三次元曲面のマイクロミリング*

宮 沢 伸 一** 高 田 孝 次***

Micro Milling of Three-dimensional Surface

Shinichi MIYAZAWA and Koji TAKADA

This report introduces the geometrical surface roughness and experimental identification of the factors which produce deviation from the geometrical roughness in micro milling of three-dimensional surface. The geometrical roughness is given as a function of feed, pick feed, radius of tool and radii of work surface in the direction of feed and pick feed, respectively. However, actual surface rough-

ness is usually much larger than the geometrical roughness. The experimental analysis has verified that the causes of deviation from the geometrical roughness are metal adhesion to the cutting edges and fluctuation of position of tool, and in particular the latter amplitude limits the surface roughness attainable.

Key words: micro milling, three-dimensional surface, metal adhesion, tool vibration, surface roughness.

1. ま え が き

最近における切削・研削加工法の進歩により、円筒面や平面で構成されている部品の高精度加工は容易になった。しかし、金型キャビティに代表される三次元曲面に対しては、小径工具の使用を余儀なくされる結果、切れ刃に十分な速度を与えられない等の理由から、切削・研削加工における最大の隘路となっている。金型等の三次元曲面形状を機械加工する場合は、ボールエンドミルを工具として、ならいフライス盤やNCフライス盤によって形状加工されるが滑らかな表面が得られず、その後、やすりや研磨布紙等を使った手作業によって仕上加工を行っているのが実情である。この手作業工程には多大の時間を費やし、大型の工作物ともなると数日を要するほどである。

本研究は、この手作業工程の縮小を図るため、その前工程である切削加工で得られる表面粗さの改善を目的とし、そのため工作物形状を考慮した幾何学粗さの解析、仕上面創成過程におけるじょう乱因子とそのメカニズム、粗さの限界を明らかにしたものである。

2. 幾何学的な粗さ

実験結果と対比してじょう乱因子を明らかにする上で、刃先の運動軌跡と刃部形状から定まる幾何学的な粗さ（以下幾何学粗さと呼ぶ）を求めておく必要がある。

三次元曲面を加工という観点からどのように処理する

かは議論の分かれるところではあるが、曲率の異なる円弧によって構成されているとして扱うと便利である。ボールエンドミルによって、三次元曲面を加工する場合は、連続的な工具送りと、それと直角な方向への間欠的な送り（以下ピックフィードと呼ぶ）が与えられるから、工具送り v とピックフィード f を図1のごとく採ったとすると、工作物の上下方向には円形断面をもった無数のみぞが生ずる。このみぞの粗さ h_1 を求める。工具の送り速度は回転速度と比べ極めて小さいから、切れ刃が描く軌跡は円と見なすことができる。従ってみぞに沿った断面は工作物の曲率半径を R_1 、工具の半径を R 、工具中心での1刃当たりの送り量を S として、極座標形式で描くと図2(a)のようになる。同図において円AおよびAと隣り合う円Bの方程式は、

