

計測融合加工システムを用いた
工具刃先運動の転写率の同定

2009

河野 大輔

目 次

第1章 緒言	1
第2章 計測融合加工システム	4
2.1 緒論	4
2.2 高精度加工	4
2.3 現状の高精密切削加工法の問題点	5
2.3.1 加工形態	5
2.3.2 切込み軸に必要な応答性	5
2.3.3 加工プロセスにおける誤差の低減	7
2.4 計測融合加工システムのコンセプトと必要機能	9
2.5 開発した加工システム	10
2.5.1 刃先運動の推定方法と工作物形状の机上測定法	10
2.5.2 全体構造と送り系	11
2.5.3 計測システムと測定手順	13
2.5.4 微動機構の応答特性	15
2.5.5 オフライン形状測定における測定誤差	17
2.6 結論	21
第3章 運動誤差の補正	22
3.1 緒論	22
3.2 運動誤差のモデル化	22
3.3 モデルの同定と補正アルゴリズム	24
3.4 運動誤差の補正実験	26
3.4.1 運動誤差補正の効果	26
3.4.2 運動誤差補正を用いた加工	30
3.5 角度偏差の影響	33
3.6 結論	35
第4章 マルチボディシミュレーションを用いた高精度加工機の振動解析	37
4.1 緒論	37
4.2 振動解析のための加工機のモデル化	38
4.2.1 マルチボディシミュレーションを用いたモデル化	38
4.2.2 FEMを用いたモデル化	40

4.3	モデルの自由度と解析精度の関係	41
4.4	加工機のモード解析	44
4.5	振動低減のためのコラムの改良	49
4.6	結論	53
第5章	工具刃先運動の転写率の同定	55
5.1	緒論	55
5.2	転写率の定義	56
5.2.1	直接同定法	57
5.2.2	波長成分ごとの同定法	59
5.3	転写率の同定実験	60
5.3.1	運動・形状測定における変位計の感度比	61
5.3.2	実験方法	62
5.3.3	実験結果	63
5.3.3.1	指令振幅を 0.5 μm 以上とした場合	63
5.3.3.2	指令振幅を 0.1 μm とした場合	64
5.3.4	転写率の計算	66
5.4	測定面の傾斜角度が機上測定に与える影響	69
5.4.1	測定誤差の調査	69
5.4.2	同時校正測定法	71
5.5	結論	73
第6章	様々な工具と被削材の組み合わせによる転写率	75
6.1	緒論	75
6.2	実験方法	75
6.3	実験結果	77
6.4	異なる工具と被削材における転写率	82
6.4.1	波長成分ごとの同定法を用いた場合	82
6.4.2	直接同定法を用いた場合	85
6.4.3	2つの同定法による同定結果のまとめ	86
6.5	結論	87
第7章	結言	89
	謝辞	93
	参考文献	94

第 1 章 緒 言

近年、光学製品の精密金型で、サブミクロンオーダーの形状・寸法精度と 10~100 nmRz 程度の表面粗さが必要な部品の需要が高まっている。このような精度レベルの加工を高精密加工と呼ぶことにする。高精密加工では精度だけでなく加工能率も重要である。高精密加工の工作物の代表は、表面に高さ 0.1~10 μm の周期形状を 0.1~1 mm 間隔で持つ微細金型である。周期形状は V 溝, R 溝, 正弦波形状など多岐にわたる。切削加工は多様な 3 次元形状を加工することが可能であり、精度と能率に関しての選択の幅が広い。高精密加工への応用の期待は大きい。切削によって周期形状を加工する方法として、目標加工形状に合わせて工具を成形し加工を行う方法があり、導光板金型の加工などでよく用いられる¹⁾。この方法では、刃先形状が被削材に転写されることになるため、加工形状ごとに専用の工具を用意しなければならない。この問題を解決する方法として、工具を目標加工形状に沿って運動させて形状を創成する加工法がある。この方法では汎用工具を用いて様々な形状を加工できるが、高速に加工を行う場合に数 10~数 100 Hz の高い応答性をもつ切込み制御が必要となる。また、微小な刃先運動の工作物に対する転写量が形状・寸法精度に影響を与えるが、数 10~数 100 Hz のような高速における刃先運動の転写量は明らかではない。

切削加工において、目標形状に対する加工後の工作物形状の誤差は刃先運動の誤差に起因するものと加工現象に起因するものに分類できる。これらの誤差を低減するために、従来は修正加工法と誤差を要因別に低減する方法が用いられてきた。修正加工法では、工作物の誤差を形状測定機で測定し、誤差をキャンセルするように工具経路を修正して再度加工が行われる²⁾³⁾。この方法では形状測定を行う際に工作物着脱による測定誤差が発生する。この問題を解決するためにプローブ走査型の機上測定が研究され^{4)~8)}、測定法や高精度な測定プローブの開発に関する研究がされてきたが^{9)~15)}、機上測定の結果には加工機の運動誤差が含まれるため、運動誤差を測定形状から分離する操作が必要となる。要因別に誤差の低減を図る方法では、超精密加工機と単結晶ダイヤモンド工具を用いる加工法がある。超精密加工機は刃先運動の誤差を 0.1 μm 程度にまで低減でき、単結晶ダイヤモンド工具を用いることで工具刃先運動が工作物に正確に転写される^{16)~18)}。しかし、500 mm/min 程度の低速で加工を行っており、加工能率が低い。これは超精密加工機では高速で送り軸を駆動すると運動誤差がミクロンオーダーとなるためである。

要因別に誤差の低減を図るもう 1 つの方法として、刃先運動の誤差と加工現象に起因する形状創成誤差のモデルを構築し、これらのモデルを組み合わせて誤差の補正を行う方法

がある¹⁹⁾。この方法を用いると、刃先運動と加工現象の再現性があれば加工を高速に行うことができる可能性がある。本研究ではこの方法を用いた高精密切削加工について研究する。

従来、刃先運動の誤差のモデル化・補正に関する研究は多く行われてきた²⁰⁾。加工現象に起因する誤差に関しては、エンドミル加工において、エンドミルの変位と転写形状の関係を1~10 μm レベルで解析した例が報告されている²¹⁾²²⁾。しかし、ミクロン~サブミクロンオーダーの加工において、加工現象に起因する誤差まで考慮した研究は少ない。特に、刃先運動の転写量が重要な誤差要因となるが、この転写量は明らかになっていない²³⁾。これは、刃先運動には指令した運動の他に機械要素の幾何的誤差や振動などに起因する運動誤差が含まれているためである。したがって転写量の調査のためには、加工中の刃先運動と工作物形状を関連付けて測定・比較することができるシステムが必要である。

そこで本研究では、高精密切削加工における刃先運動の転写量を調査する。このために、走査型の機上形状測定とアーティファクトを用いた運動測定を組み合わせた計測融合加工システムを開発する。機上測定の結果に含まれる加工機の運動誤差は、運動測定の結果を用いて測定結果から除去される。本システムを用いて転写量の調査を行うために、以下の3つの課題について研究を行う。

(1) 加工機の運動誤差の補正

運動誤差の補正法として、測定結果から運動誤差を位置の関数としてモデル化し、モデルにもとづいて補正を行う方法がある^{24) 25)}。この方法は静的な運動誤差を補正するものである。しかし、運動誤差の測定値には動的な運動誤差も含まれ、運動が高速かつ高精密となると振動などの動的な誤差が無視できなくなる。従来の方法では両者を分離していないために誤ったモデル化を行い、補正によって運動誤差を逆に増大させる可能性がある。本研究では両者を分離する方法を提案する。

(2) 高応答の切込み運動による振動の低減

高精密切削加工法では、切込み軸に数10~数100 Hzの高応答の運動を必要とする。この周波数帯域は一般的な加工機の構造振動の共振周波数が存在する帯域と同じであるため、切込み運動によって構造振動が励起され、刃先の運動誤差が発生する。この問題を解決するために、加工機の力学特性の評価を行い、必要な周波数帯域に問題となる振動モードが存在しないように設計を行う手法を検討する。

(3) 転写量の調査方法の考案と計測システムの検証

ミクロンオーダの工具刃先運動の工作物への転写量を明らかにした研究はない。したがって、まず転写の度合いを定量化する手法が必要である。本研究では、正弦波形状のシェーパ加工における刃先運動と工作物形状の全振幅比を転写率と定義し、転写率の同定を行う。計測システムの検証では、刃先運動がほぼ完全に転写されると考えられる単結晶ダイヤモンド工具を用いた無電解ニッケルの加工において転写率を同定する。

本論文の構成は以下のとおりである。まず第 2 章において、現状の高精密切削加工法の問題点について考察し、この問題を解決するための計測融合加工システムのコンセプトと開発したシステムの概要を述べる。次に第 3 章において、運動誤差の測定値から静的な誤差を分離してモデル化する方法について述べる。また、実験によって補正の効果を検証する。第 4 章では、高応答の切込み運動によって構造振動が励起される問題を解決するための解析法について述べ、開発した加工システムに応用する。第 5 章では転写率を定義し、転写率を測定する方法について述べる。また、機上測定の測定誤差について調査する。さらに、転写率の測定誤差を低減する方法を提案して効果を実証する。第 6 章では、単結晶・多結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルとアルミニウム合金を切削した場合の転写率を調べる。第 7 章は以上をまとめた本論文の結論である。

第 2 章 計測融合加工システム

2.1 緒論

本章では、高精密加工における現状の問題点について考察し、これらの問題を解決する計測融合加工システムのコンセプトと、開発したシステムの概要について述べる。

本章の構成は次のとおりである。2.2 節では高精密加工の精度レベルとその加工法について述べる。2.3 節では高精密切削加工の現状とその問題点について考察する。2.4 節では計測融合加工システムのコンセプトについて述べ、必要な機能を検討する。2.5 節では開発した加工システムの概要を述べる。2.6 節は以上をまとめた結論である。

2.2 高精密加工

現在、非球面レンズ金型などの超精密加工では、形状・寸法精度で数 10 nm、表面粗さで 10 nmRz 前後が求められるようになっている。一方で、光学製品の精密金型や精密機械部品などで、超精密加工ほどの精度を必要としないが、サブミクロンオーダの形状・寸法精度と 10~100 nmRz 程度の表面粗さが必要な部品や金型の需要が高まっている。このような精度レベルの加工を高精密加工と呼ぶことにする。高精密加工が対象とする工作物サイズは数 mm~数 100 mm であり、精度だけでなく加工能率も重要である。

高精密加工の工作物の代表は、表面に高さ 0.1~10 μm の周期形状を 0.1~1 mm 間隔でもつ微細金型である。周期形状は導光板やフレネルレンズ金型用の左右対称・非対称の V 溝、レンチキュラーレンズ金型用の R 溝、サーフェスエンコーダ用の正弦波形状など多岐にわたっている²⁶⁾²⁷⁾。

高精密加工法としては、切削・研削・研磨といった機械加工、リソグラフィなどの半導体製造技術、イオンビームなどを用いたエネルギービーム加工などがある²⁸⁾²⁹⁾。リソグラフィやエネルギービーム加工は比較的容易に 10 nm オーダの加工単位を得ることができる。しかし、リソグラフィでは曲面や傾斜面といった形状を加工することが困難であり、エネルギービーム加工は加工時間がかかるという短所がある。一方、機械加工においては、研削加工で数 10 ~100 nm の形状・寸法精度と数 10 nmRz 程度の表面粗さを得ることができるが、切削加工と比較して加工能率が低い。研磨加工では数 nmRz 程度の良好な表面粗さを得ることができるが、圧力切込み型の加工法であるため、加工形状は平面、もしくは、なだらかな曲面に限られる。そこで本研究では、加工形状の多様さと能率を両立できる切削加工による高精密加工について検討する。

2.3 現状の高精密切削加工法の問題点

2.3.1 加工形態

切削加工を用いて平面や曲面の上に周期形状を加工する方法として、図 2.3.1(a)に示すように目標加工形状に合わせて工具を成形し加工を行う方法があり、導光板金型の加工などでよく用いられる¹⁾。この方法では、刃先形状が被削材に転写されることになる。したがって、工具切れ刃には高い形状精度が要求されるため、必然的に工具には単結晶ダイヤモンド工具が選択される³⁰⁾。しかし、ダイヤモンド工具の成形には時間がかかる。また、加工形状ごとに専用の工具を用意する必要がある。

この問題を解決する方法として、図 2.3.1(b)に示すように、工具を目標加工形状に沿って運動させて形状を創成する加工法がある。この加工では刃先運動が形状と対応するため、ここでは運動転写型の加工と呼ぶことにする。運動転写型の加工では、直線切れ刃や R 形状の切れ刃をもつ汎用工具を用いて様々な形状を加工できる。そこで本研究ではより汎用性の高い運動転写型の加工を用いることにする。

2.3.2 切込み軸に必要な応答性

運動転写型の加工では、高速で加工を行う場合に高い応答性をもつ切込み制御が必要となる。必要とされる応答性は送り速度と加工する形状の寸法によって決定される。図 2.3.2 に非回転工具を用いたシェーパー加工の 2 次元切削モデルを示す。図中において、 F : 送り速度、 h_o : 加工形状の高さ、 p_o : 加工形状の幅をそれぞれ表す。このとき切込み軸には周波数 $f_p = F / p_o$ 以上の制御帯域と h_o 以上のストロークが必要となる。

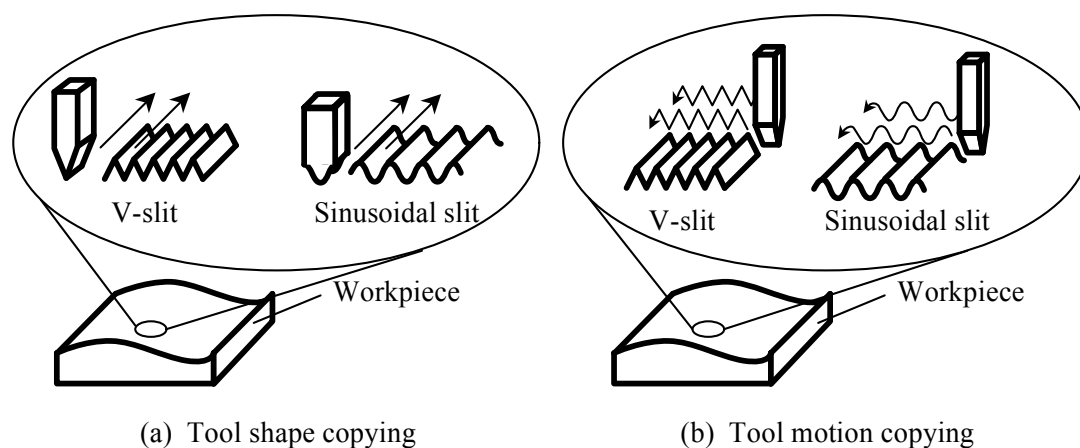


Fig.2.3.1 Comparison of fabrication methods for micro textures on the workpiece.

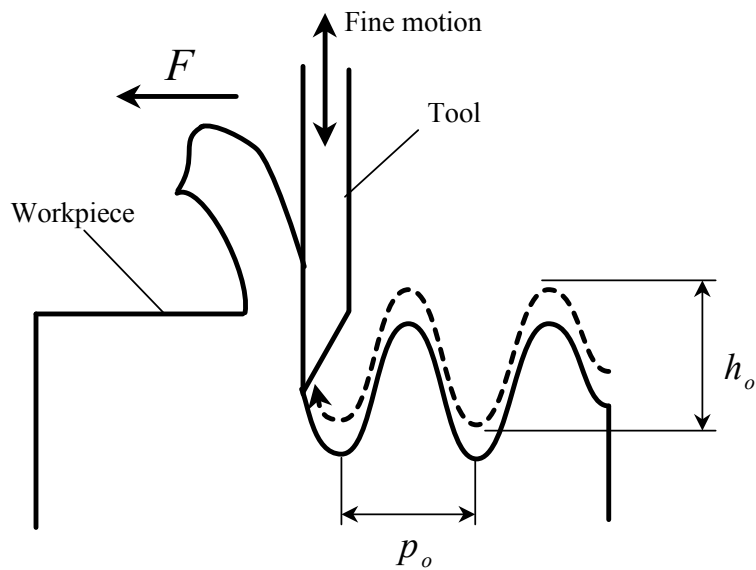


Fig.2.3.2 Two dimensional cutting model of shaping.

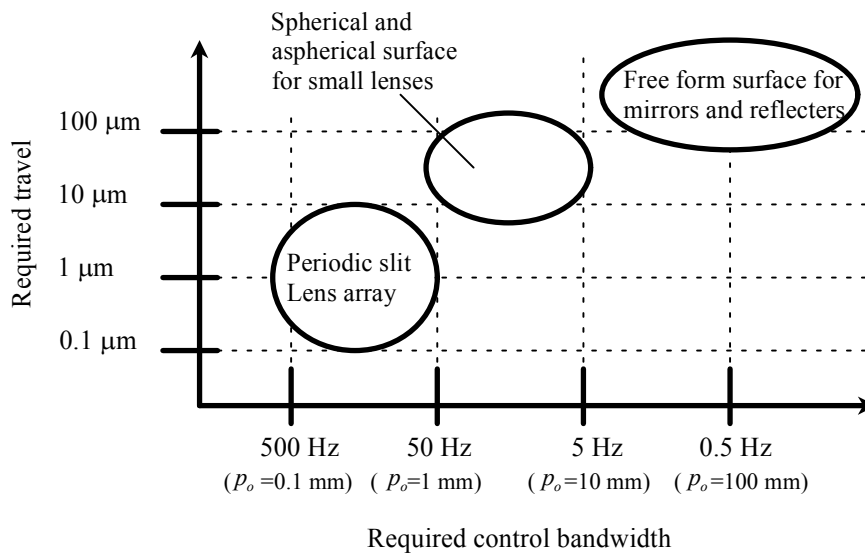


Fig.2.3.3 Control bandwidth and travel required for drive systems in machining at 3 m/min.

例えば、一般の金型加工における送り速度を想定して $F = 3 \text{ m/min}$ とすると、高精密加工での加工形状に対して図 2.3.3 に示すような帯域とストロークが切込み軸には必要である。10 mm 以上と比較的大きいサイズの自由曲面の加工ならば数 Hz 程度の帯域で十分であるが、微細金型用の周期形状の加工には数 10~数 100 Hz の帯域が必要となる。これらの要求に対して、一般的に高応答といわれるリニアモータを用いた送り系であっても数 100 Hz の応答

帯域を得ることは非常に難しい。また、この加工法では微小な刃先運動の工作物に対する転写量が形状・寸法精度に影響を与えるが、数 10～数 100 Hz のような高速における刃先運動の転写量は明らかではない。

2.3.3 加工プロセスにおける誤差の低減

切削加工において、目標形状に対する加工後の工作物形状の誤差は刃先運動の誤差に起因するものと加工現象に起因するものに分類できる。刃先運動の誤差の要因としては加工機の運動誤差、熱変位、加工機の設置床から伝達される振動が挙げられる。加工現象に起因する誤差は工具のたわみ、工具の摩耗、刃先運動の転写量が理想的でないことにより発生する。これらの要因による誤差を低減するために、従来用いられてきた方法として図 2.3.4 に示す 2 つの方法がある。

方法 1 は加工後の工作物形状を測定して目標形状に対する誤差を求め、再度の加工で誤

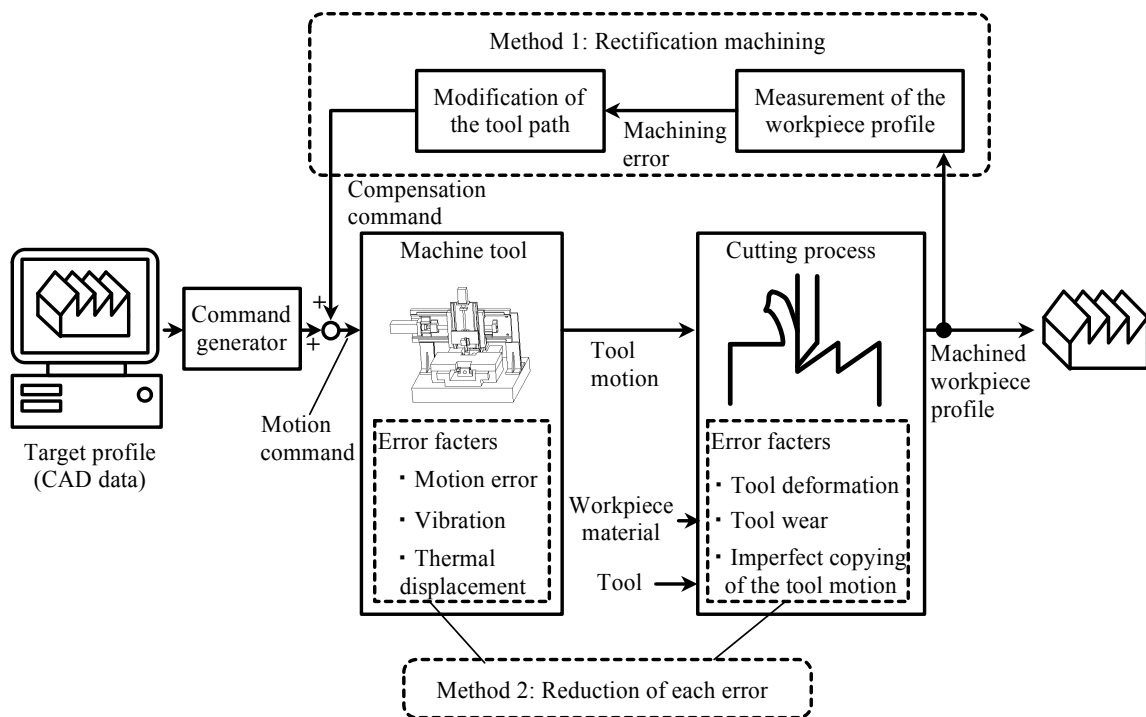


Fig.2.3.4 Two different high-precision machining methods.

差を修正する方法であり、修正加工法と呼ばれている²⁾³⁾。修正加工法では、中仕上げ行程で工作物の形状を形状測定機で測定し、最終仕上げ行程で誤差をキャンセルするように工具経路が修正されている。つまり、静的な運動誤差や工具のたわみのように常に同じ位置・加工条件で再現する誤差を低減することができる。しかし、形状測定を行う際に工作物着脱による測定誤差が発生する。この問題を解決するために機上測定が研究されてきた⁹⁾³¹⁾。機上測定には大きく分けて、干渉計などを用いて加工機を運動させずに測定する方法と³²⁾、変位計や触針式のプローブなどを用いて工作物表面を走査する方法がある^{6)~8) 10)~12) 33)}。干渉計を用いる方法では、形状データの座標系と加工機の座標系を一致させることが難しい。走査型プローブを用いる方法では加工機の運動誤差と工作物の形状を分離することができない。誤差と形状を分離するために、多点法・反転法・混合法といった方法が研究されている^{34)~41)}。しかし、測定のためのセットアップが複雑になり、測定誤差の要因が増えるといった問題がある。

方法 2 は加工誤差の低減を要因別に行う方法である。この方法では例えば、加工機の運動誤差低減のために超精密加工機を用い、加工現象に起因する誤差の低減のために、単結晶ダイヤモンド工具を用いる。表 2.3.1 に超精密加工機と高精度加工機の仕様の比較を示す。超精密加工機では高精度に仕上げられた案内面と非接触駆動方式の送り系を用いて運動誤差を低減し、0.1 $\mu\text{m}/200\text{ mm}$ 前後の真直度を実現している。また、熱変位の影響を抑制するために加工機の温度制御を行い、設置床から伝達される振動の影響を低減するために除振システムを用いている。さらに、工具刃先運動が工作物に正確に転写される単結晶ダイヤモンド工具を用いて加工を行うことでサブミクロンオーダの形状精度と数 10 nmRz の表面粗さが得られる¹⁸⁾⁴²⁾。しかし、超精密加工機では動的な運動誤差の発生を抑制するために 500 mm/min 程度の低速で加工を行っており、加工能率が低い。旋盤タイプの加工機であれば低速の送り速度でも加工能率を保つことができるが、非回転対称の形状を加工する際には座標変換が必要となる。

要因毎に誤差を低減するもう 1 つの方法として、それぞれの要因の形状・寸法誤差に対

Table 2.3.1 Comparison of specifications of machine tools.

		Ultra-precision machine tools	High-precision machine tools
Feedrate		~0.5 m/min	~5 m/min
Motion accuracy	Positioning accuracy (2 σ)	~5 nm	~0.1 μm
	Straightness	~0.1 μm	~0.5 μm

する影響をモデル化し、これらのモデルを組み合わせて誤差の補正を行う方法がある¹⁹⁾。この方法では、同じ運動条件・加工条件で加工を行ったときに再現する誤差であれば補正が可能であり、高速化の可能性がある。そこで本研究では、加工の高能率化のために、運動の再現性の高い加工機を開発し、運動誤差と加工誤差のモデルを用いた補正によって高精度加工を行う。

従来、静的な運動誤差・熱変位のモデル化と補正については研究されてきたが^{20) 43)}、ミクロン～サブミクロンオーダの加工において、加工現象に起因する誤差まで考慮した研究は少ない。特に、運動転写型の加工では刃先運動の転写量が大きな誤差要因となるが、この転写量は明らかになっていない²³⁾。これは、刃先運動には指令した運動の他に機械要素の幾何的誤差や振動などに起因する運動誤差が含まれているためである。したがって転写量の調査のためには、加工中の刃先運動と創成された工作物形状を関連付けて測定・比較することができるシステムが必要である。

2.4 計測融合加工システムのコンセプトと必要機能

本研究で開発する計測融合加工システムとは、加工運動の測定と工作物形状の測定を機上で行うことにより、加工運動により発生する誤差と加工現象により発生する誤差を推定し、この推定値を用いて高精度な加工を実現するシステムである。図 2.4.1 に計測融合加工システムの概要を示す。図中の(a)～(d)はコアになる機能である。

(a) 加工中の刃先運動を推定する機能

刃先運動の転写量を調べるためには、理想的には加工中の刃先運動を測定し、工作物形状と比較する必要がある。しかし、加工中は工具と工作物が干渉しているため、刃先運動を測定することはできない。ゆえに、刃先運動を推定する機能が必要である。

(b) 機上で工作物形状を測定する機能

形状測定の方法には、オフラインの形状測定機を用いる方法と機上測定がある。オフライン測定機を用いる方法では、刃先運動と形状の座標系を一致させることが難しい。そこで、機上で工作物形状を測定する機能によりこの問題を解決する。

(c) 運動誤差の補正機能

刃先の運動誤差は工作物形状に転写される。推定した刃先運動により誤差を補正する機能が必要となる。

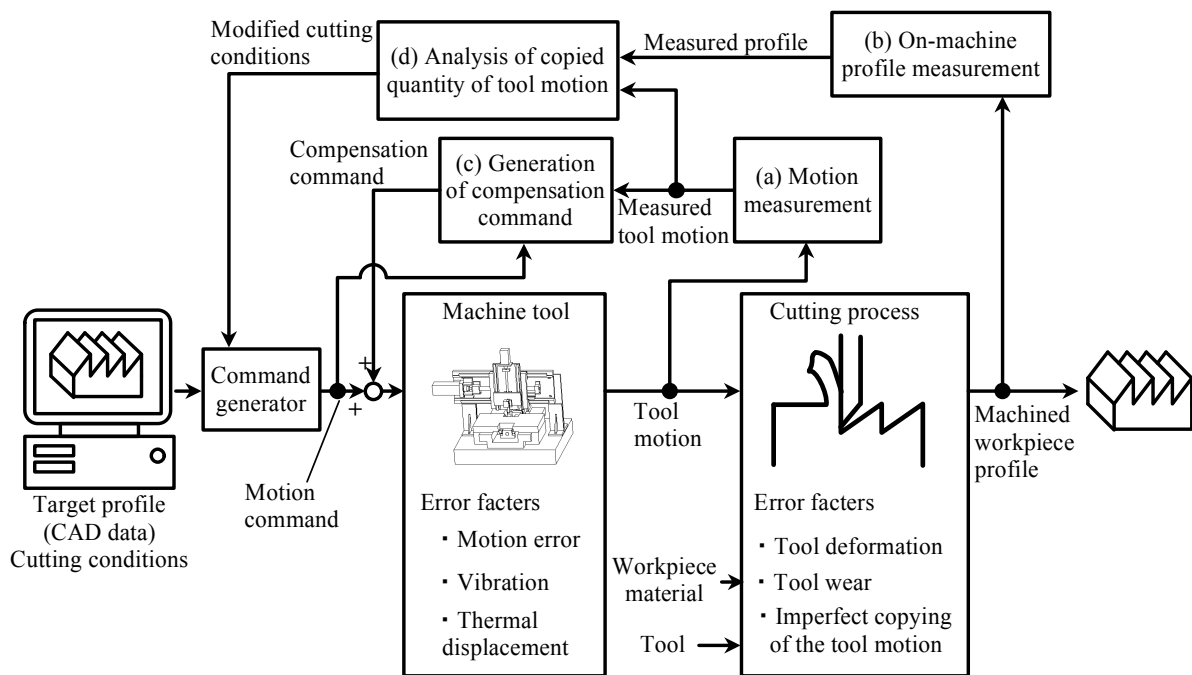


Fig.2.4.1 Conceptual configuration of Measurement-fused machining system.

(d) 刃先運動の転写量を測定し解析する機能

刃先運動の転写量を工作物形状の機上測定結果と刃先運動の推定結果を比較して求める。また、転写量による工作物の形状・寸法誤差は加工条件を修正して低減する。

2.5 開発した加工システム

2.5.1 刃先運動の推定方法と工作物形状の機上測定法

刃先運動を推定する方法として、工具の代わりに運動測定用センサを装着して運動誤差を測定し、この誤差をモデル化して加工時の運動誤差を推定する方法がある。この方法の研究例として、機械に設置したアーティファクトを用いて運動測定を行い、テーブル運動の真直度の測定を行った例がある⁴⁴⁾⁴⁵⁾。本研究でも第3章ではこの方法を用いる。しかし、この方法は運動測定と推定の間には時間差があり、この間に变化した運動は推定できない。つまり、運動の測定と推定に同時性がない。そこで同時性を保証するために、図 2.5.1 に示すように加工機の運動測定を行いながら加工を行えるようにする。この方法では、刃先とは異なる場所で工具を設置した部材のワークテーブルに対する運動を測定し、刃先運動を推定する。

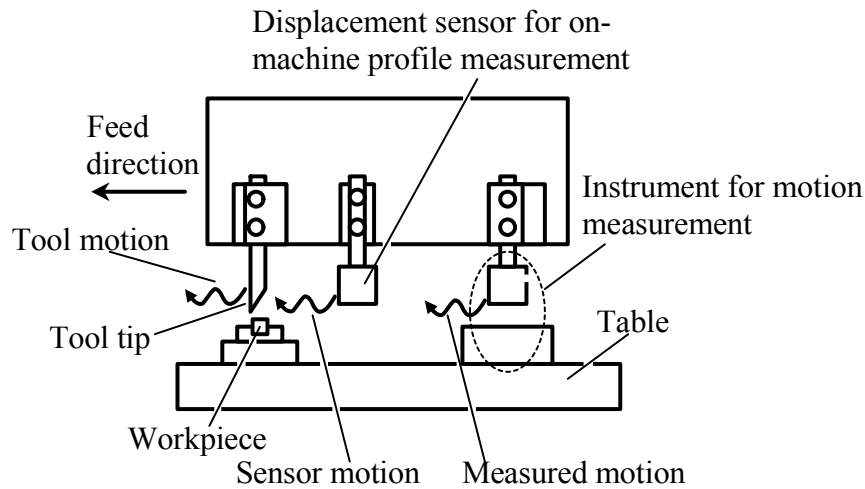


Fig.2.5.1 Measurement system to guarantee the simultaneity of motion measurement with machining and on-machine profile measurement.

本研究では、機上での形状測定には走査型の測定器を用いる。走査型の測定器は加工パスに沿った形状測定が行えるので、測定点と加工点の位置合わせができるからである。しかし、走査型測定では測定ヘッドの運動誤差により測定誤差が発生する。したがって、加工の場合と同様に、測定ヘッドを設置した部材のワークテーブルに対する運動を測定し、測定ヘッドの運動誤差を推定する。オフラインの形状測定機では同様の方法が研究され、実用化されている⁴⁶⁾⁴⁷⁾。

2.5.2 全体構造と送り系

図 2.5.2 に、本研究で開発したシステムの構成を示す。システムは加工機、計測システム、設置床から伝達される振動を低減するための除振台からなっている。加工機は直交 3 軸の送りで構成され、各軸とも高精度ボールねじ+サーボモータ送りを用いている。案内については、X 軸は空気静圧案内を用い、Y、Z 軸は転がり案内を用いている。そして、各軸は商用 CNC を用いて制御されている。運動と工作物形状の計測システムとして、2 つのレーザ変位計とアーティファクト（オプティカルフラット）を搭載している。除振台は空気ばねを用いたパッシブ除振台である。

サブミクロンオーダーで切込み量の制御を行うため、加工機には 10~20 nm 程度の位置決め分解能をもつ切込み軸が必要である。また、高速で運動誤差の補正と微細形状の加工を行う場合、切込み軸には高い応答性が必要である。そこで、Z 軸のボールねじのサポートユニットに、圧電素子を用いた微動機構を搭載している。図 2.5.3 に微動機構の模式図を示す。

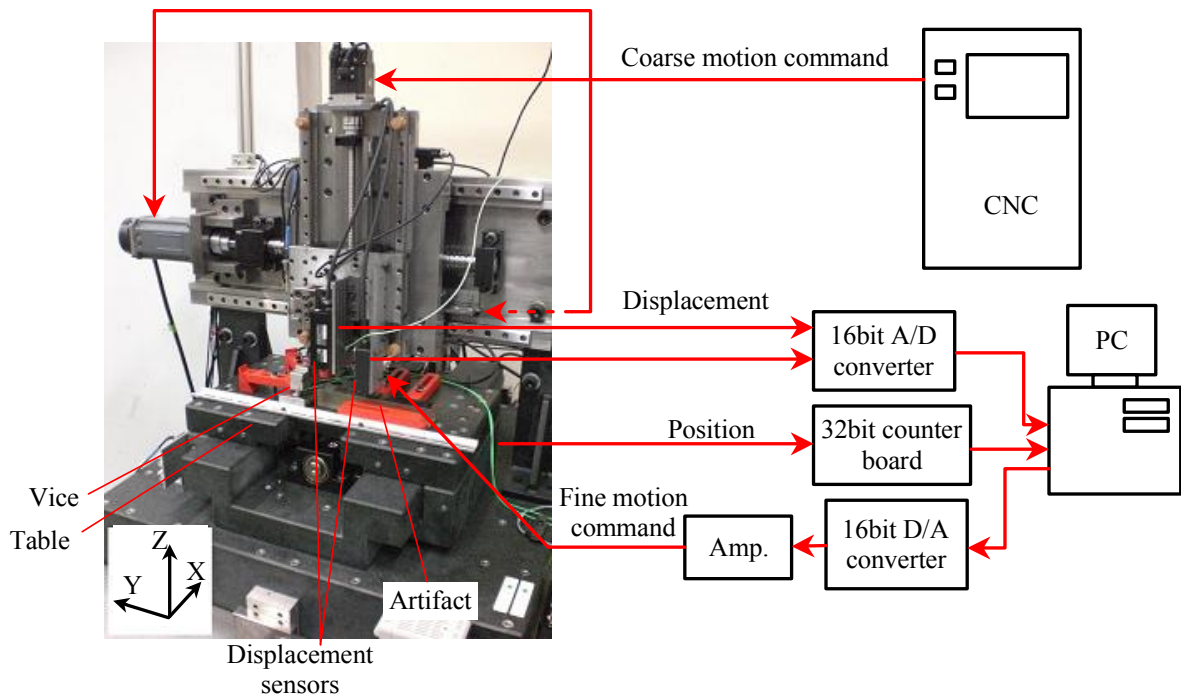


Fig.2.5.2 Setup of the developed measurement fused machining system.

