

複合型 CNC 旋盤による加工での加工精度向上に関する研究 —フライス加工時における工作物挙動の解析と共振現象の回避—

笠原 和夫*¹, 吉田 亮二*², 大久保 雅文*³

Study on Improvement of Machining Accuracy in Machining with CNC Lathe Having a Milling Spindle —Analysis of Workpiece Behavior in Milling and Avoidance of the Resonance—

Kazuo KASAHARA *¹, Ryoji YOSHIDA *², Setsuko HARA *³

ABSTRACT : This study deals with an analysis of workpiece behavior and optimization of machining conditions with regards to milling of a shaft having a small flexural rigidity using ball end mills. In this paper, in order to apply a previously developed cutting model to milling of shafts, geometric quantities such as contact region between the cutting edge and the workpiece surface, and distribution of undeformed chip thickness along the cutting edge, are analyzed. Cutting forces are calculated using the cutting model and an energy method. Then, the workpiece deflection is analyzed on the basis of calculated results of cutting forces. It is found that the cutting forces and workpiece deflection show an increase at the location where the tool axis reaches about half of the center line of the shaft. Analysis of the resonance frequency of the workpiece is performed, and the relationship between the rotational speed of the spindle and displacement of the workpiece is clarified.

Keywords : milling, ball end mill, cutting force, workpiece behavior, resonance frequency

(Received September 7, 2012)

1. まえがき

近年、複数の刃物台やミーリング軸などの第2スピンドルを搭載した複合型CNC旋盤の開発が進み、生産性向上と省スペース、設備投資軽減などの点からその利用が急速に広まってきた。しかし長尺で曲げ剛性の低い軸などにフライス加工を施す工程においては、切削抵抗による工作物の弾性変形が加工部位の精度低下や仕上げ面粗さの悪化をもたらす。また加工条件によってはびり振動¹⁾を誘発して加工継続を困難にすることもある。従来こうした現象が生じた場合、経験に基づいて切削条件を変更したり、振れ止めを利用するなどしての対処がなされてきた²⁾。このため工作機械の稼働停止や段取り時間、

不良品発生率の増加が生じ、これらをいかに軽減・回避できるかといった点が大きな課題になっている⁴⁾⁵⁾。

本研究は以上を踏まえ、ボールエンドミルで軸に溝加工を施す工程をとりあげて、工作物のたわみ・振れ回りならびに共振現象発生状況の解析を行ない、工作物に生じる力学現象の解明と加工の中断や不良品発生を軽減・回避を目的とした加工条件決定手法の構築を試みるものである。

本報告ではその第一ステップとして、切れ刃と工作物との干渉領域、切れ刃に沿う切削厚さの分布といった切削過程の幾何学量を求め、これら諸量に基づき構成した切削モデル⁶⁾とエネルギー解法を適用して切削抵抗の予測を試み、工作物上の工具の移動に伴う切削抵抗の変化を明らかにする。次いでこの切削抵抗の予測値と、工作物とその支持系を含む弾性解析の有限要素モデル⁷⁾を用い、工作物のたわみ・振れ回りの推移について検討する。またモーダル解析を適用して得られた工作物の応答曲線(振動周波数

*¹ : システムデザイン学科教授 (kasahara@st.seikei.ac.jp)

*² : 理工学研究科エレクトロメカニクス専攻修士学生

*³ : システムデザイン学科助手

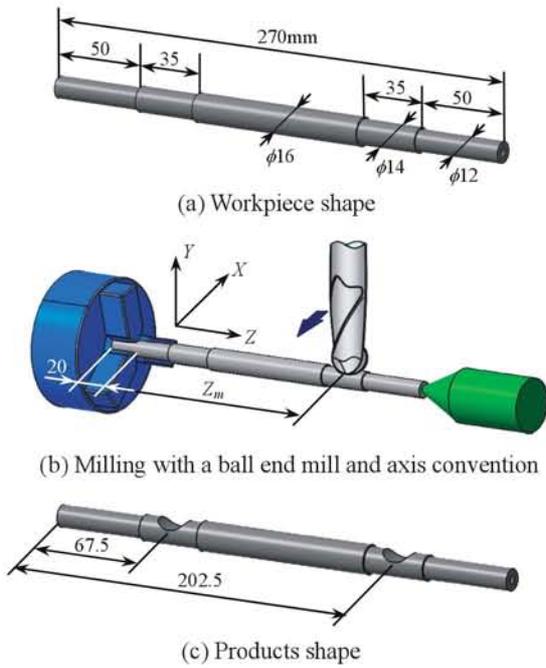


Fig.1 Scheme of slot milling of a shaft with a ball end mill, coordinate system used for definition of tool location on the workpiece, and workpiece and product shape.

