

エンドミル加工におけるびびり振動の解析と抑制 (第1報)*

— 時間領域切削シミュレーションによる不等ピッチエンドミルのびびり振動解析 —

白瀬敬一** 佐野雅基*** 平尾政利† 安井武司†

Analysis and Suppression of Chatter Vibration in End Milling Operation (1st Report)

— Analysis of Chatter Vibration for Irregular Tooth Pitch End Mill Using Time Domain Cutting Simulation —

Keiichi SHIRASE, Masaki SANO, Masatoshi HIRAO and Takeshi YASUI

Chatter vibration for irregular tooth pitch end mill has been simulated using time domain cutting simulation based on the regenerative force and dynamic deflection model. The time domain cutting simulation program assumes that the vibration of end mill can be represented by using a lumped-parameter model with two degrees-of-freedom. Furthermore, it treats realistic nonlinearities accounting for the variation of uncut chip thickness, the changing of cutting force direction. In order to get a stability lobe diagram, the results of many time domain cutting simulations are evaluated by the average acceleration of the tool vibration during one rotation. Predicted stability lobes are compared with the results of cutting experiments, and they show that an irregular tooth pitch end mill can lead to an increase of stability. It is difficult to accomplish the quantitative agreement because of the assumptions in the modeling such as the constraint of tool motion and the treatment of process damping. But, the time domain cutting simulation can give the information to find an optimum cutting condition and a chatter free tool configuration.

Key words: end mill, irregular tooth pitch, chatter suppression, time domain simulation, regenerative force model, dynamic deflection model

1. 緒 言

エンドミル加工は機械部品の加工において基本的な加工法であるとともに、航空機部品や金型といった複雑な形状の加工には不可欠である。しかし、工具形状に起因する低剛性、低減衰性のために一般に加工誤差が大きく、びびり振動が発生しやすいのも事実である。こうした問題を解決するためには、その加工メカニズムを理解して、加工中の切削力やびびり振動の発生の有無、あるいは加工部品の加工誤差を事前に推定することが重要である。このため、種々の切削モデルが提案され、精度の高い加工シミュレーションが実現されてきている¹⁾。

とりわけエンドミル加工におけるびびり振動は、加工精度、仕上げ面粗さ、工具寿命等に悪影響を及ぼす。一方、びびり振動の抑制に不等ピッチ切れ刃の工具による加工が効果的であることはよく知られているが²⁾、エンドミルに関しては最適なピッチ角度と切削条件の関係など依然として不明で、実験による検証も行われていない。また、びびり振動が発生しない安定限界を求める試みは数値解析^{3)~5)}、理論解析⁶⁾の両面で行われているが、切削力の変化が不規則で工具変形や振動が複雑となる不等ピッチエンドミルの場合は、理論解析が困難となる。

本研究では、不等ピッチエンドミルのびびり振動抑制効果を数値解析と実験の両面で確かめる。具体的には、最適なピッチ角度と切削条件の関係を明らかにするために、エンドミル切削中の工具挙動を時間領域でシミュレートして、びびり振動の発生の有無を予測する数値解析手法を実現する。更に、シミュレーション結果を実験結果で検証し、びびり振動を制御するための最適ピッチ角度の決定手法を検討する。

2. シミュレーション

2.1 切削加工モデル

図1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。工具-主軸系は X 、 Y 方向にそれぞれ1自由度でモデル化しており²⁾、工具の振動は工具軸の並進運動であると仮定している。本研究では工具軸の回転と無関係に振動の軸を固定しているが、工具の回転と共に振動の軸も回転させる方法³⁾も提案されている。しかし、後述するような切削加工中の減衰係数の取扱いなど、これ以外の問題点の影響が大きいために、いずれの方法が優れているかは判断できない。

