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*

— 切削送り方向周りの工具傾斜を考慮した解析モデルの構築 —

赤 澤 浩 一** 社 本 英 二***

Study on Regenerative Chatter Vibration in Ball End Milling of Flexible Workpieces
— Construction of Analytical Model with Consideration of Tool Inclination around Cutting Feed Direction —

Koichi AKAZAWA and Eiji SHAMOTO

The paper presents an analytical method to predict critical cutting conditions for regenerative chatter vibration in ball end milling process. The ball end milling is an important precision machining process, which is used in production of impellers, screw propellers and turbine blades with free-form surfaces. As these thin structures are flexible, the regenerative chatter vibration often occurs and causes severe problems such as short tool life and deterioration of surface quality. Therefore, an analytical model is developed with consideration of tool inclination around cutting feed direction, and it is applied to predict the stability limits at varied inclination angle in the present research. The ball end milling experiments are also conducted at various inclination angles to verify the developed analytical model. It is confirmed that the critical depths of cut predicted by the developed model agree qualitatively with experimental results at various tool inclination angles. Both the analytical and experimental results show that the critical depth can be increased considerably by the tool inclination around the cutting feed direction, and thus it is expected that the developed model will be useful to optimize tool path, inclination and other machining conditions for highly-efficient ball end milling of the flexible workpieces.

Key words: ball end milling, regenerative chatter vibration, flexible workpiece, tool inclination

1. 緒 言

ボールエンドミル加工は、金型や航空機部品など、自由曲面を有する複雑な形状の部材を加工する際に用いられる重要な加工法である。しかしながら、工作物形状の制約から細長いボールエンドミル工具を使用する場合、あるいは工作物がインペラーやスクリーなどの薄い形状の場合などには、低剛性による再生型びびり振動が発生しやすく、加工条件に制約を受け、加工能率向上の障害となっている。

びびり振動の抑制に関しては、これまでに不等ピッチエンドミルや不等リードエンドミルに関する研究や、理論的にびびり振動が発生する限界切込みが高くなる条件を求める試みが多くなされてきた^{1)~6)}。一方、近年の工作機械の多軸化により、加工面に対する工具姿勢（ボールエンドミル工具の切削送り方向周りの傾斜、およびピックフィード方向周りの傾斜）の自由度が高くなっている。

そこで本研究では、再生型びびり振動安定限界が高い工具傾斜角度を選択することで、再生型びびり振動を抑制し、より高効率な加工を達成することを最終的な目的とする。このための第1段階として、本報では、低剛性工作物を加工する場合において、切削送り方向周りの工具傾斜を考慮して再生型びびり振動安定限界を予測する数値解析モデルを構築し、実験的検証を行う。具体的には、まず傾斜角を持つボールエンドミル加工において、切削力増分モデルを構築し、振動方向に微小変位を仮定した場合の平均的な切

削力増分を算出する。次にこの切削力増分と、低剛性工作物のコンプライアンス伝達関数測定値から再生型びびり振動安定限界を解析する。さらに、加工実験により解析モデルの妥当性を検証する。

2. ボールエンドミル加工における安定限界の予測

加工プロセスにおいて発生する振動は、その瞬間の切込み深さを変化させるのみならず、仕上げ面に転写されて次の加工においても切込み深さの変化を生じさせる（再生効果）。図1に示すように、これらの差によって現在の切込み深さが変動し、加工プロセスを通して切削力変動を生じる。これが加振力となり、低剛性構造のコンプライアンス伝達関数を通して再び振動を生じる。この閉ループ系の安定判別によって再生型びびり振動の安定限界を解析し得る⁷⁾⁸⁾。従って、伝達関数が既知であり、加工条件として切れ刃通過周期 T が決まっているとして、加工プロセス部分のゲイン、すなわち単位振動変位に対して発生する切削力変動量

Fig. 1 Block diagram of ball end milling process with regenerative chatter vibration

* 原稿受付 平成20年10月21日

** 正会員 (株)神戸製鋼所 (神戸市西区高塚台1-5-5)

*** 正会員 名古屋大学 (名古屋市中区千種区不老町)

Fig. 2 Change in position of cutting edge engaged in workpiece by changing tool inclination