と軸変位の関係)とインパルスハンマによる打撃試験の結果に基づいて、びびり振動と密接に関係する共振現象発生の予測と回避の可能性について述べる。

2. 加工様式の定義と工作物上の工具位置による幾何学量の変化

2.1 加工様式の定義と切削領域

図1は本研究でとりあげた段付き丸棒の形状とボールエンドミルによる溝加工の模式図を示す。同図(b)に示すように工作物回転軸をZ軸(チャックの爪の端面を $Z=0$ と定める)とするXYZ直交座標系を用い、丸棒への溝加工は工具軸がY軸に平行な姿勢でX軸の負方向に工具の送り運動を与えて行なうものとする。本報告ではセンタ側の2段目の円筒面を溝加工する場合をとりあげ議論する。

段付き丸棒の両端の支持条件は既報⁷⁾の旋削過程で扱ったものと同一であり、チャック把持部の長さは20mmとした。したがって、センタ側で溝加工した場合の爪の端面から工具回転軸までの距離 Z_m は182.5mmである。なお後述する切削過程の幾何学量、切削抵抗および工作物挙動の解析に際しては、工具の曲げ剛性が対象としている工作物のそれに比べて十分大きいので、工具は剛体として扱った。また解析の厳密さよりも煩雑さ軽減を優先させ、工作物の変位が切削過程の幾何学量および切削抵抗に及ぼす影響は無視することとした。

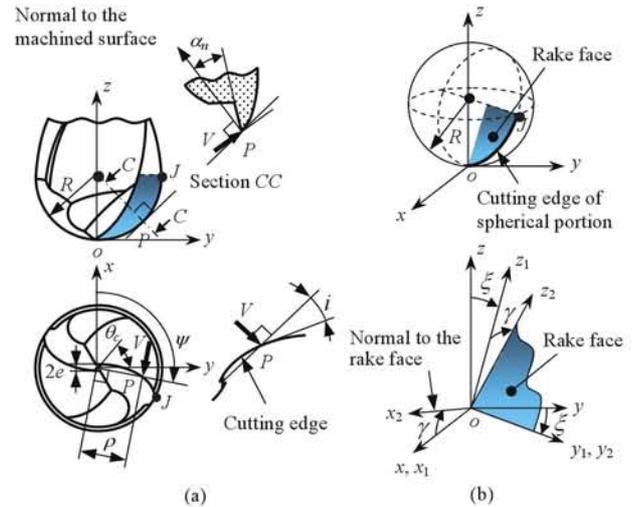


Fig.2 Geometrical configuration of a ball end mill

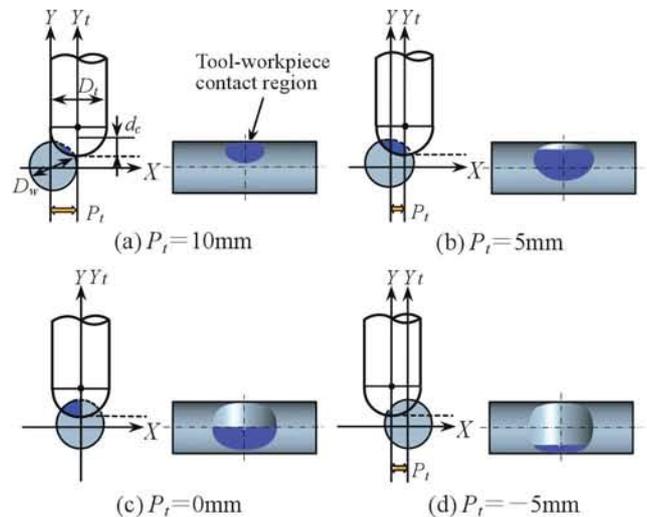


Fig.3 Transition of tool-workpiece contact region with tool location. Calculated conditions: tool diameter D_t , 20mm; helix angle δ , 30°; geometrical quantities of spherical portion (R , 10mm; ξ , 1°; γ , 25°; θ_c , 48°; e , 0.6mm), workpiece diameter of milling portion D_w , 14mm. Other conditions are the same as in Table 1

