

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*

白 瀬 敬 一** 平 尾 政 利** 安 井 武 司**

Instantaneous Force with Static Deflection Feedback Model for
Irregular Tooth Pitch End Mill

Keiichi SHIRASE, Masatoshi HIRAO and Takeshi YASUI

Instantaneous force with static deflection feedback model is applied to predict cutting force and dimensional surface error generation in peripheral milling with irregular tooth pitch end mills. It is demonstrated that the irregular tooth pitch end mill reduces the dimensional surface errors according to the chip regeneration mechanism. Unlike in case of uniform tooth pitch cutters, chip loads on each flute are different in milling with irregular tooth pitch cutters. The excess surface error generated by the flutes which have larger chip loads is removed by the following flutes which have smaller chip load due to the irregular tooth pitch. In order to predict precise cutting force and dimensional surface error for the irregular tooth pitch end mill, the chip regeneration mechanism or the static tool deflection has to be considered to derive the accurate chip loads. Predicted cutting force and dimensional surface error show good agreement with experimental results. Up to 20% reduction in surface errors is achieved by using the irregular tooth pitch end mills tested.

Key words: end mill, irregular tooth pitch, cutting model, simulation, error reduction, static deflection feedback

1. は じ め に

フライス加工は機械部品の製造業において、基本的な機械加工の1つである。特にエンドミル加工は大きな素材から多量の金属を除去して複雑な形状部品を生産する金型産業や航空機産業では不可欠の機械加工である。近年、高速加工が脚光を浴びエンドミル加工の高能率化が実現されつつあるが、びびり振動の発生や工具変形による加工誤差のために加工能率が制限されるのも事実である。

不等ピッチ切れ刃のフライス工具が、びびり振動の抑制に効果があることは1965年 Slavicek¹⁾によって証明され良く知られているが、不等ピッチ切れ刃のエンドミルによる加工は一般的ではない。また、その切削機構から加工誤差が減少する効果があるものの、この点についてはこれまで議論されたことがなかった。

著者らは不等ピッチ切れ刃エンドミルによる加工で、加工誤差が減少することを実験で明らかにしているが²⁾、シミュレーションによる切削力や加工誤差の推定に問題を残していた。これは、従来のエンドミルと違って工具変形が時間とともに不規則に変化して切れ刃ごとの実切入厚さが変動するにもかかわらず、加工中の工具変形とその履歴を考慮せずに切削力を推定していたためである。

そこで本報では工具変形を考慮した切削加工モデルを不等ピッチ切れ刃エンドミルの加工に適用し、切削力および加工誤差の推定を試みた。シミュレーション結果は試作した2種類の工具による切削実験の結果と非常に良く一致した。また、実験結果では加工誤差が20%程度低減されており、シミュレーション結果を利用して、加工誤差が低減できる最適な切削条件の検討も行った。

2. 不等ピッチ切れ刃のエンドミルによる加工誤差低減

エンドミル加工では、機械・工具系の弾性変形が切れ刃と加工面の接点に加工誤差として転写される。ねじれ刃エンドミルではこの接点が刃先側から刃元側へと移動するために、転写される機械・工具系の弾性変形量は、接点の位置と工具に作用する切削力分布の関係から複雑に変化している。このため、加工誤差は機械・工具系の弾性変形パターンと同じにはならない。

切れ刃間隔が一定の工具では、個々の切れ刃に作用する切削力分布の変化が全く同じであるために、個々の切れ刃が生成する加工誤差も結果的に同じである。しかし、切れ刃間隔が異なる工具では、個々の切れ刃に作用する切削力分布の変化が異なるために、個々の切れ刃が生成する加工誤差も変化する。下向き切削の場合には、図1に示すように大きな切削力が作用する切れ刃によって残された加工誤差は、より小さな切削力が作用する切れ刃によって取り除かれ、加工誤差が減少することになる。これが不等ピッチ切れ刃のエンドミルによる加工誤差低減の効果である。しかし、切れ刃のピッチ間隔や切削条件による個々の切れ刃に作用する切削力分布の変化や、機械・工具系の弾性変形と加工誤差との関係を解析的に定式化することは不可能で、最適なピッチ間隔や切削条件を考える上で何らかの数値