を算出することができれば、安定限界を予測し得る。

なおエンドミル加工では、工具回転角度に依存して切削に関与する切れ刃の数や切削方向が変化するため、上記の加工プロセスゲインは一定値ではない。しかし、通常、びり振動が切れ刃通過周期の間に大きく成長、減衰することはないため、変動する加工プロセスゲインを平均して一定値として扱い得ることが実証されている^{6)~8)}。

一方、ボールエンドミル加工における切削力の予測に関しては、これまでにいくつかのモデルが提案されているが⁹⁾¹⁰⁾、上述のようにびり振動の安定限界解析においては、切削力そのものではなく、その変動成分のみが必要となる。そこで本研究では、切削送り方向周りの工具傾斜を考慮し、微小変位によって生じる切削力増分を予測する解析モデルを構築する。

2.1 加工プロセスゲインの算出

薄板状の低剛性工作物の加工を対象とした場合、びり振動は工作物の振動により発生する。その振動方向は工作物の形状に依存するが、ここでは単純に板厚方向に振動する場合に限定する。この場合、上述の特性より、びり振動の安定限界を決定する加工プロセスゲインは、工作物が板厚方向に単位長さだけ変位した場合に生じる切削力増分の振動方向（板厚方向）成分の平均値によって近似し得る。なお正確には、一刃前の振動痕を現在の切れ刃が全て削り取るわけではないので、図1に示す時間遅れ項には1より若干小さな係数を乗じる必要がある。しかし、通常のボールエンドミル加工では1刃あたりの送り量 f がボールエンドミルの半径 r に比べて十分に小さいため、ここでは上記係数を1で近似し、一刃前の振動痕を現在の切れ刃が全て削り取るものとして定式化を進める。

ボールエンドミルに傾斜角を与えて加工を行う場合は、工具の切削送り方向を紙面鉛直下向き方向にとると、図2に示すように傾斜角度 α により加工に関与する切れ刃の位置（切れ刃の角度）が変化し、工具軸方向から見た工作物の除去部分の形状が大きく変化する。このため、傾斜角度が加工プロセスゲインに対して大きな影響を持つ。

工具の傾斜角度 α が 30° の場合を例にとると、板厚方向の微小変位 Δd によって、工作物の除去断面形状は図3に示

Fig. 3 Change of cutting shape of cross-section by small displacement

Fig. 4 Geometric model of ball end mill

すように変化する。具体的には、工具切れ刃の加工に関与する角度範囲が若干増加する。また、工具回転軸と垂直な断面 A-A を見ると、切り取り厚さが増加し、さらに加工を行なう角度範囲（逆に言えば空転角度範囲）も若干増加する。これらの変化によって切削力が増加し、この場合には、その板厚方向成分がびり振動を励起する。

本研究では、切削力増分を算出する上で、エンドミルの切れ刃を微小切れ刃の集合であると考え、図4に示すように、まず各微小切れ刃に作用する切削力の増分の振動方向成分を計算し、その後積算することによって、全体の切削力増分を計算する。

図3に示すように、エンドミルの円弧切れ刃の中心を原点とする直交座標系（工具座標系）を考えると、エンドミ

ルの各微小切れ刃の加工軌跡 (x, y, z) はエンドミルの回転角度 θ や円弧切れ刃の角度位置 ϕ により式(1)で計算することができる。

$$\left. \begin{aligned} x &= r \sin \phi \cos \theta \\ y &= -r \sin \phi \sin \theta \\ z &= -r \cos \phi \end{aligned} \right\} (1)$$

板厚方向への微小変位 Δd により、微小切れ刃において切削厚さが増加する。その増加量 Δc_t は次式により算出される。

$$\Delta c_t = \Delta d (-\sin \theta \cos \alpha \sin \phi + \sin \alpha \cos \phi) \quad (2)$$

