

三角測量式変位計による
三次元机上計測に関する研究

2015年1月

長崎大学大学院工学研究科

大坪 樹

目次

第1章 緒論	
1.1 研究背景	1
1.2 金型製造における機上計測の現状	4
1.3 研究目的	5
1.4 論文の構成	7
1.5 主要記号	9
第2章 機上計測用レーザ変位計の開発	
2.1 本章の目的	11
2.2 測定原理	11
2.2.1 三角測量法	11
2.2.2 光スキッド法	12
2.2.3 光スキッド法による測定誤差	13
2.3 三角測量式光スキッドセンサの構成と基本性能	15
2.3.1 センサ光学系	15
2.3.2 スリットによる横分解能向上効果評価	17
2.3.3 振動除去特性評価	20
2.3.4 振動環境下における形状計測実験	23
2.4 形状再生方法の有効性評価	26
2.4.1 形状再生手順	26
2.4.2 形状再生シミュレーション	27
2.4.3 形状再生実験	32
2.5 まとめ	36
第3章 曲率面形状計測方法の検討	
3.1 本章の目的	37
3.2 測定面傾斜が測定感度に与える影響	37
3.3 測定方法の違いが測定に与える影響	39
3.3.1 法線方向からの測定における形状算出方法	40
3.3.2 Z方向からの測定における形状算出方法	41
3.3.3 実験装置および条件	42
3.3.4 ピンゲージ中心合わせ	45
3.3.5 測定基準位置合わせ	45
3.3.6 実験結果	46

3.3.7	測定基準位置ずれによる測定誤差算出	48
3.3.8	繰り返し性評価	51
3.4	法線一致式測定方法による形状計測	56
3.4.1	実験方法および条件	57
3.4.2	実験結果	58
3.5	取付け誤差算出法の提案	59
3.5.1	取付け誤差算出方法	59
3.5.2	補正結果	66
3.6	まとめ	66
第4章	輪郭形状および寸法計測方法の検討	
4.1	段差に対するスポット軸角度が平滑化効果に与える影響	67
4.1.1	平滑化効果算出シミュレーション	67
4.1.2	平滑化効果の変化測定実験	71
4.1.3	平滑化効果を考慮したスポット軸の許容角度の検討	75
4.2	段差による光路遮断が測定に与える影響	76
4.2.1	光路遮断の影響評価実験	76
4.2.2	光路遮断長さ算出シミュレーション	77
4.2.3	光路遮断の影響を考慮したスポット軸の許容角度の検討	79
4.3	レーザ変位径による寸法測定方法の検討	81
4.3.1	アンチピンホール法	81
4.3.2	エッジに対するセンサ出力評価	83
4.3.3	センサ受光素子上のスポット観察	89
4.4	まとめ	94
第5章	結論	95
5.1	各章の結論	95
5.2	本研究の工学的および工業的意義	97
	参考文献	99
	謝辞	106

第1章 緒論

1.1 研究背景

金型の複雑化，高精度化，納期の短縮化の要望に対応するため，製造形態は大きく変遷した．日本の金型産業の始まりは，1870年代における金・銀貨幣の製造から始まったとされるが，金型産業の本格的な発展は，1950年以降である．特に高度成長期における自動車，家電等の量産型機械工業の発展，成形加工技術の進歩によって急激に発展し，量産型製造業を支える産業として重要な役割を長年に渡って担ってきた．金型産業の発展に伴って，金型の製造形態も変化した．中小企業総合事業団がまとめた「プレス加工用金型の製作に係る技能」順送型の製作マニュアルによると金型技術は表 1.1 のように変遷した¹⁾．高度成長前の 1950 年代における金型製造形態は，手作業中心の技能に依存していた技能集約型の産業であり，機械化の進展度は時間比率で 2 割程度といわれている．これに対し，高度成長期後の 1990 年代には，NC 工作機械や CAD/CAM が導入され，機械化の進展度は 8 割に達した．このように金型製造の形態は，機械化が大きく進み金型産業は高度装置産業へ変遷した^{2) 3)}．金型製造工程において，計測は，製造工程の管理や製品の最終的な品質保証を決定づけものとして，重要な役割を果たすとともに，評価結果を加工工程へフィードバックすることで金型の高精度化の役割も果たしてきた^{4) 5)}．

近年では，導入された NC 工作機械をはじめとする加工技術の進歩や CAD/CAM による設計技術の進歩によって，金型は高精度化・複雑形状化が進んだ．これに伴い，計測は，高精度化や寸法，2 次元輪郭形状および 3 次元表面形状のような様々な幾何学形状の測定が求められるようになった．このような要求に対して現状の金型計測は，接触式の三次元座標測定機での測定が多く行われている．しかしながら，複雑形状を高精度に測定するには膨大な時間がかかり過ぎるため，検査と修正工程のコストが大きくなり，納期短縮の妨げとなっている．そこで生産性向上のため，短時間で形状計測が可能な計測技術に期待が集まっている⁶⁾．