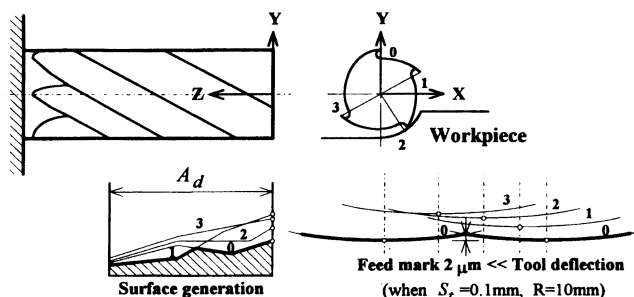


Fig. 1 Surface error generation in irregular tooth pitch end mill

* 原稿受付 平成8年8月29日

** 正 会 員 金沢大学工学部 (金沢市小立野 1-40-20)

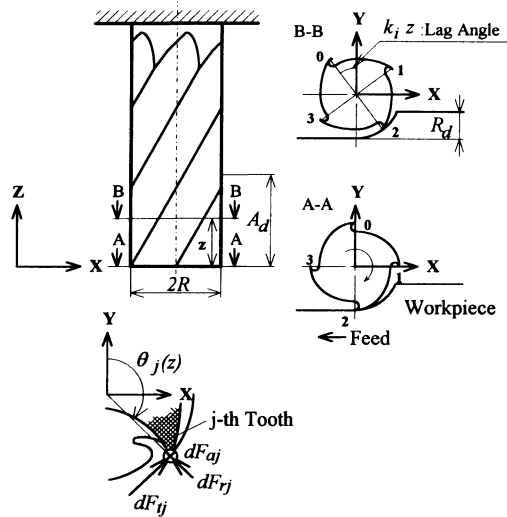


Fig. 2 Geometry of milling process

シミュレーションが必要であった。

3. 工具変形を考慮した切削加工モデル

エンドミル加工のモデル化については、これまで広範囲に研究が行われ^{3)~9)}、SmithとTlustý¹⁰⁾はこうした研究を5つの加工モデルに体系化して分類している。工具変形を考慮した切削加工モデルもその中の1つで、SutherlandとDeVor⁹⁾はこのモデルで工具の振れ回りと加工誤差の関係を検討している。もともと、加工中の実切込み厚さと密接にかかわる工具変形を無視したのでは正確な切削力や加工誤差を解析できないという理由でこのモデルが登場したのであるが、BudakとAltintas¹¹⁾は切れ刃間隔が一定の従来のエンドミルで振れ回りや振動が無視できる場合には、工具変形の影響も無視できることを示している。これは実切込み厚さを計算する際に、直前の切れ刃の工具変形量と加工中の切れ刃の工具変形量とが同一である（直前の切れ刃の削り残しが加工中の切れ刃の削り残しと同一となり実切込み厚さに工具変形が影響しない）と考えると理解しやすい。本研究で対象とする不等ピッチ切れ刃エンドミルでは、1刃当たりの送り量が切れ刃間隔によって変化して切れ刃ごとに作用する切削力が変化することから、工具の振れ回りを考慮する場合と同様に、工具変形を考慮した切削加工モデルによる解析が不可欠となる。

本研究ではBudakとAltintas¹¹⁾の切削加工モデルを、不等ピッチ切れ刃エンドミルの解析が実現できるように拡張した。図2に切削加工モデルの座標系と工具および切削力の関係を示す。このモデルで j 番目の刃の微小要素に作用する切削力の接線方向、半径方向、軸方向の要素 dF_{tj} 、 dF_{rj} 、 dF_{aj} は次のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} dF_{tj}(\theta, z) &= [K_{te} + K_{tc}h_j(\theta, z)] dz \\ dF_{rj}(\theta, z) &= [K_{re} + K_{rc}h_j(\theta, z)] dz \\ dF_{aj}(\theta, z) &= [K_{ae} + K_{ac}h_j(\theta, z)] dz \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ここで、 $h_j(\theta, z)$ は実切込み厚さ、 dz は工具軸方向の微小長さ（微小要素の厚み）である。 θ は工具回転角度で、 $j=0$ と決めた参照切れ刃の先端（ $z=0$ ）を正の Y 軸から時計回りに測定した角度（参照切れ刃の切込み角）に相当する。

また、式(1)では切削力は2種類の切削係数で表現されている。切れ刃が被削材をこすことで生じる切削力成分の K_{te} 、 K_{re} 、 K_{ae} と、切れ刃が被削材を除去することで生じる切削力成