切削力は切れ刃 j の微小要素ごとに工具の接線方向、半径方向、軸方向の力として式(1)より計算している。

$$\begin{cases} dF_{ij}(\theta, z) = [K_{ie} + K_{ic} h_j(\theta, z)] dz \\ dF_{rj}(\theta, z) = [K_{re} + K_{rc} h_j(\theta, z)] dz \\ dF_{aj}(\theta, z) = [K_{ae} + K_{ac} h_j(\theta, z)] dz \end{cases} \quad (1)$$

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

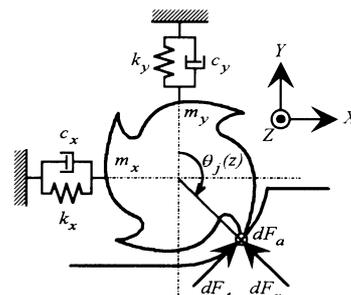


Fig.1 Time-domain simulation model

* 原稿受付 平成9年8月28日

** 正会員 大阪大学大学院 (吹田市山田丘2-1)

*** 学生会員 金沢大学大学院 (現、(株)CSK; 東京都豊島区東池袋3-22-17)

† 正会員 金沢大学大学院 (金沢市小立野2-40-20)

度（参照切れ刃の切込み角）に相当する。ただし、通常のエンドミルではねじれ角を有するために、工具軸方向に沿って切れ刃 j の微小要素ごとに局所的な切込み角が変化することになり、図1では $\theta_j(z)$ で示している。 $\theta_j(z)$ は次式で表される。

$$\theta_j(z) = \theta + \sum_{n=1}^{j-1} \theta_{pn} - k_j z \quad (2)$$

ここで θ_{pn} は切れ刃 n と $(n-1)$ の間のピッチ角である。 $k_j z$ はねじれ角による局所的な切込み角の遅れ量で、 $k_j z = \tan i / R$ である。 i と R は工具のねじれ角と半径である。

式(1)では切削力を2種類の切削係数で表現している。切れ刃と被削材との摩擦によって生じる切削力成分の K_{te}, K_{re}, K_{ae} と、被削材のせん断によって生じる切削力成分の 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ることができる。こうして求められる微小要素ごとの工具接線方向、半径方向、軸方向の切削力は送り方向の X 軸方向とそれに直角な Y 軸方向、そして工具軸の Z 軸方向に分解できる。

$$\begin{cases} dF_{xy}(\theta, z) = [-dF_{ty}(\theta, z) \cos \theta_j(z) - dF_{ry}(\theta, z) \sin \theta_j(z)] dz \\ dF_{yy}(\theta, z) = [dF_{ty}(\theta, z) \sin \theta_j(z) - dF_{ry}(\theta, z) \cos \theta_j(z)] dz \\ dF_{zy}(\theta, z) = -dF_{ay}(\theta, z) dz \end{cases} \quad (3)$$

従って、切れ刃 j に作用する切削力は式(3)に式(1)を代入して、切れ刃 j の実切削領域に沿ってこれらを積分することで求められる。工具全体に作用する切削力 F_x, F_y, F_z は、切削に関与している切れ刃に作用する切削力の総和として求められる⁷⁾⁸⁾。

こうして求められた切削力の $F_x(t), F_y(t)$ から工具系の運動方程式(4)を解くことにより、微小時間ごとの X, Y 軸方向の工具の変位が求められる。

$$\begin{cases} F_x(t) = m_x \ddot{x}(t) + c_x \dot{x}(t) + k_x x(t) \\ F_y(t) = m_y \ddot{y}(t) + c_y \dot{y}(t) + k_y y(t) \end{cases} \quad (4)$$

例えばオイラー法の場合、式(4)の時刻 $(t+\Delta t)$ における X 軸方向の振動加速度、振動速度、振動変位は次式で求められる。

$$\begin{aligned} \ddot{x}(t+\Delta t) &= \frac{1}{m_x} (F_x(t) - c_x \dot{x}(t) - k_x x(t)) \\ \dot{x}(t+\Delta t) &= \dot{x}(t) + \ddot{x}(t+\Delta t) \Delta t \\ x(t+\Delta t) &= x(t) + \dot{x}(t+\Delta t) \Delta t \end{aligned} \quad (5)$$

