工作機械の加減速制御に伴う実送り速度の同定に基づく 工具たわみ量の補正による加工精度の向上*

安 田 玲** 野 口 知 哉*** 青 山 英 樹†

Improvement of Machining Accuracy by Correcting Tool Deflection
Based on Identification of Actual Feed Speed Associated with Acceleration/Deceleration Control of Machine Tool

Rei YASUDA, Tomoya NOGUCHI and Hideki AOYAMA

When an NC machine tool is utilized during the machining process, acceleration/deceleration control is adapted for axes motions of the machine tool. Simultaneous acceleration/deceleration controls are applied to multiple axes to achieve smooth motion of the machine tool axes. However, such a technique does not accurately realize the designated motion speeds of the axes and cutting tool paths. In addition, the deflection of the cutting tool owing to the cutting force further increases machining error. Therefore, the actual tool paths must be identified and be corrected according to cutting-tool deflection to improve machining accuracy. The actual feed speed, which is controlled by the acceleration/deceleration of the cutting tool at each point on the tool path, must be identified to predict the cutting force precisely and estimate the tool deflection accurately. In this study, model equations were established to estimate the feed speed of the machine tool axes. The cutting force applied to an end-mill and a ball-end-mill could be precisely estimated using the estimated feed speed of the cutting tool. Then, the estimated cutting force was applied to predict the tool deflection accurately. Consequently, the tool paths were corrected based on the predicted tool deflection for high-accuracy machining. The effectiveness of this correction technique was verified through machining tests.

Key words: machine tool, acceleration, deceleration, feed speed, tool deflection, cutting force, machining error, end-mill

1. 結 言

NC 工作機械で切削加工を行う場合、工作機械の加減速制御により、実送り速度や実工具経路が指令値（NC プログラム）と異なり、加工精度が低下する問題¹⁾²⁾がある。また、工具に加わる切削抵抗力により工具のたわみが生じ、加工誤差の原因となっている。このため、要求経路に対する実工具経路の誤差を小さくし、工具たわみに伴う加工誤差を補正した工具経路により、高精度加工を実現することが可能である。本研究では、高精度加工を実現するために次の(1)~(4)を提案し、提案に基づきシステムを構築するとともに、実験により有用性を確認した。

- (1) 工作機械の加減速制御に伴う実送り速度の同定法
- (2) 実送り速度の同定に基づく実工具経路の精度向上法
- (3) 切削抵抗力の予測に基づく工具たわみ量の推定法
- (4) 工具たわみ量の推定に基づく加工精度向上法

2. 実送り速度の同定に基づく実工具経路の予測

2.1 概 要

NC 工作機械の加減速処理は、工作機械や加工条件、制御方法、制御軸によって異なる³⁾。また、加減速処理を高度に制御する機能（本研究では、以後、高速高精度制御機能という。ファナック制御装置では AI 輪郭制御とよばれる）が組み込まれた CNC 制御装置が実用化され、高速高精度加工が実現されている。本研究

では、高速高精度制御機能を使用する場合と使用しない場合において、工作機械の加減速制御時の実送り速度を測定し、実送り速度を推定するために必要なパラメータを同定する方法を開発した。さらに、同定したパラメータと制御装置に設定されている制御パラメータを用いて、実送り速度を推定するモデル式を導出した。提案手法の検証には、DMG 森精機製 5 軸工作機械 NMV-1500DCG を用いた。また、以下で提案する送り速度の算出式は、X 軸と Y 軸の制御で確認されているが、Z 軸の制御にも適用が可能である。

2.2 高速高精度制御機能を使用しない場合の実送り速度

本研究で用いた工作機械の制御装置では、高速高精度制御機能を使用しない場合、各制御軸の送り速度を変化するための時定数は、固定時間 64 ms として設定されている。すなわち、送り速度変化前から送り速度変化完了（目標送り速度への完了）までに 64 ms を要する。このとき、送り速度変化時の加減速度は一定と仮定し、64 ms で速度が変化するとして各軸の送り速度をモデル化した。これより、各軸の加減速による速度変化時（工具経路変化時）の送り速度 $V(t)$ ms は、式(1)を用いて算出できる。

$$V(t) = v_0 + \frac{v_1 - v_0}{64}(t - t_0) \quad (1)$$

ここで、 v_0 mm/min は速度変化前の送り速度、 v_1 mm/min は速度変化完了後の送り速度（目標送り速度）、 t_0 は速度変化開始時の時間、 t は送り速度を同定したい時間であり、 $(t - t_0)$ の単位は ms である。

図 1 は、X 軸送り速度 900 mm/min、Y 軸送り速度 0 mm/min で移動中に、点 A で移動方向を 90°変え、X 軸送り速度 0 mm/min、Y 軸送り速度 900 mm/min で Y に沿って移動制御した場合の、点 A 近傍の X 軸、Y 軸の送り速度を示している。同図(a)は、式(1)より導出した予測送り速度、同図(b)は測定により得られた実