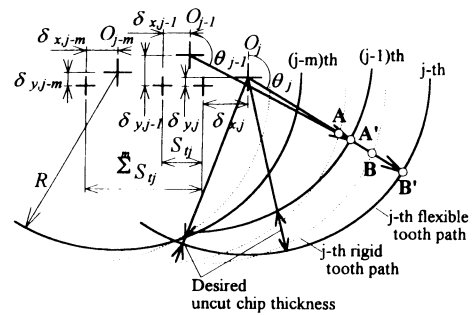


Fig. 3 Geometry of uncut chip thickness

分の K_{tc} 、 K_{rc} 、 K_{ac} である。これらの切削係数は、種々の送り速度で測定される切削力の平均値から実験的に求められる。

要素ごとの切削力は、送り方向の X 軸とそれに直角な Y 軸、そして工具軸の Z 軸方向に分解できる。

$$\left. \begin{aligned} dF_{xj}(\theta, z) &= [-dF_{tj}(\theta, z) \cos \theta_j(z) \\ &\quad - dF_{rj}(\theta, z) \sin \theta_j(z)] dz \\ dF_{yj}(\theta, z) &= [dF_{tj}(\theta, z) \sin \theta_j(z) \\ &\quad - dF_{rj}(\theta, z) \cos \theta_j(z)] dz \\ dF_{zj}(\theta, z) &= -dF_{aj}(\theta, z) dz \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

切れ刃 j に作用する切削力は式(2)に式(1)を代入して、切れ刃 j の実切削領域に沿ってそれらを積分することで求められる。式(2)で $\theta_j(z)$ は、工具軸に沿った切れ刃 j の微小要素における局所的な切込み角で、

$$\theta_j(z) = \theta + \sum_{n=1}^{j-1} \theta_{pn} - k_i z \quad (3)$$

ここで、 θ_{pn} は切れ刃 n と $(n-1)$ の間のピッチ角である。 $k_i z$ は切れ刃 j の微小要素における局所的な切込み角が、切れ刃のねじれによって遅れる角度を表しており、 $k_i = \tan i / R$ である。 i と R は、工具のねじれ角と半径である。

一方、式(1)の実切込み厚さは以下のように求められる。図3は工具中心の相対変位（工具変形）と実切込み厚さの関係を示しており、実線と破線はそれぞれ工具変形を考慮した場合としない場合の切れ刃の軌跡を表している。この関係から工具変形を考慮しない場合は、実切込み厚さは式(4)で、加工中の切れ刃（ j 番目）と直前の切れ刃（ $j-1$ 番目）の工具変形を考慮する場合は、実切込み厚さは式(5)で表される。

$$h_j(\theta, z) = AB = s_{tj} \sin \theta_j(z) \quad (4)$$

$$\begin{aligned} h_j(\theta, z) &= A'B' = AB + BB' - AA' \\ &= s_{tj} \sin \theta_j(z) + \{\delta_{xj}(z) \sin \theta_j(z) + \delta_{yj}(z) \cos \theta_j(z)\} \\ &\quad - \{\delta_{xj-1}(z) \sin \theta_{j-1}(z) + \delta_{yj-1}(z) \cos \theta_{j-1}(z)\} \\ &= \{s_{tj} + \delta_{xj}(z) - \delta_{xj-1}(z)\} \sin \theta_j(z) \\ &\quad + \{\delta_{yj}(z) - \delta_{yj-1}(z)\} \cos \theta_j(z) \end{aligned} \quad (5)$$

式(5)では、1刃当たりの送り量が工具半径に比べて小さいので、 $\theta_j(z) \approx \theta_{j-1}(z)$ を仮定している。また、実切込み厚さを正確に計算するためには、 m 番前の切れ刃の軌跡が考慮できるように式(5)を修正しなければならない。

式(4)、(5)の切れ刃 j の送り量 s_{tj} はピッチ角で表せる。

$$s_{tj} = \frac{S_t \theta_{pj}}{2\pi} \quad (6)$$

ここで、 S_t は主軸1回転における工具の送り量である。

以上の関係から、工具回転角 θ において切れ刃 j に作用する切削力は次式によって求められる。

$$F_{xj}(\theta) = \frac{R}{\tan i} [K_{te} \sin \theta_j(z) - K_{re} \cos \theta_j(z)]$$