この時、時間間隔 Δt が十分に短ければ計算によって生じる誤差は問題とならない。

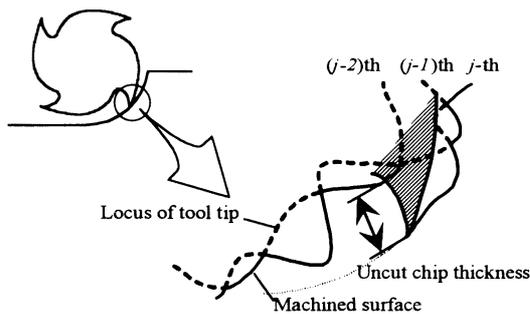


Fig.2 Uncut chip thickness

2.2 実切込み厚さ

静的な切削力を求める場合、一般に実切込み厚さは次式で求められる。

$$h_j(\theta, z) = s_{fy} \sin \theta_j(z) \quad (6)$$

ここで s_{fy} は1刃当たりの送り量である。

しかし、工具の振動を考慮する場合、振動によって生じる実切込み厚さの変化を正確に把握しなければならない。そこで本研究では、切れ刃の軌跡をもとに最終加工面の形状をあらかじめ求めておき、加工中の刃先位置との関係から実切込み厚さを数値計算で求めている。図2で示すように最終加工面の形状は、おおむね刃先の振動を転写したものとなるが、直前の切れ刃によって生成されるとは限らない。

また、最終加工面の形状をもとに実切込み厚さを求めていることから、びびり振動における多重再生効果といった非線形挙動も考慮できることになる。

3. 切削実験

実験は立型マシニングセンタ（株）松浦機械製作所 FX-1) で、ねじれ角 30° 、直径 20mm の4刃 HSS エンドミルを用いて、アルミニウム合金 A7075 を加工して行った。実験条件を表1にまとめて示す。工具は切れ刃間隔が一定の参照エンドミル (Normal Pitch [NP]:ピッチ角 $90-90-90-90^\circ$) と2種類の不等ピッチエンドミル (Irregular Pitch A [IP-A]:ピッチ角 $120-100-80-60^\circ$ と Irregular Pitch B [IP-B]:ピッチ角 $120-120-60-60^\circ$) である。切削条件は、半径方向切込み 5.0mm 、1刃当たりの送り量 0.04mm/tooth 、乾式の下向き切削で、主軸回転数を 1000rpm から 6500rpm まで 500rpm ごとに変化させながら切削安定限界を調べた。ここでは、工具突出し長さを 55mm とし、工具端からの軸方向切込みを 1.0mm から 1.0mm ごとに増加させて、各回転数ごとに切削中の加工音と切削後の加工面からびびり振動の発生を判定した。

また、同様の実験条件で送り速度を変化させながら切削力を測定し、得られる工具1回転当たりの平均切削力と送り速度の関係から、シミュレーションに必要な切削係数を求めた。求められた切削係数を表2に示す。シミュレーションでは、これらの切削係数から加工中の切削力の変化を予測している。

これらの実験では、被削材と工作機械テーブルの間に圧電型切削動力計 (KISTLER 9257B) を設置し、加工中の切削力を測定した。

Table 1 Experimental conditions

Machine tool	Vertical machining center	
End mill	Number of flutes	4
	Diameter	20 mm
	Gage length	55 mm
	Pitch angle	NP : $90-90-90-90^\circ$ IP-A : $120-100-80-60^\circ$ IP-B : $120-120-60-60^\circ$
Workpiece	Aluminum 7075	
Cutting conditions	Axial depth of cut	1.0 mm to Critical DOC (Step : 1.0 mm)
	Radial depth of cut	5.0 mm
	Spindle speed	1000 rpm to 6500 rpm (Step : 500rpm)
	Feed per tooth	0.04 mm/tooth
	Cutting direction	Down cut milling
Coolant	Dry	

