような穴が発生するまでを延性モード切削領域として判断した。

Fig.3.11.(c)は超硬傾斜切込みプレーナ切削において延性モード切削時の加工痕の三次元形状測定器によるイメージ図を示す。図中において加工面上面に波打ち模様が見られる。これは前処理での研削加工段階に発生したうねり模様で10nm以下の凹凸があるが、溝加工に与える影響は少ないためこの状態で実験を行った。加工溝に関しては工具刃先が切込みを開始した時点からなめらかに切込み量が増加している様子が確認できる。また明確に加工溝の稜線が上面に観察されるため、良好な切り屑が排出され、非常に良好な延性モード切削状態であったと考えられる。**Fig.3.11.(d)**は三次元形状イメージ像上に三角で結ばれた線分の断面図を示す。結ばれた単線分の直後には微小なむしろ穴があり、加工面に脆性破壊を生じていると判断し、その直前の溝深さを臨界切取り厚さとして測定した。溝深さは75.4nmであり、切取厚さとしては小さいが、Hv2600と非常に高硬度であるにもかかわらず延性モード加工領域が存在することが分かった。これまでの文献では、超硬の切削加工は困難とされてきたが、加工機を含めた切削条件次第では延性モード切削が十分可能であると言える。**Fig.3.11.(e)**に延性モード切削時の加工溝底面の面粗さを示す。Ra1.9nmと仕上げ面としては良好な数値を示している。仕上げ面にクラックやむしろ穴などが存在せず、良好な延性モード領域で切削されており、高硬度な超硬でも極めて高品位な仕上げ面性状に加工することが可能であることが分かる。

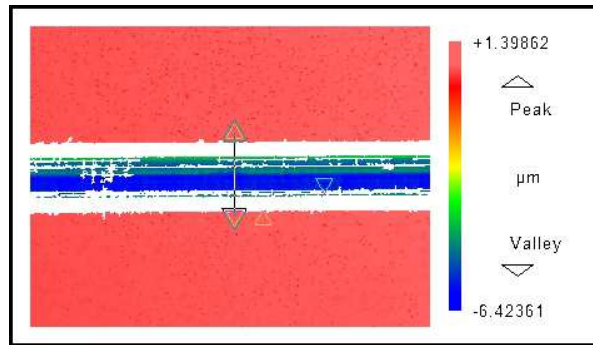
一方、**Fig.3.11.(f)**は脆性モード切削時の加工痕の三次元形状測定器によるイメージ図を示す。加工溝に細かな粒状の欠陥が点在しており、仕上げ面上のあらゆる箇所でむしろが発生していたことが分かる。加工溝の稜線は明確に観察できるため、切り屑自体は連続的に排出されており粗悪な切削状態ではなかったと考えられる。ところが、**Fig.3.11.(g)**に示す断面図を参照すると、溝深さは1.15 μm と一般的な超精密加工並みの深い切込み量にまで達しているが、溝の両側の側面に不規則な凹凸が観察される。この凹凸は加工面上に発生したむしろにより測定光が反射できずデータが欠落したため、面品位の低い不規則な形状になっていることが分かる。

Fig.3.11.(h)に脆性モード切削時の加工溝底面の面粗さを示す。溝の断面には深い穴が3か所程測定されており、むしろが発生していることが分かる。今回用いた超硬は超々微粒と言われるもので、バインドレス超硬と称されるもののバインダが微量に混入しており、この添加されたバインダが脱落するためむしろが発生すると考えられる。この図では、形状測定可能な箇所を選択したが、領域内の他の箇所では反射光が戻らず測定出来ないほど深くむしろ穴も存在しており、超精密加工の仕上げ面性状としては粗悪な状態である。後述の4章で超硬における仕上げ面欠陥の発生仕方について詳細を述べるが、仕上げ面で発生する欠陥は添加物粒子の範囲内でとどまり、欠陥が加工面全体に広がり大破壊にまでは至らない。この損傷形態が焼結材料である超硬の脆性モード領域での切削状態の特徴であると考えられる。

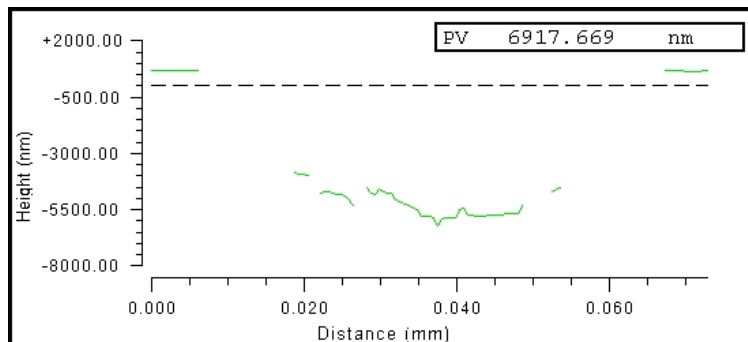


(a) Ductile mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)

(b) Brittle mode cutting area of groove by microscope ($\times 800$)



(c) 3D image of groove in ductile mode cutting by 3D profiler



(d) Profile of cut surface in ductile mode cutting by 3D profiler

Fig.3.12 Surface analysis of Zirconia

Fig.3.12.(a)にジルコニアの傾斜切込みプレーナ切削の加工痕顕微鏡写真を示す。ジルコニアは焼結材料であるが焼結助剤の添加量が多いため空孔率が高く、他の光学材料と異なり元々の材料欠陥が多く存在する。加工開始直後でも微小な加工痕が鮮明に確認できているが、微小な溝の中にも細かな穴が確認され、元々存在する空孔が傾斜加工により露出したものと思われる。**Fig.3.12.(b)**に脆性破壊の生じた加工痕顕微鏡写真を示す。徐々に切込み量が増加していてもクラックや欠損は発生せず、加工開始時から同様の空孔が点在するのみである。

ジルコニアは、前述の硬脆性材料と異なり、光学材料ほどの面品位は求められないため、今回の実験では元々の点在している空孔より大きなむしれが発生するまでを延性モード領域として判断した。

Fig.3.12.(c)はジルコニア傾斜切込みプレーナ切削時の加工痕の三次元形状測定器によるイメージ図を示す。加工溝が深いいため溝側面に白抜きのデータ欠落部があるが、面粗さが劣悪なためではない。しかし測定範囲全体で細かい空孔が多く存在し、稜線も空孔部でデータ欠落しているため明確でない。**Fig.3.12.(d)**は三次元形状イメージ像上に短線分で結ばれた断面図を示す。CVD-SiC加工後であったため刃先にマイクロチップングを生じており、転写された工具輪郭はかなり凹凸が見られるが、溝深さは $6.9\mu\text{m}$ にも達する。ジルコニアは欠陥を持つため光学用途に適さないが、機械部品として必要な面品位であれば汎用材料と同じ条件で加工可能であると考えられる。

3-4. 硬脆性材料における難削性評価

前述のように硬脆性材料は一般的に難削材料であると言う認識があり、臨界切取り厚さの値も様々な実験値が得られている。が、各実験において機械条件も含めると全く異なるため、それぞれに得られた臨界切取り厚さの値を取り出して単純に比較しても難削性を比較することはできない。今回の実験では特徴の異なる硬脆性材料を集めて、極めて高い精度を持つ加工機を用いて同一の加工条件で行うことにより、様々な実験により個別に語られてきた臨界切取り厚さの値を一様に比較でき、個々の材料の難削性についての評価を行った。

しかし、硬脆性材料は前述の実験に使用した他にも優れた材料特性を持つものが多く、さらには新たに固有な特長を持つ材料が次々と開発されているため、各種の硬脆性材料の臨界切取り厚さを逐一調査しては際限が無い。そのため誰もが簡易的に知りうる評価方法で、どの程度の難削性を持つのかを予想・把握することが、今後も新たに開発されるであろう硬脆性材料の難削性を評価するために必要となる。このような目的のために山根らによりマクロ切削の被削材を対象とした難削指数による難削性の評価が提案された³⁻²⁾。この手法は材料固有の物性値を用いて簡易的に難削性を定量化する方法である。この手法の優れた点は難削性を形成する要素ごとにチャート化し、作成されたレーダーチャートの形によって難削性がどのような特長に基づくものかを判断可能で、難削性を緩和する対策方法まで検討することが可能な点である。新たに材料開発が進んだとしても、その素材の物性評価のために機械的特性値は必ず調査が行われ、ある程度が公表され誰でも知ることが出来る数値である。一般的に知りうる数値のみを用いて難削性の判断を行い、その材料の加工方針まで立てられれば非常に有用な知見となる。

山根らは、被削性の評価基準と材料特性との間には **Fig.3.14** に示す関連があるとして、そこで挙げた材料特性の中から被削性を定量評価できる基準とするために、工具寿命、切削抵抗、切削温度、切り屑処理性を被削性の評価基準として抽出して材料特性との関連性についての検討を行った³⁻²⁾。難削性評価と被削材特性をまとめた結果が **Fig.3.15** となった。工具摩耗、切削温度、切削抵抗、切り屑処理性の難削性評価項目を、熱的特性値となる $(K\rho C)^{-0.5}$ 、硬さ、引張強さ、伸びの4つ材料特性値で形成しており、これを最も簡便に評価を行う方法として、**Fig.3.16** に示したように各材料の特性値をそれぞれの座標軸に配置したレーダーチャートを作成し、囲まれた面積で評価を行う方法を提案した³⁻⁶⁾。

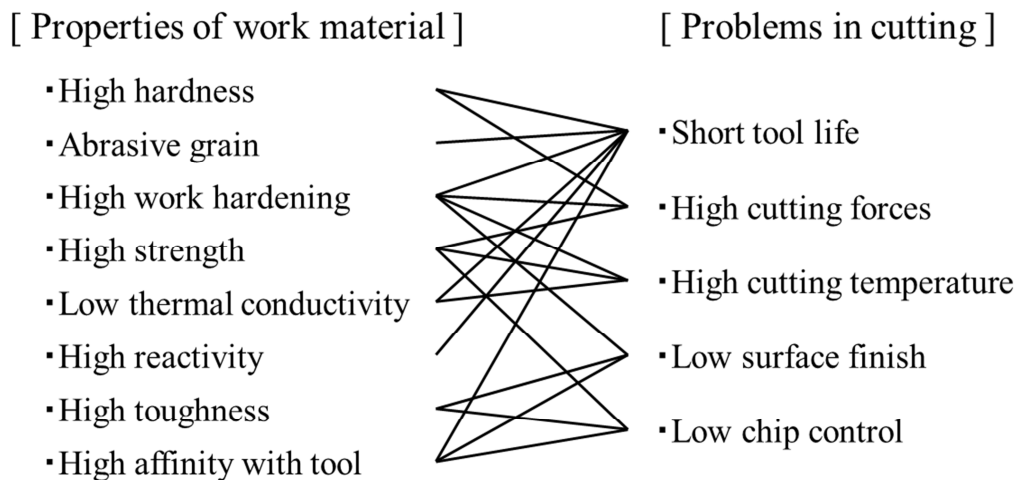


Fig. 3.14 Relations between properties of work material and problems in cutting³⁻⁶⁾

[Properties of work material] [Evaluation factors of machinability]

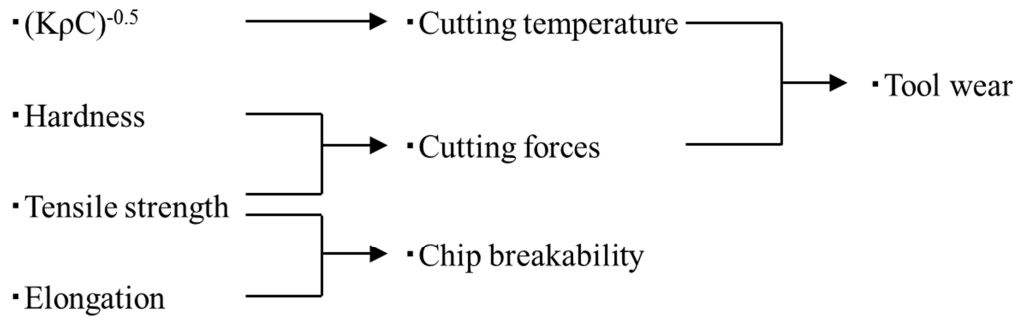


Fig. 3.15 Relation between properties of work material and evaluation factors of machinability³⁻⁶⁾

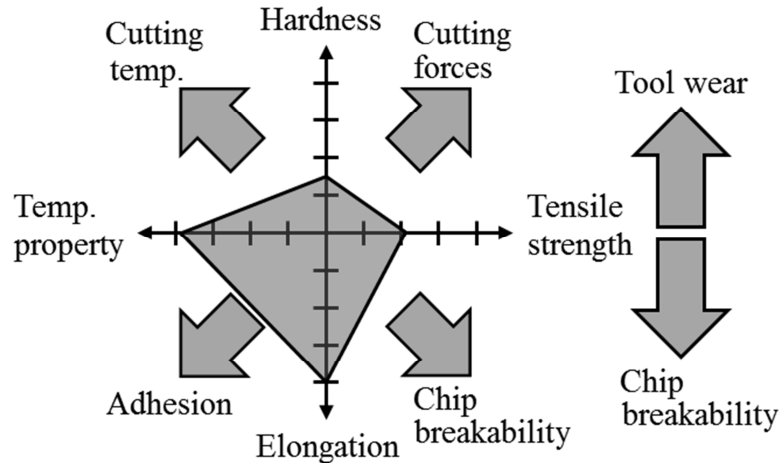


Fig. 3.16 An example of radar chart for macro cutting (SUS304)³⁻⁶⁾

レーダーチャートは、各軸に材料特性値がプロットされ、それらの軸が関連する難削性を塗り潰された面積で評価する。挙げられた全ての難削性項目を評価することを満足する軸配置を検討した結果、**Fig.3.16**で示された軸配置によりそれぞれの材料特性値が選択された。難削性の評価要素として大きく工具摩耗と切屑処理性の二つに分類した。工具摩耗を評価するためには切削力と切削温度を検討する必要がある。切り屑処理性を評価するためには凝着性も検討する必要があるとした。引張強度と硬さを考慮することで切削力、硬さと熱特性値を考慮することで切削温度、熱特性値と伸びを考慮することで凝着性、伸びと引張強さを考慮することで切屑処理性を評価できるとした。

このレーダーチャートによる評価方法を硬脆性材料について適用を検討すると、硬脆性材料は総じて降伏点が低くほとんど伸びがない。切り屑も連続的に出ること絡まるなどの危険性よりも、連続的に排出されず不規則で断続的に排出されることで仕上げ面に与える悪影響の方が大きい。仕上げ面性状の観点から述べると、切り屑が連続的に排出可能な切削条件範囲がどれだけ広いかが重要になる。そのため硬脆性材料の難削性評価を行うためには、硬脆性材料

が構成する難削性とその難削性を評価するための物性値を抽出し修正する必要がある。

本実験における難削事例を挙げると、CVD-SiC などにおいては Fig.3.5.(f)に示されるように被削材の硬度により工具が損傷を受けた事例と、光学ガラスなどでは Fig.3.5.(c)に示されるように被削材の脆さにより被削材に損傷を受ける事例の大きく二つに分類できる。硬脆性材料は超精密加工機により切削加工されるが超精密加工とは言え加工単位が極小化されただけであり、工具への損傷を評価するための検討ではマクロ切削と同様に、切削力と切削温度を評価基準とすれば良い。

また硬脆性材料は非常に脆いためクラックが入りやすく仕上げ面品位が低下しやすい。破壊靱性値が低い材料に加え、切削熱抑制を目的として供給する切削雰囲気により温度差が生じたため熱衝撃により二次的にクラックが進展する場合もある。よって被削材への損傷を評価するための検討では、クラック進展のしやすさと熱的な亀裂の入りやすさを評価基準とすれば良い。

次に、分類した難削性評価項目を材料特性値への要素化を行う。切削抵抗を材料特性値に要素化するためには、マクロ切削の評価と同様に、硬さと引張強さに考慮すれば良いと考えられるが、硬脆性材料の中には半導体プロセスにより積層化させることで生成されるものも多く、薄膜であるため引張強さを測定出来ないものが多い。レーダーチャートでは厳密な特性評価ではなく、傾向付けをおこなう簡易性が重要であるため、より一般的に数値を得やすい材料特性値を用いることが求められる。硬脆性材料は伸びが非常に小さいため降伏後の塑性変形はほとんど無い。よって切削加工時の被削材の変形のしにくさを示し、値を得やすいヤング率を強度の指標要素とした。

つづいてクラック進展のしやすさと熱的な亀裂の入りやすさについて検討するためにはクラックが進展する臨界を表す材料特性値として破壊靱性値 K_{IC} がある。硬脆性材料においてはビッカース測定器で硬さの圧痕より伸びたクラック進展長さより K_{IC} は算出できるため、多くの材料で入手することが可能な数値である。 K_{IC} が小さくクラックの入りやすい材料は難削性が高いと考えられるため、レーダーチャートには $1/K_{IC}$ として座標を取る必要がある。

さらに、熱き裂の発生しやすさを検討すれば、加工熱の蓄積が顕著で大きな熱応力を生じさせる熱特性 $1/K_{IC}$ を、マクロ切削の評価と同様に、指標要素の一つとして加えるべきであると考えられる。

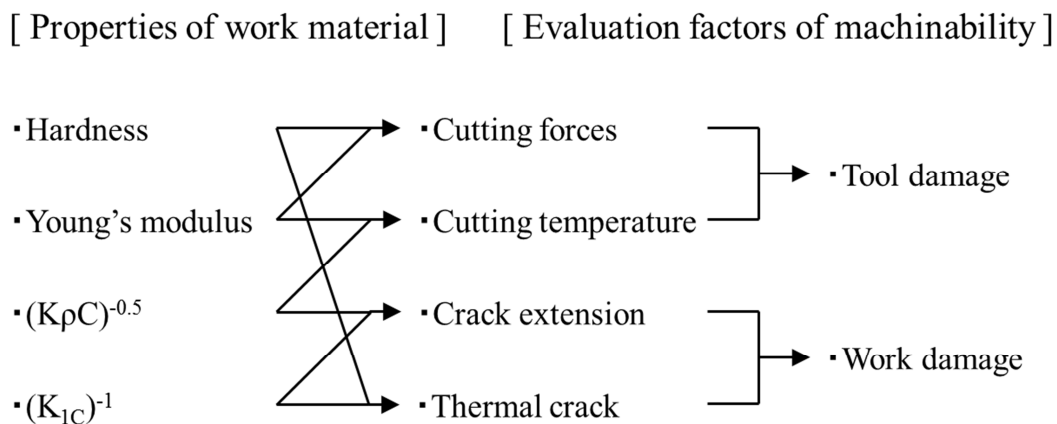


Fig. 3.17 Relation between properties of work material and evaluation factors of ductile machinability

以上から、レーダーチャートの座標を取る材料特性値を、硬さ、ヤング率、熱特性値、 $1/K_{1C}$ の4項目として関連する難削性項目との関係を Fig.3.17 に示す。それぞれの材料特性値を各軸にプロットしレーダーチャートの検討したものを Fig.3.18 に示す。このときプロットする各材料特性値は NiP を基準とした値からの比を取る。NiP は超精密加工分野で汎用的に利用されている状態で、非晶質構造ながら硬脆性材料としては平均的な物性値であり、業界標準で求められている硬さや添加物の含有量などは製品製造用に厳しく管理されておりバラつきが少ないため、基準としては最も適していると考えられる。

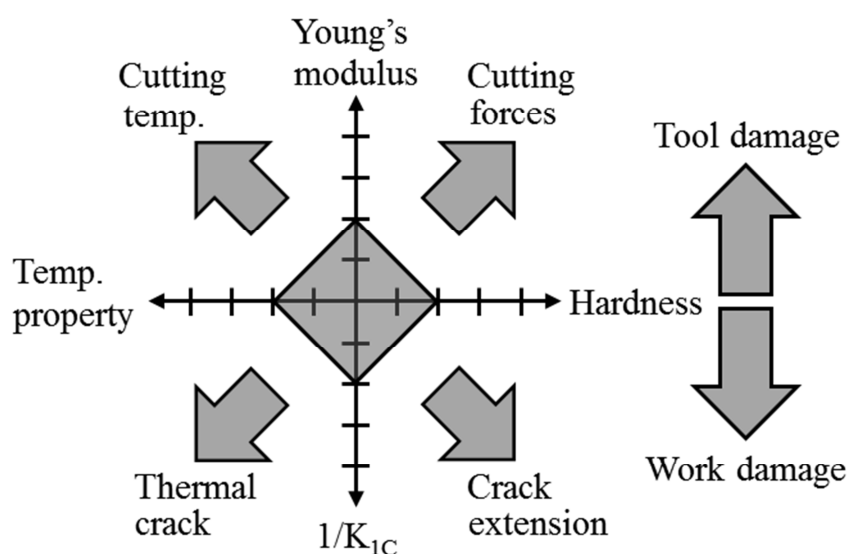


Fig.3.18 An example of radar chart for ductile mode cutting

本実験で用いた硬脆性材料のレーダーチャート作成に必要な材料特性値と実験で得られた臨界切取り厚さを、Table 3.4 に示す。本章にて取り扱う難削性指数は、簡便にその材料に対する難削性を評価することを目的としているため、各材料における材料特性値は個別に実測した値ではなく、メーカーが発表している公称値を用いた。今回の実験では、硬脆性材料の中でも今後の用途拡大が期待されている材料を集め調査を行ったが、これら材料は極めて難削性が高いため文献が少なく切削加工が可能となった事例自体がない。しかしこの表により、実験を行った全ての材料で臨界切取り厚さの値を持ち、延性モード切削加工が可能な領域があることが分かる。特に超硬や CVD-SiC など極めて硬度が高い材料などは切削加工そのものが困難と思われた。しかし超硬で 75nm, CVD-SiC で 39nm と小さいながら十分に切削加工が可能な延性モード切削領域が存在し、また多くの研究がされてきた単結晶 Si は、これまでの臨界切取り厚さは 92nm とされてきたが、今回の実験では 128nm と増加していることが分かる。

今回の実験において臨界切取り厚さが増加及び得られた理由としては、実験に用いた超精密加工が非常に運動精度の高い加工機を使用したため、硬脆性材料の切削加工には加工機の運動性能が大きな影響を与えたと考えられる。

次に物性値より算出した難削性指数では、ジルコニアや単結晶シリコン、光学ガラスなどが比較的数値が低く、難削性が低いと考えられるが、実際の傾斜切込みプレーナ切削による臨界切取り厚さはジルコニアで 6918nm, 光学ガラスで 1532nm と非常に大きく、単結晶シリコンでは 128nm と比較的大きな値が得られた。また難削指数が高い CVD-SiC や合成石英、グラッシーカーボンなどは実際の加工による臨界切取り厚さが、CVD-SiC で 39nm, 合成石英で 127nm, グラッシーカーボンで 13nm とそれほど大きくない値を取っており、ある程度の相関があると考えられる。

Table 3.4 Difficult-to-cut rating and experimental critical depth of cut

Materials	Hardness (Hv)	Young's Modulus (GPa)	Temp. Property (KpC) ^{-0.5}	1/K _{1C} (MPa*m ^{0.5}) ^{-1.0}	Difficult To Cut Rating	Critical depth of cut (nm)
NiP	500	60	21.4x10 ⁻⁵	0.19	2.0	(4759)
Optical glass	570	71	63.9x10 ⁻⁵	1.25	16.4	1532
Synthetic fused silica	900	80	108.7x10 ⁻⁵	1.43	31.2	127
Glassy carbon	1663	23	47.3x10 ⁻⁵	2.00	31.0	13
Si	1050	170	6.1x10 ⁻⁵	1.11	10.5	128
CVD-SiC	3500	600	3.9x10 ⁻⁵	0.32	42.2	39
WC	2500	570	4.1x10 ⁻⁵	0.20	27.5	75
ZrO ₂	1300	250	34.8x10 ⁻⁵	0.14	10.4	6918

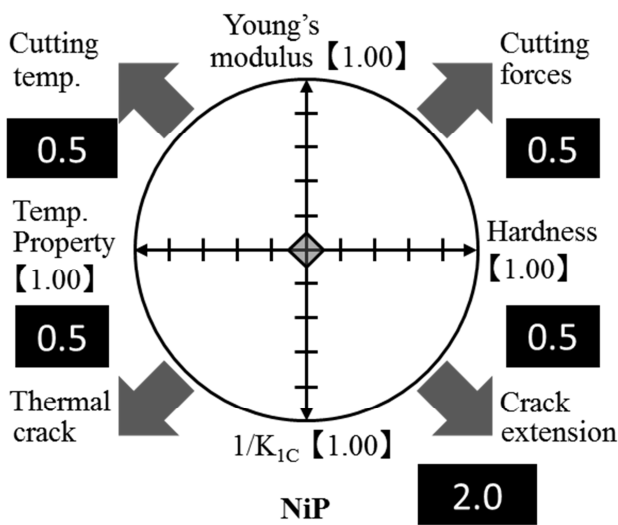


Fig.3.19.(a) Radar charts of NiP

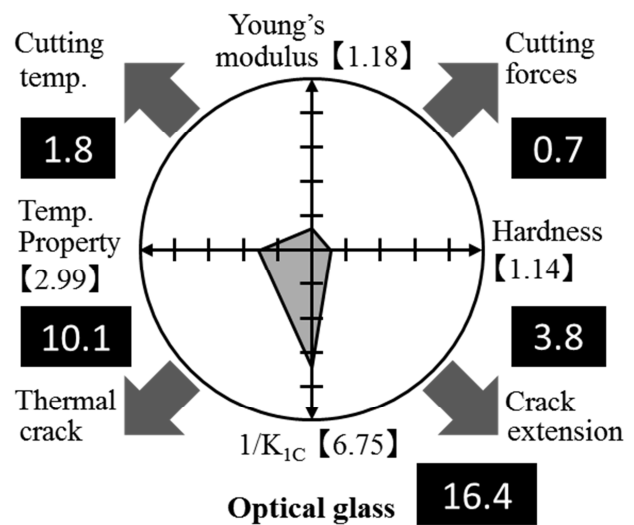


Fig.3.19.(b) Radar charts of Optical glass

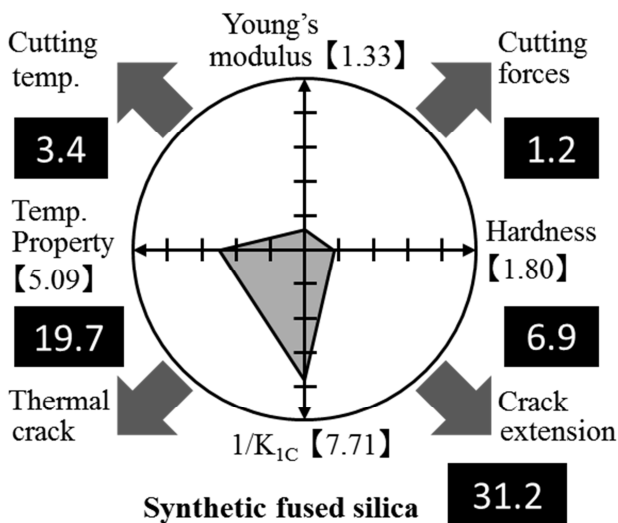


Fig.3.19.(c) Radar charts of Synthetic fused silica

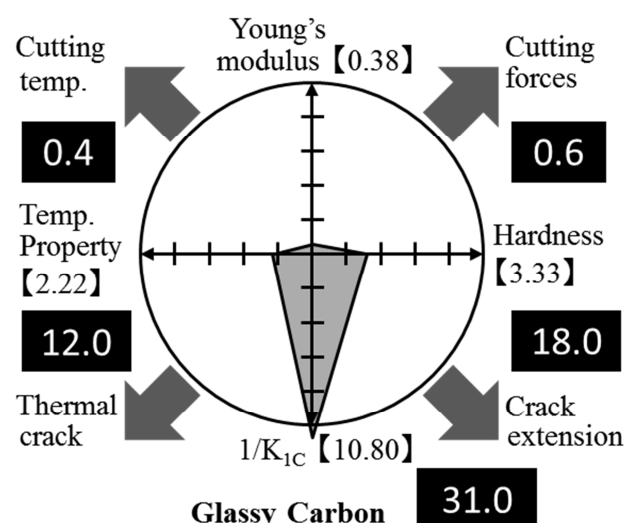


Fig.3.19.(d) Radar charts of Glassy carbon

得られた材料特性値と難削性指数を、それぞれの実験材料について図示したレーダーチャートを Fig.3.19 に示す。Fig.3.19(a)~(d)には、今回実験に用いた硬脆性材料の中でアモルファス構造を持つものを集めた。NiP は基準のため正方形であるが、光学ガラスは熱特性値と破壊靱性が悪く 16.4 を示し、合成石英も同様の傾向を示し 31.2 の難削性指数を示す。またグラッシーカーボン は破壊靱性が極めて悪く、硬度も高いため第 4 象限の面積が増加し 31.0 の難削指数を示す。

このレーダーチャートに示すようにアモルファス構造を持つ材料は、全体的に硬さやヤング率が低いため、第 1, 第 2 象限の面積はほとんど無く、工具へ与える損傷は少ないことが分かる。逆に破壊靱性値が低く、熱特性も悪いため、第 3, 第 4 象限の面積が大きく、加工中の損傷発生時には、即座に被削材に影響し損傷が及ぶ可能性のある特徴が見てとれる。