* 原稿受付 令和 2 年 9 月 6 日

掲載決定 令和 3 年 1 月 15 日

** 慶應義塾大学大学院（神奈川県横浜市港北区日吉 3-14-1）（現ファナック（株））

*** 慶應義塾大学大学院（神奈川県横浜市港北区日吉 3-14-1）（現（株）キーエンス）

+ 正 会 員 慶應義塾大学（神奈川県横浜市港北区日吉 3-14-1）

送り速度を示している。図 1(a), (b)において、X 軸の送り速度を示す線上（青線）に点 A に到達した時刻、Y 軸の送り速度を示す線上（赤線）に点 A から移動を開始した時刻を、Point A として示している。また、本論文で示している実送り速度は、ファナック製サーボガイドにより取得した。

図 1(b)に示されるように、X 軸の実送り速度は、制御におけるアンダーシュート誤差を含んでいるが、図 1(a), (b)より、予測送り速度も実送り速度も、X 軸、Y 軸ともに、速度制御の時定数 64 ms で目標速度に達していると認識できる。すなわち、サーボ制御誤差を考慮し、図 1(a)と図 1(b)が一致していると認識することにより、高速高精度制御機能を使用しない場合の経路変化点での実送り速度を、式(1)より同定できることが確認された。

2.3 高速高精度制御機能を使用する場合の実送り速度

高速高精度制御機能を用いる場合、速度変化前の速度と速度変化後の速度の差、すなわち、送り速度差と制御装置に設定されている許容速度差の関係により、以下の 2 つの場合に分類されて実送り速度が同定される。

(1) 送り速度差が許容速度差以下の場合

本研究で用いた工作機械の制御装置は、各軸の送り速度に関して、速度変化前の v_0 mm/min から速度変化後（目標送り速度）の v_1 mm/min に変化するとき、送り速度差（ $|v_0 - v_1|$ ）が許容速度差以下の場合、送り速度が v_0 mm/min から v_1 mm/min に変化するために要する時定数が 11 ms と設定されている。また、送り速度の許容速度差は、246 mm/min に設定されている。このとき、送り速度変化時の加減速度は一定と仮定して、11 ms で目標送り速度に変化するとした。これより、時刻 t_0 で速度変化が開始したとき、時刻 t における送り速度 $V(t)$ mm/min は、式(2)を用いて算出できる。式(2)において、 $(t - t_0)$ の単位は、ms である。

$$V(t) = v_0 + \frac{v_1 - v_0}{11}(t - t_0) \quad (2)$$

図 2 は、X 軸送り速度 200 mm/min、Y 軸送り速度 0 mm/min で移動中に、点 B で移動方向を 90°変え、X 軸送り速度 0 mm/min、Y 軸送り速度 200 mm/min で Y に沿って移動するよう指令した場合の、点 B 近傍の X 軸、Y 軸の送り速度を示している。同図 (a)は、式(2)より導出した予測送り速度、同図(b)は測定により得られた実送り速度を示している。図 2(a), (b)において、X 軸の送り速度を示す線上（青線）に点 B に到達した時刻、Y 軸の送り速度を示す線上（赤線）に点 B から移動を開始した時刻を、Point B として示している。

図 2(b)に示されるように、X 軸、Y 軸の実送り速度は、制御におけるオーバーシュート誤差を含んでいるが、図 2(a), (b)より、予測送り速度も実送り速度も、X 軸、Y 軸ともに、速度制御の時定数 11 ms で目標速度に達していると認識できる。すなわち、サーボ制御誤差を考慮して図 2(a)と図 2(b)が一致していると認識することにより、高速高精度制御機能を使用し、経路変化点での送り速度差が許容速度差以下の場合、実送り速度を式(2)より同定できることが確認された。

(2) 送り速度差が許容速度差より大きい場合

本研究で用いた工作機械の制御装置は、送り速度が v_0 mm/min から v_1 mm/min に変化するとき、送り速度差（ $|v_0 - v_1|$ ）が許容速度差より大きい場合、送り速度 v_0 mm/min から v_1 mm/min への制御を 2 段階で行っている。本研究で用いた工作機械の制御装置の場合、送り速度の許容速度差は、前述のとおり、246 mm/min に設定されている。

2 段階の制御では、減速制御の場合、第 1 段階で経路誤差を発生せずに減速する制御（以降、精度維持制御という）、第 2 段階で経路誤差を発生するが滑らかな各軸の同時加減速制御（以降、滑らか移動制御という）が行われる。加速制御の場合、第 1 段階で滑らか制御、第 2 段階で精度維持制御が行われている。精度維持制御においては、工具の移動経路は指令経路と一致しており、経路誤差を生じず、指定経路上において減速する制御となっている。滑らか移動制御は、経路変化を滑らかに行うことができるが、許容値内で経路誤差を生じる制御となっている。減速制御第 1 段階の精度維持制御における時刻 $t_0 \sim t_1$ において、制御軸の送り速度と目標送り速度の差が許容速度差に至るまで、制御軸の送り速度を減速する。そして、減速制御第 2 段階の滑らか移動制御における時刻 $t_1 \sim t_2$ において、目標速度まで制御される。加速制御第 1 段階の時刻 $t_1 \sim t_2$ において滑らか移動制御が行われ、制御軸の送り速度と目標送り速度の差が許容速度差まで加速され、加速制御第 2 段階の時刻 $t_2 \sim t_3$ において目標送り速度まで精度維持制御される。

