

チタン合金の低周波振動穴あけにおける
工具摩耗と温度に関する研究

Study on tool wear and temperature
in low-frequency vibration drilling of titanium alloy

2016.9

東京農工大学大学院
生物システム応用科学府
生物システム応用科学専攻

岡村 清志

目次

チタン合金の低周波振動穴あけにおける工具摩耗と温度に関する研究

第1章 緒論	1
1.1 工業的・工学的背景	1
1.2 従来の研究	3
1.3 本研究の目的	4
1.4 本論文の構成	5
第2章 チタン合金への低周波振動穴あけによる貫通時温度と工具摩耗低減	
2.1 はじめに	6
2.2 低周波振動穴あけ概要	6
2.3 被削材と工具の相對運動	7
2.4 実験装置と実験条件	9
2.4.1 低周波振動穴あけ機	9
2.4.2 試験片	10
2.4.3 実験条件と各条件での平均切削速度・実切削時間の変化	10
2.4.4 K型熱電対を用いた切削温度測定法	14
2.4.5 振動条件と最高切削温度の変化	15
2.5 振動条件と切りくず形状変化	19
2.6 低周波振動穴あけと工具摩耗抑制	23
2.7 考察	26
2.8 おわりに	26
第3章 工具-被削材熱電対法による切削点温度測定	
3.1 はじめに	27
3.2 工具-被削材熱電対法を用いた実験	27
3.2.1 実験条件と各条件での平均切削速度・実切削時間の変化	28
3.2.2 工具-被削材熱電対法での切削温度測定	28
3.2.3 工具-被削材熱電対法の温度校正	32
3.2.4 動力計の製作と校正	34
3.3 切削温度と工具摩耗比較結果	37
3.3.1 切削温度変化と断続切削	37
3.3.2 工具摩耗比較結果	40
3.4 切れ刃のチップングと切削力	42
3.5 工具摩耗速度と実切削時間の関係	46
3.6 断続切削による効果の確認	55
3.7 考察	58
3.8 おわりに	59
第4章 非定常伝熱解析による切れ刃近傍温度予測	
4.1 はじめに	60
4.2 切り取り厚さと主分力	60

4.2.1	低周波振動による一刃中の切り取り厚さ変化	60
4.2.2	二次元切削による主分力測定	62
4.3	解析による切れ刃近傍温度予測	70
4.3.1	解析モデルと解析条件	70
4.3.2	切削熱量計算と熱流入量	71
4.3.3	解析対象の実験条件および解析結果	73
4.4	切れ刃近傍の温度測定実験	74
4.4.1	低周波振動穴あけ機と実験条件	75
4.4.2	ドリル切れ刃近傍の温度測定	77
4.5	解析と実験比較検証	78
4.6	おわりに	80
第5章 結論		
5.1	本論文のまとめ	81
5.2	今後の課題と展望	84
参考文献		85

第1章

緒論

1.1 工業的・工学的背景

チタンおよびチタン合金は、優れた耐腐食性と機械的特性を示す事から、航空機のエンジンや機体部品、スペースシャトルや放送衛星などのロケット部品をはじめ、自動車部品や深海潜水艦、建築物の屋根や外壁など様々な場面で多用されている。また近年では、チタン合金の生産コストが下がったため、自転車のフレームやパーツ、ゴルフ用品やテニスラケット、メガネフレームなどにも用いられているほか、生体安全性が極めて高いことから、生体用の人工骨折や人工歯も作られている。チタン合金は埋蔵量が豊富であることや、鉄や銅、ニッケルに比べて比重が小さいことや、アルミニウムの3倍の比強度をもつため、今後より一層使用範囲の拡大が予想されている。

しかしながら、チタン合金は鉄などの金属に比べて熱伝導率が著しく低いため、切削熱が切れ刃とすくい面に集中してしまい、局部的に切削温度を上昇させる、高温時に工具材質と溶着を起こすことにより拡散摩耗を起こしやすいうえ、凝着によって切削抵抗の増加や、凝着が剥離する際に刃先に瞬間的に大きな衝撃が加わるなどが生じ、切れ刃の欠損を引き起こし、工具寿命や加工精度を低下させるなどの問題も生じる²⁾³⁾。また、剪断型の鋸歯状切りくずが生成されるため、切削振動やびびり振動が生じやすい等の問題から、切削が困難な難削材として知られている³⁾⁴⁾。中でもドリル加工においては、他の加工法以上に切削熱の低減と切りくずの排除が重要である。ドリル加工は工具が穴内部にとどまり、切りくずは工具に接触・擦過しながら排出されるため、切削熱が蓄積しやすいためである。そこで、切削点の発熱低減と、加工時に生成される高温の切りくずを加工穴の外部に速やかに排除する必要がある。そのため、通常チタン合金のドリル加工を行う場合

には切削速度を落とすなどして加工をおこなう⁴⁾、工具冷却と切りくず排除を目的として、ステップフィード加工を用いるか、内部給油式ドリルを用いて穴内部の切削点付近に切削油剤を供給して、切削点の冷却と切りくずの強制排出を行う⁵⁾といった対策が必要となっている。これらのことから、チタン合金やアルミニウム合金のドライ切削は非常に難しい問題とされている。

ここで、航空機は輸送力の強化や輸送時に使用する燃料削減が収益に直結するため、常に軽量化を求められている。近年ではアジアを中心に旅客数増加、格安航空会社(LCC)の新規参入、石油価格の上昇などによりこれら低燃費化の要望はますます強まっており、航空機業界は各社より燃費のよい新型航空機の導入に積極的になっている。一方で航空機の強度低下は万が一の際に重大な事故につながることから、より強度や耐久性を向上させることも求められている。そのため新型の航空機には軽量化と高強度化という両立の困難な二つの要望を満たすべく新素材や新たな加工技術の適用が常々求められている。

ボーイング社の B787⁶⁾やエアバス社の A380⁷⁾、A350XWB⁸⁾など、最新の航空機では軽量化しつつも高強度にするべく、胴体や主翼、尾翼などに、従来から用いられてきた航空機の主要部材であるアルミニウム合金(ジェラルミン)やチタン合金のほかに、より軽量かつ高強度な部材である炭素繊維複合材が今まで以上に多用されている。これに伴い、耐腐食性が高く熱膨張率が炭素繊維複合材より低いチタン合金の使用量も増加している⁹⁾。これらの部材は部品の段階ではそれぞれ個別に加工されるため各部材ごとに適切な条件で加工することができる。しかしながら胴体部同士や胴体部と翼部など、最終的に航空機として組み立てを行う際は各部品の加工精度の問題から、炭素繊維複合材、チタン合金、アルミニウム合金を重ねた状態で締結用のリベット穴を多数加工する必要が生じる。そのため部品加工時と異なり各部材ごとに適切な条件で穴あけを行うことはできない。また、航空機の組み立てにおいては、切削油剤の洗浄にかかるコストの削減や、作業時間の短縮、リベット穴を加工する際に使用する工作機械の単純化および軽量化、作業環境の悪化抑制などの理由から、ドライ加工が強く望まれている。そのため、炭素繊維複合材だけでなく、チタン合金やアルミニウム合金に対してもドライ切削を行うことが要求されている。しかしながら、特にチタン合金については、前述の通り切削温度が著しく高いことや、他の金属に比べて耐摩耗性が低く焼き付きを起こしやすいことや¹⁰⁾、化学的に活性で酸素と反応しやすい等の性質を持つため³⁾切削時に発火するなど様々な問題が生じている。また、工業的に広く使用されはじめたのが 1950 年

頃と歴史が浅いため、実験データ、加工例も少ない³⁾。

1.2 従来の研究

ドライ加工には、微量の切削油や植物油とエアを混合して供給するセミドライ加工(オイルミスト潤滑法)¹¹⁾、冷却媒体やガスを利用する冷風加工、切削油をまったく使用しない完全ドライ加工などがあり、従来の湿式切削における切削油剤の役割である潤滑作用・冷却作用・切りくず排出作用を代替する方法が研究されている¹²⁾。

その他の方法として、神¹³⁾は切削チップ内に冷却水を循環させる方式の吸熱工具を使用したドライ切削法を提案し、工具寿命の延長をはかった。その結果、従来のオイルミスト潤滑(MQL)法と比較して、同等以上の加工精度および切りくず処理性を得ることが出来た。しかし、工具が回転するドリル加工に使用するのは困難である。また、奥村¹⁴⁾は切削油剤の代わりに冷風をドリル本体の中に加工されたエアホールに通し、ドリルの切れ刃部に供給してドリル加工を行った。その結果、無供給の場合と比較して、約10倍工具寿命を延ばすことが出来た。しかし、切削油剤使用時と比較すると工具寿命は1/2であるため、実用化するためには更なる検討が必要とされる。羽生ら¹⁵⁾は、アルミニウムのドライないしセミドライ加工に有効な、精密結晶化ダイヤモンドコーティングを開発した。この工具は摩擦係数が極めて小さく対凝着性に優れており、今後のアルミニウム合金の加工において注目されている。またHarris¹⁶⁾により、チタン合金のドライ加工については、高温酸化温度が高く、熱伝導率が高く、また潤滑性も備えている、TiAlNコーティングが有効性であるという研究がなされている。また、ドリル加工は他の機械的加工に比べ、工具が穴内部に進入することから、切削点に熱が蓄積しやすい。また、高温の切りくずがドリルフルート内にとどまりやすく、排出の際もフルート内を擦過しながら排出されるため、切削温度が高温になりやすい。そのため、実験的、解析的に様々な手法でドリル加工時の温度測定が行われているもの¹⁷⁾⁻¹⁹⁾、いずれも非常に困難である。

また、細井²⁰⁾⁻²³⁾はドリル溝形状にそって切りくずが生成される、ツイストドリルの開発を行い、切りくず排出性の向上、ドリル摩耗の低減を実現したが、ドライ切削およびアルミニウム合金、チタン合金に対する有効性については検討されていない。小川²⁴⁾はドリル切れ刃にニックという小さな溝をつけることで、切れ刃を分断し、切りくずを縦に分断する加工法を提案した。これにより、S45Cの

加工時に、切りくず排出性やドリル寿命、穴のバリについて有効であるという結果を獲たが、切削温度の測定は行っておらず、ドライ切削やアルミ合金、チタン合金に関しても検討はされていない。

従来のノンステップ穴あけと異なる新たなドリル加工法としては、今までに鬼鞍が提案したドリルに kHz 以上の超音波振動を加えて穴あけを行う超音波振動穴あけが小径の穴加工精度向上のために行われており²⁵⁾²⁶⁾、超音波振動により被削材への食いつきが変化することがわかっている²⁷⁾。しかしながらその穴径は小さく、航空機用の穴あけには向いていない。また、振動穴あけとしてはこのほかに、数十から数百 Hz 程度の低周波振動を加えて穴あけを行う低周波振動穴あけなどが行われている。例えば足立はアルミニウム合金に対して低周波振動を加えたドリル加工を行い、その有効性をしめした²⁸⁾。また、新井により、同様の低周波振動を加えたドリル加工において難削材である SUS304 に対して、低周波振動を加えた場合、切削油剤が切削点に浸透することで切れ刃の温度低下や摩耗抑制が行われることが示されている²⁹⁾。同様に桜井はチタン合金に対して低周波振動をくわえて穴あけを行った場合の有効性検討を行っており、低周波振動を加えることで切りくずの分断や加工時の摩耗低減を確認している³⁰⁾。これらの研究は前述の超音波振動を加えた研究と異なり、いずれも直径 10mm とドリル径が大きく、低周波振動穴あけは径の大きな穴加工に有効であることが示されている。チタン合金への低周波振動穴あけについては神によりステップ状の低周波振動を加えながら穴あけを行うステップ振動ドリル加工においても、切りくずの分断や平均すらし力の低下、穴精度の向上およびバリ高さの低減などの有効性が得られることが明らかとなっている³¹⁾。しかしながら前述の低周波振動穴あけに関する研究はいずれも切削油剤を用いた加工であり、切削油剤を用いないドライ加工時の有効性や、振幅、振動周波数などの振動条件がどのような影響を与えるかは明らかになっておらず、どのようにして工具摩耗が低減されるかも明確にされていない。

1.3 本研究の目的

本研究では、チタン合金のドライ加工において、ドリルの軸方向に 100Hz 以下の低周波振動を加えることで断続的な切りくず生成を行い、切りくずの排出性を向上させ、切削温度、工具摩耗を低減する低周波振動穴あけを行う。また、振幅、振動周波数を変化させた場合に、切削温度や工具摩耗、切りくず形状にどのような影響が出るかを観察し、振動穴あけの加工特性を調べる。同時

に、新しい切削温度測定方法を用いて切削温度を測定することで、低周波振動穴あけの工具摩耗低減メカニズムを明らかにする。これにより得た知見を用いて低周波振動穴あけ時の温度予測を行うシミュレータを開発し、低周波振動穴あけの切れ刃温度予測を可能とすることを目的とする。

1.4 本論文の構成

- ・ 第1章では、工業的・工学的背景とともに、従来の研究および本研究の目的を述べる。
- ・ 第2章では、本研究に用いる低周波振動穴あけ機の説明をするとともに、低周波振動穴あけ時の工具-被削材の相対運動について説明する。その後、本実験に用いたチタン合金の一般的な概要を述べる。次に、実験条件および、K型熱電対を用いた、新しい切削温度測定方法について述べる。最後に、実験により得られた結果および考察を述べる。
- ・ 第3章では、工具-被削材熱電対法での、切削温度測定方法および温度校正について述べる。次に、切削温度測定結果と工具摩耗、切削力の結果について述べる。また、得られた結果から、低周波振動穴あけを行った際の、工具温度、工具摩耗の低減メカニズムについての考察を述べる。
- ・ 第4章では、穴あけ時に生じるドリル切れ刃の主分力を、二次元切削より求めた式で算出することで切れ刃からドリルに流入する熱量を求める。また、それを元にドリル切れ刃近傍の温度変化を予測し、実験結果と比較検証を行う。
- ・ 第5章では、以上のまとめとして結論を述べる。

第2章

チタン合金への低周波振動穴あけによる 貫通時温度と工具摩耗低減

2.1 はじめに

本章ではまず低周波振動穴あけの概要と、低周波振動穴あけ時の工具-被削材の相対運動について説明し、その有効性検討として、チタン合金に対して低周波振動穴あけを行った際の貫通時温度測定と、工具摩耗の測定結果について説明する。

2.2 低周波振動穴あけ

低周波振動穴あけは従来の穴あけで行われていた一定速度の送りの同軸上に振幅数 mm, 周波数 10~100Hz 程度までの微小振動を同時に加えるものである。これにより穴あけ時に従来同様の一定送り速度 V_0 に振動による速度 V_v が加わる。これにより速度 V_0 に対してと振動による速度 V_v がそれより大きくなるよう、振幅 a , 周波数 f を設定すれば、被削材と工具の相対速度が正負を繰り返すこととなり、加工中に接触と非接触を繰り返しながら切削を行う状態となる。これにより、ステップ加工同様切りくずを分断することが出来、なおかつ切削開始から終了までの加工時間は従来のハンステップ加工と同じにできる。低周波振動穴あけと同様にドリル軸方向に超音波振動を加える超音波振動切削においても類似の切削状態が実現可能であるが²⁶⁾、超音波振動切削は振動振幅が数 μm と非常に小さいため、切削点で工具が被削材から断続的に離れるためには、送り速度をかなり小さくする必要がある。一方本手法では、振動周波数が低い代わりに振幅が大きいため、比較的高い送り速度でも、断続的な接触非接触を実現することが可能である。

2.3 被削材と工具の相対運動

低周波振動穴あけは、ドリル軸方向に加える振動の振幅、周波数により前述の通り断続的な接触非接触を実現することが可能である。このため、振動一周期中に切削を行う実切削時間と切削を行わない非切削時間が存在することとなり、その割合は送り速度 V_0 が一定の場合、振幅 a と振動周波数 f の振動条件によって変化する。また、被削材と工具が離れる最大距離も振幅 a と振動周波数 f によって変化する。各切削速度における被削材と工具の相対速度、相対距離、振動一周期中にドリルが進む距離は次式を用いて計算することができる。

$$V_v = a\omega \sin(\omega t) \quad (\omega = 2\pi f) \quad (2.1)$$

$$V_r = V_0 + V_v \quad (V_0 = \text{Const}) \quad (2.2)$$

$$V_r = V_0 + a\omega \sin(\omega t) \quad (2.3)$$

$$X = V_0 t - a \cos(\omega t) \quad (2.4)$$

$$dX = V_0 / f \quad (2.5)$$

ここで、 V_r : 被削材と工具の相対速度(mm/s), a : 振幅(mm), f : 振動周波数(Hz), V_0 : 一定送り速度(mm/s), V_v : 振動速度(mm/s), X : 被削材と工具の相対距離(mm), dX : 振動一周期あたりにドリルが進む距離

ここで、一定送り速度 200mm/min, で振動周波数 10Hz とし、振動振幅 0.24mm および振幅 0.4mm の場合について、上記式を用いて被削材と工具の相対距離と相対速度を計算した結果を、図 2-1 に示す。この図から、振幅 0.4mm 振動周波数 10Hz の場合を例にすると、図中の点 A において、被削材と工具の相対速度は 0 になり、その後負になっていくため、点 A から点 B までの間、被削材と工具は離れる。被削材と工具は点 B で再び接触し、点 C までの切削を行うと考えられる。AB 間が振動一周期中に工具と被削材が接触せず穴あけが行われなくなる非切削時間 t_{noncut} であり、BC 間が振動一周期中に実際に穴あけが行われる実切削時間 t_{cut} である。工具と被削材は点 D で最も離れる位置をとり、その距離 l_d は次式で表すことができる。

$$l_d = V_0 / f \left\{ \sin(V_0 / a\omega) / \pi - 1/2 \right\} + 2a \cos \left\{ \sin^{-1}(V_0 / a\omega) \right\} \quad (2.6)$$

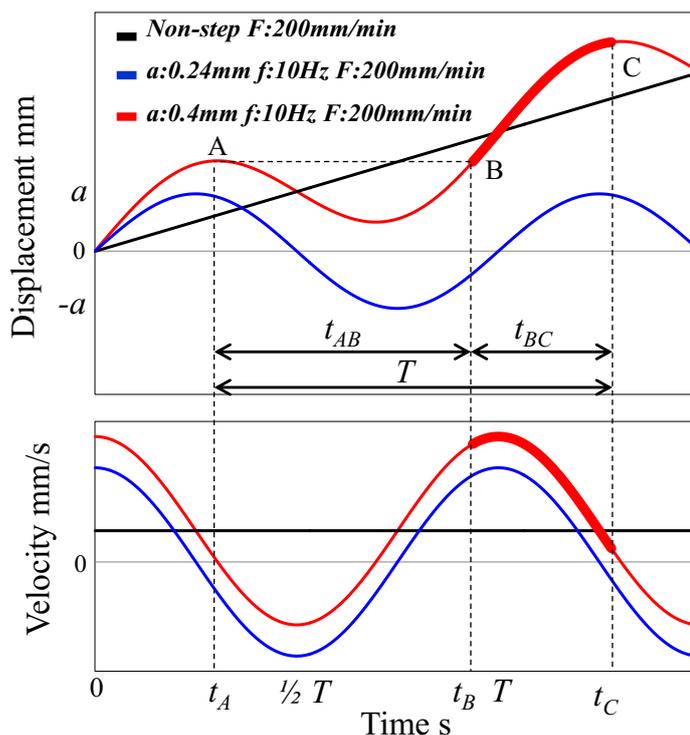


Fig. 2-1 Relative movement and relative speed between tool and workpiece

なお、切削開始点 B と終了点 C は前述の通り一定の送り速度と低周波振動の振幅・振動周波数によって変化する。ここで、図 2-1 中の点 A, B, C における時刻をそれぞれ t_A , t_B , t_C と振動一周期を T とすると、点 C の時刻 t_C は被削材と工具の相対速度が 0 となる瞬間であることから、

$$t_C = 1/\omega \left\{ \sin^{-1}(-V_0/a\omega) \right\} \quad (2.7)$$

と表せる。また $t_A = t_C - T$ であり、なおかつ点 A と点 B での工具位置は等しくなるため、式(2.4)から

$$V_0 t_B - a \cos(\omega t_B) = V_0 (t_C - T) - a \cos\{\omega(t_C - T)\} \quad (2.8)$$

となる。これにより t_B を式(2.7)と(2.8)から数値計算により求めることができる。同様に、 t_{noncut} および t_{cut} も計算できる。

ここで、南部らにより振動一周期中の実切削時間 t_{cut} と非切削時間 t_{noncut} の比を切削時間比率 R_C と定義し、切削時間比率により低周波振動穴あけの効果を整理する手法が提案されている³³⁾。

これにより振幅や振動周波数, 送り速度など異なる条件の実験を一つの指標で比較できると考えられる. そこで本研究においても, 各条件における切削時間比率を計算し, 低周波振動穴あけの評価指標とする. 切削時間比率 R_C は式(2.9)で表すことができる.

$$R_C = t_{cut} / T \quad (2.9)$$

なお, ノンステップ穴あけの場合は振動一周期 T と実切削時間 t_{cut} は常に等しくなるため, $R_C = 1$ となり, 低周波振動穴あけにより断続切削となる場合は振動一周期 T よりも実切削時間 t_{cut} は常に短くなるため, $R_C < 1$ となる.

2.4 実験装置と実験条件

2.4.1 低周波振動穴あけ機

本実験は瀬川が日本飛行機(株)で開発した低周波振動穴あけ機³²⁾を用いて行った. 実験装置の概要を図 2-2 に示す. 低周波振動穴あけ機にはサーボモータとボールねじを用いた X 軸方向の送り運動を行うステージと, そのステージ上に U 軸方向へ微小振動を加えるリニアモータを設置した. これにより, ボールねじによる送りに, リニアモータによる振幅, 振動周波数を任意に変化させた低周波振動を加えることができる. 主軸モータにはナカニシ製の ASTRO-E400 を用いている. 制御装置は FANAC 社製の 21i-MA を用いており, 低周波振動の周波数や振幅, 通常の送り速度を制御する専用の制御ソフトウェアを搭載している. 実験装置の主要緒元を表 2-1 に示す.

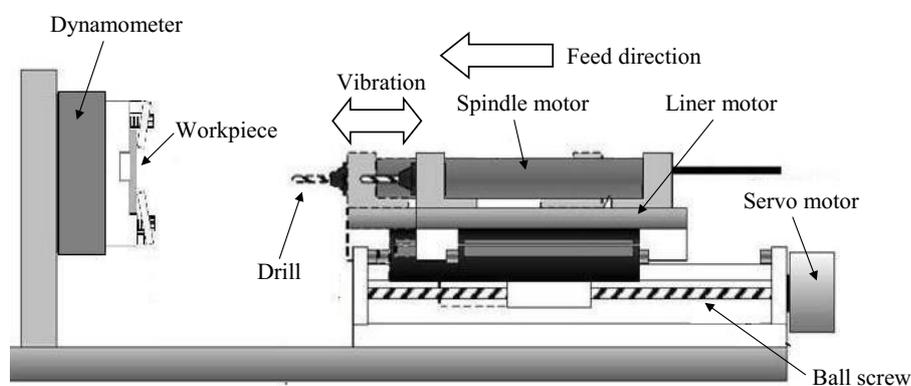


Fig. 2-2 Low-frequency vibration drilling machine

Table 2-1 Specification of low-frequency vibration drilling machine

Travel of axis	mm	130
Feed rate	mm/min	0~10000
Vibration amplitude	mm	0~0.5
Vibration frequency	Hz	0~30
Spindle speed	min ⁻¹	0~10000
Mximum spindle output	W	210
Weight	kg	500

2.4.2 試験片

本実験では、チタン合金の中でも、最も一般的な ⁴⁾Ti-6Al-4V 合金を被削材とし、現在非常に実現が困難である完全ドライ加工を行うことで、低周波振動穴あけの有効性について調べた。実験に使用したチタン合金板の化学組織を表 2-2 に、機械的特性を表 2-3 に示す。

Fig. 2-2 Low-frequency vibration drilling machine

V	Fe	O	C	N	H	Y	Other	Ti
3.5-4.5	0.3	0.2	0.08	0.05	0.015	0.005	0.4	Remainder

Table 2-3 Mechanical properties of Ti-6Al-4V

Melting point	Mass density	Heat conductivity	Young's modulus	Tensile strength
1933 K	4.43 Kg/m ³	8 W	109 Gpa	924 Mpa

2.4.3 実験条件と各条件での平均切削速度・実切削時間の変化

実験は、主軸回転速度とボールねじの送り速度は一定とした上で、現在一般的に行われているノンステップ加工と低周波振動穴あけの 2 条件について行った。これにより、チタン合金のドライ加工において、低周波振動穴あけが従来の加工法より有効であるか否かを確認した。なお、有効性をより顕著に示すため、切削速度をチタン合金としては高速である 94m/min とした。なお、通常は切削油剤を用いた場合で 40~70m/min 程度である ⁴⁾⁵⁾。また、低周波振動穴あけを行う場合、振幅・振動周波数の違いが加工結果にどのような影響を与えるのかを明らかにする目的で、振幅 2 通り、振動周波数 3 通りを組み合わせた、計 6 通りに振動条件を変化させ比較を行った。本実験での実験条件を表 2-4 に示す。

Table 2-4 Drilling conditions

Drill type	TiAlN-coated cemented carbide drill							
Drill diameter	mm	3						
Web thinning	Type S							
Spindle speed	min ⁻¹	10000						
Feed rate	mm/min	194						
Condition		Non-step	Low frequency vibration					
Vibration amplitude	mm	0	0.24			0.4		
Vibration frequency	Hz	0	10.4	20.8	31.3	10.4	20.8	31.3
Cutting time ratio	%	100	27.7	18.9	15.2	20.6	14.4	11.7
Work piece	Ti-6Al-4V							
Work piece thickness	mm	3.18						
Drilling fluid	Dry							

ここで、式(2.1)から(2.8)を用いて、各条件での被削材と工具が離れる最大距離の比較を図 2-3 に、振動一周期中の実切削時間の割合を図 2-4 に示す。

これより、被削材と工具が離れる距離は振動周波数が大きくなるほど長くなっては行くものの、振幅 0.24mm の場合と、振幅 0.4mm の場合ではおよそ 2 倍近い差が生じていることが分かる。また、切削時間比率 R_c は、振幅、振動周波数が大きいほど小さくなることが分かる。特に振動周波数の影響が大きく、振動周波数 10Hz と 31Hz では倍ほども時間差がある。

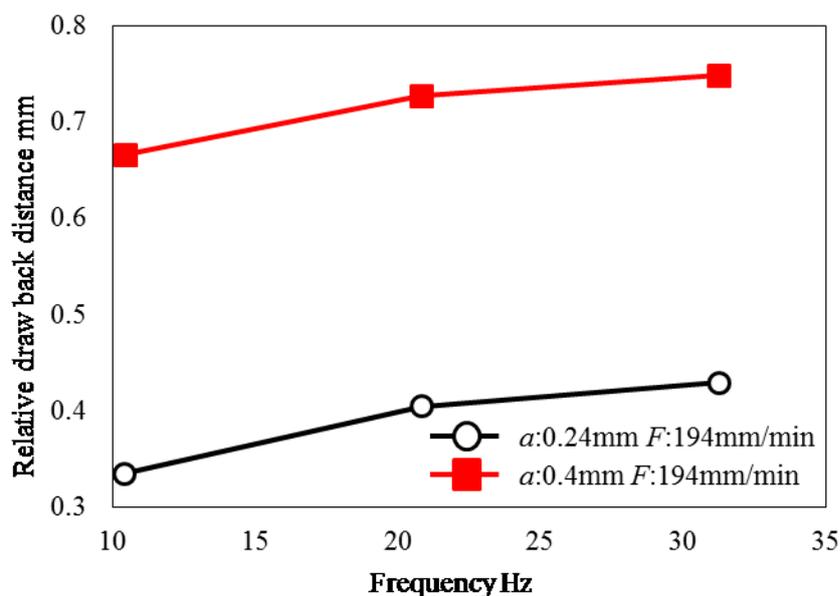


Fig. 2-3 Relationship between amplitude and frequency and maximum distance between tool and work material

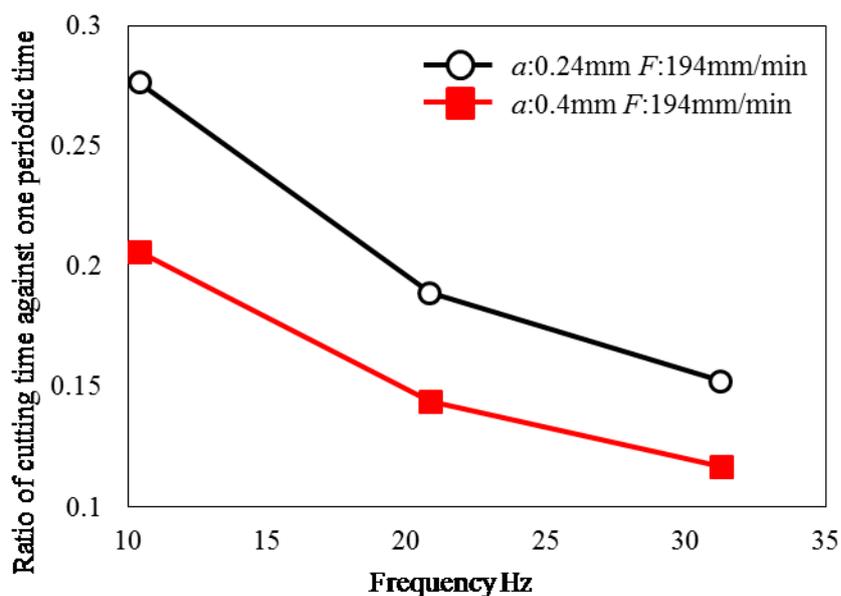


Fig. 2-4 Relationship between amplitude and frequency and ratio of cutting time against one periodic time

以上のことから、低周波振動穴あけを行った場合、振幅、振動周波数が大きくなるほど振動一周期中の非切削時間が長くなることが分かった。ここで、各条件の振動一周期あたりに工具が進む距離を式(2.5)を用いて算出した結果を、図 2-5 に示す。これより、振動周波数が大きくなるほど、振動一周期中に切削する距離も短くなることが分かった。

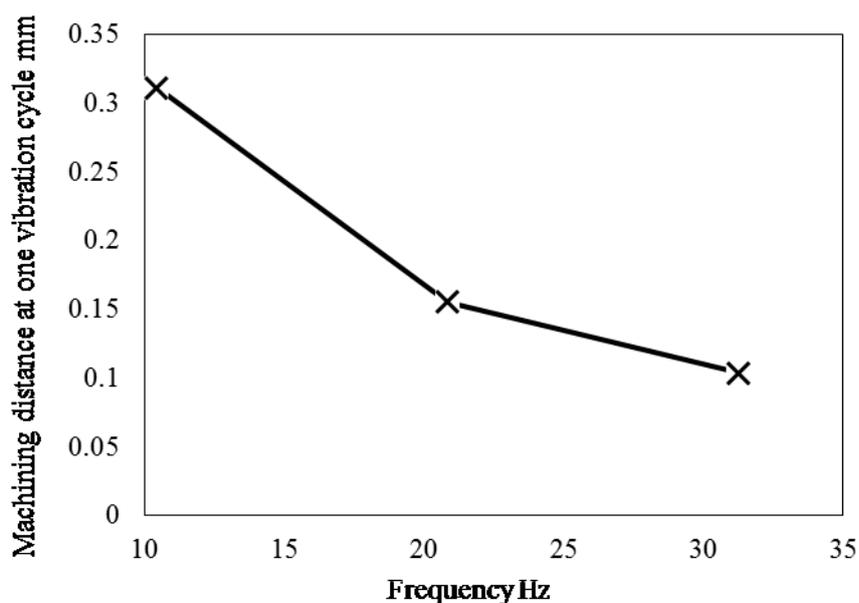


Fig. 2-5 Average feed rate during cutting time

そこで、振動一周期中の実切削時間で、切削距離を割った、各条件での実切削時間中の平均送り速度を図 2-6 に示す。これより、振動を加えた場合には、ノンステップに比べて送り速度が 3 倍～8 倍になっていることが分かる。また平均の送り速度は振幅、振動周波数が大きくなるほど平均の送り速度が速くなること分かる。