$$r^2 + r_1^2 - 2rr_1 \cos(\theta - \theta_1) = R^2 \quad (1)$$

$$r^2 + r_1^2 - 2rr_1 \cos(\theta - \theta_2) = R^2 \quad (2)$$

式(1),(2)より二つの円の交点の座標 θ を求めると、

$$\theta = \frac{\theta_1 + \theta_2}{2} \quad (3)$$

他方、

$$\frac{\theta_2 - \theta_1}{2} = \frac{S}{2r_1} \quad (4)$$

図1 三次元曲面の加工モデル

* 原稿受付 昭和55年6月30日。昭和53年度精機学会秋季大会学術講演会（昭和53年10月4日）にて発表。

** 正 会 員 機械技術研究所（茨城県新治郡坂村並木1-2）

*** 正 会 員 長岡技術科学大学（長岡市上富岡町字長峰1603-1）

(a) 送り方向

(b) ピックフィード方向
図2 切れ刃の軌跡

であるから、式(4)、(3)、(1)より

$$r^2 + r_1^2 - 2r_1r \cos\left(\frac{S}{2r_1}\right) - R^2 = 0 \quad (5)$$

$\cos(S/2r_1)$ を展開して、3項以下の微小項を省くと

$$\cos\left(\frac{S}{2r_1}\right) = 1 - \frac{S^2}{8r_1^2} \quad (6)$$

式(6)を(5)へ代入すると、

$$r^2 + r_1^2 + 2rr_1\left(\frac{S^2}{2r_1^2} - 1\right) - R^2 = 0 \quad (7)$$

式(7)を r について解くと、

$$r = -r_1\left(\frac{S^2}{8r_1^2} - 1\right) \pm \sqrt{r_1^2\left(\frac{S^4}{64r_1^4} - \frac{2S^2}{8r_1^2} + 1\right) - (r_1^2 - R^2)} \quad (8)$$

$S^4/64r_1^4$ は微小量であるから省略すると、

$$r = -r_1\left(\frac{S^2}{8r_1^2} - 1\right) \pm R\sqrt{1 - \frac{S^2}{4R^2}} \quad (9)$$

$\sqrt{1 - S^2/4R^2}$ を二項定理を用いて展開し、3項以下の微小項を切り捨てると、

$$\sqrt{1 - \frac{S^2}{4R^2}} = 1 - \frac{S^2}{8R^2} \quad (10)$$

式(10)を(9)へ代入し、二つの交点のうち小さい方を採用すると、

$$r = R_1 - \frac{S^2}{8(R+R_1)} + \frac{S^2}{8R} \quad (11)$$

$$h_1 = r - R_1 = \frac{S^2}{8R}\left(1 - \frac{R}{R+R_1}\right) \quad (12)$$

図3 実験方法の概略

式(12)中の S は、工具送り速度を v 、回転数を N 、切れ刃数を m とすると、 $v/m \cdot N$ で表される。

次に表面粗さ H を求める。 H は、みぞの谷より、表面中最も突出した部分までの距離であり、最も突出した部分はカットみぞの山と山の交点と考えられるから、これらの関係をピックフィード方向の工作物の曲率半径を R_2 として描くと図2(b)のようになる。同図から H は、

$$H = h_1 + h_2 \quad (13)$$

h_2 を式(12)と同様にして求めると、

$$h_2 = \frac{f^2}{8(R-h_1)}\left(1 - \frac{R-h_1}{R+R_2}\right) \quad (14)$$

$h_1 \ll R$ であるから h_2 は、

$$h_2 = \frac{f^2}{8R}\left(1 - \frac{R}{R+R_2}\right) \quad (15)$$

従って式(13)、(15)、(12)より、

$$H = \frac{S^2}{8R}\left(1 - \frac{R}{R+R_1}\right) + \frac{f^2}{8R}\left(1 - \frac{R}{R+R_2}\right) \quad (16)$$

以上は、凸形状での解析であるが、凹形状では曲率半径を負として扱えば同様な結果が得られるし、平面形状では両方の、二次曲面では一方の曲率半径を無限大とすればよいわけである。

3. 実験方法

曲線を曲率の異なる円弧要素を連ねたものとして近似すれば、①三次元曲面の加工特有の点接触に近い状態で加工できる、②粗さの測定が容易となる、③前加工が容易となる、等の理由から、三次元曲面に替え円筒状工作物を対象とし、図3に示すごとく工具と工作物を直交させ、互いに軸を中心に回転させる方法を採用した。工作物はNCフライス盤の送りテーブル上の回転割出し台に固定され、可変速駆動モータにより正回転を繰返す。他方、工具は主軸に取付け、高速回転運動を与えながら、数値制御指令(1パルス: 10 μm)により工作物が時計方向に回転する時のみ、定められた位置まで工作物に接近し加工を行う。工作物が時計方向に回転している時は、工具は工作物から離れ、反転信号により工作物の軸方向にピックフィードが与えられる。なお、工作物と工具の回転数は、回転角に比例した電気パルス信号を周波数カウンタに表示させ監視している。

