



工具系の弾性変形を考慮したボクセルモデルによる エンドミル加工シミュレーション

西田, 勇
奥村, 龍馬
佐藤, 隆太
白瀬, 敬一

(Citation)

精密工学会誌, 84(6):572-577

(Issue Date)

2018-06-05

(Resource Type)

journal article

(Version)

Version of Record

(Rights)

© 2018 精密工学会

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/90006020>



工具系の弾性変形を考慮したボクセルモデルによる エンドミル加工シミュレーション*

西田 勇** 奥村龍馬*** 佐藤隆太** 白瀬敬一**

Voxel Based End-Milling Simulation Considering Elastic Deflection of Tool System

Isamu NISHIDA, Ryuma OKUMURA, Ryuta SATO and Keiichi SHIRASE

In order to improve machining efficiency, it is required to recognize machining status and optimize cutting conditions. This study develops a newly cutting simulator for end-milling operation, which considers the elastic deflection of tool system. This simulator is based on an instantaneous rigid force model. The uncut chip thickness, which is required to estimate cutting force, is calculated under the consideration of the elastic deflection of the tool system, which corresponds to tool and tool holder deflections caused by cutting force. The newly developed end-milling simulator represents work material by voxel model and calculates the uncut chip thickness from the removed voxels, which are penetrated by tool cutting edges. In our previous study, the uncut chip thickness is calculated from voxels removed by each minute tool rotational angle, and the instantaneous cutting force in a minute time interval can be estimated. Therefore, this study proposes a method to consider the elastic deflection of the tool system caused by the estimated instantaneous cutting force. This study considers the elastic deflection of the tool system, which consists of the tool deflection, the displacement between the tool and the tool holder parallel to the tool axis, the displacement between the tool holder and the spindle parallel to the spindle axis, and the rotational displacement at the tool holding part. The actual uncut chip thickness affected by the elastic deflection of the tool system has to be calculated to estimate the actual cutting force for each minute time. In order to validate the effectiveness of the proposed algorithm, the experimental 3-axis milling operations were conducted. It was confirmed that the predicted cross-sectional shape of the machined surface had good agreement with the measured one.

Keywords: cutting process simulation, voxel model, tool deflection, end-milling operation, NC machining

1. 結 言

切削加工の加工効率を向上させるためには、加工状況を把握し切削条件を適切に設定することが重要となる。加工状況を把握する目的で切削力推定の研究が行われ、これまでに多くの切削力モデルが提案されてきた。過去に研究された切削力シミュレーションの手法の1つに瞬間切削力モデルがある^{1)~4)}。この他にもエネルギー解析法で切りくず流出角を決定して切削力を推定する方法⁵⁾や、有限要素法を用いて切削現象を解析する市販のAdvantEdge FEMなどがある。これらの中でも瞬間切削力モデルは工具切れ刃と被削材の干渉量から比較的容易に現実的な切削力の計算を行うことができる。近年の切削加工による難削材加工や複雑形状の加工、切削時間短縮の要求にともない、加工形状の変化が複雑で工具切れ刃と被削材の接触状態が一樣ではない場合や非定常な切削状態での切削現象を事前予測する需要が高まっている。そこで、工具切れ刃と被削材の干渉量を算出するために、被削材をボクセルモデルで表現することで工具切れ刃の実切込み厚さを計算する方法がこれまで多く提案されている^{6)~11)}。しかし、これまでの研究では工具1刃当たりの送り量ごとに解析を行っているため、工具軌跡の近似誤差が発生するといった問題がある。また、工具1刃当たりの送り量の間では切削状態は変化しないことが前提であった。そのため、微小時間に発生する加工中の工具の変形を考慮した解析を行うことが

困難であった。

著者らは、被削材をボクセルモデルで表現する従来の切削シミュレータ^{6)~11)}を拡張して、工具切れ刃の形状も微小間隔の点群で離散的に表現し、工具1刃当たりの送り量ごとの解析ではなく、工具微小回転量ごとの解析を可能とする切削シミュレータを新たに開発している¹²⁾。これにより微小時間および微小空間の分解能で切削現象のシミュレーションが可能となる。そこで本研究では、微小時間および微小空間分解能で切削現象の事前予測が可能となる新しいシミュレータを応用して、工具系の弾性変形に起因する加工誤差の予測が可能な切削シミュレータを新たに提案する。これまでに、工具系の弾性変形に起因する加工誤差を予測する研究は存在するが^{13)~16)}、予測した切削力から工具の変形量を算出し、その変形量を被削材に転写して解析を行うものが多く、工具の変形量に従って変化する実切込み厚さの変化を考慮した解析を行った研究は見当たらない。本研究の特徴は、加工中に発生する切削力から工具系の変形量を算出し、その変形量に従って変化する実切込み厚さの変化を考慮している点である。そのため、従来では解析が困難であった工具切れ刃と被削材の接触状態が一樣ではない切削状態でも、工具系の弾性変形を考慮した切削シミュレーションが可能となる。本研究では、工具系の弾性変形をエンドミルのたわみによる変形、工具および工具ホルダ把持部での並進方向の変形および回転方向の変形と定義し、これらを考慮した切削シミュレーションを行う。最後に、工具系の弾性変形の解析方法の妥当性を検証するために切削加工実験を行い、測定した加工面の断面形状と提案した切削シミュレーションで予測した加工面の断面形状とを比較した。

