

博 士 論 文

ワイヤレス多機能無線ホルダーシステムを用いた
加工現象のモニタと診断に関する研究

2019 年

松田 亮

目次

第1章 緒論

- 1.1 国内総生産(GDP)および人口推移からみる日本の生産性 ----- 1
 - 1.2 生産性向上を目指した戦略 ----- 4
 - 1.3 機械加工分野における ICT 利活用 ----- 5
 - 1.4 IoT 対応の無線多機能ホルダシステムによる加工現象の見える化 ----- 9
- 参考文献

第2章 回転工具の温度および振動加速度のモニタに向けた無線ホルダシステムの開発

- 2.1 緒言 ----- 14
 - 2.2 実験方法および提案する手法 ----- 15
 - 2.2.1 エンドミル加工時における工具温度分布の評価 ----- 15
 - 2.2.2 ボーリング加工時におけるびびり振動評価 ----- 16
 - 2.2.3 ボーリング加工時におけるびびり振動の基礎理論 ----- 17
 - 2.2.4 高速ビデオ赤外線サーモグラフィによる工具表面温度計測 ----- 18
 - 2.2.5 無線式ホルダによる工具内部温度と振動計測方法 ----- 19
 - 2.3 モニタ結果および考察 ----- 21
 - 2.3.1 赤外線温度モニタ画像の解析 ----- 21
 - 2.3.2 工具内部温度の考察 ----- 24
 - 2.3.3 ボーリング加工時のびびり振動モニタ結果 ----- 25
 - 2.3.4 ボーリング加工時の切削抵抗とびびり振動の関係 ----- 27
 - 2.3.5 ボーリング加工時のびびり振動と仕上げ面粗さ ----- 30
 - 2.4 結論 ----- 32
- 参考文献

第3章 回転工具の回転方向の振動加速度のモニタ手法の開発とその応用

- 3.1 緒言 ----- 34
- 3.2 提案するモニタ手法および実験方法 ----- 35
 - 3.2.1 回転方向の振動加速度のモニタ手法 ----- 35

| | | |
|---------|---------------------|----|
| 3. 2. 2 | タップ加工を対象としたモニタ手法 | 36 |
| 3. 2. 3 | エンドミル加工を対象としたモニタ手法 | 37 |
| 3. 3 | モニタ結果および考察 | 39 |
| 3. 3. 1 | タップ加工時のスティックスリップ現象 | 39 |
| 3. 3. 2 | タップ加工時の工具折損と振動の関係 | 42 |
| 3. 3. 3 | エンドミル加工時の曲げ方向びびり振動 | 44 |
| 3. 3. 4 | エンドミル加工時のねじり方向びびり振動 | 51 |
| 3. 4 | 結論 | 54 |
| | 参考文献 | |

第4章 ドリルおよび皿穴加工に対する無線ホルダシステムの応用とその効果の考察

| | | |
|---------|---------------------------------|----|
| 4. 1 | 緒言 | 57 |
| 4. 2 | 実験方法および現象の基礎理論 | 59 |
| 4. 2. 1 | 無線式ツールホルダによるドリル工具内部温度の計測および加工条件 | 59 |
| 4. 2. 2 | 無線式ツールホルダによる面取り皿穴工具の振動計測および加工条件 | 62 |
| 4. 2. 3 | ドリル工具の先端熱源に基づく非定常熱伝導モデル | 66 |
| 4. 2. 4 | 皿穴工具の基本振動モデル | 67 |
| 4. 3 | ドリル加工の実験結果および考察 | 68 |
| 4. 3. 1 | 穴深さとドリル温度の関係 | 68 |
| 4. 3. 2 | 切削速度とドリル温度の関係 | 70 |
| 4. 3. 3 | ドリル温度と溶損現象の予想 | 73 |
| 4. 4 | 皿穴加工の実験結果および考察 | 75 |
| 4. 4. 1 | 皿穴加工時の切削力と工具系の振動 | 75 |
| 4. 4. 2 | 皿穴加工時のねじり方向のびびり振動 | 79 |
| 4. 5 | 結言 | 83 |
| | 参考文献 | |

第5章 温度および振動のリアルタイム同時モニタとサーボ内部情報モニタの比較検討

| | |
|-------------------------------|-----|
| 5.1 緒言 | 87 |
| 5.2 提案するモニタ手法及び実験装置の特性 | 88 |
| 5.2.1 実験方法およびサーボ内部情報の取得方法 | 88 |
| 5.2.2 工具内部温度および振動加速度の同時モニタ手法 | 90 |
| 5.2.3 工具・ホルダ・主軸系の振動特性 | 91 |
| 5.3 実験結果および考察 | 93 |
| 5.3.1 安定加工およびびびり振動時の加工現象 | 93 |
| 5.3.2 振動加速度と各物理量の関係 | 97 |
| 5.3.3 びびり振動周波数の影響 | 99 |
| 5.3.4 工作機械サーボ情報モニタリング結果との比較 | 101 |
| 5.3.5 工作機械サーボ情報からのびびり振動モニタリング | 103 |
| 5.4 結論 | 107 |
| 参考文献 | |

第6章 結論

| | |
|------------|-----|
| 6.1 本研究の成果 | 109 |
| 6.2 今後の課題 | 111 |

謝辞

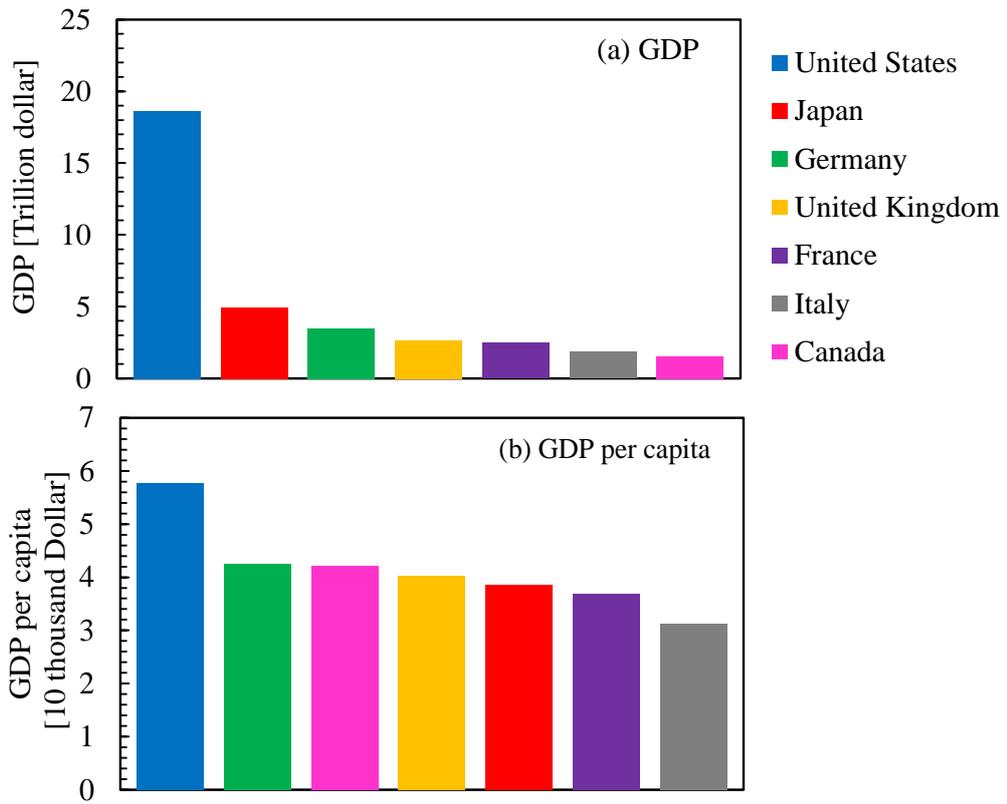
第1章

緒 論

1. 1 国内総生産(GDP)および人口推移からみる日本の生産性

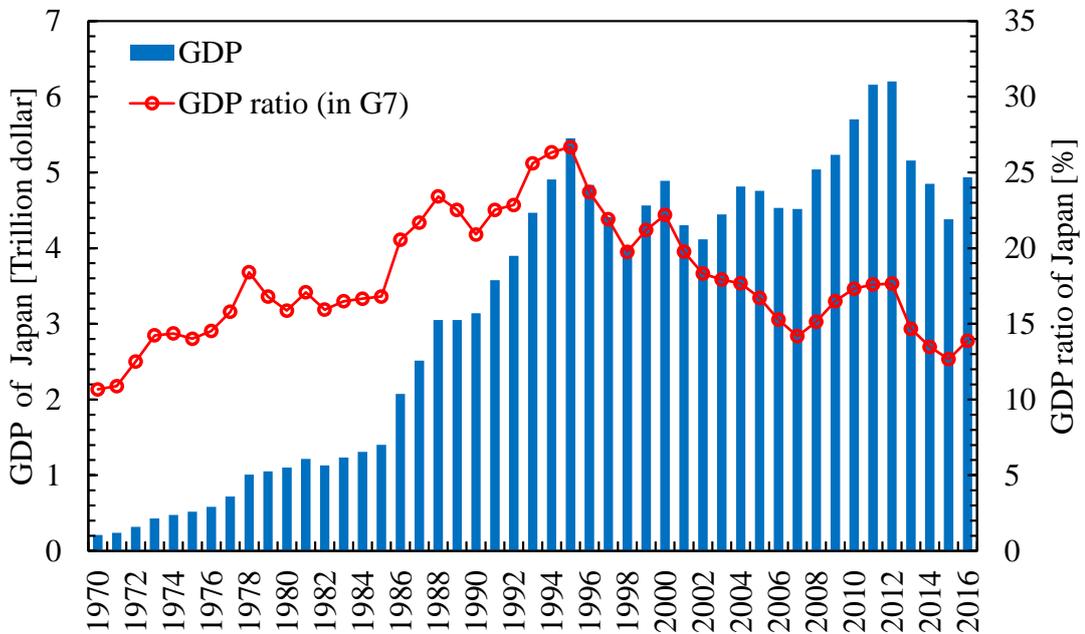
図 1-1(a)に 2016 年度の先進 7 ヶ国(G7)の名目 GDP を示す。日本の GDP は約 5 兆ドルで第 2 位であり、G7 の中でも上位であることは明瞭である。しかしながら、図 1-1(b)に示すように、国民 1 人あたり(2016 年時点での日本人口は約 1 億 2800 万人)に換算すると、G7 の中でも日本は第 5 位、G7 以外の国も含めると世界では第 33 位になり、他国と比較しても生産性が低いことが露呈される。逆の見方をすると、まだ生産性を向上させる余力を持っていることを示している。また、1970 年から 2016 年までの日本の名目 GDP および G7 内における日本の GDP 比率を図 1-2 に示す。1980 年代から日本の GDP は急上昇し、その後も現在に至るまで上昇傾向にあることがわかるが、GDP 比率においては 1996 年頃を境に減少傾向を辿っていることがわかる。これまでの国内経済の停滞や、世界経済に占める新興国シェア拡大等により、日本の国際競争力の低下が危険視されており、この現状からの脱却が急務となっている。

生産性を向上させることが急務となっている日本ではあるが、昨今から課題となっているとおり、先進国の中でも少子高齢化が非常に進んでいるのが現状である。図 1-3 は総務省により公開されているデータを元にした、(a) 2015 年度の人口分布と、(b) 予想される 2040 年、(c) 2065 年の人口分布を示している。2015 年時点では、労働人口にあたる 15～64 歳は 61 %、65 歳以上にあたる高齢者は 27%程度であるが、2040 年には、15～64 歳は 54 %、65 歳以上は 35 %、2065 年には人口は約 8800 万人まで減少し、15～64 歳は 51 %、65 歳以上は 38%となる予想である。2018 年現在でこそ、団塊の世代といわれる方々の定年によるリタイアの影響が出始めており、彼らが現役時代に培ってきた、「ものづくり大国」を支えてきた熟練の技術・技能が失われつつある。



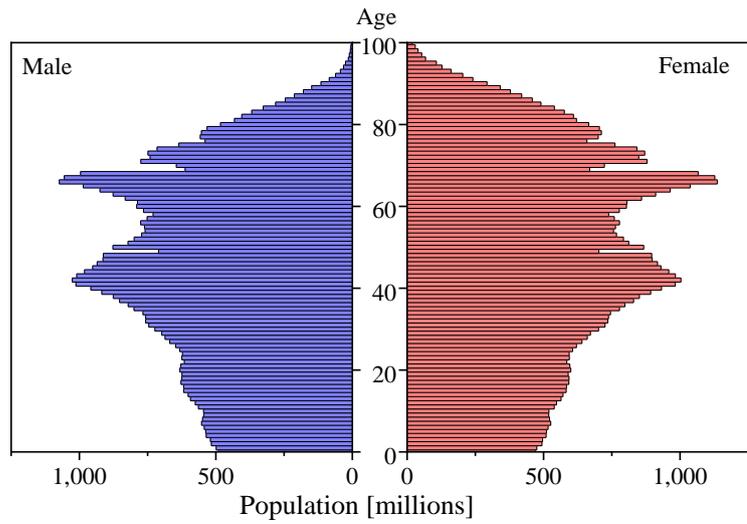
Source : National Accounts main Aggregates Database of United Nations

Fig.1-1 GDP of the Groupe of Seven(G7) in the fiscal year 2016.

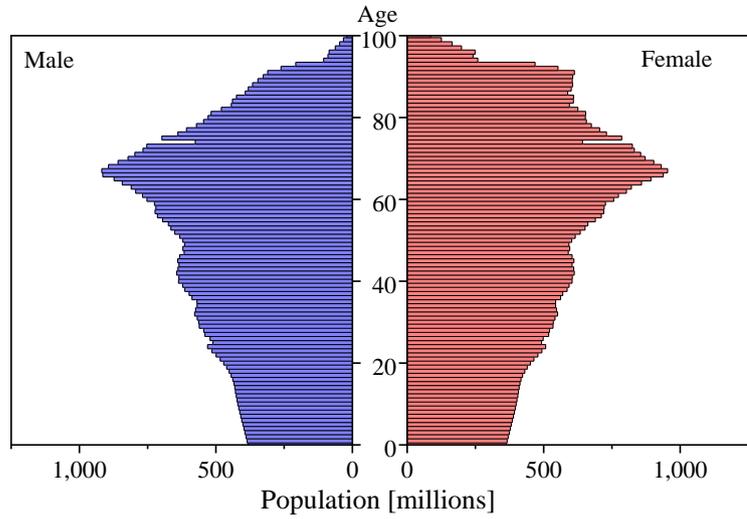


Source : National Accounts main Aggregates Database of United Nations

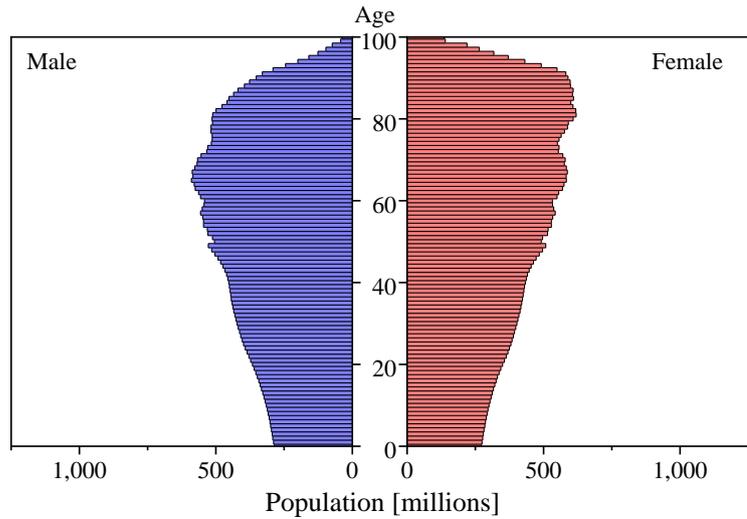
Fig.1-2 The trend of GDP and GDP ratio in Japan.



(a) Statistical data in 2015.



(b) Probable data in 2040.



(c) Probable data in 2065.

Source : The Japan Institute for Labour Policy and Training

Fig.1-3 The population distribution in Japan.

一部の研究では、国際パネルのデータ分析により高齢化、つまり労働人口の減少が一国の貯蓄率、期待成長率に悪影響を及ぼすことを示唆している¹⁻¹⁾。全体人口、労働人口は減少の一途をたどる中、高齢者の割合は今後益々増加することが予想されている。このような社会問題を解決すべく、日本政府は定年延長、定年後再雇用、外国人労働者の積極的な受け入れ等の労働人口確保を目的とした国策を打ち出してはいるものの、その効果は微弱であり、根本的な解決策には至っていないのが現状である。我が国の基幹産業でもある製造業は、GDP と就労人口ともに 2 割程度を占めているが、少子高齢化による労働人口の大幅な減少により、技術・技能を持った人材の確保に一層の厳しさが増すことが容易に想像される。

1.2 生産性向上を目指した戦略

前節で述べた通り、急速なグローバル化や IT (Information Technology) 化で国家間の競争が激化する時代において、我が国の生産性向上は不可欠かつ急務である。そこで、この現状を打破すべく、日本政府は 2013 年から総務省を中心に「ICT 成長戦略」を打ち立てている。広くはアベノミクスの一環であり、ICT (Information and Communications Technologies) 利活用によって広範な分野においてイノベーションを起こすことで国家競争力強化、社会問題の解決を図っている¹⁻²⁾。

ここで、世界の製造業の技術動向に着目すると、ヨーロッパではドイツをはじめとした先進工業国が「IoT (Internet of Things)、モノのインターネット」の分野に積極的に取り組み、「高度技術戦略」と呼ばれるさまざまな研究により技術イノベーションを生み出し、競争力を高めることを目指している¹⁻³⁾。それらの多くの研究を統合して発足したのが IoT を基盤にした「Industry 4.0」プロジェクトであり、その推進がなされ始めている¹⁻⁴⁾。「Industry 4.0」は、第 4 次産業革命を目指すものであり、インテリジェント監視システムや自律システムの開発を推し進め¹⁻⁵⁾、インターネットにより工場内外のモノ (IoT) と連携することで新しい価値やビジネスモデルの実現、さらにはビッグデータを元に自

律的な最適化を可能とする産業を目指すドイツ政府の戦略的施策プロジェクト¹⁻⁶⁾でもある。

我が国においても、サイバー空間とフィジカル空間が高度に融合し、モノ×モノ、ヒト×機械×システム、ヒト×ヒトなど、様々なつながりによる新たな付加価値を創出できる超スマート社会「Society 5.0」を内閣府が提唱している¹⁻⁷⁾。既に、日立製作所や NEC、富士通といった国内大手 IT ベンダーの 3 社からは、IoT プラットフォームが確立されており、効率的なデータ収集や AI による分析などのサービスが展開されているほか¹⁻⁸⁾、電気機器メーカーであるオムロンではあらゆる機器・システムから得られたセンシングデータを、それを必要としている人々に提供し、様々な社会課題の解決のためのデータ流通市場の創設に取り組んでいる¹⁻⁹⁾。このように、IoT・ビッグデータ・人工知能・ロボットといった革新的技術を活用し、次世代の新たな製品・サービスを創出することで継続的な発展を目指している。

1.3 機械加工分野における ICT 利活用

我が国の製造業は 1.1 節でも述べたように、人手不足が顕在化しつつあり、現場力の維持・向上が難しい状態にある。特に中小企業においては、年々人手不足を訴える声が増えつつあり、深刻な経営課題となっている¹⁻¹⁰⁾。しかしながら従来からの賃加工をメインとした収益体制ではその改善は難しく、新たな付加価値の創出が必要となってきた。そこで着目されているのが、前節でも述べたように、近年目覚ましい発展を遂げている ICT の利活用である。製造業に携わる企業の多くが図 1-4 に示すような「スマートファクトリー」に関する技術開発に注目し、製造現場への IoT の適用を進めており、付加価値、生産性の向上に努めている。国内大手工作機械メーカーからは、各地の工場の工作機械の稼働率や生産状況を一括で監視できるシステム¹⁻¹¹⁾が提案され、より効率的な現場運用ができる環境が整いつつある。組み立てやワーク搬送などのために生産ラインに投入しているロボットにおいても、力センサや加速度センサを搭

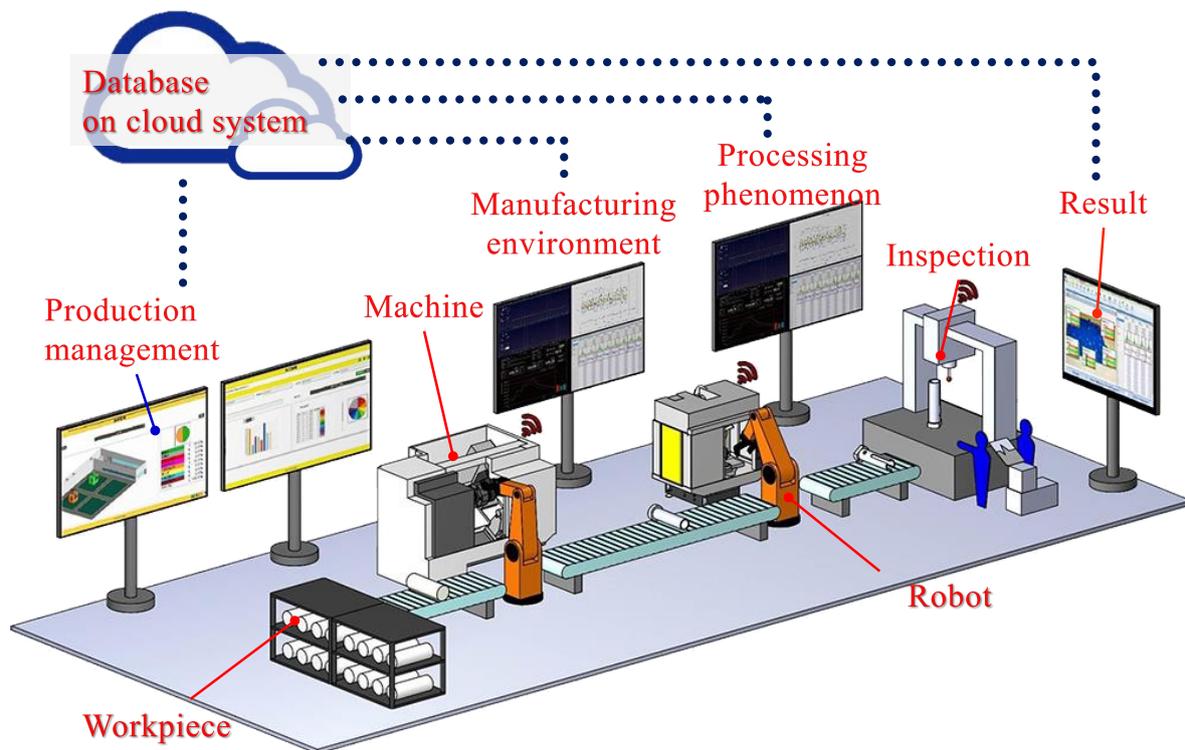


Fig.1-4 Model of Smart Factory.

載することで人との協働が可能になりつつあるほか、ロボットの知能化によって指令通りの動きだけでなく、その場の状況に応じて自律的に判断することが可能になってきた¹⁻¹²⁾。また、工作機械内部やロボットに各種センサを搭載し、閾値を設けて設備の異常を検知することで設備状態を監視し、予知保全を行うシステムの研究開発^{1-13~15)}なども盛んに行われている。そうした背景もあり、「スマートファクトリー」に関する技術は、効率的な生産管理、設備の予知保全、生産ラインの自動化への効果が期待されている。製造業に携わる企業の多くが、人手不足の解消や生産性向上に向けて様々な ICT を有効に活用できる環境にある。

製造現場の「スマートファクトリー化」は生産性向上に大きく寄与することが期待されてはいるものの、十分な自律改善型の工場になるまでは至っていないのが現状である。その最も大きな要因の 1 つは、実際に工具が被削材を加工しているときに生じるトラブルに対応できていないことである。特に、切削加工を行う現場においては様々なトラブル

ル・課題が残っている。例えば、突発的な工具破損である。工具の破損モードは複雑であり、ねじり・曲げ・溶損などが挙げられる¹⁻¹⁶⁾。その破損に至るまでの要因は多岐に及ぶ。その他、工具の異常摩耗・チッピング、加工時のびびり振動の発生により品質不良になってしまうこともしばしばである¹⁻¹⁷⁻¹⁹⁾。そうした不具合は、生産ラインの「チョコ停」や対応する作業員の工数増につながり、工場の無人化ができず、損害が膨らむ原因となっている。他方では、顧客のコストダウンや高精度化への要求に伴って、従来の加工条件の改善を求められている。近年では特に、航空機や医療などの分野においては、耐熱性や生体適合性などを達成するために難削材が使用され、かつ形状が複雑である場合が多い。それに伴って、従来よりも高度な加工技術が求められているが、1.1 節でも述べた通り、熟練技能者のリタイアや人手不足の影響でスムーズに対応することが難しくなっている。

上述の課題を解決し、工場の自動化・無人化を達成するために最も重要なことは、「加工現象の見える化」である。図 1-5 に示すように、従来の工作機械では加工中の振動や音、切屑の変化などの加工情報を現場の熟練オペレータ・技能者が監視し、その状態に応じて加工条件などの変更を手動で遂行していた。しかしながら、切屑の飛散などで加工点に近いところを正確に目視することは難しかった。一方で、近年の工作機械は安全のためにフルカバーが施され、クーラント装置の普及により加工点に大量かつ高圧のクーラントを供給できるようになってきている。それにより従来の方法で加工情報を取得することがより困難となり、加工技術の高度化の障壁にもなっていた。したがって、「加工現象の見える化」の技術の重要性が益々増大し、さらなる高度な自動化に向けては熟練オペレータ・技能者でも困難となった、現象が生じている加工点に近いところでのセンシングが求められる。しかしながら、生産管理や設備の予知保全、人の代わりとなるロボット等により生産プロセスの自動化ができるハード・ソフトは普及しつつあるが、現場で実用化可能かつ加工点近傍での物理量のリアルタイムモニタリングデバイスは無く、それに関する研究もほとんどないようである。

Old traditional machine tools

Recent full covered machine tools



Fig.1-5 Transition of machine tools for cutting.

ここで、加工現象を示す重要な物理量としては、①工具と被削材の間に生じる加工力(切削抵抗)、②加工中に生じる工具または被削材の振動、③工具と被削材の温度上昇(切削温度)が挙げられる¹⁻²⁰⁾。加工力のモニタリングに関しては、圧電型の切削動力計が徐々に普及しており、固定した工具や被削材においては比較的容易にモニタが可能になってきた。また、センサを用いずに工作機械のサーボ情報から加工力を推定する研究^{1-21,22)}もなされている。加工中に生じる振動のモニタリングに関しては、圧電型の加速度センサが比較的安価に入手可能であり、びびり振動現象を中心にして主軸の振動を考察した例などの研究成果^{1-23,24)}に基づき、そのモニタに関する研究¹⁻²⁵⁾も進みつつある。また、加工力同様にセンサを用いずにサーボ情報からの振動検知に関する研究¹⁻²⁶⁾もなされている。切削温度のモニタリングに関しては、サーモグラフィによる被削材、工具表面の温度解析例¹⁻²⁷⁾や、工具の刃先近傍に微細な熱電対を内蔵させ、工具-切屑接触点付近の温度分布を計測した例¹⁻²⁸⁾などが挙げられる。しかしながら、いずれの手法においても常に生産活動を行っている工場での利用は困難であることや、加工点近傍で生じる現象に対してS/N比が十分でない。

1.4 IoT 対応の無線多機能ホルダシステムによる加工現象の見える化

そこで本研究では、「スマートファクトリー」実現のために、マシニングセンタなどを用いる現場でも容易に利用できる加工現象の見える化を可能にした、IoT 対応の工具ホルダシステムを開発する。現場での利用性も考慮し、開発するホルダシステムに無線通信機能を具備させ、取得する加工現象のデータは工作機外に設けた受信機に送信させることでリアルタイムにモニタリングが可能な仕様を検討する。見える化する加工現象としては、1.3 節でも述べている加工中の切削温度および振動を対象とする。切削温度は、一般的な手法である熱電対を工具内部に埋め込み、従来の計測技術である赤外線サーモグラフィとの比較検証を行う。さらに、取得した温度データを基に非定常熱伝導解析を行い、最適な切削条件の検討を行う。振動は、ホルダ内部に加速度センサを搭載し、加工時のびびり振動に対する感度を検討する。さらに、回転方向の振動に対しても感度を持たせ、難削材のタップ加工時の折損時の現象およびエンドミル加工時の振動現象の解明を検討する。また、切削温度と振動の同時モニタにも取り組み、圧電式切削動力計や工作機械サーボ情報との比較・検討を行う。

本研究の構成は次のようになっている。

第1章は、本研究の目的と概要を述べている。

第2章では、マシニングセンタなど回転工具を用いる工作機械を対象として、回転工具から振動および温度の情報を取得するためのワイヤレス多機能無線ホルダシステムの開発に取り組んでいる。さらにその応用として、エンドミル加工中の工具温度のモニタにも取り組み、赤外線サーモグラフィ画像による工具温度のモニタ結果と比較してその精度の検証と有効性を検討している。その上、ボーリング加工中の回転工具座標系で半径方向成分のびびり振動のモニタも試み、その結果に対して再生びびり自励振動の理論に基づき考察も遂行し、加工現象の診断に取り組んでいる。

第3章では、ワイヤレス多機能無線ホルダシステムの振動センサに関する内部回路を改良し、ホルダ内で複数の加速度センサからの出力の加算・減算を具現化すること

で、回転工具座標系で半径方向および回転方向の振動モニタを可能としている。その応用として、難削材のタップ加工中において工具折損の予兆としてステックスリップ振動の検出を試みている。さらにエンドミル加工において、高速切削時に生じる高周波のびびり振動の特徴として回転方向の工具・ホルダ系のねじり振動の検出に取り組んでいる。

第4章では、ドリル加工中に工具内部でモニタした温度に対して、工具先端に熱源を有する非定常伝熱のモデルを導入し、工具の溶損の限界となる切削速度の予測を試みている。さらに皿穴加工中の回転工具座標系で半径方向と回転方向の振動のモニタにより、高速加工時の皿穴加工中に生じる工具の曲げ・ねじり連成のびびり振動の検出にも取り組んでいる。

第5章では、エンドミル加工中に温度および振動の同時モニタを遂行し、びびり振動の発生と工具温度の関係の解明を試みている。さらに主軸および送り軸のサーボ内部情報に基づく加工状態のモニタも遂行し、その結果の比較検討に基づき提案するワイヤレス多機能無線ホルダシステムで取得した振動モニタの有効性について考察している。

第6章は、以上をまとめた本研究の結論を示している。

参考文献

- 1-1) 梅田政徳, 川本琢磨, 酒巻哲朗, 堀雅博, “高齢化とマクロ投資比率”, 内閣府 経済社会総合研究所『経済分析』, Vol.196, (2017), pp.115-133.
- 1-2) 田口敏行, “「スマート・ジャパン ICT 戦略」とビジネス活動”, 静岡産業大学情報学部研究紀要, (2017), pp.165-185.
- 1-3) 北村行信, “ビッグデータと経済分析: Economics 3.0 ?”, 学際“ZERO”号 (2015), pp.8-17.

- 1-4) 宇都木契, 前川卓也, 田中哲雄, “ビッグデータ活用技術(活用動向, 基盤・手法, 提供価値)”, 電気学会論文誌 C(電子・情報・システム部門誌), Vol.135, No.6 (2015), pp.564-569.
- 1-5) 西岡靖之, “ボーダレス時代における「つながる工場」のための自律分散プラットフォーム”, システム/制御/情報/, Vol.59, No.3 (2015), pp.94-100.
- 1-6) 山本広則, “シーメンスにおけるインダストリー4.0 の取組み”, 標準化と品質管理, Vol.68, No.10 (2015), pp.14-18.
- 1-7) 内閣府総合科学技術イノベーション会議, “第5基科学技術基本計画”, (2016).
- 1-8) 山田直史, 高島洋典, 木村康則, “超スマート社会(Society5.0)実現に向けて”, 情報管理, Vol.60, No.5 (2017), pp.325-334.
- 1-9) 歌代豊, “IoT-ビッグデータ-AI 時代の企業戦略とビジネス革新”, 経営情報学会全国研究発表大会要旨集, pp.146-149.
- 1-10) 日本商工会議所, “地域・中小企業における IT・IoT 等の活用推進に関する意見”, (2018).
- 1-11) 日刊工業新聞 2015年11月12日, “ヤマザキマザック, スマートファクトリー提案 -工作機械ソフト刷新 IoT 対応を強化”.
- 1-12) 上野浩, “工作機械の知能化技術”, システム/制御/情報, Vol.61, No.3 (2017), pp.107-112.
- 1-13) 木村大作, 山縣謙一, “IoT 時代のスマート設備管理を目指す操業ビッグデータを活用したオンライン異常予兆検知システムの開発”, Technical Review, (2016), pp.9-15.
- 1-14) 榊原伸介, “知能ロボットによる工場自動化と IoT, AI 活用について”, システム/制御/情報, Vol.61, No.3, pp.101-106.
- 1-15) 伊藤一夫, “電力監視を基にした工作機械の診断技術”, 精密工学会誌, Vol.83, No.3 (2017) 14-219.

- 1-16) 藤澤政泰, “機械孔加工の極限”, 精密工学会誌, Vol.78, No.6 (2012), pp.448-452.
- 1-17) 河原弘樹, 吉村博仁, 渡邊昌英, “プリント配線板の小径穴あけ加工における工具摩耗が加工穴品質におよぼす影響”, 北陸信越支部総会・講演会講演論文集, Vol.54, (2017), F043.
- 1-18) 山田保之, 青木太一, 田中裕介, 脇平浩一郎, “コーテッド超硬工具による高硬度材の切削”, 日本機械学会論文集(C 編), Vol.60, No.577 (1994), pp.14-18.
- 1-19) 近藤英二, 太田博, 川合忠雄, “旋削材に発生する再生びびり振動の検知”, 日本機械学会論文集(C 編), Vol.59, No.567 (1993), pp.27-32.
- 1-20) 山根八州男, 関谷克彦, “難削指数による難削性の評価”, 精密工学会誌, Vol.70, No.3 (2004), pp.407-411.
- 1-21) 藤嶋誠, 垣野義昭, 松原厚, 佐藤智典, 西浦勲, “知能化工作機械によるドリル加工に関する研究(第1報)”, 精密工学会誌, Vol.66, No.11 (2000), pp.1792-1796.
- 1-22) 柿沼康弘, “センサレス切削力計測技術とその応用”, 精密工学会誌, Vol.83, No.3 (2017), pp.210-213.
- 1-23) E. Kuljanic, G. Totis, M. Sortino, “Development of an intelligent multisensor chatter detection system in milling”, Mechanical Systems and Signal Processing, Vol.23 (2009), pp.1704-1718.
- 1-24) L. Wang, M. Liang, “Chatter detection based on probability distribution of wavelet modulus maxima”, Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, Vol.25 (2009), pp.989-998.
- 1-25) 千田治光, “工作機械の知能化の現状と加工事例”, 精密工学会誌, Vol.78, No.9 (2012), pp.748-751.

- 1-26) 小池綾, 柿沼康弘, 青山藤詞朗, 大西公平, “エンドミル加工における外乱オブザーバを用いたセンサレスびびり振動検出技術の開発(第2報)”, 精密工学会誌, Vol.81, No.7 (2015), pp.692-698.
- 1-27) 新堂正俊, 松田亮, 児玉紘之幸, 廣垣俊樹, 青山栄一, “赤外線サーモグラフィ画像の解析に基づくエンドミル加工温度の解明”, 砥粒加工学会誌, Vol.58, No.7 (2014), pp.457-462.
- 1-28) Shinozuka, J., JAHARADAK, Binti, H., “Measurement of the temperature distribution at the tool-chip interface by using a cutting tool with seven pairs of built-in micro Cu/Ni thermocouples”, Advanced Materials Research, Vol.1136, (2016), pp.586-591.

第2章

回転工具の温度および振動加速度のモニタ に向けた無線ホルダシステムの開発

2.1 緒言

前章でも述べたように近年、日本の次世代の製造業を支える産業として航空機や医療などが注目されてきている。当該分野の部品は高い耐熱性や生体適合性などを達成するための難削材である場合が多い。したがって、それらの製造現場において、難削材のエンドミル加工およびその品質を保証するための技術開発のニーズが増大してきている。しかしながら、回転工具を用いるエンドミル加工において、現場で容易に切削温度をセンシングしながら加工条件を設定することや、さらに加工時の温度を保証することは難しい状況にある。またびびり振動など加工時の動的な現象による加工面の品質を保証するのも難しい状況にある。

そこで先行研究²⁻¹⁾として、新たにエンドミル等の回転工具のホルダにワイヤレス無線通信機能を付加したスマートモニタに向け、赤外線サーモグラフィを用いた赤外線画像による加工現象の診断手法を提案し、エンドミル加工の状態診断への応用がなされ、その適用範囲も拡大してきている。また従来、エンドミル加工における切削温度のセンシングとしては、骨材を被削材として工具側を赤外線サーモグラフィ熱画像、被削材側の内部温度を熱電対で計測して評価した例²⁻²⁾や、難削材を被削材として光ファイバ型2色温度計で被削材側から工具逃げ面の表面温度を評価した例²⁻³⁾などもある。しかしながら、回転するエンドミル工具の内部温度と表面の温度を同時に直接評価して、工具側への入熱量を考察した例はほとんどないようである。またびびり振動に関する研究例²⁻⁴⁾は多くなされているが、加工時のびびり振動を回転する工具座標系で状態診断した研究もないようである。

そこで本章^{2-5), 2-6)}では, 工具内部の温度および回転する工具座標系上での振動をそれぞれ切り替えて計測可能とする機能を有する無線式多機能ホルダシステムを新たに開発し, その有効性を検討する. 先行研究²⁻⁷⁾ではステンレス鋼の多点の加工温度に着目してそのモニタ精度を検討した. 本章では, 特に多機能性の拡張を目指して, ホルダ内の回路を共用しながら異なる加工現象(工作物は炭素鋼で共通化)のモニタに取り組む. 最初はエンドミル加工を対象にして, 高速度赤外線サーモグラフィによる工具刃先温度の表面温度と工具内部のモニタ温度の関係を考察する. 次に, 切り替えで回路を共用しながらボーリング加工を対象にして, びびり振動の検出と加工面の品質について考察を遂行する. それらの結果より, 無線回路のサンプリング周波数の限界を共用しても, 十分に有用なモニタが可能であるかどうかを検討する.

2. 2 実験方法および提案する手法

2. 2. 1 エンドミル加工時における工具温度分布の評価

実験時の様子を図 2-1 に示す. 使用した工作機械は, 立型マシニングセンタで, その主軸に無線式ホルダにてエンドミルを把持した. エンドミル工具(OSG 社製 WXL-2D-DE)は, 2 枚刃, ねじれ角 30°, TiAlN コートを用いた. 工具直径 10 mm である. 工具直径に対する工具の突き出し長さの比は 3 とした. 被削材は材質 S50C(寸法 25×50×100 mm)とし, マシニングセンタのテーブルに設置した切削動力計(kistler 社製 9272)に固定した. 被削材の 1 辺を 1 パスとして, 実験における工具中心の切削長は 100 mm/パスとした. クーラントは加工後の切りくずの再巻き込みを防ぐために圧縮空気を吹き付けるドライエア法を用いた. エアーノズル先端から工具までの距離は 25 mm になるように設置した. 加工条件は, 切削速度を 20,40,60 m/min の 3 条件に設定し, その他の項目については一定とし, 1 刃あたりの送り量 0.05 mm/tooth, 軸方向切込 12 mm, 径方向切込 0.3 mm に設定した. 上記の条件にて, 無線式ホルダによる工具内部温度, 赤外線サーモグラフィによる工具表面温度および切削動力計による

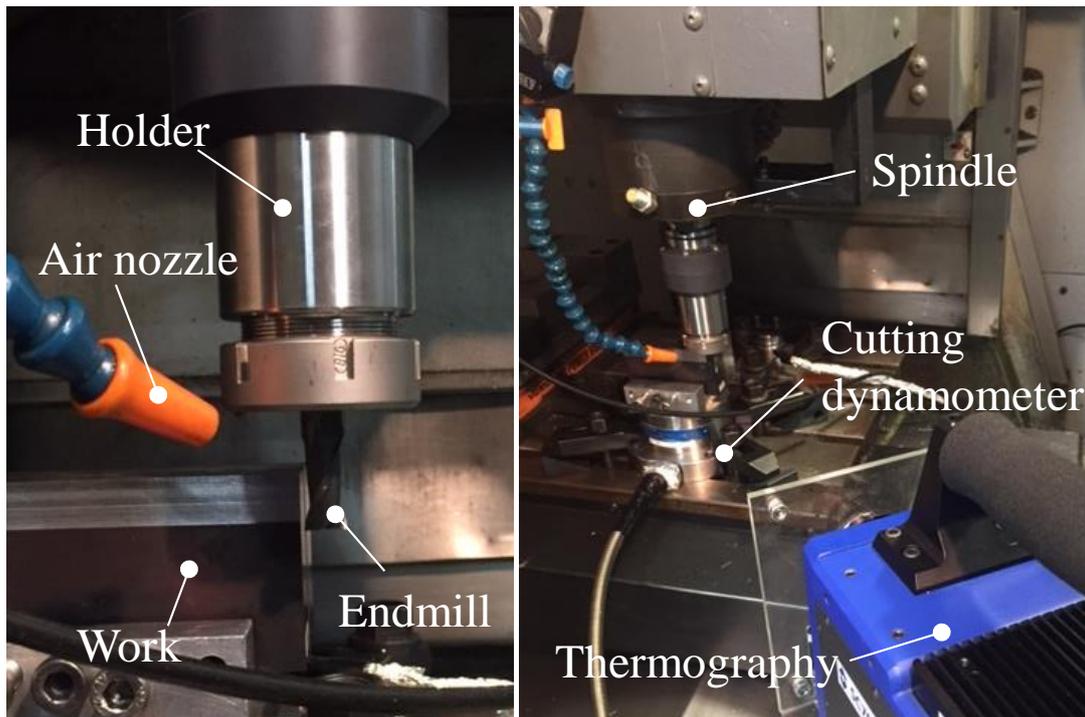


Fig.2-1 Picture of setup for endmill processing.