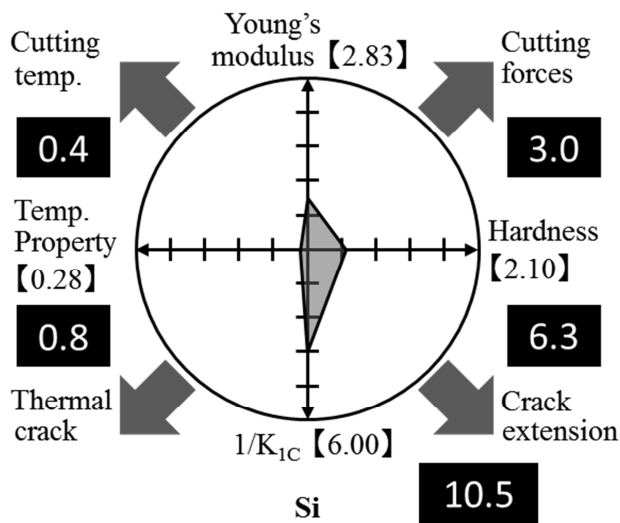


Fig.3.19.(e) Radar charts of Single-crystal silicon

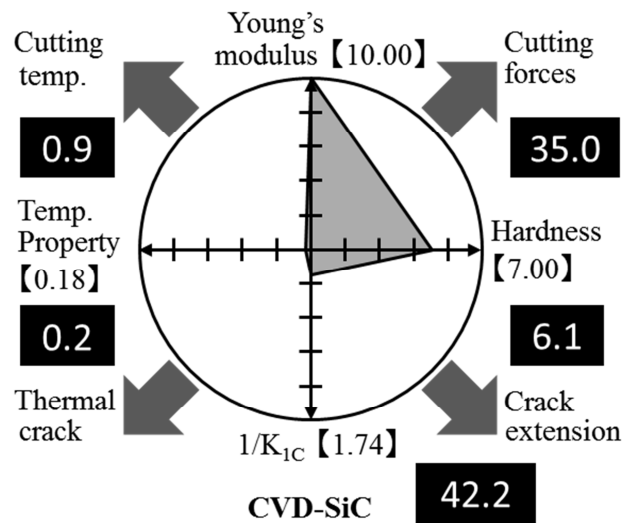


Fig.3.19.(f) Radar charts of CVD-SiC

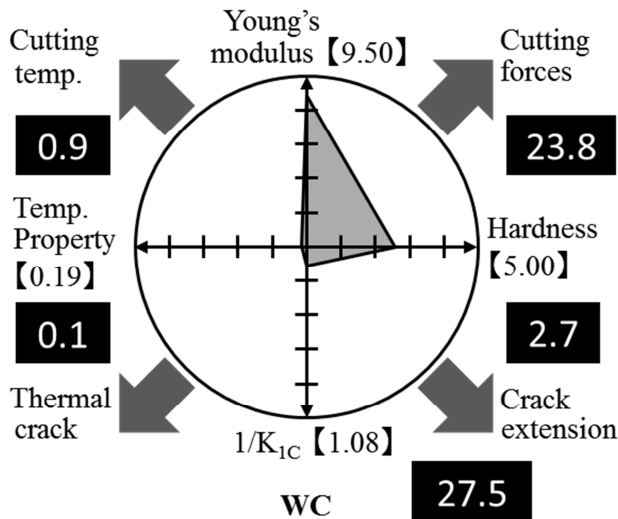


Fig.3.19.(g) Radar charts of Cemented carbide

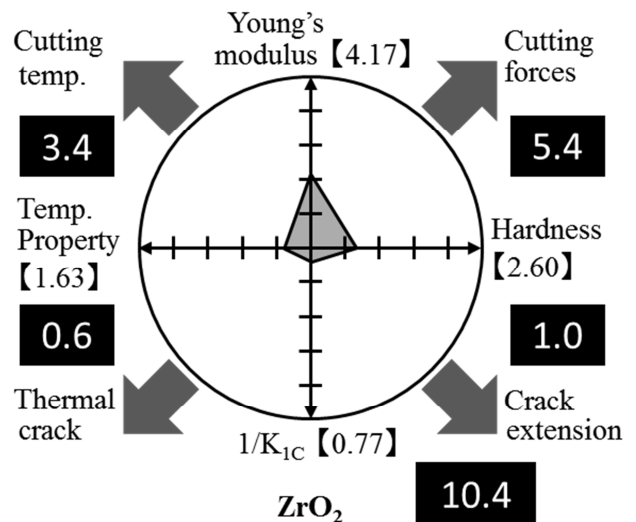


Fig.3.19.(h) Radar charts of Zirconia

Fig.3.19(e)~(h)には、今回実験に用いた硬脆性材料の中で、単結晶や焼結などにより金属構造を持つものを集めた。単結晶 Si は硬度が高く破壊靱性が低いため、第1第4象限に面積があり、10.5の難削指数を示す。CVD-SiC は硬度、ヤング率が極めて高く、42.2と高い難削指数を示す。超硬も似た傾向を示し、27.5の難削指数を示す。ジルコニアは若干硬さとヤング率が高い程度で、難削指数も10.4を示す。

ここに示すように金属構造を持つ硬脆性材料は、硬さヤング率が高く第1第2象限の面積が大きく工具へ与える損傷が高いことが分かり、逆に破壊靱性値が高く、熱特性も良好で第3第4象限の面積がほとんど無く被削材側に損傷が発生する可能性がほとんど無い特徴が伺える。

例えば硬度の高い超硬や CVD-SiC は似たチャート形状を示し、以下のような難削性の傾向を示すと考えられる。

- ・ 極めて硬く、ヤング率も高いため切削抵抗が非常に高い、そのため工具摩耗が懸念されマイクロチッピング等が発生する可能性が考えられる。
- ・ 熱特性値が低いため、熱亀裂の可能性は少なく切削温度はさほど上がらないと予想される。
- ・ $1/K_{IC}$ には両者に差が見られ、超硬ではクラックに対する懸念は少ないが、CVD-SiC はクラックの発生の可能性があり切削条件には注意が必要である。

これらの想定される難削性に対しては、以下に示す対応策が考えられる。

- ・ 最も硬いダイヤモンド工具を使用しているため選択肢は少ないが、ダイヤモンド工具は一般的に輪郭精度の向上を目的として、研磨の容易なすくい面(110)逃げ面(001)とすることが一般的となっているため、ダイヤモンドとしての耐摩耗性は高くない。そのため(111)面などの硬い面を逃げ面として生成したダイヤモンド工具を使用することで改善されると考えられる。
- ・ 熱亀裂の懸念は無いため、刃先潤滑のために強圧でミスト油剤を加工点に供給することが可能である。
- ・ 超硬においてはすくい角を調整する必要は無いが、CVD-SiC ではクラック進展の可能性があるので、すくい角を負に設定することで工具刃先近傍に圧縮応力が掛かる状態で加工することによりクラック進展を抑制できる可能性がある。

このようにレーダーチャートの形状はそれぞれの材料によって異なる形状で表現され、この形状から材料の特徴、さらには切削を行う場合の加工方針を立てることが可能となる。傾斜切込みプレーナ切削の実験結果とある程度の相関を得られたため、他の硬脆性材料についてもそれぞれの物性値を用いて、ある程度の特徴をとらえ、どのような難削性を持つのかを簡便に知る手助けになりうると考えられる。

ここで Fig.3.20 に実験により得られた臨界切取り厚さとレーダーチャートにより得られた難削性評価との関係を示す。平易に削ることが可能な材料は、臨界切取り厚さが大きな値が示されるのに対し、難削性評価は大きくなるほど削り難さを示すことから、横軸は難削性評価の値を逆数にし、各軸を両対数グラフにしてプロットした。

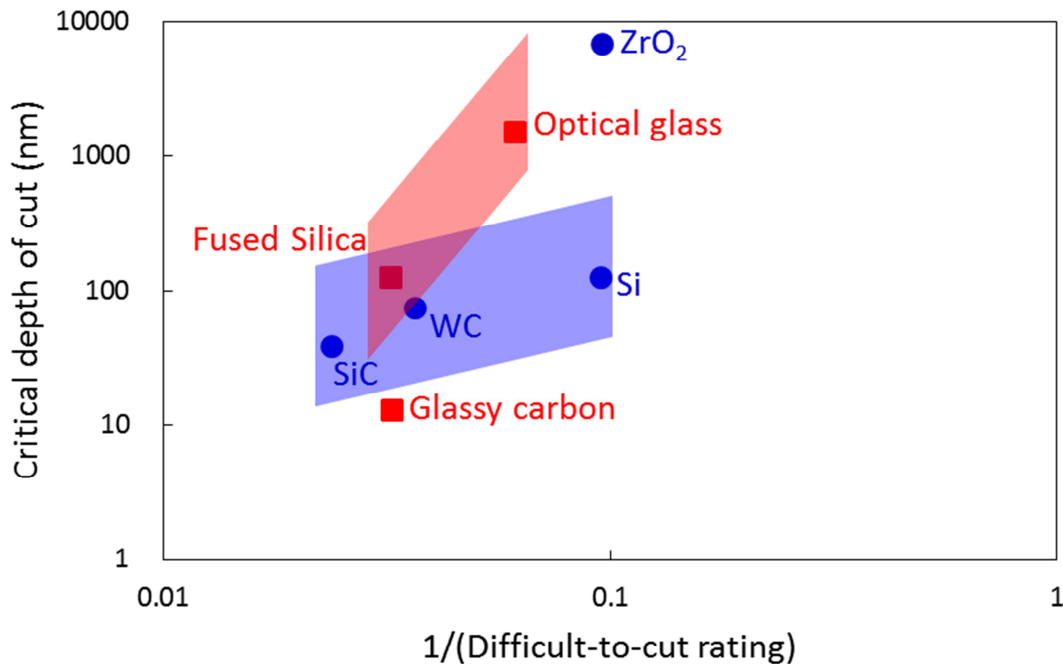


Fig.3.20 Relation between Difficult-to-cut rating and critical depth of cut

図示されたグラフによると、CVD-SiC、超硬、単結晶 Si などの金属材料に関しては難削性評価値の逆数と臨界切取り厚さはある程度の線形性が得られているが、光学ガラス、合成石英、グラッシーカーボンなどのアモルファス材料は、金属材料を結んだ直線から外れている。今回の切削加工実験における破壊形態が、アモルファス材料と金属材料では異なり、アモルファス材料では、クラックが一気に進展したような破壊形態をとるのに対して、金属材料では、クラック自体が発生せず結晶粒がむしろ、もしくはクラックが発生してもある程度偏向されたような破壊形態をとるため、アモルファス系材料と金属材料に二つに区分できると考えられる。そのためグラフではそれぞれの材料で区分し、アモルファス系材料は赤で、金属材料は青にて図示した。

前述したように今回の実験では、材料特性値としてメーカーが発表している公称値を用いているが、硬脆性材料は高い材料特性値を取る反面、個々の製造ロットによりバラつきがあり、公称値から外れた値を取る可能性も考えられる。そのため、メーカー公称値を用いて算出された難削性指数は、ある程度のバラつきを持つことも十分に考えられる。よって得られた難削性指数を利用して推定される臨界切取り厚さの値も、ある程度の幅を持つことが考えられるため、アモルファス材料及び金属材料をそれぞれ結ぶ回帰線もバラつきに応じた幅を持つ必要があると考えられる。

グラフにおいて、ジルコニアとグラッシーカーボンが回帰線の範囲に含まれないが、ジルコニアはそもそも焼結率が低く空孔が多いため、クラックが入った時点で脆性破壊とする観察では、脆性破壊の判別がしにくく、延性－脆性遷移より過剰に削られた可能性があるためである。またグラッシーカーボンは、材料としては問題ないが、実験の順序の最後の材料として行われた。今回の実験で用いた工具が高価なため、一つの実験につきダイヤモンド工具を一つまでは準備出来ておらず、その前に実験した SiC の工具と同じものを使用したため、SiC 切削テスト中のダメージが工具側に残存し、グラッシーカーボンのテストでは十分な切取り厚さまで到達出来なかった可能性がある。そのため新規の工具でデータを取り直すことで、臨界切取り厚さがさらに上に上がる可能性がある。

今回提案した難削性指数は、材料特性値よりその値を算出することで、本グラフにプロットし、その材料の臨界切取り厚さがある程度の精度で推定できるものと考えられる。

3-5. まとめ

簡便に硬脆性材料の難削性を評価する指標を作成するために、傾斜切込みプレーナ切削を行い臨界切取り厚さとの相関を検討した結果、以下の結論が得られた。

1. 運動精度の高い超精密加工機を用いることで、既知の臨界切取り厚さよりも大きな値で延性モード切削が可能であった。
2. 超硬、CVD-SiC など従来切削加工が不可能とされていた高い硬度を示す硬脆性材料でも延性モード切削が可能であった。超硬では 75nm, CVD-SiC では 39nm の臨界切取り厚さまで加工であった。ただし単結晶ダイヤモンド工具を用いて切削を行う場合、CVD-SiC が硬度的な加工限界と考えられる。
3. 光学ガラス、合成石英などのアモルファス系の材料は、脆性モード切削領域ではクラック進展により大破壊を伴う欠陥が発生する。
4. 硬脆性材料においても延性モード切削された仕上げ面は Ra1.0nm 程度の非常に良好な加工面性状を示した。
5. 硬脆性材料において、一般的な材料特性値を用いることで難削性を推定できる難削性評価を提案した。
6. 提案した硬脆性材料における難削性評価によりレーダーチャートに図示化することで、難削性を示す要因をある程度推定可能であった。
7. 提案した硬脆性材料における難削性評価により、算出した難削性指数を難削性指数－臨界切取り厚さのグラフにプロットすることで、臨界切取り厚さの値についてある程度の推定が可能である。

第4章 超硬合金の延性モード切削加工

4-1. 超硬について

近年，AV 機器，モバイル機器及び車載機器における光学部品への要求は著しく高まり，部品精度も飛躍的に向上している．非球面レンズはこれらの各分野において必要不可欠な光学部品のひとつであり，高精度化，微細形状化の傾向にある．特に Blu-ray Disc 等の新しい光デバイス装置には，レンズ表面の微細な形状や開口数の大きな形状などが求められる．

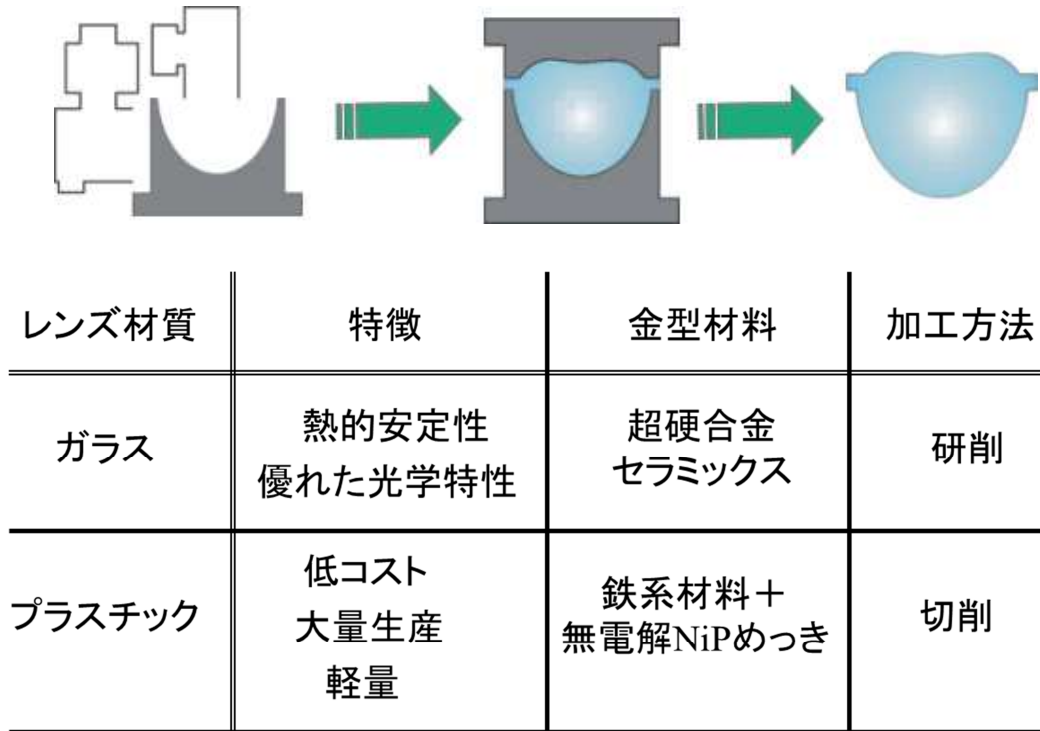


Fig. 4.1 Fabrication method and application of aspherical molded lenses

Fig.4.1 に非球面レンズの製法と用途と違いについて示す．非球面レンズは一般的に成形またはモールドによって量産される．プラスチックレンズの場合，成形温度が比較的低温のため，無電解 NiP めっきを施した金型を使用可能で，単結晶ダイヤモンド工具を用いて切削加工される．

一方，光学特性上ガラスレンズが必要な場合は，成形温度が 800℃以上となるため，高温時の硬度低下が少ない超硬合金が用いられる．超硬合金は，金型材料として成形材料と近似した熱膨張係数，対ガラス遊離コーティング密着性など優れた材料特性を持ち，ガラス成形の分野で広く使用されている．しかしながら超硬合金は硬度が非常に高くそれを上回る硬度の材料はほとんど存在しない，そのため超硬合金を被削材として考えた場合，工具切れ刃として堪えうる硬度差を持つ材料はダイヤモンドしか存在しない．しかしながらダイヤモンド工具を用いて超硬合金を切削した事例では工具損傷と仕上げ面の脆性破壊が生じやすく，多くの場合は研削加工が適応せざるを得ない．そこで本稿では，超硬合金の難削性を加工機の特性から捉え，切削の可能性を検討した．

4.2. 従来の超硬加工方法 非球面研削

光学設計において、一般的な軸対象非球面形状は下に示す数式にて表される⁴⁻¹⁾。

$$Z(X) = \frac{C_v \cdot X^2}{1 + \sqrt{1 - (K+1) \cdot C_v^2 \cdot X^2}} + \sum_{i=1}^n C(i) \cdot X^n$$

Z(X) : SAG height C_v : Curvature at the vertex
X : Radial distance from vertex K : Conic constant
C(i) : Polynomial terms

一般的な非球面研削加工は形状算出ソフトウェア等で非球面式に基づき砥石直径と研削条件を組み込み算出された加工パスをクロス研削法で加工することにより行われる。近年では光学素子の小型化傾向が顕著で金型も高 SAG 極小曲率形状が増加しており、一般的な立形研削ではソロバン型砥石を使用するため砥石軸径を下回る曲率の加工に適さない。そのため斜軸研削でペンシル型砥石を使用し砥石先端エッジ部のみを切れ刃として研削する加工方法が用いられる。**Fig.4.2** に斜軸研削加工による小径金型の加工と小径金型より製造された小型光学素子を示す。

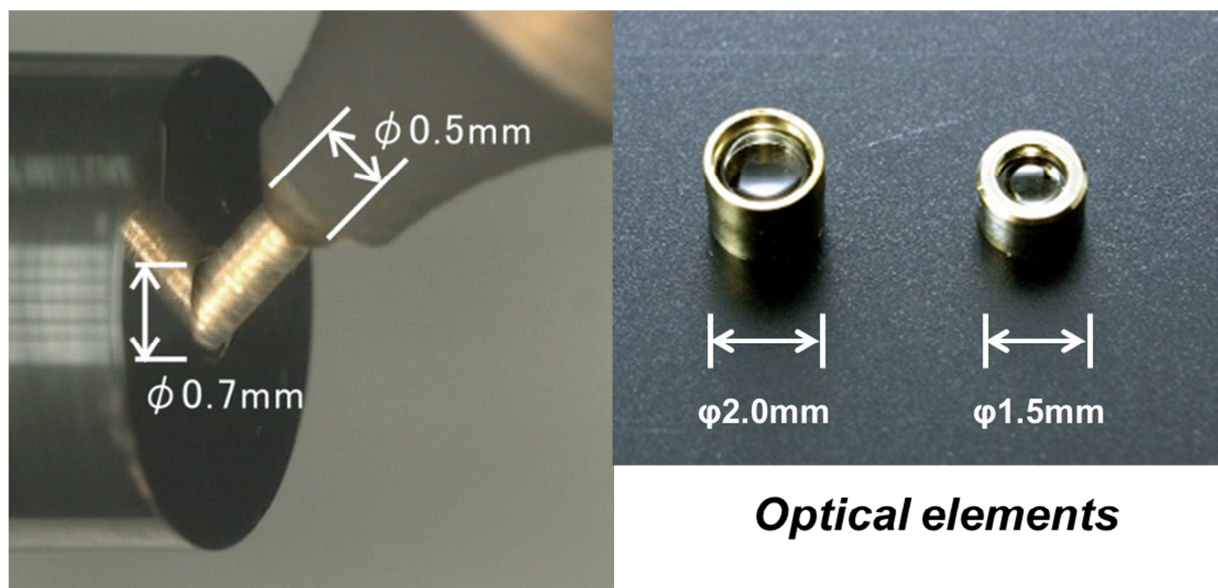


Fig. 4.2 Grinding operation of molds for aspherical lenses and molded products

Fig.4.3 に非球面レンズ金型の製作サイクルを示す。研削加工による非球面レンズ金型の製造では、まず砥石中心、砥石半径の初期設定を行い、加工プログラムを非球面設計式、工具半径、加工状態を加味して作成する。作成された加工プログラムを用いて加工を行い、仕上げ面の加工精度を形状測定器で測定する。形状誤差量が許容値に入っているかを調査し、入っていない場合は誤差量を先のプログラムに逆オフセットを掛けた補正用加工プログラムを作成して補正加工を行う。この一連のサイクルをそれぞれの精度項目に決められた許容値を全て満たすまで繰り返す。しかし加工が進むにつれ砥石の摩耗量も増加していくため、砥石の芯ズレや加工ムラなどの誤差要因を数回の内に完全に修正する必要がある。加工プログラムは加工時の正確な砥石径に対応して作成されるため、砥石が摩耗すればプログラムに対する加工再現性が失われ、

新たな誤差要因となるからである．特に仕上げ加工の場合，使用する砥石の粒径が極めて小さいため摩耗が早く，正確な砥石径を見出すのは難しい．もし最適値を見つけるのに時間を要してしまうと，切れ刃が鈍化し砥石表面を新たにドレッシングする必要がある．しかしドレッシングは切れ刃を復活させる反面，砥石径が全く変わってしまうため，加工を初めからやり直すことを意味している．例えば直径 2mm 周辺角 60° の曲率を持つ非球面金型の研削において，砥石直径に 1 μ m の誤差が生じた場合，金型に 1 μ m を越える形状誤差を生じさせることを意味する．このことより砥石内の 1 砥粒を失うことは多大な誤差を生じさせることが分かる．

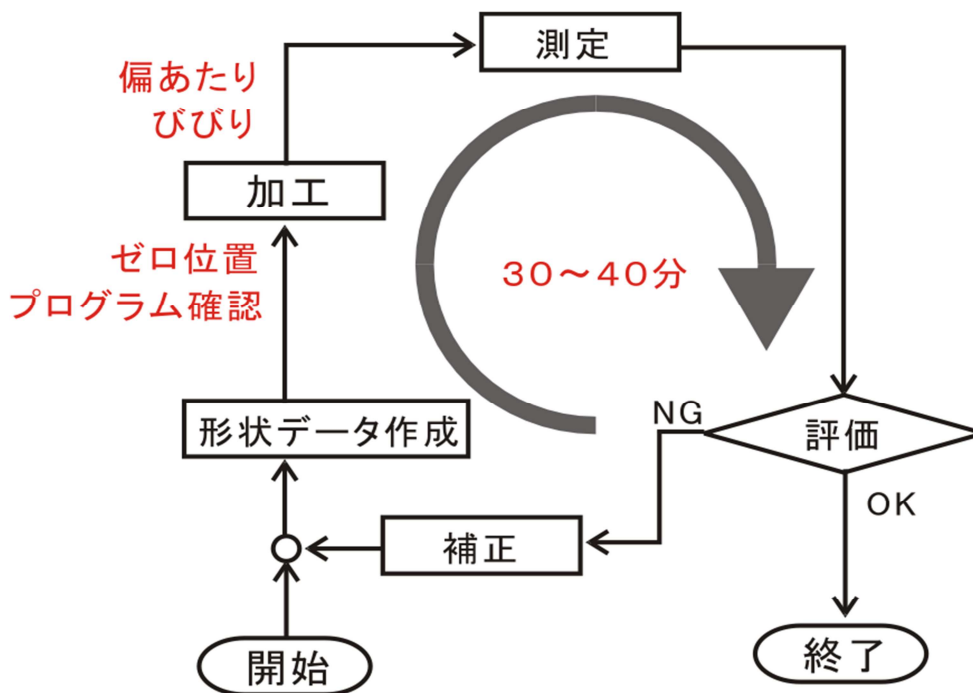


Fig. 4.3 Flowchart of fabrication of molds for aspherical lenses

従って研削加工には現状でも多くの技能と経験が必要とされるが，市場の要求レベルはさらなる高精度化と高能率化が求められている．しかし研削加工は送りが低速なため加工能率が高いとは言えず，加えて加工点における加工現象の把握が難しいため砥石が加工物に触れず空転していることもある．このような加工能率が低い状態を低減させるため，研削加工には様々なアプリケーション技術が開発されている．

その一例として，**Fig.4.4** に空気軸受を持つ高速回転型主軸における研削加工砥石の工具接触検知システムを示す^{4.2)}．非球面金型では高い精度が要求されるため空気軸受を持つ主軸が用いられるが，空気軸受は金属接触を持たないため導電性を用いた接触検知が不可能である．そのためこのシステムでは静電容量を用いて砥石と加工物の接触検知を行い，砥石と加工物の加工状態までモニタリングできる装置である．**Fig.4.5** にこのモニタリング装置から出力された正常な加工状態の波形と片あたり状態の波形を示す．また **Fig.4.6** に異常波形が検出されたときの仕上げ面性状を示す^{4.2)}．このように研削加工の能率化が検討されているものの，切削加工を越える高能率化，さらには高精度化，微細形状化に至っておらず，研削加工で市場要求レベルを満たすのは厳しくなりつつある．

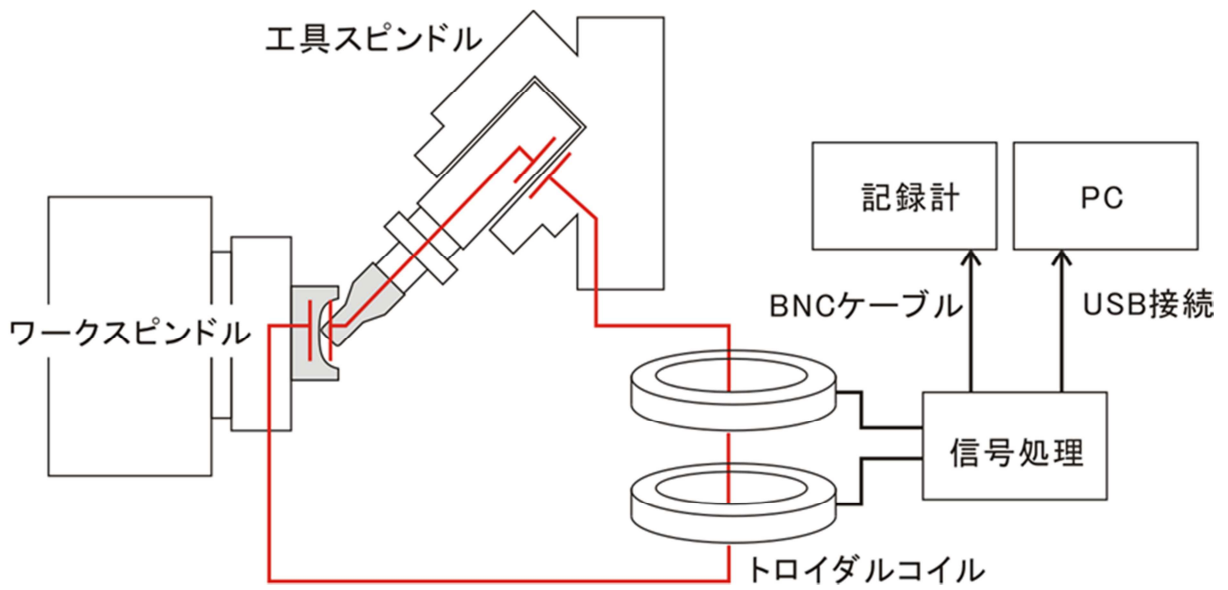


Fig. 4.4 Schematic illustration of touch sensing system for gas bearing in spindle ⁴⁻²⁾

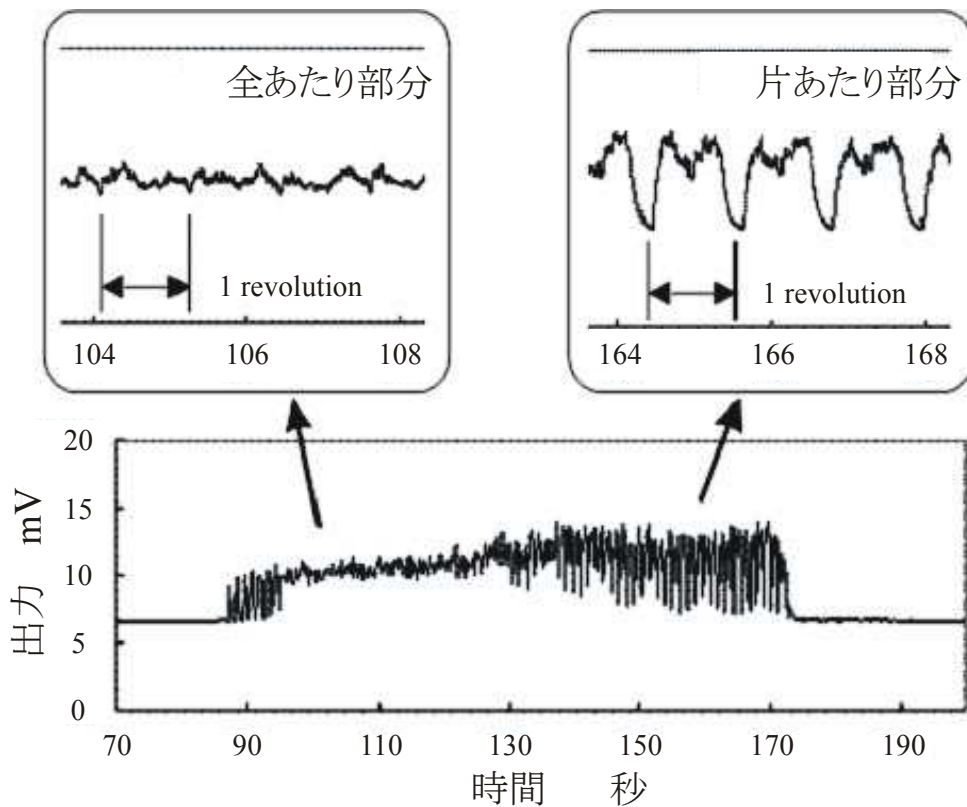


Fig. 4.5 Typical error detected by touch sensing system in grinding operation

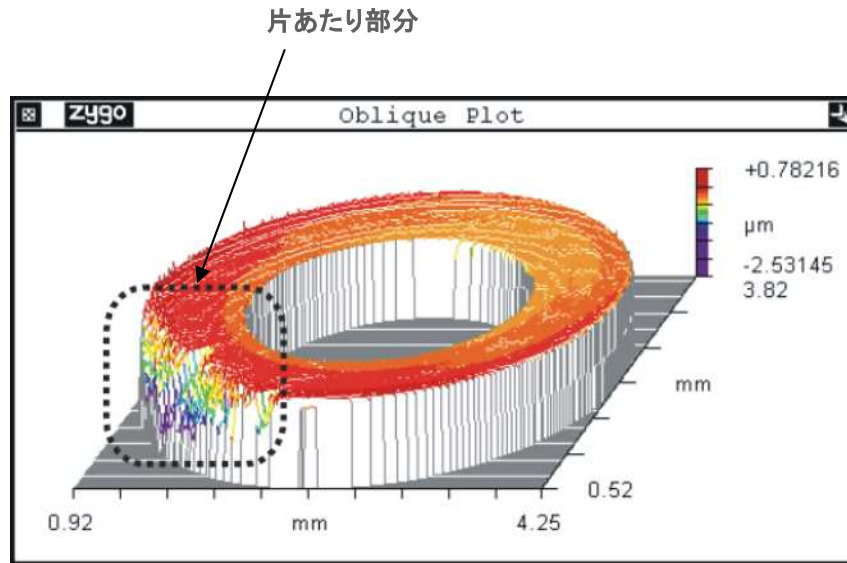


Fig. 4.6 Detail of surface finished with error detected.