* 原稿受付 平成 29 年 12 月 7 日

掲載決定日平成 30 年 2 月 12 日

** 正 会 員 神戸大学 (兵庫県神戸市灘区六甲台町 1-1)

*** 神戸大学 (兵庫県神戸市灘区六甲台町 1-1)

2. ボクセルモデルを用いた微小時間および微小空間分解能での切削力シミュレーション

2.1 微小時間および微小空間の分解能での解析

切削現象のシミュレーションにおいて、従来からボクセルモデルを用いて離散的に切削現象をシミュレーションする手法が提案されてきた⁹⁾。ボクセルモデルは被削材と工具間の干渉を検出し、複雑な加工形状を簡便に表現することが可能である。従来のボクセルモデルを用いた干渉判定では、図1に示すように工具1刃当たりの送り量ごとに工具中心を移動させ、工具が新しい位置に移動するごとに工具領域内部に存在するボクセルを探索して、工具と被削材との干渉量を算出している。従来のシミュレータでは工具1刃当たりの送り量ごとに解析を行うことで、工具軌跡は円弧で近似していた。そのため、発生するカスプ形状を正しく表現することができず、工具1刃当たりの送り量の途中で変化する工具の弾性変形を考慮するには不十分であった。

そこで、著者らは工具1刃当たりの送り量ごとの解析ではなく、図2に示すように工具微小回転量ごとに解析を行うことで、微小時間および微小空間分解能で切削現象のシミュレーションが可能となる新しいシミュレータを開発している¹²⁾。新しいシミュレータでは、図2(a)に示すような工具微小回転量ごとの解析ステップにおいて、図2(b)に示すように工具を工具軸方向に沿って微小薄板要素に分割して、微小薄板要素ごとに工具中心と工具切れ刃を結ぶ線分上に存在するボクセルを判定して、工具と被削材との干渉量を算出する。このとき、工具微小回転量は工具切れ刃の円周部の移動量が解析に使用するボクセルの1辺の長さと同しくなるように設定する。

例えば、工具回転速度 $S \text{ min}^{-1}$ 、工具半径 $R \text{ mm}$ 、解析に使用するボクセルサイズを $V \text{ mm}$ とすると、1解析ステップ当たりの解析時間 $t_{\text{step}} \text{ sec}$ は下記のように求められる。

$$t_{\text{step}} = V/R/(S/60 \times 2 \times \pi) \quad (1)$$

新しいシミュレータでは、工具切れ刃の軌跡に忠実な解析が可能となるだけでなく、微小時間および微小空間分解能で切削現象のシミュレーションが可能となるため、工具系の弾性変形を考慮した解析が可能となる。

2.2 切削力モデル

新しいシミュレータでは、干渉量（実切込み厚さ）から切削力を予測する計算は瞬間切削力モデルを踏襲している。瞬間切削力モデルでは、図3に示すように、工具を工具軸に沿って微小薄板要素に分割して、個々の要素ごとに微小切削力を計算する。この微小切削力を力の方向を考慮しながら足し合わせて、工具に作用する切削力を求める。微小切削力は各薄板要素の切れ刃先端に作用すると仮定し、切れ刃に垂直な面内での加工を二次元切削状態で近似している。それぞれの薄板要素に作用する切削力の接線方向成分 dF_t 、半径方向成分 dF_r 、軸方向成分 dF_a は以下の式で表される¹⁷⁾。

