

学位(博士)論文

**旋削加工における  
送り方向への低周波振動の効果に関する研究**

指導教員 笹原 弘之 教授

東京農工大学大学院

工学府

機械システム工学専攻

平成 27 年度入学

学籍番号 15833012

三宅 章仁



# 目次

<b>第1章 緒 論</b> .....	<b>1</b>
1.1 工業的・工学的背景.....	1
1.2 従来の研究.....	5
1.3 本研究の目的.....	13
1.4 本論文の構成.....	14
<b>第2章 低周波振動切削（LFV）の原理と定式化</b> .....	<b>15</b>
2.1 緒言.....	15
2.2 振動切削とは.....	15
2.3 低周波振動切削（LFV）の原理.....	17
2.3.1 LFV とは.....	17
2.3.2 LFV の定式化.....	20
2.3.2.1 切りくず分断モデル.....	20
2.3.2.2 制御パラメータと定式化.....	21
2.4 LFV の加工特性.....	23
2.4.1 切削厚さの変動.....	23
2.4.2 切削時間比率.....	24
2.4.3 切りくずの分断条件.....	26
2.5 結言.....	27
<b>第3章 切りくずの分断と形状制御</b> .....	<b>29</b>
3.1 緒言.....	29
3.2 切りくずの処理性.....	29
3.3 低周波振動切削による切りくずの分断.....	32
3.3.1 実験条件.....	32
3.3.1.1 低周波振動切削の切りくず分断能力.....	32
3.3.1.2 テーパー・円弧形状加工への低周波振動切削の適用.....	34
3.3.2 低周波振動切削による切りくずの形状制御.....	37
3.4 結言.....	50
<b>第4章 切削力，切削温度，工具摩耗に及ぼす影響</b> .....	<b>51</b>
4.1 緒言.....	51
4.2 低周波振動切削の切削特性.....	52
4.3 切削力に及ぼす影響.....	52

---

4.3.1 実験条件.....	52
4.3.2 実験結果.....	55
4.4 切削温度に及ぼす影響.....	64
4.4.1 実験条件.....	65
4.4.2 実験結果.....	68
4.5 工具摩耗に及ぼす影響.....	74
4.5.1 実験条件.....	74
4.5.2 実験結果.....	75
4.6 結言.....	79
<b>第5章 加工面形状に及ぼす影響.....</b>	<b>81</b>
5.1 緒言.....	81
5.2 加工面創成シミュレータの開発.....	81
5.2.1 開発環境.....	81
5.2.2 シミュレーションの原理と概要.....	81
5.2.3 シミュレーション結果.....	83
5.3 シミュレーションの妥当性検証.....	84
5.3.1 実験条件.....	84
5.3.2 実加工面との比較と創成メカニズム.....	84
5.4 輪郭形状の制御と真円度による評価.....	92
5.5 結言.....	95
<b>第6章 結 論.....</b>	<b>97</b>
6.1 本論文のまとめ.....	97
6.2 今後の展望.....	98
<b>参考文献.....</b>	<b>99</b>
<b>業績一覧.....</b>	<b>106</b>

---

---

# 第1章

## 緒 論

---

---

### 1.1 工業的・工学的背景

旋削加工は、最も基本的かつ重要な加工方法の一つであり、自動車、医療機器、情報技術機器等の各種精密部品の製造に広く利用されている。自動旋盤における最も大きな課題の一つが切りくずの処理である[1]。Fig. 1.1 に示すように旋削加工で排出される長く繋がった切りくずは時に絡みあうことで、製品表面の擦過や工具破損、工作機械を含む自動機の停止を招き、品質や工程の安定化、機械稼働率低下の原因となっている。また旋削加工は、切削加工中に工具表面と加工物が常に接触する連続切削加工の形態を有するため、多量のクーラントを用いても切りくずと工具の界面にクーラントを供給することは困難であると言われている[2][3]。このとき、工具表面の潤滑性が不十分となると工具への材料の溶着が生じ、加工精度を低下させることがある[4]。



Fig. 1.1 Chip entanglement in turning process[5].

前述のように、長く繋がった切りくずは工具と機械に絡みつきやすく[6]、これまでは、高圧クーラントやチップブレーカ付き工具を用いて切りくずを分断する対策が一般に用いられてきた[7],[8]。Fig. 1.2 に高圧クーラント装置の構造例を示す。高圧クーラントを用いた対策ではポンプを含む設備の増設が必要であり、工作機械に対しても耐圧仕様が求められる。ポンプだけでなく切削油加圧時の断熱圧縮による温度上昇に対しオイルクーラーを要する場合もあり、また高圧吐出が切削油のミスト化を招くことから、オイルミストコレクターなど環境対策を講じる必要もあるなど、その導入は必ずしも容易でない。また配管の取り回しや機内のスペース、対応するホルダの有無などにより加工できる形状には制約を有する課題もある。

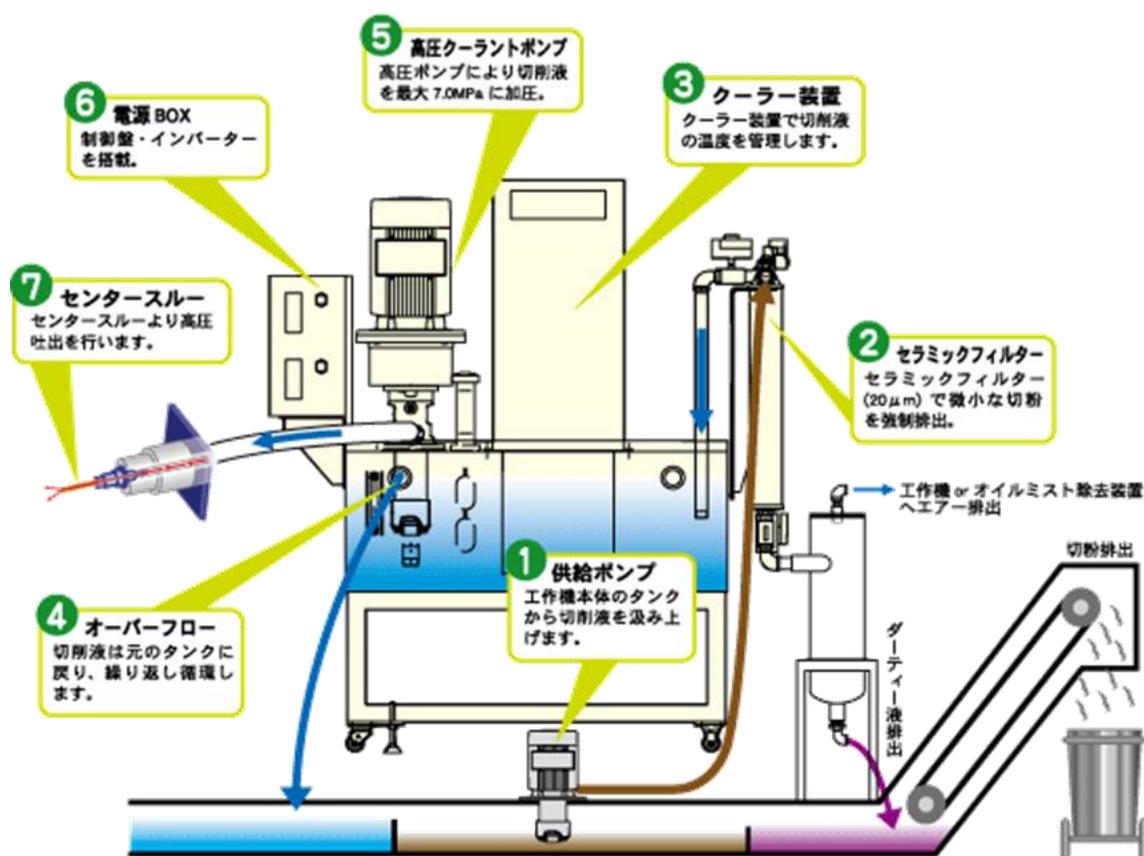


Fig. 1.2 Structural example of a high-pressure coolant system[9].

切りくずの分断に対して最も一般的に用いられる手法がチップブレーカ付きの工具である。Fig. 1.3 に工具メーカーによるチップブレーカの適用範囲の例を示す。チップブレーカ付き工具は、一定の条件下では優れた切りくず分断性能を発揮することが知られているが、送りの小さい高速仕上げ切削下では切りくずは分断されなくなることわかっている。これは切りくず流出円半径に対して限界送りが存在することが判明しており、ある限界値以下の送りではチップブレーカが機能しなくなるためである[10]。また低炭素鋼のような延性の高い材料の切りくずは非常に折れにくく、チップブレーカは有効でないことも知ら

れている[11]. このように広範囲の加工条件に対応できるチップブレイカは少なく, 各工具メーカーから販売されている様々な形状のチップブレイカの中から, ユーザが最適と思われるものを選んで使用しているのが現状である. 製造業に携わる著者の視点からも, 第4次産業革命を迎え多品種少量化が進む現代において, 種々の条件に応じた工具交換が求められるチップブレイカ付き工具の選択は, 時に頻繁な段取り替えや条件設計を要し, リードタイム増加による生産性とのトレードオフ, また継続的な工具の管理・運用は, 現実の製造現場においては負担となることも考えられる. 特に旋盤においてはクシ刃型, タレット型いずれにおいてもマシニングセンタと比較し搭載できる工具本数は限られ, 工程集約と両立の面からも, 製造現場が求める解決策としては十分と言えないのが実情である.

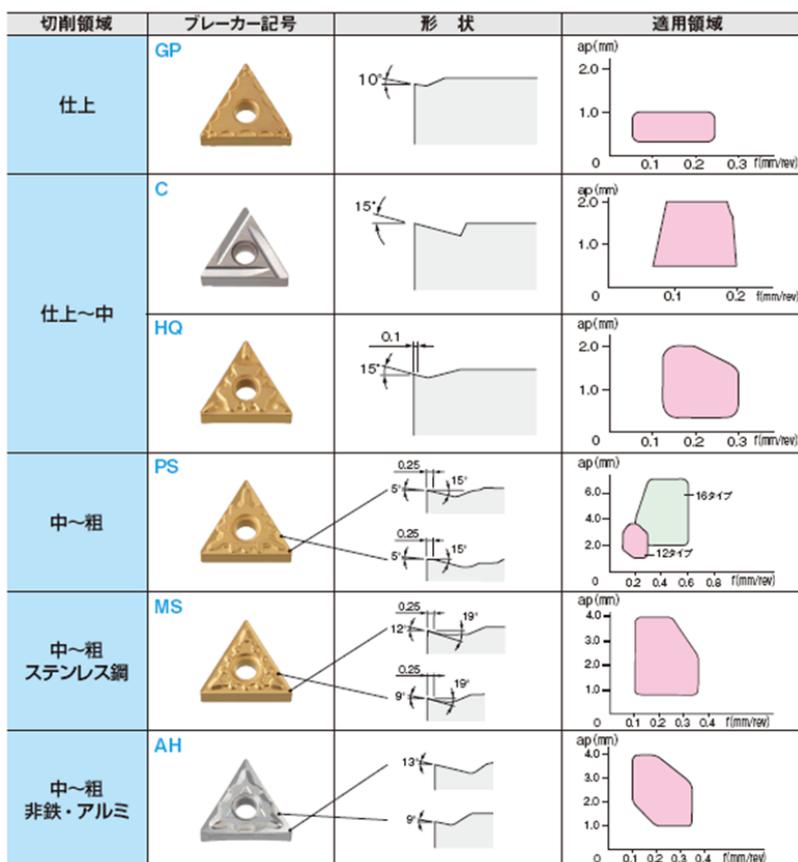


Fig. 1.3 Chip control range of chip breaker[12].

また一概に旋削加工といえども、Fig. 1.4 に示すようにその形態は外形，中ぐり，ねじ切り，ドリル，突切り，その加工形状も直線だけでなく円弧やテーパと様々である．このように種々の条件や制約下において柔軟に対応できる実用的な切りくず処理手法はこれまで現れてこなかった．

これら旋削加工における切りくず処理の課題に対し，チップブレーカや高圧クーラントに加え，もう一つの可能性として注目を集めてきた研究が次節で示す振動切削技術である．

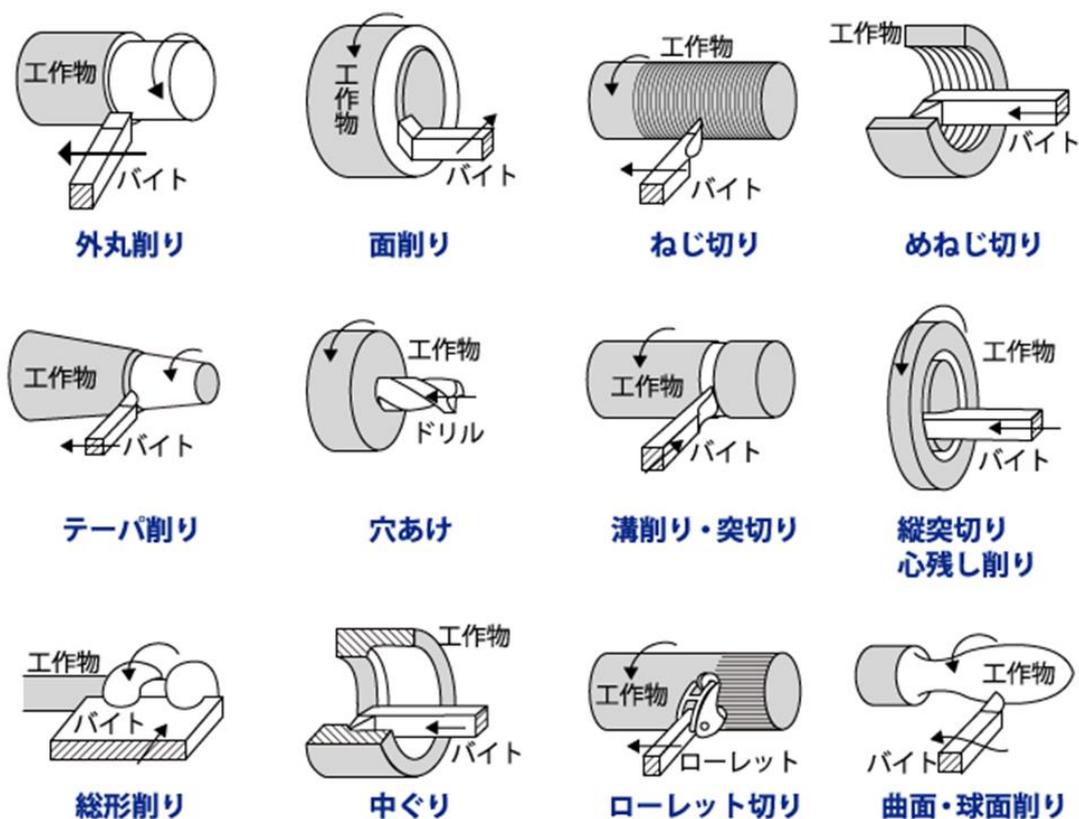


Fig. 1.4 Forms of turning process[13].

## 1.2 従来の研究

機械加工における振動への認識の歴史は古く、早くも 1800 年代には金属切削加工において広範な研究を行い、後に現代において「科学的管理法の父」と称される Frederick W. Taylor (Fig. 1.5) が機械加工における生産性の限界としてびびり振動について言及している。Taylor は 1906 年に自著の中で、機械加工におけるびびり振動は機械工が直面しているすべての問題の中で最も曖昧で慎重な扱いを要するものであると評している[14]。事実、チェコの Tlustý ら[15]により研究が始められた、後に安定ポケットと呼ばれる再生びびりに関する理論が確立されたのは 1960 年代に入ってからであった。その後、Altıntaş ら[16]によりフライス加工における安定限界を予測する解析手法が示されたのは 1995 年であり、最終的にそれら理論を用いた加工技術が実用化に至ったのは 2000 年以降と、Taylor の示唆からおおよそ 100 年を要することとなった。

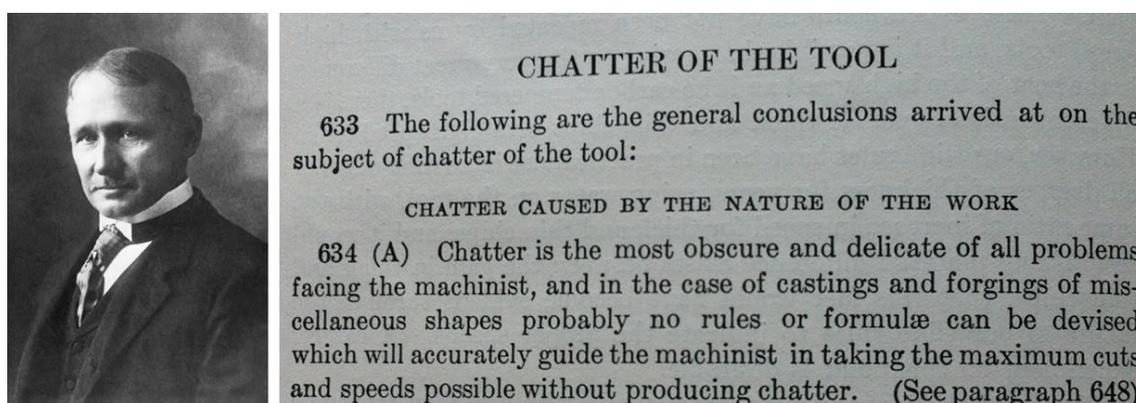


Fig. 1.5 Frederick W. Taylor and his mention to chatter of the tool.

一方で振動それ自体を切削に利用しようとする研究も古くから行われてきており、機械加工に振動を利用した最初の研究を特定することは困難ではあるが、古くは 1930 年代には切削中の刃先の振動が切削抵抗へ与える影響が調査され[17]、遅くとも 1950 年代にはびびり振動が切りくず形成に及ぼす影響に関する研究が報告されている[18]。

Fig. 1.6 に示すように Findley[19]は、1965 年に振動発生器を用いて被削材から材料を除去する方法と装置を米国で特許として取得している。

March 23, 1965

H. J. FINDLEY

3,174,404

METHOD AND APPARATUS FOR CUTTING MATERIAL

Filed June 15, 1959

8 Sheets-Sheet 3

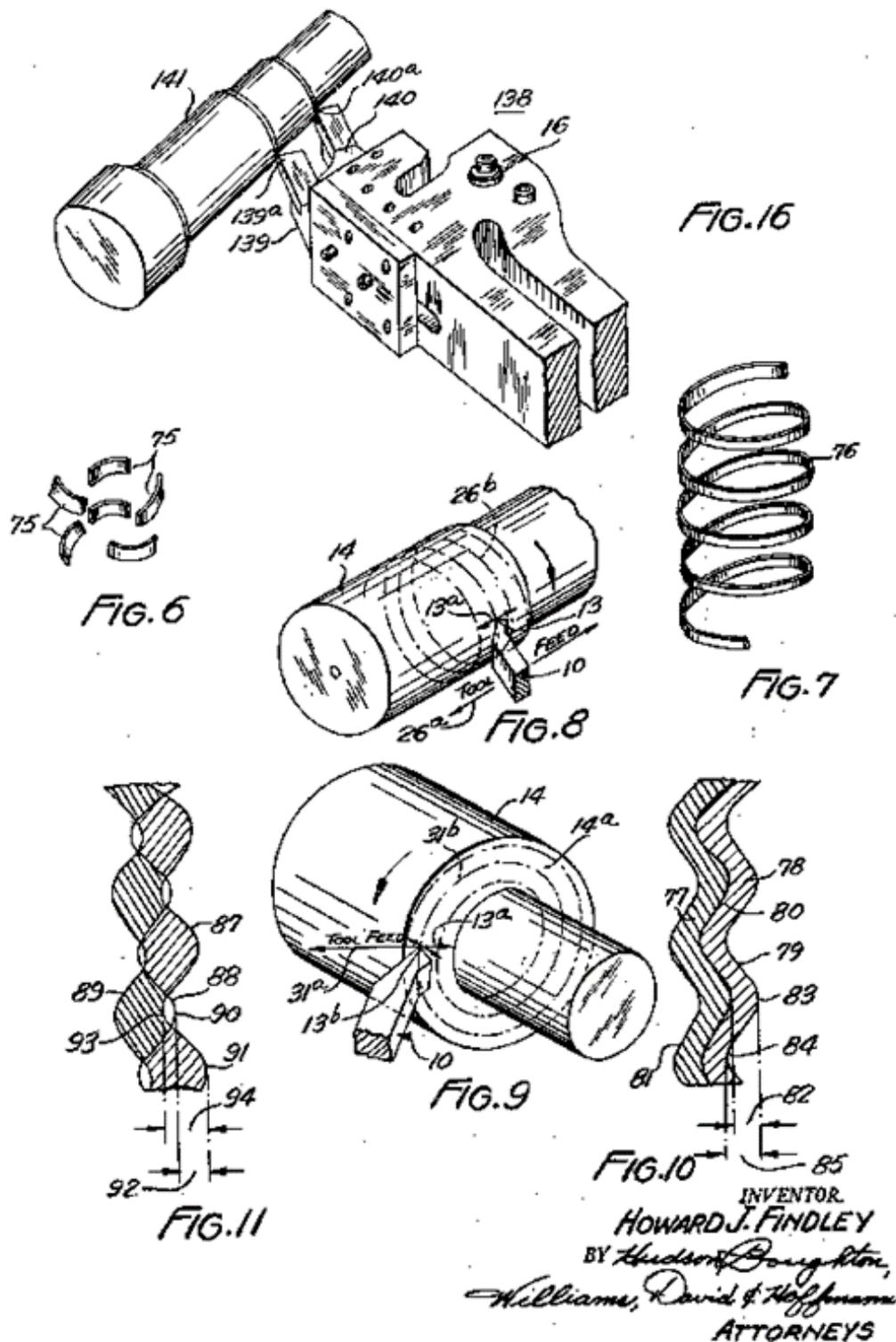


Fig. 1.6 Method and apparatus for cutting material invented by Findley.

切削機構に振動を利用する研究の主流は隈部ら[20]-[22]の研究から始まったようである。Fig. 1.7 に示すように、隈部らの振動切削では主に piezoelectric actuator による超音波域の振動が用いられた。以降、振動切削の研究では超音波振動の利用が主流となり、日本を中心に数多くの研究が進められた。これらは精密・微細加工への適用に端を発した研究であり、切りくずの分断については副次的な効果に留まった。

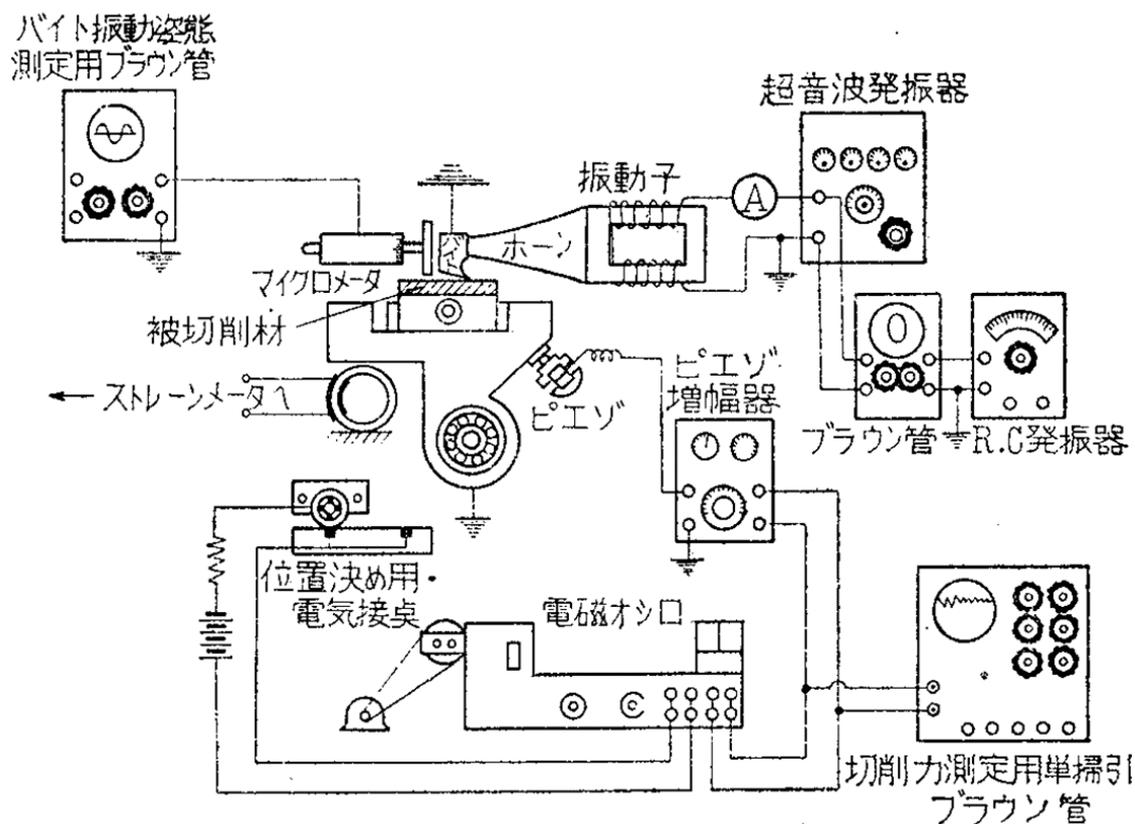


Fig. 1.7 Vibration cutting equipment in the early stages of development[20].

社本ら[23]–[26]は、Fig. 1.8 に示すような刃先に同期した二方向の振動を加える楕円振動切削を提案し、同じく超精密加工への応用を報告している。

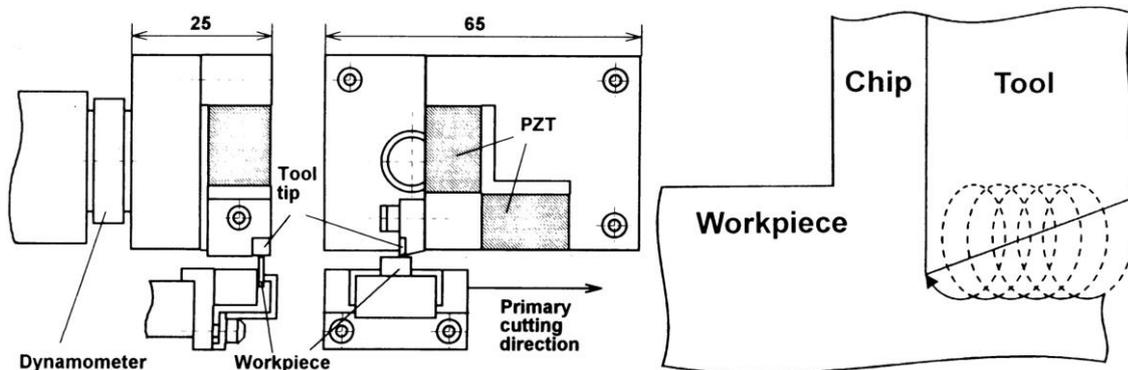


Fig. 1.8 Principle of elliptical vibration cutting[27].

Nath ら[28]は Fig. 1.9 示すように piezoelectric アクチュエータを用いて Inconel718 に超音波振動切削を適用し、工具摩耗と表面粗さを詳細に検証した。彼らは工具-被削材接触比と工具-被削材相対速度の2つのパラメータに着目し、そのメカニズムを評価した。これら超音波を用いた振動切削加工は、特に良好な機械加工面を得るには有効であったが、その多くは低切削速度域の加工に限定されており、切りくず処理の課題解決策としての機能は果たさなかった。

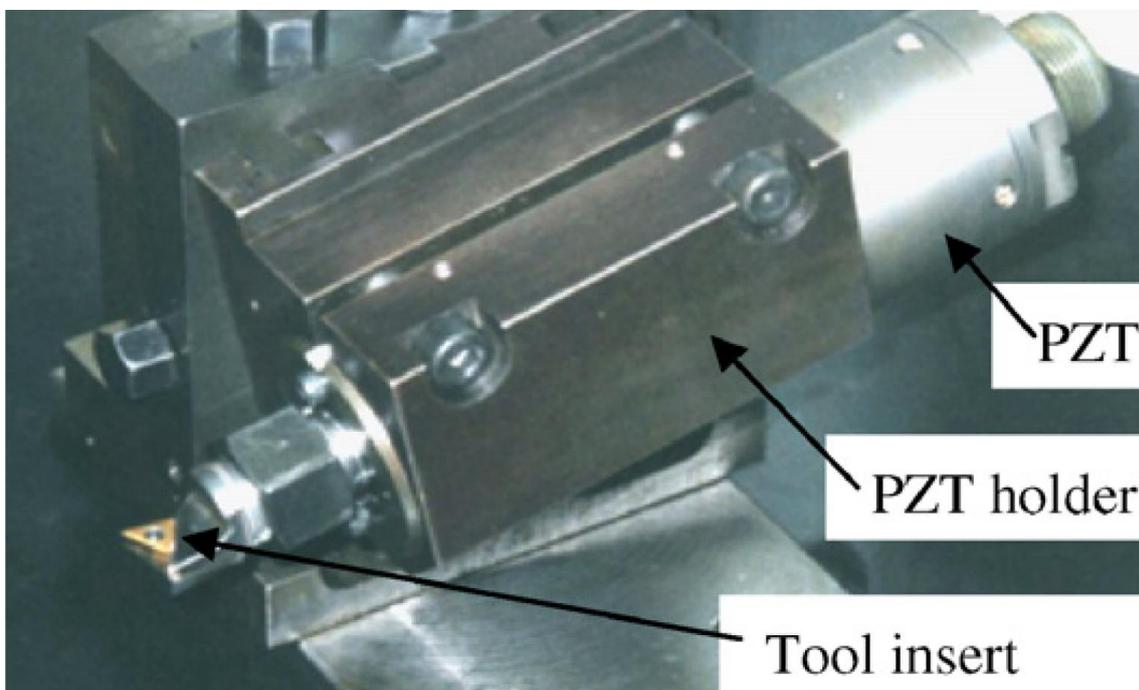


Fig. 1.9 Tool with piezoelectric transducer.

旋削における切りくずの分断を目的とした振動切削の研究としては、古くは Fig. 1.10 に示す広田ら[29]の揺動切削が挙げられる。広田らはチップブレーカでは対応できない高速低送りの仕上げ切削を対象とし、バイトホルダの回転中心を中心として、ある角度周期的に揺り動かし、切削状態を周期的に変化させる手法を用い、連続切削の状態を維持しながら切りくずを分断する条件とその範囲、また仕上げ面の表面粗さへの影響について報告した。しかしながら、揺動の作動機構として、てこ-クランク機構、無段変速機を用いたことで装置の大型化は避けられず、実用化には至らなかったようである。

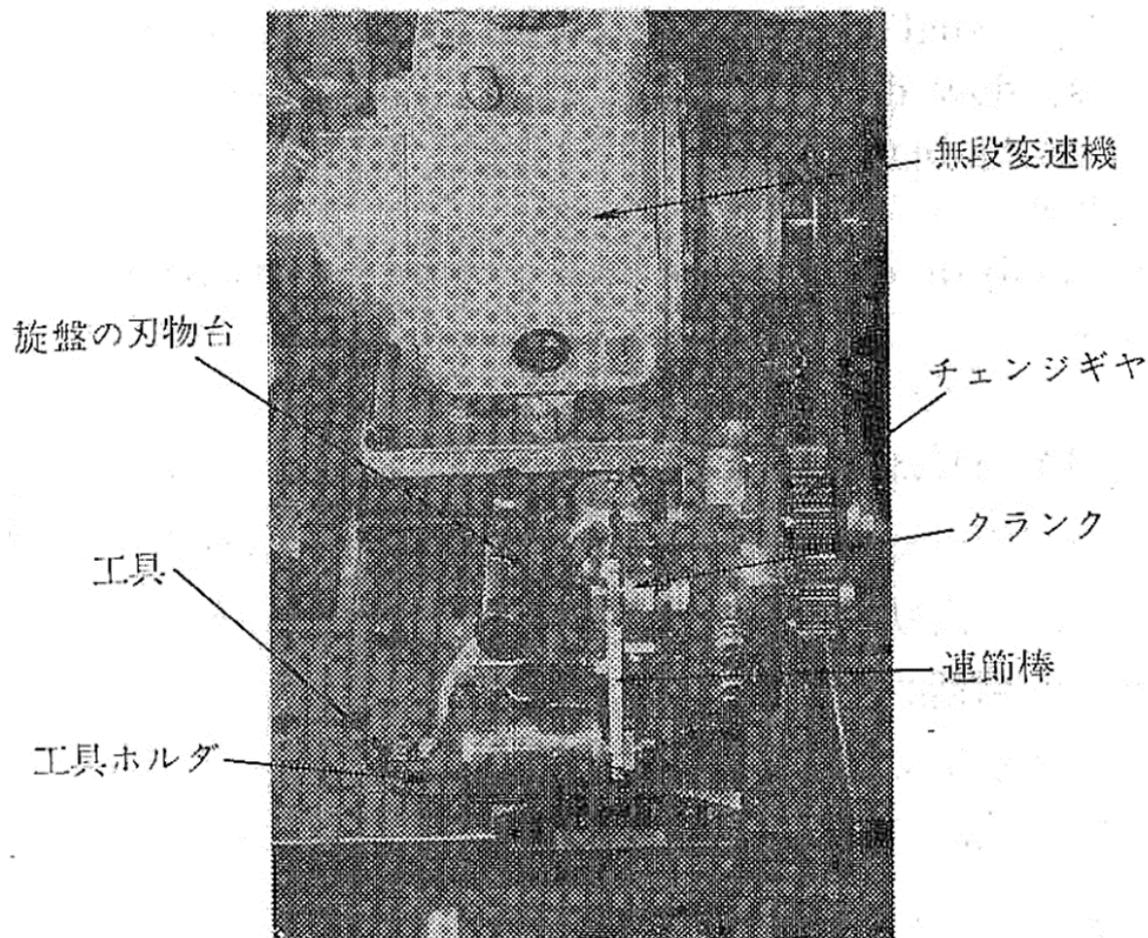


Fig. 1.10 Structure of rolling tool equipment.

機械加工への振動の適用は旋削加工だけではなくドリル加工にも見られる。足立ら[30]は Fig. 1.11 に示すような油圧サーボ機構を用いた低周波振動ドリル加工において、周波数比と切込み厚さの関係式を導出し、排出される切りくず形状の各部寸法を調査し、また切削抵抗と切りくず折断状態の関係を明らかにした。南部ら[31], [32]は高アスペクト比の微細深穴加工に対し超音波振動と低周波振動を付与し、切りくずの分断に加え、切削抵抗の低減と工具寿命の延長に効果があることを示した。

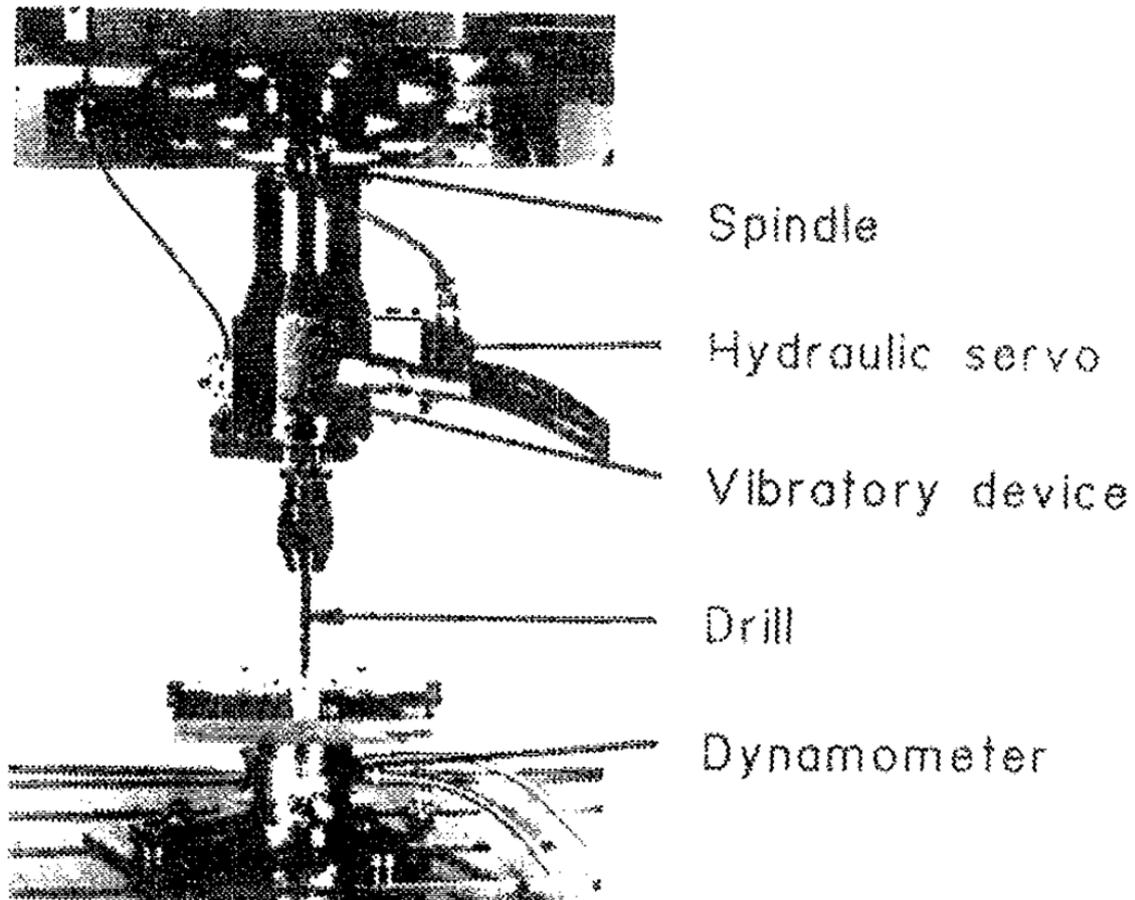


Fig. 1.11 Equipment of low frequency vibration drilling.

Mann ら[33]は, Fig. 1.12 に示すような MAM (Modulation Assisted Machining) と呼ばれる piezo-actuator を利用して送り方向へ工具を振動させて加工を行う方法を提案した. 彼らは, MAM において細かく分断された切りくずを形成するための条件を解析的に明らかにした. しかしながら, 追加の加振装置を用いた振動切削では, 装置によって振動方向に制約が課せられ適用可能な加工形状が制限される課題が残った.