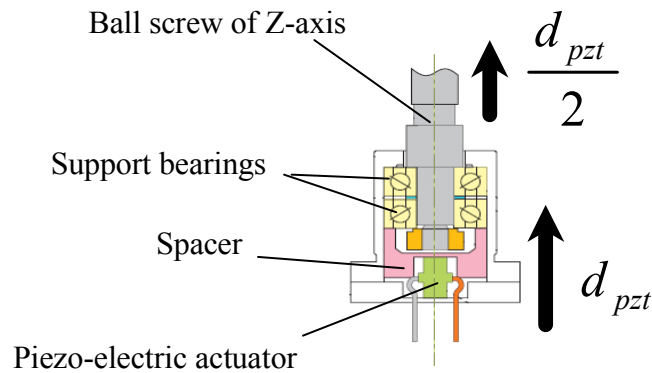


Fig.2.5.3 Schematic drawing of the fine motion mechanism in the Z-axis.

図中において、 d_{pzt} は圧電素子の変位量を表す。この微動機構では、ボールねじ送りで粗動送りを行う。そして、圧電素子でボールねじのサポートベアリングの予圧を変化させる機構により、工具を $d_{pzt}/2$ だけ変位させる。図 2.5.2 に示すように、Z 軸テーブル位置を分解能 10 nm のリニアエンコーダで検出して、CNC とは別の PC を用いて微動制御を行う。微

Table 2.5.1 Major specifications of the machine tool.

Axis	X	Y	Z
Travel	230 mm	220 mm	200 mm (Coarse) 5 μ m(Fine)
Max. feedrate	10000 mm/min		
Drive type	Ball screw		Ball screw (Coarse)+ Piezo drive (Fine)
Lead of ball screw	10 mm		5 mm
Guide way	Aerostatic	Rolling (ball)	
Control type	Full closed	Semi closed	Semi-closed (Coarse) + Piezo control (Fine)
Resolution	500 nm		300 nm (Coarse) 20 nm (Fine)

動位置決めストロークは 5 μ m, 位置決め分解能の測定結果は 20 nm, 位置決め精度の測定結果は両方向位置決め繰り返し性で 0.1 μ m である. XY 平面上での位置と微動制御を同期させるために, リニアエンコーダを用いて X, Y 軸の位置 x , y を測定している. リニアエンコーダの分解能は X, Y 軸でそれぞれ 10, 80 nm である. 表 2.5.1 に加工機的主要仕様を示す.

2.5.3 計測システムと測定手順

図 2.5.4 に計測のセットアップを示す. 本システムでは, X 方向にピックフィードを与え, Y 方向にシェーパ加工を行う場合の刃先運動と工作物形状を比較する. 工具はシャンクを用いて刃物台に設置し, 工作物はバイスを用いてテーブル上に設置する. このセットアップでは, シャンクの剛性が発生する切削抵抗に対して十分大きいため, シャンクのたわみの影響は無視できる. 機上測定のためにレーザ変位計 L_1 (形状センサ) を設置している. そして, サブミクロンオーダーで刃先と形状センサの運動を推定するために, レーザ変位計 L_2 (運動センサ) とオプティカルフラットを設置している. 変位計の測定値は, Z 軸の微動制御に用いている PC に保存される. また, 加工開始点の位置を求めるために, 工具には力センサを設置している.

本システムでは, 運動と形状の測定における 2 つの変位計の感度比 (動特性も含む) が転写量の測定結果に影響を与える. そこで, これらの特性差を小さくするために, L_1 , L_2 には同じの測定原理の変位計を用いている. 表 2.5.2 に変位計の主要仕様を示す. 高速での

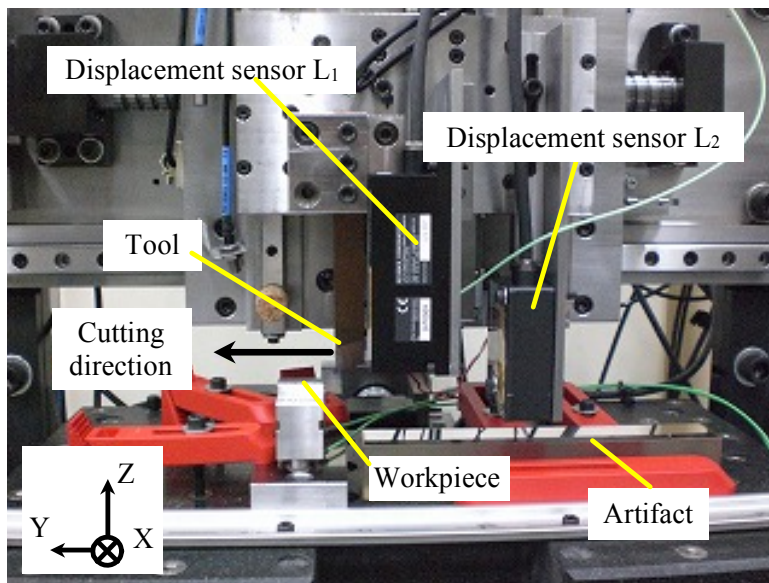


Fig.2.5.4 Experimental setup for measurement.

Table 2.5.2 Major specifications of laser displacement sensors.

	Sensor L ₁ (Profile sensor)	Sensor L ₂ (Motion sensor)
Type	Triangulation surveying	
Minimum display unit	10 nm	
Repeatability	20 nm	
Measurement range	± 0.8 mm	± 1 mm
Reference distance	8 mm	10 mm
Bandwidth	50 kHz	
Spot diameter	20 μm	

運動・形状測定のために周波数帯域が広い三角測量型の変位計を使用する。しかし、一般的に三角測量型変位計を用いた形状測定は工作物表面性状の影響を受けやすいとされている。そこで、測定結果を校正するために、触針式の表面粗さ測定機を使用してオフラインの形状測定を行う。

図 2.5.5 に工具パスと加工計測のプロセスを示す。実験では図 2.5.5 (a)に示すように、加工が終了した地点からさらに切削送りを延長して機上測定を行う。図 2.5.5 (b), (c)に示すよ

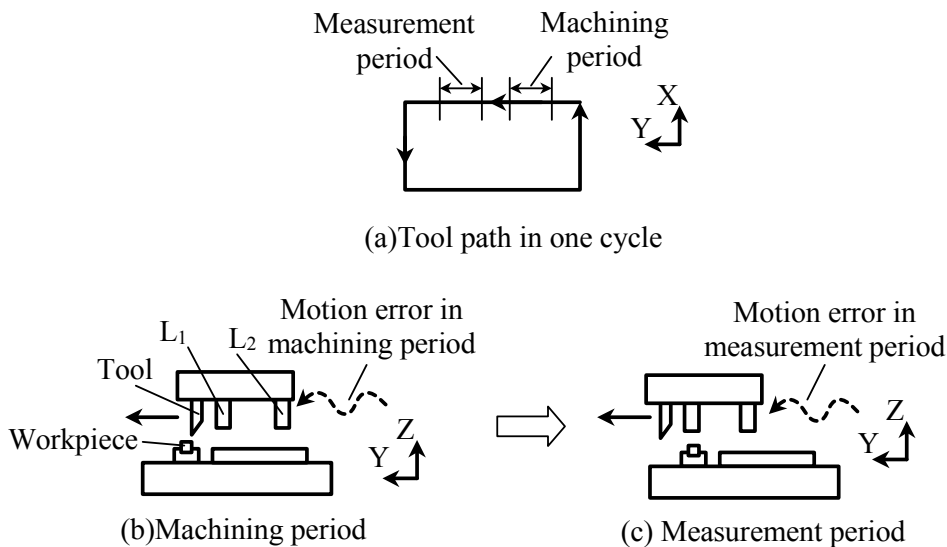


Fig.2.5.5 Procedure of machining and measurement.

うに，加工中と機上測定中は運動センサの測定値を刃先・形状センサの運動とみなす．

この測定プロセスでは，形状センサの測定点と工具刃先の位置関係が重要である．Z方向の位置の差は，Y方向の運動のみで形状測定を行えるように調整されている．Y方向の位置の差は，加工開始点と測定開始点の位置の差から求める．X方向の位置の差が切削ラインの幅と比較して十分小さい場合，1ラインの切削によって同じ切削ラインにおける刃先運動と形状を比較することができる．しかし，実際にこのような位置にセンサをセットアップすることは困難であるので，刃先位置とセンサの測定位置の距離をあらかじめ求めておく．

2.5.4 微動機構の応答特性

本システムでは，送り速度 3 m/min での加工を目標とする．ゆえに，2.3.2 節で述べたように微動機構には 500 Hz 程度の応答帯域が必要となる．図 2.5.6 に微動機構のコントローラのブロック線図を示す．コントローラは PI 制御とフィードフォワード制御を組み合わせ構成されている．また，微動機構単体の機械振動による共振ピークの影響を低減するために，次式のノッチフィルタを用いた．

$$G_{nf}(s) = \frac{s^2 + \omega_{nf}^2}{s^2 + 2\zeta_{nf}\omega_{nf}s + \omega_{nf}^2} \quad (2.5.1)$$

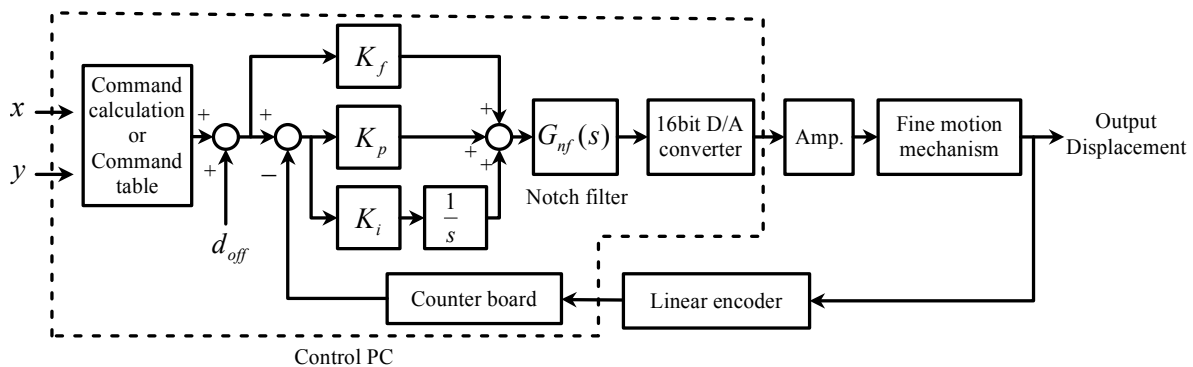


Fig.2.5.6 Block diagram of the fine motion mechanism.

ただし、 ω_{nf} はノッチ周波数、 ζ_{nf} はノッチの幅と深さを決定する係数である。 x 、 y が制御用 PC に入力されると、モデルもしくはあらかじめ作成したデータテーブルを用いて、 x と y に対応する微動機構の指令値が生成される。 さらに、正負両方の方向に微動を行うため、オフセット指令 $d_{off}=3\ \mu\text{m}$ を用いる。 制御パラメータは試行錯誤的に、フィードフォワードゲイン $K_f=0.2$ 、比例ゲイン $K_p=0.5$ 、積分ゲイン $K_i=300$ 、 $\omega_{nf}=310\ \text{Hz}$ 、 $\zeta_{nf}=1$ と決定した。 しかし、制御系の遅れ時間のために $500\ \text{Hz}$ の応答帯域を満たすことは困難であったため、ここでは $100\ \text{Hz}$ の応答帯域を得ることにした。

微動機構を用いて $100\ \text{Hz}$ までの帯域で切込み制御が行えることを検証するために実験を行った。 Y 軸の駆動中において、周波数が連続的に変化するようなサインスイープ状の指令を微動機構に与え、この時の微動機構の Z 方向変位を運動センサと Z 軸のリニアエンコーダを用いて測定した。 本実験では、Y 軸送り速度： $3000\ \text{mm/min}$ 、Y 軸移動距離： $20\ \text{mm}$ 、サインスイープ指令の周波数： $25\ \text{Hz}$ から $100\ \text{Hz}$ (波長： $2\ \text{mm}$ から $0.5\ \text{mm}$)、サインスイープ指令の振幅： $2\ \mu\text{m}$ 、サンプリング周波数： $5\ \text{kHz}$ とした。

図 2.5.7 に測定した変位を示す。 2 つの結果には指令したサインスイープ状のプロファイルが確認できる。 リニアエンコーダでの測定結果と異なり、運動センサでの測定結果には波長約 $10\ \text{mm}$ の周期成分と突起状の変位が確認できる。 周期成分の波長はボールねじのリードと対応するため、ボールねじの振れ回りに起因する運動誤差であると考えられる。 突起状の変位は運動センサのノイズであると考えられる。 また、運動センサでの測定結果では $y=18\ \text{mm}$ 付近 (周波数 $90\ \text{Hz}$ 付近) でサインスイープの振幅が $1.2\ \mu\text{m}$ 程度小さくなっている。 しかし、リニアエンコーダを用いた測定結果ではサインスイープの振幅減少は見られない。 また 4.4 節で後述するように、本加工機には $80\ \text{Hz}$ 付近にテーブルと Z 軸が Z 方

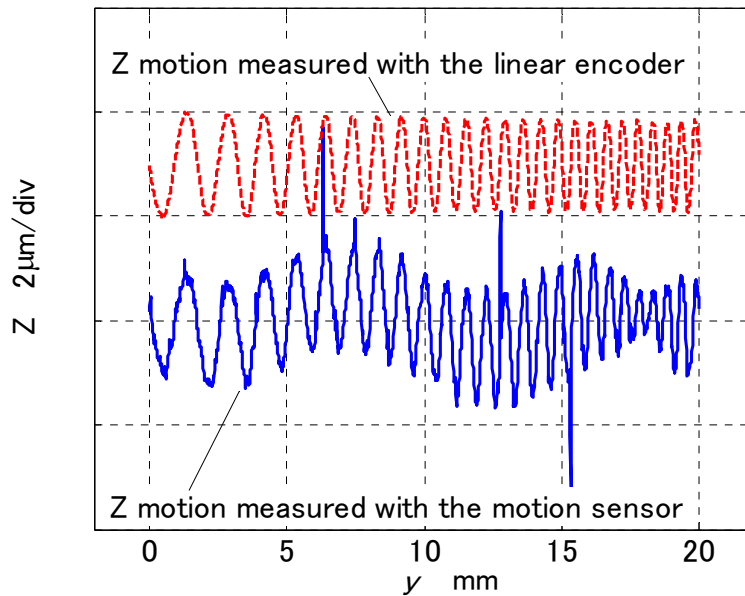


Fig.2.5.7 Comparison of Z displacement measured with the linear encoder and the motion sensor.

向に相対振動する振動モードが存在する。ゆえに、振幅が小さくなったのは微動機構の運動が 80 Hz 付近の振動モードを励起したためであると考えられる。この問題の解決については第 4 章で述べる。

2.5.5 オフライン形状測定における測定誤差

機上測定の測定データの正確さを調べるためには、機上測定とオフライン測定から得られた結果を比較する必要がある。しかし、オフラインでの形状測定と機上測定の測定位置を一致させるのは難しい。また、精度レベルがサブミクロンオーダーになると、オフライン測定機の測定原理によって測定結果が変わる可能性がある。以下ではこれらの測定誤差について調べる。

(1)測定位置の違いによる測定誤差

切削方向と直交する方向（ピックフィード方向）の位置合わせが特に困難である。そこで、同じ切削ライン内でピックフィード方向に位置が異なった場合にどの程度測定結果が変化するかを調べる実験を行った。実験では、触針式の表面粗さ測定機を用いて、同一の切削ライン内でピックフィード方向の位置を変化させながら測定を行った。測定対象は振幅 3 μm 、波長 2 mm の正弦波形状とし、実験機上で加工した。工具には R 形状の切れ刃をもつ多結晶ダイヤモンド工具を用い、被削材は無電解ニッケルとした。図 2.5.8 に切削方向

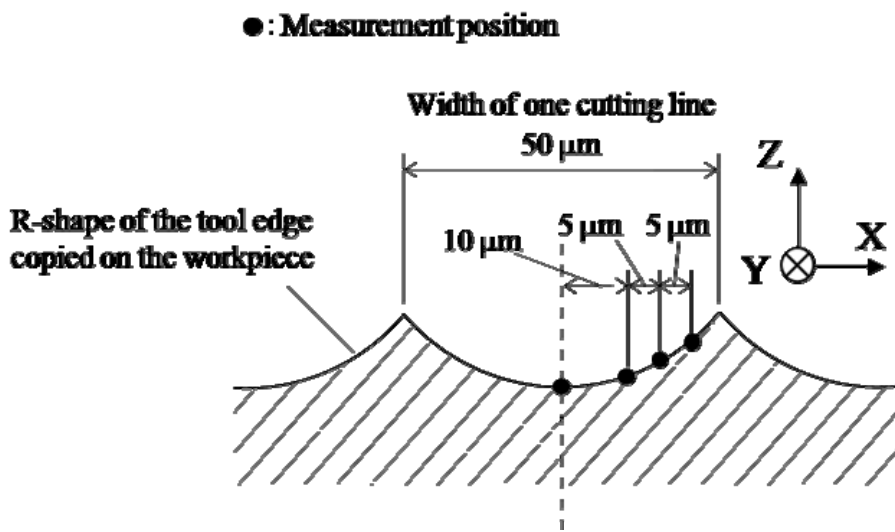


Fig.2.5.8 Measurement positions in one cutting line.

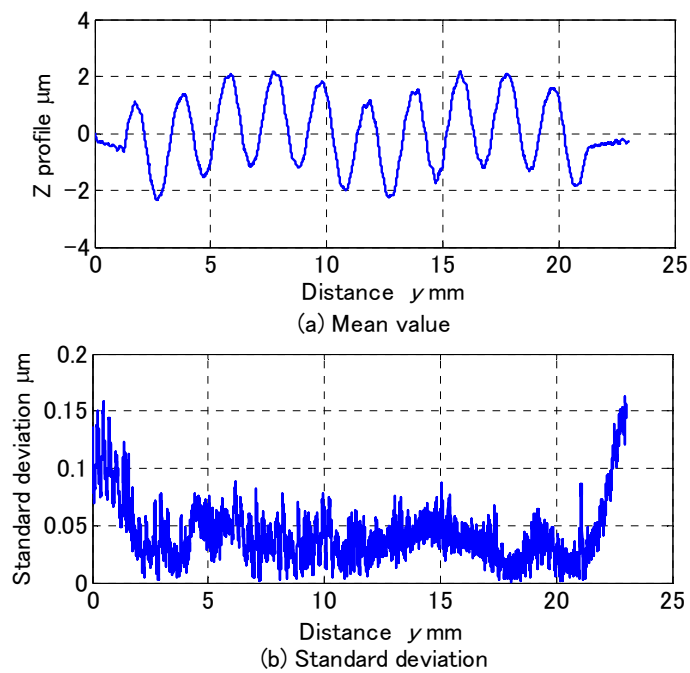


Fig.2.5.9 Mean value and standard deviation of the workpiece profiles measured at various measurement positions shown in Fig.2.5.8.

に垂直な断面図における測定位置を示す。ここでは4つの位置で測定し、切削方向の測定長は23 mmとした。

4つの位置での測定結果の平均値と標準偏差を図2.5.9に示す。図2.5.9(a)に示す平均値に

は波長 2 mm と波長 10 mm の周期成分が確認できる。波長 2 mm の成分は指令した正弦波形状であり、波長 10 mm の成分はボールねじの振れ回りに起因する加工機の運動誤差が転写された形状である。図 2.5.9(b)から、測定区間の両端においては標準偏差が大きくなっているが、正弦波形状の測定を行っている区間では、標準偏差は最大で 0.09 μm 程度であることがわかる。

(2)測定機の個体差

異なるオフライン測定機を用いた場合にどの程度測定結果が変化するかを調べる。実験では図 2.5.9(a)に示した形状を異なる 3 つの測定機で測定した。測定機には触針式表面粗さ測定機 A, B と、レーザープローブ式三次元測定機 C を用いた。測定機 C はオートフォーカス式の測定機であるため、非接触式の測定機の中では、測定物の表面性状・色・材質などの影響が比較的小さいと考えられる⁴⁸⁾。各測定機における測定条件を表 2.5.3 に示す。

各測定機での測定結果を図 2.5.10 に示す。測定機 A, B の測定結果はほぼ一致しているように見える。しかし、測定機 C の測定結果では測定機 A, B の結果と異なり、測定区間 a では突起状のプロファイルが見られる。測定機 B, C の測定結果と測定機 A の測定結果の差を図 2.5.11 に示す。測定機 B と A の差は約 $\pm 0.2 \mu\text{m}$ の範囲内であることがわかる。ゆえに、前述した測定位置の違いによる測定結果のばらつきを考慮すると測定機 A, B の個体差は小さいといえる。測定機 C と A の差は B と A の差よりも大きく、 $-0.8 \sim 0.4 \mu\text{m}$ の範囲内であることがわかる。これは、非接触式であることに起因する測定誤差のためであると考えられる。

Table 2.5.3 Measurement conditions in the off-line measurement by three measuring machines.

	Machine A	Machine B	Machine C
Measuring principle	Stylus contact	Stylus contact	Laser auto focusing
Probe radius	5 μm	2 μm	1 μm (Spot diameter)
Measurement speed	0.2 mm/s	0.2 mm/s	Auto
Measurement length	20 mm		
Number of data points	2000		

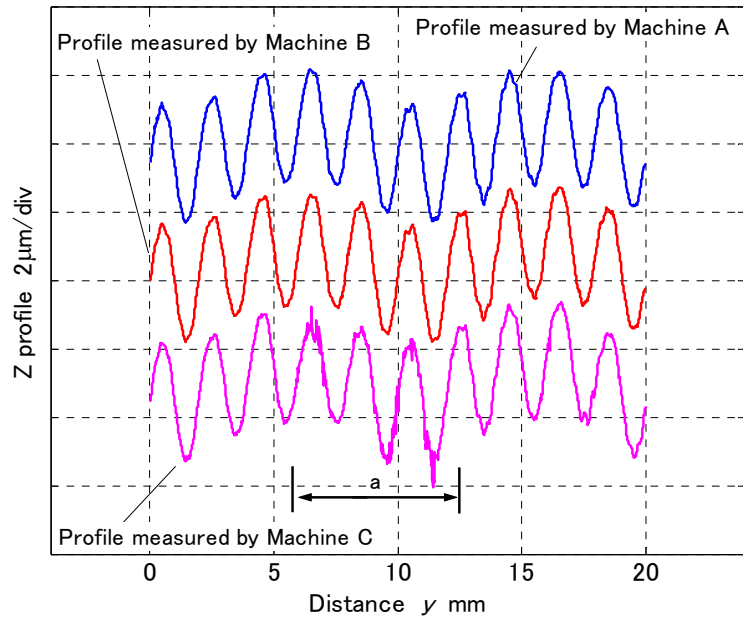


Fig.2.5.10 Workpiece profiles measured by three different measuring machines.

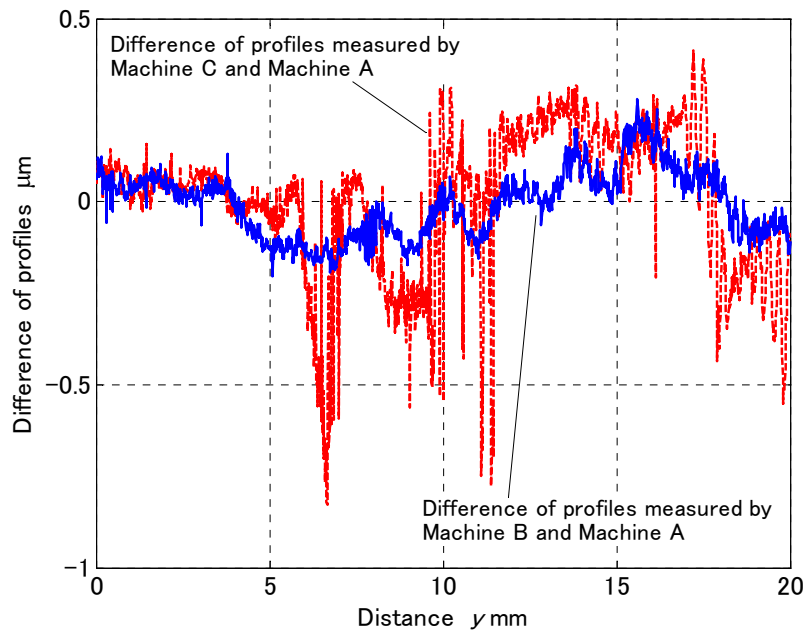


Fig.2.5.11 Difference of the workpiece profiles measured by three different measuring machines.

2.6 結論

高精度加工における現状の問題点について考察し、これらの問題を解決する計測融合加工システムのコンセプトを述べた。計測融合加工システムとは加工運動の測定と工作物形状の測定を機上で行うことにより、加工運動により発生する誤差と加工現象により発生する誤差を推定し、この推定値を用いて高精度な加工を実現するシステムである。本システムは加工中の刃先運動を推定する機能、機上で工作物形状を測定する機能、運動誤差の補正機能、刃先運動の転写量の解析機能をもつ。直交 3 軸の高精度加工機をベースとした計測融合加工システムを開発した。開発したシステムの主な内容は以下のとおりである。

- (1) アーティファクトとレーザ変位計を用いた加工機の運動測定により、加工中の刃先運動を推定する。
- (2) 工作物形状の測定にはレーザ変位計を用いた走査型の機上測定を用いる。機上測定中も加工機の運動測定を行い、機上測定の誤差は運動測定の結果を用いてキャンセルする。機上測定の校正のために、触針式の表面粗さ測定機を用いたオフラインの形状測定を行う。
- (3) 切込み量の制御のために圧電素子を用いた微動機構を Z 軸に搭載し、20 nm の位置決め分解能を得ることができた。100 Hz の応答帯域を得ることを目標としたが、振幅 2 μm 、周波数が 25 Hz から 100 Hz まで変化するサインスイープ状の指令を微動機構に与えた場合、刃先では 90 Hz 付近で振幅が約 1.2 μm 小さくなった。これは加工機の構造振動の影響だと考えられる。
- (4) オフラインの形状測定における測定誤差を調べた。触針式の表面粗さ測定機を用いた形状測定において、同一の切削ライン内における異なるピックフィード方向の位置での測定結果の標準偏差は最大で 0.09 μm だった。また、形状測定に触針式の表面粗さ測定機を用いた場合は測定機の個体差は小さいが、触針式とレーザープローブ式（非接触式）の測定機の測定結果には -0.8 \sim 0.4 μm の差が生じた。

第3章 運動誤差の補正

3.1 緒論

本章では、加工機の運動誤差において再現性のある誤差成分をモデル化し、モデルに基づいて誤差を補正する方法について述べる。また実験により、補正効果の検証を行う。

加工機の運動誤差は静的誤差と動的誤差に分類される。静的誤差とは送り速度や加速度などの運動条件が異なっても常に同じ位置、大きさで発生する誤差であり、機械要素の幾何的誤差に起因する。動的誤差とは運動条件によって発生する位置や大きさが異なる誤差であり、加減速の慣性力によって発生する直動外乱振動が主な原因である。

運動誤差の補正に関しては古くから研究が行われている。例えば、Weiらは光位置センサ(PSD: Position Sensitivity Sensor)を用いてテーブルの真直度誤差を測定し、高速工具サーボ機構を用いて誤差をキャンセルするように工具を駆動することで、リアルタイムの真直度補正を実現した⁴⁹⁾。この方法は静的・動的な誤差の両方を補正可能であるが、高速加工における補正のためには、補正運動軸に高い応答性が必要となる。GaoらやKimらは主軸の振れ回りや直進軸の真直度誤差を変位計とオプティカルフラットを用いて測定し、誤差を位置に対応する関数として補正運動軸に指令として与える方法で平面加工を行った^{24) 25)}。これらの研究では、運動軸に高速工具サーボ機構を用いて静的誤差を補正しているが、運動誤差の測定結果には動的な誤差も含まれている。したがって、両者を分離する手法が必要である。

そこで本章では、運動誤差の測定値から静的な誤差を分離してモデル化する方法を考案する。動的な誤差の要因は多いが、ここでは特に影響が大きい機械振動の分離を行う。

本章の構成は次の通りである。3.2節では補正対象とする誤差と誤差モデルについて述べる。3.3節では、周波数解析を用いて運動誤差の測定値から静的な誤差を分離してモデル化する方法を述べる。3.4節では考案したモデルを用いた運動誤差の補正効果を検証するために実験を行う。3.5節では、開発した計測融合加工システムで本補正法を用いる場合に問題となる角度偏差の影響を調査する。3.6節は以上をまとめた結論である。

3.2 運動誤差のモデル化

ある工具位置 (x, y, z) において、加工機にはXYZ方向の運動誤差 $e_x(x, y, z)$, $e_y(x, y, z)$, $e_z(x, y, z)$ が存在する。特に加工の基本となるZ方向に切込みを与えるシェーパ加工では、切込み量の制御のためには $e_z(x, y, z)$ を補正しなければならない。ここでは z の影響は小さ

いと仮定し、 $e_z(x, y)$ を補正することを考える。 $e_z(x, y)$ には直角度誤差（傾き成分）と平面度誤差（うねり成分）が含まれる。直角度誤差は加工機の組み立て工程における調整や座標変換を用いた補正により低減することが可能であるため、本研究では平面度誤差の補正を行う。

図 3.2.1 に非回転工具を用いた平面加工の模式図を示す。同図(a)に示すように、この加工では、工具－工作物間の Z 方向の相対変位が加工面に転写される。したがって、例えば XZ 平面の運動誤差では、同図(b)に示すように X 軸の Z 方向の真直度誤差と X-Z 軸間の直角度が加工誤差の原因となる。そこで本研究では、工具の位置 x における Z 方向の運動誤差 $e_{mz}(x)$ を次式で表す。

$$e_{mz}(x) = e_z(x) + \beta_{zx}x \quad (3.2.1)$$

ここで、 $e_z(x)$ は X 軸の Z 方向の真直度誤差、 β_{zx} は X-Z 軸間の直角度である。 x の原点は加工開始点とする。また、テーブルを駆動して（被削材を移動させて）工具－工作物間の X 方向の相対運動を生じさせる場合は、式(3.2.1)の右辺第 1 項のみを考慮すればよい。また、XZ 平面においてと同様に、YZ 平面でも工具の位置 y における Z 方向の運動誤差 $e_{mz}(y)$ を次式で表す。

$$e_{mz}(y) = e_z(y) + \alpha_{yz}y \quad (3.2.2)$$

ここで、 $e_z(y)$ は Y 軸の Z 方向の真直度誤差、 α_{yz} は Y-Z 軸間の直角度である。さらに、

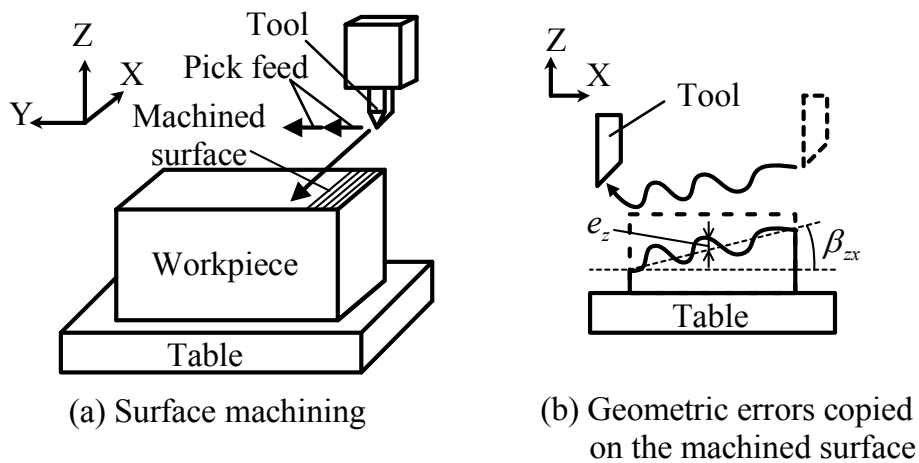


Fig. 3.2.1 Surface machining with a non-rotational cutting tool.