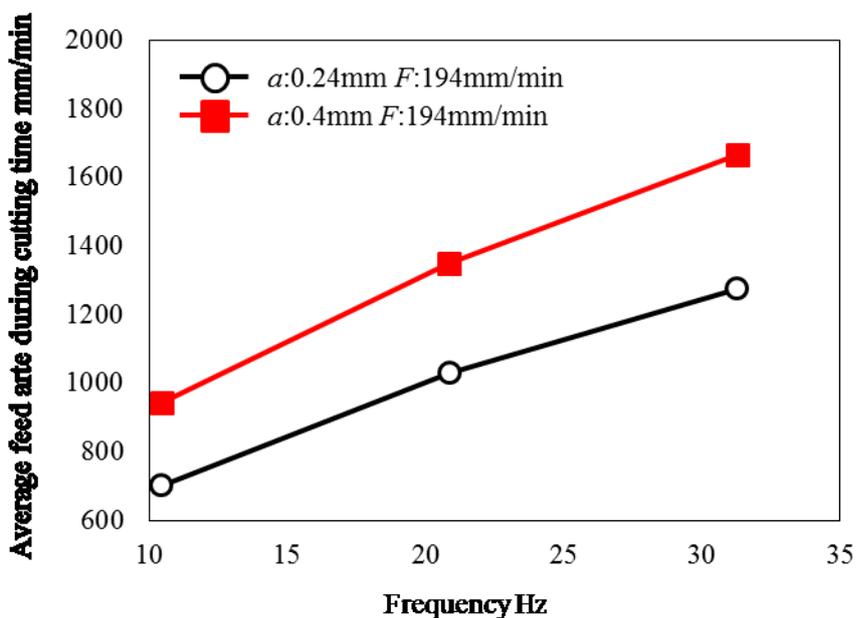


Fig. 2-6 Average feed rate during cutting time

実験には、三菱マテリアル社製の TiAlN コーティングが施されたφ3 の超硬ドリルを用いた。図 2-7 に使用したドリルの概要図を、図 2-8 に使用前のドリル写真を、図 2-9 に使用前のドリル先端部拡大写真を示す。

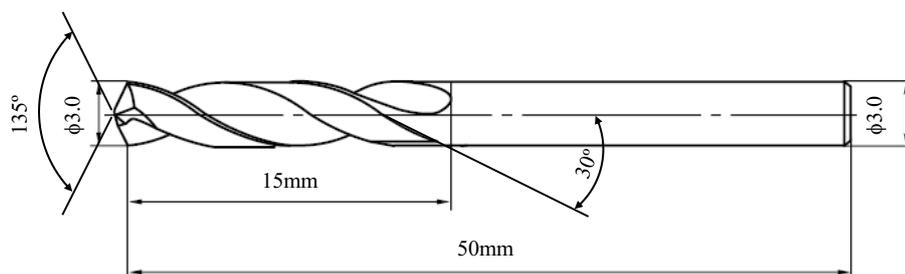


Fig. 2-7 Schematic of TiAlN coated cemented carbide drill



Fig. 2-8 Photograph of TiAlN coated cemented carbide drill

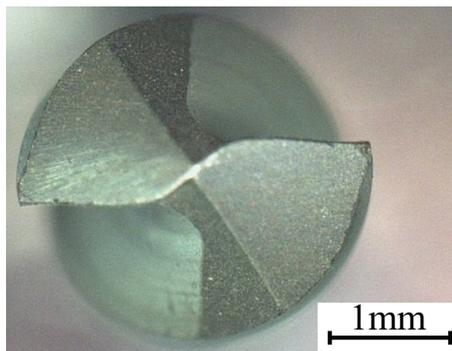


Fig. 2-9 Photograph of cutting edge of TiAlN coated cemented carbide drill

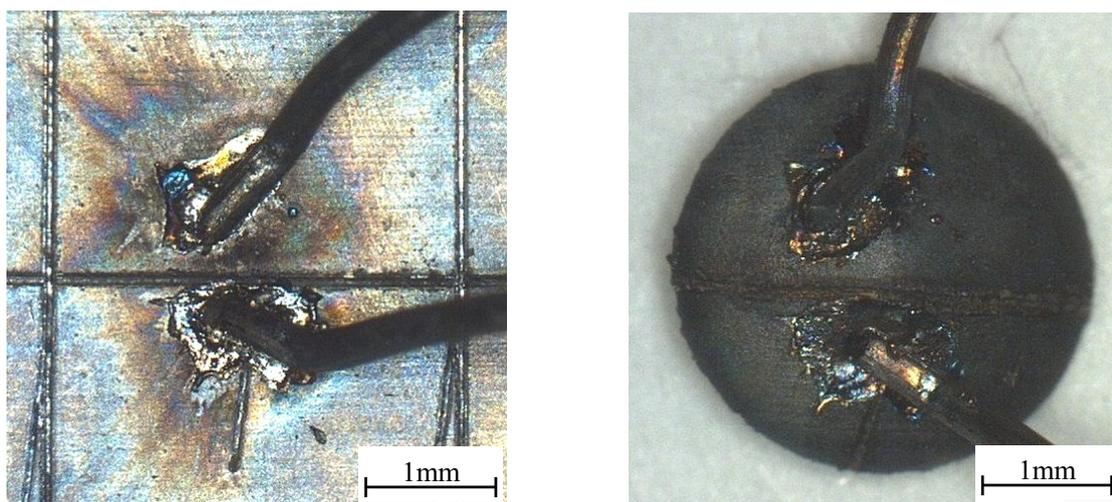
2.4.4 K 型熱電対を用いた切削温度測定法

低周波振動穴あけの加工特性を調べるに当たって、最初に重要視したのは切削温度である。チタン合金が難削材として扱われる一番大きな理由は、チタン合金の持つ非常に低い熱伝導率と、それに伴う著しく高い切削温度だからである。切削温度の上昇が、チタン合金の凝着、工具の摩耗、チッピングを誘発し、その結果さらに切削温度が上昇するという悪循環を生んでしまう。特にドリル加工では他の加工法に比べ、温度の影響は深刻である。そのため、ドリル加工の切削温度測定が非常に重要となる。しかしながらその一方でドリル加工の切削温度測定は非常に困難であり、チタン合金のドリル加工について行った物もあるが³⁴⁾、準備に非常に手間がかかってしまう。

そこで本研究では、被削材のチタン合金に対して、 $\phi 0.3\text{mm}$ の K 型(アルメルークロメル)熱電対を用いた、新しい切削温度測定方法を考案した。本実験条件でチタン合金の加工した場合、いずれの条件でも貫通後に陣笠状のキャップバリが生成される。そこで加工後キャップバリとして残る箇所、同図(a)が加工後キャップバリとして残る箇所、同図(b)が貫通後のキャップバリである。このように熱電対はキャップバリに溶接されたままの状態となっている。熱電対は、研究室で製作したアーク放電溶接機を用いてチタン合金に溶接した後、溶接部を瞬間接着剤(コニシ株式会社製ボンドゼリー状瞬間アロンアルファ)を用いて固定した。溶接機の設定はスライダックを 20V~30V に設定した上で、220 μF のコンデンサ 2 個を並列し行った。なお、溶接部の通電確認はテスタを用いて 0 Ω であることを確認した。

溶接した熱電対から生じる熱起電力は、熱電対を零接点基準器に通して校正を行った後、差

動入力に設定した KEYENCE 社製 NR-2000 を用いて測定した。測定時のサンプリングタイムは 1ms/point とし、加工開始の 4 秒前から、加工終了後振動穴あけ機が完全に停止するまで行った。測定後各結果から、加工が行われている時間帯のみを抜き出し、加工開始から終了までの熱起電力のうち、熱起電力が取る最大の値を、JIS C 1602「熱電対」に記載されている、K 型熱電対基準熱起電力の表を用いて温度にした。



(a) Welded thermocouple on work material

(b) Welded thermocouple on cap burr

Fig. 2-10 Photograph of welded thermocouple on work material

and welded thermocouple on cap burr

2.4.5 振動条件と最高切削温度の変化

測定した熱起電力の変化を図 2-11 に示す。なお、同図(a)は振動周波数 10Hz の場合を、同図 (b)は振動周波数 20Hz の場合を、同図(c)は振動周波数 30Hz の場合を、それぞれ 1 回目加工時のノンステップの物と比較した物である。この図から、低周波振動を加えた場合、振幅・周波数によらずどちらの場合も非切削時に熱起電力が低下している。また、ノンステップの場合と比較すると、いずれも貫通時の最大熱起電力は低くなっている。

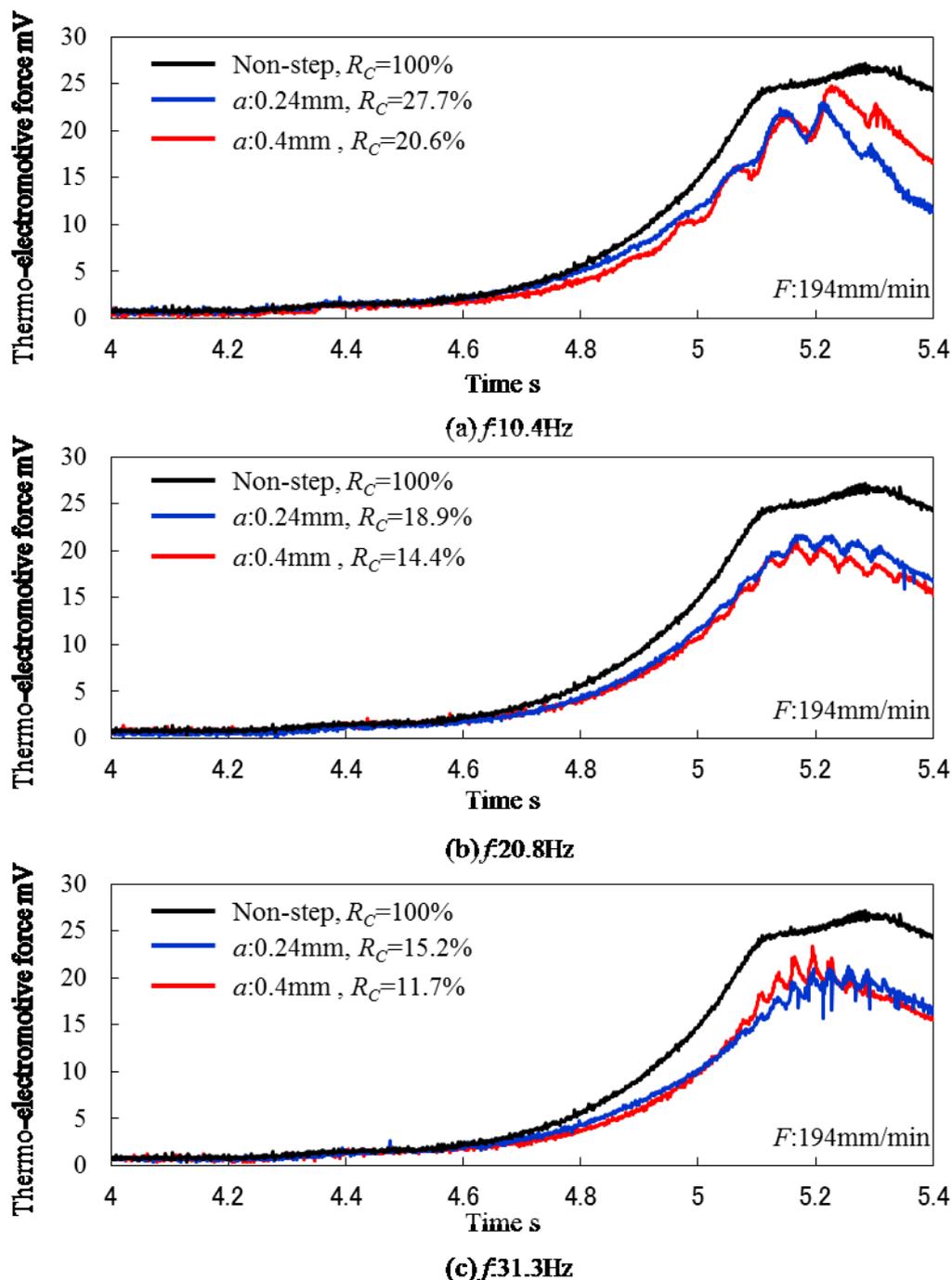


Fig. 2-11 Comparison of thermo-electromotive force (1st hole)

これは、上記のように低周波振動穴あけを行うと、非切削時に熱起電力が低下していることから、非切削時間中に工具切削点で発生した熱が、熱伝導や空気への熱伝達により低下するのではないかと考えられる。しかしながら、振動条件毎の変化については、振動周波数 10Hz と 30Hz では振幅 0.24mm の方が低くなっていたものの、20Hz では振幅 0.4mm の方が低くなっており、振動周波数による特徴も明確には現れていない。

そこで、複数回加工を行った場合、振動条件によって切削温度がどのように変化するかを調

べるため、各条件で5回まで加工を行った。図2-12に、1回目から5回目までの各条件の最高切削温度を示す。なお、同図(a)は振幅0.24mmの場合、同図(b)は振幅0.4mmの場合である。

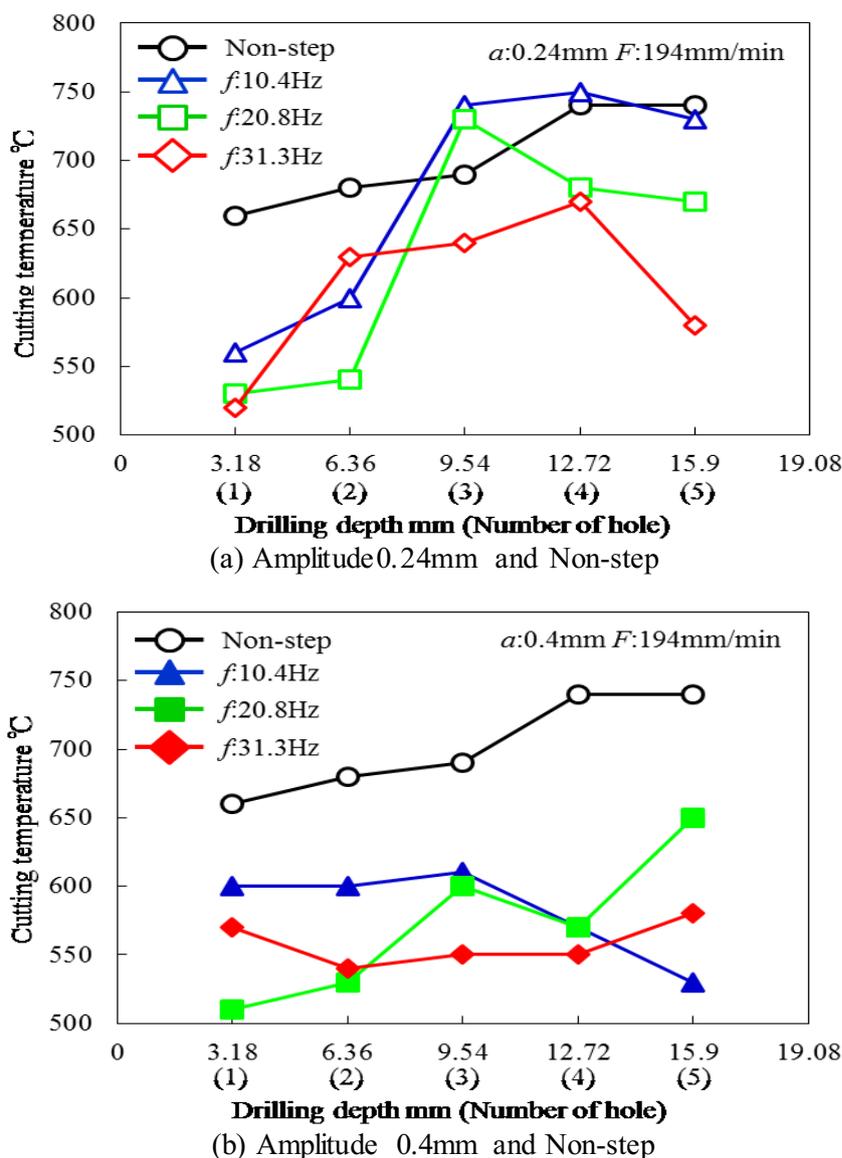


Fig. 2-12 Influence of low frequency vibration on machining temperature

これより、2回目加工時までは、振動条件によらず低周波振動穴あけの方が切削温度は低い。このことから、低周波振動穴あけを行うと切削温度の抑制が可能であることが分かった。

しかしながら、振幅0.24mmの場合、3回目以降いずれの振動周波数でも切削温度が上昇している。その結果、振動周波数10Hzと20Hzでは、ノンステップの場合よりも切削温度が高くなる場合もあった。一方で、振幅0.4mmの場合は振動周波数によらず、1回目加工時から5回目加工時まで、いずれもノンステップの場合に比べて切削温度は大幅に低くなっている。これは、振幅

0.4mmの方が工具と被削材の離れる距離が長いことや、振動一周期中の非切削時間が長いと考えられる。従って、複数回低周波振動穴あけを行う場合、振幅が大きい方がより有効である。

また、振幅 0.24mm の場合でも、振幅 0.4mm の場合でも、振動周波数が大きいほど、複数回加工を行った際の切削温度は低いままである。これは、振動周波数が大きいほど振動一周期中の非切削時間が長いから、工具切削点の温度がより低くなるからではないかと考えられる。

以上のことから、チタン合金への低周波振動穴あけには振幅、振動周波数が大きいほどより有効であると考えられる。したがって、本実験条件中では振幅 0.4mm、振動周波数 31Hz の場合が最適であり、実際に切削温度は全体を通して一番低い温度となっている。

そこで、さらに複数回加工を行った際の比較を行うため、ノンステップの場合と、振幅 0.4mm、振動周波数 31Hz の場合の2条件について、さらに20回まで加工を行った。図2-13に5回毎の最高切削温度の変化を示す。これより、ノンステップの場合では回数が増加するごとに切削温度が上昇していくが、振幅 0.4mm 振動周波数 31Hz の低周波振動を加えた場合、切削温度は20回加工を行っても上昇していない。その結果、20回目加工時の切削温度を比較すると、ノンステップの場合にはおよそ900°Cにまで温度が上昇しているのに対して、低周波振動穴あけの場合、1回目加工時とほぼ変わらないおよそ550°C程度であった。これは、ノンステップの場合では切削温度が高いことにより、工具が徐々に摩耗していき、それに伴って切削温度もさらに上昇していくのに対して、低周波振動穴あけの場合では、比較的切削温度が低くなり、工具摩耗が抑制され、切削温度が上昇しないと考えられる。

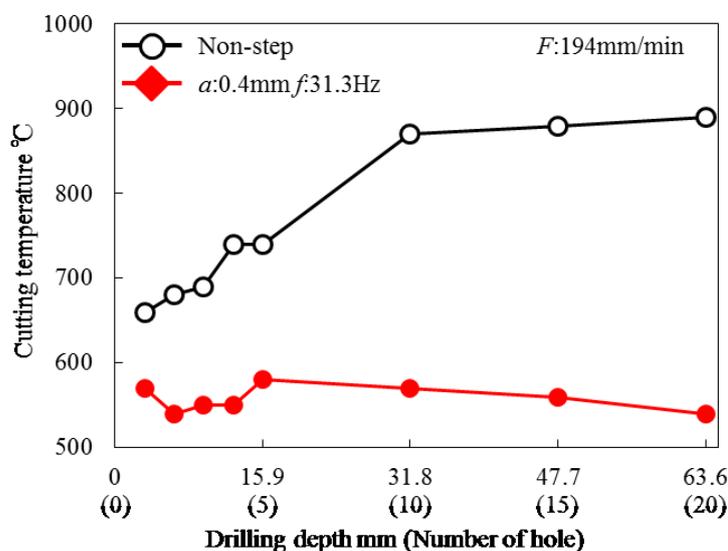


Fig. 2-13 Transition of maximum temperature

2.5 振動条件と切りくず形状変化

チタン合金のドリル加工を行う際、切りくずがドリルフルートに溶着してしまう事による切りくずつまりや、それに付随する工具の焼き付き、切りくずの巻き付きによる工具折損などが問題点としてあげられる³⁾。一般的に、これらの解決策としてはステップ加工による切りくず分断や、内部給油式ドリルによる切りくずの強制排出などがあげられる。しかしながら、加工時間の短縮やドライ加工の要望に応えることは出来ていない。低周波振動穴あけの利点として、断続切削による切りくずの分断効果があげられる³³⁾。これにより、切りくずはステップ加工同様細かく分断され、なおかつ加工時間は変わらない。低周波振動穴あけや、振動条件によって切りくず形状がどのように変化するか確認するため、CCDカメラ(マイクロ・スクエア株式会社製 DS-3USVL)を用いて観察した。

図 2-14(a)にノンステップの場合の、同図(b)から (g)に低周波振動穴あけを行った際の、各振動条件の、いずれも1回目加工時の切りくず写真を示す。ノンステップの場合、切りくずは長くつながっており、70~90mm以上の長さがあった。

これらの切りくずは、図 2-15 に示すように、ドリルへの巻き付きを起こしやすいため、作業の障害やドリルの折損の要員となる。

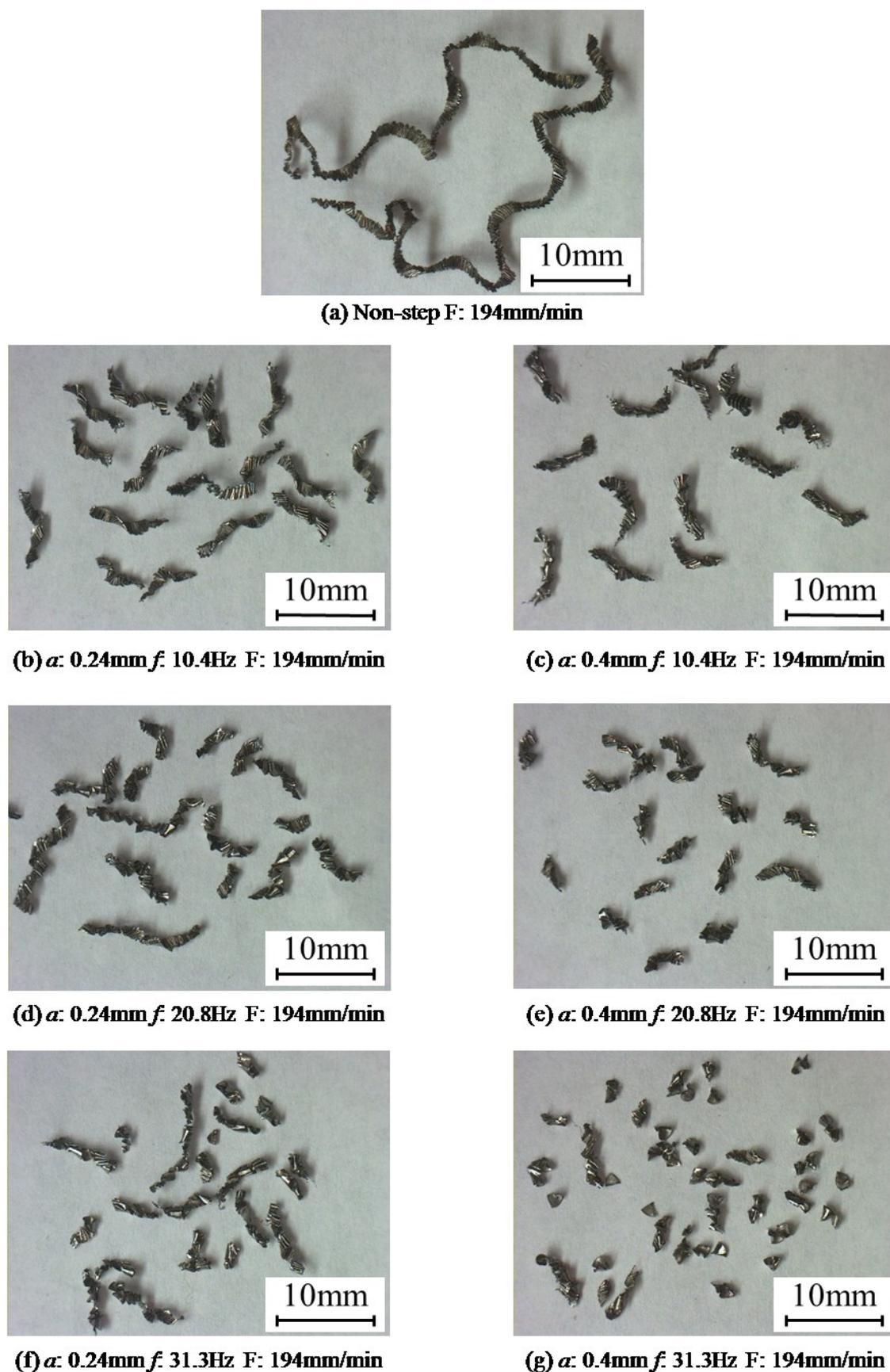


Fig. 2-14 Photograph of chips (1st hole)

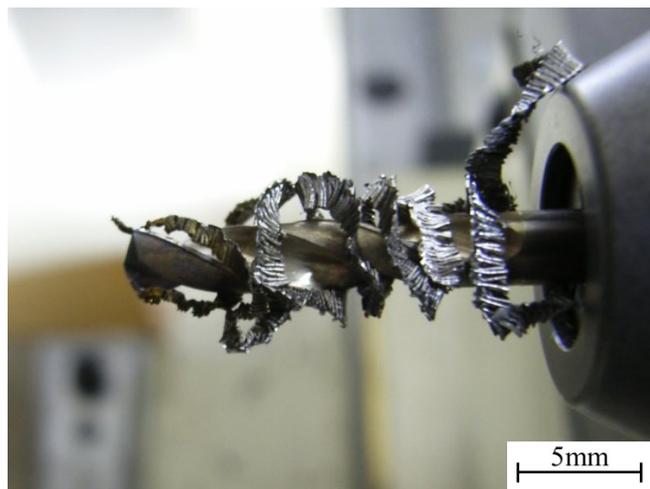
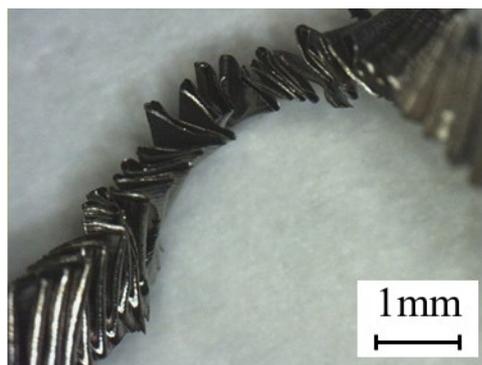


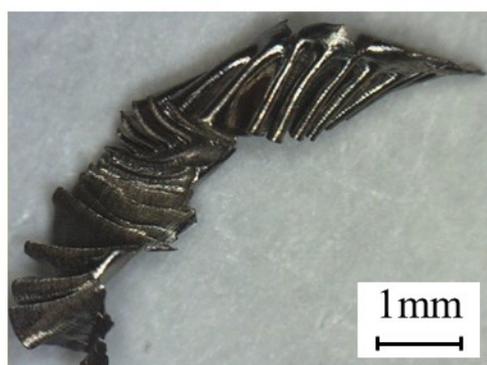
Fig. 2-15 Photograph of coiling chip

一方、低周波振動穴あけをおこなうと、いずれの場合も切りくずは 2~10mm に細かく分断されることが分かる。これにより、低周波振動穴あけの切りくず排出性は格段に向上し、切りくずつまりや高温の切りくずが排出される事による、工具温度上昇の抑制などが期待できる。また、切りくずの長さは振動周波数が大きくなるにつれて短くなっている。これは、図 2-5 に示すように、振動周波数が大きくなるほど、一周り辺りにドリルが進む距離が短くなるためと考えられる。このことから、振動周波数が大きいほどより排出性の高い切りくずが生成されるといえる。しかしながら振幅 0.24mm の場合に、小さく分断された切りくずと、それらの切りくずがつながった形状の切りくずがあることが分かる。これは、図 2-3 で示したように、振幅 0.24mm の場合は被削材と工具が離れる最大距離が、振幅 0.4mm の場合に比べて短いことから、被削材の弾性変形によって、被削材と工具が非接触とならず、本来であれば非切削時間に分断されるはずの切りくずがつながってしまったと考えられる。ここで、金³⁵⁾や原田³⁶⁾により、振動切削において空気中では非切削時に大気中の酸素や水分が工具と切りくずの間に進入することで、摩擦を低減するという考察がなされている。そのため、振幅 0.24mm の場合は切りくずの分断がなされなかった分摩擦の低減が少なくなったため、切削温度がノンステップの場合より高くなってしまったと考えられる。このことから、低周波振動穴あけを行う場合、ある程度の振幅が必要となる。

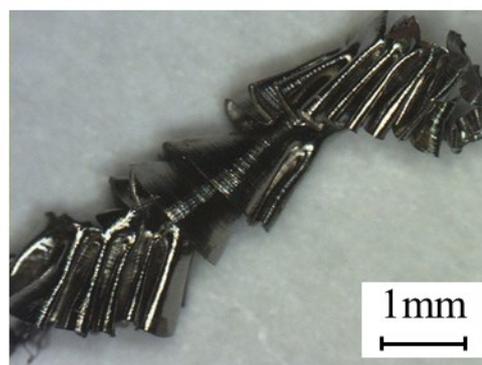
図 2-16 に各条件の切りくずを拡大した写真を示す。



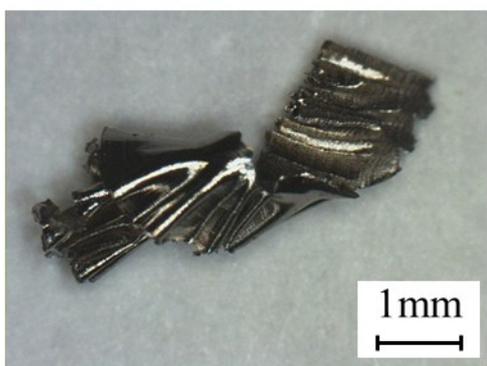
(a) Non-step F: 194mm/min



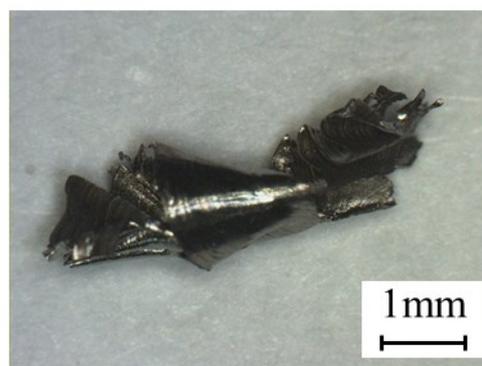
(b) α : 0.24mm f : 10.4Hz F: 194mm/min



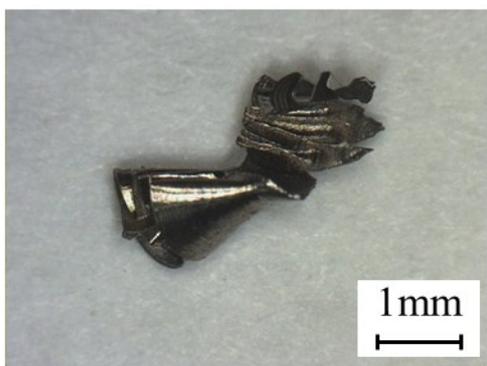
(c) α : 0.4mm f : 10.4Hz F: 194mm/min



(d) α : 0.24mm f : 20.8Hz F: 194mm/min



(e) α : 0.4mm f : 20.8Hz F: 194mm/min



(f) α : 0.24mm f : 31.3Hz F: 194mm/min



(g) α : 0.4mm f : 31.3Hz F: 194mm/min

Fig. 2-16 Photograph of chips

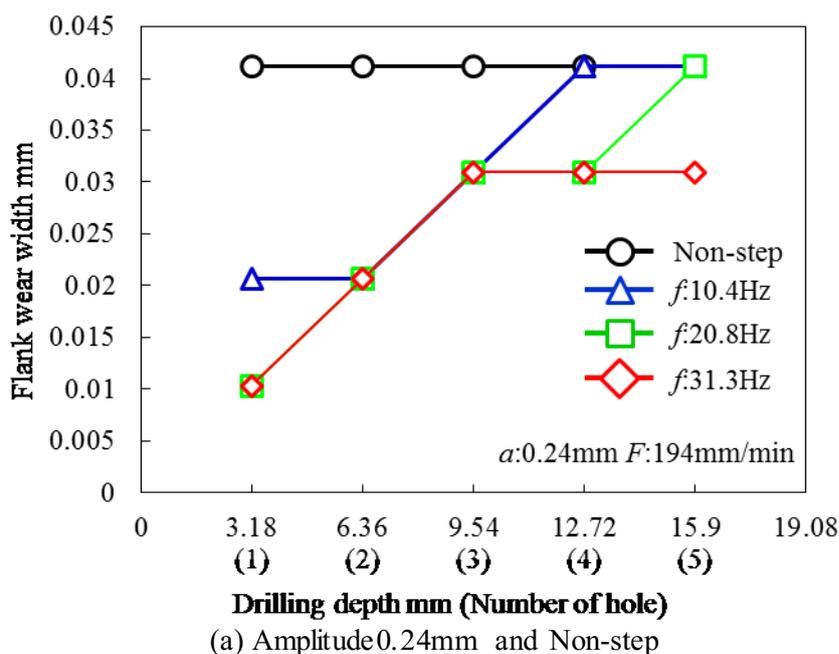
これより、ノンステップの場合、切りくずは折りたたまれた状態のジグザグ形³⁷⁾³⁸⁾となっていることが分かる。ジグザグ形の切りくずは他の形状に比べると、ドリルフルートにつまりやすく、フルート内面および穴内面との強い摩擦が生じると考えられる。一方、振動を加えた場合には、振幅 0.24mm 振動周波数 10Hz の場合には見られないものの、それ以外の条件で、切りくずの一部が排出性の良い円錐らせん形³⁷⁾³⁸⁾に変化していることが分かる。これにより、チタン合金切りくずのドリルへの凝着や切りくずつまりの発生が抑制され、切削温度や工具摩耗の抑制にも貢献していると考えられる。また、振幅が大きいほど、振動周波数が高いほど切りくず中の円錐らせん形の占める割合が高くなっていることから、図 2-6 で示す平均送り速度が高いほど、切りくずは円錐らせん形に変化しやすいと考えられる。