削り速度: 18 m/min, ビックフィード: 0.6 mm,
切込み深さ: 50 μm, 被削材: 4-6 黄銅

図4 みぞの粗さと仕上面粗さの関係

被削材には, 成形金型に多く用いられている構造用炭素鋼 S55 C と被削性が良いとされる 4-6 黄銅 BsBD 3 の 2 種類を, 工具には超硬合金 (P 20) 製の シャンク・切れ刃一体型の 1 枚刃ボールエンドミルを用いた。

みぞの粗さの測定は, フライス盤主軸に触針式粗さ検出器を固定し, 回転割出し台の回転によりトレースした。この方法は, 記録された断面曲線に割出し台の回転振れが重畳される懸念があるが, 表面粗さ $0.1 \mu\text{m}$ (R_{max}) に超仕上げされた円筒スコヤを用いて検定したところ, 割出し台の振れによって重畳される成分は $0.2 \mu\text{m}$ 以下と判定された。また, ビックフィード方向の粗さは, NC フライス盤の送り機構を利用して測定する方法と, タリサーフ表面粗さ測定機による方法を併用した。

4. 実験結果と考察

4.1 みぞの粗さと表面粗さの関連

式 (13) で表面粗さは, 送りおよびビックフィード による固有の粗さ成分の重ね合わせによって求められることを意味するが, 実際の加工面でも同じ結果が得られるであろうか。図 4 は 1 刃当たりの送り量 S を変え, みぞの粗さの異なる表面を何種類か用意し, みぞの粗さと表面粗さを実測してその関連を描いたもので, これを黒丸印で示す。もし式 (13) が正しいならば, 絶対値はともかくも, 破線で示す幾何学粗さに一致しなければならないはずである。ところで, 触針式表面粗さ測定機で得られた一断面曲線が表面の性質を正確に表しているものであろうか。ボールエンドミルにより加工された場合, 表面中, 最も高い部分は突起状となり, 旋削面や研削面とは異なる。いま, 触針を表面に下した時, 針の先端が突起に接しない確率 P_0 は, みぞの長さを l , l 間の突起数を c , 突起先端の直径を b とすると,

$$P_0 = 1 - \frac{c \cdot b}{l} \quad (17)$$

ビックフィード方向に触針を移動したとき, 最大突起を

削り速度: 18 m/min, ビックフィード: 0.6 mm,
切込み深さ: 50 μm

図5 1刃当たりの送り量とみぞの粗さの関係

針がよぎらない確率 P_f' は, 触針がよぎったビックフィードマーク数を ν とすると, $(1 - cb/l)^\nu$ で表されるから, よぎる確率 P_f は,

$$P_f = 1 - P_f' = 1 - \left(1 - \frac{c \cdot b}{l}\right)^\nu \quad (18)$$

ちなみに, $l = 10 \text{ mm}$, $b = 0.01 \text{ mm}$, $c = 20$, $\nu = 20$ とし式 (18) により P_f を計算すると約 0.3 となり, 触針が多数のビックフィードマークをよぎよう計測しないと突起が粗さ曲線に現れる確率は低いものと推測される。