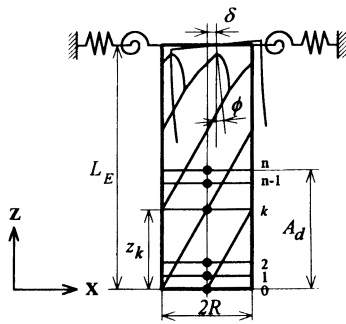


Fig. 4 Static deflection model of end mill

$$\begin{aligned}
 & + \frac{s_{ij}^* + \delta_{xj}(z) - \delta_{xj-m}(z)}{4} \{K_{rc}(2\theta_j(z) - \sin 2\theta_j(z)) \\
 & - K_{tc} \cos 2\theta_j(z)\} + \frac{\delta_{yj}(z) - \delta_{yj-m}(z)}{4} \\
 & \times \{-K_{tc} \cos 2\theta_j(z) + K_{tc}(2\theta_j(z) + \sin 2\theta_j(z))\} \Big]_{z_{j,1}(\theta)}^{z_{j,2}(\theta)} \\
 F_{yj}(\theta) = & -\frac{R}{\tan i} \left[-K_{re} \sin \theta_j(z) - K_{te} \cos \theta_j(z) \right. \\
 & + \frac{s_{ij}^* + \delta_{xj}(z) - \delta_{xj-m}(z)}{4} \{K_{tc}(2\theta_j(z) - \sin 2\theta_j(z)) \\
 & + K_{rc} \cos 2\theta_j(z)\} + \frac{\delta_{yj}(z) - \delta_{yj-m}(z)}{4} \\
 & \times \{-K_{rc} \cos 2\theta_j(z) - K_{tc}(2\theta_j(z) + \sin 2\theta_j(z))\} \Big]_{z_{j,1}(\theta)}^{z_{j,2}(\theta)} \\
 F_{zj}(\theta) = & -\frac{R}{\tan i} \left[K_{ae} \sin \theta_j(z) - \{s_{ij}^* + \delta_{xj}(z) \right. \\
 & - \delta_{xj-m}(z)\} K_{ac} \cos \theta_j(z) + \{\delta_{yj}(z) \\
 & - \delta_{yj-m}(z)\} K_{ac} \sin \theta_j(z) \Big]_{z_{j,1}(\theta)}^{z_{j,2}(\theta)}
 \end{aligned}$$

$$\text{ただし, } s_{ij}^* = \sum_{n=j-m+1}^j s_{in} \quad (7)$$

これは、 m 番前の切れ刃の軌跡を考慮する場合に、送り量を修正することを示している。

ところで、式 (7) の右辺には加工中の工具変形を示す項が含まれている。この工具変形は加工中の切削力によって決まるものであるから、実際には切削力と工具変形のバランスがとれるまで繰り返し計算を行って切削力を求めている。つまり、工具変形をフィードバックしながら計算を繰り返していくと、最終的に切削力と工具変形は収束し、工具変形の影響を考慮した値が得られることになる。

工具変形は工具を片持ちはりとしてモデル化して求めている。機械・工具系の弾性変形を考慮する上で、工具は図 4 で示すような線形ばねとねじりばねで支持されているものとする。図中の δ と ϕ は工具把持部で生じるばね変位による工具軸に平行なオフセットと傾きを表している。工具は軸方向に n 要素に分割されており、節点 l に作用させた力によって得られる節点 k における Y 方向のたわみは次式で計算できる。

$$\delta_y(k, l) = \begin{cases} \frac{\Delta F_{y,l} v_k^2}{6EI} (3v_l - v_k) + \delta_{co}(k, l), & 0 < v_k < v_l \\ \frac{\Delta F_{y,l} v_l^2}{6EI} (3v_k - v_l) + \delta_{co}(k, l), & v_l < v_k \end{cases} \quad (8)$$

ここで、 $v_k = L_E - z_k$ であり、 $\Delta F_{y,l}$ は要素 l に作用する Y 方

向の切削力、 E と I は工具のヤング率と断面 2 次モーメントである。工具の断面 2 次モーメントは、刃溝による断面積の損失を考慮して、等価工具半径 $R_e = 0.8R$ を用いて計算する。

工具把持部で生じる Y 方向のばね変位による変形は次式で計算できる。

$$\begin{aligned}
 \delta_{co}(k, l) &= \delta + \phi v_k \\
 &= \Delta F_{y,l} \left(\frac{1}{k} + \frac{v_l v_k}{\Omega} \right) \quad (9)
 \end{aligned}$$

ここで、 k と Ω は線形ばねとねじりばねの剛性係数で、実験に用いる機械・工具系の静剛性試験を行って求められる。

X 方向のたわみも同様に求められ、節点 k での工具変形は、すべての節点力によって生じるたわみの重ね合わせとして計算できる。

$$\delta_x(k) = \sum_{l=0}^n \delta_x(k, l), \quad \delta_y(k) = \sum_{l=0}^n \delta_y(k, l) \quad (10)$$