なお、ノンステップの場合と振幅 0.4mm 振動周波数 31Hz の場合で 20 回目まで加工を行った際、振動を加えた場合には穴数が増えても切りくずに変化はほとんど見られないが、ノンステップの場合、穴数が増えるにしたがって切りくずの一部に金や青などの変色が見られた。これは、図 2-13 で示すように、ノンステップの場合、穴数が増えるにしたがって、切削温度が上昇していることから、チタン特有の変色皮膜⁴⁾をなしているためと考えられる。この事からも、振動を加えることにより切削温度は明らかに抑制されていることが分かる。

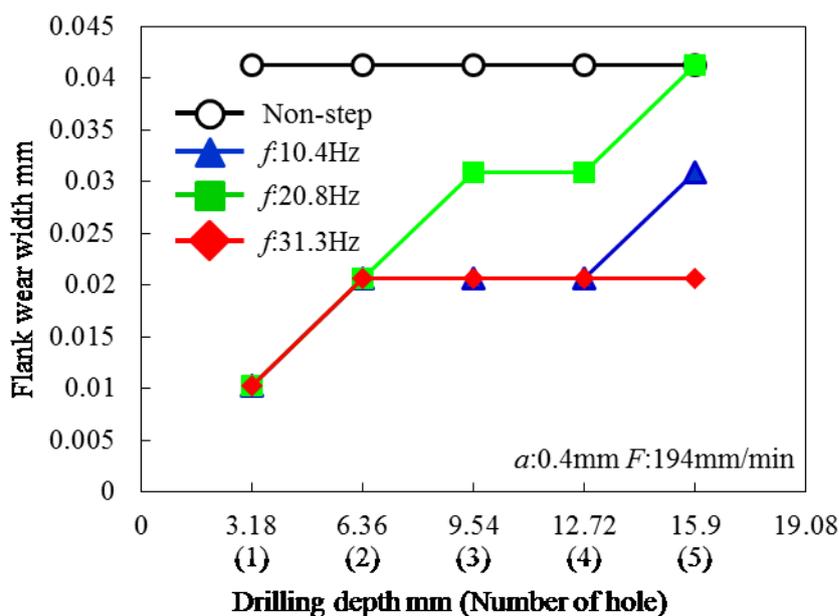
2.6 低周波振動穴あけと工具摩耗抑制

ドリル加工は他の加工法に比べて切削温度が高くなりやすいため、工具の摩耗が激しい⁴⁾。さらに、チタン合金の場合、切りくずが切れ刃に溶着してしまうため、摩耗やチッピングが生じやすい³⁾。低周波振動穴あけを行った場合にこれらが抑制されれば、チタン合金の加工において低周波振動穴あけは著しく有効であると考えられる。

図 2-17 に 1 回目加工時から 5 回目加工時までのドリルの逃げ面摩耗幅の変化を示す。ドリルの磨耗状態は、前項で使用した CCD カメラを用いて、加工後のドリルから凝着したチタンを可能な限り取り除いた後、ドリル先端部を軸方向から倍率 50 倍で撮影し、図 2-9 に示した未使用ドリルの先端部写真と比較して、加工後の逃げ面摩耗幅を測定した。



(a) Amplitude 0.24mm and Non-step



(b) Amplitude 0.4mm and Non-step

Fig. 2-17 Transition of drill flank wear

これより、いずれの場合も低周波振動穴あけの方がノンステップの場合に比べて摩耗が抑制されている。また、振幅 0.24mm の場合も、振幅 0.4mm の場合も、振動周波数が大きくなるほどより摩耗は少ない。振幅 0.24mm の場合と振幅 0.4mm の場合を比べると、振幅 0.4mm の方がより摩耗が少ないことから、振動一周期中の非切削時間が短くなる事で切削温度が抑制され、ドリルの摩耗が小さくなると考えられる。

図 2-18 にノンステップの場合と、振幅 0.4mm 振動周波数 31Hz の場合で 20 回目まで加工を行った際のドリル外周コーナの 5 回加工毎の工具逃げ面摩耗量変化を示す。これより、振動を加えることにより、20 回目加工後の摩耗幅がノンステップに比べて約 1/3 と、大幅に減少していることが分かる。また、ノンステップの場合ではドリルのチゼル部分に微小チップングが生じていたが、振動を加えた場合にはチップングは生じていなかった。このことから、振動を加えることにより、切削温度が低下するとともに、摩耗速度が抑制されていることがわかる。

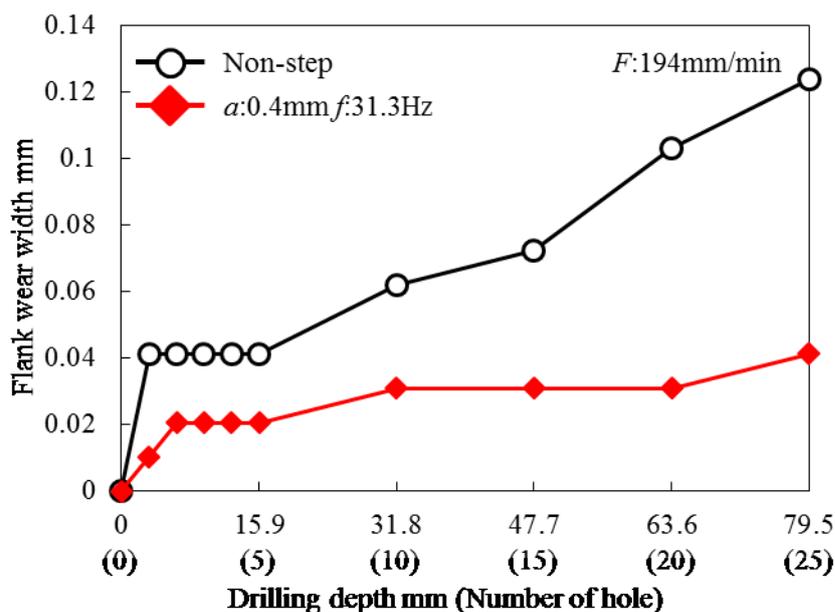


Fig. 2-18 Transition of drill flank wear

ここで、図 2-19 に 20 回加工を行った際のドリル先端部を横から撮影した写真を示す。なお、同図(a)はノンステップの場合、同図(b)は低周波振動の場合である。

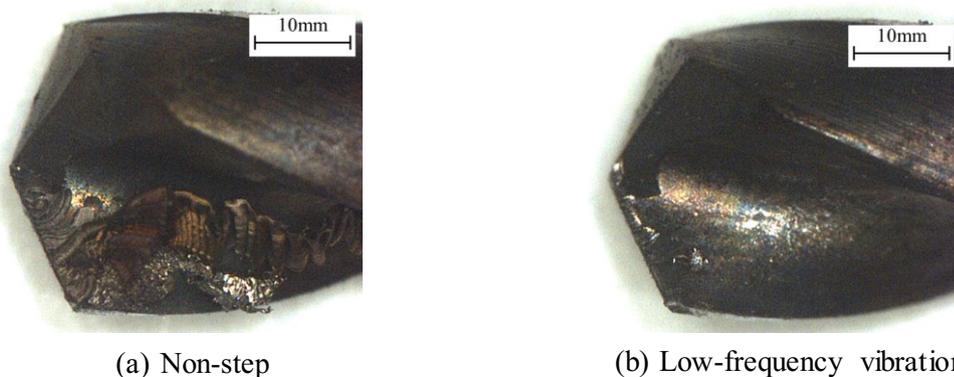


Fig. 2-19 Adhesion of titanium at cutting edge (20th hole)

2.7 考察

以上の実験より、低周波振動を加えることにより、チタン合金の切削温度は大幅に抑制された。これは、低周波振動を加えた場合、加工中に非切削時間を持つ断続切削となるため、切りくずが分断され、また排出性の良い形状への変化する。これにより、切りくずがドリルフルート内面および、加工穴内面と擦過する時間が少なくなり、なおかつ高温の切りくずから熱伝導により工具へ切削熱が蓄積されずにすむため、切削点の温度上昇が抑制されたと考えられる。

また、低周波振動穴あけを行った場合、従来のノンステップ穴あけに比べてドリルの摩耗が大幅に小さくなり、なおかつチップングも抑制された。これは切削温度が抑制されたことや切りくず形状が排出性の高い形状に変化したことにより、チタン合金切りくずの刃先への凝着が減少したことで、摩耗が抑制されたと考えられる。

これらはいずれも振幅、振動周波数が大きいほどよりよい結果が得られた。このことから、今回の実験条件で低周波振動穴あけを行う場合、振動周波数が大きいほどチタン合金の穴あけにはより有効であると考えられる。これは、振動周波数が高くなるほど、一周周期辺りに切削する量が少なくなることにより切りくずがより小さく分断されることや、振動一周周期辺りの非切削時間が長くなることで、切削点への熱の蓄積が少なくなるためと考えられる。また、振幅については、振幅 0.24mm の場合、振幅 0.4mm に比べて切りくずに円錐らせん形が含まれる割合が低いことや、切りくずの分断がなされていない場合が見られることがあった。また、それが原因で切削温度や摩耗が振幅 0.4mm の場合より大きかったことから、チタン合金への低周波振動穴あけにはある程度振幅が必要である。

2.8 おわりに

本章では低周波振動穴あけの概要について説明し、低周波振動穴あけ時の工具と被削材の相対速度や相対距離、振幅および周波数により変化する穴あけ時の実切削時間、非切削時間の計算方法を明らかにした。また、低周波振動穴あけの有効性検討として、チタン合金への低周波振動穴あけを行い、貫通時の温度や工具の摩耗や抑制されること、切りくずが分断されることで排出性が高まること、低周波振動穴あけの振幅が大きいほうがより効果的であることを示した。

第 3 章

工具被削材熱電対法による 切削点温度測定

3.1 はじめに

本章では第 2 章で示した低周波振動穴あけの有効性がいかなるメカニズムにより生じているかについて検討した結果について説明する。

3.2 工具-被削材熱電対法を用いた実験

前章で示したように、チタン合金の穴あけに対して、低周波振動穴あけを行った場合、貫通時温度や工具摩耗が抑制されるため、非常に有効である。また、与える振動は、振幅、振動周波数が大きいほどより有効であった。しかしながら、K 型熱電対を用いて貫通時の温度を測定した前章の実験では、最終的な貫通時の温度は測定できるものの、切削中の切れ刃の温度変化を逐次測定することはできない。そのため、低周波振動を加えたことで切れ刃にどのような温度変化が生じるのかを確認することはできず、貫通時温度や切削摩耗が抑制されるメカニズムについて検討することが困難である。そこで、低周波振動穴あけを行う際に、工具と被削材そのものを熱電対とみなして接点部分である切れ刃の温度を測定する、工具-被削材熱電対法を用いて、切削時の温度変化を逐次測定する。

3.2.1 実験条件と各条件での平均切削速度・実切削時間の変化

実験は、前章で用いた条件のうち、最も工具摩耗、温度抑制に有効であった振幅 0.4mm、振動周波数 31Hz の場合と、ノンステップの場合について行った。表 3-1 に、実験条件の詳細を示す。

Table 3-1 Drilling conditions

Drill	Non-coated cemented carbide drill		
Drill diameter	mm	3	
Web thinning	Type X		
Spindle speed	min ⁻¹	10000	
Feed rate	mm/min	194	
Condition		Non-step	Low frequency vibration
Vibration amplitude	mm	0	0.4
Vibration frequency	Hz	0	31.3
Cutting time ratio	%	100	11.7
Work piece	Ti-6Al-4V		
Work piece thickness	mm	3.18	
Drilling fluid	Dry		

3.2.2 工具-被削材熱電対法での切削温度測定

ここで、本実験で用いた工具-被削材熱電対法について説明する。

工具-被削材熱電対法とは、旋盤加工に多く用いられる測定法であり、異種金属間の高温接点部分で生じる熱起電力を測定する熱電対法を、工具と被削材の接点、つまり切削点を高温接点と見なし、工具と被削材そのものを熱電対として閉回路を作ること、工具と被削材の接点である切削点に生じる熱起電力を測定する方法である³⁹⁾。これにより、切削点で生じる切削温度を加工開始から終了まで測定することができる。本研究ではこの測定法を、ドリル加工において適用した。図 3-1 に本実験での工具-被削材熱電対法の概略図を、図 3-2 に実際の実験装置写真を示す。

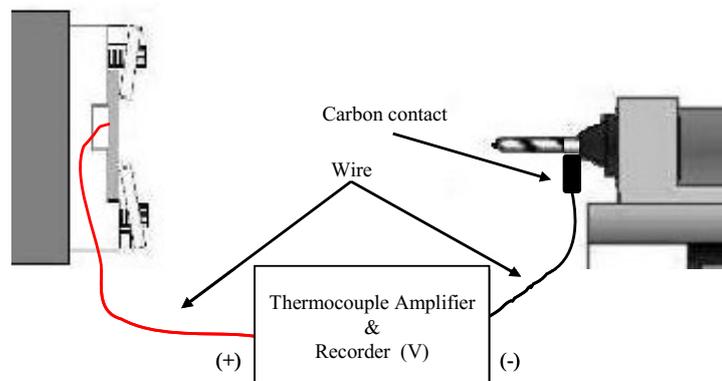


Fig. 3-1 Schematic of tool-work-thermocouple method



Fig. 3-2 Photograph of tool-work-thermocouple method



Fig. 3-3 Photograph of copper wire welding point

なお、被削材側の導線は図 3-3 に示すように切削温度の影響を受けないよう、ドリル貫通部分から離れた箇所に、本研究室で製作したアーク放電溶接機を用いて溶接した。また、当初工具側では導線をドリルに接触させる方法をとった。しかしながら、この方法では、加工中に導線がドリルフルート上に来た際、工具と導線が非接触となり、回路が開いて熱起電力の測定ができなくなってしまう。また、ノンステップで加工を行う場合、切りくずが長くつながった状態であるため、図 3-4 に示すように切りくずが導線にあたり、加工中に工具と導線が非接触となってしまう問題が生じた。そこでこれらの問題を解決するため、工具と導線の接点をドリルのシャンク部にすることで、工具が回転しても工具と導線が常に接触するようにした。同時に、切りくずが導線に触れないよう樹脂性の防護板を製作し、取り付けた。その結果、図 3-5 に示すように、切りくずが導線に接触することがなく、なおかつ加工開始から終了までの熱起電力変化を常に測定することができるようになった。また、接触する導線についても、金属同士の接触では、その接触部分で熱起電力が生じてしまう可能性があり、なおかつ回転時に摩耗してしまう可能性があるため、図 3-6 に示すように、固体潤滑性や導電性に優れている黒鉛を用いた。なお、工具-被削材熱電対法で得られる熱起電力は、通常の熱電対に比べて非常に小さく、測定時にノイズの影響を受けやすい。そこで、本実験では熱起電力を ANALOGDEVICES 製の熱電対アンプ(AD594C)を用いて増幅し、測定した。なお、AD594C は本来、J 型熱電対用の冷接点保証付き熱電対アンプなため、測定した値を熱起電力へ換算した。

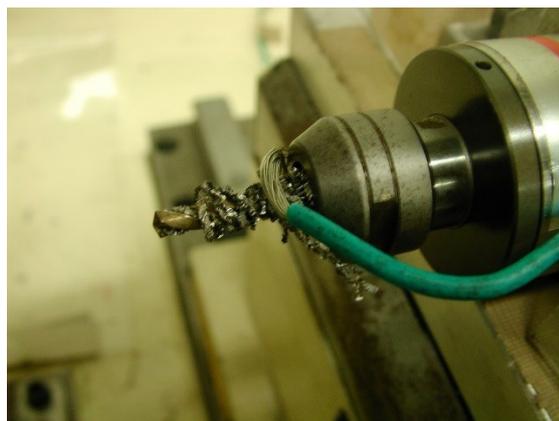


Fig. 3-4 Measurement error by coiling chips



Fig. 3-5 Contact at drill shank and chip stopper

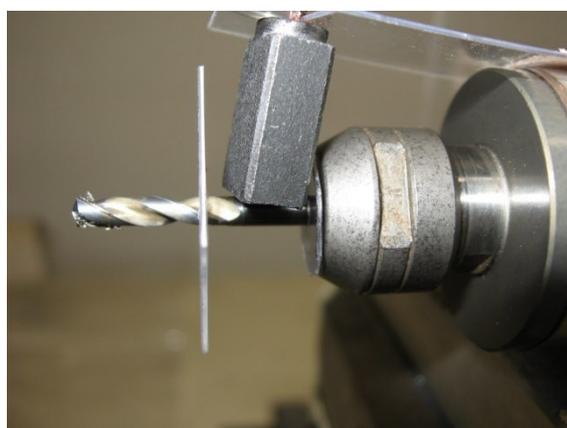


Fig. 3-6 Photograph of carbon contact

ここで、工具のシャンク部で接点を持たせたことにより、前章で用いた Ti-AlN コーティングが施された工具では、チタンと Ti-AlN のコーティング膜間に生じた熱起電力を、Ti-AlN を通して、母材である超硬から測定することになる。また、ドリルは切削点である先端部切れ刃以外にも工具の側面部で接点を持ってしまうため、正確な測定ができなくなってしまう。そこで、本実験では DIJET 工

第3章 工具被削材熱電対法による切削点温度測定

業製のノンコーティングソリッド超硬ドリルを用いた。使用したドリルの概略図を図 3-7 に、図 3-8 に使用前のドリル写真を、図 3-9 に使用前のドリル先端写真を示す。前章で使用したドリルとの相違点は、コーティングがないほか、工具先端角が 135° から 118° に小さくなった。また、実験時には、ドリル側面が被削材穴壁面と接触せず、接点が切削点のみになるよう、図 3-10 に示すように、ドリル側面を工具研削盤を用いて研削した。

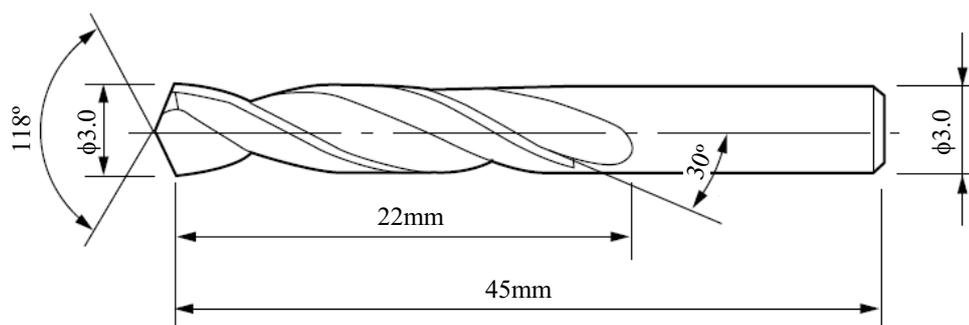


Fig. 3-7 Schematic of non-coated cemented carbide drill



Fig. 3-8 Photograph of non-coated cemented carbide

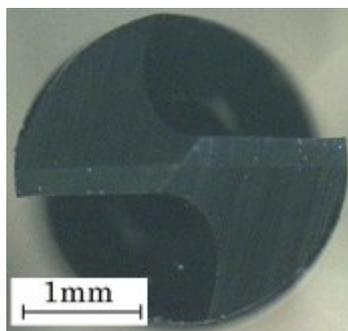


Fig. 3-9 Photograph of cutting edge of non-coated cemented carbide



Fig. 3-10 Photograph of ground drill

3.2.3 工具-被削材熱電対法の温度校正

工具-被削材熱電対法は、工具と被削材の間に生じる熱起電力を測定するものであるが、通常の熱電対とは違い温度と熱起電力の関係が明らかになっていない³⁹⁾。そのため、熱起電力を温度に換算するための校正実験を行った。加熱には電気炉を用いた。校正は、電気炉内に図 3-11 に示すように超硬とチタンの棒をアルマイト製の耐熱絶縁管に通したものを設置し、加熱を行う。超硬とチタンはアーク放電溶接機を用いて溶接されており、同時にチタン合金上に K 型熱電対を溶接してある。これにより、チタン合金と超硬間の熱起電力を測定すると同時に、その際の温度も測定することができる。それぞれの測定結果を用いて、チタン合金と超硬間の熱起電力を温度に校正する。なお、校正実験においても、ノイズの影響を避けるため、それぞれに熱電対アンプを用いて熱起電力の増幅を行った。



Fig. 3-11 Carbide with welded titanium and thermocouple in electric furnace

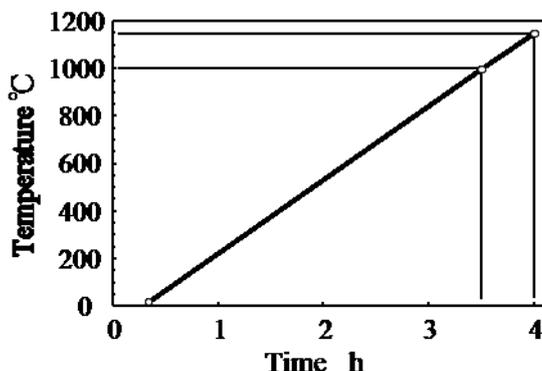


Fig. 3-12 Heating rate of electric furnace

図 3-12 に電気炉の加熱速度を示す。なお、加熱に際してチタン合金と超硬に溶接した導線との間に熱起電力が生じないように、それぞれの接点は加熱点から十分に距離をとり、なおかつ常に冷却を行った。図 3-13 に測定した熱起電力の変化を示す。ここで、1030°C 超えたところで、チタン合金と超硬の間に生じる熱起電力が急激に変化し、測定範囲を大幅に超えてしまった。これは超硬

を加熱した結果, 図 3-14 に示すように, 超硬が崩壊を起こしてしまい, 薄い帯状になった超硬が, 急加熱急冷却を繰り返したことによるものと考えられる. そのため, 得られた実験結果の内から 1000°C までの値を用いて, チタン合金と超硬間で生じる熱起電力を温度に校正したものを図 3-15 に示す. これより, チタン合金と超硬に生じる熱起電力は, かなり線形性は高いが, ごく緩やかな曲線を描いていることが分かる. そこで, この結果から 3 次の近時曲線を計算し, およそ 1200°C まで外挿した結果を図 3-16 に示す.

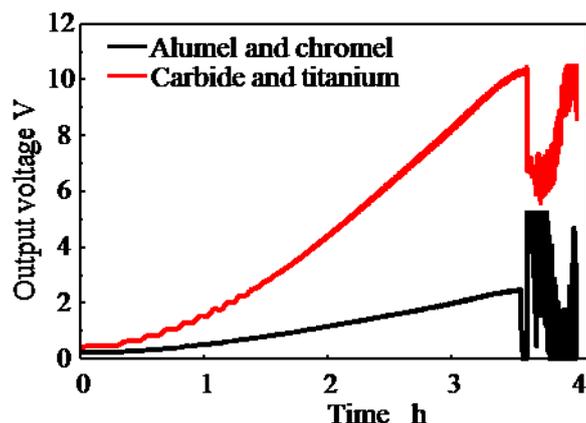


Fig. 3-13 Measured voltage of tool-work-thermocouple

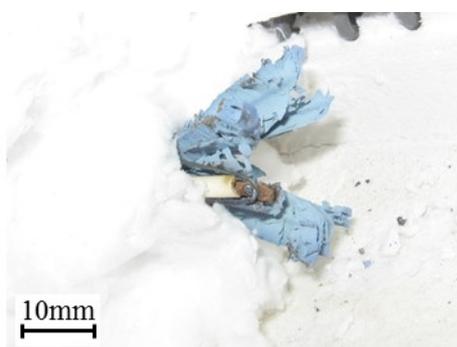


Fig. 3-14 Fragmented carbide after heat

以下に実験結果から得たチタン合金と超硬の温度校正式を示す.

$$T = -0.2177 V_T^3 + 4.8252 V_T^2 + 55.888 V_T - 30.613 \quad (3.1)$$

T : 温度(°C), V_T : 超硬とチタン合金間の熱起電力 (mV)

測定した結果に式(3.1)を用いることで, 測定結果を温度に変換した.

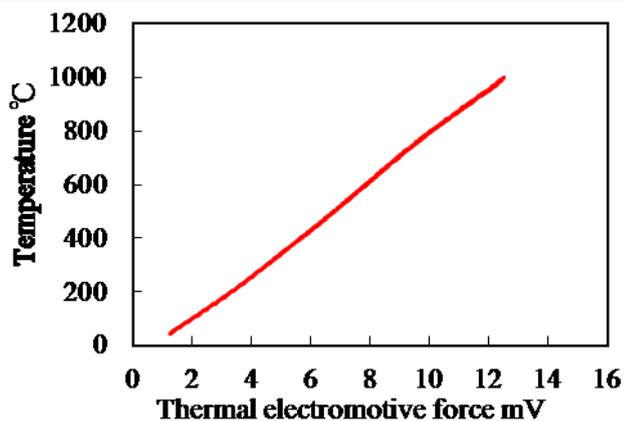


Fig. 3-15 Temperature prediction of tool-work-thermocouple

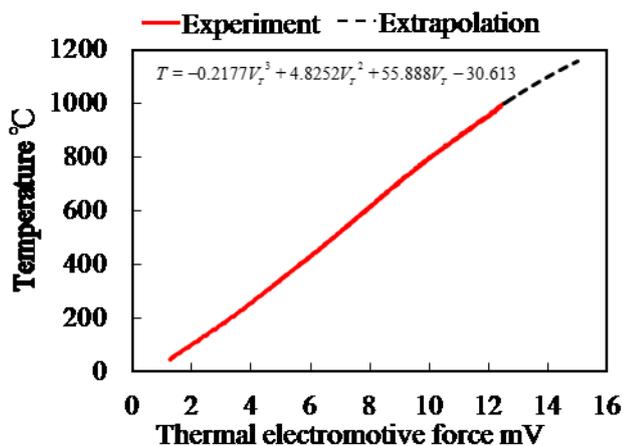


Fig. 3-16 Temperature prediction of tool-work-thermocouple

3.2.4 動力計の製作と校正

前章で行った実験では、切削力の測定は行っていない。しかしながら、低周波振動穴あけにおける、工具摩耗の抑制メカニズムを調べるに当たって、工具にどのような力が加わっているのかを調べる必要がある。そこで、キスラー社製の 2 種類の動力計を組み合わせ、ドリル加工時のスラスト力とモーメントの変化を測定した。表 3-2 に使用した動力計の諸元を図 3-17 に概略図を示す。

Table 3-2 Specification of dynamometer

		Torque sensor	Thrust sensor
Range		±5 Nm	0~100 kN
Overload		±6 Nm	120 kN
Sensitivity		-5.555 pC/Ncm	-3.807 pC/N
Preload		15 kN	
Weight		38 g	38 g
Dimension	d	13 mm	13 mm
	D	28.5 mm	28.5 mm
	H	11 mm	11 mm

第3章 工具被削材熱電対法による切削点温度測定

動力計を用いてドリル加工時の切削力を測定するため、動力計を低周波振動穴あけ機に取り付けるためのジグを製作した。製作したジグおよび動力計の組み立て図を図 3-18 に、実際の動力計写真を図 3-19 に示す。なお、切削力を正確に測定するため、ジグは加工時にドリルが動力計の中心部に来るように調節した。これにより、特にモーメントについて正確な測定が行えたと考えられる。なお、製作した動力計ジグの固有振動数を測定するため、図 3-20 に示すように、プラスチックハンマを用いて加振実験を行ったところ、スラスト方向が約 250Hz、モーメント方向が約 150Hz と、いずれも実験で加えた低周波振動の周波数より十分高かった。

動力計からの出力はキスラー社製のチャージアンプ(5015A)に接続し、増幅と校正を行った後、NR-2000 を用いて測定した。チャージアンプと NR-2000 の測定設定を表 3-3 に示す。

Table 3-3 Measurement conditions

	Torque	Thrust
Measuring range	±1 Nm	0~500 N
Output voltage	±10 V	
Sampling time	1 ms/point	
Sampling date	10000	

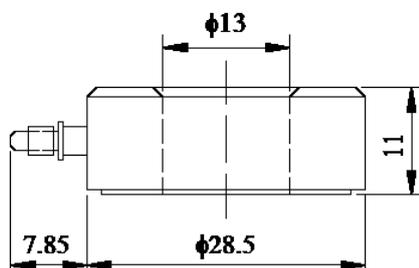


Fig. 3-17 Schematic of dynamometer

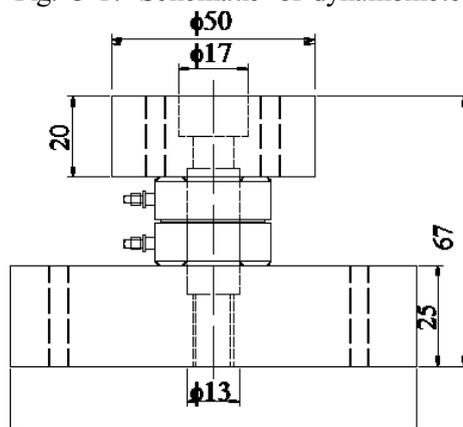


Fig. 3-18 Design of dynamometer and jig

第3章 工具被削材熱電対法による切削点温度測定

なお、動力計のセンサ感度は、モーメントに関しては締め付けトルクが適正であればジグの影響をうけないため、規定の値を設定した。スラスト力に関しては校正実験を行ったうえで設定値を決定した。なお、動力計を使用する際は、出力結果が安定するよう、あらかじめ30分の暖気を行った。

式(3.2)と式(3.3)を用いて、測定した結果をスラスト力とモーメントに換算した。

$$F = 50V_F \quad (3.2)$$

$$M = 0.1V_M \quad (3.3)$$

F : スラスト力(N), V_F : スラスト力アンプ出力(V)

M : モーメント(N・m), V_M : モーメントアンプ出力(V)

