

固定砥粒ダイヤモンドワイヤによる
Si系半導体結晶の高能率切断

2017年度

鈴木 孝彰

学位論文 博士 (工学)

固定砥粒ダイヤモンドワイヤによる
Si系半導体結晶の高効率切断

2017年度

慶應義塾大学大学院理工学研究科

鈴木 孝彰

目 次

第1章	緒論	1
1-1	序言	1
1-2	研究の背景	1
1-2-1	切断加工方法の変遷と概要	1
1-2-2	固定砥粒ダイヤモンドワイヤの動向	5
1-2-3	脆性材料の固定砥粒ダイヤモンドワイヤによる加工特性	6
1-3	本研究の目的	7
1-4	本論文の構成	7
第2章	高線速固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断機の開発	8
2-1	序言	8
2-2	加工機の機能の目標	8
2-3	高線速固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断機の要素技術	9
2-3-1	高線速を実現する切断機の構造と材料	9
2-3-2	ワイヤガイドプーリの改良	11
2-3-3	細線化対応の張力制御機構	14
2-3-4	加工物幅方向調整部と加工物アライメントによる位置補正	18
2-4	切断機の基礎評価	19
2-5	結言	23
第3章	単結晶シリコンの高線速ダイヤモンドワイヤによる切断加工特性	24
3-1	序言	24
3-2	実験方法	25
3-2-1	切断条件	25
3-2-2	測定方法	27
3-3	実験結果	27
3-3-1	切断幅	27
3-3-2	切断抵抗	29
3-3-3	ダイヤモンドワイヤの表面形態	34
3-3-4	表面性状	37
3-4	結言	42
第4章	単結晶シリコンのダイヤモンドワイヤ切断加工におけるダメージ形成メカニズム	43
4-1	序言	43

4-2	実験方法	43
4-2-1	切断条件	43
4-2-2	測定方法	45
4-3	実験結果	47
4-3-1	表面性状	47
4-3-2	ラマン分光測定結果	52
4-3-3	断面TEM観察	59
4-3-4	切屑形態	64
4-3-5	ダイヤモンドワイヤの表面形態	66
4-4	切断加工における加工変質層に関する考察	70
4-5	結言	76
第5章	単結晶SiCの高線速ダイヤモンドワイヤによる切断加工特性	77
5-1	序言	77
5-2	実験方法	78
5-2-1	切断条件	78
5-2-2	測定方法	81
5-3	実験結果	82
5-3-1	切断幅	82
5-3-2	チップング幅	84
5-3-3	表面性状	87
5-3-4	砥粒突出し高さ	90
5-3-5	ワイヤおよび砥石の表面形態	91
5-3-6	切断抵抗	95
5-3-7	ラマン分光測定結果	100
5-4	考察	102
5-5	結言	107
第6章	結論	108
	謝辞	111
	参考文献	112
	関連論文	121

第1章 緒論

1-1 序言

急速に進歩している大量データの高度情報化社会により生活環境は劇的な変化を遂げている中で、日本で2011年3月11日に発生した東日本大震災での原子力発電所の停止から電気供給に対して関心が高まっている。エネルギーを大量消費する時代から省エネルギーへの社会構造変化の中で、電気供給は我々の生活環境の中で必要不可欠である。自然の太陽光を利用したメガソーラーと呼ばれる太陽光発電所による電気エネルギー供給は非常に注目を集め、一般家庭の屋根にもソーラーパネルが設置され電気供給が行われている。また、移動手段として使用される自動車に関しては、地球環境を守るためにCO₂排出削減が叫ばれ、ガソリン車から電気エネルギーを利用したハイブリッド自動車や電気自動車の実用化がなされ、環境側面の改善と燃費向上の省エネルギー化を実現している。これらの時代の潮流において、省エネルギーに関わるものづくりは環境技術として推進され、この技術革新が重要になってきている。

クリーンエネルギーの一つである太陽光発電は太陽電池の素子中の電子に光エネルギーを吸収させ、光起電力効果によって電気エネルギーに直接的に変換する。その太陽電池の基本構成材料は脆性材料のシリコンであり、これを用いたウェハの高出力効率が要求され、さらに軽量化のために薄片化が求められ、工業分野の中でもウェハの切断技術は最先端に位置づけられている。また、電気自動車をはじめとした省電力輸送機器には耐熱性、高機能化、高耐久性、小型化などの要求により、半導体材料として高硬度脆性材料が多くなってきており、これらの材料の高エネルギー切断加工技術を行うためには、従来の切断加工プロセスや加工装置での対応が困難であり、トータルでの加工課題解決が期待されている。

本章では、精密切断に関する加工プロセスと精密切断装置の研究の背景と本研究の目的について述べる。

1-2 研究の背景

1-2-1 切断加工方法の変遷と概要

加工技術の進歩は、製品開発段階での材料設計分野の材料選択の際の選択肢の広がりにも影響を及ぼし、実加工においては省資源、高精度、高効率な加工をもたらすため産業の根幹である。切断加工技術は工具と加工物が接触して加工される接触式と非接触式に分類される。図1-1に切断加工の分類を示す^[1]。接触加工には砥粒を用いた機械的なエネルギーを用いる加工方法が含まれ、非接触加工には電氣的エネルギーや光学的エネルギーを用いたものが挙げられる。電子部品等で用いられる脆性材料は切断加工技術のうち砥粒加工が選択され、本研究の対象である固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断は砥粒加工切断であり接触加工に属している。

脆性材料の切断加工には従来から外周刃切断や内周刃切断が用いられてきた。外

周刃切断は円盤状の砥石の先端部に砥粒を固着し、砥石を高速回転させて大きな切込みを与えて加工物を低速で送り加工を実施する方法である。砥石の半径は内半径に加工物の最大長さを加えたものより大きくしなければならない。そのため、砥石の周速は加工物の大きさによらず一定であるから、砥石の外周速度が非常に高速になり、砥石ホルダの遠心力による変形や破壊が設計上問題になる^[2]。内周刃切断は薄いステンレス製のドーナツ状の内周部にダイヤモンド砥粒を固着させた砥石に外周から平坦に張り上げて剛性を付与し、高速回転させて切断を行う方法である^[3]。内周刃の大口径化は砥石厚みの増加、すなわち切断幅が大きくなり歩留り低下を招く課題がある。また、非接触加工の電気的エネルギーを用いた例では、鈴木ら^[4]の研究でワイヤ放電加工での単結晶シリコン切断を実施した結果がある。融点の高い Mo ワイヤ($\phi 0.18$ mm)を用いて、ワイヤ張力は 15 N で、ワイヤ速度 400 m/min, テーブル送り 5 mm/min の条件下で切断を実施しており、得られた材料除去速度は 40 mm²/min 以下であり、高能率切断とは言い難く、実用化されていない。

現在加工物の大型化の状況下における切断技術として主にマルチワイヤソーが用いられている。マルチワイヤソーは、1 本のワイヤ工具を供給ポビンから繰出して加工部でワイヤの走行案内をする多溝ローラに複数回巻き付け、高速往復走行させながら、回収側ポビンに巻き取りながら大面積加工物材料を切断する方法であり、図 1-2 に概略図を示す^[5]。

1960 年代後半にフランスの SEA 社によって開発された小型マルチワイヤソーが日本に導入された。装置は質量 40 kg, 大きさ 600 mm×610 mm×420 mm であった。その後 SEA 社より実施権を得て、国産技術のワイヤソーが開発され、最大線速 120 m/min, 工作物切断幅 100 mm まで加工可能になった。1980 年代後半に大口径化するシリコンウェハの切断には外周刃切断や内周刃切断では限界に至った。そこで、大型化に対応可能なマルチワイヤソーが注目を集め、装置開発が進められた。加工部に供給する加工液の方式を改良し、最大線速 800 m/min, 工作物切断幅 250 mm まで加工可能な装置になり、従来の加工方式の内周刃切断に比べて切断ロスが少なく、数百枚のウェハが得られる利点で切断加工方法の主流となってきた。

現時点での脆性材料に対する切断加工技術には、さらなる高能率加工の観点から遊離砥粒方式の加工から固定砥粒方式の加工に変化している。その理由としては、切断ロスが少なくなりウェハの取り枚数が増加する点や高速ワーク送りが可能になり切断速度つまり加工時間が短く加工できる点、ワイヤの使用量が削減できる点、砥粒によって芯線が削られず断線を抑制できる点さらにスラリで汚れた加工環境が改善され作業性の向上が期待できる点が挙げられる。遊離砥粒方式と固定砥粒方式に関して単結晶シリコンの切断加工の比較研究が報告されており^{[6]-[8]}, 切断された表面形態を図 1-3 に示す^[6]。遊離砥粒の切断表面は砥粒が回転し被削材を押し込んで削り取る 3 次元的な砥粒運動に基づく加工状態のため、マイクロクラックで満たされており、ランダムに押し潰されたマット状表面が得られ、表面粗さは固定砥粒よりも劣る。固定砥粒の切断表面はワイヤ走行方向に沿って砥粒が引掻きながら被削材を削り取る 2 次元的な砥粒プロセスの加工形態であり、発生したソーマークの異方性を有する加工面が得られ、最適条件でマイクロクラックの発生を最小化し高強度なウェハを得ることができる。

固定砥粒方式のワイヤを使用する加工装置の観点から考えると、マルチワイヤソーには高速回転するポビンやローラの剛性や加工張力の制御がうまく調節できない場合、断線する危険性がある。高速演算およ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駆動部の制御や加工張力の応答制御も進歩してきた。これらの要素技術の発達により高線速送りや高精度化が可能となり精密切断は発展してきた。脆性材料においてもシリコンインゴットのような大きなサイズだけではなく、多種多様の脆性材料では製造上制限を受け小さなサイズの場合の切断加工も多い。そのため従来の大型のワイヤソーのようなメインローラ間の距離が長く、大きな工作物を設置できる装置で小さなサイズの加工物を切断加工する場合、同じ加工張力で同じ加工荷重が付加されるとメインローラ間の距離が長いため、ワイヤ切断時のたわみが大きくなる。そのため寸法精度が悪化し、加工に直接使用しない部分にワイヤを巻き付ける無駄な作業が増加する。これらのワイヤソーによる切断加工は実際の生産工程では経験と多くの技能が必要とされ、市場からの高能率化と生産数量の増加や品質高精度化の要求が求められている。

従来の研究として、小嶋らはワイヤソーの往復走行方式がワイヤ反転時に速度がゼロになること、さらにワイヤ反転時の張力変動等の制約によりワイヤ走行を一方向走行にしたワイヤソーを開発した^[9]。従来の往復走行方式の約 2~3 倍の切断ワーク送り速度 0.7 mm/min を達成したが、線速は 600 m/min までであり、切断幅は 0.21 mm 程度であった。切断幅を小さくした結果は得られていない。

Schumann らは単結晶シリコンを 100 μm 以下の切断幅を達成するために遊離砥粒 SiC を用いたマルチワイヤソーで切断加工を行った^[10]。遊離砥粒径 15 - 25 μm で芯線径 80 μm の加工では、切断幅が 100 μm を超え、ワイヤ出口側にスクラッチが残る問題が生じた。砥粒径 6-12 μm を使用した加工ではたわみが大きくなり切断時に切り残しが発生し、切断幅を狭くし高精度な加工面を得ることが未達成である。

諏訪部らは樹脂コーティングワイヤを用いたワイヤソー方式でダイヤモンド砥粒と加工液を攪拌したスラリを連続的に供給し、加工物を上昇させワイヤに押し当てることで切断加工を行い、SiC 材で延性モード加工となり加工変質層を小さくすることができると報告している^[11]。使用した芯線径は $\phi 0.120$ mm と太く、線速は 1300 m/min 以下、切断ワーク送り速度は 0.10 mm/min と緩やかな加工条件での結果であり実用的なアプリケーションの適用には至っていない。

いずれの研究においても、ワイヤソーによる加工現象の把握が充分とは言い難く、高線速送りでの加工面精度への影響やダメージ層の創成メカニズムについてはほとんど明らかになってない。そこで、新たな高線速対応型固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断加工機を開発し、単結晶シリコンや単結晶 SiC の精密切断を実施し、固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断の加工メカニズムを明らかにするための検証を行った。

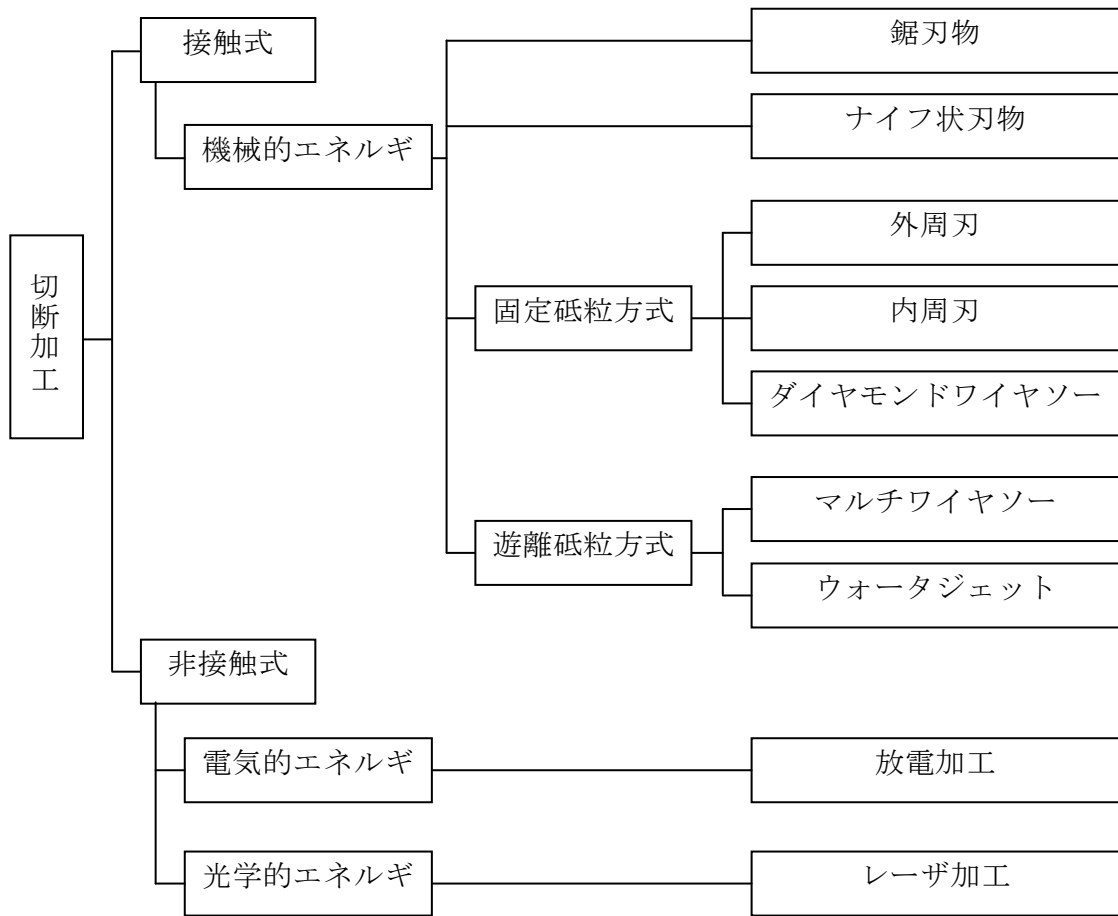


Fig. 1-1 Slicing process classification ^[1]

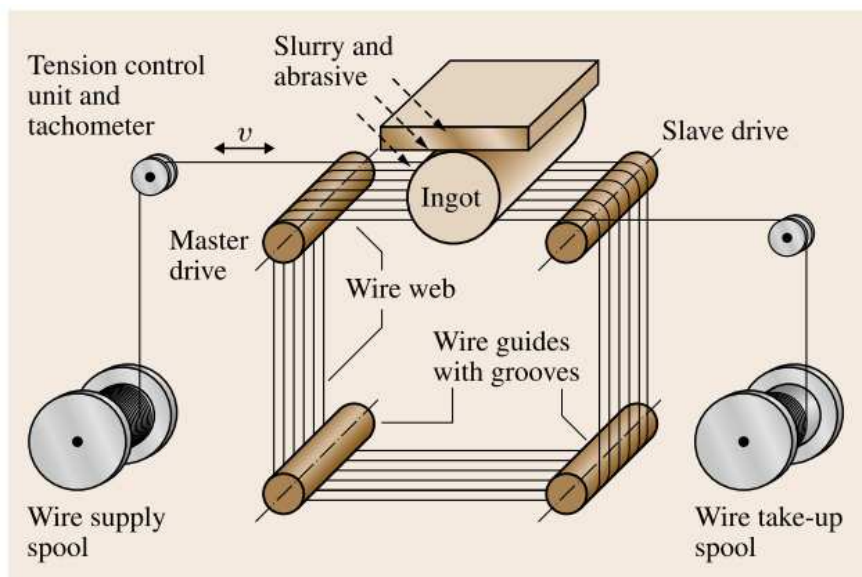


Fig. 1-2 Schematic of a modern wiresaw for wafer slicing ^[5]

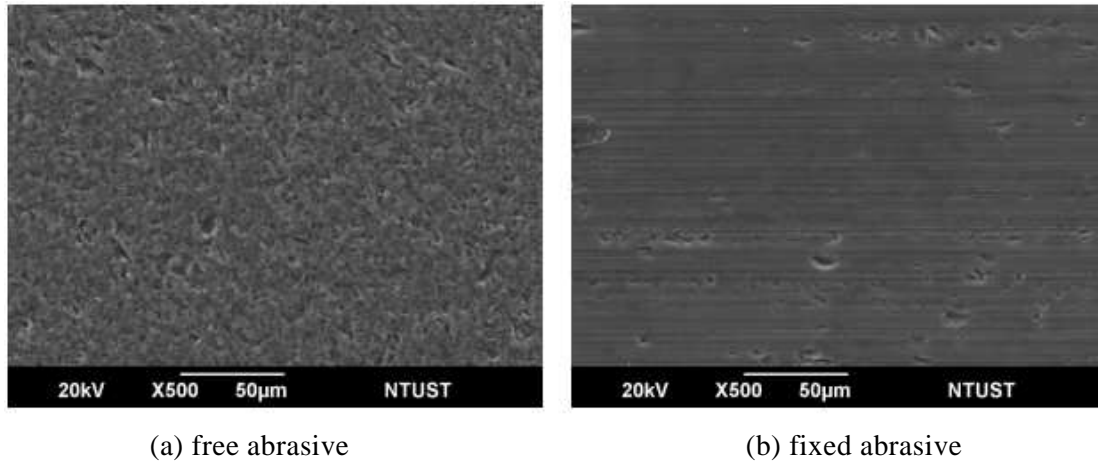


Fig. 1-3 SEM of silicon surface morphology ^[6]

1-2-2 固定砥粒ダイヤモンドワイヤの動向

切断加工技術は材料ロスを低減し、高精度な加工かつ高能率加工が常に要求されている。これらの要求に応えるために固定砥粒方式のダイヤモンドワイヤ切断加工技術が期待されている。

固定砥粒方式のダイヤモンドワイヤ工具は基材となる芯線と砥粒と砥粒を保持する結合材から構成される。芯線にはピアノ線と呼ばれる炭素含有量が 0.60 % 以上の高炭素鋼が使われ、材料の表面の傷や脱炭の状態を細かく規定し、線径の許容差や偏径差の基準を高精度に管理されており、断線につながる弱点を補う工夫が盛り込まれた材料である。JIS G 3522:2014 ピアノ線に線径許容差の例として芯線径 0.08 mm 以上 0.20 mm 以下では許容差が ± 0.004 mm 以下と記載されている^[12]。砥粒には人工合成ダイヤモンドが用いられる。超高压高温で金属溶媒を用いた方法が一般的であり、合成条件により粉末形状や破碎強度がダイヤモンドにより異なる^[13]。ダイヤモンド表面には無電解めっきなどで金属コーティングされており、結合材との密着性を高める働きをしている。コーティング金属の種類はニッケル、チタン、銅がよく用いられる。結合材には主にニッケルめっきで保持する電着タイプや熱硬化性樹脂で保持するレジンボンドタイプに大別される。電着タイプは高強度の保持力を有し、脱粒が少なく工具寿命が長い。そのため、高速ワーク送りが可能であり、細粒を固着させることができる。レジンボンドタイプは熱硬化性樹脂のためダイヤ保持力が弱く工具が短寿命である。ワーク送り速度は電着タイプよりも遅いが、樹脂の特性を活かして被削材へのダメージを減らすことができるといわれている。しかし、低保持力のため細粒を固着させた切断加工は困難である。

本研究では保持力の高い電着タイプを採用し、芯線径は 0.08 mm 以下のダイヤモンドワイヤを試作し切断加工を評価した。

1-2-3 脆性材料の固定砥粒ダイヤモンドワイヤによる加工特性

前節で固定ダイヤモンドワイヤ切断装置とそれに使用する固定砥粒ダイヤモンドワイヤについて述べたが、この節では開発された切断装置を使用した基礎的な加工特性を解析、評価することの必要性を述べる。

ワイヤによる脆性材料の切断加工の基礎研究は、遊離砥粒を用いた場合から固定砥粒ダイヤモンドワイヤを用いた場合など多くがなされており^{[14]-[16]}、表面粗さに主眼を置いた研究であり、ワイヤ線速が低い条件での加工が多く、高ワイヤ線速での加工プロセスの詳細研究は少ない。特に電着タイプの固定砥粒ダイヤモンドワイヤによる切断加工は砥粒がコーティングされていない固定砥粒ダイヤモンドワイヤを用いたセラミックスの加工および単結晶シリコンの加工では、W. I. Clark ら^[17]や Y. Gao^[18]による研究があるが、脆性材料の加工表面の変質層の解明は不足している。また、加工表面についてはラマン分光法による測定で分析を行った J. Yang ら^[19]や A. Kumar ら^[20]の研究があるが、加工条件の違いによる被加工物の特性変化や固定砥粒ダイヤモンドワイヤ工具の砥粒径の影響についての詳細な解明はされておらず、高能率加工時に加工面性状にどのような影響を与えているかの解明が待たれている。

加工対象物である脆性材料は単結晶シリコンと単結晶 SiC の 2 種類の材料を研究した。単結晶シリコンは太陽電池用ウェハの主材料であるため、家庭用太陽電池モジュールや太陽光発電所用途にも非常に多く使用され、今後さらに世界規模で大きく発展することが期待されている。単結晶インゴットからウェハ化の切断工程で主に使用される固定砥粒ダイヤモンドワイヤは、ウェハの極薄化による取り枚数の増加や高能率加工の要望が高く、それにともない細線化での歩留り向上と高能率化切断が求められる。細線化の加工では張力を高くすることは容易ではなく、スライスウェハの面精度が次工程に影響を及ぼす。そのため、ワイヤ仕様や加工条件の最適化の基礎的な現象を解明し、その知見に基づいて高品質、高能率加工を構築していくことは大きな意義であると考えられる。

単結晶 SiC は Si(シリコン)と C(炭素)の共有結合で構成され、いくつかの結晶多形が存在し、それぞれ物性値は異なる。特に六方晶の 4H-SiC は単結晶シリコンと比べてバンドギャップ幅が 3 倍、絶縁破壊電界強度が 10 倍と優れており、高硬度かつ耐熱性、耐食性に優れ、物理化学特性に優れた材料である^[21]。高硬度であるがゆえ加工後のチッピングが発生し、切断部分の材料ロスが多く、高効率かつ高精度の切断加工技術開発が要望されている。固定砥粒ダイヤモンドワイヤによる SiC インゴット切断は実用化されており、ワイヤの張力を高め、たわみを抑制しながら加工することにより加工精度を維持する切断が主流となっている。そのため、芯線径は 160 μm 程度で平均砥粒径が 20 μm 以上と大きく、材料ロスと表面粗さやチッピング幅、ソーマークなどの改良が求められている^{[22]-[24]}。一方で、これまで以上に細いワイヤおよびさらに微小なダイヤモンド砥粒を使用した固定砥粒ダイヤモンドワイヤでの SiC 切断の研究報告はほとんどないため、その基礎的な加工現象を解明することを目指した。

本研究では、開発された高線速固定砥粒ダイヤモンドワイヤソーと細線固定砥粒ダイヤモンドワイヤを使用した精密切断加工において、基礎的な加工特性を明らか

にし、得られた知見に基づいて加工技術確立を目的に研究を行った。

1-3 本研究の目的

省エネルギー化に使用される特徴のある材料開発が進められる中、Si系半導体結晶の脆性材料をはじめとした様々な高価な材料を高品質、高能率に無駄なく切断加工するためには、加工装置や工具の開発および基礎的な加工プロセスの研究が必要である。

そこで本研究では、固定砥粒ダイヤモンドワイヤを高速走行可能な装置を開発し、細線固定砥粒ダイヤモンドワイヤを用いたSi系半導体結晶の脆性材料の精密切断加工を実施した。市場要求の目標値に応えるべく切断幅を小さくしつつ高能率切断を行い、被削材の加工影響を解析、評価分析を実施し、加工技術確立を目的とした。

1-4 本論文の構成

本論文は本章を含む第6章から構成される。

第1章では、本研究の背景と目的について概説した。

第2章では、高速切断加工を行うダイシングワイヤソー装置の開発について述べた。主な要素技術として、高速切断に対応する張力制御システム、ワイヤガイドブリーの開発、加工物幅方向の調整機構、加工物位置決めシステムの開発を行った。

第3章では、第2章で述べた装置により脆性材料である単結晶シリコンを高速線速条件での切断加工を行い、切断抵抗、表面粗さ、切断前後のワイヤ表面観察から切断加工特性を明らかにした。高速線速ではワイヤ走行方向に見かけ張力が加わり、切断抵抗が低減することを見出した。

第4章では、砥粒径を変化させた固定砥粒ダイヤモンドワイヤにより単結晶シリコンの切断加工を行い、加工ダメージの形成メカニズムに関して述べた。砥粒径が小さくなると砥粒切込み深さが小さくなり、脆性材料の単結晶シリコンでも延性モード切断加工が発生することを明らかにした。

第5章では、高硬度脆性材料である単結晶SiCを極細線の芯線径の外周に極細粒を固着させた固定砥粒ダイヤモンドワイヤを用いて高速線速での切断性能評価を行い、従来の切断加工方法である外周刃によるブレード切断と比較した加工特性について述べた。極細線かつ極細粒を有する固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断加工により被削材の下面側クラックが少なくなることを示した。

第6章では、結論として各章で得られた内容をまとめ、本研究の成果を要約した。

第2章 高線速固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断機の開発

2-1 序言

大型サイズの加工物を対象に切断を可能にしてきたワイヤソーは、加工物の品位の高精度化や取り枚数増加や切断時間短縮のための高能率化が要求され、開発の方向に変化が現れてきた。一つ目の変化は、サファイアや SiC などの高硬度脆性材料で行われる切断加工後に研磨やラッピング、ポリッシング加工などの後工程がある場合と太陽光発電用シリコンウエハの切断で行われる切断加工後にエッチング加工などで工程が完了する場合である。前者では例えば、揺動振動を利用した装置が利用される。加工物と接触するワイヤ部分を少なくして加工液を進入しやすくし、ラッピングを模した加工方式で加工面粗さを向上させることが挙げられる。後者では一例としてワイヤ送りの線速上昇である。ワイヤ線速を向上させることで切断速度を向上させることができ、切断時間の短縮が可能になってきた。二つ目の変化は、芯線と呼ばれるピアノ線ワイヤにダイヤモンド砥粒を固着したダイヤモンドワイヤ工具の登場による高能率化である。従来は芯線に対してベースオイル中に砥粒を懸濁したスラリーを供給しながら加工を行う遊離砥粒加工方式であったが、加工効率に行き詰まりが発生していた。この問題を工具側から解決したアプローチが固定砥粒ダイヤモンドワイヤである。固定砥粒化させることで強制切り込み加工が可能となり、切断速度を大幅に削減することができる。また、遊離砥粒と比較して切断幅を狭くすることができ、取り枚数増加にも期待できる。三つ目の変化は、脆性材料のみならず異種材料を組み合わせた複合材料で、比較的小型サイズの切断加工や加工ラインを指定された切断加工の要求が増加していることである。内周刃の切断加工では生産効率の課題があり、外周刃の切断加工では外周刃の工具突き出し部により加工物の厚みに制限がある。また、従来のワイヤソーでは、メインローラ間の距離が長く、たわみが大きくなりやすく加工物の加工精度を維持できにくい問題点があった。

そこで、本研究では、外周刃による小型切断装置とワイヤソーによる大型切断加工の適用範囲の差を埋める加工機として加工効率と加工精度を満足する固定砥粒ダイヤモンドワイヤ用小型精密切断加工機(ダイシングワイヤソー)を開発した。開発するにあたり、従来のワイヤソーの知見を基にして、高速ワイヤ走行制御システム、細線化対応の張力制御システム、加工物幅方向の調整機構の要素技術開発を実施し、それらを統合し精密切断加工機を実現した。

2-2 加工機の機能の目標

切断加工機の主要な機能は表 2-1 のように定めた。対象加工物のサイズは直径 200 mm で最大高さ 100 mm とした。切断加工は最大 2 ライン同時切断を行うことができ、ワイヤ線速は最大線速 2000 m/min とし、外周刃切断装置に匹敵する速度を目標とした。これを実現する要素としては、ダイヤモンドワイヤを巻付けたリールを高速回

転するためのリール軽量化と高速回転時の機械剛性の問題があり，これらの要素を最適化することで線速を上げることができる．また，細線化対応の張力制御として加工張力を 5 N 以上とした．一般的なワイヤソーでの加工張力制御は最小で 8N 以上である．加工時の張力をモニタリングし，設定した上限および下限の加工張力に到達した場合には押し付けるワーク送り速度を変化させることを目標とした．2 ライン同時加工時にはそれぞれの加工部のワイヤは独立して張力制御を行うことを検討した．加工物の幅方向の調整について NC 制御でプーリ間距離を 160 mm から 320 mm まで調整できることとした．一般的なワイヤソーではメインローラはウレタンを焼付けてそのウレタンに溝を施し，ワイヤ走行のガイドの役割を担っており，加工物の大きさに関わらずメインローラの主軸間距離によって固定され，450 mm 程度である．加工物位置決めシステムは，CCD カメラを切断加工部内に搭載し，アライメントマークを画像装置にて認識させ加工位置との位置補正を行うことができるようにし，装置本体には 360° 回転可能なテーブル設置を検討した．これにより，加工物に指定された切断部に沿った加工や 90° で直交したさいの目状に切断することが可能になる．

Table 2-1 Target specification of developed precision machine

Workpiece size (mm)	φ 200 , Hight 100 (Maximum)
Wire speed (m/min)	2000 (Maximum)
Wire slicing tension (N)	5~35
Pulley distance (mm)	160~320

2-3 高線速固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断機の要素技術

2-3-1 高線速を実現する切断機の構造と材料

高線速対応可能な固定砥粒ダイヤモンドワイヤ用切断機の概略図を図 2-1 に示す．最初にダイヤモンドワイヤを巻付けるボビンについて考察する．一般的なワイヤソーに用いられるボビンは，つば部外径 φ 210 mm 程度，巻胴径 φ 180 mm，巻幅 200 mm 程度，重量約 15 kg のアルミ合金ボビンが用いられる．高速線速に対応するためには高速回転するボビンが必要となり，ボビンを小型化，軽量化することが必須である．そのため材質はアルミ合金を採用した．また，ボビンのサイズが大きくなるとトルクが大きくなりボビンの振れが発生し，高速線速での動作が不安定になると考えた．以上の観点から開発ボビンはつば部外径 φ 140 mm，巻胴径 φ 120 mm，巻幅 150 mm，重量約 4 kg のボビンサイズとした．図 2-2 に一般的なワイヤソーに用いられるボビンと開発ボビンの静的振れ測定結果を示す．ボビンの両端を固定し 1 回転させ，その巻幅中心の振れ量をテストインジケータ(TI-133H，ミットヨ製)で読み取った．測定したボビン数は 10 個とした．開発ボビンで振れの平均値が半分以下になり，高速回転時の振れが抑制できると判断し，本研究で採用することにした．

ボビンから巻付けたダイヤモンドワイヤを繰出す際には，ボビンの上部に設置し

たプーリを介してトラバースさせる方法とボビン自体をトラバースさせる方法がある。前者の方法は、プーリとトラバース軸の駆動系のためトラバース軸にかかる負荷が減少するメリットがあるが、プーリとダイヤモンドワイヤのアライメント調整が難しいこと、プーリ数が増加し、ダイヤモンドワイヤの接触点が増加しワイヤが捻れやすくなり断線する問題点がある。それに対して後者の方法は、プーリが固定されているためダイヤモンドワイヤの捻れが抑制されること、プーリ数が減少し交換のダウンタイムを減少させる特徴がある。この方法はボビンの重量が軽い場合はトラバース軸にかかる負荷も減少できる。開発機には小型化、軽量化されたボビンにしてボビンをトラバースする方法を採用した。ボビンの直後にセンサーを設置し、ボビンからワイヤが垂直に引き出されるように自動的にボビン側が追従しトラバースを行うようにした。

次に加工部周辺の拡大図を図 2-3 に示す。繰出し側から走行するダイヤモンドワイヤは、加工部を通過して一旦折返し部のプーリを介し、再度加工部に戻り巻取り側のボビンに巻き取られる。ワイヤの線長測定はキャプスタン内蔵エンコーダにより、ワイヤ長さを測定し、指定長さ分の繰出し巻取りが可能である。最大 2 ライン同時加工ができるようにプーリは加工物近傍に 4 ヶ所配置している。このプーリはワーク幅方向に合わせて移動することができる。また、作業者から見て奥側 2 ヶ所のプーリは 20 mm～110 mm のトラバースができ、その範囲内のワイヤ間ピッチで同時切断が可能である。加工物は下方にセットし、ワーク送りは上昇するアップカット方式を採用した。これは、加工物のアライメントの操作性を考えた。

クーラントの供給についてはワーク上方からワイヤに当たるようにノズルを設置した。高速線速での加工物の発熱の影響を考え、ワークの冷却とともに加工点にクーラントが進入しやすいメリットを選択した。

装置の基本構造の材料はフレームなどの重要部は通常鋳物を採用し、組立精度を向上させ高速線速に対応できるようにした。

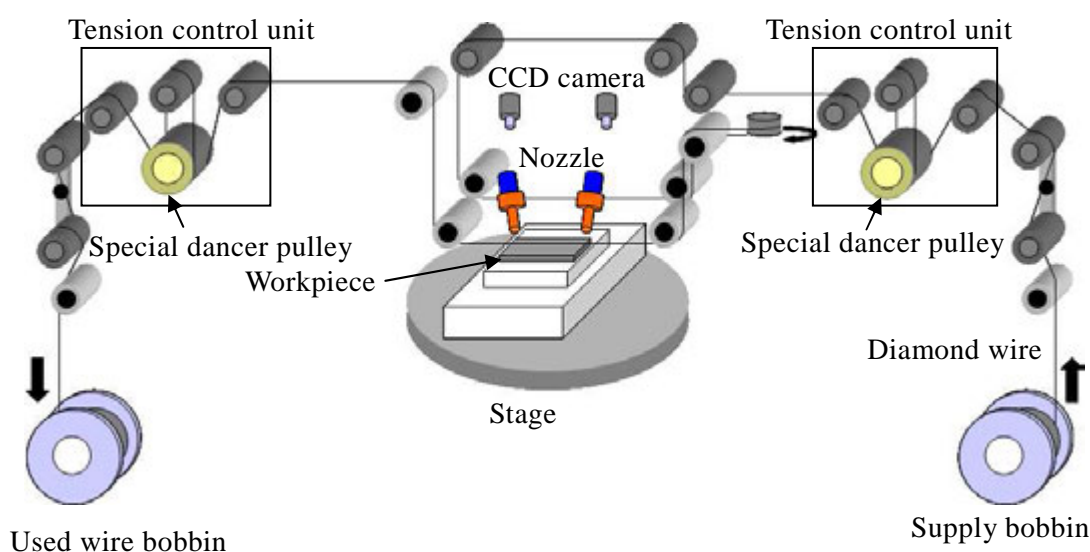


Fig. 2-1 Schematic of developed machine

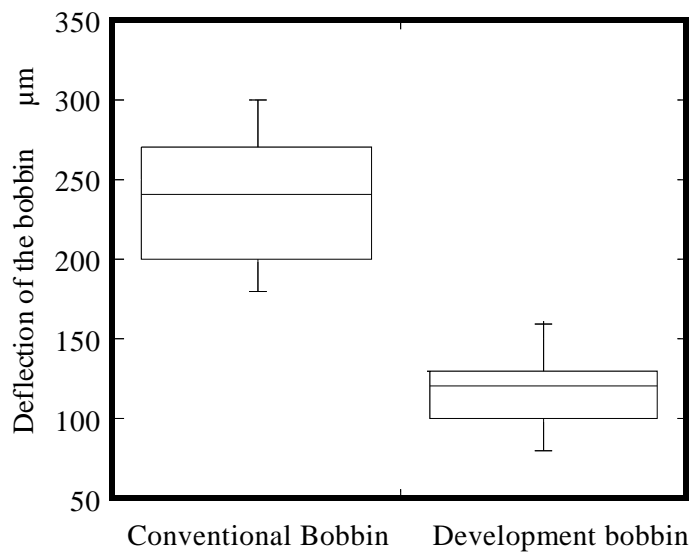


Fig. 2-2 Deflection of each bobbin type

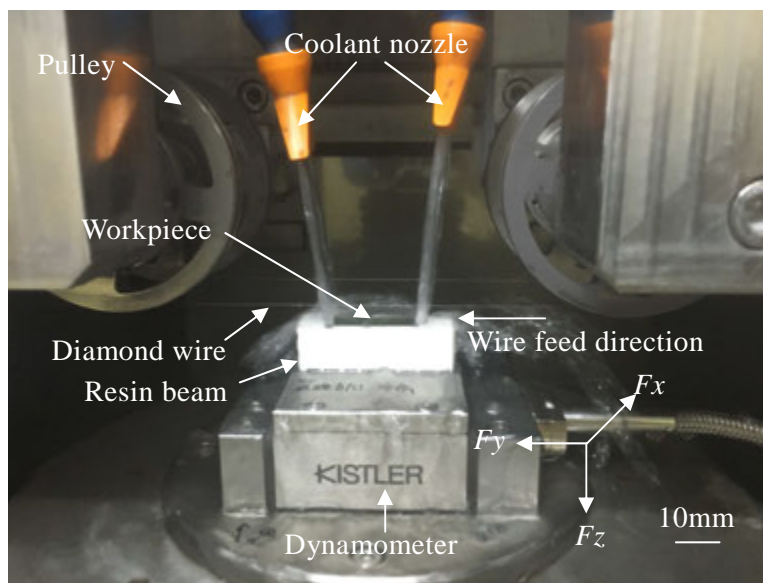


Fig. 2-3 Close-up view of slicing area

2-3-2 ワイヤガイドプーリの改良

高精度加工を実現するためには、装置剛性とともワイヤ走行を補助するプーリの影響が考えられる。汎用のワイヤソーではウレタンプーリが用いられているが、取付け精度に樹脂のために傾きが発生して高精度加工が困難であると考えられる。高速線速かつ高精度加工のワイヤソー切断機の実現のため、加工部の4ヶ所のプーリにおいて直径 50 mm のジルコニア系セラミックスプーリ、ステンレス製(SUS303)

プーリ，エーテル系ウレタンプーリ，耐久性ウレタンプーリ(ブルコラン(商品名))^[25]を選択し，取付け精度や耐摩耗性を調査した．表 2-2 に代表的な物性値を示す．取付け精度に関しては M4 ねじを用いてトルク 1.5 N・m で取付け回数を 10 回繰り返して行い，プーリ外周部から 2 mm の位置をダイヤルゲージで測定した．また，耐摩耗性の評価は芯線径 $\phi 0.08$ mm，砥粒径 6-12 μm のダイヤモンドワイヤを使用して，ワイヤ線速 1500 m/min，加工張力 12.74 N，加減速時間 20 sec とし，ワイヤ長さを 1000 m 走行させて停止することを 200 回繰り返した走行実験を行いプーリの溝深さの変化を調査した．各種プーリ材質の調査結果を表 2-3 に示し，実験後のプーリ溝の磨耗状態を図 2-4 に示す．

取付け精度に関してはジルコニア系セラミックスプーリ，ステンレス製プーリは 10 μm 以内の取付け精度が可能であったが，エーテル系ウレタンプーリ，耐久性ウレタンプーリは外周部が変形してしまい，70 μm から 90 μm であった．耐摩耗性評価は耐久性ウレタンプーリが最も耐摩耗性に優れ，ジルコニア系セラミックスプーリ，エーテル系ウレタンプーリ，ステンレス製プーリの順であった．上記の結果を考慮し，プーリ内周部は取付け精度に効果があるステンレス製プーリを用い，プーリの外周部には耐摩耗性に優れた耐久性ウレタンプーリを焼付けた構造のプーリを新規に開発し，取付け精度および耐摩耗性の評価を実施した．そのプーリ模式図を図 2-5 に，実験結果を表 2-3 に示す．取付け精度は 8 μm で耐摩耗性評価は 70 μm と改善した．この改良したプーリを使用することで高速走行時の加工精度向上が期待できる．図 2-6 に装置に設置した改良プーリを示す．

Table 2-2 Comparison of properties of pulley materials

	Ceramics (ZrO ₂)	Stainless steel (SUS303)	Urethane (polyether)	Urethane (VULKOLLAN)
Hardness	12.7 Hv1	2000 Hv	90 Hs	90 Hs
Strength (MPa)	1470	520	36	46
Fracture toughness (MPa m ^{1/2})	5	350	—	—
Taper wear loss (H-22) (mg)	—	—	45	9

Table 2-3 Result of pulley materials

	Ceramics (ZrO ₂)	Stainless steel (SUS303)	Urethane (polyether)	Urethane (VULKOLLAN)
Mounting accuracy (μm)	7	7	90	70
Depth of groove wear (μm)	190	350	490	90



Ceramics (ZrO₂)



Stainless steel (SUS303)



Urethane (polyether)



Urethane (VULKOLLAN)

Fig. 2-4 Results of wear of groove depth in each pulley

Table 2-4 Result of new pulley materials

	Stainless steel + Urethane (VULKOLLAN)
Mounting accuracy (μm)	8
Depth of groove wear (μm)	70

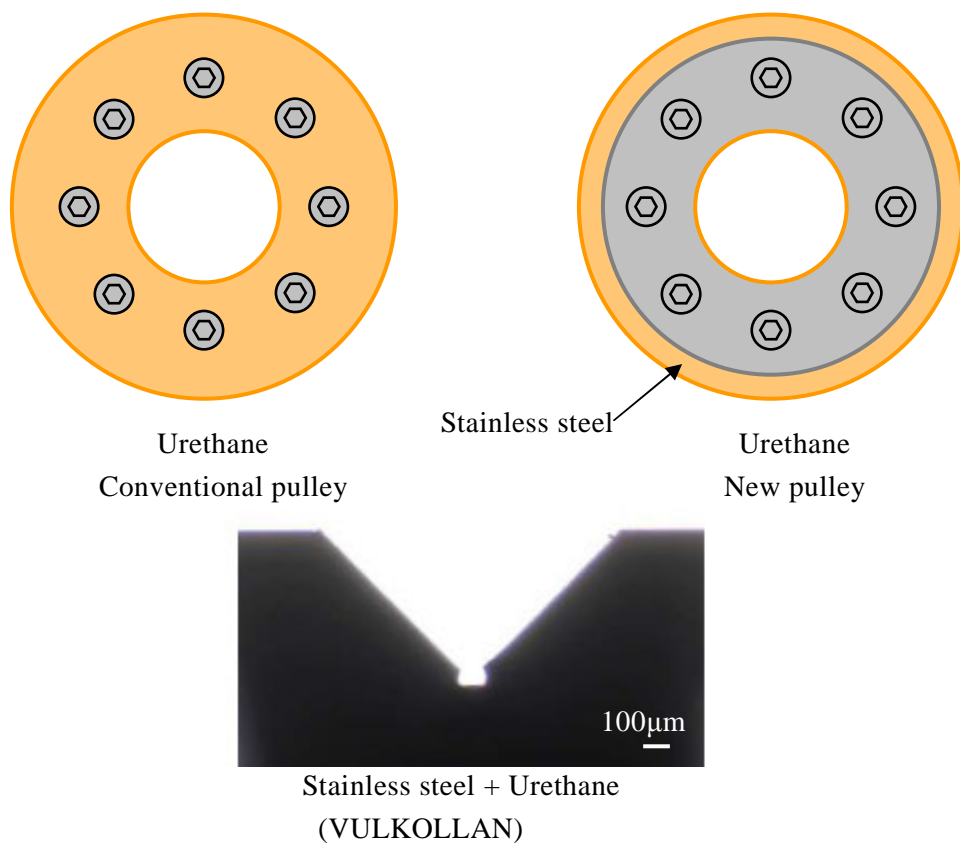


Fig. 2-5 Results of wear of groove depth in new pulley

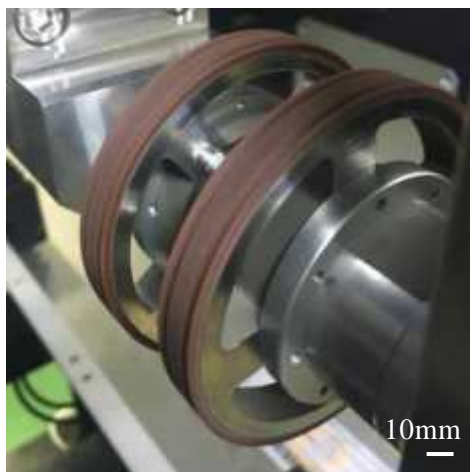


Fig. 2-6 Picture of set new pulleys

2-3-3 細線化対応の張力制御機構

細線固定砥粒ダイヤモンドワイヤを高速走行するためには張力制御が重要である。図 2-7 に張力装置周辺模式図を示す。ポビンから繰出されたワイヤは測長を行うエンコーダプーリを通り、線対称をなす 1 対のテンションアームが基端を中心に回転