工具変形から加工誤差を計算するためには、切れ刃と加工面の接点に注目しなければならない。これは、工具変形が加工誤差として転写されるのがこの接点に限られるためである。切れ刃 j によって生成される加工誤差は、局所的な切込み角 $\theta_j(z)$ が、上向き切削の場合は 0、下向き切削の場合は π となる微小要素の節点に生じている工具変形だけを、工具軸方向の切削領域の範囲で順次求めていくことで計算できる。

4. 切削力および加工誤差のシミュレーションと実験結果

切削実験はマシニングセンタで、ねじり角 30° 、直径 20 mm の 4 枚刃 HSS エンドミルを用いて、炭素鋼 S 55 C (HV 240) を加工して行った。工具は切れ刃間隔が一定の参照エンドミル (NP: ピッチ角 $90-90-90-90^\circ$) と 2 種類の不等ピッチ切れ刃エンドミル (IP-A: ピッチ角 $120-100-80-60^\circ$ と IP-B: ピッチ角 $120-120-60-60^\circ$) である。切削条件は、切削速度 20 m/min (320 rpm)、軸方向切込み 25 mm、半径方向切込み 1, 2, 4 mm、送り速度 64, 128, 256 mm/min (1 刃当たりの送り量は 0.05, 0.1, 0.2 mm/tooth) である。工具突出し長さは 60 mm であるが、ホルダ端から 30~55 mm の部分で下向き切削を行った。

まず、切削実験の結果から切削係数を求めた。得られた切削係数は以下のとおりで、これらは種々の送り速度で測定される切削力の平均値から求められる。

$$K_{te} = 19.5 \text{ N/mm}, \quad K_{tc} = 2066 \text{ N/mm}^2$$

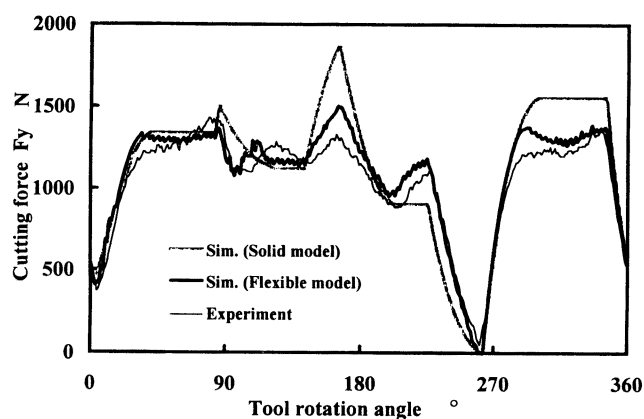
$$K_{re} = 17.8 \text{ N/mm}, \quad K_{rc} = 614 \text{ N/mm}^2$$

$$K_{ae} = 2.9 \text{ N/mm}, \quad K_{ac} = 471 \text{ N/mm}^2$$

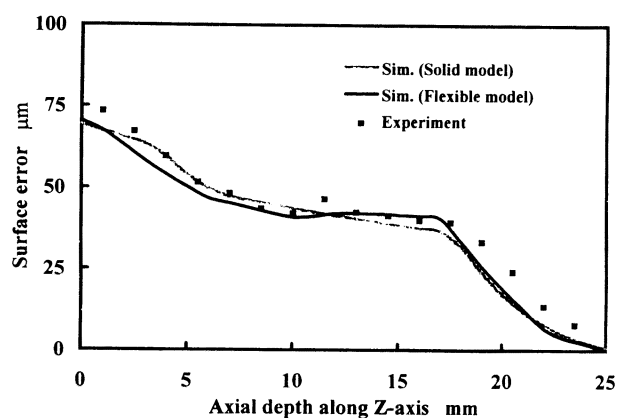
また切削実験とは別に機械・工具系の静剛性試験を行って、工具変形の計算に用いる線形ばねとねじりばねの剛性係数を求めた。

$$k = 3.55 \times 10^4 \text{ N/mm}, \quad \Omega = 2.81 \times 10^8 \text{ N} \cdot \text{mm/rad}$$