$$dF_t = [K_{te} + K_{te} h(\theta, z)] dz \quad (2)$$

$$dF_r = [K_{re} + K_{re} h(\theta, z)] dz \quad (3)$$

$$dF_a = [K_{ae} + K_{ae} h(\theta, z)] dz \quad (4)$$

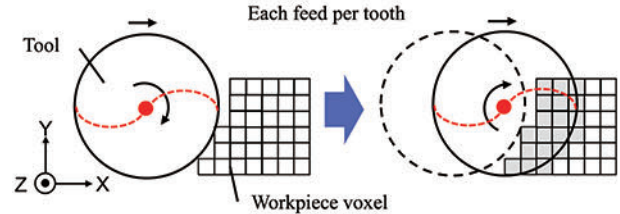
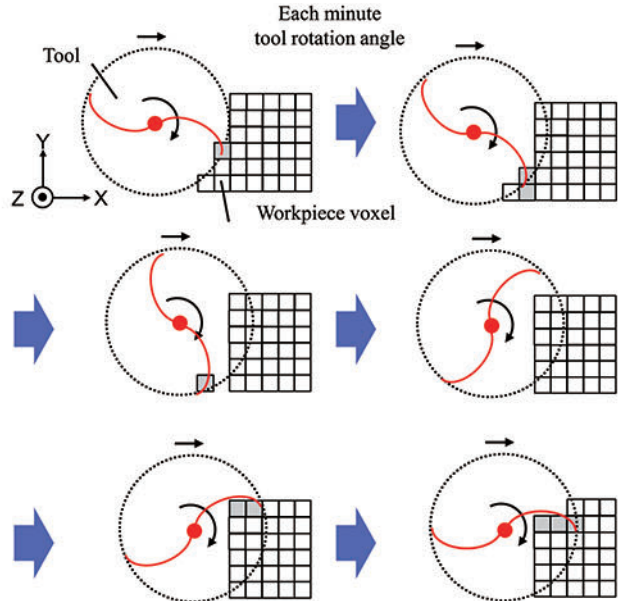
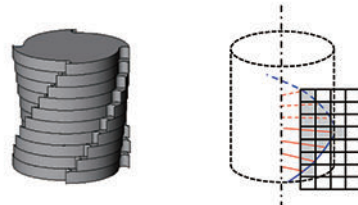


Fig.1 Extraction of removal voxels in previous simulator for each feed per tooth analysis



(a) Extraction of removal voxels in each minute tool rotation angle



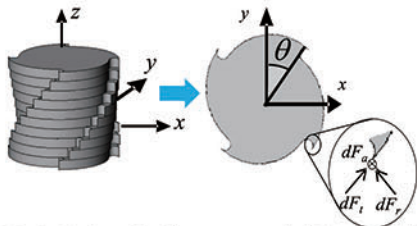
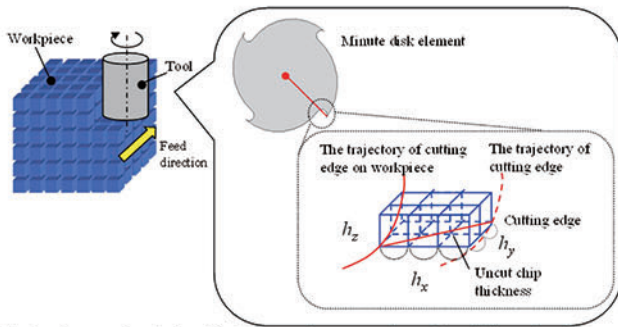
(b) Minute disk element of the cutting edge

Fig.2 Extraction of removal voxels in our new simulator for each minute tool rotational angle analysis¹²⁾

ここで、 K_{te} 、 K_{re} 、 K_{ae} 、 K_{te} 、 K_{re} 、 K_{ae} は予備実験から得られる切削係数であり、 $h(\theta, z)$ は工具半径方向の実切込み厚さ、 dz は工具軸方向に分割した微小薄板要素の厚さである。つまり、工具半径方向の実切込み厚さ $h(\theta, z)$ が求められれば、切削力を算出することができる。

各微小薄板要素における工具切れ刃ベクトルでの各軸方向の干渉量（実切込み厚さの各軸成分）は、図4に示すように除去対象ボクセルの個数とボクセルの1辺の長さの積から計算できる。実切込み厚さ $h(\theta, z)$ は、 x 方向成分 h_x と y 方向成分 h_y 、 z 方向成分 h_z を用いて次式で表すことができる。

$$h(\theta, z) = \sqrt{h_x(\theta, z)^2 + h_y(\theta, z)^2 + h_z(\theta, z)^2} \quad (5)$$


 Fig.3 Tool model of instantaneous rigid force model¹⁾

 Fig.4 Geometric relationship between the removal voxels and the each axis component h_x , h_y , and h_z

3. 工具系の弾性変形の予測

本研究では、ボクセルモデルを用いた微小時間および微小空間分解能での切削力シミュレーションを用いることで、加工中に発生する切削力から工具系の変形量を算出して、その変形量に従って変化を実切込み厚さの変化を考慮した切削シミュレーションを行う。本研究では工具系の弾性変形をエンドミルのたわみによる変形、工具および工具ホルダ把持部での並進方向の変形および回転方向の変形と定義する。