XY 平面のある位置における刃先の Z 方向の運動誤差 $e_z(x, y)$ を、次式のように $e_{mz}(x)$ と $e_{mz}(y)$ の和で表すことができると仮定する。

$$e_z(x, y) = e_z(x) + e_z(y) + \alpha_{yz}y + \beta_{zx}x \quad (3.2.3)$$

そして、平面度誤差の補正のために $e_z(x)$ と $e_z(y)$ を測定・モデル化し、補正する。 $e_z(x)$ の測定値から静的な誤差を分離するため、測定値をフーリエ級数展開し、静的な誤差に対応する高調波のみを用いて次式のように真直度誤差をモデル化する。

$$e_z(x) = \sum_{k=1}^m a_k \cos\left(2\pi \cdot \frac{1}{l_x} \cdot k(x - x_{st})\right) + b_k \sin\left(2\pi \cdot \frac{1}{l_x} \cdot k(x - x_{st})\right) \quad (3.2.4)$$

ここで、 a_k と b_k はフーリエ係数、 k は高調波の次数、 m はモデル化する周期成分の中で最も高次の高調波の次数、 l_x はモデル構築範囲の X 方向の長さ、 x_{st} はモデル構築範囲の X 軸負方向の終端位置である。フーリエ係数と m は真直度誤差の測定値から同定する。詳しくは 3.3 節で述べるが、モデル構築範囲の両端ではモデル化誤差が大きくなるため、誤差補正が必要な範囲に対してモデル構築範囲を大きく設定する必要がある。 $e_z(y)$ も $e_z(x)$ と同様にモデル化する。

3.3 モデルの同定と補正アルゴリズム

真直度誤差の測定値から静的誤差を分離するために、複数の送り速度で測定した真直度誤差の周波数解析を行って、誤差モデルを同定する。静的誤差は常に同じ位置で発生するため、静的誤差に対応する周期成分は送り速度によって波長が変化しない。しかし、機械振動に対応する周期成分の波長 λ は、固有振動数 f と送り速度 v によって $\lambda = v/f$ と決定される。つまり、送り速度によって波長が変化する。ゆえに、複数の送り速度で真直度誤差を測定し、周期成分の波長の再現性を調べることで静的誤差と機械振動を分離することができる。

図 3.3.1 に真直度誤差モデルを同定するアルゴリズムを示す。モデルの同定は各軸に行う。まず Step 1 では、モデル構築範囲として l_x と x_{st} を設定する。また、測定を行う送り速度 v_j を n_v とおり決める。次に Step 2 において、送り速度 v_1 で真直度誤差を複数回測定し、誤差の平均値 $\bar{e}_{z1}(x)$ を求める。このときの位置 y は $l_y/2$ とする。Step 3 では、リーケージエラーを防ぐために重みづけを行った後、 $\bar{e}_{z1}(x)$ のフーリエ係数を求める。 i 番目の測定点における重み $f_w(i)$ は次式のように表される。

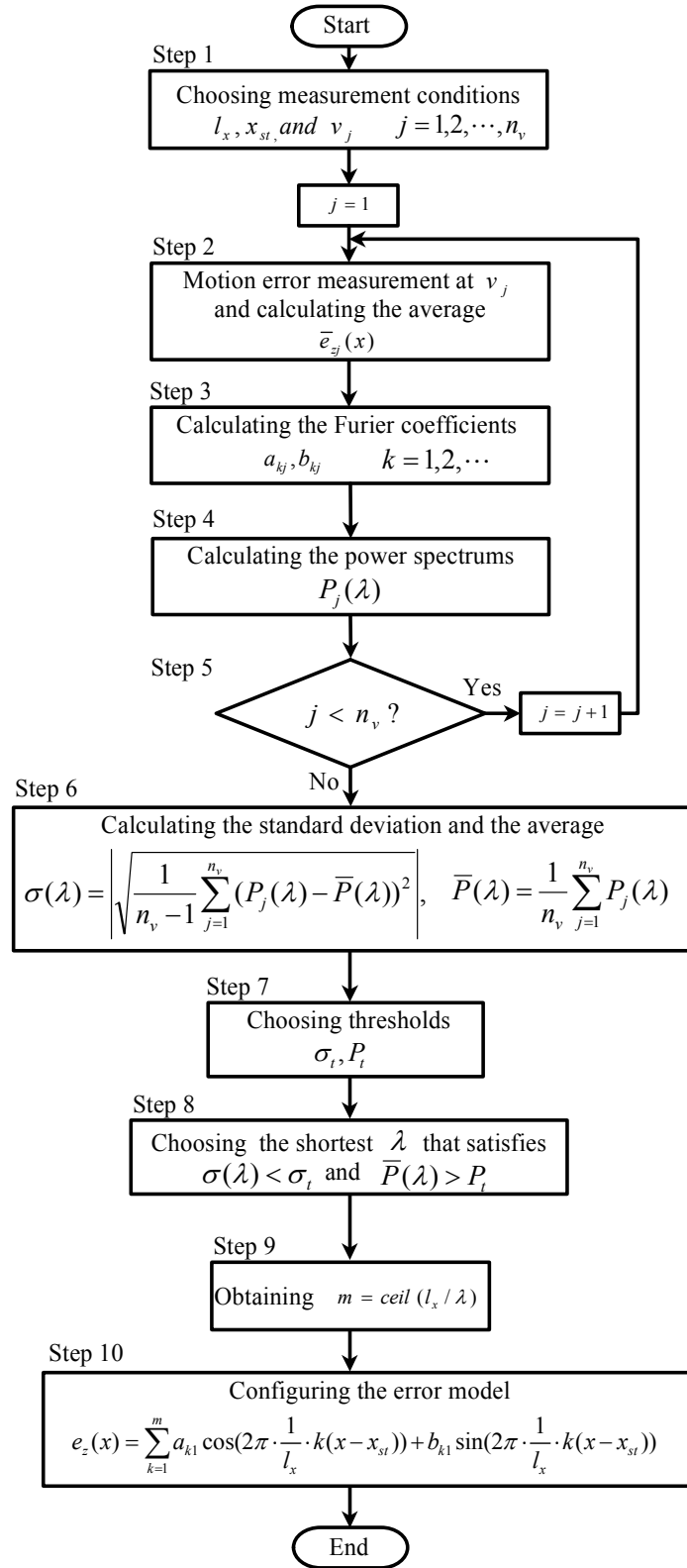


Fig. 3.3.1 Algorithm to identify the straightness error model.

$$f_w(i) = \begin{cases} -\frac{1}{2}\cos(2\pi\frac{i-1}{2N})+0.5 & (1 \leq i < N) \\ 1 & (N \leq i \leq n_d - N) \\ -\frac{1}{2}\cos(2\pi\frac{i-n_d+N-1}{2N}-\pi)+0.5 & (n_d - N < i \leq n_d) \end{cases} \quad (3.3.1)$$

ここで、 n_d は全測定区間の測定点数であり、 N は収束区間における測定点数である。誤差プロファイルの歪みを防ぐために、この重みではモデル構築範囲の両端以外では重みが1となるように設定されている。Step 4では、周期成分の波長 λ に対する $\bar{e}_{z1}(x)$ のパワースペクトル $P_1(\lambda)$ を求める。

Step 2~4までの操作を繰り返して n_v とおりの送り速度で測定した誤差から求めたパワースペクトル $P_j(\lambda)$ ($j=1,2,\dots,n_v$)を求め、その標準偏差 $\sigma(\lambda)$ と平均値 $\bar{P}(\lambda)$ を計算する(Step 6)。そしてStep 7において、 $\sigma(\lambda)$ のしきい値 σ_t と $\bar{P}(\lambda)$ のしきい値 P_t を、真直度誤差の測定に用いた測定器の精度と補正後の真直度の目標値からそれぞれ決定する。Step 8では $\sigma(\lambda)$ が σ_t より小さく、 $\bar{P}(\lambda)$ が P_t より大きくなる最小の λ を求める。 λ を求めると、 m を $m=\text{ceil}(l_x/\lambda)$ として求めることができる(Step 9)。ここで ceil は小数点以下切り上げを意味する。最後にStep 10では、 m とStep 3で求めたフーリエ係数を用いて、式(3.2.4)のように真直度誤差をモデル化する。

以上のようにして真直度誤差をモデル化すると、式(3.2.3)を用いてXY平面の運動誤差を推定することができる。本研究では、推定した誤差をキャンセルする位置指令をZ軸の微動機構に与え、誤差補正を行う。

3.4 運動誤差の補正実験

非回転工具を用いた平面加工を想定して平面度誤差のモデル化と補正を行い、Z軸—テーブル間の相対変位を低減する。また、同様の補正を実加工に適用し、補正効果を検証する。ここでは、運動測定の方法として加工前に測定を行う方法をとるが、加工中に測定を行う方法でも同様の補正を行うことができる。

3.4.1 運動誤差補正の効果

(1) 実験の手順

図3.4.1にモデル構築範囲と相対変位を評価する領域を示す。実験ではまず、変位計とアーティファクト(オプティカルフラット)を用いて運動誤差の測定を行い、誤差モデルを同定する。図3.4.2に実験のセットアップを示す。テーブル上に設置したオプティカルフラ

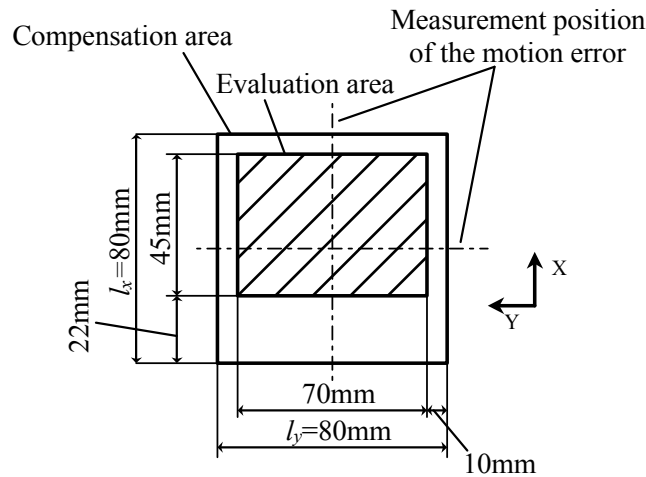


Fig. 3.4.1 Compensation area and evaluation area of motion errors.

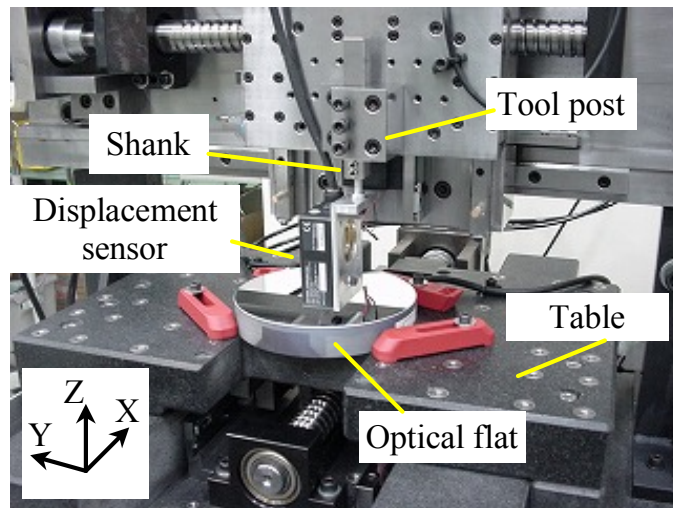


Fig.3.4.2 Experimental setup for motion error compensation.

ットと、Z 軸に取り付けた三角測量型のレーザ変位計を用いて、X 軸の Z 方向の真直度誤差 $e_z(x)$ を測定する。このとき、Y 軸の座標は $y=l_y/2$ とする。X 軸の位置はリニアエンコーダを用いて測定する。表 3.4.1 に測定装置の仕様を示す。 $n_v=3$ とおりの送り速度で測定を行い、 $v_1=4800$ mm/min, $v_2=7200$ mm/min, $v_3=9600$ mm/min とした。サンプリング周波数は 1 kHz とし、各送り速度での測定回数は 3 回とした。収束区間における測定点数 N は 1 回の測定における測定点数の 10% とした。Y 軸でも同様の方法で真直度誤差モデルを同定する。

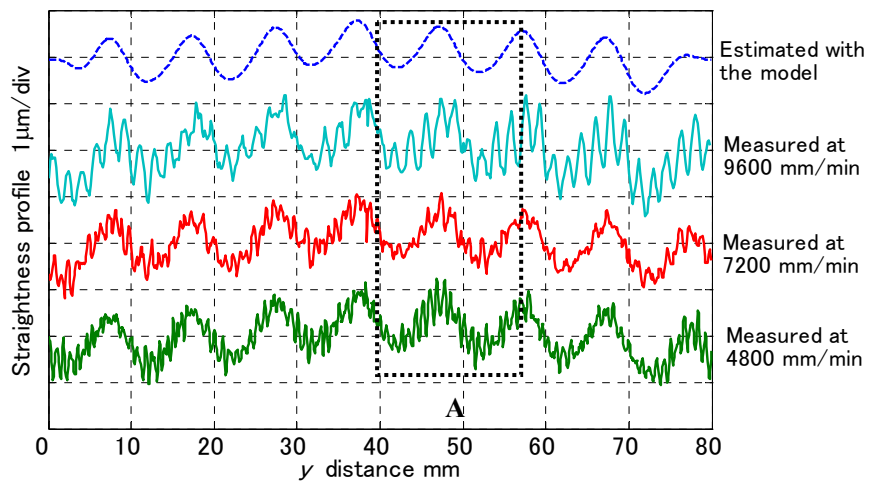
誤差モデルを構築した後、補正前後で XY 平面の運動における Z 軸-テーブル間の Z 方向の相対変位を測定し、測定結果を比較する。測定では、X 軸の正方向にピックフィード P_f を与えながら、Y 軸を正方向に駆動する。送り速度は 7200 mm/min とし、 $P_f=1$ mm とした。

Table 3.4.1 Specifications of measurement instruments.

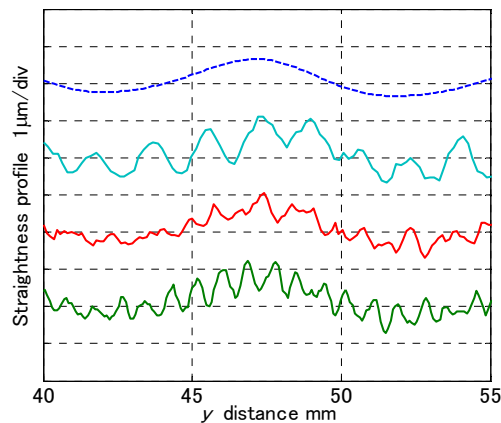
Optical flat	Diameter	150 mm
	Flatness	32 nmP-V
Laser displacement sensor	Sensor type	Triangulation surveying
	Resolution	10 nm
	Accuracy	20 nm
	Bandwidth	50 kHz

(2)誤差モデルの同定

測定した $e_z(y)$ と同定したモデルから求めた $\hat{e}_z(y)$ を図 3.4.3 に示す. 同図(a)における 3 つの $e_z(y)$ には波長約 10 mm の周期成分と振幅が 0.5~1 μm 程度の高周波成分が見られる. ボールねじのリードが 10 mm であることから, 波長約 10 mm の周期成分はボールねじの振



(a) Comparison over the measurement distance.



(b) Magnified view of A.

Fig3.4.3 Comparison of the measured and estimated straightness errors.

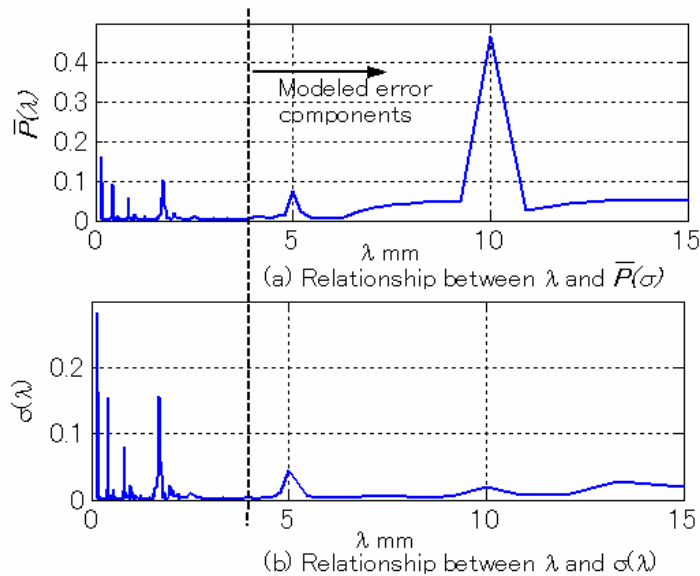


Fig. 3.4.4 The standard deviation and the average of power spectrums of straightness error.

れ回りに起因する静的な誤差であるといえる。領域 A の拡大図である同図(b)より、高周波成分の波長は 0.7~1.7 mm 程度であり、送り速度によって波長と振幅が変化していることがわかる。よって、波長 0.7~1.7 mm の成分は動的な誤差であるといえる。この誤差は送り系のサーボモータのトルク変動が加工機の振動モードを励起して発生した振動である。同図(a), (b)に示す $\hat{e}_z(y)$ を見ると、 $e_z(y)$ から振動を除いてボールねじの振れ回りによる静的誤差がモデル化されていることがわかる。図 3.4.4 に測定した $e_z(y)$ から求めた $\sigma(\lambda)$ と $\bar{P}(\lambda)$ を示す。この実験では、 $\sigma_f=0.05$ 、 $P_f=0.01$ とし、波長が約 4 mm 以上である周期成分を静的誤差としてモデル化した。

(3) 実験結果

図 3.4.5, 3.4.6 に運動誤差の補正前・補正後に相対変位を測定した結果を示す。測定系のノイズを除去するため、カットオフ周波数 50 Hz のローパスフィルタを用いてデータをフィルタリングした。2つの結果を比較すると、補正後の結果の方が相対変位が小さいことがわかる。補正前の結果では、Y 軸を駆動した場合に波長約 10 mm のボールねじの振れ回りに起因する変位が見られるが、補正後の結果ではこの変位が小さくなっている。相対変位は補正前の結果で 1.3 $\mu\text{mP-V}$ であり、補正後の結果で 0.5 $\mu\text{mP-V}$ であった。つまり、式 (3.2.3)

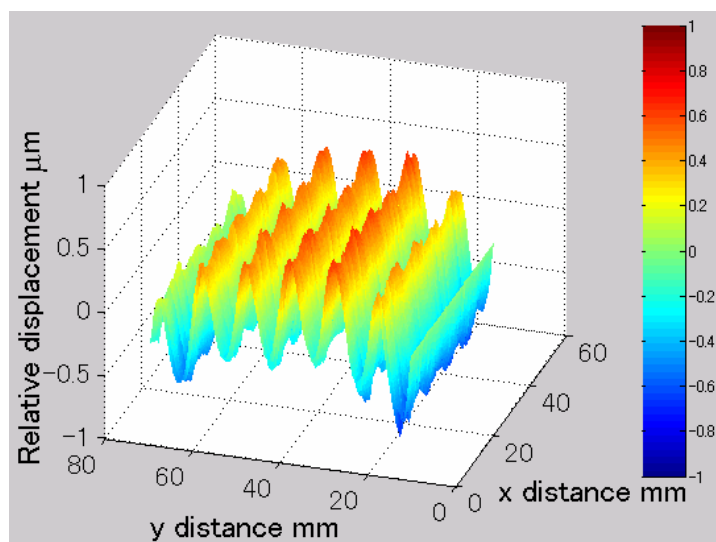


Fig.3.4.5 Relative displacement of the tool to the table before the compensation.

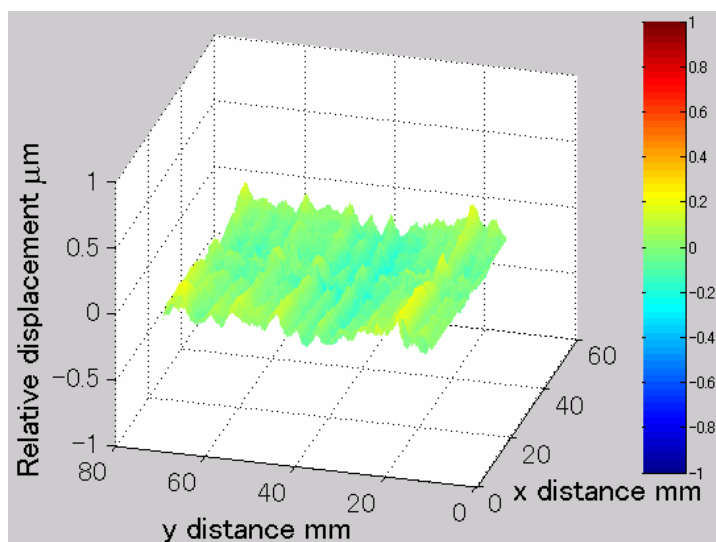


Fig.3.4.6 Relative displacement of the tool to the table after the compensation.

にもとづく誤差モデルによる平面度補正によって Z 軸—テーブル間の相対変位を約半分に低減できた。

3.4.2 運動誤差補正を用いた加工

平面度補正を非回転工具を用いた平面加工に適用する。補正前後で加工を行い、加工面の断面曲線を測定・比較する。図 3.4.7 に実験のセットアップを示す。工具には単結晶ダイヤモンド工具を用い、被削材にはアルミニウム合金を用いた。被削材は小型バイスを用い

でテーブル上に固定し，工具は Z 軸に取り付けてある刃物台に固定した． X 軸の正方向にピックフィード P_{fc} を与え， Y 軸を正方向に駆動して加工を行う． 加工後に，触針式の表面粗さ測定機を用いて，切削方向に沿った断面曲線を測定する． 表 3.4.2 に切削条件を示す． 断面曲線の測定における測定間隔は $0.2 \mu\text{m}/\text{点}$ とした．

図 3.4.8 に補正前における加工面の断面曲線と Z 軸－テーブル間の相対変位の測定値を比較した結果を示す． また，図 3.4.9 に補正後における加工面の断面曲線と Z 軸－テーブル間の相対変位の推定値を示す． 補正後における Z 軸－テーブル間の相対変位の推定値は，図 3.4.5 に示す相対変位の測定値と補正運動の指令値の差から求めた． また，断面曲線は 100 点の移動平均フィルタを用いてフィルタリングしている． 2 つの図より，断面曲線の真直度は補正前で約 $1.0 \mu\text{m}$ ，補正後で約 $0.4 \mu\text{m}$ であることがわかる．

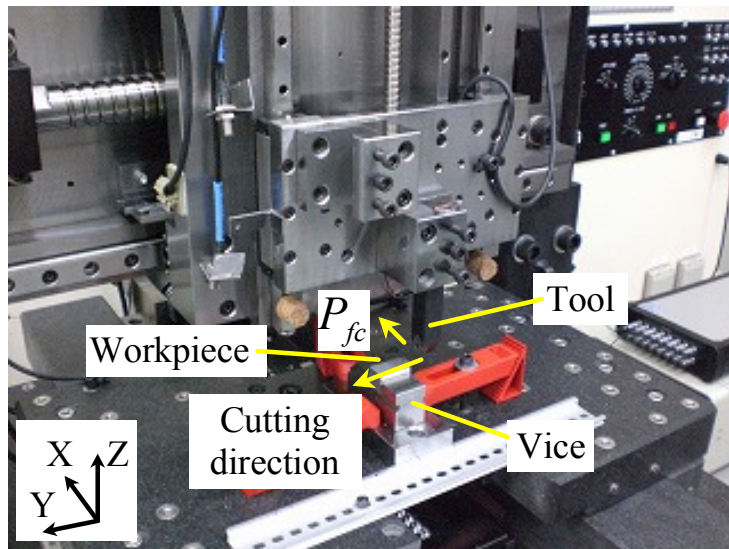


Fig.3.4.7 Experimental setup for surface machining.

Table 3.4.2 Machining condition.

Cutting tool	Material	Single crystal diamond
	Nose radius	10 mm
	Rake angle	0°
Workpiece		Aluminum alloy A2079
Feedrate		7200 mm/min
Pick feed P_{fc}		$30 \mu\text{m}$

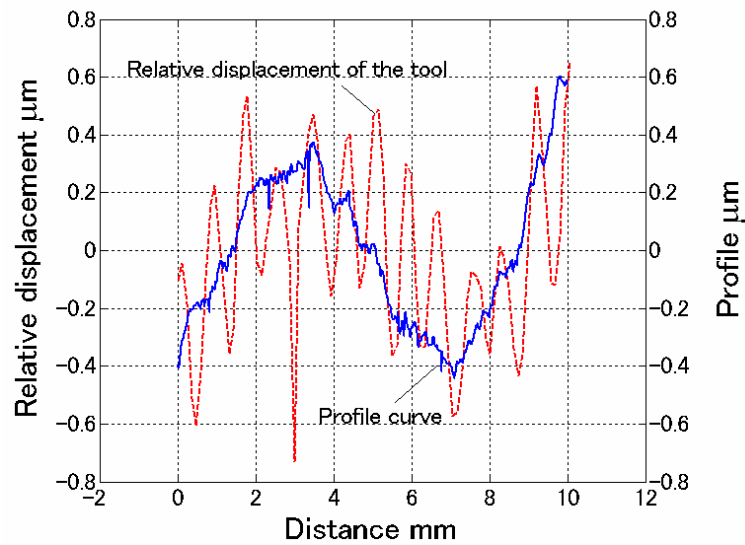


Fig.3.4.8 Comparison of the profile curve and the relative displacement of the tool without the compensation.

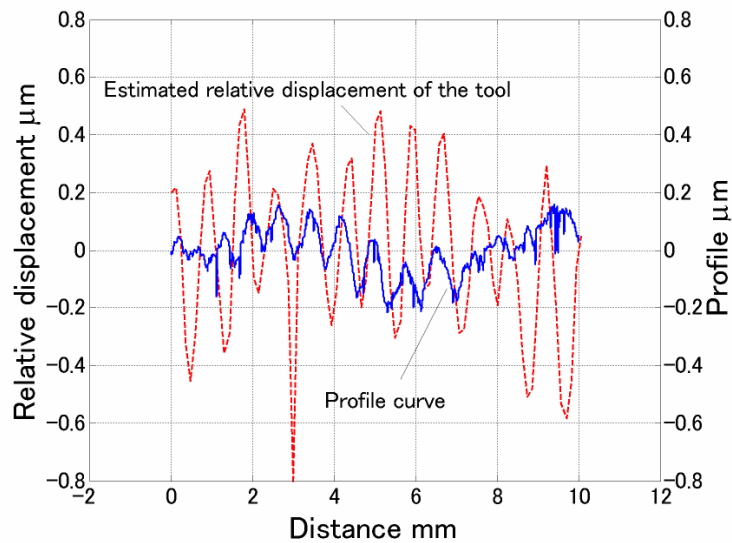


Fig.3.4.9 Comparison of the profile curve and the estimated relative displacement of the tool with the compensation.

図 3.4.8 に示す補正前の結果では、ボールねじの振れ回りによる相対変位が確認できる。変位の波長は 10 mm、全振幅は約 1.0 μm である。断面曲線を見ると、この変位が加工面に転写されていることがわかる。相対変位には、波長約 0.8 mm、全振幅約 0.6 μm の周期変動も見られるが、これは Y 軸のベースがたわむ振動モードに起因する振動である。断面曲線では、この振動と同期した形状が 0.1~0.2 μm の全振幅で見られる。

図 3.4.8 と図 3.4.9 を比較すると、補正によってボールねじの振れ回りに起因する運動誤

差が低減され、それと対応して断面曲線の真直度が向上していることがわかる。しかし、波長約 0.8 mm の振動は低減されていない。したがって、振動に対しては別の対策が必要となる。

3.5 角度偏差の影響

前節まででは、加工前に工具刃先の運動測定を行う方法を用いて、平面度補正の補正効果を検証した。これに対して加工中に運動測定を行う場合、実際は刃先と異なる位置で測定した運動から刃先運動を推定することが必要である。しかし、この方法は加工機の運動に伴う角度偏差の影響をうける⁵⁰⁾。そこで、ここでは角度偏差を含む運動誤差の測定を行い、角度偏差がどの程度の影響を及ぼすかを調査する。

図 3.5.1 に、第 2 章で述べた計測融合加工システムにおいて、刃先の運動測定を行う場合の模式図を示す。Y 軸を直線駆動した場合、刃先の Z 方向の変位 $e_{tool}(y)$ を、刃先とは異なる位置で測定した変位 $e_m(y)$ を用いて推定する。このとき、X 軸まわりの角度偏差 $e_{ang}(y)$ がどの程度影響を及ぼすかを調べる。ここでは、Y 軸被駆動体の中央が回転中心であると仮定する。

図 3.5.2 に実験装置の配置を示す。図中において、 l_{AB} は変位計 A, B の Y 方向の距離、 l_{AC} は変位計 A, C の Y 方向の距離を表す。変位計の個体差の影響を低減するために、距離の異なる 2 組の変位計で角度偏差を測定する。 $e_m(y)$ を測定するために、変位計 A と B を測定側の刃物台に設置する。そして、 $e_{tool}(y)$ を測定するために、変位計 C を加工側に設置す

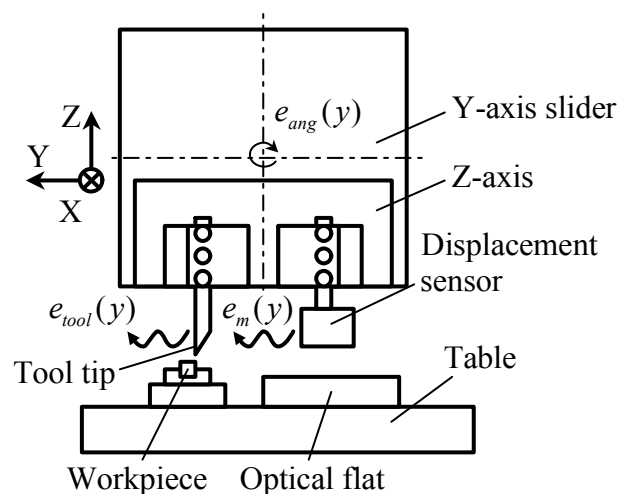


Fig.3.5.1 Schematic drawing of the measurement of tool motions.

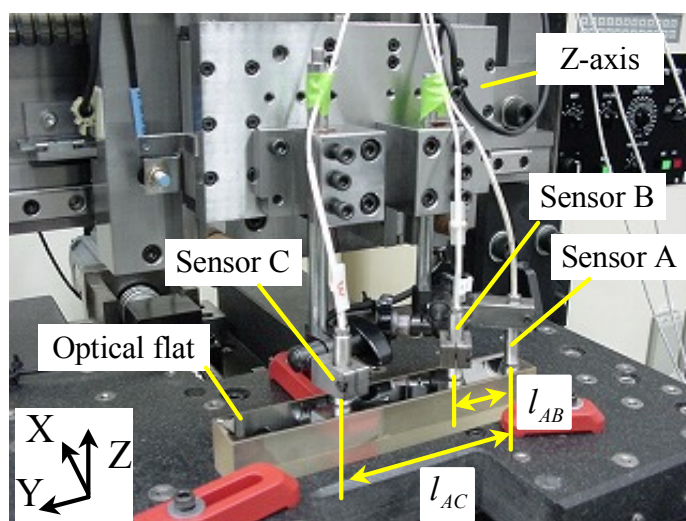


Fig.3.5.2 Experimental setup for the measurement of angular motion of Y-axis.

Table 3.5.1 Specifications of measuring instruments.

Optical flat	Size	200mm × 30 mm × 30 mm
	Flatness	43 nmP-V
Displacement sensor	Type	Capacitance
	Resolution	10 nm
	Accuracy	30 nm

る。変位計は全て静電容量型のものを用いた。また、測定基準としてオプティカルフラットをテーブル上に設置する。表 3.5.1 に測定装置の主な仕様を示す。

まず、Y 軸を正方向に駆動し、各変位計の Z 方向変位を測定する。次に、変位計 A と変位計 C の測定結果の差を l_{AC} で除して角度偏差 $e_{angAC}(y)$ を求める。同様に、変位計 A と変位計 B の測定結果から $e_{angAB}(y)$ を求める。y はリニアエンコーダを用いて測定する。測定条件は、測定距離：60 mm，送り速度：2400 mm/min，サンプリング周波数：1 kHz， $l_{AB}=47$ mm， $l_{AC}=120$ mm，とした。また、変位信号はカットオフ周波数 200 Hz のローパスフィルタ（アナログ）を通して、A/D ボードを用いてサンプリングした。

図 3.5.3 に、 $e_{angAC}(y)$ と $e_{angAB}(y)$ の測定結果を示す。サンプリング信号はカットオフ周波数 20 Hz のデジタルローパスフィルタを用いてフィルタリングした。 $e_{angAC}(y)$ と $e_{angAB}(y)$ の測定結果を比較すると、測定開始点と測定終了点付近において、両者の差が大きくなっていることがわかる。これは加減速時の振動の影響である。加減速時を除いた定常状態においては、両者の差は最大で約 0.1 秒である。

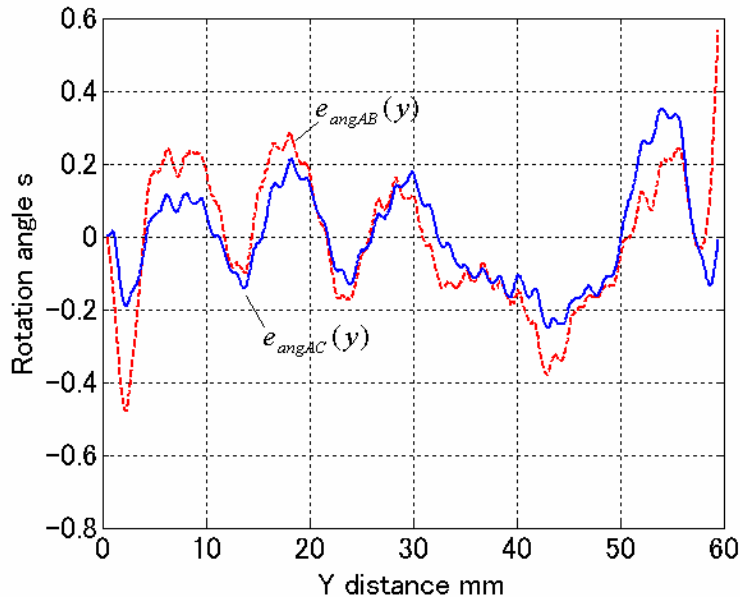


Fig.3.5.3 Comparison of $e_{angAC}(y)$ and $e_{angAB}(y)$.

