

超精密ラスター切削加工における仕上げ面粗さ限界

Minimum Limit of Surface Roughness in Ultra-Precision Raster Flycutting

本田 索郎* 山口 勝己* 足立 和俊*
Sakuro Honda Katsumi Yamaguchi Kazutoshi Adachi

(2009年6月19日 受理)

This paper specifically addresses the critical limit of surface roughness induced by a raster flycutting. Results of plane cutting experiments of oxygen-free copper using various feed rates show that the minimum value of surface roughness is about 12 nm (Rz). According to geometrical analyses of cutter marks formed on the finished surface, the minimum roughness is determined by the fluctuation in the depth of cut during cutting. To determine the dominant effect on fluctuation in depth of cut, measurements were conducted of vibration property of tool spindle, cutting force, and non-repeatable run-out (NRRO) of the tool spindle. The measurement results are as follows: (1) The resonance frequency of the tool spindle is much higher than the frequency of tool rotation in cutting. Consequently, the tool spindle does not resonate. (2) The cutting tool's radial displacement attributable to the cutting force is less than 4 nm, which is much less than the minimum roughness. (3) The tool spindle NRRO in the radial direction is about 10 nm, which constitutes most of the minimum roughness (12 nm).

Key words: ultra-precision cutting, raster flycutting, surface roughness, cutter mark, fluctuation in depth of cut, NRRO

1. はじめに

近年、OA 機器や情報通信機器の性能向上に伴い、それらに内蔵される光学部品には自由曲面形状が要求されるようになってきている。ラスター切削加工は、単結晶ダイヤモンド製の単刃回転工具で加工面上を走査して行くことで自由曲面形状を創製する加工法¹⁾であり、高精度・高能率な加工が可能である。

自由曲面光学部品には、高い形状精度と小さな仕上げ面粗さが要求されるが、このうち形状精度に関しては、ラスター切削によってほぼ所要の精度を達成できるようになっている。しかし仕上げ面粗さに関してはまだ不十分であり、そのため多くの場合、最終仕上げとして手間と時間を要するポリシング工程が不可欠となっている。

ラスター切削によって十分に小さな仕上げ面粗さを

達成できるようになれば、ポリシング工程を省き、切削加工のみによる自由曲面光学部品の製造が可能となり、生産効率を大幅に向上させることができる。そのためには、まずラスター切削による仕上げ面粗さの最小限界値を明らかにし、その決定要因をつきとめる必要がある。

本報では、まずラスター切削時の理論粗さを定式化した後、無酸素銅の平面加工実験による結果と比較することで、ラスター切削の仕上げ面粗さの最小限界を明らかにした。その上で、仕上げ面の切削痕形状の幾何学的解析、切削力の解析、工具スピンドルの振動特性と回転振れ量の測定を行い、粗さの最小限界を決定する要因を明らかにした。

2. ラスター切削加工の概要と理論粗さ

ラスター切削加工の模式図を Fig. 1 に示す。単結晶ダイヤモンドの回転工具を用いて、被削材の移動軸(X

* 機械金属部 加工成形系

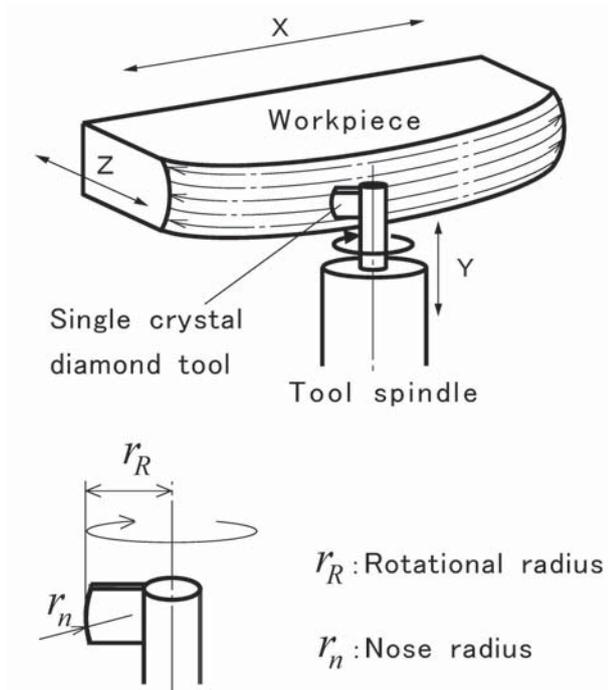


Fig. 1 Schematic view of raster flycutting.