そこで, 式 (18) の ν の値が 180 以上になるよう計測し直し, 仕上面粗さを求めたのが図 4 白丸印で幾何学粗さと一致する。

4.2 みぞの粗さに与える加工条件の影響

みぞの粗さと表面粗さの関連は前述の通りで, じょう乱因子の多くはみぞの粗さを増加させることで表面粗さを増大させる。このような観点から, みぞの粗さに着目して考察を進める。図 5 は工具回転数 N を 1000 rpm と一定にしたまま, 送り速度を変化させ, 1 刃当たりの送り量 S に対するみぞの粗さ h_1 を観測したもので, 炭素鋼で $4 \mu\text{m}$, 黄銅で $2 \mu\text{m}$ のバイアス値をもったまま, 破線で示す幾何学粗さ通りの推移を示す。さて, バイアス値はどのような原因で生ずるのであろうか。断面曲線を詳細に観察すると, 刃先位置に変動のない箇所では切残し高さは一定で, バイアス値は刃先両端への盛上がり (実測された切残し高さと計算値との差) と刃先変動, 各々独立した要素により成り立っているものと推定される。この仮定にたって, 切残し高さを刃先位置の変動がない部分から求め, 粗さの残余を刃先位置の変動量として計算し (切残し高さと幾何学粗さの差を盛上がり量, みぞの粗さの実測値と切残し高さを刃先位置の変動量として計算), S との関係を描いたのが図 6 である。この図から, 炭素鋼でのバイアス値 $4 \mu\text{m}$ は S の小さい部分では, 刃先位置の変動量と盛上がり量が相半ばし, 大きい部分では刃先位置の変動量が大部分を占める。黄銅

被削材: 炭素鋼 (S 55 C), 他の実験条件は図 5 と同じ

図 6 じょう乱因子の分析

図 7 付着物の確認方法

削り速度: 18 m/min, 送り速度: 0.3 mm/min,
切込み深さ: 100 μm, 被削材: S 55 C

図 8 付着物による信号記録

でも値は異なるが同じ傾向を示す。

刃先位置が変動する原因としては、削り速度が低いことに基因する付着物が予想される。そこで、図 7 に示すように切れ刃に対し 5 μm 離して金属箔を配置し、切れ刃が 5 μm 以上の高さの付着物を付けて回転してくると金属箔に接触し、回路に電流が生じ電磁オシログラフに記録されるようにした。図 8 が炭素鋼を切削した時の記録結果で、同図下段は切れ刃が工作物を切削した時現れるようにした信号である。切削信号と対比して観察すると空転時には 5 μm 離れた金属箔に接触信号が現れないが、切削が開始されると現れ始め、切削終了後も引続いて信号が現れている。この結果から、刃先への付着物の

送り速度: 0.48 mm/min, ビックフィード: 0.6 mm,

切込み深さ: 50 μm, 工具回転数: 15 000 rpm

図 9 みぞの粗さに与える削り速度の影響

存在が伺い知れる。更に付着物の高さと変動状況を調べるため金属箔に替え、ポリエステルベースの抵抗線ひずみゲージを配置した実験では、付着物の高さは 4~20 μm と測定された。なお、黄銅を被削材とした場合も同様に付着物の存在が確認され、その高さは 2~10 μm と炭素鋼よりも低い値を得た。

実験値が幾何学粗さを上回った原因（バイアス値）は刃先への付着物と切れ刃両端への盛上がりであることが分かったので、このじょう乱因子を取除き、粗さを改善する手段として、①削り速度を高める、②切削剤の使用の二つを試みた。削り速度を上げるには、直径の大きい工具を使用するか、工具回転数を増加させる以外にはないが、工具直径を増すことは本意ではない。そこで、高い回転数を得るために主軸部へ高周波モータ駆動の高速スピンドルを取付け、工具を 15 000 rpm で回転させ、回転数は一定にしたまま、加工点を球状工具の回転中心から遠ざけて行き、1 刃当たりの送り量を一定にしたまま、削り速度のみ変化できるようにした。図 9 がその結果を示し、炭素鋼では削り速度を高めることにより、みぞの粗さは著しく改良される。

削り速度を高めることは効果的ではあるが、ボールエンドミルを使用する限り、回転軸近傍での切削もあり得るから低速領域下での粗さの改善の問題は依然として残る。この改善策として、スピンドル油、灯油、エマルジョン型切削油の 3 種類の切削剤を毎分 10 l 注入しながら加工した結果を図 10 に示す。図中、破線は幾何学粗さを、一点鎖線は乾式切削（図 7）の結果を現し、切削剤の使用により、2~3 μm 粗さが減少する。このように効果が大いなのは、切削機構が微小かつ断続で油剤が刃先近傍に流入しやすいためと推察される。油剤の効果を図 6 を描いたのと同様な方法によって分析すると、1 刃当たりの送り量 S の小さいところでは切れ刃両端への盛上りを減少することで、 S の大きいところでは主に付着物