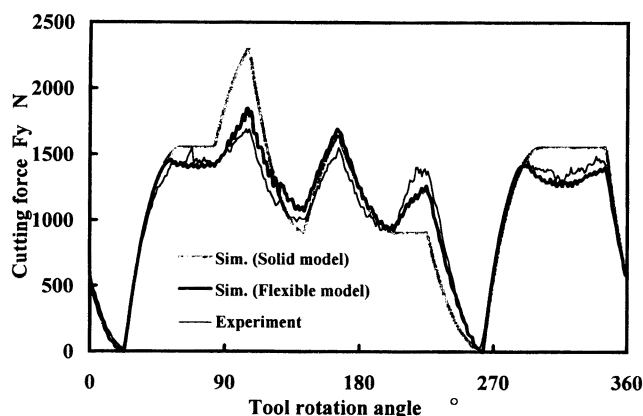
図 5 に切削力の測定値と推定値とを比較した一例を示す。いずれも不等ピッチ切れ刃エンドミルの結果で、測定値 (細線) と推定値 (黒の太線) が非常に良く一致している。工具変形を考慮しない場合の推定値 (グレーの太線) も比較のために示したが、2 刃以上が同時に切削している部分で切削力波形が異なっている。ここでは Y 方向の切削力だけを示したが、 X, Z 方向の切削力についても同様である。図の (a), (b) はそれぞれ 2 種類の不等ピッチ切れ刃エンドミルによる結果で、切削力波形の特徴は異なっているが工具変形が切削力に影響を及ぼしていることが良くわかる。このように、不等ピッチ切れ刃エン



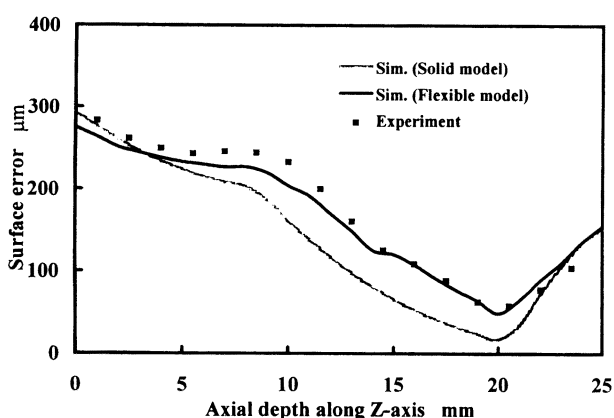
(a) Tool: IP-A, Depth of cut: Ad=25mm, Rd=2mm, Feed: 0.2mm/tooth



(a) Tool: IP-A, Depth of cut: Ad=25mm, Rd=1mm, Feed: 0.2mm/tooth



(b) Tool: IP-B, Depth of cut: Ad=25mm, Rd=2mm, Feed: 0.2mm/tooth



(b) Tool: IP-A, Depth of cut: Ad=25mm, Rd=4mm, Feed: 0.2mm/tooth

Fig. 5 Cutting force measured and predicted

Fig. 6 Surface error measured and predicted

Table 1 Comparison of surface error between normal and irregular tooth pitch end mill

			$R_d = 1 \text{ mm}$			$R_d = 2 \text{ mm}$			$R_d = 4 \text{ mm}$		
			Feed mm/tooth			Feed mm/tooth			Feed mm/tooth		
			0.2	0.1	0.05	0.2	0.1	0.05	0.2	0.1	0.05
Average	NP	μm	47	26	16	102	54	33	235	131	77
	IP-A	μm	42	23	15	85	48	31	171	101	62
		%	90.3	87.6	94.8	83.7	89.1	94.8	73.0	77.0	80.1
	IP-B	μm	45	23	14	77	41	26	170	95	56
Maximum		%	95.9	88.7	90.4	75.5	75.7	80.0	72.5	72.1	72.2
	NP	μm	80	45	28	163	91	56	335	194	114
	IP-A	μm	73	40	23	151	85	52	283	169	100
		%	91.8	88.8	82.4	92.4	92.9	91.8	84.5	86.9	87.3
	IP-B	μm	87	47	30	146	85	50	289	168	99
		%	109.0	103.5	105.6	89.7	93.5	89.8	86.4	86.2	86.9

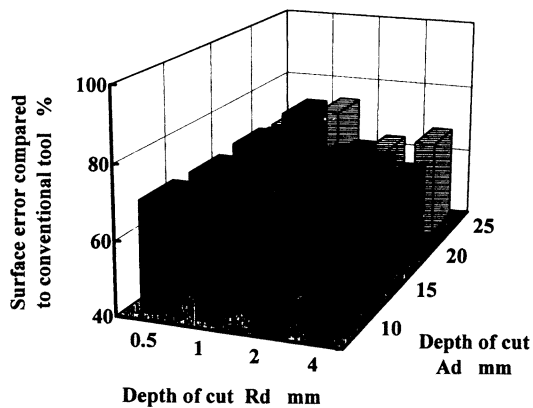
ドミルの場合には工具変形を考慮した切削加工モデルによる解析が不可欠であることは明らかである。