図2は切削抵抗の解析に用いたボールエンドミル先端部の幾何学的構成を示したものである。本研究においても球体部のすくい面は平面で近似して取り扱い⁶⁾、その位置と方向を図中の記号 e , ξ , γ で定める。これら諸値については、直径 D_t が20mm(球体部の半径 R は10mmである)、ねじれ角 δ が30°の標準の高速工具鋼ボールエンドミルに適合する $e=0.6$ mm, $\xi=1^\circ$, $\gamma=25^\circ$ を用いた。

図3に上記エンドミルで直径14mmの2段目の円筒面を表1に示す切削条件で溝加工した場合に形成される、工具と工作物との干渉領域(以下では切削領域と記す)の工具位置による推移を示す。工作物上の工具位置は図2に示した工具軸(z軸)に記号 Y_t を付けた軸と工作物軸間の距離を示す P_t で定め、この P_t は Y_t 軸が工作物軸に達す

Table 1 Cutting conditions

Depth of cut d_c mm	5
Feed f mm/tooth	0.05
Rotational speed N rpm	320
Tool	H.S.S.
Number of tooth	2
Material cut	S48C (annealed)
Cutting fluid	Fatty oil

るまでの前半の過程においては正、工作物中心軸を越えた後半の過程では負で表すものとする。

図(a)の溝加工の初期段階に相当する $P_t = 10\text{mm}$ での切削領域は工作物の中心軸上に達しておらず、またこのときの球体部先端は切削に関与していない。このため、工具軸方向から見た切削領域の投影は楕円に近いものとなる。図(b)の $P_t = 5\text{mm}$ のときには、切削領域は工作物の中心軸を超えて形成され、球体部先端が切削に関与する。この位置では工具通過後の仕上げ面が現われ、切削領域の投影は工作物の中心軸に平行な直線部を含むものとなる。同図に示される工具位置では、この段階における切削領域が最も広い。

図(c)の工作物軸上に工具軸が重なる $P_t = 0\text{mm}$ では、当然のことながら切削領域と仕上げ面との境界は工作物の中心軸上に形成される。さらに工具が前進した溝加工終了直前に相当する図(d)の $P_t = -5\text{mm}$ になると、切削領域の形成位置は中心軸上から離れその広さはかなり縮小する。

2. 2 切削厚さと切削断面

図4は図3に対応する各工具位置で、切れ刃上の任意位置を示す半径 ρ による切削厚さ t_1 の変化を示したものである。同図では工具の回転角 θ (図2(a)に示される y 軸から θ_c だけ傾いた中心部のエッジが Z 軸に平行な線分に重なり、工作物への食付きが開始する状態を $\theta = 0^\circ$ と定める)が80, 140, 200°の場合を示す。図(a)の $P_t = 10\text{mm}$ においては、 $\theta = 80^\circ$ では切れ刃の工作物への食付きが開始しておらず、また200°では切れ刃が切削領域を通過しているので $\theta = 140^\circ$ のみが示されている。図3で述べたように、この工具位置では半径 ρ が小さな球体部の先端は切削領域内に存在しないから、切削厚さ t_1 が大きな値をとる切れ刃の外周側のみで切削が行なわれる。

一方、図(b), (c), (d)の工具位置では上記いずれの回転角 θ でも切れ刃は切削に関与し、 t_1 が小さな球体部の先端が切削領域に含まれる点が、図(a)の場合と異なる。