被削材: S 55 C, 他の実験条件は図 5 と同じ

図 10 みぞの粗さに及ぼす切削油剤の効果

削り速度: 380 m/min, 送り速度: 0.3 m/min,
切込み深さ: 50 μm

図 11 ピックフィードと仕上面粗さの関係

を防ぐことで効果を発揮している。

4.3 切削機構以外のじょう乱因子

切削機構に伴うじょう乱因子がみぞの粗さに与える影響について考察してきたが、これらのじょう乱因子が排除されて理想に近い加工が行われた場合、ピックフィードを小さくしてゆくと表面粗さをゼロに近づけることが可能であろうか。今までの実験結果から判明した最良の加工状態(4-6 黄銅を高速切削する)で加工し、切削機構以外から生ずるじょう乱因子を考察した。図 11 はピックフィードを変化した時の表面粗さ(ピックフィード方向にトレースした時の粗さ)を示すが、破線の幾何学粗さと比較して、1~1.5 μm 大きい値をとる。みぞの粗さを測定したところ 0.3 μm 以下であり、この値 0.3 μm を差し引いても、0.7~1.2 μm 幾何学粗さを上回る。隣り合うみぞは十数 s おいて加工されるわけで、原因が加工機構にあるとは考えにくい。原因を明らかにするため、まず加工中の工具のたわみ状況を非接触センサを取付けて記録した。その結果は、工具が超硬合金製の一体型(シャンク径 8 mm, チャックからの突出し長さ 25 mm)で剛性が高く微小切削であることから、たわみ量自体が 1 μm 以下と小さく、更に変動幅は無視し得る程小さいものであった。

図 12 工作機械の位置決め誤差

図 13 工具位置が変動する場合の切れ刃軌跡

次に、工具の位置決め精度を電気マイクロメータ(差動トランス)により測定した結果が図 12 で、約 1.5 μm の変動幅を有することが分かる。いま、図 13 のごとく工具中心が工作物の曲率中心に対し、ピックフィード f の間に Δr 後退する場合の切残し高さ h_2 を求めると、

$$h_2 = \frac{f^2}{8R} \left(1 - \frac{R}{R+R_2} \right) + \frac{\Delta r}{2} \quad (19)$$

となる。また、工具位置が n 回のピックフィードごとに変動するならば、1 ピックフィード当たりの工具位置の変動量は $\Delta r/n$ となり、切残し高さ h_2 は、

$$h_2 = \frac{f^2}{8R} \left(1 - \frac{R}{R+R_2} \right) + \Delta r \left(\frac{2n-1}{2n} \right) \quad (20)$$

で与えられる。式(20)に図 12 の結果($\Delta r = 1.5 \mu\text{m}$, $n = 13$)を当てはめると、式(20)の右辺第 2 項の値は、1.44 μm と計算され、実験値と幾何学粗さの差 1~1.5 μm とほぼ等しい値となる。工作機械の位置決め誤差が表面粗さに影響を及ぼすのは、単にピックフィードのみならず、工具の送り方向に対しても同様である。本実験方法のごとく、工具の送り運動を回転割出し台の回転によっている場合は別として、数値制御装置の補間機能に頼る場合は必ずや誤差を生ずる。

以上のごとく、切削機構に伴うじょう乱因子が全くない状態でも、工作機械の位置決め誤差によって粗さが増加する。その意味では、工作機械の運動制御に厳格さが要求され、同時に表面粗さの限界値を与えている。