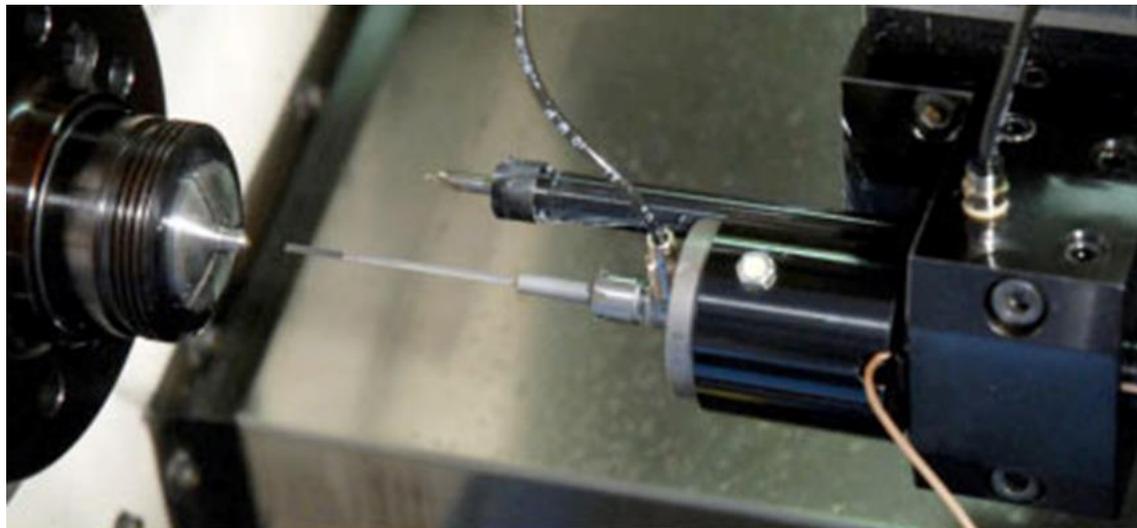


Fig. 1.12 Overview of MAM system with gun-drill[34].

そこで、追加の装置を必要とせず、より柔軟に種々の加工条件に対応可能な方法として、NC 指令を用いた振動切削の研究が行われてきた。Woody ら[35], [36]は、旋削時の送り運動に振動成分を付与した CNC ツールパスと呼ばれる手法を用いて切りくずの分断が可能であることを示した。しかしながら、CNC ツールパスでは振動周波数が増加すると指令振幅と実際の動作振幅の誤差が増加し、振動周波数 6.3 Hz の条件では最大で約 50%にも及ぶ誤差が生じている。

Berglind ら[37]は、Fig. 1.13 に示すようなねじ切り加工時の切りくず分断を目的として MTP (Modulated Tool Path) と呼ばれるプログラム制御による振動切削を提案した。しかしながら、これら手法は工作機械の動的能力の限界のために振動周波数が非常に低い領域に限定されており、実用的な加工条件とは異なる課題を有している。

このように振動切削の技術自体は古くから研究者の注目を集め様々な手法が提案されてきたが、旋削加工における切りくず処理の解決手法としては、その制御手法、加工条件と形態に対する実用上の課題を解決できてこなかった。

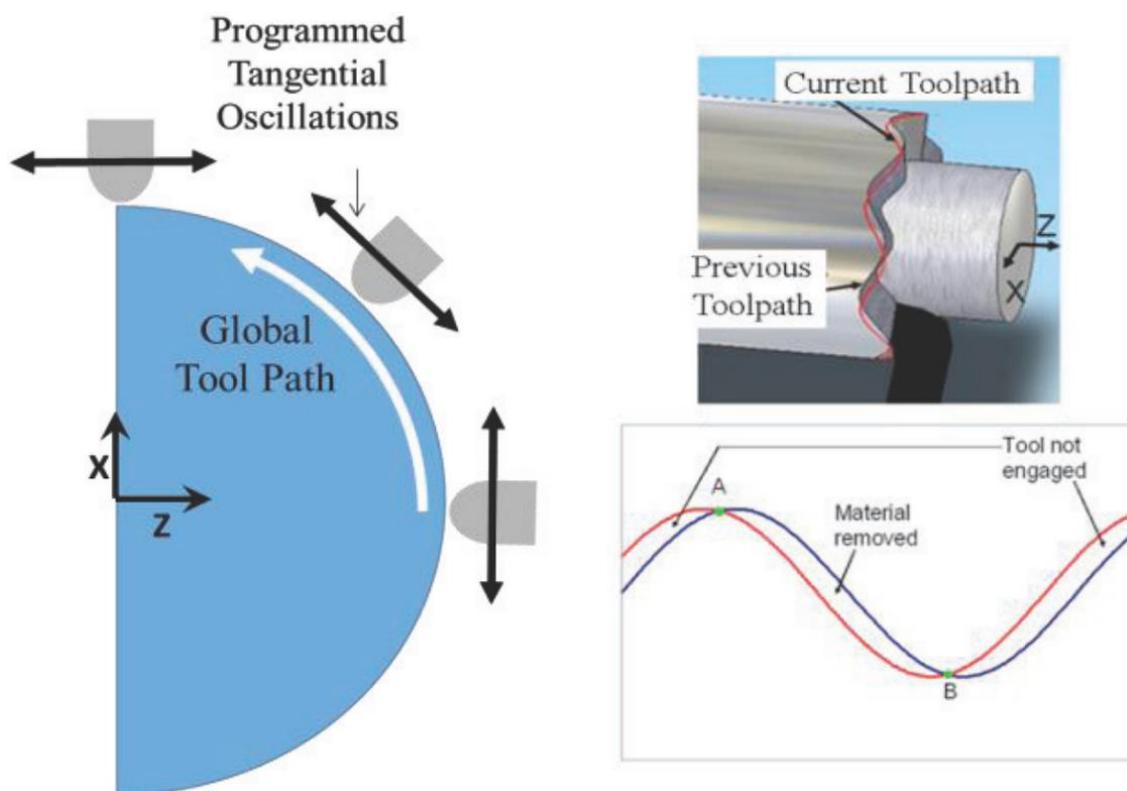


Fig. 1.13 MTP machining.

### 1.3 本研究の目的

本研究では、新たな旋削加工における実用的な切りくず分断手法として低周波振動切削技術 (LFV: Low Frequency Vibration-Cutting) を提案する。LFV は従来の超音波領域の振動を用いた精密・微細加工に焦点を置いた振動切削と異なり、およそ 100Hz 以下の低周波域の振動を用い、生産現場における実用的な加工条件で良好な切りくず排出を実現することを目的として開発された。また LFV はその振動に工作機械の数値指令を用い、工具送り方向への振動挙動に加え、その振動と主軸回転を同期しながら切削を行う。これにより切削中に工具の空振り時間を生じさせることで、材料や工具の形状を問わない確実な切りくずの分断を実現している。また追加の加振装置を持たず、工作機械自体に振動切削技術が内包されたことにより、従来のような加工形状の制約、工作機械の動的能力の課題も克服している。このように、LFV は従来の振動切削と一線を画する多彩な加工形状と幅広い被削材種に対応する高い汎用性を有する新たな振動切削技術である。

一方で技術的な確立が先行した LFV であるが、その詳細な切りくず生成メカニズムや分断条件、切削力や切削温度、工具摩耗などの切削現象に与える影響は明らかとなっていなかった。また製造・実用上の懸念として、被削材の加工表面に与える影響の面で課題を残しており、切りくず処理解決手法として LFV を確固たるものとするには、これら解明と解決策の提示は急務であった。ここで、本研究で取り組んだ主な研究課題を以下に示す。

- (1) LFV の動作原理の定式化により、切りくず分断メカニズムと分断条件を明らかにする。
- (2) LFV の切りくず分断能力を明らかにし、切りくず形状制御手法を提示する。工業的に有用な切りくず形状の分類と処理性の評価、制御指針を示す。
- (3) 切削現象、特に基礎的な切削力、切削温度、工具摩耗に与える影響を明らかにする。
- (4) LFV が製品の加工面に与える影響を調査し、その創成メカニズムを明らかにする。高面品位加工に向けた具体的な解決策の提案と、振動条件の設定指針を与える。

## 1.4 本論文の構成

本論文は全6章から構成されており、各章の概要は以下のとおりである。

- 第1章「緒論」では、工業的・工学的背景、従来の研究、本研究の目的、論文の構成について述べる。
- 第2章「低周波振動切削（LFV）の原理と定式化」では、低周波振動切削の原理と切りくず分断モデルを提示し、その振動挙動を定式化する。定式化した振動挙動から導かれる加工特性として切削厚さの変動に着目し、振動中に切削が占める割合を意味する切削時間比率を定義し、切りくずの分断条件を明らかにする。
- 第3章「切りくずの分断と形状の制御」では、難削材として知られるステンレス鋼に対し LFV を適用し、LFV の振動挙動と排出される切りくず形状の関係を明らかにする。排出される切りくずを形状の分類と照らし合わせ、その処理性を評価するとともに、工業的な目的に沿った LFV の制御指針を提示する。また従来の振動切削では困難であった円弧やテーパ形状を含む加工においても、LFV による切りくずの分断が効果的であることを確認し、その実用性を示す。
- 第4章「切削抵抗、切削温度、工具摩耗に及ぼす影響」では、LFV が切削抵抗と切削温度、工具摩耗に及ぼす影響を明らかにする。慣用切削と比べ LFV は切削エネルギーを低減させ、切削により生じる熱そのものを抑制する効果があることを実験により明らかにする。振動により生じる工具の空振りは切りくずを分断するだけでなく、工具に十分な冷却を与え、更に連続切削加工では供給困難であった加工点への切削油の供給と浸透を実現する。また実験から LFV が工具摩耗の抑制効果を持つ可能性を示す。
- 第5章「加工面形状に及ぼす影響」では、第2章で定式化された LFV の振動挙動をもとに LFV が創成する特徴的な加工面形状と輪郭形状を予測・可視化するシミュレータを開発し、創成メカニズムを明らかにする。シミュレーションにより得られた三次元形状から表面粗さや真円度といった実用的な表面性状の導出を可能とし、切りくずの分断だけでなく加工面への影響も考慮した振動条件の提案を実現する。また LFV が輪郭形状へ及ぼす影響が明らかとなったが、シミュレーションによりその影響を最小化する振動条件を探索した。シミュレータを用いた最適設計を実現し、その妥当性を実験により評価する。
- 第6章「結論」では以上を総括し、今後の課題と展望について述べる。

## 第2章

# 低周波振動切削 (LFV) の原理と定式化

### 2.1 緒言

本章では、低周波振動切削技術 (LFV) の加工原理について述べる。LFV による切りくず分断モデルと加工経路の定式化を示し、そこから導かれる LFV の加工特性について説明する。

### 2.2 振動切削とは

振動切削とは工具を振動させながら行う切削加工である。振動を切削に利用しようとする手法自体が古くから試みられてきたのは1章で述べた通りであるが、国内においては限部[38]により多くの研究がなされ、切削速度方向の振動切削についてはその原理や効果について明らかにされている。

これまでの研究事例としては一方向の振動を利用するものが主流であり、それらは①主分力方向、②背分力方向、③送り分力方向 (切れ刃稜線方向) の3種類に分類される[27]。

Fig. 2.1 に振動切削における振動方向の種類を示す。

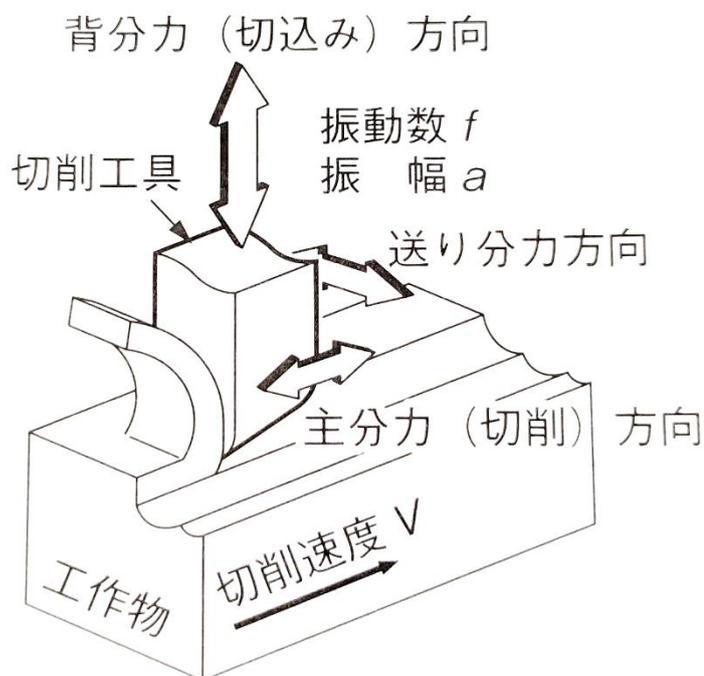


Fig. 2.1 The direction of vibration of cutting tools[11].

バイトを用いた加工においては主分力方向への振動付与が一般的であるが、近年では主分力方向と背分力方向の面内で工具と被削材の間に楕円振動を付加する楕円振動切削と呼ばれる振動切削研究も行われている。主分力方向切削では、見かけの切削速度よりも最大振動速度を大きくすることで断続切削の効果が得られると同時に、平均切削抵抗の低減や工具摩耗の抑制効果が期待されている[39]。しかしながら、振動方向と切削方向の調整が実用上の大きな課題となっており、適切な振動を設定しなければ工具と被削材が干渉し、刃先のチッピングを誘発する、むしろ加工面品位が低下する場合などがある。背分力方向への振動切削としては、切りくずの分断を目的として古くは振動送り切削法、揺動切削法[29]の研究が行われてきたようである。条件によっては間欠切削の効果を有することから切りくずの分断性能には優れるが、仕上げ面が鋸刃形状となることから、仕上げ面に影響の残らないドリル加工への適用事例を多く見つけることができる。送り分力方向の振動切削では、傾斜切削の概念から切削抵抗の低減効果を有すると予想されているが[40]、実用的な研究事例は見当たらない。

振動にどのような周波数領域を用いるかは目的により様々である。これまでの研究では超音波領域を用いた事例が一般的であり、難削材の加工や良好な仕上げ面を得ることを目的としたものを多く見つけることができる。一方で低周波領域を用いることを謳った振動切削の事例は、本研究以前でもそれほど多くは見当たらない[41]。これは振動切削研究においては加振装置として圧電素子を用いることが一般的であることにも起因すると考えられる。そのため加振装置として油圧機構の導入が容易なドリル加工においては、低周波領域の振動切削事例を見つけることができる[32], [42], [43]。

まとめると振動切削で期待される効果は様々であるが、一般には切削抵抗の低減、構成刃先の低減、切削温度の低減、また加工面品位の向上や切りくず排出性の向上などが挙げられる。方式にもよるが、工具摩耗・溶着の抑制と工具寿命の延長、加工精度の向上やびりりの抑制などの効果が期待される振動切削もある。

## 2.3 低周波振動切削 (LFV) の原理

### 2.3.1 LFV とは

低周波振動切削技術 (LFV[44]: Low Frequency Vibration-Cutting) とはシチズンマシナリー (株) が開発した数値制御により工具を切削送り方向に振動させ、その振動と主軸回転を同期させて切削を行う加工技術である[5], [45]。本技術は振動の付与に工作機械の NC 指令を用いることで、従来の振動切削とは異なり追加の装置を必要としない。またこれまで加工中の切りくず分断に用いられてきたチップブレーカや高圧クーラントは、被削材種や材料径、工具、加工形状、加工条件の変更など実際に製造業の現場起こりうる様々な環境の変化に対して、その効果を安定して維持するのが難しいという課題を有していた。しかし、本技術では振動条件を変更することでこれら環境の変化に柔軟に対応できるという利点を有している。

本研究はシチズン時計 (株) 及びシチズンマシナリー (株) との共同研究として実施されたものであり、実験装置として Fig. 2.2 に示す CNC 旋盤 (シチズンマシナリー (株) 製低周波振動切削機 VC03[46]) を用いている。



Fig. 2.2 VC03 (LFV machine), CITIZEN MACHINERY CO., LTD.

本装置は Fig. 2.3 に示すように振動軸として、旋盤の主軸 (Z 軸) と刃物台 (X 軸) の二軸を有する。

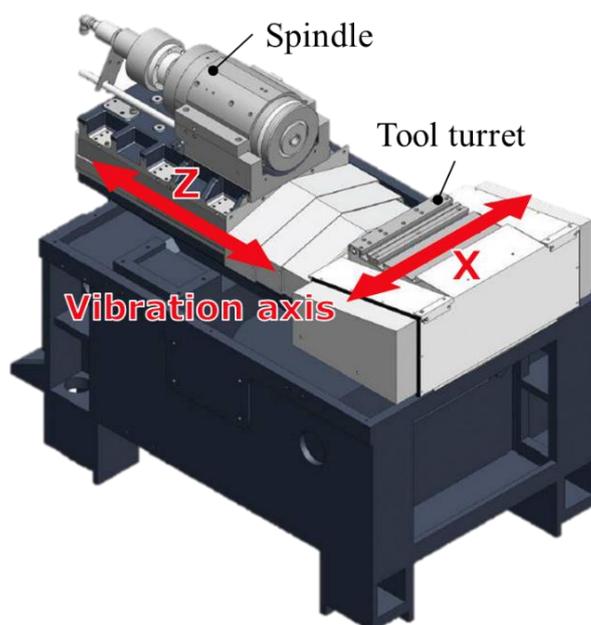


Fig. 2.3 Machine configuration of LFV.

本手法は Fig. 2.4 に示すように、通常の旋削加工における工具送り方向に対し、これら Z 軸と X 軸からなる二軸合成振動を正弦波振動として重畳するため、従来の振動切削では困難であったテーパや円弧を含んだ加工形状にも適用可能な、高い汎用性を有する。数値制御を用いた振動切削の研究は、本研究以前にもいくつか報告されているが[35], [41], このような二軸合成振動による実用的な振動切削は実現されてこなかった。



Fig. 2.4 Direction of LFV vibration in turning process.

Fig. 2.5 に LFV の概略図と、工具送り方向の変位と付与される振動の関係を示す。二軸合成振動を用い工具送り方向へ振動を付与する LFV ではあるが、一般的な切削モデルにおいては、前述する背分力方向の一方向振動切削に分類されることがわかる。

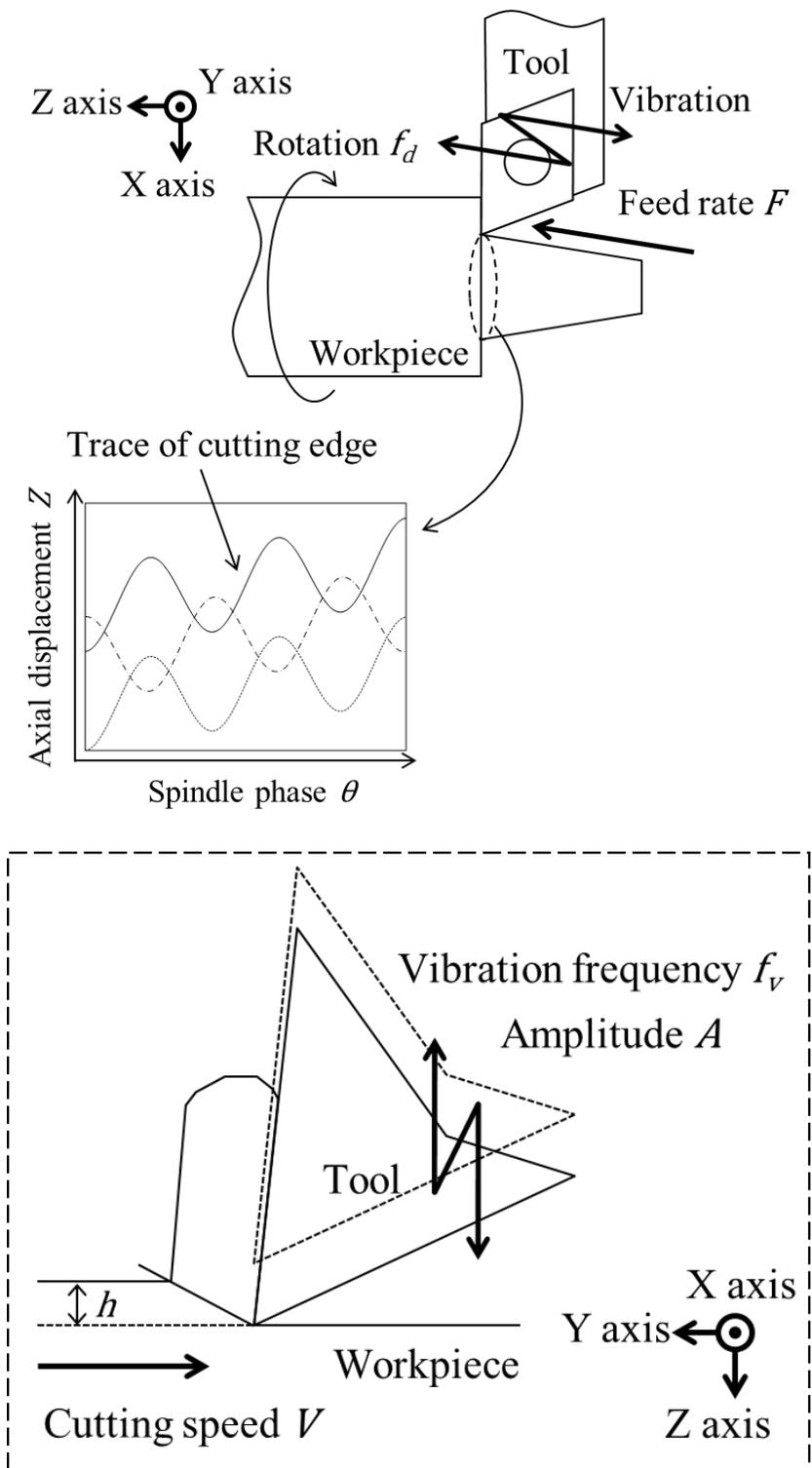


Fig. 2.5 Schematic diagram of relationship between tool feed direction and vibration on LFV.

## 2.3.2 LFV の定式化

### 2.3.2.1 切りくず分断モデル

LFV は工具送り方向へ振動を付与し、それら振動を主軸回転と同期させながら切削する。Fig. 2.6 に LFV 時の刃先の軸方向変位と主軸位相角の関係を示す。このとき、振動条件によっては前加工面に転写された加工経路と現在の加工経路が重なり合うことで、工具が被削材から離脱・空振りする時間 (Air cutting time) が周期的に生じることがわかる。この物理的な工具の空振りにより、LFV は切りくずを確実に分断することが可能となる。

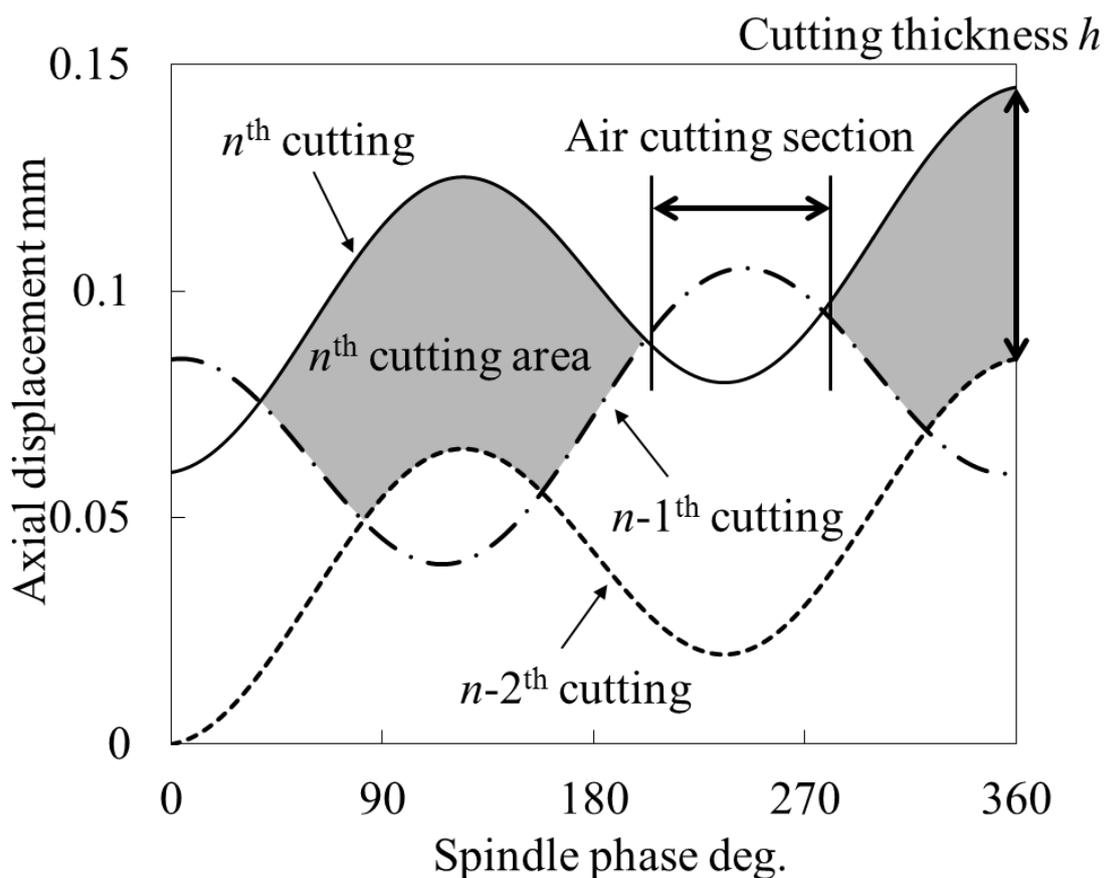


Fig. 2.6 Relationship between spindle phase and trace of cutting edge on LFV

### 2.3.2.2 制御パラメータと定式化

LFV では前述のように工具送り方向に正弦波振動が付与される. Fig. 2.7 に LFV の振動パラメータと加工条件, 加工軌跡と主軸位相角の関係を示す.  $F$  は旋削加工における主軸回転毎送り量 [mm/rev],  $A$  は LFV の正弦波成分の振幅 [mm] である. ここで, LFV 特有の制御パラメータとして無次元振動振幅  $Q$  と無次元振動数  $D$  を定義する. 無次元振動振幅  $Q$  は LFV の見かけ上の振幅  $A_a$  に対して  $Q = A_a/F$  で定義されるパラメータである. 一方, 無次元振動数  $D$  は主軸回転周波数を  $f_s$ , 振動周波数  $f_v$  としたとき  $D = f_v/f_s$  で定義されるパラメータであり, 無次元振動数  $D$  は主軸 1 回転あたりの振動回数を意味する.

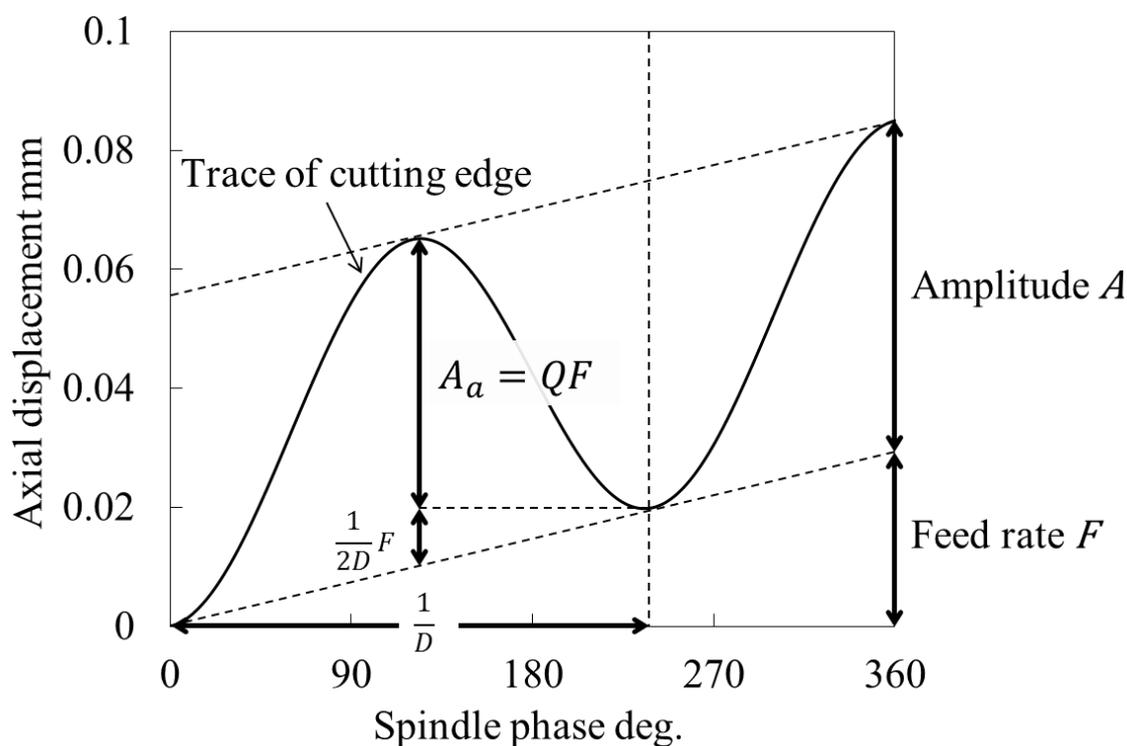


Fig. 2.7 Control parameters and trace of cutting edge on LFV.

LFV の正弦波成分の振幅  $A$  は  $A_a$  と  $F$  の増加量の和から Eq. 2.1 のように表すことができる.

$$A = A_a + \frac{1}{2D}F \quad \text{Eq. 2.1}$$

$Q$  と  $D$  を用いて表すと Eq. 2.2 に示すように変形できる.

$$A = \frac{2DQ + 1}{2D}F \quad \text{Eq. 2.2}$$

このとき, 主軸位相角  $\theta$  [rad] と軸方向変位  $Z$  [mm] の関係は Eq. 2.3 のように表すことができる.

$$Z(\theta) = \frac{A}{2} \sin(D\theta) + \frac{F}{2\pi} \theta \quad (n = 1, 2, 3 \dots) \quad \text{Eq. 2.3}$$

さらに、 $n$  回転後の軸方向変位  $Z_n$  [mm] に拡張すると低周波振動切削の工具経路は Eq. 2.4 のように定式化することができる。

$$Z_n(\theta) = \frac{A}{2} \sin[D\{\theta + 2\pi(n-1)\}] + \frac{\theta + 2\pi(n-1)}{2\pi} F \quad (n = 1, 2, 3 \dots) \quad \text{Eq. 2.4}$$

このとき慣用切削は、LFV の正弦波振動成分の振幅が 0、すなわち  $A = 0$  のときの LFV の挙動と等価であると考えることができる。

## 2.4 LFV の加工特性

### 2.4.1 切削厚さの変動

Fig. 2.6 のグレーで示した領域は、切削が行われている領域であり、その高さ  $h$  [mm] は切削厚さに相当する。Fig. 2.8 に切削厚さの変化を模式的に示す。図からもわかるように、LFV においては切削厚さは変動するが、これは旋削加工における送り量と等価となる。ここで LFV における切削厚さは各加工経路の差から求めることができ、主軸位相角に対する切削厚さの変化とその後場合分けを Eq. 2.5 に示す。切削厚さが負となる場合は切削が行われない空振り区間を意味するが、このとき切削厚さの値は 0 とする。

$$\begin{aligned}
 h(\theta) &= \begin{cases} Z_{n+2} - Z_n & (Z_{n+1} - Z_n < 0) \\ Z_{n+2} - Z_{n+1} & (Z_{n+1} - Z_n \geq 0, Z_{n+2} - Z_{n+1} \geq 0) \\ 0 & (Z_{n+1} - Z_n \geq 0, Z_{n+2} - Z_{n+1} < 0) \end{cases} \\
 &= \begin{cases} A \sin 2D\pi \cos D(\theta + 2n\pi) + 2F & (Z_{n+1} - Z_n < 0) \\ A \sin D\pi \cos D\{\theta + (2n + 1)\pi\} + F & (Z_{n+1} - Z_n \geq 0, Z_{n+2} - Z_{n+1} \geq 0) \\ 0 & (Z_{n+1} - Z_n \geq 0, Z_{n+2} - Z_{n+1} < 0) \end{cases} \quad \text{Eq. 2.5}
 \end{aligned}$$

このように振動条件を変化させると刃先の加工経路だけでなく、排出される切りくずの厚さと長さも調整可能になると考えられる。したがって加工条件や加工形状に応じた最適な切りくずの分断と切りくず形状を選択することも可能である。

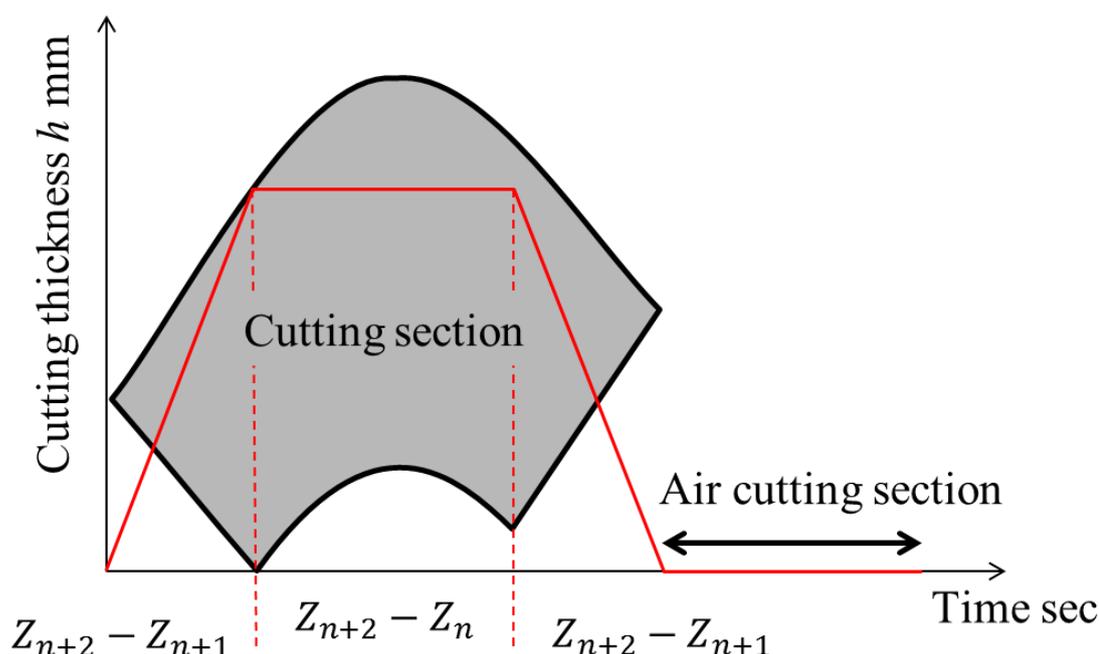


Fig. 2.8 Variation of cutting thickness on LFV.

### 2.4.2 切削時間比率

LFV では条件によって振動 1 周期の間に切削時間と空振り時間（非切削時間）が存在する。ここで Fig. 2.9 に示すように、振動周期を  $T_v$  としたとき、切削厚さ  $h > 0$  となるような切削時間  $T_c$  に対する比率  $T_c/T_v$  を切削時間比率  $R_c$  と定義する。  $R_c = 1$  のときは切削区間が途切れない連続切削加工であることを意味する。  $R_c < 1$  のときは振動中に非切削時間が存在することを意味し、このとき被削材からの工具刃先の離脱が生じるため、切りくずは分断されると考えられる。また  $R_c$  が小さいほど 1 周期中の非切削時間が占める割合は大きくなるため、この切削時間比率  $R_c$  は、排出される切りくずの形状や刃先の冷却性を評価する指標となることが考えられる。

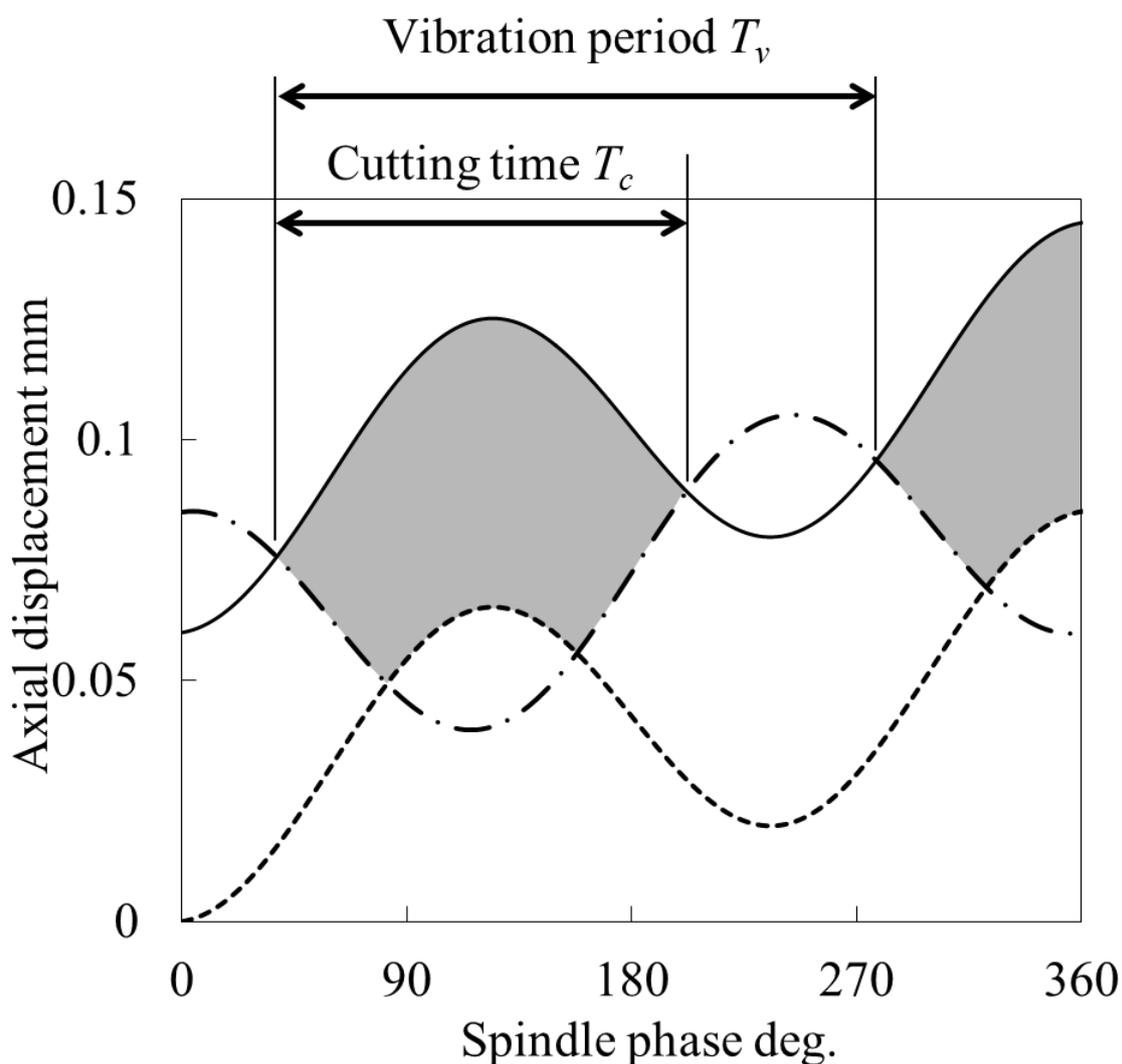


Fig. 2.9 Vibration period and cutting time.