上述のように工具位置によって切削領域の大きさは変化するから、切削に関与する切れ刃の領域、すなわち半径 ρ の範囲は図示のように異なるものになる。ただし、

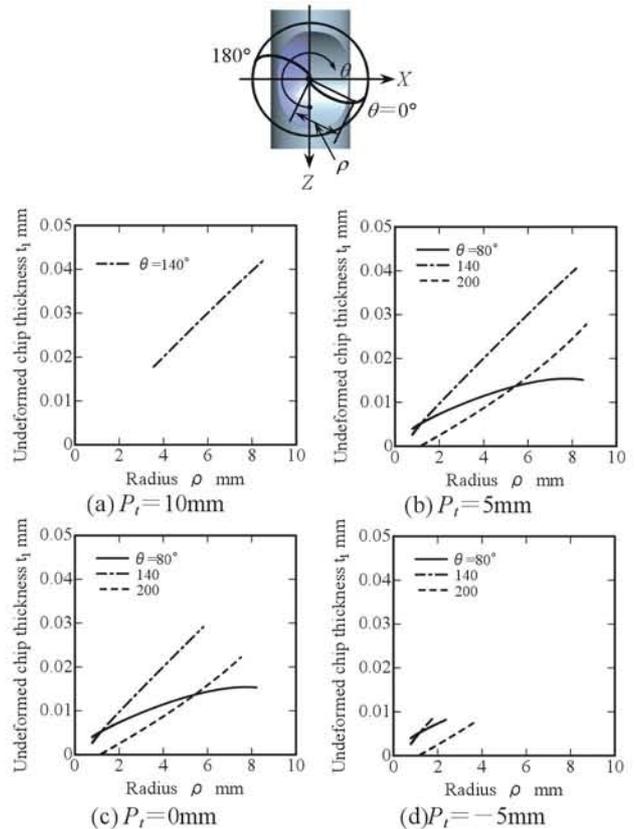


Fig.4 Variation of undeformed chip thickness with tool location on the workpiece. Cutting conditions are the same as in Fig.3 and Table 1

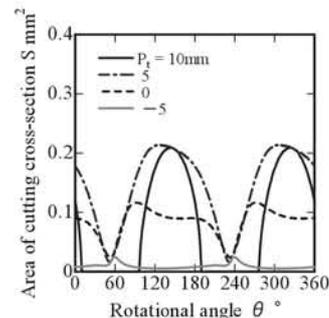


Fig.5 Variation of area of cutting cross-section with tool location on the workpiece. Cutting conditions are the same as in Fig.4

工具の移動に伴う工具姿勢の変化はないから、工作物上の工具位置によらず同一の回転角 θ , 切れ刃位置 ρ で切削厚さ t_1 は等しい値をとる。

図5は図4に示した切削厚さ t_1 に基づいて得られる各工具位置 P_t での切削断面積 S の回転角 θ による変化を比較したものである。切削初期段階の $P_t = 10\text{mm}$ では切れ刃と工作物が干渉しない $S = 0\text{mm}^2$ の状態が生じ、 S の変化の傾向は図上でほぼ左右対称な山形のものとなる。その後は工具の移動とともに波形の対称性は崩れ、 S の θ による変化はピーク部が凹むように推移する。

この現象は図4(a)~(d)の比較からわかるように、工具

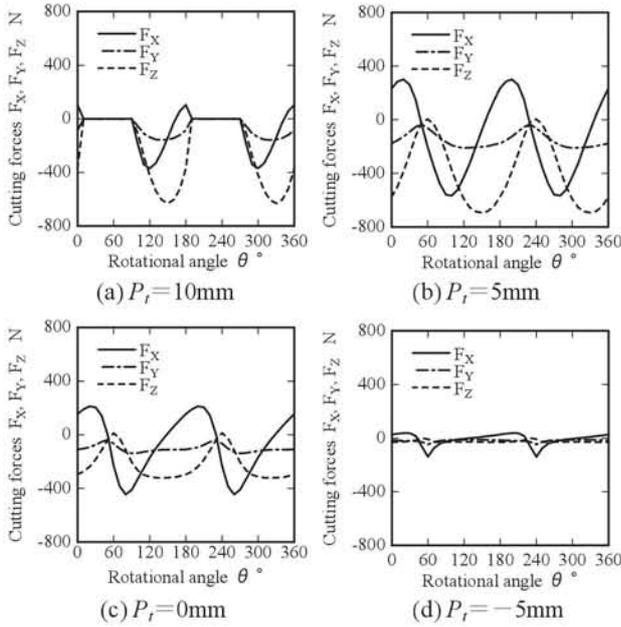


Fig.6 Variation of cutting forces with tool location on the workpiece. Cutting conditions are the same as in Fig.4

