

# 大同大学大学院 博士論文

論文題目 炭素繊維強化型複合材料(CFRP)の機械加工特性解析と環境対応型加工技術の開発研究

主査委員 井上 孝司

副査委員 堀 美知郎

徳納 一成

小林 正典

名古屋工業大学

大学院産業戦略

工学専攻 江龍 修

専攻 材料・環境工学専攻

論文申請者 萩野 将広

## 目次

第1章 序論	1
1.1 炭素繊維強化型プラスチック(CFRP)	1
1.1.1 炭素繊維	1
1.1.2 CFRP	1
1.1.3 CFRP 材の利用	2
1.2 CFRP 材の機械的特性	4
1.3 CFRP 材の加工技術	7
1.3.1 CFRP 材の機械加工について	7
1.3.2 CFRP 材の加工方法	7
1.3.3 CFRP 材の環境への影響	8
1.4 本研究の目的	10
参考文献	11
図表	23
第2章 炭素繊維配列方向が異なる CFRP 材の切削特性	27
2.1 まえがき	27
2.2 実験装置および実験方法	27
2.2.1 供試材および試験片	27
2.2.2 切削工具	27
2.2.3 実験装置および測定機器	28
2.2.4 実験方法	28
2.3 実験結果	29
2.3.1 ダウンカット法による結果	29
2.3.1.1 仕上げ面性状	29
2.3.1.2 仕上げ面粗さ測定結果	30
2.3.1.3 切削抵抗測定結果	32
2.3.1.4 工具摩耗	33
2.3.1.5 切削温度測定結果	33
2.3.1.6 切りくずが被削性におよぼす影響	34
2.3.1.7 ダウンカット法による結果の総括	35
2.3.2 アップカット法による結果	36
2.3.2.1 仕上げ面性状	36
2.3.2.2 仕上げ面粗さ測定結果	37
2.3.2.3 切削抵抗測定結果	38
2.3.2.4 工具摩耗	39



2.3.2.5	切削温度測定結果	39
2.3.2.6	切りくずが被削性におよぼす影響	40
2.3.2.7	アップカット法による結果の総括	40
2.3.3	CFRP 材の切削メカニズム	40
2.4	結言	42
	参考文献	43
	図表	46
第 3 章	工具材種がおよぼす CFRP 材の切削特性	94
3.1	まえがき	94
3.2	実験装置および実験方法	94
3.2.1	供試材および試験片	94
3.2.2	切削工具	94
3.2.3	実験装置と測定機器	95
3.2.4	実験方法	95
3.2.4.1	実験方法	95
3.2.4.2	工具寿命判断基準	96
3.2.4.3	切削温度の測定方法(板厚 $t=8$ mm)	96
3.2.4.4	切削前後の材料強度の変化評価方法	97
3.3	実験結果	97
3.3.1	切削抵抗力の測定結果	97
3.3.2	切削温度の測定結果	98
3.3.3	工具寿命におよぼす工具材種および工具形状の影響	98
3.3.4	工具寿命到達後の逃げ面工具摩耗の様子	100
3.3.5	板厚が切削温度におよぼす影響 (板厚 $t=8$ mm)	100
3.3.6	切削前後の材料強度の変化	101
3.4	結言	103
	参考文献	104
	図表	107
第 4 章	不等速回転機構を用いた航空機材料への新しい穿孔加工の提案	126
4.1	まえがき	126
4.2	実験装置	126
4.2.1	楕円歯車を用いた回転機構	126
4.2.2	不等速回転装置	128
4.2.3	不等速回転装置の効果	128

4.2.4	高速度カメラと波形入力装置	129
4.2.5	切削工具	129
4.2.6	供試材	130
4.2.7	実験装置および測定機器	131
4.3	実験方法と実験条件	132
4.3.1	実験方法	132
4.3.2	実験条件	133
4.3.2.1	CFRP 材穿孔条件	133
4.3.2.2	マグネシウム(Mg)合金材穿孔条件	134
4.3.2.3	チタニウム(Ti)合金材穿孔条件	134
4.3.2.4	異種材料の重ね合わせ穿孔条件	134
4.4	実験結果	134
4.4.1	各供試材単体での穿孔加工実験結果	134
4.4.1.1	CFRP 材穿孔結果	135
4.4.1.2	Mg 合金材穿孔結果	137
4.4.1.3	Ti 合金材穿孔結果	138
4.4.2	異種材料の重ね合わせ穿孔実験結果	140
4.5	結言	143
	参考文献	145
	図表	148
第5章	CFRP 材の穿孔作業環境改善のための新しい加工方法の提案	219
5.1	まえがき	219
5.2	実験装置	219
5.2.1	内部吸引型集塵穿孔装置の機構	219
5.2.2	実験装置および測定機器	220
5.2.3	切削工具	221
5.2.3.1	内部吸引型集塵穿孔装置専用工具	221
5.2.3.2	FEM 解析手法を用いた工具形状の提案	222
5.2.3.3	可視化による管路内のシミュレーション	223
5.2.3.4	先端切れ刃を持つ中空型ドリルの試作	223
5.2.4	供試材	224
5.3	実験方法と実験条件	224
5.3.1	実験方法	224
5.3.2	実験条件	224
5.3.3	測定方法	225

5.3.3.1	切りくず回収率の計算方法	225
5.3.3.2	切りくず長さ度数分布の計算法	225
5.3.3.3	真円度測定方法	226
5.3.3.4	加工穴内面粗さ測定方法	226
5.3.3.5	炭素繊維の剥離測定方法	226
5.3.3.6	切削抵抗力の測定方法	226
5.4	実験結果	227
5.4.1	内部吸引型穿孔装置の性能評価 (実験 1)	227
5.4.1.1	切りくず回収率	227
5.4.1.2	切りくず長さ度数分布	227
5.4.1.3	エアシールドシステム(エアパージ)の効果	228
5.4.2	中空型ドリル形状が被削性におよぼす影響 (実験 2)	229
5.4.2.1	切削条件と切りくず回収率の関係	229
5.4.2.2	切りくず長さ度数分布	231
5.4.2.3	真円度測定結果	232
5.4.2.4	加工穴内面粗さ	232
5.4.2.5	炭素繊維の剥離測定	233
5.4.2.6	切削抵抗力測定	234
5.5	結言	236
	参考文献	237
	図表	239
第 6 章	結言	290
謝辞		293

## 第1章 序論

### 1.1 炭素繊維強化型プラスチック(CFRP)

#### 1.1.1 炭素繊維

炭素繊維とは、炭素含有量率 90 質量%と規定される繊維状の炭素材料であり、耐熱性、化学的安定性、電気・熱伝導性、撓動特性、生体親和性などの炭素材料固有の特性がある。これを繊維状にすることで、柔軟性や高強度化が期待できる。炭素繊維は、有機繊維を炭素化する方法で作られており、レーヨン系、ポリアクリロニトリル(以後 PAN とする)や、エチレンボトムオイル(石油系)やコールタール(石炭系)といった原料から、低沸点成分を除去し重質化の進行などの熱処理を行い、紡糸を得ることで生成されるピッチなどが用いられている<sup>1)2)</sup>。また、炭素材料の放電により生成される黒鉛ウイスカやナノチューブ、あるいは炭素材料表面へのアルゴンイオン衝撃により生成するものまで含まれる<sup>3)4)</sup>。この黒鉛ウイスカの特性と構造が研究されて<sup>5)</sup>、炭素繊維が比強度、比弾性率に優れた機械特性を持つことが確認され、複合材料の強化材<sup>6)</sup>として注目されるようになった。

炭素繊維の歴史としては、1879 年のエジソンによる白熱灯が発明の原点と考えられている。工業材料としては 1959 年の米国ユニオンカーバイド社(UCC:現 BP p.l.c)による、レーヨンを原料とした炭素繊維が最初の工業製品である。その後、PAN を原料とする炭素繊維が日本で開発され、1962 年に日本カーボンより工業化された<sup>6)</sup>。以降、炭素繊維の高性能化が進み、1980 年後半になると、多くの日本企業が製造に参入し始め、航空機材料や、自動車材料などでの実用化が進んでいる。また、多くの種類が存在する炭素繊維ではあるが、材料特性や生産コスト等の関係から、現在最も多く生産されている種類は PAN 系とピッチ系である<sup>3)7)8)</sup>。現在使用されている PAN 系炭素繊維の世界的シェア率の 70%が日本製(東レ、東邦テナックス、三菱レーヨン)<sup>9)</sup>である。一方、ピッチ系は汎用的炭素繊維<sup>1)</sup>としての利用が多い<sup>10)</sup>。

#### 1.1.2 CFRP

炭素繊維強化型プラスチック(CFRP:Carbon Fiber Reinforced Plastics)材料とは炭素繊維とそれを接着するエポキシ系樹脂からなる複合材である。一般的に複合材料とは 2 種類以上の材料が独自性を維持できる状態で合体された多成分材料により構成されており、複合された材料の双方の長所を活かすことで利用されている。また、長繊維型複合材料の一部は、ACM(Advanced Composite Materials)<sup>1)</sup>と呼ばれ、使用用途において特別に高レベルな性能の要求を充足できる材料と規定されている。この中の代表的な材料として CFRP 材が位置している。炭素繊維が交互に積層する構造組織を持つ CFRP 材は、複数の炭素繊維をシート状に並べ樹脂を含浸したシート状のもの(プリプレグシート)を何層にも積層し製作するが、その炭素繊維材料の配列により、一方向繊維プリプレグシートを特定の方向に配列した一方向型や、全方向

に積層する擬似等方型，また直交方向に織り込んだプリプレグシート使用する織物プリプレグ(平織型，綾織型)などに大別され，それぞれ異なる材料特性を示す．また，一般的な炭素繊維の比重は 1.7 から 2.2 であり，ピッチ系炭素繊維と PAN 系炭素繊維の特徴的な物性を比較した場合，Fig.1-1<sup>12)</sup>に示す引張強度と引張弾性率のグラフおよび Fig.1-2<sup>12)</sup>に示す熱伝導率との関係からも解るように軽量かつ高強度の PAN 系炭素繊維に対し，ピッチ系炭素繊維は軽量かつ高剛性が大きな特徴である．さらに，ピッチ系炭素繊維の場合，高熱伝導，極低熱膨張という特徴も併せ持っている．上述のように，特徴がそれぞれ異なる PAN 系炭素繊維とピッチ系炭素繊維であるが，この差異は炭素繊維の製造方法も関連するが，構成する炭素繊維の炭素結晶構造の違いが大きく影響している．Fig.1-3 にピッチ系炭素繊維(ダイアリード K13C2U、弾性率 900GPa)と PAN 系炭素繊維(トレカ T700，弾性率 230GPa)の結晶構造を走査型電子顕微鏡(SEM)により観察した結果を示す．それぞれ炭素繊維の直径は 7  $\mu\text{m}$  から 10  $\mu\text{m}$  で，人間の髪の毛の約 1/10 倍の太さである．ピッチ系炭素繊維の断面は，褶曲した坂状結晶の集合体で構成されているが，PAN 系炭素繊維の断面ではそのような構造は見られない．ピッチ系炭素繊維は繊維軸方向に沿って結晶が規則正しく並んでいることから，結晶は繊維軸方向に硬度に配向した黒鉛結晶であることが解っている．<sup>11)12)13)</sup>．この様に，軽量でかつ比強度に優れる点を生かし様々な用途で使用されている CFRP 材であるが，その使用目的に応じて様々な種類の炭素繊維が開発されている．

### 1.1.3 CFRP 材の利用

このような CFRP 材を航空機へ利用する事を試みたのは，米国ボーイング社製の航空機(B757 および B767)の方向舵が最初である．それ以降，昇降舵，スポイラー，アウトボードエルロン，翼胴フェアリング，前・主脚扉，主・尾翼トレイリングエッジパネル，垂直水平安定リブ等(B767)の二次構造材として，機体自重量の 3%程度に使用されている．また，無給油無着陸世界一周飛行に成功したボイジャー号<sup>1)</sup>の主翼は CFRP 材で出来ており，これが離着陸および，飛行中のアクシデントにも十分耐え貫いたという経験から，大型旅客機に対しても一次構造材への適用が本格的に検討された．1994 年以降，航空機 B777 に損傷許容性が重視される 1 次構造材として垂直・水平尾翼安定板およびフロアービームに採用されている．さらに，B777 では GE-90 型エンジンのファンブレードにも採用されている<sup>6)</sup>．また，欧州に籍を置くエアバス社では，1988 年に就航した航空機 A320 の動翼部・エンジンナセル部等の二次構造材の他に，一次構造材として尾翼に採用している．その後，後継機種となる A330・A340 ではその利用率は高まり自重量の約 12%にまで採用されている．また，米国ボーイング社の最新機体 B787 では，機体自重量の 50%程度にまで達しようとする状況である<sup>14)</sup>．宇宙開発分野では，衛星搭載用アンテナ(修正鏡面デュアルグリッドアンテナ)の鏡面に使用されているほか，人工衛星の構体にも使用されている．従来のアルミニウム合金では，ロケット打ち上げ時の全重量の 10%を占

めていたが、CFRP 材を採用することにより、これが 5%を下回り大幅な軽量化に成功している<sup>6)</sup>。

加えて、CFRP 材は自動車産業にも影響を与え、フォーミュラーレーシングカーの多くがモノコック車体やシャシー部に CFRP 材を使用している。さらに最近では、軽量化や環境問題の観点から、競技車両だけではなく一般車両への転用も図られており、アーム類、クラッチプレート、ブレーキ、マフラーの消音器部等多くの部品に使用されている。また、今後の自動車産業界での CFRP 材の利用率の拡大が予想されている。なお、スポーツ用品への利用は古くから行われており、釣竿、ゴルフクラブ、テニスラケット、スキー、楽器、オーディオ機器などがある。これらでは、材料の持つ反発係数の増大を活用するため、テニスでは打球速度が速くなるメリットや、動的振動減衰性に優れているため、利用者の体への負担軽減の効果から、これまでの木材や金属に変わり幅広く使用されている<sup>1)2)10)11)14)15)16)</sup>。

## 1.2 CFRP 材の機械的特性

CFRP 材は、炭素繊維にエポキシ樹脂や不飽和ポリエステルなどの熱硬化性樹脂や、ポリアリミドやポリカーボネート、ポリプロピレン等の熱可塑性樹脂を様々な方法で含浸、硬化した材料である。その特徴は炭素繊維の特性に起因する軽量、高強度・高剛性に加え、樹脂材料との組み合わせでさらに高い耐久性や耐薬品性、耐環境性、疲労性、振動減衰性などを示し、その配合率や方向性を目的に応じて選択することで材料そのものの強度や弾性率、線膨張係数等の特性値のコントロールが可能である<sup>17)</sup>。

炭素繊維の特徴は、炭素からなるため軽いという点があげられる。黒鉛結晶の比重は約 2.2 であるが炭素繊維は 10 nm 前後以下の微細な黒鉛微結晶が、繊維軸方向に配向しながらランダムに積層されており結晶性の低い結晶間構造も有する。そのため標準弾性率炭素繊維の比重は 1.8 前後で、黒鉛結晶が発達した高弾性率炭素繊維の比重は 2.0 前後であり、従来の中心構造材料と比べ優位に低い。炭素繊維は比強度および比弾性率が従来の構造材料と比べ高く、また、代表的な複合材料用強化繊維のガラス繊維やアラミド繊維に比べても特に比弾性率が高い。物理的な特徴としては、熱膨張係数が  $1 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  のオーダーであり、金属材料等に比べ非常に低い。さらに、電気および熱伝導性が高く、炭素繊維の炭化度が高いほど、すなわち結晶性あるいは弾性率が高いほどこれらの伝導性は上昇する特徴がある。Fig.1-4<sup>18)</sup>に示すように、1970 年以降に炭素繊維の性能向上が進み、高強度型炭素繊維では引張強度が約 2 GPa から 3 倍以上の約 7 GPa に向上し、高弾性率型炭素繊維では引張弾性率が約 200 GPa から 3 倍以上の約 700 GPa に向上した。高弾性率型では弾性率向上に伴い引張強度が低下する傾向がある。また高弾性率型炭素繊維は黒鉛微結晶の成長しているため、黒鉛微結晶間で微細欠陥が生じやすいことが起因して、せん断破壊が起こりやすいと考えられているため、圧縮強度が低いといわれている<sup>18)-21)</sup>。

処で、このような複合材料の理論的挙動予測の根本をなすのは、繊維がすべて一方向に並んだ、一方向強化材料の理論構築である。この一方向材の機械的特性に関する研究がすすめられているが、個々の強化材や分散粒子とその周囲のマトリクス応力-ひずみ状態をすべて解くことは一般的に不可能であると考えられている。複合材のマクロメカニクスでは Self-Consistent Model<sup>22)</sup>と呼ばれる理論体系があり、その中でも Hashin と Rosen の同心円柱集合体の考え方<sup>23)</sup>から Eshelby の介在物理論までの幅広い理論体系がある。種々の近似法が考案され、一方向材料の挙動予測である弾性係数予測<sup>24)25)</sup>といった基本的な問題については現在までにワイブル分布と呼ばれる Weibull<sup>26)</sup>の分布関数などをもとに研究が進みすでに解明されている<sup>6)27)-30)</sup>。中でも Curtin の解析<sup>31)32)</sup>、もしくは Hill らの厳密解<sup>33)</sup>と実験結果を比較し、繊維強度分布パラメータとせん断応力を求める方法が用いられている<sup>28)</sup>。

直交異方性材料の材料強度則についても、Von Mises の等方性体の理論を応用した Tsai-Hill 則<sup>34)35)</sup>や Hoffman 則<sup>36)</sup>、Tsai-Wu 則<sup>37)</sup>が広く知られている。

一方向材や直交異方性を持った炭素繊維の力学的挙動について解明されたことにより、積層板・サンドイッチおよび織物構造についても力学的挙動理論構築がすすめ

られてきた。しかしながら、一方向材料とは異なり非常に特殊な力学的挙動を示すため、積層された CFRP 材の材料特性を示す場合は一方向材料の材料特性が用いられることが多い現状である。

力学的挙動理論構築が進み、高い材料特性が証明されてきた CFRP 材であるが、層間剥離や、積層板中で繊維が主たる荷重方向に配向されていない層において、平行に走るき裂であるトランバースクラックの発生といった積層板固有の初期損傷が問題として挙げられる<sup>28)38)</sup>。これらの問題には破壊力学が適応でき、その基礎になる異方性材料の連続体力学は、プラスチック基の複合材料登場前から木材や結晶構造材料などに関連して研究されてきた<sup>28)39)40)</sup>。この様な問題以外にも CFRP 積層板の材料特性で重要なファクターとして、衝撃損傷後内面残留圧縮強度があり、航空機材料として適用するためには、衝撃後圧縮強度(Compression After Impact : CAI)や、有孔圧縮強度(Open Hole Compression : OHC)等の材料特性の向上が必要不可欠である。近年では RTM(Resin Transfer Molding)や RFI(Resin Film Infusion)を用いて低コスト成形法の開発・普及に伴い CFRP 積層板の弱点克服が進められている<sup>41)</sup>。米国 NASA の ATC(Advanced Composite Technology)プログラムにおいて損傷後圧縮強度向上確認や、成形手法の開発が行われている<sup>41)42)</sup>。

CFRP 積層板の力学的特性の解明のためには CAI 問題<sup>43)44)</sup>の解明が重要であるが、その力学現象が、基本的に複雑な性質を持っている。CAI 問題は大きく 2 種類に分類され、衝撃による層間剥離の形成の予測と挙動解明の問題と、剥離が生じた板の面内圧縮の強度予測と挙動解明の問題であり、第一の剥離形成の予測問題については、境界面の相対変位と力の関係を連続関数で表した青木らの研究<sup>45)46)</sup>により明らかになっている<sup>27)</sup>。また、第二の層間剥離後の板面内圧縮時の局部座屈の進展と剥離進展挙動解明の問題については末益ら<sup>47)48)</sup>のグループにより明らかになっている<sup>27)</sup>。衝撃荷重による剥離予測と、剥離を生じた積層板の面内圧縮強度予測ともに、合理的な結合力要素構築と数値非線形性の最小化により、現実の問題に肉薄した結果を得られるようになった<sup>27)</sup>。

上記のように炭素繊維の機械的特性の評価が行われてきたが、具体的に炭素繊維と一般的な金属・非鉄金属材料との違いをまとめると Table 1-1<sup>6)</sup>に示す表のような関係になる。炭素繊維をはじめガラス繊維やアラミド繊維の引張強度は、構造用鋼やクロムモリブデン鋼やアルミニウムと比較しても高い値を示している。また、材料の密度を比べてアルミニウムより小さいことから繊維系材料が非常に軽量であり且つ高強度であることが窺える。

Table1-2<sup>1)</sup>に示す表は炭素繊維、ガラス繊維、アラミド繊維の一方向材の機械的特性である。3 種類の繊維系材料で機械的特性を比較した場合、圧縮強度、引張強度ともに炭素繊維が最も優れていることが解る。

Fig.1-5<sup>6)</sup>に CFRP(UD 材 : T300/エポキシ)と金属材料の応力とひずみの関係を示す。グラフより、比強度に優れている CFRP 材ではあるが、応力とひずみの関係は、金属材料と比べはるかに低いことが確認できる。また、炭素繊維配向が 0°の場合と 90°の



場合では、破断時のひずみの大きさに差異はないが応力が炭素繊維配向 90°の場合に著しく低いことが解る。この原因として炭素繊維の異方性が大きく影響していると言える。炭素繊維配向に負荷が掛る場合には強度が高いが、炭素繊維配向と垂直に負荷が掛る場合は強度が著しく低下する。

一般的に流通している炭素繊維の機械的特性について説明したが、近年炭素繊維自体の強度が高強度化および高弾性率型化した大きな要因として Fig.1-6<sup>18)</sup>に示すように炭素繊維の微細な欠陥が微小化および減少した結果である<sup>18)</sup>。上述のように炭素繊維の力学的解析が進み、引張強度および弾性率が向上したことにより、Fig.1-7<sup>18)</sup>に示すような製品群が生まれ、標準弾性率および中弾性率からなる高強度型と、高弾性率炭素繊維から成る高弾性率型というように大別されるようになった。

## 1.3 CFRP 材の機械加工

### 1.3.1 CFRP 材の機械加工について

前節で説明したように、近年炭素繊維の強度が向上していること、さらに、炭素繊維の配列方向や層間の密着強度等により CFRP 積層材では強度に強い異方性を示す特徴があり、CFRP 材は難削材と呼ばれている<sup>9)49)-51)</sup>。このような CFRP 材に対してトリミングや穿孔加工を行った場合、工具寿命が著しく低下し、切り残しによるケバ立ち(Un-cut fiber)や層間剥離(Delamination)等が発生し仕上げ面形状が非常に不安定になるといった問題が懸念されている<sup>52)</sup>。

このような問題を解決するため、CFRP 材への機械加工に関する研究報告は古くからおこなわれている。日本では 1983 年の佐久間ら<sup>53)54)</sup>による穿孔加工に関するものが代表的である。また、1983 年の A. Koplev ら<sup>55)</sup>をはじめ、1986 年の金枝ら<sup>56)-60)</sup>によって 2 次元切削による研究が行われ CFRP 材の積層配向と切れ刃形状がおよぼす被削性への影響等の、基本的な切削状態が明らかにされた。

エンドミルによるトリミング加工に関する研究成果では、多結晶ダイヤモンド(PCD: Poly crystalline Diamond)工具が有効であることが確立された他、表層のケバ立ち抑制の為に、千鳥刃形状のエンドミルや逆ねじれ(左ねじれ)刃、交互ねじれ刃を用いた CFRP 材切削専用工具が開発されるなどの加工方法等に関する研究が進められた。しかし、被削性への影響に関する研究は未だに少ない現状である<sup>61)-72)</sup>。

一方で、1990 年代に入り CFRP 材の穿孔に関する研究<sup>73)-83)</sup>が盛んに行われてきた。その中で一般的な穿孔技術の他に、ドリル先端を 2 段にすることで出口側のケバ立ちを抑制する構造のドリルや、工具に特殊な表面被膜を施工する等 CFRP 材穿孔専用の工具<sup>84)-90)</sup>が開発された。その他に、工具もしくは被削材を加振し切削を行う低周波振動切削法または超音波振動切削法<sup>91)-97)</sup>や、主軸の自転機構と同時に工作機械スピンドル部を公転させ切削を行うヘリカル加工や揺動切削法<sup>98)-104)</sup>等様々な方法で CFRP 材に対する加工方法が提案、確立され、積層面の剥離抑制や、加工穴内面形状の高品質化が進められた。

### 1.3.2 CFRP 材の加工方法

CFRP 材に対する新しい加工方法として、従来から金属材料等の切断で使用されているウォータジェット加工法や CO<sub>2</sub> 等のガスを用いたレーザー(LASER)加工法が注目を浴びている。これらの加工法は、フライス盤等で行われていたトリミングや穿孔等の加工に応用でき、且つ高品位に加工が行えるように研究が進められている。しかしながら、装置の導入コストや、加工可能な形状に制約があるといった問題がある。ウォータジェット加工法では主に水を圧縮し発射するアクアジェットと、その中に砥粒を含ませ吹き付ける形で加工を行うアブレッシブジェットに大別され、加工時の発熱および粉塵を抑制でき、任意の点から自由形状の加工ができるといった利点がある。しかし、加工時に水分吸収による材料強度劣化や、板厚が厚い材料に対して加工した場合表面と裏面に傾斜ができ仕上げ面形状精度が低下するとい

った問題がある。LASER 加工法においても自由形状の加工ができるという利点があるが、板厚が厚い被削材の仕上げ面に関してはウォータジェット加工法と同様の問題が懸念される。また、高温の LASER ビームを被削材表面に照射するため、表面の炭素繊維および結合剤である樹脂が熱的な影響を受け劣化するという問題があり、現在これらの問題を解決するために多くの研究が進められているのが現状である<sup>105)-138)</sup>。

上述のようにエンドミルやウォータジェット、LASER 加工法以外でトリミングを行う方法としてダイヤモンド砥粒を金属土台に電着した電着工具を使用し、砥石で研削を行うように加工する方法も提案されている<sup>139)140)</sup>。

このように、CFRP 材に対して様々な加工方法が提案されており、加工コスト削減を目的として研究が進められているが、実際の加工コストや費用対効果といった効果の検証を行っている研究は少ないため、加工方法の最適化を図ることは現状困難である。また、加工時に生じる衝撃荷重等による加工後の材料強度劣化に関する研究も少ない。

近年注目を浴びている加工方法として、CFRP 材と異種材料(主に Ti 合金や Al 合金)を重ね合わせ同時に穿孔加工を行う方法が行われている<sup>141)-145)</sup>。これらの研究の目的は、穴の位置精度の向上である。航空機材料では CFRP 材の締結や Ti 合金、Al 合金等との締結にファスナと呼ばれる部品で締結されるため、ファスナ用の穴を穿孔加工する際に、穴の位置精度の向上を図るために異種材料を重ね合わせ(スタック)をして穿孔されている<sup>141)-148)</sup>。このようなスタック穿孔加工においても、振動を付与し切りくず排出性向上等図る方法や、工具メーカー推奨切削条件が異なる材料に対して穿孔する場合に、それぞれの材料の加工条件に合わせて材種が変わる位置でスラスト力を感知し切削条件を変更できる専用の穿孔装置を開発するなど多くの研究が進められている現状である<sup>145)-152)</sup>。

### 1.3.3 CFRP 材の環境への影響

近年では、地球規模での温暖化、二酸化炭素排出の問題が大きく注目されている。ボーイング社の旅客機ボーイング 787 では、前述のように機体自重の約 50%に CFRP が適用されており、従来の機体(B767)と比べ機体構造の軽量化が 20%、ライフサイクル全体で排出される二酸化炭素の削減量が 7%と試算されている。資源採取、製品製造、使用、リサイクル、廃棄、などに関連するライフサイクルアセスメント(LCA: Life Cycle Assessment)の観点からは、従来材対比より、CFRP 材は環境にやさしい材料と言われている。この様な観点からも炭素繊維の需要は今後大きく拡大するものと考えられており、航空宇宙産業や自動車産業を始め多くの産業分野で飛躍的な利用の拡大が期待されている。しかしながら、需要拡大のためにはリサイクルへの取り組みが必要不可欠となっている<sup>17)153)-157)</sup>。

従来では、CF 製品の多くは廃棄の際に埋設処分が行われていたが、EU 指令<sup>158)</sup>により、炭素繊維、複合材料においても、埋め立てが制限される方向にあり、2011

年末現在では、法的に全面禁止される運びである。今後は炭素繊維・複合材料関連の需要の続伸と共に、これまで使用されてきた航空機の廃棄(End of life product)の増加が見込まれる。このような背景から、欧州をはじめ世界中で炭素繊維や複合材料に関するリサイクルへの機運が高まっていると考えられる<sup>153)</sup>。

リサイクルの方法として提案されている手法は、常圧溶解法、熱分解法、超臨界流体法、亜臨界流体法等があり、そのリサイクル方法が近年確立されつつある現状である<sup>153)159)-162)</sup>。リサイクルされた CFRP 材から取り出された炭素繊維(単糸)の強度劣化は小さく、新たな使用用途としては、熱可塑性樹脂を用いて CFRTP (Carbon Fiber Reinforced Thermoplastics)として使用する方や、コンクリートとリサイクルされた炭素繊維を配合し、建設用材料として用いるなど様々な方法が確立されている<sup>163)-172)</sup>。リサイクルという観点から切削で生じた切りくずの効率的な回収方法が望まれている。

また、切削時の CFRP 切りくずの飛散に関する問題が一部で懸念されており、飛散した切りくずは切削体積のおよそ 10 倍の粉塵になり、その飛散被害としては、石綿(アスベスト)に近似するものであるという報告もある。そのため、作業員への健康被害の他、電気機器の防爆対策、工作機械の摺動面への付着および堆積対策の必要性がある。そのため、トリミングや穿孔等の加工後に生じる切りくずや端材の効率的な回収方法を検討する試みも今後必要不可欠であるといえる<sup>173)</sup>。

## 1.4 本研究の目的

前項までに記載したように、近年 CFRP 材の利用頻度は高まる一途である。その中で、穿孔加工や 2 次元切削での被削性に関する研究についてはすでに詳細に行われていたが、エンドミルを用いた断続切削での被削性の評価については研究成果が少ないという点に注目した。

第 2 章においては、炭素繊維の配向方向を限定しエンドミルによる CFRP 材に対しアップカット法およびダウンカット法を用いて被削性について加工実験を行い、その切削メカニズムについて詳細に解明する。

第 3 章においては、第 2 章の結果を踏まえ、CFRP 材に対し高精度且つ高能率な加工を行うため、工具形状や工具材種が工具寿命および仕上げ面性状におよぼす影響について実験的に評価する。

穿孔加工では、工具形状の特殊化や専用の穿孔装置を開発する等様々な方法で加工穴形状精度の向上あるいは、工具寿命の改善等が図られている。しかしながら、装置が高額なうえ広い設置空間を確保が必要な場合があるため、汎用的な利用が困難である上、オペレーターの養成が必要不可欠であるといった懸案事項が懸念される。

そこで第 4 章においては、汎用のフライス盤等に取り付け可能なアタッチメントタイプのスピンドルを開発した。開発したスピンドルは主軸回転を不定形状の楕円歯車を用いて分割し、機械的に主軸回転に加速度領域および減速度領域といった周期を与える機構である<sup>149)・152)</sup>。本研究では、エンドミル加工で明らかになった工具材種や形状について考慮したうえで、開発した主軸装置の性能評価を行い、CFRP 材に対する被削性への影響を加工実験により評価する。

1.3.3 項に記述した通り、近年 CFRP 材の需要が高まる中で加工効率の向上や材料特性の向上、さらにはリサイクル方法といった研究に注目が集まっている。これらの問題解決も重要な課題であるが、CFRP 材を機械加工した際に生じる切りくずの粉塵対策については研究が進んでいない現状である。この粉塵は加工穴体積に対して 10 倍以上に膨張し飛散するとの報告もあるため、これらの改善が急務であると考えられる。

そこで第 5 章においては、穿孔と同時に切りくずを回収し、大気への飛散を最小限にとどめることが可能な工具および集塵装置を開発した<sup>174)・178)</sup>。有限要素法に基づく FEM 解析手法を用いて本装置専用の工具を設計し、相似形工具モデルを用いて可視化実験を行い専用工具の有効性を検証した後に、開発した集塵装置の性能評価を行い、切りくずの回収効率を従来の集塵方法と比較し作業環境へおよぼす影響および CFRP 材に対する被削性への影響を評価する。

## 参考文献

- 1) 奥田謙介, 炭素繊維と複合材料, 共立出版, (1988)
- 2) 渋谷幸広, ピッチ系炭素繊維の現状と課題, 炭素繊維協会第 25 回複合材料セミナー資料, (2012), pp.8
- 3) 澤田吉裕, 2.2 炭素繊維, 新・炭素材料入門, 炭素材料学会編, (1996)
- 4) J. A. Floro, S. M. Rossnagel, R.S. Robinson, Journal of Vacuum Science and Technology A1, (1983), pp.1398-1402
- 5) R. Bacon, Journal of Appl. Phys. 31, (1960), pp.283-290
- 6) 三木光範, 福田武人, 元木信弥, 北条正樹, 複合材料, 共立出版, (1997)
- 7) A. Shindo, On the carbonization of acrylic fibres in hydrochloric acid vapour, In: Carbon fibres; their composites and applications: proceedings of the international conference organized by the Plastics Institute and held in London, (1971), Paper No.5. pp.18
- 8) B. J. Wicks and R. A. Coyle, Microstructural inhomogeneity in carbon fibres, Journal of Material Science, Vol.11, (1976), pp.376-383
- 9) 野上正行, 新素材・新材料の全て編集委員会編 新素材・新材料のすべて第 5 版, (2006)
- 10) 奥田謙介, CFRP (複合材料の新しい利用と加工上の問題点<特集>)工業材料 Vol.23(9), (1975), pp. 26-30
- 11) 立林康臣, PAN 系炭素繊維の現状と将来(環境配慮型社会と炭素繊維の可能性), 炭素繊維協会第 23 回複合材料セミナー資料, (2010), pp.8
- 12) 深川敏弘, ピッチ系炭素繊維の現状と将来, 炭素繊維協会第 24 回複合材料セミナー資料, (2011), pp.10
- 13) 深川敏弘, ピッチ系炭素繊維とその応用について, 日本化学会中国四国支部化学懇談会, Vol.16, (1992), pp.2-3
- 14) 帆足孝治, 阿施光南, 日本の旅客機クロニクル飛行艇からボーイング 787 まで, イカロス出版, (2005)
- 15) 奥田健二, ピッチ系炭素繊維の現状と将来, 炭素繊維協会第 23 回複合材料セミナー資料, (2010), pp.10
- 16) 種市伸彦, PAN 系炭素繊維の現状と将来, 炭素繊維協会第 25 回複合材料セミナー資料, (2012), pp.7
- 17) 清水信彦, 炭素繊維複合材料(CFRP)の開発状況について, レザー研究, 第 38 巻, 第 8 号, (2010), pp.603-608
- 18) 松久要治, 先進複合材料の研究-この 15 年の進歩と今後の動向, 次世代構造材料の最新技術-社会・産業へのインパクト, CMC 出版, (2008), pp.116-130
- 19) Adolphe Pacault, Carbon 84, Published by Society of Physical Chemistry, (1984)
- 20) T. Norita, A. Kitano, and K. Noguchi, Compressive Strength of Fiber Reinforced Composite Materials - Effect of fiber Properties, 4th Japan - US Conference on Composite Materials, (1988), pp.548

- 21) Y. Matsuhisa, and M. Washiyama, Test on Improvement of Compressive Strength of Carbon Fiber, Tanso, No.152, (1992), pp.128
- 22) Z. Hashim, and B. W. Rosen, The Elastic Moduli of Fiber-Reinforced Materials, Journal of Applied Mechanics, Vol. 31, (1964), pp.223-232
- 23) J. M. Whitney, and M. B. Riley, Elastic properties of fiber reinforced composite materials, AIAA Journal, Vol. 4, (1966), pp.1537-1542
- 24) 植村益次, 山田直樹, 炭素繊維強化プラスチック材の弾性係数, 材料, Vol.24, No.257, (1975), pp.156-163
- 25) MANSFIELD, E. H., The Influence of Fibre Distribution on the Moduli of Unidirectional Fibre Reinforced Composites, Curr Pap Aeronaut Res Counc Minist Aviat, No.1347, (1976), pp.39
- 26) W. Weibull, A statistical distribution function of wide applicability, Journal of Applied Mechanics, Vol. 18, (1951), pp.293-297
- 27) 石川隆司, 先進複合材料の研究-この 15 年の進歩と今後の動向, 次世代構造材料の最新技術-社会・産業へのインパクト, CMC 出版, (2008), pp. 97-115
- 28) 邊吾一, 石川隆司, 先進複合材料工学, 培風館, (2005)
- 29) R. M. Jones, Mechanics of Composite Materials, McGraw-Hill, (1975)
- 30) 松原芳のり, 白田孝治, 管原正彦, 炭素系複合材(CFRP)の強度特性における「ばらつき」について, 川崎技報, No.63, (1977), pp.157-160
- 31) W. A. Curtin, Stochastic Damage Evolution and Failure in Fiber-Reinforced Composites, Advances in Applied Mechanics, Vol. 36, (1998), pp.163-253
- 32) W. A. Curtin, Exact theory of fibre fragmentation in a single-filament composite, Journal of Materials Science, Vol. 26, (1991), pp.5239-5253
- 33) R. Hill, Stress analysis of elastic streams in continuous forming operations, Journal of The Mechanics and Physics of Solids, Vol. 43, (1995), pp.1773-1790
- 34) R. Hill, A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, Proceedings of The Royal Society, (1948), pp.281-297
- 35) V. D. Azzi, and S. W. Tsai, Anisotropic strength of composites, Experimental Mechanics, Vol. 5, No. 9, (1965), pp.283-288
- 36) O. Hoffman, The brittle strength of orthotropic materials, Journal of Composite Materials, Vol. 1, No. 2, (1967), pp.200-206
- 37) S. W. Tsai, and E. M. Wu, A general theory of strength for anisotropic materials, Journal of Composite Materials, Vol. 5, No. 1, (1971), pp.58-80
- 38) J. E. Bailey, P. T. Curtis and A. Parvizi, On the Transverse Cracking and Longitudinal Splitting Behaviour of Glass and Carbon Fibre Reinforced Epoxy Cross Ply Laminates and the Effect of Poisson and Thermally Generated Strain Proceedings of Royal Society of London A, 366, (1979), pp.599-623
- 39) W. Voigy, Textbook on crystal physics, Johnson Reprint Co., Ltd., New York, (1966)

- 40) S. G. Lekhnitskii, Theory of Elasticity of an Anisotropic Elastic Body, Published by Holden-Day, San Francisco, (1963)
- 41) 岩堀豊, 石川隆司, 渡辺直行, 伊藤光, 林洋一, 杉本直, 炭素繊維縫合 CFRP 積層板の層間強度特性に関する研究, 日本複合材学会誌, Vol. 32, No. 3, (2006), pp.127-136
- 42) 八田博志, 向後保雄, 浅野英之, 川田宏之, 炭素繊維強化炭素複合材料における破壊靱性評価の有効性, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.64, No.620, (1998), pp.59-65
- 43) D. D. R. Cartié, P. E. Irving, Effect of Resin and Fibre Properties on Impact and Compression After Impact Performance of CFRP, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol. 33, (2002), pp.483-493
- 44) 小林昭, 荻原慎二, 板橋正章, 小野塚千秋, 田中和樹, 衝撃を受けた CFRP 積層板の損傷評価と残留圧縮強度, 複合材料シンポジウム講演要旨集, Vol. 19, (1994), pp.61-64
- 45) Y. Aoki, H. Suemasu, T. Ishikawa, Damage propagation in CFRP laminates subjected to low velocity impact and static indentation, Advanced Composite Materials, Vol. 21, No. 1, (2007), pp.45-61
- 46) Y. Nagao, Y. Iwahori, Y. Hirano, and Y. Aoki, Low cost composite wing structure manufacturing technology development program in JAXA, Proceedings of 16th International Conference on Composite Materials (ICCM-16), Kyoto, Japan, CD-ROM, (2007), Paper No. MoAM1-05pl
- 47) H. Suemasu, et al., Proceedings of The Fifth Joint Canada-Japan Workshop on Composites, Yonezawa, Japan, DEStech, Pub., Inc., (2004), pp.433
- 48) T. Ishikawa, S. Sugimoto, M. Matsushima, and Y. Hayashi, Some Experimental Findings in Compression-After-Impact Tests of CF/PEEK (APC-2) and Conventional CF/Epoxy Flat Plates Composites Science and Technology, Vol.55, No.8, (1995), pp.349-363
- 49) T. Inoue, Highly effective machining technology of difficult-to-machine material and research of machine Vol61, No.10, (2009), pp.934-945
- 50) S. Yamada, Metal Matrix, Composites, Publish by Kantogakuin University, (2006), pp.34
- 51) K. Karino, Cutting processing handbook of difficult cutting materials and new materials, Kogyo Chosakai Publishing Co., Ltd., (2002)
- 52) 中井通夫, 航空機用複合材料の機械加工, 機械技術, Vol.33, No.8, (1985), pp.64-68
- 53) 佐久間敬三, 横尾嘉道, 瀬戸雅文, 強化プラスチック(GFRP・CFRP)の穴あけに関する研究(工具材種と摩耗挙動), 日本機械学会論文集, C 編, 49 巻, 446 号, (1983), pp.1799-1807
- 54) 佐久間敬三, 瀬戸雅文, 谷口正紀, 横尾嘉道, 炭素繊維強化プラスチックの切削における工具摩耗(工具材種の影響), 日本機械学会論文集, C 編, 51 巻, 463 号, (1985), pp.656-666
- 55) A. Koplev, Aa. Lystrup, and T. Vorm, The Cutting Process, Chips, and Cutting Forces in



- Machining CFRP, Journal of Composites, Vol. 14, No.4, (1983), pp.371-376
- 56) T. Kaneeda, M. and Takahashi, "The Effects of Fiber Angle and Tool Rake Angle on Unidirectional CFRP Cutting Mechanism," Bulletin of the Okayama University of Science, A, Natural Science, Vol. 22, (1987), pp.143-153
  - 57) T. Kaneeda, and M. Takahashi, "CFRP Cutting Mechanism (1 st Report) Surface Generation Mechanism at Very Low Cutting Speeds," Journal of The Japan Society for Precision Engineering, Vol. 55, (1989), pp.1456-1461
  - 58) T. Kaneeda, and M. Takahashi, "CFRP Cutting Mechanism (2 nd Report) Analysis of Depth of Reluctant Uncut and Deformed Part," Journal of The Japan Society for Precision Engineering, Vol. 56, (1990), pp.1058-1063
  - 59) T. Kaneeda, "CFRP Cutting Mechanism (3 rd Report) Effects of Tool Edge Roundness and Relief Angle on Cutting Phenomena," Journal of The Japan Society for Precision Engineering, Vol. 57, (1991), pp.491-496
  - 60) T. Kaneeda, "CFRP Cutting Mechanism" Society of Manufacturing Engineers, North American Manufacturing Research Institute, Vol.17, (1989), pp.216-221
  - 61) 吉年成恭, 技能ブック 2 エンドミルのすべて, 株式会社大河出版, (1988), pp.106-109
  - 62) 朝比奈奎一, 鈴木節男, CFRP のエンドミルによるトリミング加工, 東京都立工業高等専門学校研究報告 (27), (1991), pp.1-8
  - 63) J.R Ferreira, N.L Coppini, G.W.A Miranda, Machining optimisation in carbon fibre reinforced composite materials, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 92–93, (1999), pp. 135-140
  - 64) 栗野達也, 切削・研削・塑性加工技術 CFRP 加工用ツール, 月刊トライボロジー, No.271, (2010), pp.30-31
  - 65) Oliver Pecat, Rüdiger Rentsch, Ekkard Brinksmeier, Influence of Milling Process Parameters on the Surface Integrity of CFRP, Procedia CIRP, Vol.1, (2012), pp.466-470
  - 66) Takeshi Yashiro, Takayuki Ogawa, Hiroyuki Sasahara, Temperature Measurement of Cutting Tool and Machined Surface Layer in Milling of CFRP, International Journal of Machine Tools and Manufacture, In Press, Accepted Manuscript, Available online (2013)
  - 67) 萩野将広, 井上孝司, エンドミル加工による CFRP 材の加工特性, 精密工学会大会学術講演会講演論文集, Vol.2008 秋季(CD-ROM), (2008), Page.ROMBUNNO.B38
  - 68) T. Inoue, M. Hagino, M. Matsui, and L.W. Gu., "Cutting Characteristics of CFRP Materials with End Milling," Journal of the Key Engineering Materials, Vol. 407-408, (2009), pp. 710-713
  - 69) 萩野将広, 井上孝司, CFRP 材加工の高能率化におよぼす切削特性, 精密工学会大会学術講演会講演論文集, Vol.2012 秋季(CD-ROM), (2012), Page.ROMBUNNO.C01
  - 70) M. Hagino, and T. Inoue, Effect of Carbon Fiber Orientation and Helix Angle with CFRP

- Cutting Characteristics, Proceedings of the Tenth International Conference on Progress of Machining Technology, (2012), pp.23-26
- 71) T. Inoue, and M. Hagino, Cutting Characteristics of CFRP Materials With Carbon Fiber Distribution, International Journal of Automation Technology, Vol.7, No.3, (2013), pp.285-291
  - 72) M. Hagino, and T. Inoue, Effect of Carbon Fiber Orientation and Helix Angle on CFRP Cutting Characteristics by End-milling, International Journal of Automation Technology, Vol.7, No.3, (2013), pp.292-299
  - 73) Wen-Chou Chen, Some experimental investigations in the drilling of carbon fiber-reinforced plastic (CFRP) composite laminates, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 37, (1997), pp.1097-1108
  - 74) M Rahman, S Ramakrishna, J.R.S Prakash, D.C.G Tan, Machinability study of carbon fiber reinforced composite, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 89-90, (1999), pp. 292-297
  - 75) J.P Davim, Pedro Reis, Study of delamination in drilling carbon fiber reinforced plastics (CFRP) using design experiments, Composite Structures, Vol. 59, (2003), pp. 481-487
  - 76) J.Paulo Davim, Pedro Reis, Drilling carbon fiber reinforced plastics manufactured by autoclave-experimental and statistical study, Materials & Design, Vol. 24, (2003), pp. 315-324
  - 77) I.S. Shyha, D.K. Aspinwall, S.L. Soo, S. Bradley, Drill geometry and operating effects when cutting small diameter holes in CFRP, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol.49, (2009), pp.1008-1014
  - 78) Ali Faraz, Dirk Biermann, Klaus Weinert, Cutting edge rounding: An innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol.49, (2009), pp.1185-1196
  - 79) Sanjay Rawat, Helmi Attia, Wear mechanisms and tool life management of WC-Co drills during dry high speed drilling of woven carbon fibre composites, Wear, Vol. 267, (2009), pp.1022-1030
  - 80) D. Iliescu, D. Gehin, M.E. Gutierrez, F. Girot, Modeling and tool wear in drilling of CFRP, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol.50, (2010), pp.204-213
  - 81) Islam Shyha, Sein Leung Soo, David Aspinwall, Sam Bradley, Effect of laminate configuration and feed rate on cutting performance when drilling holes in carbon fibre reinforced plastic composites, Journal of Materials Processing Technology, Vol.210, (2010), pp.1023-1034
  - 82) 星光, 原栄一, 大関宏夫, 蓮実理雄, 岩堀豊, 永尾陽典, CFRP の穿孔に関する実験的研究, 日本複合材料合同会議, Vol.1st, (2010), pp.3-5
  - 83) Uwe Heisel, Tobias Pfeifroth, Influence of Point Angle on Drill Hole Quality and

- Machining Forces When Drilling CFRP, *Procedia CIRP*, Vol.1, (2012), pp.471-476
- 84) H Hocheng, C.C Tsao, Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.140, (2003), pp. 335-339
- 85) C.C. Tsao, H. Hocheng, Parametric study on thrust force of core drill, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.192-193, (2007), pp. 37-40
- 86) C.C. Tsao, Effect of pilot hole on thrust force by saw drill, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol.47, (2007), pp. 2172-2176
- 87) C.C. Tsao, Experimental study of drilling composite materials with step-core drill, *Materials & Design*, Vol.29, (2008), pp. 1740-1744
- 88) 青木渉, 材料別に見る最新航空機部品加工技術-CFRP 編-SiC 単結晶チップ搭載工具による CFRP の高精度加工, *機械と工具*, Vol.6, (2010), pp.030-033
- 89) C.C. Tsao, Y.C. Chiu, Evaluation of drilling parameters on thrust force in drilling carbon fiber reinforced plastic (CFRP) composite laminates using compound core-special drills, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 51, (2011), pp. 740-744
- 90) Yiğit Karpat, Burak Değer, Onur Bahtiyar, Drilling thick fabric woven CFRP laminates with double point angle drills, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.212, (2012), pp. 2117-2127
- 91) 青木繁, 西村惟之, 複合材料の振動穴開け加工に関する研究, *日本機械学会関東支部・精密工学会山梨講演会講演論文集*, Vol.1997, (1997), pp.148-148
- 92) 青木繁, 超音波振動を利用した積層材のドリル加工, *塑性加工シンポジウム*, Vol.199th, (2000), pp.67-74
- 93) 青木繁, 超音波振動を利用した積層材のドリル加工, 積層面の剥離の防止法, *超音波 Techno*, Vol.13, No.7, (2001), pp.38-42
- 94) S. Aoki and T. Nishimura, Prevention of Delamination during Drilling of Composite Material Using Vibration, *Proceedings of the Fifth International Conference on Fracture and Strength of Solids*, (2003), pp.381-386
- 95) 米沢貴篤, 稲崎一郎, 超音波振動を付与した CFRP の切削加工, *超音波 Techno*, Vol.16, No.1, (2004), pp.56-59
- 96) 青木繁, 西村惟之, 平井聖児, 超音波振動を利用した積層材料の穴あけにおける積層面の剥離防止法(高速穴あけに対する検討), *日本機械学会関東支部総会講演会講演論文集*, Vol.11th, (2005), pp.367-368
- 97) H. Yagishita, Cutting Mechanism of Drilling CFRP Laminates and Effect of Ultrasonic Torsional Mode Vibration Cutting, *Technical Paper-Society of Manufacturing Engineers*, (2006), pp.1-9
- 98) LEE S J, WU S M, EMAN K F, An analysis of the drill wandering motion, Vol.109, No.4, (1987), pp.297-305
- 99) 田村利幸, 南洞大輔, 山田高三, 李和樹, 揺動を利用した微細穴加工に関する研究,

- 日本大学理工学部学術講演会講演論文集, Vol.49, (2005), pp.896-897
- 100) H. Yagishita, Comparing Drilling and Circula Milling for Hole Making in Carbon Fiber Reinforced Plastic (CFRP) Laminates, Technical Paper - Society of Manufacturing Engineers, (2007), pp.1-9
  - 101) B. Denkena, D. Boehnke, J.H. Dege, Helical milling of CFRP-titanium layer compounds, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, Vol.1, (2008), pp.64-69
  - 102) 坂本重彦, 材料別に見る最新航空機部品加工技術-CFRP 編-CFRP の高精度穴あけ加工技術, 機械と工具, Vol.6, (2010), pp.017-023
  - 103) 坂本重彦, CFRP(炭素繊維強化プラスチック)のヘリカル加工に関する研究-各種エンドミルによる加工精度への影響-, 精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2010), pp.771-772
  - 104) Hidetake Tanaka, Kazuki Ohta, Ryo Takizawa, Kazuhisa Yanagi, Experimental Study on Tilted Planetary Motion Drilling for CFRP, Procedia CIRP, Vol.1, (2012), pp. 443-448
  - 105) 安井つとむ, ウォータジェット・カッティングを考えてみよう, 省力と自動化, Vol.8 No.1, (1977), pp.58-60
  - 106) 佐田豊治, 高速液体ジェット切断加工, 機械技術, Vol.25 No.8, (1977), pp.48-49
  - 107) 柳内せつ郎, FRP のウォータジェット加工, 機械技術, Vol.33 No.8, (1985), pp.54-58
  - 108) M. Ramulu, D. Arola, Water jet and abrasive water jet cutting of unidirectional graphite/epoxy composite, Composites, Vol. 24, (1993), pp.299-308
  - 109) 青木卓也, ウォータジェット切断加工法の現状と今後, ウォータジェット技術年次報告会, Vol.2007, (2008), pp.97-100
  - 110) 馬場保生, 航空機と製造技術 航空機製造に用いられるウォータジェット加工技術, Vol.75, No.8, (2009), pp.945-948
  - 111) 深川仁, 加藤隆雄, 廣垣俊樹, 砥粒加工学会誌, Vol.56, No.4, (2012), pp.262-267
  - 112) 平博仁, 岡戸正, 稲田亮太, 厚肉 CFRP のウォータジェットによる切断, 飛行機シンポジウム講演集(CD-ROM), Vol.50<sup>th</sup>, (2012), Page.ROMBUNNO.3A03
  - 113) 小川賢, CFRP の最新加工技術—次世代軽量化技術のキーマテリアル〔解説 5: ウォータジェット加工編〕アブレジブジェットによる CFRP の加工, 機械技術, Vol.61, No.1, (2013), pp.55-58
  - 114) BELFORTE D, A., Cutting with CO<sub>2</sub> lasers, Journal of Materials Progress, Vol.106, No.4, (1974), pp.119-120
  - 115) H. Inoue, E. Aoyama, H. Nobe, T. Katayama, T. Hirogaki, and Y. Kitahara, Study on Laser Drilling in PWB(Small Diameter Drilling in GFRP), Proc Int Conf Compos Mater, Vol.10th, No. Vol. 3, (1995) pp.III.573-III.580
  - 116) CAPRINO, G., TAGLIAFERRI, V. and COVELLI, L., The Importance of Material Structure in the Laser Cutting of Glass Fiber Reinforced Plastic Composites, Vol.117,

- No.1, (1995), pp.133-138
- 117) CENNA, A. A. and MATHEW, P. Evaluation of cut quality of fibre-reinforced plastics-A review. *Int. Journal of Mach. Tools Manuf.*, Vol.37, No.6, (1997), pp.723-736
  - 118) Jose Mathew, G.L. Goswami, N. Ramakrishnan, N.K. Naik, Parametric studies on pulsed Nd:YAG laser cutting of carbon fibre reinforced plastic composites, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.89-90, (1999), pp.198-203
  - 119) CENNA, A. A., and MATHEW, P. Analysis and prediction of laser cutting parameters of fibre reinforced plastics(FRP) composite materials, *International. Journal of Mach. Tools Manuf.*, Vol.42, No.1, (2002), pp.105-113
  - 120) F.A. Al-Sulaiman, B.S. Yilbas, and M. Ahsan, CO2 laser cutting of a carbon/carbon multi-lamelled plain-weave structure, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.173, (2006), pp.345-351
  - 121) HERZOG Dirk, JAESCHKE Peter, MEIER Oliver, and HAFERKAMP Heinz, Investigations on the thermal effect caused by laser cutting with respect to static strength of CFRP, *Int. Journal of Mach. Tools Manuf.*, Vol.48, No.12-13, (2008), pp.464-473
  - 122) F. Fischer, L. Romoli, and R. Kling, Laser-based repair of carbon fiber reinforced plastics, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol.59, (2010), pp.203-206
  - 123) Alexander Wolynski, Thomas Herrmann, Patrick Mucha, Hatim Haloui, and Johannes L'huillier, Laser ablation of CFRP using picosecond laser pulses at different wavelengths from UV to IR, *Physics Procedia*, Vol. 12, Part B, (2011), pp.292-301
  - 124) 原田祥久, 鈴木隆之, 新納弘之, 西野充晃, レーザ切断後の CFRP 強度特性評価, レーザ加工学会講演論文集 Vol.76<sup>th</sup>, (2011), pp.39-44
  - 125) 平博仁, 坪井昭彦, ファイバーレーザーによる CFRP の切断加工, 飛行機シンポジウム講演集(CD-ROM) Vol.49th (2011), Page.ROMBUNNO.3E6
  - 126) A. Riveiro, F. Quintero, F. Lusquinos, J. del Val, R. Comesaña, M. Boutinguiza, and J. Pou, Experimental study on the CO2 laser cutting of carbon fiber reinforced plastic composite, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.43, (2012), pp.1400-1409
  - 127) S. Nagesh, H.N. Narasimha Murthy, M. Krishna, and H. Basavaraj, Parametric study of CO2 laser drilling of carbon nanopowder/vinylester/glass nanocomposites using design of experiments and grey relational analysis, *Optics & Laser Technology*, Vol.48, (2013), pp.480-488
  - 128) 高橋淳, 次世代新材料レーザー加工の新たな挑戦 次世代 CFRP の技術的課題と応用の将来展望, *Optronics*, No.373, (2013), pp.84-89
  - 129) 深川仁, 次世代新材料レーザー加工の新たな挑戦 CFRP 等次世代新材料の加工技術の現状とその問題点, *Optronics*, No.373, (2013), pp.90-94
  - 130) 新納弘之, 次世代新材料レーザー加工の新たな挑戦 CFRP の切断・穴あけ・トリミング 1.産業用高速加工 *Optronics*, No.373, (2013), pp.95-97

- 131) 沓名宗春, 井上裕喜, 次世代新材料レーザー加工の新たな挑戦 CFRP の切断・穴あけ・トリミング 2.マクロ加工, *Optronics*, No.373, (2013), pp.98-103
- 132) 藤田雅之, 次世代新材料レーザー加工の新たな挑戦 CFRP の切断・穴あけ・トリミング 3.ミクロ加工, *Optronics*, No.373, (2013), pp.104-106
- 133) 沓名宗春, 次世代新材料レーザー加工の新たな挑戦 OPIC2012 - LPCC コンファレンスに見る世界の現状, *Optronics*, No.373, (2013), pp.118-121
- 134) A.N. Fuchs, M. Schoeberl, J. Tremmer, and M.F. Zaeh, Laser Cutting of Carbon Fiber Fabrics, *Physics Procedia*, Vol. 41, (2013), pp.365-373
- 135) N. Schilling, A. Lasagni, and U. Klotzbach, Energy dependent processing of fiber reinforced plastics with ultra short laser pulses, *Physics Procedia*, Vol. 41, (2013), pp.414-420
- 136) M. Jarwitz, V. Onuseit, R. Weber, and T. Graf, Spectral Analysis of Laser Processing of Carbon Fiber Reinforced Plastics, *Physics Procedia*, Vol.41, (2013), pp.489-494
- 137) M.S.F. Lima, J.M.S. Sakamoto, J.G.A. Simoes, and R. Riva, Laser Processing of Carbon Fiber Reinforced Polymer Composite for Optical Fiber Guidelines, *Physics Procedia*, Vol.41, (2013), pp.565-573
- 138) H.A. Eltawahni, M. Hagino, K.Y. Benyounis, T. Inoue, A.G. Olabi, Effect of CO2 laser cutting process parameters on edge quality and operating cost of AISI316L, *Journal of Optics & Laser Technology*, Vol. 44, (2012), pp. 1068-1082
- 139) 有澤秀彰, 赤間知, 二井谷春彦, 炭素繊維複合材(CFRP)の高エネルギー加工技術, 三菱重工技報, Vol.49, No.3, (2012), pp.4-10
- 140) Sein Leung Soo, Islam S. Shyha, Tom Barnett, David K. Aspinwall, Wei-Ming Sim, Grinding performance and workpiece integrity when superabrasive edge routing carbon fibre reinforced plastic (CFRP) composites, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol.61, (2012), pp.295-298
- 141) E. Brinksmeier, R. Janssen, Drilling of Multi-Layer Composite Materials consisting of Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP), Titanium and Aluminum Alloys, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol.51, (2002), pp.87-90
- 142) 田村昌一, 近藤弘康, CFRP と軽金属のスタック穴あけ加工-切削条件が CFRP と Ti 合金の切削特性に及ぼす影響-, 栃木県産業技術センター研究報告, No.8, (2011), pp.49-51
- 143) 稲田景子, 藤原順介, 田代徹也, CFRP とチタン合金の重ね合わせ材の穴あけ加工, 日本機械学会関西支部定時総会講演会講演論文集, Vol.86th, (2011), pp.12.7
- 144) 長浦龍一, 藤原順介, 田代徹也, CFRP と Ti-6Al-4V のスタック材の穴あけ加工, 日本機械学会関西支部定時総会講演会講演論文集, Vol.87th, (2012), pp.14.8
- 145) BRINKSMEIER E., FANGMANN S., and RENTSCH R. Drilling of composites and resulting surface integrity, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol.60, No.1, (2011), pp.57-60

- 146) 長沼年之, 津田直士, 異種材料(CFRPとTi合金/Al合金)の重ねあわせに対する低周波振動穴あけの有効性評価, 飛行機シンポジウム講演集(CD-ROM), Vol.44th, (2006), Page.3D7
- 147) 斎藤学, 高橋秀治, 中畑達雄, 小島裕登, 重ね部材への穿孔技術, スバル技報, No.38, (2011), pp.157-162
- 148) 斎藤学, 中畑達雄, 高橋秀治, 小島裕登, 渡邊政雄, 重ね部材への穿孔技術(その2), 飛行機シンポジウム講演集(CD-ROM), Vol.49th, Page.ROMBUNNO.3E4, (2011)
- 149) 栗田祐希, 萩野将広, 井上孝司, 渡辺公歳, 上田和哉, 清水泰充, 不等速主軸回転装置によるCFRP材の穴あけ加工, 精密工学会大会学術講演会講演論文集, Vol.2011 秋季(CD-ROM),(2011), Page.ROMBUNNO.I18
- 150) M. Hagino, Y. Kurita, T. Inoue, K. Watanabe, and Y. Shimizu, Drilling Characteristics with Modulated Rotation Spindle Mechanism, Proceedings of the Tenth International Conference on Progress of Machining Technology,(2012), pp.101-104
- 151) Y. Kurita, M. Hagino, T. Inoue, K. Watanabe, and Y. Shimizu, Improvement Of Work Environment For Cutting Chip Disposal Finish Form Accuracy With New Drill Machining System, Proceeding of The 5th International Conference on Sustainable Energy & Environmental Protection Part-2, (2012), pp.326-331
- 152) T. Inoue, M. Hagino, Y. Kurita, K. Watanabe, K. Ueda and Y. Shimizu, New-Techincs Drilling with Modulated Rotation Spindle Machine, Journal of Advanced Materials Research Vols. 816-817, (2013), pp.206-210
- 153) MRI 株式会社三菱総合研究所, 平成 21 年度中小企業支援調査, 炭素繊維・複合材料のリサイクル技術等に関する調査, 経済産業省委託調査, (2009)
- 154) 河村雅彦, PAN 系炭素繊維の現状と将来, 炭素繊維協会第 24 回複合材料セミナー資料, (2011), pp.7
- 155) 北野彰彦, 航空機の軽量化を支える炭素繊維複合材料, 科学と教育, Vol.59, 4 号, (2011), pp.226-229
- 156) 経済産業省製造産業局繊維課, 東レ株式会社, 社団法人化学繊維技術改善研究委員会, 日本コークス工業株式会社, 炭素繊維製造エネルギー低減技術の研究開発, 評価用資料, 第 1 回繊維分野におけるエネルギー使用合理化技術開発補助金プロジェクト事後評価検討会, 資料 6-3, (2009)
- 157) 炭素繊維協会, EU の新規科学物質規制(REACH)への対応, 炭素繊維および炭素繊維製品に関するガイドライン(第 3 版), (2008)
- 158) J. Takahashi, K. Uzawa, I. Ohsawa, A. Kitano, K. Yamaguchi, and K. Usui, Recycle and LCA, Journal of Society of Automotive Engineers of Japan, Vol.61, No.10, (2007), pp.47-51
- 159) 中西洋一郎, CFRP リサイクルの現状と提案, FRP シンポジウム講演論文集, Vol.22, (1993), pp.123-125

- 160) 小松信行, 牛越憲治, 杉野守彦, CFRP のリサイクル, FRP シンポジウム講演論文集 Vol.23, (1994), pp.I.23-I.26
- 161) 蓬田博之, 矢ヶ崎隆義, 木村雄二, 山中豊, CFRP 材のリサイクルにおける分解分離法の検討, 日本機械学会通常総会講演会講演論文集 Vol.72, No.Pt2 (1995), pp.1-2
- 162) 新屋一馬, 平松正敬, 佐古猛, 岡島いづみ, 超臨界アルコールによる炭素繊維強化プラスチックの完全リサイクル, 化学工学会秋季大会研究発表講演要旨集 (CD-ROM) Vol.41, (2009), pp.P103
- 163) K. Mitani, Recycled Method of CFRP Using Supercritical Fluid, H18 繊維技術研修会資料, (2006)
- 164) L. O. Meyer, K. Schulte, and E. Grove-Nielsen, Optimisation of a Pyrolysis Process for Recycling of CFRP'S, Proceeding of 16<sup>th</sup> international conference on composite materials, CD-ROM, (2007)
- 165) G. Jiang, S. J. Pickering, E. Lester, P. Blood, and N. Warrior, Recycling Carbon Fiber/ Epoxy Resin Composites Using Supercritical Propanol, Proceeding of 16th international conference on composite materials, CD-ROM, (2007)
- 166) 柴田勝司: FRP/F RTP に求められる環境対応 -常圧溶解法を用いた FRP リサイクル技術-, 工業材料, 第 54 巻, (2005), pp. 58-61
- 167) J. Takahashi, N. Matsutsuka, T. Okuzumi, K. Uzawa, I. Ohsawa, K. Yamaguchi, and A. Kitano, Mechanical Properties of Recycled CFRP by Injection Molding Method, Proceeding of 16th international conference on composite materials, CD-ROM, (2007)
- 168) T. Shinoda, A. Kitano, and K. Yoshioka, Study of Material Recycle for CFRP, Proceeding of JSMS COMPOSITE Vol.30, (2001), pp.181-182
- 169) 黄木景二, 篠田知行, 水井誠, リサイクル CFRP 片強化コンクリートの機械的特性, 日本機械学会年次大会講演論文集, Vol.2003, No.Vol.1, (2003), pp.377-378
- 170) J. Takahashi, K. Uzawa, I. Ohsawa, A. Kitano, K. Yamaguchi, and K. Usui, Development of Recycled Method for Automotive CFRP, Journal of Society for Composite Materials, Vol.33, No.3, (2007), pp.82-86
- 171) 山口晃司, 北野彰彦, 環境負荷低減を目指した複合材料技術の進展 2.CFRP のリサイクル手法, 材料, Vol.57 No.7, (2008), pp.747-752
- 172) 岩堀豊, 青木雄一郎, 星光, 武田真一, リサイクル炭素繊維を用いた CFRP 板の強度特性, 構造強度に関する講演会講演集, Vol.53, (2011), pp.136-138
- 173) 平成 22 年度 戦略的基盤技術高度化支援事業, 「CFRP 穿孔加工の作業環境改善に対応する冷却・吸塵機能を備えたシステムの開発」, 研究開発成果等報告書概要版, 中部経済産業局, (2011)
- 174) 羽賀大介, 井上孝司, 柿本政計, 松本二三秋, 青木渉, 内部吸引式中空型ドリルの穴あけ加工における CFRP 切りくずの排出特性, 精密工学会大会学術講演会講演論文集, Vol.2011 秋季(CD-ROM), (2011), Page.ROMBUNNO.I19, (2011)



- 175) M. Hagino, D. Haga, T. Inoue, W. Aoki, and F. Matsumoto, Effectiveness of Chip Collection and Characteristics of Drilling CFRP Materials Using Hollow-Type Drill, Proceedings of the Tenth International Conference on Progress of Machining Technology, (2012), pp.93-96
- 176) M. Hagino, D. Haga, T. Inoue, W. Aoki, and F. Matsumoto, Worker's Environment Improvement of CFRP Material by Hollow Type Drill, Proceeding of The 5th International Conference on Sustainable Energy & Environmental Protection Part-2, (2012), pp.314-319
- 177) D. Haga, M. Hagino, T. Inoue, W. Aoki, and F. Matsumoto, Workers Environment Improvement of CFRP Material by Aspirating Type With Internal Perforation Hole Drill, Proceeding of The 5th International Conference on Sustainable Energy & Environmental Protection Part-2, (2012), pp.320-325
- 178) M. Hagino, T. Inoue, A. G. Olabi, W. Aoki, and F. Matsumoto, New Machine Tool on Collecting Cutting Chips of CFRP for Working Environment Improvement, Journal of Advanced Materials Research Vols. 816-817, (2013), pp.211-215

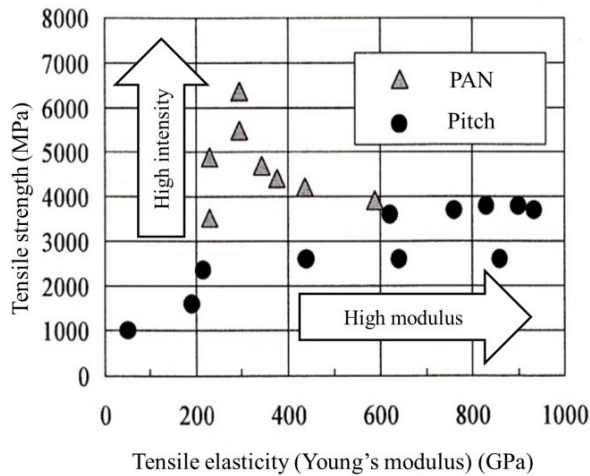


Fig. 1-1 Relationship between tensile strength and tensile modulus <sup>12)</sup>

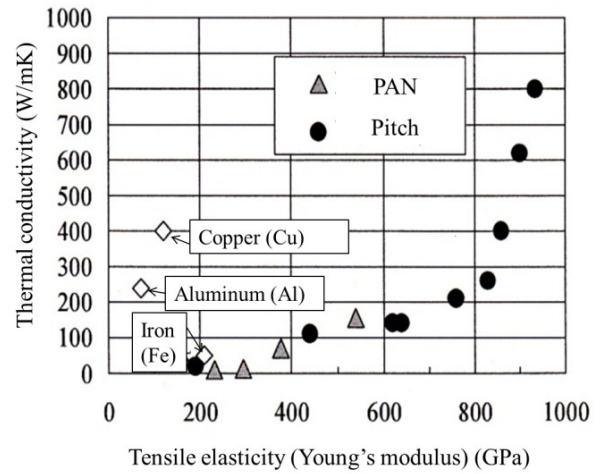
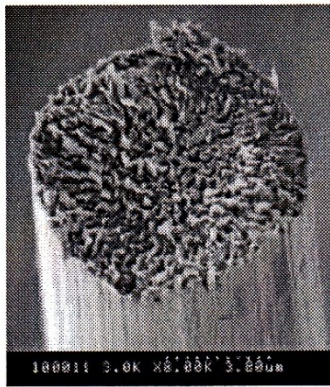


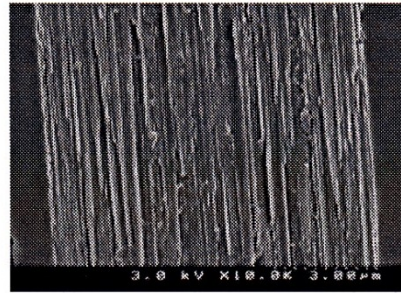
Fig. 1-2 Relationship between thermal conductivity and tensile modulus <sup>12)</sup>



(Axial section)

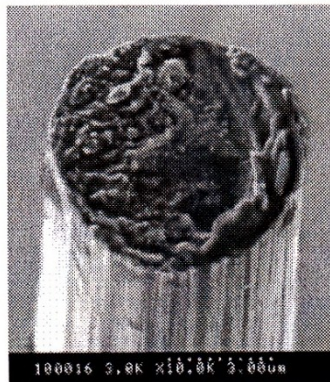


(Extension of axial section)

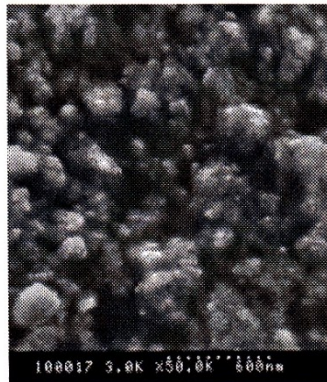


(Longitudinal section)

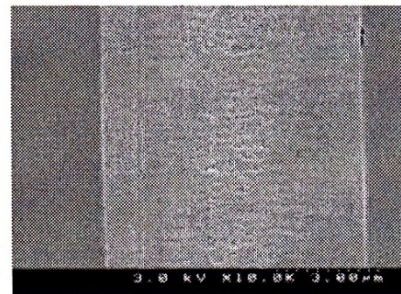
(a) SEM image of PITCH type carbon fiber <sup>12)</sup>



(Axial section)



(Extension of axial section)



(Longitudinal section)

(b) SEM image of PAN type carbon fiber

Fig. 1-3 SEM image of carbon fibers <sup>12)</sup>

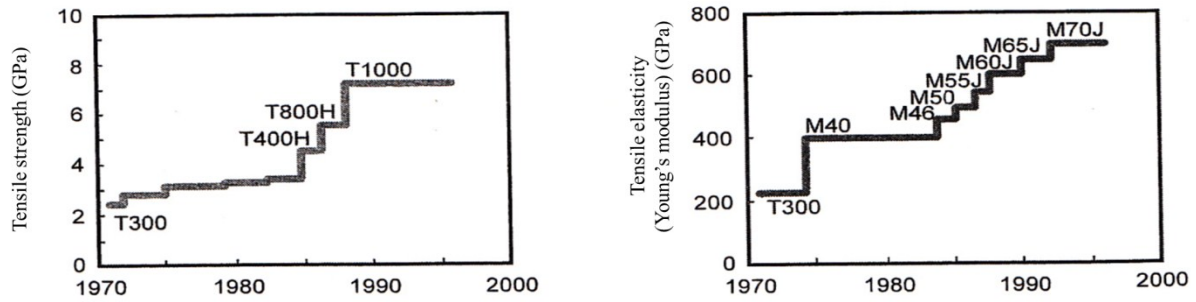


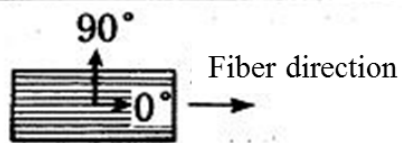
Fig.1-4 History for improving tensile strength and elastic modulus<sup>18)</sup>

Table 1-1 Mechanical properties of various steels<sup>6)</sup>

Material	Density (g/cm <sup>3</sup> )	Young's modulus (GPa)	Tensile strength (MPa)
Mild steel	7.8	210	300
Structural steel	7.8	210	450
Chrome-molybdenum steel	7.8	210	1000
Aluminum	2.7	70	150
Aluminum alloy (2017: Duralumin)	2.73	70	280
Aluminum alloy (2024: Super duralumin)	7.77	73	450
Aluminum alloy (7075: Extra-super duralumin)	2.8	75	500
Polyethylene	0.9	0.3	10
Polyester resin	1.3	2	40
Epoxy resin	1.3	3	50
Glass	2.2	75	50
Wood	0.5	10	100
Glass fiber	2.5	75	2500
Carbon fiber	1.7	230	3000
Aramid fiber (Kevlar)	1.4	130	2800
Unidirectional glass fiber reinforced epoxy resin	2	40	1200
Unidirectional carbon fiber reinforced epoxy resin	1.7	140	1500

Table 1-2 Mechanical properties of unidirectional composite materials<sup>1)</sup>

Sec.			CFRP	GFRP	ArFRP
			Carbon fiber (HT standard)	E glass fiber	Aramid fibre (Para type)
	Density	g/cm <sup>3</sup>	15.5	2.07	1.38
0°	Tensile strength	MPa	1700	1100	1400
	Tensile elasticity	GPa	140	40	80
	Poisson's ratio	-	0.29	0.3	0.3
90°	Tensile strength	MPa	50	35	28
	Tensile elasticity	GPa	10	9	6
0°	Compressive strength	MPa	1600	600	280
	Compressive elastic modulus	GPa	130	40	77
90°	Compressive strength	MPa	220	140	140
	Compressive elastic modulus	GPa	15	9	6
	In-plane shear strength	MPa	90	60	45
	In-plane shear modulus	GPa	5.6	3.5	2.1
0°	Interlaminar shear strength	MPa	120	80	70



※Epoxy resin, Fiber content percentage : 60 v/o

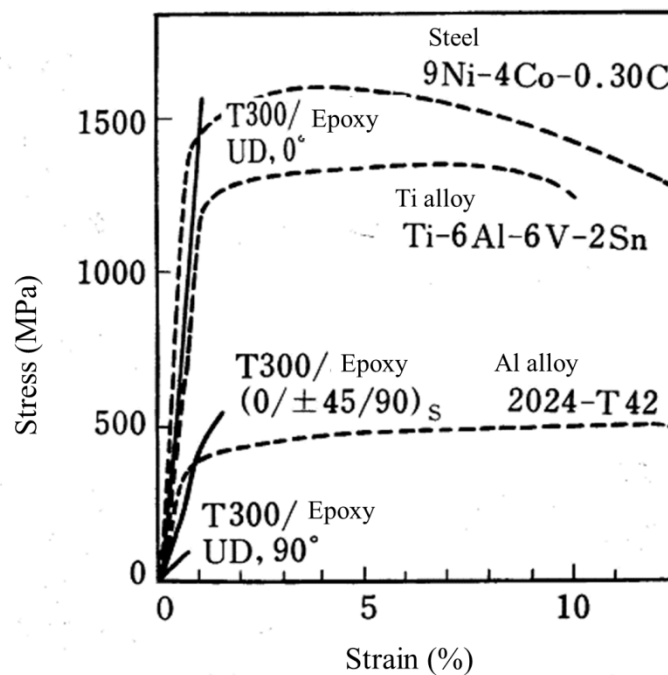


Fig.1-5 Stress-strain diagram of composite materials and metal materials<sup>6)</sup>



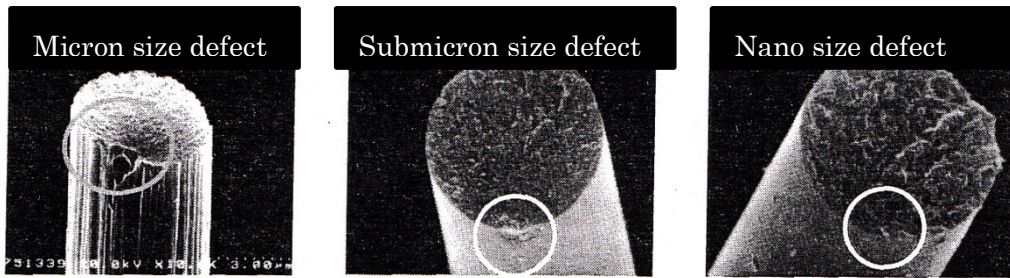


Fig.1-8 Carbon fiber surface flaw<sup>18)</sup>

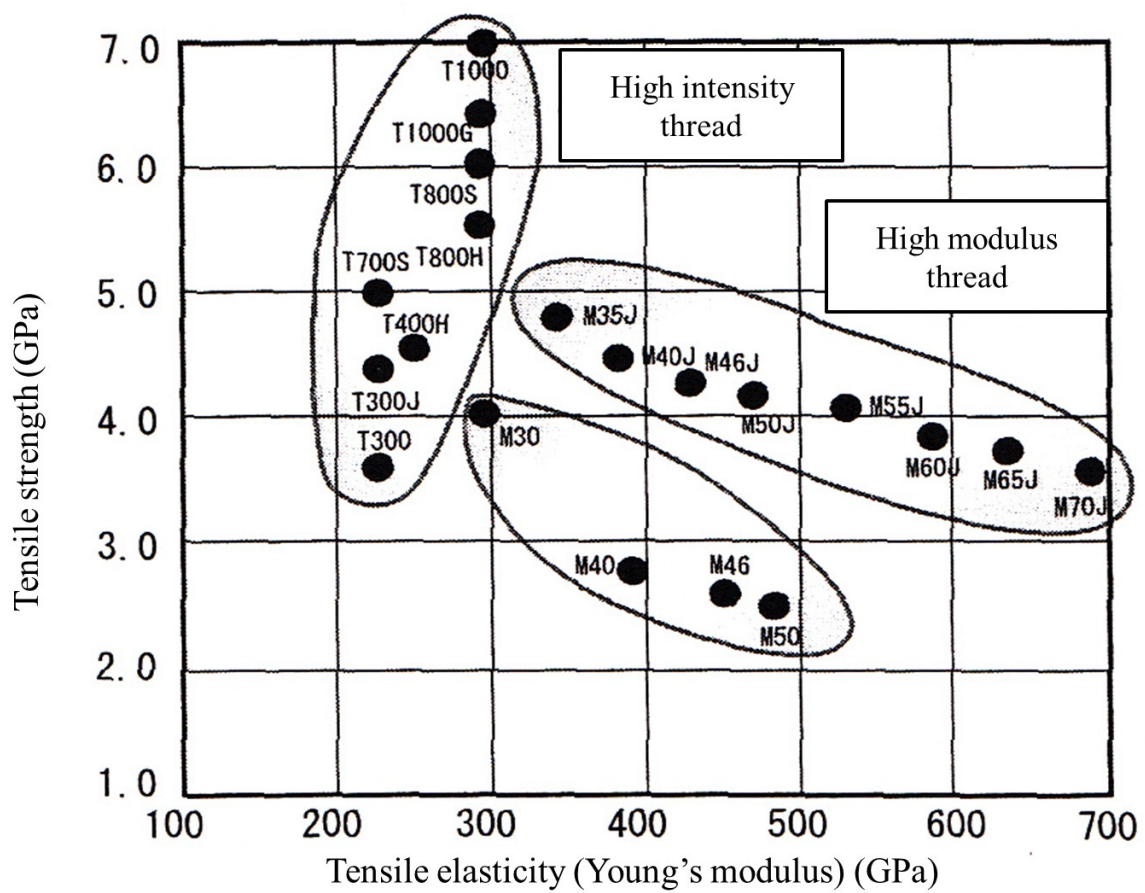


Fig.1-7 Tensile strength and elastic modulus of carbon fiber<sup>18)</sup>

## 第2章 炭素繊維配列方向が異なる CFRP 材の切削特性

### 2.1 まえがき

炭素繊維の配列方向がおよぼす被削性への影響の研究報告は、第1章でも述べたとおり、主に二次元切削や穿孔および振動切削法等で被削性についての研究が行われている<sup>1)-22)</sup>。こうした中であって、エンドミルを用いた CFRP 材のトリミング加工による被削性に関する研究は少なく、我々はこの点に注目した<sup>23)-29)</sup>。そこで、本研究では炭素繊維の配列方向が異なる CFRP 材に対して工具ねじれ角の異なるストレート型エンドミルで加工を行う。これらの被削性を評価するにあたり、切削抵抗力、切削温度、工具摩耗、仕上げ面形状性状におよぼす炭素繊維配列方向の影響についてダウンカット法とアップカット法の2種類の切削方法を用いて実験的検討を行なったのでここに報告する。

### 2.2 実験装置および実験方法

実験に使用した実験装置、切削工具、供試材、ならびに測定機器等について詳細に説明する。

#### 2.2.1 供試材および試験片

本実験で使用する CFRP 材は、TR タイプ CF トウ(三菱レイヨン株式会社製)の UD 炭素繊維プリレグを 130°C 硬化型のマトリクスレジンに含浸させ、オートクレーブ(株式会社トヨタテクノクラフト)内で加熱・加圧し成形した汎用材料である。炭素繊維の配列方向と被削性との関係を調べる為に、一方向に積層されたものと直角で二方向に積層された CFRP 材の2種類を使用した。供試材は炭素繊維の配列方向が切削方向と平行になる場合を基準と定義し、これを 0 度と定め、Fig.2-1 に示すように4種類の角度に分類した。供試材 A は 0 度方向に配列された一方向材で、供試材 B は配列方向を 90 度とした一方向材であり、供試材 C は配列方向が 45 度と -45 度の二方向の交互積層材である。これらの CFRP 材は炭素繊維に高弾性率型(HM)を使用し炭素繊維プリプレグの積層(ply)数は 17 で、板厚は 4 mm である。Table2-1 に供試材の仕様を示す。

#### 2.2.2 切削工具

切削工具は直径 10 mm で超硬 P 種を母材としたストレート型エンドミルを用いた。工具ねじれ角が仕上げ面および工具摩耗におよぼす影響についても同時に評価を行う。実験に用いたエンドミルは3種類で、ねじれ角の違いにより大別し、ねじれ角 0 度の場合を No.1、ねじれ角 30 度の場合を No.2、ねじれ角 45 度の場合を No.3 と定めた。なお、工具逃げ角とすくい角は同一とした。工具材種に関して過去の研究結果より、超硬 P 種と比べ超硬 K 種の場合に工具摩耗が少ないという報告<sup>12)</sup>があるが、本実験では摩耗による影響を無視できるような環境下で実験を行うことを

前提としていること，工具形状を任意の形に設計し被削性への影響を評価するために一般的に多く流通している超硬 P 種を選定している．本実験で使用したストレート型エンドミル工具各種を Fig2-2 に示す．

### 2.2.3 実験装置および測定機器

本実験で使用した実験装置を順に説明する．Fig.2-3 に数値制御型縦型フライス盤 (FMR-40 型) を示す．またフライス盤の仕様を Table2-2 に示す．Fig.2-4 に切削抵抗力の測定に用いた AST-ZM 型ひずみゲージ式 3 分力工具動力計を示し，Table2-3 にその仕様を示す．

本実験で使用した動力計は応答速度 100Hz で，送り分力（主分力） $F_x$ ，背分力  $F_y$ ，垂直分力  $F_z$  の 3 方向成分をひずみゲージで検出する．

切削温度の測定には Ar-Cr 熱電対(K 型)とサーモグラフィの 2 種類を使用する．その測定は切削抵抗力の測定と同時に行う．Ar-Cr 熱電対を Fig.2-5 に示し，熱電対の取付けた様子を Fig.2-6 に示す．Ar-Cr 熱電対はニッケルを主とした合金(アルメル)とニッケルおよびクロムを主とした合金(クロメル)を使用しており，JIS 規格の K 熱電対である．温度測定の範囲は-200°C~1000°C で，温度と熱起電力との関係が直線的であることから，本実験に最適であると判断した．本実験で使用した非接触型赤外線サーモグラフィ装置(NEC Avio Infrared Technologies Co., Ltd.)を Fig.2-7 に，仕様を Table2-4 に示す．サーモグラフィを使用し，非接触方式で加工中の工具切刃近傍の温度を測定する．そうした切削温度の測定に際しては補助測定装置として赤外線放射型温度測定装置を用いて熱電対と同時測定を行い測定値に問題が無いことを確認している．予め，両装置間での較正を行い，補正值を得ている．なお，両装置間での補正方法は，熱電対を使用し測定対象物の表面温度を測定した後，放射率を 1 に設定した放射温度計で測定対象物の表面温度を測定し，熱電対の測定値と放射温度計の値が同じになるまで放射温度計の放射率を少しずつ変更し両者の温度計の値が同じになるように放射率の補正值を得た．

切削抵抗力を測定する際，工具動力計から出力される信号をアンプで増幅させ，データロガーに保存する．本実験で使用したアンプを Fig.2-8 に示し，仕様を Table2-5 に示す．また，記録に使用したデータロガーを Fig.2-9 に示し，その仕様を Table2-6 に示す．

加工後の試験片の仕上げ面粗さ測定に使用した触針式表面粗さ測定器を Fig.2-10 に，仕様を Table2-7 に示す．表面粗さ測定器により，算術平均粗さ  $R_a$  と算術平均粗さの内最大値となる  $R_{max}$  を測定する．

### 2.2.4 実験方法

実験では，ねじれ角の異なる 3 種類のストレート型エンドミルを用い，炭素繊維配列方向の異なる 3 種類の CFRP 材に対しトリミングを行い，切削抵抗力，切削温度，仕上げ面性状を測定する．炭素繊維配列方向と工具ねじれ角が被削性におよぼ

す影響について評価する。切削条件は、切削速度 70 m/min, 送り速度は 250 mm/min で切り込み量 3 mm の 1 水準とした。加工中に作用する切削抵抗力和切削加工温度の測定はダウンカット法およびアップカット法の 2 種類にて行う。なお工具摩耗への影響を考慮し切削距離は 70 mm とする。切削抵抗力の測定には、ひずみゲージ式 3 分力型工具動力計を用い 3 方向の各荷重( $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ )を測定する。Fig.2-11 に実験の模式図を示す。切削温度の測定は Ar-Cr 熱電対と、赤外線放射型温度測定装置を併用し加工温度の変化を詳細に調べる。また、熱電対は測定精度を高めるために供試材表面に切削距離を 5 等分する状態で固定する。その際、熱電対先端部が工具切刃と接触する状態になるよう注意を払った。Fig.2-12 に熱電対および赤外線放射型温度測定装置の位置関係を示す。なお計測はデータロガーを介してサンプリングタイム 0.1 秒毎で切削抵抗力和切削温度を同時に記録した後、解析ソフトを使用し分析を行う。仕上げ面形状精度の測定は Fig.2-13 に示す様に、切削方向に対し直角になる方向 3 か所(始点, 中間点, 終点)で触針式表面粗さ測定器を用い測定を行う。なお、切削実験回数は、結果の再現性を考慮し各条件 3 回の繰り返しで行う。

切削方向の違いを Fig.2-14 に示す。一般的な鋼を加工する場合、ダウンカットの場合は切込み時に刃先すべりが起きず切りくず排出性が良いため、仕上げ面が良好になる。一方アップカット法では、作業効率が向上するといった利点があるが、切込み時に刃先の滑りが生じる可能性が高いと言った欠点もある。このような長所や短所が両切削方法にあるため、一概に優劣をつけることが難しい現状である<sup>9)</sup>。

## 2.3 実験結果

本実験結果は、ダウンカット法とアップカット法での仕上げ面性状、仕上げ面粗さ、切削抵抗力和切削温度、工具摩耗、切りくず形状を比較した考察を順に説明する。さらに、機械力学的な面から CFRP 材の切削特性の考察を行った結果を説明する。

### 2.3.1 ダウンカット法による結果

#### 2.3.1.1 仕上げ面性状

ダウンカット法による切削後の仕上げ面の様子を Fig.2-15 に示す。この結果、ねじれ角 0 度の場合、表層のケバ立ちが起きず良好な仕上げ面を得ることができた。これは、ねじれ角が無い場合、切れ刃の回転方向に対して炭素繊維が垂直にせん断されているためと考えられる。

ねじれ角 30 度では、炭素繊維配向が 90 度と 45 度-45 度の場合に表層にケバ立ちが起きた。ねじれ角 45 度の場合は表層全面にケバ立ちが起き、ねじれ角 30 度と比べケバ立ちが起きる範囲が多くなった。

工具ねじれ角および、炭素繊維配向の違いにより、ケバ立ちの形状が異なる点に注目し表層部を SEM で観察した。ねじれ角 30 度の場合を Fig.2-16 に、ねじれ角 45 度の場合を Fig.2-17 に示す。ねじれ角 30 度の場合のケバ立ちの深さを測定



したところ、炭素繊維配向 90 度の場合は、表層から約 0.15 mm から 0.2 mm の位置で起きており、炭素繊維配向 45 度- 45 度の場合は約 0.2 mm の位置より下方から発生していた。ねじれ角 45 度では、炭素繊維配向 90 度の場合にはケバ立ちは表層から約 0.24 mm の位置から起き、炭素繊維配向 45 度- 45 度の場合も約 0.24 mm より下方から起きており、2 方向積層材の場合、一層の厚み(0.24 mm/ply)すなわち炭素繊維の炭素繊維配向が変わるプリプレグ間の境界が影響しているものと考えられる。このことから炭素繊維配向によりケバ立ちの発生場所が変化し、ねじれ角が大きくなるとケバ立ちは表層から、板厚方向でより深いところ、特に表層から第一層目のプリプレグの界面付近で発生することが明確になった。

これらの原因として、Fig.2-18 に示す切れ刃底側から撮影した切削時の様子をコマ送りした写真より、CFRP 材の切削を行った場合、切れ刃と被削材が接触すると同時に被削材である CFRP 材を構成する炭素繊維とマトリクスが粉砕することが考えられる。これにより、ダウンカット法では切り上がりで材料の切込み方向の厚さが薄くなり、部分的に炭素繊維間の密着力が低下しせん断が困難になるものと考えられる。CFRP 材は繊維方向に対する強度は優れているが、厚み方向の強度は炭素繊維とマトリクス間の界面の強度に大きく依存している。そのため、炭素繊維とマトリクスの接合剤である樹脂の接合強さが重要である。例えば、一般的な CFRP の層間せん断強度約 100 MPa と考えた場合に、一般的なエポキシ樹脂の引張強度は約 80 MPa であり、エポキシ樹脂の方が低い値となるため、切削時にその部位で破壊しやすくなる。そのため、せん断時に衝撃荷重が加わり、CFRP 材を粉砕することによって、層間にき裂(トランバースクラック)が伝播し切削が進行する可能性が高いと考えられる<sup>3)-8)</sup>。Fig.2-19 に加工後に生じた層間剥離の様子を示す。Fig.2-19 に示すように、特に炭素繊維の保持力が弱いとされる表層近傍のケバ立ちの下方で層間剥離が確認できた。このように、切削時の衝撃と表層のケバ立ちにより、層間剥離が誘発され、炭素繊維とマトリクスの界面にマイクロクラック等が生じたと考えられる。また、切削中に断続的に加わる衝撃荷重により、これらが材料内部へ進展していると予想できる<sup>30)-37)</sup>。

### 2.3.1.2 仕上げ面粗さ測定結果

仕上げ面の評価を定量的に行うため仕上げ面の中心線算術平均粗さ Ra の測定を行った。粗さの測定は切削方向に対し直角になる方向 3 か所で触診式の粗さ計を用い測定を行った。結果を Fig.2-20 に示す。グラフの A,B,C はそれぞれの供試材を示しており 0 度、90 度、45 度- 45 度の順である。この結果、炭素繊維配向が仕上げ面粗さにおよぼす影響が大きく、切削方向に対して直角に配列した 90 度の場合に 3 種類の供試材の中で最も中心線平均粗さ Ra が小さかった。次いで 0 度配列が小さく、45 度- 45 度配列が最も仕上げ面粗さが大きくなった。これは工具形状に依存することなく同じ傾向が見られた。また、ねじれ角が違った場合でも炭素繊維配向 0 度の供試材 A と炭素繊維配向 90 度の供試材 B では明確な差異は

認められなかった。しかし、炭素繊維配向が 45 度-45 度の供試材 C ではねじれ角が大きくなるにつれ仕上げ面粗さが悪化していった。

この原因として、45 度-45 度配列の供試材 C の場合、特定の層で窪みのような炭素繊維の抜けが発生していることが影響していると考えられる。この穴は 45 度方向で積層されている層のみに起きた。詳細に断面形状を観察するため、各種工具で炭素繊維配向 45 度-45 度の供試材 C に対し切削を行った後の仕上げ面の SEM を Fig.2-21 にねじれ角 0 度の工具番号 1 を示し、Fig.2-22 にねじれ角 30 度の工具番号 2 を示し、Fig.2-23 にねじれ角 45 度の工具番号 3 を示す。この結果、炭素繊維の抜けによる窪みの形状が工具ねじれ角と近似していることが分かった。また、周期性を持つような間隔で抜けが起きており、その距離が、一回転当たりの送り量(本実験では一刃当たりの送り量が 0.056 mm/tooth なので一回転当たりの送り量は 0.112 mm/rev)と概ね一致している。しかしながら、不規則に抜けが生じていること、抜けが生じている部位の面積が不均一なため必ずしも 0.112 mm と一致はしない。

次に、炭素繊維配向が 45 度-45 度の供試材 C ではねじれ角が大きくなるにつれ仕上げ面粗さが悪化していった原因を評価するため、3 種類の供試材に対して、各エンドミルで切削を行った後の断面曲線を Fig.2-24 にねじれ角 0 度の工具番号 1 を示し、Fig.2-25 にねじれ角 30 度の工具番号 2 を示し、Fig.2-26 にねじれ角 45 度の工具番号 3 を示す。各工具ともに炭素繊維配向が 0 度方向と 90 度方向では粗さパターンの山と谷の大きさに違いはあるが、概ね平滑な面であることが分かる。より詳細に SEM で表面を観察すると炭素繊維配向が 0 度方向と 90 度方向の仕上げ面の違いが明確であり、Fig.2-27 にねじれ角 0 度の工具番号 1、Fig.2-28 にねじれ角 30 度の工具番号 2、Fig.2-29 にねじれ角 45 度の工具番号 3 からも見えてくるように工具ねじれ角に関係なく炭素繊維配向 0 度の場合は、切りくずが繊維と繊維の間に付着、堆積していることが解る。これは粉碎した一部の切りくずが工具切れ刃によって押し慣らされたことが原因であると考えられる。また、炭素繊維の丸みが仕上げ面に全体に露出しており、せん断されているというよりは、仕上げ面表層から切りくずが剥ぎ取られたように見える。この炭素繊維の丸みによる凹凸が粗さパターンに転写されたものと言える。一方、炭素繊維配向 90 度では炭素繊維の断面が仕上げ面となる為、凹凸等は見られなかった。しかし 45 度、-45 度方向の場合、仕上げ面上に穴が成形されていることが明確であり、一定の間隔でピークを迎えている。この曲線と切削面を重ね合わせると、炭素繊維の抜けが起きている位置でピークを迎え、抜けが生じていない位置では、滑らかなパターンになることが確認できた。また、この窪みのような炭素繊維の抜けの深さは工具のねじれ角に拘らず約 20  $\mu\text{m}$  から 40  $\mu\text{m}$  であった。しかし、測定器である粗さ計のスタイラスの先端半径が 2  $\mu\text{m}$  であるため、これ以下の窪みを測定することが困難であることが予想されることから、炭素繊維の抜けは測定した結果よりさらに深い可能性が考えられる。また、各層により窪みが深くなる場合と浅くなる場

合があるが、この因果関係については不明であるが、炭素繊維の抜けについては、炭素繊維とマトリックスの界面の強度が均一でないことや、切削時に生じる衝撃荷重による、き裂の発生方向等が関係していると推察している。この原因としては、前項でも考察したように、ダウンカット法では、切り上がり部分で材料に対する切込み方向の厚さが薄くなる。その結果、部分的に炭素繊維の密着力、すなわち保持力が低下して、炭素繊維のせん断が難しくなる。加えて、送りによって、切れ刃進行方向の力が作用するため、切れ刃と接触している炭素繊維の一部に曲げ方向への破壊を誘発する力が作用することが考えられる。この作用により、炭素繊維が切込み位置より下部の領域でせん断される、過切削状態になることを朝比奈らの報告(1991)<sup>10)38)</sup>から推察できる。彼らの報告では、被削材が GFRP であったが、CFRP においても類似した傾向がみられると考えられる。

このことから、一回転中に一刃目が切り上がる際に炭素繊維のせん断が行われず切り残した炭素繊維を二刃目が引き抜く形で曲げ破壊に近い形で炭素繊維の破断が起きている可能性が高いと言える。

### 2.3.1.3 切削抵抗力測定結果

炭素繊維配向と工具ねじれ角の違いが、仕上げ面性状におよぼす影響について切削抵抗力を測定し評価を行った結果を Fig.2-30 に示す。グラフに示す値は、測定した切削抵抗力である、送り分力 (主分力) : $F_x$ 、背分力: $F_y$ 、垂直分力: $F_z$  の 3 分力それぞれの最大値をプロットした。また、Fig.2-31 に各工具別に各分力の合力を算出した結果を示す。この結果、炭素繊維配向が 0 度の場合に工具ねじれ角に拘らず背分力  $F_y$  が最も大きくなることが判明した。これは切れ刃が炭素繊維に対して直角に食い込むためと考えられる。炭素繊維配向 45 度、-45 度の場合は二方向に炭素繊維が積層され異方性があるにも拘らず、切削抵抗力は他の 2 種類の一方向積層の供試材と比べ明確な差異はなかった。また、ねじれ角の大きさ、炭素繊維配向に拘らず送り分力  $F_x$  に明確な差異は認められない。さらに、背分力  $F_y$  についても、ねじれ角の大きさや、炭素繊維配向に関係なく明確な差異は認められない。これはすべての供試材で同一の炭素繊維を使用していることが影響したと考えられる。そのため切削抵抗力は炭素繊維自体の強度に強く影響を受けると考えられる。垂直分力  $F_z$  では、ねじれ角が増加するとその抵抗力は増加した。このため、ねじれ角は垂直分力  $F_z$  に大きく影響し垂直分力  $F_z$  が増加することで表層のケバ立ちが増え、しかも表層から深い位置でケバ立ちが起きたものと考えられる。そのため、工具形状は表層のケバ立ちに大きく影響していると考えられる。また、Fig.2-32 に示すそれぞれの合力を見た場合に、工具形状に拘らず切削抵抗力に明確な差異が認められないため、切削抵抗力には炭素繊維配向が大きく影響しているといえる。これらのことから、ねじれ角が 0 度の場合には  $F_z$  の力は理論上では無視でき、さらに送り分力  $F_x$  と背分力  $F_y$  についても、ねじれ角の有無に拘らず明確な差異が認められないためダウンカット法を用いた CFRP 材の

トリミング加工では、ねじれ角 0 度の直刃タイプのストレート型エンドミル工具が有効であるといえる。

#### 2.3.1.4 工具摩耗

本実験では、工具摩耗の影響を最小限に抑え、CFRP 材の被削性を評価するに当たり工具摩耗の影響を無視できるよう配慮を行った。工具摩耗の影響を無視することができるか確認を兼ね、工具逃げ面の摩耗状態を観察した。結果を Fig.2-32 に示す。この結果、切削距離が 70 mm と短いため、炭素繊維配向 0 度の供試材 A でねじれ角 0 度のエンドミルで加工を行った場合の約 20  $\mu\text{m}$  が最も大きい値となった。一般的に工具寿命の判断基準とされる摩耗幅が約 0.3 mm であることを考慮した場合、今回の切削で生じた摩耗幅は 1/15 倍以上であり、本実験では工具摩耗の影響は十分無視できるものと言える。実際の工具逃げ面摩耗の様子を Fig.2-33 にねじれ角 0 度の工具番号 1 を、Fig.2-34 にねじれ角 30 度の工具番号 2、Fig.2-35 にねじれ角 45 度の工具番号 3 を示す。これらの結果より、逃げ面摩耗幅は極めて小さいことが見て取れる。また、表面に見える縞模様は工具製作時の研削痕であり本実験の摩耗とは関係がない。

この結果より、工具逃げ面摩耗幅について考察を行うと、工具逃げ面摩耗幅においても炭素繊維配向の影響が大きいといえる。また、ねじれが大きくなると工具逃げ面摩耗幅は小さくなる傾向があるが、ねじれ角による傾きを有するので切れ刃と被削材の接触時間が長くなるが、ねじれの角度により切込み時の負荷が分散されることが影響していると考えられる。また、ねじれ角 0 度の場合は工具摩耗が大きいが仕上げ面表層にケバ立ちが起きない。そのため工具逃げ面摩耗幅と仕上げ面上に生じる炭素繊維の切り残し、いわゆるケバ立ちとの関係は極めて小さいと言える。

#### 2.3.1.5 切削温度測定結果

切削抵抗力の測定と同時に切削温度の測定を行い、被削性への影響について評価を行った結果を Fig.2-36 に示す。グラフは測定した最高温度を示す。この結果、炭素繊維配向 90 度の場合に切削温度が低くなった。さらに、切削温度の傾向は切削抵抗力の中でも背分力  $F_y$  の傾向と同様であり切削抵抗力が高いと切削温度も高くなるということが明確になった。このため、切削温度は切削抵抗力の中でも最も大きな値となった背分力  $F_y$  の影響を受けるとということが明確になった。ねじれ角の違いを見ると、ねじれ角 0 度で切削温度が最も高いように見えるが、切削抵抗力同様に明確な差異は見られなかった。

さらに、赤外線放射型温度測装置で切削温度を測定した結果を Fig.2-37 に示す。図は切削温度が高かったねじれ角 0 度のエンドミルを用い、炭素繊維配向 0 度の供試材 A を加工した際の結果を示す。この条件では、熱電対法で測定した切れ刃近傍の切削温度は約 100°C であるのに対し、図中中央 1 に示す切りくずの温度は

130℃を超えていることが分かった。さらに図中右下の2に示す飛散した切りくずの塊も高温を保っていることが分かる。しかし、加工後の切削面の温度は約80℃から100℃であった。そのため供試材と切削工具への熱の残留が小さく、切りくずが最も高温になることが明確になった。

供試材 A の場合、切りくず生成時にすくい面上を切りくずが流れるため切れ刃と被削材および切りくず間で摩擦が生じ摩擦熱が発生する。それと同時にせん断に伴う加工熱が生じ切削温度が上昇したと考えられる。一方、供試材 B と供試材 C では、切込みと同時に切りくずとなる炭素繊維が粉碎しているため、衝撃破壊に伴う熱が生じるが炭素繊維の粉碎とともに大気中に熱が放出されるため、切れ刃近傍の切削温度は仕上げ面上を、工具逃げ面が擦る際に生じる摩擦熱のみが影響しているものと考えられる。

#### 2.3.1.6 切りくずが被削性におよぼす影響

炭素繊維配向および工具形状は、仕上げ面性状や切削抵抗、切削温度への影響があることが明確になった。そこで、これらの被削性が切りくずにおよぼす影響について評価をした。3種類の供試材に対して、各エンドミルで切削を行った後に回収した切りくずを、Fig.2-38 にねじれ角 0 度の工具番号 1 を示し、Fig.2-39 にねじれ角 30 度の工具番号 2 を示し、Fig.2-40 にねじれ角 45 度の工具番号 3 を示す。炭素繊維配向 0 度の供試材 A の場合は、固形で金属材料を切削した場合に近い形の切りくずで、金枝らの定義によると繊維裁断型切りくず<sup>5)</sup>であった。しかしながら供試材の仕上げ面の様子は層間剥離型切りくずを排出する場合と近似したものであった<sup>4)</sup>。

炭素繊維配向 90 度の供試材 B では Fig.2-39(b) や Fig.2-40(b) のように細かい粉末状になる場合もあるが、Fig.2-39(b) に示すように長繊維状の切りくずが混在した。切込み時に繊維配向に対し概ね平行に切れ刃が進行するため衝撃によりマトリクスの部位で破壊が生じ、マトリクスの強度のバラつきにより樹脂のみの破断ではなく炭素繊維を同時に破断させている可能性が考えられるため、粉末状の切りくずが発生したと考えられる。また、長繊維状の切りくずが生じる原因としては、マトリクス部分のみでき裂が進展し、マトリクス部分が繊維を巻き込まずにき裂破断(層間剥離)した後に、切れ刃により炭素繊維部がせん断された可能性が高いと考えられる。そのため、切りくずとなった長繊維の長さは最大でも切込み量である 3 mm 以下である。また、供試材 B のように粉末状の切りくずではなく、供試材 A のような固形状の繊維裁断型切りくずを生成した場合に切削抵抗が高くなり、仕上げ面粗さ等が良好になると考えられるが、その通りではなかった<sup>8)</sup>。

炭素繊維配向 45, -45 度の供試材 C の場合、粉末状の切りくずであったが切りくずの粒径は炭素繊維配向 90 度の場合と比べ同等程度からそれ以上のものが混在し、長繊維状の切りくずや、繊維裁断型切りくずのような様々な形状であった。その中でも特に顕著に傾向を示したものは Fig.2-38(c) に示す工具番号 1 の直刃タ

イプのエンドミルで加工した場合であった。これは、供試材 C が 45 度、-45 度の 2 方向積層材であることが起因するものと考えられるが、他のねじれ角を有するエンドミルでは、供試材 B の切りくず形状と近似した。ねじれ角が 0 度の場合、切込み時の衝撃荷重が炭素繊維の炭素繊維配向と平行にき裂が伝播すると考えられるため、マトリクスと炭素繊維の間に層間剥離が生じ、-45 度配向の炭素繊維が細かく粉砕され、45 度配向の炭素繊維が塊となり排出されたものと考えられる。炭素繊維配向の違いによる切りくずの形状については、上述の積層間に生じる窪みのような炭素繊維の抜けが生じた際に考察した内容をもとに推察した。しかし、ねじれ角を有する場合は、切りくず形状が明らかに異なるが、ねじれ角を有することで、切込み時の衝撃荷重が送り方向および軸方向に分散されるため、直刃形状のエンドミルとは異なる形でき裂伝播している可能性が考えられ、Fig.2-38(c) でみられた塊の切りくずが、衝撃によるき裂で分散され Fig.2-39(c)や Fig.2-40(c) のような長繊維状の切りくずとなり排出された可能性も考えられる。

#### 2.3.1.7 ダウンカット法による結果の総括

これらの結果の考察より、ダウンカット法による炭素繊維配向と工具ねじれ角の違いがおよぼす影響について総括した。

ダウンカット法で切込み時に生じる衝撃荷重により、仕上げ面方向にき裂が生じ切りくずが粉砕し微粉末状になり排出される傾向が見られた。これにねじれ角の作用が付与することで切削中に発生する切削抵抗力の垂直分力  $F_z$  が大きくなり仕上げ面表層にケバ立ちが生じたと考えられる。しかも、ねじれ角が大きくなることでケバ立ちの量が多くなり、発生する位置が深くなる。また、45 度配向の場合に仕上げ面上に窪みのような炭素繊維の抜けが生じる。さらに、このケバ立ち付近ではき裂進展による層間剥離が起きていることが確認できた。

工具形状の違いによる切削抵抗力(送り分力  $F_y$ 、背分力  $F_z$ )や切削温度の違いは明確な差異は認められなかったが、炭素繊維配向が異なる場合その差は著しい。また、切りくずが仕上げ面性状におよぼす影響は小さいといえる。切りくず形状が供試材 B のように微細な粉末になる場合、切削抵抗力および切削温度が低いという傾向が確認できた。

## 2.3.2 アップカット法による結果

### 2.3.2.1 仕上げ面性状

アップカット法による切削後の仕上げ面の様子を Fig.2-41 に示す。この結果、目立ったケバ立ちが起きたのは、工具ねじれ角 45 度の工具番号 3 を使用し炭素繊維配向が 45 度-45 度の供試材 C の切削を行った場合であった。しかし、全体的にケバ立ちの発生が少なく、ダウンカットと比べ炭素繊維配向および工具形状が仕上げ面におよぼす影響が小さいといえる。また、アップカット法では工具ねじれ角に拘らず炭素繊維配向 0 度の供試材 A を加工した場合、Fig.2-42 に示す様にき裂が生じ、層間剥離が進行する形で仕上げ面が成形された。この原因として、炭素繊維配向と工具送り方向が平行であることに加え、アップカット法では Fig.2-43<sup>8)</sup>に示す様に炭素繊維配向に対し平行に切れ刃が進行するため繊維層に食い込みやすい。切れ刃が切り込んだ後、Fig.2-44 に示す切削中の連続写真のように、切りくずとなる面をすくい上げるように切れ刃が回転し進行するため、炭素繊維と比べ強度の弱いマトリクス部分でき裂が生じ、層間剥離が進行したものと考えられる。供試材 A を加工した後の仕上げ面を SEM 観察した結果を示す。Fig.2-45 に工具番号 1、Fig.2-46 に工具番号 2、Fig.2-47 に工具番号 3 を示す。この結果より、3 種類すべての工具で仕上げ面上の炭素繊維の丸みの露出が確認できた。そのため、き裂進展により仕上げ面上から切りくずが剥ぎ取られるような形で切削が進行したことが窺える。この仕上げ面の様子は Fig.2-27)、Fig.2-28(a)、Fig.2-29(a)に示したダウンカットの場合と近似しており、ダウンカットの場合も切り上がる際に切りくずとなる繊維が仕上げ面から剥ぎ取られ、炭素繊維の丸みが露出したものと考えられる。また、炭素繊維の露出以外にも仕上げ面上に粉碎された切りくずが点在していたが、これはダウンカットの場合でも考察した通り、せん断時に粉末となった切りくずが、切れ刃によって仕上げ面側に押し慣らされたものと考えている。この炭素繊維の間に付着している物体について金枝らの研究報告<sup>8)</sup>にあるように仕上げ面から剥ぎ取られた際に取り残されたマトリクスである樹脂の可能性も十分に考えられる。

アップカット法ではケバ立ちが少なかったが、ダウンカット法の際にケバ立ちが顕著であった供試材 B と供試材 C の表層付近を、SEM で観察した結果を、工具番号 2 を Fig.2-48 に示し、工具番号 3 を Fig.2-49 に示す。Fig.2-48 に示すように、ねじれ角 30 度の場合は表層にケバ立ちは生じなかったため、供試材 B の場合も供試材 C の場合も良好な仕上げ面を得られた。供試材 B では表層近傍の極狭い範囲で炭素繊維の剥離が生じた。しかし、供試材 C では表層の剥離は認められなかったため、この原因は工具ねじれ角ではなく、炭素繊維配向が大きく影響していると考えられる。一方、Fig.2-49 に示すねじれ角 45 度の工具番号 3 の場合、供試材 B では表層の極微小な範囲に炭素繊維の剥離が生じているが比較的良好な仕上げ面を得られた。Fig.2-49(b)に示すケバ立ちが生じた供試材 C の場合、表層近傍

でケバ立ちが確認できるが、その発生している深さはダウンカットの場合と比べ非常に浅く約 0.12 mm であった。

このように、ねじれ角を有する場合でも表層のケバ立ちが生じないことや、ケバ立ちの起きる深さが浅い位置で起きた。これらの原因として、切削方向の違いが起因していると言える。アップカット法では除去体積の大きい仕上げ面側から切込み、切り上がり時の除去体積が小さい。一方、ダウンカット法では切込み時の除去体積は大きい、除去体積の小さくなる切り上がり側が仕上げ面になるためケバ立ちが多くなる事が起因していると考えられる。