ここで切削時間比率  $R_c$  は、LFV の正弦波振動成分の振幅  $A$  に対する送り量  $F$  の比  $A/F$  と無次元振動数  $D$  の組み合わせに対して一つに定まる。Fig. 2.10 に  $A/F$  と  $D$  に対する切削時間比率の分布を示す。間欠的な極小値を中心に、 $R_c = 1$  となる連続切削との境界が U 字状に繰り返し現れ、切りくず分断の限界条件が可視化されている。ここで、 $A/F < 1$  となる領域ではいずれの無次元振動数  $D$  においても、切削時間比率が 1 を下回ることはなく、切りくずが分断されないことがわかる。これは送りに対して振幅が十分でないとき、現在の加工経路が前加工面の振動と重畳することなく空振り区間が生じないことを意味する。また  $D$  の値が整数値となる場合においては、どのような振幅比においても同様に切削時間比率が 1 を下回ることがないのが確認できる。これは  $D$  の値が整数値となるとはつまり、現在の加工経路が前加工面の振動と同位相となることを意味し、このとき振幅をどれだけ大きく設定しようとも、その相対的な距離（切削厚さ）は送り量から変化することなく、切りくずが分断されることはない。この  $D = N$  となる振動切削は慣用切削と等価である。

ここで、極小値をとる  $D$  の値は Eq. 2.6 の形で示すことができる。

$$D = \frac{2N - 1}{2} \quad (N = 1, 2, 3 \dots) \quad \text{Eq. 2.6}$$

上記  $D$  においては、現在の加工経路と前加工面の振動の位相差は 180 度となる。一方、前々加工面とは同位相となるため、 $Z_{n+2} - Z_n$  で表される切削領域の切削厚さは  $2F$  で一定となり、その変動は台形形状を描くことがわかる。

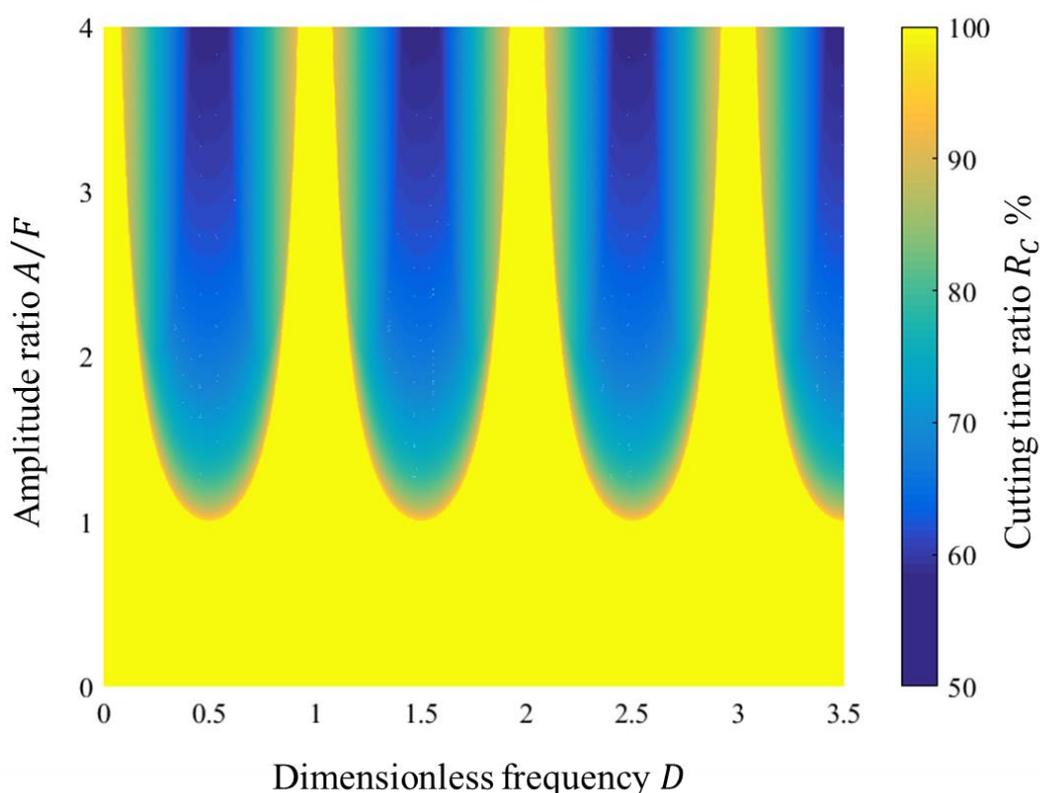


Fig. 2.10 Distribution map of cutting time ratio against  $D$  and  $A/F$  on LFV.

### 2.4.3 切りくずの分断条件

前節 Eq. 2.6 で示したような無次元振動数  $D$  を用いるとき、LFV において切りくずを分断するために必要な振動条件を導くことができる。切りくずを分断するには振動加工中に Air cutting time が生じる必要があり、このとき正弦波振動成分の振幅  $A$  が送り量  $F$  よりも大きくならなければならない。すなわち、 $A/F > 1$  を満たす必要がある。したがって、Eq. 2.2 と Eq. 2.6 から Air cutting time を生じさせるのに必要な無次元振動振幅  $Q$  の値として Eq. 2.7 のような条件を示すことができる。

$$Q > 1 - \frac{1}{2N - 1} \quad \text{Eq. 2.7}$$

また同様に Eq. 2.6 の条件下においては切削時間比率  $R_c$  を解析的に導出することができる。無次元振動数  $D$  が  $D = (2N - 1)/2$  を満たすとき、Eq. 2.5 に代入すると回転位相  $\theta$  に対する切削厚さ  $h$  は次式のように導かれる。

$$h(\theta) = \begin{cases} 2F & (Z_{n+1} - Z_n < 0) \\ F - A \sin D\theta & (Z_{n+1} - Z_n \geq 0, Z_{n+2} - Z_{n+1} \geq 0) \\ 0 & (Z_{n+1} - Z_n \geq 0, Z_{n+2} - Z_{n+1} < 0) \end{cases} \quad \text{Eq. 2.8}$$

ここで、振動周期は 1 回転あたりの振動回数を意味する無次元振動数  $D$  の定義から下式のように表せる。

$$T_v = \frac{2\pi}{D}$$

切削時間は Eq. 2.8 から  $h(\theta) > 0$  すなわち  $F - A \sin D\theta > 0$  を満たすような位相角から下式のように得ることができる。

$$T_c = \frac{\pi + 2 \sin^{-1} \frac{F}{A}}{D}$$

したがって切削時間比率  $R_c$  の特殊解は、LFV の振動条件を用いて Eq. 2.9 のように求めることが可能となる。

$$R_c = \frac{T_c}{T_v} = \frac{1}{2} + \frac{\sin^{-1} \frac{1}{Q + (2N - 1)^{-1}}}{\pi} \quad \text{Eq. 2.9}$$

このとき、切りくずを分断する Air cutting time が生じる条件は  $R_c < 1$  と表現できるが、ここで Eq. 2.9 から Eq. 2.7 と同様の関係を導くことが可能である。

ここまで、 $D$  の値に対し  $Q$  の値を決定するような条件を求めてきたが、これは実用的な LFV においては、制御パラメータとしてまず  $D$  を設定し、その後  $Q$  の値を被削材や切りくずの形状にあわせて調整を行うためである。これは LFV の主目的が切りくずの分断であり、分断される切りくずの長さは排出性と処理性に直結する。そして排出される切りくずの長さは  $D$  の値によって定まるためである。

ここで、被削材の直径を  $D_m$  [mm], 半径方向の切削深さを  $R_d$  [mm] とすると、このとき LFV における 1 周期中の切削長さ  $L_c$  [mm] は Eq. 2.10 のように示すことができる。

$$L_c = \frac{\pi(D_m - 2R_d)}{D} R_c \quad \text{Eq. 2.10}$$

一般に切りくずは生成時に変形が生じ、切削時よりも厚みが増すため、排出される切りくずの長さは切削長さよりも短くなることが知られている。したがって上式は、厳密な切削後の切りくずの長さを得られるものではない。しかしながら、被削材や工具への切りくずの絡みつきを防ぐ目的では、切削長さの概算は十分に実用的である。切りくずの絡みつきやすさを、その長さから定量的に評価することは困難であり、著者らグループの経験的な値とはなるが、上式から得られる切削長さがおよそ 20 mm 以下となるように振動条件を設定すると、効率的な切りくずの排出が得られることを明記しておく。被削材や工具の配置、加工形状などに応じた切りくずの長さ設定することで、絡みつきや詰まりによるトラブルを回避することが可能である。

## 2.5 結言

本章では低周波振動切削技術 (LFV) の加工原理を説明し、切りくず分断モデルから定式化を試み、そこから導かれる以下の LFV の加工特性を示した。

LFV では無次元振動振幅  $Q$  と無次元振動回数  $D$  を制御パラメータとして用い、周期的に工具が被削材から離脱する時間 (Air cutting time) を発生させることで確実に切りくずを分断する。このとき、送り量に相当する切削厚さは LFV においては変動し、振動条件を変えることで切りくずの厚さと長さを制御することが可能である。LFV における切りくず分断の限界条件を導出し、その分布を可視化した。1 振動中に切削時間が占める割合を意味する切削時間比率を定義し、切削長さから LFV の実用的な振動条件設定指針を示した。



## 第3章

# 切りくずの分断と形状制御

### 3.1 緒言

前章で述べたように、低周波振動切削（LFV）では適切な無次元振動振幅  $Q$  と無次元振動数  $D$  を設定することで、切削中に空振り区間（Air cutting time）を生じさせ、旋削加工における長くつながった切りくずを確実に分断することが可能である。2章で示した分断条件を満たすような振動条件下においては、LFV ではチップブレーカのように被削材種や加工条件によって切りくずの分断性が左右されることはない。しかしながら、排出される切りくずの形状自体は、従来の切削加工同様に刃先形状、被削材種、加工条件など様々な因子の影響を受ける。切削加工における切りくずの生成現象は、せん断角理論を中心に発展し[47]、その生成シミュレーションは、押し込み解析[48]、定常解析[49]、非定常解析[50]を経て3次元解析[50]、[51]による研究へと進展した。近年では、切りくず生成シミュレーション専用の商用ソフトウェアも発売されるなど、実応用の事例も見られつつあるが、それでも切りくずの形状予測は加工シミュレーションの中でも特に難易度が高く、その生成過程を十分な精度で再現するには至っていない。

このような背景を踏まえ、本章では LFV の振動条件に焦点を当て、LFV の振動条件が切りくずの形状に与える影響について代表的な被削材をもとに議論する。また切りくずの形状とその処理性について一概に論じることは困難であるが、従来の切りくず形状の分類と生産現場における課題をもとに、LFV における切りくず形状の評価を試みると同時に、振動条件の選択に対し指針を与えることを目的とする。

### 3.2 切りくずの処理性

切りくずの処理性が良いとはどのような状態であるか。その状態を一概に定義することは困難である。一方で切りくずの処理性が悪いとはつまり、制御不能な切りくずの生成に伴う様々な問題が生じ、作業員による対処が都度求められるような状況のことであると考えられる。

主に切りくずによる問題は、その形状と、絡みつき、堆積、飛散により分類できる。長く繋がった切りくずが工具や被削材に絡みついたり、巻き付いたりすると、製品仕上げ面を傷つけたり、工具損傷の原因となることがある。またこのような切りくずは、その除去作業自体が作業員に危険を及ぼすこともある。切りくずが被削材や工作機械の特定部に堆積すると、熱変形が生じ、加工精度を低下させることがある。飛散する切りくずもまた作業員に危険を及ぼし、細かすぎる切りくずは時に工作機械の摺動面に入り込み、精度の劣化を招くことがある。このように制御不能な切りくずとは、一般的には折れず長くつながっ

た形状のものを指すが、細かく分断された切りくずが必ずしも制御可能、すなわち切りくず処理性が良いとは一概には言えない面もある。

そこで切りくずの処理性を定量的に評価するため、精機学会（現精密工学会）切削専門委員会により、切りくず形状の分類が行われた[52], [53]。Table 3.1 に切りくず形状の分類を示す。本分類においては、表中 4 型から 5 型の、1 巻きから数巻き程度で折断された切りくずが、旋削加工においては処理性の高い切りくずであると考えられている。

このように様々な形態に分類された切りくずではあるが、生産現場の視点においては必ずしも細かな切りくずが優れていると判断されるわけではないことに留意する必要がある。例えば内径加工のような、狭小部に切りくずが溜まりやすく、加工部からの高い排出性が求められるような場合においては細かな切りくずは有用である。一方でワークの搬送やチャッキング時においては、細かすぎる切りくずは製品表面、搬送ハンドへの付着を招き、噛み込みと呼ばれる現象を引き起こすことで製品品質や稼働率の低下を招くことがある。近年では、これら切りくずのチャックへの噛み込みを、AI 技術を用いて検出する方法が考案されるなど[54]、依然として生産現場においては大きな課題として認識されている。

Table 3.1 Classification of chip shapes

主分類			例	
種類	記号 (符号)	形状	旋削	ドリル加工
1型	1 (・)	粉状または片状		
2型	2 (II)	短冊状		
3型	3 (3)	1/2巻き程度以下に短く折断したもの		
4型 (C型)	4 (C)	1巻き程度に折れたもの (C字型)		
5型 (E型)	5 (ε)	2~10巻き程度に折れたもの		
6型	6 (6)	形が不規則に変動する不連続切りくず		
7型	7 (∇)	規則的形状の連続切りくず		
8型 (無限型)	8 (∞)	不規則な形の連続切りくず		
9型	9 (×)	以上の分類にあてはまらないもの		
	0	不明 (データの無い場合)		

### 3.3 低周波振動切削による切りくずの分断

#### 3.3.1 実験条件

実験にはシチズンマシナリー（株）製の低周波振動切削機 VC03 を用いた。インサートには住友電気工業（株）製の超硬工具 (DCGT11T302R-FY AC520U, Nose R: 0.2 mm) を用い、切込み量は 1.0 mm とし、送り量は慣用切削, LFV とともに 0.03 mm/rev とした。また切削油には日本グリース（株）製の鉋物油（サンカット EF-5N 型）を用いた。また本 LFV では、設定した無次元振動回数  $D$  と主軸回転速度  $S$  [ $\text{min}^{-1}$ ] から自動的に振動周波数  $f_v$  [Hz] が設定される。このとき振動周波数は Eq. 3.1 に示すとおりである。本低周波振動切削機における振動周波数の上限は 93.8 Hz であり、無次元振動回数  $D$  の上限は 5.5 と設定されている。

$$f_v = \frac{D \cdot S}{60} \quad \text{Eq. 3.1}$$

##### 3.3.1.1 低周波振動切削の切りくず分断能力

ここでは LFV の切りくず分断能力と、従来の振動切削では困難とされていたテーパ・円弧加工への適用と効果について確認を実施した。

Fig. 3.1 に 6 種類の被削材における LFV 適用時の切りくず形状を示す。本実験では LFV の振動条件として無次元振動数  $D = 1.5$ 、無次元振動振幅  $Q = 1.5$  を設定している。この振動条件は 2 章で示した切りくずの分断条件を満たしている。快削黄銅から難削材として知られるチタン合金、インコネルまで、物性が異なるも被削材種を問わず、LFV では確実に切りくずを分断できていることが確認できる。一方で前述のように、分断性は同様に得られても、厳密な意味での切りくずの形状は、被削材種により異なることも理解できる。しかしながら、本論文ではあくまで振動条件に伴う形状の変化に着目し、次節以降で実験の結果について考察する。



(a) C3064



(b) S45C



(c) SCM435



(d) SUS304



(e) Ti-6AL-4V



(f) Inconel 718

Fig. 3.1 Chips of each material by LFV.

### 3.3.1.2 テーパー・円弧形状加工への低周波振動切削の適用

NC（数値制御）によるZ軸とX軸からなる二軸合成振動切削を用いる本手法の特徴として、従来のような加振装置を用いる振動切削では困難であった、テーパーや円弧切削への振動切削の適用が挙げられる。テーパー・円弧切削におけるLFVの切りくず分断能力を確認するため切削試験を実施した。

Fig. 3.2 にそれぞれテーパー切削と円弧切削の目標形状を示す。いずれの場合も実験時の切込み量が 1.0 mm となるよう被削材に事前加工を施した。切削条件は前節の外径直線加工と同様である。LFVの振動条件は  $Q = 2.0$ ,  $D = 1.5$  と設定した。被削材にはステンレス鋼 SUS304 を用いた。

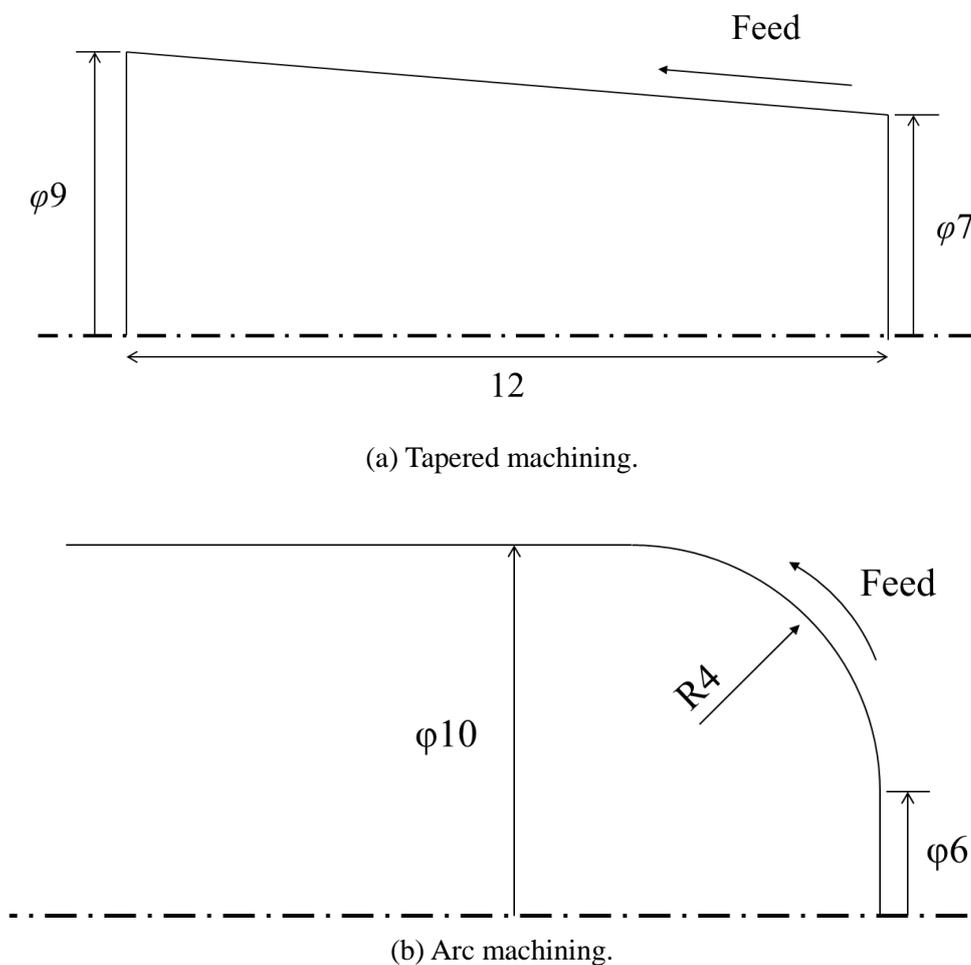


Fig. 3.2 Target shape.

Fig. 3.3 にテーパ加工時の、Fig. 3.4 に円弧加工時の慣用切削と LFV における切りくず形状をそれぞれ示す。いずれの加工形状でも、慣用切削時には旋削加工特有の長く繋がった切りくずが排出された。一方で LFV 時には、これまでの実験と同様に細かく分断された切りくずの排出が確認された。



(a) Conventional cutting,  $S = 3752 \text{ min}^{-1}$



(b) LFV,  $Q = 2.0$ ,  $D = 1.5$ ,  $f_v = 93.8 \text{ Hz}$ ,  $S = 3752 \text{ min}^{-1}$

Fig. 3.3 Verification of chip dividing performance in tapered machining.



(a) Conventional cutting,  $S = 3752 \text{ min}^{-1}$



(b) LFV,  $Q = 2.0$ ,  $D = 1.5$ ,  $f_v = 93.8 \text{ Hz}$ ,  $S = 3752 \text{ min}^{-1}$

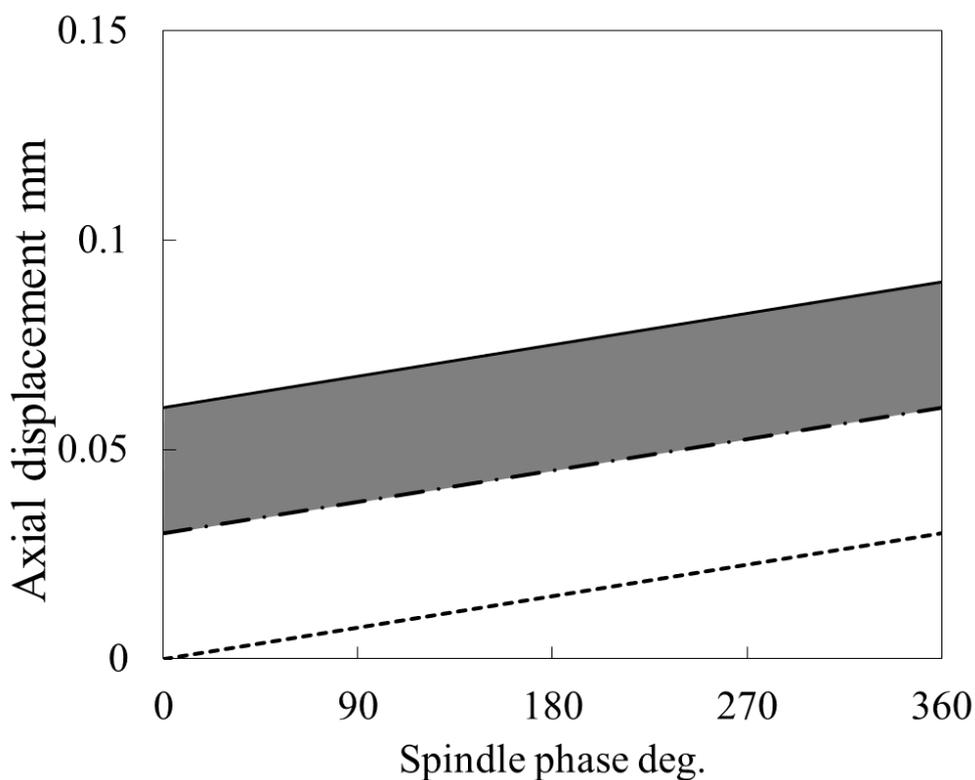
Fig. 3.4 Verification of chip dividing performance in arc machining.

このように NC により X 軸と Z 軸の合成振動を切削送り方向へ付与する LFV では、材種を問わないだけでなく、テーパや円弧形状といった従来の振動切削では適用困難であった形状に対しても、確実な切りくず分断能力を発揮することが可能である。

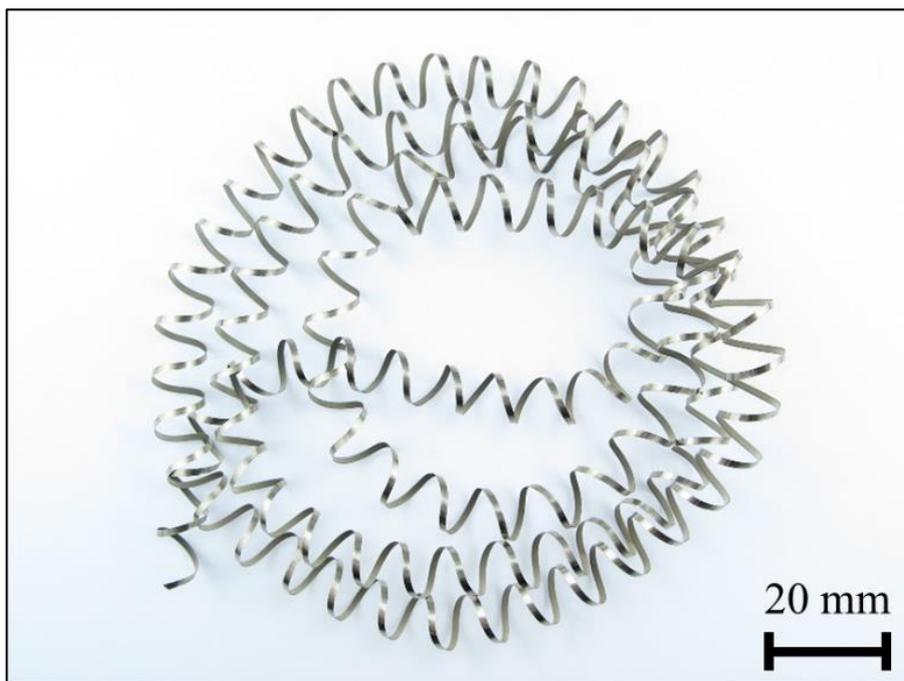
### 3.3.2 低周波振動切削による切りくずの形状制御

本実験では加工形態による影響を無視できるように、振動方向をZ軸方向に限定できる外形直線加工とした。また被削材には難削材として知られるステンレス鋼 SUS304 の直径 10 mm 円筒材を選択した。SUS304 は伸びが非常に大きく、また切削変形域での熱のこもりやすさを表す熱特性値も大きいことから、被削性と切りくず処理性の両面から一般に難削材であると考えられおり[55]、切りくずの処理性を評価する代表的なサンプルとしては相応しいと考えられる。各振動条件における振動挙動と排出された切りくずの形状を示す。

Fig. 3.5 に示す条件は慣用切削であり、旋削加工において典型的な長くつながった切りくずが排出されている様子が確認できる。このことから、本実験の切削条件においては工具形状（チップブレーカ）による切りくずの分断は機能していないことが確認できる。切りくず形状の分類においては7~8型に分類される規則的形状の連続型に近い形状に該当し、一般的にこのような切りくずは工具や被削材に絡み、巻きつきやすく、様々な問題を引き起こす処理性の低い切りくずであると考えられている。



(a) Trace of cutting edge.



(b) Chip shape.

Fig. 3.5. Conventional cutting,  $S = 3752 \text{ min}^{-1}$ ,  $R_c = 1$ 

また Fig. 3.6 に示すような  $D = N$  となる LFV においても、現在の加工経路が前加工面の振動と同位相となるため、同様の連続型切りくずが生成されることが確認されている。

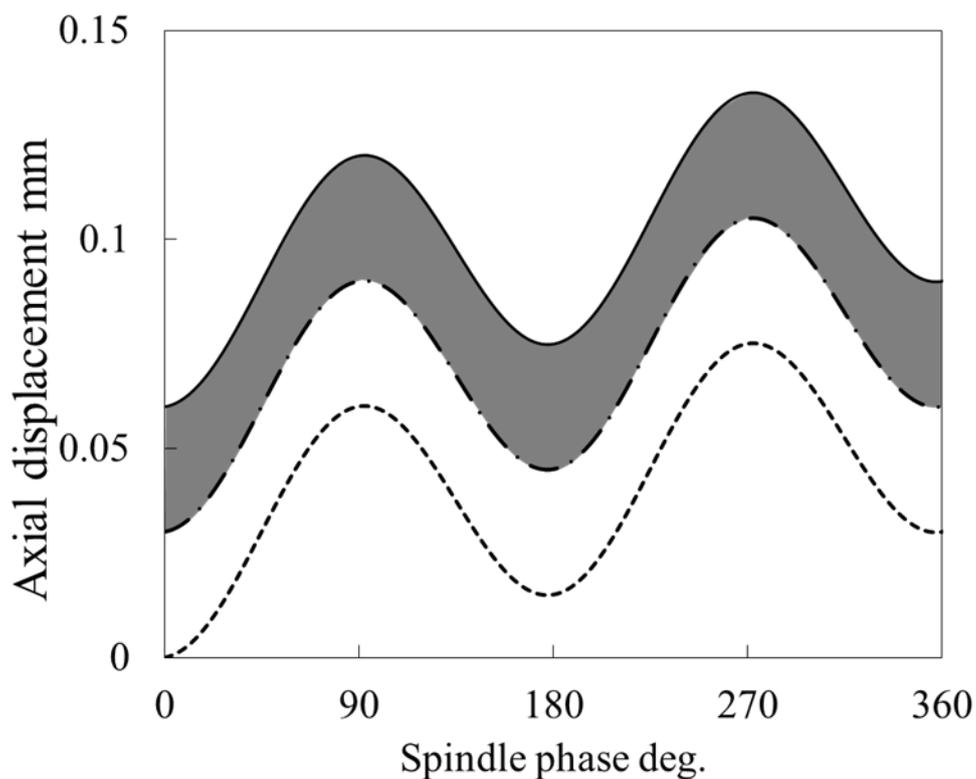
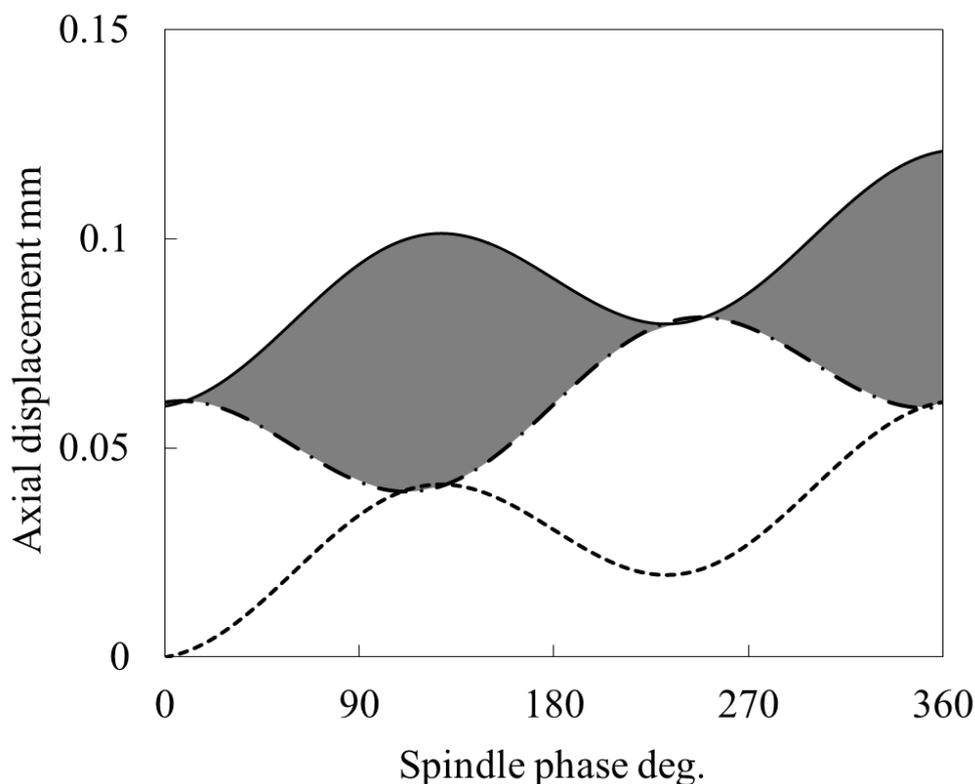
Fig. 3.6 Trace of cutting edge of LFV,  $Q = 1.5$ ,  $D = 2.0$

Fig. 3.7 では LFV の振動条件として無次元振動数  $D = 1.5$ ，無次元振動振幅  $Q = 0.7$  を設定している。前章から， $D = 1.5$  ( $N = 2$ ) における振動が重畳する条件は  $Q > 0.667$  と求められるが，現在の設定値は分断条件は満たしているものの，連続切削条件にも近い境界上の値となるよう敢えて設定した。図に示すように，排出された切りくずは慣用切削ほどではないがある程度つながった形で排出された。その形状は波状を示し，これは振動挙動でも見られる切削厚さの変動によるものであることが理解できる。切りくず形状の分類においては，6 型の形が不規則に変動する不連続切りくずに相似しているが，規則的な変形と不連続な折断が混在している様子が確認できる。これは LFV の原理からは規則的な切りくずの変形が予想されるが，実際には切りくずの薄く強度の低い部分で折断が生じたため，不完全な分断と混在したと考えられる。境界付近ではあるが振動振幅が切りくずの分断条件を満たしているにも関わらず，排出された切りくずが完全に分断されていない理由としては，理想的な振動指令の実装置における再現性，また被削材の延性も実加工には影響を及ぼし，理想的な挙動と差異が生じたためであると考えられる。



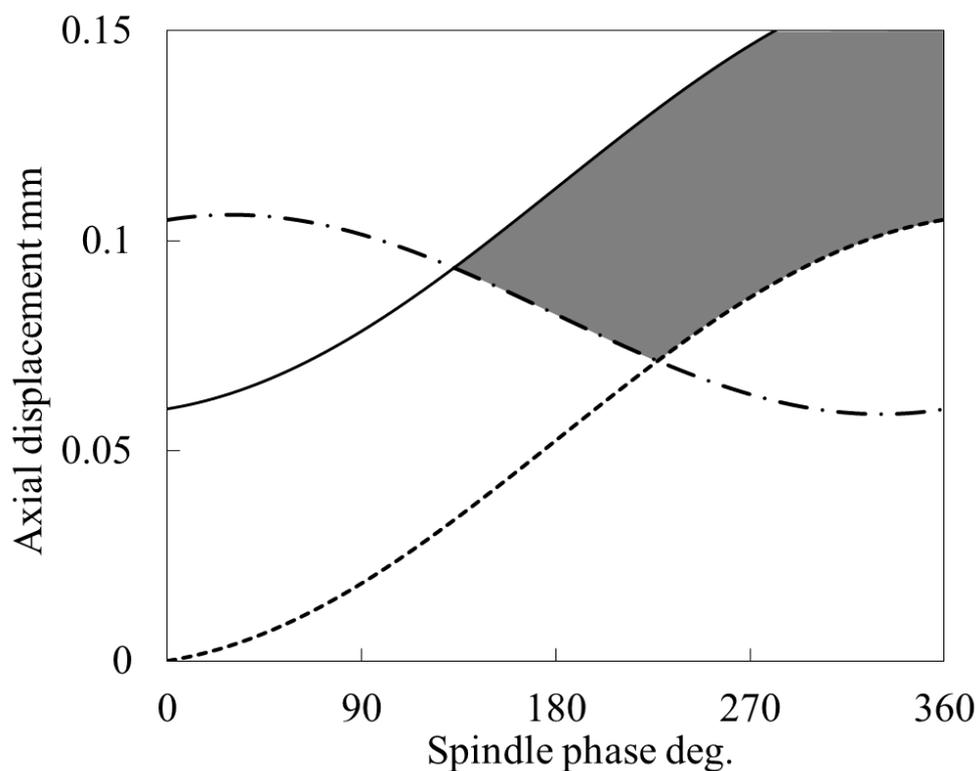
(a) Trace of cutting edge.



(b) Chip shape.

Fig. 3.7 LFV,  $Q = 0.7$ ,  $D = 1.5$ ,  $f_v = 93.8$  Hz,  $S = 3752$  min<sup>-1</sup>,  $R_c = 0.92$ .

Fig. 3.8 では振動条件として  $Q=1.5$ ,  $D=0.5$  ( $N=1$ ) を設定した場合の振動挙動と排出された切りくずの形状を示す。振動振幅の値が切りくず分断するに十分な値を満たしていることから、現在の加工経路と前加工面の振動が重畳し、細かく分断された切りくずが排出されている様子が確認できる。一方で、振動回数は主軸 1 回転につき 0.5 回であり、切削長さは 31.7 mm の長さを有する。このとき、排出された切りくずにはカールが見られ、切りくず形状の分類においては 5 型の 2 ~ 8 巻き程度に折れた E 型の切りくずに相似している。



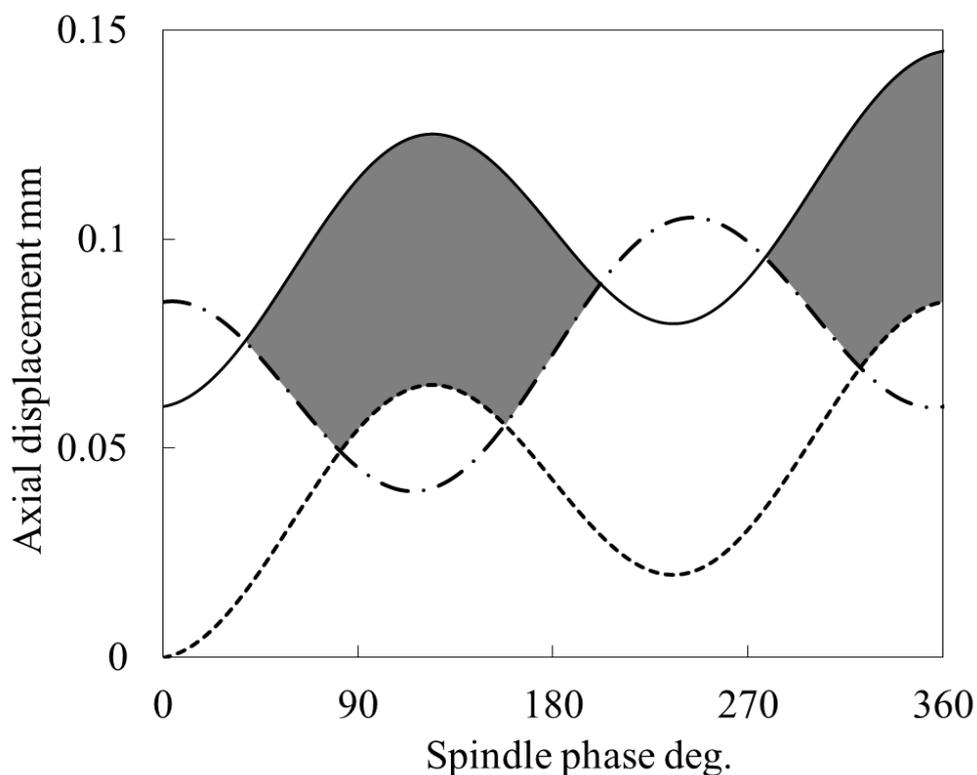
(a) Trace of cutting edge.



