

修士論文

エンドミル加工時における寸法精度向上に関する研究

指導教員 牧 清二郎 教授

平成 22 年度



三重大学大学院工学研究科  
博士前期課程 機械工学専攻

劔山 洸亮

# 目次

|                           |    |
|---------------------------|----|
| 第1章 緒言                    | 1  |
| 第2章 切れ刃角度と材料カド部における欠損の関係性 | 2  |
| 2.1 切れ刃が材料カド部に与える影響の予測    | 2  |
| 2.2 切削実験                  | 4  |
| 2.2.1 実験装置                | 4  |
| 2.2.2 工具                  | 5  |
| 2.2.3 被削材                 | 6  |
| 2.2.4 切削条件                | 7  |
| 2.3 測定方法                  | 8  |
| 2.4 結果及び考察                | 14 |
| 第3章 接触長さと寸法精度及び表面粗さの関係性   | 18 |
| 3.1 工具たわみ量の理論的予測          | 18 |
| 3.1.1 断面二次モーメント           | 18 |
| 3.1.2 切削面積の変化             | 22 |
| 3.1.3 工具たわみ               | 28 |
| 3.2 切削実験                  | 29 |
| 3.2.1 実験装置                | 29 |
| 3.2.2 工具                  | 30 |
| 3.2.3 被削材                 | 30 |
| 3.2.4 切削条件                | 31 |
| 3.3 測定方法                  | 33 |
| 3.3.1 切削誤差                | 33 |
| 3.3.2 表面粗さ                | 35 |

|            |    |
|------------|----|
| 3.4 結果及び考察 | 36 |
| 3.4.1 切削誤差 | 36 |
| 3.4.2 表面粗さ | 41 |
| 第4章 結言     | 50 |
| 参考文献       |    |
| 謝辞         |    |

## 第1章 緒言

近年、マシニングセンターと切削工具の固有技術の発達により、機械切削作業における加工精度が向上している。しかし、いまだにエンドミル切削においては、機械加工精度が工具硬さに依存するためより、高い精度で切削をおこなうことは困難である<sup>1)</sup>。それは切削抵抗により工具が変形することが要因として挙げられている。そのため、工具のたわみによる切削精度の悪化を防ぐには、切削抵抗を抑制する必要がある。

さらに製品価値を守るため被削材の欠けやバリを抑制する必要がある。加工工程で発生するバリは、古くから生産現場における大きな問題の一つであり、工作機械や切削工具などの固有技術が発展した近年でさえ問題の重要性は変わっておらず、抜本的、統一的解決方法は今もって見出されていない<sup>2)</sup>。

そこで本研究では、被削材カド部の欠け・バリの低減に関係する切削条件因子と切削精度の向上に関係する切削条件因子の検証をおこなった。被削材の欠け・バリの低減に関係する切削条件因子として、エンドミルと被削材との接触角度が大きく寄与していると考えられる。そこで、切れ刃と被削材のなす角度を変化させ、被削材カド部の欠けやバリの発生状況の観察をおこなった。また、切削精度の向上に関係する切削条件因子として、切削抵抗の大きさが大きく寄与していると考えられる。そこで、軸方向接触長さを変化させることにより間接的に切削抵抗を変化させ、断続切削と連続切削による加工精度誤差変化及び表面粗さ変化の観察をおこなった。



現状，切削後の端面状態は，現場での長年のカンや切屑の排出性，工具寿命などを考慮して工具の決定をおこなっており，刃先を鋭利にする，油剤を用いて摩擦係数を小さくするなど，せん断角が大きくなる条件を設定するのが基本である<sup>2)</sup>。

そこで，材料の傾きと切れ刃のなす角度が欠損・バリの発生に関係すると考え，この角を作用角と定義し，図 2.2 に示す。

作用角は以下の式で表される．ただし，作用角は刃面に対して垂直となる場合が  $0^\circ$  であり，送り方向の被削材端面が下を向くと正に増加する。

$$\alpha = \varphi - \lambda \quad (2.1)$$

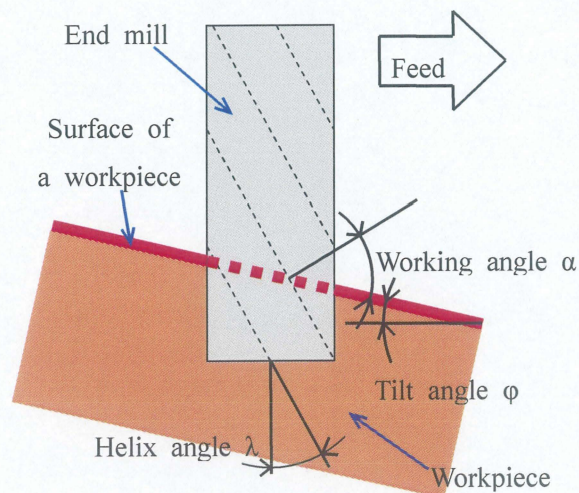


Fig.2.2 Model of working angle



## 2.2 切削実験

理論式が実際の傾向に沿っているかの確認のため実験をおこなった。以下にその詳細を示す。

### 2.2.1 実験装置

本実験で使用した装置の全体図を図 2.3 に示す。



Fig.2.3 Experimental apparatus for defected

立型 NC フライス盤（牧野フライス社製，AVNC.74）の上に傾斜テーブルを取り付け，更に上にマシンバイス（ナベヤ社製，No.E107/F 型ミーリングバイス）を取り付けた。傾斜テーブルの角度を変化させることにより，被削材の角度を変化させる。また，傾斜テーブルの角度変化により軸がずれないように，取り付けは全てダイヤルゲージを用い，平行を出した後に取り付けてある。

ただし，S50C は被削材長さが短いため，両端に同じ幅の被削材を設置し，きつく固定している。



### 2.2.2 工具

工具は, 4 刃センタカットショートエンドミル(オーエスジー株式会社製, CC-EMS20), 4 枚刃ミラクルエンドミル (三菱マテリアル株式会社製, VC4JCD2000), ミラクルハードエンドミル (三菱マテリアル株式会社製, VCMDD2000) の 3 種類のソリッドエンドミルを用いた.

表 2.1 に工具の主形状, 図 2.4 に工具の全体図を示す<sup>4)</sup>.

Table 2.1 Tool specification

| End mill          | CC-EMS | VC4JC | VCMD |
|-------------------|--------|-------|------|
| Diameter [mm]     | 20     | 20    | 20   |
| Lead angle [°]    | 30     | 30    | 45   |
| Number of flute   | 4      | 4     | 6    |
| Total length [mm] | 110    | 110   | 100  |
| Flute length [mm] | 45     | 55    | 38   |



(a) CC.EMS



(b) VC4JC



(c) VCMD

Fig.2.4 Photograph of cutting tool



### 2.2.3 被削材

被削材には構造用炭素鋼 S45C の生材と，S50C の焼入れ焼き戻し材を使用した．大きさは表 2.2 に示す．S45C の生材は比較的軟らかい試料の代表として，S50C の焼入れ焼き戻し材は比較的硬い試料の代表として用い，傾向が一致するか調査した．

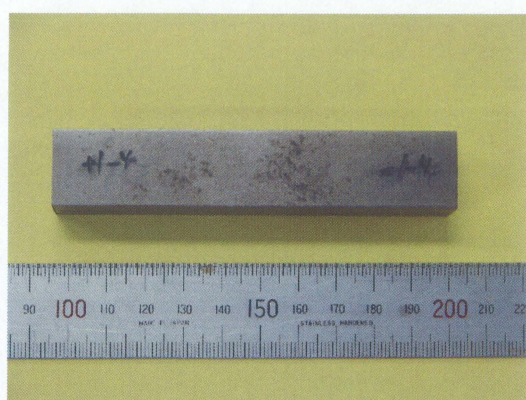
表に JIS 規格で規定される被削材の化学成分を表 2.3 に示し<sup>5)</sup>，被削材の全体図を図 2.5 に示す．

Table 2.2 Dimension of the workpieces

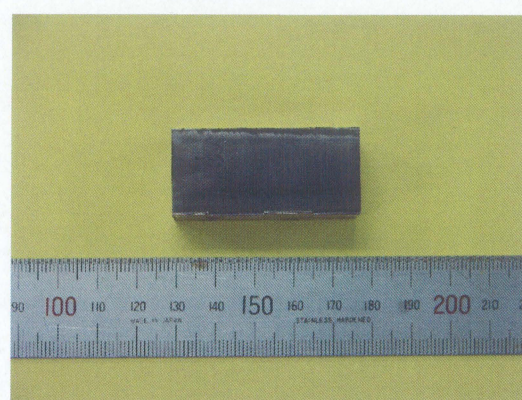
|                | S45C | S50C |
|----------------|------|------|
| Breadth [mm]   | 110  | 45   |
| Depth [mm]     | 20   | 21   |
| Thickness [mm] | 20   | 21   |

Table 2.3 Chemical compositions of workpiece (%) (JIS standard value)

|      | C         | Si        | Mn        | P            | S            |
|------|-----------|-----------|-----------|--------------|--------------|
| S45C | 0.42~0.48 | 0.15~0.35 | 0.60~0.90 | $\leq 0.030$ | $\leq 0.035$ |
| S50C | 0.47~0.53 | 0.15~0.36 | 0.60~0.91 | $\leq 0.030$ | $\leq 0.035$ |



(a) S45C



(b) S50C

Fig.2.5 Photograph of workpiece

### 2.2.4 切削条件

初期条件を揃えるため、傾き 0 度で乾式側面削りを行った後、傾斜テーブルの角度を +90~-90 度で 10 度ごとに変更し、乾式側面削りを行った。ただし、VCMD は工具刃長が短い  
ため、実験を安全におこなうため軸方向接触長さを 27mm までに制限した。

切削条件は表 2.4 に示す。

Table 2.4 Milling conditions for defected

| End mill          | CC-EMS    | VC4JC     | VCMD       |
|-------------------|-----------|-----------|------------|
| Spindle[rpm]      | 600       | 600       | 600        |
| Radial depth [mm] | 0.1       | 0.1       | 0.1        |
| Axial depth [mm]  | $\leq 30$ | $\leq 30$ | $\leq 26$  |
| Feed [mm/min]     | 37        | 27        | 37,27      |
| Workpiece         | S45C      | S50C      | S45C, S50C |



### 2.3 測定方法

本実験では光学顕微鏡により切削面の側面のバリや欠けを観察することにより切削の良否を考察した。観察面の概略図を図 2.6 に示す。

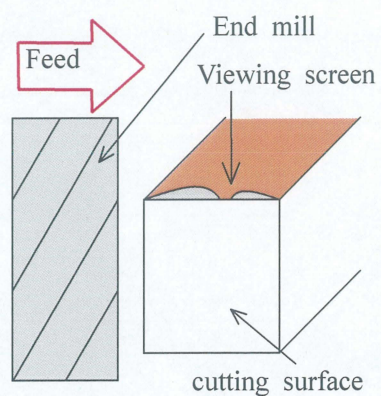


Fig.2.6 Model of measurement position



Fig.2.7 Microscope



各被削材の代表的な観察面の様子を図 2.8 (a) ～図 2.11 (f) に示す.