精度維持制御のための加減速時間を、以下に示す手順で同定した。X 軸に沿って移動中に、点 C で移動方向を 90°変え Y 軸に沿って移動した場合の、点 C 近傍の X 軸、Y 軸の実送り速度を測定した。このとき、X 軸、Y 軸の指令送り速度を 200, 300, 500, 600, 900, 1500, 2000, 5000, 7000, 8000, 10000, 15000, 20000 mm/min と設定した。測定結果より、X 軸の制御において、精度維持制御のための減速時間が、指令送り速度に依存することが分かった。Y 軸の制御においても、加速時間は同様の結果であった。図 3 は、指令送り速度と精度維持制御時間の関係を示している。図 3 より、精度維持制御時間 T ms は、式(3)より導出される。

$$T = 0.006 \times F + 41.9 \quad (3)$$

ここで、 F mm/min は指令送り速度を表している。

Fig. 3 Relationship between feed speed and control time

滑らか移動制御の時間は、本研究で用いた工作機械の制御装置では、11 ms に設定されている。以上より、制御時の送り速度差が許容速度差より大きく、X 軸を減速し、Y 軸を加速する場合の速度変化時の X, Y 軸方向の送り速度 $V_x(t)$, $V_y(t)$ は以下の式 (4)~(9) で表される。

$t_0 \leq t \leq t_1$ のとき

$$V_x(t) = v_0 + \frac{v_1 - v_0}{64}(t - t_0) \quad (4)$$

$$V_y(t) = 0 \quad (5)$$

$t_1 \leq t \leq t_2$ のとき

$$V_x(t) = 246 - \frac{246}{11}(t - t_1) \quad (6)$$

$$V_y(t) = \frac{246}{11}(t - t_1) \quad (7)$$

$t_2 \leq t \leq t_3$ のとき

$$V_x(t) = 0 \quad (8)$$

$$V_y(t) = 246 + \frac{v_0 - 246}{T}(t - t_2) \quad (9)$$

ここで、 v_0 mm/min は X 軸の速度変化前の送り速度、 t_0 は X 軸の精度維持制御の開始時間、 t_1 は X 軸・Y 軸の滑らか制御の開始時間、 t_2 は X 軸・Y 軸の滑らか制御の終了時間であり Y 軸の精度維持制御の開始時間、 t_3 は Y 軸の精度維持制御の終了時間、 T ms は式(3)より算出した精度維持制御時間を表している。また、 t は速度を同定したい時間、 t_0 , t_1 , t_2 , t_3 の差の単位は ms である。Y 軸を減速し、X 軸を加速する場合には、(4)~(9)において X, Y を入れ替えて導出することができる。

図 4 は、X 軸送り速度 900 mm/min、Y 軸送り速度 0 mm/min で移動中に、点 D で移動方向を 90°変え、X 軸送り速度 0 mm/min、Y 軸送り速度 900 mm/min で Y に沿って移動するよう指令した場合の、点 D 近傍の X 軸、Y 軸の送り速度を示している。同図 (a) は、式(3)~(9)より導出した予測送り速度、同図 (b) は、測定より得られた実送り速度を表している。図 4(a), (b) において、X 軸の送り速度を示す線上 (青線) に点 D に到達した時刻、Y 軸の送り速度を示す線上 (赤線) に点 D から移動を開始した時刻を、Point D として示している。図 4 より、2 段階で各軸の速度が変化していることが確認できる。図 4(b) に示されるように、X 軸、Y 軸の実送り速度は、制御におけるアンダーシュート誤差を含んでいるが、図 4(a), (b) より、予測送り速度も実送り速度も、X 軸、Y 軸ともに、速度制御の時定数 11 ms で目標速度に達していると認識できる。すなわち、サーボ制御誤差を考慮して図 4(a) と図 4(b) が一致していると認識することにより、高速高精度制御機能を使用し、送り速度変化の差が許容速度差より大きい場

(a) Estimated feed speed (b) Measured feed speed
Fig. 4 Feed speed change

Fig. 5 Tool path without high-speed and high-precision function

Fig. 6 Tool path with high-speed and high-precision function

合、実送り速度を式(3)~(9)より同定できることが確認された。

2.4 実工具経路の予測

高速高精度制御機能を用いる場合と用いない場合における送り速度の同定式を基に実送り速度を推定し、実工具経路を予測した。図 5 は、NC 指令により、X 軸送り速度 900 mm/min、Y 軸送り速度 0 mm/min で移動し、点 E (X 座標 10, Y 座標 0) で X 軸送り速度 0 mm/min、Y 軸送り速度 900 mm/min に制御された時の点 E 近傍における、高速高精度制御機能を用いない場合の予測工具経路と測定より得られた実工具経路を示しており、点 E に最も近い点の両者の差は約 15 μ m となっている。また図 6 は、同じ条件における高速高精度制御機能を用いた場合の点 E 近傍の予測工具経路と実工具経路を示しており、点 E に最も近い点の両者の差は約 3 μ m となっている。使用した工作機械の NC 制御装置のサンプリングタイムが 4 ms であることを考慮す