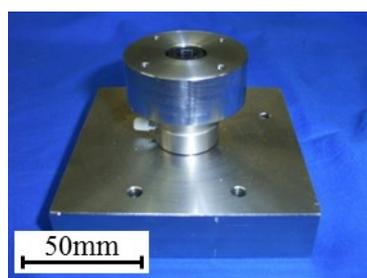


Fig. 3-19 Photograph of dynamometer and jig

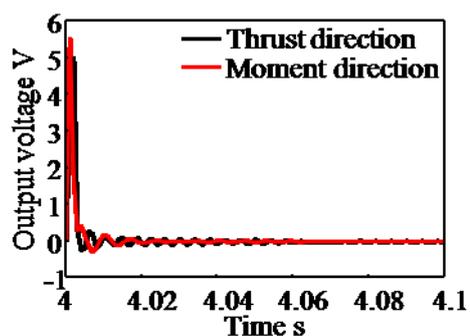


Fig. 3-20 Characteristic frequency of dynamometer and jig

3.3 切削温度と工具摩耗比較結果

3.3.1 切削温度変化と断続切削

1 回目加工時の切削温度変化を図 3-21 に示す。これより、低周波振動の場合、非切削時に温度が低下している事が分かる。なお、本来非切削時は工具と被削材は非接触となるため、工具-被削材熱電対法を行った場合、熱電対として機能しなくなってしまう切削温度は測定されない。実際に加工開始直後は、振動周期にあわせて測定結果が急激な変化を起こしている。これは工具先端が被削材と接触しなくなったことにより、電位が浮いた状態の出力が測定されているからである。しかしながら、加工開始から 0.4 秒後以降は、非切削時にも電位が浮くことが無くなっている。これは、加工が進むにつれ、ドリルは先端だけでなくコーナ部でも切削が行われる。その結果、ドリルコーナは非切削時間中も穴内面と接触し、ドリルコーナ部と穴内面の接触部分で熱起電力が生じると考えられる。このことから、非切削時に測定された温度はドリルコーナ部の現在温度と見なすことができ、低周波振動を加えた場合は非切削時に約 130°C 程度温度が低くなる事が分かる。また、これはドリルコーナ部だけではなく、工具の先端部の切れ刃全体でも同様であると考えられる。このことから、非切削時間が 0.03 秒と非常に短い場合でも、チゼルやドリルコーナを含む、ドリル切れ刃部の温度は大幅に低下するため、低周波振動穴あけを行った場合も断続切削と同様の工具温度低下³⁹⁾が生じたと言える。

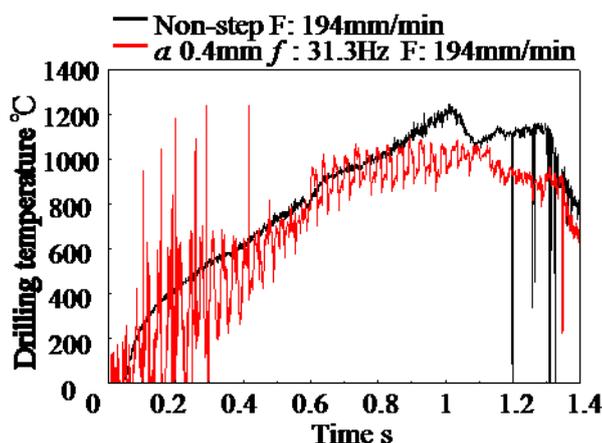


Fig. 3-21 Comparison of drilling temperature (1st hole)

実切削時の切削温度に注目すると、ノンステップの場合と低周波振動穴あけの場合で、温度差はほとんど生じていないことが分かる。低周波振動を加えた場合、平均送り速度は図 2-5 に示したようにノンステップの場合に比べておよそ 8 倍に大きくなっているが、ドリル加工において、平均送り

速度の差はそのまま 1 刃当りの平均切取り厚さの差であり、切削速度自体は変化しない。一般的に金属加工では、切削温度は工具と被削材間に生じる摩擦熱の寄与が大きく、摩擦力への影響が大きい切削速度が増加した場合は切削温度が著しく上昇するものの、摩擦力の差が生じにくい切取り厚さの変化に対してはそれほど大きな差が生じないことが知られている⁴⁰⁾⁴¹⁾。このことから、低周波振動を加えた場合、平均切取り厚さは図 3-22 に示すとおりノンステップの場合のおよそ 8 倍になっているものの、切削速度はノンステップの場合も低周波振動穴あけの場合も変わらないため、実切削時の切削温度には差が生じなかったと考えられる。これにより低周波振動穴あけを行った場合、切削時の切削点温度はノンステップの場合と変わらないものの、非切削時に工具温度が低下するため、貫通時の切削温度が大幅に低下したと考えられる。

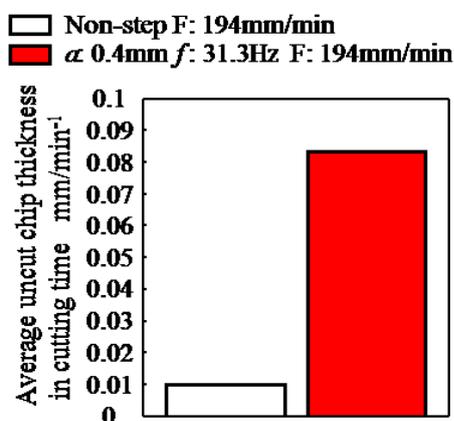


Fig. 3-22 Comparison of average uncut chip thickness in cutting time

なお、前章で行った貫通時切削温度が 500°C から 650°C だったのに対して、本実験で得られた最高切削温度はおよそ 1000°C と大幅に高くなっている。これは、前章で行った実験では、切削点からの熱電導によって上昇した、熱電対溶接部の温度を測定していたのに対して、本実験では切削点の温度を直接測定していることによる物と考えられる。また、使用した工具がコーティングのない物になったことで、ドリルフルート表面の固体潤滑性が低下したこと等が理由と考えられる。

ここで、前章と同様複数回加工を行った際の比較を行うため、図 3-23 に同条件で 20 回加工を行った際の 5 回毎の切削温度変化を示す。これらの図から、複数回加工を行っても、1 回目加工時と同様非切削時には温度が低下していることや、実切削時の切削点温度はノンステップの場合とほぼ変わらないことが分かる。このことから、複数回加工を行っても、断続切削と同様の工具温度低下による切削温度抑制が可能であることが分かった。

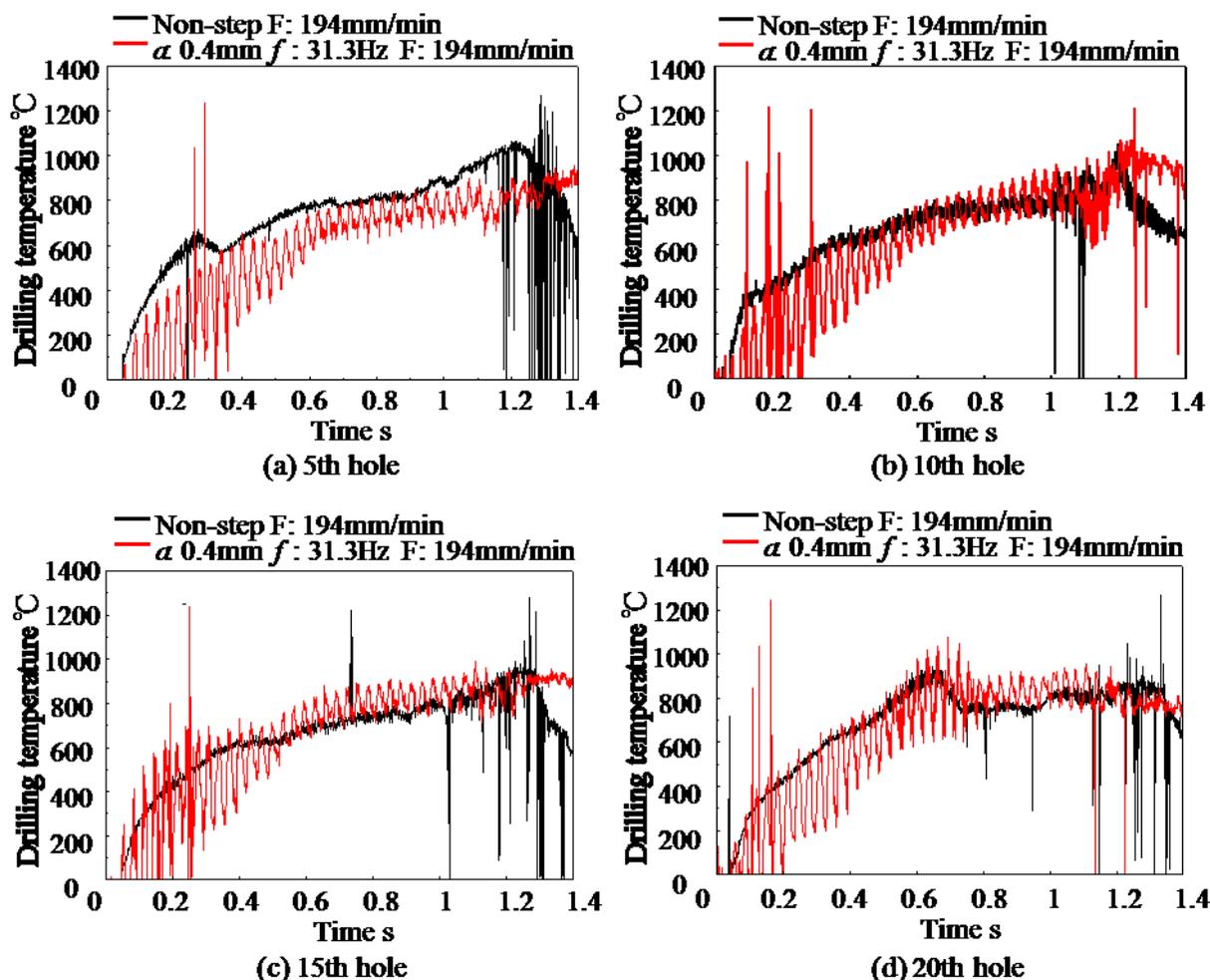


Fig. 3-23 Comparison of drilling temperature (5th ~20th hole)

しかしながら、複数回加工を行った際の最高切削温度を比べると、1回目加工時の最高温度がノンステップの場合も低周波振動穴あけの場合も、およそ 1000~1200°C であるのに対して、5回目から 15回目加工時までにはおよそ 800~900°C と低くなっており、20回目加工時には加工開始から 0.6秒付近で一度 1000°C 近くまで上昇したにもかかわらず、その後切削温度が急激に低下し、5~15回目と同様およそ 800~900°C 程度となってしまっている。ここで、加工後のドリルコーナ部を観察したところ、図 3-24 に示すように、チタン合金が凝着していた。これは側面を研削したドリルをもちいたところ、切りくずがドリルフルートを通らなくなってしまったため、貫通後切りくずが加工穴の縁に引っかかりやすくなり、工具を引き戻す際にドリルコーナ部と穴内面の間でこすられることや、本来ドリル側面の切れ刃に分散していく切削熱が、ドリルコーナ部に集中したことでチタン合金が凝着しやすくなったからと考えられる。このため、ドリルコーナ部において、本来チタン合金と超硬間で生じていた熱起電力が、凝着したチタン合金と超硬の間で生じることとなり、測定される温度が

切削温度ではなく、凝着したチタン合金の温度が測定されたためと考えられる。これによって、複数回加工を行った際に最高温度が低下したと考えられる。

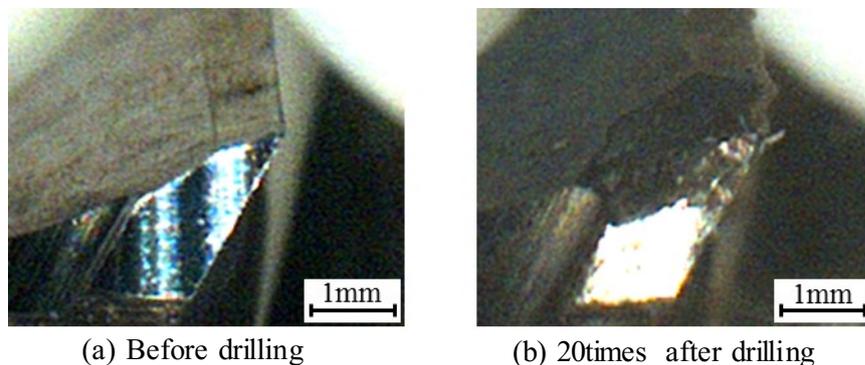


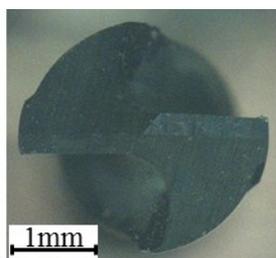
Fig. 3-24 Adhesion of titanium at drill corner

3.3.2 工具摩耗比較結果

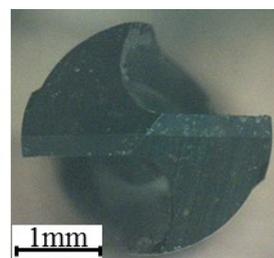
図 3-25 から図 3-30 に 5 回加工毎のドリル先端部の拡大写真を示す。なお、同図(a)がノンステップの場合、同図(b)が低周波振動穴あけの場合である。これより、いずれにおいても、低周波振動を加えた場合、ノンステップに比べてドリルチゼル部の摩耗は少なくなっている。これは中心部に近いほどより顕著である。ここで、マシュー・ボーノ¹⁷⁾により、ドリル加工において最も工具温度が高くなるのはドリルのチゼル部分であり、切削温度はチゼル中心部に近づくほどより高くなるという研究がなされている。このことから、低周波振動穴あけにより、前項で示したように工具温度の上昇が抑制されるため、最も温度が高くなるチゼル部において工具摩耗が大幅に抑制されたと考えられる。

切れ刃については、ノンステップの場合複数回加工を行うほど切れ刃全体で摩耗が進んでいくのに対して、低周波振動穴あけの場合チップングは見られるが、摩耗自体はあまり進んでいない。これは、工具温度が抑制されたことによりチタンの凝着が改善され、拡散摩耗⁴²⁾⁴³⁾が生じにくくなったと考えられる。なお、低周波振動穴あけにおいてチップングが生じた原因は次項で説明する。

また、10 回目加工以降ノンステップの場合に、ドリルフルートの縁にチタン合金が凝着しているのが分かる。これは長く繋がった切りくずが、側面を研削したためにドリルフルート内に収まらなくなり、穴内面と強く摩擦されたことで工具に凝着しやすくなったためと考えられる。低周波振動穴あけの場合、切りくずは細かく分断されるため、ドリルフルートの縁にチタン合金の溶着は見られない。このことから、低周波振動穴あけによる工具温度抑制だけでなく、切りくず分断によっても工具摩耗が抑制されたと考えられる。

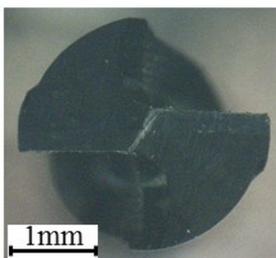


(a) Non-step F: 194mm/min

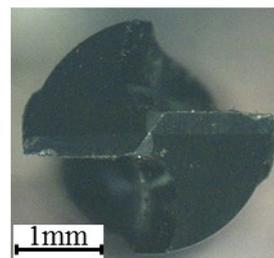


(b) $a: 0.4\text{mm}$ $f: 31.3\text{Hz}$ F: 194mm/min

Fig. 3-25 Photograph of cutting edge (Before drilling)

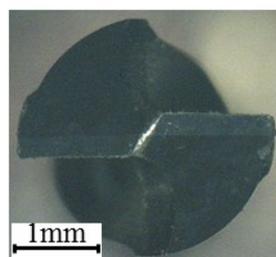


(a) Non-step F: 194mm/min

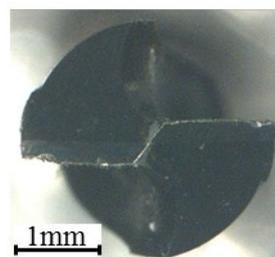


(b) $a: 0.4\text{mm}$ $f: 31.3\text{Hz}$ F: 194mm/min

Fig. 3-26 Photograph of cutting edge (1st hole)

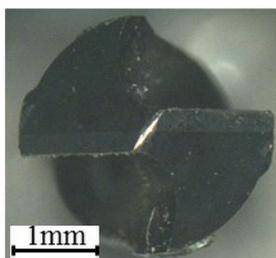


(a) Non-step F: 194mm/min

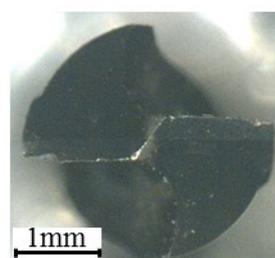


(b) $a: 0.4\text{mm}$ $f: 31.3\text{Hz}$ F: 194mm/min

Fig. 3-27 Photograph of cutting edge (5th hole)



(a) Non-step F: 194mm/min



(b) $a: 0.4\text{mm}$ $f: 31.3\text{Hz}$ F: 194mm/min

Fig. 3-28 Photograph of cutting edge (10th hole)

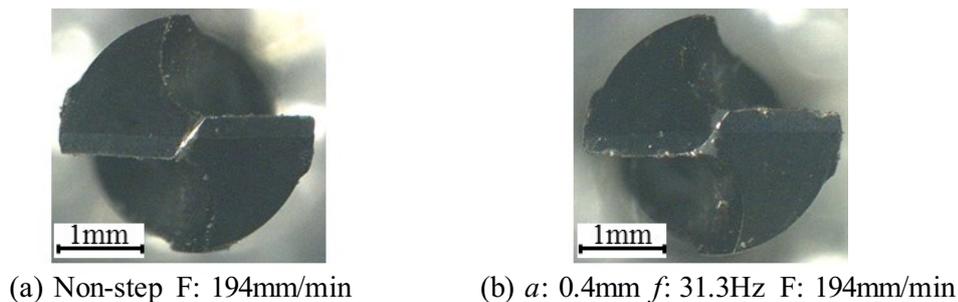


Fig. 3-29 Photograph of cutting edge (15th hole)

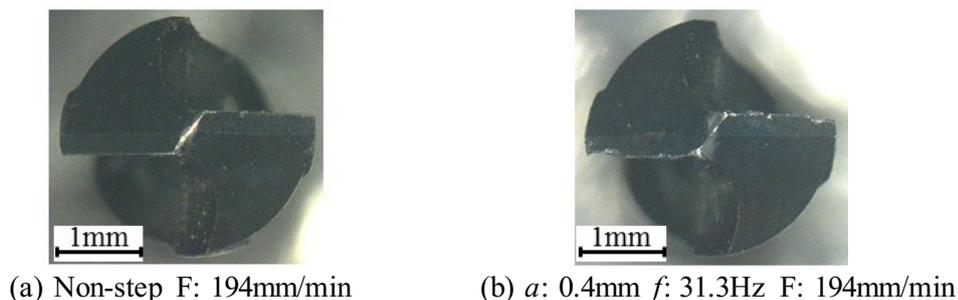


Fig. 3-30 Photograph of cutting edge (20th hole)

3.4 切れ刃のチップングと切削力

ここで、1回目加工時の切削力の比較を図 3-31 に示す。なお、同図(a)はスラスト力、同図(b)はモーメントである。これより、低周波振動穴あけの場合はスラスト力が振動周期に沿って大きく変動しており、実切削時のスラスト力はノンステップの場合のおよそ 2 倍になっている事が分かる。モーメントに関しても同様に、ノンステップの場合に比べて、低周波振動穴あけの場合には、実切削時におよそ 1.5 倍になっていることが分かる。これは、低周波振動を加えた場合、実切削時の平均送り速度と平均切り厚さが、ノンステップの場合のおよそ 8 倍になっているためである。

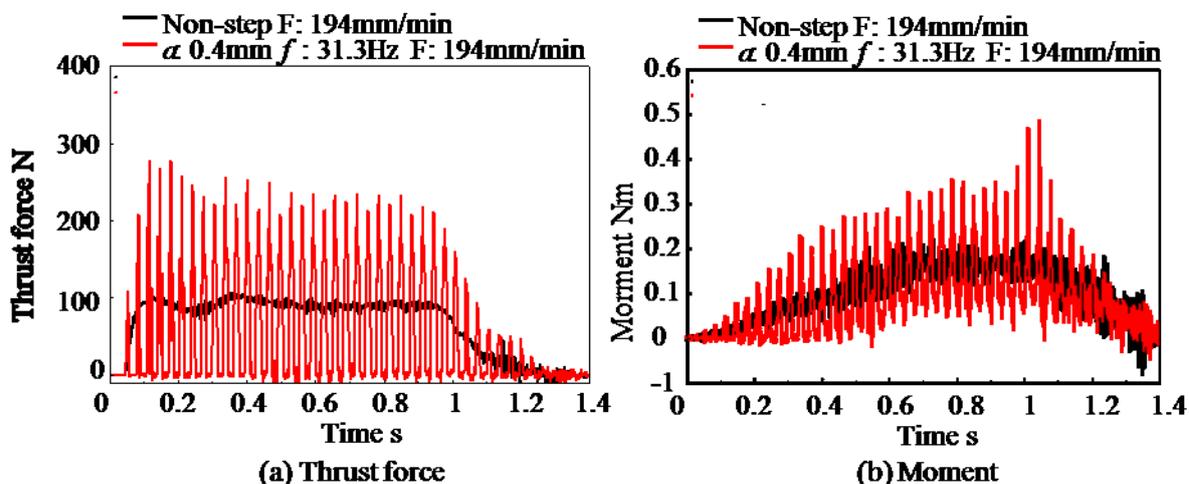


Fig. 3-31 Comparison of cutting force (1st hole)

そのため前項で示したように、低周波振動穴あけを行った際、工具の切れ刃部にチッピングが生じていたのではないかと考えられる。しかしながら、前章で行った実験では、低周波振動穴あけの場合にチッピングは見られなかった。これは、図 3-32 に示すように、前章で用いたドリルに比べ本章で用いたドリルの刃先は刃先角が小さく、なおかつ鋭く研磨されているため、強い衝撃が加わる低周波振動穴あけにおいて切れ刃にチッピングが生じやすくなったと考えられる⁴³⁾。なお、チゼル部にチッピングが見られなかったのは、ドリルの切れ刃先端角は一様ではなく、中心部に行くほど角度が大きくなっており、チゼル部は最も衝撃に強いためである⁴⁴⁾。したがって、低周波振動穴あけを行う場合、刃先先端角が大きなドリルを用いた方が、より有効であると言える。

図 3-33 から図 3-35 に、20 回目加工時までの 5 回毎の切削力の変化を示す。なお、いずれも (a) がスラスト力、(b) がモーメントである。これらから、スラスト力については、ノンステップの場合も低周波振動の場合も加工数の増加に伴い、最大値に上昇が見られる。これは、ノンステップの場合にはドリルチゼル部の摩耗が、低周波振動の場合には切れ刃のチッピングが影響していると考えられる。モーメントについては、低周波振動穴あけの場合にはあまり大きな変化は見られず、最大値は 1 回目から 20 回目までほぼ変わっていないことが分かる。その一方で、ノンステップの場合では、5 回目加工時の加工開始 0.4 秒後から激しく振動していることが分かる。これは、チゼル部やコーナ部の摩耗により、チタン合金が凝着しやすくなったため、凝着と剥離を繰り返したと考えられる。また、これ以降モーメントが全体として小さくなっていることから、工具コーナが摩耗したことで、工具径が小さくなり、モーメントが小さくなったと考えられる。なお、10 回目加工時にノンステップのモーメントが急激に上昇しているが、これはドリルフルートの縁にチタン合金が溶着したためである。

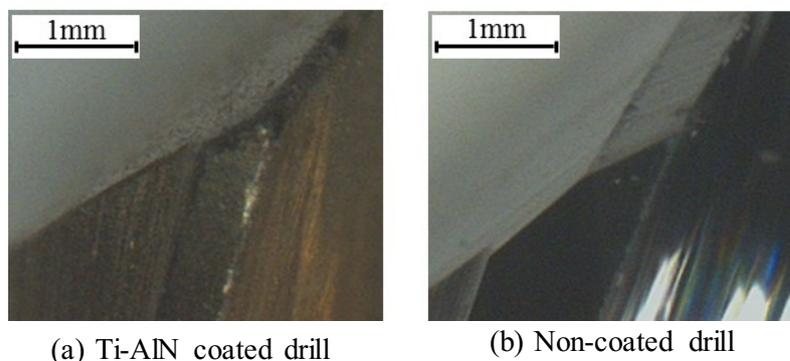


Fig. 3-32 Photograph of cutting edge

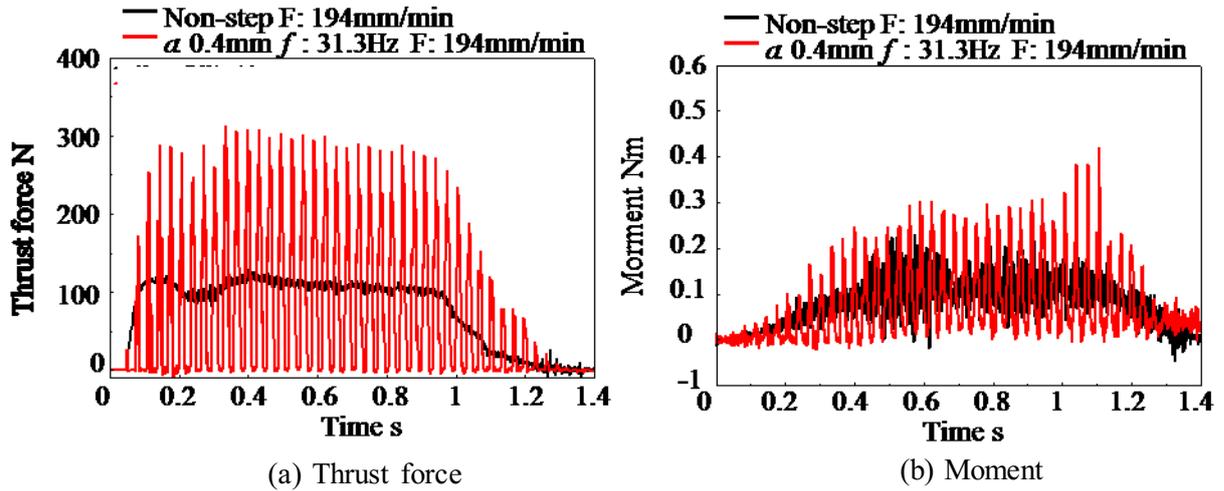


Fig. 3-33 Comparison of cutting force (5th hole)

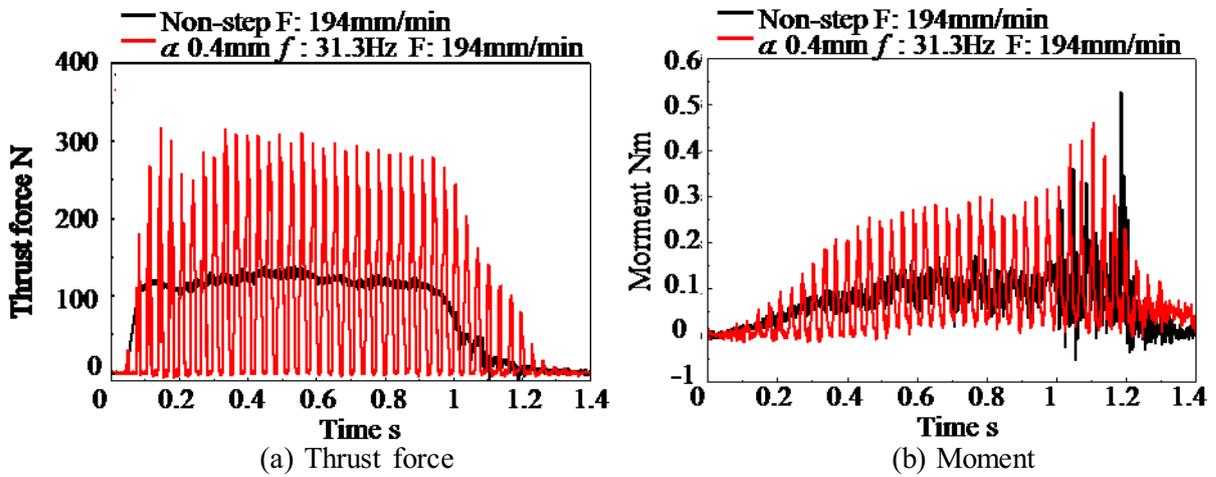


Fig. 3-34 Comparison of cutting force (10th hole)

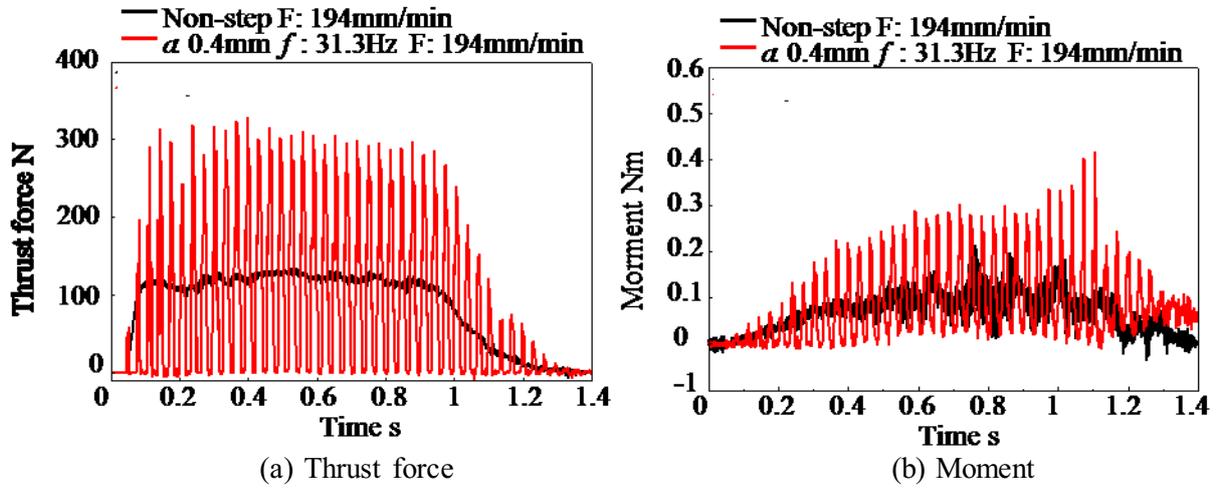


Fig. 3-34 Comparison of cutting force (15th hole)

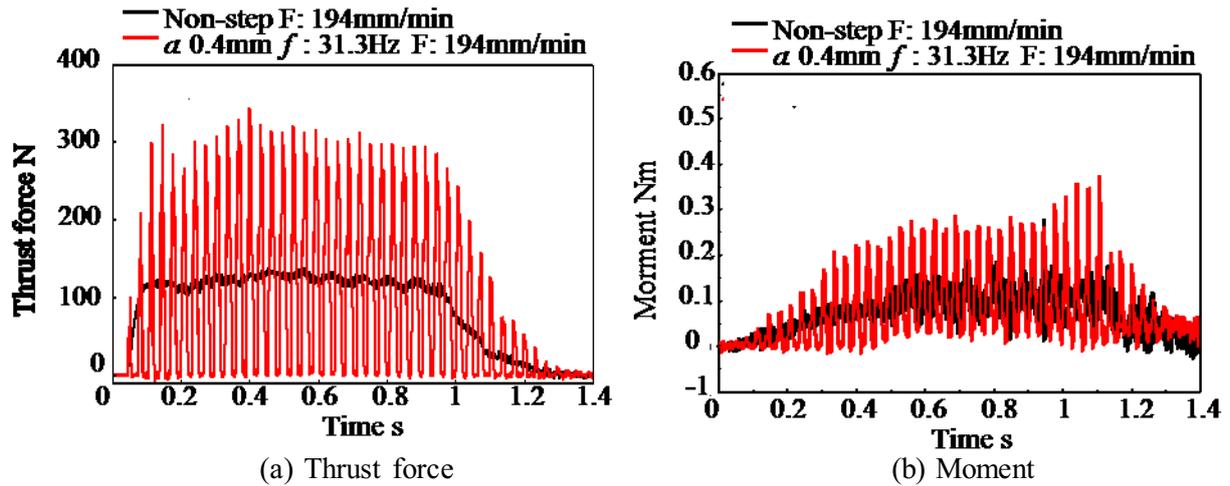


Fig. 3-35 Comparison of cutting force (20th hole)

3.5 工具摩耗速度と実切削時間の関係

前項で行った実験結果から、低周波振動穴あけを行った場合、非切削時に工具温度が低下していることや、切削時の温度は、平均切取り厚さが8倍になっていても、ノンステップの場合とほぼ変わらないことが分かった。また、切りくず分断により工具へのチタン合金の溶着も改善されたため、低周波振動穴あけを行うと工具摩耗が抑制されるという考察を得るに至った。しかしながら、工具側面を研削したことで、ドリルフルートの縁にチタン合金が凝着してしまう、低周波振動穴あけの場合に切れ刃のチップングが生じてしまうという問題が生じた。

