

難削材料の穴加工における
切りくず排出に関する研究
(Study on Chip Evacuation in Hole
Machining of Difficult-to-Cut Materials)

2018年 3月

小島 祐人

目次

第1章 序論.....	1
1.1 本研究の背景.....	1
1.2 本研究の目的.....	1
1.3 本論文の構成.....	2
第2章 スパイラルタップによるオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 のタップ加工	3
2.1 緒言	3
2.1.1 背景	3
2.1.2 タップ加工に関する従来の研究	4
2.1.3 本章の狙い	7
2.2 タップ加工のめねじ形成機構	9
2.3 SUS304 のタップ加工における切削抵抗解析.....	12
2.3.1 タップの各トルクの成分について.....	12
2.3.2 切りくず生成のためのトルク	13
2.3.3 刃先力によるトルク	21
2.3.4 逃げ面摩擦抵抗によるトルク	23
2.3.5 実験方法.....	25
2.3.6 計算トルクと実測トルクの比較	27
2.3.7 切りくず排出にともなうトルクの増加について.....	31
2.4 タップ加工における食付き性の改善	34
2.4.1 背景	34
2.4.2 食付き性改善策	36
2.4.3 実験結果.....	39
2.5 タップ加工における最適な加工条件	43
2.6 結言	44
第3章 電着ダイヤモンドコアドリルによる CFRP の穴加工.....	45
3.1 緒言	45
3.1.1 CFRP の需要	45
3.1.2 CFRP の特徴	45
3.1.3 CFRP の穴加工の必要性	46
3.1.4 従来の CFRP の機械加工に関する研究	47
3.1.5 本章の狙い	49
3.2 コアドリルの加工特性およびエアアシストの効果	50

3.2.1	実験方法.....	50
3.2.2	標準コアドリルの加工特性.....	53
3.2.3	標準コアドリルによるステップ加工の効果.....	56
3.2.4	標準コアドリルによるエアアシストの効果.....	58
3.2.5	エアアシスト適用下での工具形状の変更の効果.....	61
3.2.6	切りくず排出性へ工具形状およびエアアシストがおよぼす影響.....	65
3.3.	コアドリルのクーラントスルー加工の加工特性.....	69
3.3.1	実験方法.....	69
3.3.2	工具形状の影響.....	71
3.3.3	切削条件の影響.....	73
3.3.4	クーラントスルー加工における加工条件が加工特性におよぼす影響.....	77
3.4.	コアドリルの加工条件の選定と今後の課題.....	79
3.5	結言.....	81
第4章 結論.....		82

参考文献

謝辞

第1章 序論

1.1 本研究の背景

航空機産業, 原子力産業, 宇宙開発産業などにおいて, ニッケル基合金, コバルト基合金, チタン合金, 高マンガン鋼, 複合材料などの使用量が近年増加してきている. 一般の工業製品においても, ステンレス鋼, 高級鋳鉄, 焼結鋼などが広く使用されるようになってきた. これらの材料は優れた特性を持つが, 機械加工時にはその特性を有するがゆえに加工トラブルを生じやすく難削材料とされている[1]. これらの材料は過酷な環境下で使用される場合が多く要求される製品の寸法精度や仕上げ面粗さなどが厳しい. そのため, 機械加工するにはさらに困難をとまなうこととなるが, 加工現場では要求仕様を満たした上で高能率な加工を達成することが求められており, 加工に際しては適切な加工条件を選定することが必須となっている.

また, 難削材とは広い意味では, 材料特性のみならず, 工具材料や加工方法, 加工条件などの制約によって加工が困難となる場合にも適用される. 機械加工には多くの加工方法があるが, タップ加工やブローチ加工は難加工法に分類されており[2], 他の加工方法ではトラブルを生じにくい材料の加工でもかなりの困難をとまなうことがある. 加工上の問題としては, 工具寿命が短い, 切削抵抗が大きい, 切削温度が高い, 仕上げ面が悪い, 切りくず処理性が悪いなどが挙げられるが, ドリル加工, リーマ加工, タップ加工などの穴加工では特に切りくずの排出の良否が重要な問題となる.

1.2 本研究の目的

タップ加工では様々なトラブルが起こりうるが, オーステナイト系ステンレス鋼のタップ加工では, 切りくずの排出状態が, 切削抵抗, 工具寿命およびねじ品質を大きく左右する. そのため, 切りくずが適切に排出できるように工具形状や切削条件を設定する重要性が指摘されてきた. しかしながら, タップ加工は複数の切れ刃が同時に作用し切りくず生成機構が複雑であるため, 切りくず排出状態と切削抵抗の関係について検討されたものは少ない. 本研究では切りくず排出抵抗以外のトルクの成分を提案する新しい計算方法によって求めることで, 切りくず排出が全体のトルクに対してどの程度の割合であるかを調査する. さらに, 切りくず形状や切りくずの拘束状態との関係を検討する. また, タップ加工において重要な食付き性の改善について検討した. 以上のことを踏まえて, オーステナイト系ステンレス鋼のタップ加工における最適な加工条件について検討する.

CFRP のドリルを用いた穴加工では激しい工具摩耗や穴内面および出口部の品質が課題とされてきた. 一般的に加工に用いられるツイストドリルにおいても工具形状の改良により対策がなされてきたが, 近年新しい加工法として電着コアドリルを用いた加工が提案されている. ツイストドリルと比較して, 加工穴の品位が良好となるとされているが, 多数の

砥粒によって生成される粉末状の切りくず排出性の向上が高能率加工の課題とされていた。本研究では、コアドリルの基礎性能を調査し検討を行った上で、切りくず排出性を向上させる方法を提案した。エアアシストおよびクーラントスルー加工の効果を調査し、加工可能な加工条件について検討した。

1.3 本論文の構成

以下に本論文の構成を各章について述べる。

第1章「序論」では本研究の背景および目的を記し、本論文の構成について述べた。本論文では、オーステナイト径ステンレス鋼 SUS304 のタップ加工と電着ダイヤモンドコアドリルを用いた CFRP の穴加工を対象とした。

第2章「スパイラルタップを用いたオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 のタップ加工」では、従来検討されていなかった切りくず排出の抵抗について検討するため、タップ加工時のトルクを推定する方法を新しく提案し、従来の”Chip packing load”と異なる切りくず排出抵抗の存在について述べた。さらに、タップ加工における食付き性の改善について述べた。

第3章「電着ダイヤモンドコアドリルによる CFRP の穴加工」では、近年需要量が増加している CFRP の穴加工において優れた加工特性を示す電着ダイヤモンドコアドリルの適用について述べた。加工時に課題となる切りくず排出に着目し粒度、工具形状、電着長さなどの工具諸元、加工条件、エアアシスト、油剤供給などの影響について調査した。

第4章「結論」では以上の内容を総括し、今後の課題について述べた。

第2章 スパイラルタップによるオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 のタップ加工

2.1 緒言

2.1.1 背景

タップ加工とは、タップと呼ばれる工具を被加工物に加工した下穴に対して作用させることでめねじを形成する加工法である。ねじは、産業用機械から民生品まで様々な製品の機能を成立させるために必要不可欠な締結用の機械要素であり、めねじを加工するタップ加工も欠かすことのできない加工プロセスである。めねじの各部の形状誤差や表面粗さは、ねじの強度低下や緩み、疲労や腐食に影響する[3]とされており品質の高いめねじの加工が求められている。

タップには切削タップと転造タップがあり、切削タップには、溝形状が異なるストレートタップ、ポイントタップ、スパイラルタップがある。ストレートタップは切りくずが連続しない鋳鉄などの通り穴に加工する場合に、ポイントタップは切りくずが連続する材料の通り穴に加工する場合に、スパイラルタップは切りくずが連続し転造が難しい材料（ステンレス鋼、チタン合金、インコネルなど）の止まり穴加工に用いられる。

タップ加工は前述したように加工方法としては比較的難しい部類に分けられる。工具溝内部の限られた空間を通して複数の切りくずを排出しなければならないこと、同時に複数の切れ刃が作用していること、油剤が侵入し難いため工具刃先温度が上昇しやすいこと、などが理由である。そのため、加工時に様々なトラブルを生じやすい。切りくずの詰まり、噛み込み、溶着、かじり・むしれ、さらには工具の異常摩耗や破損・折損、めねじの品質不良などが挙げられる。これらのうち加工現場で特に意識される問題は、Ⅰ 折損・欠け、Ⅱ ねじ精度の不良、Ⅲ むしれ・かじり、Ⅳ 加工能率が低い、Ⅴ 切りくず詰まり・残りなど[4]であるとされる。また、①加工能率、②工具交換頻度、③切りくず詰まり・残り、④ねじ山形状不良の順となる調査結果[5]もある。タップ加工は機械部品の作製において最終工程に行われることが多いため、加工不良によって材料を破棄しなければならなくなった場合には、加工コストの増大や加工能率の大幅な低下を招くこととなる。タップの折損には特に注意しなければならないが、タップに不要な曲げの力が作用しないよう、切削抵抗を低減し、良好な切りくず排出を保つことが必要となる。

一般的な切削加工法では被削性の改善やトラブル解消のために加工条件の最適化が図られるが、タップ加工においては、送り量はねじのピッチに依存し、切込み量は工具形状により一意的に定まり、さらには使用機械やツーリングで速度の上限が決まるなど、他の加工方法と比べて加工条件が制約されやすく、切削条件の選択の自由度はかなり低い。そのため、タップ加工ではまず工具側から被削性を改善することが必要不可欠であり、タップ製造メーカーはこれまでに様々な用途別タップを製造・供給してきた。加工現場ではこれらのタップ

やツーリングを適切な加工状態のもとで利用することが重要となる。

タップ加工においては、被削材、工具、加工するねじの仕様、下穴加工状態、切削条件、切削雰囲気、加工方法など様々な要素が加工状態に影響し[6-9]、切削抵抗、切りくず形状、工具寿命、ねじ面の品位などによって評価される。トルクはタップ加工において切削抵抗の代表的な指標として捉えられ、主に最大値によって評価されることが多い。トルクに対する各種の加工条件のおよぼす影響が調べられたが、タップ加工においては複数の切れ刃の様々な面が被削材に接触しており、トルクの最大値はそれらの総和的な値であって、トルクの構成成分をより細かく分けて検討しなければ現象と結びついた評価は難しい。特に、内面加工であるタップ加工では切りくずの排出が切削抵抗におよぼす影響について指摘されてきたが[10-12]が、それについて詳細に扱った研究はほとんど見当たらない。

SUS304 (JIS G 4303 など) は耐熱性および耐食性に優れ、機械部品の材料として一般的に多用されるオーステナイト系ステンレス鋼である。ねじの材料の規格としても鋼種区分 A2 に分類されている。オーステナイト生成元素である Ni などの添加によりオーステナイト組織となっており、磁性や焼入れ性がなく、低温脆性を示さないという特徴がある。被削性に関わる材料特性としては伸びが大きい、加工硬化性が高い、熱伝導率が低いことなどの特徴があり、切削加工時にはせん断角が小さくなり切削抵抗は高く、切りくず処理性は低く、境界部の損傷が進展しやすく、切削温度が高くなることなどが問題となる[13]。また、SUS304 は、一般的には構成刃先が生じる材料であると認知されているが、発生しにくいとする説[14, 15]もあり、これらは規格内であっても材料成分が異なることで相も微妙に異なっているためとの説明がある[16]。構成刃先が生じる場合には鋼系の場合と同様に切削速度が数十 m/min ほどの低速の範囲において生じるとされている。構成刃先が生じた場合には寸法精度や工具寿命を低下させる原因となるが、タップ加工では加工方法としてこれらが生じやすい速度で加工せざるをえない。これらの理由から、オーステナイト系ステンレス鋼は従来は代表的な難削材料であった[17]が、現在では工具や機械の進歩によって難削材としての認識は弱まりつつある。しかしながら、近年の環境適応のためのセミドライや完全ドライ加工の流れもあり[18]、難加工法に分類されるタップ加工では SUS304 は難削材として捉えられている[19]。

2.1.2 タップ加工に関する従来の研究

タップの研究は Schlesinger から始まり、日本ではこれを翻訳した青木の研究から始まっている[20-22]。様々な種類のタップの研削法や、形状と加工性能の関係、推奨加工条件、加工不良の原因などタップの製造および使用方法について詳細な説明がなされている。

タップの材料には、靱性が必要であることや、これまで加工速度が低速に限られていたため高速度鋼が用いられてきた[23]。現在は SKH51, SKH58(Mo 系高速度鋼), SKH2, SKH10(W 系高速度鋼), また高 V や高 Co の粉末ハイスなどが用いられている。超硬タップは適切に用いられれば高い性能を示すとされるが、取り付けの振れや下穴の曲がりなど、工具に過剰

な衝撃や曲げ応力が作用する場合には折損しやすいため使用できず、現在でも使用される範囲は限られている。

タップに対しては母材による性能向上だけでなく、耐摩耗性や工具表面の摩擦特性の向上を目的として表面処理が行われてきた。浸硫処理や酸化処理、窒化処理などが行われてきており、1980年代ごろからはコーティング技術の進展からTiNコーティングなどが施されたタップが使用されるようになってきた[24]。酸化処理（ホモ処理）は四三酸化鉄の皮膜を形成している。この膜は多孔質であり、油溜まりとなり潤滑性の向上が見込め、スチール系の溶着防止に用いられる。窒化処理は母材よりもやや高い1000-1300Hv硬度の窒化物の膜を形成する。窒化処理は寸法変化が極めて少なく、0.1-0.2mmの硬化層を作ることができる[25]。靱性がやや低下するため、焼入れ鋼へのタップ加工や、小径タップでは刃先がチップリングするおそれがありスパイラルタップではあまり採用されないが、Ti合金に対して摩擦特性が良いため、スパイラルタップに適用された例[26]がある。タップに対するコーティングとしてはTiNが用いられることが多く、コーティング方法としては工具母材が高速度鋼であるためPVD法が採用されており、1~2 μ mの厚さの膜が形成されている。鋼系への摩擦特性が良く、表面硬さは2000Hv以上になるため、耐摩耗性・耐溶着性などの向上が期待されている。近年では、AlCrNコーティングが注目されており、TiCNやTiNと比べて硬さが高く、摩擦係数が小さく、その優れた耐摩耗性もタップ加工試験によって確認された[27]。オーステナイト系ステンレス鋼に対するタップ加工に適用するコーティング膜の比較が行われた[28]。CrN, CrC, TiAlN, CrAlN, WC/C, DLCなどの性能が調査され、摩耗量はCrN > CrC > AlCrN(20/80) > TiAlN > AlCrN(45/55) > TiCN > AlCrN(70/30) > WC/C > DLCであった。タップ加工時のトルクを考慮するとTiCNやAlCrN(70/30)が良く、CrNやAlCrN(20/80)は適さないとされた。

切削性能に影響をおよぼす工具形状[29, 30]は、すくい角（レーキ角、フック角）および逃げ角、ねじ部のレリーフ、食付き角、溝ねじれ角、バックテーパ、溝数、ランド幅などがある。これらは、各被削材に対して最適な値が選択されなければならないが、これらの影響を評価する指標は現状ではほとんどは全トルクによって比較検討がなされている。タップ加工では複数切れ刃の同時作用によって切削メカニズムは複雑なものとなっているため、タップ加工時の全トルクを構成する各成分について詳細な解析が必要であると思われる。

タップ加工時の被削性の評価としてこれまで数多くの研究がトルクに着目してきた。渡辺[31]は、直溝タップおよびねじれ溝タップのトルクにおよぼす工具諸元や加工条件の影響について実験的に調査をした。タップ加工時の比切削抵抗は旋削加工時の比切削抵抗よりも大きいという特異性を指摘し、切りくず排出の不良や工具切れ刃の丸味の差が原因であると説明した。横山ら[32]は、被削材種、工具径、下穴径、タップ溝数、切削速度などがトルクにおよぼす影響について調査した。下穴径が小さいほど切りくず厚さが増し、切りくず排出が困難となりトルクが急増することを示した。また、溝数の少ないタップほど切りくず収容容積が大きくなるため、トルクが小さいことを示した。加藤[33]は、タップの切れ味と

精度について調べ、切れ刃の 2 番取りによってトルクの減少およびねじの有効径拡大の抑制に効果的であることを明らかにした。藤井ら[34]はねじれ溝タップのトルクを調査し、工具径および切削速度を含むトルクの実験式を導いた。隈部ら[35, 36]は、タップの切削は溝入れ加工であり、それぞれの切れ刃の形状が異なるため、従来の各切れ刃の比切削抵抗は一定であるという仮定は誤りであり、比切削抵抗はそれぞれ異なっていることを明らかにした。比切削抵抗は最小の切れ刃に対して最大の切れ刃では 2 倍となった。この理由としては、“溝入れの切削機構では切りくず生成機構に溝両側面の影響が加味されているために変形抵抗がより大きくなっていること、刃先近傍の加工物の塑性流れが溝幅と深さの影響を受けて次第に硬さが増加する傾向となることが影響しているため”と説明している。Cao ら[37]は直溝タップのトルクとスラストを推定するためのモデルを作成した。主分力が、切削断面積および比切削抵抗の積からなる切りくず生成のための抵抗と、フランク面の摩擦による抵抗によって与えられるとし、これらの抵抗によるトルクを”Base load”と定義した。Base load は一部の加工条件において実測トルクと良く一致したが、加工条件によっては Base load を大きく超過するトルクが計測された。Cao らは実測トルクのうち Base load を超過した成分を Chip packing load と定義した。Chip Packing Load は不規則に発生することから、タップ溝内部における切りくず詰まりに起因していると説明した。Chip packing load は直溝タップで発生し、切りくず排出性の良いスパイラルポイントタップを用いるとほとんど生じないとされた。

従来のトルクに関する研究は様々な条件において行ったタップ加工の結果から実験式を与えることがほとんどであったが、Henderer[38]は、Armerego らの三角溝切削における平面変形の考えをタップ加工に適用し、タップ加工のトルクについて理論的な推定を行った。Merchant の二次元切削で導入されている、(1)刃先は鋭い、(2)せん断面で応力は一様に分布している、(3)切りくずを介してせん断面に作用する合力と工具すくい面に作用する合力が釣り合っているとの仮定を導入して、主分力を幾何学的関係から計算した。この関係から主分力を求めるには、せん断角、摩擦角、すくい角、せん断面せん断応力を与える必要がある。Henderer は、Armerego ら[39]によって提案された三角溝切削では Lee-shaffer 解が適合するという事実からせん断角を先述の主分力の式に代入した。すくい面摩擦角 β は主分力の最大値を見積もるという目的のもと 45° と仮定して計算した。タップ加工時のトルクの理論的計算として、刃先力や溝内部における切りくずの干渉によるトルクの増加を指摘した。スパイラルポイントタップでは切りくず干渉による抵抗はなく、刃先力を切れ刃長さから逆算して補正した場合には、トルクの計算値と実測値がよく一致することを示した。

タップ加工においてトルクに次いで着目される切削抵抗はスラストである。タップ加工におけるスラストは、小村[40]や DOYLE ら[41]によって調べられており、めねじの有効径拡大代やねじ面のむしれに強く影響するとされている。スパイラルタップではねじれ溝によって切削抵抗のスラスト成分が引張方向に作用し、工具に自己推進作用があるとされている。めねじ入り口部における有効径拡大を引き起こし易く、軟らかい材料を加工する場合

には特にねじ山の拡大に注意しなければならない。

タップ加工において切りくずの①巻き付き、②切りくず詰まり、③噛み込み、などにより正常摩耗による寿命と比較して極端に短い工具寿命となることがある。これらの切りくず排出に関する問題に対して、タップ加工前の下穴に V 溝を加工しておき切りくずを分断する試みがなされた。切りくずの排出性を改善しただけでなく、V 溝を有するめねじは強度的にも問題ないことが確かめられた[42]。また、切りくず詰まりによる過大トルクによって工具折損を防止するためのマシニングセンタの適応制御が提案された[43]。これら切りくず排出に関する問題は、いずれも直溝タップおよびスパイラルタップなど切りくずを後方に排出する工具で止まり穴を加工した場合に生じやすい。①巻き付きは加工穴付近のジグやタップホルダ・コレット、給油ノズルなどに切りくずが接触する場合に生じやすい。また、カールした切りくずが溝と長く接触することでタップ溝から外れにくくなっていることが原因であり、工具上方ほどピッチが大きくなる不等ピッチの溝をもつタップが有効であるとされている。②切りくず詰まりは直溝タップを用いた場合に生じやすい。直溝タップはスパイラルタップやガンタップのようにねじれ溝を持たないため、切りくずがほぼ軸直角断面方向へ流出する。そのため、深穴を加工すると切りくずが切れ刃付近で滞留して切りくず詰まりを生じる。③切りくずの噛み込みは切りくずが工具切れ刃と被削材間に偶発的に挟みこまれる現象であり、切りくず形状が安定し小さくカールしている場合にはかなり生じ難い。そのため、タップ加工時には切りくずカール径を溝径よりも小さくすることが重要となる。切りくずの3次元形状は切りくず生成時には上向きカール、横向きカール、流出角によって決まる[44]。その後、溝内部の拘束によって二次的な変形が引き起こされるが、これが大きい場合には切削抵抗が過大となるため、タップの溝形状に対して、一次的な切りくず形状が大きくなる条件で加工する必要がある。なお、切りくず形状に関しては刃先の鈍化や下穴形状の不良によっても問題が生じることがあるので注意する必要がある。

切りくずカールを小さくする[45, 46]には、表面処理によってすくい面の摩擦係数を大きくする、すくい角を小さくする、食い付き長さを短くする、溝数を減らすことなどが有効であるとされる。これらをもとに切りくずカール径を所望の値にするようタップが設計されているが、切りくずカール径は、切削速度や切込み量、構成刃先の有無などの切削条件に依存する値によっても変化する。排出される切りくずの拘束状態によって切削抵抗が大きく変化する[47, 48]ことが知られているため、これまでのトルクの解析は切りくずの影響などが混在したものとなっている可能性が高い。そのため、切りくずの抵抗を別とする切削抵抗の解析が必要と思われる。

2.1.3 本章の狙い

タップ加工を含め数多くの機械加工は加工能率向上のために、1960年代頃より普及した多工程の集約や自動化が可能であるマシニングセンタ上において行われている。主軸の回転と送りがねじのリードによって決まるタップ加工では、正転・停止・逆転時に主軸の回転と送りを同期させる必要があるが、近年まで主軸回転と送りが完全に同期制御された機械

は開発されなかった。そのため、加工現場では非同期の機械による加工が依然として行われている。非同期の機械でタップ加工する場合には、主軸の回転と送りの誤差を吸収する機構が必要であり、アキシアルフローティングタップホルダが使用されてきた。非同期機械においてフローティングホルダを用いて加工する場合には、主軸停止・逆転時にホルダが伸びすぎることや回転時の振れ精度が悪いことから高速の加工は不可能である。一般的には15m/min以上は同期加工が推奨されており、タップの製造メーカーも非同期加工用タップを高速で使用することは想定していない。完全同期したタップ加工の場合、タップは主軸の回転と送りによって運動が決まるためタップに自己案内性は必要ないが、フローティングホルダを用いる場合は、加工時にもホルダは軸方向に可動であるため、タップ自体の回転に合わせたリード角方向への自己案内性が工具自身に必要となる。この機能を具備するタップには、コンエキセントリックレリーフまたはノーレリーフが完全ねじ部に施されている。スパイラルタップを用いた場合には、加工時にはねじれ溝によって切れ刃が傾斜し工具に自進作用が現れるため、ねじ部のレリーフとタップホルダの適切な組合せを選択しなければならない。

以上のようにフローティングタップホルダを用いた加工では、加工能率を決める切削速度は高々15m/minであり、他の加工法と比べるとかなり低速な加工となる。スパイラルタップによるオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 のタップ加工は低速で行われることとなるが、低速では切削速度の変化にともなうせん断角の変化が大きく[49]、切削条件の変化による切りくずの排出状態も大きく変化し、場合によっては早期の工具損傷を引き起こすため注意しなければならない。タップ加工時の切りくず形状と切削抵抗の関係を明らかにするために、切りくず生成機構を考慮してタップ加工時のトルクを検討することが必要であると考えられる。そこで、タップ加工における新たなトルクの計算方法を提案した。

また、フローティングタップホルダを用いた場合にはホルダの機構上、回転時の振れやがたつきは避けられない。これらはタップの下穴への食付きを不安定にさせていると考えられる。そこで本研究では、フローティングホルダを用いた加工において、食付き性の改善方法について検討した。従来加工特性として着目されてきたトルクやスラストでは食付き状態を観察することは難しく、タップ軸断面内の切削抵抗である F_x , F_y に着目することで食付き時の状態の比較を行った。

2.2 タップ加工のめねじ形成機構

図 2.1 にタップの各部名称を説明する図を示す。切削タップは、ねじ状の工具に溝 (Flute) およびランド(Land)を持ち、食付き部 (Chamfer) と呼ばれるテーパ状となっている不完全ねじ部が下穴内面に作用することで、めねじを形成する。すくい角 (Rake angle) や逃げ角 (Relief angle), ねじれ角 (Helix angle) などは、工具性能を左右する重要な要素であり、加工対象の材料などによってそれぞれ異なる値で設計されている。ステンレス鋼にはすくい角 $10\sim 15^\circ$, 逃げ角は $3\sim 8^\circ$ が設計の目安とされている[50]。食付き部以降には完全山部(Full thread)と呼ばれるねじ部が存在し、タップが下穴に食い付いた後の送りのガイド作用を担っている。完全山部の逃げには、逃げなし、コンエキセントリックレリーフ、エキセントリックレリーフなどがある。図にはコンエキセントリックレリーフおよびエキセントリックレリーフを示している。本研究で用いるタップにはコンエキセントリックレリーフが施されており、刃先から一部マージンが設けられており、次いで逃げが設けられている。また、完全山部には軸方向にバックテーパが設けられている。

図 2.2 にタップ加工時のトルクを示す。タップ加工では、食付き部の切れ刃が順に作用し切削断面積とともにトルクが増加していく過渡的状态 ((a)から(b)の区間) があり、本研究では”食付き区間”と定義する。また、食付き区間の後には完全山部が順次作用していくが切削断面積の変化のない定常状態 ((b)から(c)の区間) があり、”全切れ刃作用区間”と定義する。食付き部が被削材から抜け出す区間((c)から(d)の区間)では、切削断面積とともにトルクは 0 へと漸減していく。タップ加工において全切れ刃作用区間では切削断面積は変化しないため、トルクの変化は切りくず排出や構成刃先などの影響である。切削速度 5 および 7.5m/min では全切れ刃作用区間においてトルクの上昇が見られている。

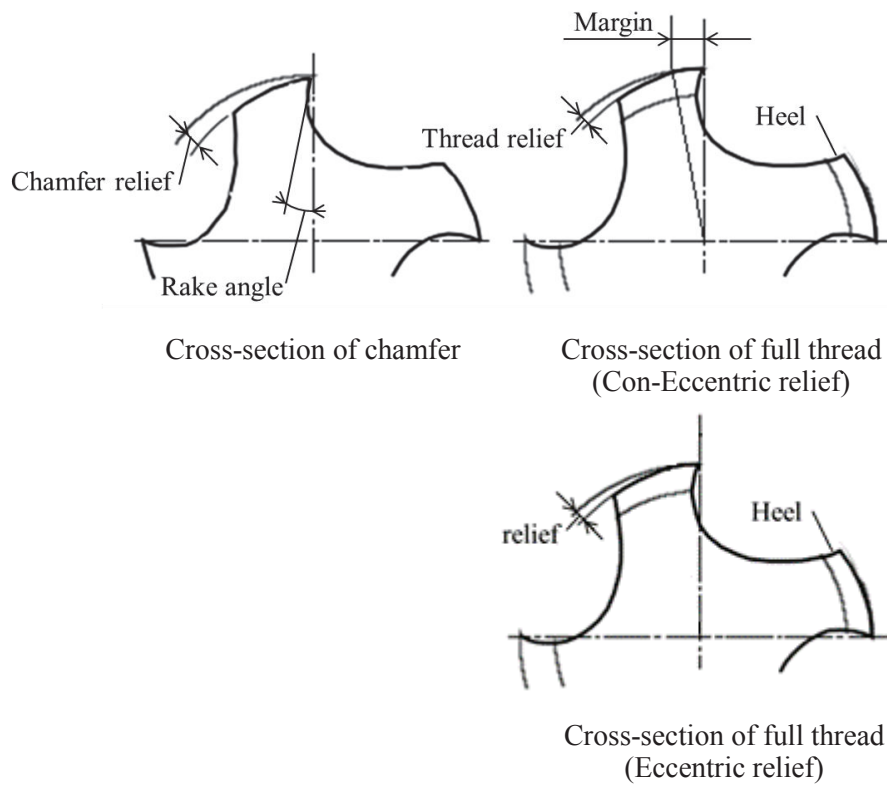
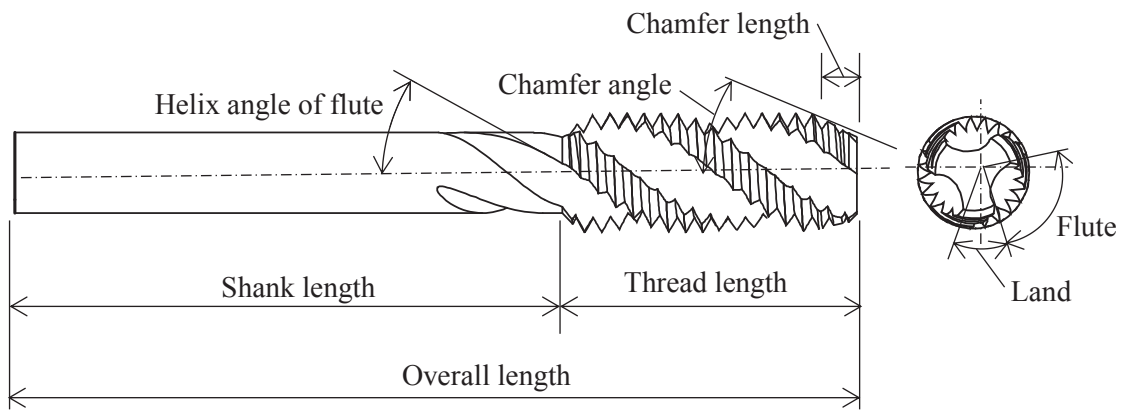


Fig. 2.1 Schematic of spiral tap

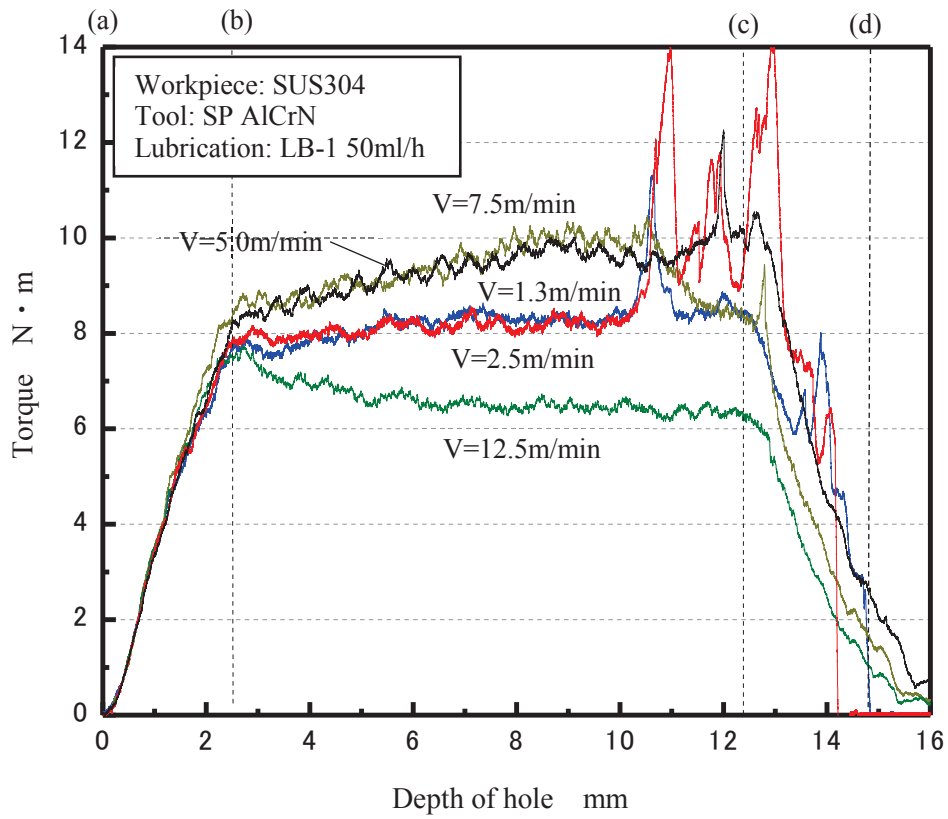
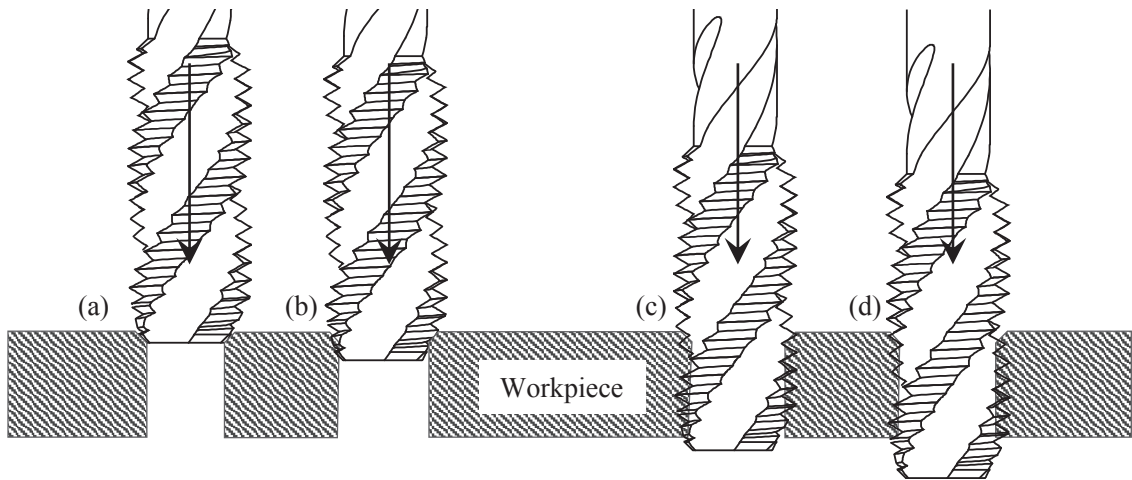


Fig. 2.2 Tapping torque of SUS304 at a range of cutting speeds

2.3 SUS304 のタップ加工における切削抵抗解析

2.3.1 タップ加工の各トルクの成分について

図 2.3 にタップ加工における全トルクを構成する各成分について示す。これまでに、タップ加工におけるトルクの成分として、切りくずを生成するためのトルク，逃げ面摩擦抵抗によるトルク，刃先力によるトルク，Chip packing load[37]が考えられてきた。本研究では，スパイラルタップを用いた SUS304 のタップ加工において，これらの各成分の大きさについて検討することとした。次項以降では各成分の計算方法の説明を行う。