5. 結 論

ボールエンドミルを使用した三次元曲面のマイクロミーリングにおける幾何学粗さを提示すると共に、炭素鋼および黄銅を被削材とした加工実験を行い、じょう乱因子の解明に努めた結果、次のことが明らかになった。

- (1) 加工された工作物の表面粗さは、工具送りによる粗さ成分とピックフィードによる粗さ成分の重ね合わせによって表される。
- (2) 粗さを増加させるじょう乱因子の第1は刃先への微小な付着物、第2は切れ刃両端への盛上がりである。
- (3) 上記二つのじょう乱因子を消滅させるには、削り速度を高めることが効果的だが、低速領域下の加工を余儀なくされる場合は切削剤が有効である。
- (4) 付着物や盛上がり等の切削機構に基づくもの以外にも、工作機械の位置決め誤差により生じる工具位置の変動がじょう乱因子となり、この種の加工の表面粗さの限界点となる。

付 記

図13において、円AはBに対し1ピックフィード分進み、かつ Δr だけ後退したものを示す。ここで円AとBの切れ刃軌跡により切り残される高さ h_2 と同等になるように中心を半径 r_2 の円の円周上にもつ半径 R の円A'と、中心を半径 $r_2 + \Delta r$ の円の円周上にもつ半径 R の円B'を仮想する。同図から、 $\widehat{O_2 O_1'} = f_1$ 、 $\widehat{O_1 O_2'} = f_2$ とおくと、

$$h_2 = \frac{f_1^2}{8R} \left(1 - \frac{R}{r_2}\right) = \frac{f_2^2}{8R} \left(1 - \frac{R}{r_2 + \Delta r}\right) + \Delta r \quad (1')$$

となり、 α は β に等しいから、

$$f_1 = r_2(\varphi + \alpha) \quad (2')$$

$$f_2 = (r_2 + \Delta r)(\varphi - \alpha) \quad (3')$$

式(2'), (3')を式(1')へ代入すると、

$$\frac{r_2^2(\varphi + \alpha)^2}{8R} \left(1 - \frac{R}{r_2}\right) = \frac{(r_2 + \Delta r)^2(\varphi - \alpha)^2}{8R} \times \left(1 - \frac{R}{r_2 + \Delta r}\right) + \Delta r \quad (4')$$

ここで $\Delta r \ll r_1$ であるから式(6)は、

$$\frac{r_2^2(\varphi + \alpha)^2}{8R} \left(1 - \frac{R}{r_2}\right) = \frac{r_2^2(\varphi - \alpha)^2}{8R} \left(1 - \frac{R}{r_2 + \Delta r}\right) + \Delta r \quad (5')$$

式(5')を α について解くと、

$$\alpha = \frac{2Rr}{\varphi r_2^2 \left(1 - \frac{R}{r_2}\right)} \quad (6')$$

式(6')を式(1')へ代入すると、

$$h_2 = \frac{f^2}{8R} \left(1 - \frac{R}{r_2}\right) + \frac{\Delta r}{2} + \frac{R\Delta r^2}{2f^2 \left(1 - \frac{R}{r_2}\right)} \quad (7')$$

$\Delta r \ll f$ であるならば、右辺第3項は省略して、

$$h_2 = \frac{f^2}{8R} \left(1 - \frac{R}{r_2}\right) + \frac{\Delta r}{2} \quad (8')$$

但し、 $r_2 = R_2 + R$

式(20)の導出

表面上最も突出した(極座標の原点から最も遠い)点をQとすると、

$$h_2 = \overline{OQ} - r_2 \quad (9')$$

$$\overline{OQ} = r_2 + \Delta r + \frac{f^2}{8R} \left(1 - \frac{R}{R + R_2}\right) - \frac{\Delta r}{2n} \quad (10')$$

式(10')を式(9')へ代入すると、

$$h_2 = \frac{f^2}{8R} \left(1 - \frac{R}{R + R_2}\right) + \Delta r \left(\frac{2n-1}{2n}\right) \quad (11')$$

となり本文式(20)を得る。