エンドミルのたわみによる変形は、図5に示すように、分布荷重が作用する片持ちはりの変形として計算することができる。本研究では工具を工具軸方向に垂直な平面で分割した微小薄板要素ごとの工具切れ刃に作用する切削力を算出し、各微小薄板要素における変形量を求める。例えば、図5に示すように工具に $P_1 \sim P_3$ の荷重が加わっている場合、荷重 P_i が加わっている位置での変形量 v_i は次式で算出することができる。ここで、 E は工具材料のヤング率、 I は断面二次モーメント、 a_i は工具先端から荷重 P_i が作用する点までの距離、 b_i は工具把持部から荷重 P_i が作用する点までの距離を表す。また、 z_i は変形量を求める微小薄板要素の工具先端からの距離を表す。

$$v_i = \sum_{n=1}^3 \left(-\frac{P_n b_n^2}{2EI} z_i + \frac{P_n b_n^2 (3a_n + 2b_n)}{6EI} \right) \quad (6)$$

工具および工具ホルダ把持部での並進方向の変形は、図6に示すように把持部での構造部分での横方向の剛性によって、その変形量と力の関係はフックの法則で表現することができる。例えば、工具先端に並進方向の力 F が作用する場合、工具と工具ホルダ間のばね剛性を K_s とし、工具と工具ホルダ間の並進方向の変形量を δ_s とすると、変形量と力の関係は次式で表される。

$$F = K_s \times \delta_s \quad (7)$$

同様に、工具ホルダと主軸間のばね剛性を K_s とし、工具ホルダと主軸間の並進方向の変形量を δ_s とすると、変形量と力の関係は次式で表される。

$$F = K_s \times \delta_s \quad (8)$$

次に、工具および工具ホルダ把持部での回転方向の変形は、図7に示すように把持部での構造部分の回転により発生し、その変形量とトルクの関係は単純ねじりで表現することができる。例えば、工具と工具ホルダ間にトルク T_h が作用する場合、工具と工具ホルダ間のねじり剛性を R_h とし、工具の回転量を ϕ_h とすると、回転量とトルクの関係は次式で表される。

$$T_h = R_h \times \phi_h \quad (9)$$

同様に、工具ホルダと主軸間のねじり剛性を R_s とし、工具ホルダの回転量を ϕ_s とすると、回転量とトルクの関係は次式で表される。

$$T_s = R_s \times \phi_s \quad (10)$$

ここで、工具ホルダと主軸間のばね剛性やねじり剛性は主軸の回転の有無や回転数の大小により変化するが¹⁸⁾、本研究では工具系の弾性変形の予測モデルを簡略にするために、ばね剛性やねじり剛性は主軸の状態に依らず一定とする。

工具系の弾性変形を考慮した解析では、上述した工具系の変形量によって実切込み厚さが変化する。このため、工具系の弾性変形を考慮した解析を行うためには、まず工具系を剛体とみなして変形量を無視して算出した切削力 F を求め、その切削力から工具系の変形量 Δ を求め、この変形量に伴う実切込み厚さの変化をフィードバックして切削力 F' を再度算出し、工具系の変形量 Δ' を求める必要がある。このとき、工具系の変形量 Δ とその変形量を考慮した実切込み厚さによって算出される切削力から再度算出される工具系の変形量 Δ' の差異が最小となるまで繰り返し計算することで工具系の変形量が決定できる。工具系の変形量を決定する処理のフローチャートを図8に示す。解析手順の詳細を以下に示す。

1. 工具系を剛体とみなして変形量を無視して切削力 F を算出する。
2. 切削力 F に係数 P ($0 < P \leq 1$) を乗じた切削力 F_P を求め、その切削力による工具系の変形量 Δ を求める。
3. 変形量 Δ を考慮して求まる実切込み厚さによって算出される切削力 F' を求める。
4. 切削力 F' による工具系の変形量 Δ' を求める。
5. 切削力 F_P による変形量 Δ によって求まる工具先端での変位量 δ と切削力 F' による変形量 Δ' によって求まる工具先端での変位量 δ' を比較する。
6. 切削力 F' による変形量 Δ' によって求まる工具先端での変位量 δ' が大きい場合は、切削力 F_P での変形量が小さいため、二分法により変数 P を大きくして、再度手順2から処理を行う。切削力 F' による変形量 Δ' によって求まる工具先端での変位量 δ' が小さい場合は、変数 P を小さくして、同様に再度手順2から処理を行う。
7. 手順2から手順6を繰り返して、切削力 F_P による変形量 Δ によって求まる工具先端での変位量 δ と切削力 F' による変形量 Δ' によって求まる工具先端での変位量 δ' の差異を小さくして、