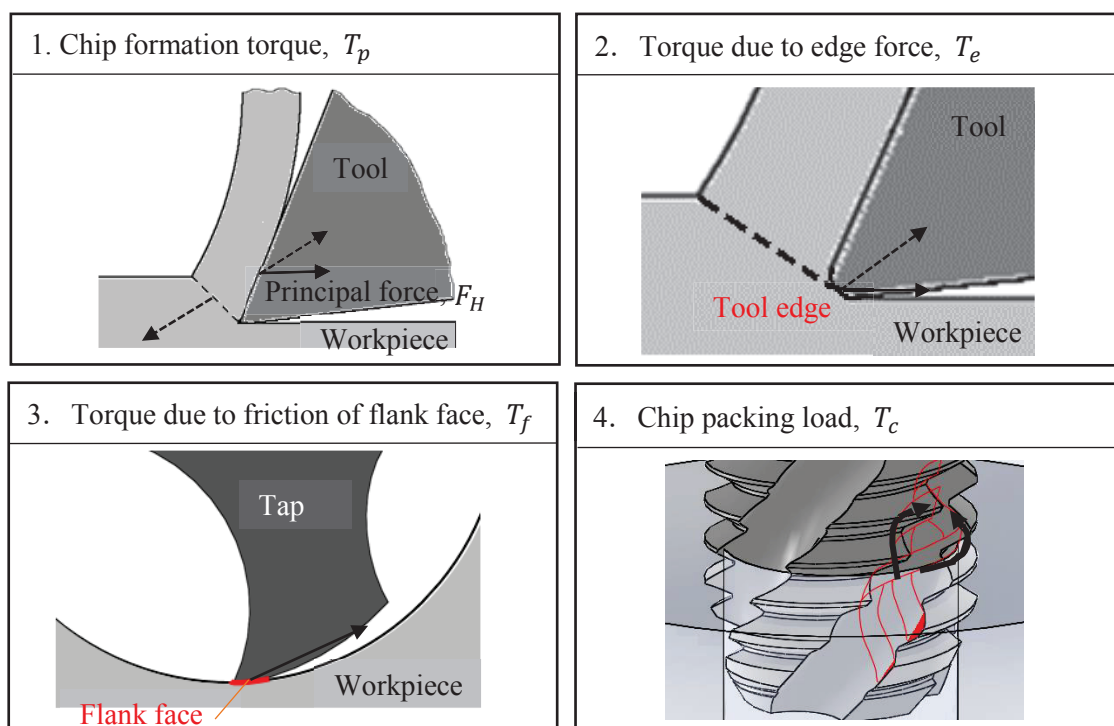


Fig. 2.3 Components of total torque in tapping

2.3.2 切りくず生成のためのトルク

図 2.4 に本研究に用いたタップの形状を、表 2.1 に主要諸元を示す。タップは M10×1.5 の 3 溝スパイラルタップ(SP, YAMAWA)を用いた。溝ねじれ角は 40° ，食いつき角は 15° である。工具母材は高速度鋼であり、ねじ部には AlCrN コーティングが施されている。AlCrN の酸化開始温度は 1100°C ，硬さは 3050Hv，SUS304 に対する動摩擦係数は 0.62，熱伝導率は $4\text{-}6\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ である。タップには 7 つの切れ刃（下穴径が 8.6mm の場合）があり，加工時にはこれらの切れ刃が順次下穴に作用することでひとつのめねじ山が形成される。それぞれの切れ刃には，1 つの主切れ刃に加えて，進み側フランク(Leading flank)側および追い側フランク(Trailing flank)側に 2 つの副切れ刃がある。図 2.5 に各切れ刃の軸直角断面図を示す。各切れ刃の軸断面内のすくい角は主切れ刃の半径方向の位置がそれぞれ異なるため，外側の切れ刃ほど大きな値になるとされており[51]，実測値すると 10° から 13° の範囲であった。

図 2.6 に第 4 切れ刃における切りくず生成機構のモデルを示す。スパイラルタップのすくい面は実際には曲面であるが，切りくずが接触する領域においてはすくい面は平面であると仮定した。この切れ刃に対して，タップ工具軸方向を x 軸，切削速度方向を z 軸，それらと垂直になる方向を y 軸とする工具切れ刃を基準とした座標系を設定した。この座標系において，主切れ刃は x 軸から工具のねじれ角 i だけ傾斜している。タップ加工時には z 方向に速度成分 V を持った被削材が，すくい面と干渉して切りくずが生成され始める。通常の傾斜切削では，Stabler[52]の実験則として知られているように，切りくず生成に消費されるエネルギーが最小となるように切りくず流出角 η_c は傾斜角 i （ここではねじれ角相当する。）とほぼ等しくなる[53]。しかしながら，タップ加工におけるそれぞれの切れ刃による加工は溝加工と類似しており，ブローチ加工などで見られるように[54]，副切れ刃によって加工された溝の側面に切りくずの流出が拘束される。スパイラルタップでは，この拘束面には追い側フランク面が相当すると考えられる。そこで，加工後のすくい面上の切りくず擦過痕を観察し，切りくずの流出方向を確認した。図 2.7 に加工後のすくい面上の切りくず擦過痕を示す。図の切りくず擦過痕の方向から，切りくずの流出は追い側フランク面に沿う方向となっていることがわかる。この場合の切りくずの流出角は，すくい面上で主切れ刃と直角方向から 26° であり，この切りくず流出角は明らかにタップの溝ねじれ角よりも小さいため，切りくずはめねじフランク面に拘束されながら流出していることがわかる。

この事実から切りくず全体が一様な方向へ流出しているのならば切りくず断面形状から有効せん断角を計算することが可能となる。そして，有効せん断角が定義される切削速度ベクトル V および切りくず流出速度ベクトル V_c を含む面内において，二次元切削が成り立つと仮定すると，せん断面とすくい面の力の釣り合いから微小切削幅 db の領域において主分力 dF_H は式(1)で計算することができる。

$$dF_H = \frac{\tau_0 db h \cos(\beta - \gamma_e)}{\sin\varphi_e \cos(\varphi_e + \beta - \gamma_e)} \quad (1)$$

ここで、 τ_0 はせん断面せん断応力、 h は切削厚さ、 β はすくい面摩擦角、 γ_e は有効すくい角、 φ_e は有効せん断角である。有効すくい角 γ_e は、3次元切削において切削速度方向と切りくず流出方向を含む面内における実質的なすくい角に相当し、垂直すくい角 γ_n 、傾斜角 i および切りくず流出角 η_c によって式(2)で計算することができる。各値を代入すると、有効すくい角 γ_e は 24° から 26° となった。

$$\gamma_e = \sin^{-1}(\sin i \sin \eta_c + \cos i \sin \gamma_n \cos \eta_c) \quad (2)$$

すくい面摩擦角 β はすくい面に作用する垂直力と接線力の比から計算される値である。切削加工においてすくい面の摩擦特性を表す指標とされるが、巨大な垂直応力によって真実接触面積がみかけの接触面積とほぼ等しくなっている領域からクーロンの法則が成立する領域を含む平均的な摩擦係数であるため[55]、通常の摩擦試験などにおける摩擦角とは対応していない。そのため、切削抵抗の予測にすくい面摩擦角を用いる場合には通常同一の被削材を切込みやすくい角などの切削条件を変化させて加工した切削抵抗から逆算した値が用いられる。しかしながら、本研究においてはタップの有効すくい角が大きく、同一の切削条件においてすくい面摩擦角を測定することが困難であったため、Hendererの研究で用いられた $\beta = 45^\circ$ として仮定した。

せん断面せん断応力 τ_0 は、せん断面におけるせん断応力の平均値である。一般的には加工中に受けたひずみ、ひずみ速度、温度に影響をうけるとされているが、比較的高速の加工速度となるとせん断面せん断応力はほぼ一定の値となると報告されている[56]。HendererはKobayashiら[57]の二次元切削のデータを用いたが、二次元切削におけるせん断面せん断応力を副切れ刃が作用し切削厚さも切れ刃幅方向に変化するタップ加工に対して適用可能かどうかは検証されていない。一方で、タップ加工のような加工速度が低くせん断面の温度が低い条件下では、せん断面せん断応力はひずみのみの影響が支配的であるとされている。そして、加工時に受けたひずみは排出される切りくずの中に残存し、それが材料の硬さとなって現れるという事実から、中山は切りくず硬度(H_V)と加工時のせん断面せん断応力 τ_s の関係式(3)を明らかにした[58]。

$$H_V = C \tau_s [kg/mm^2] \quad (3)$$

ここでCは 5.2 ± 0.15 の定数である。本研究では、タップ加工時のせん断面せん断応力を、切りくず硬度の測定から式(3)を用いて推定することとした。図2.8に切りくず硬度測定のプロセスを示す。タップ加工後の各切れ刃の切りくずを樹脂埋めして、端面を研磨した試料に対してビッカース硬さ試験を行った。試験荷重は100gfとした。各切りくずの断面において裏面側と自由面側などの位置の違いによって硬さ(加工時に受けたひずみ)がばらつく可能性があるため、各断面に対して図に示すように四隅および上部・下部の中心の6箇所に圧痕を打った。さらに、7つの切れ刃すべての切りくずについて硬さ測定を行った。図2.9

に各切りくずのビッカース硬さを示す。各切れ刃の切りくずの硬さはばらつきがあるもののそれぞれの平均値は概ね同一であり、7つの切りくずの平均値である 442Hv をタップ加工における切りくず硬度の代表値とした。SUS304 の切りくず硬度はしたがって、式(3)からタップ加工時のせん断面せん断応力は 833MPa となる。SUS304 の切りくず硬度は加工方法が異なるが、中山[58]は 416Hv、引地[59]は 433Hv、片山[60]は 441Hv と報告している。

以上より、有効せん断角が求まれば、各切れ刃の主分力を計算することができる。有効せん断角は、切れ刃の有効すくい角および切削比によって式(4)で計算される。

$$\tan\varphi_e = \frac{C_h \cos\gamma_e}{1 - C_h \cos\gamma_e} \quad (4)$$

切れ刃幅方向に厚さの異なるタップ加工では切りくず厚さを求めるには切りくずの断面形状が必要となる。切りくず断面形状を取得するために、タップ加工後の切りくずを樹脂埋めした。この際、切りくずの流出方向に垂直な断面形状を観察するために、切りくずの流出方向が樹脂断面に垂直となるように注意して位置決めを行った。図 2.10 に切りくず幅と切削断面幅の関係を示す。切削断面幅と切りくず断面幅は式(5)で計算することができる。

$$\frac{b_c}{b} = \frac{\cos\eta_c}{\cos i} \quad (5)$$

これより、微小切削幅領域 db は微小切りくず幅領域 db_c に相当する。微小切削幅領域における切削比 C_h が計算されれば、式(4)から有効せん断角が計算によって求まる。なお、微小切削幅領域において切削厚さは、図示するようにやや傾斜した方向に算出され、その角度 θ は式(6)で計算され、その値は 13° から 15° であった。

$$\cos\theta = \frac{\mathbf{e}_y \cdot (\mathbf{e}_z \times (\mathbf{v}_c \times \mathbf{e}_z))}{|\mathbf{e}_y| |\mathbf{e}_z \times (\mathbf{v}_c \times \mathbf{e}_z)|} \quad (6)$$

ここで、 \mathbf{v}_c は切りくず流出方向の単位ベクトル、 \mathbf{e}_y は y 軸方向の単位ベクトル、 \mathbf{e}_z は z 軸方向の単位ベクトルである。同様にして、切りくず厚さを計測する方向とすくい面法線 \mathbf{n} と成す角度 ω は 34° から 35° であった。

以上より、式(1)に各変数を代入すると、各切れ刃の主分力が求まる。切りくず生成のためのトルクは、各切れ刃の主分力に力のモーメント長（切削断面積の重心位置と工具軸心間の距離）をかけて、それらの総和によって式(7)のように求まる。ただし、 n はタップの切れ刃の数を表し、本研究で用いたタップと下穴径の組合せでは $n = 7$ である。

$$T_p = \sum_i^n F_{Hi} \cdot r_{pi} \quad (7)$$

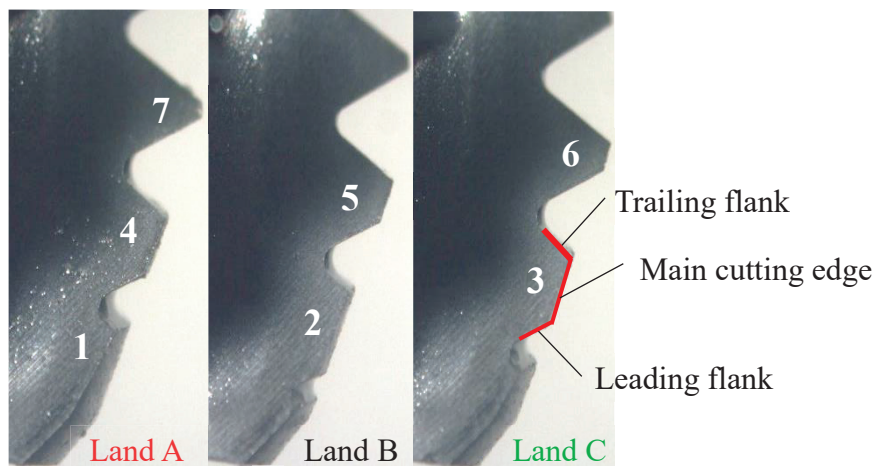
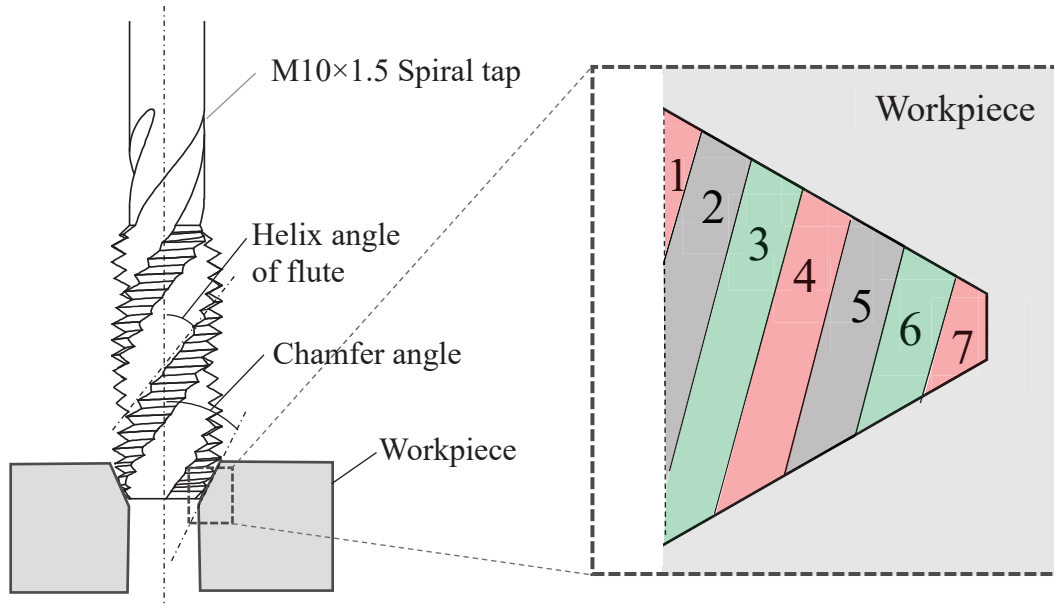


Fig. 2.4 Tool shape of spiral tap used in this study

Table 2.1 Tool specification	
Tool	3 flute M10 × 1.5 tap
Chamfer angle	15°
Helix angle of flute	40°
Rake angle	10°- 13°
Depth of cut	0.13 mm

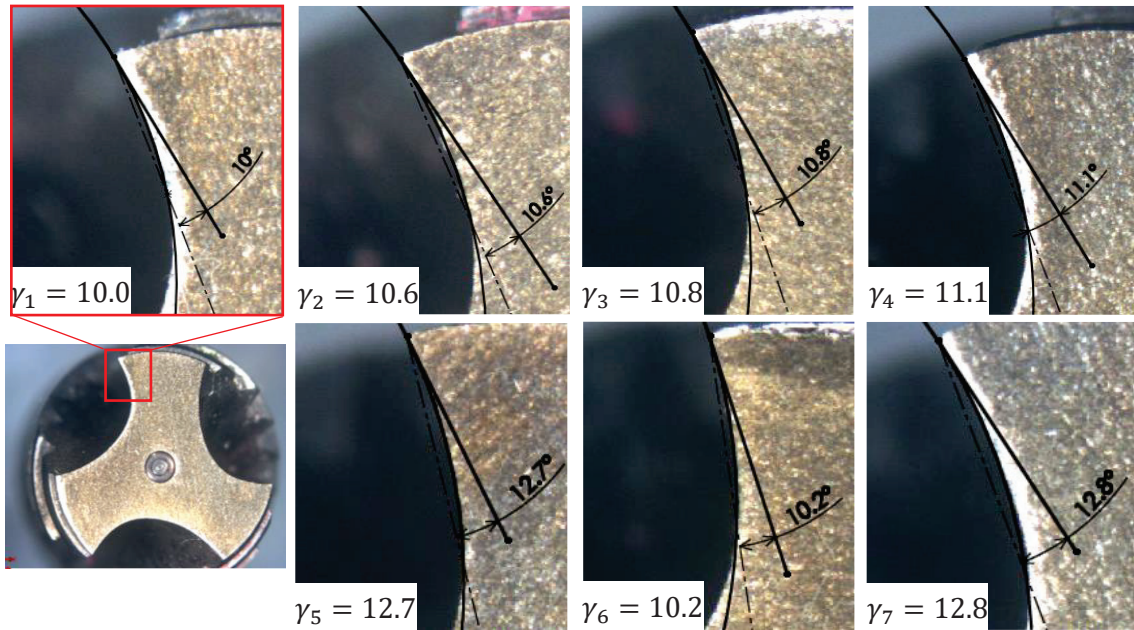


Fig. 2.5 Cross section of each cutting edge of spiral tap

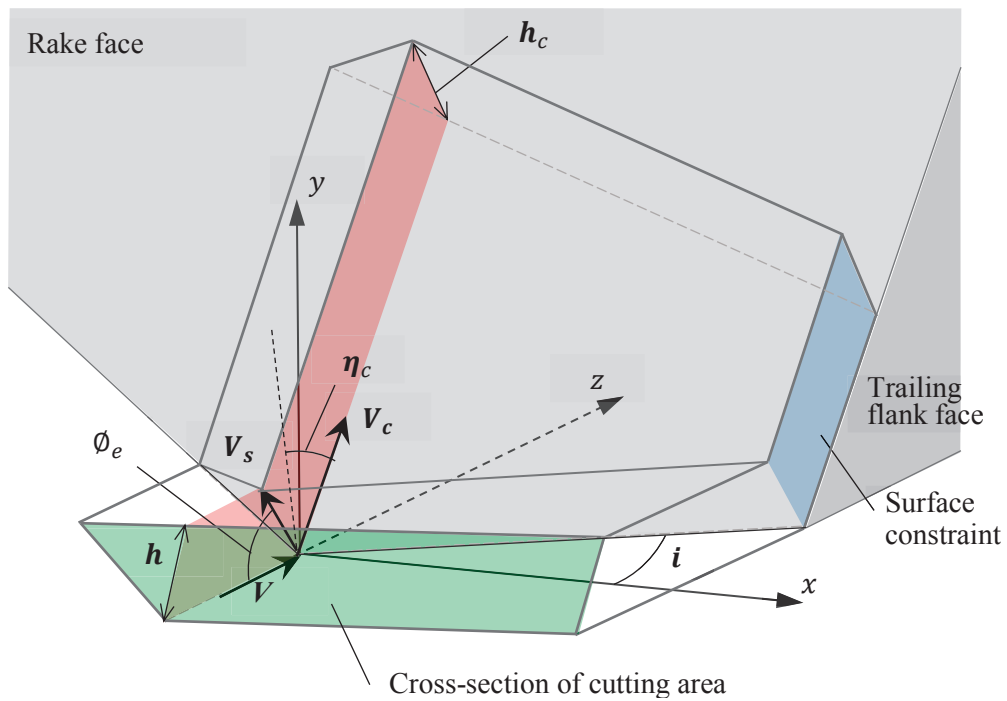


Fig. 2.6 Chip formation model of 4th cutting edge in tapping using spiral tap

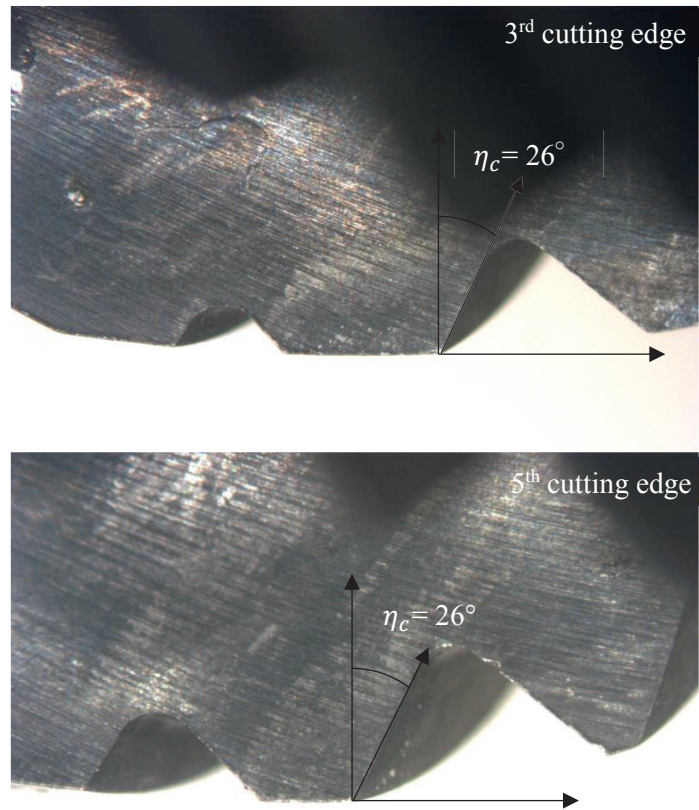


Fig. 2.7 Scratch mark on rake face of 3rd and 5th cutting edge after tapping

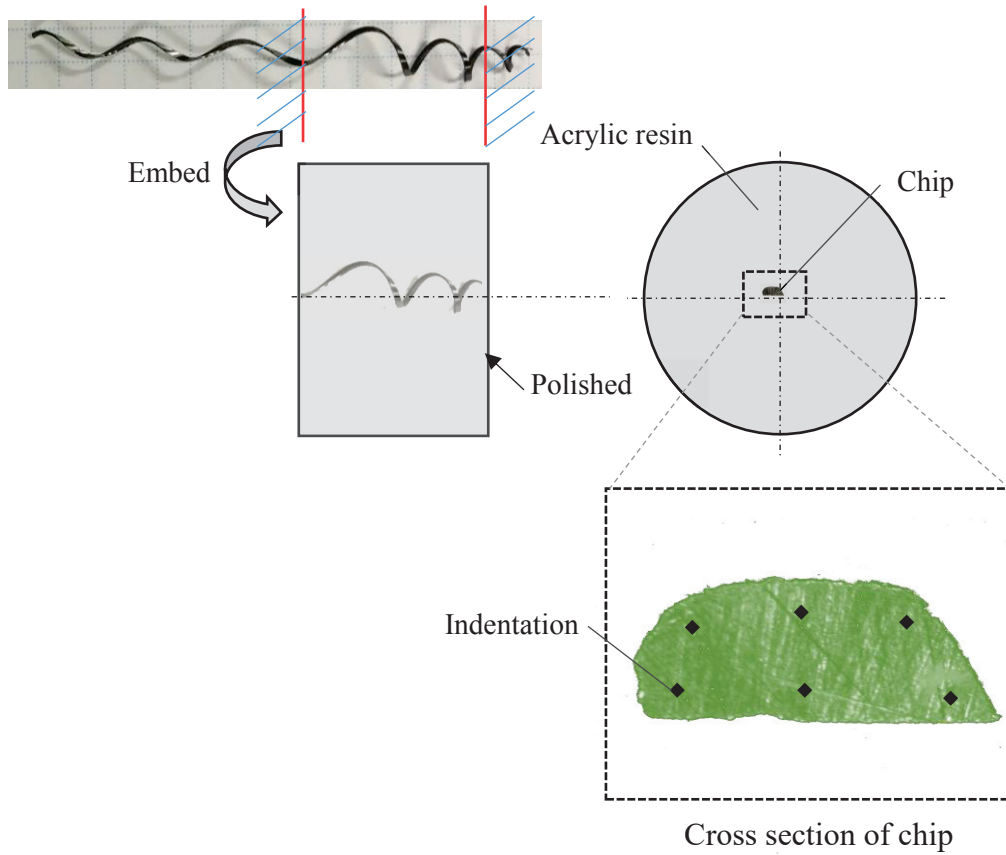


Fig. 2.8 Procedure for measuring hardness of chips

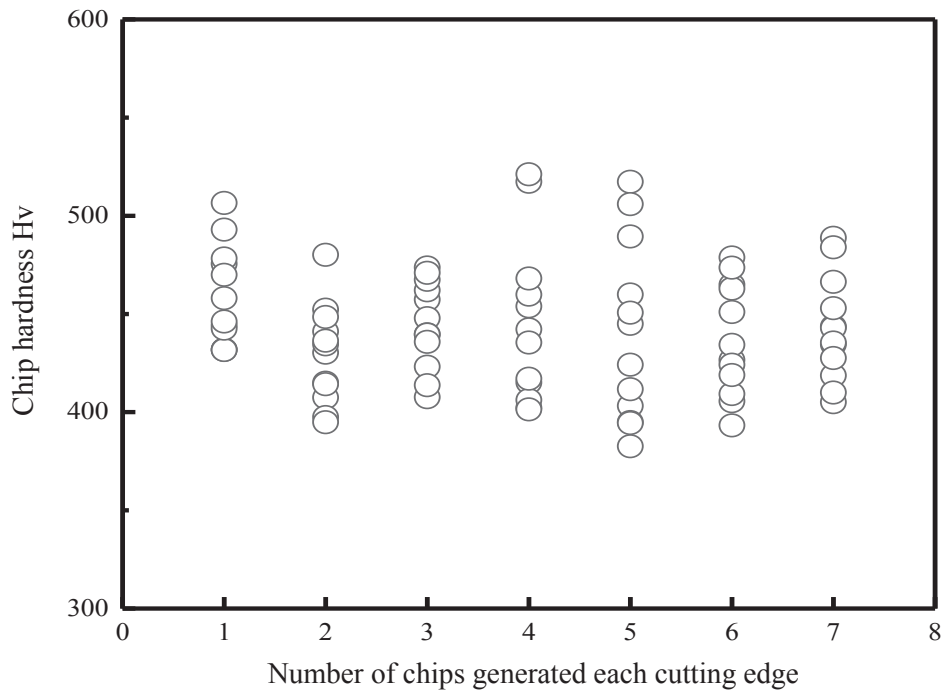


Fig. 2.9 Chip hardness of each cutting edge in tapping

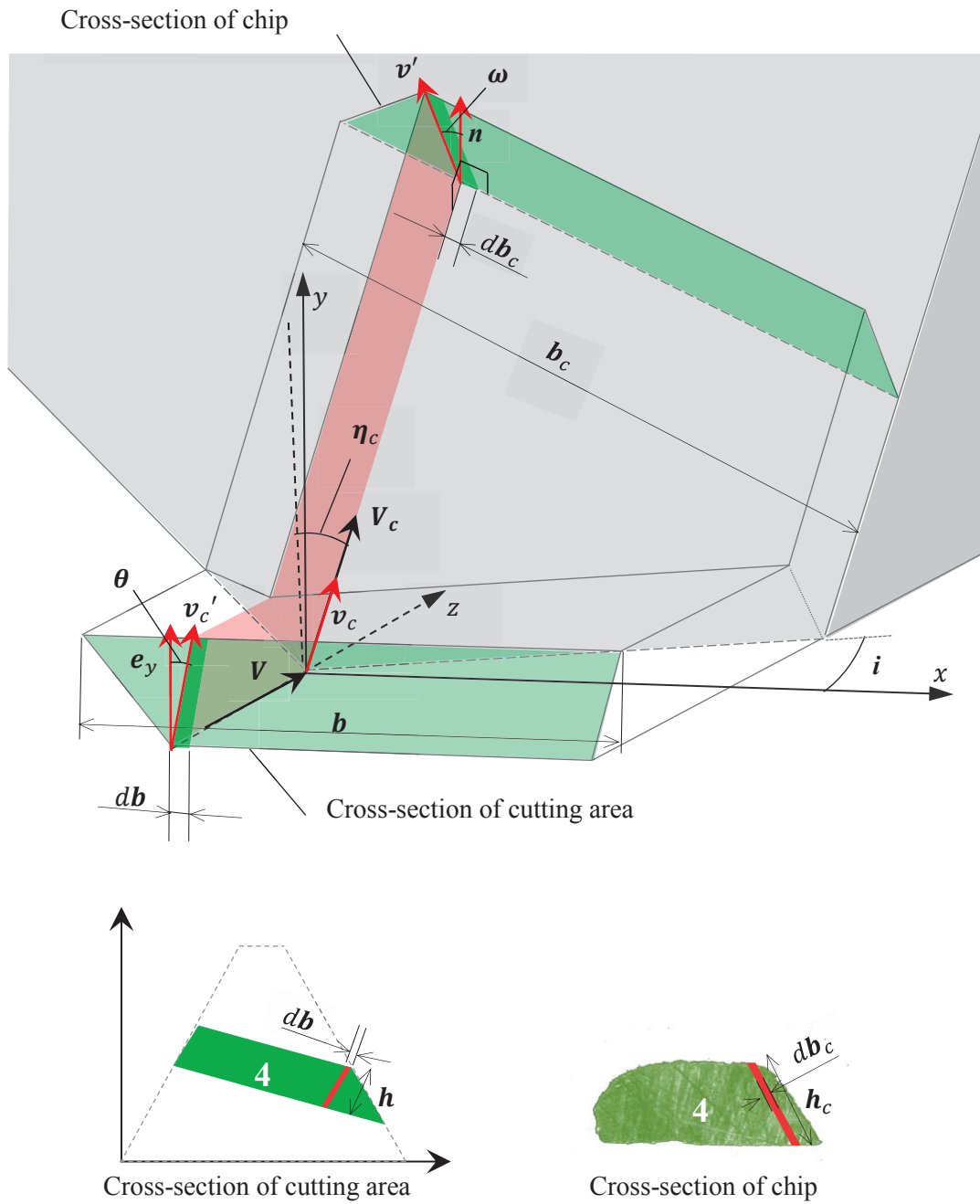


Fig. 2.10 Relation between width of cut and width of chip

2.3.3 刃先力によるトルク

一般的に、切削厚さを徐々に減少させた場合、切削厚さを 0 まで外挿しても切削抵抗は 0 にはならない。この切削抵抗は刃先力[61]や圧壊力[62]と説明されている。刃先力は切れ刃稜の丸味の大きさに依存し、せん断面における材料の変形に要する力と釣り合うすくい面上の切りくず生成のための抵抗とは独立であるとされている。Henderer は、タップ加工時のトルクの理論的計算値と実測トルクの差は刃先力によるトルクであると考え、サイズの異なるタップを用いたトルクの実測値から切れ刃長さ当たりの主分力 F_c/t を逆計算し、これを”Edge force”とした。しかしながら、この手法では計算値を超過したすべての実測トルクの成分を刃先力として計算してしまうことや、もとより Henderer は切れ刃を 1 つの三角形切れ刃と仮定している[38]ため計算した刃先力は実際の切れ刃長さに対応していないなどの理由から、刃先力を適当に推定しているとはいえない。刃先力は切れ刃の丸味のみには依存する値であるとされているため、本研究では、タップと同程度の切れ刃稜の丸味を有する工具を用いて旋削加工を行うことで、タップ加工における刃先力を推定した。タップの切れ刃稜丸味はおよそ 10 μm であった。旋削用の工具はノンコート超硬のインサートチップ (TCGW110201, SUMITOMO) に AlCrN のコーティングを施したものを使用した。旋削加工のインサートチップの横切れ刃の刃先丸味は 15 μm であった。そのため、刃先丸味のみに影響を受ける刃先力はどちらの加工法でも同程度であると予想される。旋削加工は汎用旋盤 (LS450, OKUMA) を使用した。インサートチップを工具ホルダ (STGCR2020-11, SUMITOMO) に取付け、ホルダを動力計 (9257B, KISTLER) に固定した。切削速度は 40m/min, 切込みは 0.5mm に設定し、タップ加工と同様に MQL(50ml/h)の条件で加工を行った。切削速度はほとんど影響しないとされている[61]が、構成刃先が生じると実質的な切れ刃丸味を変化させてしまうため、切りくず裏面の観察および切削抵抗の時間推移から構成刃先が生じていない切削速度を選定した。

図 2.11 に送り量を変化させた SUS304 の旋削加工における主分力を示す。主分力と送り量の関係は概ね線形であり、送り量を 0 まで外挿した場合の主分力は 12.5N である。切込み量が 0.5mm であるので、切れ刃幅 1mm 当たりの刃先力 f_e は 25N である。図 2.12, 表 2.2 に各切れ刃の切れ刃長さおよびその重心位置と工具軸間の距離 (モーメント長さ) を示す。各切れ刃の主分力は切れ刃長さの和 c_i と単位切れ刃長さ当たりの刃先力 f_e の積によって求まる。そして、タップ全体での刃先力によるトルクは、各切れ刃の主分力にモーメント長さ r_{ei} を乗じて、各切れ刃の総和をとることで式(8)のように計算される。

$$T_e = \sum_i^n f_e \cdot c_i \cdot r_{ei} \quad (8)$$

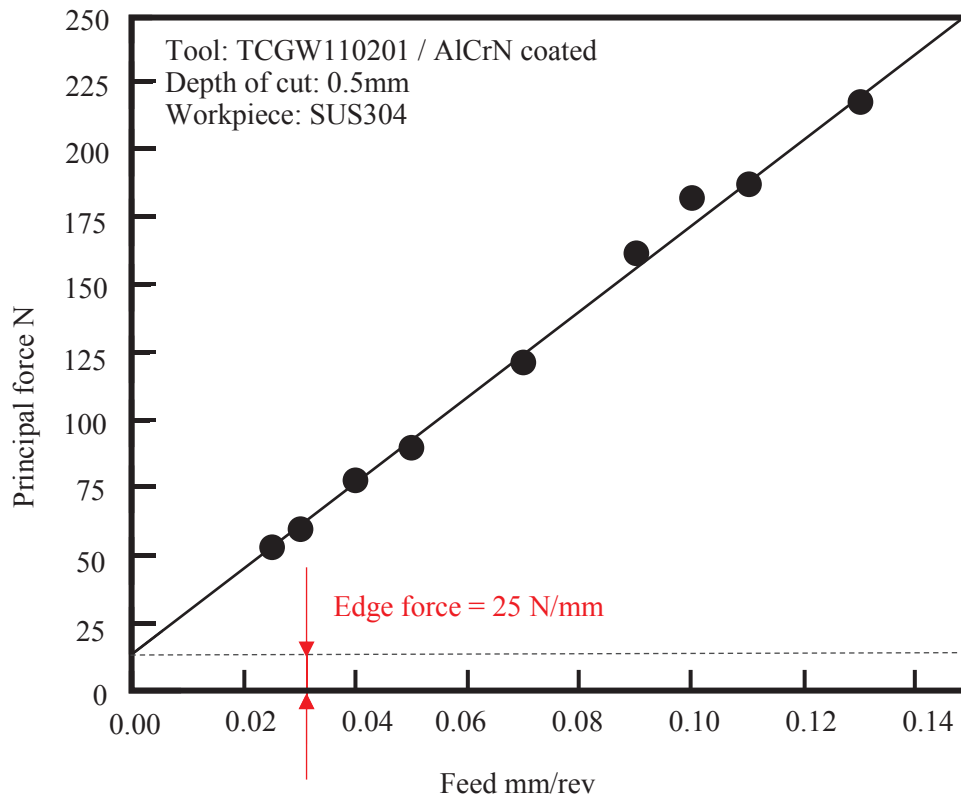


Fig. 2.11 Principal force in turning of SUS304 at different feed rates

	Moment arm	Length of cutting edge
1	4.35 mm	0.394 mm
2	4.39 mm	0.898 mm
3	4.50 mm	1.058 mm
4	4.62 mm	0.952 mm
5	4.73 mm	0.784 mm
6	4.85 mm	0.617 mm
7	4.97 mm	0.413 mm