(b) Chip shape.

Fig. 3.8 LFV,  $Q = 1.5$ ,  $D = 0.5$ ,  $f_v = 31.3$  Hz,  $S = 3756$  min<sup>-1</sup>,  $R_c = 0.63$ ,  $L_c = 31.7$  mm

Fig. 3.9 では振動条件として更に  $Q=1.5$ ,  $D=1.5$  ( $N=2$ ) を設定した。振動振幅は分断に十分であり、また振動回数が主軸 1 回転につき 1.5 回と増加したことで、切削長さも前述の 31.7 mm から 11.5 mm と 3 分の 1 となった。そのため前条件で見られた切りくずのカーブも小さくなり、より細かく分断された切りくずの排出が確認できる。この形状は切りくず形状の分類における 4 型の C 型切りくずと相似しており、処理性が高いと考えられる。前述のように、著者らグループにおいても推奨する切削長さ 20 mm 以下となる条件下での切りくず形状である。実加工において、本条件の切りくずは工具や被削性に絡みつ়くことはなく、切削油で十分に流され堆積も見られなかった。定量的な評価が難しく経験的な面もあるが、分類・実加工の両面から処理性の高い切りくずであると評価できる。



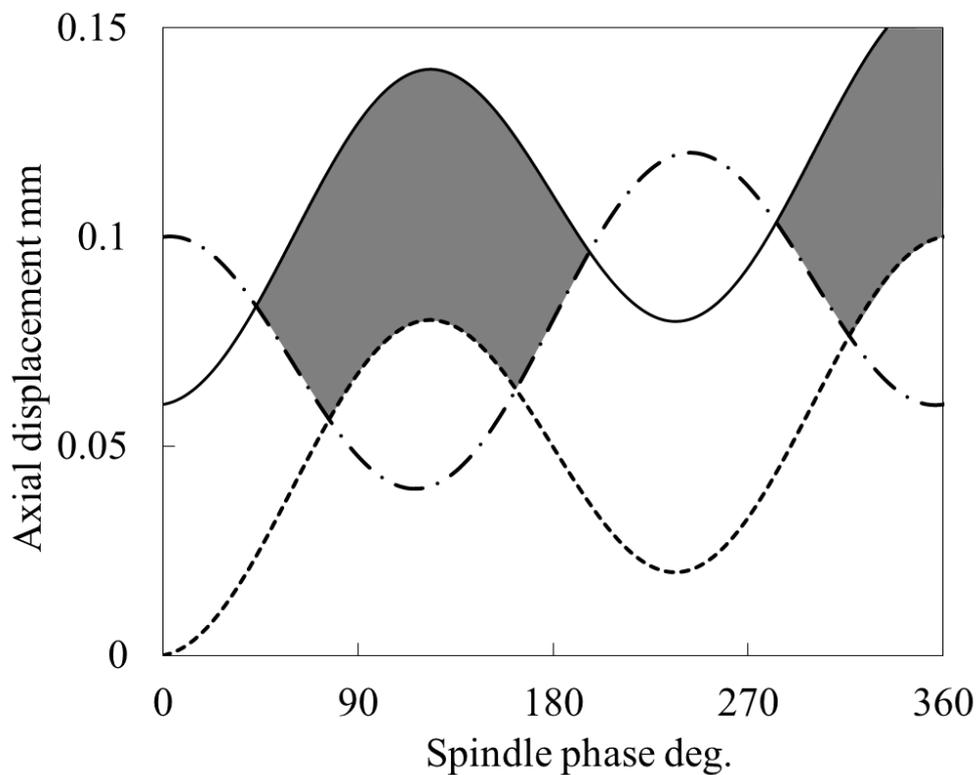
(a) Trace of cutting edge.



(b) Chip shape.

Fig. 3.9 LFV,  $Q = 1.5$ ,  $D = 1.5$ ,  $f_v = 93.8$  Hz,  $S = 3752$  min<sup>-1</sup>,  $R_c = 0.68$ ,  $L_c = 11.5$  mm

Fig. 3.10 では更に振動振幅を  $Q = 2.0$  と増加させたときの振動挙動と切りくずの形状を示している。切削時間比率が僅かに低下し、切削長さも短くなったため、切りくずの形状はややカーブが小さくなっているものの、分断性ともに大きな変化は見られない。したがって、切りくず分断の観点からは、分断条件を十分に満たしているならば振動振幅をそれ以上増加させる必要はないことが理解できる。



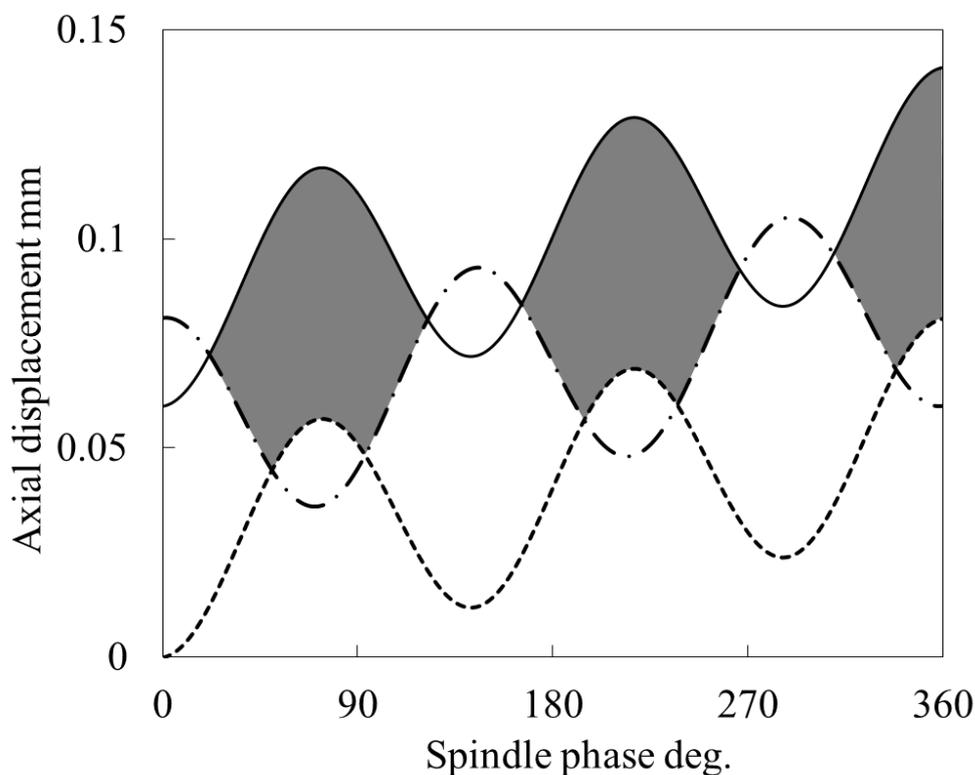
(a) Trace of cutting edge.



(b) Chip shape.

Fig. 3.10 LFV,  $Q = 2.0$ ,  $D = 1.5$ ,  $f_v = 93.8$  Hz,  $S = 3752$  min<sup>-1</sup>,  $R_c = 0.64$ ,  $L_c = 10.7$  mm

Fig. 3.11 では振動回数を  $D = 2.5$  と増加させたときの振動挙動と切りくずの形状を示している。振動回数が主軸 1 回転につき 2.5 回と増加したことで、切削長さが更に短くなり、切りくずもこれまでと比べ最も細かく分断されている様子が確認できる。その形状は切りくずの分類においては 1 型の片状切りくずに相似する。前述のように細かすぎる切りくずは、工作機械の摺動面に入り込む可能性があるため、その制御と管理には注意が必要である。一方で、切削油による流動性が高い片状の切りくずを生成する利点もあり、特に中ぐり加工のような被削材内部への切りくず詰まりが問題となる加工においては、切りくずの流動性を重視する必要がある。そのような条件下では、片状の切りくずは処理性が高いと評価でき、その排出が求められる場合も考えられる。また片状切りくずのような細かな切りくずの排出は、これまであまり評価されてこなかった切りくず容量の削減、回収頻度低減にも効果があることも明らかになってきている[5]。



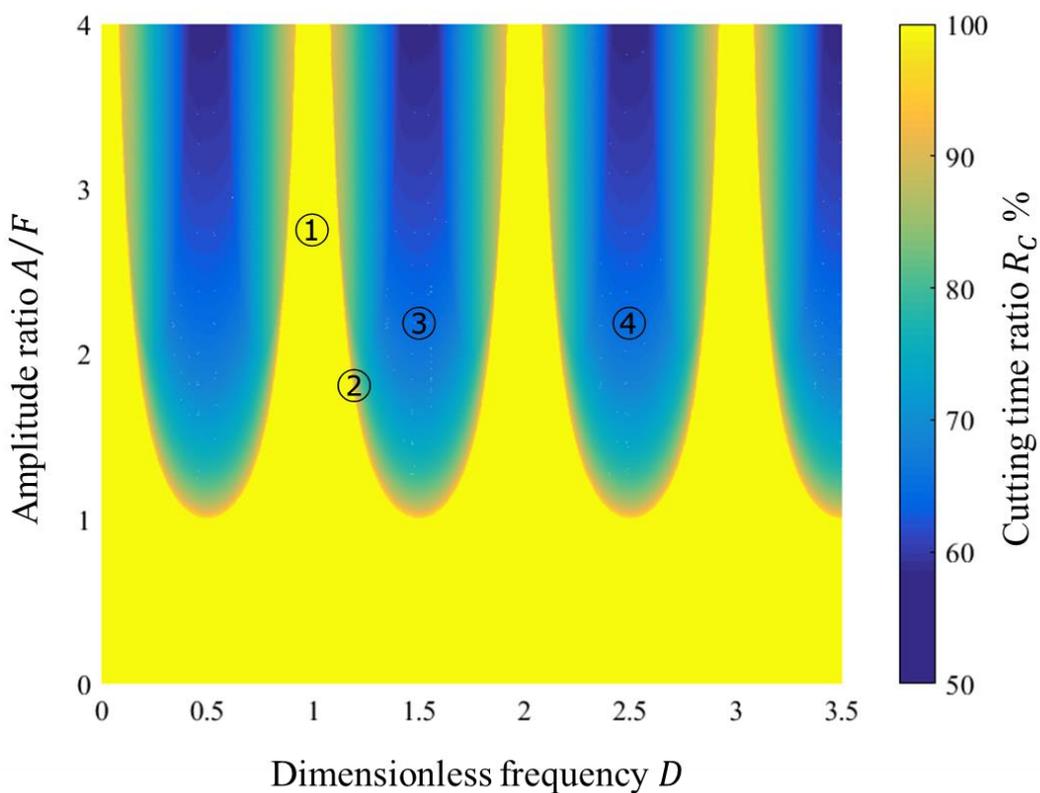
(a) Trace of cutting edge.



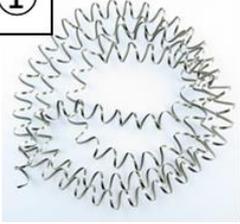
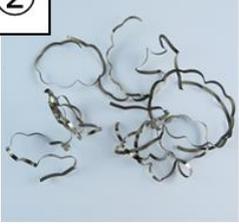
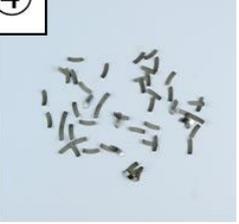
(b) Chip shape.

Fig. 3.11 LFV,  $Q = 1.5$ ,  $D = 2.5$ ,  $f_v = 93.8$  Hz,  $S = 2251$  min<sup>-1</sup>,  $R_c = 0.70$ ,  $L_c = 7.0$  mm

Fig. 3.12 に LFV により制御された切りくずの形態と切削時間比率との関係, その特徴をまとめる. このように LFV を適用することで工具に依らず, 切りくず形状の分類にも見られる様々な形状の切りくずを制御・排出することが可能である. 工業的に有用な切りくず形状は分断されたカール 1 巻未満の切りくずと, 片状切りくずに大別できるが, 工具形状に依らない切りくずの排出制御は, マシニングセンタと異なり搭載工具本数が限られる旋盤においては, 工具集約による工程のコンパクト化にも寄与できる. また加工形態にあわせた切りくず形状を制御・選択できることから, 適用対象の自由度も高い. 今回, 難削材として知られるステンレス鋼 SUS304 に対して十分に処理性の高い切りくずの排出と形状制御を実現できたことから, 他の様々な材料に対しても LFV の適用と有効性が期待できる.



(a) Relationship between cutting time ratio map and chips.

<p>①</p> 	<p>②</p> 	<p>③</p> 	<p>④</p> 
<ul style="list-style-type: none"> <li>• 規則的連続型</li> <li>• <math>D = N</math> 条件下で生成</li> <li>• 工具や治具, 被削材に絡みつきやすく</li> <li>• 処理性が低い</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 不規則不連続型</li> <li>• LFVの分断条件不足時に生成</li> <li>• 処理性が低い</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• カール1巻未満</li> <li>• 処理性が良い</li> <li>• 切削長さ20mm以下となるD値で生成</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 片状切りくず</li> <li>• D増大時に生成</li> <li>• 流動性が高く切りくずの排出性が求められる場面では有用</li> </ul>

(b) Classification of chip shape

Fig. 3.12 Chip forms controlled by LFV.

### 3.4 結言

本章では、まず様々な被削材種へ LFV を適用し、また従来の振動切削では困難であったテーパ及び円弧形状に対しても LFV を適用した実験を行った。その結果、LFV では被削材種を問わず、確実に切りくずを分断可能であることを示し、また数値制御を用い X 軸と Z 軸の合成振動を切削送り方向へ付与する LFV では、切りくず分断能力が加工形状にも依らないことを示した。

次に、難削材として知られるステンレス鋼 SUS304 に対し LFV を適用し、実験から各振動条件下における切りくず形状の観察と、形状の分類からその処理性を評価した。慣用切削では連続型切りくずが排出される加工条件においても、LFV を適用することで工具に依らず振動条件によって、片状、C 型、E 型、不連続型など様々な形状の切りくずを排出制御することが可能であることを示した。LFV による切りくずの排出制御は工具に依らないだけでなく、外形加工や中ぐり加工などの加工形態にあわせ排出切りくず形状の選択が可能であることを意味し、高い適用自由度を有していることが明らかとなった。難削材として知られるステンレス鋼に対しても LFV の適用が効果的であったことから、他材種においてもその有効性は十分に期待することができる。

---

---

## 第4章

---

---

# 切削力, 切削温度, 工具摩耗に及ぼす影響

---

---

### 4.1 緒言

切削により生じる切削力や切削温度は, 加工精度や工具寿命に大きく影響を及ぼすことが知られている. またそれらの大小や変動は, 仕上げ面粗さ, 加工変質層, 工具摩耗, 切りくずの形状など, いわゆる被削性のあらゆる項目に直接または間接的に影響を及ぼすため, 様々な加工技術においてその切削特性を表す重要な因子として調査が進められてきた.

これまでの振動切削の研究では, 主に超音波領域の振動を用いた主分力方向の振動切削において, 平均切削力の低下や, 切削温度の上昇抑制とそれに伴う被削材溶着現象の軽減など, いくつかの切削性改善効果が報告されている[38]. LFV と同様の背分力方向の振動切削においては, Mann らが MAM (Modulation Assisted Machining) と呼ばれる手法を用いて, 慣用切削と比べ振動切削時のひずみや平均切削温度が低下することを報告している[56], [57]. また Copenhaver ら[58]は, MTP (Modulated Tool Path) と呼ばれるねじ切り加工を対象とした振動切削において, パイプ状被削材を用いて準二次元切削を模擬することで, 工具振動条件と切削力, 切削温度, 切りくずの形成過程との関連について基礎的な調査を行っている.

本章ではこれまで明らかとなっていなかった低周波振動切削 (LFV) が切削力と切削温度, 工具摩耗に及ぼす影響を調査し, その切削特性の特徴を明らかとする. 慣用切削に対する LFV の優位性を, その切削特性から導き提示する.

## 4.2 低周波振動切削の切削特性

## 4.3 切削力に及ぼす影響

### 4.3.1 実験条件

実験のセットアップを Fig. 4.1 に示す. 切削力は多成分動力計 (Kistler 製, 型式 9119AA2) を工具刃物台に取り付けて測定を実施した.

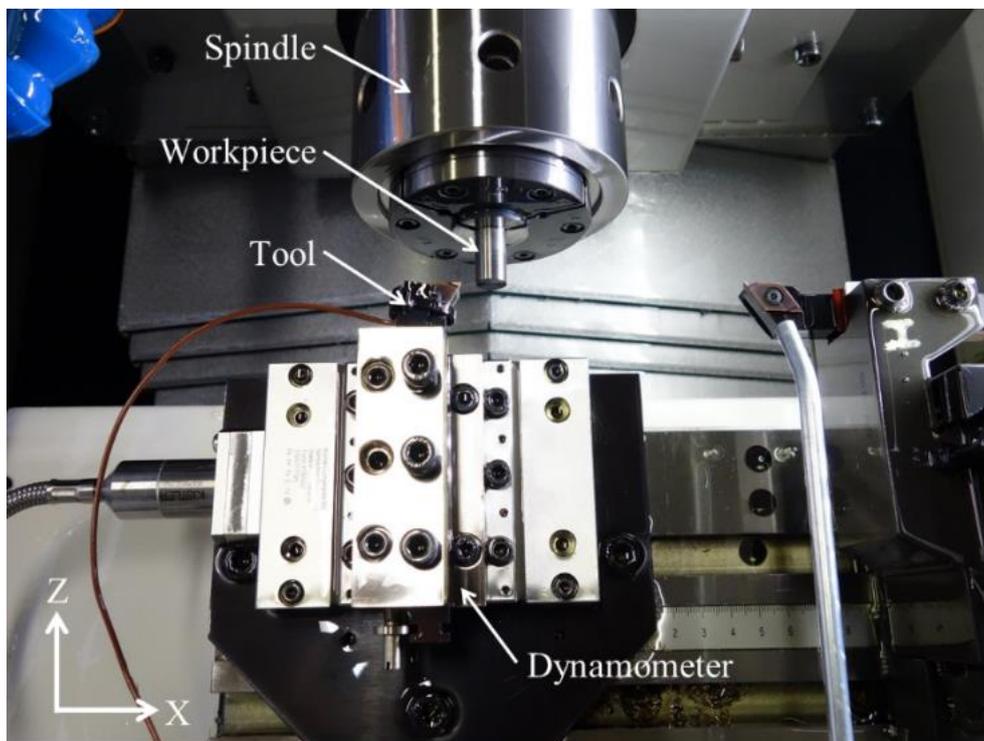


Fig. 4.1 Experimental setup.

Fig. 4.2 に旋削加工における工具に作用する切削力と, その成分を示す[11]. 下図における切削力の定義は, 旋削加工における三分力を指しており, Fig. 2.1 で示したような, 基本的な二次元切削状態における振動方向の定義とは異なることに注意する必要がある. LFV は Fig. 2.1 で示したように, 二次元切削状態ではあくまで背分力方向への振動切削に分類されるが, これは必ずしも下図における背分力方向とは限らない. LFV の振動は, X 軸と Z 軸の合成振動を用いて, ”工具送り方向”へと加えられる. つまり下図の旋削加工においては, 背分力方向 (X 軸) と送り分力方向 (Z 軸) に振動が加えられることを意味する.

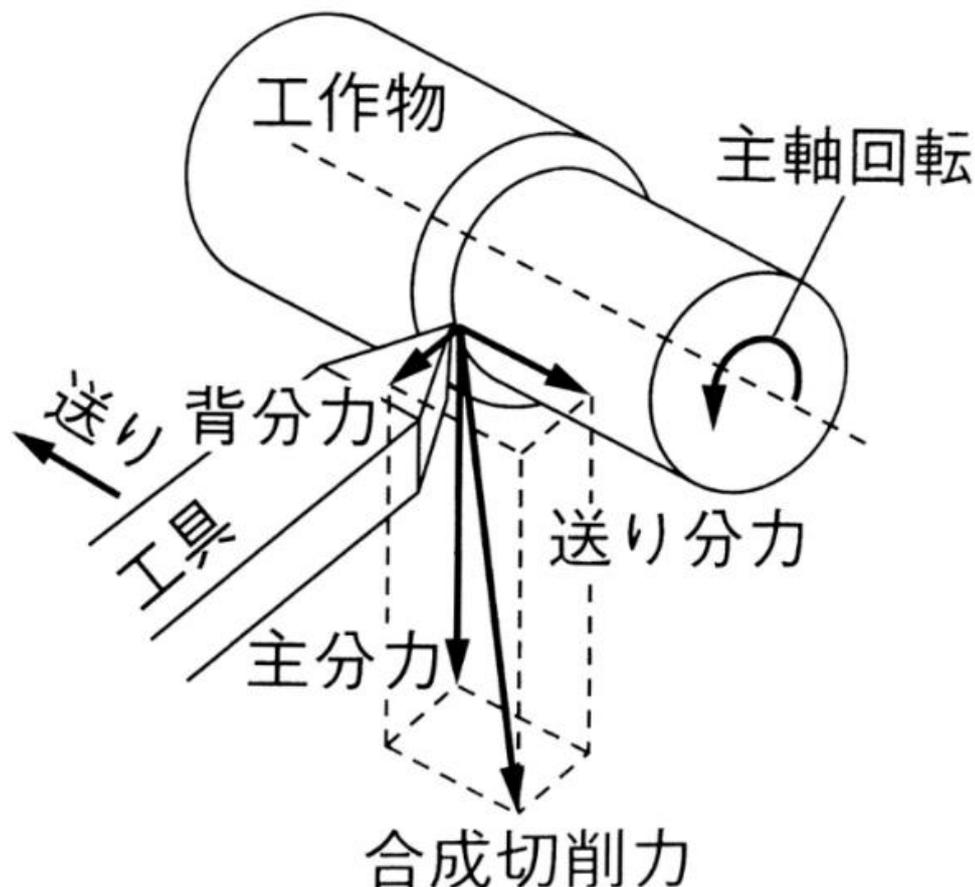


Fig. 4.2 Cutting force in turning.

加工中の切削速度と送り速度では、切削速度が圧倒的に大きく、そのため切削加工においてはその仕事の大部分は主分力が担うと考えられている。本論文においても特筆しない限りは、LFV と慣用切削（以下 CC）の関係を定量的に評価する指標として主分力を用いる。

実験には3章から続き難削材として知られるステンレス鋼 SUS304 の直径 10 mm 円筒材を被削材して用いた。インサートには住友電気工業 (株) 製の超硬工具 (DCGT11T302R-FY AC520U, Nose R: 0.2 mm) を用いた。切込み量は 0.5 mm とし、切削中の切込み量を一定とするため加工は外径直線加工とし、本実験では振動方向を Z 軸方向に限定した。LFV の振動条件として、無次元振動振幅  $Q = 1.5$ 、無次元振動数  $D = 1.5$  を設定した。主軸回転速度は  $3752 \text{ min}^{-1}$  とし、このとき振動周波数は 93.8 Hz となる。送り量は 0.005, 0.01, 0.02, 0.03 mm/rev で実験を行った。

また低周波振動切削機が指令通りの周波数で動作しているか確認するため、Fig. 4.3 に示すように主軸台に下部に加速度センサを取り付けて測定を行った。

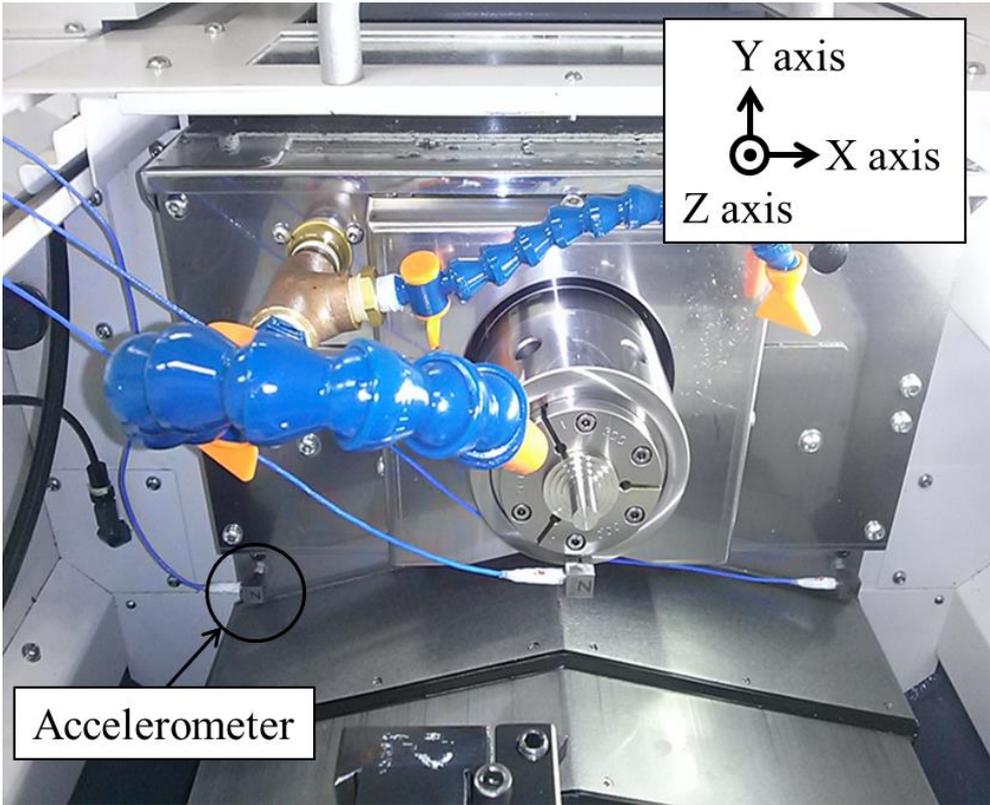
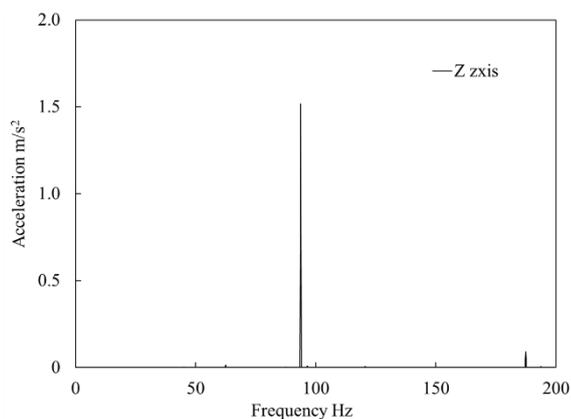


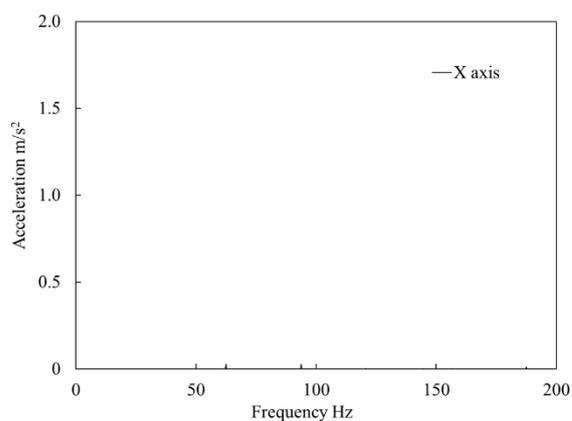
Fig. 4.3 Measurement setup for vibration frequency.

### 4.3.2 実験結果

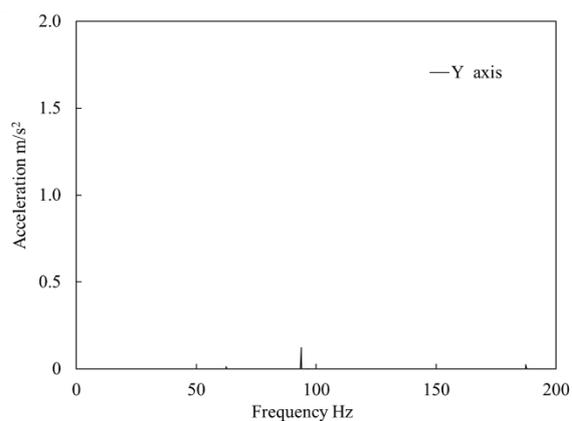
Fig. 4.4 に LFV 動作中の主軸台の周波数応答結果を示す. Z 軸方向で指令周波数と同じ 93.8 Hz にピークが見られ, 主軸台の指令に対する応答が確認できる. 今回の条件では Z 軸方向への振動に限定したが, 加速度計から見る X 軸と Y 軸への影響は小さいことが確認できる.



(a) Z axis.



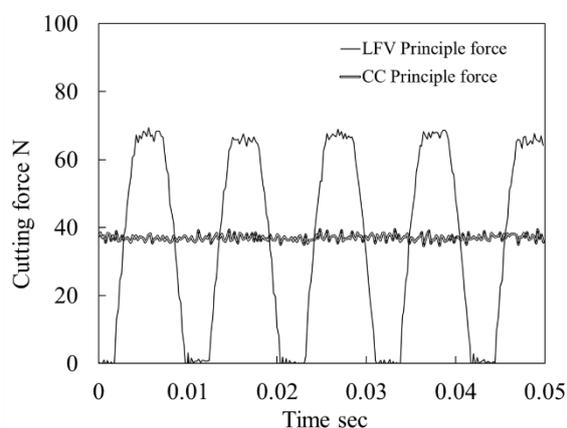
(b) X axis.



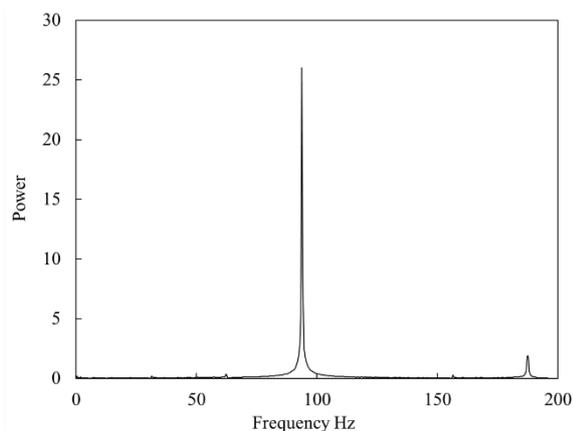
(c) Y axis.

Fig. 4.4 Frequency response of machine spindle during LFV.

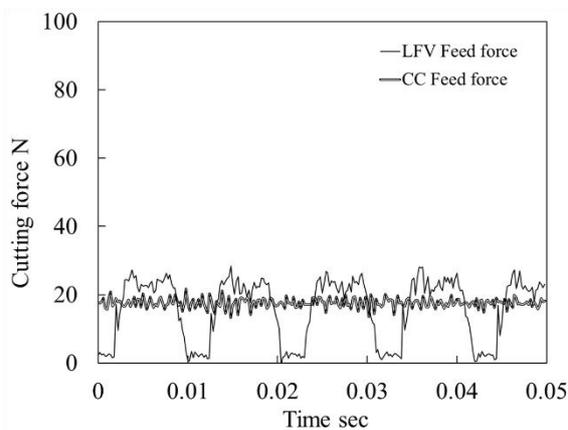
Fig. 4.5 に送り量  $F = 0.03 \text{ mm/rev}$  のときの CC と LFV における切削力の測定と分析結果を示す。一般的な旋削加工に見られる主分力が最も大きくなり、背分力が最も小さくなる傾向は、CC だけでなく LFV でも同様に確認することができる。LFV の切削力波形には、主分力において最も顕著であるが、振動による変動が確認できると同時に、周期的に台形波形を発生させていることがわかる。この台形波形形状が切削厚さの変動に由来するものであることは、容易に理解することができる。また切削力がゼロとなる区間が周期的に現れていることから、切りくずを分断するための工具空振り区間 (Air cut section) が生じていることも、視覚的に理解することができる。主分力の FFT 解析結果では周波数 93.8 Hz 上にピークが見られ、切削波形からも指令通りの振動が行われていることが確認できた。



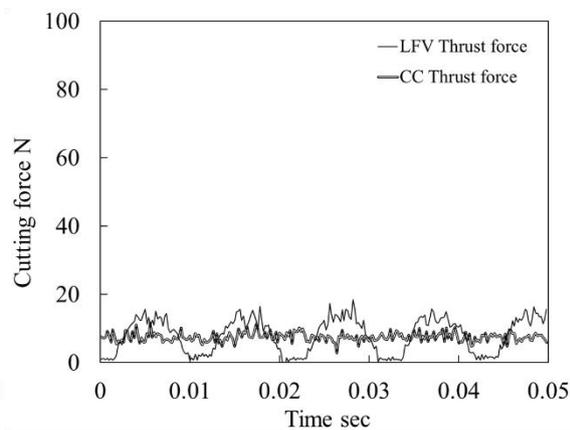
(a) Principle force.



(b) Power spectral of principle force.



(c) Feed force.



(d) Thrust force.

Fig. 4.5 Cutting force measurement results.  $F = 0.03 \text{ mm/rev}$ .

振動切削を実施する上での懸念として、振動周波数と設備の固有振動数が一致することによる共振や、再生びり振動の誘起が考えられる。ここで、本設備の最高主軸回転速度は  $8000 [\text{min}^{-1}]$  であり、周波数に換算するとおよそ  $133 [\text{Hz}]$  までを動作周波数帯域として有している。一般に工作機械は自身の動作周波数帯域においては、共振が生じないよう構造体が設計されており、本機もその例外ではない。低周波振動切削 (LFV) の特徴として、およそ  $100 [\text{Hz}]$  以下の振動周波数を用いるが、これは設備の動作周波数と同じ帯域であり、既に同様の共振対策が施されている。産業的には、LFV 機能を搭載する設備はすべて厳密な共振試験をクリアした機械だけが出荷されている。ここで、LFV によるあらゆる条件下における共振の可能性は否定できないが、本論文における実験条件において、共振と見られる異常振動は観測されなかった。同様に製品外観や切削力の変動等から確認できるびり振動についても観測はされなかったが、LFV とびり振動の関係については学術的に興味深い点が多く、その活用については著者ら同グループで研究が進められており [59]、今後の展望とする。

また本実験における  $D = (2N - 1)/2$  となるような  $D$  を設定した条件下では、台形形状の上底にあたる区間では、2章で示したように切削厚さが  $2F$  となるような切削が行われている。言い換えると、この区間では送り量  $F = 0.06 \text{ mm/rev}$  となる定常切削が行われているのと等価であると考えることができる。つまり LFV に見られる切削送り方向への振動切削とは、運動する工具の座標系から見れば Fig. 4.6 に示すように、“取り代 (切削厚さ) が周期的に変化するような被削材表面への慣用切削”と見なすことができる。

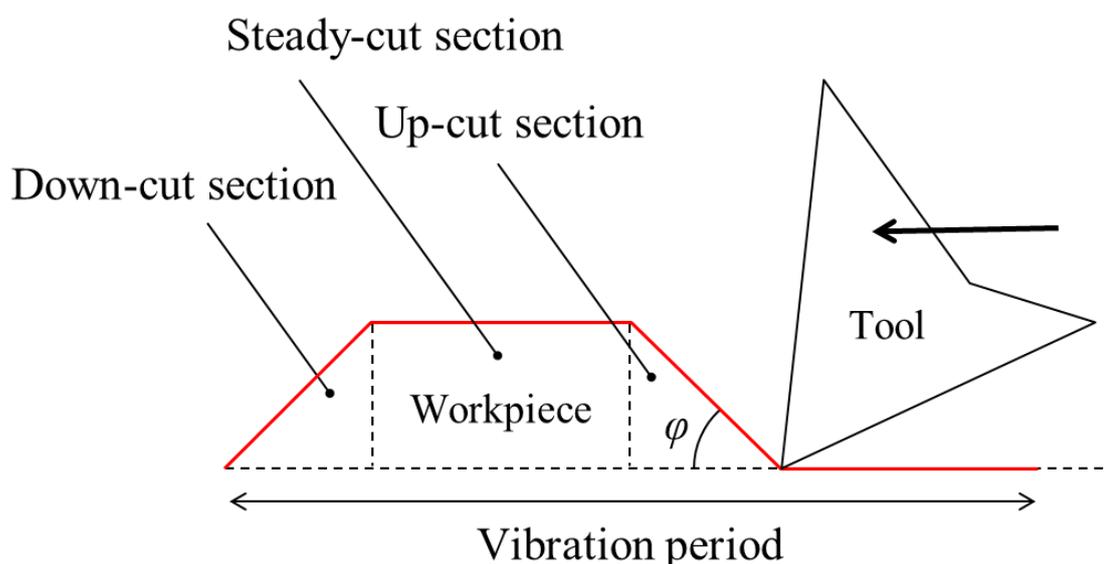


Fig. 4.6 Variation of cutting thickness on LFV.

これまでの振動切削で主流であった主分力方向振動切削では、振動方向と切削方向が一致することから、その調整が実用上の課題となっているようである[27]。Fig. 4.7 に示すように、工具後退時に逃げ面が仕上げ面を擦るようなことになると、逃げ面に引張応力が発生し工具切れ刃に欠損が生じやすくなる。この問題を避けるために、一般に振動方向をわずかに背分力方向に傾ける手法がとられているようであるが、傾きの度合いによっては仕上げ面が鋸刃状となり、特に精密加工を目的とする主分力方向振動切削では致命的になり得る。また、その調整バランスは非常に繊細で、工具交換などでも容易に変わり得るため、ある程度の妥協を要するようである。これらの課題から、切削方向が変化するような曲面加工への応用は、事実上不可能となっている。

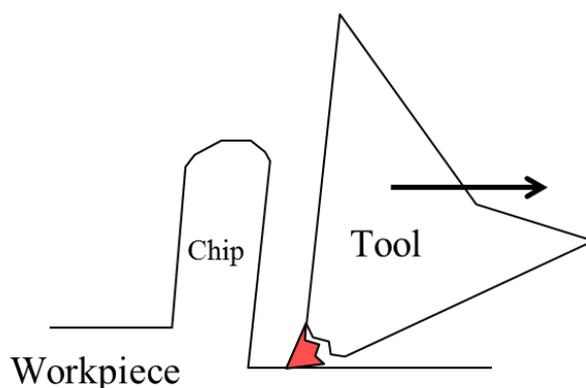


Fig. 4.7 Problem of tool defect in principal directional vibration cutting.