$e_{angAC}(y)$ の測定結果において、角度偏差は最大で約 0.4 秒であることがわかる。これは、 $l_{AC}=120 \text{ mm}$ を用いて変位計 A と変位計 C の測定値の差に換算すると、 $0.2 \mu\text{m}$ に相当する。波長約 10 mm の周期的変動が見られるが、この波長はボールねじのリードと一致するため、ボールねじの回転に同期して角度偏差が発生していることがわかる。

3.6 結論

本章では、運動誤差の測定値から、運動条件によらず常に同じ位置で発生する静的な誤差を分離してモデル化・補正する方法を考案し、実験により補正効果を検証した。本章で得られた主な結論は以下のとおりである。

- (1) XY 平面の運動における Z 方向の運動誤差をモデル化した。周波数領域で誤差を解析し、フーリエ級数を用いることで測定データから振動などの動的な誤差を除いて静的な誤差をモデル化する方法を提案した。
- (2) 非回転工具を用いた平面加工を想定し、実験機に対してボールねじの振れ回りによる運動誤差のモデル化・補正を行い、補正の前後で Z 軸—テーブル間の Z 方向の相対変位を測定した。その結果、相対変位を $1.3 \mu\text{mP-V}$ から $0.5 \mu\text{mP-V}$ に低減することができた。

- (3) 実加工において、補正の効果を検証した。Y 軸ベースがたわむ振動モードに起因する振動とボールねじの振れ回りに起因する運動誤差を分離して補正することができた。加工面の断面曲線の真直度は $1.0\ \mu\text{m}$ から $0.4\ \mu\text{m}$ に向上した。
- (4) 工具とは異なる位置で測定した加工機の運動誤差を用いて同様のモデル化を行う場合を想定し、Y 軸の運動に伴う X 軸まわりの角度偏差を測定した。角度偏差はボールねじの回転に同期して発生し、最大で 0.4 秒程度であった。

第4章 マルチボディシミュレーションを用いた 高精度加工機の振動解析

4.1 緒論

2.3.2節で述べたように、運動転写型の高精密加工において、切込み軸には数10～数100 Hzの高帯域の運動を必要とする。この周波数は一般的な加工機の構造振動の共振周波数と同程度である。このため、切込み運動によって構造振動が励起され、切込み軸の制御性能が低下するという問題が発生する。加工機の振動特性は、軸構成や構造における質量・剛性の配分など、基本的な機械構造によって決定される。したがって、振動問題を解決するためには加工機的设计プロセスにおいて、まず力学特性的设计段階で、必要な周波数帯域に問題となる振動モードが存在しないように設計を行うことが重要である。このためには、加工機全体についての概略の振動設計を構想段階で行える解析法が必要である。

加工機の振動解析を行うための方法として、有限要素法（FEM：Finite Element Method）を用いる方法およびマルチボディシミュレーション（MBS：Multi Body Simulation）を用いる方法がある⁵¹⁾。FEMでは、適切な境界条件を設定することで精度よくモデル化を行うことが可能である。従来、ボールねじ・主軸といった複雑な加工機の構成要素を、FEMを用いてモデル化する方法について研究が行われてきた^{52)~54)}。しかし、加工機全体をモデル化する場合、自由度が大きくなり、計算負荷が増大するという問題がある。この問題を解決するために、モデルの自由度を減らす対策がとられる。具体的には機械をいくつかのサブコンポーネントに分割し、境界条件を設定してそれらを結合する、または、自由度の大きな部品をより自由度の少ない等価モデルに置き換えるといった方法が用いられる^{55)~59)}。

また、設計プロセスへの導入を容易にするために、商用FEMソフトでは、機械の3次元モデルを3次元CADソフトと共有できるようになっている。しかし、部品間の境界条件の設定が、表面・輪郭線といった部品形状に依存していることが多いため、初期の構想段階におけるモデルでは、案内などに対応する境界条件を設定することが難しい。また、部品の干渉を避けるために、ある程度の詳細な設計モデルを必要とする場合も多い。

MBSではFEMと比較して少ない自由度で機械をモデル化することが可能である。また、単純なばねマスモデルを用いて解析を行うため、構造における質量・剛性の配分が明確であり、基本的な力学特性の設計に適している。三次元測定機や加工機において、MBSを用いて運動誤差や振動特性をシミュレートする研究が行われている^{60)~64)}。また、MBSとFEMを組み合わせることで、動的な解析において、より解析精度を向上させる研究もなされている⁶⁵⁾。

例えばMBSを用いた工作機械の力学特性の評価用ツールとして、Axis Construction Kit (ACK) がIWF (ETH Zurich, Institute for Machine Tools and Manufacturing)によって開発され

ている⁶⁶⁾。このソフトでは、3次元のMBSを用いて、静的・動的な解析を行うことが可能である。また、1つの部品を複数の要素に分割することで簡単な弾性体もモデル化できる。そして、設計の初期段階でも容易にモデルを構築するため、部品を結合するばねの位置や部品の物理パラメータを部品形状とは独立に設定可能としている。構想段階の設計では、構成要素を変化させながら全体の性能を評価する必要があり、ACKのもつモデル化の容易さは大きな利点である。

本章では、ACKによって構成要素の剛性が加工機全体の性能へ与える影響の度合いを調べながら高精度加工機の振動解析を行い、切込み運動によって構造振動が励起される問題を解決する。具体的には2.5.4節で述べた、90 Hz程度の切込み運動において実切込み量が減少する問題を解決する。また、ACKと商用FEMで解析精度とモデル化の容易さの比較も行う。

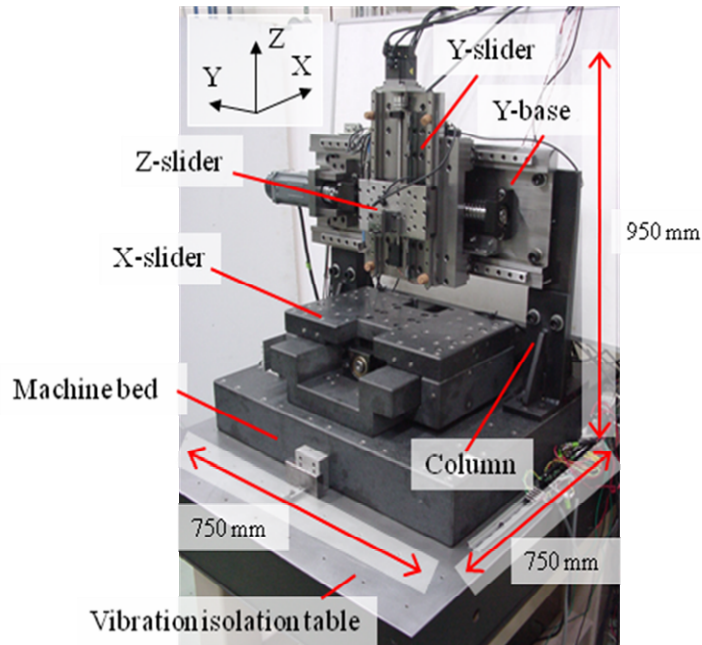
本章の構成は以下のとおりである。4.2節では、ACKと商用FEMを用いて2.5節で述べた高精度加工機のモデル化を行う。4.3節では、モデルの自由度と解析精度の関係について調べる。4.4節では、切込み量減少の原因を調べるために加工機のモード解析を行う。構築したモデルを用いてモード解析を行い、結果を実験モード解析と比較する。4.5節では、4.4節の結果にもとづいて加工機的设计変更を行い、その効果を検証する。4.6節は以上をまとめた結論である。

4.2 振動解析のための加工機のモデル化

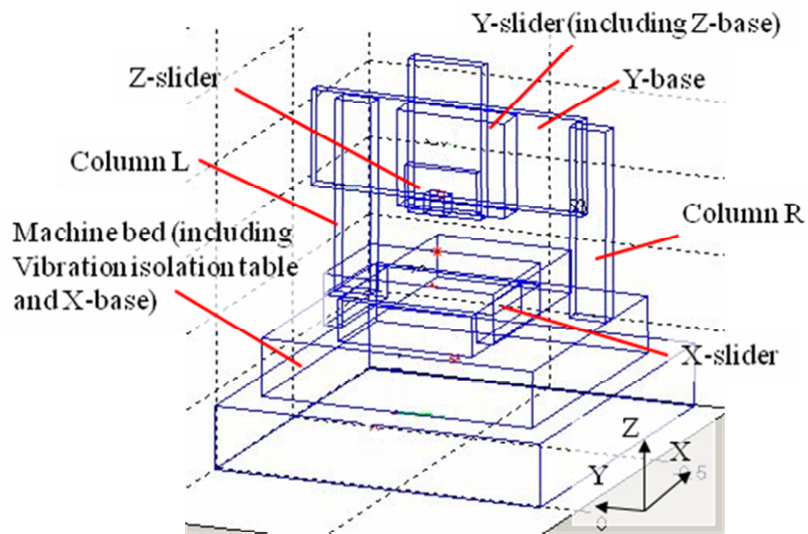
振動解析のために、2.5節で述べた高精度加工機のモデル化を行う。構成要素の加工機全体の性能への寄与度を調べるために、剛体・弾性体を用いたいくつかのモデルを構築し、結果を比較する。また、モデル構築に必要とする時間を商用のFEMソフトウェアと比較する。

4.2.1 マルチボディシミュレーションを用いたモデル化

ACKを用いてモデル化を行う。まず、構築するモデルの中で、弾性体を用いないモデルの構築について述べる。図4.2.1(a), (b)に加工機の外観と構築したモデルをそれぞれ示す。モデル化ではまず、各機械部品を剛体の直方体として簡略化する。次に、いくつかの部品は1つのコンポーネントとしてアセンブリする。そして最終的に、図4.2.1(b)に示す7つのコンポーネントをXYZ方向に独立した剛性を設定したばねで結合し、モデルを構築する。各送り系のベースと被駆動体(スライダ)は案内とボールねじに対応するばねで結合する。ベッドは除振台の空気ばねに対応する弱いばねで慣性系と結合する。ボルトで結合している部分の剛性が十分に大きいと仮定し、ベッド-左右のコラム-Yベースの間は剛体結合とする。



(a) Appearance of the machine under investigation.



(b) Simulation model developed with the ACK.

Fig.4.2.1 Machine under investigation and developed simulation model.

図 4.2.2 に、剛体・弾性体を用いて構築した 3 つのモデルを示す．ACK では、1 つの部品を複数の要素に分割し、それらをばねで結合することで弾性体を表現する．ばねの剛性は、設定した部品の要素数、ヤング率、寸法から決定される．以下に 3 つのモデルの詳細を述べる．

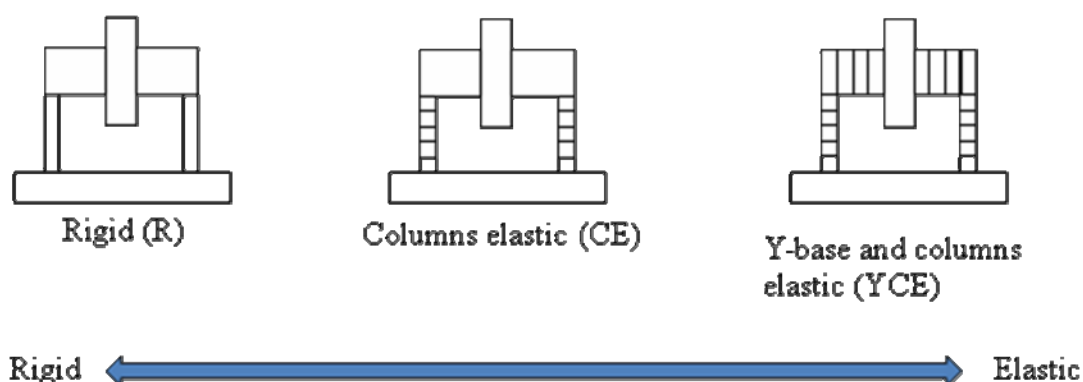


Fig.4.2.2 Three different models used in simulations.

- (1) Rigid (R) : 4.2.1 節第 1 段落で述べたモデルである。全ての部品を剛体としており、各送り系のベースと被駆動体（スライダ）は案内とボールねじに対応するばねで結合する。ベッドーコラムーY ベースの間は剛体結合とする。
- (2) Columns elastic (CE) : 基本構造は R モデルと同様とし、コラムを Z 方向に分割し、弾性体とする。
- (3) Y-base and columns elastic (YCE) : 基本構造は R モデルと同様とし、コラムと Y ベースの両方を弾性体とする。

このように、Y ベースとコラムの両方を弾性体としたモデルから、これらの要素を 1 つずつ剛体に変更して解析を行い、これらの要素が全体の振動特性にどの程度寄与するかを調べる。要素の寄与度を高い信頼性で判断するためには、より解析精度のよいモデルから剛体の数を増やしていく必要がある。このため、ここでは YCE モデルの解析結果が実験モード解析の結果と一致するように、試行錯誤的にモデルの剛性パラメータを設定した。質量は設計値を用いた。

4.2.2 FEM を用いたモデル化

FEM ソフトウェア Ansys Workbench を用いて、4.2.1 節で述べた 3 つのモデルと同様のモデルを構築する。部品を剛体とする場合は、部品表面のノードを剛体結合した。部品をばねで結合するために必要な参照面の設定において、部品表面の一部のみが接触面（結合面）となっている場合は、部品表面に高さ 1 μm の段差を設けて接触面と参照面が一致するようにした。

ACK と FEM におけるモデル構築と解析に必要とする時間を比較する。ここでは R モデルにおいて、モデルを構築し、モード形状と固有振動数を求めるまでの時間を比較する。作業者は両方の方法を用いて予め同様のモデル構築・解析を何度か行い、操作に習熟した

Table 4.2.1 Comparison of required time for simulations with ACK and commercial FEM software package.

		ACK		Commercial FEM software package	
		Required operations	Time min.	Required operations	Time min.
Modeling of solid parts 13 bodies		Definition of the coordinate including material definition	10	Definition of sketch plains and sketches of cross section Extrusion	35
Couplings for guideways and drives	Guideway 2D stiffness at 4 points in 3 axes	Net of 2D stiffness × 3	9	1D stiffness × 24 (2 direction × 4 points × 3 axes)	24
	Drive 1D stiffness at 1 point in 3 axes	Drive stiffness × 3		1D stiffness × 3	
Other couplings	Grouping of bodies	Grouping × 4	11	Definition of contact surfaces × 6	40
	Couplings to the inertial system	Net of 3D stiffness × 1		1D stiffness × 12 (3 direction × 4 points)	
	Couplings of columns	Net of 3D stiffness × 2 Row of 3D stiffness × 2		1D stiffness × 24 (3 direction × 4 points × 2 columns) 1D stiffness × 8 (2 direction × 2 points × 2 columns)	
Other operations		Kinematic definition Analysis definition Calculation	3	Material definition Analysis definition Calculation	5
Total required time		33 min.		104 min.	

状態で作業する。FEMにおいて、ばね結合の参照面設定における段差は省略した。

モデル構築・解析に必要な操作とその所要時間の比較を表 4.2.1 に示す。総所要時間を比較すると、ACK では FEM を用いた場合の約 1/3 の時間で解析が行えることがわかる。これは、ACK には案内・ボールねじ送り系といった構成要素がモジュールとして実装されており、モデル構築に必要な操作量が少ないためである。例えば、案内に対応するばね結合の設定において、ACK では 2 方向に剛性をもつばねが 4 つ 1 組になったモジュールを 3 回設定すればよいのに対して、FEM では 1 方向に剛性をもつばねを 24 回設定しなくてはならなかった。

4.3 モデルの自由度と解析精度の関係

部品を弾性体としてモデル化する場合、モデルの自由度(nDOF : Number of degrees of freedom)が解析結果に大きな影響を与える。そこで、振動解析において弾性体モデルを用いる場合に、どの程度の自由度が必要であるかを調べる。このために、ACK と FEM において、様々な自由度でモデル化した部品のモード解析を行い、解析結果を理論計算結果と比較する。ここでは、ACK と FEM におけるモデルの自由度は次式で求める。

$$nDOF_{ACK} = 6 \times m_e \quad (4.3.1)$$

$$nDOF_{FEM} = 3 \times m_n \quad (4.3.2)$$

ただし、 m_e は分割した要素の数を表し、 m_n はノード数を表す。例えば FEM において、20 ノードから成る六面体ソリッド要素の自由度は式(4.3.2)より 60 と求められる。いくつかの要素が結合された場合は境界のノードが共有されるため、そのノードの分だけ自由度が減少する。

図 4.3.1 に解析対象とする片持ち梁を示す。図中において、 w_c 、 h_c 、 t_c はそれぞれ梁の幅、高さ、厚みを表す。この解析では比較的低次の振動モードに注目し、表 4.3.1 に示す 1～5 次の固有振動モードの固有振動数を求める。ACK では梁を Z 方向に分割してモデル化する。また、加工機のコラムを想定して梁の材料は炭素鋼とし、梁の寸法は $w_c=100$ mm、 $h_c=500$ mm、 $t_c=38$ mm とした。

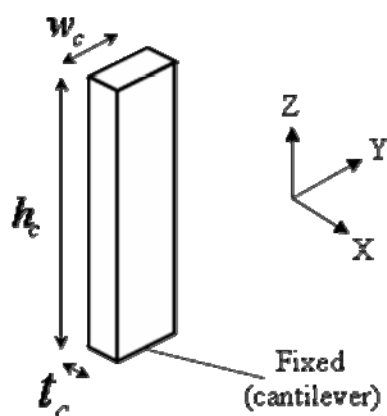


Fig.4.3.1 Cantilever used in the calculation.

Table 4.3.1 The first five modes of the cantilever shown in Fig. 4.3.1.

Mode order	Description of mode shapes
1	The first bending mode in the X-direction
2	The first bending mode in the Y-direction
3	The second bending mode in the X-direction
4	The first torsion mode
5	The second bending mode in the Y-direction

図 4.3.2, 4.3.3 に, ACK を用いて求めた固有振動数と理論計算結果の差と, FEM と理論計算結果との差をそれぞれ示す. 差は理論計算結果で除して正規化した. 図 4.3.2 に示すどの結果でも, 自由度が大きくなると理論計算結果との差が小さくなることがわかる. しか

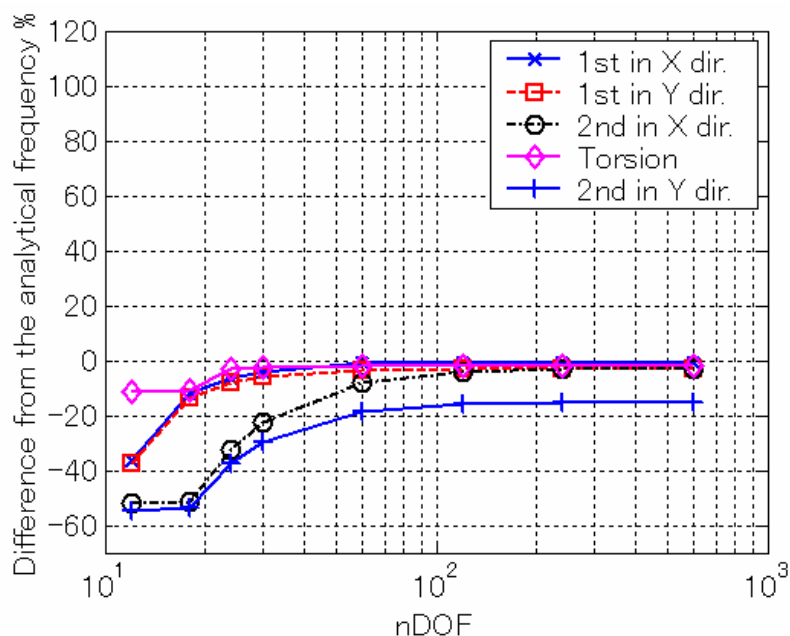


Fig.4.3.2 Relationship between nDOF and difference from the analytical natural frequency for the cantilever with the ACK.

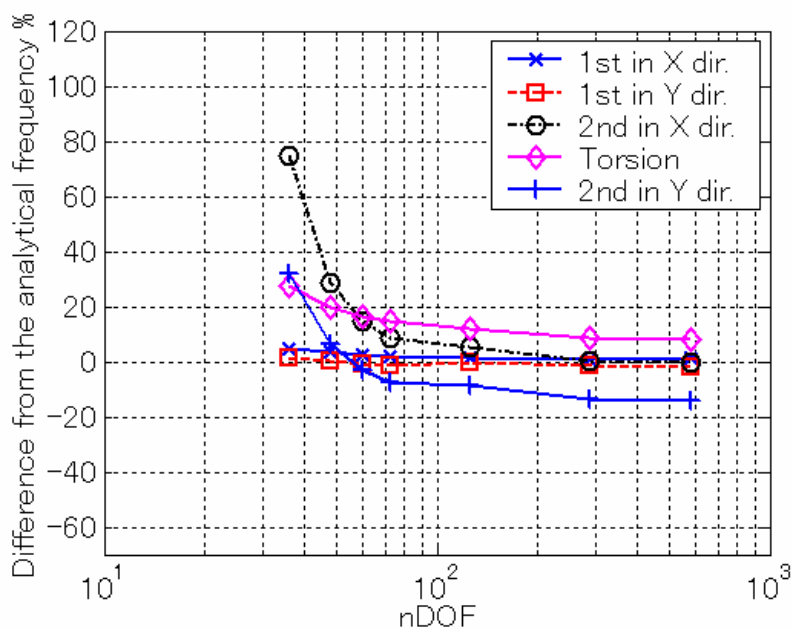


Fig.4.3.3 Relationship between nDOF and difference from the analytical natural frequency for the cantilever with the FEM.

し、自由度が 100（約 17 要素に相当する）より大きくなると、差はほぼ一定の値になっている。同様に、図 4.3.3 に示すどの結果においても、自由度が大きくなると理論計算結果との差が小さくなるが、自由度が 300 より大きくなると、差はほぼ一定の値になっている。また、図 4.3.2 と図 4.3.3 に示す結果を比較すると、自由度が十分大きい場合は、ACK と FEM での結果がほぼ一致していることがわかる。以上の結果から、ACK において解析精度の低下を防ぐために必要な自由度は FEM よりも少ないことがわかる。

4.4 加工機のモード解析

実切込み量の減少の原因を調べるために、構築したモデルを用いて加工機のモード解析を行う。また、モデルの解析精度を評価するため、ACK と FEM を用いた加工機のモード解析の結果と実験モード解析の結果を比較する。実験モード解析では、インパクトハンマと加速度計を用いた打撃試験を行う。3次元のモード形状を求めるため、加速度計には圧電型の 3次元加速度計を用いる。測定点移動方式の測定を行い、加振点から測定点までの周波数応答を、FFT アナライザを用いて求める。

実験では刃物台を加振点とし、加工機上に 48 点の測定点を設けた。測定機の仕様と解析条件を表 4.4.1 に、図 4.4.1 に加振点と測定点の位置をそれぞれ示す。解析の帯域は 500 Hz とした。ACK を用いた解析では、コラムと Y ベースをそれぞれ 20 要素に分割した。

Table 4.4.1 Specification of measuring instruments and experimental conditions.

Specification of measuring instruments	Sensitivity of the impact hammer	0.21 mV/N
	Sensitivity of the accelerometer	10.10 mV/m/s ² , 10.21 mV/m/s ² , 10.00 mV/m/s ² in each direction
Experimental conditions	Bandwidth	500 Hz
	Number of data points	1024 points
	Window function	Force (excitation force), Rectangular (acceleration)
	Number of FFT lines	400 lines
	Number of averaging	10 times

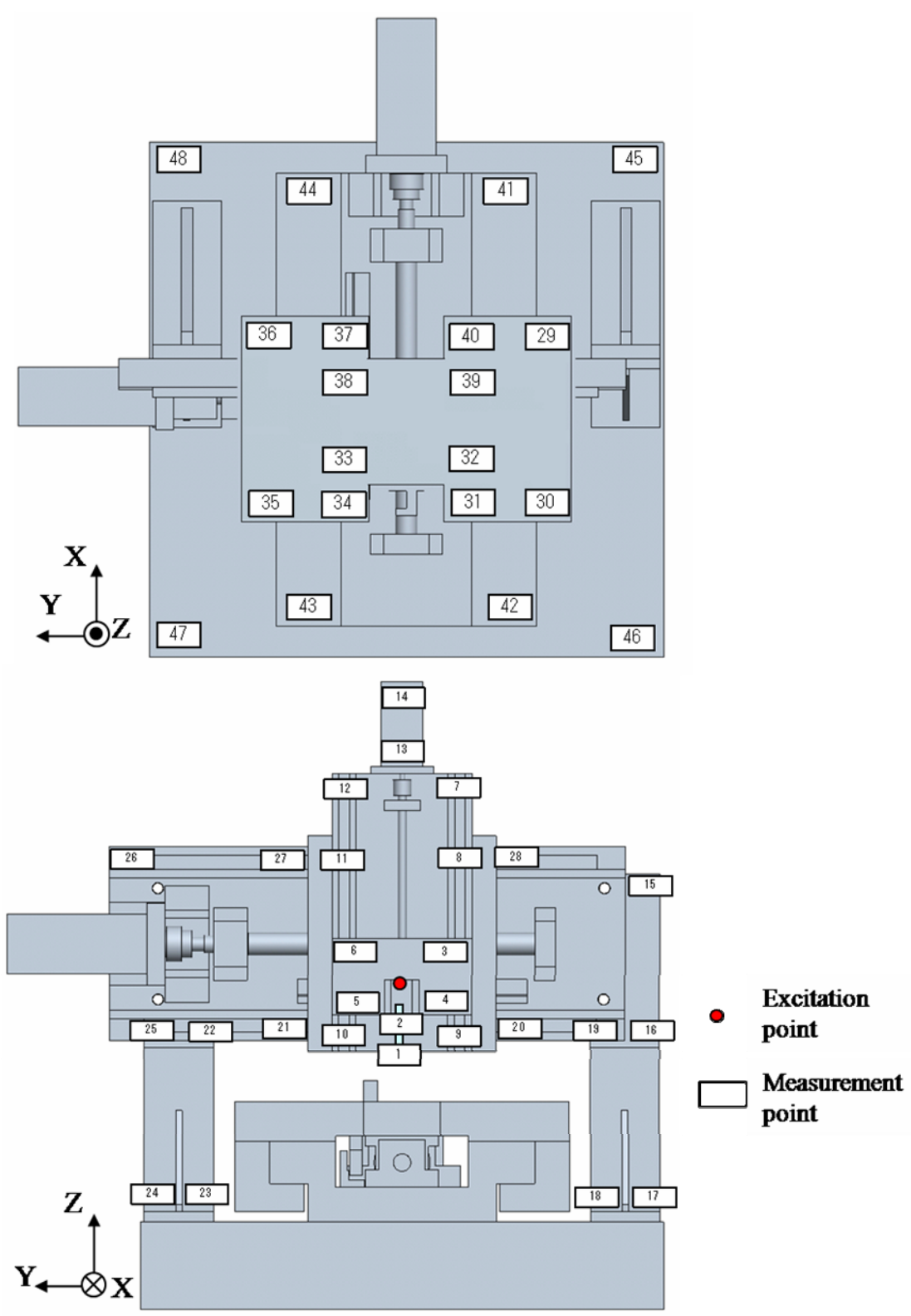


Fig.4.4.1 Excitation and measurement points in the experimental modal analysis.

FEM を用いた解析において，部品を弾性体に設定する際のノード数は，左コラム：561 ノード，右コラム：330 ノード，Y ベース：688 ノードとした。

表 4.4.2 に実験モード解析で得られた固有振動数とモード形状を示す．ここでは低次の構造振動に注目するため，剛体モードと 300 Hz 以上に現れたモードは省略した．モード形状

Table 4.4.2 Natural frequencies and mode shapes obtained by experimental modal analysis. Rigid body modes are neglected.

Mode order	Natural frequency Hz	Description of dominant mode shapes
1	80	(1) B-rotation of Y-bed, Y-slider and Z-slider caused by the deformation of columns (2) B-rotation of Machine bed and X-slider in the counter phase to (1)
2	141	(1) C-rotation of Y-base, Y-slider and Z-slider caused by the deformation of columns (2) C-rotation of X-slider in the counter phase to (1)
3	154	(1) C-rotation of Y-base, Y-slider and Z-slider caused by the deformation of columns (2) C-rotation of X-slider in the simultaneous phase to (1)
4	163	(1) B-rotation of Y-slider and Z-slider caused by the deformation of Y-base (2) X-translation of Machine bed and X-slider
5	180	(1) B-rotation of Y-slider and Z-slider caused by the deformation of Y-base and columns (2) Y-translation of Y-base, Y-slider and Z-slider (3) X-translation and B-rotation of Machine bed and X-slider (4) Y-translation and A-rotation of Machine bed and X-slider in the counter phase to (2)
6	203	(1) B-rotation of Y-slider and Z-slider caused by the deformation of Y-base and columns (2) A-rotation of Y-slider and Z-slider (3) X-translation and B-rotation of Machine bed and X-slider in the simultaneous phase to (1)
7	236	(1) B-rotation of Y-slider and Z-slider caused by the deformation of Y-base and columns (2) A-rotation of Y-slider and Z-slider in the counter phase to (2) in the mode 12 (3) X-translation and B-rotation of Machine bed and X-slider in the counter phase to (1)
8	261	(1) A-rotation of Y-slider and Z-slider (2) Y-translation of X-slider (3) Y-translation of Y-base in the counter phase of (2)
9	274	(1) A-rotation of Y-slider and Z-slider (2) Y-translation of Y-slider and Z-slider (3) Y-translation of X-slider in the simultaneous phase of (2) (4) Y-translation of Y-base in the counter phase of (2)

から，表 4.4.2 に示すモード 1, 4 が工具－工作物間の Z 方向の相対変位に大きな影響を与えるとわかった．2.5.4 節で述べた実験では 90 Hz 程度の切込み運動において実切込み量が減少していたため，周波数のより近いモード 1 が切込み量減少の原因であると考えられる．図 4.4.2(a), (b)にモード 1, 4 のモード形状をそれぞれ示す．同図より，モード 1 ではコラムの変形が，モード 4 では Y ベースの変形が支配的であることがわかる．

表 4.4.3 に ACK と FEM を用いて得られた固有振動数と実験で得られた固有振動数の比較を示す．表中において，固有振動数が近い，もしくはモード形状が類似するモードは同じ行に記載されている．また，○印はモード形状が実験モード解析で得られたモード形状と類似していることを表す．空白のセルは実験値に近い固有振動数が得られなかったことを表す．YCE モデルでの ACK と FEM での結果を比較すると，両者でほぼ同様の結果が得られていることがわかる．他の 2 つのモデルにおける比較でも，ACK と FEM の結果に大きな差は見られなかった．このことから，弾性体を用いたモード解析において，ACK を用いて FEM と同様の結果が得られることがわかる．

YCE モデルでは 9 つ中 6 つのモードにおいて実験モード解析と同様のモード形状と固有振動数が得られている．実験モード解析でのモード 5, 7, 9 は得られていないのは，ベッド－コラム間およびコラム－Y ベース間が剛体結合されているためであると考えられる．YCE モデルを用いて得られたモード 1, 4 のモード形状を図 4.4.3(a), (b)にそれぞれ示す．図 4.4.2 で示した実験モード解析でのモード形状と同様に，モード 1 ではコラムの変形が，モード 4 では Y ベースの変形が支配的であることがわかる．

各モードにおいて，ACK における 3 つのモデルでの結果を比較すると，モード 1 は YCE

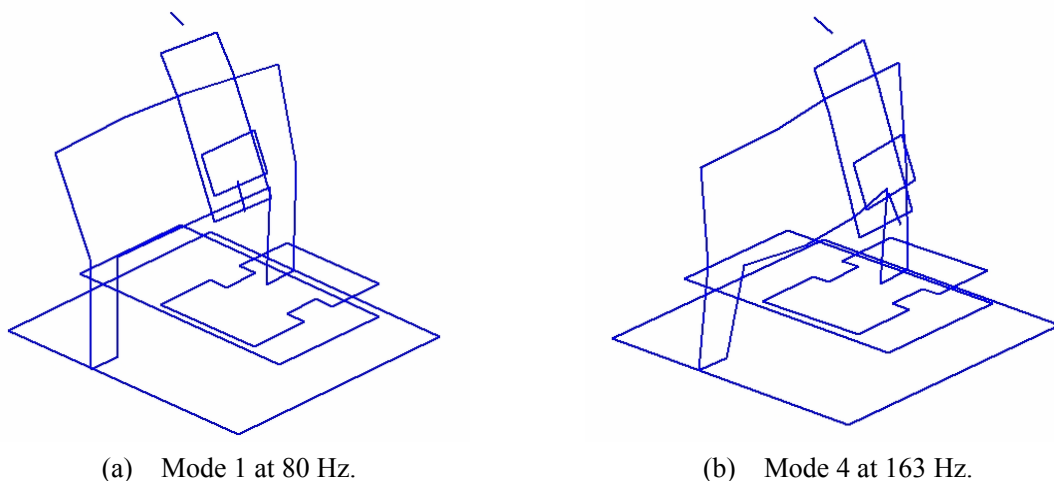
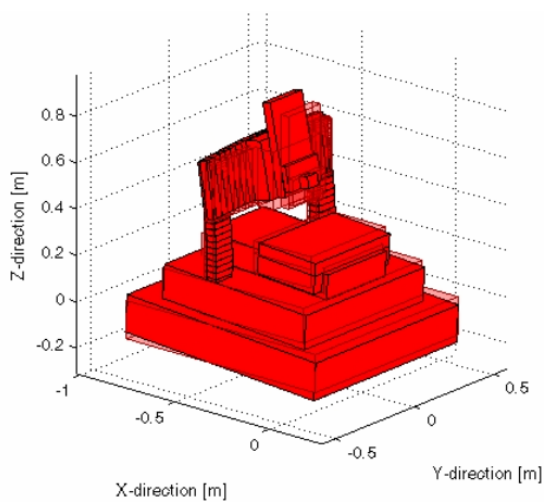


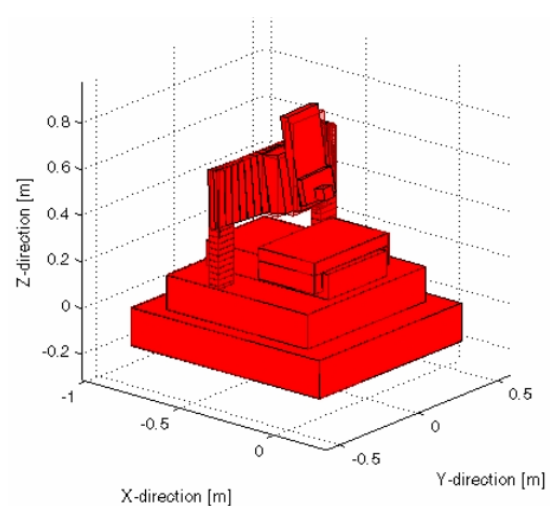
Fig.4.4.2 Mode shapes obtained by the experimental modal analysis.

Table 4.4.3 Comparison of natural frequencies of the machine obtained by experimental modal analysis and simulations. “Comp. with exp.” stands for “comparison with experiment”. (Rigid body modes are neglected.)

Experimental result		R with ACK		CE with ACK		YCE with ACK		YCE with FEM	
Mode order	Natural Freq. Hz	Natural Freq. Hz	Comp. with exp.	Natural Freq. Hz	Comp. with exp.	Natural Freq. Hz	Comp. with exp.	Natural Freq. Hz	Comp. with exp.
Mode 1	80			84.5	○	76.9	○	78.2	○
Mode 2	141	146		145		143	○	144	○
Mode 3	154			225	○	150	○	153	○
Mode 4	163			236	○	160	○	172	○
Mode 5	180								
Mode 6	203					237	○	237	○
Mode 7	236	233							
Mode 8	261	254	○	254	○	247	○	250	○
Mode 9	274	302		297		272		276	



(a) Mode 1 at 76.9 Hz.



(b) Mode 4 at 160 Hz.

Fig.4.4.3 Mode shapes obtained with the YCE model in the ACK.

モデルと CE モデルで得られているが、R モデルでは得られていない。さらに、YCE モデルと CE モデルにおけるモード 1 の固有振動数の差は実験値の 10%程度と小さいため、モード 1 においてコラムの剛性の影響が支配的であるとわかる。モード 2, 6 は YCE モデルでしか得られていない。したがって、これらのモードでは Y ベースの剛性の影響が支配的であるとわかる。モード 3, 4 に対応するモードは YCE モデルと CE モデルで得られているが、CE モデルにおけるこれらのモードの固有振動数は実験値よりも 45%程度高い。よって、モード 3, 4 にはコラムと Y ベースの剛性の両方が影響を与えるといえる。

4.5 振動低減のためのコラムの改良

90 Hz 程度の切込み運動において実切込み量、つまり工具—工作物間の相対変位が減少する問題を解決するために、前節での結果をもとにして実際に加工機の改良を行う。前節の結果から、モード 1 (80 Hz 付近に存在する振動モード) の固有振動数が微動機構の同期運動を行った場合に工具—工作物間の相対変位が減少する周波数と対応する。

振動によって工具—工作物間の相対変位が減少するメカニズムは次のとおりである。図 4.5.1 にモード 1 における振動系を 1 自由度系で表したモデルを示す。図中では簡単のために工作物・X 軸・ベースは固定端としており、 m_b : モード 1 のモード質量、 k_b : モード 1 のモード剛性、 z_b : Z ベースの絶対変位、 z_t : 工具の絶対変位 (実切込み量) である。 z_t を制御するために微動機構を用いて Z ベースと工具の相対変位 $z_b - z_t$ を制御する。しかし、 $z_b - z_t$ の周波数が 80 Hz に近づくと、ばね k_b の変形により $z_b - z_t$ の一部が z_b に吸収され、 z_t が小さくなってしまう。すなわち、モード 1 におけるコラムの変形が工具—工作物間の相

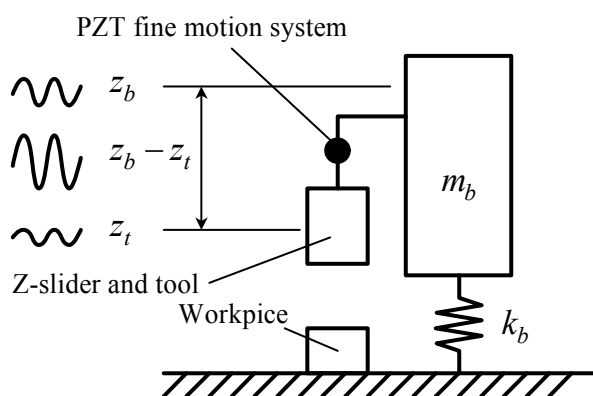


Fig.4.5.1 Variation of the relative displacement between the tool and workpiece due to the driving force.