可能に設けられるように設置したプーリを通る。次に、ロードセルを通り張力値を常時測定しながら、テンションアームの回転角度に応じた弾性力を特殊なダンサーによって付勢し、回転角度を検出している。ワイヤを1巻きさせた後、再度ロードセルを通り張力値を常時測定しながら加工部へと進む。従来の張力制御装置は、ワイヤの張力変動をテンションアームが回転角度を変えることにより吸収している。しかし、ダイヤモンドワイヤのような線材に突き出しがあり、断面の外径が異なる場合には、プーリに巻く1回転する間にその速度変動が助長すると考えられ、テンションアームの回転角度は著しく増大または減少することになる。ワイヤ高速走行時には、変動を吸収するテンションアームは回転の慣性力により、指定張力に追従できにくく、張力が緩む現象が生じ、張力を一定に保つことが難しい問題点を有していた。そこで、ロードセルを2つにし、その間に弾性力を有する特殊なダンサーを設置し、その特殊なダンサーにワイヤを掛け回して滑車のように用いることにより、ダンパ効果を施し、ワイヤの張力変動を吸収するテンションアームの回転角度の変動を少なくするように補った。さらに張力の変動応答性を良くするためにプログラムソフトによって張力の設定値を一定に保つように変化量に応じ、10msecの応答速度で自動的に補正を行うフィードバックする機構を設定した。

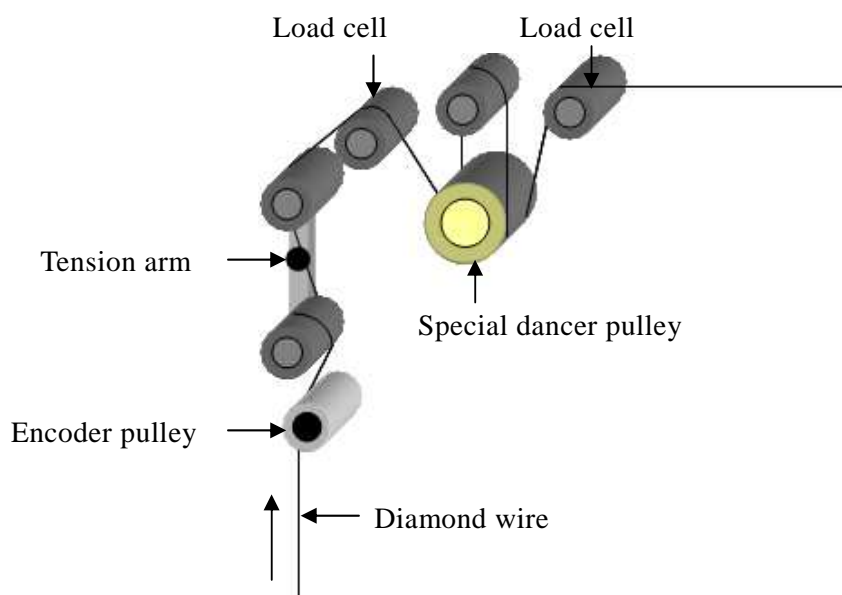
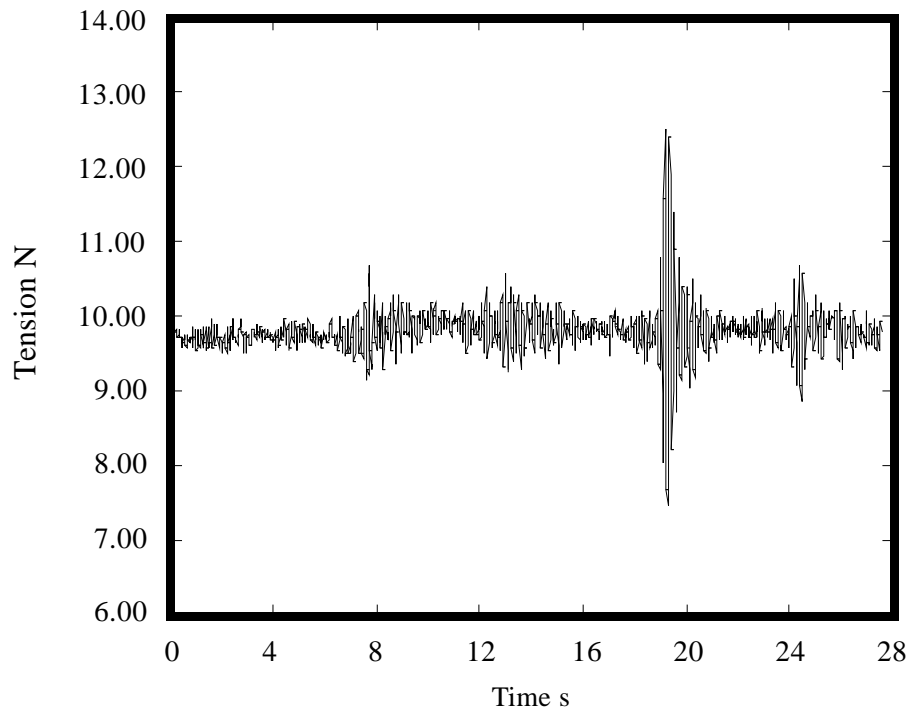
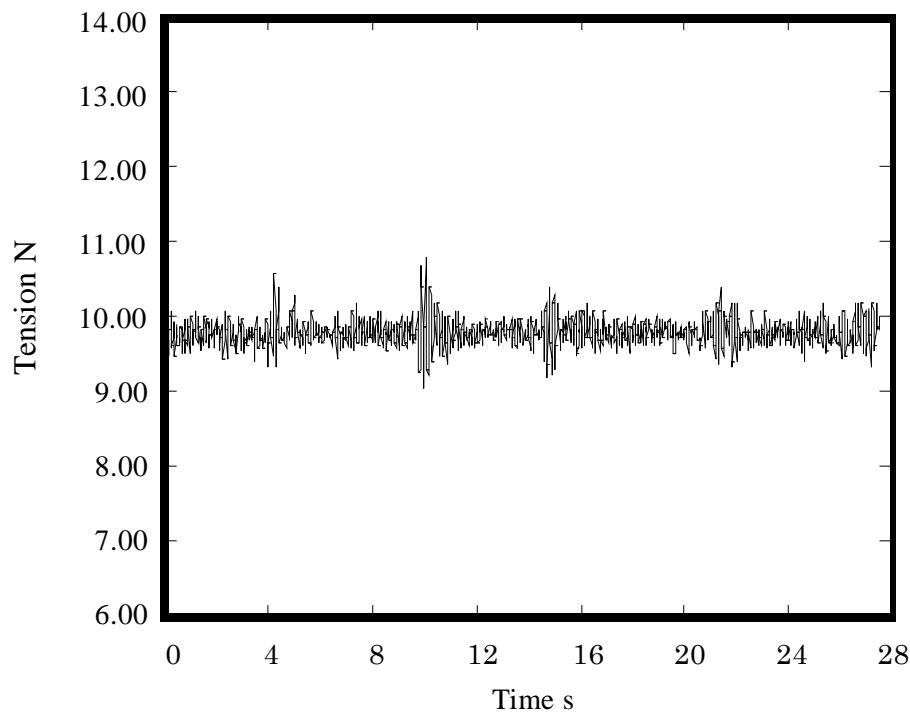


Fig. 2-7 Picture of tension control unit

図 2-8 に加工張力を 9.8 N としワイヤ線速 1500 m/min で空走行させた時の異なる 2 つの張力制御システムによる張力変動結果を示す。どちらのロードセルを用いてもおおよそ 6 sec ごとに周期的に張力変動が生じている。この理由は、ダイヤモンドワイヤを巻いているボビンの両端のつば部にダイヤモンドワイヤが接触し、ボビンのトラバース方向が変わるために変動が生じたと考えられる。ロードセル 1 つでは瞬間的に張力が高くなる場合、一定張力に戻す時間は 3 sec 以上要している。一方、ロードセル 2 つの特殊なダンサーを用いた場合は張力変動が生じてから一定張力に戻す時間が 2 sec 以下と短縮している。また、張力変動のばらつきも抑制されることが分かった。この理由はダイヤモンドワイヤを特殊ダンサーに 1 巻きさせた後、再度ロードセルを通り張力値を常時測定しながら加工部へと進むようにすることで特殊ダンサーの材質によるダンパ効果により、加工部とボビン側のテンション変動を吸収し、テンションアームの回転角度の変動を少なくするように補ったためである。この機構は走行するダイヤモンドワイヤが加工部内で 2 ラインごとに独立して制御されている。断線限界の設定値以上の高張力に到達しそうになる場合、ワーク送り速度を制御し設定値以下になるようなシステムを保有しているため、高線速でも断線せずに細いダイヤモンドワイヤを用いて切断することができる。



(a) Road cell 1 set (conventional unit)



(b) Road cell 2 set (improved unit)

Fig. 2-8 Result of different tension control unit

2-3-4 加工物幅方向調整部と加工物アライメントによる位置補正

小径サイズの加工物の精密切断の適用を考え、ワークの幅に応じてガイドプーリ間距離を調整できるようにした。図 2-9 にその構造の概要図を示す。図 2-10 に実際の装置写真を示す。装置上方に設置したプレートから加工部へ垂直方向に 4 つの構造体材料を鋳物にしたフレームを設けた。装置正面側から見た手前側の 2 つのフレームはワーク幅方向のみ最大 80 mm まで移動できる。奥側の 2 つのフレームはワーク幅方向に最大 80 mm まで、手前側に最大 110 mm まで移動できる。各プーリはフレームの先端に L 字アングルに取付けた片持ちであり、剛性等の問題があるが、プーリの軽量化およびプーリの交換作業の簡易化を考え採用した。また、加工部のテーブルの Y 軸, Z 軸, θ 軸にモータを取付け、上方の CCD カメラと回転テーブルを装備することでワークのアライメントを円滑に行うことを可能とした。加工物のアライメントマークを画像装置にて認識させ、加工位置との補正を行うように設定した。図 2-11 に CCD カメラ設置写真とモニタに表示されるカメラ写真を示す。

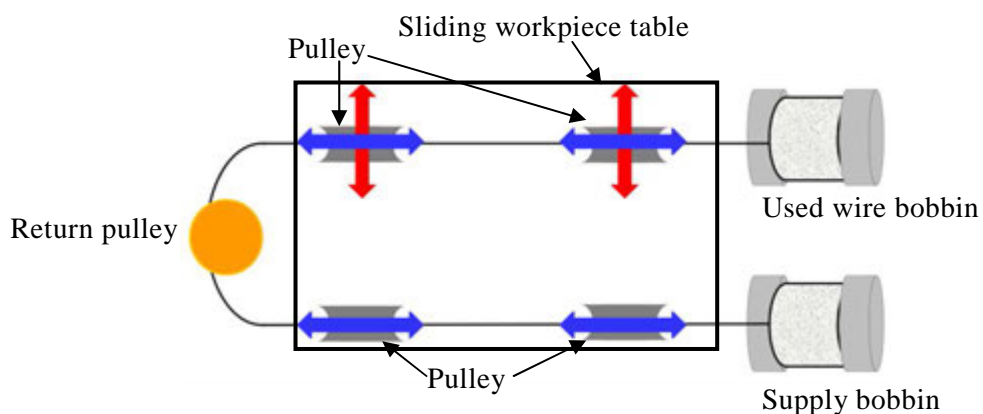


Fig. 2-9 Structure of workpiece width adjustment system at top view

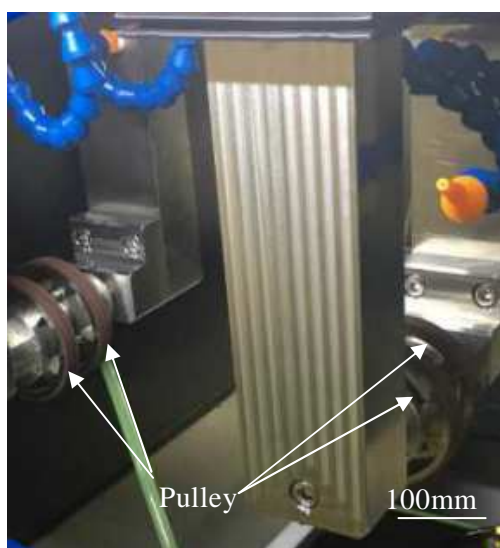


Fig. 2-10 Picture of workpiece width adjustment part

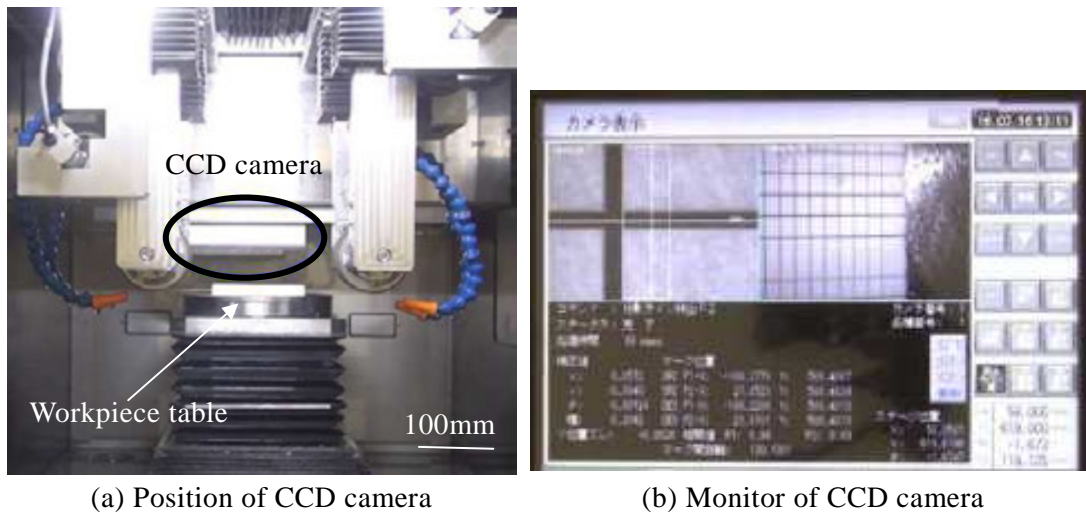


Fig. 2-11 Picture of CCD camera monitoring unit

2-4 切断機の基礎評価

切断加工をする上でワイヤのたわみ量に影響を与える加工物を押し付ける力を確認するために、単純はりの中心荷重を考え、幅方向のプーリ間距離とワイヤをたわませた状態での押付け力の変化を調査した。図 2-12 にその測定写真を示す。φ 20 mm のステンレス製の丸棒をバイスで挟み、幅方向のプーリ間の中央に設置し、バイスの下部に 3 分力計 TYPE9256C(キスラー製)を取付け、垂直方向の力を測定した。幅方向のプーリ間距離は 160 mm, 210 mm, 260 mm とし、ワイヤと丸棒が接触した状態をゼロ点位置と定め、ワークを押し上げる方向を+として 1 mm ごとに 15 mm までワーク位置を押し上げて力を測定した。なお、ワイヤは芯線径 φ 0.08 mm, 砥粒径 6-12 μm を使用し、加工張力は 11.76 N とした。図 2-13 に力の測定結果を示す。ワークの押し上げ量と力はほぼ比例しているが、幅方向のプーリ間距離の変化に関してはプーリ間距離が大きい場合にやや力が大きくなる傾向が見られた。今後、フレーム剛性を高めることで改善する必要があるが、たわみ量と力の関係では再現性が高いことを確認できた。

また、装置加工部の軸間距離の違いによる第一モードの固有振動数の違いを弦の基準振動数を求める以下の計算式から導出した^[26]。

$$f = \frac{1}{2} \pi \sqrt{\frac{T}{\rho}} \quad (2-1)$$

ここで、 f は弦の基準振動数、 T は弦の張力、 ρ は線密度を表す。軸間距離 160 mm,

210 mm, 260 mm の各固有振動数は, 1407 Hz, 1072 Hz, 866 Hz と算出される. 軸間距離が広がると固有振動数が低くなり, 張力が増加すると上式から固有振動数が上がる事が分かる.

一方, 弦の共振周波数 f_v は弦の長さ l と張力に対して

$$f_v \propto \sqrt{\frac{T}{l}} \quad (2-2)$$

が成り立つので, 固有振動数と共振点(共振周波数)をずらすことが必要で, 本装置ではウレタンゴムを使用した特殊ダンサーの防振効果で減衰を与えることで共振抑制を行った. 切断加工条件のワイヤ線速やワーク送り速度は固有振動数とは無関係であるが, 加工条件が変化するとワイヤのたわみ量が増えるため, ワイヤに力が加わり張力変動が生じ, 固有振動数が大きくなる. 振動を発生するワイヤの装置部を支えている基礎側の構造の固有振動数はワイヤの装置部の稼働振動数より高くなるようにする必要がある. ばね定数 k , 質量 m とすると基礎側の構造の固有振動数 f_0 は次式で与えられる.

$$f_0 = \frac{1}{2} \pi \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (2-3)$$

固有振動数 f_0 はばね定数 k を上げるか, 質量 m を下げることで高くなる. 装置の稼働振動数範囲に加工条件により基礎側の構造の固有振動数が一時的に入った場合でも共振時の振動を抑えるために基礎側の構造材料に防振性のある鋳鉄を用いて減衰を与えることにより加工時の共振を抑制した.

次に, 開発した切断機を使用して加工精度を確認するために芯線径 $\phi 0.10$ mm, 砥粒径 15-25 μm によるカーボン材の切断加工を実施した. 加工条件は表 2-5 に示す. カーボン材を選択した理由は加工負荷が少ないため被削材の影響を受けなくするためである. X 軸方向に 1.05 mm ごとのピッチで 20 ライン切断を実施し, 切断ワークの上方の厚みを上面から見て左側, 中央部, 右側として測定した 20 ラインの合計結果を図 2-14 に示す. 各位置で大きな違いは見られず, 平均厚みは 1.06 mm, 最大値と最小値の差は 0.014 mm であった. プーリの取付け精度やワイヤの摩耗量を考慮すると ± 0.01 mm 以下の精密切断加工が実現できることを確認できた.

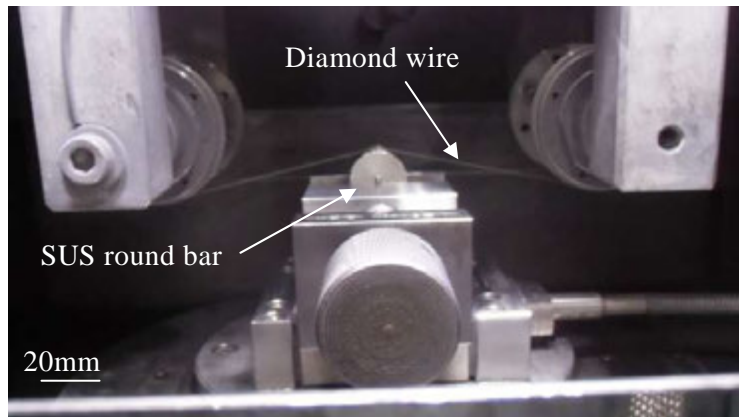


Fig. 2-12 Picture of measurement of wire bend in force

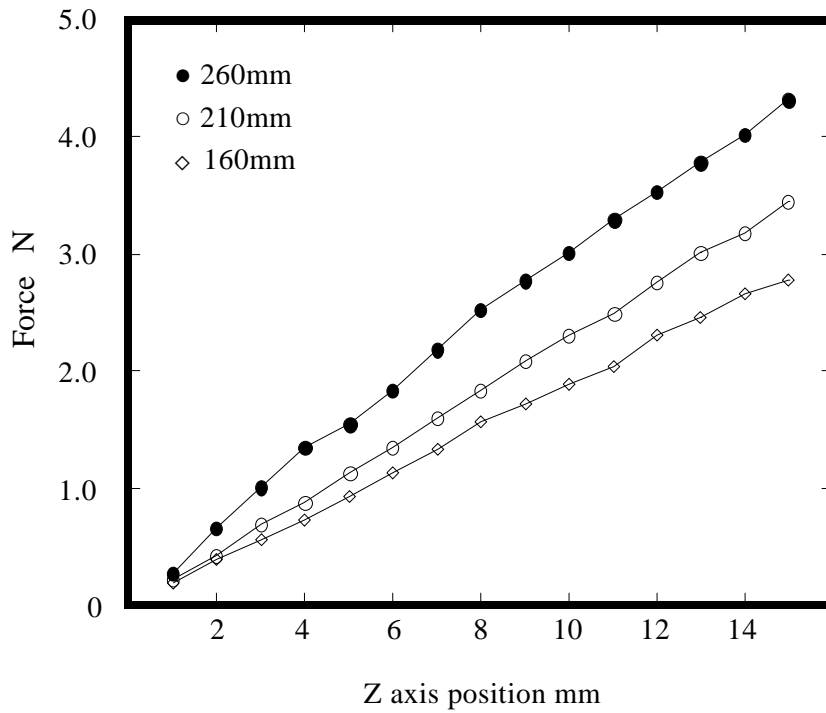
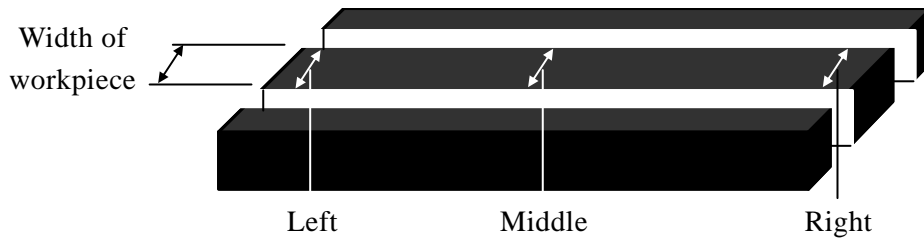


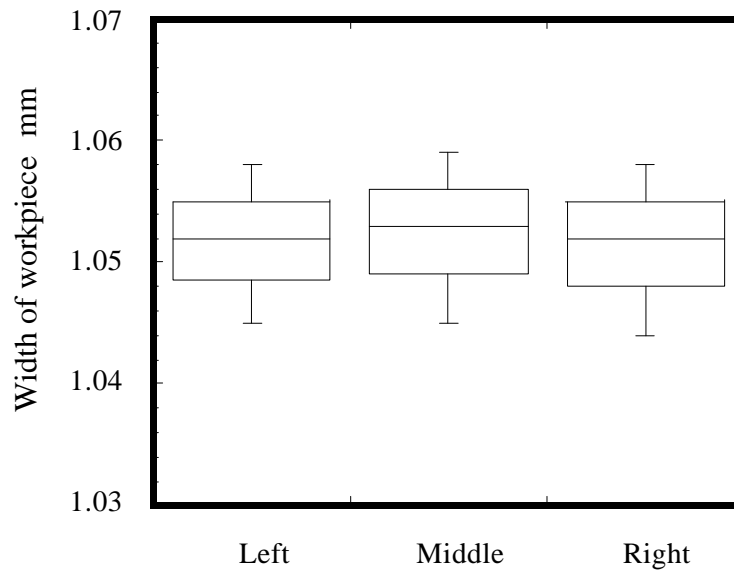
Fig. 2-13 Relationship of Z axis position and force

Table 2-5 Experimental condition

Workpiece material	Carbon
Work size (mm)	W100×L50×t1
Wire speed (m/min)	1500
Wire tension (N)	14.7
Work feed rate (mm/min)	18
Slicing depth (mm)	1.5



(a) Picture of measurement position



(b) Result of width of workpiece

Fig. 2-14 Slicing result of width of workpiece in each position

2-5 結言

精密切断加工において加工効率と加工精度を満足する固定砥粒ダイヤモンドワイヤ用小型精密切断加工機(ダイシングワイヤソー)を開発するために、必要な要素技術を組み合わせて最適化することでダイヤモンドワイヤによる精密切断加工を実現することが可能となった。本章の結果をまとめると以下の通りである。

- (1) ワイヤの高速走行に対応するためにワイヤを巻付けるボビンの小型化と軽量化を行い、ボビン自体のトラバース機構を適用し、ワイヤに捻れが少なくなるように設置し、高速回転に適用可能とした。
- (2) ワーク送り方向をアップカット方式とし、CCDカメラを加工物上方に設置することで加工物のアライメント調整機構を開発した。
- (3) ワイヤガイドプーリはプーリ内周部に取付け精度に効果があるステンレス製プーリを、プーリの外周部に耐摩耗性に優れた耐久性ウレタンプーリを焼付けたプーリを新規に開発し、切断加工機に組み込んだ。
- (4) ワイヤの張力変動を吸収するためにロードセルを2つにし、その間に弾性力を有する特殊なダンサーを適用し、プログラムソフトによって張力の設定値を一定に保つように変化量に応じ自動的に補正を行うフィードバックする機構を採用し、張力変動の抑制効果を確認した。
- (5) 幅方向のプーリ間を調整する機構を実装し、たわみ量と力の関係から精度を満足することが得られた。
- (6) 加工評価を実施し、カーボン材の加工において高精度加工を実現できることを確認できた。

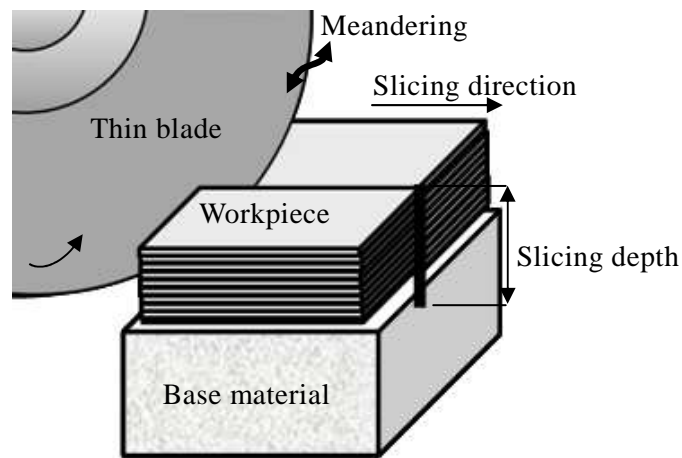
第3章 単結晶シリコンの高線速ダイヤモンドワイヤによる切断

加工特性

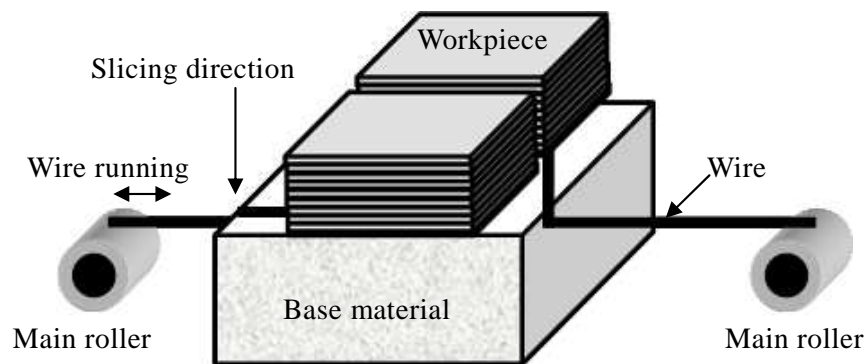
3-1 序言

近年の高性能電子デバイスのために、複合材の高硬度化や高密度化が要求されており^[27]，材料ロス削減，高精度，高品質を得るために生産プロセスの改善が必要である．半導体産業においてはダイシングブレードが単結晶シリコンの薄化ウェハ切断に適用されてきた^[28]．しかし，ブレード自体のたわみのため厚物ワークをダイシングブレードで高精度に切断することは困難であり，金属フィルムで補強することで切断性能の向上を図る研究^[29]がなされているが広く実用化までには至っていない．最近，固定砥粒ダイヤモンドワイヤ用ワイヤソーがソーラー用単結晶シリコンモジュールパネルの中に敷き詰められたウェハを得るためにシリコンブロックなどの寸法の大きい材料の切断に使用されてきた^[30]．図 3-1 に厚物被削材を切断する外周刃切断加工とワイヤソー切断加工の模式図を示す．外周刃切断加工で材料損失を低減させるために薄い切断砥石を用いることになるが，厚物被削材を切断する場合，砥石切込み量を大きくすることが必要になる．高速回転中の薄い切断砥石が蛇行しながら被削材を切断することになり，切断幅が大きくなる課題がある．一方，ワイヤソー切断加工は少ない材料損失と小さな反りを有する薄化ウェハを得ることができる．切断されたウェハ厚みは 130 μm から 180 μm 程度で，その後にケミカルエッチングなどで表面に太陽光を集光させやすいようにピラミッド状にさせる．そのため，後工程でメカニカル工程を実施しないため，切断加工後のウェハの寸法精度や面粗さなどが特に重要であり，ダメージ層を低減することで，エッチング時間の短縮が図れる．しかし，ワイヤソーマシンは非常に大型であり，メインローラ間の距離が長く，数千本のワイヤを巻いた重量のある大径メインローラをワイヤの必要線速に合わせて駆動させる必要があるためにワイヤ線速の限界が 1000 m/min 程度である^[30]．^[31]．これは砥石での外周刃切断加工の周速度と比較して遅い．また，ワイヤの張力制御はメインローラに巻かれた供給側と回収側のローラで実施しているが，数千本のワイヤごとの張力設定については課題が残されている．これらの課題を克服するためにはワイヤ線速の高速化や細線ワイヤでの高能率切断での被削材の品質確認が必要不可欠である．

本章では，先の章で述べた高速ワイヤ走行可能なダイシングワイヤソーを用いて，固定砥粒ダイヤモンドワイヤにおいて砥石の切断加工に匹敵する高線速での切断加工を行った．ダイヤモンドワイヤを 750 m/min から 1750 m/min の高速線速で一方向に走行させて，切断現象を捉えやすくするために 1 ラインでの脆性材料の単結晶シリコン切断を実施した．本研究ではワーク送り速度を 12 mm/min と現行の約 15 倍の高能率切断で行った．そして，線速ごとの切断抵抗，切断後のワイヤ摩耗，被削材の表面粗さを実験的に調べ，高速ワイヤ走行切断で明らかになった結果について述べる．



(a) Outer blade slicing process



(b) Wire slicing process

Fig. 3-1 Schematic of thicker workpiece slicing at different process

3-2 実験方法

3-2-1 切断条件

開発したダイシングワイヤソーを用いて以下の条件で切断加工実験を実施した。図3-2に単結晶シリコン切断時の加工部写真を、表3-1に切断実験の主要条件を示す。Ni電着ダイヤモンドワイヤを使用し、芯線径 $80\ \mu\text{m}$ で砥粒径は $6\text{-}12\ \mu\text{m}$ を使用しダイヤモンドワイヤの線径は約 $97\ \mu\text{m}$ である。被削材は一定の形状(幅 $125\ \text{mm}$ ×高さ $10\ \text{mm}$ ×長さ $13\ \text{mm}$)のp型単結晶シリコンとし、クーラントは冷却効果が高く、取り扱いやすさ、環境的側面から市水を使用した。この実験は異なる5条件の線速で各条件15切断を実施した。切断回数を15回にした選定理由は、量産の単結晶5インチのワークサイズの一片が $125\ \text{mm}$ 角形であるため、本実験での被削材厚み $10\ \text{mm}$ を同じワイヤ部分を繰り返して使用し、15回切断を実施することで $150\ \text{mm}$ の厚みを

切断することになり、量産切断面積以上に該当するためである。ワーク送り速度は量産生産工程において被削材の形状がほぼ四角形状のため、送り速度を一定にする条件が用いられるため同様に一定とした。張力条件はダイヤモンドワイヤの破断強度の50~65%が適当とされており、この理由はワイヤがねじれることで破断強度以下の張力でも断線が生じるためである。そのため、芯線径の破断強度の55%の張力を設定した。各切断条件での1切断当りのワイヤの使用量は4000mとした。ダイヤモンドワイヤは供給側から使用済み側のスプールに一方方向に走行させ、切断後に使用済みから供給側に巻戻し、同じワイヤを再利用して行った。

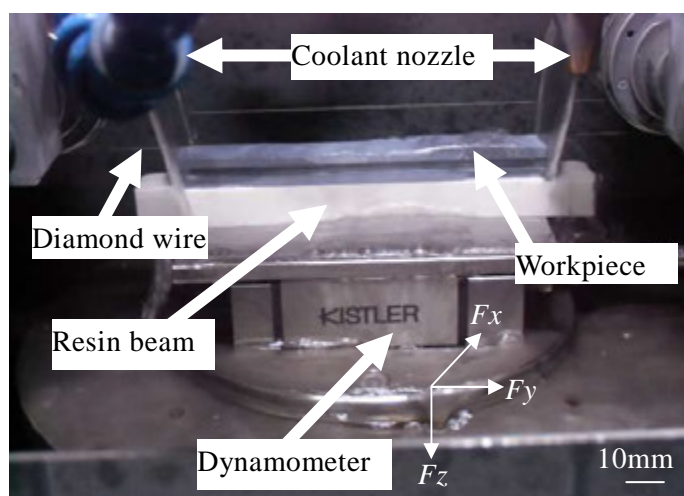


Fig. 3-2 Experiment setup of close-up view of the dicing wire saw

Table 3-1 Experimental conditions

Workpiece material	P type single-crystal Si
Workpiece size (mm)	W125×H10× L13
Wire speed (m/min)	750,1000,1250,1500,1750
Wire tension (N)	11.76
Work feed rate (mm/min)	12
Slicing depth (mm)	16.2 (slicing depth of resin beam 6.2)
Wire length (m)	4000

3-2-2 測定方法

切断幅の測定は測定顕微鏡(MM-800, ニコン製)を用いて, 被削材のワイヤ入口側と出口側を切断後の被削材上方から測定を実施した. 切断抵抗は3分力計(TYPE9256C, キスラー製)により軸方向, 接線方向, 垂直方向を測定し, アンプを介して記録した. ダイヤモンドワイヤの表面は走査電子顕微鏡(VK-7800, キーエンス製)で500から5000倍で観察した. 切断後のワークの平均表面粗さはレーザ顕微鏡(VK-9710, キーエンス製)により測定した. 図3-3は表面粗さの測定点を示す. 測定点を中心に粗さ曲線の基準長さ0.8mmで3点測定し, 粗さの平均値を求めた.

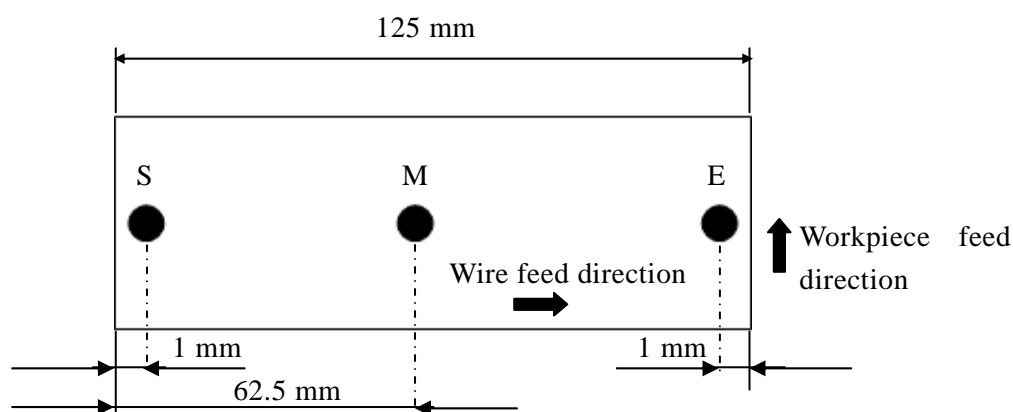


Fig. 3-3 Cross section of workpiece showing measurement points of surface roughness: (S) wire entrance side, (M) middle part, (E) wire exit side

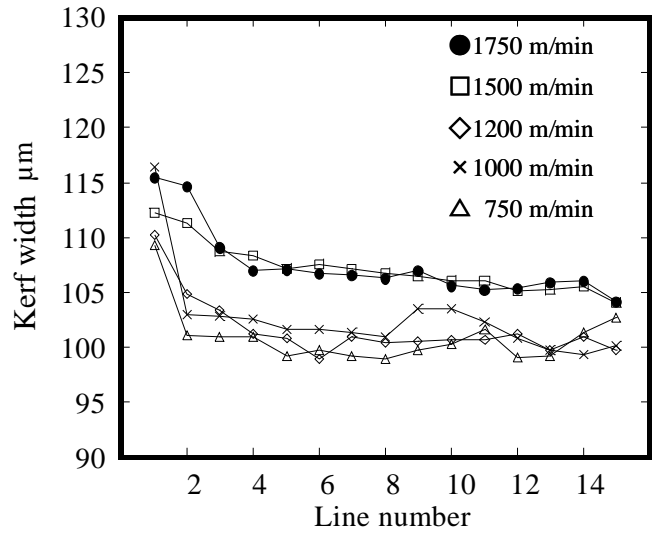
3-3 実験結果

3-3-1 切断幅

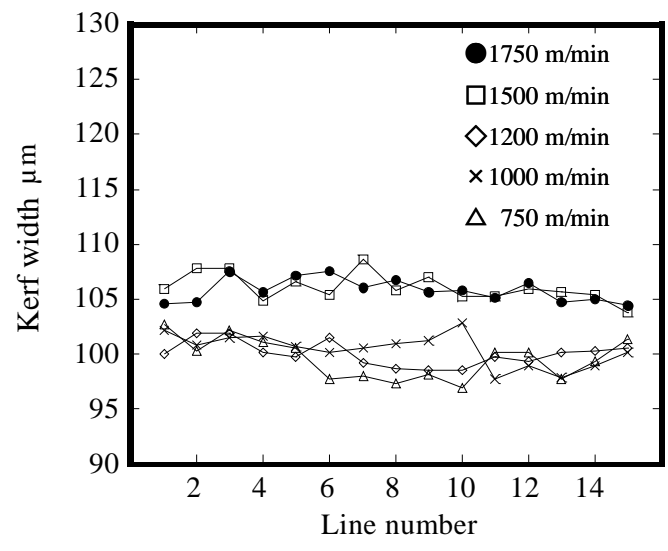
図3-4に(a)はワイヤ入口側および(b)はワイヤ出口側の切断幅の結果を示す. ワイヤ入口側の切断幅はダイヤモンドワイヤの摩耗のために初期段階でわずかに大きい. 3ライン切断後に線速1750 m/minでは切断幅のばらつきは5 μm 以下に抑えられている. また, 切断幅が1000 m/min時の切断回数8から10ライン目で2 μm 増加している. この理由としては, クーラントが被削材へ排出される時にシリコンの残渣が一時的に巻き込まれて切断幅が増加したと考えられる.