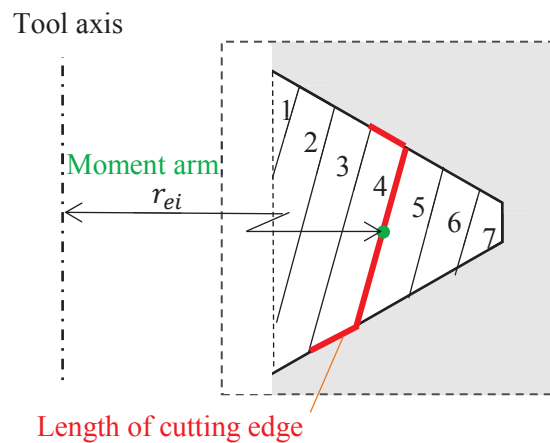


Fig. 2.12 Length of cutting edge and moment arm of edge force of each cutting edge

2.3.4 逃げ面摩擦抵抗によるトルク

これまで行われた研究では、タップ加工において逃げ面の摩擦による抵抗は全トルクの1つの成分として考慮されることが少なくない。T. Cao ら[37]は、逃げ面の弾性接触による摩擦抵抗を検討したが、逃げ面の接触圧がランド部全域にわたって一様であることや接触長さがマージン長さに相当することなどの仮定は現実的ではない。

図 2.13 にタップ加工における逃げ面摩擦抵抗によるトルクに関する幾何学的関係を示す。大越ら[63]によると、逃げ面の接触部では被削材はせん断降伏状態となっている。そのため、逃げ面接触による摩擦抵抗によるトルクは、逃げ面接触面積 $b_i l_i$ および被削材の塑性流動応力 τ_f によって式(9)のように計算することができる。ただし、 n はタップの切れ刃の数を表す。

$$T_f = \sum_i^n \tau_f b_i l_i \cos\beta \cdot r_{fi} \quad (9)$$

本研究では、新品工具を用いて、タップ加工後の逃げ面の擦過痕を顕微鏡で観察することで各切れ刃の逃げ面接触領域を計測した。図 2.14 にタップ加工後の各切れ刃の逃げ面擦過痕の状態を示す。切れ刃稜垂直な方向に計測した逃げ面接触長さは、各切れ刃によってそれぞれ異なり、前半の1,2切れ刃は比較的大きく、それ以降の切れ刃ではかなり小さい値となった。逃げ面接触長さは最大でも60 μm であった。通常は、すくい面の接触では、真実接触に近い領域は顕微鏡で観察される見掛けの長さよりも1/2から1/3である[64]と言われている。そのため、本研究で用いたタップおよび被削材の条件では、逃げ面接触による摩擦抵抗はかなり小さく、全体のトルクを占める割合もごくわずかであると考えられる。そこで、本研究では逃げ面摩擦抵抗によるトルクの計算は行わなかった。

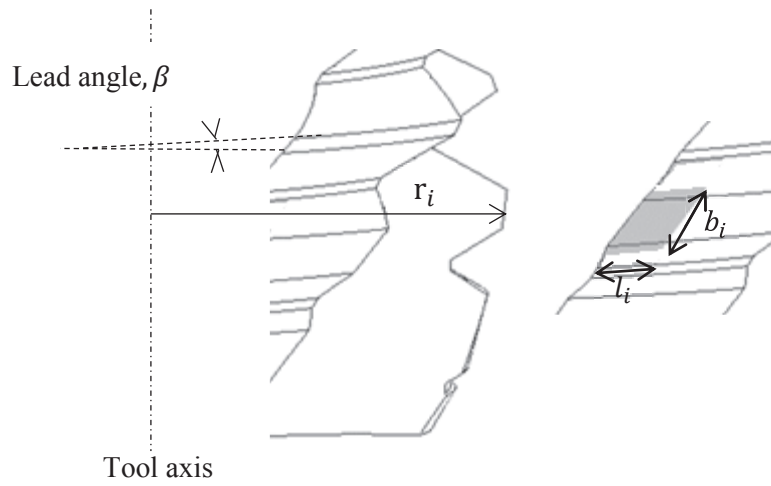


Fig. 2.13 Torque due to friction on flank face

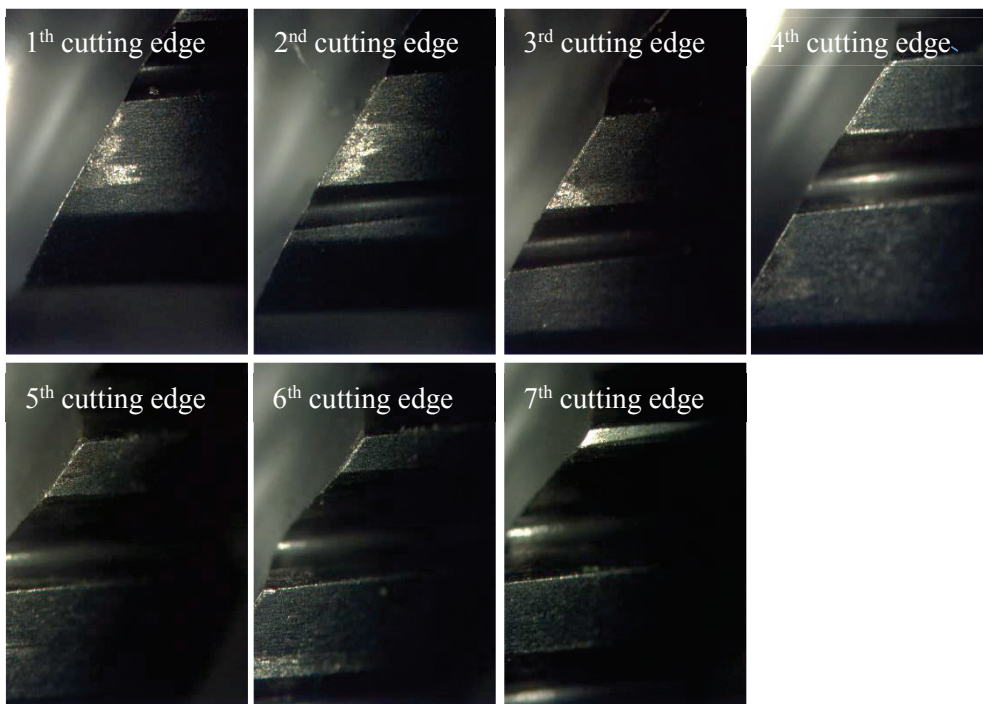


Fig. 2.14 Scratch mark on flank face of cutting edge after tapping

2.3.5 実験方法

図 2.15 に実験装置概略図を示す。表 2.3 に下穴加工条件を表 2.4 にタップ加工条件を示す。タップ加工は縦型マシニングセンタ(MPA-V45, MITSUBISHI)において G84 の固定サイクルを使用して行った。スパイラルタップはアキシャルフローティングタップホルダ(BT40-ADC20-150, SHOWA)に取付けて、主軸に固定した。被削材は外径 25mm の SUS304 の丸棒から厚さ 13mm に切り出して使用した。被削材はジグを介して水晶圧電式動力計(9365B, KISTLER)に固定した。動力計を用いてタップ加工時のトルクおよびスラストを計測し、その信号はチャージアンプ(5073A, KISTLER)で増幅した後、デジタルオシロスコープ(DL-750, YOKOGAWA)で記録した。サンプリング周波数は 10kHz とした。フィルタ周波数は 500Hz に設定した。タップ加工の前加工として、位置決めおよび面取り加工を行い、呼び径 8.6 の TiCN コーテッド HSS ドリルで下穴加工を行った。切削速度および送りは、どちらもそれぞれ 10 m/min, 0.14mm/rev と設定し、MQL 条件下で加工を行った。タップ加工時には植物油(LB-1, Blube)を 50ml/h の流量で切削点へ向けて供給した。切削速度は、構成刃先の生じない 5m/min に設定した。なお、本実験においてタップ加工の下穴径として採用した 8.6mm は、JIS B1004:2009 ねじ下穴径にて 6H のめねじ内径の許容限界寸法内にある。

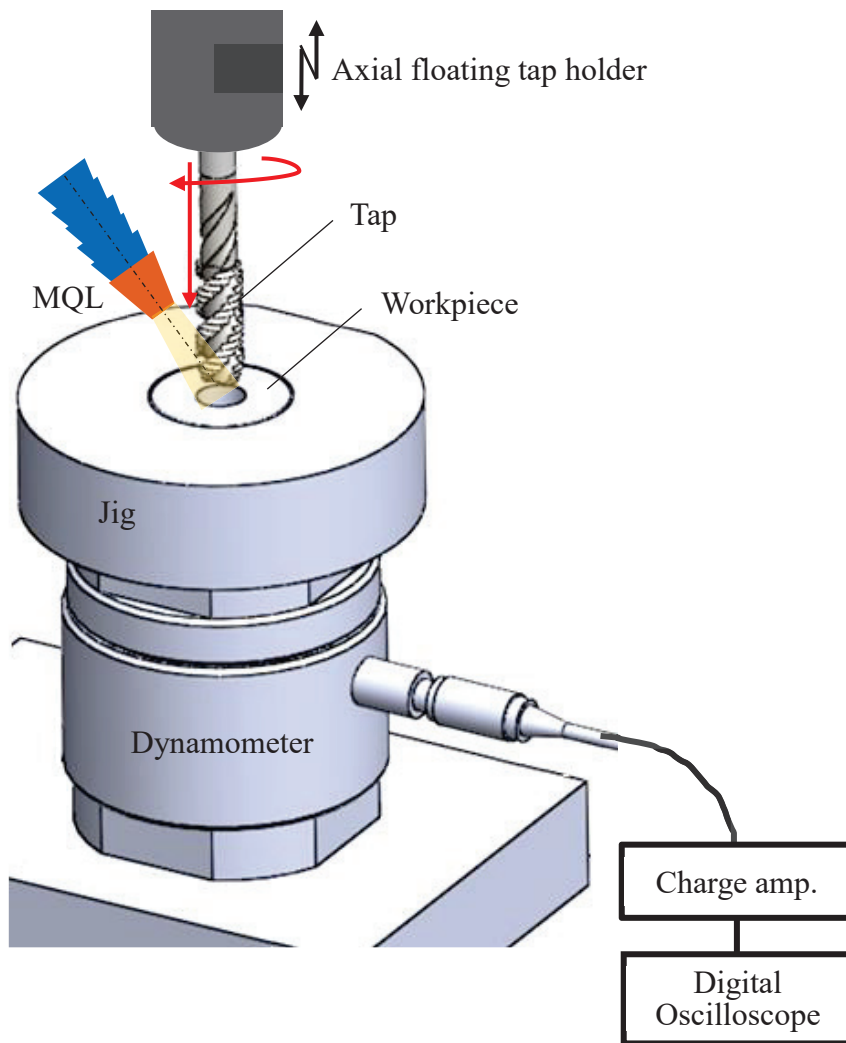


Fig. 2.15 Experimental setup for measuring torque in tapping

Tool	TiCN coated HSS
Drill diameter	8.6 mm
Cutting speed	10 m/min
Feed	0.14 mm/rev
Lubrication	MQL

Tool	AlCrN coated HSS
Workpiece	SUS304
Cutting speed	5 m/min
Feed	1.5 mm/rev
Lubrication	MQL (50ml/min)

2.3.6 計算トルクと実測トルクの比較

図 2.16 に切りくず外観写真を，図 2.17 に各切れ刃の切りくず断面形状を示す．切りくず断面形状は図に示すように加工開始点から 5mm から 7mm の位置で取得した．切りくず排出状態によって切りくず断面形状も変わる可能性があったため，切削断面積が比較的大きい第 2 から第 5 切れ刃の切りくずは，加工の前半部分で大きなカール径となっている．後半部分ではやや小さくなりカール径はほぼ一定となっている．切りくず断面形状を見ると，すべての切りくずで右側面および底面が直線状になっていることがわかる．また，右側面と底面の成す角度はほぼ同一でありその角度は 56° であった．この角度は工具すくい面とめねじの追い側フランク面がなす角度であり，切りくずが追い側フランク面によって拘束されていることの実証である．第 1 切れ刃と第 2 切れ刃の切りくず断面形状は，流出方向に対して安定ではなく，常に幅および厚さが変化していた．切りくず厚さのみであれば断角の変化が原因としても考えられるが，切りくず幅も変動していることから，この変動はこれらの切れ刃の切削断面積が変化していたことを示唆している．第 1 および第 2 切れ刃は下穴加工面を切削するため，切削初期の工具干渉時の切削抵抗のアンバランスなどによって生じる工具の偏心や傾き，下穴の加工時の軸ずれの影響なども受けてしまう．そのため，第 1 および第 2 切れ刃の切りくず断面形状は，式(5)を用いて計算によって工具諸元および下穴径から計算される予定切削幅に相当する切りくず幅の断面を取得した．これらの切りくず断面形状および切削断面形状から各切れ刃の切りくず断面形状を計算した．

図 2.18 に各切れ刃の有効せん断角の計算値を示す．横軸は切れ刃幅方向の位置を示し，縦軸は有効せん断角を示している．有効せん断角は，主切れ刃が加工をおこなっている領域ではほぼ一定の値を示したが，進み側フランク面および追い側フランク面を創生する副切れ刃の周辺においては大きな値となった．第 1 から第 5 切れ刃においては，主切れ刃近傍で有効せん断角は概ね 20° であり，切れ刃幅方向にわたって有効せん断角が急増している範囲はあまり大きくはない．一方で，主切れ刃長さに対して副切れ刃長さの割合が大きい第 6 および第 7 切れ刃においては，主切れ刃領域でも有効せん断角は 20° よりもかなり大きく，副切れ刃の割合が大きいため，全体としても有効せん断角が一定の領域が見られない．

図 2.19 に切削速度 5m/min でタップ加工したさいの実測トルクおよび本研究の手法によって計算したトルクを示す．切りくず生成のためのトルクは $6.6\text{N}\cdot\text{m}$ であった．また，刃先力によるトルクは $0.6\text{N}\cdot\text{m}$ であった．一方で，実測したトルクの推移を見ると，加工開始後急増して，すべての切れ刃が被削材に作用した時点で $7.3\text{N}\cdot\text{m}$ であった．その後も実測トルクは上昇を続けて最終的には $11\text{N}\cdot\text{m}$ にまで達した．計算したトルクは，実測したトルクのすべての切れ刃が作用した時点におけるトルクとほぼ一致した．すべての切れ刃が被削材に作用した後には切削断面形状は変化しないが，切りくず生成のためのトルクは切りくず干渉によってせん断面に影響を与えられたことから，増加している可能性がある．そのため，切りくずの断面形状を流出方向に対して変化しているかを確認した．その結果，切りくずの外観形状は変わっているが，切りくずの断面形状はほとんど変化が認められな

った。そのため、この実測トルクの増加は、切りくず生成のためのトルクや刃先力によるトルクではなく切りくずの外観形状の変化と関連している可能性が高い。そして、これはタップ溝内部における切りくずの干渉による抵抗がトルクとして現れているとかんがえられる。この切りくず排出に伴う抵抗は、T. Cao ら考えたような切りくず詰まりによって生じるランダムな” Chip packing load” ではなく、定常的な成分であるという特徴がある。

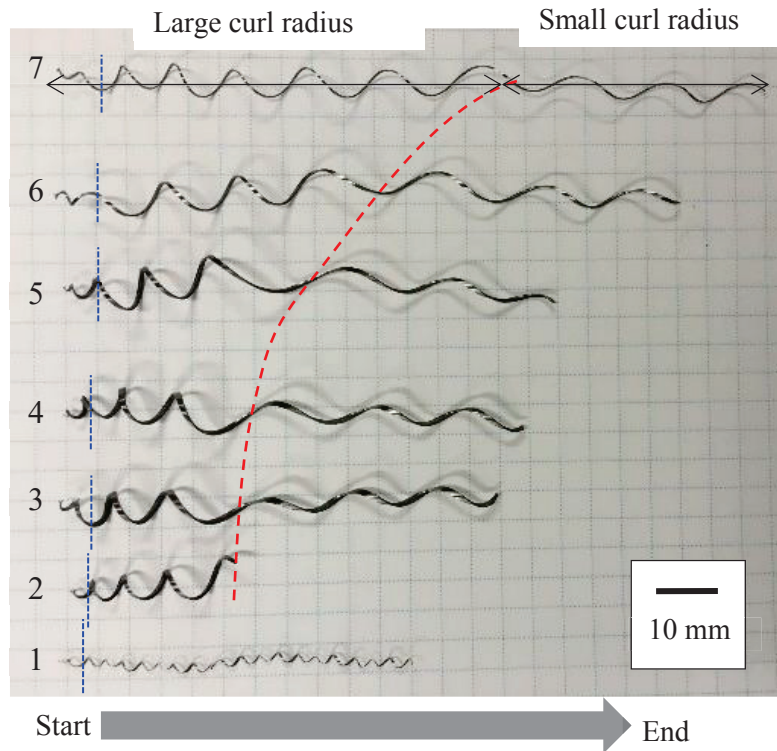


Fig. 2.16 Appearance shape of chips of each cutting edge when tapping at cutting speed of 5m/min

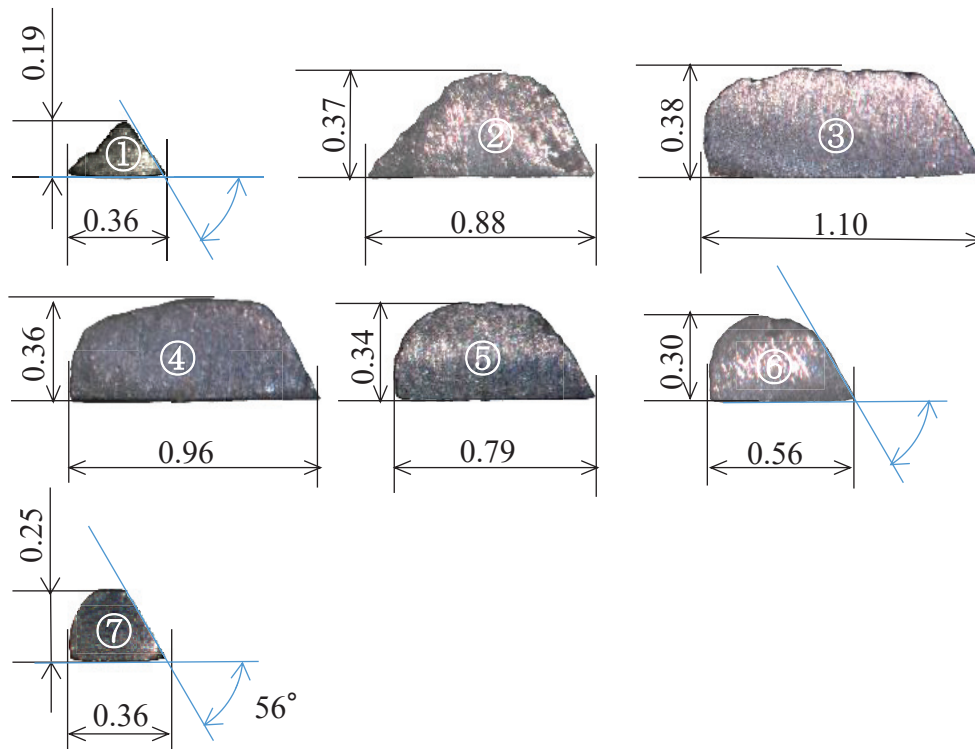


Fig. 2.17 Cross section of chips of each cutting edge in tapping at cutting speed of 5m/min

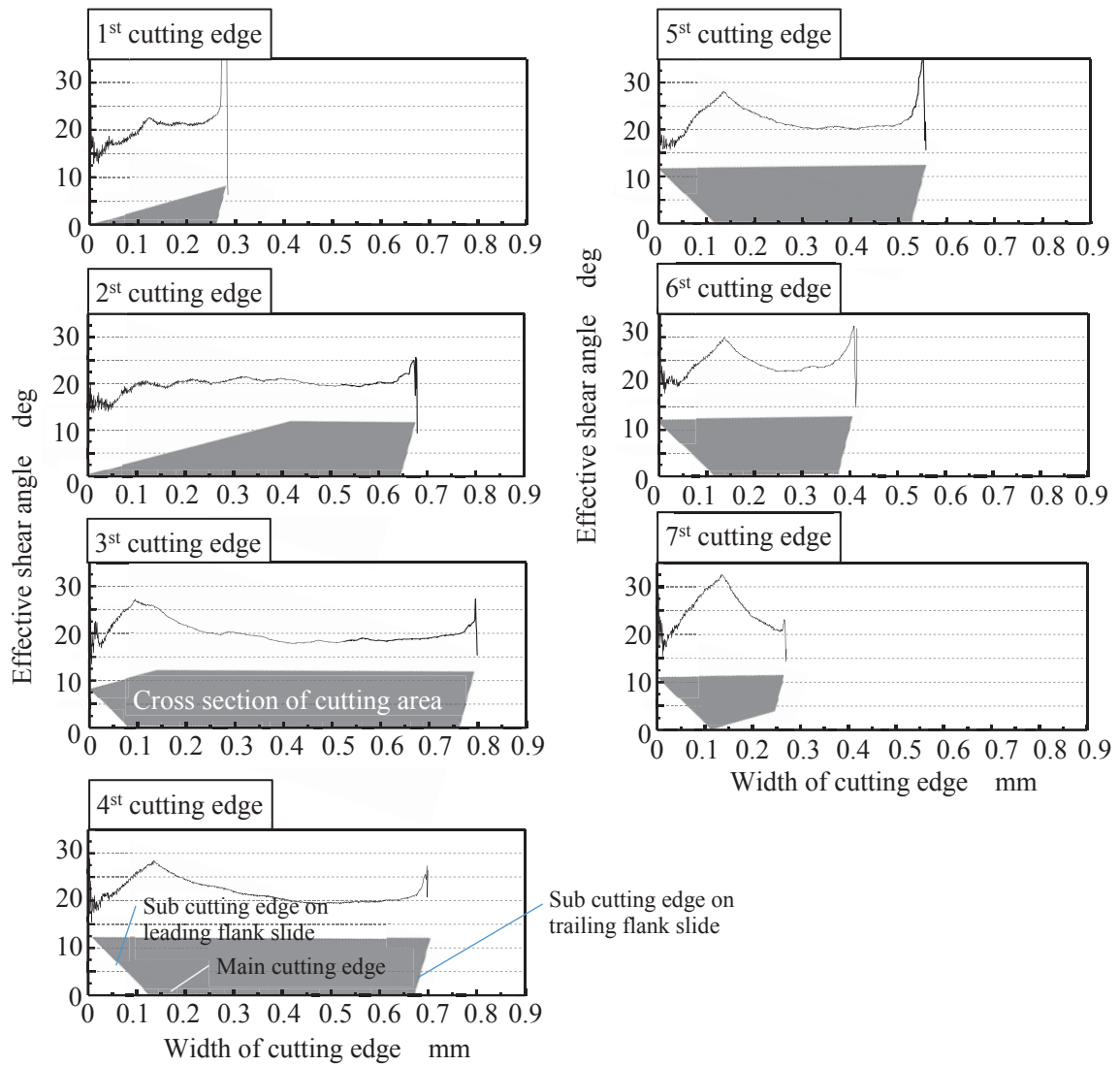


Fig. 2.18 Effective shear angle of each cutting edge calculated from the cutting ratio when tapping at cutting speed of 5m/min

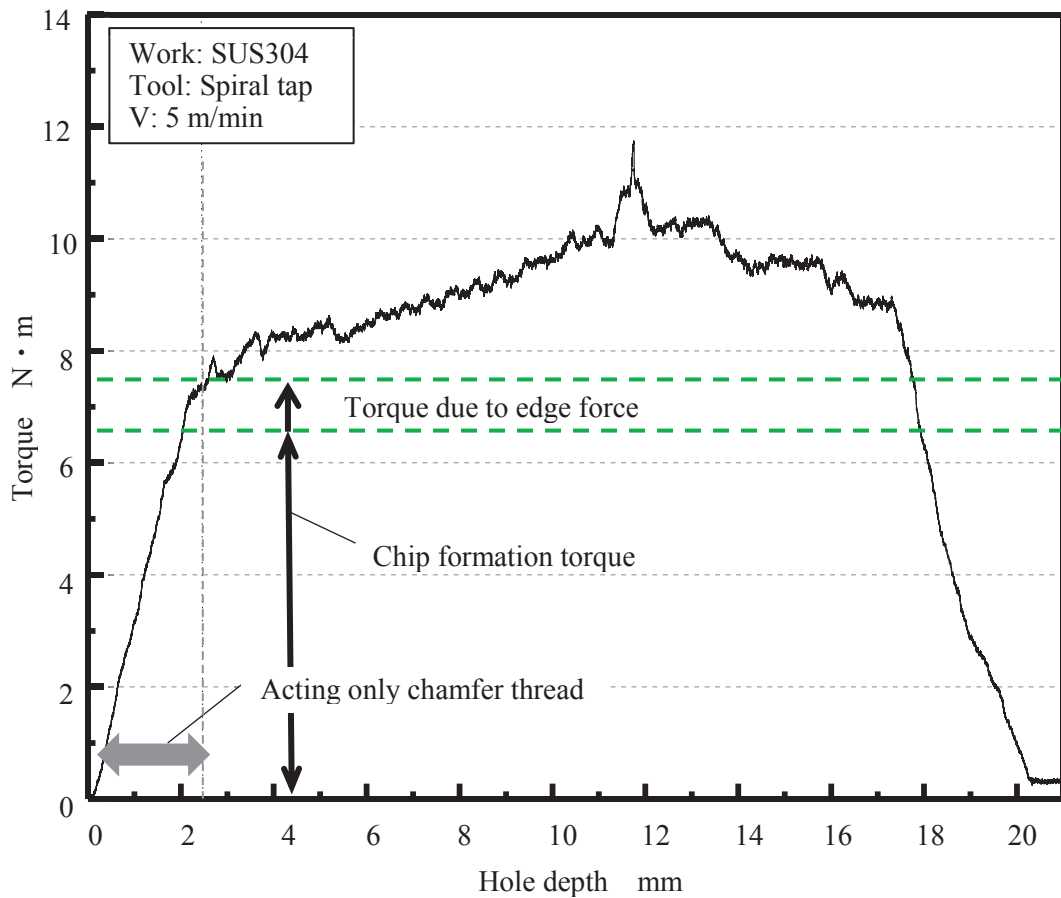


Fig. 2.19 Comparison of calculated torque and measured torque when tapping at the cutting speed of 5m/min

2.3.7 切りくず排出にともなうトルクの増加について

図 2.20 に加工穴深さ位置と切りくず形状の関係について示す。タップ加工において、本実験のように切りくずカール径が溝径よりも大きくなるような条件においては以下のような傾向となると考えられる。(a) 加工初期においては、生成された切りくずはタップの溝内部によって拘束された状態となる。(b)加工の進行とともに、カールしながら排出される切りくずはタップ溝および被削材上面によって拘束される状態となる。この状態においては、タップが加工の進行とともに深く進むに従って、切りくずを拘束しているタップ溝と被削材上面によって作られる内接円が徐々に大きくなっていくため、切りくずのピッチやカール径も大きくなる。(c)さらに加工が進行すると、ある深さにおいてカールした切りくずはタップの溝内部に完全に収容される状態となる。この状態では、切りくずの排出状態はほぼ定常となる。以上の穴深さに対する切りくずの拘束状態および切りくずのカール径の傾向は、穴深さに対するトルクの増加傾向と対応があるように思われる。つまり、(b)の状態において切りくずの拘束状態が穴深さの増加とともに厳しくなり切りくずを強制的に変形させる

量も増大したことで、実測したトルクが全切れ刃の作用後も増加し続けたことが対応し、(c)の状態において切りくずの拘束状態が一定となり切りくずを強制的に変形させる量も一定となったことで、実測したトルクの増加が停止したことが対応していると推察された。そのため、切りくずの排出状態（拘束状態）が定常な場合(c)におけるトルクの穴深さに対する推移を観察するために、段付き加工を施した下穴に対してタップ加工を行った。

図 2.21 に段付き加工をした下穴に対するタップ加工におけるトルクの推移を示す。段付き加工を施した下穴の場合、トルクはすべての切れ刃が作用した深さからほぼ一定の値を示し、この値は通常の下穴を加工した場合に最終的に到達するトルクとほぼ同程度であった。また、切りくずの形状を見ると、切りくず形状は加工後から同一のカール径となっており、切りくずの拘束状態が一定であったことがわかる。したがって、通常の下穴と段付き加工をした下穴を加工するトルクの、全切れ刃が作用した時点における差は切りくずの排出状態と関連した付加的トルクであるといえる。通常の下穴を加工した場合の切りくずの前半部分のカール径は、段付き加工をした下穴を加工した場合の切りくずカール径よりも大きいため、切りくずを溝内部に強制的に収容するために、曲げおよびねじり変形を与えるための必要な抵抗がトルクとなって現れたものだと考えられる。

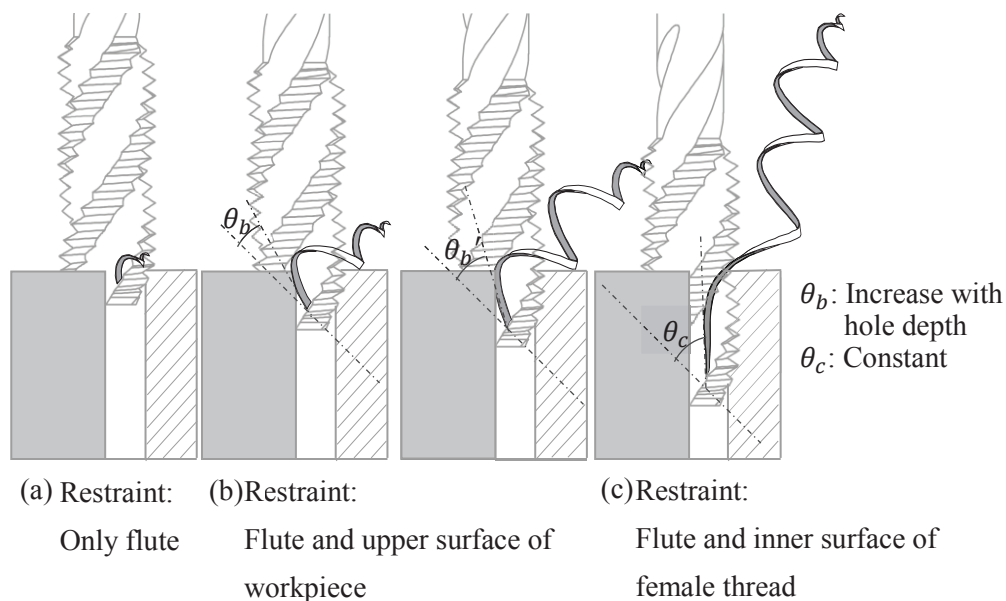


Fig. 2.20 Relation between restraint state of chip and chip shape

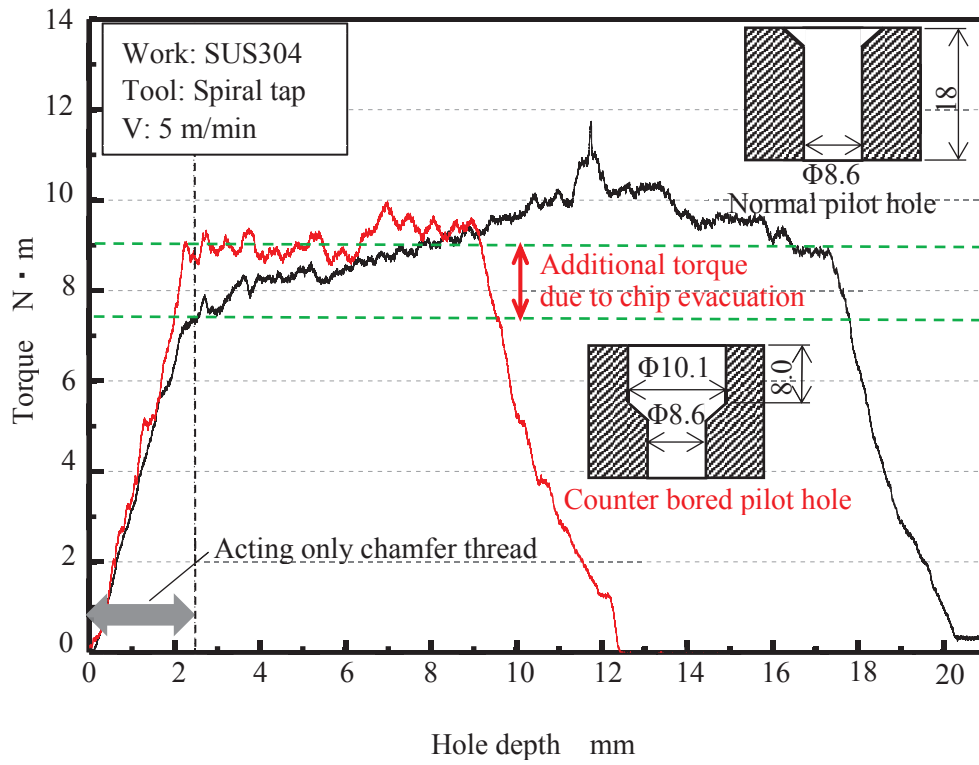


Fig. 2.21 Effect of restraint state on the torque when tapping at the cutting speed of 5 m/min