の移動とともに切削に関与する切れ刃位置が変化し、 t_1 が大きな外周側の切れ刃が切削に関与しなくなることで生じる。このため切削後半の $P_t = -5\text{mm}$ になると S は極めて小さくなるが、 $P_t = 10\text{mm}$ で見られるような切れ刃が工作物と干渉なくなる状態は生じない。以上の4段階の P_t では図3で示した切削領域と同様、 $P_t = 5\text{mm}$ のときに S は最大値をとる。

3. 切削抵抗の評価と工具位置による変化

ボールエンドミルによる溝加工時の切削抵抗の評価には、エネルギー解法に基づく切削モデル⁹⁾を利用した。図6はこれによって得られた工具が1回転する間の、工作物各軸方向に作用する切削抵抗分力 F_x , F_y , F_z の工具位置を示す距離 P_t による変化を示したものである。同図よりこの P_t にかかわらず、切れ刃の食付き開始から離脱まで F_y , F_z の2分力は負の値をとるのに対し、工具の移動方向に対応する分力 F_x は正と負の領域にわたって変化していることがわかる。溝の深さ方向に対応する分力 F_y の最大値に着目し、その大きい順に示せば $P_t = 5, 10, 0, -5\text{mm}$ となる。すなわち、 F_y は工作物の中心線上に工具軸が存在するときではなく、その前の段階で最大値をとる。この現象は図5に示した切削断面積 S の大きさに対応し生じているものと考えられる。

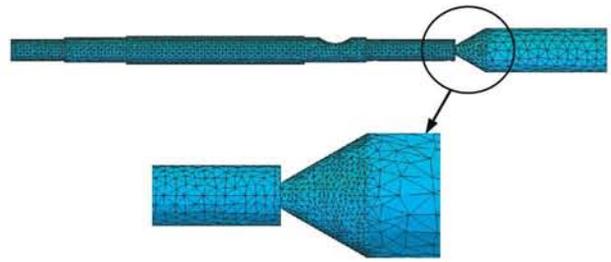


Fig.7 FEM model used in analysis of workpiece behavior in milling

Table 2 Conditions used in FEM analysis

Type of elements	Tetra
Number of elements	
Center	11000
Workpiece	33000
Young's modulus GPa	206
Poisson's ratio	0.3

4. 工作物挙動の解析モデルと検証実験

4.1 工作物挙動の解析モデル

図7に工作物挙動の解析で用いたFEMモデル(チャック部の支持条件は固着、センタ部の支持条件は回転センタの曲げ剛性を考慮した弾性支持である)を、また表2に解析条件を示す。具体的計算に際しては、Dassault社のCATIA V5を利用した。切削抵抗データは図6に示した3分力の計算値を用い、この3分力は切削断面積 S を2等分する切れ刃上の点で指定した。ただし、2枚の切れ刃が切削に関与する回転角 θ においては、2枚の切れ刃の切削抵抗データを上記の位置でそれぞれ指定し計算を進めた。

4.2 工作物の変位および固有振動数の測定方法

本節では切削抵抗の変動周波数が上述のチャック-センタ支持したときの工作物の固有振動数に比べて十分小さい場合をとりあげ、工作物挙動に関する解析結果の妥当性をまず検証する。次いで、工作物の固有振動数の評価のために行なった実験の概要を述べる。

図8は工作物変位の測定に用いた実験装置とセンサの設置状態を示す。工作機械は立形マシニングセンタ(大阪機工, MCV-410)を用い、そのテーブル上に設置したチャックと心押し台を介して予め図1(a)に示した形状に加工した工作物を取り付け、ボールエンドミルによる溝加工を表1に示した切削条件の下で行なった。

変位の検出・評価には渦電流式変位センサ(キーエンス, EX-305V)およびデータ収集システム(同, NR-2000)を利用し、これらセンサは図示のように溝の最深部に対

