Advance Publication by J-STAGE

日本機械学会論文集

Transactions of the JSME (in Japanese)

DOI:10.1299/transjsme.20-00323

Received date : 16 September, 2020

Accepted date : 17 November, 2020

J-STAGE Advance Publication date : 27 November, 2020

低周波振動切削が創生する加工面形状に関する研究

三宅 章仁^{*1}, 北風 絢子^{*2}, 櫻井 聖子^{*2}, 村松 正博^{*2}
野口 賢次^{*2}, 三宮 一彦^{*3}, 中谷 尊一^{*3}, 鎌田 陽^{*4}, 笹原 弘之^{*5}

Influence on surface characteristics generated in Low Frequency Vibration Cutting

Akihito MIYAKE ^{*1}, Ayako KITAKAZE ^{*2},
Seiko SAKURAI ^{*2}, Masahiro MURAMATSU ^{*2}, Kenji NOGUCHI ^{*2},
Kazuhiko SANNOMIYA ^{*3}, Takaichi NAKAYA ^{*3}, Yo KAMADA ^{*4} and Hiroyuki SASAHARA ^{*5}

^{*1,*4,*5} Department of Mechanical systems of Engineering, Tokyo University of Agriculture and Technology

2-24-16 naka-machi, Koganei-shi, Tokyo 184-8588, Japan

^{*2} CITIZEN WATCH CO., LTD.

840 shimotomi, Tokorozawa-shi, Saitama 359-8511, Japan

^{*3} CITIZEN MACHINERY CO., LTD.

840 shimotomi, Tokorozawa-shi, Saitama 359-0001, Japan

Abstract

LFV is one of effective machining technologies to break long and continuous chips in the turning process. LFV technology stands for low frequency vibration cutting. Vibration in the tool feed direction is applied in LFV and it is synchronously controlled with the spindle rotation. When the machined surface is focused on, characteristic surface patterns are formed in LFV turning process because of the tool vibration in feed direction. In this paper, a simulation technique to visualize the surface profile generated on the cutting process with LFV was developed. By visualizing the surface shape and contour shape, it is possible to clarify its features and calculate the surface roughness and roundness. During LFV operation, unlike conventional turning with constant feed rate, a cutting edge moves on the machined surface while vibrating in feed direction; hence characteristic patterns are formed by the uncut portion corresponding to the crossing cutter marks depending on the vibration conditions. The influence of such characteristic patterns on the surface roughness and the contour profile was clarified in detail. In addition, the vibration condition which can minimize roundness of the machined object was identified by using the developed simulation. Then the contour profile of the machined parts during LFV operation could be controlled.

Keywords : Low frequency vibration cutting, Simulation, Surface roughness, Roundness, Contour shape

1. 緒 言

自動旋盤における大きな課題の一つが切りくずの処理である。旋削加工で排出される長く繋がった切りくずは時に絡みあうことで、製品表面の擦過や工具破損、工作機械を含む自動機の停止を引き起こし品質の安定化や機械稼働率低下の原因となっている。これら旋削加工の切りくずに起因する諸問題を解決すべく、著者らは送り駆動系を数値制御により低周波振動させながら切削する技術 LFV* (低周波振動切削) を提案した(Miyake et al., 2018)。本手法では図 1 に示すように、旋削時の工具送り方向に対して主軸回転と同期した振動を加えることで工具が切削を行わない領域を周期的に設け、旋削加工における長く繋がった切りくずを細かく分断することが可能である。

No.20-00323 [DOI: 10.1299/transjsme.20-00323]

^{*1} 正員, 東京農工大学大学院 機械システム工学専攻 (〒184-8588 東京都小金井市中町 2-24-16)

^{*2} シチズン時計 (株) (〒359-8511 埼玉県所沢市下富 840)

^{*3} シチズンマシナリー (株) (〒359-0001 埼玉県所沢市下富 840)

^{*4} 東京農工大学大学院 機械システム工学専攻

^{*5} 正員, フェロー, 東京農工大学大学院 機械システム工学専攻

E-mail of corresponding author: sasahara@cc.tuat.ac.jp

* 「LFV」はシチズン時計 (株) の登録商標です。

また本手法における工具送り方向への振動は、X 軸と Z 軸の二軸振動の合成となるため、テーパ形状や円弧形状など送り方向を Z 方向に限定しない様々な旋削様式へも適用が可能となっている。