Table 2 Cutting coefficients

Cutting force N/mm ²			Edge force N/mm		
K_{fc}	K_{rc}	K_{ac}	K_{fe}	K_{re}	K_{ae}
845.5	276.4	275.4	6.20	9.44	1.67

Table 3 Modal parameters

	Frequency Hz	Damping %	Accelerance G/N	m kg	c kg/s	k N/m
X	1070	13.0	0.952	0.107	187.2	4.845×10^6
Y	1044	5.0	1.58	0.065	42.0	2.776×10^6

さらに、工具-主軸系のモード特性は、工具先端のインパルス加振によるモード解析によって求めた。モード解析にはFFTアナライザ（(株)小野測器 CF-360）を使用した。本研究では、工具-主軸系をX,Y軸方向にそれぞれ1自由度でモデル化しており、得られたモード特性値を表3に示す。シミュレーションではこれらの特性値をもとに、式(4)の運動方程式を解いて工具の振動挙動を予測している。

4. 結果および考察

図3にシミュレーションにより推定された切削力波形とそのパワースペクトルを示す。また、実測された切削力波形を図4に示す。図3(a)、図4(a)はびびり振動が発生していない状態に、図3(b)、図4(b)はびびり振動が発生している状態にそれぞれ対応している。いずれも、軸方向切込みがある臨界切込み以下で

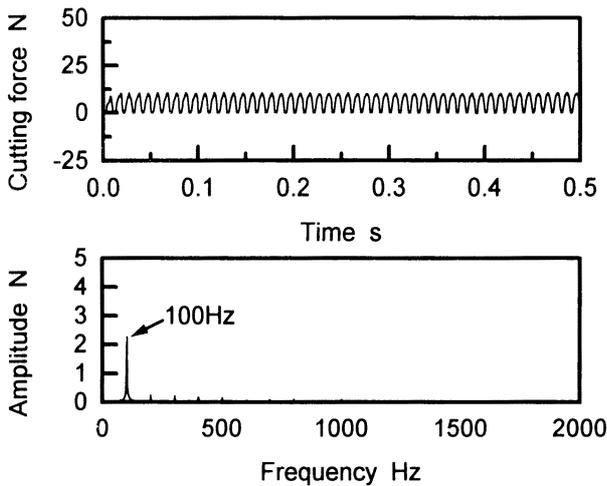
あればびびり振動が発生しない状態（安定）、臨界切込み以上であればびびり振動が発生する状態（不安定）となっており、これらの臨界切込みから切削安定限界が決定できる。

図3、図4に示したシミュレーションおよび切削実験の結果は、主軸回転数1500rpmの条件のもので、パワースペクトルで認められる100Hzのピークは切れ刃周期の切削力成分に対応している。また、びびり振動が発生している状態では、1170Hz付近にピークが認められ、びびり振動による切削力成分に対応していることが分かる。このように、びびり振動発生による切削力の急激な増加、切削力波形の乱れやびびり振動の周期など、シミュレーション結果の有効性が定性的に認められる。

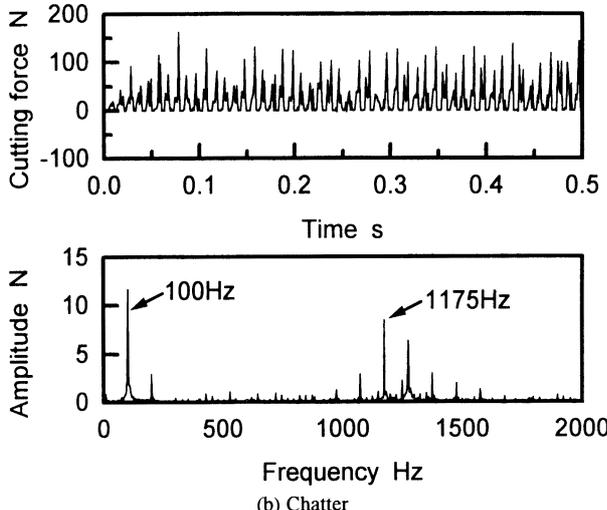
一方、臨界切込みを比較してみると、シミュレーション結果では2.5mm付近、実験結果では3.5mm付近と大きく異なっている。臨界切込みが曖昧であるのは、シミュレーション結果の場合は切削力波形の変化から、実験結果の場合は切削中の加工音と切削後の加工面からびびり振動の発生を判定しているためである。また、臨界切込みが一致しない原因として以下の2つが考えられる。