一方、本手法の LFV が該当する背分力方向振動切削では、解説図中では切削厚さの変化を視覚的に容易にするため拡大して示しているが、実加工においては円周方向の長さに対し送り量は十分に小さいため、Fig. 4.6 に示した台形の脚にあたる角度  $\varphi$  も、本実験条件においては 1 度にも満たない。エンドミルに見られるような断続切削は、その加工の形態からダウンカットとアップカットに大別できるが、LFV ではその振動中に切削厚さが徐々に増加するアップカット領域、定常切削領域、徐々に減少するダウンカット領域と遷移する形態を有する断続切削であることが理解できる。断続切削における類似の概念として、エンドミルへのねじれ刃の付与が挙げられる。Fig. 4.8 に示すように、ねじれ刃を持たない直刃エンドミルでは切削力の変動が極端になるが、ねじれ刃を持つエンドミルではその変動が小さく滑らかになることが知られている。LFV における切削厚さの滑らかな変動と、それが生じる理由は本質的には同じであるため、エンドミルにねじれ刃を付与することで得られる種々の効果が、本 LFV においても得られる可能性がある。

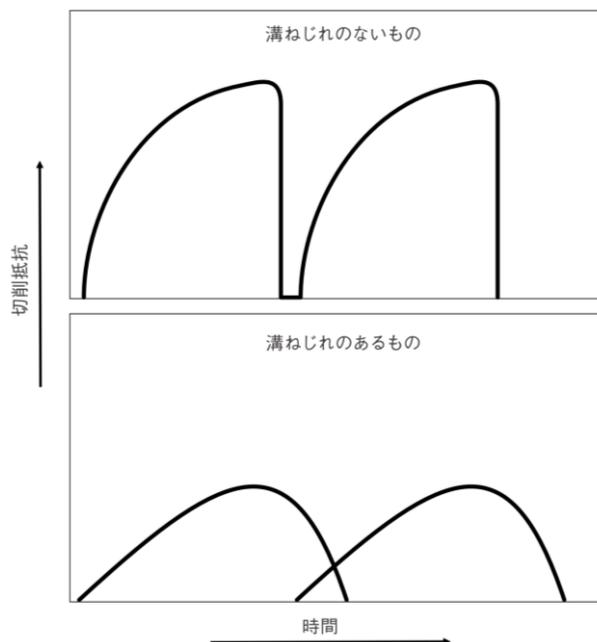


Fig. 4.8 Difference in the variation of cutting force of end mill with and without helix tooth[60].

また前述のように, LFV を“取り代が周期的に変化するような被削材表面への慣用切削”と見方を変えれば, その振動による工具逃げ面と被削材の干渉は起こり得ないことがわかる. 実際の旋削加工においては, これまでの議論に該当する横逃げ面に加え, 前逃げ面も存在するが, 第5章で後述するように, LFV の工具後退時には, 前逃げ面側でノーズ  $R$  により円筒仕上げ面に創成された僅かな凹凸を除去するだけの, ほぼゼロカットに近い切削が生じている. これは工具空振り区間に行われている現象であるが, その除去量は数  $\mu\text{m}$  であり, 事実, 切削力の測定結果からもその加工負荷を確認することはできない. また一般に旋削用インサートの逃げ角は  $5\sim 8^\circ$  程度設けられていることから, 前逃げ面においても干渉の懸念は生じない.

Fig. 4.9 に各送り量における三分力の測定結果を示す. いずれの条件においても, 前述の特徴を有した波形形状が現れていることが確認できる.

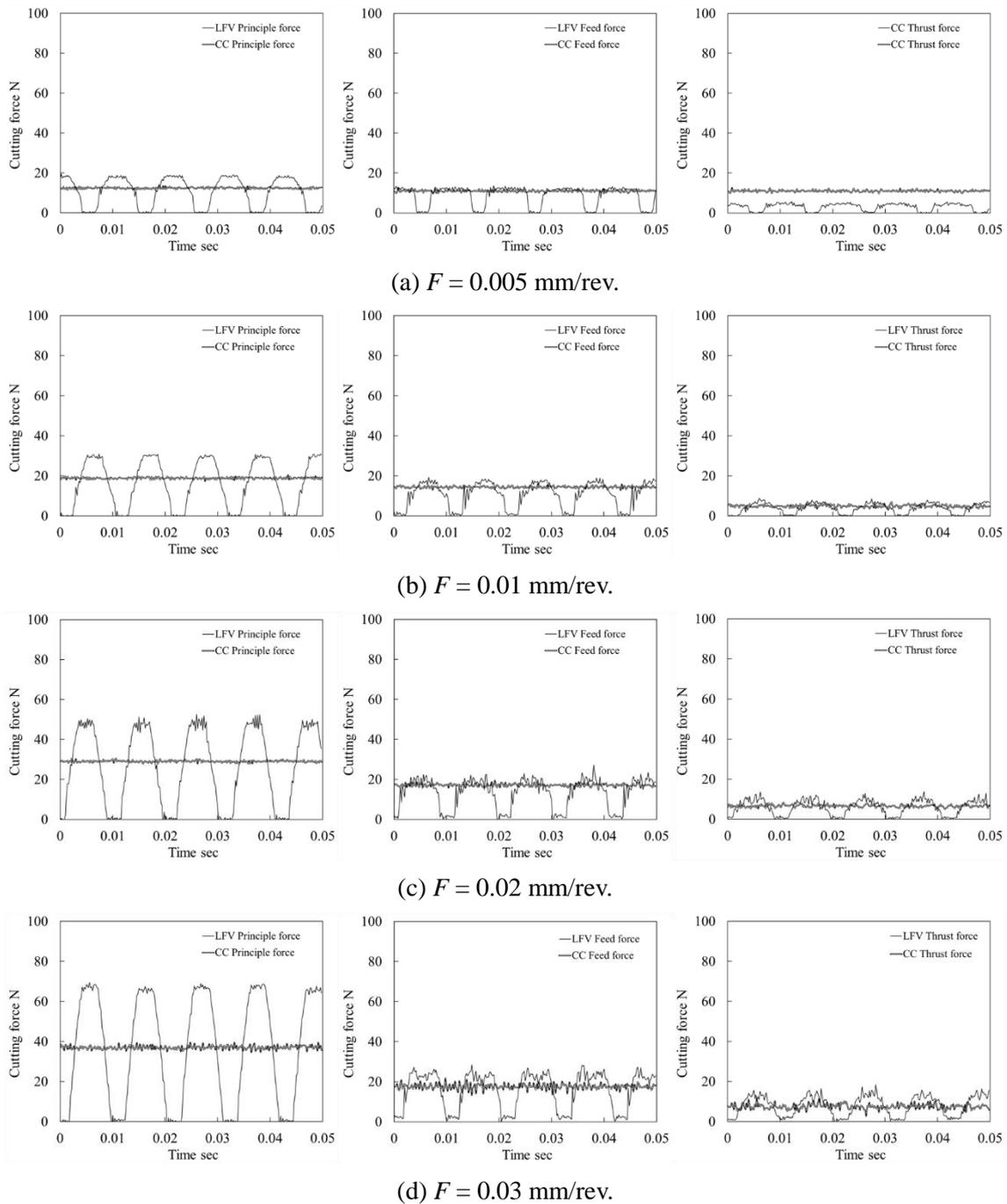
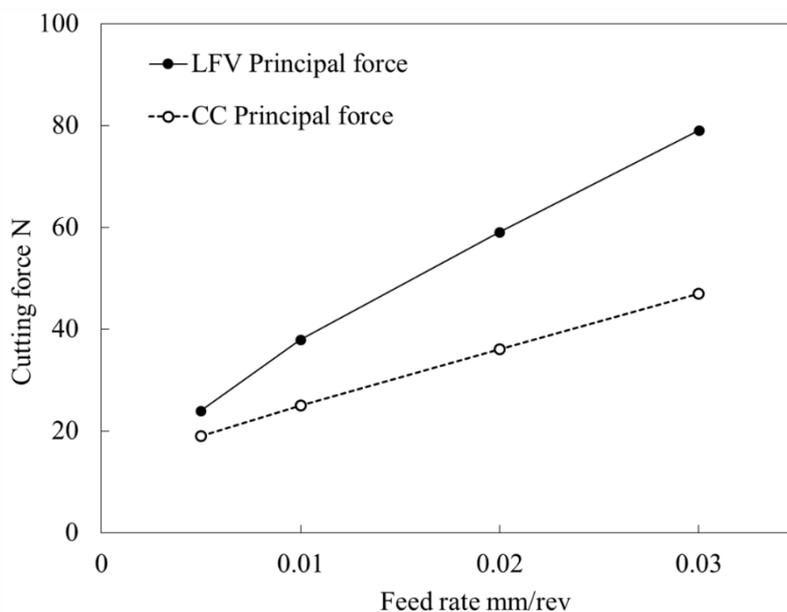
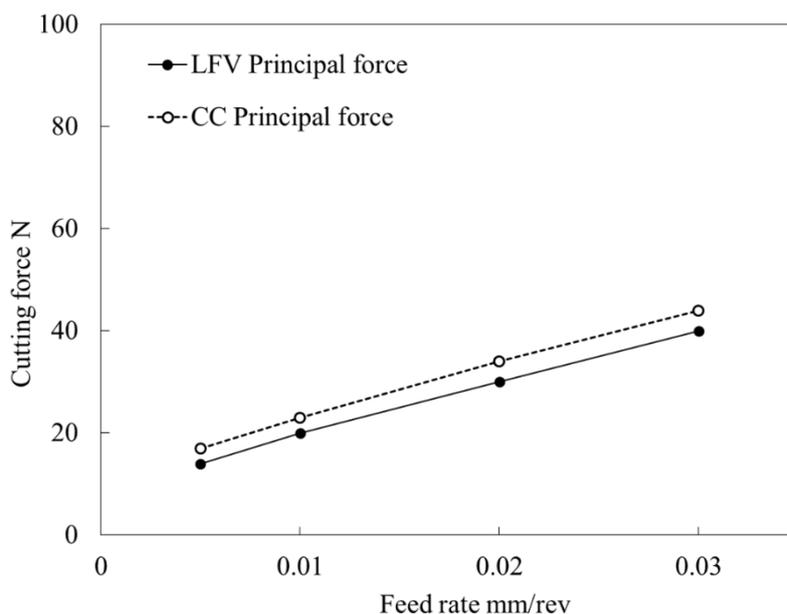


Fig. 4.9 Cutting force measurement results at each feed rate.

Fig. 4.10 に各送り量における CC と LFV の主成分力を最大切削力と平均切削力でまとめた結果を示す. 切削力の測定波形からも確認できたように最大切削力では LFV が CC を上回った. 前述のように, LFV では設定した送り量  $F$  に対して切削厚さが  $2F$  となるような区間が生じるため, この区間では LFV が CC よりも高い切削力を示すであろうことは容易に理解できる. 一方で, 除去体積と加工時間は CC と等しいにも関わらず, 平均切削力は LFV が CC を下回る興味深い結果が得られた.



(a) Maximum cutting force.



(b) Average cutting force.

Fig. 4.10 Principal force at each feed rate.

Fig. 4.11 に各送り量における CC に対する LFV の最大切削力と平均切削力の増減率を示す。いずれの送り量においても LFV における平均切削力が CC と比べ低下しているのは前述の通りであるが、送り量が小さいほどその比率は顕著であることがわかる。

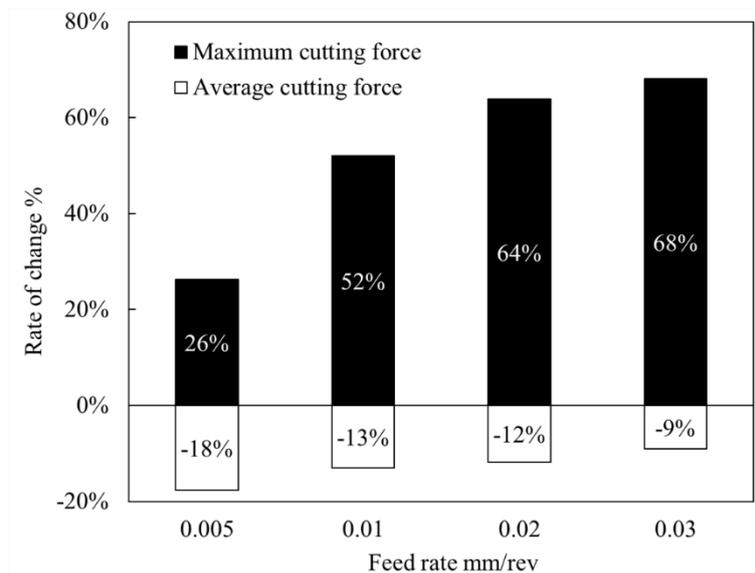


Fig. 4.11 Increase or decrease rate in the maximum and average cutting force of LFV for conventional cutting.

Fig. 4.12 に平均切削厚さと平均切削力から求められる CC と LFV の比切削抵抗を前述の平均切削力の増減率とあわせて示す。図を見ると LFV では比切削抵抗が CC と比べ小さくなっていることが確認できる。そしてこの関係は送り量に対する平均切削力の低下傾向と酷似している。

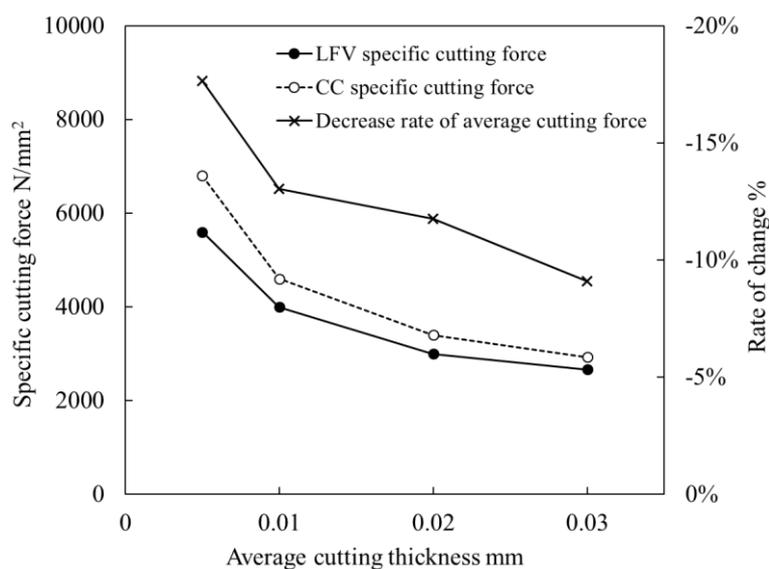


Fig. 4.12 Specific cutting force and decrease rate of average cutting force.

ここで比切削抵抗とは、単位切削断面積あたりの切削力のことであり、基本的には実験によって求められる値である。その値は送り量（切削厚さ）の増加に伴って小さくなることが知られている[61]。すなわち、LFVはその振動挙動により送り量が増加することで、加工中の比切削抵抗を低下させ、結果として慣用切削と比べ、同体積の被削材を除去するのに要する切削エネルギーを低減させられる効果を有するのではないかと考えられる。

比切削抵抗は送り量の増加に伴いなぜ低下するのか。その理由としては寸法効果の影響が考えられ、その原因としては主に次の4つが挙げられる[62]。

(1) 刃先形状の物理的な限界に依るもの。工具先端の加工精度は近年目まぐるしくものがあるが、それでも切れ刃稜は無限に鋭いわけではなく、数 $\mu\text{m}$ の寸法を有する。送り量、すなわち切削厚さがこの寸法に近づくと、実質的なすくい角が減少することで抵抗が増す。

(2) 刃先温度低下による摩擦応力の増大によるもの。切削厚さが減少すると刃先温度が低下する。これによりすくい面上の摩擦応力が増大することでせん断角が減少し、抵抗が増す。

(3) 加工変質層の生成エネルギーによるもの。仕上げ面表層に作られる変質層の厚さは、切削厚さの低下に対し比例して減ることがない。すなわち切削厚さが低下した際には、変質層を生成するエネルギーの比重が増すことになる。

(4) 被削材の強度自体が寸法効果を有すること[62]。切削厚さの減少、すなわち材料の寸法が小さくなると内部に含まれる欠陥の数も減るため、変形しにくくなり抵抗が増す。

これら寸法効果は一般に $10\mu\text{m}$ 以下の切削厚さで顕著に見られるとされる。ここで本実験における振動切削中の送り量の変化の大きさを考慮すると、被削材強度に依る寸法効果が主因ではないかと考えられる。

本実験においては、その削減率は送り量にも依るがおよそ10%程度確認された。切削エネルギーは切削熱の発生や工具摩耗に大きな影響を持つとされることから、確認されたLFVの切削エネルギー低減効果は、それらを抑制し得る可能性を持つことも示唆している。

#### 4.4 切削温度に及ぼす影響

Merchant のモデル[63]と呼ばれる 2 次元単一せん断面切削モデルにおいては, 切削に必要なエネルギーは  $E$  [W]は, 主分力を  $F_c$  [N]と切削速度を  $v_c$  [m/s]としたとき, 一般に  $E = F_c \cdot v_c$  の式で与えられる. 切削により消費されたエネルギーは, 切りくず生成のための変形エネルギー, 工具すくい面と切りくずとの摩擦エネルギー, これに伴う切りくず内の二次変形エネルギー等に消費されるが, これらの大部分は最終的に熱に変換される. 切削によって発生した熱は切りくず, 工具, 工作物, および他の外部環境を加熱し伝わっていくが, それらへの熱流入割合は工具や被削材種, 切削条件によって異なるが, 一例としてそれぞれ 74%, 20%, 5%, 1%というデータが示されている[11]. このように切削により生じた熱の大半は切りくずによって持ち去られるが, 特に熱伝導率が低い難削材においては熱が切りくずへ伝わりにくいため, 熱が切削点にこもって切削温度が上昇する. そのため工具摩耗が異常促進されることがある.

また切削加工では, 多くの場合で切削点に切削油 (クーラント) を供給する. その主な目的は工具・工作物・切りくず間の潤滑と溶着防止および切削点の温度を低下させる冷却効果であり, 十分な潤滑と冷却により切削による発熱を抑えることができれば, 工具摩耗の減少につながる. しかしながら, 工具すくい面には切削により非常に大きな圧力が生じており, クーラントがいかんにして切削点に浸透し, その効果を発揮させるかはいまだ定かではなく, 通常の湿式切削に相当する条件下では, クーラントの速度が速くても刃先から 100  $\mu\text{m}$  程度までしか浸透しないという解析結果も報告されている[64]. そのため近年, より確実な刃先へのクーラント供給を目的とした 30 MPa を超える超高压クーラントも現れてきているが, 現在工作機械の多くは 7 MPa 程度までの対応が一般的であり[65], 追加の設備も要する仕様上, その採用は限られている.

前節において, LFV は慣用切削 (以下 CC) と比べ, 切削エネルギーを低減させる効果を持つことが明らかとなった. そのため, CC と比べ切削により生じる熱の発生そのものが抑えられ, 切削温度の上昇を抑制する効果が期待できる. また振動により工具が被削材から物理的に離脱する空振り期間を有する LFV では, 通常のクーラントを用いた場合でも CC と比べ刃先への切削油浸透効果が期待できると考えられる.

#### 4.4.1 実験条件

切削温度の測定手法は、切削抵抗やせん断ひずみなどを測定することで発生する熱量を求め、熱伝導の理論にもとづき温度上昇を予測する間接的手法と、種々の測定機器を用いて測定する直接的な手法に大別できる。直接的な手法では、これまでに工具-被削材熱電対法[66]、放射温度計による手法[67]、サーモカラーによる手法[68]、カロリメータによる手法[69]、熱電対による手法[70]などが考案され、様々な切削現象の解明に用いられてきた。

これらの直接的測定法の中でも、1925年に **Gottwein** により考案された工具-被削材熱電対法は、古典的ながら簡便な切削温度測定手法として広く採用されてきた。工具-被削材熱電対法は、工具と被削材を異種金属からなる一对の熱電対素子と見なし、切削中に構成される回路に生じる熱起電力によって、高温接点、すなわち切削温度を測定する手法である。この手法は、前述のように非常に簡便であるが、高温接点となる工具と切りくずの接触面の温度分布は一様ではなく、本手法によって得ることのできる温度はあくまで切削部位の平均温度であることに注意せねばならない。また、断続切削においての採用では、その断続区間に回路の破壊が生じるため、一般に用いられることは少なく、特殊な装置を用いた事例も見受けられる[71]。しかしながら **LFV** では、振動により工具が被削材から離脱し、空振りする区間が生じるのはこれまで説明した通りであるが、外径切削時には通常の旋削加工と同様に、その刃先（ノーズ **R**）は常に外径仕上げ面と接触を続けているため回路の破壊は生じないと考えられる。したがって、慣用切削との比較を目的とした本実験においては、その温度測定手法として採用するには十分であると考えた。

また、工具と被削材からなる熱電対は一般的に規格化されたものではないため、事前に温度較正を実施する必要がある。本実験では、鉛浴法と呼ばれる手法にアレンジを加え、較正試験を実施した。Fig. 4.13 に温度較正試験の概要を示す。

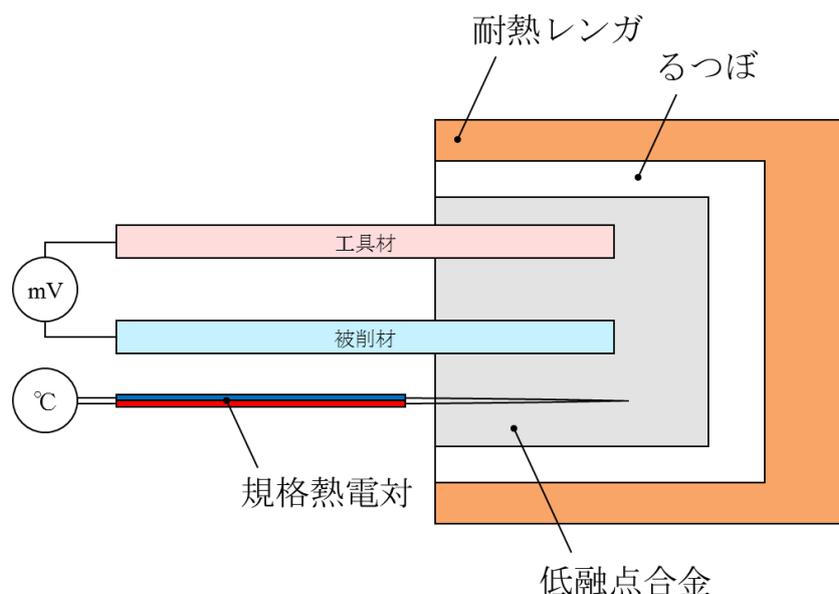


Fig. 4.13 Schematic diagram of temperature calibration experiment.

本手法では, 従来用いられてきた鉛を避け, 鉛・カドミウムを含まない低融点合金 (ホワイトメタル) を用いた. 実験に用いる工具と被削材と同一素材の丸棒を, 事前に加熱した低融点合金中に浴中させる. このとき, その接点近傍に規格化された熱電対 (K 型) を設置し, 低融点合金の冷却に伴う工具材と被削材からなる熱電対の起電力の変化とあわせて, その浴中温度を測定した.

Fig. 4.14 に温度較正試験の実験結果を示す. 本実験で用いる被削材と工具材の熱電対では, 概ね線形の関係が得られた. 実際の測定では, この較正試験から得られた較正式をもとに, 熱起電力を工具刃先温度 (切削温度) に換算する.

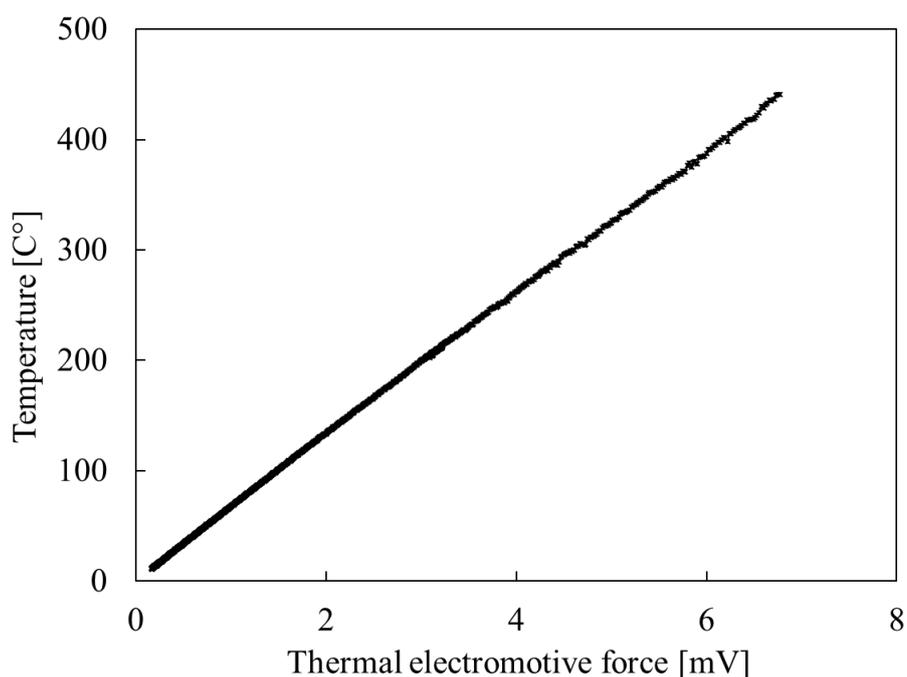


Fig. 4.14 Plot of thermal emf vs. temperature calibration.

工具-被削材熱電対法の概略を Fig. 4.15 に示す. 回転する被削材から導線を引き出す際には, 図のように摩擦熱の影響を避けるために被削材と同一材種のブラシを接触させるのが最も簡単な方法である. 一方でブラシ接触部の接触抵抗を厳密に問題視する場合には, 水銀を介して引き出す方法が採用されることがあるが, 本実験の目的は慣用切削と LFV の比較であるため, 前者のより簡便な手法を用いた. また熱起電力の回路上にノイズが乗ることを防ぐため, 被削材には絶縁性に優れたポリイミドフィルムを, 工具にはベークライトからなる絶縁材を用い工作機械から電気的な分離を施している. 工具と配線の接点は加工点から十分に離れており, 超硬の熱伝導率も高いことから, 接点への切削熱の伝熱は見られず, 加工中においても室温に等しいことを事前に確認した. ブラシ末端も同様であり, 導線中に温度勾配は生じないことから, 配線には銅導線を用いた. このとき構成される熱電対において, 工具と被削材の接触部は高温接点となり, 導線結合部は冷接点に相当する. ここで冷接点は室温 (20°C) となる条件下で実験を実施した.

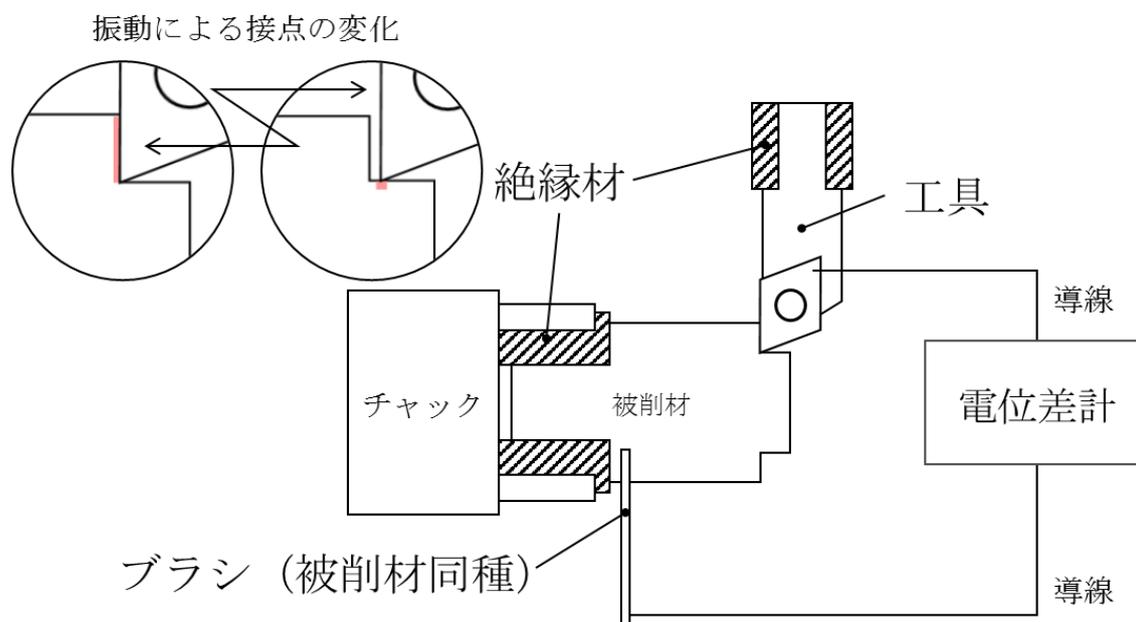


Fig. 4.15 Setup of the tool-workpiece thermocouple method

実験には引き続きステンレス鋼 SUS304 の直径 10 mm 円筒材を被削材として用いた. インサートには後述する温度校正試験を考慮し, 三菱マテリアル (株) 製のノンコート超硬工具 (DCET11T302L-SN, Nose R: 0.2 mm, 超硬材種 HTi10) を用いた. 切込み量は 0.5 mm とし, 切削中の切込み量を一定とするため加工は外径直線加工とし, 本実験では振動方向を Z 軸方向に限定した. LFV の振動条件として, 無次元振動振幅  $Q=1.5$ , 無次元振動数  $D=1.5$  を設定した. 主軸回転速度は  $3752 \text{ min}^{-1}$  とし, このとき振動周波数は  $93.8 \text{ Hz}$  となる. 送り量は 0.01, 0.02, 0.03 mm/rev で実験を行った.

### 4.4.2 実験結果

Fig. 4.16 に測定結果の一例として送り量  $0.01 \text{ mm/rev}$  の CC と LFV の切削温度測定結果を示す. LFV については測定時間のスケールを変え, その波形の詳細を示す. CC, LFV ともに切削開始直後から切削温度は定常状態に達し, 切削開始時点と終了時点で明確な温度差は見られなかった. これは被削材と工具への熱の蓄積よりもクーラントによる冷却効果の方が有意であるためと考えられる. また, 懸念であった LFV の断続切削化による熱起電力回路の破壊は確認されなかった.

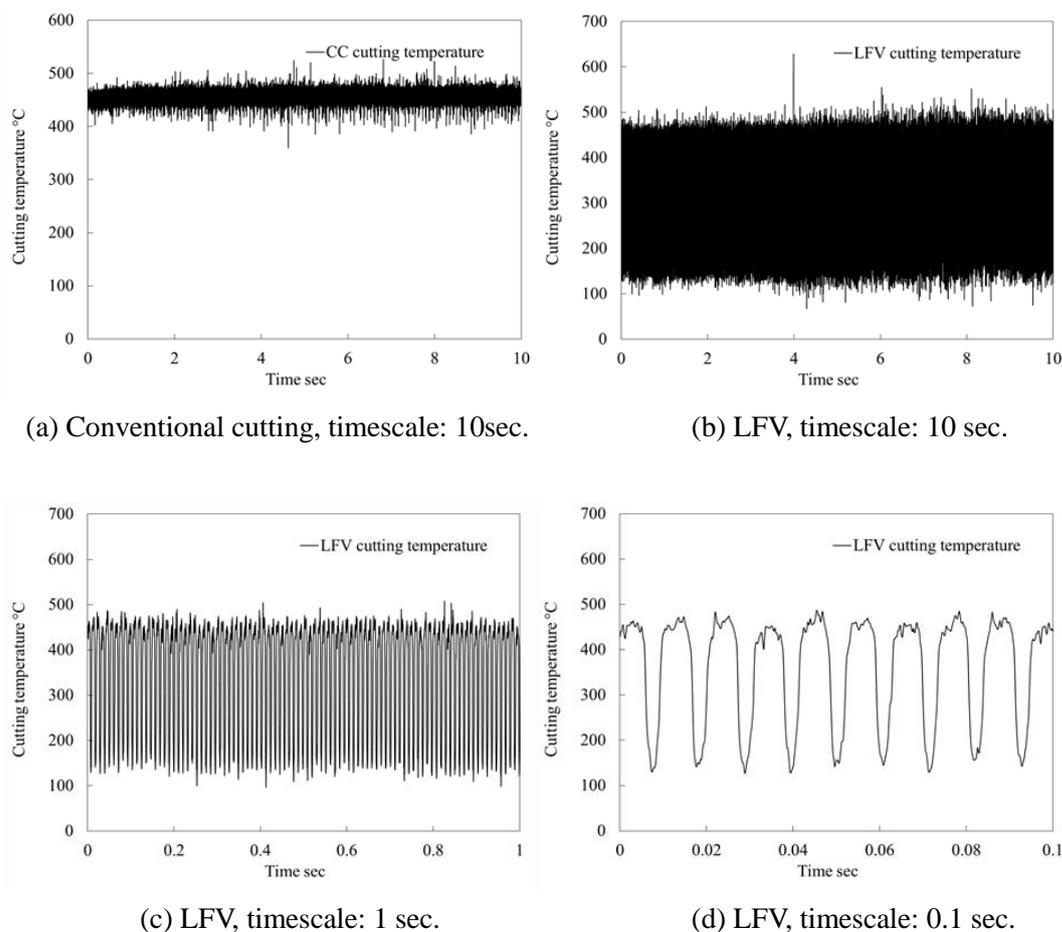


Fig. 4.16 Measurement results of cutting temperature,  $F=0.01 \text{ mm/rev}$ .

切削力の測定結果と同様, LFV では切削温度も振動と同期して変化する様子が確認できる. 切削力では工具空振り区間ではその値がほぼゼロの値を示すのに対し, 切削温度では刃先近傍の温度変化を空振り区間中にも追いかけることができる. 測定に電気的な回路を用いる点, また工具離脱時の接点は不安定であることから, 切削温度の波形にはノイズと見られるスパイクが見られる. そのため, 切削温度の評価には Fig. 4.17 に示すように時間同期平均 (切削温度が定常状態に達した時点から 10 周期分の加算平均) による平滑化とノイズ除去を施し, 最高切削温度と平均切削温度を得た.

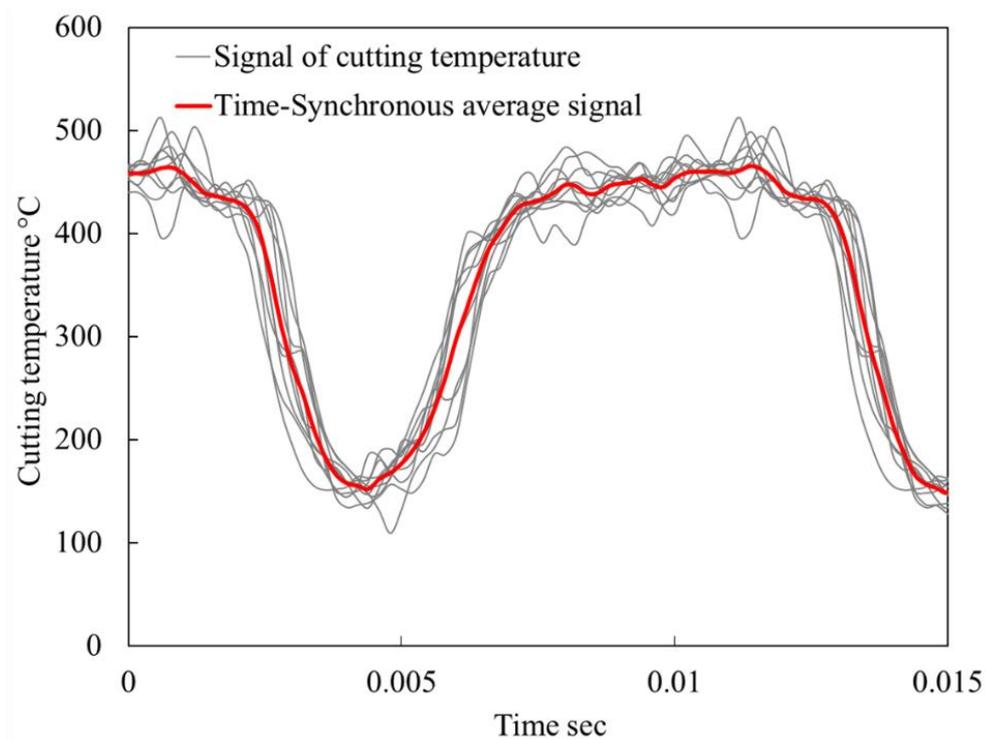
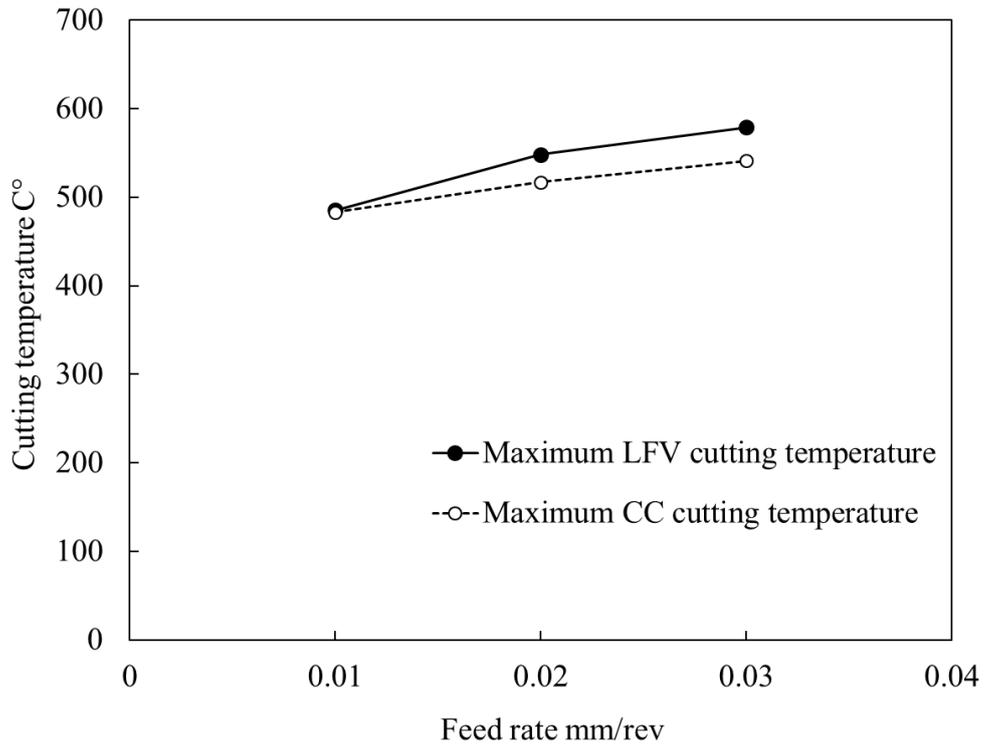
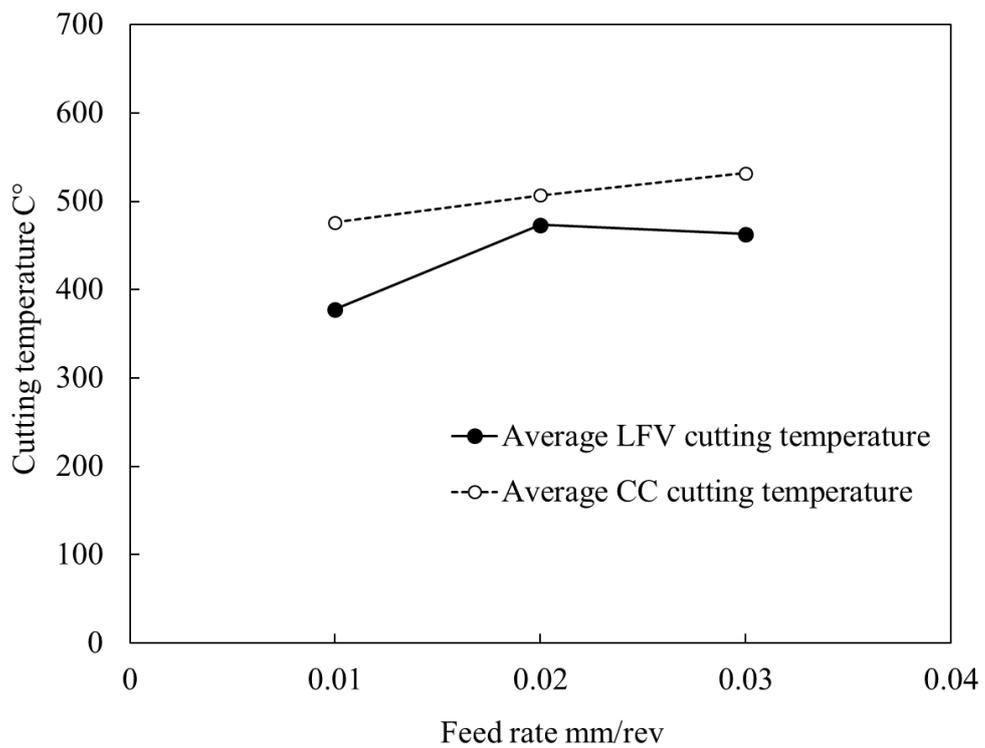


Fig. 4.17 Application of time-synchronous averaging to cutting temperature.  $F = 0.01$  mm/rev.