これまで著者らは LFV の切りくず分断条件の定式化とそれに伴う実証実験、また振動条件が切削抵抗に及ぼす影響を明らかにしてきた(Miyake et al., 2018)。連続切削となる旋削において、送り方向への工具振動は、長く繋がった切りくずを回避し短く分断された切りくず生成を実現できるため、著者らの研究以外にもいくつかの研究が行われている。Mann らは、Modulation Assisted Machining (MAM) と呼ばれる、ピエゾアクチュエータを利用して送り方向に工具を低周波振動させながら加工を行う方法を提案した。彼らは MAM において細かく分断された切りくずを形成可能な条件を解析的に明らかにしたとともに、MAM では通常の送り一定の旋削と異なり加工面上を工具刃先が振動しながら移動するため、創成される加工面には特徴的な凹凸が形成されることも示した(Mann et al., 2011)。また、Compacted Graphite Iron (CGI) の旋削において MAM の適用が CBN 工具の摩耗低減に効果的であることを示した(Guo et al., 2013)。更に、MAM の適用により慣用切削に比べ、切りくず形成時のひずみレベルが低下し比切削エネルギーが減少すること(Yeung et al., 2013)や、平均切削温度が低下すること(Gao et al., 2017)も報告されている。一方で、追加の装置により実現される振動切削では、その振動方向が装置によって制約されるため、適用可能な目標形状が制限される。

また、Smith ら(Woody et al., 2008)は、旋削時の送り運動に振動成分を付加した CNC ツールパスにより効果的な切りくずの分断が実現できることを示した。彼らは、2009 年の報告では切削直後の工具上面の温度分布をサーモカメラにより観察し、慣用切削と比べ断続的な CNC ツールパスでは、指令振幅の増幅に伴う非切削時間の増加によって加工直後の工具最高温度が低下することを示し、振動するツールパスが工具温度に影響を与えることを確認した。これは予備的な研究であると述べながらも、工具と切りくずの接触時間を制御することで、振動切削による工具と切りくずの界面温度の制御とそれによる工具寿命延長の可能性を提示した(Smith et al., 2009)。2010 年には外周旋削、端面およびテーパ加工において、いくつかの振動条件における加工後の表面粗さの値をコンピュータシミュレーションにより予測し、実験結果と比較した。シミュレーションでは振動する加工経路が特徴的な凹凸を有すテクスチャを加工表面に形成することを予測した。シミュレーションの検証には表面粗さが用いられ、実験から得られた表面粗さとシミュレーションによる予測はよく一致することを示した。またシミュレーションでは振動下での表面性状の品質は慣用切削に対し常に下回るとも論じている(Smith et al., 2010)。2015 年には振動する CNC ツールパスをねじ切り加工へ適用した結果についても示している(Berglund and Ziegert, 2015)。更に、2017 年にはパイプ状被削材の準二次元切削において工具振動条件と切削力、切削温度、切りくずの形成過程との関連についての基礎的な調査も行っている(Copenhaver et al., 2017)。しかしながら、Smith らの手法では、振動周波数の増加に伴い実際の工具の振動振幅の指令振幅に対する誤差が増加し、振動周波数 6.3 Hz の条件では最大で約 50%にも及ぶ誤差を生じている(Smith et al., 2009)。したがって、この方法は工作機械の動的能力の限界のために振動周波数が非常に低い領域に限定されており、実用的な加工条件とは異なっている。これまでに行われてきた振動切削の研究において、振動条件が表面粗さに影響を与えること(Smith et al., 2010)や、それら振動が被削材の表面に特徴的なパターンを描くこと(Mann et al., 2011)までは明らかにされていたものの、LFV における加工物表面のパターン形成メカニズム及び、これらパターンが加工条件に対しどのように変化し表面粗さや輪郭形状に影響を与えるのかは明らかとなっていなかった。

そこで本研究では LFV において、加工面が創成される過程をシミュレーションし、表面粗さと輪郭形状に与える影響を明らかにすることを目的とする。シミュレーション結果を実加工実験結果と比較することで、その妥当性を検証した。また、これまでに切りくずを効果的に分断するための振動条件は報告してきたが、本報告では、表面粗さや輪郭形状への影響も考慮した振動条件の最適設定について論じる。

Fig. 1 Schematic of LFB and relationship between tool feed direction and vibration.

