

博 士 論 文

マシニングセンタを用いたスレッドミルの
ヘリカル補間運動に基づく雌ねじ切り加工法に
関する研究

2021 年

松井 翔太

目次

第1章 緒論

緒論	1
参考文献	

第2章 ヘリカル補間雌ねじ切り加工の特徴と雌ねじ精度

2. 1 緒論	14
2. 2 提案する雌ねじ切り加工および実験方法	15
2. 2. 1 スレッドミル工具を用いた雌ねじ切り加工法	15
2. 2. 2 実験装置および方法	17
2. 2. 3 X, Y 方向およびトルク成分からの半径方向力の導出	21
2. 3 実験結果および考察	22
2. 3. 1 工作物硬度と切削力	22
2. 3. 2 雌ねじ精度と公転半径補正量について	25
2. 3. 3 工作物の変化と振動解析について	27
2. 3. 4 サーボガイドの位置情報について	28
2. 4 結論	32
参考文献	

第3章 無線ホルダモニタによるヘリカル補間雌ねじ切り加工時のびびり振動の考察

3. 1 緒論	34
3. 2 提案する雌ねじ切り加工および実験方法	35
3. 2. 1 スレッドミル工具を用いた雌ねじ切り加工法	35
3. 2. 2 実験装置および方法	35
3. 2. 3 回転方向の振動加速度のモニタ方法	36
3. 2. 4 X, Y 方向およびトルク成分からの半径方向力の導出	37
3. 3 実験結果および考察	37
3. 3. 1 ヘリカル補間雌ねじ切り加工時の半径方向および接線方向力	37
3. 3. 2 下穴径の変化とびびり振動	40
3. 3. 3 切削速度とびびり振動について	43
3. 4 結論	48
参考文献	

第4章 無線ホルダモニタによるスレッドミル工具の回転座標系における切削力の特徴の考察

4. 1	緒論	50
4. 2	提案する雌ねじ切り加工および実験方法	51
4. 2. 1	スレッドミル工具を用いた雌ねじ切り加工法	51
4. 2. 2	実験装置および方法	51
4. 2. 3	無線ホルダからの出力と主分力・背分力の関係	53
4. 2. 4	X, Y 方向およびトルク成分からの半径方向力の導出	54
4. 3	実験結果および考察	55
4. 3. 1	工具の振れと切削力	55
4. 3. 2	工作物硬度と切削力	60
4. 3. 3	無線ホルダと圧電式動力計の計測結果の比較	65
4. 3. 4	ゼロカットについて	67
4. 4	結論	68

参考文献

第5章 難削材に対するヘリカル補間雌ねじ切り加工現象の考察

5. 1	緒論	70
5. 2	提案する雌ねじ切り加工および実験方法	71
5. 2. 1	スレッドミル工具を用いた雌ねじ切り加工法	71
5. 2. 2	実験装置および方法	71
5. 2. 3	無線ホルダからの出力と主分力・背分力の関係について	71
5. 2. 4	工具温度の取得	71
5. 3	実験結果および考察	72
5. 3. 1	工作物と切削力	72
5. 3. 2	工作物と工具温度	76
5. 3. 3	切削条件と切削力	80
5. 4	結論	84

参考文献

第6章 下穴と雌ねじ切りの同時創成時の加工現象の解明

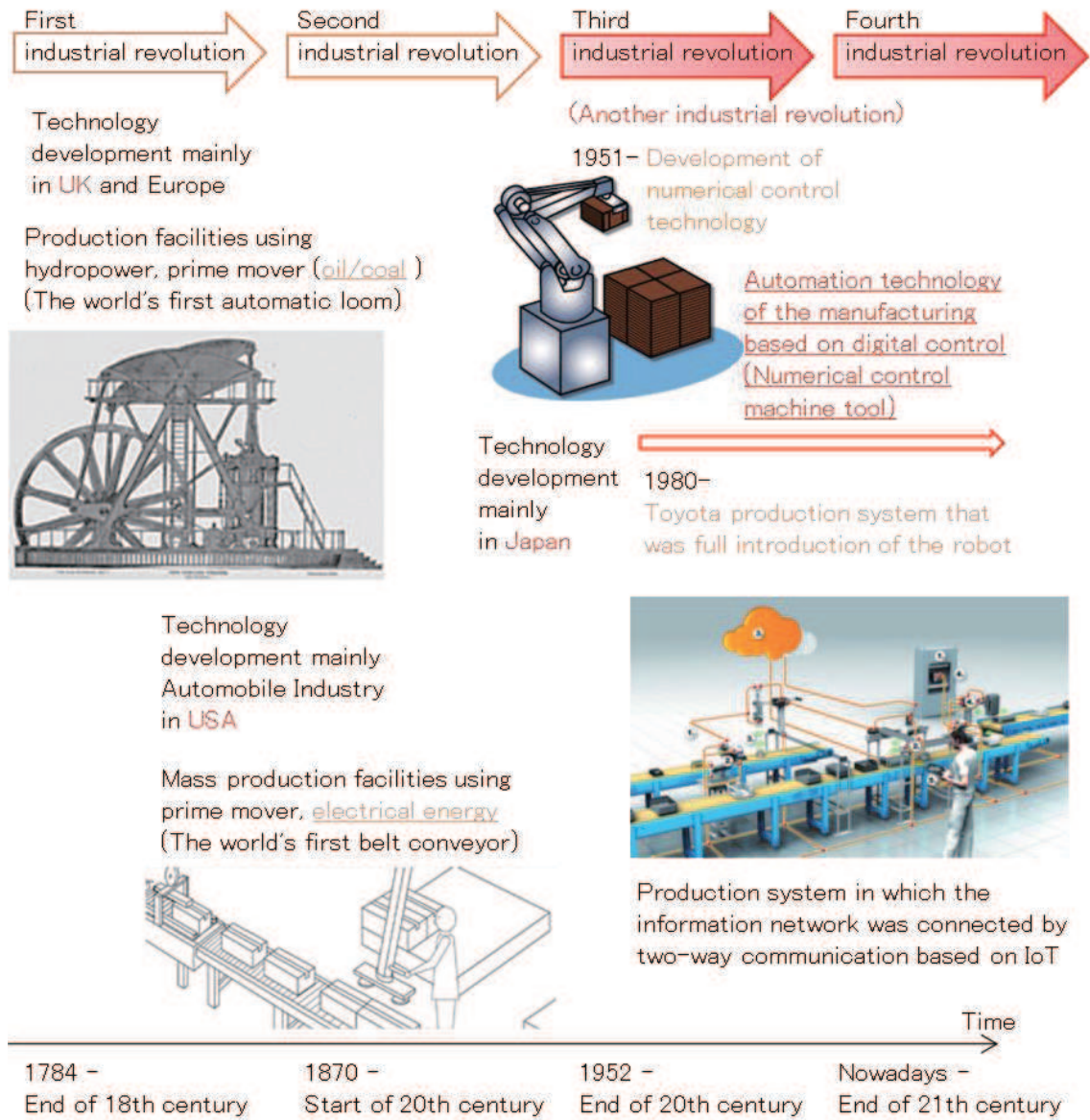
6. 1	緒論	86
6. 2	提案する雌ねじ切り加工および実験方法	87
6. 2. 1	スレッドミル工具を用いた雌ねじ切り加工法	87
6. 2. 2	実験装置および方法	87
6. 2. 3	無線ホルダからの出力と主分力・背分力の関係	87

6. 3	実験結果および考察	87
6. 3. 1	下穴径と工具回転座標系における切削力成分の特徴	87
6. 3. 2	下穴径と雌ねじ加工精度の関係	94
6. 3. 3	工具の公転運動と平面方向力と軸方向力について	96
6. 3. 4	工作物硬度と切削力の関係	99
6. 4	結論	100
	参考文献	
第7章 結論		
7. 1	本研究の成果	102
7. 2	今後の課題	105
	謝辞	106

第1章 緒論

第四次産業革命(図 1-1)の進展に伴い、AI やロボット、IoT(Internet of things)などの技術を社会実装していくことが可能となった。国内製造業におけるデータ活用の取組も成熟しはじめ、具体的な展望やニーズ、課題の見えてきた第二段階を迎えつつある。我が国製造現場には、品質力、現場のカイゼン力の裏付けともなる良質なデータの蓄積があり、これをいかに戦略的に活用し、今後の変革に適応するかが重要となる^{1.1)}。一方、ものづくり産業は、消費者ニーズの多様化に伴い、必要な価値を必要な人へ必要な時に必要なだけ提供する変種変量生産への変革が迫られている。そのため、機械製品に関する生産加工技術の範疇で考慮すべき問題は、多岐にわたり拡大しつつある。今後の生産加工技術において検討すべき課題をまとめると図 1-2 のようになると考えられる^{1.2)}。変種変量生産では、生産(加工)条件を製品に合わせて変更する必要があるため、加工条件の選定等で、全自動化は困難となっている。現状の生産(加工)条件の選定は、経験を積んだ熟練技術者が独自の経験や勘・コツをもとに選定しているのが大半である。そのため、熟練技術者からの技能伝承は各企業の必須の課題となっている。しかし、熟練技術者の知識は、経験および勘・コツによる知識であり、継承が困難な一面もある。また、我が国では、図 1-3 に示すように 2060 年には国民の 40 %が高齢者という超高齢化社会が到来し、人材の量的不足が大きな課題となっている。そのため生産プロセスの再構築が必要となり、技能伝承が重要な課題となってくる。また、本年の新型コロナウイルス騒動により、テレワーク、工作機械の遠隔操作等の IoT 技術の需要がますます増加することが予想される。そこで、その課題を解決するために、ものづくり産業では AI や IoT 技術を利用した生産プロセス(図 1-4)に着眼し、生産プロセスへの AI や IoT 技術の導入が進められている。しかし、現在の AI や IoT 技術を用いて、生産(加工)条件を決定する手法は、まだ目標とする熟練技術

者が選定する生産条件と大きなギャップがある。特に加工分野では、熟練技術者の経験や勘・コツによる加工条件の選定や手作業等で大きなギャップがある分野^{1.3), 1.4)}となっている。



Source: The German government (Industrie 4.0)

Fig. 1-1 Fourth industrial revolution.

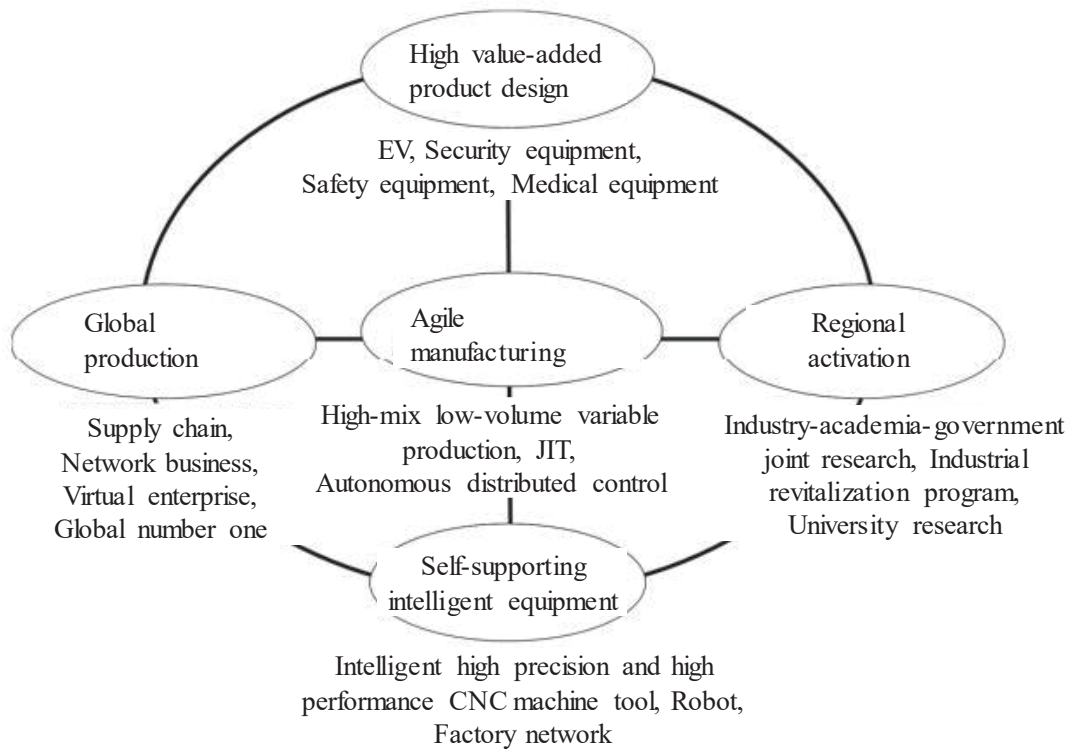
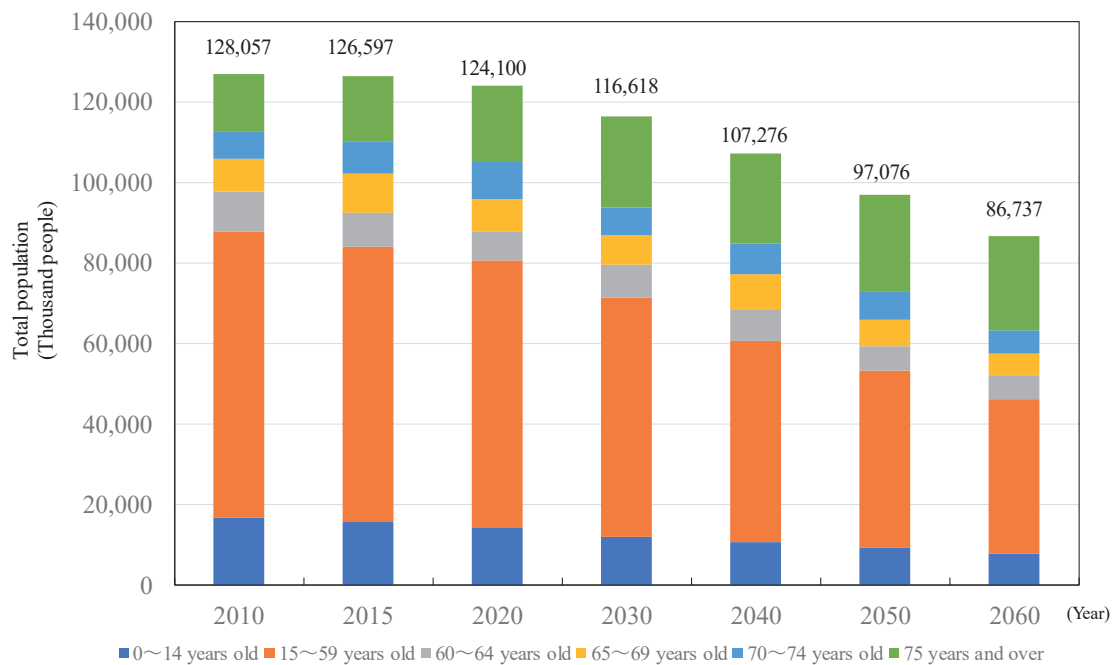


Fig. 1-2 Challenges in production technology.



Source: Cabinet office

Fig.1-3 Japan's population transition forecast.

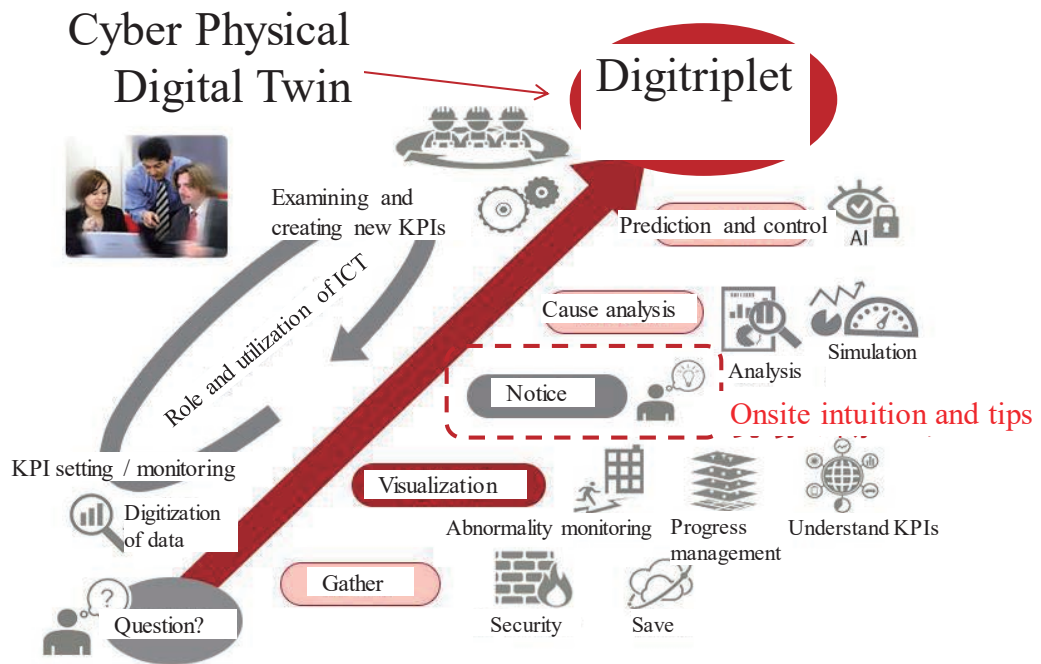


Fig.1-4 System using IoT technology.

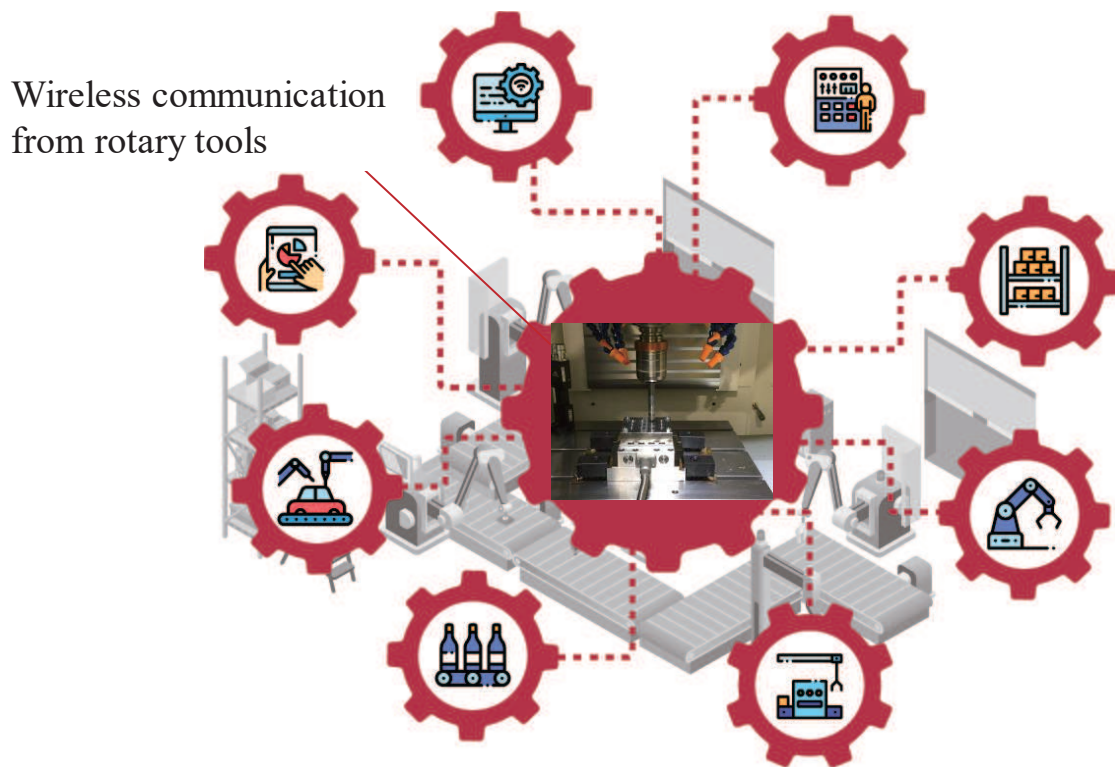


Fig.1-5 Wireless holder system.

熟練技術者の手法を理解するためには、加工現象を理解する必要がある。ここで、加工現象を示す重要な物理量としては、①工具と工作物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工作物の振動、③工具と工作物の温度上昇(切削温度)が挙げられる^{1.5)}。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^{1.6), 1.7)}しており、固定した工具や工作物においては比較的容易にモニタが可能になってきた。加工中に生じる振動のモニタリングに関しては、圧電式動力計や、変位センサ等を用いてびびり振動現象を中心に研究^{1.8), 1.9)}されている。切削温度のモニタリングについては、サーモグラフィカメラによる工作物、工具表面の温度解析^{1.10), 1.11)}などがある。しかし、いずれの手法においても製造現場での使用は容易におこなうことが困難である。また、計測点が加工点からも遠いモニタリング方法となっており、熟練技術者の技術解析には不十分であると考えられる。

そこで、本研究では、加工分野で、熟練技術者の経験と勘に頼っていた技術を対象とし、モニタリングし、分析および解析をおこなうことにより、技能伝承および現場の潜在能力を引き出し、競争力維持および発展させることを目的としている。モニタリング手法としては、工具側にかかる加工力の測定が可能のため、加工点付近で測定できる無線ホルダ(図 1-5)やサーボドライブからの出力情報を用いて生産加工時にかかる力やびびり振動等をリアルタイムにモニタリングをおこない、加工状態を適切に把握し、把握した情報を AI や機械学習を用いて分析および解析することにより、高精度かつ高能率に加工できる新しい生産システムの構築を目指す。

本研究では雌ねじ加工を対象とした。雌ねじ加工は、ドリルで下穴を開けてタップ工具を用いたタップ加工^{1.12), 1.13)}が一般的とされている。手作業および工作機械を用いた自動化においても長年、タップ工具を用いた雌ねじ加工が唯一の手法となっている。しかし、タップ加工は切りくずが工具に絡まり工具の折損が問題となる^{1.14)}ことがある。本現象は、耐熱合金(チタン合金など)の難削材ではより顕著におこる現象である。難

削材を利用する業界としては、医療機器業界、航空機業界などがあげられる。医療機器業界は、世界的に着実な成長が見込まれており、図 1-6 に示すように世界の年間売上は、年率 5 % 超で増加し、2030 年までに 8000 億米ドル近くに達すると予想されている^{1.15)}。また、日本産業界での市場規模の動向を図 1-7 に示すとおり、日本国内市場も拡大傾向にある。一方で、輸入額も増加しており貿易収支では大きなマイナスである。そのような情勢のなか、昨年閣議決定された「成長戦略フォローアップ」内に次世代ヘルスケア部門があり、経済産業省主体でオールジャパンでの医療機器開発が進められている^{1.16)}。医療機器業界は、日本が一体となって進めており成長が見込まれる産業となっている。

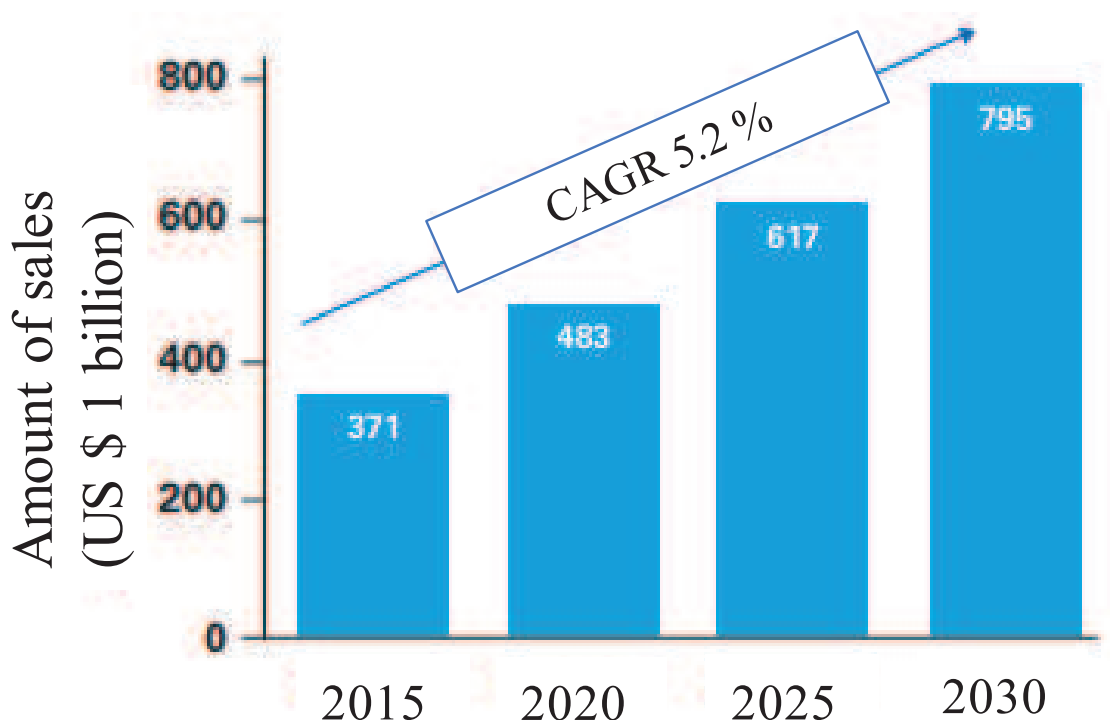
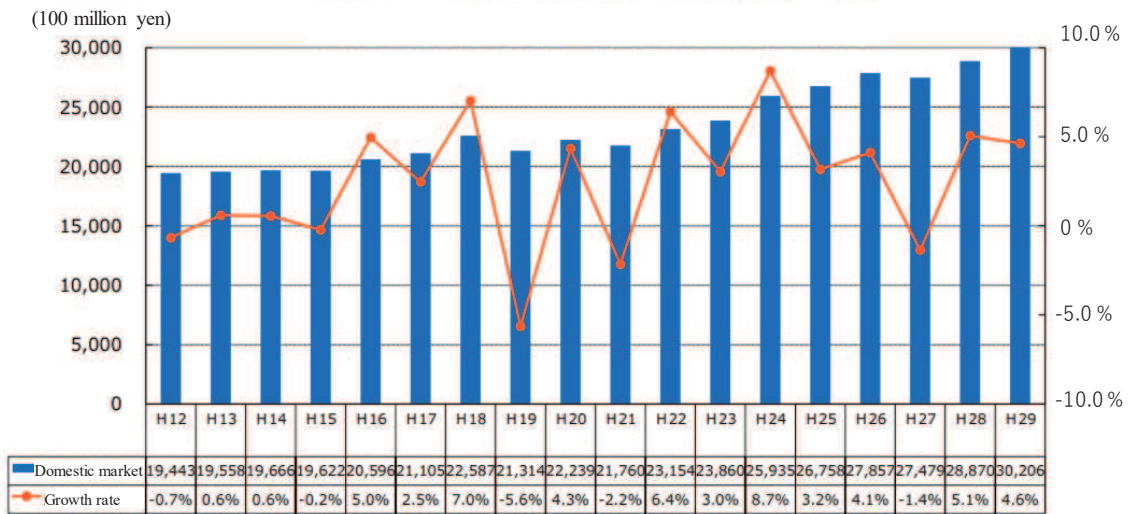


Fig.1-6 Trends in the medical device industry (Global market).



Source: Ministry of Health, Labor and Welfare

Fig.1-7 Trends in the medical device industry (Domestic market).

しかしながら、タップ工具を用いたタップ加工の研究としては、基礎的な内容が多く、圧電式動力計にてトルクを測定しタップ加工の現象を解明^{1.17)}したものやタップの故障を検出する研究^{1.18)}などが見当たる程度である。また難削材に対してはタップ加工時潤滑液の影響の考察^{1.19)}やタップ工具のコーティング膜による影響の考察^{1.20)}などが遂行されてきているが、工作機械での自動化において速度制御軸である主軸の回転運動と速度・位置制御である主軸の送り運動の同期が工具の特性上での必須の制約となり、新たな技術革新につながっていない問題点が顕在化してきている。難削材加工の技術革新を具現化するためには、歴史的にみて工作機械や工具の両面の発展が必要となる。工作機械の視点からは、近年、5軸制御マシニングセンタ(5MC)やターニングセンタを含む工作機械の運動は高速・高精度化が進展^{1.21)-1.23)}し、高速域における同時3軸の運動精度が飛躍的に向上した。これら工作機械の制御技術の発展により、同時3軸制御の高速な送り速度でのヘリカル補間運動に対する運動精度も加工現場において十分なレベルを達成してきている。ヘリカル補間運動を生かす加工法

として難削材を対象としたボーリング加工^{1.24), 1.25)}やポケット加工^{1.26), 1.27)}などが知られており、加工現場で有望な技術となってきた。そのような情勢のもと、その一方で工具の視点から、最近では工具メーカー各社よりエンドミル工具にねじ山を創成した雌ねじ加工用の工具であるスレッドミルが市販され、ヘリカル補間運動を活用した新たな加工技術として着目されてきている。そこでスレッドミルとヘリカル補間運動(工具を自転させながら、その中心に公転の円運動を与える)を組み合わせた手法を用いることで、タップ加工と異なり工具の自転回転数の制限がなく、工作物の特性に合わせて回転数すなわち切削速度を適切に選ぶことができる。また工具とねじ穴の間に半径方向の隙間も確保できるため、難削材加工で問題となる切りくず詰まりの抑制も可能となると考えられる。その一方で、半径方向に隙間を確保しているために工具径を細くする必要があり、切削力による工具の弾性たわみ変形やびびり振動などの影響が懸念され、それらを考慮した適切な加工条件の設定に関する研究が必要となってきた。しかしながら、ヘリカル補間運動を用いたスレッドミルによる雌ねじ切り加工の解明に取り組んだ体系的な研究は日本では例がない。そこで、本研究では、成長産業である医療機器業界で使用されている難削材にも対応できるスレッドミルによる雌ねじ加工に対する研究をおこなう。

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、スレッドミル加工中の切削力を圧電式動力計を用いて X, Y, Z およびトルクの 4 成分力を測定し、ねじ加工時の工具接線方向力と工具半径方向力を導出する手法を提案した。提案手法を用いて、工作物を炭素鋼 S50C, 高硬度金型鋼 SKD61 (HRC40, 53)加工時の工具半径方向のたわみ量を計算して補正し、ねじの精度を確認し、高精度で加工する手法の検討をおこなった。

第3章では、スレッドミル加工中の切削条件によってはびびり振動が発生しており、ねじの精度の上では、びびり振動は無視することができないものと考えられる。びびり振動解析のために、圧電式動力計、近年開発し工具回転座標系での曲げ方向およびねじり方向の振動加速度が測定可能な無線式ホルダを使用し、びびり振動について検討をおこなった。

第4章では、最新の無線式ホルダを使用して工具回転座標系から切削力を測定し、その極座標表示の特徴と正葉曲線近似に基づく考察をおこなった。また、2章にて提案していた圧電式動力計を用いて、工具接線方向力、工具半径方向力を導出する手法と最新の無線式ホルダの整合性の確認をおこなう。また、2章での提案手法、無線式ホルダ、サーボドライブユニットからの出力情報を用いて雌ねじ切り加工時の粗加工切れ刃と仕上げ加工切れ刃にかかる切削力を測定した。測定した結果を用いてねじの精度について検討をおこなった。

第5章では、工作物を S50C と難削材とされている耐熱用オーステナイトステンレス鋼 SUS310S およびチタン合金 (Ti-6Al-4V ELL) の 3 種類の雌ねじ切り加工をおこなった。モニタリング手法は、無線式ホルダにて切削力の測定や、サーモグラフィカメラを用いて加工温度を計測し、ねじ加工時の工作物の違いによる影響を検討した。

第6章では、本実験に使用したスレッドミルは、ねじ加工をおこなう側刃とは別に下穴加工をおこなう底刃を有している工具である。そこで、底刃での下穴加工と側刃でのねじの同時創成現象の特徴を解明するために、下穴径を変更し、ねじ部を加工する側刃のみで加工している状態と、下穴と雌ねじの同時加工をおこなう際の、側刃と底刃への影響について検討をおこなった。

第7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) 経済産業省, 厚生労働省, 文部科学省, 2019年6月11日 “2019年版ものづくり白書”
- 1.2) 杉村延広, “生産加工技術の最新動向—変種変量生産をめざして”, 計測と制御, Vol.52, No.1 (2013), 2-4
- 1.3) 児玉紘幸, 廣垣俊樹, 青山栄一, 小川圭二, “工具カタログデータにデータマイニングを適用したボールエンドミル切削条件決定支援手法の提案”, 精密工学会誌, Vol.79, No.10 (2013), 964-969
- 1.4) 佐久間太志, 廣垣俊樹, 青山栄一, 久保健吾, 児玉紘幸 “最大情報係数 MIC を応用したラジラスエンドミルのカタログマイニング”, 精密工学会誌, Vol.85, No.3(2019), 260-266
- 1.5) 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.
- 1.6) 森脇俊道, 社本英二, 高大力, 杉原和郎, “切削力予測モデルに基づくフライス加工状態の認識(第1報, 最適化手法によるモデル内パラメータの同定と工具摩耗量の推定)”, 日本機械学会論文集(C編), Vol.61, No.586(1995-6), 418-424
- 1.7) S.E. Oraby, D.R. Hayhurst, “High-capacity compact three-component cutting force dynamometer”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol.30, Issue 4(1990), 549-559
- 1.8) 尾崎信利, 松井翔太, 廣垣俊樹, 青山栄一, “エンドミルびびり加工面模様の二次元離散フーリエ変換を用いた画像処理に基づく状態推定方法の検討”, 日本機械学会論文集, Vol.85, No.879(2019), 19-00292
- 1.9) 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—時間領域切削シミュレーションによる不当ピッチエンドミルのびびり