ると、高い精度で予測できていると考えられる。これより、提案した送り速度の同定式から実工具経路を予測できることが確認された。

3. 高速高精度制御機能を用いない工具経路の精度向上法

工具経路は経路変更点で経路誤差が生じ、その誤差は速度変化の大きさに依存する。高速高精度制御機能を用いない場合の経路誤差は大きい。高速高精度制御機能を用いなくとも経路変更点において経路誤差を小さくする方法を提案し、実験により有用性を確認した。

ある点で経路を変更する際に、3点を用いた直線補間（以後、3点指令法という）により経路を変更することにより、工具経路の精度を向上する方法を提案する。図7に示すように、点Cで経路を変更する場合、すなわち、A-Cの直線経路からC-Eの直線経路へ経路を90°変える場合、A-C間、C-E間に点B、点Dを設け、点B～点C、点C～点Dにおいて途中目標速度を設定することにより、次の(1)～(3)の制御が実現される。

- (1) A-B間で経路誤差を発生することなく、途中目標速度（点B-C間の指定速度）まで点Bの直前で64 msの時間で減速制御される。
- (2) B-C間でX軸の最終目標速度（点Cの速度）まで64 msの時間で減速制御されるとともに、C-D間でY軸の途中目標速度（点Dの速度）まで64 msの時間で加速制御される。このとき、B-C間とC-D間の64 msの加減速制御は同時に行われるため、経路誤差となる。
- (3) D-E間でY軸の最終目標速度（点Eの速度）まで経路誤差を発生することなく加速制御される。

検証実験では、点Aから点Bへの移動速度を900 mm/min、点Bから点Cへの移動速度を5 mm/min、点Cから点Dへの移動速度を5 mm/min、点Dから点Eへの移動速度を900 mm/minと設定した。このとき、B-C間、C-D間の最短距離 l は、「B-C間、C-D間の平均速度×64 ms」とするのが理論的導出であるが、本研究では、サーボ制御サンプリングタイムを考慮して、B-C間、C-D間の距離を理論的最短距離以上に設定することが必須との考えで、減速軸（X軸）は「減速前（点B）の速度×64 ms」、加速軸（Y軸）は「加速後（点D）の速度×64 ms」とした。結果として、B-C間、C-D間の距離 l は0.0005 mmとした。

図8は高速高精度制御機能を用いない場合における、従来の指令法（A-C、C-Eの直線補間）の工具経路の測定結果と、3点指令法（A-B、B-C、C-D、D-Eの直線補間）による工具経路の測定結果を示している。図8において、従来の手法では、指令工具経路と測定工具経路の点Cにおける誤差が約200 μm であるが、3点指令法では、約1 μm まで低減されていることが示されている。

また、図9は、高速高精度制御機能を使用しない場合の3点指令法による工具経路測定結果と、高速高精度制御機能を使用した場合の工具経路測定結果を示している。図9より、高速高精度制御機能を用いない3点指令法による工具経路が、高速高精度制御機能を用いた工具経路より、点Cにおける経路精度が向上しており、工具経路の精度の観点から、提案手法である3点指令法の有用性が確認できた。加工速度（加工時間）と加工精度は、NC工作機械による加工において相反する特性である。3点指令法は、3点の位置と3点間の速度指定により、加工作業者が加工速度（加工時間）と加工精度を設定できるため、加工作業者にとって価値のある機能であり、また、高速高精度制御機能を有

Fig. 7 Tool path accuracy improvement method

Fig. 8 Measured tool path

Fig. 9 Measured tool path

Fig. 10 Tool path by proposed method

していないNC工作機械でも、それを有しているNC工作機械と同等の性能を得ることが可能である。この提案手法について、経路を90°変える場合について説明したが、90°と異なる経路変化に対しても、同様の考え方で工具経路の精度を向上できる。

図7において、A-C、C-Eの距離を20 mm、その間の指令送

り速度 900 mm/min とし、3 点指令法における B-C、C-D の距離を 0.005 mm、その間の指令速度を 5 mm/min とし、高速高精度制御機能を用いない従来経路の工具移動時間 T_n 、高速高精度制御機能を用いない 3 点指令法による工具移動時間 T_p 、高速高精度制御機能を用いた従来経路の工具移動時間 T_a について比較を行った。 T_n 、 T_p 、 T_a は、それぞれ、2.76 s、3.02 s、2.76 s であった。3 点指令法の場合、0.26 s を要しているが、経路誤差を大きくすることにより、時間短縮は可能であり、高速高精度制御機能を用いなくとも高精度な加工を実現でき、3 点指令法の有用性を確認できた。また、図 10 に 3 点指令法による測定工具経路と予測工具経路を示しており、3 点指令法による工具経路に対しても、工具経路を予測することができることが確認された。