2. 加工面創成シミュレーション

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

表面形状マップを描くための振動モデルは，前報(Miyake et al., 2018)で定式化した LFB の工具経路の方程式を用いる．

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

ここで， Z_n は主軸 n 回転後の LFB の送り方向の刃先位置[mm]， θ は主軸位相[rad]， D は主軸 1 回転あたりの振動回数[-] と， Q は送り量 F に対する振動振幅の比[-] を示す．

定式化した LFB の動作に基づき，ノーズ R を有した工具刃先が通過する包絡面を各加工パス毎に描画し，加工後の被削材の表面形状を可視化するシミュレーションを開発した．具体的には，Z-map によるもので，円筒状の被削材表面を平面に展開し，周方向に 1° ，軸方向には $0.5\mu\text{m}$ の分割幅で加工面形状を描画した．図 2 にシミュレーションにおける加工表面の描画例を示す．工具が振動し，それによって蛇行する刃先が被削材を除去し工具刃先の形状が転写される様子を示している．また，本シミュレーションにより得られた加工面に対し ISO25178 で規定される表面粗さ Sa を算出することを可能とした．さらにシミュレーションした加工表面を円筒面に投影した後に軸直角断面の輪郭形状を抽出し，真円度の算出も可能とした．

Fig. 2 Schematic of simulation for surface mapping.

図 3 に D と Q の変化に対する加工面の状態を示す．それぞれにおいて横軸が被削材円周方向，縦軸が工具送り方向の位置を示し，色により加工面の高さを示す． $Q=0$ の場合は振動の無い通常旋削である．また， $D=2.0$ ， $D=3.0$ のように D が整数となる場合は，工具振動が主軸回転ごとに同位相となるため，加工経路が交差することのない波状の加工痕が形成され，切りくずは分断されない． D が整数でない場合には主軸回転ごとに工具振動の位相がずれ，加工面に特徴的なパターンが形成されることがわかる．その詳細については後述する．

Fig. 3 Machined surface pattern depending on D and Q .

3. 実験方法

本実験では材料に転写性に優れた快削黄銅 C3604 の直径 10 mm 円筒材料を用いた。工具にはノーズ 半径 $R = 0.2$ mm の超硬インサート（住友電気工業（株）DCGT11T302R-FYAC520U）を用いた。加工条件として半径切り込みは 0.3 mm，送り速度は 0.03 mm/rev とした。三次元形状測定と真円度測定にはテラーホブソン社製の真円度測定器タリロンド 565LT を用いた。真円度及び輪郭形状の取得には直径 2 mm のルビースタイラスを用い，任意の 3 点を測定した。また三次元測定による円筒マッピングでは半径 5 μm 先端角 90°のダイヤモンドスタイラスを用いた。

4. 実験結果と考察

図 4 (a) に主軸回転速度 $S = 3752$ min-1，振動周波数 $f_v = 93.8$ Hz， $Q = 2.0$ ， $D = 1.5$ の場合の加工表面のシミュレーション結果を示す。主軸位相角を平面上に展開し，軸方向変位に対する加工表面の高さを可視化している。主軸 1 回転中の振動回数 D が $D = (2N - 1)/2$ となるときの (N は整数)，LFV の振動軌跡は前加工面と規則的に交差するため，最も切りくずの分断性が高いと考えられる。同図 (b) は対応する実験結果であり，LFV の加工表面は凹凸が整列した特徴的な表面形状が形成されている。工具の振動方向は表示した加工面に平行な面内にあり，凹凸形状は 1 回転前もしくは 2 回転前の工具刃先（ノーズ R 部分）が通過した包絡面と，現在の工具刃先が通過した包絡面とで形成される。