### 2.3.2.2 仕上げ面粗さ測定結果

仕上げ面形状精度を定量的に評価するため、仕上げ面の中心線算術平均粗さ Ra の測定を行った結果を Fig.2-50 に示す。この結果、3 種類の工具全てで炭素繊維配向 90 度の供試材 B の仕上げ面粗さが最も小さかった。仕上げ面が炭素繊維の直角断面となる場合には、仕上げ面粗さが小さくなることが明確になった。また、仕上げ面上に炭素繊維の丸みや、切りくずの付着またはマトリクス部位が仕上げ面に残留していた供試材 A では 1  $\mu\text{m}$  前後であり、数値的にみると良好な仕上げ面が得られている他の結果と比べ同等程度であることが解った。供試材 C に関しても、工具形状に関係なく 1  $\mu\text{m}$  以下でありダウンカット法の場合と比べ非常に良好な仕上げ面を得ることができた。供試材 C で良好な仕上げ面が得られた原因として、仕上げ面に窪みのような炭素繊維の抜けが少なかったことが挙げられる。この供試材 C の仕上げ面を詳細に SEM 観察した結果を示す。Fig.2-51 に工具番号 1、Fig.2-52 に工具番号 2、Fig.2-53 に工具番号 3 を示す。Fig.2-51 に示す仕上げ面粗さ Ra が 1  $\mu\text{m}$  を超えたねじれ角 0 度の工具番号 1 では特定の層で窪みのような炭素繊維の抜けが確認できた。ダウンカット法での結果と比較した場合、ねじれ角 0 度の工具番号 1 に関しては仕上げ面粗さおよび仕上げ面の様子の観察結果ともに明確な差異が認められなかった。ねじれ角を有する場合、Fig.2-52 に示すねじれ角 30 度の工具番号 2 では、炭素繊維の目立った抜けは確認できず良好な仕上げ面を得られた。しかし、Fig.2-53 に示すねじれ角 45 度の工具番号 3 の場合、仕上げ面全体的には良好であるが、表層近傍で、抜けとみられる欠落が生じた。これは、工具番号 3 を使用しダウンカット法で切削を行った場合と同様の現象が生じているものと考えられる。

3 種類の供試材に対して、各エンドミルで切削を行った後、断面曲線をプロファイルした結果を示す。Fig.2-54 に工具番号 1、Fig.2-55 に工具番号 2、Fig.2-56 に工具番号 3 を示す。Fig.2-54 より、供試材 A および供試材 B ではダウンカットの場合と比べても明確な差異は認められず、仕上げ面上のうねり形状も同様の傾向であった。供試材 C についても同様の傾向があり、アップカット法でねじれ角 0 度の工具番号 1 で切削を行った場合でも仕上げ面上の特定の層で炭素繊維の抜けが生じ、この深さがダウンカット法の場合と同様に約 20  $\mu\text{m}$  であった。Fig.2-56



の工具番号 2 の結果についても供試材 A および供試材 B では同様であった。供試材 C では大きなうねりが確認できるものの、そのうねりの山と谷の幅は 15  $\mu\text{m}$  程度であり、Fig.2-25(c)に示す結果と比較した場合、炭素繊維の抜けに伴う大きな粗さパターンの谷は見られなかった。そのため、炭素繊維の抜けは生じていないものと言える。Fig.2-56 に示すねじれ角 45 度の工具番号 3 の結果、供試材 A および供試材 B については平滑な面を得られており、アップカット法における上述の結果および Fig.2-26 に示すダウンカット法による結果と比較しても明確な差異は認められない。供試材 C を見ると、上述の Fig.2-55(c)の結果と同様で、仕上げ面上にうねりが確認できた。このうねりの幅は 15  $\mu\text{m}$  程度であり、上述の通り比較的平滑な仕上げ面を得られたものと言える。しかし、工具番号 3 で供試材 C を加工した場合表層に炭素繊維の欠落およびケバ立ちが生じた。これらのことより、仕上げ面粗  $R_a$  が小さい場合でも表層近傍で不良が生じることが明確になった。そのため、工具形状が仕上げ面粗さへおよぼす影響は小さい。また、切削方向が変化した場合においても、仕上げ面粗さ  $R_a$  は一部の結果を除き明確な差異が認められなかったため、仕上げ面には炭素繊維配向の影響が大きいということが明確になった。

### 2.3.2.3 切削抵抗力測定結果

炭素繊維配向と工具ねじれ角の違いが、仕上げ面性状におよぼす影響について切削抵抗力を測定し評価を行った結果を Fig.2-57 に示す。グラフに示す値は、測定した切削抵抗力である、送り分力 (主分力) : $F_x$ , 背分力: $F_y$ , 垂直分力: $F_z$  の 3 分力それぞれの最大値をプロットした。また、Fig.2-58 に各工具別に各分力の合力を算出した結果を示す。Fig.2-57 より、全体的にみると切削抵抗力と工具形状の関係は小さいといえる。各分力を見ると、送り分力  $F_x$  が大きくなった。その中でも、炭素繊維配向 90 度の供試材 B で最も高い値になった。これは切れ刃が炭素繊維配向に対して直角に切り込むことおよび、工具送り方向が炭素繊維配向に対して直角であることが大きく影響しているものと考えられる。炭素繊維配向 0 度の供試材 A の場合に繊維配向の影響を強く示し、3 種類の工具で切削抵抗力を見ても送り分力  $F_x$  と背分力  $F_y$  が近似するような結果になった。この原因として、Fig.2-43 にも示したように、切削中にき裂による層間剥離が生じたため、割れた炭素繊維と仕上げ面との間で工具が挟まれ、切りくず側の割れた炭素繊維の反力で仕上げ面側に工具が押し付けられたことが起因していると考えられる。そのため、測定時の生データでは力の分布が正負逆転する現象が生じた。背分力  $F_y$  については、切込み時に粉碎した炭素繊維の切りくずを排出方向に作用する力が大半を占めるため、送り分力  $F_x$  と比べ分力の値が小さかったものと考えられる。垂直分力  $F_z$  は、ねじれ角が大きくなると、その値も大きくなり、ダウンカット法の場合と同様の傾向が見られた。しかし、表層のケバ立ちの発生は少なかった。

3 種類の工具別に測定した切削抵抗力を合力で示した結果が Fig.2-58 のグラフ

である。この結果、供試材 B の場合に最も切削抵抗が高く、供試材 A と供試材 C に関しては明確な差異が認められなかった。また、この結果をダウンカット法と比較した場合、1/3 から 1/2 倍程度アップカット法では切削抵抗が低いことが解った。このため、ねじれ角がある場合においても仕上げ面上にケバ立ちが生じなかったものと言える。ケバ立ちが生じなかった工具番号 2 で供試材 C を加工した結果で考察を行うと、垂直分力  $F_z$  の値がダウンカット法では約 55 N であるが、アップカット法では約 10 N と約 1/5 倍となっている。供試材のマトリクスの引張強度が 80 MPa と仮定した場合、この強度より低い値で炭素繊維とマトリクス間の境界に破壊が起きていると考えられる。この表層の剥離、すなわちケバ立ちが生じる切削抵抗力の限界値として考えられる値は、工具番号 3 の供試材 C でケバ立ちが生じたことを考慮すると、垂直分力  $F_z$  が約 20 N を超えた場合、もしくは、10 N 以上の垂直分力が生じた場合であると推察できる。

#### 2.3.2.4 工具摩耗

本実験では、工具摩耗の影響を最小限に抑え、CFRP 材の被削性を評価するに当たり工具摩耗の影響を無視できるよう配慮を行った。工具摩耗の影響を無視することができるか確認を兼ね、摩耗状態を観察した。結果を Fig.2-59 に示す。この結果、切削距離が 70 mm と短いため、炭素繊維配向 90 度の供試材 B でねじれ角 0 度のエンドミルで加工を行った場合の約 18  $\mu\text{m}$  が最も大きい値となった。一般的に工具寿命の判断基準とされる摩耗幅が約 0.3 mm であることを考慮した場合、今回の切削で生じた摩耗幅は 1/15 倍以上であり、本実験では工具摩耗の影響は、ダウンカット法の場合と同様に十分無視できるものと考えられる。

実際の工具逃げ面摩耗の様子を Fig.2-60 にねじれ角 0 度の工具番号 1 を、Fig.2-61 にねじれ角 30 度の工具番号 2、Fig.2-62 にねじれ角 45 度の工具番号 3 を示す。これらの結果より、逃げ面摩耗幅は極めて小さいことが見て取れる。また、表面に見える縞模様は工具製作時の研削痕であり本実験の摩耗とは関係がない。

この結果より工具逃げ面摩耗幅について考察を行うと、アップカット法では、切削抵抗が高かった供試材 B の場合に工具摩耗が大きくなる傾向にあるが、供試材 A および供試材 C との差は約 4  $\mu\text{m}$  以内であり、炭素繊維配向による影響は小さいと考えられる。

#### 2.3.2.5 切削温度測定結果

切削抵抗力の測定と同時に切削温度の測定を行い被削性への影響について評価を行った結果を Fig.2-63 に示す。グラフは測定した最高温度を示す。この結果、3 種類の工具全てで切削温度は 70°C から 90°C の範囲であった。供試材別にみると、切削抵抗力の送り分力  $F_x$  の大きかった炭素繊維配向 90 度の供試材 B が最も高い切削温度を示した。この結果より、切削温度は炭素繊維配向と切削抵抗力の影響を受けるとことが明確になった。次いで炭素繊維配向 0 度の供試材 A の切削

温度が高いが、この原因として切削中にき裂が生じ仕上げ面と割れが起きた繊維の間に工具が挟まれた状態で切削が進行したため、切れ刃と炭素繊維の間に大きな摩擦が起き、それに伴う摩擦熱が生じたことが考えられる。供試材 C は 2 方向積層材であるが切削温度は供試材 B より低い値になった。ダウンカット法の場合の切削温度と比較した場合、切削抵抗力和同様にアップカット法の場合に切削温度は低くなった。アップカット法では赤外線放射型温度測装置による切削温度測定は行っていない。

#### 2.3.2.6 切りくずが被削性におよぼす影響

炭素繊維配向および工具形状は、仕上げ面性状や切削抵抗、切削温度への影響があることが明確になった。そこで、これらの被削性がおよぼす切りくずへの影響について評価をした。3 種類の供試材に対して、各エンドミルで切削を行った後に回収した切りくずを、Fig.2-64 にねじれ角 0 度の工具番号 1 を、Fig.2-65 にねじれ角 30 度の工具番号 2 を、Fig.2-66 にねじれ角 45 度の工具番号 3 を示す。切削中にき裂が生じた炭素繊維配向 0 度の場合、長繊維状で長いデラミネーションタイプ<sup>5)</sup>の切りくずが多く生成された。また、アップカット法では炭素繊維配向 90 度の供試材 B の場合に繊維裁断型切りくずが生成された。ダウンカット法と炭素繊維配向が同じでも切削方向が異なることで切りくずの形状に変化が生じることが明確になった。供試材 C では粉末状の切りくずと繊維裁断型に近い切りくずが混在する形となり、ダウンカット法の場合と差異は見られなかった。この結果より、切りくず形状が仕上げ面粗さにおよぼす影響は小さいといえる。また、切りくずが繊維裁断型になる場合は切削抵抗が高く、切りくずが微細な粉末状になる場合は切削温度が低くなる傾向が見られた。

#### 2.3.2.7 アップカット法による結果の総括

これらの結果の考察より、アップカット法による炭素繊維配向と工具ねじれ角の違いがおよぼす影響について総括した。

アップカット法の場合も、切込み時に生じる衝撃荷重により、き裂が生じ切りくずが粉砕し微粉末状になり排出される傾向が見られた。炭素繊維配向に拘らず仕上げ面上のケバ立ちは起きにくい。特に、ねじれ角 30 度の場合で良好であった。また、仕上げ面粗さも炭素繊維配向や工具形状に拘らず 1  $\mu\text{m}$  以下であり仕上げ面に目立った不良は認められなかった。切削抵抗の合力をダウンカット法と比較した場合、最大約 50%以上、切削温度についても最大で 15%程度低い結果になった。

### 2.3.3 CFRP 材の切削メカニズム

CFRP 材の切削で生じる表層のケバ立ちの発生メカニズムを考察を行った。切削中のエンドミルに加わる切削抵抗の関係を Fig.2-67<sup>9)</sup>に示す。Fig.2-67(a)にねじれ

角を有するエンドミル工具に作用する力、Fig.2-67(b)に直刃タイプのストレート型エンドミル工具に作用する力を示す。一般的なねじれ角を有するエンドミルで切削を行う場合、Fig.2-67(a)に示すような形でエンドミルに力が加わる。図中の  $T$  は切削トルクを示し、切削方向  $RD$ （工具回転方向）と逆向きの作用が生じる。また、 $W_1$  は垂直分力( $F_z$ )を、 $W_2$  は送り分力( $F_x$ )を、 $W_3$  は背分力( $F_y$ )を示す。この 3 分力の合成力を  $R'$  で示す。図はエンドミルに付与される力を示している。切削の過程で被削材側に加わる力は、これらの力の反力が作用し、その向きは、逆方向の力となる。このため、工具がねじれ角を有する場合、切削中に回転方向に対して上向きの力が作用することに加えて、仕上げ面表層部は炭素繊維を保持する力が中央部に比べて極めて小さく繊維のケバ立ちを生じさせるものと考ええる。一方、Fig.2-67(b)に示すようなねじれ角の無い場合では、送り分力( $F_x$ ) :  $W_2$  と背分力( $F_y$ ) :  $W_3$  がエンドミルに作用する力である。その合成力を  $R$  で示す。ねじれ角を持たない場合では、垂直分力( $F_z$ ) :  $W_1$  に相当する力が生じない。したがって、ねじれ角が無い場合は、仕上げ面表層のケバ立ちが発生しないものと考ええる。エンドミル工具に作用する合成抵抗力量の関係は、ダウンカット法およびアップカット法どちらの場合においても共通である。しかし、アップカット法では、ねじれ角の大きさに拘らず表層のケバ立ちが少なく、前項で提示した結果において、アップカット法での切削抵抗力はダウンカット法に比べて小さいことを明らかにしている。

この結果より、せん断時の衝撃荷重が小さいといえ、切込み時の衝撃破壊によるき裂伝播を抑制できたものと考えられる。Fig.2-68 にせん断時のき裂伝播の様子を示す。せん断時の衝撃荷重によるき裂の伝播方向は、切れ刃接線方向の延長線上であると考えられる。そのため、ダウンカット法の場合、Fig.2-68(a)に示すように、最も衝撃が大きいと考えられる切込み時の切れ刃接線方向が、仕上げ面方向を向いているため、供試材内部までき裂がマイクロクラックのような形で進行しでいると考えられる<sup>39)43)</sup>。さらに、ねじれ角の作用により、衝撃荷重は供試材表層に向け斜め上向きに進行するため、表層近傍の炭素繊維の密着力の弱さがき裂伝播を助長し、仕上げ面表層のケバ立ちに繋がったと考えられる。

一方、アップカット法では、Fig.2-68(b)に示すように、切込み時の衝撃荷重は送り方向に作用するため、き裂伝播は仕上げ面と平行して進行すると考えられる。また、き裂伝播していると考えられる部分の多くは、切削の進行に伴い切りくずになると考えられる。アップカット法では、仕上げ面側から切込みが開始されるため、切込み時の衝撃荷重によるき裂伝播が、仕上げ面表層部に影響をおよぼす前に、表層の炭素繊維のせん断が行われた可能性が高いと考えられる。そのため、ケバ立ちが生じなかったと言える。切削抵抗力が低かった原因として、き裂が工具送り方向に伝播するため、せん断応力が低減されたことが影響していると推察できる。

CFRP 材では、炭素繊維の強度や積層方法が異なる場合でも同じ現象が生じていると言える。

## 2.4 結言

炭素繊維配向が異なる CFRP 材料に対して工具ねじれ角の異なる超硬ストレート型エンドミルを用いトリミング加工による断続切削加工を行い、ダウンカット法およびアップカット法の2種類の切削方向を用い被削性におよぼす影響の評価を実験的行った結果、以下に記す知見を得ることができた。

### (1) ダウンカット法

- ・ねじれ角 0 度の場合、表層にケバ立ちは起きない。
- ・表層のケバ立ちは切削抵抗力の垂直分力  $F_z$  の影響が強い。
- ・ねじれ角が大きくなると、ケバ立ちは表層から深い位置で発生する。
- ・供試材 C の場合、45 度炭素繊維配向の層のみで窪みのような炭素繊維の抜けが生じ仕上げ面が不良になる。
- ・炭素繊維配向 90 度の供試材 B が最も切削抵抗力、切削温度および仕上げ面粗さが低い。
- ・工具刃先近傍の温度と比べ切りくずは高温になる。
- ・炭素繊維配向と工具ねじれ角が被削性におよぼす影響が強い。
- ・ケバ立ちの下方では、仕上げ面上にマイクロクラックが生じている可能性が高い。

### (2) アップカット法

- ・ねじれ角 30 度の場合、仕上げ面が良好になる。
- ・ねじれ角に拘らずケバ立ちの発生は少ない。
- ・供試材 C の場合炭素繊維配向 45 度の層で窪みのような炭素繊維の抜けが確認できるが、その深さは浅い。
- ・炭素繊維配向 90 度の場合に仕上げ面粗さが小さい。
- ・ダウンカット法と比べ、切削抵抗力と切削温度が低い。
- ・炭素繊維配向が被削性におよぼす影響が強い。

以上の結果より、CFRP 材の切削において良好な仕上げ面を得るには、アップカット法が有効であり、本実験で使用した工具の中ではねじれ角は 30 度の場合が有効であると明らかにした。また、ダウンカット法で切削を行う場合はねじれ角 0 度の場合が最も有効であることを明らかにした。

さらに、切削中に働く 3 軸合成力がねじれ角の作用を伴い、仕上げ面のケバ立ちに影響を与える。しかし、それ以上に切削方向の違いが切削抵抗力におよぼす影響が、仕上げ面性状に強く影響することが明確になった。

工具摩耗については、CFRP の切削では摩耗しやすいという報告<sup>1)2)</sup>がある超硬 P 種を使用したか、両切削方法ともに非常に微小であったため、本実験では当初の目的通り工具摩耗の影響は十分無視できたものと言える。

## 参考文献

- 1) 佐久間敬三, 横尾嘉道, 瀬戸雅文, 強化プラスチック(GFRP・CFRP)の穴あけに関する研究(工具材種と摩耗挙動), 日本機械学会論文集, C 編, 49 巻, 446 号, (1983), pp.1799-1807
- 2) 佐久間敬三, 瀬戸雅文, 谷口正紀, 横尾嘉道, 炭素繊維強化プラスチックの切削における工具摩耗(工具材種の影響), 日本機械学会論文集, C 編, 51 巻, 463 号, (1985), pp.656-666
- 3) A. Koplev, Aa. Lystrup, and T. Vorm, The Cutting Process, Chips, and Cutting Forces in Machining CFRP, Journal of Composites, Vol. 14, No.4, (1983), pp.371-376
- 4) T. Kaneeda, M. and Takahashi, “The Effects of Fiber Angle and Tool Rake Angle on Unidirectional CFRP Cutting Mechanism,” Bulletin of the Okayama University of Science, A, Natural Science, Vol. 22, (1987), pp.143-153
- 5) T. Kaneeda, and M. Takahashi, “CFRP Cutting Mechanism (1 st Report) Surface Generation Mechanism at Very Low Cutting Speeds,” Journal of The Japan Society for Precision Engineering, Vol. 55, (1989), pp.1456-1461
- 6) T. Kaneeda, and M. Takahashi, “CFRP Cutting Mechanism (2 nd Report) Analysis of Depth of Reluctant Uncut and Deformed Part,” Journal of The Japan Society for Precision Engineering, Vol. 56, (1990), pp.1058-1063
- 7) T. Kaneeda, “CFRP Cutting Mechanism (3 rd Report) Effects of Tool Edge Roundness and Relief Angle on Cutting Phenomena,” Journal of The Japan Society for Precision Engineering, Vol. 57, (1991), pp.491-496
- 8) T. Kaneeda, “CFRP Cutting Mechanism” Society of Manufacturing Engineers, North American Manufacturing Research Institute, Vol.17, (1989), pp.216-221
- 9) 吉年成恭, 技能ブック 2 エンドミルのすべて, 株式会社大河出版, (1988)
- 10) 朝比奈奎一, 鈴木節男, CFRP のエンドミルによるトリミング加工, 東京都立工業高等専門学校研究報告 (27), (1991), pp.1-8
- 11) J.R. Ferreira, N.L. Coppini, G.W.A. Miranda, Machining optimisation in carbon fibre reinforced composite materials, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 92–93, (1999), pp.135-140
- 12) 栗野達也, 切削・研削・塑性加工技術 CFRP 加工用ツール, 月刊トライボロジー, No.271, (2010), pp.30-31
- 13) Oliver Pecat, Rüdiger Rentsch, Ekkard Brinksmeier, Influence of Milling Process Parameters on the Surface Integrity of CFRP, Procedia CIRP, Vol.1, (2012), pp.466-470
- 14) Takeshi Yashiro, Takayuki Ogawa, Hiroyuki Sasahara, Temperature Measurement of Cutting Tool and Machined Surface Layer in Milling of CFRP, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol.70, (2013), pp.63-69

- 15) Yiğit Karpat, Burak Değer, Onur Bahtiyar, Drilling thick fabric woven CFRP laminates with double point angle drills, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.212, (2012), pp. 2117-2127
- 16) 青木繁, 西村惟之, 複合材料の振動穴開け加工に関する研究, 日本機械学会関東支部・精密工学会山梨講演会講演論文集, Vol.1997, (1997), pp.148-148
- 17) 青木繁, 超音波振動を利用した積層材のドリル加工, 塑性加工シンポジウム, Vol.199th, (2000), pp.67-74
- 18) 青木繁, 超音波振動を利用した積層材のドリル加工, 積層面の剥離の防止法, 超音波 Techno, Vol.13, No.7, (2001), pp.38-42
- 19) S. Aoki and T. Nishimura, Prevention of Delamination during Drilling of Composite Material Using Vibration, *Proceedings of the Fifth International Conference on Fracture and Strength of Solids*, (2003), pp.381-386
- 20) 米沢貴篤, 稲崎一郎, 超音波振動を付与した CFRP の切削加工, 超音波 Techno, Vol.16, No.1, (2004), pp.56-59
- 21) 青木繁, 西村惟之, 平井聖児, 超音波振動を利用した積層材料の穴あけにおける積層面の剥離防止法(高速穴あけに対する検討), 日本機械学会関東支部総会講演会講演論文集, Vol.11th, (2005), pp.367-368
- 22) H. Yagishita, Cutting Mechanism of Drilling CFRP Laminates and Effect of Ultrasonic Torsional Mode Vibration Cutting, *Tech Pap Soc Manuf Eng*, (2006), pp.9
- 23) 小川崇之, 笹原弘之, 八代毅, CFRP の高速エンドミル加工における切削温度と工具摩耗, 精密工学会大会学術講演会講演論文集, Vol.2010 秋季(CD-ROM), (2010), Page.ROMBUNNO.E15
- 24) 萩野将広, 井上孝司, エンドミル加工による CFRP 材の加工特性, 精密工学会大会学術講演会講演論文集, Vol.2008 秋季(CD-ROM), (2008), Page.ROMBUNNO.B38
- 25) T. Inoue, M. Hagino, M. Matsui, and L.W. Gu., “Cutting Characteristics of CFRP Materials with End Milling,” *Journal of the Key Engineering Materials*, Vol. 407-408, (2009), pp. 710-713
- 26) 萩野将広, 井上孝司, CFRP 材加工の高能率化におよぼす切削特性, 精密工学会大会学術講演会講演論文集, Vol.2012 秋季(CD-ROM), (2012), Page.ROMBUNNO.C01
- 27) M. Hagino, and T. Inoue, Effect of Carbon Fiber Orientation and Helix Angle with CFRP Cutting Characteristics, *Proceedings of the Tenth International Conference on Progress of Machining Technology*, (2012), pp.23-26
- 28) T. Inoue, and M. Hagino, Cutting Characteristics of CFRP Materials With Carbon Fiber Distribution, *International Journal of Automation Technology*, Vol.7, No.3, (2013), pp.285-291
- 29) M. Hagino, and T. Inoue, Effect of Carbon Fiber Orientation and Helix Angle on CFRP Cutting Characteristics by End-milling, *International Journal of Automation Technology*,

- Vol.7, No.3, (2013), pp.292-299
- 30) 邊吾一, 石川隆司, 先進複合材料工学, 培風館, (2005)
  - 31) J. E. Bailey, P. T. Curtis and A. Parvizi, On the Transverse Cracking and Longitudinal Splitting Behaviour of Glass and Carbon Fibre Reinforced Epoxy Cross Ply Laminates and the Effect of Poisson and Thermally Generated Strain Proceedings of Royal Society of London A, 366, (1979), pp.599-623
  - 32) W. Voigy, Textbook on crystal physics, Published by Johnson Reprint Co., Ltd., New York, (1966)
  - 33) S. G. Lekhnitskii, Theory of Elasticity of an Anisotropic Elastic Body, Published by Holden-Day, San Francisco, (1963)
  - 34) 小林昭, 荻原慎二, 板橋正章, 小野塚千秋, 田中和樹, 衝撃を受けた CFRP 積層板の損傷評価と残留圧縮強度, 複合材料シンポジウム講演要旨集, Vol.19, (1994), pp.61-64
  - 35) 横関智弘, 青木隆平, 林洋一, 石川隆司, CFRP 積層板におけるトランスバースクラックの発生及び幅方向進展挙動, 構造強度に関する講演会講演集, Vol.43, (2001), pp.57-60
  - 36) 小林訓史, 若山修一, 小島嗣也, CFRP 積層板の層内破壊靱性の評価, 日本機械学会年次大会講演論文集, Vol.2003, No.Vol.1, (2003), pp.349-350
  - 37) 野口義男, 石川隆司, CFRP の層間せん断強さ試験に関する研究, 複合材料シンポジウム講演要旨集, Vol.27, (2002), pp.153-154
  - 38) Asahina, K., Suzuki, S., “Characteristics on Trimming of GFRP”, The Japan society for precision engineering, Vol. 57, No.12, (1991), pp. 2187-219
  - 39) J. E. Bailey, P. T. Curtis and A. Parvizi, On the Transverse Cracking and Longitudinal Splitting Behaviour of Glass and Carbon Fibre Reinforced Epoxy Cross Ply Laminates and the Effect of Poisson and Thermally Generated Strain Proceedings of Royal Society of London A, 366, (1979), pp.599-623
  - 40) 岩堀豊, 石川隆司, 渡辺直行, 伊藤光, 林洋一, 杉本直, 炭素繊維縫合 CFRP 積層板の層間強度特性に関する研究, 日本複合材学会誌, Vol. 32, No. 3, (2006), pp.127-136
  - 41) D. D. R. Cartié, P. E. Irving, Effect of Resin and Fibre Properties on Impact and Compression After Impact Performance of CFRP, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol. 33, (2002), pp.483-493
  - 42) 小林昭, 荻原慎二, 板橋正章, 小野塚千秋, 田中和樹, 衝撃を受けた CFRP 積層板の損傷評価と残留圧縮強度, 複合材料シンポジウム講演要旨集, Vol. 19, (1994), pp.61-64
  - 43) Y. Aoki, H. Suemasu, T. Ishikawa, Damage propagation in CFRP laminates subjected to low velocity impact and static indentation, Advanced Composite Materials, Vol. 21, No. 1, (2007), pp.45-61



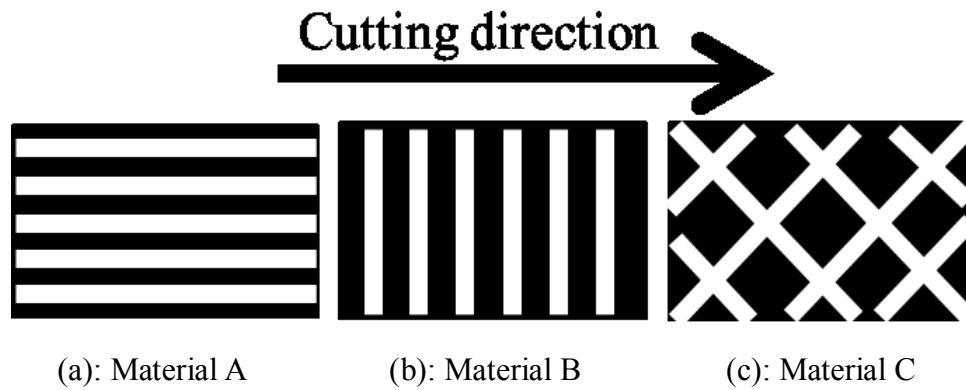


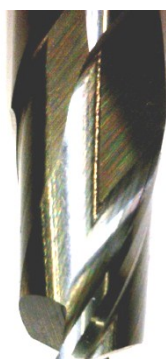
Fig. 2-1 Relationship between carbon fiber orientation and cutting direction (Top view of material surface)

Table 2-1 Mechanical properties of CFRP materials

Material type	A	B	C
Carbon fiber orientation	0°	90°	45°, -45°
Number of ply	17 (0.24/ply)		
Thickness	4 (mm)		
Tensile modulus of unidirectional fiber	235 (GPa)		
Resin type (Curing temperature of resin)	Thermosetting (130°C)		



Tool No.1 (0°)



Tool No.2 (30°)



Tool No.3 (45°)

Fig. 2-2 Cutting tools



Fig. 2-3 Milling machine

Table 2-2 Specification of milling machine

Control axis	X.Y.Z
Least input increment	0.001[mm]
	0.0001[mm]
	0.001[deg]
Minimum travel range	0.001[mm]
	0.0001[mm]
	0.001[deg]
Position detection	Pulse coder
	Resolver
	Inductosyn scale
Feed rate	X 6000 [mm/min]
	Y 6000 [mm/min]
	Z 2000 [mm/min]
Table dimensions (Work dimensions)	950×520 (800×410)
Spindle speed	60~4000 [rpm]

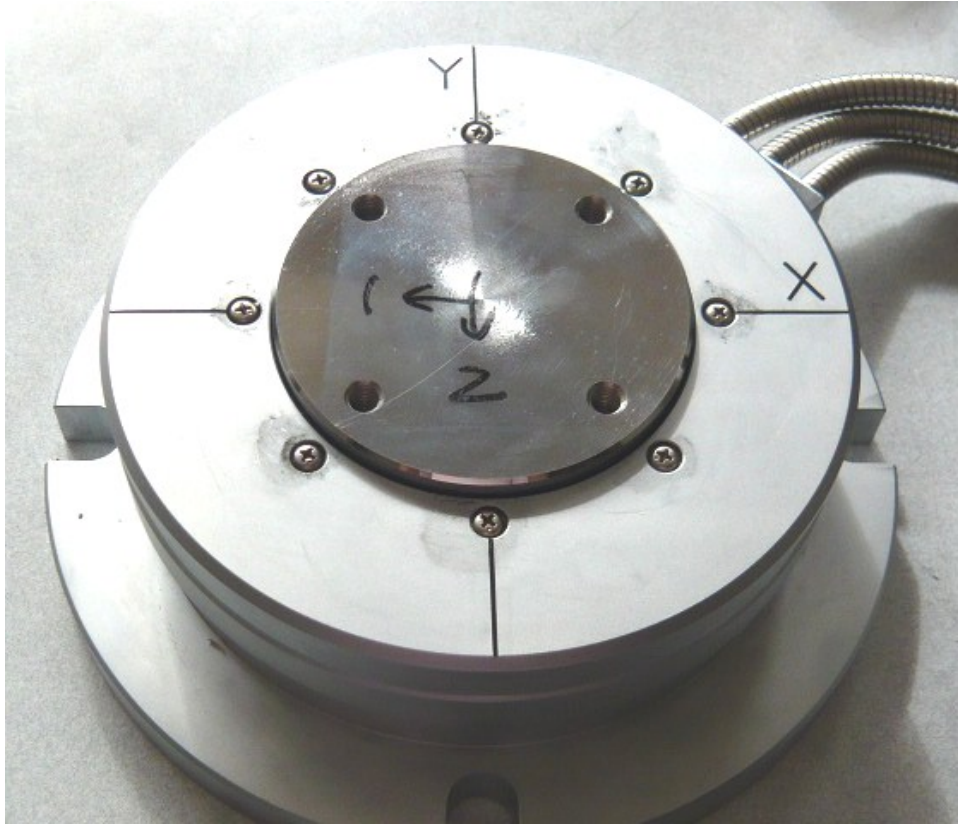


Fig. 2-4 AST-ZM type tool strain gauge dynamometer

Table 2-3 Specification of AST-ZM type Tool strain gauge dynamometer

Measurement points	One point (multi-channel available)
Response speed	100Hz
Bridge resistance	60~1000Ω
Output Impedance	10Ω
Gauge factor	2.00 Constant
Sensibility (10×10 strain)	0.2V(RL5kΩ)
	3mA(RL30Ω)
Output	OUTPUT V ±5V,±5mA
	OUTPUT I ±5V,±30m
Sensitivity adjuster	1, 2, 5, 10, 20, 50, 100 ×100με, OFF
	Precision ±0.5%
Power	AC 90~110V 6VA
	DC 10.5~15V 0.35A
Dimensions and weight	49W×142H×264D mm
	1.5kg

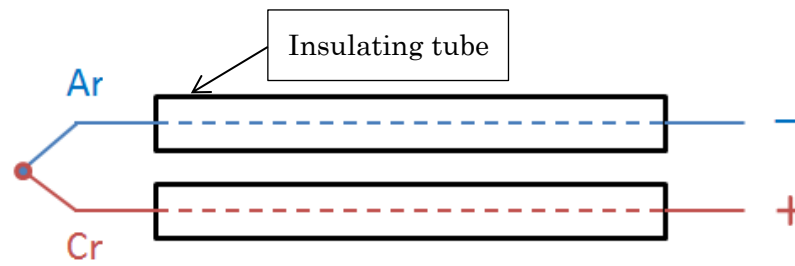


Fig. 2-5 Ar-Cr thermocouple

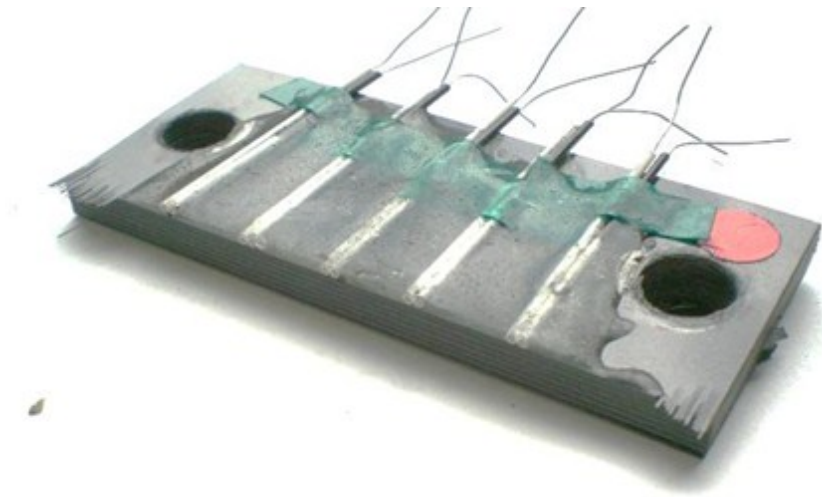


Fig. 2-6 Test materials with thermocouple



Fig. 2-7 Thermography (NEC Avio Infrared Technologies Co., Ltd.)



Table 2-4 Specification of thermography (NEC Avio Infrared Technologies Co., Ltd.)

Temperature measuring range	- 40°C~500°C	
	Range 1	- 20°C~60°C
	Range 2	- 40°C~120°C
	Range 3	0°C~500°C
	Range 4 (OP)	200°C~2000°C
Minimum detection temperature gradient	Range 1	Under 0.06°C at 30°C(30Hz)
	Range 2	Under 0.08°C at 30°C(30Hz)
	Range 3	Under 0.12°C at 30°C(30Hz)
Measurement accuracy	±2%	
Detector	2D uncooled sensor (Microbolometer)	
Measurement wavelength	8 ~ 14 μm	
Instantaneous field of view angle	0.6 m rad	
Focus range	30 cm ~ ∞	
View angle	21.7°(H) × 16.4°(V)	
Frame time	1/30 s	
Display	5.6 inch	
Number of pixels	640(H) × 480(V)	
Emissivity correction	With (0.10~1.00)	
Ambient temperature correction	With	
Background correction	With	
Fully automatic function	Level, Sense, Focus	
Isothermal versus display function	With (1~4)	
Image processing function	Thermal and visible image synthesis display	
	Multi-point temperature display (10 points)	
	BOX 5	
	Temperature difference display	
Visible camera	1.3 M Pixel color	
Laser pointer	Class 2 (Under 1m W) Color Red	
Video signal output	NTSC/PAL, Composite video signal, S video	
General-purpose interface	IEEE1394, USB2.0, Compact flash memory	
Operating temperature limit	- 15°C~50°C	
Impact resistance	29.4 m/s <sup>2</sup> (30G) (IEC60068-2-27/JIS C 0041)	
Vibration resistance	29.4 m/s <sup>2</sup> (3G) (IEC60068-2-6/JIS C 0040)	
Degree of protection	IP54 (IEC60529/JIS C 0920)	
External dimensions	110(W) × 110(H) × 210(D) mm	
Mass	1.7 Kg (With battery)	



Fig. 2-8 Amplifier (KYOWA CDV-700A)

Table 2-5 Specification of Amplifier (KYOWA CDV-700A)

Bridge resistance	60~1000Ω	
Bridge power	10VDC 4VDC 2VDC 1VDC (Under 30 mA)	
Sensitivity (Strain : $100 \times 10^{-6} \varepsilon$ )	Bridge voltage	Output
	10V DC	5V
	4V DC	2V
	2V DC	1V
	1V DC	0.5V
Output	Output A	Over $\pm 10V$ (Road 5KΩ) 0 point adjustment range $\pm 0.1V$
	Output B	Over $\pm 10V$ (Road 5KΩ) Sensitivity adjustment range 1~1/100
Non-linearity	$\pm 0.01\%FS$	
Sensitivity adjuster	Strain amplification	100, 200, 500, 1000, 2000 5000 $\times 10^{-6}$ , OFF
	DC amplification	10000, 5000, 2000, 1000, 500, 200 times, OFF
	precision	$\pm 0.1\%$
Response frequency range	DC~500kHz (+1, -3dB)	
Low-pass filter (L.P.F)	Transfer characteristic (4D) Butterworth characteristic	
	Cutoff frequency 10, 100Hz, 1, 10kHz, F(Flat)	
	Amplitude ratio of the cut-off point -3dB $\pm 1$ dB	
	Damping characteristic -24dB $\pm 1$ dB/oct.	

## Noise

Low-pass filter	Noise(Input conversion value)
10Hz	3μVp-p(RTI)
100Hz	4μVp-p(RTI)
1kHz	6μVp-p(RTI)
10kHz	12μVp-p(RTI)
Pass	60μVp-p(RTI)

※1μVp-p(RTI) =  $1 \times 10^{-6} \varepsilon$  Bridge voltage 2V





Fig. 2-9 GRAPHTEC midi LOGGER GL200

Table 2-6 Specification of GRAPHTEC midi LOGGER GL200

Channels	10ch
PC Interface	USB(1.1)×2
Internal storage media	Flash memory 3.5M
Data Duration	100ms~1h/10ch
Thermocouple type	K, J, E, T, R, S, B, N, W

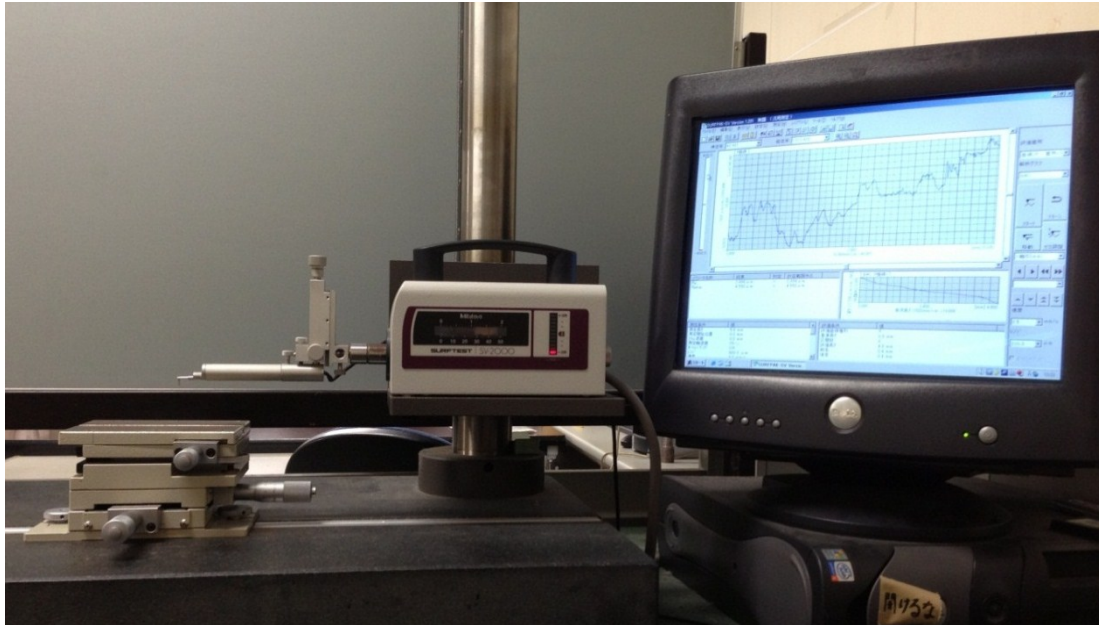


Fig. 2-10 Stylus touch type roughness meter (Mitutoyo SV-2000)

Table 2-7 Specification of stylus touch type roughness meter (Mitutoyo SV-2000)

Display range	X axis	100mm
	Z1 axis (Detecting element)	800 $\mu$ m/80 $\mu$ m/8 $\mu$ m
Z2 axis (column) Moving range		350mm
Resolving power	X axis	0.05 $\mu$ m
	Z1 axis	0.01 $\mu$ m (800 $\mu$ m) , 0.001 $\mu$ m (80 $\mu$ m) , 0.0001 $\mu$ m (8 $\mu$ m)
	Z2 axis	1 $\mu$ m
Movement speed	X axis	0~40mm/s or Manual
	Z2 axis	Manual
Measuring speed		0.02~5mm/s
Straightness accuracy		0.15 $\mu$ m/100mm
X axis operation		Joystick operation
Approved standards		JIS'82/JIS'94/JIS'01/JIS'82/JIS'97/ANSI/VDA
Evaluation curve		Profile curve, Roughness curve, Waviness curve, DF curve, Waviness motif and Roughness motif curve
Analysis graph		ADC,BAC, Power spectrum
Curve compensation		Inclination correction (whole / any), circle correction, ellipse correction, parabola correction, hyperbolic correction, conic correction, stylus arc correction
Profile analysis		Level difference / Circle / Angle / Area / Coordinate/ Inclination
Filter		Gaussian,2CR75,PC75,Robust-Spline
Base Size (W×D)		600×450mm
Base material		Gabbro
Exterior dimensions	Body	716×450×966mm
W×D×H	Display	330×270×124mm
Mass	Body	140 kg
	Display	4.0 kg

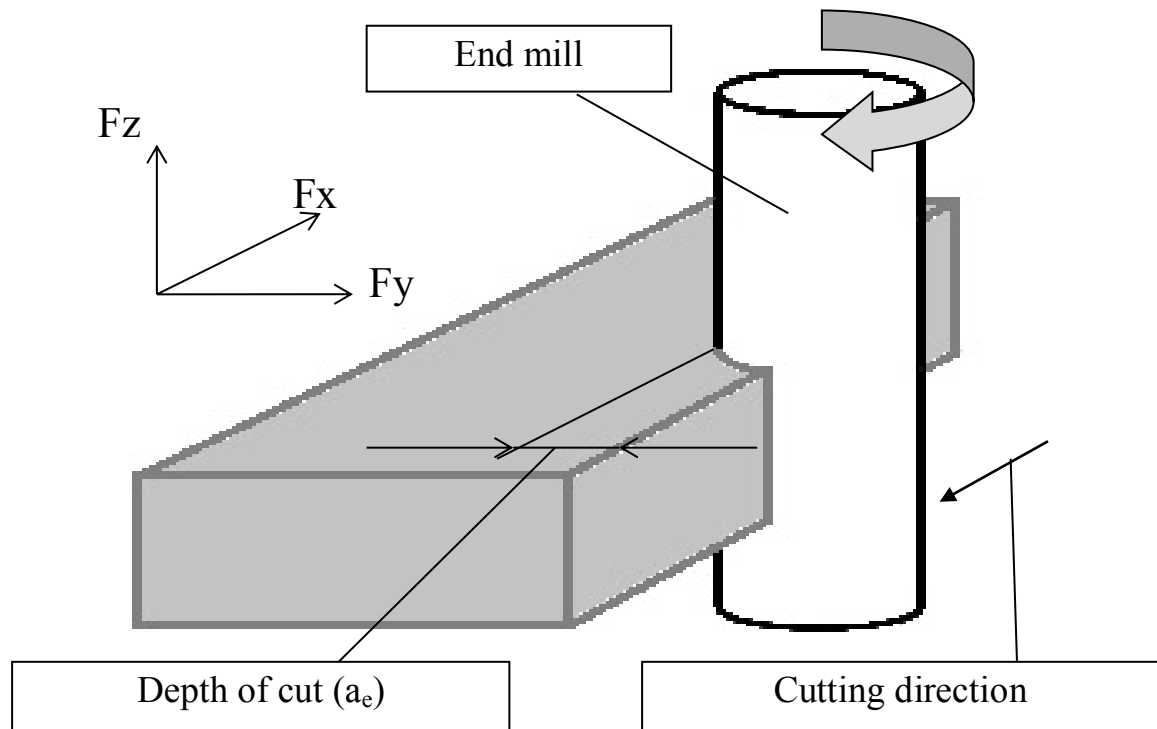


Fig. 2-11 Schematic of side milling method and cutting force direction

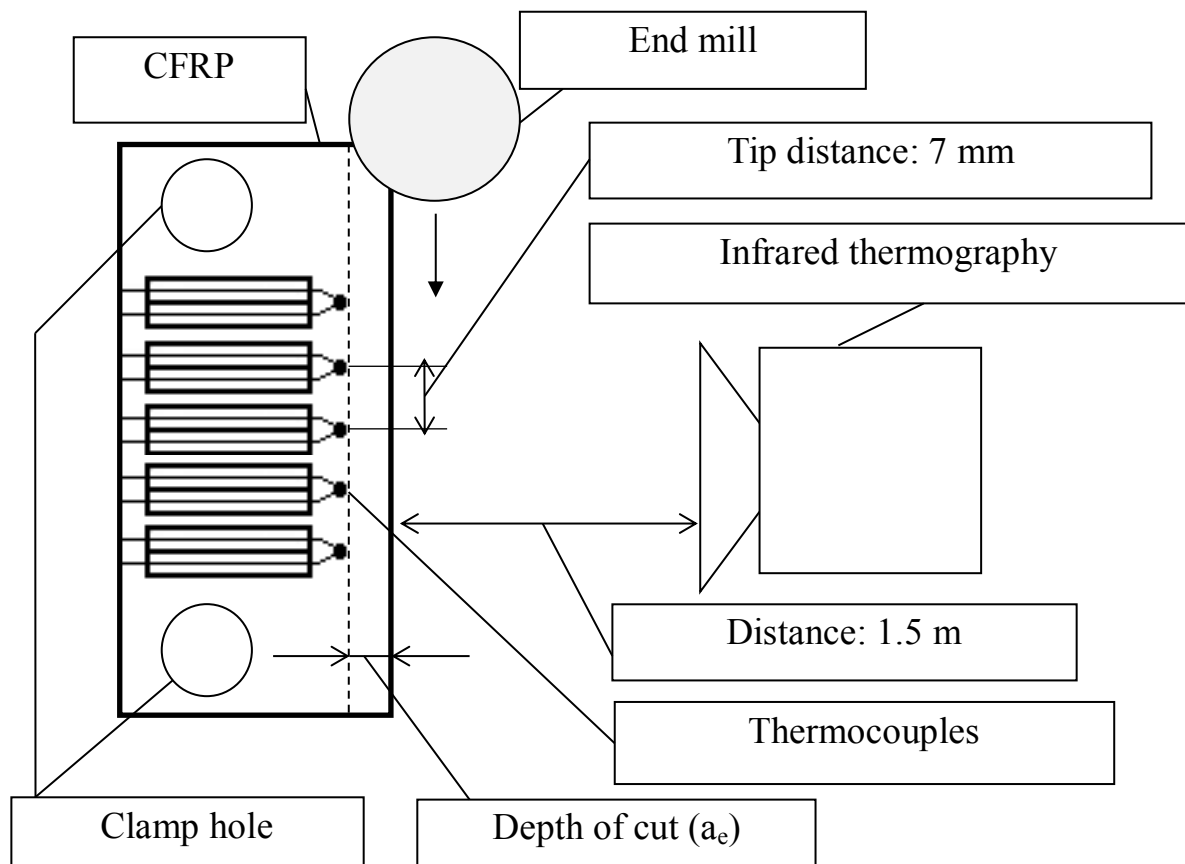
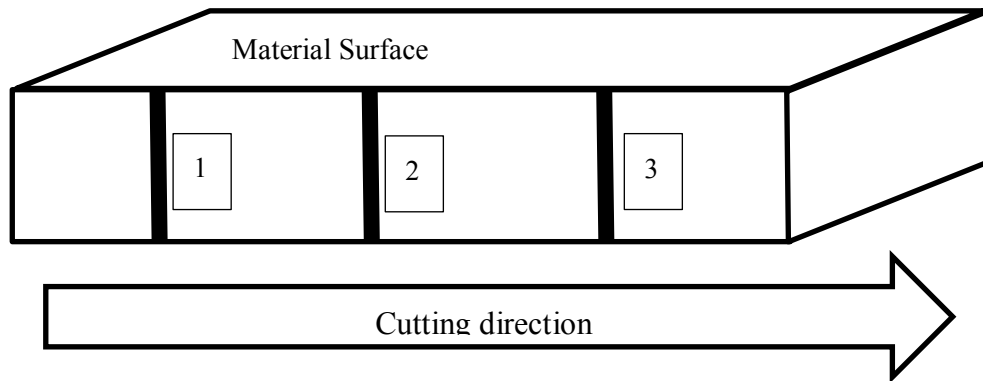


Fig. 2-12 Schematic of measurement method of cutting temperature (Top of view)



1. Start part, 2. Center part, 3. End part

Fig. 2-13 Measurement point of surface roughness

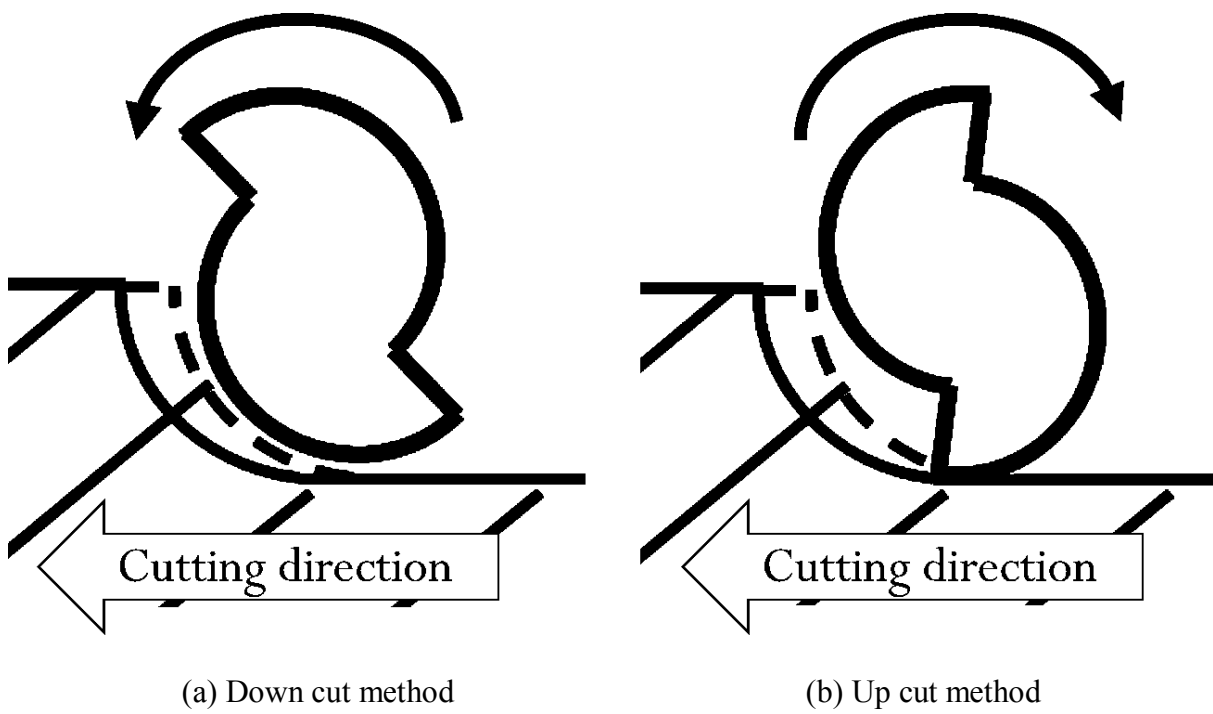
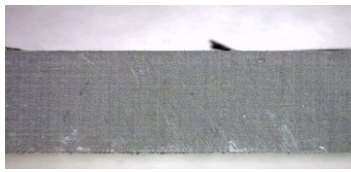


Fig. 2-14 Schematic of cutting movement



Material A 0° (Tool No.1)



Material B 90° (Tool No.1)



Material C 45°,-45° (Tool No.1)



Material A 0° (Tool No.2)



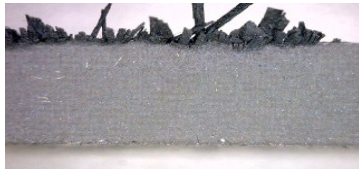
Material B 90° (Tool No.2)



Material C 45°,-45° (Tool No.2)



Material A 0° (Tool No.3)

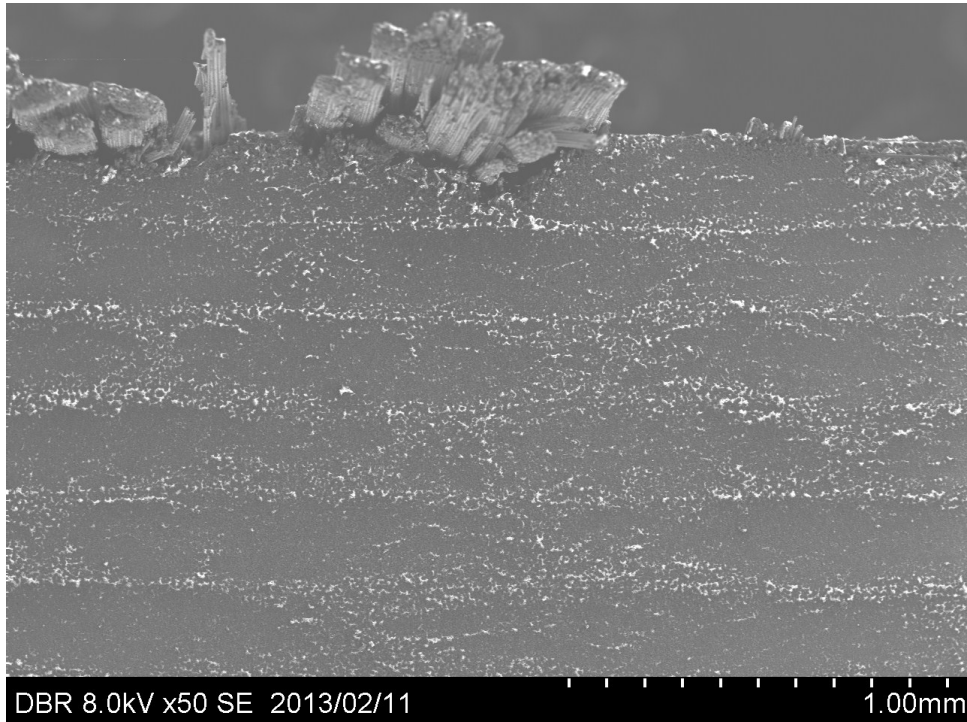


Material B 90° (Tool No.3)

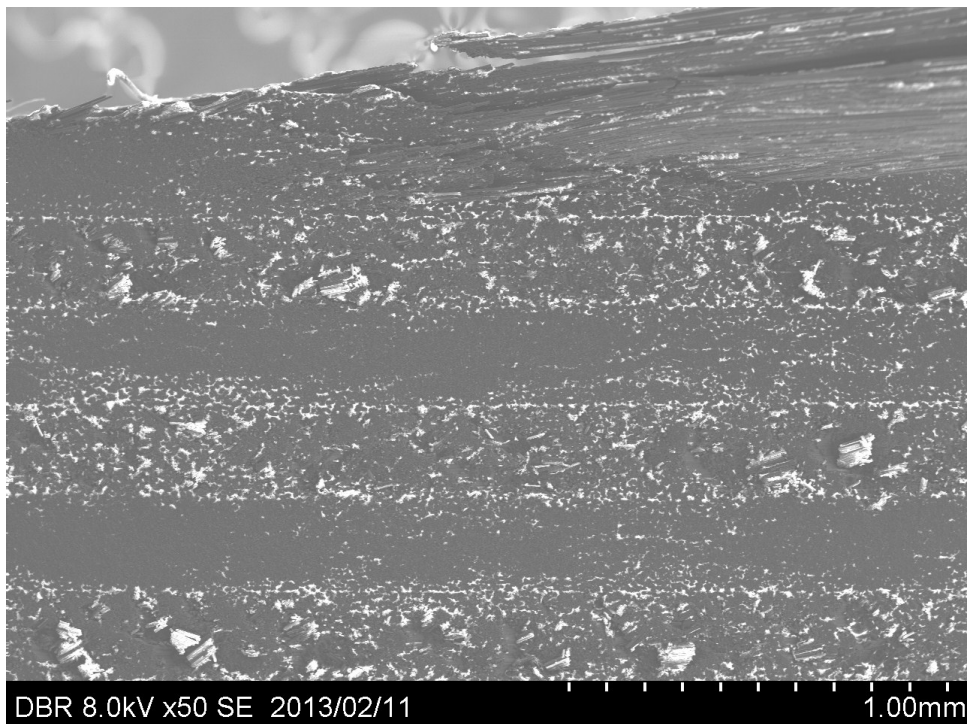


Material C 45°,-45° (Tool No.3)

Fig. 2-15 Finish surface conditions (Down cut method) (Tool No. 1: Helix angle 0°, Tool No. 2: Helix angle 30°, Tool No. 3: Helix angle 45°)



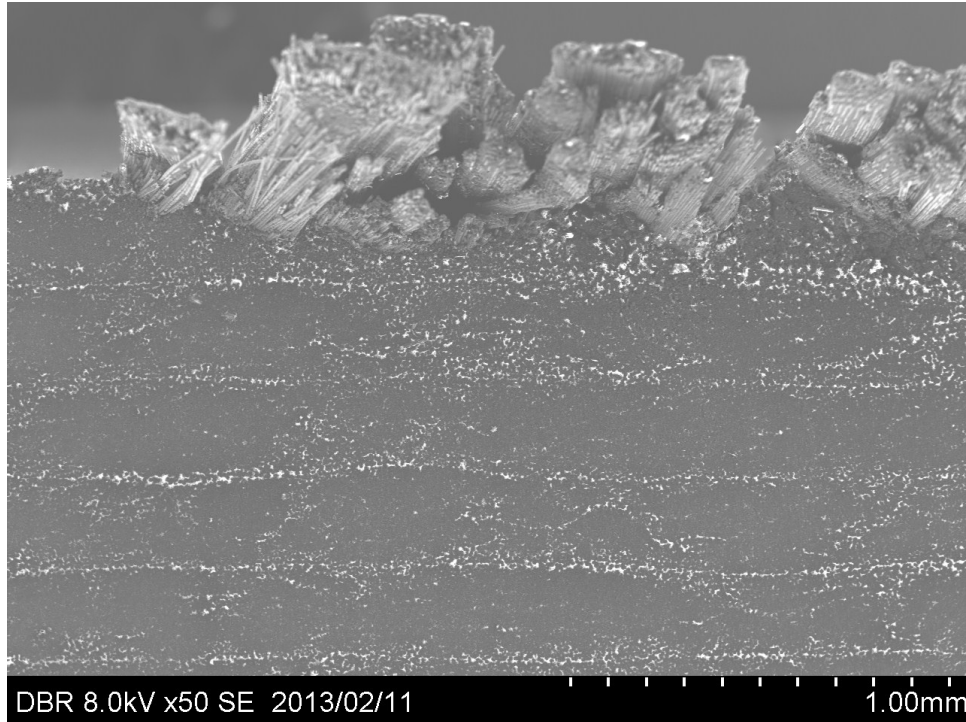
(a) Material B 90° (Tool No. 2: Helix angle 30°)



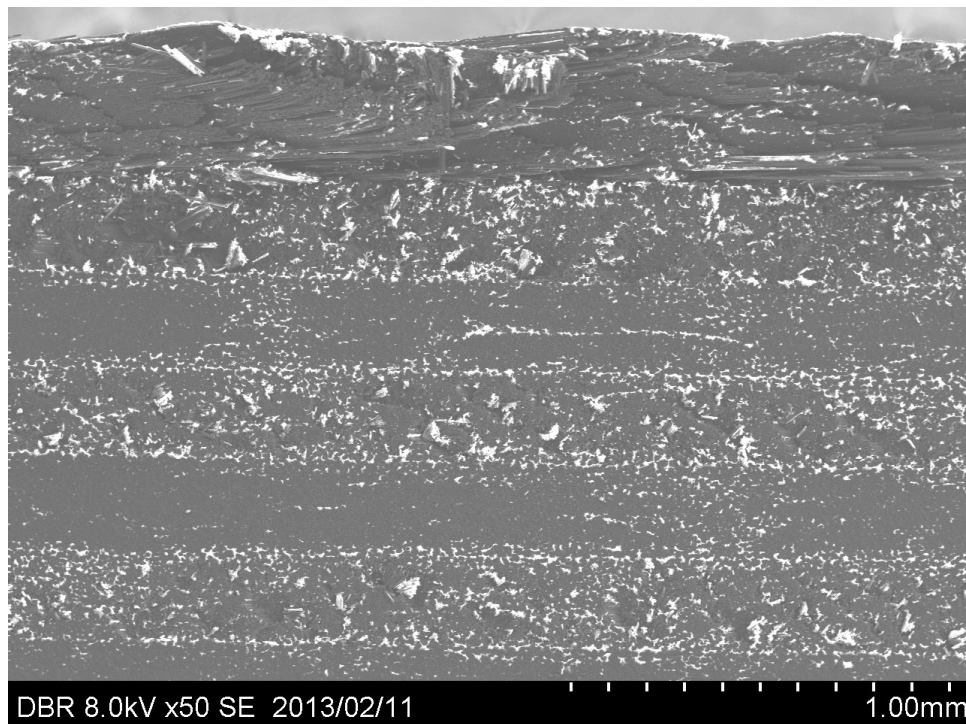
(b) Material C 45,-45° (Tool No. 2: Helix angle 30°)

Fig. 2-16 Relationship between depth of carbon fiber fluffing and carbon fiber orientation (Down cut method)





(a) Material B 90° (Tool No. 3: Helix angle 45°)



(b) Material C 45,-45° (Tool No. 3: Helix angle 45°)

Fig. 2-17 Relationship between depth of carbon fiber fluffing and carbon fiber orientation (Down cut method)

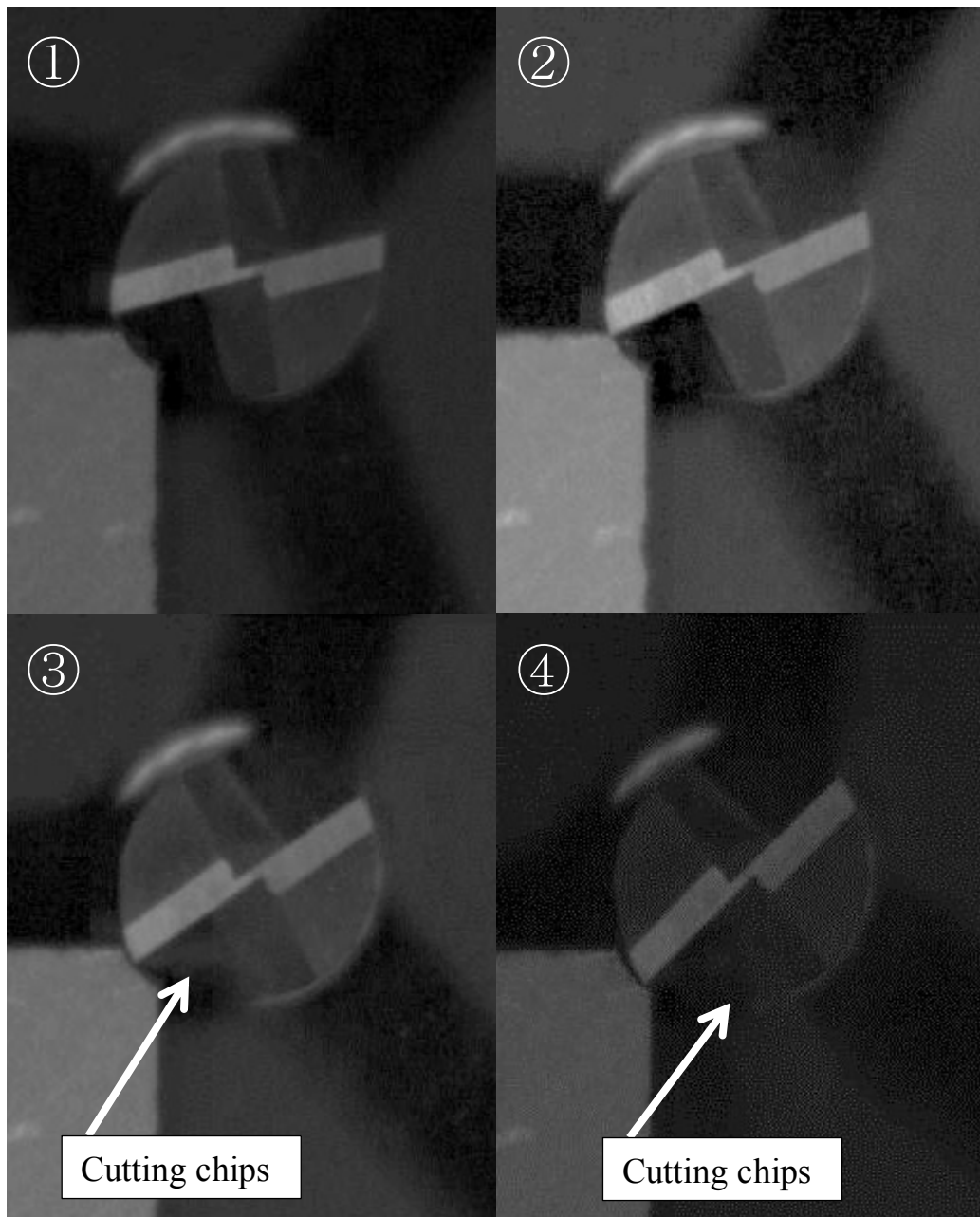


Fig.2-18 Frame-by-frame image of CFRP milling of bottom angle view (Down cut method)



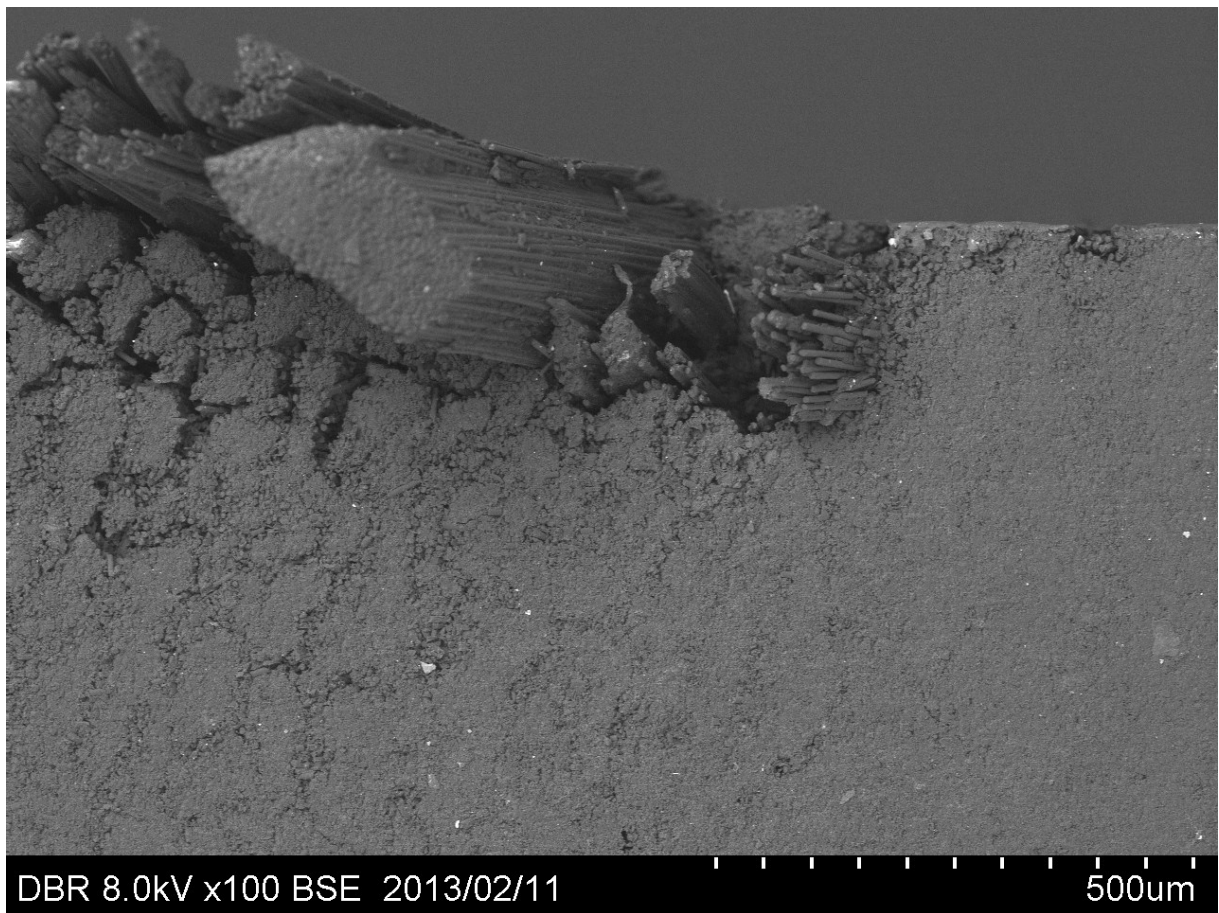


Fig.2-19 SEM image of delamination after machining

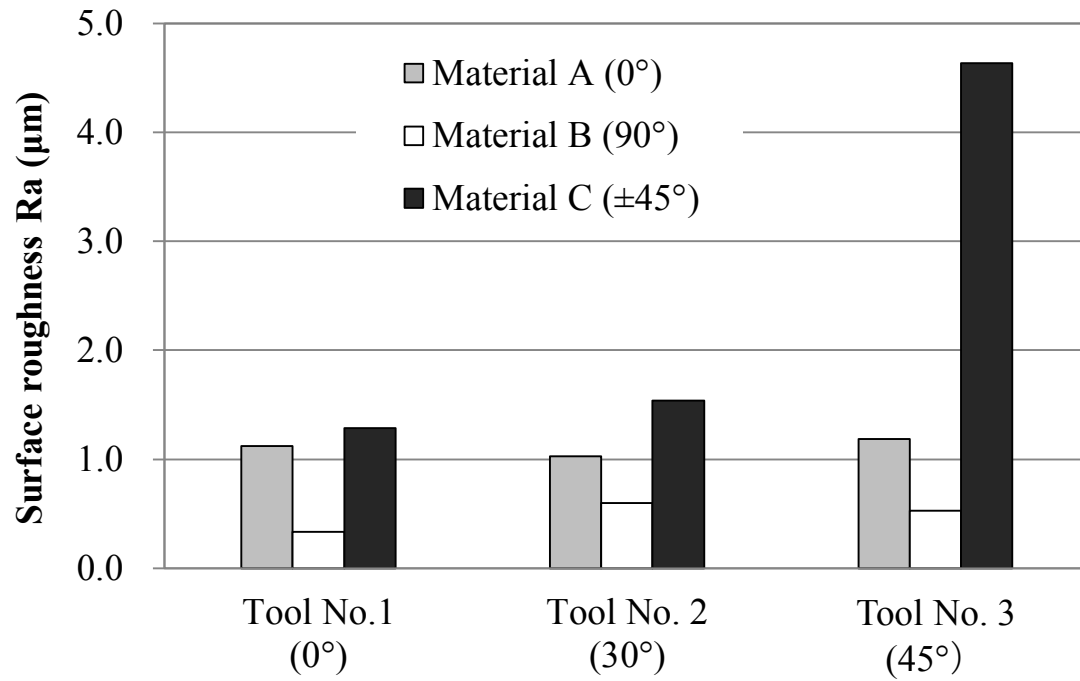


Fig. 2-20 Relationship of surface roughness (Ra) and tool helix angle and carbon fiber orientation (Down cut method)

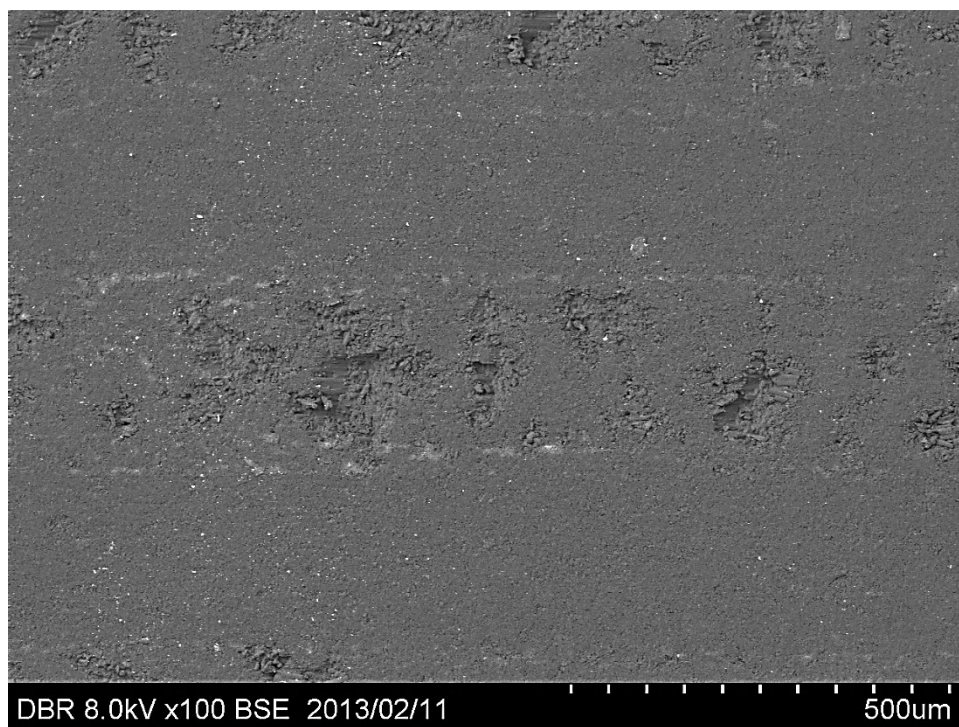


Fig. 2-21 SEM image of finish surface of material C (45°-45°) machined with Tool No. 1 (Helix angle 0°) (Down cut method)



Fig. 2-22 SEM image of finish surface of material C (45°-45°) machined with Tool No. 2 (Helix angle 30°)

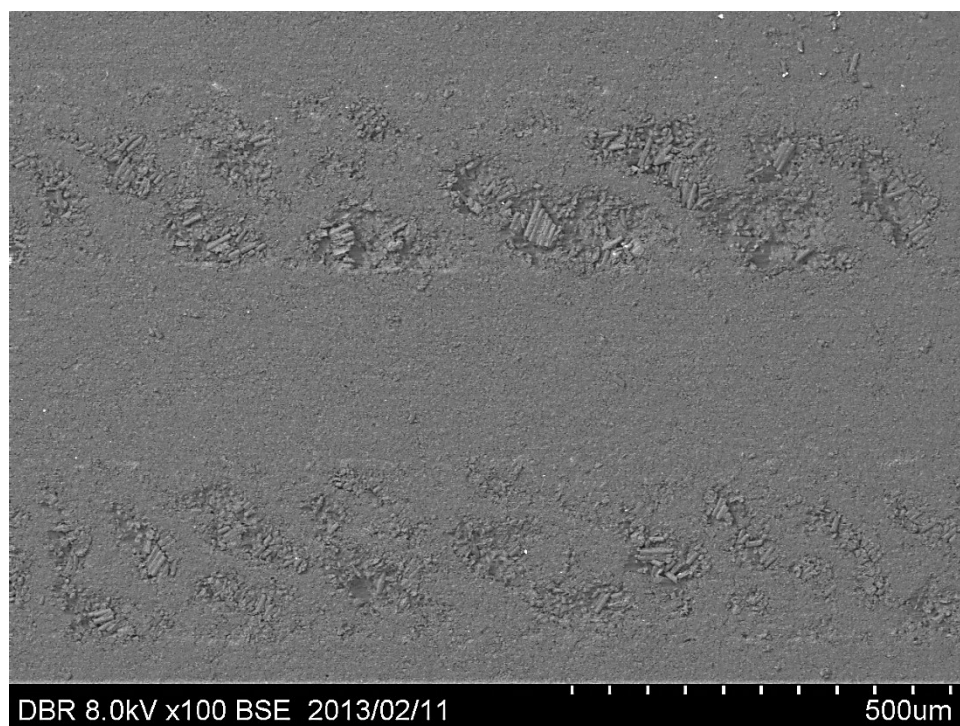
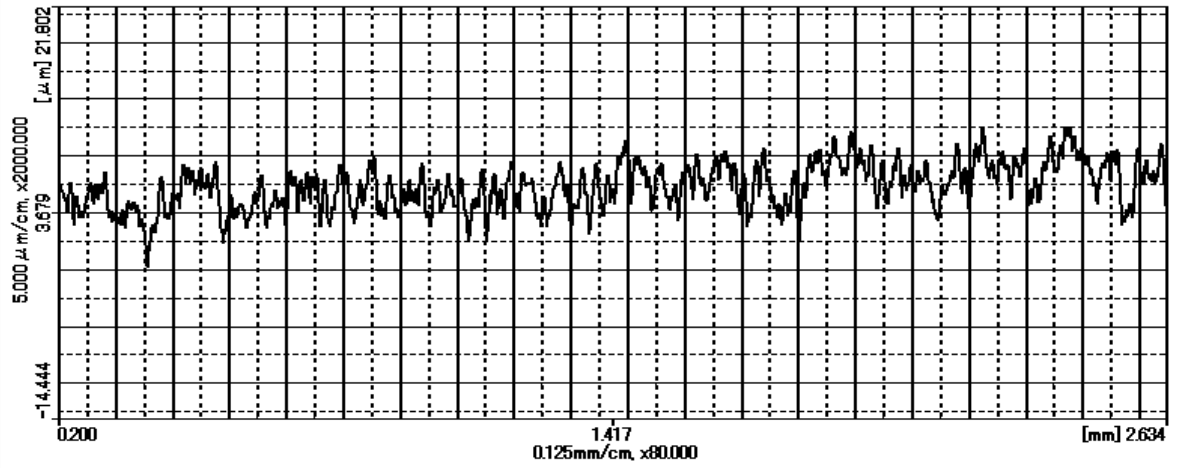
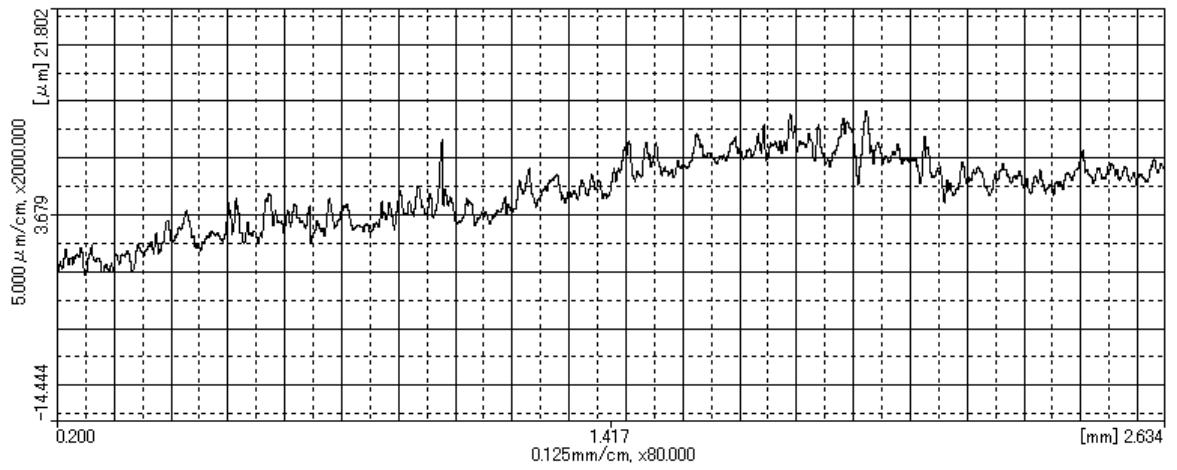


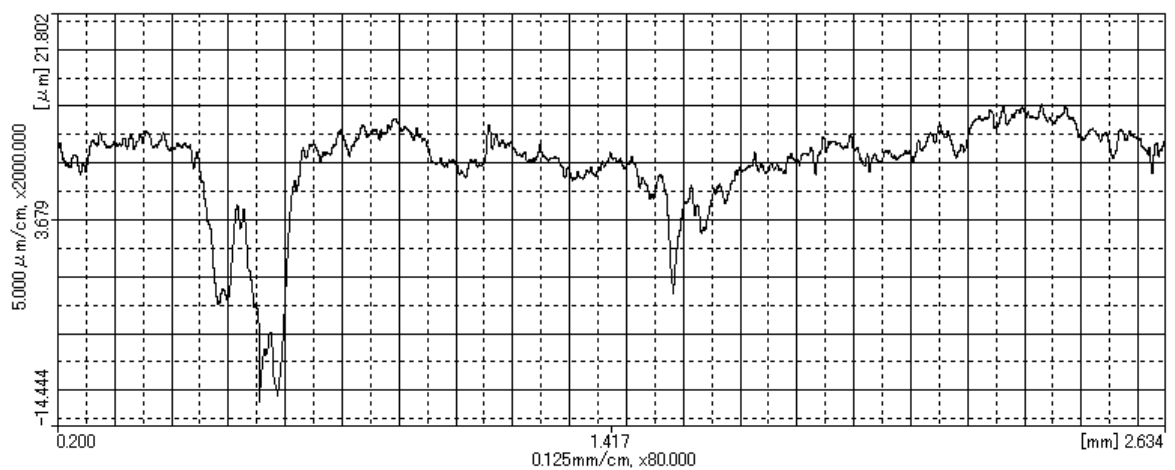
Fig. 2-23 SEM image of finish surface of material C (45°-45°) machined with Tool No. 3 (Helix angle 45°) (Down cut method)



(a) Material A ( $0^\circ$ )

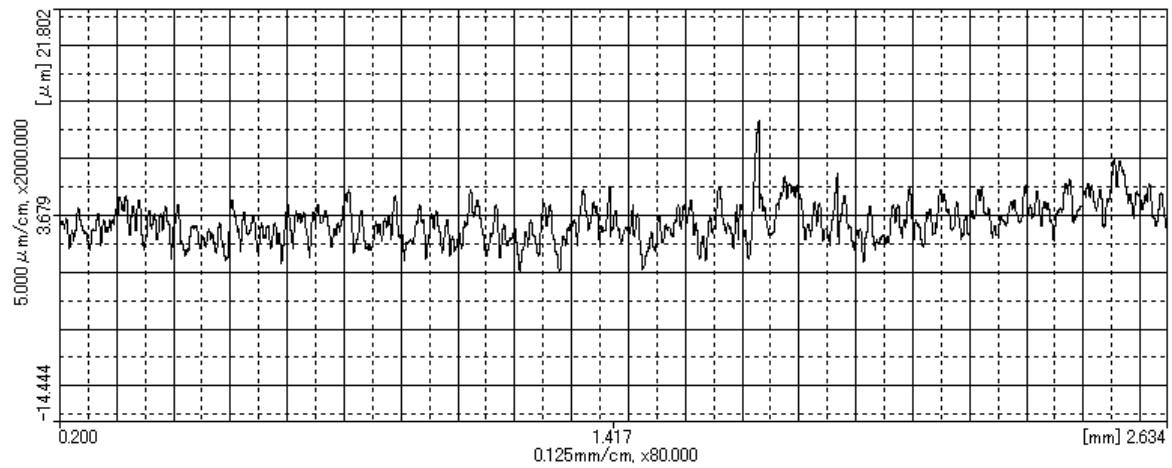


(b) Material B ( $90^\circ$ )

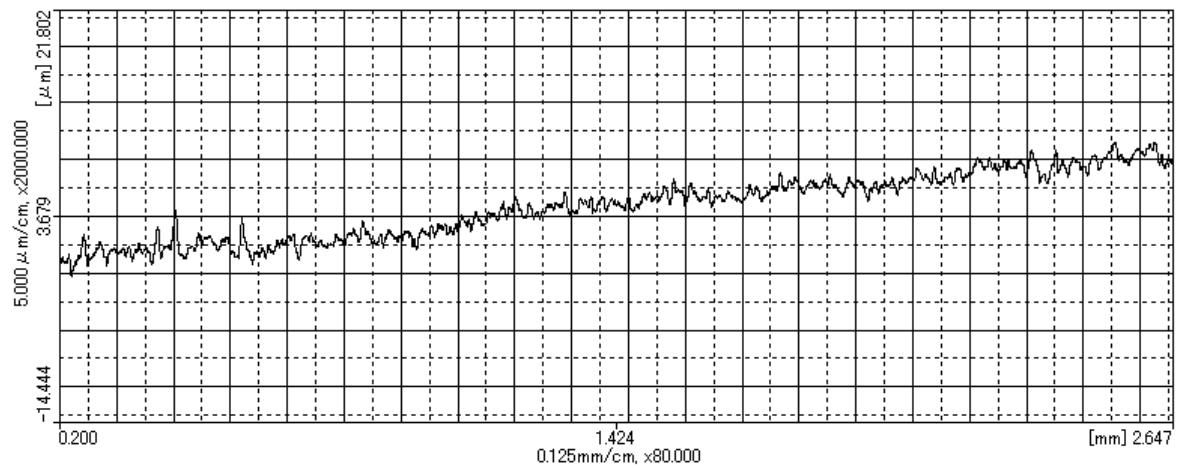


(c) Material C ( $45^\circ$ - $45^\circ$ )

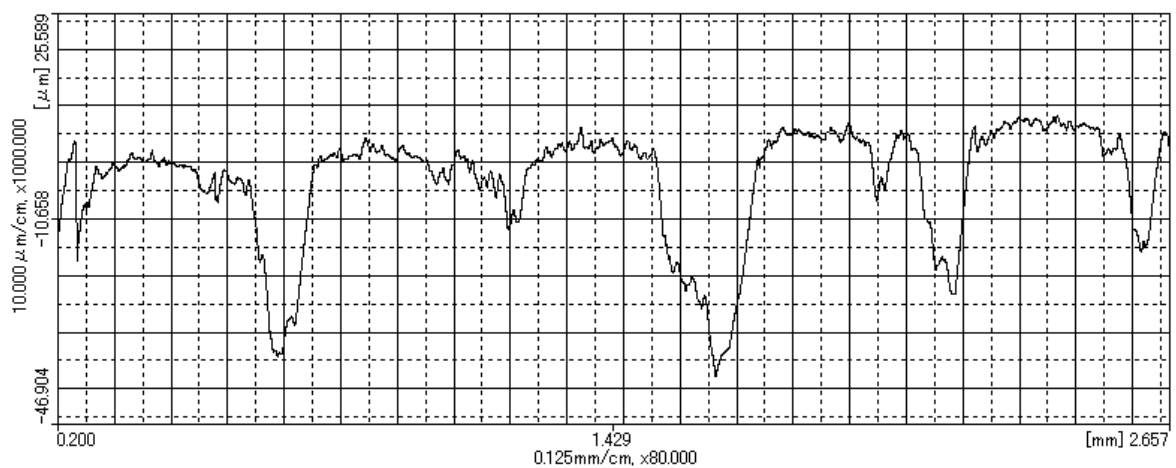
Fig. 2-24 Finish surface parameter (machined with Tool No. 1 (Helix angle  $0^\circ$ )) (Down cut method)



(a) Material A ( $0^\circ$ )

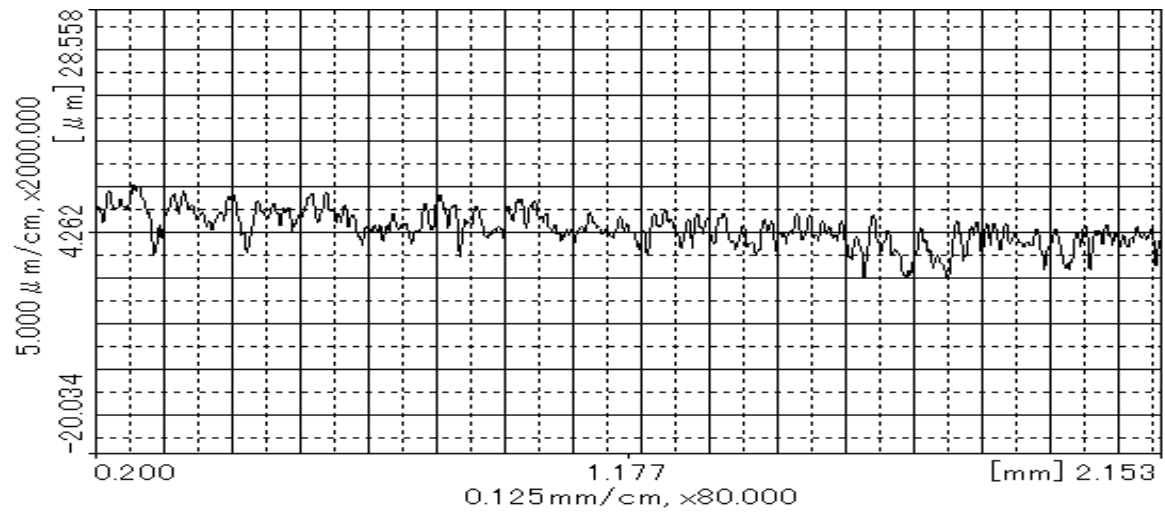


(b) Material B ( $90^\circ$ )

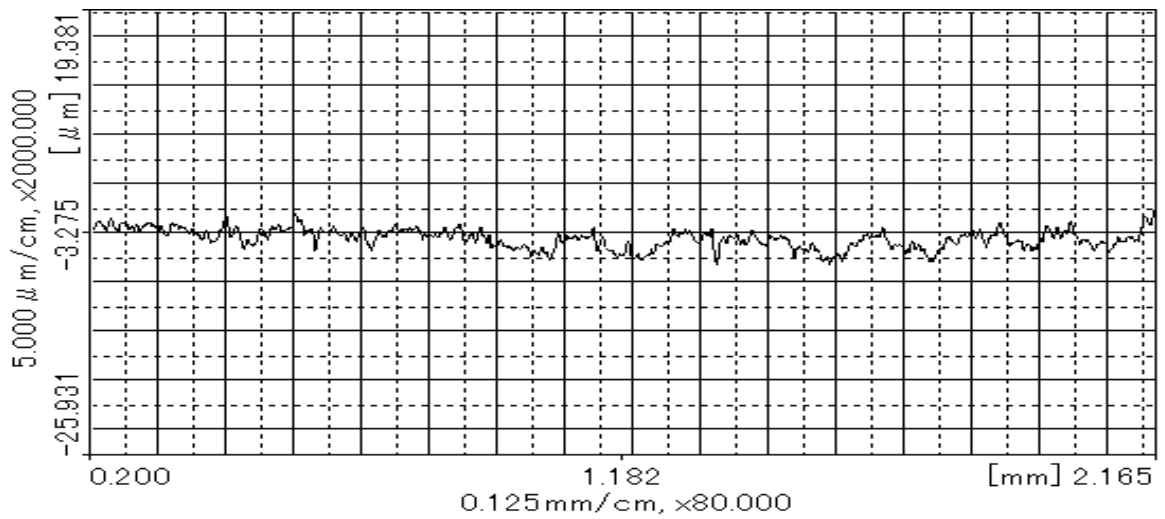


(c) Material C ( $45^\circ$ - $45^\circ$ )

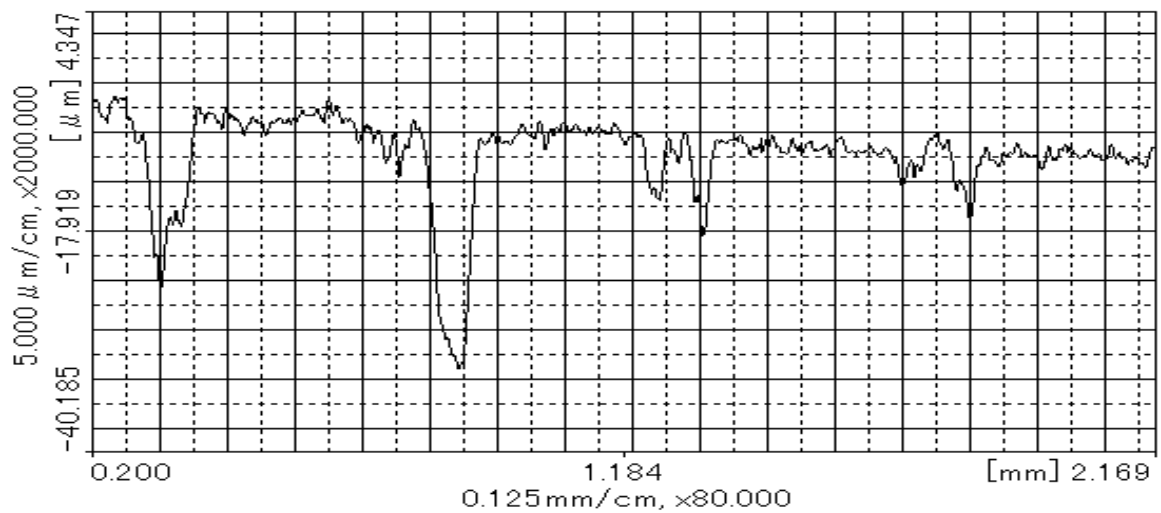
Fig. 2-25 Finish surface parameter (machined with Tool No. 2 (Helix angle  $30^\circ$ )) (Down cut method)



(a) Material A (0°)

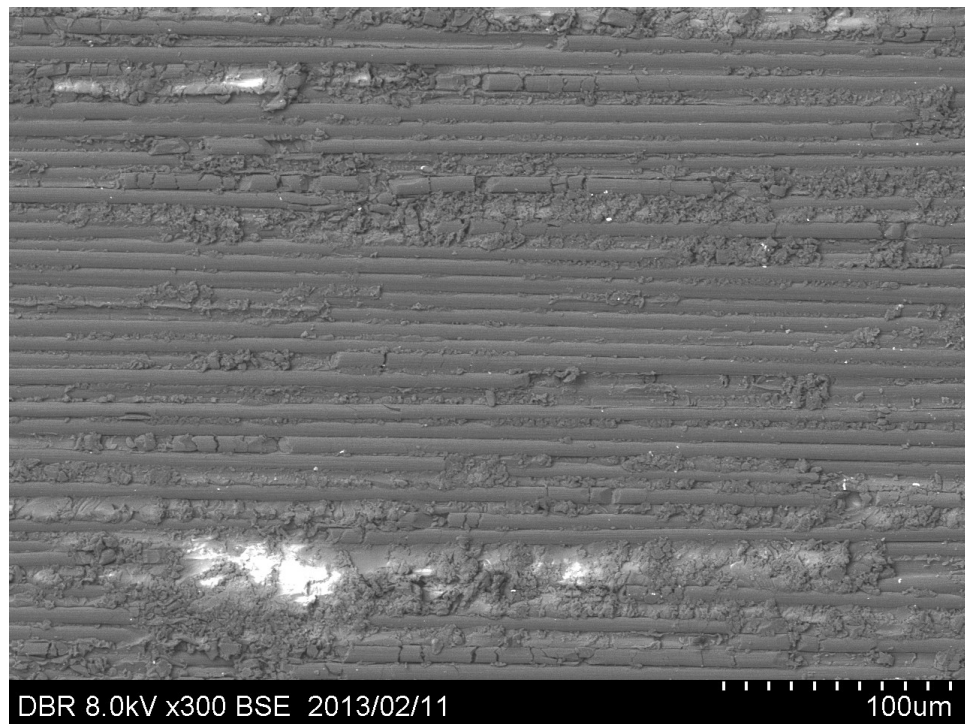


(b) Material B (90°)

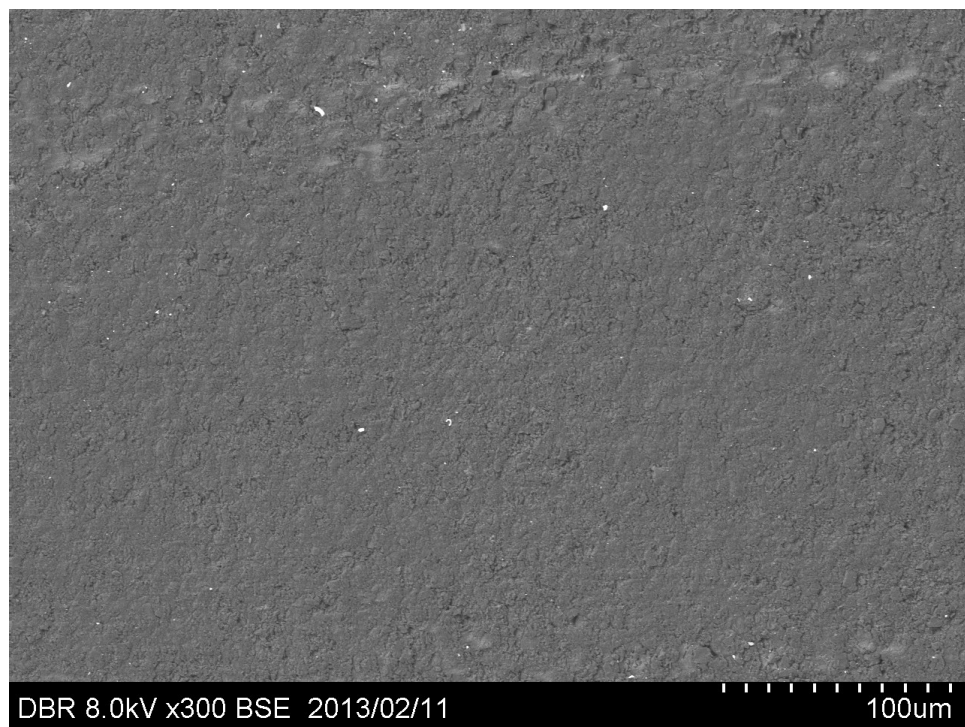


(c) Material C (45°-45°)

Fig. 2-26 Finish surface parameter (machined with Tool No. 3 (Helix angle 45°)) (Down cut method)



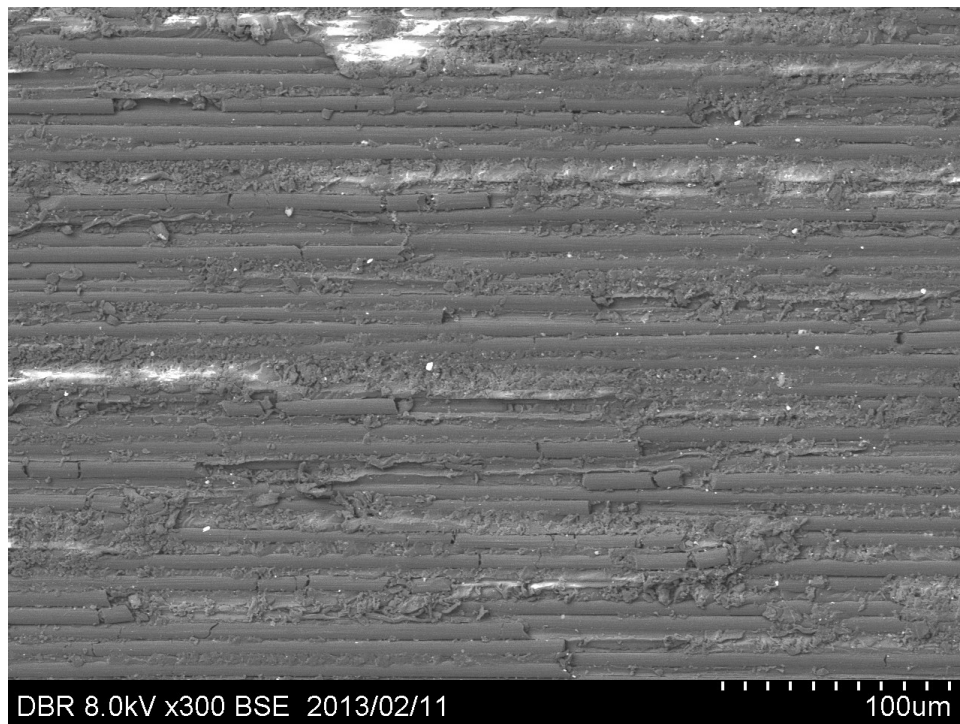
(a) Material A ( $0^\circ$ )



(b) Material B ( $90^\circ$ )

Fig. 2-27 SEM image of finish surface machined with Tool No. 1(Helix angle  $0^\circ$ ) (Down cut method)





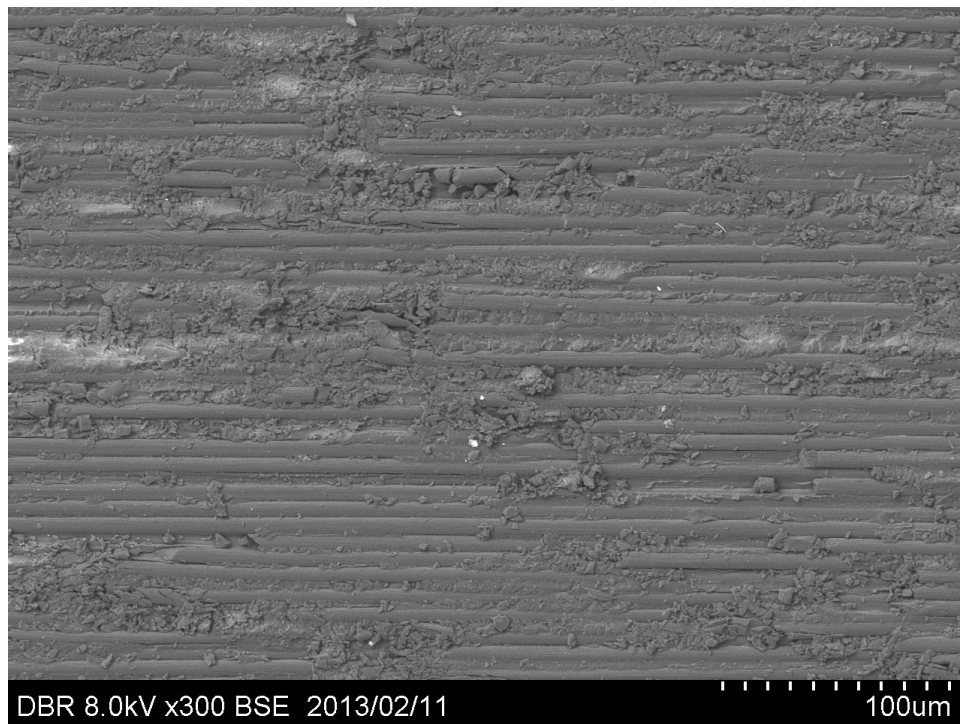
(a) Material A (0°)



(b) Material B (90°)

Fig. 2-28 SEM image of finish surface machined with Tool No. 2 (Helix angle 30°) (Down cut method)





(a) Material A (0°)



(b) Material B (90°)

Fig. 2-29 SEM image of finish surface machined with Tool No. 3 (Helix angle 45°) (Down cut method)

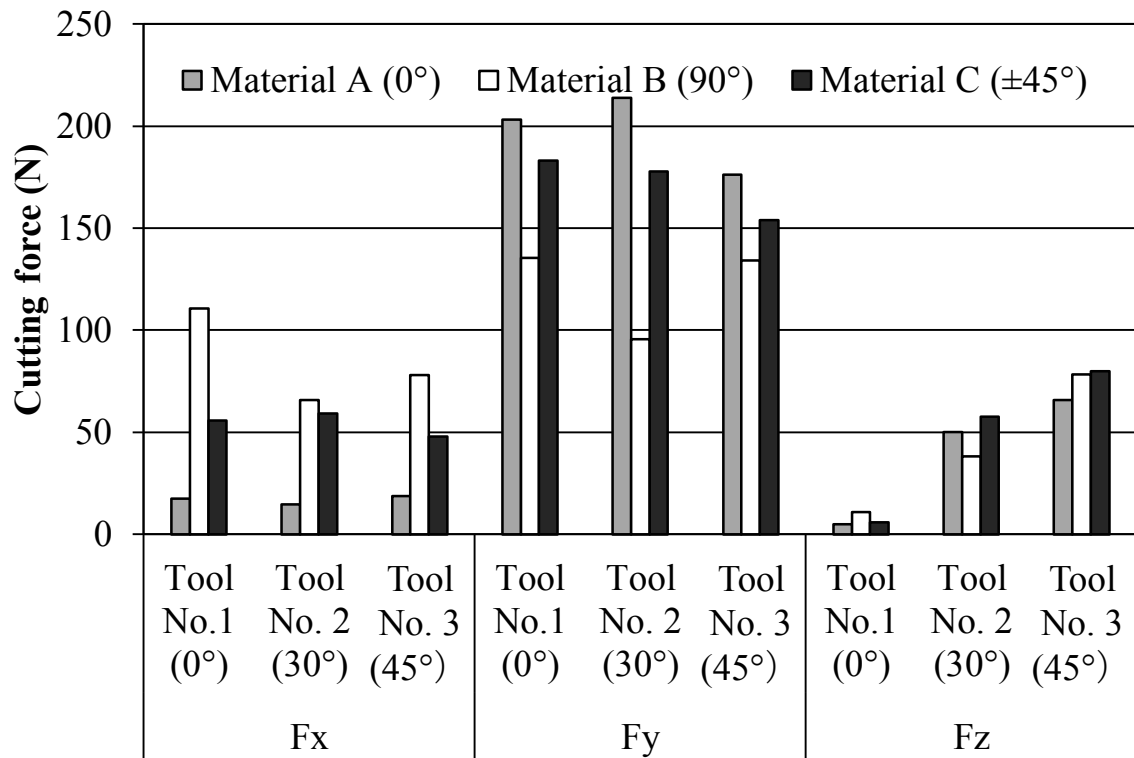


Fig. 2-30 Relationship of cutting force and tool helix angle and carbon fiber orientation (Down cut method)

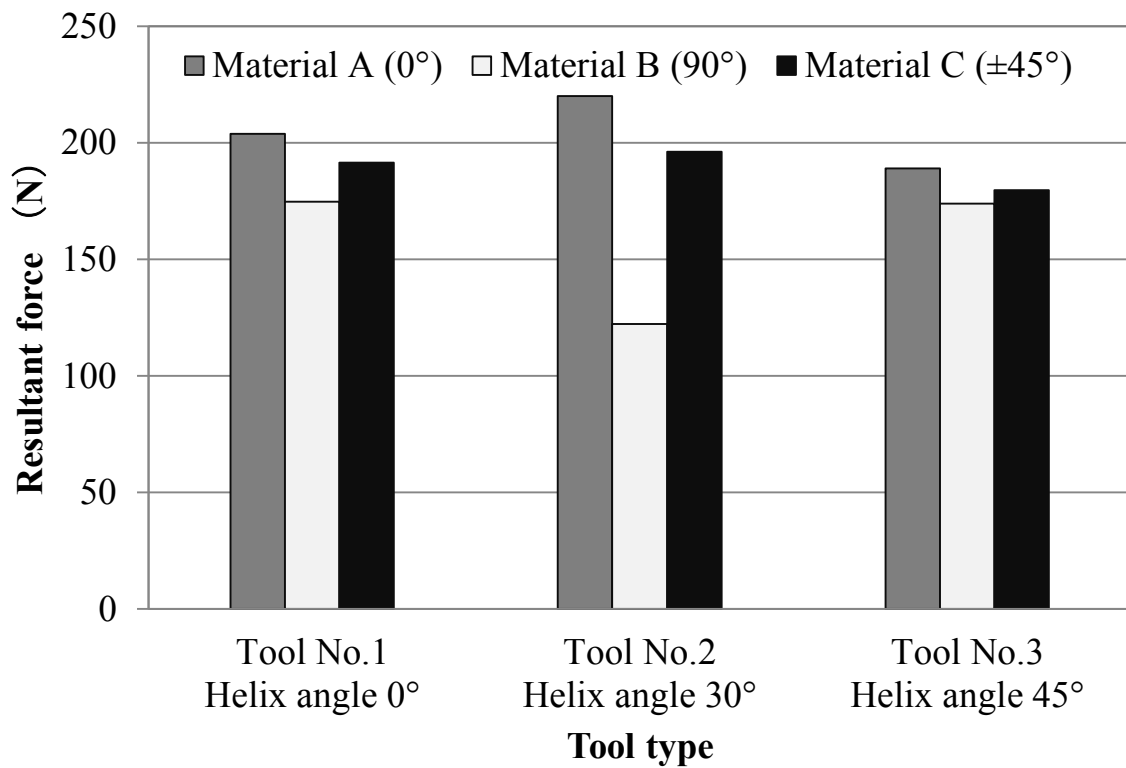


Fig. 2-31 Relationship of resultant force and tool helix angle and carbon fiber orientation (Down cut method)

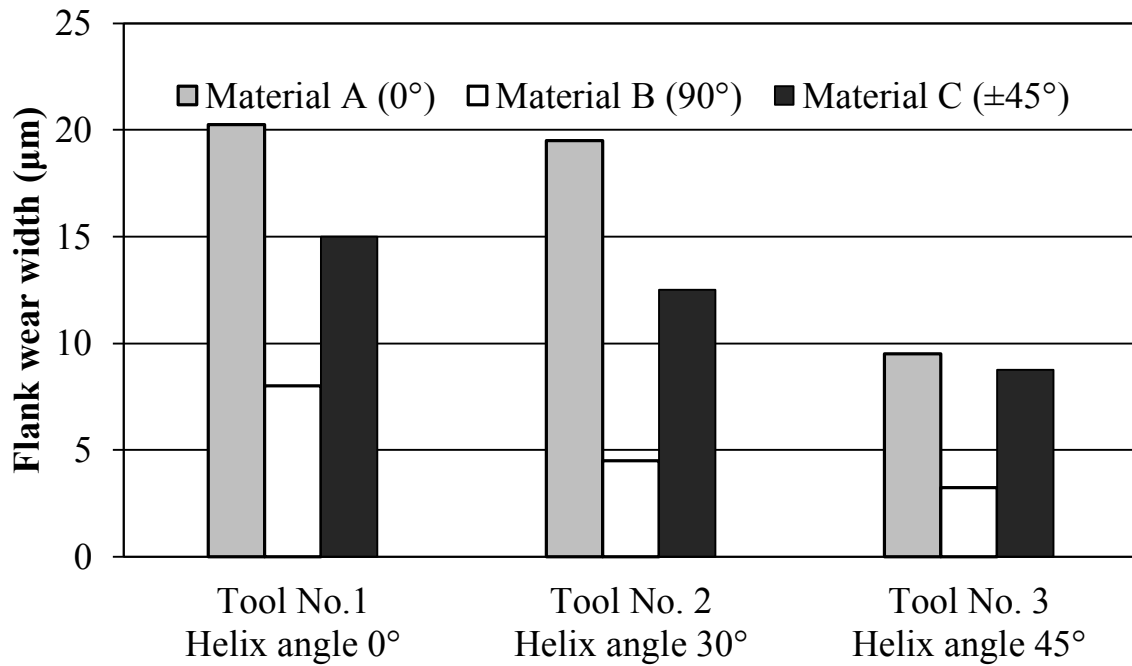


Fig. 2-32 Relationship of flank wear width and tool helix angle and carbon fiber orientation (Down cut method)

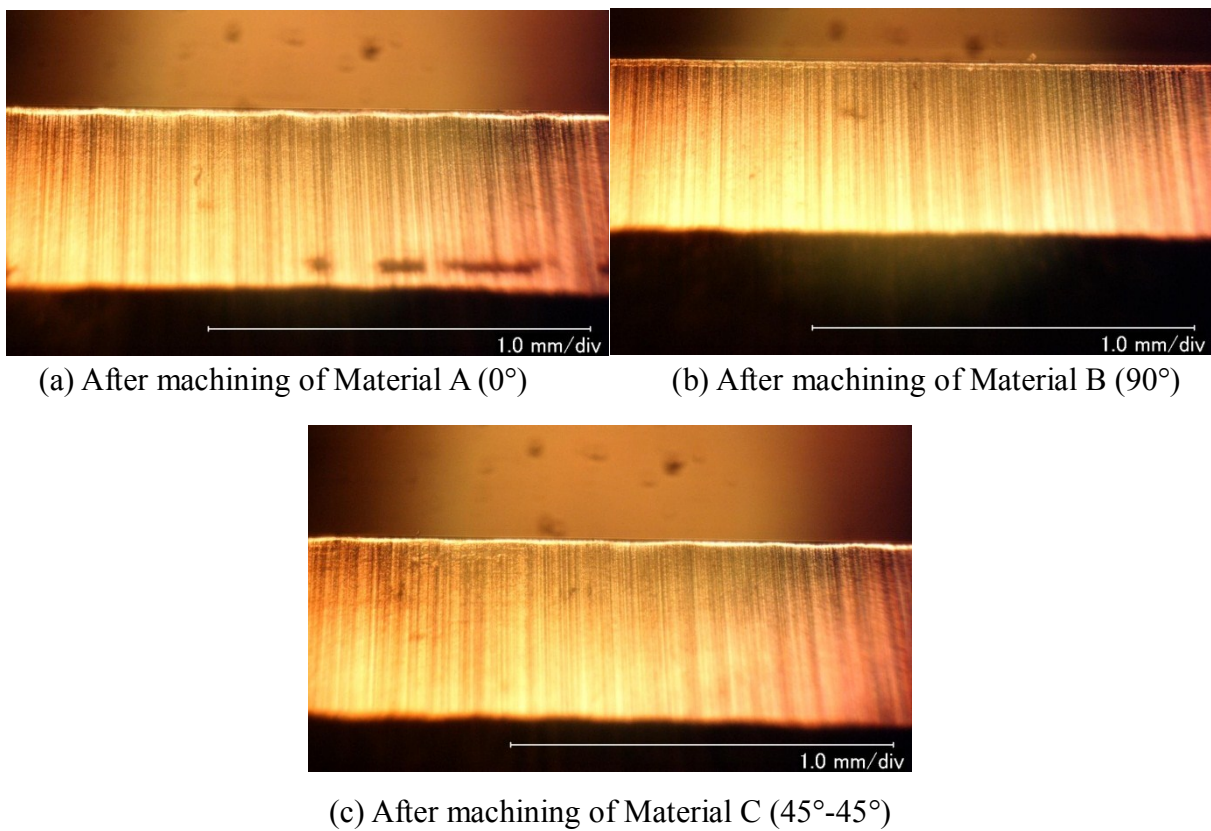
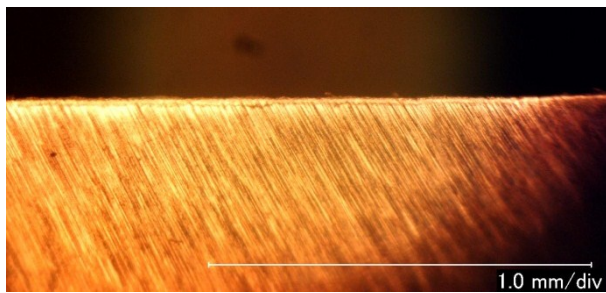
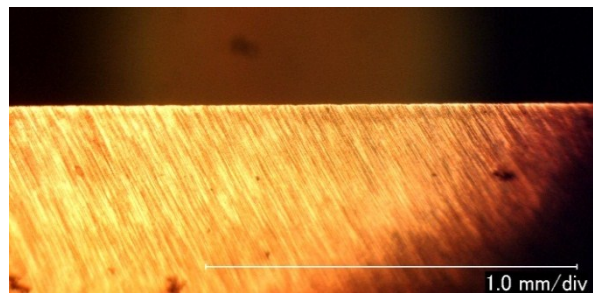