- り振動解析一, 精密工学会誌, Vol.64, No.3(1998), 465-469
- 1.10) Mahfudz ALHUDA, 山田啓司, 上田隆司, “CBN 工具による高硬度鋼の旋削温度測定”, 精密工学会誌, Vol.64, No.11(1998), 1684-1688
- 1.11) 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(2019), 146-152
- 1.12) 青木保, “タップの正しい設計とその有効使用法 (Ⅲ)”, 精密機械, Vol.9, No.101(1942), 146-156
- 1.13) Tengyu Cao, John W. Sutherland, “Investigation of thread tapping load characteristics through mechanistics modeling and experimentation”, *International Journal of Machine Tool and Manufacture*, Vol.42, Issue 14(2002), 1527-1538
- 1.14) 山岡義典, 垣野義昭, 佐藤智典, “タップ加工用知能化工作機械システムに関する研究 (第3報)”, 精密工学会誌, Vol.68, No.9(2002), 1226 - 1230
- 1.15) Aunj Kapadia, Roger van den Heuvel, Chris Stirling, Jia Zhou, “Medical Devices 2030: Marking a Power Play Avoid the Commodity Trap”, Jan., 2018
- 1.16) 経済産業省, “経済産業省における医療機器産業政策について”, 2019年8月
- 1.17) E. D. Doyle, S. K. Dean, “Effect of axial forces on dimensional accuracy during tapping”, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Vol.14, Issue 4(1974), 325-333
- 1.18) Oleg A. Mezentsev, Richard E. DeVor, Shiv G. Kapoor, “Prediction of Thread Quality by Detection and Estimation of Tapping Faults”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol.124, Issue 3(2002), 643-650
- 1.19) Jing Ni, Guodong Feng, Zhen Meng, Tao Hong, Yebo Chen, Xin Zheng, “Reinforced lubrication of vegetable oils with graphene additive in tapping ADC12

- aluminum alloy”, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol.94(2018), 1031-1040
- 1.20) Inigo Elosegui, Unai Alonso, Luis Norberto Loqez de Lacalle, “PVD coatings for thread tapping of austempered ductile iron”, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol.91(2017), 2663-2672
- 1.21) 赤井孝行, 脇坂宗生, 廣垣俊樹, 小川圭二, 垣野義昭, “工作機械の直進軸と旋回軸のサーボ特性の違いによる誤差運動の考察”, 砥粒加工学会誌, Vol.59, No.2 (2015), 91 – 94
- 1.22) T. Ikegami, T. Hirogaki, E. Aoyama, “Development of Automatic Servo Tuning Function in Rotary Axis with DDM for Machine Tools and its Performance for Stable Machining”, Journal of Materials Sci Forum, Vol.874 (2016) 511–516
- 1.23) T. Suzuki, K. Yoshikawa, T. Hirogaki, E. Aoyama, T. Ikegami, “Improved Method for Synchronizing Motion Accuracy of Linear and Rotary Axes Under Constant Feed Speed Vector at End Milling Point – Investigation of Motion Error Under NC-Commanded Motion –”, International Journal of Automation Technology, Vol.13, No.5(2019), 679-690
- 1.24) 小川圭二, 中川平三郎, 門谷憲太, “セラミックスのヘリカルボーリング加工時の欠け発生メカニズム —ボールエンド工具を用いた実験的検討—”, 砥粒加工学会誌, Vol.56, No.1 (2012), 44 – 49
- 1.25) C. Mei, “Active regenerative chatter suppression during boring manufacturing process”, Journal of Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, Vol.21, Issue 2 (2005), 153-158
- 1.26) 茨木創一, 松原厚, 安田朋広, 垣野義昭, 室住正憲, “エンドミル加工における切削抵抗の推定法 (第2報) —固定サイクルにおける切削抵抗予測モデル

ルの同定とそれに基づく送り速度制御—”, 精密工学会誌, Vol.72, No.2(2006),
224 – 228

- 1.27) Cevdet Gologlu, Nazim Sakarya, “The effects of cutter path strategies on surface roughness of pocket milling of 1.2738 steel based on Taguchi method”, Journal of Materials Processing Technology, Vol.206, Issues 1-3 (2008), 7-15

第2章 ヘリカル補間雌ねじ切り加工の特徴と 雌ねじ精度

2.1 緒論

1章でも述べたように、近年の5軸制御マシニングセンタ(5MC)やターニングセンタを含む工作機械の運動は高速・高精度化が進展^{2.1), 2.2)}し、さらに非常に高い送り速度における同時3軸の運動精度も極めて高いものとなってきている。これら工作機械の制御技術の発展で、同時3軸制御の高速な送り速度でのヘリカル補間運動に対する運動精度も加工現場において十分なレベルを達成してきている。ヘリカル補間運動を生かす加工法として難削材を対象としたボーリング加工^{2.3), 2.4)}やポケット加工^{2.5), 2.6)}などが知られており、加工現場で有望な技術となってきている。

そのような情勢のもと、最近では工具メーカー各社よりエンドミル工具にねじ山を創成した雌ねじ加工用のスレッドミルが市販され、ヘリカル補間運動を活用した新たな加工技術として注目されてきている。一般に難削材のタップ加工は予想不能な工具の折損が問題であり、そのリスクを回避する手法の研究開発が不可欠になってきている^{2.7)}。そこでスレッドミルとヘリカル補間運動を組み合わせた手法を用いることで、タップ加工と異なり工具の自転回転数の制限がなく、工作物の特性に合わせて回転数を適切に選ぶことができる。また工具とねじ穴の間に半径方向の隙間も確保できるため、難削材加工で問題となる切りくず詰まりの抑制も可能となると考えられる。その一方で、半径方向に隙間を確保しているために工具径を細くする必要があり切削力による工具の弾性たわみ変形やびびり振動などの影響が懸念され、それらを考慮した適切な加工条件の設定に関する研究が必要となってきている。しかしながら、ヘリカル補間運動を用いたスレッドミルによる雌ねじ切り加工の解明に取り組んだ体系的な研究は少ない。そこで本章^{2.8)}

では、炭素鋼 S50C，高硬度金型鋼である SKD61（HRC40，53）の雌ねじ切り加工時の雌ねじ精度の確認をおこなった。また，工作機械のサーボドライブユニットより出力される電圧から，工具の位置情報を読み取った結果を用いて，雌ねじの加工精度に関する検討をおこなった。

2. 2 提案する雌ねじ切り加工および実験方法

2. 2. 1 スレッドミル工具を用いた雌ねじ切り加工法

図 2-1 は，一般的な雄ねじと雌ねじの関係を示す。ねじは世界的な規格化が進んでいる機械要素部品の締結要素である。基本的に ISO 規格でメートルねじとインチねじに大別され，主に外径寸法とねじ山のピッチにより標準化されている。本報で扱うねじはメートルねじでピッチは並目とする。またねじ山の高さは図 2-1 中の外径と内径の差となる。

加工法に着目すると，雄ねじは外径加工でねじ山を創成するため加工が容易となる場合が多い。一方，雌ねじは内径加工でねじ山を創成する必要があり難しい技術となる場合が多い。しかしながら，歯車等の機械要素部品において必要となるのは雌ねじが多く，しかもそれが止まりねじである場合が多い。したがって，本報では止まり穴の雌ねじに着目する。

止まり穴の雌ねじの加工はスパイラルタップを用いる場合が大半である。しかしながら，機械要素部品の強度化のためにその対象材が難削化してきており，タップ加工時の切り屑詰まりなどによりタップ工具の折損の問題が顕在化してきている。その問題を払拭するための手法の一つとして，図 2-2 に示すスレッドミル工具を用いた雌ねじ切り加工技術が期待されており，近年研究が進められている。スレッドミル工具は，ねじ山の高さとピッチをメートルねじに一致させた刃先を有し，その外径は加工対象とするねじの内径より小さくした形状を

有している．図 2-2(a)は加工中の側面からの断面の様子を示しており，工具の先端の刃はフロントで粗加工用となり，次の 2 ピッチ目の刃は第 1 仕上げ加工用，最終の 3 ピッチ目の刃は第 2 仕上げ用として作用するように工具形状の設計がなされている．また工具の底にも切れ刃を形成しておくことで，下穴なしからでも雌ねじ加工が可能となるものである．図 2-2(b)はその上視図を示しており，NC の X-Y-Z の同時 3 軸制御に基づくヘリカル補間運動の機能を用いて工具は半時計回りに自転しながら時計回りに公転運動し，公転が 1 回転する間に雌ねじの 1 ピッチだけ-Z 方向に運動するものである．本手法はタップ加工と異なり工具の自転回転数の制限がなく，工作物の特性に合わせて回転数を適切に選ぶことができる．また工具とねじ穴の間に半径方向の隙間も確保できるため，難削材加工で問題となる切り屑詰まりの抑制も可能となると考えられる．その一方で，半径方向に隙間を確保しているために切削力による工具の弾性たわみ変形などがねじ精度に影響を及ぼす．そのため，それらを考慮した適切な加工条件の設定に関する研究が必要となってきた．

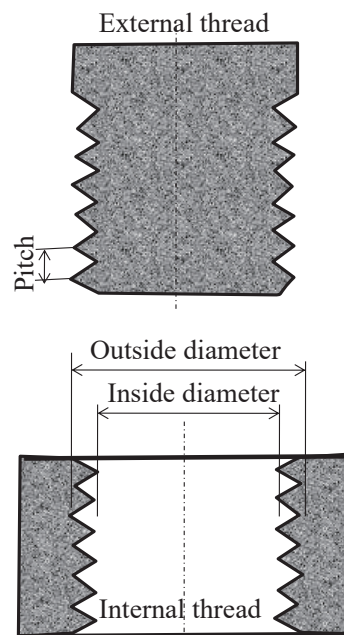
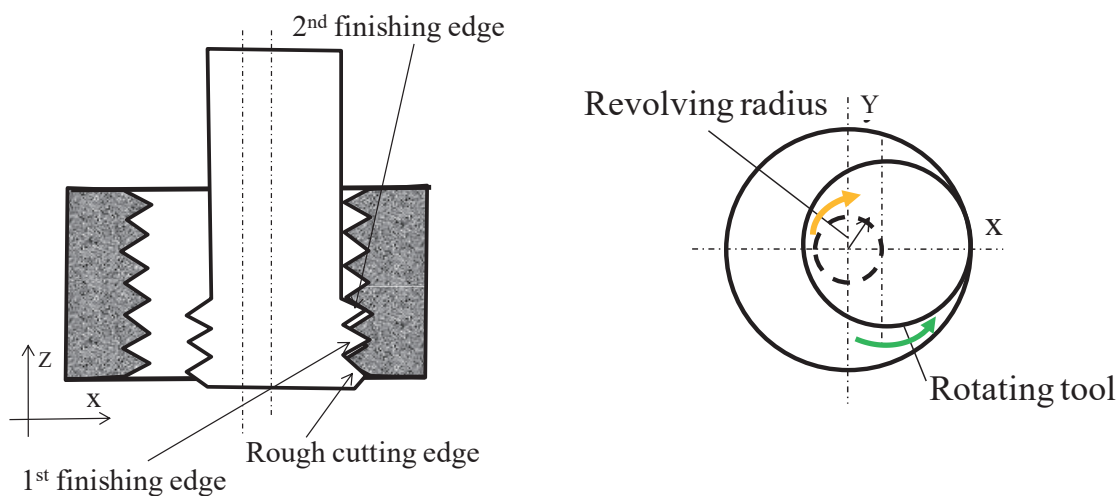


Fig. 2-1 Relationship between a general external thread and a female thread.



(a) Side cross section of thread milling

(b) Top view of thread processing.

tool during screw machining.

Fig. 2-2 Thread mill tool.

2. 2. 2 実験装置および方法

工作機械は DMG 森精機製の 3 軸制御マシニングセンタ (ACCUMILL4000 : 図 2-3) である。図 2-4 は切削力の計測系の概略図である。工具はスレッドミル (MOLDINO 製エッポク D スレッドミル EDT-1.5-25-TH : 全体写真を図 2-5, 刃先形状の写真を図 2-6) に示す。図 2-6 より、用いた工具は底刃にも切れ刃が形成されていることがわかり、底刃加工の作用で下穴なしからでも雌ねじ切り加工が可能なるものである。図 2-5, 図 2-6 に対応する寸法はそれぞれ, $D = \phi 7.5 \text{ mm}$, $D_1 = \phi 5.5 \text{ mm}$, $D_2 = \phi 10 \text{ mm}$, $L = 70 \text{ mm}$, $\ell = 25 \text{ mm}$ となっている。すなわち, $\ell/D_1 = 4.5$ である。正規の下穴径は, $\phi 8.5$ で加工となる。ここで D は仕上げ刃, D' は粗加工刃の直径である。工作物は S50C を使用した。4 成分の力を動力計 (KISTLER 製トルク動力径 9272) からの出力はデータロガー (GRAPHTEC 製 midiLOGGER GL900) で記録した。雌ねじの精度確認には, ねじゲージ (OSG 製工作用 1 級) を使用した。

実験条件を表 2-1 に示す。 M10 ピッチ 1.5 の雌ねじの標準的な下穴径である $\phi 8.5$ の下穴加工をおこなったのちにタップ加工を行った。 ツールパスは NC のヘリカル補間指令を用いたヘリカル加工とした。 切削条件は、カタログ条件を使用し、周速(切削速度)は 35 m/min で一定とした。

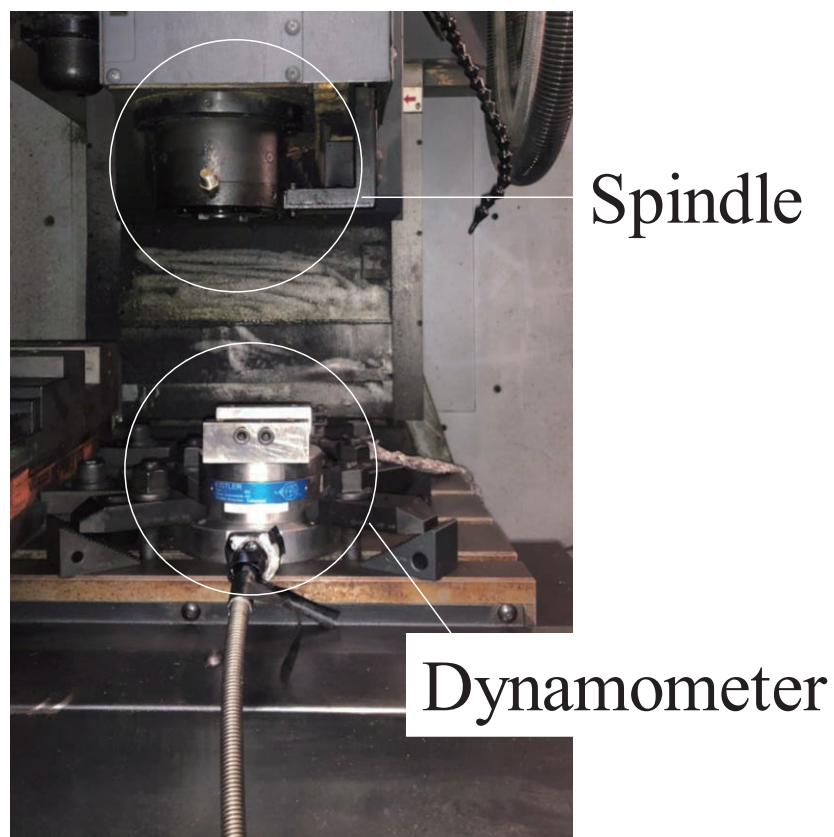


Fig. 2-3 Used machining center with force sensor.

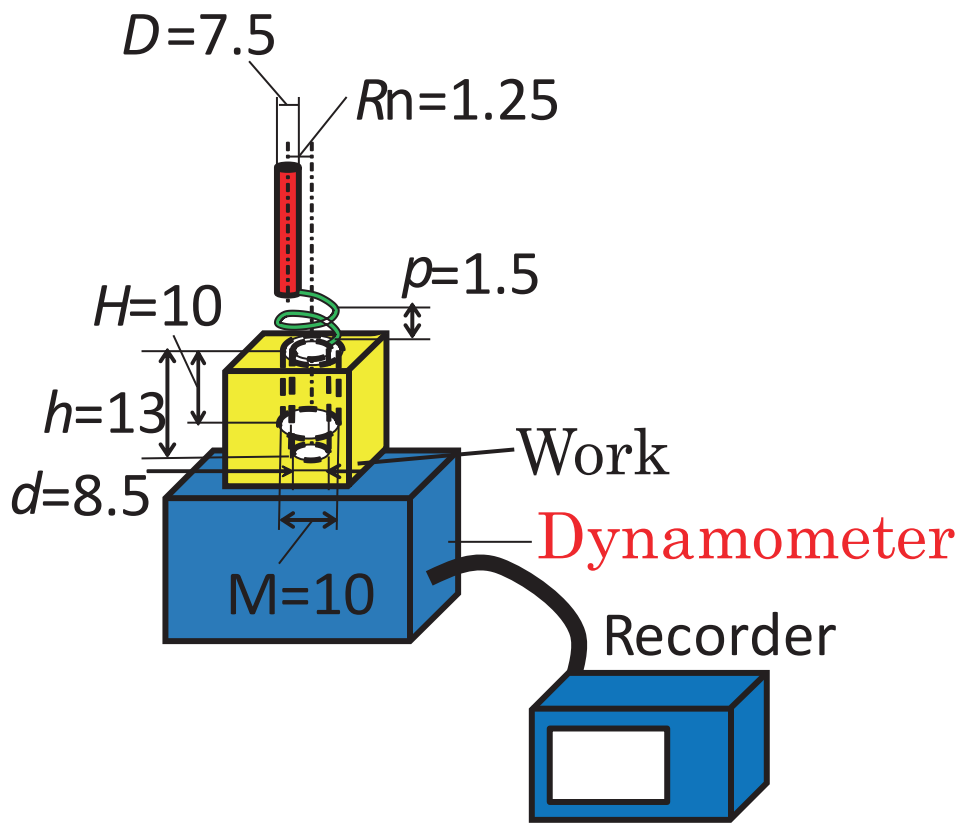


Fig. 2-4 Experimental setup.

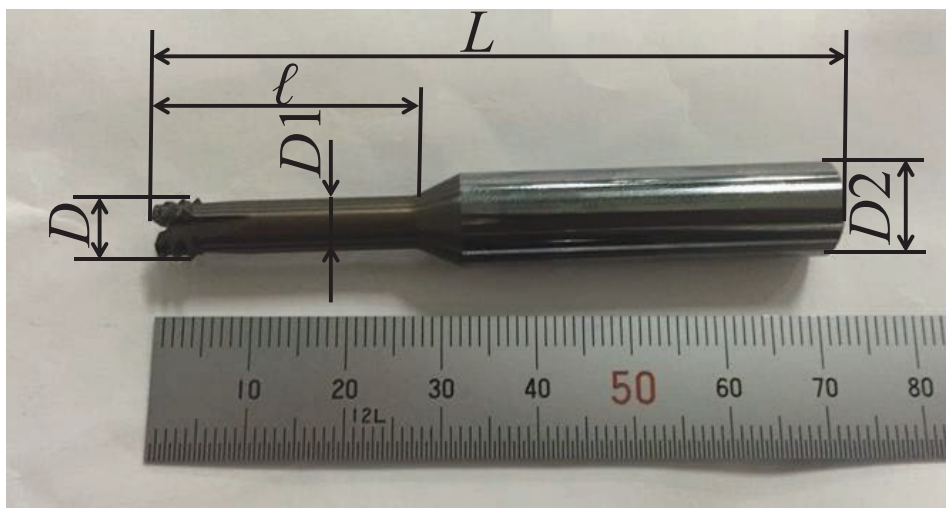


Fig. 2-5 Used thread mill tool.

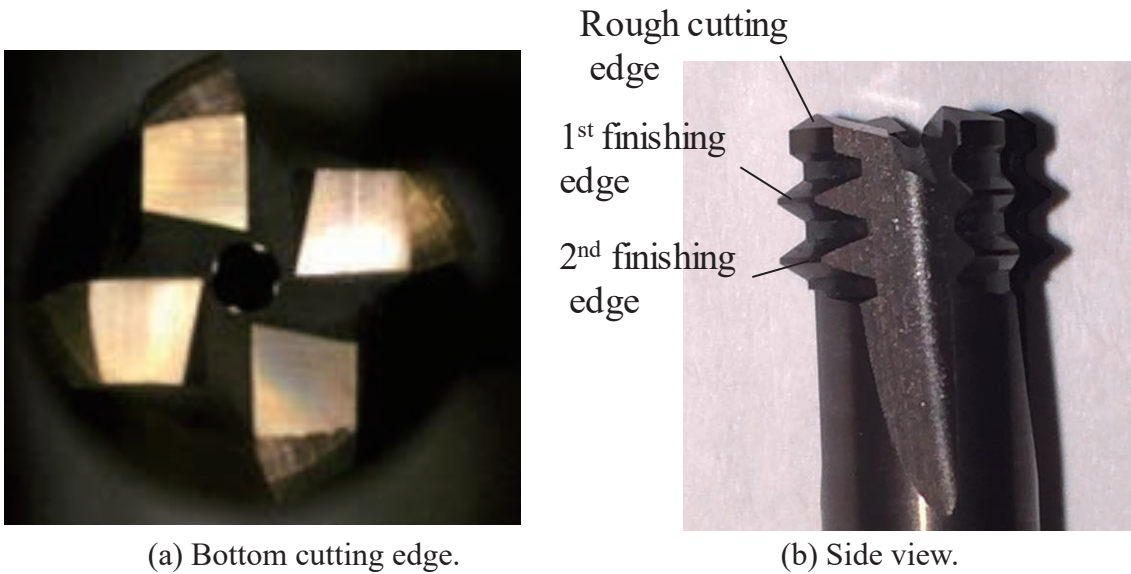


Fig. 2-6 Details of thread mill tool.

Table 2-1 Experimental conditions.

Feed speed V_f [mm/min]	57
Feed rate V_t [mm/tooth]	0.038
Number of revolutions n [rpm]	1500
Tool diameter D [mm]	7.5
Coolant	Semi-dry (MQL)
Rotational period of a tool T_1 [s]	0.04
The radius of the helical pass R_n [mm]	1.25, 1.27, 1.30
Rotational period of the helical pass T_2 [s]	8.27
Outside diameter D_s [mm]	10
Effective thread depth H [mm]	10
Pitch p [mm]	1.5
Hole before threading diameter d [mm]	8.5
Hole depth before threading h [mm]	15
Sampling time Δt [s]	0.0002
Sampling frequency f_s [Hz]	5000

2. 2. 3 X, Y 方向およびトルク成分からの半径方向力の導出

計測した X, Y 方向力及びトルクより，主分力（工具と工作物の接触点における接線力）と背分力（工具と工作物の接触点における半径方向・法線方向）を導出する手法を提案する（計測のモデル図を図 2-7 に示す）。

X 方向の切削力を F_x ，Y 方向の切削力を F_y ，トルクを T とする．その時の X, Y 方向の合力のノルム値を式(2-1)，主分力 F_t を式(2-2)，XY 方向の合力ノルム値と，主分力 F_t ，背分力 F_n の合力の関係を式(2-3)に示す．

$$F_{xy} = \{(F_x)^2 + (F_y)^2\}^{1/2} \quad (2-1)$$

$$F_t = T/R_t \quad (2-2)$$

$$\{(F_x)^2 + (F_y)^2\}^{1/2} = \{(F_t)^2 + (F_n)^2\}^{1/2} \quad (2-3)$$

ここで R_t は，トルクがかかる腕（動力計・公転運動の中心からの距離）とし，下穴径 $\phi 8.5$ mm 時は，図 2-8 に示すように三角ねじの山の重心で考え $R_t = 4.5$ mm とする．さらに，

式(2-1)，(2-2)，(2-3)より

$$F_n = \{(F_{xy})^2 - (F_t)^2\}^{1/2} \quad (2-4)$$

の関係が導出できる．すなわち，市販の 4 成分動力計の X, Y およびトルク成分の出力を用いて，ヘリカル補間運動時の回転工具による加工における，接線

力と半径力を求めることができる。

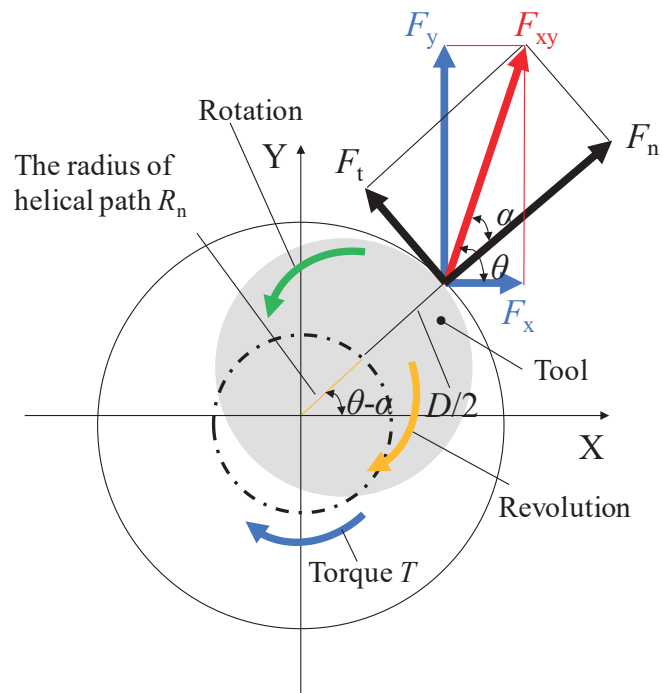


Fig.2-7 Model of measurement

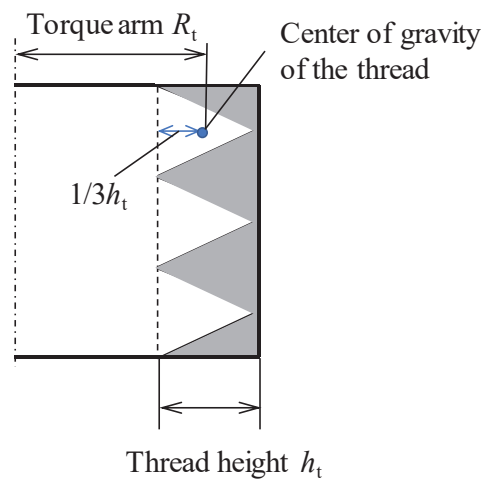


Fig.2-8 Position torque arm R_t .

2. 3 実験結果および考察

2. 3. 1 工作物硬度と切削力

M10 ピッチ 1.5 の雌ねじの下穴である $\phi 8.5$ の下穴をあけた時の S50C, SKD61

(HRC40, 53) の切削力水平方向のノルム値 F_{xy} と接線方向力（主分力） F_t 、半径方向力（背分力） F_n を測定結果を図 2-9 に示す。また、図 2-9 中には、公転数も示している。図 2-9 より、1 公転目から 2 公転目になる際は、全ての切削力が上昇している。2 公転目から 3 公転目にかかる際の切削力も上昇はしているが、1 公転目から 2 公転目の際と比べてると上昇量が小さくなっていることがわかった。本工具は、軸方向に図 2-6(b) に示すように粗刃、同一形状である第 1 仕上げ刃、第 2 仕上げ刃という形状になっている。そのため、粗刃から第 1 仕上げ刃が加工に関与する 1 公転目から 2 公転目では、切削力が大きく上昇しているが、第 2 仕上げ刃は、ゼロカットの役割を示していることから、3 公転目では、第 1 仕上げ刃の切れ残りを加工しているので、大きくは上昇しないことがわかった。

また、図 2-10 に横軸に硬度、縦軸に図 2-9 中の 6 公転目の切削力水平方向のノルム値 F_{xy} と接線方向力（主分力） F_t 、半径方向力（背分力） F_n の平均値の関係を示す。図 2-10 より F_{xy} はある一定の硬度までは上昇するが、それ以上の硬度では一定となることがわかる。また、 F_n は、硬度が上昇するとほぼ直線的に上昇するが、 F_t は、同一の傾向を示さないことがわかった。また、 F_t / F_n の比を図 2-11 に示す。図 2-11 より、硬度が上昇すると、 F_t / F_n の比がほぼ直線的に減少することがわかった。本工具は、高硬度材も加工できるようにすくい角が負のすくい角となっており、硬度の差は、研削加工時と同様に F_t （主分力）より F_n （背分力）に顕著にあらわれている²⁻⁹⁾と考えられる。その為、特に硬度が高い材質では、 F_n が顕著に反応するが、4 成分の動力計から出力される切削力（X, Y, Z 方向力およびトルク T）だけでは、雌ねじの精度を確保するために重要な半径方向力を見積もることが困難である。そのため 4 成分の出力結果から、半径方向力を導出する必要がある事がわかる。

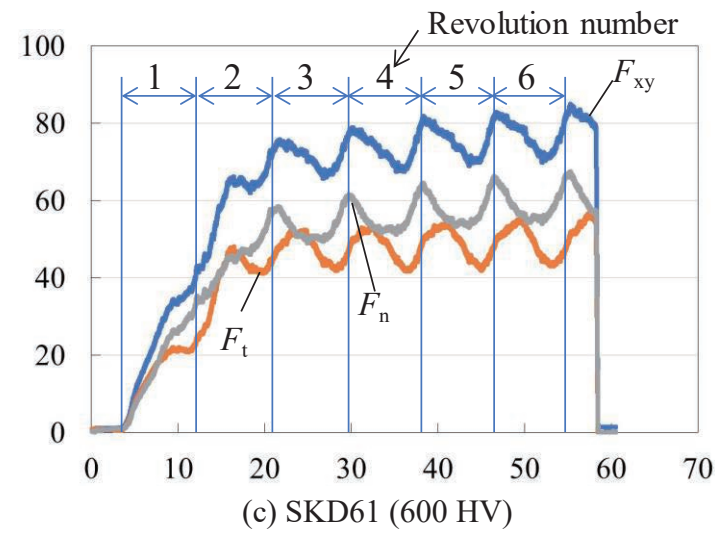
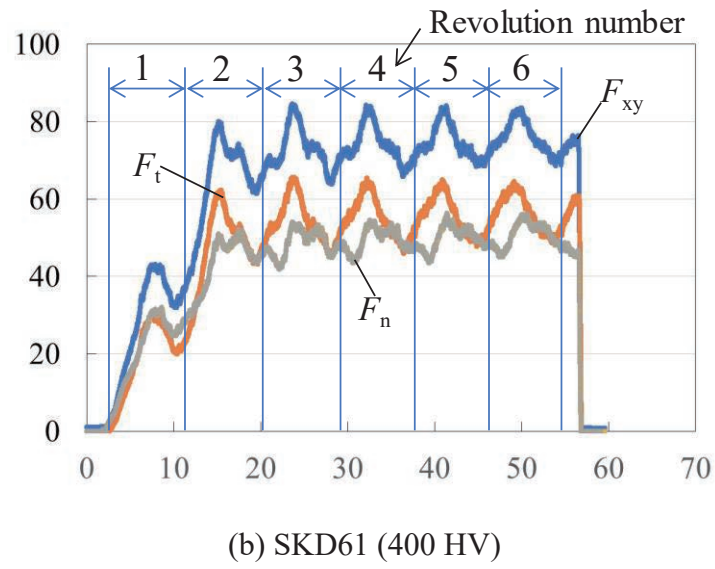
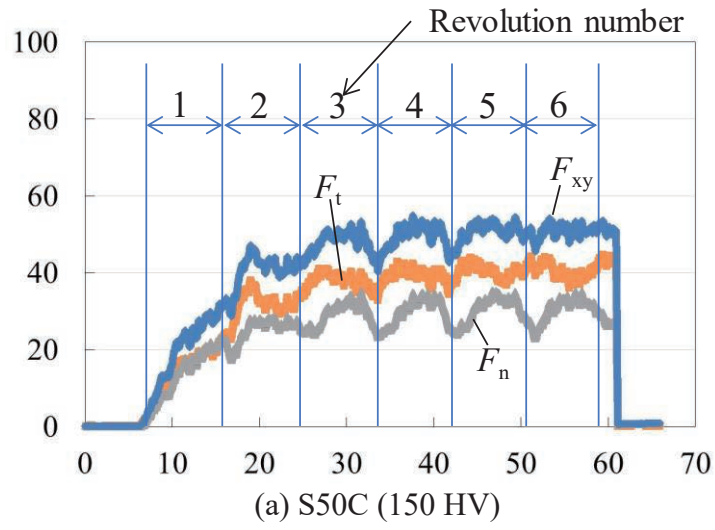


Fig.2-9 Cutting force during thread cutting.

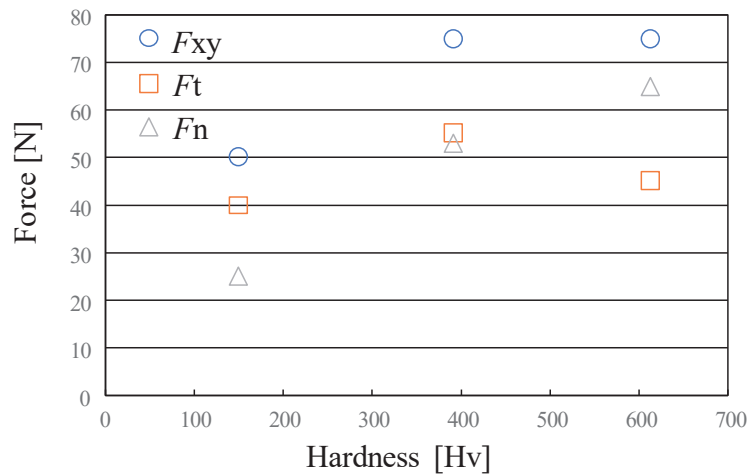


Fig.2-10 Relationship between hardness and cutting force.