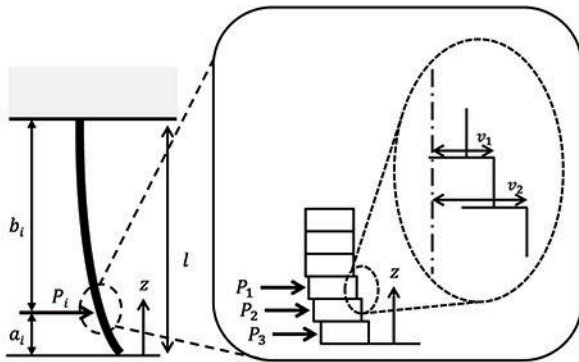


Fig.5 Tool Deflection calculated from the cutting force of each minute disk element

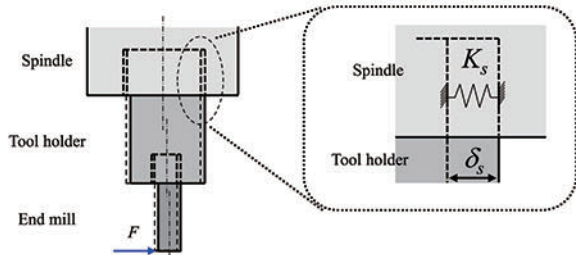


Fig.6 Elastic deflection model in translation direction

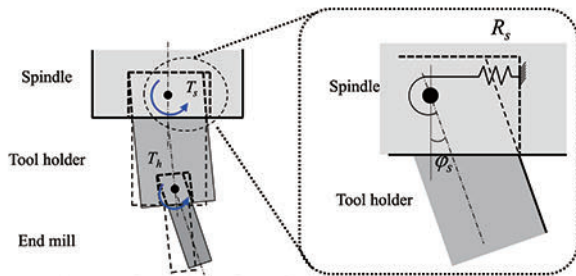


Fig.7 Elastic deflection model in rotation direction

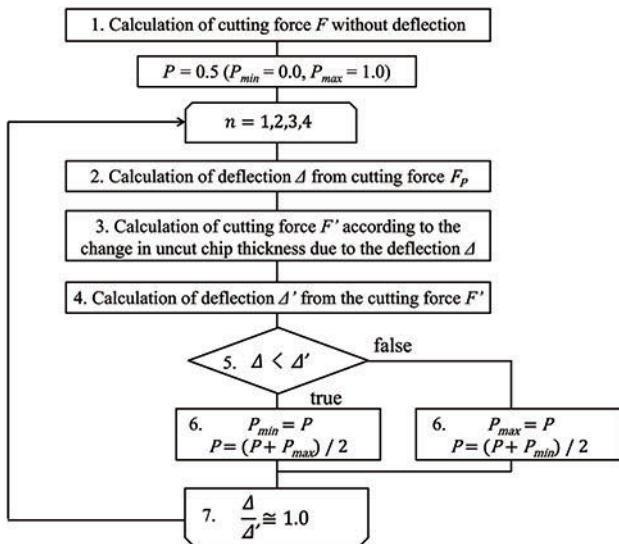


Fig.8 Iteration calculation to determine the elastic deflection of tool system

工具系の変形量を最終的に決定する。

本研究では、工具系の弾性変形をエンドミルのたわみによる変形、工具および工具ホルダ把持部での並進方向の変形および回転方向の変形を計算しているが、それらを考慮して算出される工具先端での変形量の差異を比較することで、工具系の変形量を最終的に決定している。

本研究では、微小時間領域での解析を行い、解析ステップごと

に工具系の変形量とそれに伴う実切込み厚さの変化を考慮して、切削力と工具系の変形量の関係式を満たすように解析を行うことが可能である。実際、加工精度には工具系の変形だけでなく被削材の変形も影響するが、本研究では工具系の変形のみに着目している。

4. 実加工によるシミュレーションの検証

提案手法の有効性を検証するためにスクエアエンドミルを用いた切削加工実験を行い、測定した加工面の断面形状とシミュレーションで予測した加工面の断面形状とを比較した。切削条件および切削シミュレーション条件を表1に示す。実験では立て形マシニングセンタを用いて切削加工を行い、加工後の形状を三次元形状測定機（KEYENCE VR-3000）で測定した。