対変位を吸収し、相対変位が減少したと考えられる。そこで、コラムの剛性を増大させることでモード1の固有振動数を上げ、相対変位の減少を低減する。

まず、どの程度の剛性が必要かを調べるために、ACKにおいてコラムの剛性を変更前の k_s 倍としてモード1の固有振動数を計算し、 k_s と固有振動数との関係を求める。計算では4.2節で述べたYCEモデルを用い、ヤング率を k_s 倍とすることでコラムの剛性を変化させた。求めた k_s と固有振動数の関係を図4.5.2に示す。 k_s が増加するにつれて、 k_s に対する固有振動数の変化率が小さくなっているのがわかる。これは、振動モードが、コラムの変形が支配的なモードからYベースの変形が支配的なモードに変化していくためである。切込み軸には100 Hz以上の応答帯域をもたせるため、モード1の固有振動数の目標値を120 Hzとする。すると図4.5.2から、剛性を変更前の5倍以上にする必要があることがわかる。

そこで、図4.5.3(a)に示す変更前のコラムから、同図(b)に示すようにコラムを変更した。X方向の荷重に対する剛性を増大させるため、加工機背面側のイケールを大型化し、リブをZ方向に延長した。また、イケールとYベースとの接触面積を増やすために、Yベースの取り付け位置をY軸の負方向に50 mm移動させた。イケールの形状設計では、図4.5.4に示すようにイケールの下部を固定して、上部の荷重点にX方向の荷重を加えた時の変位をFEMにより求めて剛性を評価した。ここでは剛性が変更前の7倍となるように設計した。

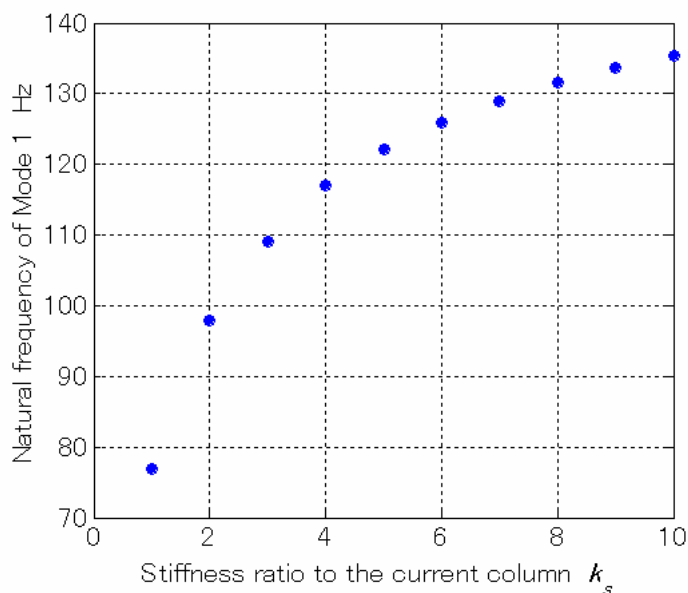
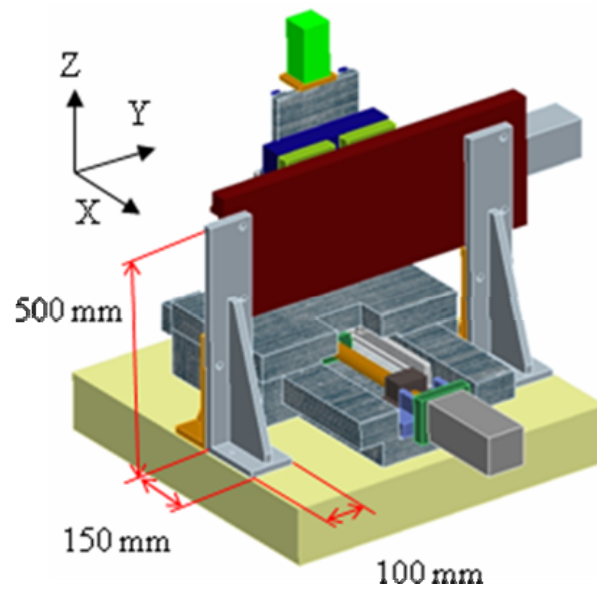
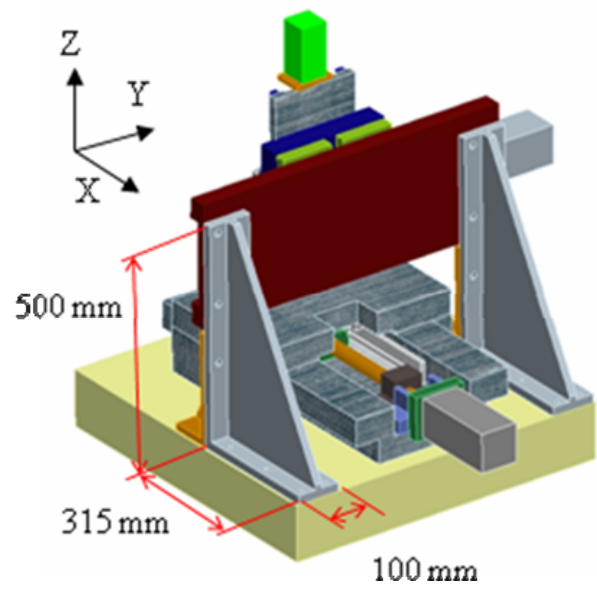


Fig.4.5.2 Relationship between stiffness ratio, k_s , and the natural frequency of Mode 1.



(a) Before the modification.



(b) After the modification.

Fig.4.5.3 Comparison of the columns before and after the modification.

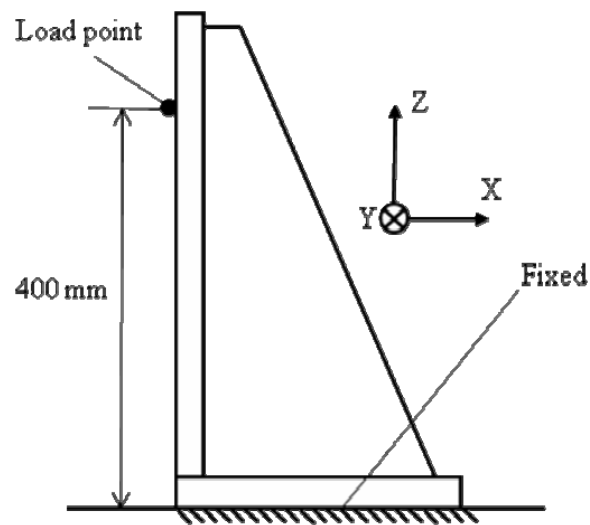
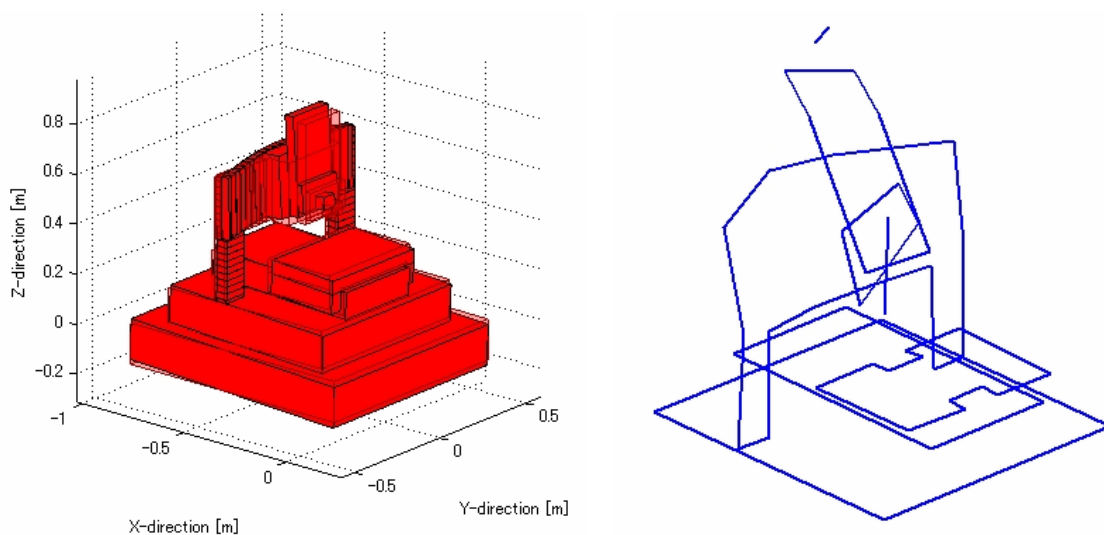


Fig.4.5.4 Evaluation method of the stiffness of the column.



(a) With the ACK. Natural frequency is 129Hz.

(b) With the experimental modal analysis. Natural frequency is 140Hz.

Fig.4.5.5 Comparison of mode shapes of Mode 1 obtained with the ACK and the experimental modal analysis.

設計変更の評価のために、コラム変更後において再度実験モード解析を行い、ACK を用いた解析結果と比較する。実験方法は 4.4 節で述べた実験と同様とした。図 4.5.5(a), (b)に ACK と実験モード解析を用いて得られたモード 1 のモード形状をそれぞれ示す。固有振動数は、ACK を用いた解析において 129 Hz となり、実験モード解析において 140 Hz となった。図 4.5.5 より、ACK と実験のどちらの結果においても、コラムだけでなく Y ベースも

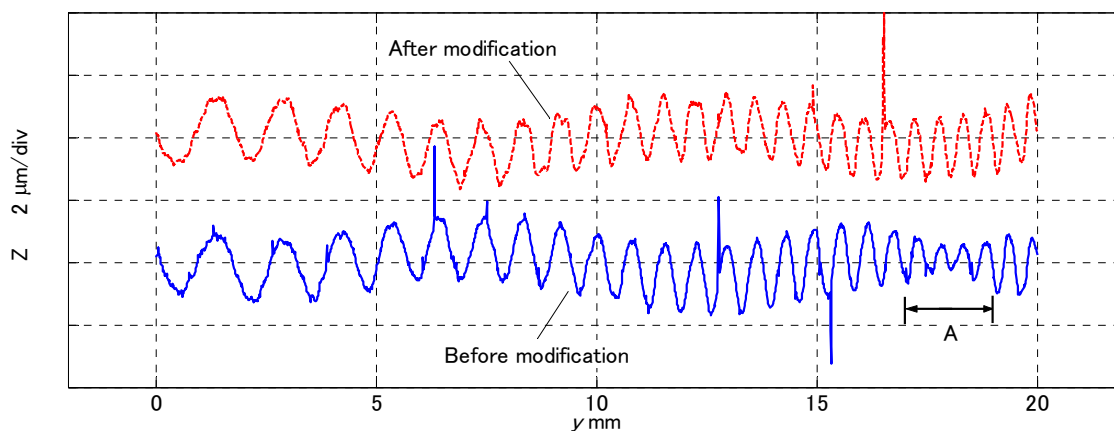


Fig.4.5.6 Comparison of the tool motions before and after the modification of the column.

変形するモードに変化したことがわかる。微動機構を用いて 100 Hz までの帯域で切込み制御が行えることを検証するために、2.5.4 節での測定と同様に、微動機構に正弦波状の指令を与えて Z 軸を微小運動させた場合の工具－工作物間相対変位を測定する。Y 軸の駆動中に測定を行い、Y 軸送り速度：3000 mm/min、微小運動の周波数：25～100 Hz（波長：2～0.5 mm）、とした。変更前と変更後に測定した工具－工作物間相対変位を図 4.5.6 に示す。どちらの結果にも、指令した正弦波状のプロファイルとボールねじの振れ回りに起因する波長 10 mm の周期成分が確認できる。変更前の結果では、区間 A で正弦波の振幅が減少しているが、変更後の結果にはこのような振幅の減少は確認できない。よって、ACK を用いたコラムの設計変更によって、構造振動によって実切込み量が減少する問題を解決できたといえる。変更前後で波長 10 mm の周期成分のプロファイルが異なるのは、測定位置が Y 方向に異なるためである。

4.6 結論

90 Hz 程度の切込み運動において実切込み量が減少する問題を解決するために、部分的に弾性体を含むマルチボディシミュレーション(MBS)を用いて加工機の構成要素を変化させながら振動解析を行い、構成要素が全体の振動特性にどの程度寄与するかを調べた。また、解析モデルの精度を評価するために、解析結果を FEM ならびに実験による解析結果と比較した。さらに、解析結果にもとづいて加工機の設計変更を行った。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) MBS を用いて商用 FEM の 1/3 の時間で加工機をモデル化することができた。
- (2) MBS において 1 つの部品を複数の要素に分割し、それらをばねで結合することで弾

性体を表現する場合、振動解析の精度低下を防ぐために必要な自由度は FEM よりも少なく、約 100 (約 17 要素) であった。

- (3) 実験モード解析により、Z 方向の実切込み量に影響を与えるのは 80Hz と 163Hz に現れる振動モードであることがわかった。そして、MBS を用いたモード解析によって、80Hz の振動モードにはコラムの剛性が、163Hz の振動モードにはコラムと Y ベースの両方の剛性が大きな影響を与えることがわかった。
- (4) 80 Hz に現れていた振動モードによって、工具-工作物間の変位がコラムの変形に吸収されていることが実切込み量減少の原因となることを考察した。そこで、MBS を用いたモード解析の結果にもとづき、この振動モードの固有振動数が 129 Hz となるようにコラムの設計変更を行った。その結果、固有振動数は 140 Hz へと変化し、実切込み量が減少する問題を解決することができた。

第5章 工具刃先運動の転写率の同定

5.1 緒論

本章では、シェーパ加工において工具に微小な切り込み運動を与える場合に刃先運動がどの程度工作物に転写されるか、すなわち転写量を計測融合加工システムを用いて調べる。また、転写量の測定における計測システムの誤差要因について調査する。

加工機が理想的な運動をしていると仮定すると、加工精度は公称切取り厚さ（設定切り込み量）と有効切取り厚さ（実際の転写量）がどの程度一致するかで決定される。切取り厚さに関して、井川らは図 5.1.1 に示すような概念を提案している⁶⁷⁾。図中において、ある公称切取り厚さ（横軸）に対する有効切取り厚さ（縦軸）は確率的に変動し、この変動幅が切取り厚さの分解能と定義されている。また、公称切取り厚さが小さくなると切りくずの排出が不安定になり、切りくずが排出される限界の厚さが最少切取り厚さと定義されている。

最少切取り厚さに関しては、単結晶ダイヤモンド工具を用いた銅の切削において、1~10 nm の最少切取り厚さが得られることが実験的に確かめられている⁶⁷⁾⁶⁸⁾。また、分子動力学を用いた切削シミュレーションにより、刃先丸み半径の 1/20~1/10 の最少切取り厚さが得

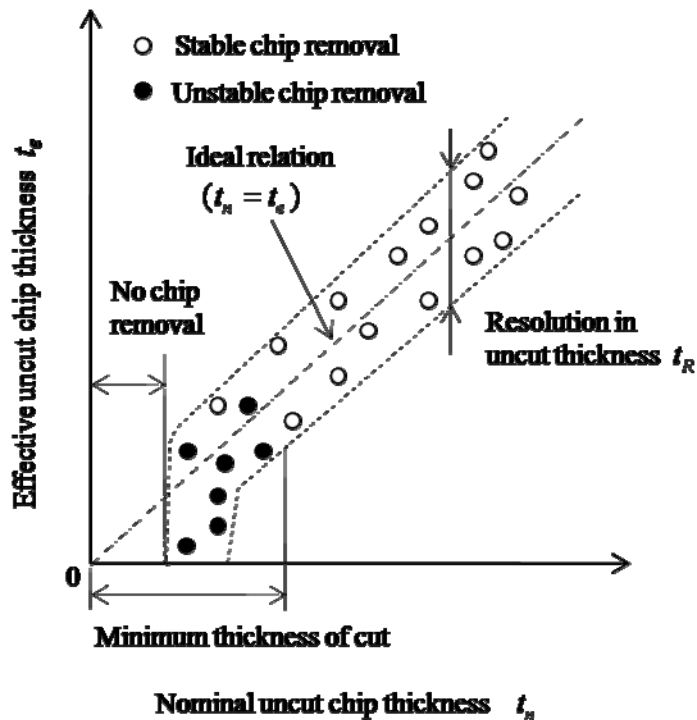


Fig.5.1.1 Hypothetical relation between nominal and effective uncut chip thickness⁶⁷⁾.

られると報告されている⁶⁹⁾。

切取り厚さの分解能に関しては、超硬工具を用いた旋削加工において工具切れ刃あらしがどの程度転写されるかを調査した例や⁷⁰⁾、ダイヤモンド工具を用いた溝加工において、溝深さやバリの発生について調査した例がある^{71) 72)}。しかし、指令した刃先運動によって公称切取り厚さを変動させた場合の転写量をミクロンオーダの加工において調査した例はない。これは、刃先運動には指令した運動の他に機械要素の幾何的誤差や振動などに起因する運動誤差が含まれており、加工中の刃先運動が測定できないためである。

そこで本研究では、サブミクロン～ミクロンオーダの加工において、計測融合加工システムを用いて加工中の刃先運動を推定し、工作物形状と比較して工具刃先運動の転写量を測定する。具体的には、正弦波形状のシェーパ加工において、刃先運動の振幅に対する工作物形状の振幅比を転写率と定義し、これを実験で求める。また、機上測定を用いた転写率の同定における誤差についても調査する。

本章の構成は次のとおりである。5.2 節では転写率を定義する。5.3 節では、計測システムの検証のために、刃先運動がほぼ完全に転写されると考えられる単結晶ダイヤモンド工具を用いた無電解ニッケルの加工を対象として転写率を同定する。5.4 節では測定面の傾斜角度が機上測定に与える影響について調査し、この影響を低減するための測定法を提案する。5.5 節は以上をまとめた結論である。

5.2 転写率の定義

図 5.2.1 に刃先運動の工作物表面への形状転写の様子を示す。図中では、刃先に正弦波状の運動を与えて加工面形状が創成される様子を示している。刃先運動と工作物形状から転写の度合いを定量化するために、刃先運動の全振幅 A_m に対する工作物形状の全振幅 A_p の比を転写率 $C_r = A_p / A_m$ と定義する。刃先運動は正弦波以外のプロファイルでも同様の定義が可能であるが、実加工における運動の連続性を重視し、本研究では正弦波状の刃先運動を用いる。 $C_r = 1$ である場合は、刃先運動が完全に工作物に転写されたことを意味する。一般的には、工具の変形や工作物の弾性回復などにより公称切取り厚さに対して有効切取り厚さが小さくなるので、 $C_r < 1$ となる。しかし、構成刃先やむしれなどが発生すると公称切取り厚さに対して有効切取り厚さが大きくなり、 $C_r > 1$ となる。転写率は次に述べる直接同定法と波長成分ごとの同定法の 2 つの方法で求める。

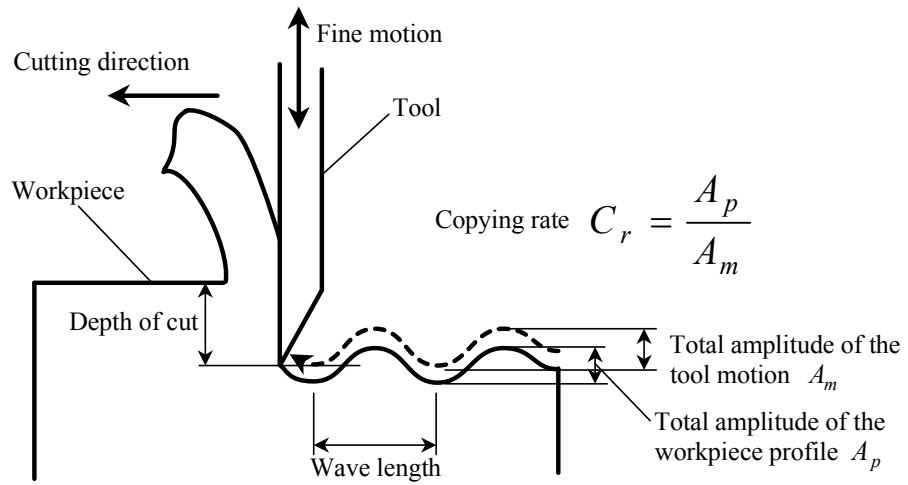


Fig.5.2.1 Schematic view of the machining of the sinusoidal profile to investigate the copying characteristic.

5.2.1 直接同定法

転写率を測定データから直接同定する方法について考える. あるワーク座標 y_w における工作物形状 $f_{wp}(y_w)$ が次の回帰式で表されると仮定する.

$$f_{wp}(y_w) = C_r f_{tm}(y_w) + \varepsilon \quad (5.2.1)$$

ここで, C_r は転写率, $f_{tm}(y_w)$ は刃先運動, ε は回帰残差であり, ε は正規分布 $N(0, \sigma_\varepsilon^2)$ に従うとする. 以下では回帰残差 ε の標準偏差 σ_ε を標準転写誤差と呼ぶことにする.

図 5.2.2 に $f_{tm}(y_w)$ を横軸, $f_{wp}(y_w)$ を縦軸にプロットした例を示す. この図を刃先運動一

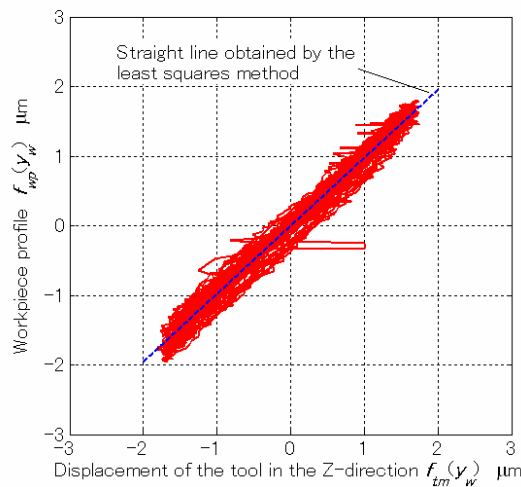


Fig.5.2.2 An example of the relationship between the tool motion and the workpiece profile.

工作物形状線図と呼ぶことにする. 同図では, 測定値が傾き 1 の直線上に分布するので, $C_r = 1$, すなわち刃先運動が完全に工作物に転写される.

直接同定法では, 刃先運動-工作物形状線図から, 転写率が 1 とならない原因が切込み運動のどこで発生しているかがわかりやすい. 例えば, 図 5.2.3(a)~(c)に示すパターンによ

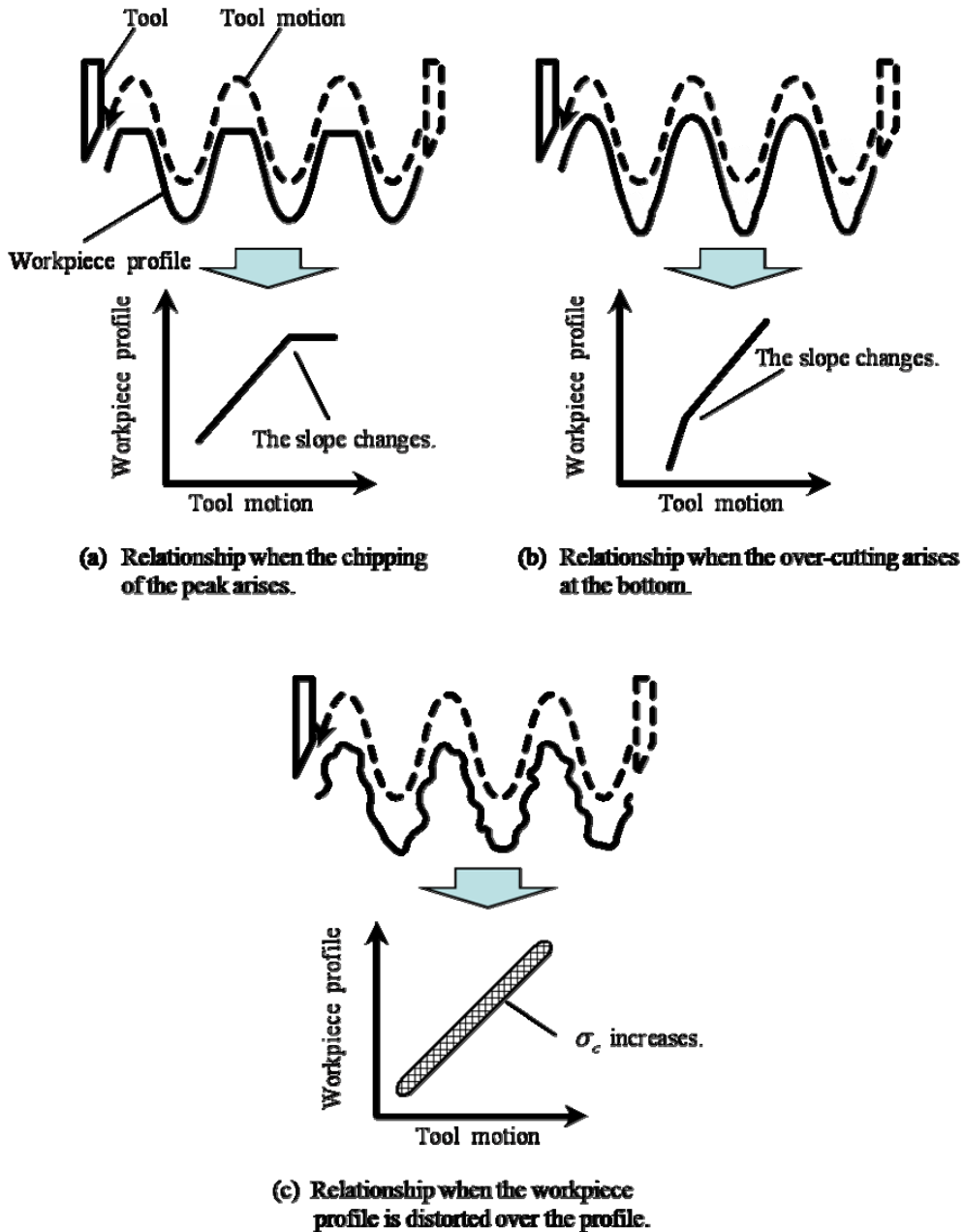


Fig.5.2.3 Examples of the relationship between the tool motion and the workpiece profile when the geometrical accuracy worsens.

て、(a)正弦波の山の頂上部分の欠け、(b)正弦波の谷の部分の過切削、(c)全体的な形状精度・表面あらさの悪化などをそれぞれ判別できる。しかし、後述するように波長の影響を調べたい場合は、1つの波長ごとに測定を行う必要がある。また、振動などのように各切削ラインで再現しない波長成分も考慮されるため、同一の切削ラインにおける刃先運動と工作物形状を比較する必要がある。

5.2.2 波長成分ごとの同定法

(1) 転写率の計算法

周期構造の加工では、その波長と形状の高さが加工状態に影響を与える。正弦波形状の加工において、加工状態が変化する様子を図 5.2.4 に示す。図中で P_1 と P_2 は切削位置である。例えば P_1 と P_2 における状態のように切削位置によってすくい角と逃げ角が変化し、これらの変化の度合いは波長と形状の高さによって決定される。すくい角が変化するとせん断角が変化し、切りくず厚さと切削抵抗が変わる。逃げ角が変化すると逃げ面の加工面への接触状態が変化する。逃げ面は加工面へのバニシングを行っていると考えられている。

これらの影響を調べるために正弦波の振幅と波長を変化させて転写率を測定するが、直接同定法では必要な加工・測定回数が非常に多くなる。そこで、様々な波長成分を含む形状、例えばある範囲で波長が連続的に変化する形状の加工を行うことで、多くの波長成分に関する転写率を一度に求める方法について考える。この方法を波長ごとの同定法と呼ぶことにする。

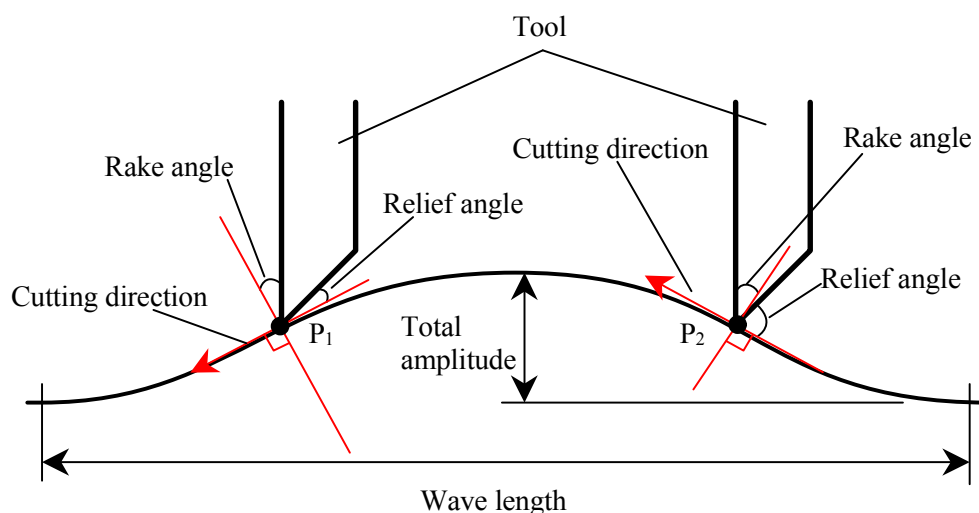


Fig.5.2.4 Variation of rake and relief angles during the cutting process.

波長成分ごとの同定法では波長 λ の波長成分に関する転写率 $C_r(\lambda)$ を、次式を用いて求める。

$$C_r(\lambda) = \sqrt{\frac{P_{wp}(\lambda)}{P_{tm}(\lambda)}} \quad (5.2.2)$$

ここで、 $P_{wp}(\lambda)$ と $P_{tm}(\lambda)$ は工作物形状と刃先運動のパワースペクトルをそれぞれ表す。 $P_{wp}(\lambda)$ と $P_{tm}(\lambda)$ は工作物形状と刃先運動の測定値をフーリエ変換して求める。

各切削ラインで再現しない波長成分を分離して解析できるため、異なる切削ラインにおける刃先運動と工作物形状を用いて転写率を求めることができる。しかし、正弦波の山と谷の中間部分の転写量は考慮されない。

(2)同定した転写率の信頼性の評価

波長成分ごとの同定法では、運動・形状測定におけるノイズの周波数によってはノイズによる同定誤差が波長 λ によって異なる可能性がある。ゆえに、求めた転写率の信頼性を λ ごとに確認する必要がある。

そこで、刃先運動と工作物形状のコヒーレンスを用いて転写率の信頼性を評価する。コヒーレンス $\gamma_{mp}^2(\lambda)$ は次式で定義される。

$$\gamma_{mp}^2(\lambda) = \frac{\overline{W_{mp}(\lambda)W_{mp}(\lambda)}}{P_{tm}(\lambda)P_{wp}(\lambda)} \quad (5.2.3)$$

ただし、 $W_{mp}(\lambda)$ は刃先運動を入力、工作物形状を出力としたクロススペクトルであり、 $\overline{W_{mp}(\lambda)}$ はその共役複素数である。 $W_{mp}(\lambda)$ と $\overline{W_{mp}(\lambda)}$ は工作物形状と刃先運動の測定値をフーリエ変換して求める。

$\gamma_{mp}^2(\lambda)$ は刃先運動と工作物形状の関係の強さを表し、 $0 \leq \gamma_{mp}^2(\lambda) \leq 1$ である。工作物形状が刃先運動によって一義的に決定されるならば $\gamma_{mp}^2(\lambda) = 1$ となるが、一般的にはノイズの影響により $\gamma_{mp}^2(\lambda) < 1$ となる。

5.3 転写率の同定実験

開発したシステムを用いて転写率同定の誤差を評価するために加工計測実験を行う。ここでは、転写率が 1 に近いと考えられる単結晶ダイヤモンド工具による無電解ニッケルの切削を用いて計測システムの検証を行う。

5.3.1 運動・形状測定における変位計の感度比

本システムでは運動と形状の測定における2つの変位計の感度比（動特性も含む）が転写率の同定結果に影響を与える。そこで、運動センサに対する形状センサの感度比を調べるために実験を行う。微動機構に正弦波状の指令を与えてZ軸を微小運動させ、Z軸被駆動体に設置した運動センサと形状センサを用いて、テーブル上のオプティカルフラットに対する相対変位を同時に測定する。2つの変位計が同じ運動による変位を測定していることになるため、変位計の出力比が両変位計の感度比となる。加工・測定におけるY軸の運動の影響も考慮するために、測定はY軸の駆動中に行う。実験では、Y軸送り速度:3000 mm/min, 微小運動の振幅:2 μm , 微小運動の周波数:5~100 Hz, 測定回数:5回とした。

図 5.3.1 に形状センサと運動センサの出力をそれぞれ縦軸・横軸にプロットした結果を示す。両者の関係は線形であるが、出力比（形状センサ/運動センサ）はわずかに1より大きいことがわかる。最小2乗法を用いて出力比を求めたところ1.07となり、標準偏差は0.09 μm となった。

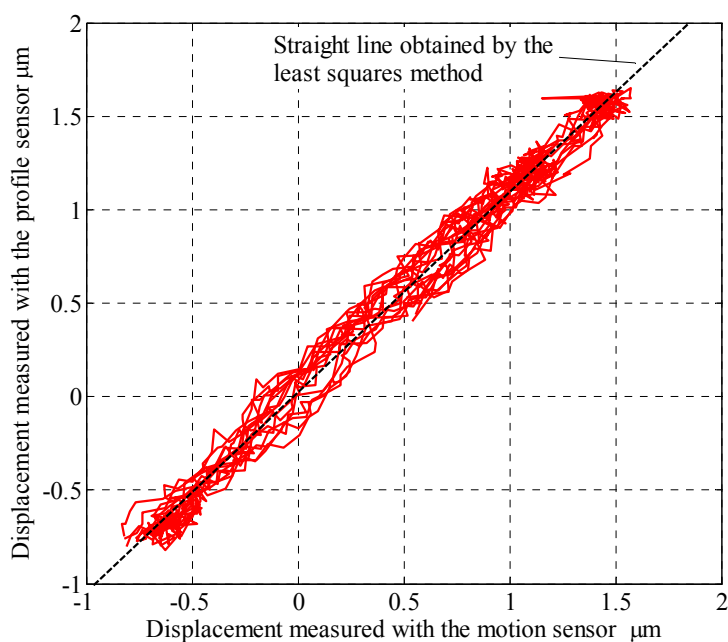


Fig.5.3.1 Relationship between displacements measured with the motion sensor and the profile sensor.

5.3.2 実験方法

Z軸の微動機構に指令を与えて様々な振幅の正弦波形状を加工し、加工中の刃先運動と加工後の工作物形状を比較する。工作物形状は机上測定とオフラインの形状測定機を用いて測定し、以下ではそれぞれの測定値を机上測定形状、オフライン測定形状と呼ぶ。測定値をフーリエ変換し、波長ごとの同定法を用いて転写率を求める。1波長内に複数の測定点を設けて測定誤差を低減するために、波長が λ_{\min} より長い波長成分について解析を行う。

表 5.3.1 に実験条件を示す。加工と机上測定における送り速度は同様に 3000 mm/min とした。これは超精密加工機を用いる従来の方法に対して、5~10 倍高速な加工計測条件である。微動制御の制御周波数：10 kHz，サンプリング周波数：5 kHz とし、1波長内に 10 点以上の測定点が含まれるように λ_{\min} ：0.1 mm とした。オフライン測定機には触針式の表面粗さ測

Table 5.3.1 Experimental conditions to investigate the copying characteristic.

Cutting tool	Material	Single crystal diamond
	Nose radius	0.2 mm
	Rake angle	0°
	Relief angle	7°
Workpiece		Electroless Plated Nickel
Feedrate		3000 mm/min
Pick feed		50 μm
Depth of cut		7 μm
Sampling frequency		5 kHz
Sinusoidal profile	Amplitude	4, 3.5, 3, 2, 1, 0.5, 0.1 μm
	Wavelength	11.5 mm
	Length	18.5 mm
Wavelength threshold λ_{\min}		0.1 mm
Off-line measurement of the workpiece profile	Measuring machine	Stylus contact type surface roughness measuring machine
	Speed	0.2 mm/s
	Number of measurement points	37000

定機を使用した。オフライン測定では、測定間隔：0.5 $\mu\text{m}/\text{point}$ 、測定速度：0.2 mm/s とした。また、機上測定では5回、表面粗さ測定機を用いた測定では3回測定を行った。

5.3.3 実験結果

5.3.3.1 指令振幅を 0.5 μm 以上とした場合

図 5.3.2 に正弦波の指令振幅を 0.5 μm とした場合の、刃先運動の推定値と工作物形状の測定値の比較を示す。また、図 5.3.3(a), (b), (c)に機上測定形状、刃先運動、オフライン測定形状の振幅スペクトルをそれぞれ示す。刃先運動には(1)波長約 11 mm, 振幅約 0.5 μm の周期成分, (2)波長約 0.3 mm, 振幅 0.5 μm の周期成分, (3)大きさ 0.5~4 μm の突起状の変動が確認できた。以下で(1)~(3)について説明する。

(1) 波長約 11 mm の周期成分は Z 軸に与えた刃先運動の指令であり、図 5.3.2 中に示す機上測定形状とオフライン測定形状においても確認でき、図 5.3.3(a), (b), (c)中の波長 10 mm 付近のピークと対応する。

(2) 波長約 0.3 mm の周期成分は図 5.3.3(b)中の波長 0.3 mm 付近のピークと対応する。同図(b)にこの波長成分が確認されるということは、刃先運動にこの波長成分が存在するということであ

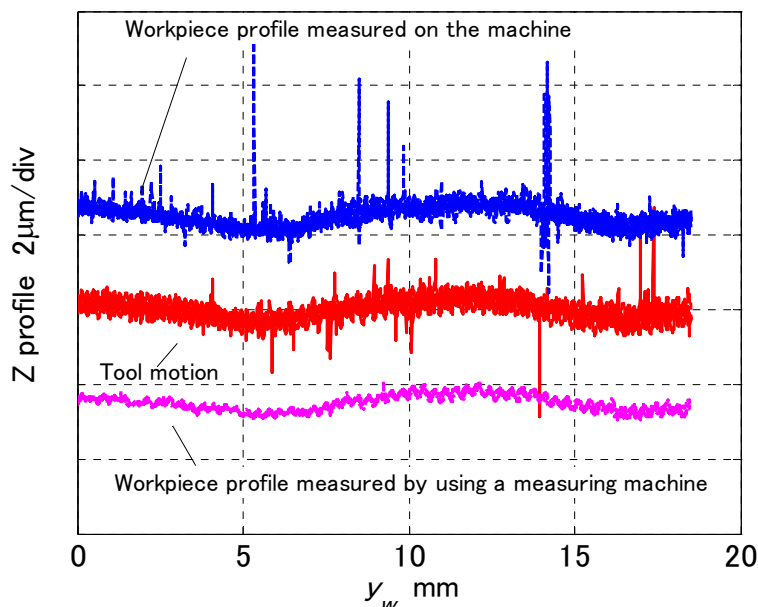


Fig.5.3.2 Comparison of tool motions and workpiece profiles with the commanded amplitude of 0.5 μm .