一方,切削加工でも超精密加工に対する適応範囲を広げるため,多くの研究が行われてきた. ガラスやセラミックスなどの硬脆性材料は優れた材料特性を持つため,単結晶ダイヤモンド工具による延性モード加工に対する期待が大きく,多くの研究が報告されている. これらの研究では硬脆性材料を加工する時に,鋭い切れ刃により加工単位を微小化していくと,塑性変形を主体とする材料除去機構がとられるようになり,その結果クラックなどの脆性破壊損傷のない滑らかな仕上げ面を創成できることが確かめられている⁴⁻³⁾. この脆性-延性遷移する切取り厚さは臨界切取り厚さ dc と呼ばれ,各種硬脆性材料の dc 値を種々の加工条件にて求めた結果が報告されている⁴⁻⁴⁻⁶⁾.

その結果,一部の硬脆性材料では延性モード加工が実用化されつつある. 非球面レンズのモールド金型に適用される超硬合金も硬脆性材料のひとつとして分類されるが,高硬度特性を示す難削材であり,焼結材料のため種々のバインダ金属が含まれている. そのため通常のダイヤモンド切削で延性モード加工を適応すると,ダイヤモンド工具には超硬微粒子によるアブレイシブ摩耗に加えて,凝着剥離を繰り返すことによる摩耗が発生する⁴⁻⁷⁾. また超硬微粒子とバインダ金属の結合面において発生した亀裂が脆性破壊を生じやすい. このように激しい工具摩耗と被削材の脆性破壊のため超硬合金への延性モード切削の適応は実用化には大きな課題を残している. この課題に対し,新たな加工法⁴⁻⁸⁾を適用することにより超硬合金の延性モード切削を可能にしている研究も報告されている.

本論文では加工機の動的特性が超硬合金の延性モード切削へ与える影響に着目した. 前述のように延性モード切削を成立させるためには,ナノメートルオーダの臨界切取り厚さ以下の値を取ることが必要とされ,実際の切取り厚さが加工開始から終了時点まで臨界切取り厚さ以下の値を継続して維持する安定性が必要となる. 加工機が理想的な運動をしているとすれば,設定した切削条件から算出される切取り厚さの値を取り続けることになるが,実際には指令値に対する誤差が存在する. この位置決め誤差は機械の動的特性によって異なるにも関わらず,この誤差要因を考慮した研究報告は多く見られない. 特に超精密機械技術は発展を重ね,実用化された構成要素は多岐に渡る. 各要素の特長は異なり,それらを組み合わせた加工機は,機械

構成によって動的特性が異なるのは明らかである．そこで駆動系の異なる2種類の超精密加工機を用いて，非球面レンズ金型用超硬合金に対する延性モード切削時の駆動系による加工結果の違いを検討した．

次に超硬合金の材種の違いについての検討を行った．ひとえに超硬合金と言っても様々な用途に応じて多種多様な超硬合金が市場に流通している．これまでの研究では超硬合金全般を対象として調査が行われたが，いずれの実験においても良い成果が得られていないため，切削加工が困難な材料と位置付けられている．これらの調査では超硬合金の組成及び材料特性が被切削特性に及ぼす影響について調査された事例は無い．しかし切取り厚さを極限まで小さくした超精密加工の分野において，様々な添加物が工具切れ刃に当たるときに被削性に変化が生じることは明らかである．よって組成及び材料特性値の異なる2種類の超硬合金を被削材料として超精密加工機を用いて非球面レンズ金型の切削加工結果の違いについて検討を行った．

4-3. 超精密加工機と要素技術の特長

先に述べたように超硬の切削加工においては切取り厚さを極めて小さい領域で加工する必要があり、同一条件での実験では複数の実験においてもナノメートルオーダーで再現しなければならない。そのため実験を行う加工機には下記の項目を極めて高い水準で満たしているが要求される。

- ・優れた機械的安定性
- ・高い熱的安定性
- ・高い動剛性及び静剛性
- ・高い外乱に対する安定性
- ・精細な位置決め分解能
- ・高い位置決め再現性
- ・高速位置決め応答特性

現在選択しうる要素技術の中から最も適した要素を採用することが必要になる。最も加工精度に影響を及ぼす駆動方式、スピンドルについて述べる。

4-3-1. 多孔質絞り空気軸受

一般に空気静圧軸受は圧縮空気を主軸-軸受の隙間に供給することで主軸を軸受から数十 μm 浮上させ空気の層で支持する軸受であり、①空気層が媒体となり各部品の精度を平滑化することで容易に高い回転精度を得られる。②接触フリーであるため摩耗などの劣化要因が無く半永久的な寿命を持つ。③軸受が空気の層であるため粘性が低く回転時の発熱量が少ない。④金属接触が無いため精度に悪影響を及ぼす振動や騒音が少ない。等の特長が挙げられる。その空気静圧軸受の要素技術としても多様な絞り形状が存在する。自成絞り・オリフィス絞り・表面絞り・多孔質絞りなどそれぞれの絞り形式が、高速適応性・軸剛性・安定性・消費流量・組立利便性などの項目に対して良し悪しの特徴を持っているため、使用目的に応じた絞り形状が選択されなければならない。今回の研究では切削加工について実験を行うため、スピンドルを数万回転に及ぶような高速回転をさせる必要はない。むしろ数千回転での速度域で、加工開始から加工終了までの間に極めて小さい切込み状態を維持するための回転精度の高さと安定性が必要であると考えられる。構造が簡単で最も普及している自成絞り構造は、例えば絞り穴を軸受に対して4等配であけられた場合、絞り穴がある位置で最も圧力と剛性が高く、 45° ズレた位相では絞り穴から離れた分の圧力差と剛性低下が所帯てしまい、回転軌道は真円に対して四角に誤差を生じた軌道を描く。それに対して多孔質絞り軸受構造では、軸受の部材自体が多孔質構造を持つため軸受全体 360° 全ての方向から均一な圧力で軸を支持することができるメリットがあり、非常に高い回転精度を有する。また軸の位相による圧力差が無いため軸受隙間を小さく設定することができ、剛性の高い主軸構造とすることができる。逆に隙間を少なくするデメリットとして、空気流量を減らすことができるため、軸受の冷却能力低下が想定されるが、数千回転での速度域では主軸が伸びるほどの発熱も生じないため問題とはならない。これらの特徴を踏まえ、超硬の延性モード切削加工に必要な主軸回転精度における絞りの最適構造についての検討を行った。

各軸受構造の芯ブレ精度について調査を行い、測定は高精度に加工された基準ピンを主軸に取り付け、ピン軸端の回転毎の振れ精度について静電容量変位計を用いて測定を行った。自成絞り軸受の測定波形を **Fig.4.7** に、多孔質絞り軸受の測定波形を **Fig.4.8** に示す。自成絞り軸受は1回転毎に50nmに近い芯ブレが生じているのに対し、多孔質絞り軸受はほとんど芯ブレが確認されず数nm程度の回転誤差に収まっていることが分かる。次に50nmの芯ブレがあるワ

ークスピンドルで加工を行った時の仕上げ面性状シミュレーションを **Fig.4.9** に示す. シミュレーション結果が示すように仕上げ面にはスピンドルの芯ブレを起因としたウネリ成分が凹凸となり現れる. これより極めて小さい切取り厚さを維持することが必要となる延性モード切削には多孔質絞り軸受構造のスピンドルが適していることが分かる.

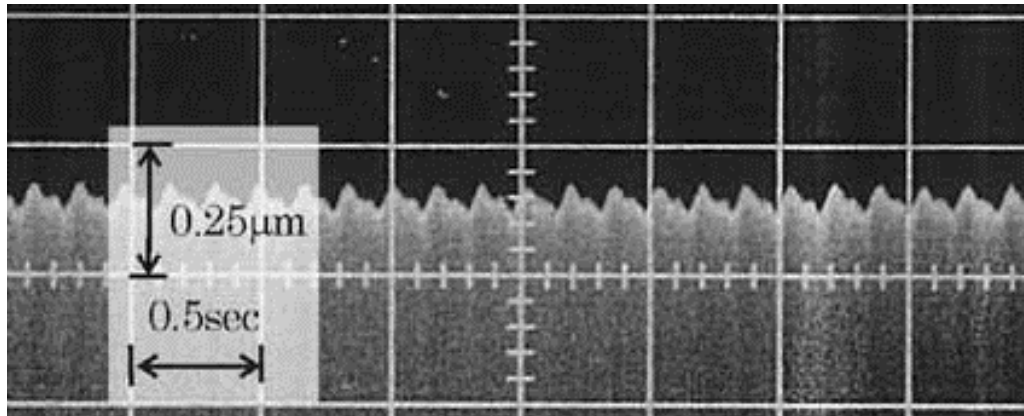


Fig. 4.7 Measured runout for aerostatic bearing with restrictor

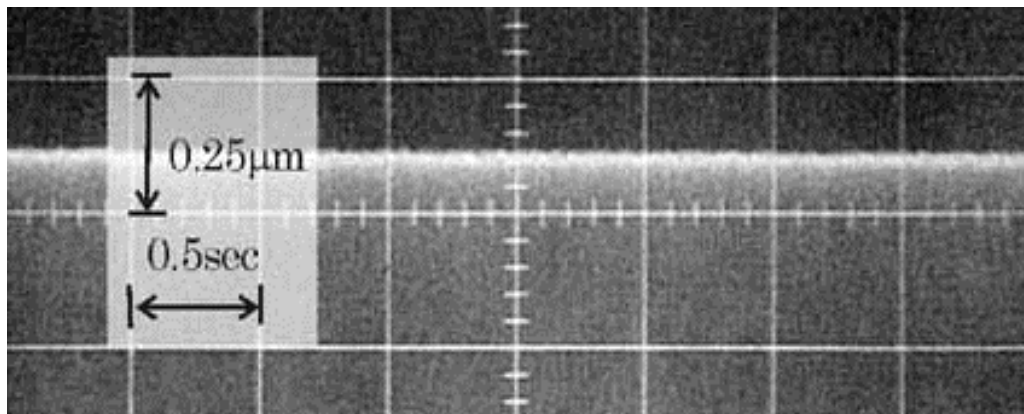


Fig. 4.8 Measured runout for porous aerostatic bearing

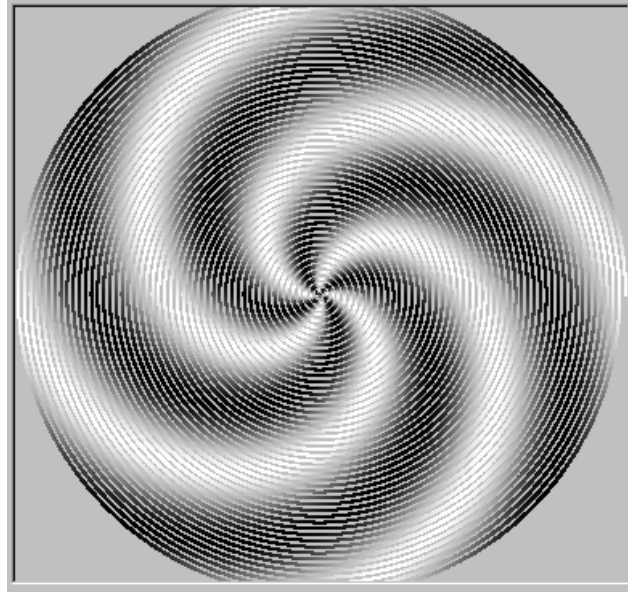


Fig. 4.9 Simulated surface finish

4-3-2. V-V コロガリ案内+リニアモータ駆動方式

一般的な工作機械には、サーボモータの駆動力をボールネジで伝達する駆動方式が採用されてきたがボールネジには特有の非線形挙動があり、固有振動数による送り系の振動などの除去困難な位置決め誤差要因が存在する。しかしながら超精密加工機にはナノメートルオーダの加工面精度を創製することが必要で、その実現のためには極めて滑らかな運動性能とわずかな外乱に対しても影響を受けることのない高い剛性が求められる。そのため超精密加工機ではリニアモータによる駆動方式が採用されることが多い。リニアモータ駆動では、機械系の剛性が伴えば制御系のゲインを高く設定することが可能となり、ボールネジ駆動では不可能な領域での高速運動が達成され高加減速にも十分な能力を持つ。また高ゲイン化により高速位置決めが可能となり輪郭精度にもつながる。この時リニアモータ駆動方式の能力を最大限に生かすためには、高剛性案内方式による制御システムの高ゲイン化が合わせて達成されている必要がある。工作機械の案内方式には、LMガイド、油静圧スライダ、空気静圧スライダ、V-V コロガリ案内などが挙げられるが、超精密機械では駆動系の自励振動を減衰させ滑らかなテーブル運動を実現させるために油静圧スライダが採用されることが多い。しかしながら油が媒体にあるため剛性を低下させ、油自体が減衰成分となり高速応答性に劣る、また熱的外乱の影響を受ける可能性があるため媒体となる油を高精度温度管理するための周辺機器が必要となるなどのデメリットも多く存在する。それに対しV-V コロガリ案内は古くからある案内方式で、構造自体は非常に単純であるが高精度の運動を実現するためには構成する要素部品の高精度化が不可欠となる。特にナノメートルオーダの運動性は機械加工したのみのV溝面では到底不可能で、V溝面のアタリをナノメートルオーダで摺り合わせ処理を行う必要があり、非常に高い組立技能レベルが要求される。Fig.4.10にV-V コロガリ案内の剛性値を示す、テーブルの水平方向剛性が $1500\text{ N}/\mu\text{m}$ 、垂直方向剛性が $3000\text{ N}/\mu\text{m}$ とナノメートルオーダの加工に対して十分な剛性値を持つことが分かる。

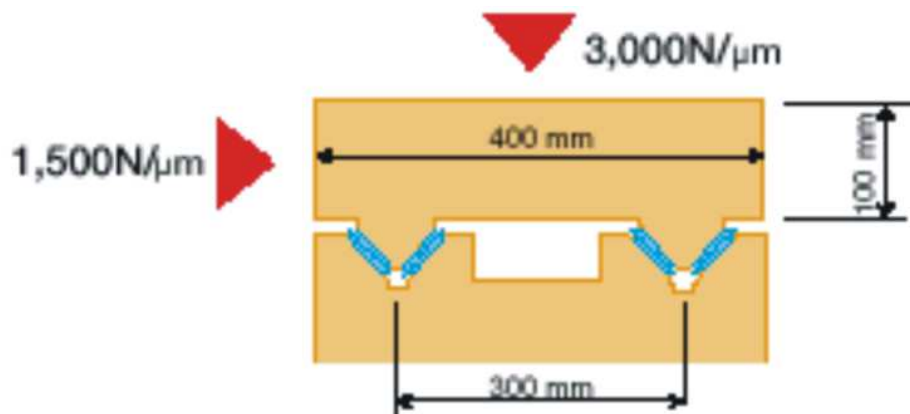


Fig. 4.10 Stiffness of V-V roller guideway

V-V コロガリ案内は構造が単純なため、個々の構成部品の精度が案内面精度に影響しやすく超精密加工に適合するには、テーブル運動の真直成分に部品精度の誤差が影響を及ぼさないことが必要になる。よってテーブル運動の真直度成分を確認するため、刃物台には静電容量型変位計を取り付けた状態で、ワークスピンドル側に設置した参照ミラーを基準にしてセンサを移動させ実加工点上の動的測定を行った。また往復運動を行い、行きと帰りで同じ軌跡を描くか再現性の確認を行った。Fig.4.11 に測定段取りの外観を示す。Fig.4.12 に真直度測定結果の波形を示す。上が原点から加工点に向かった往路測定、下が加工点から原点に向かった復路測定である。測定波形よりテーブルの真直度は 56nm と非常に滑らかな特性を持つことが分かる。V 溝の摺合せ状態不良もしくはコロの真円度不良に起因するウネリ成分も数 nm 程度に抑制され、ナノメートルオーダーの位置決めに必要な能力を持つことが分かる。また往路波形と復路波形を重ね合わせても大幅なズレは見られず、ナノメートルオーダーでの高い再現性が得られていることが分かる。

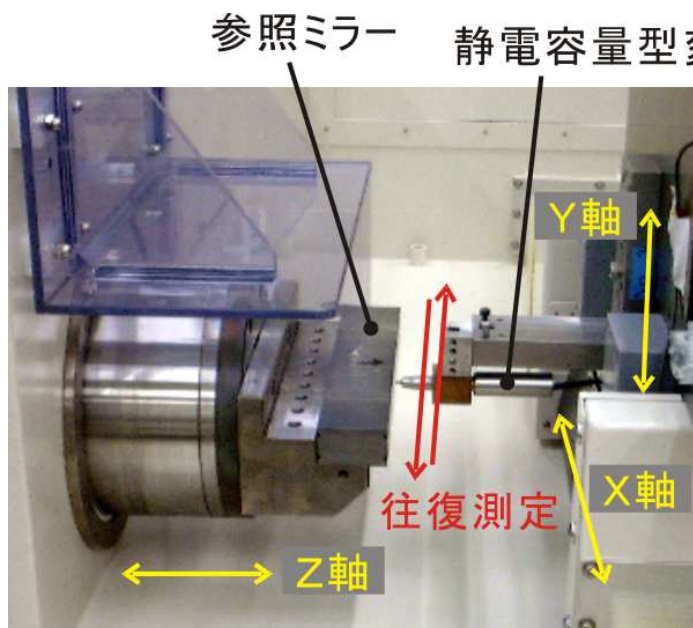


Fig. 4.11 Inspection for linear motion of axis

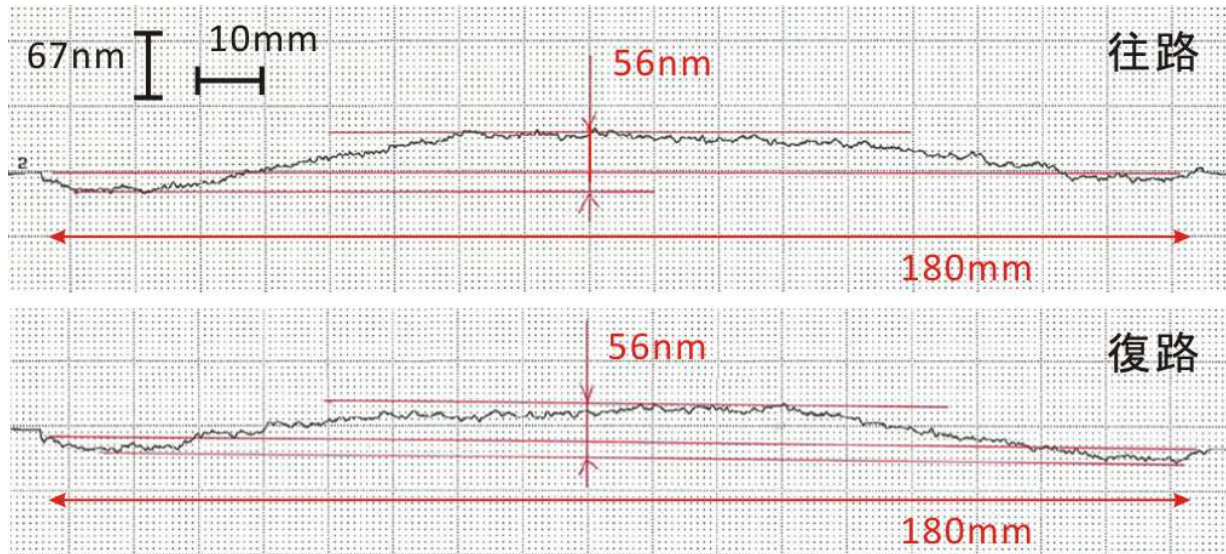


Fig. 4.12 Measured linearity of motion in directions

4-3-3. 超精密加工機の概要

本実験は極めて精度の高い超精密加工を用いて行った。今回の実験に使用した超精密加工機の構造を示した概観モデルを **Fig.4.13** に示し、主要な仕様を **Table 4.1** に示した。加工機は直線軸 3 軸 (X 軸, Y 軸, Z 軸)に加え回転軸 2 軸 (B 軸, C 軸)の 5 軸を備えた機械構成で同時 5 軸制御が可能である。加工機本体は鋳鉄製のベッドをベースにしてコラム(Y 軸), テーブル(X, Z 軸)そしてスピンドル(B, C 軸)が設置され、直線軸について、X 軸と Z 軸は T 字状構造で水平方向に配置され、Y 軸は Z 軸上に設置されている。各直線軸の案内構造は V-V コロガリ案内方式が採用され摺動面がキサゲ加工により高精度に仕上げされている、駆動動力としてリニアモータによる駆動方式が採用されている。各軸のスケールの位置決め分解能は 1nm で、0.1nm の高精度制御分解能を備えることも可能である。回転軸について、B 軸はロータリーテーブルとして X 軸上に搭載され、C 軸はワークスピンドルとして Y 軸コラム内に搭載され、0.0001° 高精度ロータリーエンコーダを内蔵し、多孔質空気軸受の採用により滑らかで高精度な回転運動を実現することができる。また環境対策として外乱振動の影響を除去するために装置構造体が除振装置によって 3 点支持されており、環境温度の影響を除去するために加工機本体全体を $\pm 0.01^{\circ}\text{C}$ 制御の恒温チャンバーによって覆われている。

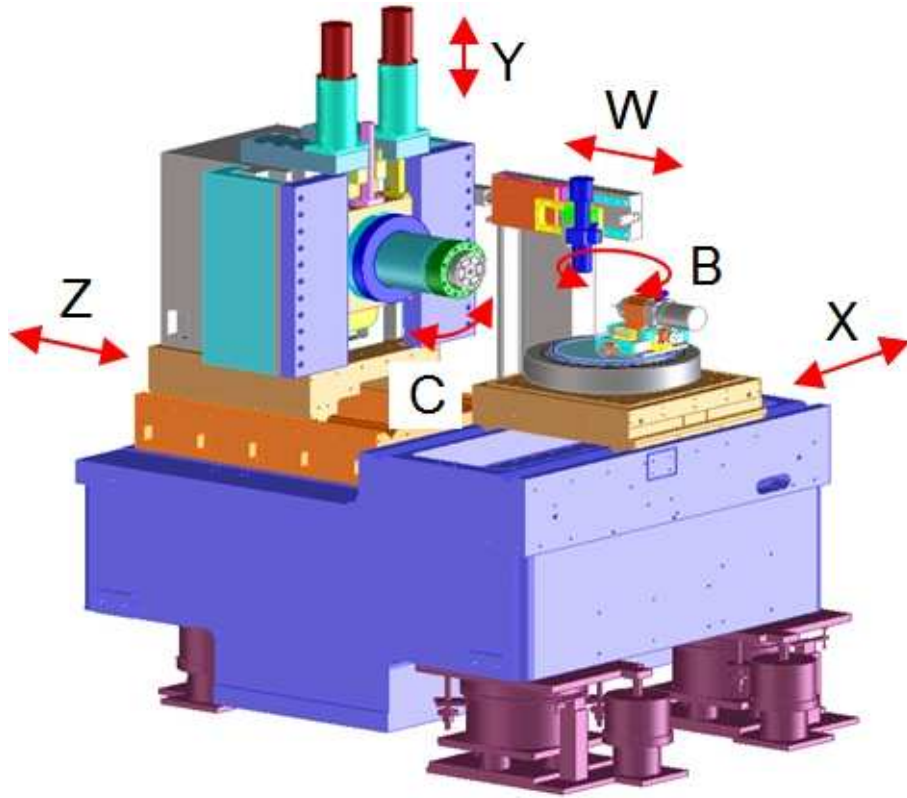


Fig. 4.13 Ultra precision cutting machine with 5 axes

Table 4.1 Specification of Ultra precision cutting machine with 5 axes

主仕様			
直線軸	案内方式 駆動方式	X, Y, Z	V-Vころがり案内 +リニアモータ
	移動量	X	450 mm
		Y	100 mm
		Z	150 mm
	最大送り速度	X, Z	1000 mm/min
Y		500 mm/min	
最小設定単位	X, Y, Z	1 nm	
回転軸	軸受方式 駆動方式	B, C	多孔質空気軸受 +ビルトインモータ
	移動量	B, C	無制限
	最大送り速度	B	1080 deg/min (3 min ⁻¹)
		C	36000 deg/min (100 min ⁻¹)
	最小設定単位	B, C	0.0001 deg
最大回転速度	第1主軸 (C)	2000 min ⁻¹	
	第2主軸 (B)	300 min ⁻¹	
NC装置			FANUC Series 30i-A
最大同時制御軸数			5軸 (X-Y-Z-B-C)
機械質量/制御盤質量			4000 kg/ 200 kg

4-4. 超硬材種の違いによる加工検討

4-4-1. 実験方法及び結果

延性モード切削に対して超硬材種が及ぼす影響を検討するため、組成の異なる2種類の超硬合金について先に述べた超精密加工機を用いてX-Z軸による同時2軸制御の切削加工で調査を行った。Table 4.2 に2種類の超硬合金の主要な機械的特性値を示す。超硬Aは、Hv2600と一般的な超硬と比較しても非常に高い硬度を示す。また破壊靱性値も5.0を示し、一般的な数値よりも2倍以上も高い。その他の大きな特徴としてはノーバインダと呼ばれる超硬のため焼結助剤となるバインダが一切添加されていない。それに対し超硬Bは一般的なガラスレンズ成型用として用いられる材料で、機械的特性値は他のガラスレンズ用超硬合金とほぼ同じ値を示す。組成の面ではバインダレス超硬と呼ばれ添加されるバインダを大幅に低減したものである。

Table 4.2 Mechanical properties of 2 kinds of carbide

	gravity	hardness	fracture toughness	deflective strength	compressive strength	coefficient of thermal expansion	coefficient of thermal conductivity
	g/cm ³	Hv	KIC	MPa	MPa	×10 ⁻⁵ /K (20-800°C)	W/m K
Material A	15.4	2600	5.0	1470	4792	4.0	42
Material B	14.7	2000	2.1	1320	3830	5.1	63

超硬合金の加工条件を Table 4.3 に示す。主軸回転数 500min⁻¹、切込み深さ 400nm、送り速度 1.0μm/rev に設定し、このときの最大切取り厚さは約 40nm である。使用する工具は一般的な非球面レンズ加工と同様のすくい角 0° の単結晶ダイヤモンド工具を用いた。延性モード切削時にクラック進展を抑制する効果のある負のすくい角を持つ工具は汎用性を考慮し今回は使用していない。加工形状は小径大開口数の形状を対象とするため、曲率 2mm、最大傾斜角 60° の球面形状を加工した。加工精度は実際の製造工程を考慮して形状精度の P-V : 0.1μm 程度、粗さ成分の Ra : 1nm 程度を目標に加工を行った。また金型の状態も実生産と同様に前加工形状を研削による中仕上げ加工が施され、形状誤差 1μm 程度まで加工されたものを使用した。加工は先の章で述べたように、加工は中仕上げの前加工面をすべて除去し仕上げ加工を行った後、3次元形状測定器にて形状誤差を測定し、誤差量を考慮して演算した加工プログラムを用いて再仕上げ加工を行った、そのため最低でも2回の仕上げ加工を施す必要がある。

Table 4.3 Cutting conditions of for carbide

使用工具	単結晶ダイヤモンド工具
ノーズ半径	0.5mm
すくい角	0°
逃げ角	10°
主軸回転数	500min ⁻¹
切込み	400nm
送り	1.0μm/rev
切削雰囲気	ミスト (白灯油+鉱物油)
被削材	超微粒バインダレス超硬

加工後の結果について示す。Fig.4.14 に超硬 A を加工した仕上げ面性状を微分干渉型顕微鏡で観察した写真を示す。加工面全体が非常に滑らかで良好な面性状である。Fig.4.15 に走査型電子顕微鏡写真を示す。加工による欠陥は観察されず、同一の幅を保ったまま規則正しく面に転写されており滑らかな仕上げ面が得られていることが分かる。また写真の範囲外の領域でも焼結不良による空孔がまばらに観察される以外、加工不良による仕上げ面性状の乱れは観察されなかった。

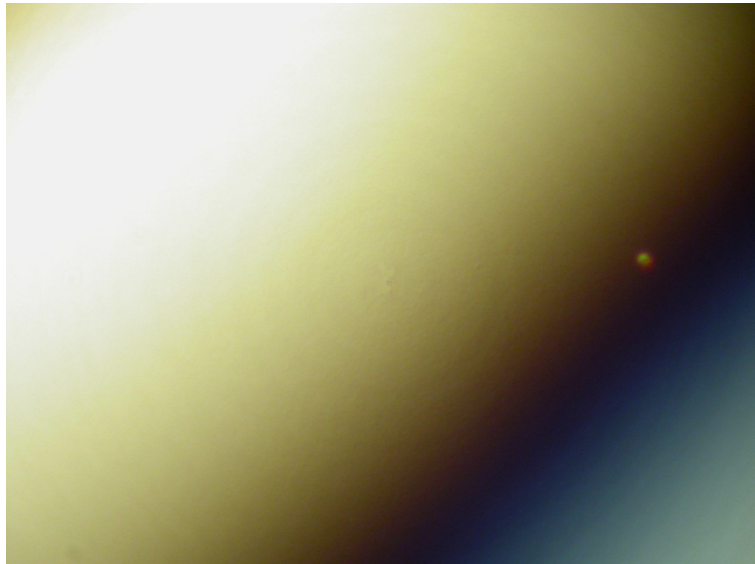


Fig. 4.14 Optical microscopic image of finished surface of material A

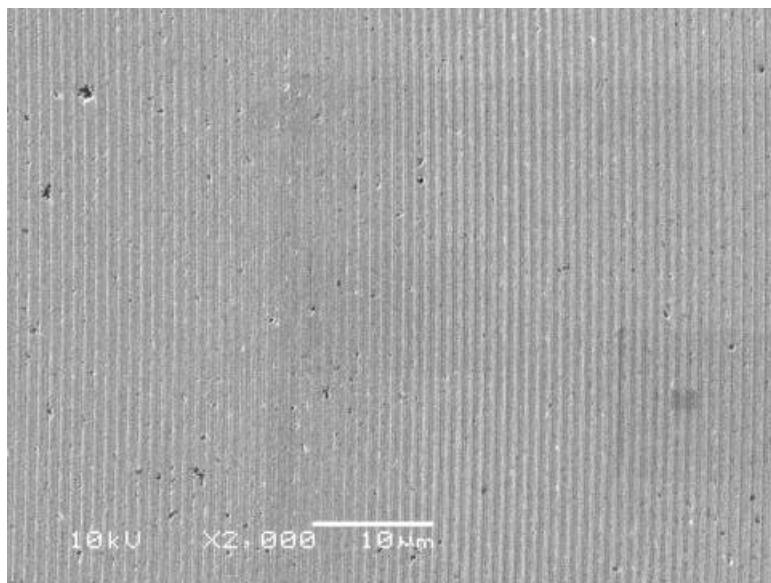


Fig. 4.15 SEM image of finished surface of material A

次に **Fig.4.16** に超硬 B を加工した仕上げ面の顕微鏡写真を示す. クレータ状にむしれた細かい凸凹が全体に渡って観察され粗悪な面性状を示している. また写真外の領域でも加工面全体にこのようなむしれ状の欠陥が多数点在している. このような仕上げ面性状では光の透過時に乱反射してしまい光学部品用の金型精度として満足しない.