軸)と工具の切り込みを行うZ軸の同時2軸制御により、ある1ラインを切削加工する。次にY軸スライドにより工具を高さ方向に一定量だけ移動し、再びX・Zの同時2軸制御により新たなラインを加工し、これを多数回繰り返すことにより自由曲面形状を創製する。工具の走査経路がテレビ画面における電子線の走査経路(ラスター走査)に似ているため、ラスター切削加工と呼ばれている。

このとき、曲面上にはFig. 2の鳥瞰図に示すような矩形のくぼみの配列から成る切削痕(カッターマーク)が形成される。加工機に運動誤差等がなく理想的な加工が行われた場合、理論粗さはこの切削痕の深さで与えられる。平面のラスター切削加工を想定し、工具の回転半径とノーズ半径をそれぞれ r_R 、 r_n とし、X方向の工具1回転あたりの送りピッチを f_x 、Y方向の送りピッチを f_y とすると、X方向の理論粗さ R_{thx} 、Y方向の理論粗さ R_{thy} は、それぞれ以下の式で求められる。

$$R_{thx} = \frac{f_x^2}{8 \left(r_R \pm \frac{f_x}{\pi} \right)} \quad (1)$$

(+ : Up cut, - : Down cut)

$$R_{thy} = \frac{f_y^2}{8r_n} \quad (2)$$

これらの式によると、送りピッチを小さくすることで理論粗さは限りなく小さくなるが、実際の粗さはど

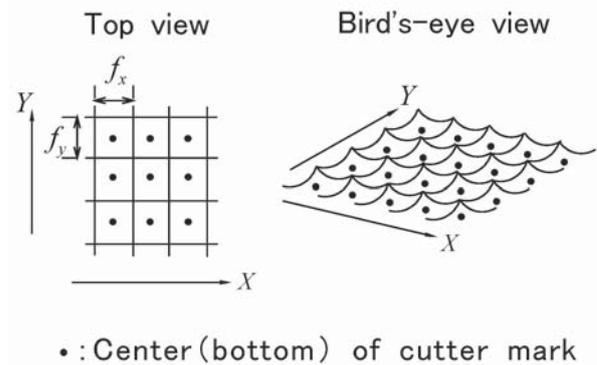


Fig. 2 Schematic view of cutter marks formed on finished surface by raster flycutting.

こかに最小限界値があると考えられる。次章では、平面のラスター切削実験によって限界値を検証する。

3. 仕上げ面粗さの最小限界

3.1 実験方法

ラスター切削実験は無酸素銅の平面加工を行った。加工機は豊田工機(株)(現(株)ジェイテクト)製AHN60-3Dを用い、実験条件はTable 1の通りである。工具の送りピッチはX方向とY方向で等しく($f_x = f_y$)、大きさを六通りに変えて仕上げ面粗さの違いを評価した。

仕上げ面粗さは、測定面から一定の評価長さを抜き取り、その区間内の最大高さRzや算術平均粗さRaで評価するのが一般的である。しかし、RzやRaの値は評価長さの大小に依存し、また同一の評価長さ内の断面曲線であっても、工具と工作物との干渉回数が違う場合や、加工時間の長短により環境が変化し運動誤差(特にY方向)が生じる場合^{2,3)}など、仕上げ面生成に関し条件の異なる履歴が含まれる。これらの問題を避けるため、本研究では工具と工作物との1回の干渉により生成される切削痕の深さを評価対象とし、その最小限界値を仕上げ面粗さ(Rz)の最小限界値とみなした。切削痕深さの測定には白色干渉型三次元表面解析装置(Zygo社製New View 100)を用いた。

Table 1 Experimental conditions.