(a) Working angle  $+60^\circ$  , CC-EMS



(b) Working angle  $+0^\circ$  , CC-EMS



(c) Working angle  $-60^\circ$  , CC-EMS



(d) Working angle  $+65^\circ$  , VCMD



(e) Working angle  $+5^\circ$  , VCMD



(f) Working angle  $-45^\circ$  , VCMD

Fig.2.8 Microscopic structures of viewing screen (S45C, Up milling)





(a) Working angle  $+60^\circ$  , CC-EMS



(b) Working angle  $+0^\circ$  , CC-EMS



(c) Working angle  $-60^\circ$  , CC-EMS



(d) Working angle  $+65^\circ$  , VCMD



(e) Working angle  $+5^\circ$  , VCMD



(f) Working angle  $-45^\circ$  , VCMD

Fig.2.9 Microscopic structures of viewing screen (S45C, Down milling)





(a) Working angle  $+60^\circ$  , VC4JC



(b) Working angle  $+0^\circ$  , VC4JC



(c) Working angle  $-60^\circ$  , VC4JC



(d) Working angle  $+65^\circ$  , VCMD



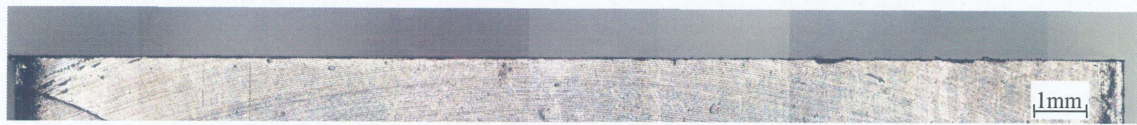
(e) Working angle  $+5^\circ$  , VCMD



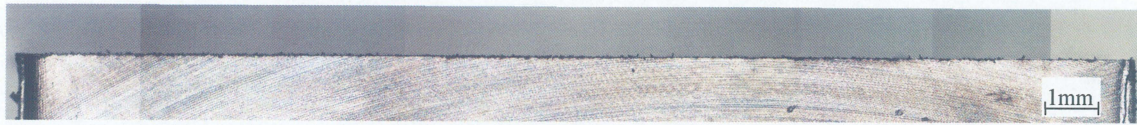
(f) Working angle  $-45^\circ$  , VCMD

Fig.2.10 Microscopic structures of viewing screen (S50C, Up milling)

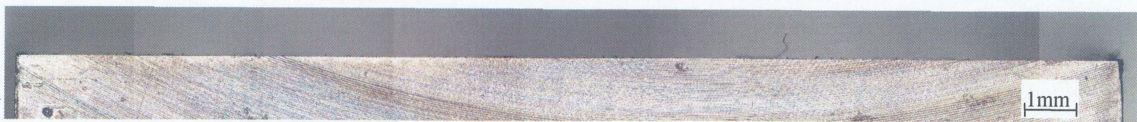




(a) Working angle  $+60^\circ$  , VC4JC



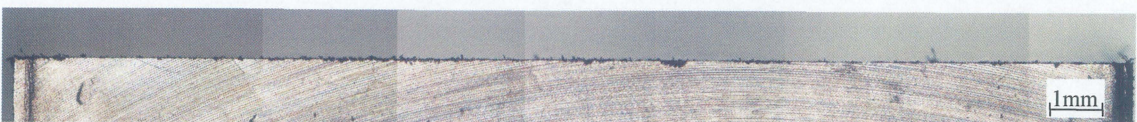
(b) Working angle  $+0^\circ$  , VC4JC



(c) Working angle  $-60^\circ$  , VC4JC



(d) Working angle  $+65^\circ$  , VCMD



(e) Working angle  $+5^\circ$  , VCMD



(f) Working angle  $-45^\circ$  , VCMD

Fig.2.11 Microscopic structures of viewing screen (S50C, Down milling)



ここで、損傷の具合を評価できる値としたいため、本実験では切り込み量の 50%を超える欠けやバリを欠損とみなし、その合計を全体の長さで割ったものを損傷率と定義した。ただし、両端は他面の影響が考えられるため、両端の 0.2mm は除いて計算を行っている。測定概略図を図 2.12 に示す。

$$\text{損傷率} = \frac{\sum \text{損傷域長さ}}{\text{測定域全体長さ}} \quad (2.2)$$

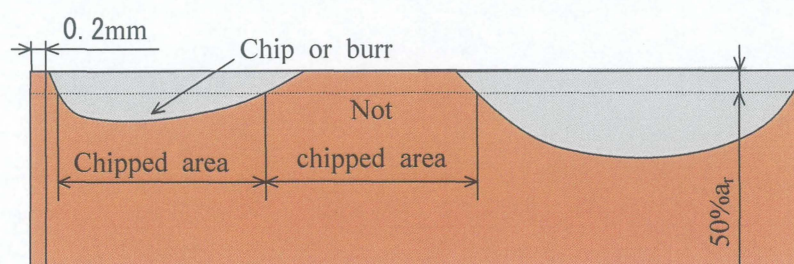


Fig.2.12 Model of defect rate

## 2.4 結果及び考察

図 2.13 が S45C の結果である。この実験ではそれぞれリード角が  $30^\circ$ ,  $45^\circ$  の CC-EMS, VCMD の 2 種類の異なるエンドミルを用い実験を行った。作用角が小さくなるにつれ損傷率が減少していることが窺える。つまり、被削材カド部の状態は被削材の傾きとリード角のなす作用角で決まると考えられる。また、アップカット・ダウンカット、工具リード角の違いに関らず損傷率の傾向は同様である。つまり、損傷率は作用角  $\alpha$  にまとめることにより工具形状や切削条件に関係なく整理することが可能である。そのことから、エンドミルを逆リード ( $\theta$  を負にする) にすることや、主軸を送り方向に傾けること ( $\phi$  を大きくする) で、カド部の損傷を抑制することが可能である。

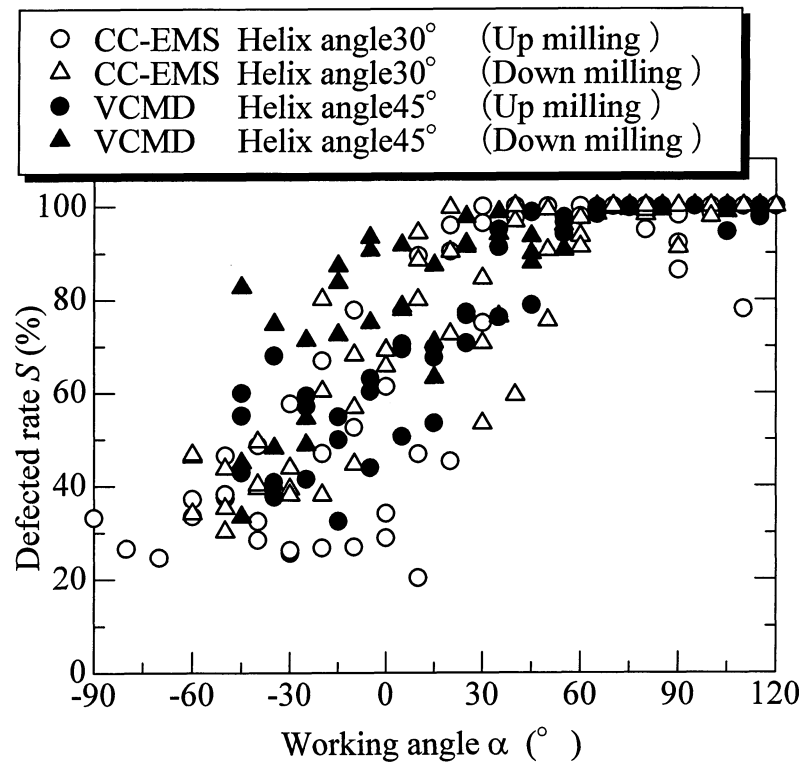


Fig.2.13 Variation of defected rate with working angle at S45C

図 2.15 が S50C の結果である. この実験ではそれぞれリード角が  $30^\circ, 45^\circ$  の VC4JC, VCMD の 2 種類の異なるエンドミルを用い実験を行った. S45C の結果と同様に, 作用角が小さくなるにつれ損傷率が減少している. また, アップカット・ダウンカット, 工具リード角に関らず損傷率の傾向も同様に示せ, 損傷率は作用角  $\alpha$  にまとめることにより工具形状や切削条件に関係なく整理することが可能である.

つまり, エンドミルを逆リード ( $\theta$  を負にする) にすることや, 主軸を送り方向に傾けること ( $\phi$  を大きくする) で, カド部の損傷は抑えることが可能である. ただし, 作用角が小さくなるにつれて損傷率が減少する傾向は同じだが, 被削材の材質により損傷率が低下しはじめる角度が大きく異なるため, 損傷率には被削材の影響因子が大きいと考えられる. そのため, カド部のバリや欠損を抑制するには被削材の材質をよく理解することが必要となってくる.

