超硬リーマによる加工精度に関する研究 (第1報)*

—工具の挙動と加工穴の多角形状—

佐久間 敬三** 清 田 宏**

Hole Accuracy with Carbide-tipped Reamers

(1st Report)

—Behavior of Tool and its Effect on
Multicornered Profile of Hole—

Keizo SAKUMA and Hiroshi KIYOTA

This paper describes the mechanism of forming of multicorner-profiled hole in reaming steel with multi-edge cutting tool. The mechanism is experimentally studied by measuring the displacement of tool axis in two directions (X, Y), and the state of plastic flow layer in sub-surface of machined hole. The results obtained are as follows: (1) Multicornered profile observed in reamed hole are formed by vibratory movements of tool axis, which is caused by tool oscillation in radial directions resulting

from the deviation of the pilot hole axis, and the unequal width of tool margin. The frequency having strong power-spectra in vibration of tool is significantly correlated to the number of even-spaced teeth of tool. (2) A six-teethed reamer usually produces seven or five cornered shape. Seven cornered shape of hole is produced by tool axis movement in the opposite direction to that of spindle rotation, while five cornered shape is produced in the same direction for it. (3) Profile of the reamed hole can be predicted by use of the Lissajous's figure of displacement in radial directions (X, Y). (4) In hole-machining process, multicornered profile formation is unavoidable, when using the multi-teethed tool.

Key words: carbide reamers, hole accuracy, tool vibration, roundness error, hole-machining process.

1. 緒 言

リーマ加工は、比較的直径の小さい穴の仕上加工として広く適用されているが、その切削機構は独特で、工具の食付き切れ刃部での純切削作用と、切れ刃外周マージン部での加工穴内面のバニッシュ作用 (burnish action) の両者が複合して作用する¹⁾。そのため切削中のリーマ挙動は複雑であり、穴の仕上精度の面で問題になることが多い。リーマ加工穴を真円度測定器で調べてみると、真円であることは少なく、多くは周期性のある等角の多角形状 (ひずみ円, multicornered, polygon) を呈する。類似の現象は、ツイストドリルや BTA 方式深穴工具などでもみられ、ドリル加工の場合、工具の歩行現象²⁾ (walking) として知られている。リーマ加工の場合には、要求する加工穴精度が一般に厳しいので、この多角形状誤差は精度上問題になるが、従来この分野の研究は少なく、明確でない点が多い^{3)~5)}。本研究は、以上の点に着目し切削中の工具軸心の挙動を円筒シャンク部のふれ回りの計測から調べ、またこれによって生じる加工穴の

表層組織 (硬度分布、塑性流動) の観察もあわせて行い、この両者からリーマ加工における多角形状の機構と原因を考察したものである。

2. 工具の挙動と穴形状との関係

2.1 各軸心と偏差

リーマ加工では、切削中の工具の挙動を考える上で、切削前と切削中の工具、被削材の状態変化、すなわち両者の各軸心の位置関係、偏差を知ることが重要である。被削材、工具を細心の注意を払ってセットしても、図1に示すように被削材下穴中心 O_{II} と機械主軸の回転中心 O_I に若干の偏差 ($E = O_I - O_{II}$, 被削材取付偏差) は避けられず、また工具の中心 O_{IV} と O_I にも同様に若干の偏差 ($\epsilon_0 = O_I - O_{IV}$, 工具取付偏差) は避けられない。切削中、さらに上記偏差は、負荷を受けて刻々変化し、静的な状態とは変わってくる。特にボール盤の場合、主軸の曲げ剛性は比較的弱く、これに工具をオーバハンクして取付けるため、主軸-工具系の曲げ剛性は一層低下し、工具は半径方向に動きやすい。図1は上記のことを考慮して、各軸心、偏差の関係を定義したものである。

2.2 工具挙動のモデル

リーマの作用切れ刃数を Z とし、各切れ刃は等分割配置 (分割角度 $\alpha = 360^\circ / Z$) にあるものとする。リーマ切削

* 原稿受付 昭和54年10月5日。昭和49年度精機学会秋季大会学術講演会 (昭和49年10月20日) および昭和52年度精機学会久留米地方講演会 (昭和52年11月21日) にて発表。