図3-5に線速5条件で15ライン切断加工後の各ワイヤ4000 mにおける200 mごとのワイヤ線径の平均値を示す. ワイヤ線径は95~97 μm で, 全長にわたり安定しており, 線速による変化は確認されなかった. 切断幅の測定は被削材表面から実施しているため, ワイヤ長さで200 mから600 mの間のワイヤ線径が切断幅に影響を

及ぼしやすいと考えられる。上述のワイヤ長さ間のワイヤ線径に対して 15 ライン切断加工後の切断幅は $4\ \mu\text{m}$ から $6\ \mu\text{m}$ 大きくなっている。このため切断幅はワイヤ線径の摩耗挙動とは一致していない。しかしながら、切断幅は高線速で相対的に大きい結果であり、高線速で誘発されるワイヤ振動の影響によるものと考えられる [32], [33]。



(a)



(b)

Fig. 3-4 Kerf width of sliced silicon at (a) wire entrance side and (b) wire end side

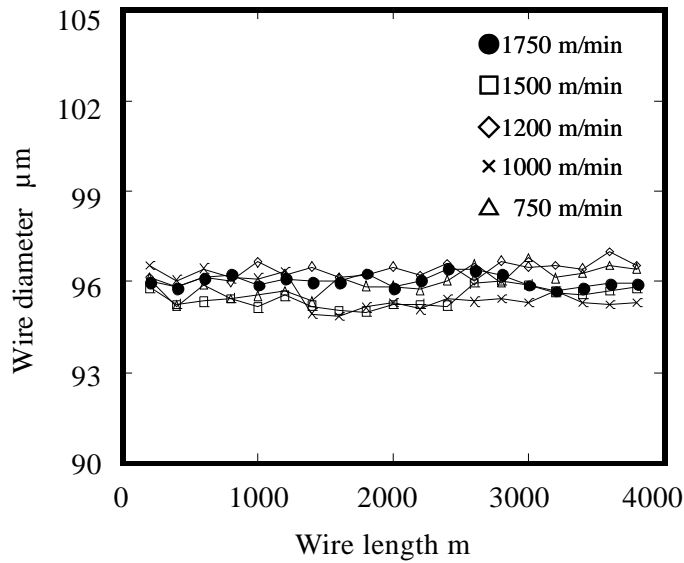


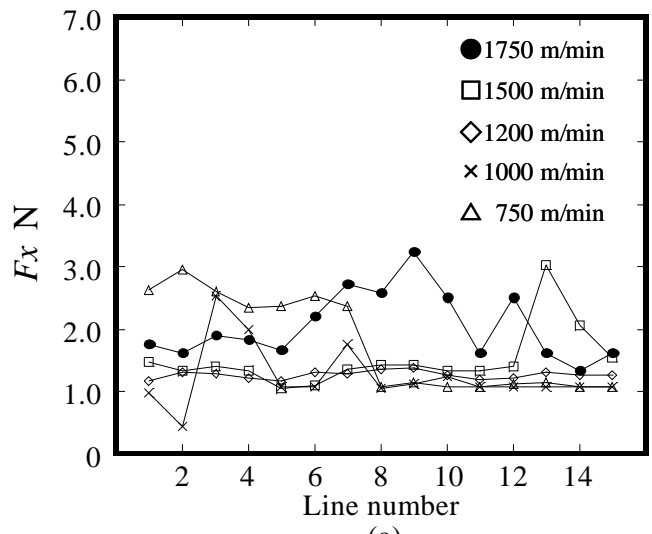
Fig. 3-5 Used wire diameters at each position

3-3-2 切断抵抗

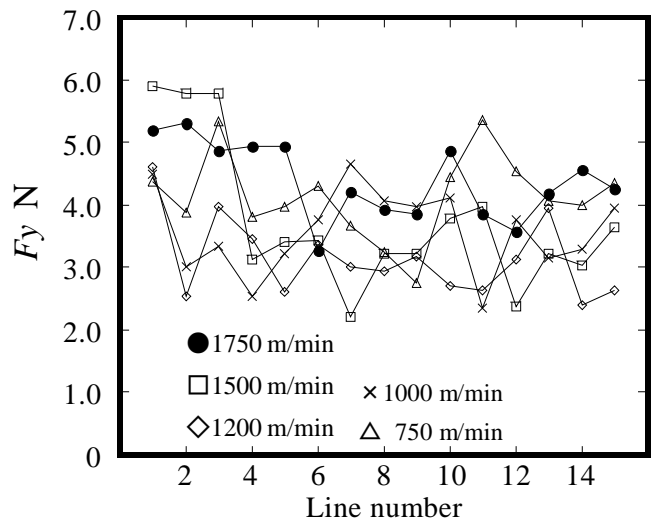
図 3-2 に示すように軸方向，接線方向，垂直方向の荷重をそれぞれ F_x , F_y , F_z とする．最大荷重が最も被削材に影響を与えると考えられるため，図 3-6 に F_x , F_y , F_z の切断回数における 0.5 sec ごとに取得した最大荷重の絶対値の変化を示す．切断回数でばらつきが見られるが，ワイヤの偏摩耗や短時間中のクーラントから排出されるシリコンの残渣による不均一な流れおよび高線速における装置の振動の影響と推察される． F_x は他の 2 つの力と比較すると明らかに小さい結果であった．この力の発生する理由としては，ワイヤ走行ガイドプールの溝加工精度，装置へのプリー取り付け精度の影響やワイヤ上の砥粒が被削材の左右どちらかの側壁に接触しながら加工が実施され，また，側壁に干渉しない場合でもワイヤ進行方向に対して砥粒の左右の接触面積が異なるためワイヤが横振れすると考えられる． F_z は線速にかかわらず，切断回数の増加につれて減少している．ダイヤモンドワイヤの砥粒は 1 層分だけ固定されており，砥粒の磨耗や脱落などで切断能力が低下する．前述した結果のとおりワイヤ線径の摩耗量はわずかであるため，この力の減少は，ワイヤ上のダイヤモンド粒子を覆っている Ni メッキが剥がれたため切断幅が減少し，砥粒の先端が露出することで砥粒が加工に有効に作用したものと考えられる． F_z が F_y よりわずかに大きい結果は被削材側により大きな力が働き，ワイヤがたわみを有しながら切断加工が行われていたことを表している．また， F_y の変動は張力を一定値に保つよう加工中に制御するため，ワイヤがたわむときに弾性変形で生じるワイヤの伸びを張力で瞬間的に制御するので，他の 2 つの力より変動が大きいと考えられる．

図 3-7 に線速ごとの単結晶シリコンのダイヤモンドワイヤ切断の切断回数 1 回目の切断抵抗変化 F_y , F_z を示す． F_y , F_z とともに切断時間 60 sec から 70 sec 付近で最大値をとっており，その後切断抵抗は低下する挙動を示している．これは線速によらず同

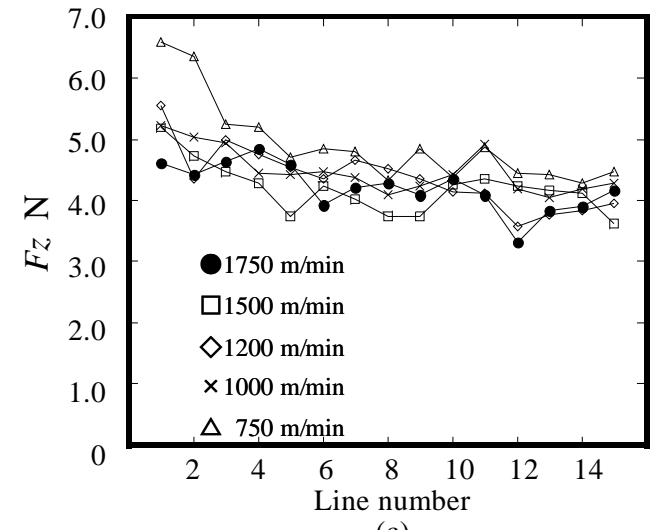
様の傾向を示し、切断後半でワイヤのたわみ量が少なくなることを表している。図 3-8 にワイヤ線速を 750 から 1750 m/min までに可変させた条件での 2 分力比 F_y/F_z のプロット図を示す。2 分力比は線速が遅い場合は 1 以下であり、ワークを押し付ける荷重がワイヤ接線方向の荷重より大きいことを示し、最高速 1750 m/min でほぼ 1 に至った。線速が速い場合はワークを押し付ける荷重が低下し、ワイヤの振動を抑制する余分な力がワイヤ走行方向に加わると考えられる。



(a)

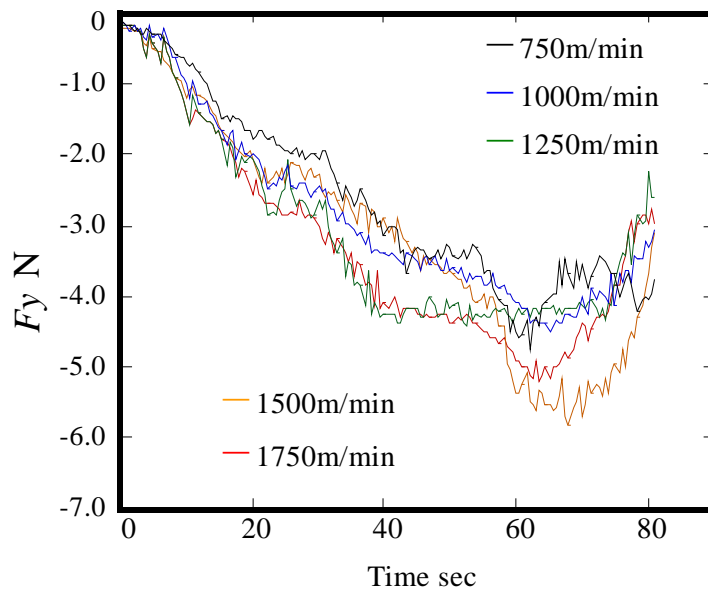


(b)

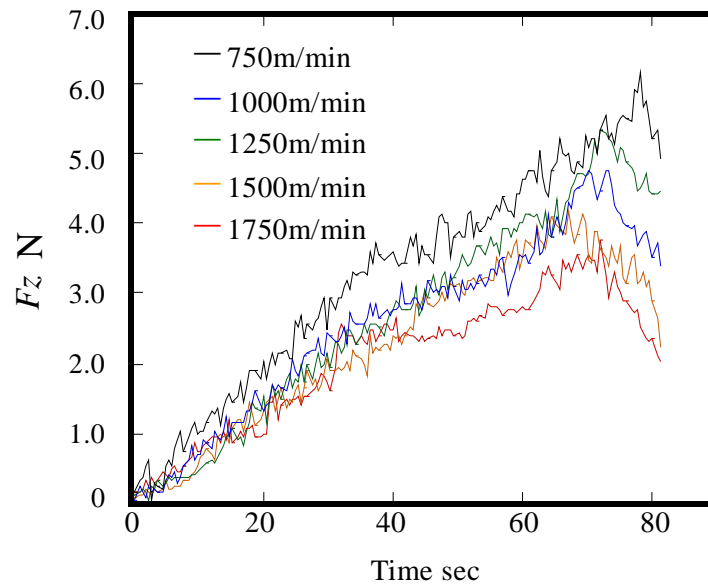


(c)

Fig. 3-6 Changes of each force with line number at (a) axial force F_x , (b) tangential force F_y , (c) normal force F_z



(a) Tangential force (F_y)



(b) Normal force (F_z)

Fig. 3-7 Relationship between the cutting force and time at 1 line slice

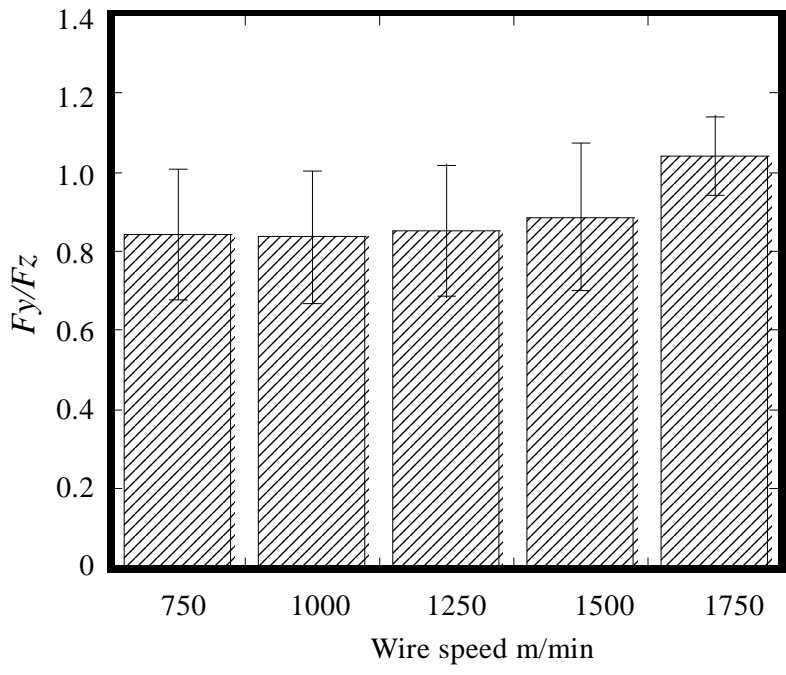


Fig. 3-8 Plot of force ratio F_y/F_z

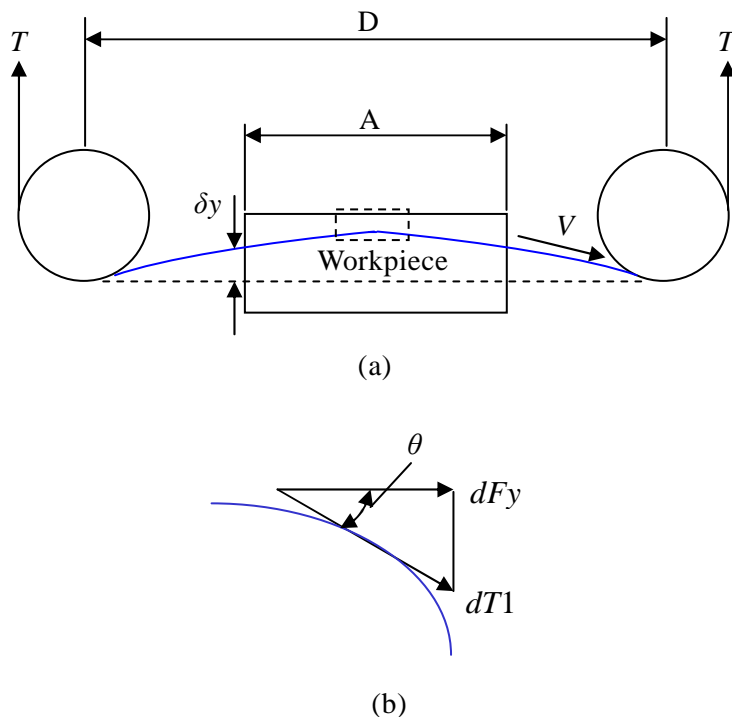


Fig. 3-9 Schematic of the relationship (a) between wire tension and deflection, (b) close-up view broken line part in workpiece

図3-9は切断張力と切断時のワイヤのたわみ角度を模式的に示したものであり^[34]、この関係は(3-1)と(3-2)の式によって表すことができる。ここで $dT1$ は微小時間の張力、 dFy は微小時間の接線方向の力、 θ はその位置でのたわみ角度、 $T+dT1$ は見かけ張力を示す。

$$dFy/dT1 = \cos \theta \quad (3-1)$$

$$T + dT1 = T + dFy/\cos \theta \quad (3-2)$$

図3-8の結果はワイヤ線速の増加によって dFy がワイヤの走行方向に付加され、 Fy/Fz の増加をもたらすことを表している。この傾向は、ワイヤを走行するために余分な力が必要であることを示している。ダイヤモンドワイヤ切断加工において加工中にたわみが発生し、そのたわみ量に応じて付加された力を、本開発装置において Fy に相当する張力を指定値の11.76 Nになるように制御するために余分な力(見かけ張力)が生じると考えられる。また、切断幅の結果のようにワイヤがより高速走行する場合は振動が発生し、振動を抑制し指定張力に制御する力がさらに付加されると考えられる^{[35]、[36]}。式(3-1)のとおり、 dFy が増加すると仮定すると $\cos\theta$ が増加し、たわみ角度 θ が減少する。クーラントはワイヤ走行時にワイヤを伝いながら加工点に進入するため、ワイヤたわみ角度が減少すると、クーラントが被削材に進入しやすくクーラントの供給が円滑になり、シリコン切屑の排出特性が改善されるのであろう^[37]。 Fz がワイヤ線速でほとんど変化しないことは、これが理由であると考えられる。

3-3-3 ダイヤモンドワイヤの表面形態

使用済みワイヤ長さ 1600 m 地点における各ワイヤ線速での SEM 写真を図 3-10 に示す。切断後、ダイヤモンド粒子の 3 つの形態がワイヤ上に観察された。第 1 の形態は切断時に被削材に有効に作用した鋭く露出したダイヤモンド粒子である。拡大図 B で示すように、効果的なダイヤモンド粒子は Ni めっきから露出している^{[23]、[38]}。第 2 の形態はほとんどダイヤモンドの露出がない非作用のダイヤモンド粒子であり、第 3 の形態は脱粒したダイヤモンド粒子である^[39]。図 3-11 に各ワイヤ線速でダイヤモンド粒子のそれぞれの形態比率を示す。高線速では作用するダイヤモンド粒子の減少が確認された。ダイヤモンドワイヤでの切断を考えた場合、図 3-12 の模式図で考えると単位時間あたりの切断面積 S は式(3-3)で表される。ここで、 Dw は切断幅を V は線速を示す^[40]。

$$S = \pi/2 \cdot Dw \cdot V \quad (3-3)$$

さらに、切込み深さを d 、被削材の幅を A 、切断時間を t 、時間 t の間に切断される距離を切断距離 δL とすると切断除去量は次式のように表される。

$$S \cdot d = Dw \cdot A \cdot \delta L / t \quad (3-4)$$

$$d = 2A \cdot \delta L / \pi \cdot V \cdot t \quad (3-5)$$

(3-3)~(3-5)式の分析から、切込み深さは線速に反比例することがわかる。ダイヤモンドを覆っている Ni めっきは、切断中に被削材と接触することによって除去される。より高線速で切込み深さが小さくなるので、Ni めっきの除去が困難になり、露出したダイヤモンド粒子が漸減する結果を示している。しかしながら、高線速では単位時間あたりに加工に寄与する砥粒数が増加するうえに切断 2 分力 F_y/F_z が増加するためにワイヤのたわみ角度が小さくなり、断線しないたわみ角度までワーク押付け速度を上げることが可能になり、加工能率の向上が期待できる。また、図 3-9 のダイヤモンド粒子周辺の Ni めっき表面には各線速条件によらず、ワイヤ走行方向だけでなく円周方向にも微細な除去痕が確認された。ワイヤは切断後に供給側へ巻戻し、同じ部分を再利用するときにワイヤがねじられ、ガイドプーリなどによってこすられたためと考えられる。

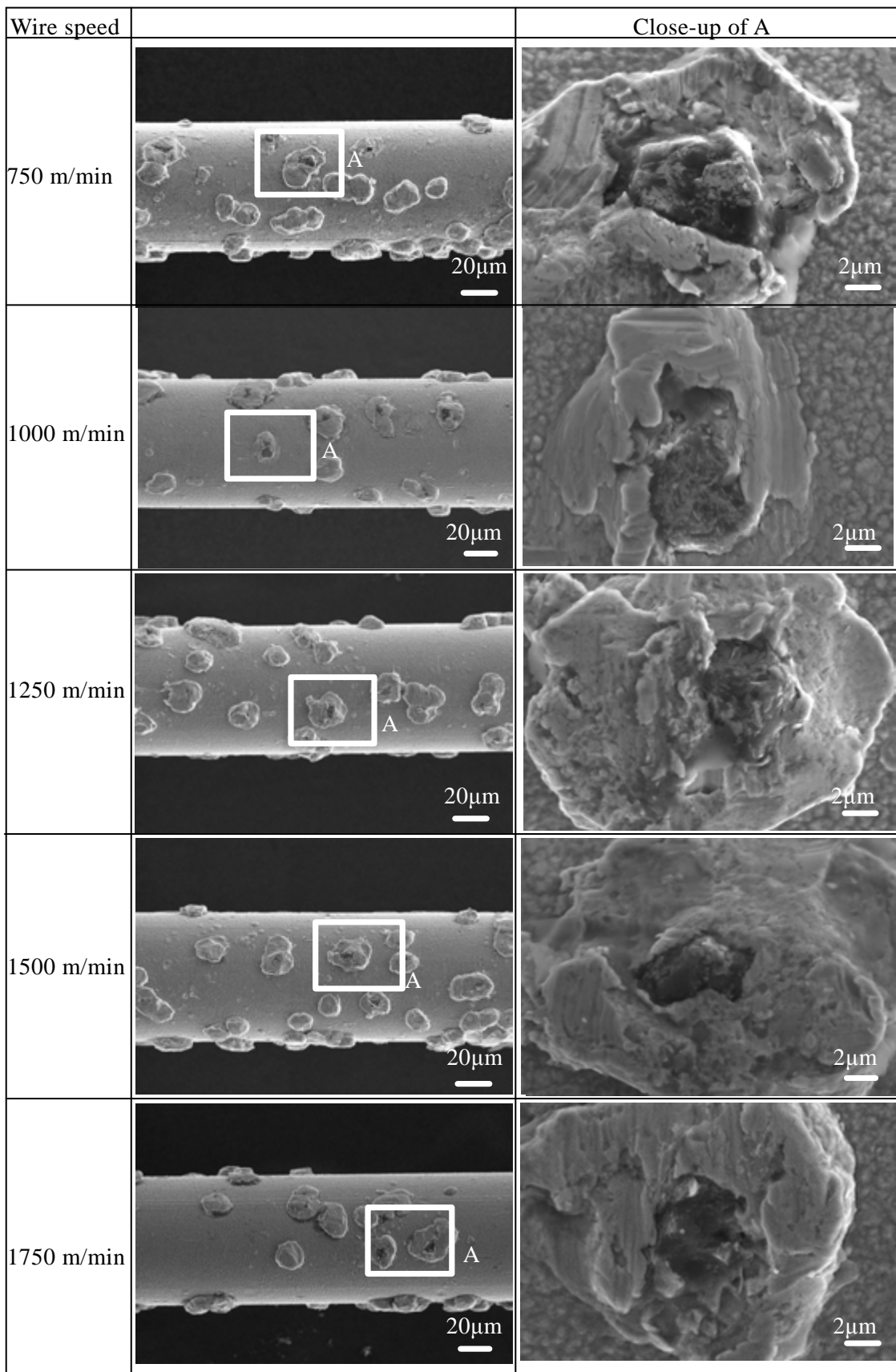


Fig. 3-10 SEM micrographs of diamond grains on the wire at a length of 1600m

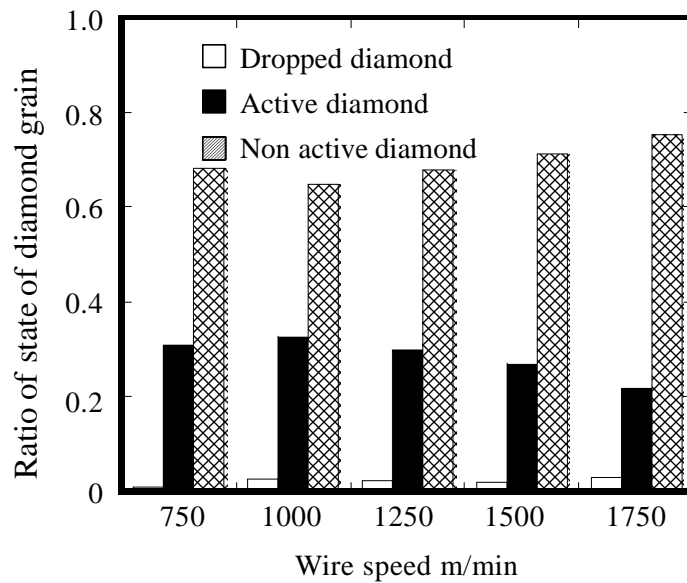


Fig. 3-11 Ratio for each state of diamond grains at various wire speeds

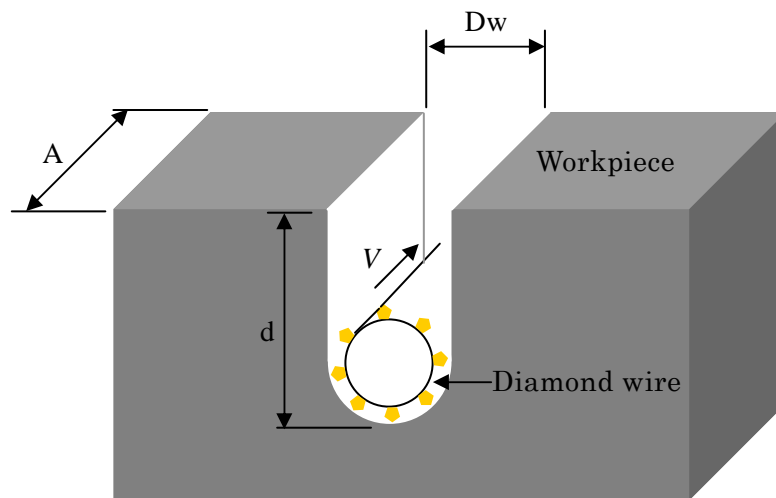


Fig. 3-12 Schematic of diamond wire slicing process

3-3-4 表面性状

図 3-13(a)に 1 回切断後, (b)に 15 回切断後の被削材における S(ワイヤ入口側), M(ワーク中央部), E(ワイヤ出口側)点でのワイヤ走行方向の表面粗さ R_a の変化を示す. ワイヤ線速が増加すると表面粗さは向上し, 1 回切断後のワイヤ入口側の表面粗さは $R_a0.46 \mu\text{m}$ から $R_a0.28 \mu\text{m}$ に低減した. 線速 1750 m/min , 15 回切断後の表面粗さは $R_a0.20 \mu\text{m}$ 以下の良好な加工面が得られた. また, 1 回切断後のワークの入口側の表面粗さはワークの中央部や出口側と比較して相対的に大きい. 今回の実験では, 一

方向にワイヤを走行させているためワークの入口側でダイヤモンドを覆うNiめっきが被削材によって除去されており、砥粒の先端によって創成された筋状の切断痕(ソーマーク)が影響したためと考えられる。また、ワークの位置における面粗さは中央部の面粗さが相対的に低かった。この理由としてはワイヤがたわみながら加工するため、ワーク中央部で切断速度がワーク入口側の出口側よりも遅くなり、後続切れ刃との砥粒が通過する砥粒間隔が狭くなるためと考えられる。図 3-14(a)に 1 回切断後、(b)に 15 回切断後の被削材における S(ワイヤ入口側), M(ワーク中央部), E(ワイヤ出口側)点でのワーク送り方向の表面粗さの変化を示す。線速の違いによる明確な差は確認されなかった。一方、15 回切断後の面粗さ Ra は 1 回切断後と比較して 1/2 以下に低減し、Ra0.2 μm 程度になり、ワイヤ走行方向の面粗さに近づき向上している。この結果はワイヤを一方向に送線後、供給側に戻して再度加工を実施しているため、加工回数増加にともないワイヤ上のダイヤモンド粒子上の Niめっきが徐々に除去され、有効作用砥粒数が増加し、ワイヤからの各砥粒の突出し高さのばらつきが小さくなったためであると考えられる。

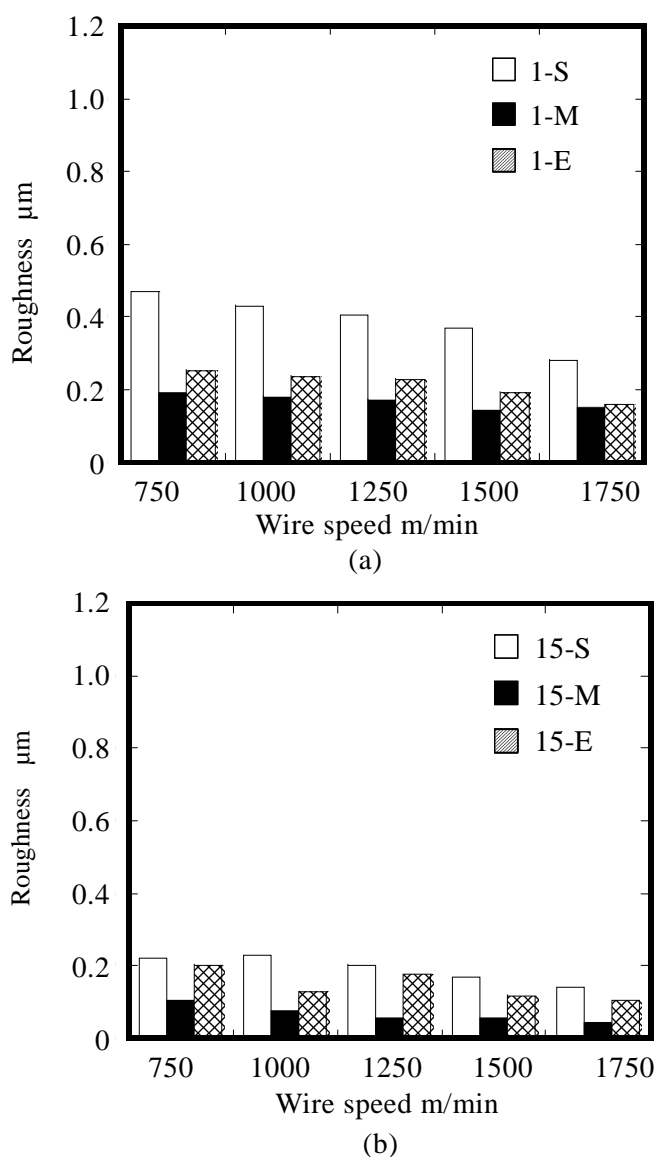
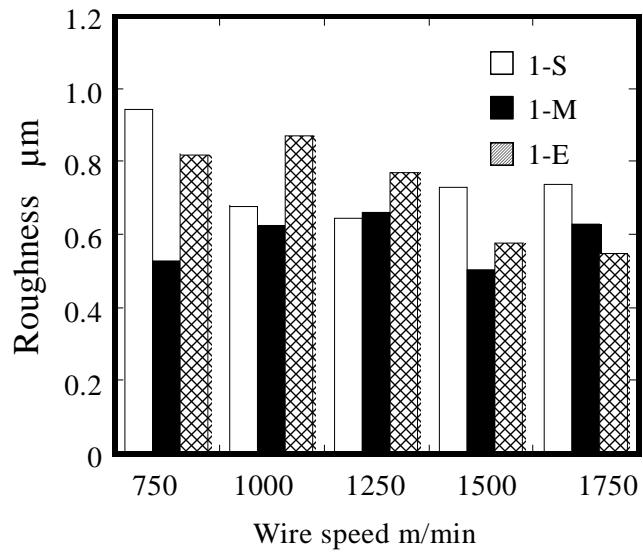
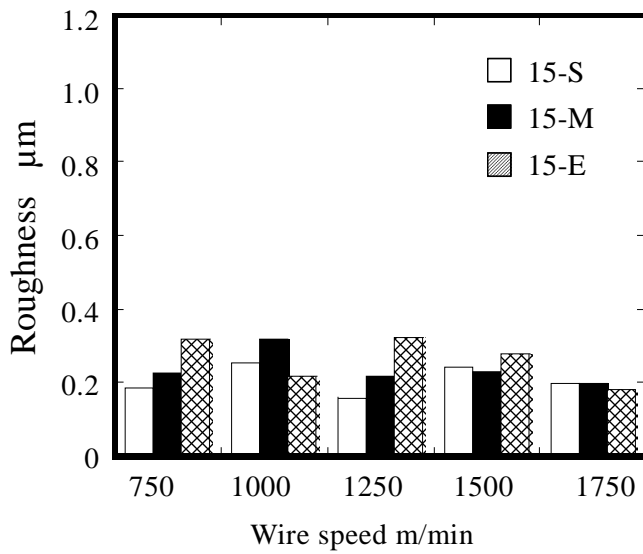


Fig. 3-13 Result of surface roughness in wire run direction at (a) 1line and (b) 15line



(a)



(b)

Fig. 3-14 Result of surface roughness in work feeding direction at (a) 1line and (b) 15line

図 3-15 は各線速で切断した被削材のレーザ顕微鏡による測定結果であり，ワイヤ線速 750 m/min および 1750 m/min の 1 回切断後と 15 回切断後の被削材表面を示す。各結果でワイヤ走行方向にソーマークが確認され，図中の青い点は観察されたシリコン表面の微小くぼみを示している^[41]。微小くぼみの存在位置は特定の位置によらず，ランダムに見られる。

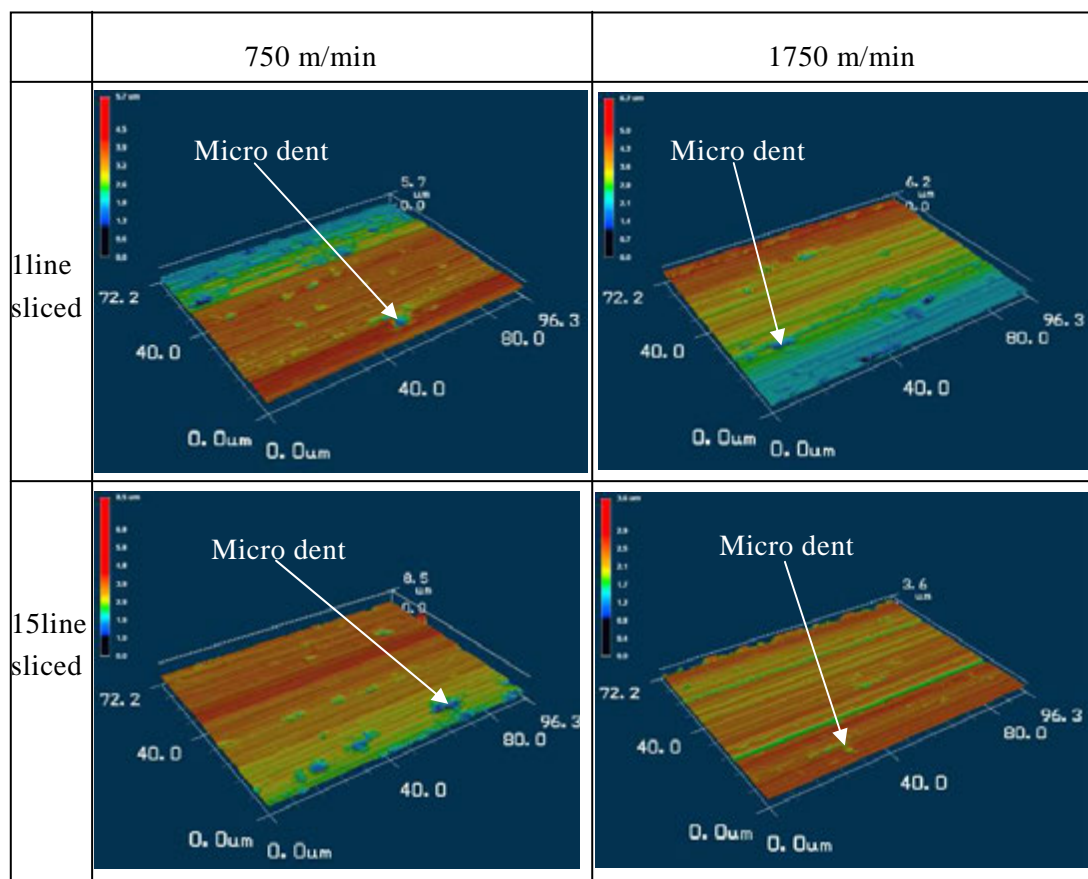


Fig. 3-15 Laser microscope images of silicon surface sliced by a diamond wire

図 3-16 に 1, 5, 15 回切断後のシリコン中央部の切断表面の微小くぼみ深さを示す。高線速かつ切断回数が増えるほど微小くぼみ深さは小さくなり，線速 1750 m/min では線速 750 m/min と比較し，約 1/2 に低減した。この結果は，ワイヤ走行方向の表面粗さ結果と類似しており，一旦ダイヤモンド粒子の Ni めっきが除去されると，露出したダイヤモンド粒子は効率的に作用し，高線速では切込み深さが小さくなるため，微小くぼみ深さが小さくなったと考えられる。本実験に使用した被削材の単結晶シリコンはチョクラルスキー法で製造されており，材料内部の欠陥はナノメートルオーダーであり，今回の結果から得られた微小くぼみがマイクロメートルオーダーであるため，材料内在に起因する可能性は低いと考えられる。この微小くぼみは，加工中に脆性材料である単結晶シリコンに微小破壊（クラック）が生じ，それが加工面に残留した結果である^[41]。

一般に，砥粒 1 個当りの切取り厚さが大きければ大きいほど脆性破壊が発生しや

すく、微小くぼみが多く発生する。閻らは単結晶シリコンの単結晶ダイヤモンド平バイトによる切削実験において延性モード切削における研究を行った。図 3-17 に砥粒 1 個の精密切削モデルにおける脆性切削モード図を、図 3-18 に延性切削モード図を示す。切取り厚さ h が大きい場合、図 3-16 のように工具刃先前方下の引張り応力が支配的になり微小クラックが進展しやすく破壊に至る。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、クラックの発生は停止し、加工後に深さ d のクレータが残留する。加えて、単結晶シリコンのような硬脆性材料の場合、引張り型の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られる要因となる。切取り厚さが小さい場合、図 3-18 のようにこの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。切取り厚さ h の減少にともない、切削領域の応力状態が、切れ刃前方下部の引張り応力が支配的でクラックの発生しやすい状態から、刃先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し、延性モード切削に遷移すると考えられる。一旦ワイヤ上のダイヤモンド粒子の Ni めっきが除去されると、露出したダイヤモンド粒子は効率的に作用し、被削材を引っかきながら加工が進展していき、それとともにダイヤモンドの突出し高さのばらつきが均一化されていくであろう。本研究では、切込み深さ方向（ z 方向）の送り速度を一定とする場合、高線速を用いることによって砥粒 1 個当りの切取り厚さが減少し、加工中の脆性破壊が抑制され、延性モード加工に遷移することになり、その結果、微小くぼみの発生も抑えられたと考えられる。今回の実験結果から、高線速で表面品質改善が期待できることを示している。

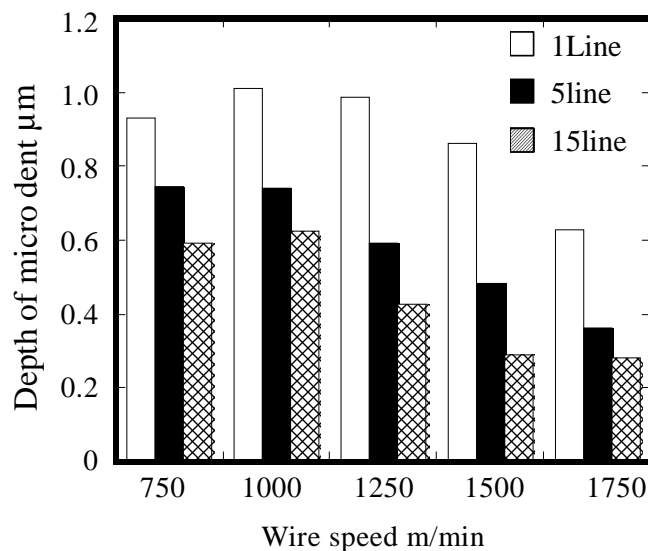


Fig. 3-16 Change of indent depth with wire speed and number of sliced lines

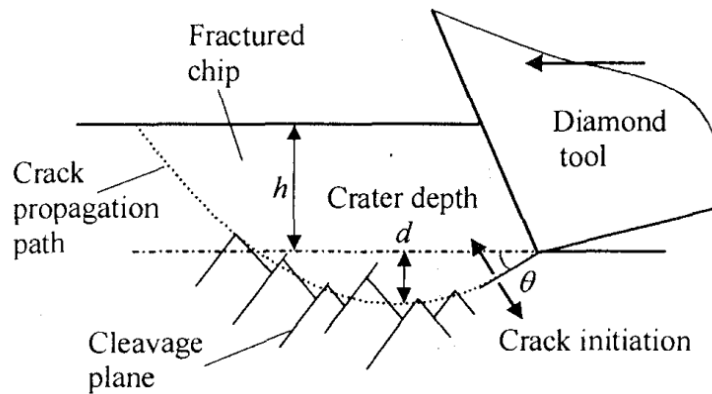


Fig. 3-17 Schematic illustration of brittle regime material removal^[41]

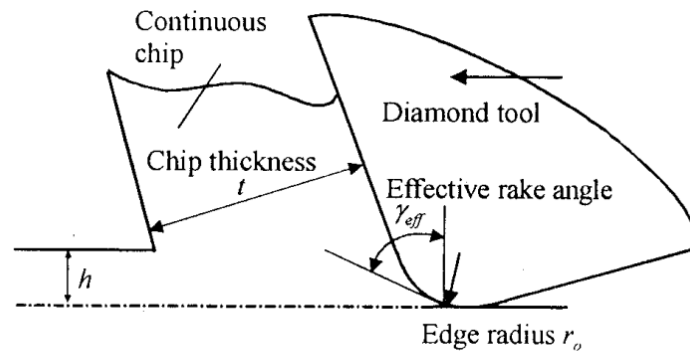


Fig. 3-18 Schematic illustration of ductile regime material removal^[41]

3-4 結言

新しく開発されたダイヤモンドワイヤ用ダイシングワイヤソーシステムを用いて単結晶シリコンの線速ごとの精密切断試験を実施した結果、以下の結論が得られた。

- (1) 線速 1750 m/min では切断回数増加にともない切断幅が安定し、ばらつき 5 μm 以下を達成した。
- (2) 線速 1750 m/min での切断抵抗 2 分力比 F_y/F_z は 1 に近づき、ワイヤの振動を抑制するためにワイヤ走行方向の見かけ張力付加現象が確認された。
- (3) 高線速では Ni めっきから露出した有効作用ダイヤモンド粒子の比率が相対的に減少することが確認された。
- (4) 高線速では切断回数の増加にともない表面粗さが向上し、微小くぼみ深さが低減することが明らかになった。

第4章 単結晶シリコンのダイヤモンドワイヤ切断加工における ダメージ形成メカニズム

4-1 序言

近年、地球規模で環境を考慮して排ガスを抑制し、再生可能エネルギーの利用推進が進められている^[42]。特に太陽光発電が世界的に注目を浴び、欧州から米国、日本へと急速に普及し、現在は中国、インド、南米、アフリカ、砂漠地域などへと導入が国策として進行している。その中で、太陽電池モジュール内の太陽光セル材料はシリコンウェハが歴史的に古く発電効率が高いため主流である。このウェハは前章でも述べたようにシリコンインゴットから数千枚を一度に切断するマルチワイヤ切断で得られている。従来は SiC 砥粒と研削液を懸濁させたスラリを走行するピアノ線材ワイヤに供給して加工を行う遊離砥粒方式が用いられていたが^[43]、急速に固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断に取って代わってきた。特にニッケル電着固定砥粒方式の加工の場合は、遊離砥粒加工方式と比較して加工速度が3倍以上であり、砥粒が固定され保持力があるためカーフロスを小さくすることができる利点がある^[44]。^[45] 太陽光セルの軽量化のためにウェハの薄化が必要とされると共に薄くなったウェハの割れ抑制において高精度な加工が要求されている。そのため、切断加工での表面形成メカニズムや加工変質層の構造について理解することが重要となっており、切断加工後の表層のダメージ深さも後工程のエッチングプロセスにも影響を及ぼすといえる。これまでの多くの研究では、切断後のウェハ厚み精度、うねりや表面粗さなどを評価することが多く、固定砥粒ワイヤで発生するソーマークを含めて切断面の加工変質層についての研究はほとんどされていない。

本章では、固定砥粒ダイヤモンドワイヤによる単結晶シリコン切断において切断表面品質の向上を得るために、ダイヤモンドワイヤの砥粒径を変化した場合と加工条件のワイヤ線速を種々変化させた場合の切断加工後の加工変質層形成にどのような影響を及ぼすかに関して実験的に調査した。加工装置は開発したダイシングワイヤソーを用い、1750 m/min のワイヤ線速で単結晶シリコン切断を15回繰り返し実施した。本報告では、高速ワイヤ線速での切断後のワイヤ摩耗を調べ、顕微レーザーラマン分光法および TEM 観察による加工変質層の評価を通して単結晶シリコンのダメージ形成メカニズムに関して明らかになった結果について述べる。

4-2 実験方法

4-2-1 切断条件

開発したダイシングワイヤソーを用いて以下の条件で切断加工実験を実施した。図 4-1 に単結晶シリコン切断状況の拡大写真を示す。本実験では高線速で切断した時の観察をより分かりやすくするために1本のワイヤで被削材を切断する方法を採

用した。表 4-1 に実験の主要条件を示す。Ni 電着ダイヤモンドワイヤを使用し、砥粒径の影響を調査するためダイヤモンドワイヤに固着させた粒径は 5-10 μm 、6-12 μm 、8-16 μm の 3 仕様とした。ダイヤモンド粒子は約 1200 個/ mm^2 の密度で固着されている。被削材は一定の形状(幅 125 mm×高さ 10 mm×長さ 13 mm)の p 型単結晶シリコンとし、クーラントは市水を使用した。ワイヤ線速は 1750 m/min で固定し、15 回切断を実施した。また、線速の影響を調査するため粒径 6-12 μm のダイヤモンドワイヤを用いて異なる 5 条件の線速で各条件 15 回切断を実施した。各切断条件で 1 切断あたりのワイヤの使用量を 4000 m とした。なお、ダイヤモンドワイヤはワイヤの摩耗状態を確認するため同じ使用部分を再利用した。供給側から使用済み側のスプールに一方向に走行させて切断を行い、切断後に使用済みから供給側に巻戻して切断加工を実施した。

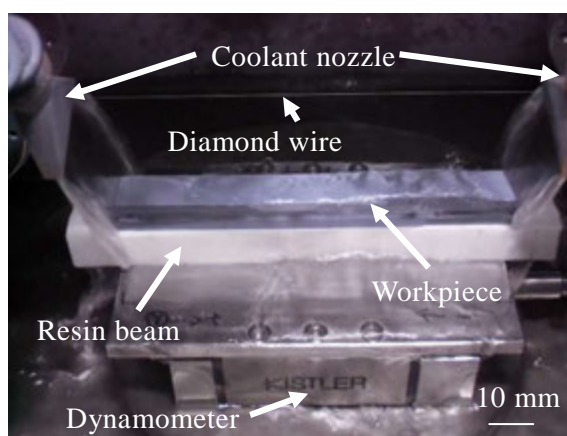


Fig. 4-1 Picture of close-up view in slicing

Table 4-1 Experimental conditions

Slicing parameters	Values
Wire speed (m/min)	1750 (for wires with diamond sizes of 5-10 μm and 8-16 μm) 750, 1000, 1250, 1500, 1750 (for wires with diamond size of 6-12 μm)
Tension (N)	11.76
Workpiece feed rate (mm/min)	12
Slicing depth (mm)	16.2
Wire length (m)	4000
Coolant	Tap water

4-2-2 測定方法

切断後のワークの平均表面粗さ, 微小くぼみ深さおよび使用後のダイヤモンドワイヤの砥粒の突出し高さはレーザ顕微鏡(VK-9710, キーエンス製)により測定を行った. 図 4-2 は表面粗さの測定点を示し, ワイヤ走行方向からワークに接触する位置を順に入口側(S), 中央部(M), 出口側(E)とした. 微小くぼみ深さとソーマーク深さは被削材の中央部(M)の 10 点測定 of 平均値で示された. 図 4-3 に微小くぼみ深さとソーマーク深さの測定例を示す.

加工表面の結晶構造解析は顕微レーザラマン分光光度計(NRS-3100, 日本分光製)により測定を行った. レーザ励起波長は 532 nm であり, 100 倍の対物レンズを使用し, レーザビーム径は 1 μm であった. 顕微レーザラマン分光法は閻らの研究でダイヤモンド旋削した単結晶シリコン表面の加工面内部の加工変質層を明らかにしている非破壊で定量的な測定方法である^[46]. 図 4-4 にレーザラマン分光法の基本原理を示す. 材料にレーザ光を照射するとその一部は散乱し, この散乱光の大部分が入射光自身であるが, これ以外に照射された材料の格子振動との相互作用により入射光の波長が変化した微弱な散乱光が含まれる. この散乱光は材料の構造情報を有しており, これを解析することで結晶構造や化学構造に関する情報が得られる. 加工断面の層構造は透過型電子顕微鏡 (Transmission Electron Microscope)(Tecnai G2 microscope, フィリップス社製)で行われ, 加速電圧 200 kV でワークの中央部においてワイヤ走行方向に対して垂直方向の断面部を観察した. 図 4-5 にワークから切り出した断面観察位置を示す. サンプルの準備のために focused-ion beam(FIB) milling を用いて試料を薄く切断した(厚み ~ 100 nm). FIB の前に表面はイオンビームから試料の熱ダメージを防ぐためにオスミウムとプラチナでコーティングを行った. ダイヤモンドワイヤの表面および切屑観察は走査電子顕微鏡(VK-7800, キーエンス製)で 500 から 5000 倍で観察した. また, ダイヤモンドワイヤ切断における被削材との相互作用の様子を詳細に調べるために, エネルギー分散型 X 線分析(Energy Dispersive X-ray Spectrometer(EDS), 日立ハイテクノロジーズ製)を実施した.