Fig.4.17 に仕上げ面の SEM 写真を示す. で凸凹にむしれた欠陥部分を詳しく拡大して観察すると, 規則正しいピッチで整然と転写された送りマークの中に無数のクレータ状にむしれた破砕痕が見てとれる.

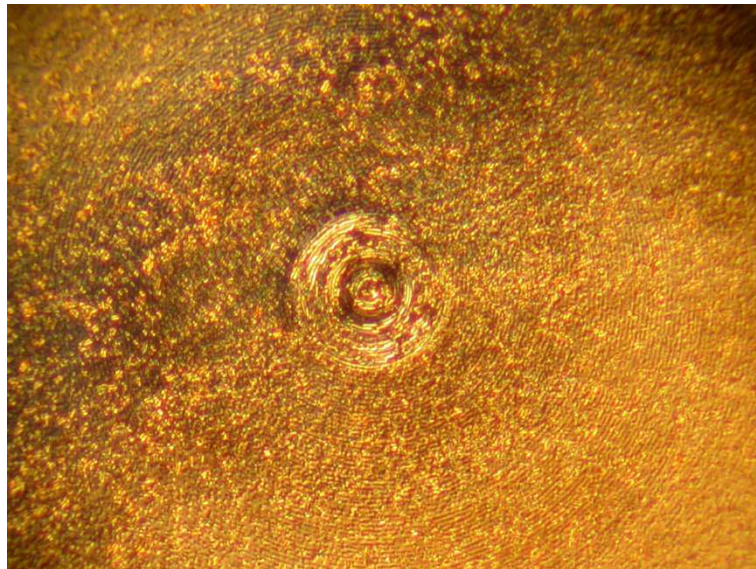


Fig. 4.16 Optical microscopic image of finished surface of material B

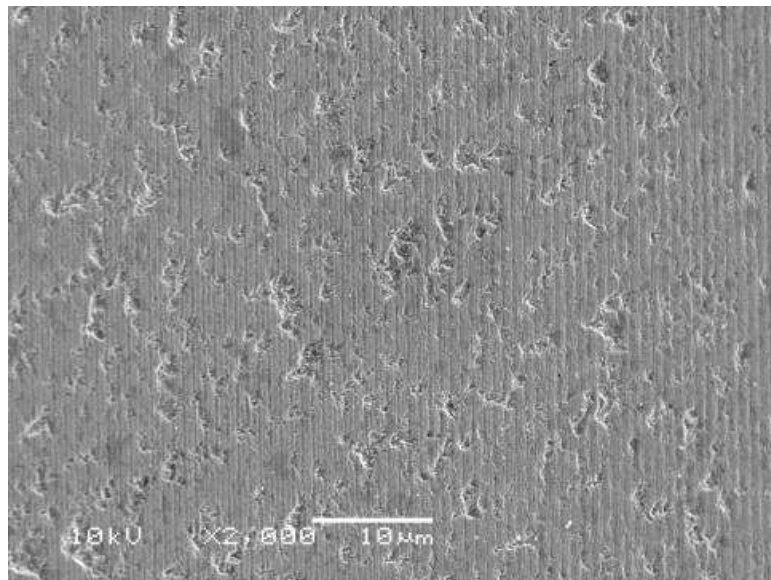


Fig. 4.17 SEM image of finished surface of material B

4-4-2. 考察

2つの加工結果は大きく異なるが加工条件の違いは超硬材種が異なることのみで材料特性値から考慮すると、超硬 A は硬度及び圧縮強度が高いため加工が困難なことが想定された。しかしながら超硬 A は滑らかで規則正しい仕上げ面性状が得られたのに対し、超硬 B は破碎痕を含む粗悪な仕上げ面となった。超硬 B の仕上げ面を詳しく観察するとツールマーク自体は規則正しく平行な軌跡が得られていることより、工具刃先は精確に運動しており加工機の運動に問題があったとは考えられない。その他の2種類の超硬の違いは添加物の有無である。そこで SEM 観察時に分子量の違いにより画像を濃淡で表す反射電子像にて撮影を行った。Fig.4.17 に超硬 B の SEM 写真反射電子像を示す。図より破碎痕の発生位置に濃い灰色の部分が一貫しており、濃い灰色の部分は焼結助剤として添加されたコバルトである。今回の切削加工条件は、硬度が高く切削抵抗の強い超硬を加工するために設定したが、硬度が低く凝着性の高いコバルトには適合していると言えずコバルト粒を通過する際に掘り起こしていると思われる。

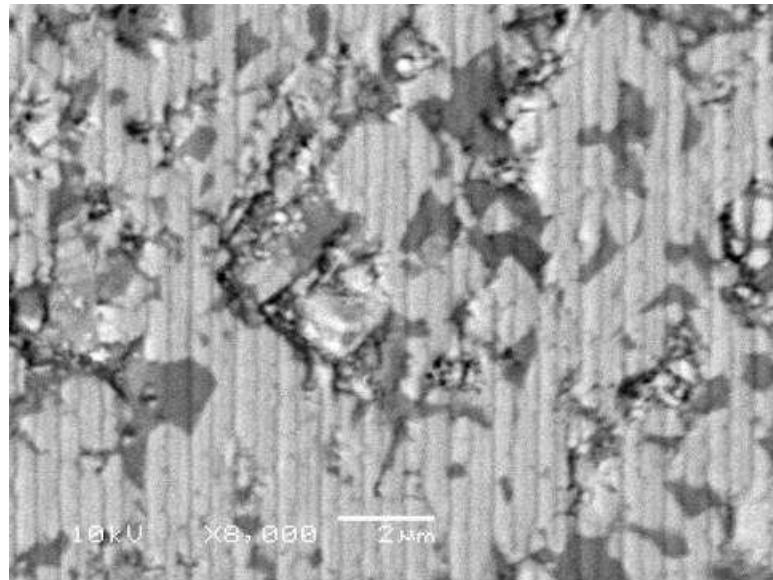


Fig. 4.17 Backscattered electron image of finished surface of material B

今回の調査では2種類の超硬を光学部品用金型として満足する精度を得ることを目的としていたが、超硬 B においては仕上げ面品位が悪いだけでなく形状精度も制御不能な状態に陥り満足な精度が得られなかった。X-Z 同時2軸制御の切削加工においては、工具刃先の輪郭精度を精確に転写し高い形状精度を得るものであるが、超硬 B を加工した工具刃先には何らかの異常があったと考えられる。よって工具刃先の状態について微分干渉型顕微鏡を用いて観察した。Fig.4.18 に超硬 A の仕上げ加工後の逃げ面摩耗写真を示す。写真は工具逃げ面側から観察したもので写真上部がすくい面側になる。工具は刃先稜線が一様に後退しており、摩耗部には工具進行方向に平行な擦過痕いくつも見られた。写真の外側の範囲でも同様の擦過痕が見られるのみで、チッピング等の欠損は発生していない。超硬 A は仕上げまでに350mの切削距離を加工したが、加工中は工具-被削材の硬度差からくる摩滅のみにより工具摩耗が進行したことを示し、逃げ面摩耗量は3μmであった。

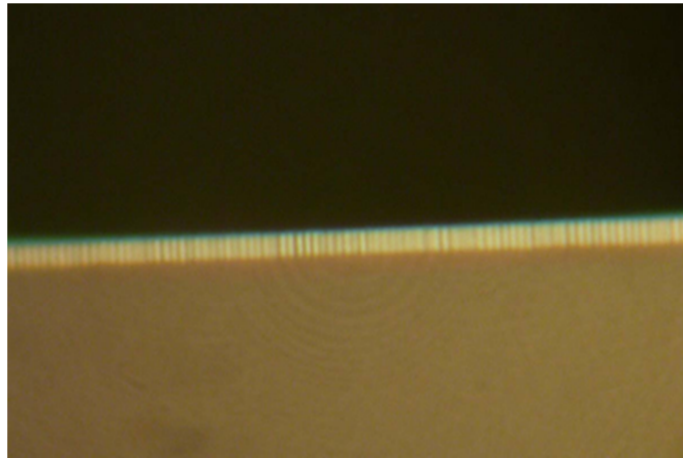


Fig. 4.18 Tool wear after cutting for material A

次に **Fig.4.19** に超硬 B において加工が続行不能となった工具の逃げ面摩耗写真を示す. 工具は激しく損傷しており刃先稜線が消失した状態で, すくい面がフレーキングで後退している. ただし工具は超硬 A を加工した時と同様に工具進行方向と平行な擦過痕も観察できる. よって加工中, 刃先が超硬の領域を加工している最中は, 超硬 A と同様に摩滅により摩耗が進行しているが, コバルトの領域に入ると SEM 写真で示したようにコバルト粒がむしれる際に, コバルトの脱落に合わせて, 接触しているすくい面のダイヤモンドもまとめて脱落していると考えられる. 欠損した刃先では元の工具刃先が消失し輪郭精度を維持していないため, 仕上げ面の形状精度に誤差が生じる. 加工中は断続的にチッピングが進行し切れ刃の位置が後退していくため, 誤差量を加味したプログラムでも形状精度を制御できず修正が利かない.

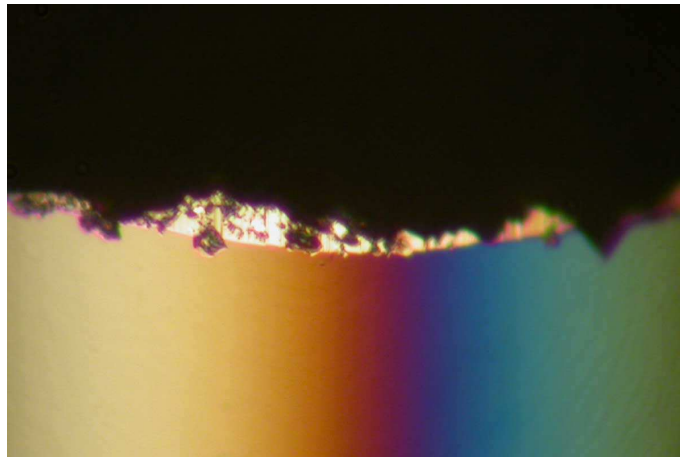


Fig. 4.19 Tool damage after cutting for material B

4-5. 加工機の違いによる加工検討

4-5-1. 実験方法及び結果

超硬の延性モード切削に対して加工機の特徴が及ぼす影響を検討するため、構造の異なる2種類の超精密加工機を用いて、4-4.で述べた超硬 A を被削材として X-Z 軸による同時2軸制御の切削加工で調査を行った。2種類の超精密加工機の一つは、4-3-3 で示した駆動系にリニアモータを適用したもので、他方はボールネジを適用しており、以下では前者を加工機 A、後者を加工機 B と表記する。加工形状は非球面金型加工を模した球面形状の加工を行った。

2種類の超精密加工機の違いを明確にするため、駆動系を主とした加工機内部の構造を記す。両者とも主に非球面レンズ用金型加工機として使用されるが、また両加工機ともワークスピンドルに多孔質空気静圧軸受、案内面には有限形 V-V コロガリ案内が適用されている。

Fig.4.20 に加工機 A の駆動系の写真を示す、装置固定側ベッド上に平行に配置された V 溝面は高精度に仕上げられ、コロを介して移動側となるテーブルが載る。テーブルの中央にはリニアモータのコイルが設置され、ベッド中央に配列されたマグネットにより動作する。**Fig.4.21** に駆動系構造を表した概略図を示す。プログラムで指定された位置情報は NC を介してモータを動作させる。モータを含んだテーブル全てがモータとして運動するため、コロの滑り摩擦の他に誤差要因が無く、高い位置決め性能を有することが可能である。また V 溝面の精度を高めることで高剛性化すると、高いポジションループゲインに設定することが可能となり高速応答性に優れた能力を発揮する。

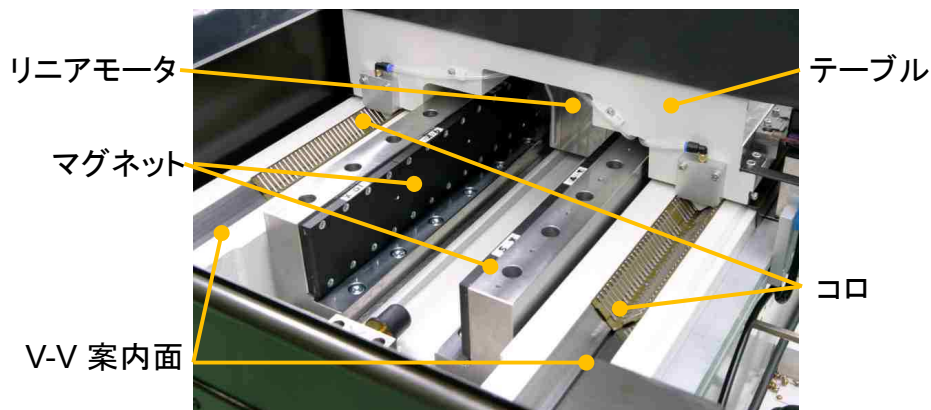


Fig. 4.20 Structure of linear motor slider

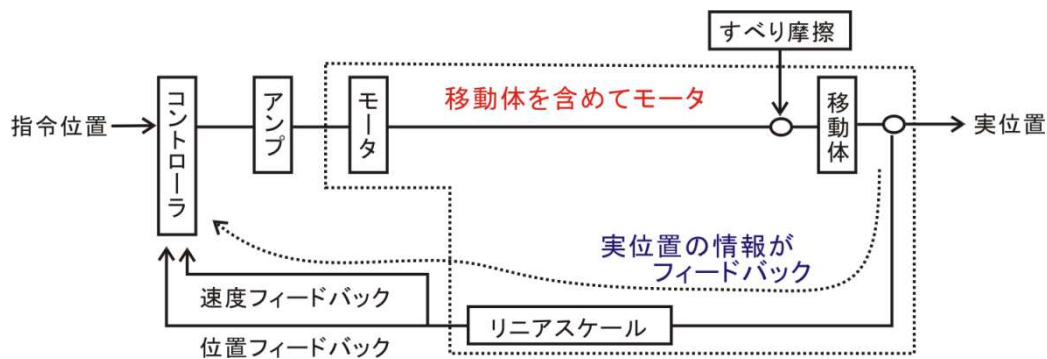


Fig. 4.21 Diagram of linear motor slider

Fig.4.22 に加工機 B の駆動系の写真を示す，ベッド V 溝面上のコロを介してテーブルが搭載される．加工 A と異なりサーボモータ，カップリング，ボールねじ，ナット，フローティングユニットとテーブルに運動が伝わるまでに多くの構成要素が必要となる．Fig.4.23 に駆動系構造を表した概略図を示す．プログラムで指定された位置情報は NC を介してロータリーエンコーダ指令値に変換しモータを回転させる．モータの回転はカップリングを介してボールねじに伝達し，テーブル側に固定されたナットにより前後運動に変換される．フローティングユニットにより前後運動以外の成分は減衰されテーブルが運動する．構成部品が多く伝達部での損失，単体精度の誤差等が重なってくるため位置決め性能は加工機 A より劣る，さらに V 溝面の精度を高めただけではポジションループゲインを高く設定できず，高速な位置決め応答性は期待できない．

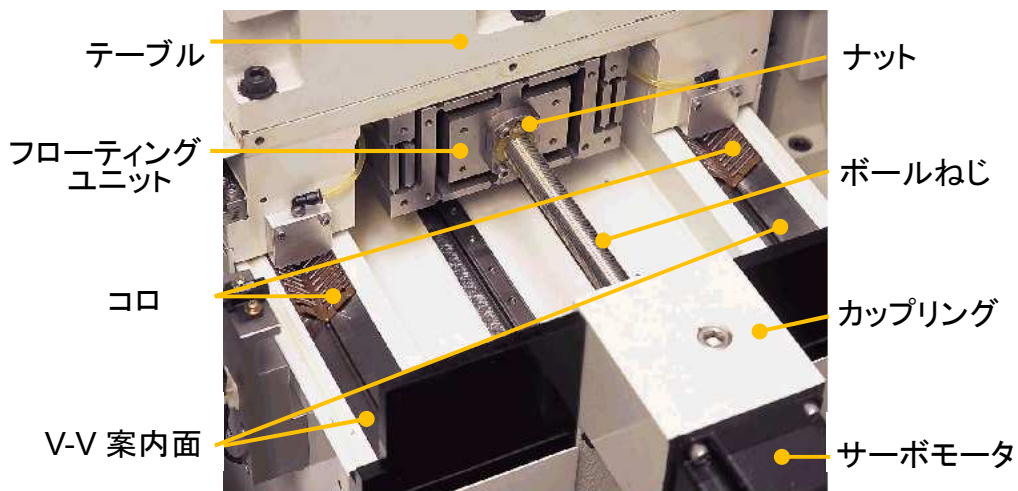


Fig. 4.22 Structure of ball screw slider

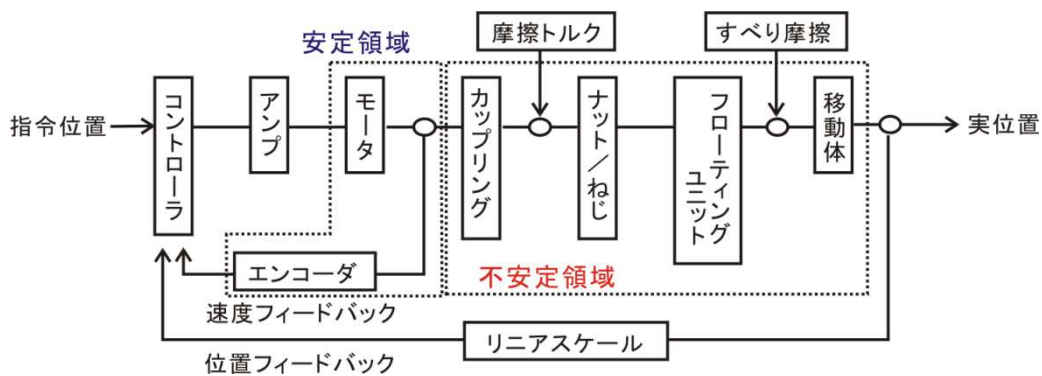


Fig. 4.23 Diagram of ball screw slider

Fig.4.24 に加工機 A で加工した仕上げ面を観察した微分干渉型顕微鏡写真を示す。図の中央を中心として同心円状のツールマークが薄く観察されるのみで、加工面全てにわたって欠陥の無い滑らかな仕上げ面が得られている。**Fig.4.25** に加工機 A における仕上げ面性状を詳細観察するために走査型電子顕微鏡写真を示す。平行で規則正しいツールマークが等ピッチに転写されており、良好な加工状態が得られており加工中は極めて安定したことが分かる。また転写されたツールマークには刃先の圆弧が転写されていることから工具刃先がチッピング等の損傷を受けることなく加工されたことが分かる。

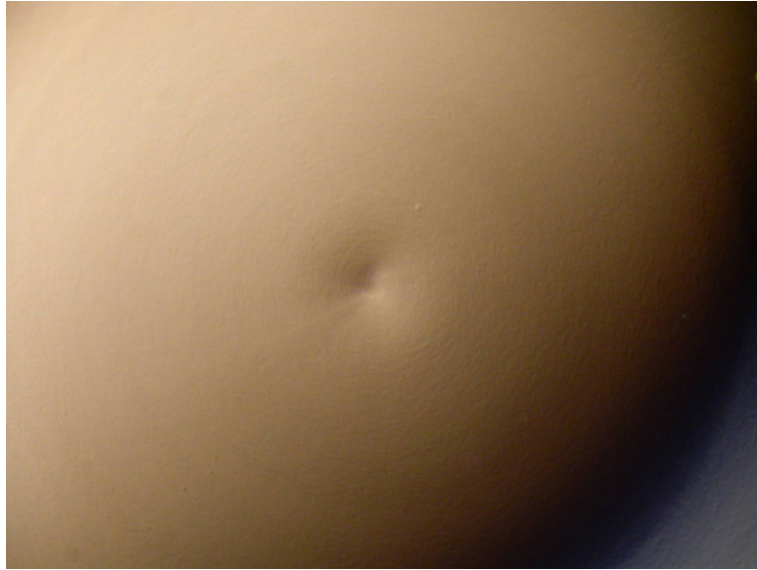


Fig. 4.24 Differential interference contrast image of finished surface using ultra precision cutting machine with linear motor slider

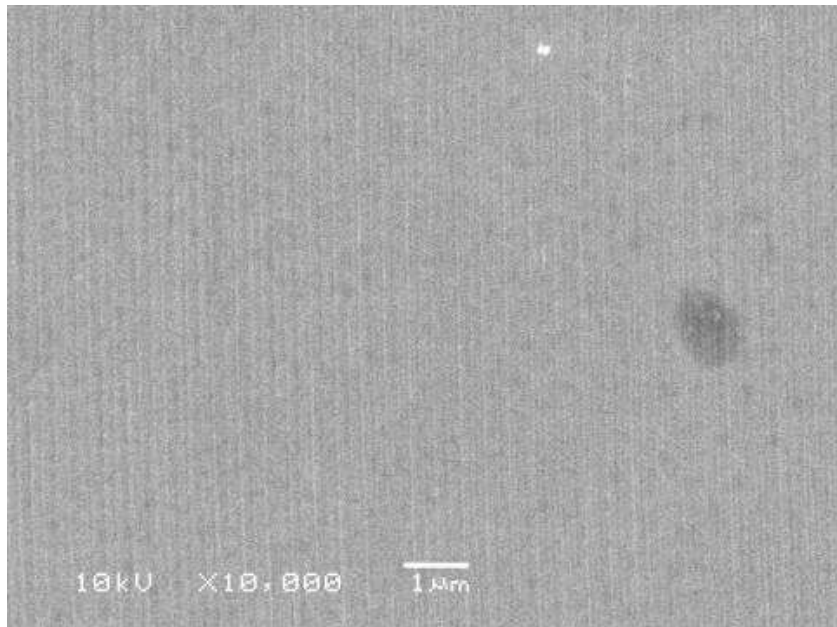


Fig.4.25 SEM image of finished surface using ultra precision cutting machine with linear motor slider

Fig.4.26 に加工機 B で加工した仕上げ面を観察した微分干渉型顕微鏡写真を示す。中央から同心円状のツールマークが観察されるが、細かいクレータ状の凸凹が面全体にわたって観察され梨地状の模様が広がり粗悪な面性状であることが分かる。 **Fig.4.27** に加工機 B における仕上げ面の走査型電子顕微鏡写真を示す。写真はクレータ状にむしれた凹凸部を観察したところ転写されたツールマークに加えて、クレータ状の破碎痕が見てとれる。またツールマークの稜線は

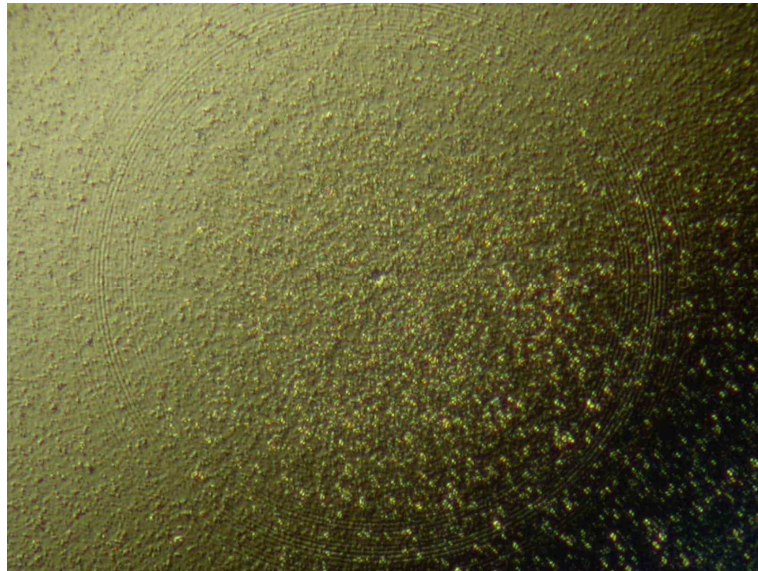


Fig. 4.26 Differential interference contrast image of finished surface using ultra precision cutting machine with ball screw slider

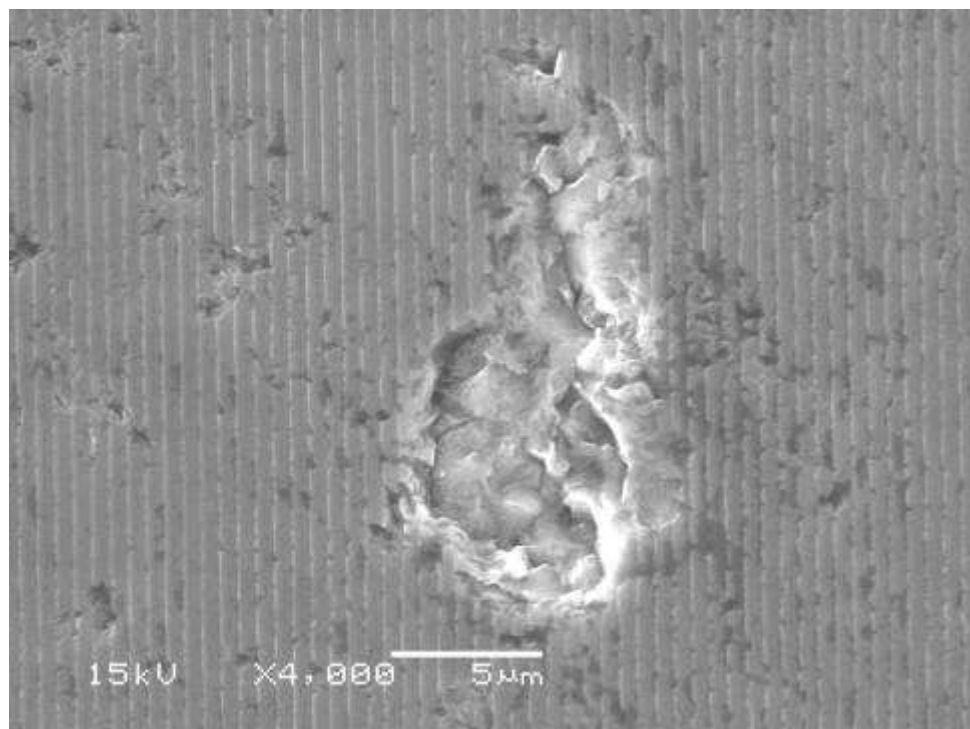


Fig. 4.27 SEM image of finished surface using ultra precision cutting machine with ball screw slider

規則正しく平行に転写されていない。クレータ状にむしれた箇所は、使用した被削材は超硬 A であるため添加物は含まれておらず粒界などの材料欠陥を起因として破壊したとは考えられない。

4-5-2. 考察

本実験には材種別で良い結果の得られた超硬 A を用いて同一加工条件で調査を行ったにもかかわらず、加工機 A は良好な仕上げ面性状が得られ、加工機 B では細かいクレータ状の凹凸が加工面全面に確認され非常に粗悪な仕上げ面性状となった。これまでの調査で超硬を延性モード領域で切削加工された事例は無いため超硬の臨界切取り厚さは非常に微細であることが予想され、超硬を延性モード領域で切削するためには微小な切取り厚さを加工開始から終了時まで維持することが必要となる。そのため指令値に対する加工点での挙動が極めて重要となるが、加工機の運動特性を調査するため高速位置決め応答性を評価した。

Fig.4.28 に加工機 A における移動軸のステップ応答波形を示す。Fig.4.29 に加工機 A での波形測定の外観を示す。刃先の挙動が重要になるため NC の指令波形ではなく、加工点付近に静電容量型変位計（ADE 製 MicroSense6300）を取り付け、1nm のステップ指令に対する加工点での動きを示している。センサ出力に対し、30Hz のローパスフィルタを介して記録しているため、測定系のノイズも多少含んでいると考えられるが、0.1 秒程度の短時間に 1nm の位置決めが確実に得られていることが分かる。また加工機 B では測定波形は崩れなだらかな山状の波形しか

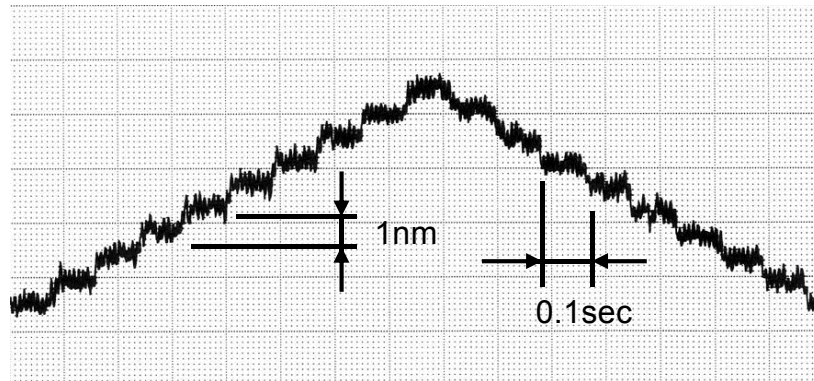


Fig. 4.28 Step response curve for position control of ultra precision cutting machine with linear motor slider