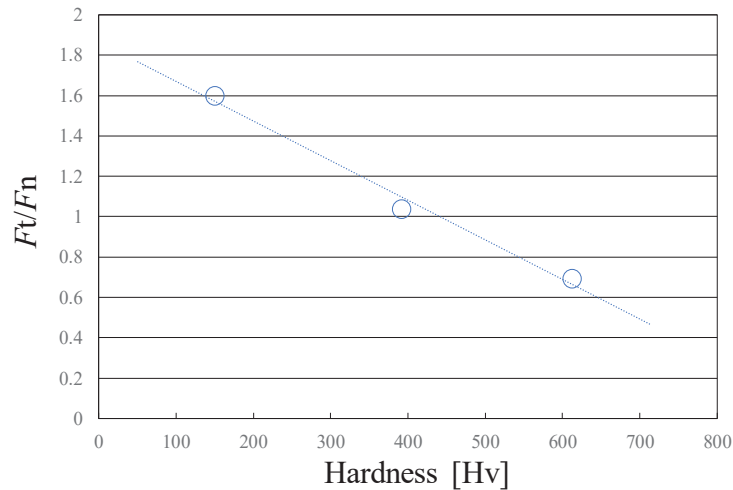


Fig.2-11 Relationship between hardness and F_t/F_n .

2. 3. 2 雌ねじ精度と公転半径補正量について

ねじゲージにて雌ねじの精度を確認した結果を表 2-2 に示す. S50C, SKD61 (HRC40, 53) とともに, 正規の加工パスの公転半径 $R_n = 1.25 \text{ mm}$ にて加工したのちにねじゲージにて精度を確認すると, ねじゲージの通り側が通過しない雌ねじの有効径が小さい状態となっている. また, 同一パスにて再加工をおこなうゼロカット後は, ねじゲージの止まり側が通過している有効径が大きい状態となった. その為, 本実験に使用した工具は, 工具半径方向のたわみ量を予

め考慮された設計であると考えられる。本工具を使用し、精度を確保するためには、加工パスの公転半径を補正し、加工する必要がある。

S50C と SKD61 (HRC40, 53) では、加工パスの公転半径の補正は、0.020 mm, 0.030 mm, 0.035 mm にて精度内での加工が可能であった。図 2-12 に示すように本実験で使用した工具を、ホルダ端面を固定端とした一端固定で他端自由のはりで見立てた場合、たわみ量を式(2-5)にて表すことができる。

$$v = 64P\ell^3/3\pi ED_1^4 \quad (2-5)$$

ここで、 v は半径方向のたわみ、 E はヤング率、 P は先端荷重を示している。本工具のヤング率 $E = 560 \text{ GPa}$ と仮定する。S50C と SKD61 の半径方向力 F_n の差は、約 25 N, 約 35 N となっている。たわみ量を式(2-5)より計算すると、0.009 mm, 0.013 mm となり、本実験の S50C と SKD61 の各硬度での補正量の差は 0.010 mm, 0.015 mm となり、たわみ量とほぼ同等の値となっており、今回の補正が適切であることがわかる。

Table 2-2 Result of gage test.

	Go	Not - Go	Result
S50C, $R_n = 1.250$	×	○	Small effective diameter
SKD61(HRC40), $R_n = 1.250$	×	○	Small effective diameter
SKD61(HRC53), $R_n = 1.250$	×	○	Small effective diameter
S50C, Zero cut	○	×	Large effective diameter
SKD61(HRC40), Zero cut	○	×	Large effective diameter
SKD61(HRC53), Zero cut	○	×	Large effective diameter
S50C, $R_n = 1.270$	○	○	Good
SKD61(HRC40), $R_n = 1.280$	○	○	Good
SKD61(HRC53), $R_n = 1.285$	○	○	Good

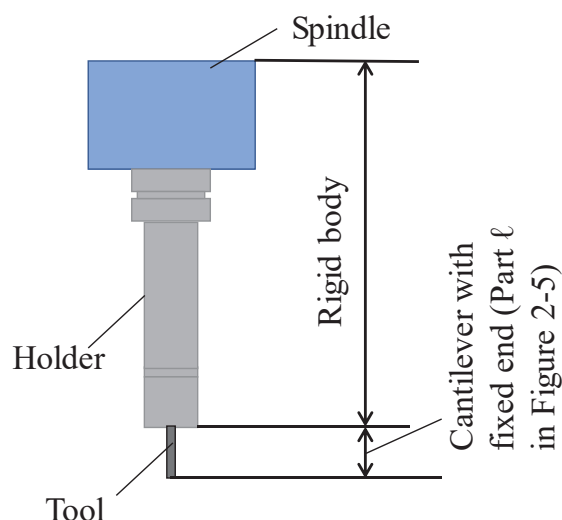


Fig.2-12 Deflection measurement model.

2. 3. 3 工作物の変化と振動解析について

S50C および SKD61 (HRC53) を加工した際の X 方向の切削力を FFT 解析した結果を図 2-13, 図 2-14 に示す。

図 2-13, 図 2-14 を比較すると, 25, 100 Hz 付近でピーク点を示している為, 工作物の違いはあるが, 振動特性としては, 同じような傾向を示していることがわかる。25 Hz は, 回転数 1500 rpm より, 工具 1 回転の周波数である。また本工具は, 4 枚刃の工具となっており, 1 刃あたりの周波数としては 100 Hz である。したがって振動解析の結果, S50C では 1 回転に 1 回の工具振れの影響と切れ刃 1 刃の影響となる 25, 100 Hz がほぼ同等のパワースペクトル値を示しているが, SKD61 になると, 100 Hz が 25 Hz よりも顕著に表れていることがわかる。本結果は, F_n (半径方向力) による工具のたわみが小さい場合には工具振れが相対的に大きく影響し, 逆にたわみが大きい場合には各刃がほぼ均等に切削に関与することを示しているものと考えられる。また図 2-9 のノルム値 F_{xy} では S50C と SKD61 の比は 1.3 倍程度であったが, 図 2-13 に対して図 2-14 に現れ

る 100 Hz の成分の比は 2 倍以上を示しており, SKD61 の方がより振動成分が増大していることもわかる.

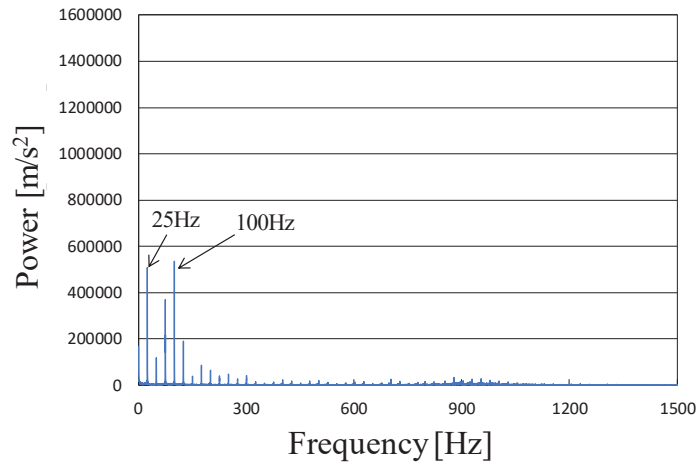


Fig.2-13 Result of FFT (S50C).

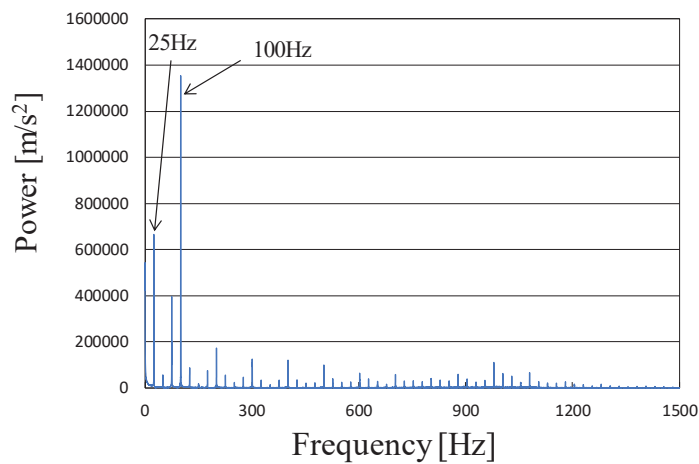


Fig.2-14 Result of FFT (SKD61).

2. 3. 4 サーボガイドの位置情報について

SKD61 (HRC53) を加工した際の X, Y 方向の切削力とサーボガイドから出力した X 軸の位置情報の関係を図 2-15 に示す (座標関連は図 2-7 を使用した). 図 2-16 に, 工作物 SKD61 (HRC53) を加工した際の, $\theta - \alpha = 270^\circ$ になるときの工具 1 回転間 (0.04 s) の X, Y 方向の切削力 F_x , F_y の生波形を示す. 図 2-17 には, $\theta - \alpha = 270^\circ$ になるときの工具 1 回転間の接線方向力 F_t , 半径方向力 F_n の

生波形を示す。(図 2-16, 図 2-17 の抽出した箇所は, 図 2-15 内で示した箇所である) $\theta-\alpha=270^\circ$ の位置では, $F_x \doteq F_t$, $F_y \doteq F_n$ となる. 図 2-16, 図 2-17 を比較すると大きく異なる. そのため図 2-18 は, 平均値を比較するために 200 Hz 以上の周波数にてローパスフィルタをおこなった. また, 切削周期である 100 Hz および 25 Hz を除外した Y 方向の切削力 F_y と半径方向力 F_n の成分を逆フーリエ変換をおこなったものである. 図 2-18 では, $F_n \doteq 0.8 F_y$ となっている. 図 2-19 に本実験で使用した工具の加工のモデルとなっている. 粗刃, および仕上刃の接触点は, 工具中心からの角度 θ が $32\sim 47^\circ$ 程度の差が生じている. 半径方向力 F_n と Y 方向の切削力 F_y の関係は, 式(2-6)にて表すことができる.

$$F_n \doteq F_y \cdot \cos(\theta) \quad (2-6)$$

式 (2-6) より導出した半径方向力 F_n は, 圧電式動力計から測定した Y 方向の切削力 F_y の約 8 割程度になると考えられ, 今回導出した接線方向力 F_t , 半径方向力 F_n を求める式と図 2-16 はほぼ等しいと推定できる.

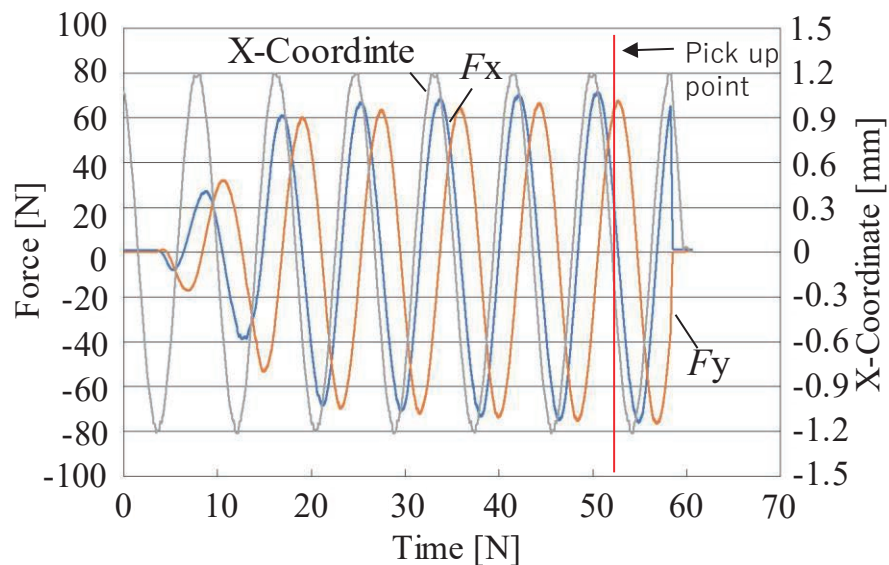


Fig.2-15 Relationship between cutting force, X coordinate and time (SKD61).

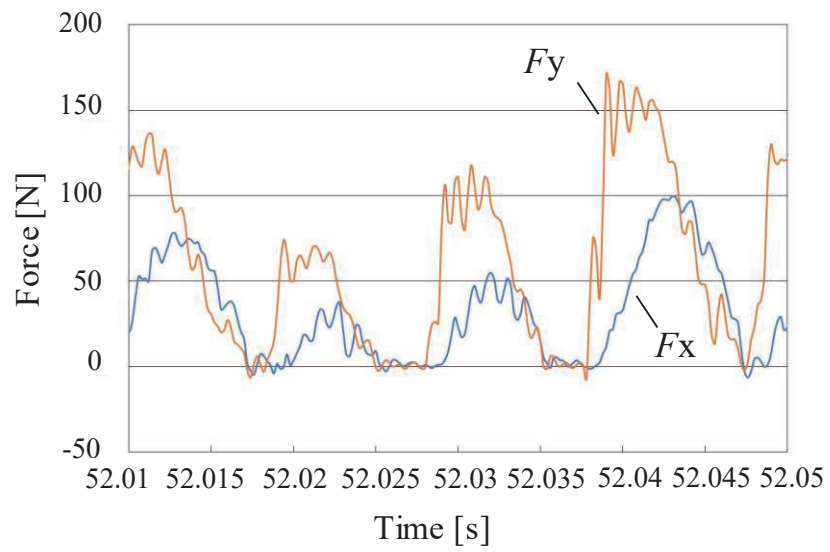


Fig.2-16 Cutting force for one-rotation (F_x , F_y , SKD61).

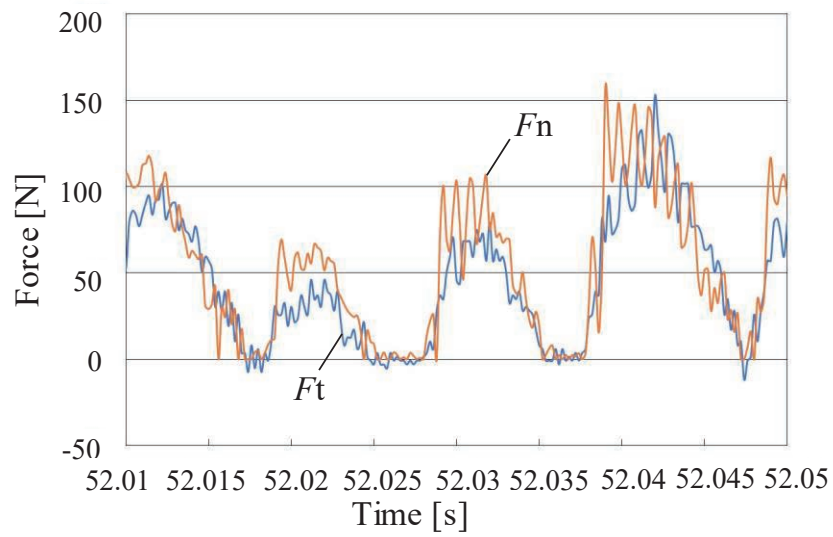


Fig.2-17 Cutting force for one-rotation (F_t , F_n , SKD61).

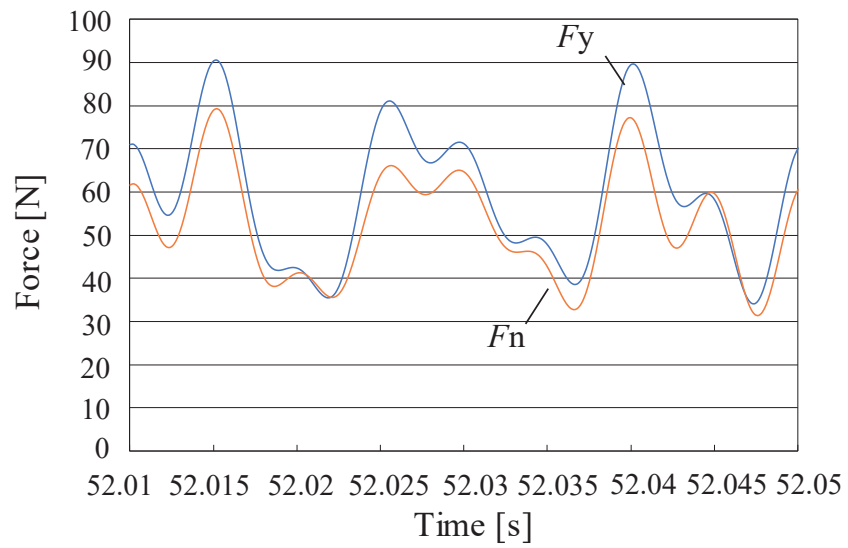


Fig.2-18 Result of IFT (F_y , F_n , SKD61).

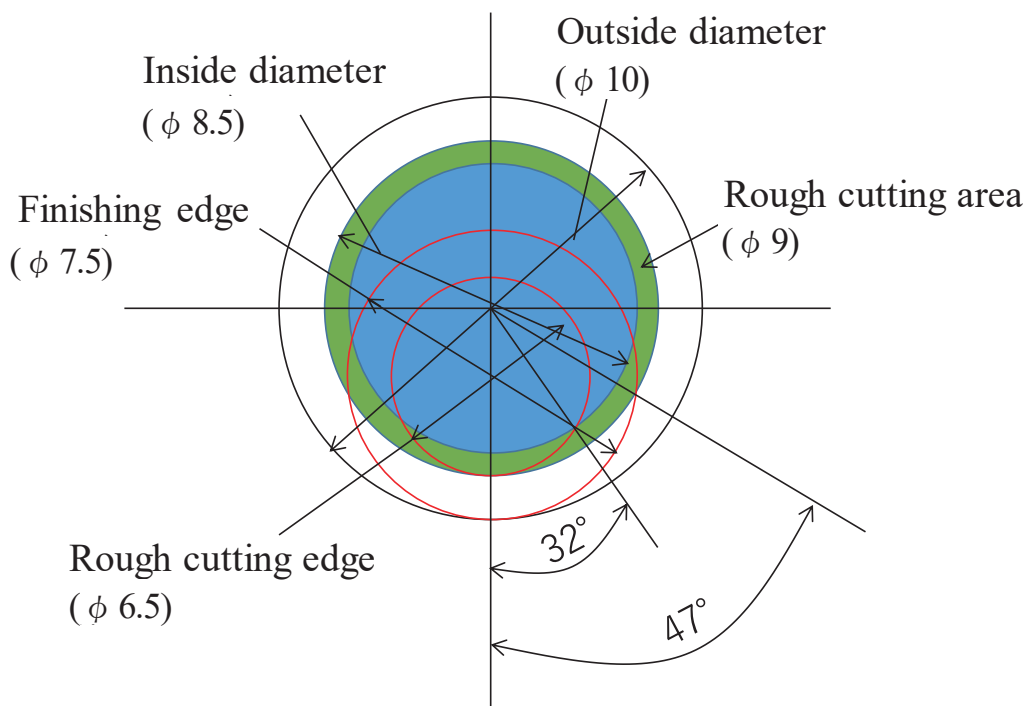


Fig.2-19 Processing modle.

2. 4 結論

本章では、3軸制御マシニングセンタのヘリカル補間機能によりスレッドミルを用いた雌ねじ切り加工時のX,Y,Z方向力及びトルクを調べ、主分力（工具の加工点における接線方向力 F_t ）と背分力（工具の加工点における半径方向力・法線方向力 F_n ）の関係を導出した。M10ねじを対象に、加工後の雌ねじ精度についても検討した。結果を以下にまとめる。

- 1) 工作物の硬度が上昇すると、半径方向力（背分力）の割合が上昇することがわかった。
- 2) 本章にて導出した式にて、半径方向力を求めることにより、工作物に関係なく半径方向の補正量が導出可能なことがわかった。
- 3) サーボ情報を用いて位置情報を確認することでも、半径方向力（背分力）の導出が可能であり、本章で導出した半径方向力（背分力）が正しいこともわかった。

参考文献

- 2.1) 赤井孝行，脇坂宗生，廣垣俊樹，小川圭二，垣野義昭，“工作機械の直進軸と旋回軸のサーボ特性の違いによる誤差運動の考察”，砥粒加工学会誌，Vol.59，No.2 (2015)，91 – 94
- 2.2) T. Ikegami, T. Hirogaki, E. Aoyama, “Development of Automatic Servo Tuning Function in Rotary Axis with DDM for Machine Tools and its Performance for Stable Machining”, Journal of Materials Sci Forum, Vol.874 (2016) 511–516
- 2.3) 小川圭二，中川平三郎，門谷憲太，“セラミックスのヘリカルボーリング加工時の欠け発生メカニズム —ボールエンド工具を用いた実験的検討—”，砥粒加工学会誌，Vol.56，No.1 (2012)，44 – 49

- 2.4) C. Mei, “Active regenerative chatter suppression during boring manufacturing process”, *Journal of Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, Vol.21, Issue 2 (2005), 153-158
- 2.5) 茨木創一, 松原厚, 安田朋広, 垣野義昭, 室住正憲, “エンドミル加工における切削抵抗の推定法(第2報)－固定サイクルにおける切削抵抗予測モデルの同定とそれに基づく送り速度制御－”, *精密工学会誌*, Vol.72, No.2(2006), 224 – 228
- 2.6) Cevdet Gologlu, Nazim Sakarya, “The effects of cutter path strategies on surface roughness of pocket milling of 1.2738 steel based on Taguchi method”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.206, Issues 1-3 (2008), 7-15
- 2.7) 山岡義典, 垣野義昭, 佐藤智典, “タップ加工用知能化工作機械システムに関する研究(第3報)”, *精密工学会誌*, Vol.68, No.9(2002), 1226 - 1230
- 2.8) Shota MATSUI, Nobutoshi OZAKI, Toshiki HIROGAKI, Eiichi AOYAMA and Takamasa YAMAMOTO, “Investigation of Internal Thread Cutting Phenomena in Three Axes by Controlling Helical Interpolate Motion Considering Tool Position Information from Servo-Drive”, *International Journal of Automation Technology*, Vol.14, No.3(2020), 467-474
- 2.9) 中山一雄, 高木純一郎, 中野隆, “焼入鋼の研削特性”, *精密機械*, Vol.41, No.487(1975), 838-843

第3章 無線ホルダモニタによるヘリカル補間 雌ねじ切り加工時のびびり振動の考察

3.1 緒論

前章では、スレッドミルを用いた雌ねじ加工時の精度確保について検証をおこなった。スレッドミルでの加工は、下穴と工具の間に半径方向の隙間が生じており、工具がたわむことで雌ねじ精度を確保することが困難であったが、4成分の出力が可能な圧電式動力計を用いて半径方向のたわみを導出した。導出した値から半径方向の補正量を決定することにより、雌ねじ精度を確保することが可能であることがわかった。しかしながら、下穴径の影響についての解明には至っていない。

また従来、雌ねじ加工は、タップ工具を用いた手法^{3.1),3.2)}が主である。一般的に、タップ加工（特に難削材）は、予想不能な工具の折損が問題であり、そのリスクを回避する手法の研究開発が不可欠になってきている^{3.3),3.4)}。そこでスレッドミルとヘリカル補間運動を組み合わせた手法を用いることで、タップ加工と異なり工具の自転回転数の制限がなく、工作物の特性に合わせて回転数を適切に選ぶことができる。また工具とねじ穴の間に半径方向の隙間も確保できるため、難削材加工で問題となる切りくず詰まりの抑制も可能となると考えられる。しかしながら、ヘリカル補間運動を用いたスレッドミルによる雌ねじ切り加工においては、切りくずの排出性を考慮しながら工具のたわみを抑制するために工具の直径はできる限り大きく確保する必要があり、そのために工具の直径に対してねじ穴の直径が僅かに大きい程度に設定する必要がある。その結果、工具の自転の運動時に切れ刃が工作物に関与する長さが増大（切削関与角が大きく）

し、再生型の自励びびり振動が生じやすい状態となる。しかしながら、スレッドミルを対象にしたびびり振動に関する研究はなされていない。

そこで本章^{3.5)}では、工具半径方向へのたわみ量が雌ねじの精度に影響を及ぼす点に着目して考察を遂行する。前章で提案した X, Y, Z 方向力およびトルクの 4 成分が計測可能な圧電式動力計を用いて、ヘリカル補間運動中のスレッドミルに作用する工具接線方向分力（主分力）と工具半径方向分力（背分力）に分離できる手法を適用する。その手法に基づき切削力の分析を遂行し、下穴径と雌ねじ切り加工時に粗加工切れ刃と仕上げ加工切れ刃で生じる現象の関係の解明を試みる。さらに切削条件により、びびり振動が発生しており、雌ねじの精度において、びびり振動は無視できないものと考えられる。びびり振動の解明の為に、圧電式動力計及び近年に開発された工具回転座標系での曲げ方向とねじり方向の振動加速度が測定可能な無線ホルダ^{3.6)}を使用することにより、びびり振動についての検討もおこなった。圧電式動力計、無線ホルダからの出力情報をもとに、工具の半径方向のたわみ量および加工精度について検討をおこなった。

3. 2 提案する雌ねじ切り加工および実験方法

3. 2. 1 スレッドミル工具を用いた雌ねじ切り加工法

スレッドミルを用いた雌ねじ切り法は、2. 2. 1 節と同様とした。

3. 2. 2 実験装置および方法

主な実験装置および方法は、2. 2. 2 節と同様である。実験条件は、切削速度を 35~70 m/min, 工作物は、S50C のみとなっている。また、送り速度、下穴

径，サンプリング周波数等の変更があり，本章での実験条件をまとめて，表 3-1 に示す．

Table 3-1 Experimental conditions.

Feed speed V_f [mm/min]	57~114
Feed rate V_t [mm/tooth]	0.038
Number of revolutions n [rpm]	1500~3000
Tool diameter D_t [mm]	7.5
Coolant	Semi-dry (MQL)
Rotational period of a tool T_1 [s]	0.02~0.04
The radius of the helical pass R_n [mm]	1.25
Rotational period of the helical pass T_2 [s]	4.14~8.27
Outside diameter D_s [mm]	10
Pitch diameter of thread H [mm]	10
Pitch p [mm]	1.5
Hole before threading diameter d [mm]	0, 8.5, 9
Hole depth before threading h [mm]	15
Sampling time Δt [s]	0.0002, 0.00005
Sampling frequency f_s [Hz]	5000, 20000

3. 2. 3 回転方向の振動加速度のモニタ方法

図 3-1 に，研究室内の先行研究で開発したワイヤレス送信が可能なホルダ^{3.6)}に基づく回転方向の振動加速度のモニタ方法を示す．BT30 ホルダ内に 2ch の加速度センサ (a_{x1} , a_{x2}) を回転中心から径方向 5.5 mm の距離（ゲージラインから 45 mm）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配置し， X_m 軸上のセンサ間で出力のアナログ加算・減算に (1/2) を掛け算する演算，さらに積分時間を 0.1 s として，RMS (Root Mean Square) 演算してワイヤレス送信の周波数 50 Hz で， X_m 方向（半径方向）および R_m 回転方向（ X_m 軸上のセンサより）の振動加速度の振幅を検出する手法とした．これらセンサの固有振動数は 20

kHz で約 10 kHz 程度までの振動加速度の検出が可能である。

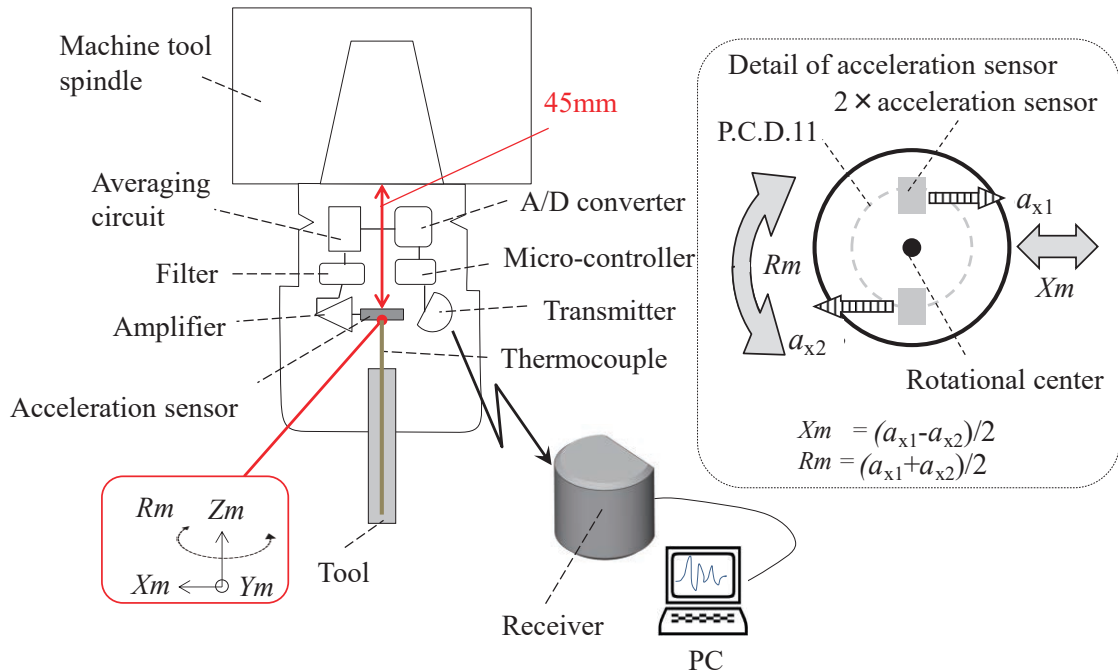


Fig.3-1 Monitor how to accelerate the vibration of wireless transmission.

3. 2. 4 X, Y 方向およびトルク成分からの半径方向力の導出

2. 2. 3 節と同様の手法にて導出をおこなった。

3. 3 実験結果および考察

3. 3. 1 ヘリカル補間雌ねじ切り加工時の半径方向および接線方向力

下穴径 $\phi 0$, $\phi 8.5$, $\phi 9$ のときの XY 方向のノルム値 F_{xy} , 半径方向力 F_n , 接線方向力 F_t を図 3-2 に示す. 事前に $\phi 8.5$ の下穴加工を施した雌ねじ切り加工時は, 工具公転半径をプラス 0.020 mm で補正することによりねじゲージが通過した. 図 2-5 の D_1 と l の片持ちはりで先端荷重のたわみを計算すると, 超硬合金

のヤング率を 560 GPa とし、 F_n が 30 N では、たわみは 0.019 mm となり補正值に近い値である。

また公転 1 回転に要する時間は約 8.3 s であり、加工開始から図 2-2 の各刃にかかる切削力を図 3-2 より導出すると、図 3-2(a)の 8 s~16 s 付近が粗加工刃にかかる切削力で、16 s 付近の値とその後の公転 1 回転後（加工開始から公転 2 回転）である 24 s 付近の差が第 1 仕上げ刃にかかる切削力と考えられる。さらに 26 s と 35 s 付近（切削開始から公転 3 回転）の差が第 2 仕上げ刃にかかる切削力と考えられる。図 3-2(a)と図 3-2(b)の差は、スレッドミルの底刃の関与の有無であり、 F_t で両者の値の差が大きいことがわかる。図 3-2(b)と図 3-2(c)の差は、後者はほとんど仕上げ刃のみの関与なので、第 1 および第 2 仕上げ刃部での切削力を示している。さらに図 3-2(c)で公転 2 回転目と 3 回転目の差が小さいことから、仕上げは第 1 仕上げ刃が主に作用していることも分かる。本実験に使用したスレッドミルは、粗加工刃が主な除去を遂行し、次に第 1 仕上げ刃で仕上げ雌ねじ加工をおこなっている事が解明できた。すなわち、雌ねじの加工精度に影響が大きいと考えられる半径方向力 F_n に着目すると、下穴径 $d \geq 8.5$ のときでは底刃では加工をおこなわず、側刃のみの加工となる。そのため図 3-2(a), (b)の公転 2 回転目の比較することで、底刃で加工した際の切削力を導出することができる。底刃での半径方向力 F_n は 15N 程度で下穴径 $d=0$ の 40 N 程度に対して、底刃が約 40 %程度の切削力を生じていることがわかる。ただし雌ねじ切り加工時に粗刃、底刃の関与に関係なく (F_n/F_t) 比すなわち図 2-7 中の角度 α は差が生じていない。また、下穴径 $\phi 0$ 時では、半径方向力 F_n の変動の値が大きくなっており、工具公転半径の補正による雌ねじ加工精度の改善を困難にしていることが判明した。

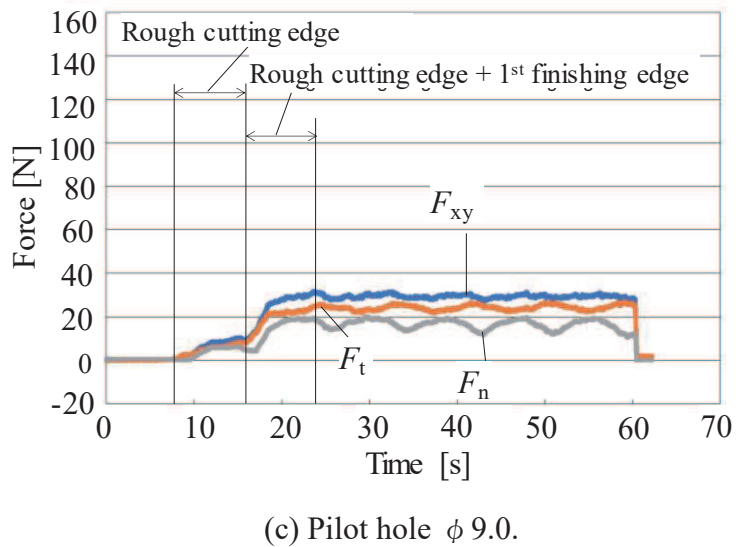
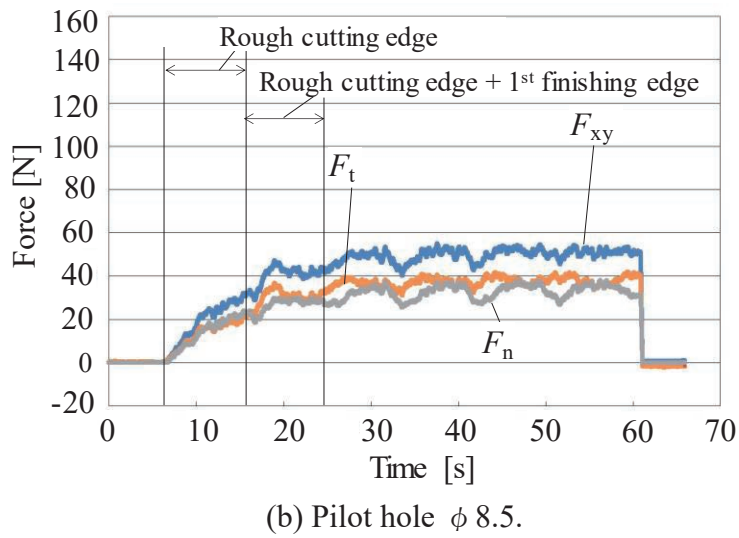
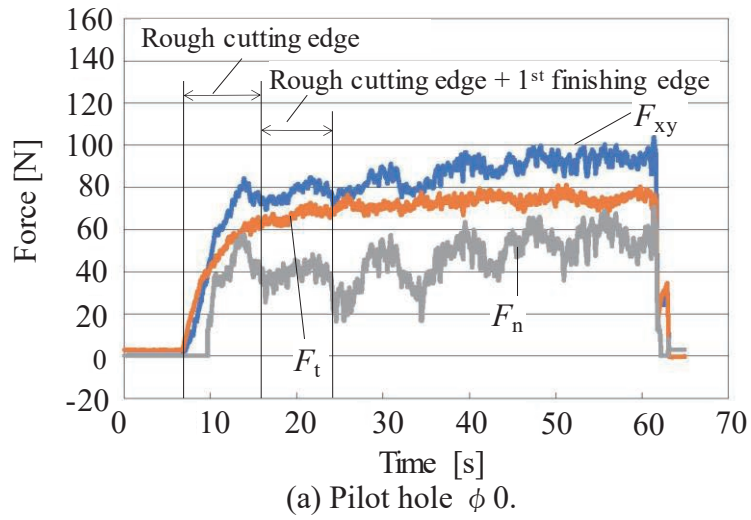


Fig.3-2 Cutting Force during theard cutting ($V_f= 57$ mm/min, S50C).

