

高硬度金型材のエンドミル加工（第5報） —工具経路の移行部を含む曲線切削時の切削抵抗の一定化制御—

大塚裕俊*・垣野義昭**・松原 厚**・廣垣俊樹***・中川平三郎***

*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(5th Report)

- Control for Constant Cutting Forces in Corner Profile Endmilling Including Connecting Sections of Tool Paths -

Hirotooshi OHTSUKA*・Y. KAKINO**・A. MATSUBARA**・T. HIROGAKI***・H. NAKAGAWA***

*Mechanics & Electronics Division・**Kyoto University・***The University of Shiga Prefecture

要旨

前年度に構築した (Al, Ti)N コーテッド工具による高硬度材エンドミル加工の切削抵抗予測式について、より厳しい幾何的条件や応用問題への適用について検討した。ここではとりわけ半径比が3以下となる厳しい内側円弧切削を主な対象とした。その目的のため最大切りくず厚さ t_m と切削円弧長 L よりなる操作領域を、加工条件に対応する小さな対象領域に分割し、各々において切削抵抗予測式を構築した。そしてこれを厳しい内側円弧切削を含む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。また切込み量などの幾何的な条件の変化や、加減速の影響による送り速度の変化が大きく影響する工具経路の移行部についても、この予測式による切削抵抗の予測と制御が有効であることがわかった。

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高精度・高速切削加工が可能となっている⁽¹⁾。

しかし高硬度材の切削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危険性がある。さらに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ため、とりわけ工具半径に比して半径の小さな内側円弧部(以下、円弧部の半径と工具半径の比を半径比と略す)では他に比べ切削抵抗が著しく増大する厳しい加工状況を招く場合が多く、工具寿命の短縮を招きやすい。そのため、その際の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必要がある。

また外側円弧部の加工の場合は、内側円弧部とは逆に許容しうる切削抵抗値の範囲内において高能率加工の観点から出来るだけ有利な加工条件を選択することが望ましい。この場合についても同様に、切削抵抗の特性の十分な把握が前提となる。

以上の問題点を克服するためには、数学モデルを用いた切削抵抗の推定により、工具径路上の送り速度を制御する必要がある。筆者らは前報において、ストレート型エンドミルを用いた高硬度材の2次元平面内における切

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基本的な切削抵抗の予測式を構築した⁽²⁾。それにより変形前の最大切りくず厚さ t_m と切削円弧長 L をパラメータとして、2次元平面内の切削抵抗の予測がパラメータ (t_m, L) の局所的な領域について可能となった。しかしそれは、標準的な切削条件による直線部切削および半径比が3以上と比較的大きな内側円弧部切削の場合を幾何的に想定していた。

そこで本稿では、幾何的な条件を拡張ないし変更した場合、すなわち先に述べたような半径比がかなり小さい内側円弧部、あるいは外側円弧部の切削についても、パラメータ (t_m, L) の領域を拡張ないし変更することにより応答曲面法を適用することで切削抵抗の予測式が構築でき、それによる切削抵抗の一定化制御が同様に可能となることを示す。そしてこれにより本手法による切削抵抗の予測が、2次元平面内における直線部と円弧部を含むエンドミル切削においてより一般性を持ち実用的に有効であることを示す。

また半径比が小さい内側円弧部を含む工具経路によるエンドミル切削の場合、切削抵抗の一定化のため各々の工具経路について異なる送り速度を与えたとしても、その工具経路が接続する移行部では幾何的な条件および送り速度の加減速条件によっては局所的な切削抵抗の急速な変動を生じうるという問題がある。そこで本予測式を送り速度の加減速モデルに適用することにより、工具

経路の移行部においても切削抵抗の変動予測およびその制御についても理論的に可能となることを示す。

なお本報では切れ刃に過大な切削抵抗が作用して、チッピングの発生を防止する目的で制御を行おうとしているので、切削に関与する切れ刃の数が1枚である場合について検討する。