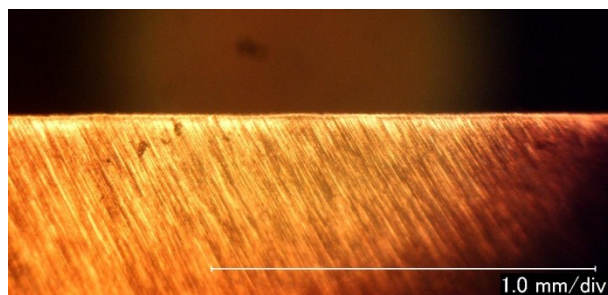
Fig. 2-33 Tool flank wear width of Tool No.1 (Helix angle 0°) (Down cut method)



(a) After machining of Material A ( $0^\circ$ )

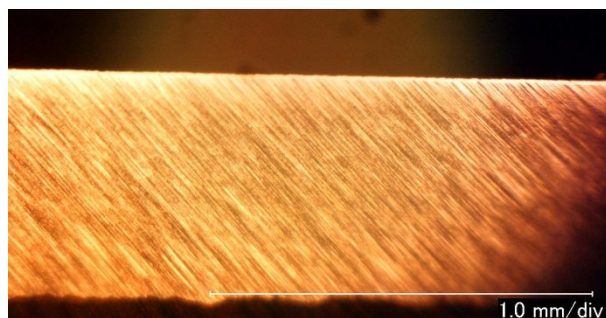


(b) After machining of Material B ( $90^\circ$ )

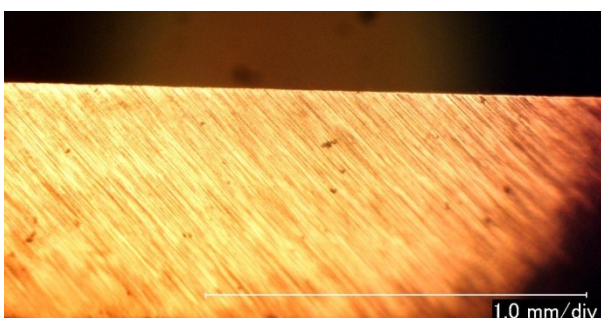


(c) After machining of Material C ( $45^\circ$ - $45^\circ$ )

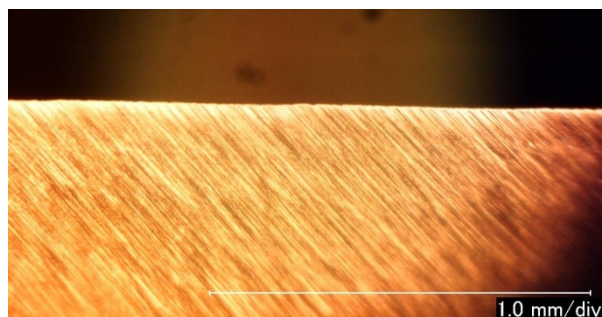
Fig. 2-34 Tool flank wear width of Tool No.2 (Helix angle  $30^\circ$ ) (Down cut method)



(a) After machining of Material A ( $0^\circ$ )



(b) After machining of Material B ( $90^\circ$ )



(c) After machining of Material C ( $45^\circ$ - $45^\circ$ )

Fig. 2-35 Tool flank wear width of Tool No.3 (Helix angle  $45^\circ$ ) (Down cut method)



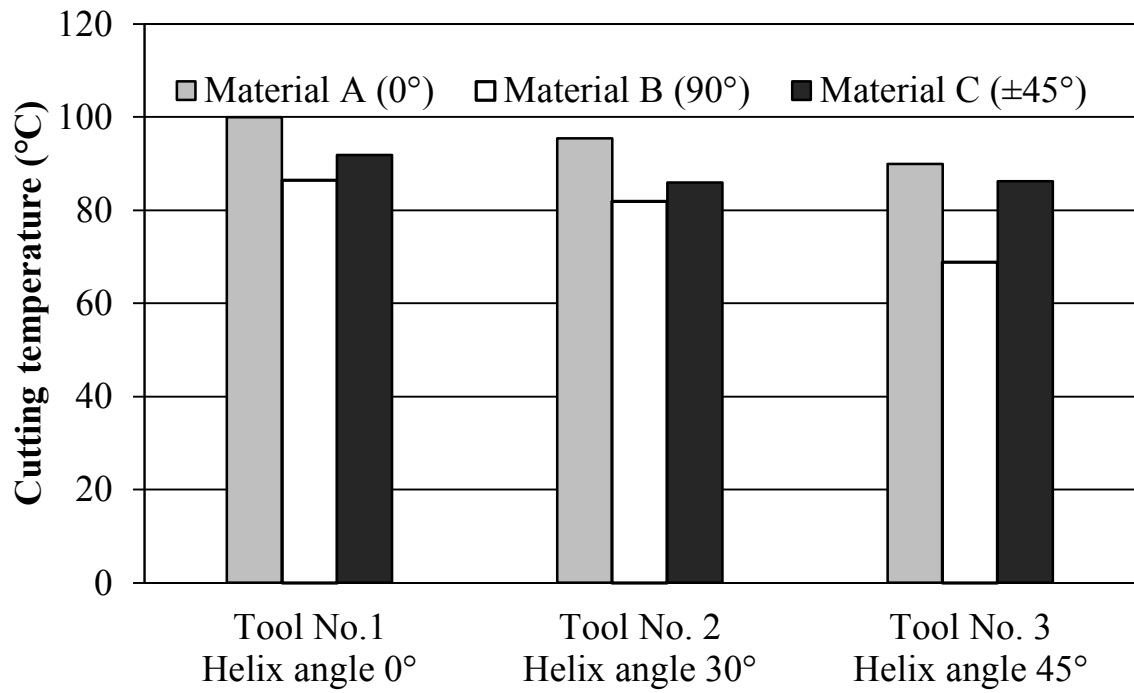


Fig. 2-36 Relationship of cutting temperature and tool helix angle and carbon fiber orientation (Down cut method)

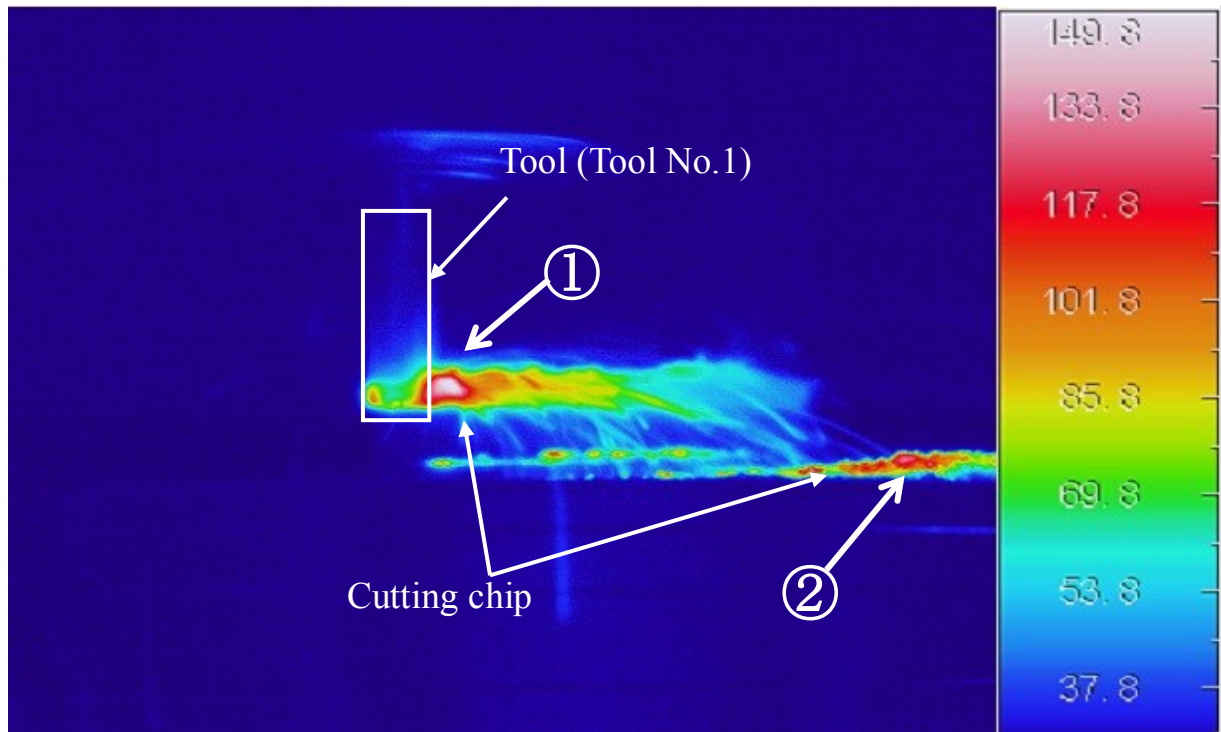
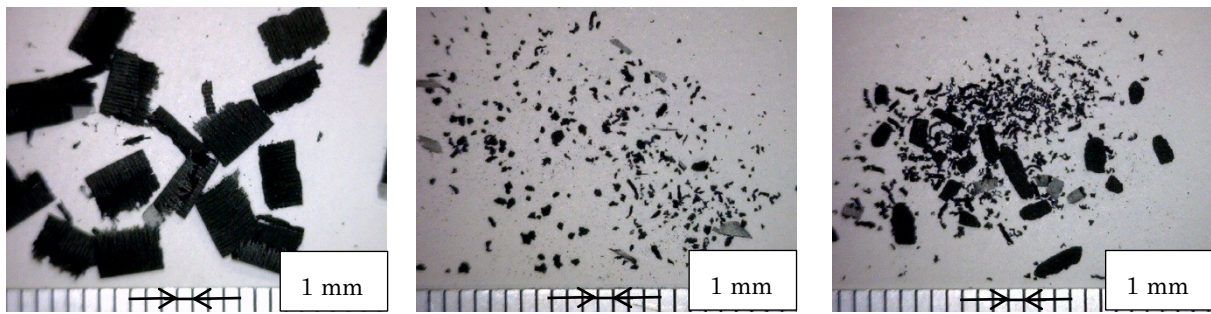


Fig. 2-37 Distribution of cutting temperature (Tool No.1: Helix angle 0°, Material A: 0°) (Down cut method)



(a) Material A  $0^\circ$

(b) Material B  $90^\circ$

(c) Material C  $45^\circ, -45^\circ$

Fig.2-38 Cutting chips machined with Tool type No.1 (Helix angle  $0^\circ$ ) (Down cut method)

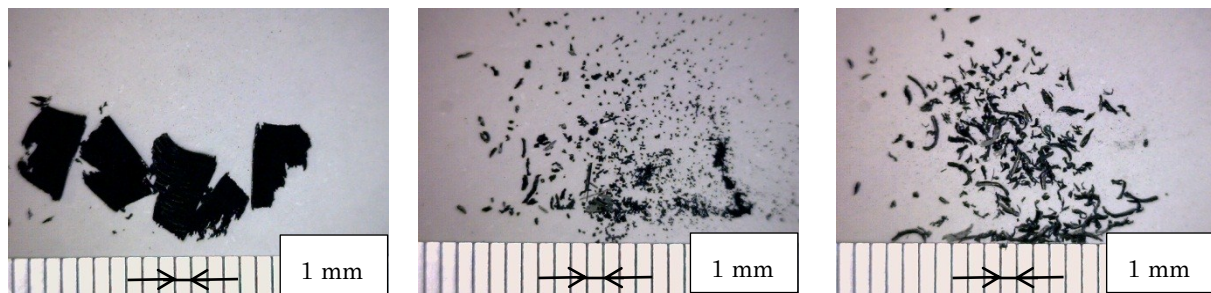


(a) Material A  $0^\circ$

(b) Material B  $90^\circ$

(c) Material C  $45^\circ, -45^\circ$

Fig.2-39 Cutting chips machined with Tool type No.2 (Helix angle  $30^\circ$ ) (Down cut method)



(a) Material A  $0^\circ$

(b) Material B  $90^\circ$

(c) Material C  $45^\circ, -45^\circ$

Fig.2-40 Cutting chips machined with Tool type No.3 (Helix angle  $45^\circ$ ) (Down cut method)



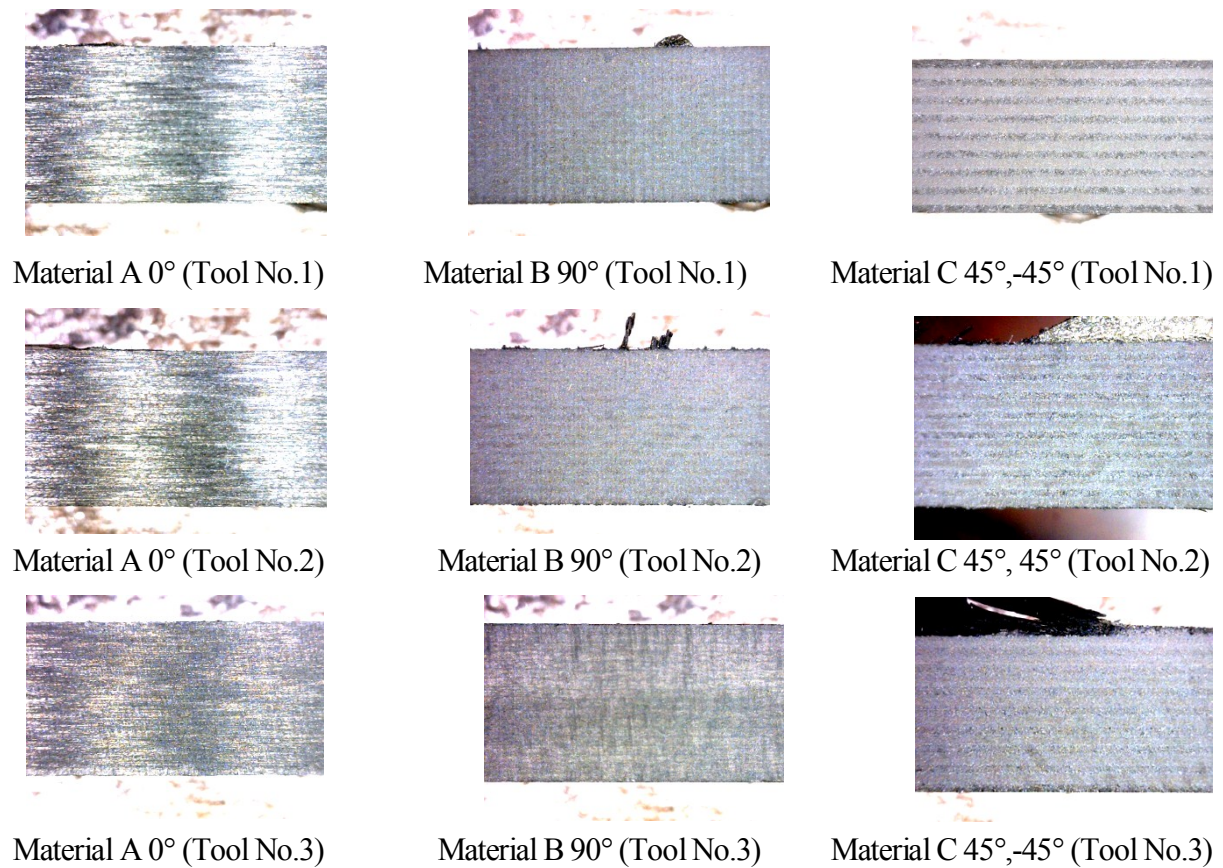


Fig. 2-41 Finish surface conditions (Up cut method) (Tool No. 1: Helix angle 0°, Tool No. 2: Helix angle 30°, Tool No. 3: Helix angle 45°)

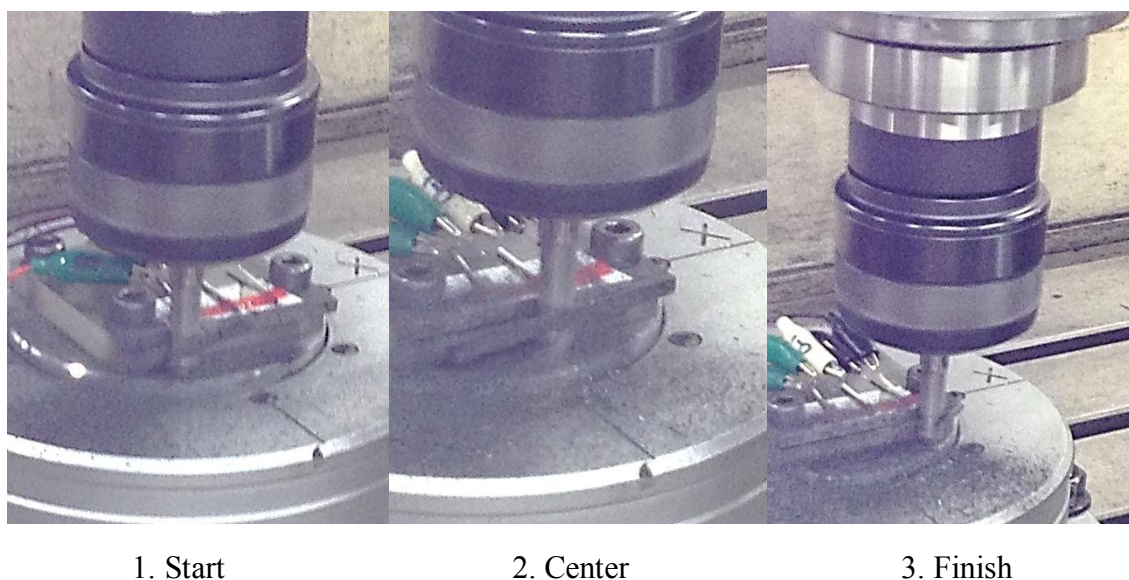


Fig.2-42 State of milling of the Material A (Machined with Tool No.1: Helix angle 0°) (Up cut method)

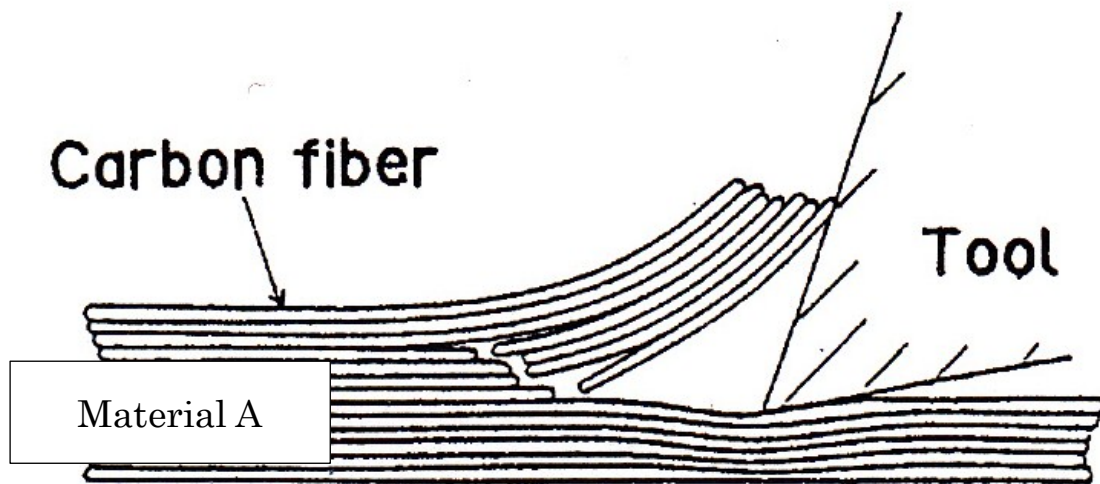


Fig. 2-43 State of during machining with the Material A ( $0^\circ$ ) (Up cut method) <sup>8)</sup>

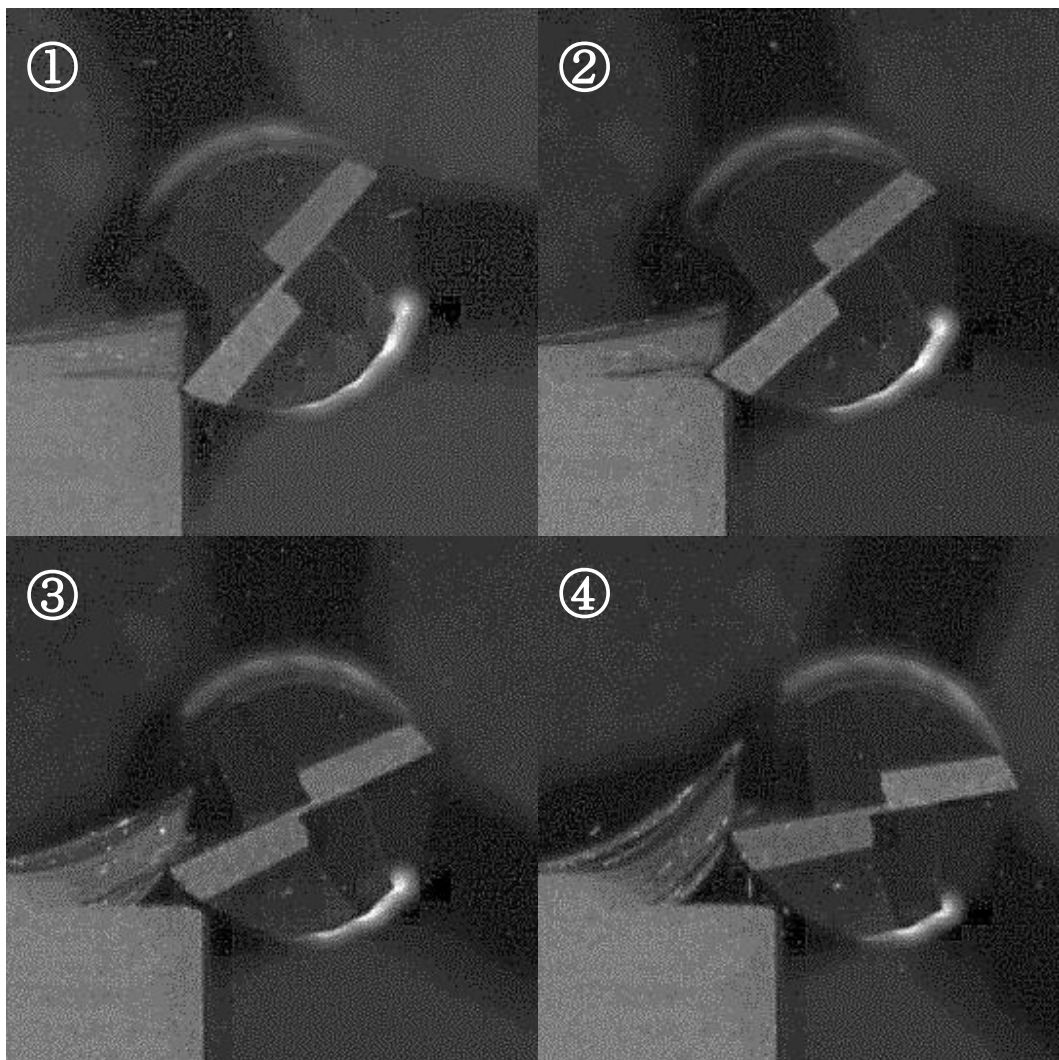


Fig.2-44 Frame-by-frame photo of CFRP milling of bottom angle view (Material A:  $0^\circ$ , Tool No.1: Helix angle  $0^\circ$ ) (Up cut method)



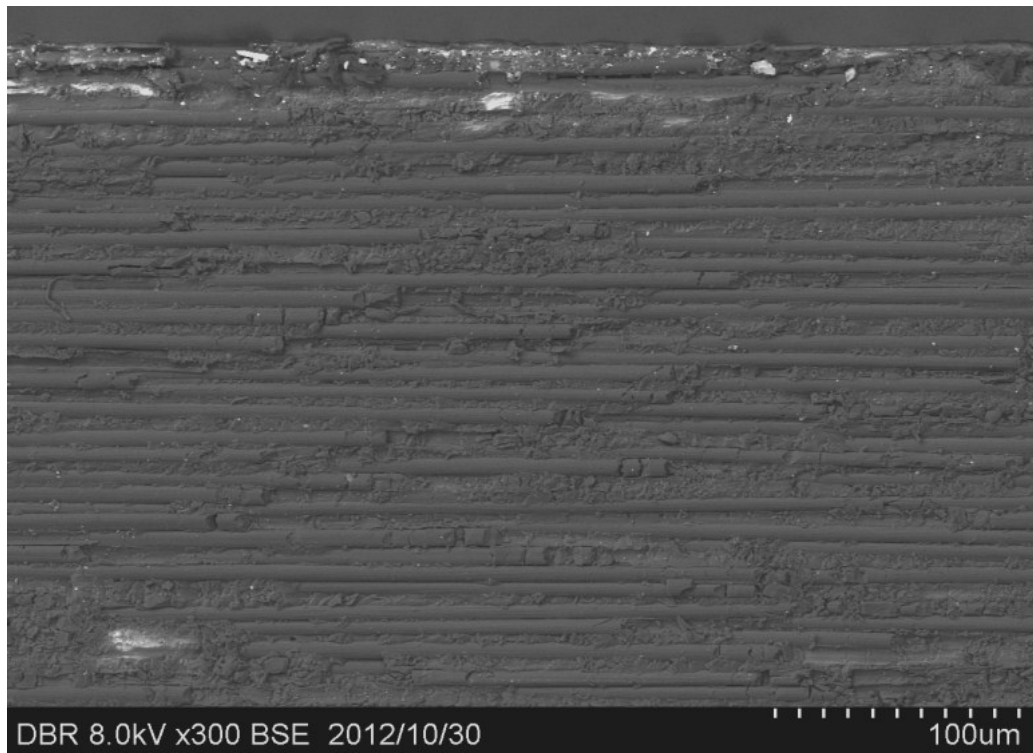


Fig. 2-45 SEM image of finish surface of Material A 0° (Machined with Tool No.1: Helix angle 0°) (Up cut method)

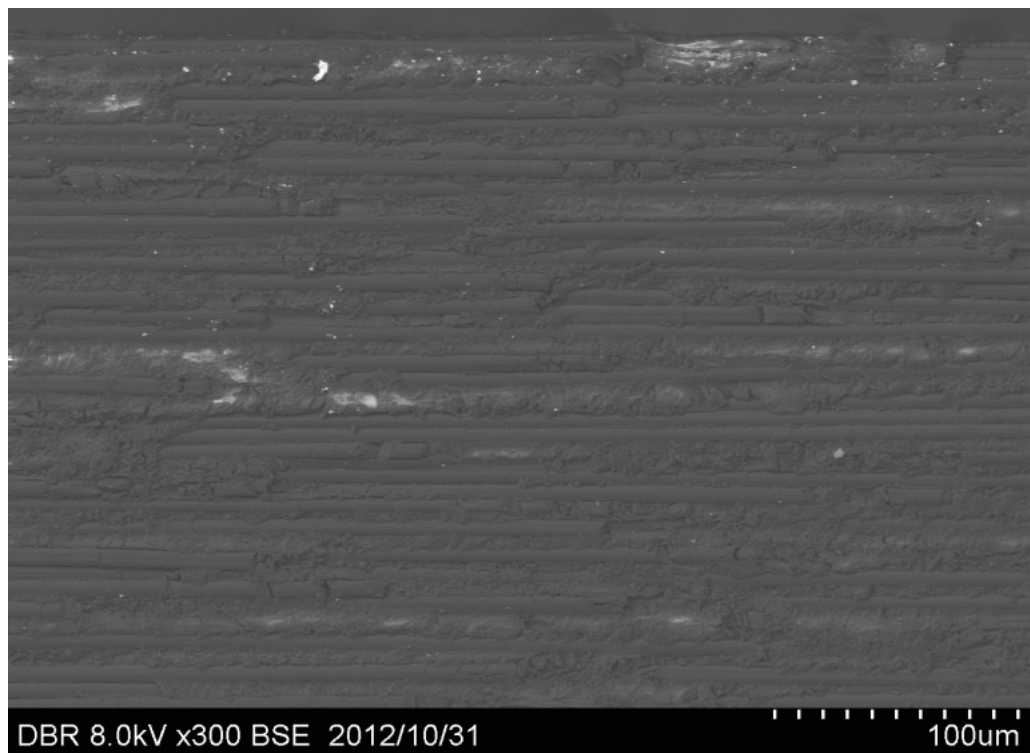


Fig. 2-46 SEM image of finish surface of Material A 0° (Machined with Tool No. 2) (Up cut method)

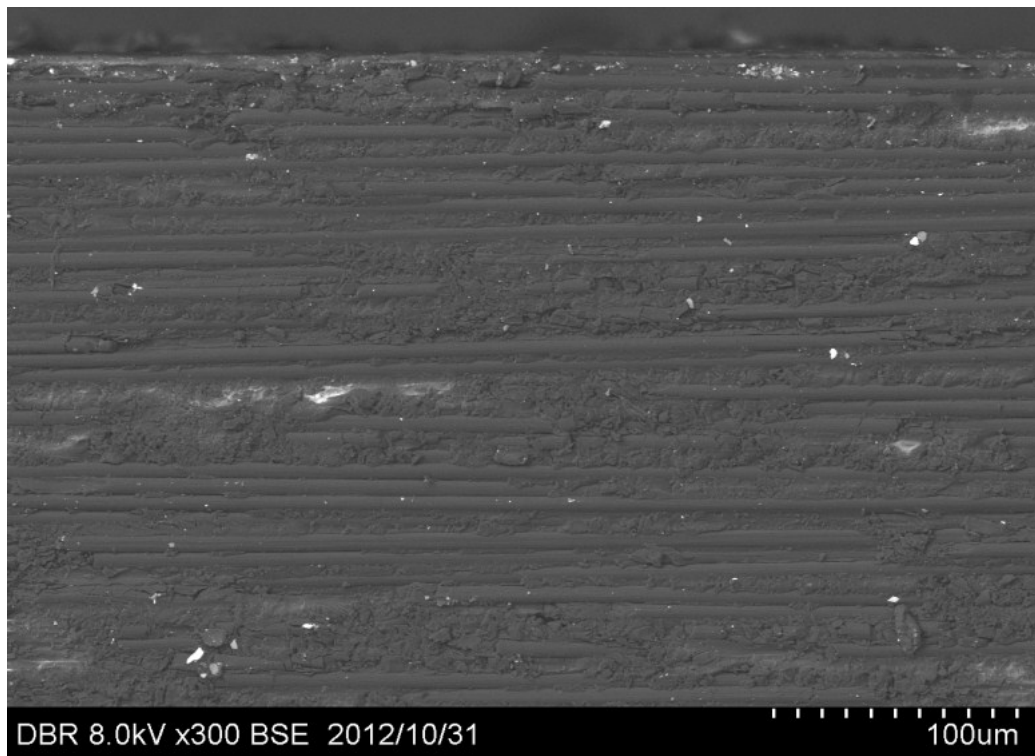
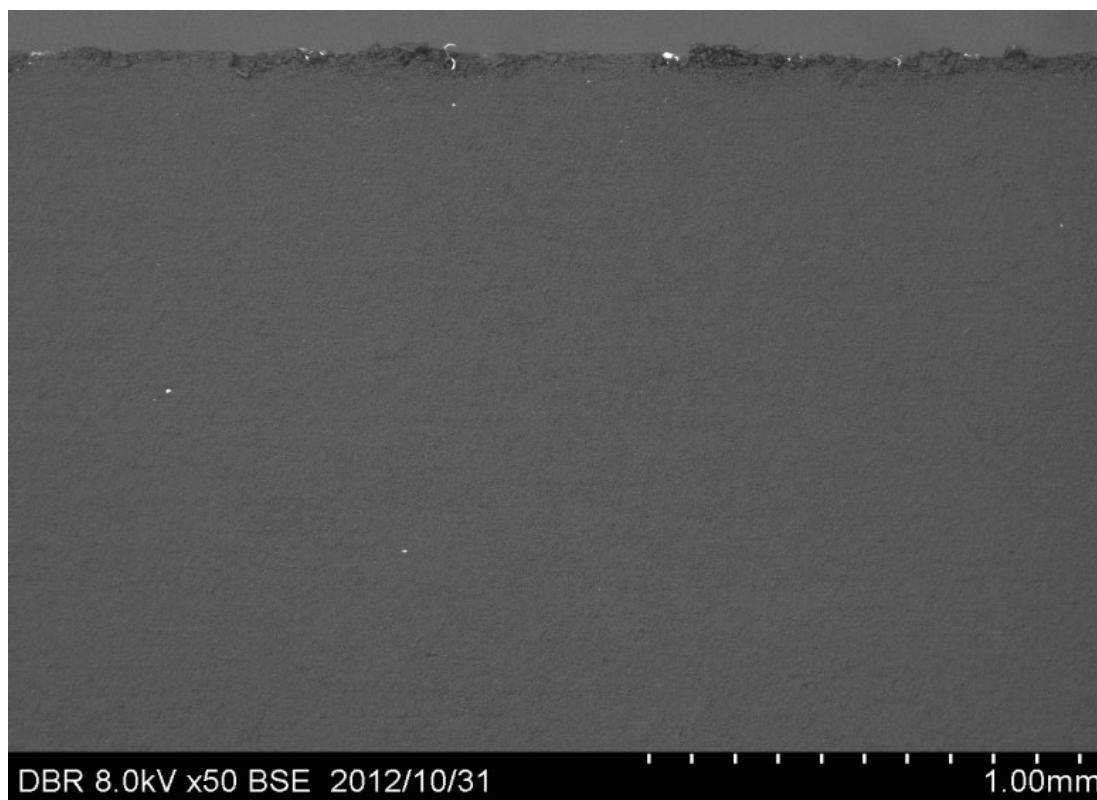
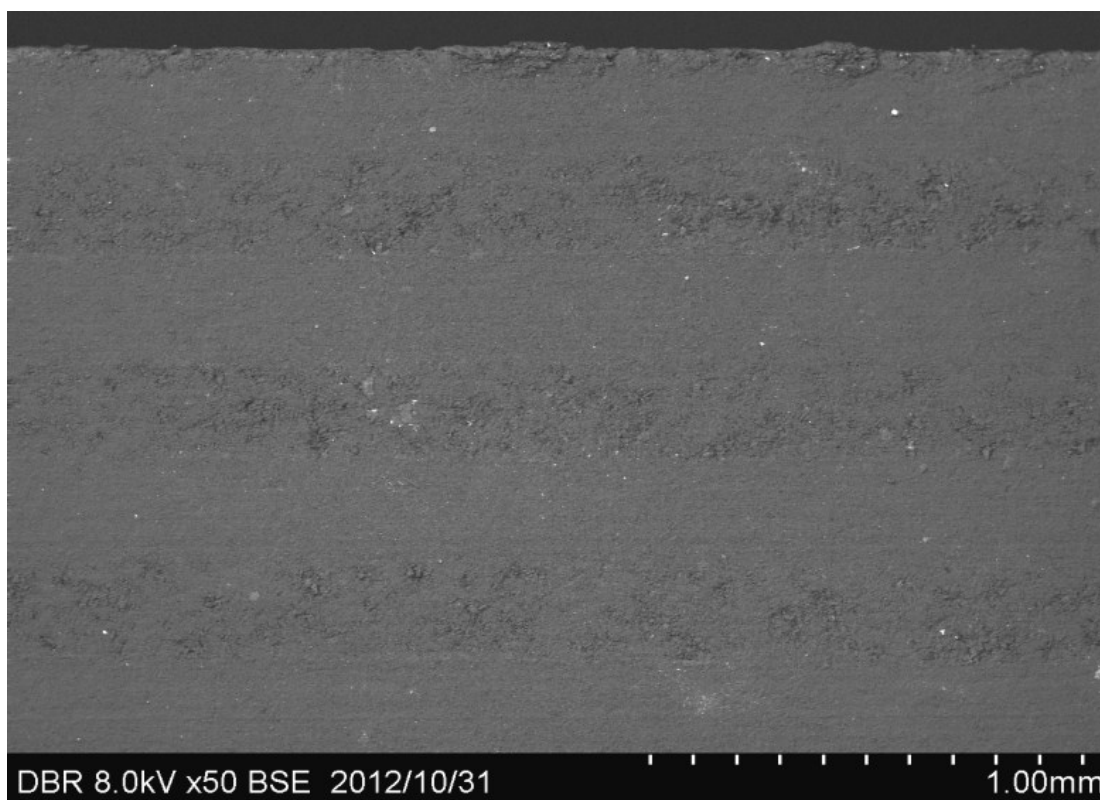


Fig. 2-47 SEM image of finish surface of Material A 0° (Machined with Tool No. 3) (Up cut method)

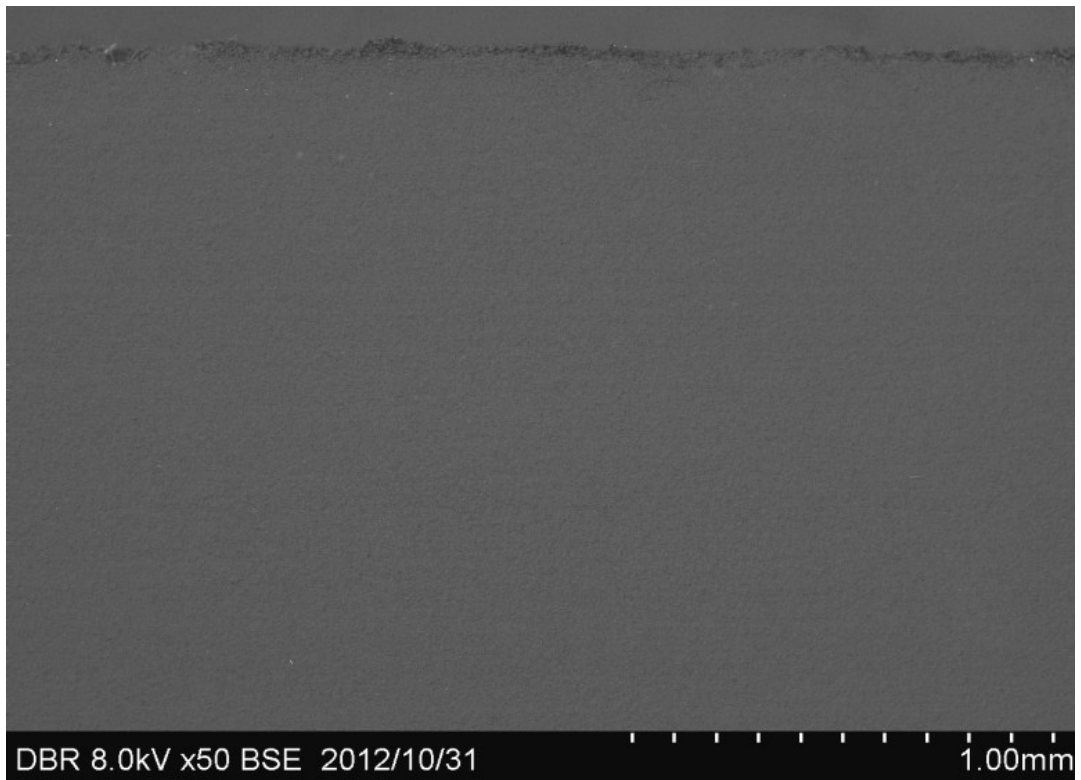


(a) Material B 90° (Tool No. 2: Helix angle 30°)

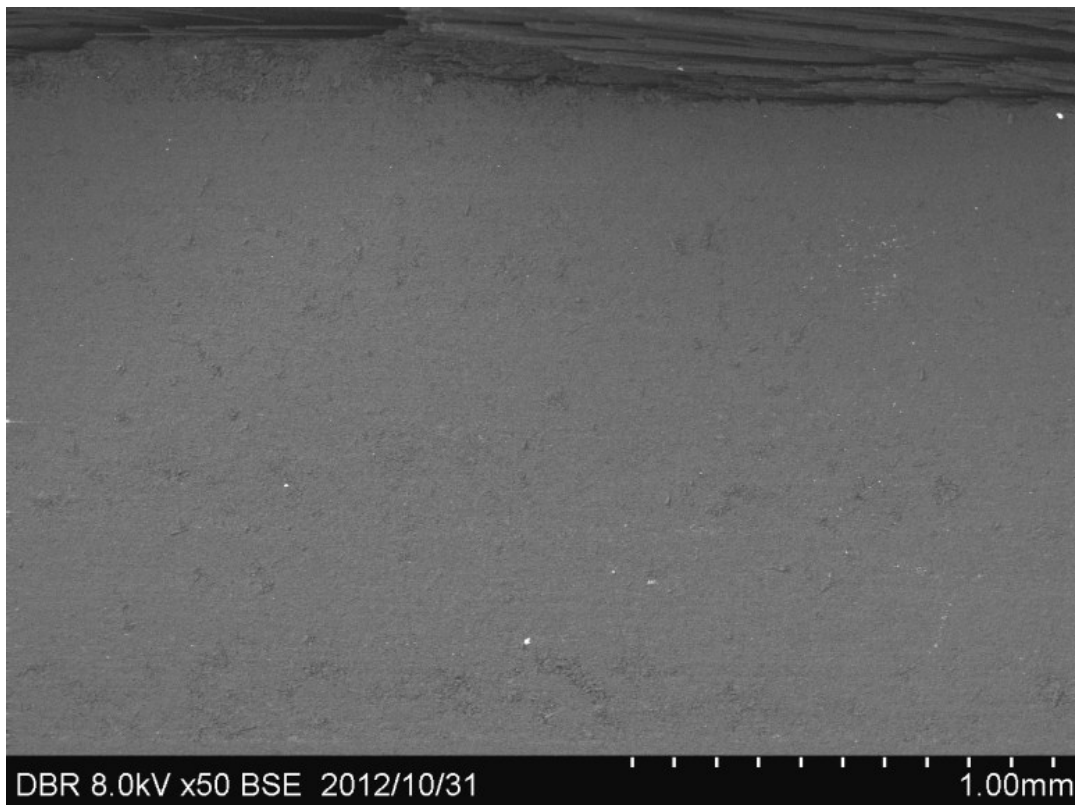


(b) Material C 45,-45° (Tool No. 2: Helix angle 30°)

Fig. 2-48 Relationship between depth of carbon fiber fluffing and carbon fiber orientation (Up cut method)



(a) Material B 90° (Tool No. 3: Helix angle 45°)



(b) Material C 45,-45° (Tool No. 3: Helix angle 45°)

Fig. 2-49 Relationship between depth of carbon fiber fluffing and carbon fiber orientation (Up cut method)

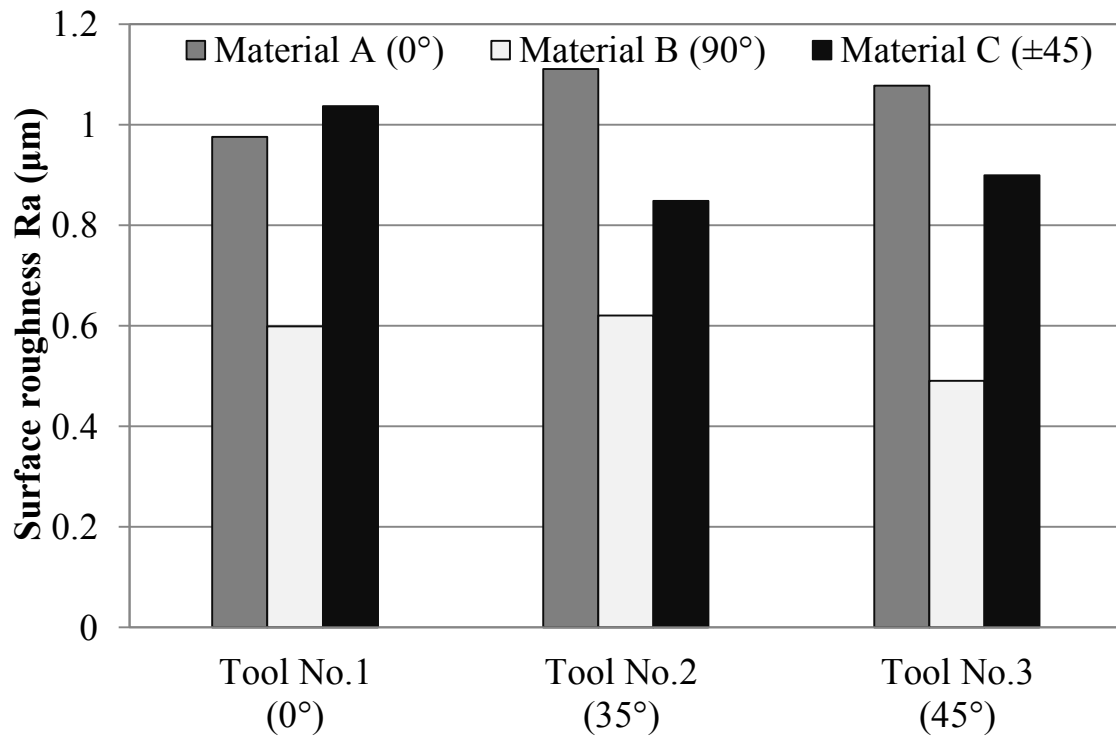


Fig. 2-50 Relationship of surface roughness (Ra) and tool helix angle and carbon fiber orientation (Up cut method)

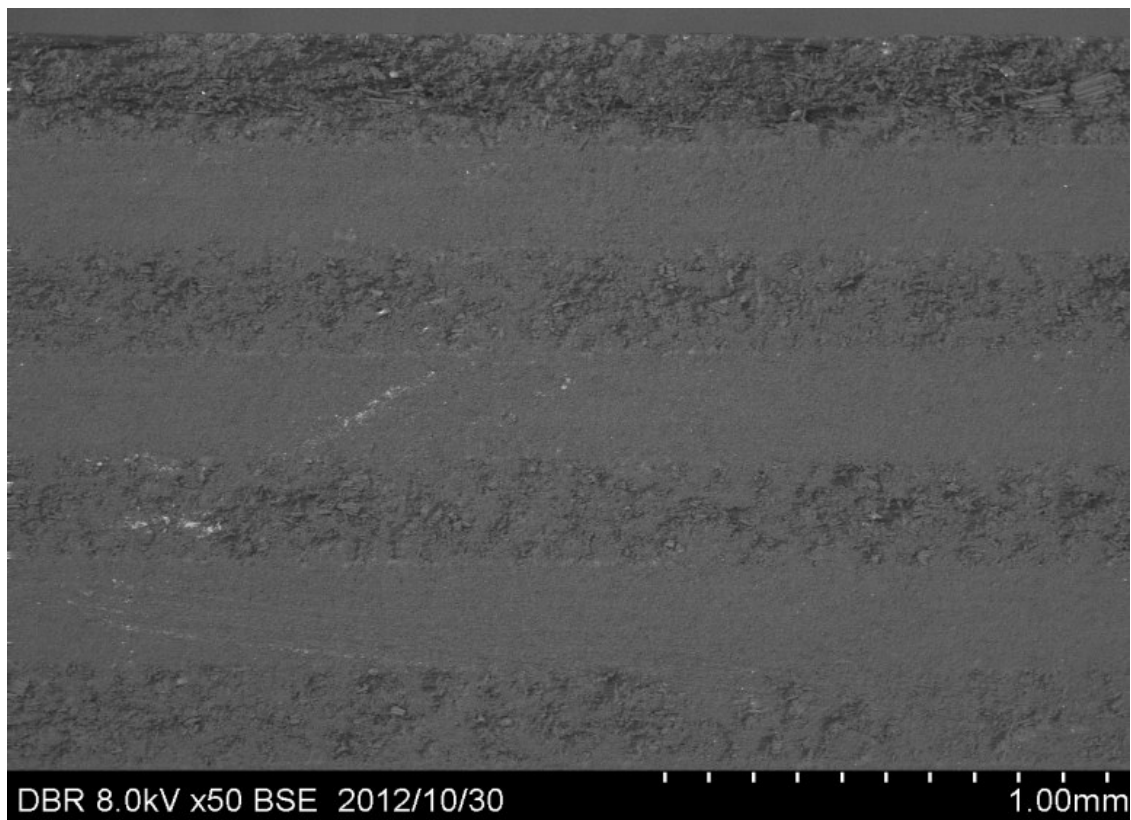


Fig.2-51 SEM image of finish surface of Material C 45°,-45° (Machined with Tool No. 1) (Up cut method)

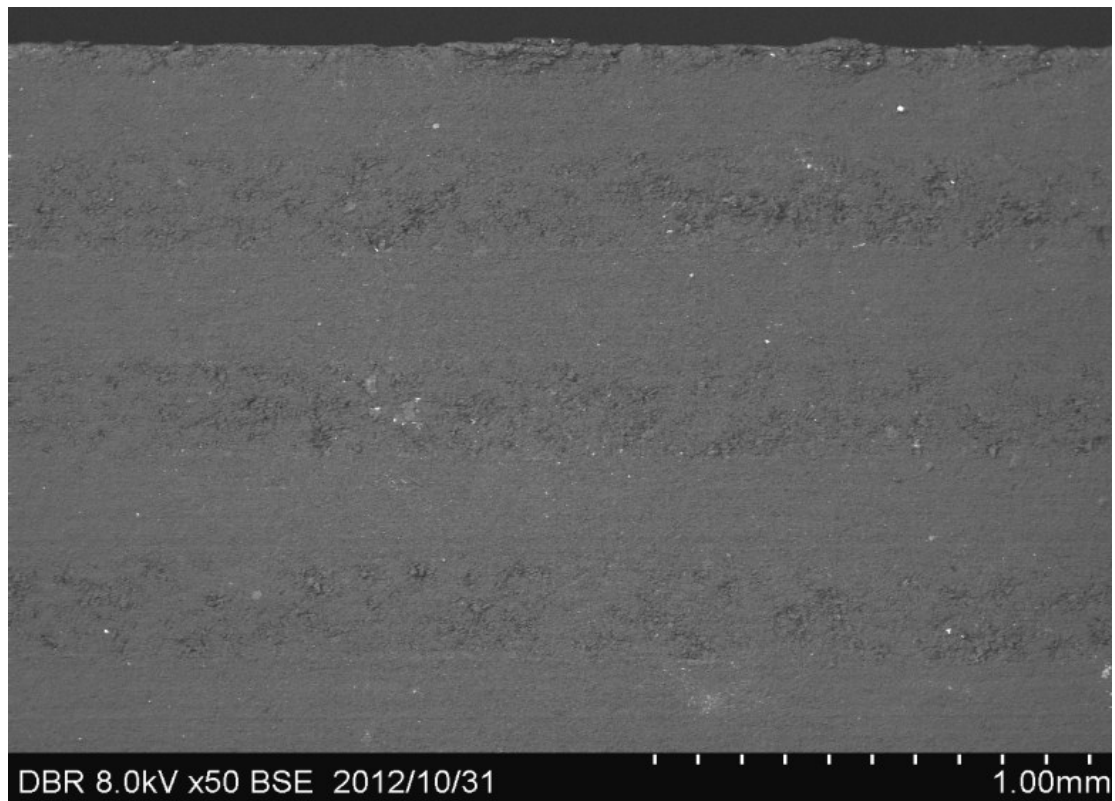


Fig.2-52 SEM image of finish surface of Material C 45°,-45° (Machined with Tool No. 2) (Up cut method)

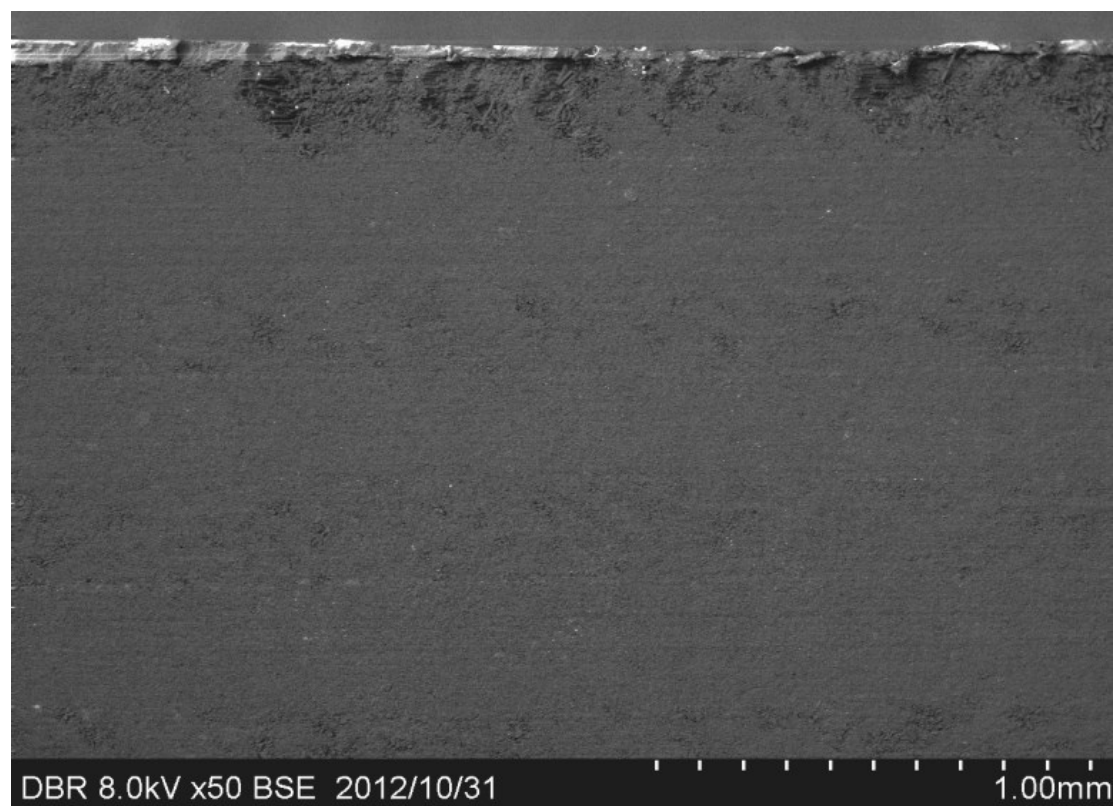
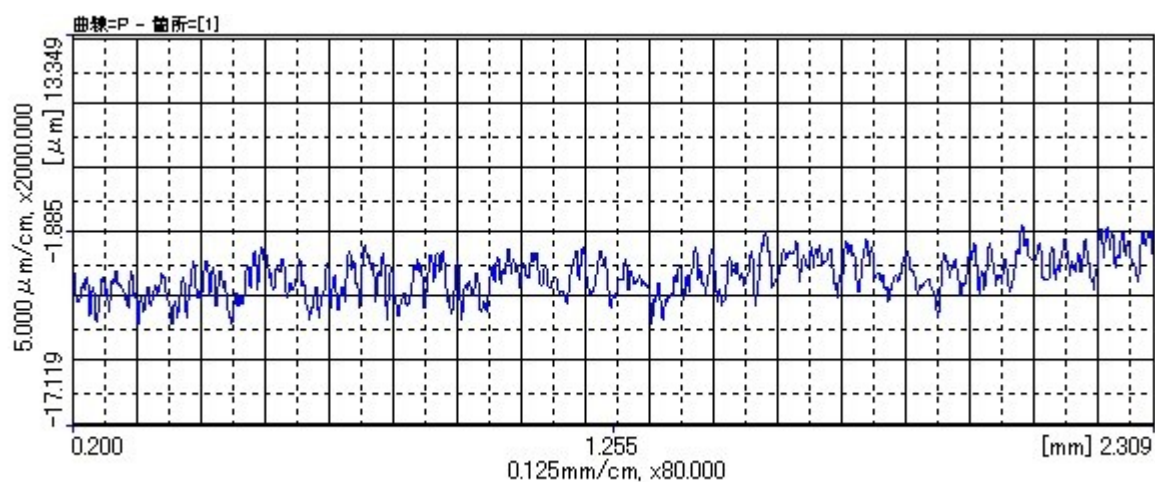
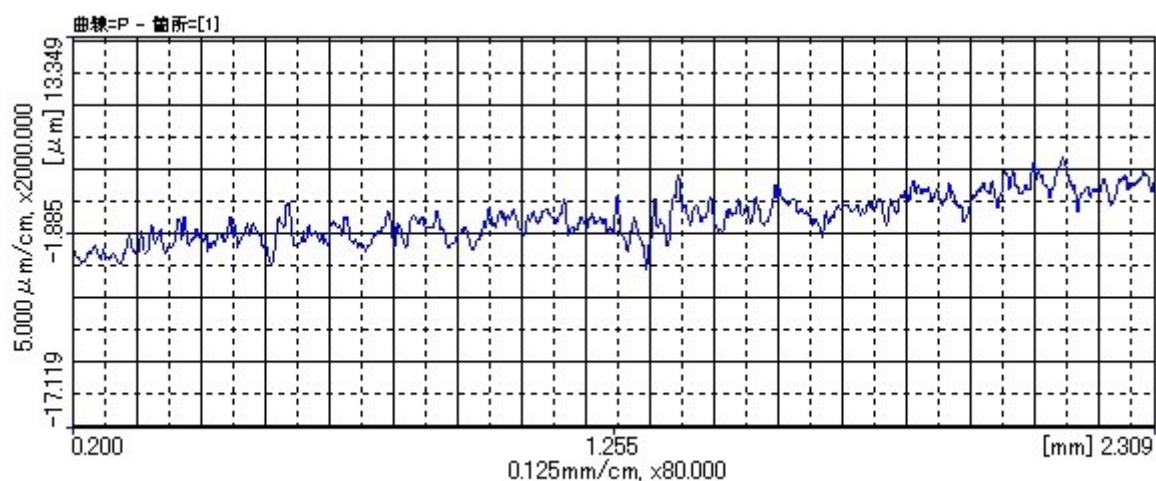


Fig.2-53 SEM image of finish surface of Material C 45°,-45° (Machined with Tool No. 3) (Up cut method)

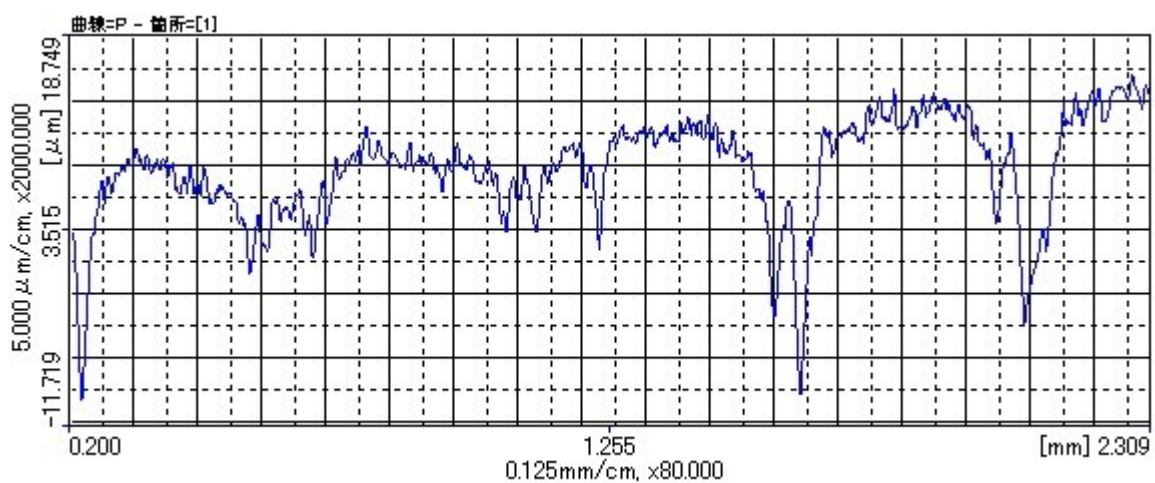




(a) Material A ( $0^\circ$ )

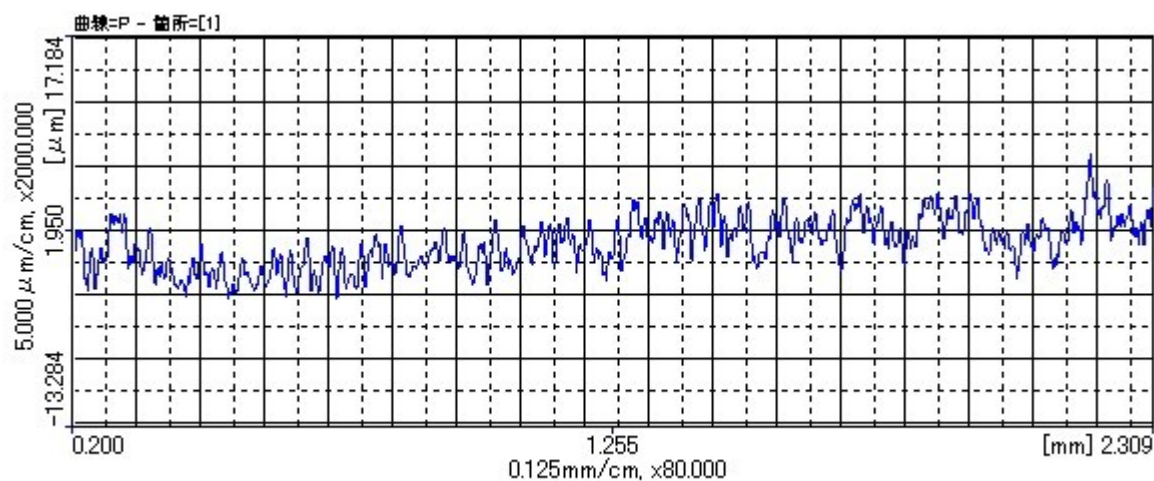


(b) Material B ( $90^\circ$ )

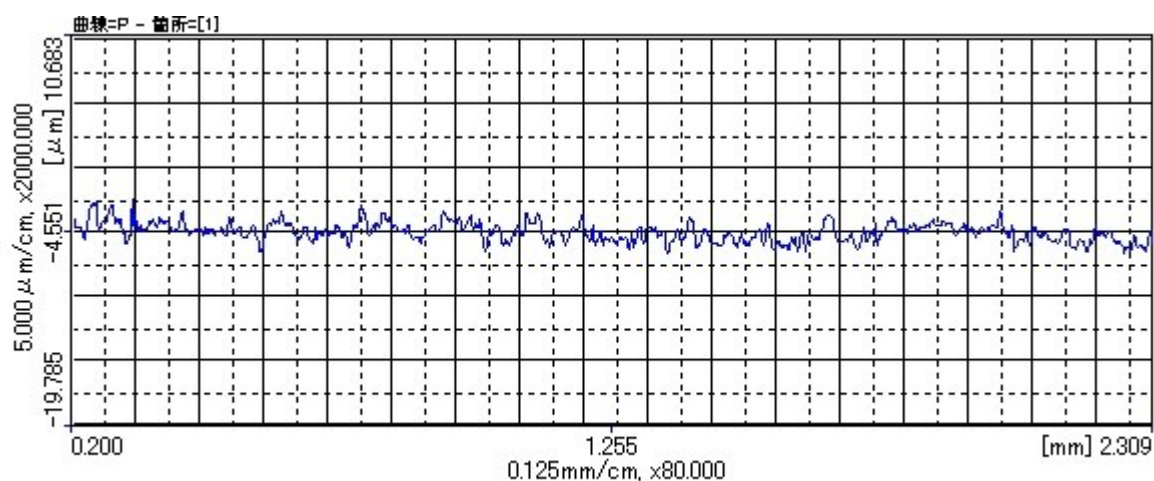


(c) Material C ( $45^\circ$ - $45^\circ$ )

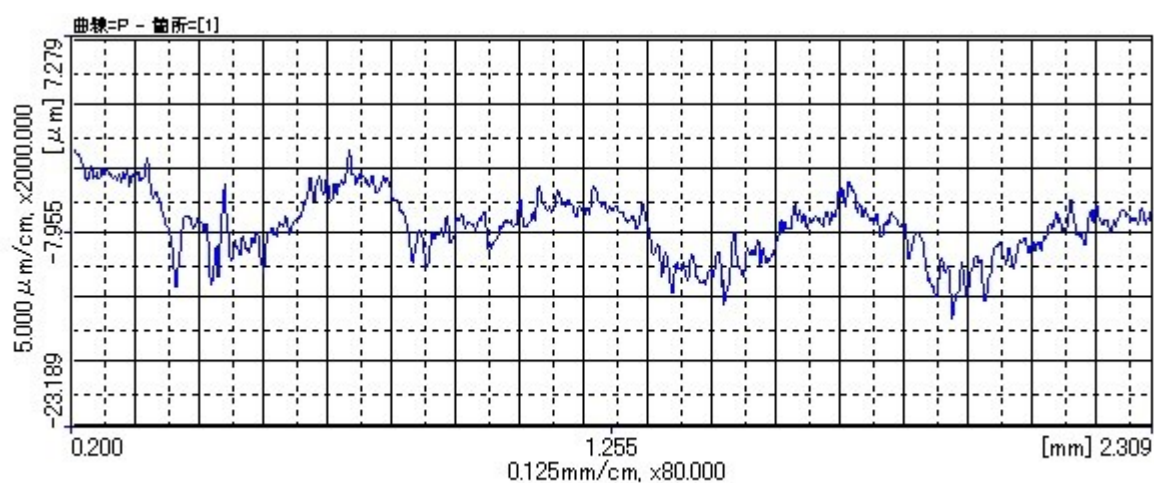
Fig. 2-54 Finish surface parameter (machined with Tool No. 1 (Helix angle  $0^\circ$ )) (Up cut method)



(a) Material A (Carbon fiber orientation  $0^\circ$ )



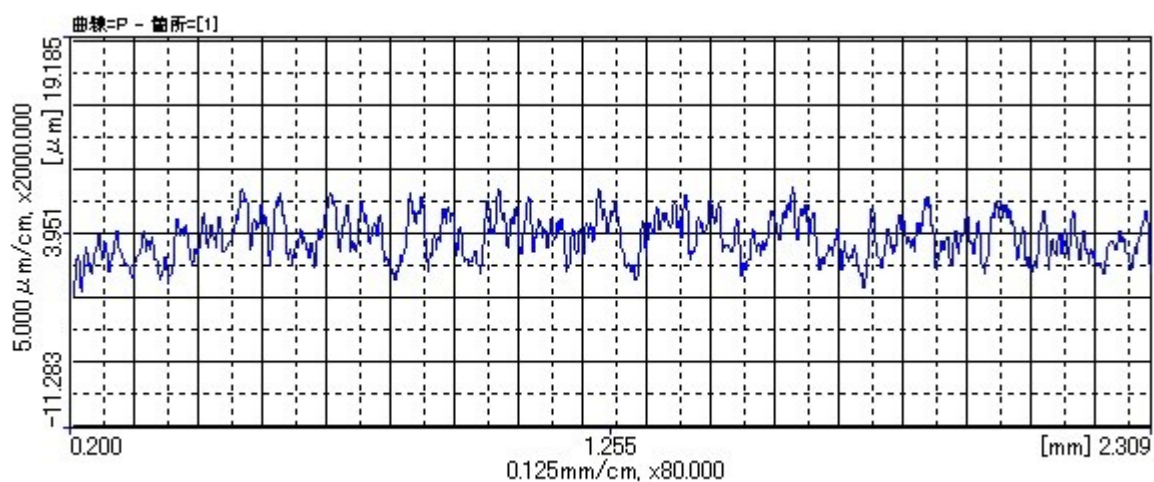
(b) Material B (Carbon fiber orientation  $90^\circ$ )



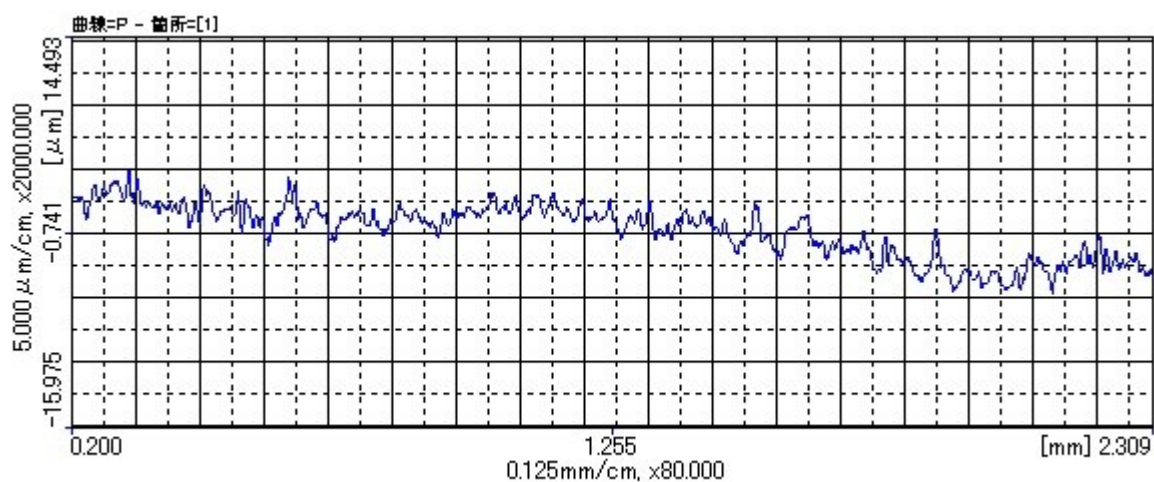
(c) Material C (Carbon fiber orientation  $45^\circ$ - $45^\circ$ )

Fig. 2-55 Finish surface parameter (machined with Tool No. 2 (Helix angle  $30^\circ$ )) (Up cut method)

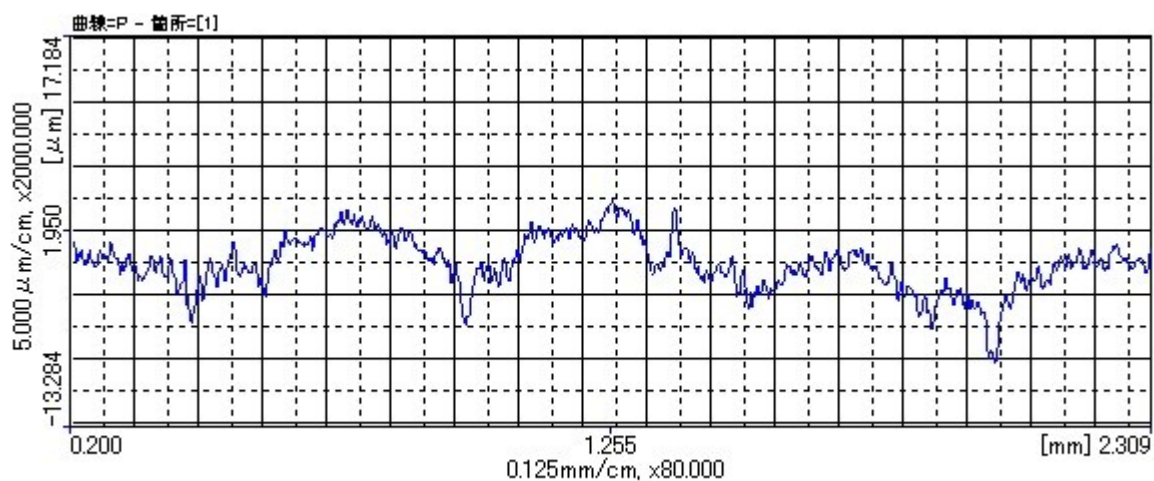




(a) Material A ( $0^\circ$ )



(b) Material B ( $90^\circ$ )



(c) Material C ( $45^\circ$ - $45^\circ$ )

Fig. 2-56 Finish surface parameter (machined with Tool No. 3 (Helix angle  $45^\circ$ )) (Up cut method)

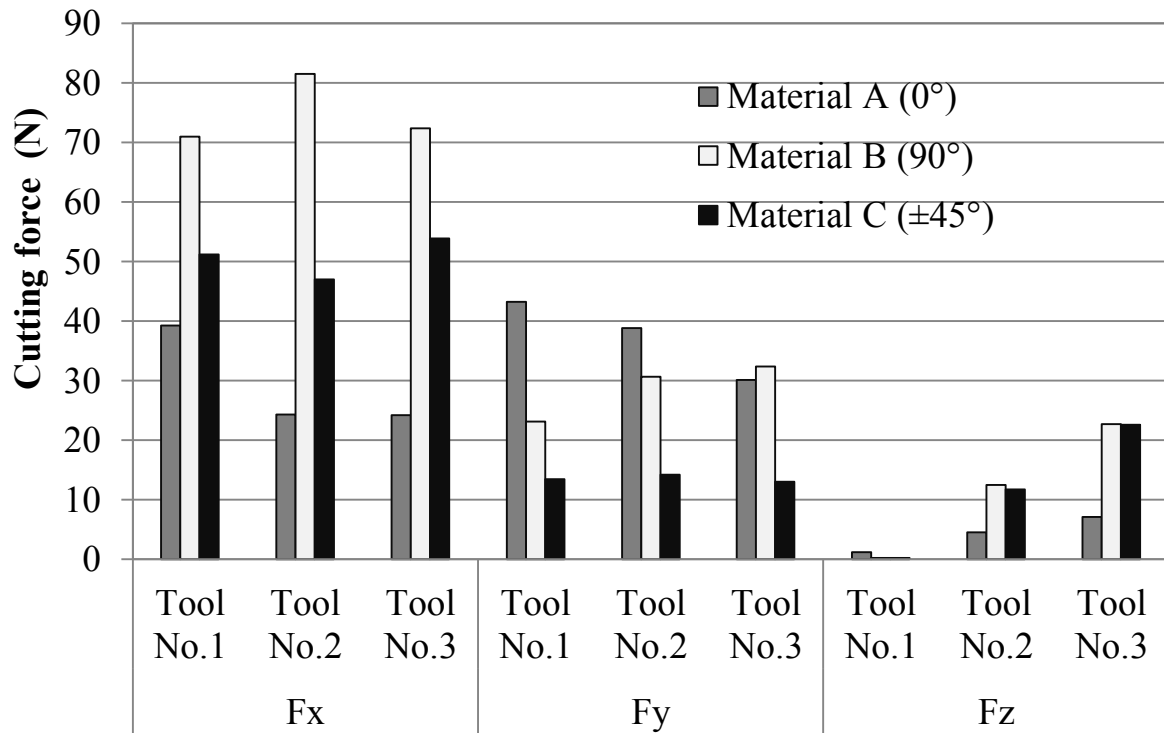


Fig. 2-57 Relationship of cutting force and tool helix angle and carbon fiber orientation (Up cut method)

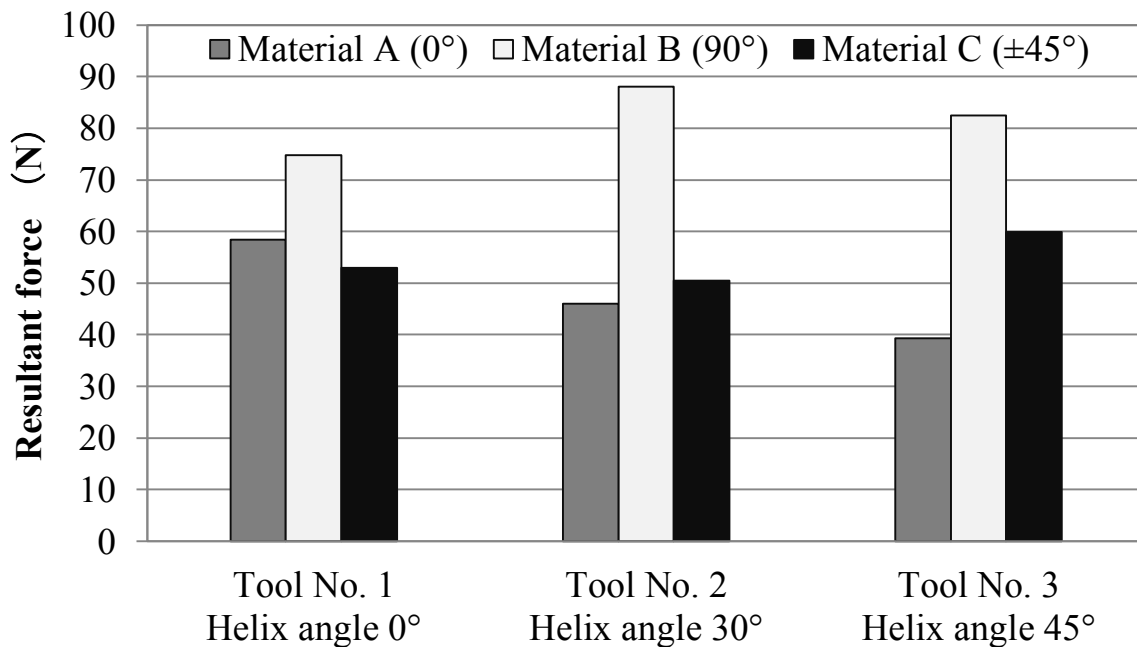


Fig. 2-58 Relationship of resultant force and tool helix angle and carbon fiber orientation (Up cut method)

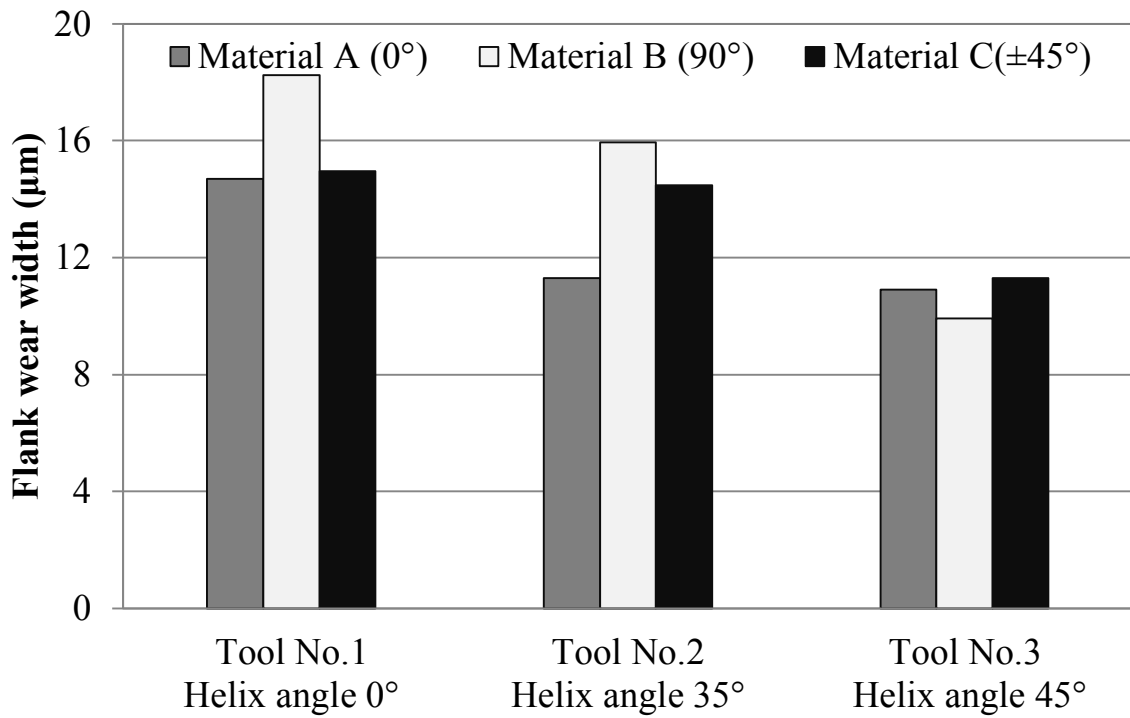
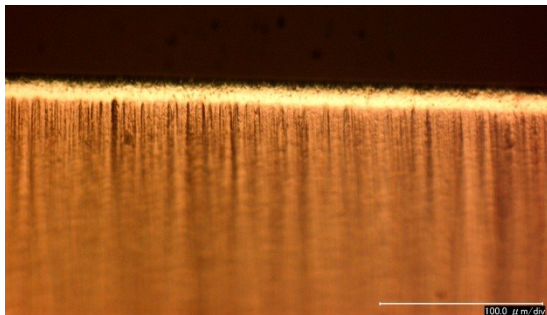
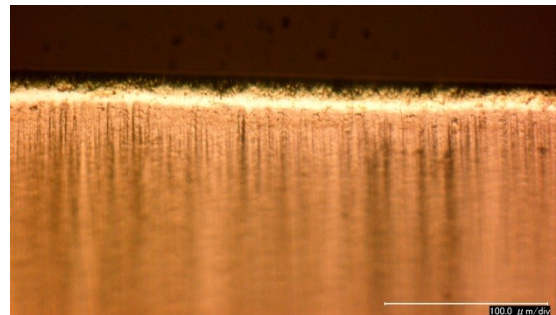


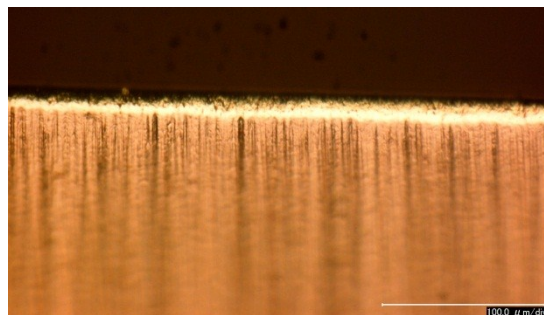
Fig. 2-59 Relationship of flank wear width and tool helix angle and carbon fiber orientation (Up cut method)



(a) After machining of Material A ( $0^\circ$ )

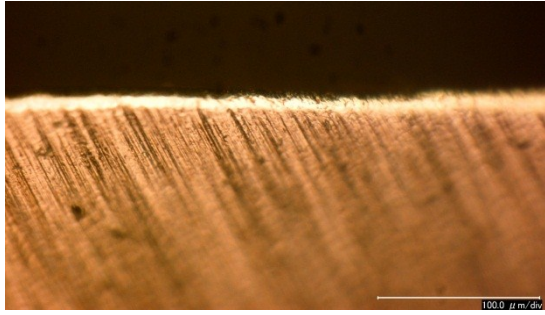


(b) After machining of Material B ( $90^\circ$ )

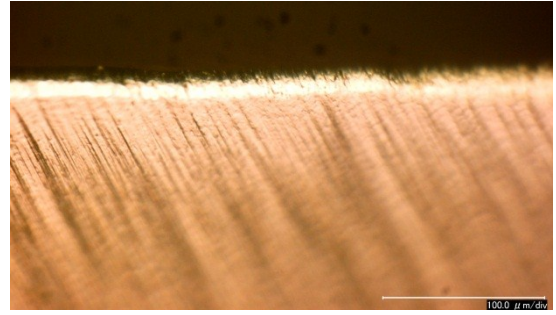


(c) After machining of Material C ( $45^\circ$ - $45^\circ$ )

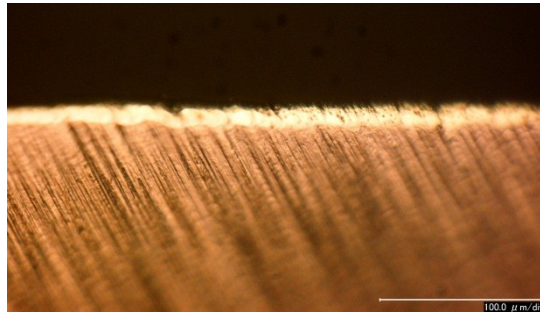
Fig. 2-60 Tool wear width of Tool No.1 (Helix angle  $0^\circ$ ) (Up cut method)



(a) After machining of Material A ( $0^\circ$ )

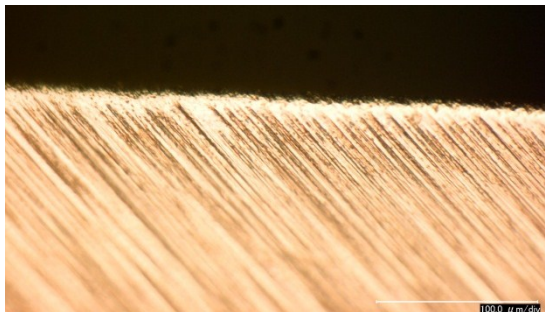


(b) After machining of Material B ( $90^\circ$ )

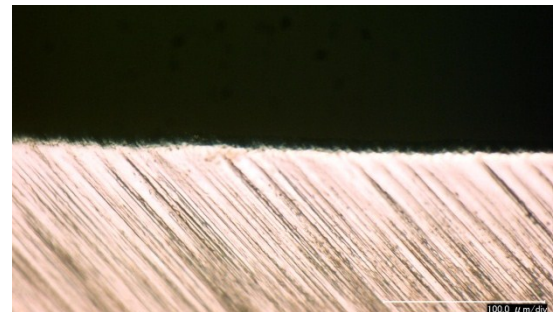


(c) After machining of Material C ( $45^\circ$ - $45^\circ$ )

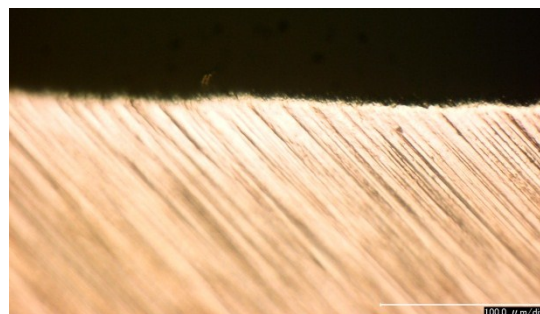
Fig. 2-61 Tool wear width of Tool No.2 (Helix angle  $30^\circ$ ) (Up cut method)



(a) After machining of Material A ( $0^\circ$ )



(b) After machining of Material B ( $90^\circ$ )



(c) After machining of Material C ( $45^\circ$ - $45^\circ$ )

Fig. 2-62 Tool wear width of Tool No.3 (Helix angle  $45^\circ$ ) (Up cut method)

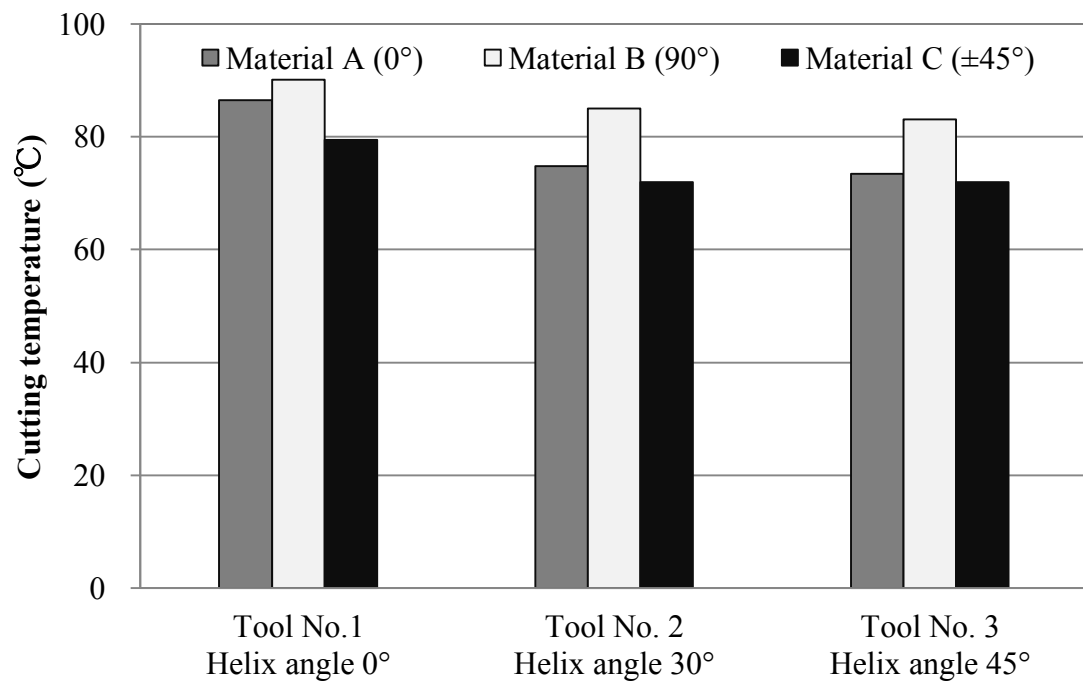
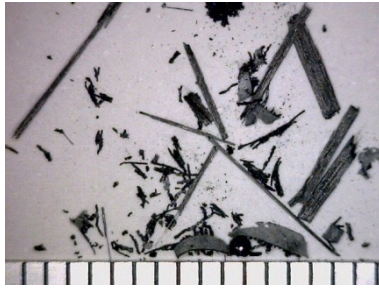
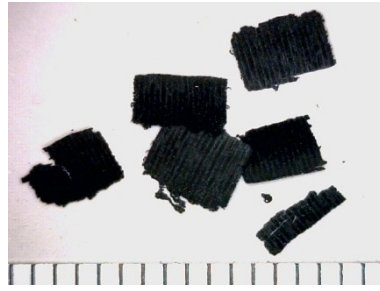


Fig. 2-63 Relationship of cutting temperature and tool helix angle and carbon fiber orientation (Up cut method)

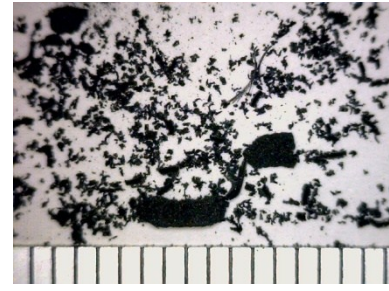




(a) Material A 0°



(b) Material B 90°

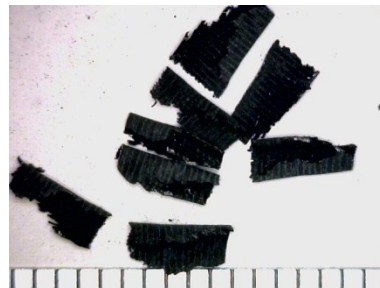


(c) Material C 45°, -45°

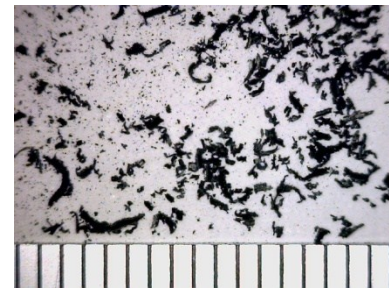
Fig.2-64 Cutting chips machined with Tool type No.1 (Helix angle 0°) (Up cut method)



(a) Material A 0°



(b) Material B 90°

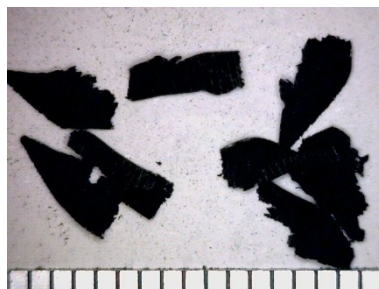


(c) Material C 45°, -45°

Fig.2-65 Cutting chips machined with Tool type No.2 (Helix angle 30°) (Up cut method)



(a) Material A 0°

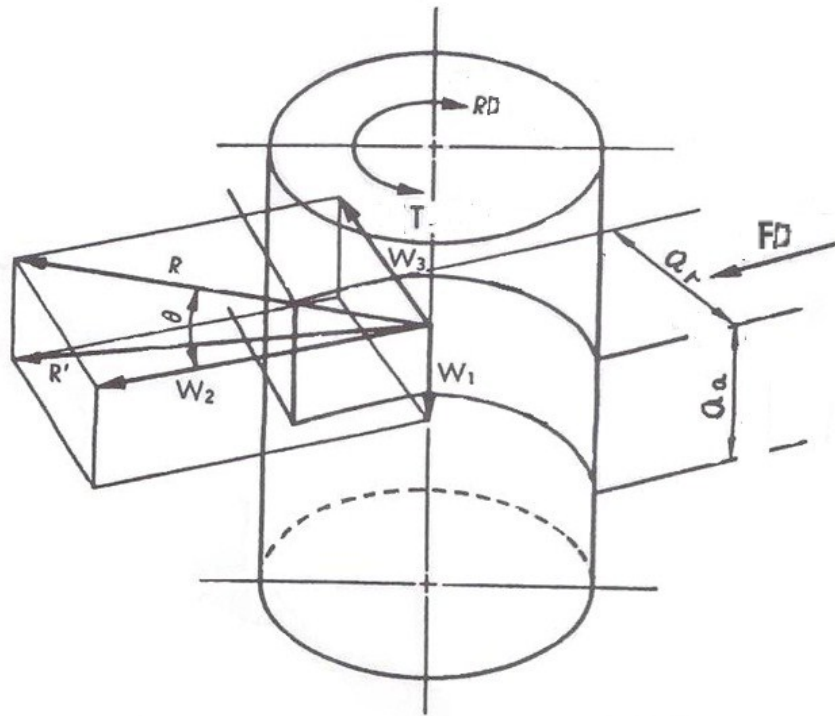


(b) Material B 90°

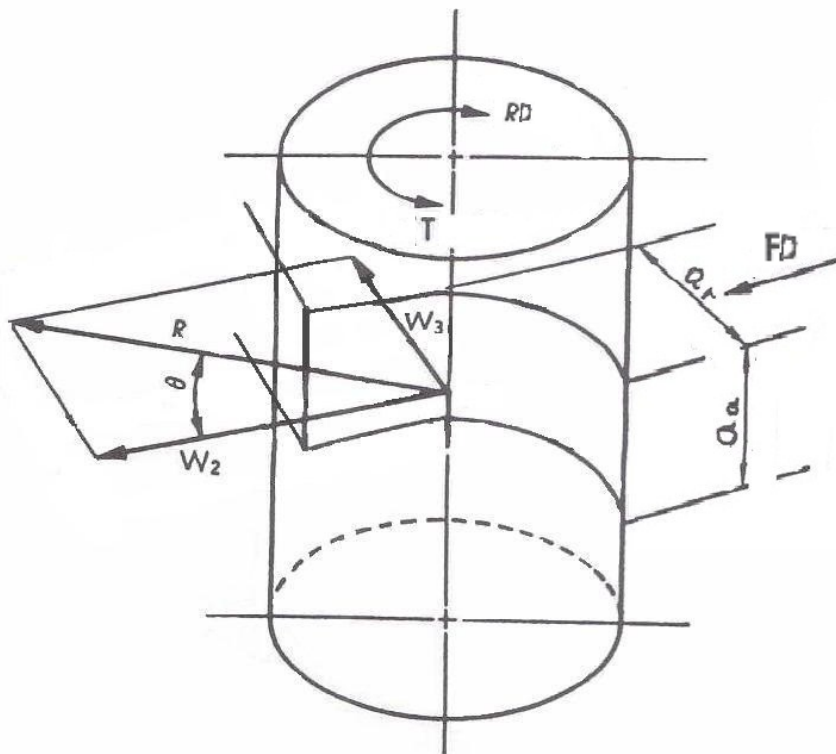


(c) Material C 45°, -45°

Fig.2-66 Cutting chips machined with Tool type No.3 (Helix angle 45°) (Up cut method)

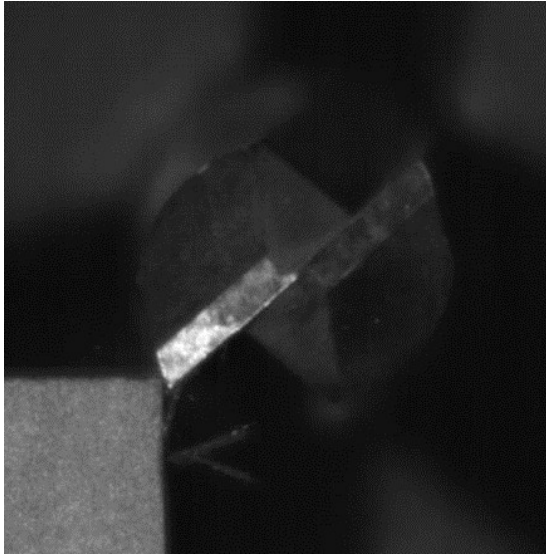


(a) The case of end mill with helix angle

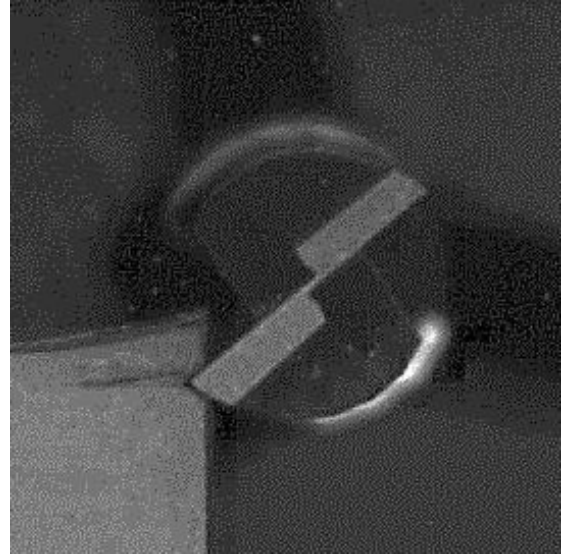


(b) The case of straight edge type end mill

Fig. 2-67 Cutting geometry<sup>9)</sup>



(a) The case of down cut  
(Carbon fiber orientation  $90^\circ$ )



(b) The case of up cut  
(Carbon fiber orientation  $0^\circ$ )

Fig. 2-68 State of crack propagation on CFRP with mechanical shocked



## 第3章 工具材種がおよぼす CFRP 材の切削特性

### 3.1 まえがき

炭素繊維の配列方向が被削性におよぼす影響についての研究報告は、第1章でも述べたように、主に二次元切削や穿孔および振動切削法等で被削性についての研究が行われている<sup>1)-22)</sup>。こうした中であって、エンドミルを用いた CFRP 材のトリミング加工による被削性に関する研究は少ないと考え我々はこの点に注目した<sup>23)-29)</sup>。本論文第2章では炭素繊維配向と切削方向の違いに加え、工具ねじれ角が被削性におよぼす影響について明らかにし、その切削メカニズムについて解明した。本章では、これらの結果を踏まえ、炭素繊維配向が 0 度 45 度 90 度-45 度の UD プリプレグを用いた疑似等方型 CFRP 材および、平織プリプレグを 0 度 45 度方向に積層した 2 種類の CFRP 材に対し、工具材種の異なるエンドミルでトリミング加工を行い、工具材種が被削性におよぼす影響について評価を行った。特に工具寿命および工具摩耗の観点を重視し実験的検討を行ない高能率化に繋がる結論を得た。また、加工前後の CFRP の強度変化についてシャルピー衝撃試験機を用いた衝撃試験で評価を行ったので本章で報告を行う。

### 3.2 実験装置および実験方法

本節は、実験に使用した実験装置、切削工具、供試材、ならびに測定機器等について詳細に説明する。

#### 3.2.1 供試材および試験片

本実験では 3 種類の CFRP 材、供試材 A、供試材 B、供試材 C を用意した。供試材 A は、TR タイプの CF トウ(三菱レイヨン株式会社製)の UD 炭素繊維プリプレグを使い 0 度 45 度 90 度-45 度配向に積層させ 130 度硬化型のエポキシ樹脂に含浸させオートクレーブ(株式会社トヨタテクノクラフト)内で加熱・加圧し成形した疑似等方型 CFRP 材である。供試材 B は、TR タイプの CF トウ(三菱レイヨン株式会社製)を織り込んだ平織の CF クロスを 0 度 45 度方向に積層させ加熱・加圧成形したクロスプライ CFRP 材である。供試材 C は、T800(東レ株式会社製)に相当する炭素繊維プリプレグ使い 0 度 45 度 90 度-45 度配向に積層させ 180 度硬化型のエポキシ樹脂に含浸させ加熱・加圧成形した疑似等方型 CFRP 材である<sup>30)</sup>。これら供試材の板厚は 4 mm であり、その他の機械的特性を Table3-1 に示す。

#### 3.2.2 切削工具

切削工具は、高速度工具鋼(HSS)と、HSS をベースに切れ刃表面に窒化処理を施した工具(窒化 HSS)、超硬工具(P 種)、超硬工具をベースに切れ刃表面に TiAlN 被膜を施した工具(超硬 TiAlN コーティング)の 4 種類と、多結晶ダイヤモンド工具(Polycrystalline Diamond: PCD)で、ねじれ角 30 度と直刃タイプ(ねじれ角 0 度)の合計

6 種類を使用した。これら工具の仕様を Table3-2 に示し、Fig.3-1 に工具の外観を示す。また、切削時に工具の硬さが被削性におよぼす影響を調べるため、予め切れ刃近傍の表層の硬度をビッカース硬さ試験にて硬度測定を行っている。なお、本実験に使用する切削工具の逃げ角および、すくい角はすべて同一のものを使用する。

### 3.2.3 実験装置と測定機器

本実験で使用した実験装置を順に説明する。Fig.3-2 に数値制御型縦型フライス盤 (FMR-40 型) を示す。また、フライス盤の仕様を Table3-3 に示す。Fig.3-3 に切削抵抗力の測定に用いた AST-ZM 型ひずみゲージ式 3 分力工具動力計を示し、Table3-4 にその仕様を示す。本実験で使用した動力計は応答速度 100Hz で、送り分力 (主分力)  $F_x$ 、背分力  $F_y$ 、垂直分力  $F_z$  の 3 方向成分をひずみゲージで検出する。

切削温度の測定には Ar-Cr 熱電対(K 型)とサーモグラフィの 2 種類を使用する。測定は切削抵抗力の測定と同時に行う。Ar-Cr 熱電対を Fig.3-4 に示し、熱電対の取付けた様子を Fig.3-5 に示す。Ar-Cr 熱電対はニッケルを主とした合金(アルメル)とニッケルおよびクロムを主とした合金(クロメル)を使用しており、JIS 規格の K 熱電対である。温度測定の範囲は $-200^{\circ}\text{C}\sim 1000^{\circ}\text{C}$ で、温度と熱起電力との関係が直線的であることから、本実験に最適であると判断した。本実験で使用した非接触型赤外線サーモグラフィ装置(NEC Avio Infrared Technologies Co., Ltd.)を Fig.3-6 に、その仕様を Table3-5 に示す。赤外線放射型温度測定装置を使用し、非接触方式で加工中の工具切刃近傍の温度を測定する。そうした切削温度の測定に際しては、補助測定装置として赤外線放射型温度測定装置を用いて熱電対と同時測定を行い測定値に問題が無いことを確認している。予め、両装置間での較正を行い、補正值を得ている。なお、両装置間での補正方法は、熱電対を使用し測定対象物の表面温度を測定した後、放射率を 1 に設定した放射温度計で測定対象物の表面温度を測定し、熱電対の測定値と放射温度計の値が同じになるまで放射温度計の放射率を少しずつ変更し両者の温度計の値が同じになるように放射率の補正值を得た。

切削抵抗力を測定する際、工具動力計から出力される信号をアンプで増幅させ、データロガーに保存した。本実験で使用したアンプを Fig.3-7 に示し、仕様を Table3-6 に示す。また、記録に使用したデータロガーを Fig.3-8 に示し、その仕様を Table3-7 に示す。

### 3.2.4 実験方法

本項では実験方法および実験条件を説明した後に、工具寿命の判断基準の説明を行う。

#### 3.2.4.1 実験方法

実験の方法は、上述 3.2.1 で説明した 3 種類の試験片を用い 3.2.2 で説明した 6 種類のエンドミルを用いダウンカット法にてトリミング加工を行う。切削条件は、

送り速度 260mm/min の 1 水準，切削速度は工具径 12 mm の場合 70 m/min，工具径 10 mm の場合 80 m/min の 2 水準である．切削速度を 2 水準とした理由は，工具径が異なる場合，一刃当たりの送り量に差異が生じるためであり，本実験では，一刃当たりの送り量を 0.06 mm/tooth に固定している．Fig.3-9 に実験の模式図を示す．

切削抵抗力の測定には，ひずみゲージ式 3 分力型工具動力計を用い，背分力  $F_y$  のみの測定を行う．第 2 章の結果より，ダウンカットの場合切削抵抗力は背分力  $F_y$  が最も高くなり切削温度や工具摩耗と関連性が高いのは背分力  $F_y$  であることが明確になったため，本実験では  $F_x$  および  $F_z$  の測定は行わない<sup>32)</sup>．切削温度の測定は，Ar-Cr 熱電対と赤外線放射型温度測定装置を併用し加工温度の変化を詳細に調べる．また，熱電対は測定精度を高めるために，供試材表面に切削距離を 5 等分する状態で固定している．その際，熱電対先端部が工具切刃と接触する状態になるよう注意を払った．Fig.3-10 に熱電対および赤外線放射型温度測定装置の位置関係を示す．なお計測はデータロガーを介してサンプリングタイム 0.1 秒毎で切削抵抗力和切削温度を同時に記録した後，解析ソフトを使用し分析を行う．なお，切削抵抗力和切削温度の測定では工具摩耗への影響を考慮し切削距離は 70 mm とする．切削実験回数は，結果の再現性を考慮し各条件 3 回の繰り返しで行う．工具寿命試験は，2 回の繰り返し実験とする．

### 3.2.4.2 工具寿命判断基準

工具寿命判定は切削距離で評価した．この実験では供試材 C を使用し全長 300 mm の切削を 1 工程とし，これを繰り返し最大 30 m まで行なう．なお，切削途中で Fig.3-11(a)に示す炭素繊維のケバ立ちや層間剥離等が起きた場合，あるいは Fig.3-11(b)に示す様に工具逃げ面の摩耗幅が 0.2 mm 以上となるいずれかを確認した時点で切削を停止し，この時点までの距離を工具寿命とする．逃げ面摩耗幅の基準を 0.2 mm とした理由は，一般的に工具を再研削して利用する際の逃げ面摩耗幅の値は，仕上げ加工に用いる直径 10 mm のエンドミルの場合 0.15 mm から 0.25 mm で，荒仕上げ用エンドミルではこの値が 0.2 mm から 0.4 mm という報告<sup>9)31)32)</sup>がある．これらを参考に，逃げ面摩耗幅 0.2 mm という我々の研究室独自の判断基準を設定している．また，航空機の主翼の長さが長いもので約 30 m であることを考慮し，最長切削距離を 30 m までと設定した<sup>33)</sup>．

### 3.2.4.3 切削温度の測定方法(板厚 $t=8$ mm)

本実験では温度測定用の熱電対を供試材表層のみに設置して，工具刃先近傍の切削温度の測定を行う．しかしながら，この方法では板厚中心部および裏面側での切削温度が測定できないため板厚方向におよぼす切削温度の影響を評価する．実験条件は，上述 3.2.4.1 で述べた方法と同様であるが，工具は PCD のみを使用し，板厚 4 mm の 3 種類すべての供試材をそれぞれ 2 枚重ね合わせ表層部，中間

部、裏面の3か所に熱電対をそれぞれ5か所均等に設置し、厚さ方向に対する切れ刃近傍の切削温度の測定を行う。Fig.3-12 に製作した板厚 8 mm の試験片を示す。また、本実験では同時に赤外線放射型温度測定装置を用い、温度測定範囲が局部的となる事を回避するために切削工具全体の温度分布状態を調べる。切削実験回数は、結果の再現性を考慮し各条件3回の繰り返しで行う。

#### 3.2.4.4 切削前後の材料強度の変化評価方法

本論文第2章で明らかになった、仕上げ面に生じるマイクロクラックの影響を評価するため、切削加工後の材料強度劣化について評価を行う。実験には、シャルピー衝撃試験機を用いた衝撃試験を行い、吸収エネルギー値と破壊靱性値について調べる。ただし、試験片は日本工業規格(JIS) に照らし寸法は同一としたが、被加工後の仕上げ面性状をそのまま残す状態となるように、あえてノッチ(切り欠き)の無い試験片形状としている。試験片と打撃方向の関係を Fig.3-13 に示す。図に示す様に1枚の切削済み試験片から加工表面側(トリミングによる仕上げ面側)と加工裏面側という形で抽出し、矢印に示す方向から打撃を加える。試験機は 100 J シャルピー衝撃試験機を用いる。試験温度は室温である。試験片は、ねじれ角を有する PCD 工具で加工した後の供試材 A, B, C の3種類とする。また、工具材種の違いが材料強度におよぼす影響を調べるため、供試材 C に対し、Table3-2 に示す切削工具から超硬工具と窒化 HSS 工具を除いた4種類の工具で比較検討を行う。なおここでは、サンプリング数 10 個とし得られた数値の最大値と最小値の範囲で示している。また、工具摩耗の進行を限りなく無視するために未使用の状態の工具を選定し新たに加工を行う。

### 3.3 実験結果

本節では、3種類の供試材に対して6種類の工具を用い被削性に関する実験を行った結果を、切削抵抗、切削温度、工具寿命、板厚が切削温度におよぼす影響評価の順に説明する。その後、加工前と加工後の CFRP 材の強度変化についてシャルピー衝撃試験機を用いた衝撃試験の結果を説明する。

#### 3.3.1 切削抵抗の測定結果

3種類の供試材 A, B, C に対し HSS, 窒化 HSS, 超硬, 超硬 TiAlN コーティング, PCD, 直刃型 PCD の6種類のエンドミルを用い、ダウンカット法の場合に工具損傷の影響が現れる切込み方向に作用する切削抵抗、すなわち背分力  $F_y$  を調べた結果を Fig.3-14 に示す。この結果、工具材種による違いはあるが、切削抵抗は供試材 C が最も高く、以下供試材 A, 供試材 B の順となっている。供試材 C が供試材 A に比べて炭素繊維の積層数が少ない構造であるにも係わらず、切削抵抗が高くなっている原因の一つとして、炭素繊維の強度の違いが影響しているものと考えられる。また平織構造の供試材 B が擬似等方型の供試材 A に比べて約 10%程度

切削抵抗力が低くなっているが、これについては炭素繊維の強度および積層数と配向方法に起因するものと考えられる。一方、工具材種による比較では、HSS 工具における切削抵抗力が他の工具に比べて 2 倍程度高くなっているのに対して、PCD 工具が評価工具中で最も小さい値である。次いで TiAlN コーティング、窒化 HSS、超硬工具の順で切削抵抗力は大きくなっている。これらの結果は Table3-2 で示す工具硬度の順位と近似した。切れ刃の硬度が高いことで、切込みの際に炭素繊維の強度および弾性変形に対して、工具摩耗の抑制に一定の効果が有ると考えられるため、炭素繊維のせん断を容易にしているものと考えられる。

更に切削抵抗力と密接な関係があるねじれ角の影響について、切削抵抗力が最も小さい PCD 工具を選択しねじれ角 0 度(直刃型)について比較を行った。その結果、ねじれ角 0 度の直刃型ではねじれ角 30 度の場合と比べ、僅かに切削抵抗力が大きくなった。しかし、両者に明確な差異は認められない。これは第 2 章で述べた結果と類似しており、炭素繊維配向がより複雑になった場合においても同様の傾向を示した。このことからねじれ角がある場合、背分力  $F_y$  は低く見えるが、実際にせん断力は切れ刃に沿って力の分散が起きる。そのため垂直分力  $F_z$  の力が影響してくるため、この垂直分力  $F_z$  による作用が生じない直刃型工具の背分力  $F_y$  が高くなったものと考えられる。

### 3.3.2 切削温度の測定結果

3 種類の供試材に対し、6 種類のエンドミルの工具刃先近傍の切削温度を Ar-Cr 熱電対を使い調べた。測定結果を Fig.3-15 に示す。切削温度は工具材種に関係なく供試材 C が最も高く、次に供試材 A、供試材 B の順となっている。工具材種別による比較では供試材種ごとに差はあるものの PCD が最も低い切削温度でおよそ 90°C 前後の数値となった。これには、PCD の高い熱伝導性が影響したものと考えられる。さらに工具形状による違いを明らかにするため、切削温度を最も低下させた PCD 工具を選択しねじれ角 0 度の直刃型による加工を行なった。その結果、切削温度は 90°C 程度となりねじれ角付工具の場合と近似する温度であることがわかった。

また、HSS では、切削温度が他の工具に比べて格段に高く、供試材 C で 220°C 近傍となっている。一方、同じ供試材 C に対して窒化处理による硬質膜を持つ窒化 HSS で切削した場合、切削温度はおよそ 140°C と 30%程度低くなっている。この現象は他の供試材において同程度の低下率で発生している。超硬工具とこれをベースに TiAlN コーティングした工具でも、供試材種に係わらず切削温度の低下は見られる、しかしその変化率は小さく、およそ 20%程度である。

従って、CFRP 材の切削では工具形状に比べて工具材種の方が切削温度を左右する支配因子であると言える。

### 3.3.3 工具寿命におよぼす工具材種および工具形状の影響

切削抵抗力の測定結果を踏まえ、3 種類の供試材の中でも切削抵抗力の大きかつ

た供試材 C を使い工具寿命評価試験を行なった結果を Fig.3-16 に示す．ここでの寿命判定基準は 3.2.4.2 の工具寿命判断基準で述べたとおり，炭素繊維のケバ立ちや層間剥離等が起きた場合，逃げ面摩耗幅が 0.2 mm に達する場合の 2 種類を設定し，いずれか一方に到達した時点で切削を中止する方法とし，両条件に達しない場合は切削距離 30 m を上限とし切削を中止した．

