

高硬度金型材のエンドミル加工（第4報） —切削抵抗の簡易推定式とそれを用いた切削抵抗の一定化制御—

大塚裕俊*・垣野義昭**・廣垣俊樹***・中川平三郎***・佐々木将志**
*機械電子部・**京都大学工学部・***滋賀県立大学工学部

Endmilling of Hardened Die(4th Report)

- Simplified Prediction Model for Cutting Forces and Control for Constant Cutting Forces Using this Model -

Hirotooshi OHTSUKA*・Y. KAKINO**・T. HIROGAKI***・H. NAKAGAWA***・M. SASAKI**
*Mechanics & Electronics Division・**Kyoto University・***The University of Shiga Prefecture

要旨

近年 (Al, Ti)N コーテッド工具を用いた高硬度材のエンドミル加工が金型加工において必要となっている。しかし金型加工の効率化を実現するには、適切な工具経路の選択による切削抵抗の制御を行う必要がある。とりわけ高硬度材のエンドミル加工においては工具への過負荷が刃先のチップングの原因となり工具寿命に大きく影響を与えるため、内側コーナ部加工での切削抵抗の制御が一層重要である。そこで高硬度材のストレート型エンドミルによる切削について、応答曲面法を利用して切りくず厚さと切削円弧長を変数とする切削抵抗予測式を構築し、内側コーナ部を含む2次元切削加工における切削抵抗の予測と、その一定化制御に適用した結果その有効性が確かめられた。

1. はじめに

近年、焼入鋼の切削に適したエンドミル (Al, Ti)N-コーティッド超硬工具) により、HRC53 程度までの高硬度材からなる金型の切削加工が可能となっている⁽¹⁾。

しかし高硬度材のエンドミル加工では比較的微小な切込み量でも大きな切削抵抗が生じることが経験的に知られており、また過大な切削抵抗がすぐに工具にチップングを生じさせるという難点を抱えている。そのため切削抵抗の特性を十分把握した上で適切な加工条件や工具経路を選択することが重要である。とりわけ金型加工においては、直線部の加工よりも円弧部の加工の方がはるかに多いが、円弧部では切削抵抗が直線部とは大きく変化するという問題もある。そのため円弧部で生じる切削抵抗の最大値を許容値以下に保ちつつ、高能率な加工 (= 高い送り速度の加工) を行わねばならない。

以上の目的を達成するためには、切削抵抗をインプロセス測定するか数学モデルを用いた推定により送り速度を制御する必要がある。別の方法としてコーナ部の工具経路を工夫する方法⁽²⁾もある。切削抵抗をインプロセス測定することは、工具摩耗の影響を常時モニタできる長所はあるが、最近多用されている高速切削におけるより多くの切れ刃をもつエンドミルの場合には、センサの周波数特性による制限からチップングの主原因となる切削抵抗の瞬間的な変動成分を測定することが困難という短所があり実用的でない。また数学モデルを用いる場合

には、工具損傷の影響をいかにモデル化するかが問題である。Bayoumi らがエンドミル切れ刃と切りくず間の力学的モデルに基づく方法で、新品時および摩耗時についてエンドミル切削時の抵抗を推定する方法を提唱している⁽³⁾⁽⁴⁾。

しかしこの方法は実用的でない。すなわちモデルに含まれる比切削抵抗など係数の数が多いためその決定が煩瑣であること、また係数自体がエンドミル切削における種々の加工パラメータの影響を受けやすいなどの問題点がある。そこで本研究においては実用的な切削抵抗の一定化制御に使用可能な数学モデルを構築するため、その切削抵抗の簡易推定式について研究することとした。

まず本研究では、2次元平面内におけるストレート型エンドミルによる高硬度材の切削加工について、近似化手法である応答曲面法を適用して切削抵抗の簡易予測式を構築する。そして変形前の最大切りくず厚さと切削円弧長をパラメータとする本予測式により、直線部切削および円弧部切削を含む2次元平面内での切削抵抗の一定化制御が可能となることを示す。

また工具摩耗時の切削抵抗の特異な変化については、本工具の従来とは異なった特徴的な摩耗形態と関連していることが判明している⁽⁵⁾。そこで摩耗した切れ刃部の幾何的な形状変化をパラメータとすることにより、工具摩耗の進行の影響による切削抵抗の変化を応答曲面の変化として表現することができるようになると同時に、摩