2. 幾何的な干渉関係

2.1 エンドミルによる側面切削

Fig. 1はエンドミルによる被削材側面の直線切削を単純化のうえモデル化したものであり、 t_m と L および他の加工パラメータの幾何的な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_d は軸方向切込みである。 α_{en} は切削関与角であり、工具送り方向に面したエンドミル外周円のうち被削材と重なる部分に対応するものとする。式(1)～(3)にそれらの関係を示す。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。しかし本研究では予測式における切削抵抗としてFig. 1に示すように、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値とする。なおFig. 1に示す幾何的な関係から、 t_m と L および R_d と f_z は式(1)～(3)により相互に求めることができる。

$$L = R \cdot \alpha_{en} \quad (1)$$

$$t_m = f_z \cdot \sin(\alpha_{en}) \quad (2)$$

$$\alpha_{en} = \cos^{-1}\{(R - R_d) / R\} \quad (3)$$

2.2 切削に関与するエンドミル切れ刃

いま切削に関与する切れ刃の数が1枚であることを、エンドミルの軸方向についての切削に関与する切れ刃の数 n が、エンドミルの位相や回転角によらず常に1枚である状態、と定義する。Fig. 2は、ある L と A_d が与えられた状態で本エンドミルの切れ刃の幾何的な配置を展開した模式図である。横軸はエンドミルの位相（外周円の長さ）であるが、エンドミルの回転はFig. 2で L の開始点を+位相方向に移動させることに対応する。また n を求めるにはFig. 2の切削に関与する領域（ハッチング部分）において、存在する切れ刃を軸方向に沿って横軸に投影し位相の各点でその数を求めればよい。本研究で用いるエンドミルの幾何的な形状は、直径10mm、ねじれ角 45° 、6枚刃のストレート型である。この条件により本エンドミルの場合、Fig. 2から明らかなように A_d を横軸上の切れ刃のピッチと等しく $A_d = 5.24\text{mm}$ とすれば、位相や回転によらず常に $n=1$ が成り立つ。また同様にして常に $n=2,3,\dots$ が成り立つのはその A_d の値の整数倍のときであることがわかる。またこの条件のもとでは、Fig. 2から明らかなように $L=$ 一定のもとではエンドミ

ルの回転によらず切削に関与する領域（ハッチング部分）に存在する切れ刃長さの合計は一定となり、かつそれは L に比例する。このとき理想的には測定された切削抵抗はほぼ一定値を示すと考えられる。本稿では以上の考察により、切削に関与する切れ刃の数が1枚である条件を $A_d = 5.24\text{mm}$ で与える。

3. 切削抵抗予測式

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。本研究では切削抵抗の推定式として簡単のため2次の多項式による応答曲面を構築する。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。

$$Y = \beta_0 + \sum_{i=1}^n \beta_i X_i + \sum_{i=1}^n \beta_{ii} X_i^2 + \sum_{i < j} \beta_{ij} X_i X_j \quad (4)$$

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。なお n は説明変数の数を示す。例えば2説明変数による応答曲面は、式(4)において $n=2$ として次式になる。

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_{11} X_1^2 + \beta_{22} X_2^2 + \beta_{12} X_1 X_2 \quad (5)$$

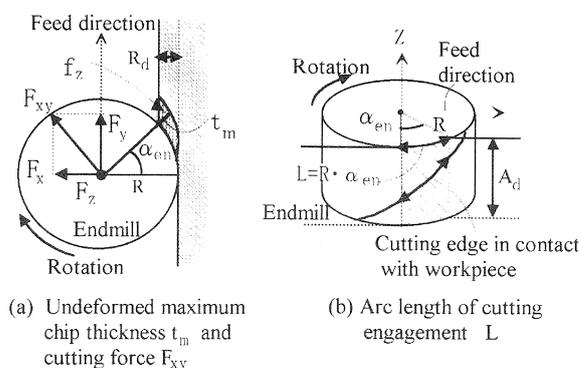


Fig.1 Geometrical shapes for cutting model

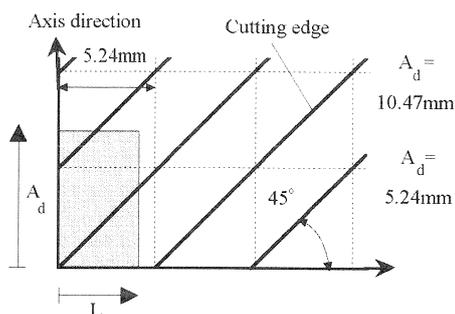


Fig.2 Geometrical relation of cutting edge to workpiece

未知の係数 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）が与えられた場合、回帰モデルは次式になる。