3. 3. 2 下穴径の変化とびびり振動

図 3-2(a)と図 3-2(b)の切削力を比べると、とくに半径方向力 F_n の変動が大きく異なることがわかった。また図 2-5 に示すようにスレッドミル l 部はねじ内径よりも細い形状となるため、前節で判明したように半径方向力 F_n による曲げ変形やびびり振動による影響を受けやすいものと考えられる。そこで、下穴 $\phi 0$ と $\phi 8.5$ 時の雌ねじ切り加工時の工具の回転座標系における曲げ方向加速度 X_m 、ねじり方向加速度 R_m を測定した結果を図 3-3 に示す。また、圧電式動力計から出力された X 軸方向の切削力 F_x およびトルク T を 0.04 s 間（工具 1 回転分）測定した結果を図 3-4 に示す。図 3-3 より、下穴径 $\phi 0$ 時は、下穴径 $\phi 8.5$ 時に比べて、曲げ方向加速度 X_m で約 3 倍の差が生じていることがわかり、雌ねじの精度には、曲げ方向のびびり振動が大きく影響していることがわかった。また、工具自転 1 回転間の切削力の出力図 3-4 より、本工具は、4 枚刃の工具を使用しているが、下穴径 $\phi 8.5$ では、切削力 F_x の値で、周期的な波形が 4 つ出ていることがわかる。しかし、下穴径 $\phi 0$ の時の切削力 F_x では、高周波の振動が大きく周期的な 4 つの波形を明確には確認ができず、振幅についても下穴径 $\phi 8.5$ のときと比べて大きくなっている事がわかる。下穴径 $\phi 0$ および $\phi 8.5$ の切削力 F_x 、トルク T では、各波形の振幅は異なるが、波形の 1 つの山の周波数は、FFT 解析の結果より、約 700 Hz で一定であることがわかった。ここで、主軸とホルダ端面を固定端とした一端固定で他端自由のほりと見立てた場合、曲げの固有振動数は一般的に次式で表される。

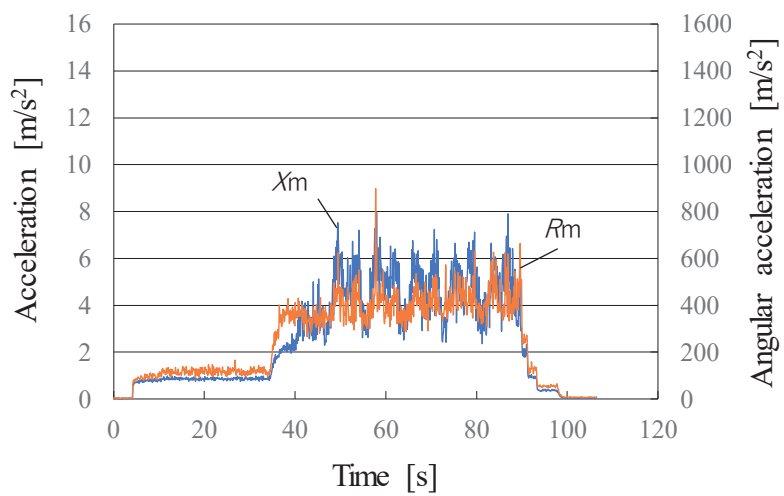
$$f_n = \frac{\lambda n^2}{2\pi l^2} \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} \quad (3-1)$$

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

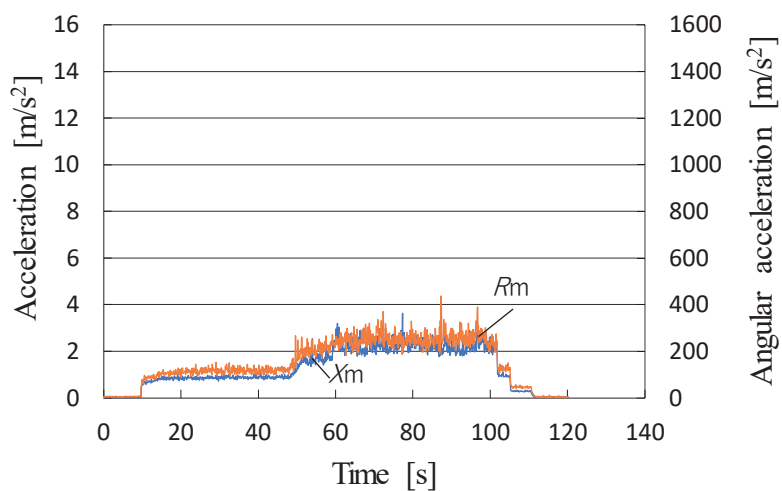
二次モーメント, ρ は密度, A は断面積である. ここで, 工具断面を円形状とし, 1 次モードの振動と考え, $I = \pi d^4 / 64$, $A = \pi d^2 / 4$, $\lambda_1 = 1.875$ とすると

$$f_1 = 0.14 \frac{d}{l^2} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (3-2)$$

となる. ここで, 本ホルダシステムの固有振動数を考えると, 最外径はナット部の $\phi 60 \text{ mm}$ であるが, ナット部を除いたホルダそのものの芯厚は $\phi 37 \text{ mm}$ である. 従って, ホルダの芯厚 $\phi 37 \text{ mm}$, 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/m^3 とし, (3-2)式にそれぞれ代入して計算すると, f_1 は 2340 Hz となる. 本固有振動数 f_1 は, ナット部を除き計算をおこなったものである. しかし実際の固有振動数は, 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となる. また, 静止時と回転時では, 固有振動数が少し異なる事が判明^{3,7)}しており, 結果 2000 Hz 程度になることが予想される. また, 使用した工具は工具径 $\phi 5.5 \text{ mm}$, 突出し量は 25 mm , 超硬合金の縦弾性係数は 560 GPa , 密度は 14250 kg/m^3 とし, (3-2)式にそれぞれ代入して計算すると, f_1 は 7691 Hz となり, 図 3-4 の各波形の周波数とは異なる. 一般的に BT30 の主軸系の固有振動数が 700 Hz 付近であることが多く, 今回の振動の周波数は, 主軸系の固有振動数の影響と考えられる.

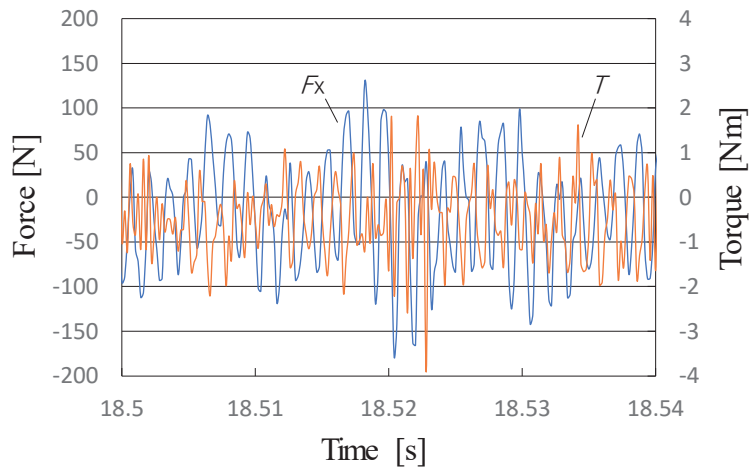


(a) Pilot hole $\phi 0$.

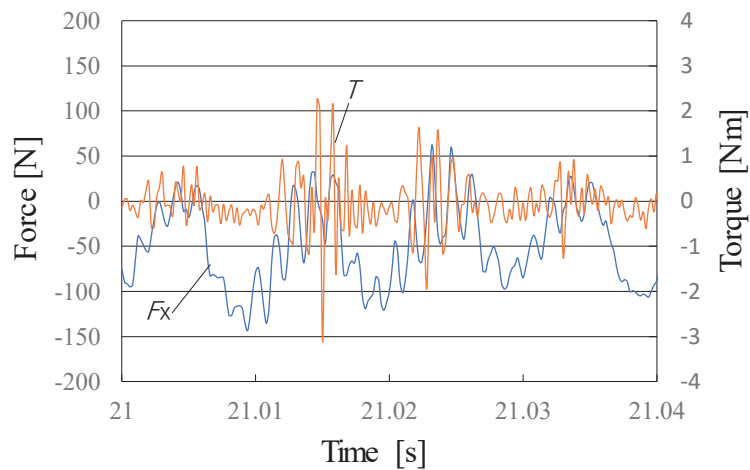


(b) Pilot hole $\phi 8.5$.

Fig.3-3 Vibration acceleration during thread cutting (S50C).



(a) Pilot hole $\phi 0$.



(b) Pilot hole $\phi 8.5$.

Fig.3-4 Force and torque of one rotation (S50C).

3. 3. 3 切削速度とびびり振動について

下穴径 $\phi 0$ 送り量を 0.038 mm/tooth と一定とし、主軸の回転数 n を $1500 \sim 3000 \text{ rpm}$ (切削速度 $35 \sim 70 \text{ m/min}$) まで変化させた。回転数 $n = 1680 \text{ rpm}$, 3000 rpm の際はびびり振動が発生していた。また、図 3-5 は主軸の回転数を変化させた際の曲げ方向加速度 X_m と、ねじり方向加速度 R_m の関係を示す。回転数 $n = 1680 \text{ rpm}$ になると、曲げ方向振動加速度 X_m が増大することがわかった。また、ねじり方向の振動加速度 R_m については、回転数 $n = 1500 \sim 1680 \text{ rpm}$ まで大きな変化

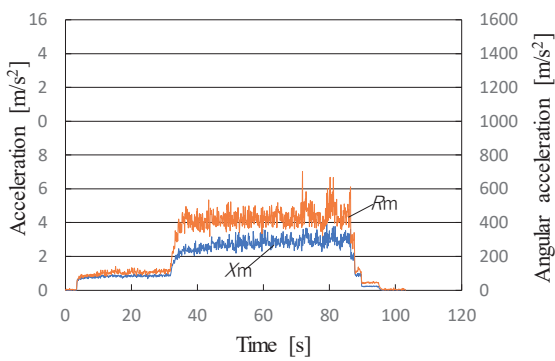
はなかった。しかし、回転数 $n = 3000 \text{ rpm}$ では、曲げ方向の振動加速度 X_m については、回転数 $n = 1680 \text{ rpm}$ のときと比べて小さくなっているが、ねじり方向の振動加速度 R_m については、約 2 倍の値を示し、びびり振動の曲げねじり連成モードが変化していることがわかった。エンドミルの加工において本システムでびびり振動をモニタした結果、切削速度が上昇すると曲げねじり連成モードに移行することが判明^{3,6)}しており、スレッドミルの加工においても同様の傾向が確認できた。また、下穴径 $\phi 0$ にてびびり振動を抑えて加工するうえでは、回転数 n は $1550 \sim 1600 \text{ rpm}$ が適していることがわかった。びびりのモードを比較するために、回転数 $n = 1680, 3000 \text{ rpm}$ の際の工具自転一回転分の圧電式動力計から出力された X 軸方向の切削力 F_x とトルク T を図 3-6 に示す。また、図 3-6 のトルク T の FFT 解析の結果を図 3-7 に示す。図 3-7 より、主軸系の固有振動数と考えられる 700 Hz 付近と前節にて計算した本ホルダシステムの曲げの固有振動数である 2000 Hz 付近でびびり振動が発生していることがわかった。またワーク側の固有振動数（実際は固定している動力計の X,Y 方向 3 kHz , T 方向 4 kHz 付近）は、主軸およびホルダの振幅に比べると小さく、影響を無視できることがわかる。また、ねじり振動の固有振動数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表される。

$$f_n = \frac{\lambda n}{2\pi l^2} \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (3-3)$$

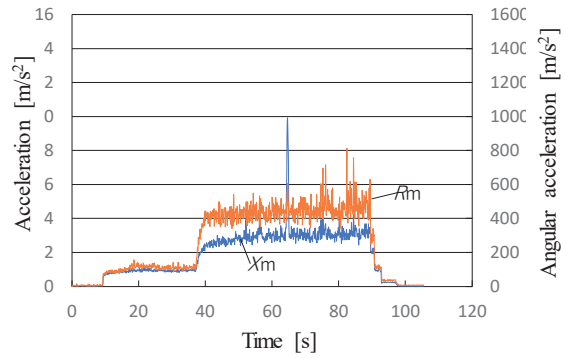
G は横弾性係数である。 $G = E / 2 (1 + \nu)$, 一次のねじり振動であると考えると、 $\lambda_1 = \pi / 2$ になり、 (3-3)式は、

$$f_1 = \frac{\lambda n}{2\pi l^2} \sqrt{\frac{E}{2(1+\mu)\rho}} \quad (3-4)$$

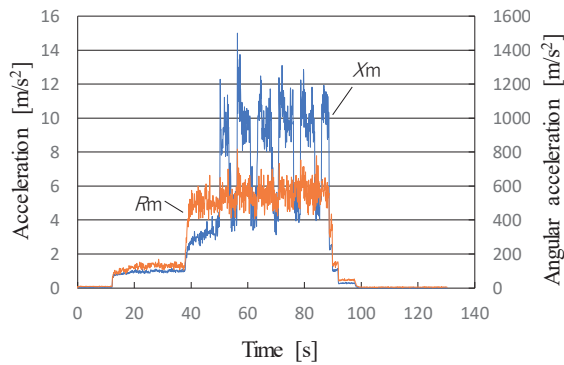
と表される. ホルダの物性値として, 縦弾性係数は 206 GPa, 密度は 8300 kg/m³, ポアソン比 $\nu = 0.3$, 機械テーパ部から刃先までの長さ $l=110\text{mm}$ とすると, (3-4)式より は 7019 Hz となるが, 図 3-7 では確認ができず, また, パワースペクトルの値も全体的に 1680 rpm で高い値を示しているため, 今回発生したびびり振動については, ねじり方向 R_m より曲げ方向 X_m の影響が大きいと考えられる.



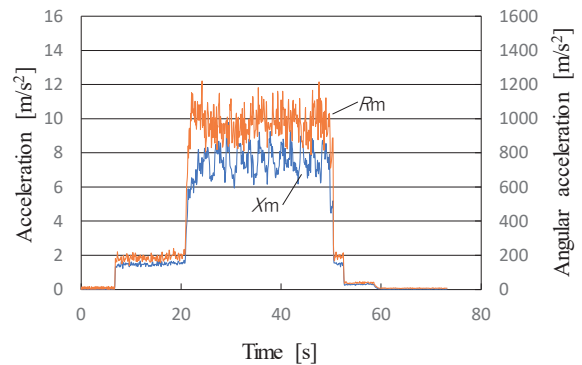
(a) Number of revolutions $n = 1550$ rpm.



(b) Number of revolutions $n = 1600$ rpm.

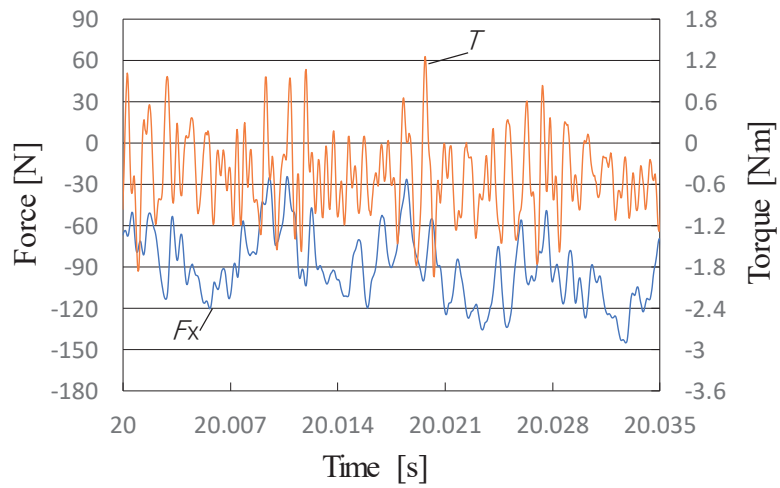


(c) Number of revolutions $n = 1680$ rpm.

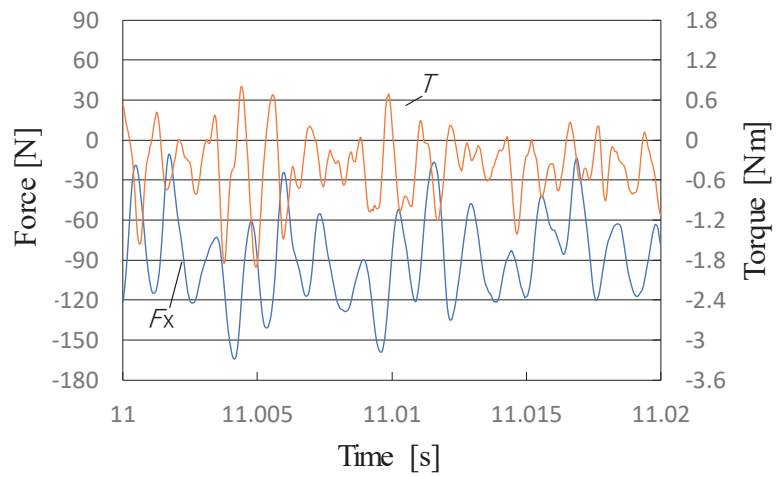


(d) Number of revolutions $n = 3000$ rpm.

Fig.3-5 Vibration acceleration during thread cutting (Pilot hole $\phi 0$, S50C).

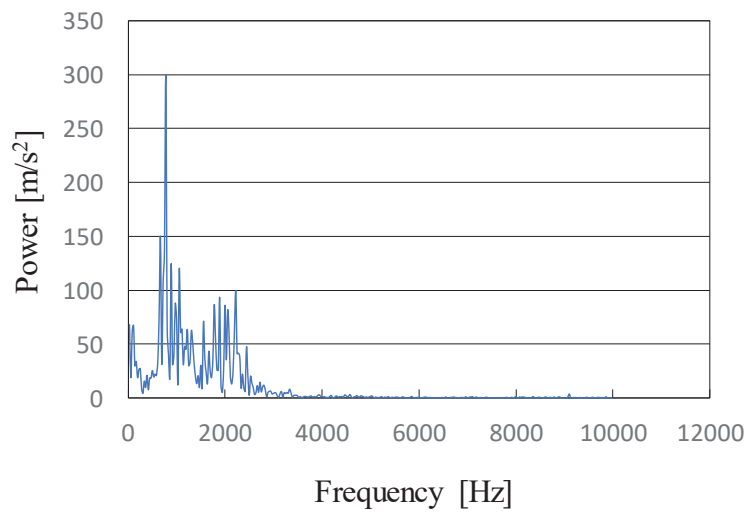


(a) Number of revolutions $n = 1680$ rpm.

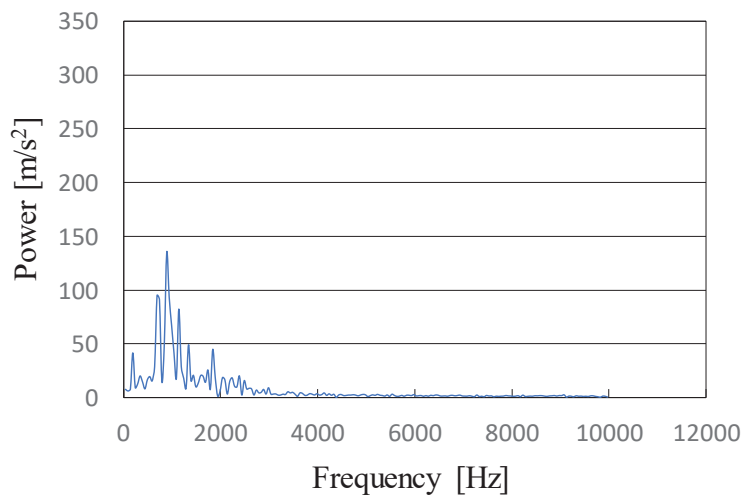


(b) Number of revolutions $n = 3000$ rpm.

Fig.3-6 Force and torque of one rotation (S50C).



(a) Number of revolutions $n = 1680$ rpm.



(b) Number of revolutions $n = 3000$ rpm.

Fig.3-7 Result of FFT (one rotation, S50C).

3. 4 結論

本章では、3軸制御マシニングセンタのヘリカル補間機能によりスレッドミルを用いた雌ねじ切り加工時のX,Y,Z方向力及びトルクを調べ、主分力（工具の加工点における接線方向力 F_t ）と背分力（工具の加工点における半径方向力・法線方向力 F_n ）の関係を導出し、それらを同定する手法を提案した。またワイヤレス送信で工具回転系の曲げ・ねじり振動も計測しながら、加工後の雌ねじ精度についても検討した。結果を以下にまとめる。

- 1) 提案した計算方法に基づく工具先端のたわみ量を考慮し、ヘリカル補間運動の公転半径を補正することにより、ねじゲージを通過する十分な精度のねじ加工が可能である。
- 2) 雌ねじ精度には半径方向力 F_n が重要であり、公転中においてびびり振動の影響とみられる周期的な変動が見られ、それらが仕上げ精度にも影響することが解明できた。
- 3) 下穴なしでの加工では、ねじ内径を下穴径とした雌ねじ切り時と比べて、半径方向力 F_n の変動やびびり振動が発生しやすいため、ねじ加工精度の低下を招くことがわかった。
- 4) 工具回転系における工具側の曲げおよびねじり振動を計測した結果、回転数を上げ切削速度が上昇すると次第にびびり振動が増大する。その場合に曲げとねじり連成振動モードが変化し、次第にねじり振動の割合が増大して支配的なモードに変化することも判明した。

参考文献

- 3.1) 青木保, “タップの正しい設計とその有効使用法 (Ⅲ)”, 精密機械, Vol.9, No.101(1942), 146-156
- 3.2) Tengyu Cao, John W. Sutherland, “Investigation of thread tapping load characteristics through mechanistics modeling and experimentation”, International Journal of Machine Tool and Manufacture”, Vol.42, Issue 14(2002), 1527-1538
- 3.3) 山岡義典, 垣野義昭, 佐藤智典, “タップ加工用知能化工作機械システムに関する研究 (第3報)”, 精密工学会誌, Vol.68, No.9(2002), 1226-1230
- 3.4) De-yuan Zhang, Ding-Chang Chen, “Relief-face friction in vibration tapping”, International Journal of Mechanical Science, Vol.40, Issue 12(1998), 1209-1222
- 3.5) 松井翔太, 尾崎信利, 廣垣俊樹, 青山栄一, 新堂正俊, “数値制御ヘリカル補間運動を用いたネジ切り加工に関する研究”, 砥粒加工学会誌, Vol.62, No.12, (2018), 632-637
- 3.6) 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), 674-680
- 3.7) Atsushi Matsubara, Taku Yamazaki and Shinya Ikenaga, “Non-contact measurement of spindle stiffness by using magnetic loading device”, International Journal of Machin Tools & Manufacture, Vol.71 (2013), 20-25

第4章 無線ホルダモニタによるスレッドミル 工具の回転座標系における切削力の特徴の考察

4.1 緒論

3章では、スレッドミルによる雌ねじ切り加工について、下穴径と工作物固定座標系における切削力の特徴、さらに先行研究^{4.1), 4.2)}で使用していた無線ホルダを利用して工具回転座標系での曲げ・ねじり振動を計測し、びびり振動の特徴について検討してきた。ここで切削力に着目すると、2章および3章では、スレッドミルを用いた雌ねじ切り加工時の切削力の測定は、固定式の4成分力が検出可能な圧電式動力計を用いて検討を遂行していた。その結果をもとに工具の半径方向力 F_n を導出し、雌ねじの精度について考察をおこなってきた。工作物固定座標系での切削力を工具の半径方向力に変換するためには、工具の公転と自転運動の正確な把握が必要であり、そのためにサーボ内部情報から工具の公転運動の位置情報を取得して検討していた。しかしながら、高速で自転する工具に対して、公転運動の回転周期は長く、そのために工具の自転と工具が受ける切削力の詳細を高い精度で検討することは困難であった。

そこで本章^{4.3), 4.4)}では、最新の無線ホルダを使用して工具回転座標系からの切削力を計測して、その極座標表示の特徴と正葉曲線近似に基づく考察を遂行する。一方、提案していたX, Y, Z方向力およびトルクの4成分が計測可能な圧電式動力計を用いて、ヘリカル補間運動中のスレッドミルに作用する工具接線方向分力（主分力）と工具半径方向分力（背分力）に分離できる手法との整合性を確認する。さらに提案手法および無線ホルダやサーボドライブユニットからの位置情報を用いて工具の公転と自転に起因する切削力を分析し、雌ねじ切り加工時に粗加工切れ刃と仕上げ加工切れ刃に生じる切削力を測定し雌ねじの加

工精度に与える影響を調べる。また，工作物硬度と切削力の関係を考察し，ねじ加工に対する検討をおこなった。

4. 2 提案する雌ねじ切り加工および実験方法

4. 2. 1 スレッドミル工具を用いた雌ねじ切り加工法

スレッドミルを用いた雌ねじ切り法は，2. 2. 1 節と同様とした。

4. 2. 2 実験装置および方法

実験装置および工具は，前章までと同様とした。本章より，無線ホルダでのデータ取得に伴い，図 4-1 に，実験のモデル図を示す。また，工作物は硬度が異なる 3 種類を使用した。未熱処理材は，一般工業用材料である炭素鋼 S50C (150 HV) を使用し，熱処理済みの高硬度鋼は，金型分野での雌ねじ切りの使用用途が多いことから，ダイス鋼 SKD61 を使用した。ダイス鋼 SKD61 は，熱処理条件（焼入れ温度 1030 °C で一定とし，焼き戻し温度を変更している）により，400 HV，600 HV（焼き戻し温度 540 °C，635 °C）の硬度の異なる 2 種類を使用した。切削条件は，送り量 V_f は，0.038 mm/tooth，周速（切削速度） V_c は，20 m/min（回転数 865 rpm）とし，公転周期 T_2 は 14.27 s とした。さらに CNC のサーボドライブユニットより送り軸の位置情報を同時取得した。またその他の主な実験条件を表 4-1 に示す。

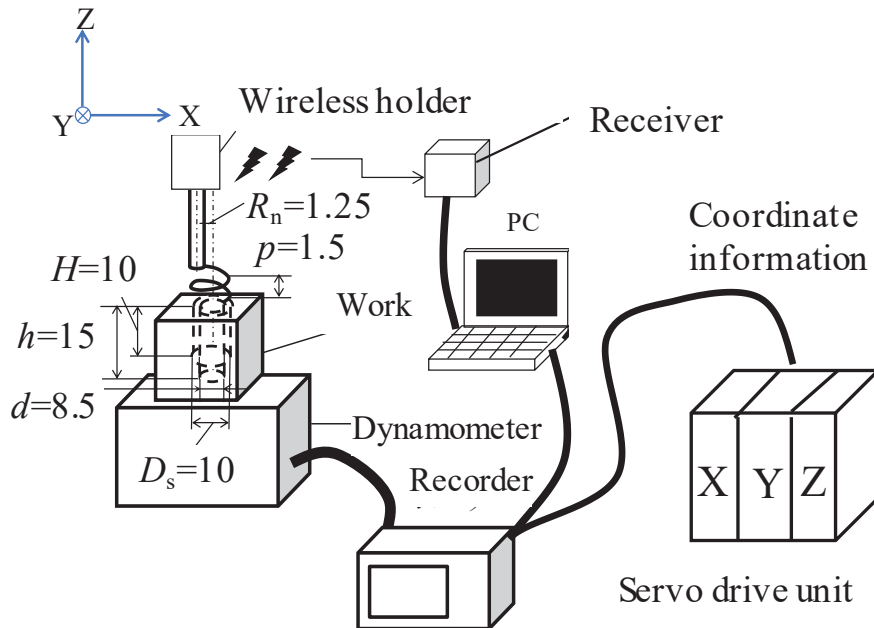


Fig. 4-1 Schematic of thread cutting force monitoring system.

Table 4-1 Experimental conditions.

Feed rate V_f [mm/tooth]	0.038
Tool diameter D_1 [mm]	7.5
Coolant	Semi-dry (MQL)
Rotational period of a tool T_1 [s]	0.07
The radius of the helical pass R_n [mm]	1.25
Rotational period of the helical pass T_2 [s]	14.27
Outside diameter D_s [mm]	10
Effective thread depth H [mm]	10
Pitch p [mm]	1.5
Hole before threading diameter d [mm]	8.5
Hole depth before threading h [mm]	15
Sampling time Δt [s]	0.0005
Sampling frequency f_s [Hz]	2000

4. 2. 3 無線ホルダからの出力と主分力・背分力の関係

図 4-2 に、本研究で使用した ARTIS 製の無線ホルダ 4K-Wisy の外観写真を示す。本ホルダは、フルブリッジ回路内のひずみゲージにて測定を行い、ワイヤレス送信の周波数 2400 MHz 帯を用い、回転座標系 X_a, Y_a, Z_a で切削力の分力 F_{xa}, F_{ya}, F_{za} およびトルク M_{za} を計測するシステムである。送信波形のサンプリング周期 Δt_a は 0.0005 s で、サンプリング周波数 f_{sa} は 2000 Hz となっている。

また、図 4-3 に工作機械の固定座標系と無線ホルダの回転座標系の関係を示す。使用した工具の円周上の切れ刃を Z_1, Z_2, Z_3, Z_4 とし、 Z_1 切れ刃を $+X_a$ 軸の基準と合わせることで、 $Z_1 \sim Z_4$ の各切れ刃は、 $\pm X_a$ 軸もしくは $\pm Y_a$ 軸上に位置し、無線ホルダから出力される切削力 F_{xa}, F_{ya} は、主分力 F_t 、背分力 F_n と平行もしくは直交する関係性をもたせることが可能である。また、主分力 F_t 、背分力 F_n と F_{xa}, F_{ya} との関係性を次式で表すことができる（ここで、 ω : 工具の自転角速度 rad/s, Z : 工具円周の刃数とする）。

$$F_{xa} = -F_t \cdot \sin\{(2\pi/Z) \cdot [Z\omega t/(2\pi)+1/2]\} - F_n \cdot \cos\{(2\pi/Z) \cdot [Z\omega t/(2\pi)+1/2]\} \quad (4-1)$$

$$F_{ya} = -F_t \cdot \cos\{(2\pi/Z) \cdot [Z\omega t/(2\pi)+1/2]\} + F_n \cdot \sin\{(2\pi/Z) \cdot [Z\omega t/(2\pi)+1/2]\} \quad (4-2)$$

ただし $[X]$ は、床関数を示している。

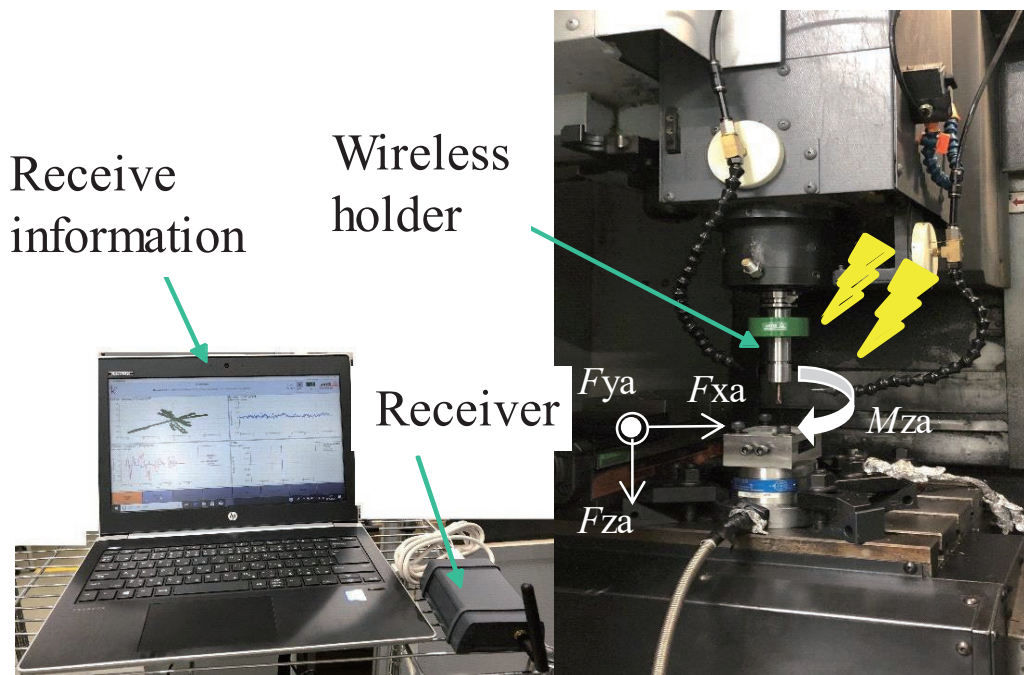


Fig. 4-2 Using wireless holder system.