切削抵抗の同時測定を行い，エンドミル加工現象を評価した．切削抵抗は，切削速度 3 条件ともほぼ同等の値を示すことを確認した．

2. 2. 2 ボーリング加工時におけるびびり振動評価

実験時の様子を図 2-2 に示す．工作機械は立型マシニングセンタで，内部に直交 3 軸方向に感度を持つ加速度センサを搭載した無線式ホルダにてボーリングバーを把持した．ここで，工具側の回転座標系として X_m , Y_m , Z_m とする．ボーリングバーのローアウェイチップの刃先は X_m の向きと合わせてセッティングした．加工径は 20 mm に調整し，加工径に対する工具の突き出し長さの比は 6 とした．被削材は材質 S50C (寸法 250×200×30 mm) とし，マシニングセンタのテーブルに切削動力計(kistler 社製 9255B)を設置し，動力計上に固定した．貫通穴加工にするため，被削材底面に図 2-2 右図のように 5 mm の空間を設けた．したがって，加工深さは 25 mm である．クーラントは不水溶性切削油を外部から給油した．加工条件は，一回転送りを 0.08 mm/rev,

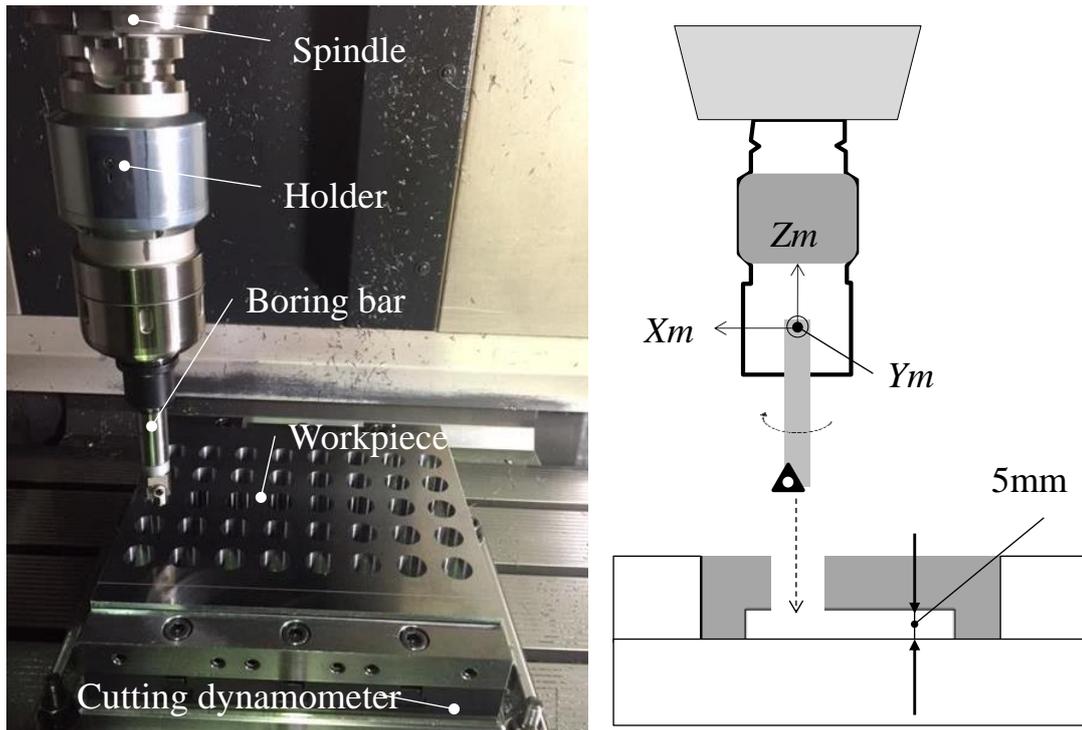


Fig.2-2 Picture of setup for boring processing and overview.

径方向切込を 0.1 mm とし，切削速度を変化させてびびり振動の検出を行った。

2. 2. 3 ボーリング加工時におけるびびり振動の基礎理論

加工時に生じる振動としては，強制振動および自励振動がある．ボーリングバーによる中ぐり加工は連続切削であるので，加工時に問題となるのは後者の一種である再生型のびびり振動である場合が多い．刃先の設定切込みを h_0 ，現在の刃先の位置を $x(t)$ ，主軸の回転周期を T として1回転前の加工面は $x(t-T)$ ，背分力方向の工具支持剛性を k_{xm} ，実切込みを $h(t)$ として，再生型のびびり振動の基本モデルを図 2-3 に示す．

工具と工作物の単位接触面積当たりの比切削抵抗を k_c ，図 2-3 の紙面に垂直な方向の切削幅を w_c ，と工具に加わる背分力 $f_c(t)$ は次式となる．

$$f_c(t) = k_c w_c \{h_0 + x(t - T) - x(t)\} \quad (2-1)$$

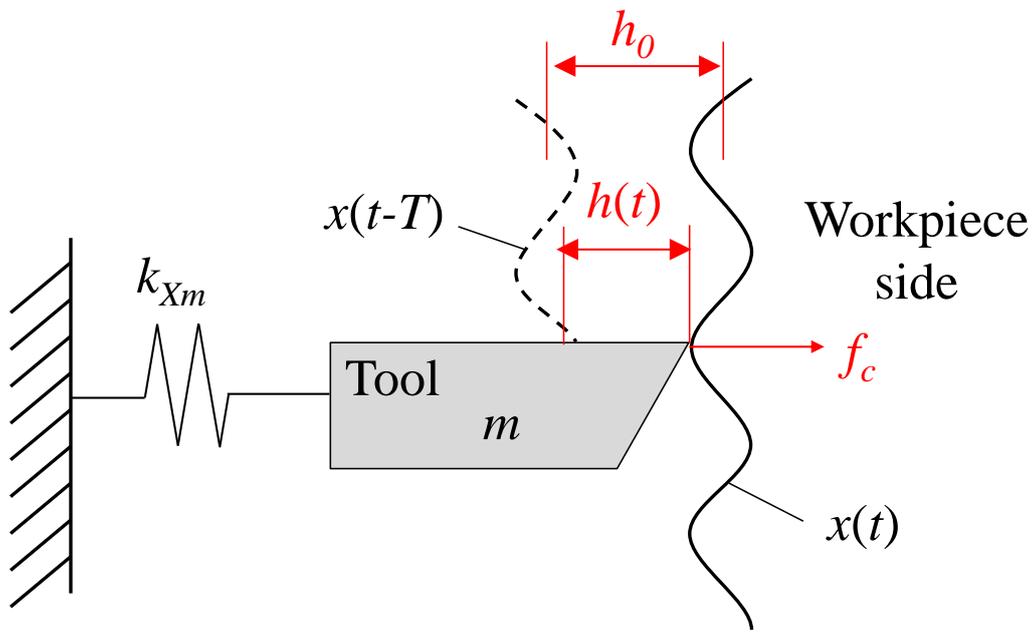


Fig.2-3 A basic model of a regenerative chatter vibration.

工具系の質量を m , 減衰係数を c とすると, 工具の運動方程式は

$$m d^2 x / dt^2 + c dt / dx + k_{xm} x = f_c(t) \quad (2-2)$$

となる. テイラー展開により $x(t-T) = x(t) - T dx / dt$ と近似すると,

$$m d^2 x / dt^2 + (c - k_c w_c T) dt / dx + k_{xm} x = 0 \quad (2-3)$$

となり, $(c - k_c w_c T) < 0$ で不安点振動を生じる. 図 2-3 をある加工中のある瞬間とすると, 工具刃先から生じる主な背分力は図 2-2 中の Xm 方向と考えられる. 厳密には $Z(Zm)$ 方向にも振動が生じる可能性があるが, 一般にボーリングバーの $Z(Zm)$ 方向の支持剛性は高く, 自励現象が生じる場合は少ない.

2. 2. 4 高速ビデオ赤外線サーモグラフィによる工具表面温度計測

エンドミル加工現象を高速度ビデオ赤外線サーモグラフィでモニタするための配置図を図 2-4 に示す. エンドミル加工の側面切削 ($X-Y$ 平面内でダウンカット時) を対象とした. 使用したマシニングセンタは X 軸, Y 軸テーブル移動型であるので, $X-Y$ 平面

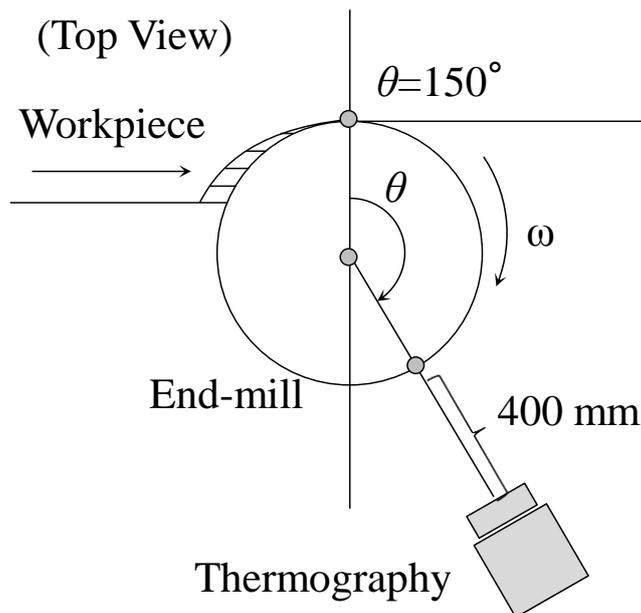


Fig.2-4 Schematic diagram for monitoring endmill processing phenomenon by infrared thermography.

内の運動による加工において、エンドミル工具は回転のみで移動していない。赤外線画像は工作物の進行方向の法線に対して 150° 方向から赤外線サーモグラフィで撮影した。撮影の鉛直方向 (Z 方向) の高さは、エンドミルとほぼ同一とした。撮影に使用したサーモグラフィは FLIR Systems 社製 SC7000 で、温度分解能は 0.02°C 、受光素子はインジウムアンチモン (InSb)、 640×512 画素、検出波長 $1.5 \sim 5.1 \mu\text{m}$ である。露光時間 $588 \mu\text{s}$ 、 500 枚/s の連写にて1パス加工を記録した。尚、使用したエンドミル工具 (OSG 社製 WXL-2D-DE) の放射率は 0.6 である²⁻¹⁾。

2. 2. 5 無線式ホルダによる工具内部温度と振動計測方法

エンドミル工具の内部温度は熱電対を埋め込み計測する。その概略図を図 2-5 に示す。熱電対挿入用の穴は工具シャンク部中心に細穴放電加工を施し、エンドミル先端から 2 mm の深さまで $\phi 1 \text{ mm}$ の穴を開け、同径の K 型シース熱電対を挿入した。シース内の素線径は $\phi 0.2 \text{ mm}$ でスポット径は $\phi 0.3 \text{ mm}$ である。またシース外面と穴内

面の間には導電性樹脂を封入して熱の授受を向上している。ホルダ内部に設置された熱電対の電圧の増幅器, A/D 変換器, マイクロコントローラ, および発振器により無線でデータ収集用 PC へ送信 (30 Hz) し, 工具内部温度を計測した。

振動計測用ツールの概略図を図 2-6 に示す。ホルダ内で A/D 変換器, マイクロコントローラ, および発振器は熱電対の場合と共用とした。ホルダ内のゲージラインより 93 mm の回転中心に直交 3 軸の加速度センサを設置して振動加速度を計測した。加速度センサ本体は最大 1300 Hz の周波数まで計測可能であるが, 送信のサンプリング周波数は 30Hz となる。そこで A/D 変換の前処理にはオペアンプを基本とするアナログ演算回路を構成して, 振動加速度の波形の交流平均値で受信するようにした。すなわち, その処理は加速度センサからの出力の $a_0(t)$ とするとして, その絶対値 $a(t)$ に変換後は次式であらわされる。

$$a_m(t) = (1/t_0) \int_0^{t_0} a(t) dt \quad (2-4)$$

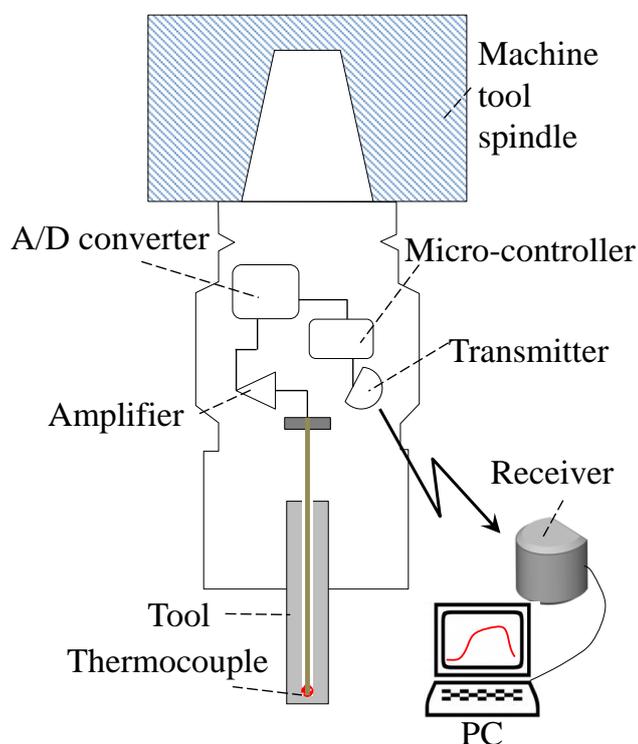


Fig.2-5 Schematic diagram of a wireless communication holder system with monitoring a temperature in processing.

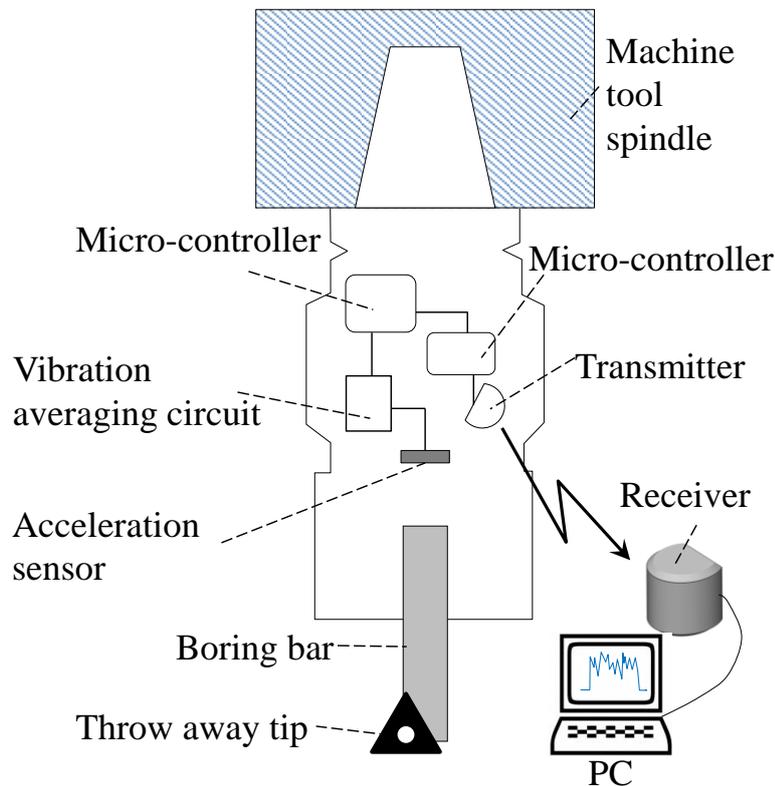


Fig.2-6 Schematic diagram of a wireless communication holder system with monitoring a vibration in processing.

平均化する積分時間 t_0 は 0.1 s とした。したがって、振動加速度の片振幅の $(2/\pi)$ 倍の値が出力されるようにした。ボーリングバーに取り付けたスローアウェイチップ刃先(加工点)は、回転中心の直交 3 軸の X 軸と一致させて回転座標系の半径方向の成分 X_m として取得した。すなわち、水平面内で X_m 方向に直交する方向を Y_m とし、鉛直成分を Z_m とした。

2. 3. モニタ結果および考察

2. 3. 1 赤外線温度モニタ画像の解析

エンドミル加工時の赤外線温度モニタ画像例を図 2-7 に示す。エンドミルすくい面の温度や切り取られた直後の切りくずの温度および光沢のある加工面に反射した工

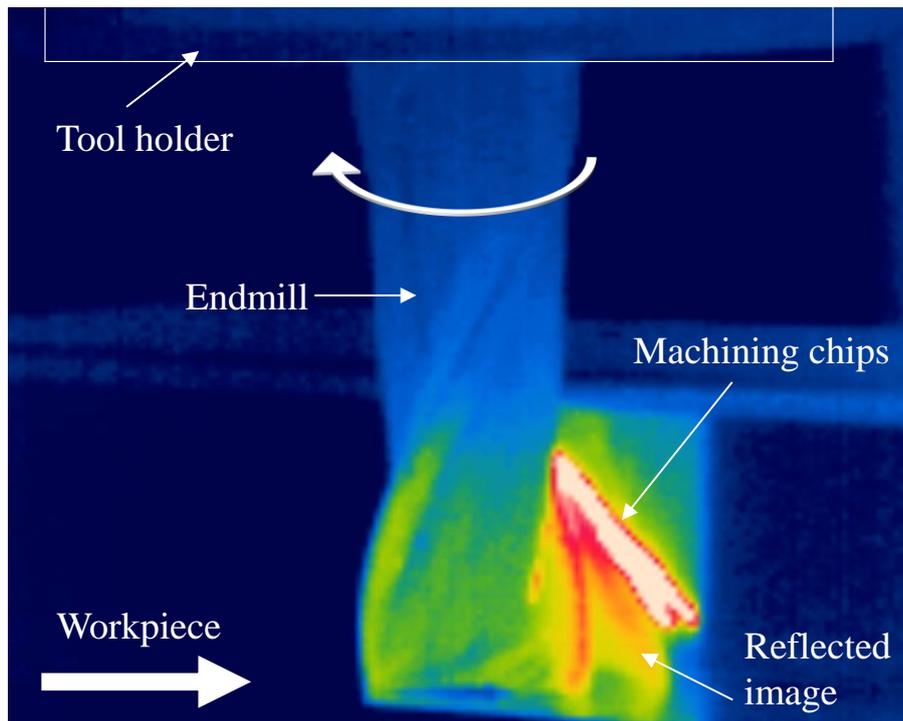


Fig.2-7 Infrared imagery of endmill processing.

具逃げ面側の温度などが鮮明に映し出されており、それぞれの放射率の変化を考慮しながら評価を遂行すれば詳細な温度解析が可能であることがわかる。

底刃から 2 mm の位置のエンドミル側面の切刃が切削を終えた瞬間の時刻の角度を回転角度 0°と定義し、工具先端から 2 mm の位置における 1 パス(100 mm)加工中の回転角度 60°の工具表面(すくい面, 逃げ面, 工具中心付近)温度の時間変化を各切削速度で読み取った。その結果を図 2-8 に示す。各表面は同時刻で読み取った。回転角度 60°の時、実際の逃げ面は隠れてしまっているが、被削材の加工面に反射した像から読み取った。切削時間経過につれて工具表面温度は上昇し、ある温度で熱平衡状態に収束している様子がわかる。切削速度の上昇に伴い温度が上昇している様子もわかる。図 2-7 の赤外線温度モニタ画像からも読み取れるように、切屑が画像中で最も温度が高い。工具表面温度において切屑接触による影響はすくい面が最も大きく、その様子を捉えていることも確認できる。エンドミルが回転する間のすくい面温度変化を図 2-9 に示す。図中の点線は冷却過程を一次遅れ系と仮定して引いたもの

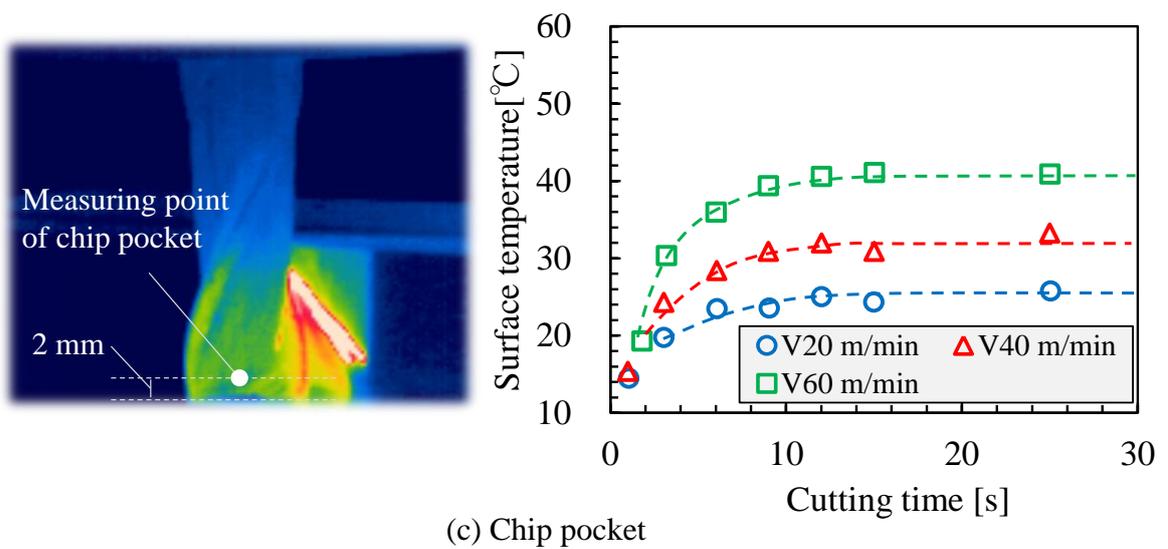
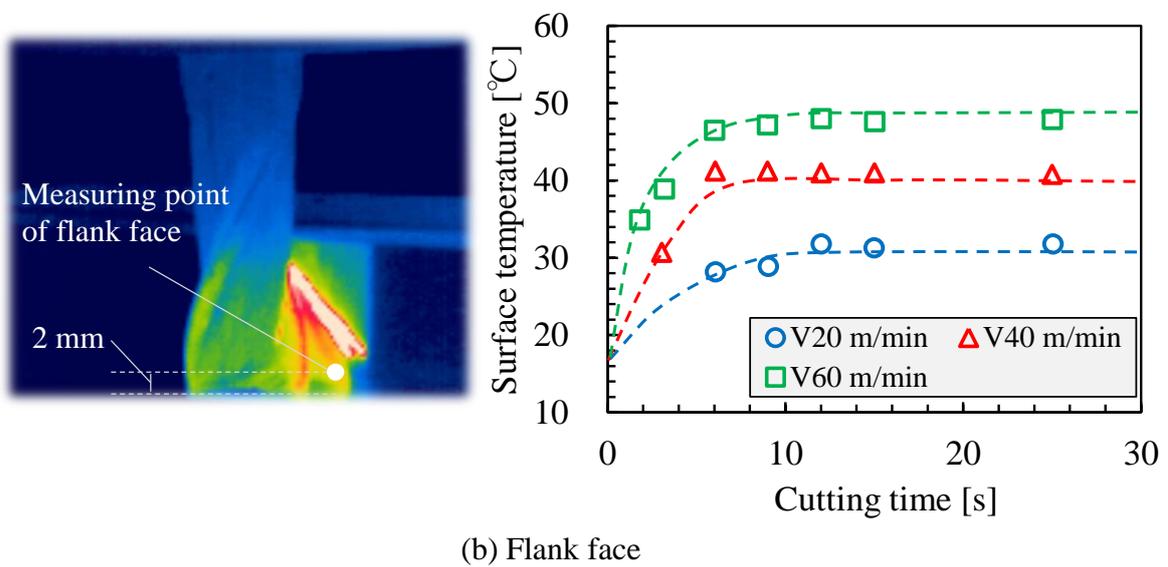
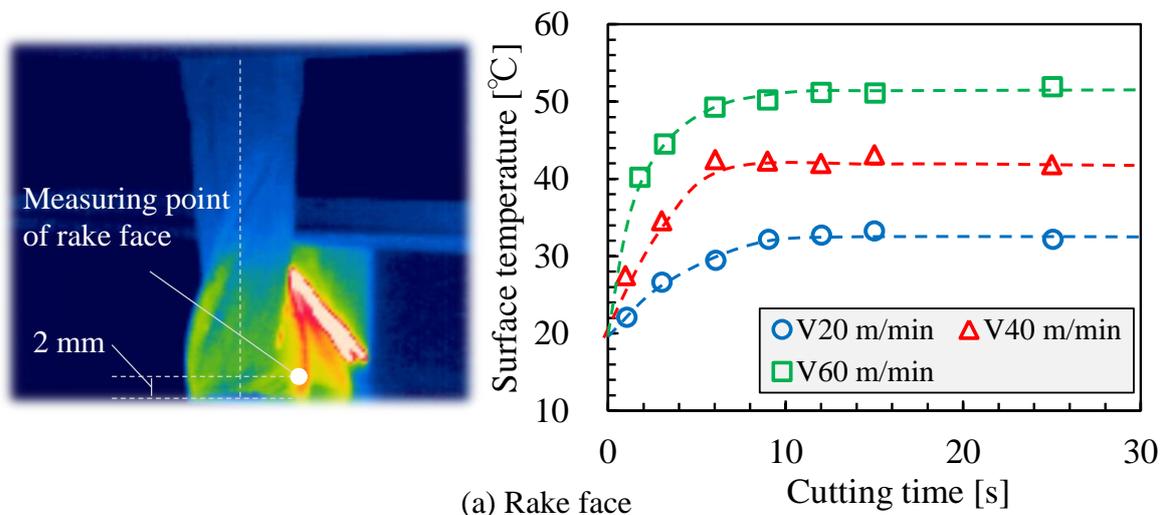


Fig.2-8 Monitor of surface temperature by an infrared thermography.

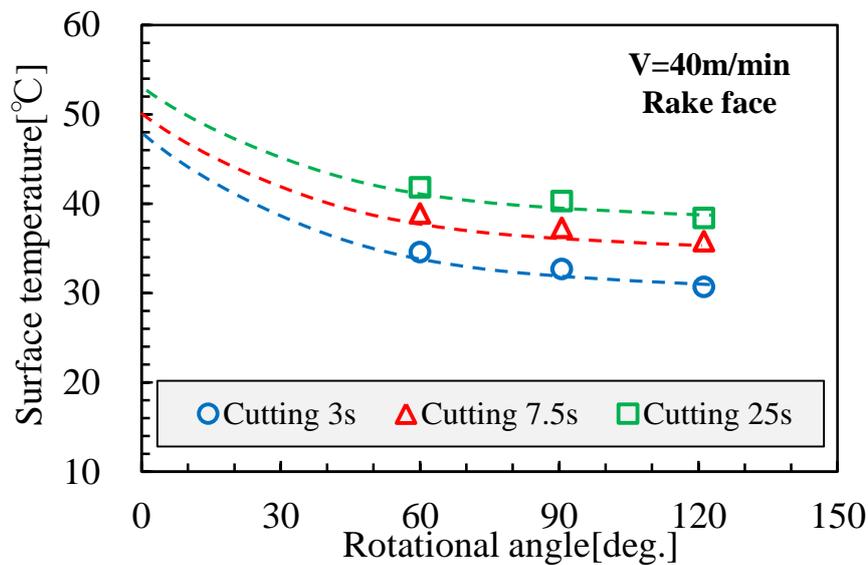


Fig.2-9 Temperature changes on rake face of the endmill in a rotation.

である。回転角度 0°とは、エンドミル底刃から 2 mm の位置にある切刃が切削を終了した時点を表している。切削速度 40 m/min においては赤外線画像 1 フレームあたり 15.29°回転し、フレーム間の時間は 2 ms というわずかな時間であるが、すくい面の温度が変化している様子が確認できる。すくい面は接触による加熱とエアリーによる冷却が周期的に繰り返される非定常伝熱状態にあり、その時間的な温度変化を読み取れることから工具への入熱を考察するにあたり有効な手段であることがわかる。

2. 3. 2 工具内部温度の考察

無線式ホルダの熱電対による工具内部温度の計測結果を図 2-10 に示す。工具内部温度の時間変化は図 2-8(c)のチップポケット底部(円周からみて中心方向に最も深い部分)の表面温度の変化と比較し、その値はほぼ一致していることがわかる。一方、それぞれの切削速度で切削開始から十分な時間が経過した収束温度を比較すると、切削速度が高い(60 m/min)場合は工具の内部と表面は一致しているが、切削速度が低い(20 m/min)場合では両者に若干の差が見られる。すなわち、切削速度が高い場合は工具軸方向の温度勾配が大きく顕著になり、工具中心から工具のチップポケット

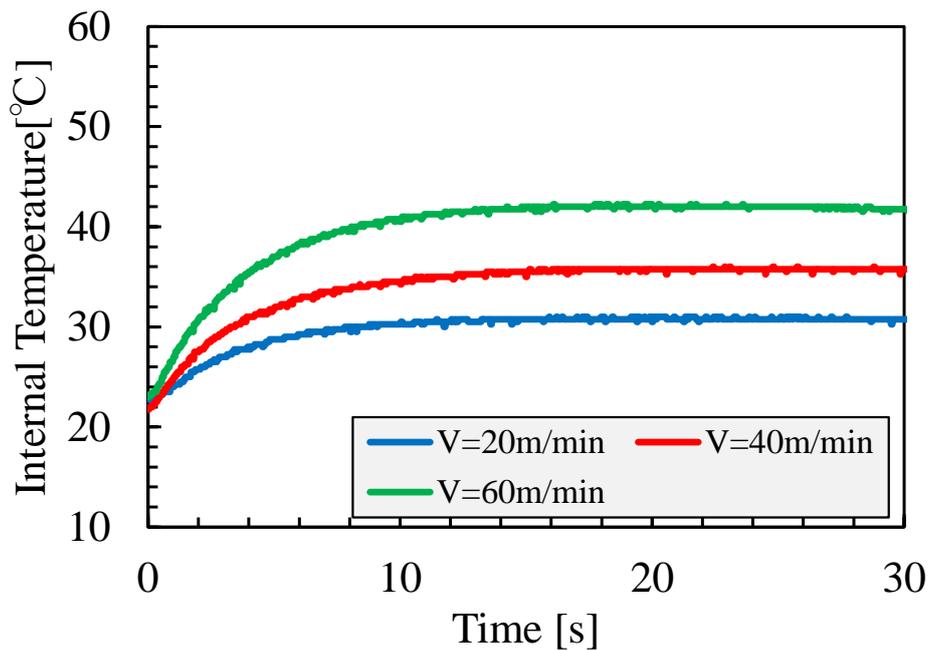


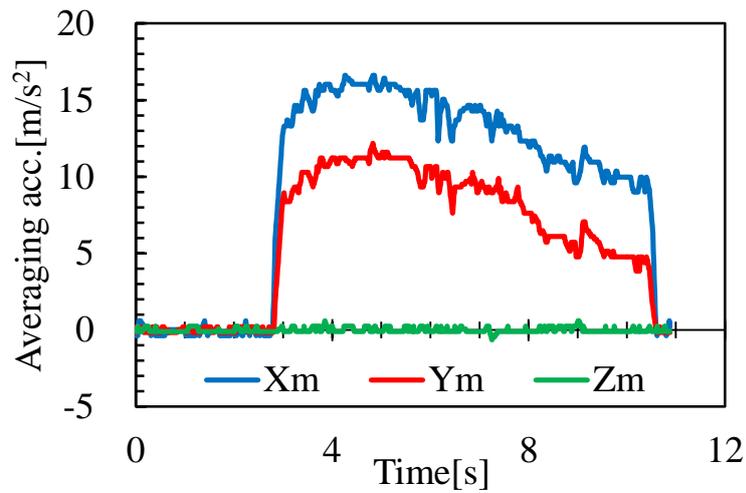
Fig.2-10 Internal temperature change of endmill.

表面方向に向けて半径方向に温度勾配は検出できないほど小さくなった。

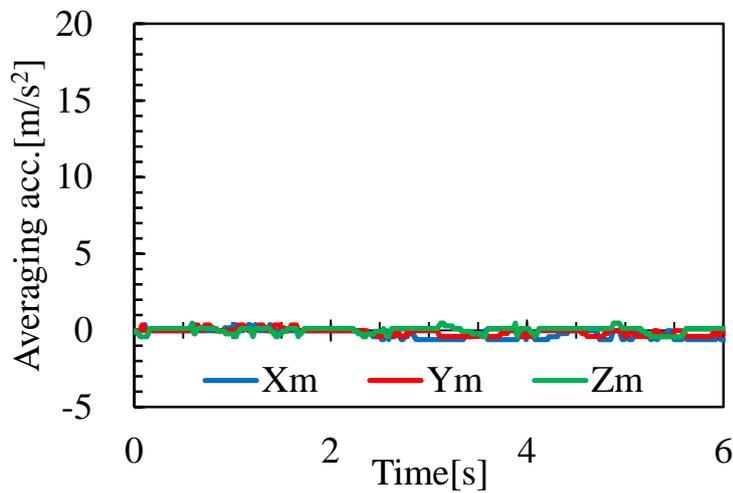
一方で、切削速度が低い場合はその方向にわずかではあるが温度勾配を検出できた。切削速度の違いは、主に加工点からの入熱量の差と考えられる。したがって、切削速度が高くて刃先における入熱量が十分に大きな場合は半径方向よりも軸方向の温度勾配が顕著な状態で熱平衡に達するが、切削速度が低くて入熱量が小さな場合には半径方向の温度勾配が相対的に顕著に表れることも示された。これらの現象は切削速度の差による入熱量の差だけでなく、工具摩耗の進行による入熱量の差でも生じると考えられ、今後の工具の摩耗状態の監視などに対しても有効となる可能性も示唆できる。

2. 3. 3 ボーリング加工時のびびり振動モニタ結果

無線式ホルダによる振動加速度計測結果を図 2-11 に示す。ボーリングバーのローアウェイチップの刃先は、2.2.5 節でも述べたようにホルダ内部の回転中心に設置されている加速度センサの直交 3 軸内の X_m の向きと合わせて、回転座標系で工具半



(a) $V=150$ m/min.



(b) $V=267$ m/min.

Fig.2-11 Averaging acceleration in boring process.

径方向の背分力に起因する振動成分を検出するようにしている。切削速度を変化させ、びびり振動が生じた切削速度が 150 m/min、びびり振動が生じず、安定して加工ができた切削速度が 267 m/min であった。図 2-11(a)より、切削速度 150 m/min ではびびり振動が生じたことで工具がXY平面で振動し、振動加速度を検知している様子がわかる。とくにチップを取り付けた Xm 方向、背分力方向が大きくなっており、いわゆる再生型びびり振動の理論と一致している。その一方で主分力方向である Ym 方向も検出しており、その支持剛性を kYm とすると、断面が異方性のない円のバーであるのでそれは背分力方向の支持剛性 kXm とも等しく両者の固有振動数は同一と考えられ、両方

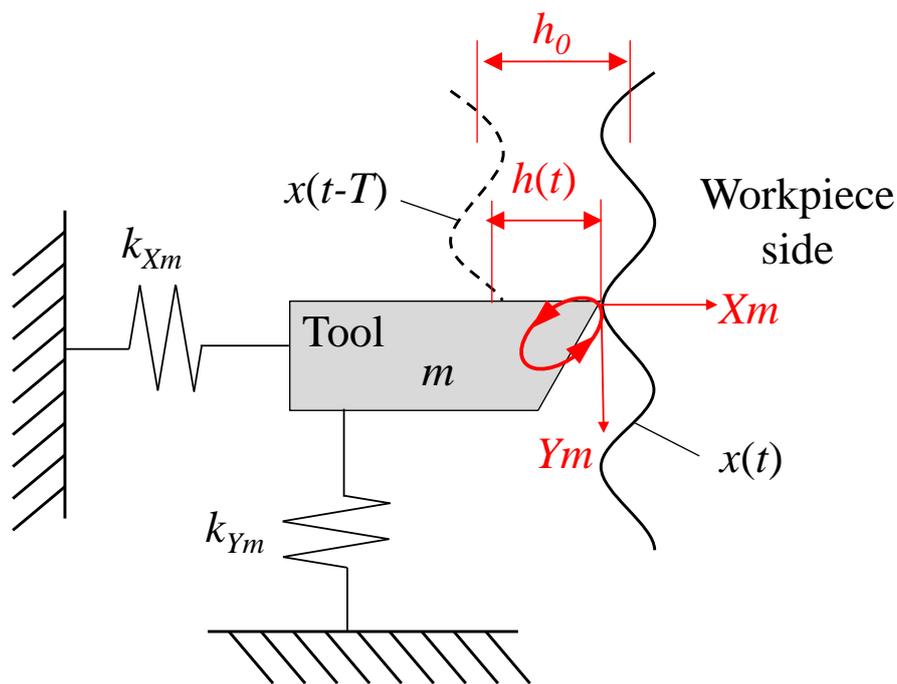
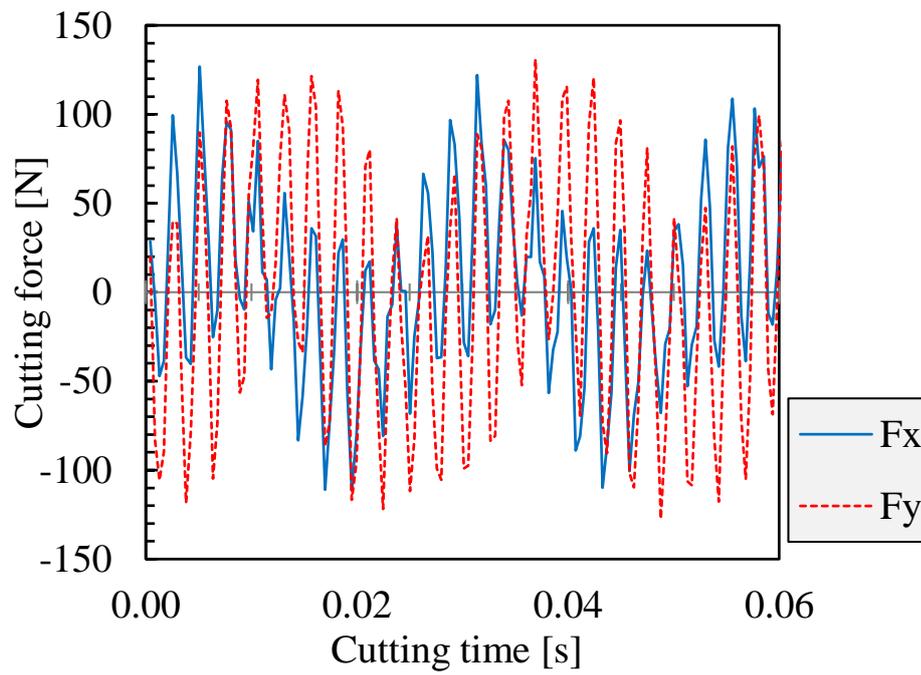


Fig.2-12 Locus of cutting edge in boring processing.

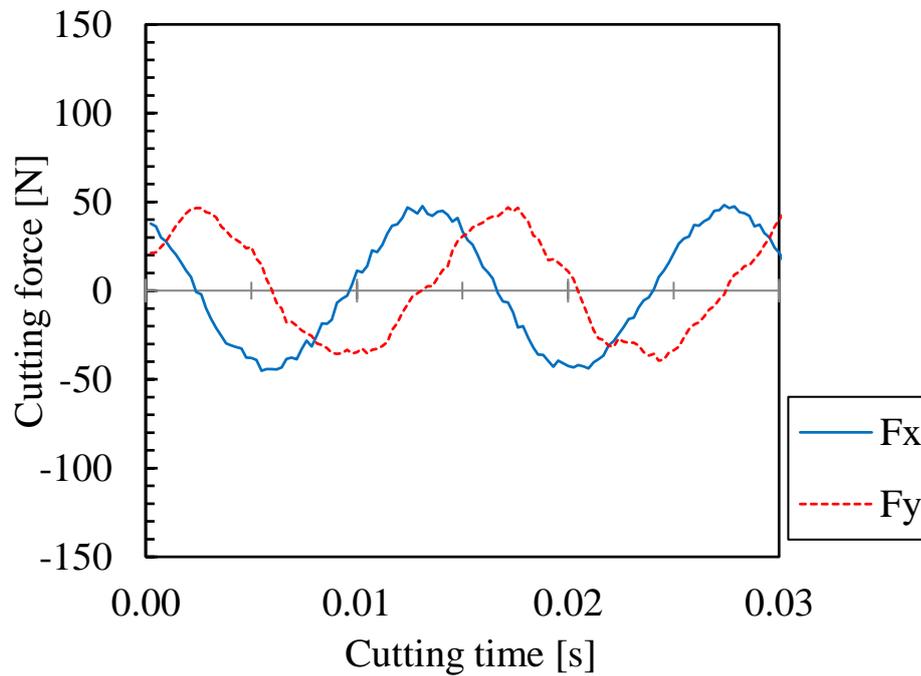
向の振動周波数が等しいとすると、**図 2-12** に示すようにチップ刃先の回転の軌跡は何かの楕円運動をしている可能性が高いことがわかる。さらに加工開始時は再生びりの基本どおりに背分力方向 (X_m 方向) に大きな振動が生じているが、次第に主分力方向 (Y_m 方向) との連成振動が生じて両者の比率が変化する様子も確認できる。すなわち、びり振動の開始から振動の成長の様子がモニタでき、加工状態の監視に有効な情報となるものと考えられる。一方で**図 2-11(b)**より、切削速度 267 m/min においては、加工開始から終了まで加速度を検出せず、刃先は単純に主軸回転で XY の水平面内の等速円運動をしているだけであり、その場合にはセンサは加速度を検出していないこともわかる。したがって、本システムはびり振動が生じたときに、その基本原理に基づく振動加速度のみを検出できることが示された。

2. 3. 4 ボーリング加工時の切削抵抗とびり振動の関係

ボーリング加工時における切削動力計で計測した切削抵抗波形を**図 2-13** に示す。波形を詳細に解析するため主軸の回転 2 周期分の表示になるよう時間軸を調整して



(a) $V=150$ m/min.