耗時の切削抵抗の一定化制御についても理論的に可能となることを示す。

なお大きなねじれ角のついたエンドミルにおいては、2 刃以上が同時に切削に関与することが多い。しかし、本報では切れ刃に過大な切削抵抗が作用して、チッピングが生じることを防止する目的で制御を行おうとしているので、同時に 1 刃しか切削に関与しない場合について検討する。

2. 提案する数学モデル

切削抵抗とそれに影響を与える要因を近似式として結びつけるため、応答曲面法を用いる。応答曲面法はプロセスエンジニアリングをはじめ各種の設計問題などでその最適化に利用されているが⁽⁶⁾、本研究では切削抵抗の簡易推定式として応答曲面を構築し、それを高硬度材のエンドミルによる切削抵抗の制御に利用する。本研究では簡単のため 2 次の多項式による応答曲面を選択する。その場合一般的には X を説明変数、 Y を予測値、 β を回帰係数とすれば応答曲面は次式によって表される。

$$Y = \beta_0 + \sum_{i=1}^n \beta_i X_i + \sum_{i=1}^n \beta_{ii} X_i^2 + \sum_{i < j} \beta_{ij} X_i X_j \quad (1)$$

本研究では、2 次元平面内での x, y 方向の切削抵抗の合力 F_{xy} を予測値として、変形前の最大切りくず厚さ t_m と切削円弧長 L を 2 つの説明変数として数学モデル化を行う。Fig. 1 はエンドミルによる端面の直線切削を模式化したものであり、 t_m と L および他の加工パラメータの幾何学的関係についても示す。 R_d は径方向切込み量、 f_z は 1 刃あたり送り量、 R はエンドミル半径、 A_{en} は切削関与角である（式(7)～(9)参照）。なお切削抵抗は通常エンドミル切れ刃の回転により変化する。しかし本研究では Fig. 1 に示すように、 F_{xy} は切れ刃の実切削に関与する角度が A_{en} 以上となった状態、すなわち 1 枚の切れ刃について最大の切削抵抗が生じている時の切削抵抗を示す。なお 2 説明変数による応答曲面は、式(1)において $n=2$ として次式になる。

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_{11} X_1^2 + \beta_{22} X_2^2 + \beta_{12} X_1 X_2 \quad (2)$$

未知の 6 個の係数 β は回帰分析により最小二乗法を用いて求められる。測定点とそれに対する応答値（測定値）の組が N 個与えられた場合、回帰モデルは次式になる。

$$Y = X\beta + \varepsilon \quad (3)$$

Y は応答値ベクトル、 X は測定点による行列、 β は回帰係数ベクトル、 ε は誤差ベクトルである。最小二乗法による β の推定値は次式になる。

$$\beta_e = (X^T X)^{-1} X^T Y \quad (4)$$

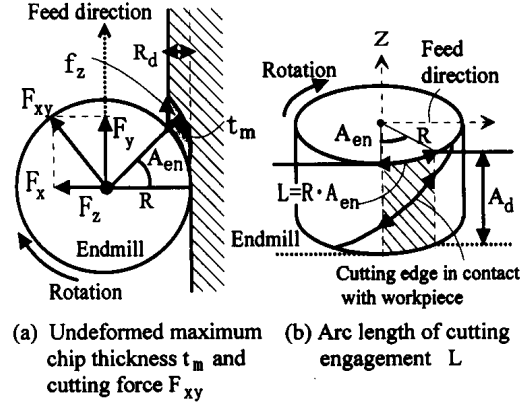


Fig.1 Geometrical shapes for cutting model

3. 実験装置と方法

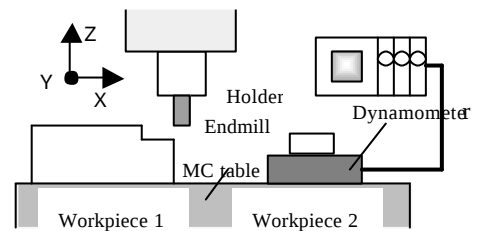
3.1 被削材と切削工具

工具として直径 10mm、ねじれ角 45° 、6 枚刃のストレート型の (Ti, Al)N コーティングされた微粒子超硬エンドミルを用いる。本工具は切れ刃すくい角がネガティブ ($\alpha_r = -14^\circ$) であり、心太な断面形状を有している。被削材はダイス鋼 SKD-61 (硬さ HRC53) を用いる。また新品工具による切削抵抗測定実験では直径 8mm と 6mm のエンドミルも用いる。