$$Y = X\beta + \varepsilon \quad (6)$$

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。

$$\beta_c = (X^T X)^{-1} X^T Y \quad (7)$$

4. 実験装置と方法

4.1 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。

4.2 実験装置と手順

Fig. 3 に用いる実験装置の概略を示す。上記の材料から作製した被削材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。切削抵抗を測定する際は、被削材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、直線切削および円弧切削を行う。この際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。

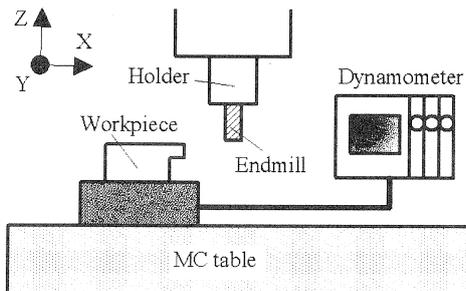


Fig. 3 Setup for experiments

Table 1 Cutting conditions for experiment

Cutting speed (Spindle speed)	302 m/min (9600 min ⁻¹)
Feed rate	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	5.24 mm
Workpiece	Die steel SKD-61 (HRC53)
Coolant	Dry air

4.3 実験条件

切削抵抗測定実験についての標準切削条件(直線切削)を Table 1 に示す。円弧部切削も被削材の半径に応じて送り量を変化させる以外はこれに準じる。ただし Table 1 の軸方向切込み量 A_d は切削に関与する切れ刃の数が 1 枚の場合の値である。 A_d の値は実際には被削材の板厚として与える。

4.4 応答測定点

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。 X_1, X_2 による 2 説明変数モデルについては、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³⁾、この円の内接する矩形領域を対象領域とする。この切削抵抗の測定実験(直線切削)では、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、応答曲面の精度を考慮して原点および原点を中心とする半径 $\sqrt{2}$ の円上の点 $P_i = (\sqrt{2} \cdot \cos(\pi \cdot (i-1)/4), \sqrt{2} \cdot \sin(\pi \cdot (i-1)/4))$, ($i=1,2,\dots,8$)を含む 10 個の測定点とする。 X_1, X_2 は各々 t_m と L を式(8)~(9)によって正規化したものを用いる。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、原点($X_1=0, X_2=0$)での測定点は基準となる t_{m0} と L_0 に対応している。これらの値は次節に示すように、予測式を構築するための t_m と L による対象領域に応じて Table 2 に示す値を用いる。

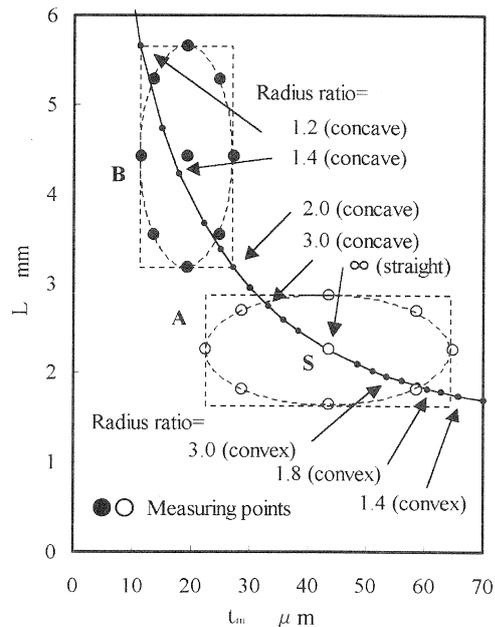


Fig. 4 Measuring points and regions of interest A, B

Table 2 $t_m (X_1)$ and $L (X_2)$ for cutting force experiments

Region of Interest	Standard range of t_m and L (1/2)		Standard t_m and L	
	$\delta t_m (\mu m)$	$\delta L (mm)$	$t_{m0} (\mu m)$	$L_0 (mm)$
A	15.0	0.436	43.6	2.26
B	5.56	0.878	19.2	4.42