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

図 6 に $D = 1.5$ の場合の振幅送り比率 Q に対する表面粗さ S_a の変化を示す。本実験では振幅送り比率 Q の範囲として $1 \leq Q \leq 3$ の値を用いる。本手法では振動の重畳により切りくずを分断しており，前報(Miyake et al., 2018)から， $D = (2N - 1)/2$ (N は整数)の条件下において振動が重畳する条件，つまり切りくずを分断するのに必要な Q の値は $Q \geq 1 - (1/2D)$ と明らかになっている。 $D = 1.5$ の条件下では $Q \approx 0.7$ 程度が必要であるが，材料の変形や指令値との誤差を考慮し実験では $Q \geq 1$ を，確実に切りくずを分断可能な加工条件として設定している。また NC 指令を用いた本手法では主軸を含む送り駆動系全体が振動するため，必要以上の振動振幅は機械移動軸にダメージを与える恐れがあり，安全上の許容値として上限 $Q = 3$ を設定している。なおシミュレーションにおいてはこの限りでないため， $0 \leq Q \leq 10$ の範囲で解析を実施した。振動なしの慣用旋削では S_a の解析値は 0.14 μm であった。LFV では Q 値の増加，つまり最初の振動の重畳に向かって S_a は一度増加し最大の値を示す。その後，減少し変動する様子が確認できる。今回の実用的な振幅送り比率の条件下ではシミュレーションと実験結果ともに $Q = 2.0$ 付近で表面粗さが極小となる傾向を示した。周知のとおり S_a は基準面に対する表面高さの平均を示すが，図 5 に示した位相 A では，見かけの送り量は Q 値に依らず一定（設定送り量の 2 倍： $2F$ ）であり，凸部の最大高さは Q 値に依らず一定となる。他方，位相 B のような，工具が被削材から離脱中（以後，Air cut と記す）に創成される表面の高さの分布によって，加工面の S_a が左右される。言い換えると， $Q = 2.0$ 付近で表面粗さ S_a が極小となるこの傾向は，Air cut 中の工具の移動経路の影響と考えられる。

Air cut 中の工具の移動経路が表面粗さ S_a に及ぼす影響について考察するため，図 7 上部に LFV における工具の移動軌跡を，同図下部に対応する主軸位相における被削材軸方向に沿った線粗さ R_a のシミュレーション値をプロットした結果をそれぞれ示す。Air cut の生じる主軸位相上では，図 7 中に青と赤の両向き矢印で示したよう

に、 Q 値の変化に伴って Air cut 中の工具経路からその前後の工具経路、すなわち主軸 1 回転前と 3 回転前の工具経路までの距離が変化する。したがって、仕上げ面上に形成される凸部の高さが変化し、表面粗さにも影響を与える。ここで、振動波形の山の頂点と谷の底を通る主軸位相 B における線粗さ R_a に着目すると、 $Q = 1.67$ のとき (図 7 (b)) に最小となっている。これは、Air cut 中に位相 B 上を工具が通過する際、工具が前後の工具経路のちょうど中間を通るためである。したがって、 Q 値がこれより小さくても大きくても、主軸位相 B における線粗さ R_a の値は大きくなる。

一方、表面粗さ Sa のシミュレーション値は $Q = 1.67$ の場合に極小とはならず、より Q 値が大きい場合 ($Q = 1.92$: 図 7 (c)) に極小となる。これは、図 8 に示すように主軸位相 B の左右 2 箇所線粗さの極小点が移動した結果、 $Q = 1.67$ に設定した場合と比べ位相 B における線粗さ R_a は大きくなったものの、主軸位相の広い範囲で線粗さがより低い値に抑えられたためである。 Q 値を更に大きく設定した場合 ($Q = 2.5$: 図 7 (d))、位相 B 上の線粗さが過大となるため、表面粗さ Sa の値は増加に転じる。まとめると、ある特定の Q の値に対して表面粗さ Sa が極小値をとるのは、Air cut が生じる主軸位相上の線粗さ R_a が Q 値に対して変化するためであることが示された。図 6 で示した Q 値の増加に伴う Sa の変動はこれら創生メカニズムに起因すると考えられる。 Q 値の増加に伴い、位相 A に見られる振動の重畳による山の数が増加し、位相 B に見られる凸部は隆起と沈降を繰り返す。このため Q 値の増加に伴い、 Sa の値は収束することなく理論上は変動を続けることになる。しかしながら、LFV の実用範囲においては $Q = 2.0$ 付近の値を用いるのが、切りくずの分断、表面粗さへの影響の観点からも十分であることが理解できる。

Fig. 4 Simulated and machined surface. (Spindle speed $S = 3752 \text{ min}^{-1}$, Vibration frequency $f_v = 93.8 \text{ Hz}$, $Q = 2.0$, $D = 1.5$)

Fig. 5 Relationship between the difference in convex height due to the tool trajectory and the spindle phase. ($Q = 2.0$, $D = 1.5$)

Fig. 6 Arithmetical mean height of the surface S_a at each Q . ($S = 3752 \text{ min}^{-1}$, $f_v = 93.8 \text{ Hz}$, $D = 1.5$)

Fig. 7 Trajectory of the cutting edge and the simulated value of arithmetical mean height R_a for the spindle phase in $F = 0.03 \text{ mm/rev}$, $D = 1.5$, (a) $Q = 1.0$, (b) $Q = 1.667$, (c) $Q = 1.9$, (d) $Q = 2.5$.