- 1) 工具-主軸系をX,Y軸方向それぞれ1自由度でモデル化しており、工具は並進運動をすると仮定している。
- 2) 切削加工中のモード特性の変化やプロセスダンピングの影響を考慮していない。

しかし、これらの問題を解決することは以下の理由で非常に

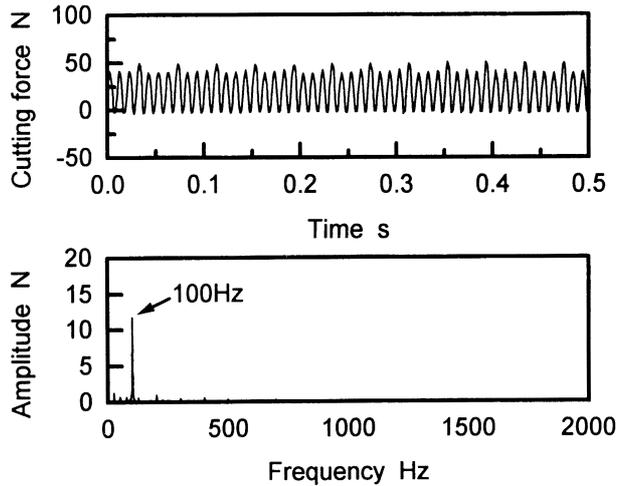


(a) Chatter free

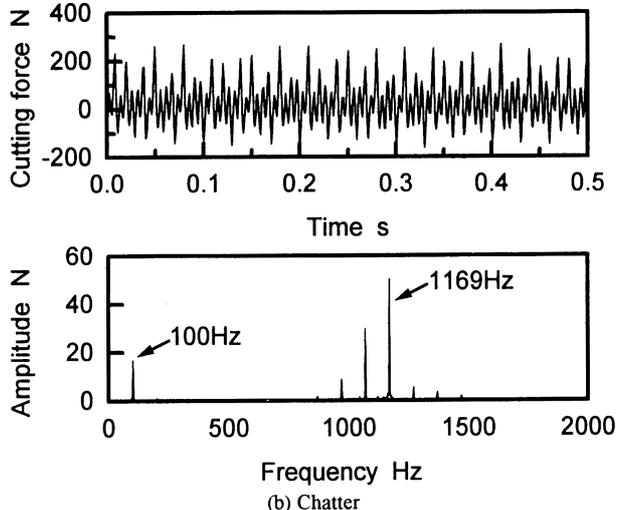


(b) Chatter

Fig.3 Predicted cutting force



(a) Chatter free



(b) Chatter

Fig.4 Measured cutting force

困難である。

- 1) 工具-主軸系を X, Y 軸方向それぞれ 2 自由度以上でモデル化すると、工具の運動方程式が時系列で解けなくなる。
- 2) 切削加工中のプロセスダンプは工具と被削材の接触状況とともに時々刻々変化するだけでなく、測定することができない。

こうした問題点はあるものの、シミュレーション結果は実験結果と定性的には一致しており、びびり振動の抑制に効果がある切削条件や工具形状（切れ刃のピッチ間隔）を比較検討する上で、貴重な指針を得ることができる。

