

炭素繊維強化プラスチック（CFRP）のエンドミル  
加工における切削機構に関する研究

Study on Cutting Mechanism in Milling Process of  
Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP)

東京農工大学大学院  
工学府  
機械システム工学専攻

八代 毅

# 学位（博士）論文

## 論文題目

炭素繊維強化プラスチック（CFRP）のエンドミル  
加工における切削機構に関する研究

Study on Cutting Mechanism in Milling Process of  
Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP)

東京農工大学大学院

工学府

機械システム工学専攻

博士後期課程

平成 22 年度入学

学籍番号 10833102

氏名 八代 毅

指導教員 笹原 弘之 教授

# 目次

## 第1章 緒論

1.1	背景	
1.1.1	社会的背景	1
1.1.2	工業的背景	2
1.2	従来の研究	4
1.3	本研究の目的	5
1.4	本論文の構成	6
1.5	アブレジブ・ウォーター・ジェット(AWJ)による CFRP の高速切断	8

## 第2章 切削速度が工具摩耗・加工面品位に与える影響

2.1	緒言	15
2.2	工具摩耗・加工面品位の測定	
2.2.1	実験方法	16
2.2.2	実験結果	17
2.3	エポキシ樹脂単体のエンドミル加工における工具摩耗と加工面品位	
2.3.1	実験方法	37
2.3.2	実験結果	38
2.4	結言	48

## 第3章 切削速度と切削温度の関係性

3.1	緒言	49
3.2	切削点温度の測定	
3.2.1	測定原理	51
3.2.2	炭素繊維-超硬熱電対の温度校正	52
3.2.3	実験方法	53
3.2.4	実験結果	55
3.3	工具表面温度の測定	
3.3.1	測定原理	68
3.3.2	放射率の校正方法	68
3.3.3	実験方法	69
3.3.4	実験結果	70
3.4	CFRP 層間温度の測定	
3.4.1	測定原理	78
3.4.2	実験方法	78
3.4.3	実験結果	79
3.5	高速切削における加工面深さ方向の熱影響	
3.5.1	実験方法	92
3.5.2	実験結果	93

3.6	エポキシ樹脂単体のエンドミル加工における切削温度	
3.6.1	実験方法	98
3.6.2	実験結果	98
3.7	専用エンドミルにおける加工温度	
3.7.1	実験方法	102
3.7.2	実験結果	102
3.8	結言	107
<b>第4章 水ミスト供給における加工雰囲気の変化が工具摩耗・被削性に与える影響</b>		
4.1	緒言	109
4.2	加工雰囲気の変化が工具摩耗・被削性に与える影響	
4.2.1	実験方法	110
4.2.2	実験結果	111
4.3	結言	120
<b>第5章 繊維配向角の関係性</b>		
5.1	緒言	121
5.2	加工現象と繊維配向角の関係性	122
5.2.1	繊維切断本数の定義	122
5.2.2	繊維切断角度の定義	123
5.2.3	実験方法	123
5.2.4	実験結果	125
5.3	工具摩耗モデルの提案	126
5.4	結言	142
<b>第6章 結論</b>		
6.1	本論文のまとめ	143
6.2	今後の展望	147
<b>参考文献</b>		
<b>図表のリスト</b>		
<b>謝辞</b>		

# 第1章

## 緒論

---

### 1.1 背景

#### 1.1.1 社会的背景

アジア地域での航空旅客数の増加やLCCの相次ぐ新規参入、石油製品の価格上昇による燃費の良い新型機の導入などにより、エアラインは新造した航空機を大量に購入すると見積もられている。Fig.1.1に財団法人日本航空機開発協会による調査結果を示す。試算では、年間で日本の国家予算141兆円の10%の需要が20年間継続するとされている<sup>1)</sup>。

その需要を満たすためのプライムメーカーは欧米に集中しており、売上高でみると米国が2010年で16兆4千億円と圧倒的に大きく、それに続くフランス、イギリス、ドイツの合計額の約2倍に相当する。それ以降、小型機の生産を行っているカナダとブラジルが続く、日本はカナダとブラジルの中間に位置している。Fig.1.2に主要国の売上高を示す。

いずれの先進工業各国においても、航空機製造は国の産業高度化を先導する重要産業の一つに位置付けられるとともに防衛基盤の一翼を担い、主力輸出産業としてその維持・育成が図られている。また、グローバル化に伴うサプライチェーン構築と、新興国における政府主導による積極的な設備及び人的資産への投資により、開発・生産における国際分業が、経営効率化と開発に伴うリスク分散の観点から盛んになっている。中国等のアジア諸国も、政府による計画的な工業振興政策に基づいた生産設備への投資とライセンス生産によるノウハウの吸収により、航空機製造拠点として重要な地位を占めつつある<sup>2)-5)</sup>。

航空機製造は、技術先導産業の中核として広く関連産業間で相互の技術波及を促し、国内産業構造の高度化を促進させる役割があり、日本の目指す技術立国化にも寄与する。また、高度な科学技術を基盤に持つ日本にとっては最適な産業であり、学術的な優位性を持つ先進的な可視化技術と計算科学を駆使して研究開発を積極的に計画実行することが、航空機製造業の躍進には不可欠である。

### 1.1.2 工業的背景

複合材料とは、広義には「2種類以上の材料を組み合わせ合成することにより得られる、単体では持ち合わせなかった優れた性質を有する材料」と定義される。ただし、今日的な意味では、強化材として繊維を用い、母材(マトリクス)として樹脂、炭素、金属、セラミックスなどを用いる繊維強化複合材料を指すことが多い。

航空機の開発において機体重量の軽量化は必須であり、優れた力学的特性(比強度・比弾性率・疲労特性)を備えた炭素繊維(CF)と熱硬化樹脂(主にエポキシ樹脂)からなる炭素繊維強化プラスチック複合材料(CFRP)の適用が、飛躍的な機体構造の軽量化を実現している。航空機に対するCFRPの適用は、1960年代より主に軍用機へ適用され、力学的特性の向上と耐久性に対する運用実績の蓄積が図られた結果、民間機への適用も進められた。さらに炭素質であることから耐腐食性、低密度、低熱膨張率、化学的安定性が航空機の構造材として高い評価を得た結果、機体全構造重量に占めるCFRPの比率は、2011年に就航したボーイング787で50%、2014年に就航予定のA350WBで52%まで伸びている。Fig.1.3にCFRPの適用状況を、重量比と重量でボーイング社の機種別に示す。開発年度は右側が新しく、新型機ほどCFRPの適用が増加している。

炭素繊維は、単独では単繊維径5~7 $\mu$ mの柔軟なフィラメントと呼ばれる糸であり、圧縮荷重の負担能力はない。しかし、炭素繊維を樹脂と複合化することで圧縮荷重を支えることが可能となり、構造材として成立する。航空機用CFRPにおいて、樹脂は全体積の約40%を占めており、弾性率(剛性)が高く、熱収縮・硬化収縮が小さく、炭素繊維との接着性に優れるエポキシ樹脂が用いられている<sup>6)-7)</sup>。

航空機部品においてCFRPを適用する際、プリプレグと呼ばれる中間基材を用い製造される。プリプレグは、炭素繊維を3,000本から24,000本束にしたトウと呼ばれる繊維束を、様々な織り方に織り上げた編織布や一方向に並べたものに、未硬化のエポキシ樹脂を含浸させた粘着性のある厚さ0.2mmから0.4mmの柔軟なシートである。このプリプレグを多数積層したものを、オートクレーブ内で加熱・加圧することによりエポキシ樹脂を硬化させて部材を成形する。Fig.1.4に一般的な製造工程を示す<sup>8)</sup>。プリプレグは、繊維方向と非繊維方向で物性が大きく異なる異方性がある。さらに、プリプレグを積層した部品は、バームクーヘンに類似した積層構造となり、プリプレグの縦糸方向と積層基準とのなす角である繊維配向角により機械的特性が決定される。Fig.1.5にCFRPプレートの断面を示す。繊維配向角の最適化を行うために、航空機に使用されるプリプレグを使用し、マイケルソン干渉計を埋め込んだ配向角の異なるプレートの引張試験を実施した報告が、Svetlana Spitsina<sup>9)</sup>によりされている。

また、CFRPは樹脂の流動や積層誤差のために、高精度の正寸積層が困難である。Fig.1.6に示した硬化直後のCFRPプレートのコーナー部分からも、流れ出した樹脂がバリ状に硬化している様子やコーナー形状が変形していることが確認できる。また、同様な理由によりファスナ結合のための穴をあけて成型することができない。そのため、CFRPを使用した部品は、成形後に寸法仕上げのためのトリム加工や、部材接合に使用するファスナ結合のための穴あけなどの2次加工である機械加工が必要である。

CFRPの2次加工においては、主にウォータージェット加工と回転工具を用いた切削加工が用いられている。Fig.1.7に両加工方法の比較結果を示す。

CFRPを被削材としたウォータージェット加工は、ガーネットなどの研磨剤を添加した高圧水を噴射させ、衝撃破砕加工を行うアブレシブ・ウォーター・ジェット(AWJ)が適用される<sup>10)・12)</sup>。AWJ加工は、発熱を伴わないため熱変形がなく切断面からガスの発生も無い。加えて、水が持つ濡らし作用により加工中に発生した粉塵が飛散すること無く、作業環境が改善されるといったメリットがある。しかし、噴射砥粒によるノズル摩耗やキャッチャの摩耗、また使用した砥粒の再利用は困難であり、設備費も高価である。さらに貫通したジェットが干渉する形状には適用が難しく、製品形状の多様化・汎用化には不向きである。

切削加工は、設備費が安価であり形状による加工範囲の制約が少なく、穿孔加工が容易であるなどの利点があるため、一般的な加工方法として広く普及している。しかし、切削加工においてCFRPは、従来の被削性の比較的良いアルミニウム合金に比べ、難削材として位置づけられており、その優れた機械的特性がゆえ、切削加工を行うと工具寿命が極めて短命であり加工コストが増加する。また、強化繊維とマトリクスとの強度が異なる複合材料特有の問題である層間剥離(デラミネーション)、未切断の繊維(アンカットファイバー)の発生のために、加工後の検査や追加工にコストと時間を浪費される<sup>13)</sup>。そのためCFRPの切削加工においては、加工コストの低減や仕上げ面性状の向上が切望されており、さらにサイクルタイムの短縮も課題である。

現在、CFRP部品の生産性向上のために様々な積層硬化法が研究開発されている。しかし、すべてにおいて2次加工は必須であり、今後、2次加工における生産性向上がCFRP部品製造の重要な要素となる。

## 1.2 従来の研究

CFRPの切削加工において、切削工具の摩耗や層間剥離は重要な課題である。Everstineら<sup>14)</sup>は、1971年にFRPの機械加工に関する最初の理論的な研究を実施した。R Tetiら<sup>15)</sup>は、工具摩耗と工具寿命の点から超硬工具、コーティング超硬工具およびPCDが適することを示した。加工条件は、高速回転で低送り速度の場合が加工プロセスは良好であることを示した。Hocheng Hら<sup>16)</sup>は、加工により発生する切り屑の脆性と摩耗が工具摩耗を引き起こすことを提起した。国内においては、1985年に佐久間ら<sup>17)</sup>は、旋削による端面切削においてCFRP切削時における摩耗速度と工具材種との関係を明らかにし、超硬のK種が優れていることを明らかにした。金枝ら<sup>18)-22)</sup>は二次元切削により加工力が加工変質層、切削残留量に及ぼす影響を明らかにした。

CFRPを機械加工する際の重要な要因として繊維配向方向がある。多くの研究者は、加工面の品質、切削力及び工具摩耗に対する繊維配向の影響を検討した。花崎ら<sup>23)-25)</sup>は、繊維角における切削機構と繊維の破壊機構を解明し、繊維はせん断破壊、曲げと引張破壊、曲げとせん断破壊に大別されることを示した。Wolfgang Hintze ら<sup>26)-27)</sup>は、一方向材のプリプレグにおいて最外層の配向角に対する切削角が、工具摩耗と層間剥離と密接に関係すると主張した。Ramulu M ら<sup>28)</sup>は、繊維が一方向に積層されたCFRPの機械加工された表面状態は、加工方向に対し周期的かつ正規分布で、垂直方向に対してはランダムだが正規分布であることを示した。Yigit Karpat ら<sup>29)</sup>は、繊維配向に依存する切削抵抗を想定する切削モデルを提案した。Kevin A ら<sup>30)</sup>は、切り屑の生成をシミュレートするために、一方向に積層されたCFRPを機械加工する切り屑の生成における炭素繊維の破断を考慮した有限要素モデルを開発した。

このように二次元切削や旋削による摩耗機構解明に関する基礎的研究がなされてきたが、生産性に直接関わるトリム加工に関する報告は少ない。J.Pauloら<sup>31)</sup>は、切削速度や送り速度がデラミネーション、表面粗さに及ぼす影響について報告しており、送り速度よりも切削速度の上昇がデラミネーションの発生原因であることを明らかにした。エンドミルによるトリム加工は広く行われているにもかかわらず報告が少ないのは、加工現場においてノウハウの流出を防止するあまり、体系的な分析と研究が実施しにくい環境であるためと思われる。

また、加工温度はこれらの切削機構に加えて工具寿命や加工面の品質に影響を及ぼす重要な要素であるが、CFRP切削における加工温度の研究事例は少ない。加工温度が、マトリクスである熱硬化型樹脂のガラス転移温度を超えると、樹脂の再溶融が加工面に発生する。一般的な熱硬化型樹脂のガラス転移温度は180-270℃であるが、樹脂の再溶融はデラミネーションや強度低下の原因



となり、重大な不具合となる<sup>32)</sup>。加工温度の測定としてWEN-CHOU CHENら<sup>33)</sup>が、ドリル刃先へ熱電対を設置し、埋め込み熱電対法によって工具逃げ面の加工温度を測定した。その結果、送り速度が0.05mm/rev一定で切削速度が40 m/minから200 m/minに増加すると、工具逃げ面の温度は120℃から300℃に上昇した。また、送り速度が0.05mm/revから0.4mm/revへ増加し、切削速度が21.5 m/minで一定の場合は、工具逃げ面の温度は120℃から70℃に下降した。E. Brinksmeierら<sup>34)</sup>は、工具先端に熱電対を埋め込み、Al+CFRP+Tiの重ね合わせ穿孔における通常のドリル加工とオービタルドリリング加工の比較を行った。オービタルドリリングの加工温度は、切削速度40m/minでは82℃を示し、通常のドリル加工より低かった。さらに、穴内壁面の健全性もオービタルドリリングが優れていた。オービタルドリリングは切削加工に類似であり、CFRP単体またはAl+CFRPの重ね合わせ加工においては、より高速の加工速度が期待できる。K. Kerriganら<sup>35)</sup>は、刃先へ熱電対を設置し、ワイヤレス計測システムにより回転する工具の加工温度を測定した。しかし、応答性は高速加工において不十分であった。

これらの研究において、加工温度は切削工具の内部に設置された熱電対により測定されており、工具と被削材の接点における切削温度を直接測定しているわけではない。さらに、エンドミルによる高速断続切削では、切削温度の推移を測定するために応答性が重要である。

このようにCFRPの2次加工に関する研究は基礎的研究が大半であり、実加工に即した高速域のエンドミル加工における刃先摩耗、加工面品位及び加工温度の物理的な現象を確認、評価した研究例はあまり見当たらない。CFRPの入手性は容易になりつつあるが、正確な測定、観察が不足しており、切削機構について十分に解明されていないのが現状である。

### 1.3 本研究の目的

本研究は、炭素繊維強化プラスチック(CFRP)の高速エンドミル加工を対象とする。加工現象を実験により観察、評価し、切削機構を解明する事を目的とする。また、エンドミル加工における刃先摩耗のモデル化に取り組み、実加工との合わせこみを実施する。

本論文における主な研究課題を以下に示す。

1. 切削速度が工具摩耗・加工面品位に与える影響
2. 切削速度と切削温度の関係性
3. 加工雰囲気の変化が工具摩耗・加工面品位に与える影響
4. 工具摩耗と繊維配向角の関係性

以上の研究結果によって得られる知見は、CFRPの切削加工において、より高い加工効率や加工性能を得るための切削工具や切削装置の開発、あるいは加工条件の設定に貢献できる可能性がある。

## 1.4 本論文の構成

本論文は全6章から構成されており、各章の概要は以下の通りである。

### 第1章 緒論

日本の航空機製造業界が置かれている状況と CFRP の製造工程を概説し、CFRP の切削加工についての内外の研究をまとめることで、本研究の工学的・工業的位置づけを行い、研究の目的について述べている。

### 第2章 切削速度が工具摩耗・加工面品位に与える影響

本章では、耐摩耗性汎用 Ti-AlN コーティングを施した超硬エンドミルにより CFRP のトリム加工を実施し、刃先観察により摩耗の進行を測定する。またそれに伴い、仕上げ面の表面粗さを中心に仕上げ面性状の評価を行う。加工条件は一刃あたりの送りを一定とし、加工送りを変化させることで切削速度が工具摩耗や加工面品位に与える影響が明確にする。さらに、加工面を SEM により観察し、切削速度が加工面品位に与える影響を明らかにする。

さらに、マトリクス樹脂の影響が不明であるため、CFRP の接着に用いられるエポキシフィルム接着剤のみを積層硬化したプレートの切削を行い、工具摩耗や仕上げ面の表面粗さを前項と同様に評価する。

本実験に使用した CFRP プレート、エンドミル及び実験のセットアップは実加工に準じており、得られた成果により最適化された加工条件は、実加工への適用が期待できる。

### 第3章 切削速度と切削温度の関係性

本章においては、エンドミルによる CFRP の加工温度を3つの方法で測定する。

切削点の加工温度は「工具－被削材熱電対法」により測定する。金属切削において工具と被削材の異種金属間で発生する熱起電力を測定する本測定方法を CFRP に適用した報告は見当たらず、新たな知見を得られることが期待できる。

エンドミル表面温度は、放射温度計により測定する。「工具－被削材熱電対法」は微視的な温度変化をとらえることが可能であるが、本測定においてはエンドミル表面温度だけではなく加工部周辺の温度変化もとらえることが可能である。CFRP 積層間の温度変化は、K-type の熱電対を埋め込んだ CFRP プレーットの切削により測定する。これらにより、エンドミル加工における加工面の温度影響を検討する。さらに、多刃の CFRP 専用工具による高速切削加工において加工温度の観点から高効率加工の実用性を評価する。

### 第4章 水ミスト供給における加工雰囲気の変化が工具摩耗・加工面品位に与える影響

本章では、CFRP エンドミル加工における加工雰囲気の変化が、工具摩耗、表面あらさ及び表面性状に与える影響について調査し検討する。CFRP の切削加工における切削油材は、積層間や繊維の界面に浸透するため、水、アルコール、二酸化炭素(ドライアイス)及び指定された水溶性切削材以外に使用できない。また、一般的には切削により発生する切粉の処置を容易にするため、ドライ加工が適用されている。本研究では切削温度の抑制、潤滑作用の効果を期待し、切削液として水を圧縮空気と混合しミスト状にして加工点へ供給し、加工雰囲気を変化させた結果について考察する。

### 第5章 工具摩耗と繊維配向角の関係性

本章では、CFRP の繊維配向方向と工具摩耗との関係性を明らかにするために、全ての繊維方向が揃った CFRP 一方向材プレートをエンドミルで切削し、工具摩耗と切削抵抗を測定する。CFRP 切削における工具摩耗の要因は炭素繊維によることが前章より明らかになっており、測定結果と幾何学的な繊維の配置より、繊維配向角に依存した工具摩耗のモデル化を試行し、実加工との合わせこみを実施する。

### 第6章 結論

本研究を通して得られた知見をまとめるとともに、今後の課題と展望について述べている。

## 1.5 アブレシブ・ウォーター・ジェット(AWJ)によるCFRPの高速切断

### 1.5.1 緒言

論文本論においてエンドミルによる CFRP の切削加工を論じるが、比較実験としてアブレシブ・ウォーター・ジェット(AWJ)による高速切断実験を行い、AWJ の加工送り、寸法精度及び加工面品位から実用的な加工条件を明らかにする。

### 1.5.2 実験方法

切削実験に用いる設備は、FLOW 社製アブレシブ・ウォーター・ジェット加工機を使用した。加工可能寸法は  $4,000 \times 2,000 \times 200$ 、最大吐出圧力 414MPa、最速切削送り 7,620mm/min である。研磨材はガーネットを使用する。設備外観を Fig.1.8 に示す。試験片は、航空機用プリプレグを使用した厚み 7mm の CFRP プレートを用いた。なお、本試験片は 2 章で使用する試験片と同スペックである。加工条件を Table 1.1 に示す。

加工送りに対する寸法精度を評価するため、 $90^\circ$  コーナー R20mm の切断加工を行い、R 寸法を評価した。加工面の品位は目視にて観察した。

### 1.5.3 実験結果

加工寸法は、加工送り 2,000mm/min 以上でジェットの溝幅が狭まり、R 寸法が小さくなった。加工表面は、送り速度 2,000mm/min 以上でツールマークが発生し、4,000mm/min 以上で層間剥離が発生した。加工寸法を Fig.1.9 に、試験片の外観を Fig.1.10 に示す。

溝幅が狭くなったのは、加工送りの高速化によりジェットが完全に貫通する前にジェットノズルが移動したことによる。不完全な貫通は、送り方向と反対側に湾曲したツールマークからも推察できる。

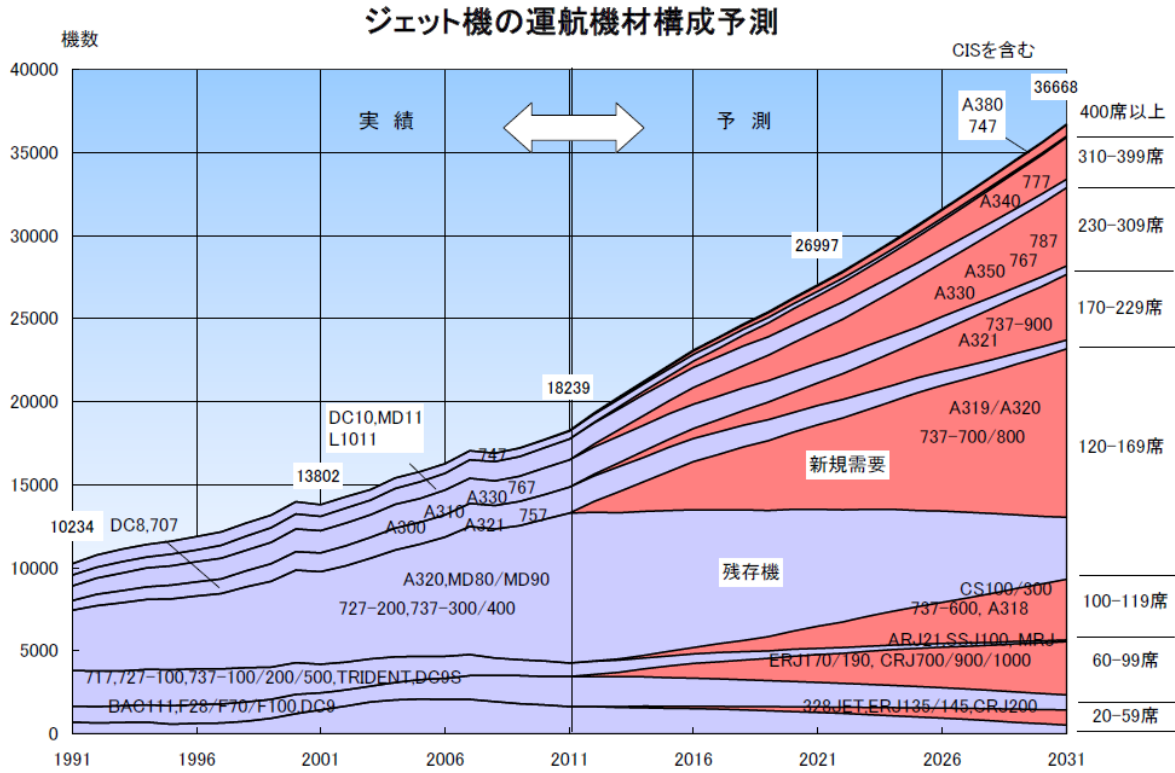
加工送り高速化において、寸法改善や加工面の粗さ向上のためには、ジェットが安定して貫通する必要があり、吐出圧力の高圧化が必要となる。本実験で使用した設備の最高吐出圧力は標準的であり、本吐出圧力において実加工に適用する際の適切な加工送り速度は 1,500mm/min 以下である。

### 1.5.4 結言

AWJ 加工は先に挙げた特性以外に、機械的な加工応力が小さいため、切断時の被削材固定機

構の簡略化や余剰材の削減が可能である。さらに、本実験結果より求めたランニングコストを Table 1.2 に示すが、切削加工と比較して低いランニングコストで加工が可能である。しかし、設備費が高価であり、加工形状に制約があるため、複雑形状の製品を多品種少量生産することには不向きである。

航空機の構造部材への CFRP 適用増加に伴い複雑形状の一体成型部品も増加しており、Fig.1.7 に示す切削の欠点である、加工速度の向上と加工コストの大半を占める工具費用の低減を実現することが、今後の生産技術開発において重要となる。



出典：JADC 民間輸送機に関する調査報告 H23

Fig. 1.1 Worldwide Jet Airplane Market Forecast

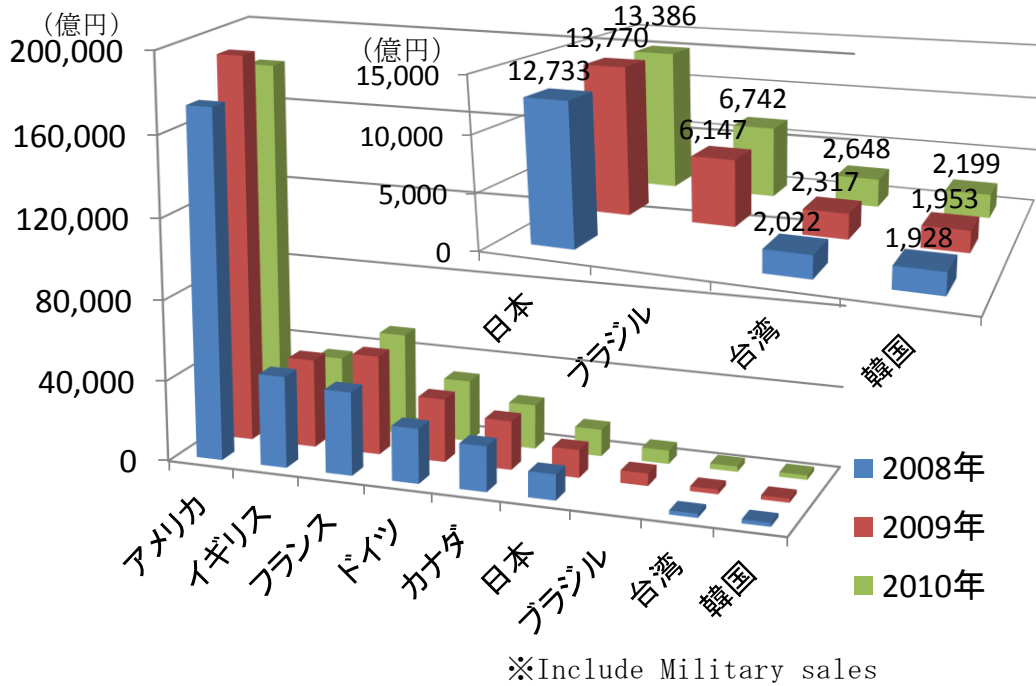


Fig. 1.2 Sales of the airplane industry according to country

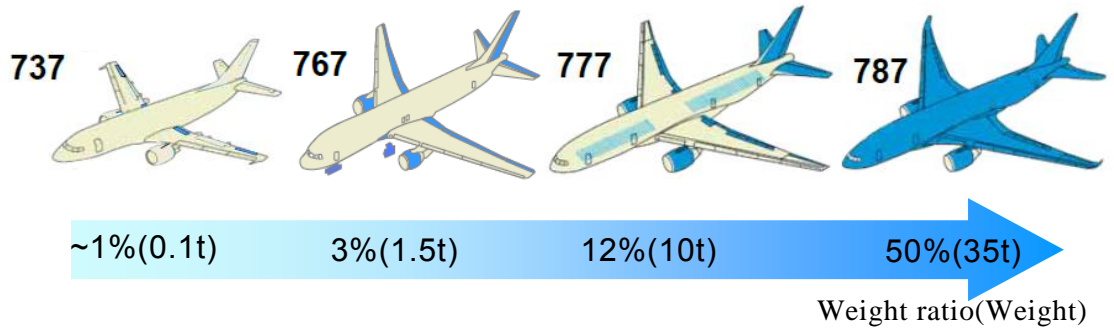


Fig. 1.3 Trend of Boeing using CFRP

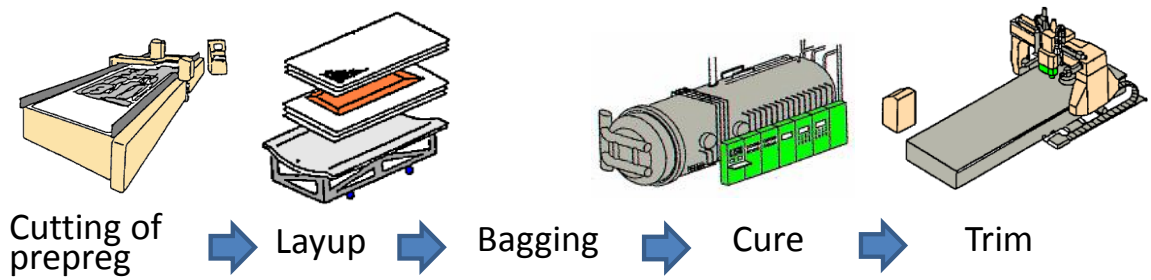
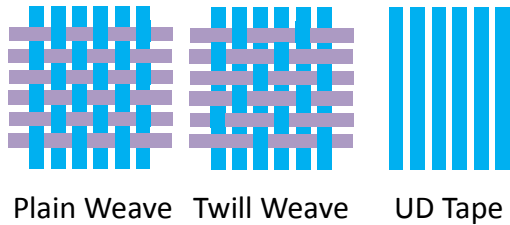


Fig. 1.4 Manufacturing process of CFRP parts

● Layout of a fiber



● The section of the CFRP plate manufactured from UD prepreg

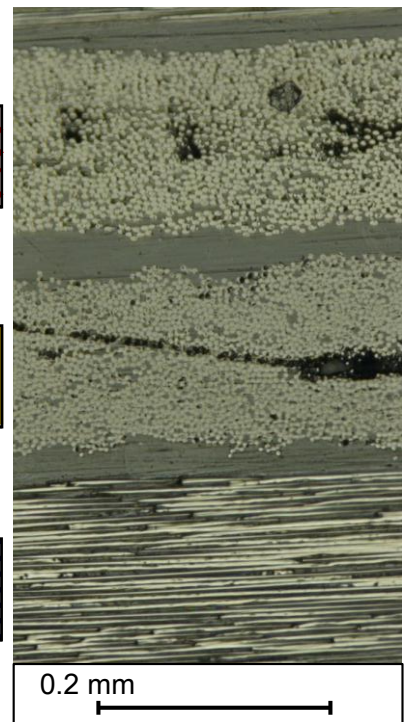
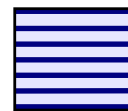
Fiber orientation



90 deg.



0 deg.



● Fiber orientation

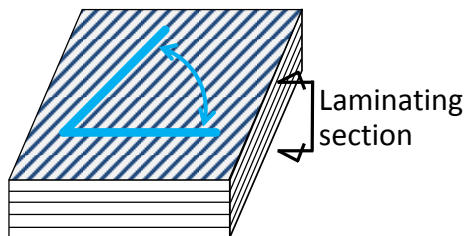


Fig. 1.5 Laminated structure of CFRP

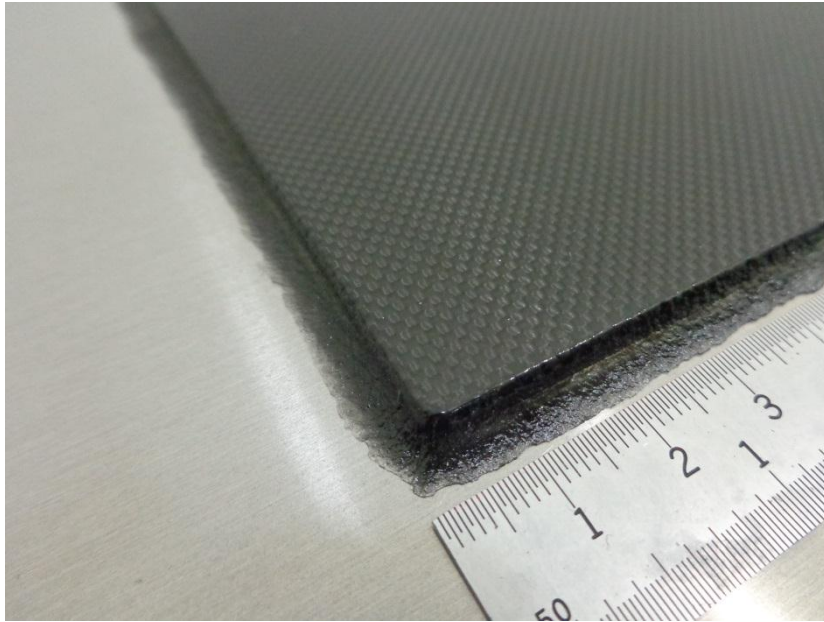


Fig. 1.6 Corner angle view of CFRP plate

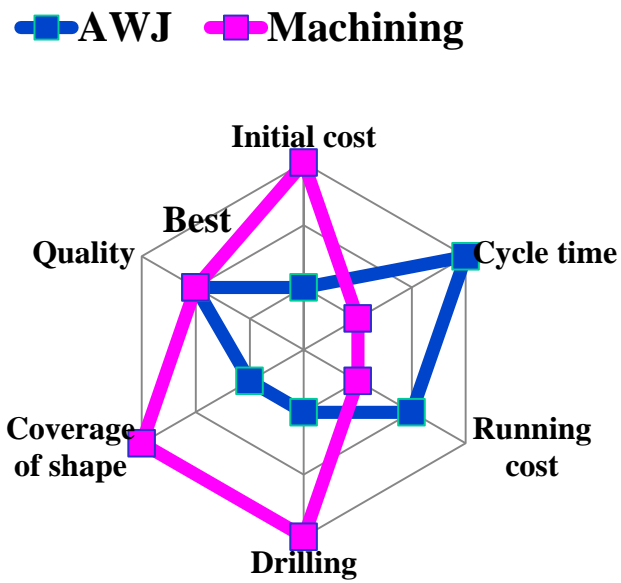


Fig. 1.7 Comparison of AWJ and Machining





Fig. 1.8 Abrasive Water jet

Table 1.1 Machining conditions

Feed speed (mm/min)	Discharge pressure (MPa)	Abrasive rate (ℓ/min)
250~7,000	385	0.42

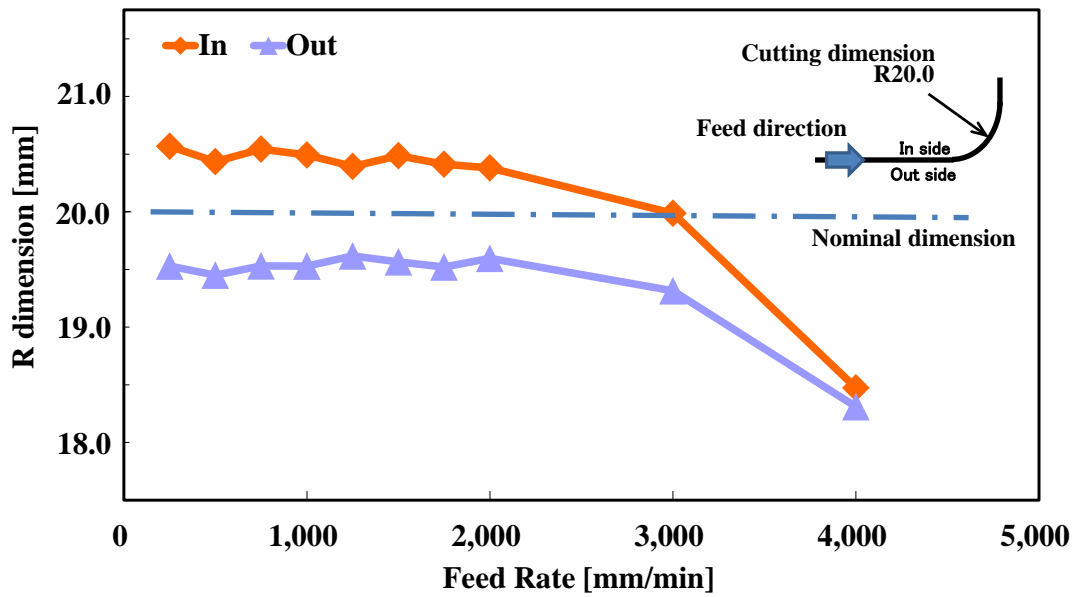


Fig. 1.9 Relationship between R dimension and feed speed

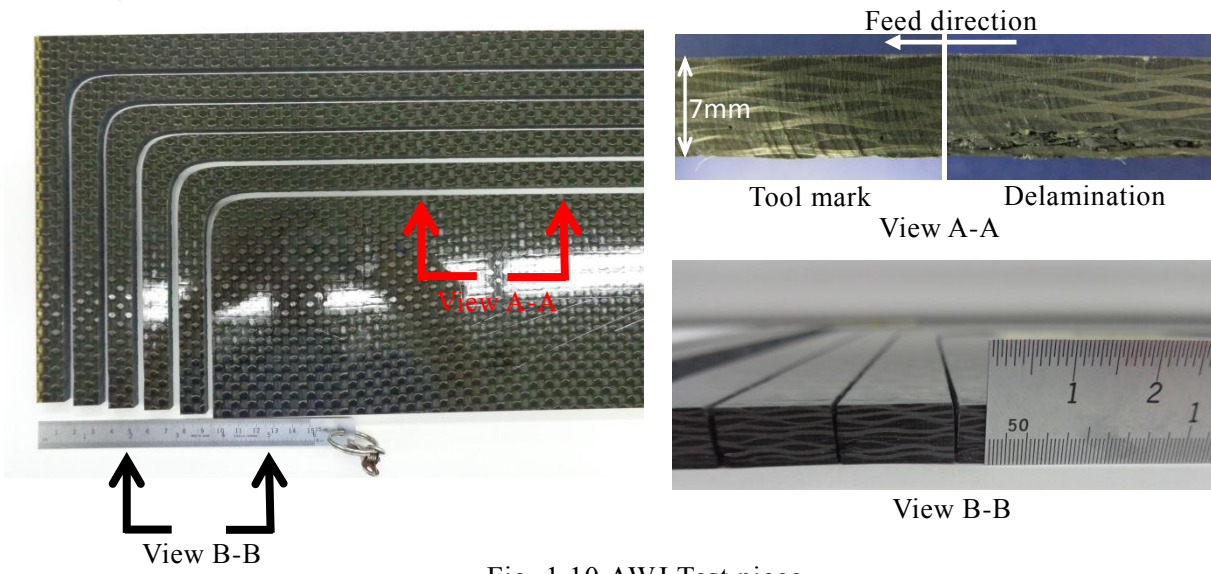


Fig. 1.10 AWJ Test piece

Table 1.2 Running cost

Type	Feed speed (mm/min)	Running cost (yen/m)
AWJ	1,500	0.03
Machining	800	250.00

## 第2章

# 切削速度が 工具摩耗・加工面品位に与える影響

---

---

### 2.1 緒言

CFRPは引張強度、弾性率の高い炭素繊維をエポキシ樹脂などの熱硬化型樹脂で固めた複合材である。そのため繊維とマトリクス樹脂の性質が大きく異なることにより複合材特有の異方性を示す。この異方性によりそれぞれが別々に破壊し、仕上げ面が荒れやすいといった報告もある<sup>38)</sup>。加えて、極めて短い工具寿命を示す<sup>38)</sup>。第一章でも述べたが、近年CFRP部品の増加に伴う形状多様化と汎用化のために、切削加工の最適化が求められている。しかし、エンドミル加工の最適加工条件の選定は、加工業者独自で行われることが多く、詳細が公開されることは少ない。

本章では、耐摩耗性汎用Ti-AlNコーティングを施した超硬エンドミルによりCFRPのトリム加工を実施し、刃先観察により切削速度が工具摩耗に与える影響を明らかにする。また、それに伴い仕上げ面の表面粗さを中心に仕上げ面性状の評価を行う。

また、工具摩耗は炭素繊維自体の強度が高いことによると考えられるが、一方で樹脂は熱伝導率が著しく低いために切削により発生した熱が工具側に流入、蓄積し、工具温度が上昇することにより工具摩耗をもたらしている可能性も否定できない。CFRPの切削加工時における工具摩耗の要因を明確にするため、CFRPを構成するもう一つの要素である、エポキシ樹脂の切削特性を把握する。CFRPの接着に用いられる熱硬化エポキシフィルム接着剤のみを積層硬化したプレートの切削を行い、エポキシ樹脂成分が工具摩耗や仕上げ面に与える影響を明らかにする。

## 2.2 工具摩耗・加工面品位の測定

### 2.2.1 実験方法

CFRPのトリム加工を想定し、立型3軸マシニングセンタによるフルカットの加工実験を行った。本実験では工具径8mmに対して半径切り込みを10mmに設定しフルカットを行う。加工パスは直線のみ、1パスを480mmとし4パス1,920mmまでトリム加工実験を行った。1パス毎に工具摩耗、デラミネーションやファイバーアウトなどの表面性状を評価した。また、パスごとに切り落とされる短冊状の試験片の表面粗さを、積層方向、送り方向の2軸方向に、加工条件別に測定した。

#### 1) 使用機械

切削実験に用いる工作機械には立型3軸マシニングセンタ、YAMAZAKI MAZAK社製NEXUS-410Aを用いた。テーブル寸法は560×410×510であり、主軸最高回転速度は12,000min<sup>-1</sup>である。本実験では最高回転数まで使用するため、入念に30分間の暖機運転を行った。外観をFig.2.2.1に示す。

#### 2) 工具

Fig.2.2.2に本実験で用いた工具を示す。岡崎精工社製のエンドミル(SED2A080)を使用した。工具のスペックをTable 2.2.1に示す。実際の加工においてはダイヤモンドコーティングを施した工具を用いることが多いが、本実験では汎用の耐摩耗性のあるTi-AlNコーティング工具を使用した。ツールホルダーへのチャッキングにおいて首下長さは、工具振動を防止するために、25mmとできるだけ短くした。

#### 3) 試験片

試験片には、綾織のクロス材を積層し板厚7mmとしたCFRPプレートを使用した。積層構成は0°を基準に[0°<sub>6</sub>], [-45°<sub>6</sub>], [45°<sub>6</sub>]であり、互い違いに18枚のプリプレグがハンドレイアップ法で積層されている。積層構成[0°<sub>x</sub>]とはプリプレグ配向方向θ°がx層積層されることを意味する。マトリクスは熱硬化型樹脂のエポキシ樹脂を使用しており、積層後、真空引き(バギング)を行い、180°C、540Kpaで2時間硬化した。積層は平板積層治工具を使用し、治具面側の最外層に樹脂フィルムを1枚加えた。加工実験の際にはこの治具面側が下側になるように固定し、樹脂層が比較的薄い、ファイバーアウトの起こりやすい表面が上側になるようにした。試験片の突き出し長さは70mmとし、1パス毎にワーク突き出し長さを再設定することで、すべてのパスが同条件となるようにした。

#### 4) 工具摩耗測定方法

工具摩耗観察には、マイクロスクエア社製のCCDをイメージセンサとした、コンパクトマイクロスコープ(DS-3USVL)を使用した。CFRP切削では工具の摩耗が激しく、切刃先端が瞬時に丸くなり後退するために先端の摩耗量を直接測定することは難しい。そこで、刃先先端より0.6mm程逃げ側にある一番角

逃げ面のコーティングの残量幅を計測し、除算することで工具摩耗とした。エンドミルは二枚刃だが、それぞれの刃には軸方向の切削を可能とするための長さが異なる底刃がある。工具摩耗測定時には底刃の異なる双方の刃の逃げ面を測定し、その平均値を工具摩逃げ面耗幅とした。

## 5) 表面粗さ測定方法

表面粗さの測定には、Fig.2.2.3に示す表面粗さ測定器、東京精密社製サーフコム130Aを使用した。本実験では工具径8mmに対して半径切り込みを10mmに設定しフルカットを行うため、トリムされた幅2mmの短冊状の試験片は1パス前の仕上げ面を含む。そのためにポータブルの粗さ測定器ではなく、定盤に固定された粗さ測定器で安定した測定が可能である。Table 2.2.2に測定条件を示す。測定位置は、Fig.2.2.4に示すように480mmの試験片に対して50mm, 240mm,430mmの三箇所である。測定方向は積層方向と工具送り方向の2種類を測定した。

## 6) 実験条件

実験条件をTable 2.2.3に示す。実験は5条件で行い、切削速度は100m/minから300m/minまで変化させた。その際に、テーブル送り速度を500mm/min一定とした条件と、一刃送りを0.063mm/min一定とした条件を設定した。1パスの加工長さは480mmであり、4パス1,920mmまで加工を行った。1パス毎に工具逃げ面の摩耗量の測定を行う。なお、航空機部品の二次加工において、一般的には切削油剤の使用は認められていないため、本実験においてもドライ加工を適用した。

## 2.2.2 実験結果

### 1) 工具摩耗

切削速度における工具逃げ面摩耗の推移をFig.2.2.5に示す。まず送り速度を一定条件とした白抜きのプロットの推移に着目すると、切削速度の高いほうが逃げ面摩耗は大きい。この条件では切削速度が高くなるに従い、一刃送りは小さくなる切削回数依存型の摩耗特性を示している。同一切削距離において切削する回数が増えたことにより、強靱な炭素繊維に擦過されたことによるアブレシブ摩耗の影響が大きい。Fig.2.2.6に強化繊維複合材料特有のアブレシブ作用を示す。刃先で分断された後に工具逃げ面側で倒れた炭素繊維が戻る際に、逃げ面を擦ることによって発生する摩耗である。金枝ら<sup>22)</sup>はこの作用をブラッシング作用と呼んでいる。エポキシ樹脂に比べて炭素繊維は変形しにくく、エポキシ樹脂の変形に十分追従できない結果、切り取れずに弾性変形した繊維が発生し、弾性回復する際に激しく工具逃げ面を擦過すると報告している。切削回数が多いと炭素繊維を擦過する回数も多く、本実験においてもこのアブレシブな作用が大きく関係していると考えられる。

次に実線で示した切削速度と共にテーブル送り速度も上昇させた、一刃送りを一定とした条件に着

目する。切削速度が高くなるに従って工具逃げ面摩耗幅は小さくなっていることがわかる。通常、金属を切削した場合、高切削速度域では塑性変形と摩擦エネルギーが切削点温度を上昇させ、凝着、拡散、工具軟化等の理由により摩耗・欠損が生じる。しかしCFRPを被削材とした場合は、高切削速度域で摩耗は増加していない。高切削速度域での工具摩耗が増加していない要因として、温度が飽和し刃先温度が上がらないことや、炭素繊維と工具間の化学的な反応や拡散などが金属と比べて少ない可能性があり、それらによって熱的な摩耗の寄与が小さいと考えられる。

そこで、工具摩耗が高速度域で小さくなることについて考察を行う。Fig.2.2.7に1,920mm切削後の工具逃げ面の写真を示す。切削速度が200m/min以上になると、工具の二番角逃げ面に樹脂の溶着が存在することを確認した。また、実際に実験時には焦げた臭いが発生していた。このことから熱エネルギーは、切りくずもしくは工作物内に伝わり、炭素繊維よりも融点の低い樹脂の溶解や昇華などの物理変化に使われていると考えられる。

次に一刃送り一定条件であるFig.2.2.7の(a), (c), (e)における工具摩耗写真の一番角逃げ面に着目する。Fig.2.2.7(1)に示す切削速度100m/minではコーティング層とコーティング層が摩耗して露出した母材との界面にうねりが生じた。しかし切削速度300m/minではその界面は直線になり、うねりは確認されなかった。このうねりの周期は約400 $\mu$ mであり、プリプレグの厚さに相当している。この現象は、高速度域において何らかの理由によりアブレイブ作用が低減していることを示している。

工具すくい面摩耗をFig.2.2.8に示す。図から一刃送りが大きい条件の方が、すくい面摩耗が大きいことがわかる。しかしいずれの条件においてもすくい面摩耗は0.1mm以下の摩耗幅であり、逃げ面ほど大きい欠損、摩耗は生じない。また一刃送りが小さい条件の方が、一切削におけるすくい面とCFRPの接触面積が小さいために摩耗幅も小さい傾向を示している。切削回数依存型の摩耗特性を示す逃げ面とは逆の傾向である。

## 2) 加工面性状

CFRPプレート切削面の積層方向と長手方向に対して、接触式の表面粗さ測定器により算術平均粗さRaを測定した。積層方向では加工面の高さが層によって大きく異なるために、ばらつきが非常に大きく、1箇所につき5回測定を行い、最大値と最小値を除き平均した値を用いた。Fig.2.2.9にコンフォーカル顕微鏡(Lasertec社製C130)により撮影した加工表面の写真と、同一領域の加工表面の凹凸をマッピングした結果を示す。加工面の高さは各層毎に異なっていることがわかる。また繊維配向方向0°の層は凹んでいる。その他の繊維配向方向では不明であるが、配向方向と加工面の凹凸は関連していることがわかる。Fig.2.2.10に積層方向における切削距離と加工面表面粗さを、Fig.2.2.11に板材長手方向である工具送り方向における加工面表面粗さを示す。

いずれの表面粗さも、切削長が増すにつれて大きくなるのがわかる。また、工具逃げ面摩耗の結果と同じ傾向を示し、工具摩耗が大きかった条件ほど表面粗さは大きくなっている。

積層方向では、工具送り方向に比べ表面粗さの増加が大きく、1パス目の430mm付近において既に $5\mu\text{m}$ 程度まで上昇している。積層方向では板厚方向の切削力が層間の接着力を越えると剥離を起こし、凹凸が大きくなり表面粗さの値に顕著に現れると思われる。1パス目の表面写真をFig.2.2.12に、2パス目の加工面の写真をFig.2.2.13に示す。新品の工具で切削をした1パス目では表面に光沢もあり、加工面に毛羽立ちはない。しかしながら2パス目以降はFig.2.2.13に示すように表面層のファイバーアウトも発生し、加工面にも毛羽立ちは発生しはじめる。

航空機用部材のトリム加工においてアブレイブ・ウォータ・ジェット加工では400micro-inches Ra ( $10.16\mu\text{m}$  Ra), その他の加工では125micro-inches Ra ( $3.175\mu\text{m}$ )の算術平均粗さ以下に仕上げなければならない。本実験では耐摩耗性のあるコーティングを使用した。現在普及しつつある化学気相蒸着ダイヤモンドコーティング工具はより耐摩耗性が向上しており、表面粗さの改善に効果があると思われる。

### 3) 走査型顕微鏡による加工面観察

高速切削時の加工表面での繊維の状態や樹脂の溶解を、走査型電子顕微鏡により観察した。試験片には、東邦テナックス社製の一方方向プリプレグを積層し、板厚7.6mmに硬化したCFRPプレートを使用した。Table 2.2.4に試験片のスペックを示す。本プリプレグは炭素繊維が一方方向に配置されているため、プリプレグの配向方向は繊維配向となる。本試験片の積層構成は $[0^{\circ}_{10}]$ ,  $[45^{\circ}_{10}]$ ,  $[-45^{\circ}_{10}]$ ,  $[90^{\circ}_{10}]$ とした擬似等方材である。積層構成 $[0^{\circ}_x]$ とはプリプレグ配向方向 $\theta^{\circ}$ が $x$ 層積層されることを意味する。Fig.2.2.14に本試験片の繊維配向方向の配置を示す。下層から $0^{\circ}$ ,  $45^{\circ}$ ,  $-45^{\circ}$ ,  $90^{\circ}$ を1組として5組を積層した後、今度は逆に $90^{\circ}$ ,  $-45^{\circ}$ ,  $45^{\circ}$ ,  $0^{\circ}$ の組合せで5組が積層されている。観察時に走査型顕微鏡の加速電圧は10.0kVとした。

新品工具による切削速度100m/minおよび300m/minにおける加工面をFig.2.2.15に示す。切削開始より20mmの位置の加工面である。配向方向の違いによる各層を確認することができ、層間に若干ではあるが樹脂の点在する箇所が観察された。樹脂が溶けているような場合は電荷が導電性のない樹脂部にまとまりサチュレーションを起こし、光って見えるチャージアップが起こると考えられる。しかし、いずれの条件においても加工面に樹脂が溶着したような痕跡は確認されなかった。

Fig.2.2.16, Fig.2.2.17に切削速度100m/min, 300m/minにおける繊維配向方向別の加工面写真を示す。切削距離は前述と同様、20mmの位置である。 $0^{\circ}$ では繊維一本一本まで確認することができるため、 $0^{\circ}$ を基準にして、各層の繊維配向角を決定した。繊維の径は $6\sim 7\mu\text{m}$ である。新品工具では刃先が鋭利

になっている状態が保たれており、繊維配向方向に依存せず凹凸は少ない。また繊維の断面の観察をすると $-45^{\circ}$ 、 $+45^{\circ}$ 、 $90^{\circ}$ 全てにおいて炭素繊維の輪郭がはっきり確認できず、鋭利な切刃によってせん断されて破壊していると考えられる。

引張破壊による繊維の断面と比較を行うために、同試験片を短軸引張試験機により破断させた。その写真をFig.2.2.18に示す。繊維の断面は円に近い破壊をしており、それぞれの輪郭がはっきり区別でき、Fig.2.2.15-17のような断面とは明らかに異なる。

Fig.2.2.19-21に摩耗した工具により加工した写真を示す。鋭利な刃先が保たれて切削した場合とは異なり、非常に荒れた加工面をしており、各層ごとの凹凸も明瞭である。繊維配向角 $0^{\circ}$ の繊維輪郭が最も明瞭で、上下層から繊維が覆っている。このことから配向角 $0^{\circ}$ においては、切削直後に工具逃げ面での繊維弾性回復によるアブレイブな作用だけではなく、切削されない繊維による擦過も発生しているように思われる。よって、コーティングの最も摩耗している部分は、配向角 $0^{\circ}$ の位置と考えられる。Fig.2.2.20, Fig.2.2.21より、切削速度の違いによる顕著な差異は観察できないが、繊維の断面に着目すると、繊維断面の輪郭が判別可能であり、Fig.2.2.18に示した引張破壊による繊維断面と類似している。

切削速度 $100\text{m/min}$ 、 $300\text{m/min}$ における微細な加工面性状に有意な差異はなく、むしろ、繊維配向角に依存する可能性が示された。





Fig. 2.2.1 Machining center NEXUS-410A



Fig. 2.2.2 Ti-AlN coated cemented carbide endmill

Table 2.2.1 Tool geometry

Cutting tool	Cemented carbide endmill
Coated material	Ti-AlN
Tool diameter	8.0mm
Overall length	60mm
Length of lead	20mm
Number of flutes	2
Helix angle	30°

Table 2.2.2 Measuring conditions of surface roughness tester

Surface roughness tester model	Surfcom 130A (TOKYO SEIMITSU)
Measuring length [mm]	6.0
Number of measured times	5
Cut off [mm]	0.8
Sampling speed [mm/min]	0.6
Measured range [ $\mu\text{m}$ ]	$\pm 400$