2.4 タップ加工における食付き性の改善

2.4.1 背景

タップ加工では下穴にタップを食付させるために押し込む力を加えなければならないが、ねじ山の正確な加工のためには、工具を回転させる力と押し込む力のバランスがとれていなければならない[65]。現状のタップ加工では、第1と第2切れ刃の切りくずの断面幅の変化からタップの切削断面形状が変化している可能性が高い。フローティングタップホルダを用いた場合にはその機構上ホルダの可動部に隙間があり、工具の振れや食付き時の軸ずれの問題を引き起こしやすい。切りくずの断面幅が変化するという事は、半径方向に切削断面形状が変化したことを示している。図 2.22 に切削断面形状の変化にタップ傾きおよび軸ずれ、下穴形状不良がおよぼす影響を示す。現状では、切りくずの断面幅の変化量は 0.2mm であるが、タップの傾きが原因となっている場合には 1° から 2° 程度タップが傾いて下穴に作用していることとなる。しかしながら、加工後のめねじの傾きを計測したところ傾きは最大でも 0.15° 程度であり、傾きが原因である可能性は低い。また、切りくず断面幅の変化には、真円度の低い下穴が影響していることが考えられる。タップ加工の下穴は、ドリル加工、リーマ仕上げ、ミーリング、イヌキなど製品の要求や被削材の種類によって様々な加工方法で形成される。転造タップと比べると切削タップの下穴径の精度はそれほど厳しくはない。切削タップの下穴の精度は通常 I.T. 12 以下、転造タップで I.T. 10 以下であれば良いとされる。下穴の真円度は切りくず厚さの安定性に影響しており、穴径 5.31 に対して 0.085mm の真円度では切りくずの厚さが安定せず切りくず形状も不安定となるとの報告がある[66]。そこで下穴径を穴内部の 4 点で計測した結果は下穴径の変化量は $6\mu\text{m}$ であった。穴の中心位置ずれは $24\mu\text{m}$ であった。切りくず断面幅の変化の原因として考えられるのは、下穴真円度よりもタップ軸と下穴中心のずれであると考えられる。切りくず断面幅を 0.2mm 変化させる軸ずれ量は $23\mu\text{m}$ であり、食付き時のタップホルダの剛性の低さから生じていると思われる。小村ら[40]は、タップ加工におけるスラストと軸方向のめねじ拡大代の関係を明らかにし、加えて、タップが下穴に食付く際にはタップの切れ刃の接触状態は円周上でアンバランスとなっていることを指摘したが、半径方向のめねじの拡大代や切削抵抗については調べなかった。半径方向の抵抗とめねじ形状の不良については Dogra ら[67]がその関係性を検討しており、軸ずれやタップの偏心、下穴形状の異常があった場合の切削断面積の変化から切削抵抗の挙動について予測するモデルを作成し、実験値と良い一致を得ている。この結果からわかることは、タップの各ランドの不均衡や切れ刃形状に起因した切削抵抗の不釣り合いによってタップは食付き初期に振れや軸ずれ、傾きなどの異常を起こしやすいということである。

本研究では、めねじの精度低下の原因となる食付き不良を防止するために、タップ加工時の食付き性の改善を行った。半径方向へのめねじ形状不良が生じる場合に、半径方向の切削抵抗に影響をおよぼすことから、各改善策について切削抵抗から評価を行った。

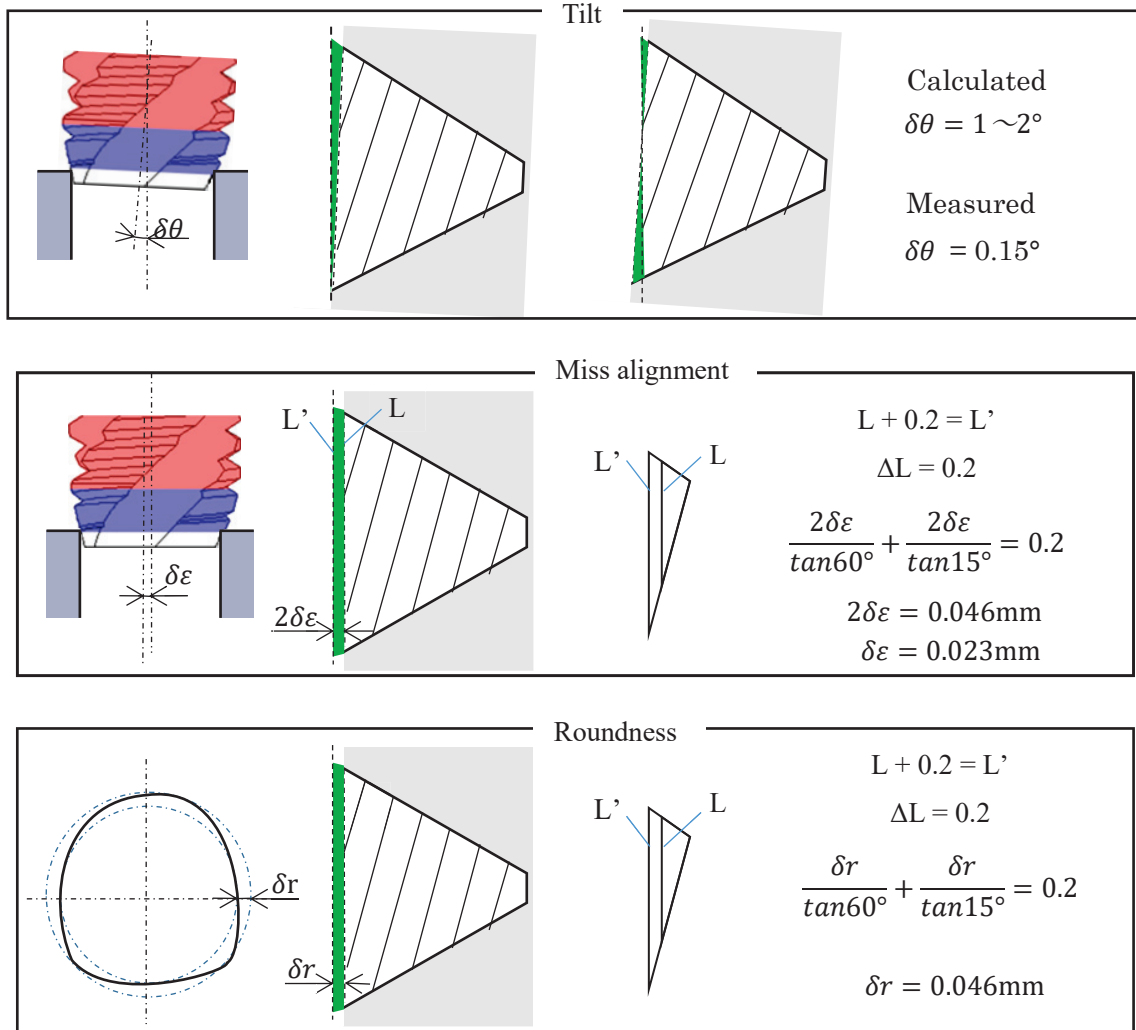


Fig. 2.22 Relation between cross section of chip and geometry error

2.4.2 食付き性改善策

ねじに適用されている面取りは、ねじの組み付けのし易さや加工後のバリ取りを目的としてなされているが、その大きさや面取り角度については現在 JIS では指定されていない。一般的には、45 度の面取りが施されるため、本実験でも 45 度の面取りのもとタップ加工を行っていた。しかしながら、これまでのタップ加工の結果から面取り角 45 度では、工具食付き時の求心性はあまり強くはなく、タップの切れ刃は軸直角断面においてすべてのランドで接触することがないことから(図 2.23)、タップを下穴と同心で拘束することができないことが問題となっていると考えられる。そのため、タップ加工時に面取り角を変更することで、工具の振れを下穴に設けられた面取り部で拘束し食付き性を改善する方法が考えられる。本研究では、タップの食付き角に相当する 15° の面取り工具を作製し、その効果を確かめた。図 2.24 に面取り角とタップの接触状態の関係を示す。通常的面取り角では、食付き時にタップは面取り部と下穴円筒面の境界部で接触を始める。一方で、面取り角度が 15° の場合では食付き時にタップは面取り部全体と接触し、下穴と同軸に拘束された状態となることがわかる。面取り角をタップの食付き角と同角とした下穴は、組タップを用いた自動タップ加工において、仕上げタップの食付き時の位相を調整するために用いられた例がある[68]。下穴への面取りは角度だけでなく、面取り深さも食付きに影響すると考えられるが、面取り深さをあまり大きくすると、ねじ入り口部の不完全ねじ山が多くなってしまう。また、小村ら[40]によると、タップを食付かせるために必要な推力は食付き長さの増加で大きくなり、ホルダとのバランスが取れなくなる。図 2.25 に食付き性改善のために行った面取り形状を示す。 15° の面取りは通常的面取り角度と深さと変わらない深さとなるように 0.7 と 1.7mm で実施した。タップ加工は前節と同じ加工条件で行った。図 2.26 に実験装置概略図を示す。タップ加工時の半径方向の切削抵抗を測定するために、トルクおよびスラストの 2 成分動力計を 3 成分動力計にジグを介して固定した。面取り加工は下穴を加工した後に行った。

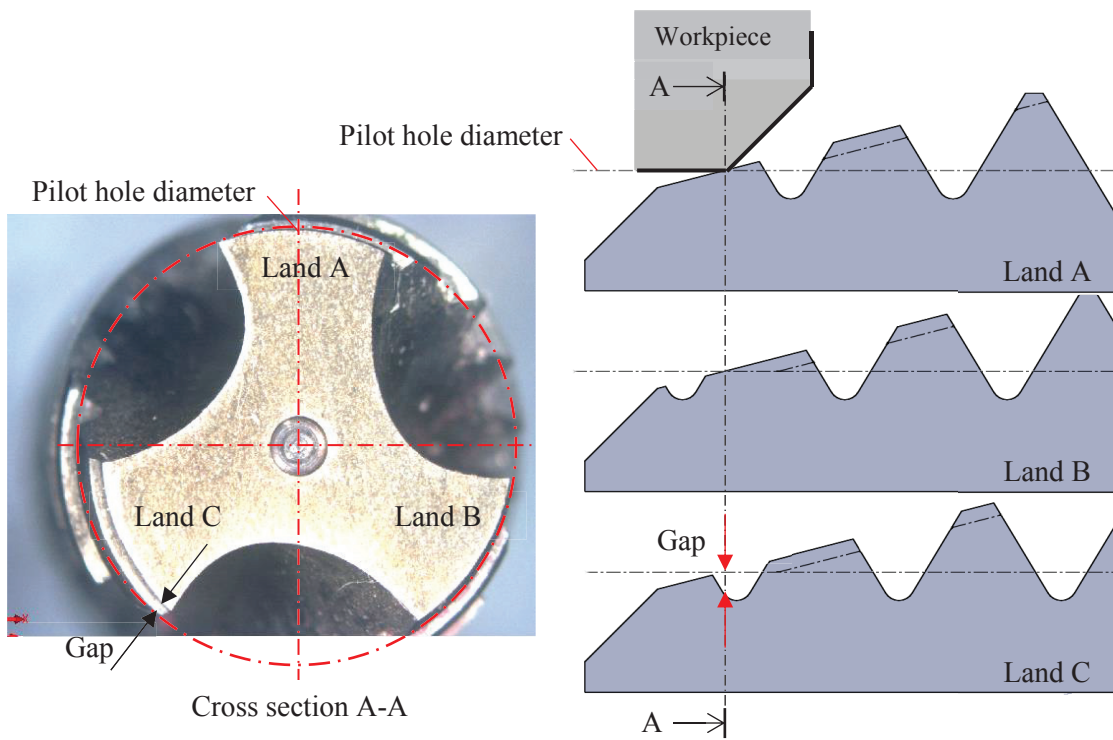


Fig. 2.23 Contact state between pilot hole and cutting edges at beginning of tapping

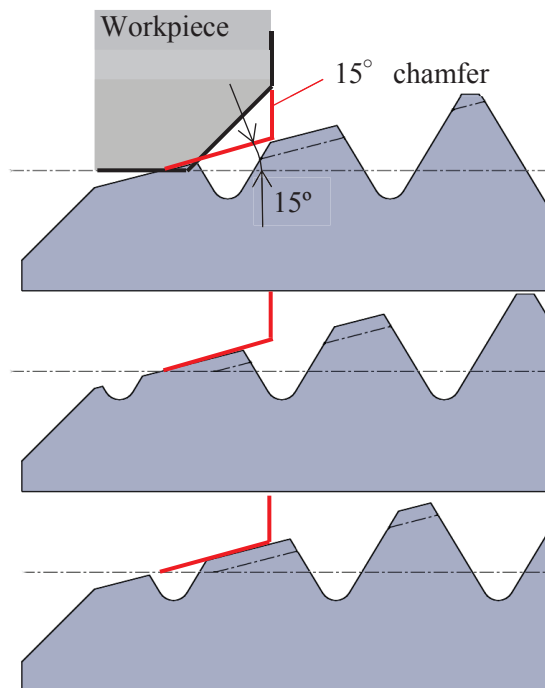


Fig. 2.24 Effect of chamfer angle of pilot hole on contact state between pilot hole and cutting edges

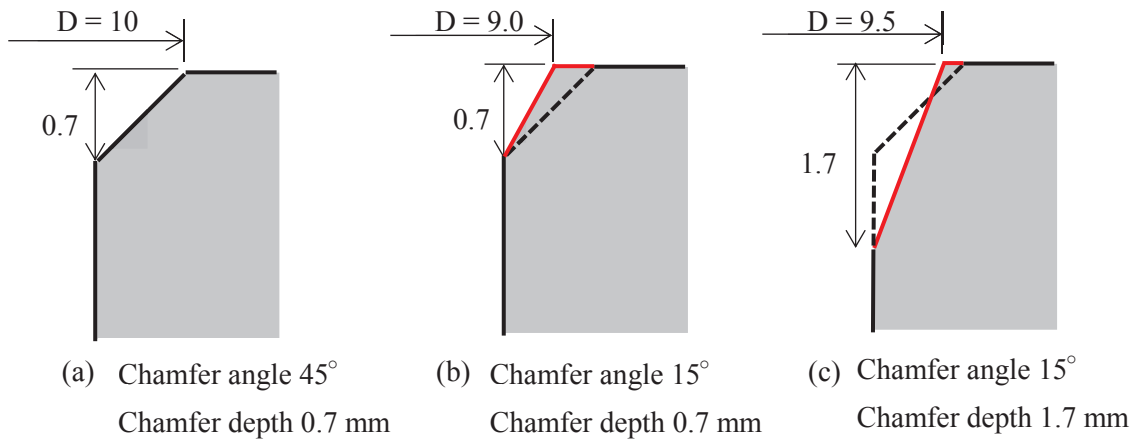


Fig. 2.25 Chamfer geometry

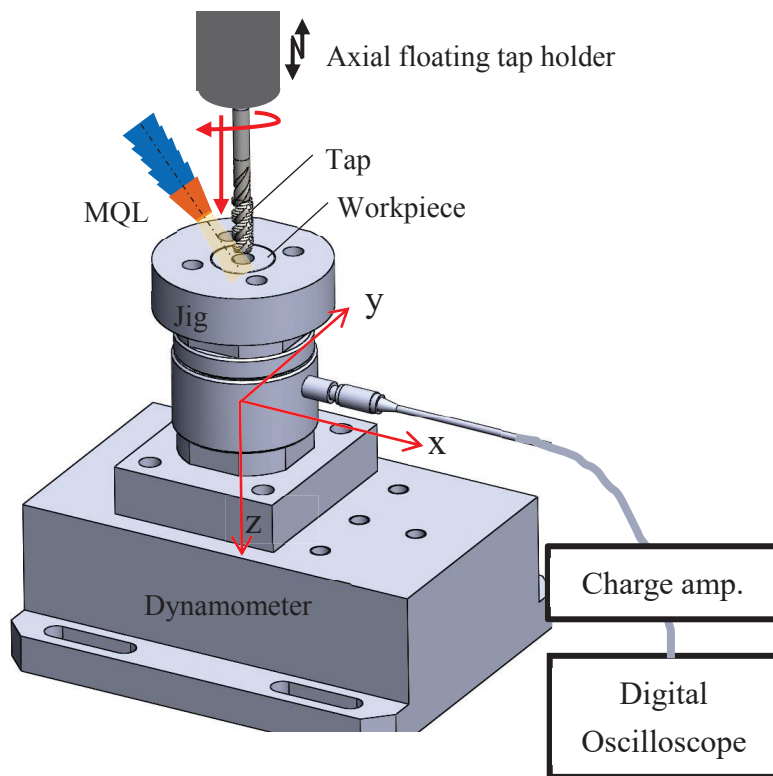


Fig. 2.26 Experimental setup for measuring 3 components cutting forces

2.4.3 実験結果

図 2.27 に下穴面取り角がトルクにおよぼす影響を示す。面取り角 15° の場合には、通常の面取り角の場合よりもトルクの立ち上がりが急激であり、面取り深さが大きいほどその傾向が強くなった。しかしながら、食付き部すべてが被削材に作用した後はトルクはほぼ同一の推移を示した。食付き時のトルクの推移の差は面取り角の違いによる切削断面積の推移の差が反映されたと考えられ、全切れ刃が作用している区間では切削断面積に差はないため、各条件間でトルクに差がでないことは妥当であると思われる。このように、従来行われてきたトルクのみを観察では面取り角の食付きへの効果は確認できないことがわかった。

図 2.28 および図 2.29 に面取り形状が半径方向の切削抵抗の時間推移におよぼす影響を示す。面取り角 45° 深さ 0.7 の通常の面取りの場合、半径方向の切削抵抗 F_x および F_y の振幅はやや小さく、波形はサイン波が乱れた形状となった。また、振幅の中心がそれぞれ離れていることがわかる。面取り角 15° 深さ 0.7 の面取りの場合、振幅は通常の面取りよりも大きくなった。切削抵抗 F_x および F_y の時間推移はサイン波となっていることがわかる。面取り角 15° 深さ 1.7 の面取りの場合、前半部分の波形では差は認められないが、後半部分では波形の乱れが生じた。加工の後半部分はトルクも急増しており切りくずの干渉が影響していると考えられる。

図 2.30 に半径方向の切削抵抗のリサージュ図を示す。リサージュ図に用いた切削抵抗は食付き性を比較するために、食付き時および全切れ刃作用区間において工具が 2 回転するまでの成分を抽出した。通常の面取り角の場合、食付き直後の半径方向の切削抵抗推移はほぼ円形となっているが一部で波形が乱れていることがわかる。一方で、面取り角を 15° とした場合には、半径方向の切削抵抗の推移は円形に近い波形を示している。さらに、面取り深さが 1.7mm の場合には、3回の加工すべてにおいて半径方向の切削抵抗の推移が整った円形の波形であり、加工直後の推移もそれぞれ類似していることがわかる。これらの結果から、面取り角および深さの変更によって食付き時のタップを下穴と同軸で拘束し安定した食付きを実現させることが可能であることがわかった。

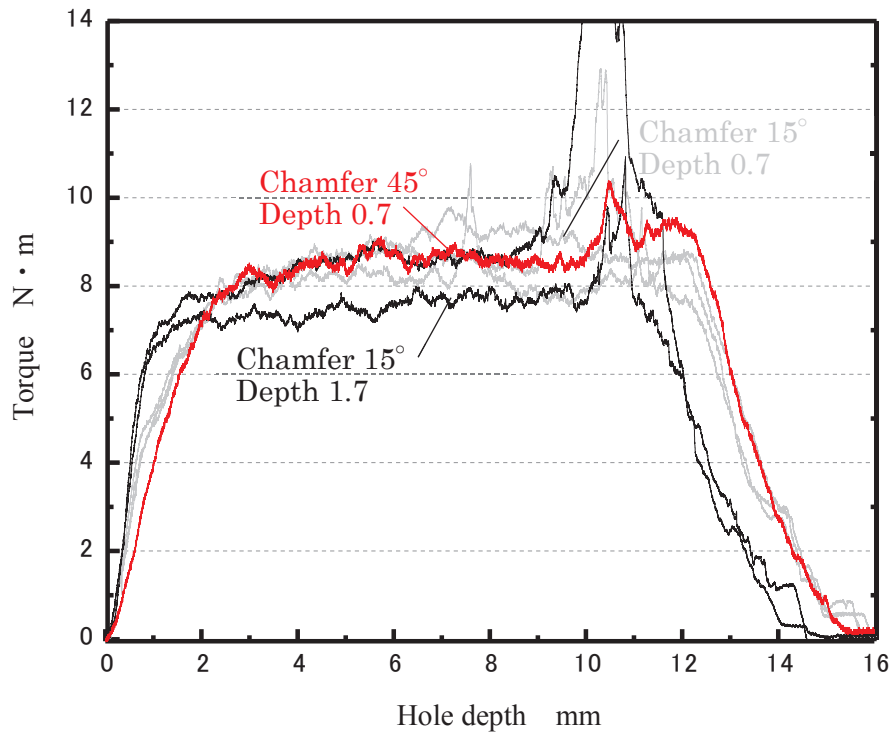


Fig. 2.27 Effect of chamfer angle and depth on torque in tapping

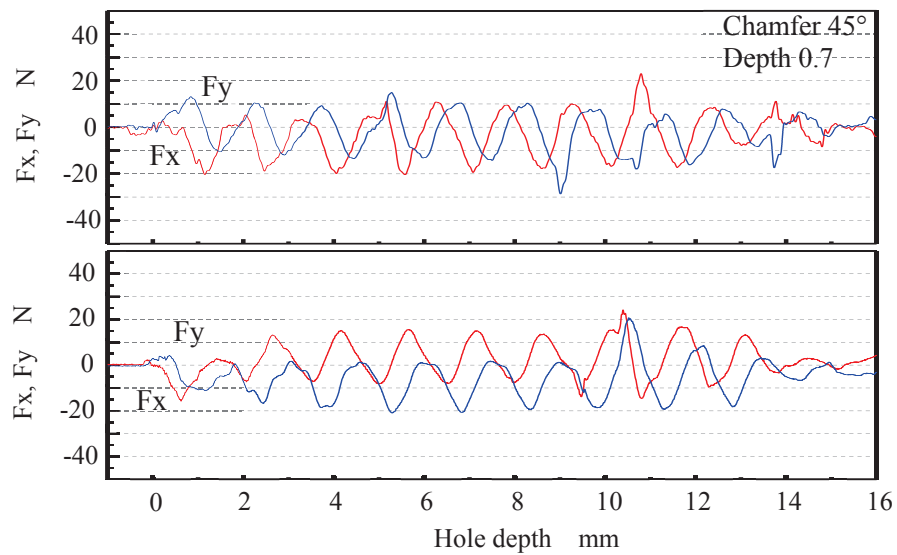


Fig. 2.28 F_x and F_y in tapping with pilot hole of which chamfer angle is 45 deg and depth of chamfer is 0.7.

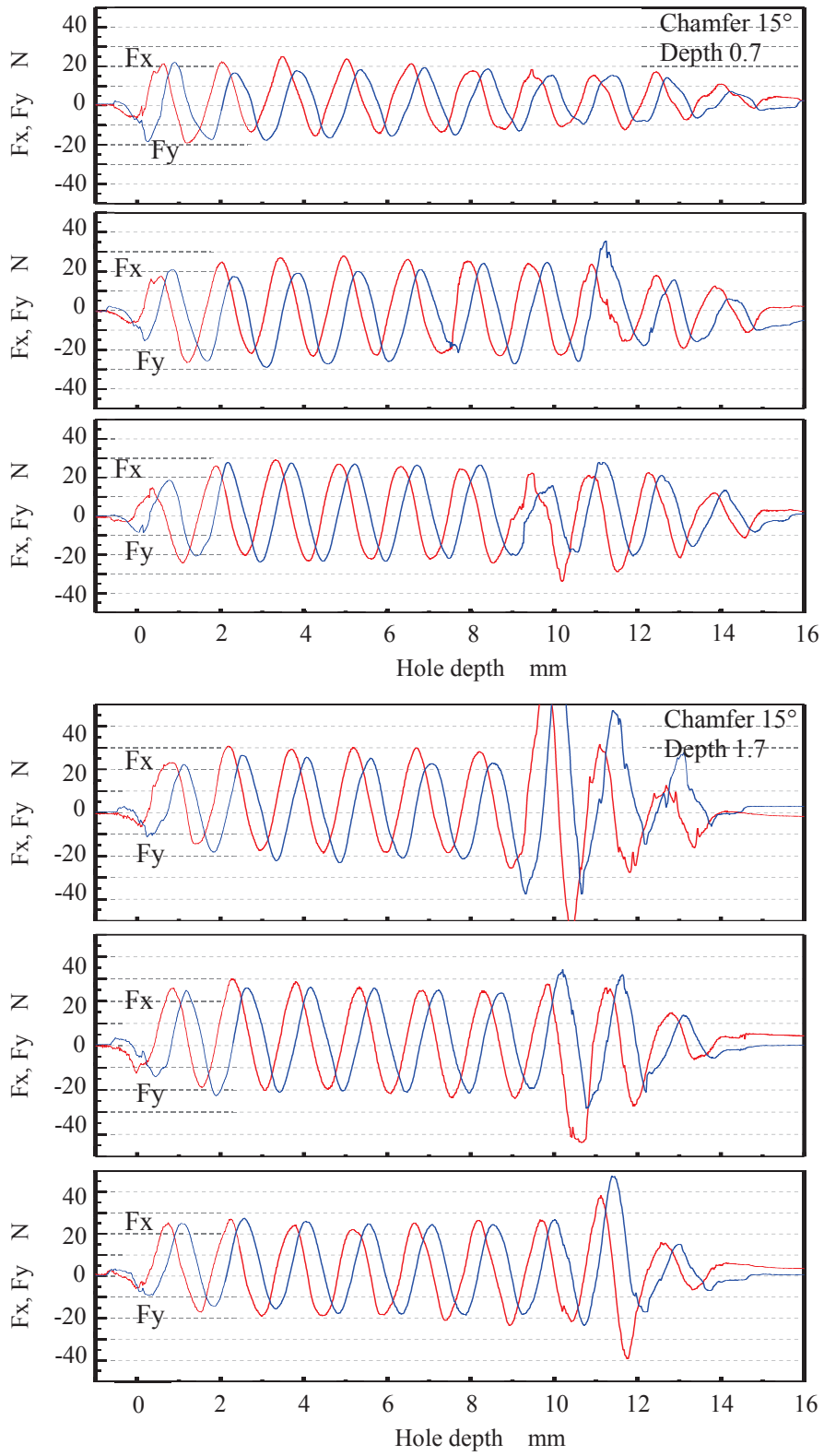


Fig. 2.29 F_x and F_y in tapping with pilot hole of which chamfer angle is 30 deg and depth of chamfer are 0.7 and 1.7.

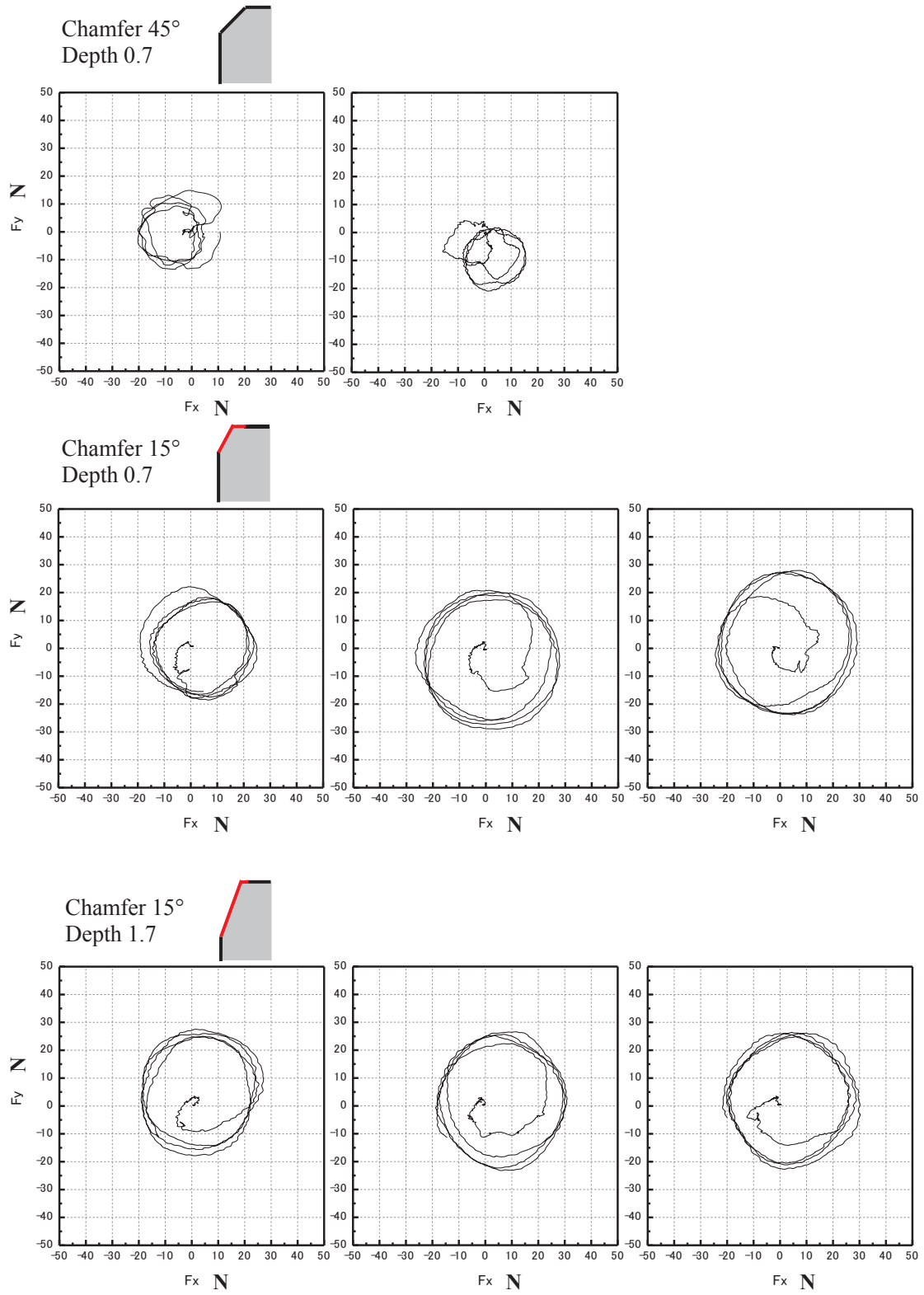


Fig. 2.30 Effect of chamfer angle and depth on Fx-Fy lissajous in tapping

2.5 タップ加工における最適な加工条件

タップ加工は工具側で決定される切削条件があり、ユーザー側は使用する工具に適合する条件で加工をしなければならず選択できる条件は少ない。工具側として工具製造メーカーは被削材や用途ごとに多品種のタップを製造しているが、工具の種類を無数に増やすことは現実的ではない。近年では加工雰囲気は不水溶性から水溶性への切り替えが進んでおり、被削材の種類によってはニアドライ条件下での加工も実用されている。油剤の一次性能は、主に潤滑や冷却などによる切削抵抗の減少、切削熱の減少、工具摩耗の抑制、仕上げ面品位の向上などであるが、本研究でも用いている MQL では冷却性はほとんど期待できないとされている。

タップ加工では仕上げ面粗さと油剤の種類が小村[69]によって調べられており、切込み量の増加によって構成刃先が生じて粗さが増加するとしている。低速加工 (4m/min) における仕上げ面粗さの観点から油剤の性能を評価すると、醬油 (食塩水, エキス, アルコール等) が最も優れており、続いて低沸点液やイオン効果剤が含まれているものである。小村らはこの原因を、刃先において沸騰現象が観察されたことから、刃先冷却効果によって構成刃先が抑制されたためであるとしている。フローティングホルダを用いたタップ加工の速度域では低温凝着不活性[70]のため構成刃先が生じないと考えられる。タップ加工においては加工直後の工具表面温度が S. Bhowmick ら[71]によって計測された。また、2色温度計を用いて工具刃先温度が計測されており[72]、SUS304 の加工では、20m/min で 400°C 程度であり、30m/min で最高 500°C 程度にまで達する。一般的に、この温度域は構成刃先が発生する条件とされており、実際に切りくずの裏面には頻繁に構成刃先の脱落物が確認される。新井の水溶性油剤を用いた仕上げ加工に関する報告[73]では、低速側の構成刃先の発生限界が調査されており、炭素鋼と超硬の組合せで 150°C から構成刃先が認められるが、TiN コーティングだと 400°C までその兆候は見られなかったとされる。このように、工具材種により構成刃先の低速側の発生限界は異なるとされている。SUS304 のタップ加工では 3-10m/min の範囲の速度域において、構成刃先の脱落物の付着のない切りくずが排出されることが確認され、TiN よりも AlCrN の限界速度が高いことが確かめられた[74]。そのため、加工能率や工具寿命の観点からタップへのコーティングとしては従来用いられてきた TiN よりも AlCrN が適当であると考えられる。しかしながら、表面処理は耐摩耗性だけでなく、工具すくい面の摩擦状態も変化させるため、穴内面を加工し切りくずを排出するタップ加工では、切りくず形状の変化により問題を生じる場合があることが指摘されており[75]、新たなコーティング膜を既存のタップに適用する場合には使用することを想定した切削速度域で切りくずカールを溝内部に収容し、過大な切りくず排出抵抗が生じないような工具刃先形状に設計する必要がある。

2.6 結言

本章ではオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 のタップ加工における切りくず形状と切削抵抗の関係を明らかにするため、トルクの理論的検討を行った。また、フローティングタップホルダを用いた加工初期の食付き性の改善を目的として、面取り角の効果を調査した。得られた結果は以下のようにまとめられる。

- (1) 食いつき部が作用している間の全トルクを構成する各成分を計算した。切りくず生成のためのトルクを有効せん断角，工具形状，せん断面せん断応力から計算した。刃先力による付加的なトルクも推定した。この計算したトルクの総和は実測したトルクと良く一致した。
- (2) タップのそれぞれの切れ刃の計算によって求めた有効せん断角は，主切れ刃長さに対して副切れ刃長さの大きい切れ刃ほど大きくなる傾向を示した。副切れ刃長さよりも主切れ刃長さの大きい切れ刃では，主切れ刃上では有効せん断角はほぼ一定の値となった。
- (3) 切りくず生成のためのトルクは全トルクの 90% を占めた。切りくず排出がトルクに影響しない状態においては，刃先力は残りの 10% を占めた。この計算値を超過したトルクの実測値の成分が切りくず排出によるトルクの増加分である。切りくず排出がトルクに影響する状態では，その抵抗は加工と進行とともに増加し最大で全トルクの 20% ほどになった。
- (4) 本研究における切りくず排出に伴う付加的なトルクは，従来考えられてきた，切りくず詰まりによって発生するランダムな成分の "Chip packing load" ではなく，タップ溝径よりも大きい切りくずを溝内部に収容するために曲げやねじり変形を与える力による成分である。
- (5) タップ加工時の面取り角および面取り長さの変更により食付き性向上の効果が認められた。通常的面取り角では，切削抵抗の半径方向成分のリサージュに乱れが生じていたが，タップの食付き角と同角の面取りを施すことで，切削抵抗の半径方向成分の軌跡は円に近い波形となった。