この切削厚さの増加により、微小切れ刃に作用する切削力増加量とその振動方向（板厚方向）成分は、比切削抵抗を用いて次のように表すことができる。

$$\begin{Bmatrix} dF_t \\ dF_r \\ dF_a \end{Bmatrix} = \Delta c_t r d\phi \begin{Bmatrix} K_t \\ K_r \\ K_a \end{Bmatrix} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} dF_v(\phi, \theta, d_c) &= -\cos \alpha (\cos \theta dF_t + \sin \phi \sin \theta dF_r + \cos \phi \sin \theta dF_a) \\ &\quad - \sin \alpha (-\cos \phi dF_r + \sin \phi dF_a) \end{aligned} \quad (4)$$

ここで、 dF_t , dF_r , dF_a , dF_v は、それぞれ微小切れ刃に作用する切削力増分の主分力成分、背分力成分、それらに垂直な方向成分、および振動方向成分であり、 K_t , K_r , K_a はそれぞれ主分力方向、背分力方向、それらに垂直な方向の比切削抵抗を示している。また、 d_c は板厚方向の切込み量である。次に、切れ刃全体に作用する切削力の増分の振動方向成分 F_v は、式(5)に示すように dF_v を積分することにより求められる。

$$F_v(\theta, d_c) = \int_{\phi_{\min}}^{\phi_{\max}} dF_v \quad (5)$$

ここで、 $\phi_{\min}$ および $\phi_{\max}$ は、回転角度 θ において加工に関与する切れ刃の角度位置 ϕ の最小値と最大値である。これらの算出方法については次節において述べる。

次に、上記の振動方向切削力増分 F_v の工具 1 回転中の平均値 $F_{v_{avr}}$ は式(6)により算出することができる。

$$F_{v_{avr}}(d_c) = \frac{N}{2\pi} \int_0^{2\pi} F_v(\theta, d_c) d\theta \quad (6)$$

ここで、 N はエンドミル工具の刃数である。ここで、初めに仮定した微小変位量 Δd と上式で求められる切削力増分の関係を求めた結果を図 5 に示す。図に示されるように、現実的な振動振幅の大きさ ($0 \sim 100 \mu\text{m}$) において、微小変位量 Δd と切削力増分の間にはほぼ線形関係が認められる。本報の数値解析においては、振動発生初期の安定性を解析することから、微小な変位量として $\Delta d = 5 \mu\text{m}$ を仮定する。そして、式(6)で求められる切削力増分を微小変位量で割ることによって、単位変位量に対する切削力増分、すなわち加工プロセスゲインを式(7)によって求める。

Fig. 5 Relationship between small displacement and cutting force increment at $d_c = 1.0 \text{ mm}$, $p_f = 1.0 \text{ mm}$, $f = 0.025 \text{ mm/tooth}$, $r = 5 \text{ mm}$ and $\alpha = 45^\circ$

$$f_{v_{avr}}(d_c) = \frac{F_{v_{avr}}}{\Delta d} \quad (7)$$

2.2 切削領域の判別

ここでは、上述の切削力増分を式(5)によって計算するため、各回転角度において加工に関与する切れ刃の範囲 ($\phi_{\min}$ および $\phi_{\max}$) を求める。この計算は、各微小切れ刃が、現在の加工によって除去されるべき部分（図 3 の灰色部分）の内部にあるかどうかを判定することによって数値的に行う。

微小変位 Δd を考慮すると、一つ前の加工パスにおいて工具中心は点 $(0, p_f \sin \alpha - \Delta d \cos \alpha, p_f \cos \alpha + \Delta d \sin \alpha)$ を通ることから、この前加工パスによる仕上げ面は式(8)によって示される円筒面となる。

$$(y - p_f \sin \alpha + \Delta d \cos \alpha)^2 + (z - p_f \cos \alpha - \Delta d \sin \alpha)^2 = r^2 \quad (8)$$

ここで、 p_f はピックフィード量である。また、工作物上面は式(9)によって表される平面である。

$$z = y / \tan \alpha - (r - d_c - \Delta d) / \sin \alpha \quad (9)$$

次に、一つ前の切れ刃による仕上げ面は、次式のように、点 $(f, -\Delta d \cos \alpha, \Delta d \sin \alpha)$ を中心とする球面によって近似することができる。

$$(x - f)^2 + (y + \Delta d \cos \alpha)^2 + (z - \Delta d \sin \alpha)^2 = r^2 \quad (10)$$