Fig. 2.2.3 Surface roughness tester

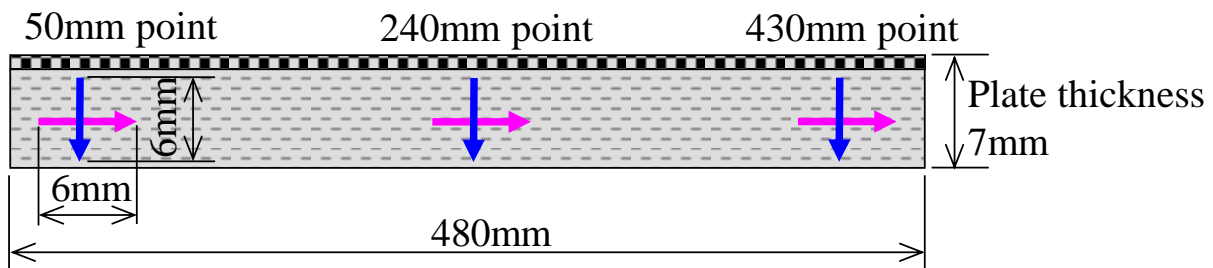


Fig. 2.2.4 Schematic diagram of surface roughness measuring

Table 2.2.3 Machining conditions

Cutting tool	Ti-AlN coated cemented carbide endmill				
Conditions	1	2	3	4	5
Spindle speed $\text{min}^{-1}$	4000	8000	8000	12000	12000
Cutting speed, $V_c$ $\text{m/min}$	100	200	200	300	300
Feed rate, $F$ $\text{mm/min}$	500	500	1000	500	1500
Feed per tooth, $F_z$ $\text{mm/tooth}$	0.063	0.031	0.063	0.021	0.063
Cutting Length, $L$ $\text{mm}$	1920				
Radial depth of cut $\text{mm}$	Tool offset 10mm				
Tool diameter $\text{mm}$	8				
Number of flute	2				
Cutting direction	Up milling				

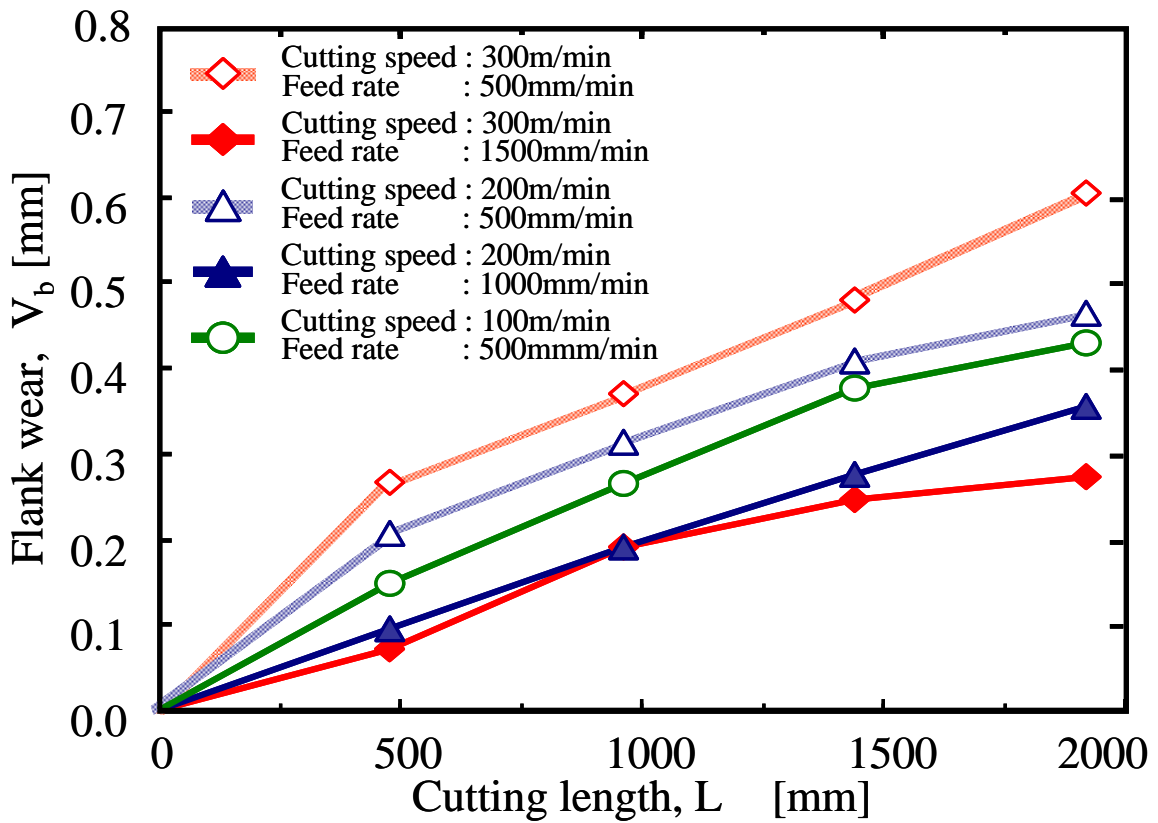


Fig. 2.2.5 Influence of cutting length on flank wears at various cutting speed

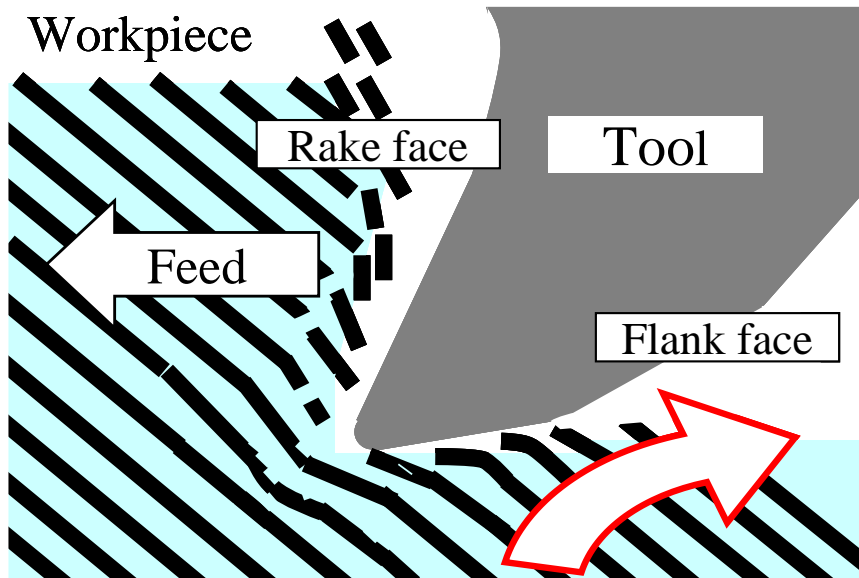
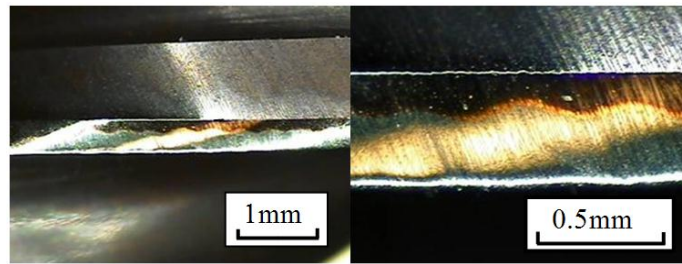
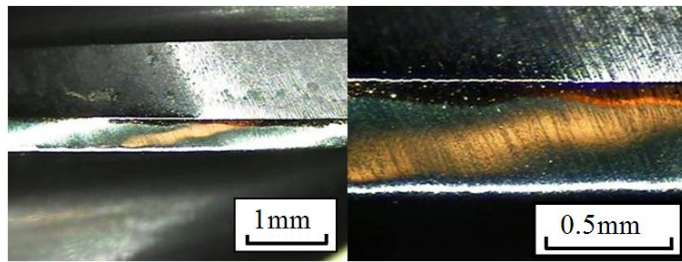


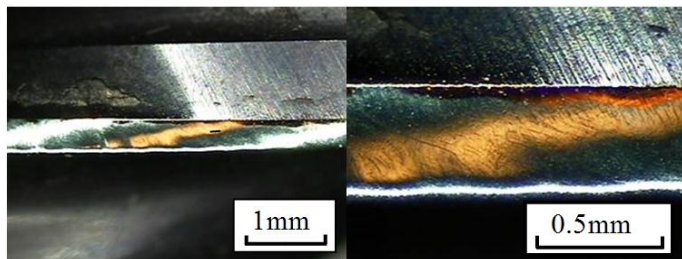
Fig. 2.2.6 Schematic diagram of abrasive wear



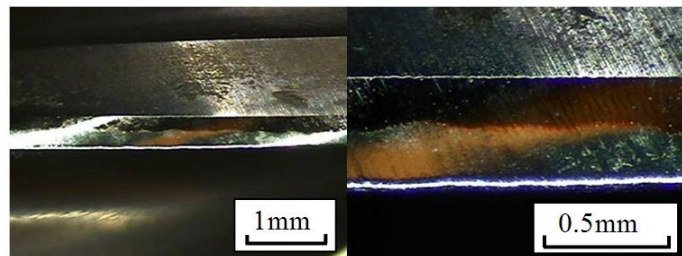
(a) Cutting speed: 100m/min, Feed rate: 500mm/min



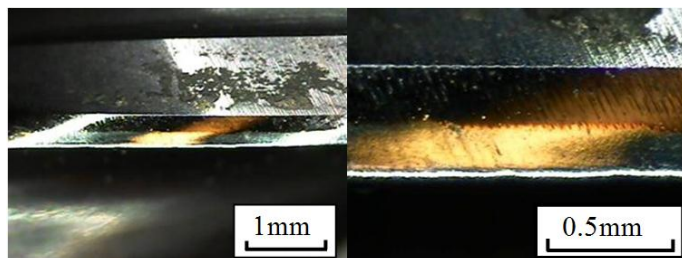
(b) Cutting speed: 200m/min, Feed rate: 500mm/min



(c) Cutting speed: 200m/min, Feed rate: 1000mm/min

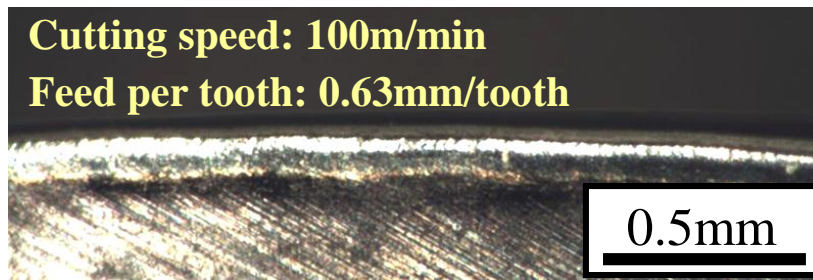


(d) Cutting speed: 300m/min, Feed rate: 500mm/min

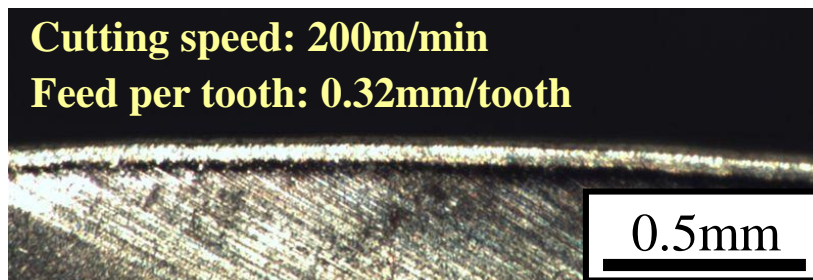


(e) Cutting speed: 300m/min, Feed rate: 1500mm/min

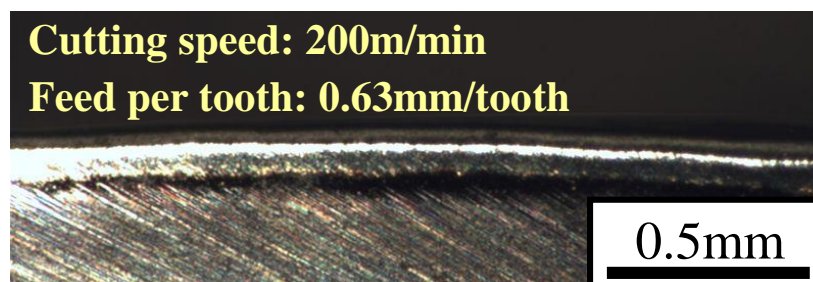
Fig. 2.2.7 Pictures of flank wear



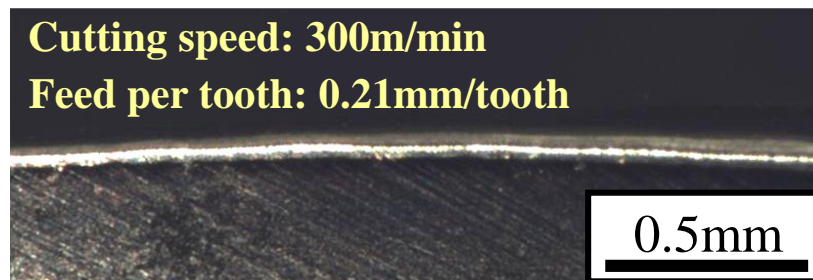
(a) Cutting speed: 100m/min, Feed rate: 500mm/min



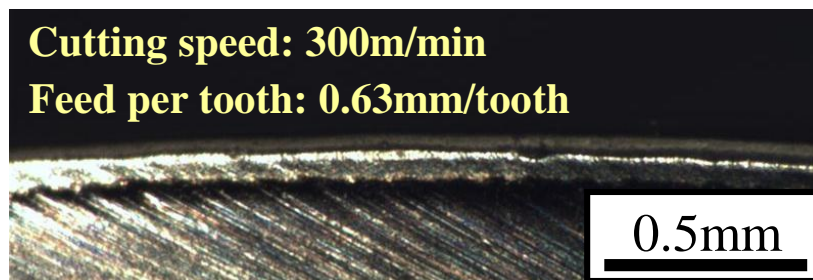
(b) Cutting speed: 200m/min, Feed rate: 500mm/min



(c) Cutting speed: 200m/min, Feed rate: 1000mm/min

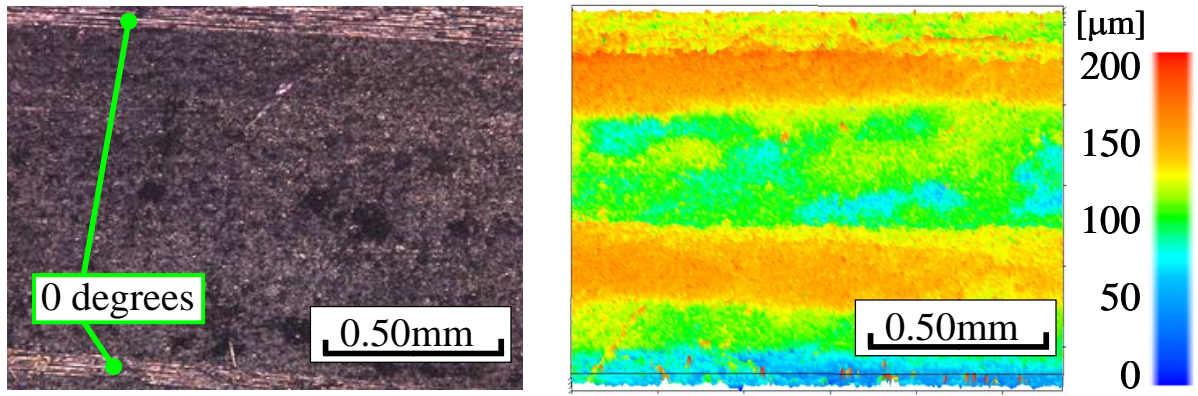


(d) Cutting speed: 300m/min, Feed rate: 500mm/min

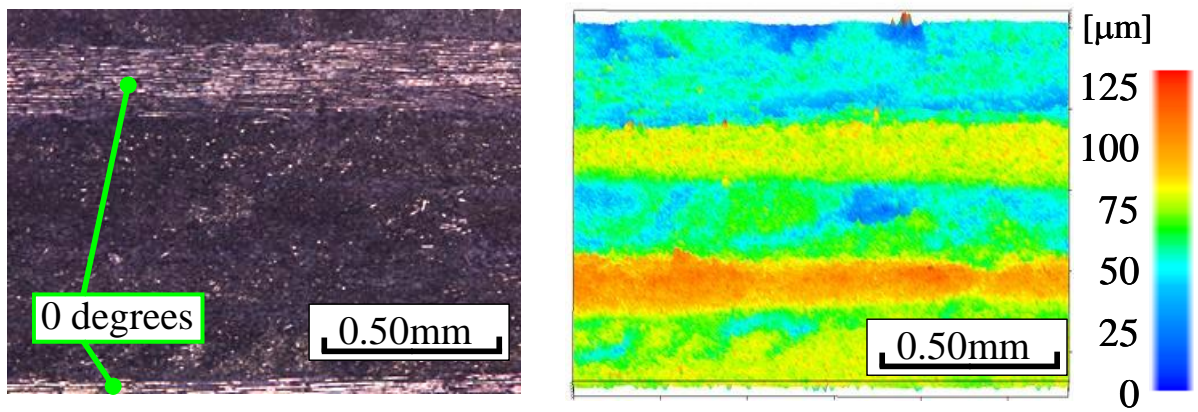


(e) Cutting speed: 300m/min, Feed rate: 1500mm/min

Fig. 2.2.8 Rake wear at various cutting conditions

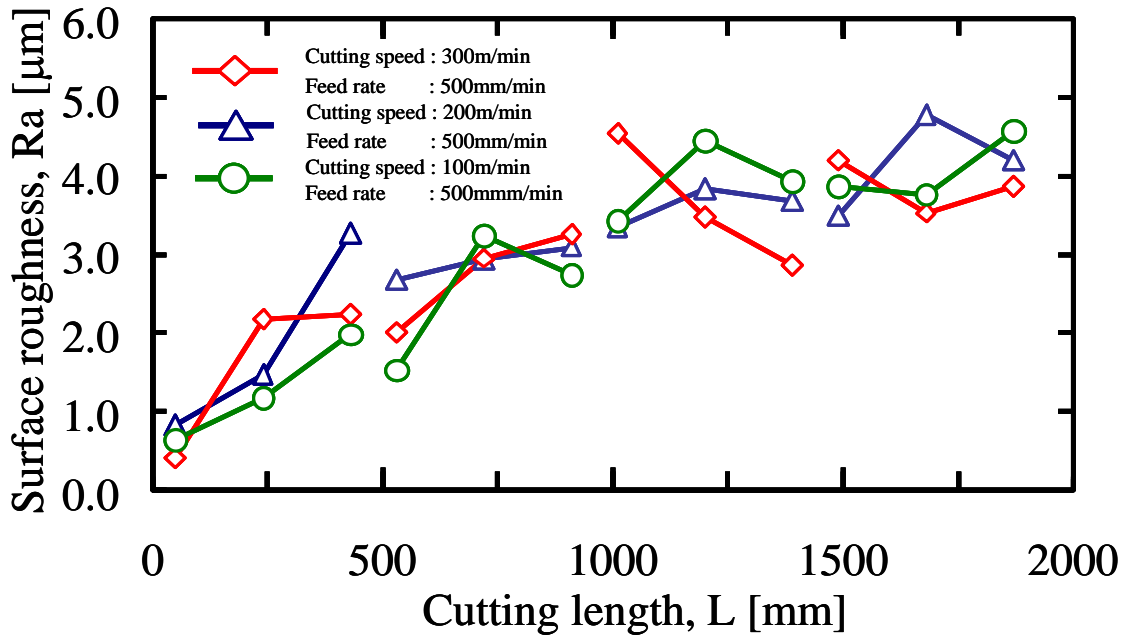


(a) Cutting speed: 100m/min, Feed rate 500mm/min

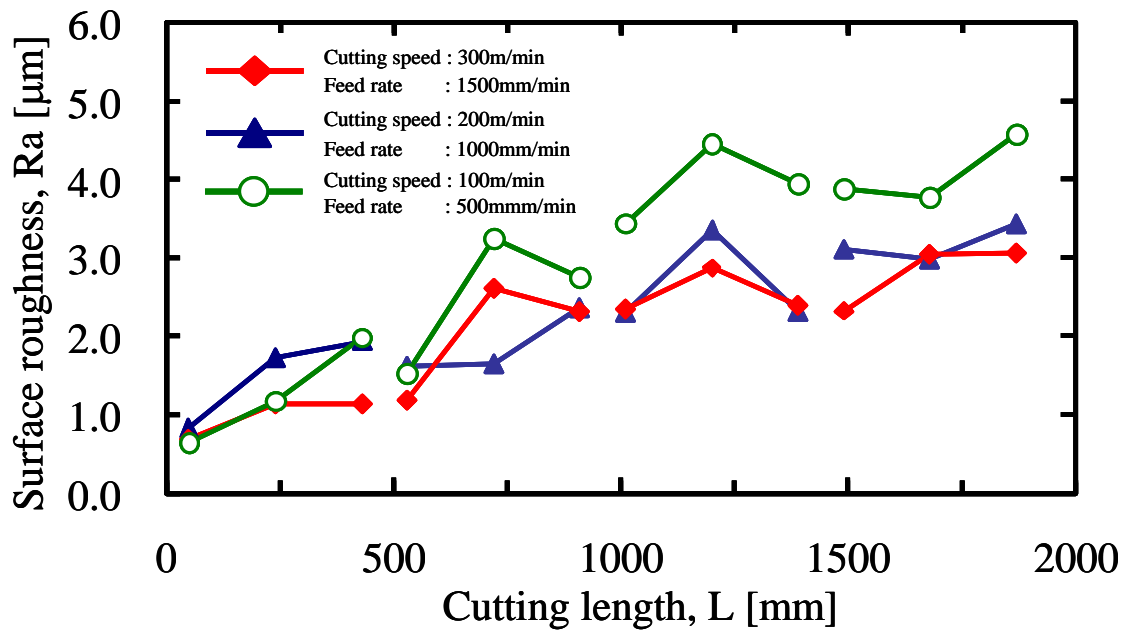


(b) Cutting speed: 300m/min, Feed rate 1500mm/min

Fig. 2.2.9 Picture of Machines surface and height map of identical area



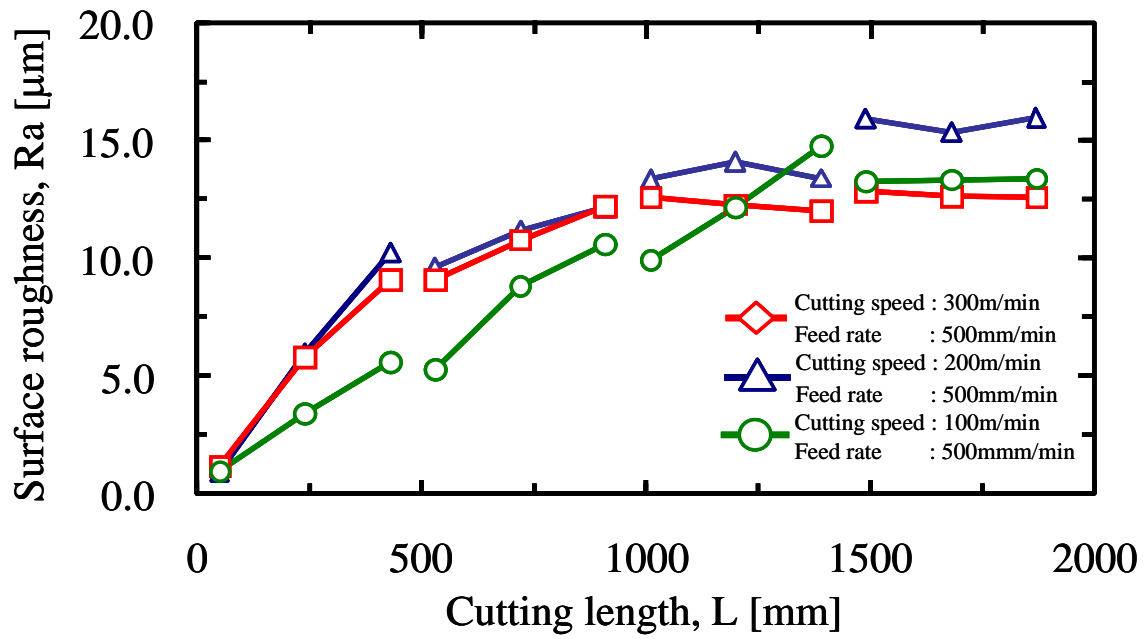
(a) Feed rate constant



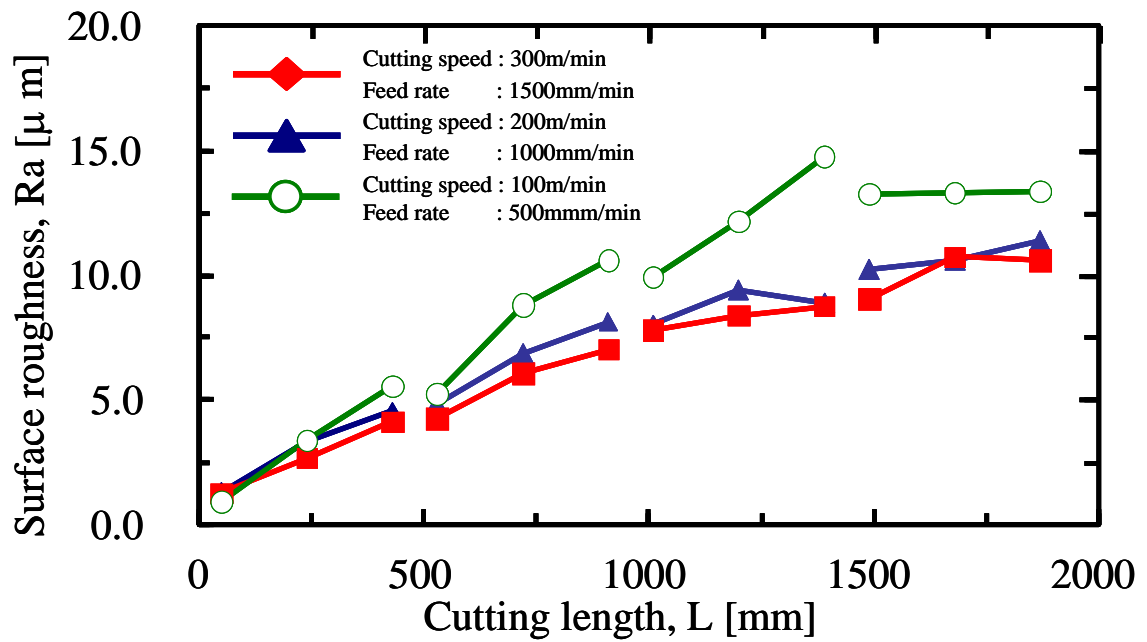
(b) Feed per tooth constant

Fig. 2.2.10 Surface roughness of feed direction



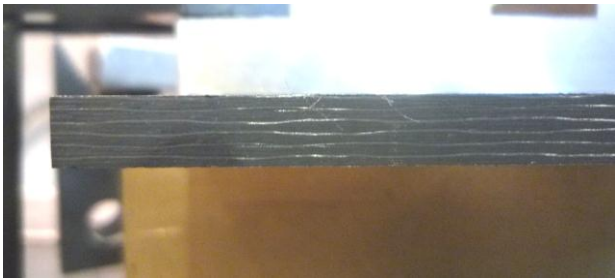


(a) Feed rate constant

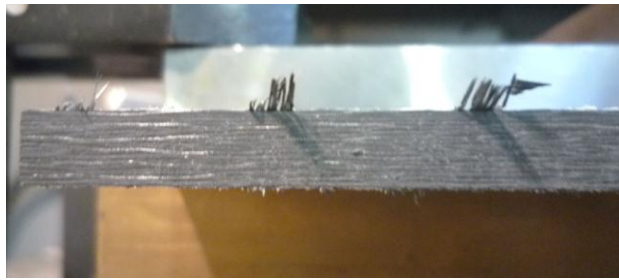


(b) Feed per tooth constant

Fig. 2.2.11 Surface roughness of laminating direction



(a) Cutting speed: 100m/min  
Feed rate: 500mm/min



(a) Cutting speed: 100m/min  
Feed rate: 500mm/min



(b) Cutting speed: 200m/min  
Feed rate: 1000mm/min



(b) Cutting speed: 200m/min  
Feed rate: 1000mm/min



(c) Cutting speed: 300m/min  
Feed rate: 1500mm/min



(c) Cutting speed: 300m/min  
Feed rate: 1500mm/min

Fig. 2.2.12 Machined surface picture at 1st pass

Fig. 2.2.13 Machined surface picture at 2nd pass

Table 2.2.4 Work piece specification

Work thickness	[mm]	7.6
Carbon fiber material		Unidirectional prepregs 12K
Areal fiber weight	[g/m <sup>2</sup> ]	190
Effective cured temperature	[°C]	#135 180 °C
Prepreg thickness	[mm]	0.187

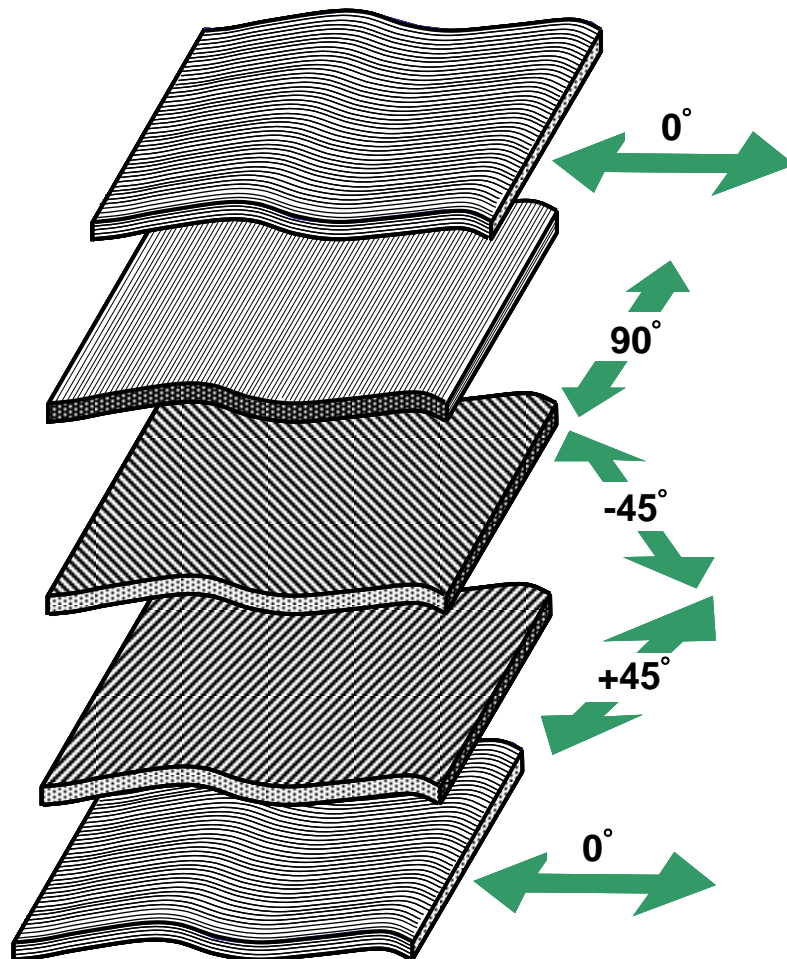
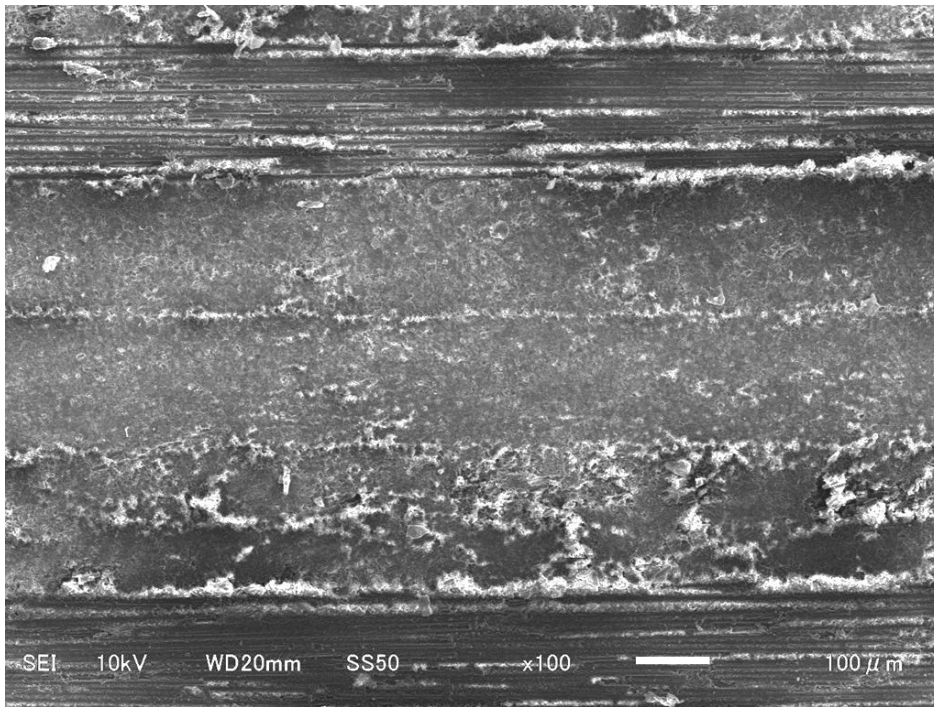
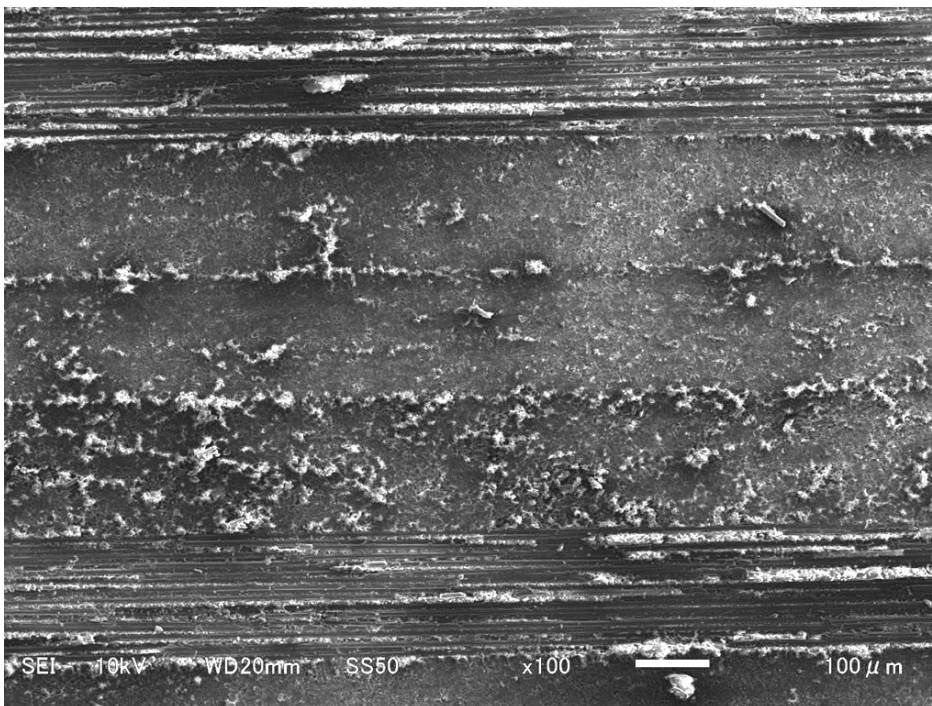


Fig. 2.2.14 Definition of fiber direction

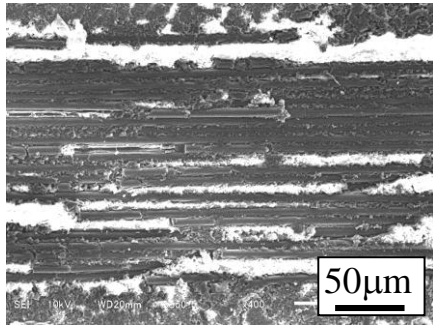


(a) Cutting speed: 100m/min, Feed rate: 500mm/min

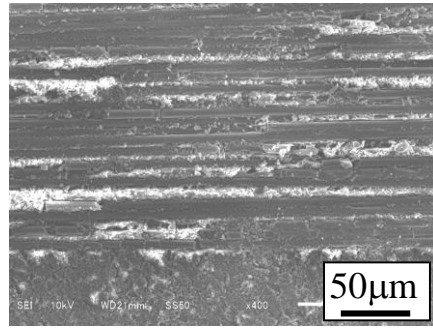


(b) Cutting speed: 300m/min, Feed rate: 1500mm/min

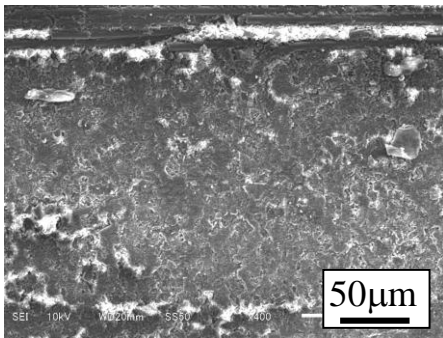
Fig. 2.2.15 SEM images of machined surface



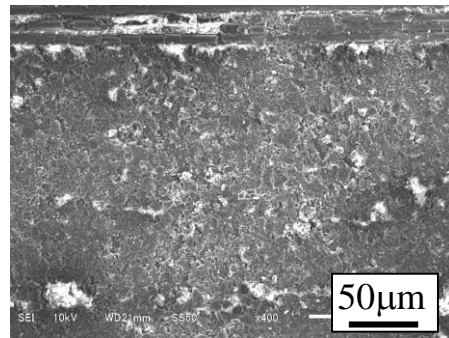
(a) 0°



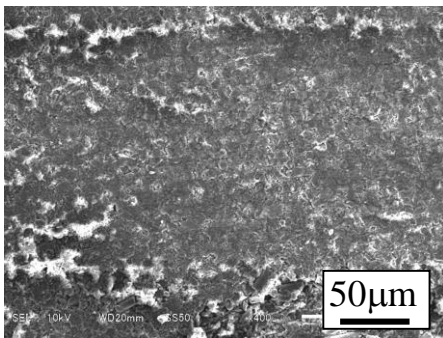
(a) 0°



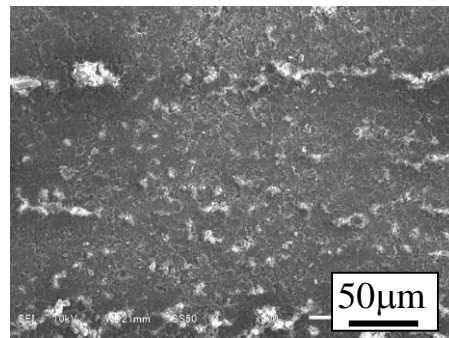
(b) 90°



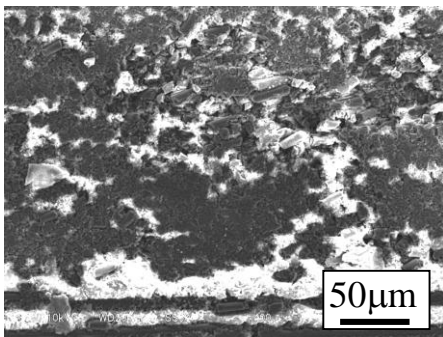
(b) 90°



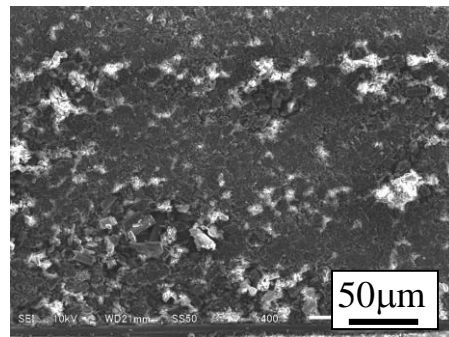
(c) -45°



(c) -45°



(d) 45°



(d) 45°

Fig. 2.2.16 SEM images of machined surface at cutting speed 100m/min

Fig. 2.2.17 SEM images of machined surface at cutting speed 300m/min

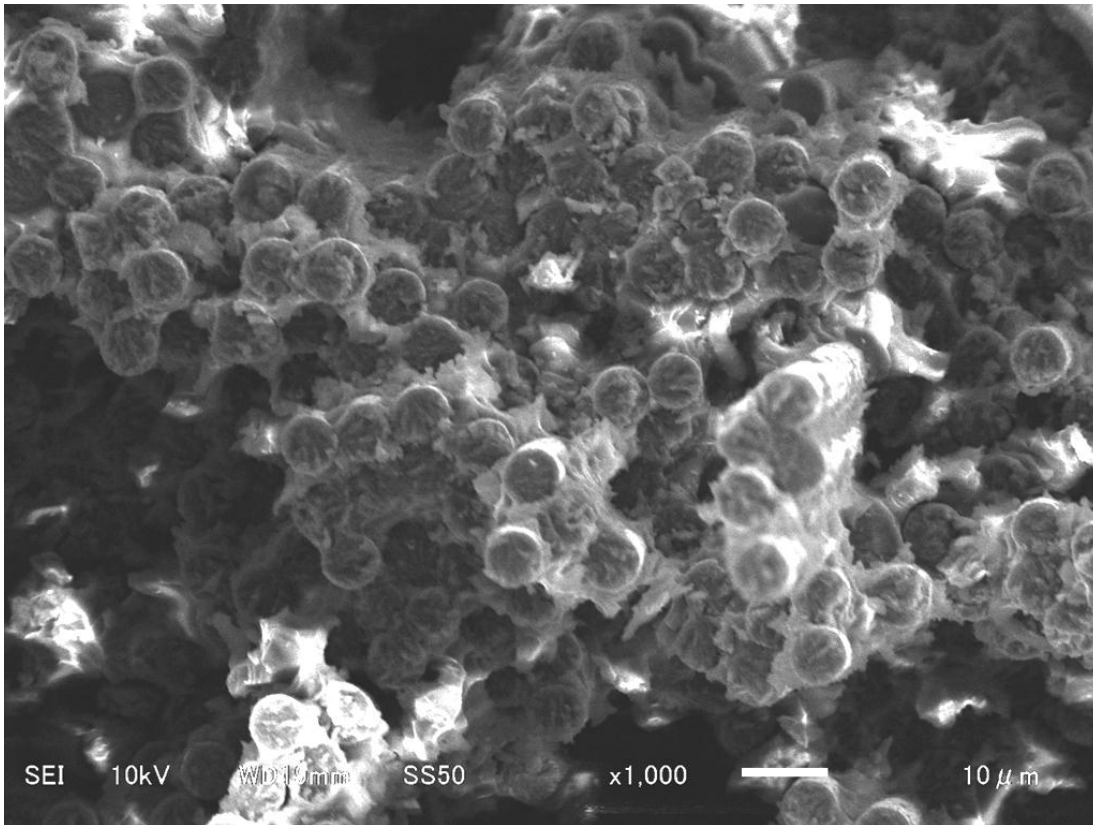
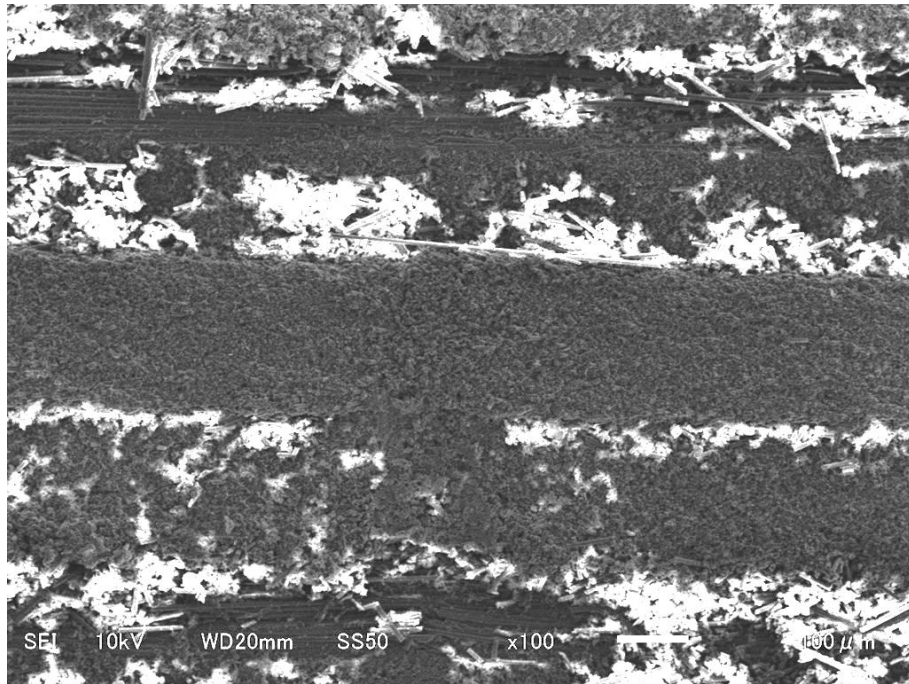
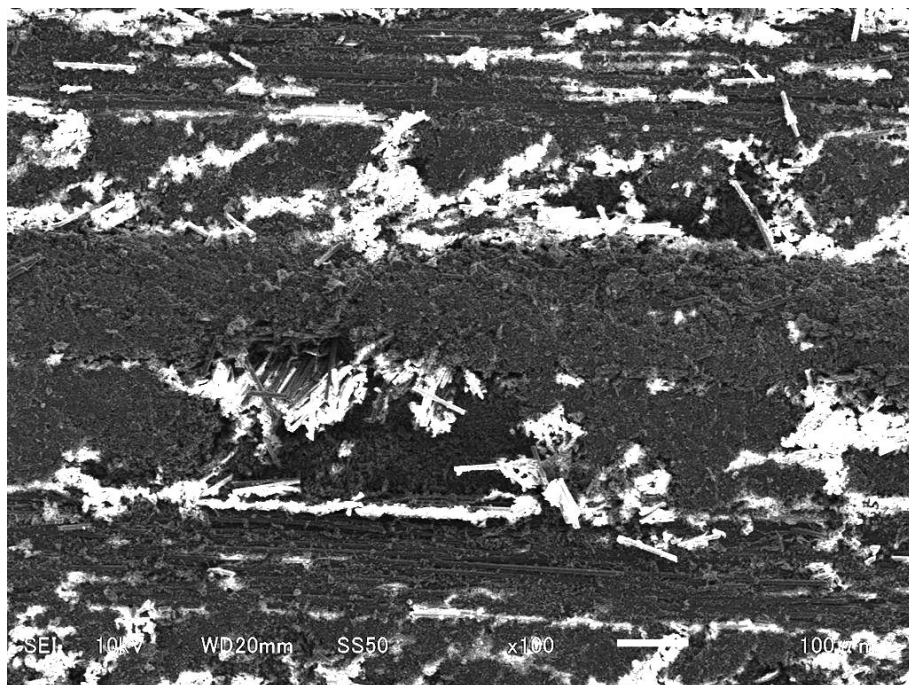


Fig. 2.2.18 Cross section of carbon fiber shows the broken by uniaxial tension test

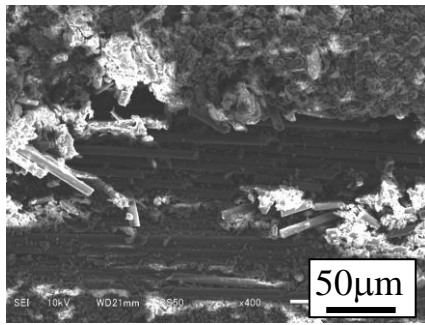


(a) Cutting speed: 100m/min, Feed rate: 500mm/min

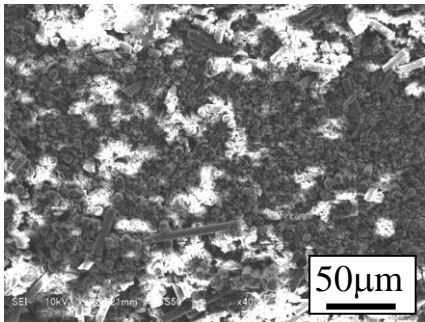


(b) Cutting speed: 300m/min, Feed rate: 1500mm/min

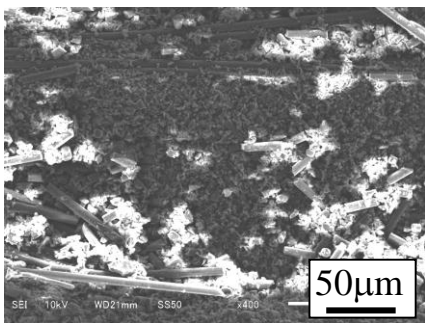
Fig. 2.2.19 SEM images of machined surface



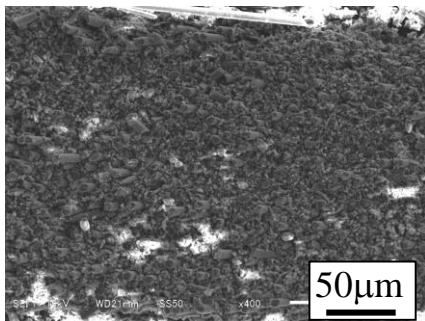
(a) 0°



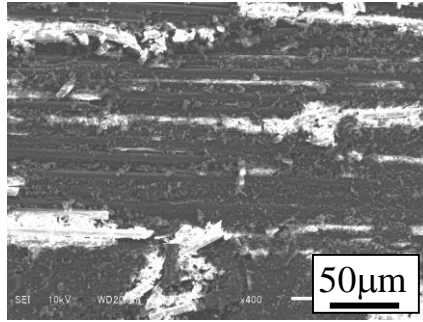
(b) 90°



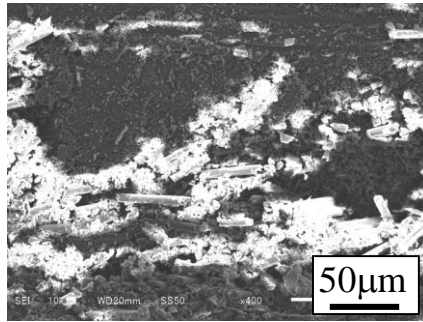
(c) -45°



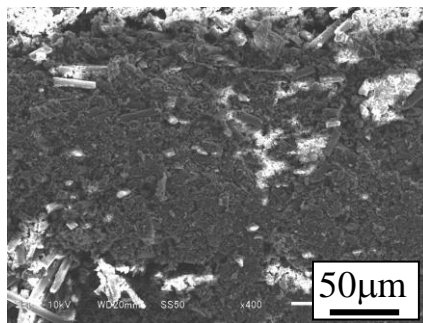
(d) 45°



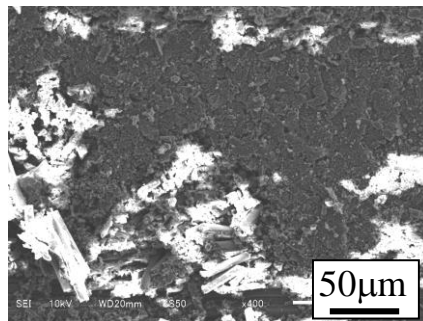
(a) 0°



(b) 90°



(c) -45°



(d) 45°

Fig. 2.2.20 SEM images of machined surface at cutting speed 100m/min used by worn tool

Fig. 2.2.21 SEM images of machined surface at cutting speed 300m/min used by worn tool



## 2.3 エポキシ樹脂単体のエンドミル加工における工具摩耗と加工面品位

### 2.3.1 実験方法

エンドミルによるエポキシ樹脂のみの、フルカット実験を行った。本実験では工具径8mmに対して半径切り込みを8mmに設定しフルカットを行う。加工パスは直線のみ、1パスを500mmとし6パス3,000mmまでトリム加工実験を行った。1パス毎に工具摩耗、加工表面性状及び加工表目粗さを評価した。

#### 1) 使用機械

マシニングセンタは日立精機社製VM-40 IIを用いた。本マシニングセンタの主軸は磁気軸受ミーリングスピンドルだが、主軸のトルクが小さいため、多枚刃での加工やねじれ角の小さなエンドミルによる切削力の大きい加工向きではない。しかし、エポキシ樹脂を切削加工する場合には、切削抵抗は小さく主軸のトルクは小さいので、本マシニングセンタで実験を行った。外観をFig.2.3.1に示す。

#### 2) 工具

前項の実験と同一のエンドミル(岡崎精工社製SED2A080)を使用した。実験においては新品の工具の他に、同工具の逃げ面コーティングが完全に摩耗した工具を使用した。以下、この工具を摩耗工具と呼ぶ。新品工具、摩耗工具をそれぞれFig.2.3.2-3に示す。

前項の実験結果より、CFRPの加工において工具逃げ面コーティングは、3,000mmの切削で工具逃げ面ランドと同じ幅の0.6mmまで摩耗しており、逃げ面は完全に摩耗している。よって、本項の実験においても完全に摩耗した状態を再現するため、摩耗工具として前項で実験が終了した工具を使用した。

#### 3) 試験片

試験片には、CYTEC社のフィルム接着剤FM300Uを60枚積層し、厚さ4mmに積層硬化したエポキシ樹脂プレートを使用した。本接着剤はCFRP同士の接着に使用される、180℃熱硬化接着剤でありCFRPのマトリクス樹脂とほぼ同様の物性である。

試験片は、樹脂プレートの強度不足による切削中の振動が加工面、工具摩耗に影響を与えることが想定されるため、軟鋼のプレート(500mm×60mm×30mm)で挟み込み固定した。Fig.2.3.4に固定状態を示す。

#### 4) 工具摩耗測定方法

前項と同様の方法で測定した。

#### 5) 表面粗さ測定方法

表面粗さの測定には、Mitutoyo製サーフテスト301を使用した。粗さはRaを評価し、カットオフ値を

0.8mmとして2.4mmの範囲を測定した結果を用いる。前項では、短冊状の試験片を測定したが本項ではプレートの加工面を測定するため、Fig.2.3.5に示すポータブルの測定器を使用した。測定位置は、Fig.2.3.6に示すように500mmの試験片に対して50mm、250mm、450mmの三箇所である。測定方向は工具送り方向とし、5回測定した平均値を表面粗さとした。

## 6) 実験条件

実験条件をTable 2.3.1に示す。新品工具、摩耗工具共に同条件での加工実験を行った。なお、航空機部品の二次加工において、一般的には切削油剤の使用は認められていないため、本実験においてもドライ加工を行った。

### 2.3.2 実験結果

#### 1) 工具摩耗

新品工具によるエポキシ樹脂の3,000mm切削後と切削前の工具逃げ面をFig.2.3.7に示す。前項のCFRP切削時のような工具摩耗は見られない。工具逃げ面のコーティングの摩耗はまったく見られず、切れ刃先端も鋭利なままである。若干工具逃げ面に茶色の変色が見られるのみで、新品工具と変わらないと言ってよい。

摩耗工具によるエポキシ樹脂の3,000mm切削後と切削前の工具逃げ面をFig.2.3.8に示す。新品工具と同様、工具逃げ面にまったく変化は見られない。新品工具では、若干の変色が見られたが、摩耗工具の場合変色も見られない。新品工具における変色は、工具コーティングに何らかの変化があった可能性も考えられる。

#### 2) 加工面性状

新品工具によるエポキシ樹脂の3,000mm切削加工後の加工面をFig.2.3.9に示す。加工開始点より3,000mm間で切削距離による加工面の変化は見られなかった。樹脂単体であるため、繊維の突出や層間剥離は発生せず、加工面は平滑で樹脂の溶解等はまったく見られなかった。なお、画像に見られる穴は、成型中に気泡が入ったボイドで、切削加工によるものではない。