4. 工具たわみ量の予測

工具の移動経路上の任意点について、実移動速度を予測し、その点の加工時に工具に作用する切削抵抗力の大きさと方向を推定する。その推定切削抵抗力の大きさと方向を基に、工具のたわみ量・たわみ方向を予測し、それを補正する工具経路により、高精度加工が可能となる。以下において、工具たわみ量・たわみ方向の予測法について述べる。

4.1 工具たわみの予測法

切削工具に付与される切削抵抗力の予測法として、工具と工作物の干渉量の算出に基づく様々なモデルが提案されている。干渉量の算出において、Z-map モデル⁴⁾やボクセルモデル⁵⁾を用いたシミュレーション手法が用いられている。また、工具たわみ量の予測において、片持ち梁モデルを用いる手法⁶⁾が提案されており、工具たわみにより生じる加工誤差を修正し加工誤差を低減する手法も提案されている。成田らはボールエンドミルによる平面加工において加工誤差を低減する手法を提案している⁴⁾。西田らは、平面切削において、スクエアエンドミル加工を対象に、弾性変形による水平・傾斜方向の変位を修正する手法を提案している⁷⁾。また、寺井⁸⁾らは、三次元曲面における加工誤差を詳細に解析し、西川⁹⁾らは、動たわみモデルによるボールエンドミルの加工誤差を予測している。しかし、工具の実送り速度を考慮して工具たわみを予測し、それに伴う加工誤差を補正することにより高精度加工を試みる研究はみられない。本研究では、上述の方法により工具の実送り速度を推定し、それに基づいて工具経路の各点における工具たわみ量を予測する。

スクエアエンドミル、ボールエンドミルの工具たわみ量を片持ち梁モデルにより予測する。図 11 に示される工具たわみ量 $\delta(z)$ は、式(10)、(11)より、切削抵抗力 F 、工具のヤング率 E と断面 2 次モーメント I 、切削抵抗力が付与される先端からの距離 a 、工具突き出し長さ l により、工具先端から z の位置のたわみ量 $\delta(z)$ を求めることができる¹⁰⁾。スクエアエンドミルの断面 2 次モーメントはエンドミル外径の 0.8 倍の径の円柱と等しいとした¹¹⁾¹²⁾。

$0 \leq z \leq a$ のとき

$$\delta(z) = \frac{F(l-a)^3}{6EI} \left\{ \frac{3(l-z)}{l-a} - 1 \right\} \quad (10)$$

$a \leq z \leq l$ のとき

$$\delta(z) = \frac{F(l-a)^3}{6EI} \left\{ \frac{3(l-z)^2}{(l-a)^2} - \frac{(l-z)^3}{(l-a)^3} \right\} \quad (11)$$

ボールエンドミルは、その先端部分において断面二次モーメント I が変化するが、工具突出量 l が工具半径 R に対して十分に長い場合、たわみ量に与えるボール部の断面二次モーメント

Fig. 11 Tool deflection

Fig. 12 Cutting force component

Fig. 13 Cutting area calculation

変化の影響が小さいと考え、ボールエンドミル先端の断面 2 次モーメント I の変化は考慮しないこととした。

すくい角（すくい面の法線方向）の効果により、工具たわみが被削材の方向になる場合がある。この場合、工具切れ刃逃げ面と被削材が干渉するため、工具たわみが抑制される。本研究では、この現象を加工シミュレーションで反映して工具たわみ量を予測するために、工具切れ刃のすくい面だけでなく逃げ面を工具形状としてモデリングした。加工シミュレーションでは、工具切れ刃逃げ面が工具たわみにより被削材と干渉した場合、それ以上のたわみを生じないこととした。この逃げ面と被削材の干渉を考慮することは、後述するように、工具たわみの予測において大きな要因となる。

4.2 切削抵抗力の予測法

式(10)、(11)より、工具たわみを算出するにあたり、切削抵抗力 F が必要である。図 12 は工具すくい面に作用する切削抵抗力を示している。本研究では、切れ刃の丸みの変化の影響を考慮せず、すなわち、摩耗工具を考慮せず、切削抵抗力 F を検討した。この場合、切削抵抗力 F は、式(12)に示されるように、すくい面に垂直に働く力 N とそれにより発生する摩擦力 μN (μ : 切りくずとすくい面の摩擦係数) の合力として求められる。工具すくい面に垂直に働く力 N は、式(13)に示されるように、被削材と工具の干渉面積である切削面積 S と被削材の比切削抵抗 K_s より算出される。

$$F = N + \mu N \quad (12)$$

$$N = K_s \times S \quad (13)$$

工具すくい面は、ねじれ角を伴って曲面で形成されているた

Fig. 14 Cutting coefficient

め、図 13 に示されるように、すくい面を工具軸方向に分離し、切削工具の半径、ねじれ角を基に平面 i として近似し、すくい面全体をその近似平面の接線面としてモデル化した。切削面積 S は、被削材を Z-map モデル（格子間隔 10 μm ）として構築し、加工シミュレーションより被削材と工具すくい面の干渉部分として認識した。すくい面をモデル化した近似平面 i と被削材との干渉領域 S_i を算出し、すくい面を構成する全近似平面と被削材との干渉領域 S_i の総和として切削面積 S を求めた。近似平面 i における被削材と工具の干渉領域 S_i は、式(14)より算出した。