そこで、ボールねじの送り速度を変更し、工具側面を研削していない工具を用いて、低周波振動穴あけによる工具摩耗抑制メカニズムの確認実験を行った。また、非切削時の工具温度低下が工具摩耗に与える影響をより明確にするため、新たに振動条件を加えた。表3-4に実験条件の詳細を示す。また、各条件での振動一周期中の非切削時間を図3-36に、実切削時間を図3-37に、振動一周期中に工具が進む距離を図3-38に、実切削時の平均送り速度を図3-39に示す。なお変更前の振動条件との比較を行うため、いずれにも表3-1で示した振幅0.4mm、振動周波数31Hz、ボールねじの送り速度194mm/minの場合を併記した。

Table 3-1 Drilling conditions

Drill	Non-coated cemented carbide drill		
Drill diameter	mm	3	
Web thinning		Type X	
Spindle speed	min ⁻¹	10000	
Feed rate	mm/min	150, 350	150
Condition		Non-step	Low frequency vibration
Vibration amplitude	mm	0	0.4
Vibration frequency	Hz	0	10.4, 31.3
Cutting time ratio	%	100	19.5, 10.8
Work piece		Ti-6Al-4V	
Work piece thickness	mm	3.18	
Drilling fluid		Dry	

これより、振幅0.4mm、ボールねじの送り速度150mm/minにおいて、振動周波数10Hzでの振動一周期中の非切削時間は、31Hzの場合のおよそ3倍となっている。これにより、非切削時間が長くなることによって、工具温度がより低い温度になると考えられる。しかしながら、切削距離に関しては、振動周波数10Hzの方が3倍の長さがあり、平均送り速度は振動周波数10Hzが31Hzの場合のおよそ半分になっているため、実切削時間は逆におよそ5倍と長くなっている。

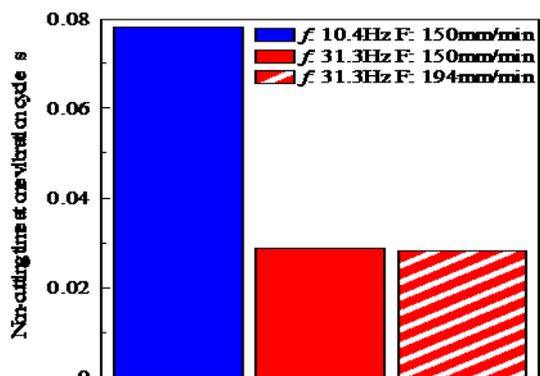


Fig. 3-36 Comparison of average non-cutting time at one vibration cycle

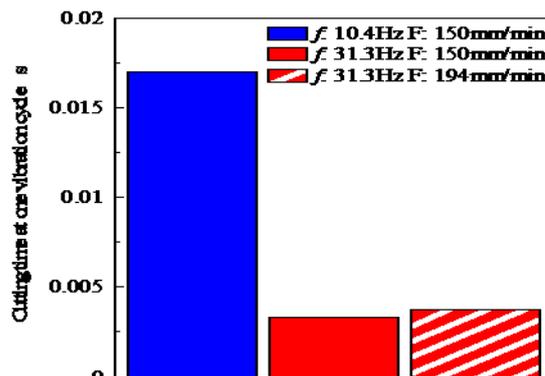


Fig. 3-37 Comparison of average cutting time at one vibration cycle

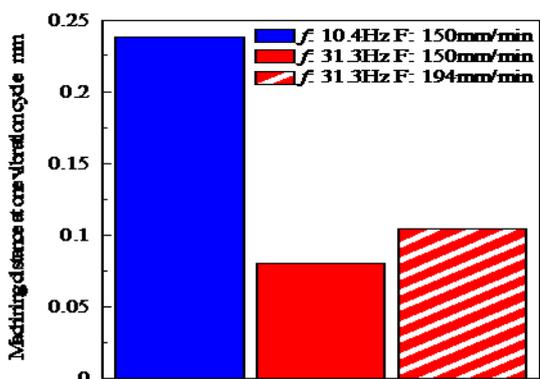


Fig. 3-38 Comparison of machining distance at one vibration cycle

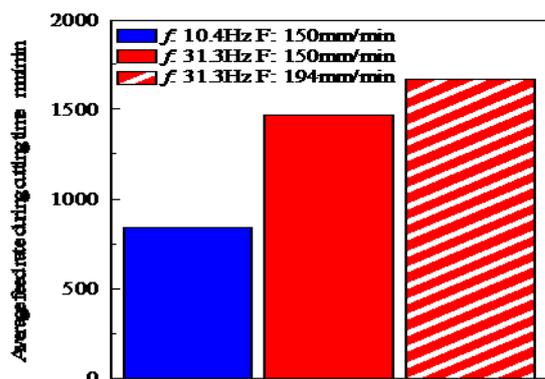


Fig. 3-39 Comparison of average feed rate during cutting time

なお、図 3-36 より、振幅 0.4mm、振動周波数 31Hz の、ボールねじの送り速度 194mm/min と 150mm/min の場合、非切削時間にはさほど差が生じていないことが分かる。

1 回目加工時の切削温度変化を図 3-40 に示す。なお、同図(a)は振動周波数 10Hz の場合、同図(b)は振動周波数 31Hz の場合であり、それぞれノンステップの場合と比較した。これより、低周波振動を加えることによって、いずれの場合も非切削時に工具温度が低下していることが分かる。前章で示した予測が正しければ、振動周波数 10Hz の場合、非切削時間は上記のように振動周波数 31Hz の場合より大幅に長いために、工具温度はより低くなるはずである。しかしながら、実際にはそれほど大きな差は生じていないことが分かった。このことから、低周波振動穴あけの工具温度低下は、ごく短い時間である程度温度が低下し、それ以後あまり温度変化は生じないと考えられる⁴⁰⁾。これは、チタン合金の切削では、工具逃げ面ではなく、チタン合金の切りくず内で最高温度が生じるという報告⁴⁵⁾⁴⁶⁾がなされていることから、工具温度が低下するのは、断続切削となり切りくずが分断されたことで、高温の切りくずが排出されやすくなり、工具への熱流入が少なくなるためと考えら

れる。したがって、非切削時間の長さは低周波振動穴あけの切削温度低下にあまり大きな影響が無いと考えられる。一方で、実切削時の切削温度については、振動の条件や有無にかかわらず、あまり大きな差は見られなかった。

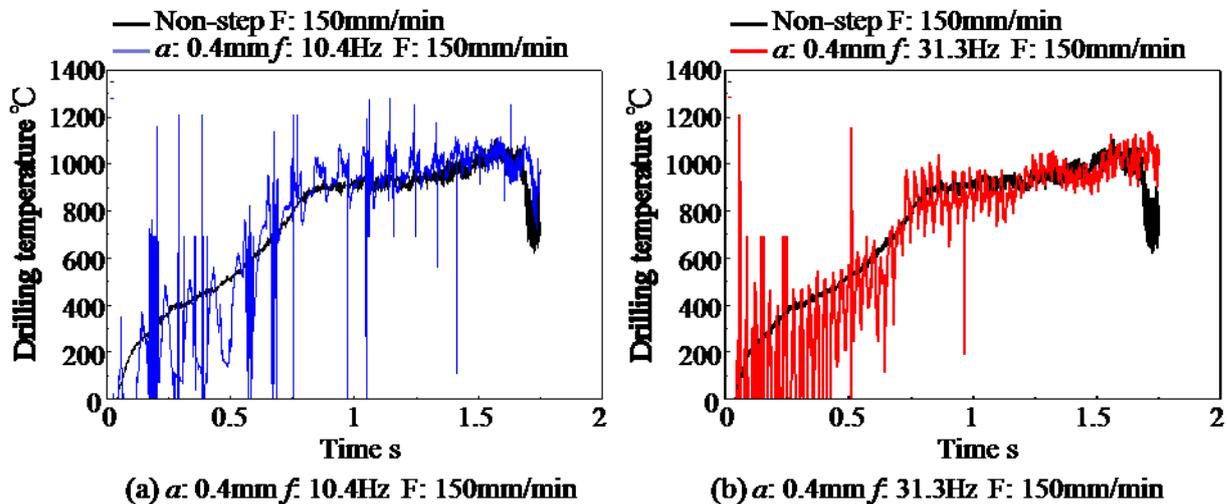


Fig. 3-40 Comparison of drilling temperature (1st hole)

図 3-41 から図 3-44 に、20 回目まで加工を行った際の、5 回毎の切削温度変化を示す。いずれも同図(a)は振動周波数 10Hz の場合、同図(b)は振動周波数 31Hz の場合である。なお、加工後ドリルのコーナ部やフルートの縁にチタン合金の凝着はみられず、前項でのドリル側面を研削した場合の結果とは違い、加工を繰り返して行っても凝着に起因すると思われる切削温度の大幅な低下は見られなかった。その結果、ノンステップの場合の切削温度は、5 回目以降、低周波振動穴あけの場合よりも高くなっており、20 回目加工時の最高切削温度は、1 回目加工時の最高切削温度よりおよそ 200°C 以上上昇している。それに対して、低周波振動穴あけの場合は、いずれも 1 回目加工時の最高温度からほとんど上昇していないことが分かる。これは、工具摩耗が抑制されたためと考えられる。

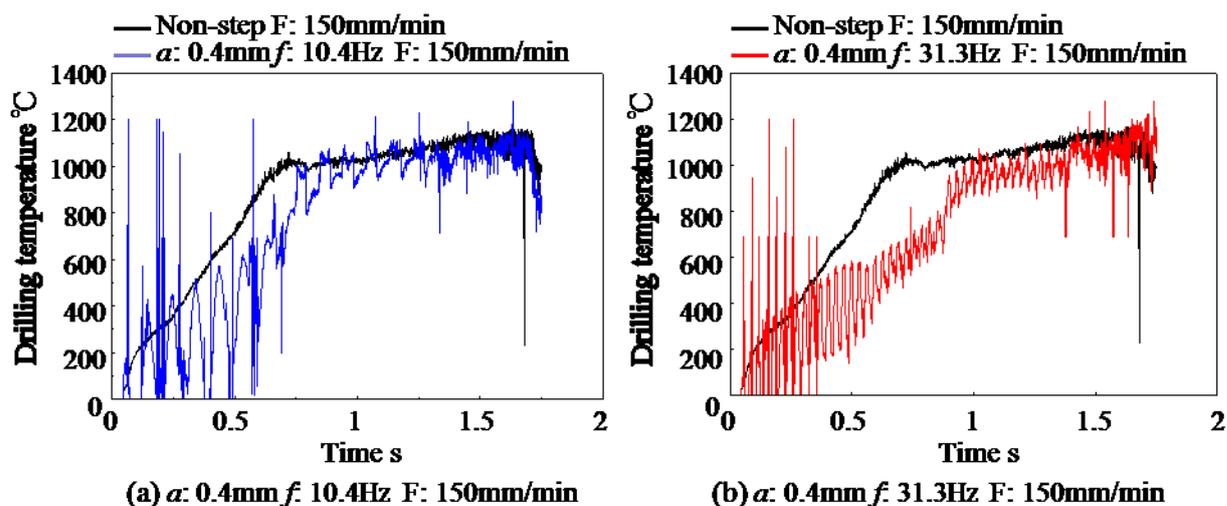


Fig. 3-41 Comparison of drilling temperature (5th hole)

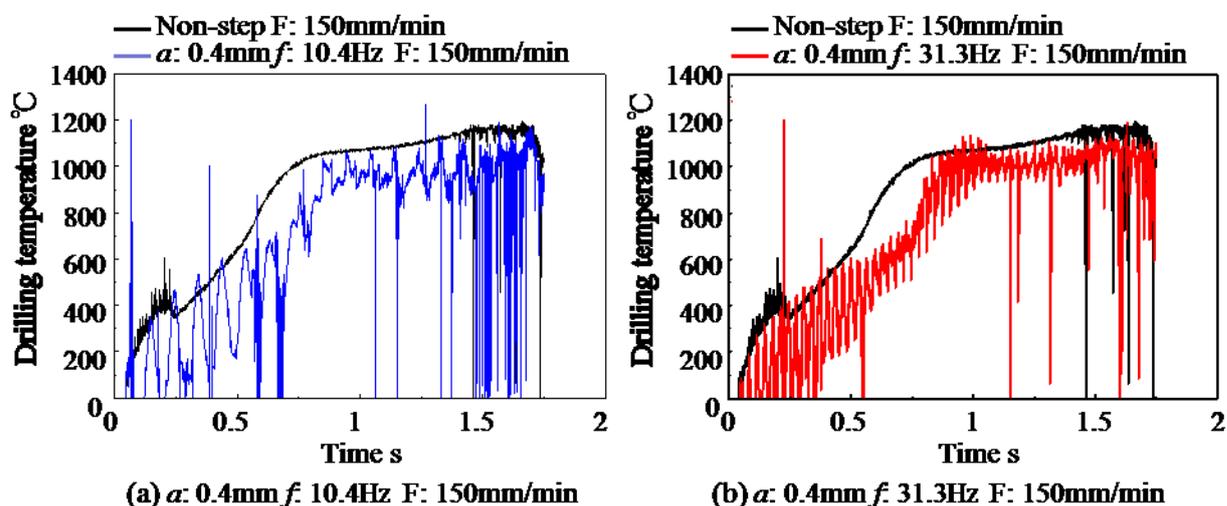


Fig. 3-42 Comparison of drilling temperature (10th hole)

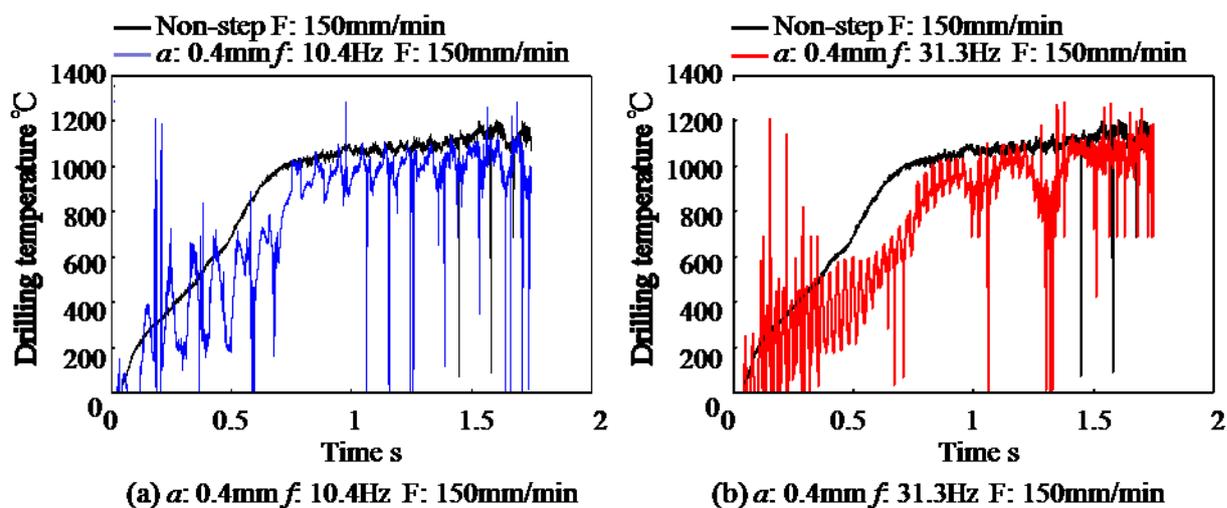


Fig. 3-43 Comparison of drilling temperature (15th hole)

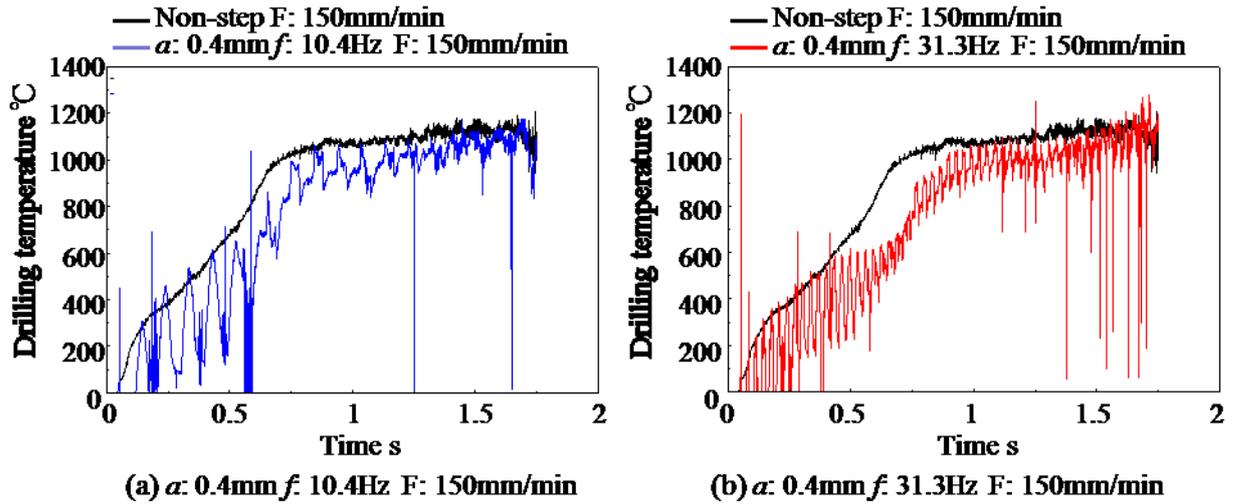


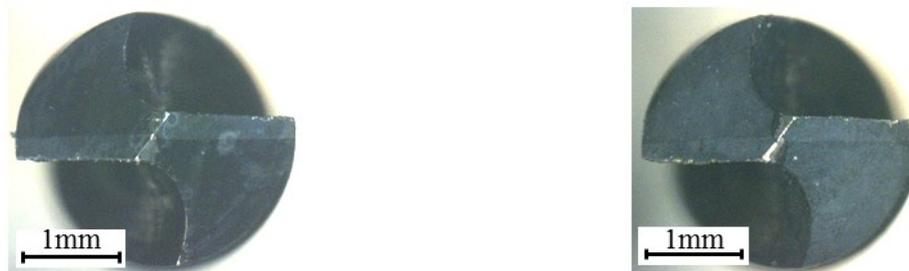
Fig. 3-44 Comparison of drilling temperature (20th hole)



(a) 1st hole

(b) 20th hole

Fig. 3-45 Photograph of cutting edge (Non-step F: 150mm/min)



(a) 1st hole

(b) 20th hole

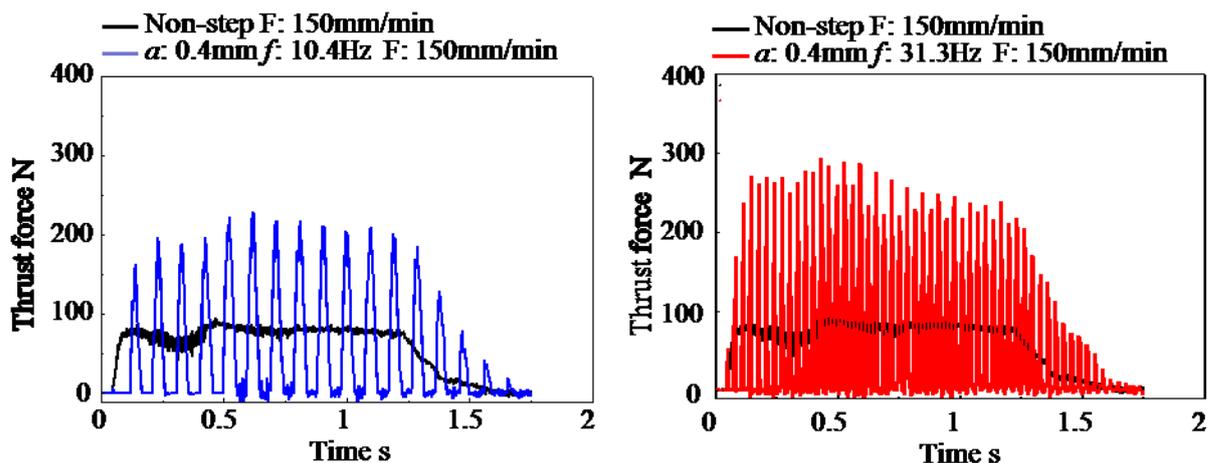
Fig. 3-46 Photograph of cutting edge (α : 0.4mm f : 10.4Hz F: 150mm/min)



(a) 1st hole

(b) 20th hole

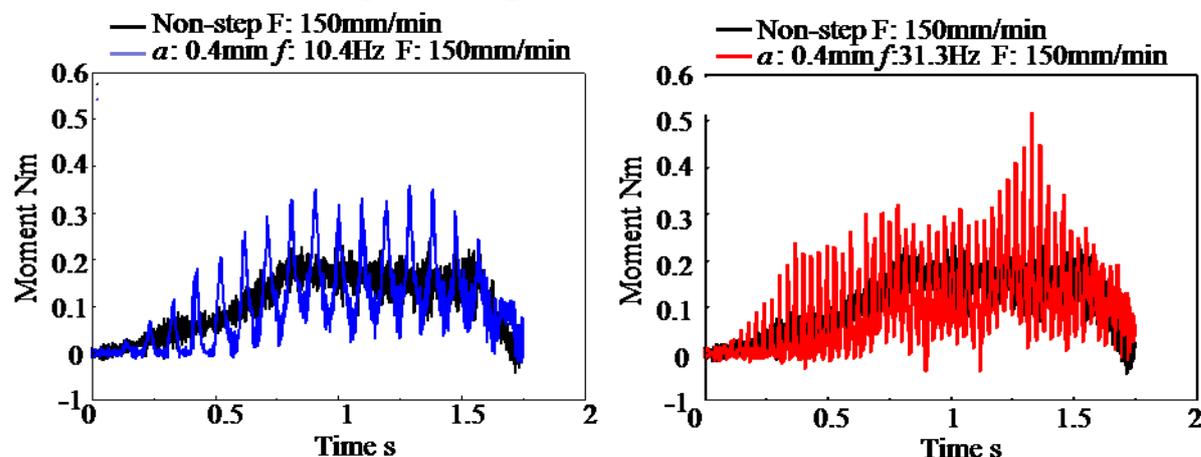
Fig. 3-47 Photograph of cutting edge (α : 0.4mm f : 10.4Hz F: 150mm/min)



(a) $\alpha: 0.4\text{mm}$ $f: 10.4\text{Hz}$ $F: 150\text{mm/min}$

(b) $\alpha: 0.4\text{mm}$ $f: 31.3\text{Hz}$ $F: 150\text{mm/min}$

Fig. 3-48 Comparison of thrust force (1st hole)



(a) $\alpha: 0.4\text{mm}$ $f: 10.4\text{Hz}$ $F: 150\text{mm/min}$

(b) $\alpha: 0.4\text{mm}$ $f: 31.3\text{Hz}$ $F: 150\text{mm/min}$

Fig. 3-49 Comparison of Moment (1st hole)

図 3-45 から図 3-47 に各条件の加工後のドリル先端部の拡大写真を示す。なお、いずれも同図 (a)が 1 回目加工後の、同図(b)が 20 回目加工後である。これらを比べると、1 回目加工後は、ノンステップの場合がもっとも状態が良く、チゼル部に若干の摩耗は見られるものの、切れ刃のチップングは生じておらず、コーナ部の摩耗も少ない。振動周波数 10Hz と 31Hz の場合を比べると、いずれも切れ刃に若干のチップングが生じており、特に振動周波数 31Hz の場合はドリル先端付近のシンニング部分と、コーナ部にチップングが生じている分、振動周波数 10Hz の方がより状態がよいことが分かる。これは、1 回目加工時のスラスト力、モーメントを比べると、図 3-48 と図 3-49 に示すように、いずれもノンステップの場合が最も低く、次に振動周波数 10Hz、31Hz と大きくなっていることから、平均送り速度が高いことが理由と考えられる。しかしながら、20 回加工を行ったドリルでは、ノンステップの場合が最も損傷が激しく、ドリルのコーナ部が大幅に摩耗しており、またチップングも生じ

た。チゼル部に関しても同様で、シンニング部分が摩耗によりほぼ無くなっていることや、先端部に広範囲の拡散摩耗が生じていることが分かる。一方低周波振動穴あけを行った場合、どちらもノンステップの場合比べ摩耗が大幅に抑制されており、1回目加工時に生じたチップングの箇所は若干摩耗しているものの、切れ刃は一様に摩耗しており、ノンステップの場合に見られる拡散摩耗は非常に少ない。特にチゼル部分はより顕著である。また、振動周波数 10Hz と 31Hz を比べると、振動周波数 10Hz の方が 1 回目加工時には状態は良かったにもかかわらず、ドリルコーナ部やチゼル部の摩耗が進んでいるのに対して、振動周波数 31Hz の場合には、1 回目加工後とほとんど変わっていない。

ここで、図 3-50 から図 3-53 にスラスト力の、図 3-54 から図 3-57 にモーメントの 5 回加工毎の変化を示す。なお、いずれも同図(a)が振動周波数 10Hz の場合、同図(b)が振動周波数 31Hz の場合である。これらから、ノンステップのスラスト力、モーメントは加工回数が増えるに従って、大幅に上昇していき、20 回加工時には低周波振動の場合とほぼ変わらないほど大きくなっている。一方で、低周波振動穴あけを行った場合、スラスト力、モーメント共にあまり大きな変化は見られず。20 回加工を行っても大きな変化は見られない。特に、振動周波数 31Hz では、1 回目と 20 回目加工時でほぼ変わらない。超硬工具は韌性に乏しいため、チップングを生じやすいものの、高温時の硬度は高いため、切削温度が高い領域にある場合は摩耗速度が低くなることや、切削距離が長くなるにつれ、工具摩耗は進み、それによって切削温度が上昇し、熱摩耗や凝着により摩耗速度が高くなることが知られている⁴⁾⁴⁷⁾。

以上のことから、ノンステップの場合、加工を繰り返すたびに工具摩耗が大きくなり、その結果切削温度もますます上昇するため、工具摩耗速度が高かったのに対して、低周波振動穴あけでは、摩耗が抑制されたため、切削温度が上昇せず、工具摩耗速度は低かったと考えられる。

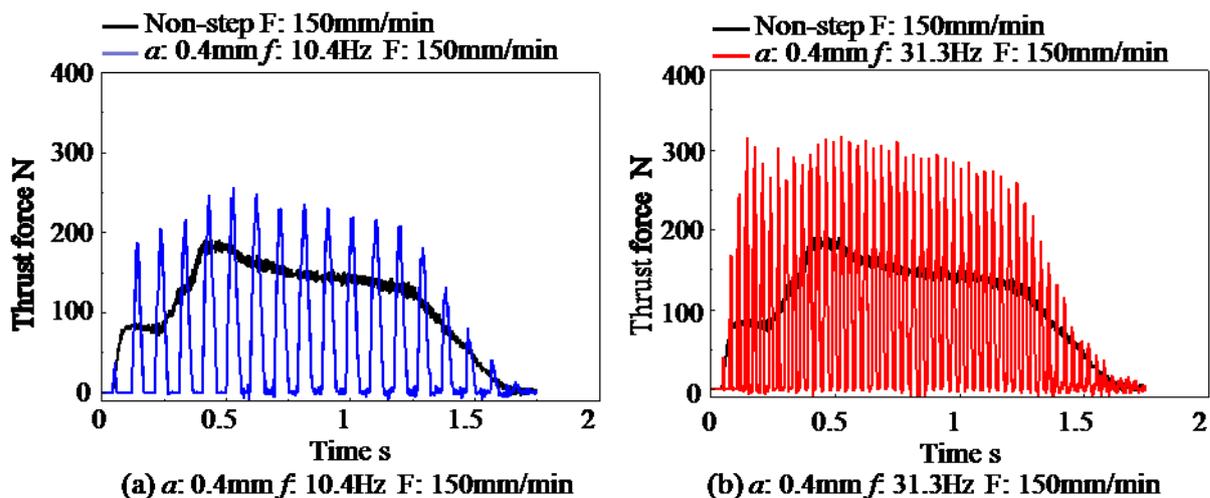


Fig. 3-50 Comparison of thrust force (5th hole)

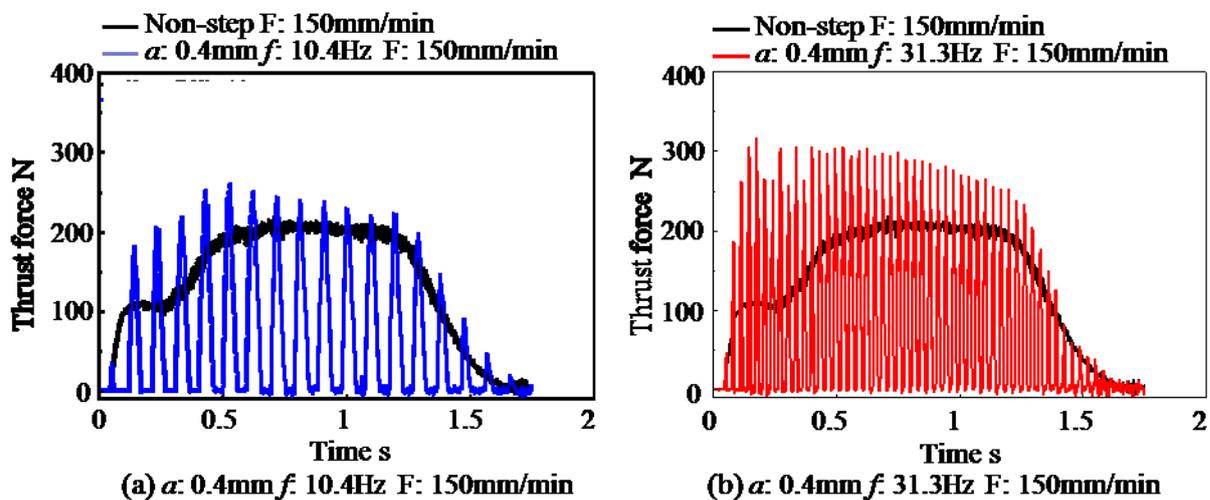


Fig. 3-51 Comparison of thrust force (10th hole)

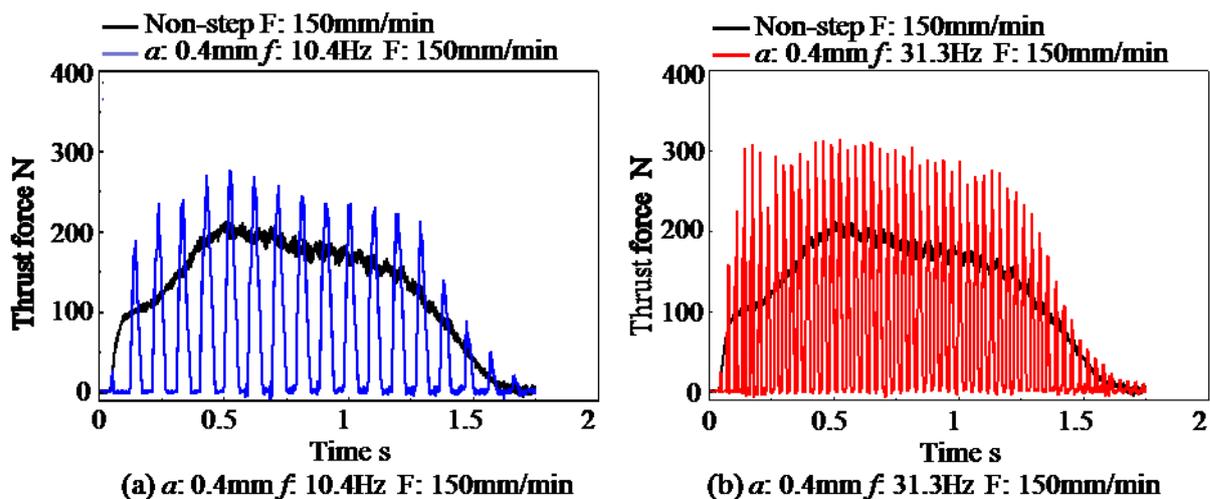


Fig. 3-52 Comparison of thrust force (15th hole)