Table 1.1 Transition of mold technology

	1955	→	1965	→	1975	→	1985	→	
Design method	Marking	→	Establishment of design method	→	CAD	→	CAD/CAE	→	
Machine tool	Files Drill press Grinding machine Shaping machine	→	Drill press Milling machine Grinder EDM	→	Numerically controlled machine tool	→	CAM	→	FMS/CAT
Percentage of mechanization	20%	→	50%	→	70%	→	80%	→	

工業製品の製造現場における信頼性・生産性向上のため、製造工程と検査工程の場所的な一体化を意味する機上計測が、様々な製造の現場で試みられている⁷⁾⁻¹⁵⁾。機上計測と、得られた加工誤差量をもとに修正加工を組み合わせた加工システムを用いることにより、加工の高精度化、高速化を図ることができる。そのため、機上計測は重用され、多数の研究者・研究機関等から多くの成果が報告され、精密工学会ではインプロセス計測加工技術専門委員会が発足し、3小委員会を中心に研究がされてきた¹⁶⁾⁻³¹⁾。機械加工分野において機上計測への要求が高い計測対象は主に、

- (1) 仕上げ面
- (2) 工作機械の各要素および要素間の誤差（装置に固有の誤差）
- (3) 加工現象

に大別できる。実際の加工では、(2)の誤差の積み重なりに(3)の現象が影響し、そこに周囲の環境の影響も加わって、(1)に影響することになる。そのため、(2)および(3)に関して、計測の専門家により数多く研究成果が報告されており、市場投入されている機器もこれらが圧倒的に多い。これに対し、仕上げ面の測定に用いる機上計測装置は、非常に少数である。これは、仕上げ面計測には、

- 1) 工作機械上での最終計測になるための信頼性
- 2) 加工現場で発生する外乱に対する耐環境性
- 3) 工作物により発生する外乱への対処
- 4) 短時間測定と測定分解能・精度の両立
- 5) 加工現場での容易な使用性

などが求められることが、主な理由であると考えられる。また、機械加工では安定性と繰り返し性が優れているので、大量生産の場合には、(2)、(3)を駆使して最適加工条件を選定すれば検査を機上で行う必要がない場合が多い。しかし、形状が複雑で高い精度を求められる工作物の場合、仕上げ面形状の機上計測・修正加工が必要不可欠になる。機上計測で評価する仕上げ面のパラメータは、

- (a) 表面粗さ
- (b) 表面うねり
- (c) 表面形状

(d) 輪郭（概観）

に大別できる。このうち表面粗さは、工作機械の性能よりも加工現象に依存する割合が強く、加工条件により高精度を得ることが多い。したがって、機上計測の対象にはなり難い。機上計測が最も使用されるべきは、修正加工にフィードバック可能な、表面うねり、表面形状、輪郭である。

先の本計測に求められる条件のうち2)と3)は、結局のところ1)の信頼性を損なうことにつながると考えてよい。例えばエッジ部で発生するバリやチッピング、切削油や切り屑の残り、温度変化、電磁ノイズ、振動等、加工現場には測定装置の信頼性を低下させる要因が多々存在する。これらさまざまな外乱に対して、すべてを測定機側で対処する必要はなく、またそれらの外乱がある中でも「要因がはっきりした繰り返し性のある誤差」として測定結果が得られる場合は、加工現場での対処も可能になると考えられる。

4)の両立は、機上計測だけでなく計測そのものが持つ問題である。例えば、打ち抜き金型のエッジ精度測定・検査に対して、機上計測への期待・要求は強いがサイズが大きくなると測定精度と測定時間を同時に満足することが難しくなる。

5)の使用性も、考慮しなければならない要点と考えている。使用条件を限定し、何とか機上計測できるとしても、作業現場で技術者（技能者）がそれを使用しなければ、問題を解決することができない。特に熟練技能者は、従来の方法の延長線上にないとその導入を拒む傾向が強く、どうしてもという場合以外は経験と勘による「熟練の技能」で解決しようとすることが多い。つまり、画期的なものは受け入れられにくい傾向にあるので、その場合は熟練技能者との徹底的な対話と装置の修正が必要であり、場合によっては、新しい装置と従来方法との中間的な測定装置を導入することも必要ではないかと考える³²⁾。

1.2 金型製造における機上計測の現状

金型は成形材料の種類や成形方法などによって分類される。経済産業省「機械統計」では、プレス用、鍛造用、鋳造用、ダイカスト用、粉末冶金用、プラスチック用、ガラス用、ゴム用の8種類に分類している(表1.2)³³⁾。金型によって成形される製品は、自動車、家電、各種機械部品、ガラス製品、建材、玩具、雑貨など広範囲にわたる。自動車、家電といった量産型機械工業では、ほとんどの部品が金型により成形され、組み立てられている。このことから最終的な製品の精度は、金型の品質、精度に既定されているといえる³⁴⁾。