切削実験で得られた加工誤差を表1にまとめて示す。加工誤差は、実験条件の前後に工具変形を避けるために極端に小さな送り速度で加工した参照面を基準にして、電気マイクロメータを用いて工具軸方向に測定した。測定値から加工誤差の平均値と最大値を求め、参照エンドミルと不等ピッチ切れ刃エンドミルについて比較した。不等ピッチの工具については、参照工具の加工誤差と比較した場合の誤差比率をあわせて示している。工具 IP-B の軸方向切込み 1 mm における最大加工誤差を除け

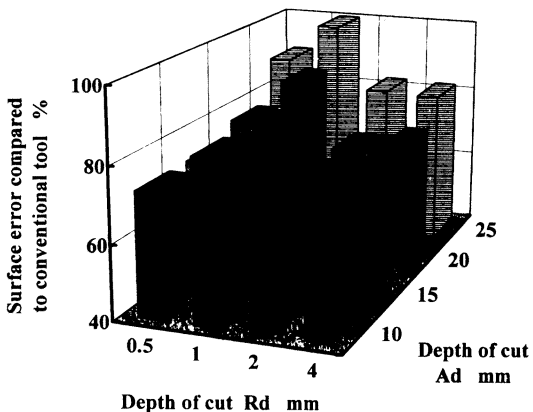
ば、不等ピッチ切れ刃エンドミルで加工誤差が減少することが確かめられた。シミュレーション結果では、この条件でも加工誤差が参照工具に比べて大きくなることはなく、加工誤差の差も数 μm 以下と小さいことから実験誤差であると判断できる。

図6に加工誤差の測定値と推定値を比較した一例を示す。図の(a), (b)は、不等ピッチ切れ刃エンドミル IP-A における軸方向の切込みが 1 mm と 4 mm の結果である。切削力の波形と同様に、測定値(■)と推定値(黒の実線)が非常に良く一致している。工具変形を考慮しない場合の推定値(グレーの実線)も比較のために示したが、特に工具変形が大きい切込み 4 mm の場合に推定結果が悪化しており、工具変形の影響が推定される加工面形状の違いに現れていることがわかる。

最後に、シミュレーション結果を利用して加工誤差が低減できる最適な切削条件の検討を行った。図7は種々の切削条件(軸方向切込み 10, 15, 20, 25 mm, 半径方向切込み 0.5, 1, 2, 4 mm, 1 刃当たりの送り 0.2 mm/tooth)について、不等ピッチ切れ刃エンドミル IP-A で加工した場合に予想される加工誤差を参照工具の場合と比較してまとめたものである。図の(a), (b)はそれぞれ加工誤差の平均値と最大値で比較した結果である。実験結果に比べて、加工誤差低減の効果が過大に評価されているものの、切削条件によってその効果が変化する様子が良くわかる。もともと、大きな切削力が作用する切れ刃によって残された加工誤差が、より小さな切削力が作用する切れ刃によって取り除かれることを期待しているので、加工中の切



(a) Average surface error (Tool: IP-A)



(b) Maximum surface error (Tool: IP-A)

Fig. 7 Effect of surface error reduction

削力や同時切削刃数の違いによって加工誤差低減の効果が変化する。この例では、軸方向の切込みが大きく、半径方向の切込みが小さくなると加工誤差の最大値はあまり減少せず、軸方向切込み 20 mm、半径方向切込み 2 mm の条件で平均値、最大値ともに加工誤差低減の効果が大きいことがわかる。

5. 結 論

工具変形を考慮した切削加工モデルを不等ピッチ切れ刃エンドミルの加工に適用し、切削力および加工誤差の推定を試みた。また、推定結果を試作工具による実験結果で検証し、以下の結論が得られた。