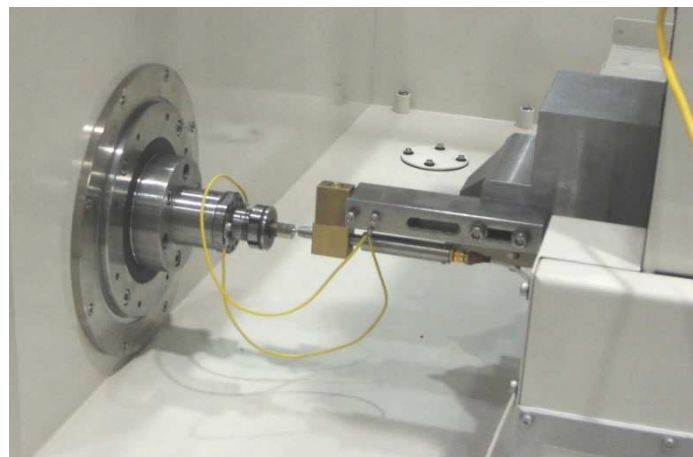


Fig. 4.29 Inspection of step response of ultra precision cutting machine with linear motor slider

得られなかった，これは一つの位置決め指令を加工点上に反映する前に次の指令が入り重なることでそのような波形を示し，十分な高速応答性が無いことが分かる．

次に加工点における加工現象を明らかにするため切り屑についての調査を行った．**Fig.4.30**に加工中に収集した切り屑を観察した走査型電子顕微鏡写真を示す．切り屑は連続した流れ型の形状で得られ，切り屑の排出方向に対して垂直の線条模様が観察される⁴⁻⁹⁾．これまでの研究の中で，切取り厚さを小さくするに従って，切り屑形態が亀裂型からせん断型へと変化し，延性モード切削域では安定した流れ型切り屑が生成され，金属切削に近い切削挙動を示すとされ，逆に切取り厚さを大きくすると，加工面上には結晶へき開破壊による断層から構成されるクレータ状の梨地模様が形成されることが報告されている⁴⁻¹⁰⁾．従って得られた加工面性状と切り屑形態は加工機 A の金型が延性モード領域で加工されたことを示している．一方，同じ条件で加工した加工機 B の金型は全域で破碎痕が広がり，脆性モード領域で加工していると考えられる．

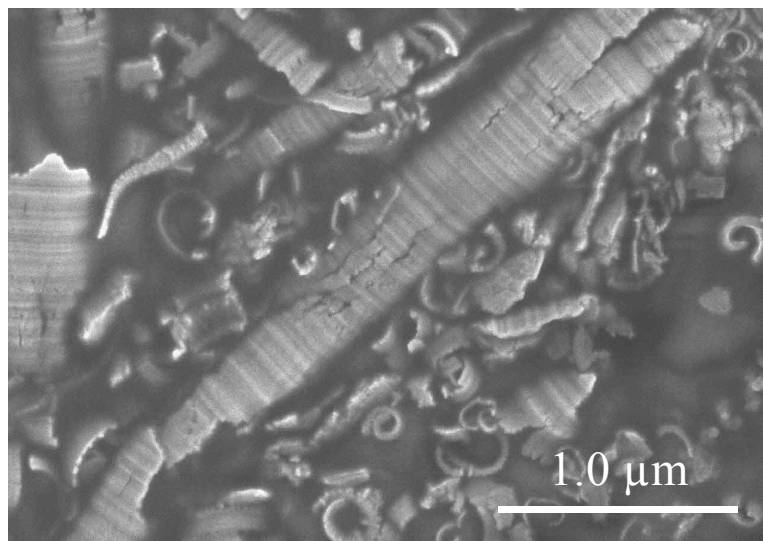


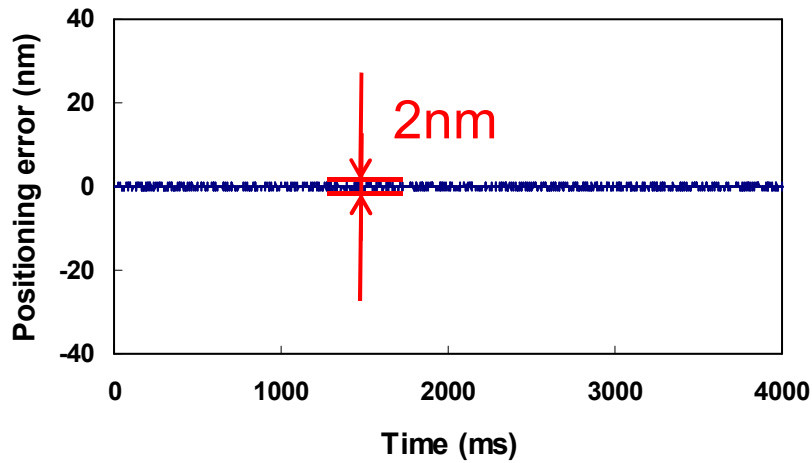
Fig. 4.30 SEM image of chips generated in cutting operation using ultra precision cutting machine with linear motor slider

延性モードから脆性モードへの遷移点は，臨界切取り厚さで一意的に評価できるとされている¹⁰⁾．そのため所定の形状を延性モード切削で創成するためには加工の間，継続的に臨界切取り厚さ以下の値を取り続ける必要がある．これは機械要素として制御分解能や加工プログラムと同様に，加工機固有の動的特性が非常に重要な役割を果たすと考えられる．今回の加工において設定された切取り厚さは同じ 40nm であったが異なる加工形態を示した．2 つの超精密加工機は駆動系に違いがあり，この違いが加工点における挙動の違いをもたらしたと考えられる．

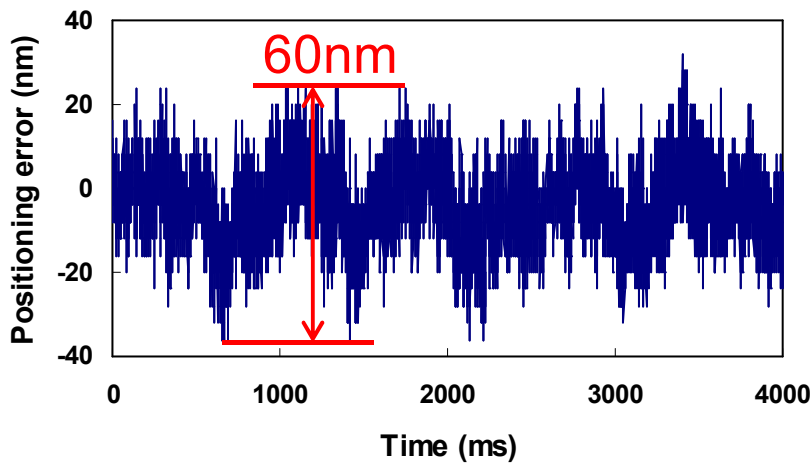
Fig.4.31(a)(b) に加工に用いた各超精密加工機の送り速度 0.5mm/min における位置決め誤差を示す．この図が示すように加工機 A では 2nm であるのに対して，加工機 B では 30nm 程度にもなる．**Fig.4.32** にそれぞれの位置決め誤差を含めた実際の切取り厚さを示す．今回の実験では，切取り厚さを約 40nm に設定し，XZ 同時 2 軸制御にて加工を行ったため，加工機 A では切取り厚さが約 36~44nm の間で変動し，加工機 B では約 0~100nm の間で変動していた可能性がある．加工結果を考慮すると加工機 A における切取り厚さの変動幅は延性モード領域内であったのに対し，加工機 B では臨界切取り厚さを大きく越え脆性モード切削の状態になりえたことを示している．これは加工機 B のみで工具の損傷が発生し，加工表面が脆性破壊した原因

であると理解できる。

これらの結果より、加工機の運動特性を十分に考慮すれば、超硬合金においても延性モード切削が適応可能であることが分かる。ただし、詳細な値の検証は別途必要になるが、超硬合金は臨界切削厚さが 40nm から 100nm の間の狭い切削可能領域しか持たないことが考えられる。このような材料特性を持つ場合、加工機は継続的に滑らかな加工面を得ることを可能とする微小切込みを維持するための高速で安定した、高い位置決め精度を持ち合わせている必要がある。



(a) with linear motor slider



(b) with ball screw slider

Fig. 4.31 Positioning error of ultra precision cutting machines

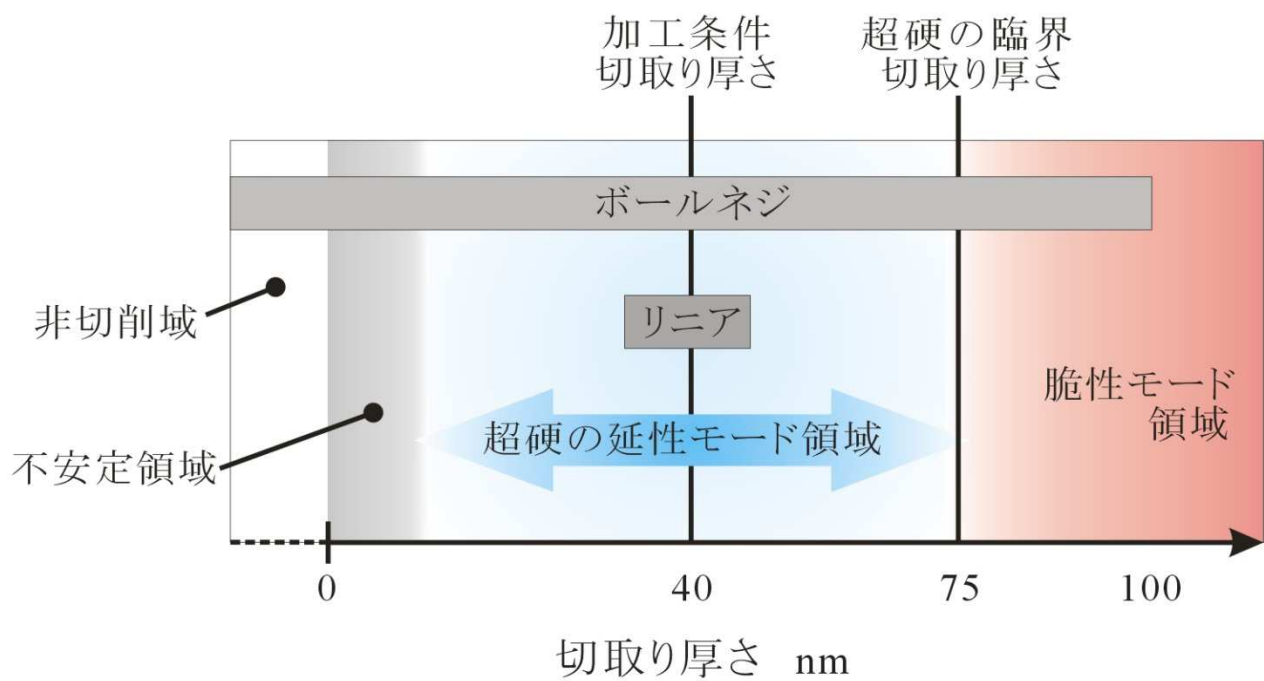


Fig. 4.32 Actual depth of cut using ultra precision cutting machines

4-6. まとめ

本研究では、これまで切削加工が不可能とされてきた超硬合金に対して、延性モード領域での切削加工の可能性について検討を行った。実験では超硬材種が及ぼす影響を検討するため組成の異なる二種類の超硬合金を用いた。さらに、加工機の特徴が及ぼす影響を調べるため運動特性の異なる二種類の超精密加工機を用いて、延性モード領域での切削加工実験を行った。本章の結果をまとめると以下の通りである。

1. 超硬金型を切削加工したときの仕上げ面品位は焼結助剤（コバルト）の添加量に大きく影響を受ける。またそのときの工具摩耗及び工具欠損も添加された焼結助剤の濃度に大きな影響を受ける。
2. 硬度 Hv2600 の超硬金型の形状加工を行い、350m の切削距離において切削可能であった。加工したダイヤモンド工具の摩耗は硬質粒子の擦過のみで摩滅し、その時の逃げ面摩耗量は 3.0 μ m であった。
3. 超硬金型を切削加工したときの仕上げ面品位は焼結助剤の添加量が大きい場合、被削材の中で超硬母地と焼結助剤の大きな硬度差が多数点在するため、焼結助剤であるコバルト切削時に大きなむしれを生じ、その際に工具が損傷を受ける。
4. 非常に硬度の高い超硬合金の切削加工時においても、延性モード領域で加工を行えば、安定した加工状態が得られ連続型切り屑が排出される。
5. 超硬のような硬度が極めて高い硬脆性材料の切削加工時には、加工機には単純に高い制御分解能だけでは無く、非常に高い運動性能を持ち合わせる必要がある。
6. 曲率 2mm, 最大傾斜角 60° の形状を持つ超硬合金を、ノーズ半径 0.5mm, 主軸回転数 500min⁻¹, 切込み深さ 400nm, 送り速度 1.0 μ m/rev で加工したときの延性モード切削加工を実現する臨界切取り厚さは、40nm から 100nm の範囲であると考えられる。

第5章 定圧切削ユニットによる硬脆性材料の延性モード切削

5-1. はじめに 定圧加工について

近年、光学電子機器及び半導体機器に関する技術は急速に発展しており、それら機器を構成する素子も著しい高精度化、微細化、多機能化の傾向を示し付加価値の高いものが求められている。ガラスやSiCに代表される硬脆性材料は硬さや光学特性など優れた材料特性を持ち、ナノファブリケーションで最も重要な均一性を持つため様々な分野で利用されている。しかしこれらの硬脆性材料は被削材料として高い難削性を示すため研磨加工や成膜プロセスで製造されるなど微細形状加工や高能率加工が適応されていないのが現状である。その一方で加工の分野でも超精密加工の適応範囲を広げるための研究が行われ、多くの硬脆性材料に対して単結晶ダイヤモンド工具を用いた延性モード切削加工の報告がなされている⁵⁻¹⁾。超精密加工機における切削加工法は高精度な加工の中でも究極の領域まで母性原理を追求した加工方法であり、従来の加工に比べて二桁以上も高い加工精度にまで到達することが可能な加工方法である。それほどまで高い加工精度の実現には、工具は切れ刃稜線の滑らかさや刃先の鋭利さ及び強度が重要である。加えて、工具刃先の運動軌跡が被削材表面に高精度に転写されることにより、刃先と被削材との親和性の低さを満足する必要がある。このような要求に応えるため、現存する工具材種としては最も硬く、科学的に安定で切れ刃の鋭利さを実現できる物質として単結晶ダイヤモンド工具が超精密切削加工において多く用いられている。

超精密加工における研究では、硬脆性材料を加工する際に鋭い切れ刃を用いて加工単位を微小化していくと、塑性変形を主体とする材料除去機構がとられるようになり、その結果クラックなどの脆性破壊損傷のない滑らかな仕上げ面を創成できることが確かめられている⁵⁻²⁾。この脆性-延性遷移する切取り厚さは臨界切取り厚さ dc と呼ばれ、各種硬脆性材料の dc 値を種々の加工条件にて求めた結果が報告されている⁵⁻³⁾。多くの dc 値を求める報告では工具刃先を被削材に対して傾斜方向に切り込み、得られた加工面を観察することで延性加工領域と脆性遷移点を明らかにし、その時の切込み深さを算出する手法が取られてきた。しかしながら任意の形状加工を行う場合、極めて狭い臨界切取り厚さ領域を加工開始から終了時点まで維持することが必要で、それを満たす運動性能を持つ加工機が希少のため実現が困難といった問題を抱えている⁵⁻⁴⁾。楕円振動切削を硬脆性材料に適用した例では、工具に対し楕円振動を付加しながら切削運動を与えることで良好な仕上げ面性状を得た報告がされている⁵⁻⁵⁾。そこでは急激な工具摩耗が促進されたことも合わせて報告されており実用化には課題が残されている。硬脆性材料を加工した事例には回転工具を用いたものも多くあり、回転工具の利点を生かし切れ刃ごとの切取り厚さを小さくすることで延性モード加工を達成した報告がされている^{5-6,7)}。しかしながら回転曲率を下回る形状は加工ができず微細形状加工への適用が難しいといった課題を抱えている。

そこで先の章では、複数の超精密加工機を用いて切削加工が困難な超硬合金に対して延性モード切削加工が成立可能であるか調査を行った。実験には機械構成の異なる超精密加工機を用いたが、良好な結果は、選択することのできる超精密加工機の中で最も優れた位置決め精度と運動性能を有する装置を用いた切削条件において得られた。超精密加工機の運動性能の比較により、加工機には高い位置決め精度だけではなく、非常に滑らかな動的特性が重要であることが分かった。そのため延性モード切削を満たすためには、加工機は極めて高い精度及び運動性能が必要とされることになるが、その動的特性を満足することが可能な加工機はそれほど多く普及しているとは言えない。そこで延性モード切削加工を簡便に到達することを目的として、

より安価で一般的な機械条件においても延性モード切削加工を得るための加工補助装置の開発を行った。

硬脆性材料の加工状態には大きく分けて二つの加工モードがあり、脆性破壊が生じた亀裂伝播による脆性モードと、塑性変形を主体として切屑を生成する延性モードに分類される。そのため硬脆性材料を極めて高い精度に切削加工するためには、割れやクラックが発生しないだけでなく、高い仕上げ面品位の得られる延性モード領域での切削加工が必要となる。この二つのモードを分ける遷移条件については多くの研究がなされてきたが、いずれの研究でも切取り厚さの値により大きく影響することが述べられている。その遷移点は臨界切取り厚さ(Dc)と呼ばれており、その値は材料によって異なるが、いずれの値も数 10nm~数 100nm 程度とされており非常に小さい。この切取り厚さ以下を維持して延性モードで切削加工を、強制切込み加工で行うためには工作機械の運動精度、剛性、被削物の凹凸、周辺環境によって大きく影響を受けるため、加工を制御することは大変困難なものとなる。一方で研磨加工のような圧力切込み加工法においては、硬脆性材料であっても極めて平滑な加工面が得られている。研磨加工は工具切れ刃を被削物に一定荷重で押し付け、遊離砥粒を介して工具を摺動させることによって工作物の表面除去を行う加工方法のことである。圧力切込み加工は加工面自体によって案内される工具が浮動状態でかつ一定荷重で加工されるため、常に同じ切取り厚さで材料を除去することが可能であると考えられている。そこで切削加工における工具切れ刃を研磨加工のように常に一定荷重で加工物に押し付けることによって加工物の表面に追従して切取り厚さを維持したまま加工できると考えられる。この新たな切削加工方法として定圧切削加工を考案した。

本章では、定圧切削加工を実現するために空気静圧軸受を搭載した定圧加工ユニットを考案試作した。このユニットは軸受に供給する3つの圧力を制御することで工具刃先の押込み力を変化させることが可能であり、工具保持部が切込み方向に自在に移動できるため工具刃先が被削材の表面形状に追従しながら切削することが可能である。しかしながら被削材の表面形状によっては工具保持部に強制振動が加わり、工具刃先が被削材表面を追従しない可能性がある。よって本ユニットの静的及び動的な特性を調査し、工具刃先が被削材に安定して追従できる条件を求めた。

5-2. 延性モード切削加工における機械加工

5-2-1 機械加工の分類

Fig.5.1 に機械加工の分類を示す，機械加工法は古くから大きく二つの手法が取られてきた．一つは切削加工のような強制切込み加工，もう一方は砥粒加工のような圧力切込み加工である．

Fig.5.2 に強制切込み加工法の模式図を示す．強制切込み加工は切削加工や研削加工のように，工作機械の位置決め機構を利用して工具切れ刃を被削物に対して一定深さ Δ だけ干渉する位置に保ち，すなわち被削物に対して刃先が切込んだ状態で工作機械の運動機構により工具切れ刃と被削物との間に相対運動を発生させて被削物の一部を任意の形状に合わせ除去するものである．加工量は切込み量により定められるが，加工者が任意の切込み量に設定できるため加工能率が高く，制御することも可能である．しかしながら工具と被削物は工作機械に完全に拘束された状態で加工が行われるため，加工精度は工作機械の静的または動的精度の影響を大きく受け，被削物は機械の能力を越える精度を得ることができない（母性原理）．

一方で圧力切込み加工は，砥粒加工に代表されるように，任意の加圧力 P を加えて被削物に砥粒を押し付けた状態で相対運動を発生させ加工が行われる．Fig.5.3 に圧力切込み加工法の模式図を示す．砥粒は浮動状態で拘束されておらず被削物の加工面自体に案内されて運動するため，加工精度は工作機械の運動性能による影響を受けにくい．そのため加工面の精度は加工の進行とともに良くなり極めて高い加工面性状を得ることが可能である．すなわち被削物は機械の精度を越える加工精度まで到達することが可能である．しかしながらそれぞれの砥粒に加わる力を制御することが困難なため切込み量を予測することが難しく，一般的には加工量を小さくしなければならない．よって一つの砥粒に加わる圧力は小さくなり，切込み量が小さくなるため加工能率も低い．加えて遊離砥粒で加工を行うため加工点の位置制御ができないことから工業的に求められる複雑な形状の加工が不可能である．

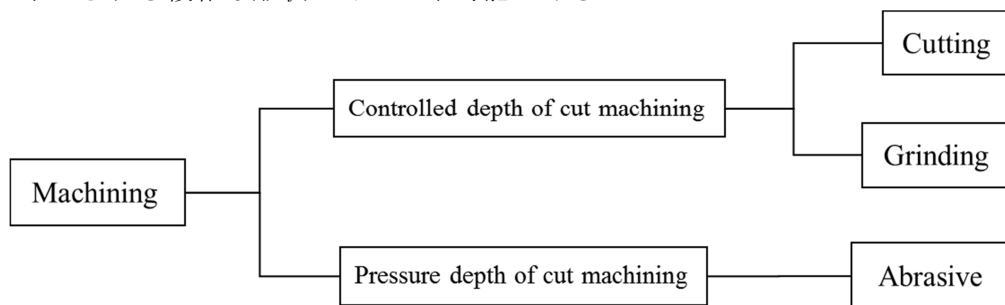


Fig.5.1 Machining classification

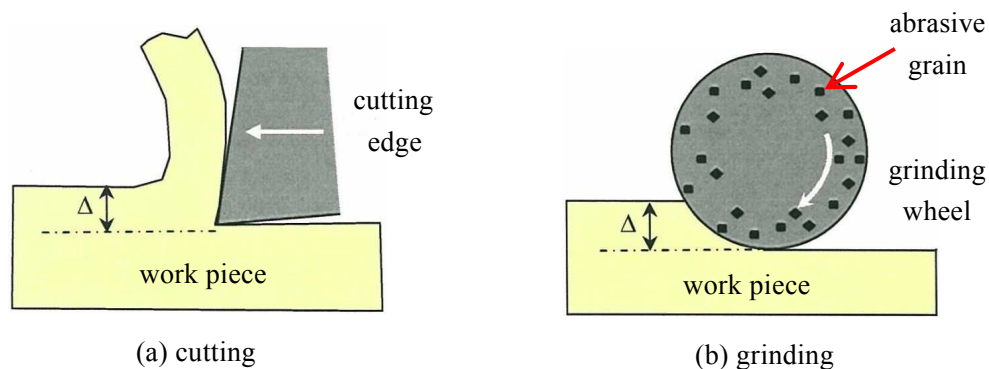


Fig.5.2 Controlled depth of cut machining

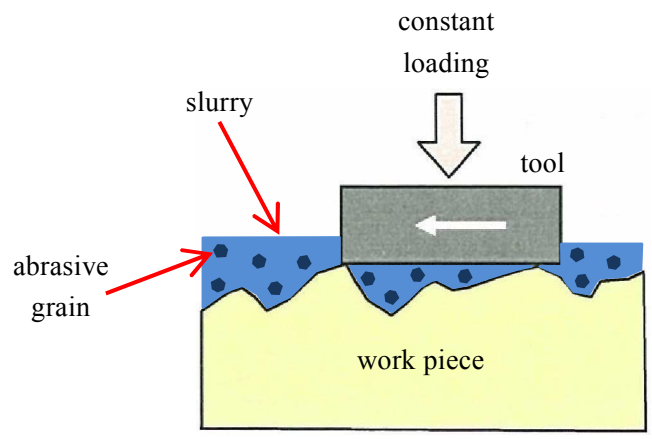


Fig.5.3 Pressure depth of cut machining

5-2-2 硬脆性材料における切削モード

硬脆性材を被削材として強制切込み加工を行う場合には、一般的に延性モードと脆性モードの二種類の加工モードに分類されることが知られている。Fig.5.4 にこれら二つの加工モードにおける加工状態の模式図を示す。

この中で延性モードによる加工では、被削材が塑性変形を主体として切り取られる材料除去機構である。切り屑は流れ型を主として連続的に排出され、亀裂がほとんど発生しない安定した切削状態を維持したまま良好な仕上げ面を得ることが可能な加工状態である。その一方で脆性モードによる加工は脆性破壊を主体とした亀裂伝播型の材料除去機構を取る。工具切れ刃から生成される加工表面直下にクラックが発生し、さらには被削材内部へと進展した無数のクラックが切り屑厚さよりも深く入ると仕上げ面に粗悪な亀裂が残留する。切り屑形態は主としてむしれ型や亀裂型など不連続な切屑となり排出され、加工状態が不安定なため脆性破壊が促進される。そのため脆性モードによる加工では良好な仕上げ面品位を得ることが難しく、さらには仕上げ面に残留した無数の亀裂は被削物への強度低下も引き起こすことにもつながり劣悪な加工状態と言える。

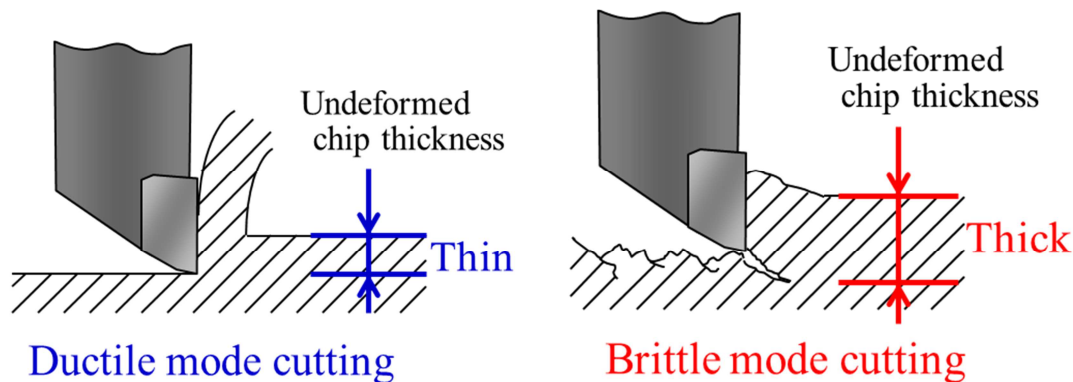


Fig.5.4 Differences of chips in cutting mode

これら二つの加工モードは切り屑厚さによって決められ、加工モードが遷移する材料固有の臨界値が存在することが知られている。臨界切り屑厚さは大きくとも数十 nm 程度の非常に小さな値であることが分かる。これにより加工時の切り屑厚さをここに示された値より小さい値となるような加工条件で行えば良好な仕上げ面を得ることが出来るはずである。しかしながら強制切込み加工による超精密切削では、加工機の運動精度や被削材の前形状や表面粗さ、さらには外乱によって地面より加工機を通じて刃物台に伝わる微小な振動をも加工表面にそのまま転写するため切り屑厚さを臨界切り屑厚さ以下に保持したまま加工を行うことは非常に困難である。

その一方で圧力切込み加工である研磨加工では硬脆性材料であっても極めて平滑な仕上げ面が得られている。そのため切削工具を研磨加工の切れ刃を一枚と見立てた定荷重での切削によって硬脆性材料を加工すれば、加工機の運動性能や被削材の形状の影響を受けない良好な仕上げ面が得られると考えられる。そこで本章では位置制御可能な工具切れ刃を定荷重で被削材に押込むことで、開発した定圧加工装置が意匠形状を加工するために十分な特性を持ち合わせているか調査を行った。

5-3. 実験装置

5-3-1 定圧切込み装置

本研究で考案・製作した空気静圧軸受を3方向に搭載した定圧切削ユニットの基本構成をFig.5.5に示す。本装置は工具保持具がエアスライダに連結されており、ラジアル方向（エアスライダ浮上方向）、スラストの2方向（工具切込み方向）にそれぞれ3方向の空気静圧軸受によって支持されている。スラスト方向軸受に対しては、異なる供給圧力を前後に与えることができ、切削時には前後圧力差と工具切込み力が釣り合う。したがって、前加工工程によるうねりや工作物取り付け誤差に起因する傾斜を有する面を加工する際にも、工具が加工面に追従して一定圧力による定切り込みを与えることが可能である。すなわち定圧切削ユニット上の工具刃先は、切込み方向（Z方向）にはスラスト供給圧により自由に動くことが可能であるが、切込みの直交方向（X,Y方向）にはラジアル供給圧により拘束されているため加工機による位置決めが可能となっている。

工具保持具後端にはレーザ干渉式測長センサ（LAZAX,東京精密製、最小分解能8.4nm）が取り付けられ、工具刃先の変位を随時測定することが可能である。各静圧軸受への供給圧力はデジタル圧力計によって監視してレギュレータによって調整する。