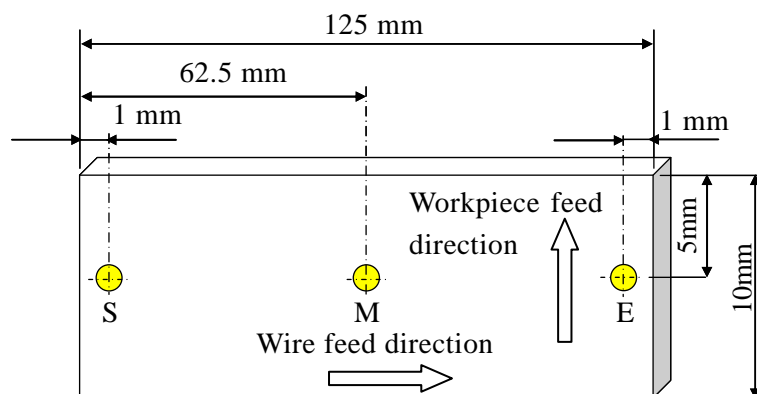


Fig. 4-2 Cross section of workpiece showing measurement points: wire entrance side (S): middle of the workpiece (M): wire exit side (E)

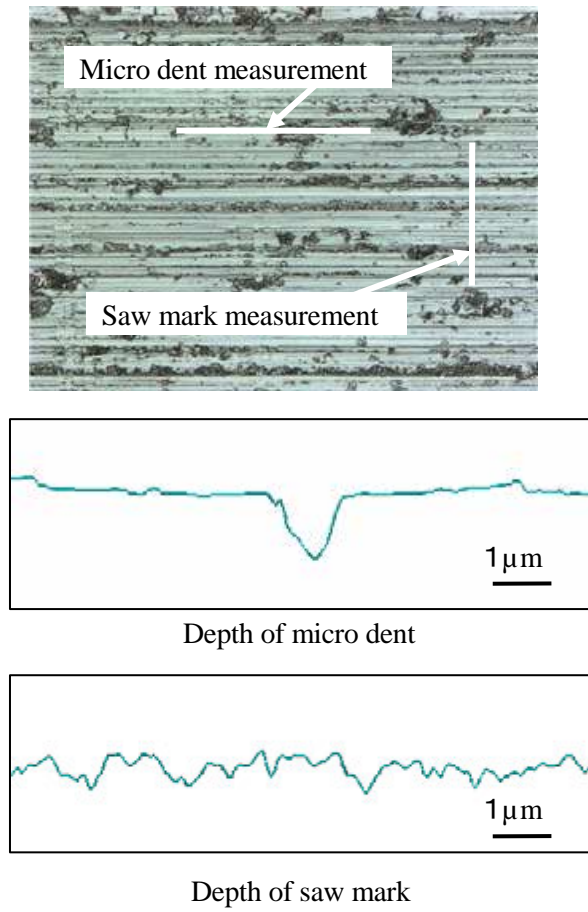


Fig. 4-3 Method for measuring the depth of micro dent and saw mark

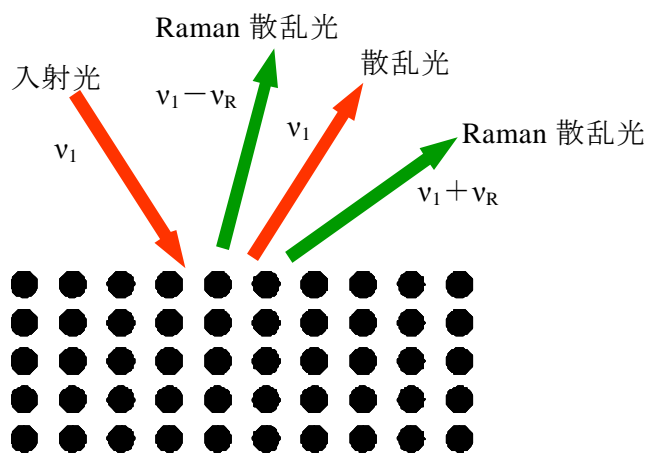


Fig. 4-4 Schematic model of laser scattering^[46]

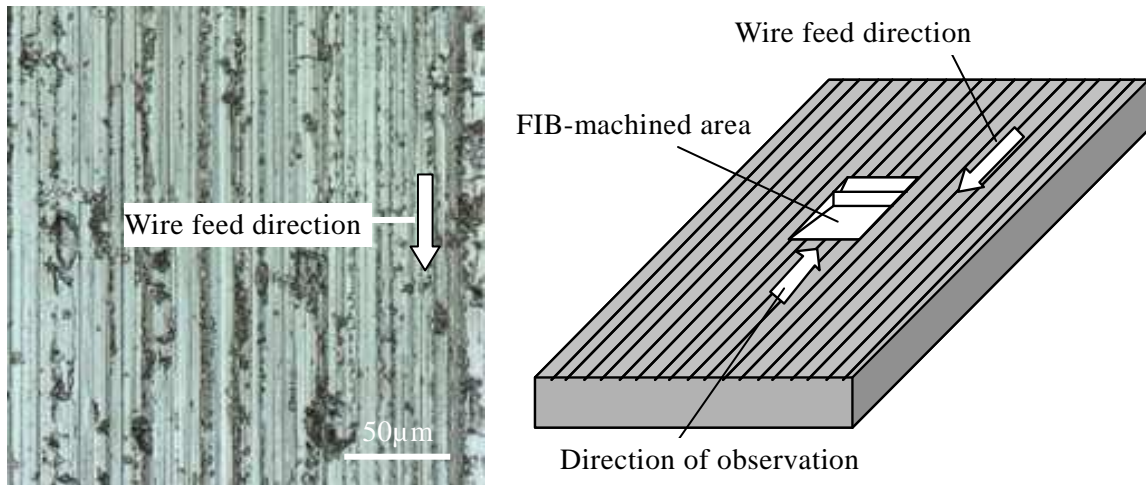


Fig. 4-5 Position of observation for cross section after slicing

4-3 実験結果

4-3-1 表面形状

図 4-6 に砥粒径ごとの切断回数(1, 5, 10, 15)と被削材における S(ワイヤ入口側), M(ワーク中央部), E(ワイヤ出口側)点でのワーク送り方向での表面粗さ R_a の変化を示す. 一例として, ワーク中央部の砥粒径 5-10 μm での 1 回切断後と 15 回切断後の切断回数増加時で比較すると面粗さ R_a が 0.55 μm から 0.18 μm へと 1/3 以下に小さくなり改善している. その他の砥粒径においても同様の結果が得られている. なお, 加工位置における切断回数ごとの面粗さは, 砥粒径によらずほとんど同じ値を示した. これらの結果はワイヤを一方向に送線後, 供給側に戻して再度同じ部分を使用した切断加工を実施しているため, 加工回数増加によるワイヤ上のダイヤモンド粒子の摩耗により, ワイヤからの各砥粒の突出し高さのばらつきが抑制されたためであると推定される. また, 砥粒径の違いでは細粒になると面粗さが著しく向上する結果が得られた. これは, 細粒の場合, 砥粒の粒度分布に起因して突出し高さ自体とともに突出し高さのばらつきがより小さくなり, さらに, ダイヤモンド粒子の摩耗により砥粒切れ刃先端角が大きくなるため, 砥粒 1 個あたりの切込深さが減少し, 転写される加工面もそれに応じて小さくなったためと考えられる^{[47]-[50]}.

図 4-7 に各砥粒径で切断した被削材のレーザ顕微鏡によるワイヤ線速 1750 m/min の 1 回切断後と 15 回切断後の被削材表面図を示す. 各結果でワイヤ走行方向にソーマークが確認され, 図中の青い点は観察されたシリコン表面の微小くぼみを示している. 微小くぼみの存在位置は特定の位置によらず, ランダムに見られる^[51]. また, 本結果図の青色と赤色の色差から砥粒径によらず表面のうねりが観察され, うねり幅は 30 μm から 40 μm であった. これは, 被削材送り方向に対してワイヤが切断幅方向にワイヤ上の砥粒の固着のばらつきや振動等で幅方向の切断抵抗により砥粒の接触状態変化した結果と考えられる^[52].

図 4-8 に砥粒径ごとの切断回数における微小くぼみ深さを図 4-9 にソーマークの深さを示す。微小くぼみの深さは砥粒径 5-10 μm で約 700 nm 以下，砥粒径 8-16 μm で約 1100 nm 以下であった。細粒かつ切断回数が増えるほど微小くぼみ深さは小さくなり，それぞれ 15 回切断後では約 1/2 に低減した。また，ソーマークの深さは 15 回切断後で砥粒径 5-10 μm で約 200 nm 以下，砥粒径 8-16 μm で約 300 nm 以下であり，微小くぼみ深さよりも約 1/2 と小さいことがわかる。この微小くぼみは，前章でも述べたように加工中に脆性材料である単結晶シリコンに微小破壊（以下，マイクロクラックとよぶ）が生じ，加工面に残留した結果である。一般に，砥粒 1 個あたりの切込み深さが大きければ大きいほど脆性破壊が発生しやすく，微小くぼみが多く発生する^{[53]-[57]}。本研究では，切込み深さ方向（ z 方向）の送り速度を一定とする場合，細粒化によって砥粒 1 個あたりの切取り厚さが減少し，加工中の脆性破壊が抑制され，延性モード加工に遷移することになる。その結果，微小くぼみの発生も抑えられたと考えられる^[57]。Wu らの研究では^[58]，単結晶シリコンの単結晶ダイヤモンドスクライビングにおける延性—脆性切断モード遷移について検討している。一般に延性モードから脆性モード加工への臨界切取り深さ d_c は次式で表される。

$$d_c = 0.15 \left(\frac{E}{H} \right) \left(\frac{Kc}{H} \right)^2 \quad (4-1)$$

ここで， Kc は破壊靱性， H は硬度， E は材料の弾性率を示す。これは砥粒の形状の影響を明示的に説明しておらず，Wu らの研究では単結晶ダイヤモンドのスクライバで大きな先端半径を有するものと鋭角な先端を有するものの比較試験において，大きな先端半径を有する場合は表面亀裂のみを生成し，鋭角な先端を有する場合は表面下に大きな引張応力を生成することが見出されている。図 4-10 はその結果を示しており，先端半径を大きくすることが表面亀裂開始を遅らせることで臨界切取り厚さを増加させ，表面下の割れの少ないウェハをもたらすことが期待できる。スクライバの先端半径を大きくすることは，ワイヤ切断加工において摩耗した細粒の状態と同様にとらえることができ，加工の進展にともない延性モード加工によって加工後の表面状態が改善したと考えられる。

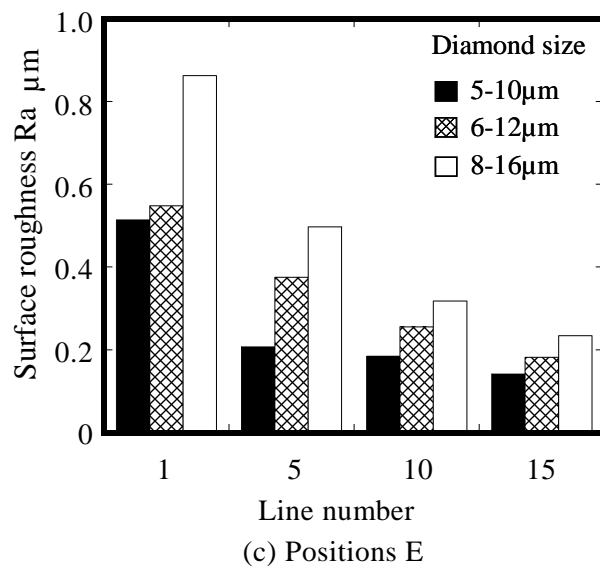
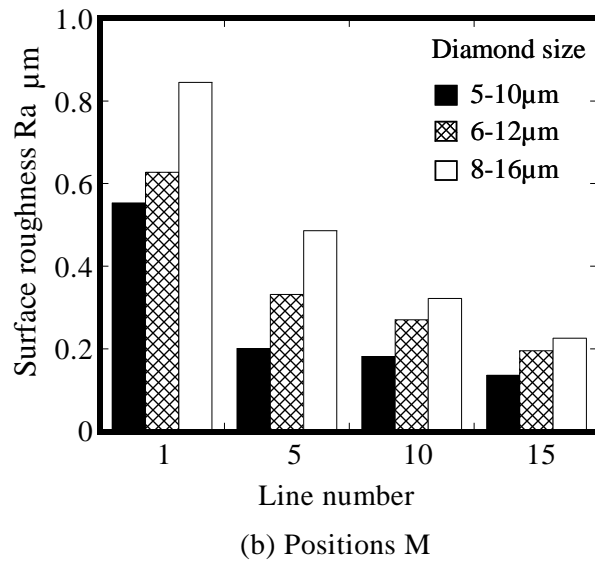
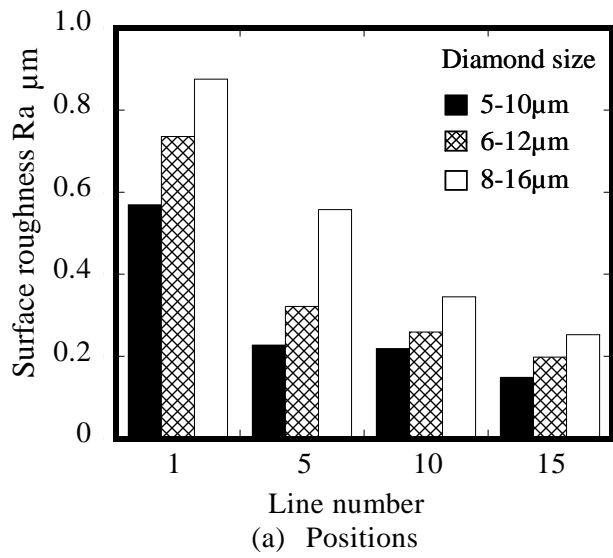


Fig. 4-6 Surface roughness at positions S, M, and E

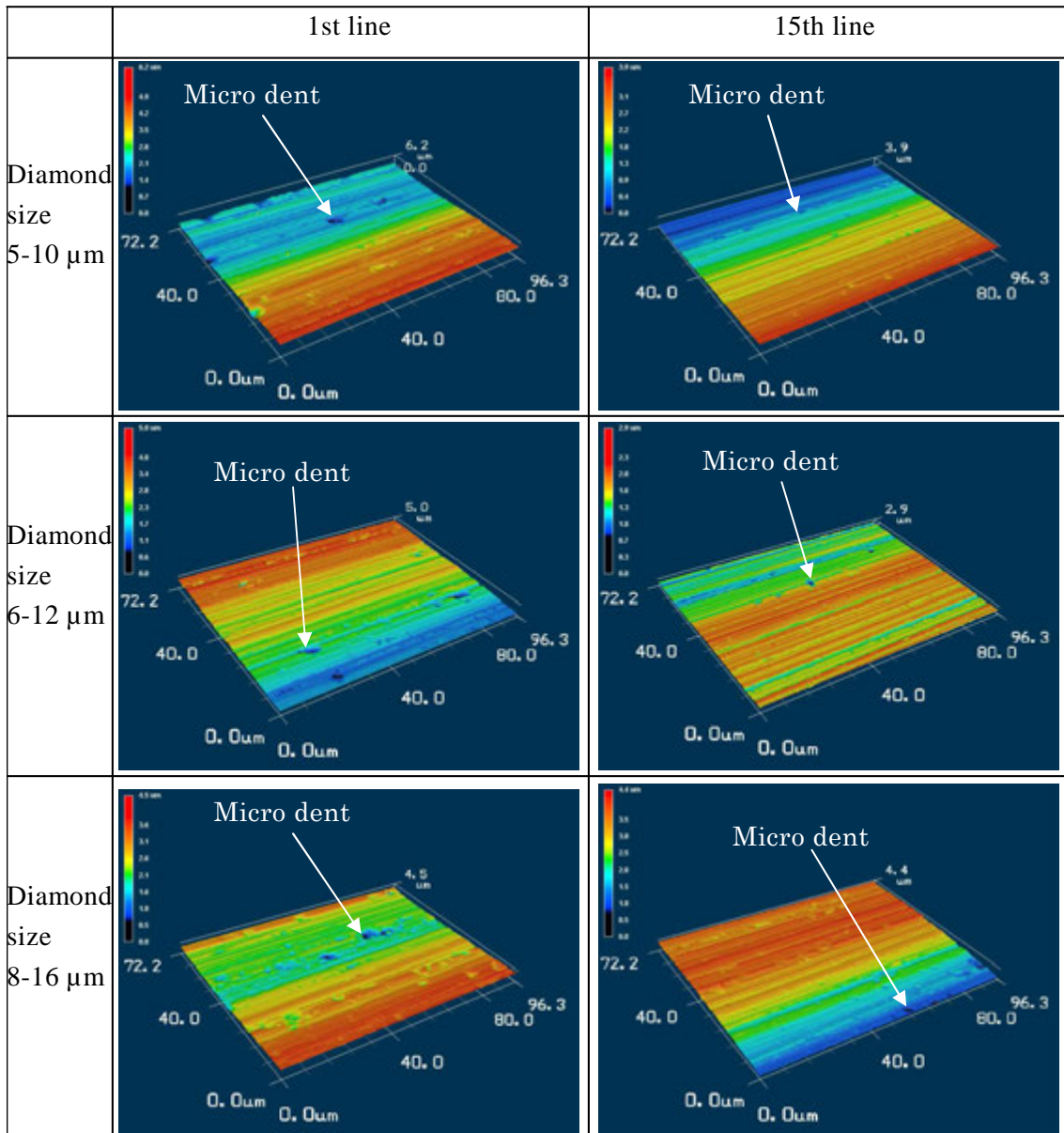


Fig. 4-7 Laser microscope images of silicon surface

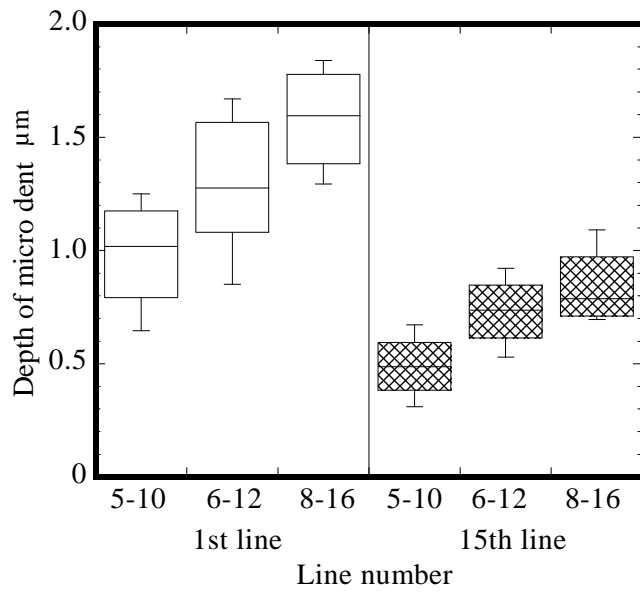


Fig. 4-8 Change in depth of micro dent with diamond size and line number

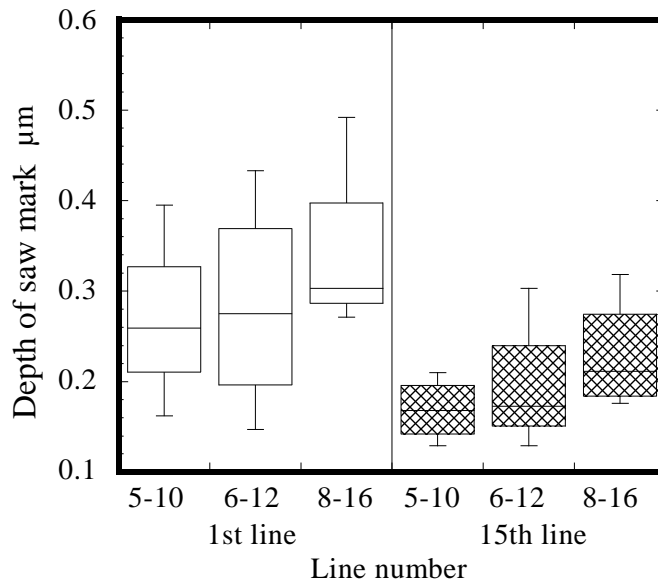


Fig. 4-9 Change in depth of saw mark with diamond size and line number

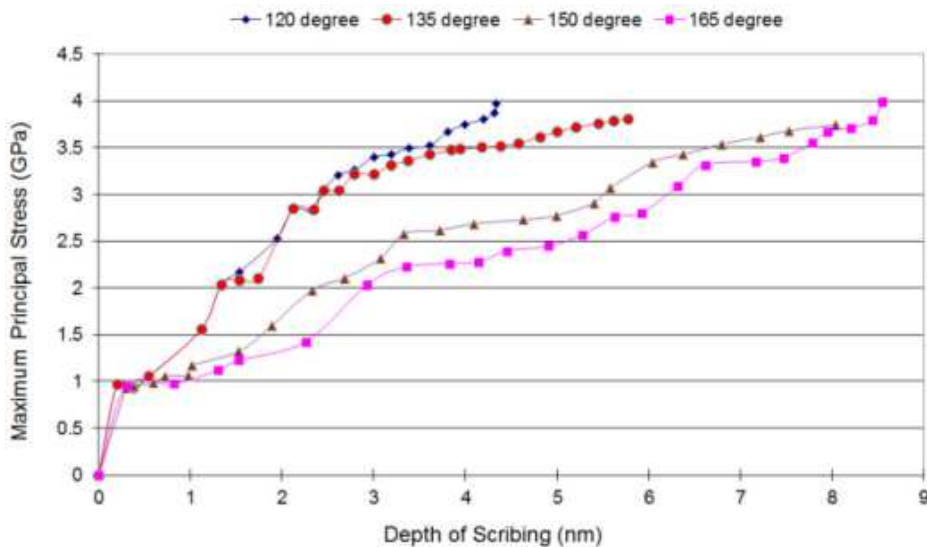


Fig. 4-10 Effect of induced angle and depth on stress for conical scribe [58]

4-3-2 ラマン分光測定結果

図 4-11 に砥粒径 6-12 μm で加工後の Si 表面の a)平滑面, b)ソーマーク部, c)微小くぼみ部におけるそれぞれのラマンスペクトルの結果を示す. 各表面状態で 520 cm^{-1} 付近において大きなピークが見られるが, これは単結晶状態の Si (以下 c-Si と略する) が形成されていることを示している. しかし, 平滑面やソーマーク部では c-Si の強度が弱くなり, 470 cm^{-1} 付近にピークが観察され, アモルファスシリコン層 (以下 a-Si と略記する) が形成されていることを現している. 特にソーマーク部では c-Si の強度が相対的に小さくなり, a-Si のピークがさらに強くなっている. さらに, ソーマーク部では 352 cm^{-1} 付近の準安定相の Si-XII 相のピークが観察された [59]-[62]. 相の発生は, 加工に寄与するダイヤモンド砥粒の頂点周囲に集中的に応力が高くなった結果と考えられる. 一方, 微小くぼみ部では c-Si のピークが強く, 他の領域では平坦であった. 微小くぼみ深さはソーマーク深さより 2 倍以上深いため, 脆性材料である単結晶シリコンの脆性破壊が生じて, 素地の結晶シリコン (c-si) が加工表面に露出したことを裏付ける結果を表している [63], [64].

図 4-12 に砥粒径 6-12 μm でワイヤ線速を種々変化させたワイヤ入口側での平滑面でのラマンスペクトルの結果を示す. ワイヤ線速によらず $300, 470\text{ cm}^{-1}$ 付近に a-Si のピークが観察され, $352, 433\text{ cm}^{-1}$ 付近の準安定相の Si-XII のピークも観察された. さらに, ワイヤ線速の遅い方が a-Si のピーク強度が大きくなっている. この結果は線速が遅くなる場合, 延性モード加工での表層部に砥粒 1 個あたりの切込深さが増加し, a-Si 層の厚みが増加したと考えられる. また, ワイヤ線速が遅い場合では c-Si の 520 cm^{-1} 付近のピークが低波数側へシフトしている. この結果は, 結晶性が低下し, 加工後に引張応力が残留していることを示している [65], [66]. 線速 750 m/min では 500 cm^{-1} 付近でピークが観察され, 単結晶シリコンの多結晶化が形成されていることを示している.

図 4-13 に線速 1750 m/min での砥粒径を変化させた平滑面でのワイヤ入口側，ワーク中央部，ワイヤ出口側のラマンスペクトルを示す．アモルファス層，準安定相の Si-XII 相，単結晶 Si 層が観察され，砥粒径の違いによってピーク強度の差はほとんど見られなかった．一方，異なる観察位置で区分するとワイヤの進行方向であるワイヤワイヤ出口側の方で c-Si のピーク強度が低下している．

アモルファス領域のラマンスペクトル強度と結晶シリコン領域のラマンスペクトル強度を比較するために，ラマン強度比 γ を従来の研究^[46]から以下のように定義した．

$$\gamma = I_a/I_c \quad (4-2)$$

ここで I_a はアモルファスシリコンのラマン強度の総計， I_c は結晶シリコンのラマン強度の総計を表す．ラマン強度比 γ の値が小さくなればなるほど，アモルファスシリコン層が薄くなることを示す．

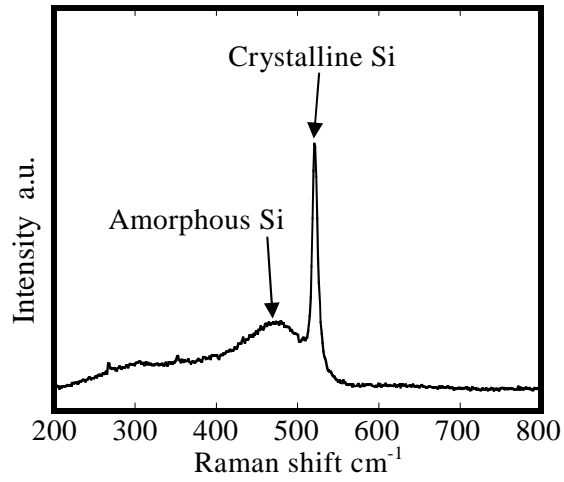
図 4-14 に図 4-13 から計算された異なる 3 つの位置での平滑面でのラマン強度比を示す．ラマン強度比の値がワイヤ出口側の方がわずかに小さい．これは，ワイヤ出口側のアモルファスシリコン層が弱くなり，相対的に単結晶シリコンが強くなったことを示している．これは，今回の実験はワイヤを入口側から出口側に一方向のみ走行させて切断したため，ニッケルで覆われたダイヤモンド砥粒が露出したことにより各砥粒の切込み深さが被削材に対して深くなったと考えられる．その結果，脆性破壊の数が増加し，被削材のごく表層は重要な c-Si を示した^{[67], [68]}．前述のラマン分光分析を用いることで，単結晶シリコンの切断後の平滑面は砥粒径によらず c-Si, a-Si 層，Si-XII 相が混在していることが示された．また，加工条件でワイヤ線速が低速の場合，相対的に a-Si 層の形成に影響を及ぼした^{[62], [69]}．ワーク送り速度は一定であり，加工時間は線速が異なっても同一である．最大砥粒切込み深さと線速の関係を砥粒 1 個あたりが示す最大切込み深さ g ，ワイヤ線速 V ，ワーク送り速度 v ，砥粒間隔 a とすると次式で近似的に表される．

$$g = a \frac{v}{V} \quad (4-3)$$

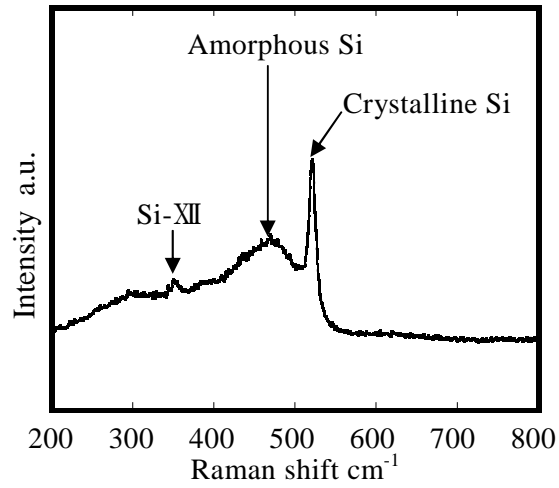
この式から今回の実験結果を反映したものを図 4-15 に示す．高線速になるにしたがい砥粒切込み深さが小さくなり，高線速では単位時間あたりに被削材に接触する個数がワイヤ線速に比例して増加する．前章の図 3-10 の有効作用砥粒数の結果から線速 750 m/min から線速 1750 m/min に高線速にすることで有効作用砥粒数は 30 %ほど減少するが，単位時間あたりのワイヤの長さが 750 m と 1750 m で 233 %増加し，相対的に線速の影響が大きくなり，有効作用砥粒数は 166 %増加することになる．そのためワイヤ高線速化で切断に必要なとされる力が分散され，切断抵抗が低下する．

ワイヤ線速が低速の場合，砥粒切込み深さが大きくなり，切断抵抗が大きくなり，被削材へ及ぼす力が増加する．そのため微小くぼみが発生し，微小くぼみを生じさ

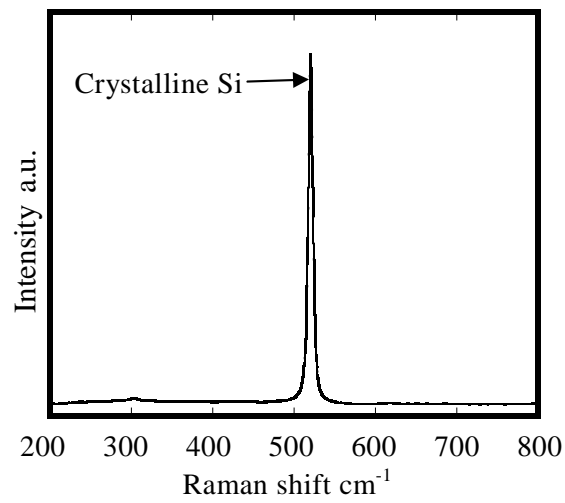
せる脆性モード加工では素地のシリコン結晶が露出し単結晶シリコンが支配的になることが明らかになった。



(a) Flat smooth surface



(b) Saw mark



(c) Micro dent

Fig. 4-11 Raman spectra of silicon surface at various positions

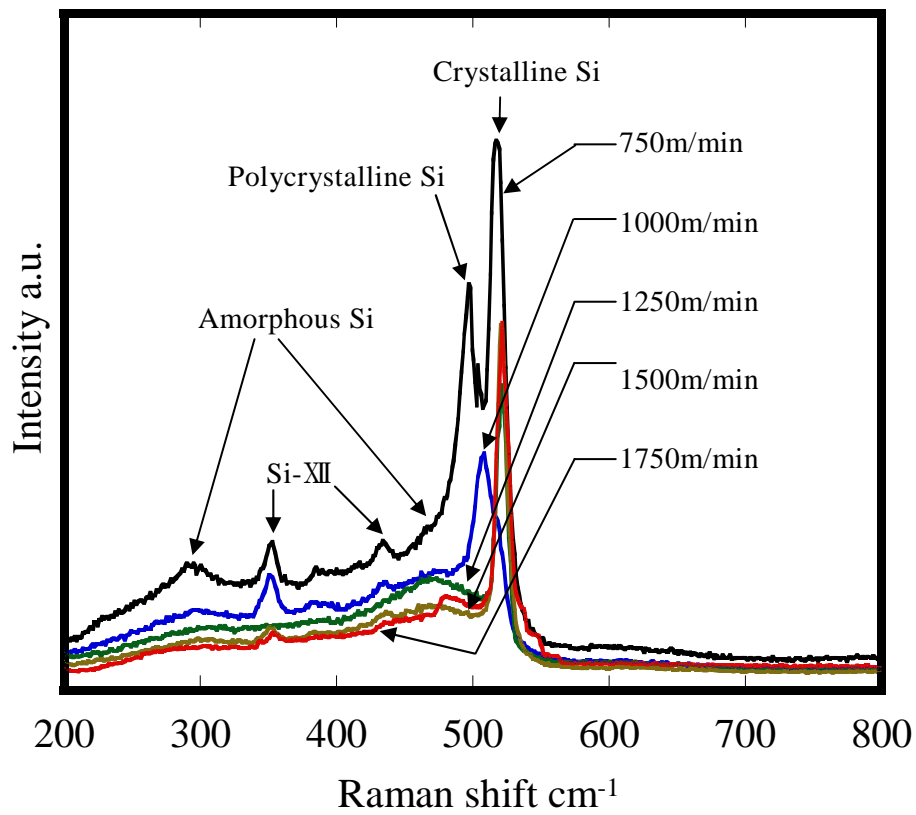
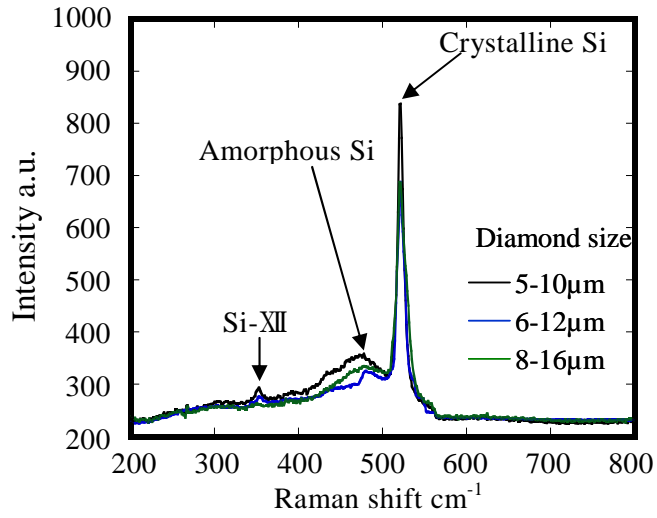
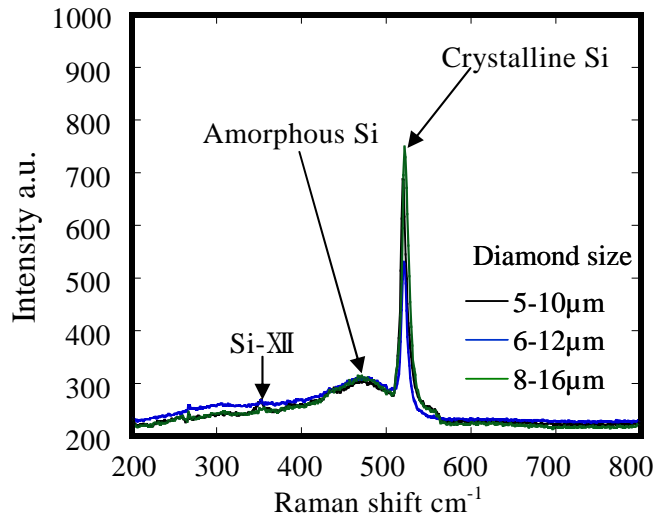


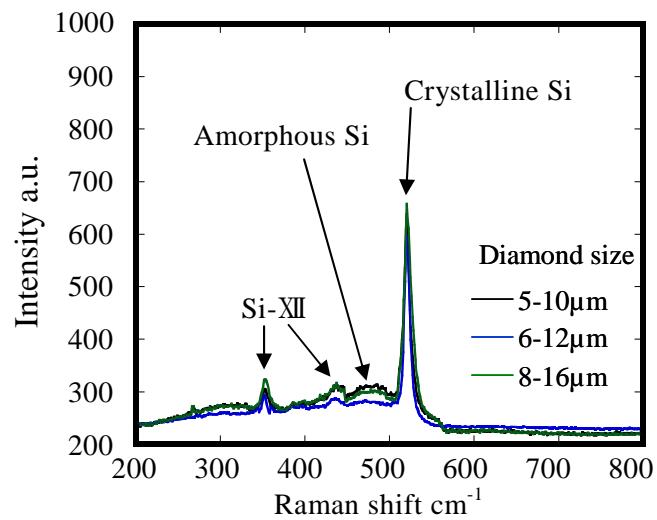
Fig. 4-12 Raman spectra of silicon surface at flat smooth surface of wire entrance side for diamond size 6-12 μm at each wire speed



(a) Wire entrance side



(b) Middle of the workpiece



(c) Wire exit side

Fig. 4-13 Raman spectra of silicon surface at each position

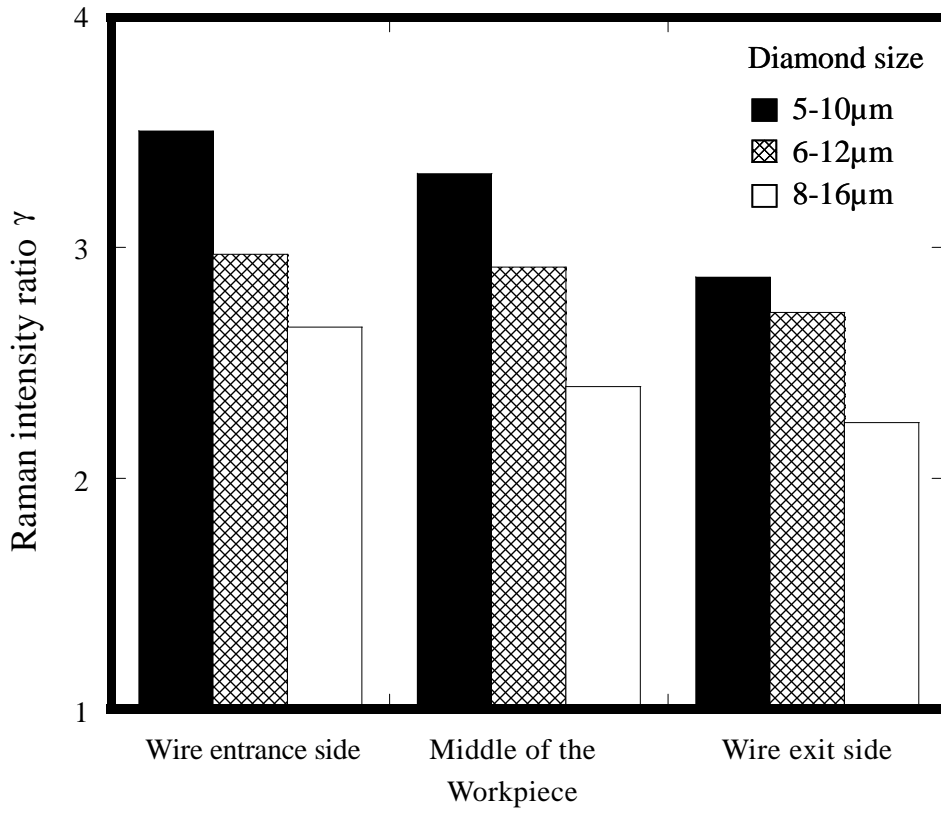


Fig. 4-14 Raman intensity ratio of silicon surface at each position

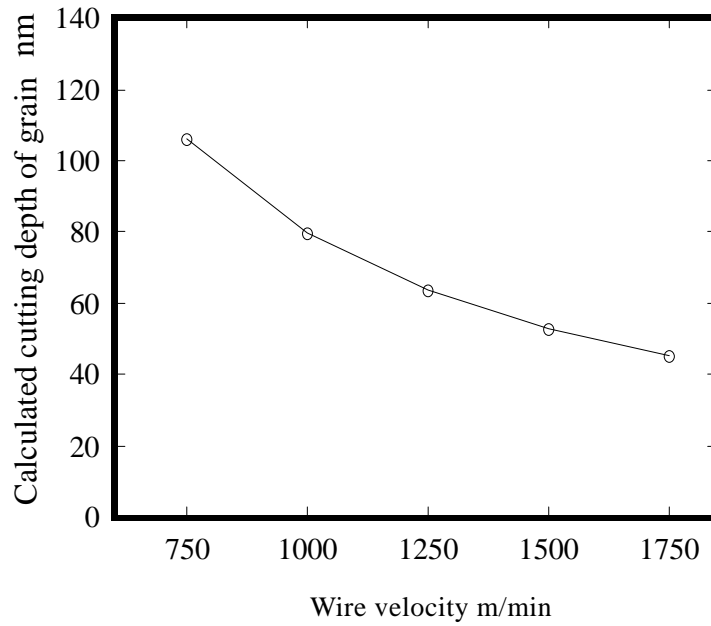


Fig.4-15 Calculated cutting depth of grain in each wire velocity

4-3-3 断面 TEM 観察

図 4-16(a)に線速 1750 m/min, 砥粒径 5-10 μm での 15 回切断後の被削材の中央部の断面の透過電子顕微鏡観察像を示す。上方が加工された試料表層, 下方が試料内部である。試料表層に存在する黒色の領域は FIB による損傷から保護するために蒸着した Os コーティング保護膜である。影響を受けた層の上部領域に観察されるリング状のしわは非常に薄い試料片の弾性変形の回復によって生じたものである。表層から最上面には深さ 100~200 nm のアモルファスシリコン層が観察され, その下に加工によって生じた単結晶シリコン層の小さな結晶すべり面(転位帯)が混在している状態が観察された。転位領域の一部からは下方向に伸びたマイクロクラックが存在している^{[52], [70], [71]}。さらに下層は単結晶シリコンのバルクである。図 4-16(b)に表層ダメージ領域の拡大図を示す。転位した領域およびクラック領域が存在し, 異なる結晶方位を有するサブミクロンレベルの微結晶が存在する結晶粒界が観察され, シリコンの多結晶化を示している。この観察結果は図 4-12 に示された結果と一致している。ここで観察された表層ダメージ構造は, 単結晶ダイヤモンド工具を使用した単結晶シリコンの超精密プランジ切削の構造と同様である^[72]。

図 4-17 に異なる表層領域の拡大 TEM 図と高速フーリエ変換図(FFT)を示す。FFT 結果は Gatan Micrograph software を使用し, デジタル化された TEM 画像から解析を実施した。アモルファス層の場合は FFT 結果からは明瞭な光点を示さなかったが, 図 4-17(b)に見られるようにリング状の光沢がより多く観察された。微細結晶層の FFT 結果は図 4-17(c)に示すように大きなひずみによって歪んだ結晶構造を示した。次に, 図 4-17(d)に見られるように c-Si バルク領域に明瞭な光点が観察されている。これは, シリコン結晶構造が被削材表面から様々な深さで削り取られる加工によって異なる程度でダメージを受けることを示している^{[73], [74]}。

図 4-18 に砥粒径 6-12 μm , ワイヤ線速 1750 m/min で加工された試料断面 TEM 図を示す。a-Si 層の深さは 100~200 nm であった。a-Si 層, 転位層およびマイクロクラックを含む表層構造は, 砥粒径 5-10 μm のダイヤモンドを使用した場合に観察された物と同様である。

図 4-19 はマイクロクラック先端の拡大 TEM 図を示している。このクラックは加工条痕下に垂直に発生するメディアンクラックと考えられ, その先端付近は波紋状のリングが見られることがある^{[75]-[77]}。波紋状のリングはクラックがさらに被削材内部に伝播しなくなった時に生じる内部応力の蓄積によって引き起こされると考えられる^{[73], [78]}。

図 4-20 に砥粒径 8-16 μm , 線速 1750 m/min で加工された試料断面 TEM 図を示す。加工された表面の下で発生した変形領域の近くにメディアンクラックがあり, その長さは表層から約 1.2 μm に達した。a-Si 層の深さは 100 から 200 nm であり, 他の砥粒径を使用した場合とほぼ同等であった。さらに, 図 4-20(c)に示すように多結晶領域が a-Si 層の下に約 60 nm 観察された。図 4-20(d)に見られるように, 微小結晶粒 A, B の結晶方位は, 境界付近で異なっていることが分かる。

表 4-2 に各砥粒径の a-Si 層の深さ, 転位層の厚みの深さ, マイクロクラックの長さの結果を要約した。a-Si 層の深さは, 砥粒の大きさにほとんど依存しない。一方,

ダイヤモンドサイズが大きくなればなるほど、多結晶粒が発生する深さは大きくなり、微小クラックが長くなる。a-Si 層の深さは Würzner らの研究^[79]から次式で表される。

$$d_a = 33.3 \cdot \ln \left(\frac{8.84 + 15 \cdot \gamma}{8.84 + 0.167 \cdot \gamma} \right) \quad (4-4)$$

ここで γ はラマン強度比を表し、式(4-2)のとおりアモルファスシリコンの強度が大きくなるか、結晶性シリコンのラマン強度比が小さくなることでラマン強度比が大きくなる。a-Si 層の深さは式(4-4)からラマン強度比が大きくなると厚くなることが分かる。図 4-21 に実験結果と上式の計算式から得られた a-Si 層の深さと芯線径 80 μm 、砥粒径 6-12 μm 線速の関係を示す。線速が遅い方が数 nm オーダーで a-Si 層の深さがわずかに厚くなる結果を示した。この計算値は表 4-2 の a-Si 層の深さ結果と比較すると小さいが、実加工後面ではワイヤ振動やクーラントの影響などで切込み深さが変化し、数値差が生じると考えられる。つまり、低線速条件や砥粒径が大きくなると切込み深さは大きくなるが、一定のワーク送り速度では a-Si 層の深さはほとんど変化しないことを示している。

ナノインデンテーションの観点からクラックの挙動を検討すると、砥粒が加工を開始して脆性材料に押し込まれていくと、材料は接触領域の直下で塑性変形し始め、変形領域の垂直方向のメディアンクラックが発生すると推測される。そして、材料から荷重が取り除かれている時、塑性変形領域及びその周囲の弾性変形領域は、弾性回復による残留応力を発生する。これは材料に横方向の亀裂のラテラルクラックを発生させる駆動力となる。砥粒径が大きくなると、材料への切込み深さが大きくなり、メディアンクラックやラテラルクラックに起因する脆性破壊がより支配的となる^{[80]-[83]}。これらの結果に基づいて、a-Si 層の深さは一定ワーク送り速度では切込み深さの変化によらずほぼ一定であり、その下層の転位層やマイクロクラック層の厚みが被削材に与える力によって変化する。より微細な砥粒径を使用すると表面下の損傷層の総深さが減少し、バックエンドプロセスにおける化学エッチングに要する時間が短縮されることが示されている。

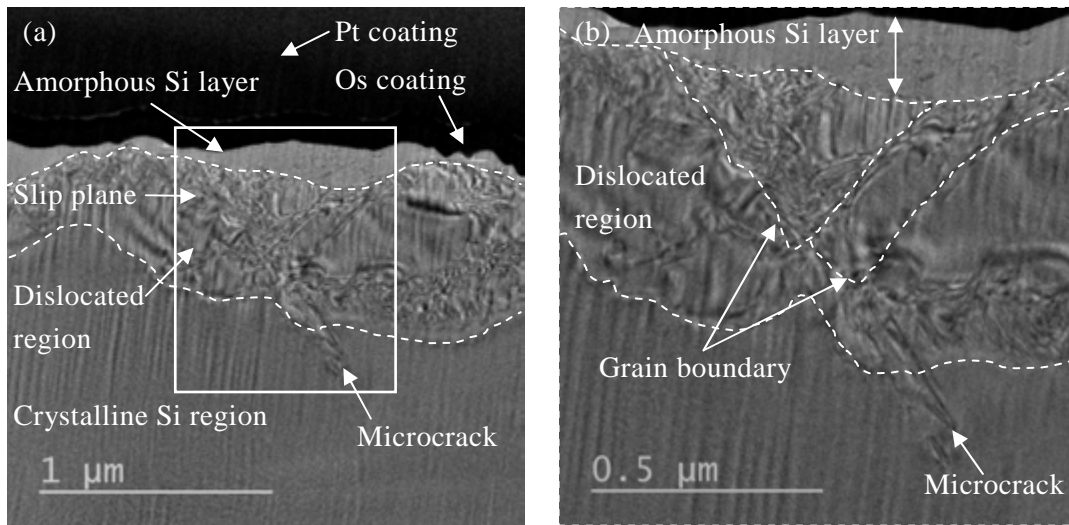


Fig. 4-16 (a) TEM image for diamond size of 5-10 μm , (b) enlarged view of the region outlined by the square in (a)