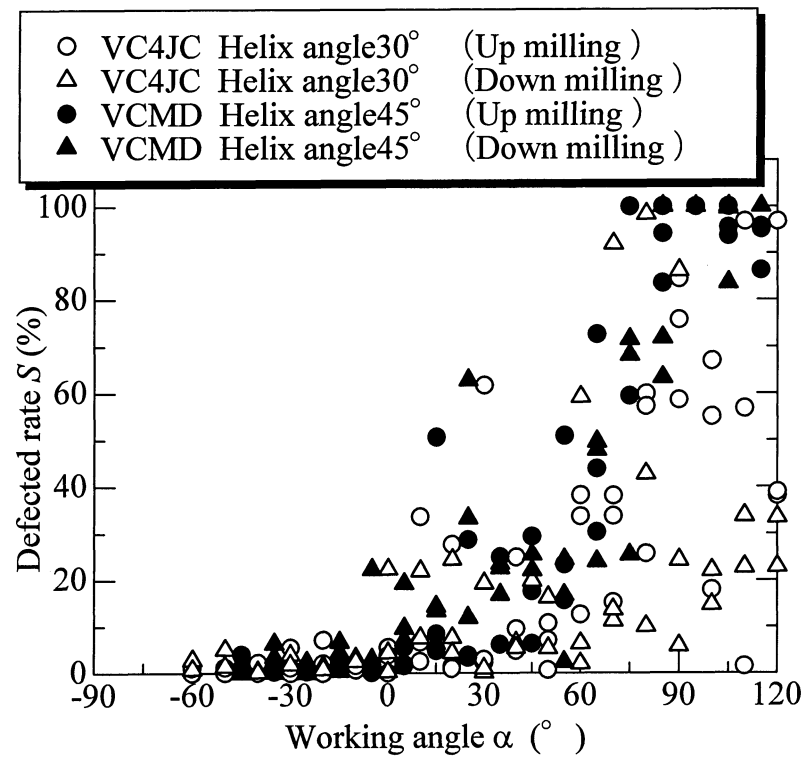


Fig.2.15 Variation of defected rate with working angle at S50C

### 第3章 接触長さと寸法精度及び表面粗さの関係性

#### 3.1 工具たわみ量の理論的予測

切削時の工具たわみ量を予測する理論式を考えた。以下に理論式の内容を示す。

##### 3.1.1 断面二次モーメント<sup>6)</sup>

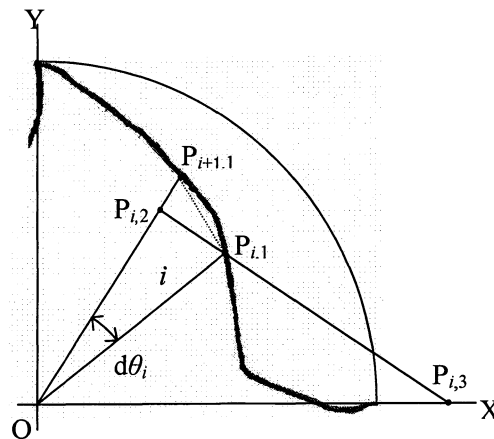


Fig.3-1 An isosceles triangular element on a quarter cross-section of end mill

図 3.1 は後述するエンドミル (VC4JC) の 1/4 断面の輪郭形状及び断面二次モーメントの計算法を示したものである。図に示す断面をもつ真直ばりの曲げ剛性を求めるために、本計算法では輪郭の座標値を用いており、その測定方法の詳細は後述するが、座標値は図の場合 X 軸刃先より輪郭に沿って Y 軸刃先まで、X 軸または、Y 軸に平行で一定間隔な直線と輪郭との交点を測定して求めている。図に示す輪郭上の点  $P_{i,1}$  および点  $P_{i+1,1}$  を用いて計算法を説明すると、まず  $\overline{OP_{i+1,1}}$  上に  $\overline{OP_{i,1}} = \overline{OP_{i,2}}$  となる点  $P_{i,2}$  を定め、 $i$  番目の二等辺三角形要素  $\triangle OP_{i,1} P_{i,2}$  の X 軸に関する断面二次モーメント  $I_{x,i}$  ( $\text{mm}^4$ ) を計算する。断面全体の断面二次モーメントは同じ方法により求めた全ての二等辺三角形要素の総和をとることにより求まる。その計算式は以下のように求められる。すなわち点  $P_{i,1}(x_{i,1}, y_{i,1})$  と点  $P_{i,2}(x_{i,2}, y_{i,2})$  を結び、その延長線が X 軸と交わる点を点  $P_{i,3}(x_{i,3}, 0)$  とする。分割数を  $N$  とすると、断面全体の断面二次モーメント  $I_x$  ( $\text{mm}^4$ ) は次のように近似できる。



$$\begin{aligned}
I_x &= \sum_{i=1}^N I_{x,i} \\
&= \frac{1}{12} \sum_{i=1}^N |x_{i,3} (y_{i,2}^3 - y_{i,1}^3)| \\
&= \frac{1}{12} \sum_{i=1}^N \left| \{x_{i,1} (y_{i,2} - y_{i,1}) - y_{i,1} (y_{i,2} - y_{i,1})\} \times (y_{i,2}^2 + y_{i,2} y_{i,1} + y_{i,1}^2) \right|
\end{aligned} \tag{3.1}$$

ここで,

$$x_{i,3} = x_{i,1} - \frac{x_{i,2} - x_{i,1}}{y_{i,2} - y_{i,1}} y_{i,1} \tag{3.2}$$

式 (3-1) 及び式 (3-2) において点  $P_{i,2}$  の座標値は次のように求められる.

$$\begin{aligned}
x_{i,2} &= x_{i+1,1} \frac{R_i}{R_{i+1}} \\
y_{i,2} &= y_{i+1,1} \frac{R_i}{R_{i+1}}
\end{aligned} \tag{3.3}$$

ここで,

$$\begin{aligned}
R_i &= \sqrt{x_{i,1}^2 + y_{i,1}^2} \\
R_{i+1} &= \sqrt{x_{i+1,1}^2 + y_{i+1,1}^2}
\end{aligned} \tag{3.4}$$

したがって上記計算法によれば、輪郭の座標値を式 (3.1)、式 (3.3) 及び式 (3.4) に代入することにより曲げ剛性を精度よく簡単に計算できる. なお図において  $d\theta_i$  が比較的大きい場合、点  $P_{i,1}$  と点  $P_{i+1,1}$  を破線のように結び、 $i$  番目の要素を  $\triangle O P_{i,1} P_{i+1,1}$  として計算すると誤差が小さくなる.



(a) VC4JC      (b) VCMD

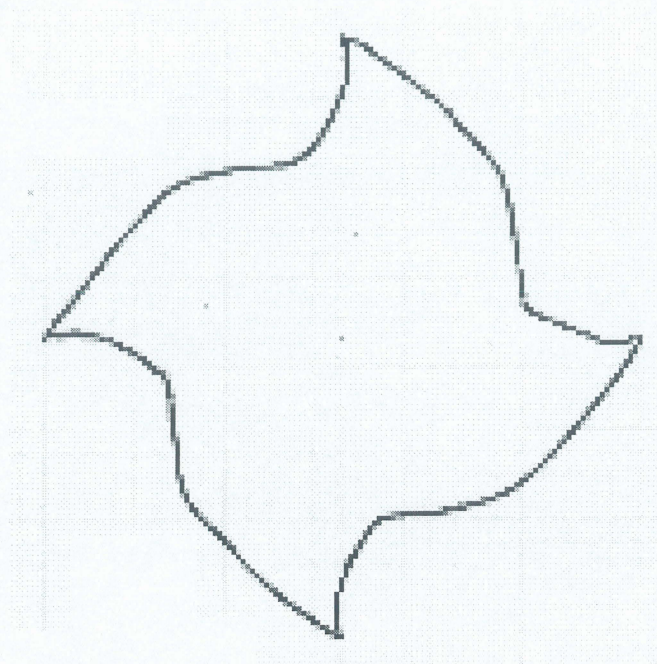
Fig.3.2 Plan views of helical end mill

図 3.2 は実験に使用したエンドミルの外観である。これらのエンドミルはマシンバイスを用いて軸と水平になるように固定した後、次の方法で輪郭点の測定を行った。

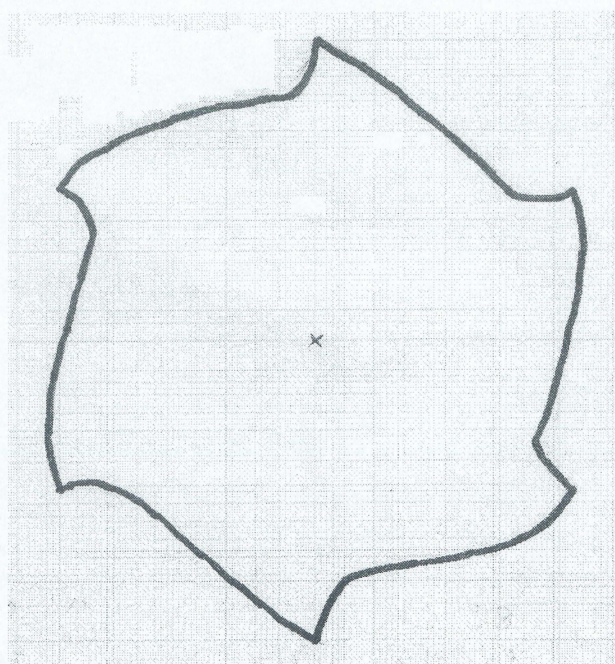
すなわち、4 枚刃及び 6 枚刃において対向する二つの切れ刃の刃先を観察面の Y 軸上におき固定する。次に針の先端をエンドミルに直接当て後端部に点を打つことにより、エンドミル形状を方眼紙に投影させた。ただし針は常に X 軸に平行な状態を保った。Y 軸上の切れ刃先端より Y 軸方向に 0.1mm ずつ移動させて点をプロットしていった。プロットした点を結び工具の断面形状とし、Y 軸上の二つの切れ刃先端位置の中間点を中心座標とした。その後この中心座標を原点として、座標を 0.1mm ごとに測定していった。



断面形状の測定結果を図 3.3 に示す.



(a) VC4JC



(b) VCMD

Fig.3.3 Cross-sections of end mills



### 3.1.2 切削面積の変化

軸方向接触長さとリード角の変化により，切削を同時に行う切れ刃長さも増減する．切れ刃長さの工具回転による変化の模式図を図 3.4 に示す<sup>7)</sup>．

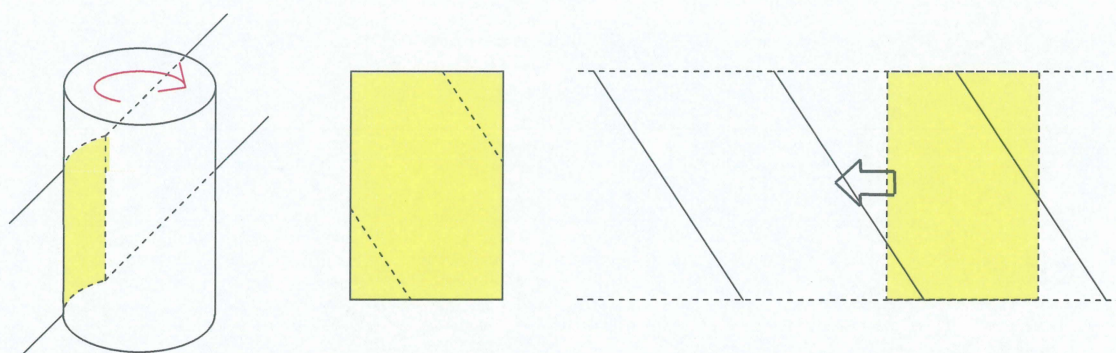


Fig.3.4 Model of contact length changes

切れ刃長さが増加するに従い切削面積が増加し，ある一定値を超えると切削行程が断続切削から連続切削へと移行する．断続切削から連続切削へ移行する接触長さを臨界接触長さと定義した．臨界接触長さは式 (3.5) のように表せる．

$$L = \left[ \frac{360}{N} - \left\{ \cos^{-1} \left( \frac{R - a_r}{R} \right) + \sin^{-1} \left( \frac{f}{2nR} \right) \right\} \right] \frac{2\pi R}{360 \tan(\lambda)} \quad (3.5)$$

ただし，工具半径を  $R(\text{mm})$ ，リード角を  $\lambda(^{\circ})$ ，切り込み量を  $a_r(\text{mm})$ ，送りを  $f(\text{mm/tooth})$ ，刃数を  $N$  とする．



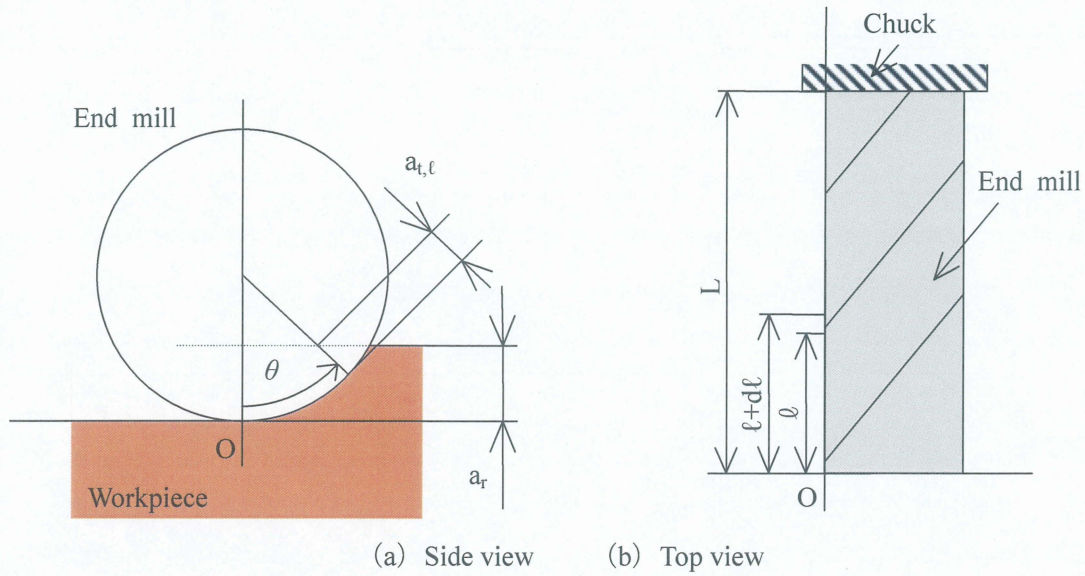


Fig.3.5 Model of cutting edge length

図 3.5 はある時刻  $t$  (エンドミルが 1 度回転する毎), エンドミルの軸方向位置  $\ell$  における瞬間切れ刃長さを示したものである。エンドミルが時計方向に回転するとアップカット, 反時計方向に回転するとダウンカットとなる。以下に切削面積の導出法を記述する。ただし, ここでは刃が直線であると仮定して計算式を導出している。