第3章 電着ダイヤモンドコアドリルによる CFRP の穴加工

3.1 緒言

3.1.1 CFRP の需要

炭素繊維強化プラスチック(Carbon Fiber Reinforced Plastic, 以下 CFRP)は、構造材料に従来の主用いられてきた鋼やアルミニウム合金と比べて優れた材料特性を有しており製品の機能向上が期待できるため、航空宇宙・産業・スポーツ用品にいたる様々な分野において需要が近年高まっている。各分野の使用割合は2011年の時点で、産業用66%、航空宇宙17%、スポーツ用品17%、である[75]。スポーツ・レジャー分野では、1970年ごろからスポーツ用品の高級品の材料として用いられ始め、ゴルフクラブや釣り竿、テニスラケット、自転車、ヘルメットなどに用いられている。産業分野では2000年頃より用途拡大が本格化し、自動車のプロペラシャフト・ボディ、鉄道のボディ、圧力容器としてCNGタンク・水素タンク、その他機械部品の回転体としてフライホイールや遠心分離機ローターなど様々な分野で使用されている。航空宇宙分野では航空機やロケット、人工衛星、電波望遠鏡などで用いられている。航空機に対しては1970年代から軍用機に適用された後民間用の航空機へ転用が進められ、年々機体への使用割合は増加している[76]。主翼パネル、バレル、フロアビーム、フェアリング、圧力隔壁などに使用された例があり、機体の軽量化のみならず、機内の圧力および湿度を高める効果が期待できるとされている。エアバス社のA350 XWBやボーイング社のB787ではCFRPの使用率は機体の重量割合で50%を超えている[77]。各分野での使用量は今後も増加する見込みとなっている。

3.1.2 CFRP の特徴

CFRPは繊維強化プラスチックのうちのひとつであり、強化材に炭素繊維を用いた複合材料である。炭素繊維にはPolyacrylonitrile(PAN)系[78]、石油ピッチから作られるピッチ系[79]、レーヨン系がある。PAN系は現在製造されている炭素繊維の90%以上を占める。炭素繊維はISOにより「有機繊維を焼成して得られる炭素含有率が90%以上の繊維」と規定されており、単繊維の太さは概ねPAN系で5-8 μm であり、数千本から数万本に束ねて用いられる。成形後のCFRPに対して炭素繊維の含有率は通常60%程度である。炭素繊維の引張強度は現在3500MPaから7000MPaの範囲にあり、材料中の欠陥および結晶の緻密性や配向度などの改善により、今後はさらなる強度の向上が期待されている。

母材としては主にエポキシやフェノールなどの熱硬化性樹脂が用いられている。ポリアミドやポリプロピレン、ポリカーボネイトなどの熱可塑性樹脂を用いたものはCFRTP(Carbon Fiber Reinforced Thermoplastic)と呼ばれる。一般的に熱硬化性樹脂よりも成形時間が短いという特長がある。大量生産における能率が求められる自動車産業などでは熱可塑性樹脂を用いたCFRTPが必要とされているが、CFRTPでは短くカットされた炭素繊維が混

合されているため CFRP よりも炭素繊維の含有率を高くすることができず強度や弾性率は CFRP と比較してそれほど大きくなる。

CFRP は一方向または多方向に編み込まれた炭素繊維を母材のプラスチックが包み込む構造であり、炭素繊維による強度向上が期待できるのは繊維軸方向のみであるため、所望の機械的特性となるように積層構成を適当に設計する必要がある。炭素繊維は複合材料として成形される前に通常はプリプレグや織物（一方向材、平織り、綾織り）、チョップドファイバーなどの中間基材として保存される。板材の成形方法は、オートクレーブ成形法、Resin Transfer Molding 成形法、プレス成形法、ハンドレイアップ成形法などがあり、熱硬化性樹脂では主にオートクレーブにより成形され、熱可塑性樹脂ではホットプレスにより成形される。

CFRP の材料特性としては、比強度、比剛性、減衰性が高く、線膨張係数が小さいため寸法安定性が高く、耐腐食性・耐摩耗性・耐疲労性・耐薬品性・X 線透過性などに優れている。一方で、強度の異なる材料が層を成しているため層間剥離が起きやすい、樹脂の耐熱温度が比較的低い、炭素繊維が硬いため強いアブレイブ作用がある、再利用が困難であることなどの短所がある。CFRP の優れた材料特性の一部は、機械加工時においては多くの問題を引き起こす要因となるため、一般的に難削材料として分類されている[80]。

3.1.3 CFRP の穴加工の必要性

CFRP を部品の材料として使用する場合、Filament Winding 法などによる引き抜き成形品は別として、オートクレーブなどで一体成形を行う複雑な部品の成形後には、任意形状に切断加工が行われることや、積層誤差や樹脂の流動のために CFRP の板材端部は寸法を確保するためにトリム加工が行われる。また、リベットやボルトなどで部品を接合するための穴加工が必要となるなど、CFRP の成形後には通常 2 次加工が施されている。穴加工ではドリル加工、Abrasive Water Jet (AWJ) 加工[81]、レーザー加工などが用いられる。これらの加工法の特徴は以下のようなになる。

ドリル加工は一般的に用いられる加工方法である。工具の機械的な干渉によって材料を除去する加工法であるため工具摩耗によるコスト増大や、複合材料特有のデラミネーションや切り残しなどの加工物の品質不良などを改善させることが課題とされている。AWJ は研磨剤（#80-120 のガーネット）を含んだ高圧水を噴射する加工方法である。加工時に粉塵が発生し難いことや、加工面に熱の影響が生じにくいことなどの利点があるが、設備費が高価であることや廃液処理に問題がある。また、貫通する必要があるため加工可能な形状が制限される点が問題である。レーザー加工は、高速で加工できることが利点であるが、AWJ と同様に設備費が高価であることや材料の蒸散による臭気の問題や、加工面の性状に問題があるとされている。

3.1.4 従来の CFRP の機械加工に関する研究

CFRP の機械加工に関する研究は CFRP が使用され始めた 1970 年ごろから始まり、材料として異方性があるため二次元切削や旋削加工などにおいて切りくず生成機構や工具摩耗に関する基礎的な成果が報告された。

Everstine[82]が複合材料の機械加工における力学的検討を初めて行った。切れ刃先端における被削材の分離状態をいくつか仮定し、その変形状態およびその境界条件を満たす応力場について検討した。Koplev ら[83, 84]は一方向材の CFRP の二次元切削における仕上げ面および切削抵抗について基礎的な研究を行った。繊維方向が切削方向に対して垂直な場合と平行な場合について調べ、平行な場合には仕上げ面は平滑となり、垂直な場合には仕上げ面は大きく荒れた状態となると報告した。金枝[85-87]は CFRP の二次元切削における切削機構として切りくず形態、仕上げ面生成機構について詳細な研究を行った。一方向材の加工面生成機構について、Koplev らよりも詳細に、繊維方向が切削方向に対して 0° 、 45° 、 90° 、 135° の角度の場合について調査した。また、樹脂材料の加工において重要であるすくい角の影響についても広範囲にわたり実験を行った。繊維方向とすくい角によって、切りくずの生成は、i)層間剥離形、ii)繊維座屈形、iii)繊維裁断形の 3 つの形態を成すことが明らかとなった。i)層間剥離形は刃先が繊維層に食込み、それを曲げて折ることで板状の切りくずが生成される機構である。ii)繊維座屈形は刃先前方で圧縮された繊維層が座屈し、層間剥離形よりも近い位置で切りくずの分離が生じる機構であり、切りくずは短い。以上の二つは繊維方向が切削方向に垂直な場合であり、 0° から 90° の場合には、iii)繊維裁断形の機構となる。この場合、エポキシ層が大きくたわみつつ繊維が分断されて切りくずが生じる。また、 90° 以上では大きな割れが発生するため通常の切削は不可能であることを示した。また、切り残し量と背分力の傾向が定性的に一致することを明らかにした。さらに、刃先丸味や逃げ角の影響といった刃先形状の影響について調べ、逃げ角の増大は切り残し量や背分力を減少させるが、逃げ角が大きい場合は加工面はバニシ作用が残らない面となることを明らかにした。また、二次元切削において切削抵抗を予測モデルの提案がされている[88]。

鳴瀧ら[89]は、CFRP の旋削加工において P 種、K 種、CBN、ダイヤモンド工具の性能を検討した。CFRP 切削時の工具摩耗形態は切削速度 15mm/min から 300m/min まで主としてアブレイブ摩耗であり、ダイヤモンド工具が長時間安定して加工できる最適工具であることを示した。佐久間ら [90, 91]は、CFRP や GFRP の機械加工における工具摩耗に対する工具材種の影響を調査した。工具材種として P 種、M 種、K 種、セラミック、サーメットの性能を調査した。CFRP の加工における工具摩耗は GFRP に対して数倍以上も摩耗が激しいこと、工具摩耗と工具材料の硬さの相関を明らかにした。八代ら[92, 93]は工具摩耗や仕上げ面品質に影響をおよぼす要因である加工温度の計測を行った。熱電対法による計測では 200m/min を超える高切削速度域で切削点の温度は 500°C で飽和する傾向を示した。樹脂のガラス転位温度を越えているが、加工面直下では温度はガラス転位温度以下であり、これは材料の熱伝導率が低いためであると推察している。

CFRP の切削加工において、工具摩耗は逃げ面のアブレシブ摩耗が主体であることから、糸魚川ら[94]は、刃先に硬さ分布を付与することで工具の鋭利さを維持する CFRP 切削工具の開発を行った。

ドリルを用いた金属材料の穴加工では、刃先前方に生じる変形領域の大小により、穴の入口部や出口部にバリを生じる[95]が、CFRP の穴加工の場合、材料特性の違いからアンカットファイバやデラミネーションなどの問題が生じる。これらの加工不良は材料強度の低下を招くため、加工穴品質の向上に着目した工具形状の検討や新規加工方法の提案が数多く報告されてきた。

CFRP の穴加工には、一般的にツイストドリルやエンドミル[96]が用いられている。ドリル加工ではドリルの先端角が加工出口部においての切り終わりの形状を決めること[97]や切削抵抗の作用方向[98]などに影響しており、形状の変更によりデラミネーションの発生を抑制できる[99-101]ことが報告されている。また、デラミネーションの発生メカニズムを様々なドリル形状や穴出口部のバックアップを行った場合について理論的計算を行った例 Hocheng[102]や、ドリル加工における切削抵抗のシミュレーションなど[103]の理論的検討が行われている。さらに、CFRP のドリル加工においても、切れ刃外周部のフランク摩耗が主体であるため、ダイヤモンドコーティングドリルの有効性がいくつか報告されている[104]。

また、通常のドリルでは穴の出口で穴最外周部分を最後に除去することが切り残しやデラミネーションの原因と考えられ、工具形状として外周部を先に切断するような形状のローソク型ドリルの有効性が検証された。ローソク形ドリルを用いて加工すると、通常のツイストドリルよりも穴出口部の繊維の毛羽立ちはほとんどなく非常に良好な品質の穴が得られた[105]。

一方で、CFRP の穴あけ加工ではコアドリルによる加工が提案されている。コアドリルは、工具中心が中空となっており結合剤によって固定された砥粒によって穴の外周部のみをわずかに除去する加工機構である。一般的なドリル加工と比較して材料除去する断面積が小さく、デラミネーションの発生を抑制することができるという特徴がある。Hocheng ら[106-108]は、コアドリルが複合材料の穴加工においてツイストドリルよりもデラミネーションの抑制に効果があることを実験によって示した。コアドリルがデラミネーションの抑制に関して優位である理由として、ツイストドリルでは穴中心に大きなスラストが集中していることに対してコアドリルではスラストが穴外周部に分布しているためであると説明した。さらに、デラミネーションが生じる”Critical thrust force”を指摘し、デラミネーションとスラストについて力学的な解析から関係式を導いた。また、コアドリルを用いた穴加工において工具諸元および加工条件がスラストにおよぼす影響について調査した。スラストの低減にはコアドリルの薄肉化、砥粒の大径化、送りの減少が有効であることを明らかにした。なかでも砥粒径は最も大きな要因であることを指摘した。Park ら[109]は、CFRP の穴加工においてコアドリルを用いた場合、通常の送りでは目詰まりによって早期に加工できなくなることから、工具を自転とともに主軸に対して公転させるヘリカル加工を行った。ヘリカル加工

では目詰まりがほとんど発生せず，通常送りの加工よりも良好な加工穴が得られたと報告した．

3.1.5 本章の狙い

以上のように，CFRPの穴加工において穴品質の向上を求めてコアドリルの適用が提案されてきたが，固定砥粒によって加工を行うコアドリルでは加工条件の不適合によって目詰まりを生じるなど，加工性能に切りくずの排出状態が多大な影響をおよぼすことがわかっている．本研究では，コアドリルの加工性能を向上させるべく，標準コアドリルの基本的加工特性を調査し，切りくず排出を向上させる方法を検討した．コアドリルの加工特性として，切削抵抗および仕上げ面粗さ，穴出口部外観，工具への切りくず付着状態などに着目した．各種加工条件での穴加工において加工現象の把握とともにコアドリルを用いた加工における適切な加工条件の選定を行った．

3.2 コアドリルの加工特性およびエアアシストの効果

本節では、電着ダイヤモンドコアドリルの基本的加工性能をツイストドリルとともに調査し、加工性能の向上として課題である切りくず排出性をエアアシストおよび工具形状の観点から改善することを試みた。加工性能として切削抵抗、穴内面粗さおよび穴出口部形態などの比較を行った。

3.2.1 実験方法

図 3.1 に実験装置の概略図を示す。ドリルはコレットおよびホルダを介して汎用フライス盤(2UMC, 新潟鐵工所)の主軸に取付けて加工を行った。エアアシストを用いる加工において主軸を通して加工点に高圧エアーを供給またはエアーの吸引をするために、ドローボルトに貫通穴をあけてロータリージョイントを接続し、ロータリージョイントを介してコンプレッサまたは集塵機をつないだ。エアーの漏れを防ぐために、コレットおよびホルダなどの隙間はシーリング材で塞いだ。エアーの吐出ではコンプレッサで 0.55MPa で供給した。エアーを吸引する場合には業務用掃除機(出光ペールバッククリーナ, 東浜工業株式会社)を用いて行った。被削材はオートクレーブ法で成形した厚さ 5mm の CFRP 板材を使用し、50mm×50mm に切り出し、ジグを介して動力計(9365B, KISTLER)に固定した。動力計によって加工時のトルクおよびスラストを計測した。被削材は厚さ 0.22mm の平織りのプリプレグ(F6347B, TORAY)を 23 枚積層させ、厚さ 5mm に加圧成形されている。炭素繊維の引張り強さは 3538MPa であり、体積率は 56%である。

切削速度は 31 m/min (工具外径 8.0mm, 回転数 1240min⁻¹) に設定した。送り速度は 0.011, 0.045mm/rev (14, 56 mm/min)とした。ドリル加工は全てドライ加工で行った。図 3.2 にコアドリルおよびツイストドリルの外観写真を示す。コアドリルの加工特性を比較するために CFRP 加工用のツイストドリルによる加工を行った。ドリル (DCDCF800, NACHI) は母材が超硬で表面にはダイヤモンドがコーティングされている。工具形状は、外径 8.0mm, 先端角 90°, 溝ねじれ角 35° である。

図 3.3 に電着ダイヤモンドコアドリルの形状を示す。標準工具では外径 8.0mm, 内径 6.0mm の中空円筒形状の台金 (S45C) の底面部および外周部・内周部の先端から 3mm の部分に粒度#200 のダイヤモンド砥粒が Ni により電着されている。Ni は結合剤として剛性や熱伝導率に優れている。また、加工時のコア詰まりの解消を目的として、台金の中空円筒部を外周に対して 0.025mm 偏心させた工具 (以下, 偏心工具 : E. tool) を使用した。さらに、偏心工具に幅 1.5mm 深さ 5mm のスリットを円周上に等間隔で 4 つ設けた工具(以下, 偏心スリット工具 : E. S. tool)を使用した。

加工特性としてトルクおよびスラスト、仕上げ面粗さ、穴出口部状態、工具外観の比較検討を行った。

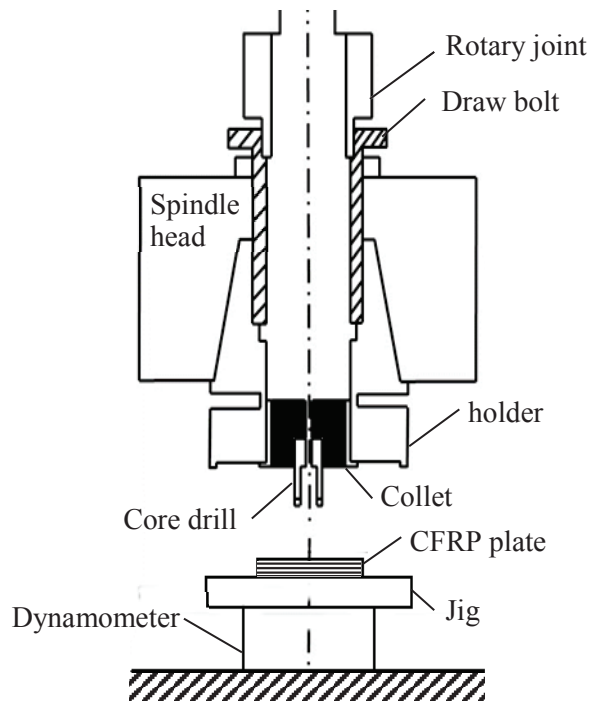
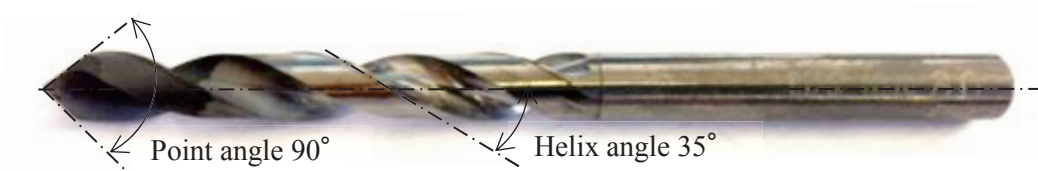
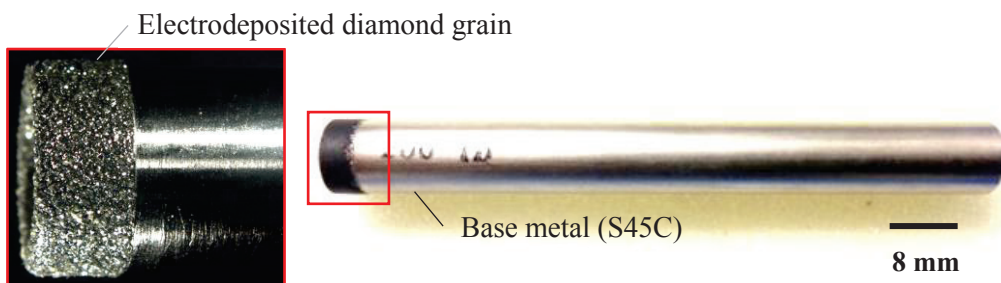


Fig. 3.1 Setup of experiment



(a) Diamond coated twist drill



(b) Core drill

Fig. 3.2 Appearance of (a) twist drill and (b) core drill

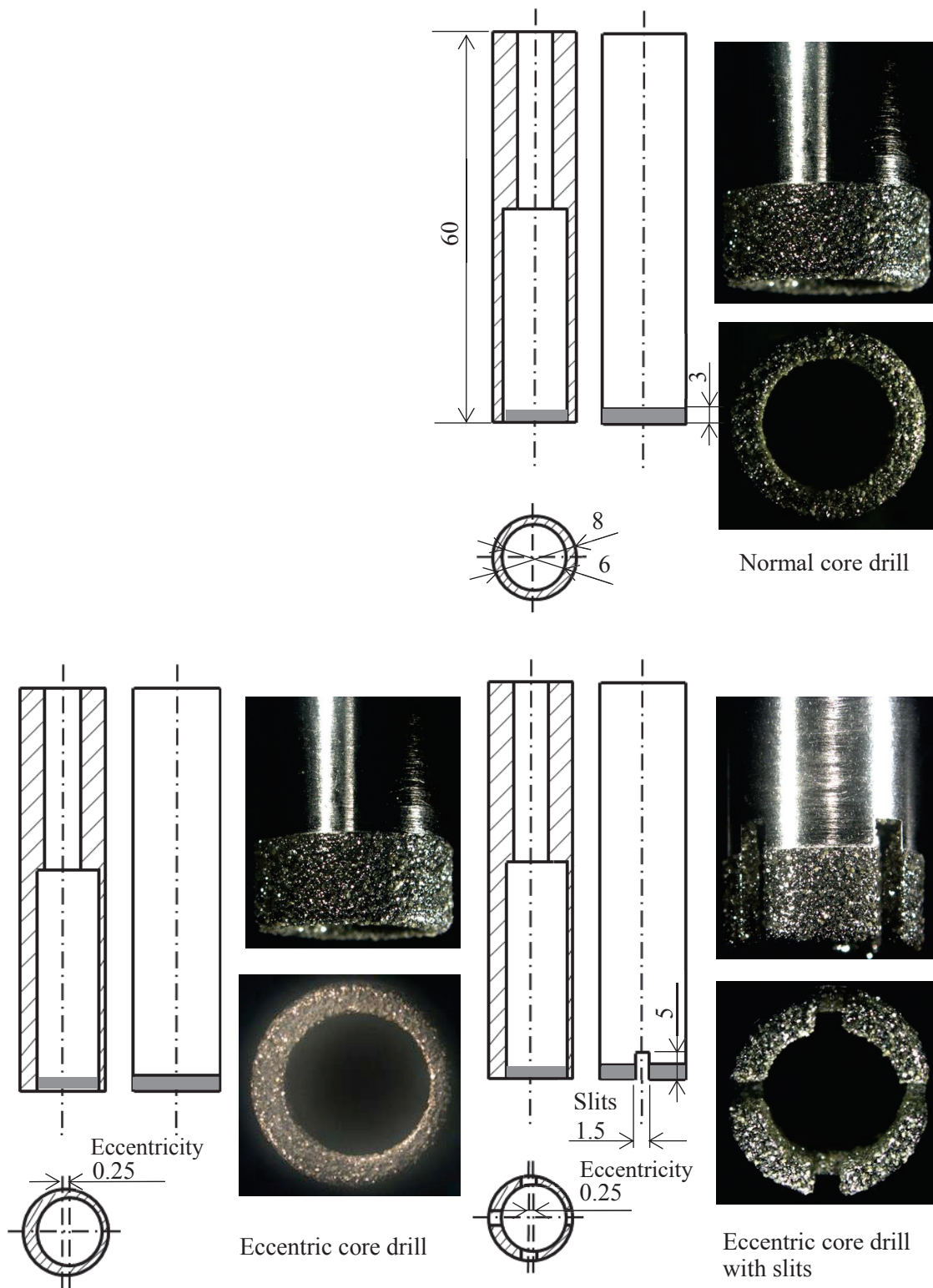


Fig. 3.3 Tool appearance shape and geometry

3.2.2 標準コアドリルの加工特性

(a) トルクおよびスラスト

図 3.4 に標準形状のコアドリルとツイストドリルを用いた加工におけるトルクおよびスラストを示す。横軸は加工穴深さを、縦軸はスラストまたはトルクを示している。標準形状のコアドリルのスラストおよびトルクは加工開始直後に急増して、その後漸減する推移を示した。一方で、ツイストドリルの場合加工開始から徐々に抵抗が増加し、2.5mm の深さで最大となりその後緩やかに減少した。送り 0.045mm/rev の場合、コアドリルのスラストは 600N、トルクは 1.1N・m に達した。ツイストドリルのスラストおよびトルクは同一条件でそれぞれ 1/3 程度の値を示した。コアドリルのスラストおよびトルクは、送りを 0.011mm/rev に設定することでツイストドリルとほぼ同等の大きさを示した。このように、コアドリルはツイストドリルよりも加工する断面積が小さいにも関わらず大きな切削抵抗を生じた。これは、標準形状のコアドリルの切りくず排出性が低いために切りくず詰まりが生じていることが原因として考えられ、実際に加工後の工具内部に被削材のコアが詰まる現象が生じていた。

(b) 穴内面品質

図 3.5 にコアドリルおよびツイストドリルを使用した加工における穴内面の仕上げ面粗さおよび穴出口部の外観写真を示す。穴内面の粗さはコアドリルよりもツイストドリルがかなり小さい値を示した。コアドリルの場合、仕上げ面粗さは送りが低い条件の方が大きい値を示す結果となった。穴出口部の外観では、ツイストドリルを用いて加工した場合に大きな切り残しが認められた。一方でコアドリルの加工においては、わずかに毛羽立ちが認められたものの、目立った切り残しなどはなく比較的良好な穴出口部品質が得られた。

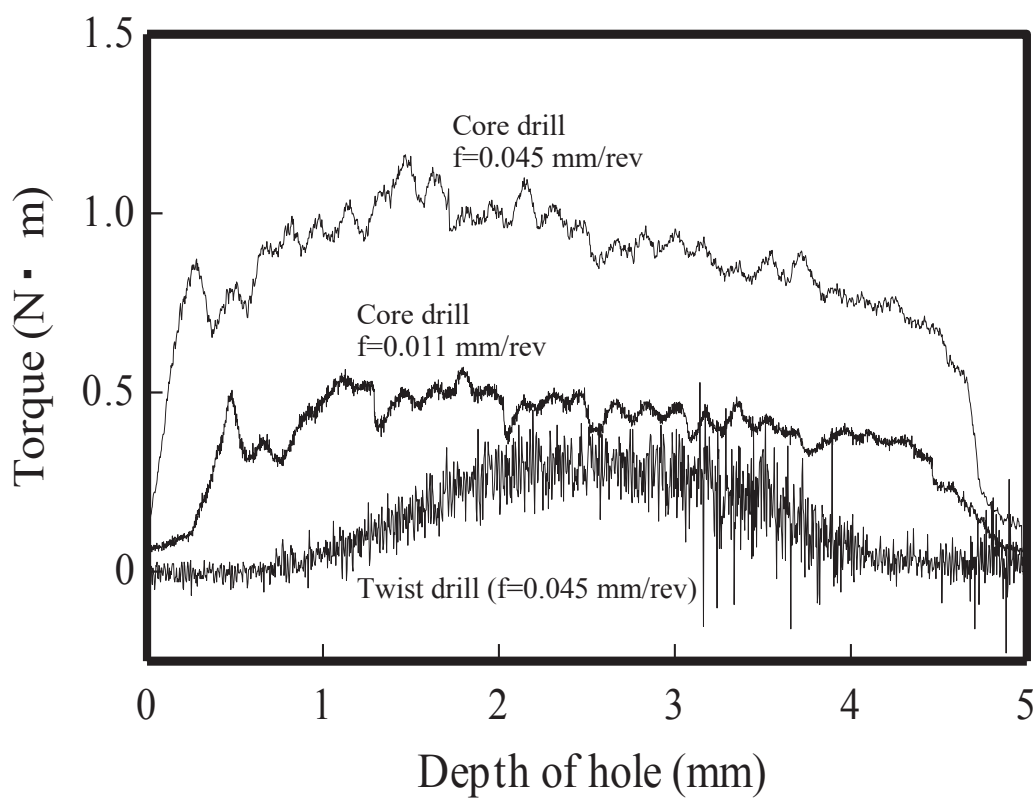
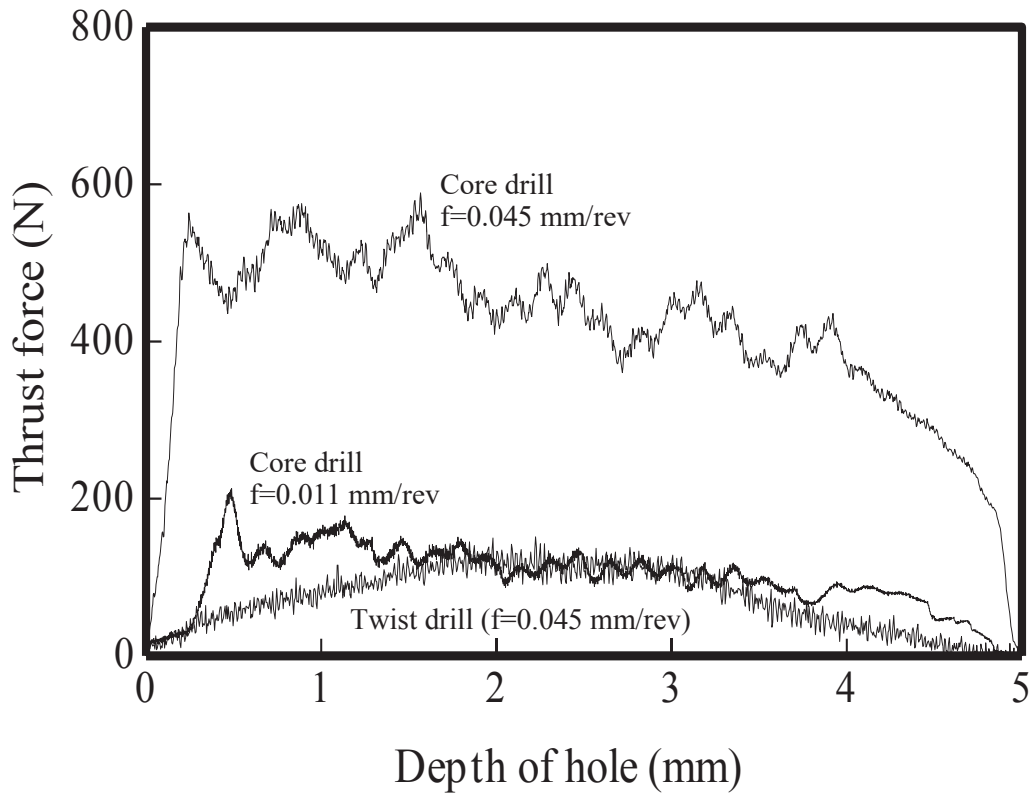


Fig. 3.4 Torque and thrust force in drilling with twist drill and core drill

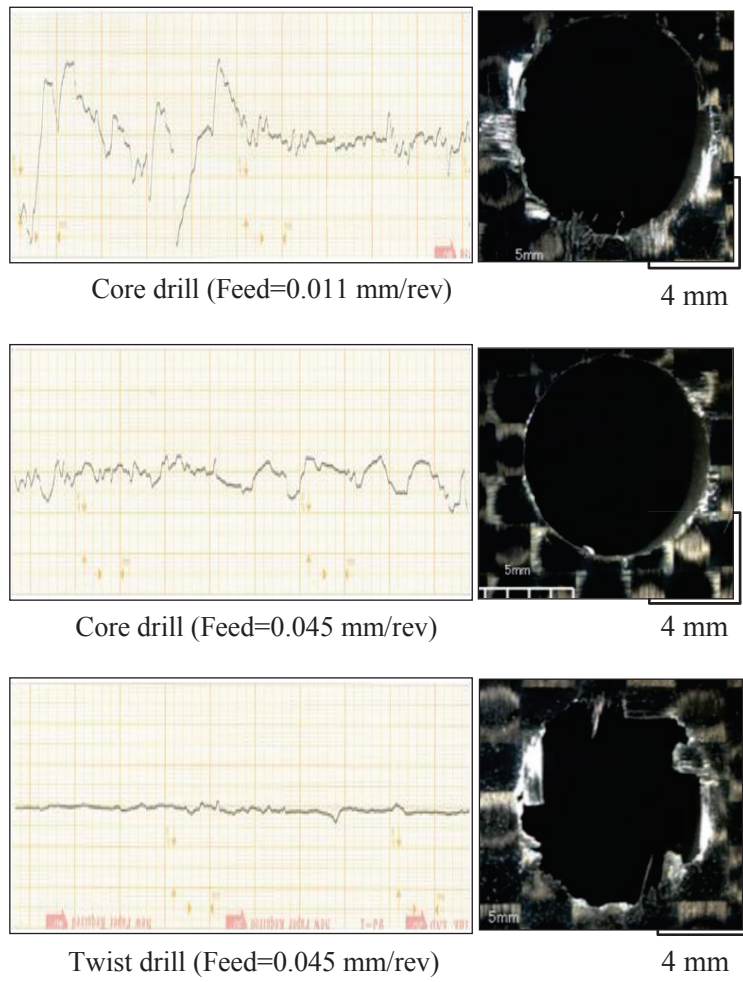


Fig. 3.5 Surface roughness profile of the internal surface of the hole and appearance of exist of the hole when normal core drill and twist drill are used

3.2.3 標準コアドリルによるステップ加工の効果

同一条件でコアドリルがツイストドリルよりも大きな抵抗を示したのは切りくず詰まりが原因として考えられた。さらに、加工後にコアドリル内部には被削材のコアが強固に固着して残存していることがわかった。そこで、コア詰まりの挙動を確認する実験を標準形状のコアドリルを用いて行った。縦型マシニングセンタ（MPA-V45, MITSUBISHI）において、1mm 切込み、0.5mm 後退させる動作を繰り返す NC プログラムによってステップ加工を行った。加工条件は切削速度 31 m/min, 送り速度 0.045mm/rev に設定した。各ステップの間隔は 20 秒ほどとし、1mm 加工するごとにコアドリル内部に被削材のコアが残存していないか確認した。

(a)トルクおよびスラスト

図 3.6 にステップ送りにおけるスラストおよびトルクを示す。通常送りの加工ではトルクおよびスラストは加工後に急増した後に漸減する傾向を示したのに対して、ステップ加工によるスラストおよびトルクは、ステップごとにやや増加していく傾向を示し、最終的には通常送りの加工よりも大きな値を示した。通常送りでトルクおよびスラストが加工後に漸減傾向を示した原因は加工時に発生した熱による被削材の軟化であると考えられる。一方で、ステップ加工では工具が後退する過程において被削材の温度が低下し、材料強度の回復および加工した穴が僅かに収縮したことで、通常送りの加工よりも大きな研削抵抗が生じたと考えられる。コア詰まりが 3 ステップ目の加工後に確認された。以上の点から標準形状のコアドリルの加工性能は低く、切りくず排出性の向上やコア詰まりを防止する対策を講じる必要がある。