** 正 会 員 九州大学工学部 (福岡市東区箱崎6-10-1)

図1 各軸心の位置関係と偏差 (空転時)

中の工具軸心の挙動は複雑になるが、切削中、被削材下穴中心 O_{II} と、機械主軸の回転中心 O_I との偏差 E と、下穴の傾きの影響を受けて、主軸1回転に1回の振動が生じ、この振動の上に高周波の振動が重なったものになると予想される。この場合、下穴偏心による切削力変動、特にその半径方向成分の変動を受けてリーマ軸心が横方向に動く。工具の刃数が Z であるため、主軸1回転に Z 回の振動、またはその高次の nZ 回 (n : 正の整数) の振動が強く出るものと考えられる。

いま、半径 r の工具が主軸の回転に伴う ω_s の角速度 (相当する円周波数 $f_s = \omega_s / 2\pi = N_s / 60$, N_s : 主軸毎分回転数) で切削するものとする。食付き時、上記偏差 (E , ϵ_0) の影響を受けて、任意の切れ刃が被削材入口と接触する。このとき半径方向の振動を受けて、切れ刃外周は円運動からはずれ、穴内面に凹凸を生じさせる。続く切れ刃は前の切れ刃で生じた凹凸の影響を受け、この際、すべての切れ刃は前の切れ刃で生じた凹凸に沿って動くとする。図2に示すように工具の軸心 O_{IV} の動きの振動数を f_a とし、その動きを近似的に円振動と考え (角速度 $\omega_a = 2\pi f_a$)、この中心を運動軌跡の中心 $O_{I'}$ とする。

切れ刃 C_1 の先端の軌跡は、

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= \epsilon \cos \omega_s t + e \cos(\pm \omega_a t) + r \cos(\omega_s t + \phi) \\ y_1 &= \epsilon \sin \omega_s t + e \sin(\pm \omega_a t) + r \sin(\omega_s t + \phi) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

上記の+は工具軸心 O_{IV} が工具の ω_s の方向に対して同方向に回転し、-は逆方向に回転することを示す。

続く切れ刃 $C_2, C_3, \dots, C_Z$ は C_1 より $2\pi/Z, 2\pi/Z \times 2, \dots, 2\pi/Z \times (Z-1)$ だけ位相差がある。したがって、切れ刃 C_2 の軌跡は

O_{III} : 切削中の回転中心 (変動), $O_{I'}$: 切削中の III の運動軌跡の中心, $\epsilon = O_{III} - O_{IV}$ の偏差, $e = O_{I'} - O_{III}$ の偏差

図2 切削時の工具の姿勢と挙動

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= \epsilon \cos \omega_s t + e \cos(\pm \omega_a t) \\ &\quad + r \cos(\omega_s t + \phi + 2\pi/Z) \\ y_2 &= \epsilon \sin \omega_s t + e \sin(\pm \omega_a t) \\ &\quad + r \sin(\omega_s t + \phi + 2\pi/Z) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

と C_Z まで書ける。

図2の Z_1-Z_1 断面で、各切れ刃は常時、穴壁と接触しているとして、 $\epsilon=0$ として式(1),(2)を考え、各切れ刃が同一軌跡を描く条件として

$$\left. \begin{aligned} x_1(t_0) &= x_2(t_0 + \Delta t) \\ y_1(t_0) &= y_2(t_0 + \Delta t) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ただし $\Delta t = 2\pi/Z \cdot \omega_s$

より

$$\pm \omega_a / \omega_s = \pm nZ \quad (4)$$

が求まり、式(4)を満足するとき、各切れ刃の軌跡は干渉しない。その際の半径は

$$\begin{aligned} R &= (x^2 + y^2)^{1/2} \\ &= [e^2 + r^2 + 2er \cos\{(\pm \omega_a / \omega_s - 1)\omega_s t - \phi\}]^{1/2} \end{aligned} \quad (5)$$