工作機械上での計測、いわゆる機上計測ができれば、部品や製品の精度保証、修正加工のために非常に有益である。したがって、1980年頃からその研究は始まっているが、2次元および3次元の精度測定を必要とする場合は20 μm 程度の測定精度でよい場合を除き、なかなか実用化されなかった。表1.3に近畿大学の東本暁美氏が推定した一般の金型の加工精度を示す。計測精度は、加工精度の10%以内にあることが望まれる。そのため、ノートパソコンの外観部、タブレットPC、OA機器の筐体などのプラスチック用金型は、複雑形状にもかかわらず、1 μm の精度で測りたいとの要求が出ている¹¹⁾³⁵⁾。非球面レンズ金型のような超精密金型分野において、非常に高精度になった機械の運動の再現性を利用し、さらに温度管理などがされた環境下において測定するため、1 μm 以下の測定誤差で機上測定も可能であり、一部実施されている³⁶⁾⁻³⁹⁾。しかし、プラスチック用金型製造のように汎用機を使用し、機械加工を行うような精密加工分野において実現されている例はほとんどない。そこで、本研究では、プラスチック用金型等の精密加工分野における機上計測を実用化に向けた機上計測システムの開発に関する基礎研究を目的とする。

Table 1.2 Types of mold

	Application	Category
Metal processing	Plessing	Car, Home electrics, General instrumentation
	Forging	Car, Constructing machine
	Casting	Car, General instrumentation
	Die casting	Car, Home electrics, Mechanical parts, Gear wheel, General instrumentation
	Powder metallurgy	Gear wheel, Bearing
Nonmetal processing	Plastic	Home electrics, Car, Precision machine, General instrumentation, Building material
	Glass	Glass, General merchandise
	Gum	Rubber, Shose sole, Industrial rubber

Table 1.3 Estimation of mold machining accuracy⁴¹⁾

	Dimensional tolerance	Surface roughness
Punching die for press	Major diameter ±0.05mm ~ 0.1mm Small diameter +0.01mm ~ 0.05mm	≤0.8μm
Drawing die for press	±0.01mm ~ 20.05mm	≤0.4μm
Casting mold	±0.03mm ~ 0.05mm	≤0.8μm
Mold for plastic	±0.01mm	≤0.4μm

1.3 研究目的

精密加工分野における機上計測では、タッチプローブを用いた接触式のものは実用化されているものの、非接触式機上計測が実用化されている例は少ない⁴⁰⁾⁻⁴¹⁾。しかしながら、修正加工を行うためには、形状計測結果から加工誤差量を算出するため、設計データである CAD データと計測結果を比較しなければならない。CAD データは面情報を有しており、従来からのプローブ接触式を使用して測定した離散的な測定データでは情報量がたりないため、高密度な多点の測定データを短時間で取得できることが可能な非接触式機上計測が求められている。非接触式の測定機は、測定物表面の影響を受け易い。本計測の対象であるプラスチック用金型の仕上げ面粗さは 0.4μm 程度であるため、測定機は粗面の計測が可能である必要がある⁴²⁾。また、使い勝手が良いことと複雑形状に対応できることを考慮し、測定範囲およびワーキングディスタンスが広い測定原理を選定する。

表 1.4 に測定原理の比較結果を示す。AF 法⁴³⁾⁻⁴⁵⁾は、実用化されている非接触式の機上計測装置におけるセンサに測定原理の一つである。この測定方法はワーク表面の色や反射率の影響が少なく広範囲の高精度測定が可能な反面、各測定点において AF 駆動機構を用いて対物レンズをフォーカスポイントへ位置決めするため、測定時間がかかってしまう。光切断法⁴⁶⁾⁻⁵⁵⁾は、CMM⁵⁶⁾⁻⁵⁹⁾のセンサヘッドにも採用されている測定原理である。ライン光を計測対象物体に投影して、あたかも光で物体を切断したかのように断面を形成して断面形状を得るとともに、これを積み重ねることによって物体の三次元形状を算出する。この測定方法は、測定時間が非常に短いものの、測定精度を高めることが困難である。三角測量法は、いわゆる「レーザ変位計」の測定原理である。高速走査が可能かつ要求される測定精度を満足することが可能である。三角測量式レーザ変位計

には、正反射モードと乱反射モードの2つの測定モードがある⁶⁰⁾。正反射モードは、測定物表面が鏡面、粗面のどちらの場合においても測定することができるモードである一方、測定面に傾きがある場合には幾何学的な測定誤差が生じてしまうため、複雑形状計測には適していない。これに対し、乱反射モードは、測定物表面が粗面の場合にのみ限られるが、測定面の傾きが生じても理論上、幾何学的な測定誤差は生じない。本計測対象の測定面は鏡面ではないこと、また複雑形状であることを考慮し、非接触・高速走査が可能で、使い方が簡単で対象範囲が広い三角測量式のレーザ変位計の散乱光モードを採用する。