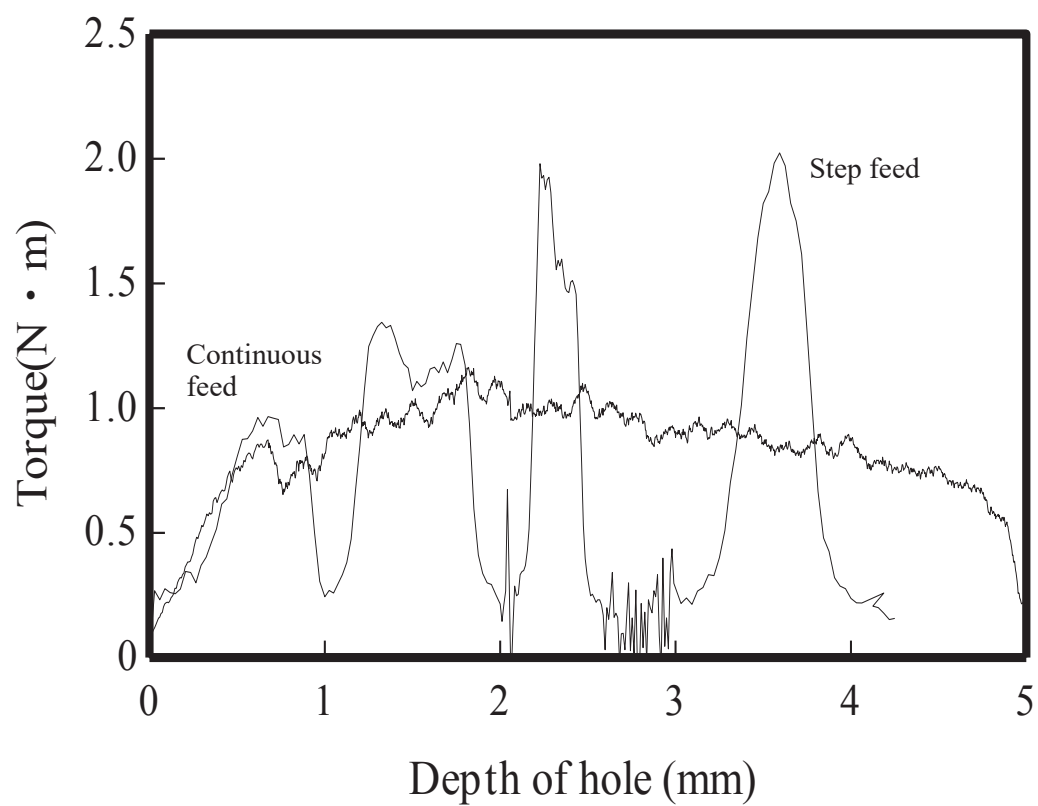
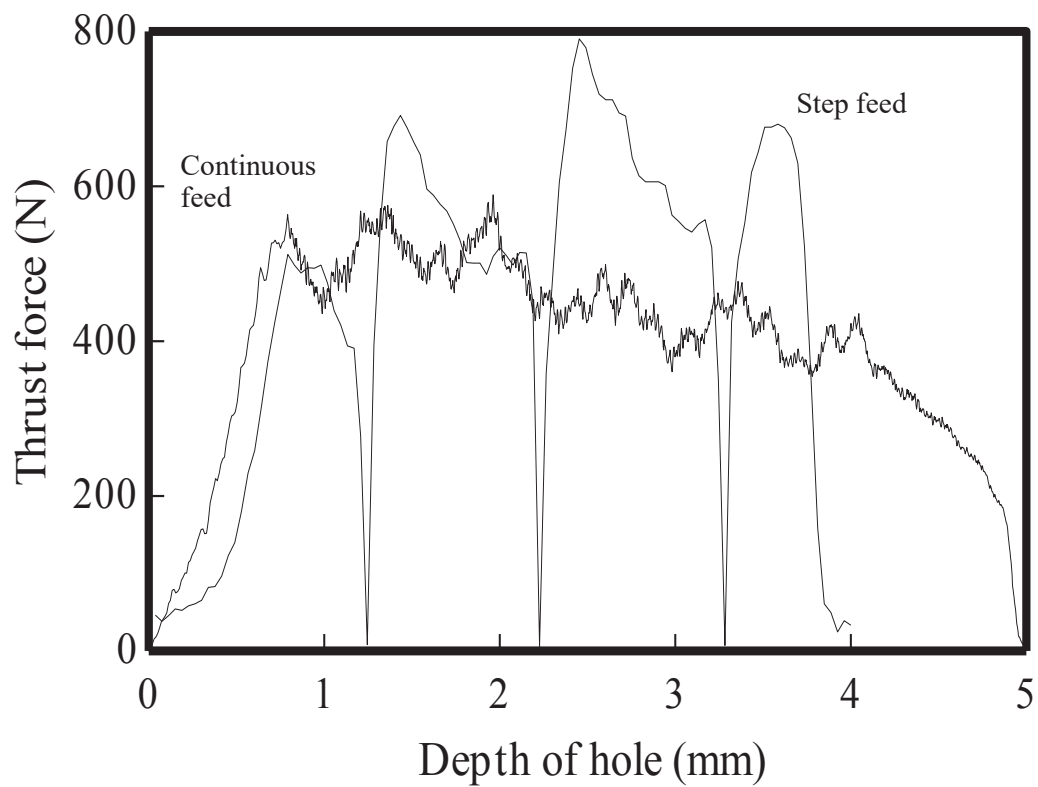


Fig. 3.6 Effect of step feed on torque and thrust force in drilling CFRP

3.2.4 標準コアドリルによるエアアシストの効果

(a) トルクおよびスラスト

切りくず排出性向上およびコア詰まり抑制を目的として、標準形状のコアドリルの加工時に加工点へ高圧エアの吐出または吸引を行った。

図 3.7 に標準形状のコアドリルを用いたエアアシストを伴う穴加工におけるトルクおよびスラストを示す。エアの吐出を行った場合トルクおよびスラストは劇的に減少した。一方で、エアの吸引を行った場合には、エアアシストなしの場合とほとんど差は認められなかった。また、エアアシストなしの場合には標準形状のコアドリルで加工すると1度目の加工でコア詰まりが生じたが、エアアシストを用いた場合には数回程度加工したがコア詰まりは認められなかった。

(b) 穴内面粗さおよび穴出口部形態

図 3.8 に標準形状のコアドリルを用いたエアアシストを伴う穴加工における穴内面粗さおよび穴出口部形態を示す。エア吸引は穴内面粗さにはほとんど影響はおよぼさずエアアシストなしの場合と同程度であった。エア吐出の場合には穴内面粗さは増大し、砥粒により削り取られたような鋭利なピークが数多く見られた。さらに、エア吐出の条件では穴出口部に大きな切り残しやデラミネーションなどの欠陥が生じた。

(c) 工具外観

図 3.9 に加工後のコアドリルの外観写真を示す。エア吐出の工具外周部にはコアドリルに電着したダイヤモンド砥粒が突き出していることが確認できる。一方で、エア吸引によって加工したコアドリルの外周部は CFRP の切りくずでほぼ全面が覆われており、ダイヤモンド砥粒がほとんど確認できない。

以上のようにエア吐出はトルクおよびスラストを大幅に減少させるが、穴内面粗さや穴出口部形態は劣悪であった。一方で、エア吸引は研削抵抗および穴内面粗さにはほとんど影響を与えなかった。

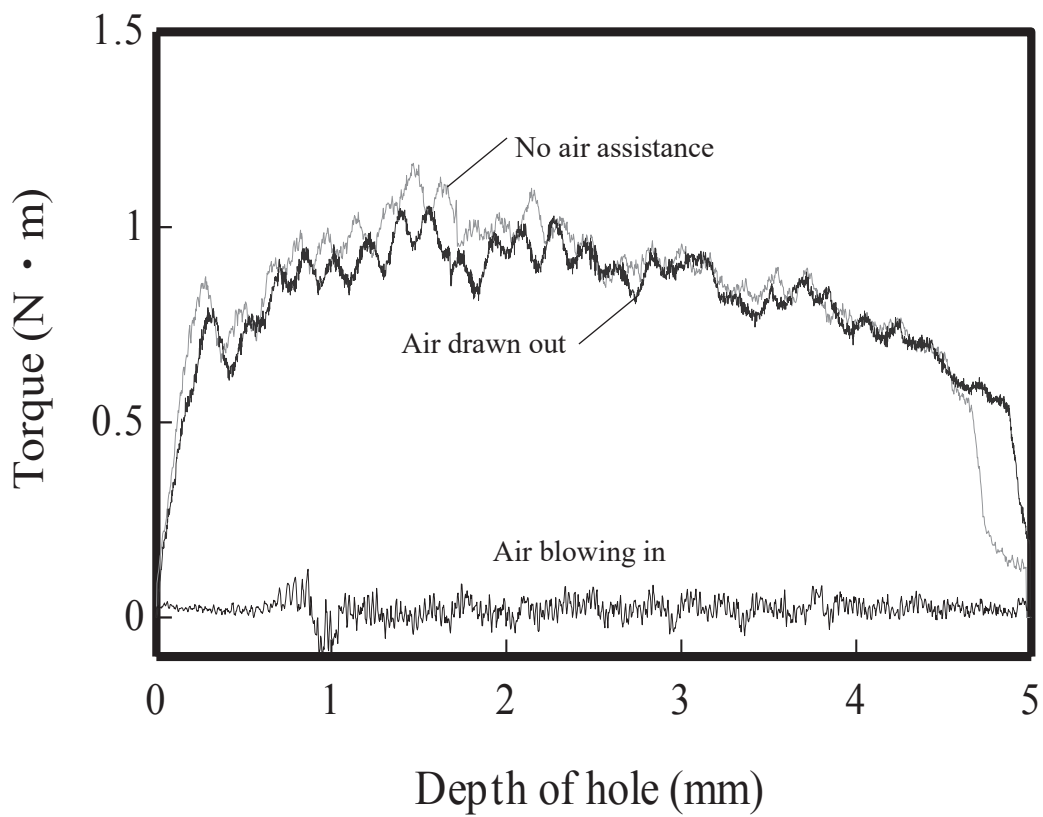
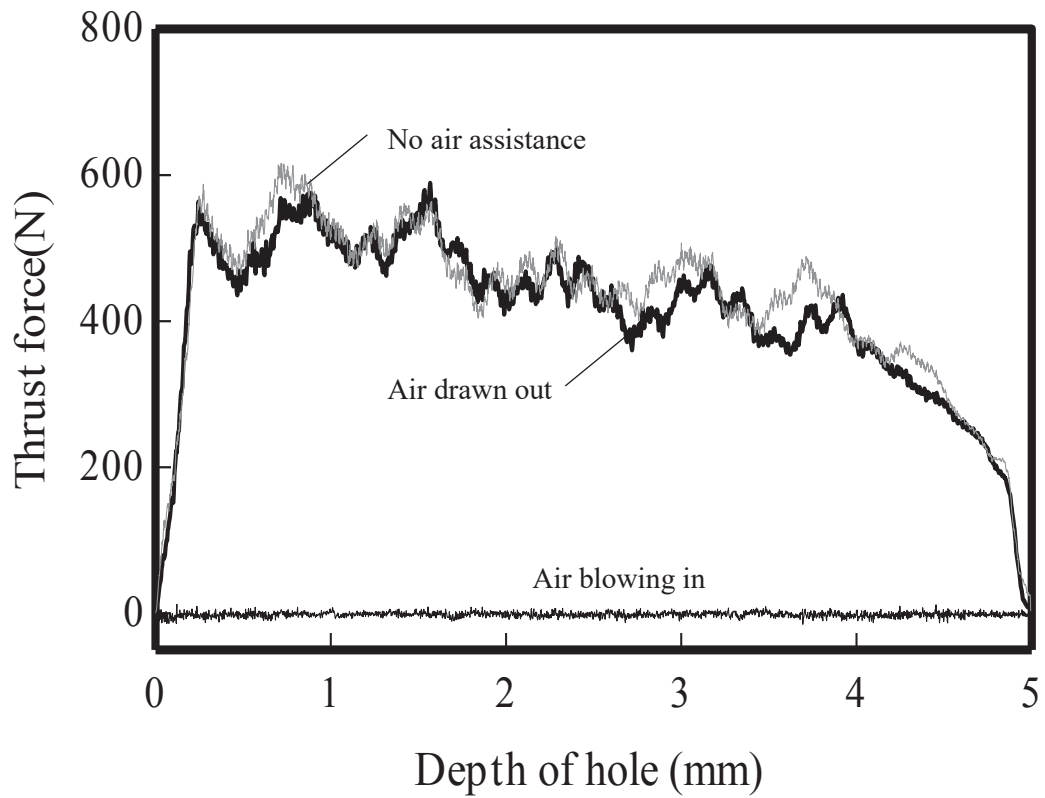


Fig. 3.7 Effect of air assistance on torque and thrust force in drilling CFRP

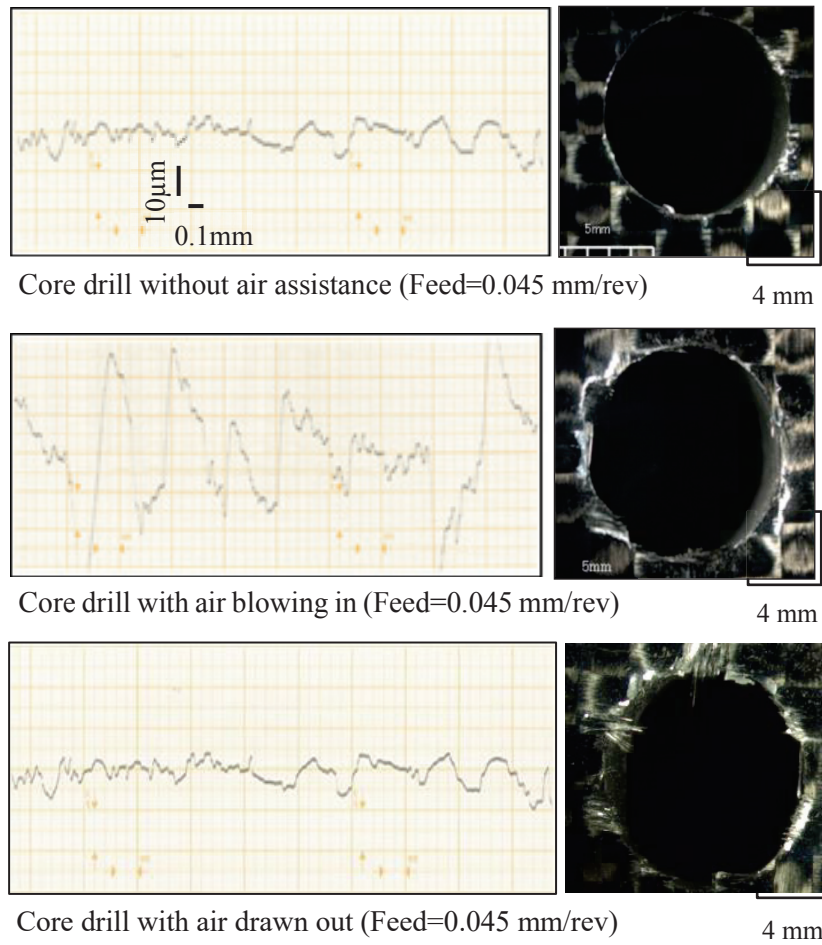


Fig. 3.8 Surface roughness profile of the internal surface of the hole and appearance of exist of the hole when normal core drill and twist drill are used

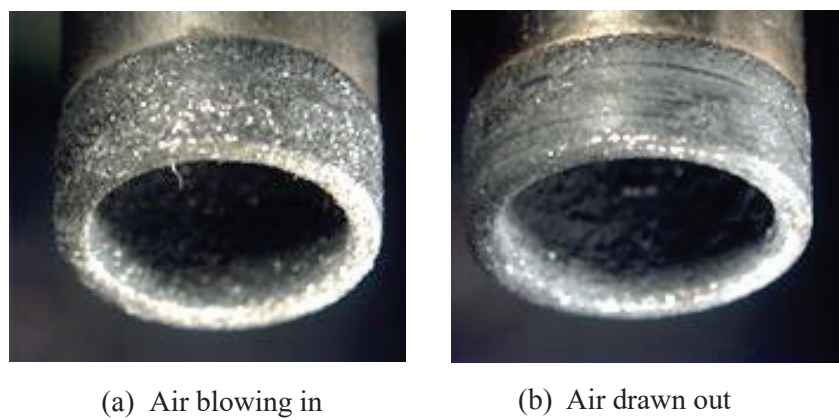


Fig. 3.9 Appearance of the core drill after drilling with air blowing in and being drawn out

3.2.5 エアアシスト適用下での工具形状の変更の効果

標準工具ではエアアシストにより切削抵抗の低減が認められたが、穴出口部にはデラミネーションが生じ、穴内面粗さも大きい値となった。コア詰まり解消を目的とした偏心工具および偏心スリット工具を用いた加工において、エアアシストを適用し切りくず排出性の向上効果を検証した。エアアシストを適用した加工の切削条件として切削速度は 31 m/min (工具外径 8.0mm, 回転数 1240min⁻¹) に設定した。送り速度は 0.045mm/rev (56 mm/min) とした。

(a) トルクおよびスラスト

図 3.10 にコアドリルを用いた穴加工における工具形状の影響を示す。偏心工具でエアの吐出を行った場合には、スラストおよびトルクはそれぞれ最大で 450N, 1N・m を示し、標準形状のコアドリルと同程度であった。一方で、偏心工具および偏心スリット工具でエアの吸引を行った場合には、スラスト 150N, トルク 0.3N・m と明らかに小さくなった。また、加工時の抵抗の推移は穴深さに対して加工直後からほぼ定常となった。このように、エアアシストの効果は標準形状の工具と異なり偏心工具および偏心スリット工具では逆の傾向を示した。また、偏心工具を用いて加工した場合、激しく付着してはいないものの加工後の工具内部にコアの残存が認められた。

(b) 穴内面品質

図 3.11 にコアドリルを用いた穴加工による穴内面粗さおよび穴出口部形態を示す。標準形状の場合と同様に、エアを吐出した条件では穴内面粗さは比較的大きく、砥粒が擦過したようなピークを有する仕上げ面となった。エアを吸引した条件では、穴内面粗さはかなり小さくなり、偏心工具よりも偏心スリット工具の方がより粗さが小さく平滑な仕上げ面となった。穴出口部はエア吐出条件では毛羽立ちの発生が見られるが、エア吸引条件ではアンカットファイバやデラミネーションは抑制され、優れた品位であることがわかる。

(c) 工具外観

図 3.12 に加工後の工具の外観写真を示す。エア吐出を行った偏心工具を見ると、工具外周面の中央付近に切りくずが若干付着しているが、概ねダイヤモンドの砥粒が突き出していることが確認できる。しかし、エア吸引の場合には、工具外周部はほぼ全面切りくずに覆われておりダイヤモンド砥粒が確認できない。偏心スリット工具の場合には、エア吸引した場合でも突出したダイヤモンド砥粒が数多く見られ、切りくず排出状態が良好であったことが推察される。

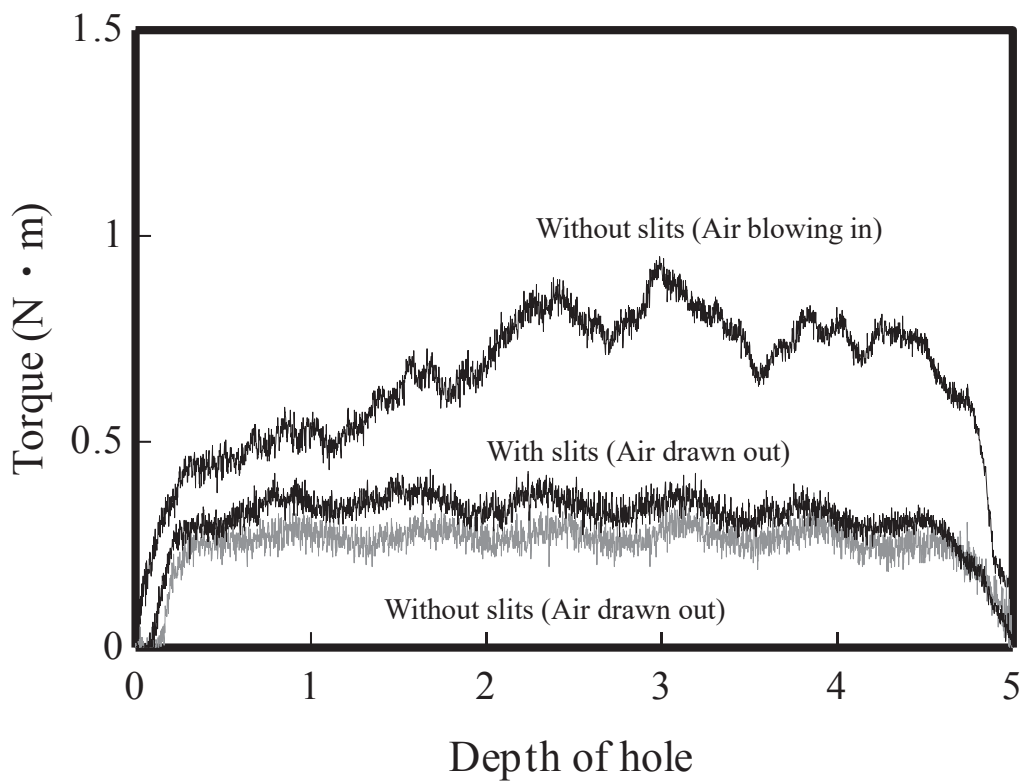
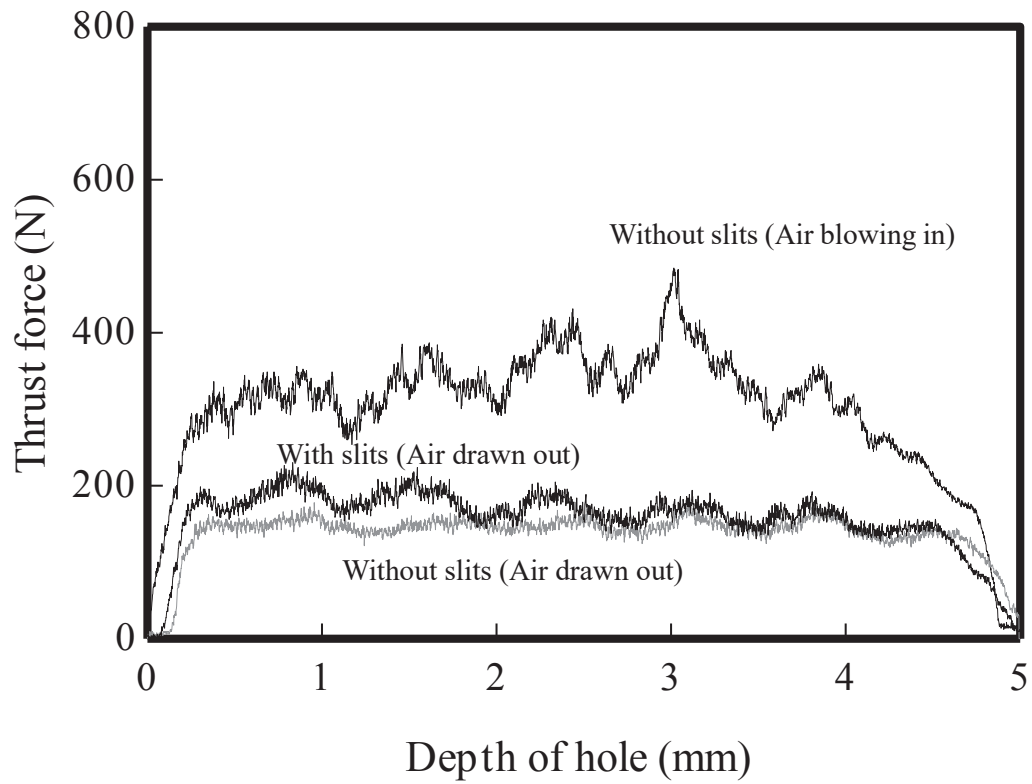
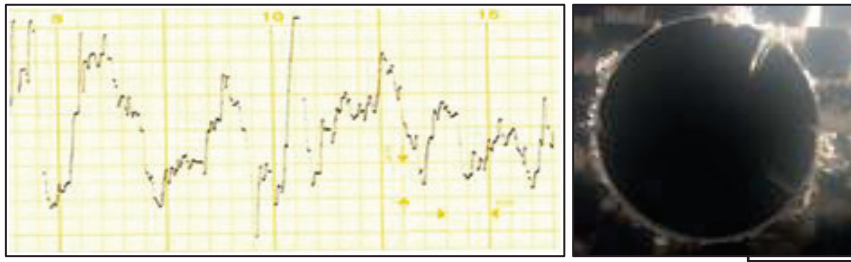
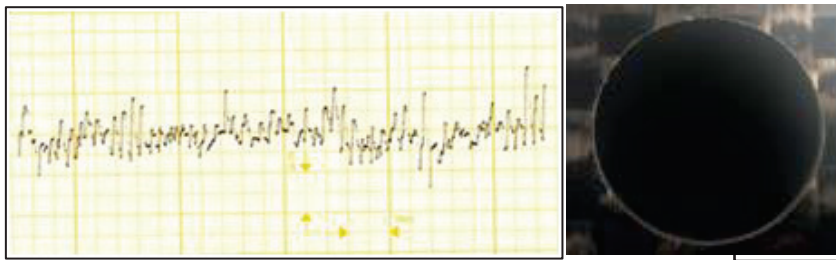


Fig. 3.10 Effect of tool shape on torque and thrust force in drilling CFRP



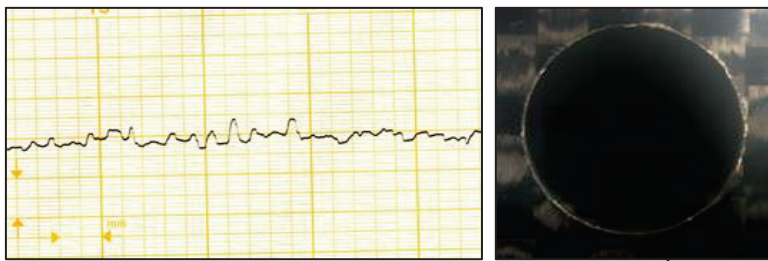
Eccentric core drill with air blowing in
(Feed = 0.045 mm/rev)

4 mm



Eccentric core drill with air drawn out
(Feed = 0.045 mm/rev)

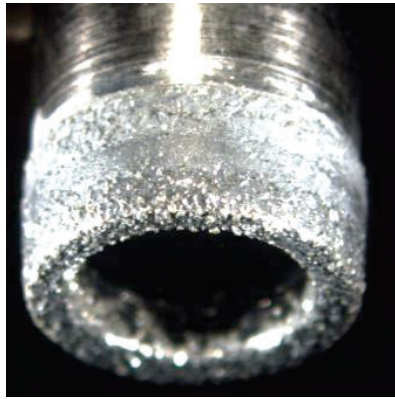
4 mm



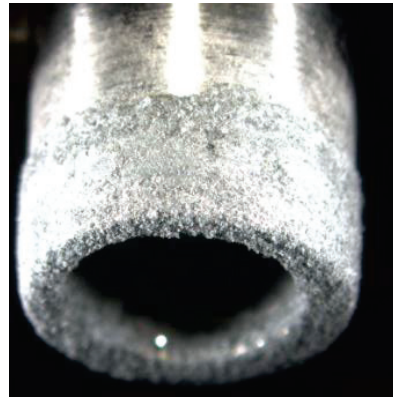
Eccentric core drill with slits with air drawn out
(Feed = 0.045 mm/rev)

4 mm

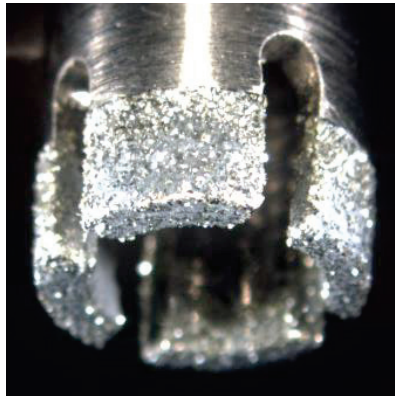
Fig. 3.11 Surface roughness profile of the hole and appearance of the hole when the eccentric core drill with or without slits was used with air blowing in or drawn out



a) Eccentric core drill
(Air blowing in)



b) Eccentric core drill
(Air drawn out)



(c) Eccentric core drill with slits
(Air drawn out)

Fig. 3.12 Appearance of eccentric core drill with and without slits after drilling with air blowing in and drawn out

3.2.6 切りくず排出性へ工具形状およびエアアシストがおよぼす影響

標準形状のコアドリルを用いた加工では、同一の送り速度条件においてツイストドリルよりもトルクおよびスラストはかなり大きい値を示し、穴内面粗さの点においてもツイストドリルの方が優れた結果を示した。標準形状のコアドリルを用いた場合、加工後の工具内部に激しいコア詰まりが生じており、工具外周面のダイヤモンド砥粒は付着した切りくずによってほぼ全面覆われていた。これらが標準コアドリルのトルクやスラストをツイストドリルよりもかなり大きくしたと考えられる。また、切りくず詰まりによる工具外周部の砥粒の脱落が穴内面粗さを増大させたと考えられる。

さらに、ステップ送り加工はツイストドリルなどの通常の穴加工では連続する切りくずを分断し、その排出性を向上させるが、コアドリルを用いた CFRP の穴加工においては切りくずの排出性の向上やコア詰まりの解消などには全く効果を示さなかった。そのため、標準形状のコアドリルはツイストドリルと比較して同一条件下では加工性能が低く、切りくず排出性の向上やコア詰まりを解消する方法が必要とされた。

コアドリルを穴加工に用いると、工具内部が中空形状となっているため、加工点に対してエアの吐出または吸引を行うことができる。本節ではこのエアの吐出または吸引が切りくず排出性やコア詰まりにおよぼす影響を調査した。

図 3.13 にコアドリルによる穴加工におけるエアアシストの効果を示す。標準工具および偏心工具を用いてエアの吐出を行った場合にはコアドリルの底部や外周部のダイヤモンド砥粒の脱落はあまりなく、切りくずによって覆われていることもなかった。これはエアの吐出によって加工時に工具と被削材間の隙間に滞留している切りくずが除去されたことを示唆しており、穴内面の仕上面プロファイルに鋭利なピークが見られたことから切りくず除去の効果を確認できる。標準形状のコアドリルを用いた場合には、エアの吸引は加工状態にほとんど影響を与えなかったが、本実験に用いたエアの吸引圧力が吐出の場合よりも小さかったため、工具底部および外周部の切りくずを除去することができなかったためだと推察される。

標準工具による穴加工においてエアの吐出を行った場合、エアアシストなしの場合よりもトルクおよびスラストが大幅に減少する結果を示した。しかしながら、この条件では穴出口部において他の条件よりも大きな切り残しやデラミネーションが確認されており、さらには、数回穴加工を行うとコア詰まりが生じ始め抵抗は増加傾向を示した。そのため、工具形状を変更し、エアアシストを適用することで切りくず排出性の向上およびコア詰まりの解消の効果を調査した。

図 3.14 に工具形状がエアアシストとともに切りくず排出性におよぼす影響について示す。図 3.15 に各種コアドリルの断面形状を示す。図 3.15 の a)を見ると、標準工具は被削材に対して、外周部および内周部で全面に渡って接触していることがわかる。一方、同図 b)の偏心工具では、工具の内側円筒面が偏心しているため、被削材のコアは標準工具よりも僅かに小さくなる。被削材と工具の接触面は外周部では変化しないが、内周部ではほぼ一部でしか接

触しない状態となる。この内周部の隙間は、エアアシストを伴う穴加工において切りくず排出性の向上に寄与し、コア詰まりの解消の効果をもたらす。実際に、標準工具ではほぼ影響を示さなかったエアの吸引が、偏心工具では抵抗を減少させる効果を示していることから、工具の内側円筒面を偏心させることが切りくず排出やコア詰まりの解消に効果があることがわかる。しかしながら、工具外周部においては切りくずがかなり付着していることから、外周部の切りくずはほとんど除去されていないと予想される。

このため、偏心工具の工具円周上にスリットを加えた偏心スリット工具を使用した。スリットの付与は、トルクおよびスラスト、穴内面粗さ、加工後の工具へ切りくず付着などの点にはほとんど影響をおよぼさなかった。図 3.16 に偏心工具および偏心スリット工具を用いた穴加工後の被削材コアの写真を示す。偏心工具を用いた場合のコアは、1 穴目の加工で工具内部にやや詰まった状態であり、取り出す段階で割れが生じた。一方で、偏心スリット工具を用いた場合、9 穴加工した後でもコア詰まりはなく、工具は継続して加工できる状態であった。被削材コアは常に損傷がなく一体として排出されていた。このように、偏心スリット工具では、他の工具形状よりも長い工具寿命が得られた。

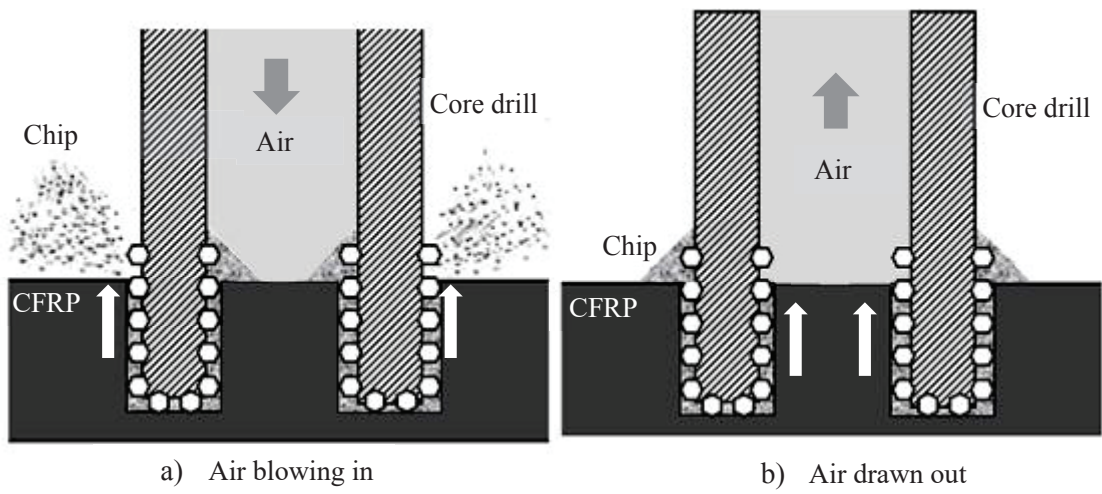


Fig. 3.13 Effects of air blowing in or being drawn out on chip evacuation

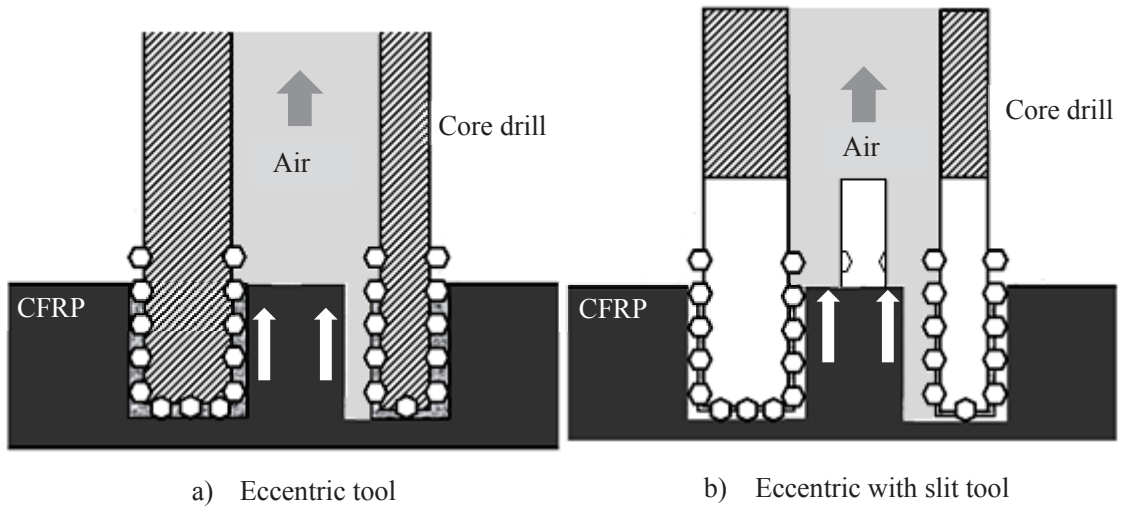


Fig. 3.14 Effects of tool shape on chip evacuation with air assist

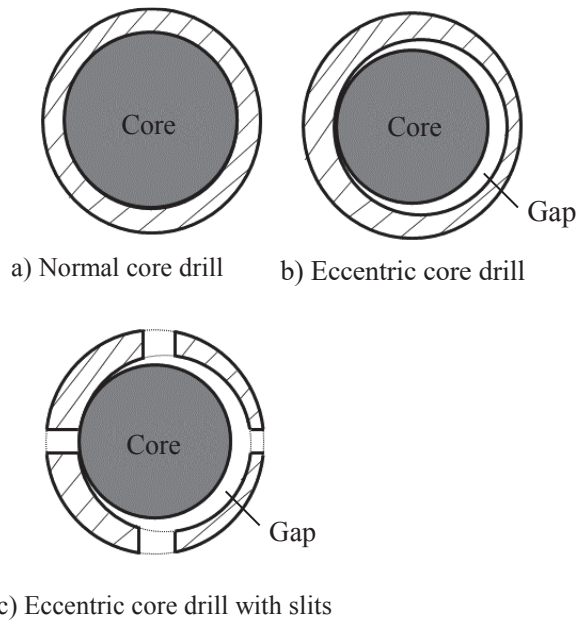


Fig. 3.15 Cross section of cutting area of core drills used in this study

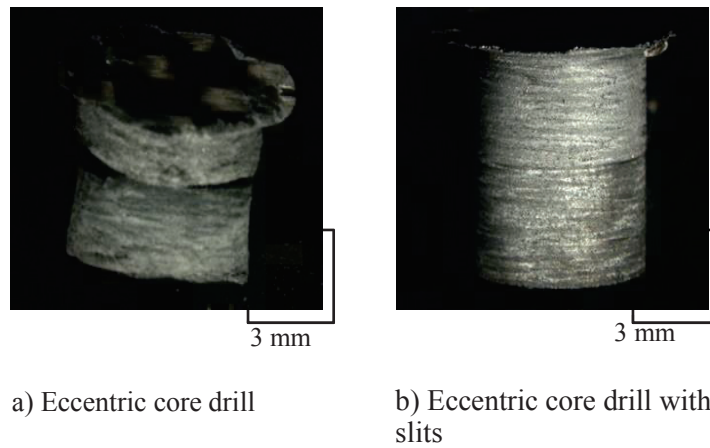


Fig. 3.16 Workpiece cores when drilling is done using the eccentric core drill with or without slits and air being drawn out