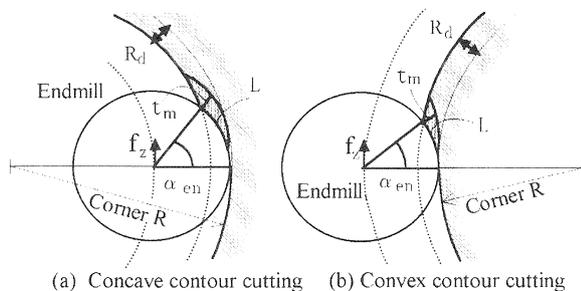


Fig. 5 Concave and convex contour cutting

$$X_1 = (t_m - t_{m0}) / \delta t_m \quad (8)$$

$$X_2 = (L - L_0) / \delta L \quad (9)$$

4.5 操作領域と対象領域

一般に大きな操作領域を対象とする場合は、領域の分割により各々で低次の多項式の応答曲面を作成して近似を行うのが予測精度などの点で有利である⁴⁾。すなわち Fig. 4 に、 t_m と L による全体の操作領域中に設定した、切削抵抗予測式の対象領域 A, B をその応答測定点とともに示す。図中の曲線は直線の標準切削条件での値を基準とした切削抵抗一定の解であり、対象領域 A の予測式から得たものである。参考のため対象領域 A の外まで延長してプロットして示す。いま径方向切込み量 $R_d = 0.5mm$ を不変とすれば、この曲線は点 S (直線の標準切削条件) を通り、その左側は内側円弧部、右側は外側円弧部の幾何的切削条件 (図中に示す半径比の値) に対応する。なおここでも半径比 = 円弧部半径 / 工具半径である。 Fig. 5 は内側円弧部と外側円弧部のエンドミル切削についての t_m と L の幾何的関係を示す。 Fig. 4 の対象領域 A は、図中の曲線上の幾何的切削条件のうち直線部切削およびほぼ半径比 ≥ 3.0 の内側円弧部切削の場合を含む。また外側円弧切削の場合についてもほぼ半径比 ≥ 1.8 とかなりの範囲を含むことがわかる。また参考的には対象領域 B は、ほぼ $2.0 \geq$ 半径比 ≥ 1.2 の内側円弧部切削の場合を含んでおり、半径比の小さな内側円弧部に対応していることがわかる。

5. 実験結果と考察

5.1 切削抵抗の一定化制御

直線切削による切削抵抗測定実験から得られた切削抵抗 F_{xy} の 2 次多項式応答曲面の全係数と統計値を対象領域 A, B について Table 3 に示す。 Table 3 に示した数値

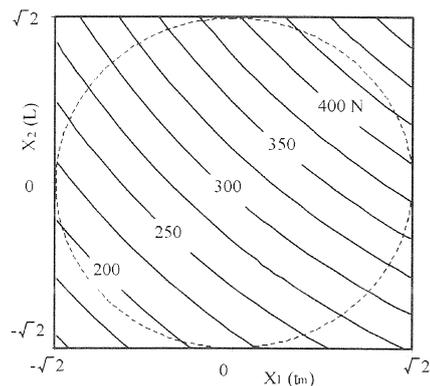


Fig. 6 Contour plots of F_{xy} based on response surface (region B)