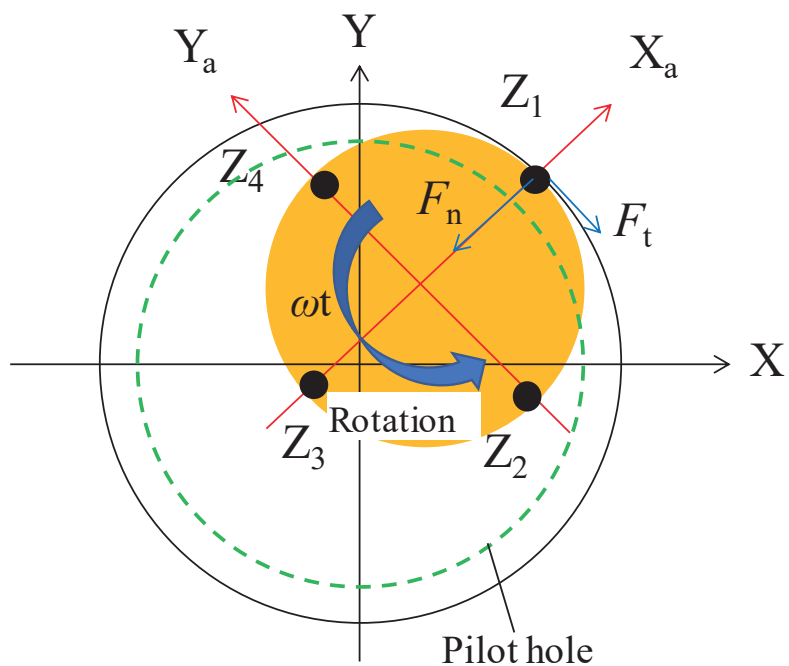


Fig. 4-3 Wireless holder coordinate system.

4. 2. 4 X, Y 方向およびトルク成分からの半径方向力の導出

2. 2. 3 節と同様の手法にて導出をおこなった。

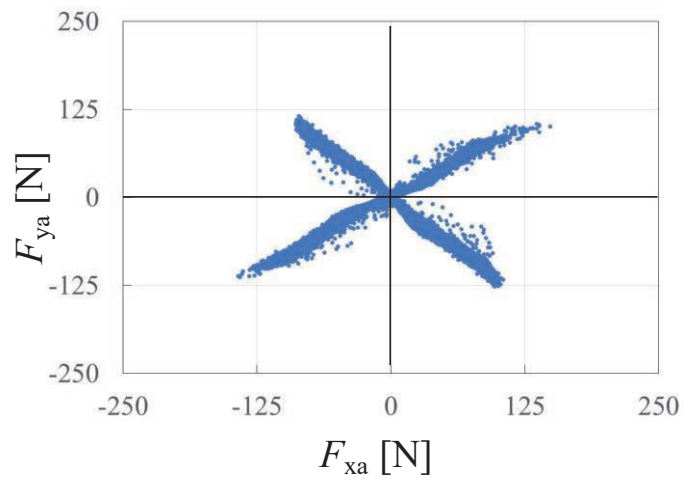
4. 3 実験結果および考察

4. 3. 1 工具の振れと切削力

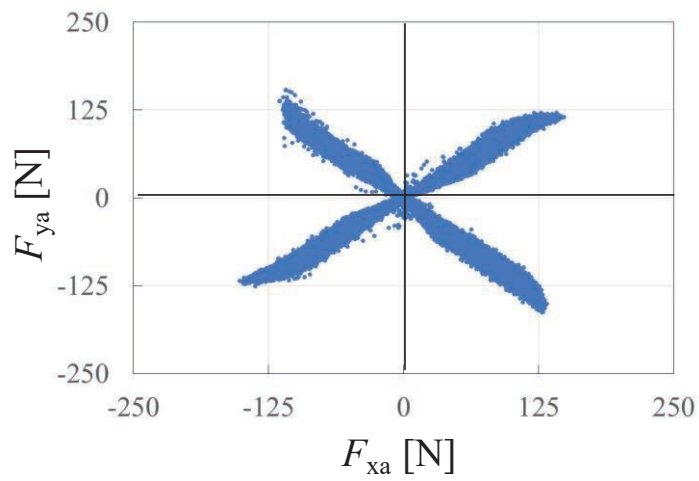
図 2-5 中の仕上げ加工切れ刃 D 部をてこ式ダイヤルゲージにて工具円周の振れの確認をおこなった。図 4-4, 図 4-5 には, 工具円周の振れが 0.015 mm の際の無線ホルダにて計測した切削力 {工具 1~6 公転分; 加工全体の直交分力線図 (極座標表示)} と, 圧電式動力計にて計測した切削力 (工具 1 自転分, 粗加工切れ刃, 仕上げ加工切れ刃 2 枚が加工に關与する 5 公転目) を示す。図 4-6, 図 4-7 には, 工具の円周の振れが 0.055 mm の際を無線ホルダ, 圧電式動力計にて計測した切削力を示す。ただし, 工具円周の振れは, 同一工具とコレットを使用し, 工具をコレットに対して 90° 回して取り付けることにより工具円周の振れを変化させている。工作物は共に S50C (150 HV) を使用した。本項では, 図 4-4(a) と図 4-6 で, S50C を用いて工具円周の振れの影響を比較した。また, 後述で硬度による影響の比較をおこなうため, 図 4-4(a)~(c)には, 3 種類の工作物での測定結果を示している。本研究に使用した工具は, 円周上に 4 枚の刃を有している。無線ホルダにて切削力を計測すると, 第 1 象限~第 4 象限にそれぞれの加工刃にかかる切削力が示されており, 加工プロセス全体を通じて工具円周の振れの影響を確認することができる。一方圧電式動力計を用いた場合は, 工具 1 自転 (0.07 s) の切削力を抽出することにより, 工具円周上 4 枚の各切れ刃の切削力 (波形) を確認することができる。出力された 4 つの波形の極大値の差を比較することにより, 工具円周の振れの影響を確認することが可能となる。図 4-4(a) と図 4-6 を比較すると, 工具円周の振れが 0.015 mm と小さい場合には, 第 1~第 4 象限にてほぼ均等な切削力を示しているが, 工具円周の振れが大きい 0.055 mm では, 各象限でその様子の差が顕著で, 円周上 4 枚の各刃に作用する切削力に大きな違いが生じていることが明確である。同様に図 4-5, 図 4-7 を比較して

も同様の結果を示していることがわかり、工具円周の振れが大きい際には、工具円周上の切れ刃 1 刃にかかる切削力の最大値と最小値は、3 倍程度の差が生じていることがわかる。そのため、各切れ刃への切削抵抗も大きくなり、工具の片摩耗が進行し、工具寿命の短命化や片当たりによる精度低下を招くことがわかる。

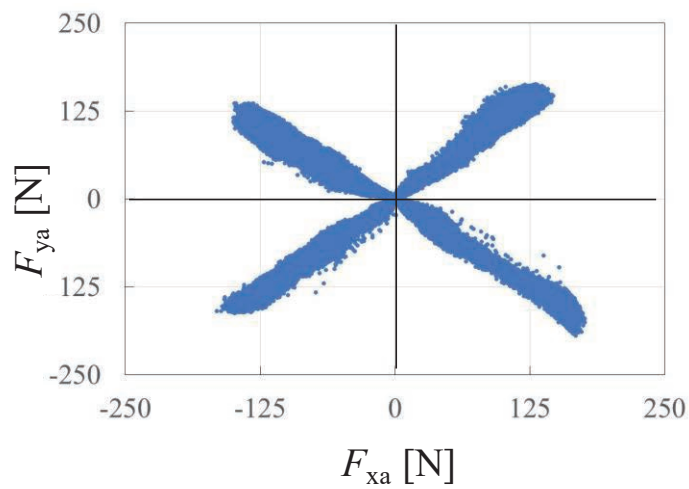
図 4-8 に無線ホルダにて加工した際の自転 1 回転分の波形を示す。自転 1 回転分の抽出の箇所は、後述に記載の粗加工切れ刃と仕上げ加工切れ刃 2 枚にて加工が行われている 5 公転目を対象としている。図 4-4 に示す全加工の出力波形（公転 6 回転分）と比較すると、自転 1 回転分が示す出力波形は、各象限の出力波形の長さは同程度であるが、出力波形ループの幅（太さ）については、減少していることがわかる。本加工の切り取り厚さ $t_m = 0.015 \text{ mm}$ 程度で、切り取り厚さ t_m が 0.020 mm 以下では、主分力と背分力の比率が t_m の関数として変化することが判明しており^{4,5)}、本加工時も 1 刃の切削中に切り取り厚さが変化するために主分力と背分力の比率が変化し、その結果として各象限の波形ループの幅が増大する現象が生じたと考えられる。とくに 600 HV のような高い硬度の工作物でその傾向が顕著であることもわかる。また、図 4-7 では F_x 、 F_y ともに微小なびびり振動が発生していることがわかる。びびり振動の周波数は、図 4-7 中から振動の間隔を読み取ると約 900 Hz であることがわかった。図 4-9 に本実験に使用したホルダのハンマリング試験（図 4-2 で工具先端を水平方向に加振して、その位置の振動加速度を測定した）の結果を示す。図 4-9 より、ホルダの固有振動数が 838 Hz となっており、図 4-7 にあらわれたびびり振動は、ホルダの固有振動数による影響であると考えられる。また、図 4-5 では、びびり振動の影響は小さくなっており、工具円周の振れは、びびり振動にも影響していることがわかった。



(a) S50C (150 HV)



(b) SKD61 (400 HV)



(c) SKD61 (600 HV)

Fig. 4-4 Cutting force from wireless holder (Tool runout 0.015 mm).

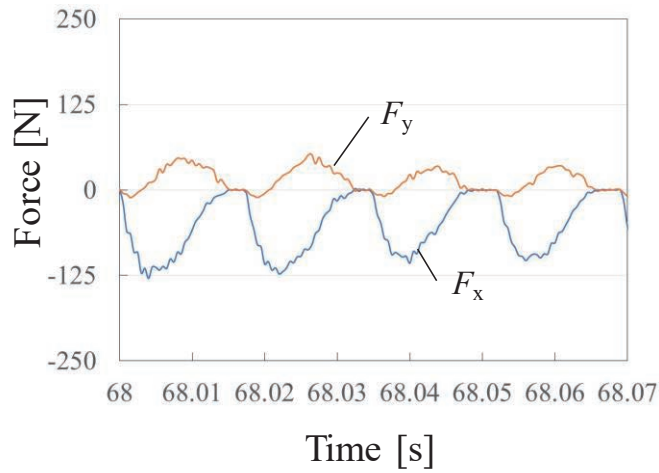


Fig. 4-5 Cutting force from dynamometer
(One rotation, 5th revolution, tool runout 0.015 mm, S50C).

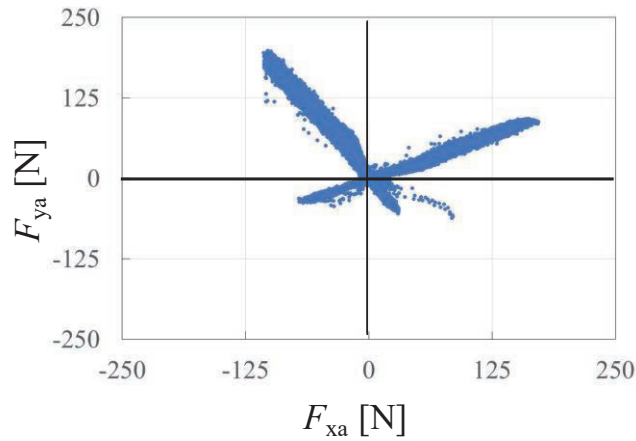


Fig. 4-6 Cutting force from wireless holder
(All processing, tool runout 0.055 mm, S50C).

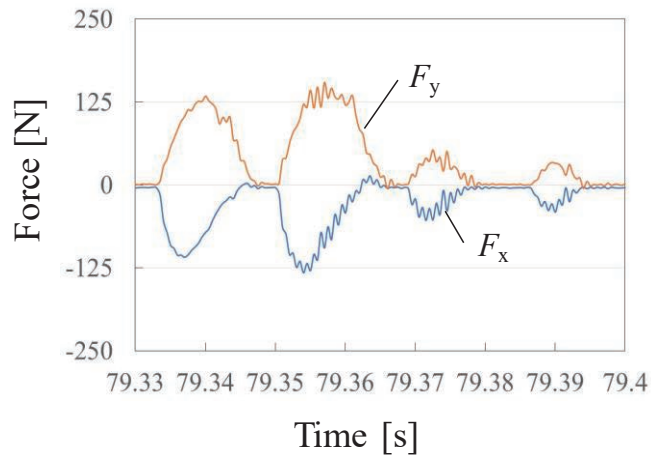
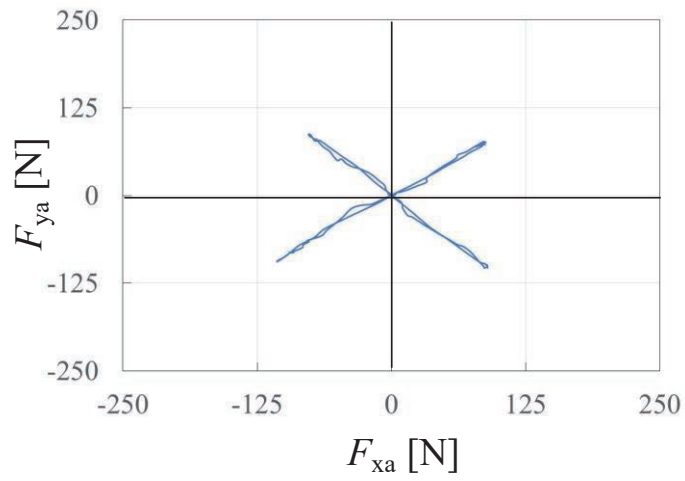
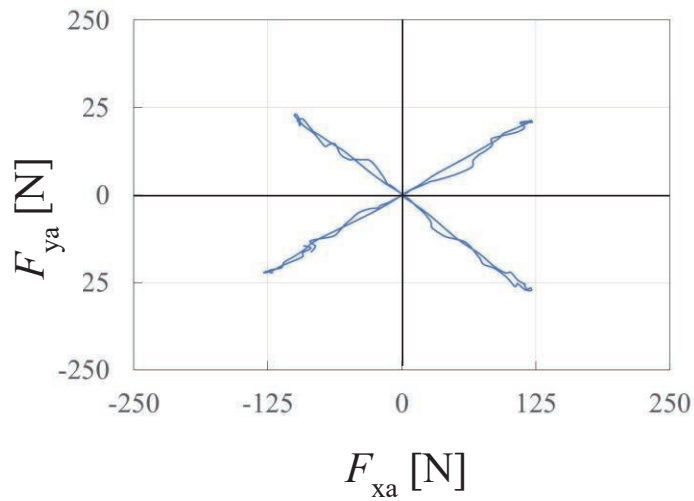


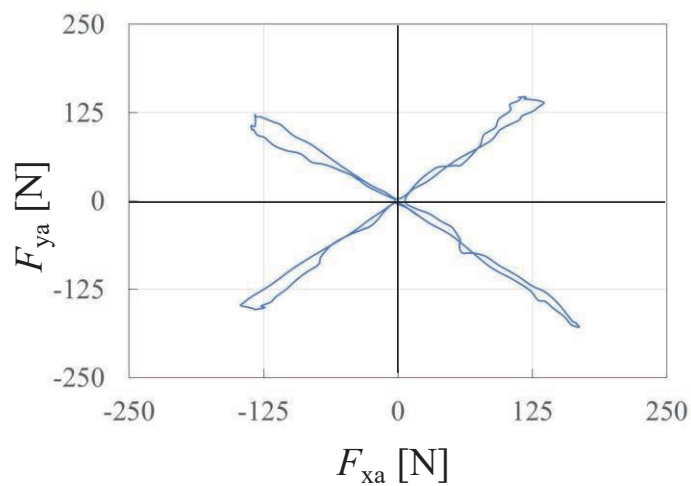
Fig. 4-7 Cutting force from dynamometer
(One rotation, 5th revolution, tool runout 0.055 mm, S50C).



(a) S50C (150 HV)



(b) SKD61 (400 HV)



(c) SKD61 (600 HV)

Fig. 4-8 Cutting force from wireless holder
(One rotation, 5th revolution, tool runout 0.015 mm).

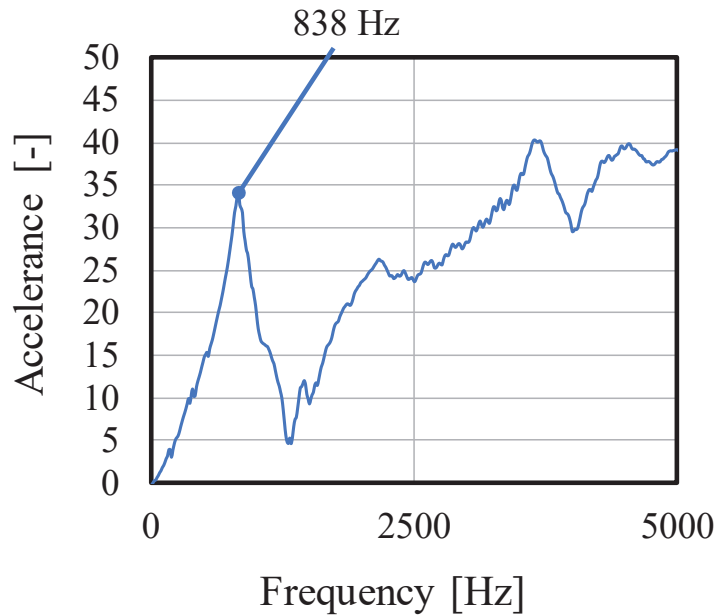


Fig. 4-9 Result of hammering test.

4. 3. 2 工作物硬度と切削力

図 4-10 は、3 種類の工作物を加工した際の圧電式動力計を用いて計測した切削力より導出した XY 方向のノルム値 F_{xy} ，接線方向力（主分力） F_t ，半径方向力（背分力） F_n と加工開始からの工具公転回数を示す．図 4-11 には，切削力 F_x ， F_y と工具中心の X 軸の位置を示している．図 4-12 は，粗加工切れ刃 + 仕上げ加工切れ刃 2 枚にて加工している図 4-10 中の 5 公転目の切削力と硬度の関係を示している（図 4-10，4-11 は，各成分の平均値をとるために，データは移動平均をおこなっており，2 Hz のローパスフィルタをかけている）．図 4-10(a)，(b) より，粗加工切れ刃のみで加工している範囲である 1 公転目から，粗加工切れ刃 + 仕上げ加工切れ刃 1 枚にて加工している範囲である 2 公転目になると，すべての工作物で大きく切削力が向上している．一方，粗加工切れ刃 + 仕上げ加工切れ刃 1 枚にて加工している範囲の 2 公転目から，粗加工切れ刃 + 仕上げ加工切れ刃 2 枚にて加工している範囲の 3 公転目では切削力の変化はほとんど計測されていないことがわかった．硬度 400 HV 以下のような鋼材を対象とした場

合、本工具は粗加工切れ刃と仕上げ加工切れ刃 1 枚目にてほぼ雌ねじの加工を行っている。しかし、図 4-10(c)のような高硬度材(600 HV)で確認すると、2 公転目と 3 公転目で切削力が明らかに上昇している。この切削力の上昇は、仕上げ加工切れ刃の 2 枚目が、仕上げ切れ刃 1 枚目の切れ残り部分を加工することにより、雌ねじの精度を確保する同一工具内でのゼロカットの役割が生じた際の切削力である。図 4-12 では、XY 方向のノルム値 F_{xy} 、主分力 F_t 、背分力 F_n の全てで、硬度の上昇とともに切削力も上昇することがわかった。また、主分力 F_t 、背分力 F_n の比率に関しても、硬度が上昇すると、背分力の比率が大きくなる傾向であることがわかる。本結果は、研削加工での鋼材の硬さの変化の影響^{4.6)}と同様の傾向である。また、無線ホルダにて計測した図 4-4、図 4-8 を確認すると、工具公転 6 回転（全加工）では、硬度が上昇すると、各象限の出力波形の長さが長くなっていることが確認できる。図 4-4 で示す各象限の出力波形の長さは、切削力の合力を示しており、圧電式動力計にて測定した XY 方向のノルム値 F_{xy} と同様の傾向であることがわかる。また、各象限の出力波形は、硬度が上昇すると幅が太くなっていることがわかる。そこで、各工作物で工具 1 自転分の出力波形を示している図 4-8 を確認すると、硬度が上昇するにつれて出力波形が直線に近い波形から、ループを描く波形にかわっていることが確認できる。そのため図 4-4 は硬度が上昇すると出力波形の幅が太くなっていると考えられる。

ここで各象限でループを描く曲線としては正葉曲線が知られている^{4.7)}。その極方程式の形は F_{xya} を回転座標系の切削力の合力とすると、

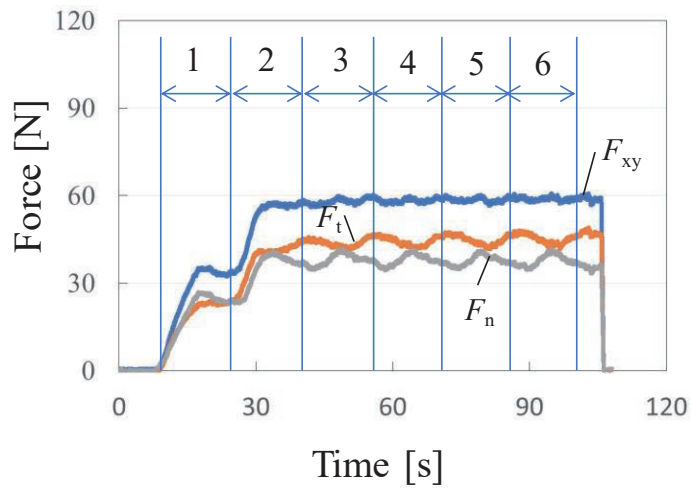
$$F_{xya} = r \sin(2\omega t) \quad (4-3)$$

で表される。ここで r は図 4-4 中の各象限の波形の長さを示している。そこで正葉曲線を参考にして考えると、前節でも述べたように切り屑が非常に薄い条件であり、1 刃が切削を進める中で寸法効果により工具自転 $1/4(=1/Z)$ 回転毎に主分力と背分力の割合が周期的に変化していることを示していると考えられ、それらをモデル化すると、

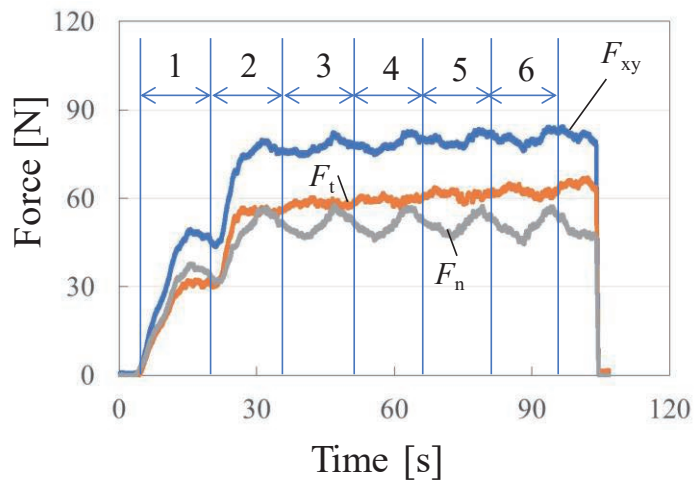
$$F_t = a \cdot \{(1 + \cos Z\omega t) / 2\} \cdot \sin(\omega t) \quad (4-4)$$

$$F_n = b \cdot \{(1 + \cos Z\omega t) / 2\} \cdot \cos(\omega t) \quad (4-5)$$

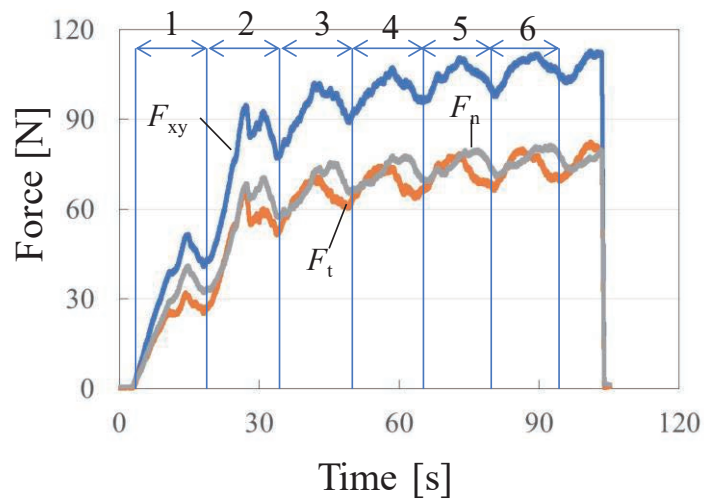
と近似できる。 $\sin(\omega t)$ 、 $\cos(\omega t)$ は、1 刃切削毎の主分力と背分力の比の時間変動率を示している。ループを描かない直線に近い波形を示すときは、この時間変動が無視できるものである。ここで、 a 、 b は定数、 Z は工具の円周の刃数である。この F_t 、 F_n を式(4-1)、(4-2)に代入した結果を図 4-13 に示す。ただし、 $a \doteq b$ (主分力と背分力の絶対値がほぼ等しい) とし、また、 $a = F_{xa}$ となるので、図 4-4(a) より、 $a = 125 \text{ N}$ とした。無線ホルダにて取得できる波形は、硬度が向上するにつれて、図 4-13 の直線の波形からループを描く波形に近づくことがわかった。したがって、硬度が高い工作物の場合には切り屑が非常に薄くなる刃の食いつき、および抜け際に主分力と背分力の比の変化が顕著となり、その結果として各象限にループが生じていることがわかる。すなわち極座標系で表示することで、特徴的な現象が顕著に判別できることも判明した。



(a) S50C (150 HV).



(b) SKD61 (400 HV).



(c) SKD61 (600 HV).

Fig. 4-10 Cutting force from dynamometer (All processing).

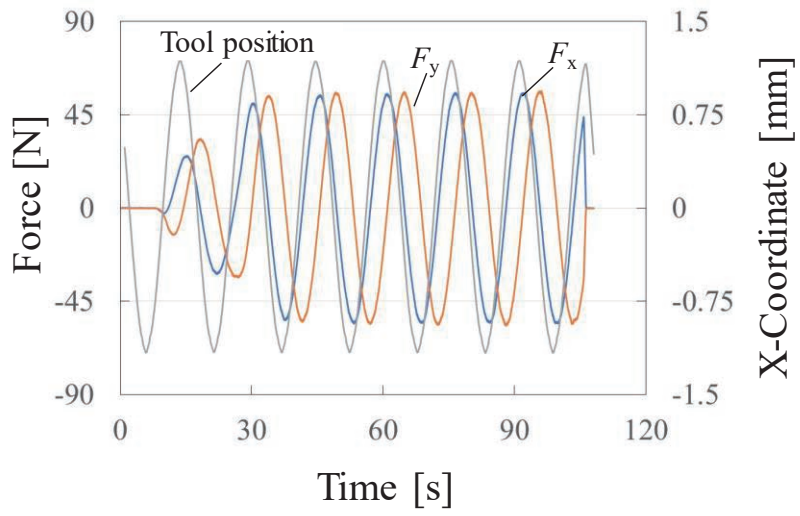


Fig. 4-11 Relationship between cutting force, X coordinate and time (S50C).

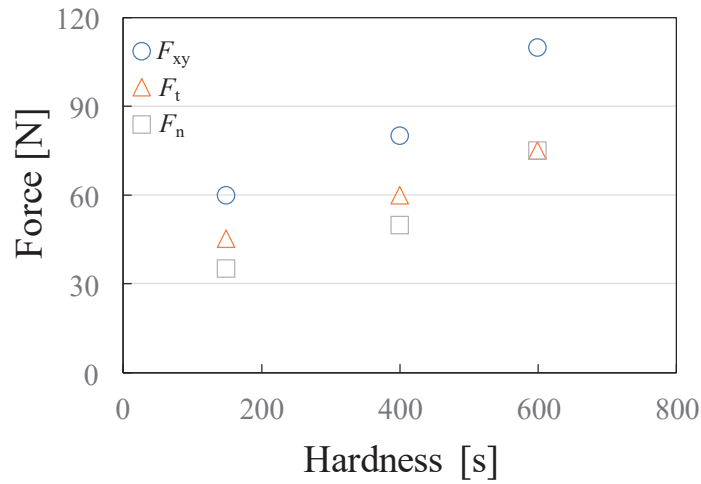


Fig. 4-12 Relationship between hardness and cutting force.

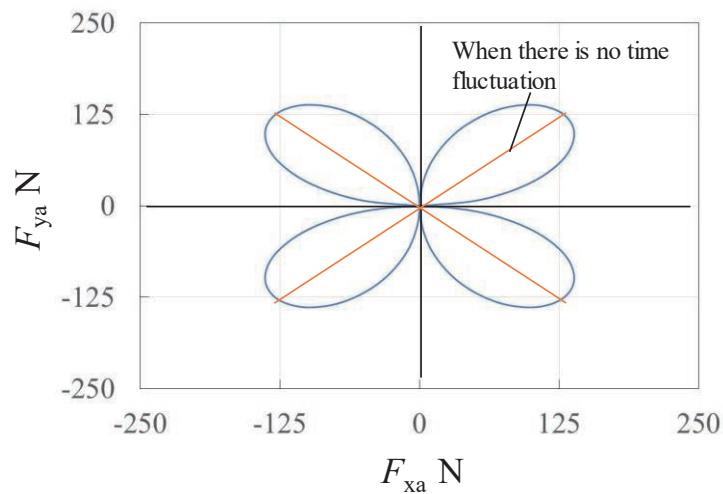


Fig. 4-13 Approximate curve of output waveform from wireless holder.

4. 3. 3 無線ホルダと圧電式動力計の計測結果の比較

図 4-14 は無線ホルダにて計測した工具 1 自転の切削力の絶対値を示す。図 4-15 は、圧電式動力計から導出した主分力 F_t 、背分力 F_n の工具 1 自転の切削力を示す。図 4-16 は、図 4-11 のサーボ情報から工具の公転位置を取得し、図 2-7 に示す工具中心位置 $\theta-\alpha=270^\circ$ となる位置付近にて X 方向力 F_x 、Y 方向力 F_y の工具 1 自転の切削力を示している。 $\theta-\alpha=270^\circ$ となる位置は、 $F_x = F_t$ 、 $F_y = F_n$ の位置であるが、図 4-17 に工具の切れ刃と工作物の関与領域を示しているように、工具切れ刃による加工開始位置を α_r 、 α_f とすると、 $(\alpha_r-\alpha_f) \cong 35\sim 50^\circ$ の差が生じているため、工具中心位置 $\theta-\alpha=270^\circ$ のときは、 $F_x \neq F_t$ 、 $F_y \neq F_n$ となっている。図 4-14、4-15、4-16 の工作物は、S50C (150 HV) にて加工をおこなった。計測した箇所は、粗加工切れ刃と仕上げ加工切れ刃 2 枚にて加工が行なわれている図 4-10(a)中の 5 公転目を比較対象とし、びびり振動等の影響を除去するために 200 Hz にてローパスフィルタをかけている。また、図 4-14、4-15 を比較すると、ほぼ同等の結果を示していることがわかり、提案していた圧電式動力計から計測した切削力より主分力と背分力を導出する手法が正しいことがわかった。

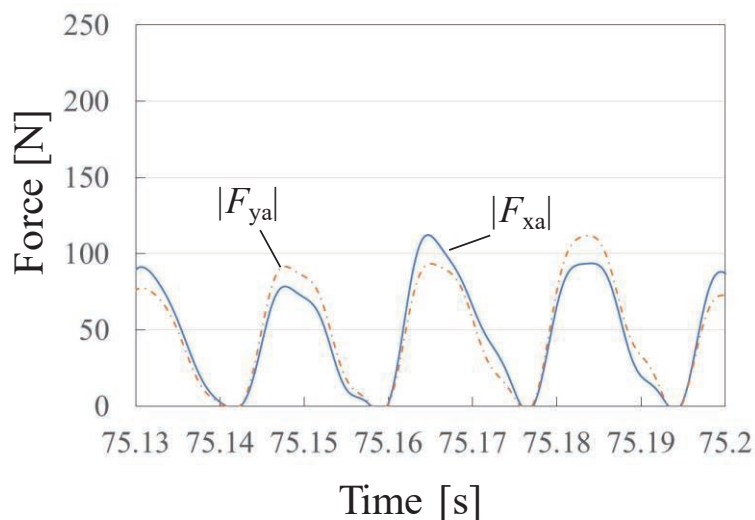


Fig. 4-14 Result of wireless holder (One rotation, 5th revolution, S50C).