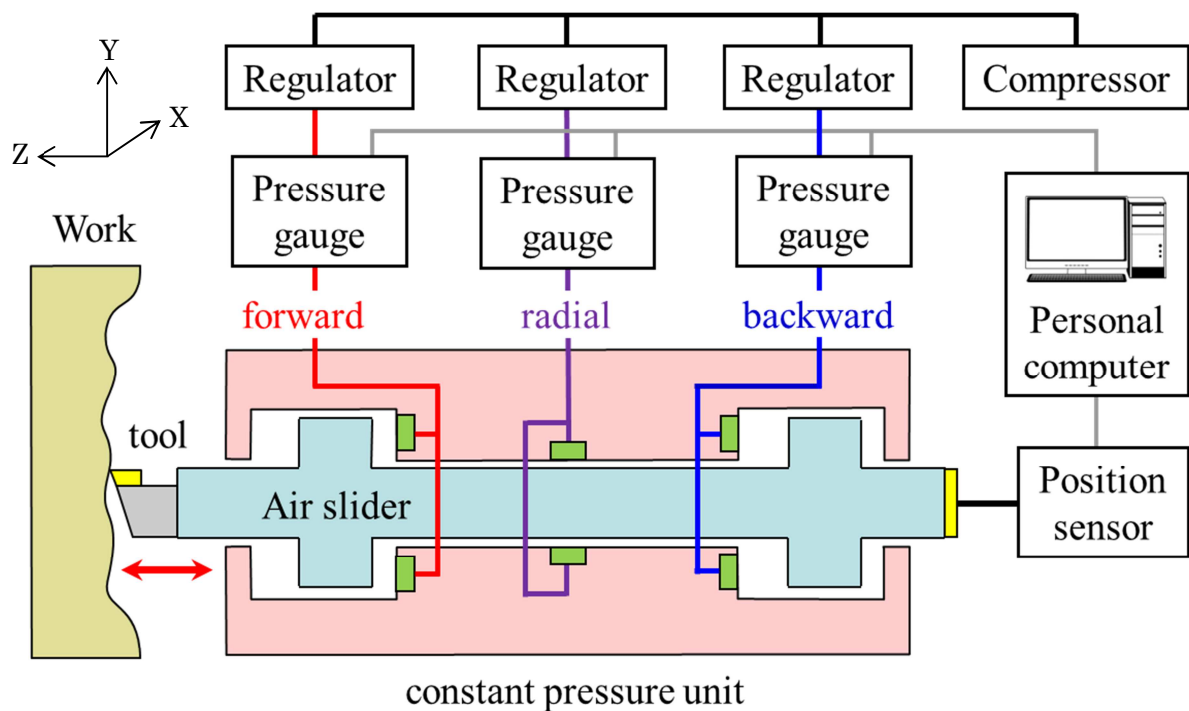


Fig. 5.5 Concept of constant pressure unit for ductile-mode cutting of hard brittle materials

5-3-2 超精密加工機

本研究は延性モード切削加工の適応領域を広げることを目的としているため、運動性能がそれほど優れた精度を持たない超精密加工機（ULC-100A(H), 東芝機械製）を用いた。この超精密加工機の概観をFig.5.6, 加工点付近の詳細な構成をFig.5.7に示す, また主要な仕様をTable 5.1に示す。加工機は水平方向にT字状構造で配置された直線軸2軸（X軸, Z軸）により構成され同時2軸制御が可能である。各直線軸の案内構造はV-Vコロガリ案内方式が採用され、摺

動面がキサゲ加工により高精度に仕上げされている，駆動動力にはボールねじを介して AC サーボモータにより駆動される．各軸のスケールの位置決め分解能は 10nm まで制御することが可能である．回転軸は Z 軸上に空気静圧軸受を備えたワークスピンドルが搭載されている．また X 軸テーブル上には刃物台が搭載されており刃物の高さ方向の調整が可能で，そこに定圧切込装置が設置され実験を行った．



Fig.5.6 Overview of ultra-precision machine tool

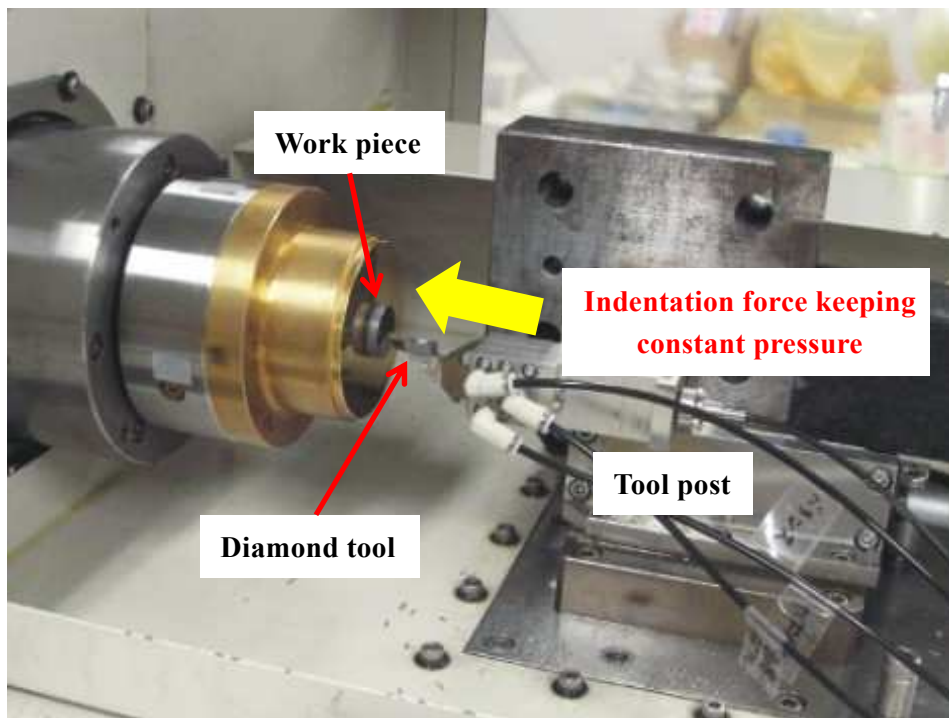


Fig.5.7 Overview of constant pressure unit

Table 5.1 Main specifications of ultra-precision machine tool

Slider	Guide system	X,Z	V-V + roller
	Drive system	X,Z	AC servo motor
	Stroke	X	220 mm
		Z	150 mm
	Max. feed rate	X,Z	1500 mm/min
	Max. cutting feed rate	X,Z	1260 mm/min
	Feedback resolution	X,Z	10 nm
Repeatability	X,Z	$\pm 0.05 \mu\text{m}$	
Spindle	Bearing system		Orifice air bearing
	Drive unit		AC servo motor
	Max. power		0.22 kW/6000 mm
	Max. rotation speed		1500 min^{-1}
	Rotational accuracy	Radial	
Axial			$0.05 \mu\text{m}$

5-3-3 微小荷重計

定圧切込装置の極めて小さい工具刃先の押付け力を測定するために微小荷重計を用いた。本荷重計は微小荷重用ロードセル（LVS-5GA，共和電業製）と計装用表示計（WGA-650B，共和電業製）で構成される。このロードセルと表示計の概略図を **Fig.5.8** に示す。ロードセル計測部には針状の微小荷重計測用測定子が付いており，負荷を受けると表示コンディショナに荷重（mN）を表示させる。ロードセルの仕様としては，定格荷重が 50（mN）で許容過負荷 120% までとなっている。

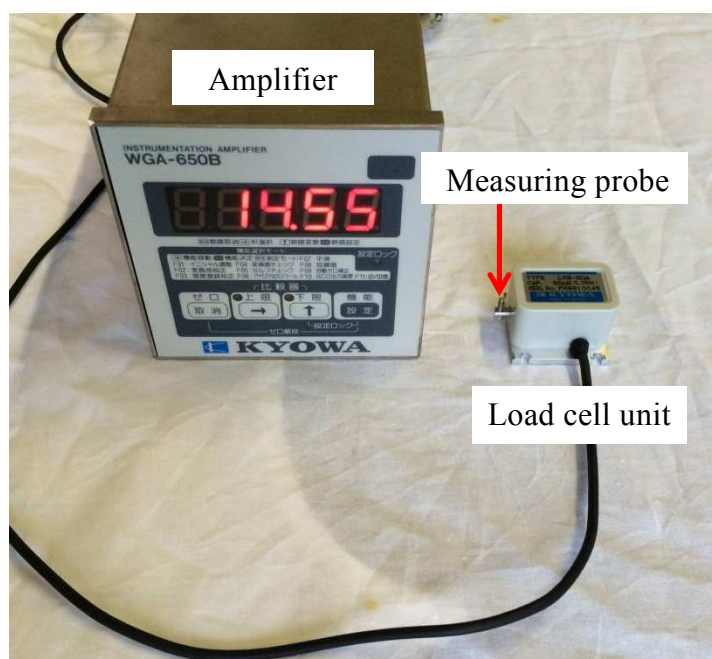


Fig.5.8 Overview of load cell

5-4. 定圧切削ユニットの静的特性

定圧切削ユニットの動作原理は先述のとおりであるが、各静圧軸受の給気経路は完全には独立しておらず、狭い隙間を介してつながっているため、工具切り込み時の空気流路内圧の変動が互いに影響を及ぼす可能性がある。そこで、**Fig.5.9** に示す装置を用い、静的変位を工具に与えた際の特性について調査する。工具の破損を回避するため、工具保持具前端には先端にルビー球部 ($R=0.5\text{mm}$) を有するピンを取り付け、超精密旋盤主軸に設置した板バネを介してピン先端に変位を与える。

主軸を Z 方向に移動させてピンに対して遠方から板バネを近づけると、やがてバネとピンとが接触する。接触直後は、定圧切削ユニットがピン先端を押し込む力がバネ復元力よりも大きいため、主軸の移動につれてバネ変形が増大する。やがて、**Fig.5.10** に示すように、ピン押し込み力と板バネの復元力とは釣り合い、このとき板バネの変位量 dU からユニットの押し込み力を知ることができる。主軸をさらに移動させてピンを押し込んだ場合にも、一定の押し込み力が与えられれば、板バネの変位量 dU は変化せず、定圧ユニット側のピン押し込み量 L のみが増加するはずである。主軸側には CCD カメラを設置し、板バネとピンの接触を検知しており、ピン押し込み量 L は工具保持具後端のレーザ干渉式測長センサを用いて計測する。

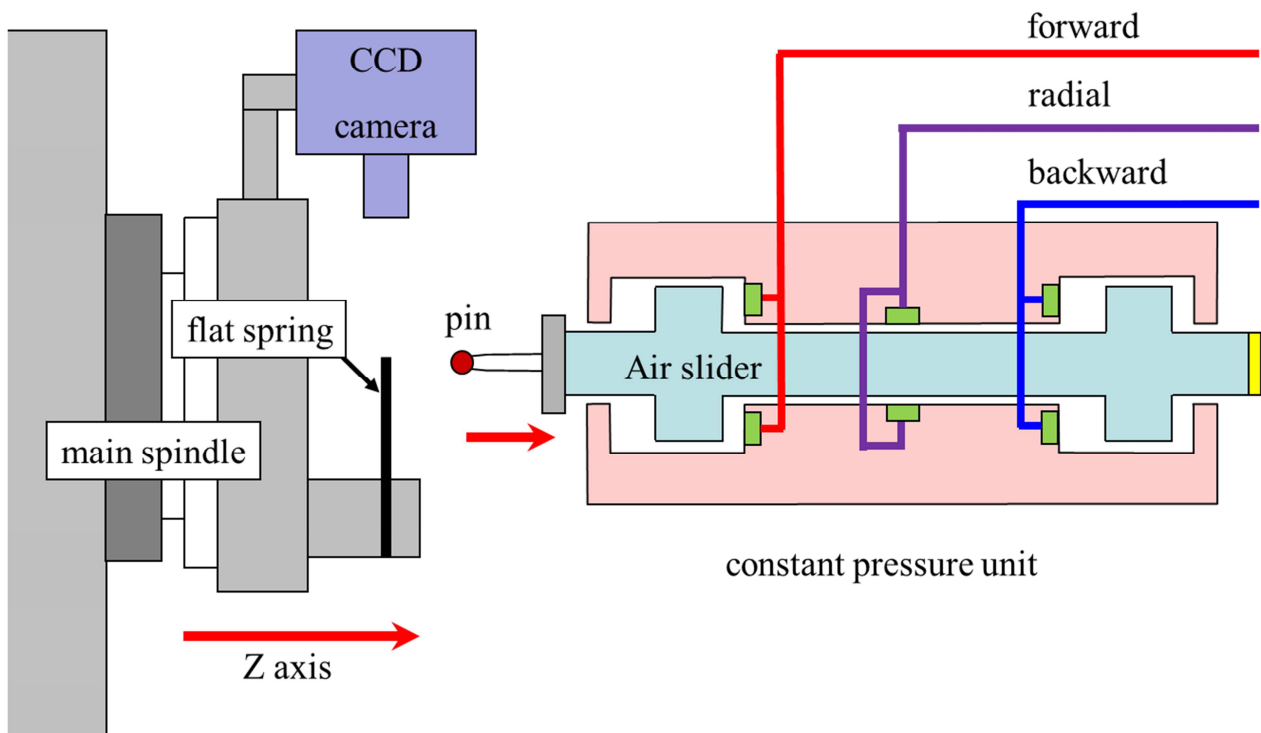


Fig. 5.9 Experimental arrangement in static indentation test of constant pressure unit.

Table 5.2 Experimental conditions in static indentation test of constant pressure unit

Leaf spring	Thickness gauge 1	Thickness gauge 2
Pressure in radial direction (MPa)		0.538
Pressure difference in thrust direction (MPa)	0.20, 0.22, 0.24	0.24, 0.26, 0.28, 0.30
Position of tool post	Stroke end	Stroke end, Stroke middle

実験に使用した2種類の板バネの概略を Fig.5.11 に示す。板バネには、2種類の厚さのシックネスゲージを用い、これを支持材（アルミニウム合金板材）から突き出した状態でピンを押し付けている。いずれの板バネを使用する際にもラジアル方向静圧軸受給気圧力は 0.538MPa と一定とし、スラスト方向の給気圧力差は 0.02mm 厚の板バネの場合に $dP=0.20, 0.22, 0.24$ MPa と三水準、0.05mm 厚の場合には $dP=0.24, 0.26, 0.28, 0.30$ MPa の四水準とする。また、実験を行う際の工具保持具位置は、0.02mm 厚の板バネの場合にはストロークエンド (Fig.5.12(a)) とし、0.05mm 厚の板バネを使う場合にはストロークエンドとストローク中央付近 (Fig.5.12(b)) と二か所で実験している。

主軸の Z 軸変位 dZ に対するピン押し込み量 L を測定した結果の一例を、Fig.5.13 に示す。同図(a)は、厚さ 0.02mm の板バネを使用し、スラスト軸受の圧力差が $dP=0.24$ MPa の際の実験結果である。グラフ縦軸のピン押し込み量 L ならびに横軸の Z 軸変位 dZ は、板バネとピンが接触したときの値を 0 としている。図より、 $dZ=138\mu\text{m}$ 付近で板バネがピンに接触し、その後 dZ が増すにつれてピン押し込み量 L が直線的に増大することがわかる。ピン押し込み量 L の増大部における傾きはほぼ 1 であり、Z 軸変位 dZ と等しいことから板バネの変位 dU は変化せず、一定の押し込み力を与えられていることがわかる。

同図(b)には、厚さ 0.05mm の板バネを用いた場合の Z 軸変位 dZ とピン押し込み量 L の関係を示している。工具保持具がストロークエンドにある場合もストローク中央付近にある場合も同様の傾向を示しており、板バネ厚が大きい場合でも一定の押し込み力を与えられていることがわかる。

スラスト軸受の給気圧力差 dP を変えて実験を行い、ピン押し込み力 (= 工具切込み力) と板バネの復元力とが釣り合った状態における板バネ変位量を測定し、この変位量から切込み力を求めた結果を Fig.5.14 に示す。図から、給気圧力差 dP が増大するほど工具切込み力 F は大きくなり、圧力差によって切込み力を制御できると考えられる。

しかし、圧力差 dP が小さい領域では切込み力 F と圧力差の線形性は損なわれている。これは板バネを使用した切込み力測定の精度が低いために観測されると考えられる。これを確認するため、主軸にロードセルを設置して切込み力を測定する (Fig.5.15)。磁気固定台を用いて微小荷重用ロードセル (LVS-5GA, 共和電業, 定格荷重 50mN) を主軸に取り付け、給気圧力差 $dP \leq 0.1$ MPa という条件化で調査した結果を Fig.5.16 に示す。図からわかるように、給気圧力差が小さい場合でも圧力差 dP と切込み力 F の線形性は保たれており、切込み力の制御性がよいことが確認できる。

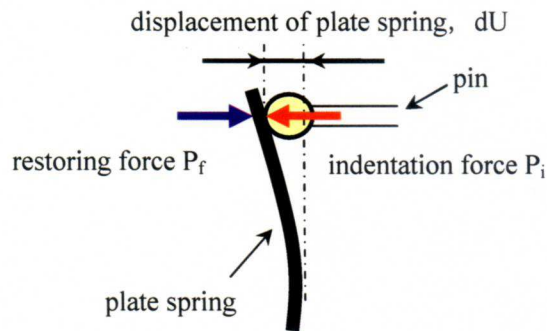


Fig. 5.10 Mechanical equilibrium of resilience of leaf spring and indentation force.

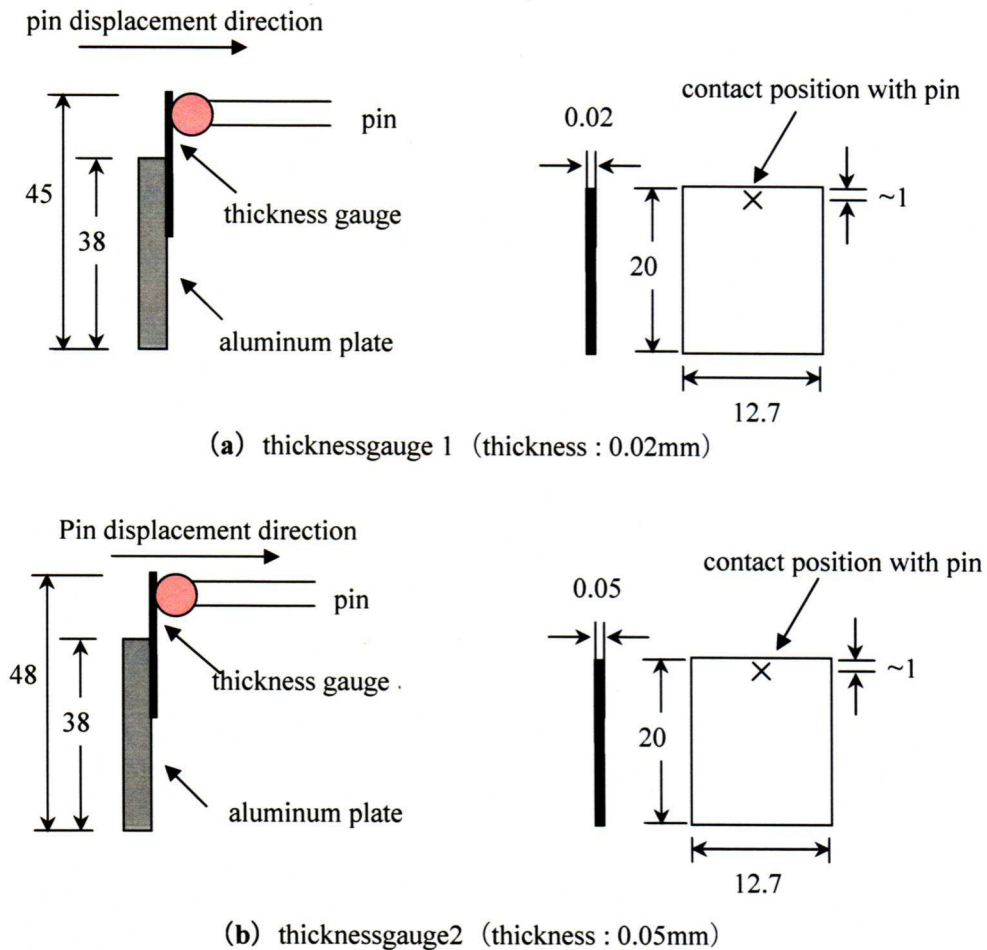


Fig. 5.11 Schematic illustrations of leaf spring and support plate for static test of constant pressure unit.

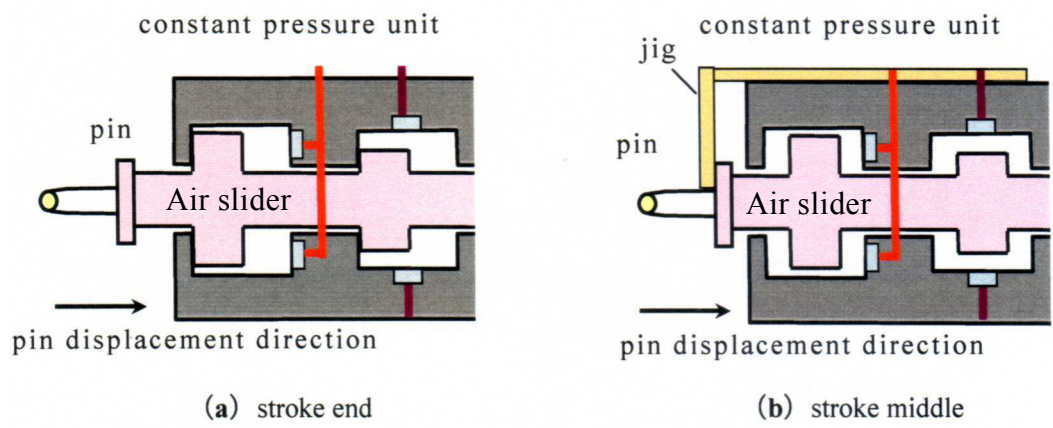
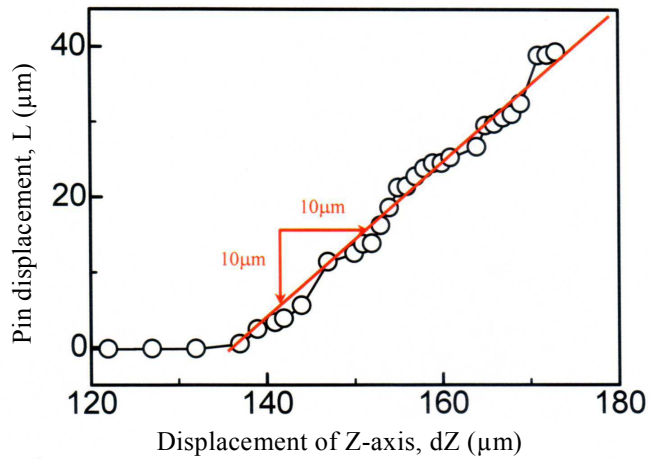


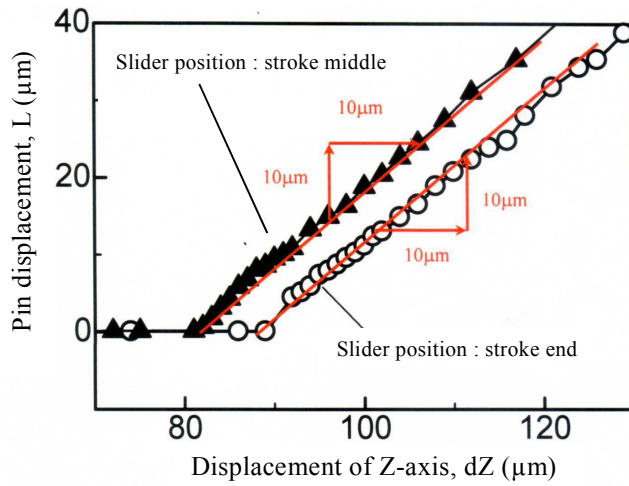
Fig. 5.12 Places of tool post in static test of constant pressure unit.

Table 5.3 Conditions in static indentation test with low pressure difference

Pressure in radial direction	(MPa)	0.4
Pressure difference in thrust direction	(MPa)	0.04, 0.05, 0.06, .07, 0.08, 0.09, 0.10



(a) Thickness of leaf spring=0.02mm, Stroke end



(b) Thickness of leaf spring=0.05mm

Fig. 5.13 Relationship between displacement of tool post and work table.

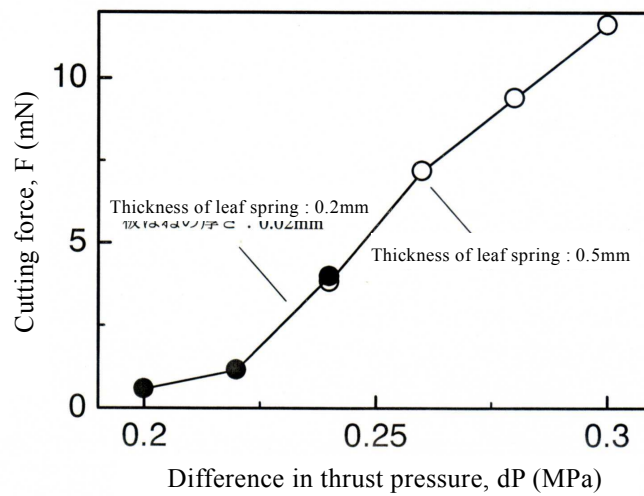


Fig. 5.14 Relationship between cutting force and difference in thrust pressure.

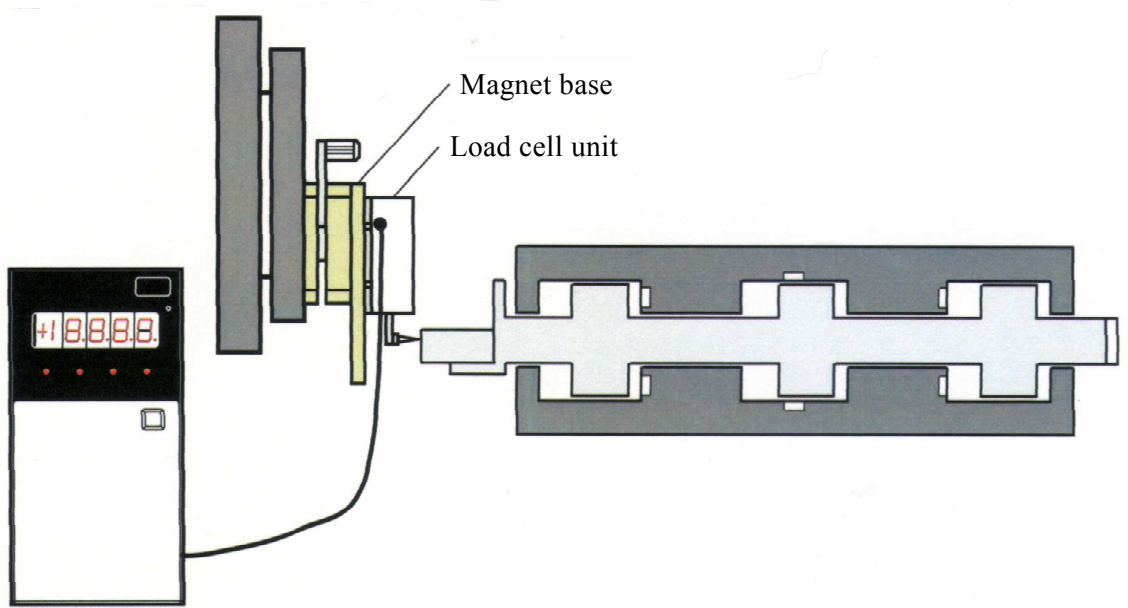


Fig. 5.15 Verifying stability of thrust force of constant pressure unit.

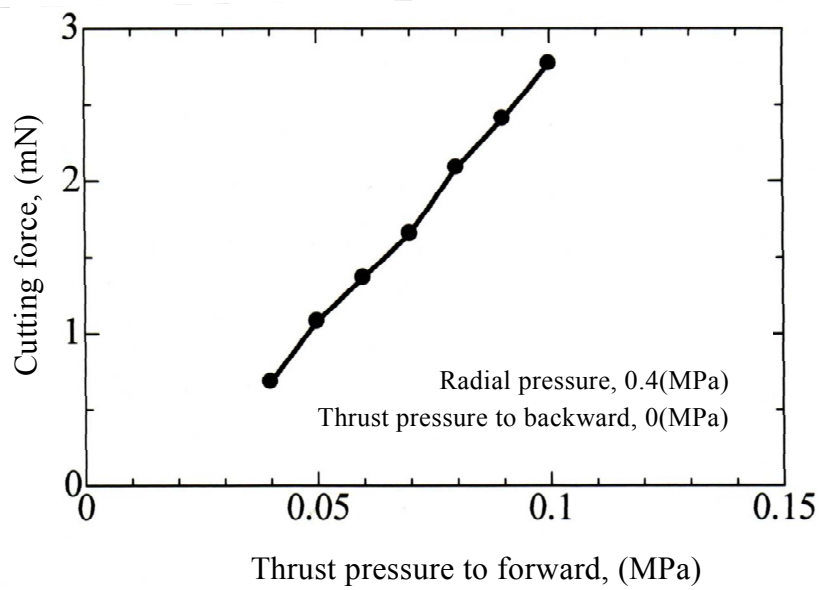


Fig. 5.16 Cutting force for small difference in supplied pressure.

5-5. 定圧切削ユニットの動的特性

開発した定圧切削ユニットの動的な応答性は、工作機械への搭載を視野に入れば非常に重要な特性である。なぜならば、切削工具の加工性能は一定以上の切削速度で発揮されるため、加工面のうねりや傾斜への工具追従も相当の速さを要求されるからである。たとえば、**Fig.5.17**に示すように回転テーブルに設置された加工物がわずかにでも傾いていれば、この加工物表面上の切削点における高さの変化は大きく、回転に同期して変動する。

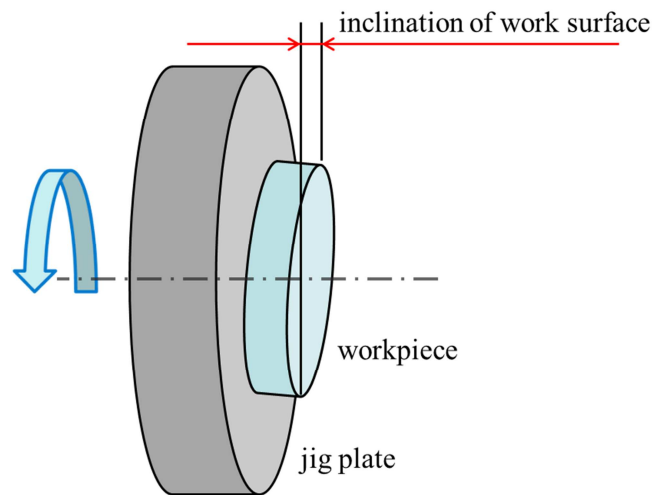


Fig. 5.17 Modulation in height of workpiece due to inclination.