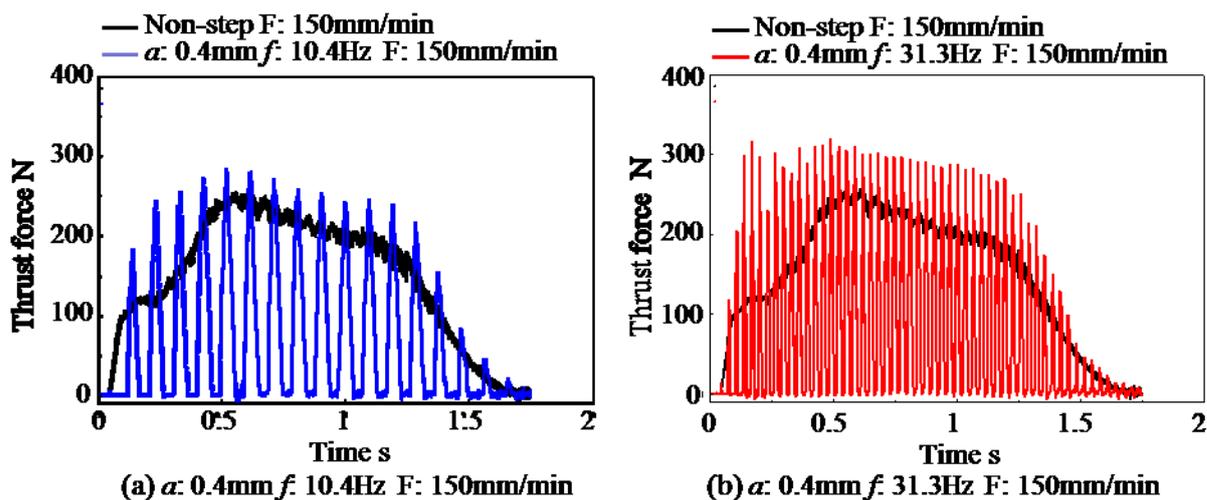


Fig. 3-53 Comparison of thrust force (20th hole)

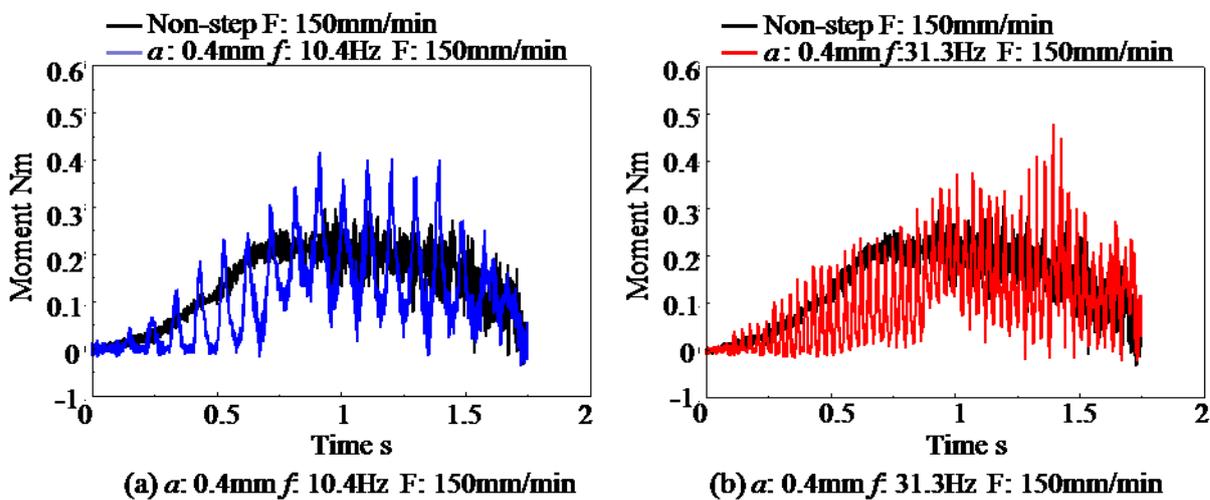


Fig. 3-54 Comparison of moment (5th hole)

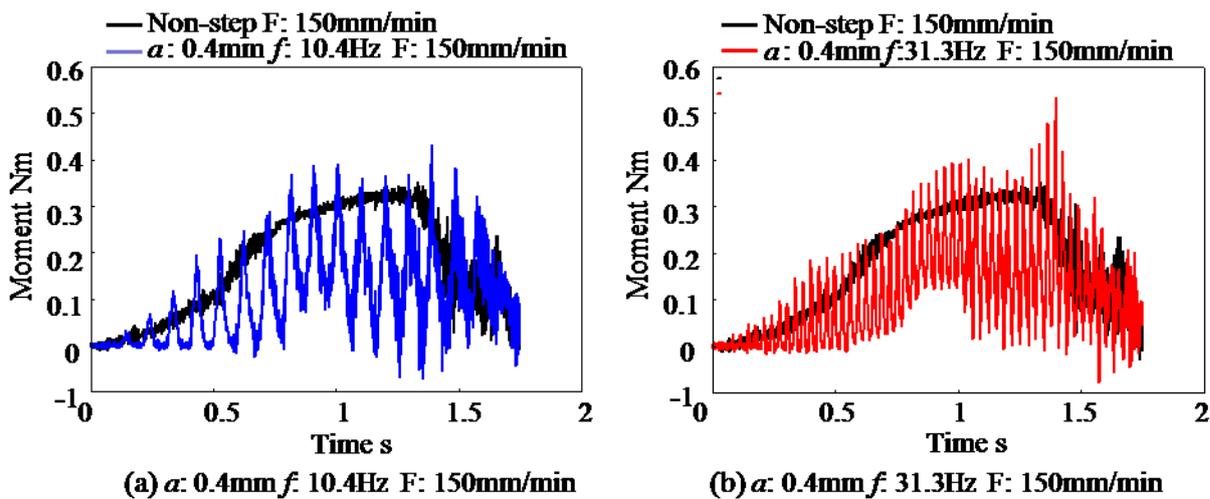


Fig. 3-55 Comparison of moment (10th hole)

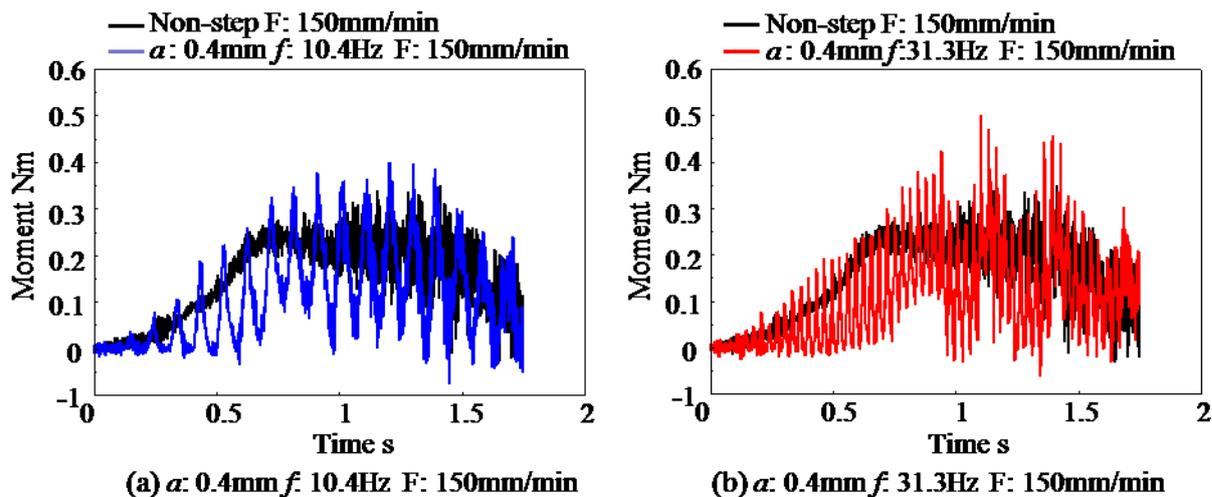


Fig. 3-56 Comparison of moment (15th hole)

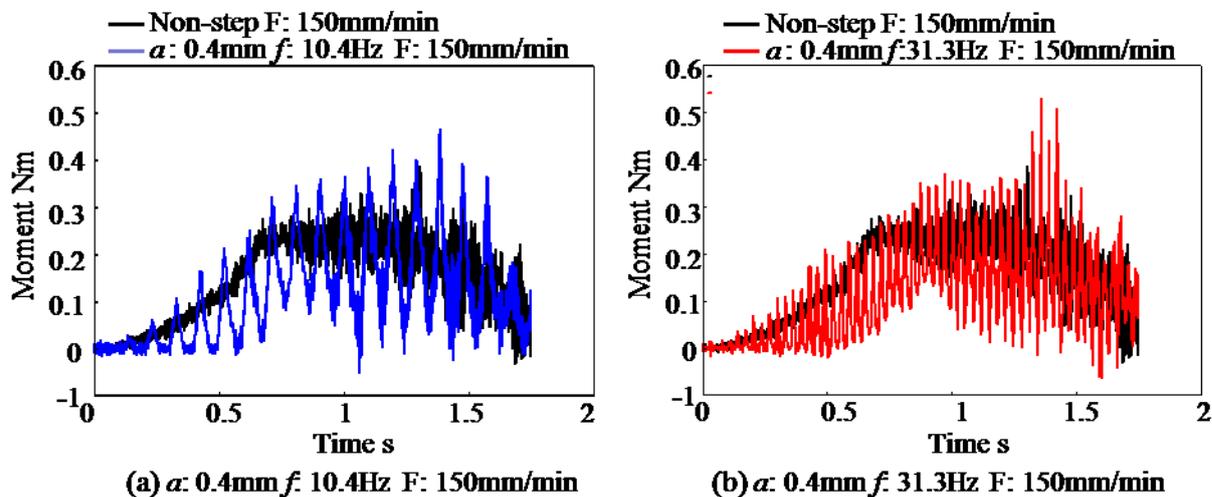


Fig. 3-57 Comparison of moment (20th hole)

3.6 断続切削による効果の確認

前項の結果から、チタン合金に対して低周波振動穴あけを行った場合、振動一周期中の非切削時に工具温度が低下することや、実切削時の切削温度は、平均切取り厚さが8倍になっているにも関わらず、ノンステップの場合と変わらないことが分かった。また、チタン合金の低周波振動穴あけにおいて、振動一周期中の非切削時間中に工具温度は低くなるものの、非切削時間が長くなったとしても、非切削時に低下した温度差に大きな変化は生じなかった。

そこで、非切削時間ではなく、実切削時間を比較すると、振動周波数31Hzの場合、振動一周期中の実切削時間は、振動周波数10Hzの場合のおよそ半分ほどになっている。

ここで、竹山⁴⁸⁾らの研究により、切削時に生じる摩耗量を以下の式で表すことができる。

$$W = (\alpha + \beta e^{-E/K\theta})L \quad (3.4)$$

W : 総摩耗量, α, β : 工具と被削材で決まる定数, E : 活性化エネルギー, K : ボルツマン定数, θ : 摩擦面の温度, L : 摩擦距離

式(3.4)において, A, B はもとより, 活性化エネルギー E も, 工具と被削材の組み合わせにより決まるため, 総摩耗量 W は摩擦面の温度 θ と, 摩擦距離 L によって求めることができる. なお, 摩擦距離 L は, 逃げ面摩耗に対して, 切削速度と総切削時間の積で表すことができる. 本実験では, ノンステップの場合も低周波振動穴あけの場合も, 切削時の温度はほぼ変わらないことから, 式(3.4)は最終的に以下の式で表すことができる.

$$W = (\alpha + \beta e^{-\gamma})V_c T \quad (3.5)$$

γ : 工具と被削材で決まる定数, V_c : 切削速度, T : 総切削時間

従って, 切削速度が一定である本実験においては, 工具逃げ面の摩耗量は総切削時間に比例する. そこで, 1 つの穴を回加工するのに費やす, 実加工時間の合計を各条件で計算したものを図 3-58 に示す. これより, 低周波振動を加えることにより, ノンステップより大幅に短くなっていることが分かる. また, 実切削時間の合計が振動条件によっても大きく異なり, 振動周波数 10Hz では振動周波数 31Hz のおよそ 2 倍になっている. 従って, 20 回穴あけを行った場合, それぞれの工具が行った総切削時間は, ノンステップの場合が最も長く, それに比べて振動周波数 10Hz の場合には 5 分の 1, 振動周波数 31Hz の場合にはおよそ 10 分の 1 にまで短くなることが分かる.

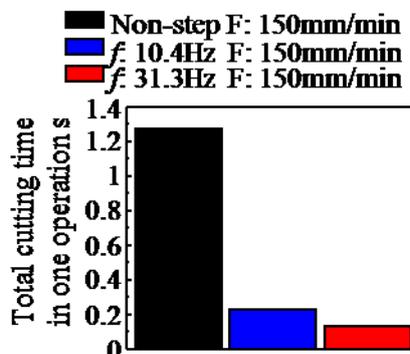


Fig. 3-58 Comparison of total cutting time at one hole opening operation

以上のことから、低周波振動穴あけを行うとノンステップの場合と比較して、切削温度がほぼ同じである一方、実切削時間は大幅に短くなるため、工具摩耗が抑制されたと考えられる。これにより、ノンステップの場合には摩耗により、切削温度が上昇することで、さらに摩耗速度が高くなるのに対して、低周波振動穴あけの場合には、摩耗が抑制されるため、切削温度が上昇せず、摩耗速度が低いと考えられる。また、振幅、振動周波数が大きくなるほどより摩耗が抑制された理由としては、低周波振動穴あけにおいて、振幅、振動周波数が大きくなるほど振動一周期中の実切削時間、つまり総切削時間が短くなることによるものと考えられる。

また、複数回加工を行った場合、ノンステップの場合は加工数の増加に従い、切削温度が上昇していた。これにより、式(3.4)で示した摩擦面温度が高くなることで、工具の摩耗速度が高くなる⁴⁹⁾のに対して、低周波振動穴あけの場合には、複数回加工を行っても切削温度に変化が生じないため、摩耗速度が低かったと考えられる。

一方で、低周波振動を加えないノンステップにおいても送り速度を高くし、ドリル回転中の切削厚さを厚くすることで低周波振動を加えた場合と同様に切削時の温度上昇を避け、かつ摩擦距離が短くなることで摩耗速度を低くすることができる可能性がある。そこでこれを検証するため、ノンステップの場合で送り速度を高くした条件で複数回加工を行った。実験時の条件を表3-5に示す。

Table 3-5 Drilling conditions of high speed feed at non-step drilling.

Drill		Non-coated cemented carbide drill	
Drill diameter	mm	3	
Web thinning		Type X	
Spindle speed	min ⁻¹	10000	
Feed rate	mm/min	150, 350	150
Condition		Non-step	Low frequency vibration
Vibration amplitude	mm	0	0.4
Vibration frequency	Hz	0	31.3
Cutting time ratio	%	100	10.8
Work piece		Ti-6Al-4V	
Work piece thickness	mm	3.18	
Drilling fluid		Dry	

なお、振動無しの送り速度を大きくした条件の加工は、これまでの実験に用いていた、図2-2で示した低周波振動穴あけ機では主軸出力の問題で穴あけが行えなかった。そのため、前述の条件に

については別途マシニングセンタ (Mazak VCN-410A) を用いた。しかしながら、マシニングセンタを用いた際、主軸とドリル間およびステージと被削材間を絶縁することが困難であったため前述の工具-被削材熱電対法による切削時の温度測定は行えなかった。

複数回穴あけを行った際の実切削距離に対するドリル逃げ面の摩耗幅を図 3-59 に示す。これより、振動無しの場合には前述の通り切削時の温度測定は行えていないため、低周波振動穴あけ時と同様に振動無しに送り速度が増加しても切削時の温度が変化していないかは不明であったが、低周波振動を加えた場合と同様に、送り速度を高くしたことで摩擦距離は短くなったにもかかわらず、摩耗の低減は見られず、送り速度を高くすると摩耗がより大きくなっていることがわかる。このことから加工を繰り返すほど振動無しの場合には摩耗の進行とともに工具先端の温度が上昇し、より一層摩耗速度が高まったと考えられる。

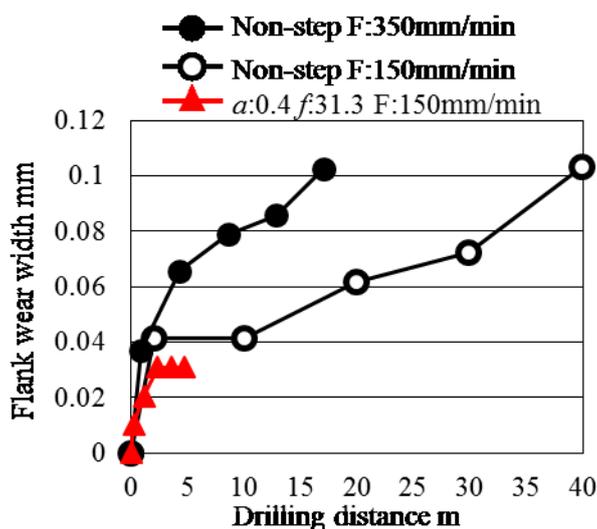


Fig. 3-59 Drilling distance and flank wear of drill

3.7 考察

以上の結果よりチタン合金に低周波振動穴あけを行うと、切削点温度はノンステップの場合とあまり差が無い一方で、非切削時には切れ刃近傍の温度が低下していると考えられる。また、周波数を 10Hz, 31Hz と変更して測定した結果、周波数 31Hz の場合周波数 10Hz の場合に比べて非切削時間は 1/3 倍に減少しているにもかかわらず非切削時間中の温度低下量にはほとんど差が生じていないことがわかった。一方で周波数が高くなると実切削時の平均切り取り厚さは 8 倍以上となるが実切削時の切削点温度はほとんど変化していないことがわかった。また、低周波振動を加えず

送り速度だけを高めたノンステップで複数回穴あけを行った結果、低周波振動穴あけと同様に総切削時間は短くなったにもかかわらず、低周波振動穴あけの場合と異なり総切削時間が短い送り速度を高めたほうが摩耗速度は高かった。このことから低周波振動穴あけの場合には断続切削となることでノンステップの場合に比べて同じ回数穴あけを行っても総切削時間が短く、なおかつ断続切削となることで非切削時に温度が低下し、複数回穴あけを行っても切削点温度が高くなりにくく摩耗が低減されると考えられる。

3.8 おわりに

本章では穴あけ時の切削点温度を測定する工具-被削材熱電対法を用いて、ノンステップの場合と低周波振動穴あけの場合の切削点温度を測定し、ノンステップの場合と低周波振動穴あけの場合で切削時の切削点温度にあまり差が生じないこと、非切削時にドリルコーナ部の温度が低下することを示した。また、低周波振動穴あけにおいて周波数を高め、実切削時間中の平均切取厚さが8倍になっても、切削時の切削点温度に差があまり生じないこと、非切削時間が1/3倍になっても非切削時の温度低下量にあまり差が無いことを示した。一方でノンステップの場合に送り速度を高くして平均切取厚さを厚くし総切削時間を短くしても、低周波振動穴あけと異なり摩耗速度は低くならなかったことから、低周波振動穴あけの断続切削により非切削時間中にドリルの刃先近傍温度が低下し、これにより摩耗が抑制されている可能性があることを示した。

第4章

非定常解析による切れ刃近傍温度予測

4.1 はじめに

前章までの研究より低周波振動穴あけは本章では穴あけ時に生じる切れ刃近傍の温度を測定し、低周波振動穴あけを行うことで断続的な切削となり、非切削時に温度が低下すること、切削時の温度はノンステップの場合とあまり差が無いこと、総切削時間が短くなるだけでなく断続的な切削となり非切削時間中に切れ刃近傍の温度が低下することが摩耗低減に寄与していることがわかった。そこで低周波振動穴あけ時の切削力を計算するとともに、切削力から生じる熱やその伝播から、切れ刃近傍温度を予測するシミュレータについて検討する。これにより低周波振動穴あけ時の適切な振動条件を事前に検討できるようになる。本章では温度予測のシミュレータの開発および、実験結果との検証結果について説明する。

4.2 切り取り厚さと主分力

4.2.1 低周波振動による一刃中の切り取り厚さの変化

低周波振動穴あけは第二章で説明した通り、低周波振動の振幅や周波数によって工具と被削材間の距離が変化し、振動一周期中の切削を行う実切削時間と切削を行わない非切削時間は変化する。またこれにより、切削中の切取厚さもドリルの回転数および送り速度、低周波振動の振幅・周波数により変化することとなる。例えば図 4-1 に示すようにドリル回転速度 1000min^{-1} 、送り速度 40mm/min 、振幅 0.6mm 、振動周波数 12.5Hz の場合、ドリル一刃あたりの切り取り厚さは一定ではなく変化することがわかる。一方で低周波振動を加えても周波数が 33.3Hz とドリルの回転周波数と低周波振動の周波数が一致する場合には図 4-2 に示すようにドリル一刃あたりの切り取り厚さは常

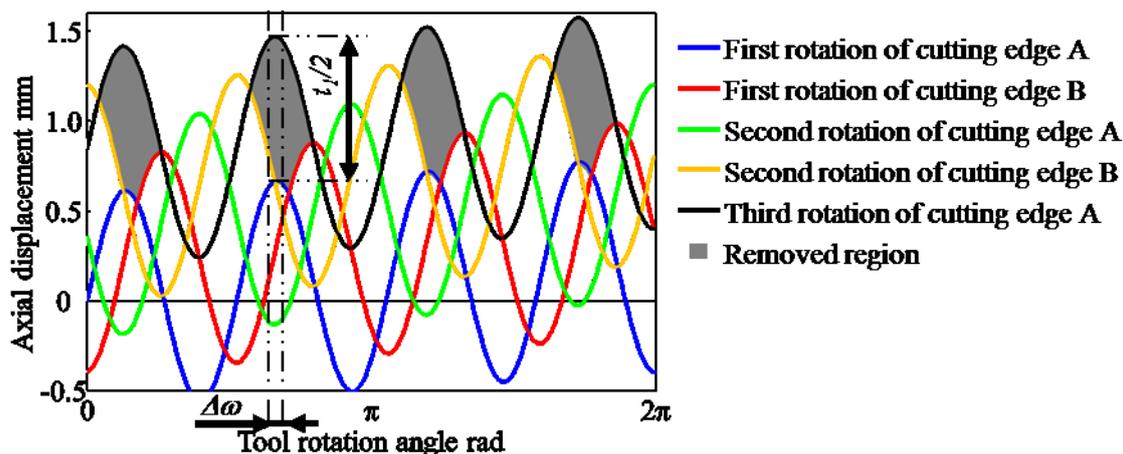


Fig. 4-1 Removed region of low-frequency vibration drilling in case of intermittent cutting

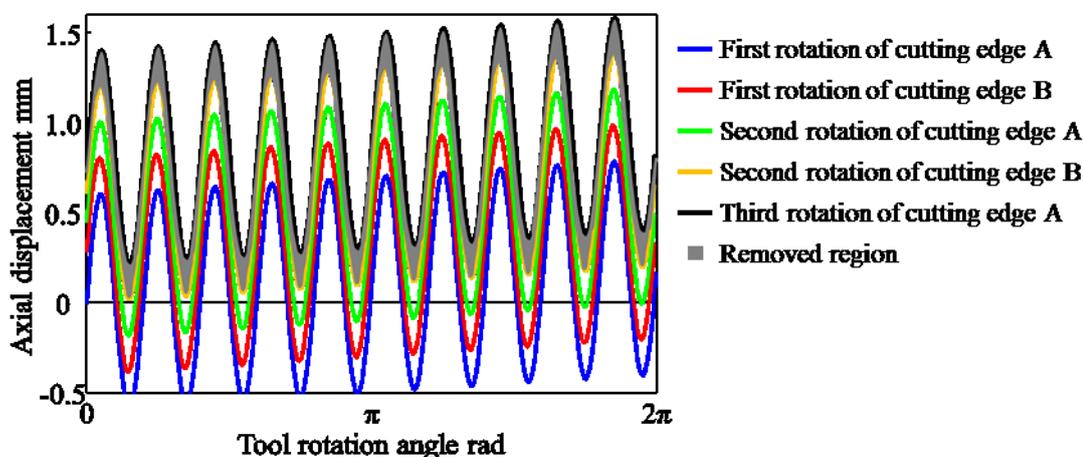


Fig. 4-2 Removed region of low-frequency vibration drilling in case of non-intermittent cutting

に一定となり、非切削時間の無い通常のノンステップと同じく非断続切削となる。このように低周波振動穴あけの切り取り厚さはドリル一回転前の穴あけ状態にも影響される。そこで、低周波振動穴あけの切り取り厚さは次のように算出することとした。本研究で使用したドリルは二枚刃のため、ドリル一回転につき切れ刃が描く軌跡は二本となる。したがって、切り取り厚さはドリル二回転分、4本の軌跡から求めることができる。

切り取り厚さは図 4-1 中に示すとおり、ある回転角 ω における切れ刃の軌跡 4 本のうち、ドリルの軸方向最大値から次点の値を引いたものとなる。本研究では解析に用いる切取厚さを表計算ソフト(Microsoft 社製 Excel)にて算出した。

4.2.2 二次元切削による主分力測定

ドリルの切れ刃は一様な形状になっておらず、すくい角がドリル中心からの距離によって大きく異なる。また切削速度もドリル中心ほど遅く、外周に近づくほど速くなる。そのため、切れ刃上に生じる切削抵抗およびそれによって生じる切削熱は切れ刃上で著しく変化している。このように切れ刃上に不均一な切削抵抗を求めるにあたり、ドリル切れ刃を軸方向に複数分割し、各分割切れ刃における切削を二次元切削に近似する手法⁵⁰⁾を用いて切削抵抗を算出することとした。

ドリル切れ刃を複数の二次元切削の総和に近似する手法について図4-3を用いて説明する。同図(a)に示すようにドリルの切れ刃に垂直な断面 A-A において、切削に対して垂直な方向と切れ刃の間に生じる角度がすくい角 α_n 、同図(a)および(b)、(c)に示すドリルの軸に垂直な方向と切れ刃の間に生じる角を傾斜角 C_s 、同図(c)に示す二次元切削の切取厚さを t_l 、とする。前節で示したとおり、本研究で使用したドリルは二枚刃のため、一刃あたりの切取厚さは送り速度の半分になる。したがって、切れ刃の二次元切削近似は下記の式で表すことができる。

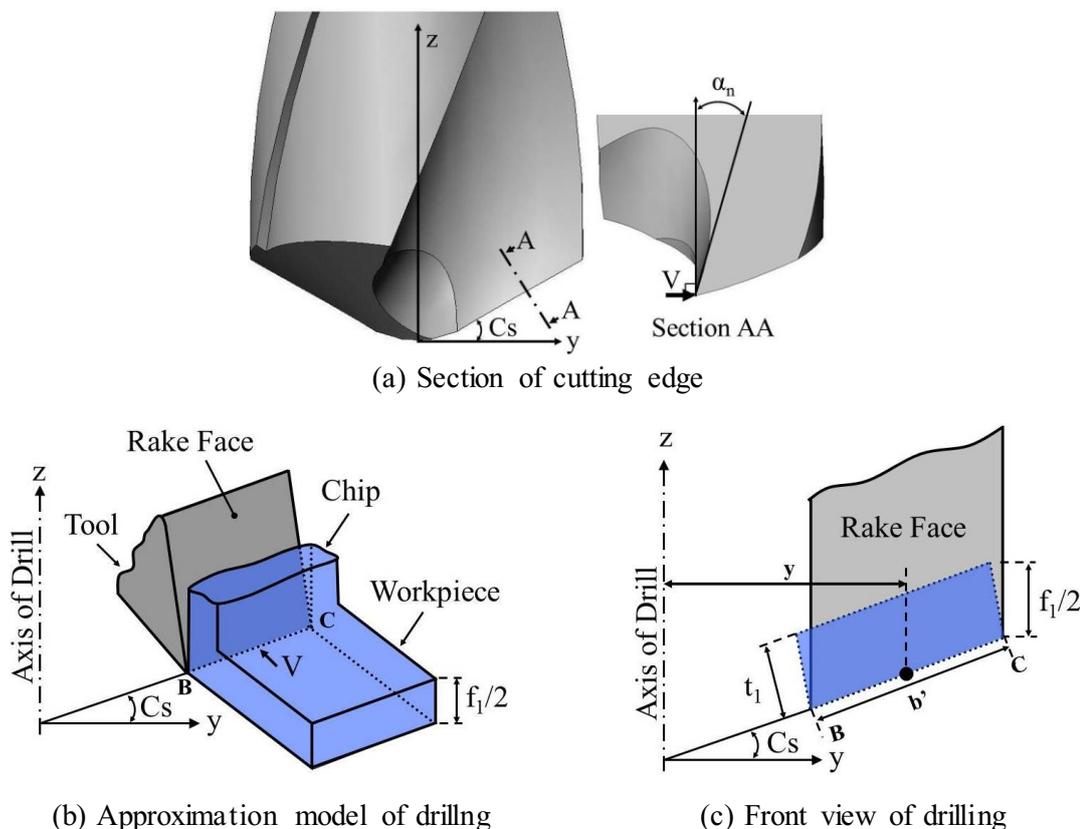


Fig. 4-3 Approximation of Two-dimensional machining

$$t_1 = (f_1/2) * \cos C_s \quad (4.1)$$

$$V = S/60 * (\pi * 2y)/1000 = S * (\pi * y)/30000 \quad (4.2)$$

なお, t_1 : 切り取り厚さ(mm), f_1 : 1回転当たりの送り(mm/rev), C_s : 傾斜角(deg.), V : 切削速度(m/s), S : ドリル回転速度(min⁻¹), y : ドリルの中心軸からの距離(mm)である.

二次元切削は図4-4に示すように工具の切れ刃と切削方向が直行する. この場合, 各断面の変形方向は切れ刃の稜線に対して一様になるため, 切りくず生成は二次元状になる. 例えば旋盤による加工の場合, 切込みに対して切れ刃の刃幅が十分に大きければ切りくずに生じるのは平面ひずみのみであり, 二次元的な切りくず生成状態となる. このとき旋盤の工具切れ刃に生じる切削抵抗はほぼ主分力 F_p のみとなるため, 単位時間当たりに生じる切削抵抗 W は以下の式で表すことができる.

$$W = F_p * V \quad (4.3)$$

なお, W : 切削抵抗(Nm/s), F_p : 主分力(N)である.

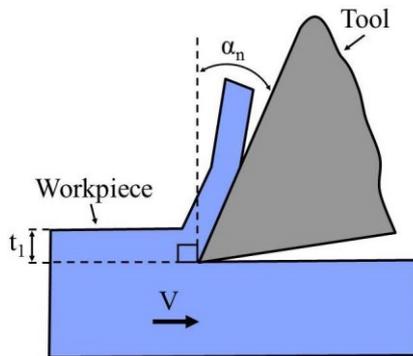


Fig. 4-4 Two-dimensional machining

ドリルの切れ刃に生じる切削抵抗を算出するため, 図4-5に示すようにドリルをワイヤ放電加工にて切断し, ドリルの中心からの距離毎の切断面の切れ刃すくい角 α_n をマイクロスコープにて測定した. 測定結果を表4-1に示す.