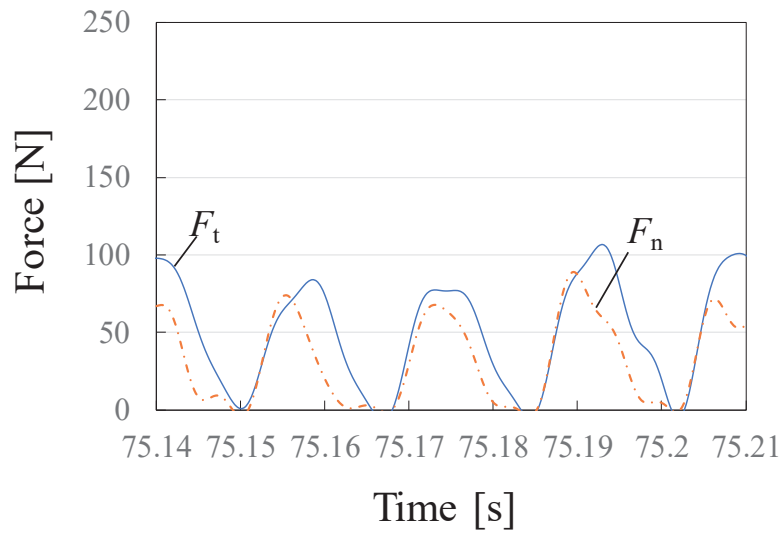


Fig. 4-15 Result of dynamometer (One rotation, 5th revolution, S50C).

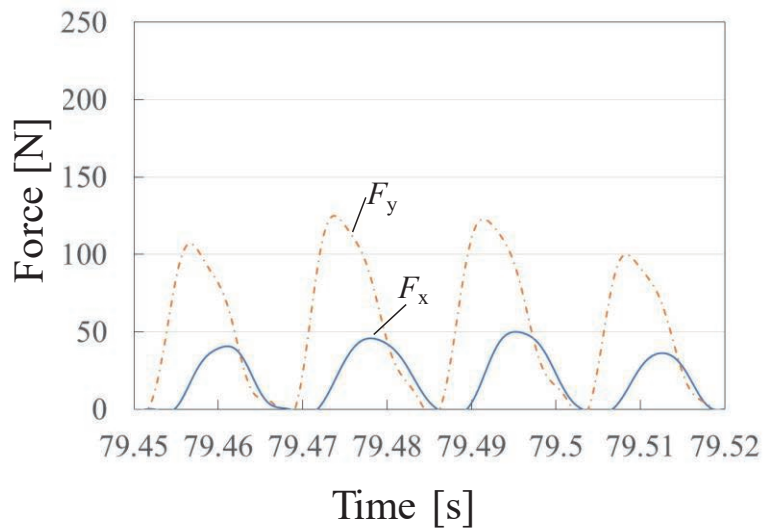


Fig. 4-16 Cutting force at tool center position $\theta - \alpha = 270^\circ$ (One rotation, 5th revolution, S50C).

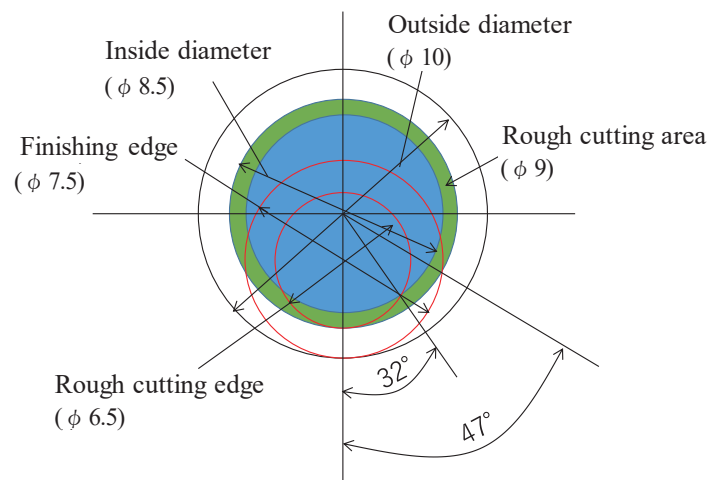


Fig. 4-17 Cutting area.

4. 3. 4 ゼロカットについて

工具円周の振れ 0.015 mm にて、S50C (150 HV) の加工後に同一パスを再度おこなうゼロカットの切削力を無線ホルダにて計測した結果を図 4-18 に示す。通常の雌ねじ切り時である図 4-4 では、工具円周の振れの影響による工具円周上の各切れ刃にかかる切削力の割合に大きな差はないが、ゼロカットのような実半径方向の切り込み量が小さい場合は、わずかな工具円周の振れでも工具円周上の各切れ刃にかかる切削力の割合に大きな差が生じることがわかる。そのため仕上げ面の粗さなどに顕著な影響が生じる可能性が高いことがわかる。この場合は実質的に第 3, 4 象限に現れる 2 枚の刃しか加工に関与していないこともわかる。すなわち回転座標系の切削力の直交分力線図 (極座標表示) は、各加工条件における各刃の関与の度合いの変化を明確化するのに有効であることもわかる。

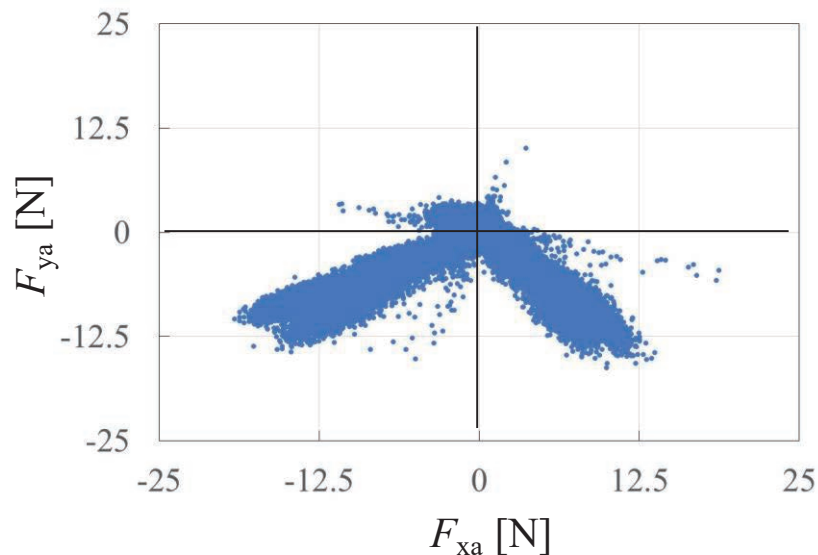


Fig. 4-18 Cutting force at zero cutting measured by wireless holder
(All processing, S50C).

4. 4 結論

本章では、3軸制御マシニングセンタのヘリカル補間機能によりスレッドミルを用いた雌ねじ切り加工時、工作機械の固定座標系 X, Y, Z 方向力およびトルクを調べ、主分力（工具の加工点における接線方向力 F_t ）と背分力（工具の加工点における半径方向力 F_n ）の関係を導出し、それらを同定する手法を提案した。また無線ホルダを使用して整合性を確認し、さらにその極座標表示の特徴を考察した。結果を以下にまとめる。

- 1) 提案した計算手法で導出した接線方向力 F_t 、半径方向力 F_n は、無線ホルダの回転座標系で計測された切削力と比較し両者が一致することより提案手法の整合性を確認した。
- 2) ホルダ回転座標系からの切削力の直交分力線図（極座標表示）を正葉曲線で近似することで、工作物の硬さの変化とその出力の特徴と加工現象の関係を明確にできることがわかった。
- 3) スレッドミルによる雌ねじ切り加工時には、工具円周の振れの影響が大きく一定以下の振れにて加工を行うことにより、円周上の各刃に均一な切削力が加わることになり、雌ねじの精度向上に有効であることが極座標表示で明確化できた。
- 4) 工作物硬度が上昇すると切削力もともに上昇する。工作物硬度の影響は、工具接線方向力 F_t に比べて工具半径方向力 F_n に大きな影響をおよぼす。
- 5) 本研究に使用したスレッドミルは、粗加工切れ刃と仕上げ加工切れ刃の1枚目にて雌ねじ切り加工のほとんどを行っており、仕上げ加工切れ刃の2枚目は加工への影響が少ないが、高硬度（例えば 600 HV 以上）の場合には同一工具内でのゼロカットの作用で精度を整える役割があることがわかった。

参考文献

- 4.1) M. Shindou, R. Matsuda, T. Furuki, T. Hirogaki, E. Aoyama, “Investigation of end-milling process based on monitoring method with wireless telegraphic multifunctional tool holder and infrared thermography”, *Advanced Materials Research*, Vol.806 (2015), 606-611
- 4.2) 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), 674-680
- 4.3) 松井翔太, 尾崎信利, 廣垣俊樹, 青山栄一, 松田亮, “ヘリカル補間スレッドミルのねじ切りの工具回転座標系モニタに基づく加工現象の考察”, *砥粒加工学会誌*, Vol.64, No.5, (2020), 260-266
- 4.4) Shota Matsu, Nobutoshi Ozaki, Toshiki Hirogaki, Eiichi Aoyama, Takamasa Yamamoto, Masatoshi Shindo, “Smart Monitoring of Helical thread Mill Process with a Wireless Tool Holder and CNC Information, *Journal of Advances in Materials and Processing Technologies*, 1-13, DOI:10.1080/2374068X.2020.1793273
- 4.5) 中山一雄, 田村清, “切削抵抗における寸法効果—軽切削の研究—”, *精密機械*, Vol.31, No.3, (1965), 240-249
- 4.6) 岡村健太郎, 水谷秀行, “切削抵抗比に関する研究”, *日本機械学会論文集 C 編*, Vol.57, (1991), 219-224
- 4.7) 佐伯明彦, 黒木伸明, “グラフ電卓を活用した極座標における正葉曲線に関する数学的活動とその有効性”, *科学教育研究*, Vol.28, No. 5, (2004), 325-334

第5章 難削材に対するヘリカル補間雌ねじ切り 加工現象の考察

5.1 緒論

前章までは、工作物に一般用工業材料 S50C、ダイス鋼 SKD61 を対象として、スレッドミルでの雌ねじ切り加工の解明に取り組み、最新の無線ホルダ等を利用して、雌ねじ精度や加工時の振動に関する研究を遂行してきた。しかし、従来の雌ねじ切り法であるタップ加工時の問題として、加工中に予測不能な工具の折損が問題である。特に難削材のタップ加工は予測不能な工具の折損が起りやすく、そのリスクを回避する手法の研究開発が不可欠になってきている^{5.1)}。近年、無線ホルダシステムによる難削材のタップ加工時の振動加速度のモニタリングも試みられており、予知に関する技術は向上しているが、根本的に切削速度（工具回転数）すなわち加工能率を向上するための条件の改善には至っていない^{5.2)}。一方でスレッドミル加工は、タップ加工と異なり工具の自転回転数の制限がなく、工作物の特性に合わせて回転数を適切に選ぶことができる。また工具とねじ穴の間に半径方向の隙間も確保できるため、難削材加工で問題となる切りくず詰まりの抑制も可能となると考えられる。しかし、前章までは、一般用工業材料 S50C、ダイス鋼 SKD61 を工作物を加工しており、難削材に関しては研究をできていなかった。

そこで本章^{5.3)}では、一般用工業材料の炭素鋼 S50C、切削が困難とされている難削材である耐熱用オーステナイトステンレス鋼 SUS310S およびチタン合金 (Ti-6Al-4V ELI) の3種類の工作物にて、雌ねじ切り加工時の切削力や加工温度を測定し考察を遂行し、スレッドミルを用いた雌ねじ切り加工の有効性について検討をおこなった。

5. 2 提案する雌ねじ切り加工および実験方法

5. 2. 1 スレッドミル工具を用いた雌ねじ切り加工法

スレッドミルを用いた雌ねじ切り法は、2. 2. 1 節と同様とした。

5. 2. 2 実験装置および方法

実験装置、工具および測定モデルは前章と同様とした。本章での工作物は、一般工業用材料である炭素鋼 S50C、耐熱用オーステナイトステンレス鋼 SUS310S、チタン合金 (Ti-6Al-4V ELI) を使用した。切削条件は、下穴径 d は、 $\phi 8.5$ mm、送り量 V_f は、 $0.038 \sim 0.076$ mm/tooth、周速 (切削速度) V_c は、 $20 \sim 60$ m/min (回転数 $865 \sim 2595$ rpm) とし、その周期 T_2 は $4.76 \sim 14.27$ s である。

5. 2. 3 無線ホルダからの出力と主分力・背分力の関係について

無線ホルダからの出力と主分力・背分力の関係については、4. 2. 3 節と同様とした。

5. 2. 4 工具温度の取得

加工時の工具温度を測定するために、高応答サーモグラフィカメラ SC7000 (FLIR 製) を使用した。また、工具の加工温度を測定するためにワークを半割の状態にて加工をおこなった。図 5-1 に本実験の撮影モデル図と半割ワークの加工後の写真を示す。また、図 5-2 にサーモグラフィカメラと計測の様子を示す。撮影条件は、フレームレート f_f は、 150 Hz (露光時間 1.8 ms) にて撮影した。放射率は工具に黒体スプレーを塗布し同定し、工具の放射率は 0.52 であった。工具温度は、図 5-2 の測定範囲の最高温度 (切れ刃のすくい面) を測定した。

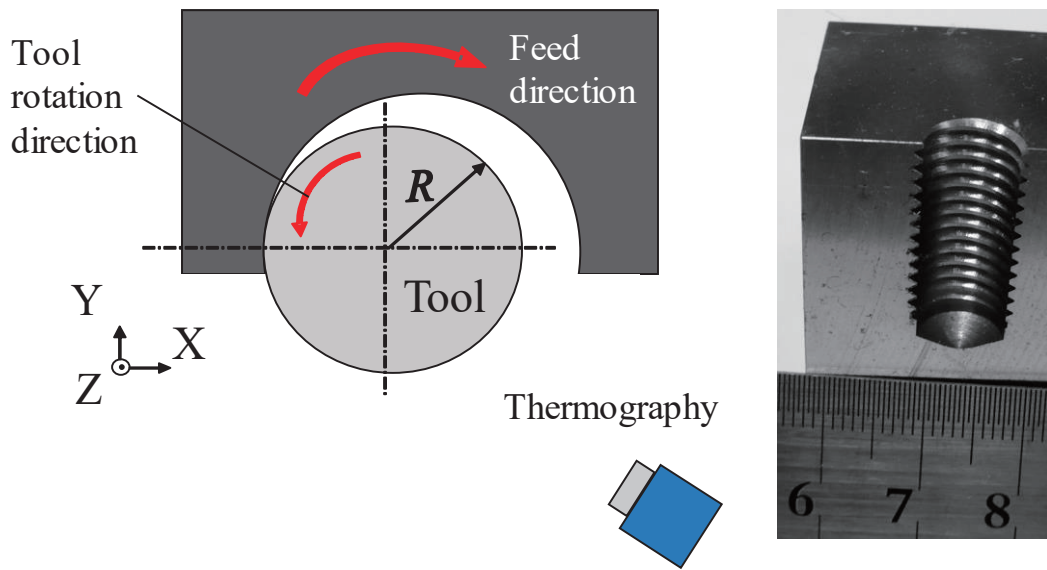


Fig. 5-1 Photographed model and processed photo.

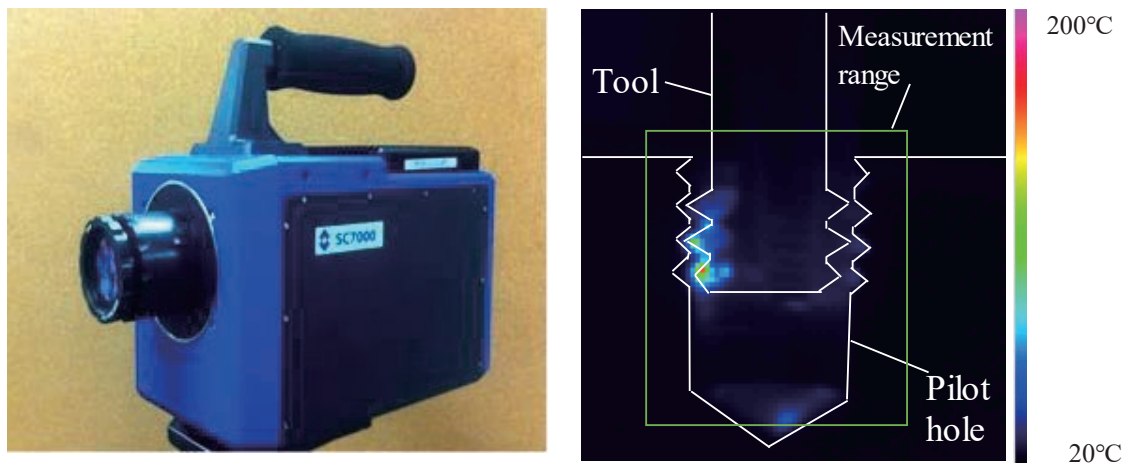


Fig. 5-2 Photographed by thermography.

5. 3 実験結果および考察

5. 3. 1 工作物と切削力

本工具の振れは、図 2-5 中の仕上げ加工切れ刃 D 部をてこ式ダイヤルゲージにて工具円周の振れの確認を行い 0.015 mm であった。図 5-3 は、S50C, SUS310S, チタン合金を加工した際の無線ホルダにて切削力を測定 {工具 1~6 公転; 加工

全体の直交分力線図（極座標表示）した結果を示す。各象限の波形は各刃（ $Z_1 \sim Z_4$ ）に対応し、その差は各刃または振れの影響を示している。図 5-4 は、S50C、SUS310S、チタン合金を加工した際の無線ホルダにて、工具 1 自転分（工具 5 公転目）の測定した結果を示す。工具接線方向力 F_t と工具半径方向力 F_n の合力を F_{xya} とすると、合力 F_{xya} は、図 5-3 の一象限の線の長さとなる。図 5-3 の合力 F_{xya} を比較すると、S50C、SUS310S では大きな差はないが、チタン合金はその 1/2 程度となっており、チタン合金にかかる合力が小さいことがわかった。また、図 5-4 を確認すると、 F_{xa} と F_{ya} の比は、工具接線方向力（主分力） F_t と工具半径方向力（背分力） F_n の比として確認することができる。チタン合金、SUS310S、S50C の順に工具の半径方向のたわみに起因する工具半径方向力（背分力） F_n の割合が高いことがわかった。したがって、チタン合金は、合力は小さいが、工具半径方向力（背分力） F_n は、S50C と同等の力が働いていることがわかった。そのため、半径方向のたわみが合力に対して大きくなり、雌ねじの半径方向切込み量の補正値を大きくとる必要があることがわかった。また、図 5-3 の第 1 象限～第 4 象限にそれぞれの切れ刃にかかる切削力が示されており、工具円周の振れの影響を確認すると、チタン合金は、S50C、SUS310S と比べると、象限間の差が大きいことがわかる。工具円周の振れは、工具接線方向力 F_t より、工具半径方向力 F_n に対して大きな影響を与える。そのため、工具半径方向力 F_n の比率が一番大きいチタン合金が工具円周の振れの影響を大きく受け、各象限の波形に差が生じたと考えられる。

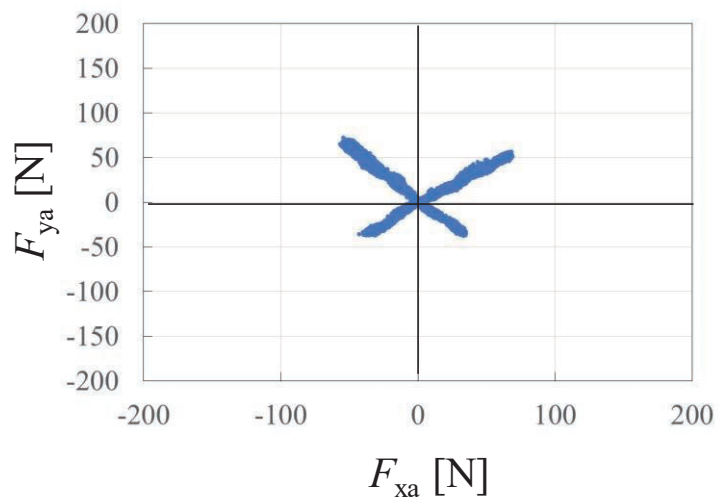
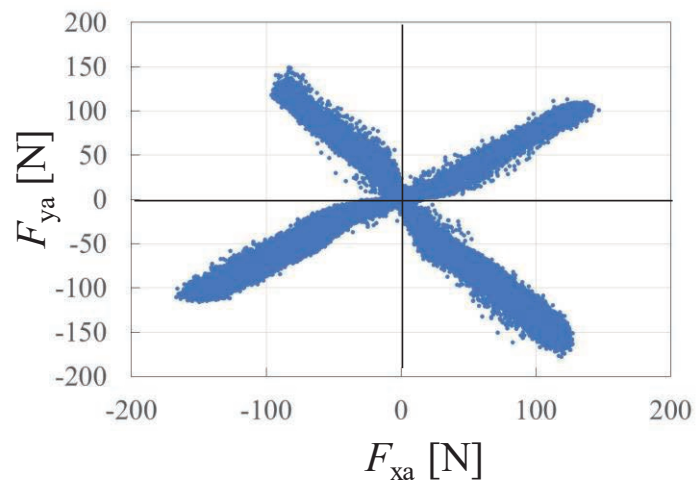
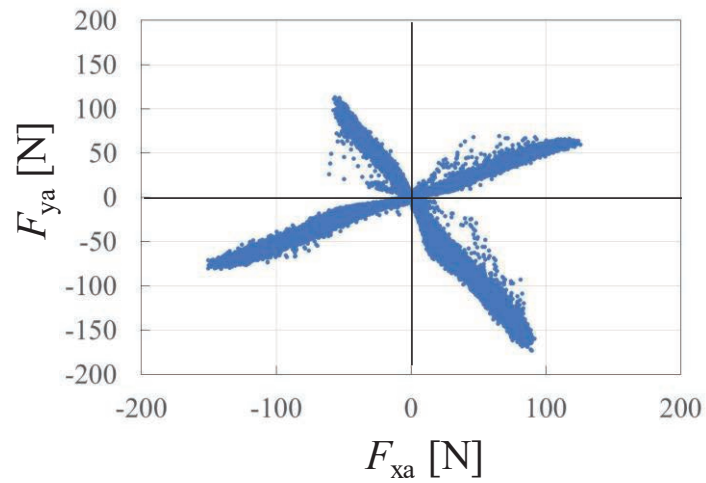
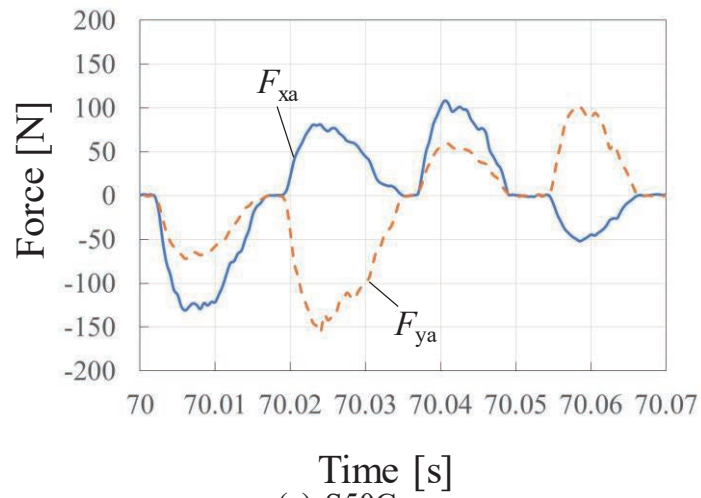
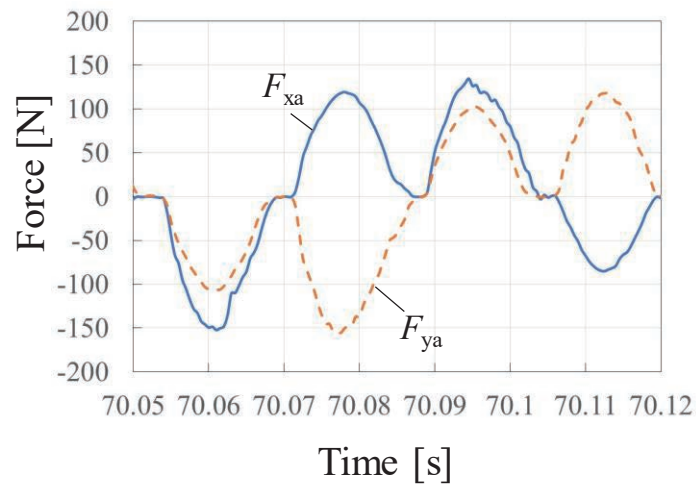


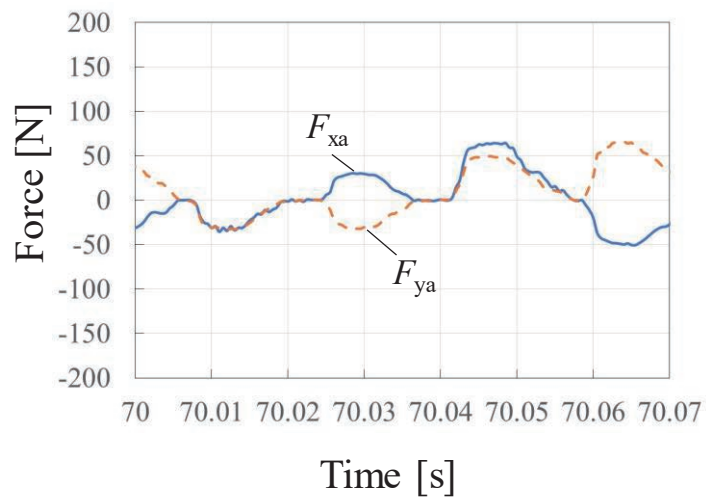
Fig. 5-3 Cutting force from wireless holder (All processing).



(a) S50C.



(b) SUS310S.



(c) Titanium alloy.

Fig. 5-4 Cutting force from wireless holder (One rotation, 5th revolution).

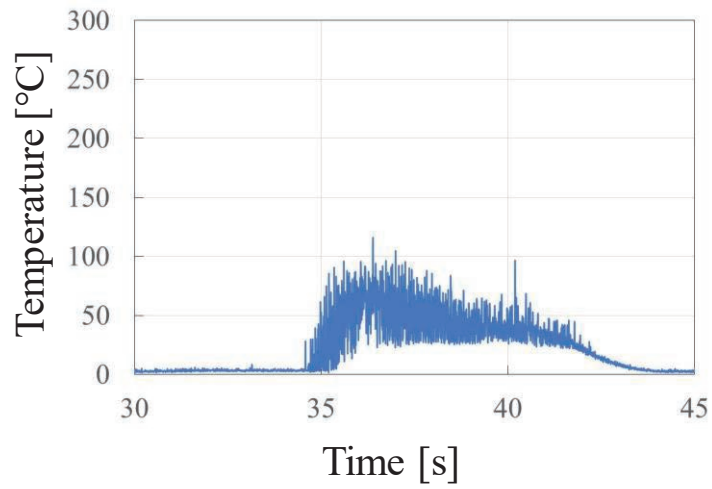
5. 3. 2 工作物と工具温度

切りくずの平均的な切削温度は $u(V_c V_f / K\rho C)^{1/2}$ (u : 比切削抵抗, V_c : 切削速度, V_f : 送り速度, K : 熱伝導率, ρ : 密度, C : 比熱) に比例して上昇する^{5.4)}ことが知られている. 表 5-1 に温度 300K 下での材料ごとの物質的性質^{5.5)}を示す. 図 5-5 は, サーモグラフィカメラにて 4 公転目の半公転分加工時の工具最高温度の推移を示す. 主に切れ刃すくい面の温度を測定し, 公転の最初は, 加工後自転 1/4 回転後の温度を撮影し, 公転の最後は, 加工後自転 3/4 回転後の温度を測定している. 切削力が同程度となっている S50C, SUS310S では, 表 5-1 より, 熱伝導率が低く材料特性的に温度が上昇しやすい SUS310S 加工時の工具温度の方が高いことがわかる. また, チタン合金は, 表 5-1 より, 熱伝導率は, SUS310S よりもさらに低く, また, 比重も低い材質である. そのため, 切削力は小さいが, 工具温度が上昇しやすく切削温度が 3 種類の工作物の中で一番高くなることがわかった. 一般的に, チタン合金は, 工具温度が上昇し, 超硬合金工具に凝着し加工が困難となる材質とされている^{5.6)}. しかし, 本実験に使用した工具では, 加工後に凝着した様子は確認できなかった. また 5. 3. 1 節の切削力を確認しても, 凝着による変動は確認できていない. 図 5-6 に電子顕微鏡により撮影した S50C, SUS310S, チタン合金の切りくずの写真を示す. 図 5-6 より切りくずの状態が工作物によって異なっているが, S50C でせん断型を示しており, スレッドミルの刃先の実すくい角が小さく, それに対しての切削速度が十分に低いためと考えられる. 一方でチタン合金では流れ型に近い切りくずが生じており, そのような十分に切削速度が低い条件が当該材料に対しては良好な切削条件となったものと推察される. さらに SUS310S は両者の中間的な現象であるものと考えられる. また, 切りくずのすくい面との接触側の状態を確認しても凝着した様子は確認できず, 凝着なしに加工できていると推測できる. 難削材加工は, 工具の

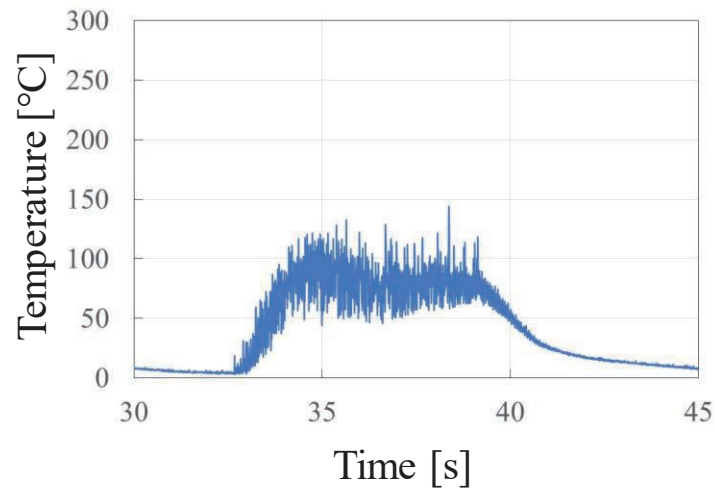
コーティングにより切削性能が変化する^{5,7)}ことが知られている。本工具は、TiSiN系のコーティングを使用している。TiSiN系のコーティングは、高硬度および耐酸化性が優れている（例えば、TiAlNコーティングでは、硬度2800HV、酸化開始温度800℃に対して、TiSiNコーティングは、硬度3800HV、酸化開始温度1100℃）。そのため、チタン合金を加工した際にも、切れ刃のすくい面等に切りくずの凝着なく良好な状態を維持でき有効な手段となることもわかる。

Table 5-1 Physical property value.

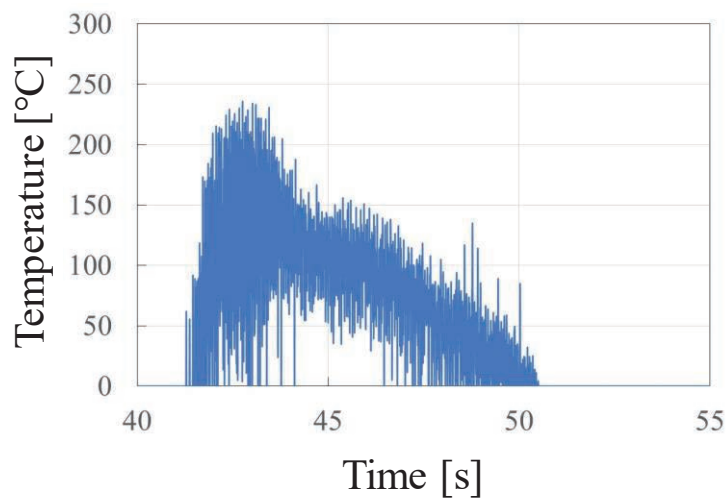
	Medium-carbon steel	25Cr-20Ni heat-resistant cast steel	6Al-4V alloy (Ti-6Al-4V)
Thermal conductivity K [W/m·K]	51.5	15.9	7.6
Density ρ [kg/m ³]	7850	7900	4420
Specific heat C [kJ/kg·K]	0.473	0.54	0.537



(a) S50C.

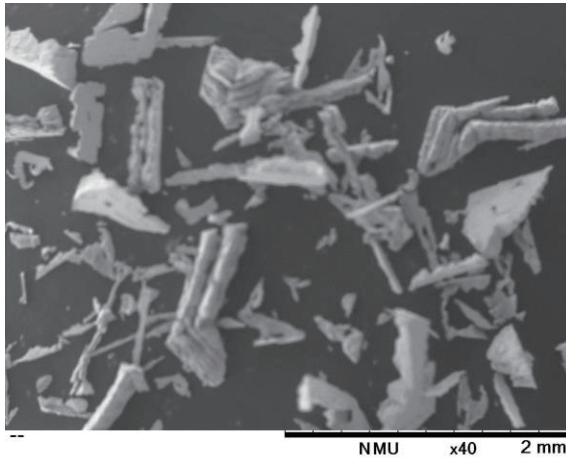


(b) SUS310S.