3.3 コアドリルのクーラントスルー加工の加工特性

前節では切りくず排出性の改善を目的として、エアアシストの効果を検証した。結果としては、偏心工具を用いてエアの吸引を行った条件が最も良好な加工であったが、エアアシストを適用した加工では、加工時の切りくずは短く裁断されているため粉塵となり大気中に飛散しやすい。高強度や導電性を有することから機械部品の隙間への侵入することで摩擦や短絡などのトラブルを引き起こすことや、皮膚や粘膜への付着や吸引による人体への被害も引き起こす可能性がある。

また、加工能率の向上を考えた場合には、切削速度または送りの増大によってさらに加工熱が発生し、材料のガラス転移温度を超え材料特性の劣化を引き起こしうる。そこでクーラントスルー加工による冷却効果の有効性が考えられる。CFRPには一般的に吸湿性があるとされおり、吸湿により材料の特性が劣化するとされている。そのため、CFRPのクーラントスルー加工は加工後の材料特性の劣化が懸念されるが、加工中のみの濡れ程度であれば材料特性には全く影響しないとの報告[110]がある。CFRPの穴加工以外ではクーラントスルー加工が行われ、その有効性が確認された例がある[110, 111]。そこで、本研究では電着ダイヤモンドコアドリルを用いたCFRPの穴加工に対して、クーラントスルー加工の有効性を様々な工具形状とともに実験により検討した。エアアシストでは工具形状によって反対の効果を示す結果が得られており、クーラントスルー加工条件下においても異なる工具形状の加工特性を比較した。

3.3.1 実験方法

図 3.17 に実験装置の概略図を示す。コアドリルはコレットおよびホルダを介してマシンニングセンタ(MPA-V45, MITSUBISHI)の主軸に取付けて加工を行った。切削点にはスピンドルスルーホルダ (BT40-OSL25-165, BIG DAISHOWA) を通してクーラントを供給した。被削材はジグを用いて動力計(9365B, KISTLER)に固定し、加工時のスラストを計測した。被削材はこれまでの試験に用いたCFRPの板材である。

切削速度は 31, 40, 50, 70m/min (工具外径 8.0mm, 回転数 1240, 1590, 1990, 2790min⁻¹) に設定した。送り速度は 0.003, 0.011, 0.027, 0.045 mm/rev とした。クーラントは 10 倍希釈のエマルジョンをおよそ 1L/min の流量に設定して供給した。図 3.18 に試験に用いた電着ダイヤモンドコアドリルの形状を示す。クーラントスルー加工では、工具底部が標準形状かつ粒度 #100, 電着長さが 1mm の通常工具(Normal#100L1), 工具底部が偏心スリット形状の偏心スリット工具(E.S.#100L1)に加えて、外周部の切りくず排出性向上のために、外周部に面取りを施した偏心スリット面取り工具 (E.S.C. Tool) を用いた。偏心スリット面取り工具では、電着長さを 1mm, 粒度を #100 とした工具(E.S.C.#100L1), 粒度を #200 とした工具(E.S.C.#200L1)および電着長さを 3mm とした工具(E.S.C.#100L3)を用いて、工具形状などの影響を調査した。

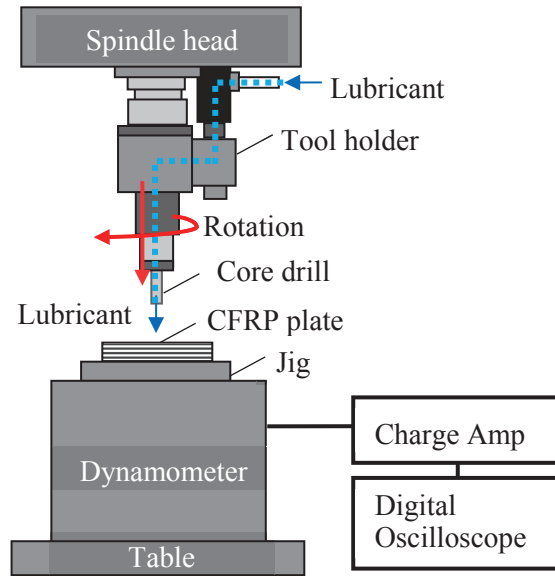


Fig. 3.17 Experiment setup for wet core drilling

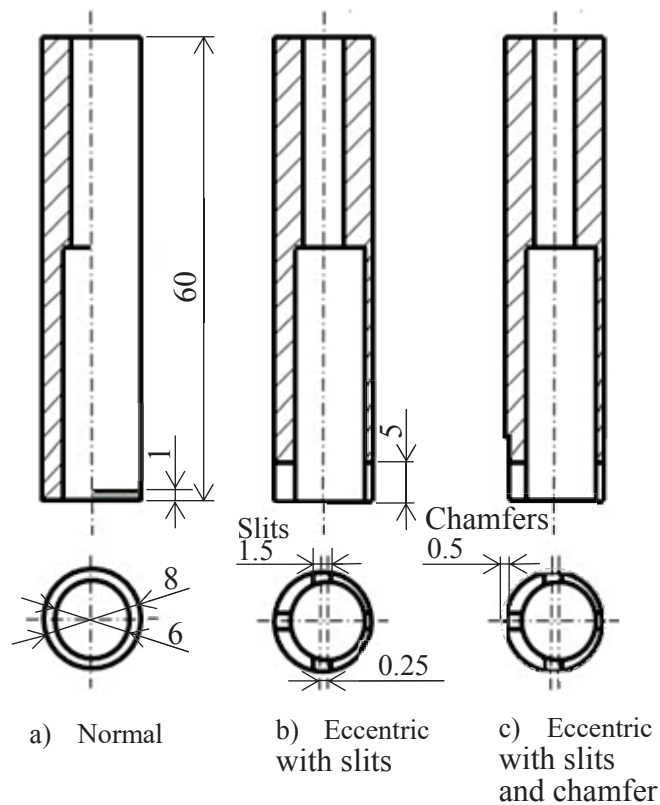


Fig. 3.18 Tool shape used for wet core drilling

3.3.2 工具形状の影響

(a) トルクおよびスラスト

図 3.19 にクーラントスルーコアドリル加工時に工具形状がスラストにおよぼす影響について示す。切削速度は 31m/min, 送りは 0.045mm/rev であり, これまでの試験と同一とした。標準形状のコアドリルは, 抵抗が過大となり計測範囲を超えた。同一の粒度では, 偏心スリット工具, 偏心スリット面取り工具を用いた場合, 電着長さに関係なく, スラストはほぼ定常な推移を示した。粒度#200 のコアドリルの場合, スラストは他の工具の 2 倍ほどで 550N にまで達し, その後徐々に減少していく推移を示した。この傾向は, エアアシストなしの加工においても認められ, 加工により生じた熱による被削材の樹脂の軟化が原因であるとされた。

(b) 穴内面粗さ

図 3.20 にクーラントスルーコアドリル加工における工具形状が穴内面粗さにおよぼす影響を示す。標準工具により加工された穴内面粗さは Ra2.0 μ m であった。偏心スリット工具および偏心スリット面取り工具を用いた場合, 標準工具よりも粗さはやや小さくなった。さらに, 粒度が#100 から#200 へ小さくなると, 穴内面粗さも 2/3 程度まで減少した。電着長さが 3mm の場合には穴内面粗さはおよそ 2 倍の値を示した。

(c) 工具外観

図 3.21 に加工後の工具外観写真を示す。コアドリル底部はすべての形状の工具で切りくずがかなり付着している。工具側面では, E.S.C#100L1 および E.S.C#100L3 以外の工具において切りくずが多く付着しており, ダイヤモンド砥粒が覆われていることがわかる。

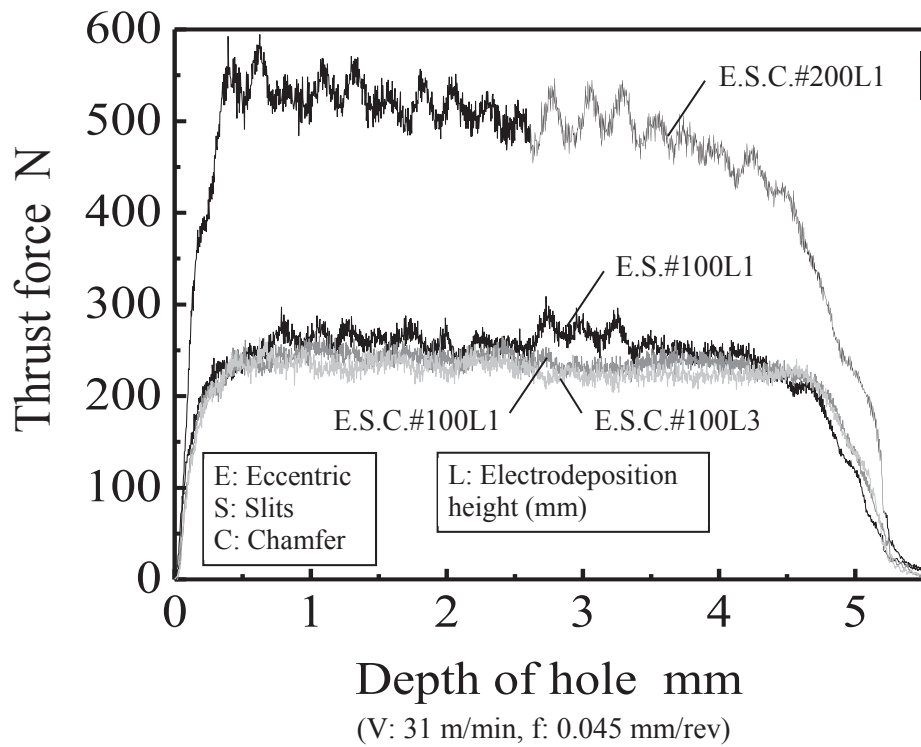


Fig. 3.19 Thrust force when drilling with different shapes, grain sizes and electrodeposition height tools

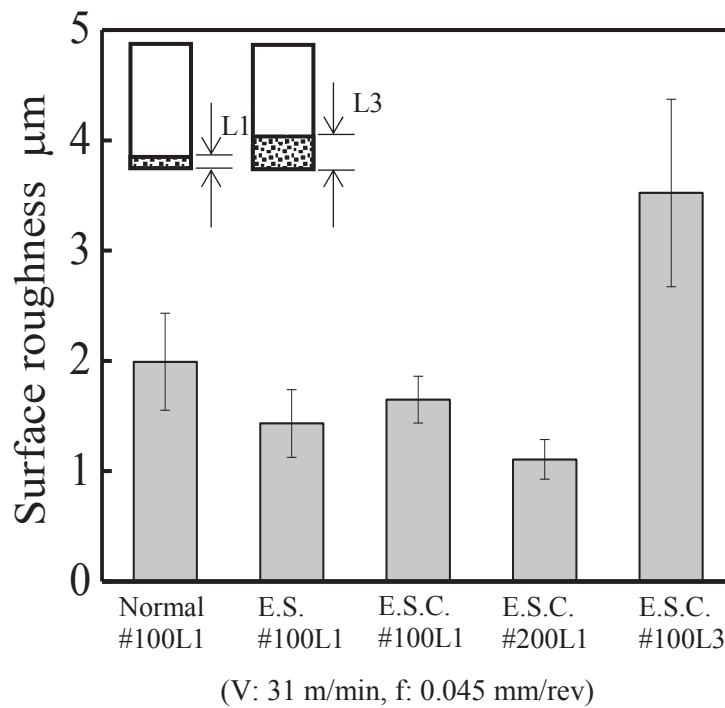


Fig. 3.20 Effects of the tool shapes, grain sizes and electrodeposition height on surface roughness Ra

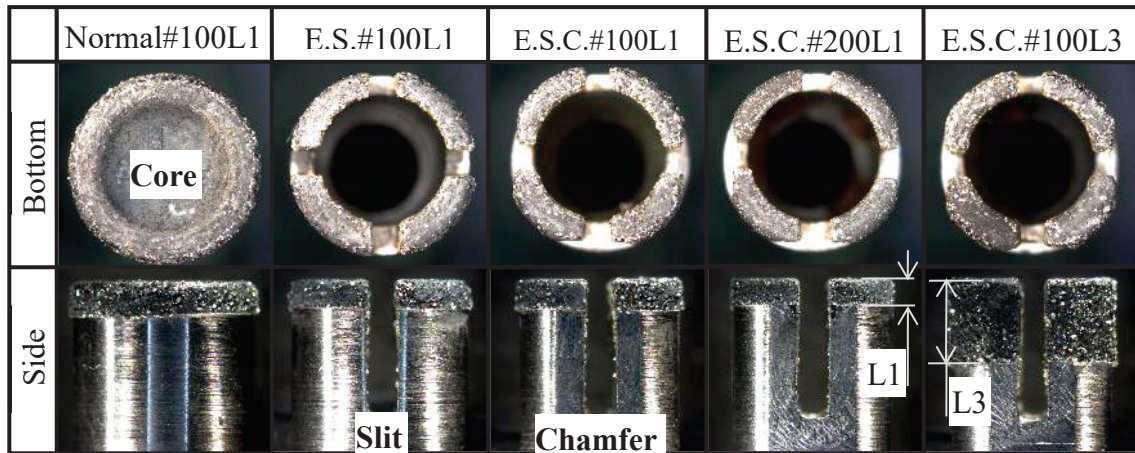


Fig. 3.21 Influence of tool shapes on chip adhered areas after drilling

3.3.3 切削条件の影響

(a) スラスト

図 3.22 にクーラントスルーコアドリルの加工において切削速度がスラストにおよぼす影響を示す。工具は各種工具形状のなかで最も良い E.S.C.#100L1 を用いた。切削速度が 31 から 50m/min の範囲においてはスラストの推移にはほとんど変化が見られなかった。しかし、切削速度 70m/min の条件においてはスラストは通常定常な値を示す区間において徐々に減少する推移を示した。これは乾式加工に見られた樹脂の軟化による影響と同一であると推察される。

(b) 穴内面粗さ

図 3.23 にクーラントスルーコアドリル加工において切削速度が穴内面粗さにおよぼす影響を示す。切削速度が 31m/min から 50m/min の範囲においては切削速度の増加とともに穴内面粗さも増大する傾向をしめした。しかしながら、切削速度 70m/min においては 50m/min よりも穴内面粗さは小さくなった。

(c) 工具外観

図 3.24 に加工後の工具外観写真を示す。コアドリルへの切りくずの付着量は切削速度 31m/min および 40m/min の条件下では全く変わらず、切削速度 50m/min の場合やや切りくずの付着量が増加した。切削速度 70m/min では、切りくずは電着部のみならずスリット部や台金にも付着が見られ、電着部へはほぼ全面にわたって切りくずが付着していることがわかる。

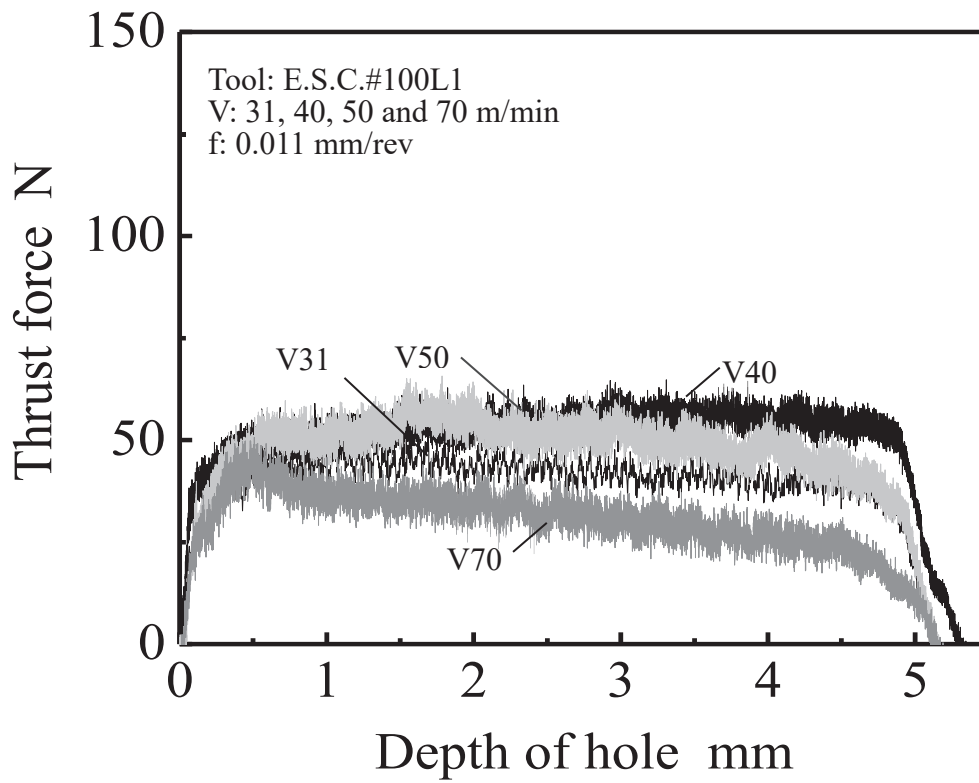


Fig. 3.22 Transition of thrust force at different cutting speed conditions

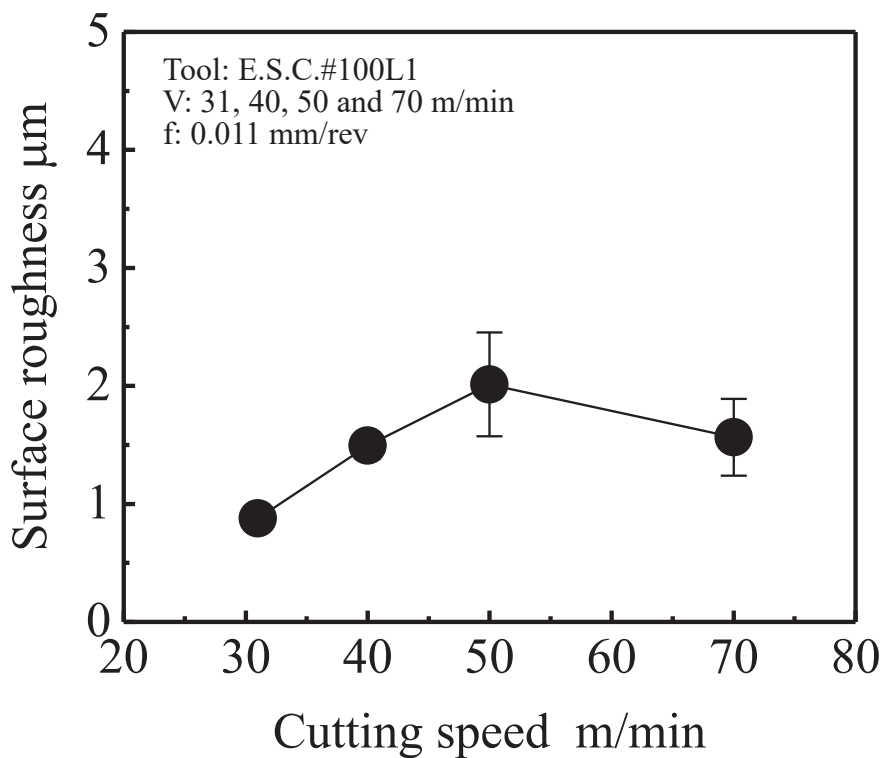


Fig. 3.23 Effects of the tool cutting speed on surface roughness Ra

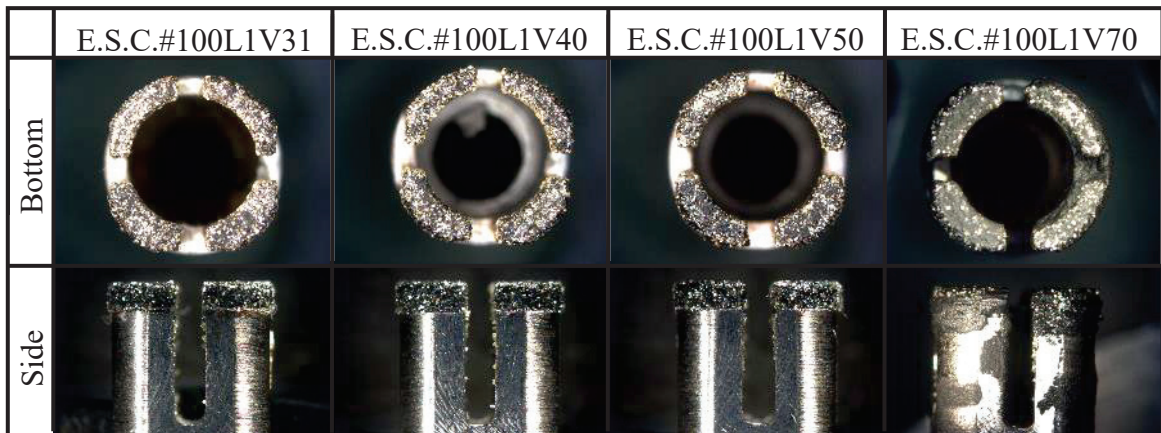


Fig. 3.24 Influence of the cutting speed on chip adhered areas after drilling

(d) スラスト

図 3.25 にクーラントスルーコアドリルの加工において送りがスラストにおよぼす影響を示す。工具は標準工具 Normal#100L1 および E.S.C#100L1 を用いた。Normal#100L1 を用いた場合、切削速度 31m/min, 送り 0.045mm/rev の条件では、スラストはかなり大きい値を示し、コア詰まりを生じたが、送り 0.003mm/rev の条件下では抵抗はかなり小さい値を示し、コアが詰まることはなかった。また、E.S.C.#100L1 を用いた場合も送り速度が小さい条件ではスラストも小さい値を示し、加工時の変動幅も小さくなった。

(e) 穴内面粗さ

図 3.26 にクーラントスルーコアドリルの加工において送りが穴内面粗さにおよぼす影響を示す。Normal#100L1 および E.S.C.#100L1 どちらの工具でも、穴内面粗さは送りの増大に伴って大きくなる傾向を示した。また、その偏差も送りとともに大きくなった。

(c) 工具外観

図 3.27 に加工後の工具外観写真を示す。コアドリルへの切りくず付着量は明らかに送りが小さい条件の方が少なく、Normal#100L1 を用いた送り 0.003mm/rev の条件では工具の底面部および側面部にも切りくずの付着はほとんど認められなかった。

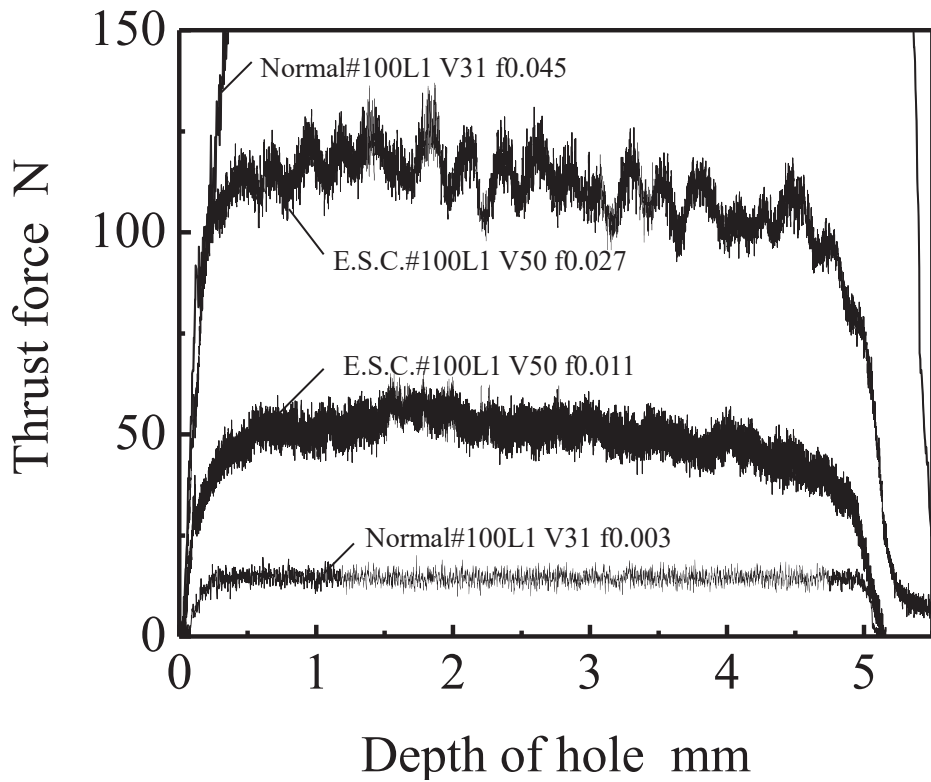


Fig. 3.25 Transition of thrust force at different feed rate conditions

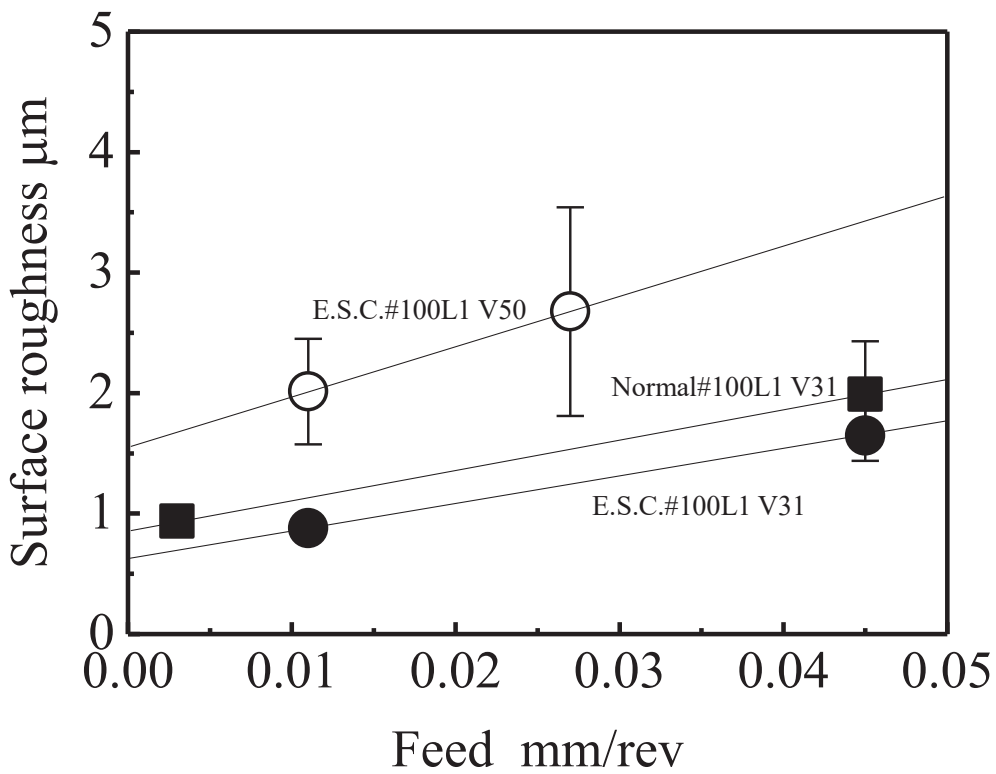


Fig. 3.26 Effects of the feed rate on the surface roughness Ra

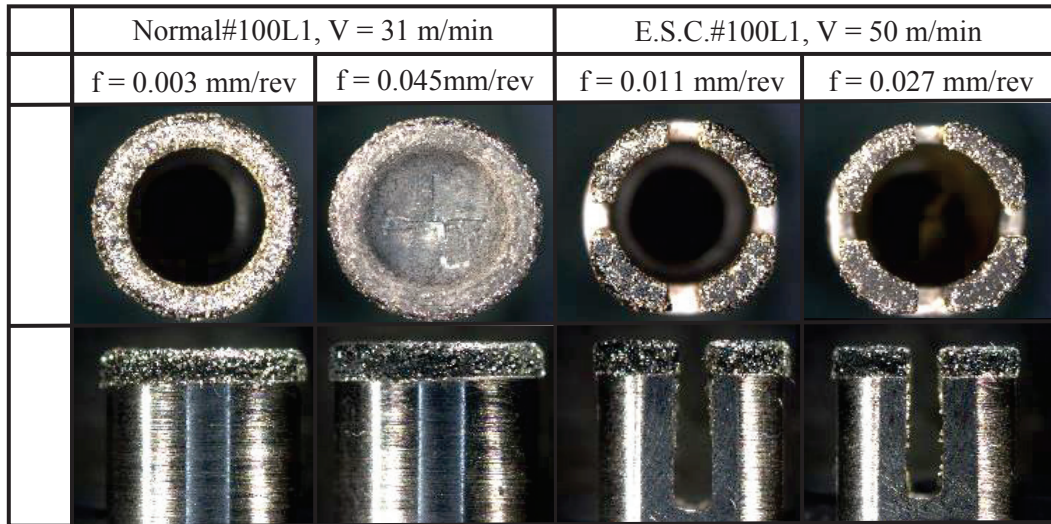


Fig. 3.27 Influence of feed rate on chip adhered areas after drilling

3.3.4 クーラントスルー加工における加工条件が加工特性におよぼす影響

本節ではクーラントスルー加工において工具形状や切削条件が加工特性におよぼす影響について調査した。切削条件の影響をスラストおよび工具への切りくず付着量に見ると、切削速度の増加はあまり影響をおよぼさなかった範囲があるが、送りはほぼ比例するように影響していることがわかる。そのため、同一の加工能率が得られる切削速度 31m/min, 送り 0.045mm/rev の条件と切削速度 50m/min, 送り 0.027mm/rev の条件においては、送りの低さからスラストおよび切りくず付着量は明らかに後者の条件が優れた結果を示した。継続して加工する場合には、スラストおよび切りくず付着量から後者の条件がより長い工具寿命を示すと予想される。

図 3.28 に粒度#100 および#200 のコアドリルの底面部におけるプロファイルを、図 3.29 に粒度#100 および#200 のコアドリル底面部の 3D イメージを示す。このプロファイルは底面部の計測結果であるが、側面部においてもその傾向は同一のはずである。粒度#100 のコアドリルのプロファイルは深さ 100 μ m 程度の山があり、粒度#200 のコアドリルでは 50 μ m 程度の山があり、3D イメージからも砥粒はかなり密に配置されていることがわかる。加工時に生成される切りくずはこれらの谷部に相当するチップポケットを通り排出されなければならず、#200 の場合には送りを 0.045mm/rev に設定すると生成される切りくずの大きさから切りくず排出がかなり困難となることが想像される。

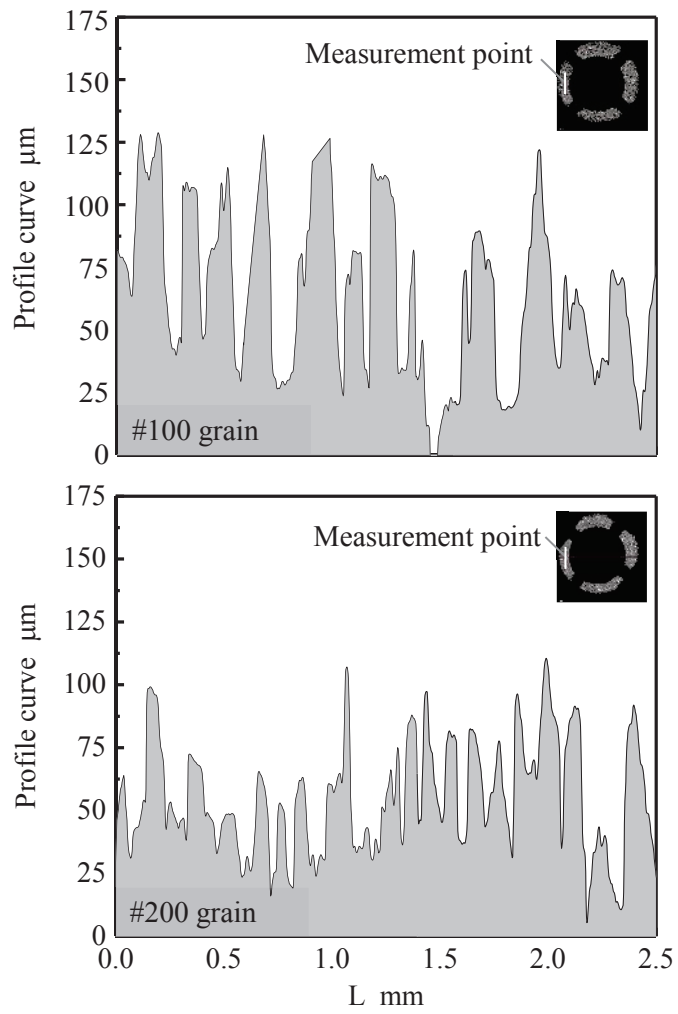


Fig. 3.28 Profile curve of electrodeposited area of the E.S.C.#100 and #200 core drill