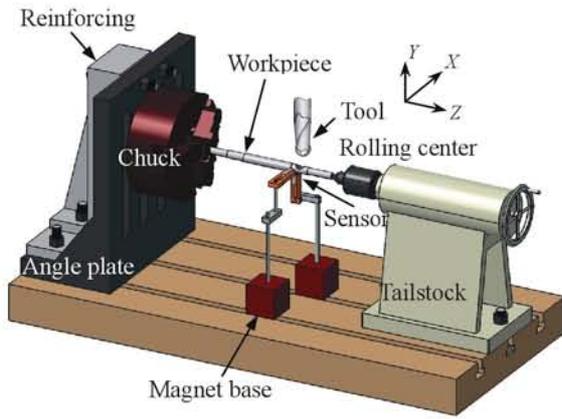


Fig.8 Experimental setup for measurement of workpiece deflection

応する位置で、 X および Y 軸方向の変位を測定できるように設置した。変位計測時のサンプリング周期は、工具が1回転する間に187点収録する1msとした。また工作物の共振点を確認するため、インパルスハンマ(小野測器, GK-2110), 加速度検出器(同, NP-3211)およびFFTアナライザ(同, DS-3000)を用い、図8に示した工作物装着状態で固有振動数を調べた。

5. 結果と検討

溝加工をチャック側とセンタ側で行なった場合に生じる工具挙動の比較検討は別報に譲り、本報告では既述のようにセンタ側で加工した場合を取り上げ議論を進める。

5.1 工作物の静的挙動の検討

図9および図10はセンタ側で溝加工した場合の工作物に生じる弾性変位の解析結果を、工具移動方向の前方に対応する X 軸の負方向と工具軸方向に対応する Y 軸の正方向から見た場合を示したものである。ただし両図の結果は図3(c)の工具軸が工作物軸上に位置する $P_t=0\text{mm}$ で得られたものであり、工作物のチャックへの挿入部分は削除し工作物の変位を75倍拡大して示している。

X 軸方向に関しては、 $\theta=0, 30^\circ$ では工具移動方向に対応する負方向に、 $\theta=60, 90, 120^\circ$ ではその逆の正方向に変位する状態が生じる。一方、溝の深さに影響を及ぼすと考えられる Y 軸方向の変位は切削過程全体で負方向のみ生じ、工具の回転に伴うその変化は X 軸方向に比べて小さい。

以上の工作物に見られる回転角 θ による変位の推移の傾向は、図6(c)に示した切削抵抗分力 F_x, F_y の θ の変化に対応するものである。 X, Y 軸方向ともに θ が 90° 付近で工作物の変位は最も大となり、 X 軸方向に関しては、この θ のときに僅かではあるが図上でのセンタの変位も認められる。

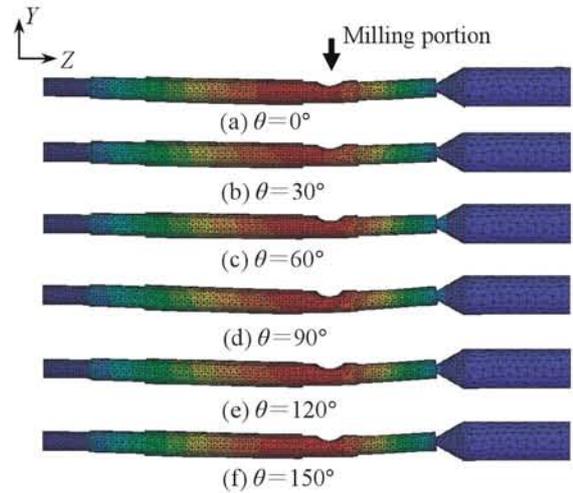


Fig.9 Analysis results of workpiece deflection of Y axis direction obtained by using cutting force data shown in Fig.6 (c)