エンドミルの最下面の刃が被削材表面に垂直に当たった時を基準として導出を行っている。基準時の高さ  $\ell$  における切れ刃先端の位置は次の式 (3.6) のように表される<sup>8)</sup>。

$$\begin{aligned} x_\ell &= R \sin\left(-\frac{180\ell \tan(\lambda)}{\pi R}\right) \\ y_\ell &= R - R \cos\left(-\frac{180\ell \tan(\lambda)}{\pi R}\right) \end{aligned} \quad (3.6)$$

次に, 時刻  $t$  を考慮に入れた切れ刃先端の位置は式 (3.7) のように表される。

$$\begin{aligned} x_{t,\ell} &= R \sin\left(t - \frac{180\ell \tan(\lambda)}{\pi R}\right) + \frac{fNt}{360} \\ y_{t,\ell} &= R - R \cos\left(t - \frac{180\ell \tan(\lambda)}{\pi R}\right) \end{aligned} \quad (3.7)$$



刃の傾き  $\theta$  は式 (3.7) を用いて次の式 (3.8) のように表される.

$$\theta = \cot\left(\frac{x_{t,\ell} - \frac{fNt}{360}}{y_{t,\ell}}\right) \quad (3.8)$$

瞬間接触長さは、前の刃が切削を行っている場合 (図 3.6 (a)) と行っていない場合 (図 3.6 (b)) で被削材表面の位置が異なるため導出方法が異なる. それは刃の傾き  $\theta$  により条件分けが可能であり, 前者の条件は式 (3.9) で, 後者の条件は式 (3.10) で表される.

式 (3.9), 式 (3.10) 以外の刃の傾き  $\theta$  では切削を行っていないことになる.

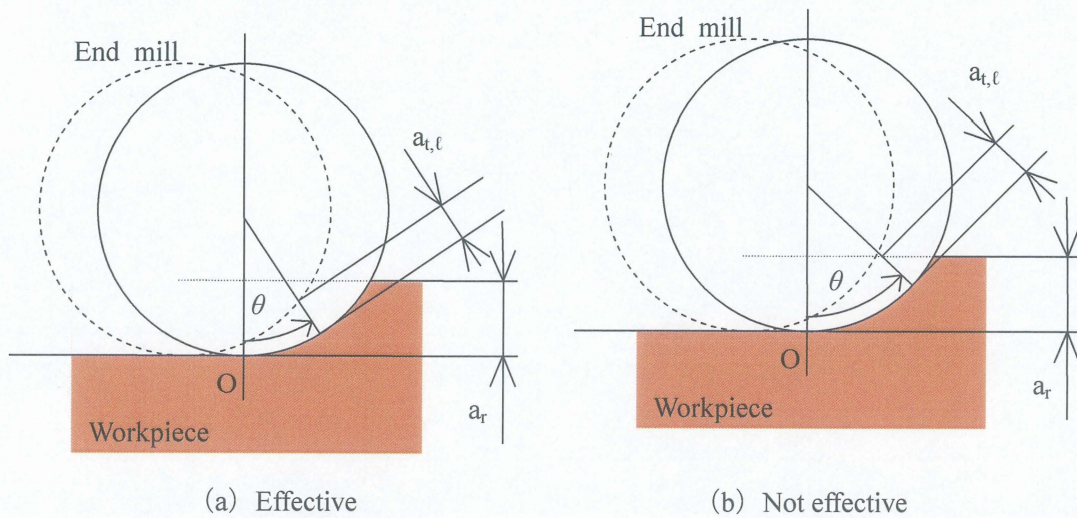


Fig.3.6 Model of effect of previous tooth on cutting length

$$\csc\left(\frac{f}{2R}\right) \leq \theta \leq \cot\left(\frac{\sqrt{R^2 - (R - a_r)^2} - f}{R - a_r}\right) \quad (3.9)$$

$$\cot\left(\frac{\sqrt{R^2 - (R - a_r)^2} - f}{R - a_r}\right) \leq \theta \leq \sec\left(\frac{R - a_r}{R}\right) \quad (3.10)$$

まず、前の刃が切削を行っている場合である。工具刃先と工具中心を結んだ直線と前の刃の軌跡の近似円の交点を計算することにより、被削材表面と刃の交点を導出する。直線を式 (3.11) で、軌跡の近似円を式 (3.12) で、交点の座標を式 (3.13) で表す。

$$y = dx + e \quad (3.11)$$

$$(x + f)^2 + (y - R)^2 = R^2 \quad (3.12)$$

$$x_{\text{intersection}} = \frac{dR - de - f \pm \sqrt{f^2 + 2fde - 2fdR - e^2 + 2eR + d^2 R^2}}{1 + d^2} \quad (3.13)$$

$$y_{\text{intersection}} = d \times \frac{dR - de - f \pm \sqrt{f^2 + 2fde - 2fdR - e^2 + 2eR + d^2 R^2}}{1 + d^2} + e$$

ただし、

$$d = \frac{y_{t,\ell} - R}{x_{t,\ell} - \frac{fNt}{360}} \quad (3.14)$$

$$e = y_{t,\ell} - \frac{x_{t,\ell}(y_{t,\ell} - R)}{x_{t,\ell} - \frac{fNt}{360}} \quad (3.15)$$

瞬間接触長さは刃先位置と被削材表面との距離なので式 (3.16) のように表される。

$$a_{t,\ell} = \sqrt{(x_{t,\ell} - x_{\text{intersection}})^2 + (y_{t,\ell} - y_{\text{intersection}})^2} \quad (3.16)$$

次に、前の刃が切削を行っていない場合である。工具刃先と工具中心を結んだ直線と被削材表面の交点を導出することにより、被削材表面と刃の交点を計算する。直線を式 (3.11) で、被削材表面を式 (3.17) で、交点の座標を式 (3.18) で表す。

$$y = a_r \quad (3.17)$$

$$\begin{aligned} x_{\text{intersection}} &= \frac{a_r - e}{d} \\ y_{\text{intersection}} &= a_r \end{aligned} \quad (3.18)$$

ただし、 $d$ ,  $e$  は式 (3.14), (3.15) に従う。

瞬間接触長さは刃先位置と被削材表面との距離なので式 (3.16) のように表される。

瞬間接触長さに軸方向距離  $d\ell$  をかけたものが工具先端から  $\ell$  から  $\ell+d\ell$  まで離れた地点の瞬間切削面積となる。瞬間切削面積は式 (3.19) で表される。式 (3.19) を 0 から  $L-d\ell$  まで加算したものが時刻  $t$  における切削面積となる。

$$S_{t,\ell} = a_{t,\ell} d\ell \quad (3.19)$$

$$S_t = \sum_{\ell=0}^{L-d\ell} S_{t,\ell} \quad (3.20)$$

図 3.7 は表 3.1 で示される切削条件で切削面積の変化を導出したものである。この値は既存の論文の値<sup>9)</sup>に近似しており、導出式は正確であると考えられる。ただし、切削抵抗は切削面積に比切削抵抗をかけることにより導出されている。

$$F_t = KS_t \quad (3.21)$$



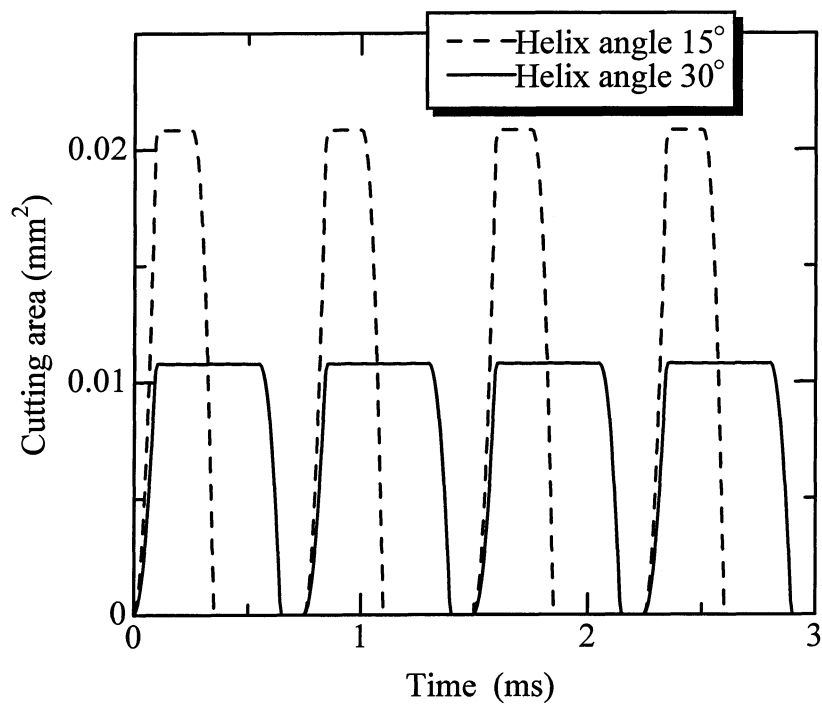


Fig.3.7 Calculation of cutting area

Table 3.1 Cutting conditions for calculation

|   |        |
|---|--------|
| Diameter [mm]                               | 20     |
| Lead angle [°]                              | 15, 30 |
| number of flute                             | 4      |
| Spindle[rpm]                                | 20000  |
| Radial depth [mm]                           | 0.1    |
| Axial depth [mm]                            | 10     |
| Feed [mm/tooth]                             | 0.05   |
| Specific cutting force [N/mm <sup>2</sup> ] | 20000  |

### 3.1.3 工具たわみ

工具たわみ量を梁のたわみ問題として考えた。実際には、切れ刃がリード角により工具刃の被削物表面に対する切り込み深さが部分ごとに異なるため、切り込み深さ及び切削位置の変化に対応する分布荷重を与え、工具が一回転する間のたわみ量の変化を導出した<sup>10)</sup>。

工具たわみモデルは図 3-5 を用いる。時刻  $t$  における、工具先端から  $\ell$  から  $\ell+d\ell$  まで離れた地点の切り込みに対する工具のたわみ量は式 (3.22) で表せる。

$$\delta_{t,\ell} = \left[ \frac{KS_{t,\ell}}{24EI_z} \{4L(L-x)^3 - (L-x)^4\} \right]_{\ell+d\ell}^{\ell} \quad (3.22)$$

ただし、ヤング率を  $E[\text{N/mm}^2]$ 、断面二次モーメントをとする。

最大たわみ点は工具先端となるため、式 (3.23) を用いて工具先端のたわみ量に変換する。ただし、たわみ量は一定に増加するものとしている。

$$\delta'_{t,\ell} = \frac{\delta_{t,\ell}L}{\ell} \quad (3.23)$$

式 (3.23) を 0 から  $L-d\ell$  まで加算したものが最大たわみ量となる。

$$\delta_t = \sum_{\ell=0}^{L-d\ell} \delta'_{t,\ell} \quad (3.24)$$

### 3.2 切削実験

理論式が実際の傾向に沿っているかの確認のため実験をおこなった。以下にその詳細を示す。

#### 3.2.1 実験装置

本実験で使用した装置の全体図を図 3.8 に示す。



Fig.3.8 Experimental apparatus for cutting error

立型 NC フライス盤の上にマシンバイスを取り付けた。

カド部の欠損の実験と同様に被削材長さが短いため、両端に同じ幅の被削材を設置し、きつく固定している。

### 3.2.2 工具

VC4JC と VCMD の 2 種類のソリッドエンドミルを用いた.