Form of cutting tool	Nose radius (r_n): 5 mm Rotational radius (r_R): 5 mm
Spindle speed	5000 min ⁻¹
Depth of cut	5 μm
Feed rate ($f_x = f_y$)	10, 14, 20, 28, 40, 48 μm
Cutting direction	Up cut, Down cut

3.2 実験結果

Fig. 3は、送り条件の異なる仕上げ面から、それぞれ20個の切削痕を任意に選び出し、それらの深さの平均値をプロットしたものである。破線は式(1),(2)より求めた理論粗さ(理論深さ)である。

Fig. 3(a)では、アップカット、ダウンカットいずれにおいても、X方向の切削痕深さは送りピッチの減少に伴って減少し、送りピッチが20 μm 程度まではほぼ理論深さに近い値を示している。しかし、20 μm 以下の送りでは深さは理論値からはずれ、アップカットでは送りピッチ14 μm で約14nmの最小限界値に達した後わずかに増加に転じている。ダウンカットにおける最小限界値はアップカットより若干小さく、約12nmである。またFig. 3(b)より、Y方向の切削痕深さに関してもX方向と同様の傾向が認められ、最小限界値はこちらもアップカットで約14nm、ダウンカットで約12nmとなっている。

3.3 切り込み変動による切削痕形状の変化

送りピッチが約20 μm を境に実測深さが理論値から外れて行くことから、送りピッチが20 μm より大きな場合(28 μm)と小さな場合(10 μm)のアップカットの仕上げ面を観察した。その結果をFig. 4(a),(b)に示す。同図の□印は理論上の切削痕である。送りピッチが大きなFig. 4(a)では、ほぼ理論通りの大きさの正方形切削痕が規則正しく並んでいるのに対して、送りピッチが小さなFig. 4(b)では大きさが不揃いで円形に近い切削痕が不規則に並んだ状態である。

切削痕の大小の存在に注目し、切削痕幅を調査した。Fig. 5はアップカット面の切削痕(Fig. 3の深さ測定の時と同一のもの)の幅を測定した結果で、それらの平均値(●印)、および最大値と最小値をプロットしている。ただし、縦軸は理論上の切削痕幅(=送りピッチ)に対する測定値の比をとっている。Fig. 5より切削痕幅の平均値は、送りピッチが20 μm 以上の場合にはほぼ理論値に等しいものの、20 μm より小さな送りでは理論値をかなり上回っている。

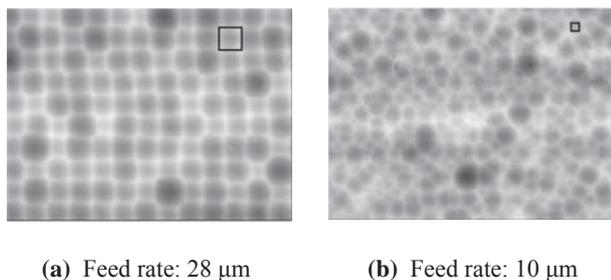


Fig. 4 Micrographs of finished surfaces in up-cutting. (Square: theoretical shape of cutter mark.)