$$S_i = \frac{\Delta h \tan \phi}{2 \sin \phi} (L_i + L_{i+1}) \quad (14)$$

比切削抵抗 K_S は、エンドミルにより炭素鋼 S55C の肩削り切削を行い、1 回転中の最大切削抵抗 $F_{\max}$ 、1 回転中の最大切削面積 $S_{\max}$ 、摩擦係数 μ より、式(15)より算出した。摩擦係数 μ は、予備実験より 0.39 とした。半径方向切込量、軸方向切込量、送り速度、主軸回転数を変化させ肩削りをしたときの切削抵抗力を動力計により測定し、式(15)を用いて比切削抵抗を同定した。

$$K_S = \frac{F_{\max}}{S_{\max}} \times \frac{1}{\sqrt{1+\mu^2}} \quad (15)$$

図 14 は、実験により得られた比切削抵抗 K_S と切削面積 S の関係を示している。同結果より、切削面積 $S_{\max}$ より比切削抵抗 K_S を式(16)より同定することとした。

$$K_S = 1237.4 S_{\max}^{0.349} \quad (16)$$

式(16)より同定された比切削抵抗 K_S を用いて予測した切削抵抗は、測定切削抵抗に対して、X 方向成分誤差が 11.3 %、Y 方向成分誤差が 7.8 %、Z 方向成分誤差率が 9.1 %であった。より高精度に切削抵抗を予測するためには、被削材の Z-map モデルの格子間隔を小さくする必要がある。

4.3 工具たわみ量の予測法の検証

送り速度の推定に基づき切削抵抗を予測し、工具経路の各点における工具たわみ量を算出することにより、工具たわみを考慮した加工形状を推定した。推定加工形状と測定形状を比較することにより、工具たわみ量・たわみ方向の予測法が妥当であることを検証した。実験条件は、被削材として炭素鋼 S55C を用いて、直径 10 mm、ねじれ角 30° の 2 枚刃のスクエアエンドミルにより、回転速度 2000 rpm、軸方向切り込み量 2.5 mm、半径方向切り込み量 2.0 mm として、工具進行方向の送り速度 300 mm/min、工具突き出し長さ 50 mm で、高速高精度制御機能を使用せずに肩削り加工を行った。工具先端から 0.5, 1.0, 1.5, 2.0 mm の部分の加工面形状を測定した。図 15 では、提案手法で予測した工具先端からの距離と工具たわみ量の実線、加工面形状の測定より得られた工具先端から 0.5, 1.0, 1.5, 2.0 mm の距離の形状誤差を点で示している。加工形状の誤差は、加工時と測

Fig. 15 Cutting edge position and machined shape error

Fig. 16 Comparison of machining shape error

Fig. 17 Semi-cylindrical cutting

定時に基準面を共通に設定することにより、ミツトヨ製三次元座標測定機 CRYSTA-Apex S776 にて獲得した。工具たわみ量と形状誤差は、おおよそ一致している。形状誤差は、工具たわみ量に加えて他の加工誤差要因も含まれることを考慮すると、同結果より、提案手法で工具たわみ量を予測できることが分かる。

5. 加工精度向上法

5.1 エンドミル加工の加工精度向上法

上述のとおり、工具経路上の任意点における送り速度を同定して切削抵抗を算出することにより、任意点における工具たわみ量・たわみ方向を予測することが可能となった。工具たわみ量は、工具先端からの距離に対して線形関係ではないが、本研究では、図 15 に示されるように、工具先端からの距離に対しておおよそ線形近似できる仮定し、予測値より近似直線を導出した。この近似直線より工具たわみを予測して工具先端部の工具軸の角度誤差を推定し、5 軸工作機械の回転軸制御により切削部分の工具軸が被削材に対して角度誤差をもたないように補正することを試みた。

図 16 は、ねじれ角 30°、2 枚刃のスクエアエンドミルにより、炭素鋼 S55C を送り速度 300 mm/min、軸方向切り込み深さ 2.5 mm、半径方向切り込み量 2.0 mm、工具回転数 2000 rpm、工具突き出し長さ 50 mm での切削に関して、角度補正を行わない場

Fig. 18 Estimated and measured machining errors (Pickfeed A)

Fig. 20 Machining errors before and after corrections (Pickfeed A)

Fig. 19 Estimated and measured machining errors (Pickfeed B)

Fig. 21 Machining errors before and after correction (Pickfeed B)

合、および、工具たわみの予測に基づき工具先端角度を工作機械の回転軸により補正した場合、工具先端からの距離と形状誤差を示している。角度補正を行わない場合には、工具先端部からの距離が 0.5 mm の位置において、加工誤差が約 25 μm であるのに対し、提案手法では、その誤差が約 3 μm となっている。これより、提案手法による加工では、工具たわみにより発生する形状誤差を低減しており、その有用性を確認できた。