3.2 実験装置と手順

Fig. 2 に用いる実験装置の概略を示す。同じ材料から作製した被削材 1 および 2 を立形マシニングセンタ (MC) のテーブル上に取り付ける。被削材 2 は圧電素子を用いた 3 成分工具動力計で保持され、切削抵抗の測定に用いられる。新品工具による切削抵抗実験では被削材 2 について、エンドミルの軸方向と径方向に一定の切込み量を与えて直線切削および円弧切削を行う。また摩耗工具による切削抵抗実験についても同様の直線切削を行う。なお底刃の影響がないようにエンドミルの側面刃のみによる切削を行う。

工具摩耗実験では Fig. 2 に示すように、エンドミルの軸方向と径方向に一定の切込み量を与えて被削材 1 で Fig. 2 の Y 方向（紙面に垂直な方向）に標準切削条件に



150(X) × 150(Y) × 150(Z) mm 50(X) × 80(Y) × 30(Z) mm

Fig. 2 Setup for experiments

Table 1 Cutting conditions for wear experiment

(Endmill diameter : 10mm)	
Cutting speed (Spindle speed)	302 m/min (9600 min ⁻¹)
Feed per tooth	0.1 mm/tooth
Cutting direction	Down cut
Free length of endmill	30 mm
Tool runout	4 μm
Radial depth of cut	0.5 mm
Axial depth of cut	10 mm
Workpiece	Die steel SKD-61 (HRC53)
Coolant	Dry air

より直線切削を行う．径方向に同じ切込み量を与えながら直線切削を同方向に繰り返す．被削材 1 について等しい送り距離を切削したのち，その時点での切削抵抗を測定するため被削材 2 を切削する．必要に応じて，摩耗工具による切削抵抗実験もこの段階での工具を用いて行う．また光学的な非接触式測定機⁽⁷⁾により主軸方向に垂直な断面内で切れ刃部の摩耗形状の測定を行う．以上について工具が寿命に達するまで繰り返し行う．

3.3 実験条件

工具摩耗実験についての直径 10mm のエンドミルによる切削条件を Table 1 に示す．また切削抵抗測定実験で用いる直径 10mm のエンドミルによる切削条件もこれに準じる．ただし軸方向切込み量 A_d については側刃のみによる切削を行うように変更した上で，切削に關与する切れ刃長さの合計が常に一定となるための幾何的条件から $A_d = 5.24\text{mm}$ とする．これを直径 10mm のエンドミルでの標準切削条件とする．(なお工具摩耗実験での工具を用いて切削抵抗測定実験を行う場合は，軸方向 10mm の側刃のうち中央部分を利用する．) 同実験での直径 8mm, 6mm のエンドミルによる標準切削条件は，切削速度を直径 10mm の場合とほぼ等しくすると同時に幾何的相似性や切れ刃部のチップポケットの大きさを考慮して，主軸回転数や切込み量などを Table 2 のように変更する．ただし直径 6mm の場合は，工作機械の制約から主軸回転数は 15000 min^{-1} とする．

3.4 応答測定点と応答曲面

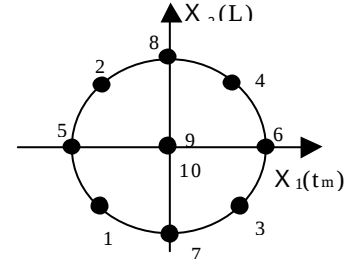
最小二乗法により応答曲面を求める際，より誤差の小さい応答曲面を得るためには X_i より成る変数空間において応答測定点をどのように取るかが重要である．本研究では，2 次の多項式による応答曲面に対して一般によく用いられる X_i 変数空間での等半径の測定点の配置を利用し，この円形領域内を実験空間とする⁽⁸⁾ (Fig.3 参照)．切削抵抗測定実験での工具摩耗の進行の影響を避けるためには測定点数は少ない方が望ましいが，応答曲面