詳細については第 2 章 2.2 項に記す.

### 3.2.3 被削材

S50C を用いた. 軸方向臨界接触長さに応じて大きさが異なるため, 表 3.2 に示す.

詳細については第 2 章 2.3 項に記す.

Table 3.2 Dimension of the workpieces

| End mill       | VC4JC | VCMD |
|----------------|-------|------|
| Breadth [mm]   | 21    | 21   |
| Depth [mm]     | 45    | 45   |
| Thickness [mm] | 45    | 21   |

### 3.2.4 切削条件

切削誤差実験の場合、表 3.3 に示す切削条件の下、乾式で切削をおこなった。初期条件を揃えるため、前段階加工をおこなった後に本切削実験をおこなった。ただし、前段階加工の軸方向切削距離が本実験の切削距離よりも長い場合、正確な基準面が作れないと考え、前段階加工は同一の半径方向切削距離で 3 回の切削をおこない、正確な基準面となるようにしている。

被削材は常に一定の位置になるよう、被削材側面とマシンバイス側面の距離を一定にし、半径方向突出し量を一定にする治具を作製することにより、実験の精度を高めた。治具の全体図と使用方法を図 3.9 に示す。

Table 3.3 Cutting conditions for cutting error

| End mill                               | VC4JC                 | VCMD              |
|--|-----------------------|-------------------|
| Spindle[rpm]                           | 600                   | 600               |
| Radial depth [mm]                      | 0.1                   | 0.1               |
| Axial depth [mm]<br>(Previous process) | 40                    | 15                |
| Axial depth [mm]<br>(Main process)     | 7, 13-37<br>(per 1.5) | 5-13<br>(per 0.5) |
| Feed [mm/min]                          | 27                    | 27                |
| Protrusion of radius [mm]              | 13±0.2                | 13±0.2            |



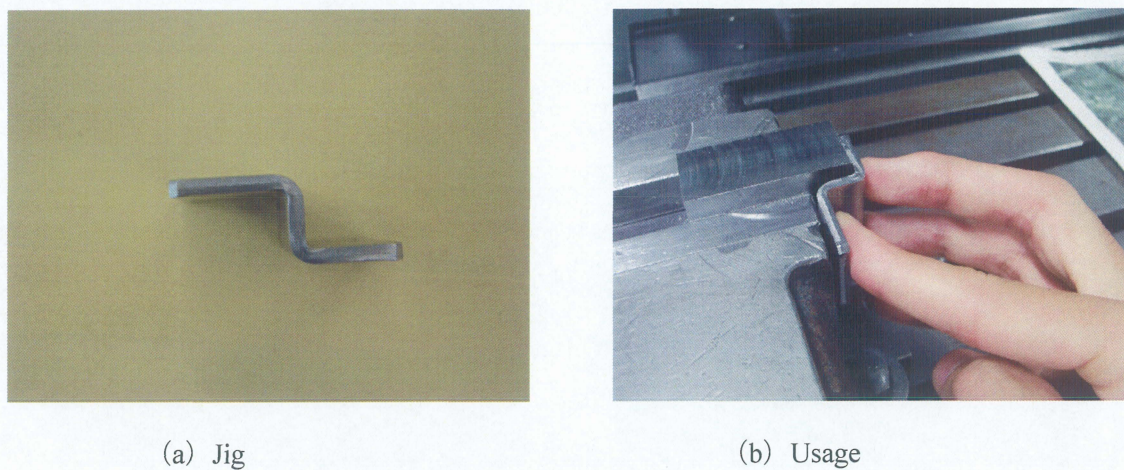


Fig.3.9 Jig for protrusion on radius

表面粗さ実験の場合，表 3.4 に示す切削条件の下乾式で切削をおこなった．初期条件を揃えるため，被削面を平らにした後に実験をおこなった．

また，半径方向突出し量が常に一定になるよう，切削誤差の実験と同様に治具を用いた．

Table 3.4 Cutting conditions for surface roughness

|                           |                                      |
|---------------------------|--------------------------------------|
| End mill                  | VC4JC                                |
| Spindle[rpm]              | 600                                  |
| Radial depth [mm]         | 0.2                                  |
| Axial depth [mm]          | 13.60, 21.77, 23.13,<br>25.85, 27.21 |
| Feed [mm/min]             | 27                                   |
| Protrusion of radius [mm] | 13±0.2                               |

### 3.3 測定方法

切削実験後の試験片について、長さ測定・粗さ測定をおこなった。以下に詳細を示す。

#### 3.3.1 切削誤差

切削誤差はマイクロメータを用いて、実験装置から外すことなく、前段階加工終了後と本実験終了後の二回の測定をおこなうことにより、フライス盤の切り込み量と実際の切り込み量の違いを考察した。切削誤差の導出法を式 (3.25) に、簡略図を図 3.10 に示す。

測定点が常に一定の位置になるよう、図 3.11 に示す治具を作製することにより、実験の精度を高めることにしている。使用方法を以下に説明する。

治具の中心には穴が開いており、マイクロメータの測定部を通すことによりマイクロメータの位置が常に一定になるようにしている。また、治具の一端がマシンバイスのに接触させることにより治具の位置が一定になるようにした。

$$\text{切削誤差} = \text{半径方向切り込み量} - (\text{測定値1} - \text{測定値2}) \quad (3.25)$$



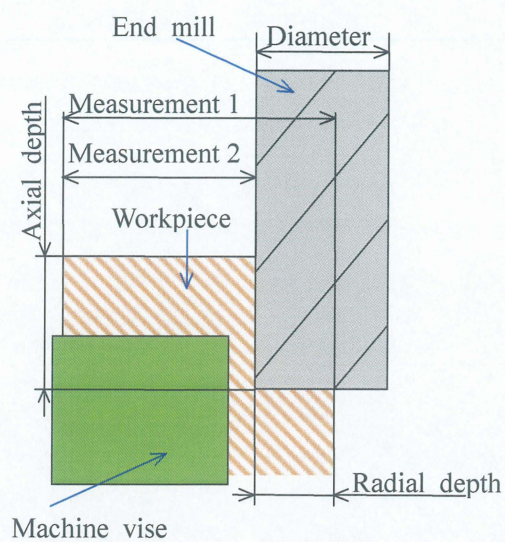


Fig.3.10 Model of measurement method



(a) Jig



(b) Usage

Fig3.11 Jig for measurement point



### 3.3.2 表面粗さ

図 3.11 に表面粗さ測定器（オザワ科学株式会社製，SV-524）を示す。



Fig.3.12 Roughness gauge

以下に測定位置の概要を示す。

まず軸方向に測定する場合である。被削材の中心と中心から左右にそれぞれ 1mm ごと 8 点の計 17 点の表面粗さを測定する。ただし原点は被削面上端とする。

次に送り方向に測定する場合である。被削面の下端から 1mm 上から 1mm ごとに被削材の上端 0.3-1.3mm になるまでの表面粗さを測定する。

### 3.4 結果及び考察

#### 3.4.1 切削誤差

実験結果の考察では，工具のたわみ量とは別に機械精度（工具のカッターマークが及ぼす影響）による粗さを考える必要がある．そこで表面粗さの式は以下のように示される<sup>11)</sup>．

$$h = \frac{D}{4} \left[ \frac{\pi f}{\pi D \pm Nf} \right]^2 \quad (3.26)$$

ここで，+はアップカットを-はダウンカットを示す．

エンドミルが VC4JC の場合カッターマークが及ぼす粗さは  $h=1.58 \times 10^{-6} \text{mm}$ ，VCMD の場合は  $h=7.04 \times 10^{-7} \text{mm}$  となり，切削誤差に対して十分に小さいためカッターマークによる粗さは無視できる．

図 3.13 がエンドミル VC4JC の実験結果と理論値との比較である。図中の実線がエンドミル一回転あたりの理論値の最大工具たわみ量，破線が理論値の最小工具たわみ量，一点鎖線が軸方向臨界接触長さである。測定値は概ね実線と破線の中に収まっており，計算結果は実際に沿っていると考えられる。

軸方向接触長さが軸方向臨界接触長さを超えると，誤差が大きく安定するようになる。その要因として挙げられるのが，切削形態が断続切削から連続切削へと移行し，工具の逃げが解消される瞬間がなくなったためだと考えられる。

また，エンドミルの回転による切削面積変動がなく，工具のぶれが非常に小さい場合は，軸方向臨界接触長さを超えてしまったとしても精度誤差が小さくなると報告されている。切削面積変動がない条件は式 (3.27) の実数倍であるときである<sup>1)</sup>。

$$L = \frac{\pi D}{N \tan \lambda} \quad (3.27)$$

エンドミルが VC4JC の場合  $L=27.21\text{mm}$  となり，エンドミルの回転による切削面積なくなるあたりの軸方向接触長さで精度誤差が小さくなっていることが分かる。また，切削面積変動がなくなると工具の回転速度が高速になった際にびびり振動が発生しにくいことも報告されている<sup>12)</sup>。