そこで、通常の工具 [NP] と不等ピッチエンドミル A[IP-A] について同じ条件でシミュレーションを行い、不等ピッチエンドミルのびびり振動抑制効果を確認した。図 5 にシミュレーション結果をまとめて示す。シミュレーションの条件は、半径方向切込み 5.0mm、軸方向切込み 3mm、1 刃当たりの送り量 0.04 mm/tooth、下向き切削で、主軸回転数を 5400rpm と 6000rpm とした。図 5(a), (b) で示した通常の工具では、主軸回転数 6000 rpm でびびり振動が発生し、切削力が倍増していることが分かる。一方、図 5(c), (d) で示した不等ピッチエンドミルではいずれの主軸回転数でもびびり振動は発生していない。

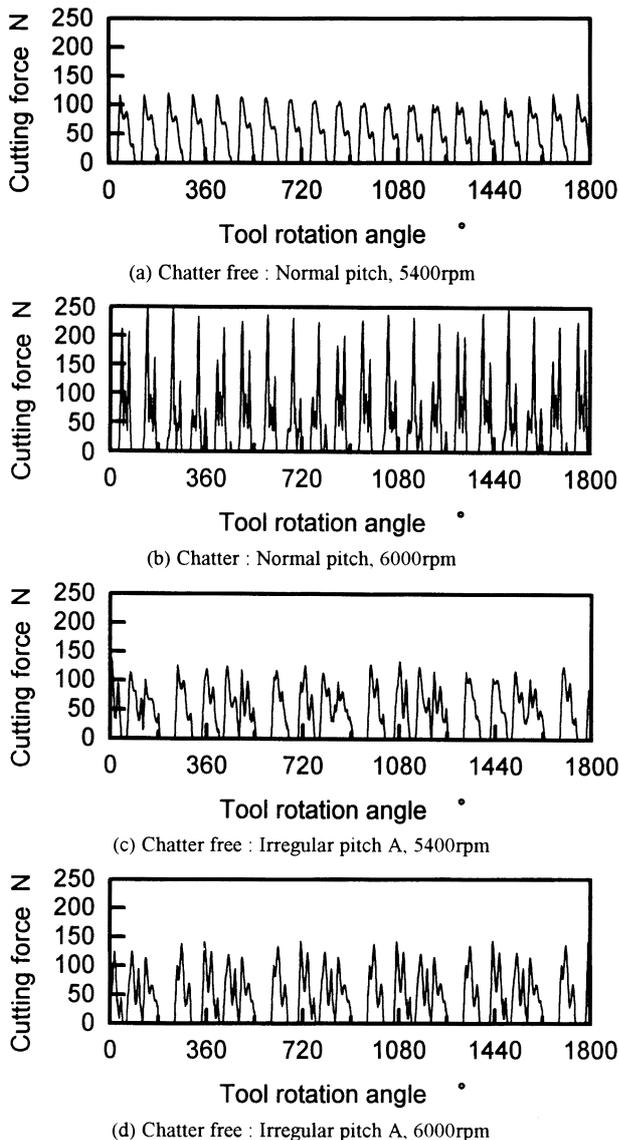


Fig.5 Chatter suppression with irregular tooth pitch end mill

次にシミュレーション結果から求めた切削安定限界と実験から求めた切削安定限界を比較する。図 6 は通常の工具の例である。実験では各回転数ごとに臨界切込みが明らかとなっており、この値を結んだものが切削安定限界線となる。一方、シミュレーションでは工具振動の加速度を工具 1 回転について平均し、この平均加速度の大小から切削安定限界線を求めている。これは、Smith と Tlustý がシミュレーションで得られる切削力の振幅から安定限界線を求めた方法⁵⁾と同様の考え方である。

こうして実験とシミュレーションによる切削安定限界を比較すると、定性的には一致しているが、定量的には 2 倍以上の差があることがわかる。これらは、前述した理由による。また、主軸回転数 2000rpm で切削安定限界に大きな差が認められるのは、シミュレーションで考慮していない被削材の動特性の影響と考えられる。