Table 2 Undeformed chip thickness (t_m : X_1) and arc length of Cutting engagement (L : X_2) for cutting force experiments

Endmill ϕ mm	Standard range of t_m and L (1/2)		t_m and L for standard cutting conditions		Standard cutting conditions			
	δt_m μm	δL mm	t_{m0} μm	L_0 mm	R_d mm	A_d mm	f_z mm/tooth	spindle speed 1/min
6	7	0.262	17.4	1.35	0.3	3.14	0.04	15000
8	11	0.349	30.5	1.80	0.4	4.19	0.07	12000
10	15	0.436	43.6	2.26	0.5	5.24	0.1	9600

Table 3 Coded variables for cutting force experiments

No.	X_1	X_2
1	-1	-1
2	-1	1
3	1	-1
4	1	1
5	$-\sqrt{2}$	0
6	$\sqrt{2}$	0
7	0	$-\sqrt{2}$
8	0	$\sqrt{2}$
9	0	0
10	0	0

**Fig. 3** Equiradial design in the coded variables X_1 and X_2

の精度を考慮して Fig.3 に示す 10 個の測定点とする．なお同じ測定点 9,10 は測定の繰返し誤差評価のためである． X_1, X_2 は各々 t_m と L を式 (5) ~ (6) によって正規化したものを用いる (Table 3 参照)．すなわち δt_m と δL は各々 t_m と L の実験区間の基準幅/2 であり，測定点 9, 10 は標準切削条件での t_{m0} と L_0 に対応している ($X_1=0, X_2=0$)．これらの値は，エンドミル直径によるチップポケットの大きさなどを考慮して Table 2 に示す値を用いる．なお Fig. 1 に示す幾何的關係から， t_m と L および R_d と f_z は式 (7) ~ (9) により相互に求めることができる．

$$X_1 = (t_m - t_{m0}) / \delta t_m \quad (5)$$

$$X_2 = (L - L_0) / \delta L \quad (6)$$

$$L = R \cdot A_{en} \quad (7)$$

$$t_m = f_z \cdot \sin(A_{en}) \quad (8)$$

$$A_{en} = \cos^{-1} \{ (R - R_d) / R \} \quad (9)$$

4. 実験結果と考察

4.1 新品工具を用いた場合の切削抵抗

切削抵抗測定実験により得られた新品工具の 2 次多項式応答曲面の全係数と統計値を Table 4 に示す．なおこれにより得られる予測値 F_{xy} の単位は N である．また Table 4 の R^2 は決定係数であり， R_a^2 は自由度調整済みの決定係数である．各係数について統計学上の F 検定を用いて優位水準 $\alpha = 0.05$ で有効性を検証した結果，いずれの径のエンドミルにおいても X_2^2 の係数については有効性が否定された．そのため Table 4 は X_2^2 の項を除

いた5係数モデルにより再計算した結果である．これによればすべてのケースで $R_a^2 > 0.996$ となっており，得られた応答曲面はかなり良い近似となっていることがわかる．またこの結果から，切削抵抗 F_{xy} は t_m = 一定では L の1次式で近似され， L = 一定では t_m の2次式で近似されることがわかる．

直径10mmエンドミルでの応答曲面の実験領域全体を含む計算によって求められた F_{xy} の等高線図（間隔50N）をFig.4に示す．また各エンドミルの標準切削条件（ t_{m0} ， L_0 ）を結ぶ線に沿った，3つの応答曲面の t_m - L 面に垂直な切断面をFig.5に示す．これによれば径の異なるエンドミルで応答曲面による F_{xy} の値がほぼ連続しており， t_m と L による切削抵抗の推定が有効であることがわかる．

Table 4 Coefficients of response surface by new endmill (F_{xy})