つまり，切削誤差を抑制するには断続切削域か，エンドミルの回転による切削面積の変動がない条件で切削をおこなうことが望ましい。



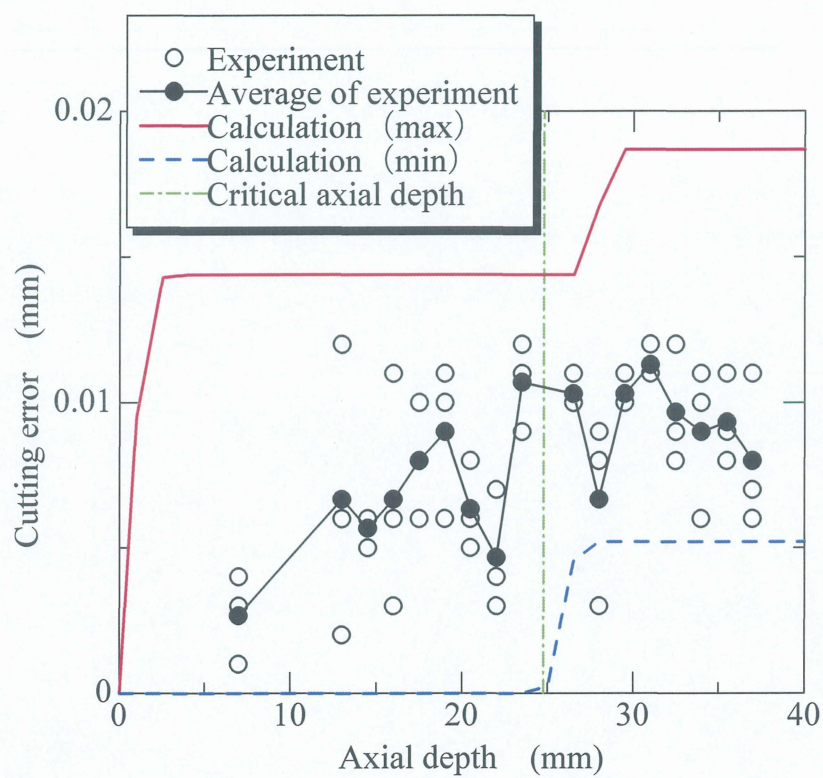


Fig.3-13 Variation of cutting error with axial depth at VC4JC

図 3.14 がエンドミル VCMD の実験結果と理論値との比較である。図中の実線がエンドミル一回転あたりの理論値の最大工具たわみ量，破線が理論値の最小工具たわみ量，一点鎖線が軸方向臨界接触長さである。測定値は概ね実線を少し超えるあたりに集中している。それは工具の使用時間が長く，工具の刃先が摩耗したためだと考えられる。刃先の状態を図に示す。ところどころ刃が欠けているのが見られる。工具摩耗が VC4JC よりも VCMD において精度誤差に影響が出たのは工具リード角が大きいため，工具の寿命が短くなったのだと考えられる<sup>13)</sup>。

傾向は VC4JC と同様に，軸方向接触長さが軸方向臨界接触長さを超えると，誤差が大きく安定するようになる。その原因は，切削形態が断続切削から連続切削へと移行し，工具の逃げが解消される瞬間がなくなることが考えられる。エンドミルの回転による切削面積変動がなくなる軸方向接触長さは，エンドミルが VCMD の場合  $L=10.47\text{mm}$  となり，切削面積変動がなくなるあたりの軸方向接触長さで精度誤差が小さくなっていることが分かる。つまり，切削誤差を抑制するには断続切削域か，エンドミルの回転による切削面積の変動がない条件で切削をおこなうことが望ましい。

また，リード角を大きくすると切削誤差を小さくすることが可能である。ただし，軸方向臨界接触長さが短くなるため軸方向接触長さには注意を払う必要が出てくる。



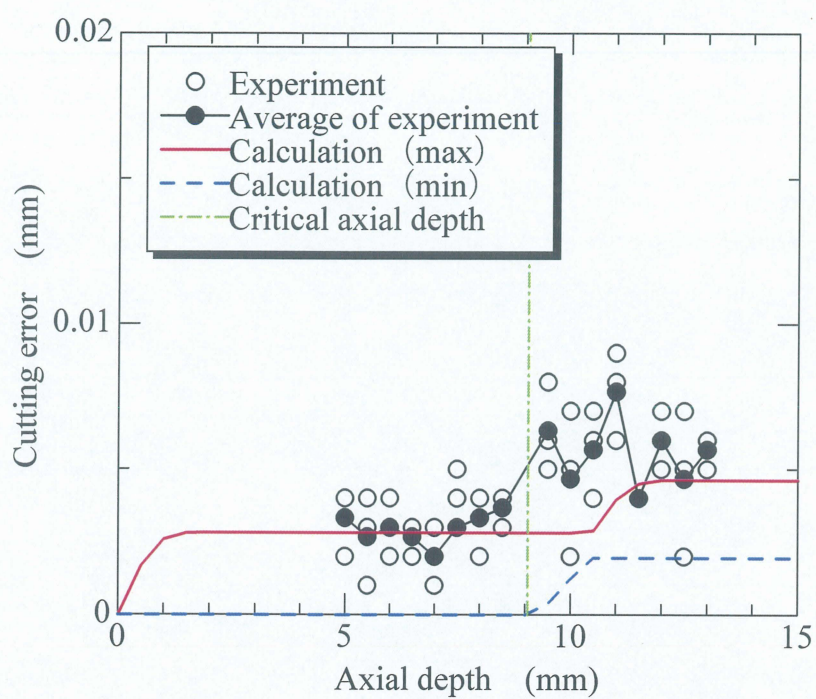


Fig.3-14 Variation of cutting error with axial depth at VCMD

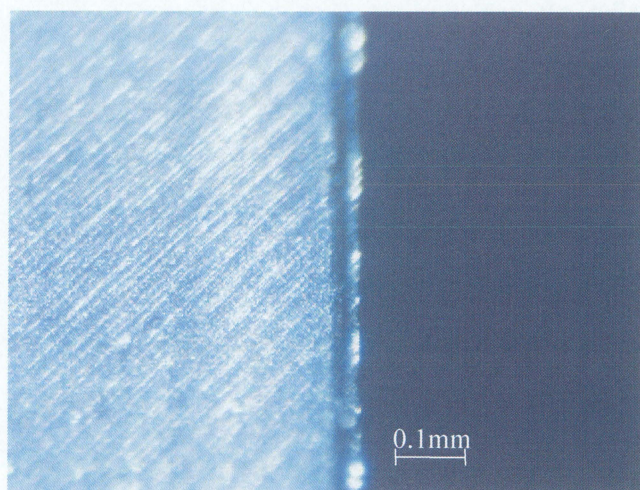


Fig.3-15 Microscopic structure of VCMD



### 3.4.2 表面粗さ

図 3.16～3.19 が軸方向に粗さ測定をおこなった表面位置変動の結果である。ただし、測定面が端面に対し完全な垂直でなかったため、測定結果が水平になるように角度の調整をおこなった後に、全てのデータを最小二乗近似することにより、平面を擬似的に表している。また、実際には被削材の幅 1mm ごとにデータを測定したが、ガラスを見やすくするため 2mm ごとにしか載せていない。

まずアップカットの場合、切削面積が一定となる軸方向接触長さが 27.21mm の場合よりも、エンドミルの回転による切削面積の変動が大きい軸方向接触長さ 13.60mm の場合の方が表面形状がより滑らかであることが分かる。このことはアップカットの特徴である“表面をこすることにより表面が滑らかになる”ことが関係していると考えられる<sup>14)</sup>。軸方向接触長さが 27.21mm の場合は切削形態が連続切削であるため、被削材との接触点が必ず他にも存在するため、表面形状が粗くなったのだと考えられる。また、“びびり振動が起こりやすい”という特徴もあり、急激に表面位置が突出する原因となっていると考えられる。

ダウンカットの場合、特徴は“初期の切り込み量が大きくなり、切削抵抗が大きくなる”という点にある。そのため、表面形状は軸方向接触長さによりあまり変化しなかったと考えられる。ただし、切削抵抗が大きくなる際に工具たわみ量も同様に大きくなるため、表面形状はアップカットの場合よりも、粗くなっている。また、“びびり振動が起こりにくい”という特徴もあり、アップカットに比べ、表面位置が急激に突出することは少ない。

最後に、全ての条件において被削材の下端部で表面の位置が低くなっている。そのことは、切削の状態が段削りであるため、エンドミルの底面と被削材とが接触することになり、エンドミルの逃げを抑制していると考えられる。

つまり、表面粗さを小さくするには断続切削域で切削をおこなうことが望ましい。

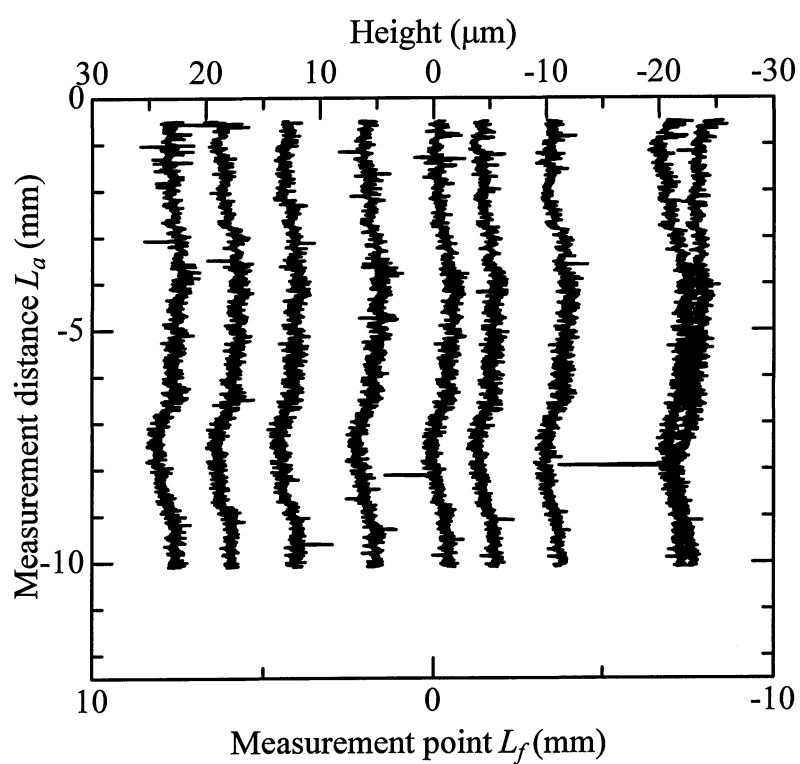


Fig.3.16 Variation of height with measurement distance ( $a_a=13.60\text{mm}$ , Up milling)

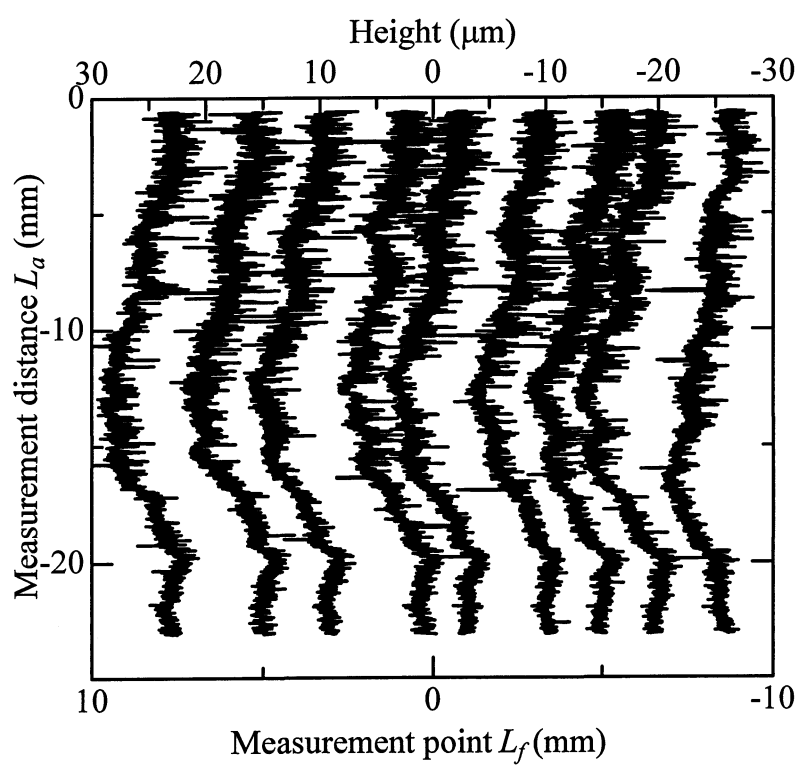


Fig.3.17 Variation of height with measurement distance ( $a_a=27.21\text{mm}$ , Up milling)