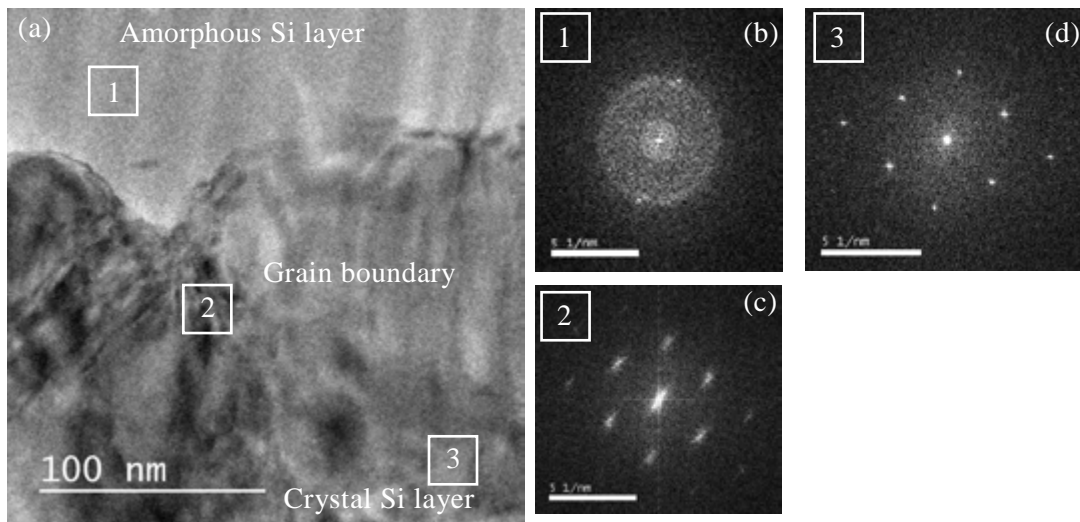


Fig. 4-17 (a) TEM image of near inter-phase boundary region, and FFT image (b) amorphous Si layer, (c) near the Grain boundary, (d) Crystallized Si layer

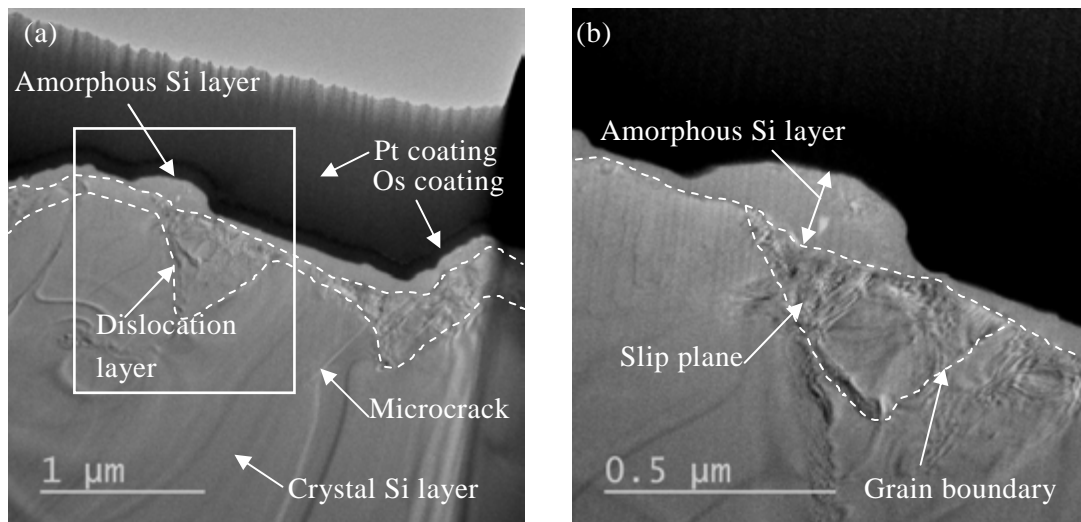


Fig. 4-18 (a) TEM image for diamond size of 6-12 μm , (b) enlarged view of the region outlined by the square in (a)

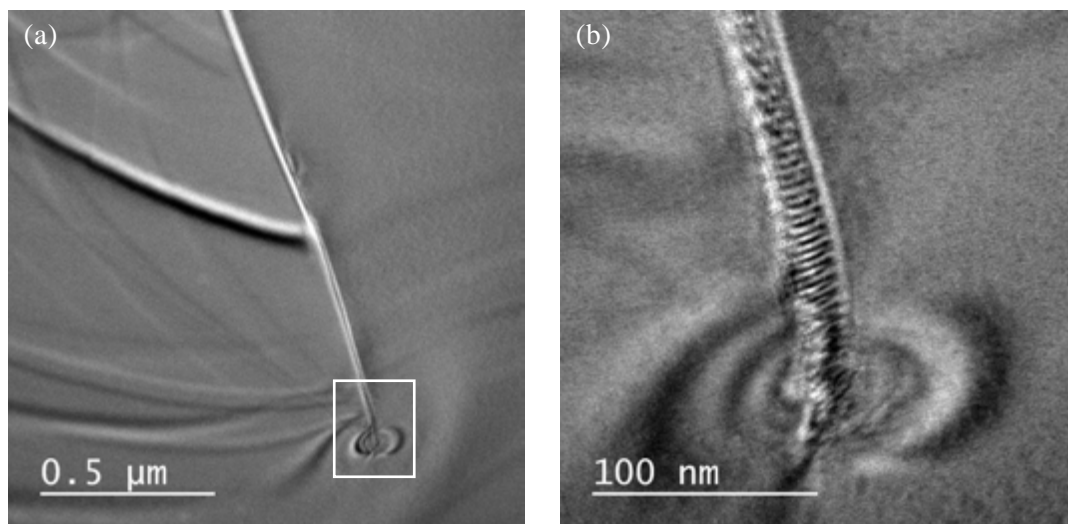


Fig. 4-19 (a) TEM image of the tip of the median crack , (b) enlarged view of the region outlined by the square in (a)

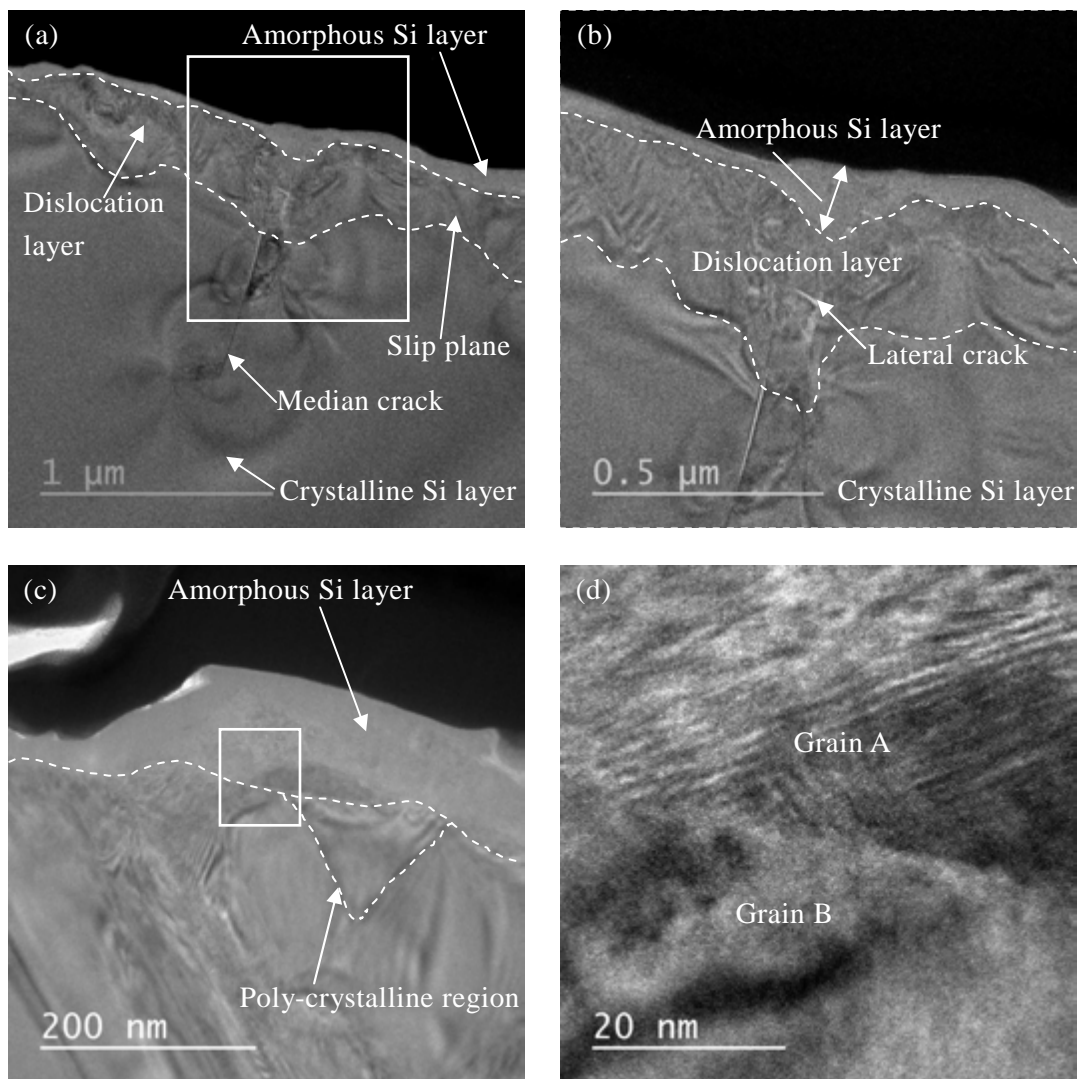


Fig. 4-20 (a) TEM image for diamond size of 8-16 μm , (b) enlarged view of the region outlined by the square in (a), (c) close-up view of amorphous Si layer, (d) enlarged view of the region outlined by the square in (c)

Table 4-2 Result of the depth at subsurface damage layers

Item	Diamond size (μm)		
	5-10	6-12	8-16
Amorphous Silicon layer (μm)	0.10~0.20	0.10~0.20	0.10~0.20
Dislocated layer (μm)	0.40~0.80	0.50~0.90	0.60~1.10
Maximum micro crack length (μm)	0.85	1.02	1.29

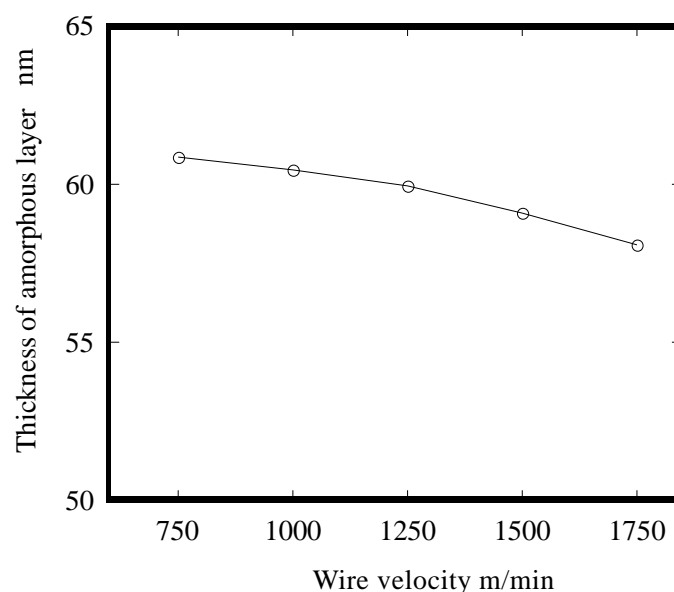
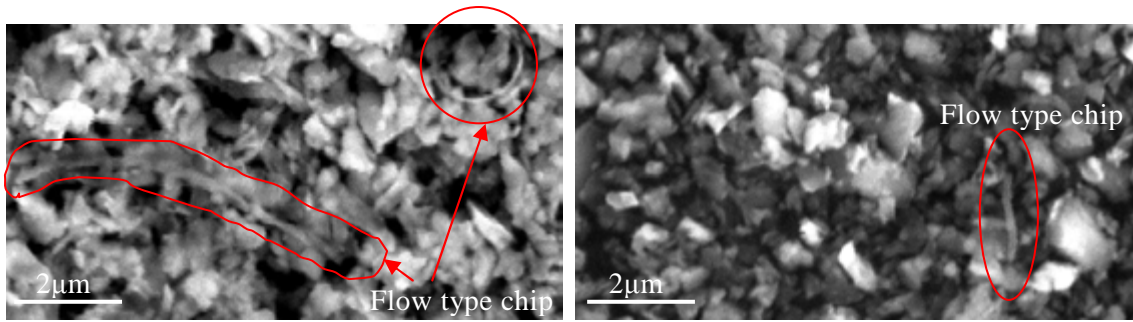


Fig. 4-21 Calculated thickness of amorphous layer in each wire velocity

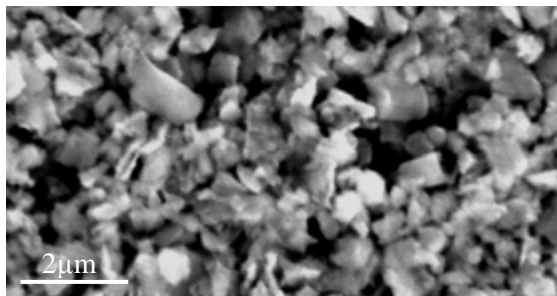
4-3-4 切屑形態

図 4-22 は様々な砥粒径でワイヤ線速 1750 m/min の一定速度で切断加工した際の切屑の SEM 画像を示す。切屑の大部分は破片状であったが、砥粒径が小さくなるにつれて、より細長くなり、流れ型切屑の形態が観察された。切屑厚さは約 0.14 μm であった。砥粒径が小さくなると、各砥粒の切込み深さも減少し、脆性破壊から塑性変形に移行し、流れ型切屑を生成する可能性がある^{[84], [85]}。この観点から、微細ダイヤモンドを使用すると、材料除去プロセスが脆性モード加工から延性モード加工に移行したことが再度実証された^{[58], [86]}。



(a) Diamond size 5-10µm

(b) Diamond size 6-12µm



(c) Diamond size 8-16µm

Fig. 4-22 SEM images of chip at each diamond size

4-3-5 ダイヤモンドワイヤの表面形態

図 4-23 に切断加工後のダイヤモンドワイヤ長さ 1600 m 地点での各砥粒径に対するダイヤモンドワイヤの SEM 画像を示す。ダイヤモンド砥粒は金属ワイヤに Ni でめっきされ、ポビンに巻き付けられたが、加工が継続するにつれて、砥粒上のめっきの先端は削られて平坦になった。ダイヤモンドを覆う Ni めっきが部分的に除去され、ダイヤモンドの鋭い露出が明らかになった。ワイヤ切断加工では、ワイヤ上のすべてのダイヤモンド砥粒が半径方向に完全に被削材に接触しており、切断中にワイヤがねじれていると推測される。

図 4-24 に異なるダイヤモンド粒径を有するワイヤ切断加工後の砥粒の突出し高さを示す。砥粒径が 5-10 μm の場合、突出し高さ起は約 6 μm であった。この状況下では、表面粗さおよび切屑解析結果に基づいて前述したとおり、加工モードは脆性モードから延性モードに移行した。したがって、延性モード加工のための十分な細粒の突出し高さを得るためには、5-10 μm の砥粒径あるいはさらに小さい砥粒径を使用することが重要である。

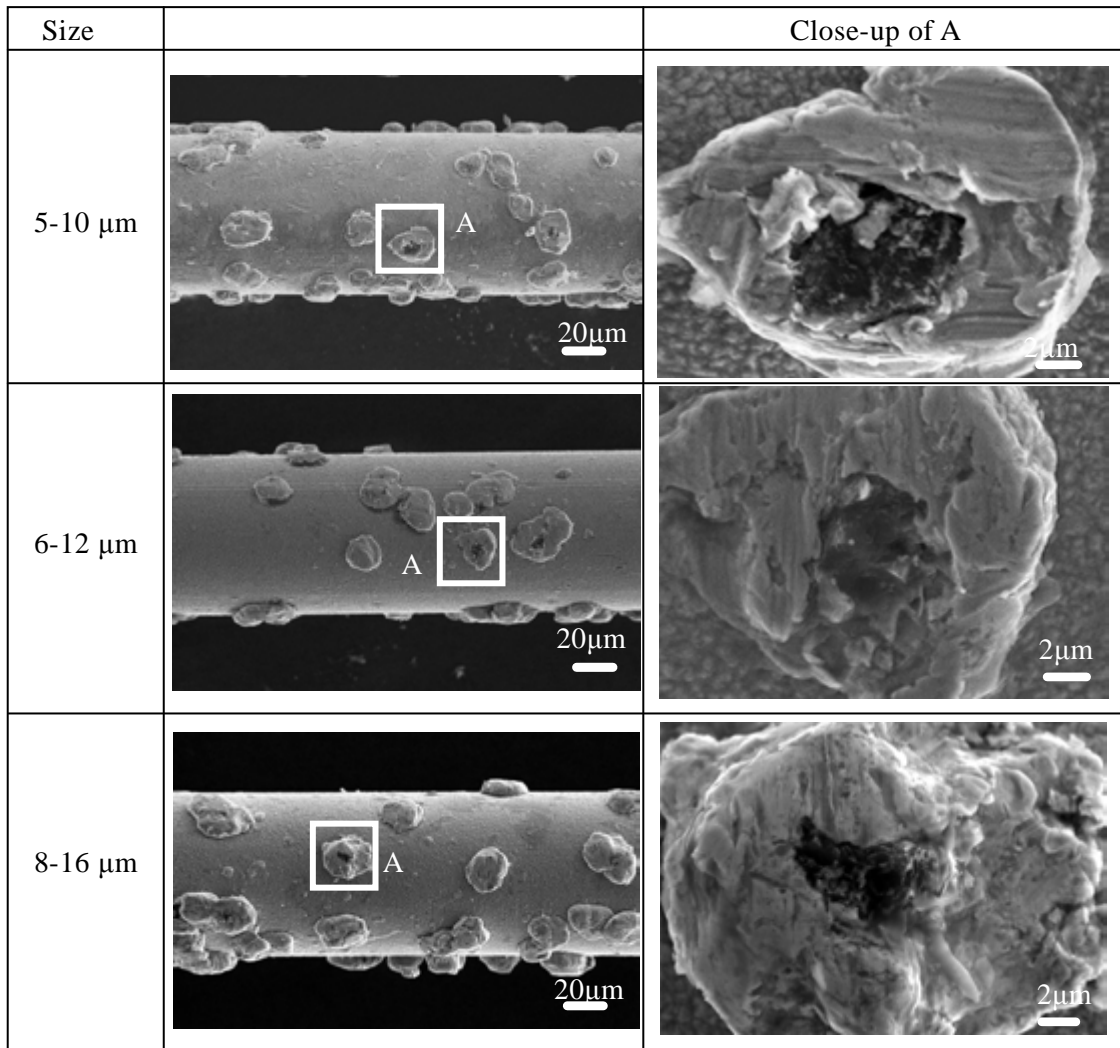


Fig. 4-23 SEM images of diamond grains on the wire for each diamond size

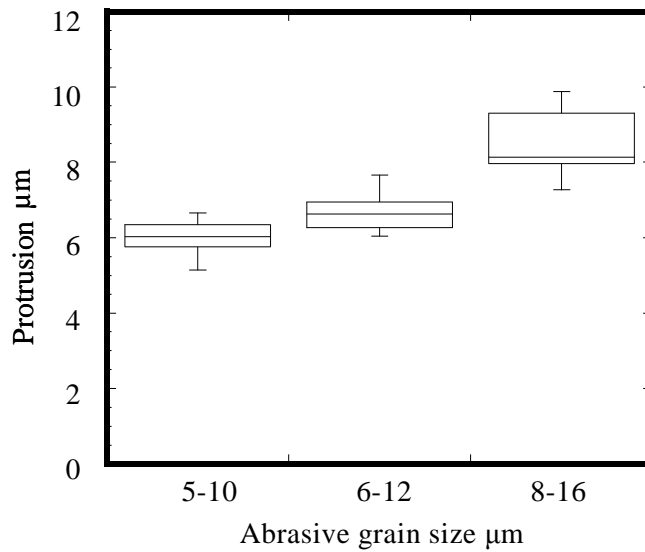
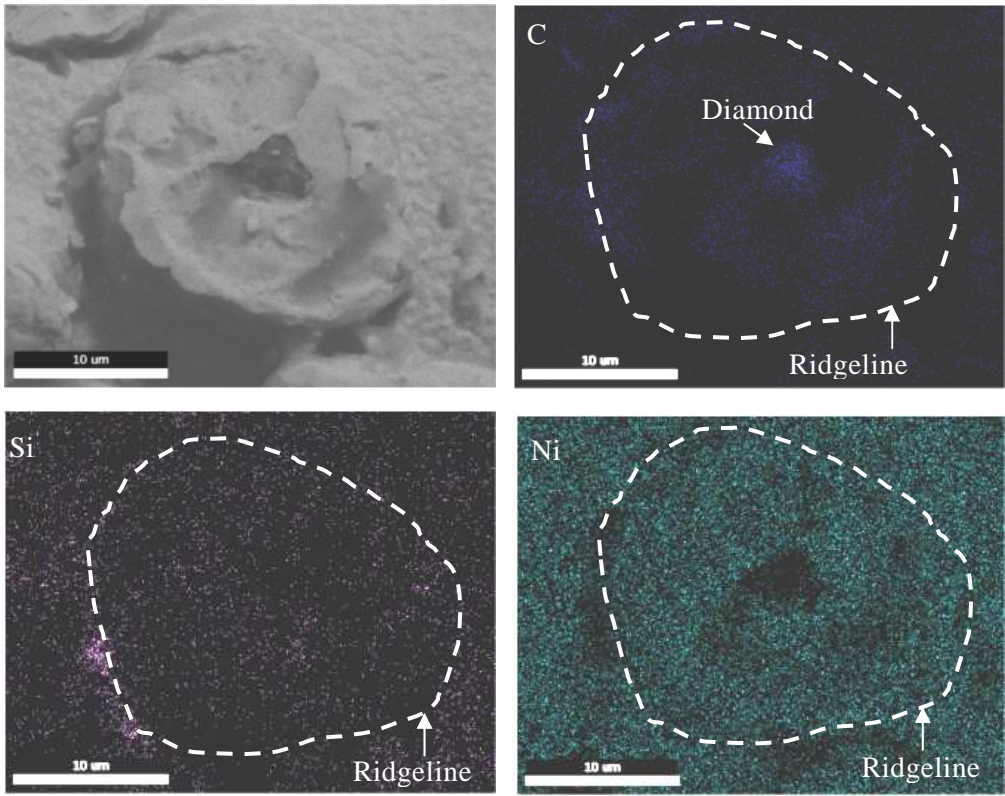
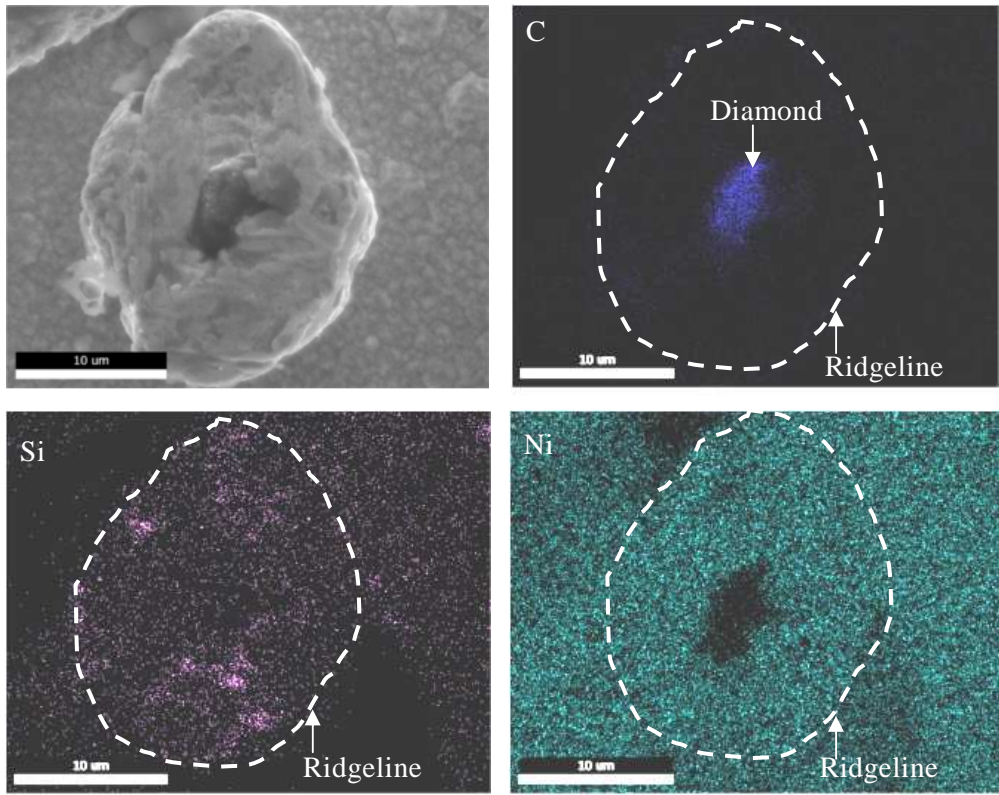


Fig. 4-24 Result of protrusion of diamond at a wire speed 1750 m/min

図 4-25 に切断加工後のダイヤモンドワイヤ長さ 1600 m 地点での各砥粒径に対するダイヤモンドワイヤ上の砥粒の観察と EDS 分析を行い，検出された元素のマッピング画像を示す．マッピング画像から，めっき金属である Ni がほぼ全面にわたり観察され，検出された C は露出したダイヤモンドを示している．被削材の単結晶シリコンである Si は図中の白破線で記した砥粒を覆う Ni めっきの周囲に沿って多く存在し，削り取られた Ni めっき面にも観察された．各材料のモース硬度はシリコンが 7，ニッケルが 5 であるため，相対的に高硬度のシリコンが Ni めっきを除去しながら加工が進行し，シリコンが Ni めっきのエッジ部周辺に微粒子の切屑となり，ワイヤ上に付着していることが明らかになった．

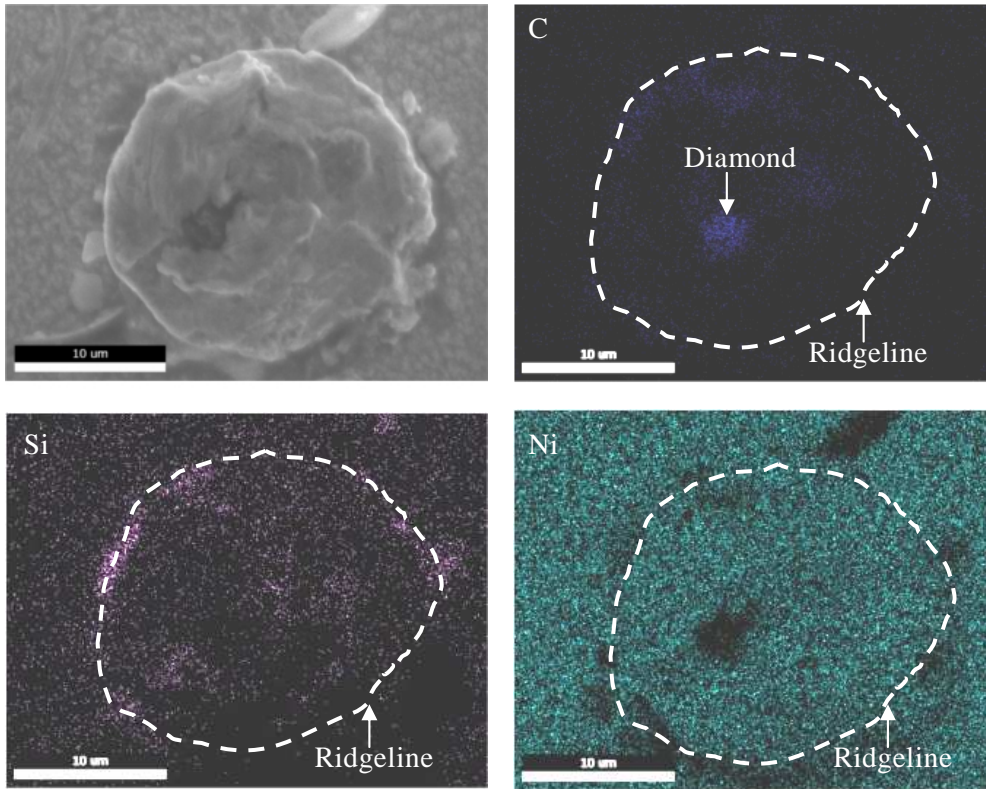


(a) 8-16 μm



(b) 6-12 μm

Fig. 4-25 Mapping result of elements for each diamond size



(c) 5-10 μm

Fig. 4-25 Mapping result of elements for each diamond size (continuation)

4-4 切断加工における加工変質層に関する考察

固定砥粒ダイヤモンドワイヤにおける単結晶シリコンの切断加工においてラマン分光分析や TEM 観察結果から加工変質層の形成メカニズムについて考察する。ラマン分光分析結果からも明らかなように切断加工において、c-Si、a-Si 層、Si-XII相が観察された。従来の研究において^{[62], [65], [66], [69]}、単結晶シリコンは圧子押し込み試験のナノインデンテーションのような高い静水圧が存在する状況下で温度や圧力や荷重速度において様々な相変態することが知られている。図 4-26 に単結晶シリコンへの圧痕試験と後処理における相変態の概略図を示す^[66]。初期の単結晶シリコン(Si-I とする)は荷重を加えられると元のダイヤモンド立方体構造から六方晶構造(Si-IV)を経由または直接的に金属系 β -Sn 相の Si-II 相に構造変化する。しかし、圧力誘起金属相は低圧では安定ではないため、その後、急速に力が除かれると非晶質層 a-Si に変態し、緩やかに除荷されると準安定相の Si-XII相や Si-III相が形成される。その相を加熱することで Si-IV相へと変化する。表 4-3 に単結晶シリコンの高圧時の相構造を示す。固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断加工に寄与するダイヤモンド砥粒の頂点周囲は集中的に応力が高くなった状態と考えられ、闇らの研究によると^[63]、単結晶シリコンの延性領域の加工圧力は 10 GPa よりも高く、相変態させるに十分である。単結晶シリコンに砥粒が引掻く荷重が負荷され、後続する砥粒が連続的に被削材に作用する場合とそうでない場合で力の除荷速度が異なり、砥粒の摩耗による先端形状の違いにより低スクラッチ除荷速度では Si-XII相へ、高スクラッチ除荷速度では a-Si 層の相変態が生じる。

これらの相変態領域外では、図 4-27 に示すようにほぼ半球状の塑性変形領域があり、転位によるすべり面やクラックが形成される^[66]。塑性変形領域直下には引張残留応力が存在し、荷重の増加により式(4-1)で示された臨界値を超えるとメディアンクラックが塑性変形領域底部から発生し、内部に伝播する。砥粒が通過し除荷された後にラテラルクラックが荷重軸に対して横方向に発生する。このクラックが加工物表面に形成されて伝播することが脆性モード加工となる^[87]。図 4-28 に示したようにラテラルクラック模式図で K_c は破壊靱性、 H は硬度、 E は材料の弾性率、 h はラテラルクラックの深さ、 P は砥粒が被削材に押し付ける荷重、 c はラテラルクラックの半径、 α_1 と α_2 は砥粒形状に基づく定数とすると次式で表される。

$$h = \alpha_1 \frac{E^{(1/2)}}{H} P^{(1/2)} \quad (4-5)$$

$$c = \alpha_2 \frac{E^{(3/8)}}{H^{(1/2)} K_c^{(1/2)}} P^{(5/8)} \quad (4-6)$$

ラテラルクラックの量は材料の弾性率と材料を押し付ける荷重に比例するため、荷

重の増加により増加していくことが分かる。また、砥粒先端角を 2α 、表面から深さ h_d まで押し込まれたとすると、押し込んだときの垂直方向の接触断面積を S_v とすると以下の式で表される。

$$S_v = \pi(\tan \alpha \cdot h_d)^2 \quad (4-7)$$

式(4-7)に基づくと接触断面積は砥粒先端角が鈍化して大きくなると増加する。一方で、砥粒先端角度と切込み深さの関係に関して図 4-10 で示したとおり、先端角度が大きい場合はマイクロクラックが発生するまでの最大引掻き深さが大きくなる。本研究では、使用後の砥粒の SEM 観察結果および突出し高さの結果から砥粒の先端形状が鈍化しておらず、より大きな砥粒径では細粒と比較して相対的に表面から深さの切込み量が大きく、つまり被削材に押し付ける荷重が大きくなりマイクロクラックの長さが大きくなったと考えられる。Y. Gogotsi らの研究^[64] では、単結晶シリコンのラッピング加工において脆性モード加工した場合に表面下部にマイクロクラックが $5 \mu\text{m}$ から $10 \mu\text{m}$ の深さで残存し、延性モード加工した場合では加工変質層厚みは $1 \mu\text{m}$ 程度と抑制された結果が得られている。機械的エネルギーによる接触加工であるため同様に考えると、砥粒切込み量を小さくし延性モード加工に遷移することで、後工程のエッチング時間が短縮されると期待できる。

相変態と転位の両方の観点から図 4-29 に示すように単結晶シリコンの延性加工における表面下損傷メカニズムのモデルが提案されている^[63]。工具が材料に進入するとすぐにダイヤモンド立方構造(Si-I)から金属相(Si-II)が工具先端砥粒の周囲の材料に生じる。この材料部分は塑性流を維持するために十分な延性を有し、延性モード加工を容易にする。砥粒が通過すると金属相は非晶質層(a-Si)や準安定相(Si-III)に変化する。その結果、最終的な表面下損傷層は、金属相ではなく非晶質層や準安定相を含む構造に至る。非晶質層は砥粒径が異なる場合、ワーク送り速度が一定の場合では非晶質層の深さは変化が少ない。これは、変形した材料の大部分が切屑として除去されるためであり、本実験でも同様の結果が得られている。工具先端からの位置が遠くなるにつれて、圧力は減少し、相変態に必要な閾値を下回り低下する。しかし、転位開始のためのせん断応力が材料内部に存在する場合、転位層は砥粒が通過する際に非晶質層の下に形成され、すべり面に作用し、せん断応力によって転位が始まる。応力の閾値を超えると被削材の除去が急激に増加し、マイクロクラックが転位面下方に作用し、引張応力によって発生することになる。マイクロクラックが発生するとバルク内に深く広がり、マイクロクラックが成長を止めた後、TEM 観察結果図 4-19 から確認されたように重大な応力集中が深い転位群を含みクラック先端に生じる。

単結晶シリコンの場合、脆性-延性遷移は非常に狭い温度範囲で起こり、その温度は荷重の負荷速度が増大するとともに高くなる^[88]。これは脆性-延性遷移が転位の運動に直接支配されて結晶固有の性質に強く反映されているためである。負荷荷重をパラメータとした場合の温度と転位速度の関係は(4-8)式で表される。ここで、転位速度 V_l 、温度 T 、負荷荷重 $f(\sigma)$ 、ヤング率 E 、材料に関わる定数 k とする。

$$V_1 = f(\sigma) \cdot \exp \left\{ \frac{-E}{kT} \right\} \quad (4-8)$$

転位速度は温度と負荷荷重に独立に依存する。ここで負荷荷重を W とすると、転位速度と負荷速度 dW/dt の比が、ある一定の値に保たれることを示している。したがって、脆性-延性遷移温度 T_c と負荷速度 dW/dt の間には常に次式が成り立つとされる。

$$\frac{dW}{dt} \propto \exp \left\{ \frac{-E}{kT_c} \right\} \quad (4-9)$$

呉ら^[88]の実験結果から亀裂長さは負荷荷重が小さく、高温で低押し込み速度になると減少している。実際の切断加工では、ダイヤモンドとシリコン間の摩擦熱による温度上昇と負荷荷重や切込み速度が影響していると考えられる。

砥粒 1 個あたりが示す最大切込み深さは式(4-3)から線速が速くなると切込み深さが小さくなり、切込み深さが小さくなると切断抵抗が小さくなるので負荷荷重が下がる。本実験ではワーク送り速度は一定であるから、負荷速度 dW/dt が小さくなる。そのため、転位速度の(4-8)式から与えられた温度での転位速度よりも転位速度が減少し、延性モード加工が起こっていると解釈することができる。また、高線速化でダイヤモンドとシリコン間の摩擦が大きくなり、温度は微小領域でごく短時間に非常に高い温度に達していると予想され、延性モード加工に遷移しやすい状態と考えられる。

したがって、固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断加工においてはワイヤが走行する砥粒の進行方向およびワーク送り方向である下方向の応力場を最適化するように、ワイヤ底部の砥粒とワイヤ側面の砥粒の砥粒径、砥粒形状(先端角)、砥粒間隔を設計することが重要である。加工条件ではワイヤ走行を高線速にすることで砥粒の切込み深さが減少するため、前章の結果から切断抵抗荷重を減少させる結果ことになり、転位速度に影響する負荷速度が減少し、クラックの伝播を抑制することが可能となる。

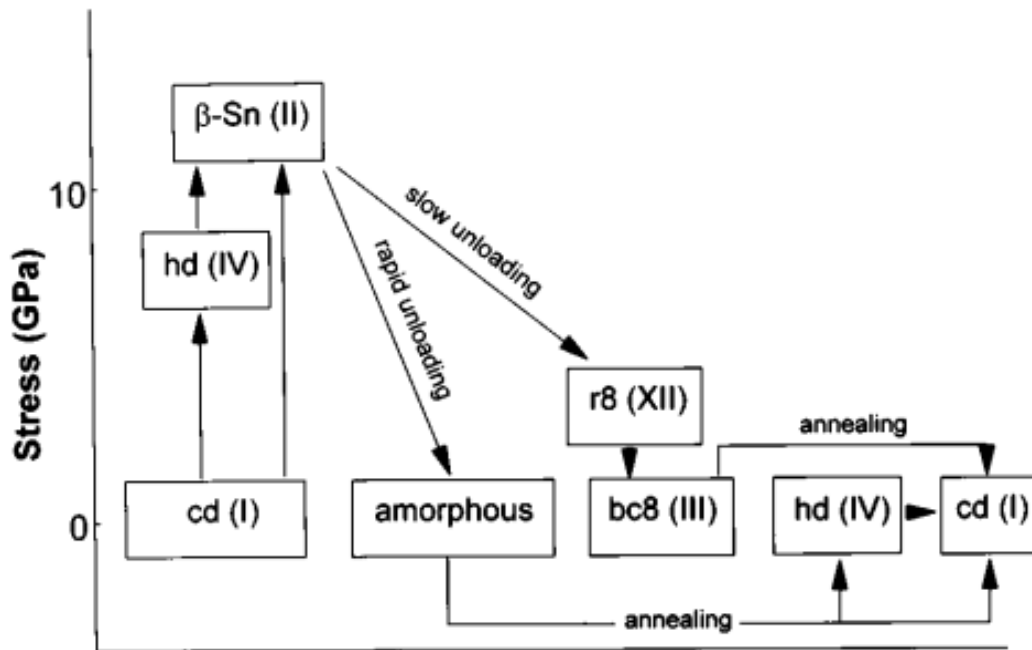


Fig. 4-26 Scheme of the phase transformations that occur during hardness indentations and post treatment in silicon ^[66]

Table 4-3 Designation of high pressure phases stated ^[61]

Designation	Structure	Pressure region (GPa)
I	Cubic (diamond)	0→~11
II	Body-centered tetragonal (β -sn)	~11→15
III	Body-centered cubic	~10→0
V	Primitive hexagonal	~14→40
VII	Hexagonal close-packed	~40

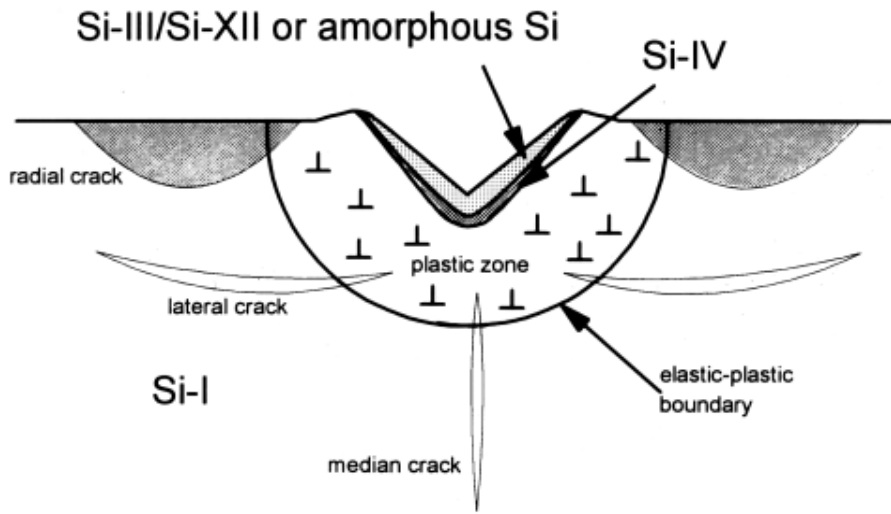


Fig. 4-27 Sketch of the effects caused by Vickers indentation in silicon ^[66]

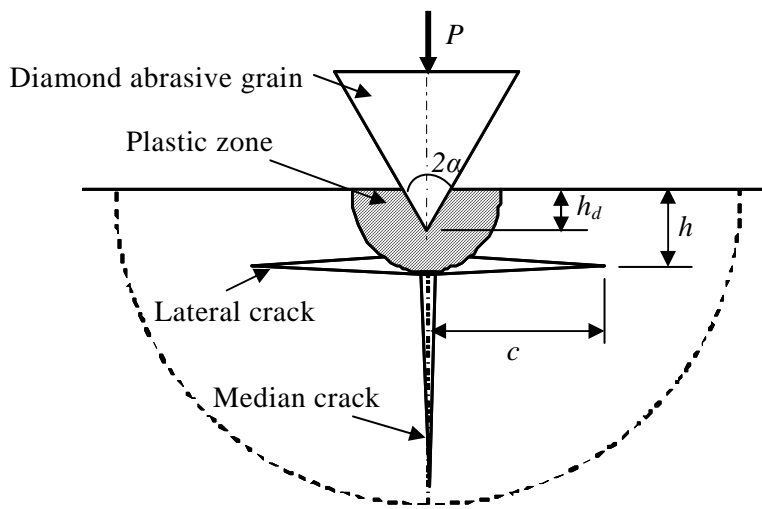


Fig. 4-28 Schematic model of the crack ^[87]

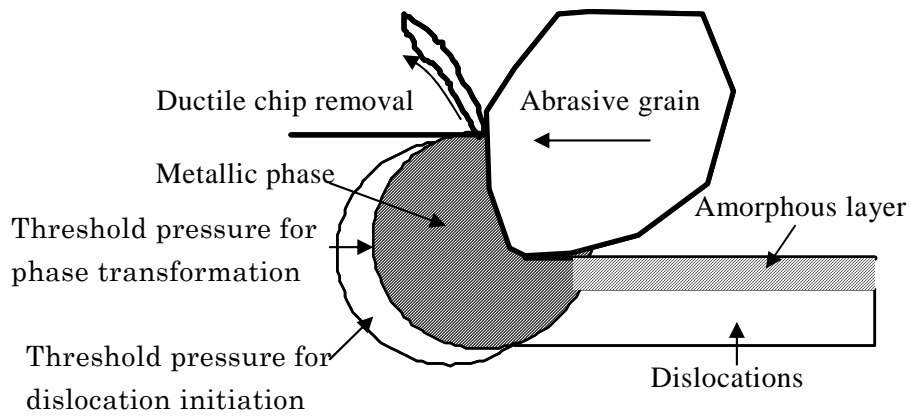


Fig. 4-29 Schematic model for subsurface damage mechanism in silicon during ductile machining ^[63]

4-5 結言

新しく開発された高速ダイシングワイヤソー装置を用いて各種のスライス条件で単結晶シリコンの精密切断試験を行い、表面の完全性を高め、加工変質層を低減した。以下の結論を得られた。

- (1) 細かい砥粒を使用することにより、ソーマークや微小くぼみが顕著に減少した。
- (2) 表面粗さは切断回数の増加とともに減少した。切断回数が増加するにしたがい、ダイヤモンド砥粒の鋭い先端が丸くなり、ソーマークおよび微小なくぼみがより浅く、より少なくなった。
- (3) ラマン分光分析の結果、平滑な表面部とソーマークには、加工表面下に結晶性シリコンとアモルファス層シリコンの混合物からなる構造を有し、微小くぼみは結晶性シリコン構造を有することが分かった。準安定なシリコン相がソーマーク内に生成された。
- (4) アモルファス層形成の重要性は、一定ワーク送り速度の場合、砥粒の大きさに依存せず、むしろワイヤ線速に依存する。ワイヤ線速が遅い場合、シリコンの著しいアモルファス化および多結晶化が生じた。
- (5) TEM 観察結果において、表層ダメージ層がアモルファス層、アモルファス層より下方の転位領域、転位領域の下方のマイクロクラックからなることを示した。砥粒径が大きくなると、マイクロクラックがより著しく発生し、脆性モード加工につながる。
- (6) 細かい砥粒を使用する場合、一部に流れ型切屑が観察された。細粒により切取り厚みが減少するため、加工モードは脆性から延性に移行した。
- (7) 使用後のワイヤ観察結果から、砥粒の突出し高さが約 6 μm 以下になると、延性モードの加工部が増加した。延性モード加工のための十分な細粒の突出し高さを得るためには、砥粒径 5-10 μm あるいはさらに小さい砥粒径を使用することが重要である。
- (8) EDS 分析の結果、使用後のワイヤ上の砥粒を覆う Ni めっきの周囲に沿って Ni 微粒子のシリコンの切屑が付着していることが確認された。

第5章 単結晶 SiC の高線速ダイヤモンドワイヤによる切断加工 特性

5-1 序言

単結晶 SiC (以下, 単に SiC と記す) はシリコン(Si)とカーボン (C) からなる化合物半導体である. SiC はさまざまな結晶多形が存在し, それぞれ物性値は異なる. 特に六方晶の 4H-SiC はシリコンと比べてバンドギャップ幅が 3 倍, 絶縁破壊電界強度が 10 倍と優れており, 高硬度かつ耐熱性, 耐食性に優れ, 物理化学特性に優れた材料である. 近年, エネルギー消費において電力の有効利用が高まる中で, 主に半導体シリコンが使用されているが, ハイブリッド自動車や電気自動車, 鉄道の普及により数多く用いられている SiC は, パワー半導体としてシリコンの 1/100 以下の低電力損失で発熱量が減り, 高温下で損失電流が低く高温動作可能な半導体として期待されており, 電力変換器などの小型化や軽量化に向けて注目されている^[89]. SiC は共有結合で構成され, 結晶異方性を持つ脆性材料でダイヤモンドに次ぐ高硬度であるため加工が困難であり, 切断部分の材料損失が多く, 高効率かつ高精度の切断加工技術開発が要望されている. 従来から SiC の精密切断にはメタルボンドブレードによる切断が主流であり, 材料損失を少なくするためには刃厚を薄くする必要がある. 薄くなるにともないブレードの曲げ剛性が低く, SiC に対して座屈変形の影響により蛇行し, 大きなチップングが発生し, チップング領域も含めた切断幅の材料損失の多いことが課題となっている^[90]. また, 切断幅を狭くした切れ曲がりの少ない切断のためにブレードガイドを用いて加工を実施する場合もあるが^[91], 被削材以外の材料損失が発生し, コスト面や厚み制限のため課題が多いとされる. 最近, 短波長の高出力レーザーを利用した切断加工が行われており, 厚みの薄い材料では切断幅を狭くすることが可能となっているが, 切断可能な結晶方位が限定され, 厚みのある材料では熱影響による加工痕層の発生などで切断幅以外の材料損失が発生し, デバイスパターンに損傷を与える懸念がある^[92].