摩耗工具によるエポキシ樹脂の3,000mm切削加工後の加工面をFig.2.3.10に示す。こちらも新品工具と同様、加工開始点より3,000mm間で切削距離による加工面の変化は見られなかった。摩耗工具による切削加工では、Fig.2.3.10の上の写真のような切りくずが500mm切削中に等間隔に3箇所現れる。また、加工面は少し白くなり、擦過されたようにも見える。これは摩耗工具の切れ刃が鋭利ではないため、擦り取るように加工が行われたと考えられ、摩擦による温度上昇の可能性もある。

### 3) 加工面表面粗さ

加工開始点から3,000mmまでの切削長と加工面表面粗さの結果を、新品工具、摩耗工具共に Fig.2.3.11に示す。また、グラフの点が500mmずつ途切れているのは、本実験では1パスを500mmとして実験を行っており、1パス分のデータ毎に表示しているためである。

新品工具による加工において加工面表面粗さは、 $0.3 \mu\text{m}$ と一定となっている。加工開始点から3,000mmまで表面粗さの変化はほとんどなく、工具摩耗が微小であることから、更に長距離の切削加工を行ったとしても表面粗さは大きく変化しないと考えられる。

摩耗工具による加工において加工面表面粗さは、 $4.7 \mu\text{m}$ と一定となっている。この工具は、工具逃げ面コーティングが完全に摩耗しており、エンドミルの母材の超硬による切削加工となっている。そのため、切れ刃の状態は現状より変化することは少ないと考えられるので、更に長距離の切削加工を行ったとしても表面粗さは大きく変化しないと考えられる。



Fig. 2.3.1 Machining center VM-40 II

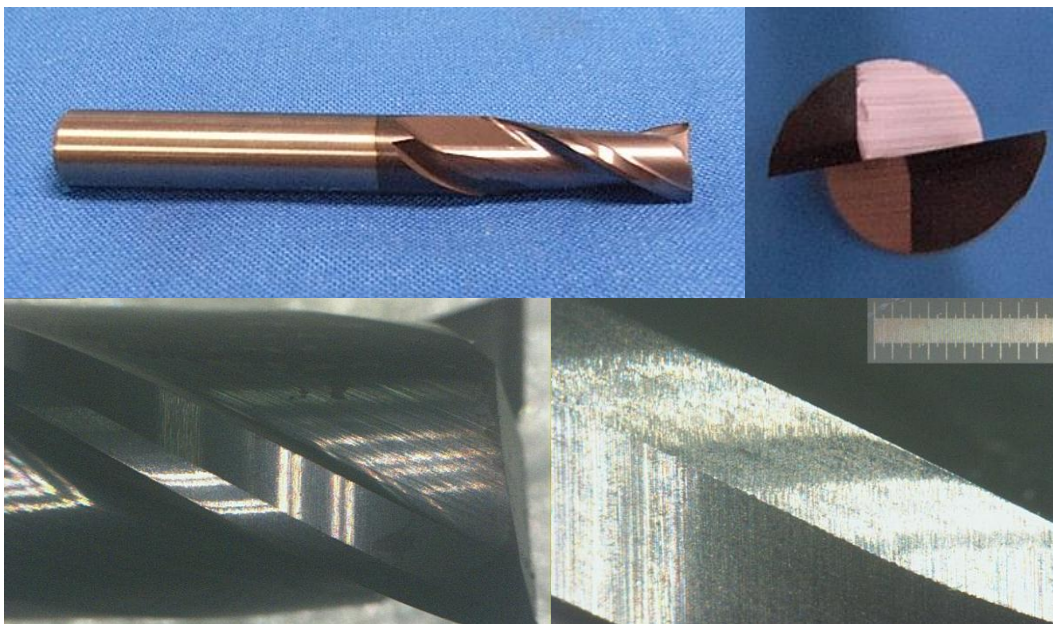


Fig. 2.3.2 New endmill

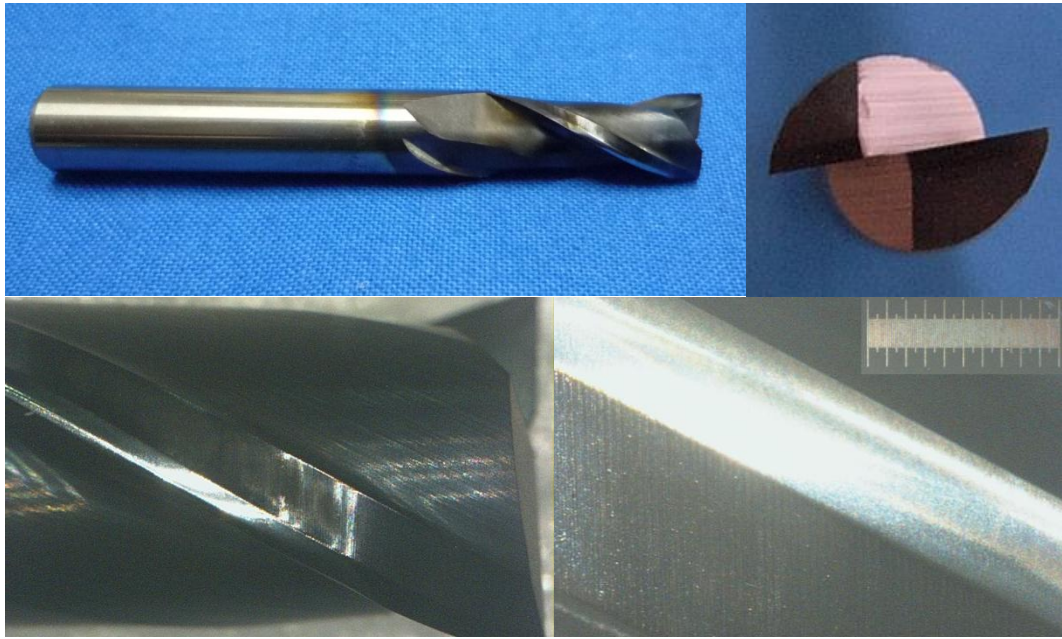


Fig. 2.3.3 Worn endmill

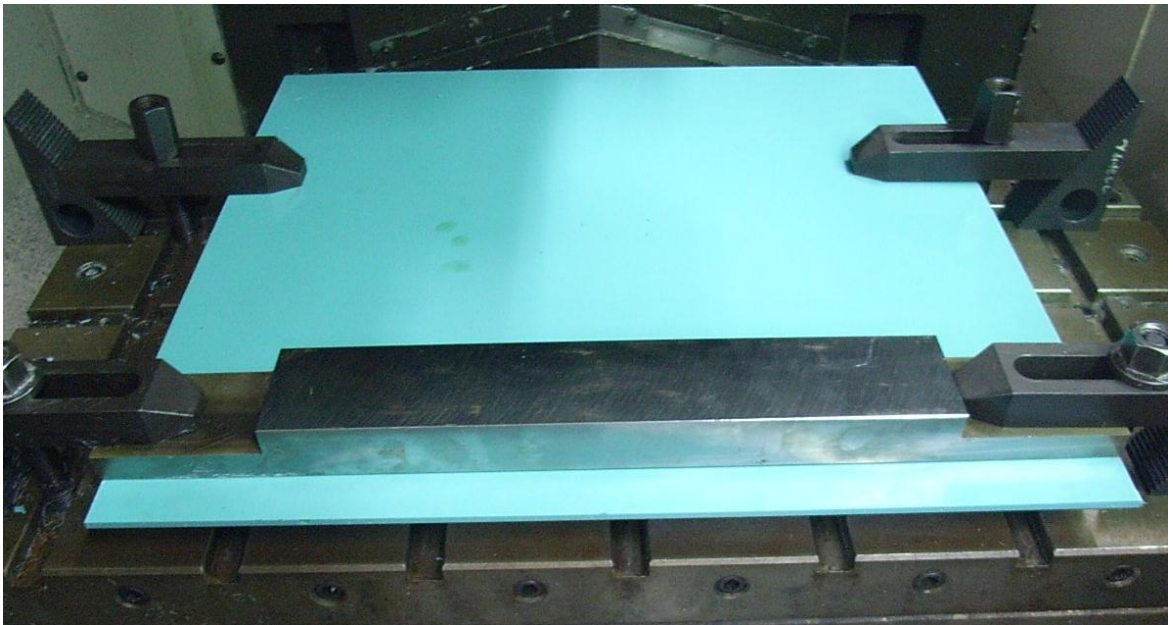


Fig. 2.3.4 Test Piece and Machining set up

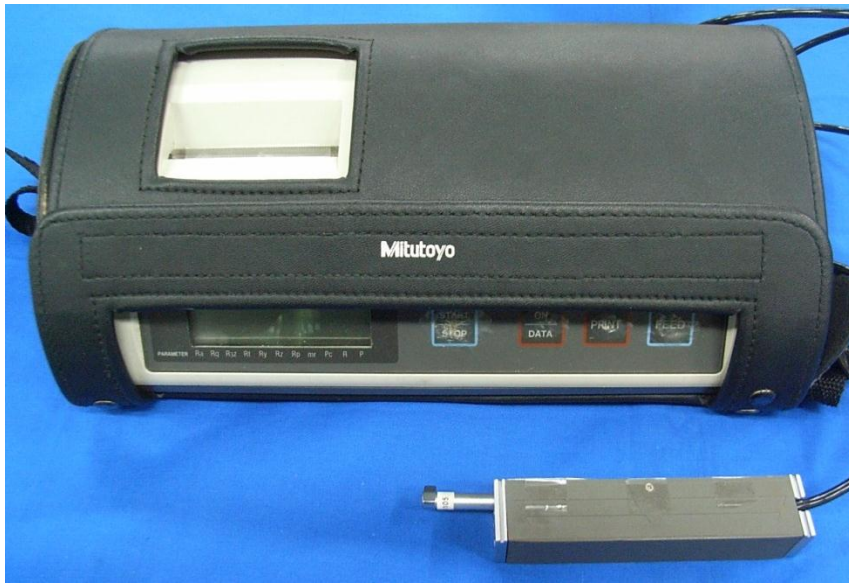


Fig. 2.3.5 Surface roughness tester

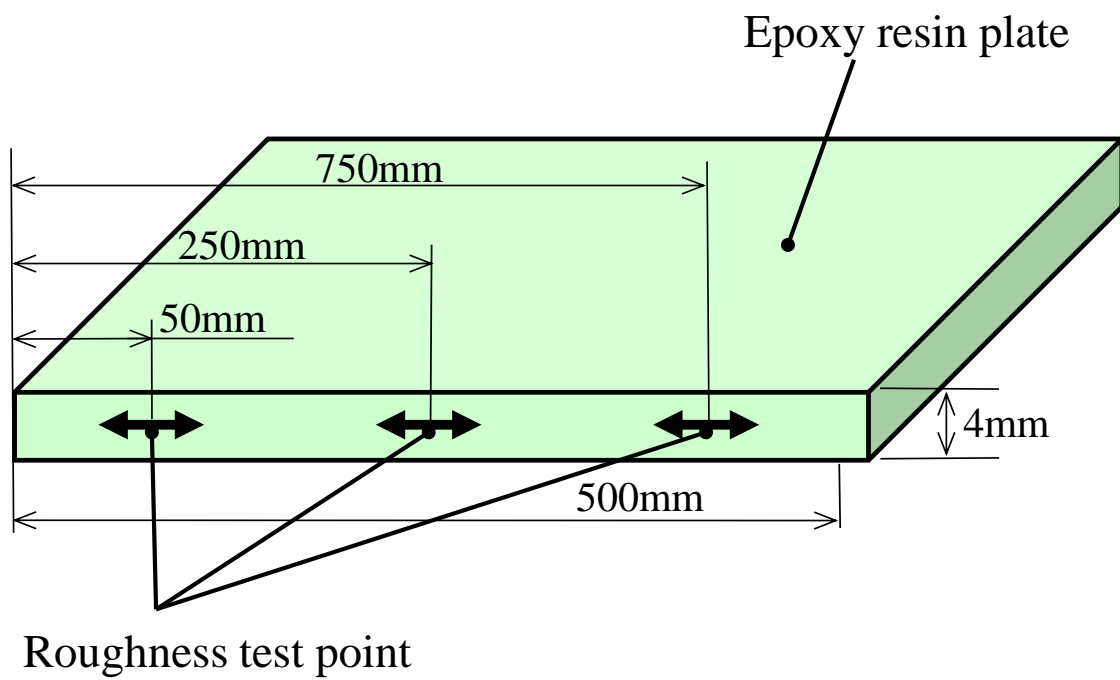
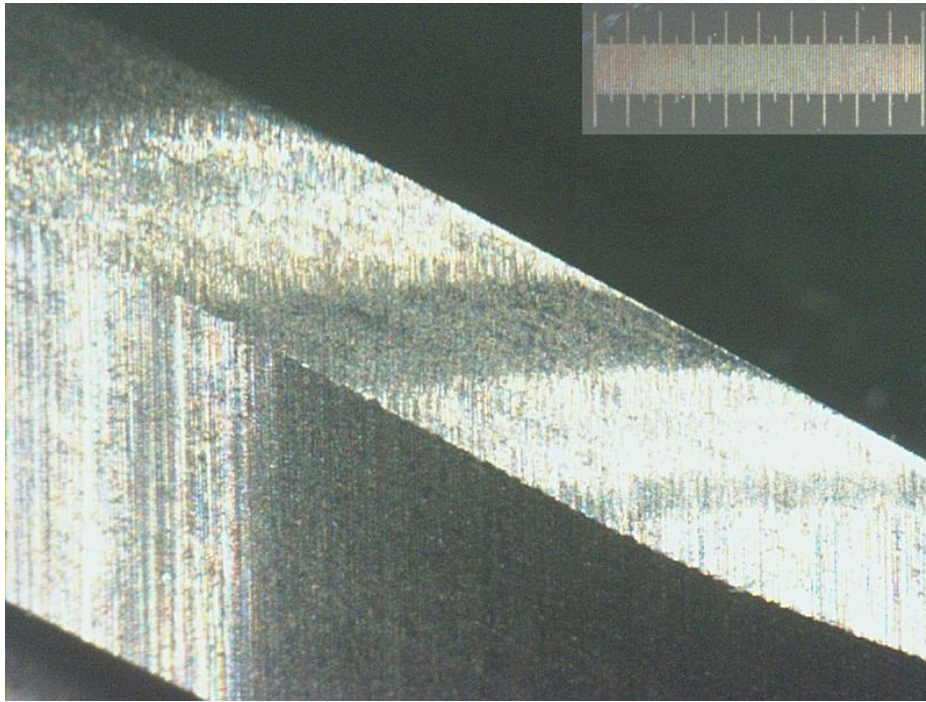


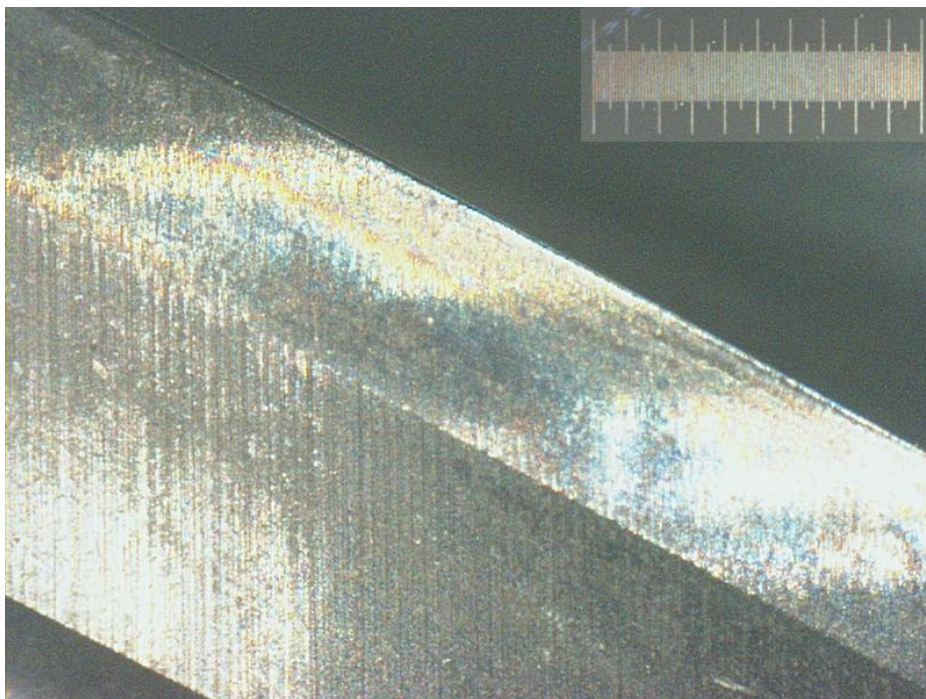
Fig. 2.3.6 Schematic diagram of surface roughness measuring

Table 2.3.1 Cutting condition

Cutting tool		Unused endmill and Worn endmill
Tool diameter	mm	8
Nuber of cutting tooth		2
Helix angle	°	30
Spindle speed	min <sup>-1</sup>	8,000
Feed rate	mm/min	500
Cutting speed	m/min	201
Feed per tooth	mm/tooth	0.031
Cutting fluid		Dry



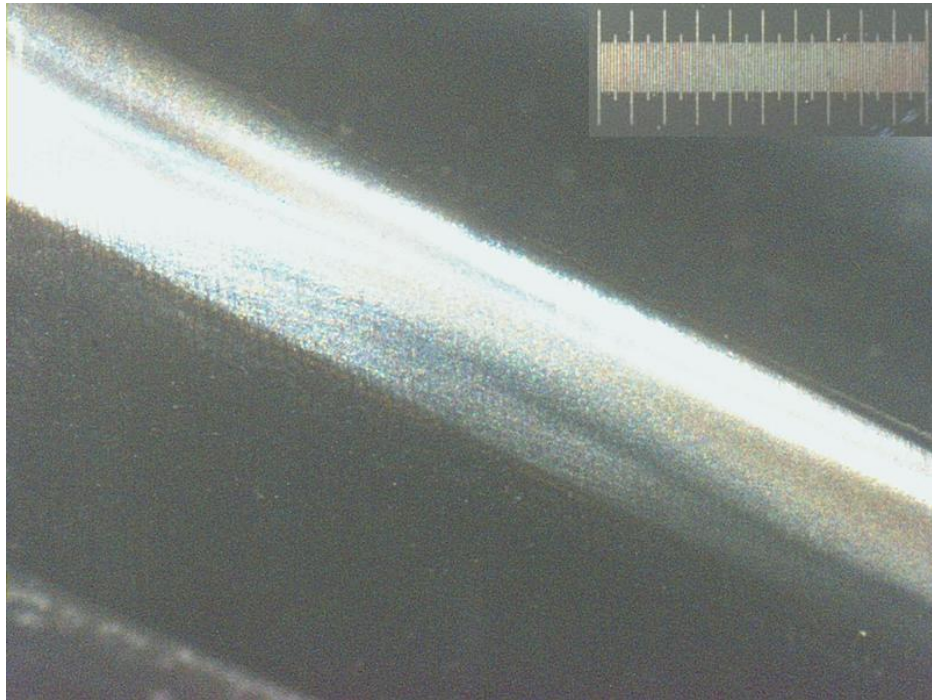
(a) Before cutting epoxy resin



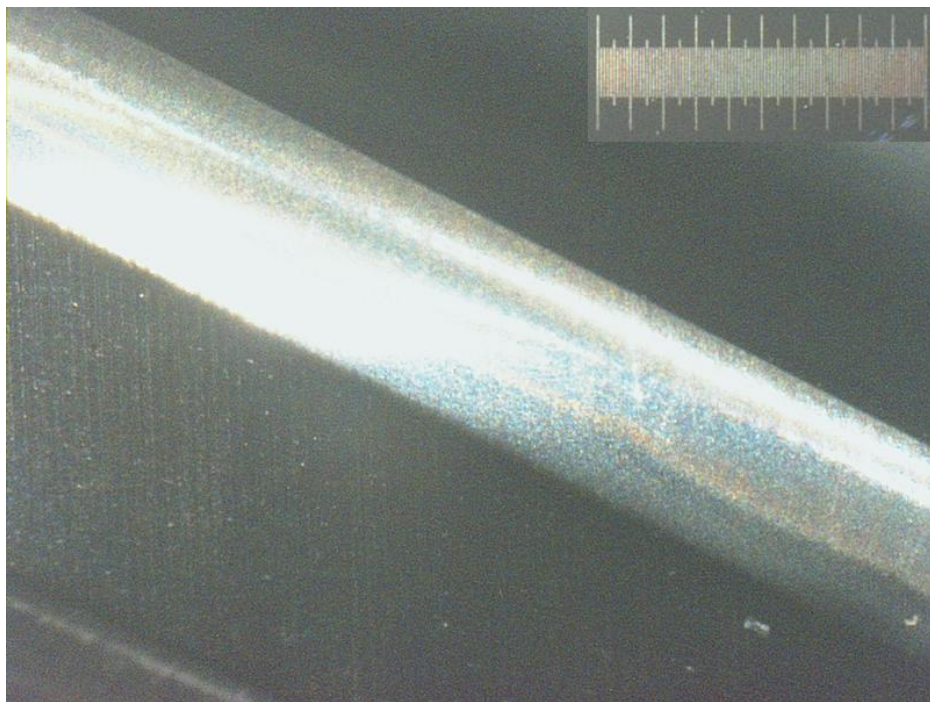
(b) Cutting length 3,000mm

Fig. 2.3.7 Flank wear of new endmill





(a) Before cutting epoxy resin



(b) Cutting length 3,000mm

Fig. 2.3.8 Flank wear of worn endmill

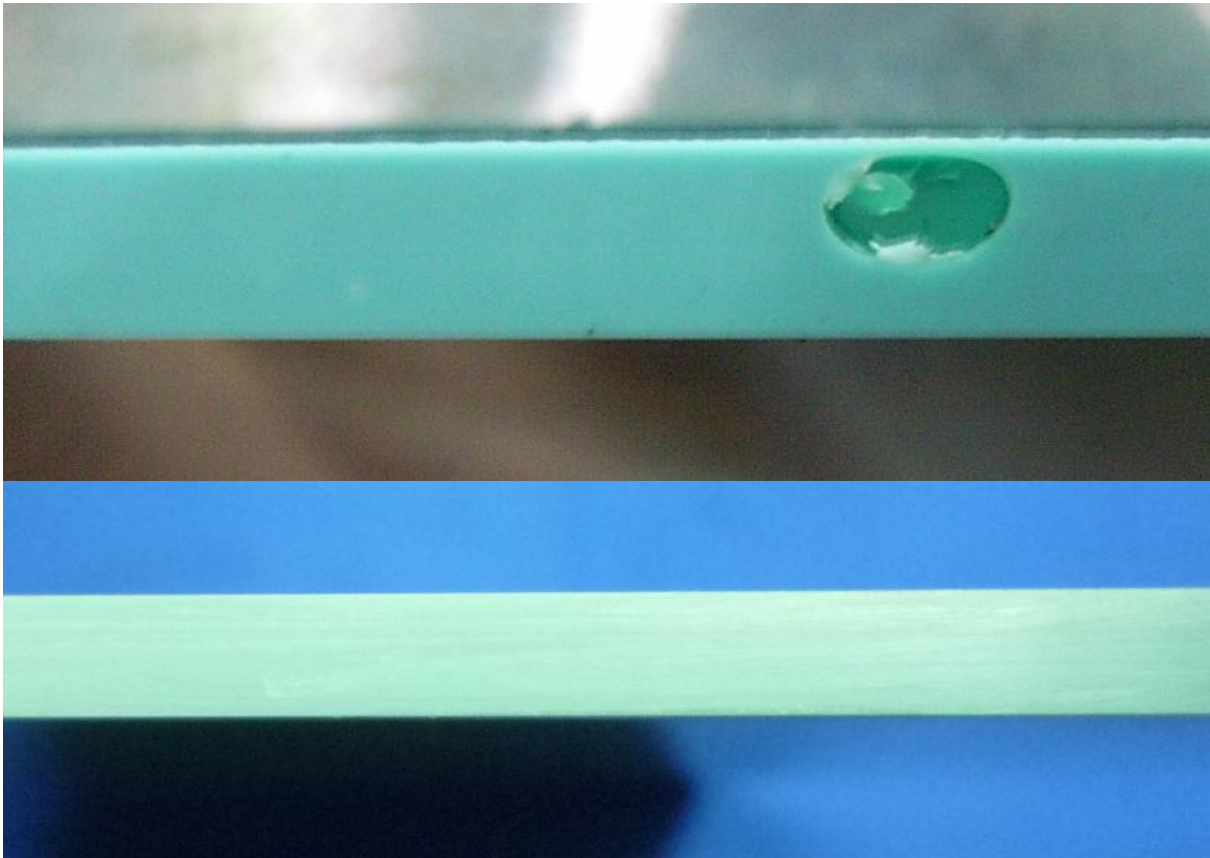


Fig. 2.3.9 Cutting surface by new endmill



Fig. 2.3.10 Cutting surface by worn endmill

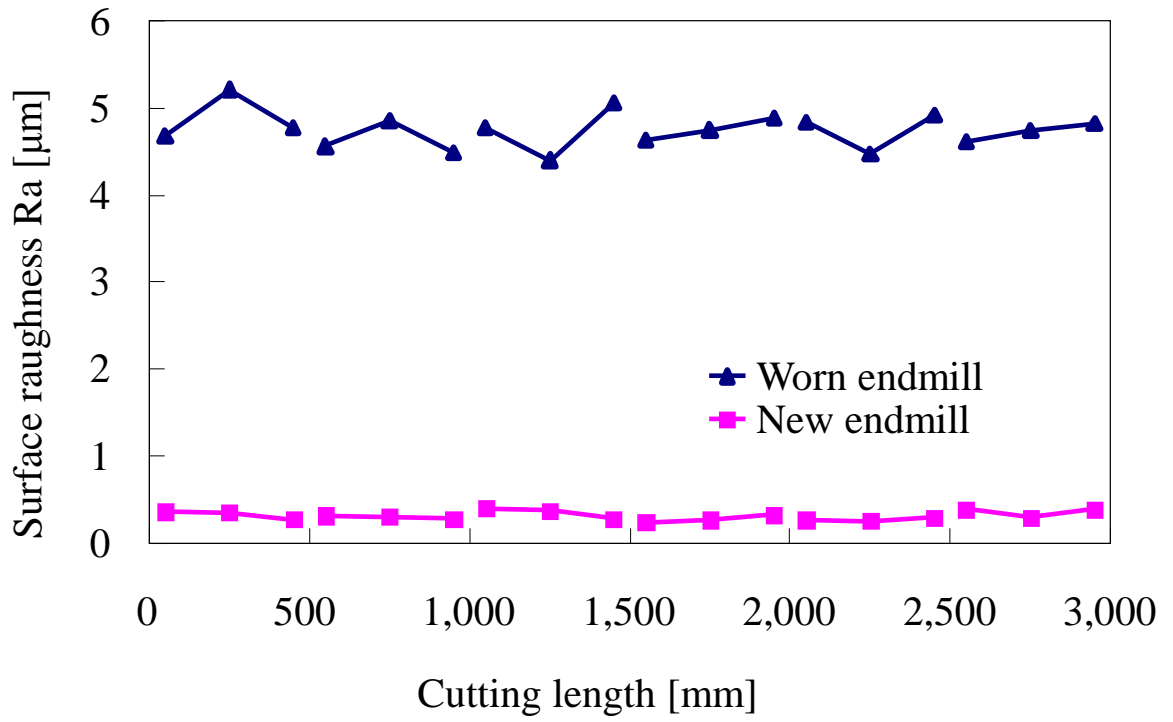


Fig. 2.3.11 Relationship between cutting length and surface roughness

## 2.4 結言

Ti-AlNコーティングを施した超硬エンドミルによりCFRPのトリム加工実験を実施し、刃先観察により摩耗の進行を測定した。また、加工面の表面粗さを中心に仕上げ面性状の評価を行った。さらに、加工面をSEMにより観察し、切削速度が加工面品位に与える影響を微視的に観察した。

マトリクス樹脂の影響を明らかにするため、エポキシ樹脂プレートのトリム加工実験を実施し、工具摩耗や加工面の表面粗さを、前項と同様に評価した。これにより以下の結果を得た。

- 1) 刃先摩耗は、一刃当りの送りが小さい条件で刃先逃げ面側に顕著に発生した。これはアブレイブな要因による摩耗現象である。また、摩耗の進行に伴い表面粗さも悪化することが確認できた。さらに、高速切削においては、摩耗が抑制され表面粗さも向上することが判明した。これにより、高速切削における実用的な一刃当りの送りによる加工が、工具寿命も長く、生産性が高いことを示す。
- 2) 高速切削時には、切削点の発熱によりマトリクス樹脂に熱軟化が生じている可能性がある。これにより炭素繊維の固定力が低下し、工具に対する炭素繊維のアブレイブ作用が低減したことにより工具逃げ面摩耗が減少したと考えられる。
- 3) SEMによる観察の結果、樹脂の熱軟化が疑われる高速切削においても、加工面性状は低速切削と比較して溶解再凝固の痕跡などは認められず健全であった。これは、高速切削の優位性を示す。
- 4) エポキシ樹脂単体の切削実験の結果、加工面は平滑で工具摩耗もほとんど生じないことが示された。

## 第3章

# 切削速度と切削温度の関係性

### 3.1 緒言

切削時に消費されるエネルギーは、切りくず生成のための変形エネルギー、工具すくい面と切りくずとの摩擦エネルギー、切りくず内の二次変形エネルギー等になるが、これらの大部分は最終的に熱となる。熱に転化したエネルギーは切りくず、工具、または工作物の温度上昇を招き工具摩耗や加工精度に影響を及ぼす原因となるため、切削温度の測定は切削加工を行う上で重要な要素である。

CFRPの炭素繊維は400~500℃の耐熱性<sup>39-40)</sup>を有しているが、マトリクスであるエポキシ樹脂はガラス転移温度を境に物性が変化する。硬化したエポキシ樹脂を加熱すると、低温では固く流動性のない固体(ガラス状態)であったものが、ガラス転移温度を超えると剛性と粘度が急激に低下しゴム状態となる。CFRPにおいて、一般的な熱硬化型樹脂のガラス転移温度は180-270℃であるが、ガラス転移温度を超えゴム状態を経て温度が下がり、再び固体になっても当初の物性に戻る事は無い<sup>41-42)</sup>。さらに温度が上昇し、300℃を超えると熱分解が始まり、ガスや油などの熱分解生成物となり、元の高分子とは異なる立体構造を持つ物質へ変化する<sup>42)</sup>。

CFRPは、強靱な炭素繊維と繊維強化材特有の異方性があるため、難削材と捉えられるが、熱的にもセンシティブな被削材である。しかし、CFRPのエンドミル加工における加工温度の報告は少ない。そこで、本章においては、エンドミルによるCFRPの加工温度を3つの方法で測定する。

切削点の加工温度は「工具－被削材熱電対法」により測定する。金属切削において工具と被削材の異種金属間で発生する熱起電力を測定する。本測定方法をCFRPに適用した報告は見当たらず、新たな知見を得られることが期待できる。

エンドミル表面温度は、放射温度計により測定する。「工具－被削材熱電対法」は微視的な温度変化をとらえることが可能であるが、本測定においてはエンドミル表面温度だけではなく加工部周辺の温度変化もとらえることが可能である。

CFRP積層間の温度変化は、K-typeの熱電対を埋め込んだCFRPプレートの切削により測定する。これらにより、エンドミル加工におけるCFRP内部の温度影響を検討する。

CFRPを構成するもう一つの要素である、エポキシ樹脂の切削温度を把握する。CFRPの接着に用いられる熱硬化エポキシフィルム接着剤のみを積層硬化したプレートの切削を行い、エポキシ樹脂成分が切削温度に与える影響を明らかにする。

さらに、実用工具であるCFRP専用エンドミルの高速加工における加工温度の検証を行う。

## 3.2 切削点温度の測定

工具-被削材熱電対法によって切削点の温度を測定する。工具-被削材熱電対法の特徴として測温抵抗がないために接触点の温度を温度補正すること無く直接測定できることが上げられる。これより、工具-被削材熱電対法で測定された温度は限りなく切削点に近い温度だと考えられる。

### 3.2.1 測定原理

工具-被削材熱電対法は、ゼーベック効果を利用した切削温度測定方法である。Fig.3.2.1に示すように、二種類の異なる金属の両端を接合し、接点に温度差を与えると熱起電力が発生し電流が流れる。臼杵ら<sup>43)</sup>は、金属Aにエンドミル、金属Bに被削材の金属を配置し、工具-被削材熱電対法を用いて切削点の温度測定を行った。社本ら<sup>44)</sup>は、被削材内部に金属素線を埋込、工具との熱起電力を測定することにより切削温度測定を行った。

本測定においては、被削材をCFRPの炭素繊維とした。炭素繊維は導電性を有しており、A.S.Fialkovら<sup>45)</sup>は、炭素繊維を使用した熱電対が2,000℃を超える温度を計測できることを示した。佐藤ら<sup>46)</sup>は結晶構造の異なる二種類の炭素繊維を熱電対とし原子炉内の温度測定を試みた。S.Wangら<sup>47)</sup>は、プリプレグ内の異なる炭素繊維の交点が、熱起電力を発生することを示した。

本測定の測定回路をFig.3.2.2に示す。一方の温度を一定に保つように基準接点を設け、もう一方の測温点の温度を測定する。同回路では電圧計と並列に470Ωの固定抵抗を挿入してある。そのため非切削時に測定点が開放している状態では、電圧計は0V付近を示し不安定な状態を防いでいる。Fig.3.2.3に工具-被削材熱電対法の概略図を示す。データロガーにはKEYENCE社製NR-600を使用した。工具の超硬合金と被削材の炭素繊維を異種金属としており、切削点が常に温度測定対象である。ブラシとリードワイヤーおよびCFRPとリードワイヤーの接点は常に室温に保つことにより、切削点以外での異種金属間における熱起電力の発生を防いでいる。Fig.3.2.4に本実験で用いたブラシを示す。この丸棒はエンドミルと同材種の住友電工製A1材種の超硬丸棒である。またエンドミルシャンク部とブラシの接点は、Fig.3.2.5に示す純銀を含有した導電性固形潤滑剤(Arctic Silver製)で潤滑を行うことによって高速回転する工具と安定した接触状態を保ち接触抵抗の発生を防いだ。測定する熱起電力は最大で1~2 mVであり極めて微弱な熱起電力である。そのため、工作機械と熱電対との回路は絶縁することが重要である。そのため、Fig.3.2.6に示す汎用アクリル樹脂系塗料をFig.3.2.7に示すノンコーティングエンドミルのシャンク上部(25mm)に均一に塗布し主軸との絶縁を行う。さらに、工作物であるCFRPプレートはエポキシプレートを介してクランプを行い工作機械テーブルとの絶縁を行った。

### 3.2.2 炭素繊維-超硬熱電対の温度校正

工具-被削材熱電対法熱電対法による温度測定を試みた当初は、CFRP積層時に銅メッシュを間に入れることにより銅-超硬間で熱電対を構成し熱起電力を測定しようと試みた。しかし、炭素繊維に導電性があることにより、銅単体の熱起電力を測定することは困難であった。その結果から、微弱ながら炭素繊維に熱起電力が発生することに着目し、炭素繊維-超硬間の熱起電力を測定することとした。

炭素繊維-超硬を組合せとする熱電対は、規格化された熱電対ではないため、異種金属材料の2接点間の温度差と熱起電力の関係が明らかではない。そこで、この熱電対の校正のために、温度測定のためのK型熱電対を取り付け、加熱することで校正を行った。

従来、本研究室では工具-被削材熱電対法を用いる際に、中島<sup>48)</sup>が電気炉を用いた熱電対の校正を行っていた。しかしながら、電気炉内の温度勾配が小さくなるように、段階的に時間を掛けて温度を上げながら校正を行っていたため、非常に時間が掛かっていた。そこで、本研究では、木内<sup>49)</sup>が行ったように校正する熱電対の測温接点と、K型熱電対の測温接点を接触させたうえで、その部分を炎で炙ったり離したりを繰り返すことで、熱電対の接点の温度を変化させ、校正を行った。

校正を行う際は、熱起電力と温度差の関係を調査する熱電対と、温度測定用のK型熱電対それぞれの、測温接点が常に等温になっていなければならない。したがって、校正を実施する熱電対と温度測定用のK型熱電対の熱容量をいかに小さくできるかということが重要である。最終的に使用した超硬棒は直径1.4mm、K型熱電対の線径は0.7mm、CFRP板厚は1mmである。Fig.3.2.8に校正試験のセットアップを示す。予めCFRP板材に各々の径に合わせ隣接した細孔をあけ、各線を挿入しガストーチで加熱した。

実験に用いたCFRPは180°C硬化型エポキシ樹脂であり、硬化温度を越えると樹脂が溶解または燃焼してしまう。接触状態が不安定になると接触抵抗も変動するため、同じ熱起電力が発生しても接触部で電圧降下が起こり、電圧測定部では実際よりも小さい電圧が測定され、校正曲線が乱れる傾向が見られた。そこで、熱する際には断続的かつ段階的に温度を上昇させた。

なお、得られる熱起電力は、測温接点と基準となる接点の温度差である。しかしながら、今回行った校正では、熱起電力を測る基準となる接点の温度は室温である。測定に用いたデータロガーGR3000は、K型熱電対を接続したチャンネルの入力レンジをK型熱電対と設定すれば、K型熱電対の熱起電力に応じた温度が記録される。そこで、校正をしたい熱電対と、その測温接点の温度を測るためのK型熱電対を接続するチャンネルの他に、熱起電力をはかる基準となる接点



の温度を記録するためのチャンネルを設定し、このチャンネルの端子を短絡した。このチャンネルの入力レンジをK型熱電対と設定しておけば、端子は短絡され電位差が無い状態なので、熱起電力を測る基準となる接点の温度を記録することができる。

校正したい熱電対の熱起電力と、その測温接点の温度と基準温度との温度の推移を、Fig.3.2.9に示す。更に熱起電力と、測温接点の温度と基準温度との温度差の関係を求め、2次式の近似式を求めた。下記に求めた近似式を示す。Fig.3.2.10に熱起電力と温度差の関係を示すとともに、求めた2次式の近似曲線も記す。

$$T = -111.07E^2 + 629.91E \quad (3.2.1)$$

T: 測温接点の温度と基準温度との温度差 [°C]

E: 炭素繊維—超硬(A1)間の熱起電力 [mV]

実際の実験において工具-被削材熱電対法を適用する際は、測定された熱起電力を式(3.2.1)に代入し、さらに基準温度である実験時の室温を加えることにより切削点温度とした。

### 3.2.3 実験方法

CFRPのトリム加工を想定し、立型3軸マシニングセンタによるサイドカットの加工実験を行った。本実験では、後述する理由により工具径8mmに対して半径切り込みを7mmに設定し、サイドカットを行う。加工パスは直線のみ、1パスを480mmとして加工実験を行った。

#### 1) 使用機械

マシニングセンタはNEXUS-410Aを使用した。2.2節の実験で使用した工作機械と同一である。外観をFig.2.2.1に示す。ツールホルダーは黒田精工製ムーエースBT40-CMA 13-60を使用した。

#### 2) 工具

工具は、Fig.3.2.7に示した住友電工社製のノンコーティング2枚刃超硬エンドミル(LSM2080)を使用した。超硬の材種は、粒径が7 $\mu$ mの超微粒合金A1を用いた。工具のパラメーターをTable 3.2.1に示す。本実験では炭素繊維と超硬以外の接点で熱起電力が発生することを防ぐためにコーティングのエンドミルを使用することはできない。また、主軸との絶縁を行うために、シャンク部にはアクリル樹脂系塗料を塗布し絶縁を行った。塗料の膜厚はおよそ50 $\mu$ 程度である。塗料を塗布する際は膜厚が均一になるよう、エタノールで希薄しながら塗布することで斑をなくすことに成功した。塗膜による工具の振れを確認するために、塗布した工具をマシニングセンタにチャックし、ダイヤルゲージを当てて低速回転させたところ、10 $\mu$ 程度の振れであった。本振れ幅は、通常のチャック

状態でも発生するものであり、塗膜の影響はないことを確認した。なお、絶縁するための他の方法として、ナノテック株式会社に委託しコレットにDLCコーティングを施したが、コーティングが薄く取り付けの際の摩耗やキズにより通電してしまい、今回の方法を採用した。

切りくずとして発生する粉塵が、ブラシの滑り接点に塗布した導電性グリースに付着することを懸念し、Fig.3.2.11に示すようにシャンク部に厚み0.3mmのアクリルプレートで円形に切り抜いた防護部品を設置した。この部品は極軽量であるため、工具回転に伴う振れの発生は軽微であり無視できる。

### 3) 試験片

試験片は、2章で使用したCFRPプレートと同スペックのものを使用した。繊維をあや織(2/2 Twill)で編んだクロス材のプリプレグを使用し、配向方向は $0^{\circ}$ を基準に $[0^{\circ}]$ ,  $[-45^{\circ}]$ ,  $[45^{\circ}]$ で、互い違いに18枚のプリプレグがハンドレイアップ法で積層されている。硬化後に端材部分を $480 \times 480 \text{mm}$ にトリムした $t7 \text{mm}$ のCFRPプレートを試験片とした。

### 4) 実験条件

実験条件をTable 3.2.2に示す。切削速度は $15 \text{m/min}$ から $300 \text{m/min}$ まで上昇させた。一刃あたりの送り量は $0.063 \text{mm}$ と一定にした。そのため、テーブル送りも工具回転速度に合わせて高くするよう設定した。工具径は $8 \text{mm}$ で半径切り込みは $7 \text{mm}$ とし、切削の方向はダウンカットである。本来ならば半径切り込みを工具径よりも大きくしてフルカットでの実験を行いたいのだが、半径切り込みを $8 \text{mm}$ 以上にすると、Fig.3.2.12に示すように切削されずに残る部分が生ずる。その結果、刃先以外の接触点が発生し、適確に温度測定ができないといった問題が生じたため、半径切り込みは $7 \text{mm}$ とした。また、同様の理由で加工面にアンカットファイバーが発生すると、的確な温度測定ができない。そこで、試験片の樹脂フィルムを追加してある積層治工具面を上面とし、樹脂層が多少なりともバックアップ材となるようになるようにセットすることでアンカットファイバーの発生を抑えた。また、工具の摩耗は切削温度に影響を及ぼすことから、1条件毎に新しい工具で切削を行った。試験片の突き出し長さは $50 \text{mm}$ とし、1パス毎にワーク突き出し長さを再設定することで、すべてのパスが同条件となるようにした。なお、航空機部品の二次加工において、一般的には切削油剤の使用は認められていないため、本実験においてもドライ加工を適用した。

データ収集に用いたNR-600の測定条件をTable 3.2.3に示す。サンプリング速度は $10 \text{kHz}$ で収集し、必要に応じ間引いてデータを使用した。測定レンジは $\pm 50 \text{mV}$ で分解能は $16 \text{bit}$ である。アースは工作機械テーブルに接地した。測定回路はFig.3.2.3に示した通りである。本測定では断続切削の非切削時に回路が開いて電位が不安定になることを防止するために $470 \Omega$ の抵抗を

電圧測定部と並列に設置した。これにより非切削時には起電力は0Vとなる。セットアップ状態をFig.3.2.13に示す。

基準接点は切削点から十分に離れており、室温に等しくなっている。また導線などとの接点は接触抵抗の変化を防ぐために点接触ではなく、面接触であり一定圧力で固定されている。

### 3.2.4 実験結果

Fig.3.2.14に得られた熱起電力の推移の一例を示す。工具とCFRPが接触せず開放されている状態では、熱起電力は発生せず電圧は0V付近を示す。切削が開始し切削点と基準接点とで温度差が発生すると同時に熱起電力が計測される。その後切削が終了しCFRPと工具が離れると熱起電力は瞬時に0Vを示す。Fig.3.2.15に、この切削中の熱起電力の推移を時間軸方向に引き伸ばしたグラフをしめす。熱起電力は周期的な推移を示し、この推移は二枚刃のエンドミルが切削をする周期と一致している。本実験では工具径7mmに対して半径切込みは8mmで実験を行っている。試験片と切れ刃の接触時間、すなわち切削時間を幾何学で計算すると、直刃のエンドミルを用いた場合、半径切込みが工具径に満たなければ非切削時間が生じるが、本実験で用いた工具には30°のねじれ角があり7mmの板材の切削をしているために連続した切削時間となる。

Fig.3.2.16に各加工条件における熱起電力の推移を示す。青い線は熱起電力の推移であり、黄色のラインは工具一回転あたりの平均温度の推移を示している。切削終了にデータが荒れているのは、テーブル送りは停止しているが主軸が回転している状態であり、工具が被削材を擦過している不安定な接触状態になっているためである。その後主軸回転が停止すると工具と被削材との接触状態が安定しデータの乱れはなり、接触部が放熱し温度が低下する推移が計測される。

各条件共に切削が開始された後1,2秒で瞬時に一定周期の波形もつ起電力を出力している。CFRPは切り粉が粉塵となって排出される。つまり切りくず排出性が良いことや、塑性変形による破壊を伴わないために、切れ刃先端のみで切りくずが分断され、測温点である接触点は切れ刃先端と逃げ面のみだと考えられる。つまり熱の発生部分のみが測温点となっているために切れ刃の温度分布を微視的に考えたときに高温部のみが測温点であり、最高温度を瞬時に示すのではないかと考えられる。

切削速度が高い条件では温度上昇の応答性は遅い傾向が見られる。工具一回転あたりの平均温度において、切削速度15m/minでは温度上昇は見られないが、300m/minでは切削開始直後に100℃を示し、切削終了までに300℃へ上昇している。切削速度が高い条件はテーブル送りも高く設定されている。CFRPは熱伝導率が1.0W/g・K程度であり鉄と比べると1/70と非常に小さい。

そのために、切れ刃先端と逃げ面で発生した熱が、被削材側の内部に伝導し蓄積する前に切削が行われている可能性がある。

Fig.3.2.17に切削速度と切削温度の関係を示す。白丸(○)のプロットは工具一回転あたりの平均温度である。エラーバーが示す範囲は一周期の温度変動を示す。切削速度が上昇するに従って切削温度は上昇することがわかる。しかしながら切削速度50m/min以上になると温度上昇の傾きは小さくなり、切削速度が200m/min以上では最高温度500°C程度で温度飽和する傾向がある。この結果は通常の金属切削と比較すると、高速度域では低い温度を示している。金属切削では切削速度が高くなることによって、切りくずが塑性変形する際のひずみ速度が速くなり、単位時間あたりの発熱量は増え切削温度が上昇することが考えられる。しかし炭素繊維は金属とは異なり、ほとんど塑性変形せずに破断すると思われ、塑性変形による発熱が小さいために、高速度域では切削温度が飽和し、金属切削と比べて低いと考えられる。また、実験時に切削速度が150m/min以上に達すると、切削後に焦げた匂いが発生することを確認した。本実験における試験片のCFRPは、ガラス転移点温度180°C硬化型エポキシ樹脂を使用している。高速度域での切削後の加工面には、樹脂が溶けたり焦げついたりといった目立った外観不良は全く見られなかったが、CFRPに含浸している熱硬化型樹脂が熱分解温度を超えたことにより融解および昇華することによって、熱が奪われているためと考えられる。なお、ガラス転移点温度は昇温速度に依存するため、温度特定の際には昇温速度を10°C/min程度<sup>52)-53)</sup>としている。切削点の加工温度の様な局所的で急激な環境でのガラス転移点温度は正確に特定されておらず、切削による樹脂への熱影響は限定的である可能性がある。

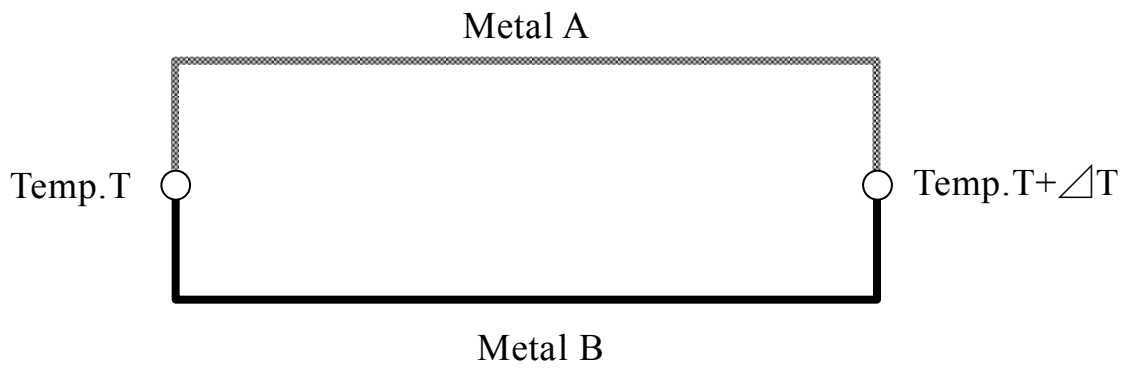


Fig. 3.2.1 Schematick diagram of thermocouple

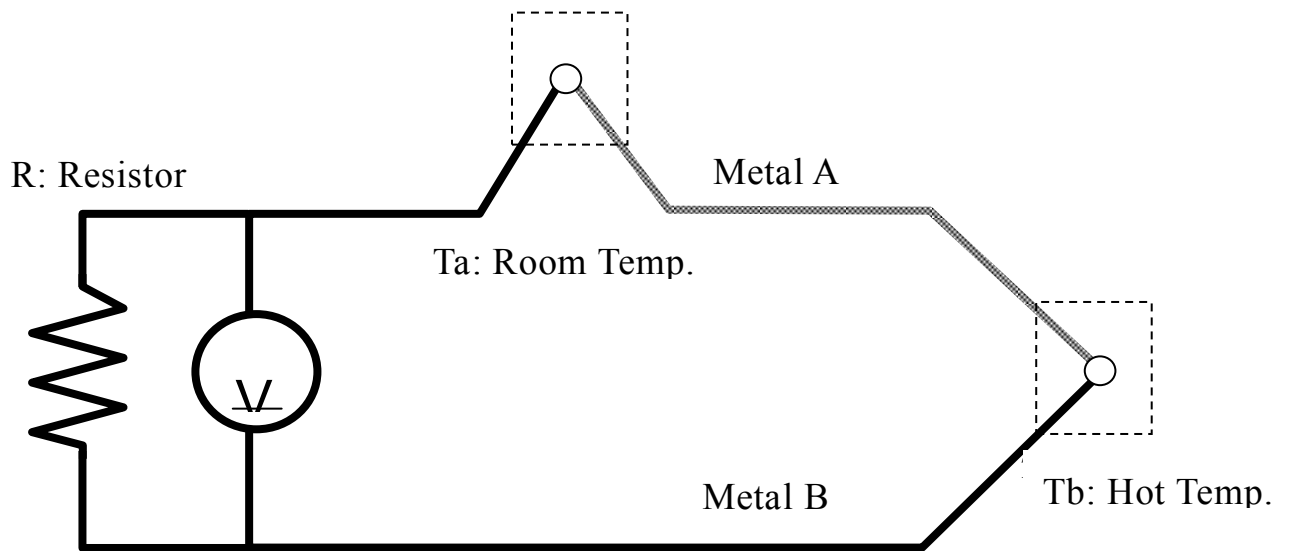
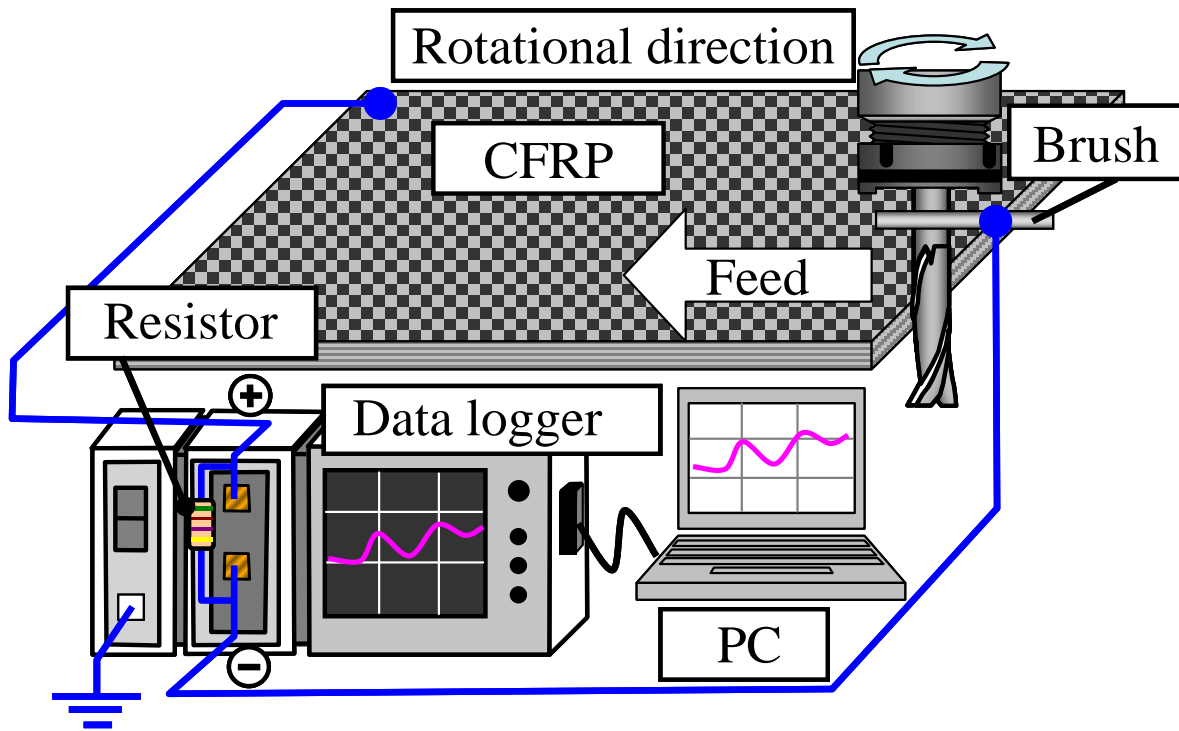
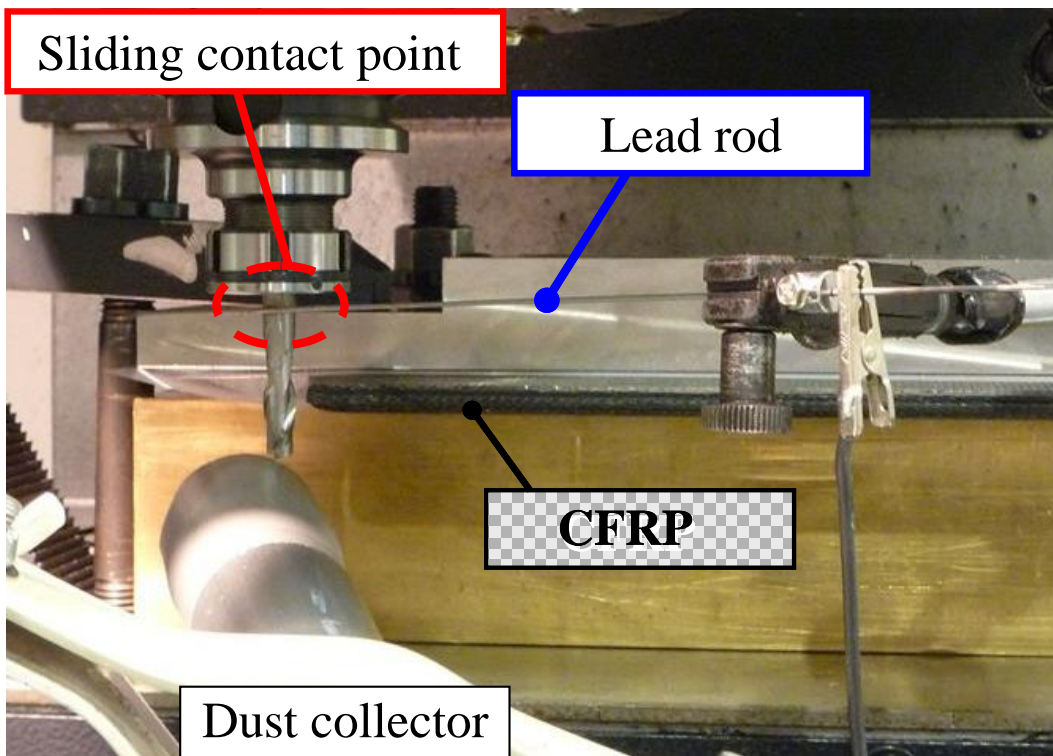