本実験の結果より，工具寿命が最も長く得られるのは PCD 工具であることが明確になった．この原因として，硬度がビッカース硬さで約 10000 HV あり，他の工具と比較して約 10 倍近く硬い多結晶ダイヤモンドで切れ刃が成形されていることが挙げられる．工具ねじれ角が異なる 2 種類の PCD 工具を使用したか，両者共に切削距離が 30 m に達しても逃げ面摩耗幅が 0.2 mm を超えなかった．また，両工具ともに工具摩耗の進行は切削距離 300 mm 以降から緩やかな傾きで進行し非常に安定的な加工が行えると推察できる．しかし，ねじれ角を有する場合 9 m 以降の傾き勾配が大きくなるため 30 m 以降の早い段階で工具寿命を迎える可能性が考えられる．

また，HSS の場合は他の工具に比べて極端に寿命が短く僅か 300 mm で逃げ面摩耗幅が 0.5 mm に達した．切削抵抗力和切削温度が他の超硬工具や PCD 工具と同等であった窒化 HSS に関しても 300 mm の切削で逃げ面摩耗幅が 0.4 mm に達した．窒化 HSS 工具は HSS の母材の上に窒化処理を施すことで硬質膜を被膜しており，HSS 工具と比べ切削抵抗力和切削温度が低い結果であったことから，工具寿命も長いと推測したがこの通りではなかった<sup>34)</sup>．この原因として HSS の母材自体の硬度が影響していると考えられ，硬質膜により刃先のみ硬度が増しても，母材の硬度が低い場合には効果的ではないと言える．

超硬工具と TiAlN コーティング工具は，両者ともに切削距離 1.5 m で工具寿命判定基準である逃げ面摩耗幅 0.2 mm に達した．工具硬度の高い超硬工具の工具寿命は，HSS 工具と比べ約 5 倍以上になったが，切れ刃表層に TiAlN の硬質膜を被膜した超硬 TiAlN コーティング工具の工具寿命は，表面処理を施していない超硬工具と変わらなかった．HSS 工具と比べ工具寿命が長くなった原因として，工具母材の硬度が高いことが挙げられ，切れ刃の鋭利さが長く保たれたことが影響していると考えられる．しかし，TiAlN の硬質膜を被膜した場合でも工具寿命が変化しなかった．CFRP 材の切削では，切れ刃が，高硬度な炭素繊維によりアブレッシブな摩耗損傷を受けると考えられる．このため，工具表層部での硬質層や TiAlN などの硬質膜層が短時間で摩耗し，硬質膜層が失われ工具の母基材の硬度に戻るため，工具寿命が伸びなかったものと考察した．これらの事から，工具母材の硬度が変わらない限り，工具寿命の改善には繋がらないことが明確になった．しかしながら，硬質膜を有する場合に，工具逃げ面摩耗幅増加の傾きが緩やかであるため，切削条件によっては，硬質膜の効果により工具寿命が改善される可能性が考えられる．これは，HSS 工具の場合においても同様のことが言える．

### 3.3.4 工具寿命到達後の逃げ面工具摩耗の様子

寿命到達時点の工具摩耗の状態を Fig.3-17 に示す。これらを詳細に観察すると、最も工具寿命の長かった 2 種類の PCD 工具では、他の工具と比べ摩耗幅が非常に小さく、切れ刃上の稜線に乱れも生じていないことが明らかになった。また、工具寿命到達時の工具摩耗の様子を観察した結果、硬質膜処理を行なった場合でも、工具摩耗の形態に明確な差異は認められなかった。HSS および窒化 HSS の工具逃げ面が切れ刃の原型を留めていないほど摩耗しており、1 パス 300 mm の切削を行ったが 300 mm より明らかに早い段階で工具寿命を迎えていると推察できる。超硬工具においても、特に摩耗の激しい部位で切れ刃部が切れ刃の稜線に対し窪みができるように摩耗した。超硬 TiAlN コーティング工具の場合も同様に、表層の硬質膜が先行して消失していく形で摩耗が進み、摩耗の激しい部位では、超硬工具同様に切れ刃稜線に対し窪みができる形で摩耗した。

さらに詳細に摩耗形状の観察を行った結果、6 種類のエンドミルに共通で工具のねじれ角と近似する傾きのうねりを持つ摩耗が確認できた。第 2 章で説明した通り、CFRP 材は炭素繊維配向の違いにより切削抵抗や工具摩耗等、異なる切削特性を示すことが明らかになっており、このうねり形状の工具摩耗には、それらが影響したものと考えられる。第 2 章で説明した通りであるとするならば、工具寿命試験で使用した疑似等方材の供試材 C を構成する炭素繊維配向 0 度の層と重なる部位で工具逃げ面摩耗幅が最大になっているものと考えられ、工具逃げ面摩耗幅が小さい部位が炭素繊維配向 90 度の層であると考えられる。また、炭素繊維配向 90 度の層と 0 度の層の間に挟まれる形で 45 度層、-45 度層が積層されているため摩耗幅が傾斜していったものと考えられる。

### 3.3.5 板厚が切削温度におよぼす影響(板厚 $t=8$ mm)

本実験では、温度測定用の熱電対を供試材表層のみに設置して、工具刃先近傍の切削温度の測定を行っている。しかしながら、この方法では板厚中心部および裏面側での切削温度が測定できないため板厚方向におよぼす切削温度の影響を評価した。測定を行った結果を Fig.3-18 に示す。前項までの実験結果と同様に、供試材 C が最も高い切削温度を示し、表面部で 90°C 近傍、裏面部で 80°C 近傍となり中央部では 110°C 近傍であった。一方供試材 B は最も低い切削温度で表面部は 82°C 近傍、裏面部で 70°C 近傍、中央部で 90°C 近傍であった。なお、供試材 A の切削温度は供試材 C と供試材 B の間に位置した。赤外線放射型温度計測装置(サーモグラフィ)での温度分布解析では、被削材中心部の切削温度のみをグラフにプロットしたが、この結果、熱電対法を用いて測定した場合と同様の傾向になったうえ、被削材中央部の切削温度に明確な差異は認められなかった。これらの事から板厚が増加した場合の切削加工温度は、材料の機械的強度特性による違い、特に炭素繊維の強度および積層数が強く影響するものと言える。Fig.3-19 に赤外線放射型温度計測装置で温度分布解析を行った結果を示す。ここでは切削温度が最も高かった供試材 C での結果

のみ代表例として示す。熱電対で測定した工具刃先近傍の切削温度と比べ飛散する切りくずの温度が高温になることが解った。この実験で得られた切りくずも微細な粉末形状であり、この結果についても第 2 章で述べた結果と同様であった。また、前項までの実験では、4 mm の板厚の試験片の表層部の切削温度を熱電対で測定するのみであったが、板厚方向の影響を考慮しても表層部と中間部の切削温度差は供試材により異なるが約 10°C から約 20°C の差であり、板厚が薄い場合は、この差が小さくなるものと考えられる。そのため、これまでの実験で用いた板厚 4 mm の供試材への熱電対の設置方法であれば問題ないものと考えられる。

### 3.3.6 切削前後の材料強度の変化

PCD エンドミル工具による切削後の供試材 3 種類に対する機械的強度の違いについて、未切削材料と切削後の材料で比較した。結果を、Fig.3-20 に破壊靱性値、Fig.3-21 に吸収エネルギー値を示す。Fig.3-20 および Fig.3-21 より、両者の値の傾向としては炭素繊維強度の高い順になった。また、全ての供試材において衝撃値および吸収エネルギー値は、加工後では 6% から 8% の範囲で低下する事が明らかになった。炭素繊維の強度は 3 種類の供試材全てで異なるが、衝撃値および吸収エネルギーの低下率に差異が認められなかったことから、これらの値には炭素繊維を結合するバインダーであるエポキシ系樹脂の影響が強いと考えられる。炭素繊維の強度にかかわらず、エンドミルを用いてトリミング加工を行った後の CFRP 材は、一定の割合で強度が低下することが明確になった。

次に工具材種による違いを調べるために Table3-2 に示す切削工具から超硬工具と窒化 HSS 工具を除いた 4 種類を使い、加工後の供試材 C の破壊靱性値の低下率を求めた。その結果を Fig.3-22 に示す。なおここでは、サンプリング数 10 個とし得られた数値の最大値と最小値の範囲で示している。また、工具摩耗の進行を限りなく無視するために未使用の状態の工具を選定し新たに加工を行った。

Fig.3-22 よりねじれ角 30 度の PCD 工具は平均で約 5% 程度低下している。また直刃タイプ PCD 工具では 6% 程度低下しており、ねじれ角を有する工具に比べてやや大きな数値であったが明確な差異はないものと考えられる。また HSS 工具では 9% 程度、TiAlN コーティング工具では 8% 程度となり PCD 工具と比べ低下率が大きいことが明確になった。この原因の一つに、切削抵抗力の大きさが挙げられる。切削抵抗力が最大で 300 N を超えた HSS 工具では、加工後の材料強度劣化が大きかった。これは、せん断する際に供試材に対して約 300 N の衝撃荷重が、工具によって与えられていると考えられ、供試材の炭素繊維と結合剤であるエポキシ樹脂の界面に衝撃による破壊および、き裂が進展を生じさせるためには十分な力であると考えられる。この強度劣化に関しては、第 2 章で明らかにした、仕上げ面に生じるマイクロクラックの進展が大きく影響しているものと考えられる。衝撃試験後の CFRP 材の破断面を Fig.3-23 に示す。破断面を観察すると、炭素繊維配向 0 度の層では、炭素繊維が破断していることが確認できた。しかし、炭素繊維配向 90 度、45 度、-45



度の層では，炭素繊維の破断は起きず，炭素繊維とエポキシ系樹脂の界面で破壊した．これらの結果より，炭素繊維とエポキシ系樹脂の界面をクラックが進行することにより，積層間および炭素繊維間の密着強度が低下するため，衝撃による脆性破壊を助長したものと言える<sup>35-40)</sup>．

本実験の結果より，この衝撃値が大きいほど，マイクロクラックによるき裂伝播の範囲は大きくなるものと考えられる．このことから，工具材種の硬度が大きく影響していると考えられる．

### 3.4 結言

以上、機械的特性の異なる炭素繊維を使用した 3 種類の CFRP 材に対して工具材種と工具形状を変えたエンドミル工具を使用して切削加工性特性を調べた結果、以下のことを明らかにした。

- (1) 工具形状は寿命までの切削距離に大きく影響し、直刃タイプの PCD 工具で工具寿命を飛躍的に改善できる。
- (2) 切削抵抗力はねじれ角 30 度の PCD 工具の場合に最も低い。
- (3) 切削温度は工具材種が大きく影響し、PCD 工具の切削温度は低い。
- (4) HSS 工具に窒化被膜処理することで切削抵抗力、切削温度を下がる。
- (5) 工具母材は工具寿命に大きく影響し、工具母材の硬度が高い場合に工具寿命は長い。
- (6) 工具摩耗は炭素繊維の積層数と配列方向の影響が強い。
- (7) 板厚方向への切削温度の影響は小さい。
- (8) 切削加工後の機械的強度特性は切削加工前と比べ低下する。
- (9) PCD 工具を使用した場合、切削加工後の機械的強度特性の低下は小さい。

以上、本実験の結果より、直刃タイプの PCD 工具を用いることで、飛躍的に工具寿命の改善が可能であることが明確になった。PCD 工具は、従来用いられていた HSS 工具や超硬工具と比べ 20 倍以上の工具寿命が見込めるため、工具購入費が高額ではあるが、費用対効果の面を考慮した場合、加工コストを下げることは十分可能であると言える。この結果は、被削材が CFRP 材であれば、積層数、積層方法、炭素繊維強度が異なる場合でも適応可能であると考えられる。さらに、PCD 工具を使用することで、CFRP 材加工後の機械的強度低下を抑制することが可能であることも明確になった。

## 参考文献

- 1) 佐久間敬三, 横尾嘉道, 瀬戸雅文, 強化プラスチック(GFRP・CFRP)の穴あけに関する研究(工具材種と摩耗挙動), 日本機械学会論文集, C 編, 49 巻, 446 号, (1983), pp.1799-1807
- 2) 佐久間敬三, 瀬戸雅文, 谷口正紀, 横尾嘉道, 炭素繊維強化プラスチックの切削における工具摩耗(工具材種の影響), 日本機械学会論文集, C 編, 51 巻, 463 号, (1985), pp.656-666
- 3) A. Koplev, Aa. Lystrup, and T. Vorm, The Cutting Process, Chips, and Cutting Forces in Machining CFRP, Journal. of Composites, Vol. 14, No.4, (1983), pp.371-376
- 4) T. Kaneeda, M. and Takahashi, "The Effects of Fiber Angle and Tool Rake Angle on Unidirectional CFRP Cutting Mechanism," Bulletin of the Okayama University of Science, A, Natural Science, Vol. 22, (1987), pp.143-153
- 5) T. Kaneeda, and M. Takahashi, "CFRP Cutting Mechanism (1 st Report) Surface Generation Mechanism at Very Low Cutting Speeds," Journal. of The Japan Society for Precision Engineering, Vol. 55, (1989), pp.1456-1461
- 6) T. Kaneeda, and M. Takahashi, "CFRP Cutting Mechanism (2 nd Report) Analysis of Depth of Reluctant Uncut and Deformed Part," Journal. of The Japan Society for Precision Engineering, Vol. 56, (1990), pp.1058-1063
- 7) T. Kaneeda, "CFRP Cutting Mechanism (3 rd Report) Effects of Tool Edge Roundness and Relief Angle on Cutting Phenomena," Journal. of The Japan Society for Precision Engineering, Vol. 57, (1991), pp.491-496
- 8) T. Kaneeda, "CFRP Cutting Mechanism" Society of Manufacturing Engineers, North American Manufacturing Research Institute, Vol.17, (1989), pp.216-221
- 9) 吉年成恭, 技能ブック 2 エンドミルのすべて, 株式会社大河出版, (1988), pp.106-109
- 10) 朝比奈奎一, 鈴木節男, CFRP のエンドミルによるトリミング加工, 東京都立工業高等専門学校研究報告 (27), (1991), pp.1-8
- 11) J.R Ferreira, N.L Coppini, G.W.A Miranda, Machining optimisation in carbon fibre reinforced composite materials, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 92-93, (1999), pp. 135-140
- 12) 栗野達也, 切削・研削・塑性加工技術 CFRP 加工用ツール, 月刊トライボロジー, No.271, (2010), pp.30-31
- 13) Oliver Pecat, Rüdiger Rentsch, Ekkard Brinksmeier, Influence of Milling Process Parameters on the Surface Integrity of CFRP, Procedia CIRP, Vol.1, (2012), pp.466-470
- 14) Takeshi Yashiro, Takayuki Ogawa, Hiroyuki Sasahara, Temperature Measurement of Cutting Tool and Machined Surface Layer in Milling of CFRP, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol.70, (2013), pp.63-69

- 15) Yiğit Karpat, Burak Değer, Onur Bahtiyar, Drilling thick fabric woven CFRP laminates with double point angle drills, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.212, (2012), pp. 2117-2127
- 16) 青木繁, 西村惟之, 複合材料の振動穴開け加工に関する研究, 日本機械学会関東支部・精密工学会山梨講演会講演論文集, Vol.1997, (1997), pp.148-148
- 17) 青木繁, 超音波振動を利用した積層材のドリル加工, 塑性加工シンポジウム, Vol.199th, (2000), pp.67-74
- 18) 青木繁, 超音波振動を利用した積層材のドリル加工, 積層面の剥離の防止法, 超音波 Techno, Vol.13, No.7, (2001), pp.38-42
- 19) S. Aoki and T. Nishimura, Prevention of Delamination during Drilling of Composite Material Using Vibration, *Proceedings of the Fifth International Conference on Fracture and Strength of Solids*, (2003), pp.381-386
- 20) 米沢貴篤, 稲崎一郎, 超音波振動を付与した CFRP の切削加工, 超音波 Techno, Vol.16, No.1, (2004), pp.56-59
- 21) 青木繁, 西村惟之, 平井聖児, 超音波振動を利用した積層材料の穴あけにおける積層面の剥離防止法(高速穴あけに対する検討), 日本機械学会関東支部総会講演会講演論文集, Vol.11th, (2005), pp.367-368
- 22) H. Yagishita, Cutting Mechanism of Drilling CFRP Laminates and Effect of Ultrasonic Torsional Mode Vibration Cutting, *Tech Pap Soc Manuf Eng*, (2006), pp.9
- 23) 小川崇之, 笹原弘之, 八代毅, CFRP の高速エンドミル加工における切削温度と工具摩耗, 精密工学会大会学術講演会講演論文集, Vol.2010 秋季(CD-ROM), (2010), Page.ROMBUNNO.E15
- 24) 萩野将広, 井上孝司, エンドミル加工による CFRP 材の加工特性, 精密工学会大会学術講演会講演論文集, Vol.2008 秋季(CD-ROM), (2008), Page.ROMBUNNO.B38
- 25) T. Inoue, M. Hagino, M. Matsui, and L.W. Gu., “Cutting Characteristics of CFRP Materials with End Milling,” *Journal of the Key Engineering Materials*, Vol. 407-408, (2009), pp. 710-713
- 26) 萩野将広, 井上孝司, CFRP 材加工の高能率化におよぼす切削特性, 精密工学会大会学術講演会講演論文集, Vol.2012 秋季(CD-ROM), (2012), Page. ROMBUNNO. C01
- 27) M. Hagino, and T. Inoue, Effect of Carbon Fiber Orientation and Helix Angle with CFRP Cutting Characteristics, *Proceedings of the Tenth International Conference on Progress of Machining Technology*, (2012), pp.23-26
- 28) T. Inoue, and M. Hagino, Cutting Characteristics of CFRP Materials With Carbon Fiber Distribution, *International Journal of Automation Technology*, Vol.7, No.3, (2013), pp.285-291
- 29) M. Hagino, and T. Inoue, Effect of Carbon Fiber Orientation and Helix Angle on CFRP Cutting Characteristics by End-milling, *International Journal of Automation Technology*,

Vol.7, No.3, (2013), pp.292-299

- 30) 東レ株式会社ホームページ, <http://www.torayca.com/>
- 31) M. Hagino, SU Xin, and T. Inoue, Cutting Characteristics of Co-Cr-Mo Alloy Biocompatible Materials, Proceedings of the Tenth International Conference on Progress of Machining Technology, (2012), pp.19-22
- 32) Xin Su, T. Inoue, and M. Hagino, Cutting Characteristic Of Co-Cr-Mo Alloy Biocompatible Materials, Proceeding of The 5th International Conference on Sustainable Energy & Environmental Protection Part-2, (2012), pp.332-337
- 33) 三菱重工株式会社 HP, [http://www.mhi.co.jp/products/detail/boeing\\_787.html](http://www.mhi.co.jp/products/detail/boeing_787.html)
- 34) K. Karino, Cutting processing handbook of difficult cutting materials and new materials, Kogyo Chosakai Publishing Co., Ltd., (2002)
- 35) 石川隆司, 先進複合材料の研究-この 15 年の進歩と今後の動向, 次世代構造材料の最新技術-社会・産業へのインパクト, CMC 出版, (2008), pp. 97-115
- 36) 邊吾一, 石川隆司, 先進複合材料工学, 培風館, (2005)
- 37) R. M. Jones, Mechanics of Composite Materials, McGraw-Hill, (1975)
- 38) 松原芳のり, 白田孝治, 管原正彦, 炭素系複合材(CFRP)の強度特性における「ばらつき」について, 川崎技報, No.63, (1977), pp.157-160
- 39) 東郷敬一郎, 平子豊, 石井仁, 一方向 CFRP のスプリッティング破壊靱性に及ぼすマトリックス樹脂の影響, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.61, No.585, (1995), pp.91-96
- 40) 八田博志, 向後保雄, 浅野英之, 川田宏之, 炭素繊維強化炭素複合材料における破壊靱性評価の有効性, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.64, No.620, (1998), pp.59-65

Table 3-1 Mechanical properties of CFRP materials

Material type	A Quasi isotropic	B plain weave	C <sup>30)</sup> Quasi isotropic
Ply	26	17	21
Tensile strength (MPa)	2060	1660	5880
Tensile elasticity (GPa)	137	90	294
Bending strength (MPa)	1620	1370	-
Bend elastic constant (GPa)	127	86	-
Interlaminar shear strength (MPa)	103	78	-
Elongation (%)	1.27	1.59	1.9
Volume fraction (%)	60	60	60
Resin content (wt%)	40	40	40
Impact value (J/cm <sup>2</sup> )	15.3	6.0	13.0
Absorbed energy (J)	5.3	1.7	4.0

Table 3-2 Specifications of end-mill tools

Tool Number	Tool base material	Coating	Diameter [mm]	Helix angle [deg]	Hardness [HV]
1	Co.HSS	-	12	30	>290
2	Co.HSS	Nitride			1300~1400
3	Tungsten carbide	-			720~800
4	Tungsten carbide	TiAlN			1500~1600
5	PCD	-	10	0	10000
6	PCD	-			



(1) HSS



(2) Nitride HSS



(3) Tungsten carbide



(4) Tungsten carbide  
TiAlN coating



(5) PCD



(6) Straight edge PCD

Fig. 3-1 End-mill tools





Fig. 3-2 Milling machine

Table 3-3 Specification of milling machine

Control axis	X.Y.Z
Least input increment	0.001[mm]
	0.0001[mm]
	0.001[deg]
Minimum travel range	0.001[mm]
	0.0001[mm]
	0.001[deg]
Position detection	Pulse coder
	Resolver
	Inductosyn scale
Feed rate	X 6000 [mm/min]
	Y 6000 [mm/min]
	Z 2000 [mm/min]
Table dimensions (Work dimensions)	950×520 (800×410)
Spindle speed	60~4000 [rpm]

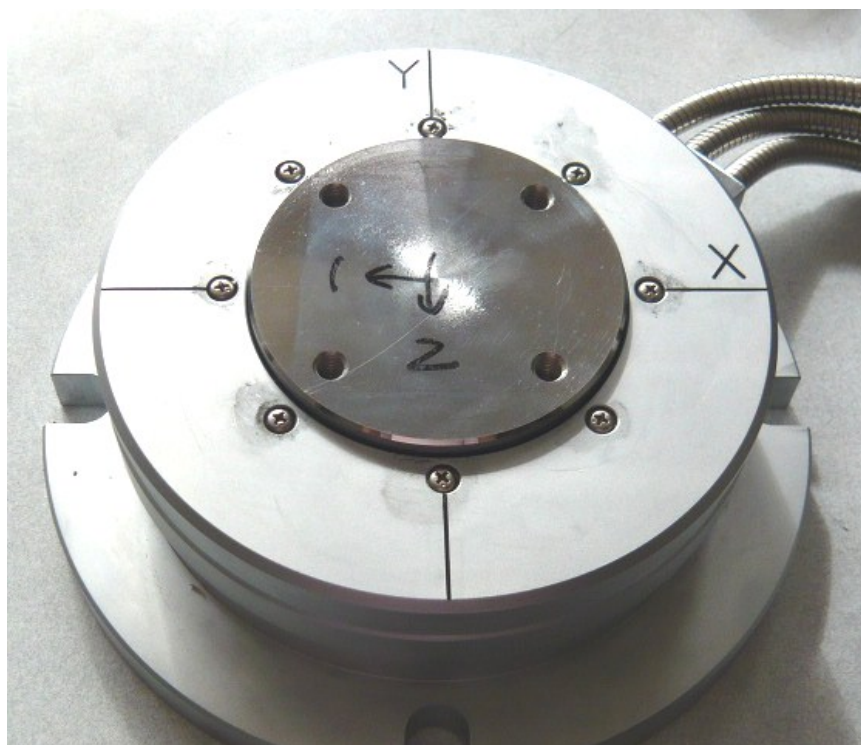


Fig. 3-3 AST-ZM type tool strain gauge dynamometer

Table 3-4 Specification of AST-ZM type Tool strain gauge dynamometer

Measurement points	One point (multi-channel available)
Response speed	100Hz
Bridge resistance	60~1000Ω
Output Impedance	10Ω
Gauge factor	2.00 Constant
Sensibility (10×10 strain)	0.2V(RL5kΩ)
	3mA(RL30Ω)
Output	OUTPUT V ±5V,±5mA
	OUTPUT I ±5V,±30m
Sensitivity adjuster	1, 2, 5, 10, 20, 50, 100 ×100με, OFF
	Precision ±0.5%
Power	AC 90~110V 6VA
	DC 10.5~15V 0.35A
Dimensions and weight	49W×142H×264D mm
	1.5kg

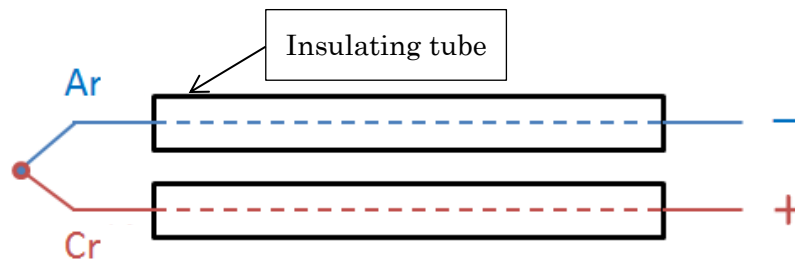


Fig. 3-4 Ar-Cr thermocouple

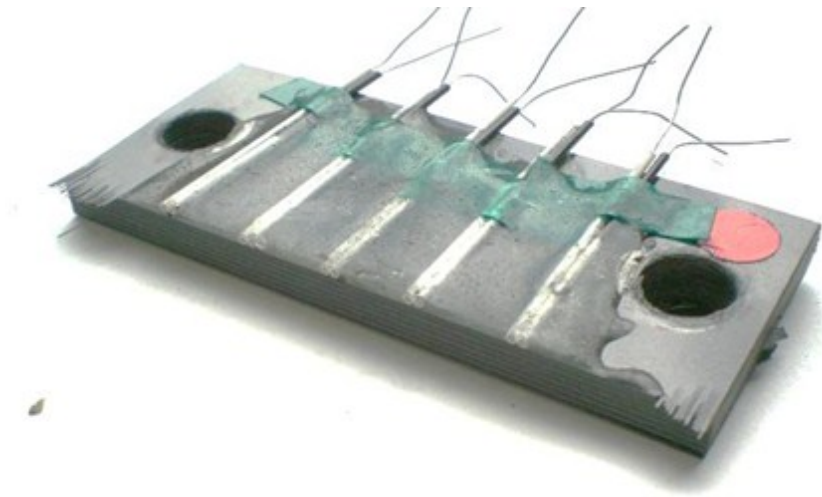


Fig. 3-5 Test materials with thermocouple



Fig. 3-6 Thermography (NEC Avio Infrared Technologies Co., Ltd.)

Table 3-5 Specification of thermography (NEC Avio Infrared Technologies Co., Ltd.)

Temperature measuring range	- 40°C~500°C	
	Range 1	- 20°C~60°C
	Range 2	- 40°C~120°C
	Range 3	0°C~500°C
	Range 4 (OP)	200°C~2000°C
Minimum detection temperature gradient	Range 1	Under 0.06°C at 30°C(30Hz)
	Range 2	Under 0.08°C at 30°C(30Hz)
	Range 3	Under 0.12°C at 30°C(30Hz)
Measurement accuracy	±2%	
Detector	2D uncooled sensor (Microbolometer)	
Measurement wavelength	8 ~ 14 μm	
Instantaneous field of view angle	0.6 mrad	
Focus range	30 cm ~ ∞	
View angle	21.7°(H) × 16.4°(V)	
Frame time	1/30 s	
Display	5.6 inch	
Number of pixels	640(H) × 480(V)	
Emissivity correction	With (0.10~1.00)	
Ambient temperature correction	With	
Background correction	With	
Fully automatic function	Level, Sense, Focus	
Isothermal versus display function	With (1~4)	
Image processing function	Thermal and visible image synthesis display	
	Multi-point temperature display (10 points)	
	BOX 5	
	Temperature difference display	
Visible camera	1.3 M Pixel color	
Laser pointer	Class 2 (Under 1m W) Color Red	
Video signal output	NTSC/PAL, Composite video signal, S video	
General-purpose interface	IEEE1394, USB2.0, Compact flash memory	
Operating temperature limit	- 15°C~50°C	
Impact resistance	29.4 m/s <sup>2</sup> (30G) (IEC60068-2-27/JIS C 0041)	
Vibration resistance	29.4 m/s <sup>2</sup> (3G) (IEC60068-2-6/JIS C 0040)	
Degree of protection	IP54 (IEC60529/JIS C 0920)	
External dimensions	110(W) × 110(H) × 210(D) mm	
Mass	1.7 Kg (With battery)	





Fig. 3-7 Amplifier (KYOWA CDV-700A)

Table 3-6 Specification of Amplifier (KYOWA CDV-700A)

Bridge resistance	60~1000Ω	
Bridge power	10VDC 4VDC 2VDC 1VDC (Under 30 mA)	
Sensitivity (Strain : $100 \times 10^{-6} \varepsilon$ )	Bridge voltage	Output
	10V DC	5V
	4V DC	2V
	2V DC	1V
	1V DC	0.5V
Output	Output A	Over $\pm 10V$ (Road 5KΩ) 0 point adjustment range $\pm 0.1V$
	Output B	Over $\pm 10V$ (Road 5KΩ) Sensitivity adjustment range 1~1/100
Non-linearity	$\pm 0.01\%FS$	
Sensitivity adjuster	Strain amplification	100, 200, 500, 1000, 2000 $5000 \times 10^{-6}$ , OFF
	DC amplification	10000, 5000, 2000, 1000, 500, 200 times, OFF
	precision	$\pm 0.1\%$
Response frequency range	DC ~ 500kHz (+1, -3dB)	
Low-pass filter (L.P.F)	Transfer characteristic (4D) Butterworth characteristic	
	Cutoff frequency 10, 100Hz, 1, 10kHz, F(Flat)	
	Amplitude ratio of the cut-off point -3dB $\pm 1$ dB	
	Damping characteristic -24dB $\pm 1$ dB/oct.	

## Noise

Low-pass filter	Noise(Input conversion value)
10Hz	3μVp-p(RTI)
100Hz	4μVp-p(RTI)
1kHz	6μVp-p(RTI)
10kHz	12μVp-p(RTI)
Pass	60μVp-p(RTI)

※1μVp-p(RTI) =  $1 \times 10^{-6} \varepsilon$  Bridge voltage 2V





Fig. 3-8 GRAPHTEC midi LOGGER GL200

Table 3-7 Specification of GRAPHTEC midi LOGGER GL200

Channels	10ch
PC Interface	USB(1.1)×2
Internal storage media	Flash memory 3.5M
Data Duration	100ms~1h/10ch
Thermocouple type	K, J, E, T, R, S, B, N, W

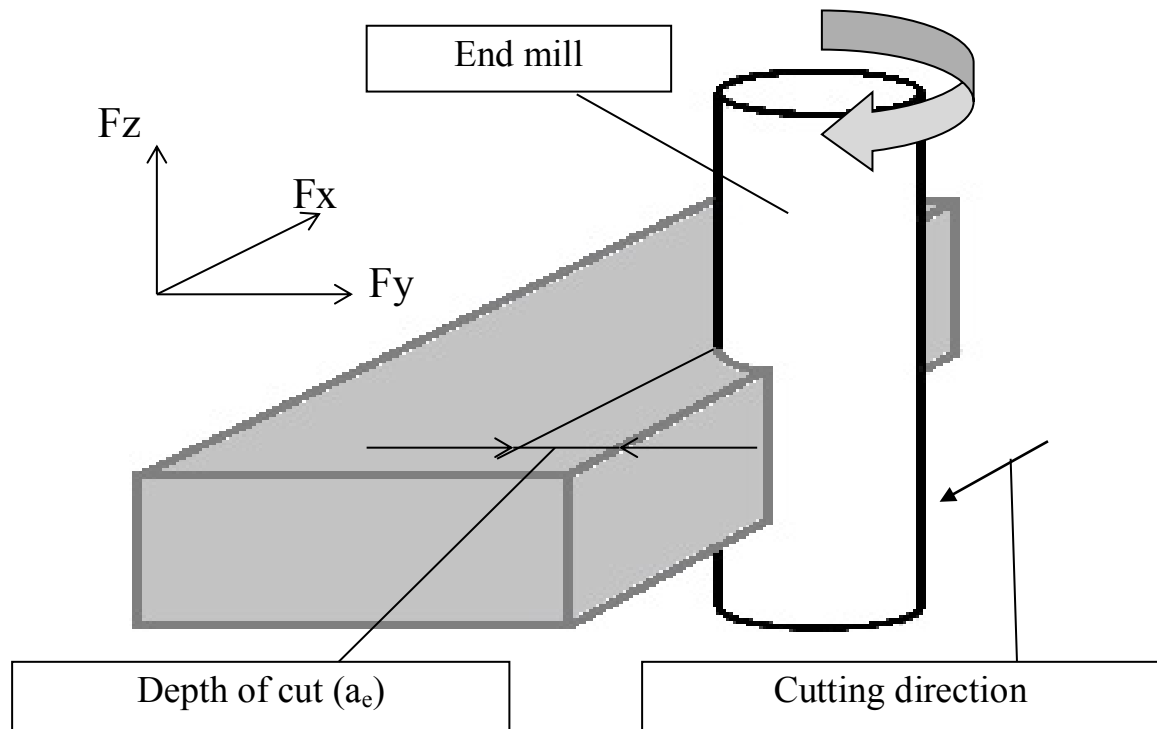


Fig. 2-9 Schematic of side milling method and cutting force direction

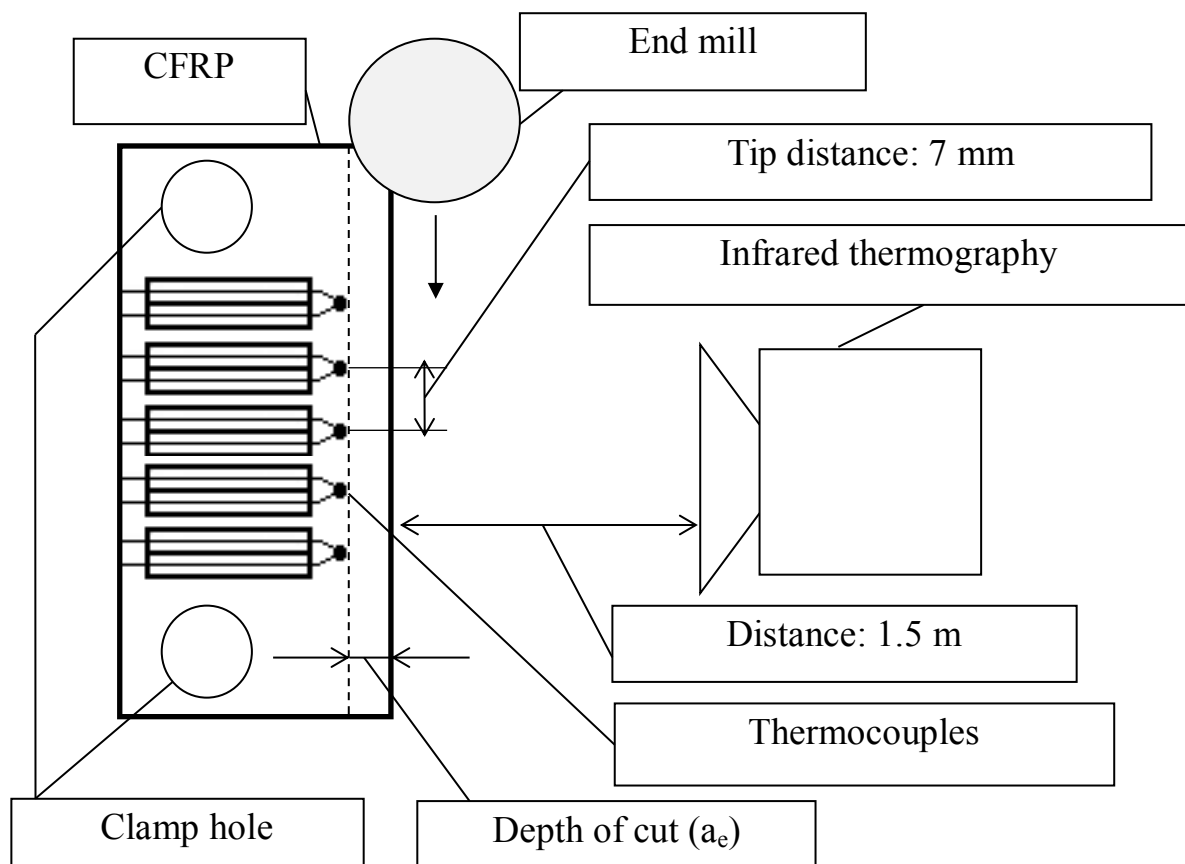
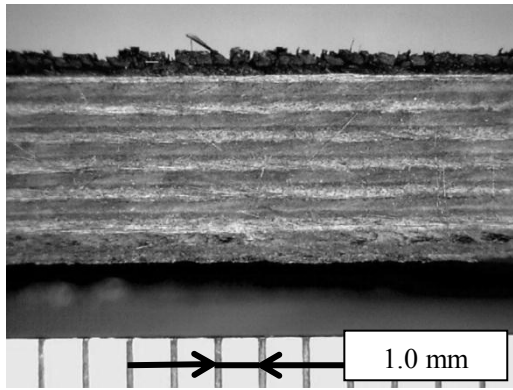
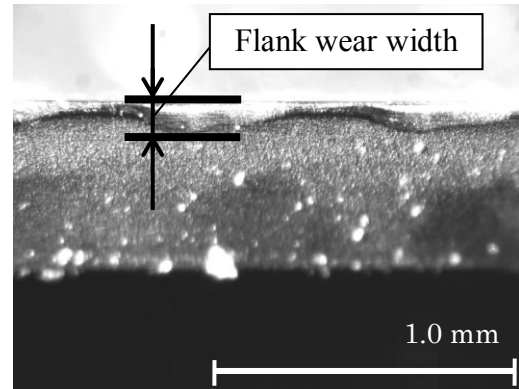


Fig. 3-10 Schematic of measurement method of cutting temperature (Top of view)



(a) ex. Fluffing of carbon fiber



(b) Measurement point of tool flank wear width

Fig. 3-11 Judgment standard of tool life

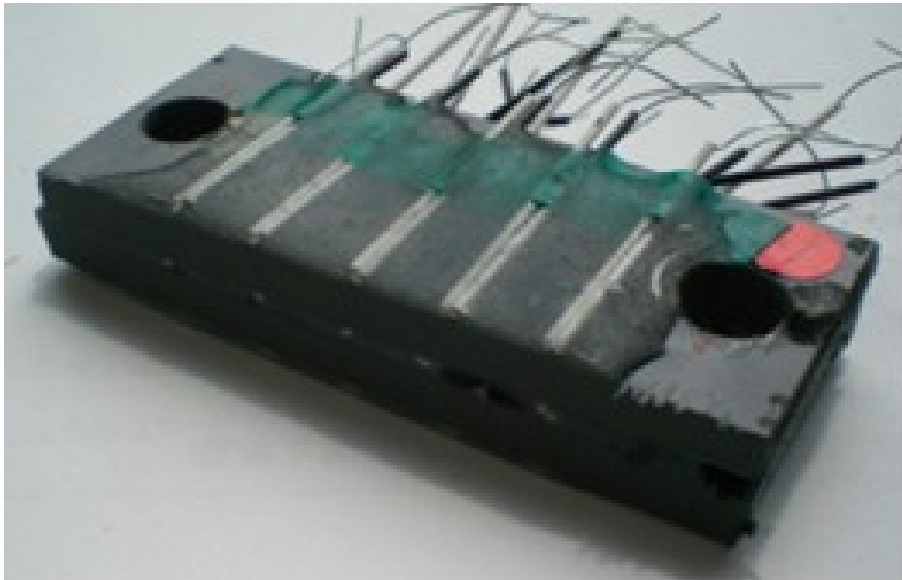


Fig. 3-12 Test materials (Thickness 8 mm)

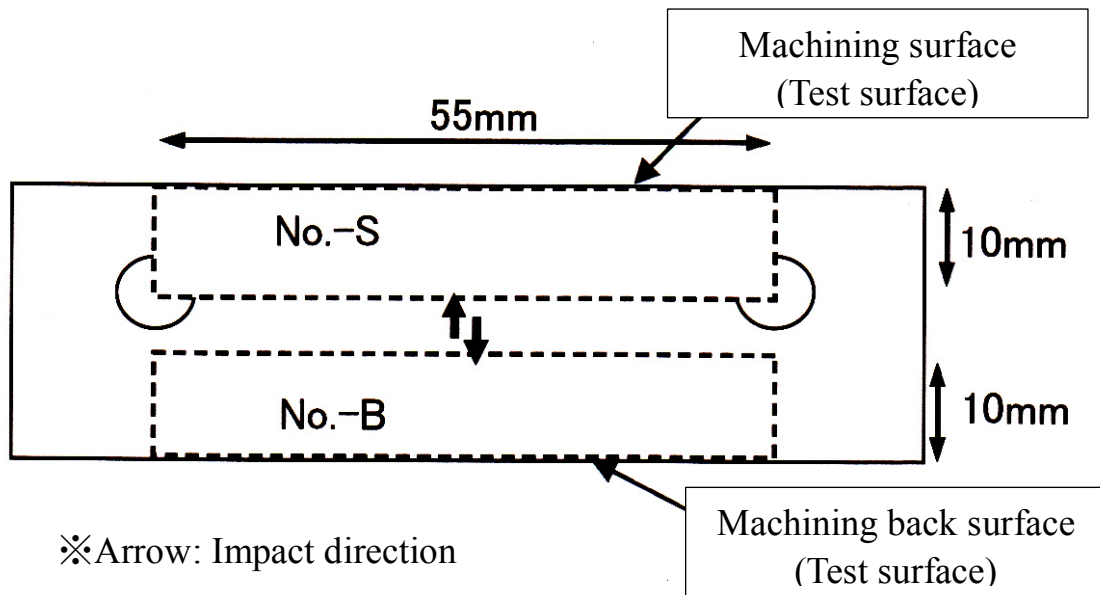


Fig. 3-13 Test material of the Charpy impact test

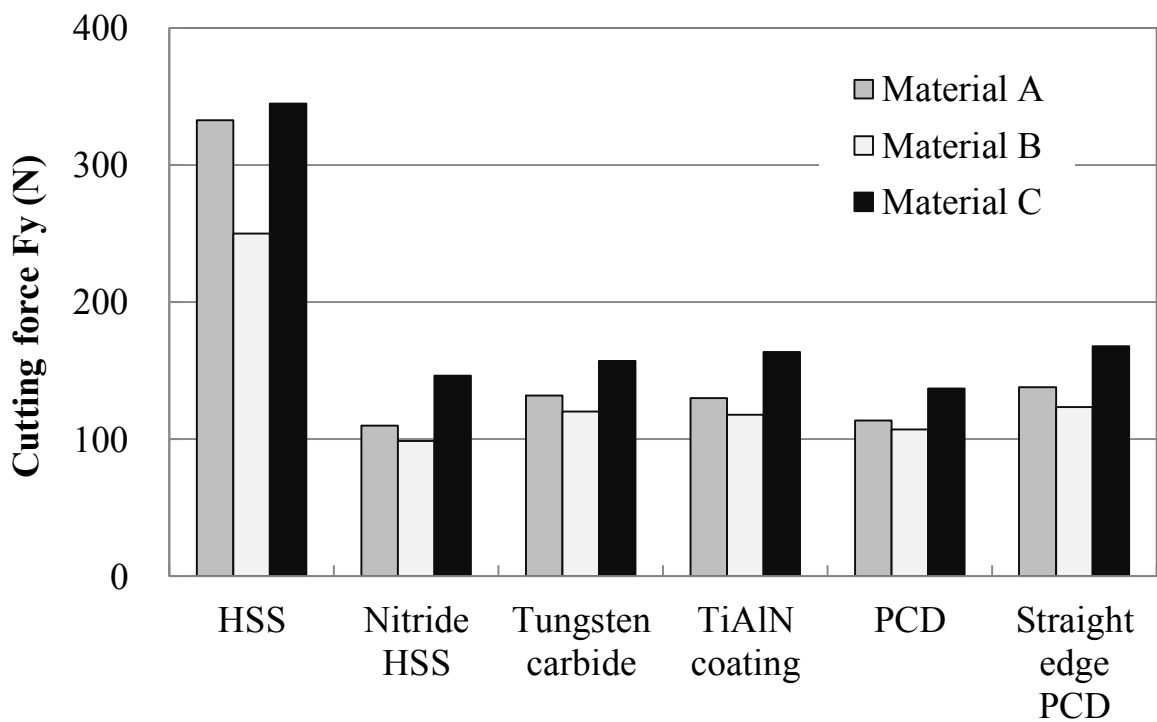


Fig. 3-14 Relationship between cutting force  $F_y$  and tool materials

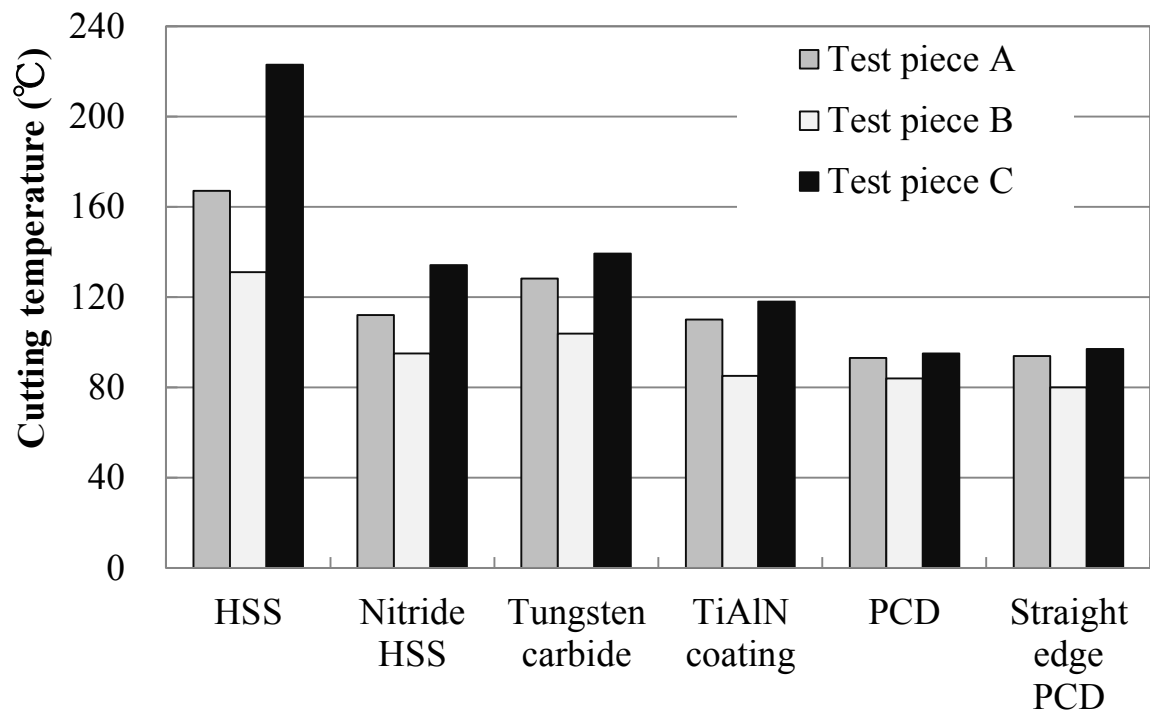


Fig. 3-15 Relationship between cutting temperature and tool materials

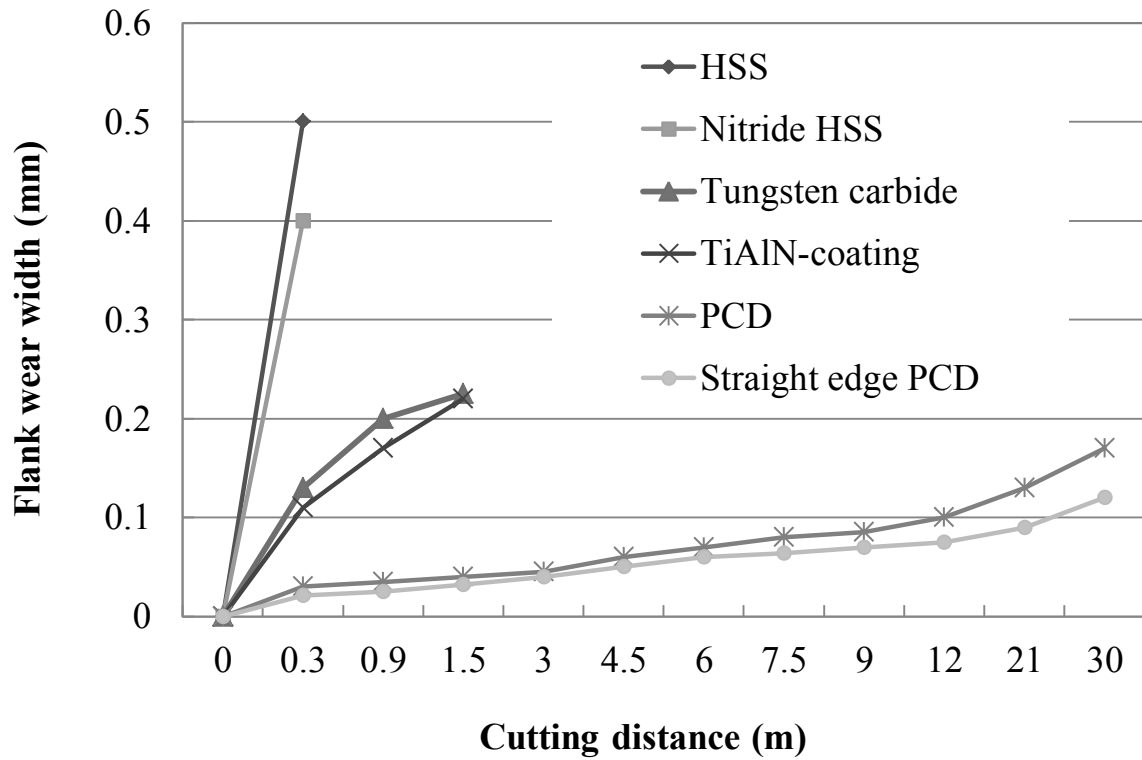
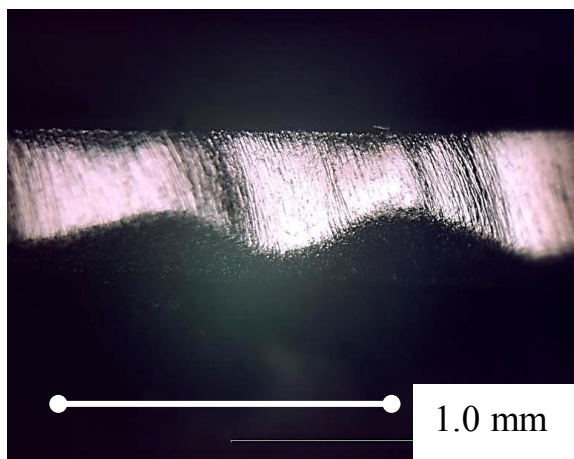
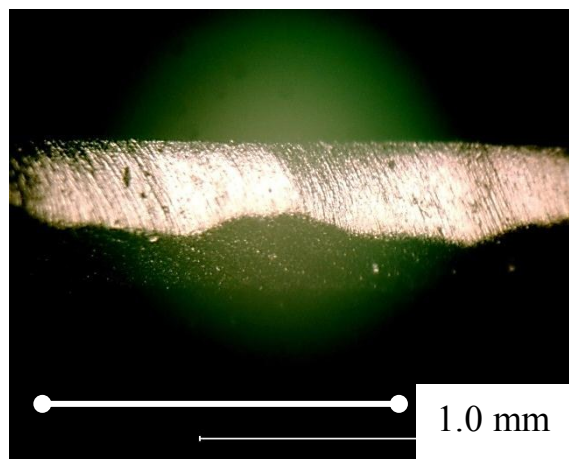


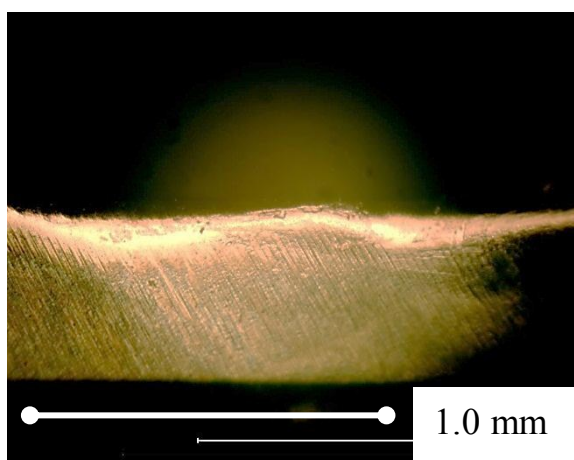
Fig. 3-16 Relationship between tool flank wear width and cutting distance



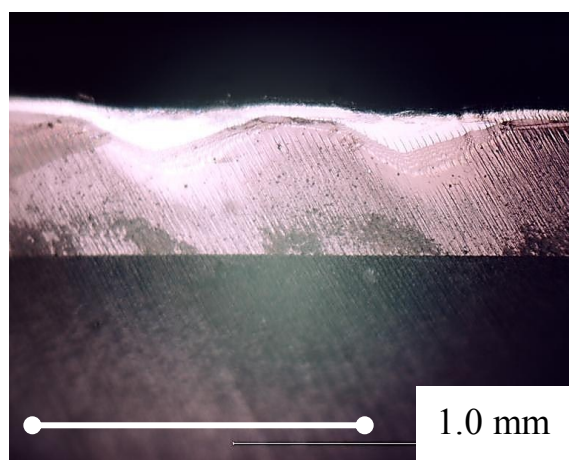
(1) HSS



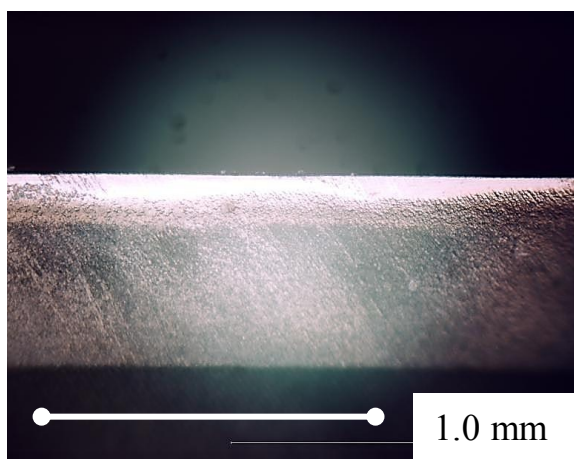
(2) Nitride HSS



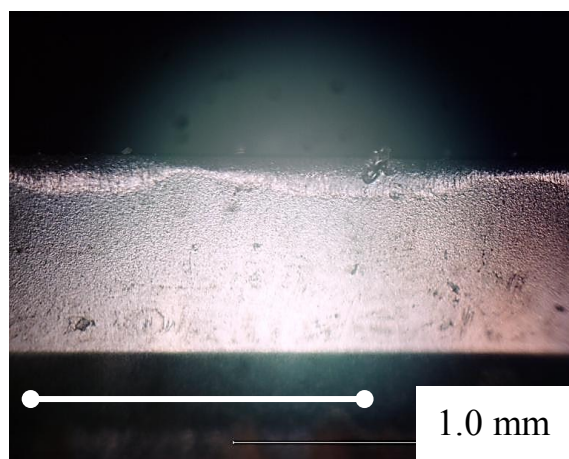
(3) Tungsten carbide



(4) Tungsten carbide TiAlN coating



(5) PCD



(6) Straight edge PCD

Fig. 3-17 State of tool flank wear of the tool life distance

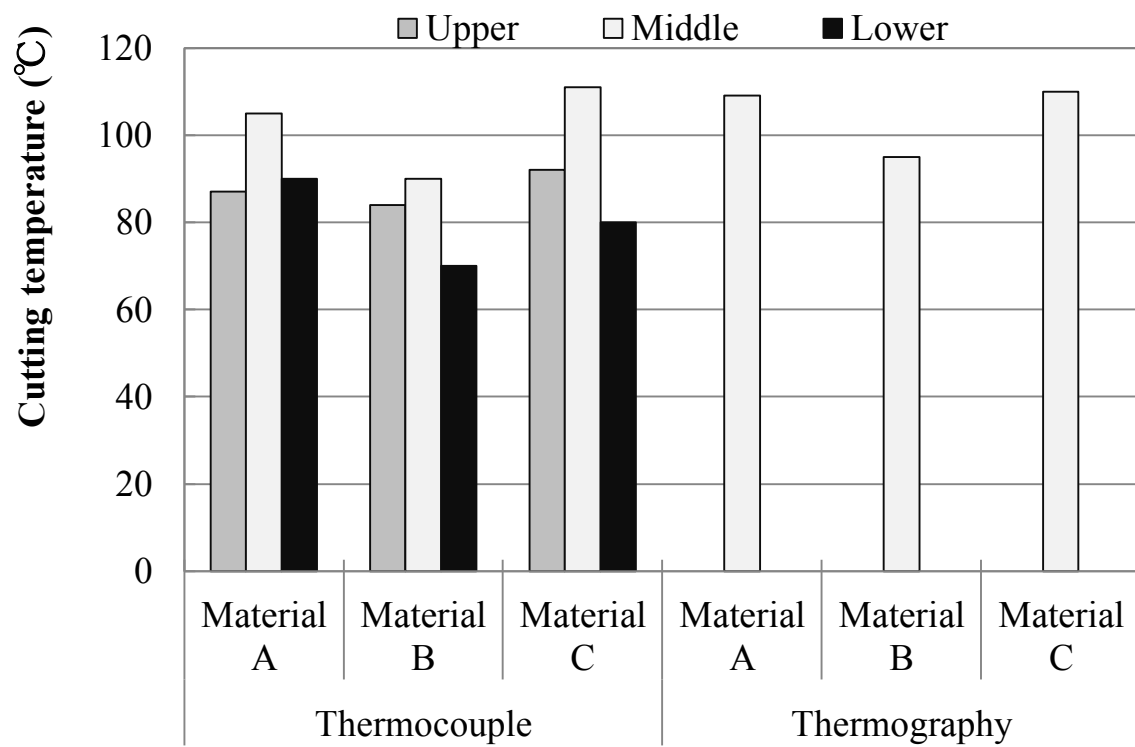


Fig. 3-18 Relationship between cutting temperature and material thickness (8 mm) machined by PCD (Tool No.5)

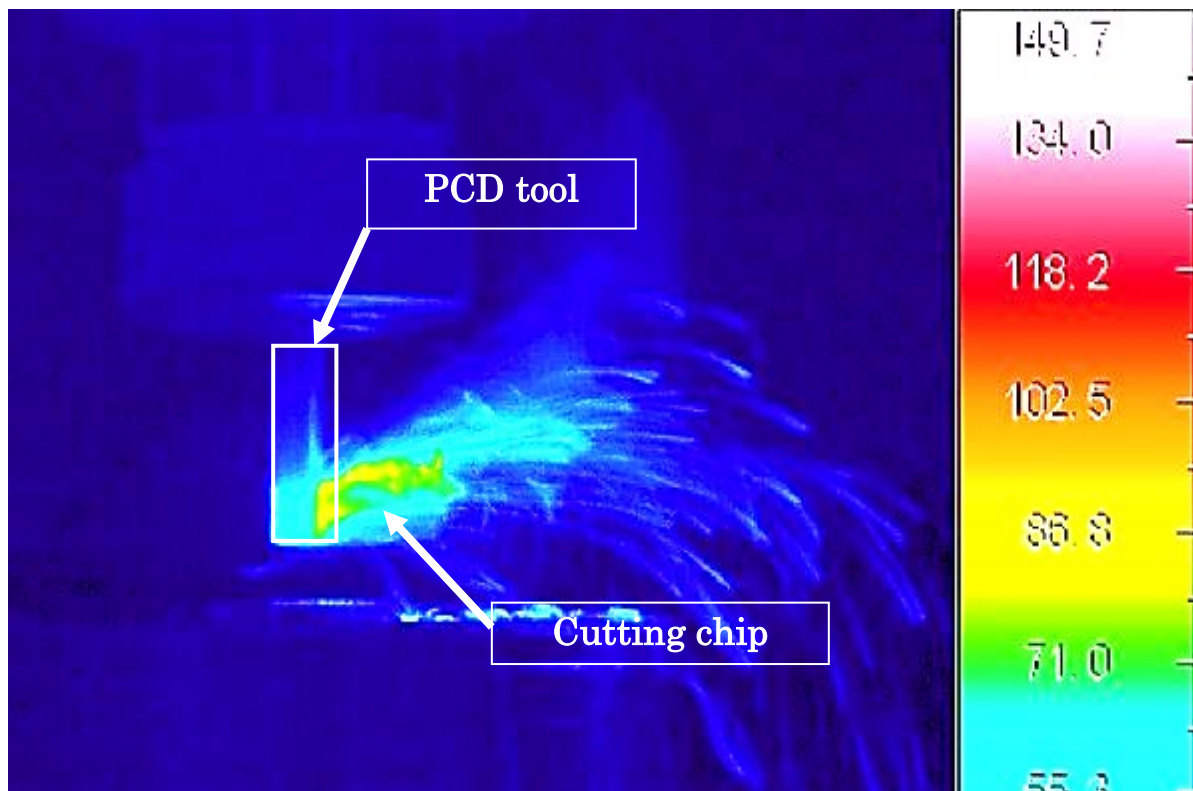


Fig. 3-19 Cutting temperature measured by thermography (Test piece A, thickness 8 mm, machined by PCD tool)



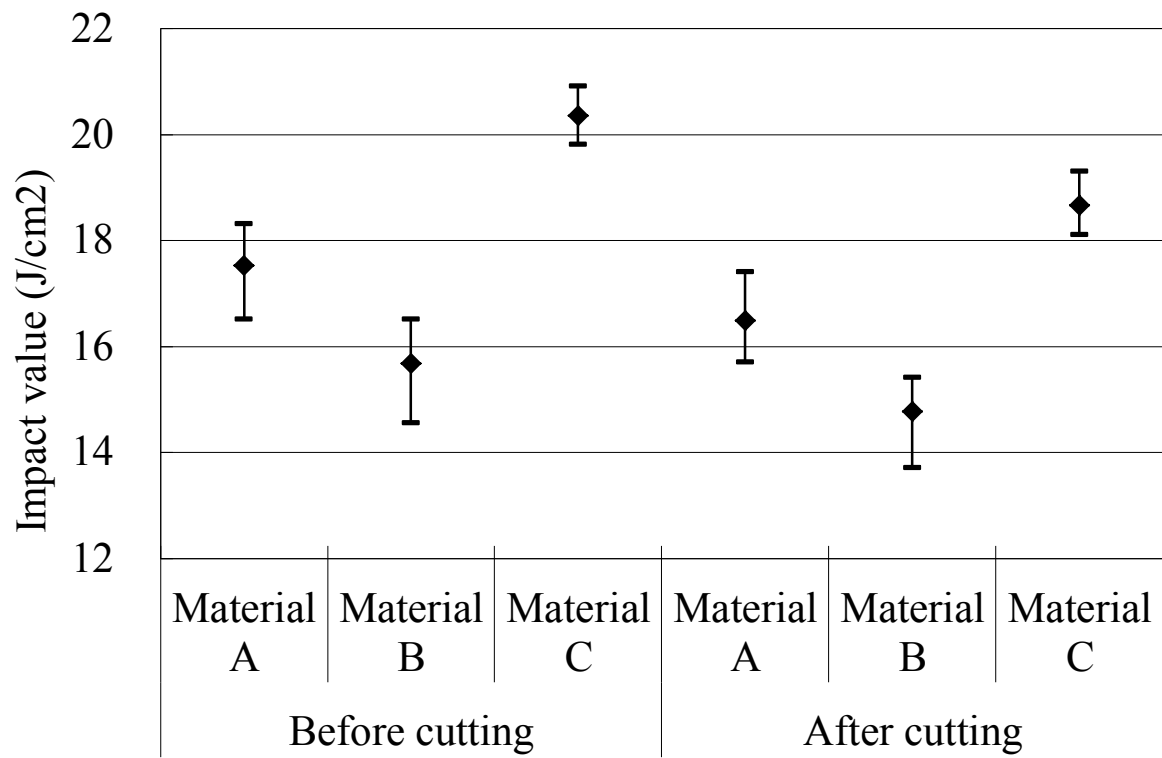


Fig. 3-20 Comparison of impact value before and after cutting

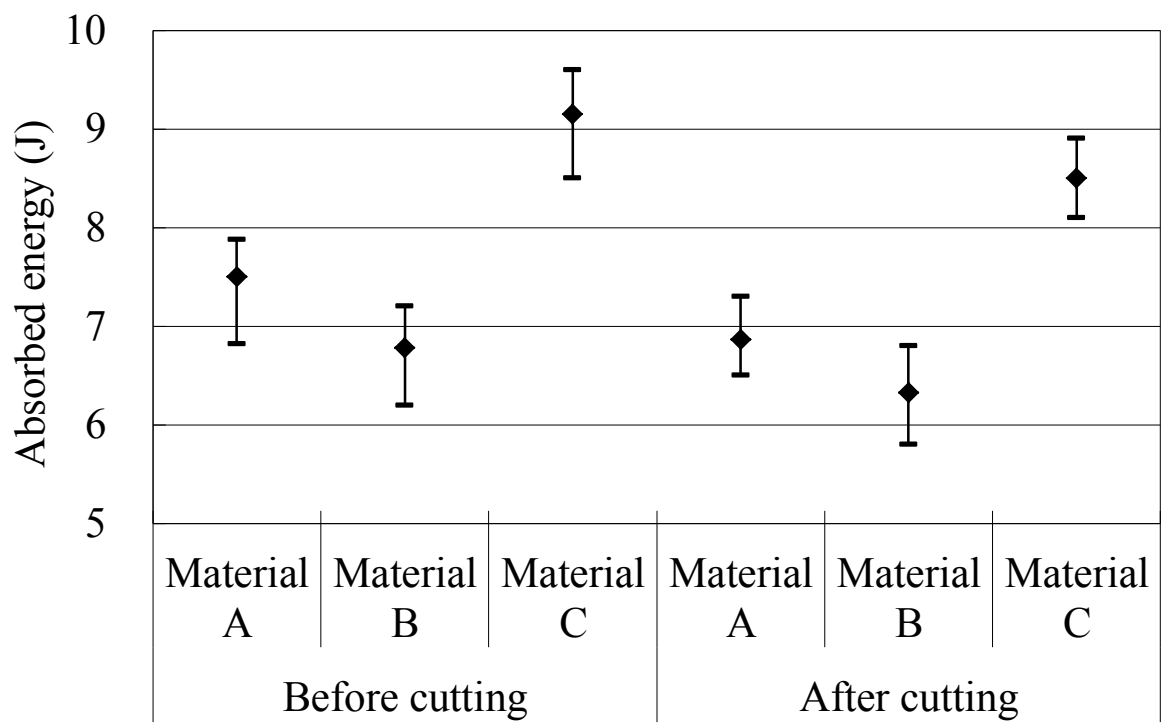


Fig. 3-21 Comparison of absorption energy before and after cutting

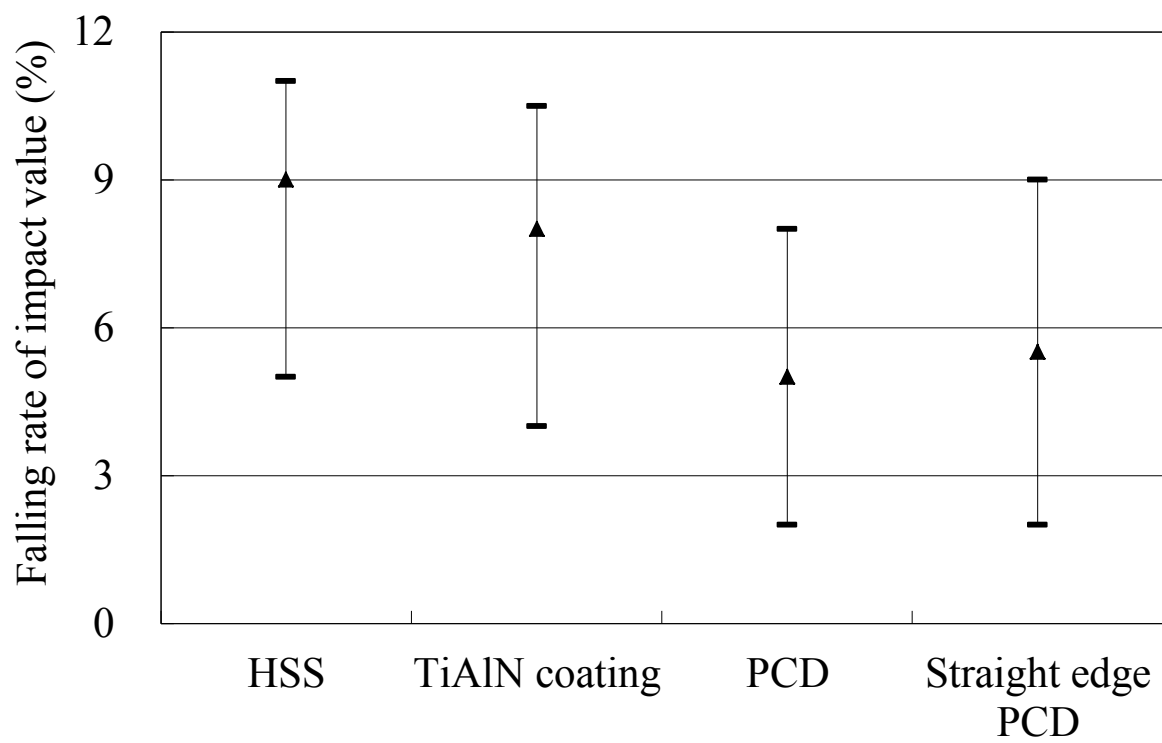


Fig. 3-22 Decreasing rate of fracture toughness after machining of each tool material (Material C)



Fig. 3-23 Fracture surface of after impact test

## 第4章 不等速回転機構を用いた航空機材料への新しい穿孔加工の提案

### 4.1 まえがき

近年，航空機部材の多くは材質特性の異なる異種材料を積層(スタック)して用いられており，その穿孔加工に際しては，異種材料の同時加工に対して，高い加工形状精度が求められている．各々の材質に対する最適な穿孔条件が異なるため，組み合わせられている材料に共通する切削条件の選択幅が狭く，材質の組合せによっては共通する切削条件が存在しない場合もある<sup>1-5)</sup>．

これらの問題を解決するため，工具形状の見直しや新たな加工法の考案など様々な方法が提案されている．特に CFRP 材の新しい加工法として第1章で述べたように振動切削法，揺動切削法，ヘリカル加工法など様々な提案がされており，切削抵抗力の低減や，仕上げ面粗さの向上，良好な穴形状が得られるなどの報告がなされている<sup>6)-19)</sup>．しかし，装置の大きさや汎用性，加工コストの増加などの問題が拭い切れない状況である．

そこで，切削速度差による切りくずの分断効果を働かせる装置として，不定形状の楕円歯車を利用する機構で，機械的にドリル工具1回転中に加速度領域と減速度領域を交互に繰り返す事を可能にした主軸装置(不等速回主軸装置:特許)を開発した<sup>20)-23)</sup>．

開発した装置を不等速回転主軸装置と称し，本装置による穿孔加工を不等速回転切削法と呼んでいる．

本章では，不等速回転主軸装置が持つ不等速回転機構の運動原理が，理論的運動と一致するか実験的に評価を行った後に，本装置における切削加工特性について評価を行った．

### 4.2 実験装置

本節では，開発した不等速回転主軸装置の運動機構，不定形状の楕円歯車形状，装置型式表示方法および動作解析について述べた後に，主となる実験装置の詳細な説明を行う．

#### 4.2.1 楕円歯車を用いた回転機構

不等速回転は，不定形状の楕円歯車の噛み合わせによるピッチ曲線の推移により発生する．楕円歯車<sup>24)-26)</sup>の駆動ギヤが微小角度  $d\theta$  回転したとし，従動ギヤが  $d\phi$  回転された場合の回転運動を定義するのに，角速比  $d\theta/d\phi$  を採用する．Fig.4-1 に示すように，駆動ギヤと従動ギヤのピッチ曲線半径(各々回転中心からピッチ曲線までの距離)をそれぞれ  $r_0$  と  $r_\phi$  としたとき，接触点では  $r_0$  と  $r_\phi$  の和が一定で中心距離  $a$  と等しくなる．また，接触点は接線方向に線速度が同じである性質を具備するので以下の式(4.1)，式(4.2)，式(4.3)に示すような伝達条件が成立する<sup>27)</sup>．

$$r_{\theta} + r_{\varphi} = \alpha \quad (4.1)$$

$$r_{\theta} \cdot d\theta = r_{\varphi} \cdot d\varphi \quad (4.2)$$

(4.2)より

$$\frac{d\varphi}{d\theta} = \frac{r_{\theta}}{r_{\varphi}} \quad (4.3)$$

Fig.4-2 は、三葉楕円歯車(ネガティブタイプ)における駆動ギヤの回転角  $\theta$  とピッチ曲線半径の推移を示している。三葉楕円歯車の場合、駆動ギヤが  $120^\circ$  回転した時、一周期の速度変化が発生する。Table4-1 は、本実験で使用した楕円歯車の諸元である。Fig.4-3 は、式(4-3)と Table4-2 より求めた不等速回転主軸装置の駆動ギヤ回転角と角速比の関係を表したものである。

不等速回転主軸装置による角速比の変動により、主軸からの入力回転数  $N_{in}$  が一定であっても、ドリルへ出力される回転数  $N_{out}$  は周期的に変化する。主軸回転数を  $N_{in}$  としたとき、駆動ギヤが  $\theta$  deg. 回転した時のドリルの回転数  $N_{out}$  の関係を式(4.4)に示す。また、ドリル回転数と切削速度の関係を式(4.5)に示す。

$$N_{in} [rpm] = const$$

$$N_{out}(\theta) = N_{in} \cdot \frac{d\varphi}{d\theta} \quad (4.4)$$

$$V [m/min] = \frac{\pi D N_{out}}{1000} \quad (4.5)$$

$D$ : ドリル直径[mm]

Fig.4-4 は、式(4.4),式(4.5)より求めた三葉楕円歯車(ネガティブタイプ)を用いた場合の、切削速度の周期的な変化を表している。ドリル直径を 6 mm とした場合で、3 種類の主軸回転数 1000 rpm, 2000 rpm, 3000 rpm による切れ刃の切削速度を表しており、主軸回転数が大きくなるほど切削速度の変化量が増えていることがわかる。

機械側(NC フライス)の送り速度  $F$  が一定であっても、ドリル回転数の変化によりドリルの切り込み量  $f$  も周期的に変動する。送り速度  $F$  を一定としたときのドリル回転数  $N_{out}$  とドリル切り込み量  $f$  の関係を式(4.6)に示す。

$$F [mm/min] = const$$

$$f [mm/rev] = \frac{F}{N_{out}} \quad (4.6)$$

Fig.4-5 は、式(4.4),式(4.6)より求めた三葉橢円歯車(ネガティブタイプ)を用いた場合のドリル切り込み量の周期的な変化を表している。ドリル回転数  $N_{out}$  と切り込み量  $f$  は反比例の関係であることがわかる。

#### 4.2.2 不等速回転主軸装置

本実験で開発した不等速回転主軸装置を Fig.4-6 に示す。Fig.4-7 に示す専用アタッチメントはフライス盤主軸部に取付けられ、アタッチメント下部に不等速回転主軸装置を装着する。また、本装置の内部構造を Fig.4-8 に示す。不等速回転は橢円歯車により発生し、変速歯車で増速される。ドリルはスリーブ型コレットチャックにより保持される。

橢円歯車は、歯車の回転伝達とカムの不等速回転運動の二つの動きを同時に持つ機構学的特性を有する不等速な回転伝達機構である。機構は簡素で、小型化できるため任意の不等速回転運動が容易に得られる<sup>24)</sup>。本研究では、複数種類の不定形状の橢円歯車を試作した。橢円歯車の概略図を Fig.4-9 から Fig.4-12 に示す。長半軸または短半軸の本数を橢円葉数と言い、葉数毎に製作を行なった<sup>9)</sup>。Fig.4-9 と Fig.4-10 はいずれも橢円の頂点が3点ある三葉橢円歯車であるが、橢円の長半径と短半径の長さの差の違いにより伝達角速度比が異なっている。実際の不等速回転主軸装置の内部の歯車構造を Fig.4-13 に示し、各種橢円歯車(二葉橢円歯車、三葉橢円歯車、四葉橢円歯車)を Fig.4-14 に示す。

#### 4.2.3 不等速回転主軸装置の効果

内蔵している橢円歯車の葉数・形状から、不等速回転主軸装置にナンバリングを行なった。型式表示方法を以下のように定め、試作した装置の一覧を Table4-2 に示す。

標記例：M 1 1 1 (配置順左から①・②・③・④)

① M：「Modulated rotation」より不等速回転を示す

② 百の桁：橢円歯車の葉数

③ 十の桁：変速歯車の歯車比

※「駆動歯車：従動歯車=1：n」の n の値

④ 一の桁：試作型式順番

不等速回転主軸装置の動作解析を行なうため、最も角速比の差が大きい三葉橢円歯車(ネガティブタイプ)を組み込んだ不等速回転装置で試験的切削実験を行なった。被削材は一般的な鉄鋼材料である S45C を選定し、工具は直径 6 mm の一般的な HSS ドリル(NACHI 製)を使用した。切削条件としては、主軸回転数を 2000 rpm、送り速度を 80 mm/min とし、M311 不等速回転主軸装置を使用した。工具動力計と高速度

カメラを同期させることで、2種類の切削抵抗(軸周りに働く切削トルクと軸方向に働くスラスト力)の周期的な変化の測定をすることを目的とした。

Fig.4-15 は、不等速回転主軸装置による切削トルクとスラスト力の変動を測定した結果である。図より、駆動ギヤ回転角が  $0^{\circ}$ 、 $120^{\circ}$ 、 $240^{\circ}$  の位置で切削トルクとスラスト力が小さくなっている。これらの位置は Fig.4-5 より、ドリル回転数が高く、ドリルの切り込み量が少ないときである。ドリル回転数が高い場合は、切削速度が速い場合であり、切削速度上昇によりせん断ひずみ速度が上昇することで、せん断応力が増大したと考えられる。また、切り込み量の減少によって切削断面積が減少したが、これが、切削トルクおよびスラスト力の減少に繋がったと考えられる。駆動ギヤ回転角が  $60^{\circ}$ 、 $180^{\circ}$ 、 $300^{\circ}$  の位置では、切削トルクとスラスト力が大きくなっているが、先ほど述べたことと逆の現象が起きていると推察できる。

Fig.4-16 に示す写真は、穿孔加工において不等速回転主軸装置が  $0^{\circ}$  から  $120^{\circ}$  まで回転した時に生成された切りくずである。Fig.4-17 は、Fig.4-16 に示した切りくずの中で、その厚さが最少および最大となった箇所の拡大写真である。Fig.4-16、Fig.4-17 より、駆動ギヤの回転角が  $0^{\circ}$ 、 $120^{\circ}$  の位置で切りくずが薄くなり、約  $60^{\circ}$  の位置で切りくずが厚くなっていることがわかる。

Fig.4-15 の切削抵抗と関連してみると、切りくずが薄くなった  $0^{\circ}$ 、 $120^{\circ}$  の位置で切削トルクとスラスト力が減少している。また、切りくずが厚くなった  $60^{\circ}$  の位置で切削抵抗が増加している。このことから、切削抵抗と切りくず厚さには関連性があることがわかる。

そのため、不等速回転切削法は切りくず厚さも周期的に変化させる効果がある。

#### 4.2.4 高速度カメラと波形入力装置

本実験では、主軸回転中に変化する切削速度が、切削抵抗におよぼす影響について詳細に実験および評価を行う。実験には、Fig.4-18 に示す高速度カメラと Fig.4-19 に示す切削抵抗の波形を高速度カメラとリンクさせる波形入力装置を用い、不等速回転切削法による切削抵抗変動の可視化を行った。Fig.4-20 に高速度カメラの映像と、測定した切削抵抗の波形をリンクさせ可視化したサンプル画像を示す。また、高速度カメラの仕様を Table4-3 に示し、波形入力装置の仕様を Table4-4 に示す。

#### 4.2.5 切削工具

本実験では、開発した装置における CFRP 材の穿孔加工特性を考察するため、一般的に使用されている超硬合金(P 種)ベースのドリルとした。使用した工具の種類、は耐摩耗性に優れた TiAlN コーティング工具、ダイヤモンドコーティング工具、多結晶ダイヤモンド(Polycrystalline Diamond: PCD)工具である。ドリルは、航空機部材の締結孔を想定し、直径 6mm のストレート型を用いた。また、本装置の動作解析には HSS ドリルを用いた。Table4-5 に各ドリルの仕様、Fig.4-21 にその外観を示す。



#### 4.2.6 供試材

本研究では、航空機材料として使用されている CFRP、チタン(Ti)合金、マグネシウム(Mg)合金を供試材として使用した。また、不等速回転切削装置の動作解析には鋼(S45C)を使用した。Table4-6<sup>28)29)</sup>は、一般的に使用される各材料の機械的特性を比較したものである。Table4-6 より、物性値が大きく異なる材料が航空機用部材として使用されていることがわかる。Fig.4-22<sup>30)</sup>と Fig.4-23<sup>30)</sup>CFRP 材とチタン合金の切削条件を示したものであり、切削条件が各部材により異なることがわかる。現在、航空機組立時の加工において、部品同士の結合孔は異種材を重ね合わせて穿孔する割合が大きくなってきている。機械的特性が異なる材料の重ね部材穿孔を行う場合、異なる材料に共通する穿孔条件を選択する必要がある。Fig.4-24<sup>30)</sup>に示すように、重ね部材の構成によっては適する穿孔条件の選択幅が狭いか、共通の条件が存在しない場合もある<sup>1)~5)</sup>。本項では、各航空機材料単体での材料特性を考慮し、実験に使用した供試材について説明する。

(1)CFRP:本研究で使用した CFRP 材の材料特性を Table4-7<sup>31)</sup>に示す。金属のように、どの方向にも性質が同じであることを等方性という。炭素繊維は繊維方向と繊維に対して直角方向とで強さや弾性率が異なる性質を持っている。この性質を異方性という<sup>30)</sup>。CFRP の供試材は、超高弾性型(UHM)を使用し、炭素繊維配向は0°,45°,90°,-45°で 21 積層した疑似等方型材料である。マトリックスは熱硬化性のエポキシ系樹脂(EP)である。

(2)チタン合金:本研究で使用したチタン合金(Ti-6Al-4V)の材料特性を Table4-8 に、化学成分-質量分率を Table4-9 に示す。元素 Ti は、セ氏 882°C になると室温下で安定的な  $\alpha$  相から  $\beta$  相に変態する。それに対し、チタン合金のマトリックスは 3 種類で、 $\alpha$  相、 $\alpha$  相と  $\beta$  相が共存、 $\beta$  相がある。それぞれ  $\alpha$  合金、 $\alpha+\beta$  合金、 $\beta$  合金と呼ばれる。Ti-6Al-4V は最も一般的な  $\alpha+\beta$  合金であり、航空機構造部材として幅広く使用されている。

チタン合金の切削加工時の特徴として、熱伝導率が小さく化学的に活性であるため、切削により発生した熱の分散が悪く、焼き付きを起こしやすい。また、縦弾性係数が鋼の 1/2 程度であるから、長尺物の切削では比較的たわみやすく、適当な支持を設けないと刃物から逃げる傾向がある。

(3)AZ31 および AZ91:本研究で使用したマグネシウム合金の材料特性を Table4-10 に、化学成分-質量分率を Table4-11 に示す。準マグネシウムは機械的な強さが不十分なので、アルミニウム(Al)、亜鉛(Zn)、マンガン(Mn)、ジルコニウム(Zr)などを添加して強化する。Al と Zn は著しく強度を増すが、応力腐食割れや溶接割れを起こしやすくなる欠点がある。AZ31 は、板、押出型材、鋳造材として最も多く使用されているマグネシウム合金である。これは、強さ、延性、加工性のバランスに優れた合金である。AZ91 は鋳造用合金として利用されている。展伸材用よりも合金添付量を増やすことで鋳造性を向上させ、強度を高めた合金として使用される。

マグネシウム合金の切削性は極めて良く、切り込みと送りを大きくすることがで

きる<sup>32)33)</sup>。工具損傷については何ら問題がないと言っても良い。切削抵抗はアルミニウムの場合と比較すると 1/2 程度と小さい。仕上げ面も構成刃先が生成しないので良好である。切削加工で注意を要する点は、切りくずの発火である。マグネシウムは極めて活性な金属であるため、薄片ないし粉末状の切りくずは切削熱によって容易に発火する。微細な切りくずを出さないようにする、切りくずは放置しないですぐに除去するといった処置が必要である<sup>34)</sup>。

#### 4.2.7 実験装置および測定機器

実験には Fig.4-25 に示す数値制御フライス盤を使用した。フライス盤の仕様を Table4-12 に示す。開発した不等速回転切削装置をフライス盤主軸部に取り付けた様子を Fig.4-26 に示す。

穿孔時の切削抵抗力の測定には、Fig.4-27 に示す AST-B 型切削動力計を用い、その仕様を Table4-13 に示す。本実験で使用した動力計は、軸周りに生じる力(切削トルク)、軸方向に働く力(スラスト力)の 2 成分がひずみゲージによって検出される。

切削温度の測定には Ar-Cr 熱電対(K 型)とサーモグラフィの 2 種類を使用した。その測定は切削抵抗測定と同時に行う。Ar-Cr 熱電対を Fig.4-28 に示し、熱電対の取付け例を Fig.4-29, Fig.4-30 に示す。Ar-Cr 熱電対はニッケルを主とした合金(アルメル)とニッケルおよびクロムを主とした合金(クロメル)を使用しており、JIS 規格の K 熱電対である。温度測定の範囲は $-200^{\circ}\text{C}$ ~ $1000^{\circ}\text{C}$  で、温度と熱起電力との関係が直線的であることから、本実験に最適であると判断した。熱電対法では、供試材が CFRP の場合、熱電対先端を対面になるよう配列し工具切れ刃外周部近傍がわずかに接触するように配置する。板厚が厚い Ti 合金等の供試時の場合、熱電対先端が対面になるよう側面に穴をあけ埋め込む形で、CFRP の場合と同様の測定を行う。本実験で使用したサーモグラフィ装置を Fig.4-31 に、その仕様を Table4-14 に示す。サーモグラフィを使用し、非接触方式で加工中の工具切刃近傍の温度を測定する。そうした切削温度の測定に際しては補助測定装置として赤外線放射型温度測定装置を用いて熱電対と同時測定を行い測定値に問題が無いことを確認している。予め、両装置間での較正を行い、補正值を得ている。なお、両装置間での補正方法は、熱電対を使用し測定対象物の表面温度を測定した後、放射率を 1 に設定した放射温度計で測定対象物の表面温度を測定し、熱電対の測定値と放射温度計の値が同じになるまで放射温度計の放射率を少しずつ変更し両者の温度計の値が同じになるように放射率の補正值を得た。

切削抵抗力を測定する際、工具動力計から出力される信号をアンプで増幅させ、データロガーに保存した。本実験で使用したアンプを Fig.4-32 に示し、仕様を Table4-15 に示す。工具動力計からの出力された電圧を入力し、増幅させた後データロガー(WR300)と波形入力装置へ出力する。また、測定時に発生するノイズを除去するためローパスフィルタを用い、高周波数ノイズを除去する。

本実験ではデータ記録装置として 2 種類のデータロガーを使用する。切削抵抗力

の測定時用いたデータロガーを Fig.4-33 に示し、仕様を Table4-16 に示す。1 $\mu$  秒間隔でサンプリングが行えるため不等速切削法による速度変化の影響を詳細に測定できると考えられる。

切削温度の測定に使用したデータロガーを Fig.4-34 に、その仕様を Table4-17 に示す。熱電対の+極，一極端部を各チャンネルに接続することで切削温度を測定する。

加工後の試験片の加工穴仕上げ面粗さ測定に使用した触針式表面粗さ測定器を Fig.4-35 に、仕様を Table4-18 に示す。表面粗さ測定器により、算術平均粗さ Ra と算術平均粗さの内最大値となる Rmax を測定する。一箇所測定する場合、サンプル数は 2 つとして平均値を粗さの値とする。

試験片の加工穴形状測定に使用した画像測定器を Fig.4-36 に、仕様を Table4-19 に示す。画像測定は岐阜県工業技術研究所にて行い、画像測定器により加工穴表面および裏面の穴直径を測定する。

### 4.3 実験方法と実験条件

本節では穿孔加工の実験方法および実験条件を説明する。

#### 4.3.1 実験方法

はじめに、各供試材単体での穿孔加工実験では、工具番号 3(MG-EBD)，4(WD-2D)，6(PCD-GDN)の直径 6 mm のストレート型ドリルを使用する。CFRP 材の試験片は板厚 4 mm で、チタン(Ti)合金，マグネシウム(Mg)合金材料の試験片は板厚 10 mm のものを使用する。切削抵抗，切削温度，加工穴形状の測定および工具摩耗の状態から、定量的な評価を行う。それらの結果より、切削工具および切削条件を整理し、異種材料を積層させ穿孔加工を行い、それぞれの材料の組み合わせに適する切削条件を実験的に評価する。同時に、穿孔加工で生じた切りくずを採取し、光学顕微鏡で観察を行なう。これにより、不等速回転切削法による切りくず形状変化を確認する。

次に、異種材料の重ね合わせ穿孔加工実験では、板厚 4 mm の CFRP 材と板厚 10 mm の Ti 合金の組合せで行なう。工具番号 4(WD-2D)のドリルを使用し、Fig.4-37，Fig.4-38 に示す重ね合わせ材料で穿孔を行い、切削抵抗，加工穴形状，切りくず形状の測定を行なう。また、高速度カメラを使用し、Ti 合金の切りくずが排出される様子を撮影する。工具摩耗が激しい工具については、光学顕微鏡による観察を行ない、工具損傷状態を確認する。

切削抵抗および切削温度の測定方法は、各測定装置を Fig.4-39 に示すように接続し同時に行う。切削抵抗として、軸周りに働く切削トルクと軸方向に働くスラスト荷重の測定を行う。切削温度は、ドリル刃先部近傍の温度を測定するため、熱電対をそれぞれ Fig.4-40，Fig.4-41，Fig.4-42，Fig.4-43 に示す位置に配置する。供試材が CFRP の場合、熱電対先端を対面になるよう配列し工具切れ刃外周部近傍がわ

ずかに接触するように配置する。板厚が厚い Ti 合金と Mg 合金の場合、熱電対先端が対面になるよう側面に穴をあけ埋め込む形で、CFRP の場合と同様の測定を行う。熱電対と併用してサーモグラフィを使用することでデータの信頼性向上を図る。なお、両装置間の較正については、前項 4.2.7 で述べたように行う。切削抵抗力は工具動力計から得られる信号を、アンプを通し増幅させデータロガーで変換し PC1 で記録する。また、高速度カメラの映像とアンプで増幅した工具動力計からの信号は、波形入力装置を介し PC2 で処理し、微小時間での切削抵抗力の変化を測定する。これらの測定は、すべて同時に行う。

加工穴形状の評価は、加工穴内面の粗さ、加工穴表面および裏面の穴径の測定を行う。また、加工穴表面および裏面と加工穴内面の観察を行ない、炭素繊維の切り残し(アンカットファイバー)の有無や、炭素繊維の抜け落ち等の評価も行う。

仕上げ面粗さは、Fig.4-35 に示す触針式粗さ測定器で計測し、加工穴内面の断面曲線および算術平均粗さ(Ra)を評価指標に用いる。算術平均粗さの定義を Fig.4-44<sup>35)</sup> に示す。穴径の測定は、Fig.4-36 に示す画像測定器を用い、最小二乗法による円に同心で外接する円と内接する円を求め、平均した値を穴径とする。

## 4.3.2 実験条件

各実験に用いた穿孔条件を詳細に説明する。

### 4.3.2.1 CFRP 材穿孔条件

CFRP 材では、不等速回転主軸装置の違いが切削抵抗力和仕上げ面におよぼす影響を調べる。各装置の内、良好な結果が得られた装置を使用し、工具材種と切削条件の違いが切削抵抗力和仕上げ面におよぼす影響について評価を行なう。

本実験の切削条件を、Table4-20 に示す。不等速回転主軸装置の評価実験では、工具番号 6(PCD-GDN)を使用し、切削抵抗力和仕上げ面粗さについて各装置で比較し評価を行なう。また、汎用切削法でも同一条件で切削実験を行ない、不等速回転装置と比較し、本装置の有効性について検証する。

工具材種の違いによる評価実験は、工具一回転当たりの送り量を 0.04 mm/rev の一定条件として、切削抵抗力和仕上げ面粗さについて比較し評価を行なう。ドリルは工具番号 3(MG-EBD), 4(WD-2D), 6(PCD-GDN)を使用する。本実験の詳細な実験条件を Table 4-21 に示す。切削抵抗力は時間推移による抵抗力変化を記録し、工具形状による切削抵抗力の変化を測定する。

切削条件の評価実験では、工具番号 6(PCD-GDN)のドリルを使用し、主軸回転数と送り量を変化させた場合の切削抵抗力和仕上げ面粗さについて評価を行なう。切削条件を Table4-22 と、Table4-23 に示す。切削実験回数は、結果の再現性を考慮し各条件 3 回の繰り返しで行う。なお、本実験はすべて乾式である。

#### 4.3.2.2 マグネシウム(Mg)合金材穿孔条件

Mg 合金(AZ91)では，不等速回転主軸装置の違いが切削抵抗力和仕上げ面におよぼす影響を調べる．汎用切削法でも同一条件で切削実験を行ない，不等速回転装置と比較し，本装置の有効性について検証する．使用した切削工具は，工具番号 5(D-GDN)と 6(PCD-GDN)の 2 種類である．ここでは，切削速度による影響を確認するため主軸回転数を 2 水準とした．送り速度は一定とし，汎用切削法と M311 型不等速回転主軸装置を使用した穿孔加工を Table4-24 に示す切削条件で行なう．

また，主軸回転数と送り量が，切削抵抗力和仕上げ面におよぼす影響の評価は Table4-25 に示す切削条件で実験を行う．切削実験回数は，結果の再現性を考慮し各条件 3 回の繰り返しで行う．なお，本実験はすべて乾式である．

#### 4.3.2.3 チタニウム(Ti)合金材穿孔条件

Ti 合金では，M311 型不等速回転主軸装置を用いて切削工具と切削条件の違いが切削抵抗力和仕上げ面におよぼす影響を調べる．また，同時に切りくず形状変化および工具摩耗についても評価を行なう．切削条件を，Table4-26 に示す．CFRP 材と Ti 合金の異種材料の重ね合わせ穿孔加工を行うことを考慮し，CFRP 材の切削条件に近い条件で穿孔実験を行なう．また，工具番号 6(PCD-GDN)が予備実験中に折損したため，Table4-27 に示す切削条件で，工具番号 2(ADS)の一般的な超硬ドリルを用いて穿孔加工を行う．切削実験回数は，結果の再現性を考慮し各条件 3 回の繰り返しで行う．なお，本実験はすべて乾式である．

#### 4.3.2.4 異種材料の重ね合わせ穿孔条件

CFRP 材と Ti 合金の重ね合わせ穿孔加工実験では，Table4-28 に示す切削条件で行う．ここでは，Fig.4-37, Fig.4-38 に示すような形で CFRP 材側から Ti 合金側へ，異種材料の重ね合わせ穿孔加工実験を行なう．汎用切削法と不等速回転切削法による比較を行い，本装置の有効性について検証する．

異種材料の重ね合わせ穿孔加工実験では，耐摩耗性の向上を狙うため超硬合金をベースに TiAlN 系被膜を施した工具番号 4(WD-2D)を使用する．切削実験回数は，結果の再現性を考慮し各条件 3 回の繰り返しで行う．なお，本実験はすべて乾式である．

### 4.4 実験結果

本節では，本研究で開発した不等速回転主軸装置による穿孔実験の結果を説明する．

#### 4.4.1 各供試材単体での穿孔加工実験結果

はじめに，CFRP，Ti 合金，Mg 合金を，それぞれ単体で穿孔した結果を順に説明する．

#### 4.4.1.1 CFRP 材穿孔結果

各不等速回転主軸装置で、切削抵抗力和加工穴内面粗さについて調べた結果を切削条件で大別し示す。回転数  $N=1000$  rpm, 送り量  $f=0.1$  mm/rev の測定結果を、スラスト力を Fig.4-45 に、切削トルクを Fig.4-46 に示す。加工穴内面粗さ  $Ra$  を測定した結果を Fig.4-47, 測定した  $Ra$  の内の最大値である  $Rmax$  を Fig.4-48 に示す。回転数  $N=3000$  rpm, 送り量  $f=0.04$  mm/rev のスラスト力を Fig.4-49 に、切削トルクを Fig.4-50 に示し、加工穴内面粗さ  $Ra$  を Fig.4-51, 測定した  $Ra$  の内の最大値である  $Rmax$  を Fig.4-52 に示す。

切削抵抗力は、スラスト力、切削トルクともに類似した傾向があり、M311 型装置が最も低くなった。次いで、M312 型と M411 型が同じ程度の切削抵抗力となり、汎用切削法が最も高くなった。M681 型は汎用切削法と同等かやや高い値となった。このことから角速比の差が大きな装置ほど切削抵抗力が低下する。これは、不定形上の楕円歯車の葉数および形状が影響しているものと考えられる。M311 型装置と M312 型装置は、同じ三葉楕円歯車であるが、M312 型装置で三角形がポジティブ型であるため、角速比の差が小さい。また、M411 型装置や M611 型装置の場合も同様の事が考えられる。角速比が小さい場合、ドリル部の速度変化の効果が小さくなるため、汎用切削法と同程度の値になったと言える。

加工穴内面粗さは、不等速切削法を用いた場合に良好な加工穴内面粗さを得られた。Fig.4-47, Fig.4-48 より M311 型装置と汎用切削法を比較すると、 $Ra$  は約 30%,  $Rmax$  は約 60% 低減している。M311 型装置の  $Rmax$  の値が汎用切削法と比較し良好であることと、M311 型装置の  $Ra$  と  $Rmax$  の差が約  $0.5\ \mu\text{m}$  と小さいことから、加工穴内面の繊維の抜け落ち等が少ない平滑な内面であると言える。M312 型装置、M411 型装置、M611 型装置の場合も、加工穴内面粗さが良好になった。このことから、CFRP 材に対して、不等速切削法による切削速度の周期的な変化が、炭素繊維のせん断を容易にする効果があると考えられる。

次に、CFRP 材の穿孔加工に適した切削工具を調べるため、各工具材種における切削抵抗力の測定と加工穴内面粗さの評価を行なった。Fig.4-53 に、工具番号 3(MG-EBD), Fig.4-54 に工具番号 4(WD-2D), Fig.4-55 に工具番号 6(PCD-GDN)の切削抵抗力を示す。これらは、各工具材種で穿孔加工の際に、被削材に加わるスラスト力と切削トルクの推移を示したものである。Fig.4-56 に、工具別による加工穴内面粗さの測定結果、Fig.4-57 に、加工穴表面と裏面の様子を撮影したものを示す。工具摩耗についてはコーティングの影響を確認するため、Fig.4-58 に加工後の工具番号 3(MG-EBD)と工具番号 4(WD-2D)を観察した結果を示す。

この結果、各切削工具のスラスト力と切削トルクの推移に注目すると、Fig.4-53 の工具番号 3(MG-EBD)では、測定開始後の約 1.0 秒から約 2.0 秒までの約 1 秒間が、工具刃先が被削材に接触してからすべての切れ刃が被削材に接触するまでの時間である。その後、約 2.0 秒から約 3.5 秒までの約 1.5 秒間が、すべての切れ刃が被削材を加工している定常切削状態である。一般的に定常状態では切削抵抗力

は一定になるのに対し、スラスト切削抵抗力が徐々に大きくなっている。切削トルクは 25 秒程度から徐々に減少した後上昇しているが、その数値を見ると、1 N cm から 2 N cm であるため、定常切削状態と言える。Fig.4-54, Fig.4-55 に示す 2 種類のストレート型ドリルでは、ドリルの肩部までのすべて切れ刃が入るとスラスト力が一定になった。しかし、切削トルクは、徐々に増加しており貫通する瞬間が最も大きくなった。このような違いは、工具形状が影響していると考えられる。特に工具番号 6(PCD-GDN)の場合、工具刃先に PCD チップをロウ付けした工具であるため、刃先にすくい角が無い。これにより、切りくずが刃先に堆積し排出が困難な状況になったと推測されるため、切削開始から徐々に切削トルクが上昇していったものと考えられる。

Fig.4-56, Fig.4-57 に、加工穴内面粗さおよび加工穴表面と裏面の評価結果を示す。Fig.4-56 に示すように、加工穴内面粗さは工具番号 6(PCD-GDN)が最も良好となり、次いで工具番号 3(MG-EBD), 4(WD-2D)となった。Fig.4-55 に示すように、加工穴の表面は、工具の違いによる差異は確認できないが、裏面では加工穴内面粗さと同様に工具番号 6(PCD-GDN)で良好となり、それ以外では、穴径の外側に白い繊維の剥離部分が確認できる。工具番号 6(PCD-GDN)と 4(WD-2D)の工具形状の違いとしてドリルのすくい角の違いが挙げられる。また、工具番号 3(MG-EBD)はボールエンドミルであるため、最外周部まで切れ刃がある。その影響で加工穴内面粗さの値が、小さくなり、且つ裏面の炭素繊維剥離が少ないと考えられる。このことから、切れ刃最外周部の鋭利さが、加工穴内面粗さに関係していると考えられる。

Fig.4-58 は、穿孔加工 4 穴目の工具切れ刃最外周部の工具摩耗を観察したものである。TiAlN 系コーティングを被膜した工具番号 4(WD-2D)に比べ、皮膜処理を施していない工具番号 3(MG-EBD)では、工具逃げ面およびすくい面上の摩耗が明確に確認できる。工具番号 4(WD-2D)では、逃げ面の最外周部とマージン部の刃先部に摩耗が確認できる。これは、刃先中心部から外周部に向かうにつれ周速が速くなることが影響していると考えられる。工具番号 6(PCD-GDN)では、摩耗は確認できなかった。

CFRP 材の切削条件の適正域を調べるために、切削抵抗力和加工穴内面粗さの評価を Table4-20 に示す切削条件で行なった。その結果を、主軸回転数とスラスト力の関係を Fig.4-59 に、主軸回転数と切削トルクの関係を Fig.4-60 に、主軸回転数と加工穴内面粗さ Ra の関係を Fig.4-61 に示す。また、送り量が切削抵抗力和加工穴内面粗さにおよぼす影響の評価は Table4-21 の切削条件で行ない、その結果を、送り量とスラスト力の関係を Fig.4-62 に、送り量と切削トルクの関係を Fig.4-63 に、送り量と加工穴内面粗さの関係を Fig. 4-64 に示す。

Fig.4-59 に示すように、スラスト力は、主軸回転数が変わっても明確な差異は認められず、切削方法の違いによる影響も明確に確認できなかった。

Fig.4-60 に示すように、汎用切削法の場合に切削トルクは、主軸回転数の違い



による影響は無かった。一方、不等速回転切削法では、主軸回転数が低い 1000 rpm の場合にその差が著しく、主軸回転数が高くなるにつれ、切削トルクが増大し汎用切削法との差小さくなった。これは、不等速回転による速度差が影響したものと考えられる。不等速回転切削法では、主軸回転数が高くなるほど、加速度と減速度の振幅差が大きくなることが影響し、切削中の負荷が増大したと考えられる。これらのことから、不等速回転切削法では、主軸回転数と切削トルクに関係性あることが明確になった。

Fig.4-61 に示す加工穴内面粗さの結果では、切削方法に拘らず主軸回転数が低い場合に、加工穴内面粗さが良好になった。また、主軸回転数 1000 rpm では、切削方法の違いによる差はないが、主軸回転数が高くなるほど、その差が大きくなり、3000 rpm では 0.4  $\mu\text{m}$  程度の差となった。このことから、不等速回転切削法では、主軸回転数増加による加工穴内面粗さの悪化を低減できることが明確になった。

Fig.4-62 に示すように、同じ主軸回転数でも一回転当たりの送り量が異なる場合、スラスト力に差異が生じることが明確になった。しかし、切削方法の違いによる差異は小さかった。主軸回転数が異なる場合に、スラスト力には明確な差異が生じなかったが、送り量が大きくなる場合には、その差が著しいことが明確になった。

Fig.4-63 に示すように、切削トルクの測定結果もスラスト力と同様で、送り量の違いによる影響が大きいことが明確になった。これは、送り量増加により、工具一回転当たりの切削せん断面積が増えることが原因の一つであると考えられる。

Fig.4-64 に示すように、加工穴内面粗さの結果も切削抵抗力と同様で、送り量の影響が大きく、送り量 0.1 mm/rev 以下の切削条件で、良好な加工穴内面粗さとなった。

Fig.4-65 に示すように、送り条件が異なる場合の加工穴内面と、加工方向に測定した加工穴内面のパラメータ曲線で比較を行った。その結果、送り量が増加するほど、加工穴内面に白く傾斜した線が目立つようになった。これは、送りマークと呼ばれ、穿孔時にドリルが内壁を強く擦る様に進行した際に生じる現象である。また、送り量が高い場合に、送りマークが顕著に確認でき、パラメータ曲線でも波形中に大きな谷が生じた。この谷の部分で、加工穴内面が損傷を受けていると考えられる。このことから、CFRP 材の穿孔加工では低送り加工が有効であると言える。

#### 4.4.1.2 Mg 合金材穿孔結果

Table4-24 の実験条件で加工した後、試験片を二つに分断し加工穴内面を観察した結果を Fig.4-66 に、加工穴内面粗さの測定結果を Fig.4-67 に示す。

Fig.4-66 に示すように、不等速回転切削法では汎用切削法と比べ、良好な加工穴内面を得られた。特に、工具番号 6(PCD-GDN)の場合にその効果が顕著であっ

た．工具番号 5(D-GDN)の場合，加工穴内面に送りマークが確認でき，それは，主軸回転数が大きくなることで，低減された．Fig.4-67 に示すように，加工穴内面の粗さを測定した結果，工具番号 6(PCD-GDN)が最も良好であった．これは，加工穴内面の観察結果と一致した．工具番号 5(D-GDN)は，加工穴内面の送りマークの影響により，加工穴内面粗さが大きくなったと言える．不等速回転切削法を用いることで，加工穴内面の精度が高くなる事が明確になった．しかしながら，本装置の効果以上に，工具形状の違いが加工穴内面におよぼす影響が強いことも明確になった．Mg 合金(AZ91)の場合，不等速切削法の効果を活かすためには，切削工具の材種や形状を考慮する必要がある．

次に，Table4-24 に示した切削条件で，切削抵抗力の測定を行なった結果を Fig.4-68 にスラスト力を，Fig.4-69 に切削トルクを示す．Fig.4-68 より，スラスト力は切削方法による差異は認められなかった．工具形状が異なる場合，スラスト力に差異が確認でき，工具番号 6(PCD-GDN)の場合に小さくなった．Fig.4-69 に示すように，切削トルクは，不等速回転切削法で工具番号 6(PCD-GDN)を使用した場合に，わずかに低減した．工具番号 5(D-GDN)では，その差異は認められなかった．主軸回転数に注目すると，スラスト力と切削トルクが，約 50%の減少が確認できた．

切削条件が，切削抵抗力におよぼす影響を調べるため，Table4-25 に示した切削条件で実験を行なった．その結果を Fig.4-70 に示す．主軸回転数に拘らず，送り量が一定であれば切削抵抗力に明確な差異が認められないことが明確になった．一方，主軸回転数が一定で，送り量が異なる場合には，明確な差異が認められた．この結果より，Mg 合金(AZ91)を穿孔加工では，主軸回転数は切削抵抗力に影響しないことが明らかになった．また，Mg 合金(AZ91)では加工穴内面粗さと切削抵抗力の関係性は少さく，加工穴内面粗さと切削抵抗力は，切削工具の影響を大きく受けることが明らかになった．

#### 4.4.1.3 Ti 合金材穿孔結果

CFRP 材と Mg 合金の穿孔加工実験で，加工穴内面粗さが良好であった工具番号 6(PCD-GDN)を使用し，Ti 合金の穿孔加工実験を行なった．その結果，複数の切削条件で，加工中に工具が折損したため実験を中止した．Table4-29 に，切削条件別に工具の折損状況を示す．また，実際に折損した工具を Fig.4-71 に，折損時の加工穴の様子を Fig.4-72 に示す．Table4-29 に示すように，主軸回転数 1000 rpm で送り量 0.06 mm/rev 以上の切削条件で工具が折損し，送り量 0.08 mm/rev では，Fig.4-71 に示すように，切れ刃の PCD ロウ付け部分が完全に破損した．主軸回転数 2000 rpm では送り量 0.02 mm/rev でも工具が折損した．Fig.4-72 に示すように，工具折損時の加工穴に，切りくず詰まりが発生していることが確認できた．切削抵抗力を測定し結果を，送り量とスラスト力の関係を Fig.4-73 に，送り量と切削トルクの関係を Fig.4-74 に示す．破損した工具では，破損時の切削抵抗力とした．

スラスト力は、送り量増加に比例しているが、切削トルクは、0.06 mm/rev で急激に増加した。折損の際に、切りくず詰まりが確認できたため、それにより過大な切削トルクが発生し工具が折損したと言える。

上述のように、工具番号 6(PCD-GDN)では、Ti 合金の穿孔加工が困難であると判断したため、工具番号 2(ADS)に変更し、Table4-27 に示した切削条件で、汎用切削法と不等速回転切削法で穿孔加工を行なった。穿孔加工後の加工穴内面粗さ Ra を測定した結果を Fig.4-75 に示す。Fig.4-75 に示すように、Ti 合金では、切削装置の違いによる加工穴内面粗さの差異は認められなかった。切削条件の違いが、加工穴内面粗さにおよぼす影響が大きいことが明確になった。最も加工穴内面粗さが良好になった切削条件は、主軸回転数 2000 rpm, 送り量 0.04 mm/rev の条件であった。汎用切削法の主軸回転数 3000 rpm, 送り量 0.06 mm/rev では、切削中に激しく火花が発生したため、加工を中止した。主軸回転数 1000 rpm では、送り量が増加すると加工穴内面粗さが良好になった。主軸回転数 2000 rpm では、送り量と加工穴内面粗さの関係性は認められなかった。主軸回転数 3000 rpm では、送り量の増加に伴い加工穴内面粗も増加した。

次に、M313 型不等速回転主軸装置で、加工穴表面・裏面の評価を行った結果を Fig.4-76 に示す。Fig.4-76 に示すように、加工穴表面は、切削条件に拘らず良好となった。しかし、主軸回転数 3000 rpm, 送り量 0.06 mm/rev で被削材の焼き付きとバリが発生した。加工穴裏面は、多くの切削条件で表面より加工品質が悪化した。特に、主軸回転数 3000 rpm では、すべての切削条件で焼き付きが発生し、被削材が変色した。この結果から、乾式による Ti 合金の穿孔加工は、主軸回転数 3000 rpm 以上の切削条件では困難であると言える。

切削温度の測定結果を、Fig.4-77 に示す。主軸回転数が 1000 rpm と 2000 rpm では、一回転当たりの送り量が高くなるにつれ切削温度は低くなった。主軸回転数 3000rpm では、一回転当たりの送り量に拘らず切削温度が高くなった。一回転当たりの送り量を統一するため、各切削条件で、送り速度が異なる。そのため、送り速度が遅い場合(N=1000 rpm, f=0.02 mm/rev )では、切削時間が長くなるため、工具と被削材間に生じる摩擦により切削温度が上昇したものと考えられる。送り速度が速い場合(N=3000 rpm, f=0.06 mm/rev)では、切削中に生じる負荷が増えたことが切削温度上昇につながったと考えられる。これは、切削抵抗(切削トルク)の測定結果からも、切削中の負荷上昇で確認できる。また、文献によると Ti 合金の切削では工具刃先等に構成刃先とは異なる形で付着物ができる。この付着物により、切りくずの離面と工具界面で凝着が生じたために切削温度の上昇につながったと考えられる<sup>34)36)</sup>。

また、不等速回転主軸装置では、回転数が高くなるほど加速と減速の速度差の振幅が大きくなる事が影響したと考えられます。これらの結果が主軸回転数 2000rpm で最適加工条件を示したと考えられる。

切削温度が、工具摩耗におよぼす影響を調べた結果を、Fig.4-78 に示す。主軸

回転数 2000 rpm, 送り量 0.04 mm/rev の切削条件と, 主軸回転数 3000 rpm, 送り量 0.04 mm/rev の切削条件とで比較を行った. Fig.4-78 に示すように, 未使用時の状態と, 主軸回転数 2000 rpm, 3000 rpm で, 4 穴穿孔後のドリル逃げ面とマージン部を観察した. マージン部の摩耗を比較すると, 主軸回転数 2000 rpm では, 摩耗幅が約 0.4 mm であった. 一方主軸回転数 3000 rpm では, Ti 合金と思われる凝着物が, マージン全体に広がっていることが確認できる. この凝着物により, 切削時に過大な摩擦熱が生じ切削温度が高温になったものと考えられる. また, 加工穴内面粗さの悪化の原因とも考えられる. 逃げ面では, マージン部のように擦れたような形の摩耗痕は確認できなかった. しかし, 主軸回転数 3000 rpm の場合, 最外周部で切れ刃の鋭利さが失われていることが確認できた. 切削中に凝着物の付着脱落を繰り返すことで欠損したものと考えられる. 特に, 周速が速くなる工具外周部で摩耗が大きいことも, 加工穴内面粗さの悪化に繋がったと原因の一つであると考えられる.

切削抵抗力を測定した結果を, Fig.4-79 に切削条件とスラスト力の関係を, Fig.4-80 に切削条件と切削トルクの関係を示す. Fig.4-79 に示すように, スラスト力は, 主軸回転数に拘らず送り量が増加すると切削抵抗力も比例して増加した. Fig.4-80 に示すように, 切削トルクの測定結果も, スラスト力と同様で, 主軸回転数に拘らず送り量の増加に比例して大きくなった. 前述 4.4.1.2 で考察した Mg 合金の場合でも同様の結果になったことから, 切削抵抗力は送り量が支配的であり, 送り量増加による刃先のせん断面積の増加に起因するものであると考えられる.