Term	Coefficient values		F ratio	Coefficient values		F ratio	Coefficient values		F ratio
	$\phi 6$			$\phi 8$			$\phi 10$		
Intercept	83.84		-	163.0		-	269.1		-
X_1	23.6	2713		43.26	37699		65.84	22492	
X_2	18.01	1579		33.93	23192		53.66	14941	
X_1^2	-1.505	14		-2.634	95		-3.763	40	
$X_1 X_2$	5.821	83		8.40	711		15.45	619	
R^2	0.9979			0.9999			0.9999		
R_a^2	0.9963			0.9998			0.9998		

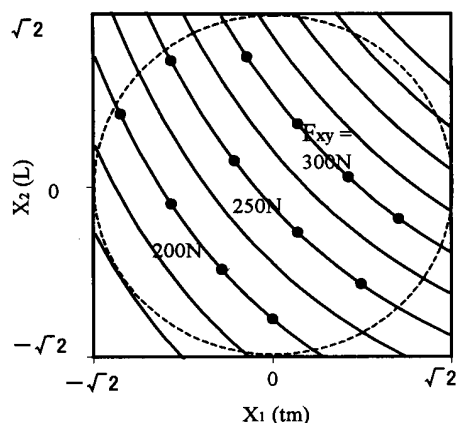


Fig.4 Contour plots of F_{xy} based on response surface ($\phi 10$ endmill)

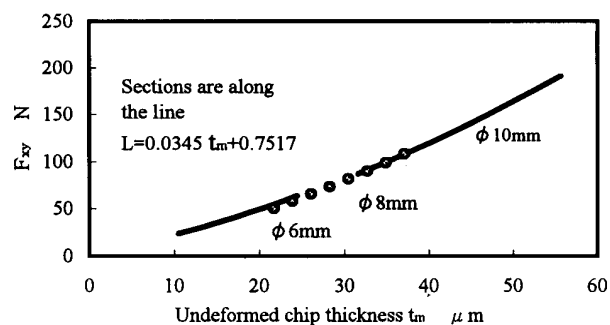


Fig.5 Sections of response surfaces (F_{xy})

4.2 切削抵抗の一定化制御

エンドミルによる切削は一般に直線切削と円弧切削に分類されるが，とりわけ内側円弧部の切削は切削抵抗の増加により工具損傷や加工精度の低下を招くことが多い．これは高硬度材のエンドミル切削加工では工具寿命の観点から一層問題となる．

これまでエンドミルによる内側コーナ部の切削機構の解析や工具径路の変更による加工法の提案が行われているが⁽²⁾，金型加工では円弧曲線部の連続する場合が多いため工具径路長を増大させる方法は高能率加工のためには得策とは言い難い．本節では工具径路を変更することなく得られた切削抵抗予測式により送り速度を変えることによって切削抵抗の制御を行い，その有効性を確認する．Fig.6は，同じ径方向切込み量 R_d とエンドミル中心での送り量 f_z を与えたときの直線切削および円弧切削での各パラメータの幾何学的関係を示す．これによれば内側円弧部での切削抵抗の増加は，最大切りくず厚さ t_m と切削円弧長 L の幾何的な増大に起因していると考えられる．すなわち得られた予測式により t_m と L から切削抵抗を決定できるので， t_m と L の幾何的な解析に問題を帰着できる．よって直線切削と円弧切削について取扱いを区別する必要はないと考えられる．

実際に，直線切削での F_{xy} と等しくなるように内側円弧部の切削における f_z をTable 4に示す係数による予測式に基づいて計算し，実験を行った結果をFig.7に示す．Fig.7中の点線は基準となる直線切削での F_{xy} の値を示す．実験条件は円弧切削で送り f_z を変更する以外は直径10mmエンドミルの標準切削条件と同じとした．