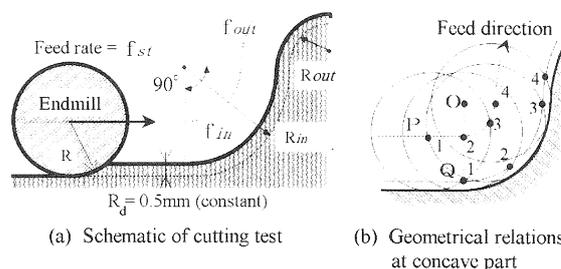


Fig. 7 Straight - concave - convex continuous contour cutting

と予測式を使って計算によって求めた対象領域 B についての F_{xy} の等高線図 (間隔 25N) を Fig. 6 に示す。この原点において $L =$ 一定のもとでの t_m による F_{xy} の勾配を求めると、対象領域 B では $12.1 N/\mu m$ と対象領域 A の約 3 倍の値を示した。すなわち半径比の小さい内側円弧部に対応した対象領域 B では応答曲面の傾きが大きく、工具経路上の送り量の変化などによる F_{xy} の変動が対象領域 A に比べてかなり大きいことがわかる。

Fig. 7 に切削抵抗の一定化制御の検証実験の概要と、内側円弧部における工具と被削材の幾何的関係を示す。エンドミルの中心点 P の送り量 f は Fig. 7(a) の直線部、内側円弧部、外側円弧部に応じて、切削抵抗値 F_{xy} がすべて等しくなるように予測式から計算して f_{st} 、 f_{in} 、 f_{out} として与える。これにより Fig. 7(b) に示すように、中心点 P とエンドミルの外周円と被削材表面との交点 Q が Fig. 7(b) の位置 1~4 を通過するに応じて、 f と L は Table 4 のように変化する。ここで幾何的パラメータ t_m と L が過渡的に変化する区間 II、IV を工具経路の移行部と定義する。 Table 4 中の数値は本実験の代表例 (Fig. 7 で $R_{in} = 8mm$ 、 $R_{out} = 17mm$) の値を示す。また Table 3 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。有効性が否定された係数についてはモデルより除いて再計算を行った。これによればすべてのケースで $R_a^2 > 0.999$ 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

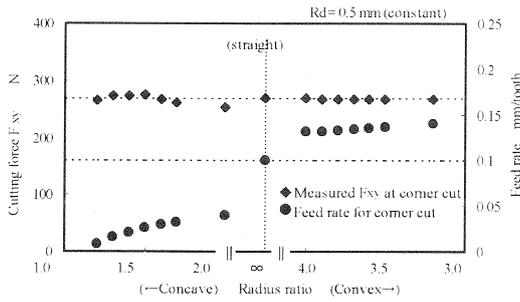


Fig.8 Measured cutting force F_{xy} at concave and convex cutting

Table 3 Coefficients of response surface (F_{xy} , N)

Term	Coefficient Region A		Coefficient Region B	
	F ratio	F ratio	F ratio	F ratio
Intercept	269.1	-	305.41	-
X_1	65.84	22492	60.78	9223
X_2	53.66	14941	63.26	10233
X_1^2	-3.763	40	-2.16	27
X_1X_2	15.45	619	9.63	49
R^2	0.9999		0.9998	
R_a^2	0.9998		0.9995	

Table 4 Feed rate and L depending on the location of P(Q) in Fig.7(b)

Location of P(Q)	before I	1 - 2	2 - 3	3 - 4	after 4
	I	II	III	IV	V
Feed rate mm/tooth	$f_{s,t}$ 0.1	$f_{s,t}$ 0.1	$f_{i,n}$ 0.0314	$f_{i,n}$ 0.0314	$f_{o,u,t}$ 0.135
L mm	constant 2.26	increase ↗	constant 3.68	decrease ↘	Constant 1.99

わかる。

Fig. 7 に示す工具経路で内側円弧部、外側円弧部の半径比を変えて切削実験を行い、直線部、内側円弧部、外側円弧部で測定された F_{xy} を Fig. 8 に示す。Fig. 8 中の破線は基準となる直線切削での F_{xy} の値と送り量 f の値を示す。実験条件は円弧部の切削で送り量 f を $f_{i,n}$, $f_{o,u,t}$ に変更する以外は標準切削条件と同じとした。これより半径比 ≤ 2 の内側円弧部でも約 6%以内の誤差で切削抵抗の一定化制御が達成されていることがわかる。