編集後記

この編集後記を執筆中にテレビでは盛んに日本海沿岸の原油流出事故を報道している。原因は老朽タンカーの寿命、潮流の荒い対馬海流と強い季節風の相乗効果、など様々に報じられている。本号が読者の手に渡るころには、流出原油の処理がなされ、原因も分析されて、かけがえのない自然と事故再発防止の技術が後世に引き継がれることを望んでいる。特に被害の大きかった（この時点では、と想定される）若狭、能登地方はその自然美は言うに及ばず、海産物の豊富などでもあり、20 世紀工業技術の代名詞とも言える“oil”が、人類の歴史とともに継承してきた自然環境を破壊しつつある様を目にするのはやりきれない想いがする。自然と調和した技術開発は本号特集の「生産原論」の原点でもあり、時宜を得たというにはあまりにも悲しい一致ではある。

筆者は LSI プロセス技術の要素技術開発に永年従事してきたが、

- (1) 工具変形を考慮した切削加工モデルで、不等ピッチ切れ刃エンドミルで加工した場合の切削力および加工誤差が非常に良く推定できた。
- (2) 不等ピッチ切れ刃エンドミルでは、工具に振れ回りがある場合と同様に切れ刃ごとに作用する切削力が異なるために、切削力や加工誤差を推定する場合に、工具変形を考慮することが不可欠であることがわかった。
- (3) 切削実験の結果から、不等ピッチ切れ刃エンドミルを利用することで、加工誤差が最大値で約 10%、平均値で約 20% 減少することを確認した。
- (4) シミュレーション結果を利用して、加工誤差低減に最適な切削条件を検討した。

謝 辞

本研究の一部は、筆頭著者が平成 6 年度日本学術振興会の在外研究員として、カナダのプリティッシュ・コロンビア大学で実施しました。渡航費ならびに滞在費を援助していただいた日本学術振興会ならびにカナダ自然科学工学研究評議会に感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) J. Slavicek : The Effect of Irregular Tooth Pitch on Stability of Milling, Proc. 6th Int. MTDR Conf., (1965) 15.
- 2) 白瀬敬一、稲村豊四郎、安井武司：異形ねじれ刃エンドミルの切削機構と加工特性（第 1 報）、精密工学会誌, 54, 9 (1988) 1721.
- 3) M. Materotti : An Analysis of the Milling Process, Trans. ASME, 63, (1941) 677.
- 4) M. Materotti : An Analysis of the Milling Process, Trans. ASME, 67, (1945) 233.
- 5) F. Koenigsberger and A. J. P. Sabberwal : An Investigation of the Cutting Force Pulsations during Milling Operations, Int. J. Mach. Tool Res., 1, (1961) 15.
- 6) J. Tlustý, J. and P. MacNeil : Dynamics of Cutting Forces in End Milling, CIRP Ann., 24, 1, (1975) 21.
- 7) D. Montgomery and Y. Altintas : Mechanism of Cutting Force and Surface Generation in Dynamic Milling, Trans. ASME, J. Eng. Ind., 113, 2, (1991) 160.
- 8) W. A. Kline and R. E. DeVor : The Prediction of Surface Accuracy in End Milling, Trans. ASME, J. Eng. Ind., 104, 3, (1982) 272.
- 9) J. W. Sutherland and R. E. DeVor : An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End-Milling Systems, Trans. ASME, J. Eng. Ind., 108, 3, (1986) 269.
- 10) S. Smith and J. Tlustý : An Overview of Modeling and Simulation of the Milling Process, Trans. ASME, J. Eng. Ind., 113, 2, (1991) 169.
- 11) E. Budak and Y. Altintas : Flexible Milling Force Model for Improved Surface Error Predictions, Proc. 1992 Engineering System Design and Analysis, Istanbul, Turkey, ASME PD-Vol. 47-1, (1992) 89.

技術開発の上位概念を模索し始めたころ、小林委員長との知己をえて「生産原論」を知ったものである。今年度から専門委員会メンバーに加えていただいたばかりなので、その概念から勉強している最中である。本号特集は「生産原論」を効率良く勉強したい、との個人的見解もなくはないが、結果的には精密工学分野の大先輩の解説は、技術者をめざしている学生諸君は言うに及ばず、社会人技術者にとっても貴重な、示唆に富む内容となっている。

技術開発に寸暇惜しまずのこのごろにあっては、具体的実験成果にばかり価値を認める傾向が強い。戦後 50 年を経過し、欧米追随型での工業開発は大きな成功を納めた。しかし、今後の産業興隆は自らのシナリオで展開することが求められている。そこには、これまでと違う価値観が必要であり、技術論の基盤となる philosophy が求められる。個々の技術の高度化、効率化を近視眼的に追求するにとどまらず、より広い領域の調和を求める技術開発のあり方を考えてみたい。

(小野俊郎)