この輪郭曲線における多角形状の角数 S を、生成穴断面形状の凹、または凸の数で表すとすると、式(5)より

$$S = |\pm \omega_a / \omega_s - 1| = |\pm nZ - 1| \quad (6)$$

である。これは、多刃の穴あけ工具で経験的に得られている

$$S = nZ \pm 1 \quad (7)$$

と同一である。図3(a),(b)はこのようにして描いた刃数 $Z=6$ の場合の作図例であり、(a)は $S=7$, (b)は $S=5$ で、両者とも、主軸1回転に軸心 O_{IV} を6回転させて描いてある。角数の違いは主軸回転方向に対して、 O_{IV} が

(a) $S=7$ (工具と工具軸心が逆方向回転) (b) $S=5$ (同方向回転)

$$\varepsilon=0, r/e=10$$

図3 多角形状の作図例

逆方向に回転した場合 $S=6+1=7$ で、同方向回転の場合 $S=6-1=5$ になる。作図例は $r/e=10$ と、凹および凸部を誇張して書いてあるが、実際は、 $r/e=10^3$ 程度である。以上 $\varepsilon=0$ とした場合であるが、 $\varepsilon \neq 0$ とした場合、式(4)の条件では、各切れ刃の軌跡は干渉するが、普通はその干渉度は小さく、多角形状を乱すなどの影響はない。しかし、ドリル加工時のライフリングマーク生成と同様な現象の要因になる。

多角形状の形状誤差値 K_f を、内接円中心法で求めれば、式(5)より

$$K_f = R_{\max} - R_{\min} = e + \varepsilon + r - (-e + \varepsilon + r) = 2e \quad (8)$$

となり、切削中の $O_{I'}-O_{III}$ の偏差 e だけに影響され、 $O_{III}-O_{IV}$ の偏差 ε は値に影響しない。

3. 実験および計測方法

工具は、標準設計の刃数 $Z=6$ (切れ刃隣接間角度 62° , 60° , 58° , 62° , 60° , 58°)、径 $2r=\phi 20$ mm のモールステーパーチャッキングリーマ (食付き角 $\lambda=45^\circ$) で、その形状を図4に示す。工具材種に P10、および K10 の超硬合金を使用し、ボール盤主軸への取付けは、所定量の取付偏差 ($\varepsilon_0=5\sim 50 \mu\text{m}$) を与えるように調整した (主軸-工具系の曲げ静剛性 $0.06 \text{ kgf}/\mu\text{m}$)。被削材は炭素鋼 S55C (Hb 210) をドリル加工後、リーマ (HSS, $Z=8$) または中ぐり加工して、下穴径 ($\phi 19.6 \text{ mm}$) の径差および粗さのばらつきを押さえた。使用機械は吉田 YUD 550 直立ボール盤で、テーブル上にストレングージ式の切削動力計 (自製、曲げ静剛性 $4.8 \text{ kgf}/\mu\text{m}$) を取付け、被削材 (切削長 30 mm) の動力計上の保持具へは、割りブシュを介して、毎回テストインジケータにより、下穴偏差を所定量 ($E=0\sim 50 \mu\text{m}$) に調整した。図5に測定要領図を示す。切削

中の工具軸心の変位測定は、インダクタンス型の非接触式変位計 (Kaman 社製) を、 X, Y 直角2方向にセットし、工具円筒シャンク部 (研削仕上) の外周のふれを計測し、シンクロスコープで観察、写真撮影するとともに、データレコーダに入れ、一方、電磁オシログラフには、変位波形、切削抵抗 (M : トルク, T : スラスト) 波形を記録した。仕上穴の真円度形状は、hatchet 型スタイラス (軸方向曲率半径 12.5 mm , 円周方向曲率半径 0.3 mm) で測定し、内接円中心法で誤差値を求めた。振動波形は、振動スペクトル分析器 (小野測器社製) で周波数分析を行った。実験は比較的パニシトルク M_0 の大きい切削速度 $V=6\sim 15 \text{ m/min}$, 送り $f=0.05\sim 0.4 \text{ mm/rev}$ で、切削油は、不水硫化塩素化油 (ユシロ DS 50) を給油量 1.5 l/min で使用した。