(b) $V=267$ m/min.

Fig.2-13 Cutting force in boring processing

いる。無線式ホルダの回転座標系とは違い、切削動力計の座標系は工作機械のテーブルに固定のため、ボーリング加工でびびり振動が生じなければ切削抵抗波形は主軸の回転周期を基本とした正弦曲線を描く。図 2-13(b)の切削速度 267 m/min はその様子を表している。一方、びびり振動が生じた切削速度 150 m/min の切削抵抗の図 2-13(a)の波形は主軸の回転周期上に高周波のびびり振動周期が重なっていると考えられ、その山間の時間よりびびり振動周期は 370~380 Hz 程度であることが確認できる。これは、加速度センサの検出周波数の範囲内の成分である。ここで、工作機械にボーリングバーが取り付けられた状態での単体を加振して曲げ振動を調べた固有振動数は 360 Hz であった。本加工において生じたびびり振動は、再生型びびり振動理論に基づくものであり、固有振動数より少し高い周波数で実びびり振動が生じると考えられる。すなわち、本現象は妥当な結果であるといえる。しかしながら、動力計からの波形ではびびり振動の主分力方向および背分力方向の分離は難しく、工具座標系におけるびびり振動のモニタにより常態的にその監視が可能であることが示された。

図 2-13(a)のびびり振動周期は 370~380 Hz 程度であることが確認できたので、 F_x 、 F_y の振動成分のみをバンドパスフィルタで抽出し、両者の合力 F_c は

$$F_c = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (1)$$

で算出した。合力 F_c と図 2-11(a)の X_m 、 Y_m の時間変化を比較すると、図 2-14 に示すように、両者は加工開始初期から良く一致しており、終期に向かうにつれ切削抵抗 (F_c) は小さくなるが、検出された加速度 (X_m 、 Y_m) も減衰している。すなわち、切削抵抗の振動波形とも傾向が一致しており、その面からも無線式ホルダで計測した加速度は妥当であるといえる。さらに図 2-11(a)において、加工初期のびびり振動は背分力方向に振動加速度が 15 m/s² 程度、主分力方向に 10 m/s² 程度でその振幅比は 3/2 程度であることがわかる。しかしながら、加工の終期ではそれぞれ 10 m/s² 程度と 5 m/s² 程度となり、その比は 2 程度に変化している。すなわち工具回転座標系におけるモニタなので、背分力方向と主分力方向の振動加速度比より、切削抵抗の計測だけでは判別

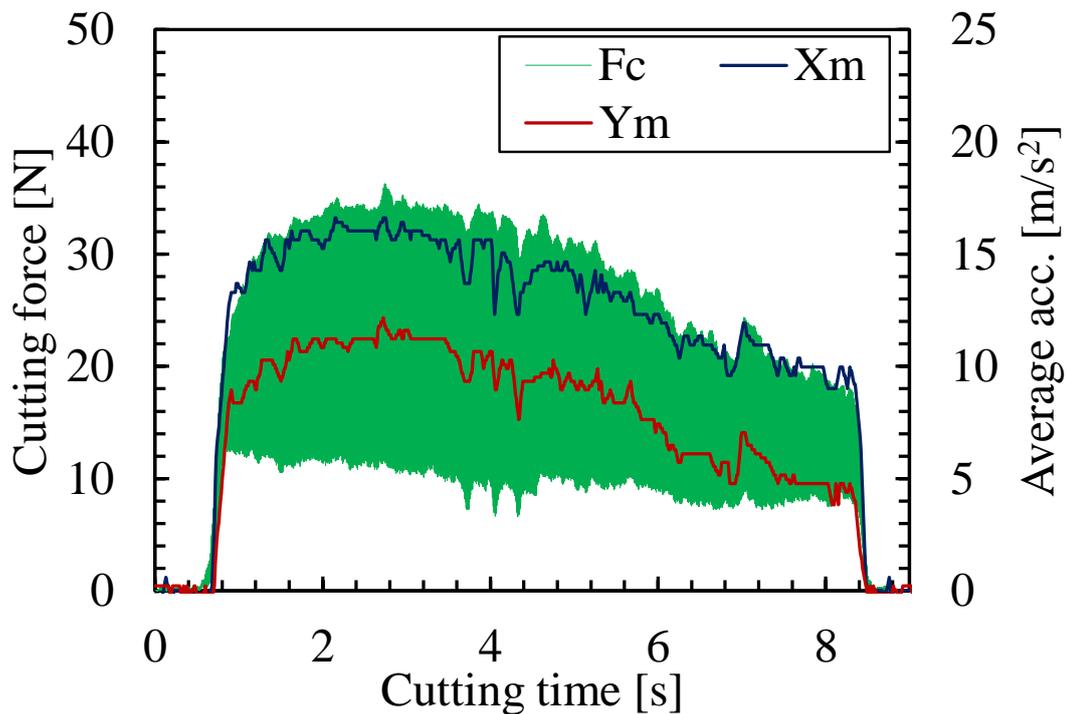
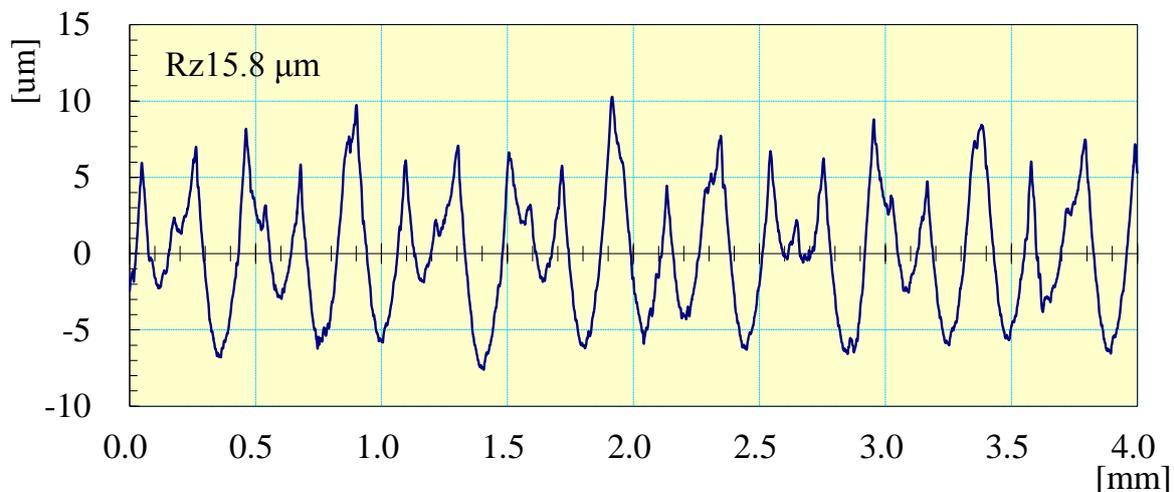


Fig.2-14 Relationship between cutting force and averaging acceleration in boring processing.

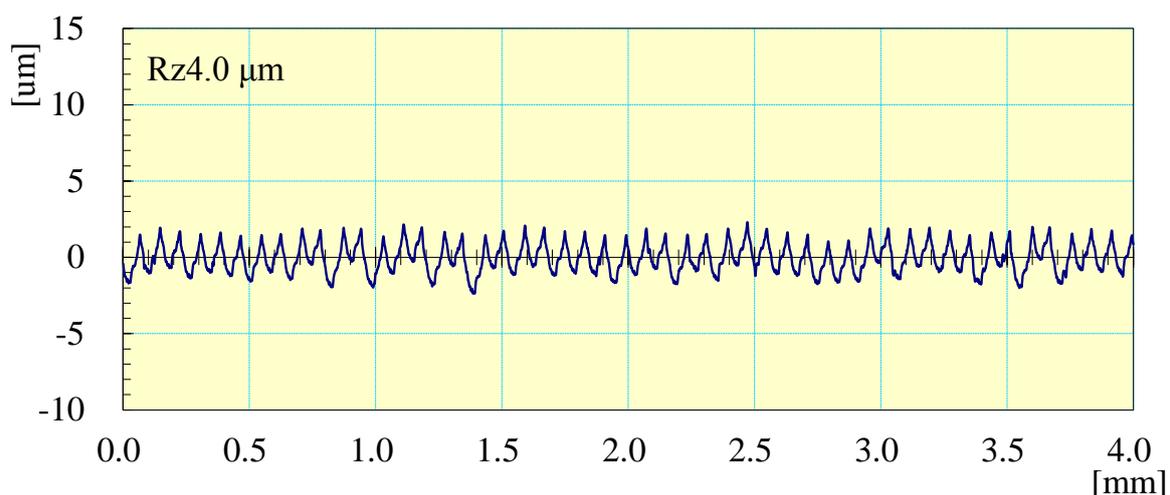
が難しいびびり振動の連成や成長の度合などの詳細な状態監視が可能であることもわかる。

2. 3. 5 ボーリング加工時のびびり振動と仕上げ面粗さ

各切削速度における加工面の Z 方向の粗さ曲線を図 2-15(a)(b)に示す。びびり振動の生じていない切削速度 267 m/min の方は、一回転送り 0.08 mm/rev.通りの周期でツールマークが残っており、最大粗さは Rz 4.0 μm であった。びびり振動が発生した切削速度 150 m/min では、最大粗さは Rz 15.8 μm であった。すなわち、びびり振動の発生により仕上げ面粗さが大きく悪化していることがわかる。またびびり振動が発生した場合、一回転送りよりも大きい周期のツールマークが残っているが、これは図 2-12 のモデルでも示したように、主分力方向にも連成したびびり振動が生じており、その影響であると考えられる。すなわち、びびり振動の有無による仕上げ面粗さの差は約 10 μm



(a) V=150 m/min.



(b) V=267 m/min.

Fig.2-15 Relationship between cutting force and averaging acceleration
in boring processing.

であることがわかり、その差は送りのツールマークに加えてびびり振動の背分力方向の振動振幅が加算されたものと考えられる。図 2-11(a)で検出された背分力方向の振動振幅は 15 m/s^2 程度であり、その値は式(2-4)の a_m であるので実際の最大の片振幅 a はその $\pi/2$ 倍で、さらに全振幅はその 2 倍である。そこで、びびり振動の周波数 370 Hz で積分して背分力方向の全振動変位の振幅を求めると約 $9 \text{ }\mu\text{m}$ であった。刃先と加速度センサの Z 方向の位置が異なるため両者は必ずしも一致するものでないが、

両者は近い値を示しており、この結果からも本システムによるモニタが妥当であることが示されている。

一般的にびびり振動が発生した場合は加工音や、加工面で判断しているが、ホルダに加速度センサを搭載して回転方向座標系で加工中に生じるびびり振動を検出する手法の有効性が確認できた。本手法では、背分力方向と主分力方向の振動加速度比の検出も可能で、その比などからびびり振動の連成や成長の度合などの状態もモニタできることがわかった。

2.4 結論

加工状態の新たな診断手法の開発のため、高速ビデオ型サーモグラフィおよび無線式多機能ホルダシステムを用いた加工現象のモニタ技術に取り組んだ。ホルダ機能の拡張のため、無線回路を共用しながら異なる加工現象のモニタ方法を検討した結果を以下にまとめる。

- (1) エンドミル加工において、高速ビデオ型サーモグラフィによるモニタ手法の有効性が確認でき、加工中の各刃のすくい面および逃げ面の温度モニタが可能であることが判明した。
- (2) エンドミル加工において、工具すくい面および逃げ面の温度と工具内部の温度の関係を解明できた。また無線ホルダにより工具内部の温度モニタした結果と合わせると、工具表面と内部の温度勾配についても解明できることが判明した。
- (3) ボーリング加工において、無線式ホルダ内のアナログ演算回路で交流平均化の処理を遂行することで、無線サンプリング周波数以上の高い周波数のびびり振動でも、有効なモニタが可能であることが判明した。
- (4) ボーリング加工において、背分力方向と主分力方向の振動加速度比より、びびり振動の連成や成長の度合などの状態もモニタできることがわかった。

参考文献

- 2-1) 新堂正俊, 松田亮, 児玉紘幸, 廣垣俊樹, 青山栄一, “赤外線サーモグラフィ画像の解析に基づくエンドミル加工温度の解明”, 砥粒加工学会誌, Vol.58, No.7 (2014), pp.457-462(in Japanese).
- 2-2) 杉田直彦, 光石衛, “骨のエンドミル加工における切削温度と冷却効果”, 精密工学会誌論文集, Vol.72, No.2(2006), pp.276-290.
- 2-3) 岡田将人, 細川晃, 浅川直紀, 藤田祐介, 上田隆司, “低熱伝導率難削材のエンドミル加工における MQL の工具温度への影響”, 日本機械学会論文集(C編), Vol.78, No.792 (2012), pp.3093-3103.
- 2-4) 檜村幸辰, 鈴木良昭, “中ぐり工具の制振と切削状態の認識に関する研究”, 精密工学会誌, Vol.62, No.1 (1996), pp.105-109.
- 2-5) Matsuda, R., Shindou, M., Furuki, T., Hirogaki, T., Aoyama, E., “Monitoring Method of Process Temperature and Vibration of Rotating Machining Tool with a Wireless Communication Holder System”, Materials Science Forum (Advances in Abrasive Technology XIX), Vol.874 (2016), pp.519-524.
- 2-6) 松田亮, 新堂正俊, 廣垣俊樹, 青山栄一, 古木辰也, “赤外線サーモグラフィと無線多機能ホルダによる回転工具の加工現象のワイヤレスモニタ”, 砥粒加工学会誌, Vol.61, No.1 (2017), pp.34-39.
- 2-7) 新堂正俊, 松田亮, 古木辰也, 廣垣俊樹, 青山栄一, “無線多機能ホルダシステムを用いたエンドミル工具の多点加工温度モニタ”, 砥粒加工学会誌, Vol.60, No.3 (2016), pp.146-152.

第3章

回転工具の回転方向の振動加速度のモニタ 手法の開発とその応用

3.1 緒言

1章でも述べたように近年、日本の次世代の製造業を支える産業として航空機や医療などが注目されてきている。当該分野の部品は高い耐熱性や生体適合性などを達成するための難削材であることが多い。またそれらの現場では5軸制御マシニングセンタや多軸制御の複合加工機などを利用し、エンドミル工具を中心とした回転工具が加工に多用されている。さらに加工部品の締結のためにネジ切りが不可欠でタップ工具を用いた加工も重要な工程の一つであるが、難削材においてはそのタップ工具の折損が大きな問題となっている。しかしながらこれら回転工具において、その回転座標系からの工具の運動のモニタ、さらに刃先付近における現象のモニタは難しく、光ファイバ型2色温度計で被削材側から工具逃げ面の表面温度を評価した例³⁻¹⁾などがある程度で、現場で容易に用いることができる状況ではなかった。

そこで前章では、製造現場での使用を想定した無線式多機能ホルダを開発³⁻²⁾し、回転工具であるエンドミル工具において加工中の工具の温度、一方、ボーリングバー工具においては回転座標系において回転軸上での直交3方向の振動加速度のモニタを通じて、無線式多機能ホルダの有効性を示した。しかしながら、工具の回転方向(接線方向)の振動加速度をモニタするまでには至っていなかった。そこで本章^{3-3), 3-4)}では、開発したホルダの機能拡張を行い、回転座標系からの工具の回転方向および半径方向の振動加速度のモニタを遂行し、タップ加工およびエンドミル加工においてその有効性を検討する。

3. 2 提案するモニタ手法および実験方法

3. 2. 1 回転方向の振動加速度のモニタ手法

図 3-1 に、新たに開発したエンドミルおよびタップの場合の回転方向の振動加速度のモニタ方法を示す。BT40 ホルダ内に 1 軸方向に感度をもつ加速度センサを回転中心から径方向 5.5 mm の距離(ゲージラインから 86 mm)で回転座標系 X_m 軸と Y_m 軸上に回転方向に感度を有するように等間隔に 4 つ配置した。各センサの加速度 ax_1, ax_2, ax_3, ax_4 は図中に示す矢印の方向に+の感度を有しており、 X_m 方向は $(ax_1 - ax_2)/2$, Y_m 方向は $(ay_1 - ay_2)/2$ で振動加速度の差分演算(アナログ)により算出できる。また、回転方向を示す R_m の振動加速度は、 $(ax_1 + ax_2)/2$ の加算演算により算出できる。したがって直交 2 方向、回転方向の計 3 方向の振動加速度のモニタが可能である。さらに積分時間を 0.1sec として、RMS (Root Mean Square) 演算してワイヤレス送信

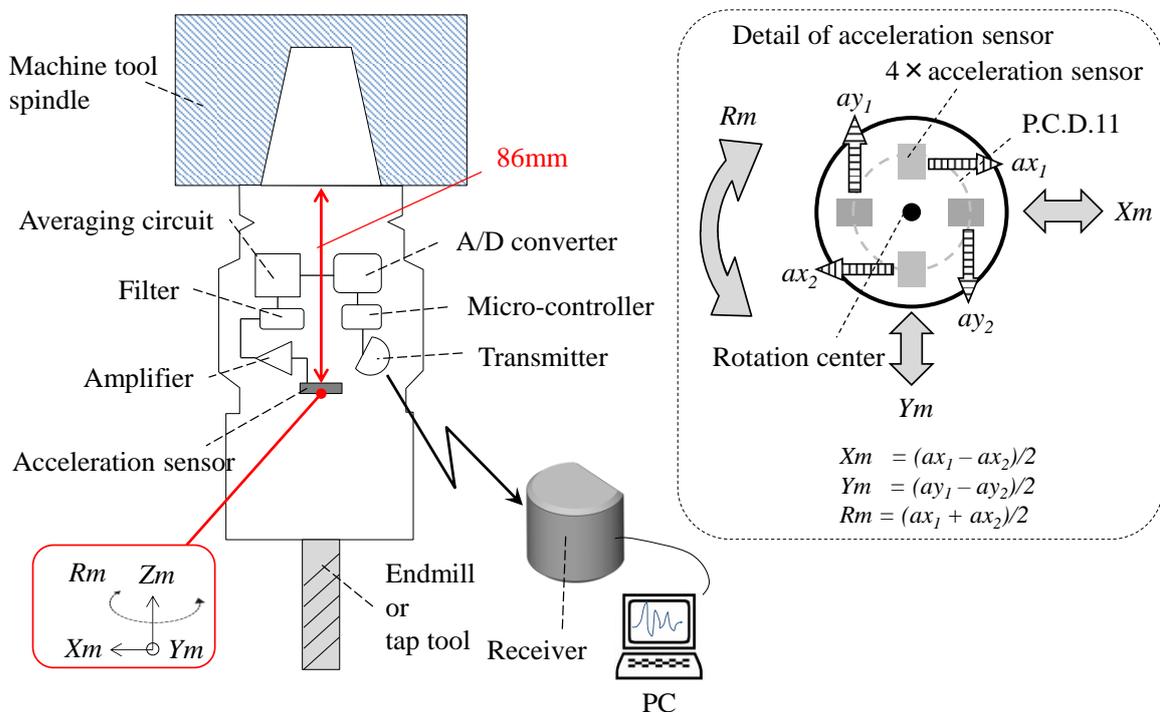


Fig. 3-1 Schematic diagram of a wireless acceleration measurement holder system with detecting a function of a rotational acceleration.

の周波数 50 Hz で切削加工中の振動加速度を検出する手法とした。ここで用いたセンサの固有振動数は 20 kHz で 5000 Hz 程度までの振動加速度の検出が可能である。

3. 2. 2 タップ加工を対象としたモニタ手法

難削材のタップ加工を対象とした研究報告の例はほとんどない。そこで本章では、インコネル(ALLOY718)に対する M6 タップの加工のモニタを試みることにした。図 3-2 に実験のセットアップとタップ刃先と $X_m Y_m$ 座標系の関係を示す。3 枚刃中の先行刃が X_m 軸上とした。なお、切削動力計(kistler 社製:9255B)による切削力モニタも同時に行った。主な加工条件と工具を表 3-1 に示す。難削材用のタップ工具を用いており、カタログ値の推奨値を参考にして下穴は $\phi 5$ mm で加工した。

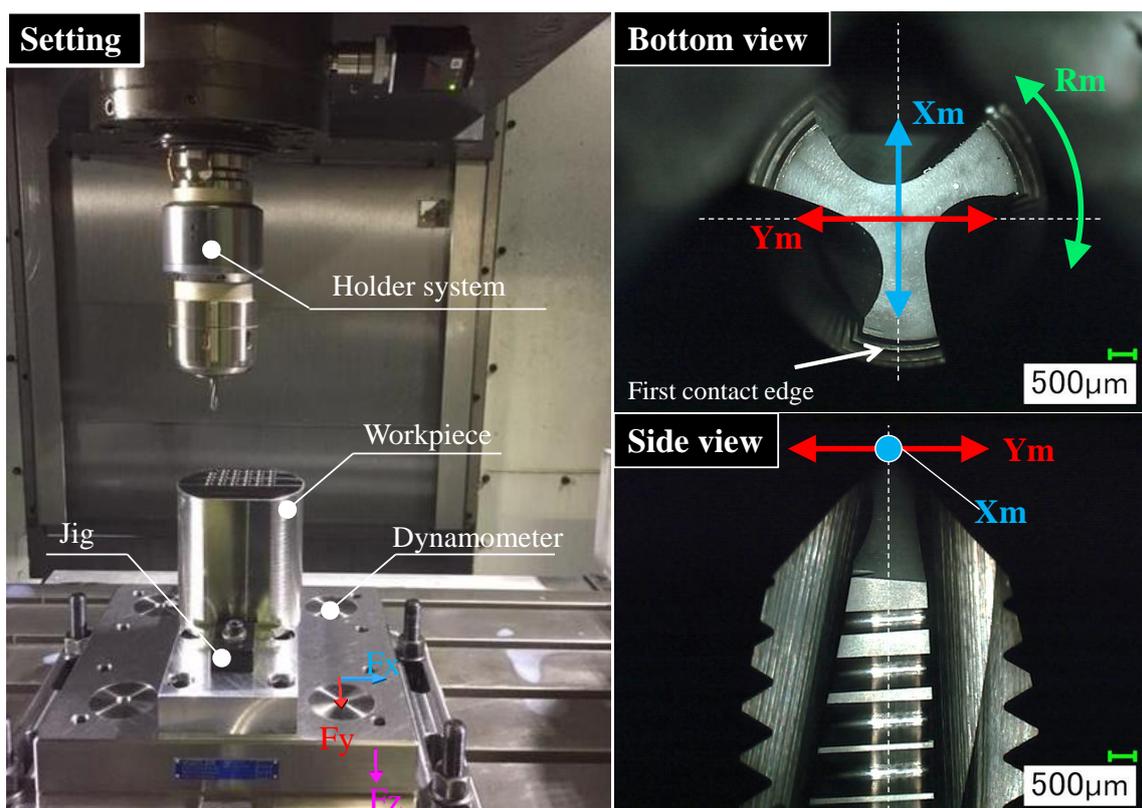


Fig. 3-2 Picture of tapping instrument and corresponding rotating coordinate system.

Table 3-1 Cutting condition of tapping and prepared holes processing.

| Process | Tool information | | | Cutting condition | | | |
|----------------------|----------------------|------------|--------------|-------------------|-------------------|---------------|---------|
| | Tool dia. [φ, mm] | Brand | Model number | Speed [m/min.] | Feed [mm/rev.] | Depth [mm] | Coolant |
| 1, Prepared Drilling | 5 | MITSUBISHI | MWS0500MB | 10 | 0.11 | 22 | Inner |
| 2, Filleting | 10 | OSG | VP-LDS | 25 | 0.1 | 2.5 | Outer |
| 3, Tapping | M6 | OSG | WHR-NI-SFT | Various | 1 | 18 | Filling |

ここで先行研究の例が多いドリル加工を参考にすると、切りくず詰まりに伴うドリルの折損の予兆現象としてはトルク変動の検出が有効³⁻⁵⁾とされている。タップ加工においては、その加工中の折損のリスクが高く、その予防が重要な課題となる。すなわちドリル加工における知見を参考にすると、トルク変動が回転方向の振動を励起し、その挙動の解明がタップ加工の技術の進歩に有効と考えられることから、本モニタ手法の適用を試みた。

3. 2. 3 エンドミル加工を対象としたモニタ手法

S50C を対象に、表 3-2 に示す条件でエンドミル加工時のびびり振動のモニタを行った。使用したエンドミルは 2 枚刃、ねじれ角 30°である。びびり振動などが多発して難易度が高い深穴のポケット加工などを想定して、工具突き出し量 l が長い、 $l/d=6$ (工具直径 d) の工具剛性が低い場合を対象とした。先行研究のボーリングバーによる中ぐり加工時のびびり振動モニタにより、再生効果となる回転座標系における半径切り込み方向の振動だけでなく、その方向に直交する振動も有したモードカップリング型も存在することが判明している³⁻²⁾。そこでこれらの現象も検出できるように、図 3-3 に示すように、エンドミル加工の場合は切れ刃が X_m 軸上となるように配置した。

Table 3-2 Cutting condition of endmilling processing

| Process | Tool information | | | | Cutting condition | | | | |
|-------------|-------------------|------|-------|--------------|-------------------|-----------------|-------------|------------|---------|
| | Tool dia. [φ, mm] | Edge | Brand | Model number | Speed [rpm] | Feed [mm/tooth] | Radial [mm] | Depth [mm] | Coolant |
| End-milling | 10 | 2 | OSG | WXL-4D-DE | Various | 0.02, 0.025 | 1 | 12 | Dry |

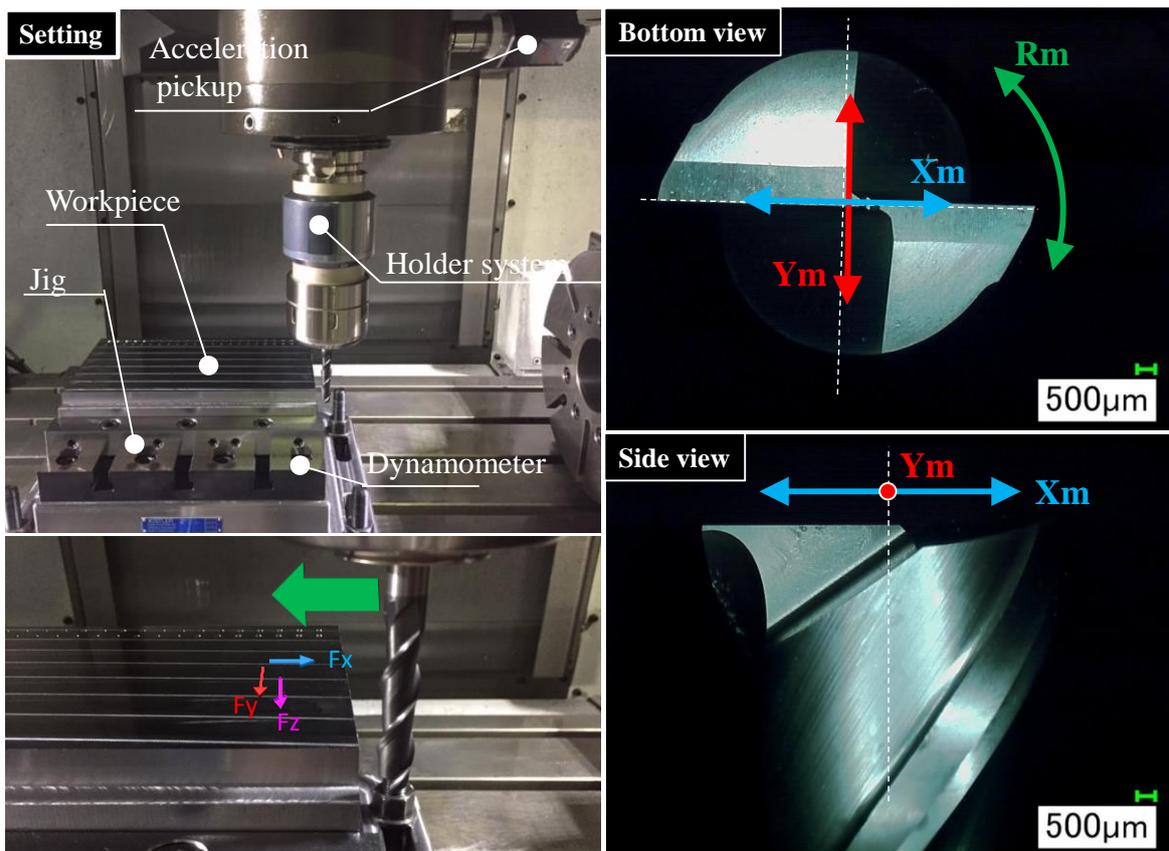


Fig. 3-3 Picture of endmilling instrument and corresponding rotating coordinate system.

3.3 モニタ結果および考察

3.3.1 タップ加工時のスティックスリップ振動

図3-4に、タップ加工の切削速度 1.5 m/min 時の振動加速度(上図), 動力計によるトルク M_z (下図)のモニタ結果を示す. 横軸の時刻 3.8 s 付近から以後, スパイク状に R_m 方向の振動加速度が生じていることがわかる. 一方で動力計のトルク M_z に着目すると, 横軸 0 s 付近より次第に加工が進むと工具の刃先と加工ネジ部の接触面積が増大することで次第にトルク M_z の値も上昇しているが, この現象が生じる直前に極大値を示し, その直後に急激にトルク M_z が下がるサイクルを繰り返していることもわかる.

ここで比較的低速ですべり運動する物体間(代表的には工作機械のすべり案内面など)では, スティックスリップ現象が生じることが知られている³⁻⁶⁾. その一方, 難削材

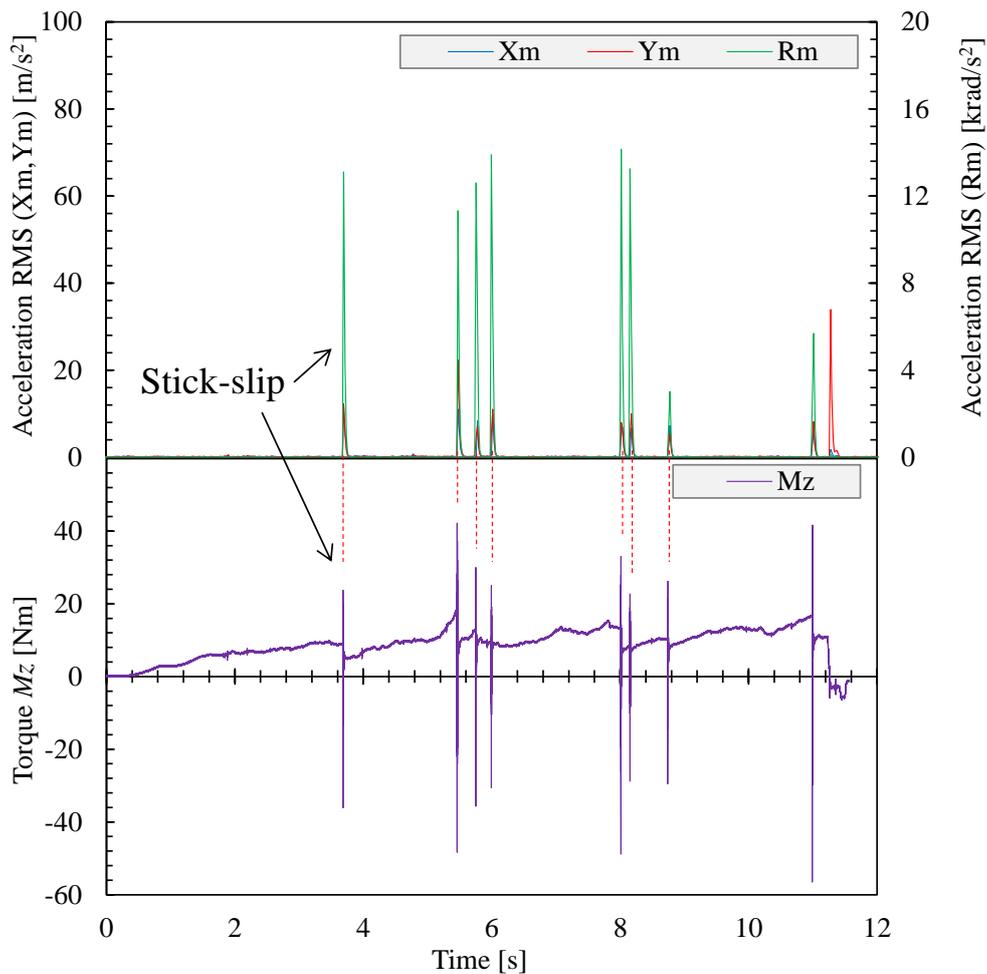


Fig.3-4 Relationship between acceleration and torque ($V=1.5$ m/min).

のタップ加工では切削速度を遅く設定する必要がある。本章での切削条件においても工具メーカーの推奨値であるが十分に切削速度は遅く、スティックスリップ現象が生じやすい状態であると考えられる。そこで、タップ加工時のスティックスリップモデルを図 3-5 に示す。タップ刃先の回転角 θ (角速度 $\omega=d\theta/dt$) とし、図 3-5(a) に示すように、そのねじり剛性 k 、タップ刃先の等価慣性モーメント I 、NC プログラム指令の角度 α 、実際のタップ刃先の角度 β 、刃先がネジ外周から受ける摩擦力 F とすると、スティックスリップの挙動は 1 自由度ばね質量系で近似することで次式により与えられる。

$$I \frac{d^2\beta}{dt^2} + c \frac{d\beta}{dt} + k\delta = F \quad (3-1)$$

c は減衰係数、 $\delta=(\alpha-\beta)$ は指令角と刃先の回転角の差である。NC プログラム指令によるタップ刃先の速度を ω_{theory} 、実際のタップ刃先の速度を ω_{true} とすると、図 3-5(b) に示すように、 ω_{theory} は等速であるが、スティックスリップ現象が生じる時の $\omega_{\text{true}}(=d\beta/dt)$ は摩擦力 F の変動により非等速の挙動を示すと考えられる。また、タップの半径方向に生じるネジ内壁から受ける力 W とすると、

$$F_0 = \mu_0 W, F = \mu W \quad (3-2)$$

となる。ここで、 μ は動摩擦係数、 μ_0 は静止摩擦係数であり、一般的に $\mu < \mu_0$ である。(3-1)式において、スティック(ST)時には $d\beta/dt=0$ 、 $d^2\beta/dt^2=0$ になると考えられるため、

$$k\delta \leq \mu_0 W \quad (3-3)$$

とあらわされる。スティック(ST)状態になると、 α は増加する一方で β は一定を保つため、 δ は増大すると考えられる。 δ 増大によりタップにひずみエネルギーが蓄えられ、 $k\delta > \mu_0 W$ となることでタップ刃先が急激にスリップ(SL)を起こすと考えられる。すなわち $d\beta/dt > 0$ 、 $d^2\beta/dt^2 > 0$ となり、 $\delta=\mu_0 W/k$ を初期の回転角の差とするスリップ(SL)状態の挙動は次式の自由振動であらわされる。

$$I \frac{d^2\beta}{dt^2} + c \frac{d\beta}{dt} + k\delta = \mu W \quad (3-4)$$

したがって、 δ 、 $d\beta/dt$ 、 $d^2\beta/dt^2$ の挙動は図 3-5(c)~(e)のようになると考えられる。図 3-4の結果は、スティック(ST)とスリップ(SL)を繰り返し、特にスリップ時に R_m 方向に大きな振動加速度を生じ、動力計において計測したトルク M_z のスリップ(SL)時の波形を良く表しているものと考えられる。またスリップ(SL)時は系の固有振動に近い現象を生じることが知られており、スリップ(SL)時のトルク M_z 波形よりその固有振動数 2~2.5 kHz程度に存在していた。この周波数は工作物の支持系の固有振動数に近いものであった。

以上より、動力計のトルク M_z 波形と R_m 方向の振動加速度のモニタに基づき、比較的低速の切削速度での加工が必要となる難削材のタップ加工においては、スティックスリップが生じる場合があることを示すことができた。

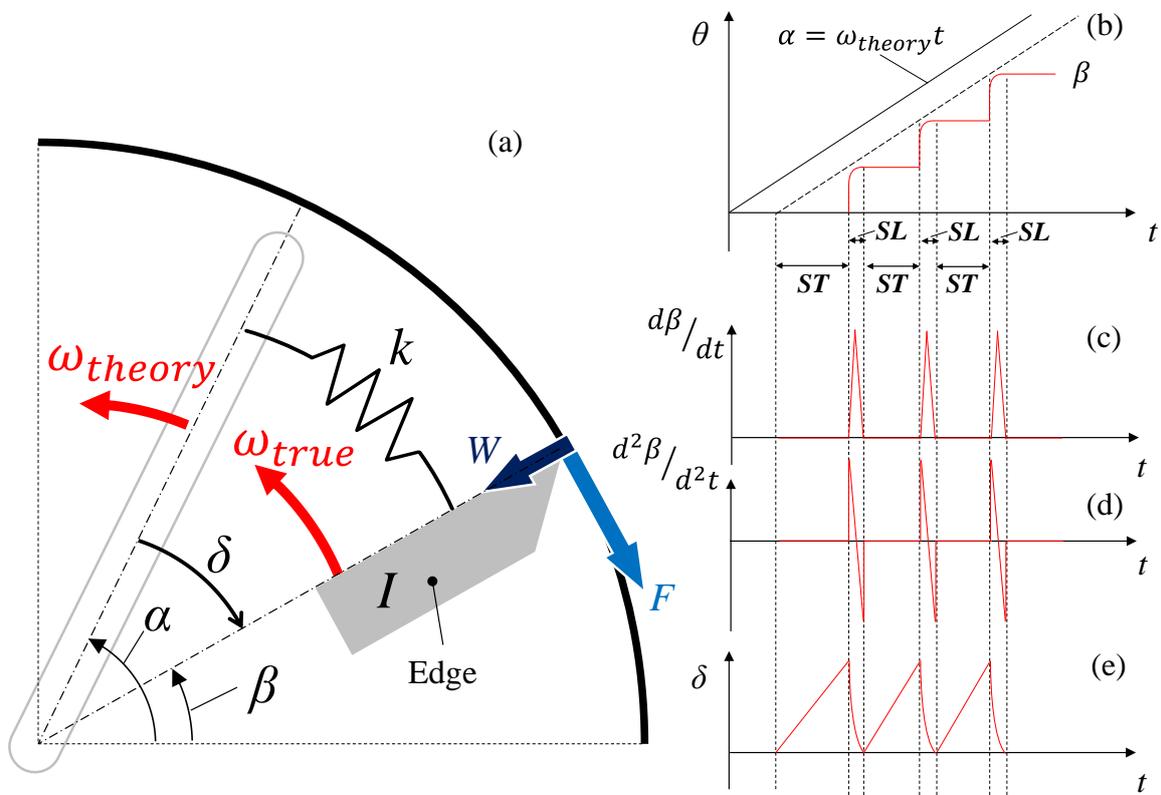
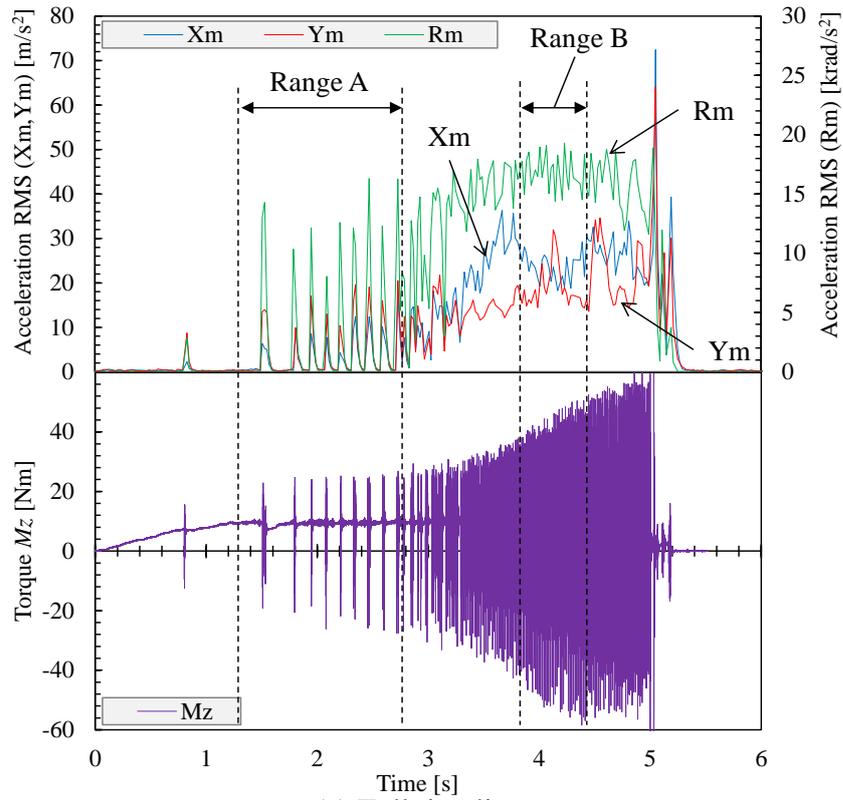


Fig.3-5 Stick-slip model of tap processing.