また, 固定砥粒ダイヤモンドワイヤによる SiC インゴット切断は実用化されており, ワイヤの張力を高め, たわみを抑制しながら加工することにより加工精度を維持する切断が主流となっている. そのため, 芯線径は 160 μm 程度で平均砥粒径が 20 μm 以上と大きく, 材料損失と表面粗さやチップング幅, ソーマークなどの改良が求められている^{[22]-[24]}. 一方で, これまで以上に細いワイヤおよびさらに微小なダイヤモンド砥粒を使用した固定砥粒ダイヤモンドワイヤでの SiC 切断の研究報告はほとんどない.

本章では, 芯線径を 100 μm 以下で平均砥粒径を 10 μm 以下の細粒を固着させた極細線固定砥粒ダイヤモンドワイヤを新規設計開発し, ダイシングワイヤソー装置で SiC ウェハの精密切断加工を実施した. ブレード加工で市場から求められる目標値を考慮し, 取り個数増加のために切断幅に対する切断厚みは 3 以上, 切断能率向上のため送り速度に関してはブレード加工 180 mm/min から算出した同じ加工時間で実施した. ワイヤ線速 1750 m/min で一方向に走行させ, ワイヤ線径, ワーク送り速度,

砥粒径を種々変化させて切断を実施し、切断幅、チップング幅、切断後の表面粗さ、切断後のワイヤ摩耗、切断抵抗を実験的に調査した。また、SiC ウェハの切断に従来から使用されている同等の粒径を用いた Ni 電鍍ブレードでの切断加工を切断速度 1750 m/min と同じ加工時間で実施し、固定砥粒ダイヤモンドワイヤの切断方法と比較評価を行い、固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断加工後の高精度加工面を得るために明らかになった結果を報告する。

5-2 実験方法

5-2-1 切断条件

ダイヤモンドワイヤによる切断実験では高線速対応可能なダイシングワイヤソー装置を用いて切断加工を行った。図 5-1 に SiC ウェハ切断時の加工部模式図を示す。本装置はワークが上昇するアップカット方式で、今回は高速線速での切断現象を捉えやすくするために 1 ラインでの加工を適用した。また、Ni 電鍍ブレードを用いた切断実験では高精度スライサ（東芝機械（株）製 USM-150L）を使用した。

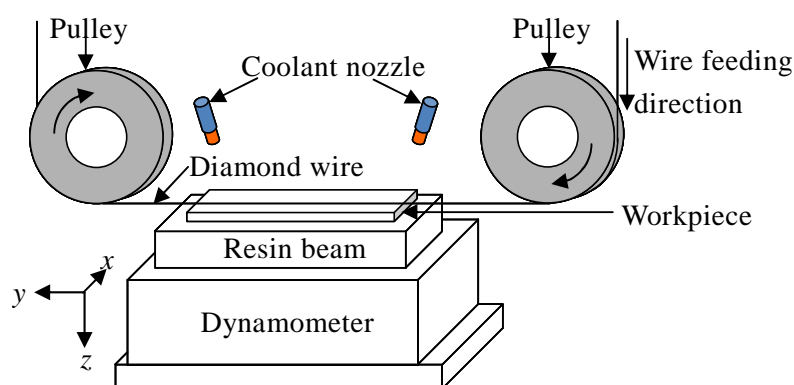


Fig. 5-1 Schematic of experimental setup for diamond wire saw slicing

表 5-1 にダイヤモンドワイヤ切断実験の主な加工条件を示す。ワイヤ線速は 1750 m/min で固定し、5 回切断を実施した。なお、ダイヤモンドワイヤは供給側から使用済み側のスプールに一方方向に走行させて切断を行い、それを 1 回と定義し、切断後に使用済みから供給側に巻戻し、同じワイヤを再利用して行った。クーラントは市水を使用した。Ni 電着ダイヤモンドワイヤには芯線径が従来のインゴット切断に使用される芯線径の半分以下の極細線である 60 μm , 80 μm を用い、さらに砥粒径に関しても従来のインゴット切断に用いられた砥粒径の半分以下である 6-12 μm を固着させた仕様で切断幅の影響を調査した。ワーク送り速度の調査においては芯線径 80 μm , 砥粒径 6-12 μm のワイヤ仕様で異なる 2 条件のワーク送り速度で切断を実施した。また、砥粒径の影響を調査するためさらに細粒の 5-10 μm を用いて 6-12 μm の 2 仕様と比較し加工試験を実施した。

表 5-2 に Ni 電鍍ブレードの切断実験の主な加工条件を示す。ブレードのサイズは直径 109.20 mm, 厚み 65 μm を用い、砥粒径はダイヤモンドワイヤ切断に用いられ

る砥粒径と同等の SD1200, SD1500 の 2 仕様とし, 切れ刃部となるブレードを押さえるフランジからの突出し量は 2.5 mm と設定した. 切断前に初期ドレッシングを行い, その後連続して 5 回切断を実施した. クーラントは市水を使用した. なおワーク送り速度はダイヤモンドワイヤ切断実験での切断時間と同じ時間で加工できるように合わせた. 被削材は 4H-SiC ウェハを一定の形状 (幅 20 mm×厚み 0.35 mm×長さ 30 mm) に 1 次オリフラ面 (1010) から [1010] 軸方向を長手に短冊状に切断し, 切断試験用に供した. 図 5-2 にその模式図を示す. ダイヤモンドワイヤおよび電鋳ブレードによる切断方向は [1010] 軸方向である. また, 被削材は Si 面を上面に C 面を下面にセットし, ベース材には加工抵抗の影響の少ない材料としてダイヤモンドワイヤ切断ではレジンビームを, 電鋳ブレード切断実験時には機械高さ制約があるため, レジンビームと同硬度の薄いカーボンベースを使用した.

Table 5-1 Experimental condition for fixed abrasive diamond wire

Wire specification	Core wire diameter [μm]	φ 60, φ 80
	Grain size [μm]	5-10, 6-12
Wire speed [m/min]		1750
Wire tension [N]		7.84 (Core wire diameter : φ 60 μm) 11.76 (Core wire diameter : φ 80 μm)
Feed rate [mm/min]		2.40, 16.36
Slicing time [sec]		75 (Feed rate : 2.40 mm/min) 11 (Feed rate : 16.36 mm/min)
Cutting depth [mm]		3

Table 5-2 Experimental condition for diamond blade

Blade specification	Diameter [mm]	φ 109.20
	Thickness [μm]	65
	Grain size	SD1200, SD1500
	Concentration	120
Initial dressing	Dress type	WA
	Grain size	#2000
	Dressing length [mm]	70
	Dressing number [times]	10
	Cutting speed [m/min]	1750
	Feed rate [mm/min]	60
	Cutting depth [mm]	1
Cutting speed [m/min]		1750
Feed rate [mm/min]		26.40, 180
Cutting time [sec]		75 (Feed rate : 26.40 mm/min) 11 (Feed rate : 180 mm/min)
Cutting depth [mm]		0.4
Cutting length [mm]		33
Cutting direction		Down cut

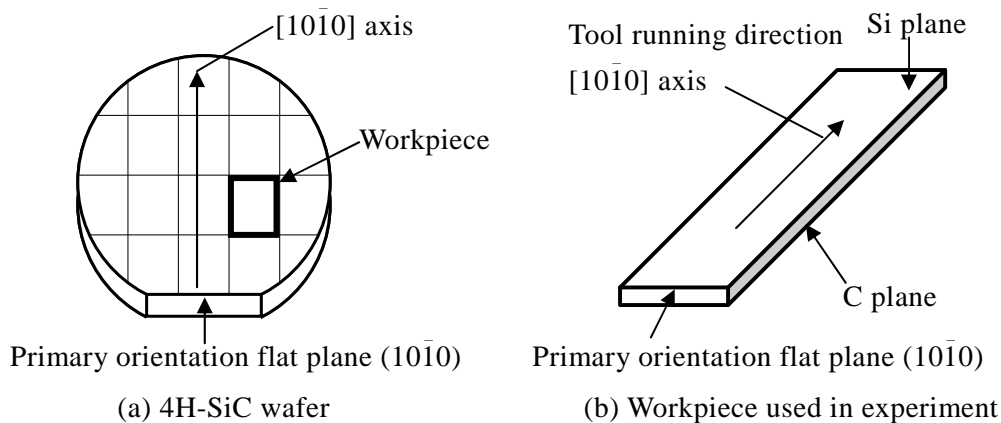


Fig. 5-2 Schematic of workpiece shape and crystal orientation

5-2-2 測定方法

切断幅の測定は測定顕微鏡(MM-800, ニコン製)を用いて, ダイヤモンドワイヤ切断加工ではワイヤ走行方向からワークに接触する位置を, 電鋳ブレード切断加工ではワーク送り方向から被削材に接触する位置を順に入口側, 中央部, 出口側とし切断後のベース材にて測定を行った. チッピング幅は切断入口側から出口側まで 3 mm ごと測定し, 平均値を求めた. 図 5-3 にその模式図を示す. 切断後のワークの平均表面粗さ, 使用後のダイヤモンドワイヤおよび電鋳ブレードの砥粒の突出し高さは, レーザ顕微鏡(VK-9710, キーエンス製)により測定した. 表面粗さは被削材の中央部の測定点を中心に粗さ曲線の基準長さ 0.8 mm で 10 点測定し, 粗さの平均値を求めた. ダイヤモンドワイヤおよびブレードの表面観察は走査電子顕微鏡(VK-7800, キーエンス製)で 500 から 5000 倍で観察した. 切断抵抗はベース材下部に設置した 3 分力計(TYPE9256C, キスラー製)により垂直方向, 接線方向, 軸方向を測定しアンプを介して記録した. 加工表面の結晶構造解析は顕微レーザーラマン分光光度計(NRS-3100, 日本分光製)により測定を行った. レーザ励起波長は 532 nm であり, 100 倍の対物レンズを使用し, レーザビーム径は 1 μm として実施した.

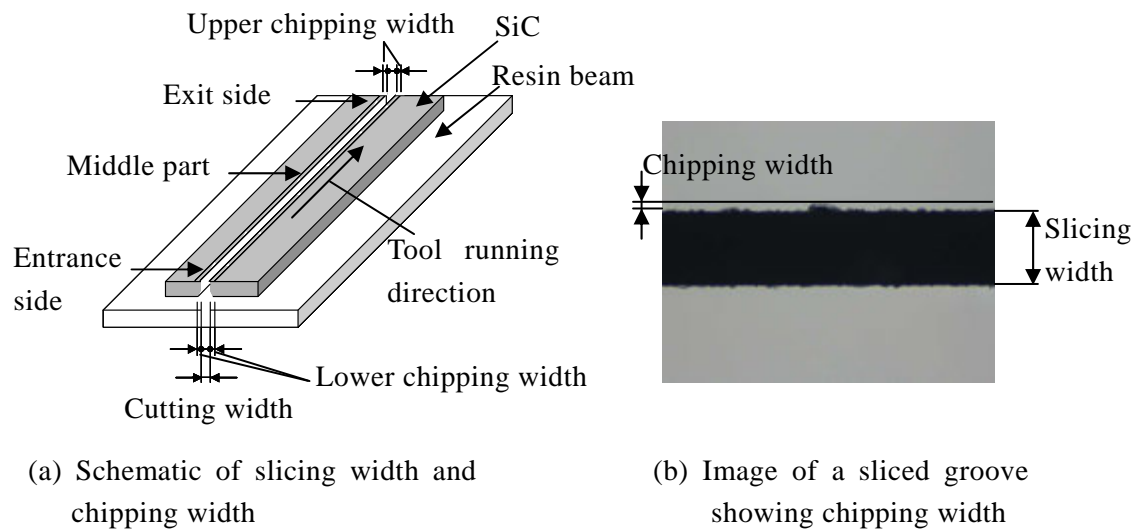


Fig. 5-3 Definition of slicing width and chipping width

5-3 実験結果

5-3-1 切断幅

図 5-4 に砥粒径 $6\text{--}12\ \mu\text{m}$ で異なる芯線径のダイヤモンドワイヤ切断加工における各位置での切断幅の結果を示す。切断幅は芯線径 $60\ \mu\text{m}$ の場合で $86\ \mu\text{m}$ 以下、芯線径 $80\ \mu\text{m}$ の場合で $106\ \mu\text{m}$ 以下であった。芯線径の $20\ \mu\text{m}$ の差が切断幅の結果に現れており、切断回数の増加にともない各位置とも緩やかに減少傾向を示している。これは砥粒上の Ni めっきが削られた摩耗に起因し^[93]、5 回切断後の切断幅のばらつきは $7\ \mu\text{m}$ 以下に抑えられている。また、芯線径によらず中央部で切断幅が $3\ \mu\text{m}$ 以上小さくなっている。被削材の入口側および出口側は高速走行のため振動の影響を受けやすく、切断幅が広がり、中央部はその振動が抑制されたため切断幅が小さくなったと考えられる^[94]。図 5-5 に粒度 SD1200 で異なるワーク送り速度の場合の電鍍ブレード切断加工の各位置での切断幅の結果を示す。切断位置により入口側が小さく、出口側が大きくなっている。ワーク送り速度が遅い場合は、切断回数の増加にともない緩やかに増加傾向を示し、ワーク送り速度が速い場合は、加工初期から切断幅は大きくなっている。これは、SiC 切断では砥粒の目つぶれが生じ、切断能力が不足した状態で切断を行うため、切断抵抗が大きくなり、切断ブレードの振動が生じることやクーラントが被削材へ排出される時に SiC の残渣が巻き込まれやすくなり、切断幅が増加したと考えられる。

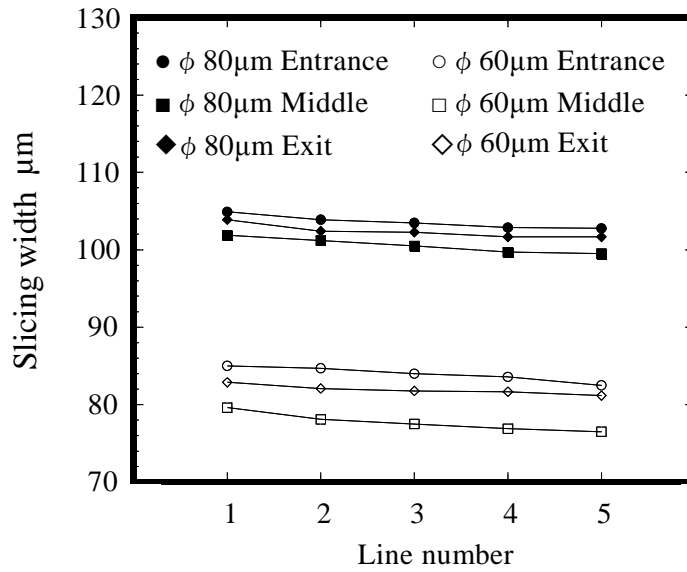


Fig. 5-4 Slicing width of sliced SiC by diamond wire at different core wire diameter (grain size 6-12 μm)

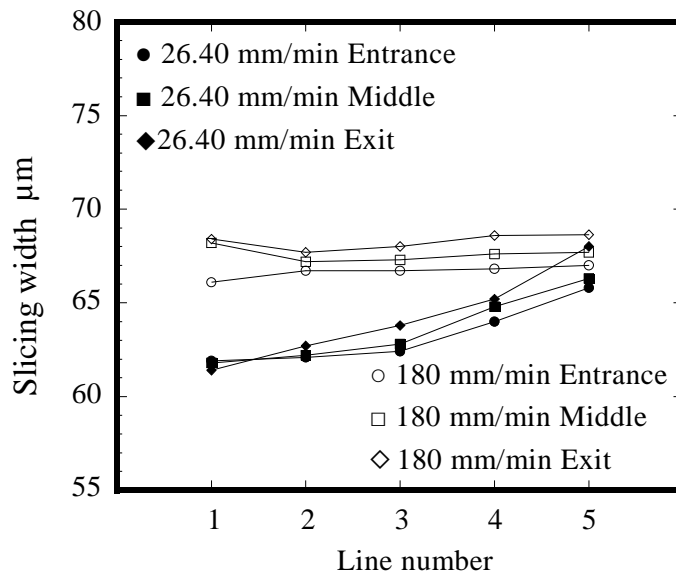


Fig. 5-5 Slicing width of sliced SiC by diamond blade at different feed rate (grain size SD1200)

5-3-2 チッピング幅

チッピング外観の観察例として、加工時間 75 sec の同時間で加工したダイヤモンドワイヤの砥粒径 5-10 μm での加工後および電鋳ブレード粒度 SD1500 での加工後の SiC 表面を図 5-6 に示す。SiC では結晶構造の点から被削材内部での塑性変形や相変態が生じにくいいため、延性モード加工になりにくい。本研究の実験条件では主に脆性加工モードで加工が行われるため、ダイヤモンドワイヤ切断と従来の加工方法のダイヤモンドブレード切断の高速切断加工でのダメージ量としてチッピング量で比較した。ダイヤモンドワイヤでは微小なチッピングが上面下面ともに発生している。一方、電鋳ブレードは上面で明瞭なチッピングが発生し、下面はチッピングとチッピングが繋がって生じたと考えられる欠け状態が発生している。本実験での電鋳ブレードでの切断後のチッピング幅は欠け状態を含めて測定を行った。

図 5-7 にダイヤモンドワイヤで異なる砥粒径でのチッピング幅を示す。細粒 5-10 μm の場合において切断回数増加による上面および下面チッピング幅の急増は見られず、砥粒粒度分布に応じて 5-10 μm が 6-12 μm より約 1 μm 小さくなった。また、下面チッピング幅が上面チッピング幅と比較し相対的に大きい。本実験ではワーク送りが下方から上方の指定位置まで強制的に移動し、ワイヤがたわみながら下面方向へ加工が進む。被削材の両端から加工が開始され、被削材下面の中央部が最後に切断する加工になる。加工終了付近で両端はすでに加工負荷の低いベース材を切断し、ワイヤはプーリによって両端単純固定で支持されており、加工負荷が減少するにつれてたわみが減少する。そのときに、切込深さが大きく変化し、ワイヤがたわんだ際に生じた被削材との長い接触長さから元の接触長さ(被削材の切断幅 30 mm)へワイヤの伸びを戻そうとする力が被削材下面側で作用し、ワイヤ走行方向にも力が負荷される。一方で、ワイヤ走行方向には一定張力にするための制御が働くため、極めて短時間でワイヤに対して力の増減が生じ、その変動が切断幅方向にも影響を与えたと考えられる^[95]。

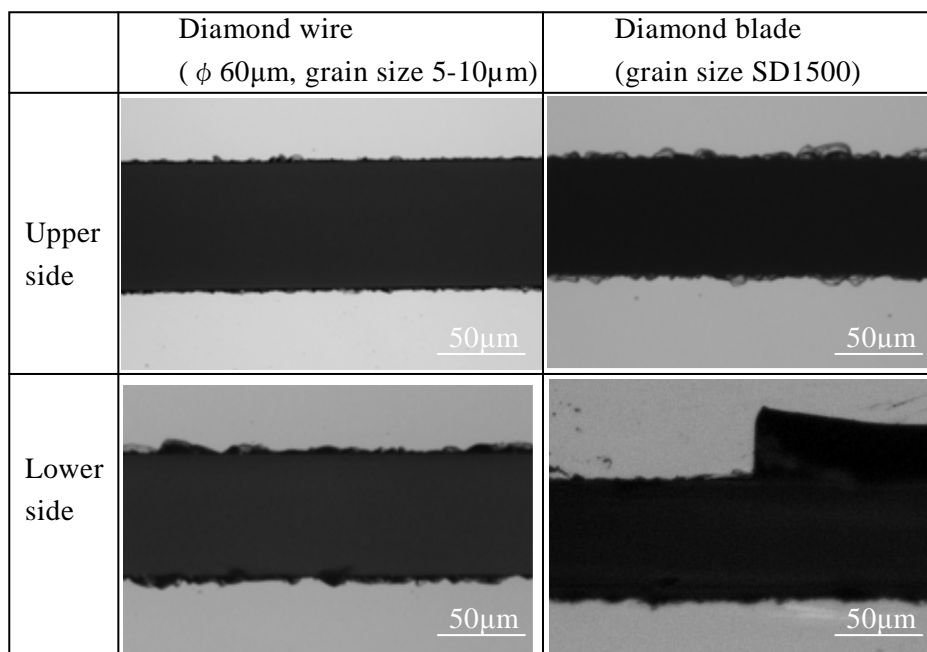


Fig. 5-6 Images of upper and lower chipping at each slicing method

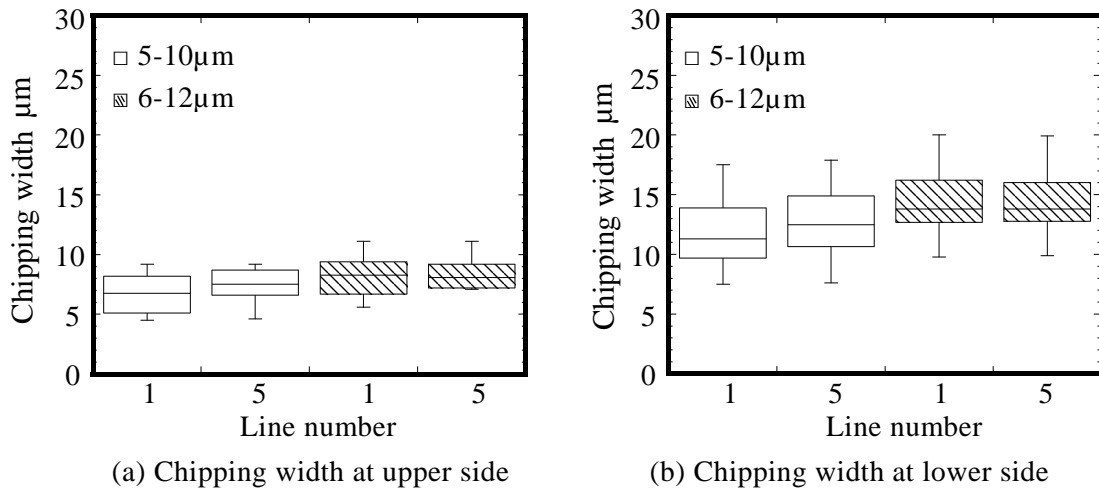


Fig. 5-7 Change of chipping width with grain size and number of sliced lines by a diamond wire (core wire diameter ϕ 60 μ m, feed rate 2.40 mm/min)

図5-8に電鋳ブレードで異なる砥粒径でのチップング幅を示す。上面チップング幅は切断回数増加による大きな違いは見られなかったが、下面チップング幅は砥粒径が大きく、切断回数が増加すると大きくなることが分かった。同じ加工時間でのダイヤモンドワイヤの切断結果と比較した場合、上面チップング幅に関して大差は見られないが、下面チップング幅は3倍以上に至った。ブレード切断では、加工初期は切れ刃の先端が鋭利であるが、加工前の初期ドレス後から5回切断までドレッシングを実施していないため、切断回数の増加とともに砥粒先端が被削材と接触して摩滅し、被削材との接触面積が増加していく。高硬度なSiCに対して実質的な切込み量を維持することができず、断続的に過大な切込み量を与えられ、加工抵抗が大きくなり、脆性破壊モードに至り、その結果、チップング幅が大きくなったと考えられる^{[96], [97]}。図5-9に各切断加工の5回後のSiC表面のSEM写真を示す。ブレード切断では上面、下面チップング幅がダイヤモンドワイヤ切断より著しく大きく、特に下面側で連続的にチップングが発生してつながり、大きなクラックに至っている^{[98], [99]}。11 sec切断加工時の各々の加工で使用される切断長さはブレード切断ではブレード円周長が342.9 mmのため約3.772 mであり、ダイヤモンドワイヤ切断では線速1750 m/minのため使用されるワイヤ長は約320.8 mになり、ブレード切断の85倍以上に達する。ダイヤモンドワイヤ切断加工は切断長さが長く、砥粒1個あたりの切込深さが小さくなるため、砥粒が被削材を押し込む力が低減する。その結果、脆性破壊が抑制され、チップング幅が少なくなると考えられる^[100]。

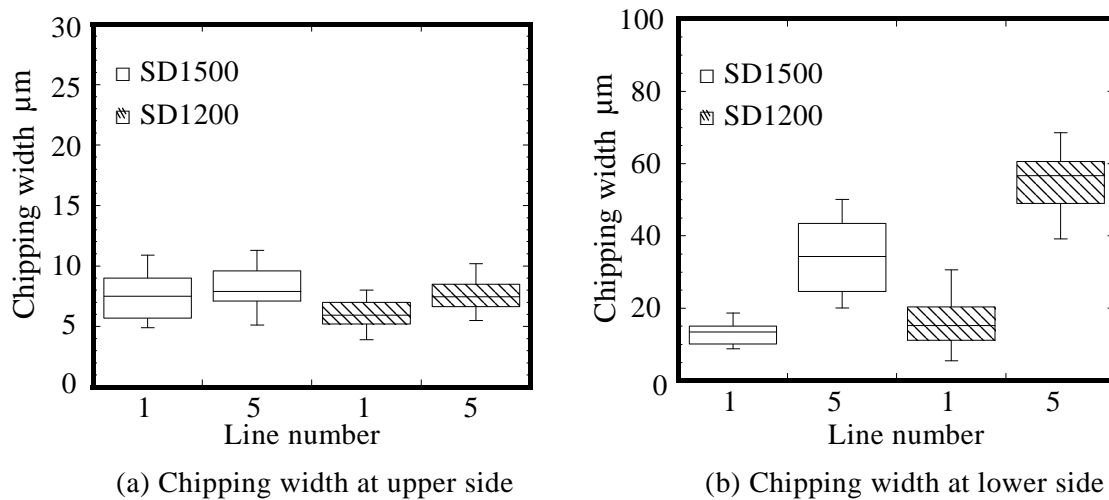


Fig. 5-8 Change of chipping width with grain size and number of sliced lines by a diamond blade (feed rate 26.40 mm/min)

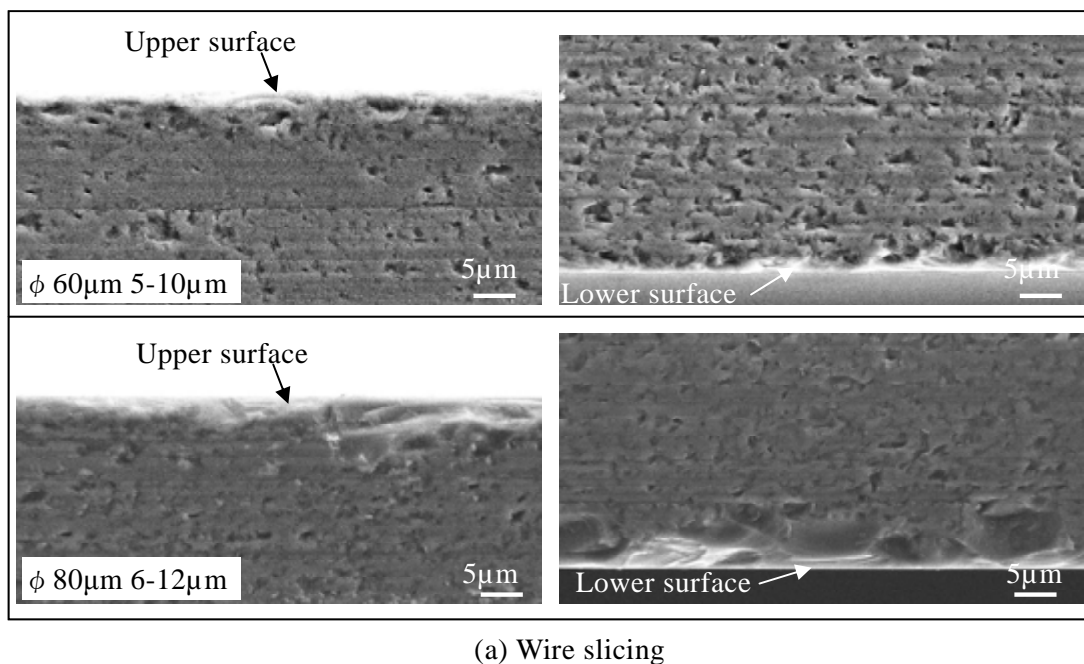
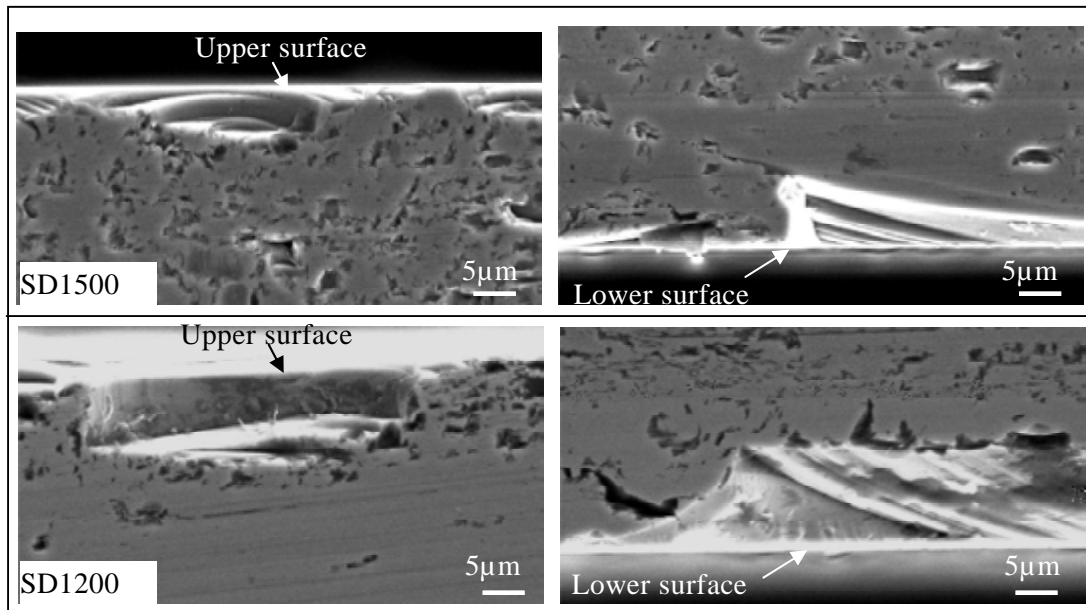


Fig. 5-9 SEM micrographs of workpiece cross section at 5 line slices



(b) Blade slicing

Fig. 5-9 SEM micrographs of workpiece cross section at 5 line slices(continuation)

5-3-3 表面性状

図 5-10 にダイヤモンドワイヤの異なる芯線径および砥粒径と異なるワーク送り速度での表面粗さを示す。砥粒径を 5-10 μm に細粒化することで Ra0.13 μm から Ra0.10 μm に表面粗さは小さくなった。同じ砥粒径の場合でも芯線径が細くなると表面粗さが Ra0.16 μm から Ra0.13 μm に低減した。これは細線では被削材長さの断面積あたりに存在する砥粒切れ刃密度が増加したためと考えられる^[101]。また、ワーク送り速度が速くなるとわずかに表面粗さは上昇した。これは切断抵抗が増加し、局所的にワイヤ走行で発生するソーマークや微小くぼみ深さの影響によるものと考えられる^[18]。

図 5-11 に電鋳ブレードで異なる砥粒径とワーク送り速度での表面粗さを示す。ワーク送り速度が速くなると表面粗さ Ra が砥粒径によらず 2 倍程度大きくなった。一般に砥石表面上の切れ刃分布や切れ刃高さの不揃いは表面粗さに直接影響することが知られている^[102]。図 5-12 は砥粒切れ刃位置と切削高さの関係を示しており、点 O は砥石軸を示す。仕上げ面と紙面に垂直な被削材上の任意断面 DC を通過する切れ刃 G の砥石内部における位置を極座標(ρ , θ)で表すと、切れ刃 G における切削高さは次式で表される。

$$h \doteq \frac{D}{2} - \rho + \frac{D}{4} \left(\frac{v}{V} \right)^2 \theta^2 \quad (5-1)$$

ここで、 h は切削高さ、 D は砥石直径、 v はワーク送り速度、 V は周速を表す。こ

のことから、ワーク送り速度が大きくなると切れ刃の切削高さが大きくなるため、その影響を受けて表面粗さが大きくなったと考えられる。

一方、ブレード切断加工ではダイヤモンドワイヤ切断加工と比較して表面粗さが1/3以下と顕著な差が見られた。これは、ブレード切断では同一面積内で加工に作用する砥粒数が圧倒的に多く、さらにブレードが回転して同じ砥粒によって選択的に加工されるため、砥粒の粒度分布に起因する高さばらつきよりも砥粒先端の摩滅度合いの影響が大きいため、被削材表面をこする状態になり表面粗さが向上したと考えられる^[103]。

図 5-13 に各切断加工を 5 回実施後の被削材のレーザ顕微鏡による測定結果の一例を示す。各切断加工方法で加工時間を同条件で実施した結果である。図中の青い点は SiC 加工面の微小くぼみを示している。微小くぼみは各切断加工方法で特定の位置によらず存在した。また、表面の色の変化は切断面の高さ方向の変化であるうねりを表している。ダイヤモンドワイヤ切断加工ではワイヤ走行方向にソーマークが観察され、うねりが見られる。一方、ブレード切断加工ではうねりが少なく、平滑な面が得られていることが確認された。これは、ダイヤモンドワイヤ切断加工では被削材に工具を押付けて加工する際に、ワイヤにたわみが生じるためであり、砥粒径とワーク送り速度などの加工条件を最適化することでたわみが抑制され平滑な面が得られると考えられる^{[104], [105]}。

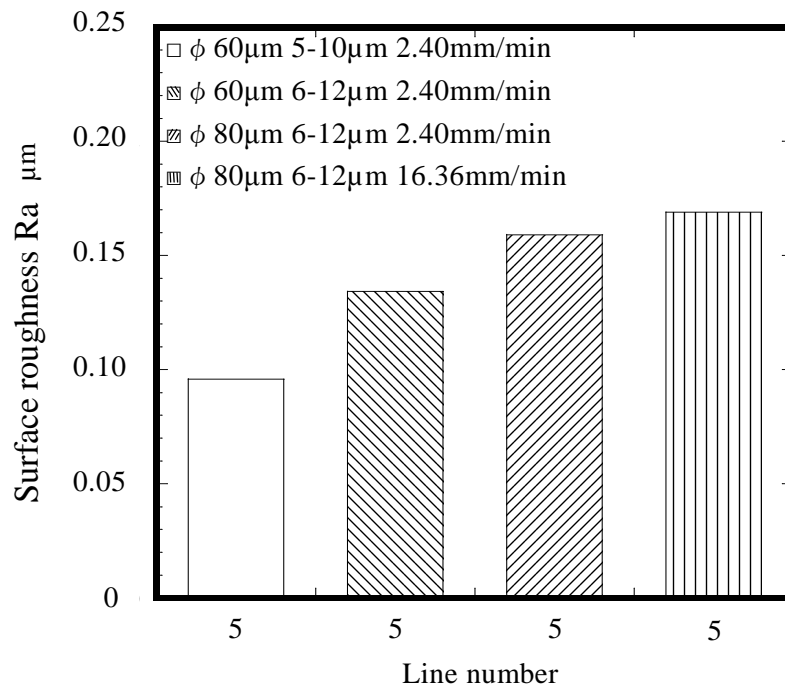


Fig. 5-10 Result of surface roughness with various diamond wire conditions at 5 line slices

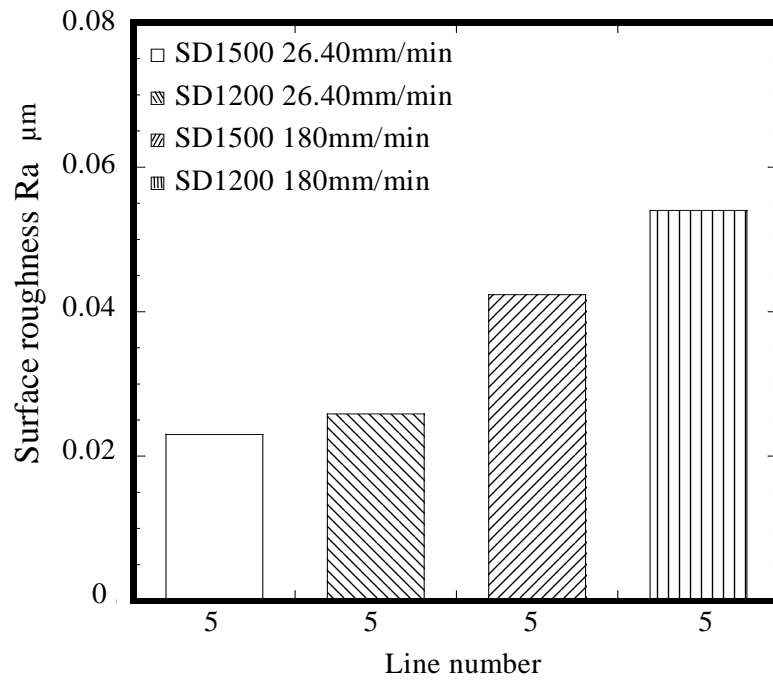


Fig. 5-11 Result of surface roughness with various diamond blade conditions at 5 line slices

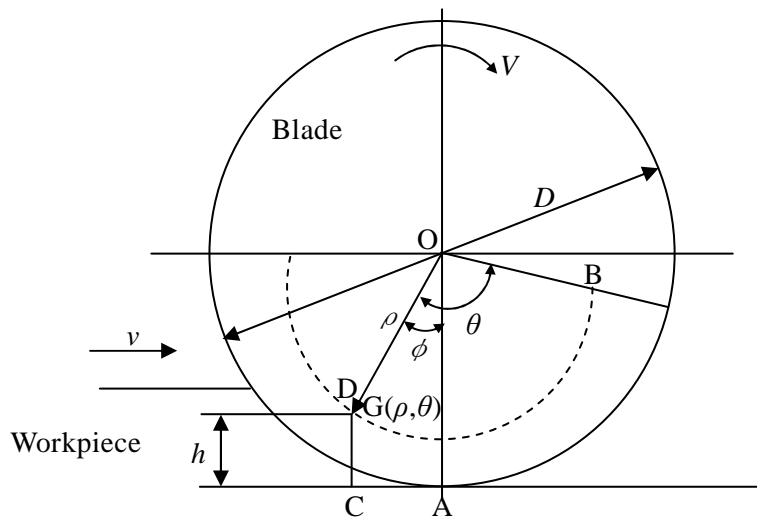
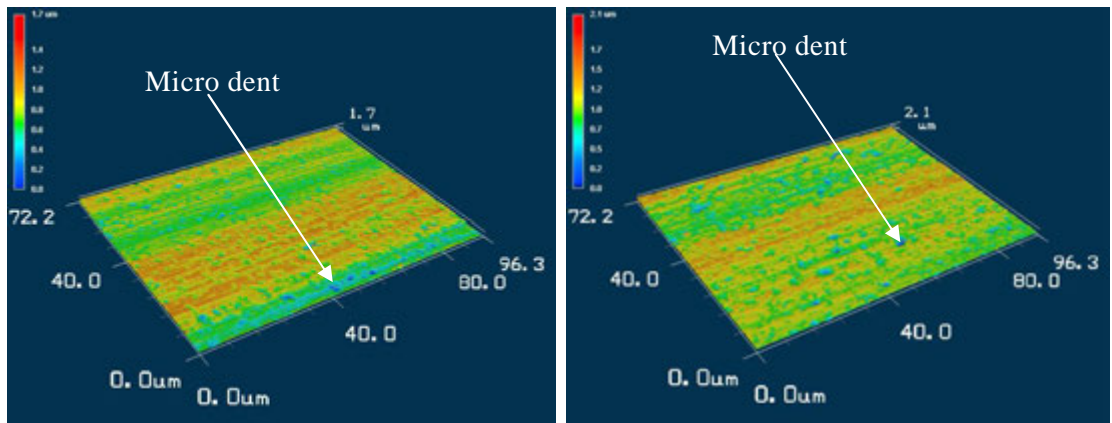
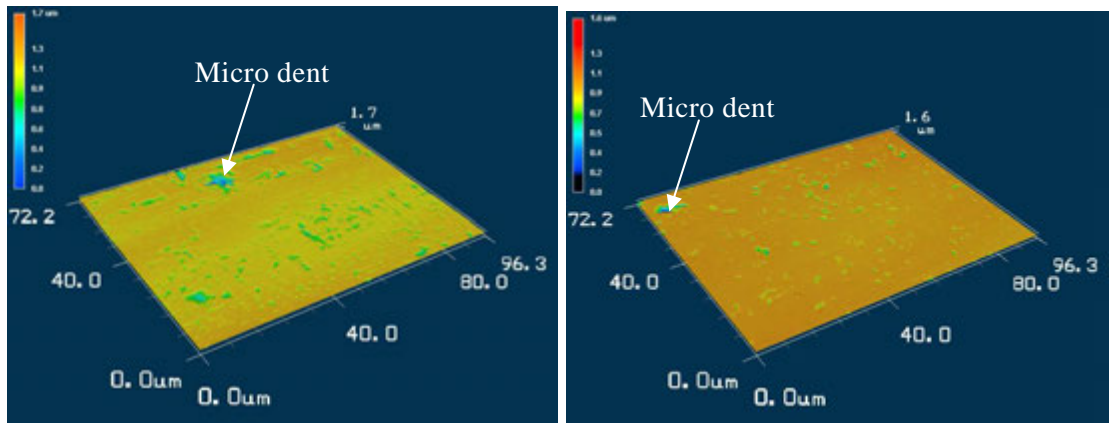


Fig. 5-12 Schematic model of cutting height of abrasive grain cutting edge ^[102]



(a) Diamond wire slicing (ϕ 60 μm 5-10 μm) (b) Diamond wire slicing (ϕ 60 μm 6-12 μm)



(c) Diamond blade slicing (SD1500)