Fig. 4.18 に各送り量における CC と LFV の最大切削温度と平均切削温度を示す。前節の切削力の測定結果と同様に、最大切削温度では LFV が CC を上回るが、平均切削温度では LFV が CC よりも低い値を示していることがわかる。



(a) Maximum cutting temperature.



(b) Average cutting temperature.

Fig. 4.18 Measurement results of cutting temperature.

ここで Fig. 4.19 に各送り量における CC に対する LFV の最大切削温度と平均切削温度の増減を示す。

まず最高温度について, CC の送りに対する温度変化に注目すると, 送り量が 0.01 mm/rev から 0.03 mm/rev と 3 倍に上がるとき, 切削温度はおよそ 60°C 上昇し, その増大率は 12% である. ここで, 同条件での最大切削力の増大率を振り返ると, その値は 25N から 47N と上昇し, 増大率 88% と切削温度と比較して大きい. つまり, 切削厚さ (送り量) の増大が切削温度に与える影響は, 切削力に対し比較的小さいことがわかる. したがって, 本条件の LFV では加工中にその切削厚さが CC と比べ 2 倍となる区間はあるものの, それによる温度上昇は小さいと予想することができる. 事実, 実験結果を見ても, 同送りでの CC と LFV の最高切削温度に, 差は殆ど見られない.

次に平均切削温度に着目すると, Fig. 4.16(a)でも示したように, CC では定常切削が全切削区間に渡り続くため, 平均切削温度と最高温度切削温度はほぼ同値である. 一方で LFV においては, Fig. 4.16(d)で示したように, 工具の空振り区間において明確な切削温度の減少が見られるため, 平均切削温度はその影響を受け低下する. ここで LFV の工具振動により生じる空振り区間は, 工具刃先に確かな冷却効果を与えることが確認できた.

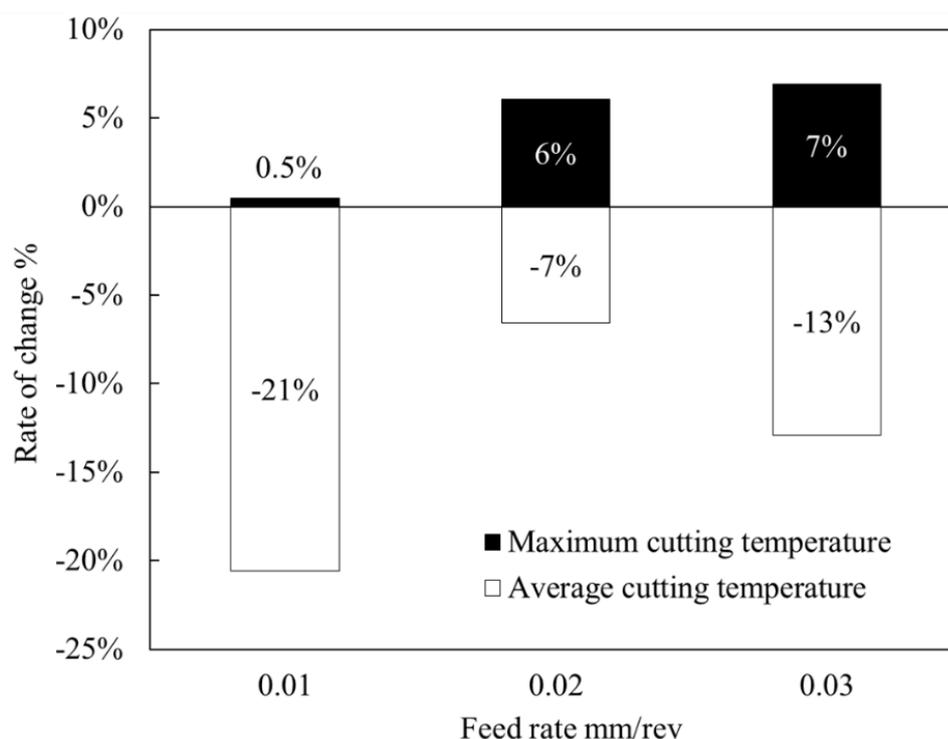


Fig. 4.19 Increase or decrease rate in the maximum and average cutting temperature of LFV for conventional cutting.

ここで、本条件における切削時間比率は 68% であり、振動周波数が 93.8 Hz であることから、工具が被削材から離脱する空振り時間はおよそ 3.4 ms と求められる。これは一般的な断続切削であるエンドミル加工と比較しても十分に長い時間であり、空振り区間における切削油の浸透効果を期待することができる。

ここで、Fig. 4.20 に切削油の有無と最高切削温度の関係について、その測定結果を示す。慣用切削では、ドライ、水溶切削油加工で最高切削温度に差は見られず、クーラントによる切削温度の低減効果は殆ど得られていないことがわかる。一方で、LFV においては、ドライ加工に対し水溶切削油加工で最大で 6.5% 程度の最高切削温度の低下が見られた。工具-被削材熱電対法で得られる切削温度は、その回路の接点温度であることから、最高温度が測定される際に切削油が工具と被削材の界面、すなわち高圧にさらされた工具すくい面に侵入し、冷却効果を生じさせているとは考えづらい。したがって、この切削温度の低下は切削油の直接的な冷却効果によるものではなく、断続切削により前加工面へ切削油が供給されたことによる、摩擦の低減と摩擦熱発生への抑制、すなわち切削油の潤滑作用に由来するものであると考察できる。切削油の効果の本質はいまだ完全には明かされておらず、実験からその効果を切削油によるものであると判定することも困難であるとされているが、LFV が CC と比べ切削油の効果をより受けやすいことは本実験から確かである。具体的な摩擦応力や摩擦係数の減少から見た潤滑効果の確認については、今後の課題としたい。

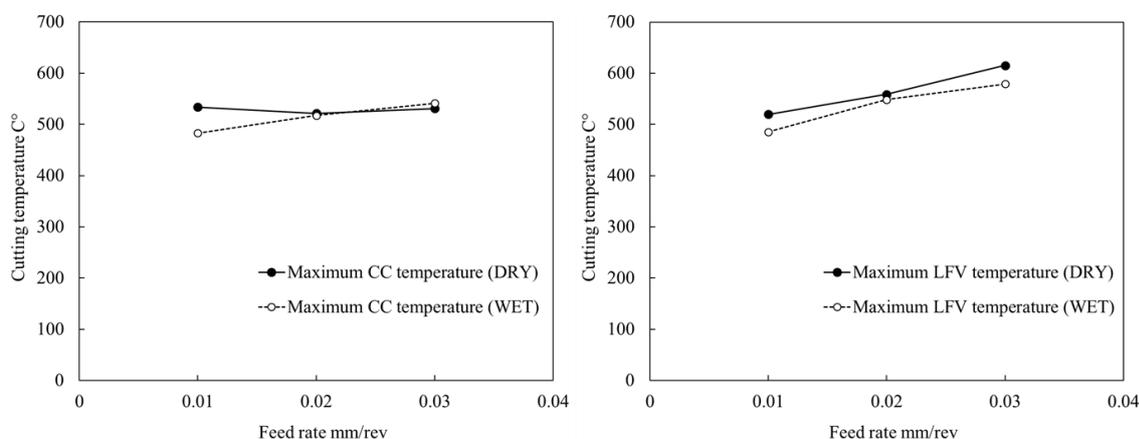


Fig. 4.20 Maximum cutting temperature in CC and LFV with and without cutting fluid.

また今回の実験で LFV による冷却効果は最大で 200°C 程度確認できたが、一方で工具刃先が急冷されると、ときに熱き裂（サーマルクラック）と呼ばれる熱衝撃による工具破損を引き起こすことがある。主にこの現象はサーメットなどの硬質・脆性工具材料による断続切削で見られるが、超硬工具を用いた本実験では熱き裂と見られる工具破損は確認されなかった。本来、連続切削加工である旋削加工において、サーマルクラックはそれほど考慮されることがないため、LFV 使用時には留意を要する可能性がある。フライス加工における事例ではあるが、SUS304 と超硬工具の組み合わせにおいて、エア冷却やドライ加工では見られなかったサーマルクラックが、水溶切削油を用いた冷却下では複数確認された。

---

研究報告もある[72]. この点については今後の研究の課題としたい.

## 4.5 工具摩耗に及ぼす影響

切削条件の中で、主として工具摩耗へ影響を与えると知られている条件に、切削速度、送り、切込みが挙げられる。中でも切削速度は工具寿命に最も大きく影響することがわかっている。切削速度が高速化すると切削温度が上昇し、工具寿命は著しく短くなる。一方で、切込みについては、ごく微少な切込みによる加工硬化層の加工や、こすりが生じるような場合を除きその影響は殆どない。なぜなら切込みは単に摩耗が生じる範囲に影響を及ぼすのみであると考えられるためである。送りの工具寿命への影響は、切削速度に比較すると小さいが、その量により工具切れ刃へ与える負荷は確実に変動するため、少なからず工具寿命へ影響を及ぼすと考えられている。

これまでの議論の通り、LFVはその加工中に送りが変動する慣用切削と見なすこともできる。そのため本実験においては、送りを除く切削速度と切込みを一定となるよう設定し工具寿命試験を実施した。

### 4.5.1 実験条件

実験にはステンレス鋼 SUS304 の直径 30 mm 円筒材を被削材して用いた。インサートには住友電気工業（株）製の超硬工具 (DCGT11T302L-FY AC520U, Nose R: 0.2 mm) を用いた。切込み量は 2.5 mm とし、前述の通り切削中の切込み量を一定とするため加工は外径直線加工とし、本実験では振動方向を Z 軸方向に限定した。LFV と慣用切削（以下 CC）で切削距離 9000 m まで切削を実施した。長距離切削実験となるため、直径 30 mm の被削材を直径 10 mm となるまで利用するが、ここで被削材径が変わる中、同振動条件では切削速度が異なる問題がある。切り込み同様に切削速度も一定とするため、本実験における切削速度の基準を 100 m/s とし、LFV においては概ね切削速度が 100 m/s となるよう、加工径にあわせて振動条件を設定した。Table 4.1 に各被削材直径に対する振動条件を示す。なお、無次元振動振幅は  $Q = 1.5$ 、送り量は CC と LFV とともに 0.03 mm/rev で実験を行った。観察後の被削材はベンジンとアセトンを用いて超音波洗浄した後、（株）日立製 EDS 搭載走査型電子顕微鏡 S-4100 を用いて摩耗状態の観察と元素分析を実施した。

Table 4.1 Workpiece diameter and vibration conditions.

Work diameter	$D_m$ mm	30	25	20	15
Spindle speed	$S$ min <sup>-1</sup>	1072	1378	1608	2251
Cutting speed	$V_c$ m/min	101	108	101	106
Frequency	$f_v$ Hz	80.4	80.4	93.8	93.8
Vibration times per revolution	$D$	4.5	3.5	3.5	2.5

### 4.5.2 実験結果

一般に送りを大きくすると切削温度が上昇することから, 工具寿命は短くなると考えられているが, 前節で明らかになったように, LFV では慣用切削と比べ, 最高切削温度は上昇するが, 平均切削温度は低下する. また今回の実験条件においては, 最高切削温度が 40°C 程度の上昇であるのに対し, 平均切削温度はより大きく 70°C ほど低下するなど, 最高切削温度と平均切削温度のどちらがより工具摩耗に影響を与えるのか判断が難しい. 同様に前節の試験から切削油による潤滑作用は LFV に対し優位に働いていると考えられるが, 切削力や切削温度の変動を伴う断続切削が工具摩耗へ与える影響は定かではなく, これらを一概に議論することは困難である. そこで, ここではいくつかの仮説を立て, LFV による工具摩耗抑制効果に関する議論を進める.

Fig. 4.21 と Fig. 4.22 に, それぞれ慣用切削と LFV の工具摩耗試験の経過観察を示す. 各切削距離でのすくい面と逃げ面の観察を行った. なお LFV と慣用切削で摩耗観察のタイミングがやや異なるが, 比較の際には同等の切削距離の観察結果を用いて議論を進める.

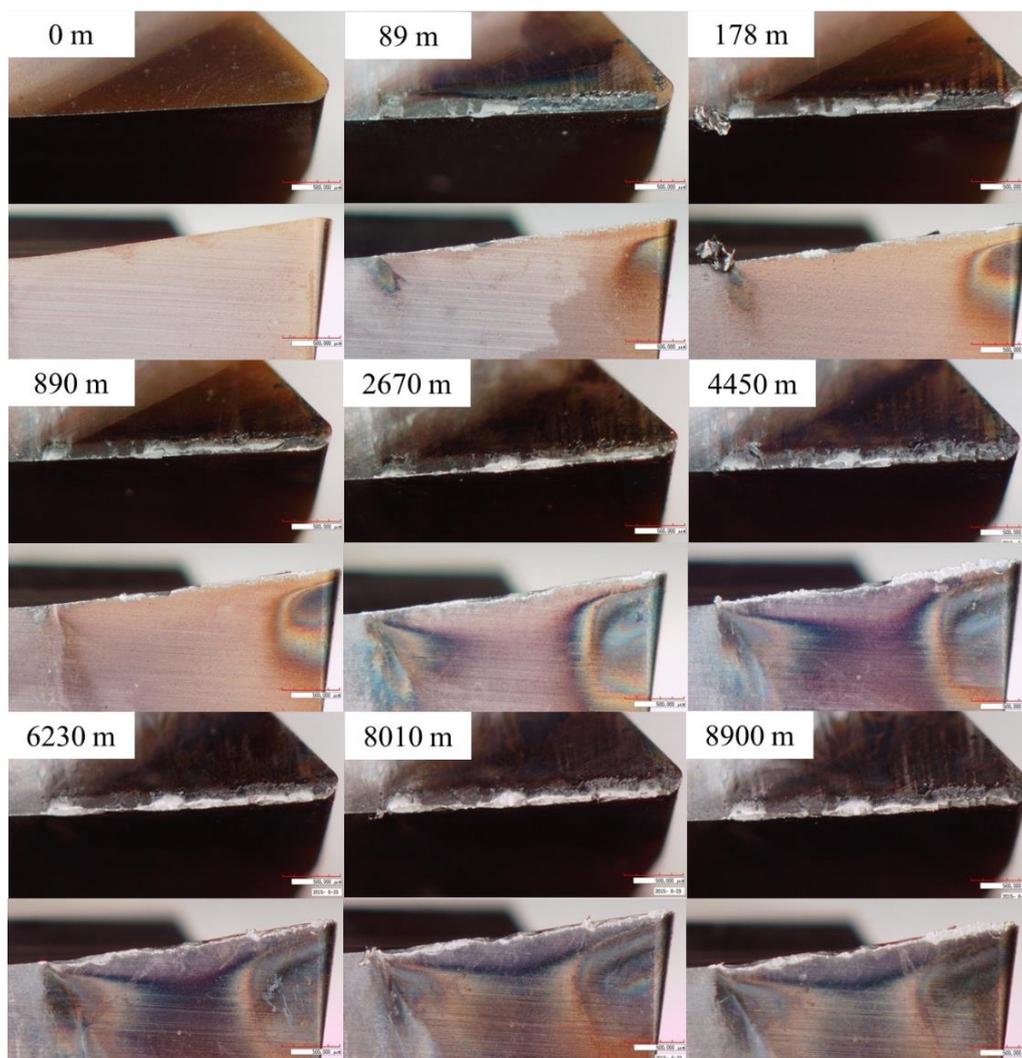


Fig. 4.21 Variation of tool wear with cutting distance in CC.

ここで、慣用切削の経過を見ると、切削距離 200m 未満の早い段階で、切れ刃稜線からすくい面に対し、広範囲で凝着物が確認でき、経過とともにその様子は激しさを増していく。また逃げ面から見て切れ刃のチップングが徐々に進行していく様子も確認できる。一方、LFV では経過とともに切れ刃稜線が丸みを帯び、稜線に沿った凝着物様の付着物は確認できるが、慣用切削で見られたような激しい付着や、明確なチップングは確認できない。結果から見ると、慣用切削と比べ、LFV では工具への凝着が抑制されているようである。

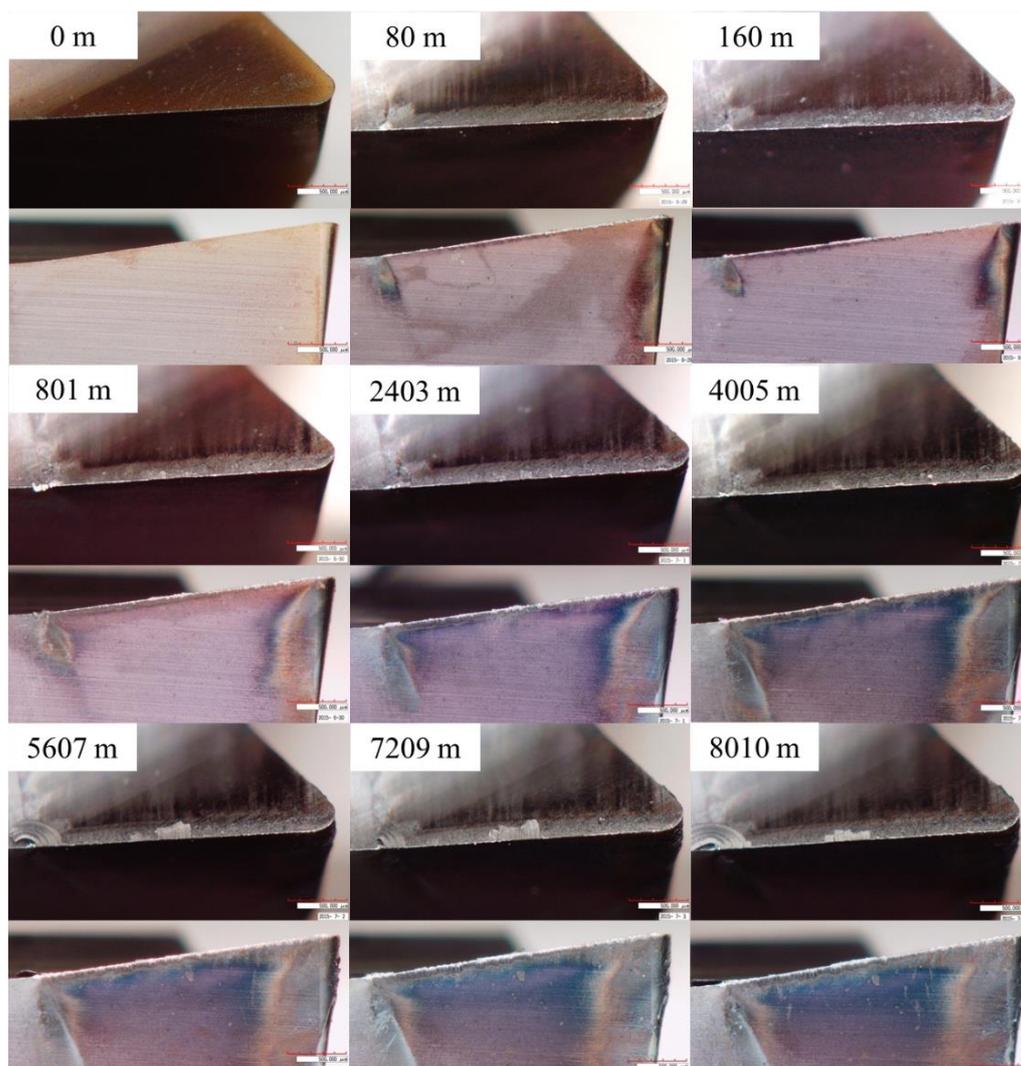


Fig. 4.22 Variation of tool wear with cutting distance in LFV.

工具摩耗の原因には 2 つの基本的機構があることが知られている[73]. ひとつは被削材に含まれる炭化物や酸化物などの硬粒子の引っ掻きによる摩耗 (abrasive wear), もうひとつは被削材と刃先の接触面に生じる凝着による摩耗 (adhesive wear) である. 前者の摩耗量は硬粒子の数と摩擦距離の積に比例することが知られている. 本実験では同被削材, 同切削速度を設定していることから, その摩耗量の違いは摩擦距離, すなわち切削時間の比に現れると考えられる. しかしながら, 本実験における LFV の切削時間比率はおよそ 0.7 と

なるが,これを考慮しても慣用切削とLFVにおける摩耗の進展速度には明確な差が見られる。したがって,本実験における工具摩耗においては,後者の凝着による摩耗が支配的であり,凝着の抑制はすなわち工具摩耗の抑制につながると考えられる。

凝着とは被削材と工具が接触する高温・高圧な環境下で生じる物理的・化学的作用により被削材の一部が工具の刃先に固着する現象である。そして凝着摩耗とは工具と被削材の原子間の結合に起因するものであり,切削により生じた凝着部が破壊されるとき,その破壊面が工具または工具と被削材の両側に生じるときには工具摩耗と称されることになる。また高温下での凝着を溶着と呼ぶこともある。

これら凝着は一般に材料の靱性が高く(軟鋼,ステンレス鋼,アルミニウム),工具材料との親和性が高い材料(チタン合金)で生じやすい。構成刃先と呼ばれることもあるが,基本的な対策としては,材料の軟化を促進させるために切削速度を上げる,付着物の堆積を防ぐためにすくい角を大きくする,またすくい面の研磨級を上げることで,物理的に付着しづらくするなど様々である。

ここで,前節においてLFVでは慣用切削に対して最高切削温度が上昇することが本研究で確認されている。したがって,この温度上昇が慣用切削と比べて少なからず切削中の素材の軟化に貢献している可能性がある。また切削温度だけでなく,刃先に生じる圧力の短時間の変動もまた,凝着物の成長を阻害,または脱落を促進させられたのではないかと考えられる。同時にLFVでは送り,つまり切削厚さが変動する特徴を有しており,この変動は前述の通り,切削厚さが徐々に増加するアップカット領域,定常切削領域,徐々に減少するダウンカット領域からなる。特にアップカット及びダウンカット領域でのすくい面上での切りくずの挙動は,慣用切削に見られる定常切削領域における挙動と明確に異なる。したがって,この切削厚さの変動も付着物の堆積を防ぐのに効果的に作用したのではないかと考えられる。また凝着現象の一つである構成刃先の成長速度は,材料や工具,加工条件にもよるが,およそ10ミリ秒~1秒程度と知られている。この周波数は本研究で用いる低周波振動帯域と重複,あるいはより低い帯域に属している。したがって,この構成刃先(凝着)の成長周波数よりも高い周波数で工具が被削材から離脱するとき,構成刃先の成長を阻害できる可能性がある。

また同LFVを用いた他の研究グループでは,低周波振動切削により生じる凝着物による工具刃先の保護作用仮説を提唱している[74]。LFVにより刃先に維持された凝着物が,脱落しない程度に維持され,つまり安定的な構成刃先が工具刃先を保護するという仮説である。これは一見すると,前述の凝着物の成長阻害と矛盾する仮説であるが,工具にとって有用な凝着物を保護刃先,それ以上を溶着と定義できれば矛盾は生じない。

Fig. 4.23に9000m加工後の工具のすくい面と逃げ面の摩耗状態を示す。慣用切削では境界部に付着物が見られ,摩耗が進行しているのが確認できる。一方,LFVでは境界部の摩耗は慣用切削と比べて軽微に抑えられている。またLFVに用いた工具では逃げ面方向から切れ刃稜線を観察すると,薄く凝着物らしきものが付着していることが確認できる。

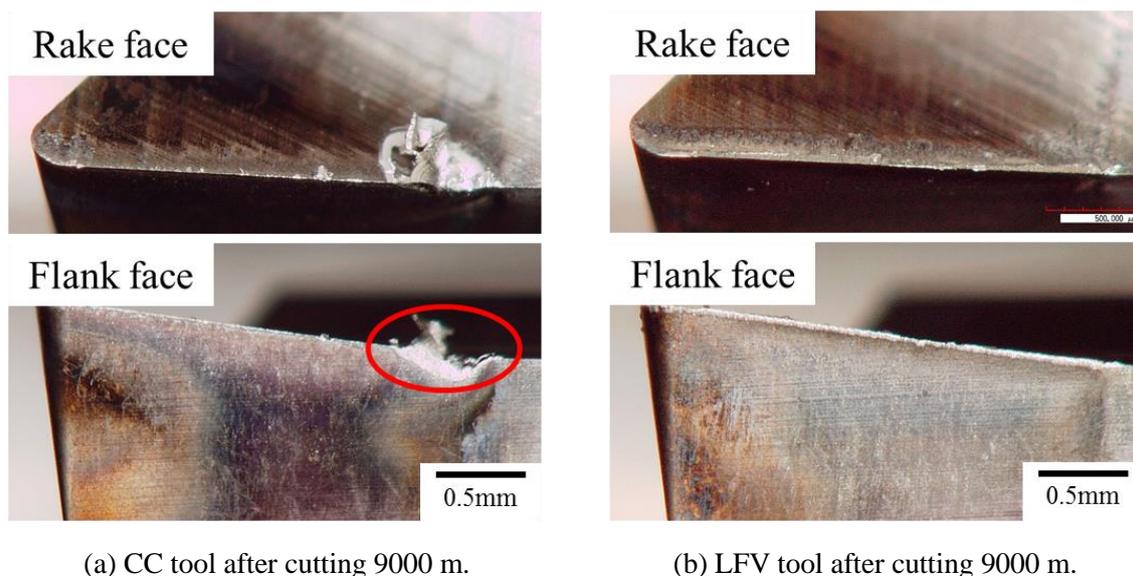


Fig. 4.23 Tool observation results after tool life test.

工具への凝着は、時に自身の脱落とあわせて工具の欠損を引き起こすことが知られている。今回の図に見られる境界部の摩耗は、その付近に凝着物が見られることから、脱落の可能性は高い。また、LFV と慣用切削の加工時間は同一であるが、LFV はその振動中に実切削時間と工具空振り時間を有し、振動における実切削時間の比を切削時間比率として求めることができる。本実験条件における、LFV の実切削時間比率の平均はおよそ 70% である。これはつまり慣用切削が真に 9000 m 切削を行ったのに対し、LFV の工具刃先はその時点で 6300 m 分の仕事しかしていないことを意味する。前述のように送りの工具寿命へ与える影響は小さいとされていることから、送りが増大したことによる摩耗促進効果よりも、実切削時間が短いことによる摩耗進展の鈍化効果の方が上回っている可能性を考えることができる。

Fig. 4.24 に CC の、Fig. 4.25 に LFV の SEM/EDS 観察結果を示す。ここでは被削材由来と考えられる Fe 元素と、切削油由来と考えられる C 元素の分析結果を併記している。ここで、CC と LFV の元素分析結果をすくい面方向から比較すると、目視で確認できた LFV の切れ刃稜線の凝着物に Fe が含まれているのが確認できる。また LFV の逃げ面から切れ刃の元素分析結果を確認すると、凝着物上に C 元素の分布が確認できる。C 元素が切削油由来と仮定したとき、切れ刃凝着物上で確認できるこの事実は、LFV において切削中に切削油が供給・浸透されたと考えることができる。この 2 つの特徴は CC の観察では見られない特徴である。本実験で確認された凝着物と、近年報告された刃先保護仮説の凝着物が同一のものであるかは議論と確認が必要であるが、LFV が工具摩耗抑制効果を持つ可能性は高いと考えられる。

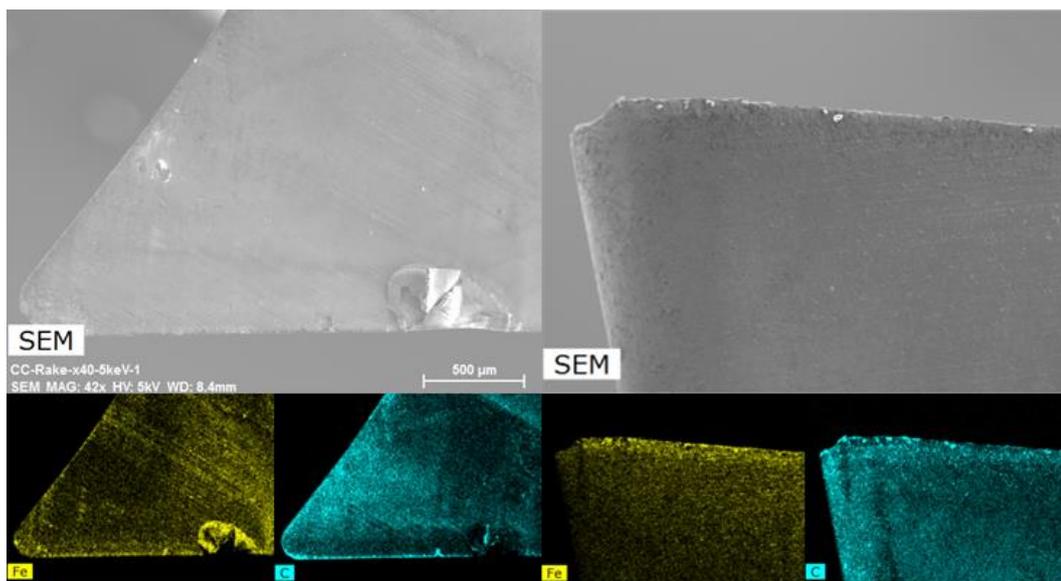


Fig. 4.24 Observation of CC cutting edge by SEM/EDS.

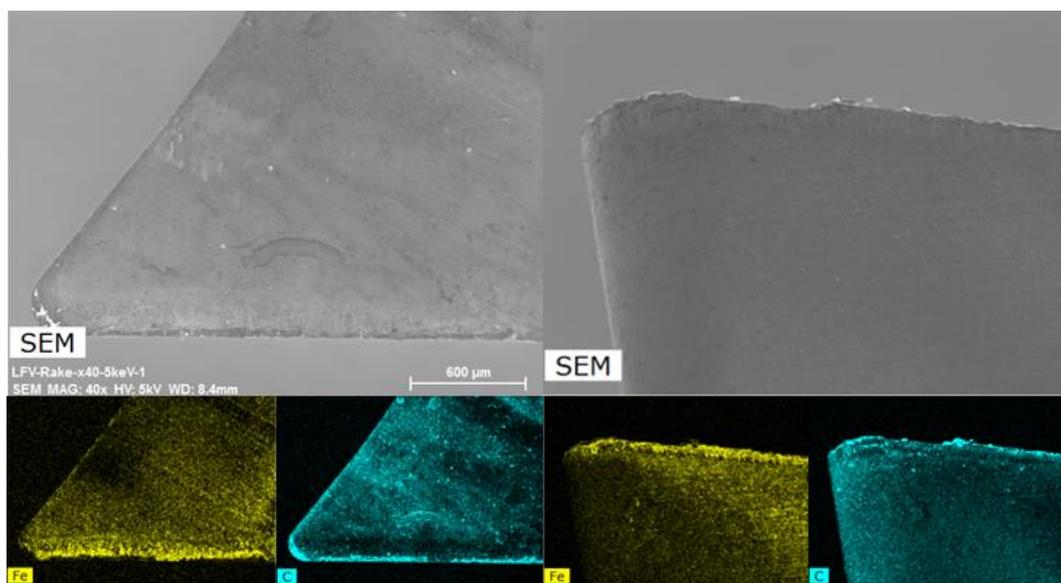


Fig. 4.25 Observation of LFV cutting edge by SEM/EDS.

## 4.6 結言

本章では、低周波振動切削（LFV）の切削特性を解明すべく、切削力と切削温度の測定を実施し、工具摩耗の観察を行った。その結果、次のことが明らかとなった。

- LFV では慣用切削と比べ最大切削力が増大する。  
LFV はその振動挙動により指令した送り量よりも大となる切削区間が存在する。このとき切削厚さは増大し、切削力は同指令送り量における慣用切削の値を上回る。
- LFV では慣用切削と比べ平均切削力が低下する。  
切削厚さが大となる切削区間では、逆に比切削抵抗は減少する。このとき平均切削厚さが慣用切削と等しい LFV では、結果として切削に要する切削エネルギーが低下する

ことになる。切削エネルギー低減効果は切削温度や工具摩耗抑制の証左となり得る。

- LFV では慣用切削と比べ最大切削温度が増大する。  
最大切削力の増大と同じ理由によるが、切削温度においては送り量の増大が温度に上昇与える影響は小さく、その増大率は切削力と比べると小さい。
- LFV では慣用切削と比べ平均切削温度が低下する。  
LFV がその振動により与える空振り区間において工具刃先の冷却効果が得られる。これにより平均切削温度は低下し、また断続切削となることで刃先への切削油供給・浸透効果も十分に期待することができる。
- LFV は工具刃先への凝着とそれによる摩耗の進行を抑制する。  
LFV では切れ刃に付着した凝着物により刃先を工具摩耗から保護する効果が得られると考えられる。凝着物上に慣用切削では見られない切削油由来の元素を確認できる観察的事実から、前述の刃先への切削油供給・浸透効果を認めることができる。凝着物の形成メカニズムは明らかでないが、LFV の振動挙動と断続切削による切削油の浸透がその保護作用に影響を与えている可能性は十分に考えられる。

# 第5章

## 加工面形状に及ぼす影響

### 5.1 緒言

これまでの振動切削の研究において、振動条件が表面粗さに影響を与えることや[75]、それら振動が被削材の表面に特徴的なパターンを描くことまでは明らかにされていたものの[33]、低周波振動切削 (LFV) においては加工物表面のパターン形成メカニズム及び、これらパターンが加工条件に対しどのように変化し、表面粗さや輪郭形状に影響を与えるかは明らかとなっていなかった。

そこで本章では、LFV の振動挙動により加工面が創成される過程をシミュレートし、表面粗さと輪郭形状に与える影響を明らかにする。シミュレーション結果を実加工結果と比較することで、その妥当性を検証した。また既に3章では切りくずを効果的に分断するための LFV の振動条件について述べたが、本章では表面粗さや輪郭形状への影響も考慮した振動条件の最適設定について論じる。

### 5.2 加工面創成シミュレータの開発

#### 5.2.1 開発環境

本研究では LFV による被削材の加工面形状を計算するソフトウェアとして MathWorks 社が開発している数値解析ソフトウェアである MATLAB を使用した。

#### 5.2.2 シミュレーションの原理と概要

被削材の加工面創成シミュレーション結果は三次元モデルで表現される。本シミュレーションでは計算を容易にするため、付与する振動は円筒旋削の送り方向である Z 軸方向のみとし、工具刃先はノーズ半径に従った完全な円弧形状を有し、また工作機械の動作にもバックラッシュなどはなく、加工力や温度変化に起因する変形も生じないものと仮定した。

表面形状マップを描くための振動モデルは、2章で定式化した LFV の工具経路の方程式を用い、Eq. 5.1 に表される。

$$Z_n(\theta) = \frac{2DQ + 1}{4D} F \sin[D\{\theta + 2\pi(n-1)\}] + \frac{\theta + 2\pi(n-1)}{2\pi} F \quad (n = 1, 2, 3 \dots) \quad \text{Eq. 5.1}$$

ここで、 $Z_n$  [mm]は主軸  $n$  回転後の LFV の送り方向の刃先位置、 $\theta$  [rad]は主軸位相である。LFV の制御パラメータとして無次元振動回数  $D$ 、無次元振動振幅  $Q$  を用いる。

定式化した LFV の動作に基づき、ノーズ  $R$  を有した工具刃先が通過する包絡面を加工

パス毎に描画し、加工後の被削材の表面形状を可視化するシミュレータを開発した。具体的には、Z-map の手法を用い、円筒状の被削材表面を平面に展開し、周方向に  $1^\circ$ 、軸方向には  $0.5 \mu\text{m}$  の分割幅で加工面形状を描画した。Fig. 5.1 にシミュレーションにおける加工表面の描画例を示す。工具が振動し、それに従って蛇行する刃先が被削材を除去し工具刃先の形状が転写される様子を示している。また、本シミュレーションにより得られた加工面に対し ISO25178 で規定される表面粗さ Sa を算出し、さらにシミュレーションした加工表面を円筒面に投影した後に軸直角断面の輪郭形状を抽出し、真円度の算出も可能としている。

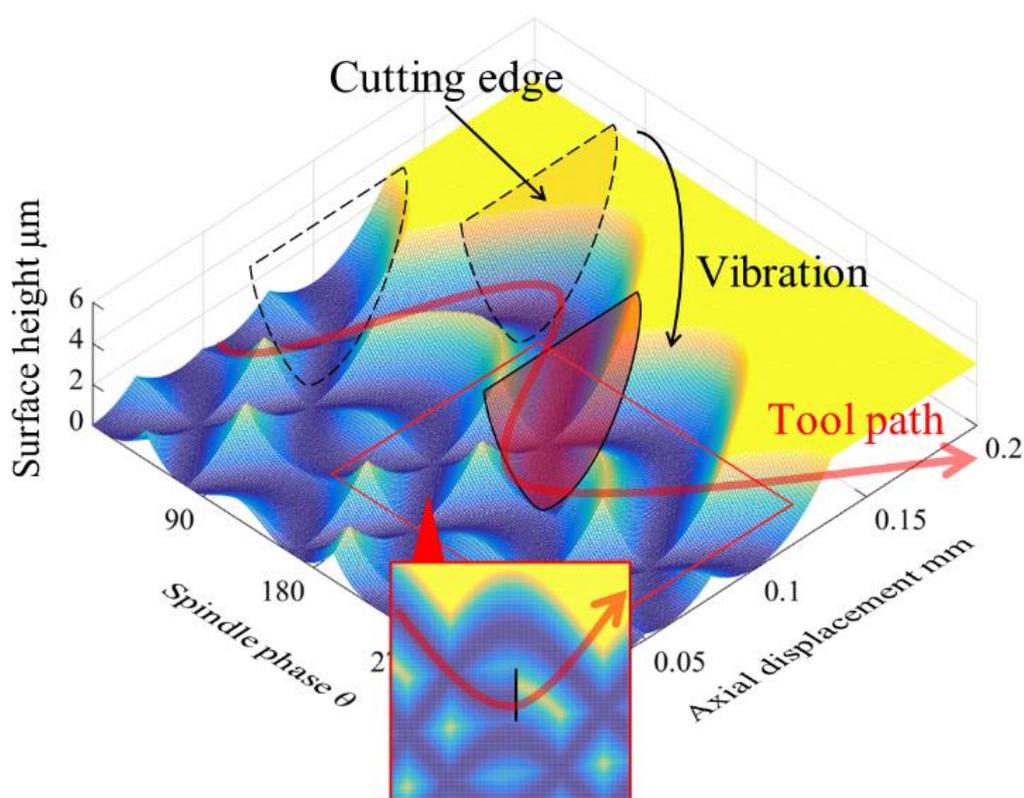


Fig. 5.1 Schematic diagram of simulation for surface mapping.