Fig. 8 Comparison of the simulated value of the arithmetical mean height Ra in $Q = 1.667$ and 1.9 .

図9 (a) に輪郭形状のシミュレーション結果を示す．加工面創生シミュレーションの三次元モデルから取得した断面形状を，軸方向へ投影し包絡線を抽出することで輪郭形状を描いている．ルビースタイラスを用いる実際の真円度測定機による測定を考慮し，シミュレーションで抽出する断面の送り方向の幅は 0.15 mm とした．断面を投影したことで，突き出した2つの連続した山からなる部分3か所と，その間になだらかに盛り上がる凸部3か所からなることが確認できる．この特徴は図9 (b) に示す実験結果でも同様に確認できる．この時，なだらかな凸部は図7の位相B上に形成された凸部に相当する．すなわち，既に述べたようにその高さは Q 値によって変化し，高さの変化は加工後の表面粗さ Sa の変化にも関係している．

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

Fig. 9 Simulated and machined contour. ($S = 3752 \text{ min}^{-1}$, $f_v = 93.8 \text{ Hz}$, $Q = 2.0$, $D = 1.5$)

5. 輪郭形状の制御と真円度による評価

これまでのシミュレーション及び実験結果から，これら特徴的な凹凸は LFV の輪郭形状に影響を及ぼすと予想される．これら輪郭形状に見られる凹凸の影響を小さくする方法として， D の値を変更することで振動の位相を敢えてずらし，凹凸の規則的な整列を妨げる輪郭形状の制御手法が考えられる．一方で振動位相をずらしたとき，これまでの条件下とは異なり，シミュレーション上での LFV の輪郭形状はその軸方向の抽出幅によって大きく異なる結果を示すと考えられる．実際の測定では前述の通り，直径 2 mm のルビースタイラスを用いている．図10に異なる抽出幅での輪郭形状のシミュレーション結果を示す．抽出断面数1, 300, 2000の結果を示す．軸方向の分割幅は $0.5 \mu\text{m}$ であるため，各々の抽出幅は 0.0005 mm , 0.15 mm , 1 mm となる．シミュレーションでは断面における包絡線の最大値と最小値の差を求め，それらの平均を抽出幅における真円度と定義した．抽出幅が増加するほど見かけ上の真円度は小さくなっていくのがわかる．本論文では LFV による輪郭形状の良否を，実際の真円度測定機を用いて評価することを試み，シミュレーションにおける抽出幅は 0.15 mm とした．

図 11 にシミュレーションを用い、真円度を最小化する D の値を探索した結果を示す。 $D = 1.5$ で真円度が極大値を示し、 $D = 1.5$ を中心としグラフ上で概ね左右線対称に真円度の値は変化しているのが確認できる。 $D = 1.5$ を境界として線対称となる変化は振動の対称性によるものであるが、 LFV では送り F に対し振動が重畳されているため、完全には線対称とならない。 しかしながら、送り F は円周の長さに対し十分に小さいため、対称となる極小値の差は微少である。 事実、 $D = 1.5$ を中心としたシミュレーションでは、 $D = 1.43$ と $D = 1.56$ の 2 つの極小値が得られ、その差は僅か $0.12 \mu\text{m}$ である。 本実験ではあくまで真円度が最小になると予測された $D = 1.43$ を用いた。

図 12(a) に創生加工面のシミュレーション結果を示す。 振動位相が回転ごとに少しずれたことで、図 4(a) で見られた LFV により創生される尖部が軸方向へ整列した加工面から、尖部先端が削られうろこ状のテクスチャが全体に分布する加工面へ変化している様子が確認できる。 これは輪郭形状にも影響を及ぼし、図 12(b) では図 9(a) と比べ、山と谷の高低差、即ち真円度も小さくなる様子が確認できる。