5.2 工具経路の移行部における切削抵抗

本検証実験のように半径比が小さい内側円弧部を含む工具経路では、切削抵抗一定化のため個別の工具経路に異なる送り速度を与えても、Table 4 中の区間 II, IV における L の変化に見られるように工具経路の移行部で切削の幾何的な条件が変化するため切削抵抗が急変することがある。また Table 4 で送り量 f は I ~ II, III ~ IV, V の各区間で一定値 $f_{s,t}$, $f_{i,n}$, $f_{o,u,t}$ として与えられているが、実際には加減速による送り速度の連続的な変化を伴うため、それが切削抵抗に対しても大きく影響する。個別の工具経路について切削抵抗の一定化が達成できたとしても、このような工具経路の移行部における局所

的・突発的な切削抵抗の変化、とりわけ過大な切削抵抗の発生は工具にとって好ましくない。

半径方向の切込み R_d が一定のもとでは、個別の工具経路上で幾何的なパラメータ t_m と L は一定となる。しかし上記のように工具経路の移行部では幾何的な条件と f の変化とともに t_m と L に過渡的な変化が生じる。すなわち幾何的な条件と f の変化による t_m と L の変化がわかれば、これに切削抵抗予測式を適用することで工具経路の移行部における F_{xy} の予測が可能となる。いま XY 軸のサーボモータの電流値から Fig. 7 の工具経路に沿った実際の送り速度の変化を測定したところ、Table 4 の代表例 ($R_{in}=8\text{mm}$, $R_{out}=17\text{mm}$) における工具経路に沿った f の変化は実際には模式的に Fig. 9 のようにモデル化できることがわかった。Fig. 9 中の時定数 T は NC 制御装置のパラメータ設定で変更することができる。また Fig. 9 に示すように、以下では内側円弧部の開始点を工具中心が通過する時刻を時間原点 ($t=0$) とする。Fig. 9 中の f の変化を Fig. 7 の工具経路に与え、切削抵抗予測式から F_{xy} の予測値の変化を計算した結果を Fig. 10 に示す。時定数 T が小さくなると直線部から内側円弧部への移行部 II において切削抵抗の突発的な増大が大きくなる。これは直線部から内側円弧部へ移行する際に、直線部での高い送り速度が最後まで維持されることで結果的に t_m の増大を招くためと考えられる。しかし時定数 T が大きくなると移行部 II より手前の直線部 I から送り速度の減速が起こるため、逆に切削抵抗値は目標値よりも一時小さくなる。これに対し内側円弧部から外側円弧部への移行部 IV では幾何的な条件が緩和されるため、時定数 T によらず切削抵抗値は目標値よりも一時小さくなっている。これらの結果から幾何的な条件が厳しくなる方向への工具経路の接続では、切削抵抗の突発的な増大が発生する可能性があることがわかる。

Fig. 7 の工具経路 ($R_{in}=8\text{mm}$, $R_{out}=17\text{mm}$) を Fig. 10 に示した送り速度で移動させた時に測定された切削抵抗 F_{xy} を Fig. 11 に示す。これより F_{xy} の測定結果と計算値の変化はよく一致しており、本切削抵抗予測式の適用が有効であることがわかる。

そこで移行部 II を含む区間において、工具経路上の地点 x での L の変化に対応して切削抵抗が一定に保たれるよう予測式から地点 x における送り量 f と時刻 t を計算した。この計算アルゴリズムと工具経路の代表例 ($R_{in}=8\text{mm}$, $R_{out}=17\text{mm}$) についての結果を Fig. 12 に示す。理想的には移行部 II を含む区間において f をこのカーブにより減速させればよいが、簡単化のためには Fig. 12 中の破線 (直線) による近似が可能である。これは Fig. 10 の $T=35\text{msec}$ の場合にはほぼ等しくなり、その測定結果で

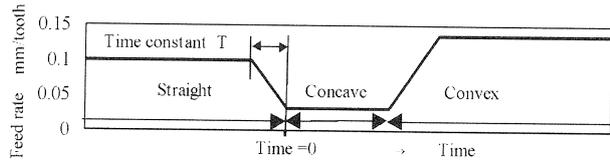


Fig.9 Modeled feedrate for representative example (Rin=8mm; Rout=17mm)