機上計測では、信頼性を損なう要因を、① 工作機械固有の問題、② 工作物に起因する問題、③ 外乱による問題に分類する。以下にその詳細を示す。

- ① 工作機械固有の問題 ← センサ走査時の運動誤差の影響
- ② 工作物に起因した問題 ← 形状（曲面・矩形）、表面粗さ、材質の影響
- ③ 外乱に起因した問題 ← 振動・切削油・温度（分布・変化）・切屑の影響

開発する機上計測装置は、以上のような問題に対応可能であることが必要条件である。さらに、上述したように測定時間と測定分解能・精度を両立し、使い勝手を有する機上計測システムの構築を目的とする。

Table 1.4 Comparison of measurement methods

Measurement method	Noncontact				Contact
	Triangulation method		Light cut method	AF method	CMM
	Scattering mode	Specular mode			
Range	1~10mm	1~10mm	10~50mm	10mm	500mm
Accuracy	1~10 μ m	1~10 μ m	10~50 μ m	1 μ m	1 μ m
Working distance	10~30mm	10~30mm	10~50mm	2~3mm	10~100mm
Time	Short	Short	Short	Long	Long
Scanning measurement	○	○	○	×	△
Rough surface	○	△	○	○	○
Mirror surface	×	○	×	○	○
3D measurement	○	△	○	○	△ (Step shape ×)

Key : ○ = possibility, △ = difficulty, × = impossibility,

レーザ変位計により機上計測した場合、①と②の問題における環境振動、運動誤差により生じる変位誤差が、そのまま測定誤差になるため除去する必要がある⁶¹⁾⁶²⁾。

②において、表面形状、表面粗さ、材質の影響は、変位計側の対策やソフトウェアを用いた補正による解決策が提案され、ある範囲において良好な成果が確認されている⁶²⁾⁷⁵⁾。しかし、必ずしもこの補正が有効であるとは限らない。測定対象の形状によっては、補正により誤差を増大させる問題があり、さらに曲率の大きい形状やエッジでは、測定範囲に死角が存在するため変位計の改良や補正では対処できない問題もある⁵⁹⁾⁷⁷⁾⁷⁹⁾。そこで、形状測定において測定誤差が極力生じない測定方法が必要であると考える。

以上を踏まえ、本研究では、三角測量式変位計による機上計測を実用的なものにするため、以下の項目を目的とする。

- (1) 環境振動と運動誤差の影響の低減
- (2) 被測定物形状の影響の低減

上記の目的を達成するために以下の技術開発および機上計測方法を提案する。

- (i) 機上計測用レーザ変位計の開発
- (ii) 曲率形状測定方法
- (iii) 輪郭形状および寸法測定方法

1. 4 論文の構成

本論文は、第1章の緒論から第5章の結論の全5章で構成されている。構成の流れを図1.1に示す。以下に各章の概要を示す。

第1章「緒論」では、機上計測の現状と課題について述べるとともに、機上計測における測定誤差要因を分析し、その中で本研究の目的を明らかにしている。

第2章「機上計測用レーザ変位計の開発」では、機上計測用レーザ変位計として、環境振動・運動誤差の除去を目的とした三角測量光スキッドセンサを提案し、その有効性を評価した。また、光スキッド法の原理上、測定結果の振幅は、実形状の振幅より小さくなる場合がある。この問題に対し、測定結果から被測定物形状を算出する方法を提案し、その有効性についても検証した。

第3章「曲率形状測定方法の開発」では、曲率形状の表面形状計測において問題となる測定点の傾斜が測定感度に与える影響について検討し、曲率面形状

計測方法として、法線一致式測定方法を提案した。また、曲率形状における測定方法の違いによる測定精度への影響を実験的に検討し、法線一致式測定方法の有効性を検証した。

第4章「輪郭形状および寸法測定方法の開発」では、三角測量式変位レーザ変位計による段差形状測定において、エッジに対するセンサ受光方向、スポット軸の角度変化が測定に与える影響を定量評価し、段差形状測定方法について検討した。また、エッジ位置に対する各測定位置におけるセンサ出力を定量評価できる光学系を提案し、エッジ部で発生する測定誤差の原因を明らかにした。この結果を踏まえ、段差やエッジを含む不連続面の形状の輪郭形状測定方法と寸法測定方法の指針とその有効性を検証した。