#### 4.4.2 異種材料の重ね合わせ穿孔実験結果

Table4-28 に示した切削条件のうち, 主軸回転数 2000 rpm, 送り量 0.04 mm/rev で穿孔加工を行った際の, 加工穴内面粗さを測定した結果を Fig.4-81 に示す. 不等速切削法の有効性を検証するため, 汎用切削法でも実験を行った. Fig.4-81 に示すように, 加工穴内面粗さは, 切削方法の違いによる明確な差異は認められなかった. また, CFRP 材と Ti 合金では, 加工穴内面粗さ Ra の差が 10  $\mu\text{m}$  以上となり, 著しく差が生じた. これは, 被削材の機械的特性が影響していると考えられる. 被削材別に見た場合, Ti 合金では, 前項で考察した同一切削条件での加工穴内面粗さ Ra が, 約 0.8  $\mu\text{m}$  であったことに対し, 異種材料と重ね合わせ穿孔を行った場合では, Ra が約 1.4  $\mu\text{m}$  と悪化した. CFRP 材では加工穴内面粗さ Ra が約 1.3  $\mu\text{m}$  であったのに対し異種材料と重ね合わせ穿孔を行った場合では, Ra が約 13.6  $\mu\text{m}$  となり大幅に悪化した.

加工穴形状の観察を行った結果を Fig.4-81 に示す. また, CFRP 材と Ti 合金の, 境界部を含めた加工穴内面のパラメータ曲線を Fig.4-82 に示す. Fig.4-81 に示すように, 切削方法の違いによる加工穴形状に, 明確な差異は認められなかった. しかし, 切削方法に拘らず, CFRP 材の加工穴の入り口付近に, 面取りを施したような

形状で、穴径の拡大が確認できた。さらに、加工穴内面では、炭素繊維の剥離と、送りマークとは異なった形で引っ掻いた様な傷が確認できた。断面の傷の原因を考察するため、CFRP 材と、Ti 合金の境界部を含めたパラメータ曲線を記録した結果を Fig.4-82 に示す。Ti 合金側に比べ、CFRP 材側で穴径が拡大していることが明らかになった。CFRP 材側で、パラメータ曲線に一定間隔で凹凸があった。これは、炭素繊維が剥離しているものと考えられる。これらの穴径を測定した結果、Ti 合金の裏面では、約 5.95 mm から 6.05 mm であったのに対し、CFRP 材表面では、約 6.1 mm から 6.15 mm となり穴径が著しく拡大していた。CFRP 材単体の同一切削条件下での穿孔加工では、加工穴表面の傷や炭素繊維の明確な剥離等は認められなかった。そのため、Ti 合金の切削時に、Ti 合金から排出される切りくずが、CFRP 材の加工穴内面と接触し、削り取るような形で排出されたことが原因であると推察した。

不等速回転切削法で穿孔を行った際に、穿孔加工時の連続写真を Fig.4-83 に示す。写真は、ドリル刃先が Ti 合金に切り込んだ状態のものである。Fig.4-83 に示すように、送り量 0.04 mm/rev の切削条件では、Ti 合金の切りくずが長く繋がった状態でドリルの溝からはみ出して排出されており、CFRP 材に接触し擦れている様子が確認できた。

Fig.4-84, Fig.4-85 に排出された Ti 合金の切りくずを示す。採取した切りくずの端面を、光学顕微鏡で撮影し観察した。Fig.4-84 に示すように、Ti 合金の切りくずに、炭素繊維と思われる付着が確認できた。また、Fig.4-85 に示すように、Ti 合金の切りくず表面に、擦れた痕も確認できた。これらは、Ti 合金の切りくずが CFRP 材の加工穴内面と擦れて発生したものであると言える。この結果が、加工穴内面粗さを悪化させる原因の一つであることが明確になった。

そこで、切りくずを分断する効果を狙い、送り量 0.15 mm/rev での穿孔加工実験を行なった。切削方法の違いによる効果を確認するため、汎用切削法でも実験を行った。

加工穴内面粗さを測定した結果を Fig.4-86 に示す。Fig.4-86 に示すように、M314 型不等速回転主軸装置では、CFRP 材の加工穴内面粗さが汎用切削法に比べて約 30%良好になった。また、送り量が 0.04 mm/rev の条件では、CFRP 材の加工穴内面粗さが約 13.6  $\mu\text{m}$  であったのに対し、本切削条件では約 5.8  $\mu\text{m}$  となり、大幅に加工穴内面粗さが改善された。一方、Ti 合金の加工穴内面粗さは、汎用切削法の場合に低い値になったが、不等速切削法の場合も、送り量 0.04 mm/rev の切削条件の場合と比べ改善された。

穿孔加工後の加工穴表面と裏面を Fig.4-87 に示す。CFRP 材の表面を観察すると、汎用切削法では、加工穴周辺に擦れたような傷が確認できた。それに対し、不等速回転切削法では、加工穴では著しく擦れたような痕跡は確認できなかった。それぞれの穴直径を測定した結果、汎用切削法では 6.12 mm であったが、不等速回転切削法では 6.05 mm となり、穴径の拡大が抑制された。不等速回転切削法で穿孔を行った際に、Ti 合金の切りくずが排出される様子の連続写真を Fig.4-88 に示す。送り量

0.15 mm/rev では、Ti 合金の切りくずが細かく分断し排出されていることが確認できた。それぞれの切削方法で生成した Ti 合金の切りくずを、Fig.4-89, Fig.4-90 に示す。Fig.4-89 に示すように、汎用切削法では長さが 200 mm を超える非常に長い切りくずが生成された。一方、Fig.4-90 に示すように、不等速回転切削法では 10 mm から 20 mm 程度の小さな切りくずであった。このように、切りくずが細かく分断されることで、切りくず排出性が良好になり、CFRP 材の加工穴内面の損傷を抑制でき、加工穴内面粗さが改善できたと言える。

切りくずの形状変化により、切りくずの目詰まりを起因とする切削抵抗力の増加を抑えられると考え、切削抵抗力の測定を行なった。汎用切削法で、穿孔加工を行った際の切削抵抗力推移を Fig.4-91 に示す。測定開始後の 0.1 秒程度から 0.9 秒までが CFRP 材の穿孔加工域で、0.9 秒程度から 3.3 秒までが Ti 合金の穿孔加工域である。不等速回転切削法で、穿孔加工を行った際の切削抵抗力推移を Fig.4-92 に示す。測定開始後 0.2 秒程度から 1 秒までが CFRP 材の穿孔加工域で、1 秒程度から 3.4 秒までが Ti 合金の穿孔加工域である。これらの結果より、スラスト力では、切削方法による明確な差異は認められなかった。切削方法に拘らず、CFRP 材では約 160 N、Ti 合金では約 660 N で定常状態になった。切削トルクでは、CFRP 材の穿孔では明確な差異は認められず、30 N・cm で定常状態となった。しかし、Ti 合金の穿孔では、切削時間の経過とともに切削トルクが増加した。また、切削方法の違いで、その増加の傾きが異なっており、汎用切削法では傾きの傾斜が大きく、最大値が 350 N・cm であった。一方、不等速回転切削法では、その傾きが緩やかであり、最大値が 290 N・cm で、汎用切削法と比べ約 20% の切削トルク低減となった。切削トルクは、増加の原因として切り込み量の増加によるものや、ドリル刃先部の溶着、ドリル摩耗等が挙げられる。しかし、本実験では、両切削法で送り量と切削速度の条件が同じであったことから、これらに差異が発生することは考え難い。そのため、切りくず形状が、切削トルクを左右する因子と考えられ、不等速切削法には、それを抑制する効果があることが明確になった。

## 4.5 結言

航空機用部材として使用される CFRP 材・マグネシウム合金・チタン合金と、それらの重ね合わせ材料に対して、不等速回転切削法を用いて穿孔加工を行なった結果、以下の知見を得ることができた。

### ・不等速回転主軸装置

- (1) 不等速回転歯車の葉数を変更することで、一回転あたりの速度変化の周期の間隔が変わる。
- (2) 不等速回転歯車の短半径と長半径と差により、角速比の振幅量が変化する。
- (3) 不等速回転主軸装置が同じであっても、入力される主軸回転数が大きくなる程、切削速度の振幅量は大きくなる。
- (4) 主軸回転数の周期的な変化により、ドリル切り込み量が周期的に変化する。
- (5) 不等速回転切削法により、切削抵抗に周期的な変動が発生する。
- (6) 不等速回転切削法により生成される切りくずは、厚さが薄い箇所と厚い箇所が周期的に存在する。

### ・CFRP

- (1) 不等速回転主軸装置の評価では、M311 型不等速回転主軸装置が切削抵抗・仕上げ面粗さ共に低減されて良好である。
- (2) 仕上げ面粗さが最も良好となる工具は PCD-GDN 工具であり、貫通時の炭素繊維のケバ立ちも発生しにくい。
- (3) 同一送り量において主軸回転数増加によるスラスト抵抗と切削トルクの変化は確認できず、切削速度と切削抵抗の関係は小さい。
- (4) 同一主軸回転数において送り量増加によるスラスト抵抗と切削トルクの増加が顕著であり、送り量と切削抵抗の関係は大きい。
- (5) 切削条件による評価より、仕上げ面粗さは送り量による影響が大きく、低送り量による穴あけ加工で仕上げ面粗さが良好となる。

### ・マグネシウム合金

- (1) 主軸回転数が 1000rpm でも 4000rpm でも仕上げ面粗さに大きな差がないことから、切削速度と仕上げ面粗さの関係性は小さい。
- (2) 仕上げ面粗さが最も良好となる工具は PCD-GDN 工具である。
- (3) 切削抵抗は、切削方法の違いより工具形状の違いによる影響が大きい。
- (4) PCD-GDN 工具を用いた不等速回転切削法による穴あけ加工の仕上げ面粗さは、汎用切削法と比べて約 50%低減できる。



・チタン合金

- (1) CFRP, マグネシウム合金で良好であった PCD-GDN 工具は, チタン合金の切削には適さない
- (2) 仕上げ面粗さは主軸回転数と送り量を変更しても差異が確認できなかったことから, 切削条件との関連性は小さい.
- (3) 主軸回転数 3000rpm 以上では加工穴裏面に焼き付きが発生し, 高品質な加工は困難となる.
- (4) 仕上げ面粗さと切削温度のグラフが近似している. また, 切削温度の上昇と工具摩耗の進行度に関係があることから, 切削温度を抑えることで工具摩耗を抑制し, 仕上げ面粗さが良好となる.
- (5) 同一主軸回転数において送り量増加によるスラスト抵抗力和切削トルクの増加が顕著であり, 送り量と切削抵抗力の関係は大きい.

・CFRP→チタン合金の異種材種重積材

- (1) CFRP 材の最適切削条件に合わせた穴あけ加工では, チタン合金の切りくずが CFRP 材の穴内面を損傷させて仕上げ面粗さが悪化し, 穴径も拡大する.
- (2) チタンの最適切削条件に合わせた穴あけ加工では, 不等速回転切削法を用いると切りくずが分断して排出され, 仕上げ面粗さが良好となる.
- (3) チタンの最適切削条件に合わせた穴あけ加工では, 不等速回転切削法で切りくず排出が促されて切削抵抗力が低減できる.

以上の結論より, 不等速回転主軸装置の有効性が認められた. 特に, 加工穴内面性状の改善や切削抵抗力低減の効果を示した. 本装置は主軸部に取り付けるアタッチメントタイプであり制御装置や専属オペレータを必要としないため, 他の切削方法と比べ装置導入費用などのコストの削減が可能である.

## 参考文献

- 1) 斎藤学, 高橋秀治, 中畑達雄, 小島裕登, 重ね部材への穿孔技術, 飛行機シンポジウム講演集(CD-ROM), Vol.48, (2010), ROMBUNNO.3C6
- 2) 斎藤学, 高橋秀治, 中畑達雄, 小島裕登, 重ね部材への穿孔技術(その2), 飛行機シンポジウム講演集(CD-ROM), Vol.49, (2011), ROMBUNNO.3E4
- 3) 田村昌一, 近藤弘康, CFRP と軽金属のスタック穴あけ加工-切削条件がCFRP と Ti 合金の切削特性に及ぼす影響-, 栃木県産業技術センター研究報告, No.8, (2011), pp.49-51
- 4) 稲田景子, 藤原順介, 田代徹也, CFRP とチタン合金の重ね合わせ材の穴あけ加工, 日本機械学会関西支部定時総会講演会講演論文集, Vol.86th, (2011) pp.12-7
- 5) 長浦龍一, 藤原順介, 田代徹也, CFRP と Ti-6Al-4V のスタック材の穴あけ加工, 日本機械学会関西支部定時総会講演会講演論文集, Vol.87th, (2012) pp.14-8
- 6) 青木繁, 西村惟之, 複合材料の振動穴開け加工に関する研究, 日本機械学会関東支部・精密工学会山梨講演会講演論文集, Vol.1997, (1997), pp.148-148
- 7) 青木繁, 超音波振動を利用した積層材のドリル加工, 塑性加工シンポジウム, Vol.199th, (2000), pp.67-74
- 8) 青木繁, 超音波振動を利用した積層材のドリル加工, 積層面の剥離の防止法, 超音波 Techno, Vol.13, No.7, (2001), pp.38-42
- 9) S. Aoki and T. Nishimura, Prevention of Delamination during Drilling of Composite Material Using Vibration, Proceedings of the Fifth International Conference on Fracture and Strength of Solids, (2003), pp.381-386
- 10) 米沢貴篤, 稲崎一郎, 超音波振動を付与した CFRP の切削加工, 超音波 Techno, Vol.16, No.1, (2004), pp.56-59
- 11) 青木繁, 西村惟之, 平井聖児, 超音波振動を利用した積層材料の穴あけにおける積層面の剥離防止法(高速穴あけに対する検討), 日本機械学会関東支部総会講演会講演論文集, Vol.11th, (2005), pp.367-368
- 12) H. Yagishita, Cutting Mechanism of Drilling CFRP Laminates and Effect of Ultrasonic Torsional Mode Vibration Cutting, Technical Paper-Society of Manufacturing Engineers, (2006), pp.1-9
- 13) LEE S J, WU S M, EMAN K F, An analysis of the drill wandering motion, Vol.109, No.4, (1987), pp.297-305
- 14) 田村利幸, 南洞大輔, 山田高三, 李和樹, 揺動を利用した微細穴加工に関する研究, 日本大学理工学部学術講演会講演論文集, Vol.49, (2005), pp.896-897
- 15) H. Yagishita, Comparing Drilling and Circula Milling for Hole Making in Carbon

- Fiber Reinforced Plastic (CFRP) Laminates, Technical Paper-Society of Manufacturing Engineers, (2007), pp.1-9
- 16) B. Denkena, D. Boehnke, J.H. Dege, Helical milling of CFRP–titanium layer compounds, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, Vol.1, (2008), pp.64-69
  - 17) 坂本重彦, 材料別に見る最新航空機部品加工技術-CFRP 編-CFRP の高精度穴あけ加工技術, 機械と工具, Vol.6, (2010), pp.17-023
  - 18) 坂本重彦, CFRP(炭素繊維強化プラスチック)のヘリカル加工に関する研究-各種エンドミルによる加工精度への影響-, 精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2010), pp.771-772
  - 19) Hidetake Tanaka, Kazuki Ohta, Ryo Takizawa, Kazuhisa Yanagi, Experimental Study on Tilted Planetary Motion Drilling for CFRP, Procedia CIRP, Vol.1, (2012), pp. 443-448
  - 20) 栗田祐希, 萩野将広, 井上孝司, 渡辺公歳, 上田和哉, 清水泰充, 不等速主軸回転装置による CFRP 材の穴あけ加工, 精密工学会大会学術講演会講演論文集, Vol.2011 秋季(CD-ROM), (2011), Page.ROMBUNNO.I18
  - 21) M. Hagino, Y. Kurita, T. Inoue, K. Watanabe, and Y. Shimizu, Drilling Characteristics with Modulated Rotation Spindle Mechanism, Proceedings of the Tenth International Conference on Progress of Machining Technology, (2012), pp.101-104
  - 22) Y. Kurita, M. Hagino, T. Inoue, K. Watanabe, and Y. Shimizu, Improvement Of Work Environment For Cutting Chip Disposal Finish Form Accuracy With New Drill Machining System, Proceeding of The 5th International Conference on Sustainable Energy & Environmental Protection Part-2, (2012), pp.326-331
  - 23) T. Inoue, M. Hagino, Y. Kurita, K. Watanabe, K. Ueda and Y. Shimizu, New-Techincs Drilling with Modulated Rotation Spindle Machine, Journal of Advanced Materials Research Vols. 816-817, (2013), pp.206-210
  - 24) 永村和照, 池条清隆, 中島俊也, 田中英一郎, 片木真一郎, 楕円歯車の振動特性, 日本機械学会年次大会講演論文集, Vol.4, (2007), pp.49-50
  - 25) 香取英男, 楕円形歯車の設計・政策と応用, 日刊工業新聞社, (2001), pp1-6
  - 26) F. L. Litvin, and A. Fuentes, Gear Geometry and Applied Theory, Cambridge University Press, (2004), pp.318-349
  - 27) 高三徳, 五十嵐三武郎, 桜井俊明, 高山文雄, 大表良一, 楕円形歯車歯型の設計, 日本図学会東北支部講演会論文, (2005), pp.1-5
  - 28) 三木光範, 福田武人, 元木信弥, 北条正樹, 複合材料, 共立出版, (1997)
  - 29) 堂山昌男 山本良一編, 伊藤邦夫 柴田 浩司 金子純一, 構造材料 [ I ] 金属

- 系, 東京大学出版会, (1985)
- 30) 奥田謙介, 炭素繊維と複合材料, 共立出版, (1988)
  - 31) 東レ株式会社ホームページ, <http://www.torayca.com/>
  - 32) 萩野将広, 井上孝司, Mg 系 AZ31 の小径深穴ドリル加工の特性, 日本機械学会年次大会講演論文集 Vol.2009 No.Vol.4, (2009), pp.289-290
  - 33) T. Inoue, M. Hagino, M. Matsui, K. Ido, T. Suzuki, and T. Akasawa, Machinability of AZ31 Magnesium Alloy with Deep-Hole Small Drilling, Magnesium, 8th International Conference on Magnesium alloys and their Applications, (2009), pp.1121-1127
  - 34) 狩野勝吉, 難削材・新素材の切削加工ハンドブック, 株式会社工業調査会, (1989)
  - 35) 株式会社ミットヨホームページ, <http://www.mitutoyo.co.jp/>
  - 36) 佐久間敬三, 藤田武男, チタンと工具材の摩擦特性 チタンの穴加工に関する基礎的研究, 精密機械, Vol.41, No.6, (1975), pp.578-583

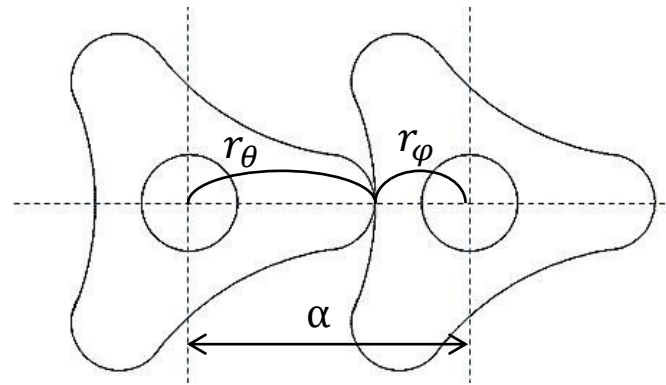


Fig. 4-1 Pitch circle

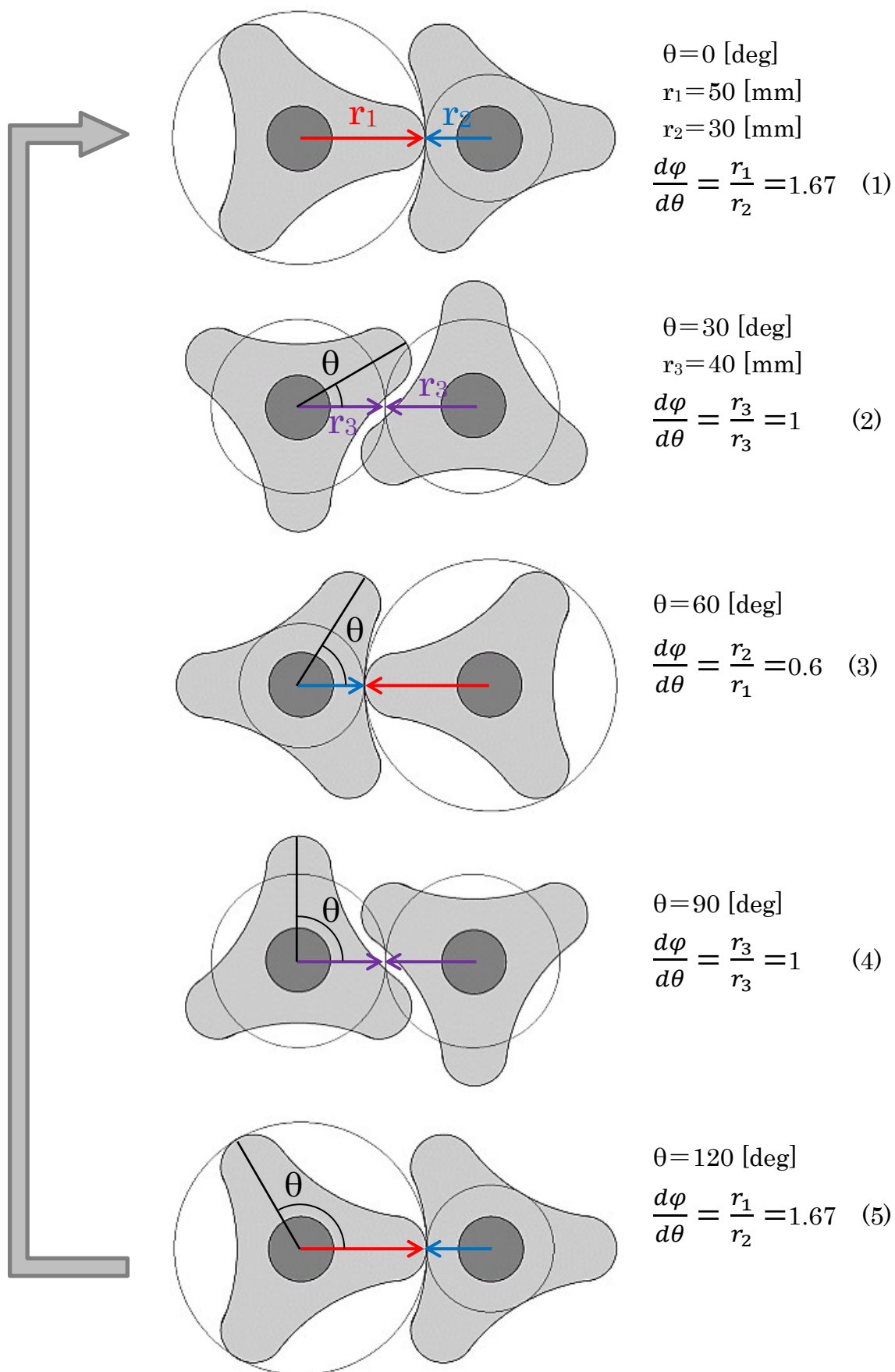


Fig. 4-2 Gear angle and combination of elliptical gears

Table 4-1 Specification of elliptical gears

Name	Gear radius		Center distance [mm]	Angular velocity ratio	
	Large circle [mm]	Small circle [mm]		Peak value $d\phi/d\theta$	Bottom value $d\phi/d\theta$
3 lobe type ellipse gear (Negative type)	25	15	40	1.67	0.60
3 lobe type ellipse gear (Positive type)	21.5	18.5	40	1.16	0.86
4 lobe type ellipse gear	22.5	17.5	40	1.29	0.78
6 lobe type ellipse gear	25	20	45	1.25	0.80

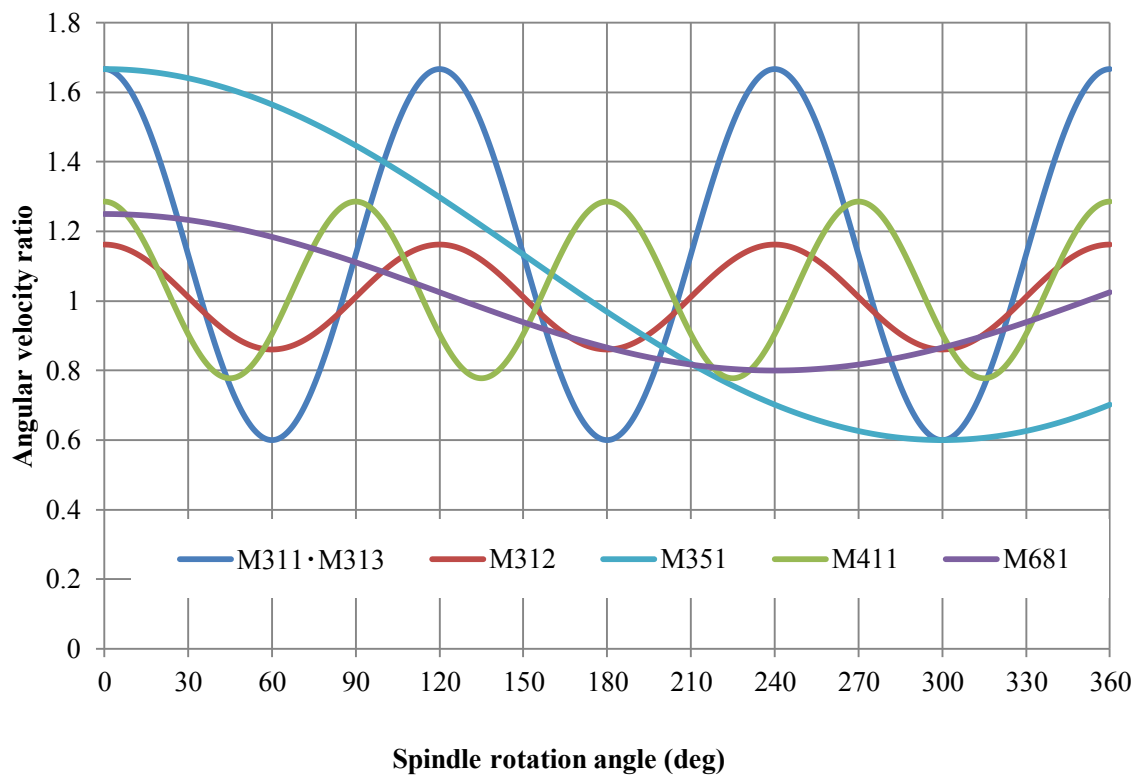


Fig. 4-3 Relationship between angular velocity ratio and spindle rotation angle with each modulated revolution device



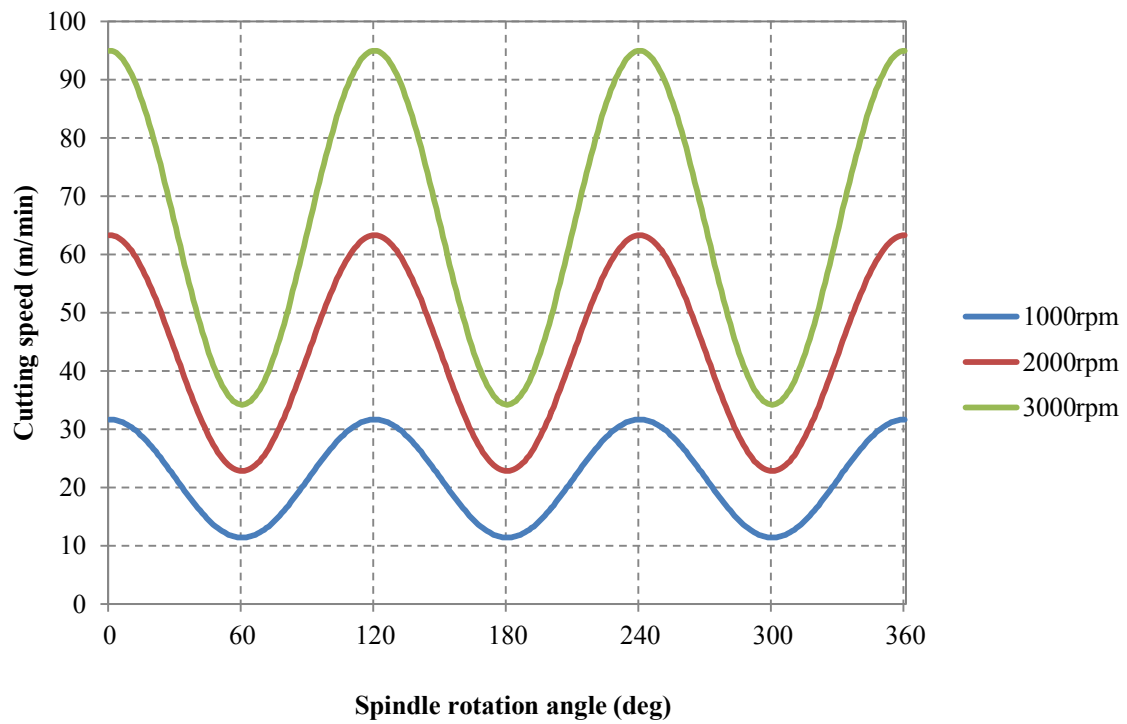


Fig. 4-4 Relationship between cutting speed and spindle rotation angle with three lobe type elliptical gears modulated revolution device

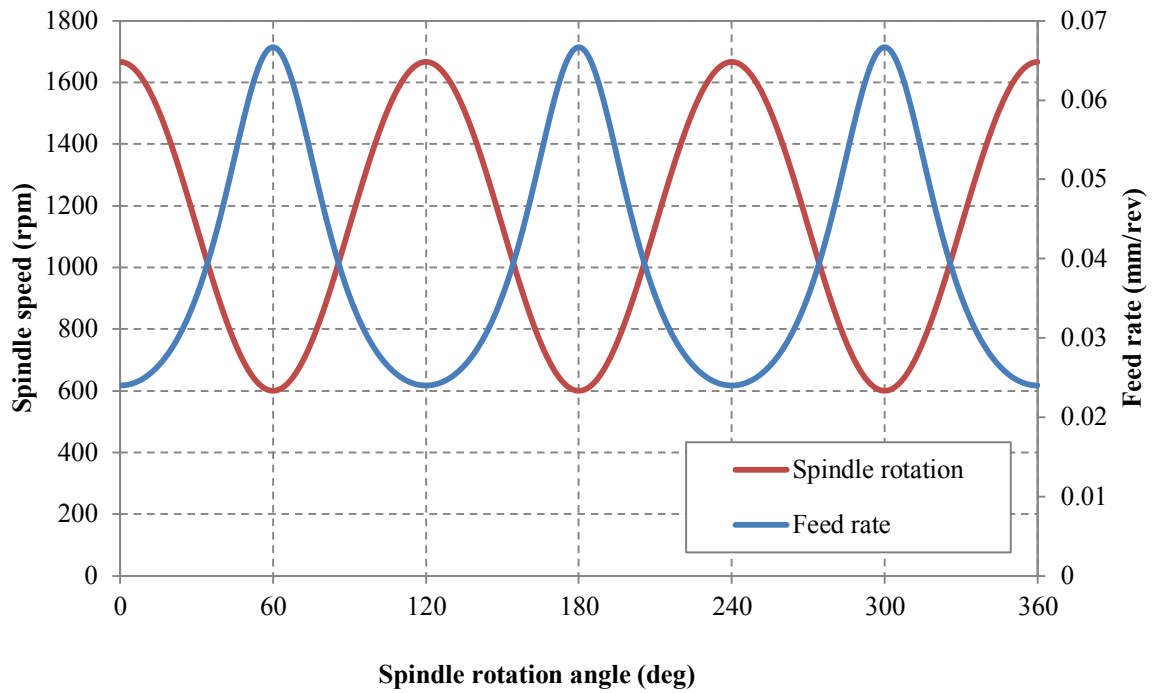


Fig. 4-5 Relationship between main spindle speed and feed rate variation with three lobe type elliptical gears modulated revolution device (Conditions : Number of main spindle revolution : 1000 rpm, Feed rate of Z axis : 100 mm/min)



Fig. 4-6 Modulated revolution device



Fig. 4-7 Original spindle attachment of modulated revolution device

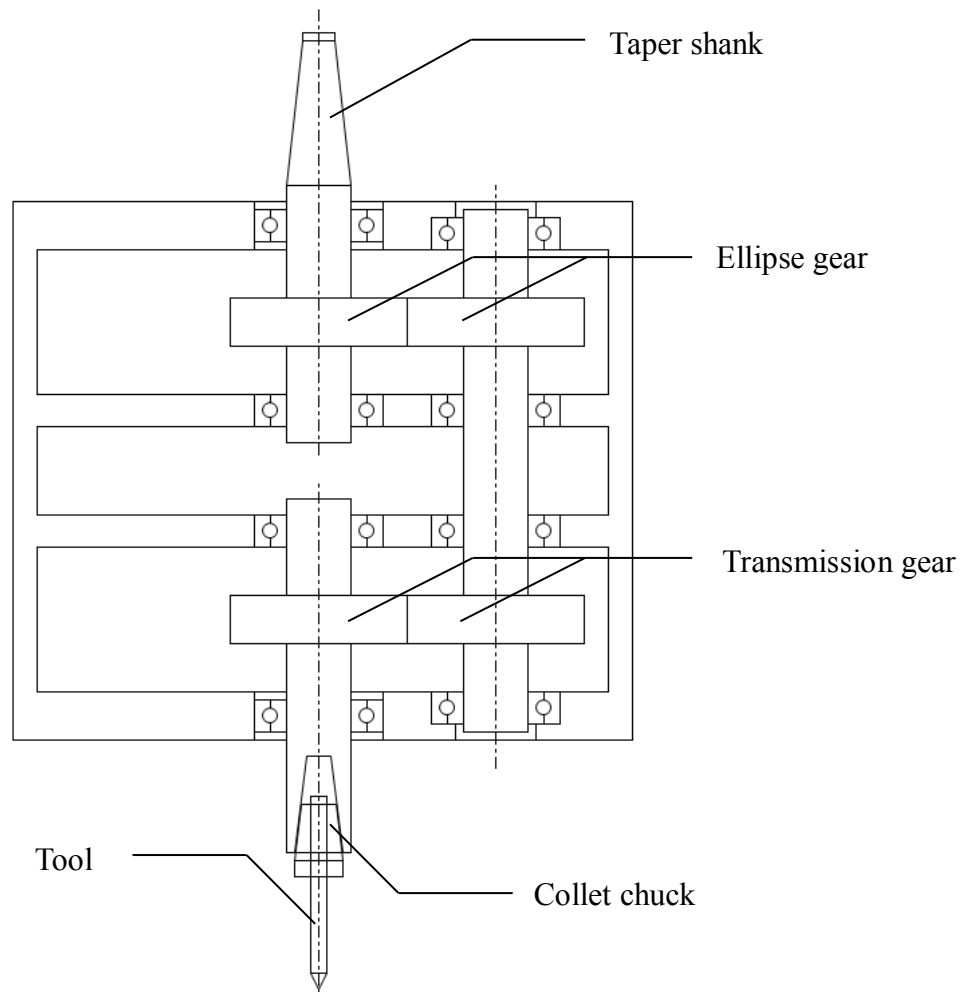


Fig. 4-8 Sectional view of modulated revolution device

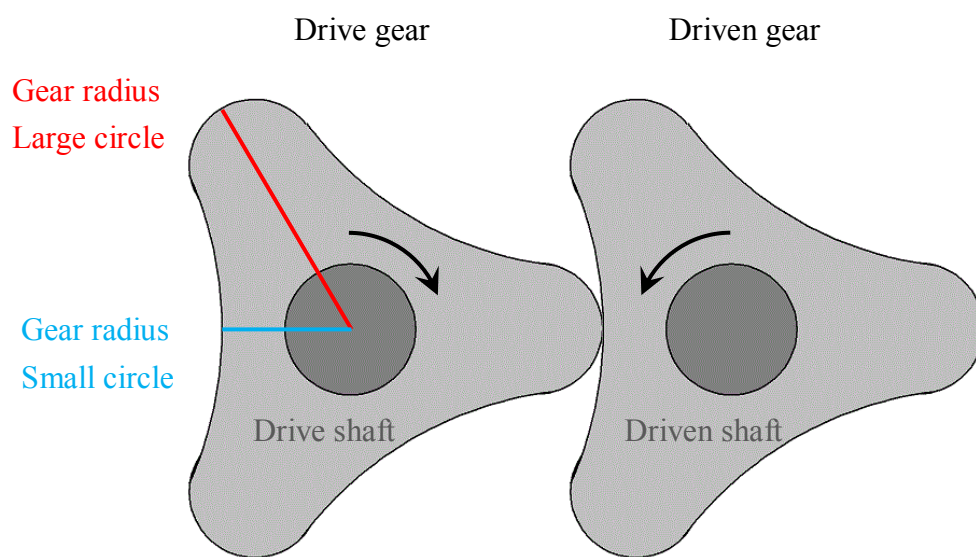


Fig. 4-9 Three lobe type elliptical gears (Negative type)

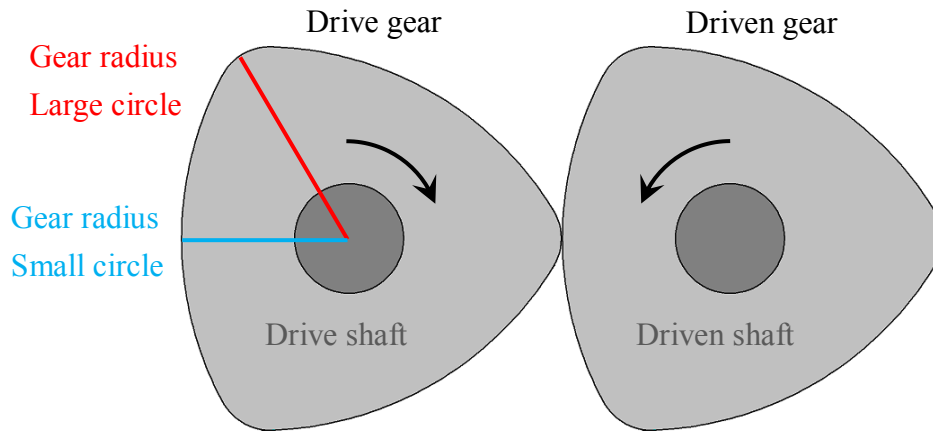


Fig. 4-10 Three lobe type elliptical gears (Positive type)

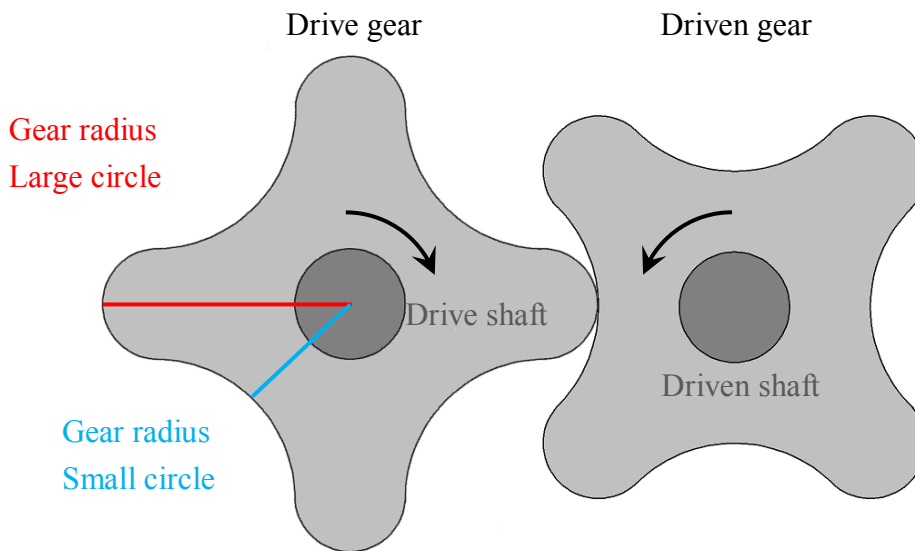


Fig. 4-11 Four lobe type elliptical gears

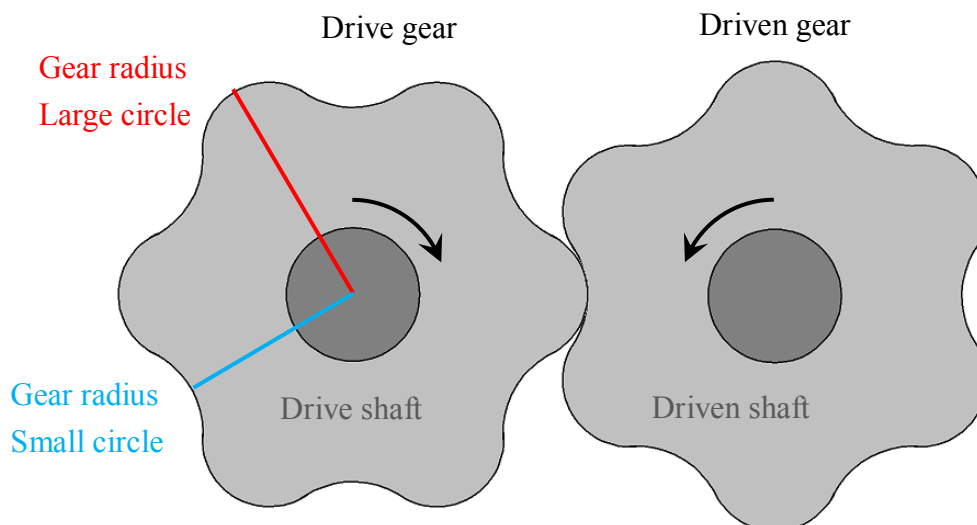


Fig. 4-12 Six lobe type elliptical gears

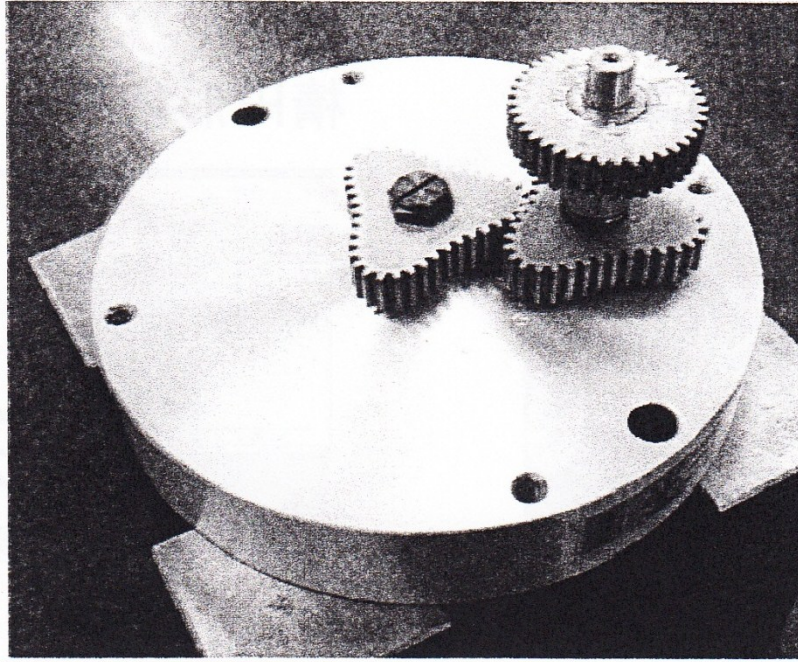


Fig. 4-13 Actual inner structure of modulated revolution device

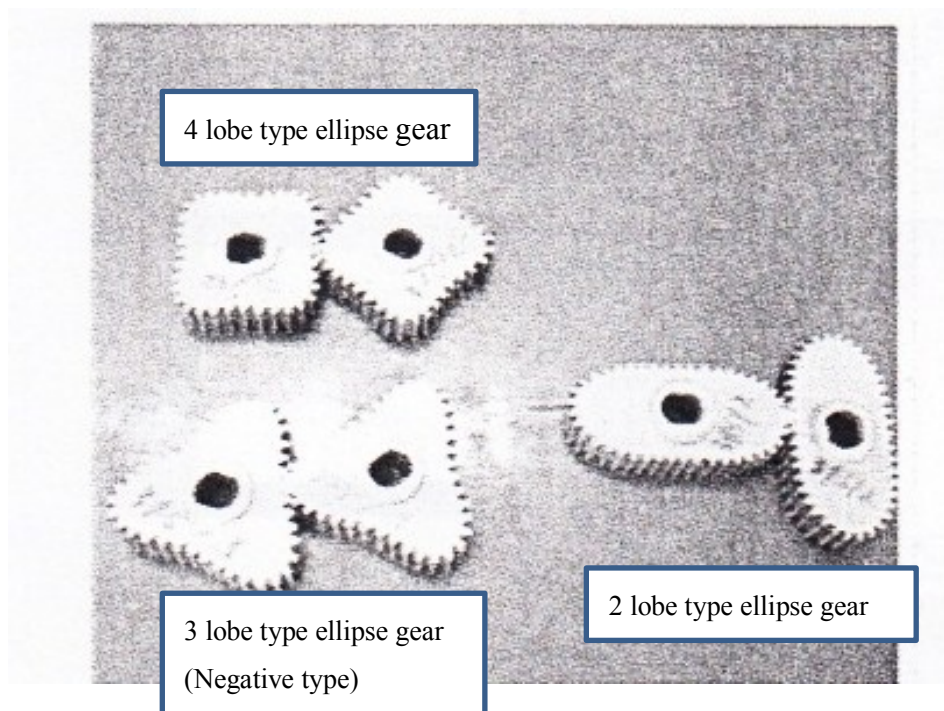


Fig. 4-14 Actual elliptical gears (Two lobe type, Three lobe type, Four lobe type)

Table 4-2 Prototype model name list

Model	Number of lobe	Gear ratio	Note
M311	3	1	Negative type
M312	3	1	Positive type
M313	3	1	Upgrade of M311
M314	3	1	Upgrade of M313
M351	3	5	Negative type
M411	4	1	-
M681	6	8	-

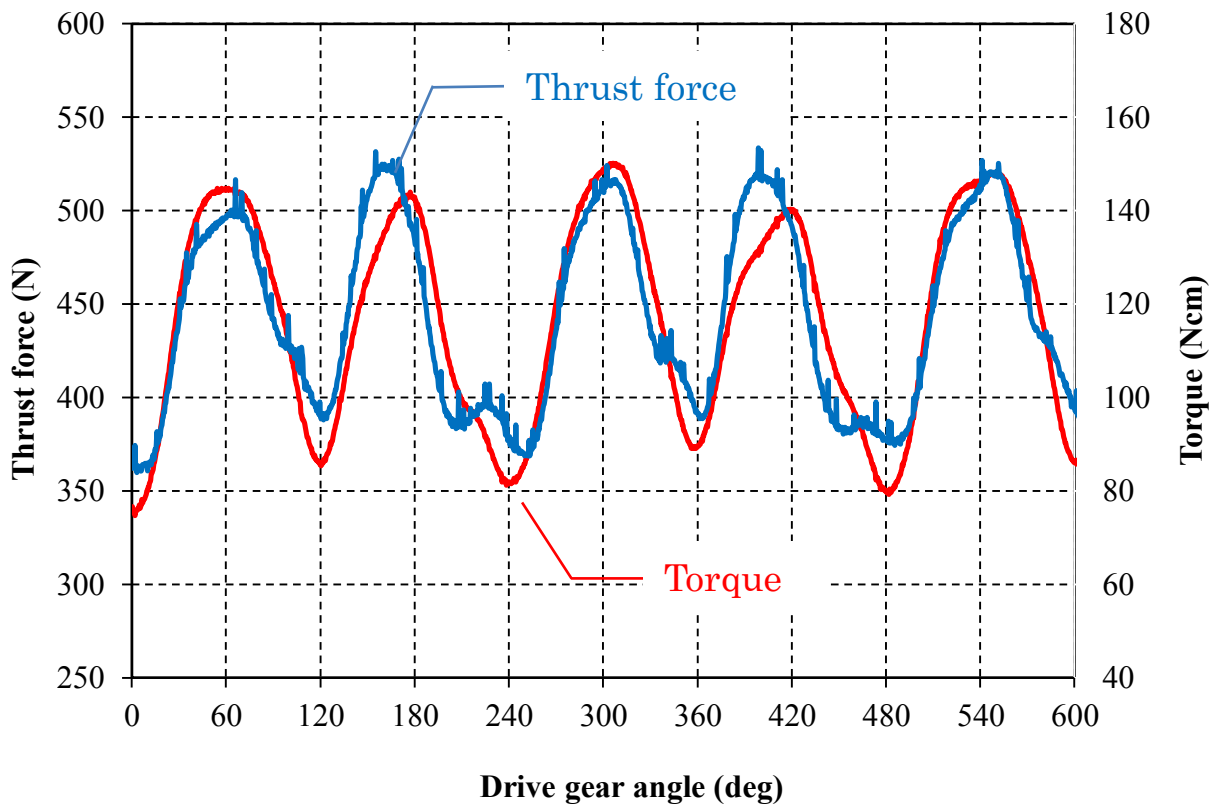


Fig. 4-15 Fluctuation of torque and thrust force



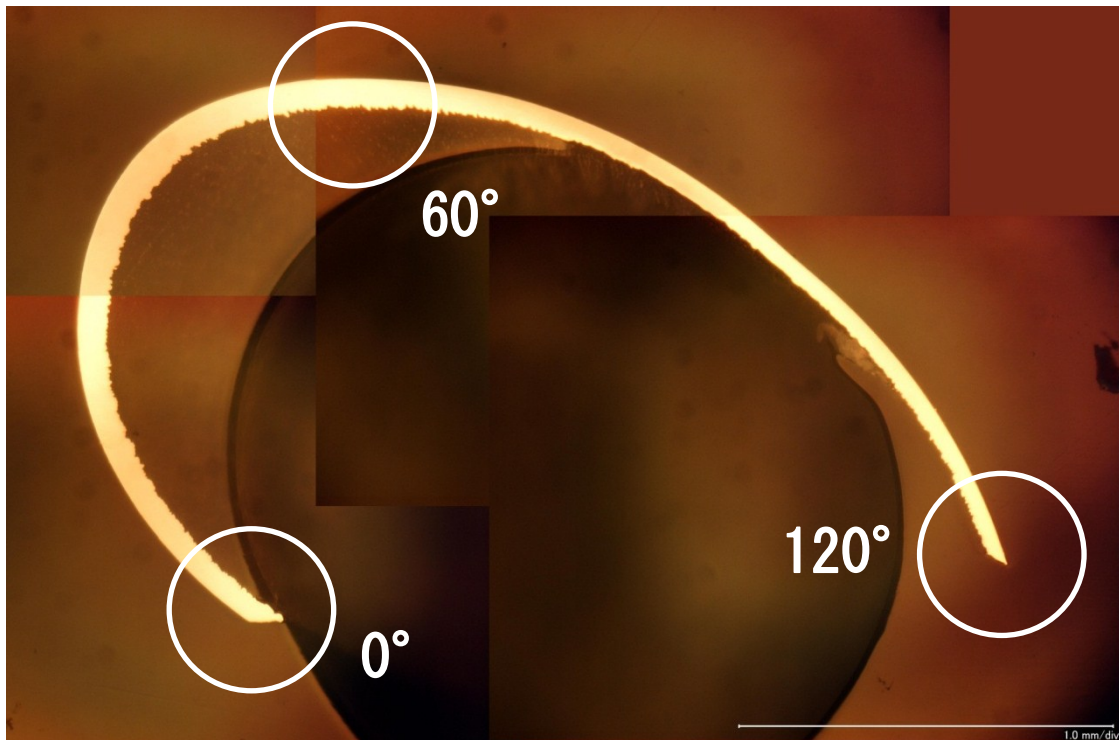
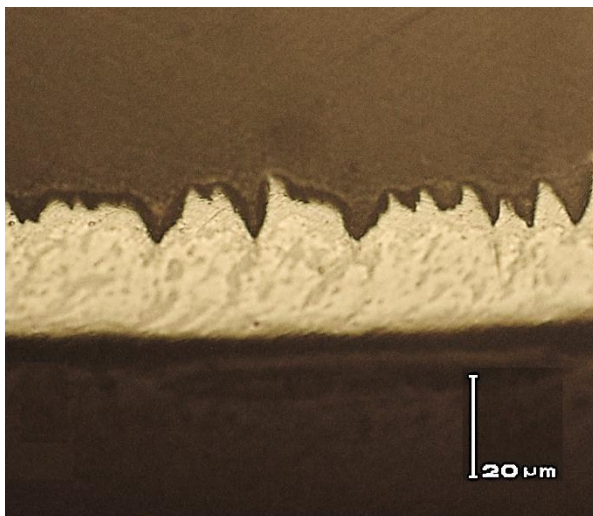
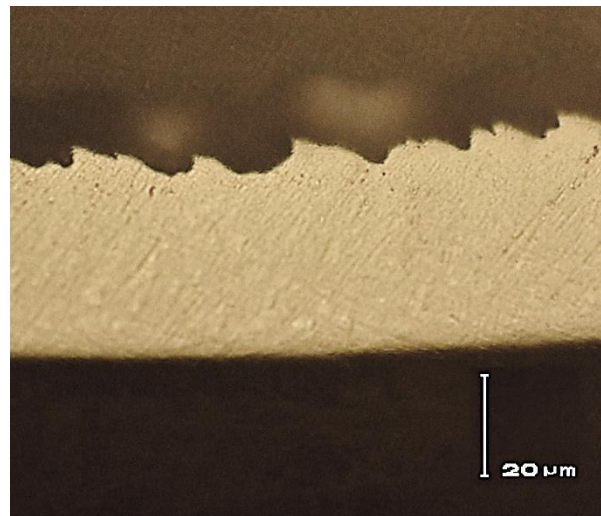


Fig. 4-16 Cutting chip generated by modulated revolution cutting method



Thin portion (0 °)



Thick portion (Approximately 60 °)

Fig. 4-17 Fluctuation of cutting chip thickness with modulated revolution cutting method



Fig. 4-18 High-speed camera (PHOTORON Co., Ltd.)



Fig. 4-19 Waveform input device CONTEC ECH(PCI)BE-H2B

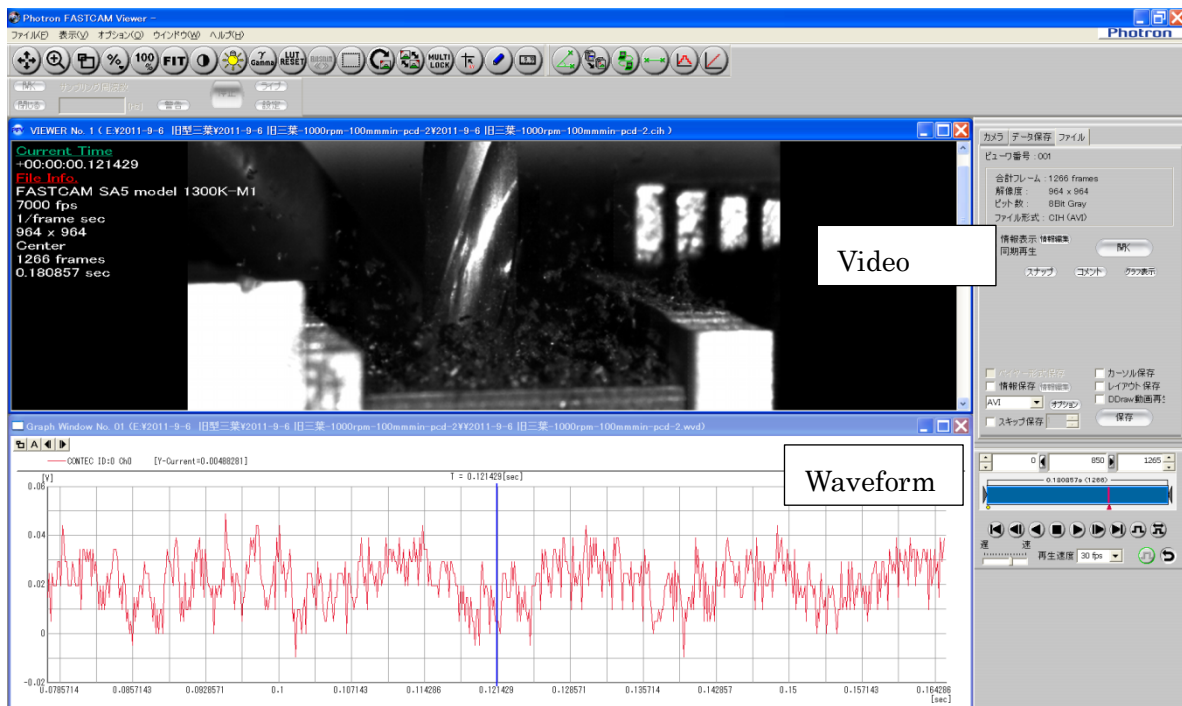


Fig. 4-20 Visualization sample of cutting force with the High speed camera video

Table4-3 Specification of high speed camera

Lens Mount	F mount, C mount	
Imaging system	CMOS Image sensor (Color : Bayer method One-chip color area sensor)	
Recording method	IC Memory system	
Recording capacity	Model 1 : 2.6GB    Model 2 : 8GB	
Maximum resolution	Frame rate	Horizontal resolution × vertical resolution
	50~3,000fps	1024×1024
	5,000fps	512×1024
	6,000fps	1024×512
	9,000fps	640×480
	10,000fps	512×512
	12,000fps	512×384
	15,000fps	256×512
	20,000fps	512×256
	28,000fps	256×256
	30,000fps	256×256
	36,000fps	512×128
	50,000fps	256×128
	60,000fps	128×128
	75,000fps	256×64
	100,000fps	256×32
	125,000fps	128×64
	150,000fps	128×48
	180,000fps	128×32
	210,000fps	128×16
	250,000fps	128×16
Density representation	Monochrome model : 10bit、Color model : 30bit	
Electronic Shutter	1/NoF~1/1,000,000s	
Video output	Analog video	RS170 Standard video output (NTSC/PAL)
Power-supply voltage	AC100-120V/200~240V(AUTO-RANGE)	
Power frequency	50-60Hz	
Power consumption	2.1A(AC100V)	
Dimensions and weight	Camera body	158.6×131.4×280.6(HWD)mm 4.9kg
	Remote	105×140×20.8(HWD)mm 0.55kg

Table4-4 Specification of waveform input device ECH(PCI)BE-H2B

Bus	PCI Local Bus Specification Rev2.3 (+5V)
Address	32-bit memory address, I / O address
Interrupt level	INTA-INTD
Bus operating clock	33MHz(max)
Number of slot	2 slot

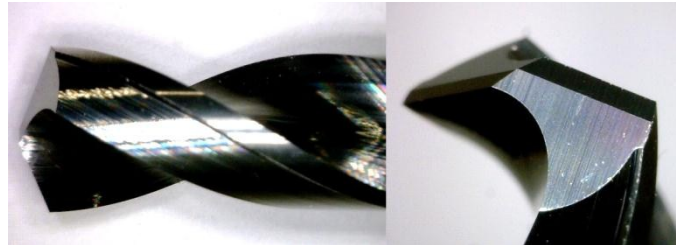
Table 4-5 Specification of drill tools

Tool number	Tool base material	Coating	Number of edge	Diameter [mm]	Point angle [deg]	Manufacturer	Model name
1	Co.HSS	Non	2	6	120	NACHI	COSD
2	W.C				118	SAITOH	ADS
3	W.C				-	OSG	MG-EBD
4	W.C	TiAlN			140		WD-2D
5	W.C	DIA			120		D-GDN
6	W.C+PCD	Non			120		PCD-GDN





Tool No.1 COSD



Tool No.2 ADS



Tool No.3 MG-EBD



Tool No.4 WD-2D



Tool No.5 D-GDN



Tool No.6 PCD-GDN

Fig. 4-21 Tools

Table 4-6 Mechanical properties of various materials

Sec.	CFRP	Steel	Al alloy	Ti alloy	Mg alloy
Density [ $10^3\text{kg/m}^3$ ]	1.5	7.8	2.8	4.5	1.8
Tensile strength [GPa]	1.63	1.37	0.47	0.96	0.25
Specific strength [ $10^6\text{cm}$ ]	10.9	1.8	1.7	2.1	1.3
Tensile elasticity [GPa]	136	20.6	75.5	107.9	45
Thermal conductivity [W/K·m]	3.1	75.4	1879.2	61.48	54
Linear expansion coefficient [ $10^{-6}/\text{K}$ ]	0.9	12	23	-	25
Specific resistance [ $\Omega\cdot\text{cm}$ ]	$10^{16}$	$10^{-5}$	$10^{-6}$	$10^{-5}$	$10^{-6}$

※CFRP is epoxy resin composite, Fiber content 60vol%

Unidirectional material

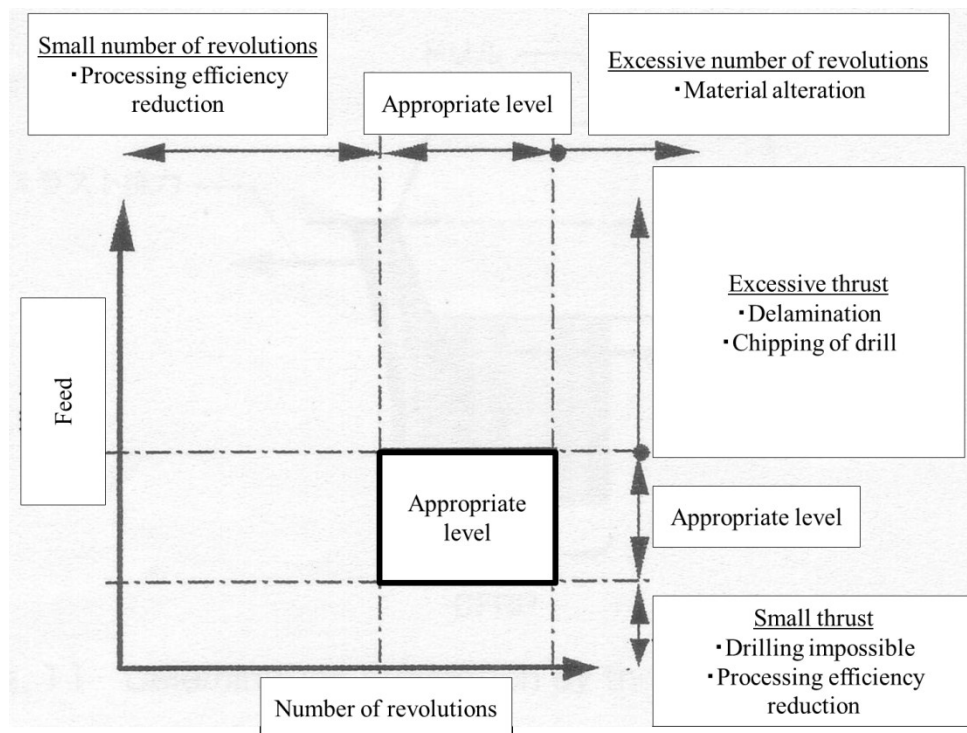


Fig. 4-22 Appropriate cutting conditions level of CFRP<sup>30)</sup>



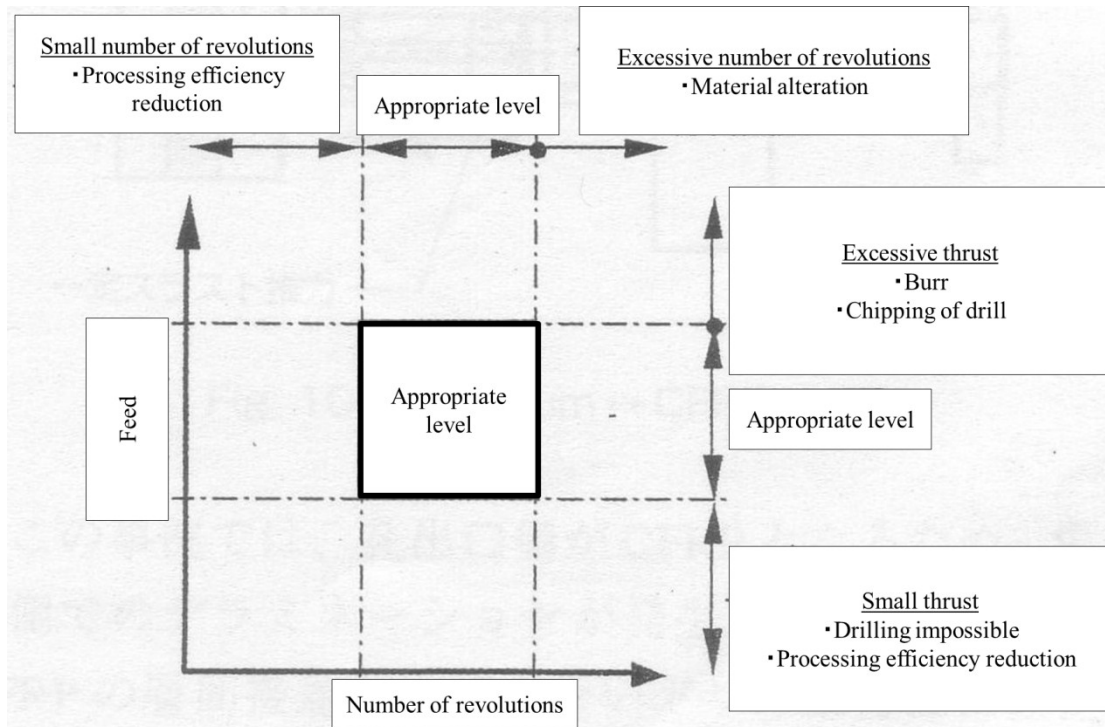


Fig. 4-23 Appropriate cutting conditions level of Ti alloy<sup>30)</sup>

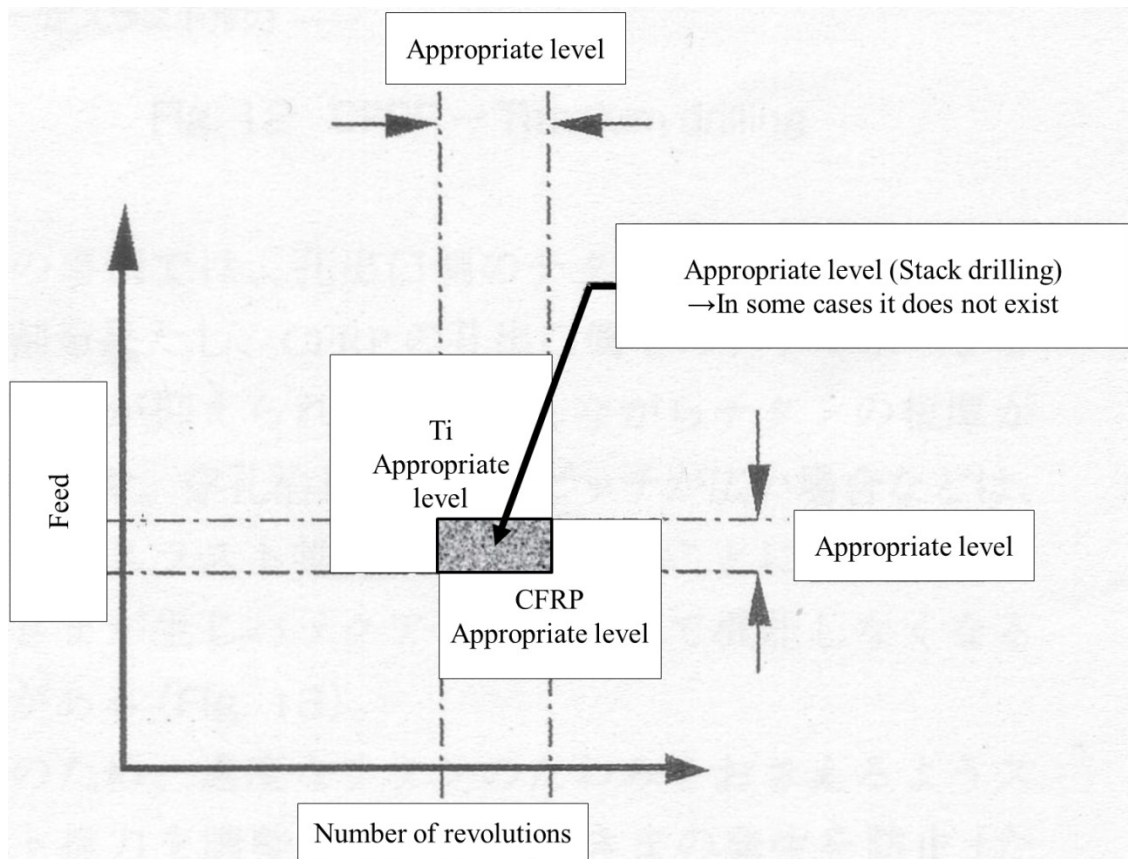


Fig.4-24 Appropriate cutting conditions level of stack materials with CFRP and Ti<sup>30)</sup>

Table 4-7 Mechanical properties of CFRP<sup>31)</sup>

Layer Ply [ply]	21
Fiber orientation	Quasi-isotropic [0°45°90°-45°]
Tensile strength [MPa]	4900
Tensile elasticity [GPa]	230
Bending strength [MPa]	3800
Bending elastic modulus [GPa]	210
Interlaminar shear strength [MPa]	194
Bending elongation modulus [%]	1.87
Volume fraction [%]	60
Resin content [wt%]	40
Impact value [J/cm <sup>2</sup> ]	18.4
Absorption energy [J]	7.8

Table 4-8 Mechanical properties of Ti-6Al-4V

Tensile strength [MPa]	Proof stress [MPa]	Elongation [%]	Reduction of Area [%]	Vickers hardness [HV]	Specific intensity [kJ·m/kg]
980	920	14	20	320	200

Table 4-9 Chemical composition (%) - mass fraction of Ti-6Al-4V

N	C	H	Fe	O	Al	V	Ru	Pd	Ta	Co	Cr	Ni	S	Etc.	Ti
0.05 Max.	0.08 Max.	0.015 Max.	0.40 Max.	0.20 Max.	5.50 ~ 6.75	3.50 ~ 4.50	-	-	-	-	-	-	-	-	Rem.

Table 4-10 Mechanical properties of AZ31 and AZ91

	Density [10 <sup>3</sup> kg/m <sup>3</sup> ]	Tensile strength [MPa]	Proof stress [MPa]	Elongation [%]	Specific intensity [kJ·m/kg]
AZ31	1.78	250	165	16	140
AZ91	1.81	230	160	3	127

Table 4-11 Chemical composition (%) - mass fraction of AZ31 and AZ91

	Al	Zn	Zr	Mn	Fe	Si	Cu	Ni	Ca	Mg
AZ31	2.5~ 3.5	0.6~ 1.4	-	0.20~ 1.0	0.005 Max.	0.1 Max.	0.05 Max.	0.005 Max.	0.04 Max.	Rem.
AZ91	8.3~ 9.7	0.35~ 1.0	-	0.15 Max.	0.005 Max.	0.10 Max.	0.03 Max.	0.002 Max.	-	Rem.

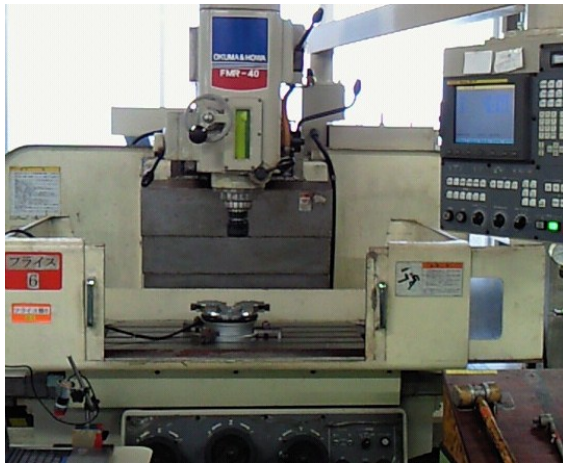


Fig. 4-25 Milling machine



Fig. 4-26 Set up with modulated revolution device

Table 4-12 Specification of milling machine (FMR-40)

Control axis	X.Y.Z
Least input increment	0.001[mm]
	0.0001[mm]
	0.001[deg]
Minimum travel range	0.001[mm]
	0.0001[mm]
	0.001[deg]
Position detection	Pulse coder
	Resolver
	Inductosyn scale
Feed rate	X 6000 [mm/min]
	Y 6000 [mm/min]
	Z 2000 [mm/min]
Table dimensions (Work dimensions)	950×520 (800×410)
Spindle speed	60~4000 [rpm]

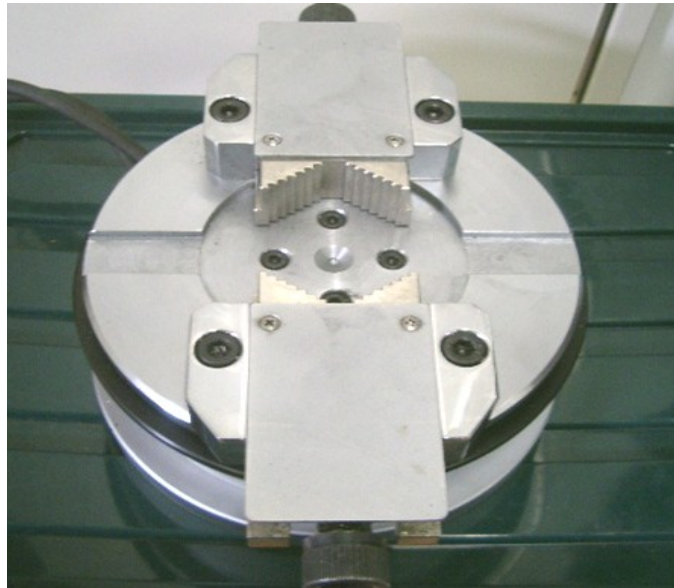


Fig. 4-27 AST-B type tool strain gauge dynamometer

Table 4-13 Specification of AST-B type tool strain gauge dynamometer

Measurement points	One point (multi-channel available)
Response speed	100Hz
Bridge resistance	60~1000Ω
Output Impedance	10Ω
Gauge factor	2.00 Constant
Sensibility (10×10 strain)	0.2V(RL5kΩ)
	3mA(RL30Ω)
Output	OUTPUT V ±5V,±5mA
	OUTPUT I ±5V,±30m
Sensitivity adjuster	1, 2, 5, 10, 20, 50, 100 ×100με, OFF
	Precision ±0.5%
Power	AC 90~110V 6VA
	DC 10.5~15V 0.35A
Dimensions and weight	49W×142H×264D mm
	1.5kg

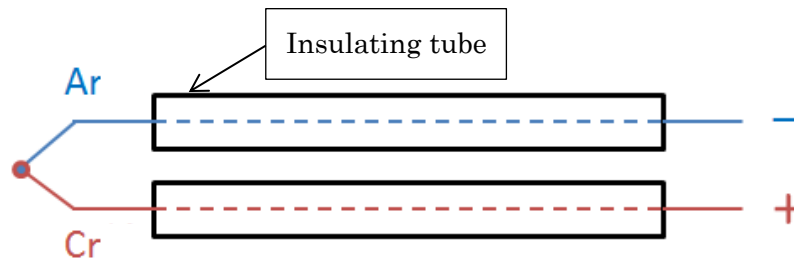


Fig. 4-28 Ar-Cr thermocouple

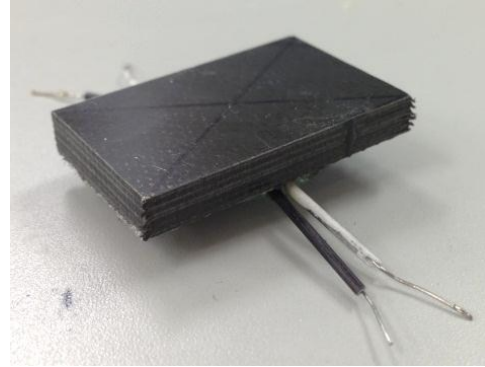
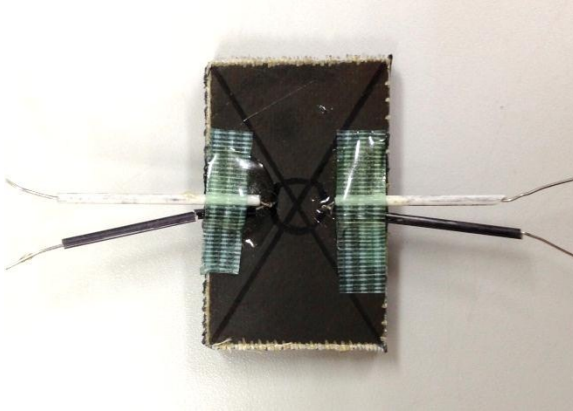


Fig. 4-29 Fitting example of Ar-Cr thermocouple (CFRP)

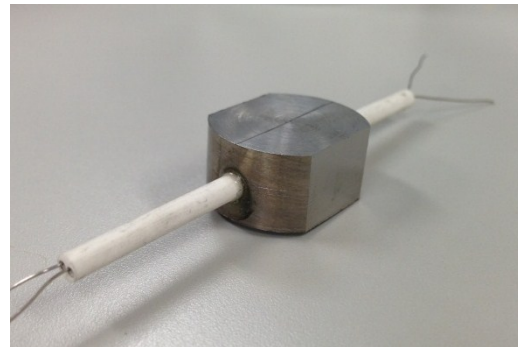
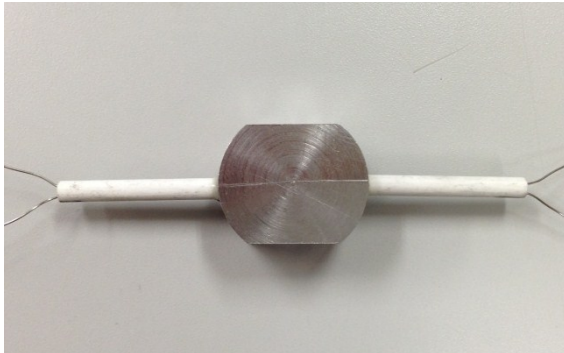


Fig. 4-30 Fitting example of Ar-Cr thermocouple (Ti-6Al-4V)



Fig. 4-31 Thermography (NEC TH6300R)

Table 4-14 Specification of thermography (TH6300R)

Temperature measuring range	Normal range: -20~+250°C High range: 200~1000°C
Minimum detection temperature gradient	Under 0.2°C at 30°C (Normal range)
Measurement accuracy	±2.5% or ±2.5°C
Detector	2D uncooled sensor (Microbolometer)
Measurement wavelength	8~14μm
Number of pixels	160H×120V
Focus range	10cm~∞
Instantaneous field of view angle	2.2m rad
View angle	20°H~15°V
Frame time	1/60 s
Display	2.5 inch
Degree of protection	IP54(IEC60529/JIS C 0920)





Fig. 4-32 Amplifier (KYOWA CDV-700A)

Table 4-15 Specification of amplifier (KYOWA CDV-700A)

Bridge resistance	60~1000Ω	
Bridge power	10VDC 4VDC 2VDC 1VDC (Under 30 mA)	
Sensitivity (Strain : $100 \times 10^{-6} \varepsilon$ )	Bridge voltage	Output
	10V DC	5V
	4V DC	2V
	2V DC	1V
	1V DC	0.5V
Output	Output A	Over $\pm 10V$ (Road 5KΩ) 0 point adjustment range $\pm 0.1V$
	Output B	Over $\pm 10V$ (Road 5KΩ) Sensitivity adjustment range 1~1/100
Non-linearity	$\pm 0.01\%FS$	
Sensitivity adjuster	Strain amplification	100, 200, 500, 1000, 2000 $5000 \times 10^{-6}$ , OFF
	DC amplification	10000, 5000, 2000, 1000, 500, 200 times, OFF
	precision	$\pm 0.1\%$
Response frequency range	DC~500kHz (+1, -3dB)	
Low-pass filter (L.P.F)	Transfer characteristic (4D) Butterworth characteristic	
	Cutoff frequency 10, 100Hz, 1, 10kHz, F(Flat)	
	Amplitude ratio of the cut-off point -3dB $\pm$ 1dB	
	Damping characteristic -24dB $\pm$ 1dB/oct.	

## Noise

Low-pass filter	Noise(Input conversion value)
10Hz	3μVp-p(RTI)
100Hz	4μVp-p(RTI)
1kHz	6μVp-p(RTI)
10kHz	12μVp-p(RTI)
Pass	60μVp-p(RTI)

※1μVp-p(RTI) =  $1 \times 10^{-6} \varepsilon$  Bridge voltage 2V



Fig. 4-33 Data logger (GRAPHTEC Thermal Arraycorder WR300)

Table 4-16 Specification of data logger (Thermal Arraycorder WR300)

Channels	4ch
PC Interface	USB(1.1), Ethernet (10BASE-T/10BASE-TX)
Internal storage media	RAM 1M memory
Data Duration	1 $\mu$ s, 10 $\mu$ s, 100 $\mu$ s, 1ms, 5ms, 10ms, 100ms, 1s
Function	Setting of measurement condition, Measurement data, File convert (CSV, GBD)



Fig. 4-34 GRAPHTEC midi LOGGER GL200

Table 4-17 Specification of GRAPHTEC midi LOGGER GL200

Channels	10ch
PC Interface	USB(1.1)×2
Internal storage media	Flash memory 3.5M
Data Duration	100ms~1h/10ch
Thermocouple type	K, J, E, T, R, S, B, N, W

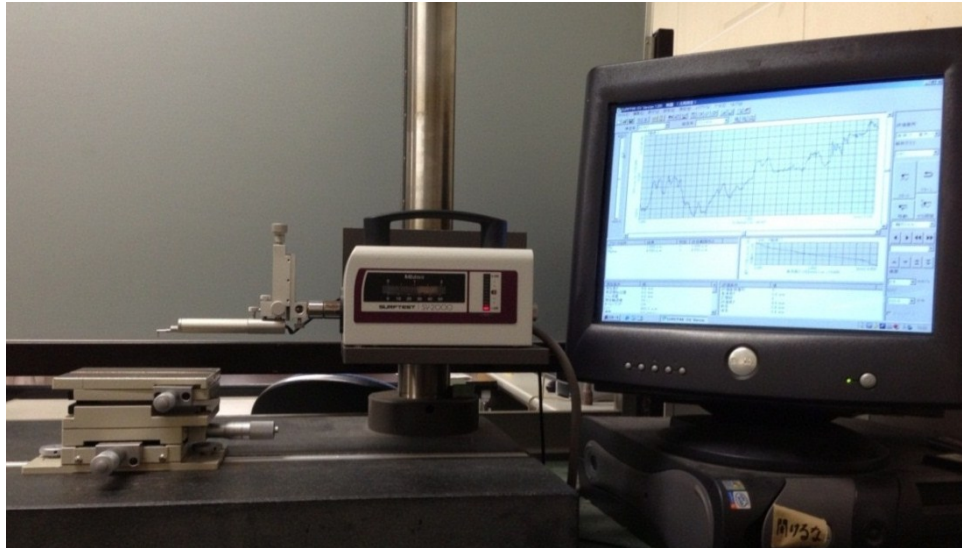


Fig. 4-35 Stylus touch type roughness meter (Mitutoyo SV-2000)

Table 4-18 Specification of stylus touch type roughness meter (Mitutoyo SV-2000)

Display range	X axis	100mm
	Z1 axis (Detecting element)	800 $\mu$ m/80 $\mu$ m/8 $\mu$ m
Z2 axis (column) Moving range		350mm
Resolving power	X axis	0.05 $\mu$ m
	Z1 axis	0.01 $\mu$ m (800 $\mu$ m) , 0.001 $\mu$ m (80 $\mu$ m) , 0.0001 $\mu$ m (8 $\mu$ m)
	Z2 axis	1 $\mu$ m
Movement speed	X axis	0~40mm/s or Manual
	Z2 axis	Manual
Measuring speed		0.02~5mm/s
Straightness accuracy		0.15 $\mu$ m/100mm
X axis operation		Joystick operation
Approved standards		JIS'82/JIS'94/JIS'01/JIS'82/JIS'97/ANSI/VDA
Evaluation curve		Profile curve, Roughness curve, Waviness curve, DF curve, Waviness motif and Roughness motif curve
Analysis graph		ADC,BAC, Power spectrum
Curve compensation		Inclination correction (whole / any), circle correction, ellipse correction, parabola correction, hyperbolic correction, conic correction, stylus arc correction
Profile analysis		Level difference / Circle / Angle / Area / Coordinate/ Inclination
Filter		Gaussian,2CR75,PC75,Robust-Spline
Base Size (W×D)		600×450mm
Base material		Gabbro
Exterior dimensions	Body	716×450×966mm
W×D×H	Display	330×270×124mm
Mass	Body	140 kg
	Display	4.0 kg

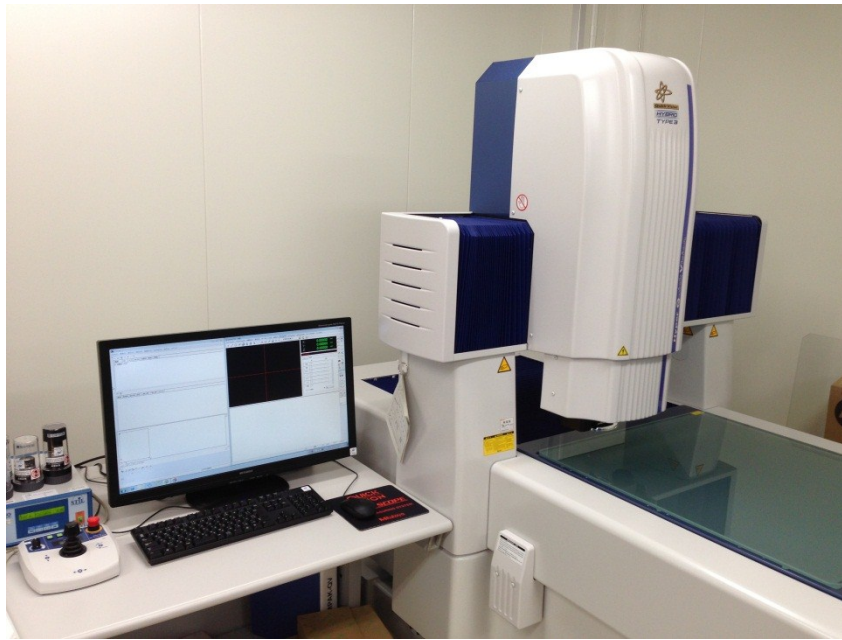


Fig. 4-36 Image measuring instrument (Mitutoyo QVH3-H606P1L-C)

Table 4-19 Specification of image measuring instrument (Mitutoyo QVH3-H606P1L-C)

Measurement range	X axis	600 mm
	Y axis	650 mm
	Z axis	250 mm
Measurement accuracy	E1X,Y axis	$(0.8+2L^{*}/1000) \mu\text{m}$
	E1Z axis	$(1.5+2L^{*}/1000) \mu\text{m}$
Maximum tracking inclination angle	$\pm 80^{\circ}$ (Diffusing surface)	
Minimum display	0.02 $\mu\text{m}$	
Lighting system	Vertical epi-illumination	Color LED
	Transmitted illumination	White LED
	Program control ring lighting	Color LED

※L is the distance between two optional points [mm]

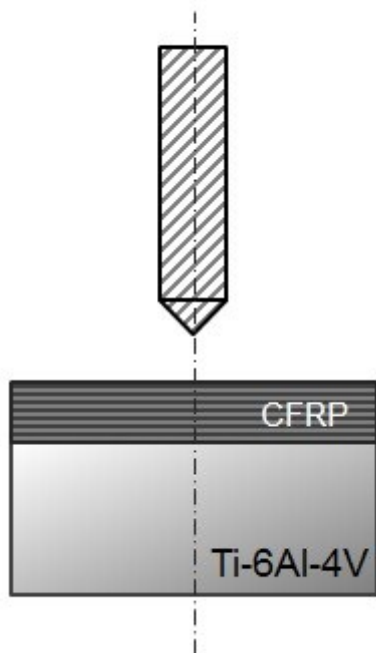


Fig. 4-37 Stack material of CFRP + Ti alloy

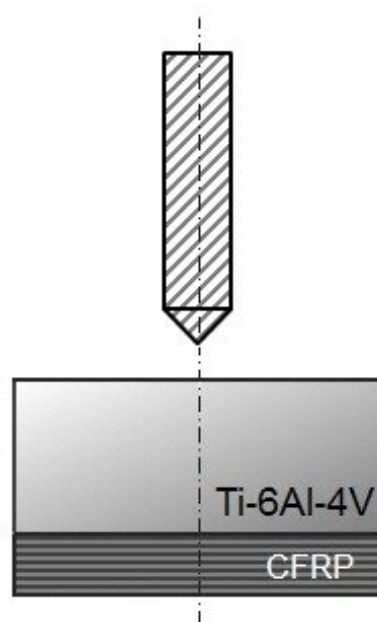


Fig. 4-38 Stack material of Ti alloy + CFRP



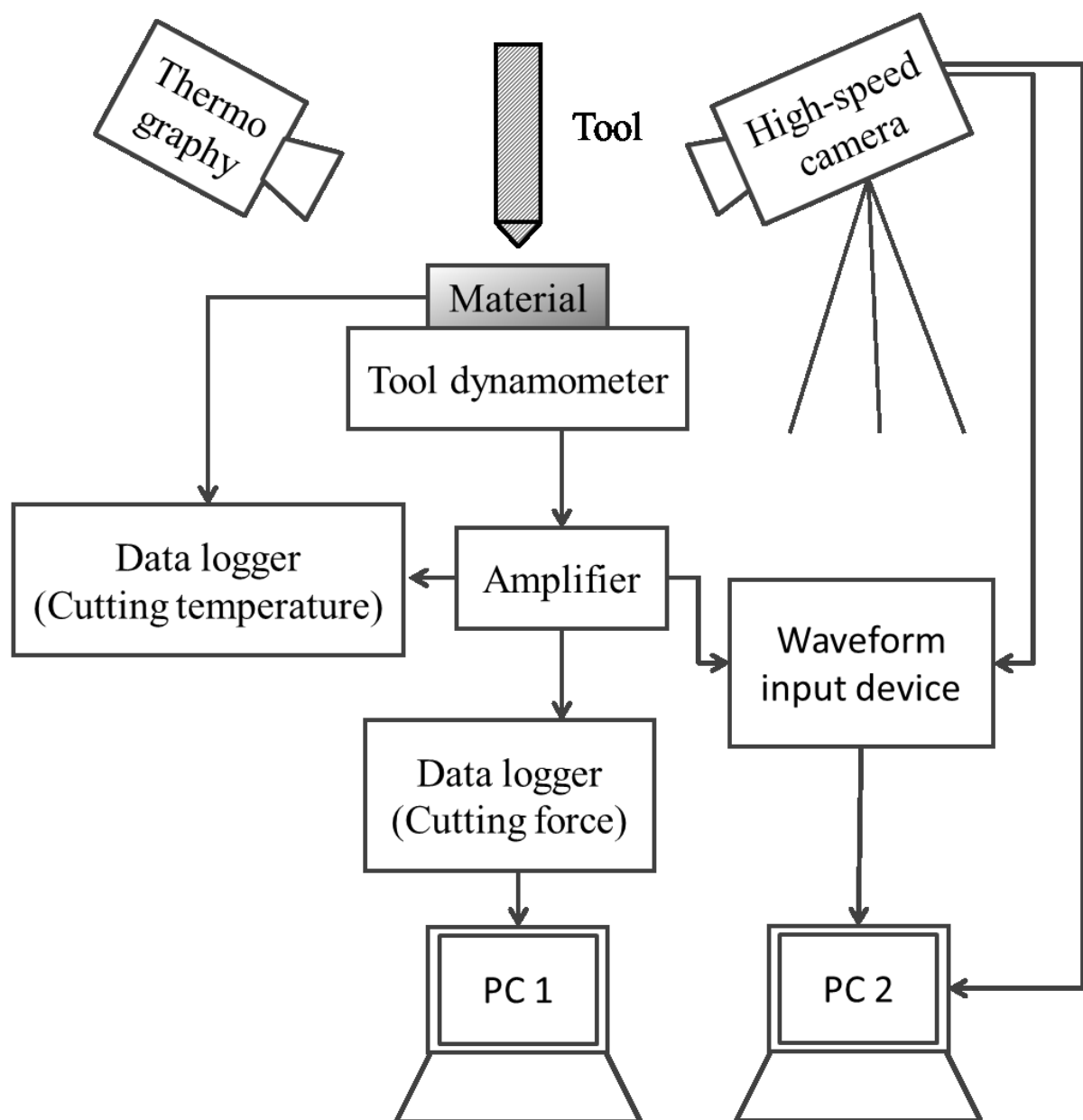


Fig. 4-39 Schematic of measurement method

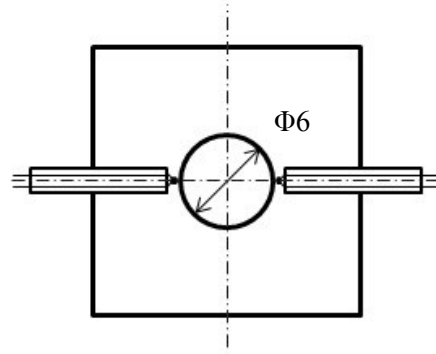
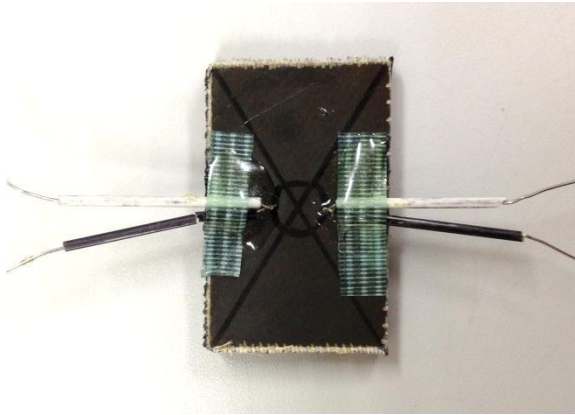


Fig. 4-40 Relationship between CFRP material and thermocouples position 1

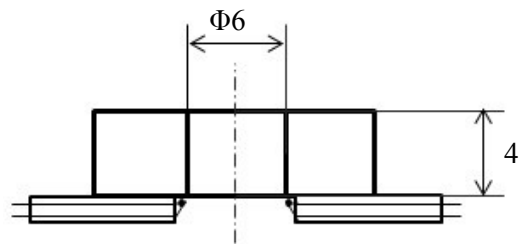
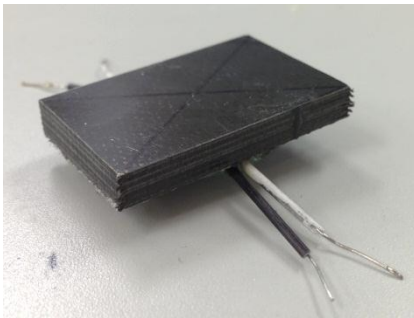


Fig. 4-41 Relationship between CFRP material and thermocouples position 2

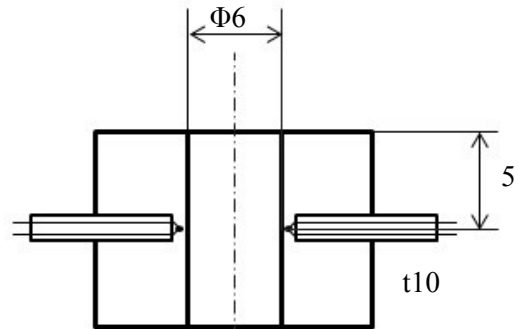
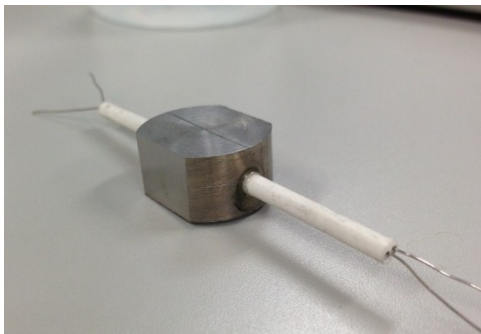


Fig. 4-42 Relationship between Ti alloy material and thermocouples position

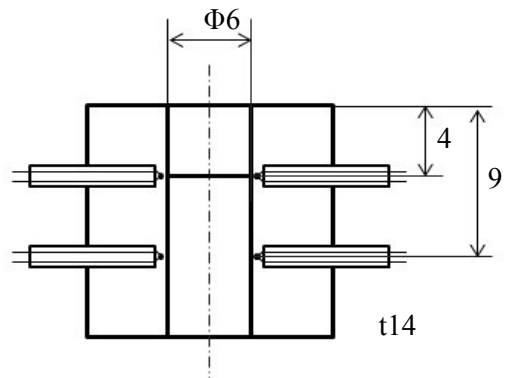
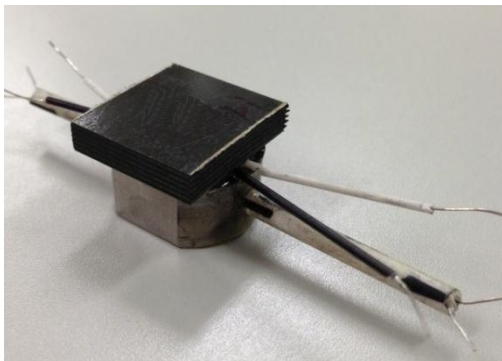


Fig. 4-43 Relationship between stack of CFRP + Ti alloy and thermocouples position

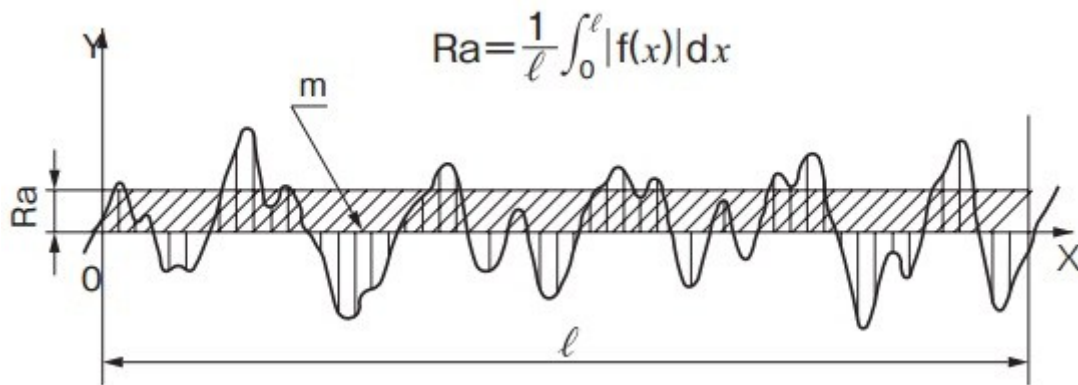


Fig. 4-44 Definition of the arithmetic average roughness<sup>35)</sup>

Table 4-20 Cutting conditions of evaluation experiment with modulated revolution device

Spindle speed [rpm]	Feed rate [mm/rev]	Model number	Tool nubur
1000	0.1	Regular M311 M312 M411	No.6
3000	0.04	Regular M311 M681	

Table 4-21 Cutting conditions of evalution experiment with the kinds of tool materials

Spindle speed [rpm]	Feed rate [mm/rev]	Model number	Tool number
2000 4000	0.04	M311	No.3 No.4 No.6

Table 4-22 Cutting conditions of evaluation experiment with the kinds of spindle speed

Spindle speed [rpm]	Feed rate [mm/rev]	Model number	Tool number
1000 2000 3000	0.04	Regular M311	No.6

Table 4-23 Cutting conditions of evaluation experiment with the kinds of feed rate

Spindle speed [rpm]	Feed rate [mm/rev]	Model number	Tool number
1000	0.1 0.3	Regular M311	No.6
2000	0.05 0.15		

Table 4-24 Cutting conditions of evaluation experiment with the kinds of cutting speed

Spindle speed [rpm]	Feed speed [mm/min]	Model number	Tool number
1000 4000	180	Regular M312	No.5 No.6

Table 4-25 Cutting conditions of evaluation experiment with relationship between cutting speed and feed rate

Spindle speed [rpm]	Feed rate [mm/rev]	Model number	Tool number
1000	0.18	M312	No.6
1000	0.045		
4000	0.045		

Table 4-26 Cutting condition with Ti alloy (Tool No. 6 : PCD-GDN)

Spindle speed [rpm]	Feed rate [mm/rev]	Model number	Tool number
1000 2000	0.02	M311	No.6
	0.04		
	0.06		
	0.08		
	0.1		

Table 4-27 Cutting condition with Ti alloy (Tool No. 2 : ADS)

Spindle speed [rpm]	Feed rate [mm/rev]	Model number	Tool number
1000	0.02	Regular M313	No.2
2000	0.04		
3000	0.06		

Table 4-28 Cutting conditions with stack drilling (CFRP • Ti alloy)

Spindle speed [rpm]	Feed rate [mm/rev]	Model number	Tool number
2000	0.04	Regular M314	No.4
	0.15		

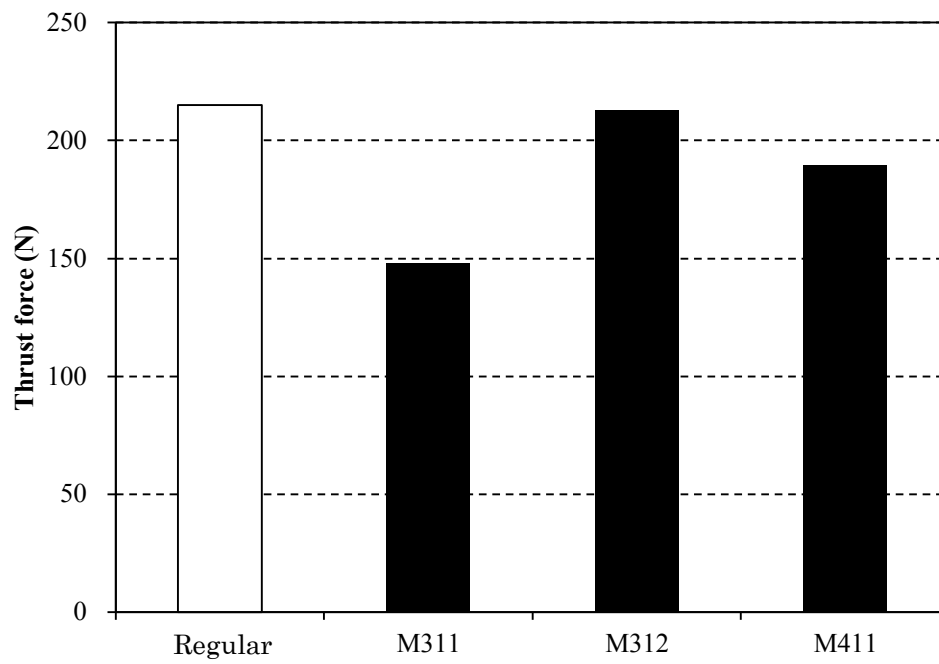


Fig. 4-45 Relationship between thrust force and cutting method  
(N=1000 rpm,  $f=0.1$  mm/rev)

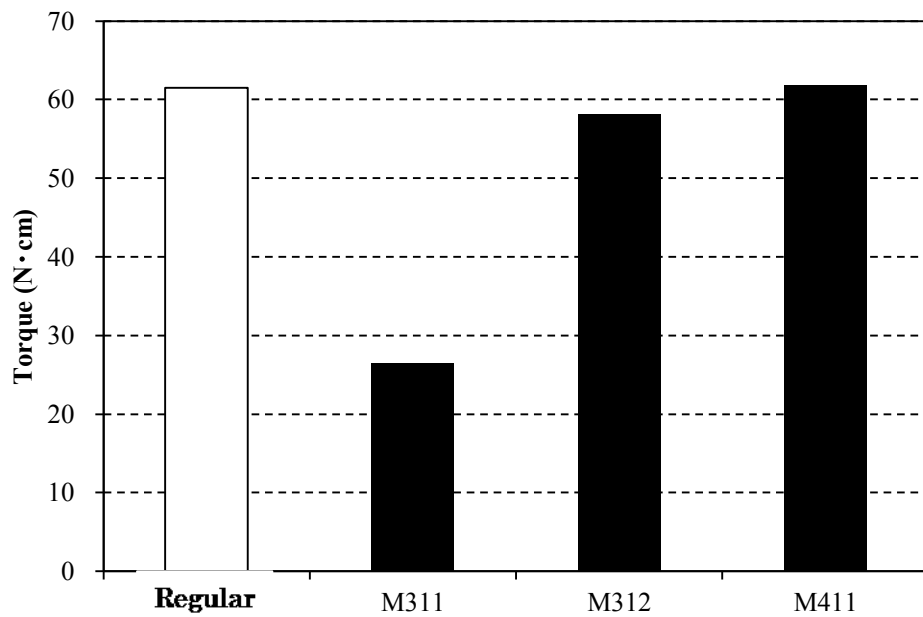


Fig. 4-46 Relationship between torque and cutting method  
(N=1000 rpm,  $f=0.1$  mm/rev)

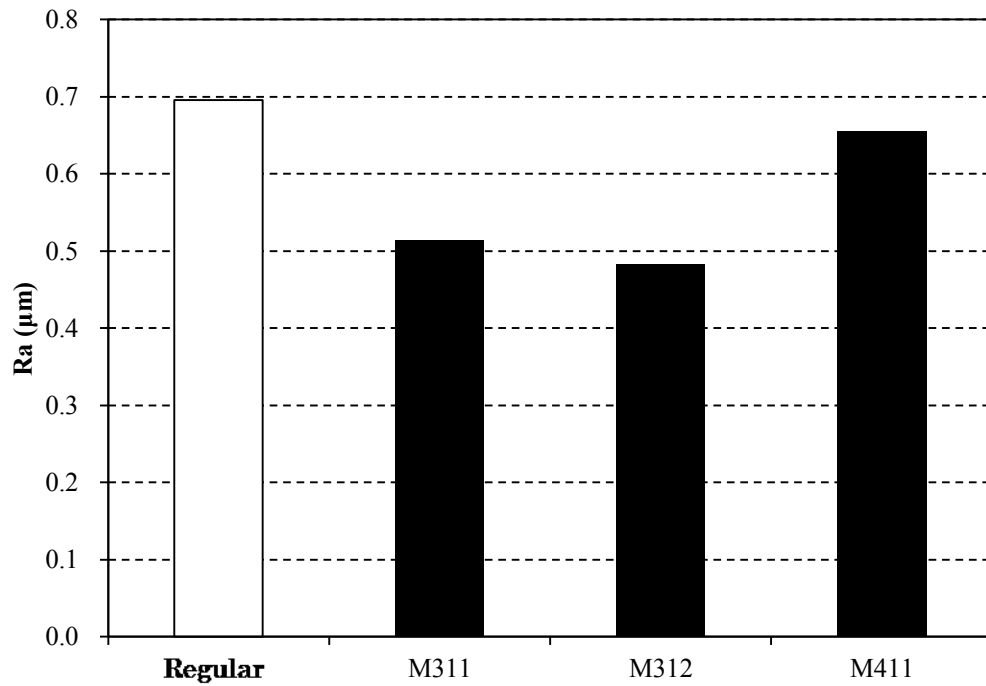


Fig. 4-47 Relationship between surface roughness Ra and cutting method  
(N=1000 rpm, f=0.1 mm/rev)

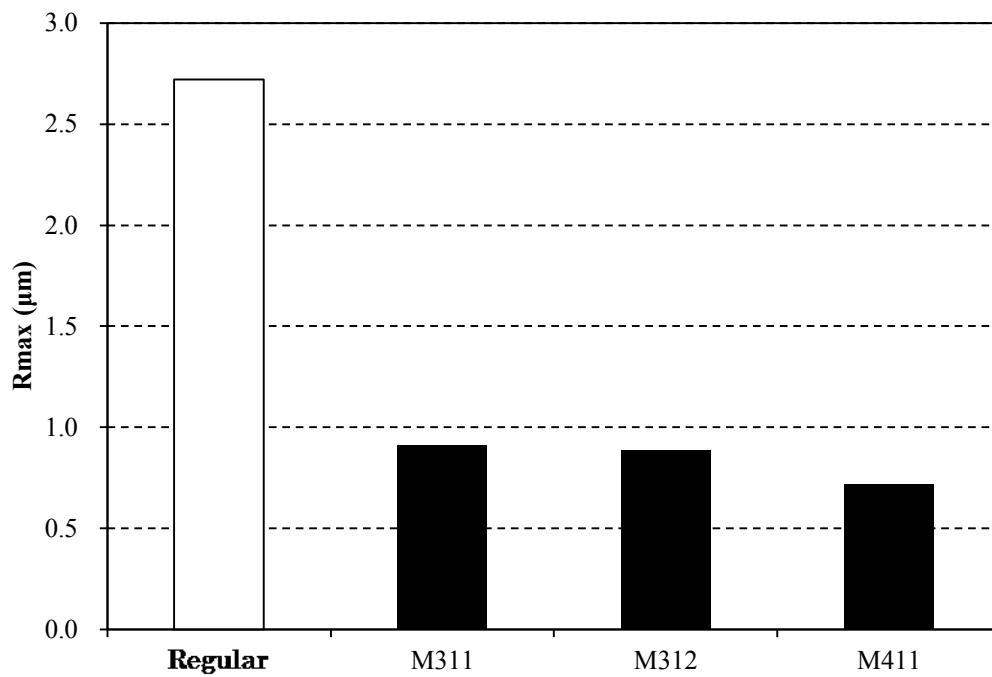


Fig. 4-48 Relationship between surface roughness Rmax and cutting method  
(N=1000 rpm, f=0.1 mm/rev)



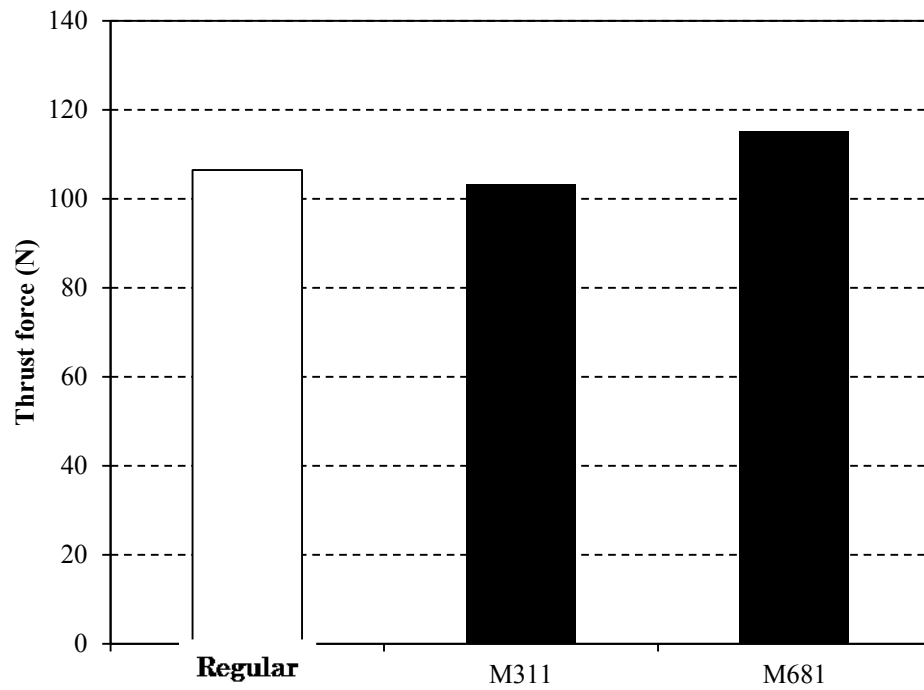


Fig. 4-49 Relationship between thrust force and cutting method  
( $N=3000$  rpm,  $f=0.04$  mm/rev)

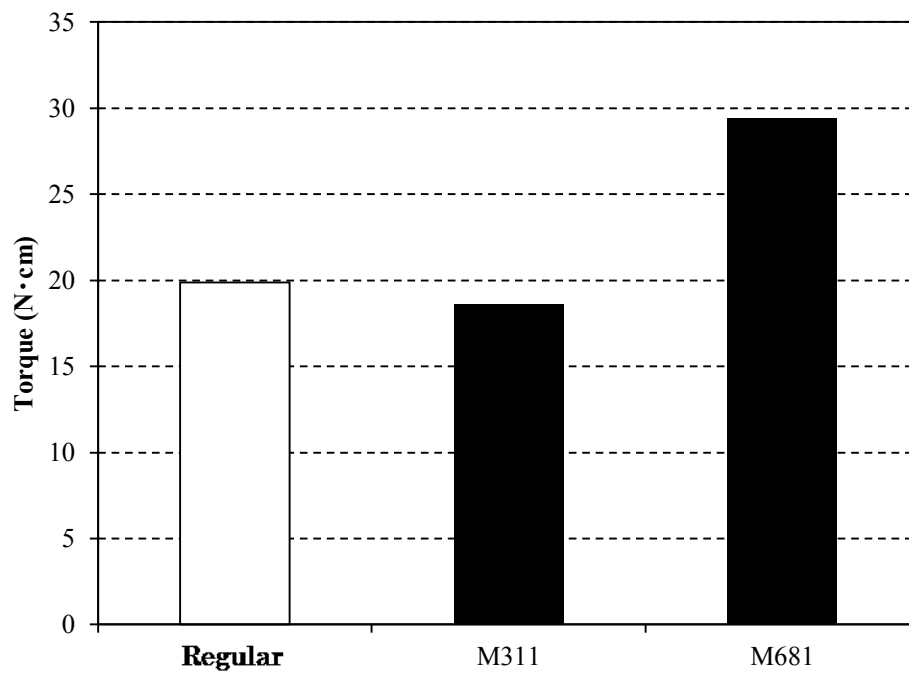


Fig. 4-50 Relationship between torque and cutting method  
( $N=3000$  rpm,  $f=0.04$  mm/rev)