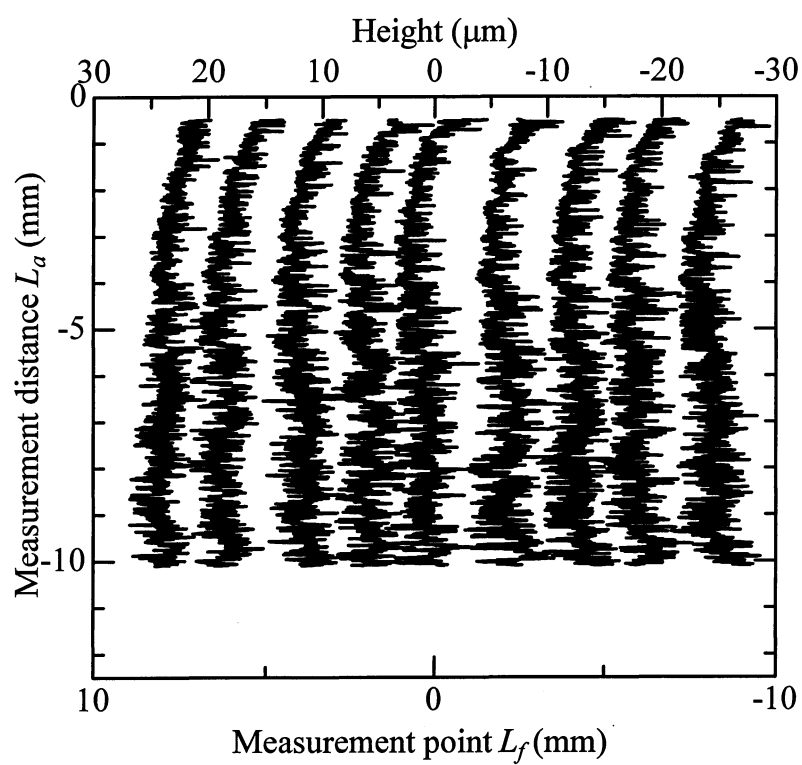


Fig.3.18 Variation of height with measurement distance ( $a_a=13.60\text{mm}$ , Down milling)

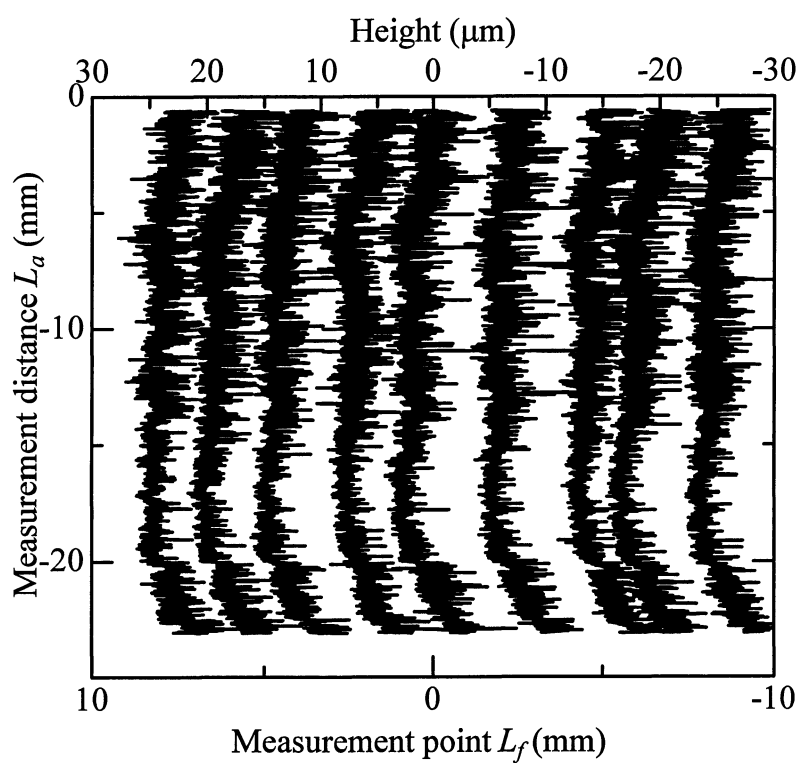


Fig.3.19 Variation of height with measurement distance ( $a_a=27.21\text{mm}$ , Down milling)

図 3.20, 図 3.21 が送り方向に粗さ測定をおこなった表面粗さ (Ra) の結果である。ただし, 表面位置変動曲線とは異なり, 角度の調整をおこなったのみであり, 最小二乗近似はおこなっていない。

基本的に軸方向切り込み量が増加するに従い, 表面粗さは悪化する傾向にある。ただし, エンドミルの回転による切削面積変動がなくなる軸方向接触長さが 27.21mm の場合は表面粗さが小さく滑らかであることが分かる。それは, 切削面積変動がないため, 工具のブレが最小限に抑制されていると考えている。また, 全体を通して, 被削材面の真ん中あたりが最も粗く, 下端部が最も滑らかになっている。このことは, 下端部で表面の位置が低くなっているのと同様に, エンドミルの底面との接触によりエンドミルの逃げを抑制しているため, より正確な切り込みの切削がおこなわれていると考えられる。つまり, 表面粗さを小さくするには断続切削域か, エンドミルの回転による切削面積の変動がない条件で切削をおこなうことが望ましい。

図 3.22 送り方向に粗さ測定をおこなった表面粗さ (Ra) のアップカットとダウンカットとの比較である。同じ軸方向切り込み量では, アップカットの方が滑らかである。



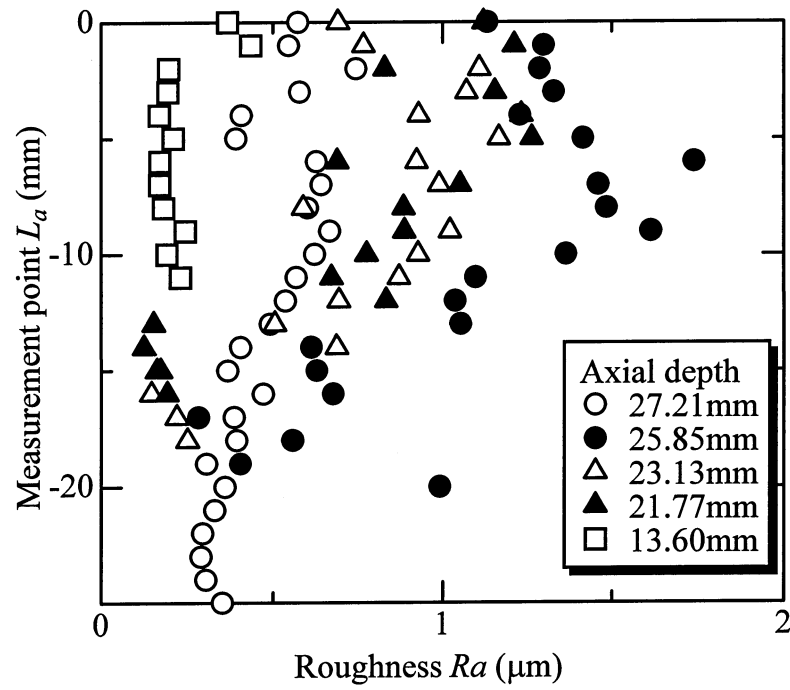


Fig.3.20 Variation of roughness with measurement point at direction of axial (Up milling)

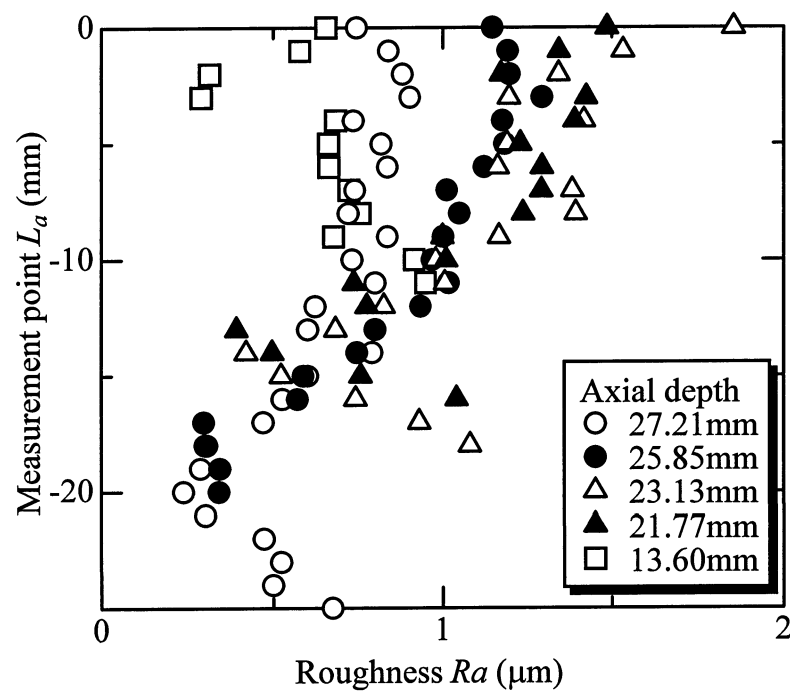


Fig.3.21 Variation of roughness with measurement point at direction of axial (Down milling)

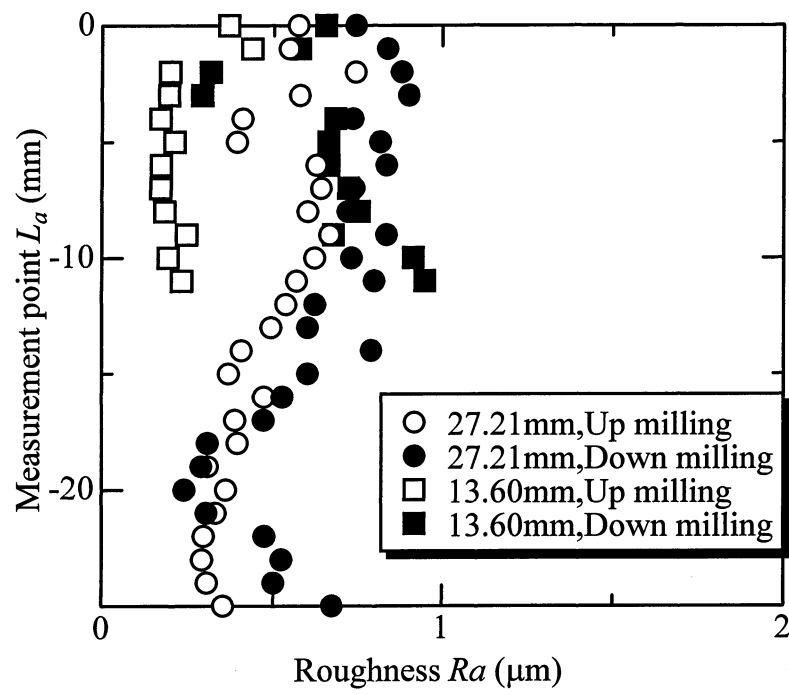


Fig.3.22 Variation of roughness with measurement point at direction of axial

図 3.23, 図 3.24 が軸方向に粗さ測定をおこなった表面粗さ (Ra) の結果である。こちら  
も、送り方向と同様に角度の調整をおこなったのみであり、最小二乗近似はおこなってい  
ない。