図 7 は、実験を行った 3 種類の工具についてシミュレーション結果から求めた切削安定限界線を比較して示している。実験に用いた不等ピッチエンドミルのピッチ角度は任意に決めたものであるが、通常の工具に比べて切削安定限界が平均して高いことがわかる。特に、主軸回転数が 4000rpm 以上の領域では不等ピッチエンドミル B[IP-B] に比べて A[IP-A] の切削安定限界が高くなっている。これは、不等ピッチエンドミルのピッチ角度をうまく設計すれば、びびり振動の制御が可能になることを示している。

図 8 は、3 種類の工具について実験結果から求めた切削安定限界を比較して示している。不等ピッチエンドミルの安定限界は、通常の工具に比べて高いことが明らかである。また、主軸回転数が 4000rpm から 5800rpm の領域で、不等ピッチエンドミル B[IP-B] に比べて A[IP-A] の切削安定限界が高くなっているのは、シミュレーションの結果とも対応している。しかし、安

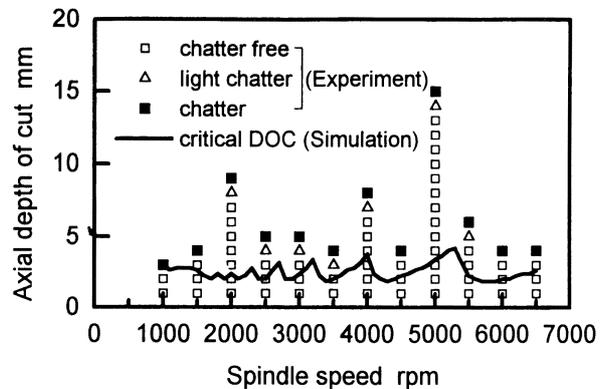


Fig. 6 Predicted and experimental cutting stability

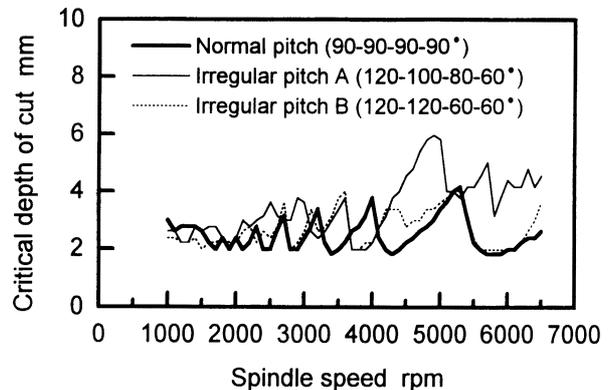


Fig.7 Predicted stability lobes of tested end mills

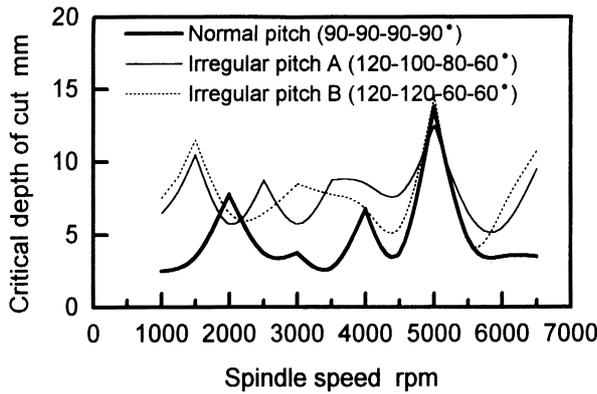


Fig.8 Experimental stability lobes of tested end mills

定限界線の形状はシミュレーションの形状と大きく異なっており、通常の工具の場合に比べて顕著である。これは、ピッチ角度が不等間隔であることに起因して、同時切削刃数が切れ刃によって変化することから、加工中のモード特性の変化、とりわけプロセスダンピングの影響が顕著に現れたためと推察できる。