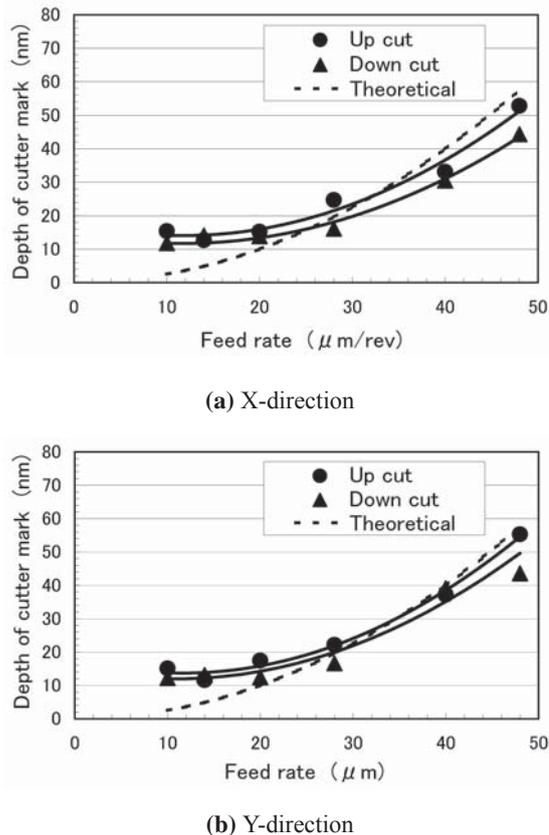


Fig. 3 Relationship between depth of cutter mark and feed rate.

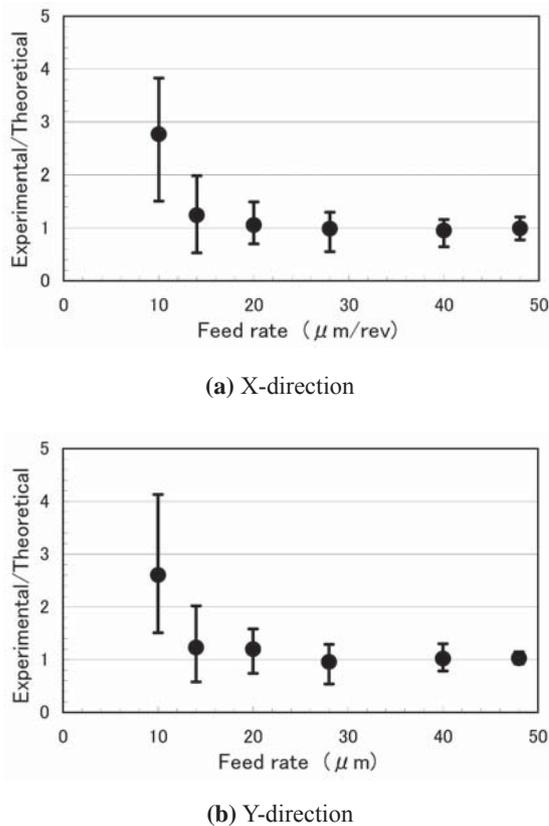


Fig. 5 Relationship between width of cutter mark and feed rate.

Fig. 4 や Fig. 5 のような現象は、以下の幾何学的考察によって、工具切込み深さの変動が原因であることが分かる。Fig. 6 は理想的な仕上げ面と切込み変動が存在する場合の仕上げ面について、切削痕形状を比較した模式図である。図中の黒丸は各切削痕の中心を、 f は送りピッチを、 R_{th} は理論粗さを示す。

O の位置での切込みが周囲に比べて δ ($\delta_1 \sim \delta_3$) だけ深かった場合、そこでの切削痕は δ の大きさに従って図の①～③のように変化する。 δ が δ_2 や δ_3 の場合、本来 O の両隣に形成されるべき切削痕が最終的な仕上げ面に残らなくなる。以下、これを切込み変動による『切削痕の消失』と呼ぶ。 Fig. 6 より明らかなように、切削痕幅が送りピッチの3倍を超えると(②の場合)、『切削痕の消失』が起きている可能性がある。また、このときの切削痕の形状は、Fig. 6 の平面図のように、