送り方向同様に軸方向切り込み量が増加するに従い表面が粗くなり、切削面積が一定に  
なると滑らかになる傾向が存在する。しかし、軸方向の場合とは異なり、測定点を左右に  
ずらしても表面粗さは変動しない。つまり、切削距離が長くなり、刃の状態が劣化しない  
限り、送り方向の切削距離は表面粗さに関係しないことが分かる。つまり、表面粗さを小  
さくするには断続切削域か、エンドミルの回転による切削面積の変動がない条件で切削を  
おこなうことが望ましい。

図 3.25 は軸方向に粗さ測定をおこなった表面粗さ (Ra) のアップカットとダウンカット  
との比較である。送り方向と同様に、同じ軸方向切り込み量では、アップカットの方が滑  
らかである。



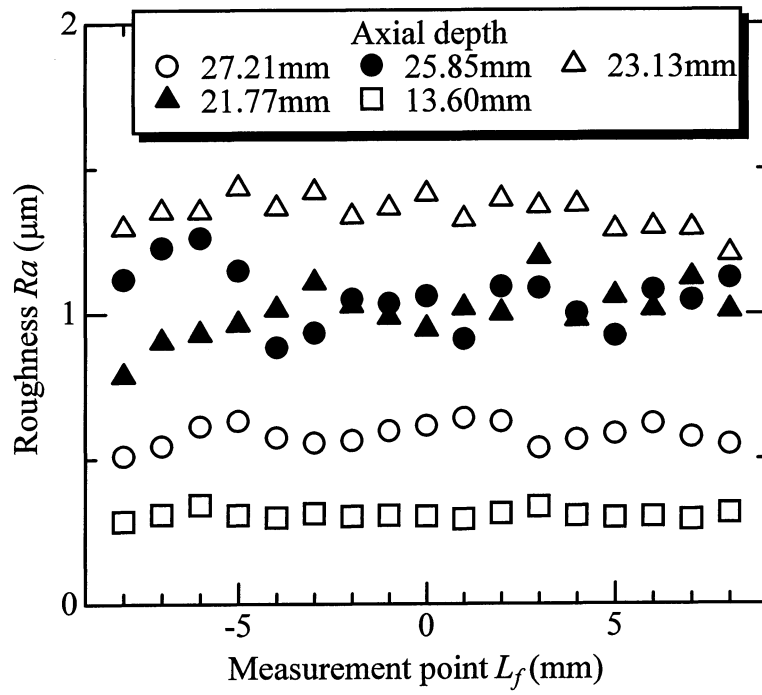


Fig.3.23 Variation of roughness with measurement point at direction of feed (Up milling)

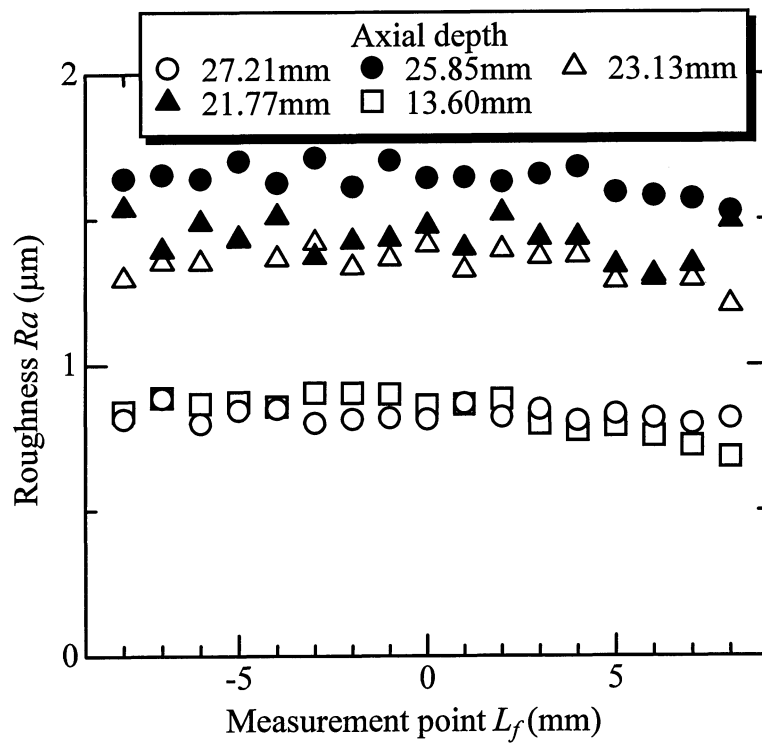


Fig.3.24 Variation of roughness with measurement point at direction of feed (Down milling)

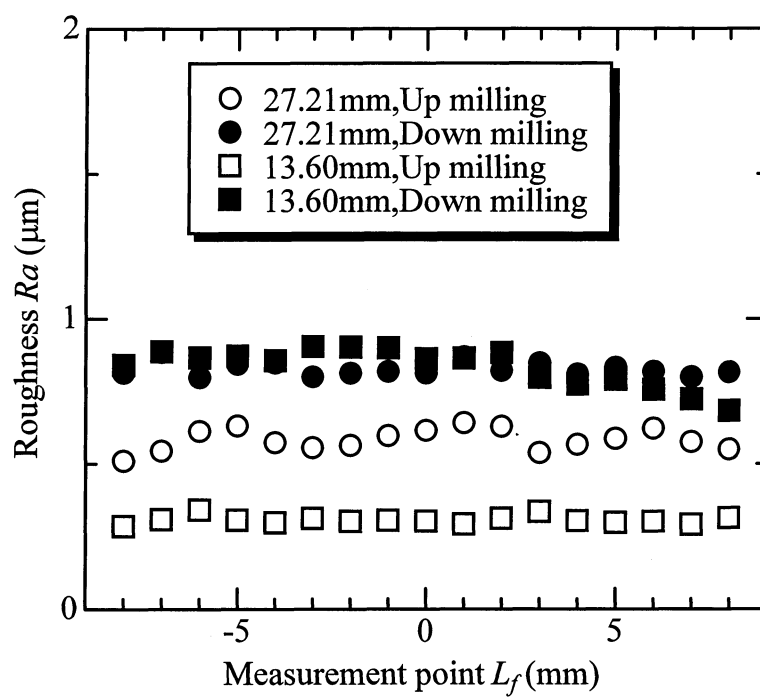


Fig.3.25 Variation of roughness with measurement point at direction of feed

## 第4章 結言

実験を通して得られた結果を以下に示す. なお実験条件は主軸回転数 600rpm, 半径方向切り込み量 0.1mm, 送り 27mm/min (S50C), 37mm/min (S45C) と一定のもと被削材角度および接触長さを変化させ, 実験を行った.

- 1) 異なるリード角のエンドミル, またアップカット・ダウンカットに関らず, 作用角  $\alpha$  により損傷率  $S$  にまとめることが可能である.
- 2) 作用角  $\alpha$  を小さく (負の方向に大きく) することにより, カド部の損傷率  $S$  を抑制することが可能である.
- 3) 理論的に導出した工具たわみ量は実験値と同様の傾向を示し, 理論的に導出した工具たわみ量は現実に沿っていると考えられる.
- 4) 軸方向臨界接触長さを境に寸法精度が悪化する傾向にあり, 断続切削と連続切削での寸法精度の違いを表せた.
- 5) 切削面積変動が存在しない場合, 断続切削であっても寸法精度誤差及び表面粗さを抑制することが可能である. また, アップカット及びダウンカットにおける表面粗さを比較すると, アップカットの方が表面粗さを小さくすることが分かった.



## 参考文献

- 1) Sang-Kyu Lee, Sung-Lim Ko, "Improvement of the accuracy in the machining of a deep shoulder cut by end milling", Journal of Materials Processing Technology Volume 111 Issues 1-3 (2001), pp.244-249
- 2) 奥田 孝一, "切削加工におけるバリの生成メカニズムと抑制法", 機械技術 第 58 卷 第 13 号 (2010), pp.22-25
- 3) 岩田 一明, 上田 完次, 奥田 孝一, "走査型電子顕微鏡直接観察によるバリ生成機構の解析", 精密機械 第 48 卷 第 4 号 (1982), pp.510-515
- 4) 三菱マテリアル株式会社, "MITSUBISHI ミーリング工具 穴あけ工具 2004-2006", 三菱マテリアル株式会社 (2004), pp.B52,B79
- 5) 日本工業標準調査会, "JIS G4051 機械構造用炭素鋼", 日本工業標準調査会 (1965), pp.2-3
- 6) 藤井 義也, 岩部 洋育, "ねじれ刃エンドミルの断面形状と曲げ剛性", 精密機械 第 49 卷 第 6 号 (1983), pp.735-740
- 7) 今泉 英明, "切削工具のきそ=エンドミル編=—第 4 回 エンドミル加工(その 3)—", 機械技術 第 58 卷 第 12 号 (2010), pp.78-84
- 8) Yann Landon, Ste'phane Segonds, Pierre Lascoumes, Pierre Lagarrigue, "Tool positioning error (TPE) characterization in milling", International Journal of Machine Tools and Manufacture Volume 44 (2004), pp.457-464
- 9) 森田 昇, 吉田 嘉太郎, 岸岡 成泰, 武藤 学, 上野 磁, "高硬度材の高速エンドミル加工に関する研究(第 2 報, 工具ねじれ角が切削抵抗および工具摩耗に及ぼす影響)", 日本機械学会論文集 (C 編) 第 63 卷 第 616 号 (1997), pp.4354-4358
- 10) Brian P. Mann, Ben T. Edes, Sam J. Easley, Keith A. Young, Kong Ma, "Chatter vibration and surface location error prediction for helical end mills", International Journal of Machine Tools and Manufacture Volume 48 Issues 3-4 (2008), pp.350-361
- 11) 編集 R.E.ハウ, 監訳 竹山 秀彦, "難削材の加工技術—宇宙材料と一般材料の被削性と生産性—", 工業調査会 (1972), pp.48-53

- 12) M.Zatarain, J.Munoa, G.Peigne, T.Insperger, "Analysis of the Influence of Mill Helix Angle on Chatter Stability", CIRP Annals - Manufacturing Technology Volume 55 Issue 1 (2006), pp.365-368
- 13) 芦 毅, 竹内 芳美, 高橋 一郎, 安斎 正博, 加藤 究, "高速ミーリング用ボールエンドミルの創成とその切削特性—異なるねじれ角・すくい角をもつボールエンドミルの実験的・幾何的評価—", 精密工学会誌 第 69 卷 第 4 号 (2003), pp.530-535
- 14) "アップカット／ダウンカット", [http://www.nttd-es.co.jp/e-trainer/nc/nc\\_upcut.htm](http://www.nttd-es.co.jp/e-trainer/nc/nc_upcut.htm)

## 謝辞

本研究を遂行するにあたり，終始懇切丁寧なご指導を賜りました 牧 清二郎 教授に深く感謝いたします。また，論文作成にあたり御査読いただきました 牧 清二郎 教授，鈴木 実平 教授，中西 栄徳 助教に深く感謝いたします。

さらに，実験を遂行するにあたり，多大なる御協力を頂きました中西 栄徳 助教，中川 浩希 技術専門職員，集積加工システム研究室諸氏に厚く御礼申し上げます。

最後に，幾多の御協力を頂きながら，ここに御氏名を掲載できなかった方々に対し，その失礼を御詫びするとともに，謹んで御礼申し上げます。