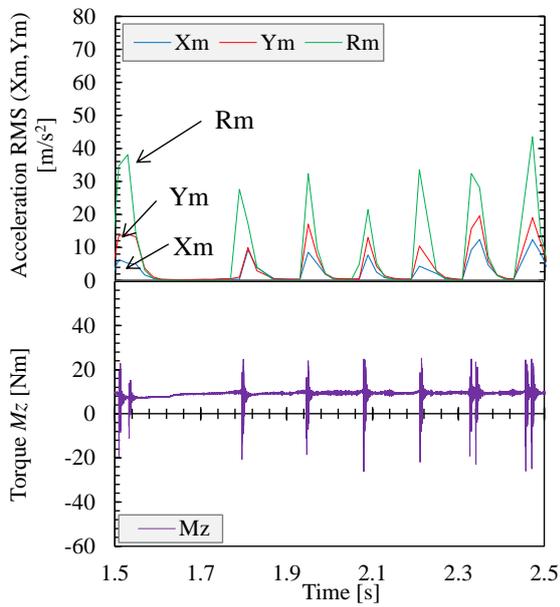
3.3.2 タップ加工時の工具折損と振動の関係

図 3-6 に、タップ加工の切削速度を図 3-4 の 2 倍となる 3 m/min に上昇したときの振動加速度(上図), トルク M_z のモニタ結果(下図)を示す. このとき, タップは加工開始 5 s 後付近で折損した. 時刻 1.4~2.8 s(範囲 A)では前節と同様なスティックスリップ現象が検出される. 一般にすべり速度が増大すると, スティック時間が短くなることが知られており, 本現象においても切削速度が増大することでその現象が生じていることがわかる. その時間軸の拡大図を図 3-6(b)に示す. さらに時刻 3.9~4.4 s(範囲 B)では連続スティックスリップに達しており, その拡大図を図 3-6(c)に示す. 一般にすべり速度が速くなるとスティック時間がさらに短縮され, スリップ現象が連続し, 振動は次第に動的特性である固有振動による共振現象に近づくことも知られている³⁻⁷⁾. 時刻 2.8 s 以後は, その現象が顕著となっているものと考えられ, 図 3-6(a)中のトルク M_z を見るとそれ以後は共振により次第にその振幅が増大している様子もわかる. また図 3-6(b)に示されるように, 回路内の RMS 回路の積分時間 0.1 s に対して, 範囲 A ではスティックスリップの繰返し周期がその積分時間に近い. その場合, スリップ時の自由振動の周波数は前節でも述べたように十分に高い現象であるので, トルク M_z のスパイク波形に比べると Rm 方向の振動加速度の応答性が低い(スパイク波形が緩やか)ことがわかる. すなわち, スティックスリップ現象の周期と積分時間が近いような場合には計測の誤差が大きくなる可能性があることもわかる. その条件から外れる範囲 B では回路の積分時間内に定常的に複数回のスティックスリップ現象が生じるため, 安定した Rm 方向の振動加速度の検出が確認できる.

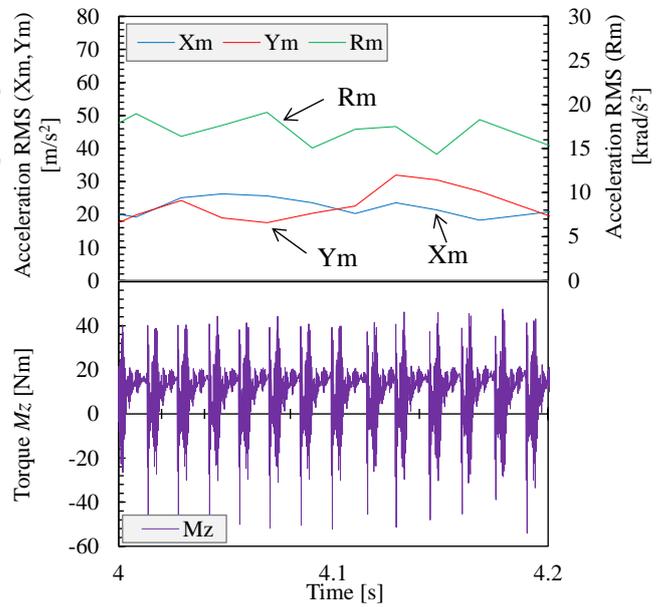
次にトルク M_z に共振現象が生じる図 3-6(a)の時刻 2.8 s 以後では X_m および Y_m の半径方向の振動加速度の増大も目立ってきている. そこでさらに折損が生じた時刻 5 s 付近までの直前の振動に着目すると, 時刻 4.5 s 付近より Rm 方向の振動加速度が減少の傾向にある一方で X_m と Y_m 方向の振動加速度が増加する傾向にある. 折損は切り屑詰まりが主要因と考えられるが, その現象は複数刃の中の 1 刃で顕著と考えられる. 全刃が同じ図 3-5 中の F の力を受けると, X_m や Y_m 方向の各ベクトル和は



(a) Full timeline



(b) Expand the range A



(c) Expand the range B

Fig.3-6 Relationship between acceleration and torque with respect to the occurrence of tool breakage ($V=3.0 \text{ m/min}$).

ゼロとなり工具に曲げモーメントが生じない。一方で、特定の1刃だけに大きな F が生じると、工具には大きな曲げモーメントが生じ、 X_m や Y_m 方向の振動加速度となるものと考えられる。逆にその場合には、それ以外の刃の F が小さくなりトルク自体の変動に関連する R_m 方向の振動加速度は減少するものと考えられ、 R_m と X_m 方向の振動加速度の比、 R_m と Y_m 方向の振動加速度の比が変化することがわかる。

図 3-7 に、タップ加工の切削速度を図 3-6 のさらに 2 倍にして 6 m/min に上昇したときの振動加速度(上図)、トルク M_z のモニタ結果(下図)を示す。図中の 2.8 s 付近でタップが折損している。切削速度が高いため、加工開始の直後から共振状態の連続スティックスリップの状態を生じており、トルク M_z もそのために振動振幅が時間と共に増大している。この場合も、折損前の時刻 2.25 s 付近から R_m 方向の振動加速度が減少して、その一方で X_m 方向の振動加速度だけが増大する傾向が生じており、図 3-6 同様にその比が変化する折損直前の現象の再現性が確認できる。したがって、従来にない R_m 方向と X_m , Y_m 方向の振動加速度の比など、 X_m , Y_m , R_m 方向の振動モニタを組み合わせることで、スティックスリップを生じるような難削材を対象として、タップ加工の状態および折損の予兆の検出が可能であることがわかった。

3. 3. 3 エンドミル加工時の曲げ方向びびり振動

図 3-8 は、加工中に 1 刃当たりの送り量は一定としてエンドミルの回転数を 2000~3000 rpm まで 20 rpm 毎に上昇(送り方向の加工距離 5 mm 毎)させた場合の振動のモニタ結果である。再生びびり線図³⁻⁸⁾に従うようにして、安定・不安定の回転数が存在している様子を極めて明確に容易にモニタできることがわかる。ここで、エンドミル加工時に生じる振動には、強制振動と再生びびり振動が存在することが知られている。強制振動としては X_m や Y_m 方向の振動加速度が 10~15 m/s^2 程度(後述する図 3-11 において 5~120 s の X_m , Y_m から読み取れるように)であるので、ここでは 15 m/s^2 を基準にそれ以上の値を示す場合は不安定(びびり振動が加わった場合など)と判断した。また、回転数が切り替わったときに生じるスパイク状(最大 130 m/s^2)の加速度を除いて

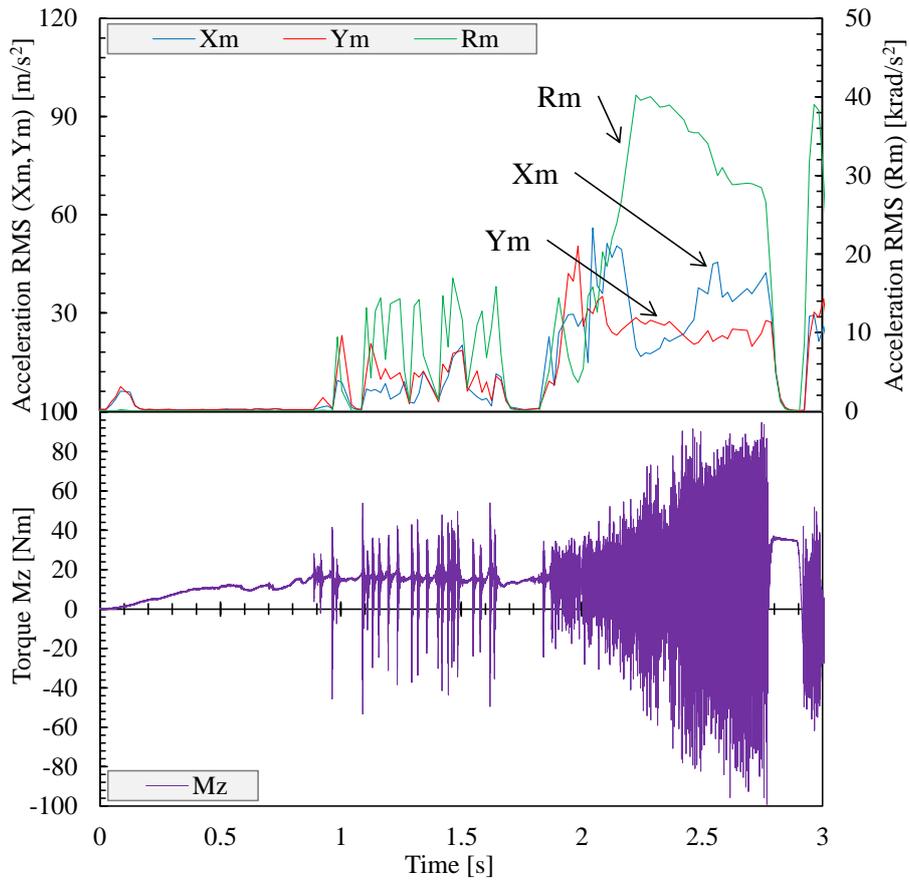


Fig.3-7 Relationship between acceleration and torque ($V=6.0$ m/min).

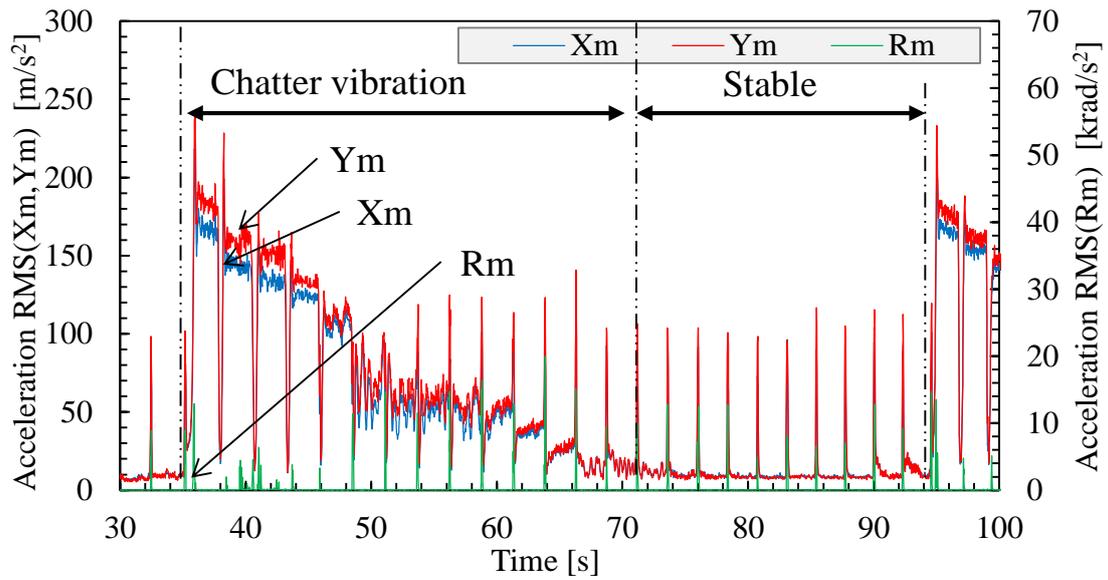


Fig.3-8 Acceleration during cutting as speed is increased at intervals of 20 rpm.

判断した。すなわち工具に近い箇所において回転座標系で振動加速度をモニタしているため、高い感度でびびり振動の検出ができていたものと考えられる。よって現場の切削音で判断するのではなく、本ホルダからの情報で定量的にその安定性を管理できることもわかる。

図 3-9 は、図 3-8 において時刻 50 s 付近で示される 2280 rpm の回転数で定常切削を遂行している場合の振動および動力計による切削力モニタの結果である。図 3-9(a)より、時刻 A 点と B 点で工具の曲げ方向である X_m , Y_m 方向の振動加速度において異なるレベルを検出した。A 点においては、平均 80 m/s^2 、B 点においては平均 130 m/s^2 程度を検出しており、工具の曲げ方向の振動に差があることがわかる。一方で、 R_m 方向の振動加速度は定常的に 0.1 krad/s^2 以下を示した。極めて小さい値であることから回転方向の振動は生じていないものと考えられる。それぞれの点における切削力を図 3-9(b)(c)に示しており、 F_x が工具送り方向、 F_y がその法線方向の切削力を表している。両者の切削力の波形にも違いが見られた。図 3-9(b)(c)の切削力波形の FFT の結果を図 3-10 に示す。図 3-10(a)(b)の両方に 76 Hz 付近でピークが見られるが、これは 2 枚刃のエンドミルでの 2280 rpm のときの切削周期(強制振動)である。また、450 Hz 付近にも両方でピークが見られる。一般的に BT40 マシニングセンタ主軸の曲げの固有振動数は、400~500 Hz 付近であることが多く³⁻⁹⁾、今回もそれに起因するびびり振動であると考えられる。一方 B 点では、 F_x 方向において 2000~2500 Hz の高周波振動が生じている。

ここで、ホルダ端面を固定端とした一端固定で他端自由のはりとしてエンドミルを見立てた場合、曲げの固有振動数 f_{bn} は一般的に次式であらわされる。

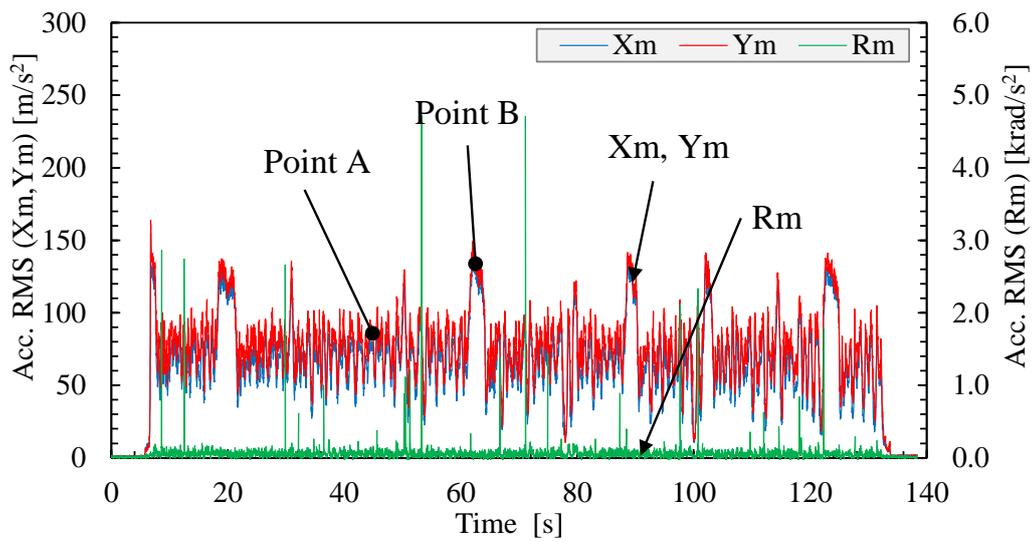
$$f_{bn} = \frac{\lambda_n^2}{2\pi l^2} \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} \quad (3-5)$$

ただし、 λ_n は n 次の無次元定数、 l は工具突出し量、 E は縦弾性係数、 I は断面二次モーメント、 ρ は密度、 A は断面積である。ここで、工具断面形状を丸、1 次モードの振動と考慮し $I=\pi d^2/64$, $A=\pi d^2/4$, $\lambda_1=1.875^{3-10)}$ とすると(3-5)式は

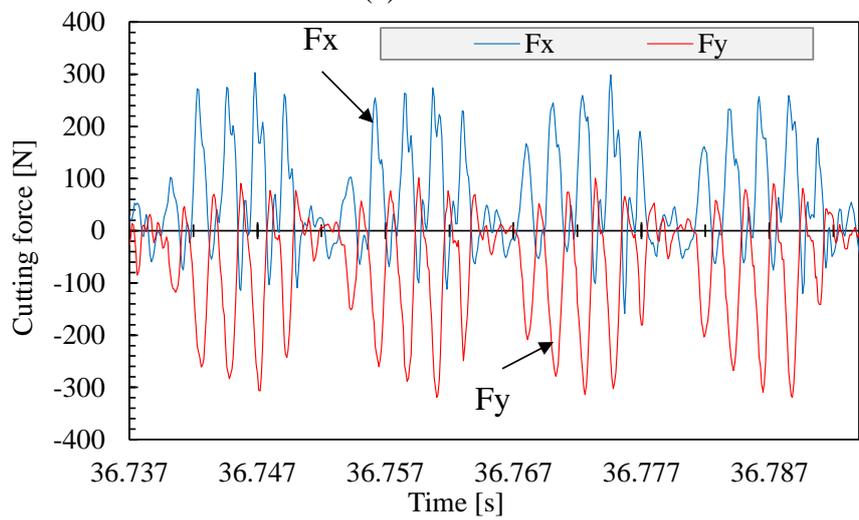
$$f_{b1} = 0.14 \frac{d}{l^2} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (3-6)$$

となる。使用した工具は $\phi 10$ mm, 突出し量は 60 mm, 超硬合金の縦弾性係数は 550 GPa, 密度は 14250 kg/m^3 とし, (3-6)式にそれぞれ代入して計算すると, f_{b1} は 2361 Hz となる。図 3-10(b)で見られた 2000~2500 Hz と一致するため, この周波数帯のびびり振動は工具の曲げ振動に起因するものと考えられる。 F_x 方向にのみその周波数が現れているのは, F_y 方向に比べて切削点の拘束が弱く, 自由振動が生じやすいためと考えられる。すなわち, 図 3-10(a)(b)のようにわずかな切削力の特徴の差も図 3-9(a)の振動加速度の差として検出されており, びびり振動において複数の周波数が重畳するような現象の有無に関する感度も有していることがわかる。

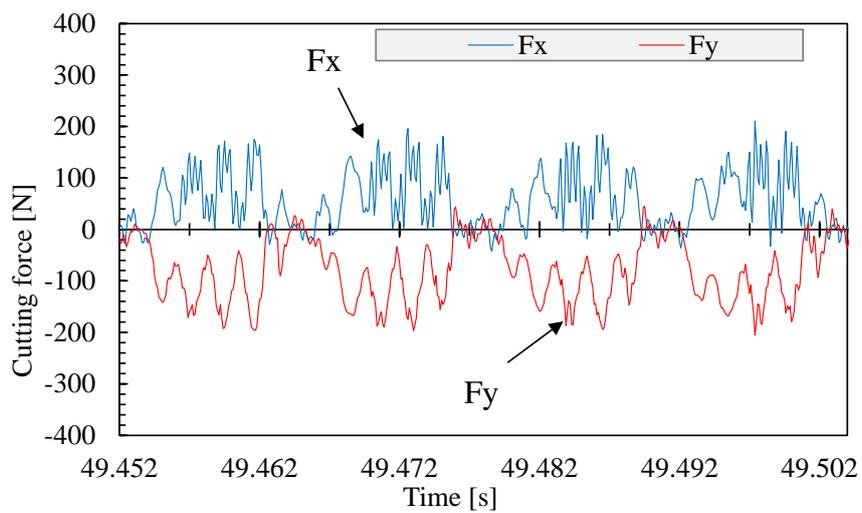
図 3-11 は, 図 3-8 において時刻 90 s 付近で示される 2600 rpm の回転数で定常切削を遂行している場合の振動および動力計による切削力モニタの結果である。 X_m , Y_m 方向の振動加速度は平均 15 m/s^2 程度を示し, 図 9 の 2280 rpm 定常切削時の振動加速度よりも低い値になった。図 3-12 に示すように FFT の結果は 2 枚刃のエンドミルでの 2600 rpm のときの切削周期(強制振動)である 87 Hz 付近にのみピークが見られる。切削力にびびり振動は検出されていない安定な状態(各刃が切削関与する時だけ切削力が台形状に生じる現象を繰り返す)であり, その場合にはモニタした振動レベルも極めて低い。ただし図 3-11(a)中の X_m , Y_m 方向の振動加速度を比べると, わずかに両者が違った値を示している。これは定常切削力による強制振動に起因するものであり, 図 3-11(b)中の切削力 F_x , F_y の強制切削力の最大値のわずかな差についても十分な感度を有していることがわかる。したがって, 提案する振動加速度のモニタ手法は, びびり振動の発生の有無の判定に高い感度を有するだけでなく, 異なる周波数のびびり振動現象が重畳するような場合においてもその差を検出できる可能性があることがわかった。さらに強制切削力の振動の違いについても感度を有していることがわかった。



(a) Acceleration

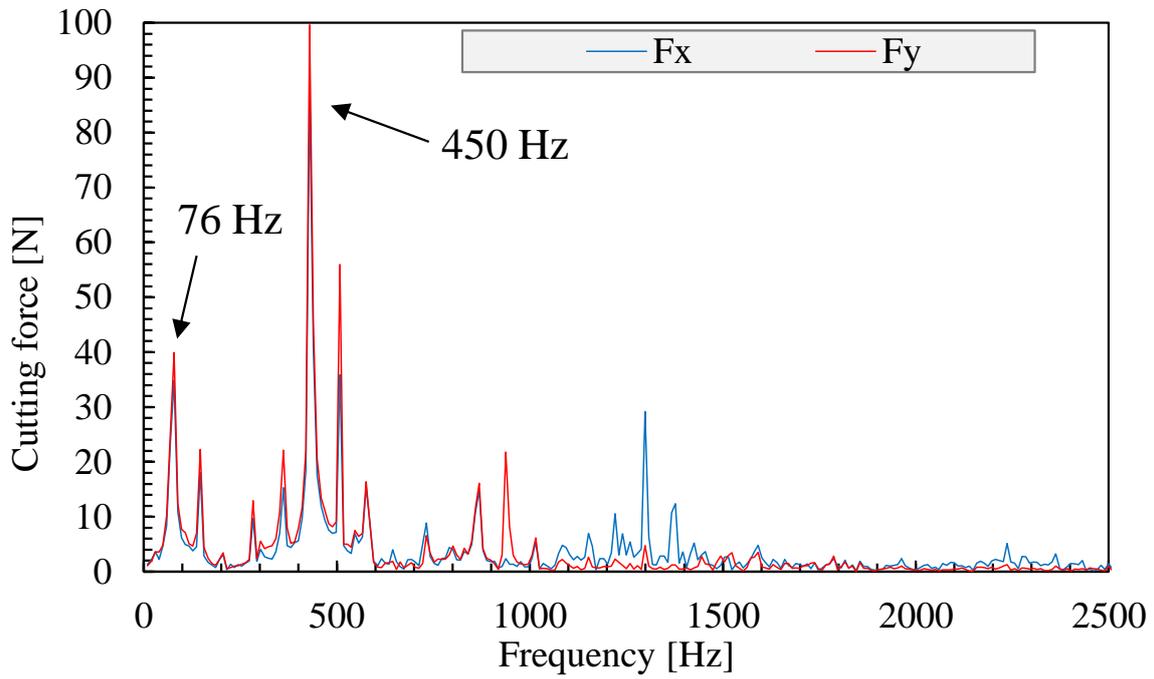


(b) Cutting force of point A

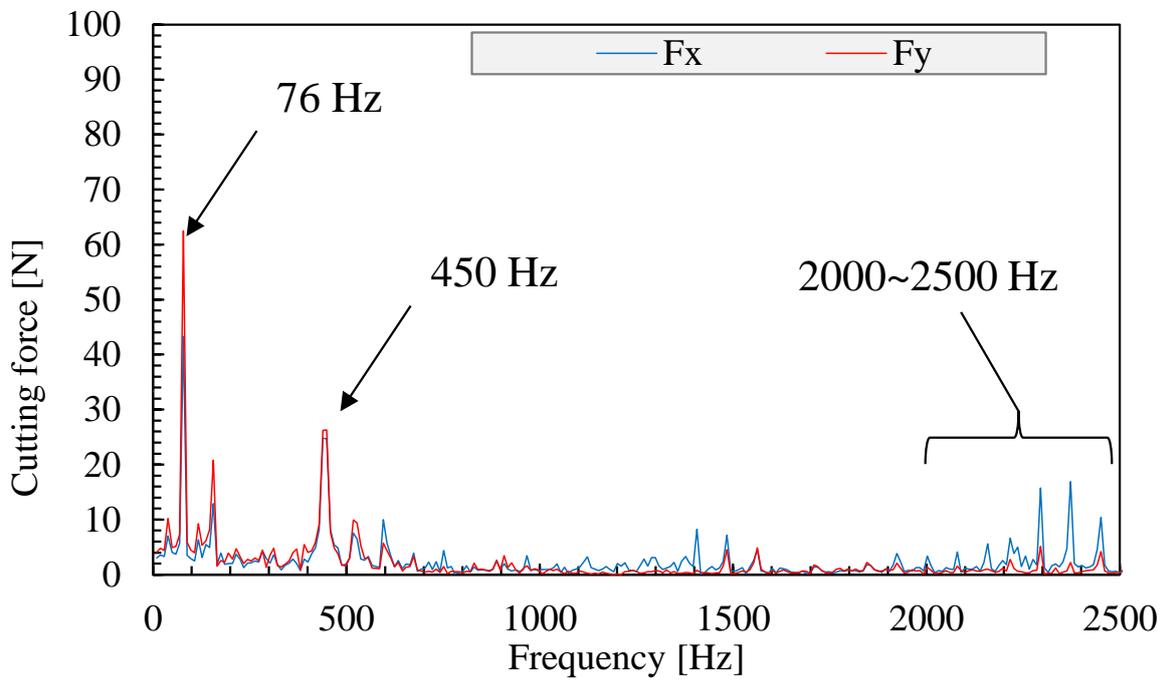


(c) Cutting force of point B

Fig.3-9 Relationship between acceleration and cutting force.

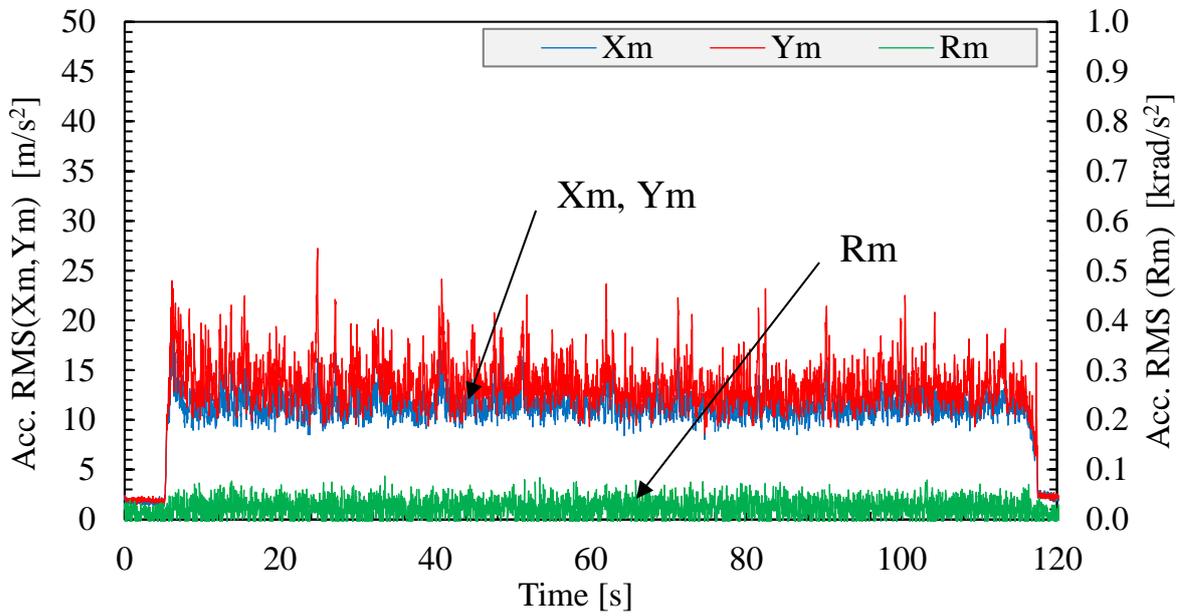


(a) Point A

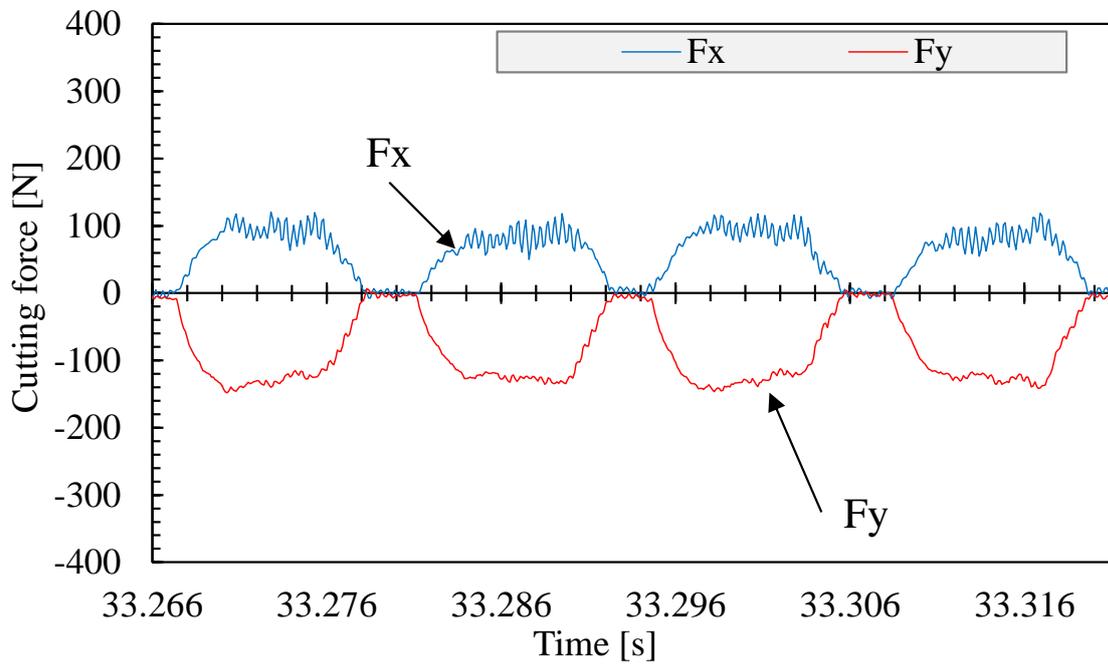


(b) Point B

Fig.3-10 FFT result of cutting force ($S=2280$ rpm).



(a) Acceleration



(b) Cutting force

Fig.3-11 Relationship between acceleration and cutting force ($S=2600$ rpm).

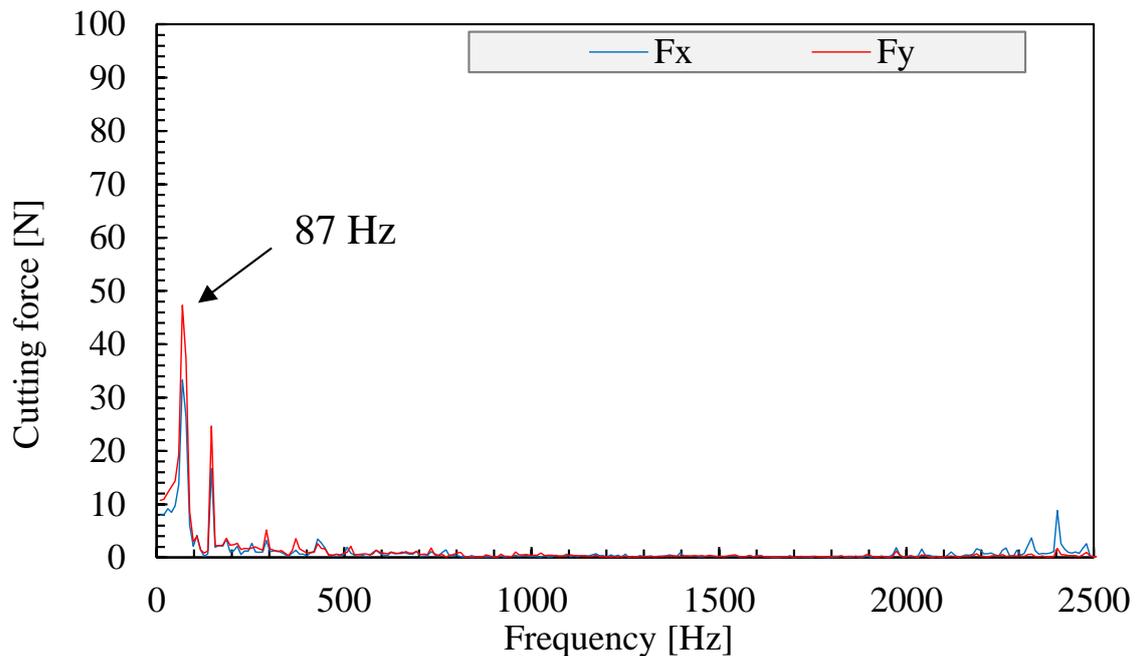


Fig.3-12 FFT result of cutting force ($S=2600$ rpm).

3. 3. 4 エンドミル加工時のねじり方向びり振動

図 3-13 は、さらに回転数を大幅に上昇させた 6300 rpm の場合の定常切削を遂行している場合の振動および動力計による切削力モニタの結果である。この場合、 X_m 、 Y_m 方向の振動加速度は平均 200 m/s^2 程度を示し、さらに R_m 方向の振動加速度も平均 35 krad/s^2 程度を示した。 F_x に 2100 Hz の工具の曲げに起因すると考えられる振動が生じる現象に加え、さらに高周波となる 3700~4000 Hz の振動が F_y に重畳していることが図 3-14 に示すこの波形の FFT の結果からわかる。この場合には図 3-9(a)や図 3-11(a)とは異なり、 R_m 方向の振動加速度が顕著に現れており、ねじり振動が発生していることがわかる。一般にハンマリング試験などでは主に曲げの振動モードに着目して判定される場合が大半である。したがって、ねじりの振動モードを考慮していない場合が多い。一方、エンドミルの高速切削において高い周波数音を有するびり振動が生じる場合がある。一般に曲げ振動に比べてねじり振動の固有振動数は高い周波数となる場合が多いが、高速切削時の高い周波数の振動モードにおいてはねじり振動による影響も無視できないことを示している。切削加工中の工具のねじり振動を計測し

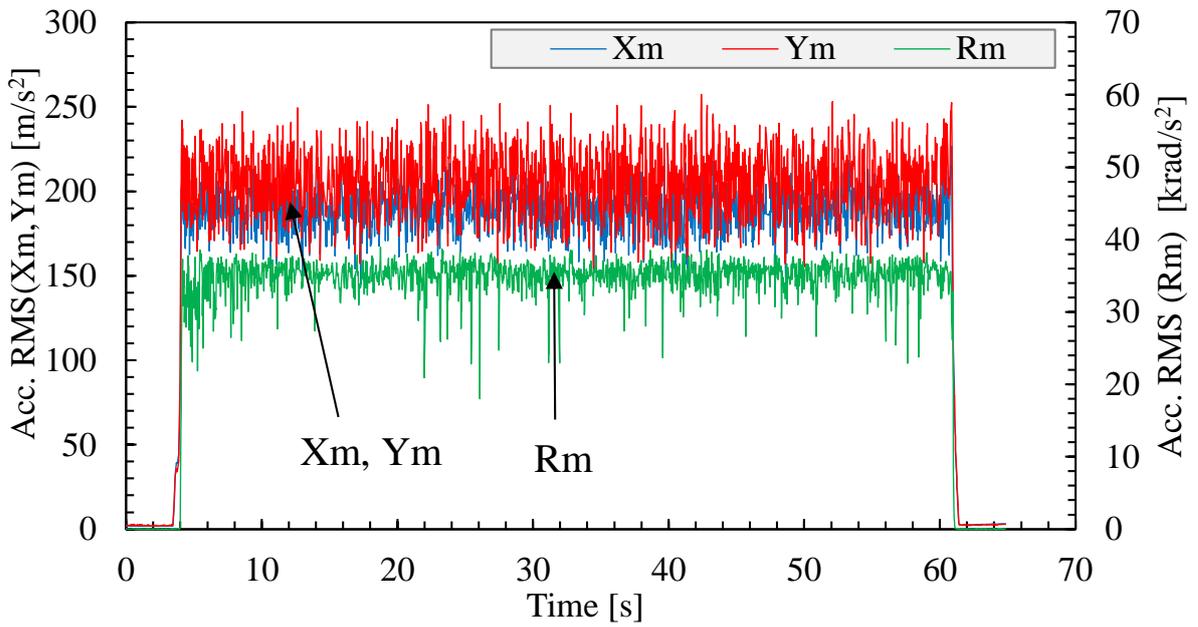
た例は少ないが、ボーリングバーによる深穴加工中の工具のねじり振動を計測した事例³⁻¹¹⁾があり、ねじり振動に起因するびびり振動の現象が生じることが示されている。そこでねじり振動の固有振動数 f_m について検討すると、一般的に中実および中空の丸棒のねじり振動の挙動は次式であらわされる。

$$f_{tn} = \frac{\lambda_n}{2\pi l^2} \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (3-7)$$

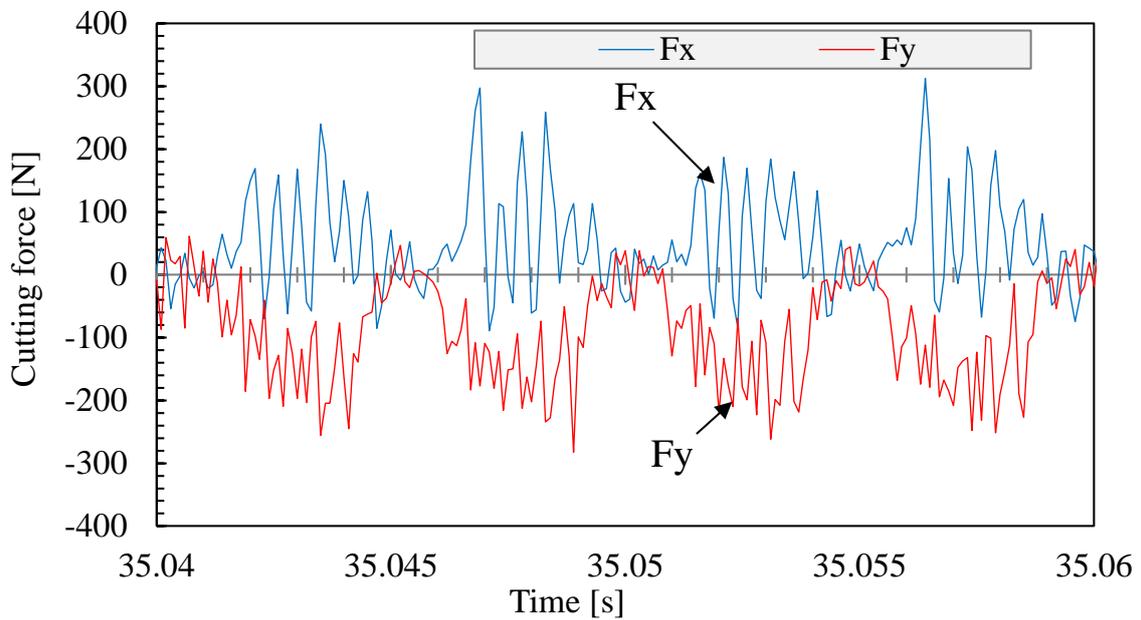
G は横弾性係数である。 $G=E/2(1+\nu)$ 、一次のねじり振動であるとする、 $\lambda_1=\pi/2$ になり³⁻¹⁰⁾、(3-7)式は、

$$f_{t1} = \frac{1}{4l} \sqrt{\frac{E}{2(1+\nu)\rho}} \quad (3-8)$$

とあらわされる。超硬合金のポアソン比 $\nu=0.22$ とすると、(3-8)式よりエンドミルの f_{t1} は 16567 Hz となり、図 3-11 の F_y に見られたものより極めて高いねじり固有振動数となるため、工具のねじり振動ではないことがわかる。同様に、ホルダのねじり固有振動数について考えてみる。主軸ゲージラインからホルダ端面までの長さは 175 mm あり、ホルダの物性値は、縦弾性係数 $E=206$ GPa、ポアソン比 $\nu=0.3$ 、密度 $\rho=8.3 \times 10^3$ kg/m³ とすると、(3-8)式より f_{t1} は 4411 Hz となる。 F_y に検出されたものよりも若干高い周波数ではあるが、3500~4000 Hz の振動は概ねホルダのねじり振動に起因するものと考えられる。したがってエンドミル加工の高速切削時には、従来の曲げモードに起因するびびり振動だけでなく、ねじりモードに起因する振動の発生も考慮する必要があることがわかる。すなわち切削速度の違いにより、図 3-9(a)のような主に曲げモードの振動から、図 3-13(a) のような曲げとねじりの連成を有する高周波の振動現象への変化が確認できた。すなわち、 R_m 方向の振動加速度の検出で、曲げの振動モードを主な評価対象とするハンマリング試験では検出が難しいねじりモードに起因するびびり振動にも対応できることがわかった。



(a) Acceleration



(b) Cutting force

Fig.3-13 Relationship between acceleration and cutting force ($S=6300$ rpm).