また図 11 の真円度のシミュレーション上に実験の結果をあわせて示している。 シミュレーションが示したように、実験結果も $D = 1.43$ で真円度が極小値へ向かう傾向が確認できた。 前述の通り、本シミュレーションでは加工物軸方向へは抽出幅という形でスタイラスの半径を考慮しているが、加工物周方向では考慮できていない。 つまり物理的なスタイラスでは本来測定できない細まった谷底の表面も、シミュレーションでは測定対象となる。 そのため、細かなうろこ状のテクスチャが創生された $D = 1.43$ はシミュレーションの方でより小さな値を示す結果となったと考えられる。 一方で、 $D = 1.5$ の尖部を含む凹凸が規則的に整列した条件下での真円度の測定結果は、シミュレーションに対して良好な一致を見せた。 図 13 に加工面の観察結果を示す。 加工表面にはシミュレーションでも見られた、うろこ状のテクスチャが確認できる。 物理的なスタイラスの影響から、輪郭形状についてはシミュレーションとの一致は評価しがたいものの、図 9 に見られたような特徴的な尖部と凹凸は曖昧となり、真円度が小さくなった要因を視覚的に確認することができる。

(a) Number of extracted cross sections: 1. (b) Number of extracted cross sections: 300. (c) Number of extracted cross sections: 2000.

Fig. 10 Effect of number of extracted cross sections on the contour profile: $D = 1.43$, $1 \mu\text{m}/\text{div}$.

Fig. 11 Optimized simulation for roundness and machined roundness. ($S = 3752 \text{ min}^{-1}$, $f_v = 93.8 \text{ Hz}$, $Q = 2.0$)

Fig. 12 Simulated surface and contour.

Fig. 13 Machined surface and contour. ($S = 3752 \text{ min}^{-1}$, $f_v = 93.8 \text{ Hz}$, $Q = 2.0$, $D = 1.43$)

6. 結 言

LFV（低周波振動切削）が表面粗さと真円度に与える影響を調査するため、定式化した動作と工具刃先丸みを用いて加工面創成を可視化するシミュレーションを開発した。その結果、以下のことが明らかとなった。

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

References

- Berglind, L. and Ziegert, J., Modulated tool path (MTP) machining for threading applications, *Procedia manufacturing*, Vol. 1 (2015), pp.546–555.
- Copenhaver, R., Rubeo, M.A., Guzorek, S., Landge, S., Smith, K.S., Ziegert, J. and Schmitz, T.L., A fundamental investigation of modulated tool path turning mechanics, *Procedia Manufacturing*, Vol.10 (2017), pp.159–170.
- Gao, Y., Mann, J.B., Chandrasekar, S., Sun, R. and Leopold, J., Modelling of tool temperature in modulation-assisted machining, *Procedia CIRP*, Vol. 58 (2017), pp.204–209.
- Guo, Y., Stalbaum, T., Mann, J., Yeung, H. and Chandrasekar, S., Modulation-assisted high speed machining of compacted graphite iron (CGI), *Journal of Manufacturing Processes*, Vol.15, No.4 (2013), pp.426–431.
- Mann, J.B., Guo, Y., Saldana, C., Compton, W.D. and Chandrasekar, S., Enhancing material removal processes using modulation-assisted machining, *Tribology International*, Vol.44, No.10 (2011), pp.1225–1235.
- Miyake, A., Kitakaze, A., Katoh, S., Muramatsu, M., Noguchi, K., Sannomiya, K., Nakaya, T. and Sasahara, H., Chip control in turning with synchronization of spindle rotation and feed motion vibration, *Precision Engineering*, Vol.53 (2018), pp.38–45.
- Smith, S., McFarland, J., Assaid, T., Tursky, D., Barkman, W. and Babelay, E., Surface characteristics generated in CNC chip breaking tool paths, *CIRP Annals*, Vol.59, No.1 (2010), pp.137–140.
- Smith, S., Woody, B., Barkman, W. and Tursky, D., Temperature control and machine dynamics in chip breaking using CNC toolpaths, *CIRP Annals*, Vol.58, No.1 (2009), pp.97–100.
- Woody, B.A., Smith, K.S., Adams, D.J. and Barkman, W.E., Assessment of the process parameters and their effect on the chip length when using CNC toolpaths to provide chip breaking in turning operations, *ASME 2008 International Manufacturing Science and Engineering Conference*, Vol. 1 (2008), pp.533–540.
- Yeung, H., Sundaram, N.K., Mann, J.B., Dale Compton, W. and Chandrasekar, S., Energy dissipation in modulation assisted machining, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol.74 (2013), pp.41–49.