切削シミュレーションでの切削力の予測に必要な切削係数を予備実験により決定し、決定した切削係数を表2に示す。本研究では、スクエアエンドミルのたわみを予測するために必要な曲げ剛性 EI は、ヤング率 E は使用する工具の材質から 220 GPa と決定し、断面二次モーメント I は仙波ら¹⁹⁾の先行研究を参考にして、使用する工具の刃先円の径に等しい円柱の 56% として決定した。ここで、正円の断面二次モーメントは次式で表される。 d は正円の直径を表す。

$$I = \frac{\pi d^4}{64} \quad (11)$$

また、工具系の弾性変形を予測するために必要な工具および工具ホルダ把持部のばね剛性およびねじり剛性は、図9に示すような荷重変位試験を行って決定した。荷重変位試験では、工具先端を動力計で拘束し、主軸を水平方向に移動させる。その際、動力計によって測定される負荷と工具系の各測定点での変位量を測定する。測定した負荷と各測定点での変位量との関係は図10のような結果となった。図10の結果より、本研究では負荷と変位量との関係を線形近似し、工具および工具ホルダ把持部のばね剛性およびねじり剛性を決定した。まず、図10(a)の主軸下部の測定点Aと工具ホルダ上部の測定点Bの差異から工具ホルダ把持部のばね剛性を決定した。次に、図10(b)の測定点Bと工具ホルダ下部の測定点Cの差異から工具ホルダ把持部のねじり剛性を決定した。本研究では工具ホルダのたわみによる変形は無視している。次に、図10(c)の測定点Cと工具上部の測定点Dの差異から工具把持部のばね剛性を決定した。最後に、図10(d)の測定点Dと工具下部の測定点Eの差異から工具把持部のねじり剛性を決定した。このとき、工具のたわみによる変形量は工具先端に加わる集中荷重と先に定義したヤング率 E および断面二次モーメント I より算出できるため、工具のたわみによる変形量を除いた差異から工具把持部のねじり剛性が求まる。決定したばね剛性およびねじり剛性を表3に示す。予備実験によって決定したこれらのパラメータを用いて提案した方法により工具系の変形量を予測して、加工面の形状を算出した。

図11(a)に測定した加工面の形状とシミュレーションで予測した加工面の形状を比較して示す。図11(b)では、切削開始位置(a)、工具系の変形量が定常となる位置(b)および切削終了位置(c)での加工面の断面形状の測定結果、工具系の弾性変形を考慮する場合の推定結果をそれぞれ比較している。工具系の弾性変形を考慮することで、加工面の断面形状には最大で 600 μm 程度の加工誤差が生じていることが予測で

き、断面形状の測定結果と概ね一致していることがわかる。しかしながら、切削開始位置(a)および工具系の変形量が定常となる位置(b)での工具把持部分に近い加工面に差異が見られ、推定結果では測定結果に比べて工具が被削材の方向に食い込んでいることがわかる。この原因は特定するまでに至っていないが、本研究で考慮していない被削材の変形、主軸回転数の変動、工具の振れ回り等の影響や、工具の断面二次モーメントの値を工具切れ刃部とそれ以外で同じ値を用いて予測していたためであると考えられる。それでも工具系の弾性変形を考慮しなければ加工面の形状や加工誤差が予測できないことから、本研究で提案した方法を用いた切削シミュレーションにより加工面の形状や加工誤差が予測可能となったことが確認できた。

5. 結 言

本研究では、これまで解析が困難であった工具切れ刃と被削材の接触状態が一樣ではない切削状態や非定常な切削状態で、工具系の弾性変形を考慮した切削シミュレーションを実現するために、ボクセルモデルを用いた工具微小回転量ごとの解析を行うシミュレーション技術を開発した。開発した方法の妥当性を検証するために切削加工実験を行い、加工面の断面形状の測定結果とシミュレーション結果とを比較して、以下に示すことが明らかとなった。

- (1) ボクセルモデルを用いた微小時間および微小空間の分解能での解析により、加工中に発生する切削力から工具系の弾性変形量を算出し、その変形量に従って変化する実切込み厚さの変化を考慮した切削シミュレーションが実現できる。
- (2) 工具系の弾性変形を考慮した切削シミュレーションによって、予測される切削後の加工面の形状は測定結果と概ね一致しており、定常状態および過渡状態の加工面の形状や加工誤差を適切に予測できる。

本研究で開発した工具系の弾性変形を考慮した切削シミュレーション方法は、加工中の工具挙動の解明や加工面の形状や加工誤差の予測において有用なツールになるものと考えられる。今後、開発したシミュレーション技術を活用し、工具系の変形による加工誤差の修正方法についての検討を進める予定である。また、工具系の変形だけでなく、被削材の変形を考慮したり、静的な弾性

Table 1 Cutting condition and cutting force simulation condition

Machine tool		NMV1500DCG
Workpiece	Material	C3604
	Tool type	Square end mill
Cutting tool	Material	HSS-Co
	Helix angle	30 °
	Number of flutes	4
	Diameter	6.0 mm
Cutting conditions	Cutting direction	Up cut
	Axial depth of cut	5.0 mm
	Radial depth of cut	2.0 mm
	Spindle speed	2000 min ⁻¹
	Feed rate	480 mm/min
Disk element thickness		0.025 mm
Minimum voxel size		0.050 mm