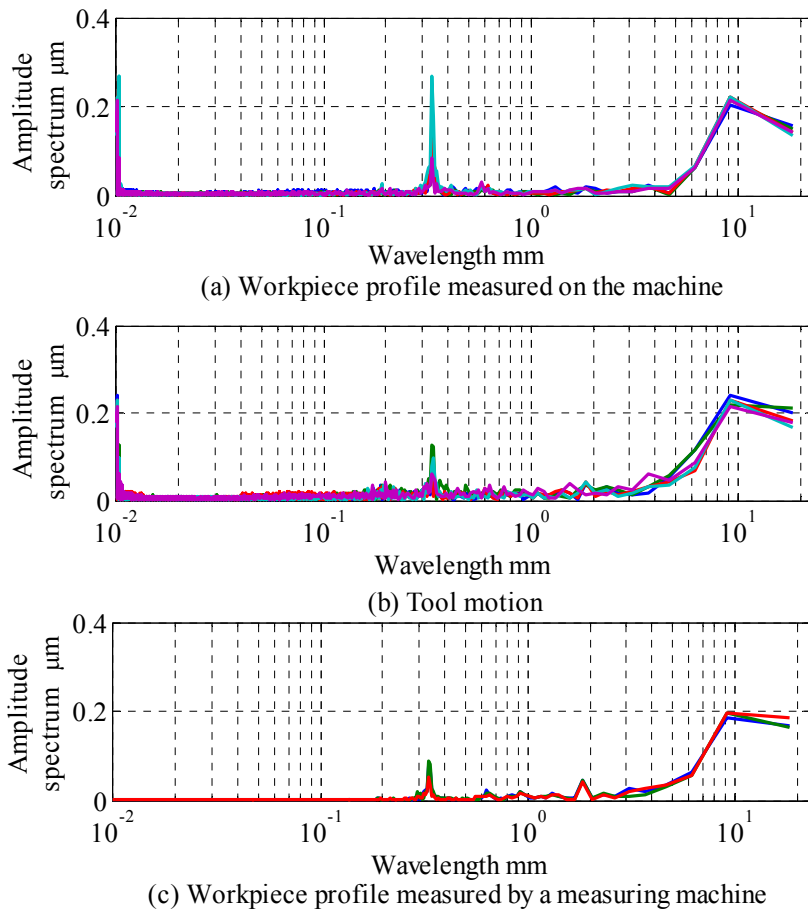


Fig.5.3.3 Powerspectrums of tool motions and workpiece profiles with the commanded amplitude of $0.5 \mu\text{m}$.

る。この波長 λ と送り速度 v を用いて周波数 $f(=v/\lambda)$ を計算すると、 $f \approx 167\text{Hz}$ となる。4.4節で述べた実験モード解析により、この加工機において163Hz付近にY軸のたわみモードが存在することがわかっているため、波長約0.3mmの周期成分は機械振動である。また、この成分は図5.3.3(a),(c)の振幅スペクトルにも含まれているため、機械振動が工作物に転写されたといえる。

(3) 突起状の変動は図5.3.2中に示す刃先運動と机上測定形状には確認できるが、オフライン測定形状においては確認できない。よって、これはレーザ変位計のノイズであると考えられる。

正弦波の指令振幅を $4 \sim 1 \mu\text{m}$ とした場合の刃先運動にも同様に(1)~(3)が確認でき、指令した刃先運動と機械振動が工作物に転写されていた。

5.3.3.2 指令振幅を $0.1 \mu\text{m}$ とした場合

指令振幅を $0.1 \mu\text{m}$ とした場合の刃先運動の推定値と工作物形状の測定値の比較を図5.3.4に示

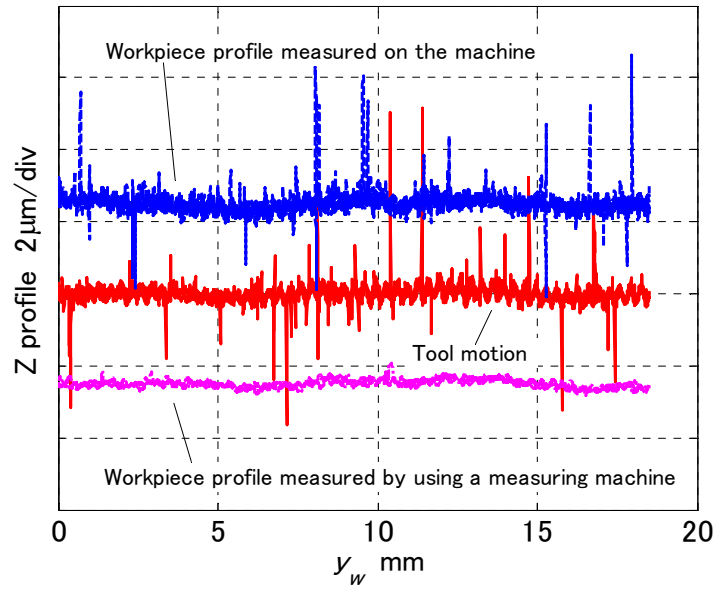


Fig.5.3.4 Comparison of tool motions and workpiece profiles with the commanded amplitude of $0.1 \mu\text{m}$.

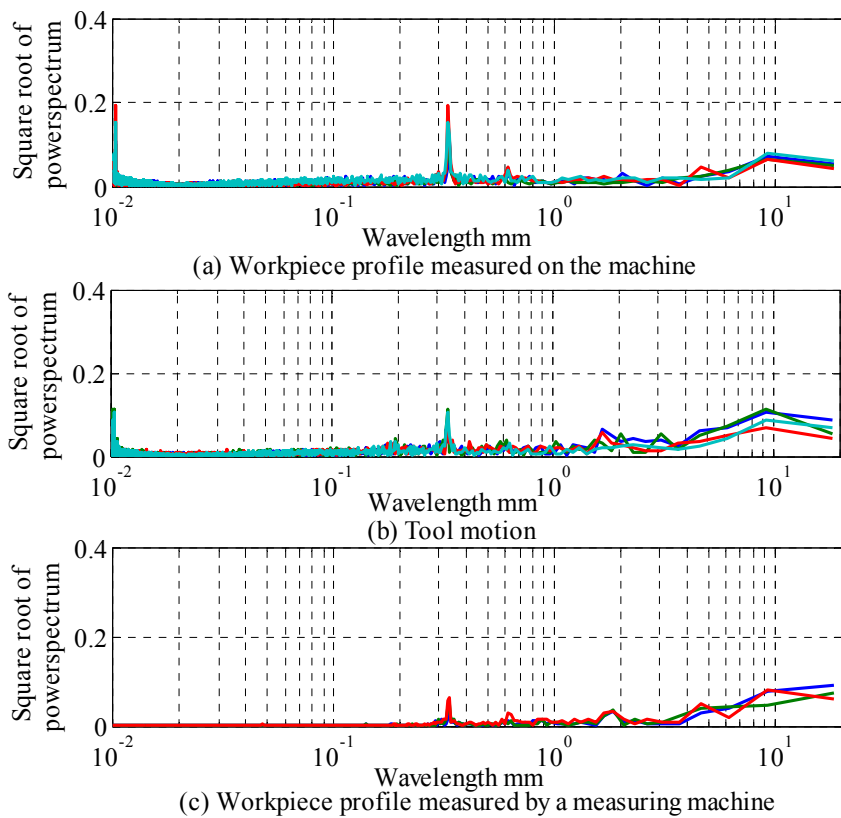


Fig.5.3.5 Powerspectrums of tool motions and workpiece profiles with the commanded amplitude of $0.1 \mu\text{m}$.

す。同図中の刃先運動には、突起状のノイズが確認できるが、Z軸に与えた波長約11 mmの周期成分は確認できない。図5.3.5(a), (b), (c)に機上測定形状、刃先運動、オフライン測定形状の振幅スペクトルをそれぞれ示す。同図(b)において波長10 mm付近でスペクトルが大きくなっていることから、Z軸に与えた刃先運動が存在していることがわかる。この成分は図5.3.5(a), (c)の振幅スペクトルにも含まれているので、Z軸に与えた刃先運動は工作物に転写されている。また、図5.3.5(a), (b), (c)において、波長0.3 mm付近でピークが確認できる。ゆえに、Y軸のたわみモードによる機械振動も工作物に転写されていることがわかる。

5.3.4 転写率の計算

図5.3.6に指令振幅を4 μmとした場合の、刃先運動とオフライン測定形状、及び刃先運動と機上測定形状のコヒーレンスを求めた結果をそれぞれ示す。同図中に示すどちらの結果においても、波長が2 mm以上である領域ではコヒーレンスがほぼ1であるが、波長が2 mmより短い領域ではコヒーレンスが低下していることがわかる。よって、今回の実験においては、指令した刃先運動の転写率測定におけるノイズの影響は小さいが、周波数163 Hzの機械振動の転写率についてはノイズの影響を受けている可能性がある。波長が0.5~2 mmである領域で、機上測定形状を用いた結果の方が、オフライン測定形状を用いた結果よりもコヒーレンスが高いことがわかる。本来オフライン測定におけるノイズの影響は小さいがコヒーレンスが低下する理由は機上測定と運動測定における測定器の特性差によるものと考えられる。

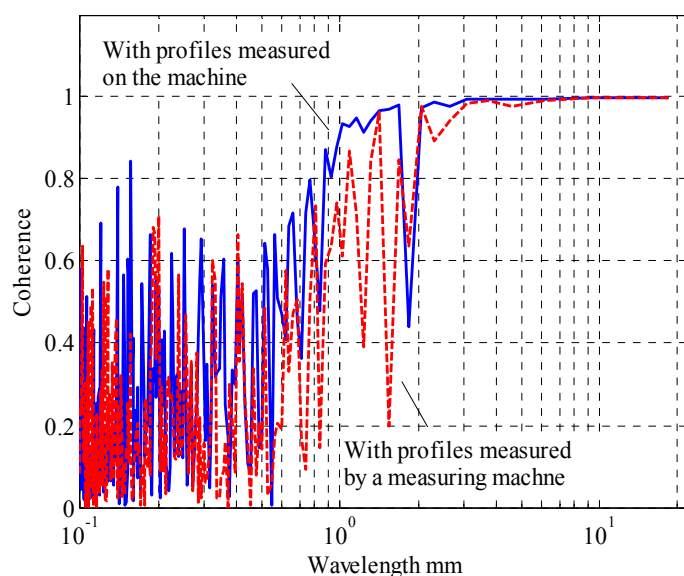


Fig.5.3.6 Comparison of the coherences between tool motions and workpiece profiles with the commanded amplitude of 4 μm.

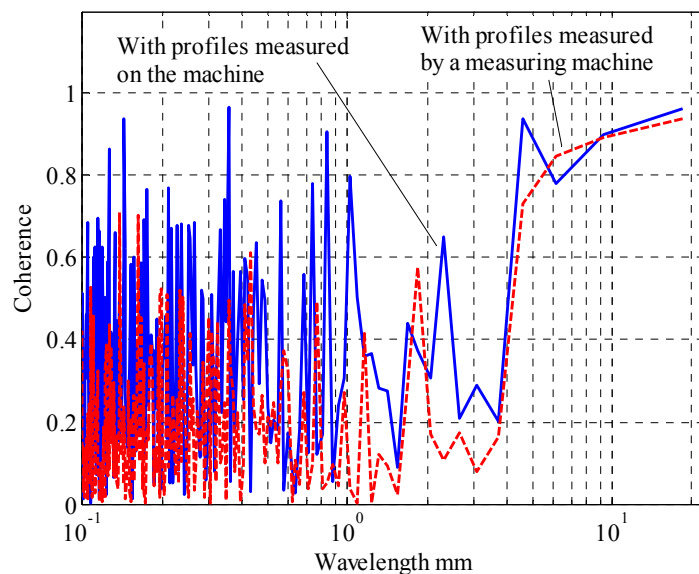


Fig.5.3.7 Comparison of the coherences between tool motions and workpiece profiles with the commanded amplitude of $0.1 \mu\text{m}$.

図 5.3.7 に指令振幅を $0.1 \mu\text{m}$ とした場合の、刃先運動とオフライン測定形状、及び刃先運動と機上測定形状のコヒーレンスを求めた結果をそれぞれ示す。図 5.3.6 と図 5.3.7 を比較すると、図 5.3.6 では波長が 4mm より短い領域でコヒーレンスが低下していることがわかる。また、波長が 4mm 以上の領域であってもコヒーレンスは 0.9 程度である。これは指令振幅が小さいためであり、振幅 $0.1 \mu\text{m}$ の運動の転写率測定はノイズの影響を受けている。

図 5.3.8 に、刃先運動とオフライン測定形状から求めた転写率と振幅の関係を示す。指令振幅を $0.5 \sim 4 \mu\text{m}$ とした場合は、転写率は 1 ± 0.1 の範囲内である。指令振幅を $0.1 \mu\text{m}$ とした場合は、他の指令振幅での結果と比較して転写率のばらつきが大きいことがわかる。刃先運動の再現性が $0.5 \mu\text{m}$ 程度であったので、指令振幅 $0.1 \mu\text{m}$ の場合はこの影響を受けていると考えられる。

図 5.3.9 に、刃先運動と機上測定形状から転写率を求めた結果を示す。ただし、結果は 5.3.1 節で調べた変位計の出力比を用いて補正している。指令振幅を $0.5 \sim 1 \mu\text{m}$ とした場合は、転写率が 1 ± 0.1 の範囲内であることがわかる。しかし、指令振幅を $2 \mu\text{m}$ 以上とした場合は、指令振幅の増加にともなって転写率が 1 より小さく測定されている。オフライン測定形状から求めた結果では 1 に近い転写率が、このように小さく測定される原因は機上形状測定の測定誤差によるものと考えられる。

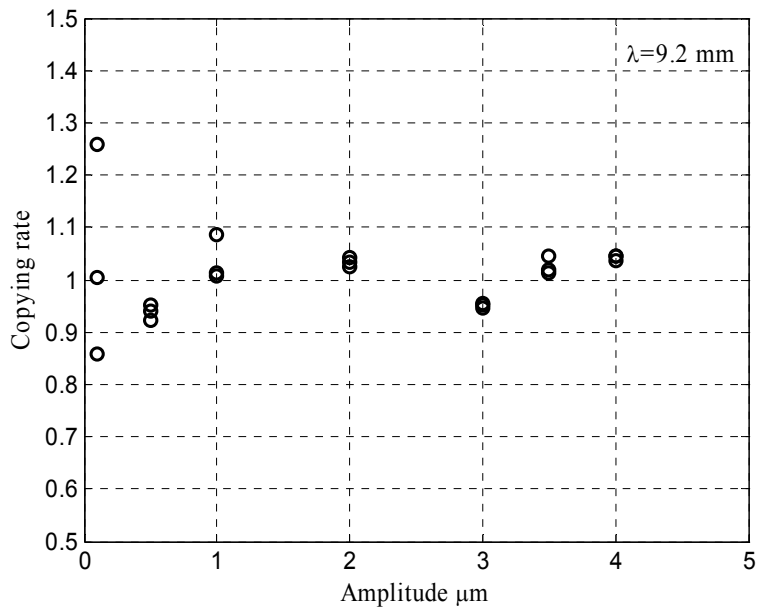


Fig.5.3.8 Relationship between amplitude and copying rate with workpiece profiles measured by a measuring machine.

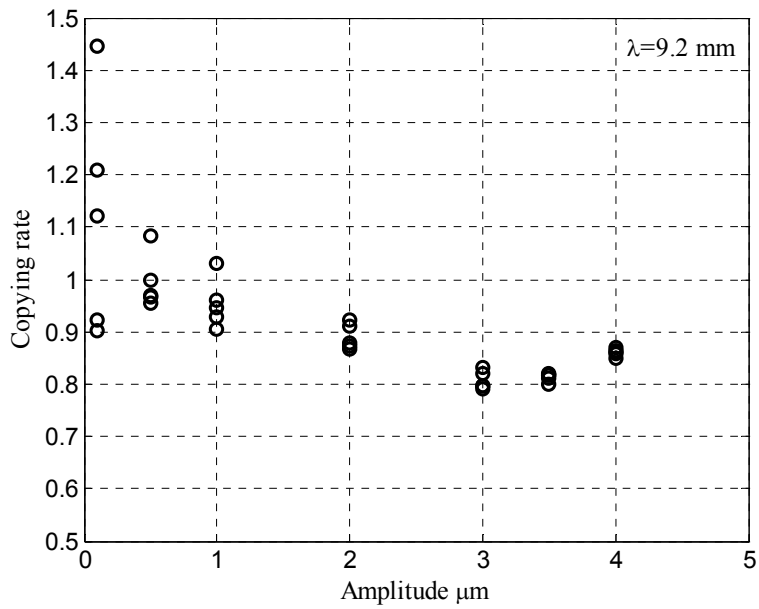


Fig.5.3.9 Relationship between amplitude and copying rate with workpiece profiles measured on the machine.

5.4 測定面の傾斜角度が機上測定に与える影響

前節で述べた機上での形状測定における測定誤差の原因を調査する．一般的に三角測量型変位計には，非線形性などの変位計に内在する測定誤差と，測定面の表面粗さ，傾斜，色，ワーク材質などによって生じる測定誤差が存在する⁷³⁾．

単結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルをシェーパ加工した場合，刃先先端の R 形状が工作物にほぼ完全に転写される．図 5.4.1 に示すように，工具の刃先と形状センサの測定点の X 方向位置は異なっているため，測定面は Y 軸まわりに傾いている．この測定面の傾斜によって，測定誤差が発生すると考えられる．ここでは，測定面の傾斜に起因する測定誤差を調査し，測定誤差を低減する方法について述べる．

5.4.1 測定誤差の調査

測定面の傾斜によって生じる測定誤差を調べるために，本システムのテーブル上に X 軸まわり，もしくは Y 軸まわりに傾けたオプティカルフラットを設置して形状センサの測定ターゲットとし，Z 軸を往復運動させた場合の Z 軸被駆動体の変位を形状センサとリニアエンコーダで測定して比較する．オプティカルフラットを用いることで，測定面の表面性状，色，ワーク材質によって生じる測定誤差を小さくし，測定面の傾きによる測定誤差のみを測定することができる．

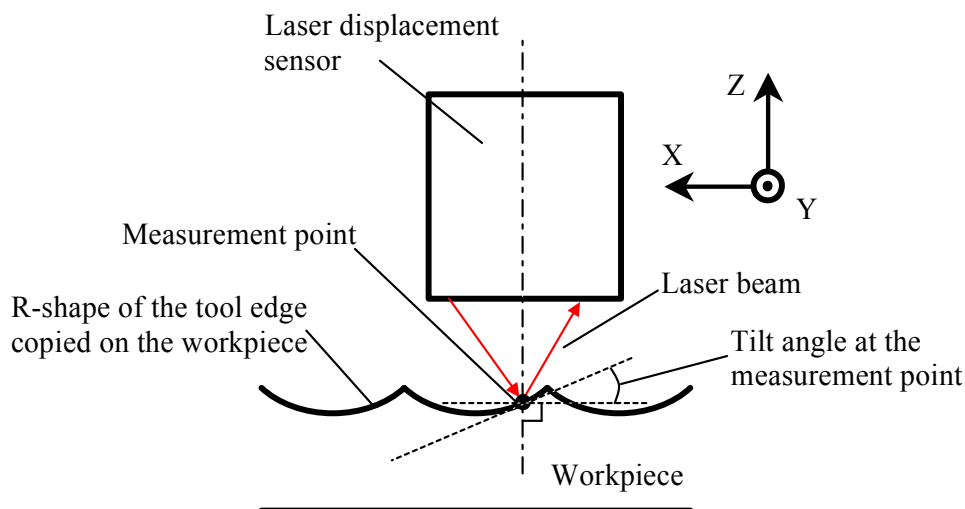


Fig.5.4.1 Schematic view of the measurement point in the on-machine measurement of the workpiece profile.

図 5.4.2 に実験装置の概要を示す。本実験では、ゴニオステージを用いてオプティカルフラットを X, Y 軸まわりに傾ける。様々な傾斜角度において、リニアエンコーダを基準として形状センサの感度を求め、傾斜角度と感度の関係を調べる。ただし、事前に校正された静電容量型変位計を用いた比較測定を行い、Z 軸の姿勢変化の影響が小さいことを確認している。往復運動の振幅は 30 μm 、サンプリング周波数は 1 kHz とした。

形状センサの感度を求めるために、縦軸を形状センサの測定結果、横軸をリニアエンコーダの測定結果としてプロットし、最小 2 乗法を用いて近似直線の傾きを求めた。形状センサとリニアエンコーダの測定結果が一致する場合、近似直線の傾き、つまり感度は 1 となる。近似直線に対する形状センサの測定結果の標準偏差は 36 nm であった。

図 5.4.3 に測定面の傾斜角度と感度の関係を示す。X 軸まわりの傾斜では、測定面の傾斜角度によらず、感度はほぼ 1 であることがわかる。しかし、Y 軸まわりの傾斜では測定面の傾斜角度にほぼ比例して感度が増加している。Y 軸まわりの傾斜角度 +3 度と比較して、+4 度では感度が大きくなっているが、これはこの傾斜角度が測定可能な傾斜角度の限界付近であることが原因であると考えられる。図 5.4.3 から、測定面の傾斜角度が -4 度 ~ +4 度で変化することによって、形状センサでの測定結果が実際の変位の約 0.95 倍 ~ 約 1.10 倍となるといえる。

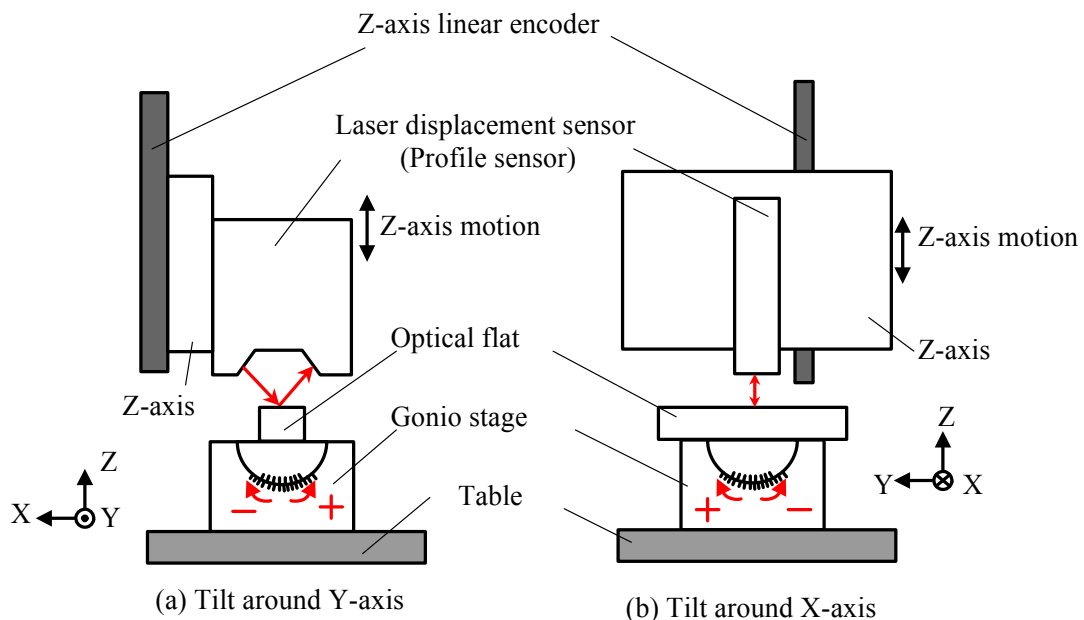


Fig.5.4.2 Schematic view of the experimental setup to investigate the influence of the tilt angle of the sensor target to the displacement measurement.

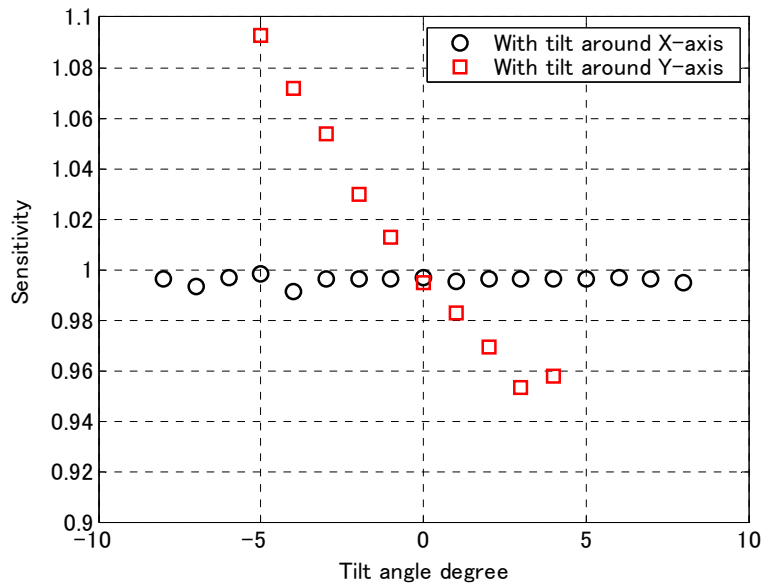


Fig.5.4.3 Relationship between the tilt angle of the target and the displacement ratio of the laser displacement sensor to the linear encoder.

5.4.2 同時校正測定法

測定面の傾斜による測定誤差を低減する方法を考える。前節で述べた形状センサの感度を同定することができれば、感度で測定結果を除することで測定面の傾きによる測定誤差を補正することができる。図 5.4.1 からわかるように、測定面の傾斜角度は測定点の X 方向の位置によって変化する。しかし、本システムでは測定経路が加工経路と平行であるとみなせるため、同一の加工条件であれば、測定面の傾斜角度は常にほぼ一定となる。これは走査型の機上測定の利点である。

そこで、以下のような手順で測定誤差の補正を行う。まず、正弦波状の運動指令を Z 軸に与えながら工作物形状を測定する。すると、同じ運動を(1)Z 軸のリニアエンコーダ、(2)形状センサ、(3)運動センサの 3 つの測定器で測定することになる。しかしこのとき、形状センサでの測定結果には測定面の傾斜による測定誤差が含まれ、形状センサと運動センサには 5.3.1 節で述べたように感度比が存在する。そこで、指令した正弦波の振幅比を用いて、リニアエンコーダを基準とした運動・形状センサの校正を行う。具体的には、リニアエンコーダの測定値の振幅に対する両センサの測定値の振幅比を求め、両センサの測定値をそれぞれの振幅比で除して校正を行う。指令した正弦波の振幅比はパワースペクトルの比から求める。形状測定と同時に校正を行うため、この測定法を同時校正測定法と呼ぶ。

同時校正測定法の効果を調べるための実験を行う。正弦波形状の加工を行って測定対象とし、触針式の表面粗さ測定機を用いて測定したオフライン測定形状と、同時校正測定法を用いた場合と用いなかった場合の機上測定形状を比較する。また、波長成分ごとの同定法を用いて3つの測定形状から転写率を求めて比較する。実験では、単結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工した。加工形状は波長が1.5 mmから0.5 mmに連続的に変化する正弦波形状とし、振幅は2 μm とした。機上測定時に指令する正弦波運動は、振幅：2 μm 、波長：2 mmとした。加工と形状測定における送り速度は同様に3000 mm/minとし、サンプリング周波数は5 kHzとした。

図5.4.4に3つの測定形状の比較を示す。この実験においては、リニアエンコーダに対する運動測定センサの振幅比：1.03、リニアエンコーダに対する形状センサの振幅比：0.74であった。図5.4.4に示すどの結果にも、指令した正弦波形状とボールねじの振れ回りに起因する波長約10 mmの波長成分が確認できる。また、測定距離18 mm付近で正弦波形状の振幅が小さくなっているが、4.4節で述べたように、これは周波数約80 Hzに存在するコラムの曲げモードのためである。オフライン測定形状と同時校正測定法を用いなかった場合の機上測定形状を比較すると、機上測定形状における正弦波形状の振幅が0.5~1 μm 程度小さい部分があることがわかる。同時校正測定法を用いた場合の機上測定形状はオフライン測定形状とほぼ一致しているように見える。

図5.4.5に3つの測定形状から求めた転写率の比較を示す。波長0.5~1.5 mmのほとんどの波長成分に関して、同時校正測定法を用いなかった場合の転写率は 0.7 ± 0.1 の範囲にある。これに対して、同時校正測定法を用いた場合の転写率は 1 ± 0.1 の範囲にあり、オフラ

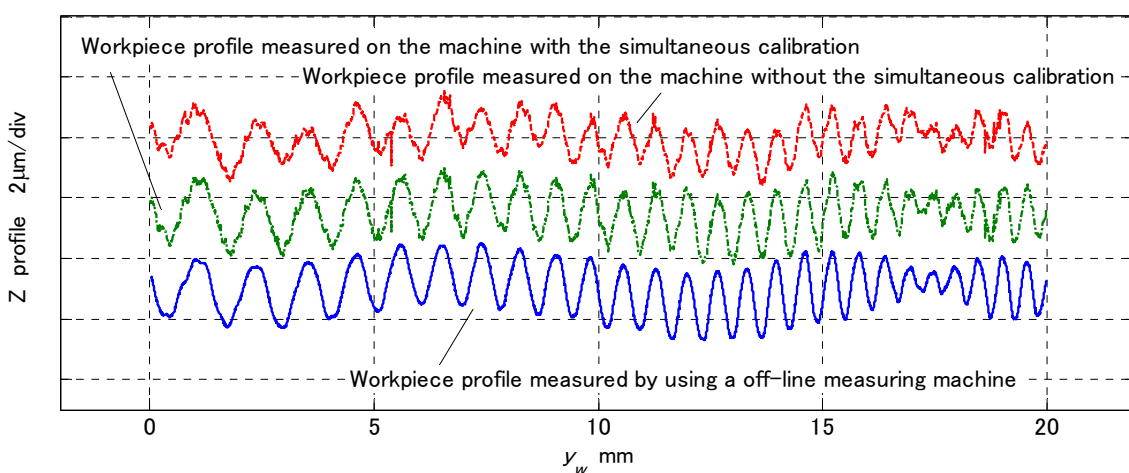


Fig.5.4.4 Comparison of the workpiece profiles measured on the machine and measured by an off-line measuring machine.

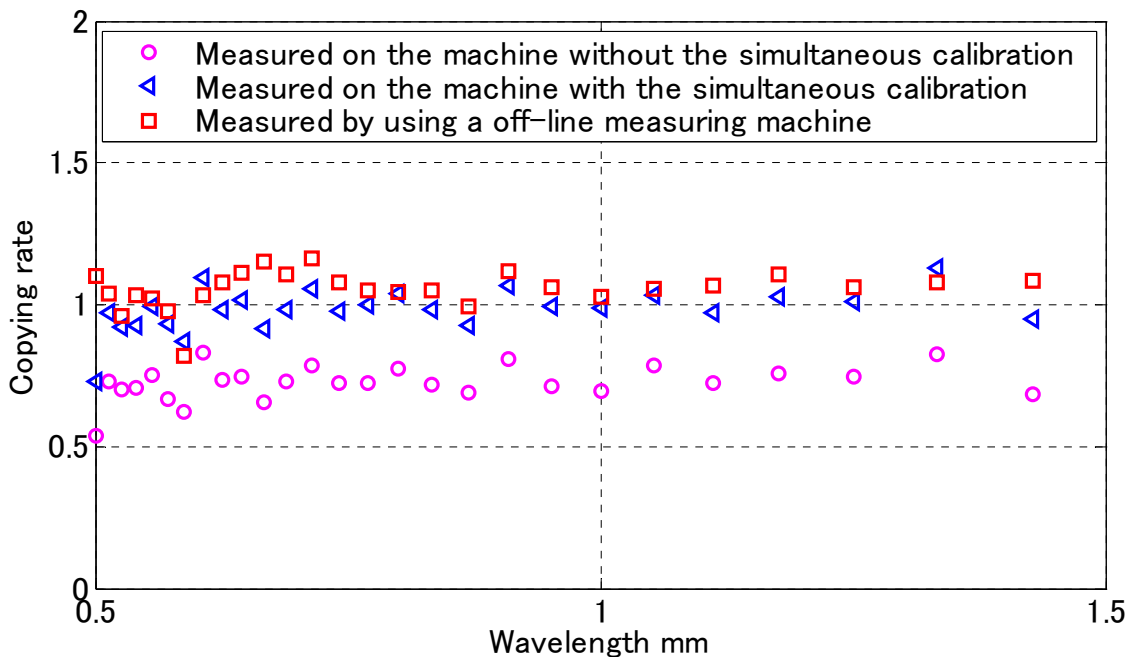


Fig.5.4.5 Comparison of the copying rate measured on the machine and measured by using a off-line measuring machine.