第5章「結論」では、上記の検討から得られた結果を総括している。

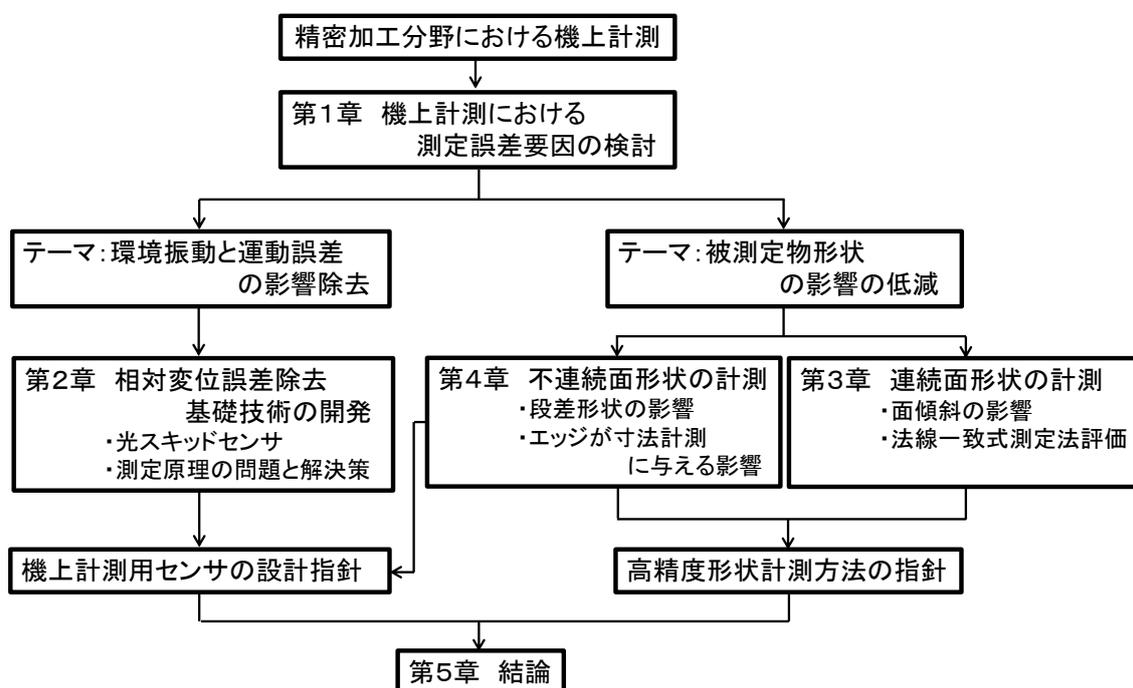


Fig.1.1 Flowchart of the thesis

1. 5 主要記号

$f(x)$	被測定物形状の関数
a	被測定物形状の振幅
λ	被測定物形状の波長
x_0	被測定物形状の初期位相
$g(x)$	センサ出力
St	スタイラスのセンサ出力
Sk	スキッドのセンサ出力
d_t	スタイラスのスポット直径
d_k	スキッドのスポット直径
E	測定誤差
e_m	運動誤差
e_v	振動誤差
θ_α	センサ受光系角度
θ_x	測定面の X 軸周りの傾斜角度
θ_y	測定面の Y 軸周りの傾斜角度
δm	測定間隔長さ
N	サンプリング数
θ_i	測定位置の中心角度
$\delta\theta$	測定間隔角度
r_p	ピンゲージ半径
d	ピンゲージ直径
r	被測定物の半径
R	被測定物の内接円半径
δr	被測定物形状の半径誤差
δX_c	X 軸方向中心誤差
δZ_c	Z 軸方向中心誤差
δX	X 軸方向のアライメント誤差
δZ	Z 軸方向のアライメント誤差
ΔE	アライメント誤差によって生じる測定誤差
h	測定位置におけるピンゲージ中心角度
θ_e	測定方向に対するスポット軸の角度
S_0	センサのスポット面積
S_i	段差上面部分のスポット面積
l_a	センサスポット短軸長さ

l_b	センサスポット長軸長さ
$D_{(\theta)}$	測定方向スポット長さ
$L_{(\theta)}$	光路遮断長さ

第 2 章 機上計測用レーザ変位計の開発

2.1 本章の目的

精密加工分野の機上計測用センサヘッドには、1.2 節で述べたように、高速走査が可能でかつ外乱振動と運動誤差に強いことが求められる。しかしながら、市販のレーザ変位計を機上計測装置のセンサヘッドとして使用する場合、その多くは、高速走査は可能であるが、振動や運動誤差などが原因となって生じるセンサと被測定物間に相対変位誤差が測定に影響して、測定誤差が生じるためこれらの問題に対応可能なセンサヘッドの開発が求められている。機上計測において、問題となる構内および構外からの外乱振動と工作機械の運動誤差に対し、その測定への影響を極力低減する手法の 1 つとして、光スキッド法が提案されている^{80)・92)}。スキッド法は、形状の中に含まれる表面粗さのみを抽出する方法として開発されてきた。本研究では、上述した相対変位誤差に対して、三角測量式レーザ変位計に光スキッド法の導入による解決策を提案する^{93)・96)}。また、開発したセンサヘッドを汎用マシニングセンタに取り付けて機上計測を行うこと考慮し、センサヘッドは比較的小型・軽量である必要がある。そこで開発するセンサの仕様として、「測定範囲 1mm, 測定精度 1 μ m, センサヘッド部重量 500g 以下, センサヘッドサイズ幅 150mm \times 高さ 150mm \times 厚さ 20 以下」を満足する機上計測センサシステムを設計・試作・評価する。