Fig. 3.2.2 Temperature measurement circuit by thermocouple



(a) Schematic diagram of experimental set up



(b) Picture

Fig. 3.2.3 Tool-Workpiece thermocouple method



Fig. 3.2.4 Cemented Carbide bar (A1)



Fig. 3.2.5 Electro-conductive grease



Fig. 3.2.6 Acrylic resin paint



Fig. 3.2.7 Painted uncoated cemented carbide solid endmill

Table 3.1.1 Tool geometry

Tool material	Cemented carbide (A1)
Coated material	Ti-AlN coated
Tool diameter	8.0mm
Helix angle	30 °
Flutes number	2

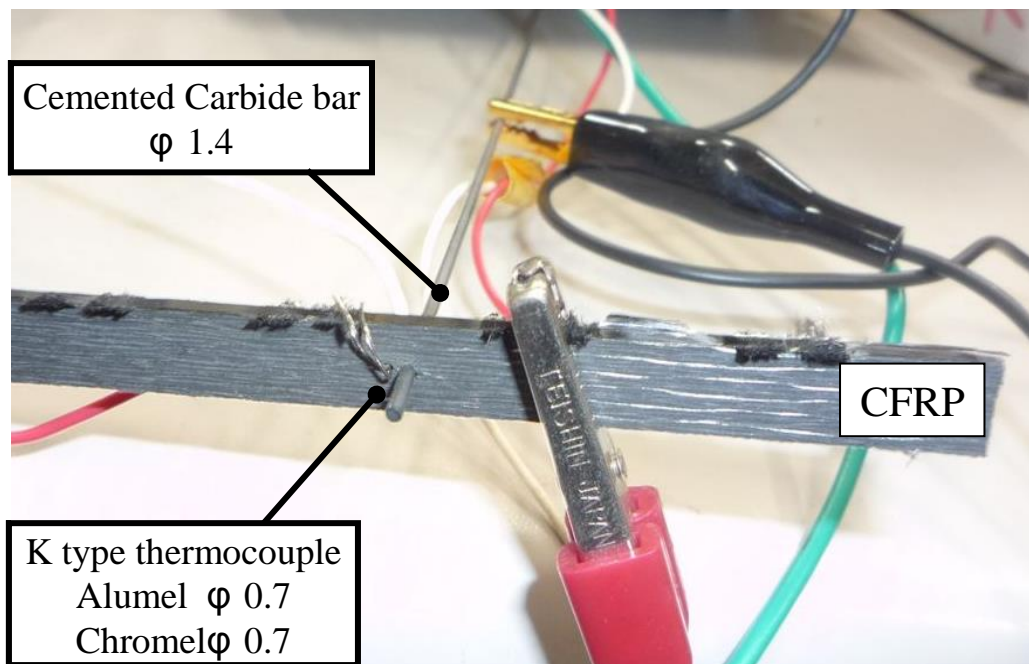


Fig. 3.2.8 Set up of calibration



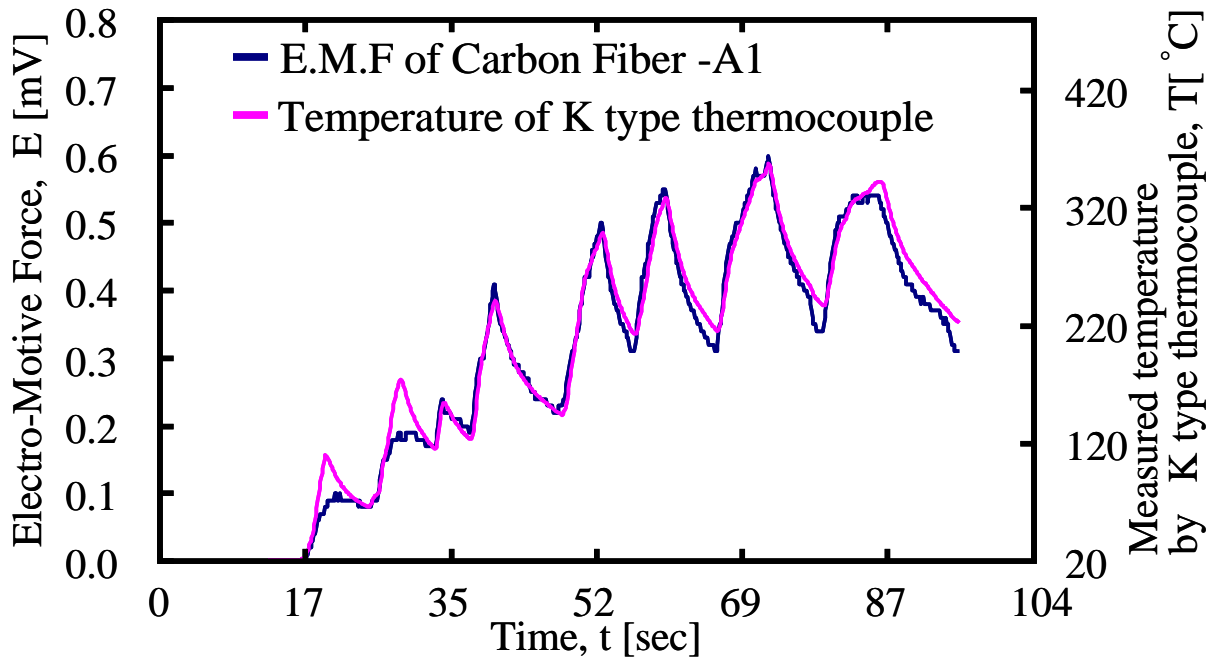


Fig. 3.2.9 Transition of temperature of K type thermocouple and thermal electromotive force between CFRP and cemented carbide

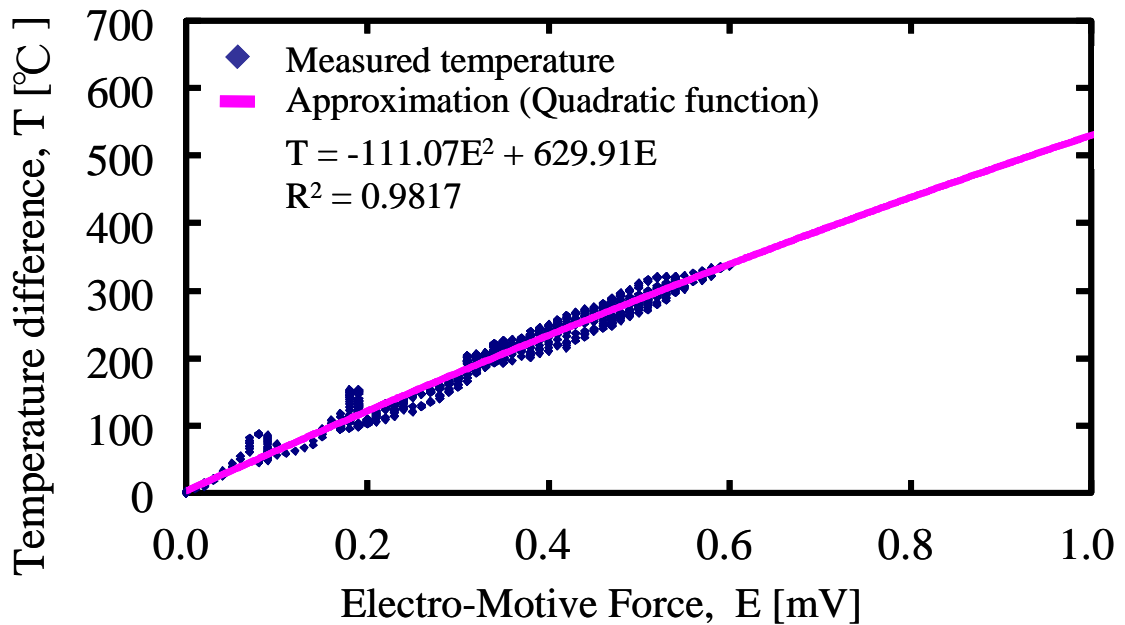


Fig. 3.2.10 Relationship between thermo electromotive force of thermocouple, which made from cemented carbide A1 and CFRP, and temperature difference

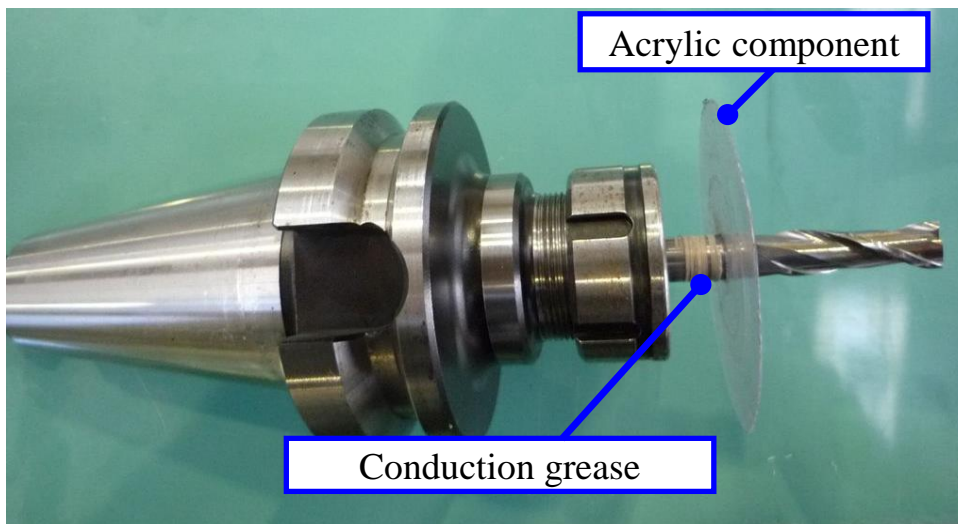


Fig. 3.2.11 Acrylic component prevent from scattering CFRP powder

Table 3.2.2 Machining conditions

Cutting tool	Uncoated cemented carbide endmill							
Spindle speed $\text{min}^{-1}$	600	1000	2000	4000	6000	8000	10000	12000
Cutting speed, $V_c$ $\text{m/min}$	15	25	50	100	150	200	250	300
Feed rate, $F$ $\text{mm/min}$	75	125	250	500	750	1000	1250	1500
Cutting length $\text{mm}$	20	40		100				
Feed per tooth $\text{mm/tooth}$	0.063							
Radial depth of cut $\text{mm}$	7							
Tool diameter $\text{mm}$	8							
Number of flute	2							
Cutting direction	Down milling							
Coolant	Dry							

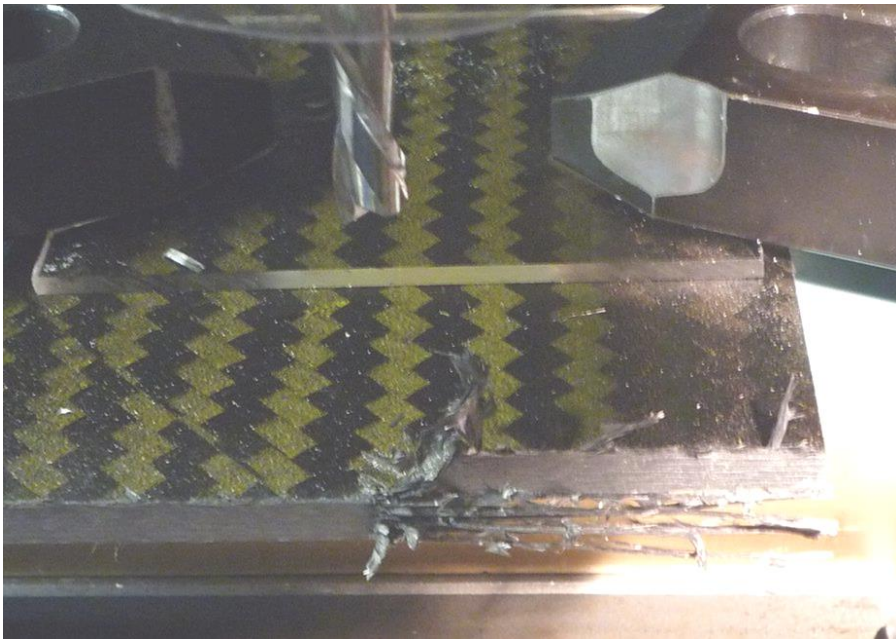
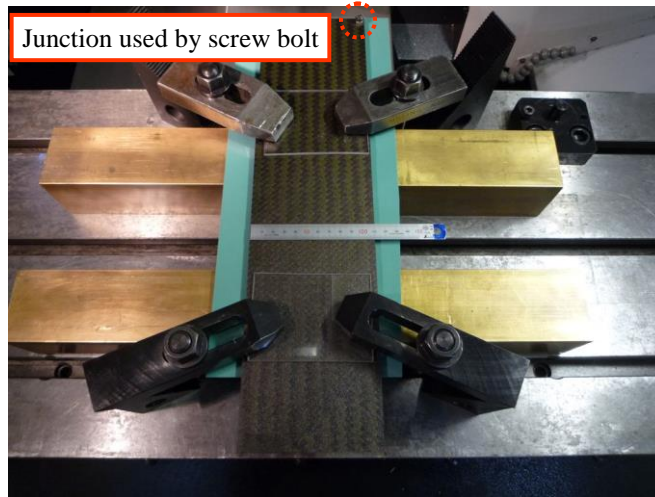


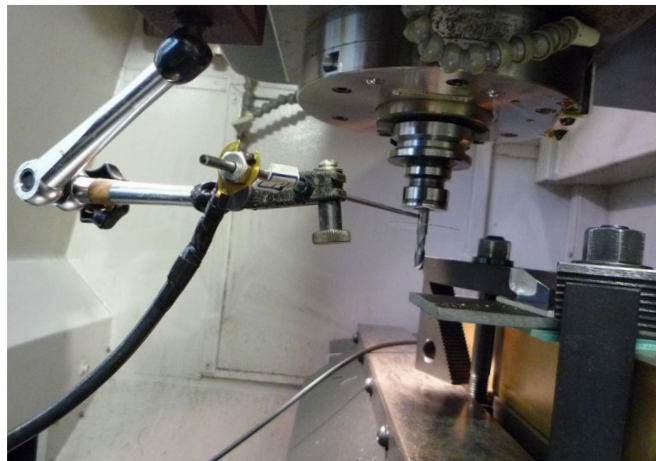
Fig. 3.2.12 But condition which it was generated unstable thermal electromotive force

Table 3.2.3 Data logger conditions

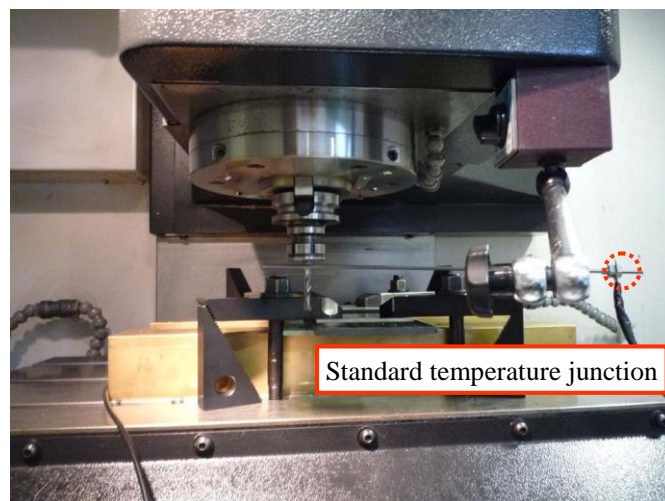
Data logger	NR-600
Channel socket	NR-ST04
Resolution	16bit
Sampling cycle [ms]	0.1
Sampling speed [Hz]	10,000
Low pass filter [Hz]	5,000
In put range	$\pm 50\text{mV}$
Room temperature	25



(a) Workpiece



(b) Front view



(c) Side view

Fig. 3.2.13 Experimental set up

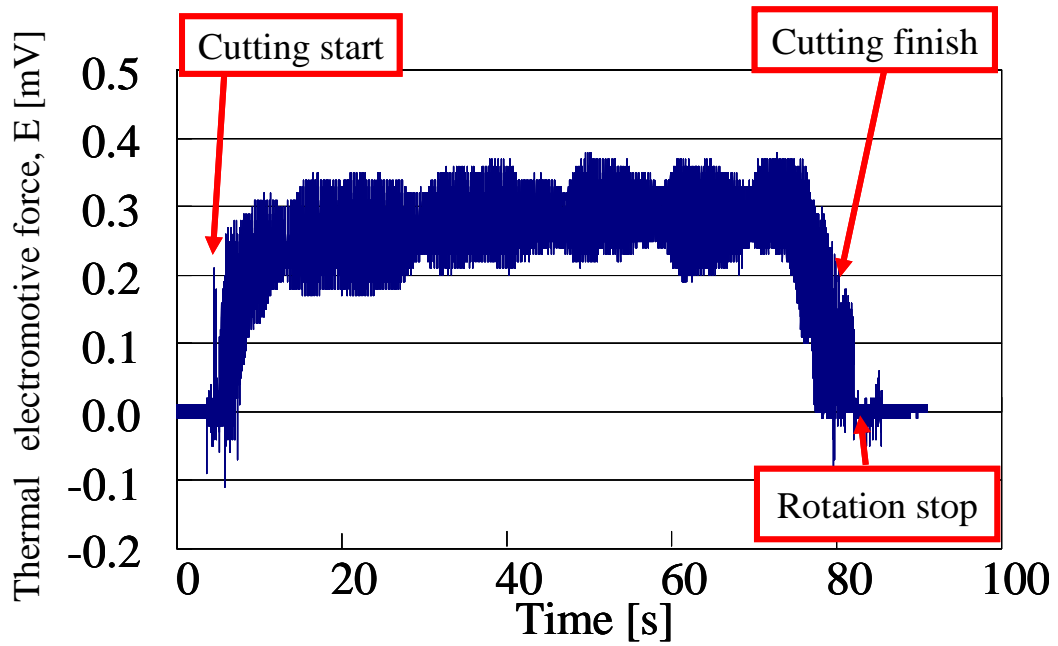


Fig. 3.2.14 Transition of thermal electromotive force

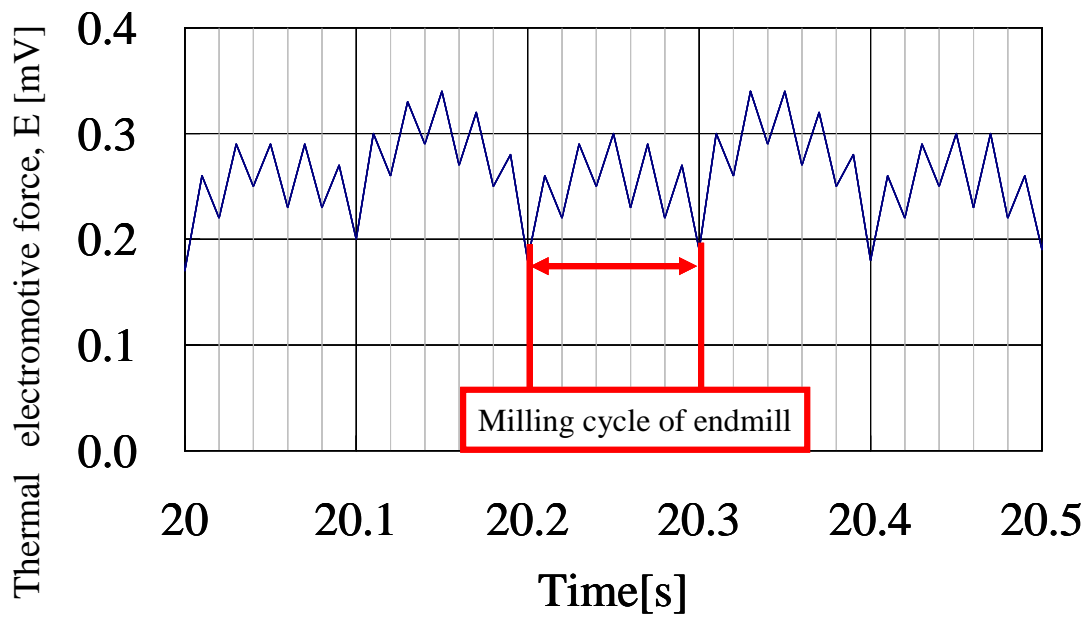
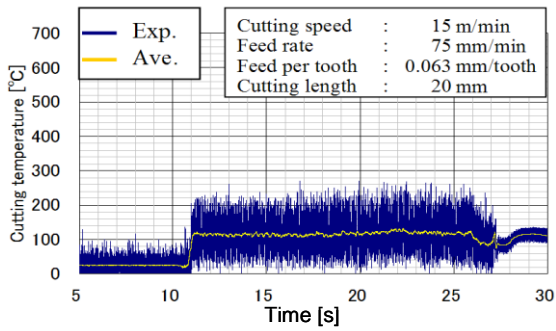
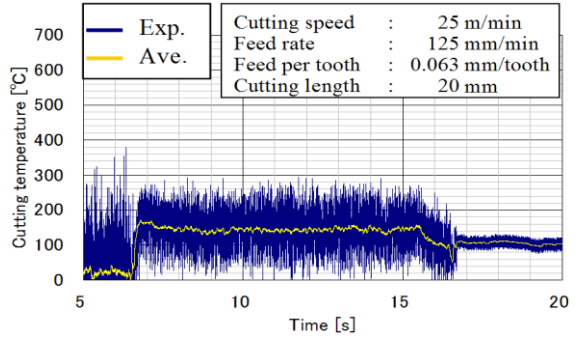


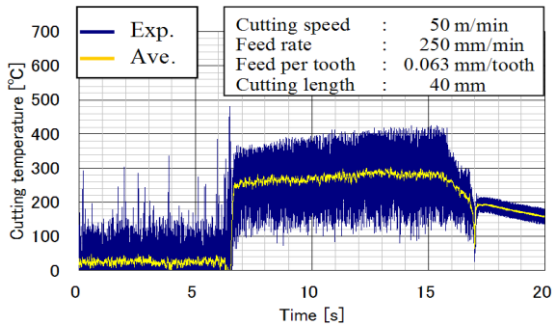
Fig. 3.2.15 Relationship between transition and milling cycle time



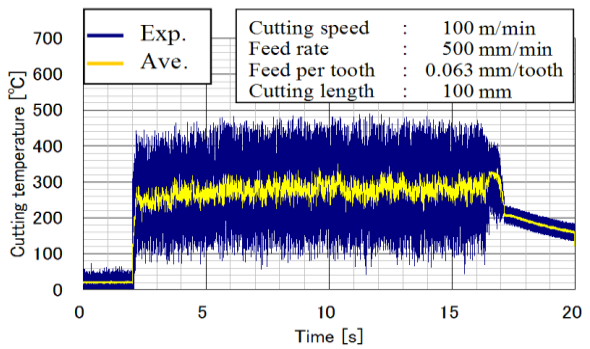
(a) Cutting speed 15m/min



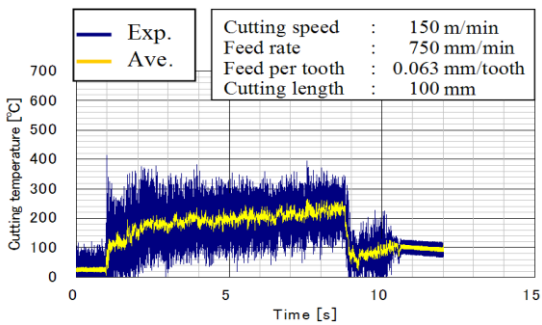
(b) Cutting speed 25m/min



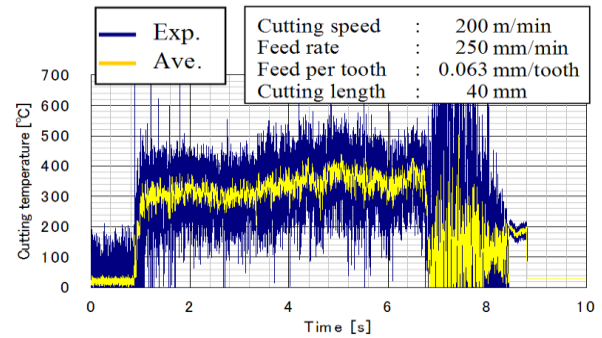
(c) Cutting speed 50m/min



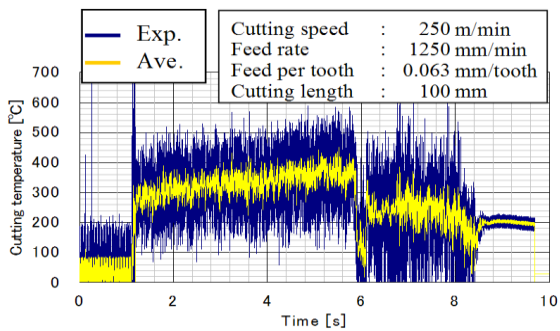
(d) Cutting speed 100m/min



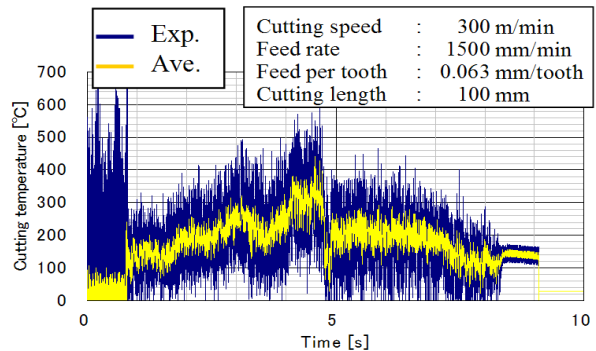
(e) Cutting speed 150m/min



(f) Cutting speed 200m/min



(g) Cutting speed 250m/min



(h) Cutting speed 300m/min

Fig. 3.2.16 Transition of cutting temperature at various cutting speed

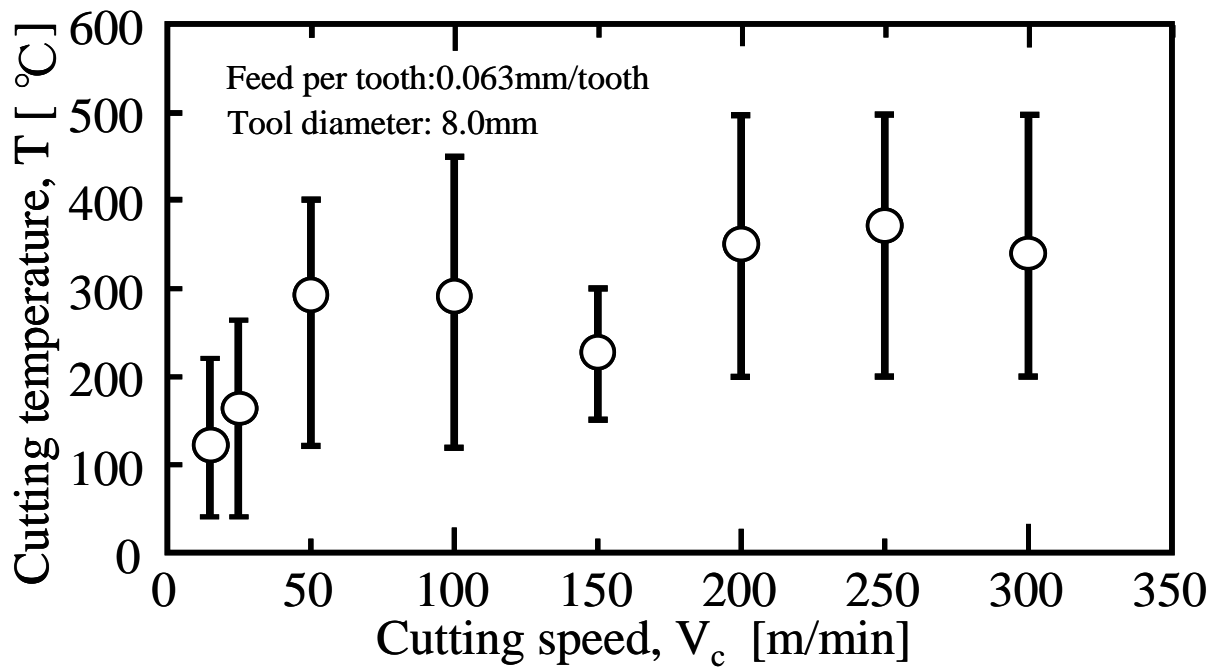


Fig. 3.2.17 Relationship between cutting speed and cutting temperature

## 3.3 工具表面温度の測定

赤外線放射温度計SC620を用い工具表面から放射される赤外線をもとに温度測定を行い、切削温度と切削速度の関係について述べる。

### 3.3.1 測定原理

通常の金属のように構成原子が結晶格子を構成しているものは、原子は格子振動をしており、温度上昇とともにその振動は活性化する。その振動の仕方は全ての原子において同一ではなく、ある分布をもつ。加熱した固体表面からの放射は、この振動エネルギーからの放射であり、種々のエネルギーレベルに対応した波長の放射が加算されて、波長の連続したスペクトルの放射が行われる<sup>50)</sup>。赤外線放射温度計は、その物体から放出された赤外線を赤外線センサによって測定、撮像する。センサは熱型センサと量子型センサの2つに大きく分けられる。熱型センサは温度上昇に伴う抵抗、容量、起電力、体積の変化を電気信号に変換する素子を用いた物であり、量子型センサは赤外線を光子として捉え、それによって発生する光電効果を利用したセンサである。放射熱の強度は主に物体の素材および表面処理によって変化する放射率による影響が大きい。次いで物体とカメラの距離、相対湿度や大気の影響を考慮することによって、物体表面温度を測定することが可能である。そのため、サンプルの放射率の校正を適確に行わなければ絶対評価を行うことはできない。

### 3.3.2 放射率の校正方法

校正には、Fig.3.3.1に示すKEYENCE社製黒体スプレー(OP-96929)を用いた。樹脂や酸化した金属、人間の皮膚などは安定して高い放射率を示し、この黒体スプレーは合成樹脂を主成分とした、放射率が0.94の塗料である。予め脱脂しマスキングしたエンドミルのシャンク部に黒体塗料を吹きつけ、室温になるよう15分程度時間を置く。その様子をFig.3.3.2に示す。その結果、黒体ペイントの部分とサンプルである超硬表面は等温でかつ室温になる。サーモグラフカメラによってエンドミル全体を撮影した熱画像をFig.3.3.3に示す。実際にはエンドミル全体は等温であるが、熱放射率に差があるために異なる温度分布を示している。カメラキャリブレーションにて放射率を0.94とし黒体塗料部の温度を測定した後に、超硬表面の温度が先程の黒体塗料部の温度と一致する放射率を求める。校正の際には、表面の粗さや金属の酸化の状態によって、放射率が異なるため、実験時に近い条件を作り出すことが重要である。また、粗さが小さく反射が起こる表面では、外部の雰囲気からの赤外線を反射するために見かけ以上の温度を示すことがある



ため、幕などで周囲を覆うことが必要である。本方法により、本実験に用いたエンドミルの住友電工製超硬A1の放射率には、0.30を適用した。また、CFRPも同様の方法により校正し、放射率は0.85を適用した。

### 3.3.3 実験方法

#### 1) 使用機械, 工具, 試験片

マシニングセンタは、Fig.2.2.1に示すNEXUS-410Aを使用した。工具は、Fig.3.2.7に示す住友電工社製のノンコーティング2枚刃超硬エンドミル(LSM2080)を使用した。試験片は、クロス材のプリプレグを使用し、配向方向は $0^{\circ}$ を基準に $[0^{\circ}]$ ,  $[-45^{\circ}]$ ,  $[45^{\circ}]$ で、互い違いに18枚積層硬化したCFRPプレートを使用した。使用機械、工具及び試験片は、工具-被削材熱電対法の実験と同一である。

#### 2) 実験条件

実験条件をTable 3.3.1に示す。切削速度は25m/minから300m/minまで上昇させた。一刃あたりの送り量は0.063mmと一定にした。そのため、テーブル送りも工具回転速度に合わせて高くするよう設定した。工具径は8mmで半径切り込みは7mmとし、切削の方向はダウンカットである。切削速度25m/min未満は実施しなかったが、他の条件は工具-被削材熱電対法の実験と同一とした。

#### 3) 赤外線放射温度計による測定方法

本実験においてはFig.3.3.4に示すFLIR社製の赤外線放射温度計SC620を用い、工具表面温度の測定を行った。赤外線センサは、受光部が温度上昇により抵抗値が変化するマイクロボロメータを使用している。最高フレームレイトは30Hzであり、可視画像解像度は3.2メガピクセルである。校正実験により、エンドミルの住友電工製超硬A1の放射率には、0.30を適用した。

赤外線放射温度計で工具表面の温度測定するためには、測定対象である工具表面が明瞭に見えることが重要である。そのため、可能な限りカメラのレンズと工具との距離を近づけることによって、工具を大きく映しだすことが重要である。また、カメラと工具の間に切りくずなどの異なる物質が入り込むとノイズの原因となる。Fig.3.3.5に本実験でのサーモグラフィカメラ、回転工具と切りくず排出方向の位置関係を示す。ダウンカットで切削を行うことによって工具と切りくずの間に入り込まない条件とした。また半径切込みは工具-被削材熱電対法の実験と同様に、工具径8mmに対して7mmとした。そのため、幾何学的に切削中でも工具表面の投影面積の83%はサーモグラフィカメラに撮影される。測定位置は切刃が切削を行った後、半回転した非切削時の温度である。

撮影条件をTable 3.3.2に、セットアップをFig.3.3.6に示す。

### 3.3.4 実験結果

Fig.3.3.7に切削開始直後の撮影画像を示す。画面内の最高温度は排出された切りくずであるのわかる。CFRPは超硬に比べ熱放射率が0.85と大きいので、同じ赤外線放射量でも表面の温度は高い。つまり実際の切りくずの温度は画像表示温度よりもさらに高い。またこの画像から測定領域は工具中心軸付近であり、切りくずの影響は受けていないことがわかる。Fig.3.3.8に各切削速度における切削距離が110mmに達した位置の熱画像を示す。切削速度が高くなるにつれて切りくずの温度が高くなっているのが確認できる。工具表面の温度上昇は切りくずに比べ少ない。

Fig.3.3.9に各切削速度における工具表面温度の推移を示す。工具表面の温度は工具-被削材熱電対法で測定した切削点温度とは異なり、切削開始後瞬時に最高温度することはなく、切削速度が低いほど温度上昇はなめらかであり、切削速度が高いほど傾きは大きい。切れ刃先端の温度特性と工具全体の温度特性は異なる。切削速度25m/min,50m/minの条件では推移が波打っているが、これは切りくずが測定領域に入り込んだわけではなく、切れ刃が測定領域に含まれているか否かの違いによる温度差である。測定領域に切れ刃が現れた際に高い温度が瞬時に測定される。フレームレイトが3.75Hzと主軸回転に比べ非常に小さいために不安定な推移を示したと考えられる。

Fig.3.3.10に切削速度と工具表面最高温度及び工具-被削材熱電対法の結果を示す。三角(▲)のプロットが工具表面温度であり、白丸(○)のプロットが切削点の温度である。サーモグラフカメラで撮影した工具表面最高温度は切削点の温度よりも低いが、工具-被削材熱電対法の実験結果と同様な傾向を示しており、切削速度が200m/min以上では温度が約280°Cで程飽和している。工具-被削材熱電対法で測定した実験結果同様に、炭素繊維の塑性変形エネルギーが小さいことや工具表面の温度上昇は切りくずに比べ少ないことから、切りくずに含まれる樹脂が熱分解温度を超えたことにより溶解や昇華が発生し、工具表面の温度上昇を抑制していると考えられる。



Fig. 3.3.1 Black paint spray



Fig. 3.3.2 Picture of painted endmill partly

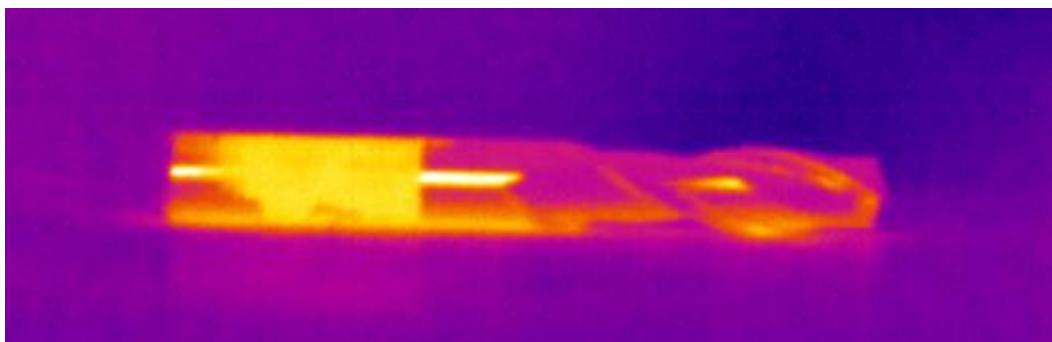


Fig. 3.3.3 Thermal image of painted endmill partly

Table 3.3.1 Machining conditions

Cutting tool		Uncoated cemented carbide endmill					
Spindle speed	min <sup>-1</sup>	1000	2000	6000	8000	10000	12000
Cutting speed, $V_c$	m/min	25	50	150	200	250	300
Feed rate, F	mm/min	125	250	750	1000	1250	1500
Feed per tooth, $F_z$	mm/tooth	0.063					
Cutting length	mm	120					
Radial depth of cut	mm	7					
Tool diameter	mm	8					
Number of flute		2					
Cutting direction		Down milling					
Coolant		Dry					



Fig. 3.3.4 Infrared thermograph camera SC620

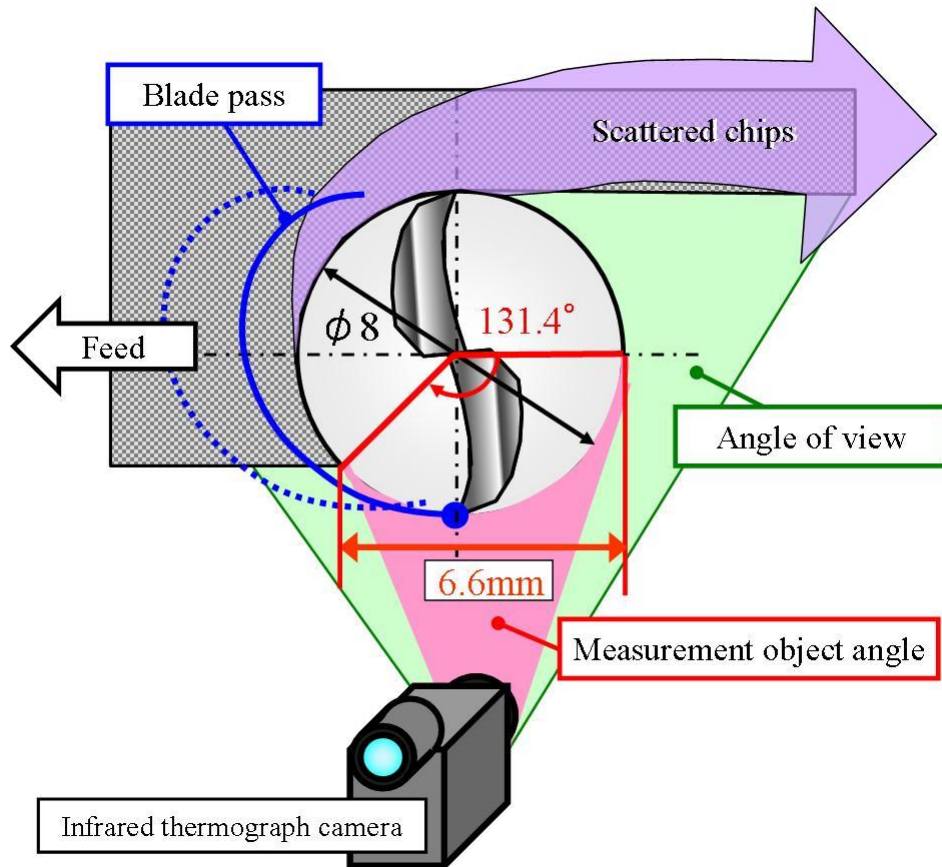


Fig. 3.3.5 Relationship between cutting direction and scattered chips

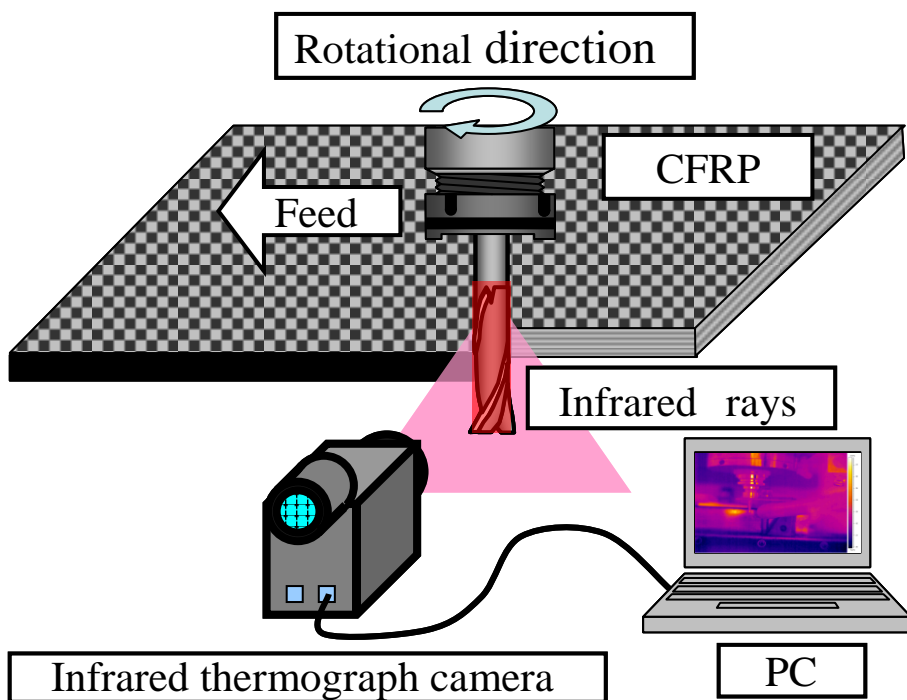


Fig. 3.3.6 Schematic diagram of experimental set up

Table 3.3.2 Set parameter of infrared thermograph camera

Camera model		SC 620 (FLIR systems)
Frame rate	Hz	3.75
Distance from object	m	0.5
Room temperature	°C	20
Thermal emissivity		0.30

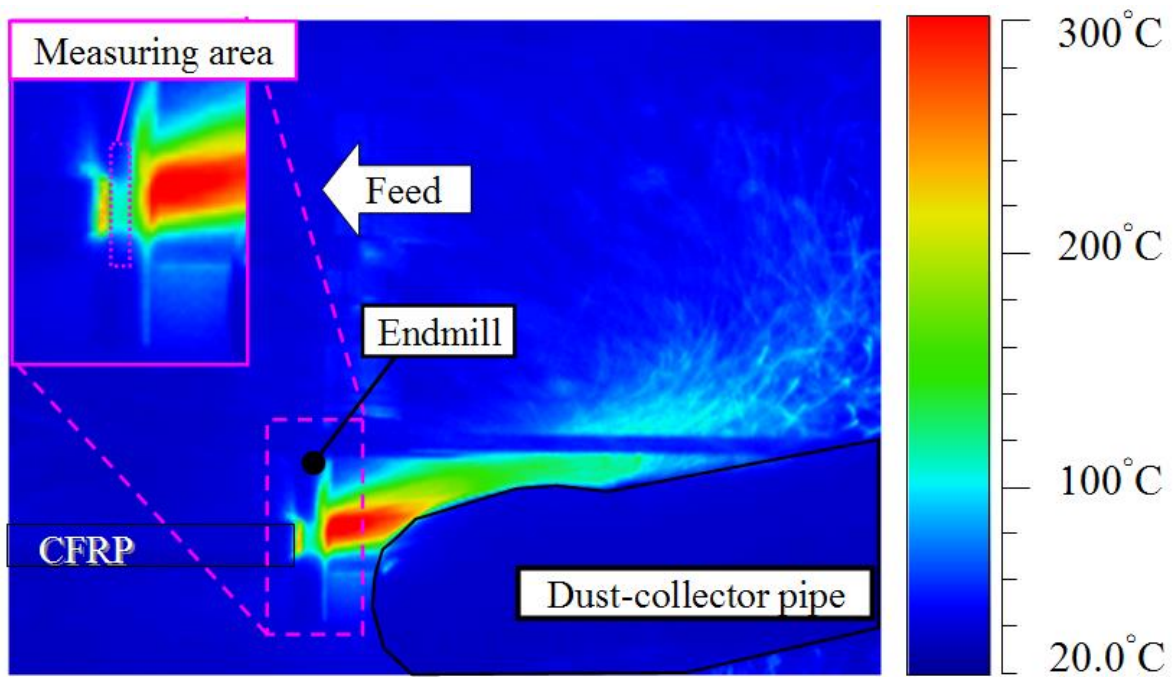
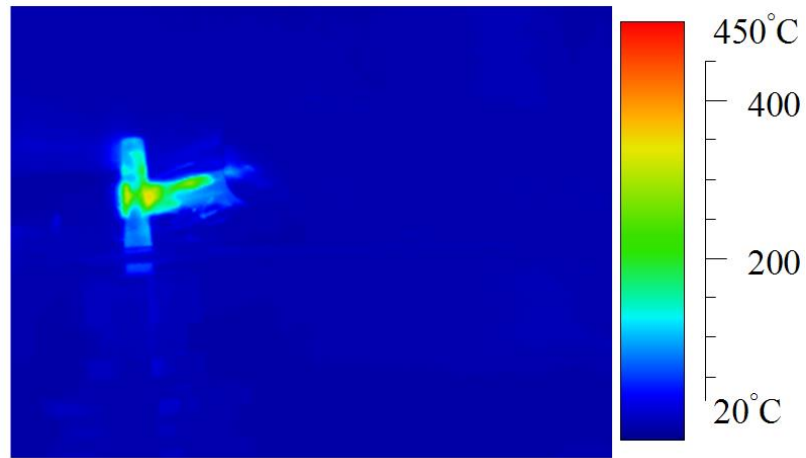
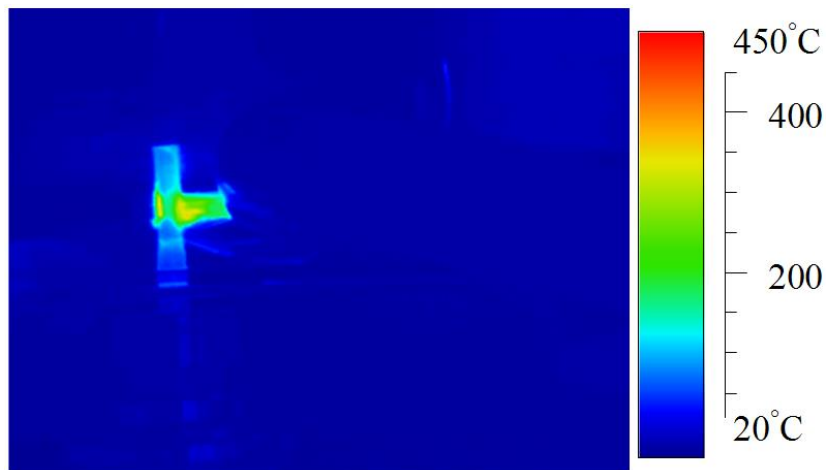


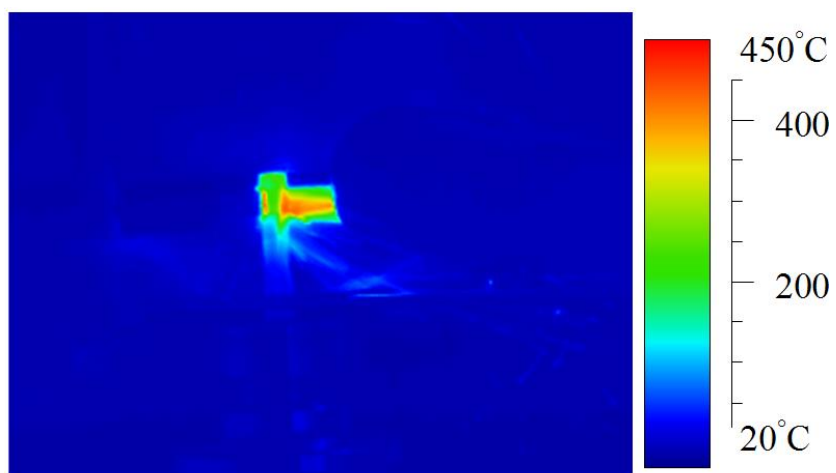
Fig. 3.3.7 Thermal image



(a) Cutting speed 25m/min

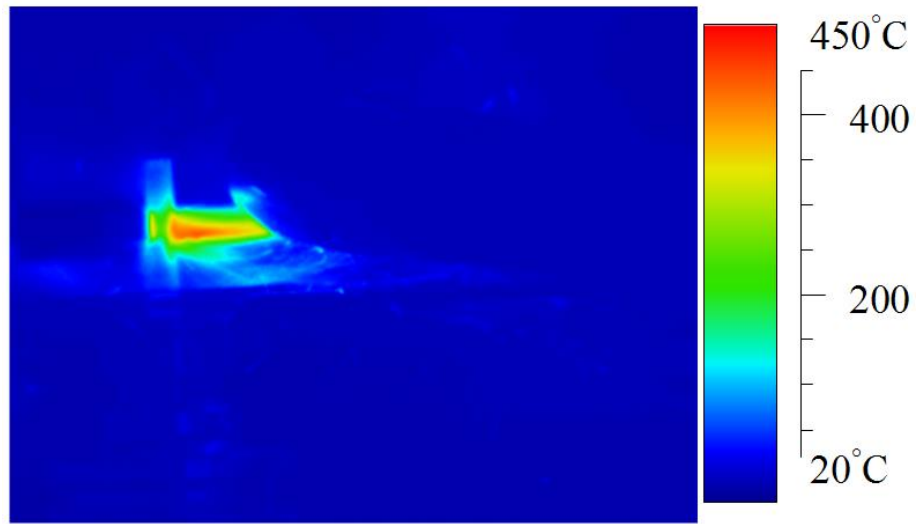


(b) Cutting speed 50m/min

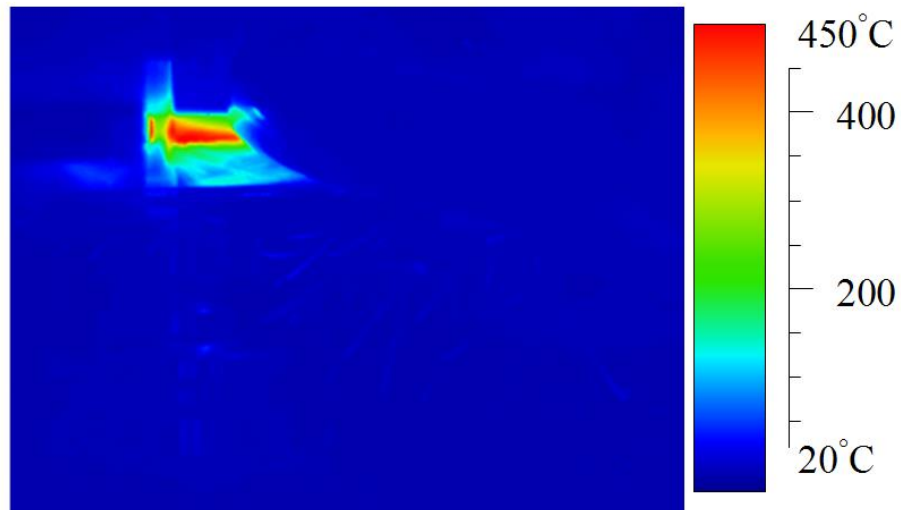


(c) Cutting speed 150m/min

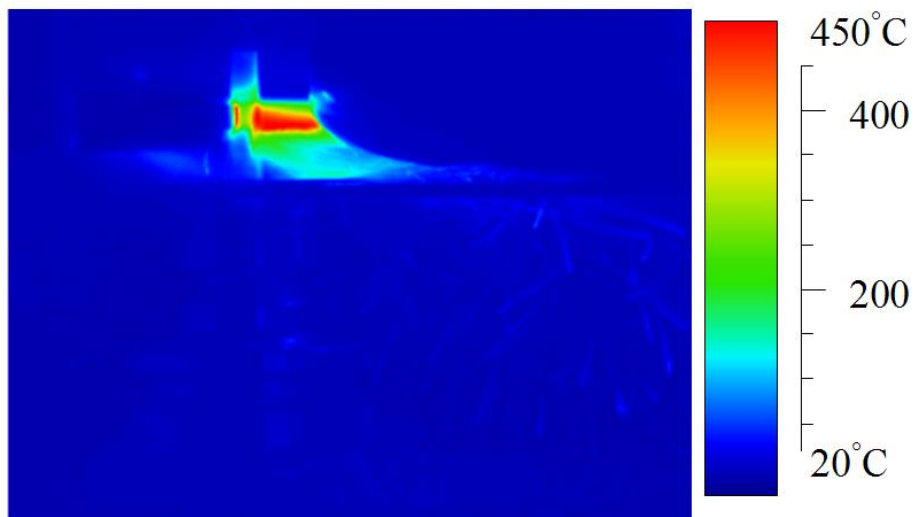
Fig. 3.3.8 Thermal image at cutting length 110mm



(d) Cutting speed 200m/min



(e) Cutting speed 250m/min



(f) Cutting speed 300m/min

Fig. 3.3.8 Thermal image at cutting length 110mm



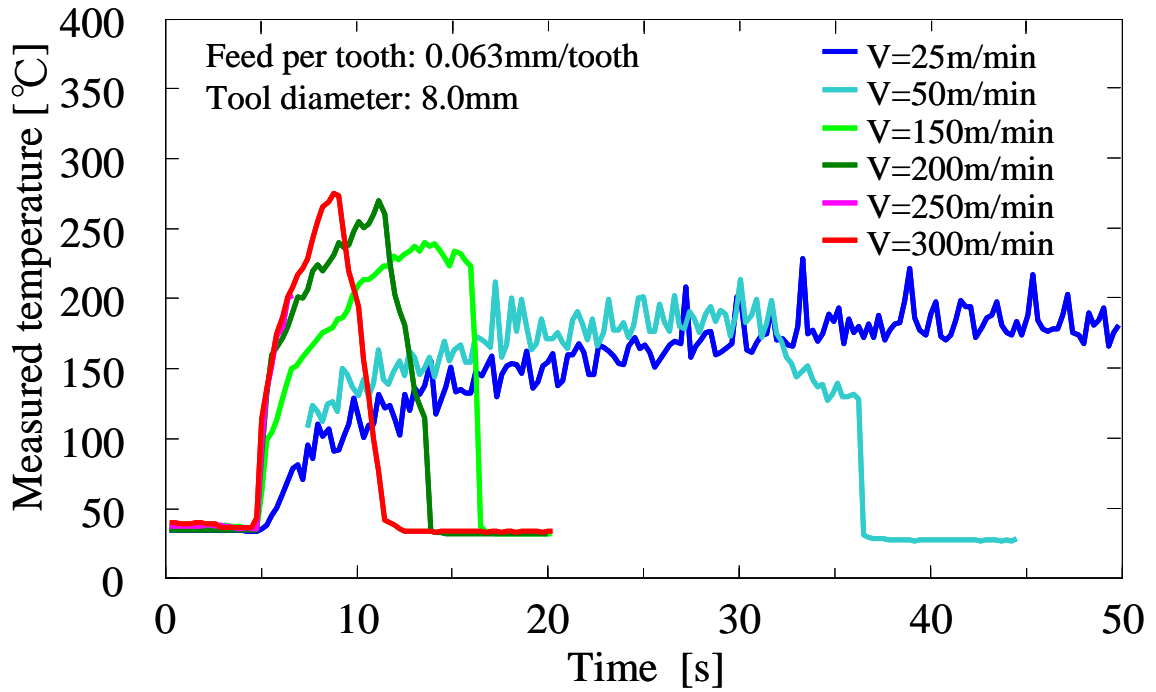


Fig. 3.3.9 Transition of measured temperature measured by infrared thermograph camera