Table 2 Determined cutting coefficients

Cutting coefficients	K_{te}	10.3 N/mm
	K_{tc}	965.2 N/mm
	K_{re}	10.3 N/mm
	K_{rc}	223.9 N/mm ²
	K_{ae}	0.8 N/mm ²
	K_{ac}	282.7 N/mm ²

変形だけでなく、加工中の工具振動を表現するための方法について検討を進める予定である。

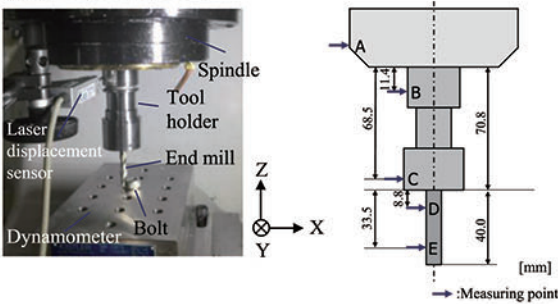
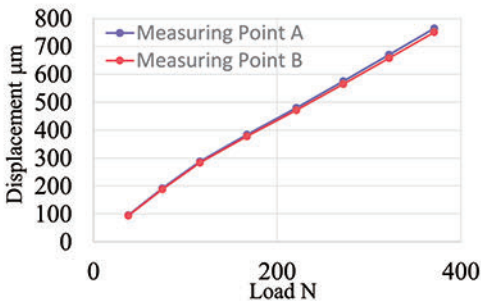
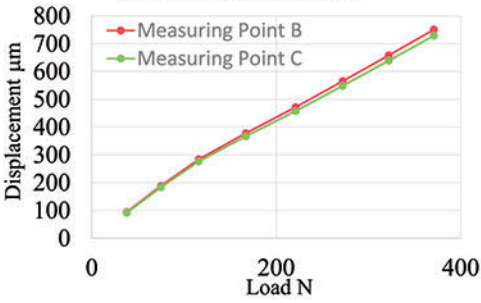


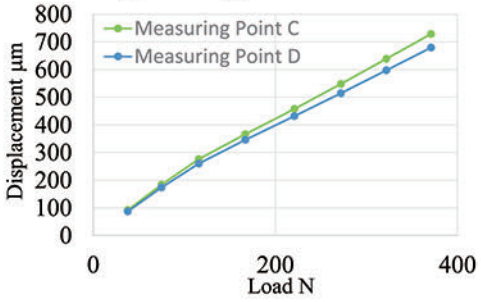
Fig.9 Load displacement test to determine spring constant and torsional rigidity



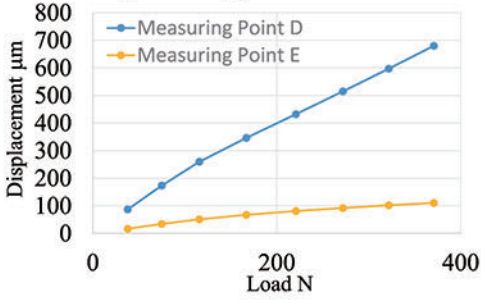
(a) Measuring point A and B



(b) Measuring point B and C



(c) Measuring point C and D



(d) Measuring point D and E

Fig.10 Experimental result of relationship between the load and the displacement on the load displacement test

Table 3 Determined spring constant and torsional rigidity

Tool – Tool holder	Spring constant K_h	7587 N/mm
	Torsional rigidity R_h	5735 Nm/rad
Tool holder – Spindle	Spring constant K_s	26884 N/mm
	Torsional rigidity R_s	79492 Nm/rad