### 5.2.3 シミュレーション結果

Fig. 5.2 に  $D$  と  $Q$  の変化に対する予想加工面の結果を示す. 予想加工面においては横軸が被削材円周方向, 縦軸が工具送り方向の位置を示し, カラーチャートで加工面の高さを示している.  $Q = 0$  では振動は付与されず慣用旋削と等価である. また,  $D = 2.0$ ,  $D = 3.0$  のように  $D$  が整数となる場合は, 前加工の波状仕上面と現在の工具振動が同位相となるため, 加工経路が交差することなく波状の加工痕が形成される. 本条件も表面的には慣用切削と等価であり, 切りくずは分断されない.  $D$  が整数でない場合には主軸回転ごとに工具振動の位相がずれ, 加工面に特徴的なパターンが形成される様子が確認できる. この詳細については後述する.

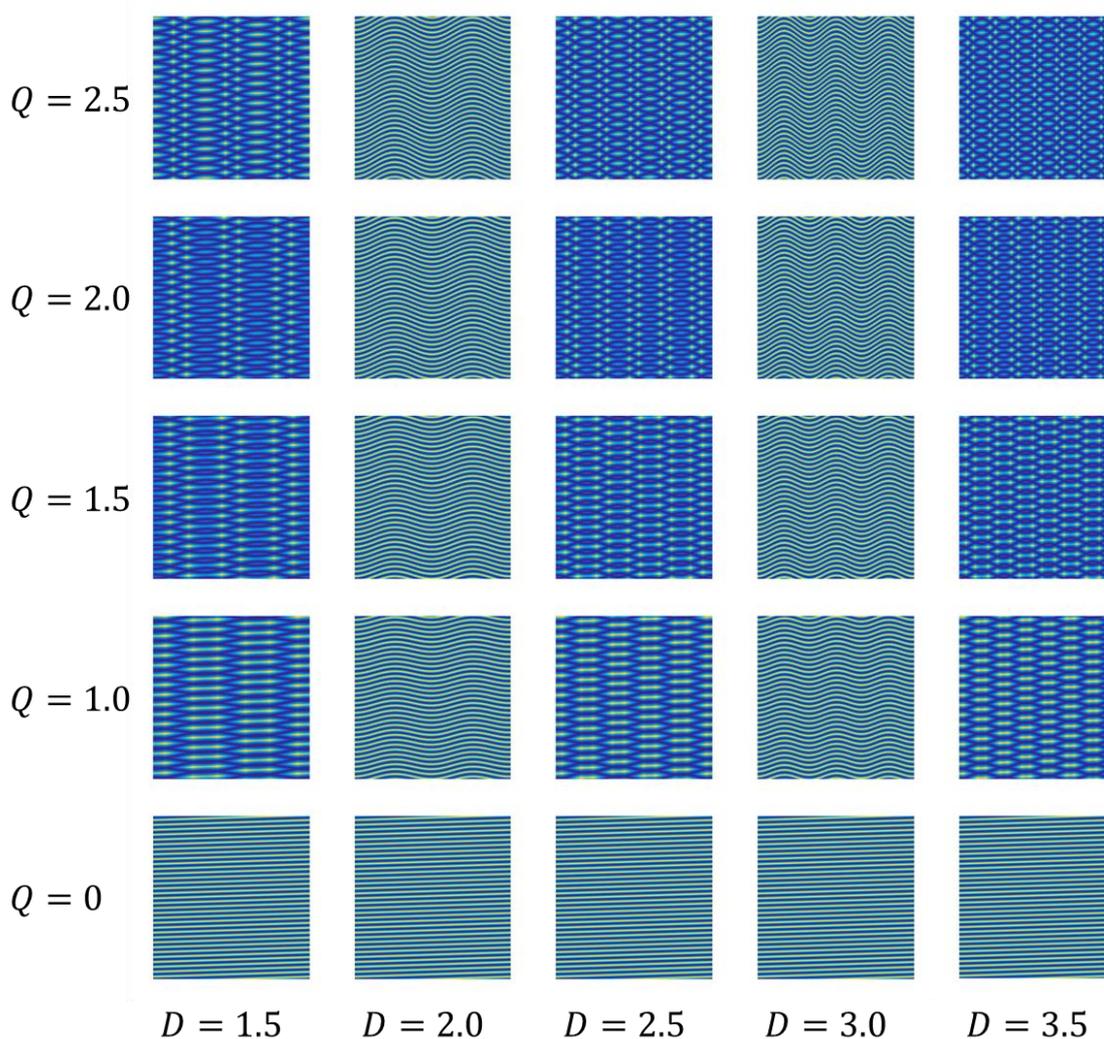


Fig. 5.2 Simulated machined surface pattern depending on  $D$  and  $Q$ .

### 5.3 シミュレーションの妥当性検証

シミュレーションの妥当性を評価すべく、同振動条件で切削試験を実施し、被削材表面の三次元形状測定と輪郭形状測定からシミュレーション結果との比較を行った。

#### 5.3.1 実験条件

本実験では材料に転写性に優れた快削黄銅 C3604 の直径 10 mm 円筒材料を用いた。工具にはノーズ半径  $R = 0.2$  mm の超硬インサート（住友電気工業（株）DCGT11T302R-FY AC520U）を用いた。加工条件として半径切り込みは 0.3 mm、送り速度は 0.03 mm/rev とした。三次元形状測定と真円度測定にはテーラーホブソン社製の真円度測定器タリロンド 565LT を用いた。真円度及び輪郭形状の取得には直径 2 mm のルビースタイラスを用い、任意の 3 点を測定した。また三次元測定による円筒マッピングでは半径 5  $\mu\text{m}$  先端角  $90^\circ$  のダイヤモンドスタイラスを用いた。

#### 5.3.2 実加工面との比較と創成メカニズム

Fig. 5.3 に主軸回転速度  $S = 3752$   $\text{min}^{-1}$ 、振動周波数  $f_v = 93.8$  Hz、 $Q = 2.0$ 、 $D = 1.5$  の場合の加工表面のシミュレーション結果を示す。主軸位相角を平面上に展開し、軸方向変位に対する加工表面の高さを可視化している。主軸 1 回転中の振動回数  $D$  が  $D = (2N - 1)/2$  となるときの ( $N$  は整数)、LFV の振動軌跡は前加工面と規則的に交差するため、最も切りくずの分断性が高いと考えられる。

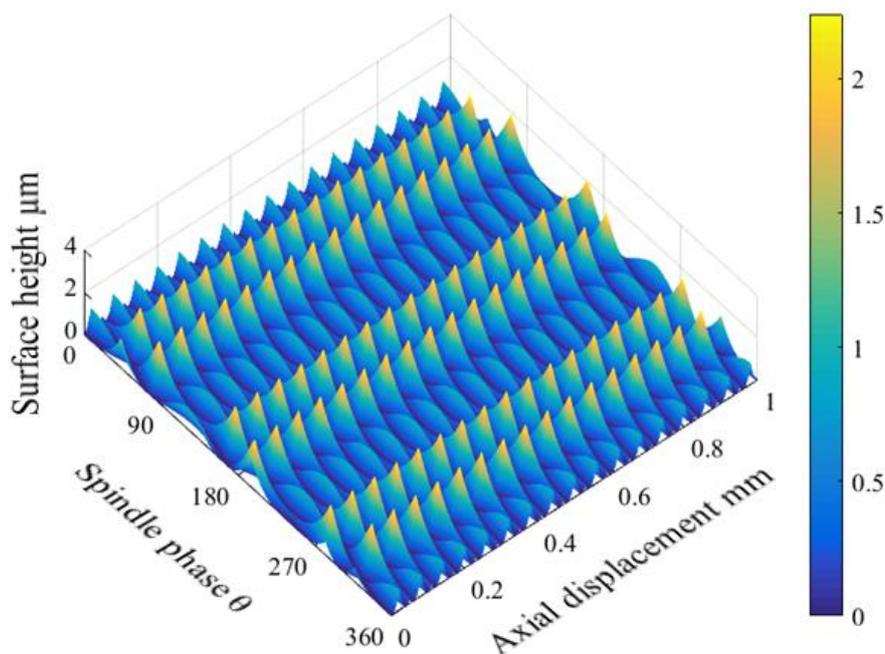


Fig. 5.3 Simulated surface. ( $Q = 2.0$ ,  $D = 1.5$ )

Fig. 5.4 は同振動条件に対応する実験結果であり，LFV の加工表面は凹凸が整列した特徴的な表面形状が形成されているのが確認できる．工具の振動方向は表示した加工面に平行な面内にあり，凹凸形状は1回転前もしくは2回転前の工具刃先（ノーズ R 部分）が通過した包絡面と，現在の工具刃先が通過した包絡面とで形成される．シミュレーション結果を見ると，特定の主軸位相において，顕著に背の高い凸部が送り方向に整列して現れることが確認できる．これは，現在の工具経路と主軸1回転前の工具経路の交差によるものである．

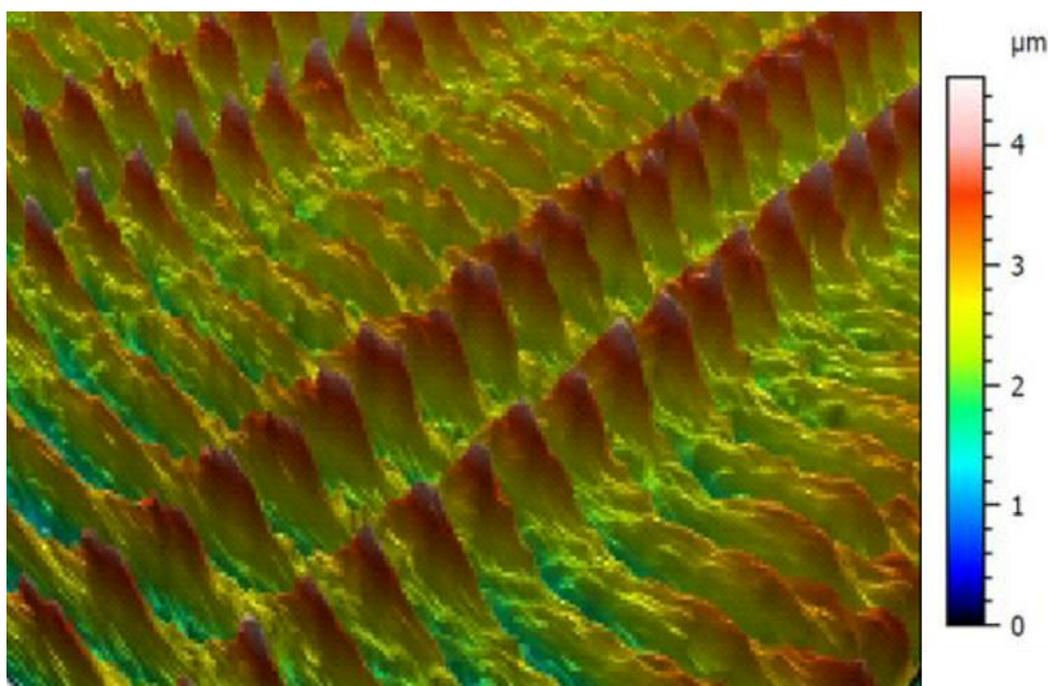


Fig. 5.4 Machined surface. ( $S = 3752 \text{ min}^{-1}$ ,  $f_v = 93.8 \text{ Hz}$ ,  $Q = 2.0$ ,  $D = 1.5$ )

Fig. 5.5 に主軸5回転分の工具軌跡を平面に展開したもの（同図左）と，同図内の主軸位相 A と B における軸方向に沿った加工面のプロファイルの模式図（同図右）を示す．主軸位相 A では，現在と1回転前の工具経路が重なるため，見かけ上の送り量は設定送りの2倍となり，背の高い凸形状が形成される．一方，主軸位相 B では，工具の通過する順番は図中の1～5のとおりであり，凸形状の高さは交互に変化する．このように一般的な軸対称部品の加工と異なり，LFV においては主軸位相で表面粗さが異なり，また後述の輪郭形状も軸方向位置により異なる値を示すであろうことが理解できる．この主軸位相により表面粗さが異なる特徴は，広田ら[76]の揺動切削法においても同様に確認されていた． $D = 1.5$  の条件では，現在の工具経路と主軸1回転前の工具経路の交差は主軸1回転の間に3回生じ，また現在の工具の振動位相が主軸1回転前の振動位相と  $180^\circ$  ずれるため，最終的な仕上げ面上には6つの背の高い凸形状の列が生じる．実験結果においてもシミュレーション結果と同様の特徴的な凹凸パターンの出現が確認でき，LFV による旋削時の表面形状は予測可能である一端を示している．

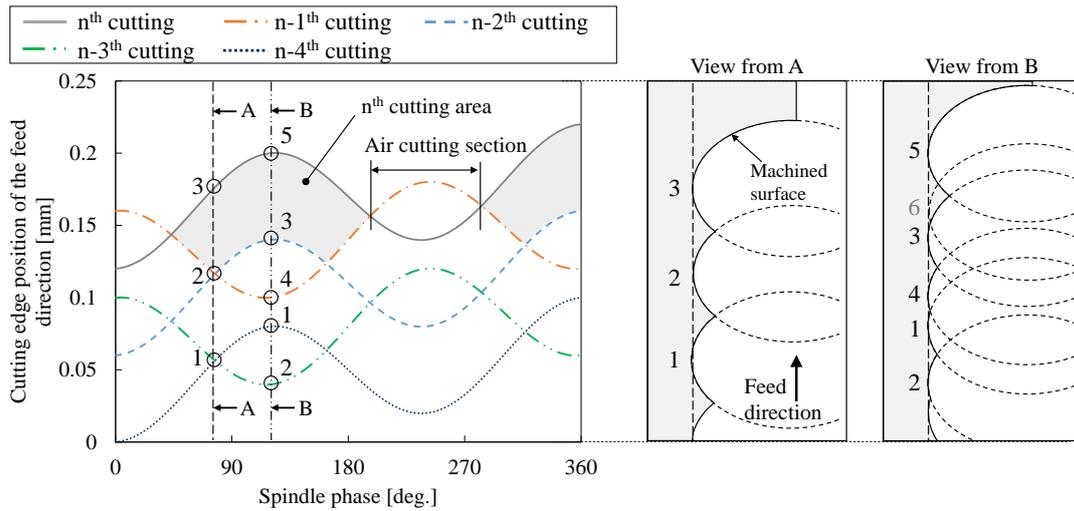
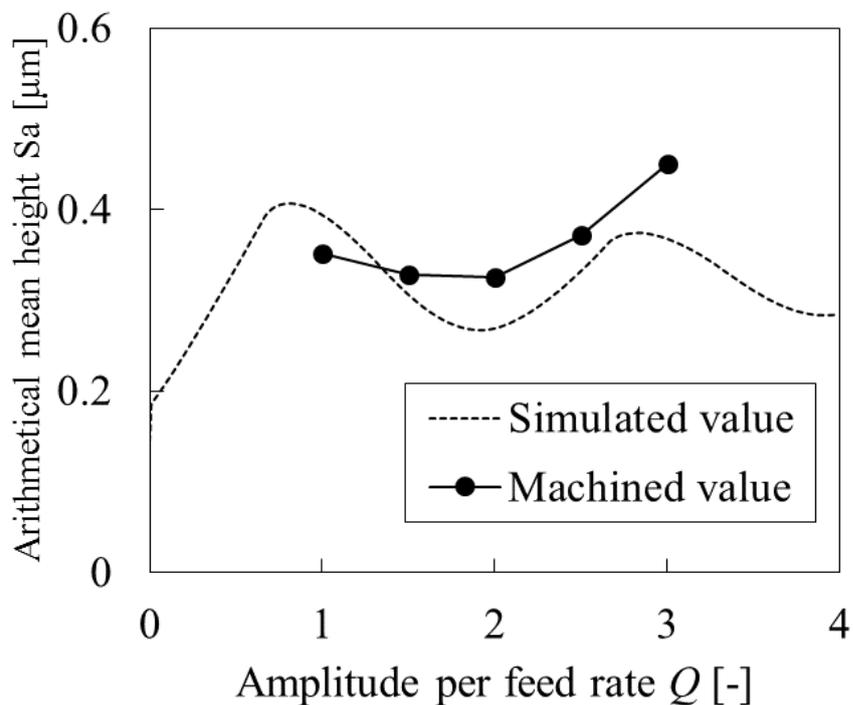
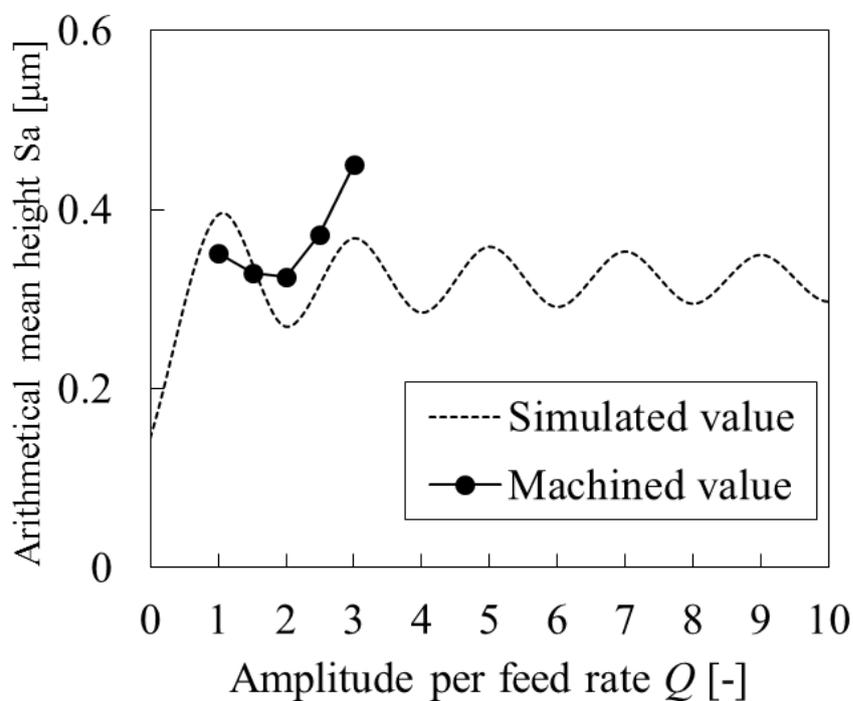


Fig. 5.5 Relationship between the difference in convex height due to the tool trajectory and the spindle phase. ( $Q = 2.0, D = 1.5$ )

Fig. 5.6 (a)に  $D = 1.5$  の場合の振動振幅  $Q$  に対する表面粗さ  $Sa$  の変化を示す. 本実験では実加工における無次元振動振幅  $Q$  の範囲として  $1 \leq Q \leq 3$  と制限している. 本手法では振動の重畳により切りくずを分断しており, 2章で示したとおり,  $D = (2N - 1)/2$  ( $N$ は整数) の条件下において振動が重畳する条件, つまり切りくずを分断するために必要な  $Q$  の値は  $Q > 1 - 1/2D$  と明らかになっている.  $D = 1.5$  の条件下では  $Q \approx 0.7$  が切りくず分断の必要条件であるが, 3章でも明らかになったように, 実加工においては材料の変形や指令値との誤差を考慮する必要がある, 本実験では  $Q \geq 1$  を, 確実に切りくずを分断可能な加工条件として設定している. また NC 指令を用いた本手法では主軸を含む送り駆動系全体が振動するため, 必要以上の振動振幅は機械移動軸にダメージを与える恐れがあり, 安全上の許容値として上限  $Q = 3$  を設定している. なおシミュレーションにおいてはこの限りでないため,  $0 \leq Q \leq 10$  の範囲で解析を実施した. 振動なしの慣用旋削では  $Sa$  の解析値は  $0.14 \mu\text{m}$  であった. LFV では  $Q$  の増加, つまり最初の振動の重畳に向かって  $Sa$  は一度増加し最大の値を示す. その後, 減少し変動する様子が確認できる. 今回の実用的な振幅送り比率の条件下ではシミュレーションと実験結果ともに  $Q = 2.0$  付近で表面粗さが極小となる傾向を示した. 周知のとおり  $Sa$  は基準面に対する表面高さの平均を示すが, Fig. 5.5 に示した位相 A では, 見かけの送り量は  $Q$  に依らず一定 (設定送り量の 2 倍:  $2F$ ) であり, 凸部の最大高さは  $Q$  に依らず一定となる. 他方, 位相 B のような, 工具が被削材から離脱中 (以降, Air cut と記す) に創成される表面の高さの分布によって, 加工面の  $Sa$  が左右される. 言い換えると,  $Q = 2.0$  付近で表面粗さ  $Sa$  が極小となるこの傾向は, Air cut 中の工具の移動経路の影響と考えられる.



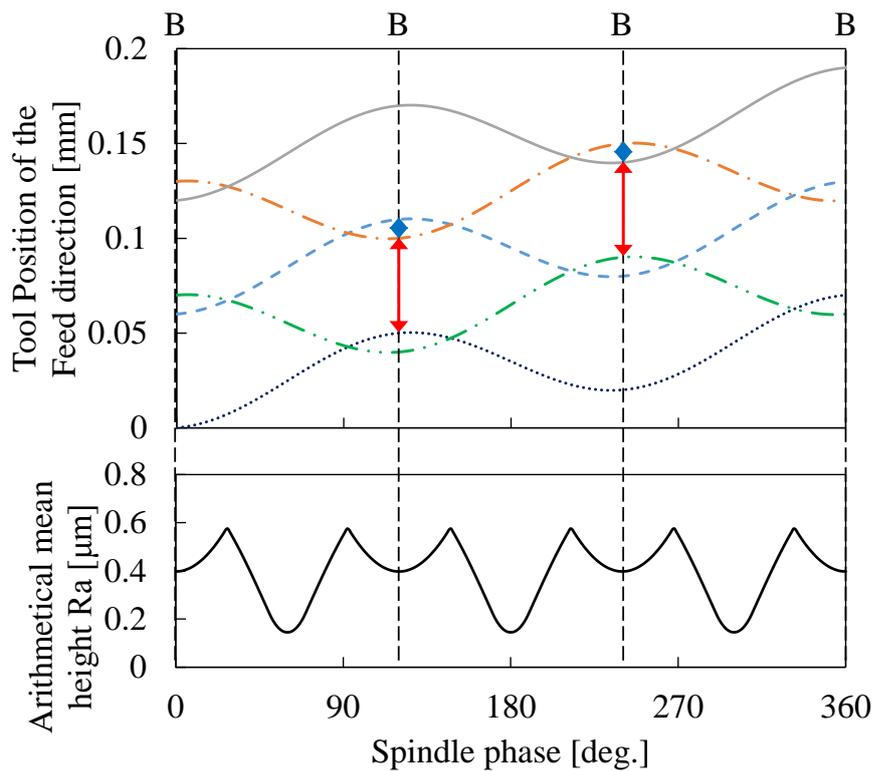
(a)  $0 \leq Q \leq 4$



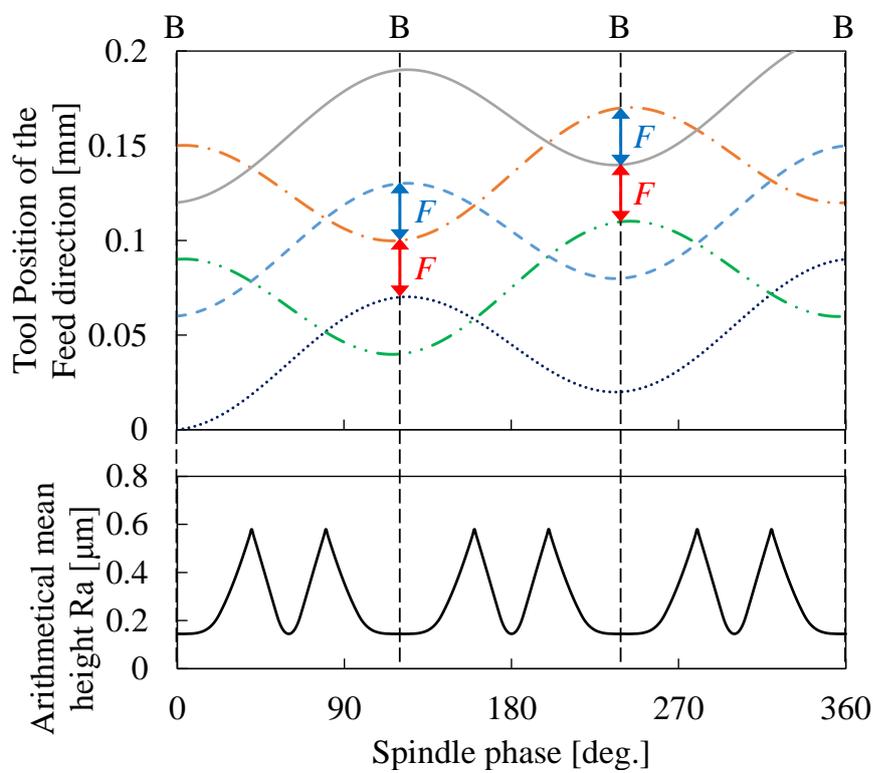
(b)  $0 \leq Q \leq 4$

Fig. 5.6 Arithmetical mean height of the surface  $S_a$  at each  $Q$ . ( $S = 3752 \text{ min}^{-1}$ ,  $f_v = 93.8 \text{ Hz}$ ,  $D = 1.5$ )

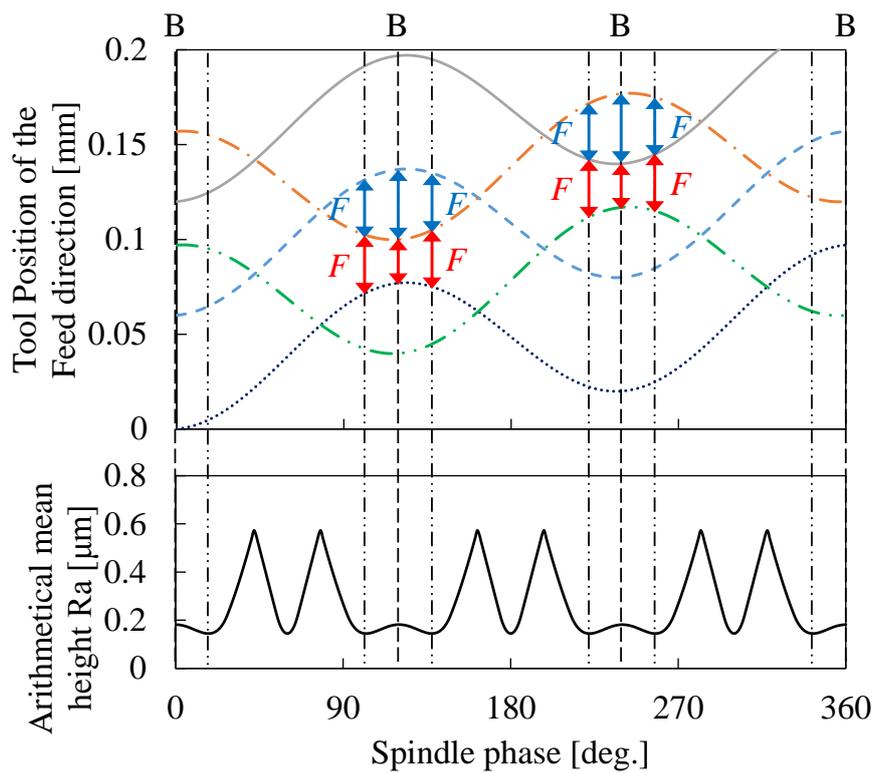
Air cut 中の工具の移動経路が表面粗さ  $Sa$  に及ぼす影響について考察するため、Fig. 5.7 上部に LFV における工具の移動軌跡を、同図下部に対応する主軸位相における被削材軸方向に沿った線粗さ  $Ra$  のシミュレーション値をプロットした結果をそれぞれ示す。Air cut の生じる主軸位相上では、Fig. 5.7 中に青と赤の両向き矢印で示したように、 $Q$  の変化に伴って Air cut 中の工具経路からその前後の工具経路、すなわち主軸 1 回転前と 3 回転前の工具経路までの距離が変化する。したがって、仕上げ面上に形成される凸部の高さに変化し、表面粗さにも影響を与える。ここで、振動波形の山の頂点と谷の底を通る主軸位相  $B$  における線粗さ  $Ra$  に着目すると、 $Q=1.667$  のとき (Fig. 5.7 (b)) に最小となっている。これは、Air cut 中に位相  $B$  上を工具が通過する際、工具が前後の工具経路のちょうど中間を通るためである。したがって、 $Q$  がこれより小さくても大きくても、主軸位相  $B$  における線粗さ  $Ra$  の値は大きくなる。



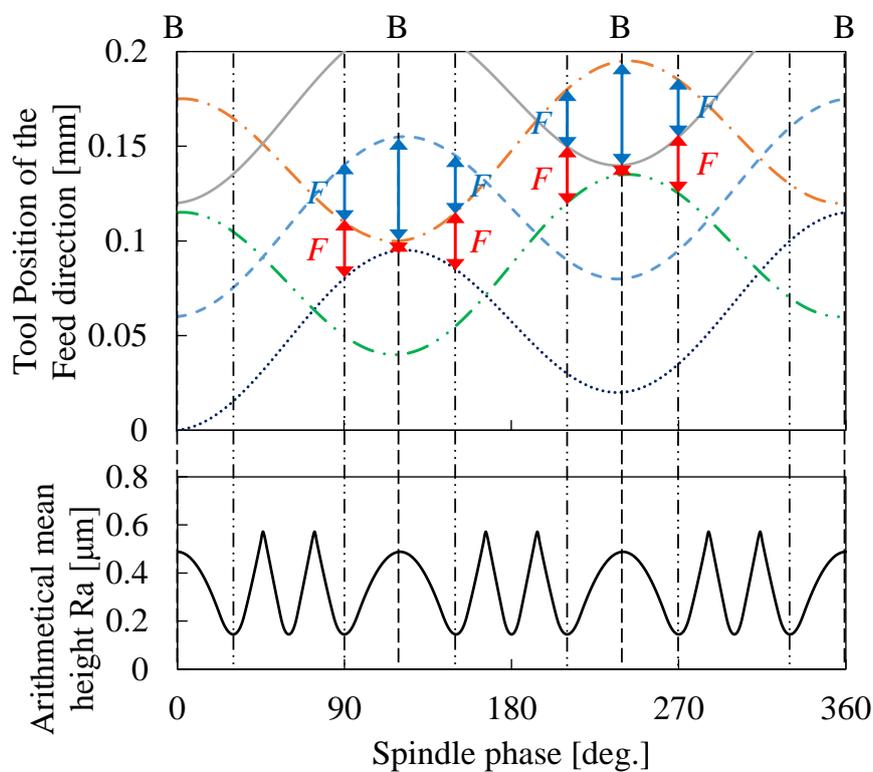
(a)  $Q = 1.0$ .



(b)  $Q = 1.667$ .



(c)  $Q = 1.9$ .



(d)  $Q = 2.5$ .

Fig. 5.7 Trajectory of the cutting edge and the simulated value of arithmetical mean height  $R_a$  for the spindle phase in  $F = 0.03$  mm/rev,  $D = 1.5$

Fig. 5.8 に輪郭形状のシミュレーション結果を示す。加工面創成シミュレーションの三次元モデルから取得した断面形状を、軸方向へ投影し包絡線を抽出することで輪郭形状を描いている。ルビースタイラスを用いる実際の真円度測定機による測定を考慮し、シミュレーションで抽出する断面の送り方向の幅は  $0.15\text{ mm}$  とした。断面を投影したことで、突き出した2つの連続した山からなる部分3か所と、その間になだらかに盛り上がる凸部3か所からなることが確認できる。

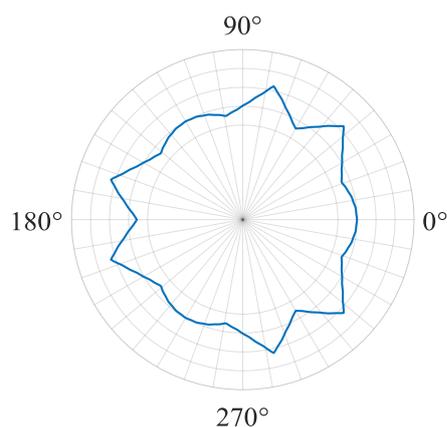


Fig. 5.8 Simulated contour:  $1\text{ }\mu\text{m/div.}$  ( $S = 3752\text{ min}^{-1}$ ,  $f_v = 93.8\text{ Hz}$ ,  $Q = 2.0$ ,  $D = 1.5$ )

この特徴は Fig. 5.9 に示す実験結果でも同様に確認できる。この時、なだらかな凸部は Fig. 5.7 の位相 B 上に形成された凸部に相当する。すなわち、既に述べたようにその高さは  $Q$  によって変化し、高さの変化は加工後の表面粗さ  $Sa$  の変化にも関係している

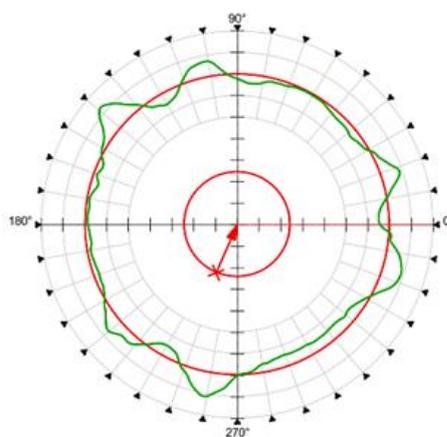


Fig. 5.9 Machined contour:  $1\text{ }\mu\text{m/div.}$  ( $S = 3752\text{ min}^{-1}$ ,  $f_v = 93.8\text{ Hz}$ ,  $Q = 2.0$ ,  $D = 1.5$ )

## 5.4 輪郭形状の制御と真円度による評価

これまでのシミュレーション及び実験結果から、これら特徴的な凹凸はLFVの輪郭形状に影響を及ぼすと予想される。これら輪郭形状に見られる凹凸の影響を小さくする方法として、 $D$ を変更することで振動の位相を取らせてずらし、凹凸の規則的な整列を妨げる輪郭形状の制御手法が考えられる。一方で振動位相をずらしたとき、これまでの条件下とは異なり、シミュレーション上でのLFVの輪郭形状はその軸方向の抽出幅によって大きく異なる結果を示すと考えられる。実際の測定では前述の通り、直径2 mmのルビースタイラスを用いている。Fig. 5.10に異なる抽出幅での輪郭形状のシミュレーション結果を示す。抽出断面数1, 300, 2000の結果を示す。軸方向の分割幅は $0.5\ \mu\text{m}$ であるため、各々の抽出幅は $0.0005\ \text{mm}$ ,  $0.15\ \text{mm}$ ,  $1\ \text{mm}$ となる。シミュレーションでは断面における包絡線の最大値と最小値の差を求め、それらの平均を抽出幅における真円度と定義した。抽出幅が増加するほど見かけ上の真円度は小さくなっていくのがわかる。本論文ではLFVによる輪郭形状の良否を、実際の真円度測定機を用いて評価することを試み、シミュレーションにおける抽出幅は $0.15\ \text{mm}$ とした。

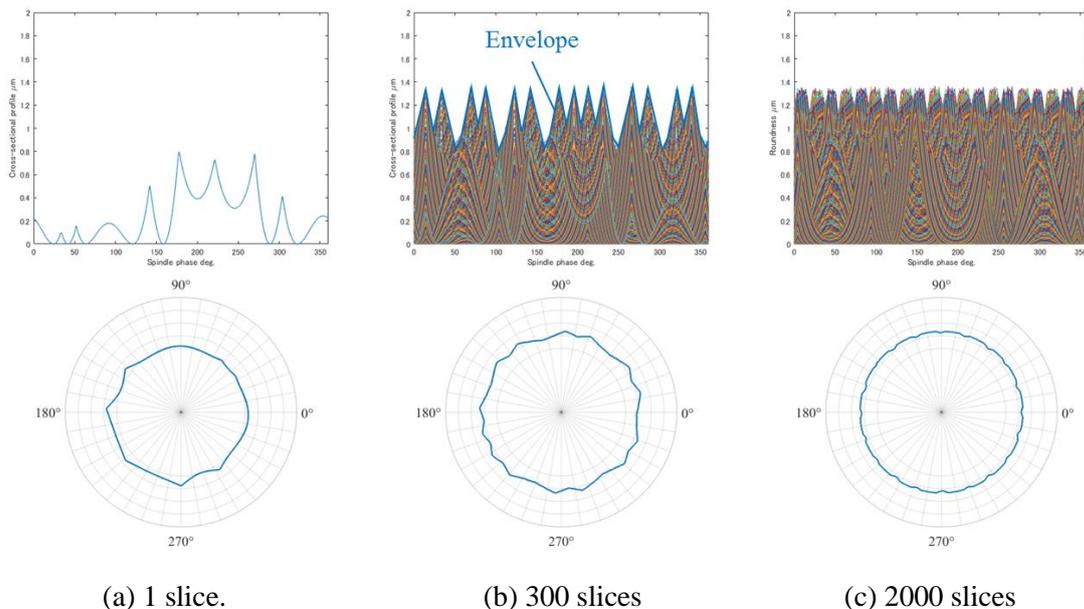


Fig. 5.10 Effect of number of extracted cross sections on the contour profile:  $D = 1.43, 1\ \mu\text{m}/\text{div}$ .