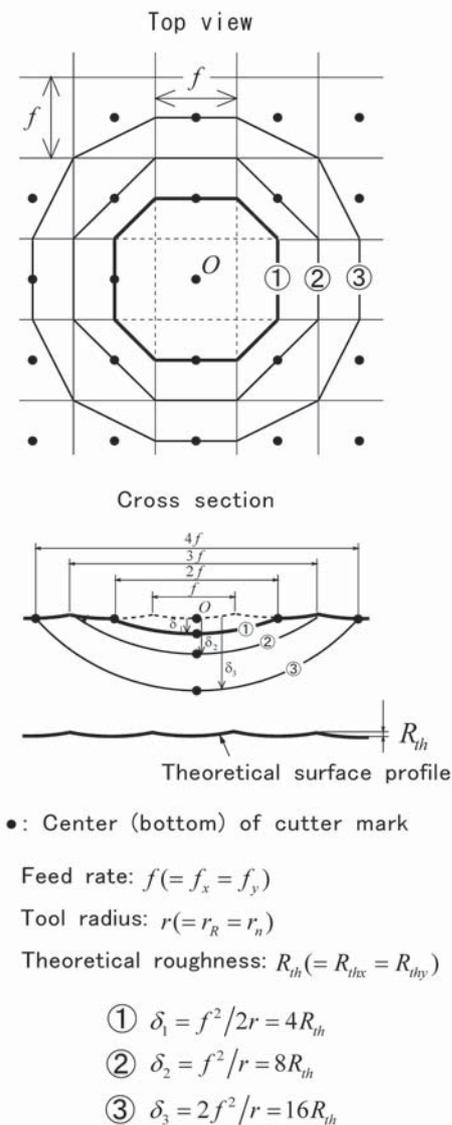


Fig. 6 Schematic showing the depth and width of cutter mark in varying depth of cut.

本来の正方形から多角形を経て円形へと変化する。

Fig. 5 において、送りピッチ $10 \mu\text{m}$ では切削痕幅は最大で送りピッチの約4倍、平均でも約3倍の大きさとなっている。つまり、送りピッチ $10 \mu\text{m}$ の加工では『切削痕の消失』が生じており、卓越した大きさの切削痕のみが仕上げ面に残り、送りピッチ $14 \mu\text{m}$ の場合より切削痕深さが大きくなった (Fig. 3 の結果に対応) と考えられる。

4. 切り込み変動の発生原因

ラスタ切削における切り込み変動の発生原因としては、工具スピンドルの共振、切削力の変動による工具の変位、工具スピンドルの回転振れ等が考えられる。そこで、これらの影響の程度を実験的に調査した。

4.1 工具スピンドルの共振

ハンマリング試験により、工具スピンドルの半径方向の振動特性を計測した。 Fig. 7 は伝達関数の測定結果であり、363 Hz に共振点が認められる。これは切削加工時の工具回転周波数 $83.3 \text{ Hz} (= 5000 \text{ min}^{-1})$ の4.4倍と十分大きく、また整数倍にもなっていないため、加工時にスピンドルが共振を起こすことはなかったと思われる。

また伝達関数曲線より、切削力の変動に伴う工具の変位量を求める計算式が得られる。すなわち、工具の回転周波数 83.3 Hz におけるスピンドルの動的コンプライアンスは Fig. 7 より 190 nm/N なので、切削力の切込み方向成分、すなわち背分力が ΔF_t [N] 変動した時の、工具の変位量 ΔZ_t [nm] は次式で求められる。

$$\Delta Z_t = 190 \Delta F_t \tag{3}$$

また、Fig. 8 は 18.85 N の力で加振した時のスピンドルの振動波形であり、このグラフからスピンドルの減衰能を求めることで、断続切削の衝撃力によるスピンドルの振動が工具1回転後 (5000 min^{-1} では 0.012 秒)

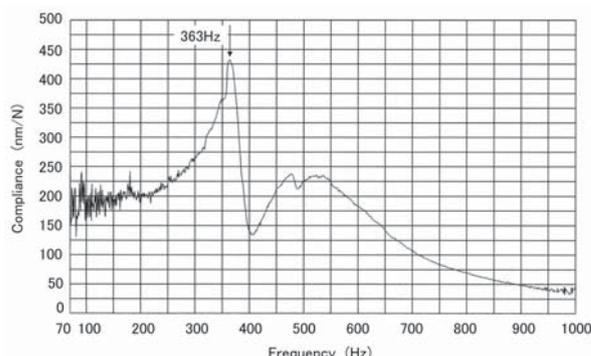


Fig. 7 Transfer function of tool spindle.