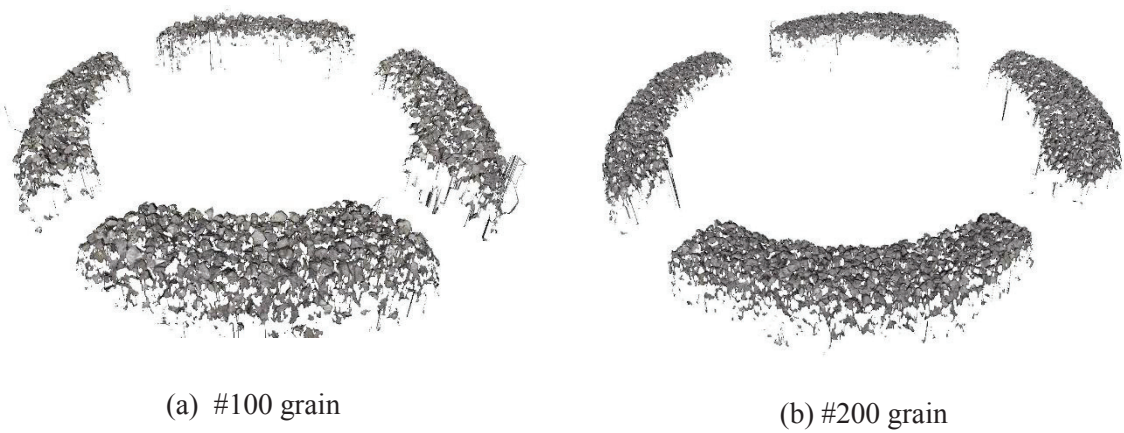


Fig. 3.29 3D image of bottom of the E.S.C. (a) #100 and (b) #200 core drill

3.4 コアドリルの加工条件の選定と今後の課題

前節までの結果より、本研究で行った加工条件のなかでは、スラスト、穴出口部、工具外観から偏心スリット面取り工具を用いて切削速度 50m/min, 送り 0.027mm/rev で加工した条件が最も良好であった。しかしながら、一般的に用いられているツイストドリルの加工条件を図 3.30 に示すと、本研究で行ったコアドリルの加工能率は比較的到低く、さらなる能率の向上が必要であることがわかる。高能率化のためには、切削速度または送りを増加させなければならない。送りは Critical thrust force[106]で説明されるように穴出口部の欠陥の発生と関連があるが、本研究で使用した工具の砥粒径や充填率ではクーラントスルー加工を行った場合でも 0.045mm/rev 付近が限界値であると推察される。そのため、ツイストドリルと同等の加工能率を得るには切削速度を上昇させるしかないこととなる。現在の加工速度の上限値は $V=50\text{m/min}$ であるが、他の CFRP の一般的な研削加工をみると加工速度は本研究のコアドリルの条件よりも高く、切りくず排出に問題があると予想された。そこで、油剤の供給状態を観察すると、切削速度（主軸回転数）が高速となるほど、油剤が周囲に飛散していることが確認された。図 3.31 にコアドリル先端への油剤の供給量を計測した結果を示す。油剤の到達度は主軸の回転速度とともに顕著に減少し、加工速度が 70m/min(2800rpm)では、ポンプから供給した油剤のほとんどが飛散し、加工点へは到達していないことがわかった。原因としてホルダやコアドリルの隙間からの飛散が確認された。そのため、激しい切りくず詰まりを生じた切削速度 70m/min では油剤の供給方法の改善し、流量を 40m/min から 50m/min の条件に相当する 0.3 から 0.5L/min に維持することができれば加工性能の低下を防ぐことができる可能性が高い。本実験では現在の機械やホルダ使用可能回転数の上限から高速に設定することはできないが、今後はこれらを解決し高切削速度・低送りの条件によってコアドリルを用いた穴加工の高能率化が可能であることを検証することが課題となる。

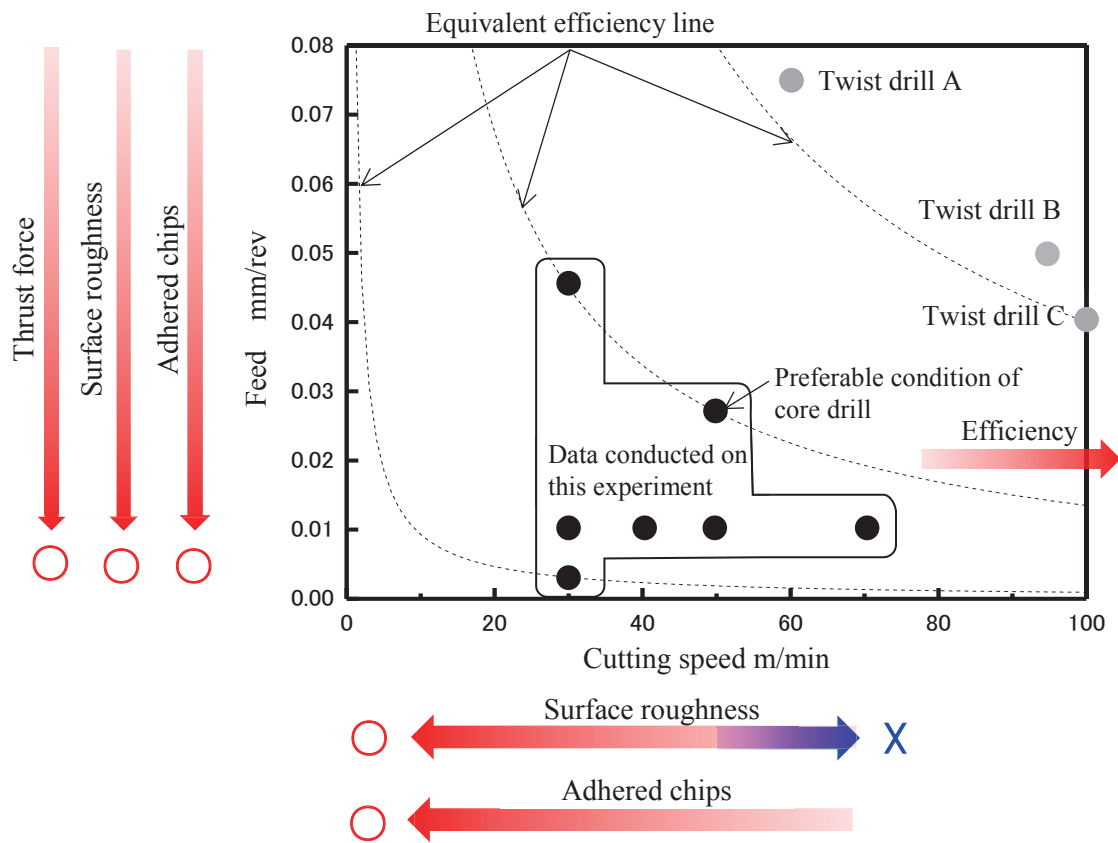


Fig. 3.30 Cutting conditions for core drill and twist drill

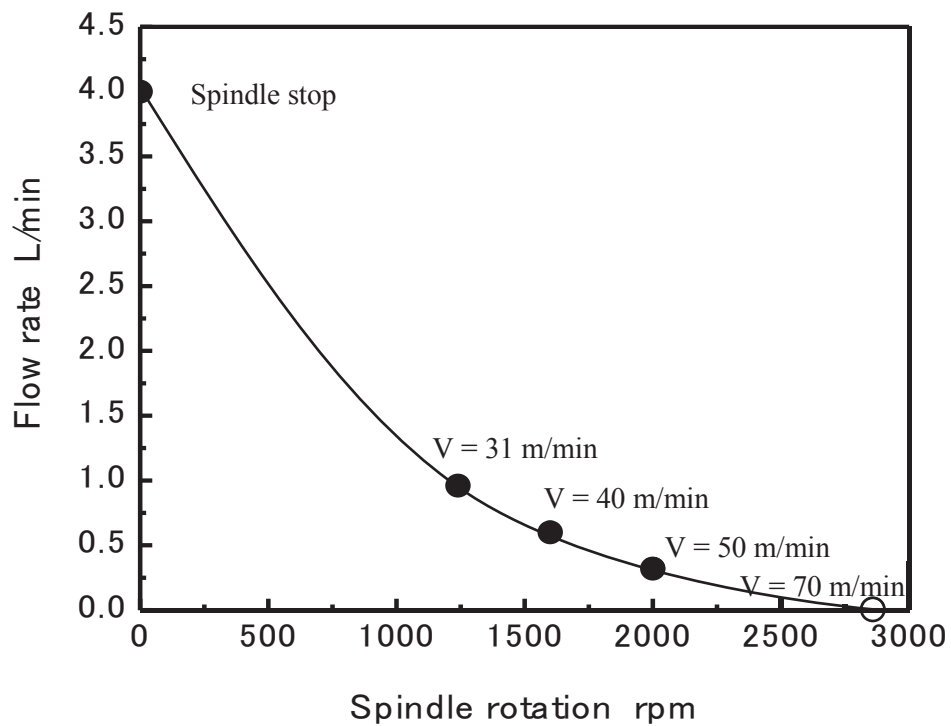


Fig. 3.31 Flow rate at different spindle rotation speed

3.5 結 言

CFRP の穴加工において電着ダイヤモンドコアドリルの性能について、ツイストドリルとの比較を行い、ステップ加工の効果、工具形状の影響、エアアシストの効果、油剤供給の効果について調査し、最適な加工条件について検討を行った結果以下のことが明らかとなった。

- (1) 通常形状のコアドリルを用いて通常送りを行った場合コア詰まりが生じた。ステップ送りで加工を行った場合 3mm 程度の穴深さにおいてコア詰まりが生じていることが確認された。
- (2) コアドリルのスラストおよびトルクは、同一の送り条件下でツイストドリルのおよそ3倍程度であった。
- (3) エアアシストの効果として、コアドリルの内部からエアを吐出した場合、通常形状の加工ではスラストおよびトルクはかなり減少したが、穴出口部で大きな切り残しやデラミネーションが認められた。また、粉状の切りくず飛散が激しい。一方で、偏心工具を用いた加工においては、エアの吸引が吐出よりも小さい切削抵抗を示した。また、このエアの吸引は穴出口部のデラミネーションなどの抑制効果を示した。
- (4) 偏心スリット工具は、切りくず排出性に最も優れており、最も長い工具寿命を示した。
- (5) コアドリルの内円筒の偏心やスリットはコア詰まりを抑制し、通常形状のコアドリルと比較してスラストおよび穴内面粗さを減少させた。工具外周部の面取りは、加工特性におよぼす影響はほとんど認められなかった。電着長さは穴内面粗さのみに影響し、長さが小さい場合の方が粗さは良好であった。ダイヤモンド砥粒の粒度は小さくすると穴内面粗さは良好となるが、スラストの増加やそれに起因した穴出口部におけるデラミネーションなどの欠陥発生の原因となった。
- (6) 切削速度はスラストにはほとんど影響しないが、表面粗さを悪化させる。送りの増大は工具形状に関係せずスラストおよび穴内面粗さの増加につながる。
- (7) E.S.C#100コアドリルは最も良い加工特性を示した。品質の低下なく高能率に加工できる条件は、切削速度50m/min, 送り0.027mm/revであった。

第4章 結 論

本研究では難削材料とされているオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 および CFRP の穴加工における被削性について検討した。難加工法に分類されているタップ加工では従来のトルク解析に含まれていなかった切りくず排出の成分の割合を明らかにするため、新しいトルクの計算方法を提案し、切りくず排出が問題となりやすいオーステナイト系ステンレス鋼の加工において検証した。また、フローティングホルダの機構上の問題である食付き性の低さの改善を行った。CFRP の穴加工では、従来ドリル加工よりも穴品質改善に効果的であるとされる電着ダイヤモンドコアドリルの適用について検討した。不良な切りくず排出による目詰まりによって加工能率が低いことが問題であり、切りくず排出性を向上させるため、新たな工具形状の提案し、エアアシストおよびクーラントスルー加工の効果を調査した。

第2章では新しく提案した手法によって食付き部が作用している間の全トルクを構成する各成分を計算した。切りくず生成のためのトルクは工具幾何形状や推定した材料特性値から計算した。刃先力による付加的なトルクも推定し、逃げ面摩擦抵抗によるトルクは、本研究で用いた工具とタップの組合せではかなり小さいことを示した。これらの計算トルクの合計値は実測したトルクと良く一致した。タップのそれぞれの切れ刃の有効せん断角を計算によって求めた結果、各切れ刃の主切れ刃長さとの副切れ刃長さの関係によって有効せん断角の傾向が異なることを明らかにした。切りくず生成のためのトルクは全トルクの90%を占めており、刃先力は残りの10%となることがわかった。この計算値を超過した実測値の成分は切りくず排出によるトルクの増加分であるが、従来考えられてきた、切りくず詰まりによって発生するランダムな成分の”Chip packing load”ではなく、タップ溝径よりも大きい切りくずを溝内部に収容するために曲げやねじり変形を与える力による成分である。本実験においては、この切りくず排出に要するトルクは最大で全トルクの20%ほどになった。また、タップ加工時の面取り角および面取り長さの変更により食付き性向上の効果が切削抵抗の半径方向成分のリサージュ図から確認できた。しかしながら、食付き時不良を引き起こす原因は、本来は拘束状態ではなく、半径方向の切削抵抗のアンバランスにある。半径方向の切削抵抗は各切れ刃の切削抵抗の合力であり、その方向と大きさは各ランドの切削断面積の差から決定される。各ランドの切削断面積の大きさは、穴深さに対する推移のなかで、不釣り合いとなっていくため、食付き初期において各ランドの切削断面積のアンバランスが緩和されるような切れ刃形状のタップが作製されることが望ましい。切りくず排出性の向上の観点からは各切れ刃の切りくず形状を支配する切りくず生成機構に基づいた切りくず形状の予測によって工具の設計をすることが必要である。

第3章では CFRP の穴加工における電着ダイヤモンドコアドリルの性能について、ツイストドリルとの比較を行い、切りくず排出性におよぼす工具形状の影響、エアアシストの効

果，クーラントスルー加工の効果について明らかにした．通常形状のコアドリルでは，コア詰まりにより加工ができない条件でも，コアドリルの内部からエアを吐出した場合，スラストおよびトルクはかなり減少した．しかしながら，穴出口部で大きな切り残しやデラミネーションが認められた．また，粉状の切りくず飛散が激しく実用には向かない．一方で，偏心工具の場合には，エアアシストは切削抵抗への効果は小さいものの，穴出口部のデラミネーションなどの抑制効果を示した．クーラントスルー加工における工具形状の効果の比較から，コアドリルの内円筒の偏心やスリットはコア詰まりを抑制し，通常形状のコアドリルと比較してスラストおよび穴内面粗さを減少させることがわかった．電着長さは小さい方が穴内面粗さも小さくする．ダイヤモンド砥粒の粒度は小さくすると穴内面粗さは良好となるが，スラストの増加やそれに起因した穴出口部におけるデラミネーションなどの欠陥発生の原因となった．送りの増大は工具形状に関係せずスラストおよび穴内面粗さの増加につながる．一方で，切削速度はスラストにはほとんど影響しないが，切削速度 70m/min では表面粗さを悪化させる結果となった．しかしながら，主軸回転速度の上昇とともに油剤供給量の減少し，切削速度 70m/min の条件では油剤が工具先端へほとんど到達していないことが確認された．そのため，油剤が工具先端に確実に供給されれば，切削速度を増加させても加工性能に影響をおよぼさない可能性があり，コアドリルを用いた穴加工の高効率化のためには低送り高切削速度の条件で加工することが有効であると考えられる．本研究で行った範囲では，粒度#100の偏心スリット面取りコアドリルは最も良い加工特性を示し，品質の低下なく高能率に加工できる条件は，切削速度 50m/min，送り 0.027mm/revであった．

参考文献

第 1 章

- [1] 鳴瀧則彦：難削材の切削加工，日刊工業新聞社，(1989), 1.
- [2] C.T. Sims, W.C. Hagel：The Superalloys, John Wiley & Sons Inc., (1972) 535.

第 2 章

- [3] 山本 晃：ねじのゆるみ機構について，日本機械学会誌，81, 716 (1977) 7-12.
- [4] 中嶋孝之：タップ加工の動向，特殊鋼，63, 5 (2014) 29.
- [5] 山口真弘：ねじ切りの変遷と課題，機械と工具，7 (2011) 22-28.
- [6] 斎藤宣克：タップ加工の現象解明，機械と工具，1, 6 (2011) 35-41.
- [7] G. Lorenz：On tapping torque and tap geometry, Annals of the CIRP, 29, 1 (1980) 1-4.
- [8] 赤木貞之，渡邊瑞希，田中隆太郎：スパイラルタップの切削特性へおよぼす下穴の加工変質層の影響，2014 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集，779-780.
- [9] 須田 聡，横田秀雄，井比政則，若林利明：MQL システム用いたタップ加工における加工性能評価，2005 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集，751-752.
- [10] 海老原敬吉，益子正巳：切削理論-18-，マシナリー，14 (1951) 215-221.
- [11] 横山武人，橋本文雄：タツプイングに関する研究，精密機械，22, 256 (1956) 265-269.
- [12] 藤瀬健領，大谷敏昭，横川 洪：SUS304 ステンレス鋼のタップ加工，中国工業技術試験所報告，33 (1989) 25-44.
- [13] 山根八洲男，關谷克彦：難削指数による難削性の評価，精密工学会誌，70, 3 (2004) 407-411.
- [14] 臼井英治：切削研削加工学（上），共立出版，初版，(1971) 186.
- [15] E. M. Trent: Metal cutting, Butterworths Co., 204.
- [16] 片山 昌：第 1 回構成刃先成長メカニズムと被削材マイクロ組織の条件，機械技術，45, 1 (1997) 106.
- [17] 切削油技術研究会，穴加工ハンドブック，(1979) 273-305.
- [18] 精密工学会：精密加工実用便覧，(1997) 67.
- [19] 鍋島忠人：難削材の分類と対応するタップの選定，機械と工具，68, 9 (2004) 69-72.
- [20] 青木 保：タップの正しい設計とその有効使用法(I)，精密機械，8, 99 (1941) 829-840.
- [21] 青木 保：タップの正しい設計とその有効使用法(II)，精密機械，9, 100 (1942) 62-73.
- [22] 青木 保：タップの正しい設計とその有効使用法(III)，精密機械，9, 101 (1942) 146-156.
- [23] 中島忠夫：ねじ加工工具と加工技術，精密機械，39, 9 (1973) 71-78.
- [24] 櫻井恵三，澤井 猛，足立勝重：15%SiC 粒子強化 2618 アルミニウム合金の TiN コーティング溝なしタップによる加工性能，軽金属，56, 6 (2006) 301-306.

- [25] ツールエンジニア編集部：穴加工用工具のすべて，大河出版，(1991) 131.
- [26] 赤木貞之，三浦 聡，田中隆太郎：チタン合金のタップ加工における表面処理の効果，精密高学会春季大会学術講演会講演論文集，(2015) 401-402.
- [27] 和田任弘，齊藤宏貴，尾崎充紀，岩本晃二，伊藤実朗：表面処理されたハイスタップの工具損傷，2009 年度日本機械学会関東支部山梨講演会講演論文集，(2009) 216-217.
- [28] A. E. Reiter, B. Brunner, M. Ante, J. Rechberger : Investigation of several PVD coatings for blind hole tapping in austenitic stainless steel, *Surface & coatings technology*, 200 (2006) 5532-5541.
- [29] 米山 陽，高尾清利，掘込昭彦：非鉄金属材料の切削性評価に関する研究（第 2 報），山梨県工業技術センター研究報告，23 (2009) 71-75.
- [30] 水木叔知：スパイラルフルートタップの研究，不二越技報，19 (1963) 17-25.
- [31] 渡辺善治郎：タップの切味試験—普通タップおよび捻れ溝タップ—，*マシナリー*，14, 11 (1951) 617-625.
- [32] 横山武人，橋本文雄：タツピングに関する研究，*精密機械*，22, 256 (1956) 265-269.
- [33] 加藤 正：切れ味と精度，*マシナリー*，23 (1960) 2181-2187.
- [34] 藤井義信，藤井義也：左ねじれ溝タップに関する研究—タツピングトルクの検討—，*精密機械*，31, 4 (1965) 14-20.
- [35] 隈部淳一郎，大門守：タップの切削トルクの解析（第 1 報），*精密機械*，35, 414 (1969) 464-470.
- [36] 隈部淳一郎，大門守：タップの切削トルクの解析（第 2 報），*精密機械*，35, 416 (1969) 580-585.
- [37] T. Cao John W. Sutherland : Investigation of thread tapping load characteristics through mechanistics modeling and experimentation, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42, 14 (2002) 1527-1538.
- [38] W. E. Henderer: On the Mechanics of Tapping by cutting, *ASME Journal of Engineering for industry*, 99, 1 (1977) 257-262.
- [39] E. J. Armarego: Cutting with double edge tools-Symmetrical triangular cuts, *Int. J. of Mach. Des. Res.*, 7, (1967) 23.
- [40] 小村明夫，山本昌彦，奥島啓式：大径ねじのタツピングに関する研究（第 1 報）—タップの食付き推力—，*精密機械*，55 (1989) 155-160.
- [41] E.D. Doyle, S.K. Dean : Effect of Axial Forces on Dimensional Accuracy during Tapping, *J. Mach. Tool Des. Res.*, 14 (1974) 325-33.
- [42] 山内雅子，堀内 幸，村上良彦，菅野浩人，柴田隆行，水上良明：タップ立て用切りくず分断工具の開発（第 4 報），2005 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集，(2005) 1179-1180.
- [43] 山岡義典：タップ加工用知能化工作機械システムに関する研究，京都大学，(2003)，博

士論文.

- [44] 中山一雄：切削加工論，コロナ社，初版，(1978) 189.
- [45] Y. Saito, S. Takiguchi, T. Yamaguchi, K. Shibata, T. Kubo, W. Watanabe, S. Oyama and K. Hokkirigawa : Effect of friction at chip-tool interface on chip geometry and chip snarling in tapping process, Int. J. mach. Tools & manuf., 107 (2016) 60-65.
- [46] ツールエンジニア編集部：穴加工用工具のすべて，大河出版，(1991) 131.
- [47] 中山一雄：チップブレードの研究，精密工学会誌，27 (1961) 833-843.
- [48] 山本 明，向原 誠：チップブレードつきバイトにおける切削抵抗，日本機械学会論文集，35 (1969) 1347-1354.
- [49] 能上 進：ブローチ加工の高速化，機械の研究，14, 11 (1962) 7.
- [50] ツールエンジニア編集部：穴加工用工具のすべて，大河出版，(1991)124.
- [51] D. A. Stephenson, J. S. Agapiou : Metal Cutting Theory and Practice, CRC press, second edition, (2005) 228-235.
- [52] G.V. Stabler: The chip flow law and its consequences, Advances in Mach. Tool Des. Res., 5 (1964) 243-251.
- [53] 広田明彦，笠原和夫：Merchant の切削模型に基づく傾斜切削機構の検討，2006 年精密工学会春季大会学術講演会論文集，(2006) 287-288.
- [54] 山川哲央，勝田通隆：キープブローチ加工における切削現象の解析，R&D 神戸製鋼技報，19, 3 (1969) 101.
- [55] 臼井英治：切削研削加工学（上），共立出版，初版，(1971) 37.
- [56] 小野浩二，河村末久，北野昌則，島宗 勉：理論切削工学，第 2 版，現代工学社，(1984)，72.
- [57] S. Kobayashi and E. G. Thomsen: Some observations on the shearing process in metal cutting, j. of Eng. for Ind. Trans. ASME, Series B, 81, 3 (1959) 251.
- [58] 中山一雄：切削加工論，コロナ社，初版，(1978) 131.
- [59] 引地力男，近藤英二，皮籠石紀雄，新井 実：切削加工における加工硬化層の生成機構（第 1 報，加工硬化層の生成に関する力学的因子の検討），日本機械学会論文集（C 編），66, 647 (2000) 2424.
- [60] 片山 昌：第 2 回マイクロ組織－单相（鉄系材料），機械技術，45, 2 (1997) 93.
- [61] 垣野義昭：切削加工面の生成機構に関する研究，京都大学 (1971) 博士論文.
- [62] 益子正巳：金属切削に関する基礎的研究(第 1 報)，日本機械学会論文集，19, 78 (1953) 32-39.
- [63] 大越 諄，佐田登志夫：切削工具逃げ面における摩擦現象，精密機械，23, 270 (1957) 404-408.
- [64] 中山一雄：切削加工論，コロナ社，初版，(1978) 55.
- [65] 山本 肇：タッピングにおける拡大しろ，機械技術，17, 3 (1969) 44.

- [66] 栗田祐希：安定ねじ加工を実現する「SG タップシリーズ」, NACHI Technical report, 30, B1 (2016) 4.
- [67] A. P. S. Dogra, S. G. Kapoor, R. E. DeVor : Mechanistic Model for Tapping Process With Emphasis on Process Faults and Hole Geometry, *J. Manuf. Sci. Eng.*, 124 (2002) 18-25.
- [68] 小村明夫, 山本昌彦, 高田十三二, 仕上げタップの自動位相合せ, 日立造船技報, 44, 2 (1983) 118-124.
- [69] 小村明夫, 山本昌彦, 井川直哉：大径ねじのタッピングに関する研究（第3報）, 精密工学会誌, 57, 11 (1991) 2001-2006.
- [70] 竹山秀彦：切削油剤適用の考え方<上>, 機械と工具, 44, 8 (2000) 72.
- [71] R. TANAKA, S. YAMAZAKI, A. HOSOKAWA, T. FURUMOTO, T. UEDA and M. OKADA : Analysis of Cutting Behavior during Tapping and Measurement of Tool Edge Temperature Measured by a Two-Color Pyrometer, *J. Adv. Mech. Des. Sys. Manuf.*, 7, 2 (2013) 115-124.
- [72] 新井 実：水溶性油剤を用いた低速仕上げ切削, (2002).
- [73] Y. KOJIMA, R. TANAKA, K. SEKIYA and K. YAMADA : Influence of Coating materials on the Curl of chips, *Proc. Int. Conf. LEM21*, (2015), 215.
- [74] 村上良彦：PVD コーティング切削工具の現状-エンドミル・ドリル・タップ-, 表面技術, 51, 3 (2000) 243-249.

第3章

- [75] 東レ経営研究所：サプライチェーンを見据えた高性能繊維およびその活用・加工技術実態調査, (2012).
- [76] 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, 岡山大学紀要. A, 自然化学, 22 (1987) 143-153.
- [77] 中島正憲：航空機機体の製造技術, 精密工学会誌, 75, 8 (2009) 94.
- [78] 進藤明男：特公昭 37-4405 号, (1962).
- [79] 大谷杉郎：特公昭 41-15728 号, (1966).
- [80] Y. Yamane, “Special Issue on Difficult-to-Cut Materials, *Int. J. of Auto. Tech.*, 7, 3 (2013) 255.
- [81] 馬場保生：航空機製造に用いられるウォータージェット加工技術, 精密工学会誌, 75, 8 (2009) 945-948.
- [82] G. C. Everstine, T. G. Rogers : A theory of machining of fiber-reinforced materials. *Journal of Composite Materials*, 5, 1 (1971) 94-106.
- [83] A. Koplev : Cutting of CFRP with Single Edge Tools, *Advanced Composite Materials*, (1980) 1597.
- [84] A. Koplev, A. Lystrup and T. Vorm : The Cutting Process. Chip. And Cutting Forces in Machining CFRP. *Composites*, 14, 4 (1983) 374.
- [85] 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

- 報)-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, 55, 8 (1989) 1456.
- [86] 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, 56, 6 (1990) 1058.
- [87] 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 3 報)工具刃先丸味ならびに逃げ角の影響, 57, 3 (1991) 491-496.
- [88] K. A. Calzada, S. G. Kapoor, R. E. DeVor, J. Samuel and A. K. Srivastava: Modeling and interpretation of fiber orientation-based failure mechanisms in machining of carbon fiber-reinforced polymer composites. *Journal of manufacturing processes*, 14, 2 (2012) 141-149.
- [89] 鳴瀧則彦, 村越昭男, 楠 康博 : 炭素繊維/エポキシ樹脂複合材料の切削加工, 広島大学工学部研究報告, 29, 1 (1980) 83-90.
- [90] 佐久間敬三, 瀬戸雅文, 谷口正紀, 横尾嘉道 : 炭素繊維強化プラスチックの切削における工具摩耗(工具材種の影響), 日本機械学会論文集(C 編), 51, 463 (1985) 656.
- [91] K. Sakuma, Y. Yoko and M. Seto : Study on Drilling of Reinforced Plastics (GFRP and CFRP)-Relation between Tool Material and Wear Behavior, *Bulletin of JSME*, 27, 228 (1984) 1237-1244.
- [92] T. Yashiro, T. Ogawa, H. Sasahara : Temperature measurement of cutting tool and machined surface layer in milling of CFRP, *Int J. of Mach. Tools & Manuf.*, 70 (2013) 63-69.
- [93] 八代 毅 : 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, 東京農工大学, (2014), 博士論文.
- [94] 糸魚川文広, 森川裕太, 前川 寛, 早川伸哉, 中村 隆 : 刃先の硬さ分布付与による CFRP 切削工具の長寿命化の検討, 2015 年度精密工学会春季退会学術講演会講演論文集, (2015) 407-408.
- [95] 小川 誠 : ドリル加工の勘どころ, 日刊工業新聞社, 初版, (2011) 95-120.
- [96] 柳下福蔵 : CFRP の切削加工-穴あけ加工を中心に-, 精密工学会誌, 82, 4 (2016), 340-345.
- [97] U. Heisel and T. Pfeifroth : Influence of point angle on drill hole quality and machining forces when drilling CFRP, *Procedia CIRP*, 1 (2012) 471-476.
- [98] Y. Karpat, B. Deger and O. Vahtiyar : Drilling thick fabric woven CFRP laminates with double point angle drills, *J. of Mat. Proc. Tech.*, 212, (2012) 2117-2127.
- [99] Y. Karpat, O. Bahtiyar : Comparative analysis of PCD drill designs during drilling of CFRP laminates, *Procedia CIRP*, 31, (2015) 316-321.
- [100] H. ARISAWA, S. AKAMA and H. NIITANI : High-performance cutting and grinding technology for CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastic), *Mitsubishi Heavy Industries Technical Review* 49 (2012) 4-10.
- [101] S. Jain, and D. C. H. Yang. : Effects of federate and chisel edge on delamination in composites drilling, *J. Eng. Ind.*, 115 (1993) 398-405.
- [102] H. Hocheng and C. K. H. Dharan : Delamination during drilling in composite laminates, *J. Eng.*

Ind., 112 (1990) 236-239.

- [103] S. Tamura and T. Matsumura : Cutting Force Prediction in Drilling of Unidirectional Carbon Fiber Reinforced Plastics, *Int. J. of Auto. Tech.*, 9, 1 (2015) 59-66.
- [104] X. Wang, P. Y. Kwon, C. Sturtevant, D. Kim, J. Lantrip : Tool wear of coated drills in drilling CFRP, *J. of Manufacturing Processes*, 15, 1 (2013) 127-135.
- [105] 鳴瀧則彦 : 難削材の切削加工, 日刊工業新聞社, 初版, (1989) 105-114.
- [106] H. Hocheng, and C. C. Tsao : Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits., *J. of Materials Processing Technology*, 140, 1 (2003) 335-339.
- [107] H. Hocheng and C. C. Tsao : The path towards delamination-free drilling of composite materials. *Journal of materials processing technology*, 167, 2 (2005) 251-264.
- [108] C. C. Tsao and H. Hocheng : Parametric study on thrust force of core drill, *J. of materials processing technology*, 192-193, (2007) 37-40.
- [109] K. Y. Park, J. H. Choi and D. G. Lee : Delamination-Free and High Efficiency Drilling of Carbon Fiber Reinforced Plastics, *J. of COMPOSITE MATERIALS*, 29, 15 (1995) 1988-2002.
- [110] K. OHASHI, H. MAENO, R. FUJIHARA, S. KUBOTA, M. YOSHIKAWA and S. TSUKAMOTO, Influence of Grinding Atmosphere on Grinding Characteristics of CFRP (Effect of Soluble Coolant or Liquid Nitrogen Supply), *Trans. of JSME Series C*, 79 (2013) 5068-5078.
- [111] H. SASAHARA, T. KIKUMA, R. KOYASU, Y. YAO, Surface grinding of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) with an internal coolant supplied through grinding wheel, *Precision Engineering*, 38 (2014) 775-782.

謝 辞

本研究の遂行にあたり終始ご丁寧にご指導，ご鞭撻を頂いた広島大学大学院工学研究科機械システム工学専攻 機械加工システム研究室 田中隆太郎准教授に深甚なる謝意を表し，心より御礼申し上げます。また，論文をまとめるにあたり有益なご助言・ご校閲を賜りました広島大学大学院工学研究科機械システム工学専攻 機械加工システム研究室 山田啓司教授，材料接合工学研究室 篠崎賢二教授，並びに弾塑性工学研究室 日野隆太郎准教授に深く感謝いたします。さらに，日々の研究活動のなかで議論を通じて指導や助言を賜った広島大学大学院機械システム工学専攻 機械加工システム研究室 關谷克彦助教，広島大学国際室 山根八洲男特任教授に心より感謝の意を表します。

本研究の遂行にあたり被削材や工具のご提供および有益なご助言を賜りました株式会社彌満和製作所の赤木貞之氏，小山雄太氏に厚く御礼申し上げます。

コアドリルの形状を測定して下さいました大島商船高等専門学校情報工学科 杉野直規教授に心から感謝いたします。

本研究の試料や実験装置の作製時にご協力頂きました広島大学ものづくりプラザの職員の方々に感謝の意を表します。

また，広島大学大学院工学研究科機械加工システム研究室の皆様，特に修士の研究とともに研究に取り組んだ Putra Anggra Agstiant 氏に感謝いたします。

最後に，これまで研究活動を含め広島大学で生活する私を辛抱強く支援して頂いた両親に心から感謝します。

本論文に関連した発表論文

1. Estimating the cutting characteristics of spiral tap -Tool edge temperature and fluctuation of cutting forces-, Key Engineering Materials, 656-657, (2015) 261-265.
2. Influence of Coating Material on the Curl of Chip in Tapping, Proceeding of International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st century, Kyoto, (2015) 215.
3. Study on Chip Packing Load in Tapping of AISI304 Stainless Steel using a Spiral Tap, Proceeding of International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21th century, Hiroshima, (2017) B14.
4. Drilling of CFRP with an electrodeposited diamond core drill -Effects of cutting conditions on Chip Evacuation-, International Journal of Automation Technology, 10, 3 (2016) 310-317.
5. Wet Core Drilling of CFRP with an Electrodeposited Diamond Core Drill -Effects of Cutting conditions on Chip Evacuation and Core jamming-, Key Engineering Materials, 749, (2017) 58-64.