イン測定を用いた場合の転写率に近い値になっていることがわかる。以上の結果から、同時校正測定法により、測定面の傾きによる測定誤差の補正を行うことができたといえる。

5.5 結論

本章では、刃先運動の転写量を調査するために工具刃先運動の工作物に対する転写率を定義し、開発した計測融合加工システムを用いて単結晶ダイヤモンド工具を用いた無電解ニッケルのシェーパ加工における転写率を同定した。また、工作物形状の測定に機上測定とオフラインの形状測定機を用いて両者を比較し、機上における転写率同定の誤差要因について調べた。その結果、本章で得られた主な結論は以下のとおりである。

- (1) 正弦波形状のシェーパ加工における刃先運動と工作物形状の全振幅比を転写率と定義した。転写率を求める方法として、刃先運動と工作物形状を直接比較する直接同定法と、刃先運動と工作物形状のパワースペクトルを比較する波長成分ごとの同定法を提案した。
- (2) 振幅 $0.5 \sim 4 \mu\text{m}$ 、波長 11.5 mm の正弦波形状の加工において転写率はほぼ 1 となった。つまり、指令した刃先運動はほぼ完全に工作物に転写された。
- (3) 工作物形状の測定に機上に設置したレーザ変位計を用いた場合、正弦波形状加工の

指令振幅 $0.5 \sim 1 \mu\text{m}$ では、転写率は 1 ± 0.1 の範囲内であったが、指令振幅 $2 \mu\text{m}$ 以上では指令振幅の増加にともなって転写率が 1 より小さく測定された。これは機上形状測定における測定誤差の影響と考えられる。

- (4) 機上測定において、測定面の Y 軸まわりの傾斜によって発生する形状センサの測定誤差を調べた。傾斜角度 $-4 \sim +4$ 度において、変位の測定値は実際の変位の約 0.95 ～約 1.10 倍となる。
- (5) 測定面の傾斜による測定誤差と運動・形状センサの感度比の両方を補正する方法として、同時校正測定法を提案した。同測定法により、機上測定を用いて触針式の表面粗さ測定機を用いた場合と同様の測定結果をえることができた。

第6章 様々な工具と被削材の組み合わせによる転写率

6.1 緒論

本章では開発したシステムを用いて工具と被削材の組み合わせによって転写率がどのように変化するかを調べる。5.1節で述べたように、工具の特性、特に工具刃先の丸み半径（刃先の鋭利さ）は最小切取り厚さに大きな影響を与える。ゆえに、刃先の丸み半径は転写率に大きな影響を与える。刃先の丸み半径は工具の材種によって異なり、多結晶工具より単結晶工具の方が鋭利な刃先が得られる。多結晶工具では、結晶粒の大きさが小さいほど最小切取り厚さが小さいとされている⁷⁴⁾。

そこで本研究では、超硬工具やcBN工具などのように、汎用性の高い多結晶工具を用いた加工において転写率を調べる。また、ミクロンオーダーの加工では被削材の結晶粒界での転位や結晶間の介在物・空孔なども切削現象に影響を及ぼすため⁷⁵⁾、異なる被削材を用いた加工でも転写率を調べる。

本章の構成は次のとおりである。6.2、6.3節では転写率同定のために行った実験の実験方法とその結果について述べる。6.4節では波長成分ごとの同定法と直接同定法を用いて転写率を同定し、工具と被削材の組み合わせが転写率に与える影響を考察する。6.5節は以上をまとめた結論である。

6.2 実験方法

実験では、それぞれ2種類の工具・被削材を使用する。工具には単結晶ダイヤモンド工具と、多結晶ダイヤモンド工具を選択した。被削材には無電解ニッケルと、汎用的な材料としてアルミニウム合金を選択した。アルミニウム合金の加工では銅と比較して最小切取り厚さが大きいとされている。図6.2.1(a)(b)と同図(c)(d)に単結晶と多結晶のダイヤモンド工具の写真をそれぞれ示す。同図(b)(d)を比較すると、単結晶ダイヤモンド工具の刃先形状が滑らかであるのに対して、多結晶ダイヤモンド工具の刃先形状にはミクロンオーダーの凹凸が存在していることがわかる。

波長ごとの転写率を同定するために、波長が連続的に変化するような正弦波形状を加工する。工作物形状は機上測定とオフライン測定機を用いて測定し、機上測定では同時校正測定法を用いる。

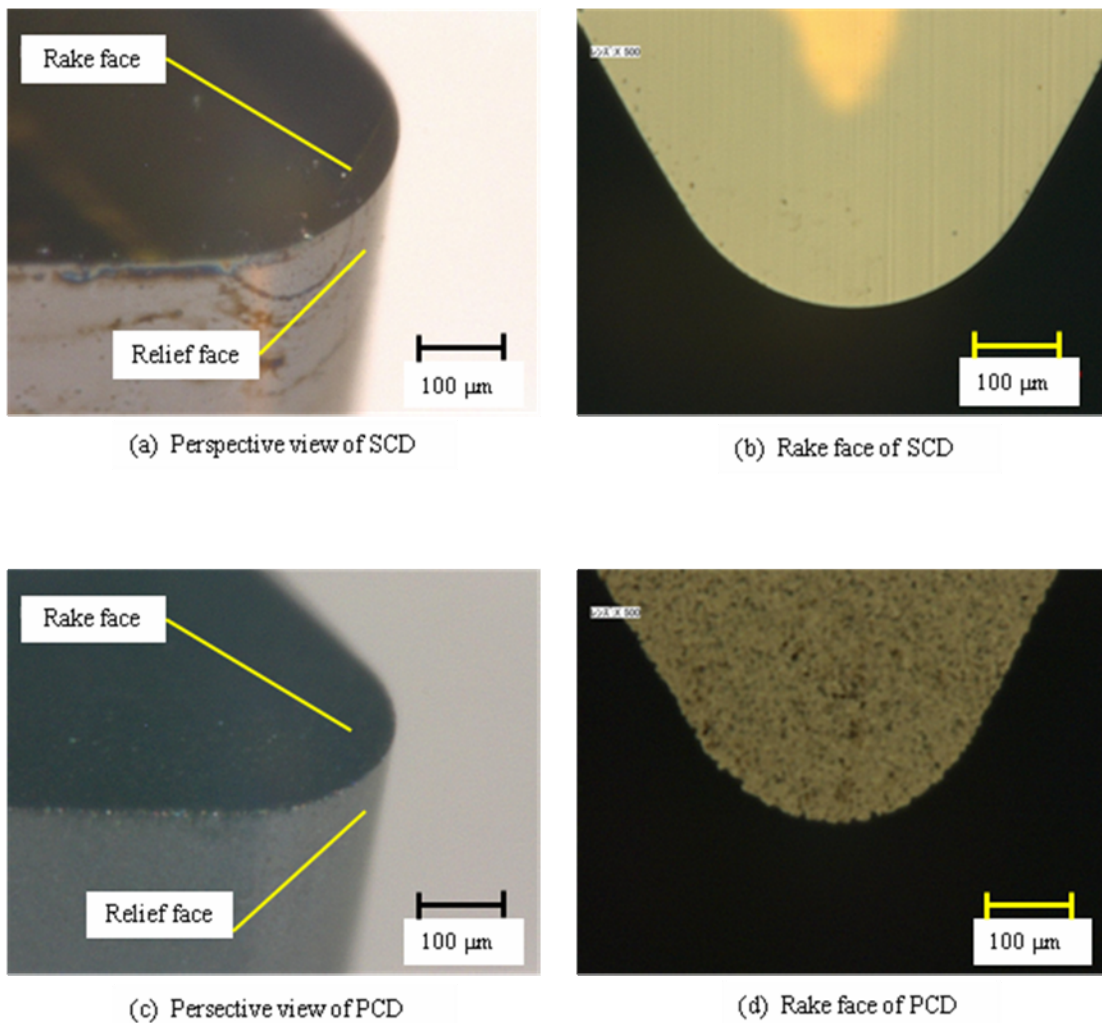


Fig.6.2.1 Photographs of the diamond tools used in the experiment. SCD: Single crystal diamond tool. PCD: Poly crystal diamond tool.

表 6.2.1 に本実験における 3 つの実験条件を示す。正弦波形状の波長は 2 mm から 0.5 mm まで変化させた。加工と机上測定における送り速度は同様に 3000 mm/min とした。微動制御の制御周期及びサンプリング周期は 0.2 ms とし、机上測定・オフライン測定機を用いた形状測定では、それぞれ 3 回測定を行った。オフライン測定機には、触針式の表面粗さ測定機を使用した。表 6.2.2 にオフライン測定における測定条件を示す。

Table 6.2.1 Three experimental conditions to investigate the copying characteristic.

		Condition 1	Condition 2	Condition 3
Workpiece material		Electroless Plated Nickel	Electroless Plated Nickel	Aluminum Alloy A7075
Cutting tool	Material	Single crystal diamond	Poly crystal diamond	Single crystal diamond
	Nose radius	0.2 mm		
	Rake angle	0°		
	Relief angle	7°		
Feedrate		3000 mm/min		
Pick feed		50 μm		
Depth of cut		7 μm		
Sinusoidal profile for machining	Amplitude	2 μm	3 μm	2 μm
	Wavelength	2 mm~0.5 mm		
	Length	20 mm		
Sinusoidal profile for measurement	Amplitude	2 μm		
	Wavelength	3.000 mm	2.857 mm	

Table 6.2.2 Measurement conditions in the off-line measurement.

Probe radius	5 μm
Measurement speed	0.2 mm/s
Measurement length	22 mm
Number of data points	44000

6.3 実験結果

図 6.3.1(a)~(c)に3つの工具・被削材の組み合わせで加工した工作物の写真を示す。どの図にも、ピックフィード方向に50 μm 間隔で各切削ラインが確認できる。単結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工した同図(a)と多結晶ダイヤモンド工具を用いた同図(b)を比較すると、多結晶ダイヤモンド工具を用いた場合は切削方向に沿って1切削ライン内にいくつかの線が見える。これは6.2節で述べた刃先形状が転写されたため

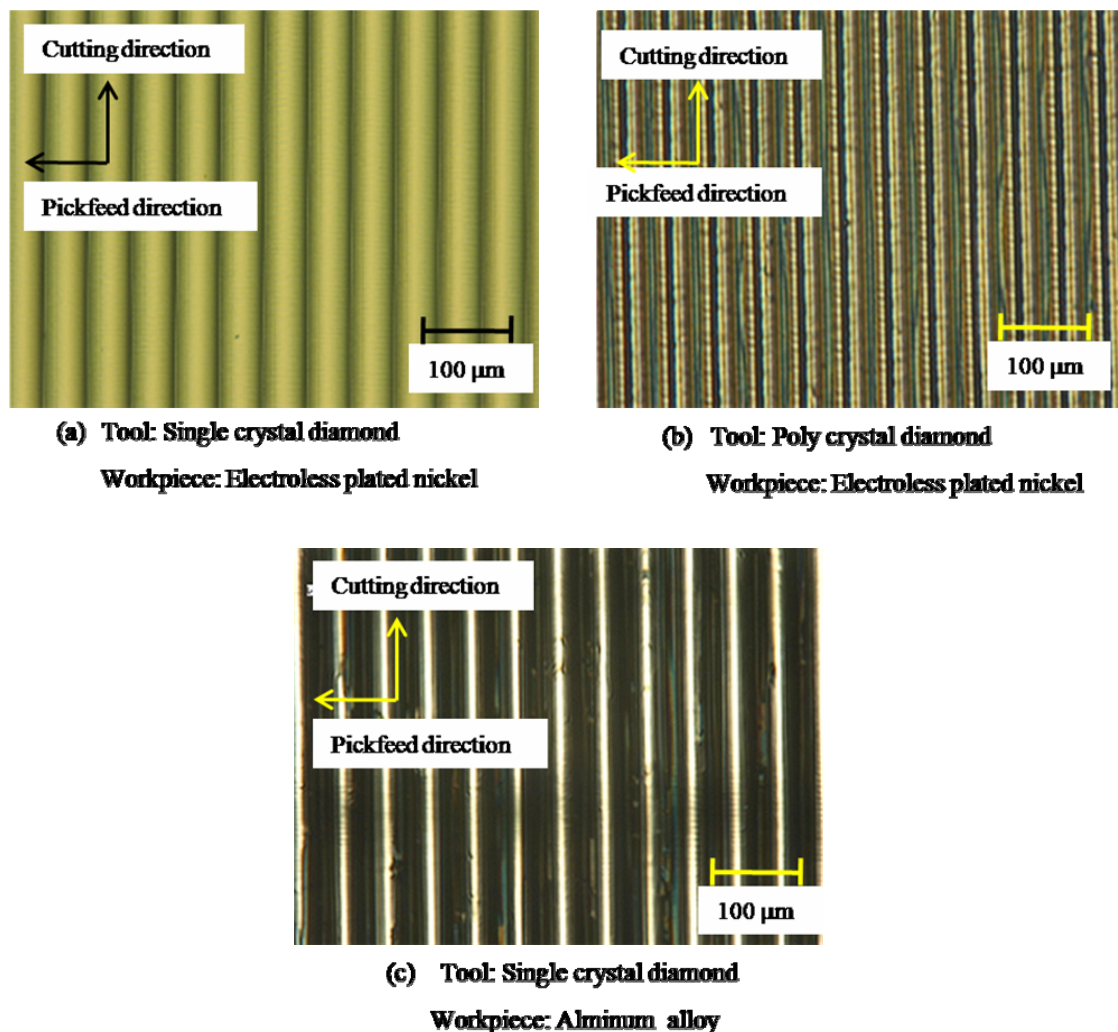
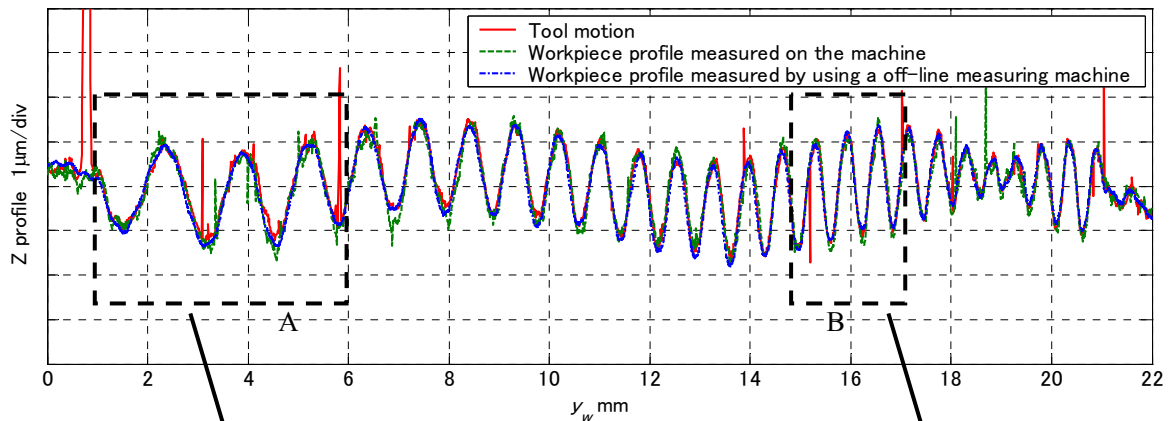


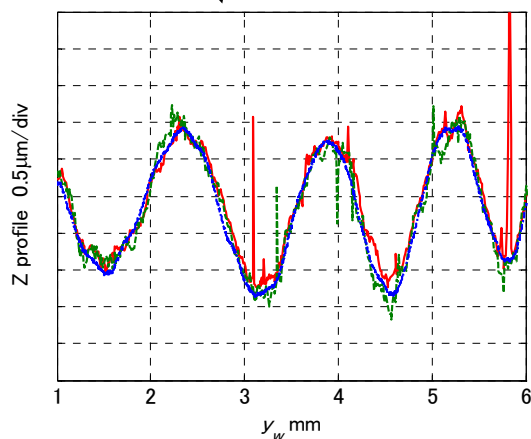
Fig.6.3.1 Photographs of the machined surface of the workpiece.

に生じた段差である。同図(a)と(c)を比較すると、単結晶ダイヤモンド工具を用いてアルミニウム合金を加工した場合にも切削方向に沿って1切削ライン内にいくつかの線が見える。単結晶ダイヤモンド工具を用いてもこのように線が発生するのは、アルミニウム合金の介在物の影響が考えられるが、詳しい原因はよくわからない。

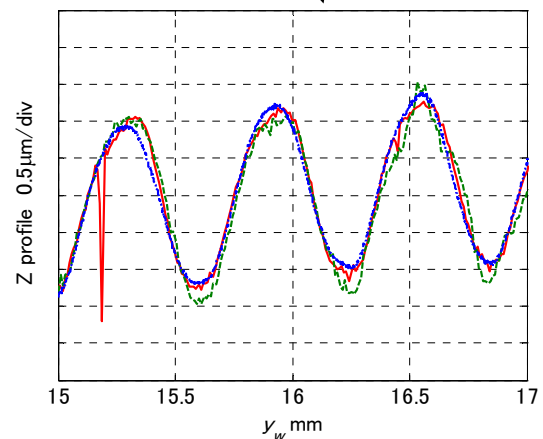
図 6.3.2 に単結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工した場合の刃先運動、机上測定形状とオフライン測定形状の比較を示す。刃先運動と工作物形状のどちらにも指令した正弦波形状と、ボールねじの振れ回りに起因する波長 10 mm の周期成分が確認できる。刃先運動と机上測定形状が突起状に変動している部分があるが、オフライン測定形状には確認できないため、これはレーザ変位計のノイズであると考えられる。正弦波形状のどの波長において



(a) Comparison over the measurement length.



(b) Magnified view of A.

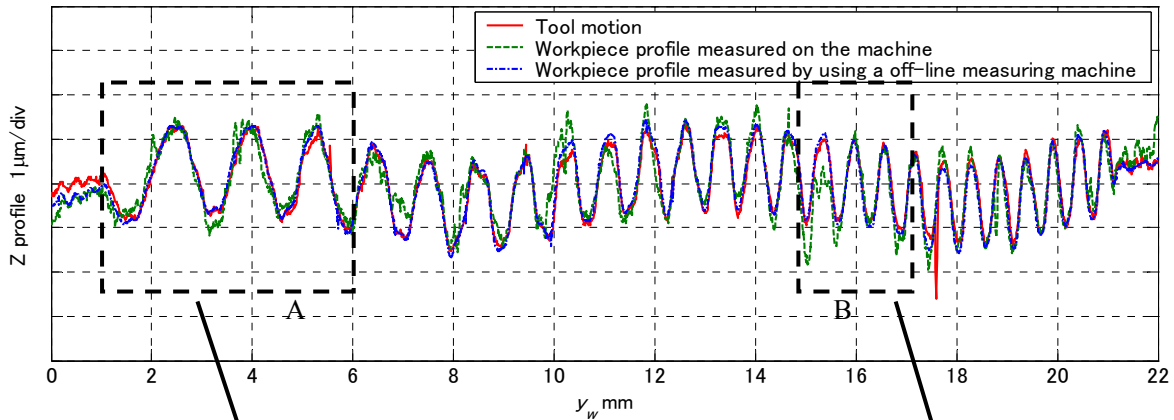


(c) Magnified view of B.

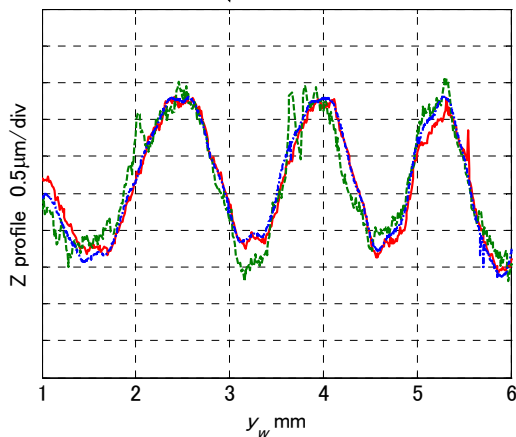
Fig.6.3.2 Comparison of tool motions and workpiece profiles. Tool: Single crystal diamond tool. Workpiece: Electroless plated nickel.

も3つの測定結果がほぼ一致している。よって、刃先運動はほぼ完全に転写されており、機上測定を用いて転写率を同定できると考えられる。また、 $y_w = 19 \text{ mm}$ 付近で振幅が小さくなっているのは、4.4節で述べたように、周波数80 Hz付近に加工機のコラムの曲げモードが存在するためである。この実験の後にコラムの改良を行ったため、以降で示す実験結果にはこのような振幅の減少は見られない。

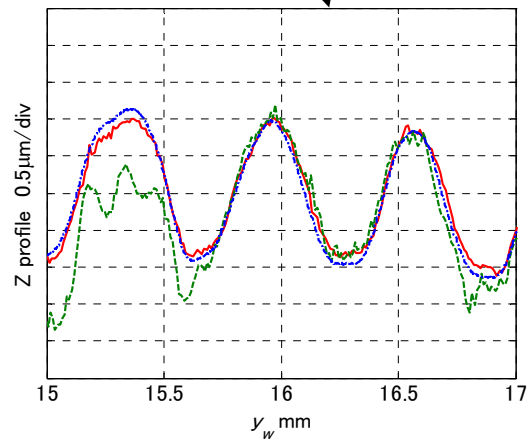
図6.3.3に単結晶ダイヤモンド工具を用いてアルミニウム合金を加工した場合の刃先運動と工作物形状の比較を示す。刃先運動とオフライン測定形状はほぼ一致しているが、機上測定形状とオフライン測定形状では、 $1 \mu\text{m}$ 程度の差が存在する部分がある。この結果から、刃先運動の転写性は無電解ニッケルを加工した場合とほぼ同様であるが、被削材の違いが機上測定に影響を与えることがわかる。



(a) Comparison over the measurement length.



(b) Magnified view of A.

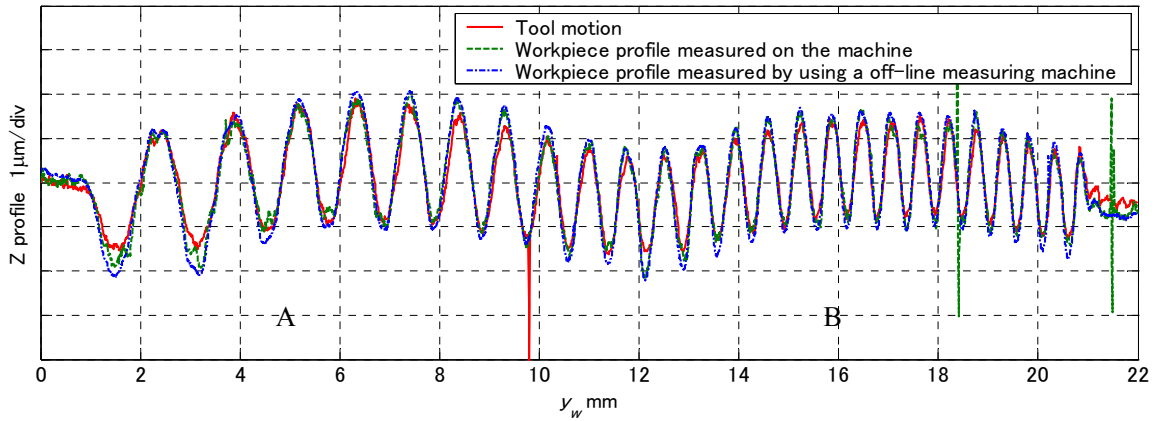


(c) Magnified view of B

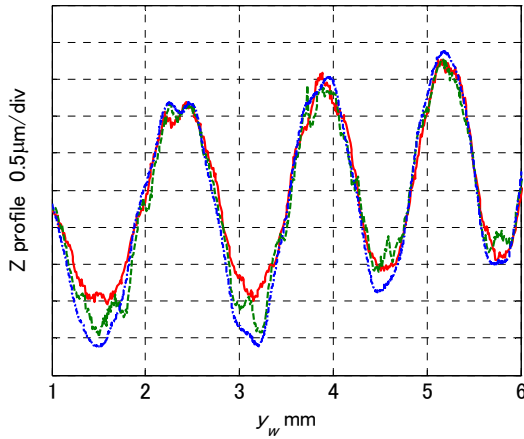
Fig.6.3.3 Comparison of tool motions and workpiece profiles. Tool: Single crystal diamond tool. Workpiece: Aluminum alloy A7075.

図 6.3.4 に多結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工した場合の刃先運動と工作物形状の比較を示す。刃先運動とオフライン測定形状を比較すると、オフライン測定形状の方が、振幅が大きくなっている部分があることがわかる。特に、比較的波長が長い $y_w = 1 \sim 6$ mm おいて振幅の差が大きく、オフライン測定形状の振幅の方が $0.6 \mu\text{m}$ 程度大きい。 $y_w = 15 \sim 17$ mm においては両者の差は小さくなり、オフライン測定形状の振幅の方が $0.4 \mu\text{m}$ 程度大きい。この結果は刃先運動よりも振幅が大きな形状が転写されたことを意味するが、机上測定形状ではオフライン測定形状ほど刃先運動との差は見られない。

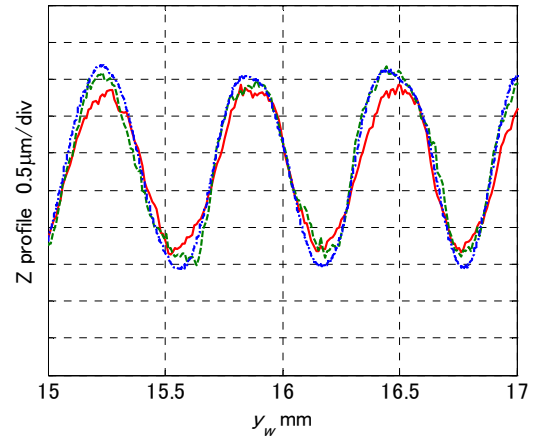
そこで、この現象を詳しく調査するために、同様の加工条件で波長を 2 mm に固定して加工・形状測定を行った結果を図 6.3.5 に示す。この結果でも、 $y_w = 1 \sim 14 \text{ mm}$ の範囲ではオフライン測定形状の振幅が刃先運動と机上測定形状よりも大きく、特に $y_w = 2 \sim 5 \text{ mm}$ と



(a) Comparison over the measurement length.



(b) Magnified view of A.



(c) Magnified view of B.

Fig.6.3.4 Comparison of tool motions and workpiece profiles. The wavelength of the profile varies from 2 mm to 0.5mm. Tool: Poly crystal diamond tool. Workpiece: Electroless plated nickel.

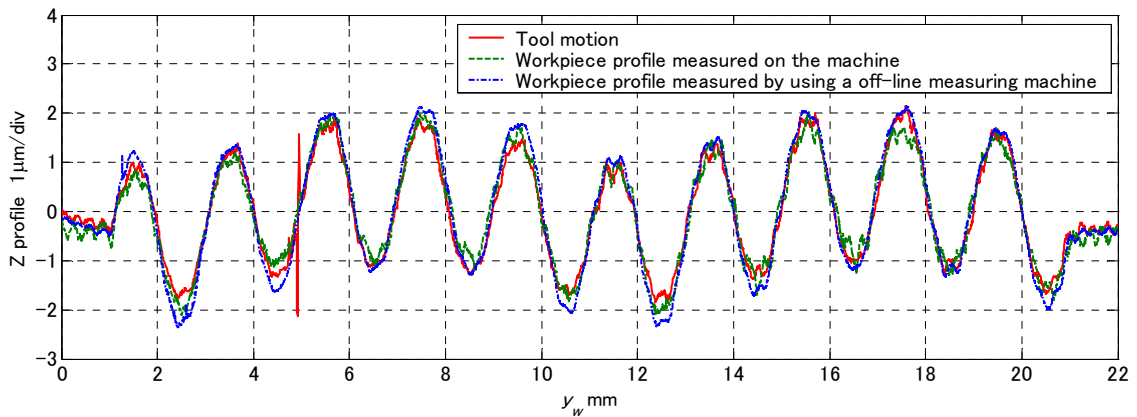


Fig.6.3.5 Comparison of tool motions and workpiece profiles. The wavelength of the profile is 2 mm. Tool: Poly crystal diamond tool. Workpiece: Electroless plated nickel.

$y_w = 10 \sim 13 \text{ mm}$ の部分に見られるように、正弦波の谷の部分で刃先運動と工作物形状の差が大きいことがわかる。つまり、過切削が起こっていることになる。過切削が発生した後なくなり、再び発生するというのは構成刃先が生じたときに起こる現象である⁷⁶⁾。

6.4 異なる工具と被削材における転写率

6.4.1 波長成分ごとの同定法を用いた場合

図 6.3.2～6.3.4 に示す結果において、波長成分ごとの同定法を用いて転写率を求める。図 6.3.2 に示す単結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工した場合の結果において、刃先運動と工作物形状のコヒーレンスと転写率を求めた結果を図 6.4.1, 6.4.2 にそれぞれ示す。図 6.4.1 より、機上測定形状・オフライン測定形状のどちらを用いた場

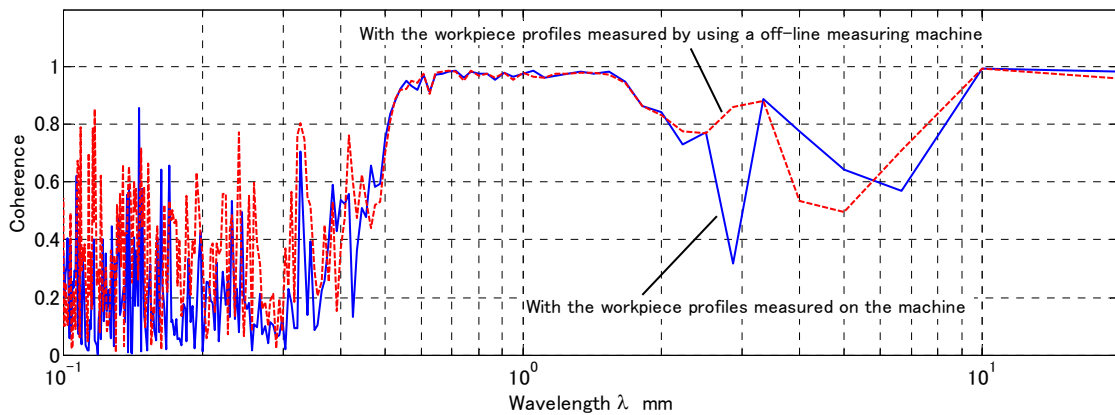


Fig.6.4.1 Comparison of the coherences between tool motions and workpiece profiles
Tool: Single crystal diamond tool. Workpiece: Electroless plated nickel.

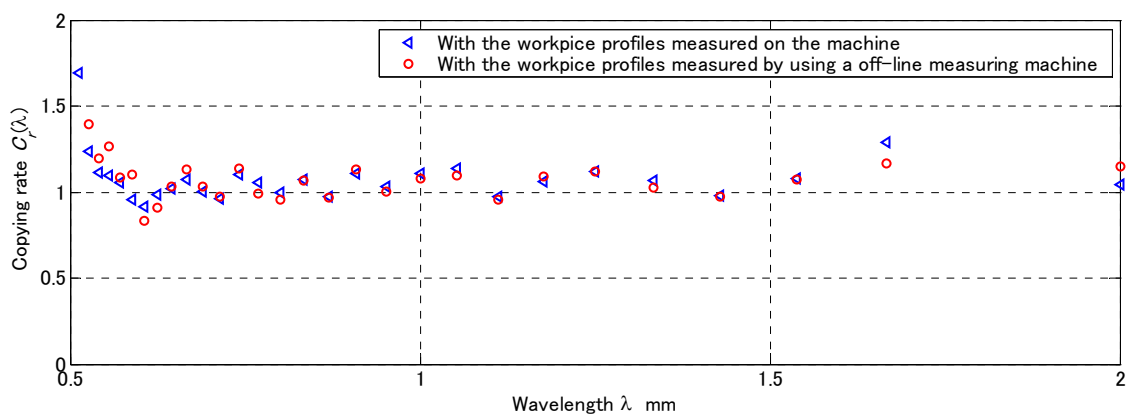


Fig.6.4.2 Relationship between the wavelength and the copying rate. Tool: Single crystal diamond tool. Workpiece: Electroless plated nickel.

合でも、 $\lambda = 0.6 \sim 1.6 \text{ mm}$ においてコヒーレンスがほぼ1となっていることがわかる。これは指令した波長の範囲とほぼ対応する。また、 $\lambda = 10 \sim 20 \text{ mm}$ でもコヒーレンスがほぼ1となっているが、これはボールねじの振れ回りに起因する運動誤差が転写されているためである。

図 6.4.2 より、機上測定形状・オフライン測定形状のどちらを用いた結果でも、転写率はほぼ同じであることがわかる。 $\lambda = 0.6 \sim 1.6 \text{ mm}$ の範囲では、転写率がほぼ0.9~1.1である。よって、指令した波長成分はほぼ完全に転写されていることがわかる。 $\lambda = 0.6 \text{ mm}$ 以下では転写率が1より大きくなっているが、 $\lambda = 0.6 \text{ mm}$ 以下ではコヒーレンスが低く信頼性がない。

図 6.3.3 に示す単結晶ダイヤモンド工具を用いてアルミニウム合金を加工した場合の結果において、刃先運動と工作物形状のコヒーレンスと転写率を求めた結果を図 6.4.3, 6.4.4 にそれぞれ示す。図 6.4.3 より、オフライン測定形状を用いた場合、指令した波長

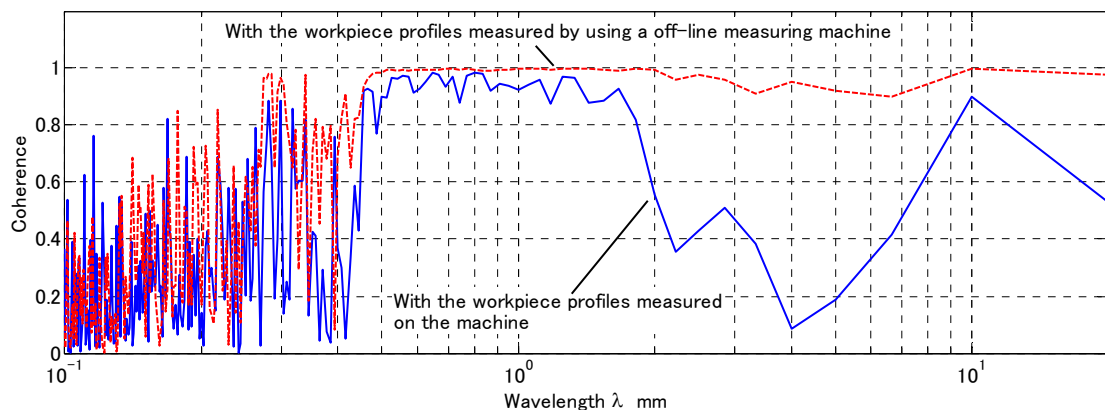


Fig.6.4.3 Comparison of the coherences between tool motions and workpiece profiles. Tool: Single crystal diamond tool. Workpiece: Aluminum alloy A7075.

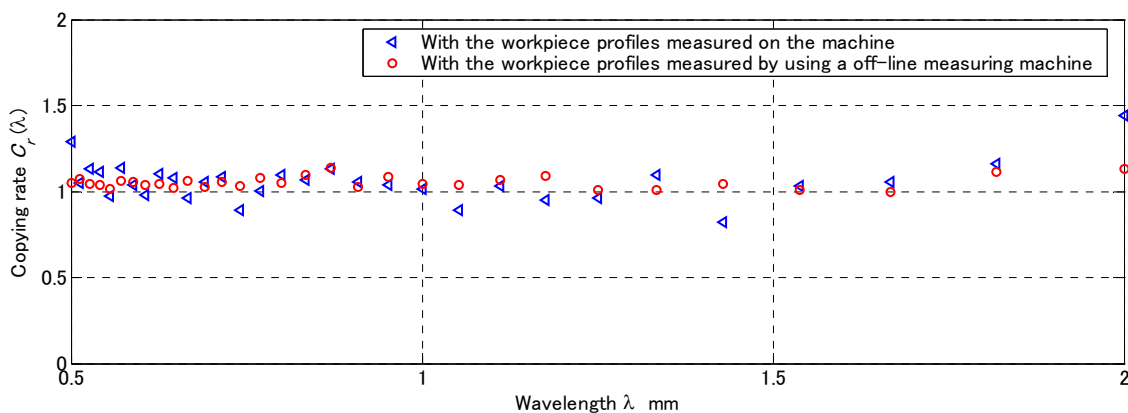


Fig.6.4.4 Relationship between the wavelength and the copying rate. Tool: Single crystal diamond tool. Workpiece: Aluminum alloy A7075.