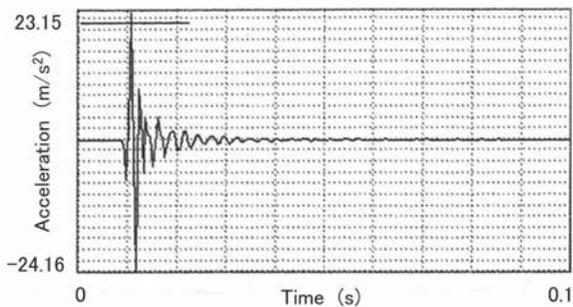


Fig. 8 Impulse response of tool spindle.

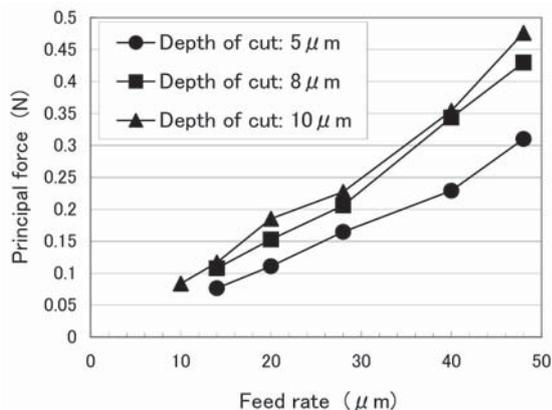
後)にどれだけ残存しているかを知ることが出来る。減衰能を計算した結果、残存振動の全振幅 ΔZ_2 [nm]は、背分力 F_t [N] と以下の関係にあることがわかった。

$$\Delta Z_2 = 18.9F_t \tag{4}$$

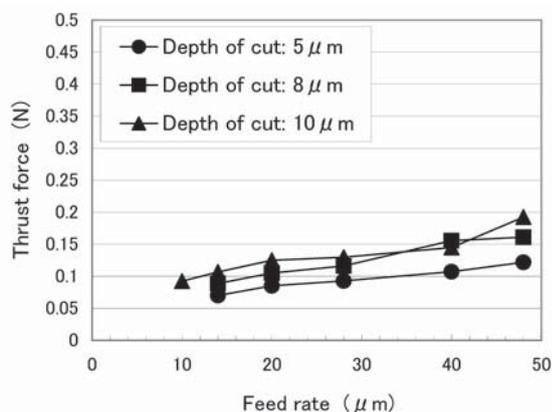
(3), (4) 式より、背分力が分かれば加工時の工具の変位量を求めることができる。

4.2 切削力の変動による工具の変位

水晶圧電型の超精密切削動力計 (KISTLER 社製 9256A1) を用いて、無酸素銅の平面ワークをラスター



(a) Principal force



(b) Thrust force

Fig. 9 Relationship between cutting force and feed rate.

切削した時の切削力を測定した。切込みは 5, 8, 10 μm の三通り、送りピッチは Table 1 と同条件とした。工具回転数に関しては、Table 1 と同条件の 5000 min^{-1} では 1 回の工具とワークの干渉による切削現象が周波数換算で 5.5 kHz となり、動力計の固有振動数 (約 5 kHz) を越えてしまうため 1500 min^{-1} に設定した。この場合、1 回の切削現象は周波数換算で 1.6 kHz であり、動力計の固有振動数の 1/3 以下である。

各条件について工具 20 回転分の切削力データを取得し、それらの平均値をその条件における切削力とした。Fig. 9 に主分力と背分力 (それぞれ Fig. 1 の X 方向, Z 方向の力) の測定結果を示す。いずれも送りピッチの減少とともに減少している。仕上げ面粗さが限界値に達する切込み 5 μm , 送りピッチ 14 μm の場合の背分力は 0.07 N であり、(4) 式より、 ΔZ_2 は 1.3 nm と求まる。