2.2 測定原理

2.2.1 三角測量法

初めに、開発するセンサの変位検出原理である三角測量法について説明する。この測量法の構成を図 2.1 に示す。三角測量法は、光源となるレーザ、測定面で散乱した光の一部を受光面に結像させるためのレンズ、受光面に入射した光の結像位置を検出する受光素子から構成される。この図の示す光学配置のもとで測定対象物体上の一点をレーザなどで照射し、測定面で散乱した光を結像レンズにて受光素子上に結像させる。このとき物体がレーザの投光軸方向に変位すれば、スポットの結像位置も変化が生じる。したがって、受光素子上の変化量から実際の物体の変位量を知ることができる。また、光点が光軸上を移動してもセンサ上でシャープに結像するためにはシャインプルーク条件 (Scheimplug principle)⁹⁶⁾を満たすように光学系を組む必要がある。

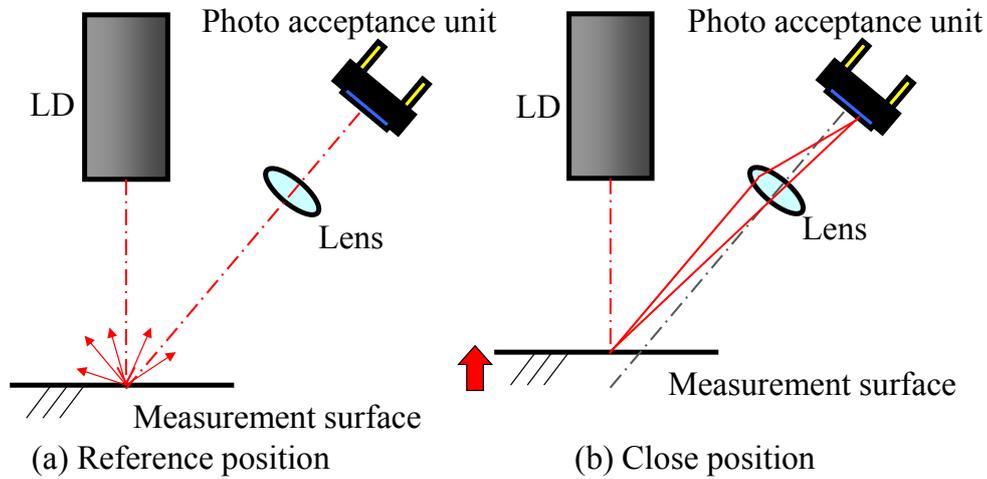


Fig.2.1 Principle of triangulation method

2.2.2 光スキッド法

次に三角測量式変位計に採用した光スキッド法について述べる．この光スキッド法とは，光プローブの平滑化効果⁹⁸⁾⁻¹⁰⁴⁾を利用し，スポット径の小さなスタイラスとスポット径の大きなスキッドを用いて，触針式表面粗さ測定のスكىッド法を光学的に行う手段である．図 2.2 にプローブ変位計を用いた断面形状測定時のモデルを示す．この図に示すように，2本のプローブが一体となった形状測定センサを X 方向に走査し， $f(x)$ で表される形状を測定するものとする．また，形状の高さ方向を Z 方向とする．

スポット直径 d_t のスタイラスの変位出力 St ，スポット直径 d_k のスキッドの変位出力 Sk を検出するとし，Z 方向にセンサと測定面との相対的な変位誤差 E が発生すると，それぞれの出力は次のようになる．

$$Sk = \frac{1}{d_k} \int_{x-d_k/2}^{x+d_k/2} f(x) dx + E \quad (2.1)$$

$$St = \frac{1}{d_t} \int_{x-d_t/2}^{x+d_t/2} f(x) dx + E \quad (2.2)$$

$$E = e_m(x) + e_v(t) \quad (2.3)$$

ここでは， e_m はセンサの運動誤差であり e_v は振動誤差である． St と Sk の差を $g(x)$ とすると

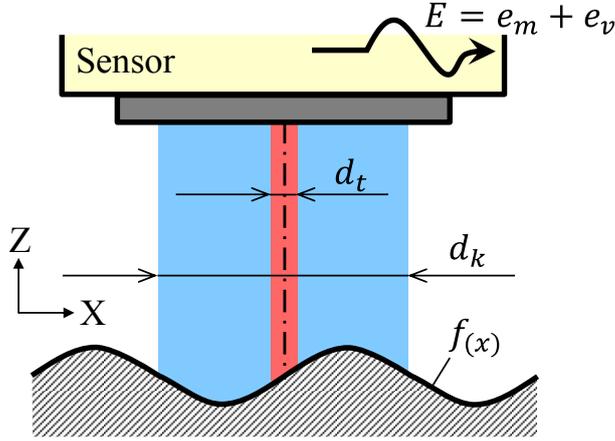
$$g(x) = St - Sk \quad (2.4)$$

$$= \frac{1}{d_t} \int_{x-d_t/2}^{x+d_t/2} f(x) dx - \frac{1}{d_k} \int_{x-d_k/2}^{x+d_k/2} f(x) dx \quad (2.5)$$