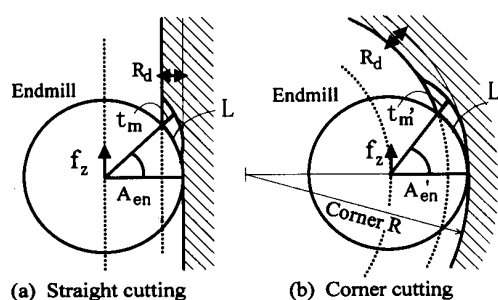


Fig.6 Straight cutting and corner cutting

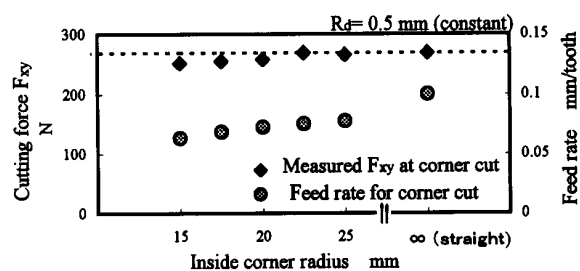


Fig.7 Cutting force at inside corner

これによれば(円弧半径/工具半径)比が 3 とかなり小さな内側円弧部の切削についても 6%以内の誤差で切削抵抗を直線切削と等しくすることができており、上記の仮定が実用上ほとんど問題なく受け入れられることがわかる。また、Fig.4 中の点により示した F_{xy} の等高線上の条件 t_m と L による直線切削の実験により切削抵抗値の一定化を検証した結果を Fig.8 に示す。実験条件は t_m と L に応じて R_d と f_z を変更する以外は直径 10mm エンドミルの標準切削条件と同じとした。これによれば、十分な精度(誤差 3%以内)で切削抵抗値の一定化が達成されていることがわかる。

4.3 摩耗工具を用いた場合の切削抵抗

工具摩耗実験の結果(標準切削条件)として切削距離の増大に伴う切削抵抗の変化を Fig.9 に示す。これによれば切削開始後、被削材に対する法線方向の抵抗成分 F_x が顕著に大きくなり、切削距離の増加とともに工具寿命時まで増大しつづけている。これまでの研究によれば、Table 1 の条件で F_x が初期値(新品工具)の 2.0~2.5 倍になるとき工具寿命に達している⁽⁵⁾。また Fig.10 は、この時の模式的な切れ刃摩耗部の特徴的な工具摩耗の形態である⁽⁵⁾。Fig.9 中に切削距離による切れ刃すくい角(負角) α_r の変化についての測定結果を併せて示す。これらの変化は高硬度材の高速度切削に特徴的なものと考えられ、 F_x も α_r も切削距離の増加とともにほぼ直線的な増加が認められる。

摩耗工具による切削抵抗実験は、使用する工具の摩耗の目安として F_x に着目し、(1) F_x が初期値の約 1.5 倍となった時点と、(2) F_x が初期値の約 2 倍となった時点について行った。応答測定点の配置と数については(0)工具新品時と同じである(Table 3, Fig.3 参照)。得られた摩耗工具の 2 次多項式応答曲面の全係数と統計値を(0),(1),(2)の各段階について Table 5 に示す。これにより工具摩耗による F_{xy} の変化を応答曲面の変化として表すことができる。これを Fig.11(a)~(c) に示す。また摩耗の進行による切削抵抗の変化はとりわけ α_r の

変化と密接に関係している。(0),(1),(2)の各段階は Fig.10 の切れ刃すくい角の変化に対応している。そこで α_r を X_3 として加え(0),(1),(2)の各段階に応じ $X_3 = 0, 1, 2$ と正規化し、3 説明変数による 2 次多項式応答曲面を求めた。この計算には(0),(1),(2)の各段階の全測定点を用いた。得られた 2 次多項式応答曲面の全係数と統計値を Table 6 に示す。新品時に得られた切削抵抗の等高線を、摩耗の進行とともに応答曲面が変化することにより誤差が大きくなる。Fig.12 中の実線は新品時の等高線を摩耗段階(2)での応答曲面に投影した結果である。そこで各段階(0),(1),(2)での応答曲面上の点($X_1=0, X_2=0$)における曲面に垂直なベクトルを Table 6 に示す値から求め、これによって X_1 - X_2 面に垂直な軸についての回転角を求めると摩耗段階(1),(2)について各々約 $5.2^\circ, 9.2^\circ$ であった。摩耗段階(2)でこれを用いて新品時の等高線に回転補正を加えた結果を Fig.12 中の破線に示す。これにより切削抵抗の一定化が工具摩耗時でも原理的には可能となると考えられる。