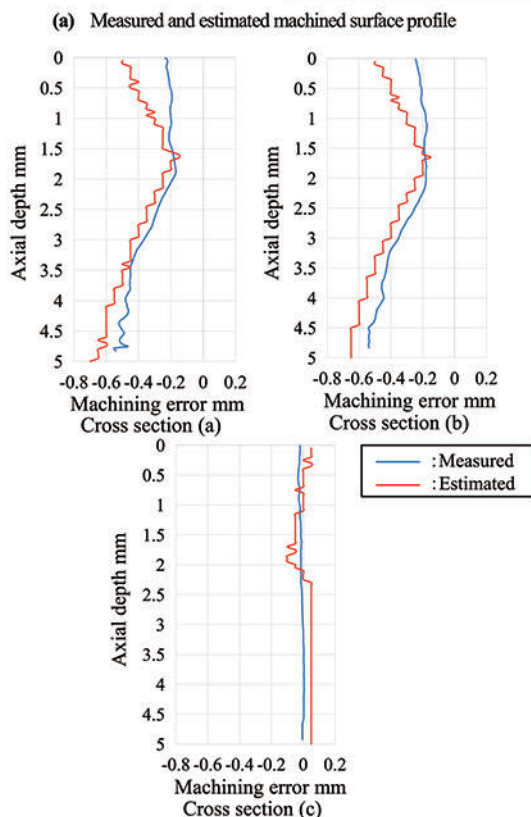
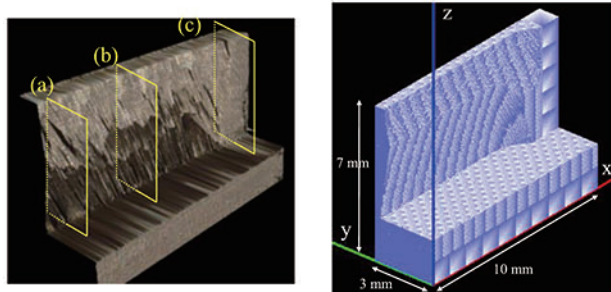


Fig.11 Comparing between the measured and the estimated result

謝 辞

本研究の一部は JSPS 科学研究費基盤研究(B) JP17H03158, 三豊科学技術振興協会(MAST), 兵庫県科学技術振興財団の助成を受けて行われました. 切削加工実験に使用した 5 軸立て形マシニングセンタ (DMG 森精機 NWV1500 DCG) は MTTRF より貸与されました. ここに謝意を表します.

参 考 文 献

- 1) J.Trusty et al.: Dynamics of Cutting Forces in End Milling, CIRP Annals, **24**, 1 (1975) 21.
- 2) D.Mongomery et al.: Mechanism of cutting force and surface generation in dynamic milling, J. of Eng. for industry, **113**, 2 (1991) 21.
- 3) Y.Altintas et al.: A General Mechanics and Dynamics Model for Helical End Mills, CIRP Annals, **45**, 1 (1996) 59.
- 4) K.Shirase et al.: Cutting force and dimensional surface error generation in peripheral milling with variable pitch helical end mills, Int. J of Machine Tools and Manufacture, **36**, 5 (1996) 567.
- 5) 松村 隆 他: 曲線切れ刃形状エンドミル加工における切削力解析 (第 1 報), 日本機械学会論文集(C), **69**, 688 (2003) 3396.
- 6) 中本 圭一 他: 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) 1308.
- 7) 長谷川 輝人 他: 被削材のボクセルモデルを用いたエンドミル加工の切削力シミュレーションと切削力の予測結果に基づく適応制御, 精密工学会誌, **82**, 5 (2016) 467.
- 8) 土棚善貴 他: Voxel 表現に基づく多軸制御加工切削シミュレーションの大規模並列処理手法, **79**, 5 (2013) 467.
- 9) 岸波建史 他: Voxel 表現法の機械加工シミュレータへの応用, 精密工学会誌, **55**, 1 (1989) 105.
- 10) Balasuabramaniam M. et al.: Generating 5-axis NC roughing paths directly from a tessellated representation, Computer-Aided Design, **32**, 4 (2000) 261.
- 11) Hauth S. et al.: Extended linked voxel structure for point-to-mesh distance computation and its application to NC collision detection, Computer-Aided Design, **41**, 12 (2009) 896.
- 12) 西田勇 他: ボクセルモデルを用いた切削シミュレーションにおける微小時間および微小空間解析の高速処理手法, 精密工学会誌, **84**, 2 (2018) 175.
- 13) 白瀬敬一 他: 工具変形を考慮した不等ピッチ切れ刃エンドミルの切削加工モデル, 精密工学会誌, **63**, 2 (1997) 269.
- 14) 西川隆敏 他: ボールエンドミルのたわみに起因する加工誤差の予測(第 1 報), 2008 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2008) 93.
- 15) 西川隆敏 他: ボールエンドミル加工時の工具たわみに起因する加工誤差予測, 2013 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2013) 457.
- 16) Shirase K. et al.: Cutting force and dimensional surface error generation in peripheral milling with variable pitch helical end mills, Int. J. Machine Tools Manufacturing, **36**, 5 (1996) 567.
- 17) 成田浩久 他: ヴァーチャルマシニングシミュレータを用いた NC プログラムの評価と修正, 日本機械学会論文集(C 編), **66**, 648 (2000) 2871.
- 18) A.Matsubara et al.: Evaluation of dynamic stiffness of machine tool spindle by non-contact excitation tests, CIRP Annals, **64**, 1 (2015) 365.
- 19) 仙波卓弥 他: 高剛性仕上げエンドミルの開発とその性能評価, 日本機械学会論文集(C 編), **55**, 511 (1989) 787.