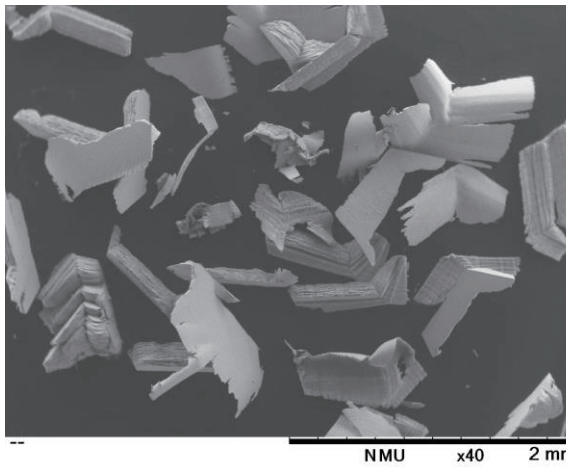


(c) Titanium alloy.

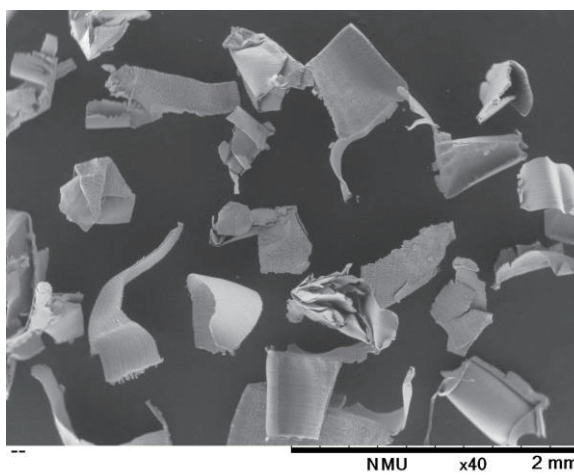
Fig. 5-5 Cutting Temperature (Half sectional workpiece, 4th revolution).



(a) S50C.



(b) SUS310S.



(c) Titanium alloy.

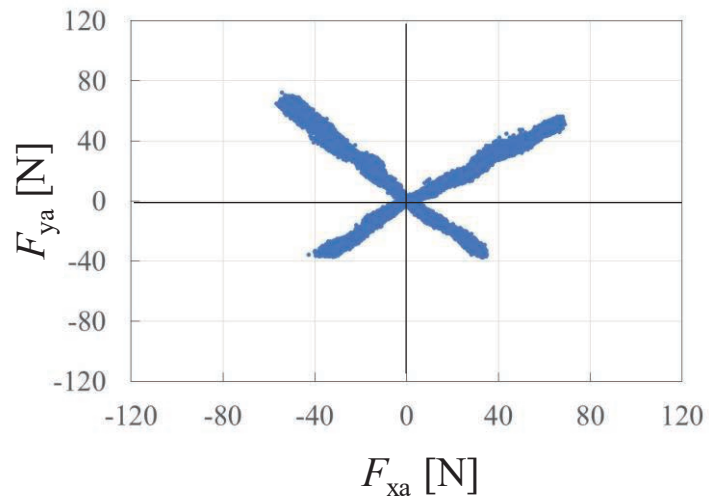
Fig. 5-6 Photo of chips.

5. 3. 3 切削条件と切削力

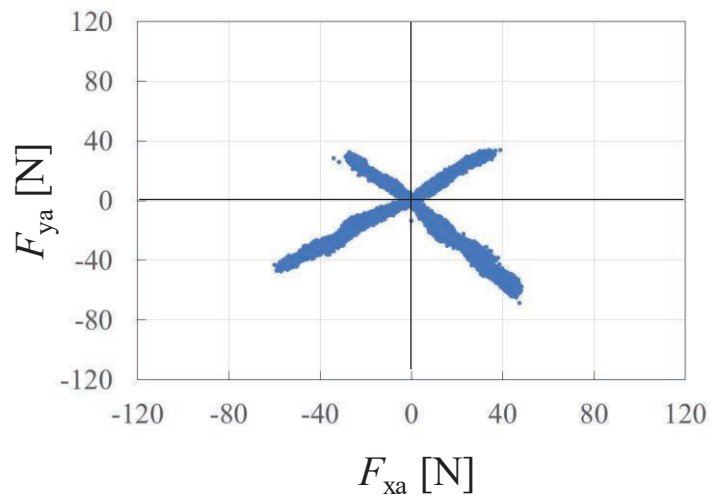
図 5-7 にチタン合金にて、送り量 $V_f=0.038$ mm/tooth 一定とし、切削速度 V_c を変化させた際の切削力 {工具 1~6 公転分；加工全体の直交分力線図（極座標表示）} を無線ホルダにて測定した結果を示す。図 5-8 は、次式で示す合力 F_{xya} と切削速度の関係を示している。

$$F_{xya} = \{(F_{xa})^2 + (F_{ya})^2\}^{1/2} \quad (5-1)$$

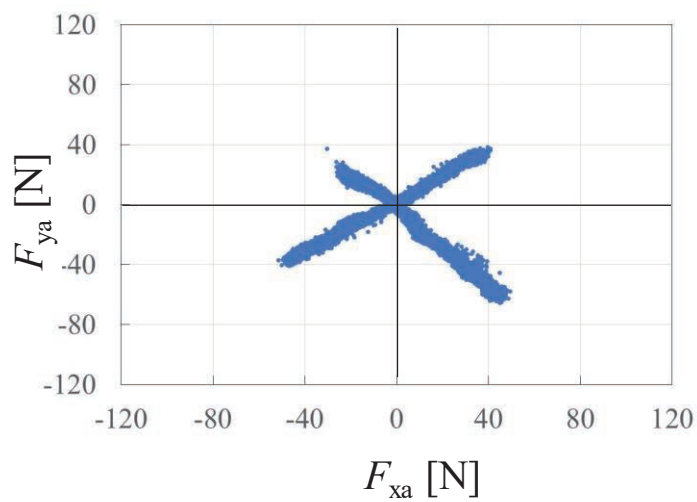
図 5-8 よりチタン合金は、切削速度が上昇すると、わずかに切削力が低下することがわかった。一般に切削速度が上昇すると、切削温度も上昇する。そして、チタン合金は、高温下では材料硬度が軟化する⁵⁻⁸⁾ため、切削力は低下したと考えられる。また、図 5-7 を確認すると第 1~第 4 象限に示されている切削力の波形が変化（図 5-7(a)では、第 1, 第 2 象限の切削力が大きい、図 5-7(b), 図 5-7(c)では第 3, 第 4 象限の切削力が大きくなっている）していることがわかる。これは、主軸回転数による工具の動的振れが影響し、各切刃にかかる力が変動したためであると考えられる。ただし各象限の切削力の最大値と最小値の割合（変動成分）の増大はなく安定した加工であることもわかる。図 5-9 は、切削速度 $V_c=20$ m/min 一定とし、送り速度を変化させた際の切削力 {工具 1~6 公転分；加工全体の直交分力線図（極座標表示）} を無線ホルダにて測定した結果を示す。図 5-10 は、合力 F_{xya} と送り速度 V_f の関係を示す。図 5-10 より送り速度が増大すると、合力 F_{xya} は、比例的に上昇し、雌ねじの加工精度を維持するには工具半径方向の補正量は増大する必要があることがわかる。



(a) Cutting speed $V_c = 20$ m/min.



(b) Cutting speed $V_c = 40$ m/min.



(c) Cutting speed $V_c = 60$ m/min.

Fig. 5-7 Cutting force when processing Titanium alloy was measured with a wireless holder (All processing, feed rate $V_t = 0.038$ mm/tooth).

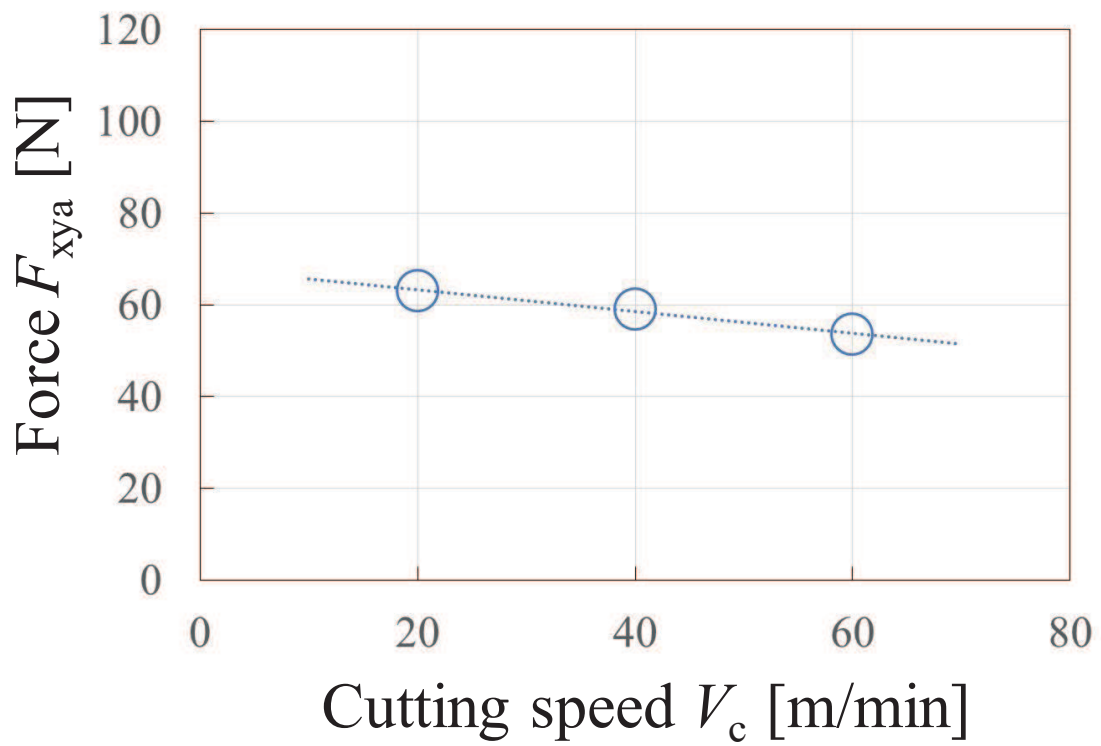
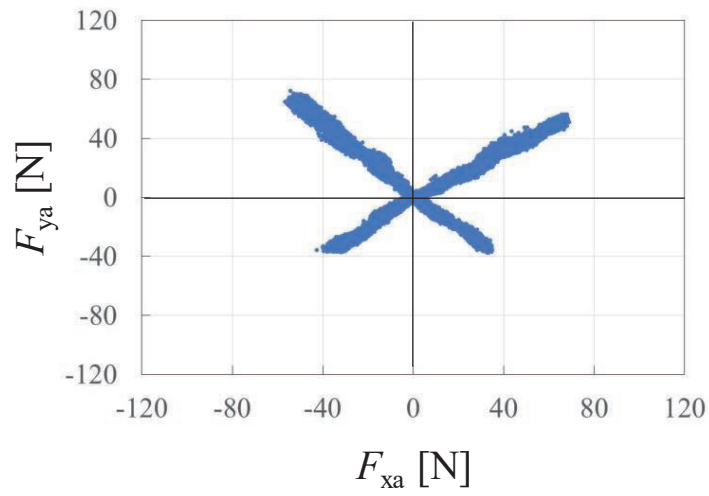
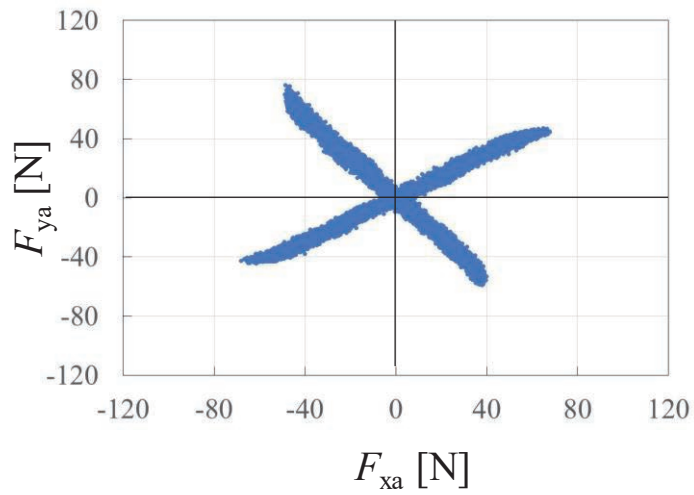


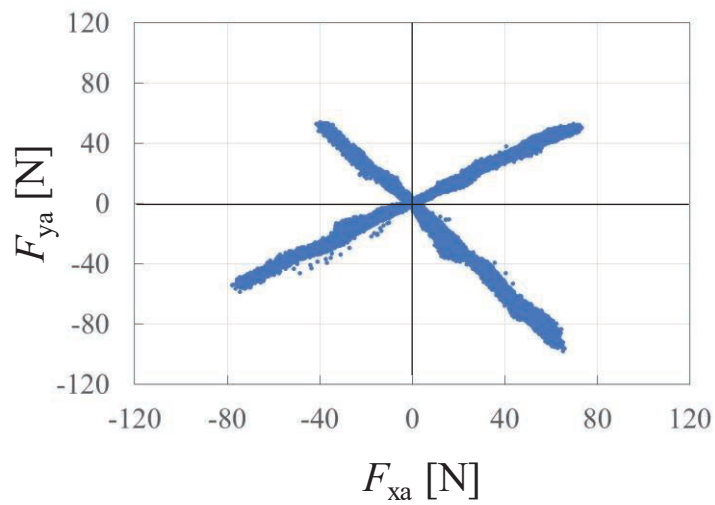
Fig. 5-8 Relationship between cutting speed and force.



(a) Feed speed $V_f = 33$ mm/min.



(b) Feed speed $V_f = 50$ mm/min.



(c) Feed speed $V_f = 66$ mm/min.

Fig. 5-9 Cutting force when processing Titanium alloy was measured with a wireless holder (All processing, cutting speed $V_c = 20$ mm/tooth).

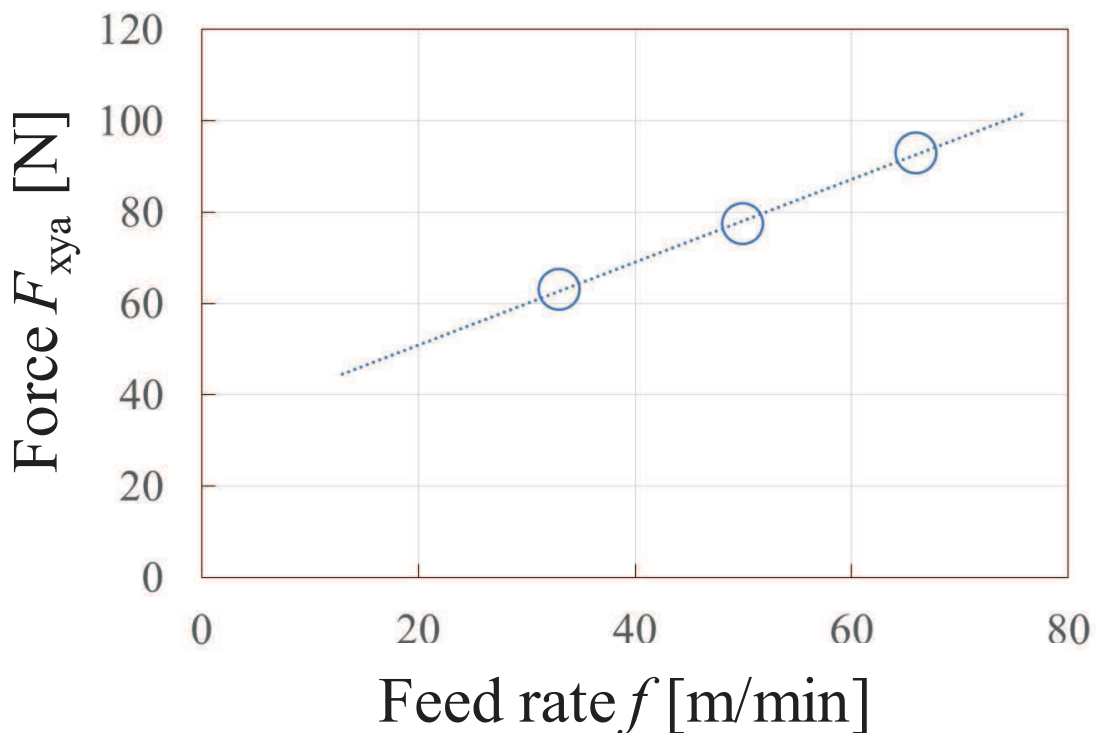


Fig. 5-10 Relationship between feed speed and force

5. 4 結論

3軸制御マシニングセンタのヘリカル補間機能により TiSiN 系コーティングスレッドミルを用いた雌ねじ切り加工の切削力を無線ホルダを使用して極座標表示にて測定した。工作物による加工性能の違い，チタン合金加工時の切削条件による切削力の変化を考察した。その結果を以下にまとめる。

- 1) チタン合金切削時の合力 F_{xya} は，一般工業用材料 S50C と比べても 1/2 程度となっている。しかし，半径方向力（背分力） F_n は，同程度の力となっており，合力 F_{xya} に対して工具半径方向のたわみ量は大きくなっている。
- 2) チタン合金の切削時の工具温度は高い値を示しているが，本実験に使用した工具のコーティング（TiSiN 系）は，凝着の抑制に効果的であることがわかった。

- 3) チタン合金加工時の切削速度 V_c が上昇することにより，加工温度は上昇するが，熱による軟化により切削力は小さくなることがわかった。
- 4) チタン合金加工時の送り量 f が上昇すると，切削力も比例的に上昇し，工具半径方向のたわみも増大することがわかった。

参考文献

- 5.1) 山岡義典，垣野義昭，佐藤智典，“タップ加工用知能化工作機械システムに関する研究（第3報）”，精密工学会誌，68, No.9(2002), 1226 – 1230
- 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), 674-680
- 5.3) 松井翔太，尾崎信利，廣垣俊樹，青山栄一，“ヘリカル補間運動を用いた難削材のスレッドミルによるねじ切り加工”，砥粒加工学会誌，掲載決定済み
- 5.4) M. C. Shaw, “Metal cutting principles -Second Edition-”, OXFORD UNIVERSITY PRESS, 2005
- 5.5) 日本機械学会，伝熱工学資料第4版 (1986)
- 5.6) 佐久間敬三，藤田武男，“チタンと工具材の摩擦特性—チタンの穴加工に関する基礎的研究—，精密機械，Vol.41, 6(1975)485, 578-583
- 5.7) 嶋村公二，細川晃，伊部浩輔，上田隆司，政誠一，“PVD コーティング工具による難削材切削—TiAlN/AlCrN コーティングエンドミルによる SUS304 の乾式切削—”，砥粒加工学会誌，Vol.57 (2013),No.8, 536-541
- 5.8) 前川克廣，久保明彦，北川武揚，“Ti-6Al-6V-2Sn の切削加工能率の向上に関する研究—切削機構のシミュレーション解析—，精密機械，Vol.59, No.7, 1133-1138

第6章 下穴と雌ねじ切りの同時創成時の加工現象 の解明

6.1 緒論

前章までは、工作物に事前に下穴を開けた際のスレッドミルによる雌ねじ切り加工時の切削力や振動の影響を最新の無線ホルダ等を使用し確認し、雌ねじの精度向上に関する研究を遂行してきた。従来のタップ加工^{6.1),6.2)}では、難削材は予測不能な工具の折損が起りやすくなっており、そのリスクを回避する研究^{6.3),6.4)}が不可欠となっている。スレッドミル加工は、工具の自転回転数の制限がなく、工作物の特性に合わせて回転数を適切に選ぶことができ、また工具とねじ穴の間に半径方向の隙間も確保できるため、難削材加工で問題となる切りくず詰まりの抑制も可能となる利点がある。そこで、前章では、一般工業材料の炭素鋼 S50C、切削が困難とされている難削材である耐熱用オーステナイトステンレス鋼 SUS310S およびチタン合金 (Ti-6Al-4V ELI) の3種類の工作物にて、雌ねじ切り加工時の切削力や加工温度を測定し考察を遂行し、スレッドミルを用いた雌ねじ切り加工の有効性について検討をおこなった。また、本研究に使用したスレッドミルは、雌ねじ部を加工する側刃とは別に下穴を加工する底刃を有している特徴がある工具となっている。しかし、前章までは、図 2-6(b)に示す底刃が加工に関与しないように事前に下穴を開けた状態にて検証をおこなっていた。そのため、事前に下穴をあけ、その後タップにて雌ねじを加工する従来法と比べて、下穴を開けずに加工できる本研究に使用したスレッドミルの利点を生かせていなかった。

そこで本章^{6.5), 6.6)}では、底刃での下穴加工と側刃での雌ねじの同時創成現象

の特徴を解明するため，下穴径を変更することにより，雌ねじ部を加工する側刃のみで加工している状態の確認と，下穴と雌ねじの同時加工をおこなう際の，図 2-6(b)に示す側刃と底刃への影響の検討をおこなった。

6. 2 提案する雌ねじ切り加工および実験方法

6. 2. 1 スレッドミル工具を用いた雌ねじ切り加工法

スレッドミルを用いた雌ねじ切り法は，2. 2. 1 節と同様とした。

6. 2. 2 実験装置および方法

実験装置，工具，工作物および測定モデルは4章と同様とした。本章での切削条件変更点は，下穴径を， $\phi 0$ (=下穴なし)， $\phi 7$ (=中間下穴)， $\phi 8.5$ (=M10の標準下穴) とした。送り量 V_f は，0.038 mm/tooth，周速（切削速度） V_c は 16 m/min（回転数 680 1/min，強制加振の振動数 45 Hz）にておこなった。また，図 4-1 に示す工具公転半径 $R_n = 1.25$ mm，その周期 T_2 は 18.23 s とした。

6. 2. 3 無線ホルダからの出力と主分力・背分力の関係

無線ホルダからの出力と主分力・背分力の関係については，4. 2. 3 節と同様とした。

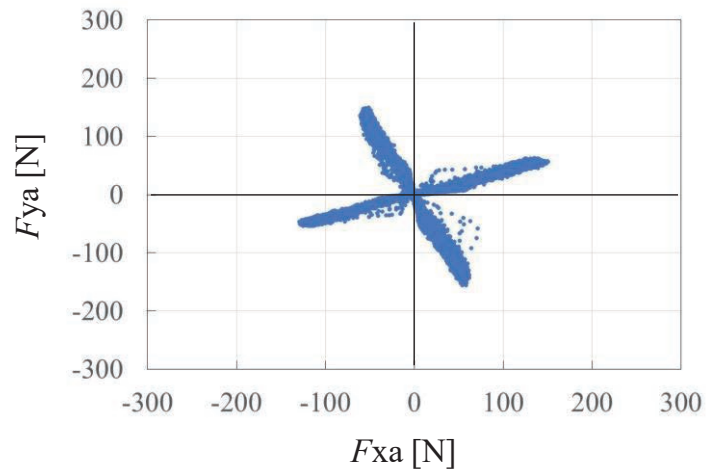
6. 3 実験結果および考察

6. 3. 1 下穴径と工具回座標系における切削力成分の特徴

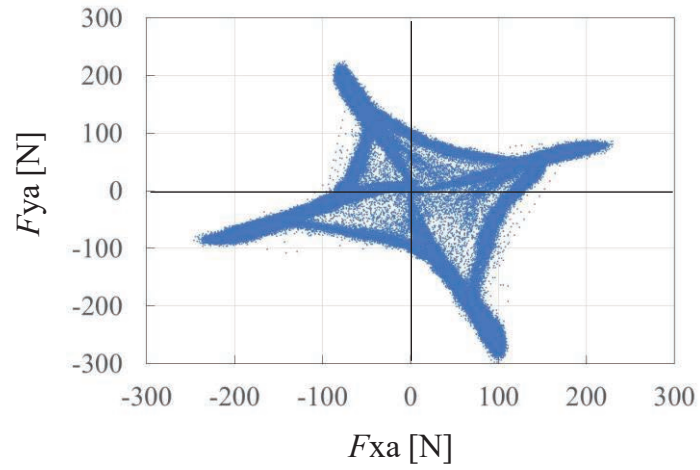
工作物 S50C にて下穴なし，中間下穴，標準下穴の条件で加工した際の全加工の切削力を無線ホルダにて測定した結果のリサージュ図形（極座標表示）を図 6-1 に示す。また，図 6-2 には，5 公転目の自転 1 回転分の切削力を無線ホルダに

て測定したリサージュ図形の結果を示す。標準下穴の際は、本実験に使用した工具の雌ねじ部を加工する図 2-6(b)に示す側刃部分のみで加工をおこなっている。その場合のリサージュ図形は、4. 3. 2 節より式(4-1), 式(4-2)で描かれ、さらに 1 刃の切削現象で切りくず厚さの変化に伴う主分力・背分力比の変化が顕著な場合は正葉曲線で近似できることが判明している。一方、中間下穴、下穴なしの加工の際は、雌ねじ部を加工する側刃とは別に下穴を加工する図 2-6(b)に示す底刃での同時加工を遂行しており、その中で底刃ないし側刃は常時加工に關与しているものと考えられる。図 6-1, 6-2 のリサージュ図形を確認すると、図 6-1(a), 6-2(a)の底刃が加工時に關与しない標準下穴時は、十字の形状をしている。一方、図 6-1(b), (c), 図 6-2(b), (c)の底刃が加工時に關与する中間下穴と下穴なし時は、図 6-1(a), 6-2(a)の側刃のみで加工した十字の形状から四角に近い形状に変化していることが確認できる。さらに、図 6-1(a)と図 6-2(a)を比較すると、図 6-2(a)の工具 1 自転では細い十字形であるが、図 6-1(a)の十字の太さは F_{xa} , F_{ya} の比が工具 1 公転目の工具の食い付き時などの加工の初期に切削力に変化が生じているためと考えられる。さらに図 6-1(b)と図 6-2(b)を比較すると、図 6-2(b)の十字に加わる四角の外形も細い線であるので、図 6-1(b) の四角の内部に存在する密な点は工具 1 公転目の加工の初期に底刃の加工で生じたものと考えられる。図 6-1(c)と図 6-2(c)を比較すると、図 6-2(c)の四角の外形も若干の変動がみられるが細い線を維持している。したがって、図 6-1(c)の四角の内部に存在する極めて密な点も工具 1 公転目の加工初期に底刃の加工で生じたものと考えられ、その内部の点数が多いことから不安定な現象が生じていることもわかる。さらに、図 6-1, 図 6-2 の最大値 (= 原点からの距離が最大となる点) は、平面方向の合力の最大値を示している。中間下穴は、標準下穴の最大値を比べると約 2 倍の値を示しており、平面方向の合力が約 2 倍となることがわかった。一方、下穴

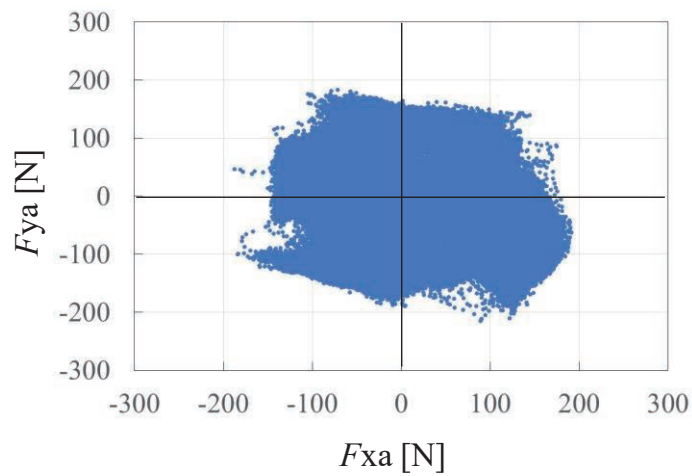
なしの最大値は、標準下穴時に比べて数割程度の増加となっており、中間下穴より小さくなることがわかった。本実験に使用した工具の底刃と側刃の切削関与の領域を図 6-3 に示す。図 6-3 より、下穴径 $\phi 6.5$ の際は、工具 1 刃送りの間の切削関与の角度領域が約 90° となっている。したがってスレッドミルの刃数が 4 枚 (90° 毎) であるため、下穴径 $\phi 8.5$ 以下かつ $\phi 6.5$ 以上では、底刃は工具円周上の切れ刃 1 刃でのみ切削をおこなっている。そのため、中間下穴の際は、円周上 1 刃の底刃と側刃にて加工をおこなっていることがわかった。さらに、下穴なしの際は、円周上複数の底刃と側刃が加工に関与していることがわかる。そのため、下穴なしでの加工の際は、工具円周上で対向する底刃間で切削力を相殺する効果が生じており、中間下穴に比べて平面方向の合力が小さくなったと考えられる。また、図 6-4 には、5 公転目の自転 1 回転分の切削力成分と時間の関係を示す。図 6-4 を確認すると、標準下穴の際は、切れ刃 1 刃の加工毎に切削力がゼロに戻っているが、中間下穴の際は、切れ刃 1 刃毎に切削力がゼロに戻っていないことがわかる。これは、図 6-3 に示すように、中間下穴の際は、円周上の 1 刃の底刃と側刃にて加工をおこなっている。しかし、本実験に使用した工具は、側刃と底刃が垂直方向に 1 直線になっておらず、側刃と底刃の円周上 1 刃の加工開始位置と加工終了の位置が異なっている。そのため、中間下穴での加工時には、側刃と底刃が連続的に加工をおこなっており切削力が常時途切れることがないためである。一方、下穴なしの際は、図 6-3 に示すとおり、円周上複数の底刃と側刃での同時加工を遂行している。そのため円周上複数の底刃で加工をおこなっているため、底刃は常時関与するものと考えられる。そこで、図 6-4 を確認すると、中間下穴、標準下穴では、円周上 4 刃が周期的に切削力を示している様子が確認できるが、下穴なしでは、4 つの周期的な波形より工具フレに起因する 1 回転周期の変化が顕著であることがわかった。



(a) Pilot hole ϕ 8.5.

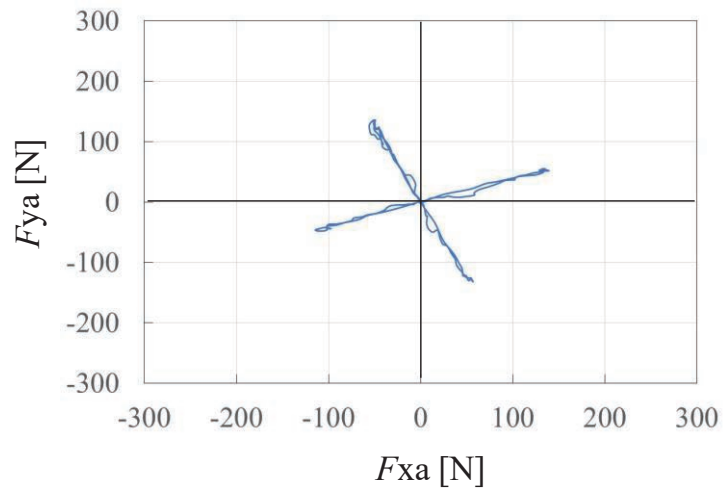


(b) Pilot hole ϕ 7.0.

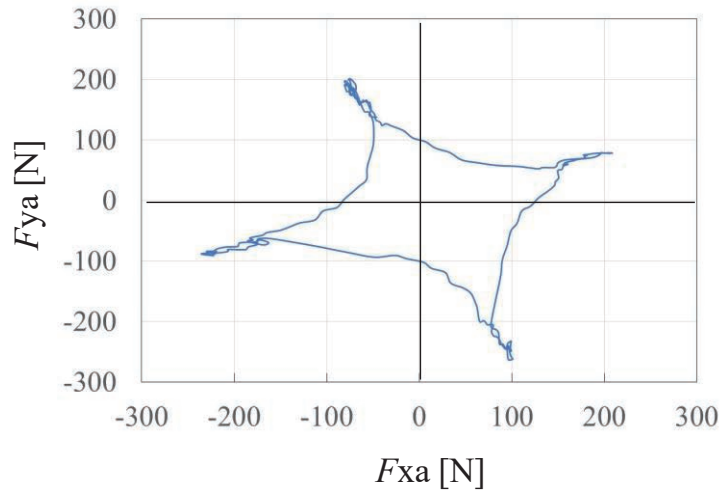


(c) Pilot hole ϕ 0.

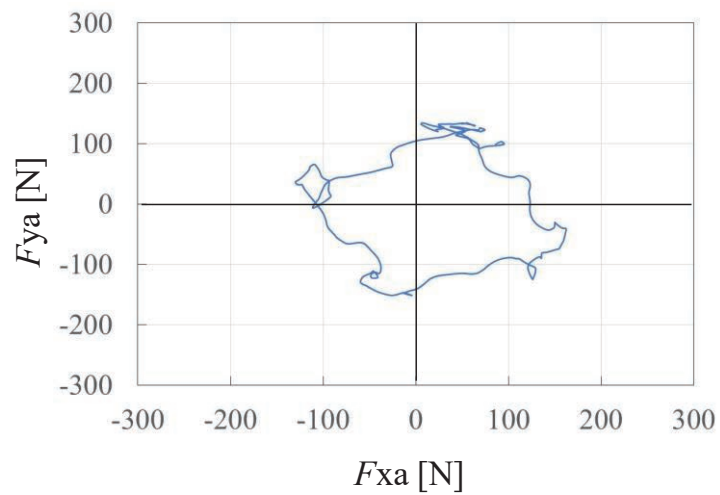
Fig.6-1 Cutting force of work material S50C (All processing).