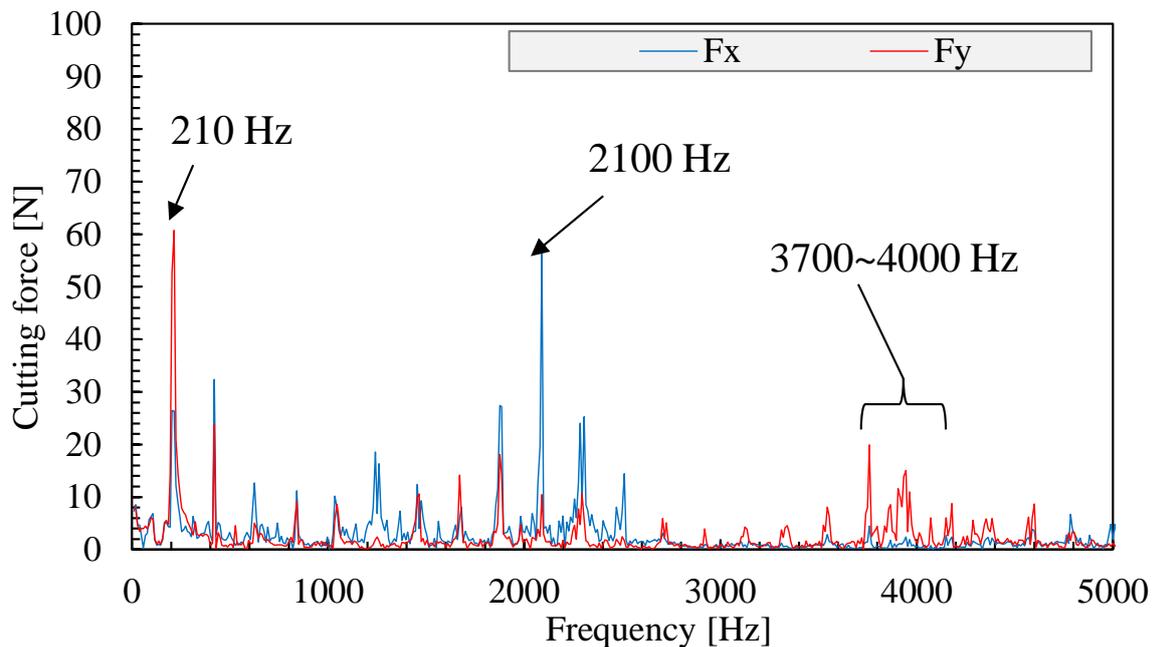


Fig.3-14 FFT result of cutting force ($S=6300$ rpm).

以上、提案するモニタ手法により、エンドミル加工におけるびびり振動の場合も、 X_m 、 Y_m 、 R_m 方向の振動加速度とのモニタ結果の組み合わせにより、曲げとねじりの両者を考慮した、新しい高度な加工状態の診断が可能であることが示された。

3.4 結論

無線式多機能ホルダを開発し、新たに工具の回転方向 (R_m) の振動加速度のモニタも付加し、タップおよびエンドミル加工に適用した結果、次の結論を得た。

- (1) 回転 (R_m) 方向の振動加速度により、難削材のタップ加工時に生じるスティックスリップ現象の診断ができた。
- (2) タップ加工時に曲げ (X_m 、 Y_m) および回転 (R_m) 方向の振動加速度の振動モニタを組み合わせることで、工具折損の予知が遂行できることがわかった。

- (3) エンドミル加工において、高速切削時には高周波で回転 (R_m) 方向の振動加速度が生じる場合があることが判明した。
- (4) エンドミル加工時でも、曲げ (X_m, Y_m) および回転 (R_m) 方向の振動モニタを組み合わせることで、再生効果で曲げの振動モードに起因するびびり振動だけでなく、高周波で生じるねじり振動モードを含め、切削速度により変化する複雑なモードの診断が可能であることがわかった。

参考文献

- 3-1) 岡田将人, 細川晃, 浅川直紀, 藤田祐介, 上田隆司, “低熱伝導率難削材のエンドミル加工における MQL の工具温度への影響”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.78, No.792 (2012), pp.3093-3103.
- 3-2) 松田亮, 新堂正俊, 廣垣俊樹, 青山栄一, 古木辰也, “赤外線サーモグラフィと無線多機能ホルダによる回転工具の加工現象のワイヤレスモニタ”, 砥粒加工学会誌, Vol.61, No.1 (2017), pp.34-39.
- 3-3) 松田亮, 新堂正俊, 廣垣俊樹, 青山栄一, “無線多機能ホルダによるタップおよびエンドミル工具の回転方向振動モニタと現象解明”, 砥粒加工学会誌, Vol.61, No.12 (2017), pp.674-680.
- 3-4) Matsuda, R., Shindou, M., Hirogaki, T., Aoyama, E., “Monitoring of Rotational Vibration in Tap and Endmill Processes with a Wireless Multifunctional Tool Holder System”, International Journal of Automation Technology Vol.12, No.6 (2018), pp.876-882.
- 3-5) 檜村幸辰, “ドリル損耗検出に関する研究(第 1 報)”, 精密機械, Vol.50, No.6 (1984), pp.939-943.
- 3-6) 水本洋, 井川直哉 “工作機械におけるスティックスリップの発生限界に対する一考察”, 精密機械, Vol.42, No.500 (1976), pp.797-799.

- 3-7) 尾崎伸吾, 橋口公一, 陳玳行, “時間依存性摩擦構成式を用いたスティック・スリップ運動の安定性に関する検討”, 応用力学論文集, No.10 (2007), pp.445-455.
- 3-8) 白瀬敬一, 佐野雅基, 平尾政利, 安井武司, “エンドミル加工におけるびびり振動の解析と抑制(第1報)”, 精密工学会誌, Vol.64, No.3 (1998), pp.465-469.
- 3-9) 若岡俊介, 山根八州男, 関谷克彦, 三村哲, 鳴滝則彦, “主軸テーパ部のあるあたりがテストバーの曲げの固有振動数に及ぼす影響”, 精密工学会誌, Vol.68, No.4 (2002), pp.581-585.
- 3-10) 入江敏博, 機械振動学通論第2版, p.126.
- 3-11) 佐久間敬三, 田口紘一, 甲木昭雄, “深穴加工の研究(BTAソリッドボーリング工具)”, 精密機械, Vol.44, No.525 (1978), pp.672-677.

第4章

ドリルおよび皿穴加工に対する 無線ホルダシステムの応用とその効果の考察

4.1 緒言

1章でも述べたように近年, IoT(Internet of Things)に基づく「つながる工場」に関する技術開発が着目され, 日本の次世代の製造業を支えるために, それらに関連する新しい研究開発が求められてきている. そのコア技術の一つとして, 工作機械上において工具と工作物の間で生じる現象の種々の物理量のリアルタイムモニタリングが考えられる. 特にマシニングセンタに代表される回転工具を用いた加工を対象にした, 回転中の工具からのそれらの情報取得が不足しているのが現状である.

そのニーズにしたがい, 先行研究として製造現場でも容易に利用できる無線通信機能を具備した工具ホルダシステムを開発し, エンドミル加工における工具内部の温度モニタリング⁴⁻¹⁾の技術に取り組み, 赤外線サーモグラフィ画像と比較することでそのモニタリング精度の検証への取り組みが開始されてきている. そこで, 2章では上限 1 kHz までの MEMS 加速度センサを用いてボーリングバー加工を対象に回転座標系で工具刃先の半径のびびり振動⁴⁻²⁾, さらに 3章では上限 10 kHz までの圧電素子センサを用いた難削材のタップ加工時の回転方向ステックスリップ振動や高速エンドミル加工の工具ねじり振動⁴⁻³⁾においてそのモニタリング技術の有効性を示してきた. しかしながら温度モニタリングに関しては, 赤外線サーモグラフィによる観察が難しい深穴加工時のドリル工具の温度モニタリングで本手法の一層の効果が期待されるが, その取り組みに至っていなかった. またモニタ結果に基づく切削速度の限界などの加工条件の設定に関する検討にも至っていなかった. さらにドリル系の皿穴加工時に生じる高い周波数でのびびり振動の検出に関する取り組みにも至っていなかった.

ドリル加工におけるドリル工具刃先側の切削温度のセンシングとしては、熱電対を刃先近傍に埋込み工具を固定し工作物側を回転させることでステンレス鋼やアルミ材などに対して実測した例^{4-4),4-5)}がある。熱電対による工具の直接温度は絶対値の信頼性が高く有効と考えられるが、微弱な電位差である熱起電力をスリッピング等で S/N 比を確保して取り出すこと難しく、工作物側を回転させての計測が大半であった。一方でドリル工具が回転する場合、工作物側に熱電対回路を設定する方法⁴⁻⁶⁾や工作物に小さな穴をあけ赤外線温度計で刃先を観察する手法⁴⁻⁷⁾なども試みられているが、製造現場で容易にセンシングできる手法でなかった。したがって、マシニングセンタ上でドリル工具が回転する条件下においても現場で容易にドリル工具刃先側の温度をモニタリングする手法の開発が望まれていた。

さらにドリル加工後に皿穴加工を施す時、その加工面の品質の管理手法を遂行する手法がほとんどなく、アルミニウム材を対象にした皿穴加工時の加工条件と切削力⁴⁻⁸⁾や加工精度⁴⁻⁹⁾の関係が数例ほど報告されている程度であり、体系的な研究には至っていないようである。現場において皿穴の加工時には高い周波数でのびびり振動音が生じる場合が知られているが、そのセンシングを試みた例はないようである。しかしながら、流体・油圧機器等において組み立て後の機能性としてプラグのようにネジのフランジ面とオネジとメネジが噛み合うネジ面のシール性を要求されるような場合、ネジのフランジ面と接触する加工面に対する品質管理が強く求められている^{4-10),4-11)}。さらに穴面の品質が大きな事故につながったような例もある⁴⁻¹²⁾。

そこで本章⁴⁻¹³⁾では、前章で開発した現場の環境下でも回転工具側から工具の内部温度や回転座標系における回転・半径方向の振動の情報を容易に取得可能な多機能無線式ホルダシステムを用い、それらをドリル加工時の工具温度のモニタリング、さらに皿穴の加工時に生じる高い周波数のびびり振動の検出に適用して、それぞれ有用性を検討する。

4.2 実験方法および現象の基礎理論

4.2.1 無線式ツールホルダによるドリル工具内部温度の計測および加工条件

ドリル工具の内部温度は熱電対を埋め込み計測する。回転中のエンドミル工具に埋込んだ熱電対から温度データを転送することが可能な無線式ツールホルダシステムの開発を済ませており⁴⁾、その回路をドリル工具用に改良した。図 4-1 に無線式ツールホルダシステムの概略図を示す。まず、工具中心軸に沿って細穴放電加工によりシャンク部側からチゼル近傍まで穴をあけ、ドリルチゼル部に熱電対を挿入した。次に、工具ホルダ内に増幅器、A/D 変換器、マイクロコントローラ、および発信機を配置した。工具温度の測定結果を無線で送信し、受信機に接続されたコンピュータにより計測結果をリアルタイムに表示・記録を可能にした。使用した熱電対はシース K 型熱電対の

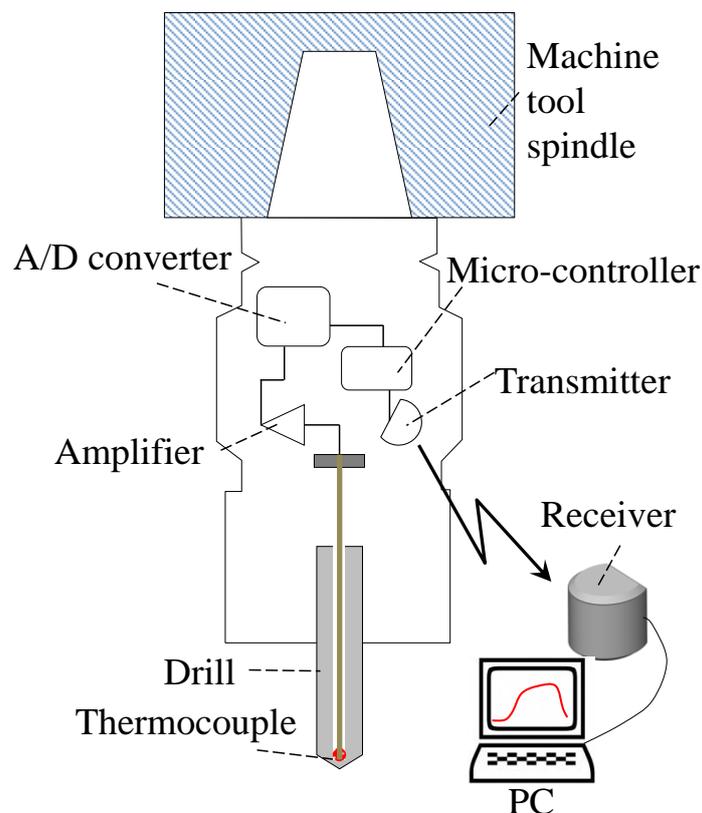


Fig.4-1 Schematic diagram of wireless measurement tool holder system to measure temperature in drilling.

シース径 $\phi 0.5$ mm のものを用いた。サンプリングレートは、最高毎秒 30 回まで設定可能にした。

図 4-2 に無線式ホルダシステムの外観を示す (BT40 番の主軸に取り付け時)。内蔵されている温度計測ユニットは、現場での取り扱いのし易さと ATC 交換を考慮し、小型化・軽量化しており市販されている通常のホルダと大きさや重量はほとんど変わらない。また、この無線式ホルダシステムを用いることによって、切削油剤使用環境下における加工およびドリル加工のように刃先が外部から見えない加工の場合でも、工具温度をモニタリングすることが可能と考えられるものである。従来、ラボレベルでは円筒研削で低速回転する工作物にサーミスター温度センサを貼り付け無線送信して計測した取り組み例⁴⁻¹⁴⁾などの報告は存在している。しかしながら本ホルダは、従来のラボレベルでの報告とは異なり、無線機能を具備しながら汎用的なホルダと同等の加工性能を有しており、センサ類の配線の取り回し等の作業も無い。さらにマシニングセンタ等の ATC

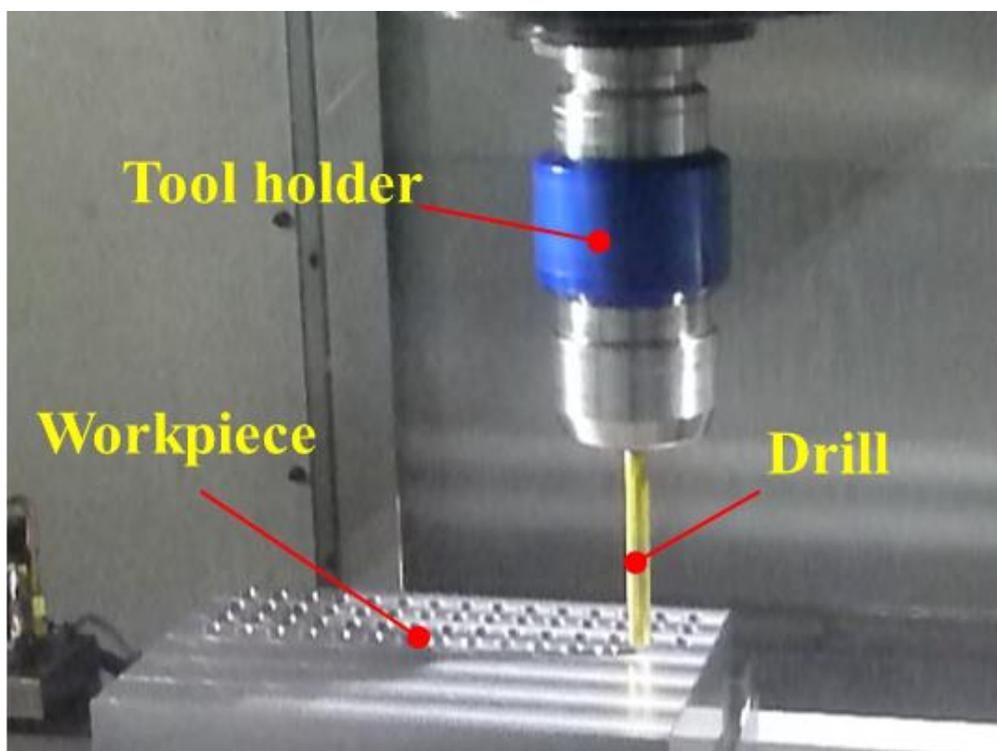


Fig.4-2 The conditions of an experiment by wireless measurement tool holder system.

にも対応する製造の過酷な現場でも容易に安定してモニタを可能とする点など、ラボレベルでなくメーカ現場の用途に対応する新たな設計と開発のコンセプトである。

図 4-3 に、放電加工用電極と実験に用いたハイスドリルの外観図を示す。ドリル工具の全長は 144 mm、放電加工用電極の直径 D は 0.5 mm である。工具の中心軸上に細穴放電加工であけた穴の深さは 142 mm ($L/d=284$)、すなわちその穴に挿入した熱電対(シース直径 $\phi 0.5$ mm)の先端の軸方向の位置は、ドリル先端からシャンク側に 2 mm である。この時、熱電対先端が穴底に接触したことを確認してから工具を把持した。熱電対先端を穴底に接触させておくことでドリルに伝わる熱を正確に熱電対に伝えることができ、正確な内部温度の測定が可能となる。近年の細穴放電加工機の発展により、数十分程度の短時間で容易にドリル工具に安定して細穴の創成が可能となったものである。

主な加工条件を表 4-1 に示す。ドリル加工に使用した工作機械は、立型マシニングセンタで、その主軸にスプリングコレットタイプのホルダにてドリル工具を保持した。温度による切削速度の限界を明確にするため鋼製ドリル工具(OSG 社製 EX-GDR 材質:ハイス)は、2 枚刃、先端角 130° 、ねじれ角 30° 、TiN コートを用いた。工具直径は $\phi 10.3$ mm である。工具直径に対する工具の突き出し長さの比は 10 とした。工作物は

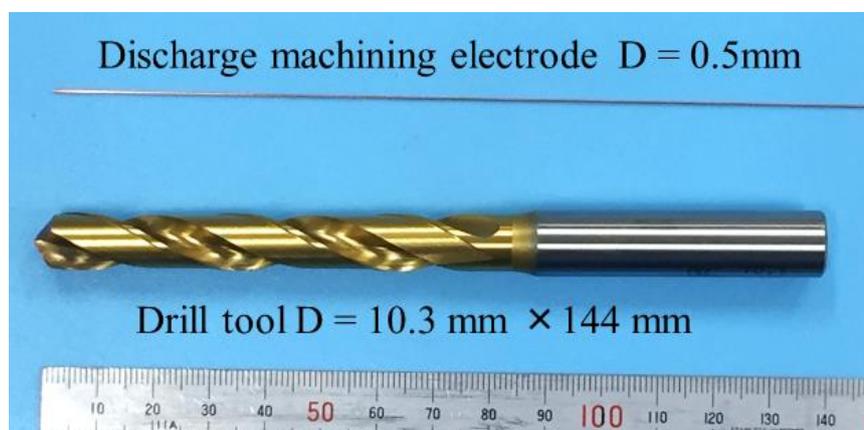


Fig.4-3 Discharge machining electrode and drill tool.

Table 4-1 Cutting condition for drilling.

| Tool information | | Cutting condition | |
|------------------|--------------|-------------------|---------------|
| Model num.: | EX-GDR (OSG) | Speed: | 25~120 m/min. |
| Diameter: | 10.3 mm | Feed: | 0.2 mm/rev. |
| Length: | 144 mm | L/D: | 10 |
| Num. of edge: | 2 | Cutting depth: | 50 mm |
| Tip angle: | 130 deg. | Step feed: | non-step |
| Twist angle: | 30 deg. | Coolant: | dry |
| Coating: | TiN | | |

材質 JIS S45C(寸法 100×100×50 mm)とし、マシニングセンタのテーブルに設置した。主な加工条件は、切削速度 25~120 m/min, 送り量 0.2 mm/rev, 最大深さ 50 mm の止まり穴である。

4. 2. 2 無線式ツールホルダによる面取り皿穴工具の振動計測および加工条件

図 4-4 に、新たに開発した回転方向の振動加速度のモニタ方法を示す。BT40 ホルダ内に1軸方向に感度をもつピエゾ(圧電)効果を利用した検出原理の小型の圧電型加速度センサを、回転中心から径方向 5.5 mm の距離(ゲージラインから 86 mm)で回転座標系 X_m 軸と Y_m 軸上に回転方向に感度を有するように、等間隔に 4 つ配置した。各センサの加速度 ax_1, ax_2, ax_3, ax_4 は図中に示す矢印の方向に+の感度を有しており、 X_m 方向は $(ax_1-ax_2)/2$, Y_m 方向は $(ay_1-ay_2)/2$ で振動加速度の差分演算(アナログオペアンプ演算)により算出できる。また、回転方向を示す R_m の振動加速度は、 $(ax_1+ax_2)/2$ の加算演算により算出できる。したがって直交 2 方向、回転方向の計 3 方向の振動加速度のモニタが可能である。さらに積分時間を 0.1 s として実効値 RMS (Root Mean Square) 演算した後、その信号を A/D 変換後にワイヤレス送信の周波数 50 Hz で切削加工中の振動加速度をデジタル信号で検出する手法とした。ここで用い

たセンサの固有振動数は 20 kHz で 10 kHz 程度までの振動加速度の検出が可能である。

皿穴加工に用いた面取り工具の外観および対象とした面取り寸法を図 4-5 に示す。4.1 節でも述べたように、皿穴ではシール性が求められる場合が多いが、その加工面にびびりマークが生じるとシール性などの信頼性が低下し、製品品質の低下に大きな影響を与える。現場においては面取り加工時に高い周波数の音を発するびびり振動の問題が生じる場合が知られているが、ドリル加工に比べて加工時間が極めて短く、その間を定量的に評価する手法はほとんど示されていない。特に穴底で生じるびびり振動はそのまま製品の機能性に影響することが予想される。そこでシール性が求められる場合が多い、皿頭ねじ用皿穴 (JIS B 1017) である M4 を対象とした (最大径 $D=9.5$ mm, 皿穴深さ $H1=2.5$ mm, 最小径 $D1=4.5$ mm, 皿穴角 $\theta=90^\circ$)。したがって、

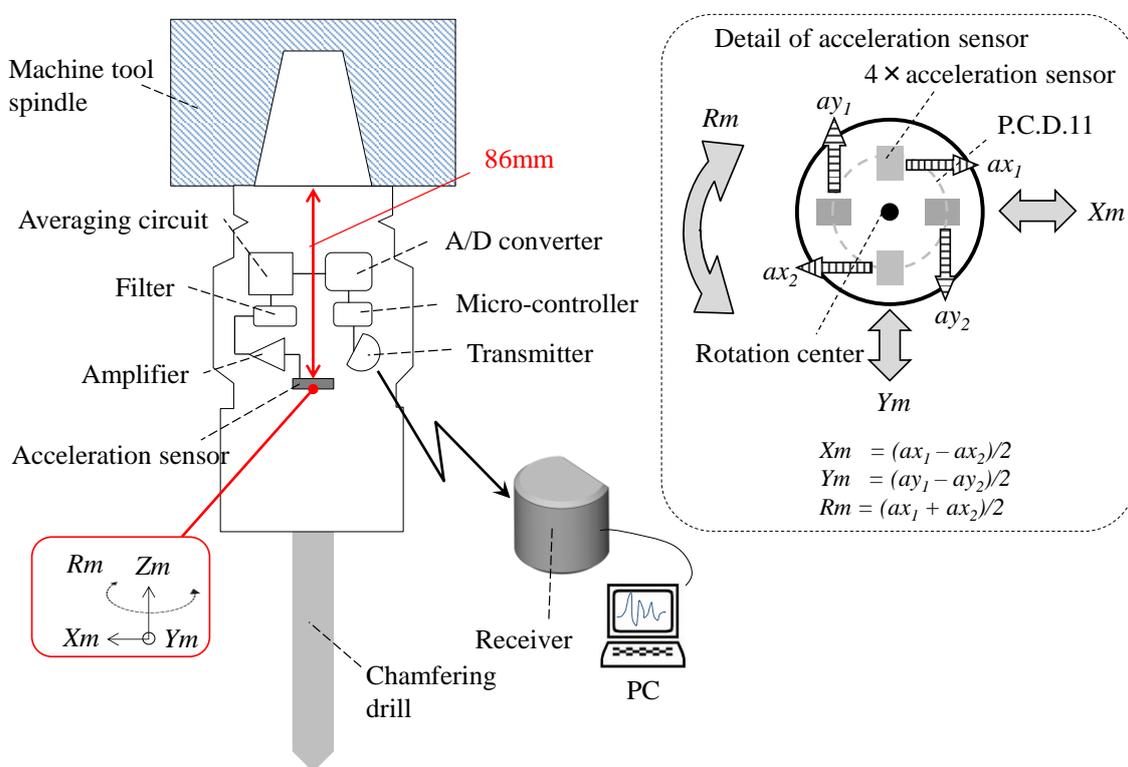


Fig.4-4 Schematic diagram of wireless measurement tool holder system to measure vibration in chamfering.

加工前に下穴 $\phi 4.5\text{ mm}$ を施した後に皿穴加工を遂行した. 図 4-6 に実験のセットアップと工具刃先と $XmYm$ 座標系の関係を示す. 工具は切れ刃が Xm 軸上と平行になるように把持した. なお, 切削動力計 (kistler 社製:9255B) による切削力モニタも同時に行った.

主な加工条件と工具を表 4-2 に示す. 4.2.1 節と同じ工作機械を使用した. 皿穴加工に用いた工具はびびり振動が問題となる場合が多い高速加工を想定したセンタドリル (OSG 社製 FX-LS-LDS 材質:超硬) で, 工具直径に対する工具の突き出し長さの比は 9 とした.

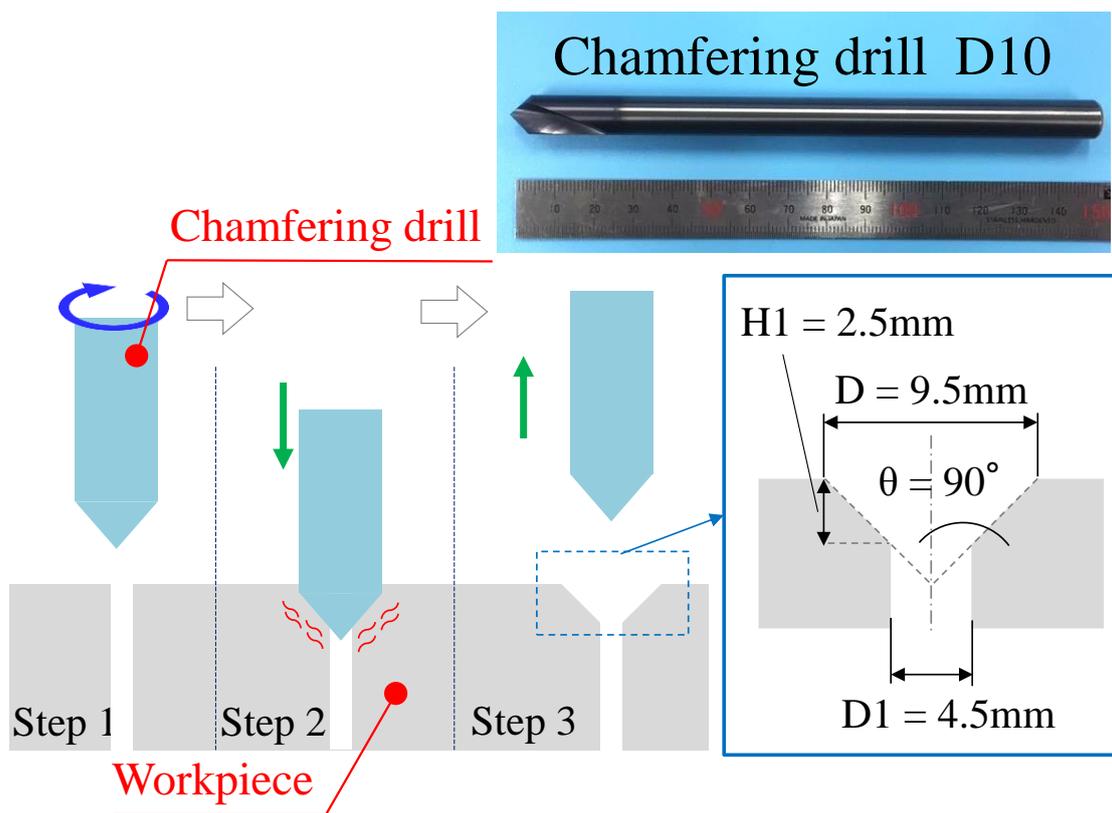


Fig.4-5 The picture of chamfering drill and the schematic diagram of chamfering process.

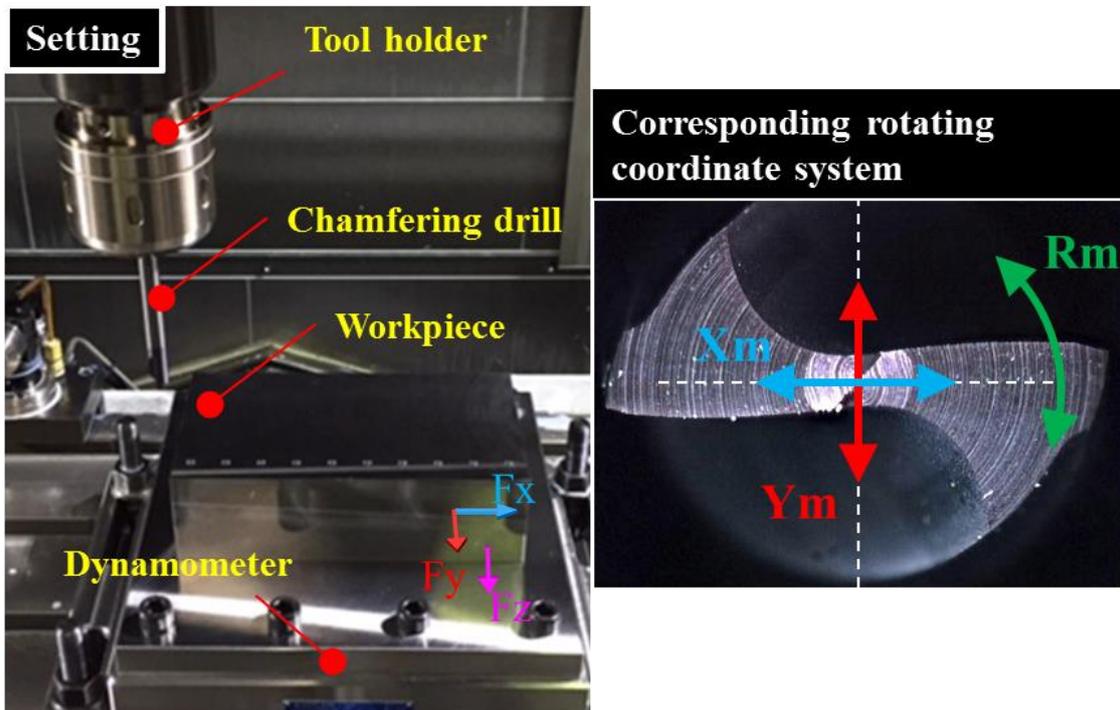


Fig. 4-6 The conditions of an experiment by wireless measurement tool holder system. and the picture of corresponding rotating coordinate system.

Table 4-2 Cutting condition for chamfering.

| Tool information | | Cutting condition | |
|------------------|-----------------|-------------------|----------------|
| Model num.: | FX-LS-LDS (OSG) | Speed: | 40, 100 m/min. |
| Diameter: | 10 mm | Feed: | 0.05 mm/rev. |
| Length: | 150 mm | L/D: | 9 |
| Num. of edge: | 2 | Cutting depth: | 9.5 mm |
| Tip angle: | 90 deg. | Step feed: | non-step |
| Twist angle: | 12 deg. | Coolant: | dry |
| Coating: | TiAlN | | |

4. 2. 3 ドリル工具の先端熱源に基づく非定常熱伝導モデル

ドリル加工中は、ドリル工具の先端部に発熱部(熱源)を有し、発熱部からの熱量は主にドリル工具・コレット・ホルダを介して工作機械の主軸・本体に伝熱し大気中に放熱してエネルギーバランスしているものと考えられる。ここで、今回の実験の非定常熱伝導モデル図を図 4-7 に示す。発熱部およびドリル工具から工作機械の主軸・本体の熱容量の和を C 、発熱部および本体の温度 T 、 T_0 として、その温度差 $\Delta T (=T - T_0)$ とする。熱源の単位時間当たりの発熱量を P 、熱源から本体を介しての大気中へのコンダクタンスを α とすると、このモデルは一般に先端にヒータ(熱源)を有する加熱器のモデル⁴⁻¹⁵⁾で近似できると考えられ、時間 t に関する一次遅れ系として次の微分方程式で表される。

$$C \left(\frac{d\Delta T}{dt} \right) + \alpha \Delta T = P \quad (4-1)$$

ここで、ステップ応答で発熱量 P を与えると、 $t=0$ で $\Delta T=0$ であるので、時定数 T_m を含み

$$\Delta T = (P/\alpha)\{1 - \text{Exp}(-t/T_m)\} \quad (4-2)$$

となる。ここでは時定数 $T_m = C/\alpha$ である。したがって、発熱部の温度は

$$T = T_0 + (P/\alpha)\{1 - \text{Exp}(-t/T_m)\} \quad (4-3)$$

となる。またこの時の定常状態においては温度差 $\Delta T = (P/\alpha)$ の熱平衡であり、発熱部に対して工作機械の本体等の熱容量も空気中への放熱のための表面積も大きいので T_0 は室温で近似できるものと考えられる。したがって、定常状態(刃先からの入熱とホルダ・主軸への伝熱を経て大気中への放熱のバランスが取れた熱平衡状態)の収束温度 $T_s = T_0 + \Delta T$ となる。

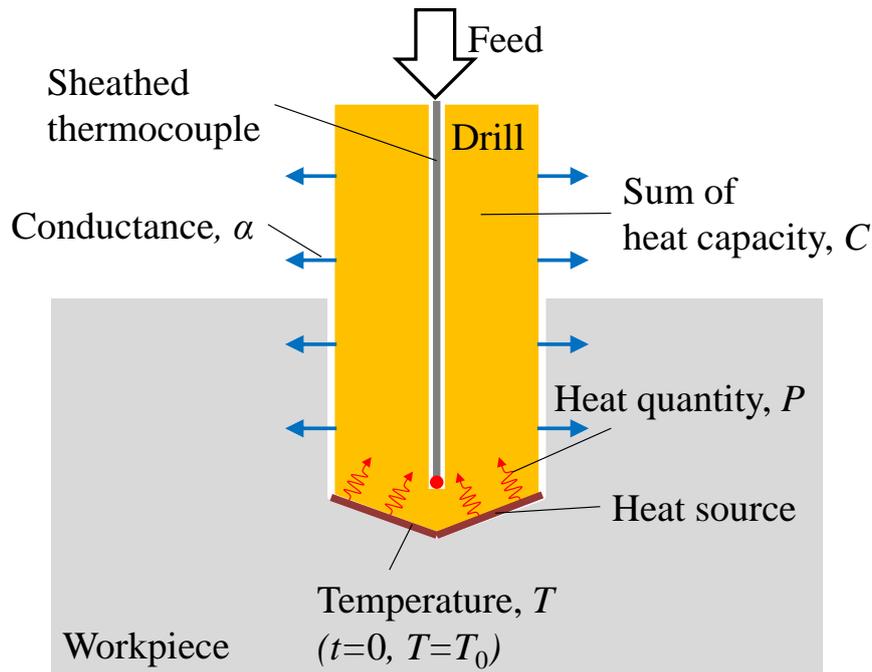


Fig. 4-7 Model diagram of unsteady heat conduction based on heat source on edge of drill.

4. 2. 4 皿穴工具の基本振動モデル

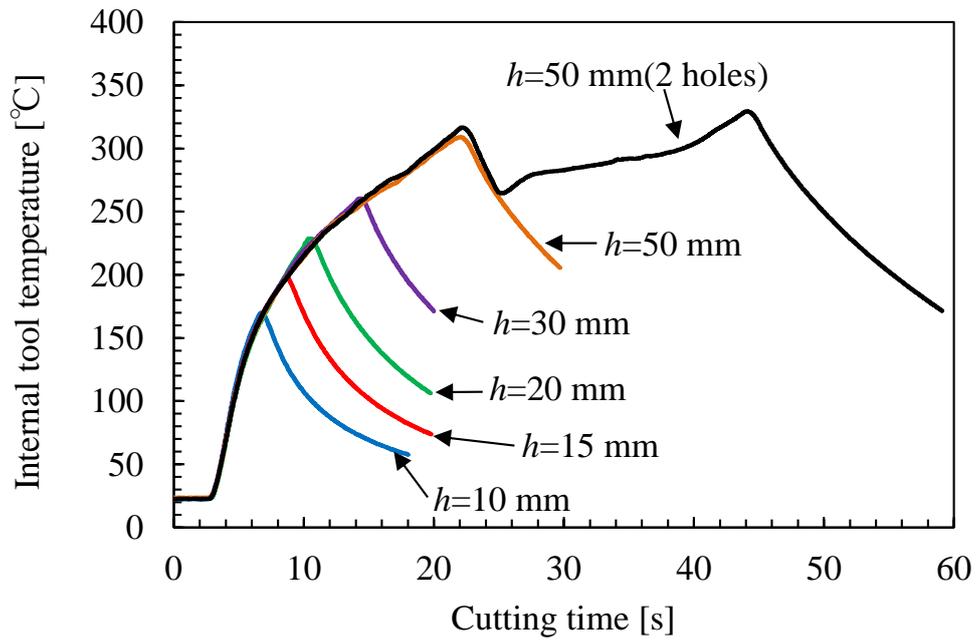
ここで、皿穴加工用の面取り工具はホルダ端面を固定端とした一端固定で他端自由のほりてモデル化すると、曲げの固有振動数 f_{bn} は一般的に 3 章で用いた(3-5)式であらわされる。同様に、1 次モードの振動は(3-6)式であらわされる。使用した工具は ϕ 10 mm, 突出し量は 90 mm, 超硬合金の縦弾性係数は 550 GPa, 密度は 14250 kg/m^3 とし、(3-6)式にそれぞれ代入して計算すると、固有振動数 f_{b1} は 1050 Hz となる。さらにホルダ端面を固定端とした一端固定で他端支持のほりてモデル化すると、 $\lambda_1=3.927^{4-16)}$ とすると固有振動数 f_{b1} は 4605 Hz となる。また、両端支持のほりてモデル化すると、 $\lambda_1=\pi/2^{4-16)}$ とすると固有振動数 f_{b1} は 2948 Hz となる。一方、ホルダに着目すると、主軸ゲージラインからホルダ端までの長さは 175 mm であり、ホルダの物性値は一般的な鋼を想定して、縦弾性係数 206 GPa, 密度は $8.3 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ とすると、一端固定他端自由の曲げ固有振動数 f_{b1} は 1600 Hz となる。

最近の厳密な解析と実験により、ドリル加工においてねじり振動に起因する曲げとの連成びびり振動が顕著に生じることが解明⁴⁾¹⁷⁾されている。そこで同様にホルダ端面を固定端とした一端固定で他端自由の中実および中空の丸棒はりとして皿穴工具をモデル化すると、そのねじりの固有振動数 f_m は 3 章の(3-7)式であらわされる。1 次のねじり振動は、超硬合金のポアソン比 $\nu = 0.22$ とすると、(3-8)式より固有振動数 f_H は 11044 Hz で非常に高い周波数である。そこでホルダ部に着目すると、一般的な鋼を想定してポアソン比 $\nu = 0.3$ とすると、固有振動数 f_H は 4411 Hz となる。

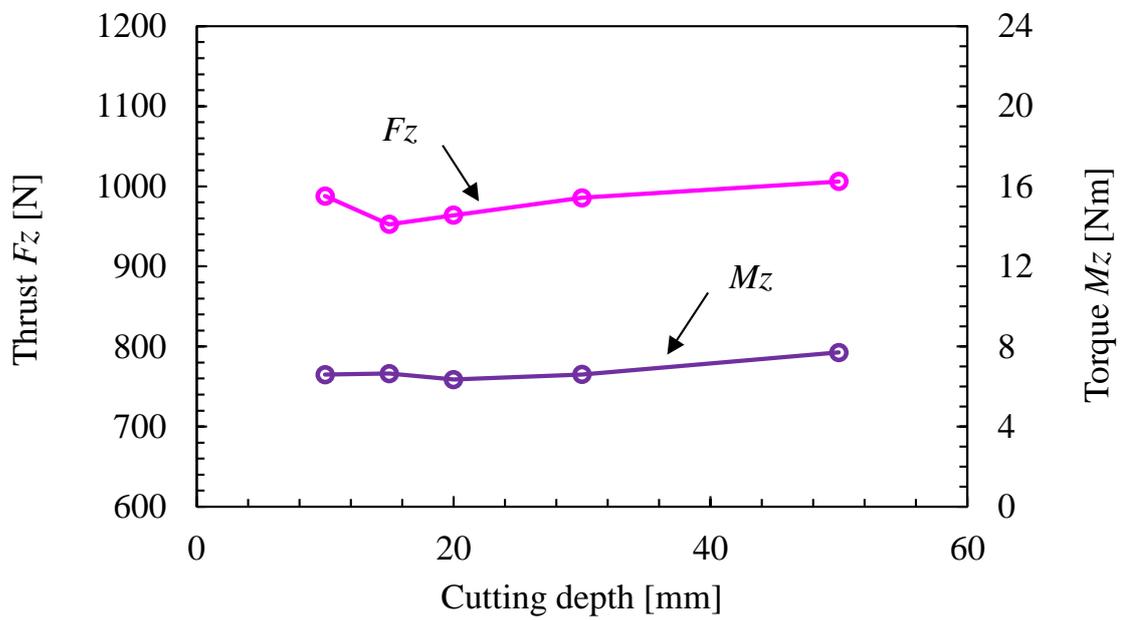
4. 3 ドリル加工の実験結果および考察

4. 3. 1 穴深さとドリル温度の関係

図 4-8(a)は、切削速度 25 m/min (一定) で加工穴の深さ h を変化させた場合の熱電対先端の温度と時間の関係、図 4-8(b)は、それぞれの深さまで加工した場合のスラストおよびトルクの平均値の関係を示す。さらに図 4-8(a)には、連続 2 穴の加工を遂行した場合の温度と時間の関係も合わせて示す。4.2.3 節のモデルでは、単位時間あたりの入熱量と放熱量のエネルギーバランスでステップ応答の温度差 ΔT が決まる。ここで連続 2 穴のそれぞれの最高温度は、穴底ドウエルの終了直後の温度の差が 20°C 程度で近い値を示していることがわかる。また図 8(a)で穴深さを変化させた場合も、それぞれの開始から穴底付近までの温度の上昇は同じ曲線を描いており、モニタにおける高い現象の再現性も確認できる。図 8(b)より、スラスト力の平均値は穴深さに関係なくほぼ一定であり、トルクも穴深さに対して若干の上昇が見られる程度であり安定な加工状態を維持しているものと考えられる。



(a) Internal tool temperature



(b) Average thrust and torque

Fig.4-8 The internal temperature of drill and the cutting force when drilling under various the cutting depth ($V=25\text{m/min}$).