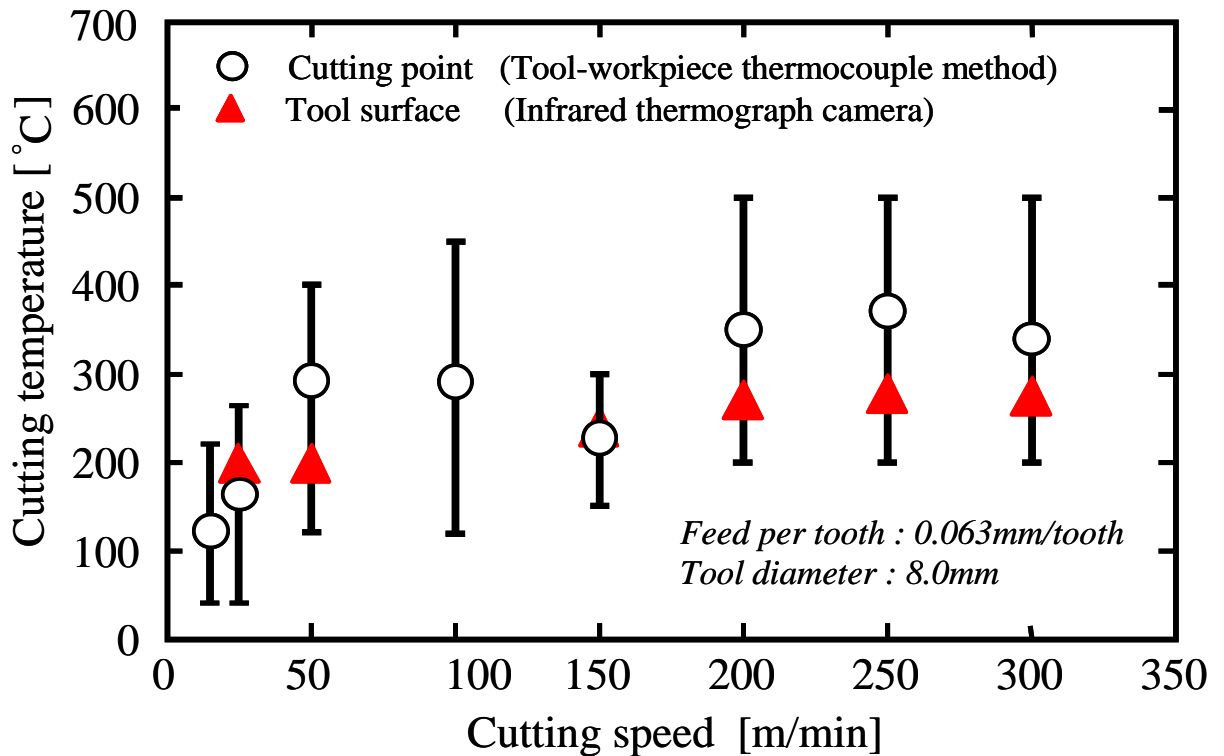


Fig. 3.3.10 Relationship between maximum temperature and cutting speed

## 3.4 CFRP層間温度の測定

前項までは、切削点や工具の温度に着目し、切削速度と切削温度の関係について言及した。本実験では被削材側のCFRP層間の温度がどのような推移を示しているかという視点から、切削速度と切削温度の関係を明らかにする。

### 3.4.1 測定原理

エンドミル切削時のCFRP内部の温度変化を測定することを試みた。そのため、CFRPプレート  
の積層の際に、中間プライのプリプレグ上にK型熱電対を設置し、残りのプライを積層硬化した。  
その後、熱電対を内包したCFRPプレートの測温点近傍の切削を行う。Fig.3.4.1に使用したK型  
熱電対を示す。熱電対の選定に際して、JIS C 1602-1995 熱電対の規格を参考にした<sup>51)</sup>。K型熱  
電対は小さい温度差でも比較的输出電圧が大きく分解能が良い。さらに他の熱電対に比べ使用  
限度温度が高い。線径0.65mmにおいて常用限度650°C、短時間では加熱限度850°Cと規定され  
ており、工具-被削材熱電対法の結果より使用限度内で測定が可能である。線径は小さいほど熱  
容量が小さく応答性に優れるが、小さすぎると加熱限度が低くなりデータの信頼性に欠ける。本  
実験では線径が0.32mmのK型熱電対を用いた。また選定の理由の一つとして、このK型熱電対  
は実際の製品作成時にオートクレーブで熱硬化型樹脂を硬化する際、温度管理に用いられてい  
る熱電対ということも理由の一つである。熱電対の溶接にはFig.3.4.2に示す熱産ヒート社製熱電  
対玉つくり溶接機TC-ARCを使用した。

### 3.4.2 実験方法

#### 1) 使用機械, 工具

マシニングセンタは、Fig.2.2.1に示すNEXUS-410Aを使用した。工具は、Fig.3.2.7に示す住  
友電工社製のノンコーティン2枚刃超硬エンドミル(LSM2080)を使用した。使用機械と工具は、  
工具-被削材熱電対法と赤外線放射温度計の実験と同一である。

#### 2) 試験片

試験片には、A4サイズの平織りクロスプリプレグを用いた。配向方向は $[0^{\circ}_{10}]$ ,  $[-45^{\circ}_{10}]$ ,  $[45^{\circ}_{10}]$   
である。Fig.3.4.3に測温点の位置を示す。測温点間の距離は20mmに設定した。積層工程はハ  
ンドレイアップで行っており、Fig.3.4.4に示すように離型フィルムを用いて測温点が罫書き線から  
ずれないように積層を行った。Fig.3.4.5に硬化後のCFRPプレートを示す。

### 3) 実験条件

実験条件をTable 3.4.1に示す。切削速度は25m/minから300m/minまで変化させた。一刃送りは0.031mm/toothで一定であり、他の実験と比べ半分に設定してある。今回の実験では熱電対の測温接点が切削により除去されるまでの温度を測定する。一刃送りは小さいほど、仕上げ面となる面との距離が短い位置の温度推移を取得することができるメリットがある。

### 4) 熱電対による測定法

試験片の厚さ7mmに対して軸切込みが6mmの溝加工を行う。本来ならば溝加工ではなく、トリム加工を施したいのだが、一回のセットで複数回加工するため、溝底に厚さ1mmの支えを残し、次の加工を行う際に工作物剛性低下に起因する振動発生を防いだ。本試験片には複数の熱電対が一定距離のもと埋め込んであるが、Fig.3.4.6に示すようにCFRP硬化の際に端面にダレが生じるため、端面から熱電対までの寸法は明確には割り出すことができない。そのため任意の熱電対の測温接点からの距離が重要であり、マシニングセンタの機械座標から測温接点を求める。

本実験では工具-被削材熱電対法も同時に測定しようと試みたが、エンドミルの底刃が常に溝に残した厚さ1mmの支えに接触状態にあるために、切削点のみの温度測定ができず規則性・再現性のあるデータが取得できなかつたため割愛する。

Fig.3.4.7にセットアップを示す。実験中、切削が進むと熱電対はエンドミルによって削られて切断するため、そのままでは回路が開放しノイズが測定データに混ざり、その後のデータ整理に支障をきたす。これを避けるために熱電対と並列に5k固定抵抗を接続し、熱電対が切削されても測定回路は抵抗器があるために閉じたままであり、ノイズの混入を避けるようにした。この方法により熱電対が切断されると熱起電力は0V付近を指示する。CFRP板材はアクリルプレートを介してテーブル上に固定した。

データロガーにはKEYENCE社製NR-600を用いた。計測条件をTable 3.4.2に示す。アースはマシニングセンタのテーブル上に接地した。

### 3.4.3 実験結果

Fig.3.4.8に溝加工後のCFRPおよび切削された熱電対を示す。ある任意の埋め込まれた測温接点の位置が求めれば図面を元に次の測温接点を目がけて切削をすることが可能であり、工具径の中心付近で切削するように設定を行った結果、溝幅の中心付近に熱電対があることを確認できた。

Fig.3.4.9に主軸回転速度4,000rpm<sup>-1</sup>、切削周期0.0075secの条件で得られた熱起電力の推移

を例として示す。主に熱起電力の推移は3種類挙動を示す。まずPhase1の状態では、アルメル線とクロメル線が溶接された測温接点は保たれた状態である。Fig.3.4.10にそれぞれの状態における切れ刃と熱電対の位置関係を示す。回転する切れ刃が徐々に測温接点に近づいてくるために、温度推移は切削の周期と一致した周期で上昇と降下を繰り返しながら増加する。測温接点が切れ刃によって切削され、開放された瞬間に熱起電力は急降下する。この挙動からPhase2の状態に移行する。Phase2ではアルメル線とクロメル線は直接接触していないが、編みこまれた炭素繊維を通じて通電している状態である。切削1周期中に大小2つのパルス状の起電力が生じる。これは工具である超硬と各素線が瞬間的に接触している際の熱起電力だと考えられる。そして工具と接触していない間でも0V付近まで電圧が降下していないのは、クロメル線－炭素繊維熱電対と炭素繊維－アルメル線熱電対が構成され、これらが直列に繋がった状態であるためだと考えられる。切削が進むと剥き出しの素線と炭素繊維との接触面積は高温部の占める割合が増加し、全体的に熱起電力の上昇が見られる。そしてさらに切削が進むと、急激に熱起電力が0Vまで降下する位置が存在する。これ以降の状態をPhase3とする。Phase3ではアルメル線およびクロメル線の素線がビニルの絶縁管に収まっており、絶縁している状態である。そこで切れ刃が通過した際のみパルス状に熱起電力が発生する。安定した熱起電力の推移を測定できるPhase1に着目し、評価を行う。

熱起電力が急降下することを判断基準として切断点を推定し、各切削条件において工具から温度測定点までの距離を算出し、温度推移として整理した。その結果をFig.3.4.11に示す。切削速度が低い条件では、測温接点から離れた状態においても高い温度を示し、熱電対が開放する直前のCFRP積層間の温度も高い温度を示した。それとは逆に切削速度が高い条件では、積層間の温度は低い。これはCFRPの熱伝導率の小ささと、テーブル送り速度が関係していると考えられる。一刃あたりの送り量は一定なので切削速度が高い条件ではテーブル送り速度も高い。したがって、切削により発生した熱が次の切削点に十分に伝導する前に次の切削が開始されることにより、CFRP積層間の温度は低くなったと考えられる。切削速度が200m/min以上の条件に着目すると、切削によってステップ的に温度上昇した後、次の切削までのインターバルで温度が下がっていないことから明らかである。

Fig.3.4.12に一切削周期で平均した温度の推移を示す。切削速度が高い条件においてCFRP積層間の温度は低い傾向が見られる。しかし、切削速度200m/min以上の条件において熱電対が切削される直前の温度は200°C付近まで上昇しており、180°C硬化型樹脂に損傷が出ている可能性がある。

Fig.3.4.13に切削速度を150m/minと一定にして一刃送りを0.031, 0.063mm/toothと変化させた際の温度推移を示す. 図から一刃送りの大きい条件の方が積層間の温度上昇は小さい. 0.063mm/toothの条件では熱電対が切断される直前においても, ほとんど温度上昇をしていない. 本実験に使用した熱電対の素線の大きさは0.32mmと細いものを使用した, 熱容量が大きく応答性に劣ったことが懸念される.

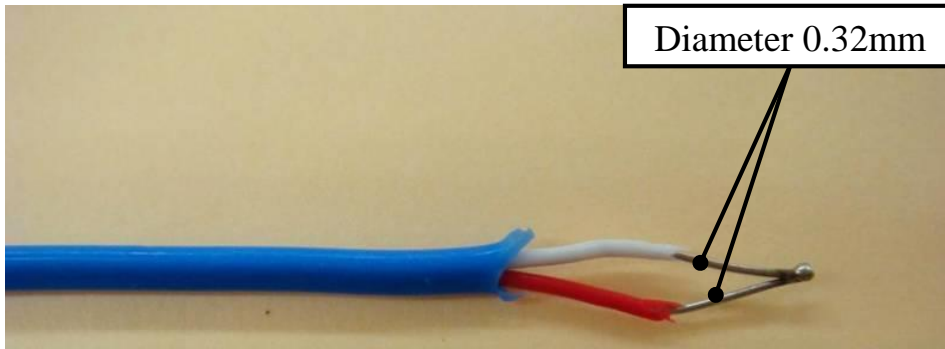


Fig. 3.4.1 K type thermocouple



Fig. 3.4.2 Thermocouple welding equipment

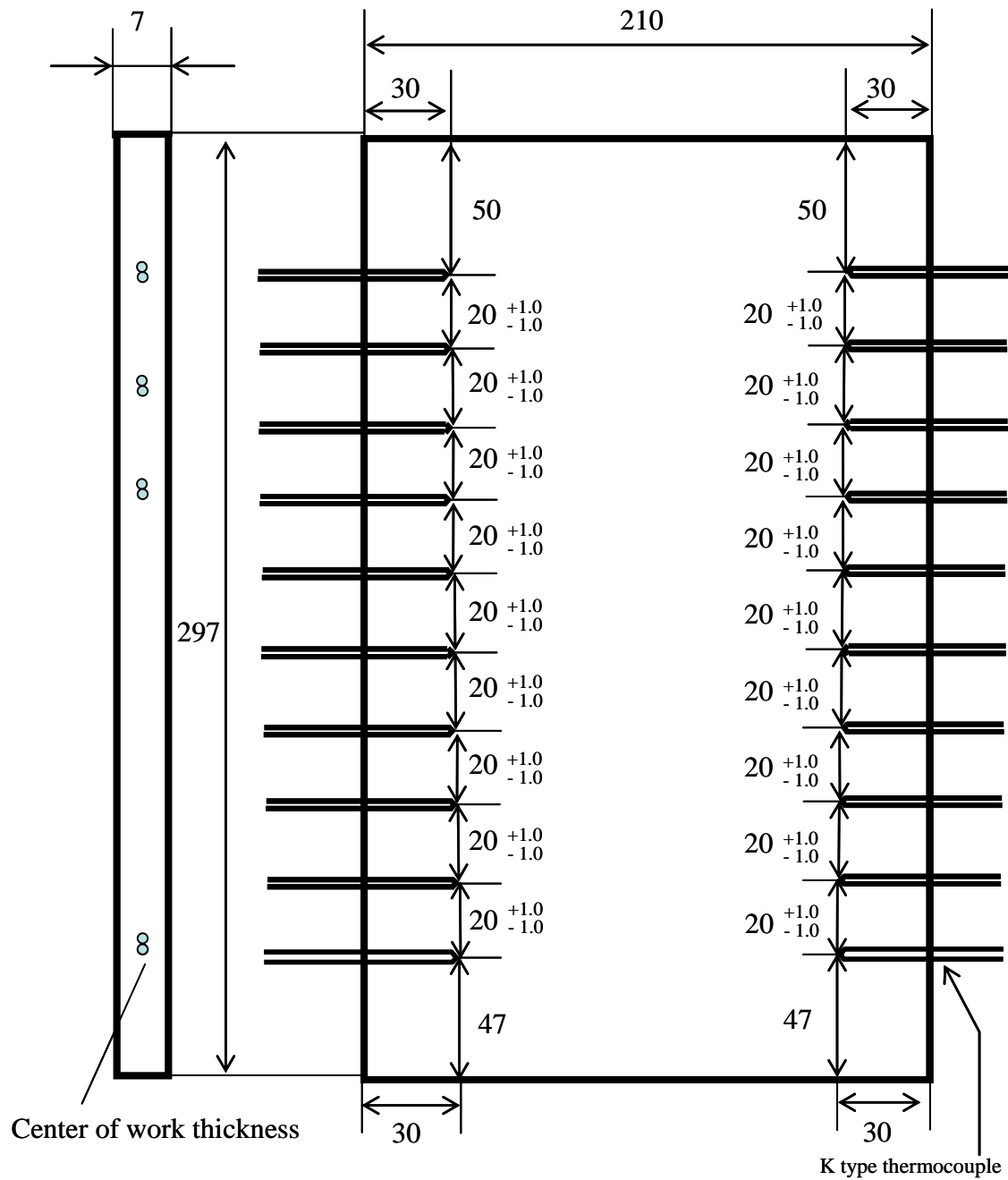


Fig. 3.4.3 The plan of test piece



Fig. 3.4.4 Burring process of K type thermocouple

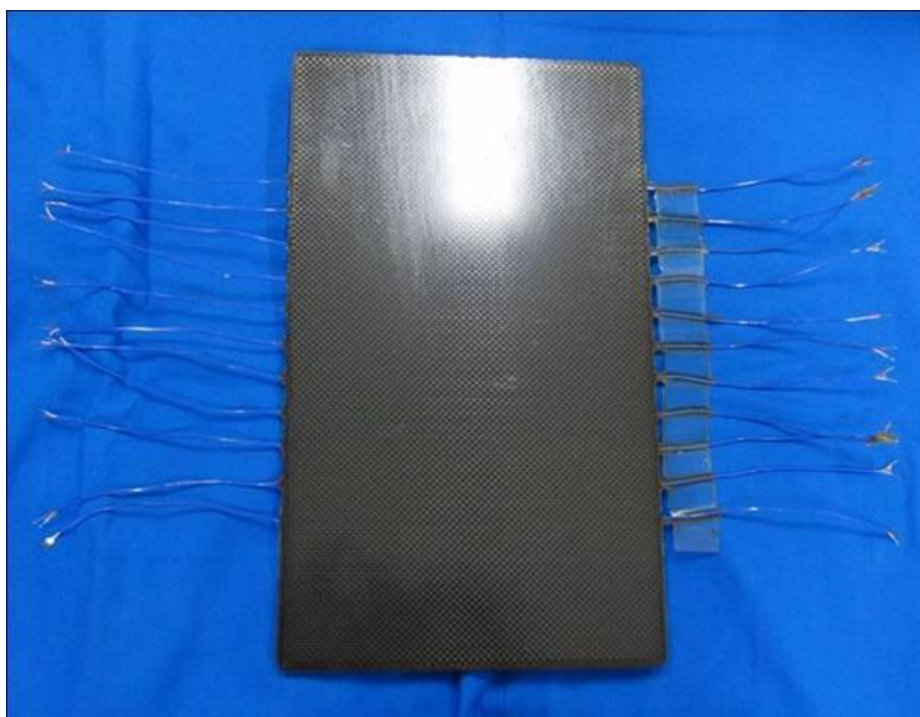


Fig. 3.4.5 Completed test piece which was buried K type thermocouple



Table 3.4.1 machining conditions

Cutting tool	Uncoated cemented carbide endmill						
Spindle speed $\text{min}^{-1}$	1000	4000	6000	8000	10000	12000	
Cutting speed $\text{m/min}$	25	100	150	200	250	300	
Feed rate $\text{mm/min}$	63	250	375	500	625	750	
Cutting length $\text{mm}$	70						
Feed per tooth $\text{mm/tooth}$	0.031						
Radial depth of cut $\text{mm}$	7						
Axial depth of cut $\text{mm}$	6						
Tool diameter $\text{mm}$	8						
Number of flute	2						
Coolant	Dry						

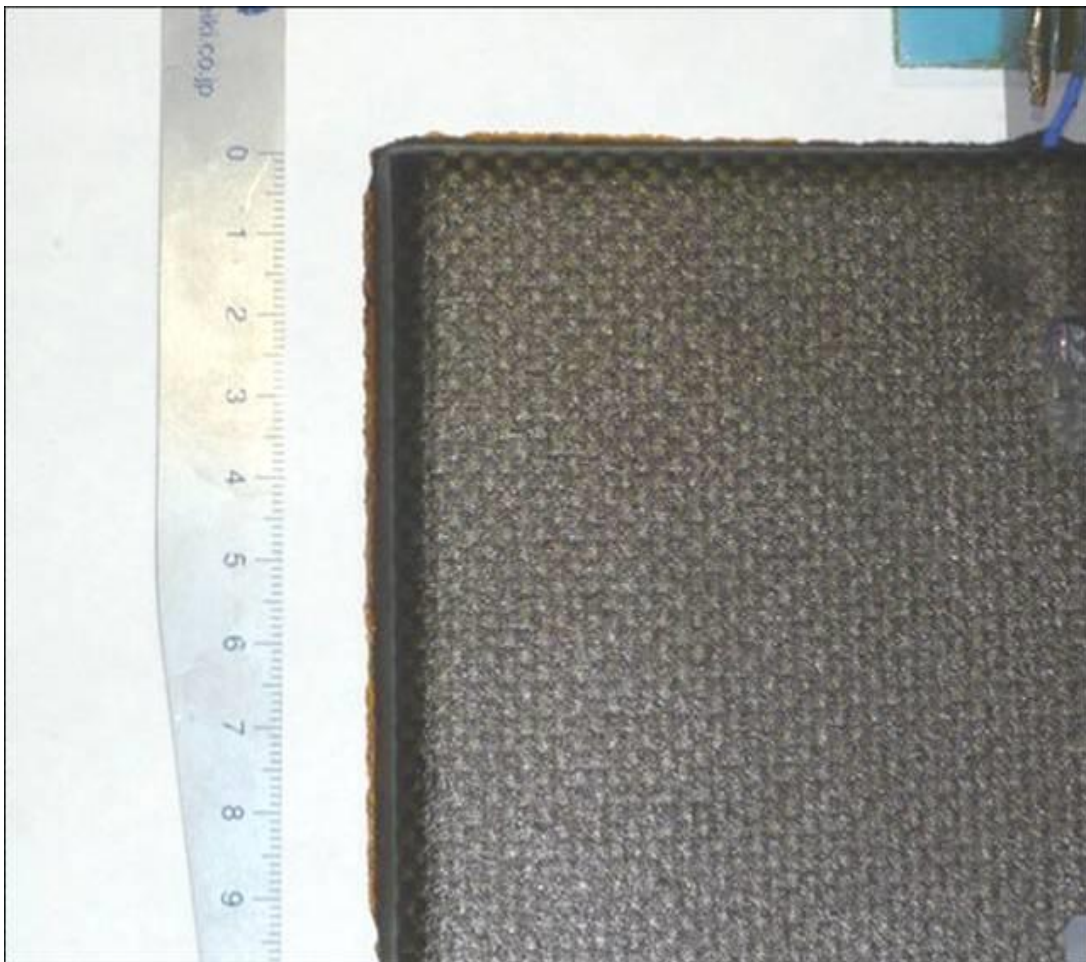
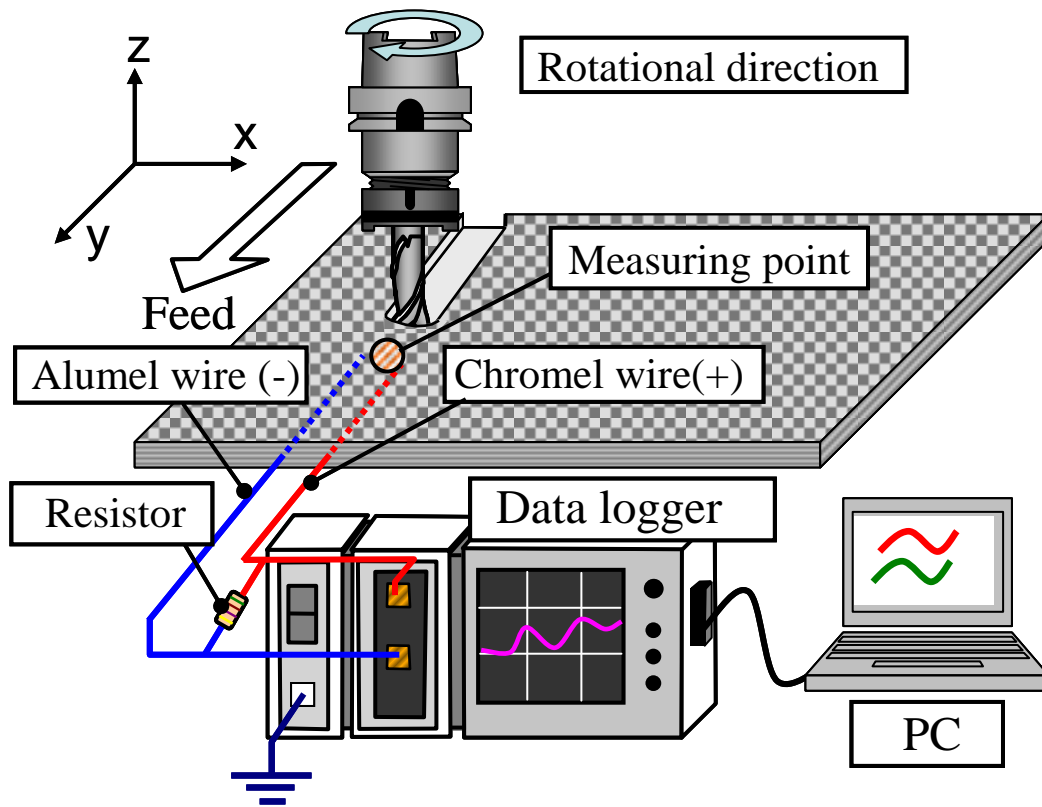
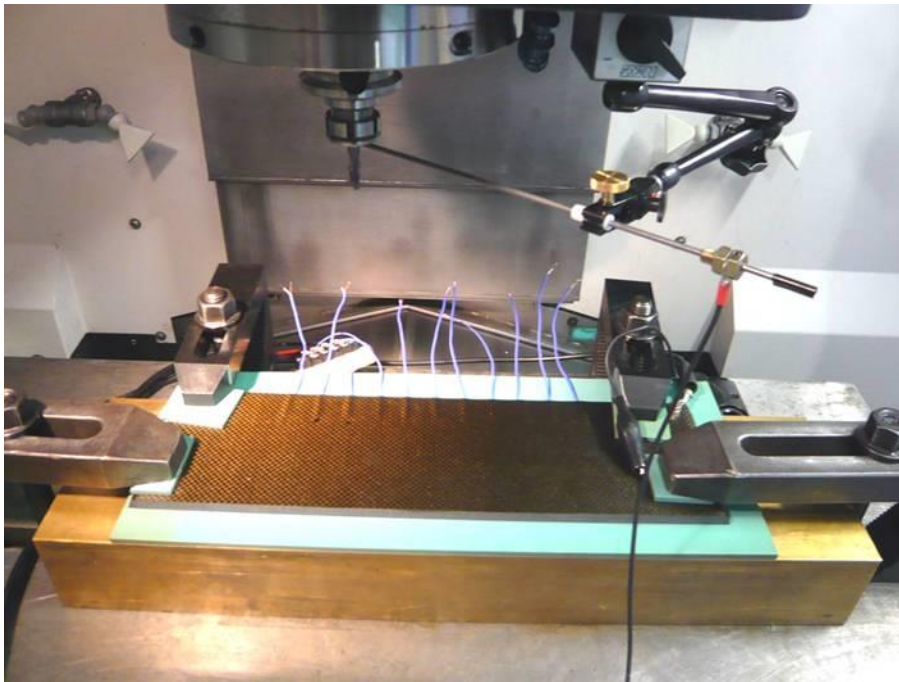


Fig. 3.4.6 Thermal deformation of CFRP after cured preregs



(a) Schematic diagram



(b) Photograph

Fig. 3.4.7 Experimental set up

Table 3.4.2 Data logger conditions

Data logger	NR-600
Channel socket	NR-ST04
Resolution	16bit
Sampling cycle [ms]	0.1
Sampling speed [Hz]	10,000
Low pass filter [Hz]	5,000
In put range	$\pm 50\text{mV}$
Room temperature	25

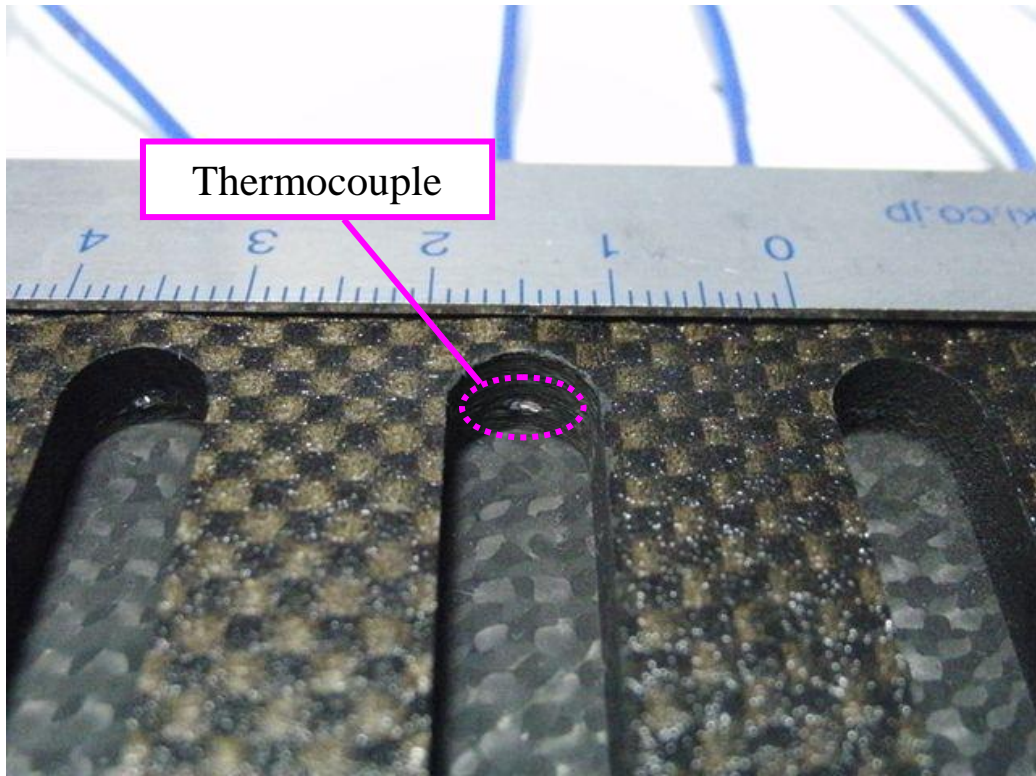


Fig. 3.4.8 Cut K type thermocouple

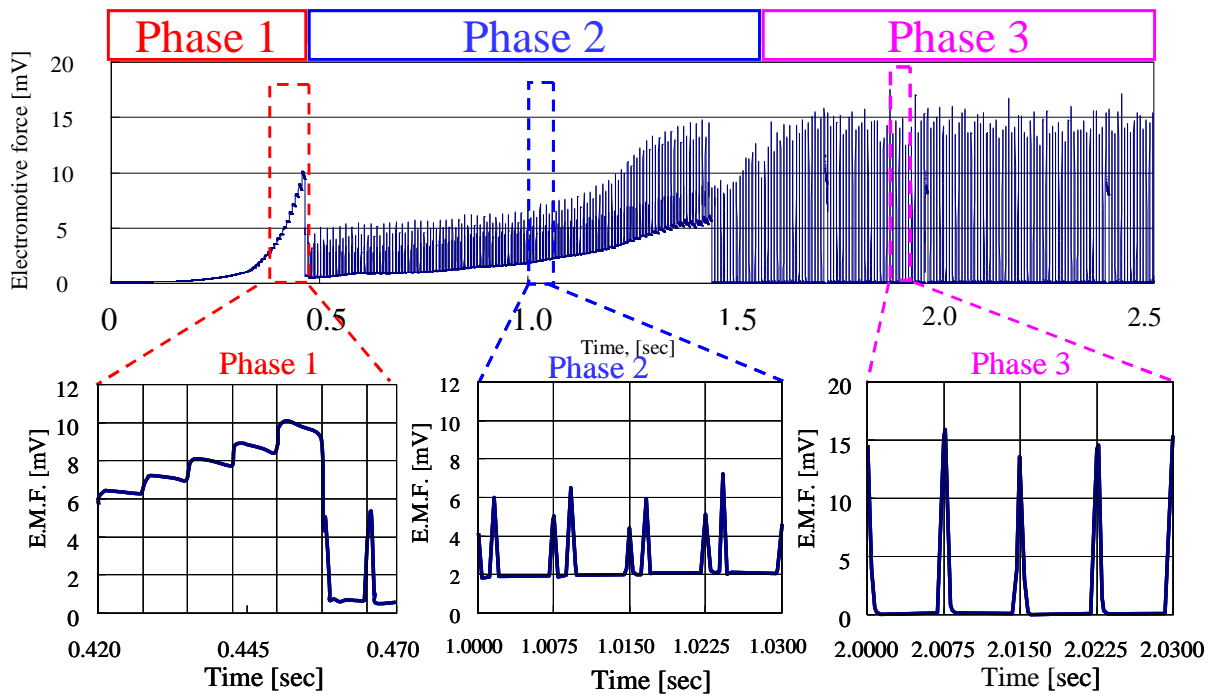
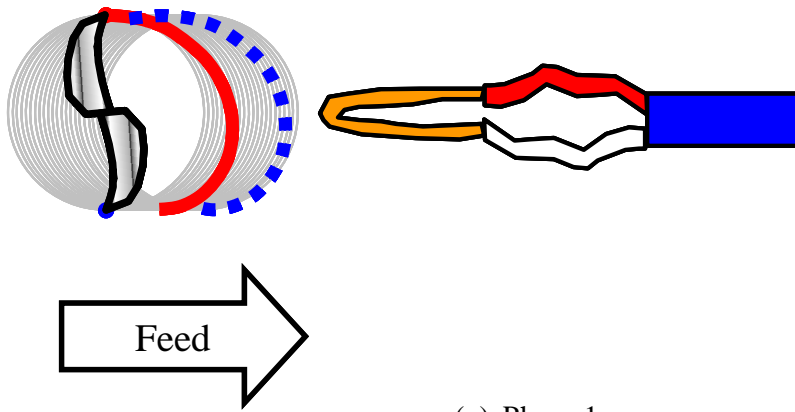
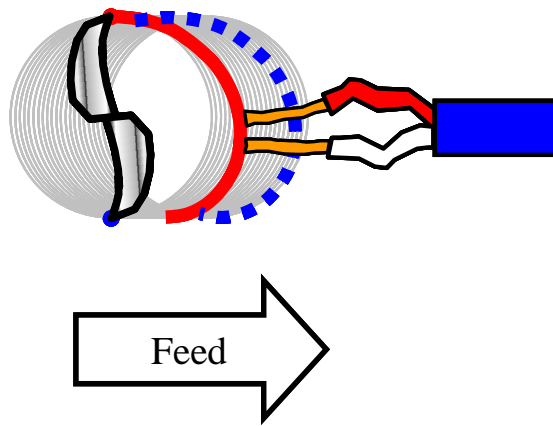


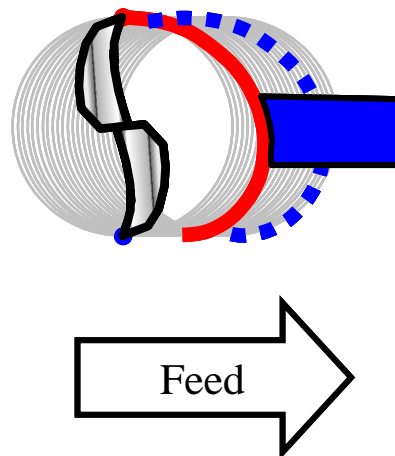
Fig. 3.4.9 Transition of thermal electromotive force



(a) Phase 1



(b) Phase 2



(c) Phase 3

Fig. 3.4.10 Positional relation between blade and K type thermocouple

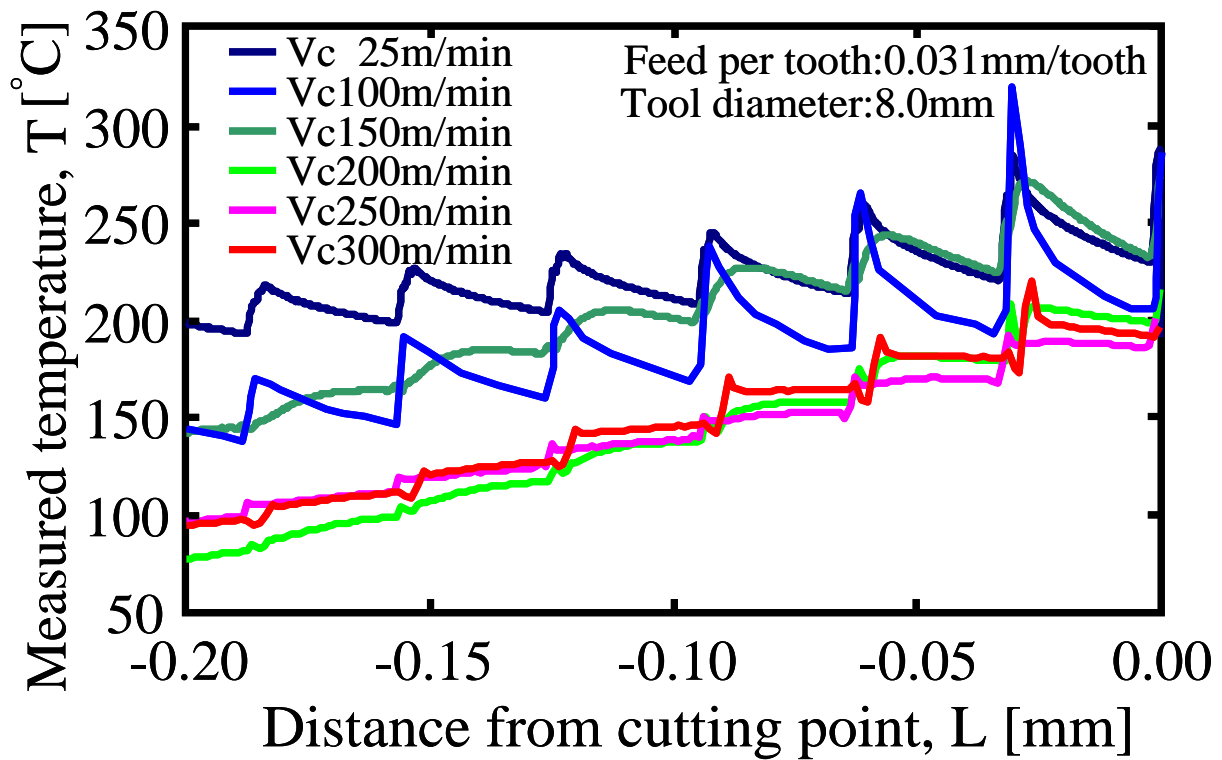


Fig. 3.4.11 Relationship between Distance from cutting point and cutting layer temperature at various cutting speed

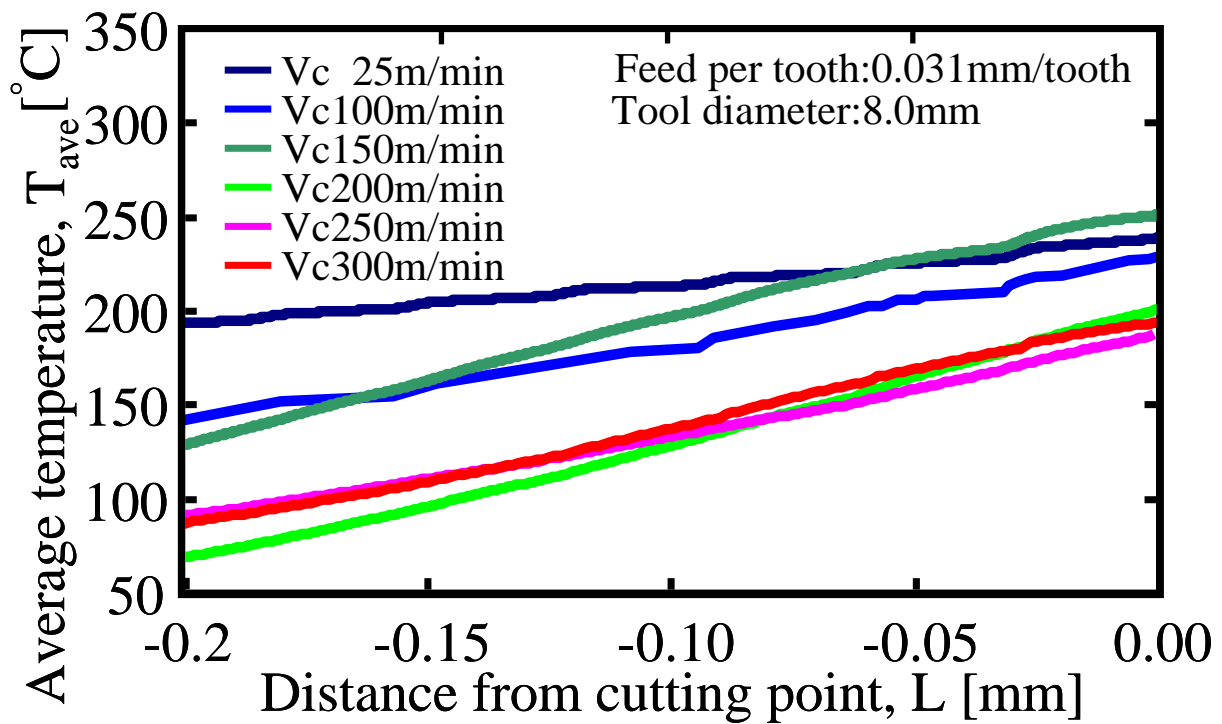


Fig. 3.4.12 Relationship between Distance from cutting point and average cutting layer temperature at various cutting speed

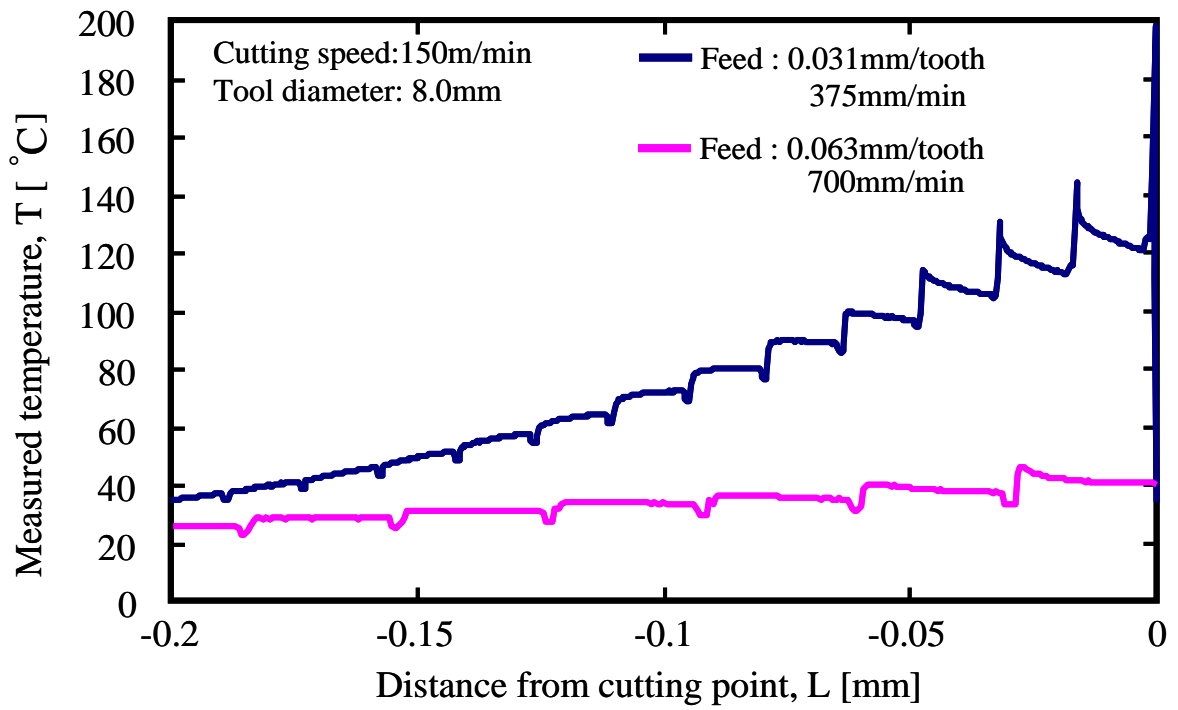


Fig. 3.4.13 Difference of cutting layer temperature with regards to different feed rate

## 3.5 高速切削における加工面深さ方向の熱影響

前節のように熱電対の測温点へ向かって切削を行うと、切削により測温点が切断される直前までの温度は取得できるが、加工後の温度は測定することができない。そこで、本実験では測温点近傍を測定し、加工面深さ方向の熱影響を明らかにする。

### 3.5.1 実験方法

#### 1) 使用機械, 工具

マシニングセンタは、Fig.2.2.1に示すNEXUS-410Aを使用した。工具は、Fig.3.2.7に示す住友電工社製のノンコーティン2枚刃超硬エンドミル(LSM2080)を使用した。使用機械及び工具本は、前節の実験と同一である。

#### 2) 試験片

試験片には前項と同じK型熱電対を埋め込んだCFRPプレートを用いた。

#### 3) 実験条件

実験条件をTable 3.5.1に、実験時のセットアップをFig.3.5.1に示す。Y軸方向へ60mm切削した後X軸方向へ10mm工具を送り測温接点付近を切削ことで、高速切削した際に加工面から $\Delta l$  mm離れた距離での影響について検討する。加工経路をFig.3.5.2に示す。本実験において測温接点は被削材表面からは目視で確認できない。その上、K型熱電対の設置は手作業なので、設置位置は誤差がある。しかし、測温接点の切削を避けつつ $\Delta l$  を短く設定しなければならず、セットアップが非常に難しい。そこでFig.3.4.4に示した図面から、エンドミルの底刃によって両端の測定点付近を板厚方向(Z軸)から降ろしてゆき、Fig.3.5.3に示すように測定点を露出させる。そして平行線を算出し、他の測定点の埋まっている座標を確認し、 $\Delta l$  の目安を付ける。そしてFig.3.5.1に示す加工により温度を計測する。

$\Delta l$  の決定は、加工後に切削位置を移動させて測温接点を切削することにより決定する。K型熱電対の測温接点は、工具切れ刃と接触すると熱起電力の波形が定常な波形からパルス波形へ変化する。そこで、切削の溝を0.1mm単位で移動し熱起電力の波形が変化する位置をマシニングセンタの機械座標から算出し、 $\Delta l$  とした。

なお、本測定方法では、 $\Delta l$  は一つの距離のみの測定であり $\min \Delta l$  の測定を行うために、並んだ測温接点に対し垂直な溝加工を行うことで、多測温接点近傍を同時に切削し、前述の方法により $\min \Delta l$  を決定する。加工経路をFig.3.5.4に示す。また、データロガーにはKEYENCE社製GR-3000を用いた。計測条件をTable 3.5.2に示す。



### 3.5.2 実験結果

Fig.3.5.5に切削速度300m/min, 送り速度1500mm/min,  $\Delta l=0.7\text{mm}$ における温度推移を示す. 切削点が測温接点に近づくと急激に温度が上昇し, 切削点が遠のくと緩やかに温度が下降しているのが確認できる. 最高温度は60℃であり, 深さ0.7mmの地点においてはマトリクス樹脂を硬化させた180℃にまで昇温することはなく再溶融するような温度には達していない.

Fig.3.5.6に切削速度300m/min, 送り速度1500mm/min, における測温接点近傍の温度推移を示す. 多接点を同時に測定するためサンプリング間隔がFig.3.5.5に比べ広いく, 滑らかな温度カーブを描けなかったが,  $\min \Delta l=0.3\text{mm}$  の温度推移を取得できた. 最高温度は105℃であり, マトリクス樹脂に影響を与えるような温度に達していない.