5.2 ボールエンドミル加工の加工精度向上法

ボールエンドミル加工では、加工シミュレーションにより、実工具送り速度の同定に基づき、工具経路各点における工具たわみ量と工具たわみ方向を予測し、工具たわみ方向と逆の方向に工具たわみ量を移動した点をその点の補正加工点として導出する。加工点は、ボールエンドミルの球形部分の切れ刃であり、工具軸の角度補正は効果がないため、位置の補正を行う。補正加工点を直線補間 (G01 補間) で連続する経路を補正経路とすることにより、工具たわみを補正した高精度加工が可能である。補正経路が得られたならば、その補正経路を新たな工具経路として加工シミュレーションを行い、同様の処理を行う。推定される加工誤差が閾値以下になるまで、この処理を繰り返す。本研究では、この加工誤差の閾値を 10 μm とした。

ボールエンドミル加工における加工精度向上法の有用性を検証するため、図 17 に示す半円筒切削実験を行い、下記(1)、(2)を実施した。

- (1) 実送り速度の同定に基づき切削抵抗力を予測し、それを基にした工具たわみの推定が妥当であることを確認するため、切削加工後の加工円筒形状を測定し、形状誤差と推定した切削工具たわみ量を比較
- (2) 推定した工具たわみ量・たわみ方向に基づき、工具たわみによる形状誤差を補正する工具軌跡の有用性を確認するため、

補正工具軌跡による切削を行い、その形状誤差を検討

図 17 に示す半円筒切削実験では、切削点位置を示す角度 θ を 0°~180°に制御して、工具進行方向の送り速度 900 mm/min、法線方向切込量 0.5 mm、主軸回転数 3000 rpm、一刃あたりの送り量は 0.15 mm として、円筒に沿って切削を行った。また、ねじれ角 30°、切削工具径 10 mm、2 枚刃のボールエンドミルを使用した。ピックフィードは 1.0 mm とし、ピックフィード方向は、図 17 に示すように、一度、中心の溝加工を行った後、A 方向、B 方向とした。被削材は直径 45 mm の炭素鋼 S55C を用いた。制御方式は、高速高精度制御機能を用いないこととした。

図 18、19 は、角度 θ で示される加工点位置における推定工具たわみの法線方向量と、加工形状の測定より得られたその点の法線方向の形状誤差を示している。図 18 はピックフィード方向 A の結果を、図 19 はピックフィード方向 B の結果を示している。これらの結果において、形状誤差が正の場合、目標形状に対して削り残しを、それが負の場合、目標形状からの削り過ぎを示している。

図 18 において、角度 θ が 0°~90°は円筒に対して上りの加工であり、削り残し量が最大で約 100 μm である。角度 θ が 90°~180°は円筒に対して下りの加工であり、削り過ぎ量が最大で約 20 μm である。図 19 において、角度 θ が 0°~90°は円筒に対して上りの加工であり、削り残し量が最大で約 170 μm である。角度 θ が 90°~180°は円筒に対して下りの加工であり、削り過ぎ量が最大で約 20 μm である。円筒に対して下りの加工部分 (角度 θ が 90°~180°) では、工具たわみ誤差の推定値と加工誤差は小さな値になっている。これは工具逃げ面が被削材に干渉し、工具たわみが抑制されていることが原因となっている。図 18、19 において、工具たわみ量推定値と加工誤差はおおよそ一致しており、形状誤差は工具のたわみに大きく影響されていることが確認された。

Fig. 22 Tool deflection estimation without modeling of flank

図 20, 21 は、工具の推定たわみ量をたわみ方向と逆方向に補正した経路で加工した半円筒形状の加工誤差を示している。比較のため、補正前の経路で加工した形状誤差を併せて示している。図 20 はピックフィード方向 A の結果を、図 21 はピックフィード方向 B の結果を示している。図 20 より、補正経路による形状誤差は、角度 θ が $0 \sim 90^\circ$ の円筒に対して上りの加工部分において、削り残し量が最大で約 $100 \mu\text{m}$ 減少しており、図 21 より、角度 θ が $0 \sim 90^\circ$ の円筒に対して上りの加工部分において、削り残し量が $150 \mu\text{m}$ 減少している。したがって、実工具送り速度の同定に基づいて切削工具たわみ量・たわみ方向を推定し、それを補正することにより加工精度を向上できることが確認された。しかし、補正経路では削り過ぎが確認され、更なる高精度加工では、工具たわみ以外の加工誤差要因を補正する必要がある。

5.3 工具逃げ面モデル化の効果の確認

本研究では、工具逃げ面をモデル化し、回転中の逃げ面と被削材が干渉した場合、工具のたわみが阻害されるとして工具たわみを推定した。図 22 は、工具逃げ面をモデル化せず、工具をすくい面だけをもつ形状としてモデル化した場合の、工具たわみの予測結果を示している。切削点位置を示す角度 θ が $90 \sim 180^\circ$ に注目すると、逃げ面の干渉を考慮していないため、被削材内部に工具が食い込む結果となっている。この結果は、図 18~21 に示している加工形状と異なっており、これを基に工具経路の補正を行った場合、大きな形状誤差を生むことになる。これより、工具逃げ面をモデル化し、被削材との干渉を考慮することの妥当性を確認できた。