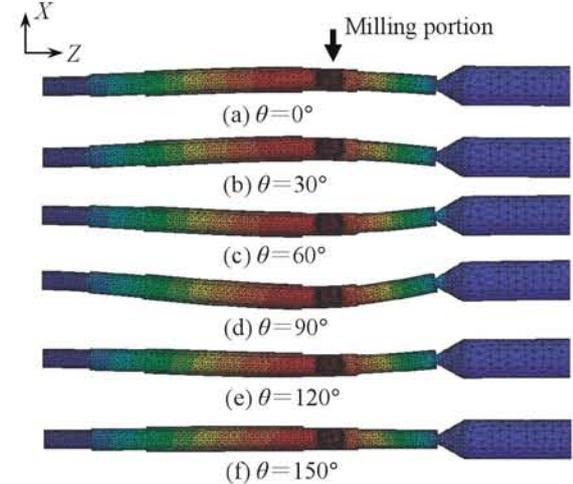


Fig.10 Analysis results of workpiece deflection of X axis direction obtained by using cutting force data shown in Fig.6 (c)

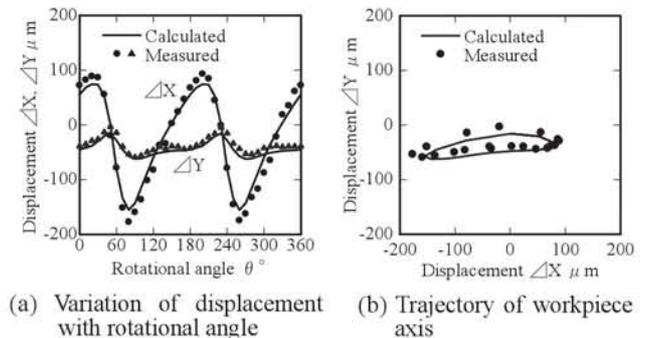


Fig.11 Comparison between calculated and experimental results of workpiece behavior ($P_t=0\text{mm}$). Cutting conditions: material cut, S45C steel; tool, H.S.S.; cutting fluid, fatty oil. Other conditions are the same as in Fig.4

図11は図9, 10に対応する $P_t=0\text{mm}$ の工具位置での工作物の変位を定量的に示したもので、同図の実線は同条件下で得られた計算結果である。同図(a)は溝の最深部に

対応する工具軸直下での回転角 θ による工作物軸の変位の推移を、また同図(b)はこの部位でのセンタ側から見た工作物軸の振れ回りの軌跡を示す。軌跡の移動領域を見ると、X軸方向では $-160\sim 70\mu\text{m}$ 付近であるのに対し、Y軸方向では $-20\sim -50\mu\text{m}$ と小さいが常に負の範囲に存在することがわかる。すなわちこの変位は、溝深さを所定の深さより浅くさせることを意味する。

同図(a), (b)にそれぞれ示される●と▲印は、4節で述べた実験装置と手順により得られた変位の測定結果である。測定結果と計算結果の比較から、両者は良好な一致が得られていると言える。すなわち、この結果から切削抵抗の予測結果と工作物挙動の検討に用いた図7のFEMモデルの構成が妥当であり、表1に示した切削条件下での工作物挙動の予測は十分可能であると考えられる。またこのような結果が得られたもうひとつの要因として、後述のインパルスハンマによる固有振動数の評価結果(1次の固有振動数:約600Hz)と比べ、以上の解析で対象とした工具の回転数 $N=320\text{rpm}$ のときの切削抵抗の変動周波数(約10Hz)が大きく離れていることが挙げられる。

5.2 共振現象発生回避の検討

図12に図7のFEMモデルと図6(c)に示した $\theta=90^\circ$ で得られる F_X と F_Y の合力の最大値を用い、モーダル解析によって得られた周波数と溝加工部位における工作物軸変位との関係を示す。ただしこの解析にあたっては、切削抵抗分力の大きさの回転数による変化は無いものとした。

同図の結果が示すように、切削抵抗の変動周波数が $N=320\text{rpm}$ の場合に相当する10Hz程度の低い周波数の領域で生じる工作物軸の変位の大きさは、概ね図11に示されるそれに対応するものである。しかし周波数すなわち工具の回転数の増大とともに変位の大きさは増大する傾向を示し、600Hz付近で急増し変位に顕著なピークが生じている。この周波数は2枚刃の工具による切削過程に対応させて考えると、約18000rpmの回転数で加工した場合に相当する。