4. 実験結果および考察

4.1 工具円筒シャンク部のふれ

切削中の Z_1-Z_1 断面での工具軸心挙動を、 Z_2-Z_2 断面の工具円筒シャンク部の X, Y 変動波形、その合成図形、すなわちリサージュ図形によって考察する。図2の各軸心の位置関係、偏差が考えられるとすると、 Z_2-Z_2 断面での X, Y 変動波形 (測定波形) は、

$$\left. \begin{aligned} x_L &= \varepsilon' \cos(\omega_s t + \phi) + e' \cos(\pm \omega_a t) \\ y_L &= \varepsilon' \sin(\omega_s t + \phi) + e' \sin(\pm \omega_a t) \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

合成図形は

$$R_L = [\varepsilon'^2 + e'^2 + 2\varepsilon'e' \cos\{(\pm \omega_a/\omega_s - 1)\omega_s t - \phi\}]^{1/2} \quad (10)$$

となる。図6(a), (b) は、作用切れ刃数 $Z=6$ の場合の切削中の測定振動波形 (X, Y) と周波数分析結果 (X 変位)、そのリサージュ図形、加工後の真円度形状で、(a) は多角形角数 $S=7$, (b) は $S=5$ の場合である* (次ページ)。

B: 円筒マージン幅

図4 使用リーマの形状

図5 測定要領図

両振動波形とも主軸1回転に1回の回転変動($f_s = 1.6 \text{ Hz}$, e')と、多角形形状生成に影響する6回の変動($f_a = 9.8 \text{ Hz}$, e')がみられるが、 X, Y 変動波形の位相差の方向の正負から、軸心 O_{iv} の回転方向がわかり、主軸回転方向と逆方向回転のとき $S=7$ ($n=1$)、同方向回転のとき $S=5$ ($n=1$)になる。したがって、多角形角数 $S=|\pm nZ-1|$ と X, Y の振動周波数 f_a は

$$f_a = N_s / 60 \times nZ \quad (11)$$

の関係で表される。

e' は被削材下穴が垂直にセットされていれば、大きさは切削中はほぼ一定で、 Z_1-Z_1 断面(切削断面)での e にほぼ等しいが、 e' は加工中の切削機構により新たに生じた偏差で、みそすり運動など、工具の姿勢によって大きさが刻々変化する⁶⁾。したがって切削の進行につれて、リサージュ図形も変化する。 $e'/e < 6$ で S と同数のループ($S=7$ のとき外巻き、 $S=5$ のとき内巻き)が生じ、 $e'/e > 6$ で多角形形状と同一形状、 $e'=0$ で主軸1回転に6回の円運動になるため、 e' から、 Z_1-Z_1 断面での ϵ の大きさは推定できない。しかし、工具が主軸とともに回転するリーマ加工のような場合、円筒シャンクは、リサージュの偏心円(基本円、半径 e')に相当する円運動をし、これに多角形生成運動に関連する振動成分 e' が重なるのであるから、リサージュ図形より、加工穴形状の角数を推定できると思われる。

4.2 加工穴内面の表層組織

切削時、工具外周でのバニシ作用の強いことは、リーマ加工の切削機構の特徴であり、したがって加工穴内面の表層金属組織に必ず変化が生じる。

図7は、図6(b)と同一実験での穴内面状態で、塑性流動層は、全円周部に生じるが、多角形形状の凸部頂点より、工具回転方向と逆方向に少し離れたA領域で特に顕著であり、流動層組織の小さいB領域に比べて約5倍の $50 \mu\text{m}$ の深さまで流動組織がみられる。また加工穴表面硬度上昇率((表面硬度/母材硬度)-1)は、凸部頂点付近で最も大きく、A領域と同様に、その数は多角形角数と一致する。図8に、 $\epsilon/e=2$, $r/e=10$ で描いた軸心挙動と穴形状のモデル図(e, ϵ, r 間の位相差はないものとして描く)を示す。外側の円弧が切れ円