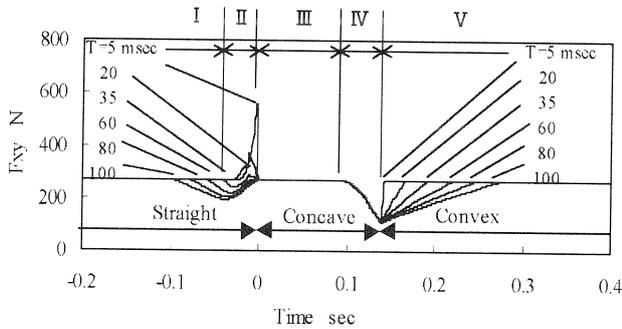


Fig.10 Calculated cutting force Fxy

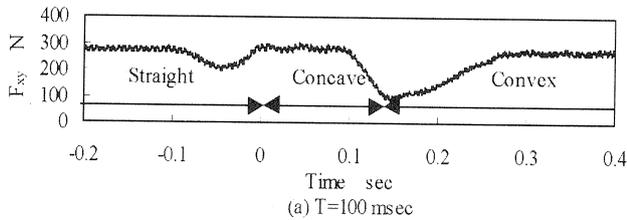


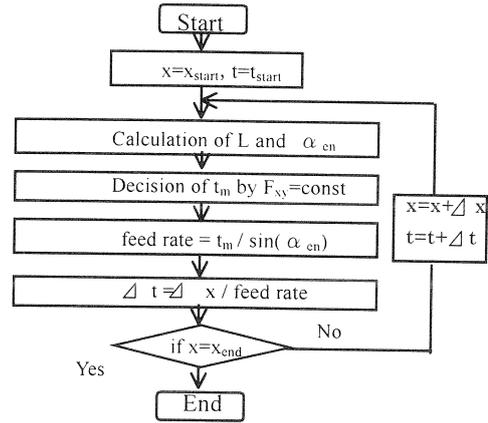
Fig.11 Measured cutting force Fxy

ある Fig. 11(b)によれば工具経路の移行部において若干の変動は生じているものの、切削抵抗の一定化については 8%程度の誤差で達成されている。すなわち移行部 II の開始点から f を時間に対し直線的に変化させる方法がよい近似手法であることがわかる。

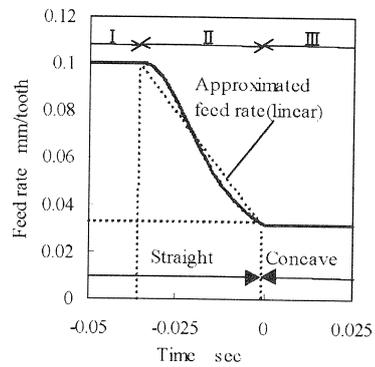
6. 結論

本研究では高硬度材のエンドミル加工について、提案した切削抵抗予測式がより一般的な有効性をもつことを検証するため、その適用範囲の拡張と応用的な切削抵抗の予測と制御を中心に研究を行い、次の結果を得た。

- (1) 変形前の最大切りくず厚さ t_m と切削円弧長 L による操作領域を、エンドミル切削の幾何的条件に対応した複数の対象領域に分割し、 $2.0 \geq$ 半径比の内側



(a) Algorithm



(b) Calculated result

Fig.12 Transient feed rate for constant cutting force

円弧部に対応した切削抵抗予測式を構築した。

- (2) 同予測式により円弧切削（内側部と外側部）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、誤差 6%以内で予測できるという良好な結果を得た。
- (3) 局所的な切削抵抗の変動が生じる工具経路の移行部でも、同予測式を送り速度の加減速モデルに適用すれば、切削抵抗の予測と制御が可能となることがわかった。

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) 垣野義昭, 大塚裕俊, 中川平三郎, 廣垣俊樹, 佐々木将志: 焼入鋼のエンドミル加工に関する研究(第1報), 精密工学会誌, 66, 5 (2000) 730.
- 3) 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.
- 4) 藤 章: 応答曲面法による非線形問題の最適設計入門 資料, 日本機械学会講習会, (1999) 9.