この高さの変動量を $y = a \cdot \sin\omega t$ と表すと、工具刃先が工作物から離れずに切削し続けるには、**Fig.5.18** に定義されるスラスト方向切削力 F が式(5.1)の条件を満たさねばならない。

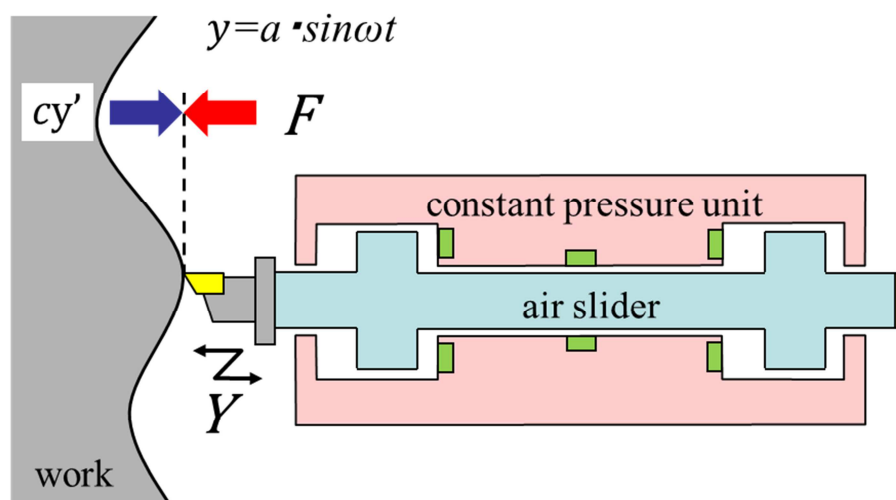


Fig. 5.18 Modulation of surface to be cut and following cutting tool.

$$F \geq c\dot{y} = ca\omega\cos\omega t \quad (5.1)$$

ここで、式中の各変数は次の通りである。

- a : 工作物の傾き，切削点の位置に依存する振動振幅
- F : 定圧切削ユニットによって与えられるスラスト切削力
- c : 定圧切削ユニットの等価減衰係数
- ω : 加工物の回転速度

加工面高さの変動速度が最も大きい位置を考えれば，切削力の満たすべき条件は次式となる。

$$\frac{F}{ca\omega} \geq 1 \quad (5.2)$$

式(5.2)で表される安定切削領域を定めるには，定圧切削ユニットの等価減衰係数 c を求めねばならない。そこで定圧切削ユニットを **Fig.5.19** に示すようにモデル化すると，工具保持具の Z 方向の運動方程式は式(5.3)で与えられる。

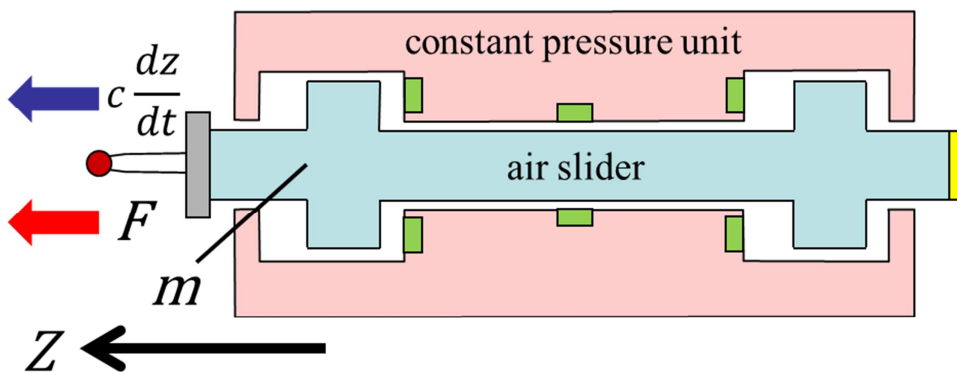


Fig. 5.19 Simplified analytical model for vibration with viscous drag.

$$m \frac{d^2 Z}{dt^2} = F + c \frac{dZ}{dt} \quad (5.3)$$

$$Z(t) = -\frac{F}{c}t + A_1 \frac{m}{c} e^{(c/m)t} + A_2$$

$$Z(0) = Z_0, \quad \frac{dZ}{dt}(0) = v_0 \quad \text{とすると}$$

$$A_1 = v_0 + \frac{F}{c}, \quad A_2 = Z_0 - \frac{m}{c} \left(v_0 + \frac{F}{c} \right) \quad \text{であるため}$$

$$Z - Z_0 = \frac{m}{c} \left\{ \left(v_0 + \frac{F}{c} \right) \left(e^{(c/m)t} - 1 \right) - \frac{F}{m} t \right\} \quad (5.4)$$

ここで、式中の各変数は次の通りである。

- m : 工具保持部の等価質量
- F : 定圧切削ユニットによって与えられるスラスト切削力
- c : 定圧切削ユニットの等価減衰係数
- Z_0 : 初期変位
- v_0 : 初期速度

このモデルでは、工具保持具の Z 方向の運動に対し、その速度に比例する抵抗力が作用していると考えている。これは、工具保持具が移動する際に静圧空気軸受の軸受すき間を空気が流動するためである。一方、工具保持具の Z 方向の位置に関わらず切込み力が一定であるから、バネ系のような変位に比例する復元力は発生しない。すなわち、この運動方程式は加速度と空気抵抗を受ける投射物体の運動方程式と等しい。

上記の運動方程式を利用して、未知の工具保持部の等価質量 m と定圧切削ユニットの等価減衰係数 c を得るため、後述の条件における工具保持具の振動変位波形を測定した。Table 5.4 に実験条件を示す。Fig.5.20 に示す状態からピンを $-Z$ 方向に変位させてからピンを放し工具保持部を運動させ、その時のピン先端の変位をポジションセンサにより測定した。測定はストロークエンド付近の不安定な挙動範囲を避けるため、ストロークエンドから 1.0mm 押し込んだ状態で行った。Fig.5.21 及び Fig.5.22 に各条件で測定した Z 変位を示す。

Table 5.4 Conditions in dynamic property evaluation for constant pressure unit.

Pressure in radial direction	(MPa)	0.25
Pressure difference in thrust direction	(MPa)	0.03 , 0.06
Indentation force	(mN)	3.46 , 6.29

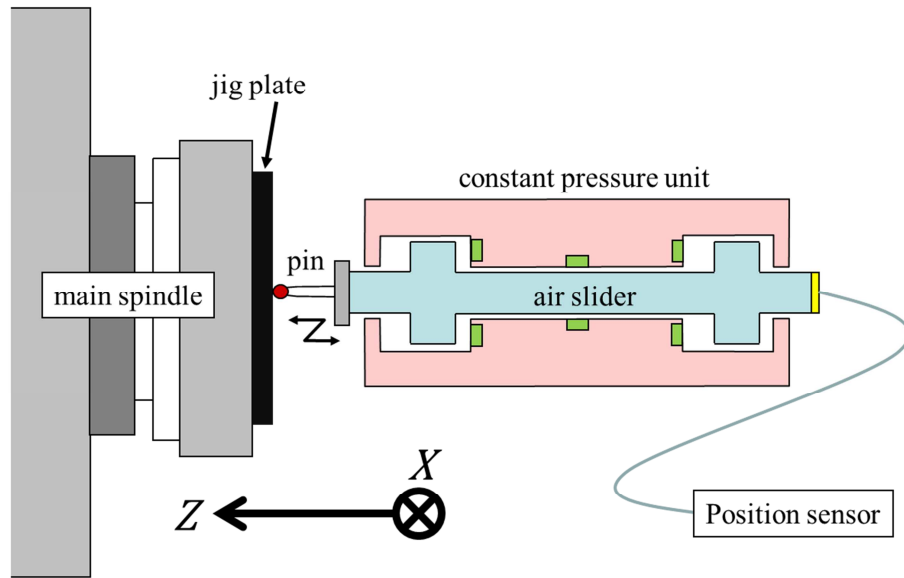


Fig. 5.20 Modulation of vibration test with viscous drag.

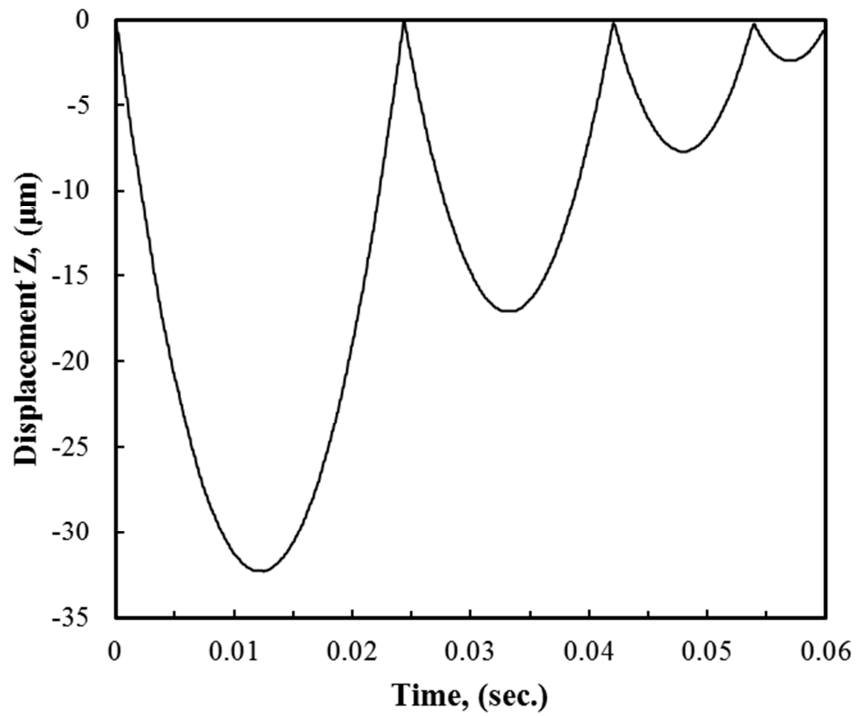


Fig. 5.21 Z displacement at indentation force 3.46mN

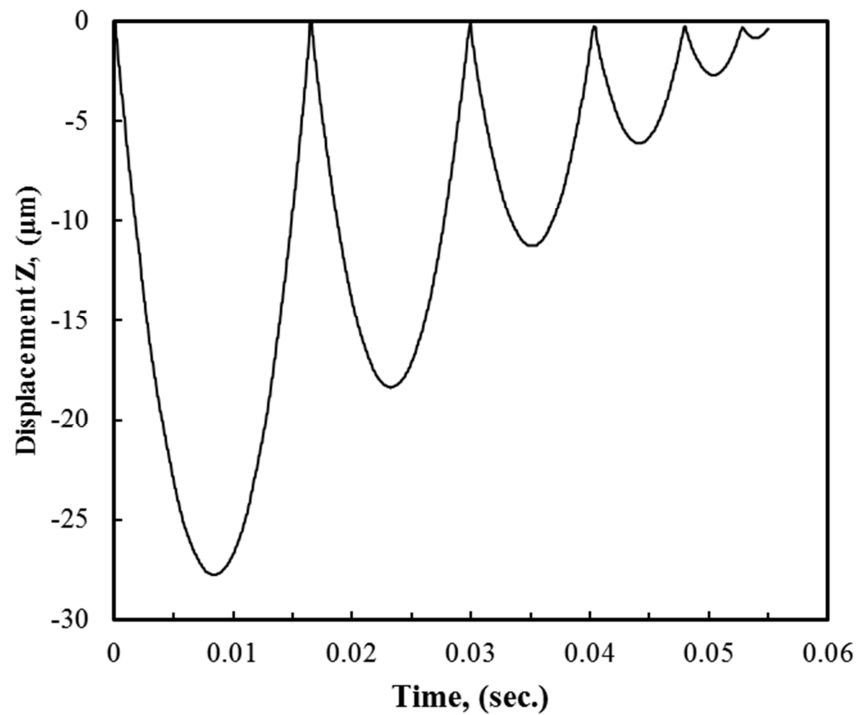


Fig. 5.22 Z displacement at indentation force 6.29mN

振動変位 Δz は工具保持具後端に設置した変位計を用いて $t=100\mu\text{s}$ のサンプリングタイムで計測・デジタルデータとして保存されており、その実測値を用いて簡便に離散値とサンプリングタイムの比から瞬間的な速度を求めて初期速度 v_0 とした。求めた v_0 、スラスト切削力 F 、サンプリングタイム t 、サンプリング間の Z 軸変位 $Z-Z_0$ を代入して、数値計算により等価質量 m と減衰係数 c を求めた。

その結果、ユニットの等価質量 $m=13.65\text{g}$ 、粘性減衰係数 $c=5.55\text{N}\cdot\text{s/m}$ が導かれた。Fig.5.23及びFig.5.24に求めた値、ユニットの等価質量 m 、粘性減衰係数 c 、及び初期速度 v_0 と押込み力 F を式(5.3)に代入して得られた計算値と実測値の比較を示す。

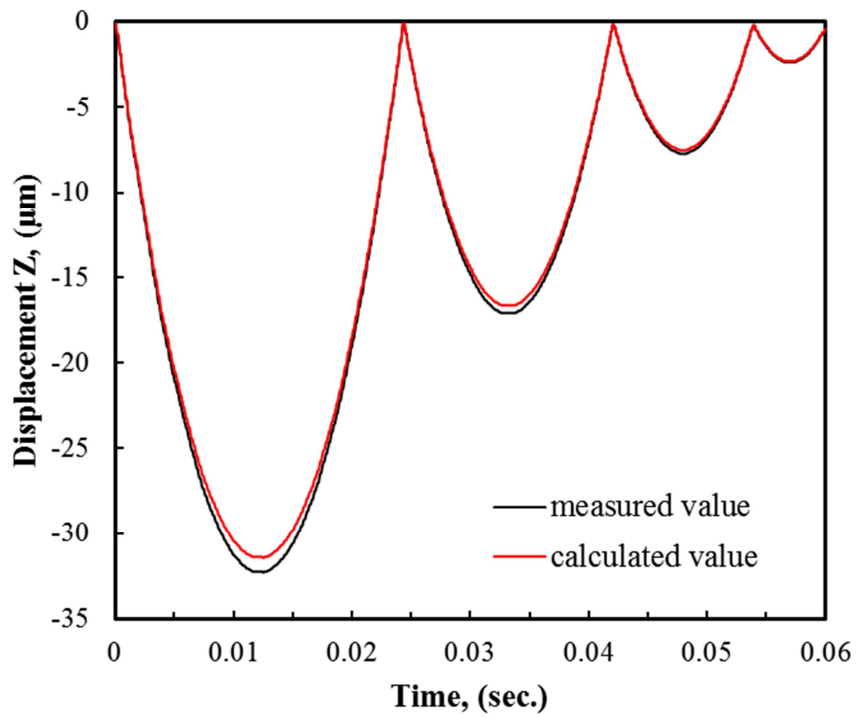


Fig. 5.23 Comparison between measured value and calculated value in Z displacement at indentation force 3.46mN

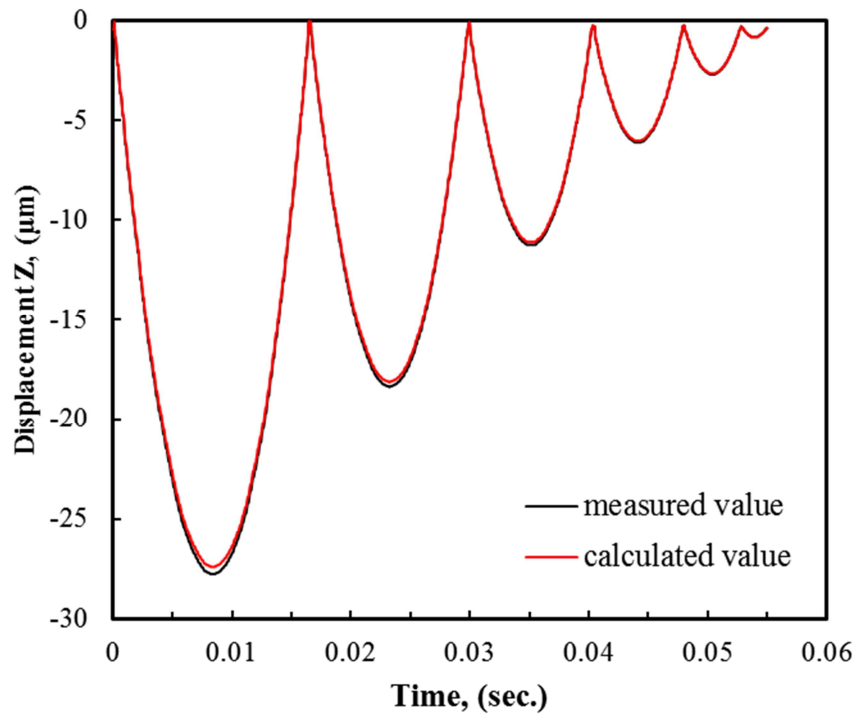


Fig. 5.24 Comparison between measured value and calculated value in Z displacement at indentation force 6.29mN

上記より，計算結果が実測データとほぼ合致していることが分かる．これより導かれた等価質量 m と粘性減衰係数 c を用いてユニットの安定条件を安定的に切削が可能な領域を求めて図示したものが **Fig.5.25** である．

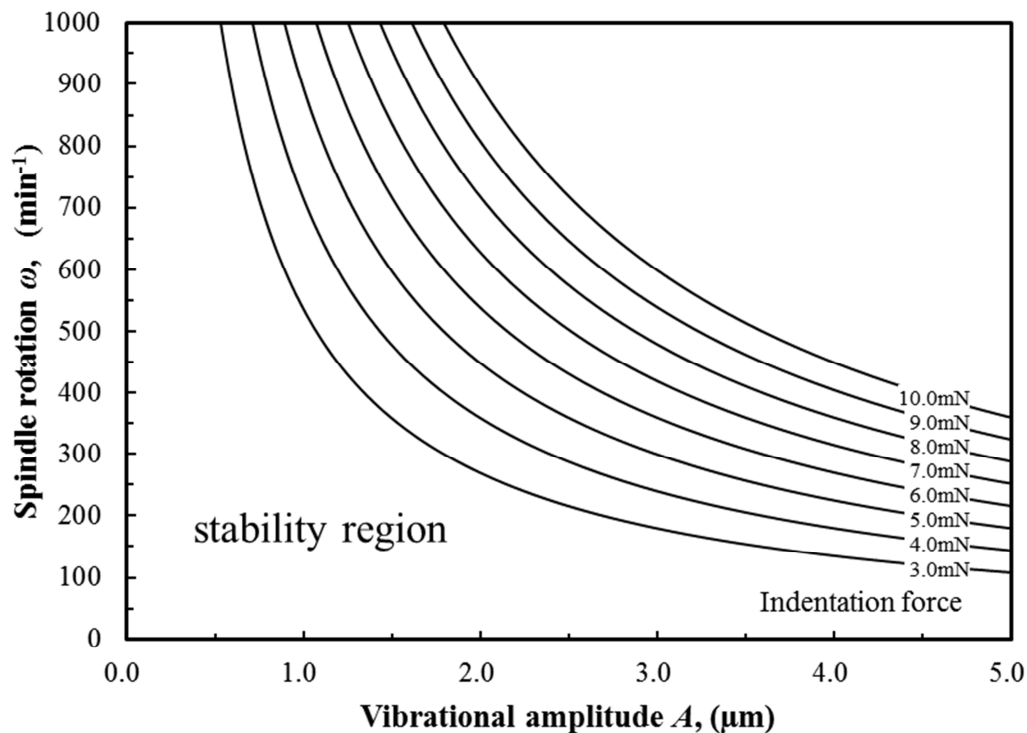


Fig. 5.25 Stability region of face turning with constant pressure unit

上の図に示された安定領域が正しいか確かめるために，**Table 5.5** に示す条件で検証を行った．実際に被削材を主軸端面に設置して工具刃先を押し当てた状態でポジションセンサの波形を確認し，得られた波形により振動の有無を確認した．**Fig.5.26** にその結果を示す．

Table 5.5 Conditions in dynamic property evaluation for constant pressure unit.

Pressure in radial direction	(MPa)	0.25
Pressure in thrust direction	(MPa)	0.03
Indentation force	(mN)	3.59
Spindle rotation	(min ⁻¹)	20 , 60 , 100 , 200 , 300 , 400

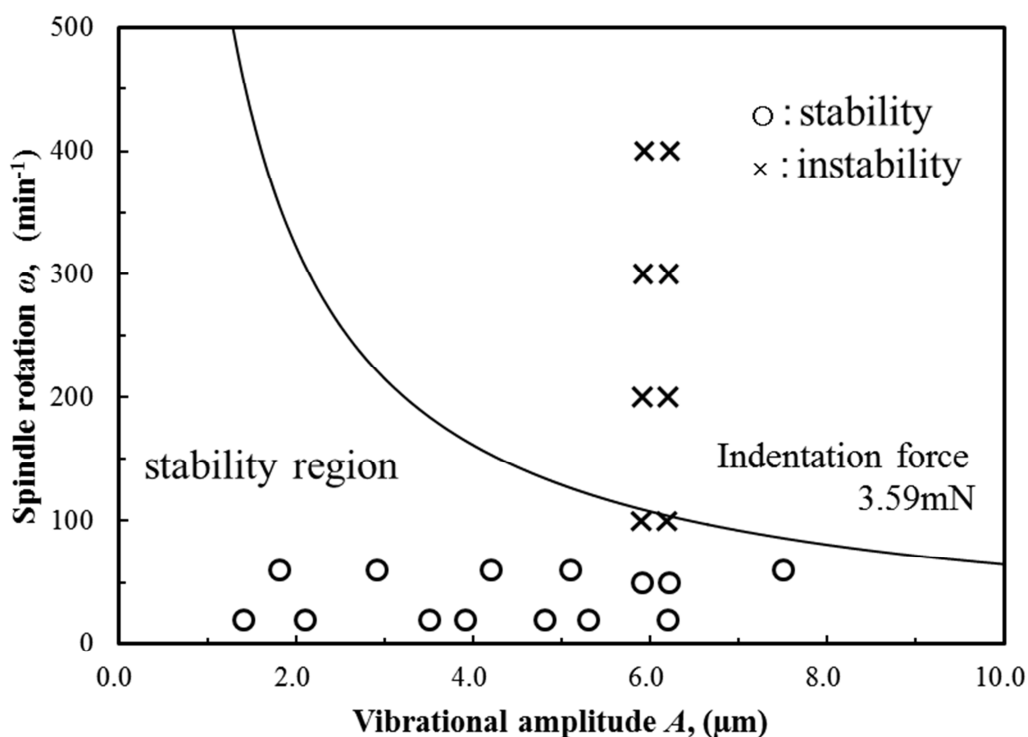


Fig. 5.26 Relationship between calculated stability region and actual movement

上の図より、安定領域と不安定領域の境界線から離れた実験では、すべての結果が正しく反映されており、計算された安定条件が適切であることを示している。しかし振動振幅 $6.0\mu\text{m}$ 前後、回転速度 100min^{-1} の安定領域境界線上の実験では、計算値と異なる結果が得られている。これは、実験時の環境によって安定領域が変動することがあるためと考えられる。

ここでは、定圧切込み装置が安定して加工可能な条件を力のつり合いにより求めたが、計算結果により安定領域は主軸の回転数と被削材表面の軸方向の振れによる振幅値との関係で示すことができた。被削材表面の振れによる振幅が大きい場合には、低速な回転数でなければ安定した切削状態が得られないと言う結果は工具保持部エアスライダのストローク速度と粘性減衰係数が関係していると考えられる。同じ回転数の場合、振幅値が大きくなるにつれストローク速度が増加する。その時の振動を空気の粘性で減衰させて、工具刃先が被削材表面上から離れないことが安定した切込みで切削加工を行うことになる。よってストローク速度を小さくすることは、主軸の回転数と被削材表面上の振れの振幅値が起因していると考えられる。

5-6. まとめ

本研究で開発した定圧切込み装置の静的・動的特性を検証し、さらに、超精密切削加工機上でしばしば問題となる、前加工誤差や加工物取り付け誤差に対する許容度を評価するため、安定加工領域を求める方法を提案した。

本章の結果をまとめると以下の通りである。

1. 製作した定圧切込み装置は、切込み力を一定に保持することが可能であった。
2. 工具押込み力は空気静圧軸受のスラスト方向の圧力差によって調整することが可能であった。
3. 工具押込み力は空気静圧軸受のスラスト方向の圧力差に対して線形的に上昇する。
4. 定圧切込み装置の運動方程式から質量 m 、粘性係数 c を導入することで、装置の安定条件が、被削材表面上の面振れ振幅値と主軸回転数によって定まることが分かった。
5. 定圧切込み装置は、運動性能の高くない加工機上でも安定した延性モード切削状態を実現することが可能であった。

第6章 結論

本研究においては、加工難易度の高い硬脆材料を対象とし、あらたな延性モード切削加工技術を開発して種々硬脆材料のアプリケーションを広げることがを目的とした。

第2章では、従来行われた硬脆材料の延性モード加工に関する研究を概観し、主要な成果を整理して問題点を整理した。

第3章では、各種脆性材料を対象として超精密加工機を使用した傾斜プレーナ加工を実施し、脆性－延性遷移の特徴および加工性を比較・評価した。また、硬脆材料の難削性を表現する指標値として硬度試験結果から得られる硬度、破壊靱性値を採用した難削性チャートを提案した。

第4章では、非球面レンズ等の射出用金型に使用される超硬合金を対象とし、超精密加工機の動特性が及ぼす影響を検討した。駆動系が異なる2つの超精密加工機を使用した延性モード切削試験結果から、添加物の異なる2種類の超硬合金の加工性の差異とそれらに及ぼす加工機の特性的影響を考察した。

第5章では、研磨加工等の圧力切込み加工に着想を得た定圧切込み装置を開発し、その静的・動的特性を評価し、本装置によって安定的な加工が可能な加工条件について検討した。本研究において得られた結果を以下に要約する。

- 1) 運動精度に優れた超精密加工機を使用することで、既知の臨界切り取り厚さを上回る高切り取り厚さを実現でき、さらに、従来は延性モード加工が不可能であると考えられていた高硬度材料に対しても延性モード切削を可能であることを示した。
- 2) 硬脆材料の延性モード切削に着目した難削性評価チャートを提案し、材料試験によって得ることが容易な物性値から、ある程度の難削性予測が可能であることを示した。また算出された難削性指数によりある程度の臨界切り取り厚さの推定が可能である。
- 3) 超硬合金金型の仕上げ面品位は焼結助剤の添加量に大きく影響を受けるばかりか、工具の損耗もまた助剤の影響を受ける。これは焼結助剤であるコバルト部切削時に大きなむしれを生じることによると考えられ、その際に工具が損傷を受けるものである。
- 4) 超硬合金のような高硬度材料の延性モード切削加工は可能であるが、加工機には高制御分解能のみでなく、高運動精度をも要求されることが示唆された。
- 5) 提案・試作した定圧切込み装置によって、切込み力を一定に保持することが可能で、その値は供給気圧によって制御できる。また、工具切込みストロークの広い範囲で切込み力を一定に保持することが可能であることを示した。
- 6) 提案・試作した定圧切込み装置の動的応答性を理論的・実験的に評価し、前加工時に生じたうねりや加工物取り付け誤差に起因する傾斜を有する加工物に対しても追従して一定圧を与えた加工が可能であることを示した。

以上

参考文献

- 1-1) 帯川利之：MSTC 加工技術ロードマップ，精密工学と技術ロードマップ資料集，精密工学会（2008），8
- 1-2) 谷口紀男：ナノテクノロジーの構想とその理念，精密工学会誌，56，3（1990），427
- 2-1) 許盛中，宮本猛，花崎伸作，藤原順介：超硬合金の切削に関する研究，精密工学会誌，69，12（2003），1724
- 2-2) 飯塚保，畠山実，上野滋，森田昇：硬脆材料の超精密加工を可能とする超精密旋盤の開発，砥粒加工学会誌，56，8（2012），552
- 2-3) 飯塚保，畠山実，山口誠，上野滋：光学ガラスと単結晶ダイヤモンドの摩擦摩耗特性，砥粒加工学会誌，57，3（2013），181
- 2-4) 閻紀旺，庄司克雄，鈴木浩文，厨川常元：ダイヤモンド平バイトを用いた単結晶 Si の延性モード切削，精密工学会誌，64，9（1998），1345
- 2-5) 閻紀旺，庄司克雄，厨川常元：単結晶 Si の超精密切削における切りくず形態，精密工学会誌，65，7（1999），1008
- 2-6) 閻紀旺，庄司克雄，厨川常元：大きな負のすくい角工具による延性・ぜい性遷移，精密工学会誌，66，7（2000），1130
- 2-7) 社本英二，森本祥之，森脇俊道：楕円振動切削加工法（第1報），精密工学会誌，62，8（1996），1127
- 2-8) 社本英二，森本祥之，森脇俊道：楕円振動切削加工法（第2報），精密工学会誌，65，3（1999），411
- 2-9) 社本英二，馬春翔，森脇俊道：楕円振動切削加工法（第3報），精密工学会誌，65，4（1999），586
- 2-10) 鈴木教和，樋野励，益田真輔，社本英二：超硬合金の超精密楕円振動切削加工，精密工学会誌，72，4（2006），539
- 3-1) P.N.Blake and R.O.Scattergood：Ductile-Regime Machining of Germanium and Silicon, J.Am.Ceram.Soc., 73, 4（1990）949
- 3-2) 小倉一朗，岡崎祐一：シングルポイントダイヤモンド旋削による光学ガラスの延性モード切削加工に関する研究，精密工学会誌，66，9（2000），1431
- 3-3) 上村康幸，谷泰弘，佐藤壽芳，山口ひとみ：負圧浮上工具方式による硬脆材料の延性モード切削，日本機械学会論文集（C編），63，614（1997）3654
- 3-4) Jiwang YAN, Yasunori TAKAHASHI, Jun'ichi TAMAKI, Akihiko KUBO, Tsunemoto KURIYAGAWA and Yutaka SATO：Ultraprecision Machining Characteristics of Poly-Crystalline Germanium, JSME International Journal, 49, 1（2006），63
- 3-5) 閻紀旺，庄司克雄，田牧純一，厨川常元，久保明彦，清水浩貴：単結晶フッ化カルシウムの超精密切削加工，精密工学会誌，65，7（1999），1008
- 3-6) 山根八洲男，関谷克彦：難削指数による難削性の評価，精密工学会誌，70，3（2004），407
- 4-1) EDMUND OPTICS ホームページ
- 4-2) 福田将彦，山根八洲男，関谷克彦，杉野直規：静電容量を利用した超精密加工用砥石の非接触式アライメント調整法，精密工学会誌，70，6（2004），843