上式(8), (9), (10)によって、加工領域の境界を定義することができる。従って、式(1)によって算出される微小切れ刃の位置が図 3 の灰色部内にある場合に、切削が行われるため、各回転角度 θ において、式(11)によって切削の有無を判別することにより、数値的に式(5)の積分を実行することができる。

$$\left. \begin{aligned} (y - p_f \sin \alpha + \Delta d \cos \alpha)^2 &+ (z - p_f \cos \alpha - \Delta d \sin \alpha)^2 \geq r^2 \\ z &\leq y / \tan \alpha - (r - d_c - \Delta d) / \sin \alpha \\ (x - f)^2 + (y + \Delta d \cos \alpha)^2 + (z - \Delta d \sin \alpha)^2 &\geq r^2 \end{aligned} \right\} (11)$$

ただし、工具傾斜角 α が 90° 以上の場合については、切込み量によってボールエンドミル側面の直線状切れ刃が切削に関与することがある。その場合には、直線切れ刃の軌跡を式(12)により算出し、直線切れ刃部による切削を考慮した式(13)によって判別することができる。

$$\left. \begin{aligned} x &= r \cos \theta \\ y &= -r \sin \theta \end{aligned} \right\} (12)$$

$$\left. \begin{aligned} z &\leq y / \tan \alpha - (r - d_c - \Delta d) / \sin \alpha \\ y &\leq -r + p_f \sin \alpha + \Delta d \cos \alpha \\ &\quad (z > -p_f \cos \alpha + \Delta d \sin \alpha) \\ (x - f)^2 + (y + \Delta d \cos \alpha)^2 &\geq r^2 \quad (z > \Delta d \sin \alpha) \end{aligned} \right\} (13)$$

2.3 安定限界の予測

次に、上述の加工プロセスゲインを用いて、再生型びり振動の安定限界すなわち臨界切込み量を予測する。本研究のように振動が1方向に限定される場合、図1に示すブロック線図は2次元的な旋削(突切り加工)におけるものと基本的に同じであり、その理論的解法の適用が可能であると考えられる。突切り加工における臨界切削幅とそれに対応する回転数は、次のように求められる¹¹⁾。

$$a_{\text{lim}} = \frac{-1}{2KG(\omega_c)} \quad \text{or} \quad a_{\text{lim}}K = \frac{-1}{2G(\omega_c)} \quad (14)$$

$$T = \frac{60}{n} = \frac{1}{\omega_c} \left[2k\pi + \left(3\pi + 2 \tan^{-1} \frac{H(\omega_c)}{G(\omega_c)} \right) \right] \quad (15)$$

($k = 0, 1, 2, \dots$)

ここで、 a_{lim} は臨界切削幅、 K は振動方向(背分力方向)の比切削抵抗、 G と H はそれぞれ伝達関数の実部と虚部、 ω_c はびり振動周波数、 T は主軸回転周期、 n は主軸回転数である。

上式(14)において、臨界切削幅 a_{lim} と比切削抵抗 K を掛け合わせた値 $a_{\text{lim}}K$ は、突切り加工において単位長さの振動変位を生じた際の背分力増分であり、前述の加工プロセスゲイン f_{avr} に相当する。従って、対象とするボールエンドミル加工プロセスでは、式(14)および(15)をそれぞれ式(16)および(17)に書き換えることができる。

$$f_{\text{avr}}(d_{\text{c,lim}}) = \frac{-1}{2G(\omega_c)} \quad (16)$$

$$T = \frac{60}{nN} = \frac{1}{\omega_c} \left[2k\pi + \left(3\pi + 2 \tan^{-1} \frac{H(\omega_c)}{G(\omega_c)} \right) \right] \quad (17)$$

($k = 0, 1, 2, \dots$)

式(16)により算出される $f_{\text{avr}}(d_{\text{c,lim}})$ は再生型びり振動が発生する臨界の加工プロセスゲインであり、伝達関数の実部により決定される。具体的には、加工条件(d_c, p_f, f, r, α)を入力値として式(7)によって計算される加工プロセスゲイン f_{avr} が臨界値を上回った場合に再生型びり振動が発生することになる。つまり、本手法による加工プロセスゲインの計算と式(16)、(17)による臨界値の計算を組み合わせることにより、任意の加工条件(p_f, f, r, α)でびり振動が発生する臨界条件(切込み量 $d_{\text{c,lim}}$ 、回転数 n)を予測することができる。