Table 4-1 Rake angle of a drill

Distance from the center of drill	mm	0.2	1.5	2.0	2.5
Rake angle	deg.	10.9	30.5	33.2	35.2

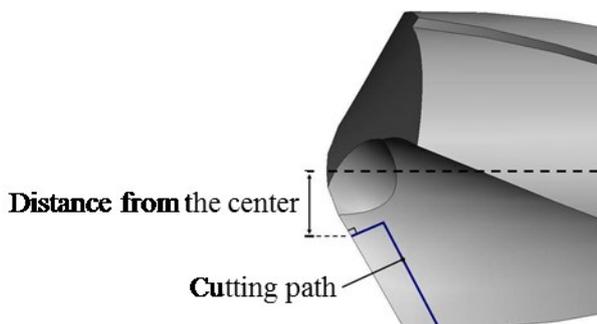


Fig. 4-5 Cutting path of EDM

測定結果を元に図 4-6 に示すとおり 4 種類の旋盤用超硬バイトを作成し、二次元切削実験にて主分力を測定した。実験条件は後述する解析との検証実験時の低周波振動穴あけの実験条件をもとに決定した。二次元切削の実験条件を表 4-2 に示す。なお、切削幅は前述の通り切込みに対して切れ刃の刃幅が十分に大きい必要があるため、常に 10 倍以上となるようにした。

Table 4-2 Two-dimensional machining property

Workpiece material	Ti-6Al-4V				
Tool-bit edge material	Cemented carbide K10				
Rake angle	Deg.	10.9	30.5	33.2	35.2
Cutting speed	m/min	11.3	56.5	75.4	94.2
Feed rate	$\mu\text{m}/\text{min}$	8.6, 10.3, 14.4, 17.3, 43.3, 51.9, 53.1, 63.7, 72.1, 86.5, 159.2, 191.0, 265.2, 318.3			

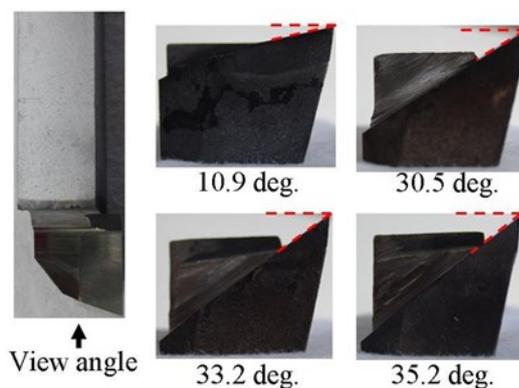


Fig. 4-6 Rake angle of Tool Bit

二次元切削では工具と被削材の組み合わせによっても影響がでる。本研究ではチタン合金として一般的な α - β チタン合金の Ti-6Al-4V の丸棒を被削材とし、三和製作所製の超硬方刃バイト

(33-3K10)を工具とした．これらを用いて NC 旋盤(テクノワシノ C5)にて外丸削りを行った．

切削抵抗は水晶圧電式三成分動力計(KISTLER 9257B 型)の出力をチャージメータ(KISTLER 5015A)にて増幅し，データロガー(KYENCE NR-2000)で記録した．測定時のサンプリングは 1 ms とした．測定時の機器接続図を図 4-7 に示す．

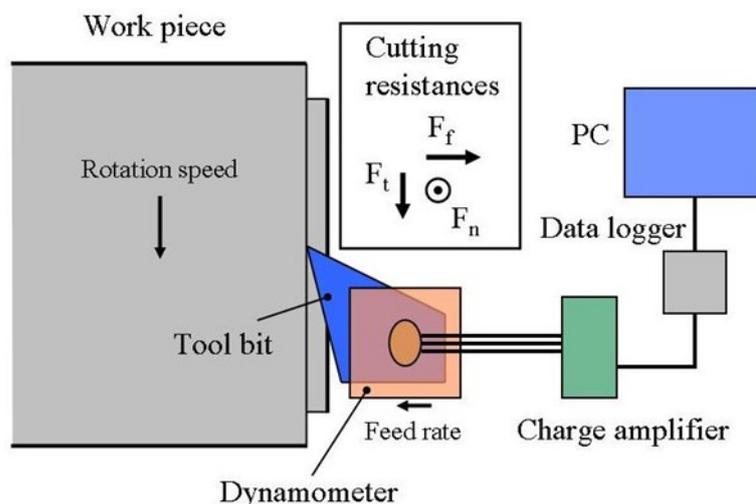


Fig. 4-7 Device connection of two-dimensional machining by lathe

図 4-8 から図 4-11 に二次元切削実験で測定した主分力をドリル中心からの距離ごとにまとめたものを示す．なお，切削幅 1mm あたりの値に換算している．また，測定時に生じた微小なノイズを除去するため，50 点毎の移動平均結果を併記している．ここで，例えば図 4-9 の $t_1=8.58\mu\text{m}$ や図 4-10 の $t_1=8.58\mu\text{m}$ での測定時など測定中の主分力にピーク上の変動や段差が見られるものがあるが，これは切削中に被削材のバリを削り落とす際や被削材に絡んだ切りくずによって生じたものと考えられる．この影響を取り除くため，各測定結果のうち変動の小さな安定領域の結果を用いることとした．図 4-12 に前述の二次元切削結果より得た切削厚さ毎の主分力を，ドリルの各切れ刃位置にまとめたものを示す．これより主分力は切削厚さに比例して線形に増加しており，線形近似がかのうなことがわかる．また，主分力はすくい角が大きく切削速度も高まるドリルの外周に近づくほど小さくなっていることもわかった．これらの結果を用いることで，二次元切削を行った条件以外でも任意の切削厚さから主分力を算出することができる．

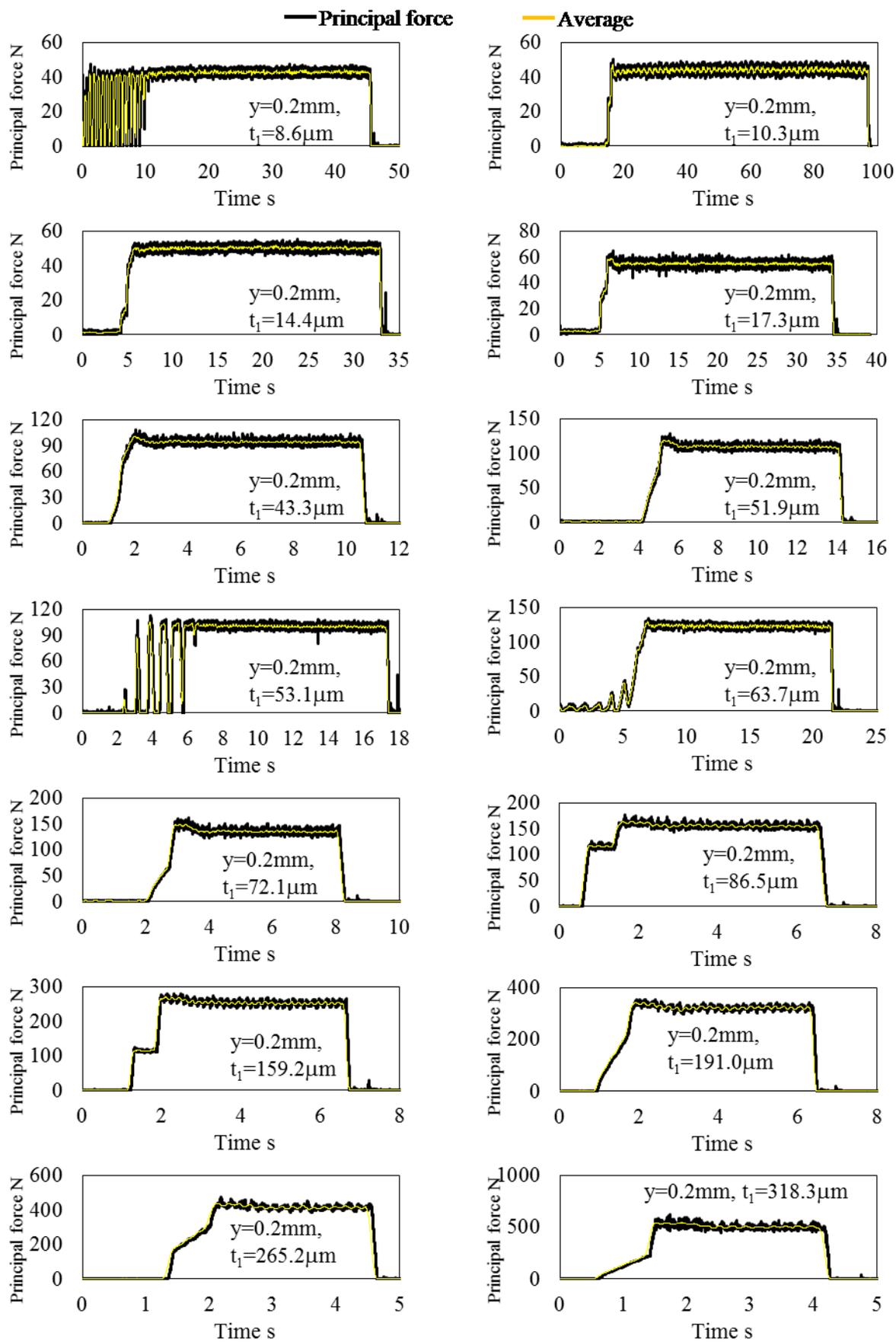


Fig. 4-8 Principal force at $y=0.2\text{mm}$

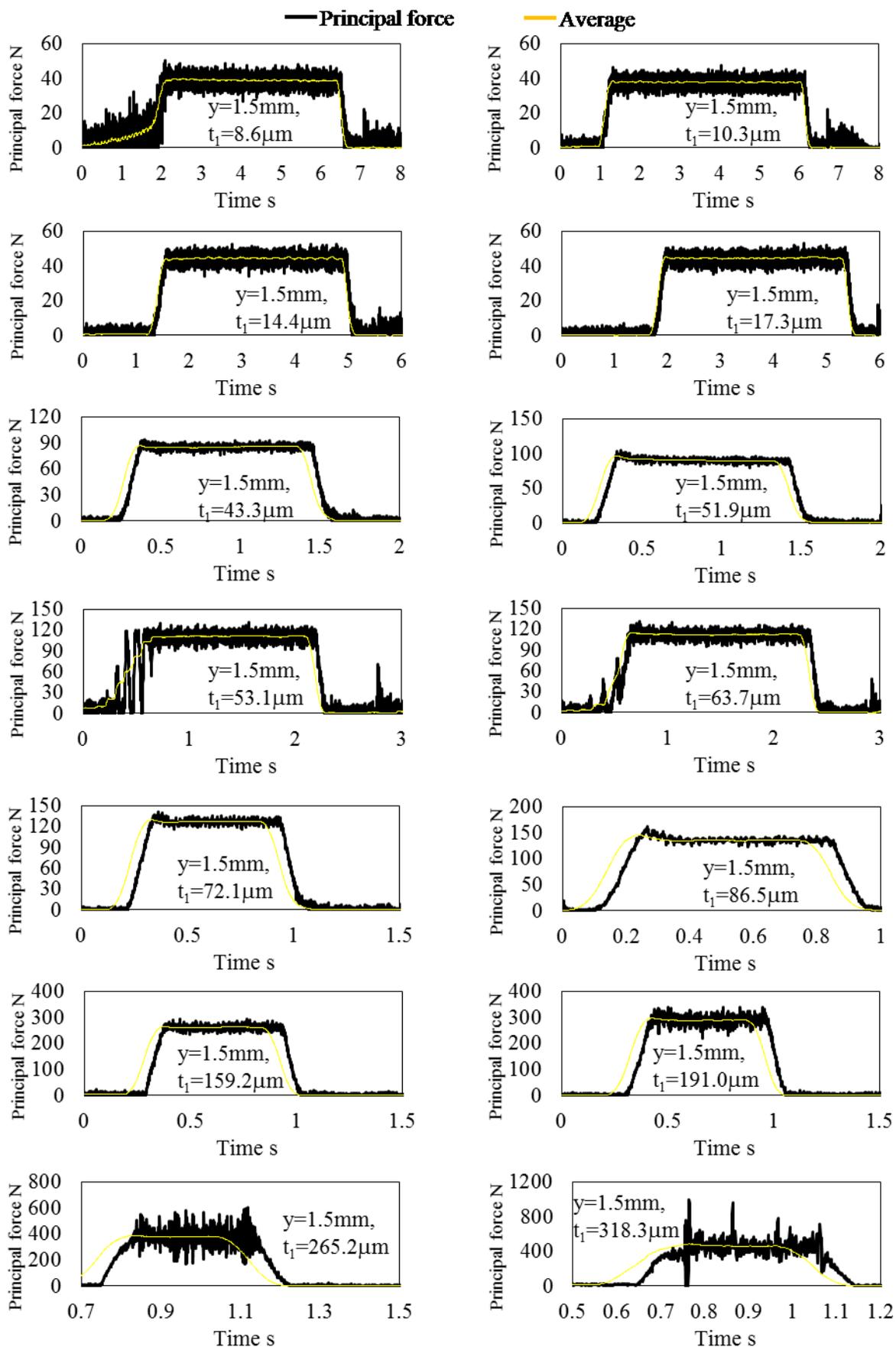


Fig. 4-9 Principal force at $y=1.5\text{mm}$

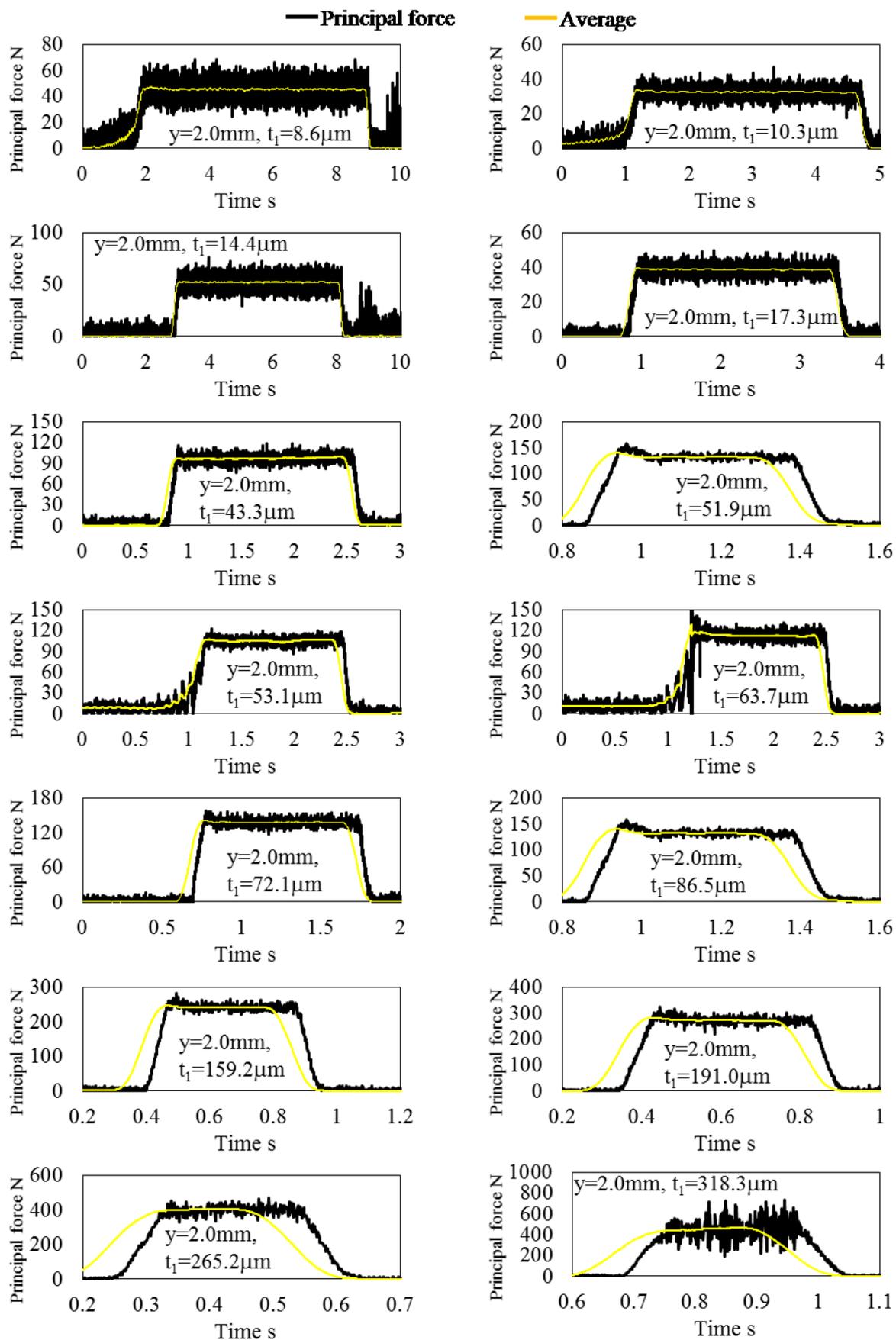


Fig. 4-10 Principal force at $y=2.0\text{mm}$

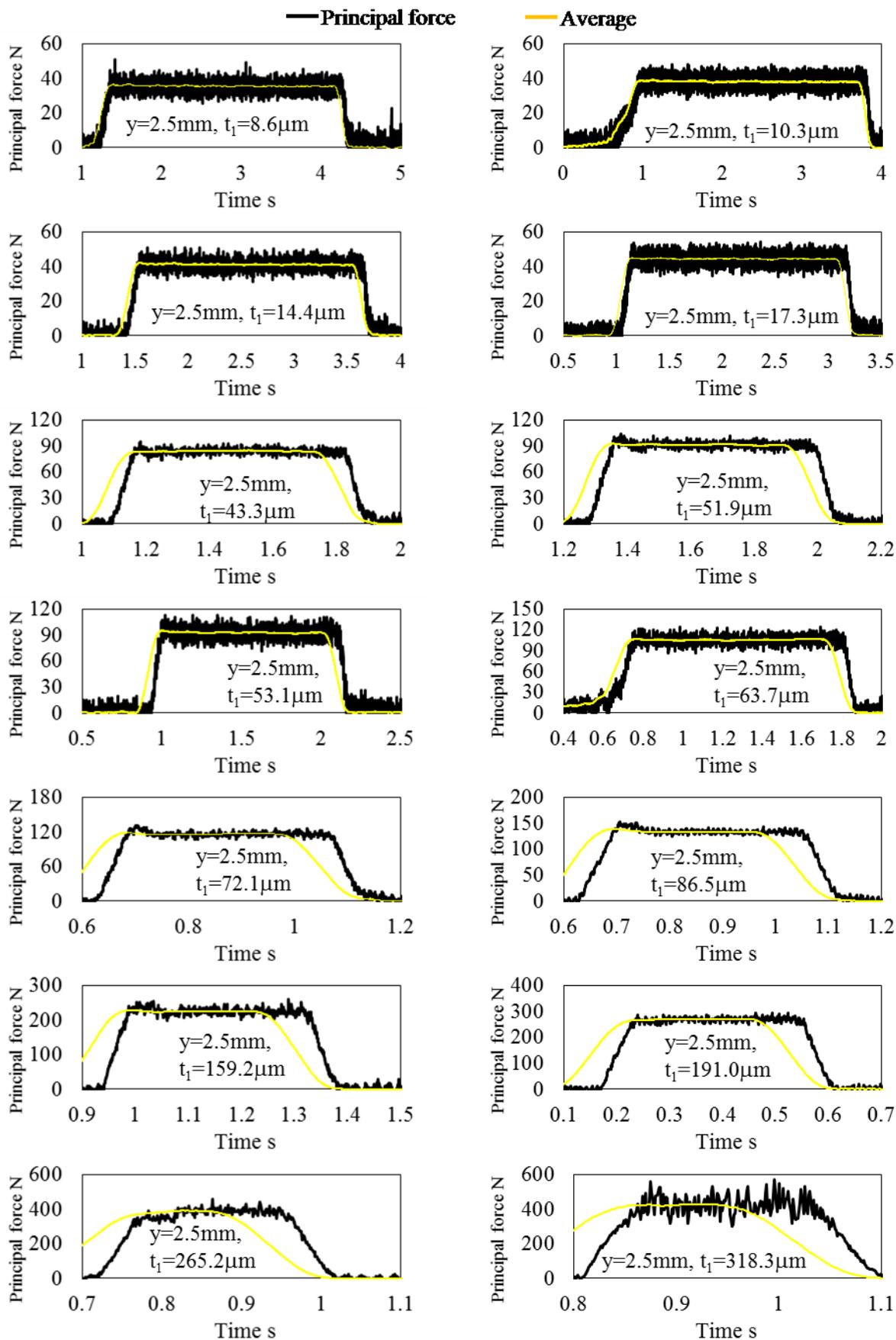


Fig. 4-11 Principal force at $y=2.5\text{mm}$

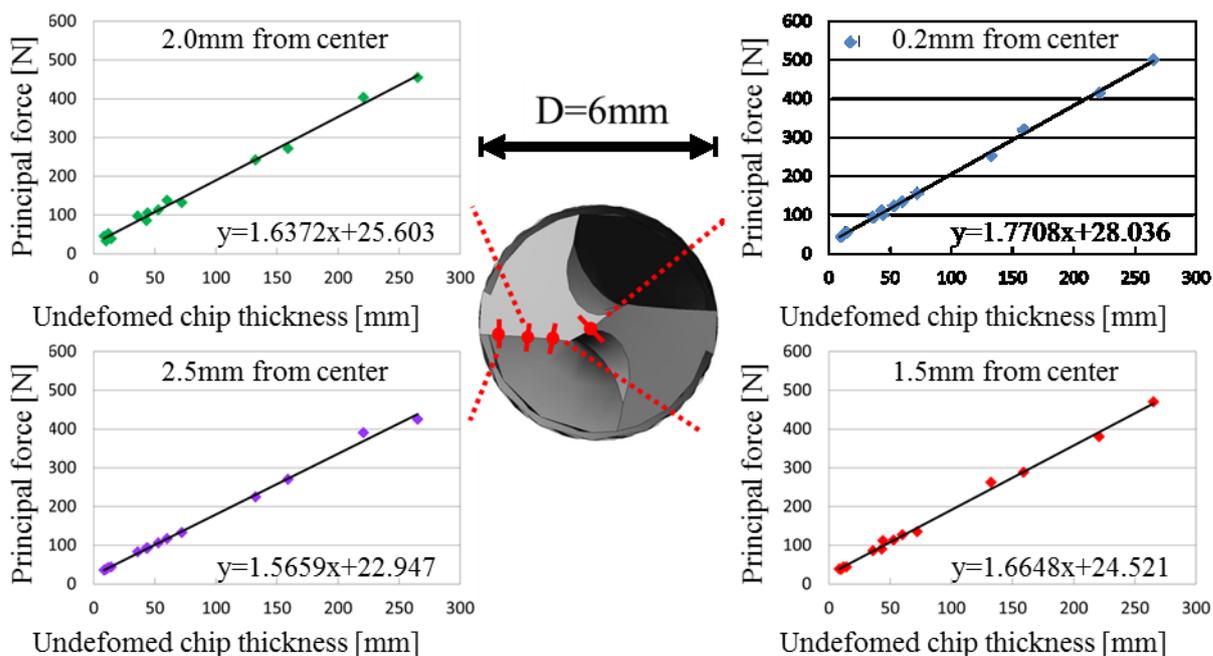


Fig. 4-12 Principal force per cutting thickness of drill

4.3 解析による切れ刃近傍温度予測

4.3.1 解析モデルと解析条件

低周波振動穴あけ時の切れ刃近傍温度予測は有限要素法を用いて非定常伝熱解析を行った。解析には汎用構造解析パッケージソフトウェアの Femap with NX Nastran を用いた。解析に用いた三次元モデルを図 4-13 に示す。このモデルは後述する検証実験に用いるドリルの寸法をもとに作成した。ただし、解析効率を高めるためドリル全体ではなく、ドリル先端から 10mm までを作成した。

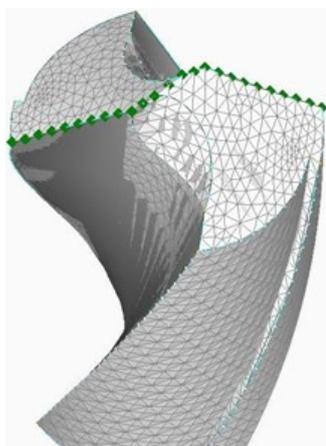


Fig. 4-13 Analysis model

この三次元モデルに対して表 4-3 に示す物性値および要素・メッシュを設定し切れ刃近傍温度予測の解析モデルとした。

Table 4-3 Material properties and details of the analysis model

Material		CR1 (Cemented carbide Type K)
Thermal conductivity	W/(m・K)	75
Specific heat	J/(kg・K)	290
Density	g/cm ³	14.7
Elem. type		Tetrahedral
Elem. property		Solid
Elem. side length	mm	0.3
Elem. number		38439
Analysis time(step)	s(step)	5 (5000)

4.3.2 切削熱量の計算と熱流入量

先に示した低周波振動穴あけ時の切取厚さ算出方法と、切取厚さ毎の主分力近似式および式(4.3)を用いて、低周波振動穴あけ時のドリル切れ刃全体に生じる切削力を求めることができる。

計算された切削力を元に、ドリルの切れ刃に流入する熱量について検討を行う。発生する熱量は以下の式で表すことができる⁴⁰⁾。

$$\begin{aligned}
 Q &= 2 * W * n * l_c * R_1 * R_2 * R_3 \\
 &= 2 * F_p * V * n * l_c * R_1 * R_2 * R_3
 \end{aligned}
 \tag{4.4}$$

なお、 Q : 工具へ流入する切削熱量(W), n : 切れ刃を軸方向に分割する任意の数, l_c : 分割された切れ刃の長さ(mm), R_1 : 切削力のうち熱に変換される割合(%), R_2 : 工具・被削材への熱流入割合(%), R_3 : 工具・被削材に流入する熱のうちで工具への熱流入割合(%)である。

ここで、切削時に要するエネルギーはごく一部が切削音や塑性ひずみとして消費されるものの、ほぼ全てが熱に変換されている。また、E. O. Ezugwu⁵¹⁾らは、切削時の工具と被削材の材質組み合わせ毎の工具および被削材への熱流入割合を実験的に測定している。この結果より、超硬 K 種の工具を用いて Ti-6Al-4V の被削材を切削した場合に生じる切削熱は、25%が切りくずに、残りの75%が工具および被削材に流入することがわかっている。また、ここで工具と被削材には均等に熱流入が分配されると仮定すると、切削により工具に流入する熱量は式(4.4)より以下の式で表せる。

$$\begin{aligned}
 Q &= 2 * F_p * V * n * l_c * 100\% * 75\% * 50\% \\
 &= F_p * V * n * l_c * 75\%
 \end{aligned}
 \tag{4.5}$$

なお、解析時の工具への熱流入は図 4-14 に示すように解析モデルの切れ刃上にある節点に熱荷重を加えることで行った。各節点に入力する熱荷重は図 4-12 に示した前述のドリル中心からの距離毎の線形近似式より切り取り厚さに対する主分力より、式(4.5)をもとに分割した切れ刃毎の熱流入量を算出した。

ここで、ドリル先端の拡大図を図 4-15 に示す。これより実際の切削においては、チゼル部はドリルと被削材が接した瞬間から切削が始まり切削熱が流入し始める。しかしながら、ドリルコーナ部になるほど微小ではあるが被削材までの距離が長くなることで切削が始まるまでに時間を要し、切削熱が流入し始めるのが遅れることがわかる。そこで本解析では切れ刃の位置ごとに熱流入開始時間を遅らせることでこれを再現することとした。なお、この時間差は低周波振動の有無はもとより振幅・周波数によって変更できるようにした。

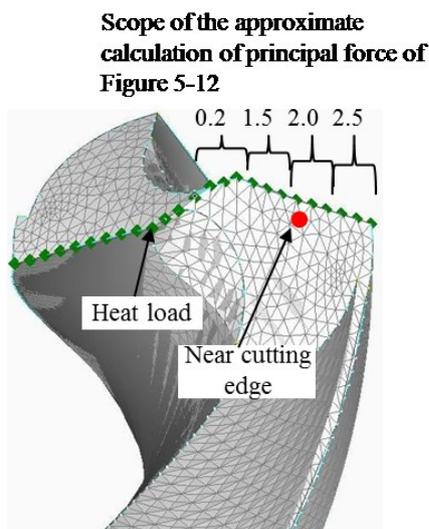


Fig. 4-14 Heat substitute node and measurement point of near cutting edge

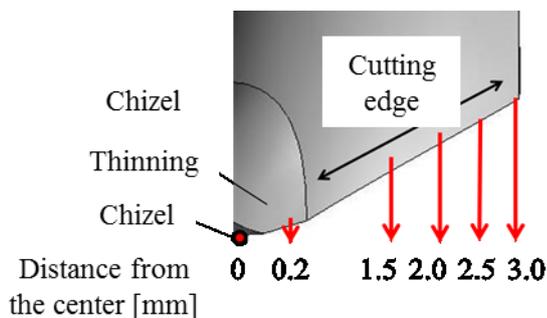


Fig. 4-15 Tip shape of drill

4.3.3 解析対象の実験条件および解析結果

解析対象の実験条件を表 4-4 に示す. なお, 送り速度や低周波振動の振幅・周波数などは後述する検証実験で用いる新たな低周波振動穴あけ機で再現可能な範囲の中で, 切削時間比率 R_C が最も低くなる 20% 付近と, 異なる周波数でほぼ等しい比率となる 35% 付近を選定した.

Table 4-4 Analysis condition of drilling

Drill type	Non-coated straight drill				
Drill diameter	mm	6			
Web thinning	Type S				
Spindle speed	min ⁻¹	1000			
Feed rate	mm/min	40			
Condition	Non-step	Low frequency vibration			
Vibration amplitude	mm	0	0.6		
Vibration frequency	Hz	0	0.8	11.2	12.5
Cutting time ratio	%	100	35.8	35.1	19.0

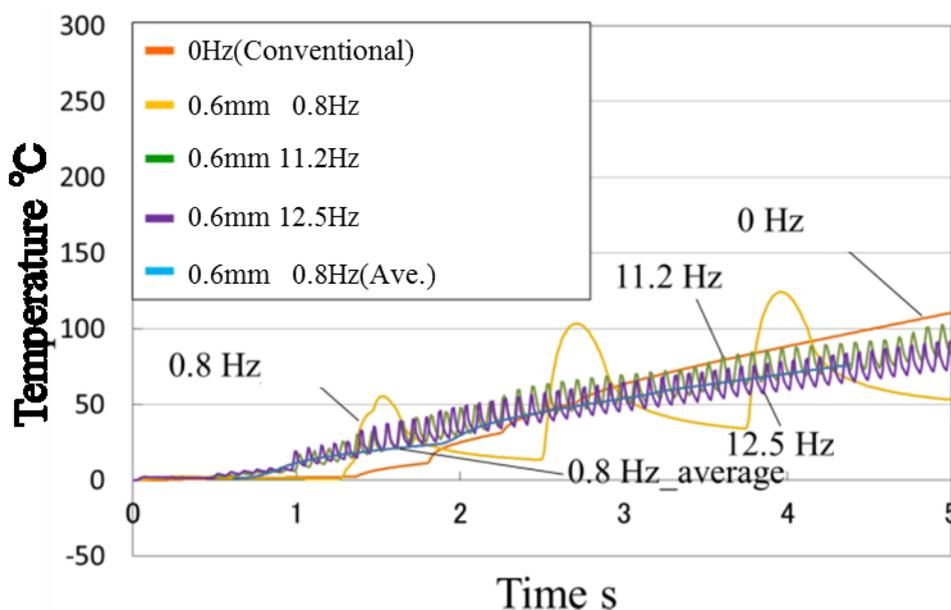


Fig. 4-16 Analysis results of near the cutting edge of drill

解析結果を図 4-16 に示す. なお, 解析結果は図 4-14 に記載した刃先近傍の節点を測定点とし, 5 秒間の温度変化を示している. この測定点は後述する検証実験にて測定した刃先近傍と同じ位置である.