範囲である $\lambda = 0.5 \sim 2.0 \text{ mm}$ においてコヒーレンスがほぼ 1 となっていることがわかる。しかし、機上測定形状を用いた場合は、同範囲においてコヒーレンスがオフライン測定形状を用いた場合よりも小さく、0.9~0.95 であることがわかる。これは、6.3 節で述べたように、機上測定の測定誤差のためであると考えられる。

図 6.4.4 より、オフライン測定形状を用いた場合の転写率はほぼ 0.9~1.1 であることがわかる。よって、無電解ニッケルを加工した場合と同様に、指令した波長成分はほぼ完全に転写されていることがわかる。機上測定形状を用いた場合は、転写率がほぼ 0.8~1.2 であり、オフライン測定形状を用いた場合よりもばらつきが大きい。

図 6.3.4 に示す多結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工した場合の結果において、刃先運動と工作物形状のコヒーレンスと転写率を求めた結果を図 6.4.5, 6.4.6 にそれぞれ示す。図 6.4.5 より、機上測定形状・オフライン測定形状のどちらを用いた場

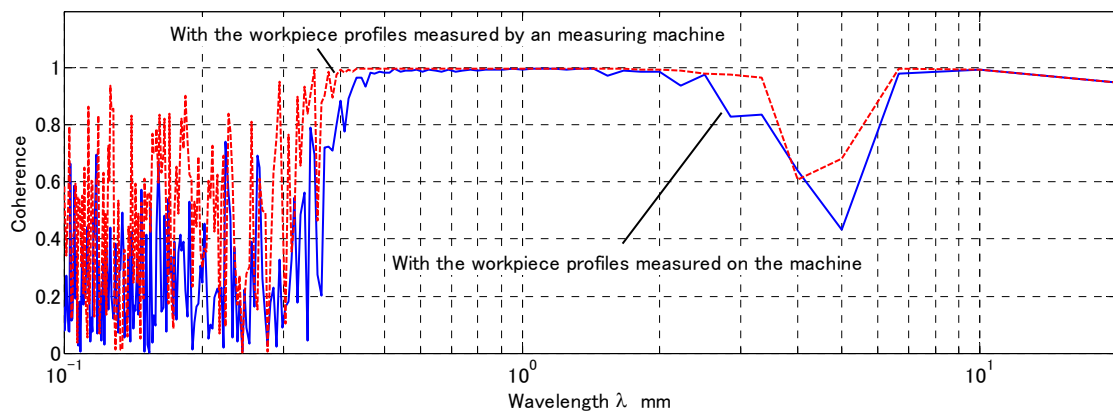


Fig.6.4.5 Comparison of the coherences between tool motions and workpiece profiles. Tool: Poly crystal diamond tool. Workpiece: Electroless plated nickel.

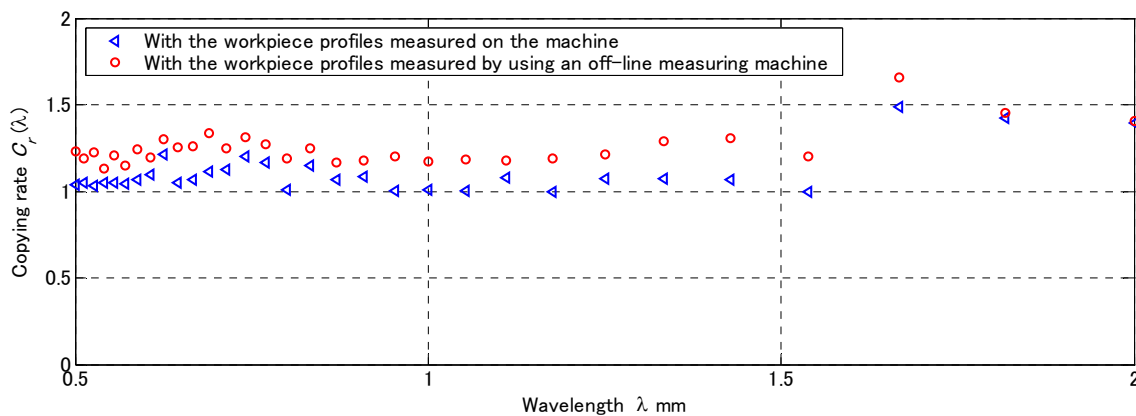


Fig.6.4.6 Relationship between the wavelength and the copying rate. Tool: Poly crystal diamond tool. Workpiece: Electroless plated nickel.

合でも、指令した波長範囲である $\lambda = 0.5 \sim 2.0 \text{ mm}$ においてコヒーレンスがほぼ 1 となっていることがわかる。

図 6.4.6 より、オフライン測定形状を用いた場合の転写率は $\lambda = 0.5 \sim 1.6 \text{ mm}$ においてほぼ 1.1~1.3 であり、 $\lambda = 1.6 \text{ mm}$ 以上では約 1.5 であることがわかる。よって、多結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工した場合、転写率が 1 より大きくなることがある。しかし、図 6.3.4 に示すフーリエ変換前の刃先運動とオフライン測定形状を比較すると、 $\lambda = 1.6 \text{ mm}$ 以上において転写率は 1.2~1.3 となったため、波長が変化する正弦波のフーリエ変換自体に問題があると考えられる。机上測定形状を用いた場合はオフライン測定形状を用いた場合と比較して、転写率が $\lambda = 0.5 \sim 1.6 \text{ mm}$ において 0.1~0.2 小さい。これは机上測定の測定誤差のためであると考えられる。

6.4.2 直接同定法を用いた場合

図 6.3.2~6.3.4 に示す結果において、直接同定法を用いて転写率を求める。直接同定法を用いて転写率 C_r と標準転写誤差 σ_c を求めた結果を表 6.4.1 に示す。まず、オフライン測定形状を用いた結果において、異なる工具と被削材を用いた場合を比較する。単結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工した場合、転写率はほぼ 1 であり、標準転写誤差は $0.19 \mu\text{m}$ である。アルミニウム合金を加工した場合は、無電解ニッケルを加工した場合と比較して転写率と標準転写誤差に大きな差は見られない。多結晶ダイヤモンド工具を用いた場合は転写率が 1 よりも大きく、1.22 となっている。以上の転写率は、波長成分ごとの同定法を用いてオフライン測定形状から求めた転写率とほぼ等しい。多結晶ダイヤモンド工具を用いた場合

Table 6.4.1 Comparison of C_r and σ_c calculated from the off-line and on-machine workpiece profile.
SCD: Single crystal diamond tool. PCD: Poly crystal diamond tool.
EN: Electroless plated nickel. AA: Aluminum alloy.

		Off-line workpiece profile vs. Tool motion	On-machine workpiece profile vs. Tool motion
Tool: SCD	C_r	0.98	0.97
Workpiece: EN	$\sigma_c \mu\text{m}$	0.19	0.23
Tool: SCD	C_r	1.05	1.03
Workpiece: AA	$\sigma_c \mu\text{m}$	0.13	0.36
Tool: PCD	C_r	1.22	1.05
Workpiece: EN	$\sigma_c \mu\text{m}$	0.20	0.24

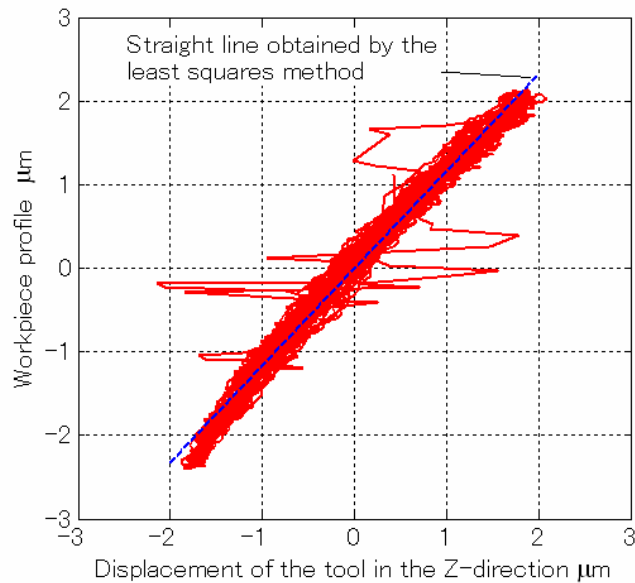


Fig.6.4.7 Relationship between the tool motion and the workpiece profile.

に転写率が1より大きくなる現象を詳しく調査するために、図 6.3.5 に示す結果の刃先運動—工作物形状線図を図 6.4.7 に示す。同図より、近似直線の傾き、つまり転写率は1.2程度であることがわかる。また、刃先の変位が $-2\sim-1\ \mu\text{m}$ のときに刃先変位に対する工作物形状の変化率が大きくなっており、刃先の変位が $1\sim2\ \mu\text{m}$ のときは変化率が若干小さくなっているのがわかる。よって、正弦波の谷の部分の過切削と山の部分の切り残しが起こっていることがわかる。

次に、オフライン測定形状を用いた場合と、機上測定形状を用いた場合を比較する。単結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工した場合、どちらの測定形状を用いても、転写率と標準転写誤差はほぼ同様の値となっている。しかし、単結晶ダイヤモンド工具でアルミニウム合金を加工した場合は、機上測定形状を用いると標準転写誤差が $0.23\ \mu\text{m}$ 大きくなる。また、多結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工した場合は、オフライン測定形状を用いた場合と異なり、機上測定形状では転写率がほぼ1となっている。これらは機上測定における測定誤差が原因であると考えられる。

6.4.3 2つの同定法による同定結果のまとめ

波長ごとの同定法と直接同定法を用いて転写率を調べた結果をもとにして、異なる工具と被削材の組み合わせにおける転写率のまとめを表 6.4.2 に示す。単結晶ダイヤモンド工具を用いた加工では、被削材を無電解ニッケルとアルミニウム合金のどちらにしても転写率はほぼ1だった。これに対して、多結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケ

Table 6.4.2 Comparison of the copying rate with different combination of tool and workpiece.
 SCD: Single crystal diamond tool. PCD: Poly crystal diamond tool.
 EN: Electroless plated nickel. AA: Aluminum alloy.

	Copying rate $0.5\text{mm} \leq \lambda \leq 2\text{ mm}$ $C_r(\lambda)$	Standard copying error σ_c	Measurement deviation in on-machine measurement
Tool: SCD Workpiece: EN	0.9~1.1	0.19 μm	Deviation of C_r is ± 0.1 .
Tool: SCD Workpiece: AA	0.9~1.1	0.13 μm	σ_c increased to 0.36 μm .
Tool: PCD Workpiece: EN	1.2~1.3	0.2 μm	C_r decreased by 0.1~0.2.

ルを加工した場合は、過切削により転写率が 1.2~1.3 となった。3 つのどの工具・被削材の組み合わせにおいても、波長 0.5~2 mm の条件では、波長の転写率に対する影響は小さかった。また、標準転写誤差は 0.13~0.2 μm となり、3 つの工具・被削材の組み合わせで大きな差はなかった。単結晶ダイヤモンドを用いた無電解ニッケルの加工以外では、機上測定に測定誤差が生じた。

6.5 結論

本章では、工具と被削材が転写率に与える影響を調べるために、単結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工した場合と、工具と被削材を多結晶ダイヤモンド工具とアルミニウム合金にそれぞれ変更した場合の転写率を調べた。波長成分ごとの同定法と直接同定法を用いて転写率を同定した結果、以下の結論が得られた。

- (1) どの工具・被削材であっても、波長が 2 mm から 0.5 mm に変化する正弦波形状の加工において、波長が転写率に与える影響は小さかった。またこの場合に、波長成分ごとの同定法と直接同定法で同様の転写率が得られることを確認した。
- (2) 単結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工する場合、転写率はほぼ 1、標準転写誤差は 0.19 μm となった。つまり、指令した刃先運動はほぼ完全に工作物に転写された。また、機上測定を用いてオフライン測定機を用いた場合と同様の転写率・標準転写誤差を得ることができた。
- (3) 単結晶ダイヤモンド工具を用いてアルミニウム合金を加工する場合、転写率は、

ほぼ 1, 標準転写誤差は $0.13 \mu\text{m}$ となった。波長成分ごとの同定法では, オフライン測定機を用いた場合はほぼ 1 であった刃先運動と工作物形状のコヒーレンスが, 機上測定を用いた場合は $0.9\sim 0.95$ に低下した。直接同定法では, 標準転写誤差が $0.23 \mu\text{m}$ 大きくなった。これは機上測定の測定誤差のためであると考えられる。

- (4) 多結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工する場合, 転写率は $1.2\sim 1.3$, 標準転写誤差は $0.20 \mu\text{m}$ となった。直接同定法を用いた結果から, この転写率が正弦波の谷の部分の過切削と山の部分の切残しに起因し, 特に過切削の影響が大きいことがわかった。これらは構成刃先の付着とその脱落片の工作物への付着が原因であると推測される。

第7章 結 言

本研究では高精密切削加工における刃先運動の転写量を調査した。このために、まず、加工中の刃先運動と工作物形状を機上測定して比較することができるシステムを開発した。次に、刃先運動の制御のために、加工機の運動誤差を補正する方法を研究した。モデルを用いた運動誤差の補正において動的な誤差によるモデル化誤差を防ぐために、静的な誤差のみを分離してモデル化・補正する方法を提案した。また、高応答の切込み運動によって構造振動が励起される問題を解決するために、部分的に弾性体を含むマルチボディシミュレーション (MBS) を用いて加工機の構成要素を変化させながら振動解析を行い、構成要素が全体の振動特性にどの程度寄与するかを調べる手法を検討した。さらに、刃先運動の転写の定量化手法を提案し、計測システムの検証を行った。そして、単結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工した場合と、工具と被削材を多結晶ダイヤモンド工具とアルミニウム合金にそれぞれ変更した場合の転写率を調べた。

本研究で得られた主な結論は以下のとおりである。

- (1) 高精密加工における現状の問題点について考察し、これらの問題を解決するための計測融合加工システムのコンセプトを提案した。計測融合加工システムは、加工運動の測定と工作物形状の測定を機上で行うことにより、加工運動により発生する誤差と加工現象により発生する誤差を推定し、この推定値を用いて高精密な加工を実現するシステムである。同システムは加工中の刃先運動を推定する機能、工作物形状を機上測定する機能、運動誤差の補正機能、刃先運動の転写量を測定し解析する機能をもつ。
- (2) 上記のコンセプトにもとづいて、直交3軸の高精密加工機をベースとした計測融合加工システムを開発した。本システムではアーティファクトとレーザ変位計を用いた加工機の運動測定により、加工中の刃先運動を推定する。工作物形状の測定にはレーザ変位計を用いた走査型の機上測定を用いる。測定中も加工機の運動測定を行い、機上測定の誤差は運動測定の結果を用いてキャンセルする。
- (3) 切込み量の制御のために、圧電素子を用いた微動機構を加工システムのZ軸に搭載し、20 nmの位置決め分解能を得ることができた。また、100 Hzを目標として応答帯域を検証した。振幅2 μm 、周波数が25 Hzから100 Hzまで変化するサインスイープ状の指令を微動機構に与えた場合、刃先では90 Hz付近で振幅が約1.2 μm 小さくなった。これは加工機の構造振動によるものと考えられる。

- (4) オフラインの形状測定における測定結果の再現性を調べた。同一の切削ライン内における異なるピックフィード方向の位置での測定結果の標準偏差は最大で $0.09 \mu\text{m}$ だった。また、形状測定に触針式の表面粗さ測定機を用いた場合は測定機の個体差は小さいが、触針式とレーザープローブ式（非接触式）の測定機の測定結果には $-0.8 \sim 0.4 \mu\text{m}$ の差が生じた。
- (5) XY 平面の運動における Z 方向の運動誤差をモデル化した。周波数領域で誤差を解析し、フーリエ級数を用いることで振動などの動的な誤差から運動条件によらず常に同じ位置で発生する静的な誤差を分離してモデル化する方法を提案した。
- (6) 非回転工具を用いた平面加工を想定して、提案した補正の前後で Z 軸—テーブル間の Z 方向の相対変位を測定した。その結果、相対変位を $1.3 \mu\text{mP-V}$ から $0.5 \mu\text{mP-V}$ に低減することができた。
- (7) 実加工において運動誤差補正の効果を検証した。Y 軸ベースがたわむ振動モードに起因する振動とボールねじの振れ回りに起因する運動誤差を分離して補正し、加工面の断面曲線の真直度を $1.0 \mu\text{m}$ から $0.4 \mu\text{m}$ に向上させることができた。
- (8) 工具とは異なる位置で測定した加工機の運動誤差を用いてモデル化を行う場合を想定し、モデル化の誤差要因となる Y 軸の運動に伴う X 軸まわりの角度偏差の影響について調査した。角度偏差は最大で 0.4 秒程度であった。
- (9) 振動問題の解決のために、部分的に弾性体を含む MBS を用いて開発した加工システムをモデル化した。案内などの構成要素がモジュール化されていることにより、商用 FEM の $1/3$ の時間で加工機をモデル化することができた。
- (10) 部分的に弾性体を含む MBS において、1 つの部品を複数の要素に分割し、それらをばねで結合することで弾性体を表現する場合、振動解析の精度低下を防ぐために必要な自由度は FEM よりも少なく、約 100 （約 17 要素）であった。
- (11) 実験モード解析により、Z 方向の実切込み量に影響を与えるのは 80Hz と 163Hz に現れる振動モードであることがわかった。そして、MBS を用いたモード解析によって、 80Hz の振動モードにはコラムの剛性が、 163Hz の振動モードにはコラムと Y ベースの両方の剛性が大きな影響を与えることがわかった。
- (12) 80 Hz に現れていた振動モードによって、工具—工作物間の変位がコラムの変形に吸収されていることが(3)で述べた実切込み量減少の原因となることを考察した。そこで、MBS を用いたモード解析の結果にもとづき、この振動モードの固有振動数が 129 Hz となるようにコラムの設計変更を行った。その結果、固有振動数は 140 Hz へと変化し、実切込み量が減少する問題を解決することができた。

- (13) 正弦波形状のシェーパ加工における刃先運動と工作物形状の全振幅比を転写率と定義した。転写率を求める方法として、刃先運動と工作物形状を直接比較する直接同定法と、刃先運動と工作物形状のパワースペクトルを比較する波長成分ごとの同定法を提案した。直接同定法では、刃先運動に対する工作物形状のばらつきを標準転写誤差で評価する。
- (14) 単結晶ダイヤモンド工具を用いた無電解ニッケルのシェーパ加工における転写率を同定した。波長成分ごとの同定法を用いて転写率を求めたところ、振幅 0.5~4 μm 、波長 11.5 mm の正弦波形状の加工において転写率はほぼ 1 となった。つまり、指令した刃先運動はほぼ完全に工作物に転写されていることがわかった。
- (15) 工作物形状を機上測定した場合、正弦波の振幅 0.5~1 μm では、転写率は 1 ± 0.1 の範囲内であったが、振幅 2 μm 以上では振幅の増加にともなって転写率が 1 より小さく測定された。これは機上形状測定における測定誤差の影響と考えられる。
- (16) 機上測定において、測定面の Y 軸まわりの傾斜によって発生する形状センサの測定誤差を調べた。傾斜角度 -4 ~+4 度において、変位の測定値は実際の変位の約 0.95~約 1.10 倍となった。
- (17) 測定面の傾斜による測定誤差と運動・形状センサの感度比の両方を補正する方法として、同時校正測定法を提案した。同測定法により、機上測定によって触針式の表面粗さ測定機を用いた場合と同様の測定結果をえることができた。
- (18) 今回実験に用いたどの工具・被削材であっても、波長が 2 mm から 0.5 mm に変化する正弦波形状の加工において、波長が転写率に与える影響は小さかった。またこの場合に、波長成分ごとの同定法と直接同定法で同様の転写率が得られることを示した。
- (18) 単結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工する場合、転写率はほぼ 1、標準転写誤差は 0.19 μm となった。また、機上測定によってオフライン測定機を用いた場合と同様の転写率・標準転写誤差を得ることができた。
- (20) 単結晶ダイヤモンド工具を用いてアルミニウム合金を加工する場合、転写率は、ほぼ 1、標準転写誤差は 0.13 μm となった。波長成分ごとの同定法では、オフライン測定機を用いた場合はほぼ 1 であった刃先運動と工作物形状のコヒーレンスが、機上測定を用いた場合は 0.9~0.95 に低下した。直接同定法では、標準転写誤差が 0.23 μm 大きくなった。これは機上測定の測定誤差のためであると考えられる。

- (21) 多結晶ダイヤモンド工具を用いて無電解ニッケルを加工する場合、転写率は 1.2～1.3、標準転写誤差は $0.20\ \mu\text{m}$ となった。直接同定法を用いた結果から、この転写率が正弦波の谷の部分の過切削・山の部分の切残しに起因し、特に過切削の影響が大きいことがわかった。これらは構成刃先の付着とその脱落片の工作物への付着が原因であると推測される。

謝 辞

本研究を遂行するにあたり，懇切なるご指導を賜りました京都大学大学院工学研究科マイクロエンジニアリング専攻教授 松原厚博士に深甚なる謝意を表します。

おなじく懇切なるご指導を賜りました京都大学大学院工学研究科マイクロエンジニアリング専攻准教授 茨木創一博士，同技術専門職員 山路伊和夫博士に深く感謝の意を表します。

また，振動解析手法の研究において懇切なるご指導とご協力をいただきましたスイス連邦工科大学 IWF 教授 Konrad Wegener 博士，同 Sascha Weikert 博士に心より感謝いたします。

さらに，貴重な時間を割いて研究のご協力と良き助言を頂きました松原厚教授の主催するサーボ研究会，GSX 研究会に参加するメンバーの皆様に深く感謝いたします。

最後に，本研究の遂行にご協力をいただいた藤田智哉氏，小池雄介氏をはじめとする京都大学大学院工学研究科マイクロエンジニアリング専攻精密計測加工工学研究室の皆様に心より感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) 勝木雅英：LCD 関連部品のための超精密加工機，”LCD と超精密加工”講習会資料，東京，(2001) 9.
- 2) 垣野義昭，井原之敏，岩崎嘉徳，松原 厚，大坪 寿：除去加工用修正加工システムに関する研究（第 1 報）－2 次元輪郭形状の修正研削加工－，精密工学会誌，**59**, 10(1993) 1689.
- 3) 武沢英樹，古谷克司，毛利尚武：形状フィードバック型加工システムに関する研究（第 1 報）－基本概念と修正加工例－，精密工学会誌，**65**, 3(1999) 406.
- 4) 森 健治：超精密加工機における機上計測の実際，機械と工具，**50**, 12 (2006) 40.
- 5) 垣野義昭：機上計測の可能性と最新技術動向，機械と工具，**50**, 12 (2006) 14.
- 6) 中川平三郎：レーザ活用による機上計測の高度化，機械と工具，**50**, 12 (2006) 19.
- 7) 浦 治男，谷口朝信，長江 謹：曲面形状の非接触式による機上測定技術，機械と工具，**51**, 12 (2007) 29
- 8) 鈴木 弘，新野康生，遠山退三，平野 稔，難波義治：オンマシン計測による斜入射 X 線ミラーの超精密研削，精密工学会誌，**61**, 9 (1995) 1285.
- 9) M. Shiraiishi： Scope of in-process measurement, monitoring and control techniques in machining processes－Part 2： In-process techniques for workpieces， Precision Engineering, **11**, 1 (1989) 27.
- 10) 中川平三郎，廣垣俊樹，梶 章宏，喜田義宏，垣野義昭：自由曲面のポイント計測に適したレーザスタイルスの機上走査制御，精密工学会誌，**69**, (2003) 1423.
- 11) 大森 製，森田晋也，浅見宗明，渡邊 裕，上原嘉宏，林 偉民：ナノ精度・計測融合ファブリケーションを目指す加工機上測定システム，機械と工具，**50**, 12 (2006) 26.
- 12) H. Suzuki, T. Onishi, T. Moriwaki, M. Fukuta, J. Sugawara: Development of a 45° tilted on-machine measuring system for small optical parts, Annals of the CIRP, **57**, (2008) 411.
- 13) 聶朝胤，三好隆志，高谷裕浩，高橋 哲，梁田和雄：金型加工曲面の光リング式 3D 形状計測センサの開発研究（第 1 報）－金属面の光散乱シミュレーションとその検証－，精密工学会誌，**65**, 11(1999) 1669.
- 14) 三好隆志，青木 洋，斎藤勝政：三次元自由曲面の非接触形状測定センサの開発研究（第 2 報）－光リング式センサの特性－，精密工学会誌，**58**, 12(1992) 2087.
- 15) 三好隆志，高谷裕浩，滝澤 暢，福沢亮太：三次元自由曲面の非接触形状測定センサの開発研究（第 3 報）－光リング式 3-D 形状計測センサー，精密工学会誌，**58**, 12(1992) 2087.
- 16) 渡辺一雄：リニアモータ駆動導光板金型複合加工機「LCD315Li」，型技術，**18**, 3 (2003) 47.
- 17) 長瀬幸泰：超²精密 5 軸 CNC 制御微細加工機「インテリジェントセンターNIC シリー

- ズ」, 型技術, **18**, 3 (2003) 52.
- 18) 井川直哉: 超精密機械加工技術の現状と課題, 精密工学会誌, **66**, 1(2000) 54.
 - 19) J. Yuan and J. Ni: The real-time error compensation technique for CNC machining systems, *Mechatronics*, **8**, (1998) 359.
 - 20) R. Ramesh, M.A. Mannan, and A.N. Poo: Error compensation in machine tools – a review Part I: geometric, cutting-force induced and fixture-dependent errors, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **40**, (2000) 1235.
 - 21) 藤井義也, 岩部洋育, 鈴木雅晴: 切削中におけるエンドミルの挙動と加工精度との関係 (第1報) —加工誤差生成機構—, 精密機械, **43**, 7 (1977) 807.
 - 22) 岩部洋育, 藤井義也: 切削中におけるエンドミルの挙動と加工精度との関係 (第2報) —底面の加工誤差生成機構—, 精密工学会誌, **54**, 5 (1988) 136.
 - 23) 井川直哉, 島田尚一: 超精密ダイヤモンド切削とその問題点, 日本機械学会誌, **87**, 791(1984) 38.
 - 24) W.Gao et al.: Measurement and compensation of error motions of a diamond turning machine, *Precision Engineering* (2006), doi: 10.1016/j.precisioneng. 2006.06.003.
 - 25) J.D.Kim and D.S.Kim: Waviness compensation of precision machining by piezo-electric micro cutting device, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **38**, (1998) 1305.
 - 26) 竹内芳美: 超精密マイクロ切削加工, 日刊工業新聞社, (2008)17.
 - 27) Wei Gao, Takeshi Araki, Satoshi Kiyono, Yuichi Okazaki, Masashi Yamanaka: Precision nano-fabrication and evaluation of a large area sinusoidal grid surface for a surface encoder, *Precision Engineering*, **27**, (2003) 289.
 - 28) 超精密加工編集委員会: 超精密加工の基礎と実際, 日刊工業新聞社, (2006) 204.
 - 29) 日本学術振興会第136委員会: 精密加工の最先端技術, 工業調査会, (1996).
 - 30) 島田尚一: 超精密加工用ダイヤモンド工具の動向, 機械と工具, **49**, 6 (2005) 14.
 - 31) 高下次郎: 自動計測機能付きマシニングセンタ(<特集> 自動化を支えるインプロセス計測), 精密工学会誌, **54**, (1988), 647.
 - 32) 野村 俊: 加工機上における大鏡面の干渉測定技術, 精密工学会誌, **58**, 5 (1992) 75.
 - 33) 垣野義昭, 岩田義雄, 岩崎嘉徳, 大坪寿: 加工形状誤差の偏差検出型オンザマシン計測に関する研究, 精密工学会誌, **58**, 6(1992)1059.
 - 34) R.R. Donaldson: A simple method for separating spindle error from test ball roundness error, *Annals of the CIRP*, **21**, (1972), 125.
 - 35) C.J. Evans, R.J. Hocken and W.T. Estler: Self-Calibration: Reversal, Redundancy, Error Separation, and ‘Absolute Testing’, *Annals of the CIRP*, **45**, (1996) 617.
 - 36) H. Tanaka, K. Tozawa, H. Sato, M. O-hori and H. Sekiguchi: Application of a new straightness measurement method to large machine tool, *Annals of the CIRP*, **30**, (1981) 455.
 - 37) S. Kiyono and W. Gao: Profile measurement of machined surface with a new differential

- method, *Precision Engineering*, **16**, (1994) 212.
- 38) H. Tanaka and H. Sato: Extensive analysis and development of straightness measurement by sequential-two-points method, *Trans. ASME Journal of Engineering for Industry*, **108**, (1986) 176.
 - 39) W. Gao and S. Kiyono: On-Machine Profile Measurement of Machined Surface Using the Combined Three-Point Method, *JSME International Journal*, **C 40**, (1997) 253.
 - 40) 清野 慧, 高 偉, 鎌田 治: 鏡面形状のオン・マシン測定に関する研究, *精密工学会誌*, **58**, 2 (1992) 247.
 - 41) 高 偉: 形状誤差と運動誤差の分離による回転精度のナノ計測, *精密工学会誌*, **67**, 7 (2001) 1067
 - 42) 樋口誠宏: 超精密加工におけるダイヤモンド工具とその使い方, *機械と工具*, **48**, 7 (2004) 14.
 - 43) R. Ramesh, M.A. Mannan, and A.N. Poo: Error compensation in machine tools – a review Part II: thermal errors, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **40**, (2000) 1257.
 - 44) 内田史彦: 任意非球面をダイヤモンド切削する高精度非球面加工装置, *機械と工具*, **32**, 7 (1988) 82
 - 45) 持田省郎, 久保圭司, 長野寛之, 久保田三郎, 松村憲一, 上田修治: 多品種対応非球面ガラスレンズ加工システム, *National Technical Report*, **36**, 2(1990) 172.
 - 46) J.B.Bryan and D.L.Carter : Design of a new error-corrected co-ordinate measuring machine, *Precision Engineering*, **1**, 3 (1979) 125.
 - 47) 吉住恵一, 久保圭司, 竹内博之, 半田宏治, 葛西孝昭: ナノメートルを測る原子間力プローブ搭載超高精度三次元測定機, *精密工学会誌*, **68**, 3 (2002) 361.
 - 48) 三浦勝弘: レーザプローブ式非接触三次元測定装置 (NH-3SP), *日本機械学会 2007 年度年次大会講演論文集*, 大阪, (2004) 116.
 - 49) G.S. Wei, L.H. Seok, M. Rahman and F. Watt: A fine tool servo system for global position error compensation for a miniature ultra-precision lathe, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **47**, (2007) 1302.
 - 50) Bryan, J.B., The Abbe Principle Revisited: An Updated Interpretation, *Precision Engineering*, **1**, 3 (1979) 129.
 - 51) Y. Altintas, C. Brecher, M. Weck and S. Witt: Virtual Machine Tool, *Annals of the CIRP*, **54**, 2(2005) 115.
 - 52) M.F. Zaeh, Th. Oertli and J. Milberg: Finite Element Modelling of Ball Screw Feed Drive Systems, *Annals of the CIRP*, **53**, 1(2004) 289.
 - 53) Y. Altintas, Y. Cao: Virtual Design and Optimization of Machine Tool Spindles, *Annals of the CIRP*, **54**, 1(2005) 379.
 - 54) Y. Cao and Y. Altintas: Modeling of spindle-bearing and machine tool systems for virtual

- simulation of milling operations, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **47**, 9(2007) 1342.
- 55) R.R. Craig Jr. and M.C.C. Bampton: Coupling of Substructures for Dynamic Analyses, *AIAA Journal*, **6**, 7(1968) 1313.
- 56) R.R. Craig, Jr.: A BRIEF TUTORIAL ON SUBSTRUCTURE ANALYSIS AND TESTING, *Proc. SPIE Vol. 4062, Proceedings of IMAC-XVIII: A Conference on Structural Dynamics*, (2000) 899.
- 57) G. Bianchi, F. Paolucci, P. Van den Braembusshe, H. Van Brussel and F. Jovane: Towards Virtual Engineering in Machine Tool Design, *Annals of the CIRP*, **45**, 1(1996) 381.
- 58) M. Zatarain, E. Lejardi, F. Egana and R. Bueno: Modular Synthesis of Machine Tools, *Annals of the CIRP*, **47**, 1(1998) 333.
- 59) B. Zettl, W. Szyszkowski and W.J. Zhang: Accurate low DOF modeling of a planar compliant mechanism with flexure hinges: the equivalent beam methodology, *Precision Engineering*, **29**, 2(2005) 237.
- 60) F. Rehsteiner, S. Weikert and Z. Rak: Accuracy Optimization of Machine Tools under Acceleration Loads for the Demands of High-Speed-Machining, *Proceedings of the ASPE 1998 Annual Meeting, St. Louis, Mis., Oct*, 602.
- 61) M. Weck and B. Mueller-Held: Virtuelle Produkt-und Prozessentwicklung, *WT Werkstattstechnik online* 90 H.7/8, Springer-VDI-Verlag, (2000) 302.
- 62) G. Pritschow, G. Rogers and S. Roeck: Echtzeitfaehige Maschinenmodelle, *WT Werkstattstechnik online* 92 H.5, Springer-VDI-Verlag, (2002) 187.
- 63) G. Pritschow and N. Croon: Wege zur virtuellen Werkzeugmaschine, *WT Werkstattstechnik online* 92 H.5, Springer-VDI-Verlag, (2002) 194.
- 64) J.W.M.C. Teeuwssen, J.A. Soons, P.H.J. Schellekens and A.C.H. van der Wolf: A General Method for Error Description of CMMs Using Polynomial Fitting Procedures, *Annals of the CIRP*, **38**, 1(1989) 505.
- 65) M. Zeah and D. Siedl: A New Method for Simulation of Machining Performance by Integrating Finite Element and Multi-body Simulation for Machine Tools, *Annals of the CIRP*, **56**, 1(2007) 383.
- 66) Th. Lorenzer, S. Weikert, S. Bossoni and K. Wegener: Modeling and evaluation tool for supporting decisions on the design of reconfigurable machine tools, *Journal of Manufacturing Systems*, **26**, 3-4(2007) 167.
- 67) 井川直哉, 島田尚一, R.R. Donakdson, C.K. Syn, J.S. Taylor, 大森義市, 吉永博俊: 極微小切削における切りくず形態と最小切取り厚さ, *精密工学会誌*, **59**, 4(1993) 141.
- 68) Toshimich Moriwaki, Koichi Okuda: Machinability of Copper in Ultra-Precision Micro Diamond Cutting, *Annals of the CIRP*, **38**, 1(1989) 115.

- 69) 島田尚一, 井川直哉, 田中宏明, 大森義市, 打越純一: 分子動力学を用いた極微小切削における切削力および切りくず生成機構の解析, 精密工学会誌, **59**, 12(1993) 103.
- 70) 森 昌幹, 久米原宏之: 工具切れ刃あらさの加工面への転写性, 精密機械, **40**, 8 (1974) 633.
- 71) 小泉達洋, 今泉健一, 榊田正美, 矢沢考哲: 微細溝加工の転写精度 (1) —円錐および角錐ダイヤモンド工具によるグルーピング—, 日本機械学会北陸信越支部第 41 期総会・講演論文集, 富山, (2004) 227.
- 72) 今泉健一, 小泉達洋, 榊田正美: 微細溝加工の転写精度 (2) —ダイヤモンド工具を用いたフライカッティング—, 日本機械学会北陸信越支部第 41 期総会・講演論文集, 富山, (2004) 229.
- 73) 金田 一: 三角測量法によるレーザー式変位計の高精度化—測定面の影響について—, 計測自動制御学会論文集, **27**, 8 (1991) 853.
- 74) 奥田考一, 竹野恵永: 高硬度微細形状部品の精密切削に関する研究, 日本機械学会 2005 年度年次大会講演論文集, 東京, (2005) 53.
- 75) 杉田忠影, 上田完次, 稲村豊四郎: 基礎切削加工学, 共立出版株式会社, (1984) 153.
- 76) 會田俊夫, 井川直哉, 岩田一明, 岡村健二郎, 中島利勝, 星鐵太郎: 切削工学, コロナ社, (1973) 280.