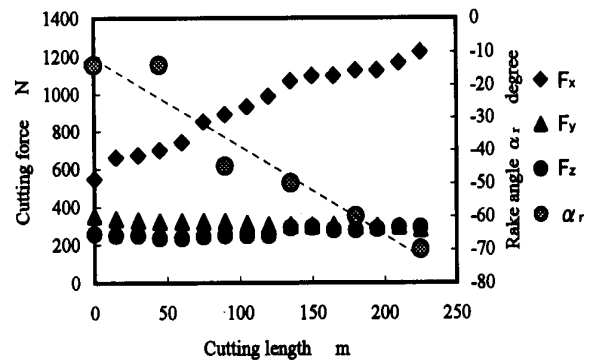


Fig.9 Change of cutting forces and rake angle

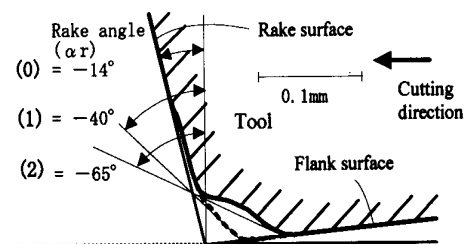


Fig.10 Change of shape of cutting edge

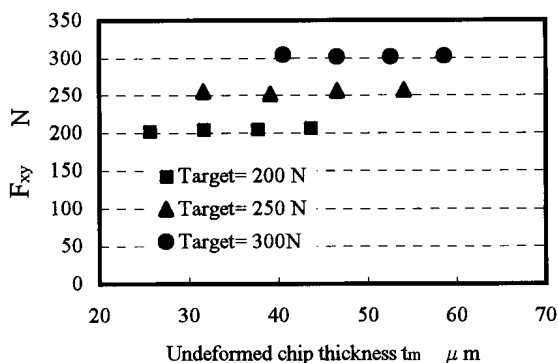


Fig.8 Measured F_{xy} for constant cutting force

Table 5 Coefficients of response surface by worn endmill(F_{xy})

Term	Coefficient values (0) :new F ratio		Coefficient values (1) F ratio		Coefficient values (2) F ratio	
Intercept	269.1	-	381.6	-	462.3	-
X_1	65.84	22492	67.57	5271	73.1	4962
X_2	53.66	14941	71.28	5866	82.83	6370
X_1^2	-3.763	40	-7.943	35	-7.246	25
X_1X_2	15.45	619	14.1	115	12.32	70
R^2	0.9999		0.9995		0.9996	
R_a^2	0.9998		0.9991		0.9993	

Table 6 Coefficients of response surface by X_1, X_2, X_3 (F_{xy})

Term	Coefficient values	F ratio
Intercept	271.5	-
X_1	65.2	3242
X_2	54.67	2279
X_3	122.9	1661
X_1^2	- 6.50	25
X_3^2	- 13.9	92
X_1X_2	13.96	186
X_1X_3	3.632	17
X_2X_3	14.58	270
R^2	0.9994	
R_a^2	0.9992	

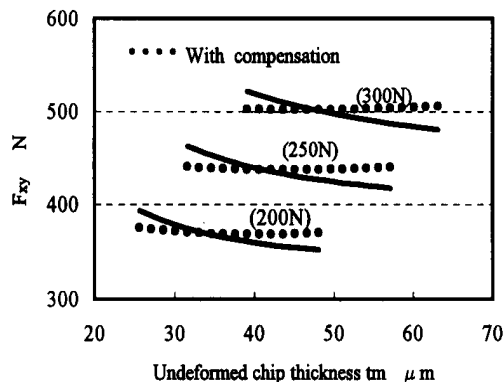


Fig.12 Calculated F_{xy} on the stage (2) along the contour lines of new endmill

5. おわりに

本研究では高硬度材のエンドミル加工について、切削抵抗の簡易予測式とそれを用いた切削抵抗の一定化制御を中心に研究を行い次の結果を得た。

- (1) 応答曲面法を利用して、変形前の最大切りくず厚さ t_m と切削円弧長 L を2つのパラメータとする切削抵抗 F_{xy} の予測のための数学モデルを構築した。
- (2) 同モデルにより直線切削と円弧切削を含む2次元平面内の加工について切削抵抗の一定化制御を試み、良好な結果を得た。
- (3) 同モデルを摩耗工具についても適用した結果、理論的には切削抵抗の制御が可能であることがわかった。