となり， E が除去される．ここで d_t が十分に小さく， d_k が十分に大きければ，

$$g(x) \approx f(x) \quad (2.6)$$

となるので，運動誤差・振動誤差の影響を除去し，形状測定することができる．



- d_t : Diameter of optical stylus
- d_k : Diameter of optical skid
- $e_m(x)$: Moving error
- $e_v(t)$: Vibration error
- $f(x)$: Surface profile
- a : Amplitude
- λ : Wavelength
- x_0 : Initial phase

Fig.2.2 Schema of optical skid

2.2.3 光スキッド法による測定誤差

光スキッド法を導入することによって生じる測定誤差について検討した．フーリエ展開の原理より，任意形状を正弦波の重ね合せとみなし，その代表を振幅 a ，波長 λ ，初期位相 x_0 とする形状とすると，測定物形状の関数 $f(x)$ は，以下のようなになる．

$$f(x) = a \sin \frac{2\pi}{\lambda} (x + x_0) \quad (2.7)$$

この測定物形状の関数(2.7)式をスタイラスとスキッドの差である(2.5)式に代入し計算すると

$$g(x) = \left(\frac{\sin \frac{\pi d_t}{\lambda}}{\frac{\pi d_t}{\lambda}} - \frac{\sin \frac{\pi d_k}{\lambda}}{\frac{\pi d_k}{\lambda}} \right) f(x) \quad (2.8)$$

ここで，

$$\frac{\sin \frac{\pi d_t}{\lambda}}{\frac{\pi d_t}{\lambda}} - \frac{\sin \frac{\pi d_k}{\lambda}}{\frac{\pi d_k}{\lambda}} = \alpha(\lambda)$$

とすると

$$g(x) = \alpha(\lambda) f(x) \quad (2.9)$$

となる．

図 2.3 に被測定物形状の波長に対するセンサスポット径の比率が測定結果の

振幅に与える影響を示す。この図より測定条件によって、測定結果の振幅が、被測定物の振幅と異なることがわかる。 $\alpha(\lambda) \approx 1$ すなわち、測定結果が実際の測定物形状と一致するためには、以下の 2 つの条件のうちどちらかを満たさなければならない。

① λ に対し、 d_t が十分小さくかつ d_k が十分大きいこと

② λ に対し、ある特定のスポット径で測定すること

①に関して、測定精度を維持したまま大きなスポットで測定することは、困難である。また、測定対象のもつ波長 λ に対して、センサのスポットを適切なサイズに変更することは、測定効率の低下を引き起こす。さらに、未知な形状や様々な波長 λ を含む形状を測定する場合、それぞれの波長 λ によって、適切なスポットサイズは異なるため、測定対象がもつ全ての波長 λ を考慮した適切なスポットサイズを特定することは困難である。そこで本研究では、この問題に対して解決策として、測定した結果から形状を再生手法を提案し、その有効性を検証した。その手法および検証結果等の詳細は本章の 4 節にて述べる。

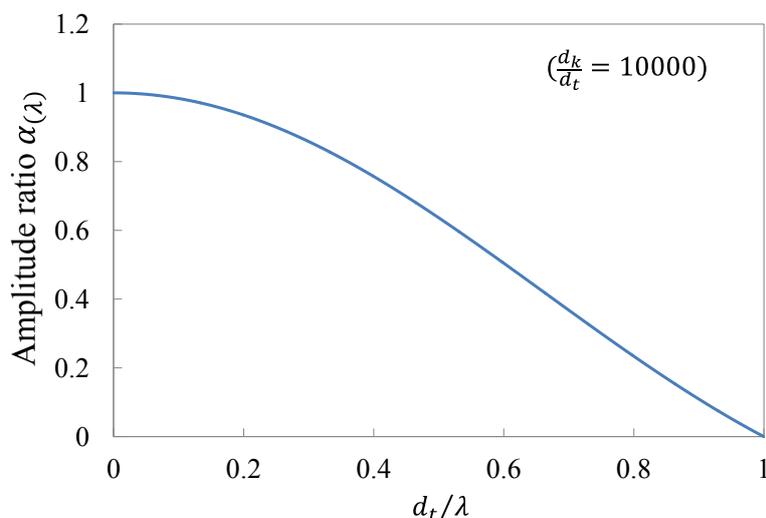


Fig.2.3 Influence of the spot size and the wavelength on the amplitude of measurement results