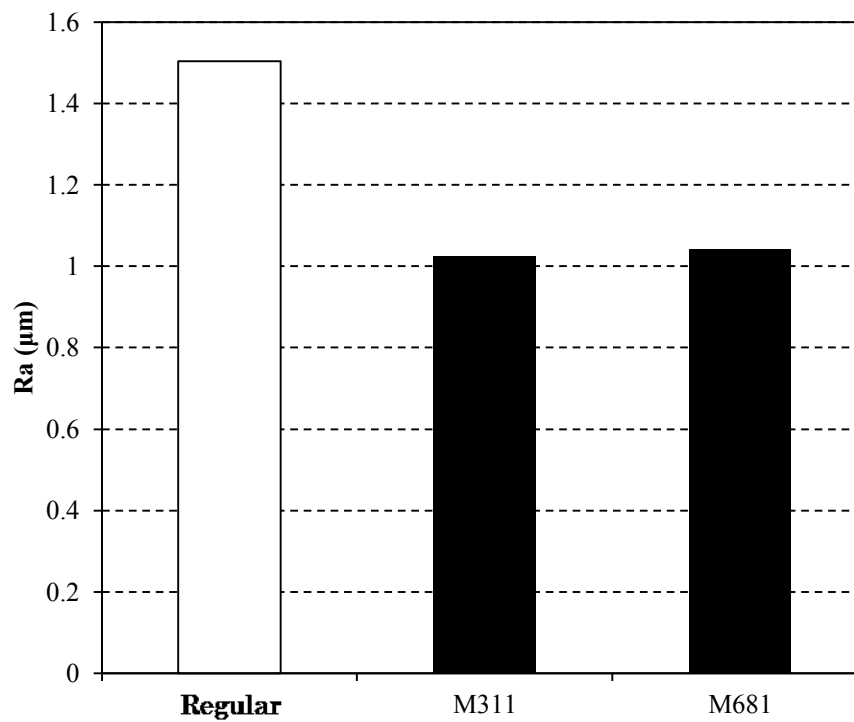


Fig. 4-51 Relationship between surface roughness  $R_a$  and cutting method  
( $N=3000$  rpm,  $f=0.04$  mm/rev)

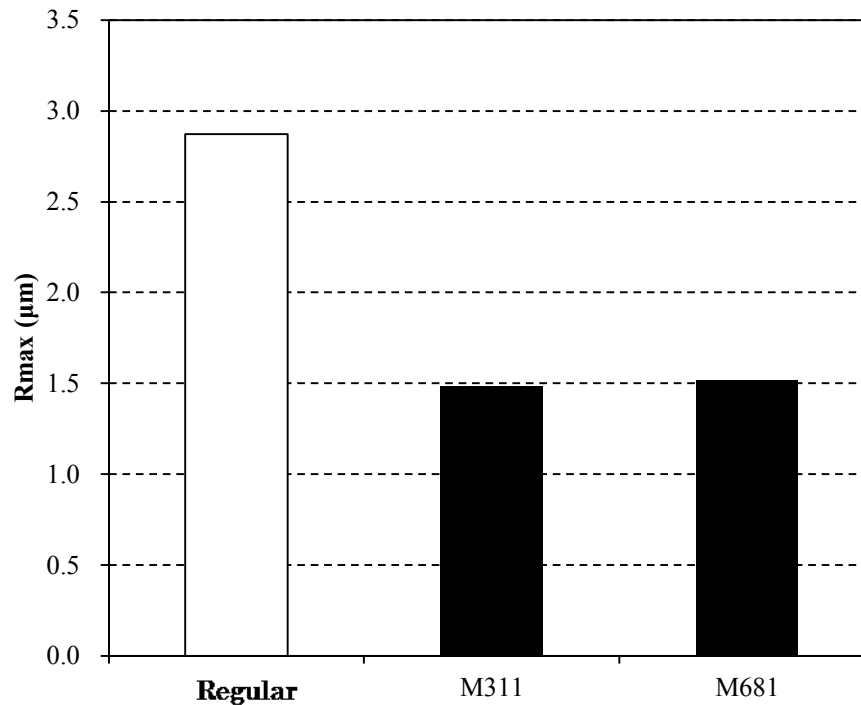


Fig. 4-52 Relationship between surface roughness  $R_{max}$  and cutting method  
( $N=3000$  rpm,  $f=0.04$  mm/rev)

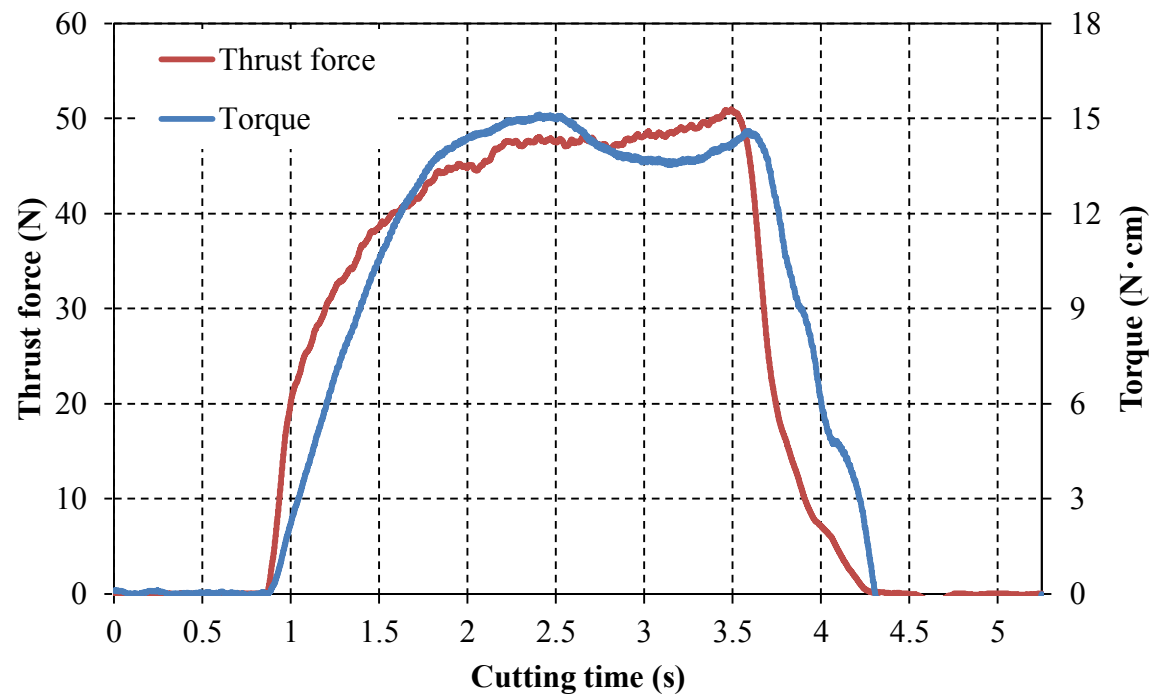


Fig. 4-53 Transition of cutting force of Tool No. 3 (MG-EBD)  
(N=4000 rpm  $f=0.04$  mm/rev)

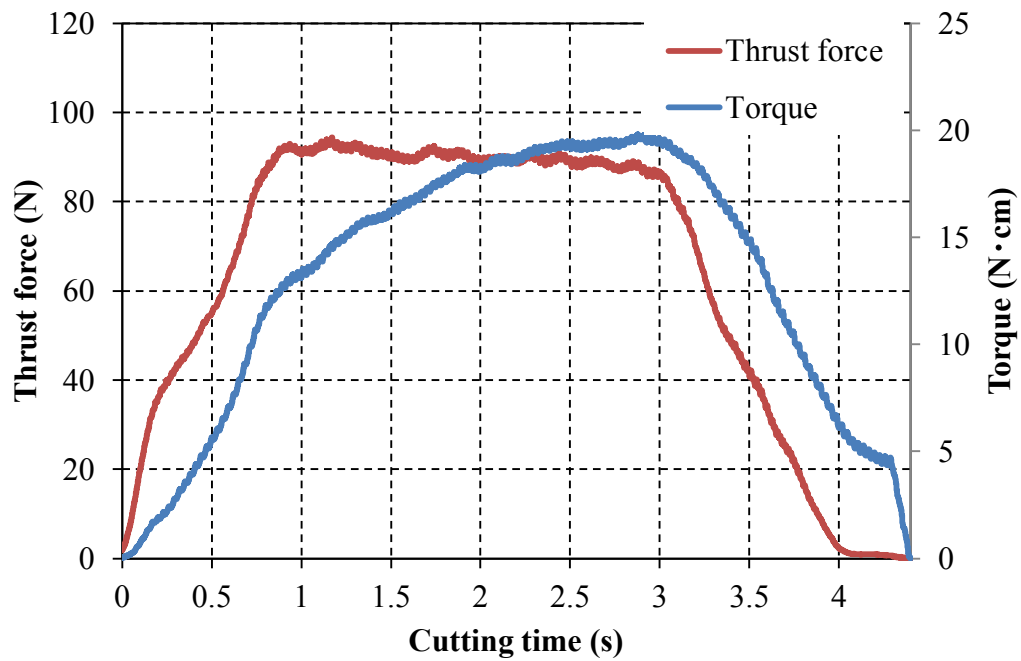


Fig. 4-54 Transition of cutting force of Tool No.4 (WD-2D)  
(N=2000 rpm  $f=0.04$  mm/rev)

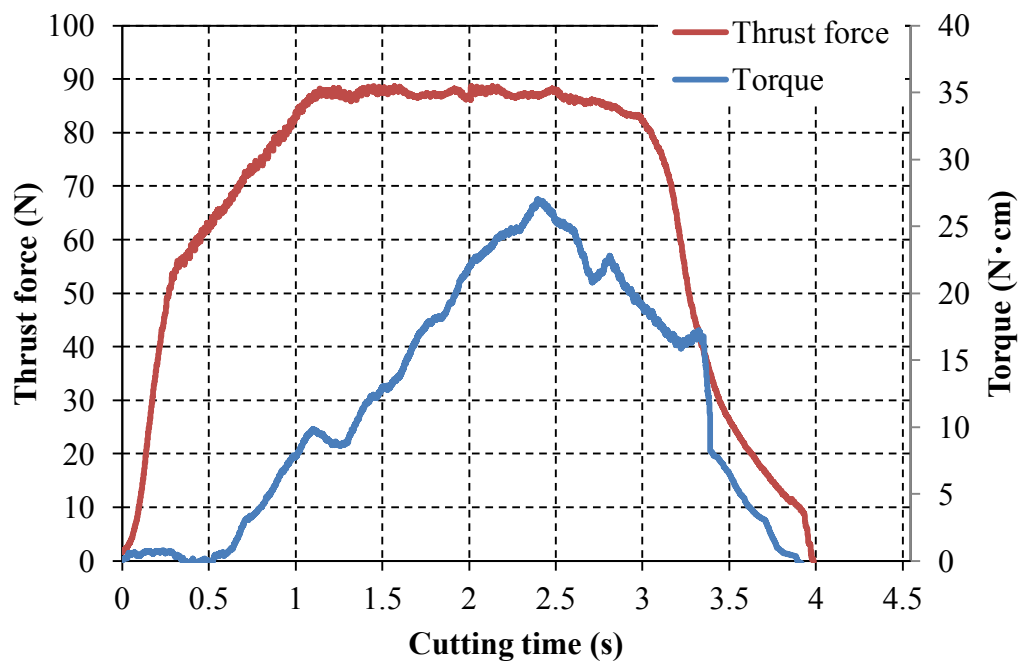


Fig. 4-55 Transition of cutting force of Tool No.6 (PCD-GDN)  
(N=2000 rpm  $f=0.04$  mm/rev)

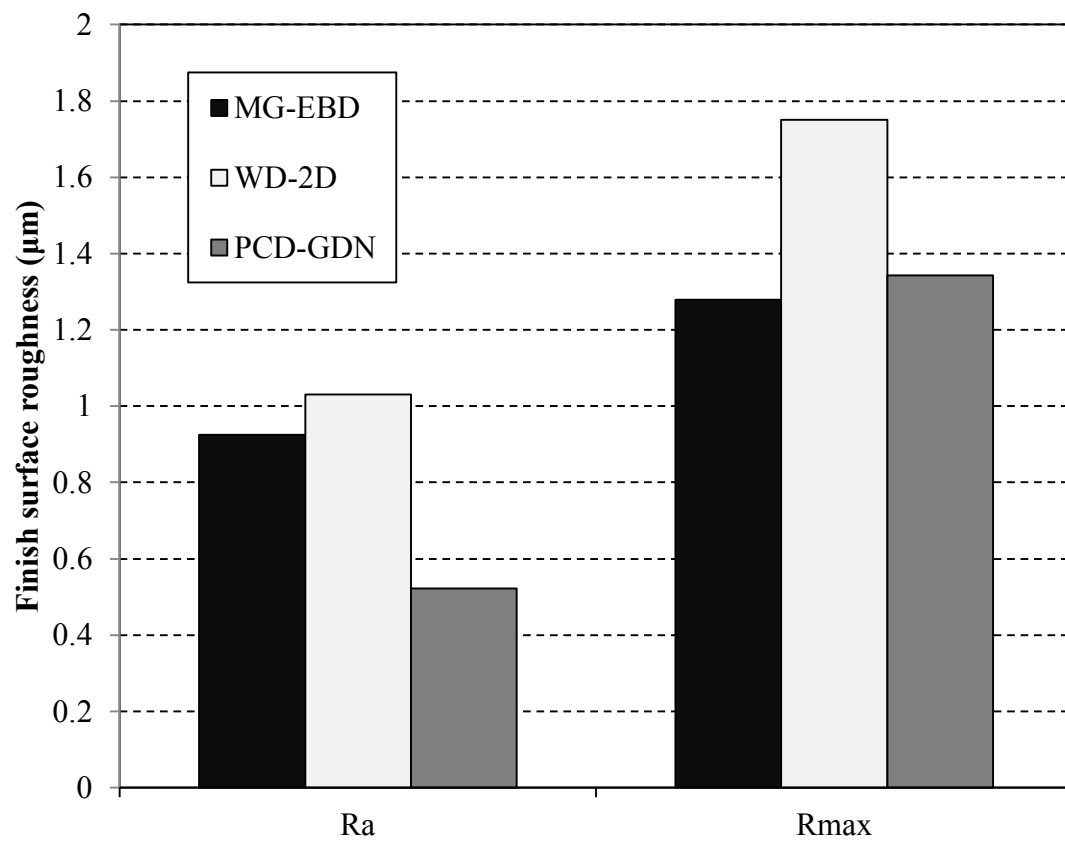
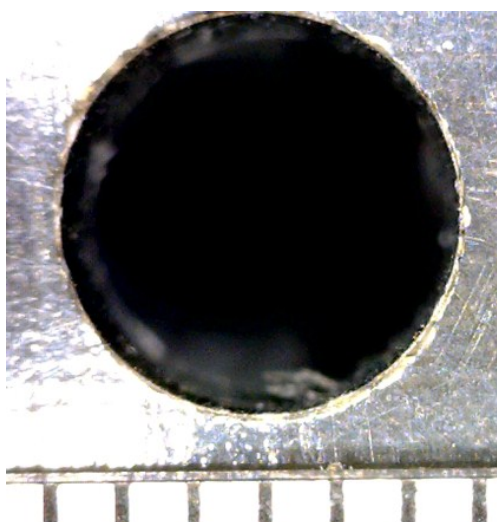
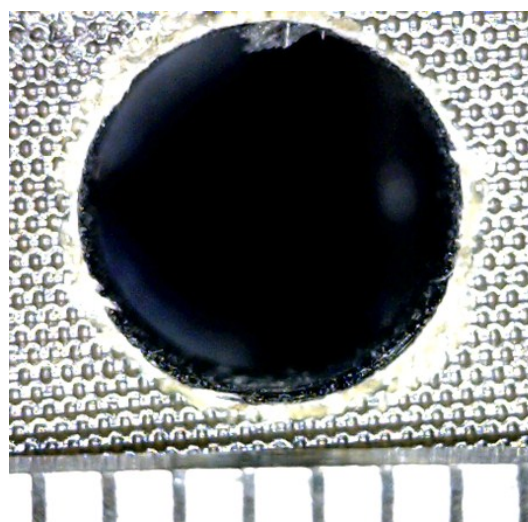


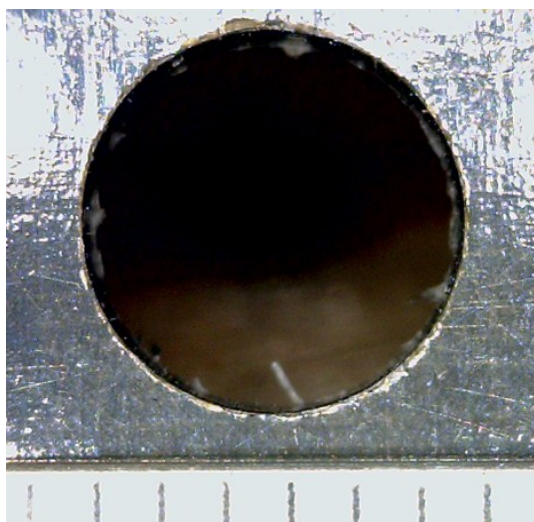
Fig. 4-56 Relationship between surface roughness and cutting tools



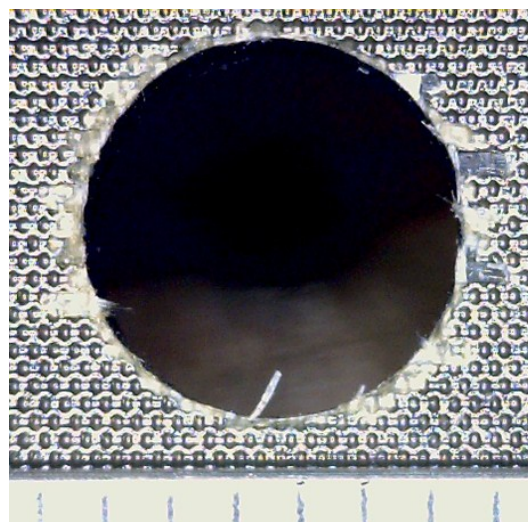
Surface (MG-EBD)



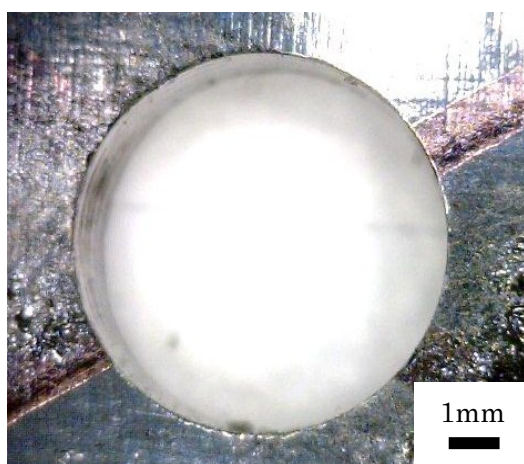
Back (MG-EBD)



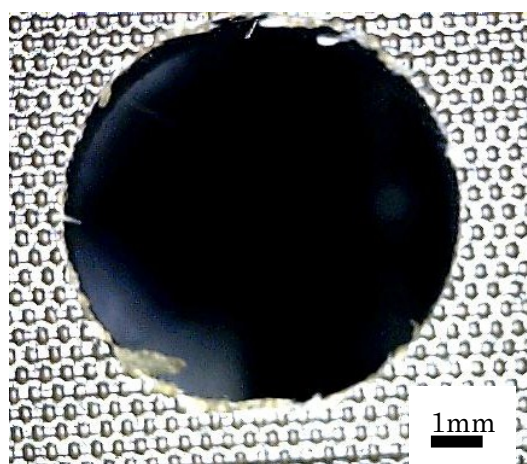
Surface (WD-2D)



Back (WD-2D)

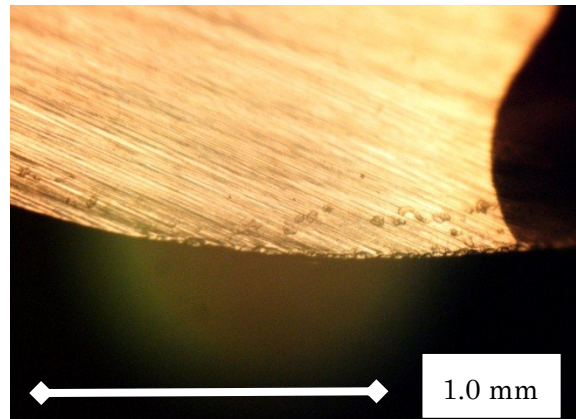
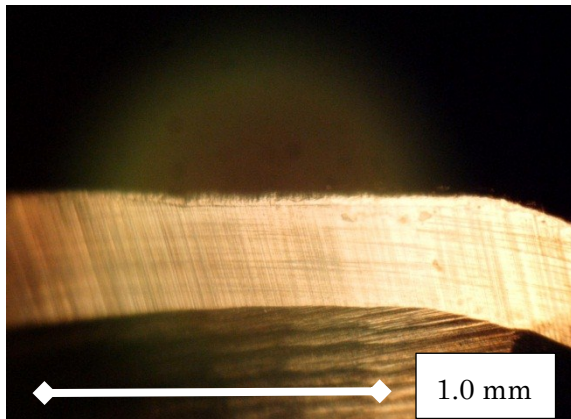


Surface (PCD-GDN)



Back (PCD-GDN)

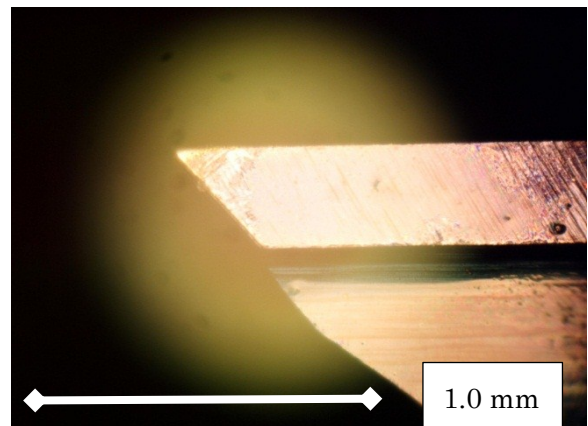
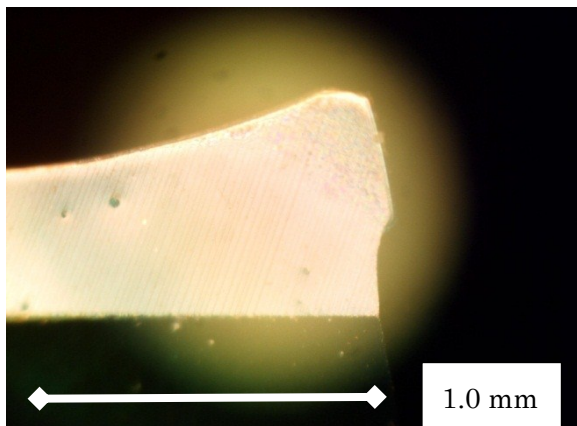
Fig. 4-57 Hole state of various cutting tools



Flank wear width

Cutting face wear width

Tool wear of MG-EBD



Flank wear width

Margin wear width

Tool wear of WD-2D

Fig. 4-58 Tool wear of various tools



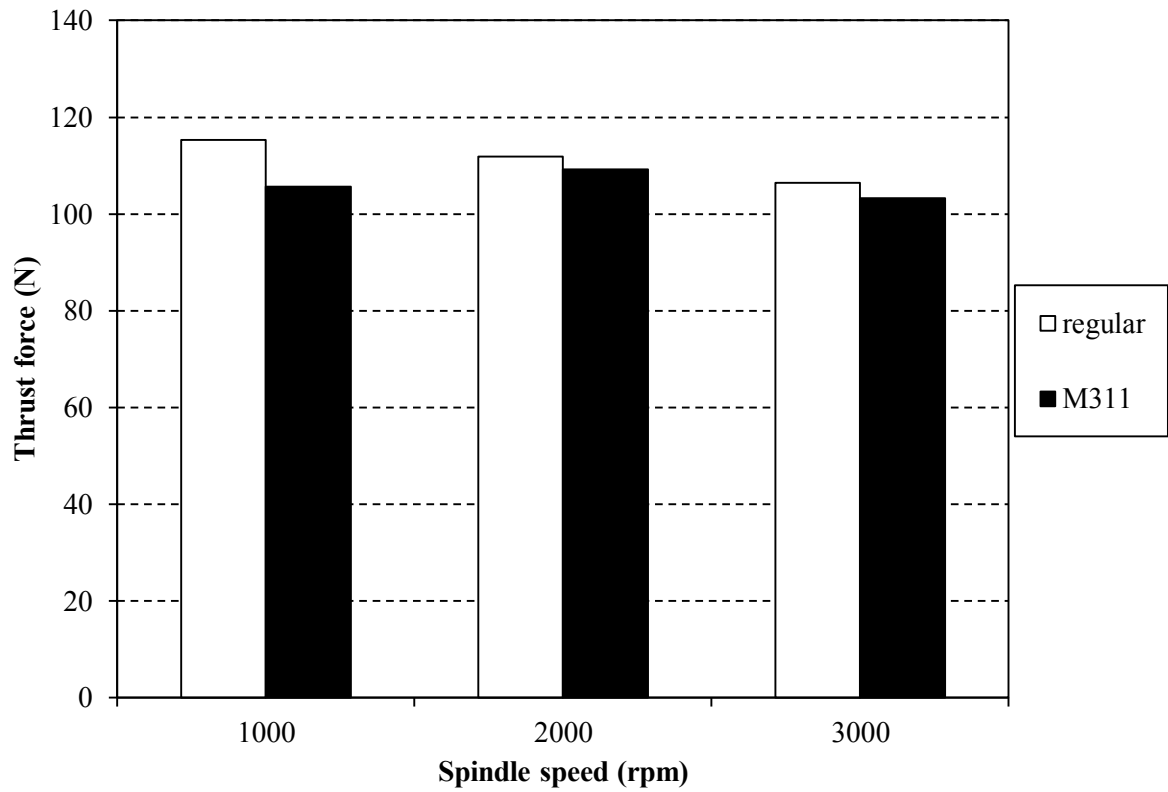


Fig. 4-59 Relationship between thrust force and main spindle speed  
(Cutting conditions : Table 4-22)

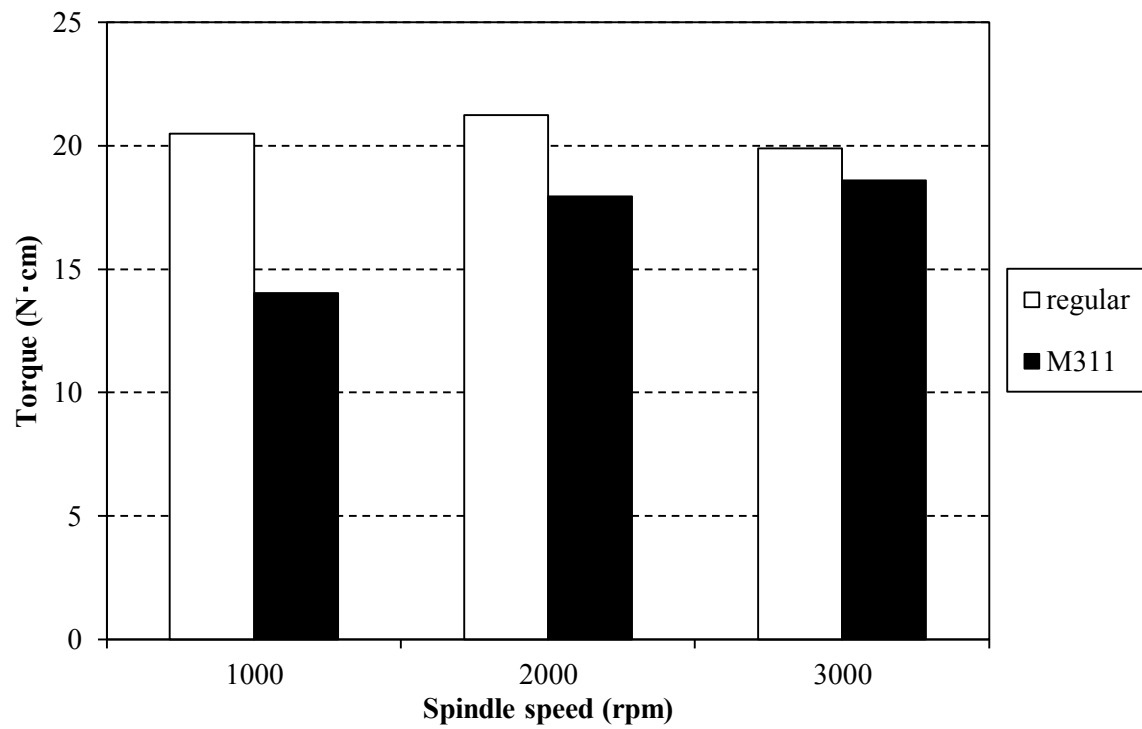


Fig. 4-60 Relationship between torque and main spindle speed  
(Cutting conditions : Table 4-22)

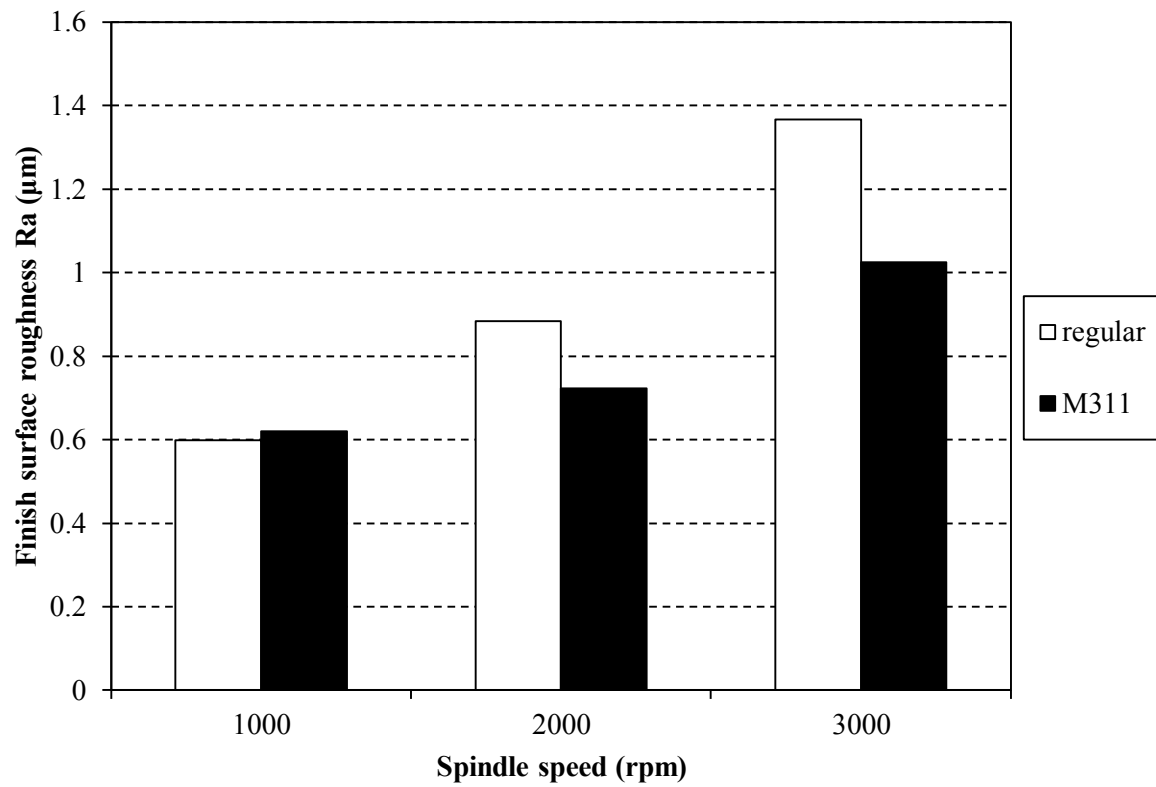


Fig. 4-61 Relationship between surface roughness  $R_a$  and main spindle speed  
(Cutting conditions : Table 4-22)

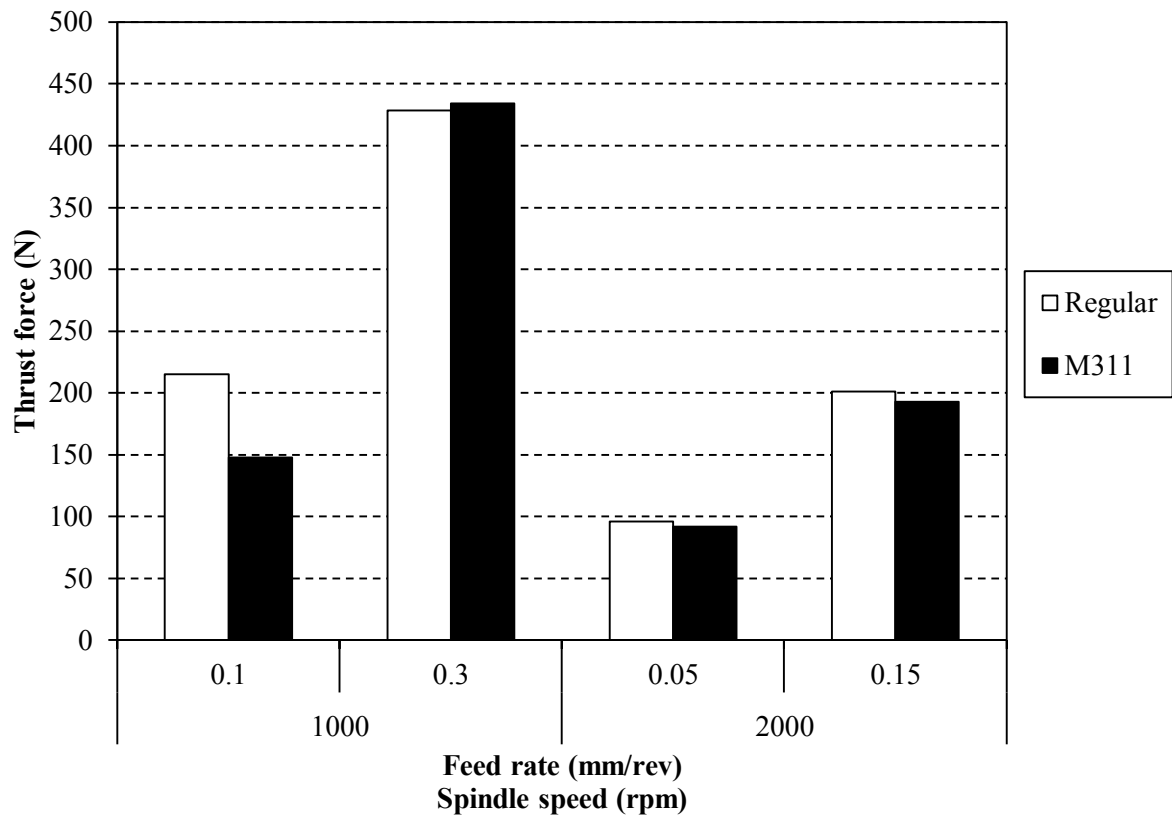


Fig. 4-62 Relationship between thrust force and feed rate  
(Cutting conditions : Table 4-23)

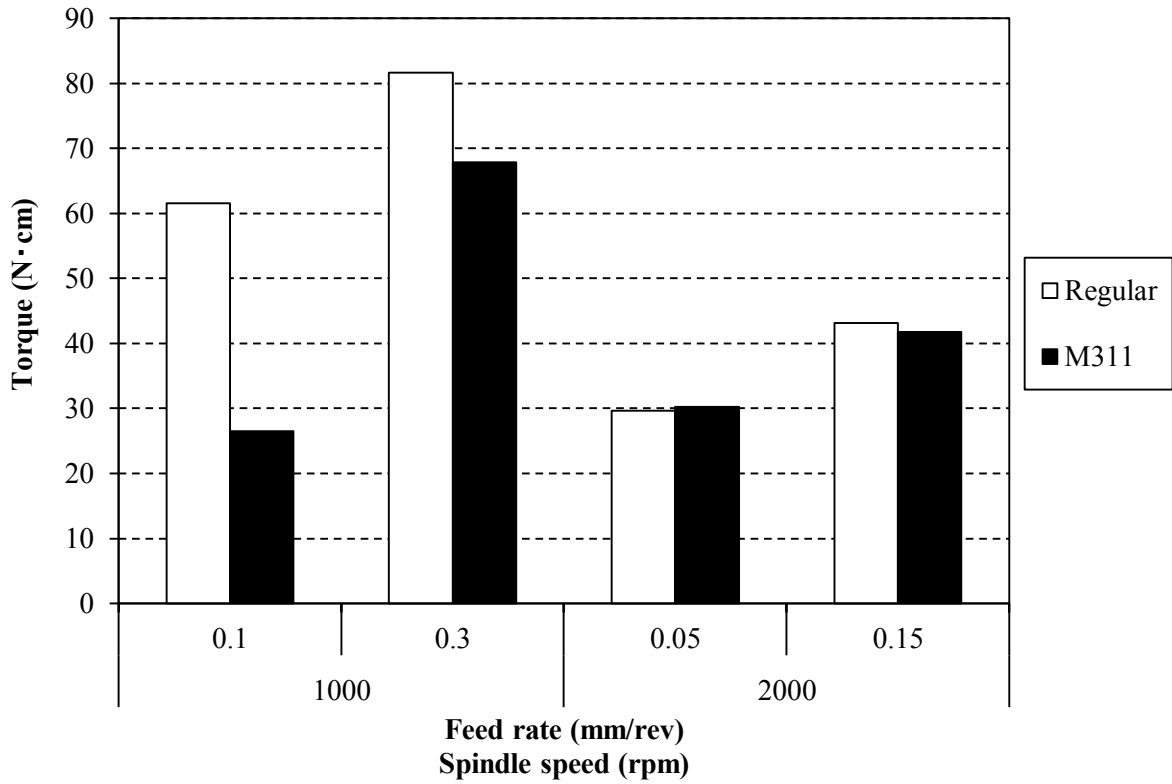


Fig. 4-63 Relationship between torque and feed rate  
(Cutting conditions : Table 4-23)

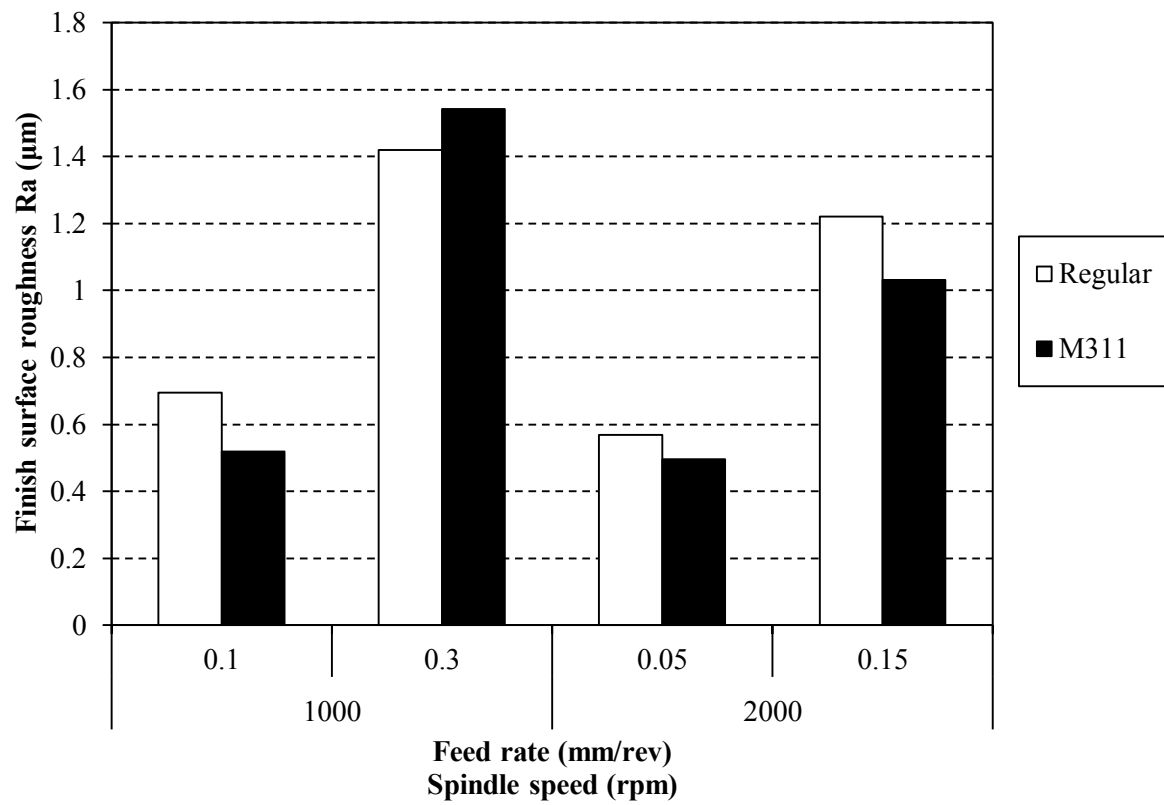


Fig. 4-64 Relationship between surface roughness and Ra feed rate  
(Cutting conditions : Table 4-23)

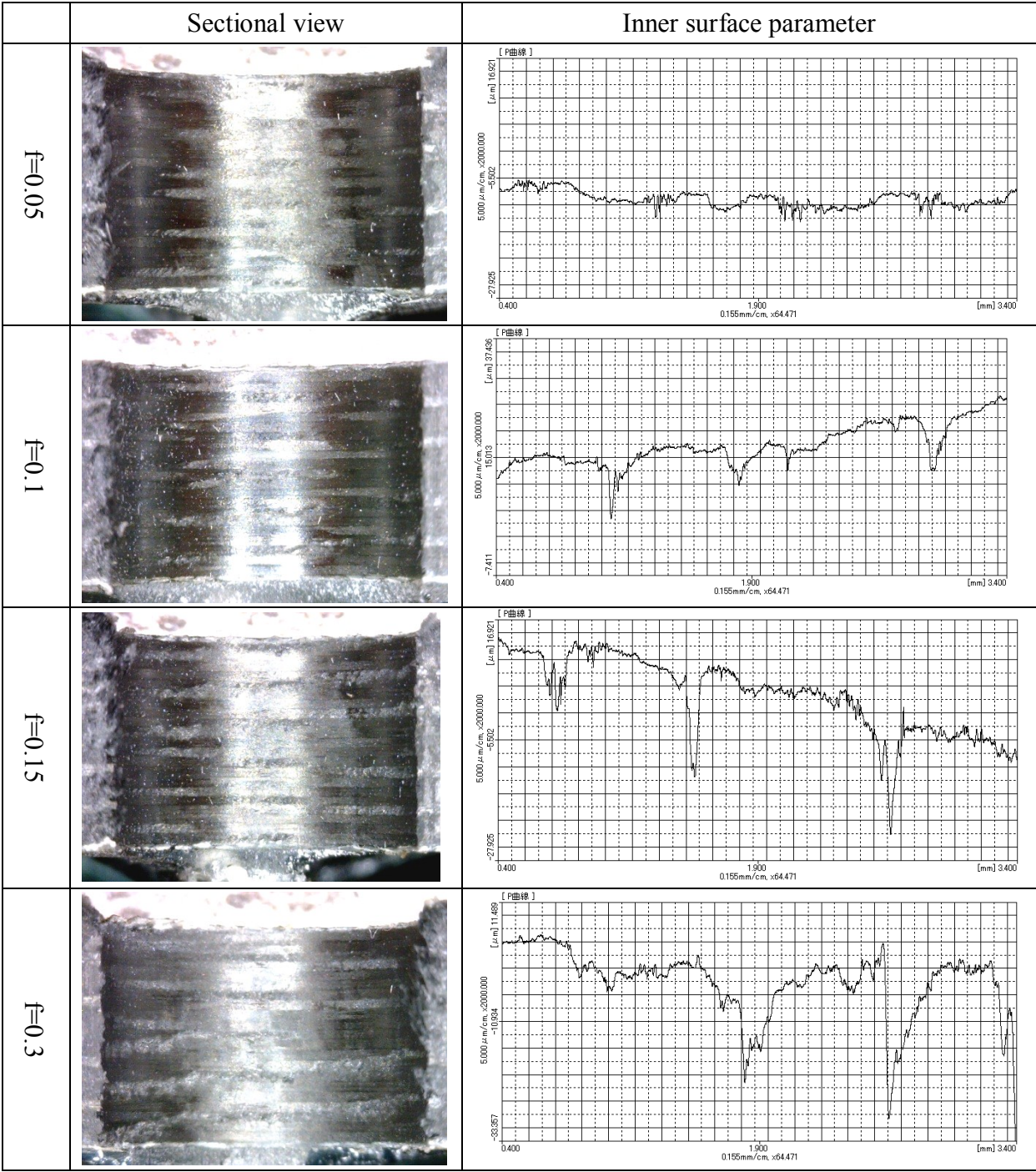


Fig. 4-65 Relationship of feed rate and hole sectional view and inner surface parameter curve (CFRP) (Cutting conditions : Table 4-23)

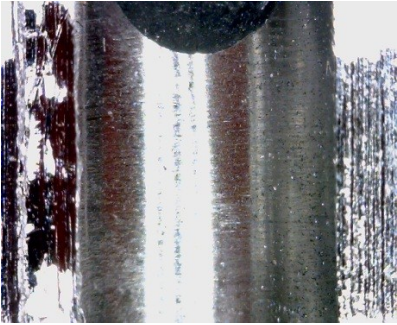


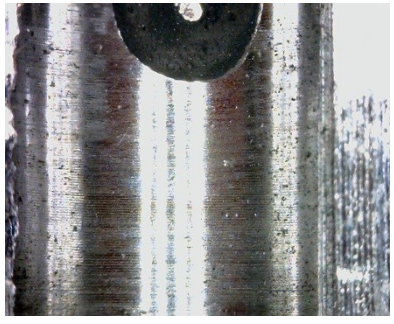

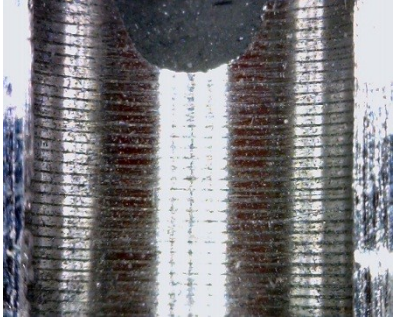
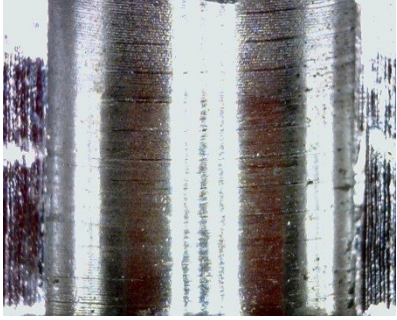

		M312	Regular
PCD-GDN	N=1000		
	N=4000		
D-GDN	N=1000		
	N=4000		

Fig. 4-66 Hole sectional view (Mg alloy: AZ91)

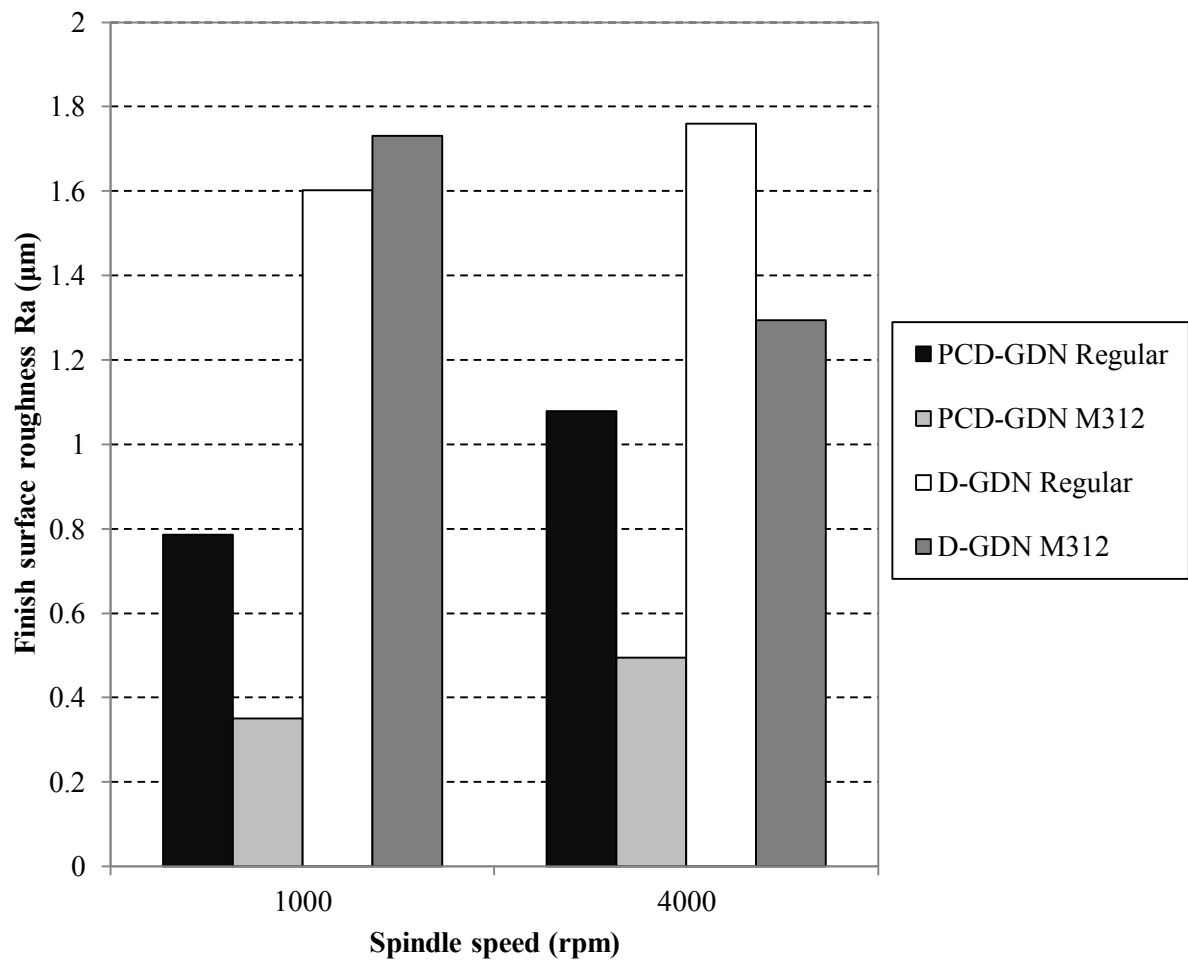


Fig. 4-67 Relationship of surface roughness  $R_a$  and spindle speed and cutting method



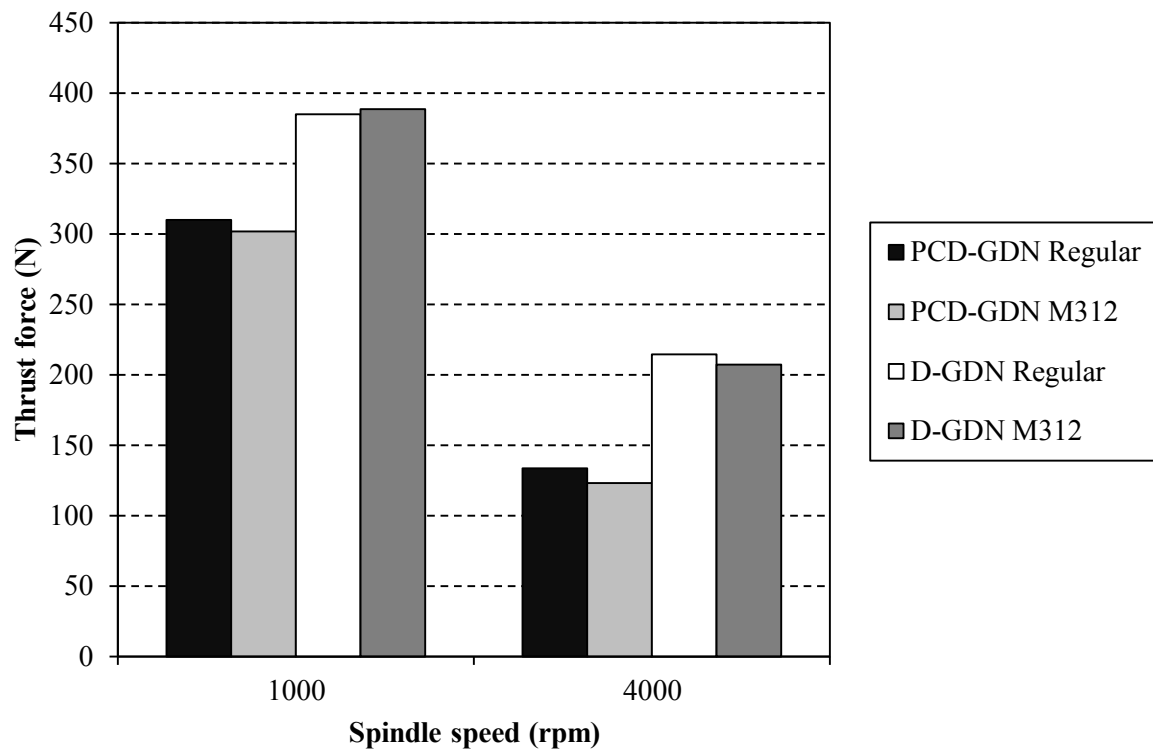


Fig. 4-68 Relationship of thrust force and spindle speed and cutting method

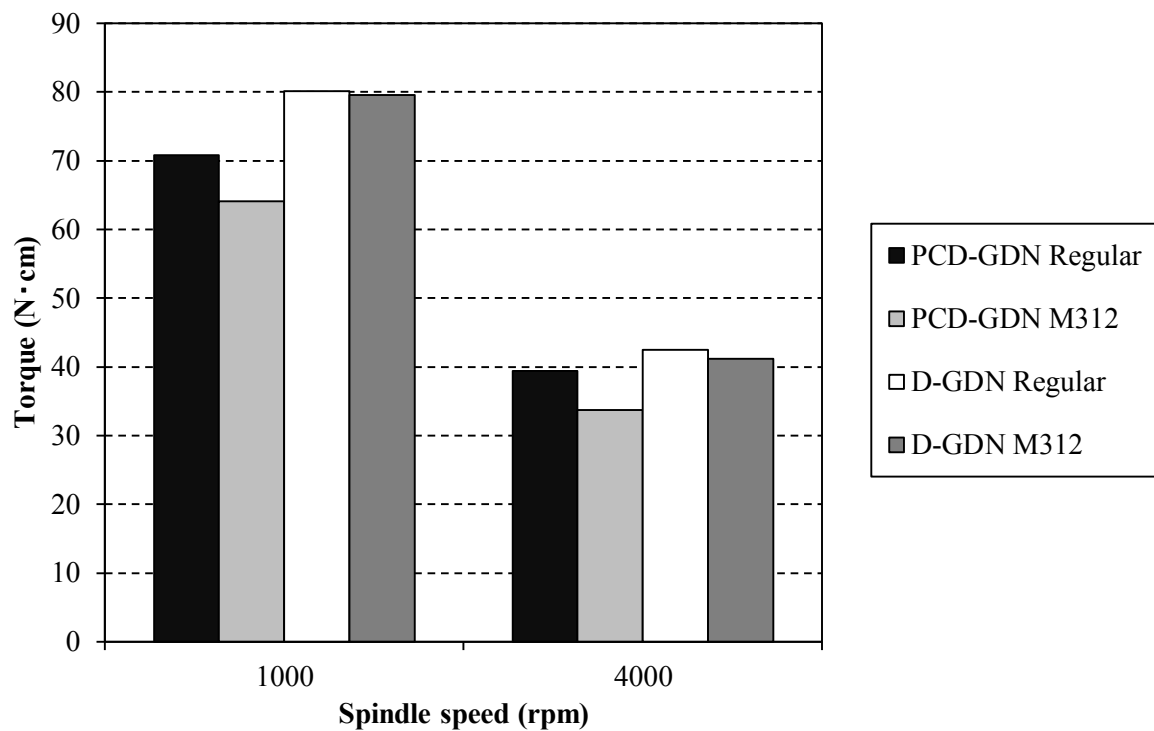


Fig. 4-69 Relationship of torque and spindle speed and cutting method

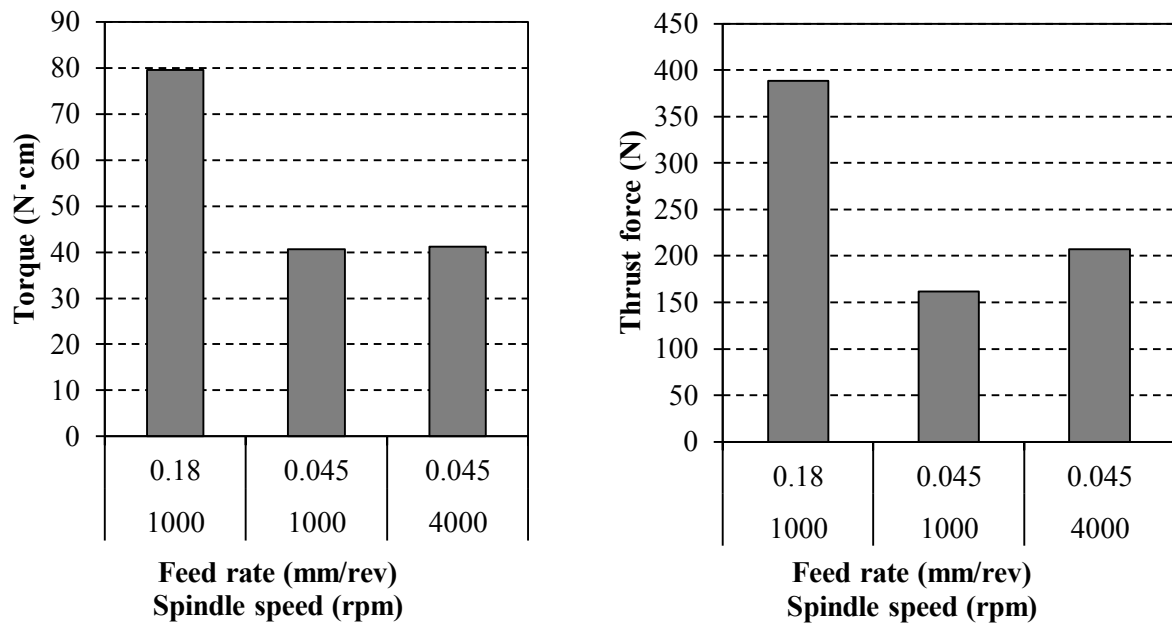


Fig. 4-70 Relationship of cutting force and cutting conditions

Table 4-29 Tool breakage situations (PCD-GDN)

	0.02mm/rev	0.04mm/rev	0.06mm/rev	0.08mm/rev	0.1mm/rev
1000rpm	○	○	△	×	×
2000rpm	×	-	-	-	-



Fig. 4-71 Tool damaged (PCD-GDN)

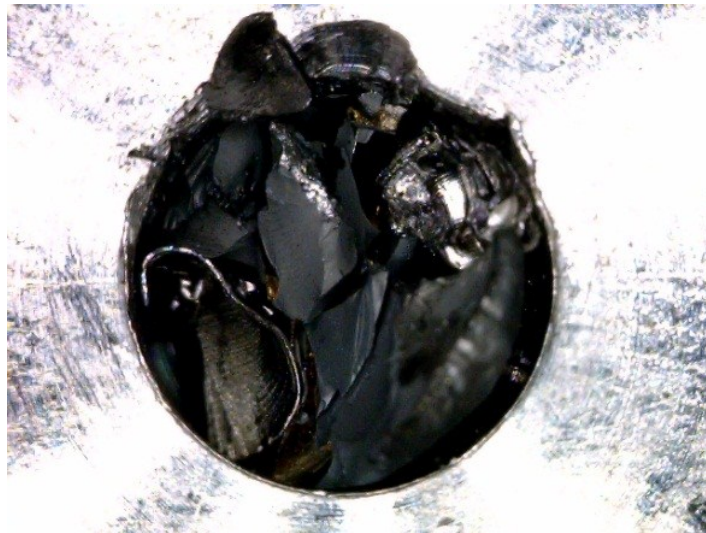


Fig. 4-72 Hole situation after the tool damage (PCD-GDN)  
( $f=0.08$  mm/rev)

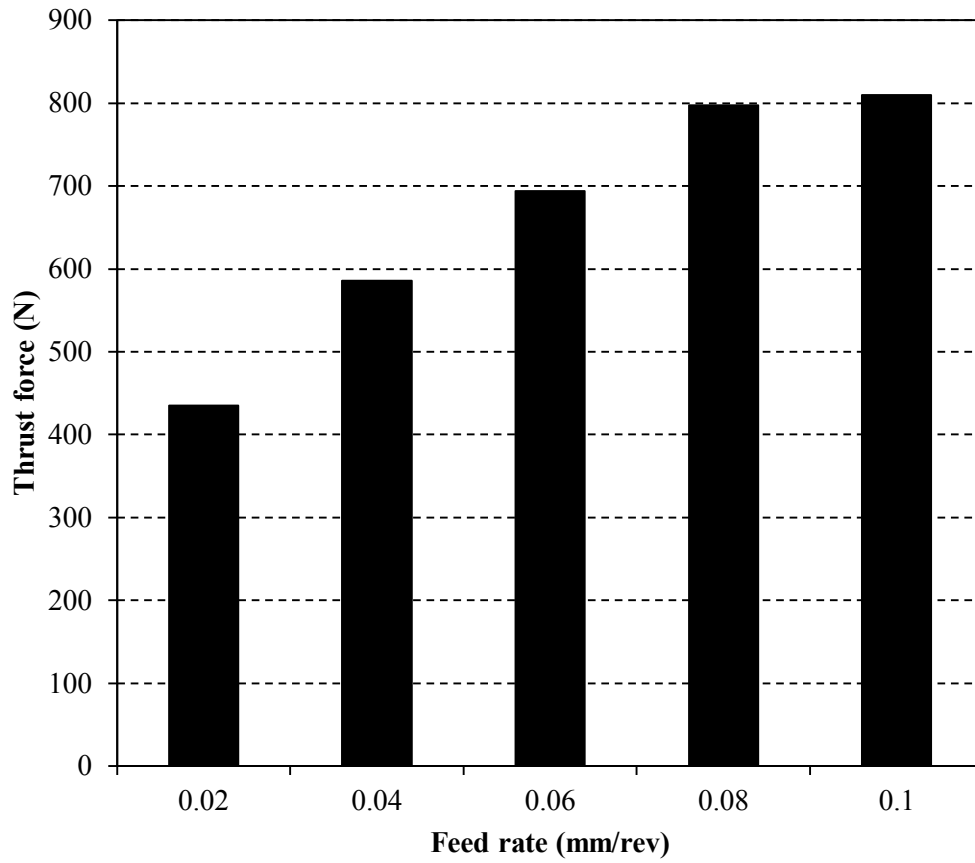


Fig. 4-73 Relationship between thrust force and feed rate

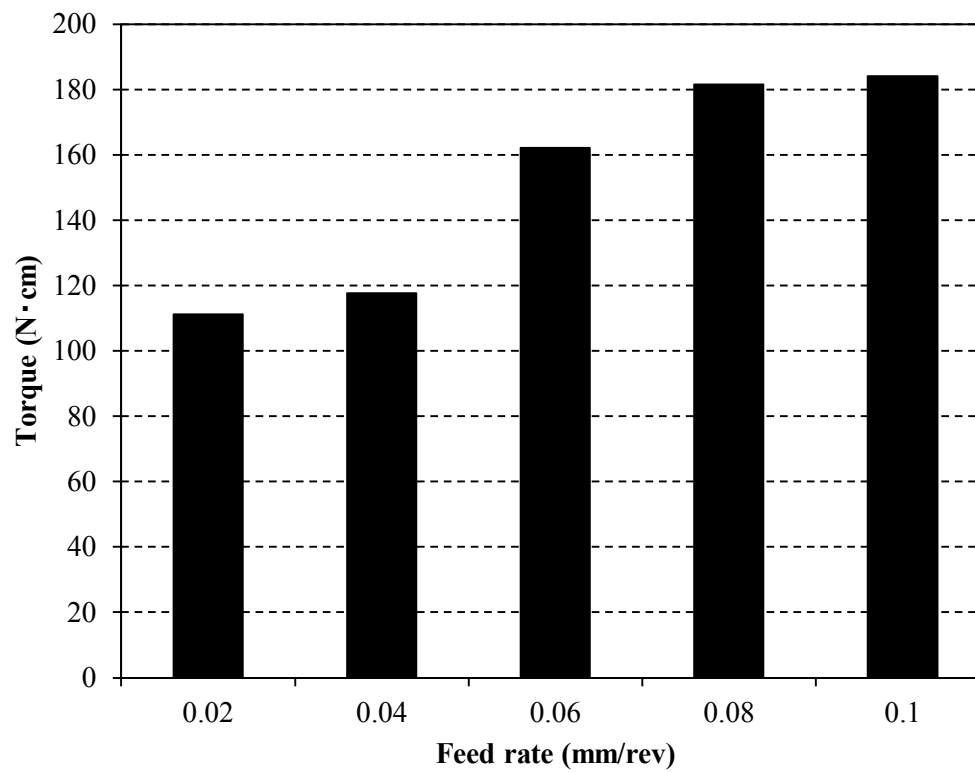


Fig. 4-74 Relationship between torque and feed rate

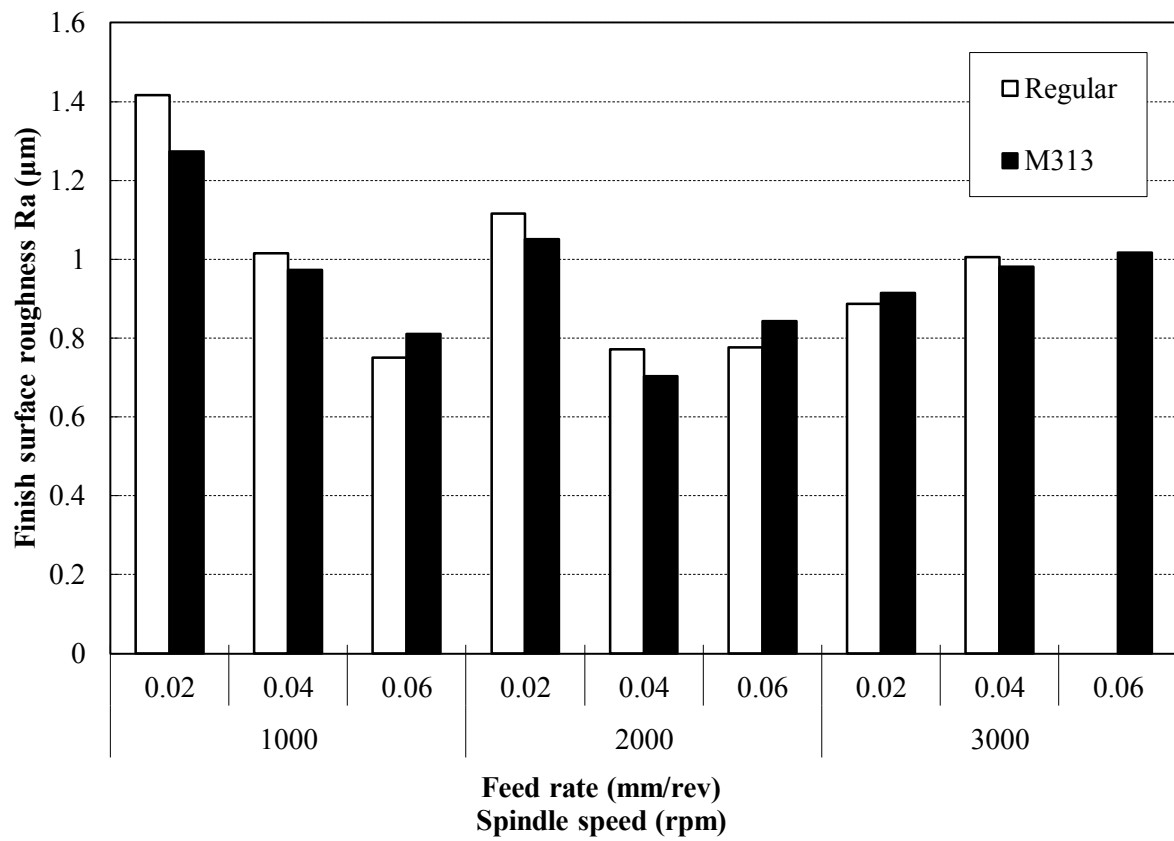


Fig. 4-75 Relationship between surface roughness Ra and cutting conditions

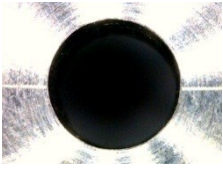

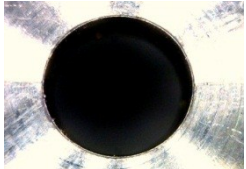




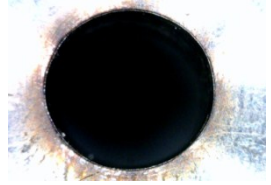


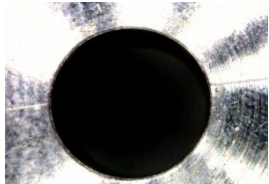

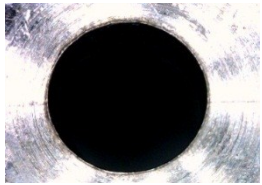

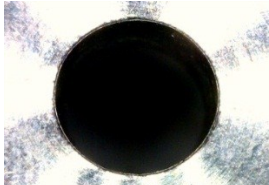


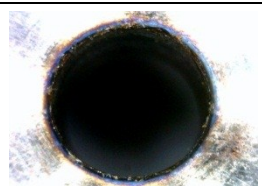
		Surface	back
1000rpm	0.02mm/rev		
	0.04mm/rev		
	0.06mm/rev		
2000rpm	0.02mm/rev		
	0.04mm/rev		
	0.06mm/rev		
3000rpm	0.02mm/rev		
	0.04mm/rev		
	0.06mm/rev		

Fig. 4-76 Relationship between cutting conditions and hole state (M313)

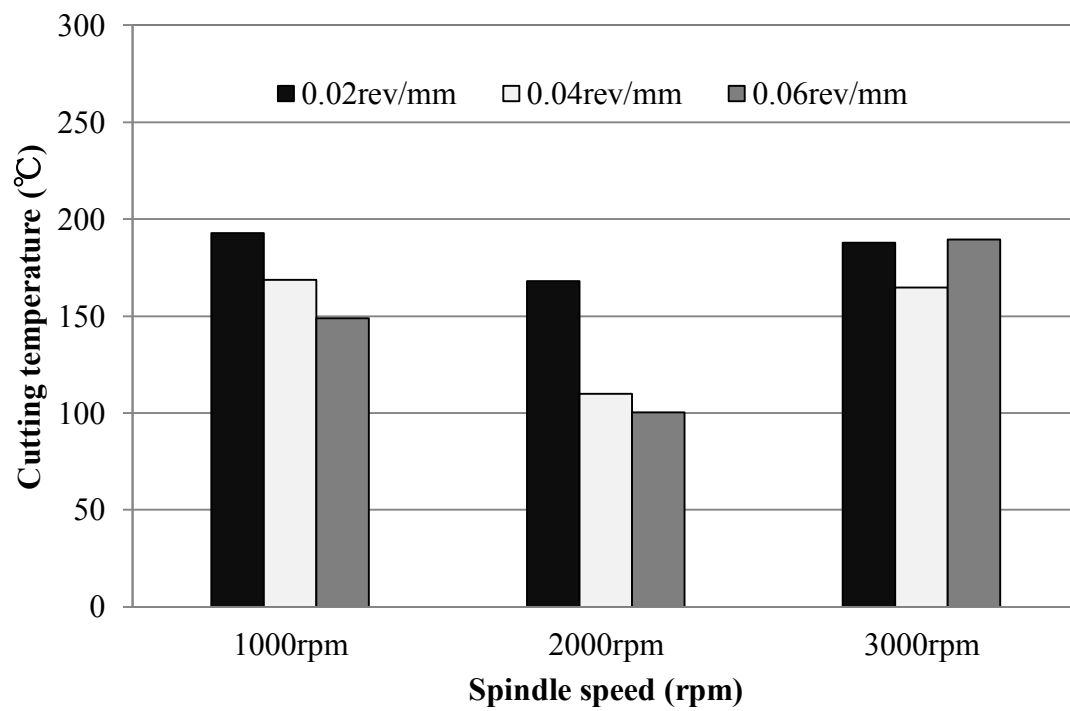


Fig. 4-77 Relationship between cutting temperature and cutting conditions (M313)



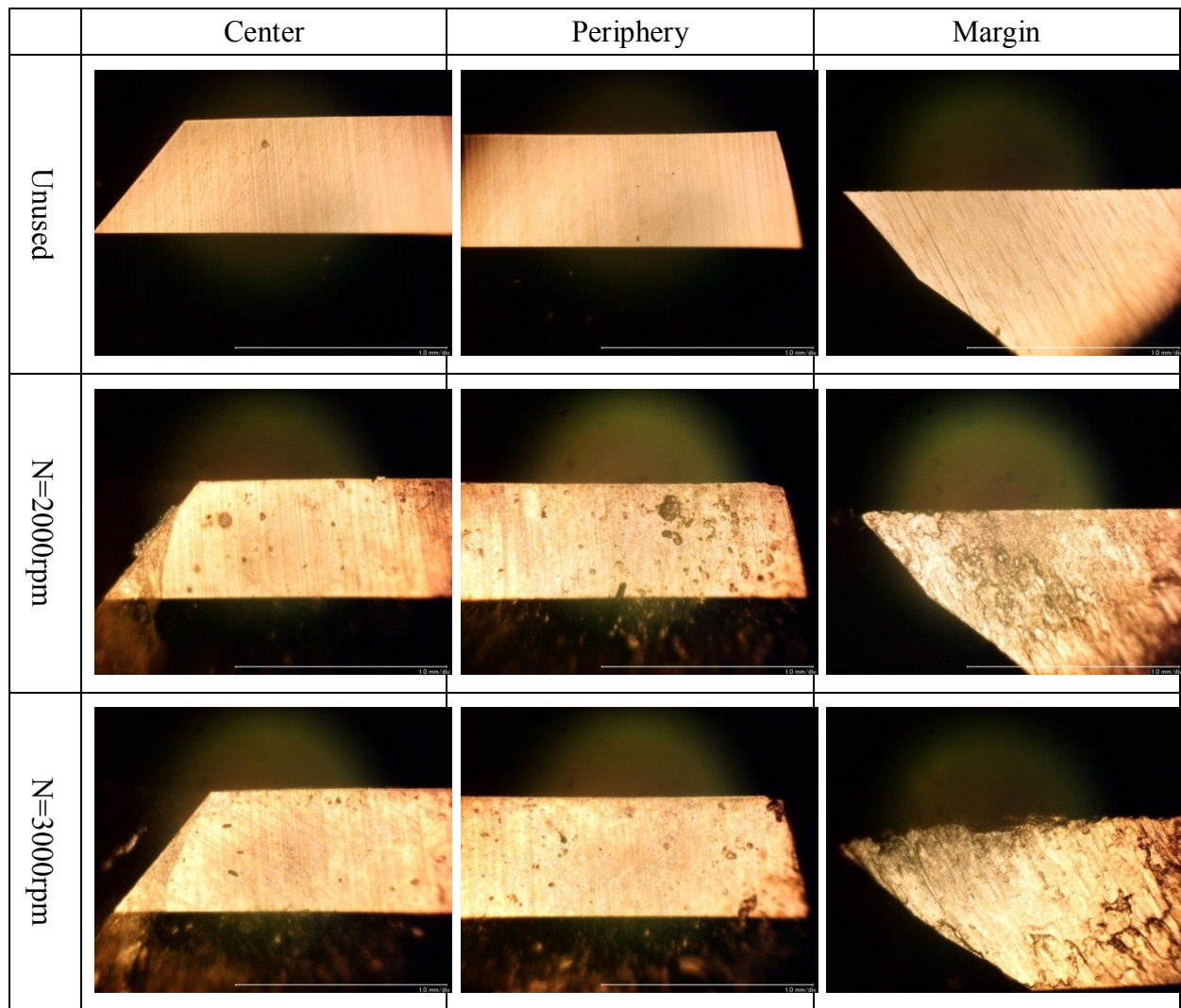


Fig. 4-78 Tool wear (Tungsten carbide)  
(f=0.04 mm/rev Number of hole: after 4 hole machining)

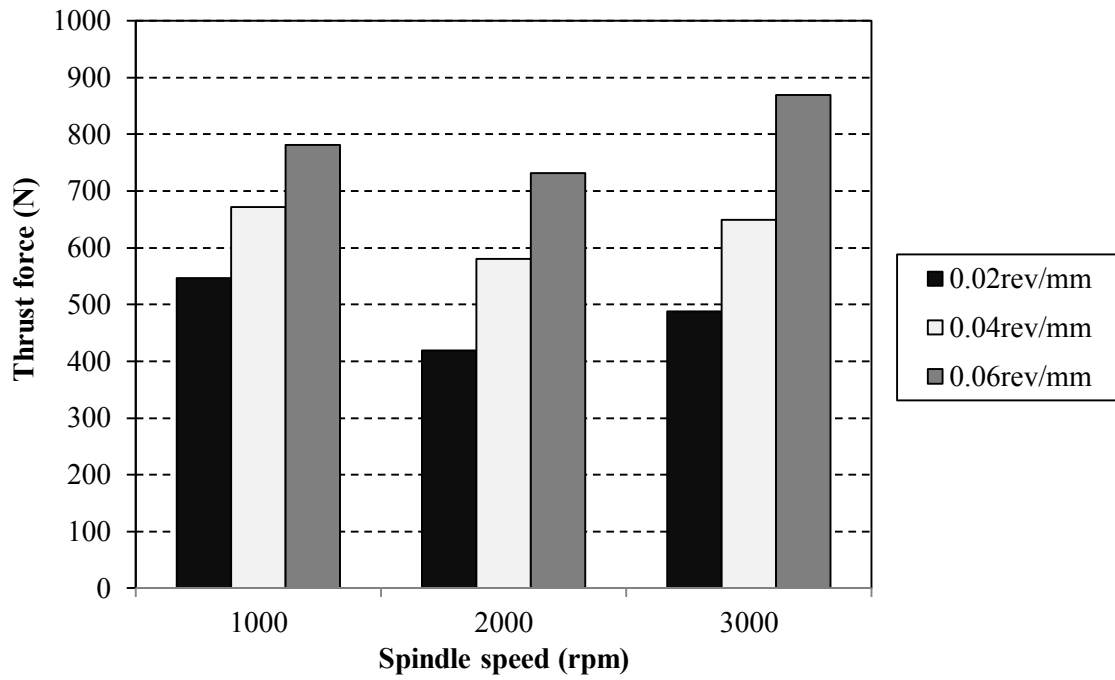


Fig. 4-79 Relationship between thrust force and cutting conditions (M313)

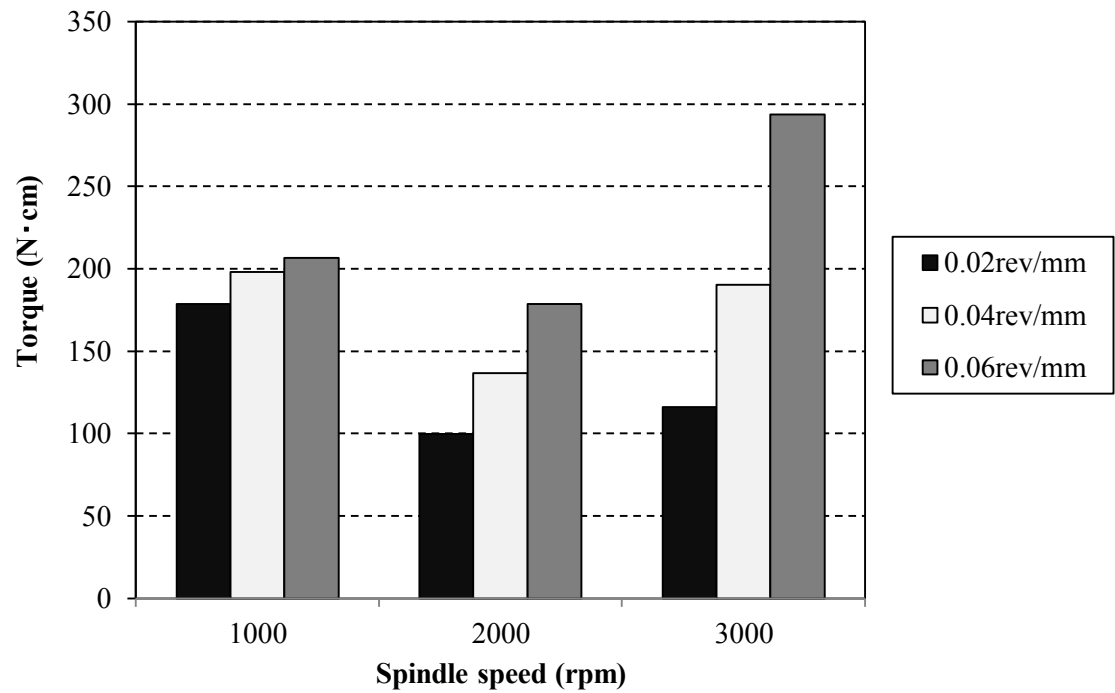


Fig. 4-80 Relationship between torque and cutting conditions (M313)

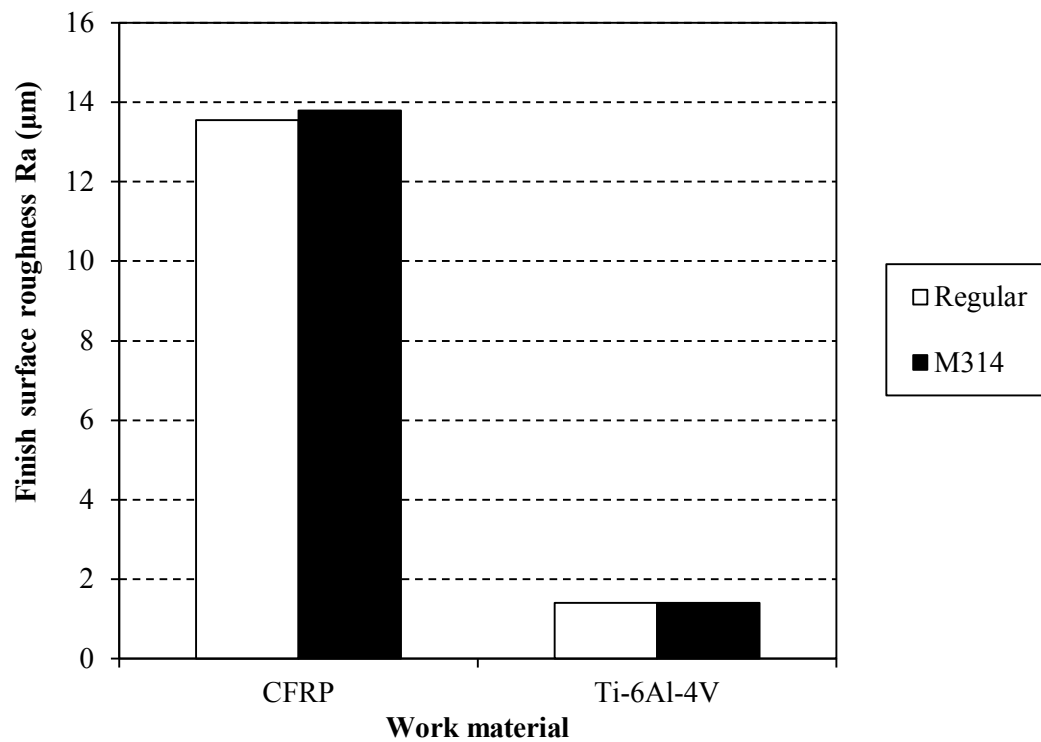


Fig. 4-81 Relationship of surface roughness Ra and materials and cutting method (CFRP to Ti alloy) (Cutting conditions : Table 4-28  $f=0.04$  mm/rev)

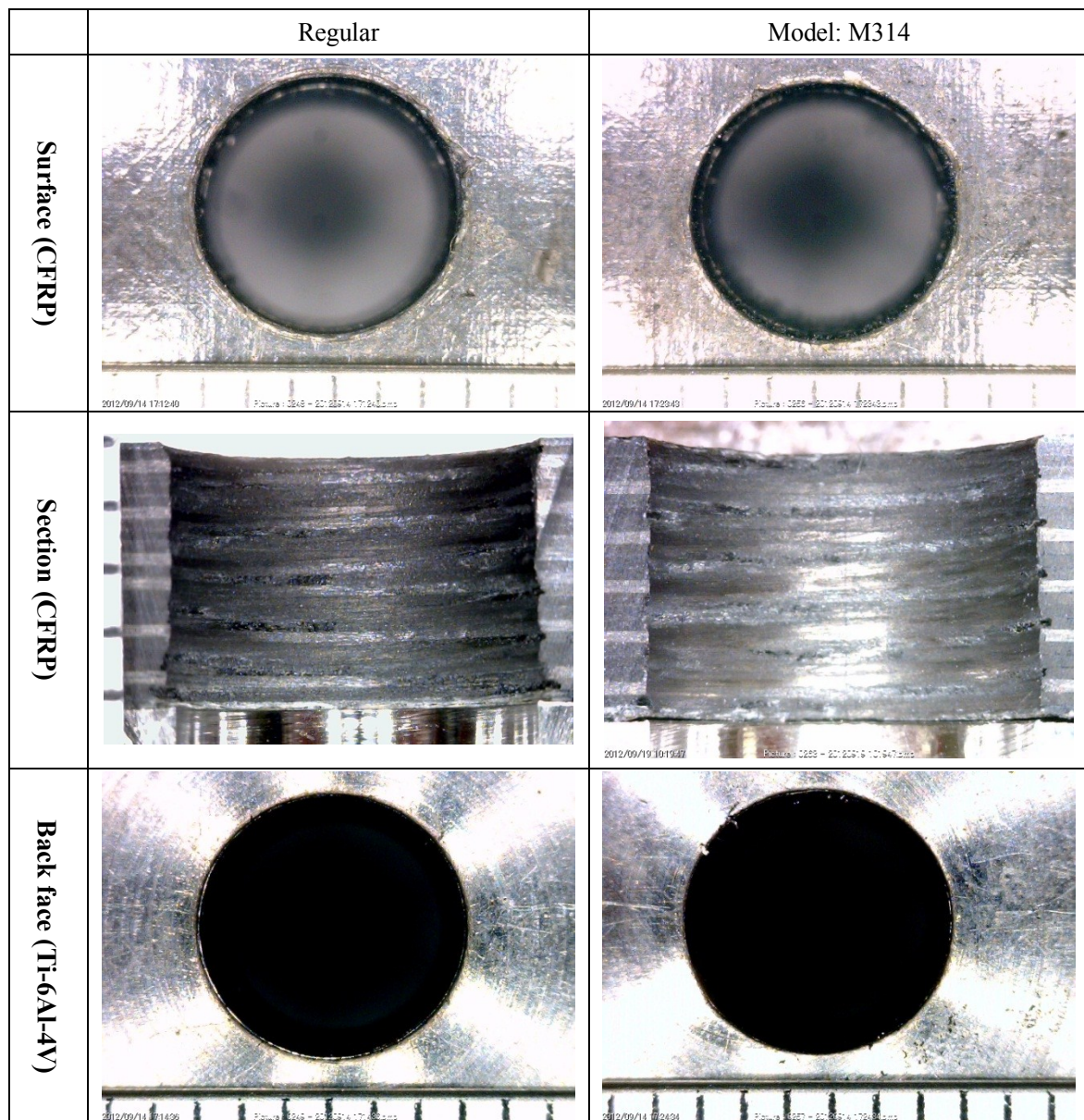


Fig. 4-81 Relationship between hole state and cutting method  
(Cutting conditions : Table 4-28  $f=0.04$  mm/rev)

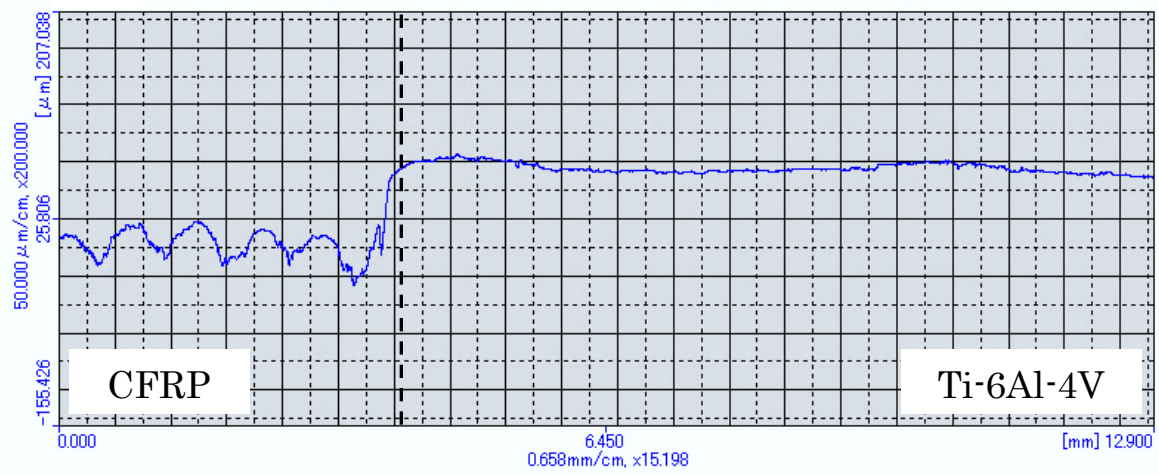


Fig. 4-82 Profile curve of CFRP and Ti alloy joint (M314)



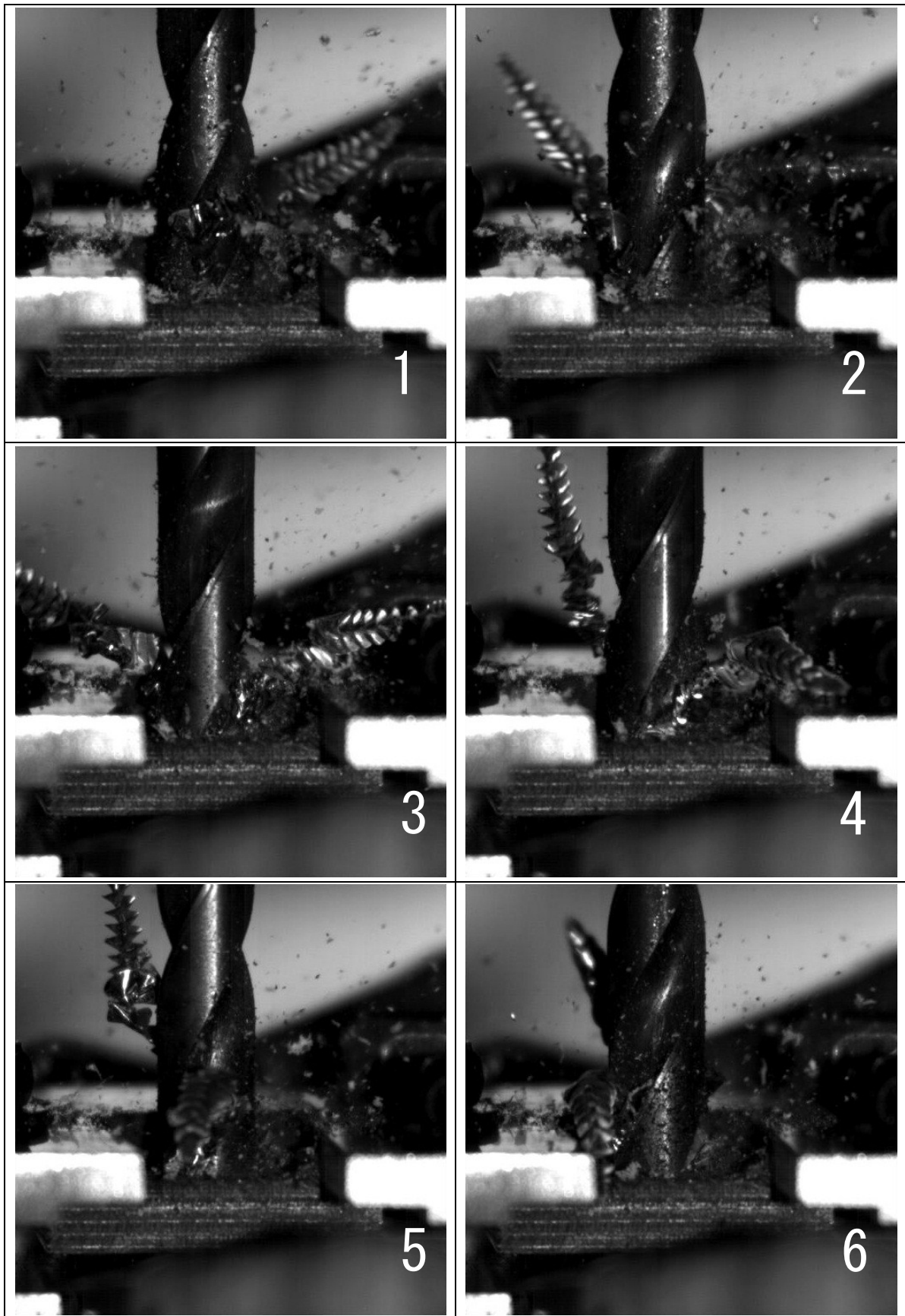


Fig. 4-83 Frame-by-frame image of the CFRP to Ti alloy during cutting

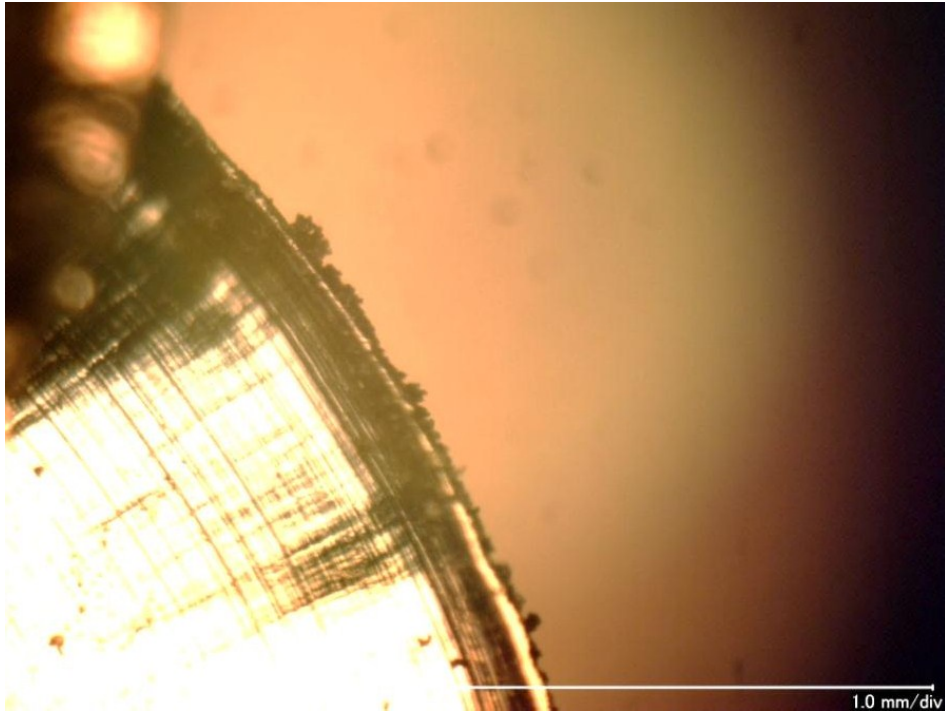


Fig. 4-84 CFRP's cutting chip adhered to Ti alloy's cutting chip

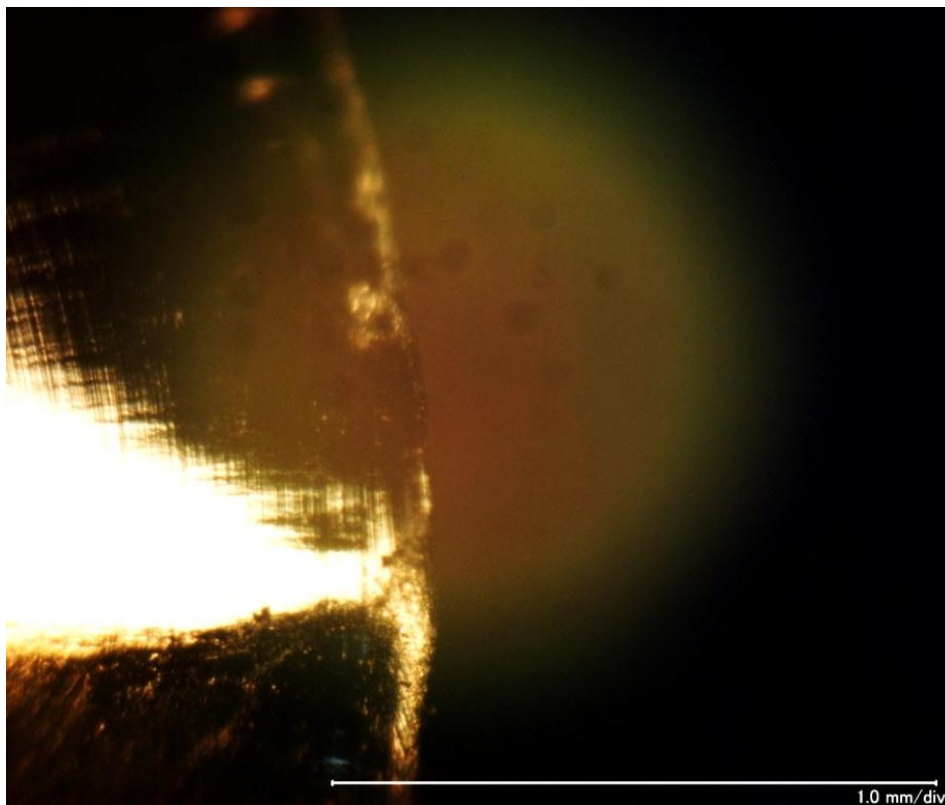


Fig. 4-85 Wear-mark on the surface of Ti alloy cutting chip

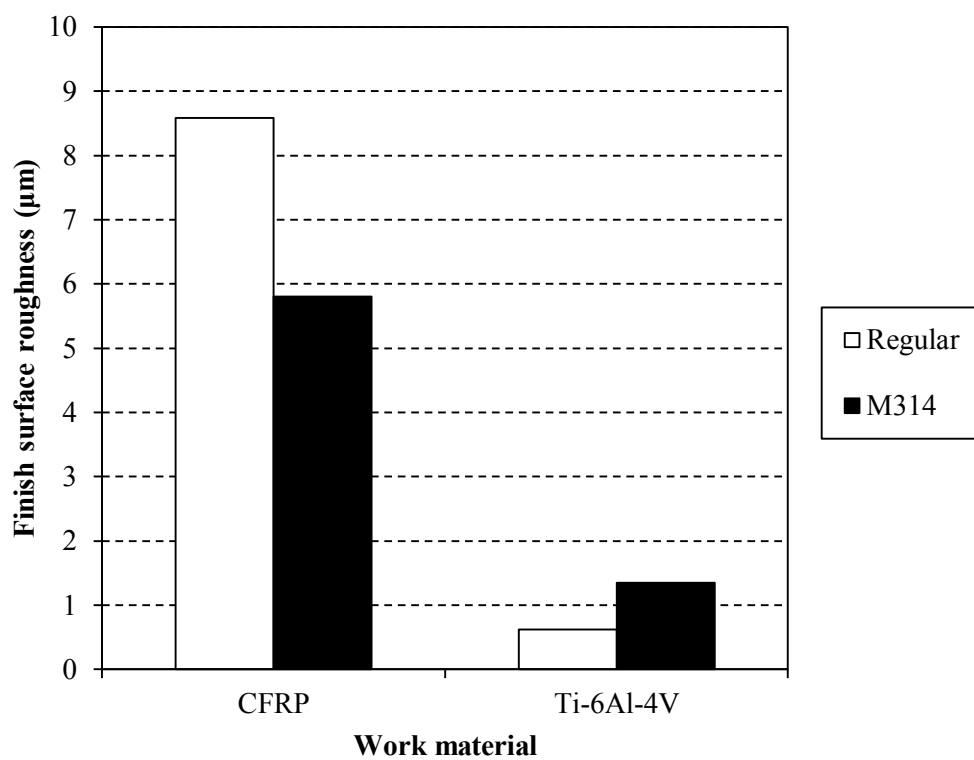


Fig. 4-86 Relationship of surface roughness Ra and materials and cutting method (CFRP and Ti alloy) (Cutting conditions : Table 4-28  $f=0.15$  mm/rev)



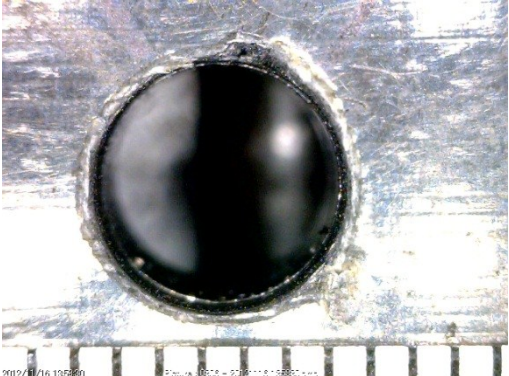
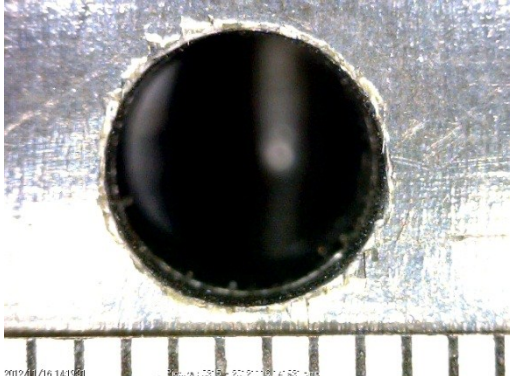
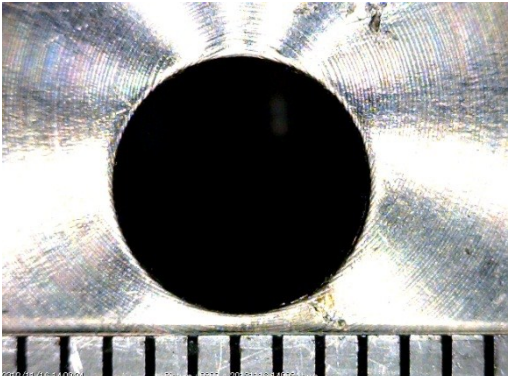
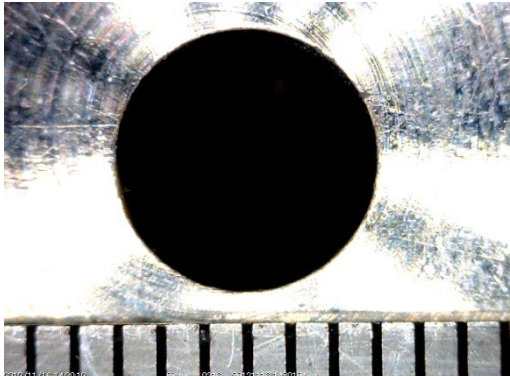
	Regular	Model: M314
Surface (CFRP)	 <p>Hole diameter 6.12mm</p>	 <p>Hole diameter 6.05mm</p>
Back face (Ti-6Al-4V)	 <p>Hole diameter 5.99mm</p>	 <p>Hole diameter 6.01mm</p>

Fig.4-87 Relationship between hole state and cutting method  
(Cutting conditions : Table 4-28  $f=0.15$  mm/rev)

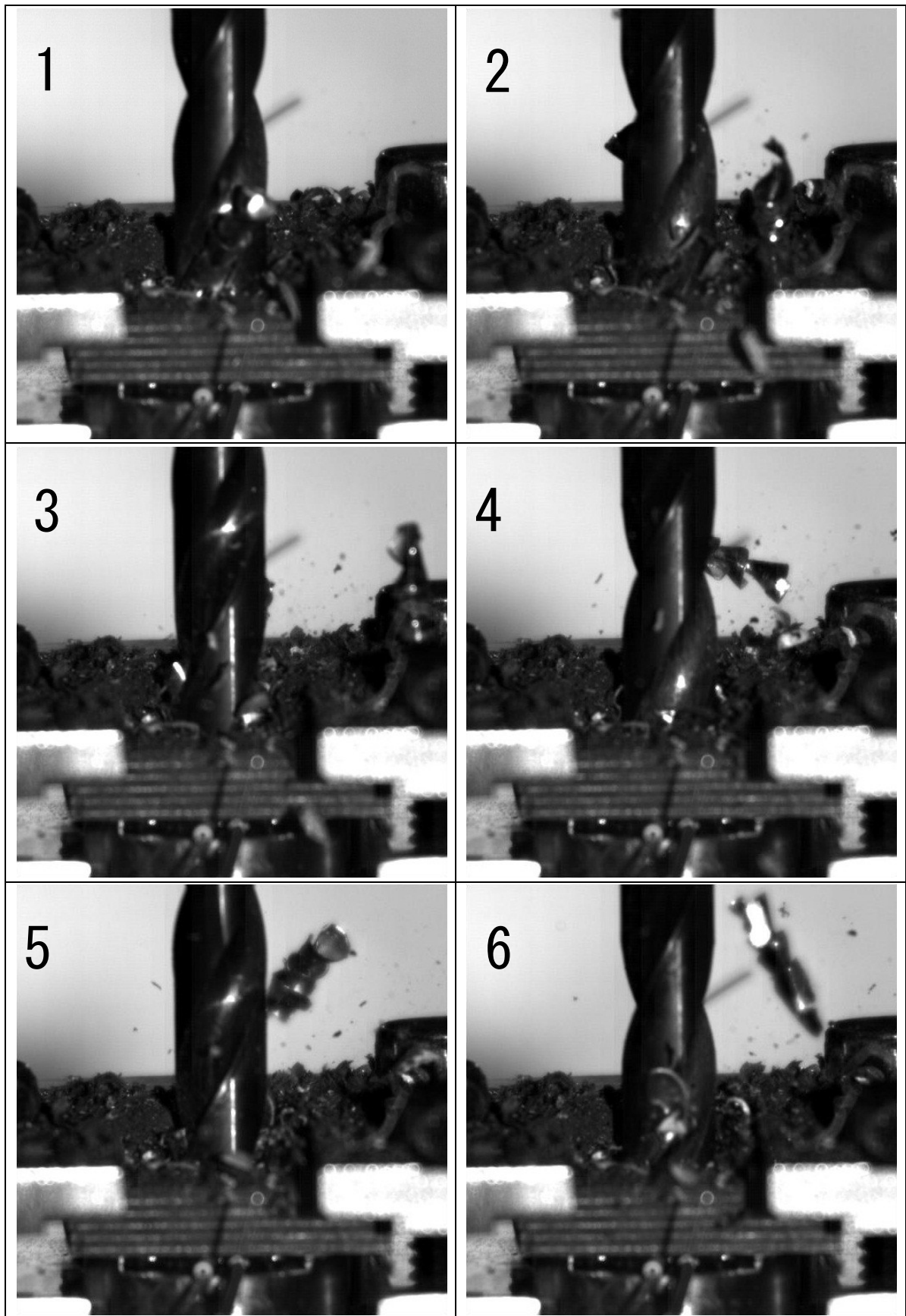


Fig. 4-88 Frame-by-frame image of the CFRP to Ti alloy during cutting  
(State of dividing into Ti alloy cutting chip)

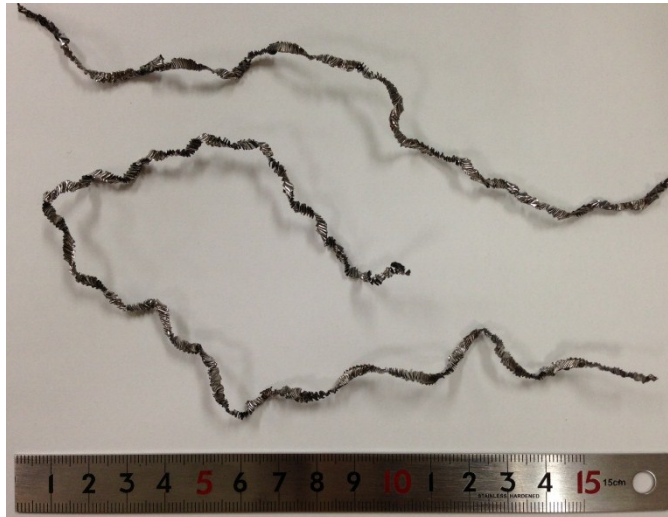


Fig. 4-89 State of Ti alloy cutting chip (Regular cutting method)  
(Cutting conditions : Table 4-28  $f=0.15\text{mm/rev}$ )



Fig. 4-90 State of Ti alloy cutting chip (M314)  
(Cutting conditions : Table 4-28  $f=0.15\text{mm/rev}$ )

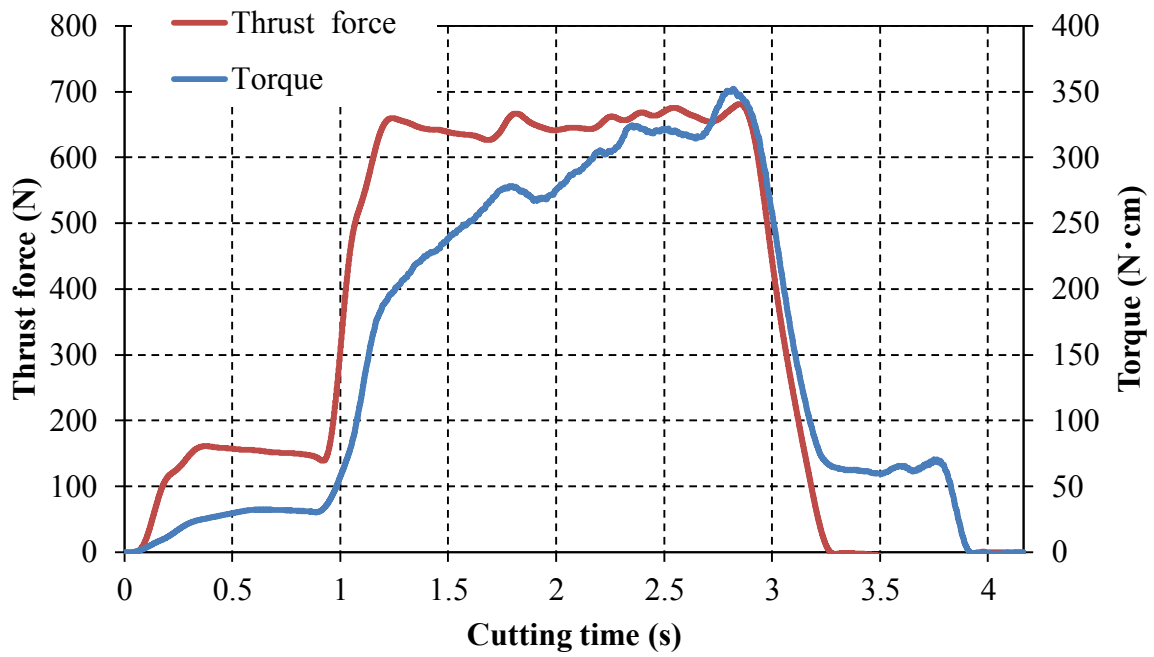


Fig. 4-91 Transition of cutting force (Regular cutting method)  
(Cutting conditions : Table 4-28  $f=0.15$  mm/rev)

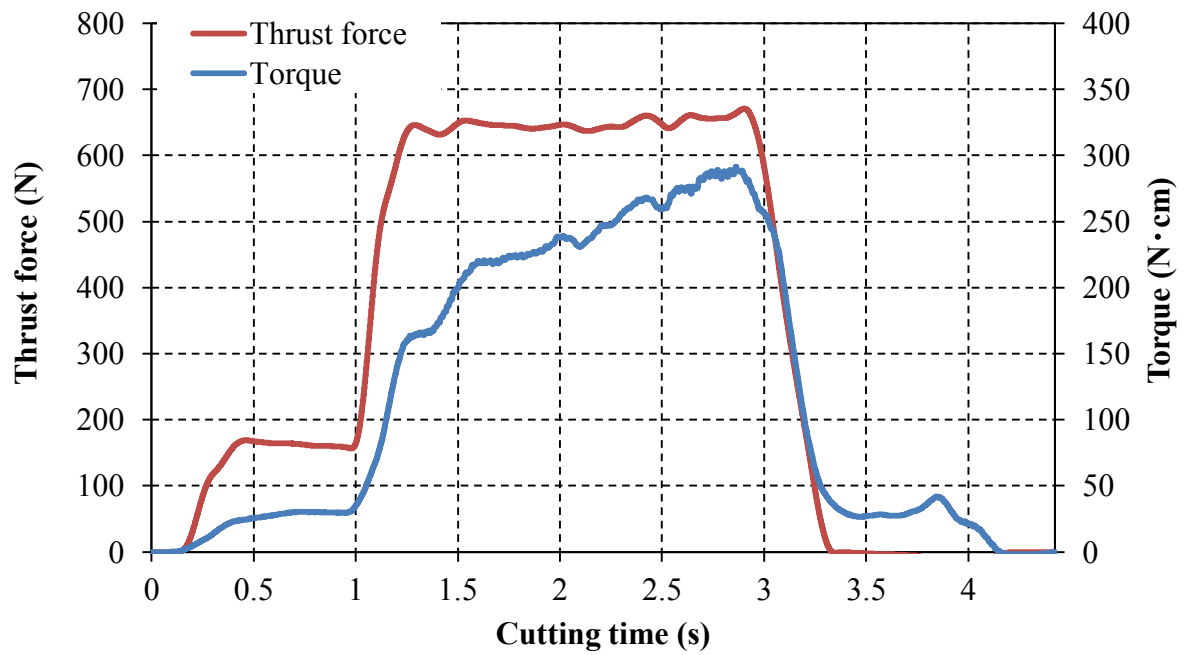


Fig. 4-92 Transition of cutting force (M314)  
(Cutting conditions : Table 4-28  $f=0.15$  mm/rev)

## 第5章 CFRP 材の穿孔作業環境改善のための新しい加工方法の提案

### 5.1 まえがき

CFRP 材を切削加工した場合、生成される切りくずの多くは破碎型形状となる。切りくず長さが、極端に短い微細粉型粉塵となり大気中に飛散した場合、作業者の皮膚や粘膜に突き刺さり、痛みやかゆみなどの苦痛を生じさせることが懸念される。また、作業者には、その粉塵を吸引させない健康保全対策が必要となる。さらに、飛散した微細粉塵化切りくずは、工作機械の摺動部や回転部分に混入し工作機械の寿命を著しく短くする他に、炭素繊維の導電性が、混入箇所からの電気系統の短絡の原因になる危険もある。処で、微細粉塵化した切りくずは、実切削体積の約 10 倍近くとなる量が大気中に飛散することが確認されており、作業者本人や工作機械だけでなく作業現場全体の作業効率の低下が起きる<sup>1)-6)</sup>。