Fig. 5.11にシミュレーションを用い、真円度を最小化する $D$ の値を探索した結果を示す。 $D = 1.5$ で真円度が極大値を示し、 $D = 1.5$ を中心としグラフ上で概ね左右線対称に真円度の値は変化しているのが確認できる。 $D = 1.5$ を境界として線対称となる変化は振動の対称性によるものであるが、LFVでは送り $F$ に対し振動が重畳されているため、完全には線対称とならない。しかしながら、送り $F$ は円周の長さに対し十分に小さいため、対称となる極小値の差は微小である。事実、 $D = 1.5$ を中心としたシミュレーションでは、 $D = 1.43$ と $D = 1.56$ の2つの極小値が得られたが、その差は僅か $0.12\ \mu\text{m}$ である。

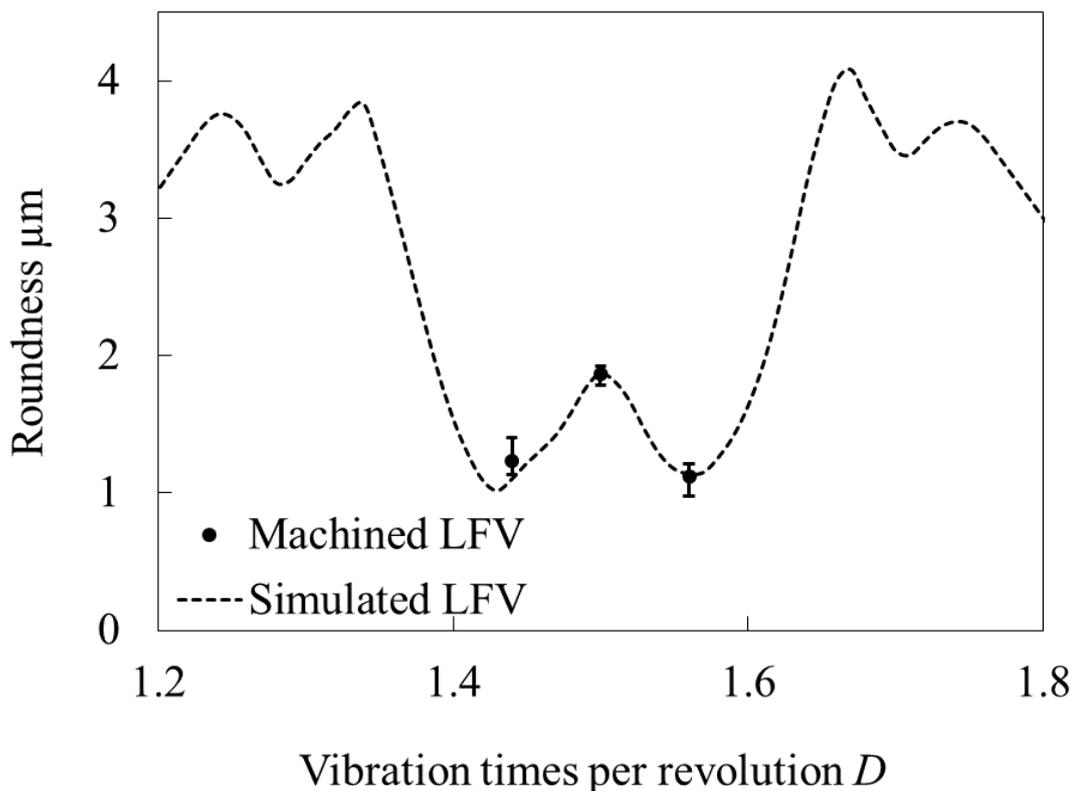
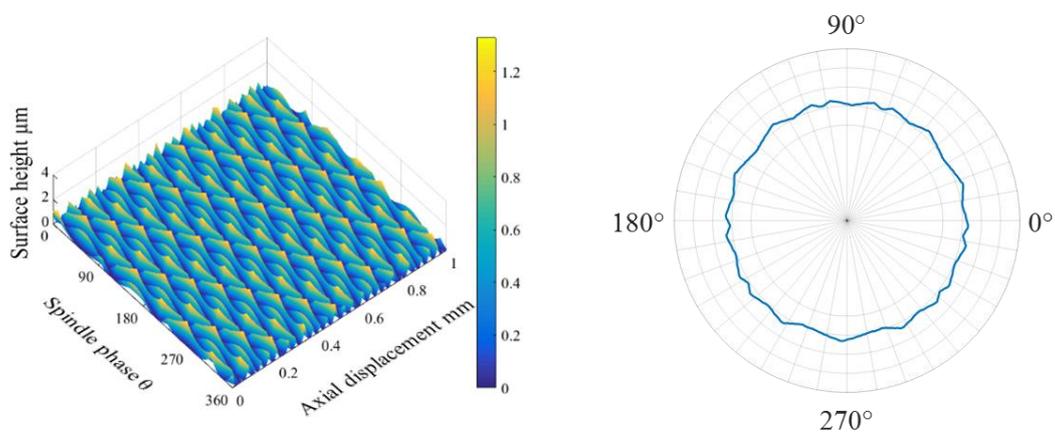


Fig. 5.11 Optimized simulation for roundness and machined roundness. ( $S = 3752 \text{ min}^{-1}$ ,  $f_v = 93.8 \text{ Hz}$ ,  $Q = 2.0$ )

Fig. 5.12 (a) に創成加工面のシミュレーション結果を示す。振動位相が回転ごとに少しずつれたことで、Fig. 5.3 で見られた LFV により創成される尖部が軸方向へ整列した加工面から、尖部先端が削られうろこ状のテクスチャが全体に分布する加工面へ変化している様子が確認できる。これは輪郭形状にも影響を及ぼし、Fig. 5.12 (b) では Fig. 5.8 と比べ、山と谷の高低差、即ち真円度も小さくなる様子が確認できる。

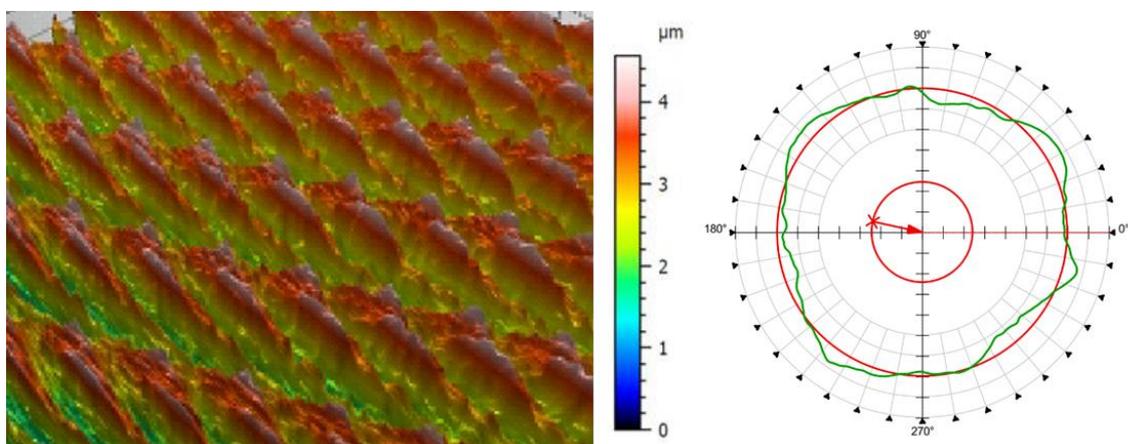


(a) Simulated surface.

(b) Simulated contour:  $1 \mu\text{m}/\text{div}$ .

Fig. 5.12 Simulated surface and contour. ( $Q = 2.0$ ,  $D = 1.43$ )

また Fig. 5.11 では真円度のシミュレーション上に実験の結果をあわせて示している。シミュレーションが示したように、実験結果も  $D$  の変更に伴い真円度が極小値へ向かう傾向が確認できた。前述の通り、本シミュレーションでは加工物軸方向へは抽出幅という形でスタイラスの半径を考慮しているが、加工物周方向では考慮できていない。一見すると高い一致を見せているが、これはある程度は抽出幅のチューニングの結果であると考えられる。しかしながら、目的は真円度を最小化する  $D$  の探索であるため、シミュレーションとしては十分にその妥当性を評価できる。Fig. 5.13 に加工面の観察結果を示す。加工表面にはシミュレーションでも見られた、うろこ状のテクスチャが確認できる。物理的なスタイラスの影響から、輪郭形状についてはシミュレーションとの一致は評価しがたいものの、Fig. 5.9 に見られたような特徴的な尖部と凹凸は曖昧となり、真円度が小さくなった要因を視覚的に確認することができる。



(a) Machined surface. (b) Machined contour:  $1\mu\text{m}/\text{div}$ .

Fig. 5.13 Machined surface and contour. ( $S = 3752 \text{ min}^{-1}$ ,  $f_v = 93.8 \text{ Hz}$ ,  $Q = 2.0$ ,  $D = 1.43$ )

## 5.5 結言

本章では低周波振動切削 (LFV) が表面粗さと真円度に与える影響を明らかとするため、3章で定式化した動作と工具刃先丸みを用いて創成加工面を可視化するシミュレータを開発した。その結果、以下のことが明らかとなった。

- LFVにより創成される表面形状を可視化するシミュレータを開発した。加工面創成メカニズムと表面形状の特徴を明らかにするとともに、表面粗さと輪郭形状の予測を可能とした。
- シミュレーションが示す結果は、LFVによる実際の加工表面形状の特徴パターンとよく一致した。また、表面粗さ  $S_a$  が極小となるような、送り量  $F$  に対する無次元振動振幅  $Q$  の値が存在することを示した。
- 今回開発したシミュレーションを用いて LFV における輪郭形状の予測とその制御を試みた。シミュレーションによる探索から真円度を最小化する無次元振動回数  $D$  を求め、実験においても真円度が減少することを確認した。また従来の LFV の条件下で見られた輪郭形状の特徴的な凹凸を抑制することを可能とした。



---

---

# 第6章

## 結 論

---

---

### 6.1 本論文のまとめ

本論文の各章で得られた結論を示す。

第2章「低周波振動切削 (LFV) の原理と定式化」では、低周波振動切削技術 (LFV) の加工原理を説明し、切りくず分断モデルから定式化を試みた。それにより下記に示す LFV の加工特性が導かれた。

(1) LFV では振動により工具が被削材から離脱する時間 (Air cutting time) を周期的に発生させることで、工具や被削材、切削条件や加工形状によらない確実な切りくず分断可能な加工技術である。

(2) LFV の切りくず分断モデルから振動挙動を定式化し、加工特性を導いた。

(3) LFV の制御パラメータを用いた切りくず分断の限界条件を導出し、その分布を可視化した。1 振動中に切削時間が占める割合を意味する切削時間比率を定義し、切削長さから LFV の実用的な振動条件設定指針を示した。

第3章「切りくずの分断と形状制御」では、難削材として知られるステンレス鋼 SUS304 に対し LFV を適用し、各振動条件における切りくず排出を確認し、LFV の制御パラメータ無次元振動振幅  $Q$  と無次元振動回数  $D$  が切りくずの形状に与える影響が明らかにした。

(1) 様々な被削材と従来の振動切削では困難であった円弧・テーパ加工に LFV を適用し、確実に切りくずを分断できることを示し、その優位性を示した。

(2) 振動条件を設定することで、難削材として知られるステンレス鋼 SUS304 においても LFV を用い切りくずが分断できることを確認した。振動条件による様々な形状の切りくず排出制御を確認し、あわせて工業的に有用な切りくず排出を工具に依らずコントロール可能であることを示した。

第4章「切削力、切削温度、工具摩耗に及ぼす影響」では、これまで明らかになっていなかった LFV が切削力や切削温度、工具摩耗に与える影響を調査した。

(1) LFV では切削厚さが変動することで加工中の比切削抵抗を減少させ、慣用切削と比べ最大切削力・切削温度は増大し、平均切削力・切削温度は低下する。LFV は切削エネルギーを低減させることで、切削熱の発生や工具摩耗の抑制効果を有する可能性がある。

(2) 空振り時間 (Air cutting time) により加工点から離脱した刃先はクーラントにより冷却され切削温度が低下する。同時に高圧クーラントを用いても困難であるとされる加工点

への切削油の供給がドライ加工との比較と元素分析によって明らかとなった。切削油の供給・浸透効果は工具摩耗の抑制効果にも優位な影響を与えらる。

(3) 慣用切削との工具寿命比較試験により、LFV は工具摩耗に対する進展抑制効果を有する可能性が見つかった。また刃先の保護につながると考えられる凝着物が LFV の切れ刃に確認でき、これは最新の研究報告とも一致する。

**第5章「加工面形状に及ぼす影響」**では、第2章で定式化された LFV の振動挙動をもとに LFV が創成する特徴的な加工面形状と輪郭形状を予測・可視化するシミュレータを開発した。

(1) 加工面形状の創成メカニズムを明らかにした。加工経路の重畳により生じるパターンが主軸位相上で異なる表面粗さを分布させるため、LFV の表面粗さを定量的に評価するために面の表面粗さを導入した。ここで切りくずの分断と表面粗さの両面から最適な  $Q$  の導出手順が得られた。

(2) シミュレーションにより得られた三次元形状から輪郭形状を描き、真円度を用いて評価した。輪郭形状も表面粗さと同様に振動が描くパターンに起因するが、特にそれらパターンが規則正しく整列するような  $D$  のとき、LFV を適用した断面には好ましからざる凹凸を有した輪郭が生じる。この輪郭形状の改善手法として、 $D$  を僅かに変化させ位相を取ってずらすことで凹凸を消失させる手法を提案した。真円度を最小化するような  $D$  を、シミュレータを用いて探索したところ、極小値としてその値が得られた。得られた  $D$  の値を実験の振動条件に適用したところ、事前の LFV の輪郭形状に見られた特徴的な凹凸は曖昧となり、真円度もシミュレーションの狙い通り低下させられることがわかった。

## 6.2 今後の展望

現在、LFV は一般的な内外径切削だけでなく、深穴ドリル加工やねじ切り加工へもその適用範囲を拡大し効果を発揮している。本論文での指令とは異なる振動形態を有する手法も新たに開発され、それら個々の能力の解明や課題の解決もまた、本論文と同様に必要性は高まっていると考えられる。また既に同研究グループが進めるびびり振動挙動の解析とその応用に加え、加工面の残留応力に与える影響や工具摩耗抑制メカニズムの解明、また生産技術上適切な表面形状の測定及び評価手法の開発など、本研究には課題だけでなく発展につながる研究シーズがまだ多く潜んでいる。本論文における研究がそれら技術発展の一助となれば幸いである。

---

---

## 参考文献

---

---

- [1] 福山泰章, “低炭素鋼・一般鋼旋削加工用ブレードによる切りくず処理性の改善,” *機械技術*, p. 35, 2014.
- [2] R. Wertheim, J. Rotberg, and A. Ber, “Influence of High-pressure Flushing through the Rake Face of the Cutting Tool,” *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 41, no. 1, pp. 101–106, 1992, doi: 10.1016/S0007-8506(07)61162-7.
- [3] K. YAMAGUCHI, “切削加工における摩擦,” *Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, vol. 39, no. 467, pp. 1184–1191, Dec. 1973, doi: 10.2493/jjspe1933.39.1184.
- [4] T. SEKIGUCHI, “アルミのドライ加工を実現したDLC工具,” *Journal of the Society of Mechanical Engineers*, vol. 104, no. 995, p. 710, Oct. 2001, doi: 10.1299/jsmemag.104.995\_710.
- [5] “LFVスペシャルサイト,” シチズンマシナリー株式会社. <https://cmj.citizen.co.jp/product/lfv/> (accessed Nov. 20, 2020).
- [6] I. S. Jawahir and C. A. van Luttervelt, “Recent Developments in Chip Control Research and Applications,” *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 42, no. 2, pp. 659–693, 1993, doi: 10.1016/S0007-8506(07)62531-1.
- [7] S. Palanisamy, S. D. McDonald, and M. S. Dargusch, “Effects of coolant pressure on chip formation while turning Ti6Al4V alloy,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 49, no. 9, pp. 739–743, 2009, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2009.02.010.
- [8] Y.-M. Lee, S.-H. Yang, and S.-I. Chang, “Assessment of chip-breaking characteristics using new chip-breaking index,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 173, no. 2, pp. 166–171, 2006, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2005.05.057.
- [9] “高圧クーラント装置動作説明と使用上の注意,” *Ogura Racing Clutch Co., Ltd.* <https://www.oguraclutch.co.jp/productinfo/specialproduct-coolant/specialproduct-coolant-description/> (accessed Jan. 26, 2021).
- [10] K. NAKAYAMA, “A Study on Chip-breaker,” *Bulletin of JSME*, vol. 5, no. 17, pp. 142–150, 1962, doi: 10.1299/jsme1958.5.142.
- [11] T. MORIWAKI, “切削加工大全,” 日刊工業新聞社, 2018.
- [12] “ブレードカー選定ガイド,” *MISUMI-VONA*. [https://jp.misumi-ec.com/tech-info/categories/machine\\_processing/mp01/a0269.html](https://jp.misumi-ec.com/tech-info/categories/machine_processing/mp01/a0269.html) (accessed Feb. 04, 2021).
- [13] 清水伸二, 初歩から学ぶ工作機械. 大河出版, 2011.
- [14] F. W. Taylor, “The Art of Cutting Metals,” *Scientific American*, vol. 63, no.

1619supp, pp. 25942–25944, 1907, doi: 10.1038/scientificamerican01121907-25942supp.

[15] J. Tlustý and M. Poláček, “The Stability of the Machine Tool Against Self-Excited Vibration in Machining,” *ASME Int. res. in production*, vol. 1, pp. 465–474, 1963, Accessed: Jan. 31, 2021. [Online]. Available: <https://ci.nii.ac.jp/naid/10003574189>.

[16] Y. Altıntaş and E. Budak, “Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling,” *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 44, no. 1, pp. 357–362, Jan. 1995, doi: 10.1016/S0007-8506(07)62342-7.

[17] S. DOI, “切削中の刃先の振動並に切削力に就て,” *Journal of the Society of Mechanical Engineers*, vol. 34, no. 173, pp. 1319–1329, Sep. 1931, doi: 10.1299/jsmemagazine.34.173\_1319.

[18] S. DOI, S. KATO, H. BAN, and T. OWADA, “On the Cause of Chatter Vibration of Main Spindle of Lathe (6th Report),” *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers*, vol. 22, no. 118, pp. 408–411, 1956, doi: 10.1299/kikai1938.22.408.

[19] H. J. Findley, “Method and apparatus for cutting material,” 1965.

[20] J. KUMABE and M. MASUKO, “Study on the ultrasonic Cutting (1st Report),” *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers*, vol. 24, no. 138, pp. 109–114, 1958, doi: 10.1299/kikai1938.24.109.

[21] T. SOUTOME and K. SATO, “Study on Ultrasonic Vibration Cutting (2nd Report),” *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, vol. 79, no. 8, pp. 766–772, Aug. 2013, doi: 10.2493/jjspe.79.766.

[22] J. KUMABE, “Study on Ultrasonic Cutting : 3rd Report, An Analysis of the Mechanism of Ultrasonic Cutting,” *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers*, vol. 27, no. 181, pp. 1396–1404, Sep. 1961, doi: 10.1299/kikai1938.27.1396.

[23] E. SHAMOTO and T. MORIWAKI, “Study on Elliptical Vibration Cutting,” *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 43, no. 1, pp. 35–38, 1994, doi: 10.1016/S0007-8506(07)62158-1.

[24] T. MORIWAKI and E. SHAMOTO, “Ultrasonic Elliptical Vibration Cutting,” *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 44, no. 1, pp. 31–34, 1995, doi: 10.1016/S0007-8506(07)62269-0.

[25] E. SHAMOTO and T. MORIWAKI, “Ultraprecision diamond cutting of hardened steel by applying elliptical vibration cutting,” *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 48, no. 1, pp. 441–444, Jan. 1999, doi: 10.1016/S0007-8506(07)63222-3.

[26] E. SHAMOTO, N. SUZUKI, T. MORIWAKI, and Y. NAOI, “Development of ultrasonic elliptical vibration controller for elliptical vibration cutting,” *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 51, no. 1, pp. 327–330, Jan. 2002, doi: 10.1016/S0007-8506(07)61528-5.

[27] E. SHAMOTO, “Vibration Cutting - Fundamentals and Application,” *Journal of*

*the Japan Society for Precision Engineering*, vol. 80, no. 5, pp. 457–460, May 2014, doi: 10.2493/jjspe.80.457.

[28] C. Nath and M. Rahman, “Effect of machining parameters in ultrasonic vibration cutting,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48, no. 9, pp. 965–974, Jul. 2008, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2008.01.013.

[29] H. HIROTA and N. SHINOZAKI, “Chip Breaking by Rolling Tool (1st Report),” *Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, vol. 36, no. 421, pp. 135–140, Feb. 1970, doi: 10.2493/jjspe1933.36.135.

[30] K. ADACHI, N. ARAI, S. WAKISAKA, S. HARADA, and H. HATUTORI, “A study of the low frequency vibratory drilling .Relation among uncut chip thickness, chip shape and cutting force in drilling of brass.,” *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series C*, vol. 53, no. 492, pp. 1877–1883, Aug. 1987, doi: 10.1299/kikaic.53.1877.

[31] Y. Nambu, K. Ochiai, K. Horio, J. Kaneko, T. Watanabe, and S. Matsuda, “High-aspect-ratio microdrilling assisted by ultrasonic vibration - High-aspect-ratio microdrilling of fuel injection nozzle,” *Seimitsu Kogaku Kaishi/Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, vol. 77, no. 3, pp. 306–310, Mar. 2011, doi: 10.2493/jjspe.77.306.

[32] Y. NANBU, K. OCHIAI, K. HORIO, J. KANEKO, K. EHARA, and S. MATSUDA, “High-Aspect-Ratio Microdrilling Assisted by Low-Frequency Vibration,” *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, vol. 78, no. 2, pp. 155–159, Feb. 2012, doi: 10.2493/jjspe.78.155.

[33] J. B. Mann, Y. Guo, C. Saldana, W. D. Compton, and S. Chandrasekar, “Enhancing material removal processes using modulation-assisted machining,” *Tribology International*, vol. 44, no. 10, pp. 1225–1235, Sep. 2011, doi: 10.1016/j.triboint.2011.05.023.

[34] “TriboMAM,” *M4 Sciences*. <http://m4sciences.com/> (accessed Jan. 26, 2021).

[35] B. A. Woody, D. J. Adams, K. S. Smith, and W. E. Barkman, “Assessment of the process parameters and their effect on the chip length when using CNC toolpaths to provide chip breaking in turning operations,” in *Proceedings of the ASME International Manufacturing Science and Engineering Conference, MSEC2008*, Jul. 2009, vol. 1, pp. 533–540, doi: 10.1115/MSEC\_ICMP2008-72468.

[36] S. Smith, B. Woody, W. Barkman, and D. Tursky, “Temperature control and machine dynamics in chip breaking using CNC toolpaths,” *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 58, no. 1, pp. 97–100, Jan. 2009, doi: 10.1016/j.cirp.2009.03.061.

[37] L. Berglind and J. Ziegert, “Modulated Tool Path (MTP) Machining for Threading Applications,” in *Procedia Manufacturing*, Jan. 2015, vol. 1, pp. 546–555, doi:

10.1016/j.promfg.2015.09.029.

[38] J. KUMABE, 精密加工振動切削：基礎と応用. 実教出版, 1979.

[39] T. Moriwaki, E. Shamoto, and K. Inoue, “Ultra-Precision Diamond Turning of Stainless Steel by Applying Ultrasonic Vibration,” *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, vol. 57, no. 11, pp. 1983–1988, Nov. 1991, doi: 10.2493/jjspe.57.1983.

[40] E. SHAMOTO, “Study on Three Dimensional Cutting Mechanics. (1st Report). Comprehension and Vector Formulation of Oblique Cutting Process.,” *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, vol. 68, no. 3, pp. 408–414, Mar. 2002, doi: 10.2493/jjspe.68.408.

[41] S. YUKINAGA, T. SUGIHARA, K. HIROSE, and T. ENOMOTO, “Study of low frequency vibration cutting,” *Journal of the Japan Society for Abrasive Technology*, vol. 57, no. 2, pp. 116–121, Feb. 2013, doi: 10.11420/jsat.57.116.

[42] K. Adachi, N. Arai, F. Kuratani, K. Okita, and S. Wakisaka, “A Study on Burr in Low Frequency Vibratory Drilling —Case of Drilling for Aluminum—,” *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, vol. 52, no. 7, pp. 1205–1210, Jul. 1986, doi: 10.2493/jjspe.52.1205.

[43] A. HIMATA, K. OKAMURA, and H. SASAHARA, “B03 Low frequency vibration drilling simulation for Titanium alloy,” *The Proceedings of The Manufacturing & Machine Tool Conference*, vol. 2012.9, no. 0, pp. 77–78, Oct. 2012, doi: 10.1299/jsmemmt.2012.9.77.

[44] “登録番号：第5649299号,” 特許出願プラットフォーム. <https://www.j-platpat.inpit.go.jp/c1800/TR/JP-2013-081706/89D75DBC589ED7394D7BA3BDE52A50C8793E66A0C00EFF525E9566F4804E4DE6/40/ja> (accessed Nov. 20, 2020).

[45] A. KITAKAZE, K. NOGUCHI, M. MURAMATSU, S. KATO, K. SANNOMIYA, and T. NAKAYA, “Development of Low Frequency Vibration-Cutting,” *Micromechatronics*, vol. 60, no. 215, pp. 2–6, Dec. 2016, doi: 10.20805/micromechatronics.60.215\_2.

[46] “VC03製品情報,” シチズンマシナリー株式会社. <https://cmj.citizen.co.jp/product/miyano/vc03.html> (accessed Nov. 22, 2020).

[47] M. E. Merchant, “Mechanics of the metal cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting,” *Journal of Applied Physics*, vol. 16, no. 6, pp. 318–324, 1945, doi: 10.1063/1.1707596.

[48] Y. KAKINO, “Analysis of the Mechanism of Orthogonal Machining by the Finite Element Method,” *Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, vol. 37, no. 438, pp. 503–508, Jul. 1971, doi: 10.2493/jjspe1933.37.503.

- [49] T. SHIRAKASHI and E. USUI, “Simulation Analysis of Orthogonal Metal Cutting Process,” *Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, vol. 42, no. 496, pp. 340–345, May 1976, doi: 10.2493/jjspe1933.42.340.
- [50] K. Ueda, K. Manabe, and S. Nozaki, “Rigid-plastic FEM analysis of three-dimensional cutting mechanism (2nd report) - Simulation of plain milling process,” *Seimitsu Kogaku Kaishi/Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, vol. 62, no. 4, pp. 526–530, Apr. 1996, doi: 10.2493/jjspe.62.526.
- [51] K. Maekawa, M. Maeda, and T. Kitagawa, “Simulation Analysis of Three-Dimensional Continuous Chip Formation Processes (2nd Report) —Influence of Tool Corner Radius upon the Cutting Mechanism of High Manganese Steel—,” *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, vol. 60, no. 2, pp. 240–244, Feb. 1994, doi: 10.2493/jjspe.60.240.
- [52] T. SUGITA, 基礎切削加工学. 共立出版, 1984.
- [53] K. NAKAYAMA, “Form Classification of Chips produced in Metal Cutting,” *Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, vol. 42, no. 493, pp. 74–80, Feb. 1976, doi: 10.2493/jjspe1933.42.74.
- [54] 日経 xTECH, “現場の作業をもっと楽に、工数削減に向け工作機械でのAI活用が加速,” *日経クロステック (xTECH)* .  
<https://tech.nikkeibp.co.jp/atcl/nxt/column/18/00440/091400002/> (accessed Feb. 01, 2021).
- [55] Y. YAMANE and K. SEKIYA, “An Evaluation of Difficulty in Machining Difficult-to-Cut Materials by using Difficult-to-Cut Rating,” *Journal of the Japan Society for Precision Engineering, Contributed Papers*, vol. 70, no. 3, pp. 407–411, Mar. 2004, doi: 10.2493/jspe.70.407.
- [56] H. Yeung, N. K. Sundaram, J. B. Mann, W. Dale Compton, and S. Chandrasekar, “Energy dissipation in modulation assisted machining,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 74, pp. 41–49, Nov. 2013, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2013.07.007.
- [57] Y. Gao, J. B. Mann, S. Chandrasekar, R. Sun, and J. Leopold, “Modelling of Tool Temperature in Modulation-assisted Machining,” in *Procedia CIRP*, Jan. 2017, vol. 58, pp. 204–209, doi: 10.1016/j.procir.2017.03.210.
- [58] R. Copenhaver, M. A. Rubeo, S. Guzorek, S. Landge, K. S. Smith, J. Ziegert, and T. L. Schmitz, “A Fundamental Investigation of Modulated Tool Path Turning Mechanics,” *Procedia Manufacturing*, vol. 10, pp. 159–170, Jan. 2017, doi: 10.1016/j.promfg.2017.07.043.
- [59] Y. KAMADA, “低周波振動切削時のびびり振動の解析,” 第26回精密工学会学生会員卒業研究発表講演会論文集, 2019, pp. 85–86.
- [60] オーエスジー株式会社, 技術情報 エンドミル加工. .

- [61] W. A. Knight and G. Boothroyd, *Fundamentals of Metal Machining and Machine Tools*. McGraw-Hill, 2019.
- [62] M. C. Shaw, “The size effect in metal cutting,” *Sadhana - Academy Proceedings in Engineering Sciences*, vol. 28, no. 5, pp. 875–896, 2003, doi: 10.1007/BF02703319.
- [63] M. E. Merchant, “Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip,” *Journal of Applied Physics*, vol. 16, no. 5, pp. 267–275, 1945, doi: 10.1063/1.1707586.
- [64] T. OBIKAWA and M. YAMAGUCHI, “Computational fluid dynamic analysis of coolant flow in turning,” in *Procedia CIRP*, Jan. 2013, vol. 8, pp. 271–275, doi: 10.1016/j.procir.2013.06.101.
- [65] T. OBIKAWA, C. MORIGO, W. MATSUMOTO, and M. HAYASHI, “State of the Art in High Speed Machining with High Pressure Coolant,” *SEISAN KENKYU*, vol. 67, no. 6, pp. 607–612, Nov. 2015, doi: 10.11188/seisankenkyu.67.607.
- [66] K. Gottwein, “Die Messung der Schneidentemperatur beim Abdrehen von Flusseisen,” *Maschinenbau*, vol. 4, p. 1129, 1925.
- [67] F. Schwerd, “Über die Bestimmung des Temperaturefeldes beim Spanablauf,” *z. V. D. I.*, vol. 77, p. 211, 1937.
- [68] G. Pahlitzsch and H. Helmerdig, “Das Temperaturefeld am Drehmeissel Wärmetechnisch betrachtet,” *z. V. D. I.*, vol. 81, p. 564, 1943.
- [69] A. O. Schmidt and J. R. Roubik, “Distribution of Heat generated in Drilling,” *Trans. ASME*, vol. 71, p. 245, 1949.
- [70] A. O. Schmidt, “Workpiece and Surface Temperatures in Milling,” *Trans ASME*, p. 883, 1953.
- [71] 山田皓一, “超硬正面フライス切削機構に関する研究 (第2報),” *機械試験所々報*, vol. 17, no. 5, pp. 150–159, 1963.
- [72] A. SUGINO and T. HATTA, “サーマルクラックを抑制するハイブリッド冷却による高能率フライス加工技術の開発,” *電気製鋼: 大同特殊鋼技報*, vol. 87, no. 1, pp. 39–43, 2016, Accessed: Feb. 06, 2021. [Online]. Available: <https://ci.nii.ac.jp/naid/40020971193>.
- [73] *JSME テキストシリーズ 加工学I (除去加工)*. 日本機械学会, 2006.
- [74] Y. TAKAHASHI, K. KAMEYAMA, Y. KURUSU, H. FUJITA, Song Xiaoqi, and T. IHARA, “Influence on Built-up Edge and tool wear in low frequency vibration cutting,” pp. 770–771, Mar. 2020, doi: 10.11522/PSCJSPE.2020S.0\_770.
- [75] S. Smith, J. McFarland, T. Assaid, D. Tursky, W. Barkman, and E. Babelay, “Surface characteristics generated in CNC chip breaking tool paths,” *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 59, no. 1, pp. 137–140, Jan. 2010, doi: 10.1016/j.cirp.2010.03.060.

- [76] H. HIROTA and N. SHINOZAKI, “On Surface Roughness Generated by Rolling Tool,” *Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, vol. 36, no. 422, pp. 183–188, Mar. 1970, doi: 10.2493/jjspe1933.36.183.
- [77] A. MIYAKE, A. KITAKAZE, S. KATOH, M. MURAMATSU, K. NOGUCHI, K. Sannomiya, T. NAKAYA, and H. SASAHARA, “Chip control in turning with synchronization of spindle rotation and feed motion vibration,” *Precision Engineering*, vol. 53, pp. 38–45, Jul. 2018, doi: 10.1016/j.precisioneng.2018.02.012.
- [78] A. MIYAKE, A. KITAKAZE, S. SAKURAI, M. MURAMATSU, K. NOGUCHI, K. Sannomiya, T. NAKAYA, Y. KAMADA, and H. SASAHARA, “低周波振動切削が創成する加工面形状に関する研究,” *Transactions of the JSME (in Japanese)*, vol. 86, no. 892, pp. 20–00323, 2020, doi: 10.1299/transjsme.20-00323.
- [79] A. MIYAKE, H. SASAHARA, A. KITAKAZE, S. KATOH, M. MURAMATSU, K. NOGUCHI, K. SANNOMIYA, and T. NAKAYA, “Effect of low frequency vibration applied to feed direction on turning process,” in *International Symposium on Flexible Automation (ISFA 2016)*, Dec. 2016, pp. 356–358, doi: 10.1109/ISFA.2016.7790188.
- [80] A. MIYAKE, H. SASAHARA, A. KITAKAZE, S. KATOH, M. MURAMATSU, K. NOGUCHI, K. SANNOMIYA, and T. NAKAYA, “旋削加工における送り方向への低周波振動の効果,” 2015年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, 2015, pp. 421–422.
- [81] A. MIYAKE, A. KITAKAZE, S. KATOH, M. MURAMATSU, K. NOGUCHI, K. SANNOMIYA, T. NAKAYA, and H. SASAHARA, “低周波振動切削 (LFV) の切削特性,” 2016年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, 2016, pp. 591–592.
- [82] A. MIYAKE, A. KITAKAZE, S. KATOH, M. MURAMATSU, K. NOGUCHI, K. SANNOMIYA, T. NAKAYA, and H. SASAHARA, “低周波振動切削における表面特性への影響,” 日本機械学会2018年度年次大会講演論文集, 2018.

---

---

## 業績一覧

---

---

### 投稿論文[77][78]

- A. MIYAKE, A. KITAKAZE, S. KATOH, M. MURAMATSU, K. NOGUCHI, K. Sannomiya, T. NAKAYA, and H. SASAHARA, “Chip control in turning with synchronization of spindle rotation and feed motion vibration,” *Precision Engineering*, vol. 53, pp. 38–45, Jul. 2018, doi: 10.1016/j.precisioneng.2018.02.012. (本文の第 2, 3, 4 章に関連)
- A. MIYAKE, A. KITAKAZE, S. SAKURAI, M. MURAMATSU, K. NOGUCHI, K. Sannomiya, T. NAKAYA, Y. KAMADA, and H. SASAHARA, “低周波振動切削が創成する加工面形状に関する研究,” *Transactions of the JSME (in Japanese)*, vol. 86, no. 892, pp. 20-00323, 2020, doi: 10.1299/transjsme.20-00323. (本文の第 5 章に関連)

### 国際学会発表[79]

- A. MIYAKE, H. SASAHARA, A. KITAKAZE, S. KATO, M. MURAMATSU, K. NOGUCHI, K. SANNOMIYA, and T. NAKAYA, “Effect of low frequency vibration applied to feed direction on turning process,” in *International Symposium on Flexible Automation (ISFA 2016)*, Dec. 2016, pp. 356–358, doi: 10.1109/ISFA.2016.7790188. (本文の第 4 章に関連)

### 学会発表, 成果発表[80][81][82]

- A. MIYAKE, H. SASAHARA, A. KITAKAZE, S. KATOH, M. MURAMATSU, K. NOGUCHI, K. SANNOMIYA, and T. NAKAYA, “旋削加工における送り方向への低周波振動の効果,” 2015 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, 2015, pp. 421–422.
- A. MIYAKE, A. KITAKAZE, S. KATOH, M. MURAMATSU, K. NOGUCHI, K. SANNOMIYA, T. NAKAYA, and H. SASAHARA, “低周波振動切削 (LFV) の切削特性,” 2016 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, 2016, pp. 591–592.
- A. MIYAKE, A. KITAKAZE, S. KATOH, M. MURAMATSU, K. NOGUCHI, K. SANNOMIYA, T. NAKAYA, and H. SASAHARA, “低周波振動切削における表面特性への影響,” 日本機械学会 2018 年度年次大会講演論文集, 2018.

### 受賞歴

- 2018 年度 マザック財団 優秀論文賞
- 2018 年度 精密工学会高城賞
- 2019 年度 FA 財団 論文賞