Table 3.5.1 machining conditions

Cutting tool	Uncoated cemented carbide endmill
Spindle speed $\text{min}^{-1}$	12,000
Cutting speed $\text{m/min}$	300
Feed rate $\text{mm/min}$	1,500
Cutting length $\text{mm}$	300
Feed per tooth $\text{mm/tooth}$	0.063
Radial depth of cut $\text{mm}$	Full cut
Axial depth of cut $\text{mm}$	6
Tool diameter $\text{mm}$	8
Number of flute	2
Coolant	Dry
Work-piece thickness $\text{mm}$	7

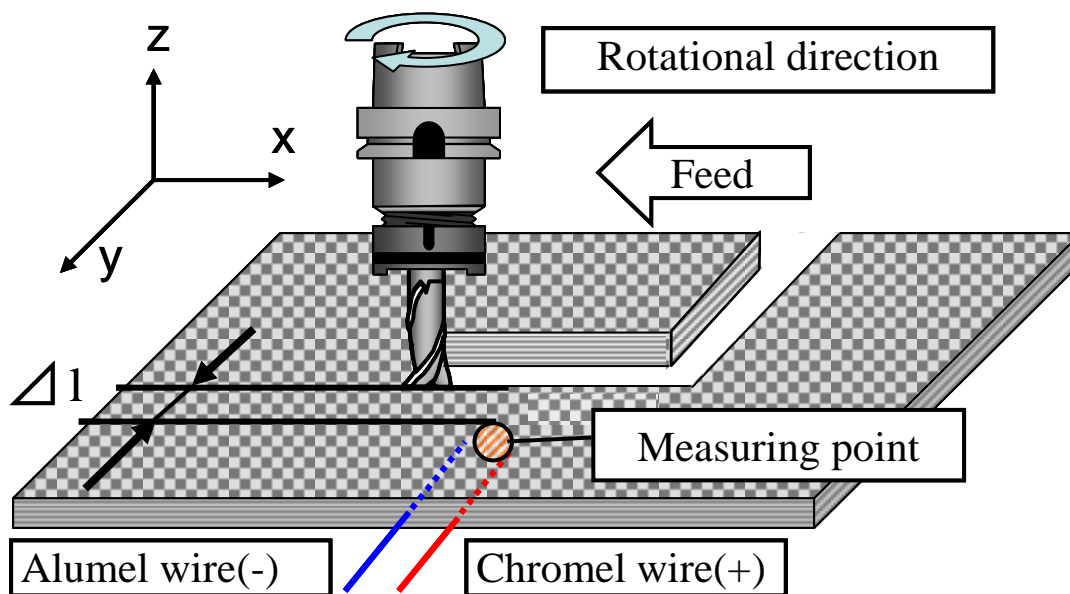


Fig.3.5.1 Machining set up

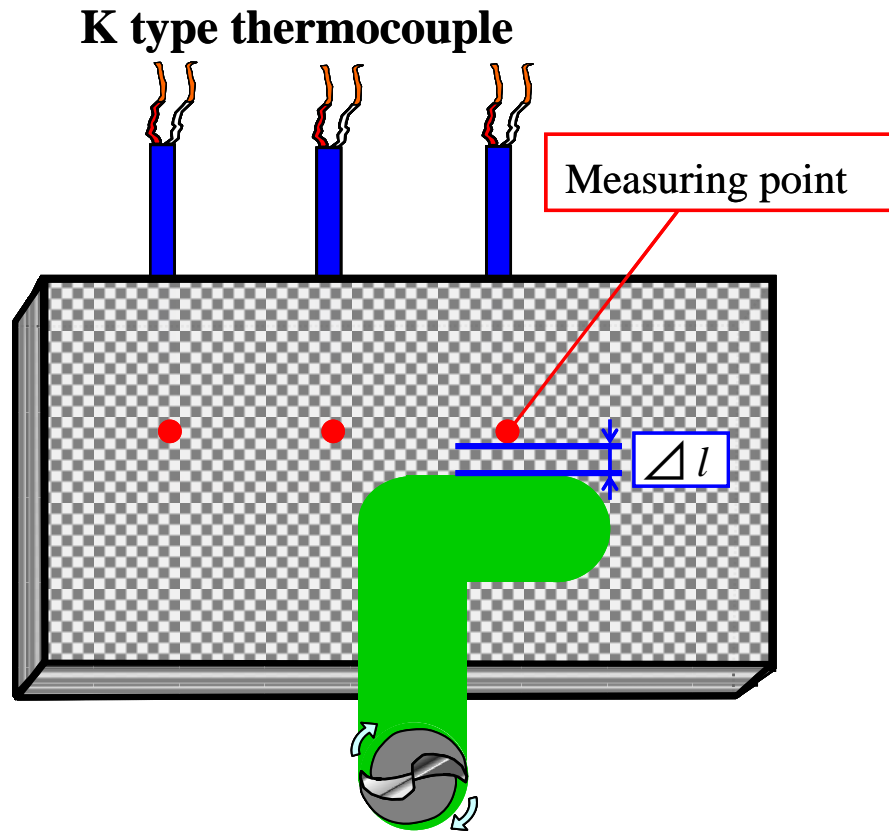


Fig.3.5.2 Tool pass



Fig.3.5.3 Measuring point

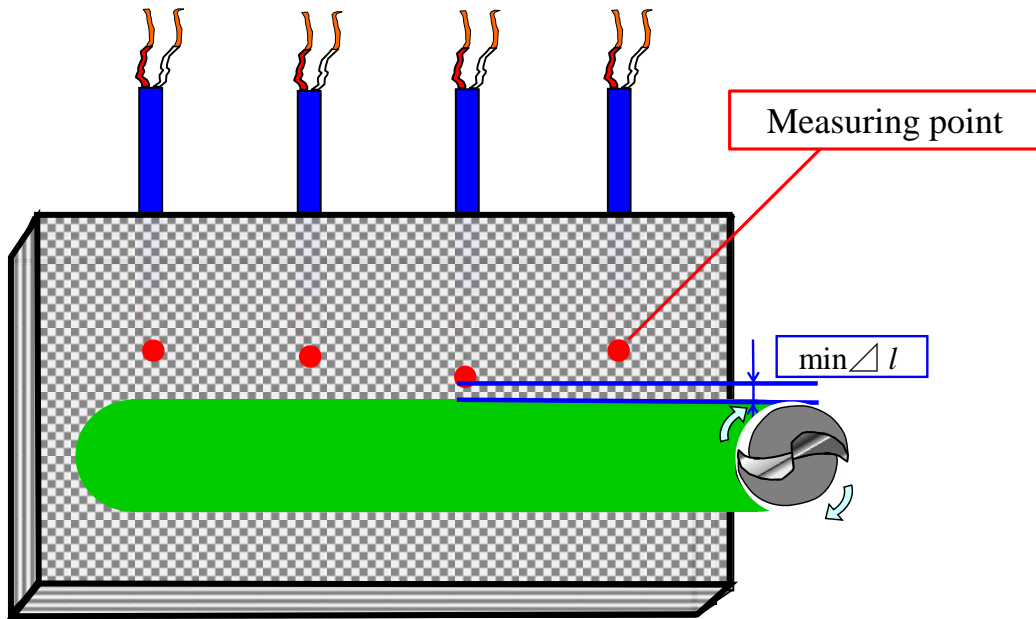


Fig.3.5.4 Tool pass

Table 3.5.2 Data logger conditions

Data logger	GR-3000
Resolution	16bit
Sampling cycle [ms]	100
Sampling speed [Hz]	10
Low pass filter [Hz]	auto
In put range	auto
Room temperature	25

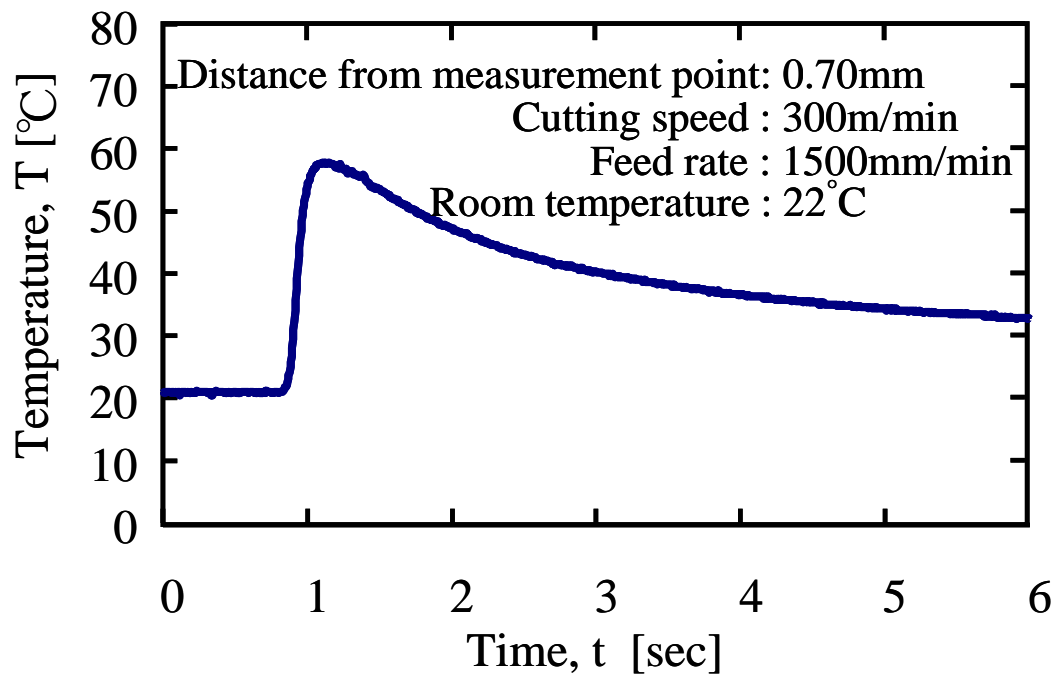


Fig. 3.5.5 Transition of cutting temperature at 0.7mm away from machined surface

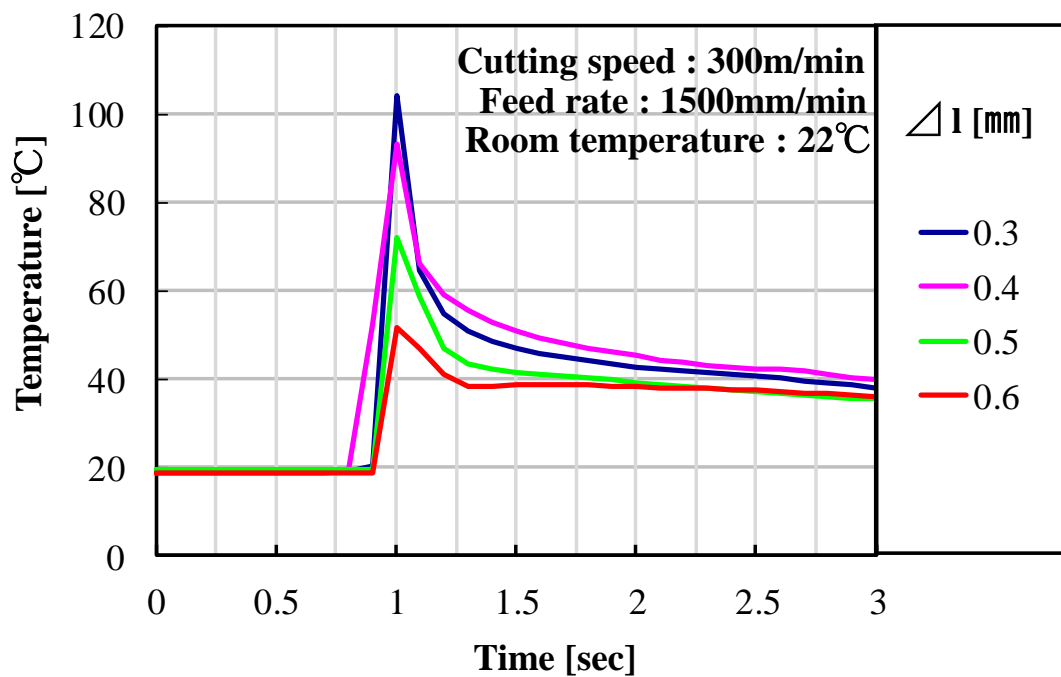


Fig. 3.5.6 Transition of cutting temperature according to distance from machined surface

## 3.6 エポキシ樹脂単体のエンドミル加工における切削温度

### 3.6.1 実験方法

前章と同様にエンドミルによるエポキシ樹脂のみの、フルカット実験を行った。本実験では工具径8mmに対して半径切り込みを8mmに設定しフルカットを行う。加工パスは直線のみ、1パスを500mmとし6パス3,000mmまでトリム加工実験を行った。

#### 1) 使用機械, 工具

マシニングセンタは、前章と同様に日立精機社製VM-40 IIを用いた。外観をFig.2.3.1に示す。エンドミルも前章と同様に岡崎精工社製SED2A080を使用した。実験においては新品の工具の他に、同工具の逃げ面コーティングが完全に摩耗した工具を使用した。以下、この工具を摩耗工具と呼ぶ。新品工具、摩耗工具をそれぞれFig.2.3.2-3に示す。

#### 3) 試験片

試験片は、前章と同様にCYTEC社のフィルム接着剤FM300Uを60枚積層し、厚さ4mmに積層硬化したエポキシ樹脂プレートを使用した。Fig.2.3.4に固定状態を示す。

#### 4) 切削温度測定方法

加工中の切削点付近の温度は、赤外線放射温度計NEC 三栄製サーモレーサTH3100mrを用い、非接触で測定した。放射率の校正は、黒体スプレーをエポキシ樹脂プレートの一部にFig.3.6.1に示すように塗布し、校正実験を行った。求められた放射率は0.93であった。また、タイムインターバルは本赤外線放射温度計TH3100mrの最小時間分解能である1.0sとした。

#### 5) 実験条件

実験条件をTable 3.6.1に示す。新品工具、摩耗工具共に前章と同条件で加工実験を行った。

### 3.6.2 実験結果

Fig.3.6.2に測定した熱画像を示す。切削点付近が高温の領域となっており、最高温度を示す位置が明確ではない。おそらく、ドライ加工により周囲に高温の切粉や粉塵が飛散し、その温度を計測しているように思われる。しかし、温度傾向は計測できるため、本結果を評価する。

Fig.3.6.3に計測結果を示す。新品工具による加工においては50°C、で一定している。前章の結果より工具摩耗が微小であることから、更に長距離の切削加工を行ったとしても切削温度は大きく変化しないと考えられる。摩耗工具による加工においては、切削距離が100mm付近までは初期の温度上昇が見られるが、切削距離が150mmを越えると170°Cで一定となる。切れ刃の状態は

現状より変化することは少ないと考えられるので、更に長距離の切削加工を行ったとしても切削温度は大きく変化しないと考えられる。また、測定された温度は樹脂のガラス転移点温度より低いことから、加工面の観察と合わせてエポキシ樹脂単体の切削において、樹脂の溶解は発生しないことが示された。

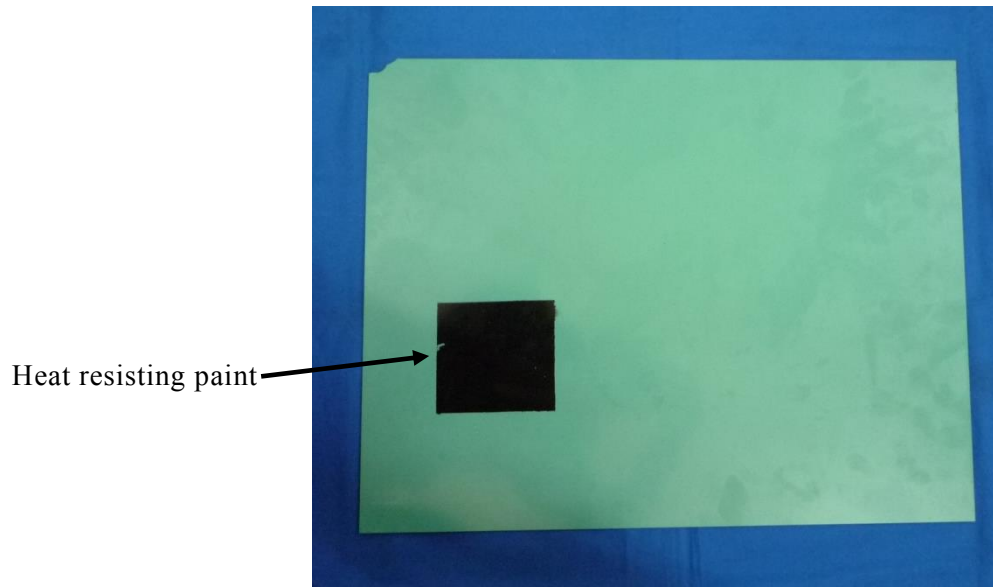


Fig. 3.6.1 Proofreading of temperature

Table 3.6.1 Machining conditions

Cutting tool		Unused endmill and Worn endmill
Tool diameter	mm	8
Nuber of cutting tooth		2
Helix angle	°	30
Spindle speed	min <sup>-1</sup>	8,000
Feed rate	mm/min	500
Cutting speed	m/min	201
Feed per tooth	mm/tooth	0.031
Cutting fluid		Dry



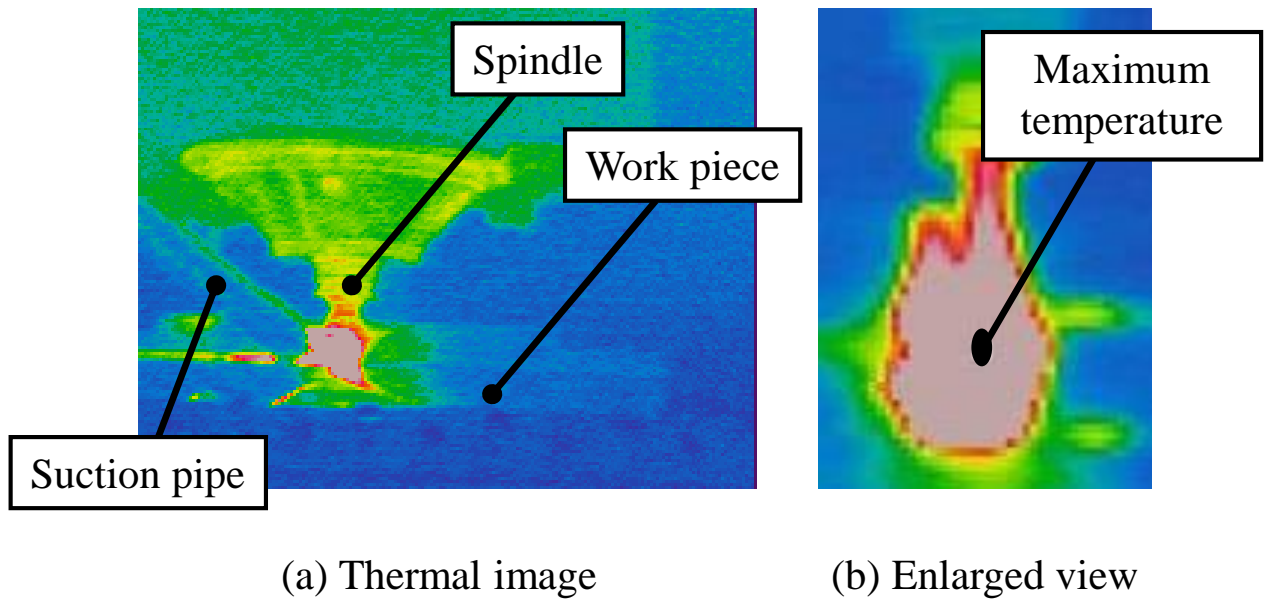


Fig. 3.6.2 Position of maximum temperature

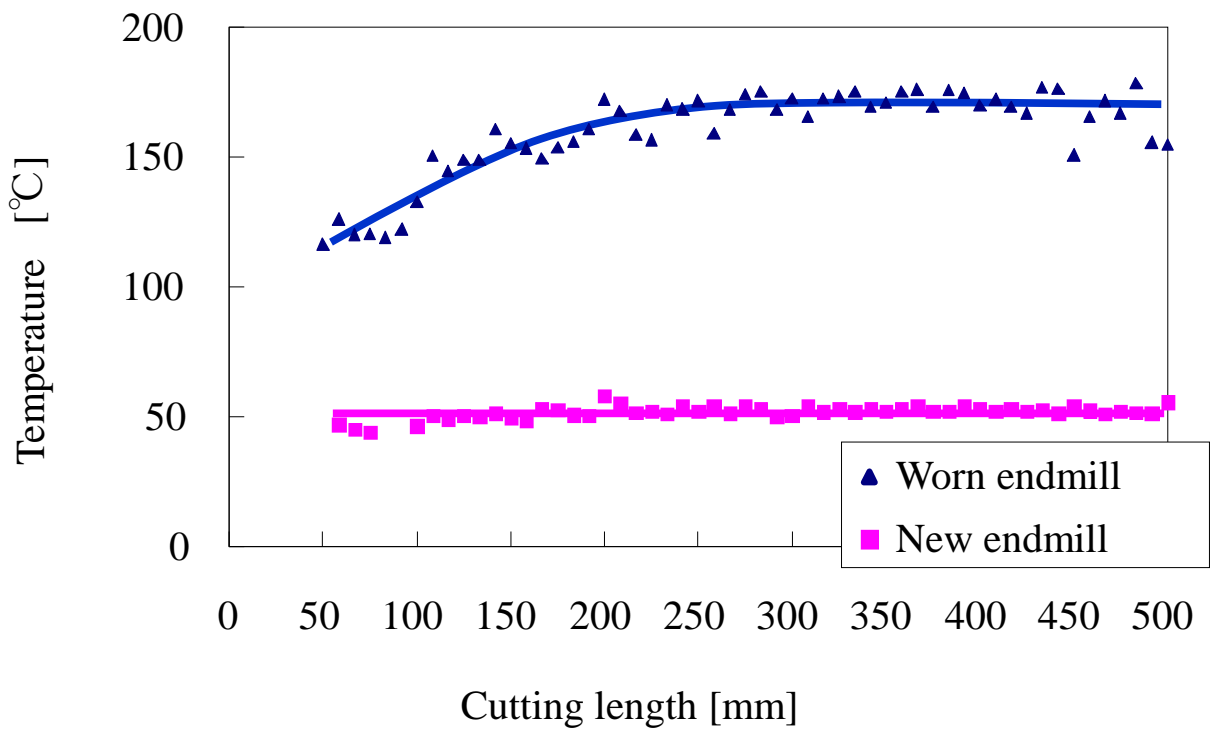


Fig. 3.6.3 Relationship between cutting length and maximum temperature

## 3.7 専用エンドミルにおける切削温度

前節までの実験においては、実験結果の単純化のために2枚刃のエンドミルを使用してきたが、実際の加工においては、Fig.3.6.1に示すような多数刃に、耐摩耗性向上を目的とした化学気相蒸着ダイヤモンドコーティングを施した工具が用いられる。加工面の品位に関する評価は行われているが、加工温度の評価は行われていない。そこで、本実験では赤外線放射温度計SC620を用いて工具表面、試験片及び周囲の環境から放射される赤外線をもとに温度測定を行い、切削温度を評価する。

### 3.7.1 実験方法

#### 1) 使用機械, 工具

マシニングセンタは、Fig.2.2.1に示すNEXUS-410Aを使用した。工具は、膜厚 $20\mu\text{m}$ のダイヤモンドコートを施した10枚刃クロスリードルータービットを使用した。外観をFig.3.6.1、スペックをTable 3.6.1に示す。

#### 2) 試験片

試験片は工具-被削材熱電対法の実験と同一である。

#### 3) 赤外線放射温度計による測定方法

本実験においてはFig.3.3.4に示すFLIR社製の赤外線放射温度計SC620を用い、工具表面、試験片及び周囲の環境の測定を行った。また、前項と同様な校正実験により、エンドミルのダイヤモンドコートの放射率には、0.72を適用した。撮影条件はTable 3.3.2に、セットアップはFig.3.3.6に示す。

#### 4) 実験条件

前章より加工面の粗さと摩耗抑制の観点から高速域の切削速度が優れており、切削速度は $300\text{m}/\text{min}$ とした。また、一刃あたりの送り量は、摩耗抑制の観点から送り量が多いほうが優れており、実験装置において可能な限り多い量とした。Table 3.6.2に加工条件を示す。切削速度は $300\text{m}/\text{min}$ 固定とし、一刃あたりの送りを変えた。

### 3.7.2 実験結果

Fig.3.6.2に測定撮影画像を示す。画面内の最高温度は、2枚刃と同様に切りくずであるが、工具表面の温度と差異は小さい。これは、専用刃物が2枚刃と比較して刃数が多く被削材と接触す

る面積が大きいため発熱量が増加したためと、チップポケットが小さいために高温の切りくずの排出性が2枚刃と比べて劣るためである。Fig.3.6.2に各切削速度における切削距離が110mmに達した位置の熱画像を示す。一刃あたりの送りが増えるに従い切りくずの温度が低くなっていることが確認できる。一刃あたりの送りが0.031mmにおいて、画面全体の温度が上昇していることが確認できる。これは、加工送りが2枚刃と比較して3倍以上早くなったため、単位時間当たりの切削体積が増加し、集塵しきれなかった粉塵が飛散した結果である。

Fig.3.6.3に各切削速度における工具表面温度の推移を示す。横軸は加工時間を示し、同一距離を加工したため、一刃あたりの送りが多い条件では、加工送り速度が速いため加工時間が短い。工具表面の温度は、前項の結果と同様に一刃あたりの送りが増すにつれて低下した。なお、波形の振幅が大きくなったのは、一刃あたりの送りの増加により単位時間当たりの切削量が増加し、それに伴い切り粉の吸塵が追い付かず、撮影エリアに切り粉や粉塵が映り込んだためである。

実用工具においても、2枚刃エンドミルと同様の結果となり、本条件における最も速い加工送り速度はAWJの2倍の速度であることから、多刃の工具による高効率の加工が可能であることを示すことができた。



Fig. 3.7.1 CVD diamond coated cemented carbide endmill

Table 3.7.1 Tool geometry

Cutting tool	Cemented carbide endmill
Coated material	Chemical vapor deposition diamond coated
Tool diameter	8.0mm
Overall length	80mm
Length of lead	30mm
Number of flutes	10
Helix angle	Cross nick type 25°

Table 3.7.2 Machining conditions

Cutting tool	End mills for CFRP machining		
	1	2	3
Conditions			
Spindle speed min <sup>-1</sup>	12,000		
Cutting speed m/min	300		
Feed rate mm/min	940	1,875	3,750
Cutting length mm	170		
Feed par tooth mm/tooth	0.008	0.016	0.031
Radial depth of cut mm	7		
Axial depth of cut mm	7		
Tool diameter mm	8		
Number of flute	10		
Coolant	Dry		
Work-piece thickness mm	7		

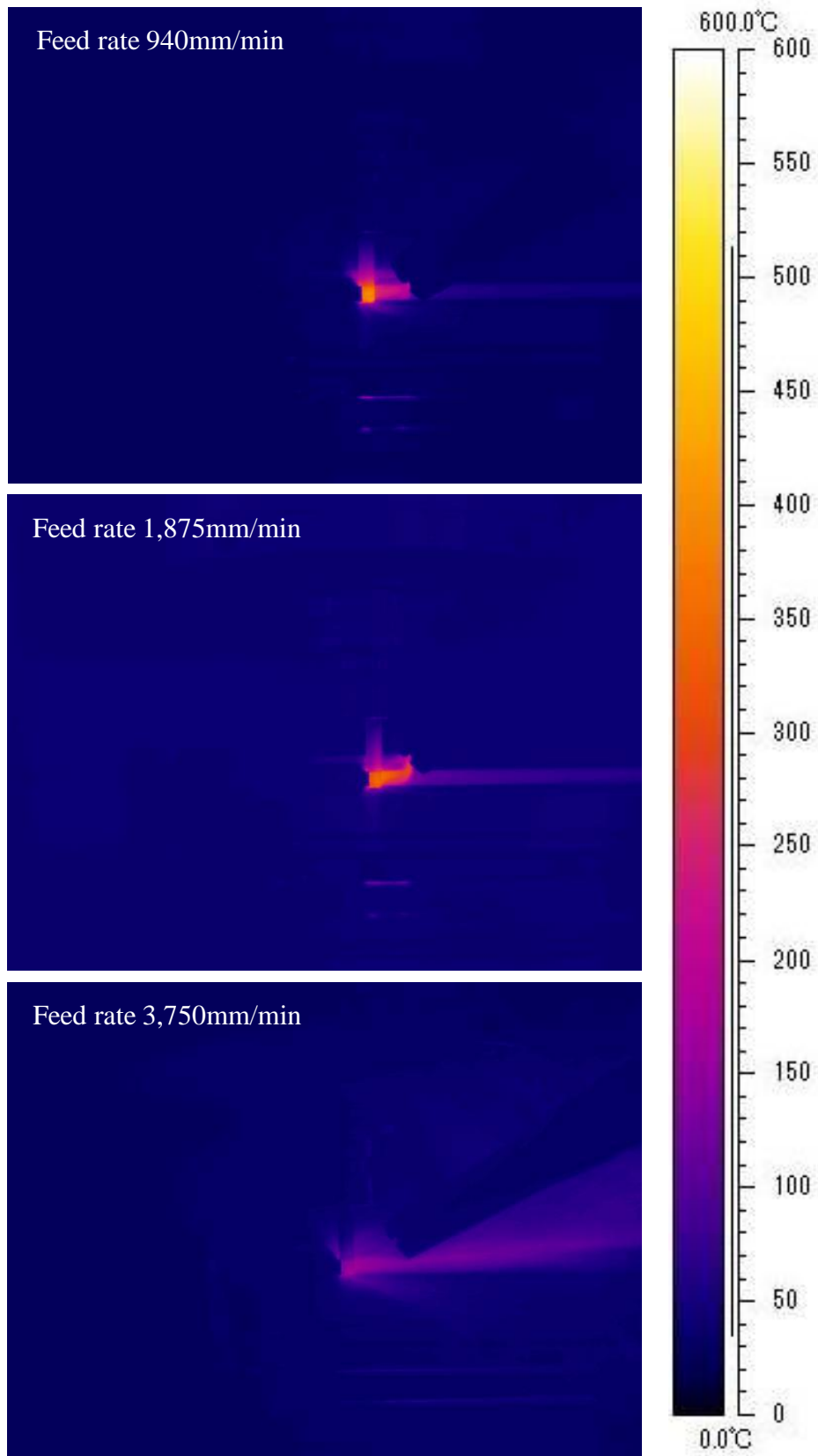


Fig. 3.7.2 Thermal image at cutting length 110mm

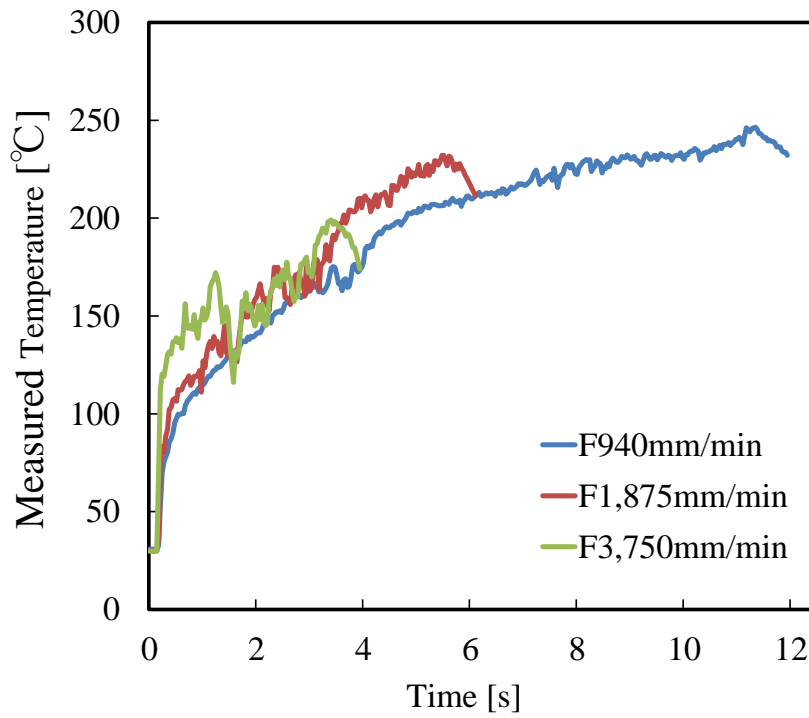


Fig. 3.7.3 Transition of measured temperature measured by infrared thermograph camera

## 3.7 結言

エンドミルによるCFRPの加工温度を三つの方法で測定した。工具-被削材熱電対法による工具-被削材界面の切削点温度，サーモグラフによるエンドミル表面の温度，工作物内に熱電対を埋め込む手法による積層間の温度，以上三つの加工温度からCFRP切削時の切削温度と切削速度の関係を明らかにし以下の結論を得た。

- 1) 金属ではない炭素繊維に工具-被削材熱電対法を適用し，CFRP切削時の切削点温度測定が可能であることを示した。切削速度200m/min以上の高切削速度域では切削点温度は500°C程度で飽和する点で金属切削とは大きく異なる傾向を示した。炭素繊維は金属とは異なり，ほとんど塑性変形せずに破断すると想定されるため，塑性変形による発熱が少なく，高速度域では切削温度が飽和し，金属切削と比べて低い温度を示したと考えられる。
- 2) サーモグラフカメラで切削時の工具表面最高温度を測定した結果，切削点と比べて温度は低いが，工具-被削材熱電対法の実験結果と同様な傾向を示しており，切削速度が200m/min以上では温度が約280°Cで程飽和している。炭素繊維の塑性変形エネルギーが小さいことや工具表面の温度上昇は切りくずに比べ少ないことから，切りくずに含まれる樹脂が熱分解温度を超えたために溶解や昇華が発生し，工具表面の温度上昇を抑制していると考えられる。
- 3) K型熱電対を埋め込み，CFRP積層間の切削温度影響について測定した結果，切削速度，送り速度共に高い条件において，熱電対が切削される直前までの温度は低く推移した。被削材の熱伝導率が低いために熱拡散が起こる前に切削が行われ，工作物内への切削熱の流入が少なかったと推定できる。加工点より深さ方向 $\Delta l=0.3\text{mm}$ において最高温度は105°Cであり，マトリクス樹脂に影響を与えるような温度には達していなかった。
- 4) エポキシ樹脂単体の切削実験により測定された切削温度は，樹脂のガラス転移点温度より低温であった。前章の結果と合わせてエポキシ樹脂単体の切削において溶解は発生しないことが示された。
- 5) 多刃のCFRP専用工具による高速切削加工において，工具表面最高温度の推移は2枚刃エンドミルと同様の結果となった。加工温度の観点から多刃の工具による高効率加工は実用可能である。





## 第4章

# 水ミスト供給における加工雰囲気の変化が 工具摩耗・被削性に与える影響

---

### 4.1 緒言

本章では、CFRPのエンドミル加工における加工雰囲気の変化が工具摩耗、表面性状及び表面粗さに与える影響について調査し検討する。CFRPの切削加工において通常の金属加工に使用する一般切削油剤の使用は、切削油がCFRPの層間及び繊維とマトリクス樹脂の界面に浸透し、強度低下や寸法不良などの問題が生じるため、禁じられている。また、一部水溶性切削油（Microcut26, BOELUBE70104, 70201）や水及び二酸化炭素（ドライアイス）については使用が認められているが、その場合には、加工後にメチルエチルケトンなどで脱脂を実施しなければならない。そのために、CFRPのエンドミル加工においては、ドライ加工の適用が一般的である。

しかし、ドライ加工においては、切削油剤が担っている、潤滑作用、冷却作用及び反溶着作用が期待できない。そこで本章では、切削剤として水と圧縮空気を混合してミスト状とした水ミストを加工点へ供給し、潤滑作用と冷却作用による工具摩耗抑制及び加工面の品位向上の効果を期待し、評価を行う。

## 4.2 加工雰囲気の変化が工具摩耗・被削性に与える影響

加工雰囲気は水ミスト, エアブロー, ドライ加工の三種類で変化させた. 半径切り込みは10mmとしフルカットを行う. 試験片は前章と異なるCFRPプレートを使用した. よって, 得られた結果は前章と比較はできないため, 本章において相対評価を実施する.

### 4.2.1 実験方法

#### 1) 使用機械

切削実験に用いる工作機械は, 2章のエポキシプレート切削実験で使用した日立精機社製VM-40 IIを用いた. 外観をFig.2.3.1に示す.

#### 2) 工具

工具は2章と同様の岡崎精工社製のエンドミル(SED2A080)を使用した. 工具の外観をFig.2.2.2, 工具のスペックをTable 2.2.1に示す.

#### 3) 試験片

試験片は, 調達の都合により, 前章と異なるビスマルイミド樹脂をマトリクスとする板厚8mmのCFRPプレートを使用した. 配向方向及びプライ数は不明である. 試験片の突き出し長さは50mmとし, 1パス毎にワーク突き出し長さを再設定することで, すべてのパスが同条件となるようにした.

#### 4) 工具摩耗測定方法

工具摩耗観察には, ミットヨ製画像測定機QS-L1020Z/AFを使用した. 工具摩耗の測定は, 1パス毎に加工面逃げ面を顕微鏡で観察し測定した. 摩耗幅の算出には1枚の刃に対して三カ所かつ2枚刃の算術平均を算出し摩耗幅とした. 摩耗幅測定時には, 特に1パス目において刃先稜線の後退による丸みが生じるために, 一番角逃げ面のコーティングの残った長さ測定した後, 逃げ面ランド幅0.535mmを除することにより工具摩耗幅とした.

#### 5) 表面粗さ測定方法

表面粗さの測定には, 2章で使用したFig.2.3.5に示すMitutoyo製サーフテスト301を使用した. 粗さは積層方向と工具送り方向の2種類を測定し, Raを評価した.

#### 6) 実験条件

加工雰囲気は水ミスト, エアブロー, ドライ加工の三種類を評価する. 圧縮空気 40L/minをコンプレッサーから供給し, ノズル先端から加工点までの距離は 20~25mm の距離に設定した. 加工毎に, 噴出した空気圧によるセットのずれや圧縮空気の供給状況を確認した. セットアップ状況を Fig.4.2.1 に示す. 供給する水ミストは, 扶桑精機社製噴霧給油式工具

冷却機マジックカット<e-ミスト>（製品番号 EM1-XM-Z40）を使用し発生させた．噴出量は 13.5ml/min とした．

切削速度は 100m/min と 300m/min の二条件，一刃あたりの送り量は 0.063mm とした．そのため，テーブル送りも工具回転速度に合わせて高くするよう設定した．1パスの切削長を 500mm とし 4 パス 2,000mm まで加工を実施した．しかし，ドライ加工の条件では，試験片が十分に確保できなかったために，1パスのみである．実験条件を Table 4.2.1 に示す．

## 4.2.2 実験結果

### 1) 工具摩耗

Fig.4.2.2に各条件における工具摩耗と切削長さの関係を示す．エアブロー，水ミストいずれの条件においても同様の推移を示している．また，1パスのみの加工ではあるが，ドライ切削の条件においても切削距離500mmにおいて全く同じ摩耗幅であった．本実験においては，工業用の掃除機により集塵を行っている．エアブローの有無に関わらず，工具摩耗幅が同じであることは，集塵が効率良く行われているため，エアブローによる切くずの除去効果が顕著に現れなかったためであると思われる．また，エアブローと水ミストの供給において工具摩耗に差異はないことから，水ミストにおける潤滑作用による摩耗の抑制効果は少ないと考えられる．

### 2) 加工面性状

CFRPの2次加工においてファイバーアウトの発生は望ましくない．そこで1パス毎にファイバーアウトの状態を観察した．その結果をFig.4.2.3に示す．各条件共に2パス目からはファイバーアウトが発生している．また，1パス目の切削終了地点の端面にもファイバーアウトが見られる．ファイバーアウトや層間剥離の発生は，積層方向の加工負荷がプリプレグの接着力を上回ると発生すると考えられる．工具摩耗が進行すると刃先の丸みは大きくなり，切削抵抗が上昇する．また，刃先の丸みに伴い繊維を切断することが困難となり，さらにファイバーアウトは促進されると考えられる．本実験条件では切削距離が500mm地点で製品不良とされる状態になった．前節でも示したように工具摩耗は抑制されていないため，ファイバーアウトの発生についても同様の結果を示したと考えられる．

加工端面に着目すると，エアブローを行った際には加工面への粉塵の付着が少なく，後処理による手間が省けるという利点がある．一方，ドライ加工においては端面に粉塵の付着がある，また，水ミストの供給においては，水と粉塵が混合したものが加工面に付着する．しかし，これらはウエスにより容易に除去できる．

### 3) 加工面表面粗さ

実験結果を Fig.4.2.4 に示す。切削長さの増加に伴い工具摩耗も進行し、表面粗さも悪化する。各条件共に表面粗さの推移は、工具摩耗と同様に差異は見られなかった。工具摩耗に差異がなかったため、加工面粗さも同様の推移を示したと考えられる。

### 4) 工作機械への影響

Fig.4.2.5に水ミストを供給し加工を行った後の工作機械の状態を示す。テーブル上には集塵ノズルにより集塵しきれなかった粉塵が飛散している。また、ツールホルダーには粉塵と水が混合した物質が蓄積、硬化しておりウエスで除去することは困難であった。CFRPの粉塵は、単繊維径5~7 $\mu$ mの炭素繊維フィラメントが細かく裁断されたものであり、このような粉塵が工作機械の摺動部に入り込むと摺動面の異常摩耗を引き起こし、加工精度低下の要因となる。また炭素繊維は導電性であるため、このような粉塵が配線基板に付着することも望ましくない。さらにクーラントが汚染され、工作機械内部を循環すると予期せぬ機械不良を起こすことが懸念される。防錆効果のない水分を含んだ雰囲気を吹き付けるため、テーブルの防錆対策も必要である。

以上より、水ミストを使用するためには、ドラフターのようなスリーブ方式などの高効率の集塵能力が求められる。

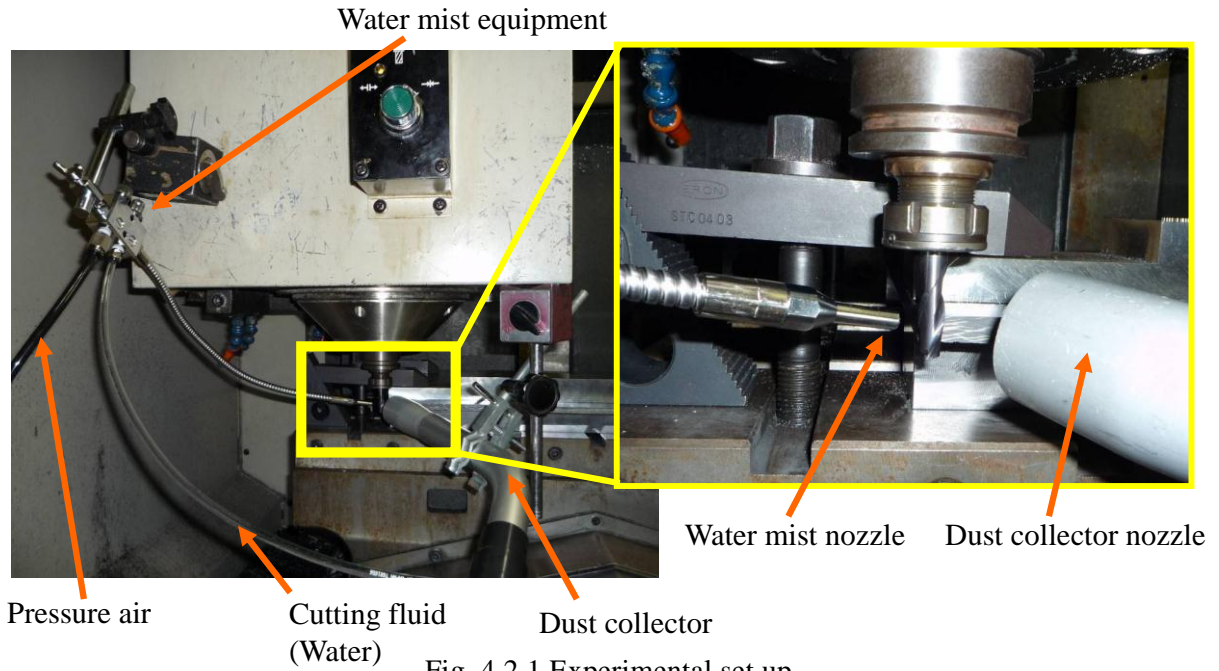


Fig. 4.2.1 Experimental set up

Table 4.2.1 Machining conditions

Cutting tool	Ti-AlN coated cemented carbide endmill					
Conditions	1	2	3	4	5	6
Spindle speed $\text{min}^{-1}$	4,000	12,000	4,000	12,000	4,000	12,000
Cutting speed $\text{m/min}$	100	300	100	300	100	300
Feed rate $\text{mm/min}$	500	1,500	500	1,500	500	1,500
Cutting length $\text{mm}$	2,000	2,000	2,000	2,000	500	500
Feed par tooth $\text{mm/tooth}$	0.063					
Radial depth of cut $\text{mm}$	Full cut					
Axial depth of cut $\text{mm}$	8					
Tool diameter $\text{mm}$	8					
Number of flute	2					
Lubricant	Air blow		Water mist		Dry	
Compressed air	40L/min 6.5MPa		40L/min 6.5MPa			
Volume of supplied water $\text{ml/min}$			13.5			
Work-piece thickness $\text{mm}$	8					

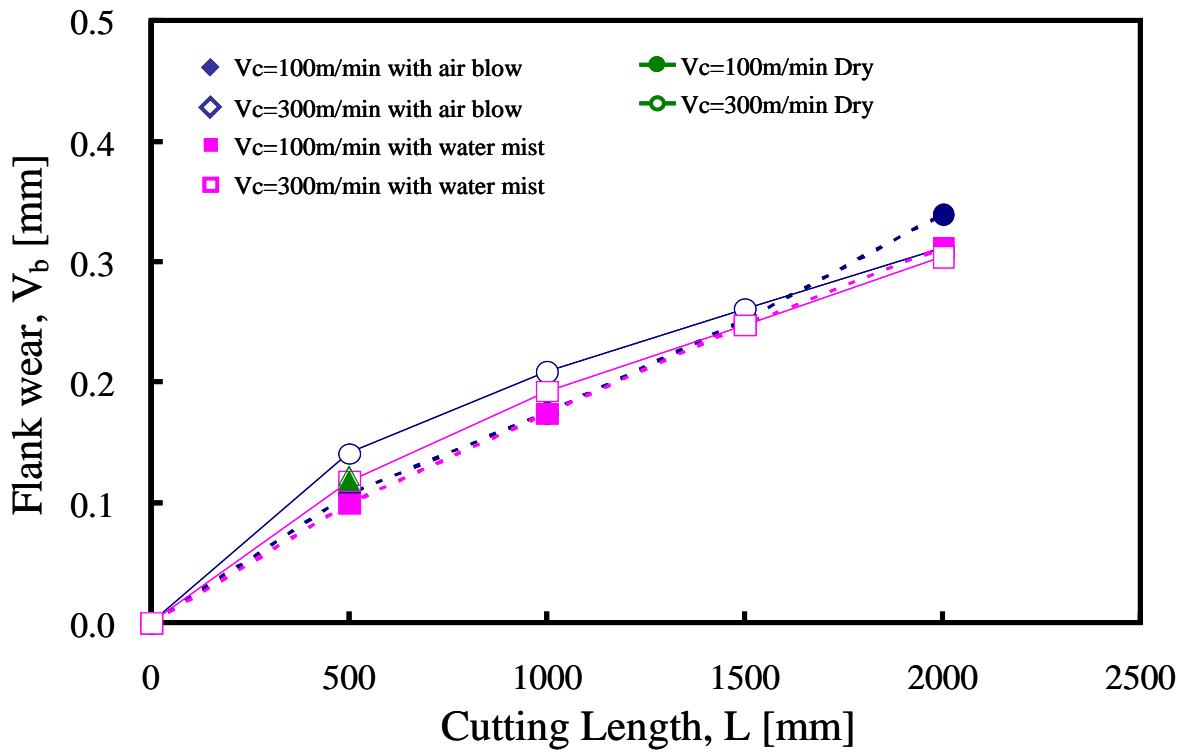
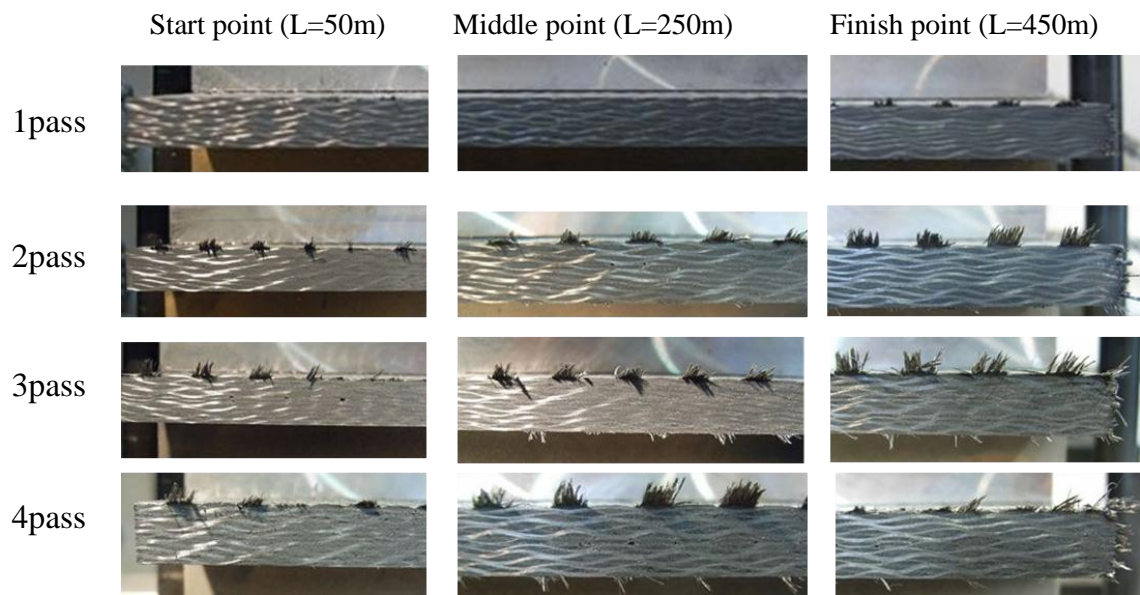
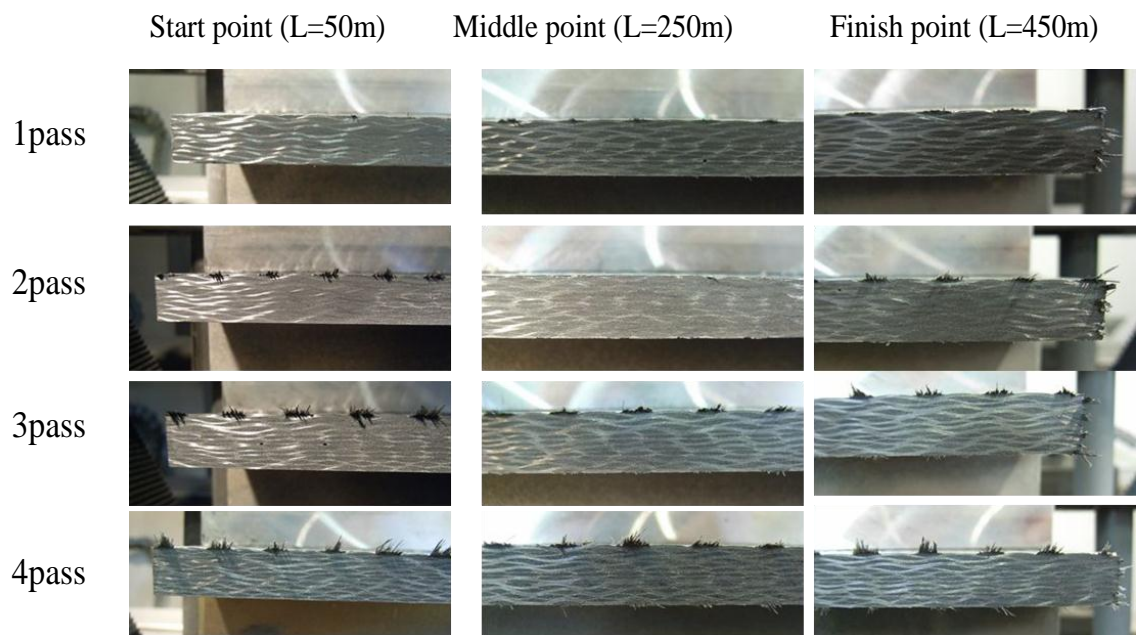


Fig. 4.2.2 Relationship between flank wear and cutting length at various supplied lubricants.

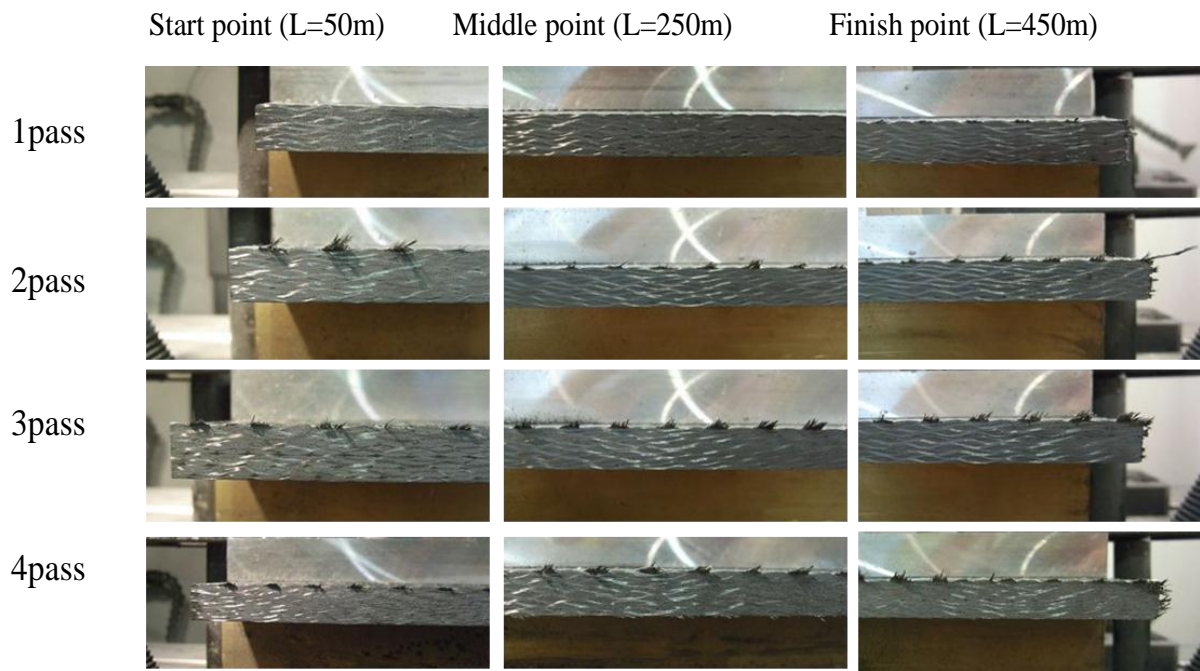


(a) Cutting speed 100m/min, Feed rate 500mm/min with air blow

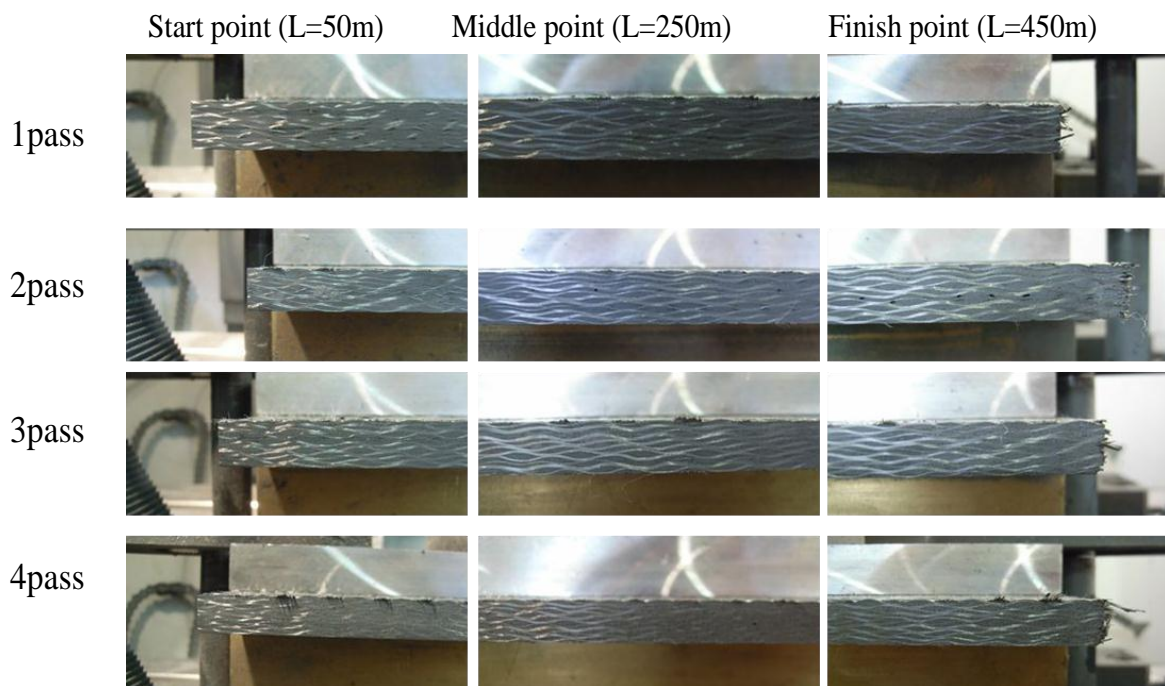


(b) Cutting speed 300m/min, Feed rate 1500mm/min with air blow

Fig. 4.2.3 Cutting surface pictures



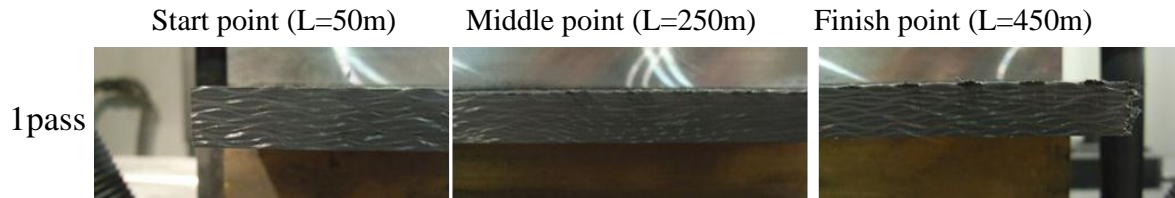
(c) Cutting speed 100m/min, Feed rate 500mm/min with water mist



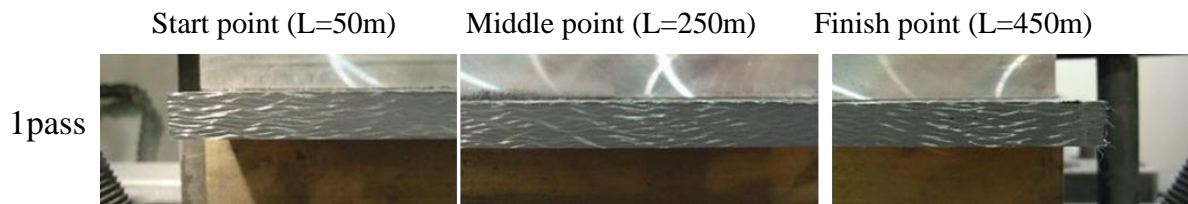
(d) Cutting speed 300m/min, Feed rate 1500mm/min with water mist

Fig. 4.2.3 Cutting surface pictures



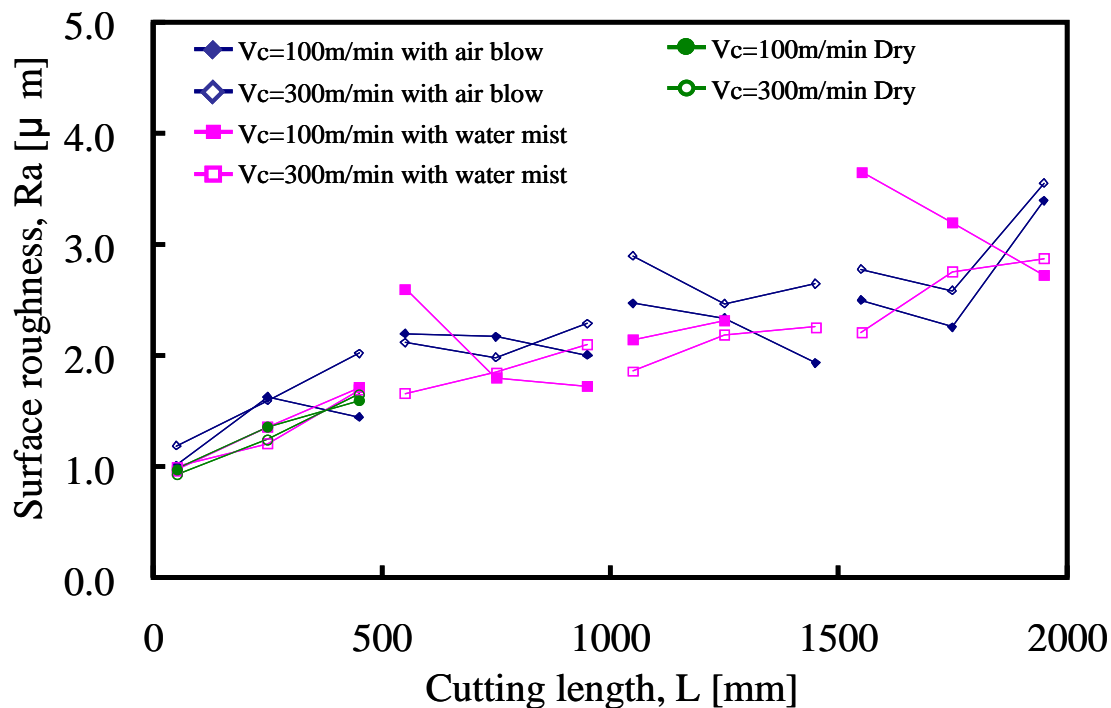


(e) Cutting speed 100m/min, Feed rate 500mm/min dry condition

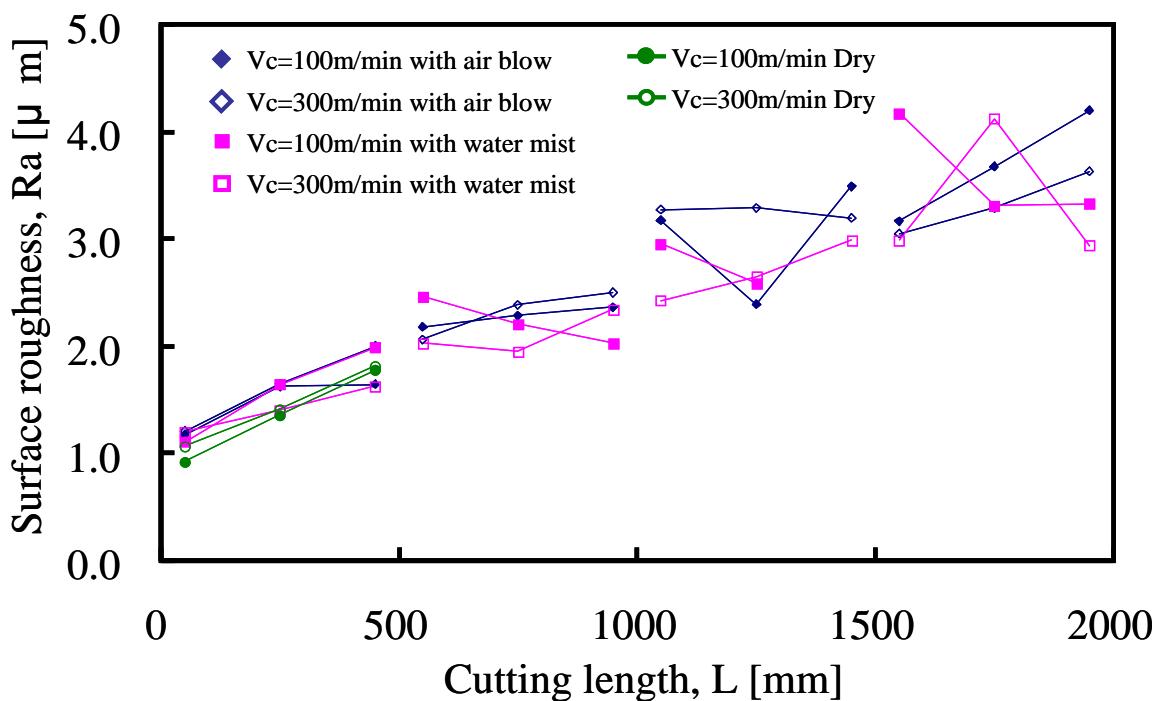


(f) Cutting speed 300m/min, Feed rate 1500mm/min dry condition

Fig. 4.2.3 Cutting surface pictures

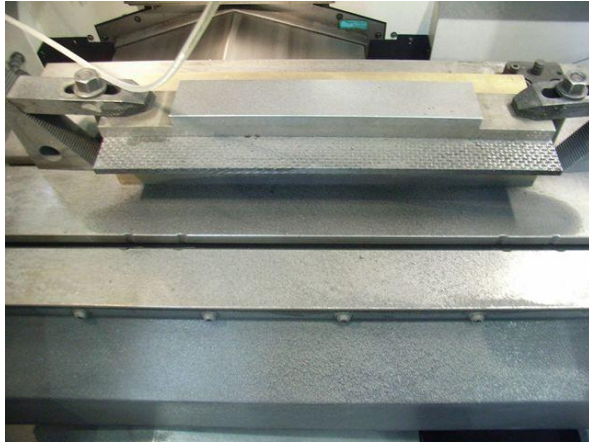


(a) Feed direction



(b) Laminated direction

Fig. 4.2.4 Relationship between surface roughness and cutting length at various supplied lubricants.