一般的な穿孔加工は、ストレート型ドリルを用いて行われるが、Fig.5-1 に示すような 3 $\mu$ m 以下の微細な粉塵型の切りくずが多く生成する。これは一般的なマスクでは防ぎきれない大きさである。従来は、Fig.5-2 に示すような、外部吸引法を用いて切りくずの集塵を行っていた。しかし、この方法では生成される全体の約 30%程度の切りくずしか回収することができない上に、3 $\mu$ m 以下の切りくずを回収することが非常に困難である。第1章でも述べたとおり、CFRP 材のリサイクルの視点からも CFRP 材の穿孔加工における切りくずの処理方法の確立が急務となっている<sup>7)-17)</sup>。

そこで、穿孔加工により生成される切りくずを、ドリル内部を通過する方式で回収する中空型ドリル工具と集塵装置(内部吸引型集塵穿孔装置：特許)を開発した。本研究では、工具内を移動する切りくずの流れ場を高速度カメラにより可視化解析し、刃先形状と切りくずの集塵効率と粒度分布状態について解析する。また、円筒形状ドリル、中空段付き形状ドリルを含めた全4種類の中空型ドリル<sup>18)-20)</sup>の工具を製作し、その機能性評価として穿孔加工実験を行い、切りくず回収率の評価を行う。粒度分布状態として、切りくず長さの度数分布の評価により工具刃先形状と加工条件がおよぼす切りくず回収率への影響を明らかにする。また、同実験より試供材の真円度、内面粗さ、仕上げ面に生じる剥離距離の評価を行い、工具刃先形状と切削条件がおよぼす加工穴形状への影響を明らかにする。

### 5.2 実験装置

本節では、開発した内部吸引型集塵穿孔装置の機構と、中空工具について詳細に説明する。その後、供試材など、実験に用いた装置および実験の方法について説明を行う。

#### 5.2.1 内部吸引型集塵穿孔装置の機構

本研究で開発した、内部吸引型集塵穿孔装置の構造を Fig.5-3 に概略図で示す。図に示すように、中空型ドリルの構造を活かすため、主軸部から集塵機までの間を

貫通穴構造とし管をバイパスさせることで、外部に設置されたサイクロン型の集塵機<sup>21)</sup>へ切りくずが回収される構造である。

実際に開発した装置を Fig.5-4 に示す。集塵装置に取り付けられた液晶パネルで、切削条件の設定が行える構成である。開発した内部吸引型集塵穿孔装置主軸部の全体図と、モーターとチャック部を連結するローターの外観を Fig.5-5 に示す。また、主軸内部の断面図を Fig.5-6 に示し、装置の基本的構成を述べる。主軸本体は、小型に設計されており、持ち手を付けることで、ハンディタイプとして使用することが可能である。本実験では、Fig.5-4 に示したように、専用の治具を制作し、主軸部を固定している。主軸シャフトは、モーターのシャフト部も含め内部に貫通した穴を持つ。モーター部とコレット部を同軸上で支持する形状(中空ローター)を採用したことで主軸部の剛性を確保している。さらに、中空ローターは、1本の管状の構造であるため、主軸内部での切りくず体積および外部への飛散抑制が可能である。集塵装置には、サイクロン型集塵機を使用しているため、微小寸法の切りくずの集塵が可能である。Fig.5-7 で示すように、ドライエアー型のシールド装置(エアパージ)を主軸部に設けている。工具部分を覆う形でアタッチメントを取り付け、先端ノズルから圧縮空気を排出する構造である。これにより、切削部周辺の気密性を高めることが可能になり、切りくず飛散防止対策および、集塵効率向上を図っている。開発した内部吸引型集塵穿孔装置の主な仕様を Table5-1 と Table5-2 に示す。

サイクロン型の集塵装置(穿孔装置コントローラー体型)を Fig.5-8 に示す。本装置の集塵源は、圧縮エアーによるエジェクター方式を採用している。吸引ノズルから排気方向に圧縮エアーを噴射することで、吸引側が負圧になるため、粉塵を吸引できる構造である。サイクロン流れを経て外部に排出される空気は Fig.6-9 に示す HEPA フィルタ(粒径  $0.3\ \mu\text{m}$  の粒子に対して 99.97%以上の粒子捕集率を有する)によって  $0.3\ \mu\text{m}$  程度の粉塵も捕集することが可能である。

### 5.2.2 実験装置および測定機器

本実験で使用する実験装置と測定機器について説明する。内部吸引型集塵穿孔装置に圧縮エアーを噴射するためにコンプレッサーを Fig.5-10 に、その仕様を Table5-3 に示す。

切削抵抗力の測定には、ひずみゲージ型 2 分力工具動力計(AST 式工具動力計)を用いる。切削抵抗力は軸方向の荷重(スラスト荷重)と軸周りの荷重(切削トルク)を検出し、これを動ひずみアンプを介し信号を増幅させて記録する。AST 式切削工具動力計を Fig.5-11 に、その仕様を Table5-4 に示す。動ひずみアンプを Fig.5-12 に、その仕様を Table5-5 に示す。動ひずみアンプを介して出力されたデータはデータロガーを用いてサンプリングタイム  $1\ \mu\text{s}$  で記録する。データロガーを Fig.5-13 に、その仕様を Table5-6 に示す。切りくず回収率を算出する際に、切りくずの重量を測定するため計量器を使用する。使用する計量器を Fig.5-14 に、その仕様を Table5-7 に示す。加工後の穴形状評価を行うため、画像測定器を用いて、真円度の測定を行う。



なお、画像測定は岐阜県工業技術研究所にて行い、使用する測定器を Fig.5-15 に、その仕様を Table5-8 に示す。加工穴内面粗さの評価では、触針式表面粗さ測定機を用いる。触針式粗さ測定機を Fig.5-16 に、その仕様を Table5-9 に示す。中空型ドリルの、穿孔挙動を可視化解析するために、高速度カメラを使用する。また、中空型ドリルの相似形疑似モデルを用いた集塵可視化実験にも使用する。高速度カメラを Fig.5-17 に、その仕様を Table5-10 に示す。

### 5.2.3 切削工具

穿孔加工と同時に、切りくずの回収を行うため、生成した切りくずを、切削工具の軸の内部を通過させられる形状(軸内部貫通型)の切削工具が必要である。そのため、内部吸引型集塵穿孔装置開発時に、パイプ形状の中空型ドリルを制作した。このドリルを、モデル1型工具と定めた。本項では、製作したモデル1型工具について詳細に説明する。また、モデル1型工具を基に、工具刃先近傍の流れ場の解析を行い、切れ刃形状の異なるモデル2型工具とモデル3型工具試作提案についても詳細に説明する。

#### 5.2.3.1 内部吸引型集塵穿孔装置専用工具

本実験では、内部吸引型集塵穿孔装置開発時に製作したパイプ形状の中空型ドリルモデル1型工具を使用する。実際の工具を Fig.5-18 に、簡易的な図面を Fig.5-19 に、その仕様を Table5-11 に示す。今回試作したモデル1型工具の特徴は、工具の母材に超硬合金を用いている。Fig.5-20(a)に示すように、一般的には平均粒径  $1\ \mu\text{m}$  ( $0.5\sim 1.5\ \mu\text{m}$ )の WC(炭化タングステン)粒子を用いている。本実験で試作した工具には、Fig.5-20(b)に示すように、WC 粒子を微細な  $0.2\ \mu\text{m}$  以下の超々微粒子粉末合金を使用している。これにより、耐摩耗性の向上や刃先の鋭利化が可能になると考えている。粒子径の違いによる刃先丸みの違いを SEM 観察した結果を Fig.5-21 に示す。Fig.5-21(a)に工具刃先の外観を示し、Fig.5-21(b)には、一般的な超硬粒子の工具刃先を示す。一般的な超硬合金は、タングステン(W)の平均粒度が約  $1\ \mu\text{m}$  程度であり工具刃先の鋭利さの指標の一つである、刃先丸み半径が約  $2\ \mu\text{m}$  から  $3\ \mu\text{m}$  程度である。Fig.5-21(c)に示す刃先は、タングステン(W)の平均粒度を、約  $0.2\ \mu\text{m}$  以下の超々微粒子で統一し成形した工具刃先である。タングステン(W)粒径を微細かつ粒度統一することで、刃先丸み半径を約  $1\ \mu\text{m}$  から  $2\ \mu\text{m}$  に向上させることに成功している。さらに、工具制作時に特殊な研削技術(技術協力：BTT Co., Ltd.)を用いたことで、Fig.5-21(d)に示すように、刃先丸み半径が  $0.5\ \mu\text{m}$  程度になり、一般的な超硬工具と比べ、鋭利な刃先を得ている。これにより、刃先の鋭利さが、強化材である炭素繊維のせん断を容易にすること、さらに、切りくずの微細化を抑制する効果が狙えると考えている。また、Fig.5-22 に示すように、パイプ形状の中空型ドリルは、シャンクの外形と内径が偏芯した構造になっている。内径を偏芯させることで、管路内にスパイラル気流の流れ場を作り、



切りくずを分散させて集塵効率を高める効果を狙っている。この偏芯量は、工具の捻りモーメントと直接関係するため、切削抵抗力に十分耐える工具形状が必要である。そのため、一般的なドリルでの切削抵抗力を基準とし、有限要素法に基づく FEM 解析手法を使い工具形状の最適化を行っている。解析結果を Fig.5-23 に示す。この結果より、中心からの偏芯量は 14%以内で、内径寸法は工具外形寸法に対して 70%以内と決定した。さらに、工具刃先近傍の集塵に伴う空気の流れ場の解析を Solid-Works Flow-Express を用い、静止状態での流体の流れ場の解析を行った。試作工具であるモデル 1 型工具を再現した図を Fig.5-24 に示す。解析の条件には、実際に開発した集塵機から出力される流速を測定した結果を用いている。結果を Fig.5-25 に、左から正面図、正面断面図、側面図を示している。今回のシミュレーション解析では、流体を空気として、工具無回転状態で吸引した際の開口部周辺の流れ場から、最大流速と流路線の損失を測定した。解析結果より、開口部の根元付近において赤色で示されている流路線が多いことから、この部位が最大流速となり吸引速度が速いといえる。また開口部先端より吸引することにより開口部の中間領域において流路線に乱れが生じることが解った。

#### 5.2.3.2 FEM 解析手法を用いた工具形状の提案

内部吸引型集塵穿孔装置開発時に製作した、パイプ形状の中空型ドリルモデル 1 型工具をベースに、刃先形状の異なるパイプ形状の中空型ドリル「モデル 2 型工具」と「モデル 3 型工具」を制作する。この工具の制作にあたり、モデル 1 型工具と同様に Solid-Works Flow-Express を用い静止状態での流体の流れ場の解析を行う。モデル 2 型工具を Fig.5-26(a)に、モデル 3 型工具を Fig.5-26(b)に示す。モデル 2 型工具、モデル 3 型工具ともに切れ刃長を変更し、それ以外の諸元に変更は加えていない。モデル 1 型工具の切れ刃長は 11.0 mm であるが、モデル 2 型工具では、切れ刃長を 15.0 mm に設定しモデル 1 型工具と比べ長くした。これにより、切りくず回収に必要な開口部を大きくできるため、飛散した広範囲の切りくずを効率的に回収できると考えている。モデル 3 型工具では、モデル 1 型工具の流れ場の解析結果を基に、流速が最も早くなる場所が底刃の切れ刃近傍付近になるように切れ刃長を 7.0 mm とし、モデル 1 型工具と比べ短くした。これにより、開口部全体の流速が速くなると予想できるため、切削と同時に飛散する前の切りくずを効率的に回収できると考えている。両モデルの解析結果を、Fig.5-27(a)にモデル 2 型工具を、Fig.5-27(b)にモデル 3 型工具の解析結果を示す。この結果より、開口部を大きくしたモデル 2 型工具では底刃近傍の流速が 3 種類の中で最も遅く、流路線にも乱れが生じた。一方、モデル 3 型工具では、切れ刃開口部の高さが低いため切れ刃全域で最も流速が速く、流路線の乱れも生じなかった。このことから、切れ刃の開口部高さを低くすることで切れ刃部全体の流速が高くなることが解りモデル 3 型工具の設計目標を達成できたものと言える。一方、モデル 2 型工具では開口部の流速が遅くなるという結果であったが、開口部の大きさ

が切りくず回収率の向上に影響する可能性が考えられるため、工具製作に当たり特に変更は加えなかった。この結果を基に、実際に両工具を制作した。製作した工具を Fig.5-28(a)にモデル 2 型工具を、Fig.5-28(b)にモデル 3 型工具を示し、Table5-12 に用工具の仕様を示す(工具の各部名称については、Fig.5-19 に示したモデル 1 型工具の簡易図面を参照)。工具の材質は、モデル 1 型工具と同様の超々微粒子超硬合金粒子を使用している。

### 5.2.3.3 可視化による管路内のシミュレーション

Solid-Works Flow-Express による切れ刃近傍の流れ場解析結果より得られた工具刃先が、サイクロン流に対して実際の管路内で生じる影響を観察する。アクリルパイプを用い、相似形になるように各工具モデルの模型を製作し、流れの可視化実験を行なう。可視化実験に使用した装置を Fig.5-29 に示す。流体物には、ドライアイスにより発生する煙を用いて可視化を行なう。また、サイクロン集塵機の代用品として、Fig.5-30 に示すような、家庭用のサイクロン掃除機を用いる。その仕様を Table5-13 に示す。これらの装置を用いて、発生させた煙をサイクロン掃除機により吸引を行い、管内と刃先近傍の流れ場を観察する。煙による可視化実験では、ドライアイスの煙を刃先付近より吸引し、その様子を高速度カメラで撮影し、管路内を流れる流体の動きを可視化するのが狙いである。尚、高速度カメラでの撮影条件は撮影速度を 7000 fps で行う。

Fig.5-31 に煙による可視化の結果を示す。サイクロン流を用いる事で、各モデルで螺旋状、または乱流状態の流れが観察できた。また、モデル 1 型工具とモデル 2 型工具と比べて、モデル 3 型工具は螺旋状の流れに乱れが少なかった。この結果は、静止状態で流れ場の解析を行った結果に近似する結果であった。これらの結果を踏まえ、実際の穿孔での流れ場が切りくず回収率におよぼす影響を評価する。

### 5.2.3.4 先端切れ刃を持つ中空型ドリルの試作

上述までのパイプ形状の中空型ドリルとは異なり、一般的なツイストドリル形状の先端刃先を持つ中空型ドリルを制作する。この工具をモデル 4 型工具とし、製作した工具を Fig.5-32 に、その仕様を Table5-14 に示す。また、Fig.5-33 に簡易的な図面を示す。モデル 4 型工具は求芯性向上を狙った中空型ドリルである。求心性を向上させることにより、加工穴形状も向上を狙っている。また、切りくずを吸引する開口部を切れ刃近傍すくい面上の溝部に 2 か所設けている。これにより、せん断された炭素繊維がすくい面上を流れると同時に切りくずの回収が可能となるため、切りくず回収率の向上が期待できる。また、工具刃先形状が一般的なツイストドリル形状であるため、流れ場の解析および構造解析については行っていない。

#### 5.2.4 供試材

本研究で使用する CFRP 材の材料特性を Table5-15<sup>23)</sup>に示す。金属のように、どの方向にも性質が同じであることを等方性という。それに対し、炭素繊維は繊維方向と繊維に直角方向とで強さや弾性率が異なる異方性を持っている<sup>24)</sup>。本実験では、供試材の CFRP に超高弾性型(UHM)の炭素繊維を使用し、疑似等方型とするため炭素繊維の配列方向を 0°,45°,90°,-45°で、21 積層した構造である。板厚は 4 mm である。マトリックスには 130 度硬化型の熱硬化性エポキシ系樹脂を使用している。実際に使用する供試材を Fig.5-34 に示す。

### 5.3 実験方法と実験条件

本項では、穿孔加工の実験方法および実験条件を詳細に説明する。

#### 5.3.1 実験方法

本研究で開発した内部吸引型集塵穿孔装置を用い、シミュレーション解析を基に製作した 4 種類の中空型ドリルで、厚さ 4 mm の CFRP 材に対し穿孔加工を行う。実験 1 として、製作したモデル 1 工具を用い開発した内部吸引型集塵穿孔装置(エアシールド装置含む)の性能評価を行う。評価項目は、穿孔時の切りくず回収率と、回収した切りくず長さの度数分布状況の 2 点で行う。

実験 2 では、モデル 2 工具からモデル 4 工具までを使用し穿孔加工を行う。ここでは、工具形状が穿孔時の切りくず回収率と、回収した切りくず長さの度数分布状況、さらに加工穴形状におよぼす影響を実験的に評価する。加工穴形状の評価項目として、真円度、内面粗さ、炭素繊維の剥離距離の 3 項目を測定する。さらに、同時に切削抵抗力を測定することにより、切削抵抗力が切りくず回収率や加工穴形状へおよぼす影響についても考察を行う。また、従来からおこなわれている外部吸引集塵法で、一般的なツイストドリルによる穿孔加工を行い、本装置の切りくず回収率との比較を行う。

#### 5.3.2 実験条件

実験条件は、実験 1 および実験 2 で異なり、実験 1 の切削条件を Table5-16 に示す。実験 1 では、2 種類の送り量に対し、各 3 種類の切削速度を用いる。この切削条件は、我々の過去の研究成果を基に基準を定めている。一枚刃で、しかも中空型工具であるため、工具刃先形状を考慮し、送り量を基準値から 50%程度遅く設定している。これにより、スラスト力による工具の座屈、折損を抑制する。

次に、実験 2 で用いた切削条件を Table5-17 に示す。実験 2 では 3 種類の送り量に対し、各 3 種類の切削速度を用いる。実験 1 の結果より、当初懸念した工具の破損が見られなかったため、実験 2 では送り量を高く設定している。

### 5.3.3 測定方法

本項では、それぞれの評価項目の測定の方法について説明を行う。

#### 5.3.3.1 切りくず回収率の計算方法

切りくず回収率の測定方法は、2種類の方法を用いている。実験1では、穿孔数が多いため、切削前の供試材の重量  $X_0$  を測定した後、加工後の供試材の重量  $X_1$  を測定し、式(5.1)を用い理論的な切りくずの重量  $X$  を求める。次に、穿孔後に回収した切りくずの総重量を測定し、これを実際の切りくず重量  $Y$  と定義する。式(5.2)を用い、実際に回収した切りくず量  $Y$  を理論的な切りくずの総重量  $X$  で除し、100 倍したものを切りくず回収率とする。以下に示す式は計算に用いた式である。

$$X = X_0 - X_1 \quad \dots\dots\dots (5.1)$$

$$\text{切りくず回収率(\%)} = \frac{Y}{X} \times 100 \quad \dots\dots\dots (5.2)$$

実験2では、穿孔数が少ないため、実験1とは異なる算出方法を定義する。CFRPの板厚と穿孔に用いるドリルの外径から、下記に示す式(5.3)を用いて理論的な除去体積を計算により導く。この値を理論的な切りくずの体積  $V$  として、式(5.4)で示す様に、理論体積  $V$  に被削材の比重で乗算し理論的に求めた重量  $W$  を、理論的な切りくずの総重量  $A$  とする。これに対し、実際の穿孔加工により内部吸引型集塵穿孔装置の捕集容器内とフィルタ部分に溜まった切りくずの重量を、実際に回収した切りくずの総重量  $B$  とし、式(5.5)を用い、この回収した切りくずの総重量  $B$  を理論的な切りくずの総重量  $A$  で除し、100 倍したものを切りくず回収率とする。この結果を基に、切りくず回収率のグラフを作成する。Fig.5-34 に実験2の切りくず回収率の算出方法を示す。また、以下に示す式は計算に用いた式である。

$$V = \pi \cdot r^2 \cdot h \quad \dots\dots\dots (5.3)$$

$$W = V \cdot 1.8 \quad \dots\dots\dots (5.4) \quad \text{※ CFRP 材の比重 : 1.8}$$

$$\text{切りくず回収率(\%)} = \frac{B}{A} \times 100 \quad \dots\dots\dots (5.5)$$

記号

$V$  : 体積 [ $\text{mm}^3$ ]                       $r$  : 円柱の半径 [ $\text{mm}$ ]

$h$  : 円柱の高さ [ $\text{mm}$ ]               $W$  : 重量 [ $\text{g}$ ]

#### 5.3.3.2 切りくず長さ度数分布の計算法

切りくずの長さ度数分布では、穿孔加工によりサイクロン集塵機の回収袋に溜まった切りくずを、ある特定の長さで分別し、穿孔加工中に生じる微細な切りく

ずの割合を評価する。測定方法は、ランダムに1 g 取り出し平面上に並べる。さらに電子顕微鏡を用いて、それら切りくずの撮影を行う。この画像を、画像解析ソフト、Win ROOF を用いて、Fig.5-36 に示すように二値化を行い、画像解析を行なう。なお、測定は1枚の写真につき1 mm×1 mm の視野で10箇所計測を行い、平均を切りくず長さの度数分布状況とする。

#### 5.3.3.3 真円度測定方法

真円度測定は、Fig.5-15 に示す画像測定器(QVH3-H606P1L-C)を用いて行う。本実験では、表面のみ測定を行い、刃先形状および切削条件の違いが、真円度におよぼす影響を評価する。測定方法は、測定図形に対して偏差の二乗和が最小となる円を一つ当てはめ、その円の中心座標位置を測定図形の中心と考える。これに同心で測定図形に内接および外接する二円の半径差を真円度とする方法で測定を行い、その形状の真円度とする<sup>25)</sup>。

#### 5.3.3.4 加工穴内面粗さ測定方法

穿孔加工後の供試材を切断し、Fig.5-16 に示す触針式表面粗さ測定機を用いて穴内面の算術平均粗さ Ra を測定する。本実験では Fig.5-37 に示すように、4 箇所の粗さを測定し平均値を加工穴内面粗さ Ra とする。

#### 5.3.3.5 炭素繊維の剥離測定方法

加工穴形状の測定として、仕上げ面上に生じる炭素繊維の剥離を測定する。加工後の表面および裏面の穴径周りに生じる炭素繊維の剥離の長さを測定する。その評価基準を Table5-18 に示す。この表に示す評価基準は、過去の研究成果に基づき研究室独自で定めたものである。剥離長さが 0.30 mm 以下の場合を最も良好とし、0.31 mm から 0.50 mm までのものを良好、0.51 mm 以上のものを不良と定義している。最も良好な仕上げ面と、不良な仕上げ面の例を Fig.5-38 に示す。Fig.5-39 に示すように、穴径周りに生じている白く見える部位が炭素繊維の剥離部であり、穴径中心を基準とし、加工穴の端面から剥離部までの距離を測定する。

#### 5.3.3.6 切削抵抗力の測定方法

切削抵抗力および切削温度の測定方法は、各測定装置を Fig.5-40 に示すように接続し行う。切削抵抗力として、軸方向に働く力(スラスト荷重)と、軸周りに働く力(切削トルク)の測定を行う。切削抵抗力の測定は、工具動力計から得られる信号を、アンプを通し増幅させデータロガーで変換し PC1 で記録する。また、高速度カメラの映像は、PC2 で記録する。

## 5.4 実験結果

本節では、開発した内部吸引型集塵穿孔装置と中空型ドリルの性能評価の結果および工具形状の違いや切削条件の違いが被削性におよぼす影響について評価した結果を詳細に説明する。

### 5.4.1 内部吸引型集塵穿孔装置の性能評価（実験 1）

実験 1 では、開発した内部吸引型集塵穿孔装置と中空型ドリルの性能評価を行った。性能評価の項目として、穿孔時の切りくず回収率と、回収した切りくず長さの度数分布状況の 2 点を測定した。

#### 5.4.1.1 切りくず回収率

開発した内部吸引型集塵穿孔装置と、中空型ドリルモデル 1 型工具を使用した場合の、切りくず回収率の調査を行った。結果を Fig.5-41 に示す。この結果より、切削速度および送り速度が遅い切削条件では 60%以上の切りくず回収率があった。切削速度 20 m/min の場合では、送り速度が 90 mm/min の場合と比べ切りくず回収率は低くなった。その他の切削条件を見ても切削速度が速くなることで切りくず回収率が低下していくような傾向が見受けられるが、切削条件に拘らず約 50%前後である。これらのことから、切削条件の違いが切りくず回収率に与える影響は小さいと言える。

#### 5.4.1.2 切りくず長さ度数分布

切りくず回収率が高い送り速度 45 mm/min で切削速度 20 m/min の切削条件を用い、穿孔時に生成される切りくず長さの度数分布の調査を行った。一般的なツイストドリルで生成する、切りくず長さの度数分布結果を Fig.5-42 に示し、中空型ドリルモデル 1 型工具で生成する、切りくず長さの度数分布結果を Fig.5-43 に示す。ツイストドリルと中空型ドリルの切りくず長さを比較するため、両工具共に未集塵の状態で切削を行った。また、Fig.5-44 に中空型ドリルモデル 1 型工具で、集塵した場合に回収できた切りくずの長さ度数分布結果を示す。ここでは、生成した切りくずに対して、切りくず長さ別に回収できている範囲を検証した結果を示す。これらの結果は微細な切りくずに注目し調査を行ったため、長さが 10  $\mu\text{m}$  以上の切りくずについては考察を行わない。

この結果、一般的なツイストドリルでは長さが 6  $\mu\text{m}$  以下の切りくずが多く生成され、特に長さが 3  $\mu\text{m}$  程度の切りくずが最も多く生成される傾向があることが解った。中空型ドリルモデル 1 型工具で吸引をしなかった場合では、一般的なツイストドリルの 6  $\mu\text{m}$  以下の切りくず生成の傾向に差異は認められなかった。中空型ドリルモデル 1 型工具で未集塵の場合と集塵した場合を比較すると、切りくず長さ 9  $\mu\text{m}$  以上の場合には生成する切りくずに対して概ね集塵できているが、それ以下の微細な切りくずの場合、生成量に対して約 1/3 程度に留まった。切り

くず度数分布を示している切削条件の場合、上述 5.4.1.1 の切りくず回収率の結果で説明した切りくず回収率は約 70%であったことから、微細な切りくずの回収が困難であるために、切りくず全体の回収率が低下する傾向にあると考えられる。

#### 5.4.1.3 エアシールドシステム(エアパージ)の効果

切りくず回収率を測定した結果より、中空型ドリルモデル 1 型工具では切削条件に拘らず、60%程度の切りくず回収率にとどまった。切りくず長さの度数分布を測定し、集塵可能な切りくず長さの範囲を調査したが、本研究の目的である、微細な切りくずの回収や集塵効率 99%以上にはおよばなかった。そこで、切りくずの飛散防止対策として、Fig.5-7 で説明したエアシールドシステム(エアパージ)を使用し工具の周りに圧縮空気による壁を設け実験を行った。切削条件は、送り速度 90 mm/min, 切削速度 60 m/min に設定した。また、一般的なツイストドリルを用い、外部集塵方式での結果と比較を行った。ここでは、サイクロン型の集塵機を使い、加工現場での安全状況を勘案し切りくず回収口は工作機械の工具位置から約 50 mm 離れ場所とした。本実験では切りくず回収率を評価指標とし、600 個の穿孔加工を行った。加工前の CFRP 重量を計測した後、加工後の重量を測定する。切りくずの回収重量は捕集容易内とフィルタ部分の総重量を回収量とし加工前重量との割合を切りくず捕集率とした。この計測結果を Table5-19 に示す。

この結果より、圧縮空気を用い工具周りに壁を作ることで、99.5%の高い切りくず回収率を得られた。エアシールドシステム(エアパージ)により、切りくず回収率の向上および切りくずの大気拡散を大幅に抑制できた。一方、外部集塵切削法では、切りくずの集塵率は約 30%程度であった。従って、本切削法は作業環境改善に対して、著しい効果を有することが明らかになった。

集塵による切りくずの流動状態を、高速度カメラを用いて詳細に解析した。一般的なツイストドリルでの外部集塵切削方式による穿孔状態を Fig.5-45 に示す。開発した内部集塵切削方式の様子を Fig.5-46 に示す。Fig.5-45(a)は切削開始 2 秒後の状態で切りくずが広範囲にわたり飛散している。切削時間 5 秒後の刃先近傍を拡大した様子を Fig.5-45(b)に示す。外部より集塵しているにも拘らず、粉塵型切りくずの堆積と微細形状切りくずの飛散が確認できる。外部集塵切削方式では粉塵型切りくずの回収が非常に困難であることが明確になった。一方、Fig.5-46 は工具外周をエアシールドシステム (エアパージ) で遮断した内部集塵切削方式の切りくず流動状態を 0.01 秒間隔の時系列で(a), (b), (c)に示す。本装置では、切削と同時に工具中心部の管路内へ切りくずが吸引されていることが確認できた。また、工具周辺を圧縮空気の壁で大気と遮断したことで、切りくず飛散の抑制効果が明確になった。

Fig.5-47 に示すように、ツイストドリルと比べ中空型ドリルでは極微細な切りくずの発生が抑制されている。これらのことから、中空型ドリルで内部集塵切削方式を用いることで、微細な粉塵型切りくずの発生を抑制し高効率で切りくずの



回収が可能であることが明確になり、本研究の目的に対し限りなく達成に近づけたものと言える。

#### 5.4.2 中空型ドリル形状が被削性におよぼす影響 (実験 2)

実験 2 では、モデル 2 型工具からモデル 4 型工具までを使用し、穿孔加工を行った。工具形状の違いが穿孔時の切りくず回収率におよぼす影響と、回収した切りくず長さの分布状況の調査、さらに加工穴形状の評価を行った。加工穴形状の評価項目は、真円度、加工穴内面粗さ、ケバ立ちの 3 項目で行った。さらに、同時に切削抵抗力を測定することにより、切りくず回収率や加工穴形状へおよぼす影響についても考察する。

##### 5.4.2.1 工具形状と切りくず回収率の関係

工具形状が異なる、3 種類の中空型ドリルモデル 2 型工具からモデル 4 型工具までを使用し、切りくず回収率について評価を行った。前項で装置主軸部に圧縮空気によるエアーシールド(エアパージ)を設けることで、切りくず回収率が格段に向上し 99%以上の回収率を得られること考察した。本実験では、エアシールドシステム(エアパージ)を使用せず、工具の刃先形状が切りくず回収率におよぼす影響を調査した。モデル 2 型工具の結果を Fig.5-48 に、モデル 3 型工具を Fig.5-49 に示す。また、モデル 1 型工具からモデル 3 型工具までとは異なり、刃先にチゼル部を設けた先端角を有するツイストドリルに近い形状のモデル 4 型工具の結果を Fig.5-50 に示す。

モデル 2 型工具では、送り速度 90 mm/min で切削速度 40 m/min の場合に最も高い切りくず回収率を得られたが、その値は 55%程度であった。送り速度が高くなることで切りくず回収率は低下する傾向が見られ、これは切削速度に関係なく同じ傾向であった。また、切削速度が速くなるにつれ、切りくず回収率が低下した。モデル 2 型工具では、切りくず回収率が低かった原因の一つとして、流体解析の結果で考察したように、切れ刃近傍の流れ場が影響しているものと考えられる。モデル 2 型工具の場合では、周速度と送り量が高速になり生成する切りくずが大量になると、切れ刃近傍での吸引力が低いため切りくず回収能力が低くなると考えられる。しかし、今回の結果より、最も回収率が高い切削条件と低い切削条件での切りくず回収率を比較した場合、その差は約 10%から 15%程度であり明確な差異があるとは言えず、モデル 1 型工具の結果で考察した通り、切削条件が切りくず回収率におよぼす影響は、小さいと言える。

次にモデル 3 型工具では、送り速度 180 mm/min の場合に、切削速度に関係なく切りくず回収率が 70%を超えた。その他の切削条件でも、切りくず回収率は 60%を超えており、モデル 2 型工具の結果と比べ大幅に切りくず回収率が向上した。この原因として、刃先開口部の流れ場の解析結果より、刃先の開口部が小さいモデル 3 型工具では切れ刃近傍の流速が早いことが明らかになっている。そのため、

切りくず生成と同時に効率的に集塵回収できたものと考えられる。また、モデル 2 型工具の結果と同様で、切削条件が変わった場合でも切りくず回収率に明確な差異が認められないため、切りくず回収率に切削条件は影響しないことが明確になった。

モデル 2 型工具と比べ、モデル 3 型工具で切りくず回収率が向上したことから、中空型ドリルの中でも、モデル 1 型工具からモデル 3 型工具の様なパイプ形状の工具を使用する場合、切りくず回収率には工具刃先形状が大きく影響するということが明確になった。

上述までの中空型ドリルとは全く異なり、刃先にチゼル部を設けた先端角を有する一般的なツイストドリル形状に近いモデル 4 型工具で穿孔を行った。結果、送り速度 270 mm/min で切削速度 40 m/min の切削条件で 75%以上の切りくず回収率を実現した。モデル 4 型工具では、上述のモデル 2 型工具、モデル 3 型工具とは異なり、送り速度が高くなる場合に切りくず回収率が向上した。この原因として、モデル 4 型工具はチゼル部がある一般的なドリル形状をしていること、刃先の開口部がすくい面上に 2 か所あることが影響したものと考えられる。そのため、切削時にすくい面上を流れ排出される切りくずを直接集塵することを可能とした形状が大きく影響しているものと考えられる。そのため、送り速度が速い場合も、リードに沿って強制的に切りくずを開口部に案内することが可能となるため、このような結果になったものと考えられる。また、モデル 4 型工具においても切削速度の違いによる差異は認められなかった。

穿孔の様子を、高速度カメラで観察した結果を Fig.5-51 に示す。モデル 2 型工具からモデル 4 型工具を使用して、送り速度 270 mm/min、切削速度 100 m/min の切削条件で穿孔加工を行い高速度カメラで撮影したものである。モデル 2 型工具とモデル 3 型工具では、切込み時に工具逃げ面と被削材の間に隙間ができ気密性が損なわれていた。さらに、切りくずが工具回転に伴い発生する遠心力の作用により、外側へ飛散していることが確認できた。一方、モデル 4 型工具では穿孔開始直後から先端の切れ刃により、流れ型の様な長繊維形の切りくずが、すくい面上のリードに沿う形で吸引口に誘導されて集塵されていることが確認できた。さらに穿孔が進むにつれ、加工穴内壁でより気密度が高まり、リード内の開口部から効率的に切りくずの回収が行えていることが解った。そのため、モデル 2 型工具やモデル 3 型工具と異なり、モデル 4 型工具では、大気中への切りくずの飛散が非常に少なかった。また、モデル 4 型工具の切りくず回収率が向上した要因として、切りくず形状に注目した。Fig.5-52 にモデル 4 型工具をで穿孔を行った際に生成した切りくずを各切削条件別に示す。この結果より、流れ型の切りくずが多く生成され、しかも長繊維状に長くなることで、切りくずを効率的に回収できたものと考えられる。

#### 5.4.2.2 切りくず長さ度数分布

モデル2型工具からモデル4型工具までの各工具で、最も切りくず回収率の高かった切削条件の切りくず長さ度数分布状況を調べた。切削条件は、モデル2型工具は送り速度 90 mm/min, 切削速度 40 m/min の場合, モデル3型工具は送り速度 180 mm/min, 切削速度 70 m/min の場合, モデル4型工具は送り速度 270 mm/min, 切削速度 40 m/min の切削条件で結果の考察を行った。結果のグラフは(a)と(b)に分け(a)に生成される切りくず長さ度数分布の結果を示し, (b)には吸引した場合に集塵し回収できた切りくずの長さ度数分布を示す。これらの比較により, 生成した切りくずと, 切りくず長さ別に集塵可能であった範囲, および大きさを検証した結果を示す。これらの結果は, 微細な切りくずに注目し調査を行ったため, 切りくず長さが 10  $\mu\text{m}$  以上の切りくずについては考察を行わないものとする。

モデル2型工具の結果を Fig.5-53 に, モデル3型工具の結果を Fig.5-54 に, モデル4型工具の結果を Fig.5-55 にそれぞれ示す。この結果, モデル2型工具とモデル3型工具で生成される切りくずは, モデル1型工具の場合と同様に 3  $\mu\text{m}$  以下の切りくずが多いことが解った。モデル2型工具とモデル3型工具では, 刃先形状が, 開口部の高さを除き同形状であるため, 切りくずの長さとその生成割合が類似した傾向になったものと考えられる。生成する切りくずに対して, 集塵可能であった切りくずの割合をみると, モデル2型工具の場合切りくず生成量に対して 1  $\mu\text{m}$  以下の切りくずの場合に, 約 60%回収が不可能であった。切りくず回収率の評価結果においても, 約 50%程度の回収率に留まっていることから, 微細な切りくずの回収率が全体の回収率を上げるためには必要不可欠であると考えられる。また, 微細な切りくずの集塵回収が困難であった原因として, 刃先開口部が高いモデル2型工具では, 流れ場の解析結果で明らかになっているように, 底刃近傍での流速が遅かったほか, 開口部全域で流路線に乱れが生じていたことが原因として考えられる。一方, モデル3型工具では, 生成する 1  $\mu\text{m}$  以下の切りくずに対し, 約 60%以上回収することが可能であった。また, 1  $\mu\text{m}$  から 3  $\mu\text{m}$  までの切りくずも生成量に対して 40%から 50%程度集塵回収が可能であった。この原因として, モデル3型工具では切れ刃開口部が低く, 流れ場の解析結果から明らかになったように, 開口部付近で流速が速いことが挙げられる。そのため, モデル2型工具と比べ切削時に, 微細な切りくずが効率的に集塵できているものと考えられる。モデル3型工具の切りくず回収率は約 70%であり, モデル2型工具と比べ約 20%向上した。しかし, モデル3型工具を用いた場合に, 微細な 3  $\mu\text{m}$  以下の切りくずは効率的に回収が可能であったが, 4  $\mu\text{m}$  以上の切りくずの場合に, 切りくず生成量に対して集塵によって回収できた切りくず量が, 約 50%以下であった。これらの事より, モデル3型工具では切れ刃開口部が低く小さいため, 切削が進むにつれ大きさによっては集塵による切りくず回収が困難な状況が生じていた可能性が考えられる。

上述まではパイプ型の中空型ドリルの考察を行ったが, 刃先にチゼル部を設け

た先端角を有する一般的なツイストドリル形状に近いモデル 4 型工具で穿孔を行った結果を報告する。モデル 4 型工具では、生成される微細な切りくずの量が、パイプ型の中空型ドリルと比べ減少した。特に  $3\text{ }\mu\text{m}$  以下の切りくずの生成量が、モデル 3 型工具と比べ約 30% 少なかった。この生成された微細な切りくずに対し、 $3\text{ }\mu\text{m}$  以下の切りくずの場合、約 70% 近く集塵回収することが可能であった。微細な切りくずの生成量が減少した理由として、一般的なツイストドリルと同様の刃先形状であることが挙げられる。Fig.5-20 に示したように、工具刃先の丸みが小さく切れ刃が鋭利であることで Fig.5-52 で示したように長繊維状の連続した長い切りくずが多く生成されたことが影響していると考えられる。このことからモデル 4 型工具を使用した場合、微細な切りくずの生成を抑制できることが明らかになった。

#### 5.4.2.3 真円度測定結果

工具形状の違いが加工穴形状におよぼす影響を調べるため、各工具で切削条件別に真円度の測定を行った。真円度の測定は加工穴表面側のみで行った。結果を、モデル 2 型工具の場合を Fig.5-56 に、モデル 3 型工具の場合を Fig.5-57 に、モデル 4 型工具の場合を Fig.5-58 に示す。この結果、モデル 2 型工具とモデル 3 型工具で穿孔加工を行った場合、真円度は  $4\text{ }\mu\text{m}$  から  $5\text{ }\mu\text{m}$  の範囲であった。一枚刃で構成されているモデル 2 型工具およびモデル 3 型工具では、切削速度が変化しても真円度に明確な差異は認められなかった。また、送り速度により真円度の結果にばらつきがみられるが、 $4.5\text{ }\mu\text{m}$  前後で収束していることから、モデル 2 型工具およびモデル 3 型工具のような一枚刃の中空型ドリルを使用した場合、加工穴の真円度に切削条件がおよぼす影響は非常に小さいものと言える。

一方、一般的なドリル形状をしたモデル 4 型工具では、真円度が  $2.5\text{ }\mu\text{m}$  以下となり、モデル 2 型工具とモデル 3 型工具と比べ、真円に近い加工穴形状が得られた。真円度が良好であった理由として、工具刃先形状が一般的なツイストドリル形状であり、先端にシンニングが施してあるため、芯求心が高いことが大きく影響したと考えられる。切削条件で比較を行うと、送り速度の変化に対しては明確な差異は認められないが、切削速度が速くなる場合に真円度が向上した。これは、切削速度が速くなることで、工具刃先に生じる振れ(初期振れ： $10\text{ }\mu\text{m}$  以下)が収束していったものと考えられる。このことから、モデル 4 型工具を使用した場合、切削速度が速くなると真円度が良好になることが明確になった。

#### 5.4.2.4 加工穴内面粗さ

工具形状の違いが、加工穴形状におよぼす影響を調べるため、各工具で切削条件別に加工穴の内面の算術平均粗さ  $R_a$  について測定を行った。モデル 2 型工具での加工穴内面粗さ測定結果を Fig.5-59 に、モデル 3 型工具の加工穴内面粗さの結果を Fig.5-60 に、モデル 4 型工具で穿孔加工を行った際の測定結果を Fig.5-61

に示す。この結果、各工具で送り速度を上げる事で、加工穴内面の粗さが悪くなる傾向が見られた。切削速度を上げた場合、加工穴内面粗さの変化に明確な差異は認められなかった。送り速度が速くなると加工穴内面粗さが大幅に変化することから、加工穴内面粗さは送り速度の影響を大きく受けることが明確になった。これは送り速度が速くなることで、一回転当たりの送り量が大きくなり、除去体積が増える。そのため、炭素繊維のせん断が困難になり、切り残した炭素繊維に対し曲げの力が働き、過切削が生じたものと考えられる。これらの力によって、炭素繊維を切削点以下から引き抜く現象が生じているものと考えられる。特に、モデル 2 型工具とモデル 3 型工具は 1 枚刃で、その構造がエンドミルに類似していることから、本論文第 2 章で述べた現象と類似した現象が生じている可能性が十分考えられる。切削速度 70 m/min, 送り速度 270 mm/min で加工した際の穴内面の様子を Fig.5-62 に示す。加工穴内面の算術平均粗さ Ra が 5  $\mu\text{m}$  前後であったパイプ形状の中空型ドリル 2 種類では、Fig.5-62(a)と(b)に示す様に内面が一部むしれているような層が確認できた。穿孔では、切削が進むにつれ炭素繊維配向と工具切れ刃の角度が逐一変化するため、このように不規則に表れると考えられる<sup>26)</sup>。一方 Fig. 5-62(c)に示すように、モデル 4 型工具では、一部むしれの様な箇所等確認できるが、加工穴内面の粗さ測定の結果、約 2.5 $\mu\text{m}$  であり、他の工具と比べ約 50%改善された。

モデル 2 型工具とモデル 3 型工具では、明確な差異は認められなかった。この両者に共通する点として、切れ刃が一枚刃であることが挙げられる。そのため、穿孔中に生じるたわみや、びびり等の影響を受け加工穴内面の粗さを悪化させた可能性が考えられる。モデル 4 型工具は 2 枚刃であるため、一枚刃のドリルと比べた場合に、一回転当たりの送り量は同じだが、切れ刃が 2 倍なので切削時の負荷が軽減されたものと考えられる。また、モデル 4 型工具は求芯性に優れる刃先形状であることから、穿孔加工中の振動や振れの影響が小さかったことが影響しているものと考えられる。この結果より、パイプ形状の中空型ドリルを使用した場合に加工穴内面の粗さは悪くなり、一般的なツイストドリル形状の先端を有する中空型ドリルの場合加工穴内面粗さは改善されることが明確になった。

#### 5.4.2.5 炭素繊維の剥離測定

工具形状の違いが加工穴形状におよぼす影響を評価するため、各工具で切削条件別に、加工穴の表面と裏面に生じる炭素繊維の剥離について観察と測定を行った。炭素繊維の剥離の測定は、Table5-18 で説明した研究室独自で定めた判断基準を基に行った。モデル 2 型工具の結果を Table5-20 に、モデル 3 型工具の結果を Table5-21 に示す。この結果、モデル 2 型工具とモデル 3 型工具では送り速度 90 mm/min で切削速度 40 m/min の場合に表面側のみで良好であった。それ以外の切削条件では、剥離が増えたため評価が下がった。Fig.5-63 に良好であった場合と、不良であった場合の加工穴表面と裏面の様子を示す。Fig.5-63(a)にモデル 2 型工具

の場合、Fig.5-63(b)にモデル 3 型工具の場合を示す。主に仕上げ面表面側で良好になる傾向があった。一方不良な仕上げ面の多くは裏面で生じる傾向があり、Fig.5-63 にも示す様に加工穴の穴径の外側に白く濁って見える部位が炭素繊維の剥離である。この炭素繊維の剥離が起きる原因として、Fig.5-64(a)に示す様な中空型ドリル特有のコアが生じることが影響していると言える。Fig.5-64(b)にコアが生じる瞬間を記録した様子を示す。コアが生じることで切りくずの発生量を削減できるが、図に示すように、抜け落ちる際に、工具の送りによる軸方向に働く力により、コアが加工穴外周部の炭素繊維を引っ張ることで裏面側に炭素繊維の剥離が生じていることが明確になった。

Table5-22 にモデル 4 型工具の結果を示す。モデル 4 型工具では送り速度 90 mm/min で切削速度 40 m/min の場合に表面、裏面共に良好な穴形状を得られた。他の切削条件下においても比較的良好な結果を得られており、モデル 4 型工具に関しては剥離の最大長さが 0.50 mm 超えることはなかった。また、切削速度が速くなった場合、炭素繊維の剥離に影響は小さいが、送り速度が速くなった場合、炭素繊維の剥離が大きくなるという傾向が見られた。そのため、炭素繊維の剥離には送り速度が大きく影響していると言える。Fig.5-65 に結果が最も良好であった送り速度 90 mm/min、切削速度 40 m/min で穿孔加工を行った後の穴形状の様子を示す。表面には全く剥離が見られなかったが、裏面ではわずかに穴径の外側に剥離が認められたが、モデル 2 型工具およびモデル 3 型工具と比較した場合、炭素繊維の剥離は極めて小さかった。このような結果になった原因として、モデル 4 型工具は、一般的なツイストドリルの形状をしているため、工具の送りによる軸方向に働く力が先端角の効果により分散された事が影響しているものと考えられる。

#### 5.4.2.6 切削抵抗力の測定

切削抵抗力の測定を行い、開発した本装置の性能および加工穴形状におよぼす影響について実験的に検討を行った。切削抵抗力として軸方向に働くスラスト荷重と、軸周りに働く切削トルクについて測定を行った。モデル 2 型工具の結果を Fig.5-66 に、モデル 3 型工具の結果を Fig.5-67 に、モデル 4 型工具の結果を Fig.5-68 に示す。それぞれ、(a)にスラスト荷重、(b)に切削トルクを示す。この結果、パイプ形状の中空型ドリルモデル 2 型工具とモデル 3 型工具の場合、送り速度が速くなるにつれ切削トルク、スラスト荷重ともに増加した。切削速度の違いを比較した場合、切削速度が高くなるにつれ、トルクが減少していった。これは 3 種類の送り速度に対して切削速度が上がることで、一回転当たりの送り量が小さくなるため、一度の切削で除去する体積が小さくなり、負荷が低減したことが影響したと考えられる。一方、スラスト荷重には、明確な差異は認められなかった。これらの事よりパイプ形状の中空型ドリルの場合、切削抵抗力には送り速度の影響が強いことが明確になった。また、モデル 2 型工具と比べモデル 3 型工具ではトル

ク、スラスト荷重共に低くなった。その差は特にトルクの場合に顕著に表れ約 50%以上低くなる切削条件もあった。スラスト荷重では約 10 N 前後の差であった。この原因として、モデル 2 型工具とモデル 3 型工具の刃先形状が影響していると考えられる。刃先開口部が高いモデル 2 型工具の場合に、刃先の剛性が低下することが考えられる。これによりせん断による負荷が生じた場合に、刃先のたわみやびびりといった現象が生じている可能性が考えられる。モデル 4 型工具の場合、送り速度が速くなると切削トルク、スラスト荷重共に上昇する傾向が見られたが、上述の 2 種類のパイプ形状中空型ドリルとは異なり、切削速度が上昇すると切削トルク、スラスト共に減少していった。この原因として、3 種類の送り速度に対して切削速度が上がることで、一回転当たりの送り量が小さくなるため、一度の切削で除去する体積が小さくなり負荷が減ったものと考えられる。また、パイプ形状の中空型ドリルと比べた場合に、モデル 4 型工具ではスラスト荷重が高くなった。この原因として、先端角を有するので、穿孔時に加工穴底面と切れ刃全体が接触するため接触面厚が高くなり軸方向に働くスラスト荷重が増加したものと考えられる。切削トルクについては、本実験で使用した 3 種類の工具全てで明確な差異は認められなかった。切削条件の違いに見る傾向も類似していることから、トルクには工具刃先の形状よりも CFRP 材を構成する炭素繊維強度への依存が強いと推察している。これらの結果より、切削抵抗力が切りくず回収率におよぼす影響は無いと言える。また、加工穴内面の算術平均粗さ Ra や加工穴仕上げ面の表面裏面に生じる剥離もこの切削抵抗力の結果の傾向と同様に小さくなった。切削抵抗力が小さい場合、工具に加わる座屈や振動といった負荷が低減されているものと考えられるため、加工穴内面粗さや表面裏面の炭素繊維の剥離が低減されたと考えられる。



## 5.5 結言

開発した内部吸引型集塵装置と中空型ドリルの有効性について評価を行った。その結果、提案する切削技術を用いた場合、エアシールドシステム(エアパージ)を併用することで、発生する切りくずの99.5%を集塵できることが明確になった。特に微細形状の粉塵型切りくずを、高効率で回収することが確認でき本装置の実用性を確認した。これらのことから、CFRP 材料を加工する作業環境の改善に一定の有効性が認められたと言える。

エアシールドシステム(エアパージ)を使用しない場合、工具刃先形状を改良することにより切りくず回収率が向上することが明確になった。工具刃先周辺の流れ場の解析結果で得られた通り、刃先の切りくず吸引用開口部の大きさを小さくし、刃先の流速を高めた場合に、高効率で切りくずの集塵が可能であることが明確になった。

一般的なツイストドリル刃先形状に近似するように、刃先にチゼル部を設け先端角を有する形状の中空型ドリルのモデル 4 工具では、パイプ形状中空ドリルと比べ約30%切りくず回収率が向上した。また、先端部を持つことから芯求心に優れ、この影響により真円度や加工穴面内面粗さ等の加工穴形状精度がパイプ形状の中空型ドリルと比べ向上した。

今回開発した中空型ドリルの切りくずは、一般的なツイストドリルで生成する切りくず形状寸法より大きく、微細形状の切りくずの生成を抑制でき吸塵効率が改善できることも明確になった。

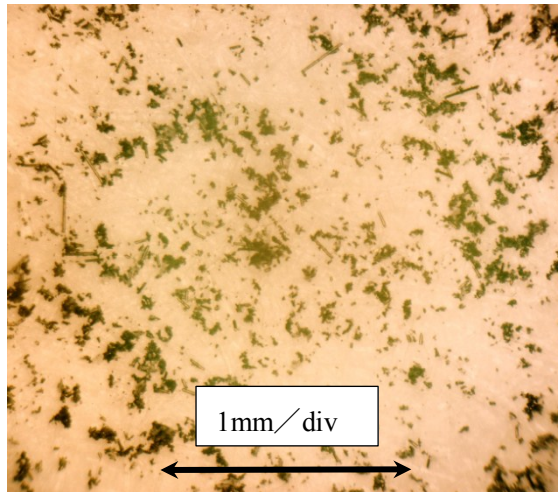
切削条件が切りくず回収率におよぼす影響は認められなかった。切削抵抗力は、送り速度の影響が大きい。また、仕上げ面性状へ影響があることが明確になった。しかし、切削抵抗力は、切りくず回収率への影響は認められなかった。

これらの結論より、エアシールドシステム(エアパージ)と先端角を有する中空型ドリルモデル 4 工具を併用することで、大気への切りくず飛散の抑制および切りくずを高効率で回収することが可能になり、さらなる作業環境の改善および、高精度、高品位の加工が可能になると予想される。

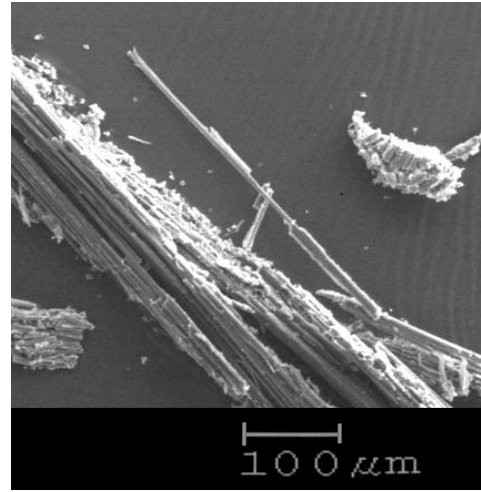
## 参考文献

- 1) 中部経済産業局, CFRP 穿孔加工の作業環境改善に対応する冷却・吸塵機能を備えたシステムの開発, 中部経済産業局報告書, (2011)
- 2) 羽賀大介, 井上孝司, 柿本政計, 松本二三秋, 青木渉, 内部吸引式中空型ドリルの穴あけ加工における CFRP 切りくずの排出特性, 精密工学会大会学術講演会講演論文集, Vol.2011 秋季(CD-ROM), (2011), Page.ROMBUNNO.I19
- 3) M. Hagino, D. Haga, T. Inoue, W. Aoki, and F. Matsumoto, Effectiveness of Chip Collection and Characteristics of Drilling CFRP Materials Using Hollow-Type Drill, Proceedings of the Tenth International Conference on Progress of Machining Technology, (2012), pp.93-96
- 4) M. Hagino, D. Haga, T. Inoue, W. Aoki, and F. Matsumoto, Worker's Environment Improvement of CFRP Material by Hollow Type Drill, Proceeding of The 5th International Conference on Sustainable Energy & Environmental Protection Part-2, (2012), pp.314-319
- 5) D. Haga, M. Hagino, T. Inoue, W. Aoki, and F. Matsumoto, Workers Environment Improvement of CFRP Material by Aspirating Type With Internal Perforation Hole Drill, Proceeding of The 5th International Conference on Sustainable Energy & Environmental Protection Part-2, (2012), pp.320-325
- 6) M. Hagino, T. Inoue, A. G. Olabi, W. Aoki, and F. Matsumoto, New Machine Tool on Collecting Cutting Chips of CFRP for Working Environment Improvement, Journal of Advanced Materials Research Vols. 816-817, (2013), pp.211-215
- 7) N. Shimizu, Development Status of Carbon Fiber Reinforced Plastics, Laser Review, Vol. 38 No.8, (2010), pp. 603-608
- 8) K. Mitani, Recycled Method of CFRP Using Supercritical Fluid, H18 繊維学術研修会資料, (2006)
- 9) L. O. Meyer, K. Schulte, and E. Grove-Nielsen, Optimisation of a Pyrolysis Process for Recycling of CFRP'S, Proceeding of 16th international conference on composite materials, CD-ROM, (2007)
- 10) G. Jiang, S. J. Pickering, E. Lester, P. Blood, and N. Warrior, Recycling Carbon Fiber/Epoxy Resin Composites Using Supercritical Propanol, Proceeding of 16th international conference on composite materials, CD-ROM, (2007)
- 11) 柴田勝司: FRP/F RTP に求められる環境対応 -常圧溶解法を用いた FRP リサイクル技術-, 工業材料, 第 54 巻, (2005), pp. 58-61
- 12) J. Takahashi, N. Matsutsuka, T. Okuzumi, K. Uzawa, I. Ohsawa, K. Yamaguchi, and A. Kitano, Mechanical Properties of Recycled CFRP by Injection Molding Method, Proceeding of 16<sup>th</sup> international conference on composite materials, CD-ROM, (2007)
- 13) T. Shinoda, A. Kitano, and K. Yoshioka, Study of Material Recycle for CFRP, Proceeding of JSMS COMPOSITE Vol.30, (2001), pp.181-182

- 14) 黄木景二, 篠田知行, 水井誠, リサイクルCFRP片強化コンクリートの機械的特性, 日本機械学会年次大会講演論文集, Vol.2003, No.Vol.1, (2003), pp.377-378
- 15) J. Takahashi, K. Uzawa, I. Ohsawa, A. Kitano, K. Yamaguchi, and K. Usui, Development of Recycled Method for Automotive CFRP, Journal of Society for Composite Materials, Vol.33, No.3, (2007), pp.82-86
- 16) 山口晃司, 北野彰彦, 環境負荷低減を目指した複合材料技術の進展 2.CFRP のリサイクル手法, 材料, Vol.57 No.7 (2008), pp.747-752
- 17) 岩堀豊, 青木雄一郎, 星光, 武田真一, リサイクル炭素繊維を用いた CFRP 板の強度特性, 構造強度に関する講演会講演集, Vol.53, (2011), pp.136-138
- 18) Marion F. Smith, Marion F. Smith: HOLLOW DRIL, UNITED STATES PATENT OFFICE, (1952), Patent number, 2606615
- 19) Milton J. Steffes, Milton J. Steffe: HOLLOW DRIL, UNITED STATES PATENT OFFICE, (1961), Patent number, 2969122
- 20) ШЕРСТОБИТОВ Г А, ИВОЙЛОВ В М, АПОЛЛОНОВ А Т: Кольцевое сверление, *Mashinostroitel*, (1975), pp. 44-45
- 21) A. Ogawa, Cyclone-dust-collectors, Earth sya, (1980)
- 22) 川上優, ナノ微粒超硬合金を用いた精密金型の開発, プレス技研, 第 48 巻, 第 12 号, (2010), pp.38-42
- 23) 東レ株式会社ホームページ, <http://www.torayca.com/>
- 24) 奥田謙介, 炭素繊維と複合材料, 共立出版, (1988)
- 25) 株式会社ミットヨ技術資料, <http://www.mitutoyo.co.jp/>
- 26) H. Yagishita, Cutting Mechanism of Drilling CFRP Laminates and Effect of Ultrasonic Torsional Mode Vibration Cutting, Tech Pap Soc Manuf Eng, (2006), p.9



x400



SEM

Fig. 5-1 CFRP cutting chips generated by straight type drill



Fig. 5-2 Ex. Outside dust-collection method

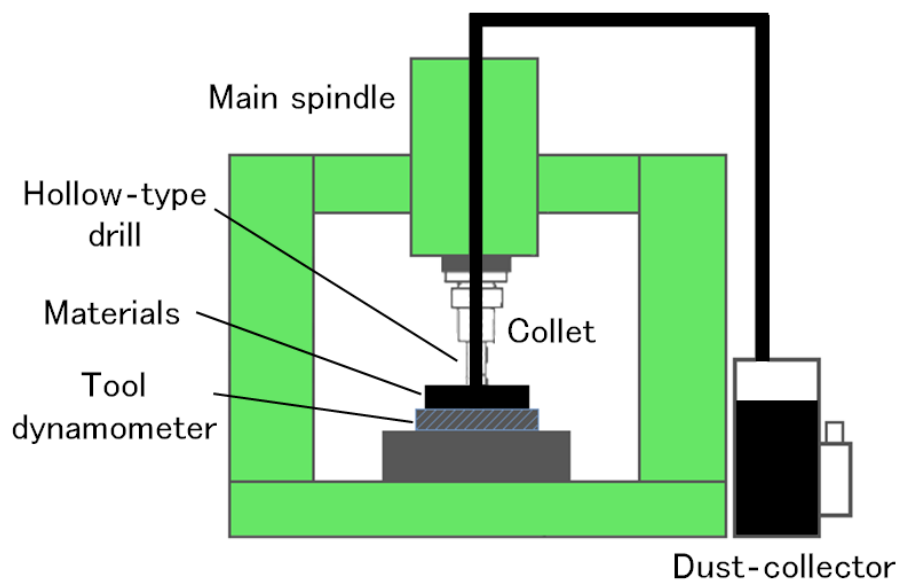


Fig. 5-3 Mechanical structure of inside dust-collection system



Fig. 5-4 Drilling system (Left) and cyclone type dust-collector (Right)



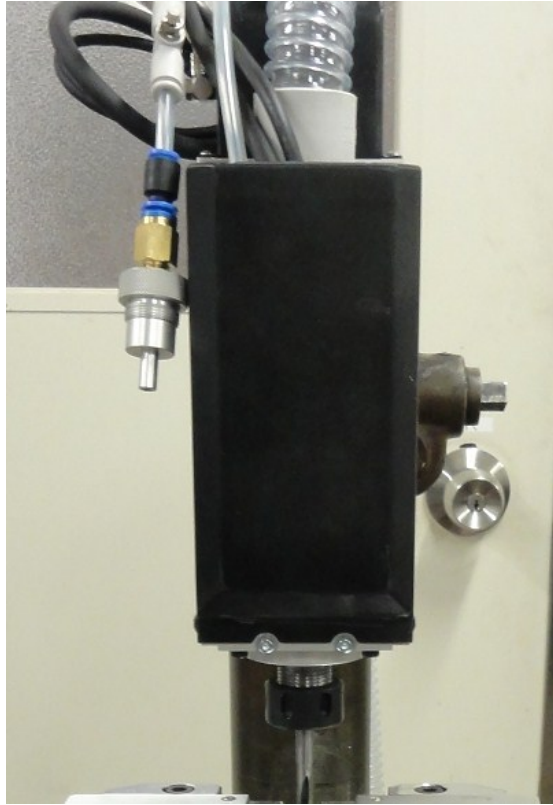


Fig. 5-5 Drilling system and hollow type rotor

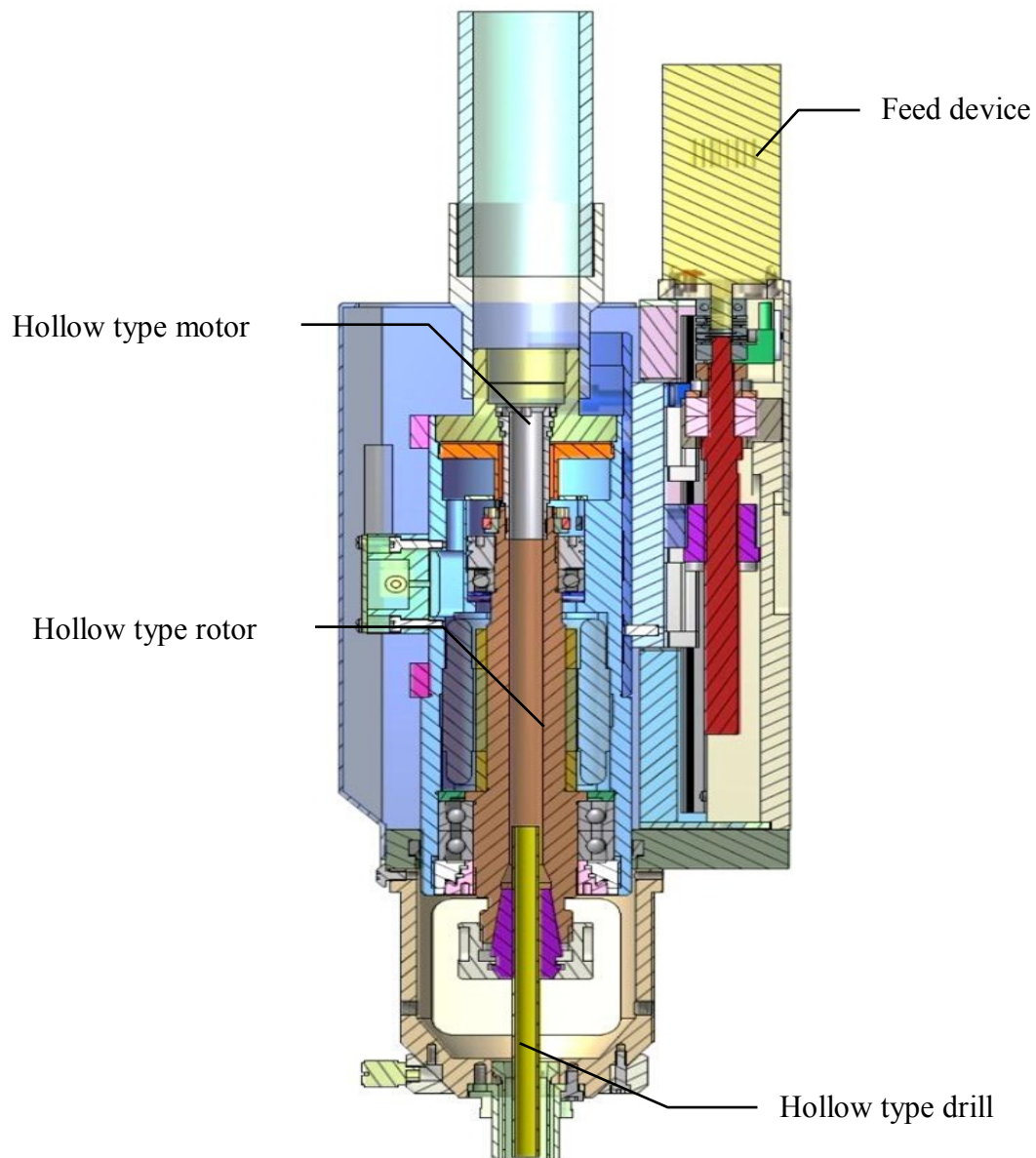


Fig. 5-6 Sectional view of drilling system

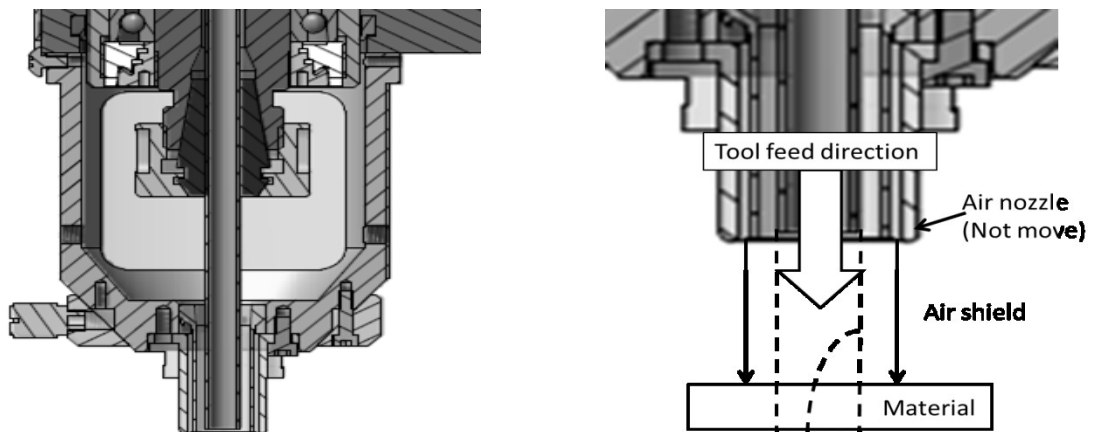


Fig. 5-7 Air shield system

Table 5-1 Specification of drilling system 1

Feed rate	60~1200 (mm/min)
Spindle revolution	1~5000 (rpm)
Work table size	440×400(mm)
Monitor size	120×160(mm)
Filter size	$200 \times \pi \times 80^2$

Table 5-2 Specification of drilling system 2

Air pressure (MPa)	Consumption flow rate of dust-collector (L/min)	Consumption flow rate of air shield device (L/min)	Shaft inner diameter (spindle shaft and hollow shaft motor) (mm)
0.5	300	>100	8

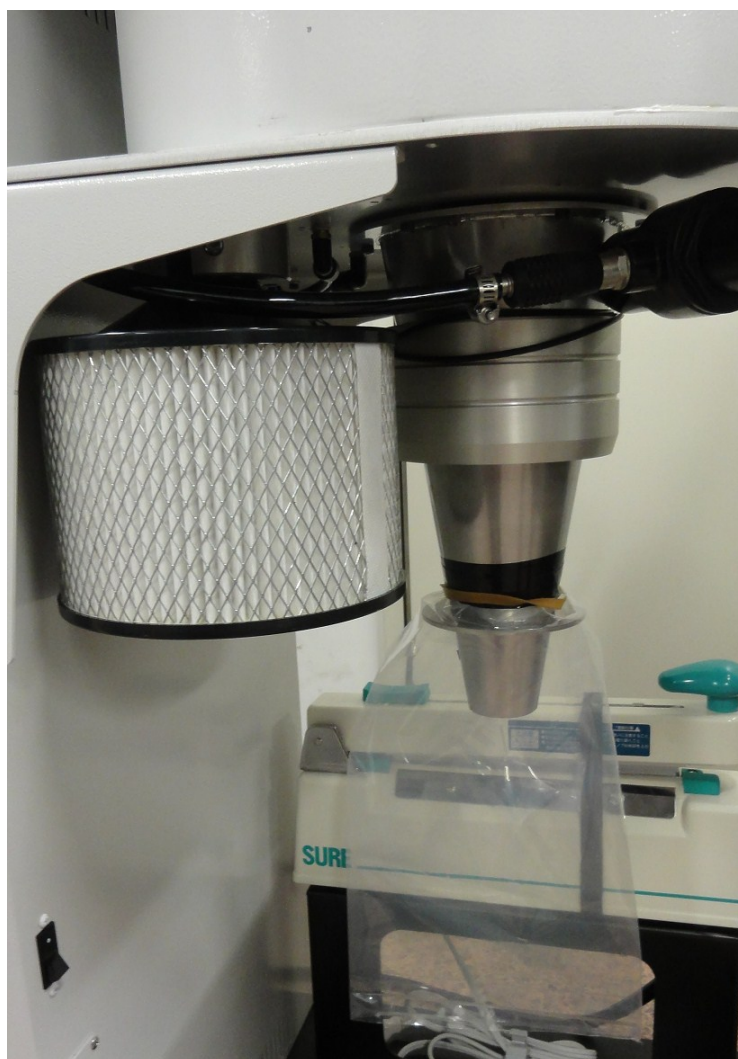


Fig. 5-8 Cyclone type dust-collection system



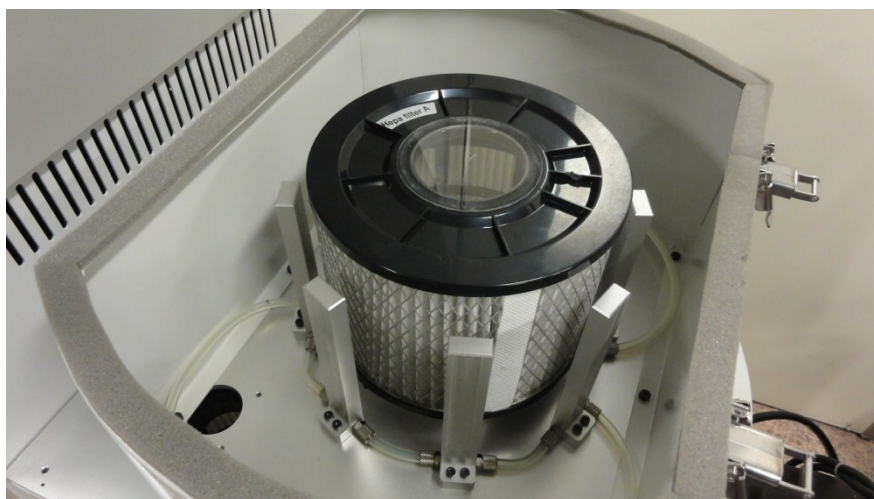


Fig. 5-9 HEPA filter

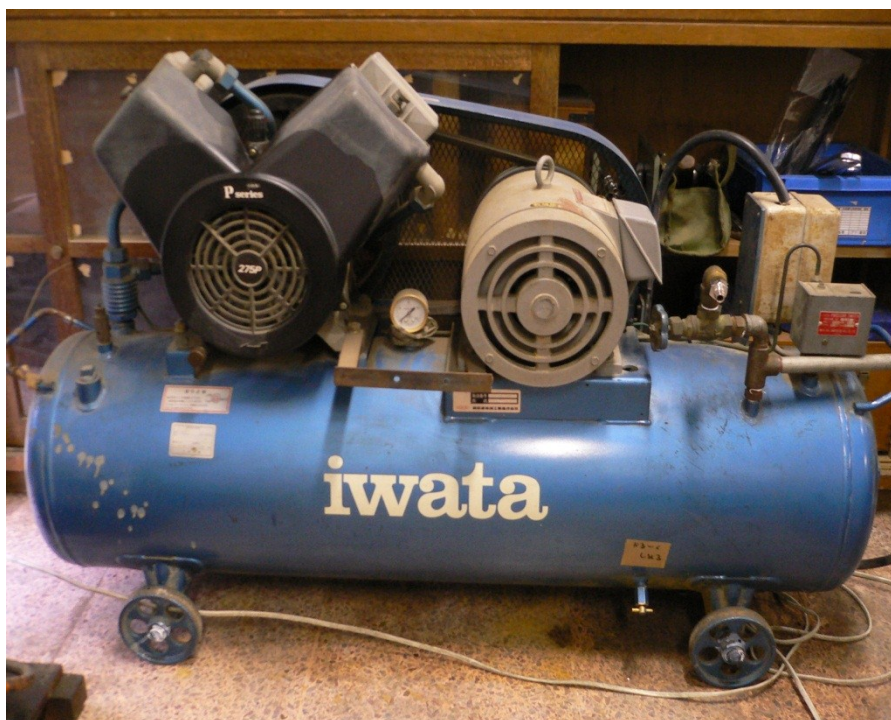


Fig. 5-10 Air compressor

Table 5-3 Specification of air compressor

Frequency	60 Hz
Voltage	200 V
Current	14.2 A
Number of revolutions	1700 rpm
Out put	3.7 kw
Air tank volume	22 ℓ

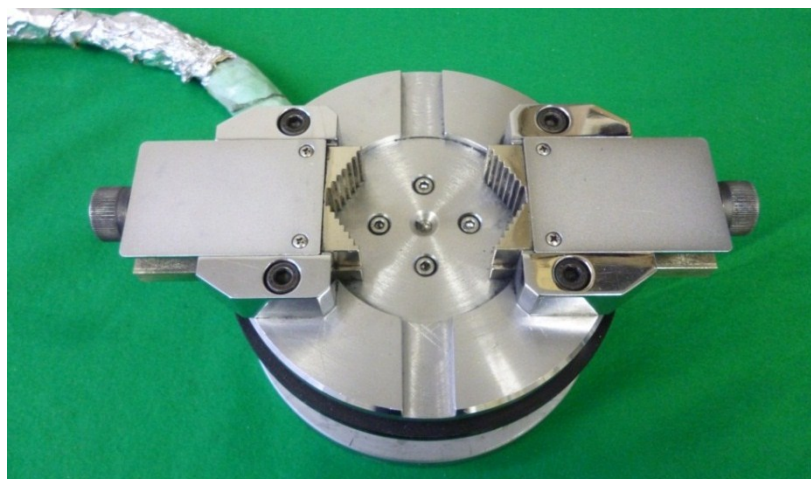


Fig. 5-11 AST - type strain gauge type tool dynamometer

Table 5-4 Specification of AST-type strain gauge type tool dynamometer

Measurement points	One point (multi-channel available)
Response speed	100Hz
Bridge resistance	60~1000Ω
Output Impedance	10Ω
Gauge factor	2.00 Constant
Sensibility (10×10 strain)	0.2V(RL5kΩ)
	3mA(RL30Ω)
Output	OUTPUT V ±5V,±5mA
	OUTPUT I ±5V,±30m
Sensitivity adjuster	1, 2, 5, 10, 20, 50, 100 ×100με, OFF
	Precision ±0.5%
Power	AC 90~110V 6VA
	DC 10.5~15V 0.35A
Dimensions and weight	49W×142H×264D mm
	1.5kg



Fig. 5-12 Amplifier (KYOWA CDV-700A)

Table 5-5 Specification of amplifier (KYOWA CDV-700A)

Bridge resistance	60~1000Ω	
Bridge power	10VDC 4VDC 2VDC 1VDC (Under 30 mA)	
Sensitivity (Strain : $100 \times 10^{-6} \varepsilon$ )	Bridge voltage	Output
	10V DC	5V
	4V DC	2V
	2V DC	1V
	1V DC	0.5V
Output	Output A	Over $\pm 10V$ (Road 5KΩ) 0 point adjustment range $\pm 0.1V$
	Output B	Over $\pm 10V$ (Road 5KΩ) Sensitivity adjustment range 1~1/100
Non-linearity	$\pm 0.01\%FS$	
Sensitivity adjuster	Strain amplification	100, 200, 500, 1000, 2000 $5000 \times 10^{-6}$ , OFF
	DC amplification	10000, 5000, 2000, 1000, 500, 200 times, OFF
	precision	$\pm 0.1\%$
Response frequency range	DC~500kHz (+1, -3dB)	
Low-pass filter (L.P.F)	Transfer characteristic (4D) Butterworth characteristic	
	Cutoff frequency 10, 100Hz, 1, 10kHz, F(Flat)	
	Amplitude ratio of the cut-off point -3dB $\pm$ 1dB	
	Damping characteristic -24dB $\pm$ 1dB/oct.	

## Noise

Low-pass filter	Noise(Input conversion value)
10Hz	3μVp-p(RTI)
100Hz	4μVp-p(RTI)
1kHz	6μVp-p(RTI)
10kHz	12μVp-p(RTI)
Pass	60μVp-p(RTI)

※1μVp-p(RTI) =  $1 \times 10^{-6} \varepsilon$  Bridge voltage 2V



Fig. 5-13 Data logger (GRAPHTEC Thermal Arraycorder WR300)

Table 5-6 Specification of data logger (Thermal Arraycorder WR300)

Channels	4ch
PC Interface	USB(1.1), Ethernet (10BASE-T/10BASE-TX)
Internal storage media	RAM 1M memory
Data Duration	1 $\mu$ s, 10 $\mu$ s, 100 $\mu$ s, 1ms, 5ms, 10ms, 100ms, 1s
Function	Setting of measurement condition, Measurement data, File convert (CSV, GBD)





Fig. 5-14 Electronic meter

Table 5-7 Specification of electronic meter

weighing	220 (g)
Minimum indication	0.001 (g)
Plate size	Φ110 (mm)
Main body dimensions	206(W)×291(D)×241(H) (mm)
Body weight	3.8 (kg)
Power	AC100 (V), Out put12(V),1(A)



Fig. 5-15 Image measuring instrument (Mitutoyo QVH3-H606P1L-C)

Table 5-8 Specification of image measuring instrument (Mitutoyo QVH3-H606P1L-C)

Measurement range	X axis	600 mm
	Y axis	650 mm
	Z axis	250 mm
Measurement accuracy	E1X,Y axis	$(0.8+2L^{**}/1000) \mu\text{m}$
	E1Z axis	$(1.5+2L^{**}/1000) \mu\text{m}$
Maximum tracking inclination angle	$\pm 80^\circ$ (Diffusing surface)	
Minimum display	0.02 $\mu\text{m}$	
Lighting system	Vertical epi-illumination	Color LED
	Transmitted illumination	White LED
	Program control ring lighting	Color LED





Fig. 5-16 Stylus touch type roughness meter (Mitutoyo SV-2000)

Table 5-9 Specification of stylus touch type roughness meter (Mitutoyo SV-2000)

Display range	X axis	100mm
	Z1 axis (Detecting element)	800 $\mu$ m/80 $\mu$ m/8 $\mu$ m
Z2 axis (column) Moving range		350mm
Resolving power	X axis	0.05 $\mu$ m
	Z1 axis	0.01 $\mu$ m (800 $\mu$ m) , 0.001 $\mu$ m (80 $\mu$ m) , 0.0001 $\mu$ m (8 $\mu$ m)
	Z2 axis	1 $\mu$ m
Movement speed	X axis	0~40mm/s or Manual
	Z2 axis	Manual
Measuring speed		0.02~5mm/s
Straightness accuracy		0.15 $\mu$ m/100mm
X axis operation		Joystick operation
Approved standards		JIS'82/JIS'94/JIS'01/JIS'82/JIS'97/ANSI/VDA
Evaluation curve		Profile curve, Roughness curve, Waviness curve, DF curve, Waviness motif and Roughness motif curve
Analysis graph		ADC,BAC, Power spectrum
Curve compensation		Inclination correction (whole / any), circle correction, ellipse correction, parabola correction, hyperbolic correction, conic correction, stylus arc correction
Profile analysis		Level difference / Circle / Angle / Area / Coordinate/ Inclination
Filter		Gaussian,2CR75,PC75,Robust-Spline
Base Size (W×D)		600×450mm
Base material		Gabbro
Exterior dimensions	Body	716×450×966mm
W×D×H	Display	330×270×124mm
Mass	Body	140 kg
	Display	4.0 kg



Fig.5-17 High speed camera (PHOTORON Co., Ltd.)

Table 5-10 Specification of high speed camera

Lens Mount	F mount, C mount	
Imaging system	CMOS Image sensor (Color: Bayer method One-chip color area sensor)	
Recording method	IC Memory system	
Recording capacity	Model 1: 2.6GB    Model 2: 8GB	
Maximum resolution	Frame rate	Horizontal resolution × vertical resolution
	50~3,000fps	1024×1024
	5,000fps	512×1024
	6,000fps	1024×512
	9,000fps	640×480
	10,000fps	512×512
	12,000fps	512×384
	15,000fps	256×512
	20,000fps	512×256
	28,000fps	256×256
	30,000fps	256×256
	36,000fps	512×128
	50,000fps	256×128
	60,000fps	128×128
	75,000fps	256×64
	100,000fps	256×32
	125,000fps	128×64
	150,000fps	128×48
	180,000fps	128×32
	210,000fps	128×16
	250,000fps	128×16
Density representation	Monochrome model: 10bit, Color model: 30bit	
Electronic Shutter	1/NoF~1/1,000,000s	
Video output	Analog video	RS170 Standard video output (NTSC/PAL)
Power-supply voltage	AC100-120V/200~240V(AUTO-RANGE)	
Power frequency	50-60Hz	
Power consumption	2.1A(AC100V)	
Dimensions and weight	Camera body	158.6×131.4×280.6(HWD)mm 4.9kg
	Remote	105×140×20.8(HWD)mm 0.55kg



Fig. 5-18 Model 1 prototype hollow type drill

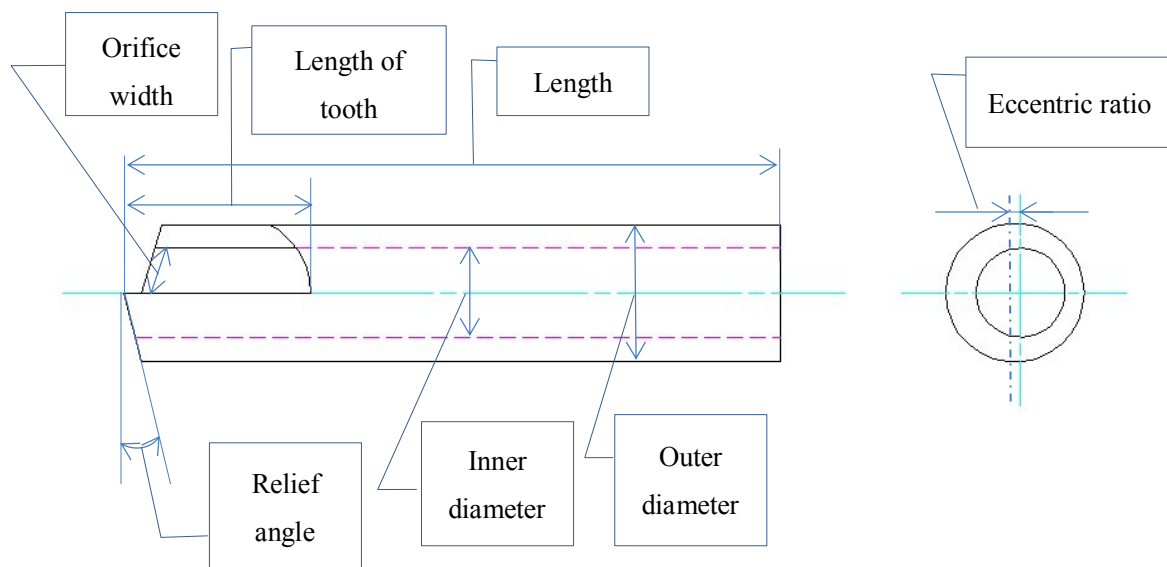
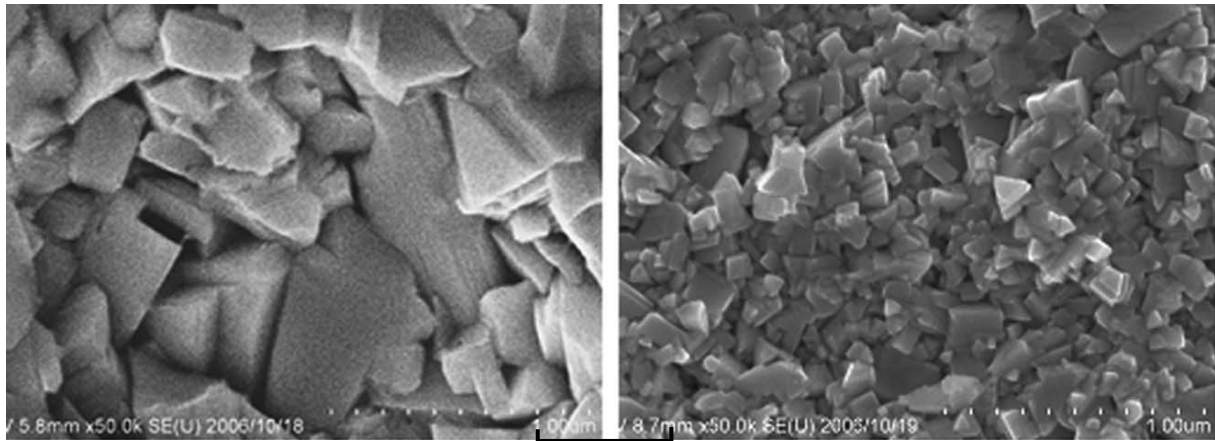


Fig. 5-19 Sketch of hollow type drill Model 1

Table 5-11 Specification of Model 1 prototype hollow type drill

Model	Orifice width	Length of tooth	Relief angle	Outer diameter	Inner diameter	Length	Eccentric ratio	Number of tooth	Base material
1	3.7 mm	11.0 mm	13 °	6.35 mm	4.0 mm	90.0 mm	14 %	1	WC

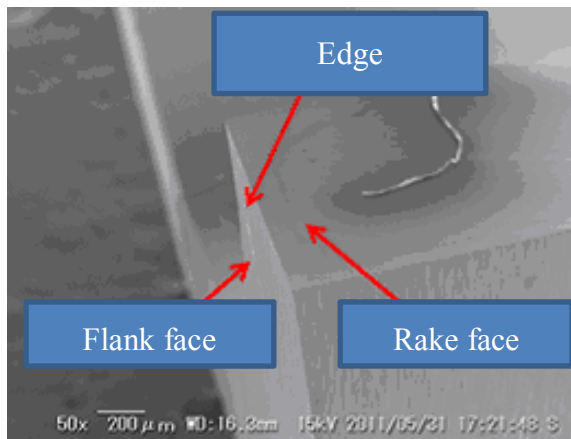




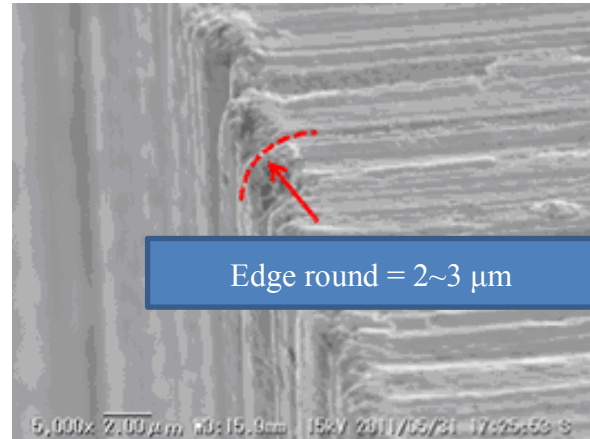
(a) Super-fine grain size WC  
WC Ave. grain size:  $0.5\ \mu\text{m}$   
Hardness: 1,850 HV

(b) Ultra-super-fine grain size WC  
WC Ave. grain size:  $0.1\ \mu\text{m}$   
Hardness: 2,300 HV

Fig. 5-20 Compare with super-fine grain size WC and ultra-super-fine grain size WC<sup>22)</sup>



(a) SEM photo by hollow type drill



(b) Tool edge of general WC drill size



(c) Tool edge of ultra-super-fine WC grain size



(d) High quality tool edge (ultra-super-fine WC grain size)

Fig. 5-21 SEM photo by tool edge

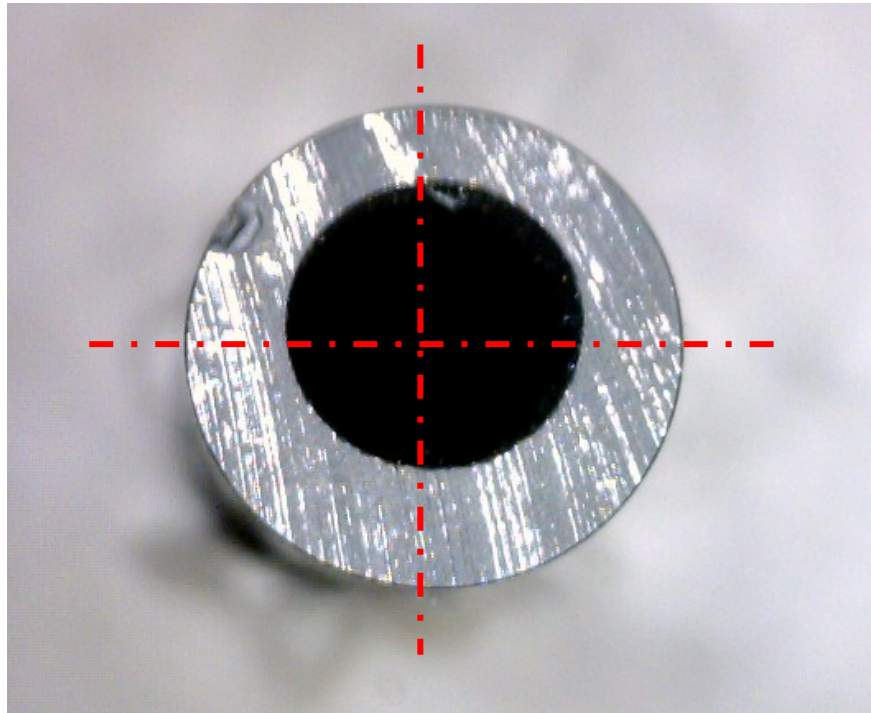


Fig. 5-22 Eccentric of inner hole

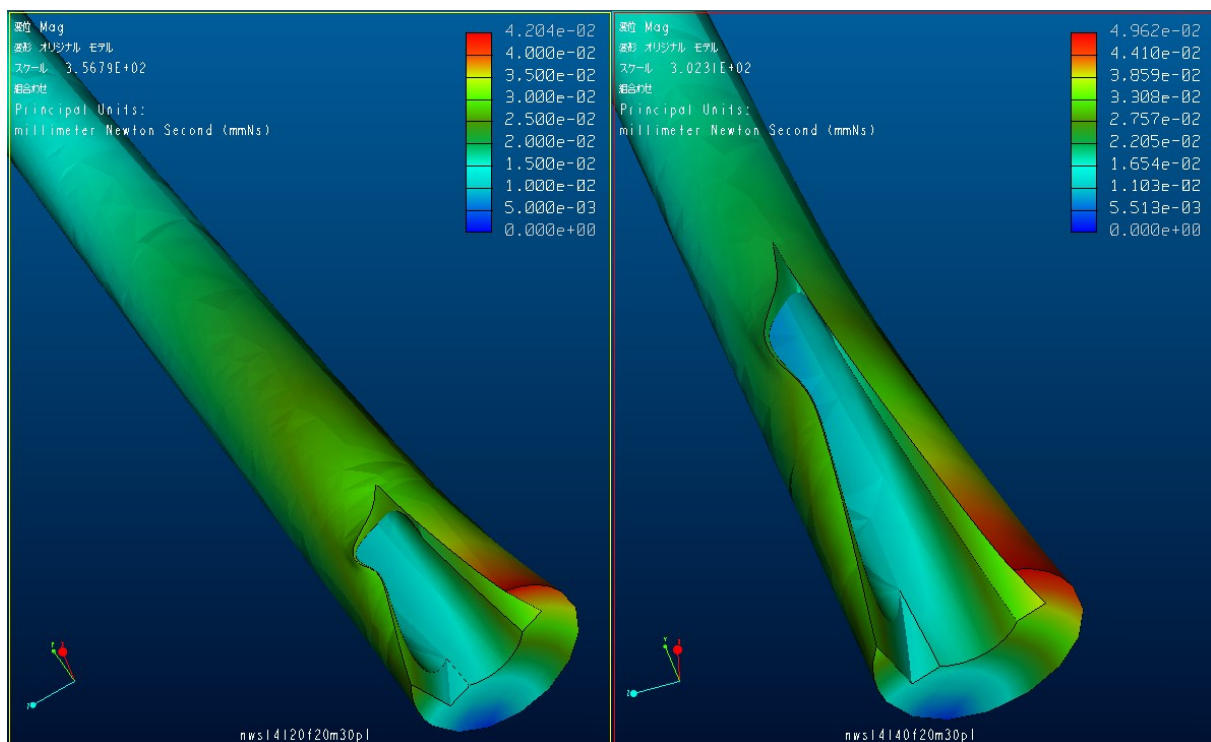


Fig. 5-23 Result of strength analysis of inner hole eccentric ratio

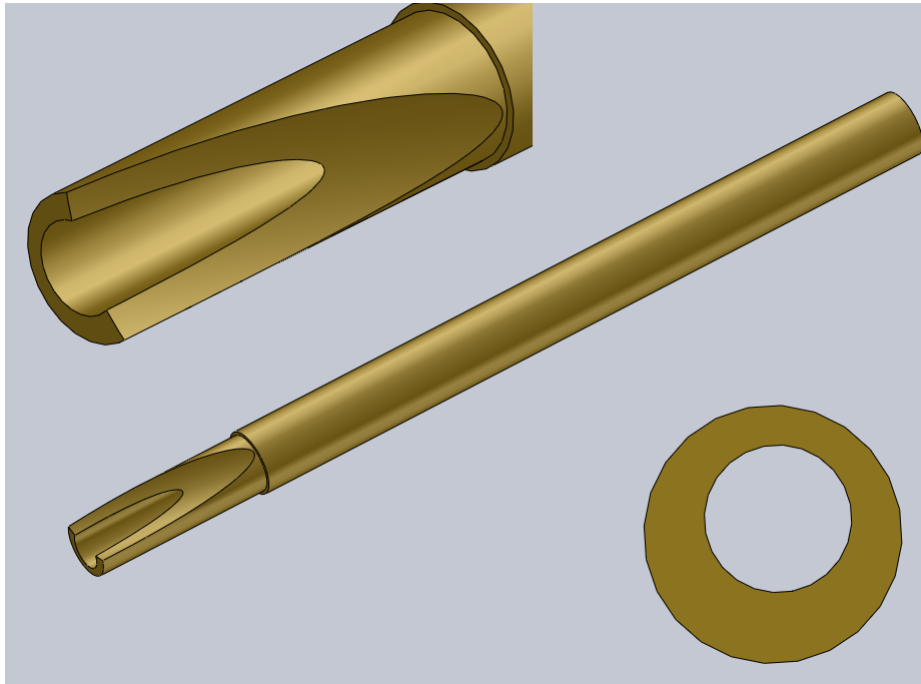


Fig. 5-24 Flow simulation analysis model (Model 1)

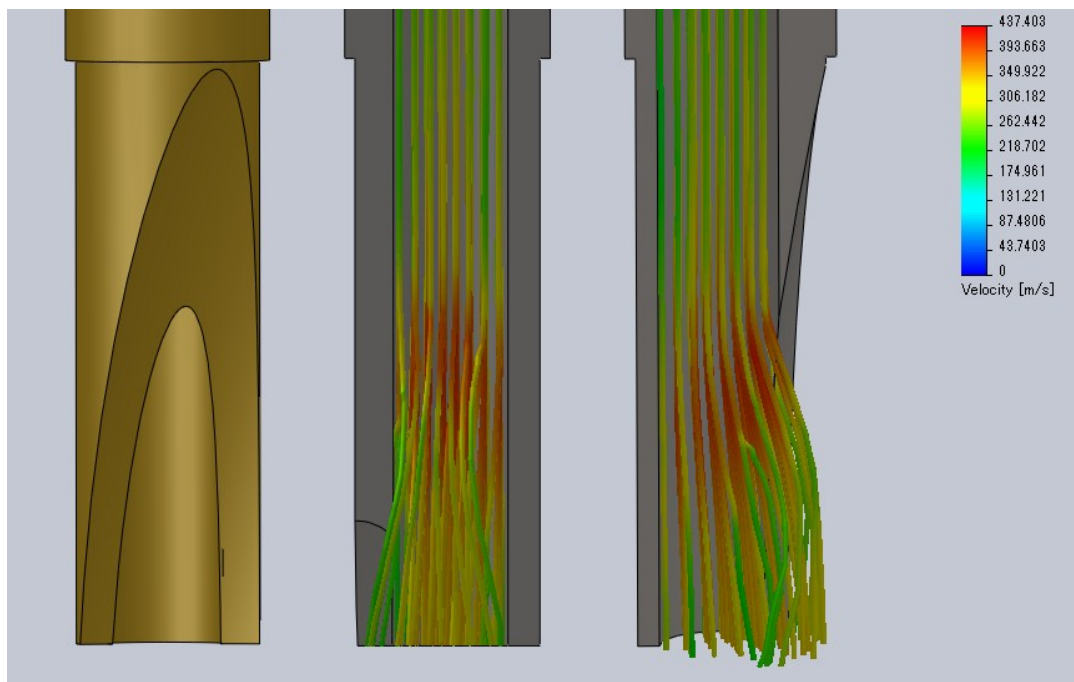


Fig. 5-25 Results of flow simulation analysis (Model 1)



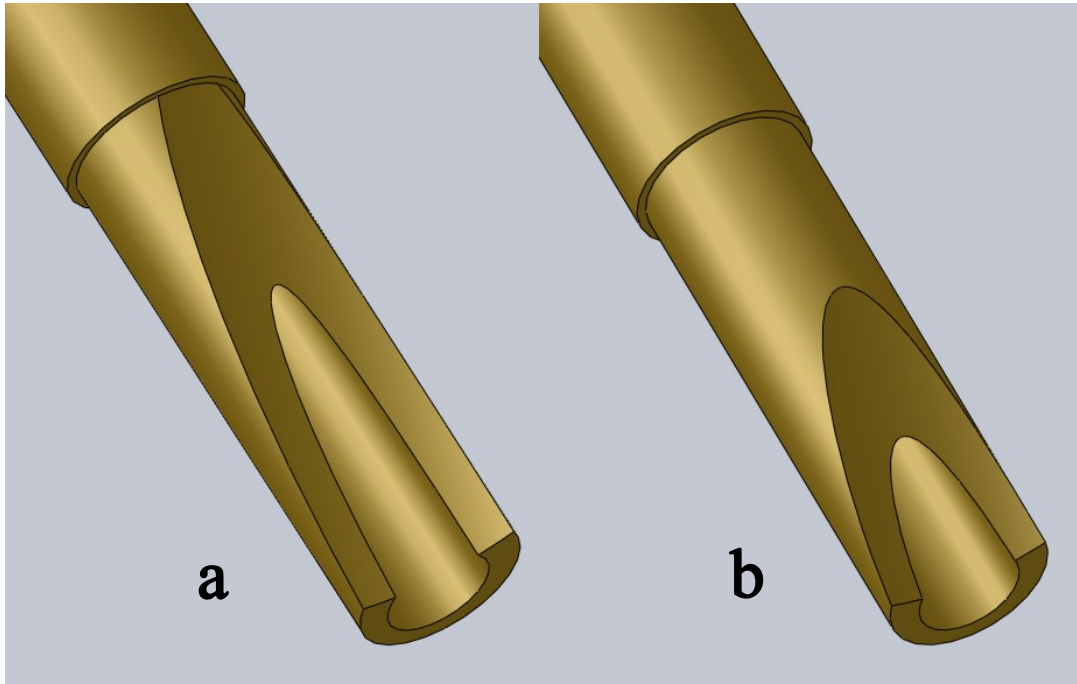


Fig. 5-26 Flow simulation analysis model (a: Model 2 and b: Model 3)

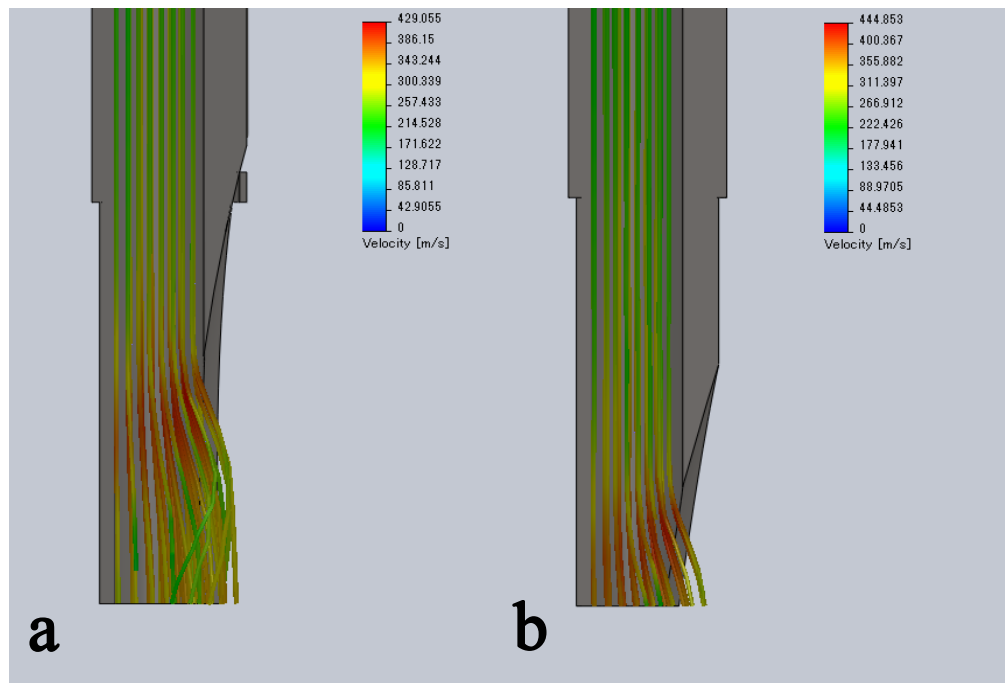
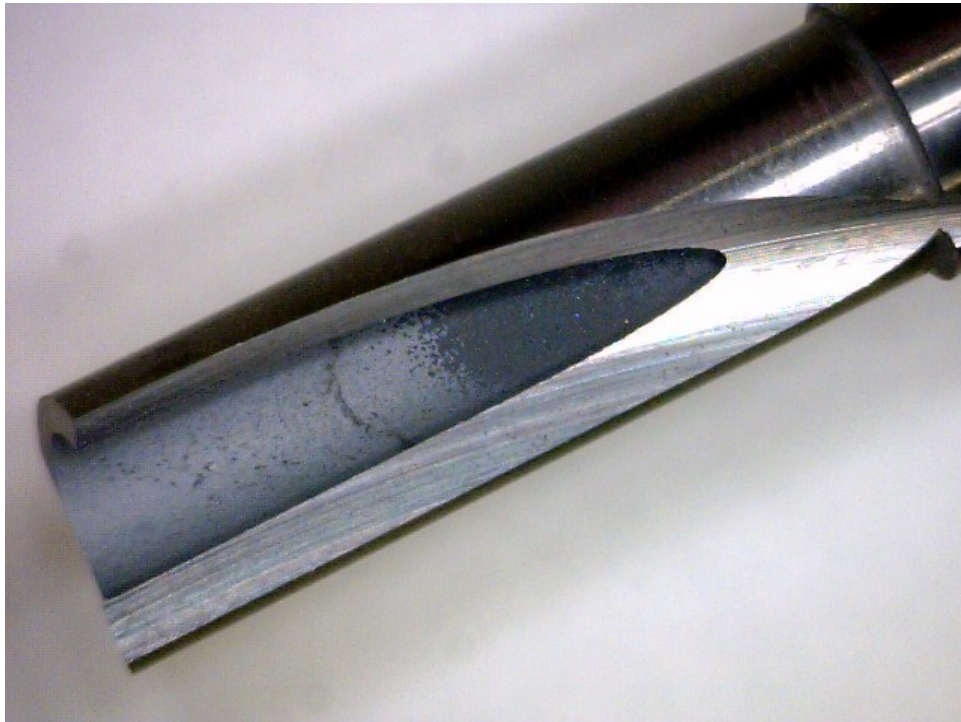
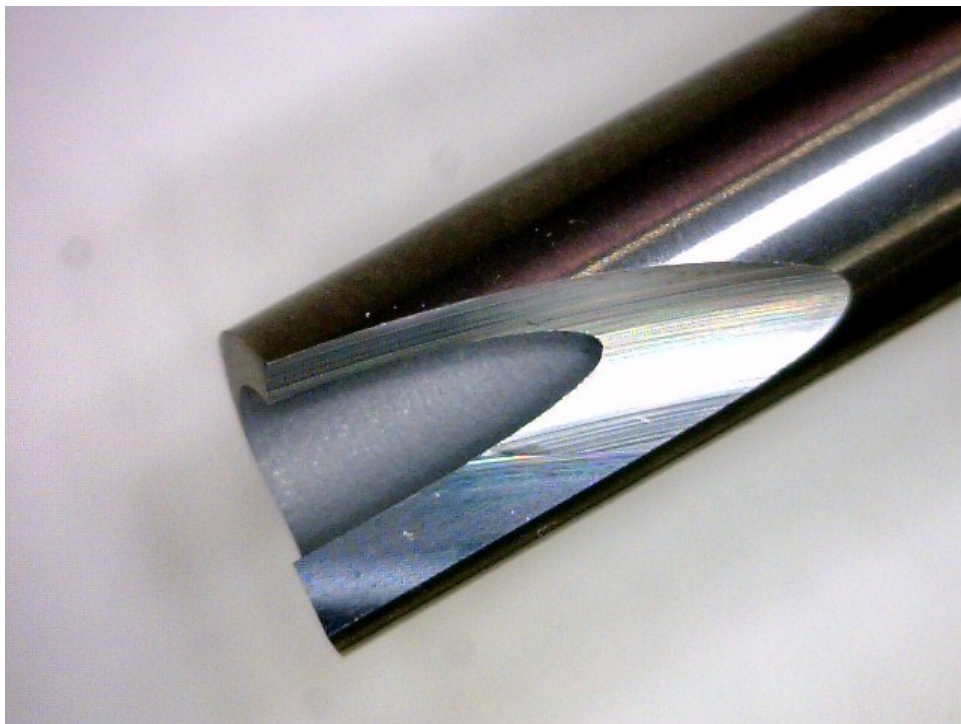


Fig. 5-26 Results of flow simulation analysis (a: Model 2 and b: Model 3)



(a) Model 2



(b) Model 3

Fig. 5-27 Two kinds of prototype hollow type drill

Table 5-12 Specification of two kinds of prototype hollow type drill

Model	Orifice width	Length of tooth	Relief angle	Outer diameter	Inner diameter	Length	Eccentric ratio	Number of tooth	Base material
2	3.7 mm	15.0 mm	13 °	6.35 mm	4.0 mm	90.0 mm	14 %	1	WC
3	3.7 mm	7.0 mm	13 °	6.35 mm	4.0 mm	90.0 mm	14 %	1	WC



Fig. 5-29 Experiment device of flow visualization

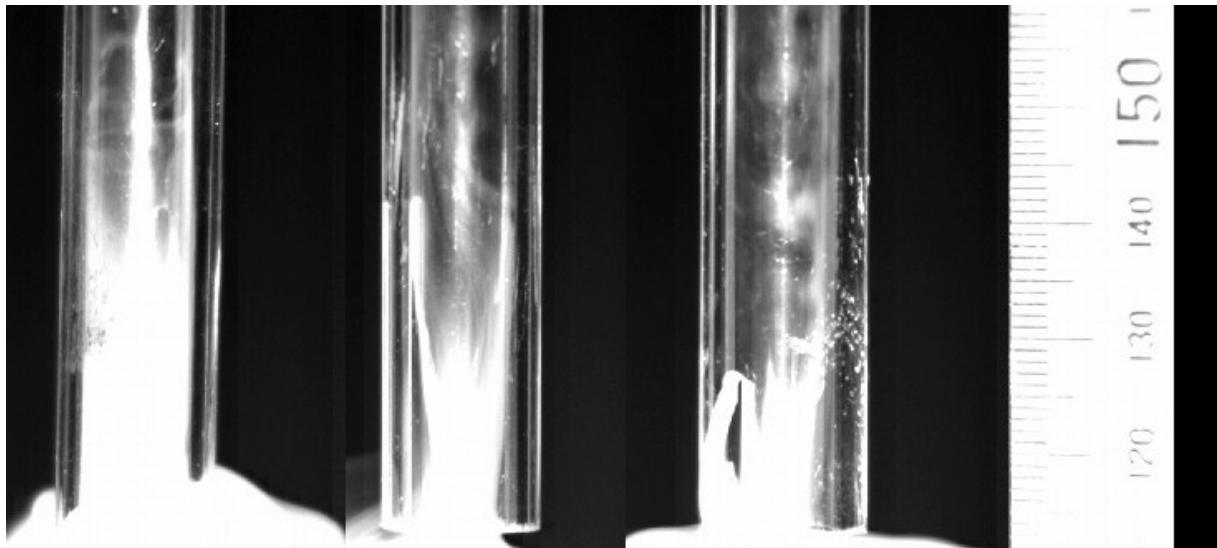
Table 5-13 Specification of cyclone suction machine



Rating (V)	AC100
Suction power (W)	450~50
Power consumption (W)	1000~160
Body dimensions (mm)	L363×W253×H252
Basic machine mass (kg)	4.3
Dust collection method	Cyclone type
Dust collection volume (L)	0.4

Fig. 5-30 Cyclone suction machine





Model 1

Model 2

Model 3

Fig. 5-31 Results of flow visualization by smoke

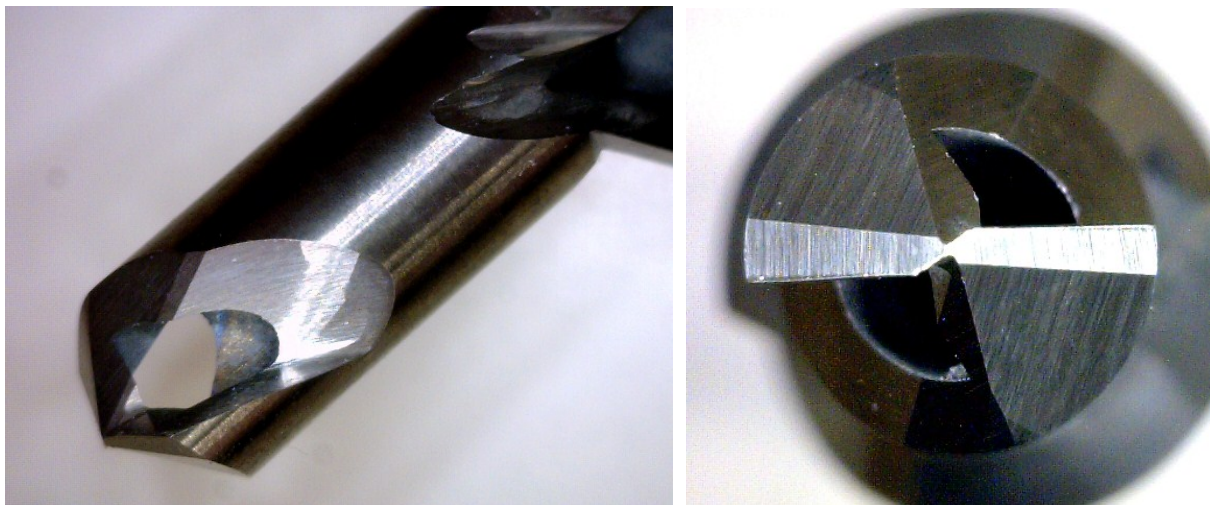


Fig. 5-32 Prototype of model 4 tool

Table 5-14 Specification of prototype of model 4 tool

Primary ( tool edge ) orifice area	Length of tooth	Tool edge diameter	Tool edge inner diameter	Secondly (Chamfer point) orifice area	Helix angle	Length
2.98 mm <sup>2</sup>	3.7 mm	6.35 mm	3.9 mm	10.50 mm <sup>2</sup>	30°	90.55 mm
Shank outer diameter	Shank inner diameter	Point angle	Number of tooth	Tip relief angle	Chamfer angle	Base material
10.0 mm	7.0 mm	140°	2	15°	100°	WC