追記

本実験に使用した高速加工機 (MC) は、日本自転車振興会の補助金を受けて設置したものである。

参考文献

- 1) 山田保之, 青木太一, 田中裕介, 脇平浩一郎: コーティッド超硬工具による高硬度材の切削, 日本機械学会論文集 (C 編), **60**, 577 (1994) 2906.
- 2) 岩部洋育, 藤井義也, 齊藤勝政, 岸浪健史: エンドミルによるコーナ部加工に関する研究, 精密工学会誌, **55**, 5 (1989) 841.
- 3) A. E. Bayoumi, G. Yucsan and L. A. Kendall: An Analytic Mechanistic Cutting Force Model for Milling Operations, Trans. ASME, **116**, 8 (1994) 324.
- 4) M. Teitenberg, A. E. Bayoumi and G. Yucsan: Tool Wear Modeling through an Analytic Mechanistic Model of Milling Process, Wear, **154**, (1992) 287.
- 5) Y. Kakino et al: Analysis of Tool Wear and Chip Formation Process during Endmilling of Hardened Steel by (Al,Ti)N-coated Micro-grain Carbide Cutter, Proceedings of the 4th International Conference on Progress of Cutting and Grinding (ICPCG'98), (1998) 106.
- 6) 轟 章, R.T. Haftka: 積層パラメータを変数とした座屈荷重応答曲面を用いた遺伝的アルゴリズムによる複合材料積層構成最適化, 日本機械学会論文集 (A 編), **64**, 621 (1998) 1138.
- 7) 垣野義昭, 松原 厚, 山路伊和夫, 松田健嗣, 中川平三郎, 廣垣俊樹, 喜田義宏: 砥石作業面トポグラフィのオン・ザ・マシン計測に関する研究 (第1報), 精密工学会誌, **63**, 2 (1997) 228.
- 8) J.A. Cornell: The Basic References in Quality Control, Vol. 8, How to Apply Response Surface Methodology, American Society for Quality: Quality Press, Milwaukee, (1990) 51.

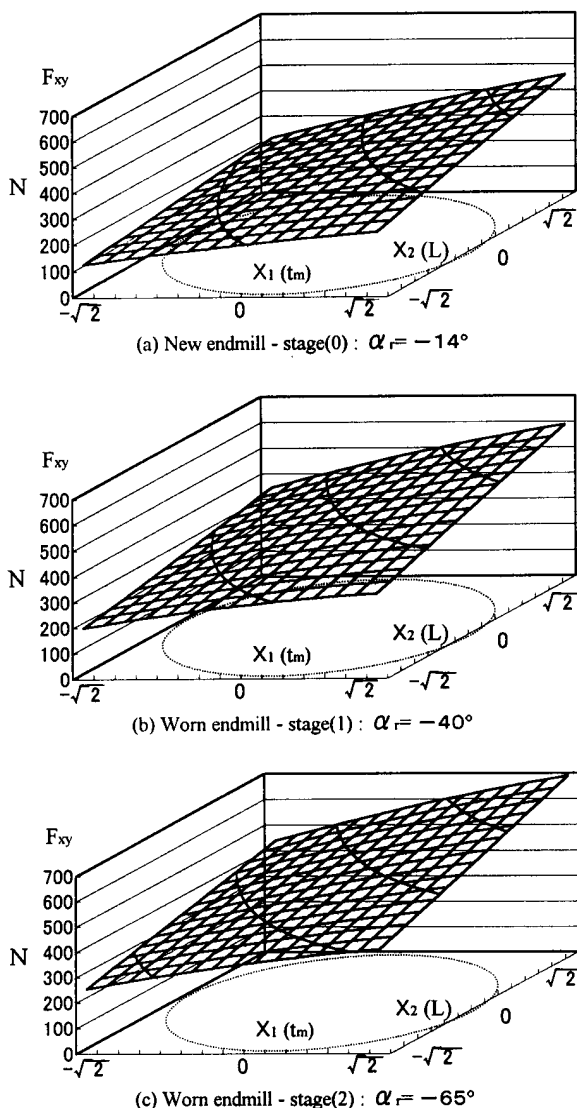


Fig.11 Response surfaces of cutting force F_{xy} with increasing wear