Table 1 Experimental and analytical milling conditions

Spindle speed $n \text{ min}^{-1}$	5500
Feed rate $f \text{ mm/tooth}$	0.025
Depth of cut $d_c \text{ mm}$	0.1 – 4.0
Pick feed $p_f \text{ mm}$	1
Inclination angle α°	10 – 170
Tool radius $r \text{ mm}$	5
Number of teeth N	2

Fig. 6 Schematic illustration of flexible workpiece fixture and experimental setup

3. 実験方法

立型マシニングセンタによりボールエンドミル加工を行い、びり振動の発生有無の検証を行った。工具には直径10mmの超硬ボールエンドミル(三菱マテリアル(株)製C-2MB)、加工機械にはオークマ(株)製立型マシニングセンタMILLAC 3VA-DSを使用し、工作物には構造用炭素鋼S45Cを用いた。切削条件については、表1に示すように粗加工を想定して設定した。

工具回転数については、再生型びり振動の振動周波数や臨界切込みに影響を与えることが知られている。しかし、本研究ではこの影響より工具傾斜角度の影響に興味があるため、ここでは回転数を 5500 min^{-1} に固定することにより、回転数の影響を排除した。また、この工具回転数に対応する振動周波数および臨界プロセスゲイン $f_{\text{avr}}(d_{\text{c,lim}})$ を算出するために、インパルス応答法により工作物の伝達関数を測定した。

次に工作物については、薄板状工作物を模擬するため、図6に示すように低剛性の薄板状治具を製作し、その上部に幅40mm、長さ80mm、厚み10mmの工作物を取り付けて、突き出し長さが約70mmとなる部位に加工を行った。また、工作物に対する工具の傾斜角度 α については、本治具をマシンバイスに固定する角度を変化させることにより調整した。加工に際しては、所定の角度で固定された工作物の傾斜面に対して予め溝加工を行い、その後ピックフィードを与えて加工を実施してびり振動の発生有無を調べた。びり振動発生判定は、加工後の加工面性状の観察と工作物固定治具に固定した加速度計((株)東陽テクニカ製352C68)により測定された信号の周波数解析により行った。

4. 実験結果

4.1 切削実験結果

切削実験において、びり振動が発生しなかった場合と発生した場合の代表例として、2つの条件下での仕上げ面写真と振動加速度の周波数分析結果を図7に示す。びり振動が発生しなかった場合の振動周波数は、正確に切れ刃通過周波数 1150 rad/s

Fig. 7 Microphotographs of cut surfaces and frequency spectrum of measured vibrations with and without chatter vibration

Fig. 8 Results of cutting experiments

の整数倍になっているのに対し、びびり振動の発生した条件ではピークの振動周波数が 3316 rad/s となった。工具回転数 5500 min⁻¹ に対応する振動周波数は低剛性工作物の伝達関数から式 (17) により算出される。表 2 に振動周波数とその時の伝達関数の負実部および虚部の値を示す。振動周波数の予測値は 3209 rad/s となり、実際の振動周波数と近いことから、この振動はびびり振動であると考えられる。次に、各切削条件におけるびびり振動発生判定結果を図 8 に示す。本実験結果から、工具傾斜角度 α により、びびり振動が発生する臨界切込み量が大きく変化していることがわかる。具体的には、傾斜角度 α が 90° 以下では、傾斜角度の増加にともないびびり振動の発生する臨界切込み量が極めて小さくなっている。また、傾斜角度 α が 90° 以上では、120 度から 150 度の間で極めて大きな臨界切込み量となる。一方、直線切れ刃の影響が現れる $\alpha > 160^\circ$ では、臨界切込み量は減少することがわかる。