また、図 22 において、ピックフィード方向 A, B で異なる工具たわみ結果が示されている。これは、ピックフィード方向 A, B において、ボールエンドミルの移動と回転により、すくい面と工作物の相対的運動が異なり、複雑なアップカット/ダウンカットになっていることが原因と考えられる。

6. 結 言

本研究では、NC 工作機械による加工の高精度化を目的とし、工作機械の加減速制御に伴う実送り速度を同定し、実工具経路を導出した。さらに、工具経路の各点における実送り速度より切削抵抗を予測し、工具たわみ量・たわみ方向を推定することにより、それを補正する工具経路の導出による高精度加工法を提案した。実験により、同高精度加工法の有用性について検証した。以下に得られた成果をまとめる。

(1) 高速高精度制御機能を用いる場合と用いない場合にお

いて、工具経路の各点における工作機械の加減速制御に伴う実送り速度を同定するモデル式導出した。

- (2) 送り速度の測定値（実送り速度）と実送り速度同定モデル式より導出した送り速度予測値の比較、および工具経路の測定値（実工具経路）と予測送り速度から推定される工具経路の比較を行い、実送り速度同定モデル式の有用性を確認した。
- (3) 高速高精度制御機能御を用いない場合において、実送り速度の同定法を基に、移動方向変化点における工具経路の精度向上法（3 点法）を提案し、実験により有用性を確認した。
- (4) 工具経路各点における実送り速度を同定し、それを基に工具経路各点において工具に作用する切削抵抗を予測するとともに、工具経路各点における工具たわみ量・たわみ方向の推定を可能とした。
- (5) 推定した工具たわみ量を用いて加工形状を予測し、同予測形状と加工実験で得られた加工物の測定形状と比較し、工具たわみ量の算出方法の有用性を確認した。
- (6) スクエアエンドミルによる肩削り加工において、推定工具たわみを 5 軸工作機械の回転軸より補正する加工精度向上法を提案し、実験により加工精度向上法の有用性を確認した。
- (7) ボールエンドミル加工における工具たわみの推定において、逃げ面と被削材の干渉を考慮することが重要であることを、シミュレーションおよび実験により確認した。
- (8) ボールエンドミルによる加工において、推定工具たわみ量を推定工具たわみ方向と逆の方向に補正する加工精度向上法を提案し、半円筒加工実験において、提案手法の有用性を確認した。

参 考 文 献

- 1) Toshiaki Otsuki, Hiroyuki Sasahara and Ryuta Sato: Method to evaluate speed and accuracy performance of CNC machine tools by speed-error 2-D representation, *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, **13**, 1 (2019), 1.
- 2) 田中久隆, 陸琳, 佐藤昌彦: 円筒面のボールエンドミル加工に関する研究, *日本機械学会論文集 (C 編)*, **74**, 744 (2008) 142.
- 3) 松原厚, 精密位置決め・送り系設計のための制御工学, 森北出版株式会社, (2008) 97.
- 4) 成田浩之, 加藤聡: 予測シミュレータ利用したボールエンドミル加工のトライレス化の試み (第 1 報, 加工工程予測システムの開発), *日本機械学会論文集 (C 編)*, **71**, 712 (2005) 288.
- 5) 中本圭一, 河野智之, 小山智, 阪口龍彦, 白瀬 敬一: ボクセルモデルを用いたヴァーチャルマシニングシミュレータの開発, *精密工学会誌*, **74**, 12 (2008) 1309.
- 6) 藤井義也, 岩部洋育, 鈴木雅晴: 切削中におけるエンドミルの挙動と加工精度の関係 (第 1 報), **43**, 511 (1977) 45.
- 7) 西田勇, 白瀬敬一: 工具系の弾性変形に起因する加工誤差の予測結果に基づく加工誤差補正, *精密工学会誌*, **85**, 1 (2019) 91.
- 8) 寺井久宣, 郝明暉, 吉川浩一, 水垣善夫: 多軸ボールエンドミル加工における切取り厚さの理論解析, *日本機械学会論文集 (C 編)*, **67**, 654 (2001) 553.
- 9) 西川隆敏, 他 4 名: エンドミル加工の誤差補償システム (第 1 報) — 動たわみモデルによるボールエンドミル加工の誤差予測と NC データ修正 —, *精密工学会誌*, **78**, 11 (2012).
- 10) 中川平三郎, 中山真依子, 大塚裕俊, 垣野義昭, 山路伊和夫, “5 軸制御マシニングセンタによる多刃エンドミル加工面の高精度化”, *精密工学会誌*, **69**, 3 (2003), 385.
- 11) 藤井義也, 岩部洋育: ねじれ刃エンドミルの断面形状と曲げ剛性, *精密機械学会誌*, **49**, 6 (1983) 45.
- 12) L. Kops: Determination of the Equivalent Diameter of an End Mill Based on its Compliance, *Annals of the CIRP*, **39**, 1 (1990) 93.