- 4-3) 杉田忠彰, 上田完次, 遠藤勝義: 硬脆材料のマイクロ切削における塑性変形型材料除去の可能性, 精密工学会誌, 52, 12 (1986), 2138
- 4-4) K.E.Puttick, M.R.Rudman, K.J.Smith, A.Franks and K.Lindsey: Single-Point Diamond Machining of Glasses, Proc.R.Soc.Lond., A426 (1989) 19-30
- 4-5) 市田良夫, ベンフレジナビル, ユセフィレザ: 単結晶シリコンの延性モード鏡面切削 (第1報), 精密工学会誌, 64, 4 (1998), 608
- 4-6) T.Nakasuji, S.Kodera, S.Hara, H.Matsunaga, N.Ikawa and S.Shimada: Diamond Turning of Brittle Materials for Optical Components, Ann.CIRP, 39, 1 (1990), 89
- 4-7) 由井明紀, 松岡浩司, 田中隆之, 奥山繁樹, 北嶋孝之: 単結晶ダイヤモンド工具による超硬合金の切削加工, 砥粒加工学会誌, 54, 9 (2010), 545
- 4-8) 由井明紀, 松岡浩司, 奥山繁樹, 北嶋孝之, 岡畑豪: 単結晶ダイヤモンド工具によるコバルトレス超硬合金の切削加工, 砥粒加工学会誌, 54, 11 (2010), 654
- 4-9) K.Kuriyama, M.Fukuta and Y.Yamane: Deterministic ultra-precision cutting of cemented carbide for aspheric mold, ICPMT, (2006), 353
- 4-10) 閻紀旺, 庄司克雄, 厨川常元: 単結晶 Si の超精密切削における切りくず形態, 精密工学会誌, 65, 7 (1999), 1008
- 5-1) 小倉一朗, 岡崎祐一: シングルポイントダイヤモンド旋削による光学ガラスの延性モード切削加工に関する研究, 精密工学会誌, 66, 9 (2000), 1431
- 5-2) 閻紀旺, 庄司克雄, 鈴木浩文, 厨川常元: ダイヤモンド平バイトを用いた単結晶 Si の延性モード切削, 精密工学会誌, 64, 9 (1998), 1345
- 5-3) T.G.Biffano, T.A.Dow, R.O.Scattergood: Ductile-Regime Grinding:A New Technology for Machining Brittle Materials, ASME, 113, 5 (1991), 184
- 5-4) K.Kuriyama, M.Fukuta K.Sekiya K.Yamada and Y.Yamane: Forming of Microstructure on Hard Brittle Materials in Ductile Mode Cutting, Key Engineering Materials, Vols.447-448 (2010), 91
- 5-5) 社本英二, 鈴木教和, 森脇俊道, 直井嘉和: 楕円振動切削加工法 (第4報), 精密工学会誌, 67, 11 (2001), 1877
- 5-6) 江頭快: 硬ぜい材料の微細工具による切削加工, 精密工学会誌, 67, 1 (2001), 157
- 5-7) 飯塚保: ガラスの延性モード切削加工技術, 砥粒加工学会誌, 52, 11 (2008), 634

謝 辞

本研究の遂行にあたり、終始ご丁寧なご指導を頂きました広島大学大学院工学研究科特任教授山根八洲男先生、広島大学大学院工学研究科教授山田啓司先生に心より御礼申し上げます。また本論文をまとめるにあたり貴重なご指摘ご助言を頂きました広島大学大学院工学研究科關谷克彦先生に心より感謝の意を表します。

また実験に遂行にあたり多大なご助力をいただいた東芝機械株式会社の福田将彦氏をはじめとする関係者各位に深く感謝いたします。実験に協力していただいた学生諸氏に心から御礼申し上げます。

今後はさらに超精密加工機の適用範囲を広げるべく新たな加工方法の開発に励みたいと考えています。今後とも変わらぬご指導のほどをよろしくお願いいたします。

付録

延性モード切削を利用した実際のアプリケーション形状加工

1. 延性モード切削を利用した単結晶シリコンへの FOSSIL 形状加工

第3章では、種々の硬脆性材料を運動性能の高い超精密加工機を用いて傾斜切込みプレーナ切削を行った。加工機の高い運動特性により、動的な位置決め誤差が抑制されたことで、各材料において既知の臨界切取り厚さより、いずれも大きな切取り厚さで切削することが可能であった。

実験に用いた材料の中で、単結晶 Si は優れた導電特性により半導体分野において既に広い範囲で利用されているが、半導体デバイスの技術革新は目覚しく、高集積化が進んでいる。それに伴い半導体の線幅は、100nm オーダで生産されていた時代から 45nm, 32nm, 20nm と減少し、14nm が実用化され、ついには 7nm とさらに細かいものが試作されている。そこで問題になるのが故障解析技術で、故障解析のための更なる高解像度化が求められている。現在裏面からの発光、発熱解析いわゆる OBIRCH 解析が用いられているが、そこで活躍している浸漬レンズはいずれも測定側と被測定側とにエアなど何らかの介在物が存在するために、測定光が屈折し効率を低下させる。そこで FOSSIL と呼ばれる直接シリコン基板上に加工を施す方法が、高い効率を出せる解析技術として注目されているが、シリコン基板厚みは 200 μm と非常に薄いことにより、脆く割れやすいため、従来のシリコンレンズ加工のようなネガ工具を適用することはできない。そのためワークを破損させない工具を使用することが必要となる。

Fig.7.1 に FOSSIL 形状を模したテスト加工のモデル図を示す。トータル厚みを軽減するため図のように湾曲した形状になっている。**Fig.7.2** に形状分布と曲率分布を示す。青が形状を示し、赤が曲率を示す。この図のポイントは、最小曲率 0.06mm に達する点で、加工時の干渉を回避するために工具はさらに小さい曲率のものが必要となる。加工条件を **Table 7.1** に示す。ワークには厚み 200 μm のシリコン基板チップを用いて、工具には、すくい角 0° 、刃先半径 10 μmR を用いた。加工条件は、回転数 2000 min^{-1} 、切込 0.3 μm 、送り 0.25 $\mu\text{m}/\text{rev}$ で加工を行った。

加工結果として、**Fig.7.3** に加工範囲を拡大写真を示す。加工面全面において滑らかで良好な仕上げ面性状が得られており、加工開始から終了まで継続的に完全な延性モード切削状態で加工されたことが分かる。**Fig.7.4** に顕微鏡により 800 倍に拡大した加工面写真を示す。詳細観察においても一切脆性破壊が発生した箇所は確認されない。

今回のテスト形状のような回転対称形状で単結晶 Si の(100)面に正面旋削を行った場合には、結晶方位によって被削特性に異方性があるため、**Fig.7.5** に示すように、へき開により $\langle 0\bar{1}0 \rangle$ と $\langle \bar{1}00 \rangle$ の方位で特に臨界切取り厚さが低下し、脆性破壊を生じやすくなる。しかしながら **Fig.7.6** に示すように、加工面の外周部を全周囲観察しても、滑らかな仕上げ面のみが観察され微小な欠陥すら確認されない。

このように干渉や薄肉のため破損が懸念される単結晶 Si の複雑形状の加工においても、一切欠陥の無い良好な品質のレンズ形状が作製されたことにより、運動性の高い超精密加工機を用いて加工を行えば、すくい角を 0° に維持したままの状態でも延性モード切削が適用できることが示された。

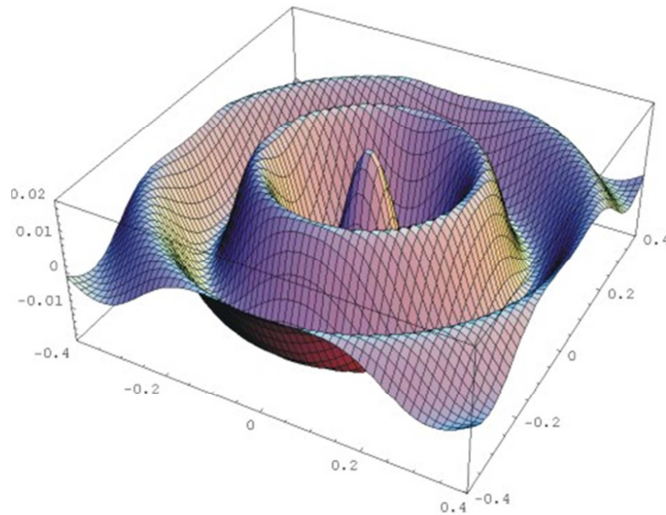


Fig. 7.1 Simulated model for forming substrate into solid immersion lens

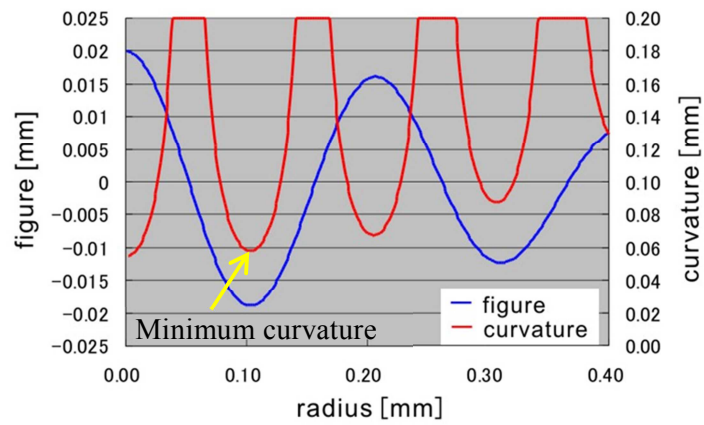


Fig. 7.2 Cutting profile of simulated model

Table 7.1 Cutting conditions of Si substrate for FOSSIL

Tool	Single crystal diamond
Nose radius	0.01mm
Rake angle	0°
Clearance angle	20°
Spindle rotation	2000min ⁻¹
Cut of depth	300nm
Feed rate	0.5μm/rev
Coolant	Mist (Kerosene)
Work piece	Silicon substrate (200μm thickness)



Fig. 7.3 Overview of cut surface

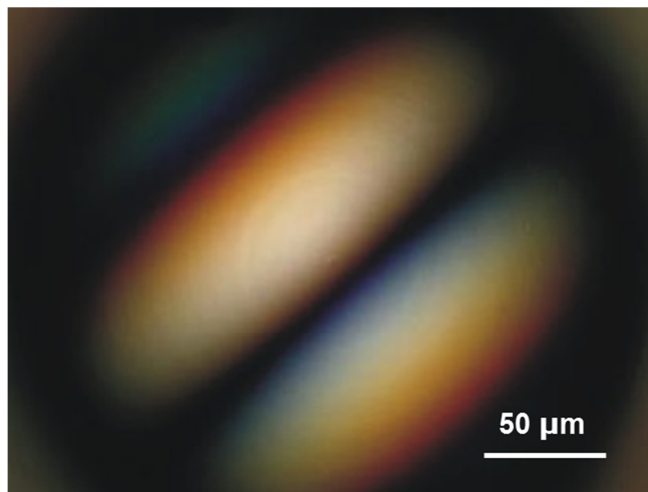


Fig. 7.4 Microscopy of cut surface (x800)

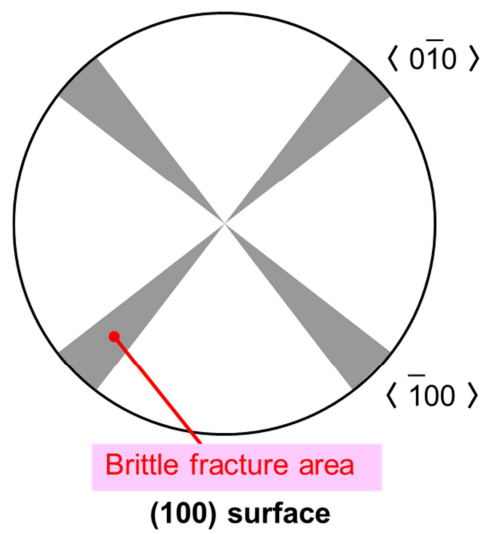


Fig. 7.5 Brittle fracture model for Si substrate

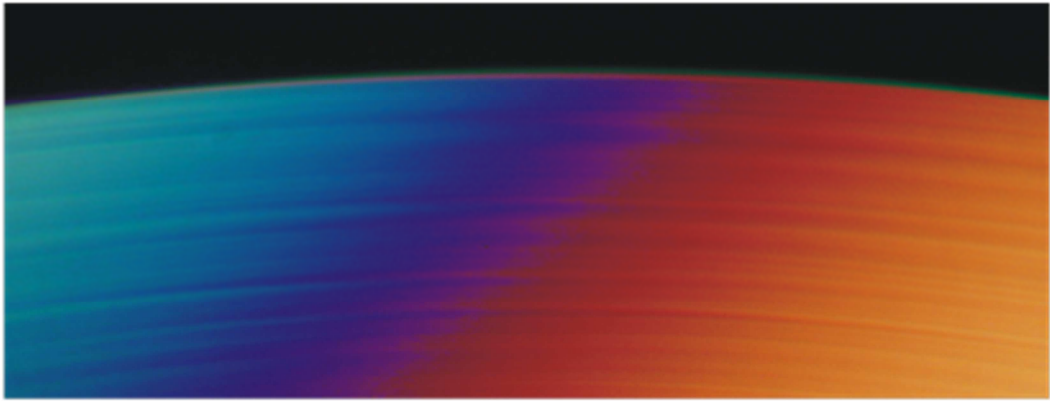


Fig. 7.6 Surface texture of Si substrate

2. 延性モード切削を利用した超硬への高傾斜角レンズ用金型加工

近年、光デバイスへの要求は非常に高まっているため光学部品の高精度化や小型化が急速に進んでいる。よって光デバイスに使用される非球面レンズには開口数の大きい、すなわち金型最外周部の接線角度の大きな小径金型が必要とされる。このような小径の金型は一般的に研削加工により製造されるが、研削加工では加工者に多くのスキルと経験が要求されるため、決して生産効率が高いとは言えない。そこで第4章で良好な結果が得られた条件を利用し、加工機としては運動性能の高いリニアモータ駆動の超精密加工機を用い、被削材としてはバインダ含有量の極めて少ない市販の超々微粒バインダレス超硬を用いて小径金型を作製した。この時の加工条件を **Table 7.2** に示す。主軸回転数 500min⁻¹、切込深さ 400nm、送り速度 1.0mm/rev に設定し、加工形状は実際の小径金型に則し、半径 1.75、曲率 R2.0、接線角 60° の形状を設定した。

加工結果を以下に示す。超高精度三次元測定器により測定した表面形状の形状精度を **Fig.7.7** に示す。形状精度は P-V で 59nm であり、実用的に求められる形状精度 100nm を遥かに下回り非常に高い形状精度に仕上げられた。次に **Fig.7.8** に非接触 3 次元表面性状測定器を用いて仕上げ面の表面性状を測定した結果を示す。仕上げ面粗さは Ra で 0.8nm が得られており良好な面性状を示している。一般的な研削加工では、表面形状の観点から、作用している砥粒が耐えず摩耗し脱落する可能性があり、加工再現性が切削加工と比較して劣るため、補正加工の回数が増える傾向にある。今回の切削加工では一回の補正加工で形状精度を上げることが可能であり、形状誤差成分を意図するままに補正することが容易であった。また表面性状から見た場合研削加工は、砥石を回転させるための砥石主軸の回転精度が周期的な模様として加工表面に転写されるため仕上げ面粗さを Ra1.0nm 以下へ抑制が難しいことを考慮すると今回の切削加工結果では極めて良好な値が得られたことが分かる。

顕微鏡と SEM を用いて加工面の詳細観察を行った測定結果を **Fig.7.9** に示す。顕微鏡写真では金型の中心付近を観察したものであるが、滑らかな仕上げ面が得られたことが分かり、写真の範囲外でも面全体に渡っても欠陥は見られず、安定した切削加工状態を保持していたことが伺える。また SEM 写真により、さらに詳しく観察してみると明瞭な送りマークが規則正しく転写され、微小な欠陥も無い極めて良好な仕上面が得られていることが分かる。

このように極めて良好な加工精度を持つ超硬金型が作製されたことにより、延性モード切削加工が小径レンズ用の金型製造において十分に適用可能であることが示された。

Table 7.2 Cutting conditions of cemented carbide for aspheric mold

Tool	Single crystal diamond
Nose radius	0.5mm
Rake angle	0°
Clearance angle	10°
Spindle rotation	500min ⁻¹
Cut of depth	400nm
Feed rate	1.0μm/rev
Coolant	Mist (Kerosene)
Work piece	Superfine cemented carbide

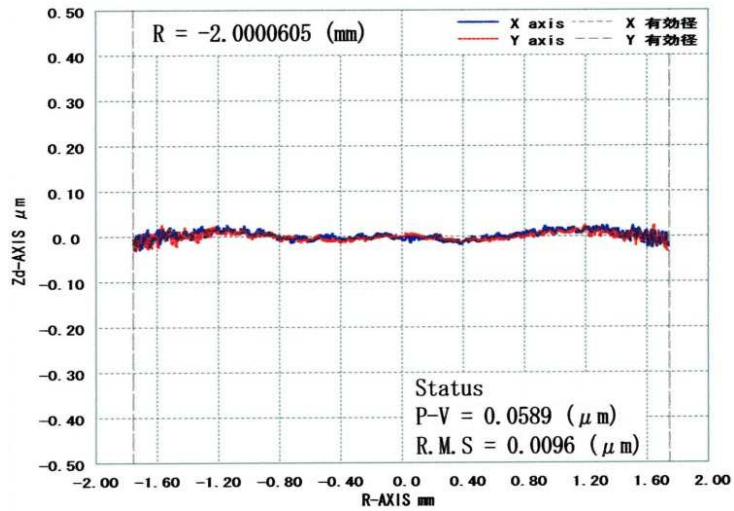


Fig. 7.7 Form error of aspheric mold

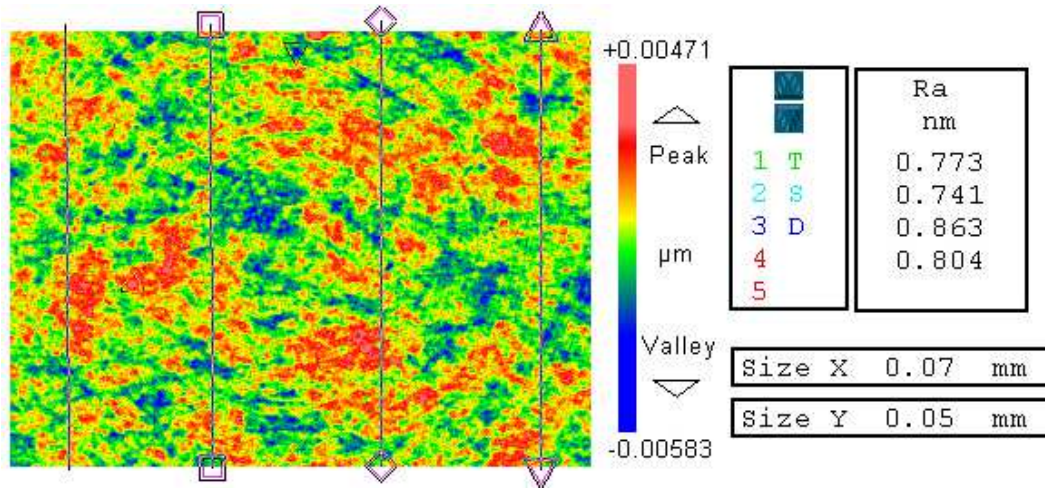
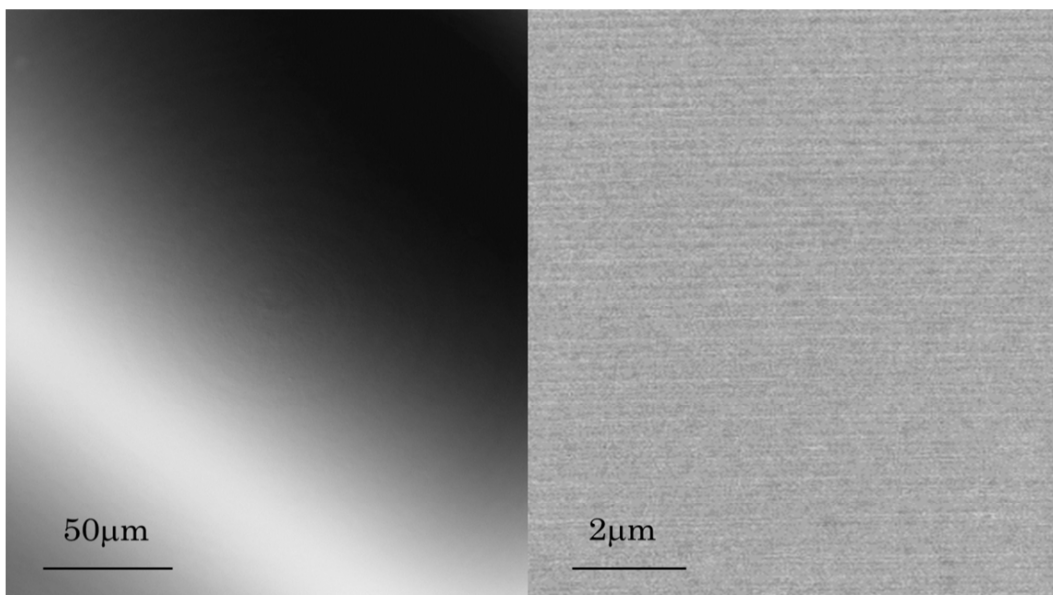


Fig. 7.8 Surface texture of aspheric mold



(a) Microscopic image

(b) SEM image

Fig. 7.9 Finished surface of aspheric mold

3. 延性モード切削を利用した光学ガラスへの微小 V 溝加工

第 5 章では、定圧切削ユニットによる硬脆性材料の延性モード切削についての調査を行った。第 4 章までは選択することが可能な加工機の中で最も優れた位置決め精度と運動性能を有する超精密加工機を用いた切削条件において良好な結果が得られたが、市場に流通している加工機の多くが、それほど高い静的及び動的精度を満足しているとは言えない。そのため延性モード切削加工の適用範囲を広げることを目的として、運動精度が高い水準にない一般的な加工機でも延性モード切削を達成可能にする加工補助装置の開発を行った。開発した補助装置は、空気静圧軸受を搭載したユニットで、工具保持具がエアスライダに連結され、ラジアル方向、ラストの 2 方向の 3 方向の空気静圧軸受によって支持されていることで自由に動くことができ、前加工工程によるうねりや工作物取り付け誤差に起因する傾斜を有する面を加工する際にも、工具が加工面に追従して一定圧力による定切り込みを与えることが可能なものである。

そこで開発した加工補助装置を用いて、延性モード切削加工を容易に達成可能であるかを検証するために実際の製品形状の加工試験を行った。加工機としては、高い運動性能を持たない超精密加工機を用いた。この超精密加工機の主要な仕様を **Table 7.3** に示す。加工機の各直線軸の案内構造は V-V コロガリ案内方式で、駆動動力には AC サーボモータを用いてボールねじを介して駆動され、各軸のスケールの位置決め分解能は 10nm まで制御することが可能な構成である。この加工機は搭載するスケールの分解能がそれほど高くなく、駆動方式もボールネジを用いているため機構上のガタが存在し、位置決め精度もそれほど高くない、いわゆる一般的な超精密加工機に分類されるものである。この超精密加工機の工具台に開発した定圧切削ユニットを取り付け、工具としてスクイ角 0° 、頂角 90° のダイヤモンド工具を使用した。被削材としては、優れた光学特性と耐候性をもつホウケイ酸クラウンガラスを用いた。これは光学ガラスに分類され優れた特性を持つ反面、靱性が低くクラックの入りやすい難削材の一つとして数えられる。**Table 7.4** に加工条件を示す。このホウケイ酸クラウンガラス上に、実際の光学フィルタを模した連続 V 溝の微細形状を加工した。微細形状を **Fig.7.10** に示す。形状は頂角 90° の V 溝が $1\mu\text{m}$ ピッチで連続的に配列されたもので、同一形状が規則正しく並ぶ形状のため、刃先の位置決め誤差が生じた場合、溝幅が大小し、ウネリとなって観察される。

加工後の微細 V 溝形状を顕微鏡により観察した結果を **Fig.7.11** に示す。非常に滑らかで均一に加工されており、良好な V 溝形状が得られたことが分かる。この滑らかで均一な加工状態は仕上げ面全域で得られており、加工の開始から終了時点まで良好な延性モード切削状態が得られていたと考えられる。**Fig.7.12** に微分干渉計によるノルマルスキ像を示す。画面内に多くの点が観察されるが、洗浄のたびに位置が異なり微細なゴミで加工面全体に存在していたが、洗浄することが困難であったため、完全に除去することは出来なかった。加工面は脆性破壊が発生することなく溝の稜線が明確に刻まれていることが分かる。**Fig.7.13** に加工後に仕上げ面上に残存していたガラスの切り屑を示す。加工時は油膜を塗布したのみでエアブロー等の外力が掛かっていなかったため、加工後にこのようならせん状の切り屑が多く付着していた。また切り屑は連続的に規則正しいらせん構造で排出されており、加工状態が極めて安定し不安定な力が一切掛かっていなかったと考えられる。

この結果により開発した定圧切削ユニットは、加工の汎用性を失うことなく安定した切込み深さによる加工が可能で、光学ガラス上の微小 V 溝形状の延性モード切削において十分に提要可能であることが示された。

Table 7.3 Main specifications of V-groove on optical glass

Slider	Guide system	V-V + roller
	Drive system	AC servo motor
	Feedback resolution	10 nm
	Repeatability	$\pm 0.05 \mu\text{m}$
Spindle	Bearing system	Orifice air bearing
	Drive unit	AC servo motor
	Max. rotation speed	1500 min^{-1}
	Rotational accuracy	$0.05 \mu\text{m}$

Table 7.4 Cutting conditions of V-groove on optical glass

Tool	Single crystal diamond
Vertex angle	90° (V-shape)
Rake angle	0°
Spindle rotation	200 min^{-1}
Cut of depth	600nm (Set on NC program)
Feed rate	$1.0 \mu\text{m/rev}$
Indentation force	0.25mN
Coolant	Kerosene
Work piece	Borosilicate crown glass

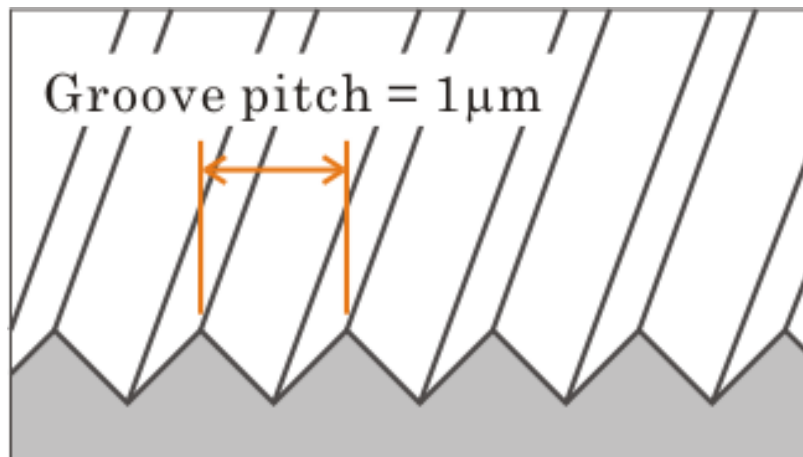


Fig. 7.10 Schematic of V-groove on optical glass

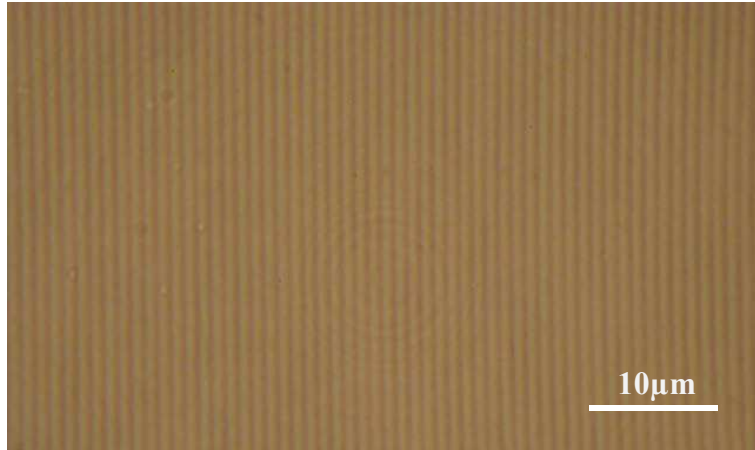


Fig. 7.11 Surface texture of microgroove by microscope glass

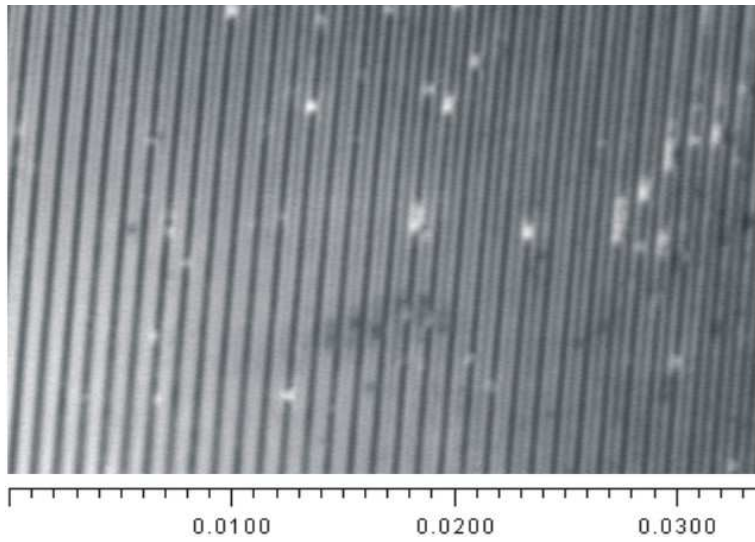


Fig. 7.12 Nomarski micrograph of V-groove

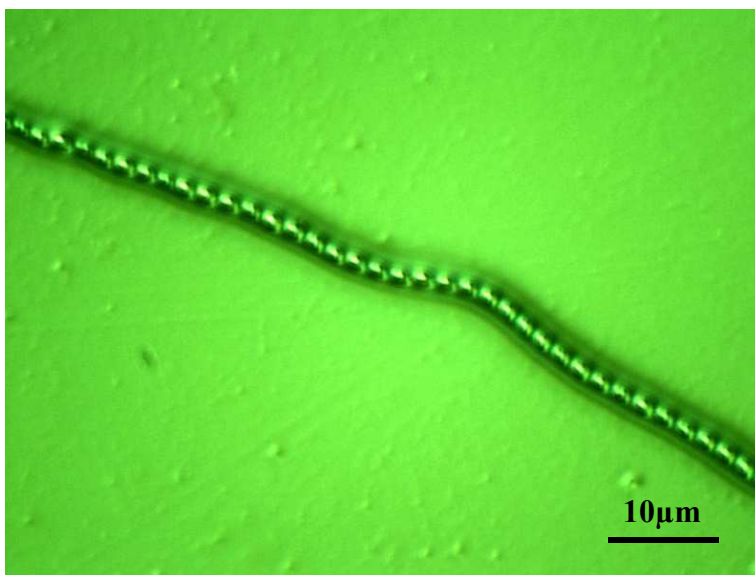


Fig. 7.13 Continuous chip of optical glass