4. 3. 2 切削速度とドリル温度の関係

図 4-9 は、加工穴深さ 50 mm, 1 回転当たりの送り量を 0.2 mm/rev で固定とし、切削速度を変化させた場合の熱電対先端の温度と時間の関係を示す。それぞれ加工開始から所定の深さまで加工し、リトラクトするまでの温度の時間変化を示している。切削速度の上昇に伴い、単位時間当たりの工具への入熱量が増加している様子がわかる。切削速度 100 m/min までは設定した条件で加工可能であったが、切削速度 120 m/min では工具の硬さを軟化させるほどの熱が発生し、刃先の溶損(その時のドリル様子を図 4-9 中に合わせ示す)が生じたことで加工不可となった。ここで、ドリル加工時の穴底で生じる温度上昇に関するモデル図を図 4-10 に示す。図 4-10(a)は貫通穴の場合であり、ドリルのオイルホールを通して工作物の穴底の温度を計測した結果に基づくと、貫通直前に当該部の熱容量が急激に減少して蓄熱作用により昇温してドリル摩耗の悪化を招くことが説明⁴⁻¹⁸⁾されている。しかしながら止まり穴の場合についてのドリル先端部の内部の温度に対する報告例はなかった。その一方、止まり穴のドリル加工においては穴底でのドウエル時間(反転時の送り運動の停止時間)の増大は、その間のドリルと穴底間のラビング(rubbing)作用を増大させ、ドリル摩耗の悪化を招くことが判明⁴⁻¹⁹⁾している。しかしながら、穴底でのラビング作用におけるドリル工具の昇温の十分な評価はなされていなかった。

図 4-10(b)は止まり穴のドリル加工時のドウエル時間も考慮した、ドリル工具側の工具先端付近の温度と時間の関係を示すモデルである。加工開始の時刻(ドリル先端が加工を開始する時刻、すなわち切削力が生じる時刻)をゼロとして、少し遅れた時刻 t_1 より昇温が生じる。開始直後はチゼル先端部のみ切削作用なので生じる発熱が小さく、かつドリル先端の中心部までの伝熱に要する時間も必要になるため、それらが応答の遅れ・むだ時間 t_1 として生じる。その後、加工開始からの時刻 t' としてむだ時間を考慮した時間 $t = t' - t_1$ とすると、4.2.3 節における式(4-3)の関係が成立する。さらにドウエル時間のラビング作用も考慮すると、ドリルの送り運動が減速・停止を開始する時刻を t_2 (温度を T') とし、ドリルが上昇を開始する時刻を t_3 として{この場合、ドウエル時間(t_3-

t_2 と定義}, その時の生じる最高温度を T_{max} とすると, この間の温度上昇は $(T_{max} - T')$ と定義される. また式(4-3)で予想される時刻の温度 T と最高温度 T_{max} との差 $(T_{max} - T)$ がラビング作用による昇温で, 工具摩耗への影響度合いとしてモデル化される. ここで式(4-2)に示されるステップ応答において, ドリル加工時は熱容量 C およびコンダクタンス α は一定, すなわちその比である時定数 $T_m = C/\alpha$ も一定と考えられる. 一方で一次遅れ系では $T=0.63\Delta T'$, すなわち図 4-10(b)中の T_s に対し $T=0.63(T_s - T_0)$ の関係を有する. ここで, 図 4-8(a)の連続 2 穴の加工時の温度プロットより, 2 穴目加工時の穴底

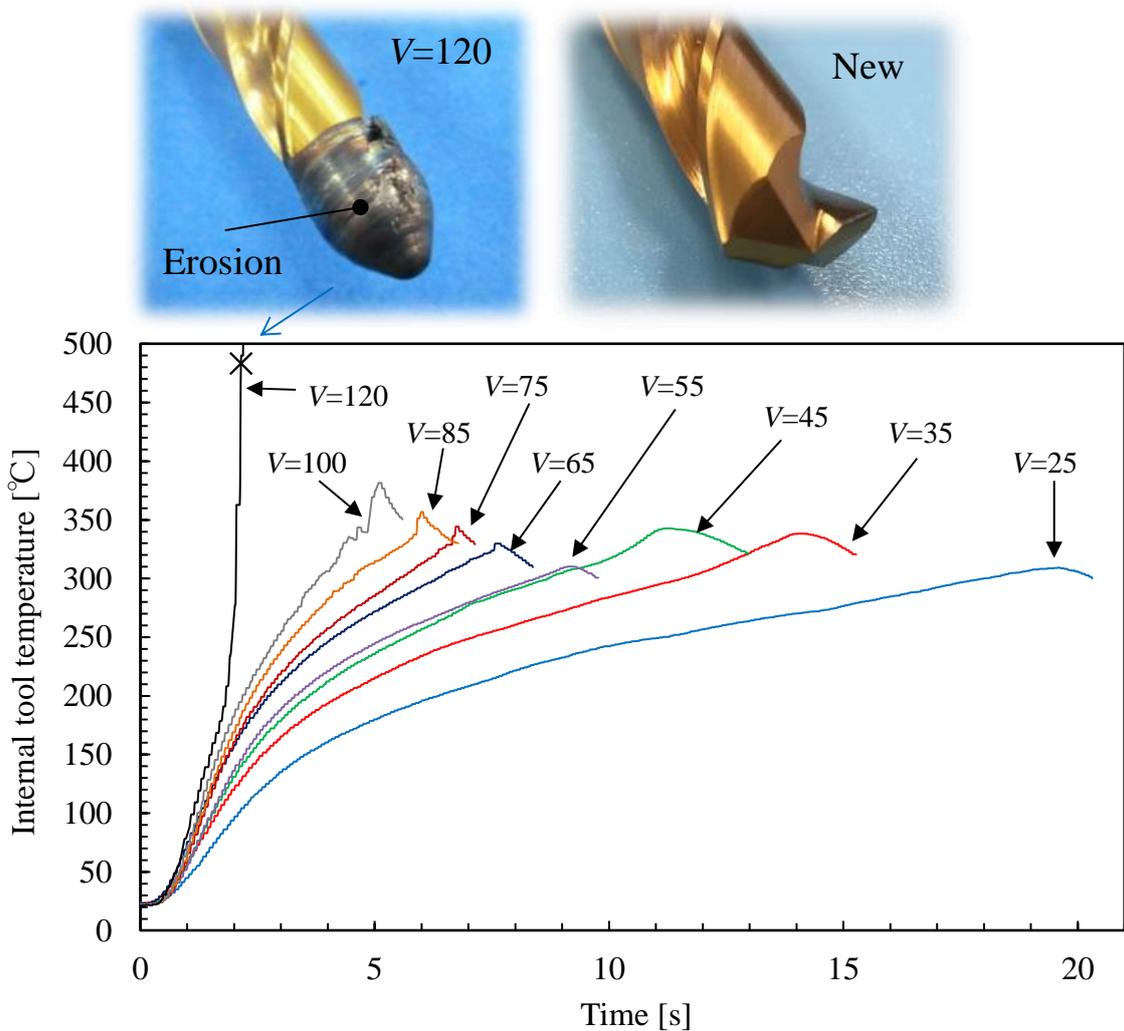
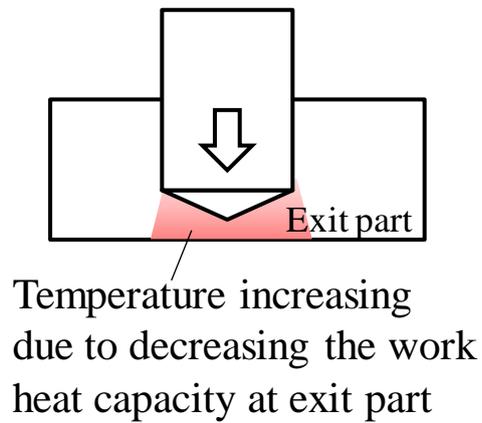
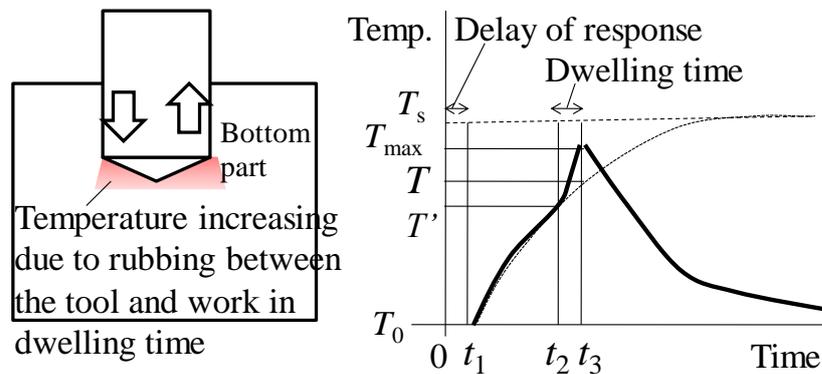


Fig. 4-9 Relationship between time and internal temperature of drill (Cutting depth = 50 mm, and feed rate = 0.2 mm/rev).



(a) Temperature at exit part



(b) Temperature at bottom part in blind a hole drilling

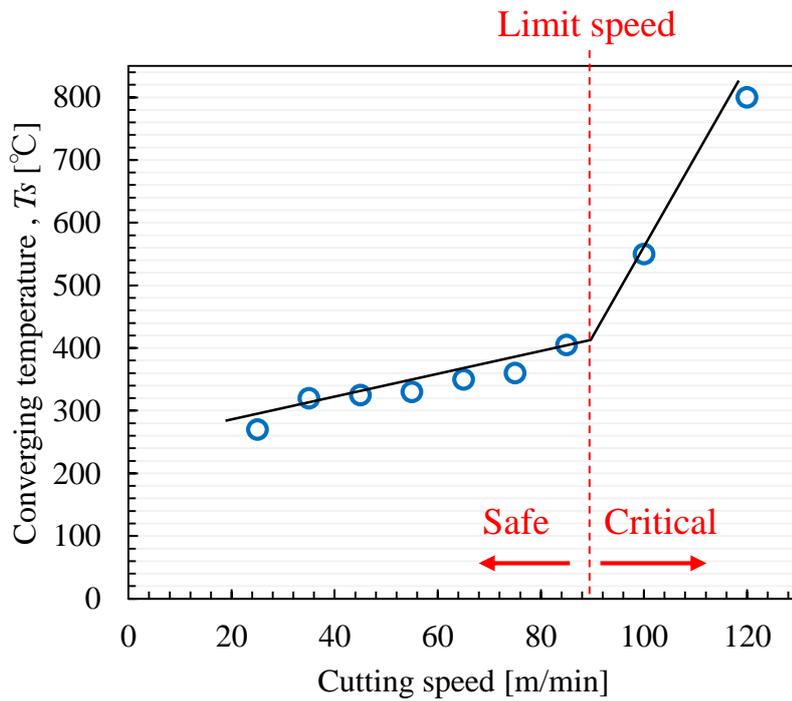
Fig. 4-10 The model regarding the relationship between the drill temperature and time required for the drill to create a blind hole.

ドウェル時の昇温の影響を除き、収束温度 T_s を読みとったところ 300°C 程度になることが予想された。また、図 4-9 の $V=25 \text{ m/min}$ の温度プロットより、(4-3)式のモデルを用いて非線形曲線フィットの解析を実施することで、収束温度 $T_s=300^{\circ}\text{C}$ 程度、 $T_m=4.5 \text{ s}$ 程度になることが同定された。

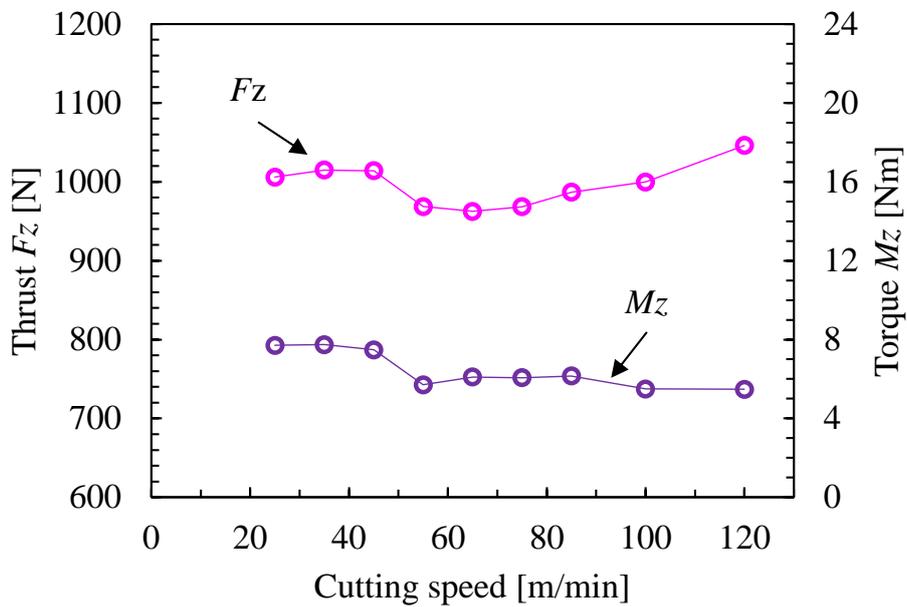
4. 3. 3 ドリル温度と溶損現象の予想

図 4-11(a)は、式(4-3)に図 4-10(b)に示される t_3 時刻における温度 T , $t=t'-t_3$, と時定数 $T_m(=4.5 \text{ s})$, 室温 T_0 を代入し、定常状態における温度差 $\Delta T'(=P/\alpha)$ を求め、その結果より図 4-9 の各切削速度における収束温度 $T_s(=\Delta T'+T_0)$, 図 4-11(b)は加工中に計測したスラストおよびトルクの最大値(切削速度 120 m/min では加工途中で工具の軟化による刃先の溶損が生じてそれ以後の計測が不能であったため、溶損直前の値)の関係を示す。図 4-11(a)より、加工穴毎に次第に切削速度を上昇させ限界速度を検討する場合、切削速度が 85 m/min から 100 m/min に変化する所で急激に収束温度 T_s が上昇する(制御理論上の微分動作において、切削速度に対する変化率が上昇して次の動作の危険性が示唆される)様子がわかり、切削速度 120 m/min での鋼の再結晶温度を超えるような溶損の予兆現象のモニタができることがわかる。その一方で、図 4-11(b)では切削速度 55 m/min 付近で構成刃先の消滅に起因すると考えられる切削力の若干の低下が生じているが、切削速度によるスラストおよびトルクの顕著な変化はなく、切削力だけでは加工中に溶損が生じる直前までその予兆のモニタが難しいことがわかる。

さらに図 4-12(a)は図 4-10(b)の穴底でのラビング作用による昇温($T_{max}-T$)と切削速度の関係、図 4-12(b)はドリルマージン部の光学写真である。図 4-12(a)より切削速度が上昇すると次第にラビング作用による昇温が増大する様子がわかる。ここでスラスト力から穴底でのドリル先端の動きを計測すると、Z 軸の送り速度の減速に要する時間は 0.07 s 程度であり、その後にスラスト力がゼロのままを維持する穴底での停止時間は切削速度 25~45 m/min ではほぼ 0 s, 切削速度 55 m/min で 0.06 s, 切削速度 75~100 m/min で 0.15 s 程度であった。この間にラビング作用としてドリルが回転する回数は切削速度 25~45 m/min で 1 回程度, 切削速度 55 m/min で 2 回程度, 切削速度 75 m/min 以上では 3 回程度以上となる。ここで図 12(b)より、切削速度 25~45 m/min では構成刃先に起因すると考えられる堆積物が多少みられるものの、刃先付近へのダメージはほとんどないが、切削速度 65~100 m/min では刃先付近の逃げ面の摩耗もしくは



(a) Converging temperature.



(b) Average thrust and torque

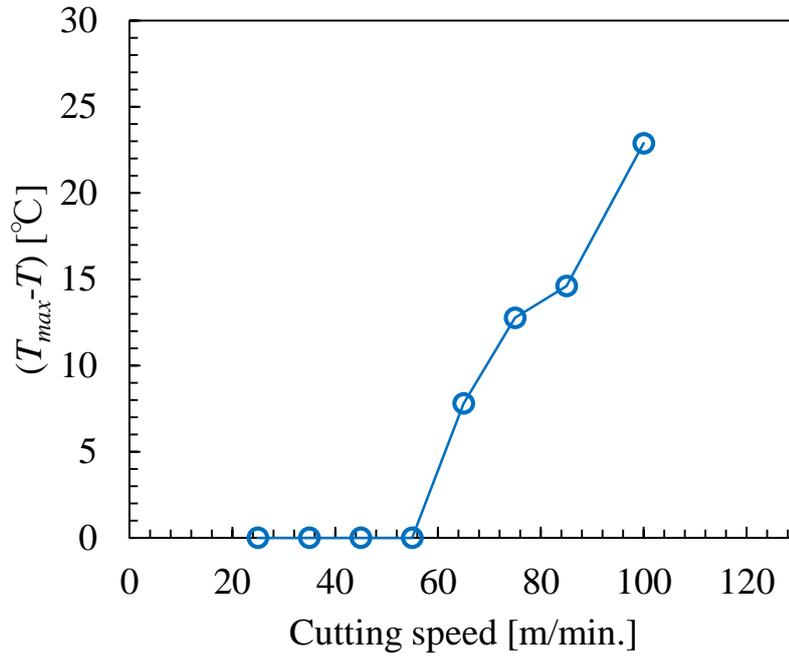
Fig.4-11 The convergent temperature (T_s) of each cutting speed in Fig. 4-8 by T , time constant (T_m) at t_3 in Fig. 4-9 and the average value of thrust and torque.

高温酸化膜と考えられる形跡が観察された。その形跡の範囲は、切削速度の上昇に伴い次第に拡大している様子が見受けられ、溶損現象の予兆を示していると考えられる。また、切削速度 55 m/min は構成刃先が消滅(図 4-11(b)で切削力が若干減少)する影響で昇温がほとんど生じていないが、その他の切削速度 25~45 m/min, 65~85 m/min で 10°C 前後の昇温である。しかしながら切削速度 100 m/min では、その約 3 倍の 30°C 以上の急激な昇温が生じており、穴底では既に溶着限界の兆候を示している。Z 軸が動作している間(切屑生成中)は、刃先は常に新しい加工面との摩擦になるため、刃先に接する工作物は室温に近いものになると考えられるが、Z 軸が停止すると、刃先と工作物は常に同じ面での金属接触の摩擦現象により摩擦熱が発生し、ドリル先端部付近の工作物側にも蓄熱作用が生じることで昇温すると考えられる。これと近い現象として、Z 軸がほぼ停止した状態で回転工具と工作物が金属接触する摩擦圧接時、摩擦時間および回転数の上昇に伴い工具への入熱量が増加する⁴⁻²⁰⁾といった報告もなされている。結果的にドリル先端部付近も昇温したものと考えられ、ドリル加工初期の温度上昇データから収束温度 T_s を予想することで、溶着限界の切削速度の予兆がモニタできる可能性が示された。したがって、切削速度の探索方法の一つとして、工具が損傷しない低速の切削速度で工具系の時定数 T_m を同定して、その後に工具が損傷しない温度範囲(この場合には、例えば穴深さを次第に浅く設定して)で次第に切削速度を上昇させた時のモニタ温度 T と時間 t の関係と式(4-3)より収束温度 T_s を予想し、その収束温度 T_s が切削速度に対して急激に上昇する条件(例えば、図 4-11(a)の場合には切削速度 100 m/min)を目安にできることがわかった。

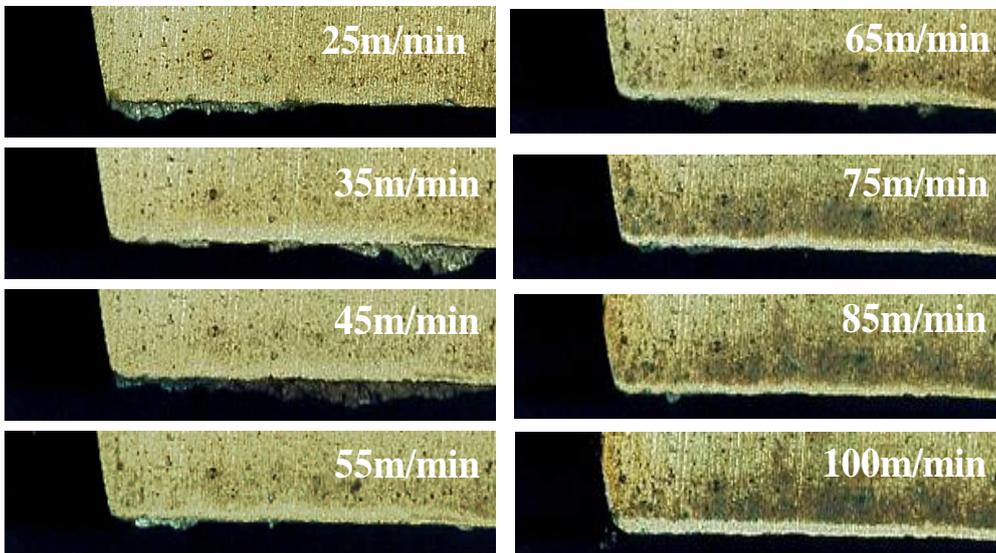
4. 4 皿穴加工の実験結果と考察

4. 4. 1 皿穴加工時の切削力と工具系の振動

図 4-13 は、切削速度 40 m/min, 送り量 0.05 mm/rev における加工開始からの工作物側のスラスト F_z , トルク M_z と時間の関係である。図 4-5 に示されるように、加工開始



(a) Increased temperature due to rubbing at hole bottom.



(b) Observation of drill merge part.

Fig. 4-12 Temperature rise by rubbing along with an increase of the the cutting speed and damage of drill mergepart with regards to various cutting speed.

より次第に単位時間辺りの皿穴の面取り除去体積が増大するので、Z軸送り速度が減速を開始する(横軸 2.3 s 付近)までスラスト F_z は時間とともに次第に増大する様子がわかる。それに伴いトルク M_z の変動成分も増加する。トルク M_z の変動成分の要因としては構成刃先による影響のためと考えられる。図 4-13 中にはあわせて、工具ホルダの回転座標系における曲げ方向 X_m , Y_m , 回転方向 R_m の振動の値も示す。横軸 1.6 s 付近で曲げ方向 X_m , Y_m の振動成分が増大(図 4-13 中の I 付近)している様子がわかる。ここで、トルク M_z 波形を FFT した時に見られたピーク周波数付近でバンドパスフィルタ(Band-Pass-Filter, BPF)を実施した波形に着目する。450~500 Hz の周波数帯でバンドパスフィルタを実施したトルク M_z の波形に着目すると、曲げ方向 X_m , Y_m の振動成分が増大したのと同時刻で大きく変動していることがわかる。一般的に BT40 マシニングセンタ主軸の曲げの固有振動数は 400~500 Hz 付近であることが多く⁴²⁾、今回もそれに起因する振動が生じていると考えられる。すなわち、主軸の曲げ方向の振動成分は工具の回転座標系の曲げ振動として顕著に検知できることがわかる。さらに横軸 2.0 s 付近に回転方向 R_m の振動成分が増大(図 13 中の II の付近)しており、800~850 Hz の周波数帯でバンドパスフィルタを実施したトルク M_z の波形の同時刻付近ではトルクの変動成分も若干増減している様子がわかる。したがって、トルクの変動は工具の回転方向座標系のねじり振動として生じる傾向があることがわかる。横軸 2.3 s 付近より Z 軸の送りが減速を開始してスラストが減少し、横軸 2.5~2.6 s 付近は穴底ドウエルであるが、どちらの場合も X_m , Y_m , R_m 方向の振動値とも減少傾向で安定した加工状態にあるものと考えられる。

図 4-14 は、加工後の皿穴面の光学顕微鏡の写真および加工面の円周上の矢印に沿って計測した断面曲線と粗さ曲線を示す。図 4-14(a)より皿穴にはびびり模様は生じていないことがわかり、図 14(b)より円周方向には構成刃先の成長脱落に起因すると考えられるランダムな凹凸が生じていることがわかる。

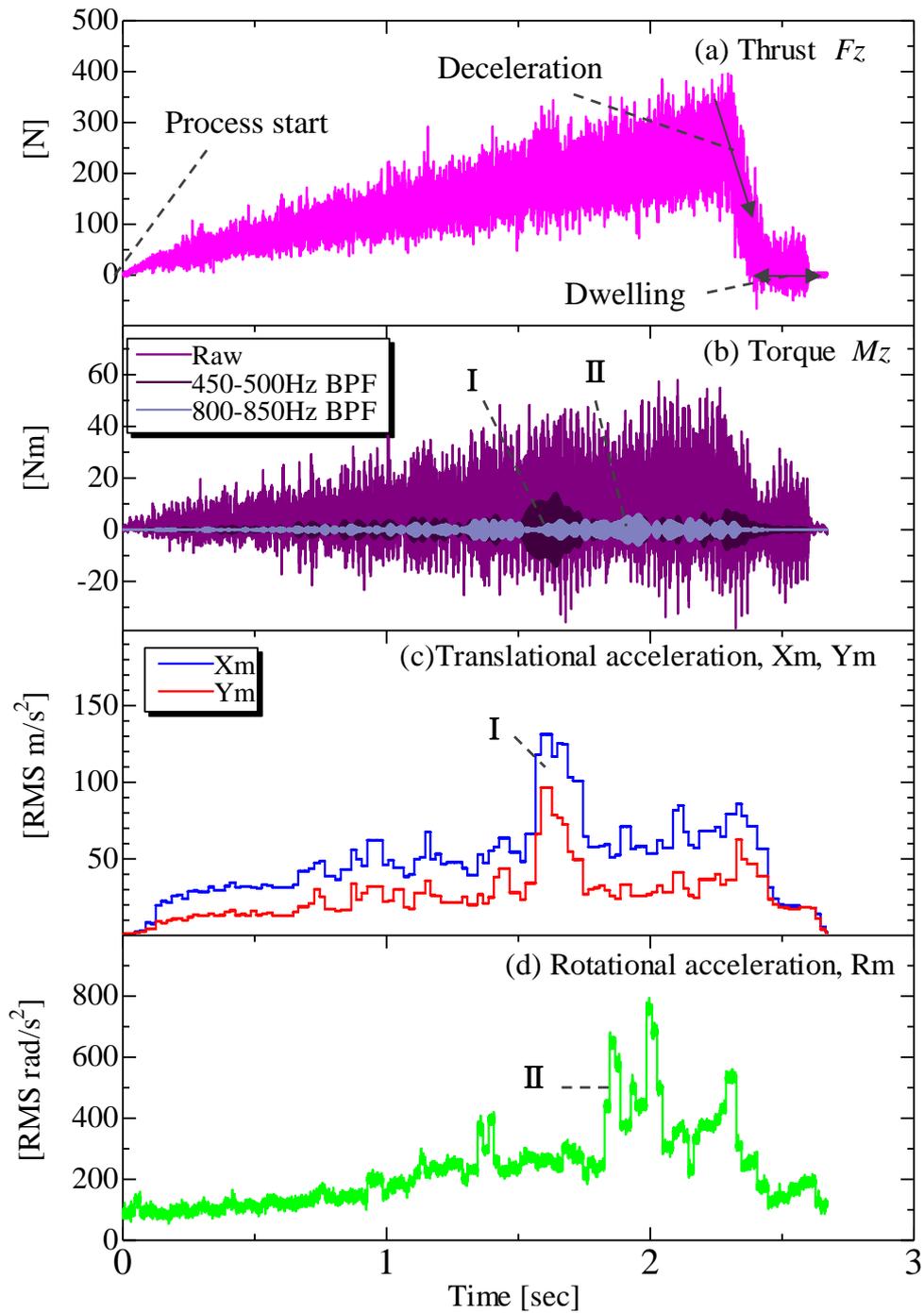
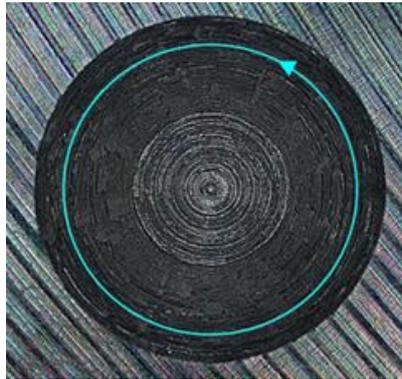
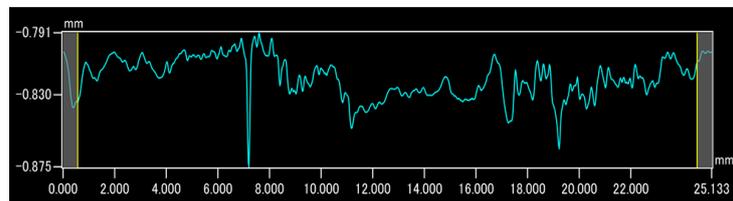


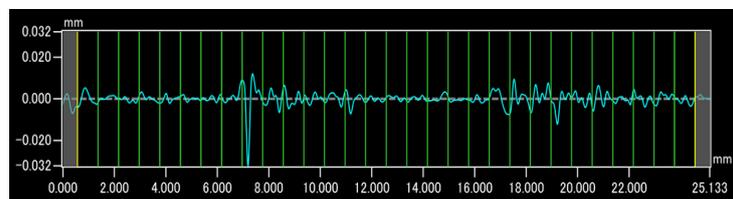
Fig.4-13 Relationship among the cutting force of the workpiece side, the vibration acceleration of the tool side (Cutting speed = 40 m/min, feed rate = 0.05 mm/rev).



(a) Observation of chamfered surface



(b) Profile curve along circumferential direction



(c) Roughness curve along circumferential direction

Fig.4-14 Countersunked surface with the conditions (Cutting speed = 40 m/min, feed rate = 0.05 mm/rev).

4. 4. 2 皿穴加工時のねじり方向のびびり振動

図 4-15 は、切削速度 100 m/min, 送り量 0.05 mm/rev における加工開始からの工
作物側のスラスト F_z , トルク M_z と時間の関係である. 図 4-15 中にはあわせて, 工具ホ
ルダの回転座標系における曲げ方向 X_m , Y_m , 回転方向 R_m の振動の値も示す. 横
軸 0.65 s 付近でスラストの変動成分が増大するが, その場合には回転座標系の曲げ

方向 X_m, Y_m の振動も増大し、横軸 0.9 s 付近から Z 軸の送りが減速してスラストの変動が顕著に増大し、横軸 1.0~1.1 s 付近で穴底ドウエルとなりトルクの変動成分が顕著に増大している様子がわかる。穴底ドウエルにおいて曲げ方向 X_m, Y_m の振動も増大するが、回転方向 R_m の振動の方が顕著に増大している様子もわかる。さらに図 4-13 に比べて曲げおよびねじり振動とも非常に大きな値を示すため、加工が終了した横軸 1.1 s 以後にも減衰自由振動が検出されている様子もわかる。

図 4-16 は、加工後の皿穴面の光学顕微鏡の写真および加工面の円周上の矢印に沿って計測した断面曲線と粗さ曲線を示す。図 4-16(a)より皿穴にはびびり模様が生じて品質の著しい低下が見られる。図 4-16(b)より円周方向に周期的な凹凸が生じ、びびり振動が生じていることもわかる。

図 4-17(a)は、図 4-15 のドウエル直前の 0.9~1.0 s 付近、図 4-17(b)はドウエル時の 1.0~1.1 s 付近のスラストとトルクの FFT 結果である。ドリル加工の場合は下穴の有無に関わらず、一端固定他端自由のはりと、一端固定他端支持のはりの 2 つのモードの曲げ固有振動が混在して生じる場合があることが知られている⁴⁻²²⁾。4.2.4 節の結果に基づくと本工具の両端支持のはりの曲げ固有振動数は 2948 Hz である。図 4-17(a), (b) のスラストの FFT 結果ではそれに近い周波数 2560 Hz 付近のピーク値が対応すると考えられる。図 17(a)のトルクでは、4.2.4 節の結果に基づくと、本工具の一端固定で他端自由のはりの曲げ固有振動数 1050 Hz が 1200 Hz 付近のピーク値が対応し、さらにホルダの一端固定他端自由のはりのねじり固有振動数 4411 Hz が 3800 Hz 付近のピーク値に対応して生じているものと考えられる。一方、図 4-17(b)のトルクでは、1230 Hz ~1900 Hz 付近にピーク値が見られ、本工具の一端固定他端自由のはりの曲げ固有振動数 1050 Hz に加え、ホルダの一端固定他端自由のはりの曲げ固有振動数 1600 Hz に対応して生じているものと考えられる。また、図 4-17(a)で見られたホルダの一端固定他端自由のはりのねじり固有振動数に対応する 3800 Hz 付近のピーク値が、図 17(b)では高周波数側に若干シフトしていることがわかる。これは、本工具の一端固定で他端支持のはりの曲げ固有振動数 4605 Hz に対応すると考えられる。図 4-13 と

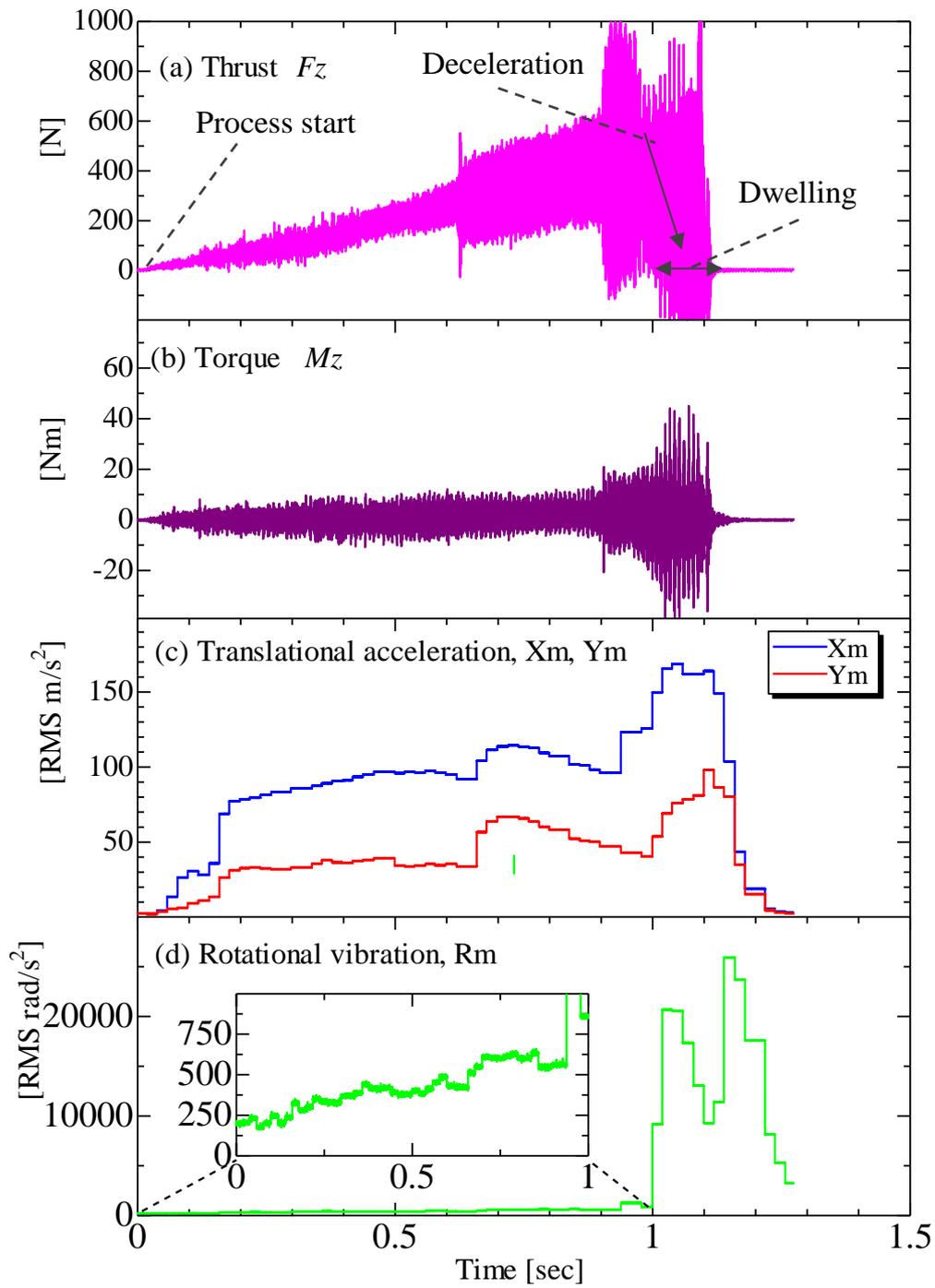
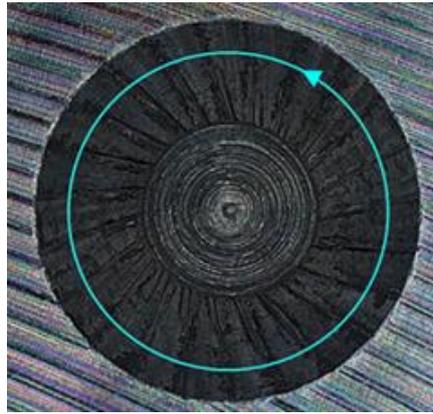
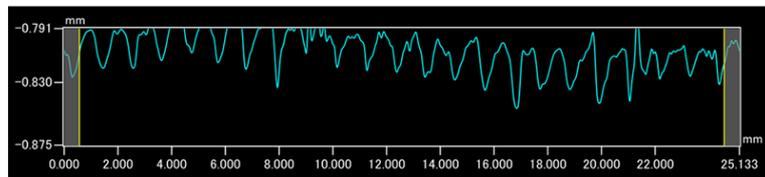


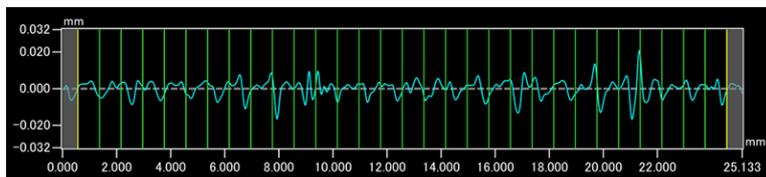
Fig.4-15 Relationship among the cutting force of the workpiece side, the vibration acceleration of the tool side (Cutting speed = 100 m/min, feed rate = 0.05 mm/rev).



(a) Observation of chamfered surface



(b) Profile curve along circumferential



(c) Roughness curve along circumferential

Fig.16 Countersinked surface (Cutting speed = 100 m/min, feed rate = 0.05 mm/rev).

図 4-15 でモニタされた回転方向振動の大きさレベルを比較すると、後者で著しく大きな当該振動が生じている。したがって従来解明されてきていた一端固定他端支持のはり、一端固定他端自由のはりの 2 種類の曲げ振動モードだけでなく、両端支持やねじりモードの振動がびびり現象に関与していることが判明し、その場合に顕著な加工面の品質低下が生じることもわかった。すなわち、近年に解明されてきたドリル加工中に生じる曲げとねじりの連成振動を含むびびり振動⁴⁻²³⁾のモニタに、提案する工具ホルダシステムが有効であることもわかった。さらに工具ホルダの回転座標系のねじり振

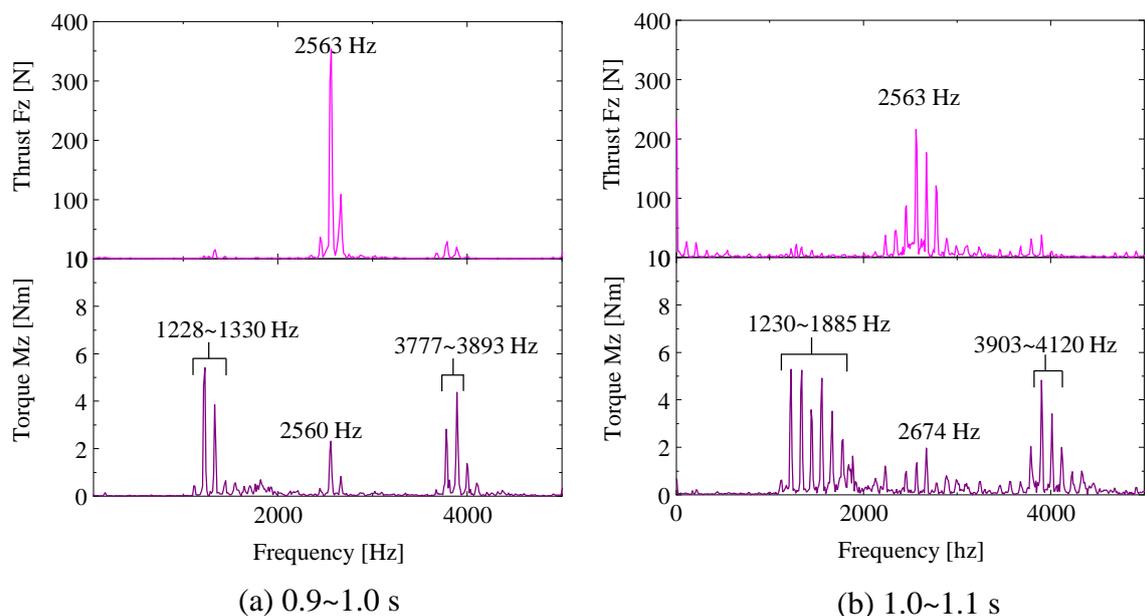


Fig.4-17 FFT results of measured thrust and torque around 0.9~1.0 s and 1.0~1.12s in Fig.4-14.