シミュレーションによって安定限界線を精度良く求めるためには、加工中のプロセスダンピングをモデル内に表現することが必要で、妥当なプロセスダンピングを実験的に求める必要がある。とりわけ、不等ピッチエンドミルで見られるように同時切削刃数が切れ刃によって変化する場合には、切れ刃の接触長さに応じてプロセスダンピングを変化させるなどの対応が求められる。

5. びびり振動の制御

図7の結果から、不等ピッチエンドミルのピッチ角度をうまく設計すれば、びびり振動の制御が可能になることがわかった。そこで、ピッチ角度の組合せが異なる種々の不等ピッチエンドミルについて、シミュレーションを行って安定限界を評価しながら最適なピッチ角度を決定することを考えた。

その場合、ピッチ角度の組合せは膨大な数に上るが、その中から最適なピッチ角度を決定するために、本研究では遺伝的アルゴリズム (GA) を用いた。詳細については次報で報告するが、ピッチ角度を2進数表示したものを遺伝子型とし、切削安定限界を評価関数として世代交代をさせている。ここでは、主軸回転数 4300rpm における切削安定限界が最大となる最適工具を設計することとし、評価関数は切削安定限界が高い個体の適応度が高くなるように設定した。

最適ピッチ角度の探索に際しては、3種類の初期世代から世代交代を繰り返して同じ最適解が得られることを確認してい

Table 4 Optimum design of irregular tooth pitch end mill

	Pitch angle °	Critical DOC mm
Normal pitch	90-90-90-90	1.84
Irregular pitch A	120-100-80-60	3.79
Optimum pitch	109-95-84-72	5.98

る。求められた最適ピッチ角度とその工具による臨界切込みを表4に示す。この結果では、最適工具は通常の工具と比較して約3倍の切削安定限界を達成しており、切削実験でびびり振動の抑制に効果が認められた不等ピッチエンドミル A[IP-A]と比較しても約1.5倍の切削安定限界を達成している。

6. 結 言

本研究では、不等ピッチエンドミルの切削中の工具挙動を時間領域でシミュレートして、びびり振動の発生の有無を予測する数値解析を実現した。更に、シミュレーション結果を実験結果で検証した。また、びびり振動を制御するための最適ピッチ角度の決定手法を検討して、以下の結論が得られた。

- (1) 実験で得られる切削係数、モード特性値をもとに、不等ピッチエンドミルのびびり振動シミュレーションを実現した。
- (2) 切削中のプロセスダンピングの取扱いが今後の課題ではあるが、びびり振動シミュレーションで求めた切削安定限界線は、実験値のそれと定性的に一致した。
- (3) 不等ピッチエンドミルのびびり振動抑制効果を、シミュレーション結果と実験結果から確認した。
- (4) 遺伝的アルゴリズム (GA) の手法をびびり振動シミュレーションに組み込み、切削安定限界が最も高くなる不等ピッチエンドミルを設計した。

参 考 文 献

- 1) S. Smith and J. Tlusty : An Overview of Modeling and Simulation of the Milling Process, Trans. ASME, J. Eng. Ind., **113**, 2 (1991) 169.
- 2) J. Slavicek : The Effect of Irregular Tooth Pitch on Stability of Milling, Proc. 6th Int. MTDR Conf., (1965) 15.
- 3) J. Tlusty and F. Ismail : Basic Non-linearity in Machining Chatter, Ann. CIRP, **30**, 1 (1981) 299.
- 4) F. Ismail and A. Bastami : Improving Stability of Slender End Mills against Chatter, Trans. ASME, J. Eng. Ind., **108**, (1986) 264.
- 5) S. Smith and J. Tlusty : Efficient Simulation Programs for Chatter in Milling, Ann. CIRP, **42**, 1 (1993) 463.
- 6) Y. Altintas and E. Budak : Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling, Ann. CIRP, **44**, 1 (1995) 357.
- 7) 白瀬敬一, 平尾政利, 安井武司 : 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.
- 8) 白瀬敬一 : エンドミル加工における切削モデルとシミュレーション, 先端加工, **16**, 1 (1997) 62.