(a) Table



(b) Tool holder

Fig. 4.2.5 Influence on machine tool

## 4.3 結言

本章ではCFRPエンドミル加工における水ミスト及びエアブローにおける工具摩耗, 表面性状への影響について検討し以下の結果を得た.

- 1) エアブローの供給による, 工具逃げ面摩耗の抑制は確認できなかった. 集塵が行われており, エアブローによる切くずの除去効果が顕著に現れなかったためであると思われる.
- 2) 水ミストの供給による, 工具逃げ面摩耗の抑制には至らなかった. 前章より CFRP の切削において, 切削温度は工具摩耗の要因とはなっておらず, 水ミストの水分による潤滑作用による摩耗抑制効果は確認できなかった.
- 3) 表面粗さ, ファイバーアウトにおいても工具摩耗と同様に改善は見られなかった.
- 4) 水ミストの供給により, 工作機械の故障やクーラントの汚染が発生する可能性がある.
- 5) CFRPを被削材とした場合, 切削液として水ミストを適用することは, 効果的な加工方法ではない.

## 第5章

# 工具摩耗と繊維配向角との関係性

---

### 5.1 緒言

CFRP切削における工具摩耗の主要因は、硬質炭素繊維による機械的摩耗が支配的であることが前章までの研究により明らかになった。一方、CFRPは積層基準とのなす角である繊維配向角により機械的特性が決定されるため、繊維方向と非繊維方向で物性が大きく異なる。第2章の結果より刃先摩耗が繊維配向角に依存する可能性が示されており、この強い異方性が切削現象に及ぼす影響を調査し、工具摩耗や切削抵抗に対する繊維配向角の影響を明確にする。

エンドミル加工における繊維配向角と加工面性状の関係を研究した事例はあるが、工具摩耗と繊維配向角の関係を研究した事例は見当たらない。そこで本章では、試験片として全ての繊維配向角が揃ったCFRP一方向材プレートを製作する。そのプレートをエンドミルの加工方向に対して異なる配向角で切削し、工具摩耗と切削抵抗を測定する。さらに繊維の配置を幾何学的に求め、繊維配向角に依存した工具摩耗のモデル化を提案し、実加工との合わせこみを実施する。これらより工具摩耗と繊維配向角の関係性を解明する。

## 5.2 加工現象と繊維配向角の関係性

工具摩耗, 加工負荷と繊維配向角の関係性を解明するため, すべての繊維配向方向がそろった CFRP プレートを切削した. 繊維配向角は, 工具送り方向に平行な方向を  $0^\circ$  として時計回りを正方向と定め,  $-45^\circ$ ,  $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  の4種類を用意した.

工具送り方向と機械座標, 繊維配向角の関係を Fig.5.2.1, 5.2.2 に示す. 試験片の外観を Fig.5.2.3 に示す. 加工面における繊維配向角の差異を Fig.5.2.4 に示す.  $0^\circ$  においては, 配向方向と工具送り方向が同一のため, 繊維の側面が観察できる.  $90^\circ$  においては, 繊維は面直方向に切断されており繊維の断面は円形である.  $45^\circ$  においては繊維の断面は楕円であり, 斜めに切断されていることが観察できる. なお本図は, 観察のために切削後の加工面を研磨し, 繊維の輪郭を明瞭にしたものである.

繊維配向方向が変化すると工具一刃あたりの繊維切断本数が変化する. また, エンドミルは回転工具であるため, 繊維切断時の繊維と工具刃先の進行方向のなす角は, 工具回転角度によって随時変化する. この繊維切断時の繊維と工具刃先の進行方向のなす角を繊維切断角度とする. 本節では, この二つのパラメータに着目し, 繊維配向角に対する工具摩耗と切削抵抗の関係性を検証する.

### 5.2.1 繊維切断本数の定義

工具一刃が切削の際に切断する繊維切断本数は 2 次元において幾何学的に定義できる. 微小工具回転角度あたりの切断本数を式 (5.2.1) に示す.

$$x = \frac{D}{2} \sin \omega t + Ft \quad y = -\frac{D}{2} \cos \omega t$$

$$n = \frac{1}{p} \left| \cos \left( \tan^{-1} \frac{\Delta y}{\Delta x} + \left( \frac{\pi}{2} - \alpha \right) \right) \right| \sqrt{\Delta x^2 + \Delta y^2} \quad (5.2.1)$$

$n$  : 微小工具回転角度あたりの繊維切断本数 [-]  
 $w$  : 工具回転角速度 [rad/s]  
 $F$  : 送り速度 [mm/min]

$D$  : 工具径 [mm]  
 $\alpha$  : 繊維配向方向 [rad]  
 $p$  : 繊維ピッチ [mm]

Fig.5.2.5 に切削距離 1,000 mm における工具一刃あたり切断する繊維の合計本数 (以降, 繊維切断本数と略する) と繊維配向角の関係を示す. なお, CFRP 内部の炭素繊維のフィラメントの中心間距離 (繊維ピッチ) は  $5 \mu\text{m}$  と設定した. 工具回転角度は工具刃先が

Fig.5.2.2 において y 座標の値が最小になる位置を 0° とする。繊維切断本数は、周期的な 2 次曲線を描いて推移しており、一刃送り量が少ない 500mm/min において繊維を切断する回数が増えることが示されている。繊維切断本数の多い順に繊維配向角を並べると 45° > 90° > 0° > -45° となる。

## 5.2.2 繊維切断角度の定義

Fig.5.2.6 に示すように、繊維と工具刃先の進行方向とのなす角を繊維切断角度とし、時計回りを正方向とする。繊維切断角度も幾何学的に定義できる。式を (5.2.2) に示す。

$$\begin{aligned} \eta' &= \tan^{-1} \frac{\Delta y}{\Delta x} \\ \eta &= \begin{cases} \eta' & (0 \leq \eta') \\ \eta' + \pi & (\eta' < 0) \end{cases} \\ \beta' &= -\alpha + \eta \\ \beta &= \begin{cases} \beta' - 2\pi & (\pi < \beta') \\ \beta' & (\beta' \leq \pi) \end{cases} \end{aligned} \tag{5.2.2}$$

$\beta$  : 繊維切断角度 [rad]     $\alpha$  : 繊維配向角 [rad]

Fig.5.2.7 に工具回転に伴う繊維切断角度の推移を繊維配向角別に示す。繊維本数と同様、2 次元的に工具回転角度 0° から 180° までを対象に算出した。送り速度が 1,000 mm/min で半径切込み深さが 3 mm である時、工具の刃先が繊維と接触し切削が行われる工具回転角度は 104.48° から 180° の範囲である。

## 5.2.3 実験方法

### 1) 使用機械

切削実験に用いる工作機械は、前章の切削実験で使用したマシニングセンタ NEXUS-410A を使用した。外観を Fig.2.2.1 に示す。ツールホルダーは黒田精工製 ミューエース BT40-CMA 13-60 を使用した。

### 2) 工具

工具は前章と同様の住友電工社製のノンコーティン 2 枚刃超硬エンドミル (LSM2080) を使用した。外観を Fig.3.2.7 に、工具のパラメータを Table 3.2.1 に示す。

### 3) 試験片

試験片は、一方向プリプレグCYCOM5276-1をすべて同方向に37プライ積層硬化した、厚み7.0mmのCFRPプレートを使用した。このプリプレグは、直径5  $\mu$  mのポリアクリロニトリル(PAN)系炭素繊維を一方向に引き揃え、エポキシ樹脂を含浸させた一方向プリプレグである。積層硬化の際に、すべてのプリプレグの配向方向を同方向とすることで、プレート内の炭素繊維配向方向はすべて一方向となる。被削材の主要なスペックをTable 5.2.1に示す<sup>54)</sup>。

切削に対する繊維配向方向を繊維配向角と定義する。配向角は、エンドミルの工具送り方向に平行な方向を  $0^\circ$  とし、時計回りを正方向と定め、 $-45^\circ$ 、 $0^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $90^\circ$  の4種類を用意した。

### 4) 工具摩耗体積測定方法

工具摩耗観察には、KEYENCE製CCDマイクロスコープVHX-1000を使用した。外観をFig.5.2.8に示す。Fig.5.2.9に、繊維配向角 $45^\circ$ 加工送り1,000mm/minで1,000mm加工後の工具すくい面と逃げ面側から観察した刃先摩耗を示す。いずれの面も、塑性変形や熱亀裂など加工熱に起因する摩耗は発生していない。すくい面は、すくい面摩耗の発生はなく、刃先先端が摩滅し後退しているのが確認できる。さらに切れ刃の後方に樹脂の溶着がみられる。逃げ面も刃先が後退していることがわかる。そこで、CFRP一方向材の切削後における摩耗量を測定するために、切削により影響を受けない境界のある逃げ面側より観察する。工具摩耗体積 $V_w$ を、逃げ面の二番と三番の境界を基準とし測定した刃先後退量 $W$ から、Fig.5.2.10に示す近似した工具刃先形状により算出する。

### 5) 切削抵抗の測定方法

切削抵抗の測定は、3成分動力計KISTLER9257Bを使用した。動力計は分岐ボックスKISTLER 5407Aを経由してチャージメータKISTLER 5015Aに接続し、そこからさらにデータロガーKISTLER NR-2000を介してパソコンに接続した。動力計とチャージメータのスペックをTable 5.2.3, 5.2.4に、外観をFig.5.2.11, 5.2.12に示す。分力の方向は、マシニングセンタの機械座標系に合わせ、送り方向分力を $F_x$ 、半径切込み方向分力を $F_y$ 、軸方向分力を $F_z$ とする。セットアップ及び機械座標系と各分力の関係をFig.5.2.1に、外観をFig.5.2.13に示す。

### 6) 実験条件

実験条件をTable 5.2.5に示す。切削速度はマトリクス樹脂の変質を避けるため、3章の実験結果より100m/minとした。テーブル送りは、500mm/minと1,000mm/minの2条件とした。よって、一刃あたりの送り量は0.063mmと0.126mmの2条件である。工具径は8mmで半径切り込みは3mmとし、切削の方向はダウンカットである。1パスの切削長を500mmとし2パス1,000mmまで加工を実施した。



## 5.2.4 実験結果

### 1) 工具摩耗

Fig.5.2.14に切削距離と工具摩耗量との関係を示す。各条件とも繊維配向方向によって工具摩耗量が変化することがわかる。

切削距離500 mmから2000 mmまで工具摩耗速度は一定であるが、0 mmから100 mmでの工具摩耗速度と比較して小さくなっている。このことからCFRPの切削時の工具摩耗速度は切削距離によって変化し、摩耗速度が高い初期摩耗域と摩耗速度が低い定常摩耗域と分けられる。定常摩耗域と初期摩耗域ともに工具摩耗速度は繊維配向方向と送り速度によって異なる。各条件とも切削距離100 mmから500 mm及び500 mmから1000 mmの摩耗速度は同程度であるため、切削距離100 mmは定常摩耗域であると考えられる。したがって、初期摩耗域と定常摩耗域との境界は切削距離50 mmから100 mmの間にあると推測される。

送り速度が異なる同じ繊維配向方向の条件をそれぞれ比較する。送り速度500 mm/minの摩耗量は1000 mm/minでの摩耗量に比べ大きくなっている。つまり、送り速度が小さいほど摩耗量が大きくなっている。送り速度1000 mm/minでは一刃送り量は0.125 mm/toothであるが、送り速度500 mm/minでは一刃送り量は0.0625 mm/toothと送り速度1000 mm/minと半分になる。同切削距離であるため一刃送りが小さいほど繊維を切断する回数が増える。したがって繊維を切断する回数の増加が刃先後退量の増加につながっていることがわかる。つまり刃先が繊維を破壊する際の刃先へのダメージがCFRP切削時の摩耗の原因であることがわかる。これは、2章での結果と同一である。

また、Fig.5.2.15に半径切り込み3.0mm、切削距離1,000 mmにおける配向角別の摩耗体積と繊維本数の関係を示す。摩耗体積順に繊維配向角を並べると送り速度500 mm/min において  $45^\circ > 0^\circ > -45^\circ > 90^\circ$ 、送り速度1,000mm/minにおいて  $0^\circ > 45^\circ > -45^\circ > 90^\circ$  となる。繊維切断本数が最も多い配向角 $45^\circ$ における摩耗体積は大きい。次いで繊維切断本数が多い配向角 $90^\circ$ の摩耗体積は最も小さかった。これより、工具摩耗は繊維配向角による繊維切断本数に依存するが、配向角 $0^\circ$ 、 $-45^\circ$ において摩耗の助長効果が見られる結果となった。

### 2) 切削抵抗

Fig.5.2.16に切削距離40mmの位置で測定した切削抵抗を示す。本実験に用いたエンドミルはリードがあり、切削抵抗を2次元分力として評価できないため、送り方向分力と半径切込み方向分力を合わせた合成切削抵抗を評価する。

合成切削抵抗及び軸方向切削抵抗共に、送り速度1,000mm/minが500mm/minに比べ大きな値となった。これは送り速度1,000mm/minでは一刃送り量が大きく、一刃の切削除去量が多いためである。

また、送り速度500mm/minの合成切削抵抗を除き、切削抵抗の大きさを配向角別に並べると  $45^\circ > 90^\circ > 0^\circ > -45^\circ$  となった。これは、繊維配向角による繊維切断本数と同様の傾向であり、切削抵抗は繊維配向角による繊維切断本数に依存する。

切削抵抗の振幅は、繊維配向角  $0^\circ$  ,  $-45^\circ$  において小さく滑らかに変動した。Table 5.2.1より繊維方向の引張り強度3013.01Mpaに対し、繊維の垂直方向すなわち繊維界面方向の引張り強度は90.32Mpaと著しく小さい。配向角  $0^\circ$  ,  $-45^\circ$  においては、Fig. 5.2.7に示す繊維切断角より、 $180^\circ$  近傍で切削が行われることを示している。この場合は、繊維の界面に沿うように工具刃先が進むため、強度の小さい繊維界面方向の切削が行われた結果、切削抵抗の振幅は小さく滑らかに変動したと思われる。

### 3) 切りくずの観察

Fig.5.2.17に半径切り込み3.0mm、切削距離1,000 mmにおける配向角別の切りくずを示す。繊維配向角  $0^\circ$  ,  $-45^\circ$  においては細かく切断されておらず、比較的大きな切りくずにCFRPプレートの積層間隔が観察できる。配向角  $45^\circ$  ,  $90^\circ$  においては、細かく分断された切りくずとなっている。

切りくずの形状は、繊維切断角度により影響されており、繊維配向角  $0^\circ$  ,  $-45^\circ$  においては繊維の界面に沿うように工具刃先が進むため、繊維界面から剥離するような機構で比較的大きな切りくずが生成される。これはCFRPの繊維間強度はマトリクス樹脂の強度に依存し、Table 5.2.1より繊維方向の引張り強度に対し、繊維の垂直方向の引張り強度は著しく低いいため、繊維と切削する工具刃先の進行方向が平行になる場合に繊維の切断は行われず、樹脂の破壊によって繊維が除去されることを示している。繊維配向角  $45^\circ$  ,  $90^\circ$  においては工具刃先が繊維をせん断する向きで工具刃先が進むため繊維が細かく分断された切りくずが生成される。

## 5.3 工具摩耗モデルの提案

CFRPのエンドミル切削における工具摩耗は、摩耗速度の高い初期摩耗域を経て速度の低い定常摩耗域で進行する。初期摩耗・定常摩耗域の工具摩耗速度は切断繊維本数が多い条件ほど高くなり、繊維配向角  $0^\circ$  ,  $-45^\circ$  において摩耗の助長効果が見られる。

摩耗の助長効果を再現するために、繊維切断角度に注目する。繊維配向角  $0^\circ$  ,  $-45^\circ$  においては、繊維切断角度が  $180^\circ$  近傍の切削が含まれる。この領域において、炭素繊維に対しごく浅い角

度で工具がアプローチすると、刃先が高硬度の炭素繊維に食い込んでいく過程で逃げ面垂直応力が高まる。しかし、繊維垂直方向のヤング率は、Table 5.2.2より繊維方向と比較し著しく小さい。そのために繊維が刃先に対して後退する方向で変形し、繊維を切削することなく擦過を続けることにより、刃先が損傷すると考えられる。一方、繊維切断角度が $0^\circ$ 、 $-180^\circ$ よりわずかに大きい場合は、繊維間の界面強度は樹脂の強度に依存し、樹脂の破壊で繊維は除去され上滑りは発生しない。繊維が切断されないまま刃先が繊維上を上滑りして擦過する、繊維切断とは異なるアブレイブな効果を想定する。上滑りアブレイブ効果 $\chi$ を以下の式で定義する。

$$\chi(\beta(\theta, \alpha)) = \begin{cases} 0 & (-\pi \leq \beta < -\frac{\pi}{4}, 0 \leq \beta < \frac{3\pi}{4}) \\ C_a(\cos(4 \cdot \beta(\theta, \alpha)) + 1) & (-\frac{\pi}{4} \leq \beta < 0, \frac{3\pi}{4} \leq \beta < \pi) \end{cases} \quad (5.3.1)$$

さらに、摩耗速度を微小工具回転角度あたりの切断繊維本数に依存した、次式にモデル化することを提案する。

$$\frac{dV_w}{dL} = C_v \frac{S}{F} \int_{\phi}^{\pi} n(\theta, \alpha)(1 + \chi(\beta(\theta, \alpha))) d\theta \quad (5.3.2)$$

ここで $V_w$ は工具摩耗体積[mm<sup>3</sup>]、 $C_v$ は摩耗係数[mm]、 $L$ は切削距離[mm]、 $S$ は主軸回転速度[ $\text{min}^{-1}$ ]、 $F$ は送り速度[mm/min]、 $\theta$ は工具回転角度[rad]、 $\phi$ は切削開始時の工具回転角度[rad]、 $n$ は微小工具回転角度あたりの切断繊維本数[-]、 $\alpha$ は繊維配向方向[rad]、 $\beta$ は繊維切断角度[rad]、 $\chi$ は上滑りアブレイブ効果[-]、 $C_a$  [-]はその係数である。

初期摩耗域と定常摩耗域の境界は切削距離100 mmと仮定した。 $C_v$ は初期摩耗域では $C_{vi}$ 、定常摩耗域では $C_{vs}$ とする。各係数はモデル式の値と測定値との誤差率が小さくなるよう設定した。 $C_{vi}$ は $1.22 \times 10^{-9}$  mm、 $C_{vs}$ は $6.26 \times 10^{-10}$  mm、 $C_a$ は3とした。本式は、繊維切断角度に依存する式(5.3.1)で表されるアブレイブ効果で補正された単位切削距離あたりの切断繊維本数に、摩耗速度係数を掛け合わせた形とした。また、切削距離100 mmにおいて初期摩耗量と定常摩耗量が等しくなるように定常摩耗の直線式の切片を設定した。

Fig.5.3.1に摩耗速度モデル式を用いて算出した切削距離1000 mmでの工具摩耗量の予測値と実測値の比較を示す。繊維切断本数のみの予測値に比べ、実測値に近い傾向を示していることがわかる。

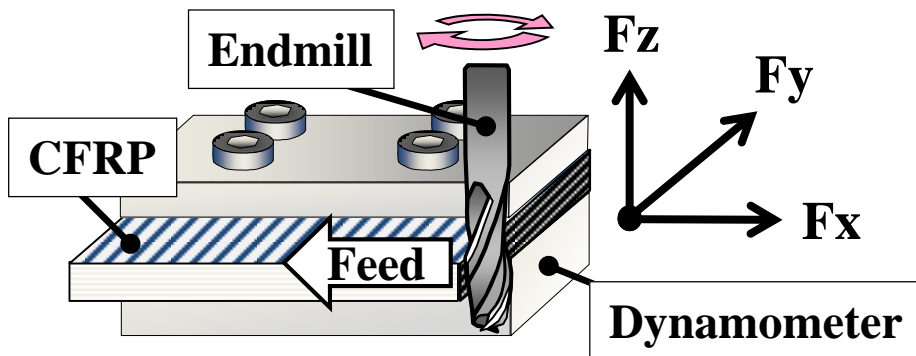


Fig. 5.2.1 Schematic diagram of experimental set up

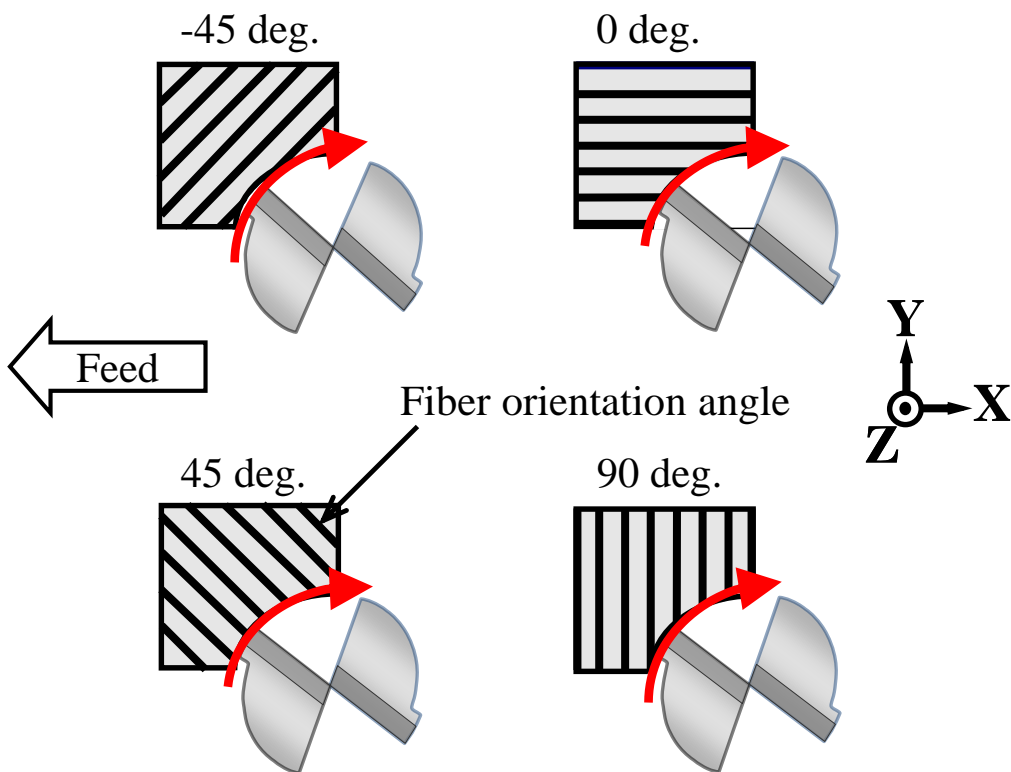
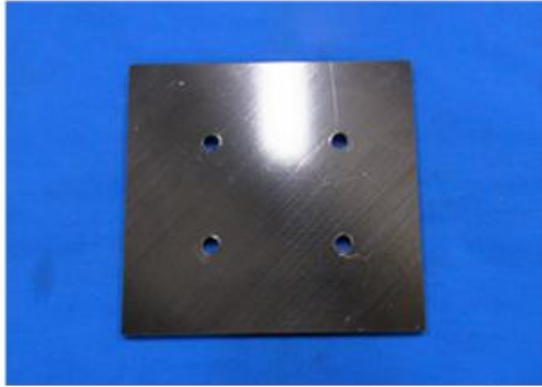
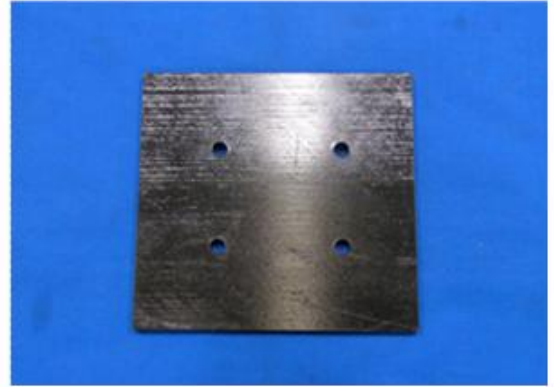


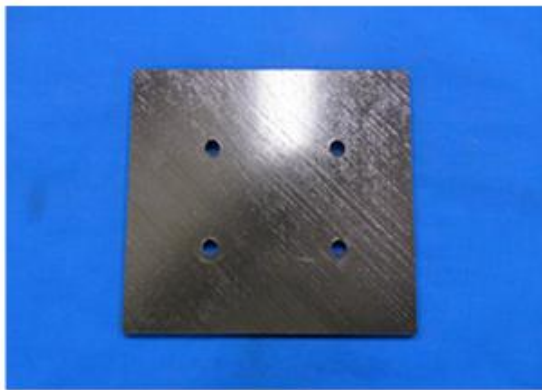
Fig. 5.2.2 Definition of fiber orientation



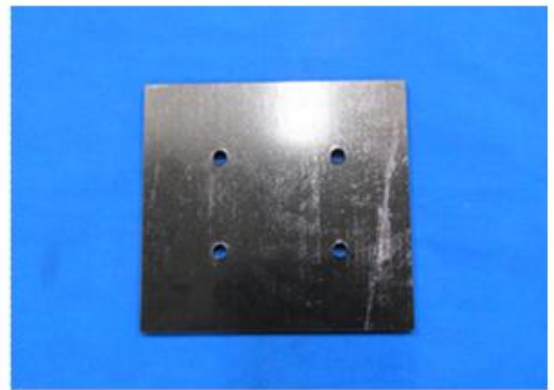
(a) Orientation direction:  $-45^\circ$



(b) Orientation direction:  $0^\circ$

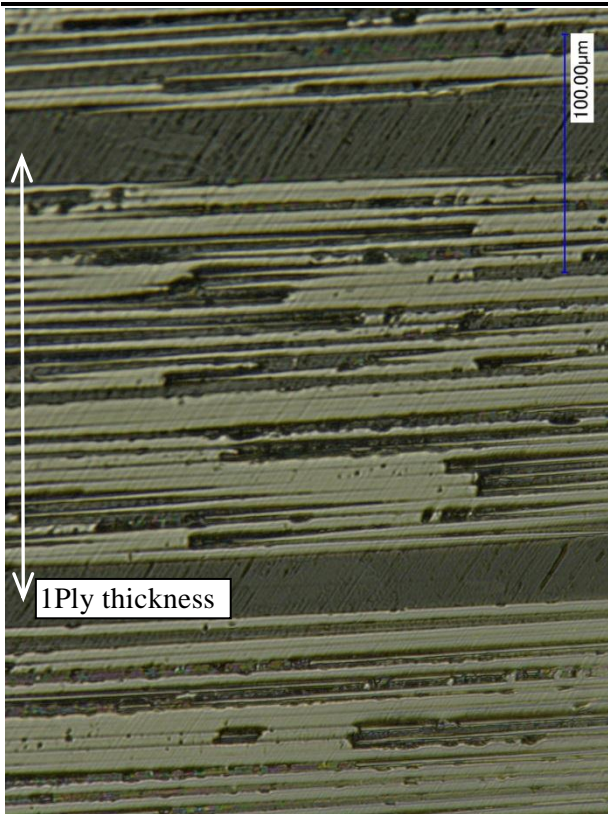


(c) Orientation direction:  $45^\circ$

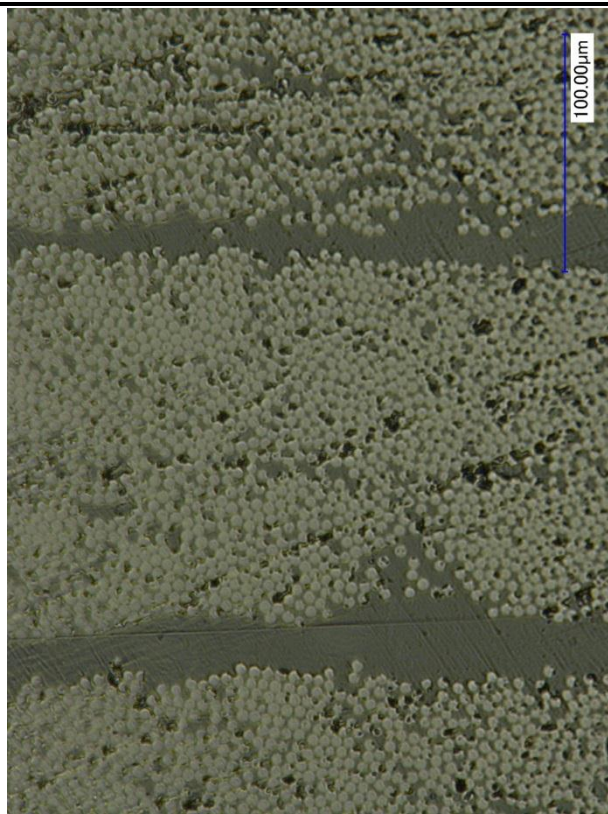


(d) Orientation direction:  $90^\circ$

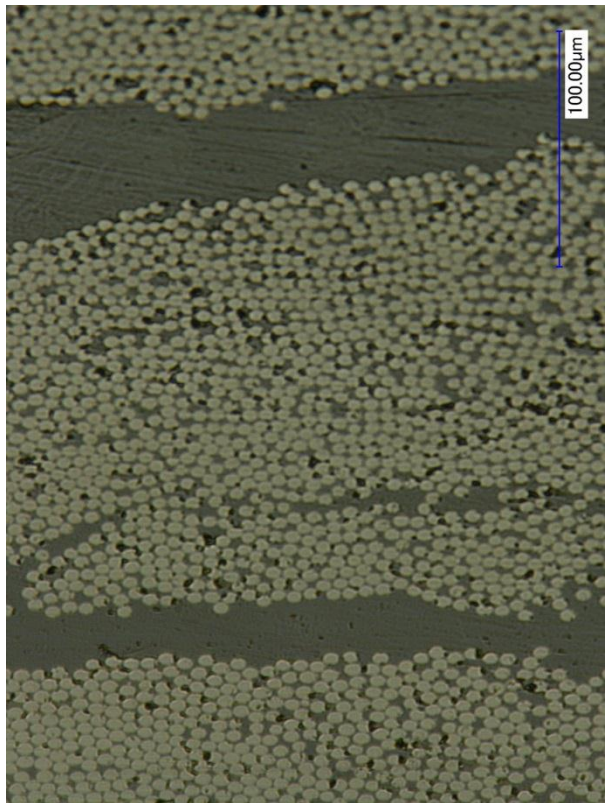
Fig. 5.2.3 Picture of Workpiece



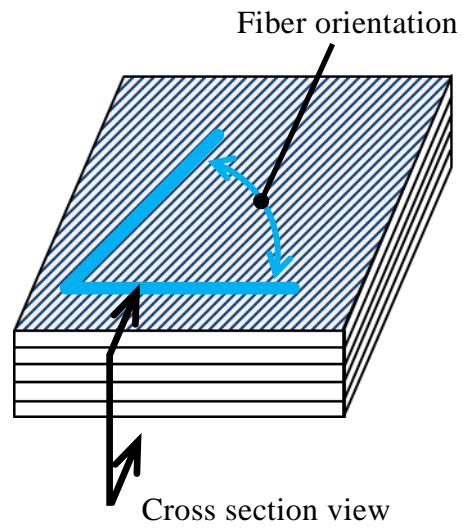
(a) Orientation direction:  $0^\circ$



(b) Orientation direction:  $90^\circ$



(c) Orientation direction:  $45^\circ$



(d) View direction

Fig. 5.2.4 Workpiece cross section view

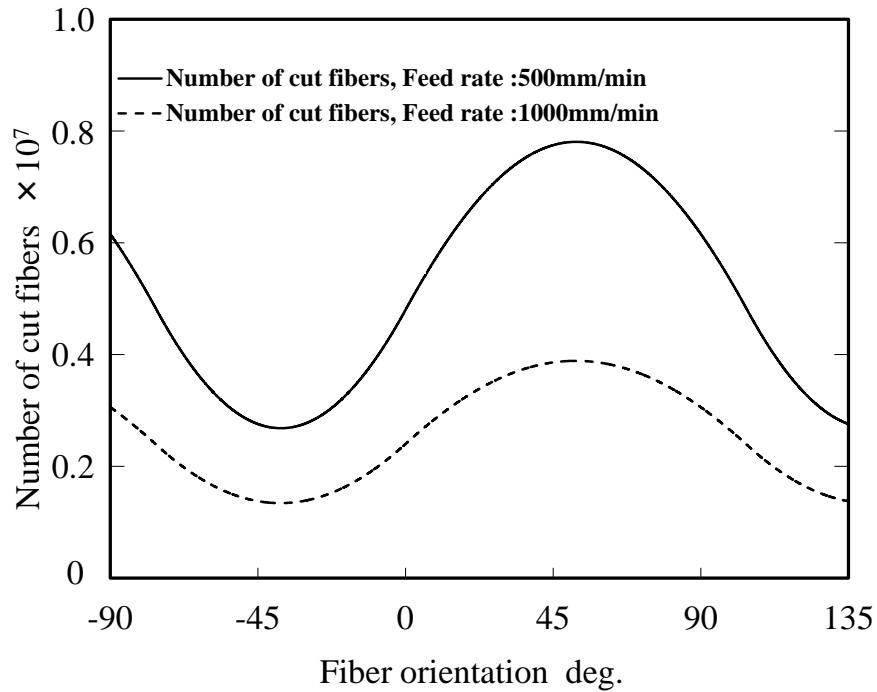


Fig. 5.2.5 Fiber orientation on number of cut fibers

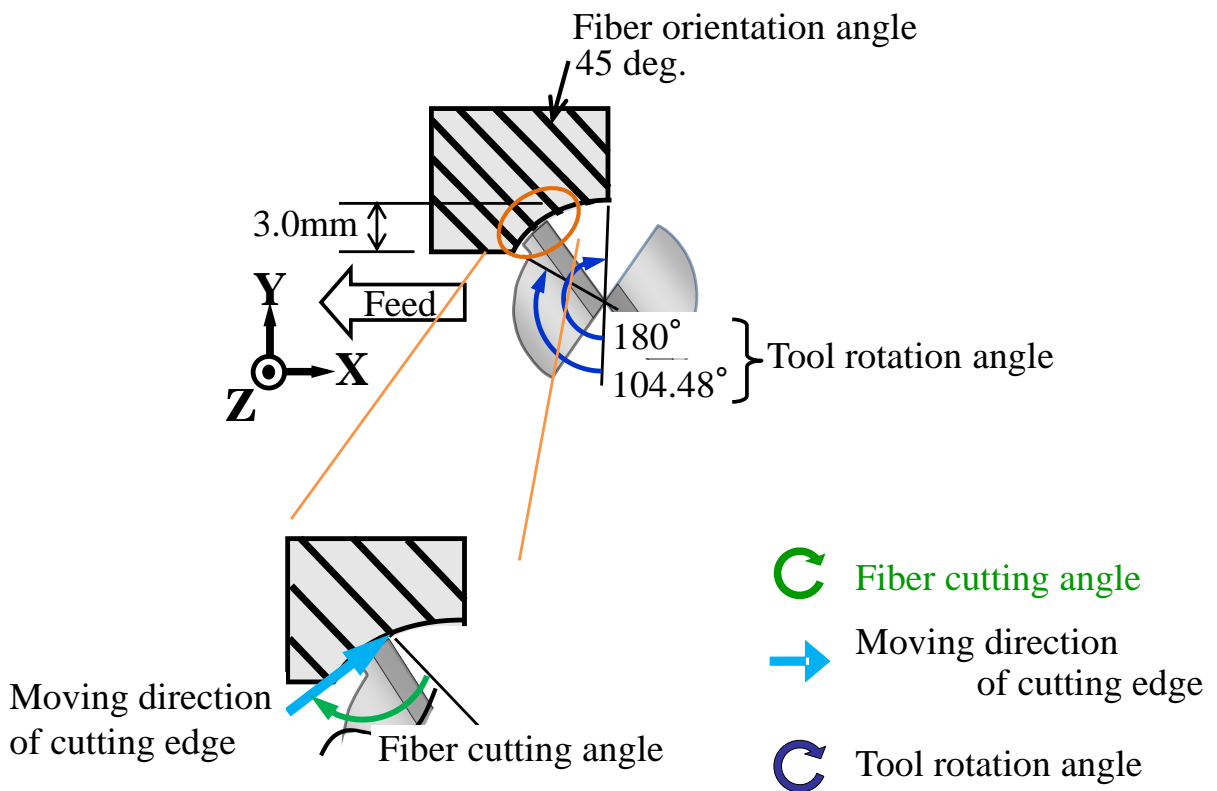


Fig. 5.2.6 Fiber cutting angle and cutting direction

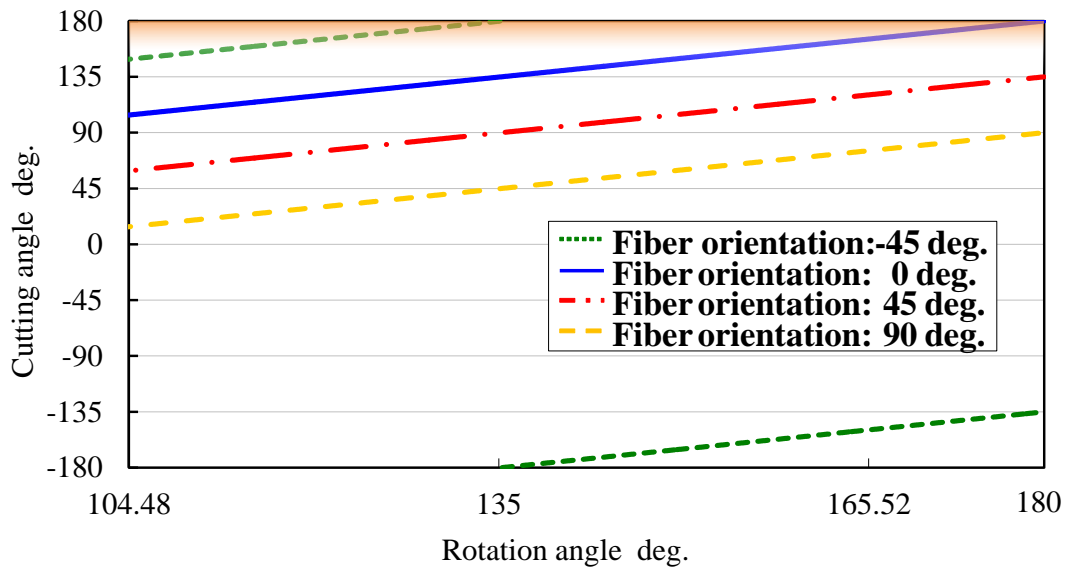


Fig. 5.2.7 Relationship between tool rotation angle and fiber cutting angle

Table 5.2.1 Properties of composites

	Properties	Unit	Nominal value
Resin	Designation	—	Cycom 5276-1
	Chemical type	—	Toughened epoxy resin
	Cure temperature	°C	175
	Cure time	min	120
	Density	g/cm <sup>3</sup>	1.31 ± 0.01
Properties	0° Tensile Strength 24°C	Mpa	3013.01
	90° Tensile Strength 24°C	Mpa	90.32

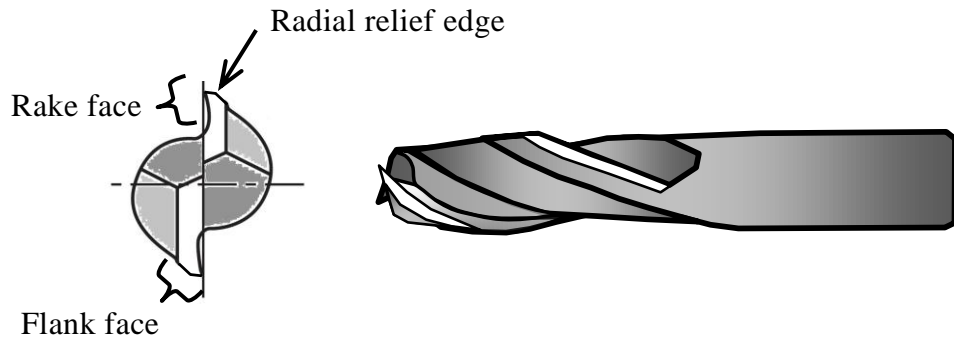


Table 5.2.2 Laminate design for composite packages

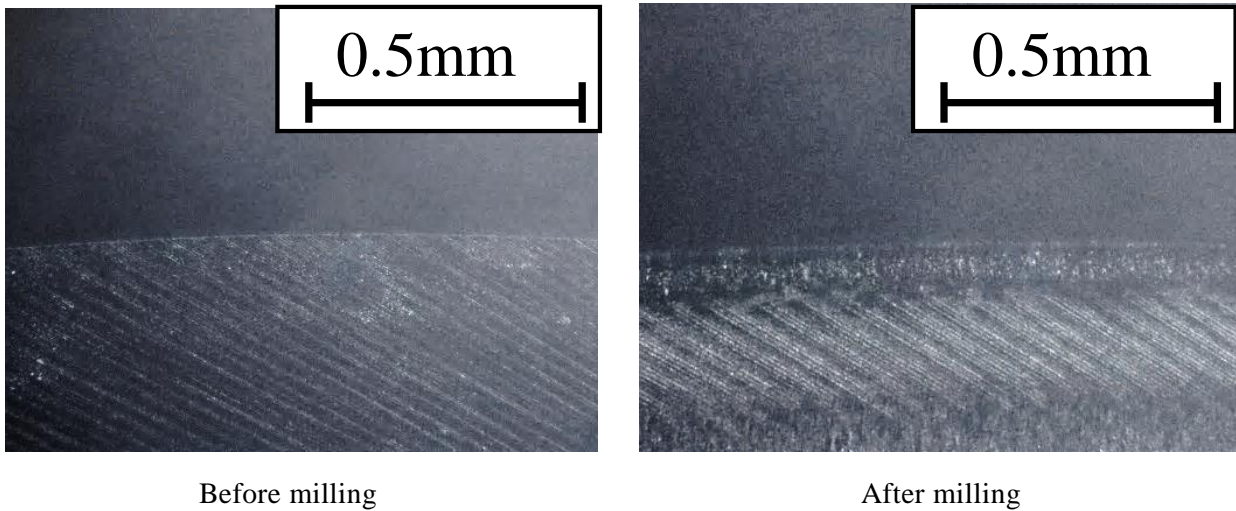
Laminate design [0/0/0/0] four layers	Properties	Unit	Nominal value
CYCOM5276-1 Properties	0° Young's modulus	Gpa	157.7
	90° Young's modulus	Gpa	8.54



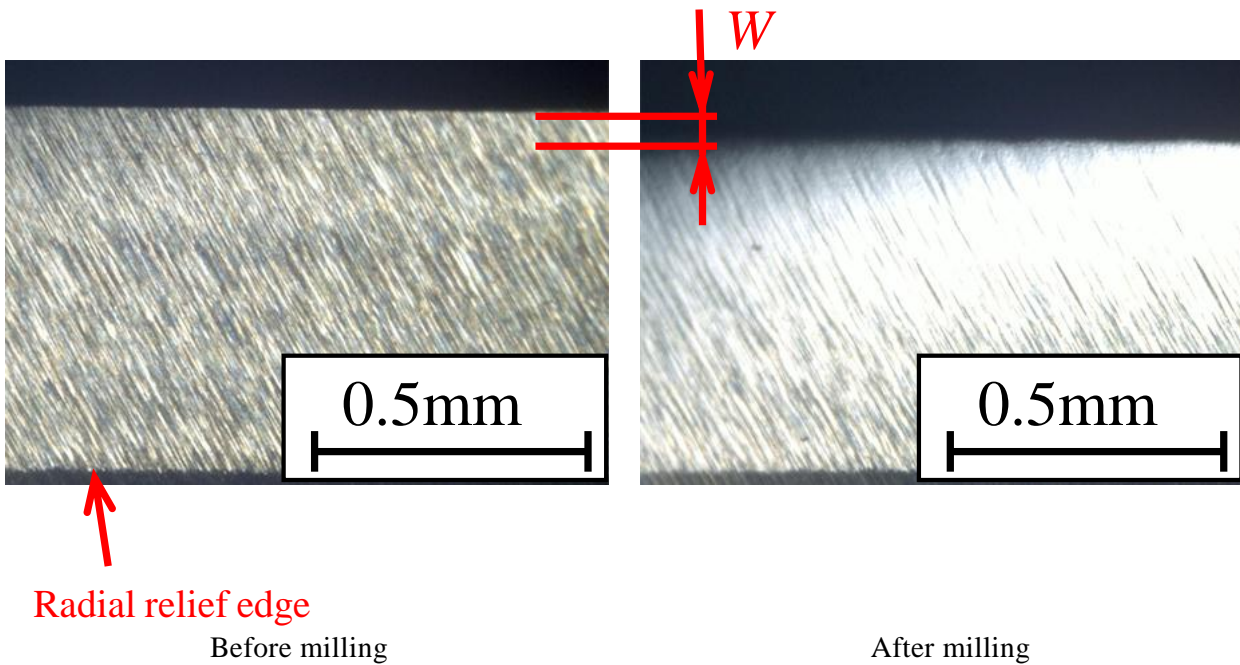
Fig. 5.2.8 Picture of CCD Digital microscope



(a) Names of parts for endmill



(b) Rake face



(c) Flank face

Fig. 5.2.9 Picture of tool wear

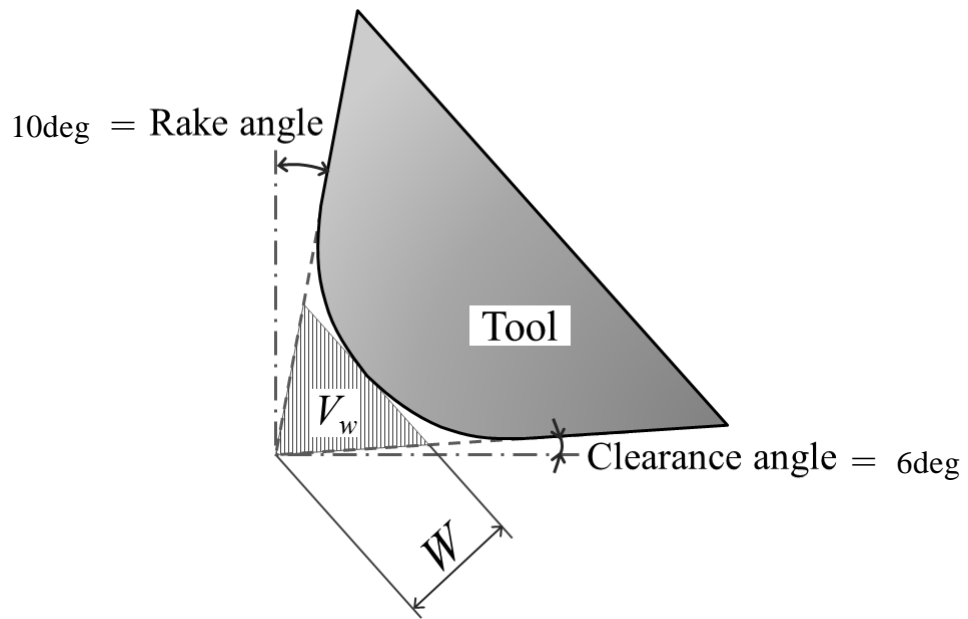


Fig. 5.2.10 Cutting edge and volume of tool wear,  $V_w$

Table 5.2.3 Specification of standard dynamometer

Specifications		9257B
Calibration		Calibrated
Measuring range	$F_x, F_y, F_z$ kN	$\pm 5$
Sensitivity	$F_x, F_y$ pC/N	-7.5
	$F_z$ pC/N	-3.7
Natural Frequency	$F_{nx}, F_{nz}$ kHz	$\approx 2.5$
	$F_{nx}, F_{nz}$ kHz	$\approx 3.5$
Operating temperature range	$^{\circ}\text{C}$	0~70
Length	mm	170
Width	mm	140
Height	mm	60
Mass	kg	7.3

Table5.2.4 Specification of charge meter

<b>Specifications</b>		<b>Type 5015A00X0</b>
<b>Model</b>		<b>19"rack module</b>
<b>Adjustment</b>		<b>with serial interface RS-232C</b>
<b>Measuring range</b>	<b>pC</b>	<b>±2...±2200000</b>
<b>Frequency range</b>	<b>kHz</b>	<b>≈0...200</b>
<b>Output signal</b>	<b>V</b>	<b>10...2</b>
<b>Accuracy</b>	<b>%</b>	<b>&lt;±3</b>
<b>Supply</b>		<b>115/230 VAC switch able</b>
<b>Operating temperature range</b>		<b>°C 0...50</b>
<b>Mass</b>	<b>kg</b>	<b>2.3</b>
<b>Connection</b>		<b>BNC neg. Output: BNC neg.</b>
<b>Width</b>	<b>mm</b>	<b>105.3</b>
<b>Height</b>	<b>mm</b>	<b>142</b>
<b>Depth</b>	<b>mm</b>	<b>253.2</b>

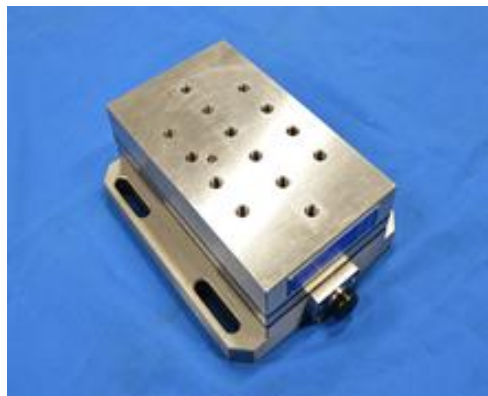


Fig. 5.2.11 Picture of dynamometer



Fig. 5.2.12 Picture of Charge meter



Fig. 5.2.13 Picture of Experimental setup

Table5.2.5 Machining conditions

Orientation direction of unidirectional CFRP deg.	-45 , 0 , 45 , 90
Cutting tool	Uncoated cemented carbide endmill
Spindle speed min <sup>-1</sup>	4,000
Cutting speed m/min	100
Feed rate mm/min	500 , 1,000
Cutting length mm	1,000
Feed par tooth mm/tooth	0.063 , 0.125
Radial depth of cut mm	3
Axial depth of cut mm	7
Tool diameter mm	8
Number of flute	2
Coolant	Dry
Work-piece thickness mm	7