4.2 加工プロセスゲインの解析結果

加工プロセスゲイン $f_{v,avr}$ に対する工具傾斜角度 α と切込み量 d_c の影響を明らかにするため、これらのパラメータ α , d_c を変化させ、表 1 に示す切削条件、表 3 に示す解析条件で $f_{v,avr}$ を算出した。表 3 に示す比切削抵抗値は、同じ被削材を高剛性治具を介して動力計に固定して切削実験を行うことにより、予め同定した。加工プロセスゲイン $f_{v,avr}$ の解析結果を図 9 に示す。図に示されるように、工具傾斜角度 α によって加工プロセスゲイン $f_{v,avr}$ は大きく変化する。図 8 と比較すると、臨界切込み量が小さくなる工具傾斜角度と、加工プロセスゲインが大きくなる（すなわちシ

Table 2 Angular frequency and corresponding negative real part and imaginary part of measured transfer function

Angular frequency ω rad/s	3209
Negative real part $G(\omega)$ m/N	-1.63×10^{-6}
Imaginary part $H(\omega)$ m/N	-2.02×10^{-6}

Table 3 Conditions for analysis of milling process gain

Depth of cut d_c mm	0.1 – 4.0
Displacement Δd mm	0.005
Divided angle of tooth $d\phi^\circ$	0.1
Step angle of α°	5
Tangential specific cutting force K_t N/mm ²	1340
Radial specific cutting force K_r N/mm ²	426
Axial specific cutting force K_a N/mm ²	352

Fig. 9 Calculated result of average cutting force increment $f_{v,avr}(d_c)$

ステムが不安定になる) 工具傾斜角度が良く一致している。

図 9 において、 α が 120° から 150° の間では、切込み量 d_c の増加によって逆に $f_{v,avr}$ が減少している。この興味深い逆転現象は、次に述べるように切削方向の変化に起因していると考えられる。本実験では、主軸から見て右回りに正回転しているエンドミルに対し、図 2 において紙面の手前から奥へ向かう切削送り運動を与えているため、 α が 90° 以上では、切削方向がアップカットになる切削範囲が多くなる。アップカットでは、背分力は工作物を押す方向に作用するが、主分力は反対に引っ張る方向に作用し、これらが相殺するため、結果的に板厚方向の加振力が小さくなる。この相殺効果は切込み量が大きくなるとより顕著になることから、上記のような現象が導出されたものと考えられる。一方、 α が 90° 以下では、ボールエンドミルの頂点付近での切削が、加工プロセスゲインを増大させていると考えられる。これは、加工位置が頂点に近づくほど、空転期間に対する切削期間の割合が大きくなり（溝切削に近づく）、1 回転中の平均的な切削力増分が増大するためである。これらの現象に対応し、図 8 に示されるように、 α が 120° から 150° の間で臨界切込み量が極めて大きくなり、逆に 80° 近くで極めて小さくなっている。

次に、実験結果との比較を行うため、図 10 において傾斜角度 α を横軸に、切込み量 d_c を縦軸にとり、加工プロセスゲイン $f_{v,avr}(d_c)$ の大きさを鳥瞰図で示し、同図に切削実験結果を合わせて示す。図に示されるように、加工プロセスゲインの解析値と切削実験による臨界切込み量の傾向は良く一致しており、本解析の有効性を

Fig. 10 Predicted stability limit d_{clim} and milling process gain f_{vavr} , and experimental results at varied depth of cut d_c and inclination angle α

確認することができる。

4.3 臨界加工条件の予測結果

次に、予めインパルス応答法によって同定した低剛性工作物の伝達関数から、再生型びり振動の臨界条件の予測を行った。具体的には、表2に示す伝達関数の実部の値を式(16)に代入することにより、工具回転数 n が 5500 min^{-1} 、びり振動の周波数 ω_c が 3209 rad/s の時の臨界加工プロセスゲイン $f_{vavr}(d_{clim})$ を予測し得る。この結果、臨界値は 306 N/mm となった。この臨界加工プロセスゲインを、図9内の赤線で示す。この値よりも大きな加工プロセスゲインを生じる切込みでは、再生型びり振動の発生が予測される。すなわち、臨界加工プロセスゲインを生じる切込み量を探索することによって、臨界切込み量を予測することができる。この解析を行った結果を、図10内の赤線によって示す。すなわち、赤線よりも切込み量が大きければ再生型びり振動が発生し、小さければびり振動は発生しないことを示している。図10のように、再生びり振動安定限界の予測値と実験値は、定性的にも定量的にも良く一致している。