(d) Diamond blade slicing (SD1200)

Fig. 5-13 Laser microscope images of SiC surface sliced at 5 line slices by a diamond wire and a diamond blade

5-3-4 砥粒突出し高さ

図5-14に5回切断後のダイヤモンドワイヤ上の砥粒の突出し高さ測定結果を示す。平均突出し高さは芯線径 60 μm の砥粒径 5-10 μm で 5.3 μm , 砥粒径 6-12 μm で 6.7 μm であり、この差は細粒の影響である。ワーク送り速度での比較は、速くなる場合は相対的に小さくなることが確認された。図5-15に5回切断後の電鍍ブレードの砥粒の突出し高さ測定結果を示す。突出し高さは最小値が 1 μm 以下であり、砥粒の摩耗が大きく、被削材が砥粒を保持するボンド面に接触する状況であることが分かった。

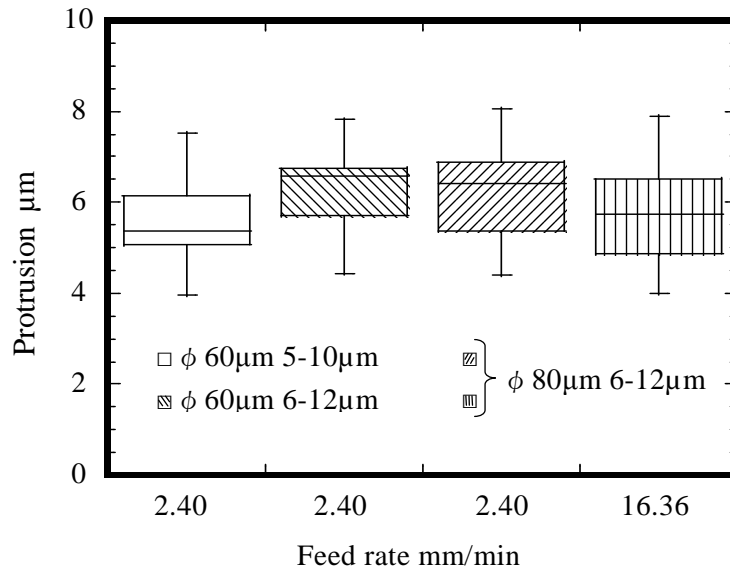


Fig. 5-14 Protrusion of abrasive grain on the diamond wire sliced at 5 line slices

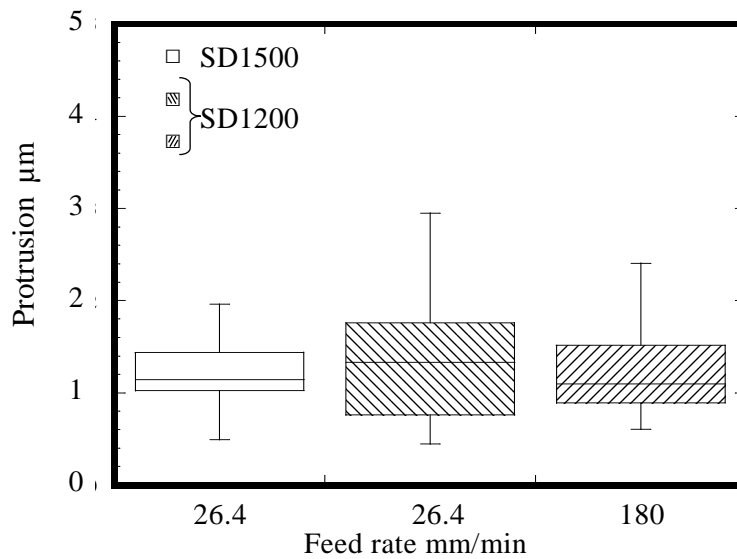


Fig. 5-15 Protrusion of abrasive grain on the diamond blade sliced at 5 line slices

5-3-5 ワイヤおよび砥石の表面形態

図 5-16 に加工後のワイヤ表面 SEM 観察結果を示す。脱粒は見られず、切断時に砥粒が鋭く露出したダイヤモンド粒子（以下、有効作用砥粒と記す）が一部に観察された。ワーク送り速度が速くなると砥粒上の Ni めっきは突出し高さの高い順に削られ、平らになっている。しかし、砥粒径 5-10 μm の図からも分かるように大部分はダイヤモンド粒子の露出がなく Ni めっきで覆われている非作用のダイヤモンド粒子が占めていた。図 5-17 に有効作用砥粒数の全体砥粒数に対する比率を示す。本実験

では突出し高さおよび有効作用砥粒数の結果から、加工に寄与した砥粒数が全体の 10 % 程度であるため、工具寿命が長くなることが期待できる。また、有効作用砥粒数が少ないため、砥粒間隔が大きくなり、表面粗さやうねりなどの加工面精度に影響を及ぼしたと考えられる^[106]。

図 5-18 に砥粒径 SD1200、ワーク送り速度 180 mm/min の切断加工後のブレード表面の SEM 観察結果を示す。図 5-18(a)の先端外周部は砥粒が著しく摩滅しており、ボンドテールが見られ、ブレード表面に切屑付着が確認された。図 5-18(b)の先端側面部は先端外周部と同様に砥粒の摩滅や切屑付着が観察され、全体的に砥粒の突出し部分がほとんど見られず、突出し高さ測定結果と一致した。本実験の 5 回連続切断ではブレード摩耗が著しいため、砥粒の切込深さが小さくなり、途中でドレッシング工程を入れて切断能力の回復を図る必要がある。

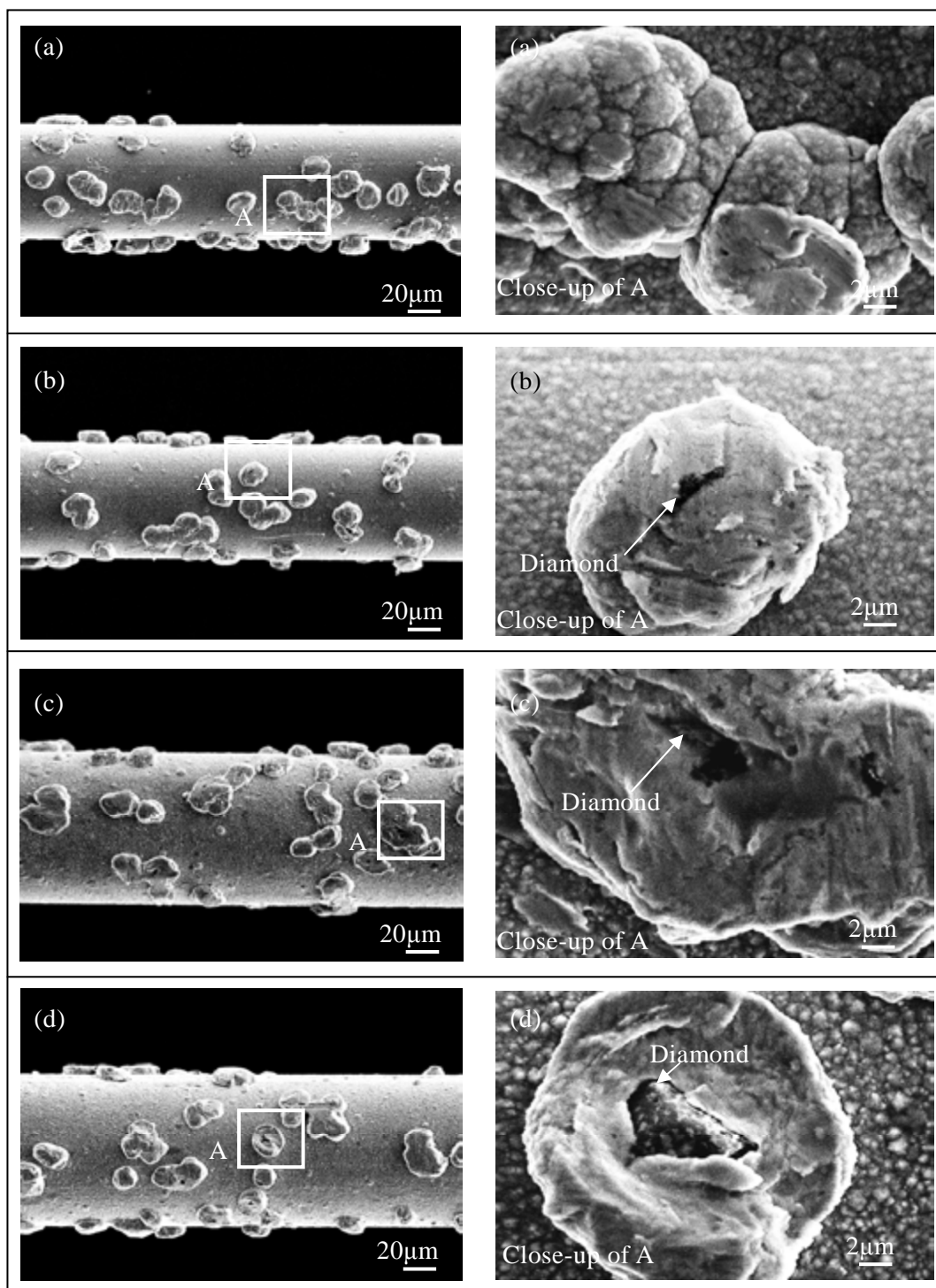


Fig. 5-16 SEM micrographs of diamond grains on the used wire

- (a) ϕ 60 μm 5-10 μm 2.40 mm/min
- (b) ϕ 60 μm 6-12 μm 2.40 mm/min
- (c) ϕ 80 μm 6-12 μm 2.40 mm/min
- (d) ϕ 80 μm 6-12 μm 16.36 mm/min

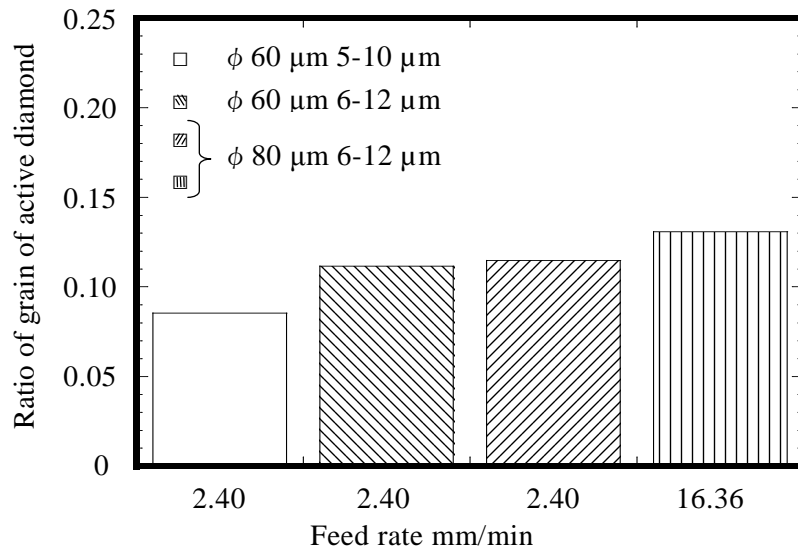
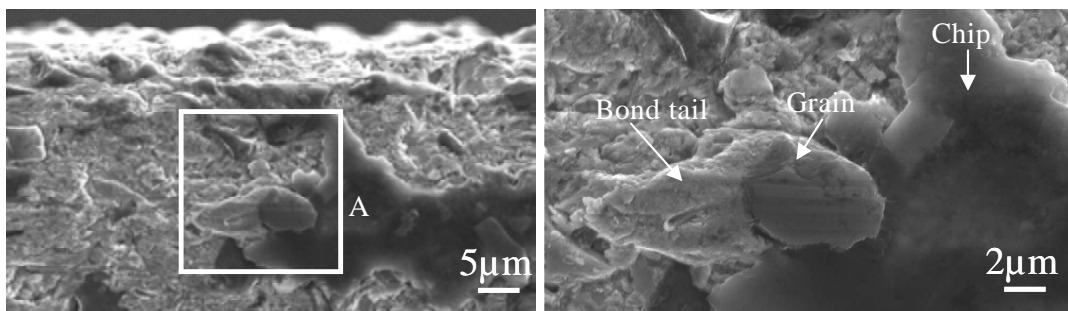
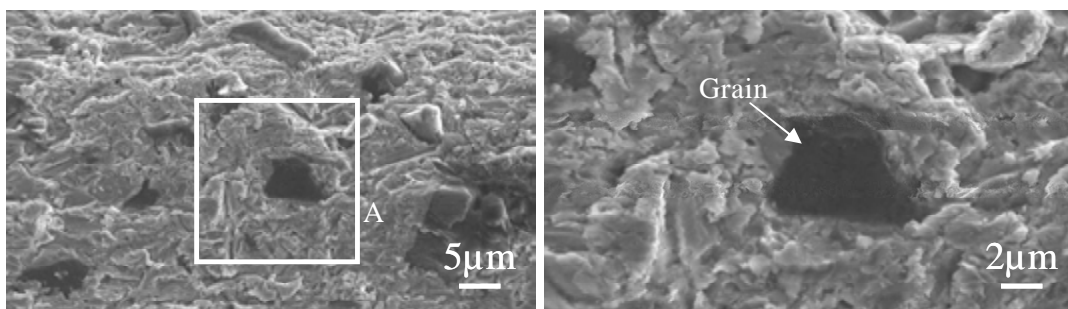


Fig. 5-17 Ratio for state of active diamond grains at various feed rate and wire specification



(a) Outer part of a blade (right image is close-up of A)



(b) Side part of a blade (right image is close-up of A)

Fig. 5-18 SEM micrographs of diamond grains on the used blade

5-3-6 切断抵抗

図 5-1 に示すように軸方向，接線方向（ワイヤ走行方向），垂直方向の力をそれぞれ， F_x ， F_y ， F_z とする．図 5-19 に芯線径 0.08 mm，砥粒径 6-12 μm ，ワーク送り速度 2.40 mm/min のダイヤモンドワイヤ切断加工での 1 回目切断時の切断抵抗のプロファイル結果例を示す．接線方向の力はワイヤ走行方向と反対向きに力がかかり，40 sec 付近で最大値を示し，垂直方向の力は被削材を押付ける方向に力がかかり，35 sec 付近で最大値を示し，接線方向の力と同様に低下する．これは図 5-20 のワーク位置とワイヤたわみ量の模式図で示すように切断時間の 35 sec から 40 sec 間はワイヤが被削材の厚みの中央位置付近(1.5 mm)に到達している時間とほぼ一致しており，たわみ量が最も大きいため，力が最大に作用する．ワイヤが被削材厚みの中央位置付近を通過すると，被削材の両端の幅方向から徐々にレジンビームに切り込み始め，被削材中の接触長さが短くなる．そのため，ワイヤの切断抵抗が減少すると考えられる^[107]．

図 5-21 に電鋳ブレード切断加工での 1 回目切断時の切断抵抗のプロファイル結果例を示す．垂直方向の力は被削材に接触した切断開始直後から急増し，切断時間とともに増加している．これは，図 5-18 で観察された砥粒の摩耗が次第に進んでいき，切断性能が低下するためと推定される．また，垂直方向の力は 35 sec 付近からほぼ一定を示し，60 sec 以降で再び上昇する傾向を示した．35 sec 付近は砥石軸の真下に被削材の前端が来たときと推定される．ブレードの砥粒の配置が断面を見た時にランダムであり，ブレードは送り方向や砥石軸方向にも垂直誤差が生じていると考えられる．その場合，ブレード外周の左右側面のどちらかが選択的に加工に寄与し，砥石軸の真下に被削材前端が来たときにブレード外周の左右側面で未干渉側が加工に関与し始め，垂直方向と逆向きの力が発生し，切断抵抗が一定を示し，以降は加工の前半と同様に砥石の作用面積が増加するために切断抵抗が上昇すると考えられる．

図 5-22 に異なるワーク送り速度でのダイヤモンドワイヤ切断加工における垂直方向切断抵抗の結果を示す．ワーク送り速度上昇により垂直方向の切断抵抗が増加し，さらに切断回数が増加すると最大切断抵抗は漸減した．切断抵抗の減少は砥粒上の Ni めっきが除去され，有効作用砥粒数が次第に増加するためと考えられる．

図 5-23 に異なる砥粒径でのダイヤモンドワイヤ切断加工における垂直方向切断抵抗の結果を示す．砥粒径 5-10 μm ，6-12 μm ともに切断回数増加により最大切断抵抗は減少した．切断条件が同じ場合，砥粒にかかる力は同じであり，有効作用砥粒数の差でわずかに細粒の方が高くなると考えられる^[108]．また，図 5-22，図 5-23 の結果から砥粒径が同じ場合でも芯線径が太くなると切断幅が大きくなり，砥粒間隔が細線と比較して広がる．加工によって有効作用砥粒が被削材に接触することは，ワイヤのねじれの影響などでランダムに起きるため，切断回数ごとに有効砥粒数の増加，減少が生じ，切断抵抗の平均値もその影響を受けて変動が現れたと考えられる．

図 5-24 に異なる砥粒径および異なるワーク送り速度で電鋳ブレードにおける垂直方向切断抵抗の結果を示す．ワーク送り速度が遅く砥粒径が小さい場合，切断回数が増加すると，最大切断抵抗は漸増した．ワーク送り速度が速くなると切断抵抗は，遅い場合と比較して最大切断抵抗で 1 N 以上上昇し，顕著な差がみられた．これは砥粒観察結果から見られた砥粒の摩耗が促進し，突出し高さの減少のため切断能力

が低下した影響である^[109].

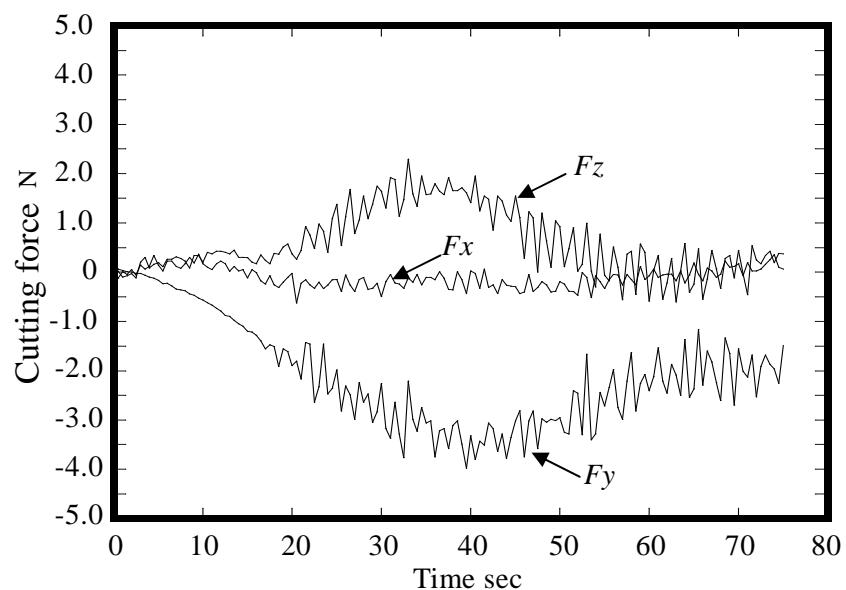
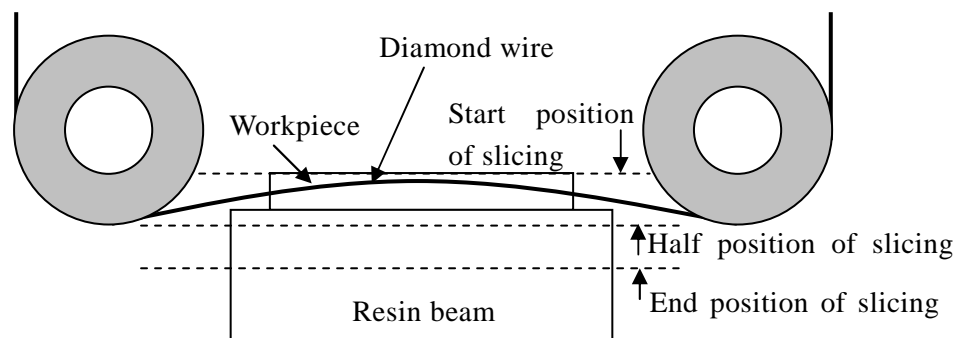
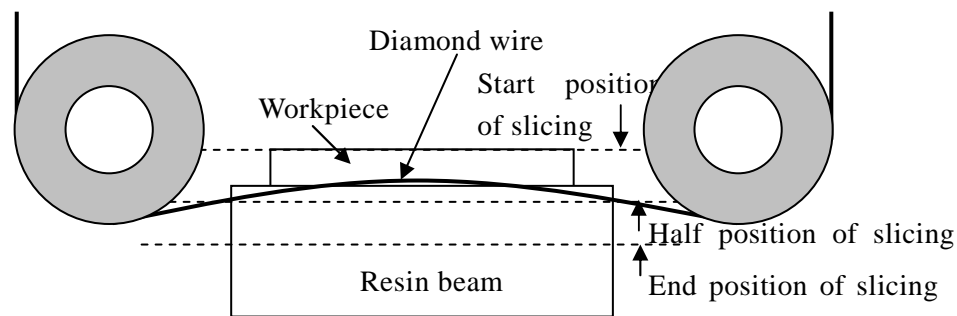


Fig. 5-19 Relationship between the cutting force and slicing time (75sec) at 1 line slice



(a) Half position of slicing



(b) Position beyond the half in slicing

Fig. 5-20 Schematic models of wire bending at each workpiece position

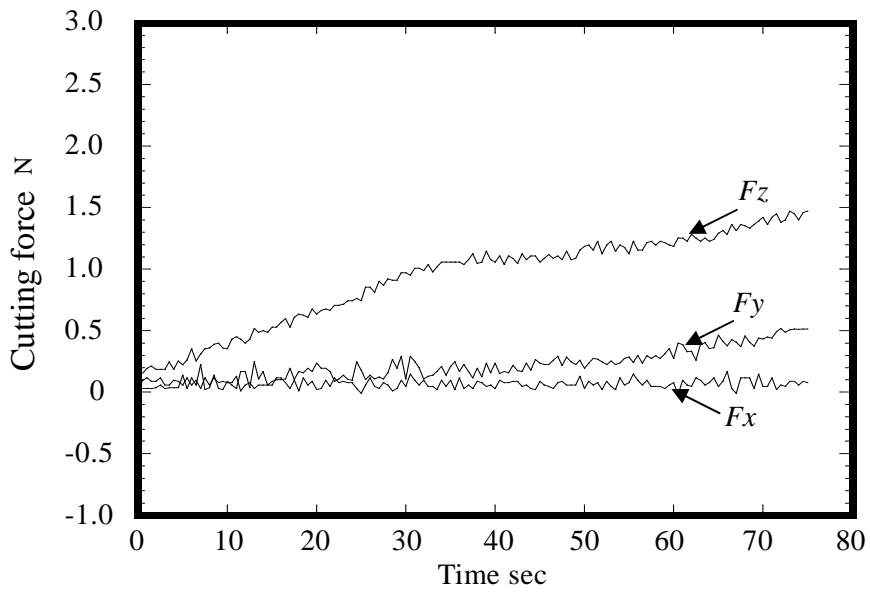


Fig. 5-21 Relationship between the cutting force and slicing time (75sec) at 1 line slice

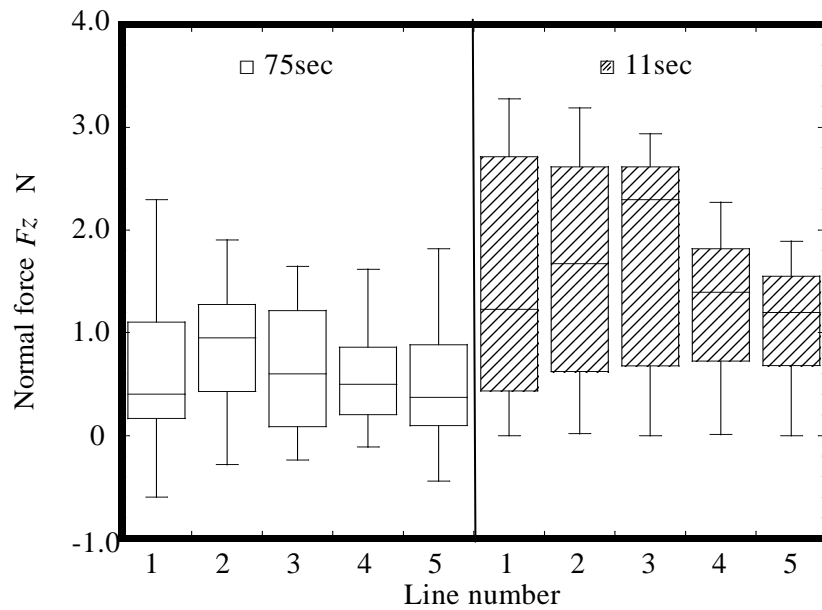


Fig. 5-22 Changes of the normal force and line number in the different feed rate (core diameter $\phi 80 \mu\text{m}$, grain size 6-12 μm)

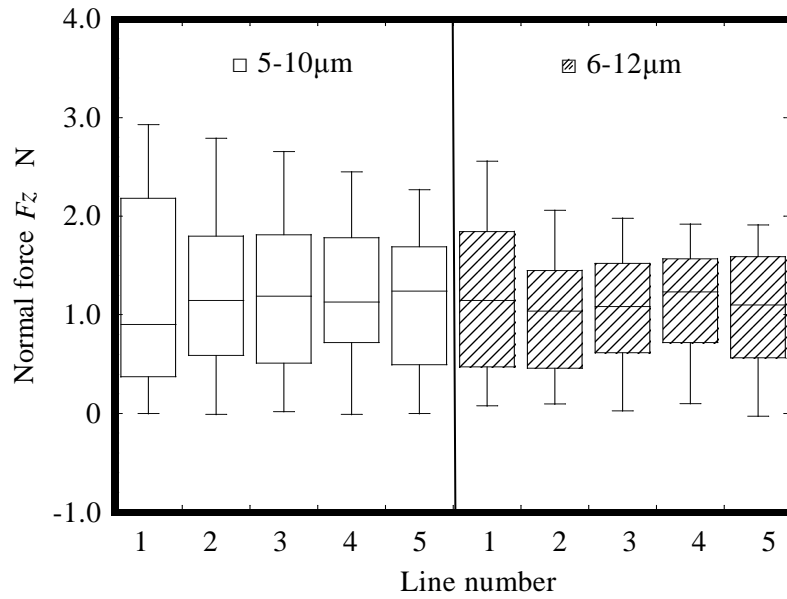
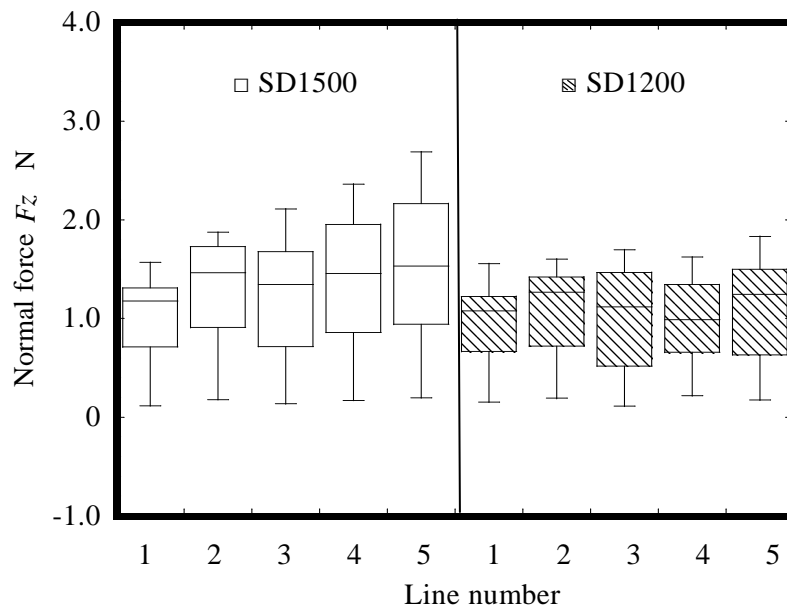
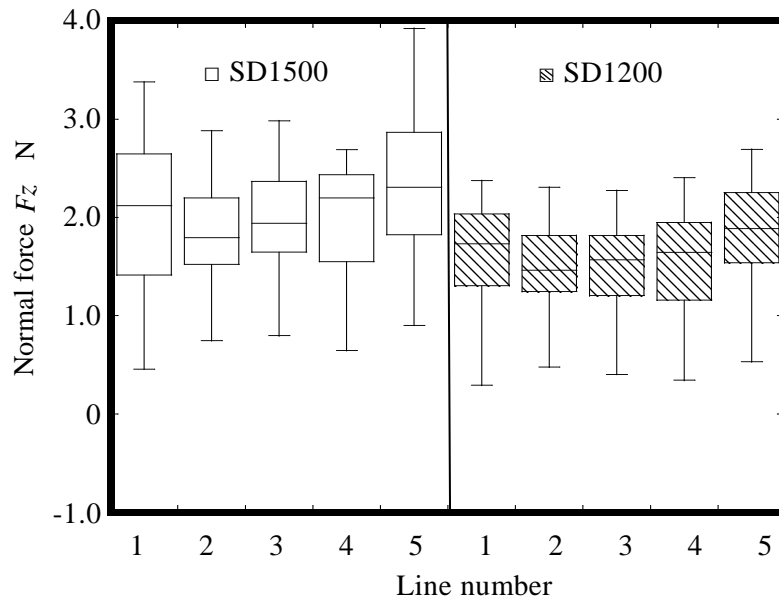


Fig. 5-23 Changes of the normal force and line number in the different grain size of a diamond wire (core wire diameter ϕ 60 μ m, slicing time 75sec)



(a) Feed rate 26.40 mm/min (slicing time 75 sec)

Fig. 5-24 Changes of the normal force and line number at different work feed rate of a diamond blade



(b) Feed rate 180 mm/min (slicing time 11sec)

Fig. 5-24 Changes of the normal force and line number at different work feed rate of a diamond blade (continuation)

切断時間 11 sec の同じ加工時間でのダイヤモンドワイヤ切断加工では切断回数増加につれて最大垂直切断抵抗は低減する結果に対し、ブレード切断加工では最大垂直切断抵抗は緩やかに上昇した。一般にブレード切断では、被削材を切断する砥粒 1 個あたりの切れ刃が必要とする切込深さが重要である。従来の研削理論における砥粒 1 個あたりの切込深さの関係は、次式で表される^[110]。

$$g = 2a \frac{v}{V} \sqrt{\frac{t}{D}} \quad (5-2)$$

ここで、 a は砥粒間隔、 v はワーク送り速度、 V は切断砥石速度、 t は切込量、 D は砥石外径を示す。砥粒 1 個あたりの切込深さはワーク送り速度が増加すると大きくなり、砥粒間隔が狭くなると小さくなる。ダイヤモンドワイヤ切断では切断回数増加につれて有効作用砥粒数が増加するため、砥粒間隔が小さくなり、砥粒 1 個あたりの切込深さが小さくなり、切断抵抗が減少したと考えられる。ブレード切断では切断ブレードが被削材に接触している接触長さは切断ブレードの外径、被削材の厚みおよび切込量によって決定される。切断抵抗は接触長さの影響を受けるため、接触長さを小さくするよう考慮する必要があるが、切断ブレードの大きさや被削材の厚みが加工精度の要求に応じて制限されてしまう。一方、ダイヤモンドワイヤ切断加工ではワイヤ走行させながら被削材に押し付ける加工方法であり、被削材の厚みに基本的に制限を受けない。加工張力などの最適切断条件の選定を選択することで、高精度な切断加工が期待できる。

5-3-7 ラマン分光測定結果

図 5-25 に芯線径 60 μm で砥粒径 5-10 μm , 6-12 μm のダイヤモンドワイヤ切断加工後の SiC 加工表面のラマンスペクトルの結果を示す。各表面状態で 780 cm^{-1} 付近において大きなピークが見られ、4H-SiC の面内光学モード(planar optic FTO)の特有のピークを示している。砥粒径 6-12 μm での 838 cm^{-1} 付近にわずかに観察されたピークは、軸性光学モード(axial optic FLO)の 4H-SiC 特有のピークである。これは、顕微ラマン測定の場合に大きな N.A.(Numerical Aperture)を有する対物レンズを用いて測定するために、入射光の偏光の乱れによるものである。偏光の乱れによって、ラマン選択則では禁制であるモードが観測されたためであると考えられる^[111]。また、ごくわずかに観察された 530 cm^{-1} 付近のピークは、ドーパ元素の影響と考えられる^[112]。図 5-26 に砥粒径 SD1200 および SD1500 のブレード切断加工後の SiC 加工表面のラマンスペクトルの結果を示す。ダイヤモンドワイヤ切断加工と同様に 780 cm^{-1} 付近において大きなピークが観察された。各切断加工方法ともピークの高さの違いがあるが、スペクトル全体に大きな変化は見られなかった。よって、本実験での切断加工ではアモルファスへの相変態は発生していない。SiC は単結晶シリコンと結晶構造が異なるため、単結晶シリコンで生じる被削材内部での塑性流動や相変態が生じにくいいため、延性モード加工になりにくい。その結果、本実験条件では主に脆性モードで加工されていることが再確認できた。

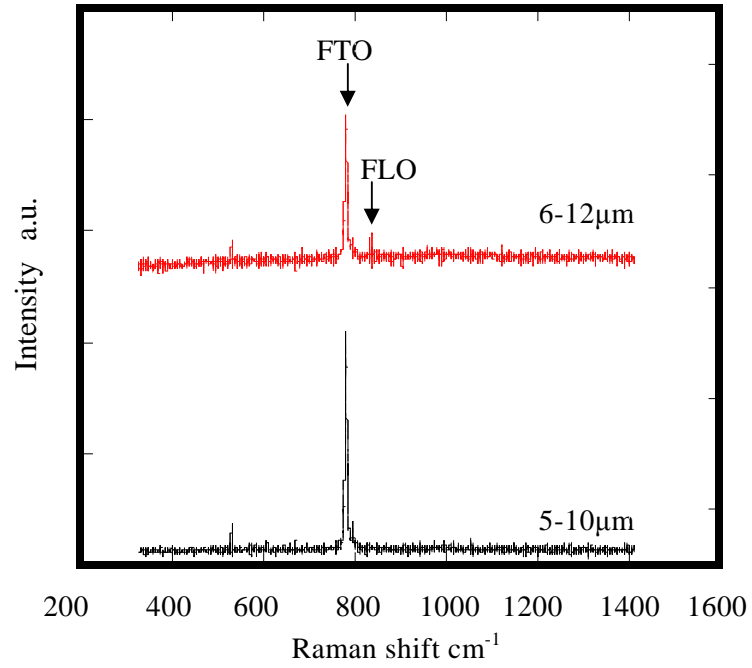


Fig. 5-25 Raman spectra of 4H-SiC surface sliced diamond wire at each grain size

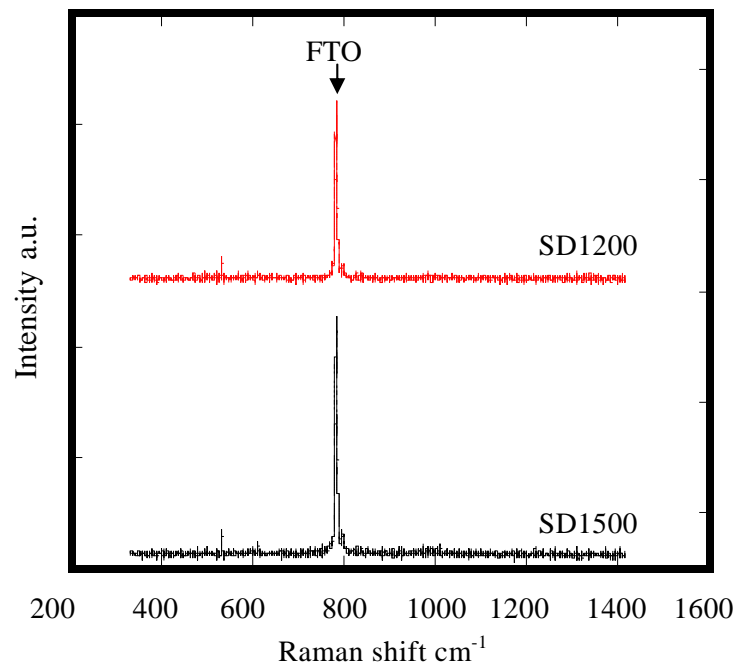


Fig. 5-26 Raman spectra of 4H-SiC surface sliced blade at each grain size

5-4 考察

SiC の微小荷重と変位のナノインデンテーションの従来の研究結果^{[113]-[116]}から延性モードの切断加工を行うためには、圧痕 30 mN でのクラックが発生しない押し込み深さが 0.15 μm 以下であり、砥粒 1 個あたりの切込深さは約 0.15 μm 以下にする必要があるとされる。本実験結果からダイヤモンドワイヤ切断加工における砥粒個数と被削材を切断する際に必要とされる最大切断抵抗から砥粒 1 個あたりにかかる力を算出した。ダイヤモンドワイヤ切断加工においてダイヤモンドワイヤの円周上の半周分が被削材に接触し、長さ方向は図 5-16 の実験結果から得られた有効作用砥粒比率分が加工に寄与したと仮定すると、被削材長さ 30 mm の中に存在する面積あたりの砥粒数は芯線径 60 μm では約 61 個/ mm^2 で、芯線径 80 μm は約 52 個/ mm^2 となる。その結果を表 5-3 に示す。砥粒 1 個あたりにかかる力は、30 mN 以上に至り、クラックが発生しない延性モードの臨界値を超え、脆性破壊を生じチッピングが発生したと考えられる。

Table 5-3 Calculated force at one abrasive grain on the used diamond wire

Core wire diameter [μm]	Grain size [μm]	Slicing time [sec]	Feed rate [mm/min]	Force at one abrasive grain [mN]	
				1 st sliced	5 th sliced
60	5-10	75	2.40	47.9	37.2
	6-12	75	2.40	41.9	31.4
80	6-12	75	2.40	44.4	35.1
		11	16.36	63.3	36.6

図 5-25 にワイヤ長さ 100 mm でのワイヤの強度と伸びの関係を示す。加工張力時のワイヤ走行方向に負荷された時の芯線径 60 μm の伸び量は約 1.5 mm であり、芯線径 80 μm の伸び量は約 1.3 mm である。芯線径 80 μm の伸び量が小さいため、砥粒間隔が芯線径 60 μm と比較して相対的に狭い状態であり、式(4-3)のとおり砥粒 1 個あたりの切込み深さが減少する。ワイヤが加工負荷によりたわんで伸びやすい状態では砥粒間隔が広がり、砥粒 1 個あたりの切込み深さが大きくなり、切断時の砥粒に対する力が増加する。同じ加工時間のワイヤ切断で比較した場合、芯線径 60 μm の場合は有効作用砥粒数が多くなるため、砥粒間隔が狭くなり、砥粒 1 個あたりの切込み深さは減少し、砥粒に対する力は減少すると考えられる。

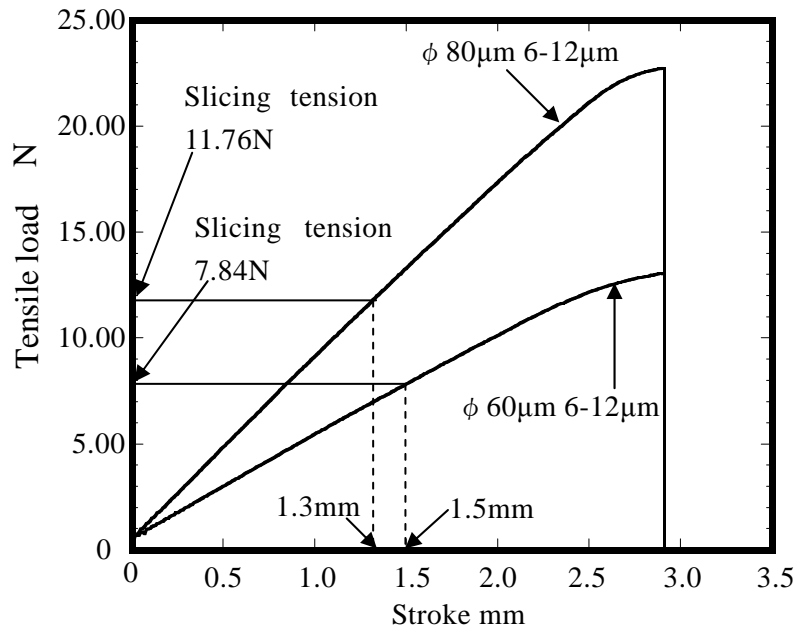
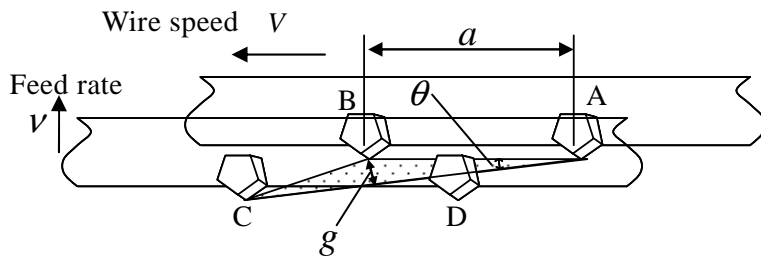
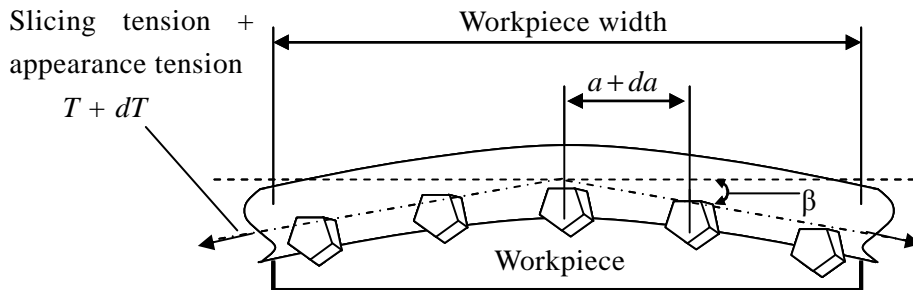


Fig. 5-25 Relationship between stroke and tensile load of the different core wire diameter

図 5-26 はワイヤ切断加工における模式図を示したものである．図 5-26(a)にワイヤ切断加工における砥粒切込み深さの模式図を示す．



(a) Simplified wire saw model for maximum grain depth of cut



(b) Slicing with a bending wire

Fig. 5-26 Schematic of diamond wire slicing with a bending wire

先行する砥粒と砥粒間隔 a 離れた砥粒が示す軌跡で囲んだ ABC の部分を切屑断面面積とする。 g は砥粒 1 個あたりが示す最大切込み深さである。 ワイヤ線速 $V = 1750$ m/min, ワーク送り速度 $v = 16.36 \times 10^{-3}$ m/min だとすると $V \gg v$ であるから,

$$g = a \sin \theta = a \sin(\tan^{-1} \frac{v}{V}) \approx a \frac{v}{V} \quad (5-3)$$

ここで, θ は $\angle BAC$ であり, 式(4-3)と一致する。 ワーク送り速度が速くなるほど切込み深さは大きくなる。 ワーク送り速度は一定であるため, ワイヤ線速が速い場合か砥粒間隔が狭い場合に切込み深さは小さくなる。 また, 図 5-26(b)にワイヤ切断加工時のたわみの模式図を示す。 垂直方向の切断抵抗を円錐近似した砥粒切れ刃研削モデル^[102]で考えると,

$$F_z = C_p \left(\frac{\pi v S}{2V} \right) \tan \alpha \quad (5-4)$$

ここで, C_p は材料の比研削エネルギー, α はダイヤモンドの先端部の半頂角, S は断面面積を表す。 切断幅を d_w とすると, 断面面積は式(5-3)を代入して以下の式で表すことができる。

$$S = d_w g = d_w a \frac{v}{V} \quad (5-5)$$

式(5-5)を式(5-4)に代入して,

$$F_z = C_p \left(\frac{v S}{V} \right) \frac{\pi}{2} \tan \alpha = C_p \left(\frac{d_w a v^2}{V^2} \right) \frac{\pi}{2} \tan \alpha \quad (5-6)$$

ワイヤの伸びにより da 分砥粒間隔が増加し, 加工時のたわみ角を β とするとワイヤのたわみを考慮した垂直方向の切断抵抗は次式で表される。

$$F_z = C_p \left(\frac{d_w (a + da) v^2}{V^2 \cos \beta} \right) \frac{\pi}{2} \tan \alpha \quad (5-7)$$

したがって, 砥粒間隔が大きくなり, たわみ角が大きくなると垂直方向の切断抵抗が増加する。 実加工ではワイヤのたわみとともにワイヤ走行方向に加工時のたわみや振動を抑制するための見かけの張力が加わり, ワイヤ上の砥粒間隔が大きくなる。 チッピングの少ない加工のためには垂直方向の切断抵抗を低下させることが重要で