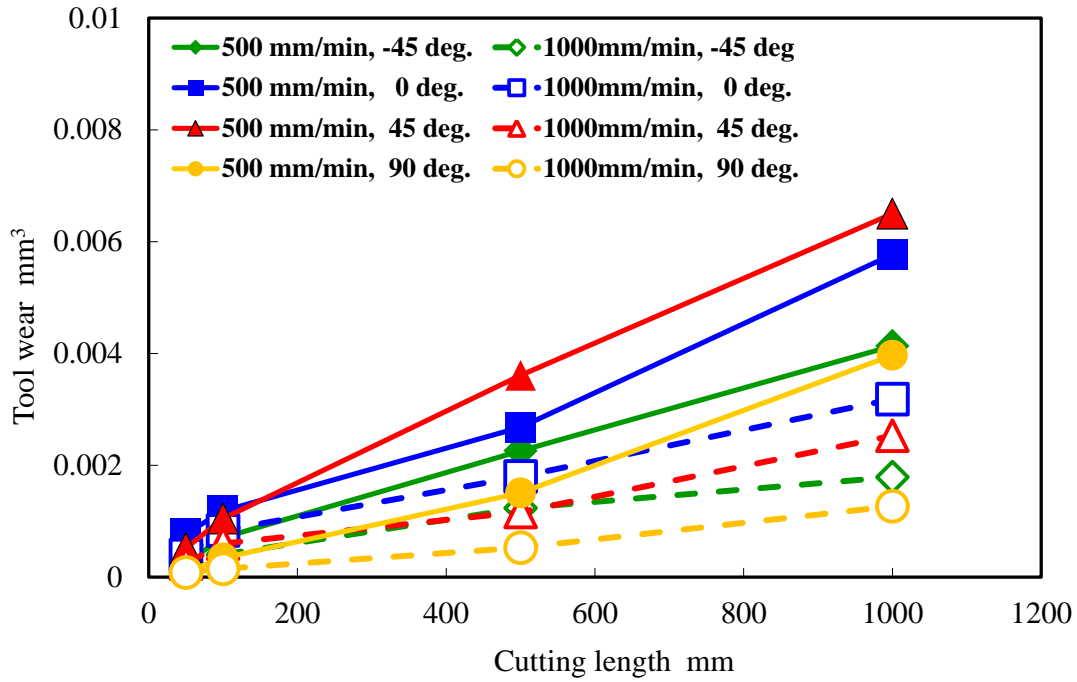


Fig. 5.2.14 Relationship between cutting length and tool wear

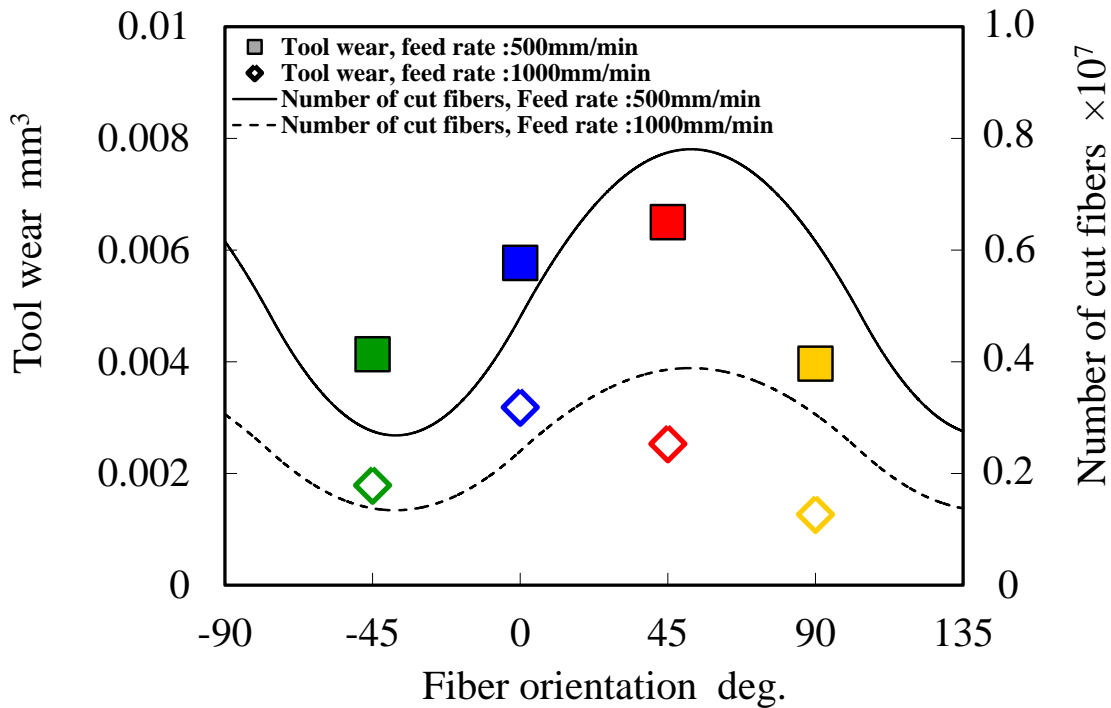
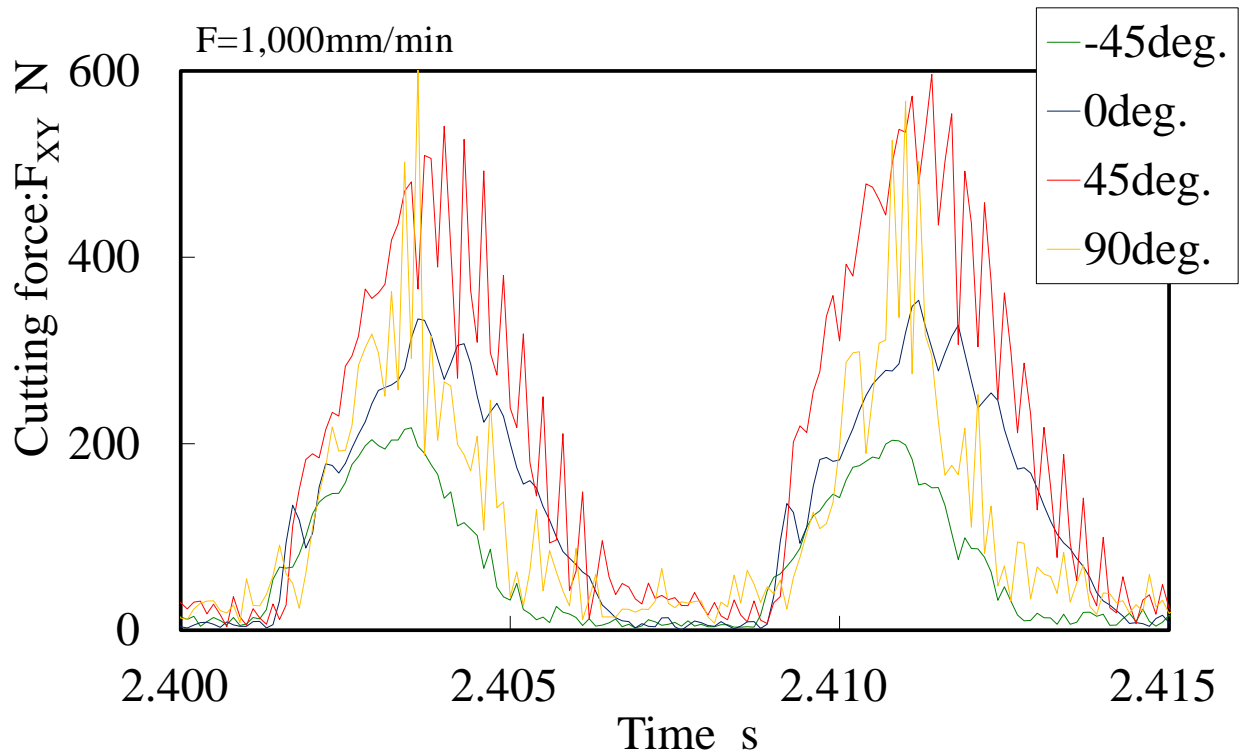
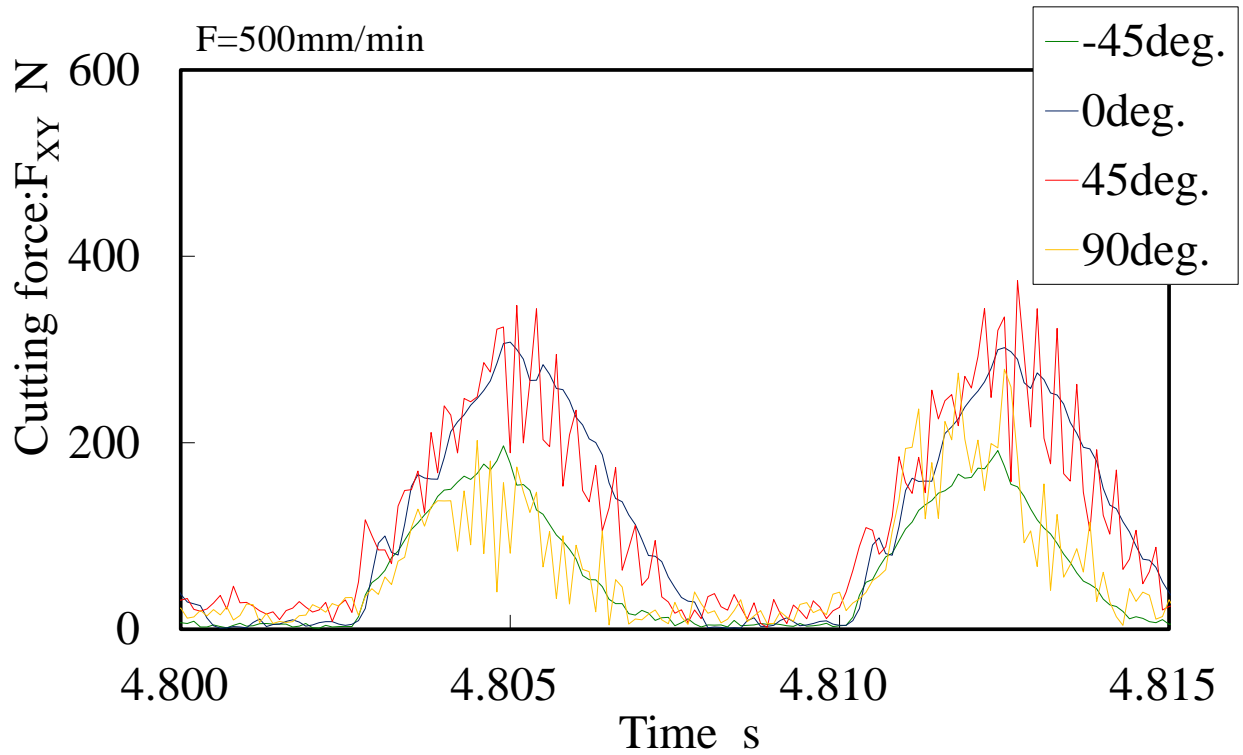
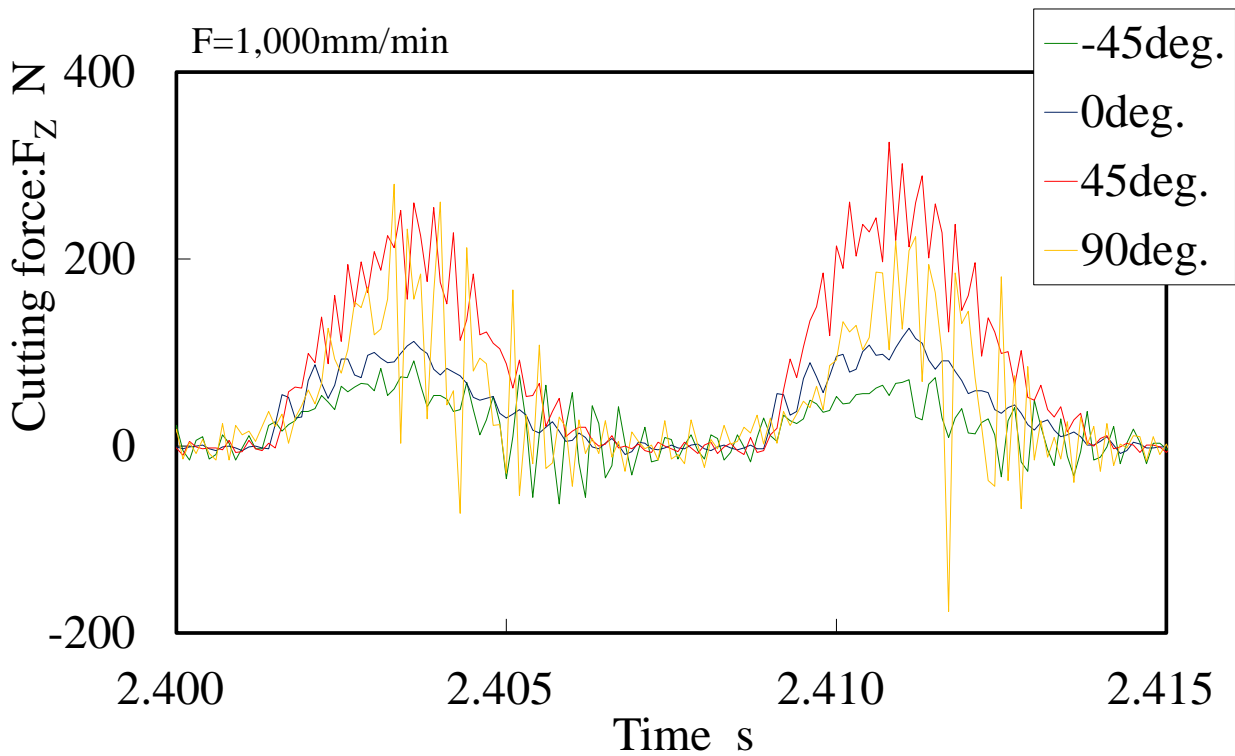
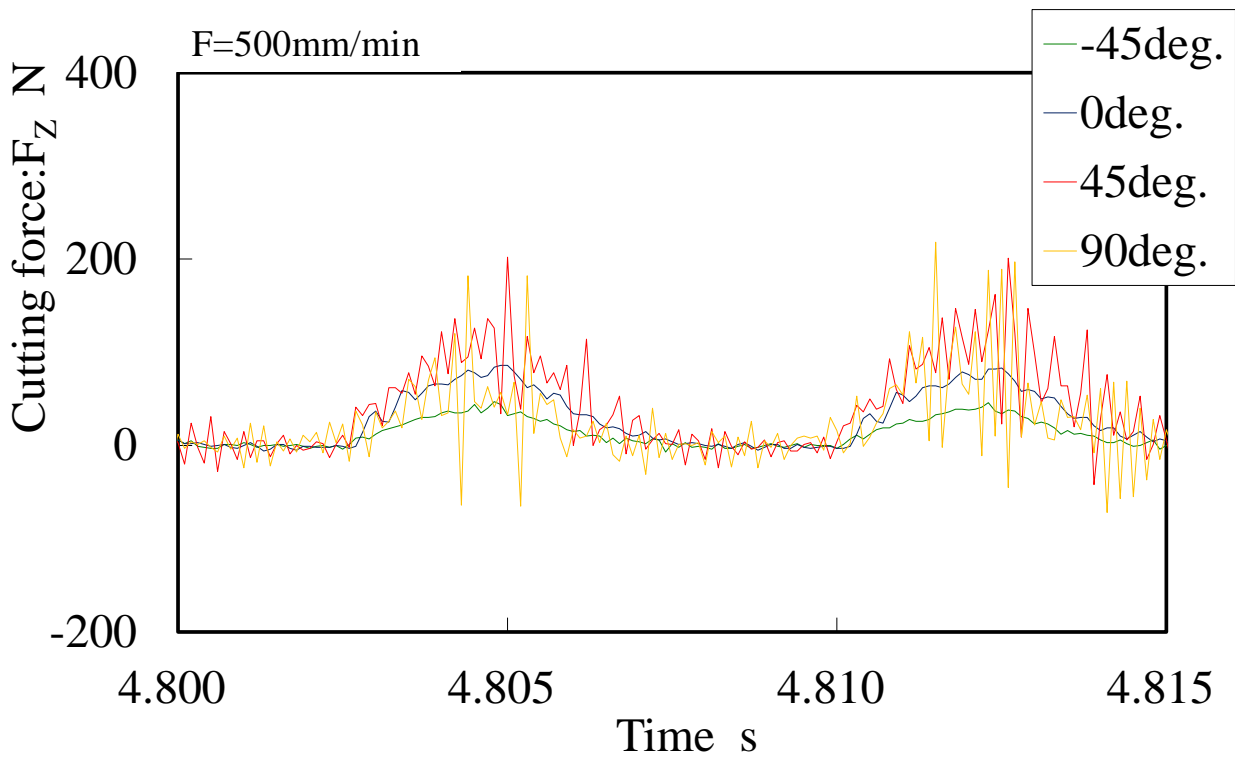


Fig. 5.2.15 Effect of fiber orientation on number of cut fibers and tool wear



(a) Cutting force  $F_{xy}$

Fig. 5.2.16 Effect of fiber orientation on cutting force



(b) Cutting force  $F_z$

Fig. 5.2.16 Effect of fiber orientation on cutting force



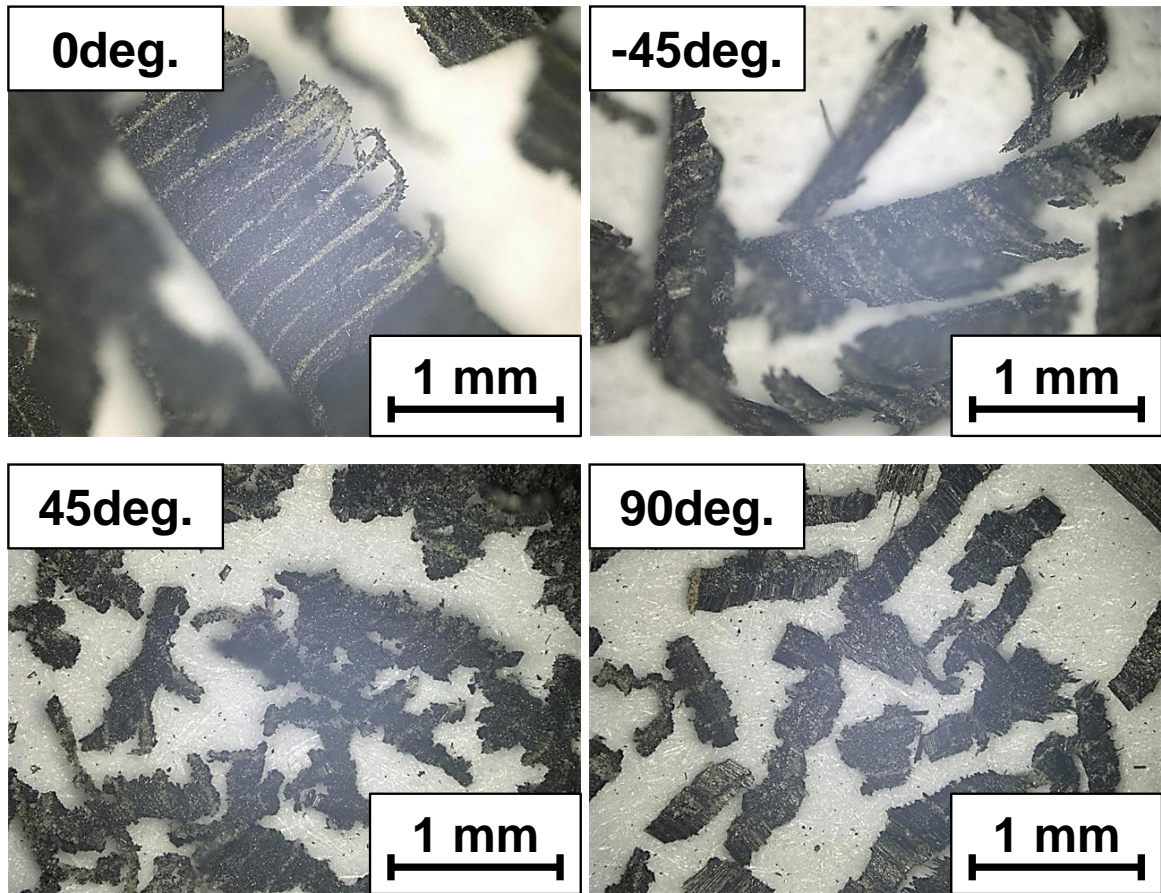


Fig. 5.2.17 Effect of fiber orientation on chip shapes

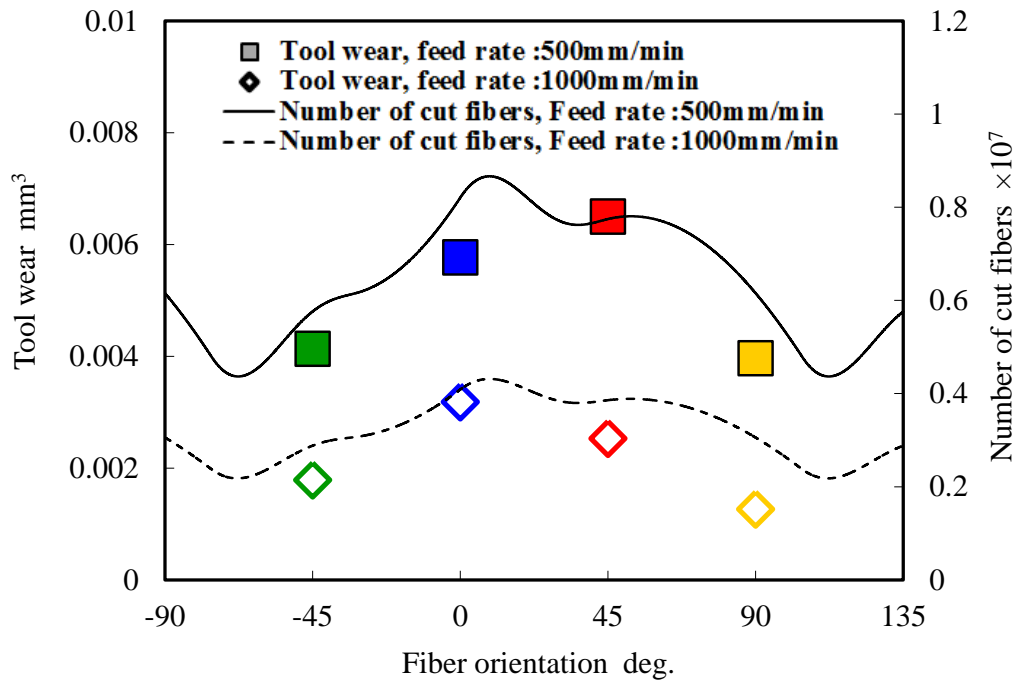


Fig. 5.3.1 Comparison of predicted wear rate and experimental results

## 5.4 結言

本章では工具摩耗、加工負荷及び加工温度と繊維配向角の関係性を解明するため、すべての繊維方向がそろったCFRPプレートを使用した切削実験により、以下の結果を得た。

- 1) 繊維切断本数が多い繊維配向角ほど工具摩耗体積は大きい。
- 2) 繊維切断本数が最も多い配向角 $45^{\circ}$ において摩耗体積は大きい。次いで繊維切断本数が多い配向角 $90^{\circ}$ では、配向角 $0^{\circ}$ 、 $-45^{\circ}$ と比較して摩耗体積は小さい。これより、工具摩耗は繊維配向角による繊維切断本数に依存するが、配向角 $0^{\circ}$ 、 $-45^{\circ}$ において摩耗の助長効果が見られる。
- 3) 切削抵抗は繊維配向角による繊維切断本数に依存する。
- 4) 繊維配向角によって変化する繊維切断本数に、繊維切断角度に依存したアブレイブ効果を加味した摩耗速度モデルを提案し、摩耗量の実測値と比較した。本実験条件における限定された条件において、繊維切断本数のみの予測値に比べ、実測値に近い傾向を示すことができた。
- 5) エンドミル切削の刃先摩耗は繊維切断角度に依存し、繊維を上滑りするアブレイブ効果により摩耗助長作用があることをモデル化により示した。

## 第6章

# 結 論

---

### 6.1 本論文のまとめ

本研究は、CFRPのエンドミル加工を対象とし、切削の物理的な特性を実験により観察、評価し、切削機構の解明を目的として研究を行った。最終的には、最適な加工方法を見つけ出すために工具摩耗・加工面品位・切削温度の観点から適切な加工条件を求め、繊維配向角と工具摩耗の関係性を解明することで摩耗のモデル化を試みた。本論文で議論した主な研究課題を以下に示す。

2章 切削速度が工具摩耗・加工面品位に与える影響

3章 切削速度と切削温度の関係性

4章 水ミスト供給における加工雰囲気の変化が工具摩耗・被削性に与える影響

5章 繊維配向角の関係性

以上において得られた結論と知見を以下に示す。

第2章「**切削速度が工具摩耗・加工面品位に与える影響**」では、

耐摩耗性汎用Ti-AlNコーティングを施した超硬エンドミルによりCFRPのトリム加工実験を実施し、刃先観察により切削速度が工具摩耗に与える影響を明らかにした。また、それに伴い仕上げ面の表面粗さを中心に仕上げ面性状の評価を行った。さらに、マトリクスであるエポキシ樹脂のCFRP切削時における工具摩耗の関与を明確にするため、エポキシ樹脂の切削特性を把握した。得られた結論を以下に示す。

- 1) 刃先摩耗は、一刃当りの送りが小さい条件で刃先逃げ面側に顕著に発生した。これはアブレーションな要因による摩耗現象である。また、摩耗の進行に伴い表面粗さも悪化することが確認できた。さらに、高速切削においては、摩耗が抑制され表面粗さも向上することが判明した。これにより、高速切削における実用的な一刃当りの送りによる加工が、工具寿命も長く、生産性が高いことを示す。

- 2) 高速切削時には、切削点の発熱によりマトリクス樹脂に熱軟化が生じている可能性がある。これにより炭素繊維の固定力が低下し、工具に対する炭素繊維のアブレイブ作用が低減したことにより工具逃げ面摩耗が減少したと考えられる。
  - 3) SEMによる観察の結果、樹脂の熱軟化が疑われる高速切削においても、加工面性状は低速切削と比較して溶解再凝固の痕跡は認められず健全であった。これは、高速切削の優位性を示す。
  - 4) エポキシ樹脂単体の切削実験の結果、加工面は平滑で工具摩耗も微小であることが示された。
- 以上の結果から、CFRPのエンドミル切削における刃先摩耗は、硬質の炭素繊維による機械的摩耗要因が非常に大きく、熱的な要因は少ないと思われる。そのため、摩耗を抑制し加工面性状を維持するために高速切削は有効な手段である。

### 第3章「切削速度と切削温度の関係性」では、

CFRPは、強靱な炭素繊維と繊維強化材特有の異方性があるため難削材と捉えられるが、熱的にもセンシティブな被削材である。そこで、本章においては、エンドミルによるCFRPの加工温度を三つの方法で測定した。工具-被削材熱電対法による工具-被削材界面の切削点温度、サーモグラフによるエンドミル表面の温度、工作物内に熱電対を埋め込む手法による積層間の温度、以上三つの加工温度からCFRP切削時の切削温度と切削速度の関係を明らかにし、以下の結論を得た。

- 1) 金属ではない炭素繊維に工具-被削材熱電対法を適用し、CFRP切削時の切削点温度測定が可能であることを示した。切削速度200m/min以上の高切削速度域では切削点温度は500℃程度で飽和する点で金属切削とは大きく異なる傾向を示した。炭素繊維は金属とは異なり、ほとんど塑性変形せずに破断すると想定されるため、塑性変形による発熱が少なく、高速度域では切削温度が飽和し、金属切削と比べて低い温度を示したと考えられる。
- 2) サーモグラフカメラで切削時の工具表面最高温度を測定した結果、切削点と比べて温度は低いが、工具-被削材熱電対法の実験結果と同様な傾向を示しており、切削速度が200m/min以上では温度が約280℃で程飽和している。炭素繊維の塑性変形エネルギーが小さいことや工具表面の温度上昇は切りくずに比べ少ないことから、切りくずに含まれる樹脂の溶解や昇華が工具表面の温度上昇を抑制していると考えられる。
- 3) K型熱電対を埋め込み、CFRP積層間の切削温度影響について測定した結果、切削速度、送り速度共に高い条件において、熱電対が切削される直前までの温度は低く推移した。被削材の熱伝導率が低いために熱拡散が起こる前に切削が行われ、工作物内への切削熱の流入が少なかったと推定できる。加工点より深さ方向 $\angle l=0.3\text{mm}$ において最高温度は105℃であり、マトリ

クス樹脂に影響を与えるような温度には達していなかった。

- 4) 多刃のCFRP専用工具による高速切削加工において、工具表面最高温度の推移は2枚刃エンドミルと同様の結果となった。また、本条件における最も速い加工送り速度はAWJの2倍の速度であることから、多刃の工具による高効率の加工が可能であることを示すことができた。
- 5) エポキシ樹脂単体の切削において測定された加工温度は、樹脂のガラス転移点温度より低いことから、加工面の観察と合わせてエポキシ樹脂の溶解は発生しないことが示された。

以上の結果から、CFRPのエンドミル切削における加工温度は、工具材料の超硬金属に対する熱軟化や耐摩耗性コーティング被膜が損傷する温度には達しておらず、工具摩耗における熱的な要因は無い。高速切削による被削材の熱的損傷は、CFRPの低熱伝導率により加工熱が被削材に拡散することなく切削できるため、限定的で小さい。多刃のCFRP専用工具による高速切削加工においても、同様であり加工温度の観点から多刃の工具による高効率加工は実用可能である。

第4章「水ミスト供給における加工雰囲気の変化が工具摩耗・被削性に与える影響」では、

CFRPの切削加工において切削油剤の使用は禁じられている。しかし、一部水溶性切削油や水及び二酸化炭素(ドライアイス)については使用が認められている。そこで本章においては、CFRPエンドミル加工における水ミスト及びエアブローにおける工具摩耗、表面性状への影響について検討し、以下の結果を得た。

- 1) エアブローの供給による、工具逃げ面摩耗の抑制は確認できなかった。集塵が行われており、エアブローによる切りくずの除去効果が顕著に現れなかったためであると思われる。
- 2) 水ミストの供給による、工具逃げ面摩耗の抑制には至らなかった。前章よりCFRPの切削において、切削温度は工具摩耗の要因とはなっておらず、水ミストの水分による潤滑作用による摩耗抑制効果は確認できなかった。
- 3) 表面粗さ、ファイバーアウトにおいても工具摩耗と同様に改善は見られなかった。
- 4) 水ミストの供給により、工作機械の故障やクーラントの汚染が発生する可能性がある。
- 5) CFRPを被削材とした場合、切削液として水ミストを適用することは、効果的な加工方法ではない。

以上の結果から、ドライ切削と比較して工具摩耗の改善は見られなかった。表面粗さやファイバーアウトの発生など表面性状についても、工具摩耗が改善されていないため変化がなかった。水ミストやエアブローを供給するためには装置を追加する必要があり、コストに見合う効果は得られなかった。

第5章「工具摩耗と繊維配向角との関係性」では、

CFRPは積層基準とのなす角である繊維配向角により機械的特性が決定されるため、繊維方向と非繊維方向で強い異方性を示す。本章では工具摩耗及び加工負荷と繊維配向角の関係性を解明するため、すべての繊維方向がそろったCFRPプレートを使用した切削実験を行い、以下の結果を得た。

- 1) 繊維切断本数が多い繊維配向角ほど工具摩耗体積は大きい。
- 2) 繊維切断本数が最も多い配向角 $45^{\circ}$ において摩耗体積は大きい。次いで繊維切断本数が多い配向角 $90^{\circ}$ では、配向角 $0^{\circ}$ 、 $-45^{\circ}$ と比較して摩耗体積は小さい。これより、工具摩耗は繊維配向角による繊維切断本数に依存するが、配向角 $0^{\circ}$ 、 $-45^{\circ}$ において摩耗の助長効果が見られる。
- 3) 切削抵抗は繊維配向角による繊維切断本数に依存する。
- 4) 繊維配向角によって変化する繊維切断本数に、繊維切断角度に依存したアブレイブ効果を加味した摩耗速度モデルを提案し、摩耗量の実測値と比較した。本実験条件における限定された条件において、繊維切断本数のみの予測値に比べ、実測値に近い傾向を示すことができた。
- 5) エンドミル切削の刃先摩耗は繊維切断角度に依存し、繊維を上滑りするアブレイブ効果により摩耗助長作用があることをモデル化により示した。

以上の結果から、工具摩耗は繊維配向角に依存することが明らかになった。また、繊維配向角によって変化する繊維切断本数に依存した摩耗体積モデルにより、工具摩耗が予測可能であることを実証した。本方法は、容易に確認可能な繊維本数と配向角から、事前に摩耗量を予測することが可能である。

本研究において得られた成果により、実際の生産加工現場において加工効率を向上させるための実用的な加工条件の設定や、加工前の事前検討における工程の作り込み精度向上による加工TRY削減などが可能となり、加工安定化やコスト低減に大きく寄与できると考えられる。また、加工コストの大半を占める工具寿命を事前に予測可能となり、コスト試算の精度向上に寄与できる。

## 6.2 今後の課題と展望

本研究では前述のような成果を得ることができたが、CFRPのエンドミル切削機構の全容が解明できたとはいえ難く、さらなる高効率化を目指す技術開発のためには、確認すべき項目がある。それらについて以下に述べる。

第2章の結果から、切削速度は300m/min以下の条件となっているが、それ以上の条件での実験においても最適な条件を求める必要がある。切削速度の増加に伴い切削点の温度は上昇すると思われるが、切削速度に見合う加工送りにより熱拡散前に切削することが可能であれば、さらなる高効率切削の確立につながる。なお、300m/min以上の条件で実験を行うためには、切削速度の増加に伴う時間当たりの切削量も増加するために、切りくずの処理を適切に行う必要がある。第3章の熱画像より切りくずが最も高温であることから、切りくずが完全に集塵できない場合には、蓄積した切りくずの再溶融や含まれる炭素繊維の粒子による工具摩耗の促進などが想定される。また、人体に対しても無害ではなく、装置を準備したうえで実験を行う必要がある。また、CFRPの切削では機械的摩耗要因が非常に大きく、刃先の鋭利さを維持することがさらなる高能率切削につながると考えられる。摩耗による刃先先端の丸みの進行などに着目し、刃先形状の変更を検討することも必要となる。

第5章の結果から、繊維配向角に依存する工具摩耗体積モデルを提案した。繊維配向角によって変化する繊維切断本数に、繊維切断角度に依存したアプレシブ効果を加味した摩耗速度モデルを提案し、摩耗量の実測値と比較した。繊維切断本数のみの予測値に比べ、実測値に近い傾向を示すことができた。本モデルは、実測可能な炭素繊維の本数と角度により、容易に計算可能であることを特徴としており、他の配向角や切り込み量の現象を把握し、特定の配向角における摩耗促進を再現することで予測精度の向上が可能であると考えられる。さらに、本実験では現象を単純化するために一方向材のプリプレグを用いたが、クロスプリプレグの場合においても、一方向材の微小な繊維束を織り上げたものであると仮定することで、摩耗の予測が可能であると考えられる。

今後、これらの課題に取り組み、CFRPのエンドミル切削に関する知見を深め、実際の生産現場での活用を推し進めていきたいと考える。





## 参考文献

- 1) 民間輸送機に関する調査研究 平成23年度, 日本航空機開発協会, (2012)
- 2) 日本の航空宇宙工業 平成23年度版, 日本航空宇宙工業会, (2011)
- 3) 航空宇宙産業データベース, 日本航空宇宙工業会, (2012)
- 4) 平成22年度新興国航空機関連産業動向調査報告書, 中部航空宇宙技術センター, (2011)
- 5) 航空機関連産業の課題と将来戦略, 日本政策投資銀行, (2011)
- 6) 航空機材料, 日本航空技術協会, (2006)
- 7) 航空技術, 日本航空技術協会, (2013.6)
- 8) 航空機生産工学, 半田邦夫, (2006)
- 9) Svetlana Spitsina, Design and Experimentation of Composite Packages for Optical Sensor to Measure Strain in Mechanical Structures, ©Svetlana Spitsina, 2008
- 10) 寺崎尚 需要が高まる! 難加工材の先進加工技術アラカルト, 講習会資料, (2010.6), pp11-15.
- 11) HOCHENG H. ; TSAI H. Y. ; SHIUE J. J. ; WANG B. : Feasibility study of abrasive-waterjet milling of fiber-reinforced plastics, Journal of manufacturing science and engineering, Vol. 119, No2, (1997), pp. 133-142
- 12) 上原圭二, ウォータージェット加工機が切り開く新たな加工分野, 機械と工具6月, (2010), pp.79-83.
- 13) 田中勝之, 多関節ロボットを適用した複合材部品用自動化NDIシステムの開発: 第48回飛行機シンポジウム講演集, (2010), pp.829-835
- 14) G.C. Everstine, T.G. Rogers, A theory of machining of reinforced materials, J. Compos. Mater. 5 (1971) 94-106.
- 15) R Teti, Machining of composite materials, CIRP Annals- Manufacturing Technology, Vol.51, No.2, (2002), pp. 611-634.
- 16) H. Hocheng, H.Y. Puw and Y. Huang, Preliminary study on milling of unidirectional carbon fibre-reinforced plastics, CompositesManufacturing, 2 (1993) pp.103-8.
- 17) 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, Vol.51, No.463, (1985-03-25), pp.656-666.
- 18) 金枝敏明, 高橋正行: CFRP(炭素繊維強化プラスチック)の切削機構に関する研究(第1法)-極低速切削速度下における加工面生成機構-, 精密工学会誌, Vol.55, No.8, (1989.8.5), pp.1456-1461.
- 19) 金枝敏明, 高橋正行: 一方向性CFRP(炭素繊維強化プラスチック)切削におよぼす繊維角および工具すくい角の影響, 岡山理科大学紀要. A, 自然科学, 22, (1987.3.5) pp.143-153,
- 20) 金枝敏明, 高橋正行: CFRP(炭素繊維強化プラスチック)の切削機構に関する研究(第2報)-切削残留量ならびに加工変質深さの解析-, 精密工学会誌, Vol.55, No.8, (1989.8.5), pp.1456-1461.
- 21) 金枝敏明: CFRP(炭素繊維強化プラスチック)の切削機構に関する研究(第3報) -工具刃先丸味ならびに逃げ角の影響-, 精密工学会誌, Vol.57, No.3, (1991.3.5), pp.491-496,
- 22) 金枝敏明, 坂口淳一, 金谷輝人: 炭素繊維複合材料(C/Cコンポジット)切削の研究 -一方向性材の切りくず生成機構ならびに切削残留量-, Vol.65. No.635, (1999), pp.352-357
- 23) 花崎伸作, 峠睦, 宮本猛, 藤原順介: 繊維強化複合材料の切削機構に関する研究(第一報) -AFRMのSEM内微小切削-, 精密工学論文集, Vol.56, No.12, (1990), pp.2225-2230.
- 24) 花崎伸作, 藤原順介, 野村昌孝: CFRP切削における工具摩耗機構, 日本機械学会論文集. C編, Vol.71, No.702, (2005.2.25), pp.719-724.
- 25) 野村昌孝, 花咲伸作, 高橋慎介: CFRP切削の工具摩耗 -長寿命化を目指した工具形状-, 関

- 西支部講演会講演論文集, 75, (2000), pp."2-45"- "2-46"
- 26) W. Hintze, D. Hartmann, C. Schütte, Occurrence and propagation of delamination during the machining of carbonfibre reinforced plastics (CFRPs) – An experimental study, *Composites Science and Technology*, Vol.71, No.15, (2011), pp.1719-1726.
- 27) W. Hintze, D. Hartmann, Modeling of delamination during milling of unidirectional CFRP, *CIRP CMMO*, CIRP 8 ( 2013 ) 443 – 448
- 28) M. Ramulu, C.W. Wern and J.L. Garbini, Effect of fibre direction on surface roughness measurements of machined graphite/epoxy composite, *Composites Manufacturing*. 1, (1993) pp. 39-51.
- 29) Yiğit Karpat, Onur Bahtiyar, Burak Değer: Mechanistic force modeling for milling of unidirectional carbon fiber reinforced polymer laminates, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol.56, (2012), pp. 79-93
- 30) K.A. Calzada, S.G. Kapoor, R.E. DeVor, Johnson Samuel, Anil K. Srivastava: Modeling and interpretation of fiber orientation-based failure mechanisms in machining of carbon fiber-reinforced polymer composites, *Journal of Manufacturing Processes*, Vol.14, No.2, (2012), pp.141-149.
- 31) J. Paulo Davim, Pedro Reis: Damage and dimensional precision on milling carbon fiber-reinforced plastics using design experiments, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.160, No.2 , (2005), pp.160-167.
- 32) A. Chatterjee, Thermal degradation analysis of thermoset resins, *Journal of Applied Polymer Science*, (2009) pp.1417–1425.
- 33) 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, No.8, (1997), pp.1097-1108.
- 34) E. Brinksmeier, S. Fangmann, R. Rentsch, Drilling of composites and resulting surface integrity, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 60 (2011) pp.57–60.
- 35) K. Kerrigan, J. Thil , R. Hewison, G.E. O'Donnell, An Integrated Telemetric Thermocouple Sensor for Process Monitoring of CFRP Milling Operations, *Proceedings of the 5th CIRP International Conference on High Performance Cutting*, (2011) pp.449-454.
- 36) 加賀忠士, 安藤敏弘, 熱可塑性CFRPの切削加工に関する研究, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.1 ( 2013 ),
- 37) 花咲伸作, 複合材の加工, 精密工学会誌, Vol.60, No.6, (1994), PP.772-775
- 38) 財津匡克, 山口正道, 複合材部品トリム工具の開発, 第48回飛行機シンポジウム講演集, (2010), pp.842-845
- 39) D. W. Mckee , V. J. Mimeault, *Chemistry and Physics of Carbon* 8, 151 (1973)
- 40) 遠藤守信, 小山恒夫, 気相成長炭素繊維の空気中における耐熱性, (1980)
- 41) A. Chatterjee, Thermal degradation analysis of thermoset resins, *Journal of Applied Polymer Science*, (2009) pp.1417–1425.
- 42) 新保正樹, エポキシ樹脂ハンドブック, (1987)
- 43) 臼杵年, 山根八洲男, 鳴瀧則彦: 高速断続切削時の工具摩耗と切削温度, 精密工学会誌, Vol.71. No.10, (2005), pp.1303-1308.
- 44) 社本英二, 渡部潤, 田辺剛, 森脇俊道: 熱電対を用いたエンドミル加工時の切削温度測定 -測定データの再構築法の提案と測定例-, 関西支部第77期定時総会講演会, (2002-3). pp."3-19"-3-"20".
- 45) A. S. Fialkov, V. I. Lakh, O. F. Kuchinskaya, E. V. Novikov, A. T. Shevchuk and S. G. Zaichikov , *Thermophysical Measurements Thermocouple with carbon fiber electrodes*, *Measurement Techniques* Vol.13, No.6, (1970), pp.863-864.
- 46) 佐藤千之助, 奥達雄, 柚原俊一, 本田敏雄: 炭素熱電対に関する研究, *日本機械学会論文集*, Vol.33, No.247, (1967.3.25), pp.390-.397.
- 47) S. Wang, D.D.L. Chung, Carbon fiber polymer-matrix composite interfaces as thermocouple junctions, *Composite Interfaces*, Vol.6, No.6, (1999),pp. 519-529.
- 48) 中島宏, 複合加工旋盤におけるロータリ工具の加工特性, 平成20年度東京農工大学大学院修士論文

## 参考文献

---

- 49) 木内智, 摩擦攪拌形バニシングの表面改質機構に関する研究, 平成21年度東京農工大学大学院修士論文
- 50) 北村健三, 大竹一友: 基礎伝熱工学, 共立出版株式会社, (1991)
- 51) JIS C 1602, 熱電対, (1995), pp.3-4.
- 52) 福田博, 邊吾一, 末益博志, 新版複合材料・技術総覧, (2011)
- 53) [http://www.toray-research.co.jp/jirei/industrialmaterial/ind\\_c003.html](http://www.toray-research.co.jp/jirei/industrialmaterial/ind_c003.html), CFRPマトリックス樹脂の高速昇温時におけるガラス転移点評価
- 54) CYCOM® 5276-1 EPOXY RESIN SYSTEM TECHNICAL DATA SHEET
- 55) 材料技術協会編, 複合材料と界面, 総合技術出版(1987)254.



# 図表のリスト

## 第1章

<b>Fig. 1.1</b>	Worldwide Jet Airplane Market Forecast	9
<b>Fig. 1.2</b>	Sales of the airplane industry according to country	9
<b>Fig. 1.3</b>	Trend of Boeing using CFRP	10
<b>Fig. 1.4</b>	Manufacturing process of CFRP parts	10
<b>Fig. 1.5</b>	Laminated structure of CFRP	10
<b>Fig. 1.6</b>	Corner angle view of CFRP plate	11
<b>Fig. 1.7</b>	Comparison of AWJ and Machining	11
<b>Fig. 1.8</b>	Abrasive Water jet	12
<b>Table 1.1</b>	Machining conditions	12
<b>Fig. 1.9</b>	Relationship between R dimension and feed speed	12
<b>Fig. 1.10</b>	AWJ Test piece	13
<b>Table 1.2</b>	Running cost	12

## 第2章

<b>Fig. 2.2.1</b>	Machining center NEXUS-410A	21
<b>Fig. 2.2.2</b>	Ti-AlN coated cemented carbide endmill	21
<b>Table 2.2.1</b>	Tool geometry	21
<b>Table 2.2.2</b>	Measuring conditions of surface roughness tester	22
<b>Fig. 2.2.3</b>	Surface roughness tester	22
<b>Fig. 2.2.4</b>	Schematic diagram of surface roughness measuring	22
<b>Table 2.2.3</b>	Machining conditions	23
<b>Fig. 2.2.5</b>	Influence of cutting length on flank wears at various cutting speed	23
<b>Fig. 2.2.6</b>	Schematic diagram of abrasive wear	24
<b>Fig. 2.2.7</b>	Pictures of flank wear	25
<b>Fig. 2.2.8</b>	Rake wear at various cutting conditions	26
<b>Fig. 2.2.9</b>	Picture of Machines surface and height map of identical area	27
<b>Fig. 2.2.10</b>	Surface roughness of feed direction	28
<b>Fig. 2.2.11</b>	Surface roughness of laminating direction	29
<b>Fig. 2.2.12</b>	Machined surface picture at 1st pass	30
<b>Fig. 2.2.13</b>	Machined surface picture at 2nd pass	30
<b>Table 2.2.4</b>	Work piece specification	31
<b>Fig. 2.2.14</b>	Definition of fiber direction	31
<b>Fig. 2.2.15</b>	SEM images of machined surface	32
<b>Fig. 2.2.16</b>	SEM images of machined surface at cutting speed 100m/min	33
<b>Fig. 2.2.17</b>	SEM images of machined surface at cutting speed 300m/min	33
<b>Fig. 2.2.18</b>	Cross section of carbon fiber shows the broken by uniaxial tension test	34
<b>Fig. 2.2.19</b>	SEM images of machined surface	35
<b>Fig. 2.2.20</b>	SEM images of machined surface at cutting speed 100m/min used by worn tool	36

<b>Fig. 2.2.21</b>	SEM images of machined surface at cutting speed 300m/min used by worn tool	36
<b>Fig. 2.3.1</b>	Machining center VM-40 II	40
<b>Fig. 2.3.2</b>	New endmill	40
<b>Fig. 2.3.3</b>	Worn endmill	41
<b>Fig. 2.3.4</b>	Test Piece and Machining set up	41
<b>Fig. 2.3.5</b>	Surface roughness tester	42
<b>Fig. 2.3.6</b>	Schematic diagram of surface roughness measuring	42
<b>Table 2.3.1</b>	Machining conditions	43
<b>Fig. 2.3.7</b>	Flank wear of new endmill	44
<b>Fig. 2.3.8</b>	Flank wear of worn endmill	45
<b>Fig. 2.3.9</b>	Cutting surface by new endmill	46
<b>Fig. 2.3.10</b>	Cutting surface by worn endmill	46
<b>Fig. 2.3.11</b>	Relationship between cutting length and surface roughness	47

### 第3章

<b>Fig. 3.2.1</b>	Schematic diagram of thermocouple	57
<b>Fig. 3.2.2</b>	Temperature measurement circuit by thermocouple	57
<b>Fig. 3.2.3</b>	Tool-Workpiece thermocouple method	58
<b>Fig. 3.2.4</b>	Cemented Carbide bar (A1)	59
<b>Fig. 3.2.5</b>	Electro-conductive grease	59
<b>Fig. 3.2.6</b>	Acrylic resin paint	59
<b>Fig. 3.2.7</b>	Painted uncoated cemented carbide solid endmill	59
<b>Table 3.1.1</b>	Tool geometry	60
<b>Fig. 3.2.8</b>	Set up of calibration	60
<b>Fig. 3.2.9</b>	Transition of temperature of K type thermocouple and thermal electromotive force between CFRP and cemented carbide	61
<b>Fig. 3.2.10</b>	Relationship between thermo electromotive force of thermocouple, which made from cemented carbide A1 and CFRP, and temperature difference	61
<b>Fig. 3.2.11</b>	Acrylic component prevent from scattering CFRP powder	62
<b>Table 3.2.2</b>	Machining conditions	62
<b>Fig. 3.2.12</b>	But condition which it was generated unstable thermal electromotive force	63
<b>Table 3.2.3</b>	Data logger conditions	63
<b>Fig. 3.2.13</b>	Experimental set up	64
<b>Fig. 3.2.14</b>	Transition of thermal electromotive force	65
<b>Fig. 3.2.15</b>	Relationship between transition and milling cycle time	65
<b>Fig. 3.2.16</b>	Transition of cutting temperature at various cutting speed	66
<b>Fig. 3.2.17</b>	Relationship between cutting speed and cutting temperature	67
<b>Fig. 3.3.1</b>	Black paint spray	71
<b>Fig. 3.3.2</b>	Picture of painted endmill partly	71
<b>Fig. 3.3.3</b>	Thermal image of painted endmill partly	71
<b>Table 3.3.1</b>	Machining conditions	72
<b>Fig. 3.3.4</b>	Infrared thermograph camera SC620	72
<b>Fig. 3.3.5</b>	Relationship between cutting direction and scattered chips	73
<b>Fig. 3.3.6</b>	Schematic diagram of experimental set up	73

図表のリスト

<b>Table 3.3.2</b>	Set parameter of infrared thermograph camera	74
<b>Fig. 3.3.7</b>	Thermal image	74
<b>Fig. 3.3.8</b>	Thermal image at cutting length 110mm	75
		76
<b>Fig. 3.3.9</b>	Transition of measured temperature measured by infrared thermograph camera	77
<b>Fig. 3.3.10</b>	Relationship between maximum temperature and cutting speed	77
<b>Fig. 3.4.1</b>	K type thermocouple	82
<b>Fig. 3.4.2</b>	Thermocouple welding equipment	82
<b>Fig. 3.4.3</b>	The plan of test piece	83
<b>Fig. 3.4.4</b>	Burring process of K type thermocouple	84
<b>Fig. 3.4.5</b>	Completed test piece which was buried K type thermocouple	84
<b>Table 3.4.1</b>	machining conditions	85
<b>Fig. 3.4.6</b>	Thermal deformation of CFRP after cured prepregs	85
<b>Fig. 3.4.7</b>	Experimental set up	86
<b>Table 3.4.2</b>	Data logger conditions	87
<b>Fig. 3.4.8</b>	Cut K type thermocouple	88
<b>Fig. 3.4.9</b>	Transition of thermal electromotive force	88
<b>Fig. 3.4.10</b>	Positional relation between blade and K type thermocouple	89
<b>Fig. 3.4.11</b>	Relationship between Distance from cutting point and cutting layer temperature at various cutting speed	90
<b>Fig. 3.4.12</b>	Relationship between Distance from cutting point and average cutting layer temperature at various cutting speed	90
<b>Fig. 3.4.13</b>	Difference of cutting layer temperature with regards to different feed rate	91
<b>Table 3.5.1</b>	machining conditions	94
<b>Fig.3.5.1</b>	Machining set up	94
<b>Fig.3.5.2</b>	Tool pass	95
<b>Fig.3.5.3</b>	Measuring point	95
<b>Fig.3.5.4</b>	Tool pass	96
<b>Table 3.5.2</b>	Data logger conditions	96
<b>Fig. 3.5.5</b>	Transition of cutting temperature at 0.7mm away from machined surface	97
<b>Fig. 3.5.6</b>	Transition of cutting temperature according to distance from machined surface	97
<b>Fig. 3.6.1</b>	Proofreading of temperature	100
<b>Table 3.6.1</b>	machining conditions	100
<b>Fig. 3.6.2</b>	Position of maximum temperature	101
<b>Fig. 3.6.3</b>	Relationship between cutting length and maximum temperature	101
<b>Fig. 3.7.1</b>	CVD diamond coated cemented carbide endmill	104
<b>Table 3.7.1</b>	Tool geometry	104
<b>Table 3.7.2</b>	Machining conditions	104
<b>Fig. 3.7.2</b>	Thermal image at cutting length 110mm	105
<b>Fig. 3.7.3</b>	Transition of measured temperature measured by infrared thermograph camera	106

第4章

<b>Fig. 4.2.1</b>	Experimental set up	113
<b>Table 4.2.1</b>	Machining conditions	113
<b>Fig. 4.2.2</b>	Relationship between flank wear and cutting length at various supplied lubricants.	114
<b>Fig. 4.2.3</b>	Cutting surface pictures	115
		116
		117
<b>Fig. 4.2.4</b>	Relationship between surface roughness and cutting length at various supplied lubricants.	118
<b>Fig. 4.2.5</b>	Influence on machine tool	119

第5章

<b>Fig. 5.2.1</b>	Schematic diagram of experimental set up	128
<b>Fig. 5.2.2</b>	Definition of fiber orientation	128
<b>Fig. 5.2.3</b>	Picture of Workpiece	129
<b>Fig. 5.2.4</b>	Workpiece cross section view	130
<b>Fig. 5.2.5</b>	Fiber orientation on number of cut fibers	131
<b>Fig. 5.2.6</b>	Fiber cutting angle and cutting direction	131
<b>Fig. 5.2.7</b>	Relationship between tool rotation angle and fiber cutting angle	132
<b>Table 5.2.1</b>	Properties of composites	132
<b>Table 5.2.2</b>	Laminate design for composite packages	133
<b>Fig. 5.2.8</b>	Picture of CCD Digital microscope	133
<b>Fig. 5.2.9</b>	Picture of tool wear	134
<b>Fig. 5.2.10</b>	Cutting edge and volume of tool wear, $V_w$	135
<b>Table 5.2.3</b>	Specification of standard dynamometer	135
<b>Table 5.2.4</b>	Specification of charge meter	136
<b>Fig. 5.2.11</b>	Picture of dynamometer	136
<b>Fig. 5.2.12</b>	Picture of Charge meter	136
<b>Fig. 5.2.13</b>	Picture of Experimental setup	137
<b>Table 5.2.5</b>	Specification of charge meter	137
<b>Fig. 5.2.14</b>	Effect of fiber orientation and feed rate on the tool wear	138
<b>Fig. 5.2.15</b>	Effect of fiber orientation on number of cut fibers and tool wear	138
<b>Fig. 5.2.16</b>	Effect of fiber orientation on cutting force	139
		140
<b>Fig. 5.2.17</b>	Effect of fiber orientation on chip shapes	141
<b>Fig. 5.3.1</b>	Comparison of predicted wear rate and experimental results	141



## 謝 辞

航空機部品の生産技術者として20数年間の勤務を経た後、4年間に及ぶ研究により、経験に依存しない根源的な加工技術探究の重要性を学びました。このような機会を与えてくださった皆様に感謝の言葉を述べさせていただきます。

本論文をまとめるにあたり、ご指導、ご鞭撻を頂いた笹原弘之教授に心より感謝申し上げます。先生には平成20年より弊社共同研究においてご指導を頂き、入学後の4年間も含め学術的な見地から多くの知識や示唆を頂きました。また、論文のご校閲においても、大変有意義かつ的確なご意見を頂き、深く感謝しております。今後も学会や研究会などでご同席させていただいた折に、ご意見を伺うことがあると思いますので、よろしく願いいたします。

夏恒教授、安藤泰久教授、中本圭一准教授、山中晃徳准教授には学位予備審査及び学位本審査を通じて、貴重なご意見、ご指導を頂き、学位論文の精緻な考察を補うことが出来ました。大変お忙しい中、ご指導頂きありがとうございました。

平和産業株式会社八尾泰弘社長には、研究室の先輩として学位取得のマイルストーンを示して頂きました。また、実業で使用されている加工設備を、試験のために借用させて頂きました。研究だけでなく、多岐にわたる情報交換も含め、深く感謝いたしております。

研究室においては、共同研究よりお付き合い頂いた小川君と引き継いで研究を継続していただいた村上君にお世話になりました。小川君には、卒業の際にそれまでの成果をまとめて頂き、その後の研究の重要な基盤となりました。村上君には、当方の試験片識別ミスを補って頂き、膨大な測定データの採取と分析をお願いしました。お二人のご支援のおかげで研究の継続的展開が可能となり、感謝しております。また、若く才覚あふれる研究室の皆さんからは、多くの刺激と示唆を得ることができました。

日本飛行機の方々には修学についてご協力頂き、また、実験用材料などを快く提供して頂きありがとうございました。

最後に、精神的に支えてくれた家族に感謝の意を申し上げます。

皆様のこれからのますますのご発展とご健勝をお祈り申しあげながら、心から感謝の意を表して謝辞といたします。