図13はインパルスハンマを用いた打撃試験の結果である。同図に見られるように600Hz付近で1次の固有振動数が現れており、この周波数は図12に示した解析による共振周波数とほぼ一致する。したがって図12, 13の結果から、工作物の弾性解析を対象として構成したFEMモデルと既報の切削モデル⁹⁾を適用して得られる切削抵抗を利用すれば、びびり振動と密接に関係する共振点の解析による評価は十分可能であると考えられる。

溝加工部位、工作物上の工具位置 P ならびに工具姿勢を変えた場合の工作物挙動についての詳細な検討は、実験結果との比較をとおして別報で述べる。

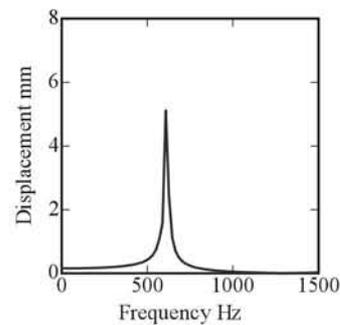


Fig.12 Relationship between frequency and displacement of the workpiece obtained by modal analysis

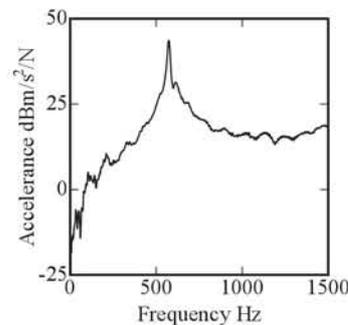


Fig.13 Result of acceleration obtained by using impulse hammer

6. むすび

長尺な軸の円筒面にフライス加工を行なった場合の工作物のたわみ、共振発生によって生じる加工の中断や不良品発生の軽減・回避を可能とする加工条件決定手法の構築を目的として、チャック-センタ支持された軸にボールエンドミルで溝加工を施す場合をとりあげ、工作物挙動の予測を試み以下の結論を得た。

- (1) 円筒面をボールエンドミルで軸に垂直な方向に溝加工した場合の切削領域、切れ刃に沿う切削厚さの分布および切削断面積といった切削過程の幾何学量の工具位置による変化・差異を明らかにした。
- (2) 上記幾何学量に基づき構成した切削モデルを用いて得られた計算結果に基づき、切削抵抗は工具軸が工作物中心軸上に達する前の段階で最大値をとることを示した。
- (3) 工作物の弾性変位は工具軸方向より工具移動方向で大となり、また前者に関しては溝深さが浅くなるように生じる。
- (4) 上記の工作物変位の予測結果と測定結果との比較をとおして、予測結果の妥当性を検証した。

- (5) 固有振動数の解析結果とインパルスハンマによる打撃試験の結果との比較をとおして、共振現象発生回避に繋がる主軸回転数の検討が可能であることを示した。

参考文献

- 1) 赤澤 浩一, 社本 英二: 低剛性工作物のボールエンドミル加工における再生型びびり振動に関する研究, 精密工学会誌, 75, 8, (2009) 984.
- 2) 土井雅博, 中澤俊介, 山口裕文: 旋削加工におけるびびり振動の発生判定に関する研究, 日本機械学会論文集(C編), 62, 600, (1996)3308.
- 3) 辺見信彦, 村田良司: 能動型振れ止め機構による旋削加工時の振動防止に関する研究, 日本機械学会論文集(C編), 63, 612, (1997)2886.
- 4) 小池雄介, 松原 厚, 西脇眞二, 泉井一浩, 山路伊和夫: 加工点工作物変位を最小化する切削プロセスの設計, 精密工学会誌, 76, 12, (2010) 1406.
- 5) Y. Altintas: Manufacturing Automation, Cambridge University Press, (2006) 67.
- 6) 笠原和夫, 広田明彦, 笹井洋介: ボールエンドミル切削における切りくず生成状態と切削抵抗の予測 (第1報) —球体部の切れ刃形状と切削模型—, 精密工学会誌, 69, 3, (2003)396.
- 7) 笠原和夫, 広田明彦, 滝野亮人: CNC 旋盤による加工での切削抵抗データに基づく加工精度向上, 精密工学会誌, 77, 6, (2011) 581.