また工具 1 回転ごとの背分力の変動を 20 回転分平均化することで、背分力の平均変動量を求めたところ、切込み 5 μm , 送りピッチ 14 μm での ΔFt は 0.013 N であった。よって (3) 式より、 ΔZ_1 は 2.5 nm となる。

ΔZ_1 と ΔZ_2 を加えても 4 nm 未満であり、仕上げ面粗さの限界値に比べて小さな値である。したがって、切削力に起因する切込み変動が仕上げ面性状に与える影響は小さいと考えられる。

4.3 工具スピンドルの回転振れ

Fig. 10 のように、突起を有するアルミニウム合金製の測定用治具をスピンドルに取付け、1 回転ごとの突起端面の変位を静電容量型変位計で測ることにより、スピンドル 1 回転ごとの回転振れ (いわゆる NRRO: Non-Repeatable Run-Out) を測定した。

スピンドル 1 回転ごとの変位量を 20 回転分平均化することで、平均回転振れ量を求めた。2500, 5000, 6500 min^{-1} について測定した結果が Fig. 11 である。回

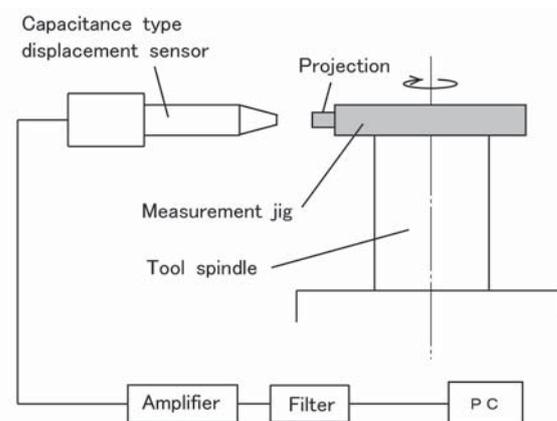


Fig. 10 Measurement system of NRRO.

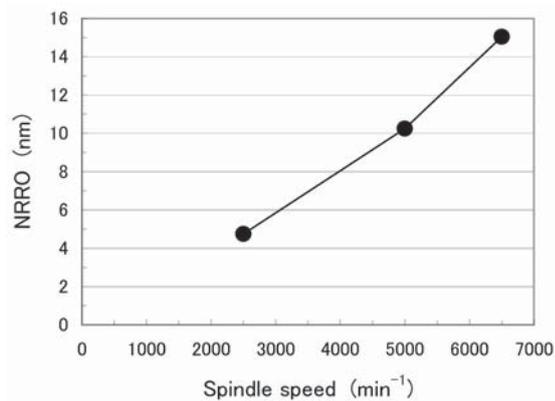


Fig. 11 Relationship between NRRO and spindle speed.

転数の減少にともない、回転振れも減少する。Table 1と同条件の 5000 min⁻¹における平均回転振れ量は 10.3 nm であり、これは仕上げ面粗さ限界値の大部分を占める数値である。

5. まとめ

本研究におけるラスタ切削加工の仕上げ面粗さの最小限界値は、X 方向、Y 方向ともアップカットで約 14 nm、ダウンカットで約 12 nm であった。その限界値を決定する要因は、加工中の工具の切込み深さの変動であり、その大部分は工具スピンドルの回転振れによって発生していることが明らかとなった。

参考文献

- 1) 山口勝己, 村田一夫, 北川清一郎, 大割 寛, 今村公亮, 島田尚一, 井川直哉: 日本機械学会論文集, **C-68** (2002) 308.
- 2) 足立和俊, 山口勝己, 本田索郎, 大川裕蔵, 岩井英樹, 島田尚一: 精密工学会誌, **73** (2007) 455.
- 3) 山口勝己, 船上 誠, 足立和俊, 小栗泰造, 村田一夫, 島田尚一: 日本機械学会論文集, **C-73** (2007) 2167.