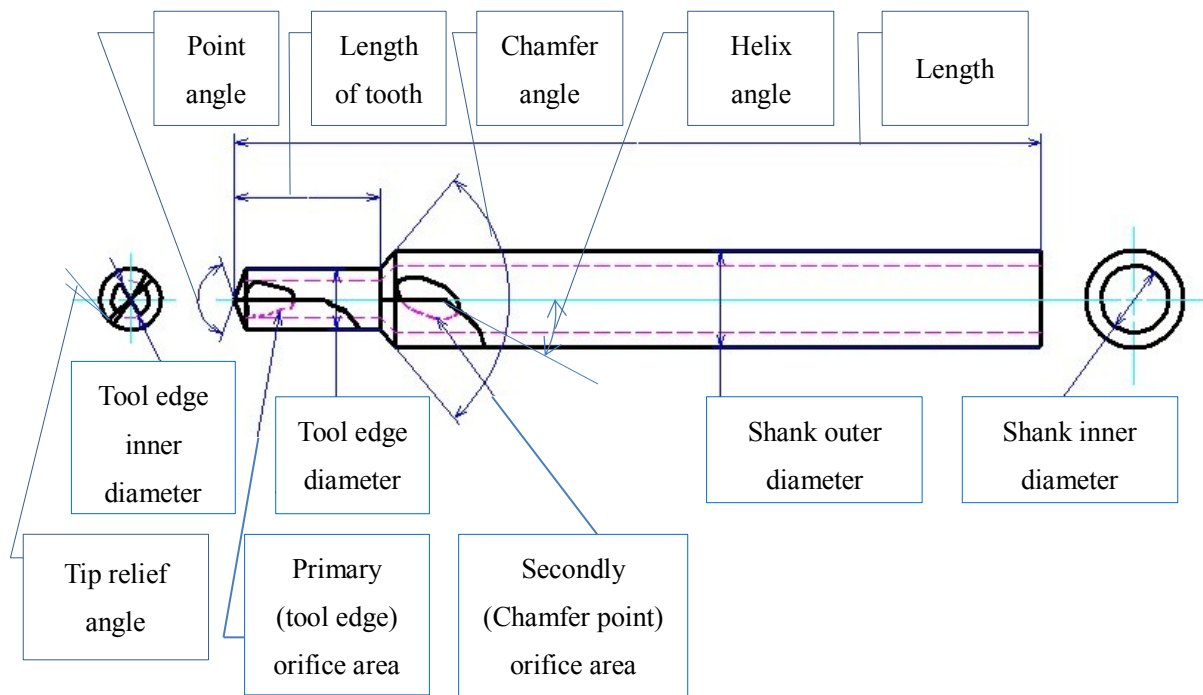


Fig. 5-33 Sketch of hollow type drill Model 4

Table 5-15 Mechanical properties of CFRP<sup>23)</sup>

Number of Ply	21
Fiber orientation	Quasi-isotropic (0°,45°,90°,-45°)
Tensile strength (MPa)	4900
Tensile elastic modulus (GPa)	230
Bending strength (MPa)	3800
Bending elastic modulus (GPa)	210
Interlaminar shear strength (MPa)	194
Bending elongation modulus (%)	1.87
Volume fraction (%)	60
Resin content (wt%)	40
Impact value (J/cm <sup>2</sup> )	18.4
Absorption energy (J)	7.8



Fig. 5-34 Test materials

Table 5-16 Cutting conditions of Test 1

Feed rate (mm/min)	Cutting Speed (m/min)	Test number
45	20	1
	60	2
	100	3
90	20	4
	60	5
	100	6

Table 5-17 Cutting conditions of Test 2

Feed rate (mm/min)	Cutting Speed (m/min)	Test number
90	40	1
	70	2
	100	3
180	40	4
	70	5
	100	6
270	40	7
	70	8
	100	9



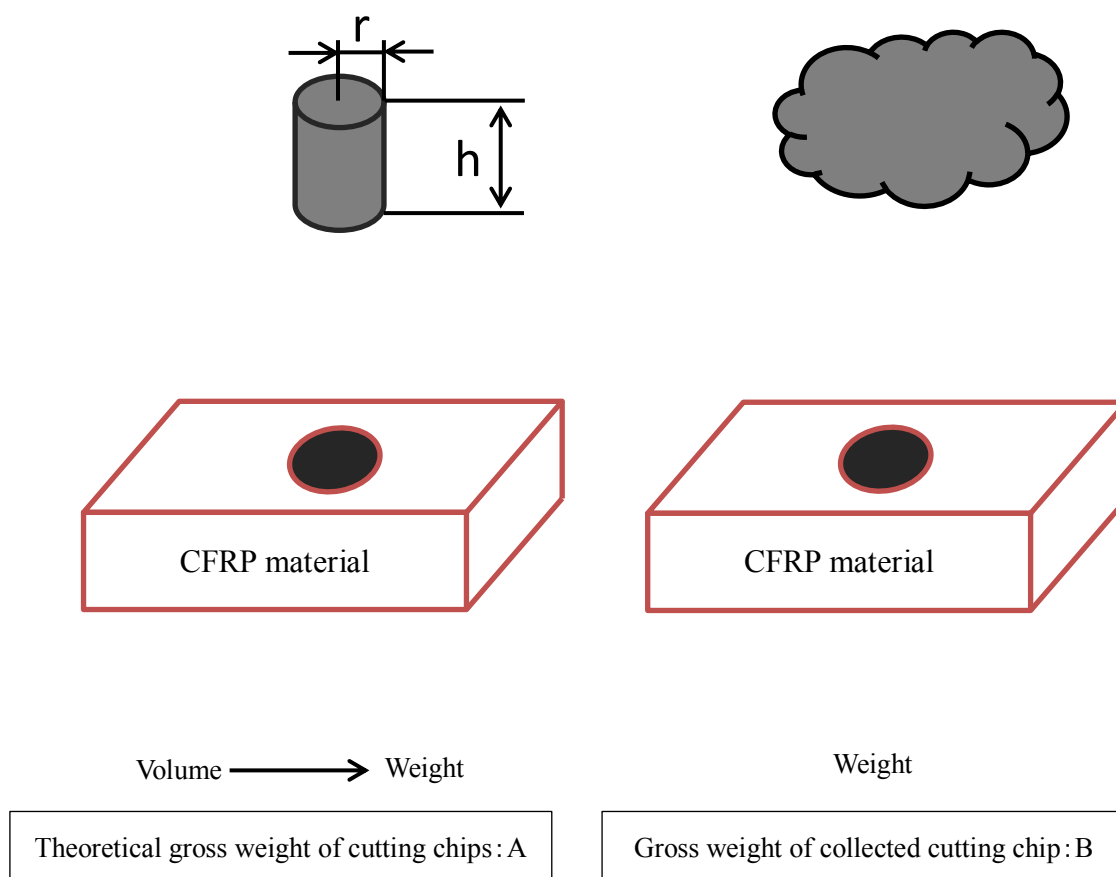


Fig. 5-35 Calculation method of collection rate of cutting chip

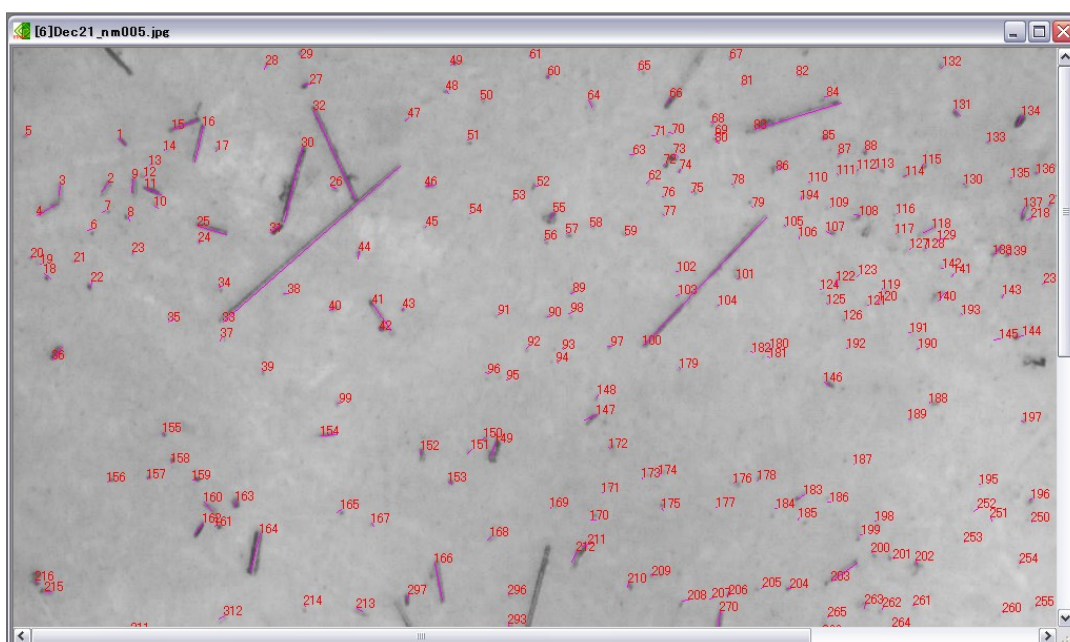


Fig. 5-36 Image analysis of cutting chips frequency distribution

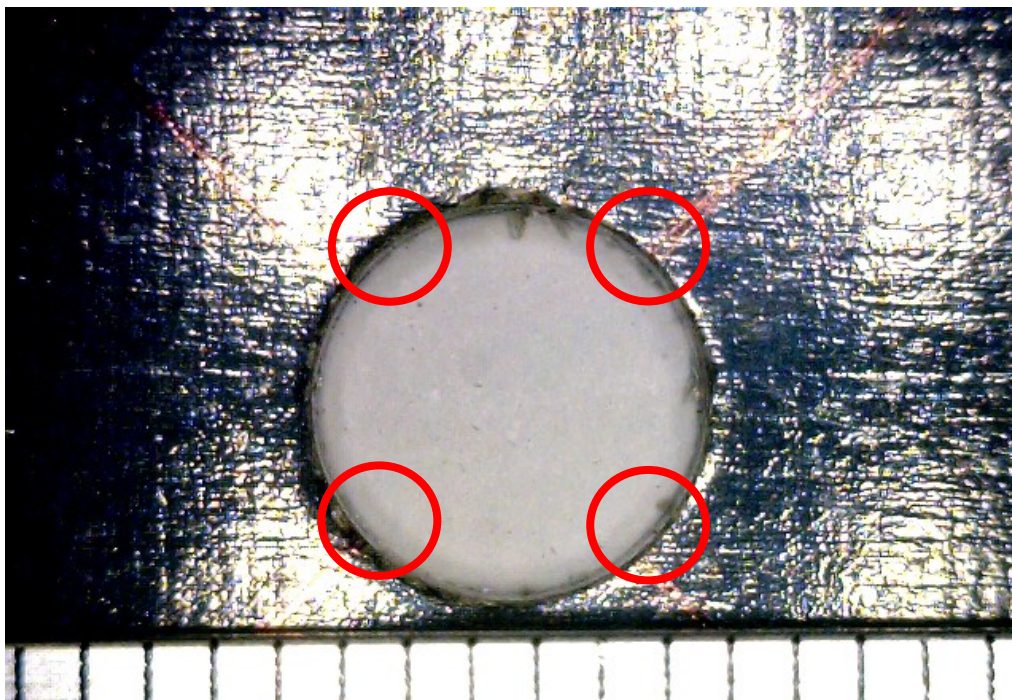
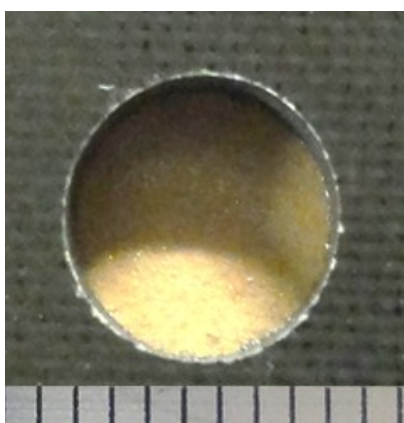


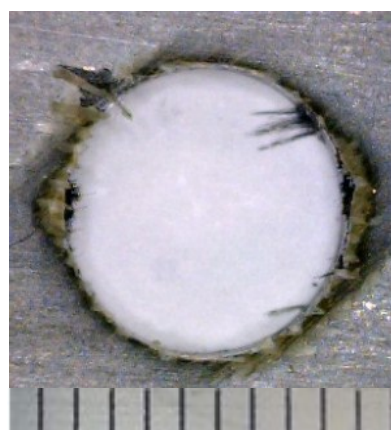
Fig 5-37 Measurement point of inner surface roughness

Table 5-18 Judgment standard of delamination

Evaluation	Judgment Standard	
◎	Maximum exfoliation length	under 0.30 mm
○	Maximum exfoliation length	0.31 to 0.50 mm
×	Maximum exfoliation length	more 0.51 mm



Excellent



Poor

Fig. 5-38 Ex. Hole state

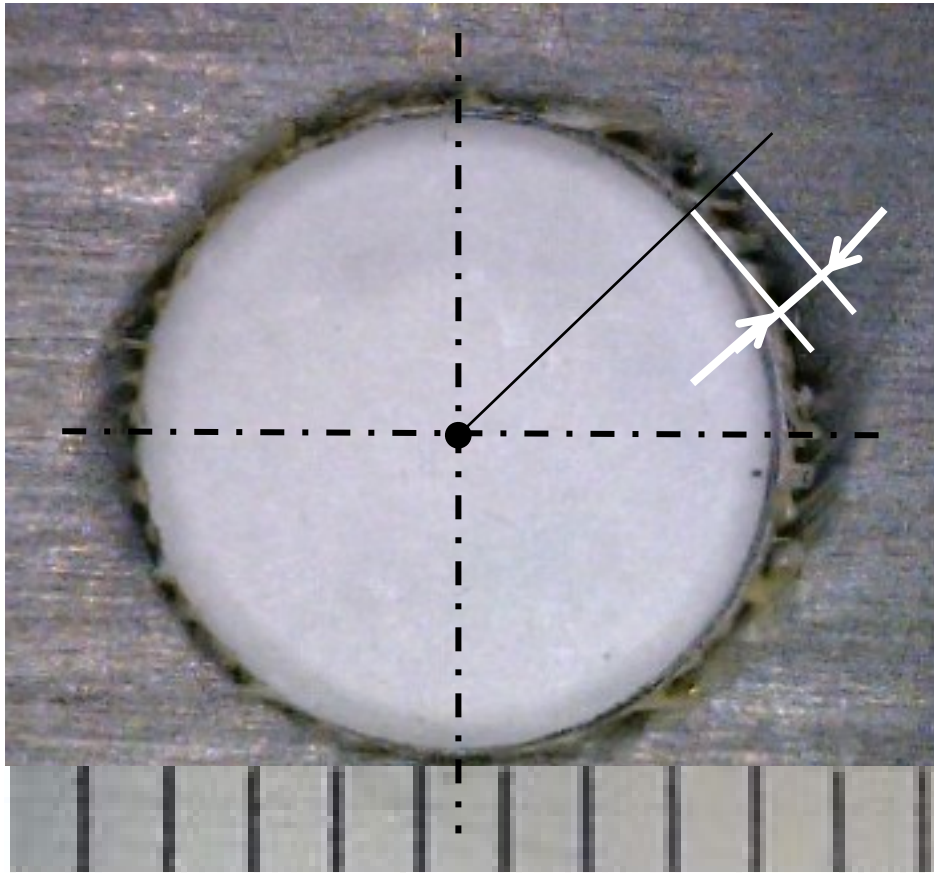


Fig. 5-39 Measurement method of delamination

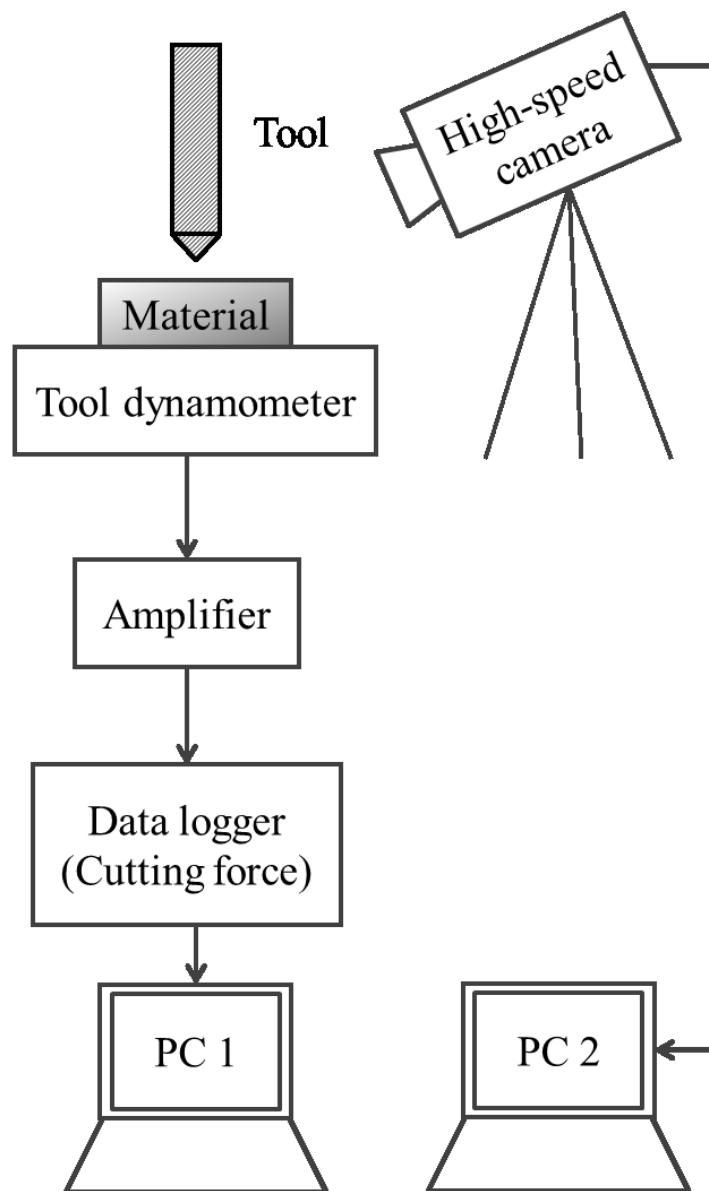


Fig. 5-40 Schematic of measurement method of the experiment

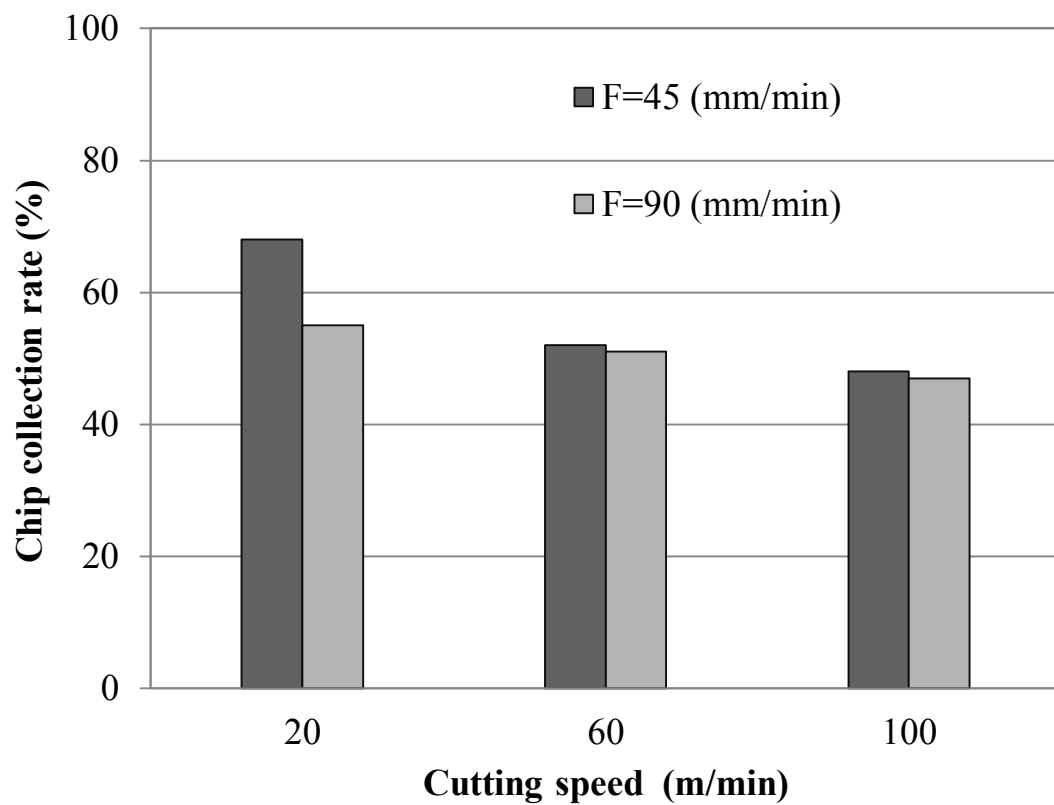


Fig. 5-41 Relationship between chip collection rate and cutting conditions

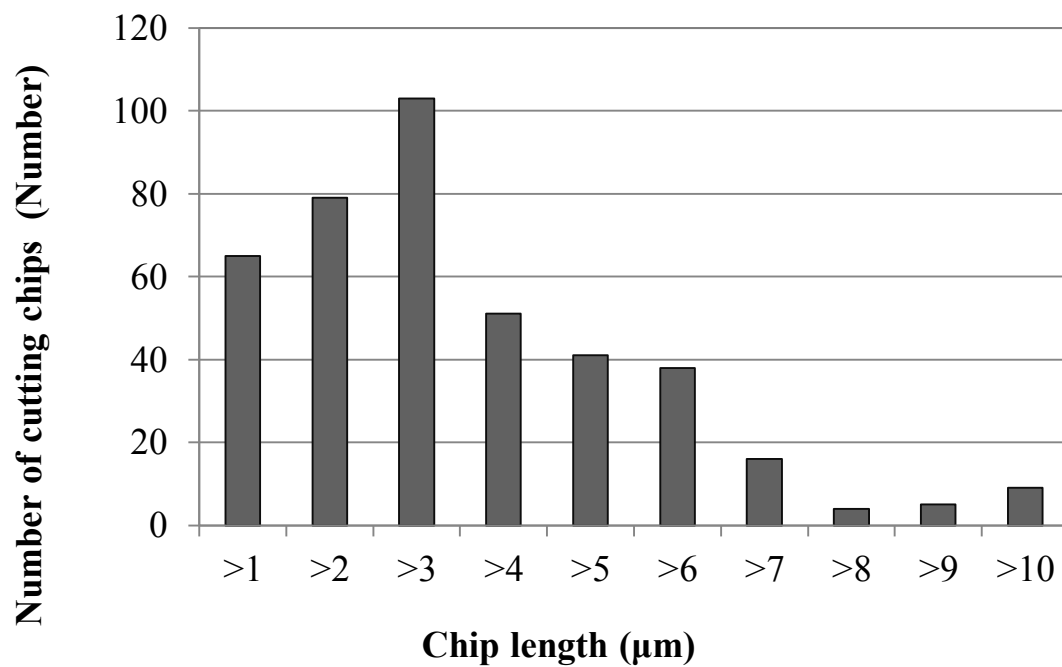


Fig. 5-42 Distribution of cutting chips length (Case of general twist drill) (Cutting conditions: Feed rate 45 mm/min, Cutting speed 20 m/min)

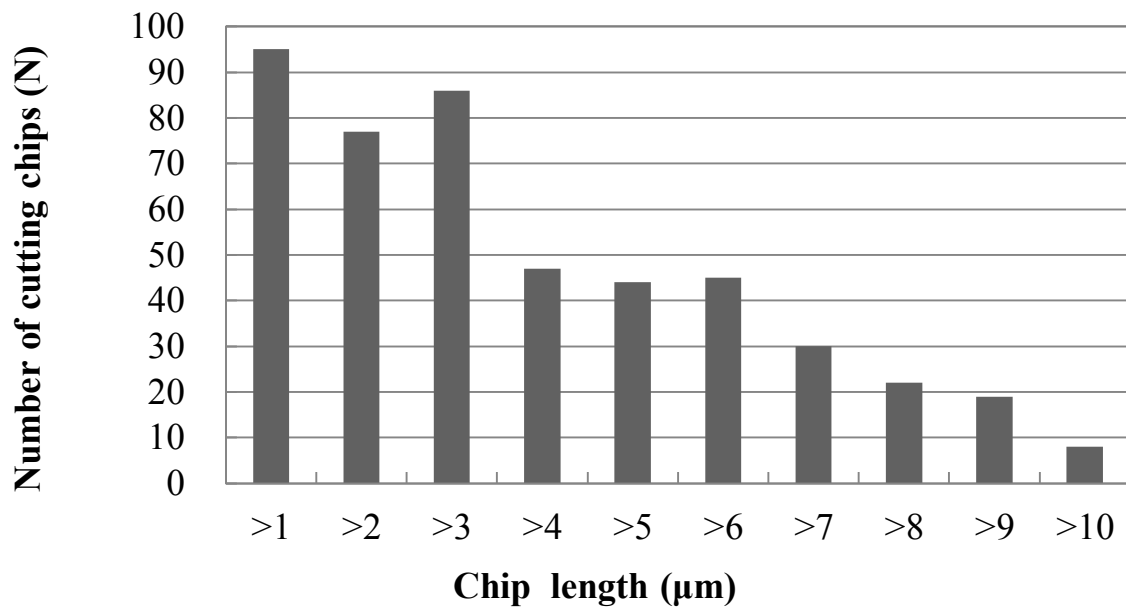


Fig. 5-43 Distribution of cutting chips length (Case of without suction of hollow type drill)  
(Cutting conditions: Feed rate 45 mm/min, Cutting speed 20 m/min)

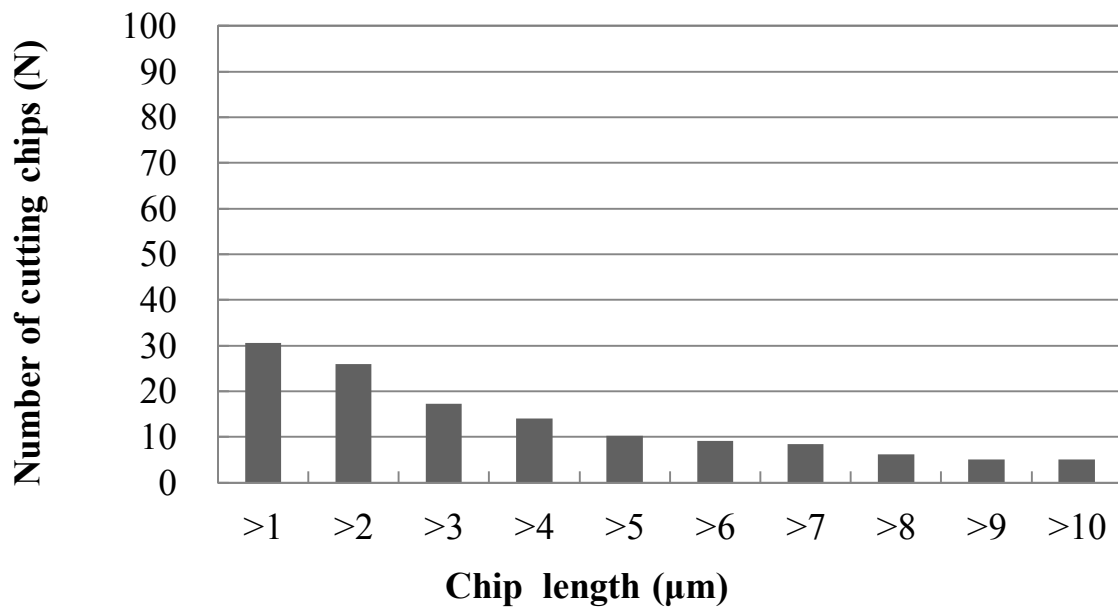
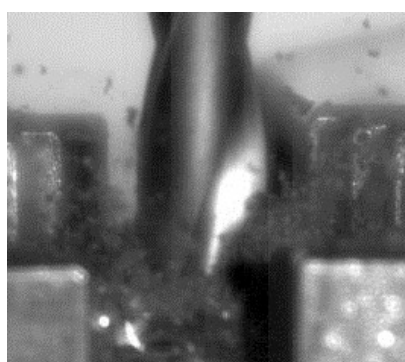


Fig. 5-44 Distribution of cutting chips length (Case of with suction of hollow type drill)  
(Cutting conditions: Feed rate 45 mm/min, Cutting speed 20 m/min)

Table 5-19 Collecting dust-volume ratios

Inside dust-collection method			Outside dust-collection method		
Before (A)	After (B)	Dust-volume (A-B)	Before (A)	After (B)	Dust-volume (A-B)
328.05 [g]	180.15 [g]	147.90 [g]	331.03 [g]	183.13 [g]	147.90 [g]
Generating dust-volume		147.90 [g]	147.90 [g]		
Collecting dust-volume		147.11 [g]	47.33 [g]		
Collecting-rate		<b>99.5 [%]</b>	32.0 [%]		

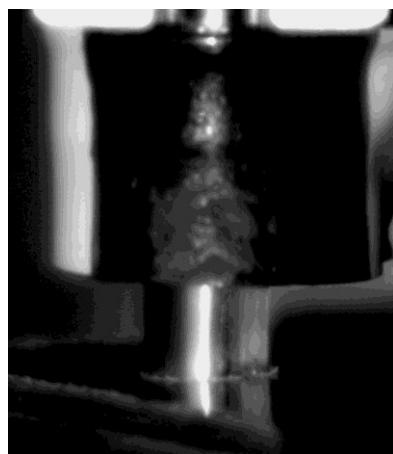


(a) Defused cutting chips

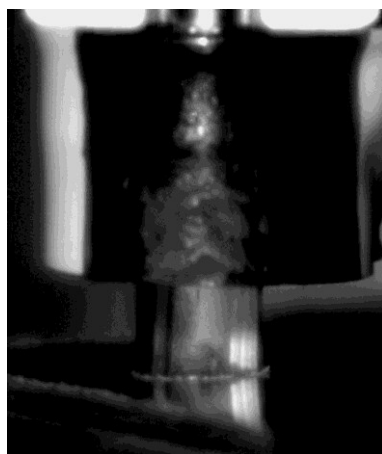


(b) Enlargement cutting point

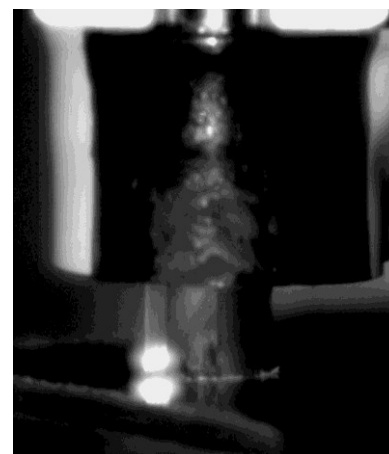
Fig. 5-45 Outside suction by case of twist drill (Cutting conditions: Feed rate 90 mm/min, Cutting speed 60 m/min)



(a)



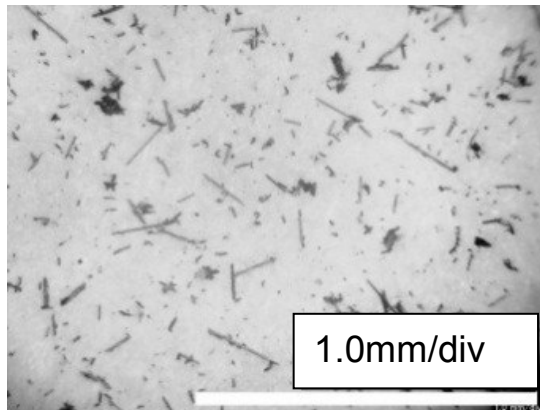
(b)



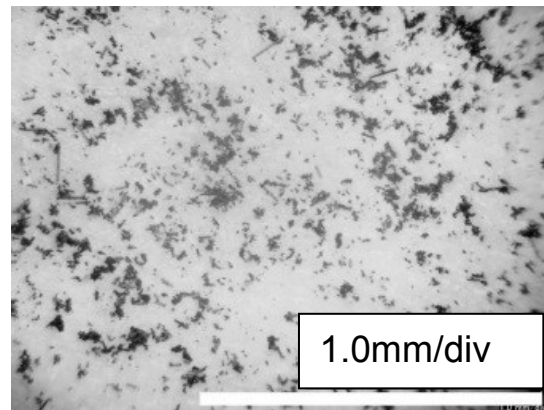
(c)

Fig. 5-46 Inside suction with air shield system (Cutting conditions: Feed rate 90 mm/min, Cutting speed 60 m/min)





Hollow type drill



General twist drill

Fig. 5-47 Cutting chips compare hollow drill with twist drill (Cutting conditions: Feed rate 90 mm/min, Cutting speed 60 m/min)

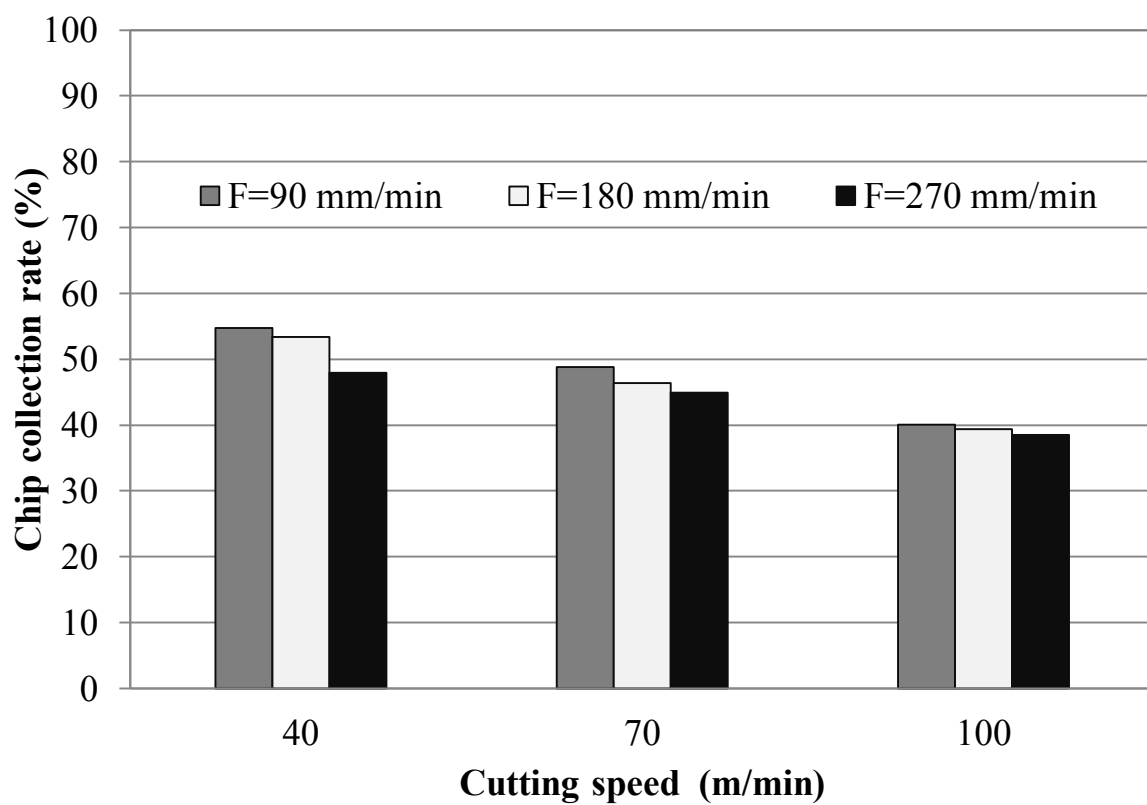


Fig. 5-48 Relationship between chip collection rate and cutting conditions (Model 2)

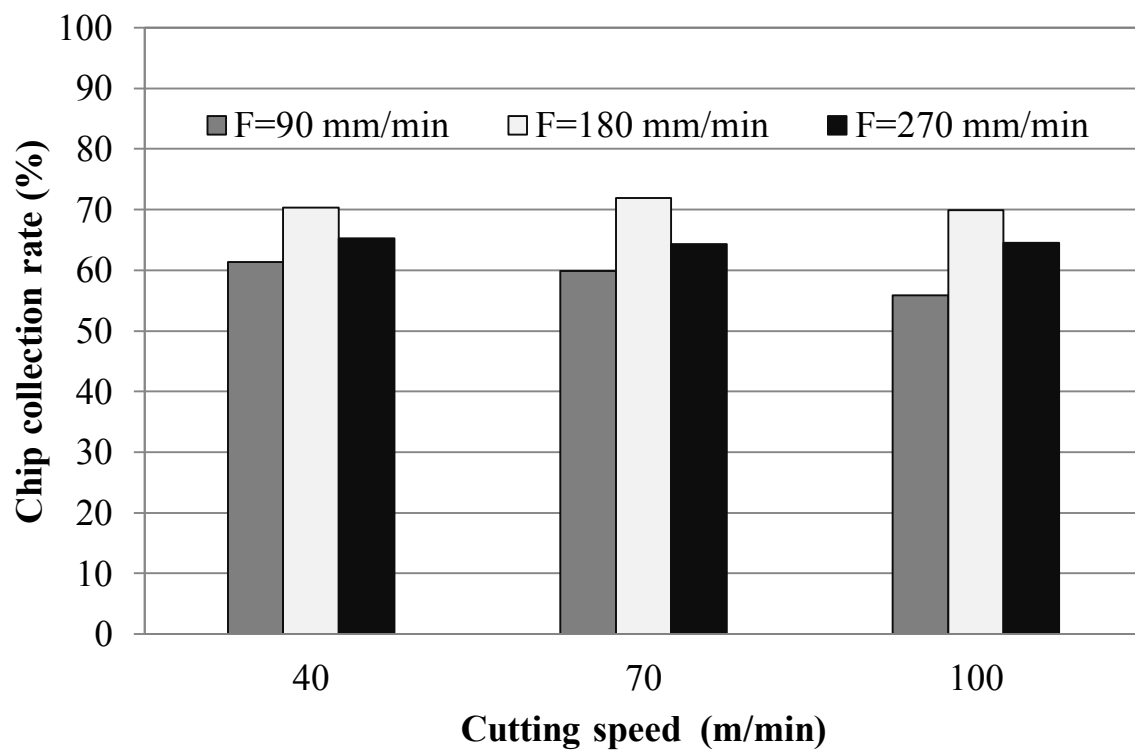


Fig. 5-49 Relationship between chip collection rate and cutting conditions (Model 3)

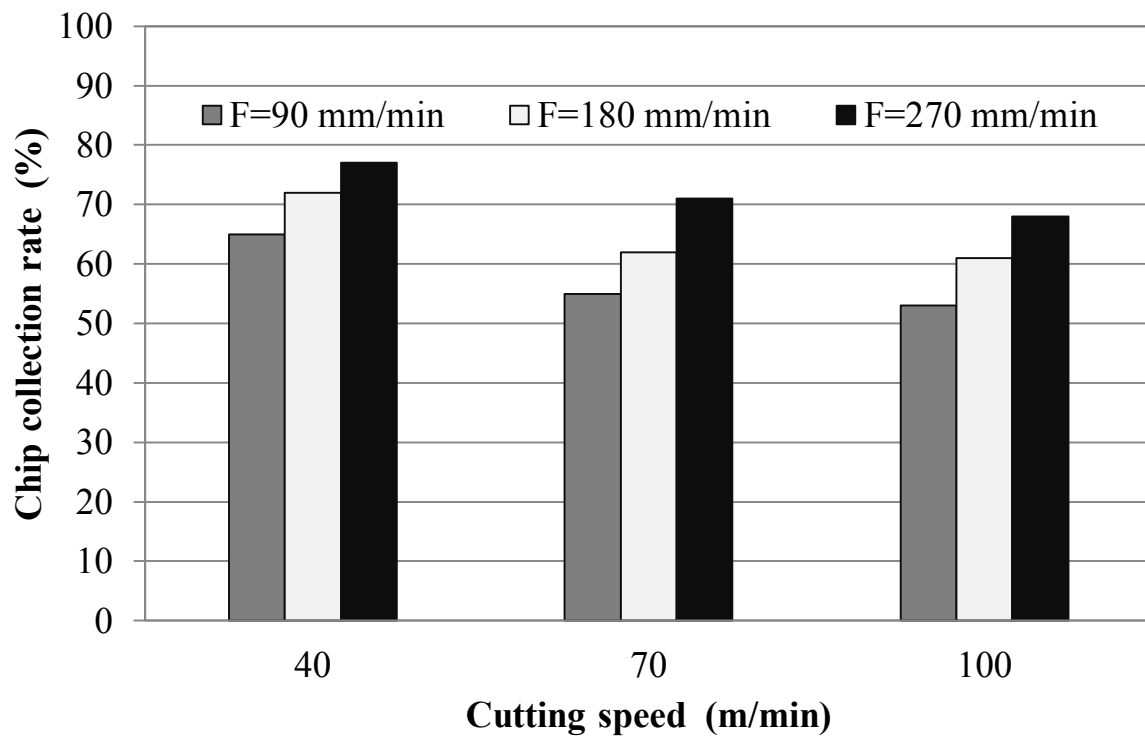
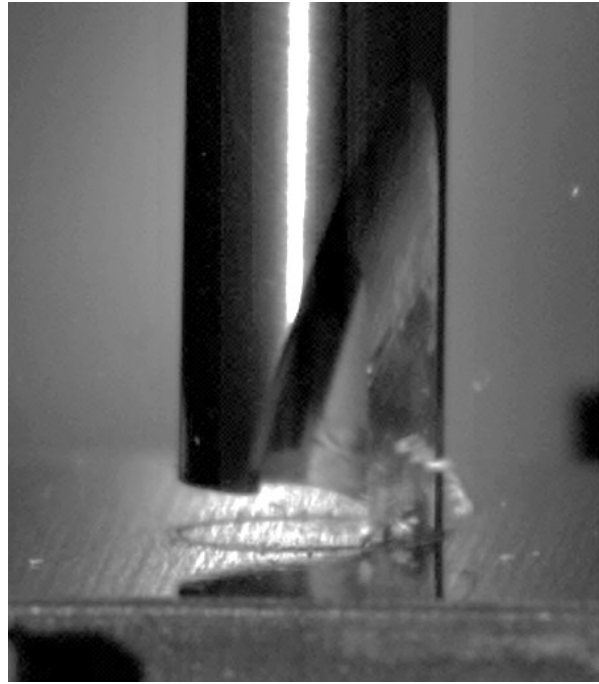


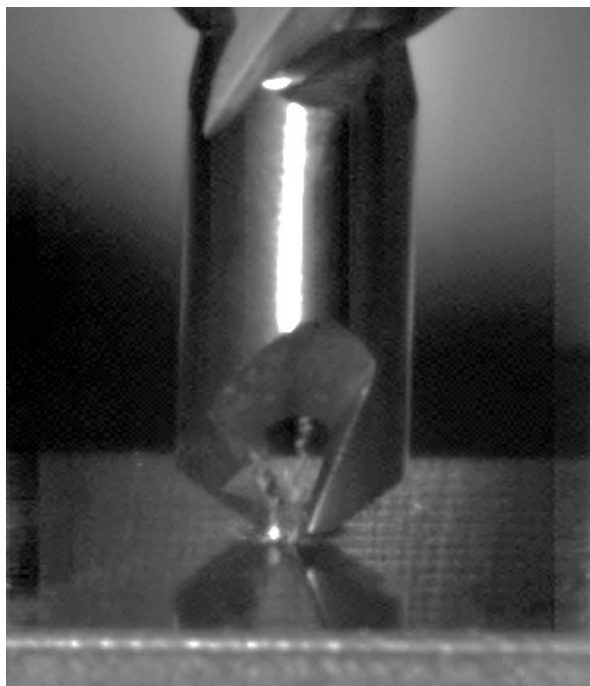
Fig. 5-50 Relationship between chip collection rate and cutting conditions (Model 4)



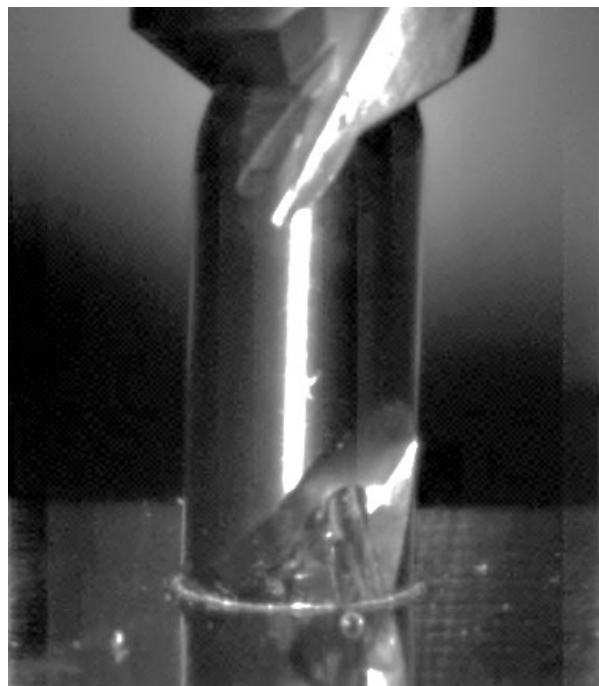
Model 2



Model 3



Model 4 (Start position)



Model 4 (Middle position)

Fig. 5-51 State during drilling recorded by high speed camera (Cutting conditions: Feed rate 270 mm/min, Cutting speed 100 m/min)



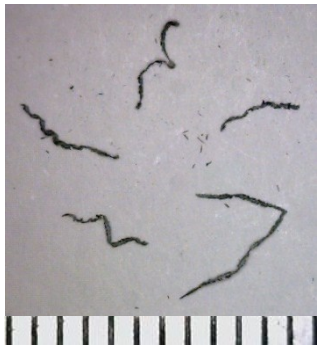






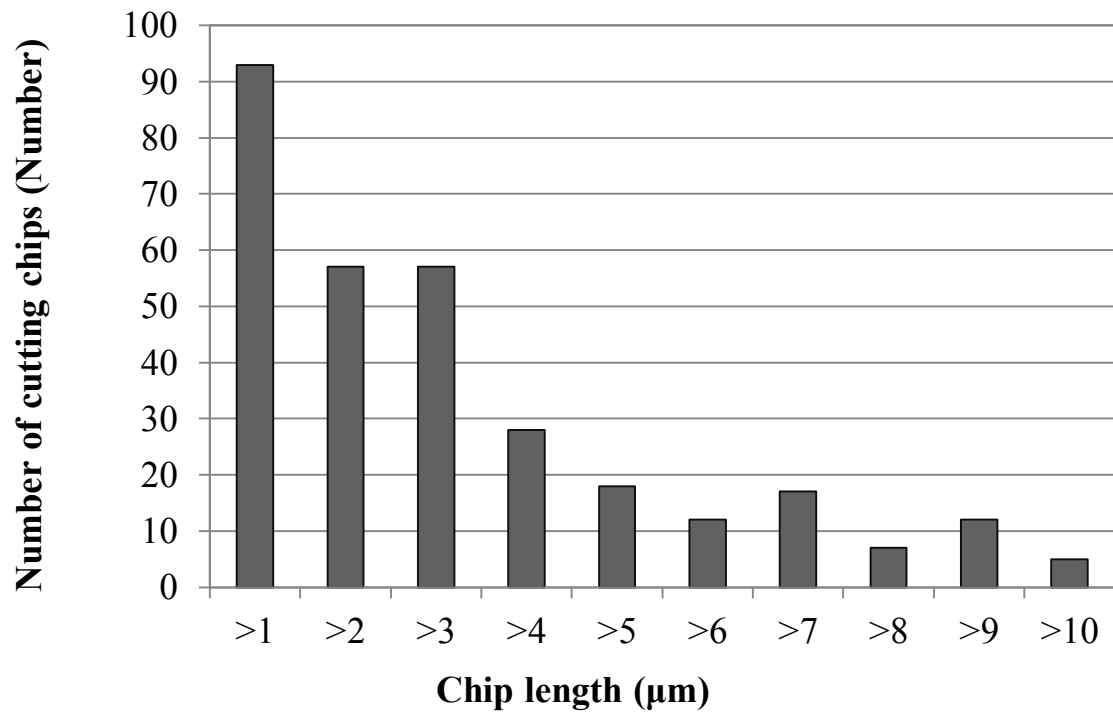
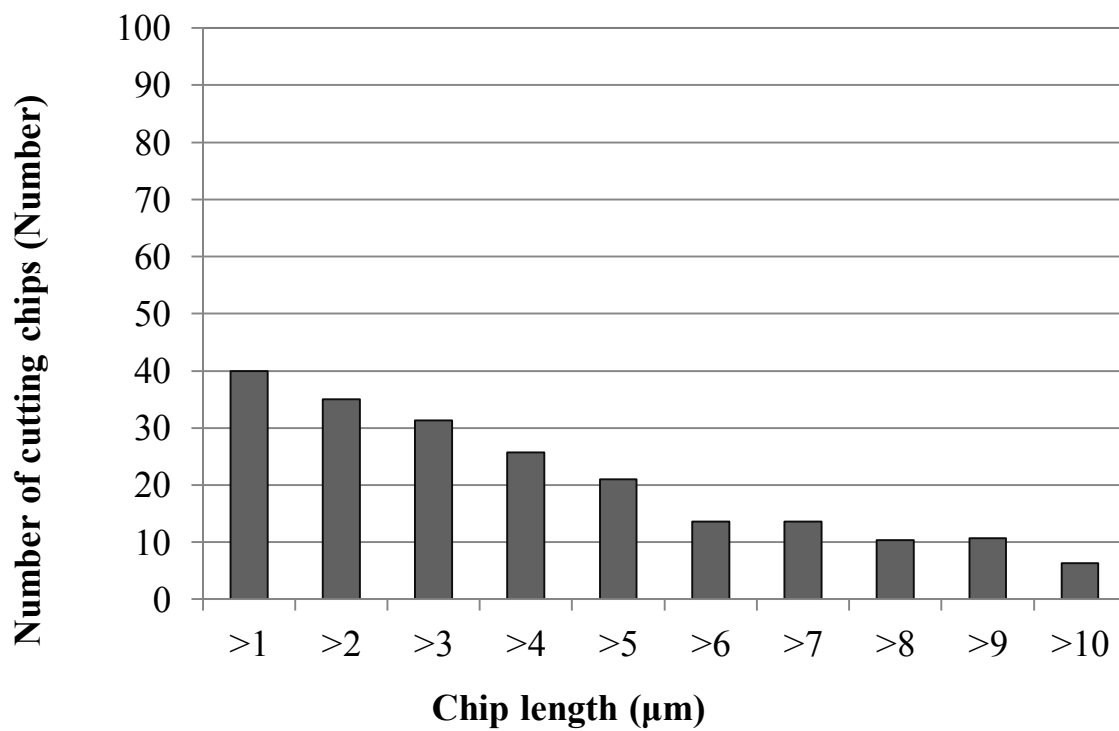
	V=40	V=70	V=100
F=90			
F=180			
F=270			

Fig. 5-52 Relationship between cutting conditions and cutting chips (Drilling by Model 4)

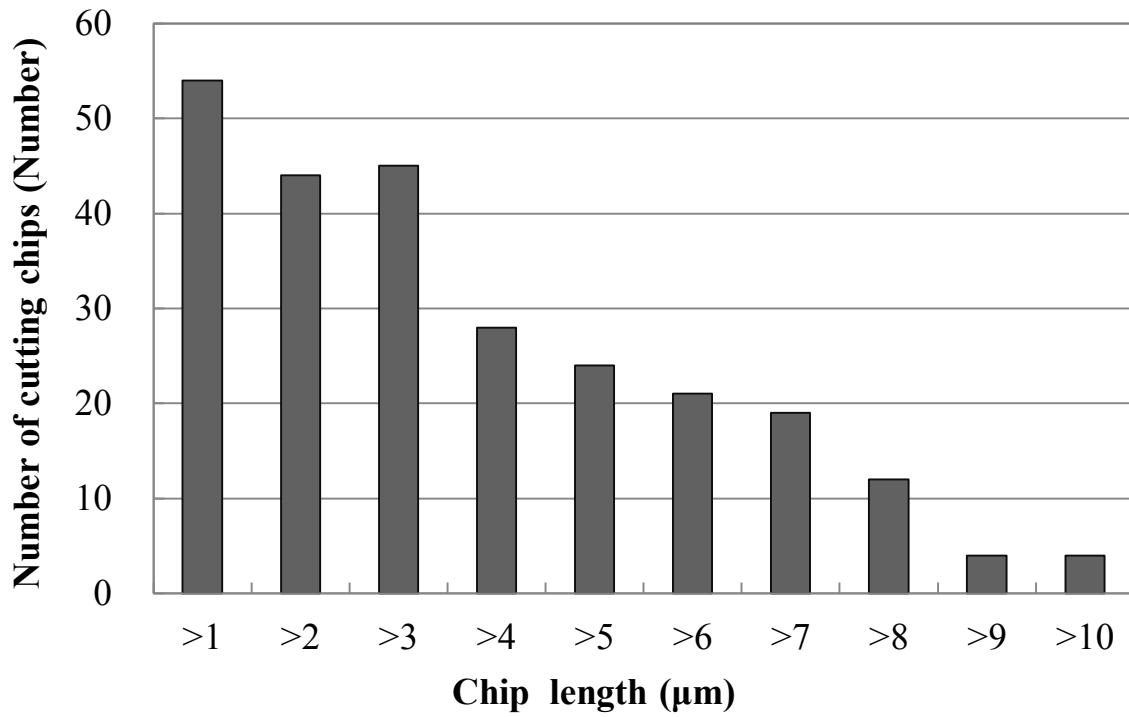


(a) Without suction

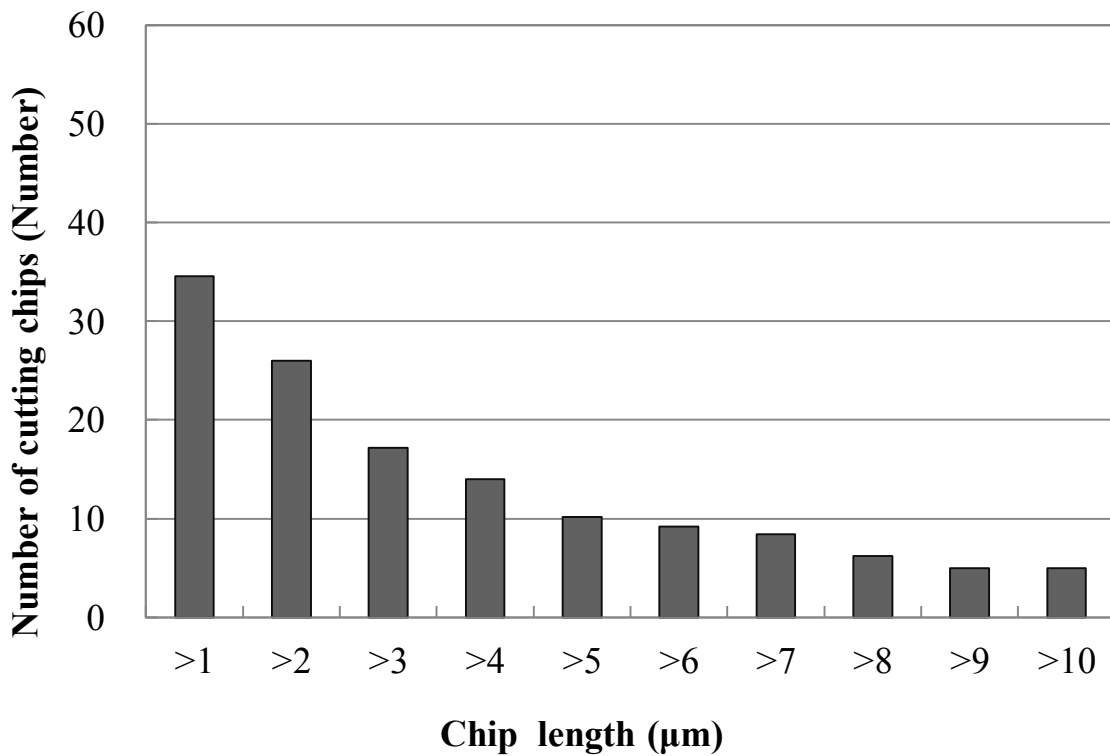


(b) With suction

Fig. 5-53 Distribution of cutting chips length (Model 2) (Cutting conditions: Feed rate 90 mm/min, Cutting speed 40 m/min)

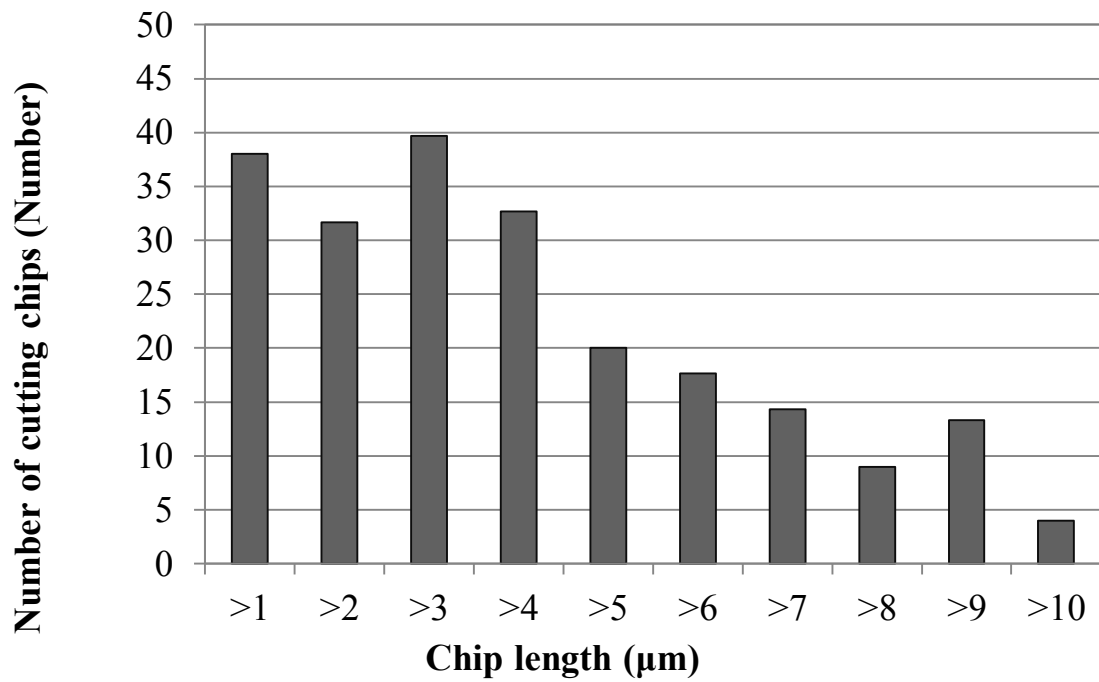


(a) Without suction

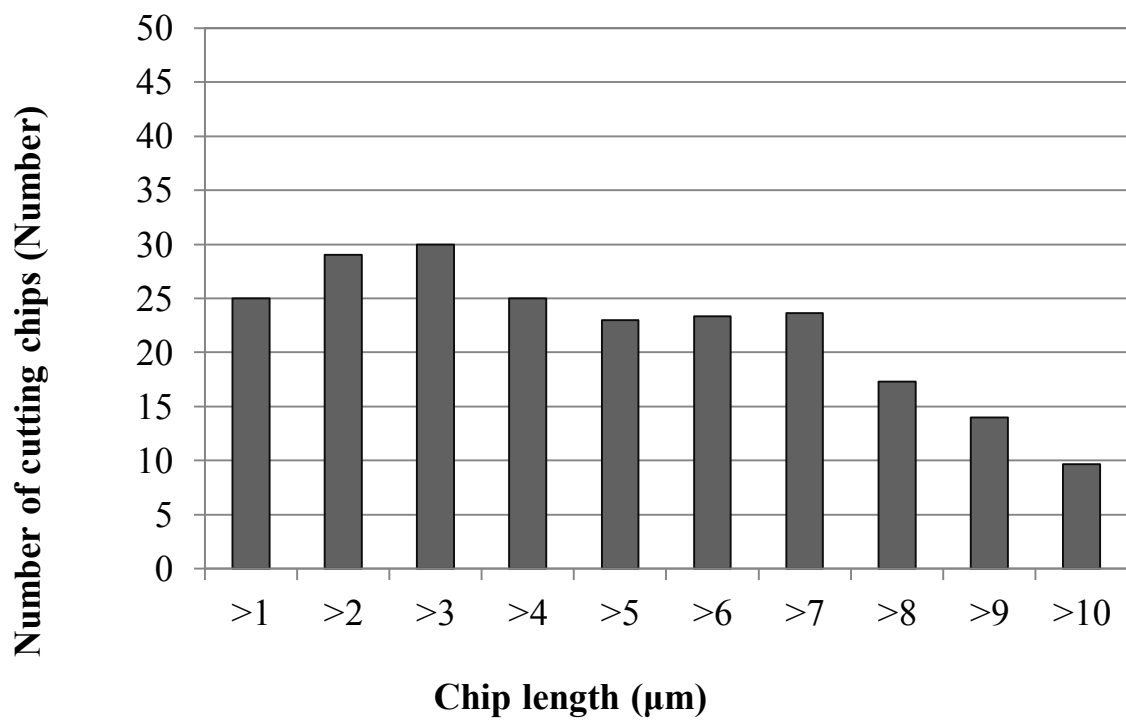


(b) With suction

Fig. 5-54 Distribution of cutting chips length (Model 3) (Cutting conditions: Feed rate 180 mm/min, Cutting speed 70 m/min)



(a) Without suction



(b) With suction

Fig. 5-55 Distribution of cutting chips length (Model 4) (Cutting conditions: Feed rate 270 mm/min, Cutting speed 40 m/min)



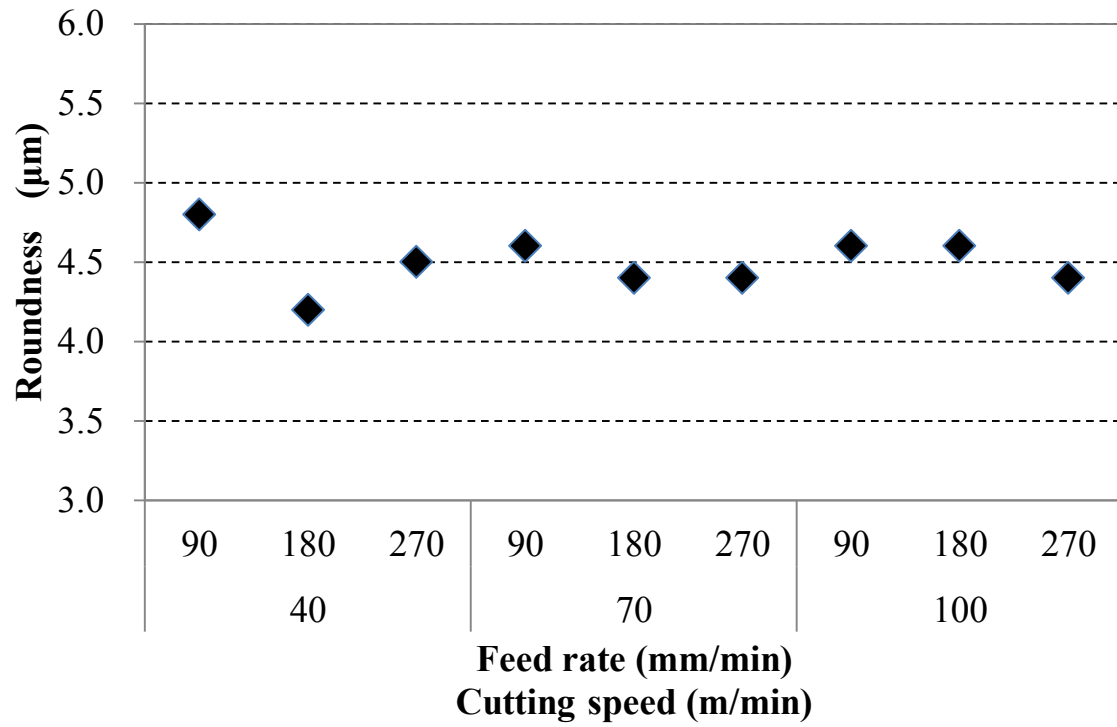


Fig. 5-56 Relationship between roundness and cutting conditions (Model 2)

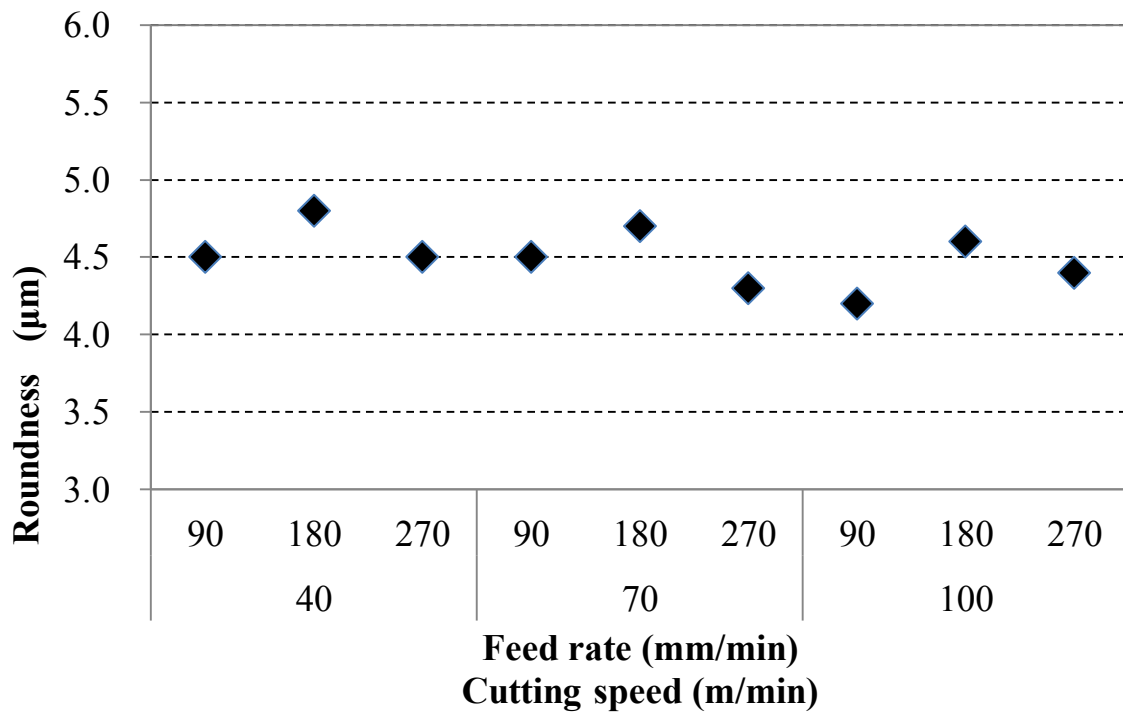


Fig. 5-57 Relationship between roundness and cutting conditions (Model 3)

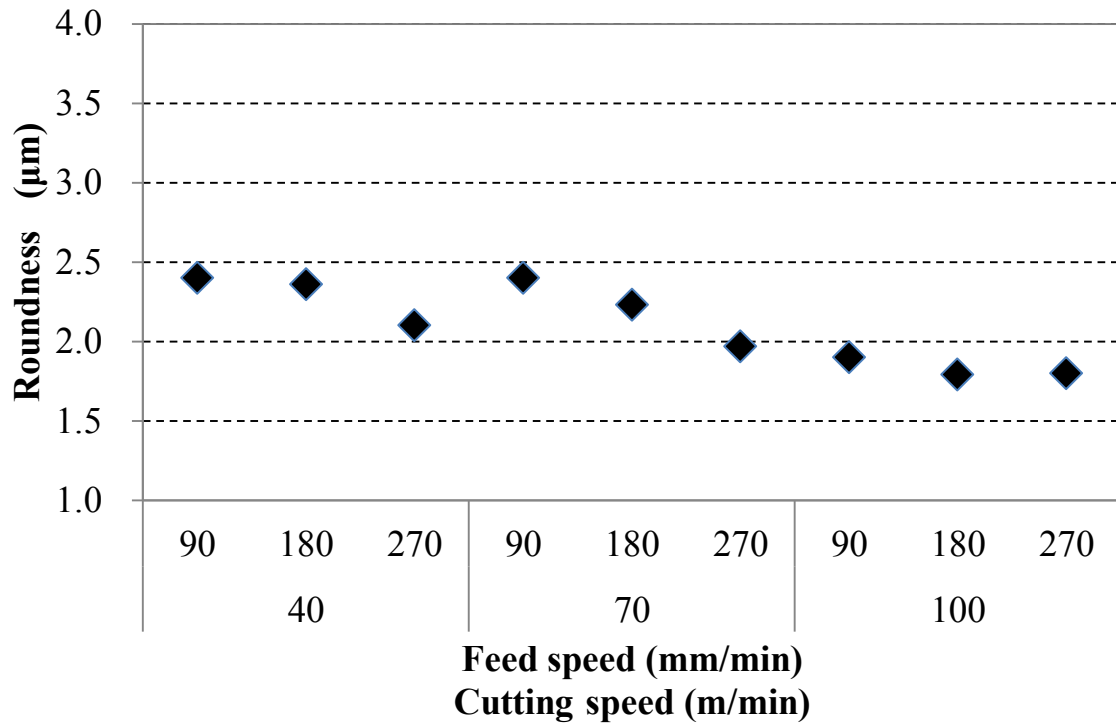


Fig. 5-58 Relationship between roundness and cutting conditions (Model 4)

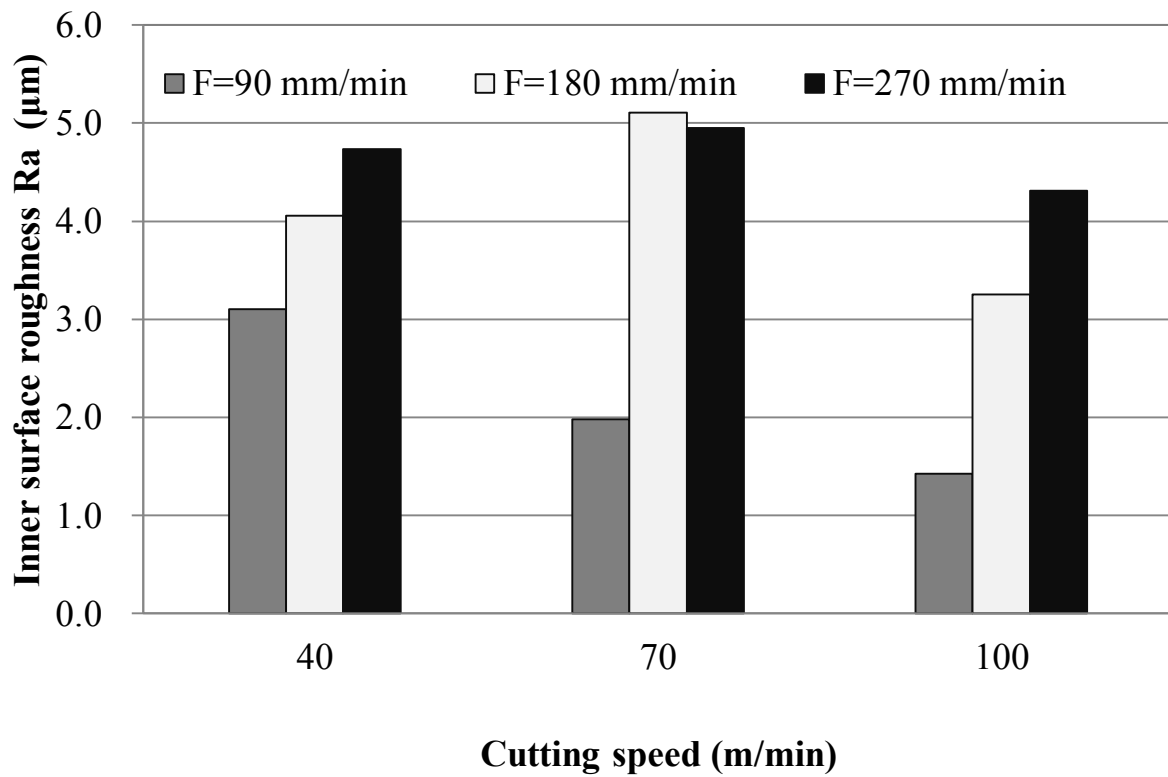


Fig. 5-59 Relationship between Inner surface roughness and cutting conditions (Model 2)

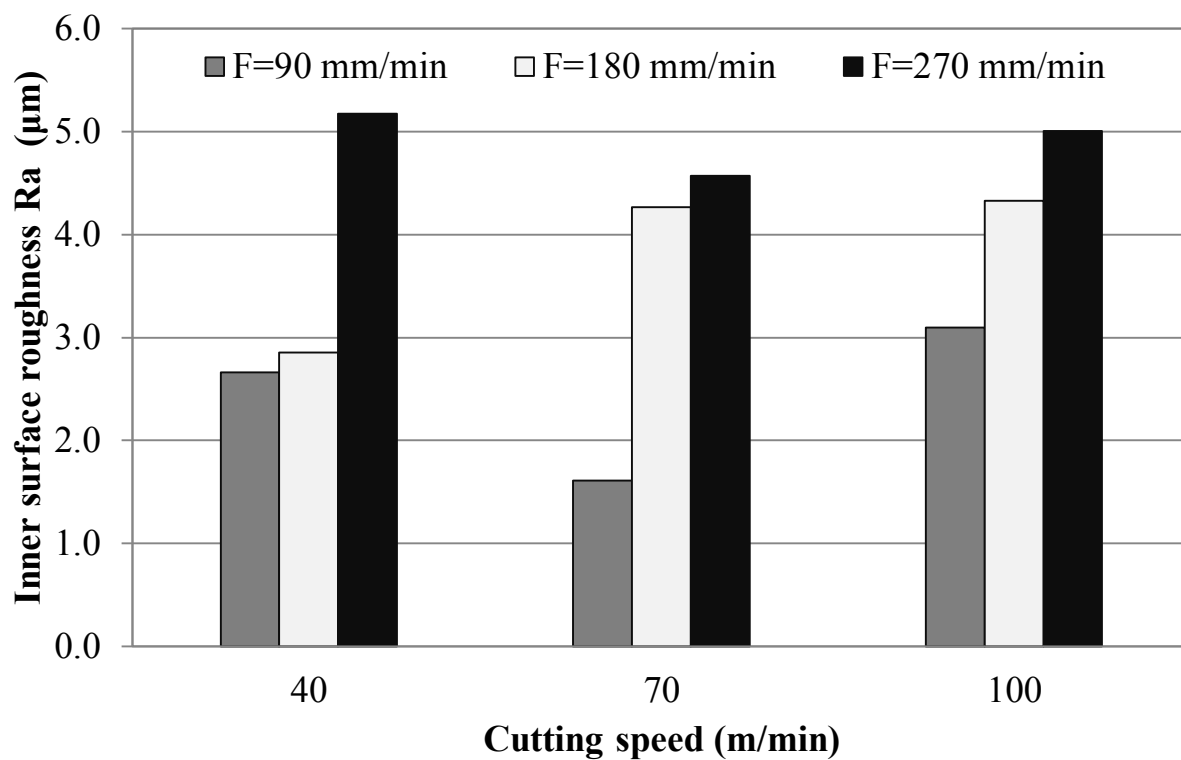


Fig. 5-60 Relationship between Inner surface roughness and cutting conditions (Model 3)

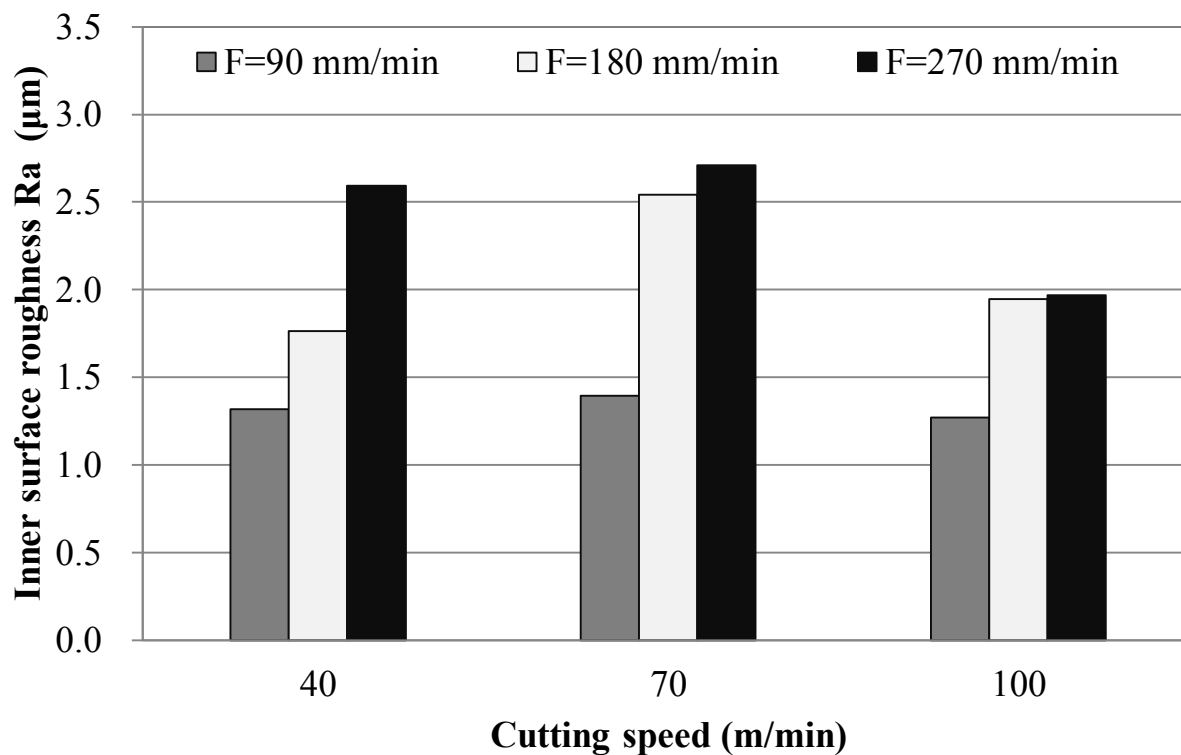
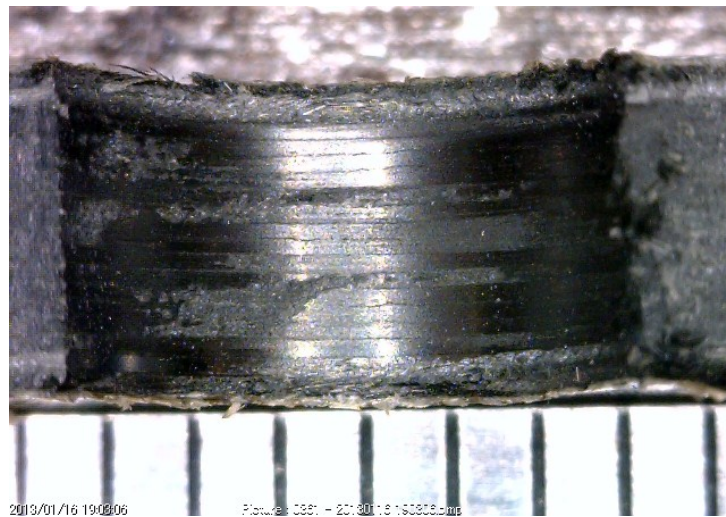


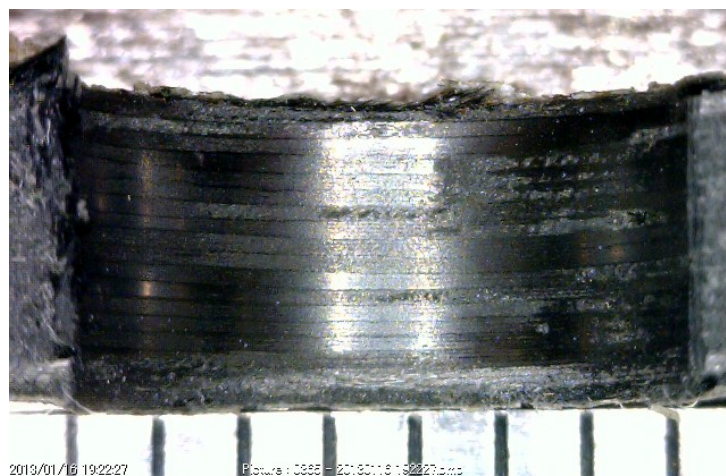
Fig. 5-61 Relationship between Inner surface roughness and cutting conditions (Model 4)



(a) Model 2



(b) Model 3



(c) Model 4

Fig. 5-62 Inner surface condition of hole  
(Cutting conditions: Feed rate 270 mm/min, Cutting speed 70 m/min)

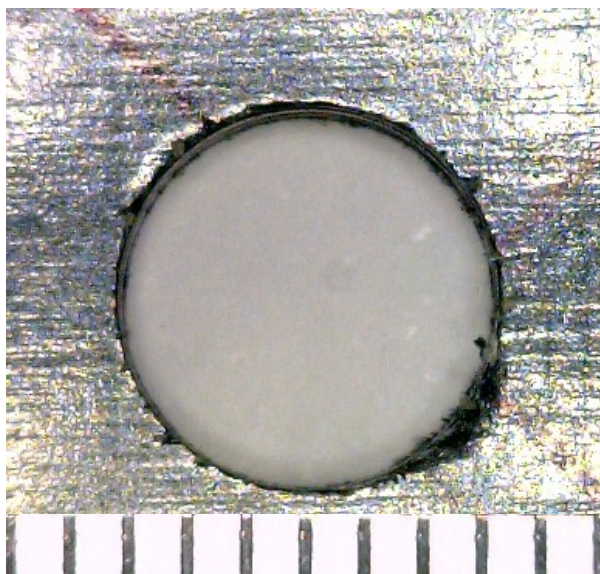
Table 5-20 Results of measurement for delamination (Model 2)

$\begin{matrix} V \\ (m/mm) \\ \backslash \\ F \\ (mm/min) \end{matrix}$	40	70	100
90	Front ◎ Back ○	Front ◎ Back ○	Front ◎ Back ○
180	Front × Back ×	Front ○ Back ×	Front ○ Back ×
270	Front × Back ×	Front ○ Back ×	Front ○ Back ×

Table 5-21 Results of measurement for delamination (Model 3)

$\begin{matrix} V \\ (m/mm) \\ \backslash \\ F \\ (mm/min) \end{matrix}$	40	70	100
90	Front ◎ Back ○	Front ◎ Back ○	Front ◎ Back ○
180	Front × Back ×	Front ○ Back ○	Front ○ Back ○
270	Front × Back ×	Front ○ Back ×	Front ○ Back ×





The case of excellent hole state (Front view)

Cutting speed 40 m/min

Feed rate 90 mm/min

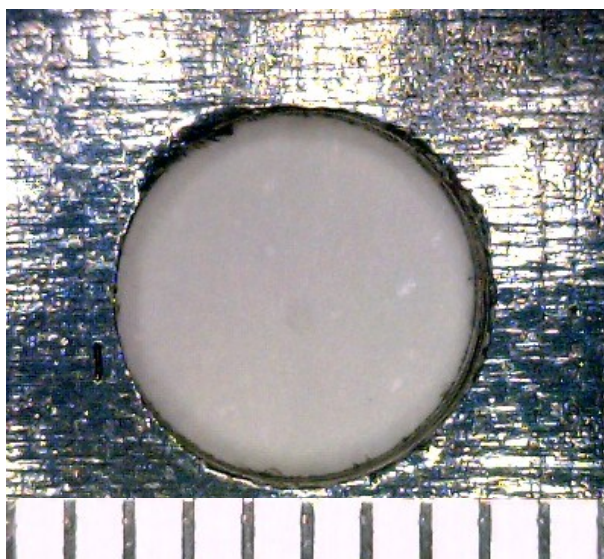


The case of poor hole state (Back view)

Cutting speed 40 m/min

Feed rate 270 mm/min

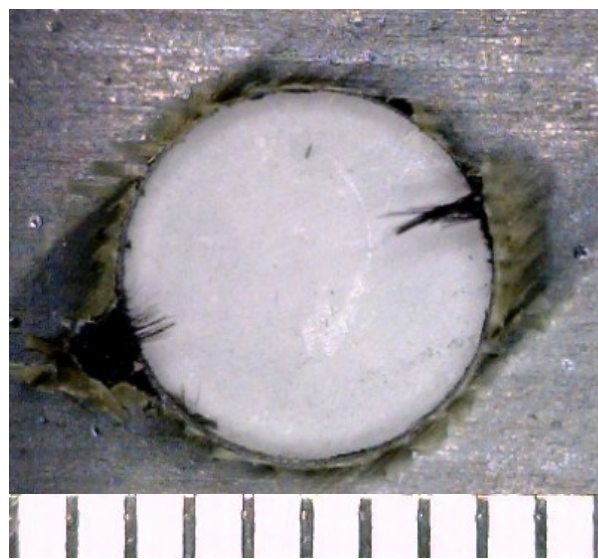
(a) State of hole (Model 2)



The case of excellent hole state (Front view)

Cutting speed 40 m/min

Feed rate 90 mm/min



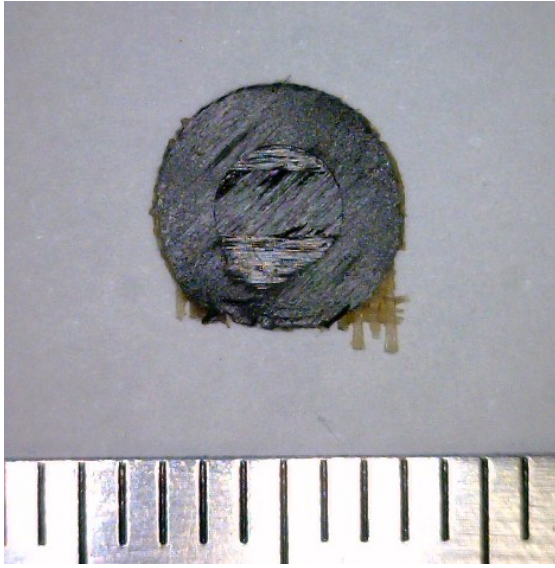
The case of poor hole state (Back view)

Cutting speed 40 m/min

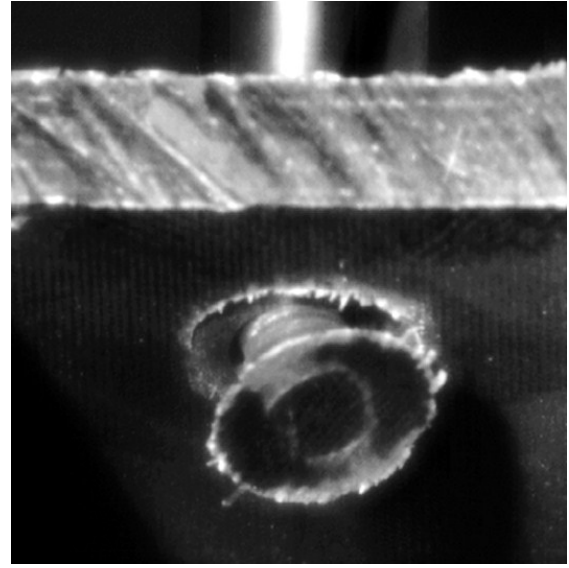
Feed rate 270 mm/min

(b) State of hole (Model 3)

Fig. 5-63 Comparison with excellent hole state and poor hole state.



(a) Core



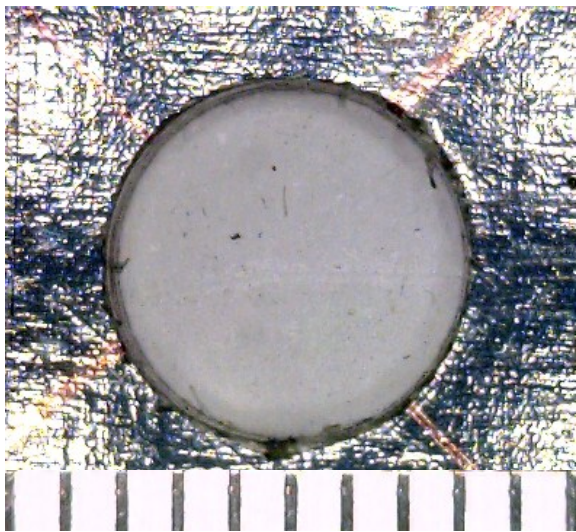
(b) Generated core during drilling

Fig. 5-64 Phenomenon of hollow type drill-specific

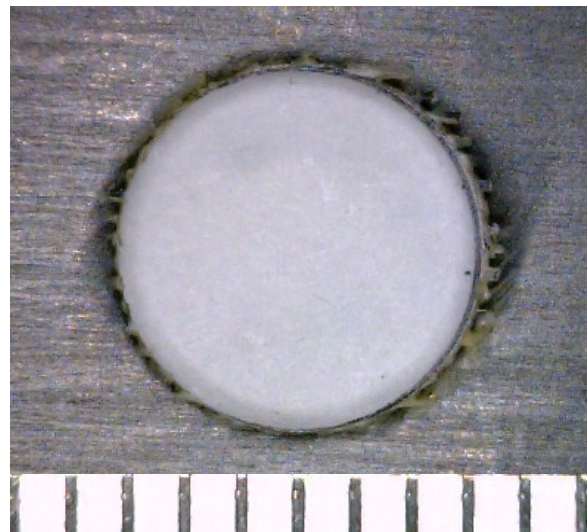
Table 5-22 Results of measurement for delamination (Model 4)

$\begin{matrix} V \\ (m/mm) \\ \backslash \\ F \\ (mm/min) \end{matrix}$	40	70	100
90	Front ◎ Back ◎	Front ◎ Back ○	Front ◎ Back ○
180	Front ◎ Back ○	Front ◎ Back ○	Front ◎ Back ○
270	Front ○ Back ○	Front ○ Back ○	Front ○ Back ○



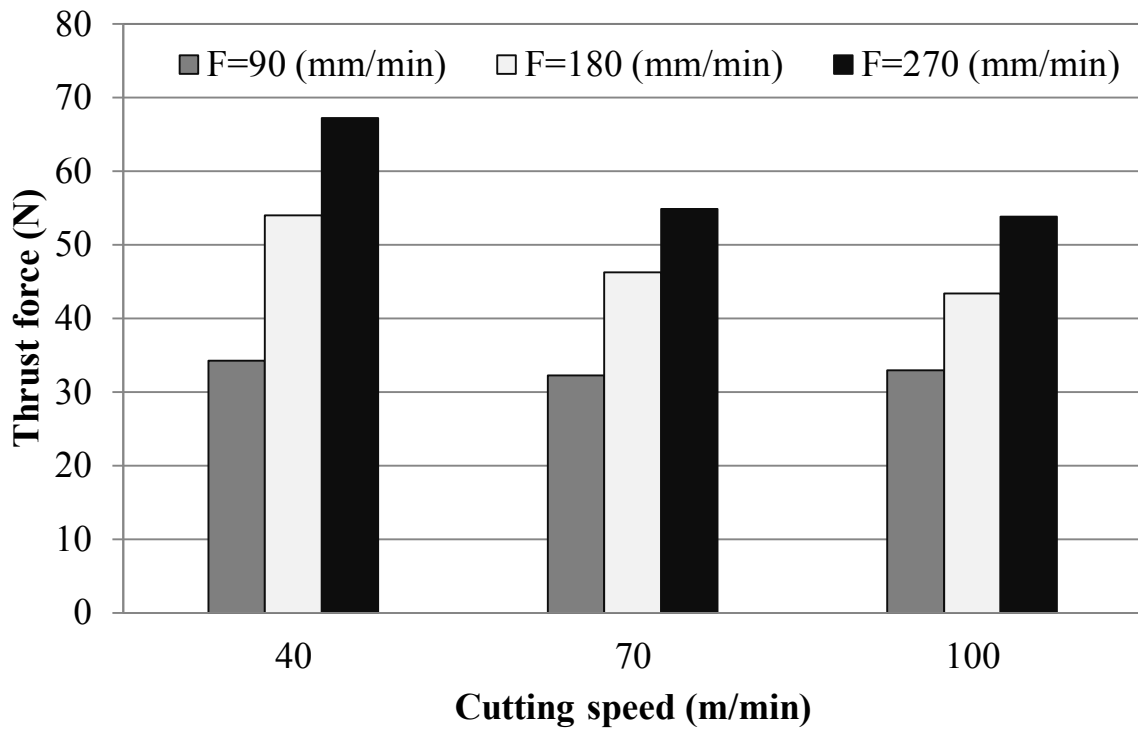


Front view  
Cutting speed 40 m/min  
Feed rate 90 mm/min

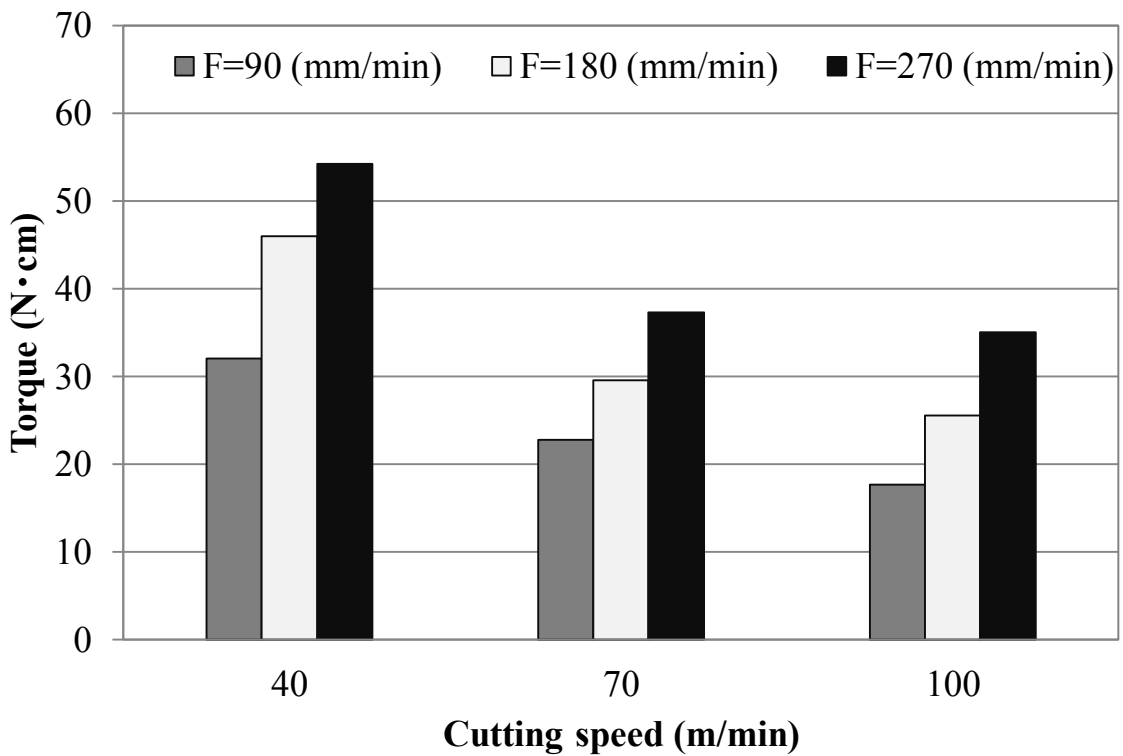


Back view  
Cutting speed 40 m/min  
Feed rate 90 mm/min

Fig. 5-65 State of hole (Model 4)

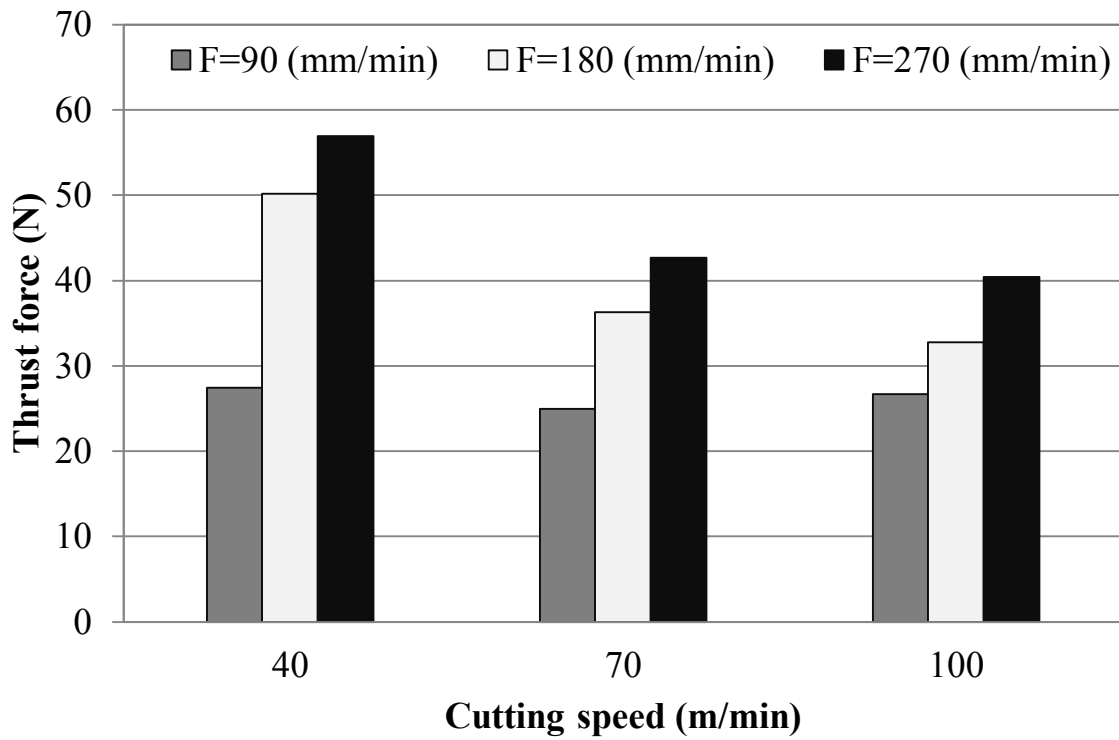


(a) Relationship between thrust force and cutting conditions

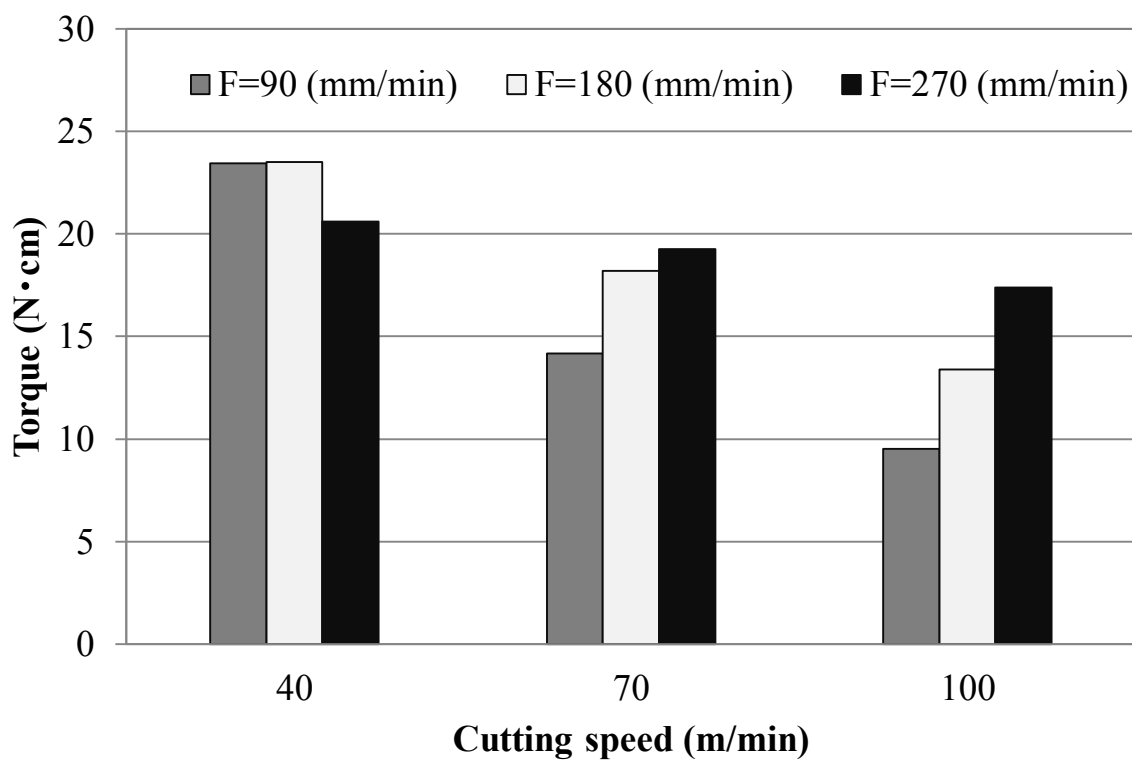


(b) Relationship between torque and cutting conditions

Fig. 5-66 The cutting forces of Model 2

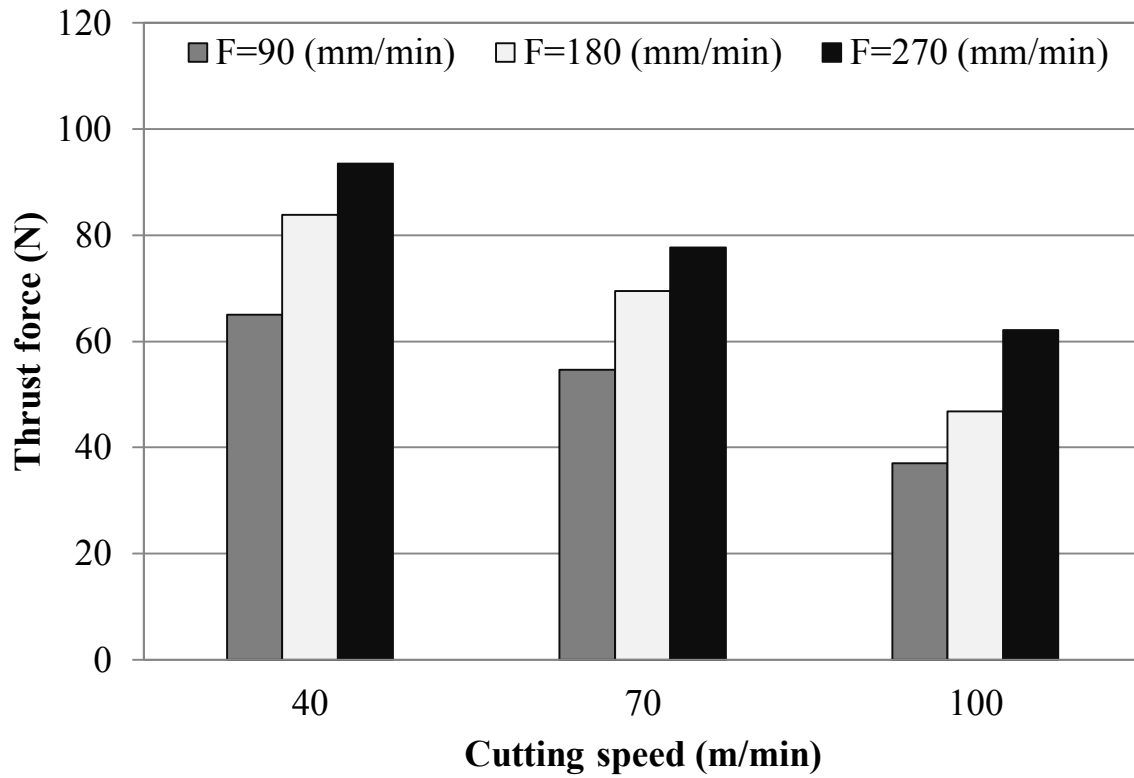


(a) Relationship between thrust force and cutting conditions

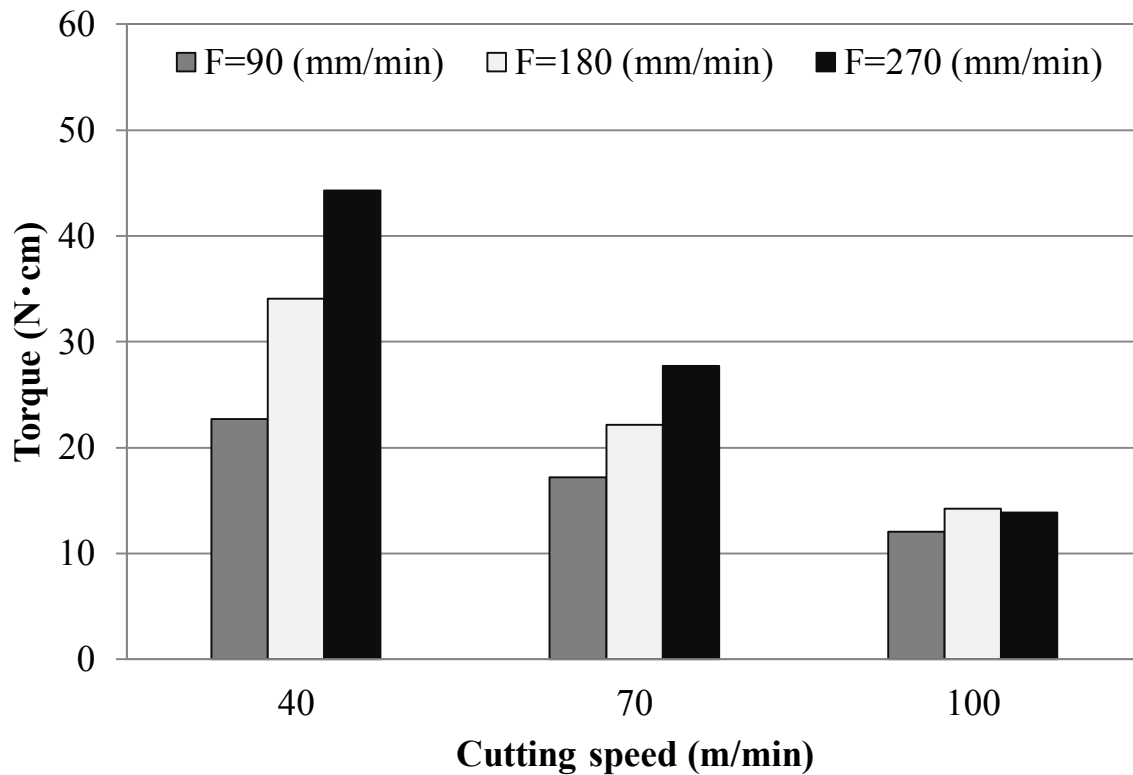


(b) Relationship between torque and cutting conditions

Fig. 5-67 The cutting forces of Model 3



(a) Relationship between thrust force and cutting conditions



(b) Relationship between torque and cutting conditions

Fig. 5-68 The cutting forces of Model 4

## 第6章 結言

本研究では、今後さらに幅広い分野で使用が見込まれる CFRP 材料に対して、エンドミルを用いたトリミング加工を行った。そこで、炭素繊維配列方向が被削性におよぼす影響について実験的に評価を行い、その切削特性や工具形状や工具材種がおよぼす影響を明らかにした。穿孔加工では、工具形状の特殊化や専用の穿孔装置を開発する等、様々な方法で加工穴品質の向上あるいは、工具寿命の改善等が行われている中で、我々は新しい取り組みを試みた。汎用のフライス盤等に取り付け可能なアタッチメントタイプのスピンドルを開発し、性能評価および装置の有効性について実験的に評価を行った。また、環境問題への取り組みとして、CFRP 材料の機械加工を行う際に生じる切りくずの微細粉塵の効率的な回収方法について検討を行った。粉塵型切りくずの大気中への飛散を最小限に留めることが可能な工具および集塵装置を開発し、その性能と、作業環境の改善に対し有効的であるか実験的に評価を行った。これらの実験的評価を重ねた結果、以下の知見を得ることができたのでここに報告する。

第1章では、炭素繊維強化型複合材料(CFRP)の歴史や用途について述べた後、CFRP 材料の機械的特性や機械加工方法に関する基礎研究から現状までを調査した。その中で新しい加工法等の考案で、従来からの問題点や環境保護等の対策および改善への取り組みについて述べ、本研究の意義と目的を明らかにした。

第2章では、異方性を持ち合わせる CFRP 材料の被削性について検討を行った。炭素繊維配向に特定の方向性を持たせた一方向積層材を CFRP 材料に対して、工具ねじれ角の異なる超硬ストレート型エンドミルを用いトリミング加工による断続切削加工を行った。ダウンカット法およびアップカット法の2種類の切削方向が、被削性におよぼす影響を実験的に評価した。実験の結果、ダウンカット法で切削を行う場合、炭素繊維配向の影響が被削性におよぼす影響が強く炭素繊維配向に対し、切れ刃が平行に食い込む炭素繊維配向 90 度の場合に切削抵抗、切削温度が低くなり、仕上げ面粗さなど仕上げ面性状が良好になることを明確にした。また、炭素繊維配向 45 度の場合に、仕上げ面上で炭素繊維の抜けの様な窪みが生じた。工具形状がおよぼす影響は、工具ねじれ角が 0 度の場合に表層に炭素繊維の切り残しにより生じるケバ立ちが生じないことを明確にした。アップカット法においても、炭素繊維配向の影響が被削性におよぼす影響は大きいことを明確にした。また、アップカット法ではダウンカット法のばあいと比べ切削抵抗、切削温度が低く、工具形状に関わらず仕上げ面表層のケバ立ちの発生が少なく、仕上げ面粗さも小さいことが明らかになった。これらの結果より、CFRP 材の切削において良好な仕上げ面を得るにはアップカット法が有効であり、本実験で使用した工具の中ではねじれ角は 30 度の場合が有効であることを明確にした。また、ダウンカット法で切削を行う場合はねじれ角 0 度の場合が最も有効であることも明確になった。さらに、本実験の結果より、ケバ立ちの起きるメカニズムを、切削抵抗の測定結果と工具形状から幾何学的に解明した。

第3章では、第2章の結果も踏まえ、炭素繊維配向が 0 度 45 度 90 度-45 度の UD

プリプレグを用いた疑似等方型 CFRP 材および、平織プリプレグを 0 度 45 度方向に積層した CFRP 材の 2 種類に対し工具材種の異なるエンドミルでトリミング加工を行った。そこで、工具材種が被削性におよぼす影響について、特に工具寿命および工具摩耗の観点を重視し高能率化に繋がる結果を得るために、実験的検討を行なった。実験の結果、供試材である炭素繊維の機械的特性や積層方法に関わらず、PCD 工具を使用することで切削抵抗、切削温度が低くなることを明確にした。特に直刃タイプの PCD 工具を使用することで工具寿命が飛躍的に改善できる事を明確にした。また、工具寿命には工具母基材の硬度が大きく影響していることを明らかにした。工具摩耗には、炭素繊維配向と積層数の影響が強く表れ、炭素繊維配向により同一工具逃げ面上でも、摩耗幅が異なることを明確にした。さらに第 3 章では、加工後の材料強度変化についても調査を行い、加工後の供試材では一定の値で強度低下があることを明確にした。その中で、PCD 工具を使用した場合、加工後の機械的特性の低下を改善できることを明確にした。

第 4 章では、切削速度差による切りくずの分断効果を働かせる装置として、不定形状の楕円歯車を利用する機構で、機械的にドリル工具 1 回転中に加速度領域と減速度領域を交互に繰り返す事を可能にした主軸装置(不等速回転主軸装置：特許)を開発した。この不等速回転機構の運動原理が、理論的運動と一致するか評価を行った。また、本装置で航空機用部材として使用される CFRP 材料、Mg 合金、Ti 合金と材質特性の異なる異種材料を積層(スタック)材料の切削加工特性について実験的に評価を行った。実験の結果、不等速回転主軸を構成する楕円歯車の形状を変更することで、一回転当たりの速度変化の周期間隔が変化し、ピッチ円の半径差が大きくなることで角速度比の振幅量が大きくなることが確認できた。これにより、ドリルの切込み量が周期的に変化し生成される切りくずの厚みに変化が現れることが確認できた。本装置により CFRP 材料、Mg 合金、Ti 合金と材質特性の異なる異種材料の重ね合わせ(スタック)穿孔加工を行った結果、CFRP 材料の穿孔加工では、三葉楕円歯車(M311)を用いた場合に切削抵抗が低くなり、仕上げ面粗さも小さい。特に、送り量が小さい場合にその影響が顕著に表れることを明確にした。ねじれ角を持たない PCD 工具で穿孔した場合、加工穴裏面の炭素繊維のケバ立ちが生じないことが確認できた。Mg 合金の穿孔加工では、ねじれ角を持たない PCD 工具での穿孔した場合に、汎用切削法と比べ仕上げ面粗さが約 50%小さくなった。Ti 合金の穿孔加工では、不等速回転主軸装置を用いた場合と、汎用切削法との間に明確な差異は認められなかった。CFRP 材料と Ti 合金を重ね合わせ異種材料を同時に穿孔した結果、不等速回転主軸装置を用いることで、切りくず排出性が向上し Ti 合金の切りくずが CFRP 材料の穴内壁を損傷させることなく排出できることが明らかになった。そのため、CFRP 材の穴径拡大を抑制できることを明確にした。CFRP 材と Ti 合金の重ね合わせ穿孔では、Ti 合金に対して有効な切削条件を用いることで高品位な加工が行えることを明確にした。

第 5 章では、CFRP 材料の機械加工で問題とされている微細粉塵型切りくずが、作業環境の悪化におよぼす影響を改善するため、微細粉塵型切りくずの効率的な集塵方

法の開発を行った。生成される切りくずを，ドリル内部通過方式で回収する内部吸引型集塵穿孔装置と中空型ドリルを開発し，本装置での切削特性や作業環境改善への有効性について実験的に検討を行った。実験の結果，提案する切削技術を用いた場合，エアシールドシステム(エアパージ)を併用することで，発生する切りくずの約 99.5% 集塵できることを明確にした。また，中空型ドリルの切りくずは一般的なツイストドリルで生成する切りくず形状，寸法より大きく吸塵効率が改善できることも明確した。特に，微細形状の粉塵型切りくずを高効率で回収することが確認でき，本装置の実用性を確認した。これらの事から，CFRP 材料を加工する作業環境の改善に一定の有効性が認められた。さらに，工具形状を改良することにより切りくずの回収率が向上することを明らかにした。刃先の切りくず吸引用開口部の大きさが小さい場合に，高効率で切りくずの集塵が可能であり，特にモデル 4 工具が切りくず回収率および真円度や仕上げ面内面粗さ等の加工穴形状精度が良好であることが確認できた。また，実験の結果より，エアシールドシステム(エアパージ)と先端角を有する中空型ドリルモデル 4 工具を併用することで，大気への切りくず飛散の抑制および切りくずを高効率で回収することが可能になり，さらなる作業環境の改善および，高精度，高品位の加工が可能になると予想される。



## 謝辞

本研究を進めていくに当たりご指導いただいた井上孝司教授に深く感謝申し上げます。また、本論文を副査としてご精読頂きました本学の堀美知郎教授，小林正典教授，徳納一成教授，名古屋工業大学の江龍修教授に深謝致します。

本研究の第4章は公益財団法人岐阜研究開発財団の戦略的基盤技術高度化支援事業の支援をいただき研究を進めてまいりました。本研究の第5章は経済産業省中部経済産業局の「ものづくり基盤技術」の高度化支援事業の支援をいただき研究を進めてまいりました。この場をお借りして関係機関への感謝の意を表したいと思います。

宮川工業株式会社，ビーティーティー株式会社，UHT 株式会社，株式会社イワタツールの関係者および Dublin City University Dr. A. G. Olabi，多忙な中ご指導，ご鞭撻頂きまして心より感謝の意を申し上げます。

最後になりますが，本研究にご協力いただきました，林隆司先生を始めとする，創作センターの先生方，大同分析リサーチ株式会社田中圭様，ミユキ商会太田様，大同大学技術指導員斧田初行先生，渋谷辰夫先生，両親，並びに井上研究室の大学院生，学部卒研究生に深く感謝の意を申し上げます。