あるから、細線を使用し、切断幅を狭くし、有効作用砥粒数を多くさせ、砥粒間隔を狭くし、細粒にすることが適していると考えられる。

図 5-27(a)に従来の芯線径で砥粒径が大きい場合、図 5-27(b)に芯線径が従来の半分で砥粒径が小さい場合のダイヤモンドワイヤの切断加工モードの模式図を示す。砥粒径が大きくなると砥粒平均径から最大粒子径までの差が大きくなり、砥粒の高さばらつきが増加する^[117]。そのため砥粒間隔が大きくなり切断抵抗が増加し、被削材にクラックやチッピングが発生しやすくなる。ダイヤモンドワイヤ切断加工ではめっきで覆われた砥粒が被削材と接触することで砥粒の先端が露出し、加工に寄与する有効作用砥粒となる。加工初期ではまだその割合が少なく、被削材端面にチッピングが発生しやすい。加工後期では有効作用砥粒が増加し、良好な面粗さをもたらす。砥粒 1 個あたりに生じる切断抵抗を減少させる。被削材からワイヤが切り離される部分はワイヤのたわみを保持されながら、材料硬度の異なるベース材のレジンビームに切り込むため垂直方向切断抵抗の変化が大きく、被削材にクラックやチッピングが発生しやすい。砥粒径が小さい場合は、砥粒の高さばらつきが砥粒径の大きい場合と比較して相対的に小さくなるため、砥粒間隔が小さくなり、切断抵抗が低減し、被削材へのクラックやチッピングが抑制される。ワイヤの砥粒の保持力は砥粒径ごとにめっき膜厚を調整し、切断能力を維持する必要な突出し高さが求められるため、砥粒径を小さくして保持力を急激に高めることは困難である。そのため、被削材へのクラックやチッピングの抑制のためには有効作用砥粒数を多くすることが最適であると考えられる^[118]。

汎用の電鋳ブレード切断では SiC は非常に加工困難な材料であり、細粒の場合突出し高さが小さく、摩滅した状態の砥粒で無理に加工を行うため、切断抵抗が大きくなり、脆性破壊モードに至り、チッピングが大きく発生すると考えられる^[119]。表面粗さは摩滅した砥粒でこすりながら加工をしているため、ダイヤモンドワイヤ切断と比較して向上する。しかし、切断幅を狭くすることへの加工要求が増加する中、電鋳ブレード切断で発生したチッピング幅の大きさは後工程に影響する。ダイヤモンドワイヤ切断加工は切断加工途中でドレッシングを行わずに連続加工ができる有効な加工方法であり、細粒で砥粒数を増加させることによりさらにクラックやチッピングを低減し、高精度な加工面を得ることが期待される。

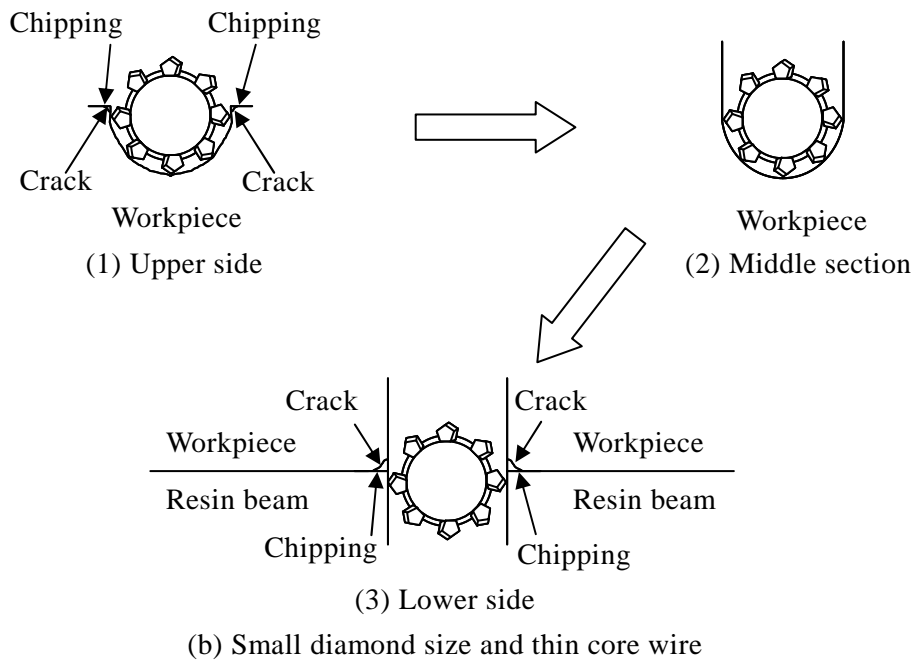
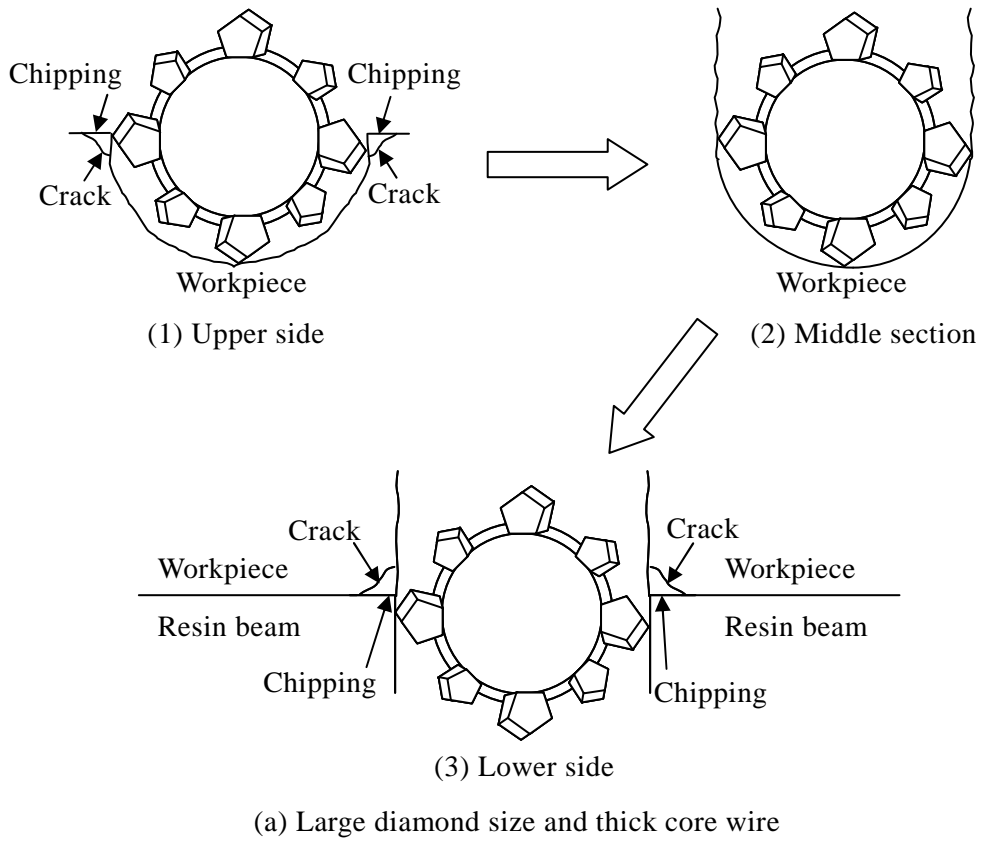


Fig. 5-27 Schematic of diamond wire slicing modes at different depth

5-5 結言

線径および砥粒径を従来の半分以下の極細線固定砥粒ダイヤモンドワイヤを用いて、SiC ウェハの精密切断加工を実施し、電鋳ブレードでの精密切断加工と比較検討を行った結果、以下の結論を得た。

- (1) ダイヤモンドワイヤ切断加工の切断幅は切断回数増加にともない小さくなり、電鋳ブレード切断加工では切断回数増加にともない大きくなる。
- (2) 下面チップング幅はダイヤモンドワイヤ切断加工において電鋳ブレード切断加工より著しく改善する。これは、加工時に使用される切断長さの差がダイヤモンドワイヤ切断では約 85 倍であり、砥粒の摩耗量が少なくなり、ブレード切断で生じる砥粒摩滅による脆性破壊が抑制されたためである。
- (3) 提案した極細線ダイヤモンドワイヤを用いることで、砥粒の突出し高さのばらつきが低減し、チップングの抑制が可能である。
- (4) 表面粗さは加工方法によらず細粒にすることで向上し、電鋳ブレード切断加工の方が良好であった。
- (5) 垂直方向切断抵抗はダイヤモンドワイヤ切断加工では切断回数増加とともに減少し、電鋳ブレード切断加工では切断回数増加とともに上昇した。
- (6) ラマン分光分析の結果、加工後の表面は 4H-SiC 特有の結晶性ピークが観察され、アモルファス相の相変態は生じていないことがわかった。
- (7) 本研究で提案した極細線ダイヤモンドワイヤ切断加工により、従来のダイヤモンドワイヤ切断加工に対して切断幅を半分に低減した。

第6章 結論

硬脆材料の切断加工において材料損失を低減し、高精密かつ高能率に行う付加価値を高めるためには、従来の機械的加工法による加工装置での対応が困難であり、新たな加工装置やそれに対応するツールおよび加工後の被削材への加工変質層の影響に関する研究が必要である。

そこで本研究では、新たな高線速対応型固定砥粒ダイヤモンドワイソー加工機を開発し、Si系半導体結晶材料の固定砥粒ダイヤモンドワイヤによる高能率切断加工のメカニズムを明らかにすることを目的とした。Si系半導体結晶材料の硬脆材料として単結晶シリコンや単結晶SiCの高能率精密切断を実施し、固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断における加工条件や工具の砥粒径を変化させた加工変質層の解析、評価を行った。以下に、本研究で得られた結果をまとめる。

第1章では、本研究の背景として、現在の切断加工装置の問題点を指摘した。砥石切断からワイソー切断に置き換わり、ワイソー切断の張力制御と高ワイヤ線速化が必要であることを述べた。材料損失低減のための方法として切断幅を狭くするためには、芯線径の細いワイヤを使用せざるを得ず、加工面精度を向上させるためには細粒化が必要であることを指摘した。これらを解決するための本研究の目的を述べた。

第2章は、細線固定砥粒ワイヤを高線速走行させ効率よく加工する切断加工装置の開発について述べた。開発するにあたり、いくつかの要素技術の開発を実施し、それらを統合し精密切断加工装置を実現した。研究結果を列記する。

- (1) ワイヤの高速走行に対応するためにワイヤを巻付けるボビンの小型化と軽量化を行い、ボビン自体のトラバース機構を適用し、ワイヤに捻れが少なくなるように設置し、高速回転に適用可能とした。
- (2) ワーク送り方向をアップカット方式とし、CCDカメラを加工物上方に設置することで加工物のアライメント調整機構を開発した。
- (3) ワイヤガイドプーリはプーリ内周部に取付け精度に効果があるステンレス製プーリを使用し、プーリの外周部に耐摩耗性に優れた耐久性ウレタンプーリを焼付けたプーリを新規に開発し、切断加工機に使用した。
- (4) ワイヤの張力変動を吸収するためにロードセルを2つにし、その間に弾性力を有する特殊なダンサーを適用し、プログラムソフトによって張力の設定値を一定に保つように変化量に応じ自動的に補正を行うフィードバックする機構を採用し、張力変動の抑制効果を確認した。
- (5) 幅方向のプーリ間を調整する機構を実装し、たわみ量と力の関係から必要な機械精度を満たした。
- (6) カーボン材による加工評価を実施し、高精度加工を実現できることを確認できた。

第3章は、固定砥粒ダイヤモンドワイヤの仕様を芯線径 80 μm 、砥粒径は 6-12 μm と固定し、単結晶シリコンを被削材として高線速走行時で高速切断加工した場合の被削材の高精度な加工面を得るための加工方法の研究について述べた。研究した結果を列記する。

- (1) 線速 1750 m/min では切断回数増加にともない切断幅が安定し、ばらつき 5 μm 以下を達成した。
- (2) 線速 1750 m/min での切断抵抗 2 分力比 F_y/F_z は 1 に近づき、ワイヤの振動を抑制するためにワイヤ走行方向の見かけ張力付加現象が確認された。
- (3) 高線速では Ni めっきから露出した有効作用ダイヤモンド粒子の比率が相対的に減少することが確認された。
- (4) 高線速では切断回数の増加にともない表面粗さが向上し、微小くぼみ深さが低減することが明らかになった。

第4章は、単結晶シリコンの固定砥粒ダイヤモンドワイヤの切断加工における被削材の加工変質層の分析および発生メカニズムについて述べた。研究した結果を列記する。

- (1) 細かい砥粒を使用することにより、ソーマークや微小くぼみが顕著に減少した。
- (2) 表面粗さは切断回数の増加とともに減少した。切断回数が増加するにつれて、ダイヤモンド砥粒の鋭い先端が丸くなり、ソーマークおよび微小なくぼみがより浅く、より少なくなった。
- (3) ラマン分光分析の結果、平滑な表面部とソーマークには、加工表面下に結晶性シリコンとアモルファス層シリコンの混合物からなる構造を有し、微小くぼみは結晶性シリコン構造を有することが分かった。準安定なシリコン相がソーマーク内に生成された。
- (4) アモルファス層形成の重要性は、一定ワーク送り速度の場合、砥粒の大きさに依存せず、むしろワイヤ線速に依存する。ワイヤ線速が遅い場合、シリコンの著しいアモルファス化および多結晶化が生じた。
- (5) TEM 観察結果において、表層ダメージ層がアモルファス層、アモルファス層より下方の転位領域、転位領域の下方のマイクロクラックからなることを示した。砥粒径が大きくなると、マイクロクラックがより著しく発生し、脆性モード加工につながる。
- (6) 細かい砥粒を使用する場合、一部に流れ型切屑が観察された。細粒により切取り厚みが減少するため、加工モードは脆性から延性に移行した。
- (7) 使用後のワイヤ観察結果から、砥粒の突出し高さが約 6 μm 以下になると、延性モードの加工部が増加した。延性モード加工のための十分な細粒の突出し高さを得るためには、砥粒径 5-10 μm あるいはさらに小さい砥粒径を使用することが重要である。
- (8) EDS 分析の結果、使用後のワイヤ上の砥粒を覆う Ni めっきの周囲に沿って微粒子のシリコンの切屑が付着していることが確認された。

第 5 章は、高硬度脆性材料の代表として単結晶 SiC を選択し、線径および砥粒径を従来のインゴット切断に用いられる場合の半分以下の極細線固定砥粒ダイヤモンドワイヤを用いて、高能率切断加工を実施した。切断幅やチッピング、切断抵抗と加工面の関係と電鋳ブレード切断加工と比較して基礎的な加工プロセスを理解することを目的とした研究について述べた。研究した結果を列記する。

- (1) ダイヤモンドワイヤ切断加工の切断幅は切断回数増加にともない小さくなり、電鋳ブレード切断加工では切断回数増加にともない大きくなる。
- (2) 下面チッピング幅はダイヤモンドワイヤ切断加工において電鋳ブレード切断加工より著しく改善する。これは、加工時に使用される切断長さの差がダイヤモンドワイヤ切断では約 85 倍であり、砥粒の摩耗量が少なくなり、ブレード切断で生じる砥粒摩滅による脆性破壊が抑制されたためである。
- (3) 提案した極細線ダイヤモンドワイヤを用いることで、砥粒の突出し高さのばらつきが低減し、チッピングの抑制が可能である。
- (4) 表面粗さは加工方法によらず細粒にすることで向上し、電鋳ブレード切断加工の方が良好であった。
- (5) 垂直方向切断抵抗はダイヤモンドワイヤ切断加工では切断回数増加とともに減少し、電鋳ブレード切断加工では切断回数増加とともに上昇した。
- (6) ラマン分光分析の結果、加工後の表面は 4H-SiC 特有の結晶性ピークが観察され、アモルファス相の相変態は生じていないことがわかった。
- (7) 本研究で提案した極細線ダイヤモンドワイヤ切断加工により、従来のダイヤモンドワイヤ切断加工に対して切断幅を半分に低減した。

以上を踏まえて今後の展望を述べる。

本研究で、高線速固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断加工装置が開発され、様々な材料の切断加工の基礎評価が実施され始めている。固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断加工は接触式の機械的エネルギーで切断する加工方法の中で、切断長さが長く、加工時の砥粒への負荷が少ない有効な加工方法である。今後、高精度かつ高能率な加工を実現していくためには、加工ツールおよび加工条件の最適化と被削材側の加工変質層を考慮したさらに詳細な加工プロセス解析が必要である。これらの知見を蓄積して固定砥粒ダイヤモンドワイヤ切断加工が広く普及していくと確信している。

謝辞

本研究は、著者が慶應義塾大学大学院理工学研究科総合デザイン工学専攻に在学中、同研究科 閻紀旺教授のご指導のもとで行われたものであり、同教授により賜った御指導と御鞭撻に厚く御礼申し上げます。

ご多忙中の貴重な時間を割かれて本論文をご査読頂き、有益なご助言と御指導を数多く賜りました、青山英樹教授、大宮正毅教授、柿沼康弘准教授に厚く御礼申し上げます。

本研究を遂行するにあたり、研究の機会を与えて下さり、多大なご支援とご助言を頂きました、株式会社リード鍋谷陽介社長に厚く御礼申し上げます。また、日々励まして下さり、多くのご配慮を頂きました同取締役 片岡光宗博士に深く感謝いたします。

本研究を遂行するにあたり、装置開発、実験など細部にわたり支援頂きました、株式会社日特エンジニアリング日下田裕司部長、同 池田秀一部長をはじめとする多くの社員の皆様に感謝の意を表します。

実験遂行にあたり多大なご助力を頂いた株式会社リード大槻俊紀主任研究員をはじめ、仕事を分担して支えて下さいました生産本部の関係者各位に心から御礼申し上げます。また実験に協力して頂いた慶應義塾大学 学生諸氏に深く感謝いたします。

本研学生生活を支え、理解と励まし続けてくれた家族全員と応援をして頂いた両親に心より感謝いたします。

参考文献

- [1] 諏訪部仁, 石川憲一, 進化するワイヤ切断加工技術, 砥粒加工学会誌, Vol.53, No.11 (2009), pp.651-654.
- [2] 庄司克雄, 外周刃ブレードによる精密切断加工技術, 精密工学会誌, Vol.60, No.2 (1994), pp.168-172.
- [3] 本田勝男, 内周刃切断加工技術, 精密工学会誌, Vol.60, No.2 (1994), pp.173-177.
- [4] 鈴木勝智, 宇野義幸, 岡田晃, 岡本康寛, 平野為義, 単結晶シリコンのマルチワイヤ放電スライシング法に関する基礎的研究-加工液の供給方法とワイヤ走行速度が及ぼす影響-, 2004 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2004), pp.355-356.
- [5] I. Kao, C. Chung and R. M. Rodriguez, Wafer manufacturing and slicing using wiresaw, Springer handbook of crystal growth, (2010), pp.1719-1736.
- [6] C. C. A. Chen and P. H. Chao, Surface texture analysis of fixed abrasive machining of silicon substrates for solar cells, Advanced materials research Vols, 126-128 (2010), pp.177-180.
- [7] W. Chen, X. Liu, M. Li, C. Yin and L. Zhou, On the nature and removal of saw marks on diamond wire sawn multicrystalline silicon wafers, Materials science in semiconductor processing, Vol.27 (2014), pp.220-227.
- [8] X. Yu, P. Wang, X. Li and D. Yang, Thin czochralski silicon solar cells based on diamond wire sawing technology, Solar energy materials & solar cells. Vol.98 (2012), pp.337-342.
- [9] 小嶋正康, 富澤淳, 高橋順一, 服部英男, 三谷充男, 一方向走行ワイヤソーによる高精度・高能率切断技術の開発, 精密工学会誌, Vol.56, No.6 (1990), pp.1052-1057.
- [10] M. Schumann, M. Singh, T. O. Pérez and S. Riepe, Reaching a kerf loss below 100 μ m by optimizing the relation between wire thickness and abrasive size for multi-wire sawing, Presented at the 24th European PV solar energy conference and exhibition, 21-25 September (2009), pp.1222-1227.
- [11] 諏訪部仁, 浦塚昭典, 上野智尚, 服部崇将, 石川憲一, 樹脂コーティングワイヤを用いた鏡面スライシング加工に関する研究, 砥粒加工学会誌, Vol.55, No.12 (2011), pp.733-738.
- [12] 日本工業規格, ピアノ線, JIS G 3522 (2014), pp.1-8.
- [13] 角谷均, 工具用ダイヤモンドの製造方法と特徴, 砥粒加工学会誌, Vol.60, No.6 (2016), pp.302-305.
- [14] X. Yu, P. Wang, X. Li and D. Yang, Thin czochralski silicon solar cells based on

- diamond wire sawing technology, *Solar energy materials & solar cells*, Vol.98 (2012), pp.337-342.
- [15] B. Meinei, T. Koschwitz, C. Blocks and J. Acker, Comparison of diamond wire cut and silicon carbide slurry processed silicon wafer surfaces after acidic texturisation, *Materials science in semiconductor processing*, Vol.26 (2014), pp.93-100.
- [16] A. Bidiville, K. Wasmer, M. Van der Meer and C. Ballif, Wire-sawing processes: parametrical study and modeling, *Solar energy materials & solar cells*, Vol.132 (2015), pp.392-402.
- [17] W. I. Clark, A. J. Shih, C. W. Hardin, R. L. Lemaster and S. B. McSpadden, Fixed abrasive diamond wire machining-part 1: process monitoring and wire tension force, *International journal of machine tools & manufacture*, Vol.43 (2003), pp.523-532.
- [18] Y. Gao, P. Ge and T. Liu, Experiment study on electroplated diamond wire saw slicing single-crystal silicon, *Materials science in semiconductor processing*, Vol.56 (2016), pp.106-114.
- [19] J. Yang, S. Banerjee, J. Wu, Y. Myung, O. Rezvanian and P. Benerjee, Phase and stress evolution in diamond microparticles during diamond-coated wire sawing of Si ingots, *International journal of advanced manufacturing technology*, Vol.82 (2016), pp.1675-1682.
- [20] A. Kumar, S. Kaminski, S. N. Melkote and C. Arcona, Effect of wear of diamond wire on surface morphology, roughness and subsurface damage of silicon wafer, *Wear*, Vol.364-365 (2016), pp.163-168.
- [21] 舟木剛, 新パワー半導体と周辺部品, 粉体および粉末冶金, Vol.63, No.5 (2016), pp.328-332.
- [22] H. Huang, Y. Zhang and X. Xu, Experimental investigation on the machining characteristics of single-crystal SiC sawing with the fixed diamond wire, *International of Journal Advanced Manufacturing Technology*, Vol.81 (2015), pp.955-965.
- [23] C. W. Hardin, J. Qu and A. J. Shih, Fixed abrasive diamond wire saw slicing of single-crystal silicon carbide wafers, *Materials and Manufacturing Process*, Vol.19, No.2 (2004), pp.355-367.
- [24] B. Meinel, T. Koschwitz and J. Acker, Textual development of SiC and diamond wire sawed sc-silicon wafer, *Energy Procedia*, Vol.27 (2012), pp.330-336.
- [25] 株式会社ソマールゴム ホームページ, <http://www.urethane.co.jp/vulkollan/>. (参照日 2017年10月15日)
- [26] 安田仁彦, 改訂 振動工学-基礎編-, コロナ社 (2012).
- [27] 永野光芳, 向江規充, 森康英, 高硬度・強靱性 si3N4 セラミックスの材料開発と実用化, 粉体および粉末冶金, Vol.57, No.8 (2010), pp.553-559.

- [28] 梶山啓一, ダイシング用ダイヤモンドホイールとその応用, 精密工学会誌, Vol.51, No.9 (1985), pp.1674-1677.
- [29] 張宇, 谷泰弘, 村田順二, 金井宏文, 金属フィルム補強による電鋳ブレードの切断性能の向上, 2011 年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, pp.107-108.
- [30] 大石弘, 浅川慶一郎, 塚本和繁, 宇野義幸, マルチ・ワイヤソー切断におけるワイヤ走行速度およびインゴット送り速度の効果— $\phi 400\text{mm}$ シリコンインゴットの切断に関する研究(第 2 報)—, 精密工学会誌, Vol.67, No.5 (2001), pp.791-796.
- [31] 谷崎啓, 嶋田仁志, 河津知之, 松田晶寛, ワイヤソーによる CFRP の切断加工特性(第 1 報), 2014 年度精密工学会春季大会学術講演会論文集, pp.1015-1016.
- [32] 水野雅裕, 井山俊郎, 西川尚宏, 三船英伸, ソーワイヤ走行精度の 2D 測定に関する研究, 2006 年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, pp.321-322.
- [33] 水野雅裕, 井山俊郎, 三船英伸, ソーワイヤの振動特性に関する研究, 2005 年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, pp.1063-1064.
- [34] 伊藤哲, 村田良司, ダイヤモンドアブレイブワイヤによる切断加工の研究(第 1 報)-低圧切断特性-, 精密工学会誌, Vol.54, No.1 (1988), pp.101-106.
- [35] 水野雅裕, 井山俊郎, 西川尚宏, 三船英伸, ソーワイヤの走行精度に与えるワイヤ張力およびガイドローラ間距離の影響, 2006 年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, pp.597-598.
- [36] 四田一高, 諏訪部仁, 石川憲一, マルチワイヤソーにおけるスラリー中の砥粒径が加工に与える影響, 2013 年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, pp.203-204.
- [37] L. Jin, F. Wang and L. Zhao, Ping-pong fixed abrasive diamond wire saw slicing piezoelectric crystal quartz, Materials physics and mechanics, Vol.21 (2014), pp.168-176.
- [38] 石川憲一, 諏訪部仁, 岩崎宗一, 大森啓史, コート砥粒を用いたダイヤモンドワイヤ工具の加工特性に関する研究, 2005 年度精密工学会春季大会学術講演会論文集, pp.3-4.
- [39] 石川憲一, 諏訪部仁, 金山一紀, 牧野全孝, 吉田博幸, ダイヤモンド電着ワイヤ工具の加工特性に関する研究, 日本機械学会論文集(C 編), Vol.60, No.573 (1994), pp.1815-1820.
- [40] 坂本智, 近藤康雄, 山口顕司, 田中久隆, 濱本寛子, 村上昇, 秋田徳夫, 八高隆雄, マルチワイヤソーのスライシング機構に関する研究-基礎的な評価関数の導出とその有用性-, 精密工学会誌, Vol.72, No.12 (2006), pp.1510-1514.
- [41] 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, Vol.65, No.7 (1999), pp.1008-1012.
- [42] 一般社団法人 太陽光発電協会, JPEA PV Outlook 2030 2030 年に向けた確かな歩

- み, (2015). <http://www.jpea.gr.jp/pdf/t120925.pdf> (参照日 2017 年 10 月 15 日).
- [43] 諏訪部仁, 阿部義紀, 葺澤賢太郎, 石川憲一, 太陽電池ウエハ切断用マルチワイヤソーにおける加工溝内部のスラリー挙動, 砥粒加工学会誌, Vol.53, No.8 (2009), pp.488-493.
- [44] 谷崎啓, 河津知之, 高田真治, 坂田識之, 太陽電池向けシリコンウエーハの細線スライス, 日本機械学会砥粒加工学会誌, Vol.88 (2013), pp.6-15.
- [45] W. Wang, Z. X. Liu, W. Zhang, Y. H. Huang and D. M. Allen, Abrasive electrochemical multi-wire slicing of solar silicon ingots into wafers, *Manufacturing Technology*, Vol.60 (2011), pp.255-258.
- [46] J. Yan, T. Asami and T. Kuriyagawa, Nondestructive measurement of the machining-induced amorphous layers in single-crystal silicon by laser micro-Raman spectroscopy, *Precision Engineering*, Vol.32 (2008), pp.186-195.
- [47] 本多良辰, 研削仕上面粗さに及ぼす工作物材料の弾塑性的性質の影響, 精密機械, Vol.44 No.525 (1978), pp.1057-1063.
- [48] M. Zhang, Y. Sun, D. Zuo, C. Xie and C. Zhang, Experimental study on slicing of sapphire with fixed abrasive diamond wire saw, *International Scholarly and Scientific Research & Innovation*, Vol.9 No.5 (2015), pp.644-647.
- [49] 市田良夫, 貴志浩三, 埴田友重, 井寄裕介, 原久雄, β -サイアロン焼結体の微粒ダイヤモンド砥石による鏡面研削, 窯業協会誌, Vol.94 No.1 (1986), pp.204-210.
- [50] P. L. Tso and B. H. Yan, A study of slicing process with thin diamond wire, *International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century*, The Japan Society of Mechanical Engineers, (2005), pp.619-624.
- [51] H. Wu, Wire sawing technology: A state-of-the-art review, *Precision Engineering*, Vol.43 (2016), pp.1-9.
- [52] C. Chung, G. D. Tsay and Meng-Hsiu Tsai, Distribution of diamond grits in fixed abrasive wire sawing process, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol.73 (2014), pp.1485-1494.
- [53] C. Jaeggi, C. DeMeyer, F. Wiedmer, R. Stierli, P. Simoncic, F. Assi and K. Wasmer, Effects of wire lifetime in diamond wire wafering on the wafer roughness and mechanical strength, *27th European Photovoltaic Solar Energy Conference* September, (2012), pp.1054-1059.
- [54] H. Wu, C. Yang and S. N. Nelkote, Effect of reciprocating wire slurry sawing on surface quality and mechanical strength of as-cut solar silicon wafers, *Precision Engineering*, Vol.38 (2014), pp.121-126.
- [55] 閻紀旺, 庄司克雄, 厨川常元, 単結晶シリコンのダイヤモンド切削に及ぼす工具摩耗の影響, 日本機械学会論文集(C編), Vol.67 No.12 (2001), pp.121-126.

- [56] 市田良夫, 貴志浩三, 蓮田裕一, セラミックスの精密研削における微粒ダイヤモンド砥石の最適研削条件, 精密工学会誌, Vol.58 No.6 (1992), pp.145-151.
- [57] R. Buchwald, K. Frohlich, S. Wurznner, T. Lehmann, K. Sunder and H. J. Moller, Analysis of the sub-surface damage of mc- and cz- Si wafers sawn with diamond-plated wire, Energy Procedia, Vol.38 (2013), pp.901-909.
- [58] H. Wu and S. N. Melkote, Study of ductile-to-brittle transition in single grit diamond scribing of silicon: Application to wire sawing of silicon wafers, Journal of Engineering Materials & Technology, Vol.134 (2012), pp.041011-1-8.
- [59] A. Bidiville, K. Wasmer, R. Kraft and C. Ballif, Diamond wire-sawn silicon wafers – From the lab to the cell production, 24th European Photovoltaic Solar Energy Conference and Exhibition, 21.25 September 2009.
- [60] Y. G. Gogotsi, V. Domnich, S. N. Dub, A. Kailer and K. G. Nickel, Cyclic nanoindentation and Raman microspectroscopy study of phase transformations in semiconductors, Journal of Materials Research, Vol.15 No.4 (2000), pp.871-879.
- [61] J. Z. Hu, L. D. Merkle, C. S. Menoni and I. L. Spain, Crystal data for high-pressure phases of silicon, The American Physical Society, Vol.34 No.7 (1986), pp.4679-4684.
- [62] R. Gassilloud, C. Ballif, P. Gasser, G. Buerki and J. Michler, Deformation mechanisms of silicon during nanoscratching, Physica Status Solidi A-Applications and Materials Science, Vol.202 No.15 (2005), pp.2858-2869.
- [63] J. Yan, T. Asami, H. Harada and T. Kuriyagawa, Fundamental investigation on subsurface damage in single crystalline silicon caused by diamond machining. Precision Engineering, Vol.33 (2009), pp.378-386.
- [64] Y. Gogotsi, G. Zhou, Sang-Song. Ku and S. Cetinkunt, Raman microspectroscopy analysis of pressure-induced metallization in scratching of silicon, Semiconductor Science and Technology, Vol.16 (2001), pp.345-352.
- [65] Y. Gogotsi, C. Baek and F. Kirscht, Raman microspectroscopy study of processing-induced phase transformations and residual stress in silicon, Semiconductor Science and Technology, Vol.14 (1999), pp.936-944.
- [66] A. Kailer, Y. G. Gogotsi and K. G. Nickel, Phase transformations of silicon caused by contact loading, Journal of Applied Physics, Vol.81 (1997), pp.3057-3063.
- [67] 清水淳, 周立波, 小貫哲平, 尾畠裕隆, 山本武幸, 鈴木直紀, Si ウエハ仕上げ加工に及ぼす加工変質層の影響の解析—ナノスクラッチ実験と分子動力学シミュレーションによる検討—, 砥粒加工学会誌, Vol.55 No.11 (2011), pp.662-667.
- [68] J. Yan, Laser micro-Raman spectra of single-point diamond machined silicon substrates, Journal of Applied Physics, Vol.95 (2004), pp.2094-2101.
- [69] J. Jahg, M. J. Lance, S. Wen, T. Y. Tsui and G. M. Pharr, Indentation-induced phase

- transformations in silicon: Influences of load, rate and indenter angle on the transformation behaviour, *Acta Materialia*, Vol.52 (2005), pp.1759-1770.
- [70] T. Shibata, S. Fujii, E. Makino and M. Ikeda, Ductile-regime turning mechanism of single-crystal silicon, *Precision Engineering*, Vol.18 (1996), pp.129-137.
- [71] J. Yan, T. Asami, H. Harada, T. Kuriyagawa, Crystallographic effect on subsurface damage formation in silicon microcutting, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol.61 (2012), pp.131-134.
- [72] H. Tanaka, S. Shimada and L. Anthony, Requirements for ductile-mode machining based on deformation analysis of mono-crystalline silicon by molecular dynamics simulation, *Annals of the CIRP*, Vol.56 No.1 (2007), pp.53-56.
- [73] J. E. Bradby, J. S. Williams, J. Wong-Leung, M. V. Swain and P. Munroe, Mechanical deformation in silicon by micro-indentation, *Journal of Materials Research*, Vol.16 No.5 (2001), pp.1500-1507.
- [74] 佃昭, 近藤祥人, 黒島泰幸, 植松敬三, 粒径制御されたアルミナの単粒研削試験における研削機構と残留き裂の関係, *日本セラミックス協会学術論文誌*, Vol.103 No.3 (1995), pp.268-273.
- [75] B. R. Lawn, A. G. Evans and D. B. Marshall, Elastic/plastic indentation damage in ceramics: The median/radial crack system, *Journal of the American Ceramic Society*, Vol.63 No.9 (1980), pp.574-581.
- [76] A. Misra and I. Finnie, On the scribing and subsequent fracturing of silicon semiconductor wafers, *Journal of Materials Science*, Vol.14 (1979), pp.2567-2574.
- [77] S. R. Jian, G. J. Chen and J. Y. Juang, Nanoindentation-induced phase transformation in (110)-oriented Si single-crystals, *Current Opinion in Solid State and Materials Science* Vol.14 (2010), pp.69-74.
- [78] A. Trachet and G. Subhash, Microscopic and spectroscopic investigation of phase evolution within static and dynamic indentations in single-crystal silicon, *Materials Science & Engineering A*, Vol.673 (2016), pp.321-331.
- [79] S. Würzner, A. Falke, R. Buchwald and H. J. Möller, Determination of the impact of the wire velocity on the surface damage of diamond wire sawn silicon wafers, *Energy Procedia*, Vol.77 (2015), pp.881-890.
- [80] 中村格芳, 李木経孝, 遠藤敏郎, 佐伯孝典, 単結晶シリコンの延性モード切削加工に関する研究, *広島国際学院大学研究報告*, Vol.32 (1999), pp.51-58.
- [81] J. Yan, K. Syoji, T. Kuriyagawa and H. Suzuki, Ductile regime turning at large tool feed, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.121 (2002), pp.363-372.
- [82] M. Arif, M. Rahman and W. Y. San, Analytical model to determine the critical feed per edge for ductile-brittle transition in milling process of brittle materials, *International*

- Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol.51 (2011), pp.170-181.
- [83] 柴田隆行, 藤井章弘, 牧野英司, 単結晶シリコン超精密切削における延性/ぜい性遷移機構, 精密工学会誌, Vol.65 No.10 (1999), pp.1512-1516.
- [84] 市田良夫, 貴志浩三, 蓮田裕一, アクバリ・ジャワド, ファインセラミックスの鏡面研削に関する研究(第1報)ー仕上面の生成機構に関する基礎的考察ー, 精密工学会誌, Vol.57 No.8 (1991), pp.1406-1412.
- [85] J. Yan, M. Yoshino, T. Kuriagawa, T. Shirakashi, K. Syoji and R. Komanduri, On the Ductile Machining of Silicon for Micro Electro-mechanical Systems (MEMS), Opto-electronic and Optical Applications, Materials Science and Engineering A, Vol.297 (2001), pp.230-234.
- [86] S. Arefin, X. P. Li, M. B. Cai, M. Rahman and K. Liu, A. Tay. The effect of the cutting edge radius on a machined surface in the nanoscale ductile mode cutting of silicon wafer, Journal of Engineering Manufacture, Vol.221 (2007), pp.213-220.
- [87] S. Bhagavat and I. Kao, Theoretical analysis on the effects of crystal anisotropy on wiresawing process and application to wafer slicing, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol.46 (2006), pp.531-541.
- [88] 呉東権, 森田昇, 吉田嘉太郎, 単結晶シリコンの研削加工に関する研究(第2報, 脆性-延性遷移における材料温度および荷重荷速度の影響), 日本機械学会論文集(C編), Vol.58 No.555 (1992), pp.218-223.
- [89] 加藤智久, NEDOプロ「低炭素社会を実現する新材料パワー半導体プロジェクト」での大口径 SiC ウェハ加工技術, 精密工学会誌, Vol.80 No.1 (2014), pp.18-22.
- [90] S. Cvetković, C. Morsbach and L. Rissing, Ultra-precision dicing and wire sawing of silicon carbide (SiC), Microelectronic Engineering, Vol.88 (2011), pp.2500-2504.
- [91] 水野雅裕, 井山俊郎, 池田典亮, 森由喜男, 和嶋直, 極薄外周刃ブレードによる研削切断においてブレードガイドが切断精度に与える影響, 砥粒加工学会誌, Vol.46 No.10 (2002), pp.515-520.
- [92] G. L. Roth, B. Adelman and R. Hellmann, Cutting and drilling of SiC semiconductor by fiber laser, Journal of Laser Micro/Nanoengineering, Vol.10 No.3 (2015), pp.279-283.
- [93] S. K. Lee, H. D. Kim and C. Park, Investigation on diamond wire break-in and its effects on cutting performance in multi-wire sawing, International of Journal Advanced Manufacturing Technology, Vol.87 (2016), pp.1-8.
- [94] B. Nassauer, A. Hess and M. Kuna, Numerical and experimental investigations of micromechanical process during wire sawing, International Journal of Solids and Structures, Vol.51 (2014), pp.2656-2665.
- [95] E. Teomete, Effect of process parameters on surface quality for wire saw cutting of

- alumina ceramic, *Grazi University Journal of Science*, Vol.24 No.2 (2011), pp.291–297.
- [96] J. Patten, W. Gao and Y. Kudo, Ductile regime nanomachining of single-crystal silicon carbide, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol.127 No.8 (2005), pp.522–532.
- [97] S. Goel, X. Luo, P. Comley, R. L. Reuben and A. Cox, Brittle-ductile transition during diamond turning of single crystal silicon carbide, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol.65 (2013), pp.15–21.
- [98] G. A. Gogotsi, Criteria of ceramics fracture (edge chipping and fracture toughness tests), *Ceramics International*, Vol.39 (2013), pp.3923–3300.
- [99] R. Morrell, and A. J. Gant, Edge chipping of hard materials, *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, Vol.19 (2001), pp.293–301.
- [100] H. Tanaka and S. Shimada, Damage-free machining of monocrystalline silicon carbide, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, Vol.62 (2013), pp.55–58.
- [101] 諏訪部仁, 大久保順平, 松川和平, 石川憲一, マルチワイヤーソーによる SiC の延性モードスライシング加工に関する研究, *砥粒加工学会誌*, Vol.60 No.2 (2016), pp.91–96.
- [102] 庄司克雄, *研削加工学*, 養賢堂 (2008).
- [103] Y. Qiusheng, C. Senkai and P. Jisheng, Surface and subsurface cracks characteristics of single crystal SiC wafer in surface machining, *Proceedings of 4th International Congress in Advances in Applied Physics and Materials Science* (2014).
- [104] Y. Ishikawa, Y. Z. Yao, Y. Sugawara, K. Sato, Y. Okamoto, N. Hayashi, B. Dierre, K. Watanabe and T. Sekiguchi, Comparison of slicing-induced damage in hexagonal SiC by wire sawing with loose abrasive, wire sawing with fixed abrasive, and electric discharge machining, *Japanese Journal of Applied Physics*, Vol.53 (2014), pp.071301-01–071301-11.
- [105] J. Yan, Z. Zhang and T. Kuriyagawa, Mechanism for material removal in diamond turning of reaction-bonded silicon carbide, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol.49 (2009), pp.364–374.
- [106] H. J. Möller, Basic mechanisms and models of multi-wire sawing, *Advanced Engineering Materials*, Vol.60 No.7 (2004), pp.501–513.
- [107] S. Li, A. Tang, Y. Liu, J. Wang, D. Cui and R. G. Landers, Analytical force modeling of fixed abrasive diamond wire saw machining with application to SiC monocrystal wafer processing, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol.139 No.4 (2017), pp.041003-1–041003-11.
- [108] T. Liedke and M. Kuna, A macroscopic mechanical model of the wire sawing process, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol.51 (2011), pp.711–720.

- [109] S. Agarwal and P. V. Rao, Experimental investigation of surface/subsurface damage formation and material removal mechanisms in SiC grinding, *International Journal of Machine Tools & Manufacturing*, Vol.48 (2008), pp.698–710.
- [110] 奥山繁樹, 若手技術者のための研削工学 (第 4 回) 研削加工の幾何学, 砥粒加工学会誌, Vol.59 No.5 (2015), pp.278–281.
- [111] 小坂賢一, [特集]SiC 半導体 (5) 分光学的手法を用いた SiC パワーデバイスの物理解析, 東レリサーチセンター The TRC News, No.113 (2011), pp.27-31.
- [112] S. Nakashima and H. Harima, Raman investigation of SiC polytypes, *Physica Status Solidi A-Applied Research*, Vol.162 No.39 (1997), pp.39-64.
- [113] J. Yan, X. Gai and H. Harada, Subsurface damage of single crystalline silicon carbide in nanoindentation tests, *Journal of Nanoscience and Nanotechnology*, Vol.10 (2010), pp.7808–7811.
- [114] 和泉康夫, 藤田隆, 南久, 渡邊純二, 峠睦, SiC 半導体基板用 PCD ダイシングブレードの開発, 砥粒加工学会誌, Vol.60 No.11 (2016), pp.597–602.
- [115] S. Goel, J. Yan, X. Luo and A. Agrawal, Incipient plasticity in 4H-SiC during quasistatic nanoindentation, *Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials*, Vol.34 (2014), pp.330–337.
- [116] M. Matsumoto, H. Huang, H. Harada, K. Kakimoto and J. Yan, On the phase transformation of single-crystal 4H-SiC during nanoindentation, *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol.50 (2017), pp.265303.
- [117] 日本工業規格, 研削といし用研削材の粒度—第 2 部 : 微粉, JIS R 6001-2 (2017), pp.3–5.
- [118] D. Kim, H. Kim, S. Lee, T. Lee and H. Jeong, Characterization of diamond wire-cutting performance for lifetime estimation and process optimization, *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol.30 No.2 (2016), pp.847–852.
- [119] A. Mussi, J. Rabier, L. Thilly and J. L. Demenet, Plasticity and deformation microstructure of 4H-SiC below the brittle-to-ductile transition, *Physica Status Solidi (c)* (2007), pp.1–5.

関連論文

1. 定期刊行誌掲載論文(主論文に関連する原著論文)
 - (1) 鈴木孝彰, 大槻俊紀, 閻紀旺, “ダイシングワイヤソーによる単結晶シリコンの精密切断に関する研究”, 砥粒加工学会誌, Vol.60, No.2, pp.97-103, (2016).
 - (2) T. Suzuki, Y. Nishino. and J. Yan, “Mechanisms of material removal and subsurface damage in fixed-abrasive diamond wire slicing of single-crystalline silicon”, Precision Engineering, Vol.50, pp.32-43, (2017).
 - (3) 鈴木孝彰, 大槻俊紀, 閻紀旺, “極細線固定砥粒ダイヤモンドワイヤによる単結晶 SiC の精密切断”, 日本機械学会論文集 (掲載決定).
2. 国際会議論文 (査読付きの full-length papers)
 - (1) T. Suzuki*, T. Otsuki. and J. Yan, “Study on precision slicing process of single-crystal silicon by using dicing wire saw”, The 18th International Symposium on Advances in Abrasive Technology, Advances in Abrasive Technology XVIII, (ISAT2015, Jeju, Korea), Vol.806, pp.350-356, (2015).
 - (2) T. Suzuki*, Y. Nishino. and J. Yan, “Surface integrity improvement in fixed-abrasive diamond wire slicing of single-crystalline silicon”, The 16th International conference on Precision Engineering, (ICPE2016, Hamamatsu, Japan), No.C208-8115, (2016).
3. 国内学会発表
 - (1) 鈴木孝彰*, 大槻俊紀, 閻紀旺, “ダイシングワイヤソーによる単結晶シリコンの精密切断に関する研究”, 2015 年度砥粒加工学会学術講演論文集, (ABTEC2015, 神奈川, 2015), pp.269-274.