ローパスフィルタ: 20Hz
(a-1) 振動波形 ($S=7$)

ローパスフィルタ: 20Hz
(b-1) 振動波形 ($S=5$)

ローパスフィルタ: 20Hz
(a-2) リサージュ図形

ローパスフィルタ: 20Hz
(b-2) リサージュ図形

$f_s = 1.6 \text{ Hz}$ (工具回転周波数),
 $f_a = 9.8 \text{ Hz}$, 分解能: 0.1 Hz
(a-3) 周波数分析結果 (X 変位)

$f_s = 1.6 \text{ Hz}$ (工具回転周波数),
 $f_a = 9.8 \text{ Hz}$, 分解能: 0.1 Hz
(b-3) 周波数分析結果 (X 変位)

(a-4) 真円度形状

(b-4) 真円度形状

工具: K10, マージン幅 $B=0.37 \text{ mm}$,
切削速度 $V=6 \text{ m/min}$, 送り $f=0.2 \text{ mm/rev}$

(a) 7角形穴 ($S=7$) の場合

工具: P10, マージン幅 $B=0.46 \text{ mm}$,
切削速度 $V=6 \text{ m/min}$, 送り $f=0.05 \text{ mm/rev}$

(b) 5角形穴 ($S=5$) の場合

* この実験では、最も多く生成される角数(特に $S=7$)で、まれに $S=13, 11$, または $S=19, 17$ が生成されることもある。

図6 切削中の振動波形と真円度形状

(a) 穴形状と硬度分布

(b) 塑性流動層(A領域)

工具: P 10, マージン幅 $B=0.46$ mm, 切削速度 $V=6$ m/min, 送り $f=0.05$ mm/rev

図7 加工穴内面表層組織

OIV: 工具の中心, $\epsilon/e=2$, $r/e=10$ 図8 軸心挙動と穴形状 ($S=5$)

の軌跡, その内側が工具軸心 O_{IV} の運動軌跡, 中心は回転軸心の中心 O_{II} に相当する。切れ刃が多角形状の凹部から凸部へ移動する際は (O_{IV} : $9' \rightarrow 10' \rightarrow 11' \rightarrow 12'$), 外周マージン部 (特に切れ刃近傍) は穴壁に押付けられ, これに速度の変化が加わって, A 領域の塑性流動が大きくなったものと考えられる。 O_{IV} がループを巻いている部分 ($5 \rightarrow 6 \rightarrow 7 \rightarrow 8 \rightarrow 9$) は反対側で切れ刃に停滞が生じ,

(a) 回転軸心の中心の移動

(b) 下穴偏差と移動距離

工具: K 10, マージン幅 $B=0.37$ mm, 切削速度 $V=15$ m/min, 送り $f=0.4$ mm/rev

図9 工具軸心の移動

マージン部に強く押付けられて, 硬度上昇が生じたと考えられる。

上記のこと, 4.1 節のリサージュ図形, 穴拡大量 (仕上穴直径-リーマ直径) が正であることから, 実際の切削中の工具軸心 O_{IV} は, 図3に ϵ を加え, $\epsilon/e=2$ とした図8のモデル図に近い挙動をしていると考えられる。

4.3 生成原因

工具, 被削材の取付偏差 (ϵ_0, E) を種々変化させた場合の, 切削中の回転軸心の中心 O_{IV} の移動軌跡の例 (切削深さ 5 mm おきにプロット), 移動距離 ($m=O_{IV}-O_{II}$) を図9 (a), (b) に示す。同一切削速度では, 送りが小さい程 O_{IV} は早期に安定する。 ϵ_0 の大きさに関係なく, $E < 20 \mu\text{m}$ で, m は E に比例し, O_{IV} は被削材下穴中心 O_{II} の近傍にあるといえる。図10は, 加工穴の多角形状誤差値* (K_f , 切削深さに関係なくほぼ同一の値である) と, $\epsilon_0, 2E$ の関係で, m と同様に, $2E < 40 \mu\text{m}$ で K_f は $2E$ と比例するが, ϵ_0 の影響はなく, 多角形状誤差値は下穴偏差 E の影響が大きいことがわかる。一方, 図10の直線が原点を通らないのは, 工具側にも何らかの要因があることが推測できる。そこで使用リーマの形状を精密に測定してみると, 円筒マージン幅 B に不ぞろいがあり ($B=0.37 \pm 0.02$ mm), 多角形状には, バニシ作用力の相違が影響することから, このマージン幅の不ぞろいの影響が図10の結果になったと思われる。したがって切削中の偏差 e は,