以上の実験および解析により、ボールエンドミル加工における再生型びり振動安定限界は、工具傾斜角度によって極めて大きな影響を受けることが明らかになった。従って、本研究で構築した解析モデルを援用して工具傾斜角度と加工パスを最適化し、近年急速に発展してきた多軸加工を行なうことで、インペラー等の低剛性工作物加工の高効率化、低コスト化、仕上げ面品質の向上等に大きく貢献できるものと期待される。

一方、本研究では、第1段階として、切削送り方向周りの傾斜角度について検討したが、設定可能な工具姿勢としては、ピックフィード方向周りの傾斜角度も挙げられる。また、工具回転数については、固定することでその影響を排除したが、安定

限界が高くなる回転数で加工することにより、さらに加工能力を向上し得るものと考えられる。今後の課題となるが、これらの影響を考慮した解析モデルを構築することにより、加工効率の最大化を実現する工程設計が可能となると考えられる。

5. 結 言

本研究では、低剛性の板状工作物をボールエンドミル加工する場合において、切削送り方向周りの工具傾斜角度を考慮し、再生型びり振動安定限界を予測する方法について検討を行い、以下の成果を得た。

- (1) 工具傾斜角度を考慮して加工プロセスゲイン、さらに再生型びり振動安定限界（臨界切込み量）を予測する数値解析モデルを構築した。
- (2) 上記モデルにより計算された臨界切込み量は実験結果と良い一致を示すことを確認にした。
- (3) 臨界切込み量は解析値および実験値ともに、工具傾斜角度 α が 120° から 150° の間で極めて大きくなる。また、傾斜角度 α が 90° 以下では 90° に近づくほど臨界切込み量が極めて小さくなることがわかった。このことから、工具姿勢および加工パスの設計に際して、本解析モデルを援用することにより、再生型びり振動の発生を抑制して高能率な加工を実現し得る可能性を示した。

参 考 文 献

- 1) F. Ismail, R. Ziaei: Chatter Suppression in Five-axis Machining of Flexible Parts, International Journal of Machine Tools & Manufacture, **42** (2002) 115.
- 2) 白瀬敏一, 佐野雅基, 平尾政利, 安井武司: エンドミル加工におけるびり振動の解析と抑制 (第1報), 精密工学会誌, **64**, 3(1998)465.
- 3) Y. Altintas, P. Lee.: Mechanics and Dynamics of Ball End Milling, ASME J. Manuf. Sci. Eng., **120** (1998) 684.
- 4) 社本英二, 影山和宏, 森脇俊道: 不等ピッチエンドミルによる再生型びり振動の抑制—解析モデルの構築とピッチ角の最適化, 日本機械学会関西支部講演会講演論文集, 024-1, (2002) 3.
- 5) E. Budak: An Analytical Design Method for Milling Cutters With Nonconstant Pitch to Increase Stability, Part 1: Theory, ASME J. Manuf. Sci. Eng., **125**, 2 (2003) 29.
- 6) E. Budak: An Analytical Design Method for Milling Cutters With Nonconstant Pitch to Increase Stability, Part 2: Application, ASME J. Manuf. Sci. Eng., **125**, 2 (2003) 35.
- 7) Y. Altintas, E. Budak: Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling, Annals of the CIRP, **44**, 1 (1995) 357.
- 8) Y. Altintas, E. Shamoto, P. Lee, E. Budak: Analytical Prediction of Stability Lobes in Ball End Milling, ASME J. Manuf. Sci. Eng., **121** (1999) 586.
- 9) B. Ozturk, I. Lazoglu: Machining of Free-form Surfaces. Part 1: Analytical Chip Load, International Journal of Machine Tools & Manufacture, **46** (2006) 728.
- 10) B. Ozturk, I. Lazoglu, H. Erdim: Machining of Free-form Surfaces. Part 2: Calibration and Forces, International Journal of Machine Tools & Manufacture, **46** (2006) 736.
- 11) 社本英二, 日本機械学会講習会—生産加工基礎講座—実習で学ぼう「切削加工, びり振動の基礎知識」テキスト, (2001-2008).