動成分 R_m は曲げとねじれの両者に感度を示し、不安定で高い周波数での多様なモードを含む工具の抜け際の一瞬のびびり振動（例えば図 4-13 の横軸 1~1.1 s 付近の穴底ドウエル時）にも高い感度を有することが示された。

4. 5. 結言

現場の環境下でも回転工具側から工具の内部温度や回転座標系における回転・半径方向の振動の情報を容易に取得可能な多機能無線式ホルダシステムを開発し、それらをドリル加工時の工具温度のモニタリング、さらに皿穴の加工時に生じる高い周波数のねじり系も含むびびり振動の検出に適用して、その有用性を検討した。以下の結果をまとめる。

- 1) ドリル加工時の切削速度の設定において、温度モニタ結果に基づきそれぞれの条件における昇温の収束温度 T_s を予想する手法は溶損などの加工限界の予想に有効である。

- 2) 温度モニタ結果において止まり穴加工時の穴底で生じるラビング作用による昇温に着目すると、ラビング的な回転の回数が十分(今回の場合は3回以上程度)な場合、その昇温でも溶着限界の切削速度の予兆がモニタできる可能性が示された。
- 3) 皿穴加工時に生じるびびり振動は、工具の一端固定・他端自由の固有振動数に加え、一端固定・他端支持、両端支持の固有振動数も影響し、さらにホルダのねじり固有振動も影響した曲げ・ねじり連成振動であることが判明した。
- 4) 皿穴加工時に生じるびびり振動において穴底ドウェル時に生じる現象が加工穴の品質に重要であるが、開発した無線ホルダのねじり振動(回転方向振動 R_m)の検出機能は、比較的高周波成分となるねじり振動を定性的に検知することができ、その現象のモニタに有効な手段の一つとなることが示された。

参考文献

- 4-1) 新堂正俊, 松田亮, 古木辰也, 廣垣俊樹, 青山栄一, “無線ホルダシステムを用いたエンドミル加工時の工具内部温度の考察”, 日本機械学会論文集C編, Vol.81, No.826 (2015), pp.1-12, DOI:10.1299/transjsme.15-00046.
- 4-2) 松田亮, 新堂正俊, 廣垣俊樹, 青山栄一, 古木辰也, “赤外線サーモグラフィと無線多機能ホルダによる回転工具の加工現象のワイヤレスモニタ”, 砥粒加工学会誌, Vol.61, No.1, (2017a), pp.34-39.
- 4-3) 松田亮, 新堂正俊, 廣垣俊樹, 青山栄一, “無線多機能ホルダによるタップおよびエンドミル工具の回転方向振動モニタと現象解明”, 砥粒加工学会誌, Vol.61, No.12 (2017b), pp.674-680.
- 4-4) 新井典久, 足立勝重, 中村貢, 脇坂彰一, 龍堂誠, “SUS304 の低周波振動ドリル加工に関する研究(ドリル刃先部の切削温度)”, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.56, No.527 (1990), pp.1960-1964.
- 4-5) 足立勝重, 小川恒一, 新井典久, 井垣久, “アルミニウムの低周波振動ドリル加

- 工時における刃先温度の測定と加工特性”, 軽金属, Vol.40, No.3 (1990), pp.171-175.
- 4-6) Rahim, E.A. and Sasahara, H, “A study of the effect of palm oil as MQL lubricant on high speed drilling of titanium alloys”, Tribology International Vol.44(2011),pp309-317.
- 4-7) Ueda, T., Nozaki, R. and Hosokawa. A., “Temperature measurement of cutting edge in drilling (Effect of oil mist)”, Annals of the CIRP, Vol.56(2007),pp.93-96
- 4-8) 財満鎮雄, 結城明泰, 堀内宰, “アルミニウム板の皿穴あけに関する研究(第1報) 皿穴の形状とのみ刃角の関係”, 軽金属, Vol.15, No.4 (1965), pp.209-217.
- 4-9) 財満鎮雄, 結城明泰, “アルミニウム板の皿穴あけに関する研究(第4報) 皿穴の形状と穴あけ精度との関係”, 軽金属, Vol.16, No.2 (1966), pp.74-82.
- 4-10) 松崎良男, 風巻恒司, “静的シールの設定圧着応力に及ぼす表面粗さの影響(第1報, 基礎実験)”, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.53, No.489 (1987), pp.1091-1095.
- 4-11) 福岡俊道, “数値解析による油圧機器用プラグのシール特性の評価”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.64, No.625 (1998), pp.2395-2401.
- 4-12) 吉田宏, “蒸気タービン用ロータの事故と対策”, ターボ機械, Vol.4, No.11 (1976), pp.728-734.
- 4-13) 松田亮, 新堂正俊, 廣垣俊樹, 青山栄一, “多機能無線ホルダシステムを用いたドリルと皿穴加工における工具内部温度と振動のモニタリングに関する研究”, 日本機械学会論文集, 2018 掲載決定済み.
- 4-14) Sakakura, M., Ohnishi, Shinoda, T., Ohashi, K., Tsukamoto, S. and Inasaki, I., Temperature distribution in a workpiece during cylindrical plunge grinding, Production Engineering, Vol.6, No.2 (2012), pp.149–155.
- 4-15) 早坂淳一, 澤井千香子, 木村光照, マイクロエアブリッジヒータを用いた超小型熱分析デバイスとその新しい加熱速度曲線導出方法, 電気学会学論 E, Vol.119,

3 (1999), pp119-224.

4-16) 入江敏博, 機械振動学通論第 2 版, p.126

4-17) Roukema, C. J. and Altintas, Y., Generalized modeling of drilling vibrations (Part 1) Time domain model of drilling kinematics, dynamics and hole formation, International Journal of Machine tools and Manufacture, Vol.47 (2007), pp.1455-1473.

4-18) 佐藤昌彦, 田中久隆, 竹田諭司, 光ファイバ連結放射温度計によるドリル加工時の穴加工面温度測定, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.77, No.782 (2011), pp.3562-3571.

4-19) Fujishima, M., Fukui, S., Kakino, Y., Ibraki, S., Yamaji, I., Nakagawa, H. and Hirogaki, T., Supprssion of drill wear by quick retract at the hole bottom in intelligent machine tools, Proceedings of Japan-US Flexible Automation, (2002), pp.251-256.

4-20) 竹上弘彰, 篠田剛, “摩擦圧接における入熱量計算法の検討”, 軽金属, Vol.54, No.3 (2004), pp.95-99.

4-21) 若岡俊介, 山根八洲男, 関谷克彦, 三村哲, 鳴瀧則彦, “主軸テーパ部のあたりがテストバーの曲げの固有振動数に及ぼす影響”, 精密工学会誌, Vol.68, No.4 (2002), pp.581-585.

4-22) 藤井洋, 丸井悦男, 江馬諭, “ドリルのびびり振動の発生機構”, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.51, No.462 (1985), pp.436-445.

4-23) Roukema, C., J., Altintas, Y., Generalized modeling of drilling vibrations (Part 1) Time domain model of drilling kinematics, dynamics and hole formation, International Journal of Machine tools and Manufacture, Vol.47(2007),pp.1455-1473.

第5章

温度および振動のリアルタイム同時モニタと サーボ内部情報モニタの比較検討

5.1 緒言

前章までの成果により、マシニングセンタなどを用いる加工現場で容易に利用できる無線通信機能を具備した加工中の工具内部温度および振動加速度の計測を可能にしたIoT対応の工具ホルダシステムを開発できた。すなわちその成果として、エンドミル加工における工具内部温度モニタリングとボーリングバー加工を対象に回転座標系で工具刃先の半径方向のびびり振動⁵⁻¹⁾、さらに難削材のタップ加工時の回転方向スティックスリップ振動や高速エンドミル加工の工具ねじり振動⁵⁻²⁾において、工具回転座標系でのモニタリング技術の有効性を確認できた。しかしながら、温度と振動は別々のシステムで回路を共用しながら切り替えて計測しており、それらのデータを同時に取得するに至っていないかった。

一方、インコネル 718 等の難削材の高エネルギー加工技術として、振動切削に関する研究がなされており、通常切削に比べ切削抵抗、発熱を抑制できた報告事例⁵⁻³⁾⁻⁵⁻⁵⁾がある。それとは逆に、骨材に対して振動切削を行った研究では周波数の増大につれ熱発生が大きくなった例⁵⁻⁶⁾も報告されており、切削加工中の振動は加工現象に何らかの影響を与えているものと考えられる。しかし、エンドミル加工のびびり振動に関する研究例は多くなされているが、びびり振動中のエンドミルの温度を計測した例は無い。そこで本章^{5-7), 5-8)}では、前章までの無線多機能ホルダシステムをさらに発展させ、サーボの内部情報と共に加

工中の工具内部温度および振動加速度を同時に計測できるシステムに改良し、その取得情報に基づく考察を遂行する。

5.2 提案するモニタ手法および実験装置の特性

5.2.1 実験方法およびサーボ内部情報の取得方法

実験のセットアップ、エンドミル刃先と工具回転座標系の関係を図 5-1 に示す。また、実験条件を表 5-1 に示す。立型マシニングセンタの主軸テーパは BT30、その主軸に本ホルダシステムにてエンドミルを把持した。使用したエンドミルは超硬エンドミル $\phi 6$ mm、刃数 2、刃長 12 mm、ねじれ角 30° のものを用いた。この時、エンドミルの切刃と工具回転座標系の X_m 軸が平行になるように把持した。被削材は S50C を使用し、マシニングセンタのテーブルに設置した圧電式の切削動力計 (kistler 社製 9255B) 上に固定した。切削抵抗の x , y , z 感度方向は図 5-1 中の上視図概要に F_x , F_y , F_z として示す。被削材の 1 辺を 1 パスとして、実験における工具中心の切削長は X 方向に 200 mm とした。切削条件は回転数を 3200~3900 rpm の範囲で種々変更し、1 刃送り量は 0.02 mm/tooth 固定とした。工具突出し量は $L/D=5$ とした。切込量は径方向 2 mm、軸方向 10 mm とした。クーラントは使用せず、ドライにて実験を行った。

また、工作機械側からのサーボ内部情報の取得は、稼働中の工作機械と接続して、送り軸や主軸の位置、速度、トルクなどの情報を観測するソフトである SERVO VIEWER (FANUC 社製) を用いた。取得した情報は、主軸ロードメータ、主軸モータのトルク、送り系の XYZ 各軸モータのトルクである。

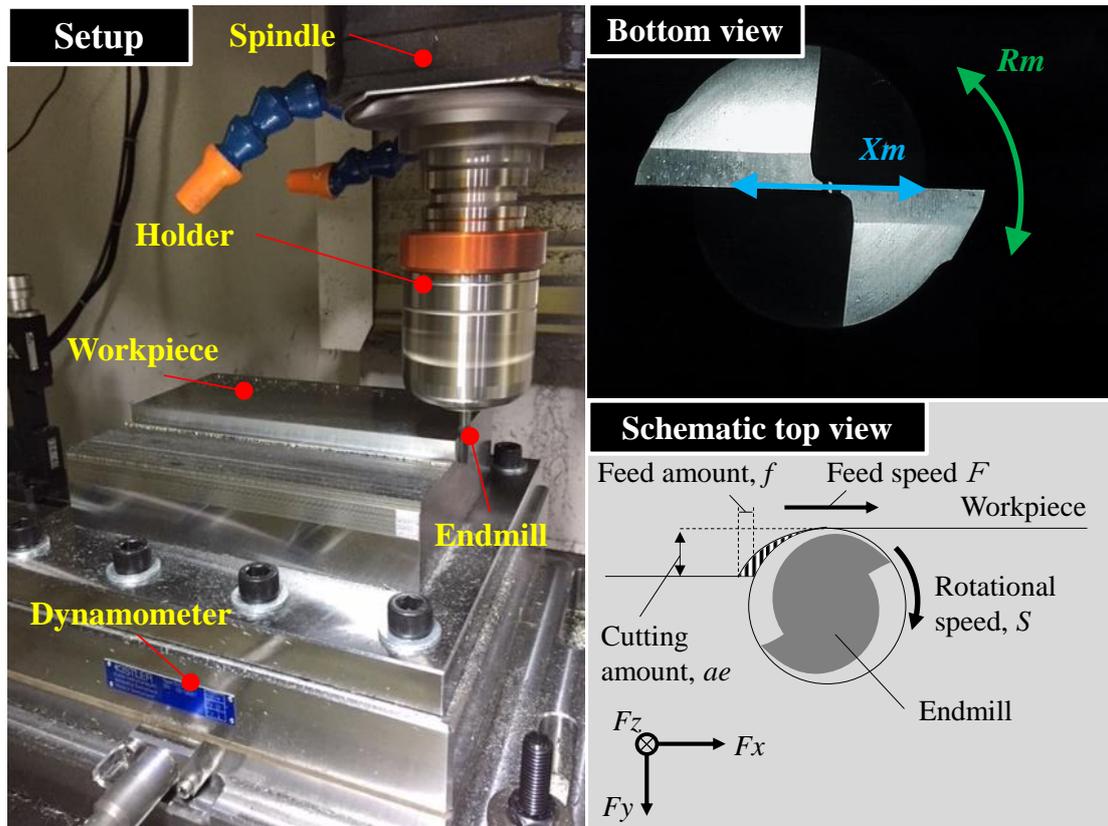


Fig.5-1 Picture of tapping instrument and corresponding rotating coordinate system.

Table 5-1 Cutting condition and setup information of endmill processing.

| Setup information | | Cutting condition | |
|-------------------|----------------------|------------------------|------------------|
| Machine: | ROBODRILL (BT30) | Rotational speed S : | 3200 ~ 3900 rpm |
| Workpiece: | S50C (200×150×50 mm) | Feed speed F : | 128 ~ 156 mm/min |
| Tool: | WXL-2D-DE (OSG) | Feed amount f : | 0.02 mm/tooth |
| Tool dia.: | ϕ 6 mm | L/D : | 5 |
| Num. of edge: | 2 | Cutting amount ae : | 2 mm |
| Edge length: | 12 mm | Cutting amount ad : | 10 mm |
| Twist angle: | 30 ° | Coolant: | Dry |

5.2.2 工具内部温度および振動加速度の同時モニタ手法

新たに開発した工具内部温度および振動加速度の2つの物理量の同時モニタが可能な無線多機能ホルダシステムの概略図を図5-2に示す。エンドミルの内部温度は熱電対を埋め込み計測する。工具中心軸に沿って細穴放電加工によりシャンク部側から先端から2mmの位置まで穴をあけ、熱電対を穴底に接触するまで挿入した。シースK型熱電対のシース径φ1.0mmの物を用いた。加工中の振動加速度は、ホルダ内に1軸方向に感度をもつ加速度センサを回転中心から径方向5.5mmの距離(ゲージラインから45mm)で回転座標系 X_m 軸上に回転方向に感度を有するように対称に2つ配置した。各センサの加速度 ax_1, ax_2 は図中に示す矢印の方向に+の感度を有しており、 X_m 方向(半径方向)は $(ax_1 - ax_2)/2$ で振動加速度の差分演算により算出できる。また、回転方向を示す R_m 方向は、 $(ax_1 + ax_2)/2$ の加算演算により算出できる。した

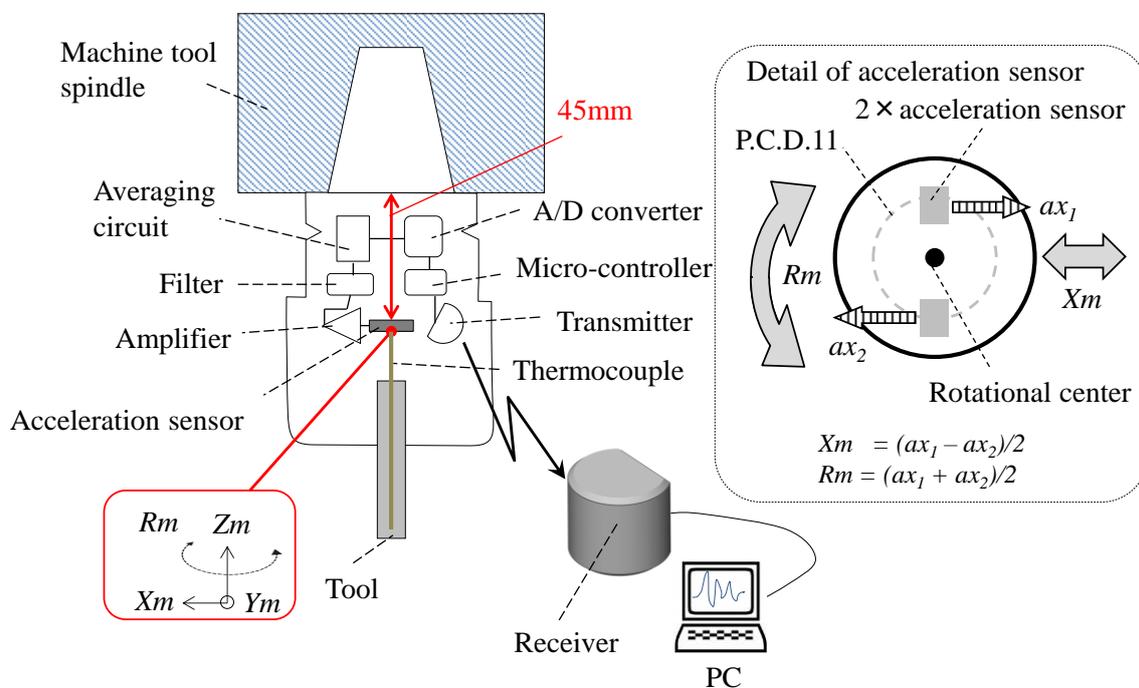


Fig.5-2 Schematic diagram of wireless multi-functional measurement tool holder system.

がって工具の並進方向および回転方向の計 2 方向の振動加速度のモニタが可能である。さらに積分時間を 0.1 s として、RMS(Root Mean Square)演算して切削加工中の振動加速度を検出する手法とした。ここで用いたセンサの固有振動数は 30 kHz である。

次に、工具ホルダ内に増幅器、A/D 変換器、マイクロコントローラ、および発信機を配置した。両物理量のモニタおよび無線機能は基本的に共有している。増幅器でアナログ演算処理して情報を圧縮したあとに A/D 変換し、その結果を無線送信サンプリングレートおよそ 10 Hz で送信し、受信機に接続された PC により計測結果をリアルタイムに表示・記録を可能にした。

5. 2. 3 工具・ホルダ・主軸系の振動特性

本実験における工具・ホルダ・主軸系の周波数応答特性を解析するため、ハンマリングの加振実験を事前に行った。加振実験時の加速度センサ設置位置および機内の様子を図 5-3 に示す。加振時の工具は超硬丸棒 $\phi 10$ mm を把持した。加速度センサは工具の先端に 1 箇所 (Acc-1)、ホルダに 2 箇所 (Acc-2, 3、ただし Acc-2 はコレットを締めるナット部)、主軸に 2 箇所 (Acc-4, 5) の計 5 箇所に設置し、加振点は工具先端とした。その時のアクセラランスを図 5-4 に示す。150 Hz 付近にも主軸頭の構造的な曲げなどの共振点が存在するが、工具先端 (Acc-1) に大きな振動を生じるモードとしては、530, 770, 1450, 2600, 3530 Hz 付近に共振点を確認された。それらを詳しくみると、Acc-1 と Acc-4, 5 の差は 1450 Hz 以上のモードは 40 dB 程度であるが、530 Hz および 770 Hz は 20 dB ほどしかなく、主軸系が工具先端に対して相対的に大きく振動する共振であるものと考えられる。逆に 1450, 2600, 3530 Hz は、Acc-1 と Acc-4, 5 の差が 40 dB 程度あり、主軸系に対して工具先端が相対的に大きく振動するモードで、工具・ホルダ系の曲げ共振と考えられる。

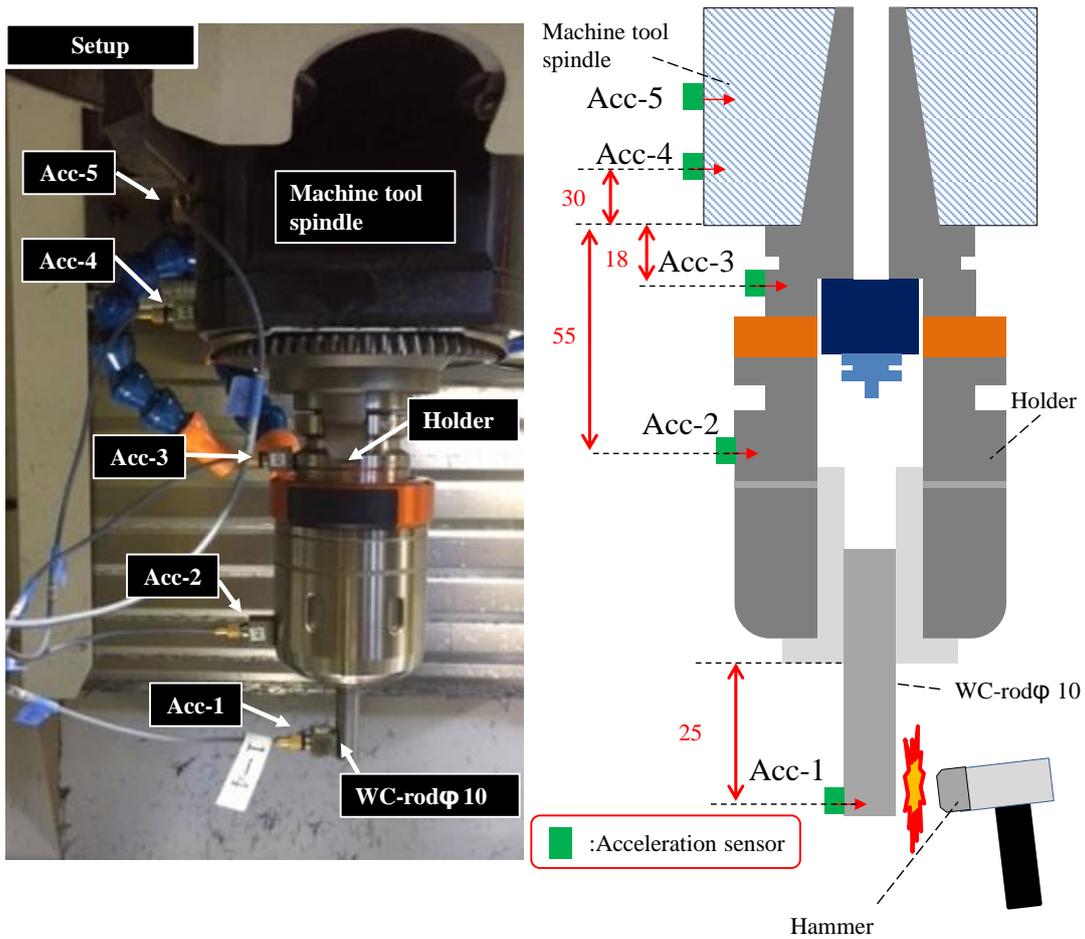


Fig.5-3 Picture of setup for frequency response analysis and Schematic diagram.

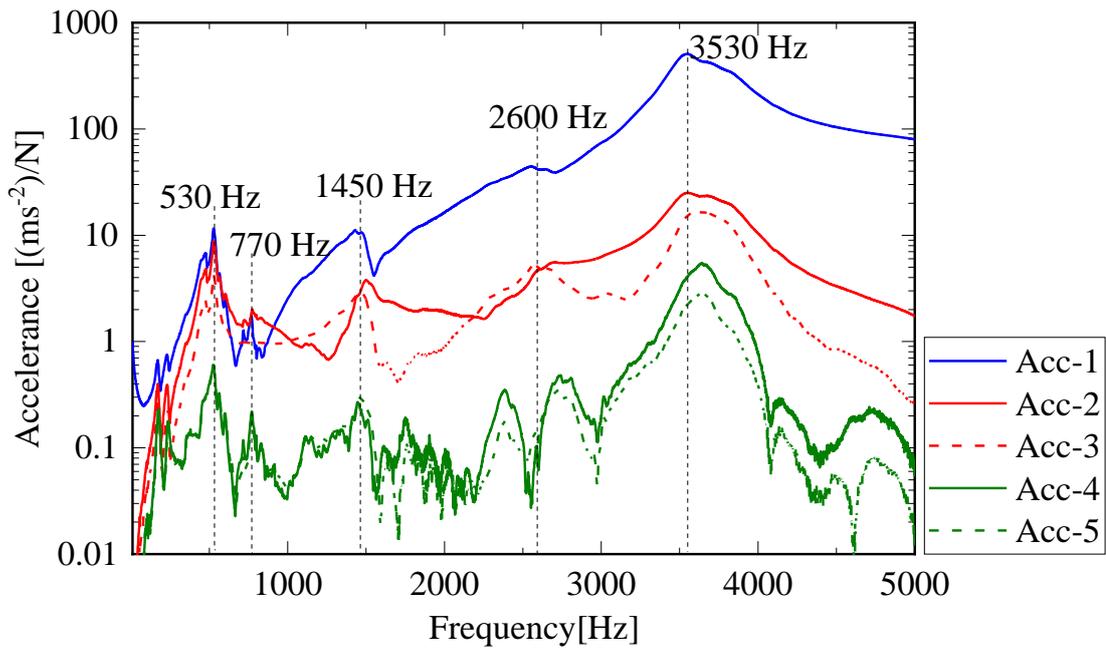


Fig.5-4 Result of frequency response analysis.

ここで、一端固定で他端自由のはりの振動モードにおける曲げの固有振動数 f_{bn} は一般的に 3 章で用いた(3-5)式であらわされる。同様に、1 次モードの振動と考慮して(3-6)式であらわされる。主軸端面を固定端とした一端固定で他端自由のはりとして本ホルダシステムを見立てた場合、最外径はナット部の $\phi 60$ mm であるが、ナット部を除いたホルダそのものの芯厚は $\phi 37$ mm である。したがって、ホルダの芯厚 $\phi 37$ mm、主軸ゲージラインからホルダ端面までの長さは 105 mm、ホルダの物性値として縦弾性係数は 206 GPa、密度は 8300 kg/m³とし、(3-6)式にそれぞれ代入して計算すると、本ホルダシステムの 1 次モードの固有振動数 f_{b1} は 2836 Hz となる。ナット部の重量の影響によりこの算出結果よりも低い周波数になることが予想される。ナット部を除くネジ部の直径が $\phi 37$ mm で片持ちばりとして計算した一次曲げの固有振動数が 2836 Hz で、図 5-4 中の 2600 Hz はその周波数に近い。またナットを含む直径 $\phi 60$ mm で片持ちばりとして計算すると一次曲げの固有振動数が 4128 Hz で、3530 Hz はその周波数に近いものであった。

5.3 実験結果および考察

5.3.1 安定加工およびびびり振動時の加工現象

1 刃当たりの送り量は一定として、1パス(送り方向の加工距離 200 mm)加工中にエンドミルの回転数を 3000~4000 rpm まで 20 rpm 毎に上昇(送り方向の加工距離 5 mm 毎)させた場合の、本ホルダシステムによる工具内部温度および振動加速度のモニタ結果を図 5-5 に示す。ここで図 5-5 の X_m , R_m 方向の振動加速度でスパイク状の出力はプログラムブロックで回転数の切り替え時に生じる制御上の振動である。スパイク状の出力を除き、3000~3480 rpm の範囲の X_m , R_m 方向の振動加速度はほぼ一定を示したが、3500~3600 rpm の範囲ではびびり振動により振動加速度が上昇した。以降の 3620~4000 rpm の

範囲では振動加速度は再度一定を示した。一方、工具内部温度は加工開始直後に工具への入熱が始まり、加工が進むにつれ徐々に上昇している様子がわかる。一定の切削速度で安定切削を持続させると、ある温度で熱平衡状態に収束するが、回転数を 20 rpm 毎に上昇させながら加工しているため、刃先で発生する熱量も徐々に上昇する。したがって、工具内部温度は収束することなく徐々に上昇を続けることが予想されたが、振動加速度が上昇した 3500~3600 rpm 付近において、わずかではあるが温度は一定となる変曲点を示した。この現象は、加工中の振動加速度が上昇したことが影響を及ぼしていると考えられる。

次に、図 5-5 の結果を参考にして、びびり振動が生じることなく安定な切削と考えられる 3200 rpm で 1 パス切削長 200 mm 加工時の切削抵抗を図 5-6 に示す。エンドミルの刃数が 2 であることを考慮すると、断続切削の周波数(周期)がおおよそ 105 Hz になり、図 5-6 から同様の周期になっていることから安定した切削であることがわかる。このときの本ホルダシステムによる振動加速度および工具内部温度を図 5-7 に示す。Xm, Rm 方向の振動加速度はそれぞれ 154 m/s²(RMS), 24 krad/s²(RMS)で一定となり、工具内部温度は 292℃で収束した。一方、図 5-5 で振動加速度が上昇した 3600 rpm 時の切削長 200 mm 加工時の切削抵抗を図 5-8 に示す。強制振動となる断続切削の周波数(周期)がおおよそ 120 Hz になるが、1 刃が切削を行っている間に 120 Hz 以上の高い周波数の振動が生じた。その振動周波数は 400~600 Hz 程度であり、図 5-4 の周波数応答の解析結果の主軸系の 1 つの共振点(図 5-4 中の 530 Hz)に近い。このときの振動加速度および工具内部温度を図 5-9 に示す。図 5-7 の 3200 rpm 時よりも Xm, Rm 方向の振動加速度はそれぞれ 30%および 20%程度上昇したが、工具内部温度は回転数(切削速度)が上昇しているにもかかわらず若干低下した。

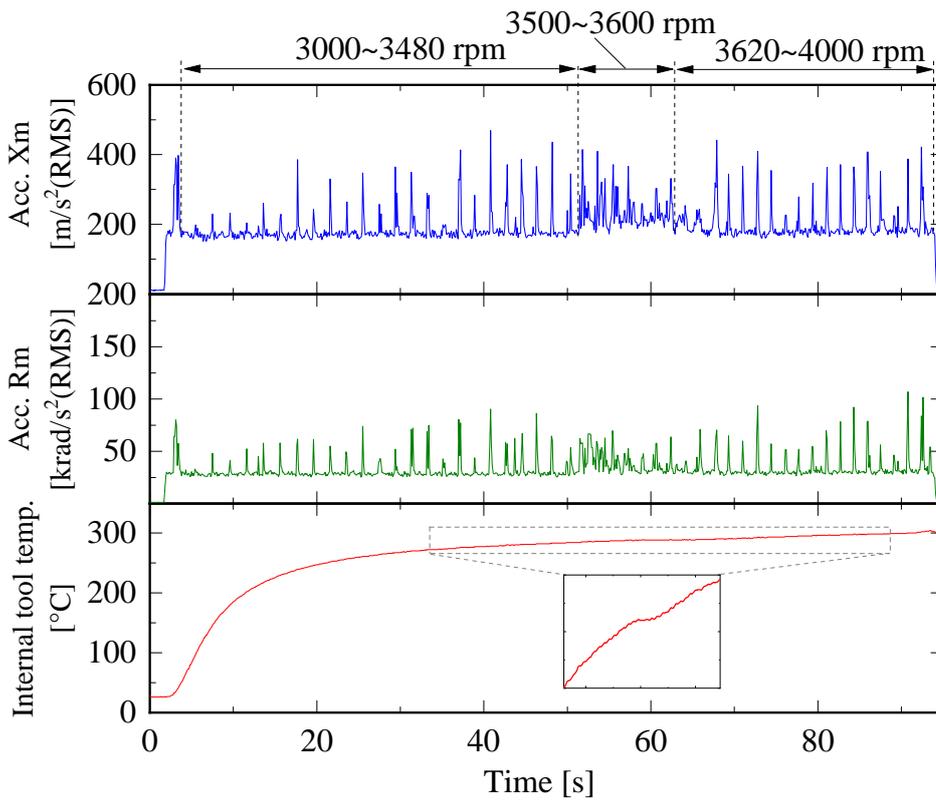


Fig.5-5 Acceleration and internal tool temperature
($S=3000\sim4000$ rpm).

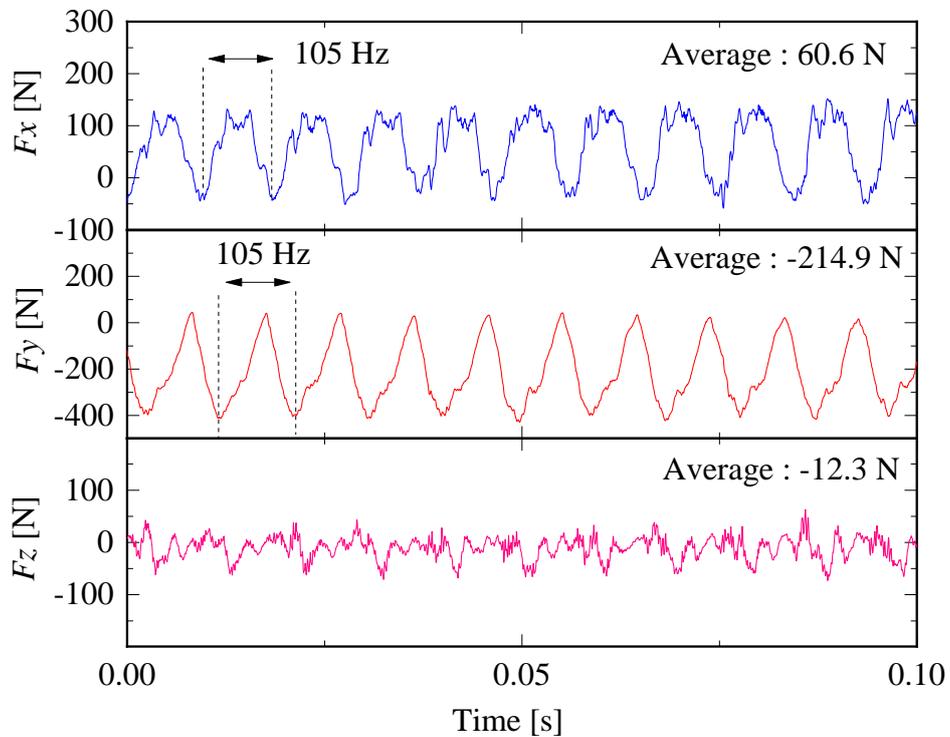


Fig.5-6 Cutting force ($S=3200$ rpm).

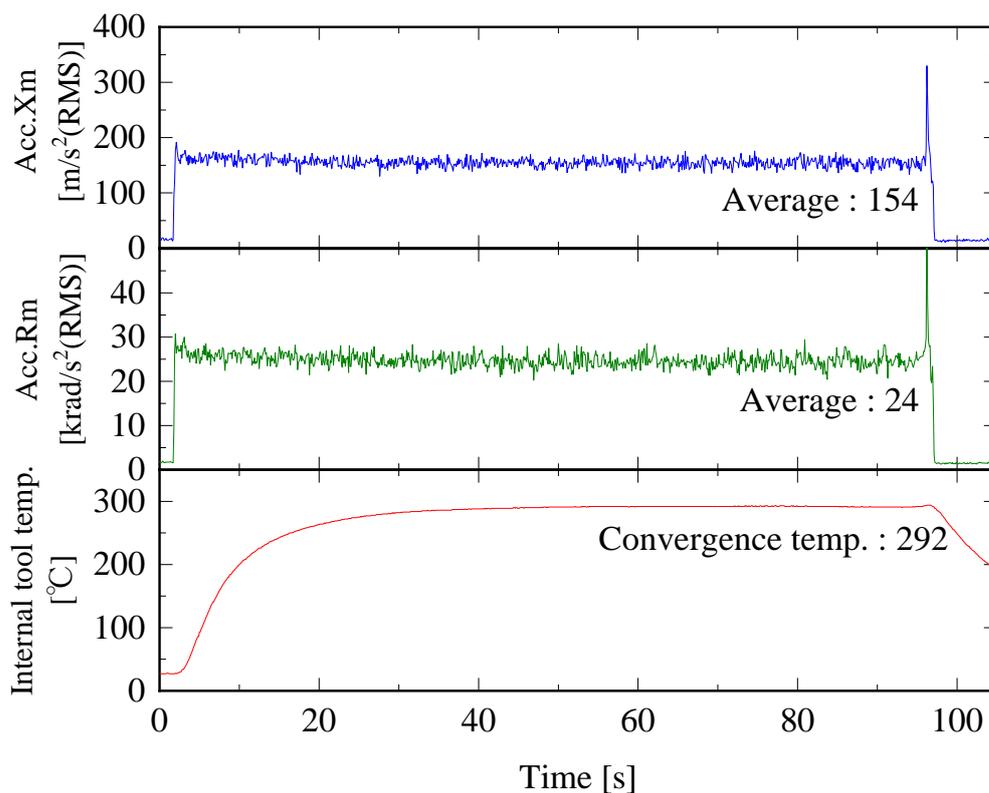


Fig.5-7 Acceleration and internal tool temperature ($S=3200$ rpm).

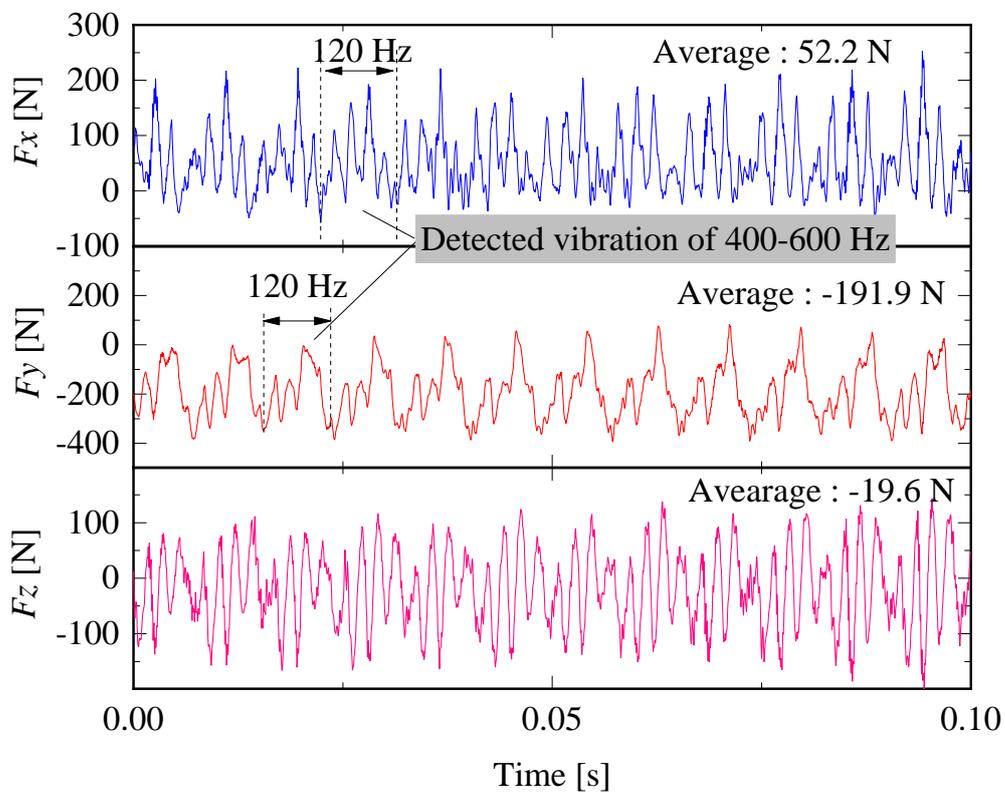


Fig.5-8 Cutting force ($S=3600$ rpm).

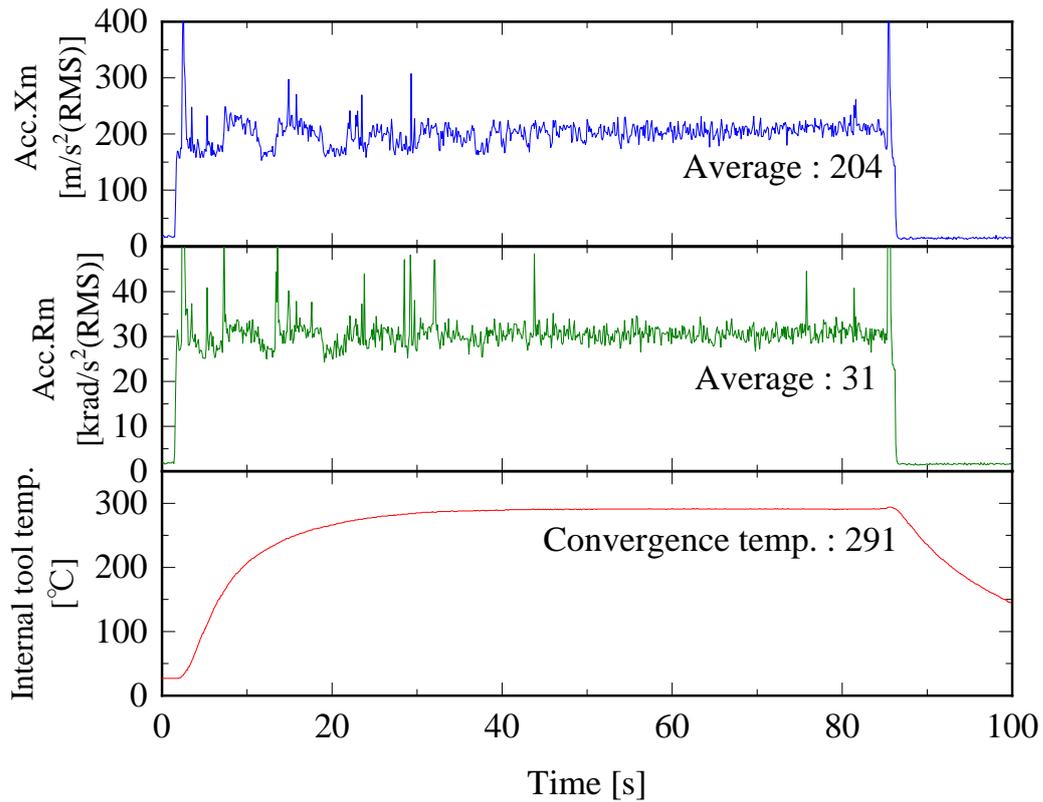


Fig.5-9 Acceleration and internal tool temperature ($S=3600$ rpm).