$$e = e_w + e_r \quad (12)$$

* 真円度誤差のうち多角形状誤差が大部分を占める。

工具: K 10, マージン幅 $B=0.37 \pm 0.02$ mm, 切削速度 $V=15$ m/min, 送り $f=0.4$ mm/rev

図 10 取付偏差と真円度誤差値

で表すことができる。ここで, e_w : 被削材側要因による偏差, e_r : 工具側要因による偏差。

上記両偏差は, 切削中常に存在するため, 各切れ刃の切削抵抗 (特に半径方向力) 分力がアンバランスになり, 工具が半径方向に動き (曲げ静剛性 0.06 kgf/ μ m), Z 回, また nZ 回の曲げ振動が励起され, 切削中持続されて, 加工穴に多角形形状が生成されると考えられる。

5. 結 論

刃数 $Z=6$ のリーマ加工の実験を行い, 切削中の工具のふれの計測, 加工穴表層組織の検討より, 多角形形状生成機構について, 次の諸結果を得た。

- (1) 多角形形状穴は, 主に被削材下穴偏差, マージン幅の不ぞろいなどの要因で, 切削中, 工具に半径方向の不均衡力が生じ, 曲げ振動が励起されて生成される。
- (2) 多角形形状は, 工具軸心のふれ回り振動数が, 刃数の整数倍の関係になって生成される。このとき各

切れ刃の運動軌跡は互いに干渉しないように動く。

- (3) 刃数 6 の工具の場合, 加工穴の多角形角数 S は, $S=7, 5$, 特に 7 が多い。このとき両者のふれ回り振動数は同じであるが, 2 方向変位 (X, Y) の位相の正負の観察から工具軸心のふれ回りの方向がわかり, 主軸回転と逆方向回転のとき $S=7$, 同方向回転のとき $S=5$ になる。
- (4) 多角形の形状および角数は, 本実験の工具回転型加工では, 工具 1 回転に 1 回の回転変動による基本円が適度の大きさであれば, 工具の回転ふれの計測におけるリサージュ図形の形状から推定できる。
- (5) 加工穴内壁に, 多角形角数と同数の塑性流動域, 硬度上昇の組織変化がみられる。
- (6) 諸偏差を除去することは不可能に近いが, 多角形形状の生成は, 多刃工具 (等分割刃) の穴加工の場合, 避けられない。

終わりに, 本研究を遂行するにあたり, 工具の提供をいただいた日本タングステン (株) に感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) 佐久間敬三, 清田 宏: 超硬リーマに関する研究, 九州大学工学集報, **48**, 4 (1975) 101.
- 2) 津枝正介, 長谷川嘉雄, 木村 照: ドリルの歩行現象について, 日本機械学会論文集, **27**, 178 (1961) 816.
- 3) K. Schmalz: Reibahle für hohe Kreisformfehler, Werkstatt u. Betrieb, **103**, 5, (1970) 313.
- 4) U. L. Friedman, J. Kitamura & S. M. Wa: Rounding Mechanism of Reaming, Ann. CIRP, **23**, 1, (1974) 27.
- 5) C. H. Kahng & I. Ham: A Study on Sequential Quality Improvement in Hole-making Processes, Ann. CIRP, **24**, 1, (1975) 27.
- 6) 佐久間敬三, 清田 宏: 超硬リーマによる加工精度に関する研究 (加工中の工具の姿勢と穴精度), 昭和 53 年度精機学会秋季大会学術講演会前刷 (1978) 87.