(a) Pilot hole $\phi 8.5$.



(b) Pilot hole $\phi 7.0$.



(c) Pilot hole $\phi 0$.

Fig.6-2 Cutting force of work material S50C (One rotation, 5th revolution).

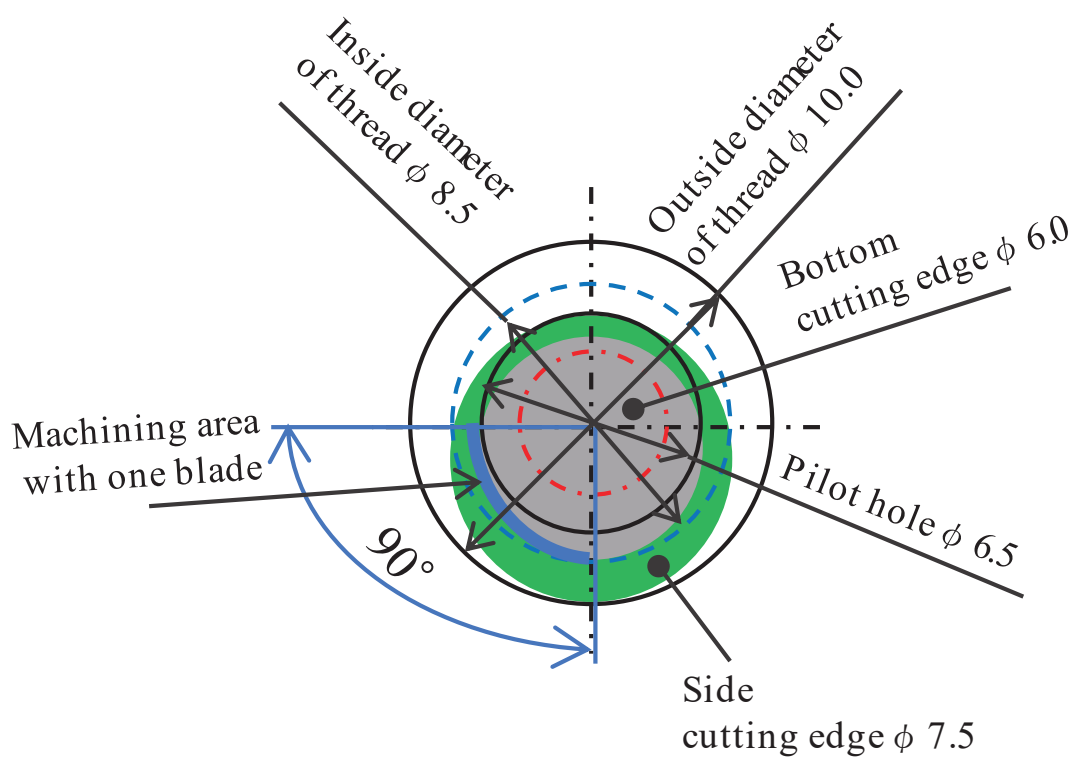
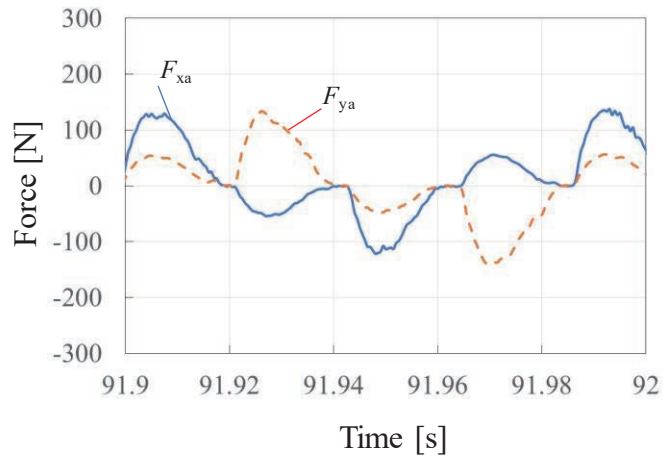
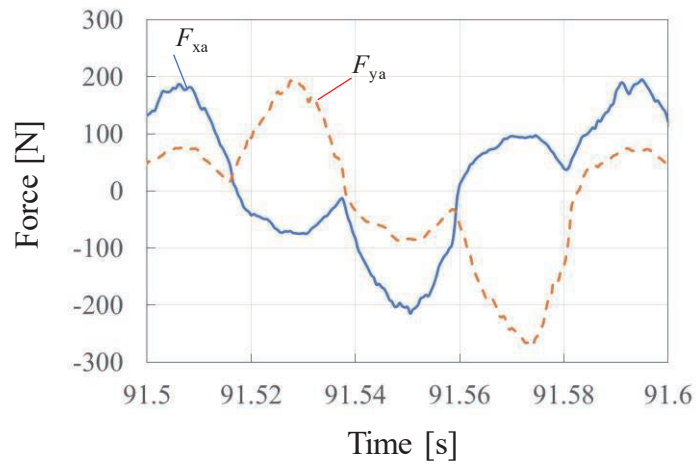


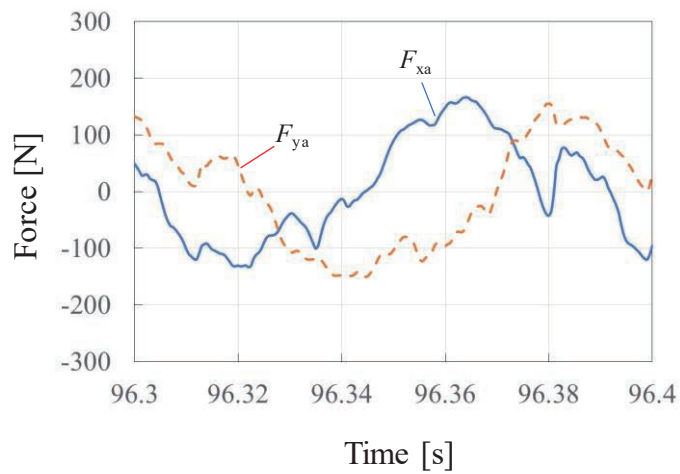
Fig.6-3 Processing model.



(a) Pilot hole ϕ 8.5.



(b) Pilot hole ϕ 7.0.



(c) Pilot hole ϕ 0.

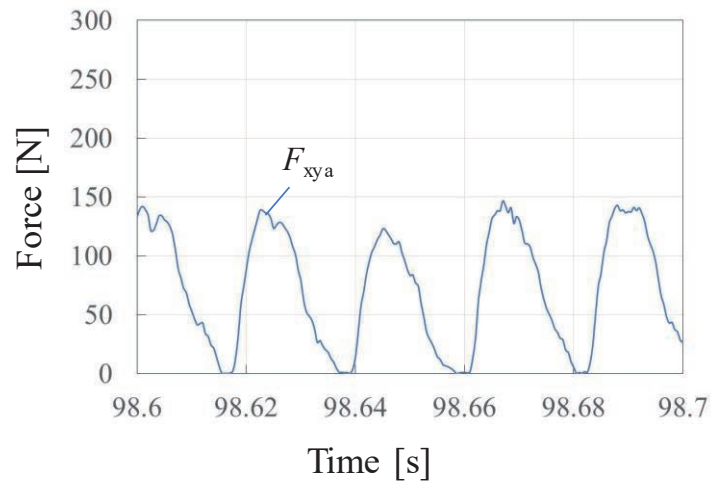
Fig.6-4 Relationship between time and force (One rotation, S50C).

6. 3. 2 下穴径と雌ねじ加工精度の関係

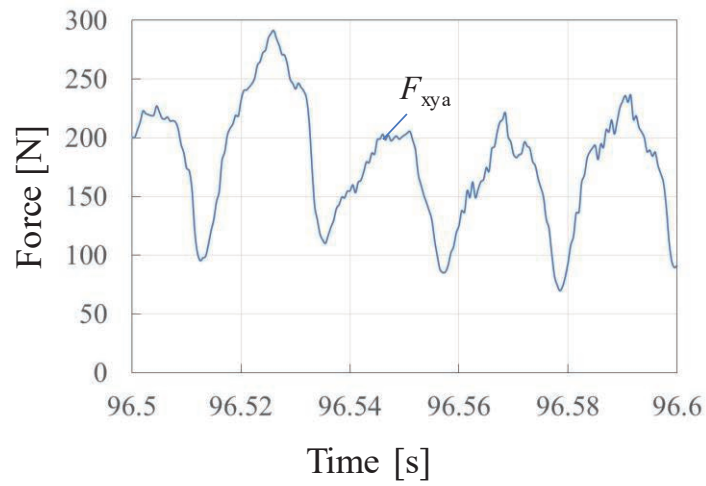
雌ねじ加工の精度は切削力により生じる工具の曲げたわみの影響が大きいものと考えられる。工具自転の半径方向がねじ山外径，接線方向がねじ山の輪郭形状の大きさに影響する。その影響を考察するため，ここでは平面方向力 F_{xa} ， F_{ya} を用いて平面方向の合力のノルム値 F_{xya} を式(6-1)にて表わし，その値に注目する。

$$F_{xya} = (F_{xa}^2 + F_{ya}^2)^{1/2} \quad (6-1)$$

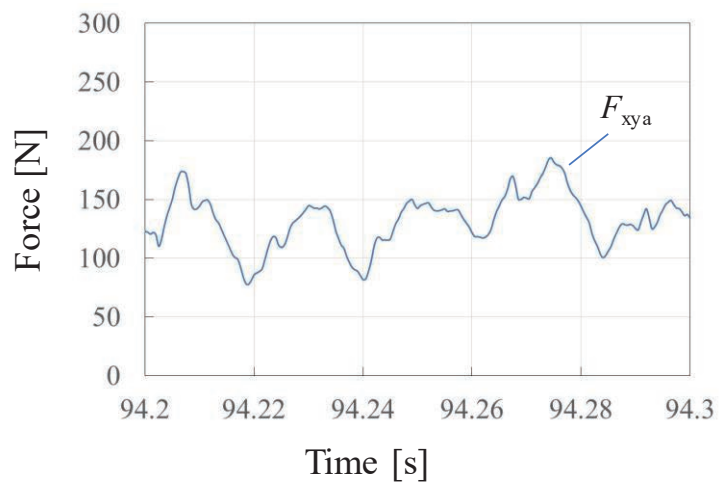
図 6-5 に 5 公転目の工具自転 1 回転分の平面方向の合力 F_{xya} と時間の関係を示す。側刃にて加工をおこなっている標準下穴，円周上 1 刃の底刃と側刃にて加工をおこなっている中間下穴の際は，図 6-4 と同様に，1 自転周期に 4 つの山谷波形を確認することができる。その変動は両者でほぼ等しい。その一方，前者の最大値に対して後者の最大値は約 2 倍の値を示しており，工具の曲げたわみに起因しての加工精度が低いことがわかる。下穴なしでは，円周上複数刃の底刃で加工をおこなっているが，図 6-4 とは異なり 1 自転周期中に 4 つの山谷波形は確認できる。ただし標準下穴，中間下穴に比べその山谷波形の振幅は小さい。また 6. 3. 1 節でも述べたが，工具円周上で対向する底刃間で切削力を相殺する効果が生じており，最大値は中間下穴に比べ小さく，標準下穴に比べて若干（数割）程度の増大に抑えられている。逆に中間下穴のように，ほぼ 1 刃のみの切削であるが，下穴径が小さい場合は最大値が増大することもわかった。したがって下穴なしにおいて，底刃での切りくずのかみ込みなどを防止して安定な加工を遂行できれば，下穴加工を省略できる加工能率の向上だけでなく，切削力の相殺作用で下穴ありに対して加工精度も近いレベルを維持できる可能性が判明した。



(a) Pilot hole $\phi 8.5$.



(b) Pilot hole $\phi 7.0$.



(c) Pilot hole $\phi 0$.

Fig.6-5 Relationship between time and force (One rotation, 5th revolution).

6. 3. 3 工具の公転運動と平面方向力と軸方向力について

図 6-6 に工作物 S50C にて、標準下穴で加工した際の平面方向の合力のノルム値 F_{xya} と軸方向力 F_{za} と時間の関係（図中に公転数を示している）を示す。図 6-7 には、工作物 3 種類を加工対象とし、下穴なしで加工した際の合力のノルム値 F_{xya} と軸方向力 F_{za} と時間の関係（図中に公転数を示している）を示す。（図 6-6, 6-7 は、各成分の平均値をとるために、データは移動平均を行っており、2 Hz のローパスフィルタをかけている）。図 6-6, 6-7(a)を比較すると、標準下穴の際には、軸方向力 F_{za} には、切削力がほとんどかかっていないことがわかる。標準下穴を加工する際は、底刃が加工に関与しておらず、側刃の加工は、平面方向に切削力は働くが、軸方向力に切削力が働かないと考えられる。一方下穴なしの加工では、平面方向力 F_{xya} と軸方向力 F_{za} は、1 : 1 の割合で切削力が働いていることがわかる。平面方向の切削力は、標準下穴と下穴なしでは、50 N 程度の差となっている。軸方向の切削力は、約 150 N と差が生じていることもわかる。この結果より、本工具の底刃は、平面方向よりも軸方向に大きな切削力を受けることがわかった。また、前節で述べているが、図 6-5 に示された平面方向合力のノルム値の最大値（= 雌ねじ精度に最大の影響を及ぼす切削力）は、標準下穴と下穴なしでは、数割程度の差であったが平均値では、下穴なし時は、標準下穴時と比べて約 1.5 倍の値を示している。本結果は、図 6-5 にも示しているとおおり、標準下穴時と下穴なし時では、平面方向の合力のノルム値の変動値の差が平均した際に影響を与えたためである。そのため下穴なし時は、平面方向の合力のノルム値の変動値が小さいので、加工時の工具のたわみ量の変動も小さくなるため、仕上面の凹凸が少なくなり、下穴なしの方が仕上面は良好になる可能性が高いことがわかった。また図 6-7 では 1 公転目は図 2-2 に示す粗加工刃が関与し、2 公転目ではさらに仕上げ加工刃が関与し、3 公転目で第 2 仕上げ加工刃が関与し、

その順で次第に水平方向の切削力が増大する様子が明確である。一方で図 6-7(a)では、それらの差が不明確であることもわかる。その理由は 1 公転目から底刃が関与するため、その現象により生じる切削力の影響が大きいためと考えられる。

次に図 6-7 中の軸方向力 F_{za} と平面方向力 F_{xya} を公転毎に確認すると、1 公転目において軸方向力 F_{za} の方が、平面方向力 F_{xya} よりも時間的に早く増大を開始し、さらに早く収束値を迎えていることがわかる。本結果からも、生じる切削力は先行しての底刃の関与から生じ、その影響を常時与えていることがわかる。したがって図 6-6 に比べ、図 6-7 においては平面方向力 F_{xya} に対する 1~3 公転間の差が小さいことがわかる。その一方で、図 6-7(a)~(c)の軸方向力 F_{za} に着目すると、工作物の硬度が高くなるほど公転数の増大によりその値が増加する傾向が顕著となる。平面方向力 F_{xya} はそれほど増加していないことを考慮すると、底刃の逃げ面が工作物から受ける押しつけ力が増大しているものと考えられる。したがって、雌ねじが深い場合の加工精度の維持が次第に難しくなるものと考えられる。

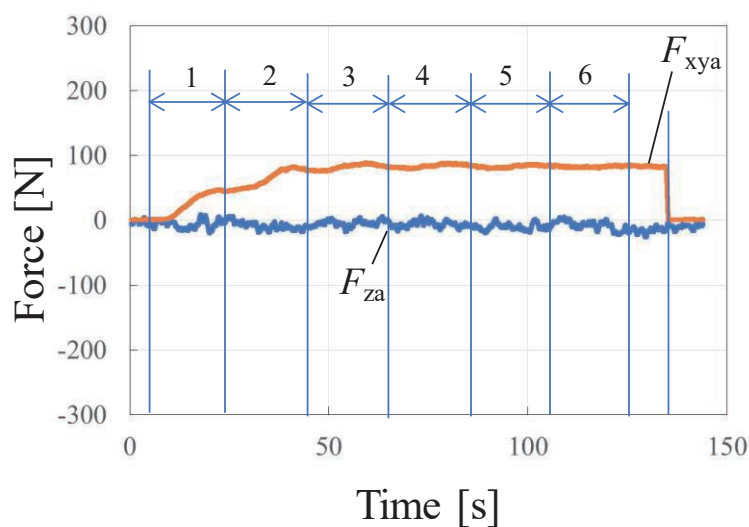
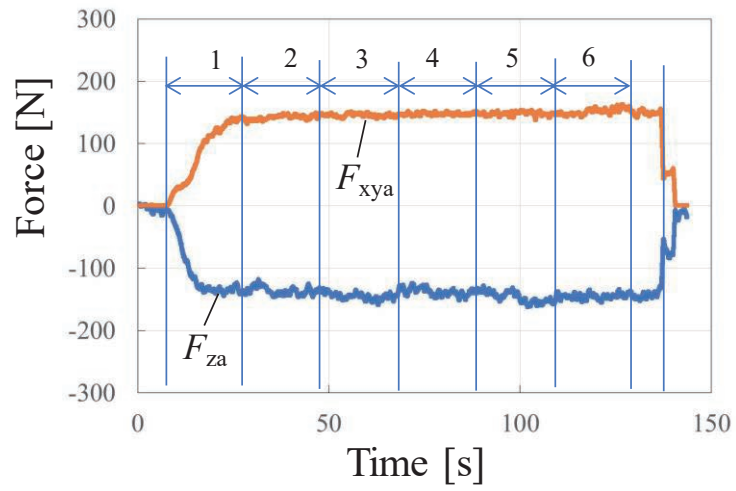
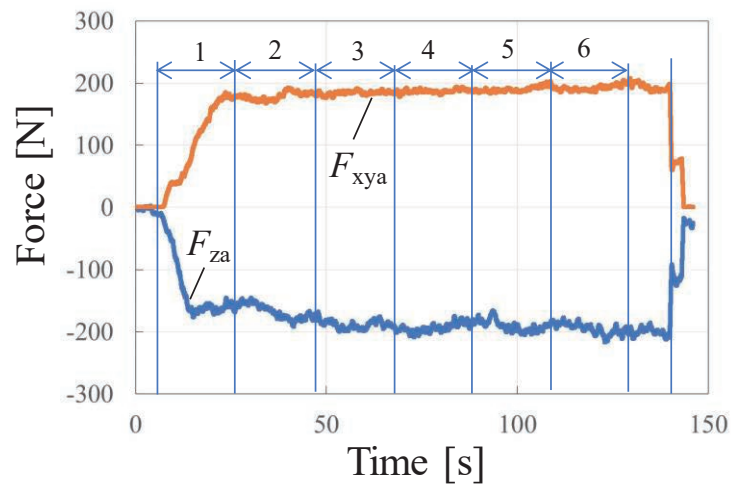


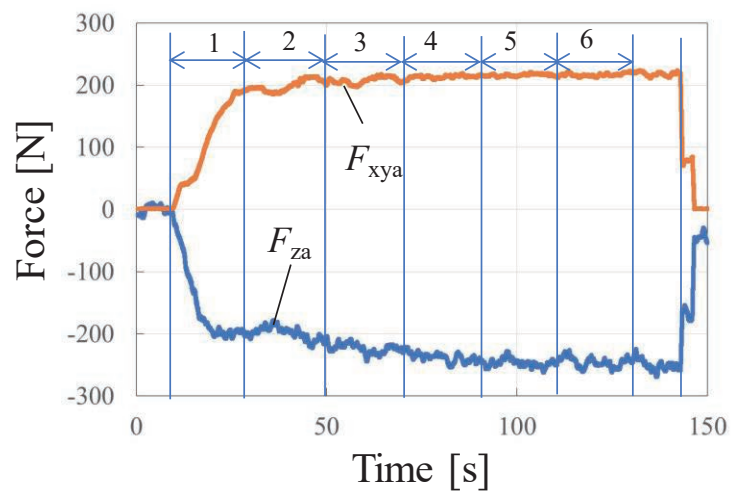
Fig.6-6 Relationship between plane force and axial force
(Pilot hole diameter ϕ 8.5, S50C).



(a) S50C (150 HV).



(c) SKD61 (400 HV).



(c) SKD61 (600 HV).

Fig.6-7 Relationship between time and force (All processing).

6. 3. 4 工作物硬度と切削力の関係

図 6-7 より，工作物の硬度とともに，出力される切削力が大きくなっていることがわかる．そこで図 6-8 に標準下穴および下穴なしでの加工を対象とし，横軸に工作物硬度をとり，縦軸に 6 公転目の平面方向力の合力のノルム値 F_{xya} と軸方向の切削力 F_{za} の関係を示す．図 6-8 より，下穴なしの際には，平面方向の切削力，軸方向の切削力は，硬度の増大に対してほぼ線形的に上昇していることがわかる．ただし前節でも述べたように，硬度が高い場合にはねじ穴深さが深くなると軸方向の切削力 F_{za} が次第に増大する傾向にあるため，対象の雌ねじ深さにより直線の傾きは変化するものと考えられる．またその現象により，硬度が高い場合にはねじ穴が深さ方向に逆テーパ状に小さくなる可能性があり，加工精度の維持に注意が必要である．また，標準下穴を加工した際には，平面方向の合力のノルム値 F_{xya} は，下穴径なしの際と同様に硬度との増大に対してほぼ線形に上昇している．一方軸方向力 F_{za} はゼロに近い値を示しており，軸方向力 F_{za} の影響を受けず，ねじ穴の深さ方向での精度の低下の懸念は少ないことがわかった．

以上の結果，底刃を用いた下穴なしの雌ねじ加工においては，鋼材の硬度が低くかつ比較的浅いねじ穴の場合には，下穴ありに対して同程度の精度が維持できる可能性があるが，硬度が高くなると底刃の影響により，ねじ穴に逆テーパが生じるなど精度の低下が懸念されることが判明した．

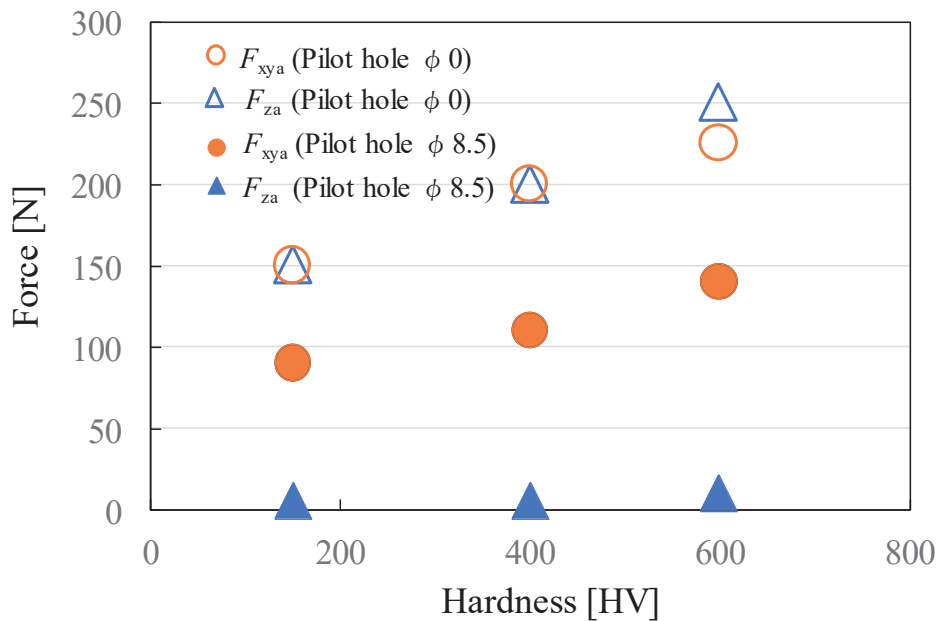


Fig.6-8 Relationship between work material hardness and cutting force.

6. 4 結論

3 軸制御マシニングセンタのヘリカル補間機能によりスレッドミルを用いた雌ねじ切り加工を対象にして、無線ホルダで工具回転座標系からの切削力のモニタに基づき、下穴の有無で生じる現象の違いについて考察した。結果を以下にまとめる。

- 1) スレッドミルの底刃と側刃の工具 1 刃送りの間の切削関与の角度領域を検討して工具円周上の切れ刃の関与枚数を調べた結果、その変化により無線ホルダにて取得した工具回転座標系の切削力リサージュ図形の特徴的な形状が変化することがわかった。
- 2) 下穴なしの加工では、複数刃の切削力の相殺作用で標準下穴（下穴径 $\phi 8.5$ ）に対してのその増大は数割程度であることがわかった。したがって底刃での加工時の切りくずのかみ込みなどを防止すれば、下穴加工を省略できる加工能率の向上と加工精度の維持の両立が可能となる場合が存在することが判

明した.

- 3) 雌ねじ深さの影響は下穴なしの加工で顕著であり, 工作物の硬度が増大するほど逆テーパが生じるなど, 加工精度の維持が難しくなることも判明した.

参考文献

- 6.1) 青木保, “タップの正しい設計とその有効使用法 (Ⅲ)”, 精密機械, Vol.9, No.101(1942), 146-156
- 6.2) Tengyu Cao, John W. Sutherland, “Investigation of thread tapping load characteristics through mechanistics modeling and experimentation”, International Journal of Machine Tool and Manufacture”, Vol.42, Issue 14(2002), 1527-1538
- 6.3) 山岡義典, 垣野義昭, 佐藤智典, “タップ加工用知能化工作機械システムに関する研究 (第3報)”, 精密工学会誌, Vol.68, No.9(2002), 1226-1230
- 6.4) De-yuan Zhang, Ding-Chang Chen, “Relief-face friction in vibration tapping”, International Journal of Mechanical Science, Vol.40, Issue 12(1998), 1209-1222
- 6.5) Shota Matsui, Nobutoshi Ozaki, Toshiki Hirogaki, Eiichi Aoyama, Ryo Matsuda, “INVESTIGATION OF CUTTING FORCE IN SCREW CUTTING BY THREE AXIS CONTROLLING HELICAL INTERPOLATE WITH A WIRELESS COMMUNICATION TOOL HOLDER SYSTEM”, Proceedings of the JSME 2020 Conference on Leading Edge Manufacturing/Materials and Processing LEMP2020, LEMP2020-8540
- 6.6) 松井翔太, 尾崎信利, 廣垣俊樹, 青山栄一, “無線ホルダシステムの実験に基づくスレッドミル加工における下穴の影響に関する考察”, 精密工学会誌, 投稿中

第7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。

7.1 本研究の成果

本論文では、重要な機械要素である雌ねじの加工について、一般的なタップ加工とは異なり、ヘリカル補間運動を用いたスレッドミルによるねじ切り加工の加工現象の究明および高精度に加工する手法の確立を目的に研究をおこなった。特にねじ切り加工時の工具接線方向力と工具半径方向力を導出する手法を検討し、工具の接線方向および半径方向のたわみ量を考慮し補正をおこなった。導出する手法として、切削力を測定する一般的な手法である圧電式動力計を用いて固定座標系から導出する手法と、最新の無線ホルダを用いて回転座標系からモニタリングする手法を検討した。また、タップ加工では、工具の折損がおりやすい難削材を対象にスレッドミルによるねじ切り加工時の加工現象について考察を遂行した。さらに、ねじの下穴加工とねじ切り加工の同時創成加工の特徴について考察をおこなった。すなわち、雌ねじ加工の新たな手段であるスレッドミルによる加工を高度な見える化技術を構築し、スレッドミルによるねじ切り加工現象の究明および高精度化の検討をおこなった。

第2章から第6章までに得られた結果を総括すると以下のようなになる。

第2章では、ヘリカル補間運動を用いたスレッドミルによるねじ切り加工時のX, Y, Z方向力およびトルクの4成分が測定可能な圧電式動力計にてモニタリングをおこなった。そして、工具接線方向力と工具半径方向力を導出し、ねじ切り加工現象の考察をおこなった。また、工具半径方向力を用いて、ねじ切り

加工時の半径方向へのたわみ量を計算し、半径方向への補正量を導出することにより、雌ねじを高精度に加工できる手法を提案した。

第3章では、ヘリカル補間運動を用いたスレッドミルによるねじ切り加工時に発生する振動現象の解析をおこなった。振動現象の解析には、4成分のモニタリングが可能な圧電式動力計と近年開発した工具回転座標系での曲げ方向およびねじり方向の振動加速度が測定可能な無線ホルダを使用し検討をおこなった。スレッドミルによるねじ切り加工は切削条件によっては、びびり振動が発生することがわかった。加工条件によるびびり振動の変化について考察をおこなった。びびり振動のねじ切り加工時に与える影響は無視できないことが判明し、ねじ切り加工には、びびり振動を抑制する必要があることを示した。

第4章では、最新の無線ホルダを使用して工具回転座標系から切削力を測定し、その極座標表示の特徴と正葉曲線近似に基づく考察をおこなった。また、第2章にて提案していた圧電式動力計を用いて、工具接線方向力、工具半径方向力を導出する手法と最新の無線ホルダの整合性の確認し、有効性を証明した。さらに、無線ホルダとサーボドライブユニットからの出力情報を利用し、ねじ切り加工時の粗加工切れ刃と仕上げ加工切れ刃にかかる切削力を測定した。測定結果を用いて工作物硬度や加工条件の影響について考察した。その結果、半径方向の補正に重要な半径方向力は、工作物硬度が上昇すると工具接線方向力よりも大きな影響を受けることがわかった。そして、工作物硬度の変化によるねじ切り加工の影響を検討し、高硬度材料においても良好なねじ切り加工が可能なことを示した。

第5章では、工作物に難削材とされている耐熱用オーステナイトステンレス鋼 SUS310S、チタン合金 (Ti-6Al-4V ELI) を使用し、ねじ切り加工について検討をおこなった。モニタリング手法は、無線ホルダによる切削力の測定とサー

モグラフィカメラによる加工温度の測定をおこなった。そして、工作物と切削条件の影響について検討し、難削材とされているチタン合金に対しても良好なねじ切り加工が可能であることを示した。

第6章では、底刃での下穴加工と側刃でのねじの同時創成加工の特徴を解明するために、下穴径を変更し、ねじ部のみを加工する状態と、下穴とねじ部の同時加工をおこなう状態の比較をおこなうことで、側刃と底刃の影響について検討をおこなった。その結果下穴なしでの加工は、複数の底刃が同時に加工に関与することにより切削力の相殺作用が働き、正規の下穴径である $\phi 8.5 \text{ mm}$ での加工時と比べても数割程度の増大であることがわかった。したがって、下穴とねじ部の同時加工時は、切りくずのかみ込みなどを防止すれば、下穴加工を省略でき加工能率向上と加工精度の維持の両立が可能となることを示した。しかし、下穴なしでの加工では、ねじ深さの影響が顕著となり、工作物硬度が増大すると逆テーパが生じるなど、加工精度の維持が難しくなることを示した。

第7章では、本研究で得られた成果を総括し、第1章で述べた本研究の目的が達成されたことを示した。

以上より、ヘリカル補間運動を用いたスレッドミルによるねじ切り加工のプロセスについて検討し、工作物の材質に関わらず高精度にてねじ加工が可能なことを示した。また、最新の無線ホルダや、サーボドライブユニットからの出力情報を利用することで、加工情報の高度な見える化技術を確立することで次世代の生産システム・次世代の工作機械に求められるそれら情報のフィードバックを遂行して、自律的かつスマートな新しい加工システム技術を構築する新しい方法の指針を示すことができ、ものづくり技術現場のイノベーションに寄与することができた。

7. 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、医療機器業界でよく使用されている難削材であるチタン合金に対するねじ切り加工の有効性は示すことができたが、航空宇宙業界等でよく使用されている難削材であるインコネル、ハステロイ、ワスパロイといったNi基合金に対するねじ切り加工時の検討はできていない。そのため、本手法をNi基合金にも適用し有効性を示す必要がある。

2つ目は、最新の無線ホルダなどを使用し、高度な見える化をおこない、ヘリカル補間運動を用いたスレッドミルによるねじ切り加工時におこる加工現象の検討をおこない、高精度化については、全章にわたり検討を続けてきた。一方、熟練技術者が選定する加工条件は、高精度かつ高い生産能率になる条件を選定している。しかし、本論文では、高精度を維持しつつ高能率で加工する条件の選定にまでは至らなかった。生産現場での実用性を高めるためにも、高精度を維持しつつ高い生産能率で加工できる条件を選定する必要がある。

3つ目として、事前に正規の下穴φ8.5を開けた後にねじ切り加工をおこなう際には、各切れ刃にかかる力を詳細に示すことができ高精度に加工できる手法を提案することができた。しかしながら、下穴を開けず下穴とねじ部の同時創成加工をおこなう際には、各切れ刃にかかる力の詳細を示すことができおらず、高精度に加工できる可能性を示すまでとなっている。そのため、下穴とねじの同時創成加工時の各切れ刃にかかる力を詳細に示し、確実に高精度にて加工できることを示す必要がある。

これら残された課題を解決して、ものづくり現場のイノベーションに向けた一層の技術革新を進めていく必要がある。

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，同志社大学工学部 教授 青山栄一 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工学部 教授 廣垣俊樹 博士に深く感謝の意を表します。さらに，本論文をご精読頂き有用なご意見を賜った同志社大学工学部 教授 松岡 敬 博士に深謝いたします。

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，株式会社山本金属製作所技術開発部 課長 新堂正俊 博士，研究開発グループ 係長 松田亮 博士，技術開発部 係長 山本隆正 氏，同志社大学大学院理工学研究科博士後期課程 尾崎信利 氏 に感謝いたします。

本研究の実験装置や治工具などの作成に莫大なるご協力を頂いた大和歯車製作株式会社に深く感謝いたします。

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工学部機械系学科・生産システムデザイン研究室の皆様にご感謝いたします。