5.3.2 振動加速度と各物理量の関係

1 刃当たりの送り量は一定として、1パス切削長 200 mm で、主軸回転数 3200~3900 rpm で 100 rpm 毎に回転数を上昇させた条件で定常切削を行った時の収束温度 (4 章の 4.4.3 節の収束温度 T_s)、Xm, Rm 方向の振動加速度および切削抵抗の合力 F_c の平均値を図 5-10 に示す。ここで、切削抵抗の合力 F_c は、

$$F_c = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (5-1)$$

で算出した。

3200 rpm から Xm, Rm 方向の振動加速度は徐々に上昇し、びびり振動が発生した 3600 rpm で極大値 (その前後の回転数に比べ、それぞれ 30% およ

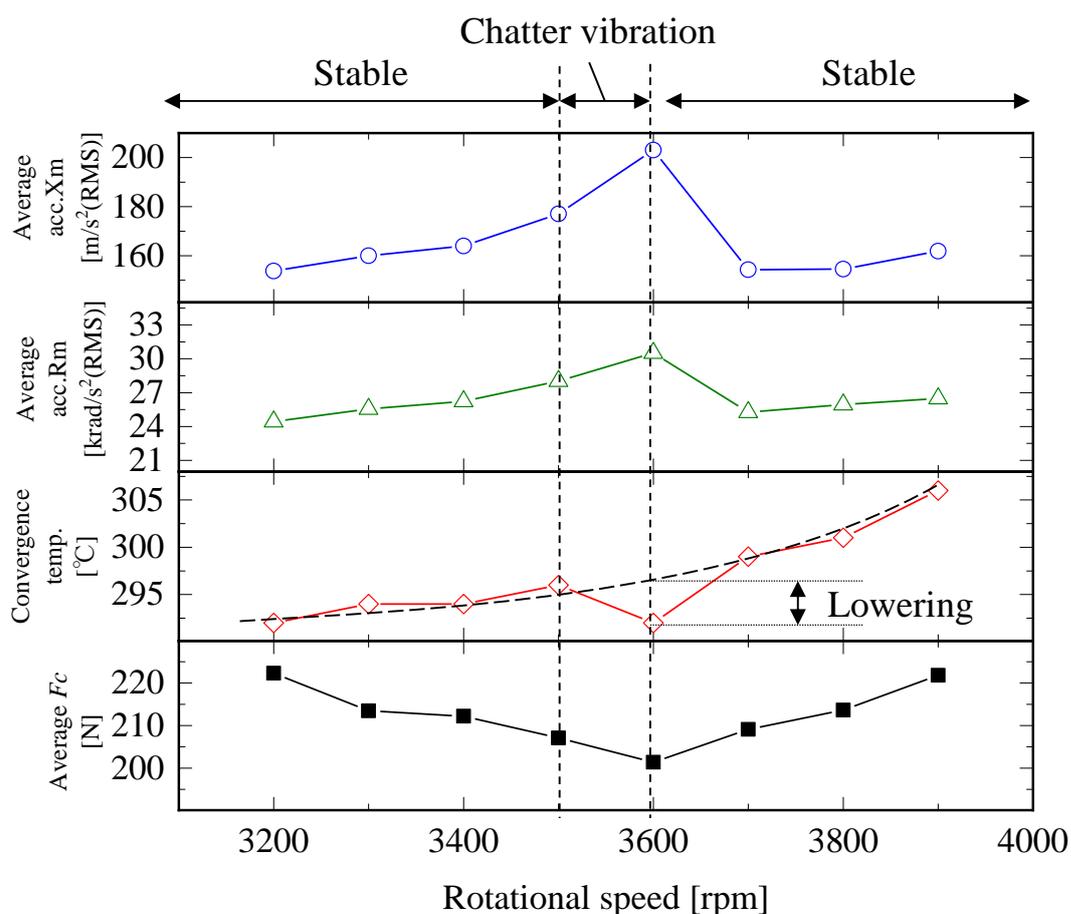


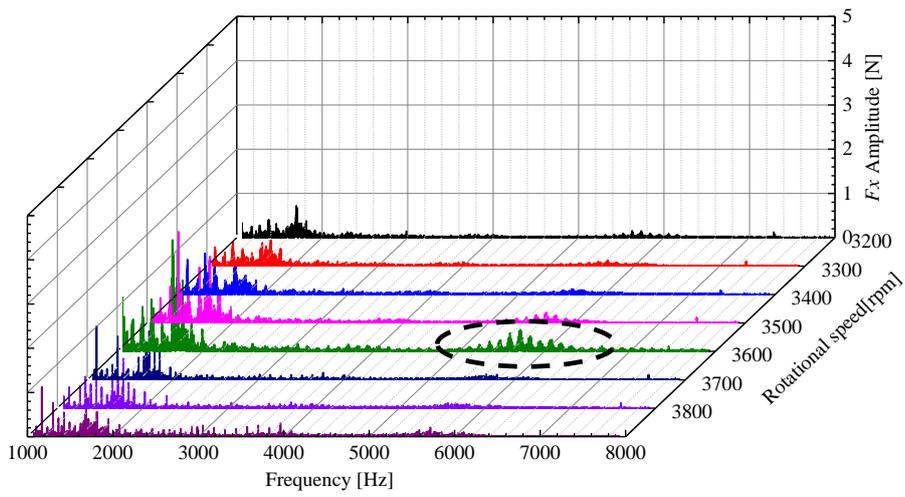
Fig.5-10 Relationship between rotational speed and each physical quantity

び 20%程度の上昇)を示した. その後は再度安定領域に入り, 振動加速度は低下した. 一方, 収束温度は, 回転数の上昇に伴い 3500 rpm まで上昇するものの, びびり振動が発生した 3600 rpm で極小値を示した. その後は 3500 rpm 時点の切削速度で予想される上昇傾向に戻り, 3900 rpm まで上昇を続けた. 工具に挿入されている熱電対は, 先端部を穴底に接触させることで軸方向変形は拘束されており, さらに, シース径と穴径がほぼ同等であることから径方向も拘束されていることから, 加工中の工具への伝熱現象を正確に測定することができる. したがって, 3600 rpm ではびびり振動が発生したことで, 切削時に接触するエンドミル切刃と被削材および切屑との接触がびびり振動の周波数で断続的になり, 冷却と加熱のサイクルが繰り返されたことで, 伝熱現象として工

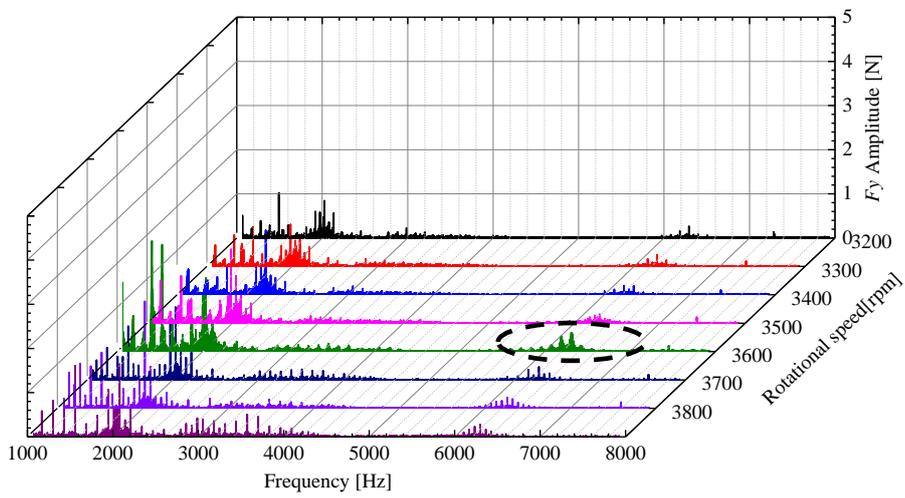
具の昇温が抑えられたと考えられる。さらに合力 F_c の平均値も X_m , R_m 方向の振動加速度とは逆の傾向を示した。振動加速度が上昇するにつれ合力 F_c は低下し、びびり振動が発生した 3600 rpm 時点で極小値を示すことから、切屑生成時の発熱量も減少したことが収束温度を低下させた要因と考えられる。また、振動切削では切削抵抗を高い周波数で間欠的に生じさせることで平均的な切削抵抗を小さくできることが知られている⁵⁻⁵⁾。上述の通り、図 5-10 の結果からもその現象をモニタリングできていることがわかり、振動加速度および工具内部温度の同時モニタが加工現象の解明と診断に有効である可能性が示された。

5.3.3 びびり振動周波数の影響

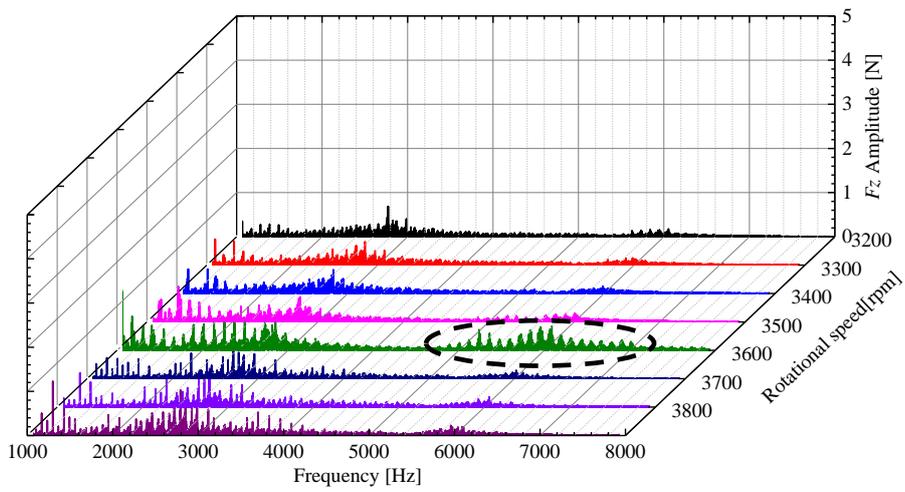
図 5-10 に示した各回転数での切削抵抗の波形を FFT 解析した結果を図 5-11 に示す。1000~8000 Hz の範囲を示している。各回転数の X および Y 方向の切削力 F_x , F_y において、1500~2000 Hz の周波数帯で比較的大きな振動が生じており、特に 3500, 3600 rpm にてその周波数帯の振動は大きくなっていることがわかる。一方で Z 方向の切削力 F_z は、2500~3000 Hz の範囲で振動が生じているが、 F_x , F_y に比べると振幅は小さいことがわかる。また、図 5-10 の結果でびびり振動が顕著となり、 X_m , R_m 方向の振動加速度が極大値、収束温度および切削抵抗合力 F_c の極小値を示した 3600 rpm 付近には、さらに高周波側の 5000~6000 Hz の周波数帯でわずかではあるが振動が発生していることがわかる。設置した切削動力計の固有振動数はおよそ 2500 Hz のため、それ以上の高周波数の振動に関して検知した切削抵抗の振幅情報での絶対値の定量的な比較は難しいが、3600 rpm 以外の回転数では同周波数帯での振動は検知されていないことから、3600 rpm では少なくとも 5000~6000 Hz の高周波の振動が生じ、その検知ができたと考えられる。すなわち、図 5-11 の F_x , F_y の FFT の結果で見られた 1500~2000 Hz の周波数帯の振動は 5.2.3



(a) F_x



(b) F_y



(c) F_z

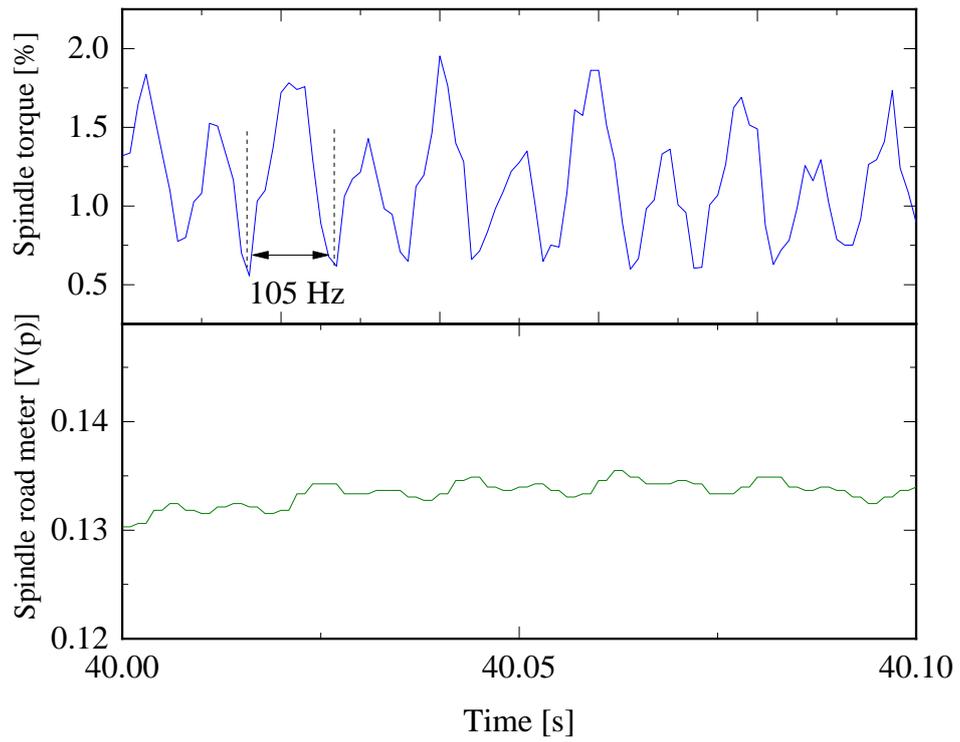
Fig.5-11 FFT result of cutting force in each cutting speed.

節で示した本工具・ホルダ系の曲げ振動(図 5-4 中の 1450 Hz)に起因するものと推察する。

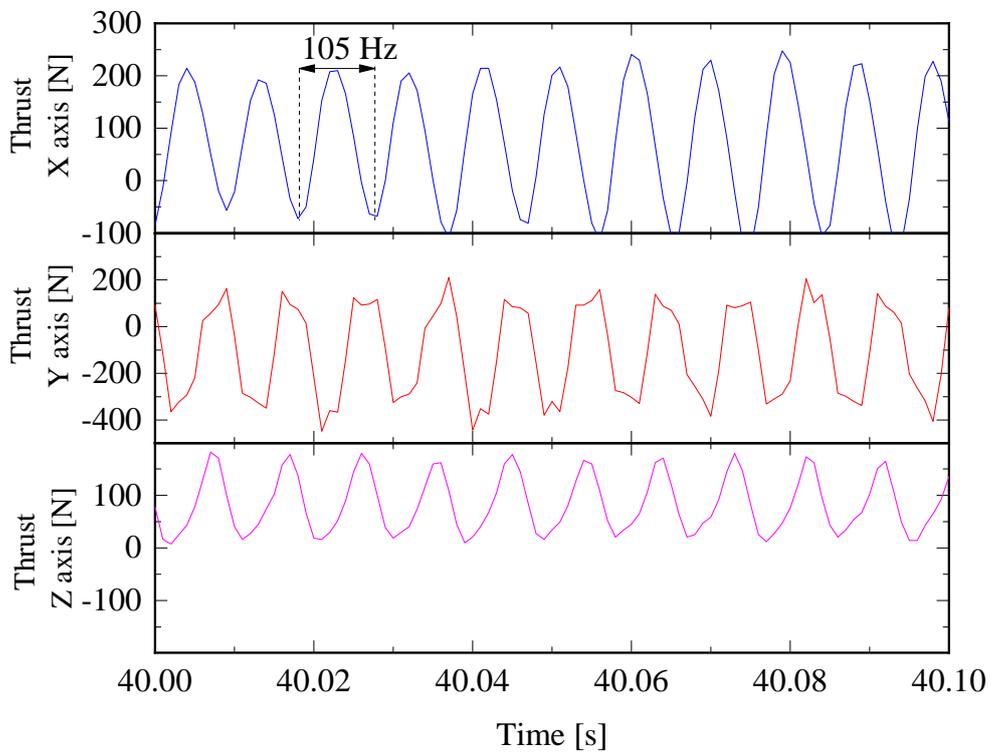
一方, エンドミルはホルダ端面を一旦固定で他端自由のはりの振動モードに見立てた場合, 工具径は $\phi 6$ mm, 突出し量は 30 mm, 超硬合金の縦弾性係数は 550 GPa, 密度は 14250 kg/m^3 とし, (3-6)式にそれぞれ代入して計算すると, f_{b1} は 5794 Hz となる. この値は 3600 rpm の FFT 結果にのみ見られた 5000~6000 Hz の周波数帯に一致しており, この周波数帯のびびり振動はエンドミルの曲げ振動に起因するものと考えられる. 図 5-10 で確認された 3600 rpm 時の振動加速度の上昇が, エンドミルの回転方向である R_m 方向よりも, エンドミルの曲げ方向である X_m 方向の振動加速度が急上昇していることから本ホルダシステムで十分にこの現象を検知できていることが示された. 振動切削に関する研究においても, 速度比(最大振動速度/平均的な切削速度)が増加するほど切屑のせん断角が増加することが示されており⁵⁻⁹⁾, 3600 rpm の切削時においても微視的には切削速度が増大したことで同現象が生じ, 切削抵抗の低下, 刃先で発生する熱量の抑制に寄与したと考えられる. とくに 5000 Hz を超えるような高周波の振動は, その振幅が小さくても最大振動速度は大きくその影響が顕著になる可能性が示されたものと考えられる. したがって, 高周波数帯の振動の検知が今後の加工現象の新たなモニタ技術として重要となることがわかる.

5. 3. 4 工作機械サーボ情報モニタリング結果との比較

1 刃当たりの送り量は一定として, 1パス切削長 200 mm で, 3200 rpm で定常切削を行ったときの Servo Viewer により取得した工作機械サーボ情報の結果を図 5-12 に示す. 送り系の各軸モータのトルクは, 次式によって推力 F に換算した.



(a) Torque and road meter of spindle.



(b) Thrust of each feed axes.

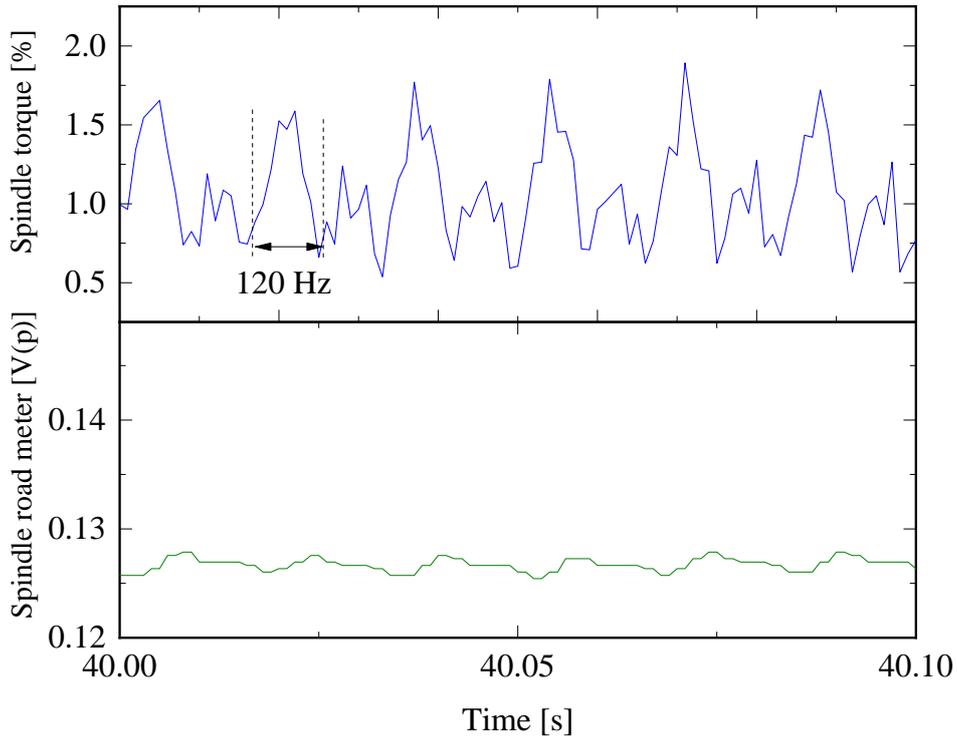
Fig.5-12 Servo information of machine ($S=3200$ rpm)

$$F = \frac{2\pi\eta T}{P} \quad (5-2)$$

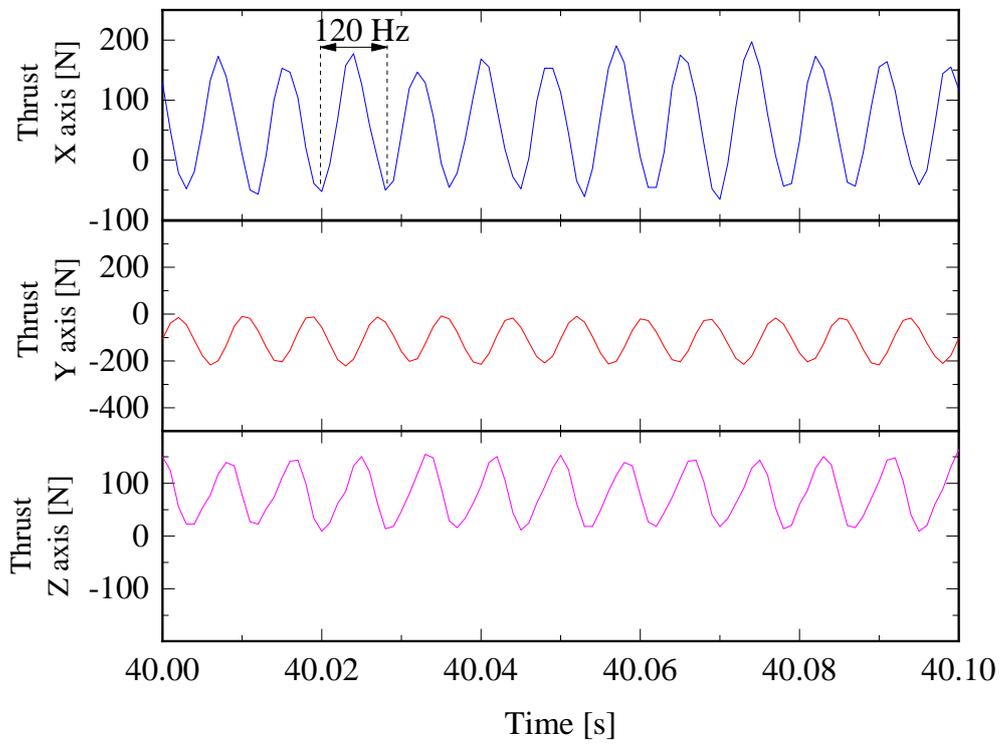
ただし、 T はモータトルク、 η はボールねじの正効率、 P はボールねじのリードピッチである。ここでは、使用した工作機械のボールねじのリード角が実測で 7.61° であることがわかっており、一般的なボールねじの効率線図にしたがって $\eta = 0.95$ とし⁵⁻¹⁰⁾、ボールねじのリードピッチは実測により $P = 12 \text{ mm}$ とした。XYZ 軸のモータトルクは、図 5-6 の切削抵抗の結果同様、図 5-12(a)の主軸モータトルクおよび図 5-12(b)の各軸のボールねじ推力からはエンドミルの回転により生じる断続切削の周波数(周期)がおよそ 105 Hz であることが検知できている。ただし図 5-12(a)の主軸ロードメータではその検知ができない結果であった。次に図 5-6 の切削抵抗の絶対値と図 5-12(b)のボールねじの推力を比較すると、Y 軸の推力は F_y と一致しているが、X、Z 軸の推力は F_x 、 F_z と一致しない結果であった。この場合の推定の精度は、Y 軸と Z 軸は静止軸でありボールねじや案内ガイドの摺動面の静摩擦力、X 軸は送り運動軸なので動摩擦力の影響をそれぞれ外乱として受けているものと考えられる。図 5-6 中において、 F_y はの最大の絶対値は 400 N 程度であるのに対して F_x 、 F_z はそれぞれ 100 N と 50 N と小さいため十分な S/N 比で絶対値の検知ができなかったものと考えられる。

5.3.5 工作機械サーボ情報からのびびり振動モニタリング

びびり振動が発生した 3600 rpm 時の切削長 200 mm 加工時の工作機械サーボ情報の結果を図 5-13 に示す。図 5-13(a)の主軸モータトルクにおいて、断続切削の周波数(周期)がおよそ 120 Hz は検知できており、さらに図 5-8 の切削抵抗の結果で検知された $400\sim 600 \text{ Hz}$ 付近のびびり振動についても、断続切削の周波数 120 Hz に若干ながら重畳している様子が検知できている。しかしながら、 5000 Hz を超えるような高周波数帯の振動の検知はなかった。



(a) Torque and road meter of spindle.



(b) Thrust of each axis.

Fig.5-13 Servo information of machine tools ($S=3600$ rpm)

図 5-13(b)の各軸の推力においては、断続切削の周波数 120 Hz は検知できているものの、それ以上の高周波成分については検知できなかった。また図 5-8 において F_y の最大の絶対値が 400 N 程度であるのに対して、Y 軸の推力の絶対値は 200 N 程度に低下していることがわかる。すなわち Y 軸の推力において 400~600 Hz 付近のびびり振動の検知ができない影響が現れている。

1 刃当たりの送り量は一定として、1パス切削長 200 mm で、主軸回転数 3200~3900 rpm で 100 rpm 毎に回転数を上昇させた条件で、切削を行ったときの工作機械サーボ情報の平均値を図 5-14 に示す。主軸のサイズが BT30 と小型であるため、サーボ系の応答性は比較的高く、主軸モータトルクはびびりの有無により若干の変化が見られ、3600 rpm で約 10%減少したことが確認できる。図 5-10 の結果でも F_c が約 10%減少した極小値を示しており、切削抵抗に対して妥当な結果と考えられる。また図 5-14 中、主軸ロードメータの値はどの回転数でもほとんど変化がなく、そのサーボ内部情報では検出感度は不十分であることもわかる。さらに工具の送り運動軸である X 軸の推力、また静止軸である Y, Z 軸の推力、主軸ロードメータはびびりの有無で変化は見られず、いずれも主軸トルクに比べて明確な変化はなかった。どちらの情報も、ボールねじやガイドの摺動面や摩擦力による減衰などの影響が顕著で、切削抵抗に対する十分な S/N 比が確保できないものと考えられる。

一方、本ホルダシステムで計測した X_m , R_m 方向の振動加速度は、びびり振動が発生することで、図 5-10 中で 20~30%上昇する極大値を示しており、主軸モータトルクからの検知に対して 2~3 倍の感度を有することがわかる。

以上より、主軸モータトルクのサーボ内部情報からもある程度のびびり振動の検知が可能であるが、高周波数帯の振動の影響までは評価できないことがわかった。一方で開発した無線ホルダは、より加工点すなわち刃先に近い箇所振動モニタが可能であり、さらに 5000 Hz 以上の高周波成分も含んだ高い感度での評価が可能となることがわかった。

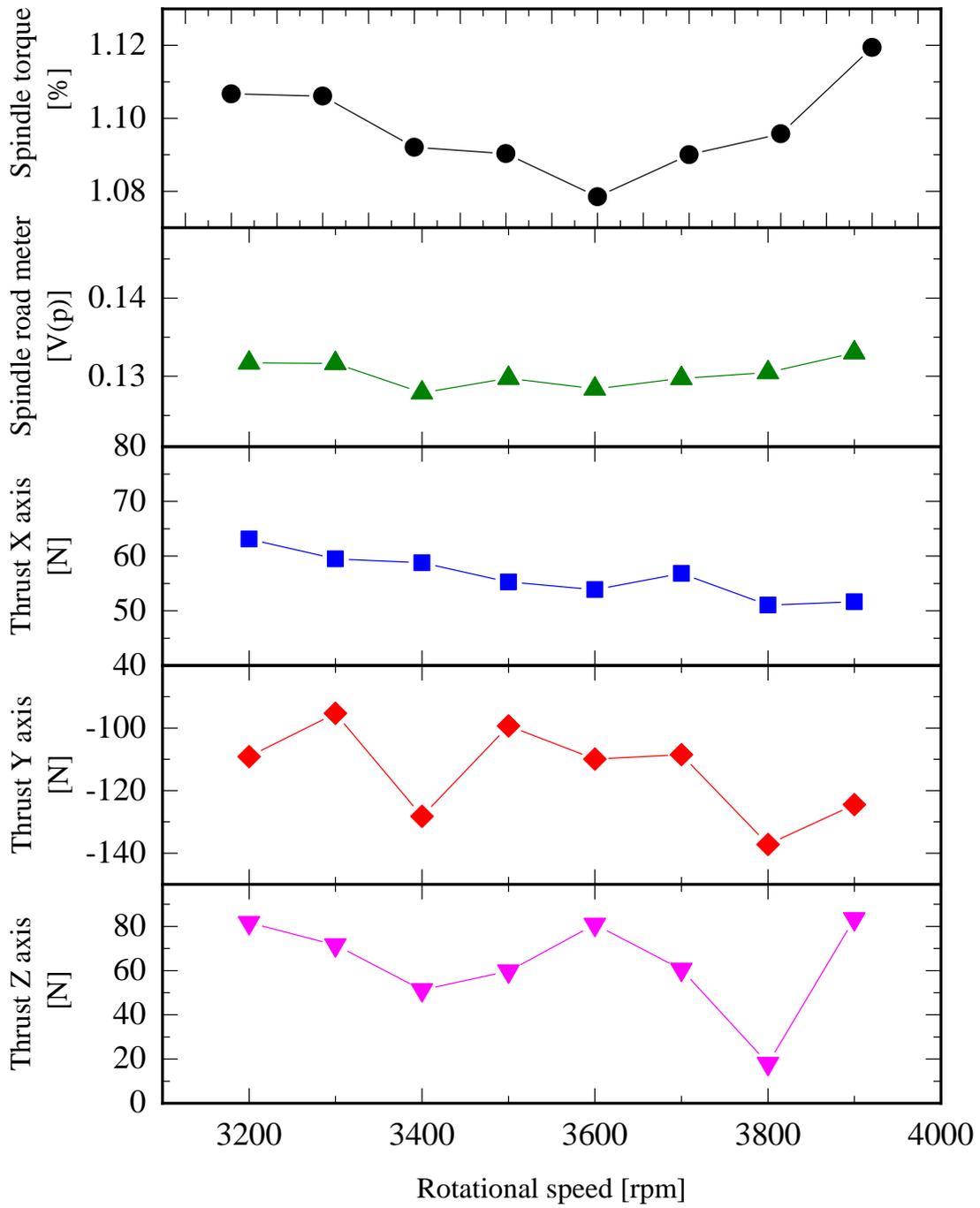


Fig.5-14 Relationship between rotational speed and each servo information of machine tools.

5.4 結論

無線式多機能ホルダを開発し、新たにエンドミル工具の温度および回転座標系の振動加速度の同時モニタを遂行し、一方でサーボ内部情報によるモニタも遂行して比較検討した結果、次の結論を得た。

- (1) びびり振動が生じた場合、切削温度が若干の低下を示すことが示された。その場合には、平均切削力も減少していることもわかった。
- (2) 圧電式の切削動力計では検出感度が十分でない 5000 Hz 以上の高周波の振動成分を有するびびり振動においても、開発したシステムは十分な感度を示すことがわかった。
- (3) 開発したシステムはホルダ内の回転座標系での振動を検出しており工具刃先の加工点に近い場合、びびり振動の検出感度は主軸モータトルクによるモニタの 2～3 倍を示すことがわかった。

参考文献

- 5-1) 松田亮, 新堂正俊, 廣垣俊樹, 青山栄一, 古木辰也, “赤外線サーモグラフィと無線多機能ホルダによる回転工具の加工現象のワイヤレスモニタ”, 砥粒加工学会誌, Vol.61, No.1 (2017), pp.34-39.
- 5-2) 松田亮, 新堂正俊, 廣垣俊樹, 青山栄一, “無線多機能ホルダによるタッピングおよびエンドミル工具の回転方向振動モニタと現象解明”, 砥粒加工学会誌, Vol.61, No.12 (2017), pp.674-680.
- 5-3) 東孝幸, 渡邊浩史, 山田良彦, “難削材の超音波振動切削に関する研究(第2報)”, 2016年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, C08.
- 5-4) 山崎隆夫, 土屋和博, 佐藤運海, “Ti-6%Al-4%V合金の超音波振動切削”, 軽金属, Vol.57, No.4 (2007), pp.152-156.

- 5-5) 社本英二, 森本祥之, 森脇俊道, “橢円振動切削加工法(第1報)”, 精密工学会誌, Vol.62, No.8 (1996), pp.1127-1131.
- 5-6) 大島聖也, 舒利明, 杉田直彦, 光石衛, “二次元振動切削を用いた骨切除加工に関する研究”, 2017年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, A05.
- 5-7) Matsuda, R., Shindou, M., Hirogaki, T., Aoyama, E., “Smart monitor of tool temperature and vibration in drilling and countersinking processes with a multifunctional wireless communication tool holder system”, Proceedings of 21th Int. Symposium on Advances in Abrasive Technology ISAAT2018,(2018)ID068,1-6.
- 5-8) 松田亮, 新堂正俊, 廣垣俊樹, 青山栄一, “無線多機能ホルダシステムとサーボ内部情報モニタを用いたエンドミル加工現象の解明”, 砥粒加工学会誌, 2018年9月14日掲載決定済み
- 5-9) 社本英二, 森本祥之, 森脇俊道, “橢円振動切削加工法(第2報)”, 精密工学会誌, Vol.65, No.3 (1999), pp.411-417.
- 5-10) 平田二郎 “ボールねじの性能と応用”, 精密機械, Vol.33, No.384 (1967), pp.20-27.

第6章

結 論

本章では、これまで述べてきた各章の結論の要点をまとめ、本研究によって得られた成果を明確にしている。

6.1 本研究の成果

本論文では、スマートファクトリーや IoT 技術に向けて工場現場でも容易に利用できる加工プロセス情報の見える化技術を開発した。特に回転工具すなわち回転体からの情報を工作機械からワイヤレス無線システムに基づきリアルタイムに取り出し、さらに近年開発されてきた工作機械の CNC 内部情報モニタ技術との比較検討も遂行し、その有効性を検討した。対象とした加工現象は、ボーリング加工、エンドミル加工、タップ加工、ドリル加工、皿穴加工として、そのすべての場合で提案手法に基づくモニタと診断が有効性であることを確認できた。すなわち、これらは回転工具を用いる代表的な加工プロセスを広範囲に網羅しており、工作機械を用いる工場現場の非常に多くで有効な手法であることが解明でき、次世代のスマート生産システム・スマート工作機械に求められる成果であることが判明した。

第 2 章から第 5 章までに得られた結果を総括すると以下ようになる。

第 2 章では、マシニングセンタなど回転工具を用いる工作機械を対象として、回転工具から振動および温度の情報を取得するためのワイヤレス多機能無線ホルダシステムの開発に取り組んだ。さらにその応用として、エンドミル加工中の工具温度のモニタにも取り組み、赤外線サーモグラフィ画像による工具温度のモニタ結果と比較してその精度の検証と有効性も検討した。その上、ボーリング加工中の回転工具座標系で半

径方向成分のびびり振動のモニタも試み、その結果に対して再生びびり自励振動の理論に基づき考察も遂行し、加工現象の診断に取り組んだ。その結果、開発したホルダシステムは加工温度の情報だけでなく、工具半径方向にびびり振動が生じる現象の診断にも有効であることを示すことができた。

第3章では、ワイヤレス多機能無線ホルダシステムの振動センサに関する内部回路を改良し、ホルダ内で複数の加速度センサからの出力の加算・減算を具現化することで、回転工具座標系で半径方向および回転方向の振動モニタを可能とした。その応用として、難削材のタップ加工中において工具折損の予兆としてステックスリップ振動の検出を試みた。さらにエンドミル加工において、高速切削時に生じる高周波のびびり振動の特徴として回転方向の工具・ホルダのねじり振動の検出も取り組んだ。その結果、従来はほとんど扱われていなかった工具ねじり方向の振動のモニタにより、難削材の高度なタップ加工の遂行、さらに高回転域でのエンドミル加工で生じる高い周波数帯のびびり振動の抑制に対して、開発したシステムが有効であることを示すことができた。

第4章では、ドリル加工中に工具内部でモニタした温度に対して、工具先端に熱源を有する非定常伝熱のモデルを導入し、工具の溶損の限界となる切削速度の予測を試みた。さらに皿穴加工中の回転工具座標系で半径方向と回転方向の振動のモニタにより、高速加工時の皿穴加工中に生じる工具の曲げ・ねじり連成のびびり振動の検出にも取り組んだ。その結果、モニタ技術によりドリル加工の限界切削速度の予想が可能であることが判明した。さらに皿穴加工のような工具の抜け際の僅かな振動が加工品質に大きな影響を与える現象に対して、開発したシステムが極めて効果的な手法となることを示すことができた。

第5章では、エンドミル加工中に温度および振動の同時モニタを遂行し、びびり振動の発生と工具温度の関係の解明を試みた。さらに主軸および送り軸のサーボ内部情報に基づく加工状態のモニタも遂行し、その結果の比較検討に基づき提案するワイヤレス多機能無線ホルダシステムで取得した振動モニタの有効性について考察した。

それらにより、従来は不明であったエンドミルびびり振動中の工具側の昇温現象を解明することができ、工具寿命の予測に資する知見を示すことができた。さらにサーボの内部情報では取得と判定が難しい高い周波数帯のびびり振動に対して、提案するモニタと診断の手法が有効であることを示すことができた。

第 6 章は、以上をまとめた本研究の結論を示している。

6. 2 今後の課題

本研究において、今後の課題として主に 3 つの問題が残されている。

その 1 つは、開発したワイヤレス多機能無線ホルダシステムによる切削抵抗の取得である。従来から、加工現象を評価するにあたり必ずと言っていいほど、切削抵抗は取得されており、重要な要素の 1 つである。工具摩耗や折損などにおいて S/N 比が高く、その計測手法についてもほぼ確立されていることから、多くの研究者らが評価対象としてきた。しかし、切削抵抗だけでは解明しきれない現象も多々あり、温度や振動の影響が示唆されている事例もある。したがって、加工時の不具合や最適条件の選定には温度・振動に加えて切削抵抗のリアルタイムモニタ機能を付与することが必要である。

もう 1 つは、無線送信サンプリングレートの向上である。特に、振動のモニタにおいては加工時の周波数情報を推定できることで、現象の解明につながるものが他の研究例によって判明している。現状は、本ホルダシステム内部に搭載している加速度センサ自体の固有振動数は、加工中に起こり得る高周波現象も網羅できていると考えられるが、無線送信サンプリングレートがそれに対応できていないため、内部で演算処理後にデータを送信している。周波数情報の取得のために、無線送信サンプリングレートの向上以外の手法では、内部で FFT 処理をかけた後にデータを送信するというのも有効であると考えられる。

最後の 1 つは、本ホルダシステムの汎用性を高めることである。現状は、各章でも図で示している通り、ミーリングチャックタイプのホルダとなっており、ホルダ全長も固定さ

れている。しかしながら、実際の現場においては、複数のタイプのホルダが使用されており、対応できる範囲に制限がある。出来るだけ多くのニーズに対応するために、ホルダ形状をアタッチメント方式にするなどして汎用性を高める必要がある。また、現状の本ホルダシステムのバッテリーは充電式になっており、充電の際には一度工作機械から外す必要がある。しかし、実際の現場では 24 時間生産活動を行う場合もあり、生産効率の向上が求められている中で、その工数を増やすことは避ける必要がある。そのため、無線給電や、自己発電機能など、本ホルダシステムへの給電方法について検討する必要がある。

スマートファクトリー実現のために、上述した課題を解決し、従来のものづくりからの革新的な進化の一助となれるよう、研究開発を進めていく。

謝 辞

本研究を遂行し学位論文をまとめるにあたり、多大なるご支援とご指導を賜りました指導教官である、同志社大学理工学部 教授 廣垣俊樹 博士に深く感謝いたします。また、本研究を遂行し学位論文をまとめるにあたり、懇切丁寧なご指導、ご助言を賜りました同志社大学理工学部 教授 青山栄一 博士に感謝の意を表します。さらに、貴重なご助言を賜りました同志社大学理工学部 教授 宮本博之 博士に感謝申し上げます。

本研究を遂行するに当たり、所属する株式会社山本金属製作所の皆様には多大な援助を承りました。山本憲吾社長にはご指導頂くと共に学位取得の機会を与えて頂きましたことを深く感謝申し上げます。さらに、本研究に欠かせない技術・知識を賜りました新堂正俊課長、河合真二課長、荒木雅史主任に感謝の意を表します。

また、本研究の実験の詳細についてご協力いただきました、岐阜大学工学部 助教 古木辰也 博士に感謝いたします。

最後に、本研究の実験全般にご協力いただきました同志社大学理工学部機械系学科・生産システムデザイン研究室の皆様、株式会社山本金属製作所の皆様に感謝いたします。