この結果より, 低周波振動穴あけを行うことで断続切削となり, 刃先近傍温度が上昇と下降を周期的に繰り返していることが確認できる. また, 低周波振動穴あけ同士の結果を比較すると, 周

波数によって温度の上昇量と下降量に差が生じていることがわかる。温度上昇量の差は周波数毎の切取厚さの差であり、下降量の差は非切削時間の差によるものである。一方で低周波振動を加えないノンステップ穴あけの場合、主分力の計算式が異なる切れ刃の分割境界ごとに段差が生じてしまっているものの、切削中の切れ刃近傍温度は一樣温度が上昇している。また、切削時間比率 R_c が 35% でほぼ等しい条件である振動周波数 0.8Hz と振動周波数 11.2Hz を比較すると、温度の上昇量と下降量には大きな差が見られるものの、平均すると工具は先近傍温度に差があまり見られない。また、切削時間比率 R_c が最も低い 19% と前述の条件を比較すると、切削時間比率 R_c がより低い 19% のほうがわずかではあるが温度の平均値が低くなっている。このことから、切削時間比率 R_c によりある程度工具は先近傍の温度が推定できると考えられる。低周波振動穴あけとノンステップ穴あけの温度を比較すると、切削開始後から 3 秒までの間はノンステップの場合のほうが切れ刃近傍温度は低くなっている。これは低周波振動穴あけの平均切り取り厚さはノンステップ穴あけに比べて大きいいため、切削厚さに比例する主分力およびそれにより発生する切削熱が高いためと考えられる。

しかしながら、切削開始から 3 秒後以降では、切れ刃近傍の温度はノンステップ穴あけのほうが低周波振動穴あけのいずれの条件よりも高くなっている。これは先に示したとおりノンステップ穴あけの場合切れ刃近傍温度は常に上昇し続けているのに対して、低周波振動穴あけは非切削時間に刃先近傍温度が低下することで、平均するとノンステップ穴あけよりも時間当たりの温度上昇量が少なくなっていたためである。このことから、低周波振動穴あけは断続切削となることでドリルの温度上昇を抑制できることがわかる。

4.4 切れ刃近傍の温度測定

前章で行った実験では工具-被削材熱電対法を用いて、ノンステップ穴あけおよび低周波振動穴あけの実切削時間中の切削点温度を測定した。しかしながら、この方法では低周波振動穴あけの非切削時間中はドリルのコーナ部や側面部などの温度しか測定することはできず、ドリルの切れ刃およびその近傍温度を測定することはできない。

そこで本章では図 4-17 に示すようにドリルの刃先近傍に溝を掘り K 型熱電対を溶接した。これにより低周波振動を加えて断続切削になった場合でもドリルの切れ刃近傍の温度変化を常に測定

することができる。ここで、熱電対を溶接し温度測定した箇所は前述の通り解析時の測定点と同じ場所である。熱電対は溶接した切れ刃近傍以外でドリルと接点を持たないよう、ドリル側に合成樹脂塗料(ホルツ・カラータッチ)を塗布した上で、ドリルの溝に接着剤(無機系耐熱接着剤スリーボンド TB3732)を充填し固定した。熱電対を埋め込み接着剤を充填したドリルを図 4-18 に示す。

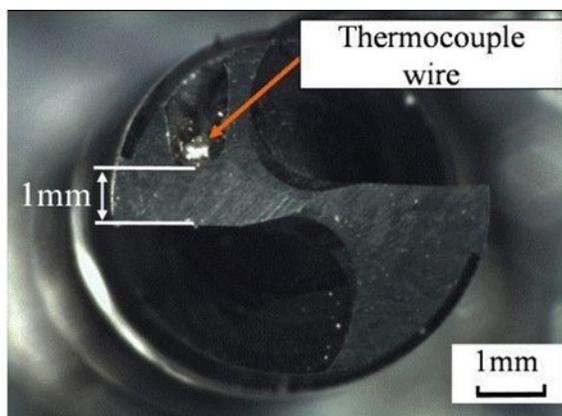


Fig. 4-17 The drill embedded K-type thermocouple near the cutting edge



Fig. 4-18 Side view of embedded thermocouple

4.4.1 熱電対を埋め込んだドリルと新型低周波振動穴あけ機

本章で行う実験は前述の通りドリルに K 型熱電対を埋め込んでいる。

そのため第3章および前章で用いた直径 3mm のドリルでは細すぎて実験を行うことができない。そのため本実験には図 4-19 に示す DIJET 工業製の超硬ソリッドドリル SDS-060 を使用した。なお、前述の通りこのドリルは解析に用いた図 4-13 および表 4-3 に示した三次元モデルと同様の寸法、材質である。

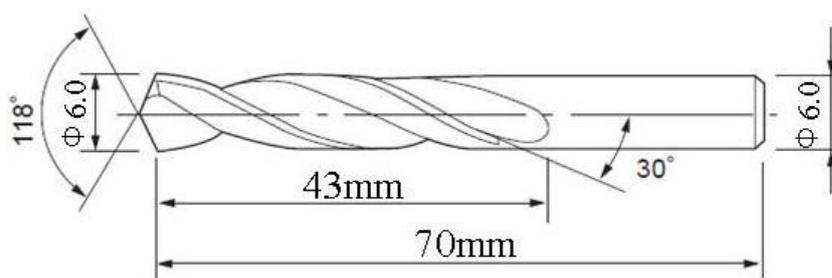


Fig. 4-19 Size of drill (SDS-060)

しかしながらここで、第 3 章および第 4 章で使用していた低周波振動穴あけ機は上記のドリルは寸法および主軸出力の問題から穴あけを行うことができない。そこで本実験には図 4-20 に示す新型の低周波振動穴あけ機を用いた。新型も先のものと同様に瀬川が日本飛行機(株)で開発したものであり、主軸モータは装置上部にそなえられており、モータの回転を装置後方のベルトにて主軸へと伝達する。低周波振動および通常の送りは先の装置とは異なり、装置下部にある油圧サーボにより与えられる。主軸モータにはタック技研工業製の TMEB-60 を用いている。制御には独自製作の専用制御装置および制御ソフトウェアを用いている。新型の低周波振動穴あけ機の主要緒元を表 4-5 に示す。

Table 4-5 Specification of new low-frequency vibration drilling machine

Travel of axis	mm	50
Feed rate	mm/min	0~2000
Vibration amplitude	mm	0~0.5
Vibration frequency	Hz	0~100
Spindle speed	min ⁻¹	0~10000
Spindle output	W	1000
Weight	kg	25

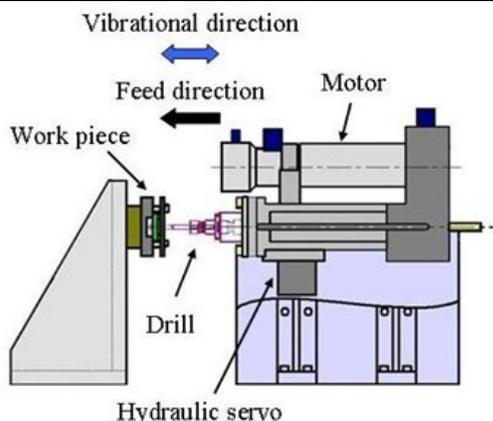


Fig. 4-20 New low-frequency vibration drilling machine

なお、実験に際して本来の使用方法では低周波振動穴あけ機にドリルを取り付け、動力計を備えた固定台に被削材を取り付けて穴あけを行う。しかしながら本実験においては前述の通りドリルには K 型熱電対が埋め込まれており、主軸による回転を加えることができない。そこで本実験では被削材を図 4-21 に示す Ti-6Al-4V のφ8mm 丸棒を加工したものにし、低周波振動穴あけ機に被削材を、動力計を取り付けた固定台にドリルを取り付けて加工を行った。実験時は低周波振動穴あけ機と被削材間、固定台とドリル間にそれぞれ絶縁材を入れ、切削時のノイズ混入を抑制した。

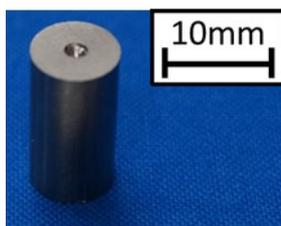


Fig. 4-21 Workpiece of Ti-6Al-4V

4.4.2 ドリル切れ刃近傍の温度測定

実験条件を表 4-6 に示す. なお, 前述の通り本実験条件は解析時の条件と同様である.

Table 4-6 Drilling conditions

Drill type	Non-coated cemented carbide drill				
Drill diameter	mm	6			
Web thinning	Type S				
Spindle speed	min ⁻¹	1000			
Feed rate	mm/min	40			
Condition		Non-step	Low frequency vibration		
Vibration amplitude	mm	0	0.6		
Vibration frequency	Hz	0	0.8	11.2	12.5
Cutting time ratio	%	100	35.8	35.1	19
Work piece	Ti-6Al-4V				
Drilling depth	mm	3.3			
Drilling fluid	Dry				

ドリルに溶接した K 型熱電対によるドリルの切れ刃近傍温度測定結果を図 4-22 に示す. これより低周波振動穴あけの振動周波数 0.8Hz については解析と同様, 振動周期にあわせて温度が上昇と下降を繰り返していることが見て取れる. これは切削が断続切削になっていること, またドリルの切れ刃近傍温度は非切削時間中に低下することを証明している. その一方で振動周波数 11.2Hz および 12.5Hz については温度の変化はあまり見られず, 低周波振動による断続切削特有の振動周期毎の温度の上昇および下降は見て取れない. しかしながら, 低周波振動穴あけの場合とノンステップ穴あけの場合を比較すると, 解析の結果と同様に切削開始から 3.5 秒までの間はノンステップ穴あけの方が温度は低い, それ以降では振動周波数 0.8Hz の場合も含めて低周波振動穴あけの温度はノンステップ穴あけの温度よりも低くなっている. このことから, 振動周波数 11.2Hz および 12.5Hz の場合も, 測定結果からは明確に見て取ることはできないものの, 断続切削による切れ刃近傍温度上昇の抑制効果は生じていることがわかる.

また、切削時間比率 R_c について着目すると、切削時間比率 R_c が 35% でほぼ等しい条件である周波数 0.8Hz と 11.2Hz の切れ刃近傍温度は平均するとほぼ等しい値になっており、また切削時間比率 R_c が低い 19% は前記の条件よりも平均温度が低くなっている。これは解析で得られた結果と同様であり、解析は妥当であったといえる。

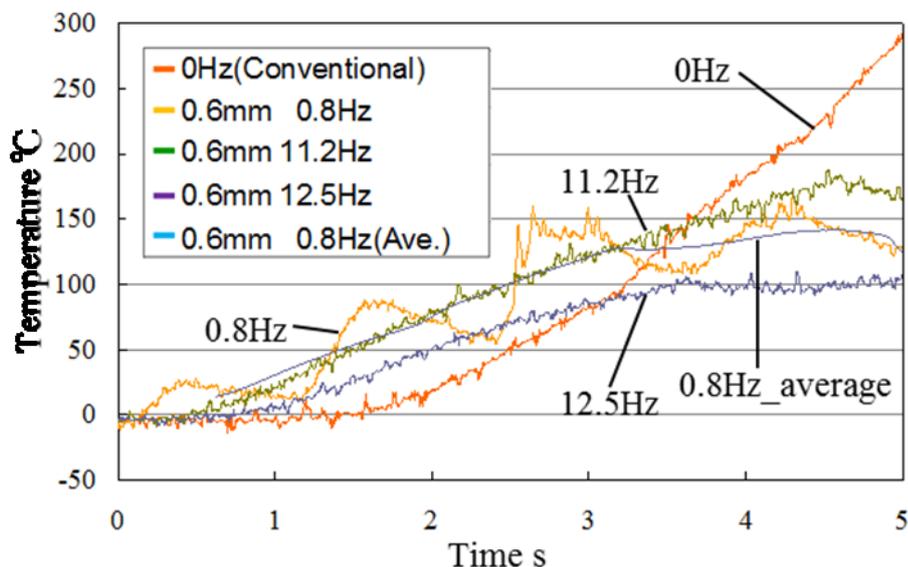


Fig. 4-22 Temperature near the cutting edge measured by K-type thermocouple.

4.5 解析と実験比較考察

ドリル切れ刃近傍温度の解析結果および実験結果を比較し、解析の妥当性について検証する。図 4-23 に低周波振動による断続切削効果が顕著に見て取れる。振動周波数 0.8Hz の場合の解析および実験結果を示す。これより、切削初期段階の 0.5 秒時点で生じているピーク時の温度を比較すると解析と実験の温度はおよそ 23.5°C の差が生じている。これは、切削初期段階ではチゼル近傍でのみ切削が行われていることに起因する。解析においてドリルに流入する切削熱は式 (4.5) で示したとおり、主分力および切削速度に比例する。ここで、解析においてチゼル部分の切削速度はドリルの中心であることから 0m/s に設定されており、チゼル部分に切削熱は生じない計算となっている。しかしながら、実験ではチゼル部にはドリルと被削材がこすれあうことによる摩擦熱や、被削材が塑性変形することによる発熱が生じている。これにより解析と実験時の温度に差が生じたと考えられる。この温度差は切削開始から 1.2 秒後には 14°C 程度に低下しているものの、それ以降の解析と実験に生じている温度差の要因一旦となっていると考えられる。

続いて、実切削時間中に生じている温度上昇時の傾きに注目すると、解析と実験は非常に近い

結果となっている。これより、解析における実切削時間中のドリルへの熱流入量は実験時の熱流入量をよく再現していることがわかる。

しかしながらその一方で、非切削時間中に生じている温度低下の傾きについては、解析と実験で大きく異なっている。これは解析においてドリルに流入する熱は切削による切削熱のみとしているのに対して、実験の場合はこれと異なりドリルの側面と被削材の穴内面がこすれることによる摩擦熱、ドリルフルート内にある高熱の切りくずからドリルに流入する熱など、解析では検討していないその他の熱流入が生じていることによると考えられる。これらの熱流入量の差により、解析では切れ刃で発生した切削熱が容易に切れ刃近傍からドリル内部に拡散していくのに対して、実験では切れ刃近傍の温度が全体的に解析時よりも高くなり、切れ刃近傍から拡散しにくく、温度低下が生じにくかったと考えられる。なお、ノンステップ穴あけの解析と実験時の温度上昇の傾きが異なっていたこともこれと同様の要因によるものと考えられる。なお、ノンステップ穴あけは低周波振動穴あけと異なり断続切削になっていないため切りくずは分断されず長くつながっており、ドリルのフルート内に長くとどまるため切りくずからドリルに流入する熱がより大きく、解析と実験で生じている温度差が低周波振動穴あけの場合より大きくなったと考えられる。このことから、低周波振動穴あけを含めてドリルの切れ刃近傍温度の予測精度を向上するには、摩擦熱や切りくずからの熱流入など切削熱以外の熱流入を考慮し解析にて再現する必要があることがわかった。

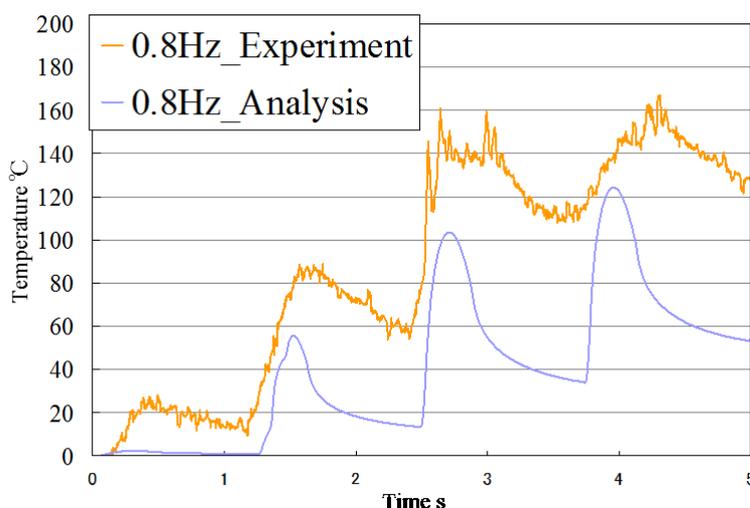


Fig. 4-23 Comparison of temperature transition between simulation and experiment.

4.6 おわりに

本章では切削時にドリル切れ刃に生じる主分力を、二次元切削により得た切取厚さ毎の主分力近似式から算出し、それにより生じる切削熱からドリルに流入する熱量を計算し、有限要素モデルを用いた非定常伝熱解析を行った。これにより前章で想定したとおりに低周波振動穴あけにより断続切削となり、非切削時間中にドリルの切れ刃近傍温度が低下していること、これによりドリル切れ刃近傍温度は切削が進んでも低く抑制されていることを示した。また、解析の妥当性検証のために行ったドリル切れ刃近傍の温度測定実験結果と比較し、本研究で開発した温度予測シミュレータは実切削時間中の温度上昇については実験をよく再現しているものの、切削初期段階や非切削時間中の温度低下については実験結果と差異が見られ、温度予測精度向上には摩擦熱や切りくずからの熱など切削熱以外のドリルへの熱流入量を再現することが重要であることを示した。

第5章

結 論

5.1 本論文のまとめ

本研究では、チタン合金への低周波振動穴あけを対象とし、従来のノンステップ穴あけと比較して低周波振動穴あけの有効性検討を行うとともに、その有効性のメカニズム解明およびその結果を用いた低周波振動穴あけ時のドリル刃先近傍温予測シミュレータの開発を目的として検討を行った。以下に本論文で得られた結論を述べる。

第2章「チタン合金への低周波振動穴あけによる貫通時温度と工具摩耗低減」では、低周波振動穴あけの原理について述べ、低周波振動を加えた場合のドリルと被削材間の相対運動について検討した。また、チタン合金への低周波振動穴あけの有効性を検討するため、チタン合金に対して振幅および周波数を変化させた低周波振動穴あけとノンステップ穴あけを行い、貫通時に陣笠状のキャップバリとして残る箇所にはK型熱電対を溶接して貫通時温度測定を行った。また、加工時に生じる切りくず形状および加工後の工具摩耗量について比較した。その結果以下の結論を得た。

- 1) 従来のノンステップ穴あけで加えられている送り速度よりも、大きな振動速度となるような振幅・周波数の低周波振動を加えることで、切削時間は従来と同等なまま断続切削となり、振動周期にあわせて切削を行う実切削時間と切削を行わない非切削時間が生じる。
- 2) 低周波振動の振幅・周波数によって実切削時間と非切削時間が変化する。
- 3) 低周波振動を加えて穴あけを行った場合、振動条件によらずノンステップ穴あけに比べて切削温度が大幅に抑制された。また、加工回数が増えるに伴って温度差は大きくなり、最大で

およそ 350° C も温度を抑制することができた。これにより、低周波振動穴あけはドリルの逃げ面摩耗が抑制された。

- 4) ノンステップの場合に長く繋がっていた切りくずは、低周波振動を加えることによって小さく分断され、一部が排出性の良い円錐らせん形に変化した。これにより、工具への切りくずの巻き付きが生じなくなると共に、切りくずの溶着も改善された。
- 5) 貫通時温度および摩耗の抑制と切りくずの排出性は振幅・周波数が大きいほどより顕著となった。

第 3 章「工具-被削材熱電対法による切削点温度測定」では、低周波振動穴あけの摩耗抑制メカニズムの解明のため、工具と被削材をそのまま熱電対として用いることで、工具と被削材の接点で生じる温度を測定する、工具-被削材熱電対法を用いて、ドリル加工時の切削点温度を測定すると共に、動力計による切削力測定を行った。これらから得た結果と、工具摩耗の変化を比較することで低周波振動穴あけにおける工具摩耗抑制メカニズムの考察を行った。その結果以下の結論を得た。

- 1) 低周波振動を加えた場合、非切削時に工具温度がおよそ 130° C 低下していた。このことから、低周波振動穴あけにおいても、断続切削による工具温度低下が生じていることが分かった。しかしながら、非切削時間が長くなったとしても、低下する温度はあまり変わらなかった。また、実切削時において、平均切取り厚さが 8 倍になっていても、切削温度はノンステップの場合と低周波振動の場合でほとんど差が生じなかった。複数回加工を行った場合、ノンステップでは切削温度が上昇したのに対して、低周波振動の場合にはほとんど上昇しなかった。
- 2) 低周波振動穴あけを行った場合、切削温度が最も高くなるチゼル部の摩耗が大幅に抑制され、切れ刃についても、チタンの凝着が改善されたことにより拡散摩耗が抑制された。複数回加工した場合、ノンステップでは摩耗が急激に進み、切れ刃全体に拡散摩耗が見られ、ドリルコーナ部が大きくチップングしたのに対して、低周波振動の場合には、摩耗がほとんど進んでいないことが分かった。また、振動一周期中の実切削時間が短く、総切削時間が短くなるほど、摩耗速度は低くなることが分かった。

- 3) 実切削時の切削力は、スラスト力、モーメント共に低周波振動穴あけの方が高くなっており、先端角の小さな工具を用いた場合、切れ刃にチッピングが生じやすくなることが分かった。しかしながら、平均送り速度や切取り厚さが約 8 倍になっているにも関わらず、スラスト力とモーメントは 2~3 倍程度大きくなるのみであった。
- 4) 低周波振動を加えないノンステップ穴あけでは、送り速度を大きくして総切削時間が短くなっても摩耗速度は低くならず、低周波振動を加えて断続切削となることが摩耗抑制にとって重要であることがわかった。

第 4 章「非定常伝熱解析による切れ刃近傍温度予測」では、切削時にドリル切れ刃に生じる主分力を、二次元切削により得た切取厚さ毎の主分力近似式から算出し、それにより生じる切削熱からドリルに流入する熱量を計算し、有限要素モデルを用いた非定常伝熱解析を行いドリルの切れ刃近傍温度予測を行うシミュレータを開発した。また開発したシミュレータの妥当性検証のため工具切れ刃近傍に K 型熱電対を溶接し、切れ刃近傍温度測定を行い解析結果との比較検証を行った。その結果以下の結論を得た。

- 1) 切り取り厚さ毎にドリルに流入する熱量を計算し、有限要素モデルを用いた非定常伝熱解析を行ったところ、低周波振動を加えて断続切削となると非切削時間中にドリルの切れ刃近傍の温度が低下することがわかった。
- 2) 低周波振動を加えることで切り取り厚さが厚くなり、加工開始からある程度の時間まではノンステップ穴あけのほうがドリルの切れ刃近傍温度は低くなる。しかしながら、低周波振動穴あけは非切削時間中にドリル切れ刃近傍温度が低下することにより、切削時間が経過してもドリル切れ刃近傍温度の上昇が抑制され、ある時点からノンステップ穴あけの場合よりも温度が低く抑えられることがわかった。
- 3) 切れ刃近傍温度の温度予測シミュレータは切削時間中の温度上昇については実験をよく再現したが、チゼル部近傍のみが加工を行う場合や、非切削時間中の温度低下については実験を再現できていなかった。
- 4) 温度予測シミュレータの精度向上のためには摩擦熱や切りくずからドリルへの熱流入を考慮することが重要であることがわかった。

5.2 今後の課題と展望

本研究では、前述のように多くの知見を得ることができ、チタン合金に対する低周波振動穴あけの有効性について示すことができた。しかしながら、その有効性のメカニズムについてはまだまだ解明できたとはいいがたく、低周波振動穴あけを実際に航空機組み立て時に用いるには確認・検討すべき項目が多く存在している。中でも最適な加工条件の選定はその際たるものである。本研究において開発した切れ刃近傍温度の予測シミュレータはこれを明らかにするきっかけとなるものの、温度予測精度は十分とは言えず、なおかつドリル切れ刃の形状などによってはさらに大きく異なる可能性が否めない。これを解決するためには異なる振動条件での加工や、摩擦熱の測定および予測式の構築、切りくずからの熱流入量の検討など、温度予測シミュレータの改善を行う必要がある。

また、本研究では被削材としてチタン合金としたが、低周波振動穴あけについてはまだまだ検討事例が少なく、その他の被削材、例えばチタン合金同様に熱伝導率が低く加工時の工具摩耗が激しいインコネルや、航空機の組み立て時に重ねあけを行う必要のある CFRP など有効性の検討を行う余地が大きいと考えられる。今後これらの課題に取り組み、低周波振動穴あけについてさらに知見を深め、実際の生産現場での活用を目指したいと考えている。

参考文献

- 1) 鈴木敏之, 森口康夫:チタンのはなし, 財団法人 日本規格協会, (1995)
- 2) 小島義秀:穴加工 高速化のための工具の選び方・使い方, 機械技術, 47, (1999)
- 3) チタニウム協会:チタンの加工技術, 日刊工業新聞社, (1992)
- 4) M.J.Donachie,Jr:チタン テクニカルガイド 基礎から実務まで, 内田老鶴圃, (1993), 31, 81
- 5) 狩野勝吉:難削材・新素材の切削加工ハンドブック, 工業調査会, (2002)
- 6) The Boeing Company, 2006, Boeing 787 from the Ground Up, AERO magazine, (2006)
http://www.boeing.com/commercial/aeromagazine/articles/qtr_4_06/AERO_Q406_article4.pdf
- 7) AIRBUS:A380 ファミリー
http://www.airbusjapan.com/product/a380_economics.asp
- 8) 宇宙航空研究開発, JAXA 長期ビジョン 2025 参考資料, (2005)
- 9) 稲垣育宏, 武智勉, 白井善久, 有安望:航空機用チタンの適用状況と今後の課題, 新日鉄住金技法, 第 396 号, (2013), 23-28.
- 10) J. L. Cantero, M. M. Taridio, J. A. Canteli, M. Marcos, M. H. Miguelez: Dry drilling of alloy Ti-6Al-4V, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 45, (2005), 1246-1255.
- 11) 須田聡(日石三菱):MQL システムを用いたセミドライ加工の加工性評価, 日本機械学会〔No. 00-5〕第 2 回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集, (2000), 171-172
- 12) 小島義秀:今の加工をもっと高速に 穴加工を極める! 穴加工高速化のための工具の選び方・使い方, 機械技術, 47 巻, 6 号, (1999), 51-54.
- 13) 神雅彦, 野口裕之, 村川正夫:吸熱工具によるドライ切削に関する研究(第三報)~加工精度について~, 精密工学会秋季大会学術講演会公演論文集, (2000), 185-186
- 14) 奥村成史, 横川和彦, 清水茂夫, 横川宗彦:環境負荷低減のための切削油剤を用いない冷風ドリル加工に関する研究, 精密工学会誌, 66, 5, (2000), 719-724
- 15) H. Hanyu, S. Kamiya, Y. Murakami, M. Saka: Dry and semi-dry machining using finely crystallized diamond coating cutting tools, Surface and Coatings Technology, 173-174, (2003), 992-995.
- 16) S. G. Harris, E. D. Doyle, A. C. Vlasveld, J. Audy, D. Quick: A study of the wear mechanisms of $Ti_{1-x}Al_xN$ and $Ti_{1-x-y}Al_xCr_yN$ coated high-speed steel twist drills under dry machining conditions, Wear, 254, (2003), 723-734.
- 17) M. Bono, J. Ni: The location of the maximum temperature on the cutting edges of a drill, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 46, (2006), 901-907.
- 18) B. Ozcelik, E. Bagci: Experimental and numerical studies on the determination of twist drill temperature in dry drilling: A new approach. Materials and Design, 27, (2006), 920-927.
- 19) M. Shatla, T. Altan: Analytical modeling of drilling and ball end milling. Journal of Materials Processing Technology, 98, (2000), 125-133.
- 20) 細井俊明, 細井良祐, 花崎伸作, 長谷川嘉雄: 深穴を高能率であけるツイストドリル, 日本機械学会論文集(C 編), 58, (1992), 2243-2248.
- 21) 花崎伸作, 細井俊明, 細井良祐, 長町敏治, 長谷川嘉雄: 深穴を高能率であけるツイストドリルの切りくず排出機構, 日本機械学会論文集(C 編), 65, (2001), 2057-2062.
- 22) 細井良祐, 花崎伸作, 細井俊明, 湯浅修一, 角谷顕秀, 長谷川嘉雄: 深穴を高能率であける

-
- ツイストドリルの長ピッチ形切りくず生成機構, 日本機学会論文集(C 編), 67, (1999), 1229-1234.
- 23) 花崎伸作, 細井良祐, 細井俊明, 西村成弘: 深穴を高能率であけるツイストドリル(すくい角 0 度ドリルにおける特異形状切りくず生成機構), 日本機学会論文集(C 編), 70, (2004), 1168-1173.
 - 24) 小川誠, 中山一雄: ニックによるドリル性能の向上, 精密機械, 50, (1984), 1659-1664.
 - 25) 鬼鞍宏猷, 大西修, 馮金海, 神田敏和, 森田貴博: 超音波振動が小径穴の加工精度に及ぼす効果, 精密工学会誌, 62, (1996), 676-680.
 - 26) 鬼鞍宏猷, 大西修: 超音波振動小径穴加工における切削機構, 精密工学会誌, 64, (1998), 1633-1637.
 - 27) 磯部浩己, 山田和也, 原圭祐: 超音波振動するドリルによる加工特性向上: 第 1 報: 食い付き性の改善と振動モードの影響, 砥粒加工学会誌, 59, 6, (2015), 328-333.
 - 28) 足立勝重, 小川恒一, 新井典久, 井垣久: アルミニウム合金の低周波振動ドリル加工時における刃先温度の測定と加工特性, 軽金属, 40, (1990), 171-175.
 - 29) 新井典久, 足立勝重, 中村貢, 脇坂彰一, 龍堂誠: SUS304 の低周波振動ドリル加工に関する研究, 日本機械学会論文集(C 編), 56, (1990), 1960-1964.
 - 30) 桜井恵三, 足立勝重, 小川恒一: Ti-6Al-4V 合金の低周波振動ドリル加工, 軽金属, 42, (1992), 633-637.
 - 31) 神雅彦, 村川正夫: ステップ振動ドリル加工法による難削材の穴あけ, 精密工学会誌, 66, (2000), 1286-1290.
 - 32) 瀬川俊明, 笹原弘之, 堤正臣: 異種材料の重ね明けに対する低周波振動穴加工法の有効性評価, 2004 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2004), 203-204.
 - 33) 南部洋平, 落合一裕, 堀尾健一郎, 金子順一, 江原和樹, 松田信一: 微細深穴加工に対する低周波振動付加に関する研究 : 振動条件最適化の検討, 精密工学会誌, 78, 2, (2012), 155-159.
 - 34) R. P. Zeilmann, W. L. Weingaertner: Analysis of temperature during drilling of Ti6Al4V with minimal quantity of lubricant, Journal of Materials Processing Technology, 179, 124-127.
 - 35) 笹原弘之, 金桂紅, 神雅彦, 村上正夫: 振動切削過程における振動と加工雰囲気の影響, 日本機械学会論文集(C 編), 70, 1843-1848.
 - 36) 原田圭, 笹原弘之: 超音波振動切削における切削機構に関する研究(第 3 報)-加工雰囲気による潤滑状態の変化-, 精密工学会誌, 71, (2005), 1005-1009.
 - 37) 佐久間 敬三: テクニカブックス 38 ドリル・リーマ加工マニュアル, 大河出版, (1992)
 - 38) 中山一雄: 切りくず形状の分類について, 精密機械, 42, (1976), 74-80.
 - 39) H. K. Tonshoff, I. Inasaki: Sensors in Manufacturing, Vol.1, (2001).
 - 40) D. A. Stephenson, A. Ali: Tool temperatures in interrupted metal cutting, Journal of Engineering for Industry, 114, (1992), 127-136.
 - 41) M. C. Shaw: Metal cutting principles Second edition, Oxford university press, (2005).
 - 42) 臼井英二: 切削・研削加工学 上-切削加工-, 共立出版, (1971).
 - 43) F. Nabhani: Machining of aerospace titanium alloys, Robotics and Computer Integrated Manufacturing, 17, (2001), 99-106.
 - 44) 藤村嘉雄: 実用切削加工法 第 2 版, 共立出版, (1991).
 - 45) 佐藤素, 渡辺忠明: 技術シリーズ 切削加工, 朝倉書店, (1984).
 - 46) 臼井英二: 現代切削理論-コンピュータ解析と予測システム-, 共立出版, (1990).

-
- 47) C. H. Che-Haron: Tool life and surface integrity in turning titanium alloy, *Journal of Materials Processing Technology*, 118, (2001), 231-237.
 - 48) 竹山秀彦, 村田良司: 工具摩耗の温度依存性, *精密機械*, 27, (1961), 33-38.
 - 49) 竹山秀彦, 飯島昇: 耐熱合金の難削特性と工具材の適応性に関する研究, *精密工学会誌*, 55, (1989), 1481-1486.
 - 50) 横山和宏: 機械加工における熱変形と加工精度に関する研究, 神戸大学博士論文, (1986) pp.10-34.
 - 51) E.O.Ezugwu, Z.M.Wang: Titanium alloys and their machinability - a review, *School of Engineering Systems and Design*, (1995).

謝辞

本研究に関して非常に多くの方々にご協力いただきましたこと、心より感謝いたします。
笹原先生には学部・修士課程の頃からずっと面倒を見ていただき、社会人になってからも博士課程でもお世話になりました。学部のころから数えると12年間の長きに渡りご指導いただきましたこと本当に心より感謝いたします。

中本先生にも 세미나において鋭い指摘を多数いただき、また急遽欠席せざるを得なかった学会では代理発表をしていただくなど重要な局面で手助けいただきました。

石田先生、上田先生には急遽 BASE における指導教員、副指導教員を引き受けていただき、お忙しい中論文への指摘、予備審査および公聴会でのご指導心より感謝いたします。

茅野職員には学生のころからお世話になってばかりで、技術的なことでお知恵をお借りした回数も数えることができないくらいです。

堤先生には博士後期課程に進むに当たってご助言いただいたことや、発表資料に対して厳しくも重要な指摘をいただき、そのおかげで本研究がここまでの内容にできたと思っております。

瀬川博士にはそもそもの研究テーマである低周波振動穴あけとであわせていただいたこと、学部生の何もわからない頃から好きに考え、試させていただいたこと、その上で研究の方向が誤った方向に進まないようアドバイスをいただきました。

また、研究と会社生活で会えば愚痴ばかりだった自分と昔からかわらぬ付き合いを続け、励ましてくれた友達に感謝します。

最後に連絡を取るたびに研究についての進捗を聞き、頑張るよう後押ししてくれた父、研究と仕事とで忙しくする日々に対し身体をいたわるようつねに注意してくれた母、ともすればそんな両親とのやり取りやお祝いを急りがちな自分にそれとなく連絡するように気遣ってくれた姉に最大限の感謝を送ります。