2.3 三角測量式光スキッドセンサの構成と基本性能

2.3.1 センサ光学系

金型の製造現場にて、機上計測を行う場合には、センサを走査して形状計測を行うため、その測定結果には、形状成分の他に工作機械のテーブル移動時の振動成分と外乱である環境の振動成分が含まれる。測定成分に振動成分が含まれても、その振動成分を同時測定することができれば、演算によって形状成分のみを取り出すことが可能である。そこで、本センサでは光スキッド法を提案し、スタイラス系で形状成分と振動成分を、スキッド系で振動成分のみを検出し、スタイラス（以下 St）の出力とスキッド（以下 Sk）の出力の差をとることで、形状成分のみの出力を検出する。よって、本センサの変位検出原理には三角測量法と光スキッド法を用いている。

本センサでは、三角測量法において光スキッドを採用するにあたって、横分解能を維持したままスキッド機能を実現ため、センサ送り方向に対し長い楕円スポットを使用し、スキッドとスタイラスの同軸・同時測定を実現するために、スリットを用いる。本研究で試作した光スキッドセンサの光学系を図 2.4 にその仕様を表 2.1 に示す。試作した光スキッドセンサの概観を図 2.5，センサの写真を図 2.6 に示す。図 2.4 のようにセンサは 2 つの光学系から構成され、センサ送り方向に対し長い楕円スポットを有するスキッド光学系（図左側）とその一部の光を受光するスタイラス光学系（図右側）から構成されている。特にスタイラス光学系は、受光素子である PSD (Position sensitive detector) の前面にスリットを配置することで、スキッド光学系が受光する散乱光のうちの、中心領域のみを受光し、同軸・同時測定を実現している。図 2.7 にスリット配置のイメージを示すが、実際のスリットは、受光面直前に設置した。

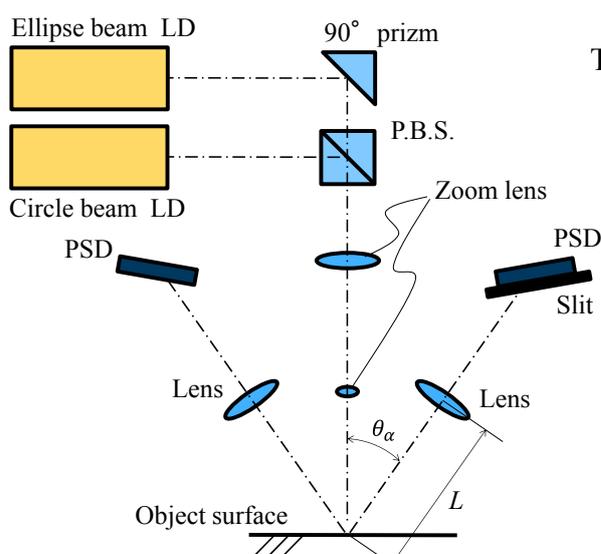


Fig.2.4 Optical system of sensor

Table 2.1 Design specifications of sensor

Circle beam size [mm]	$\phi 1.1$
Ellipse beam size [mm]	4.0×1.0
Zoom lens magnification	0.1
Lens focusing length [mm]	18
Lens stand position L [mm]	36
Optic angle [deg.]	35

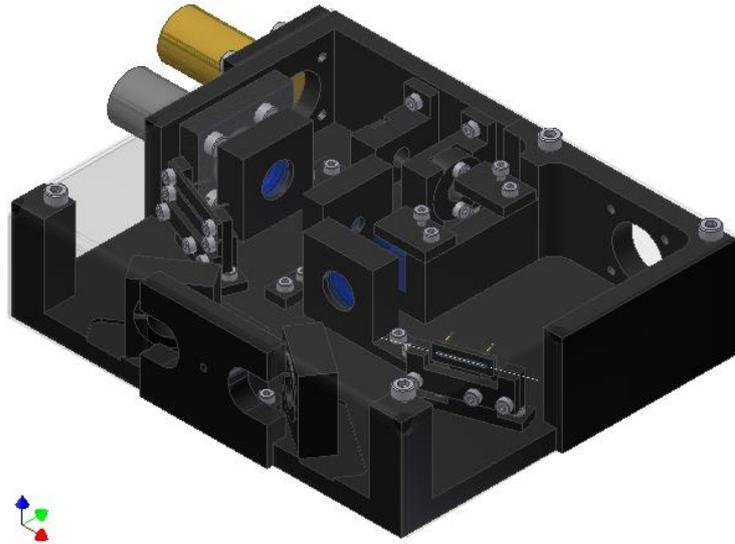


Fig.2.5 Overview of skid sensor

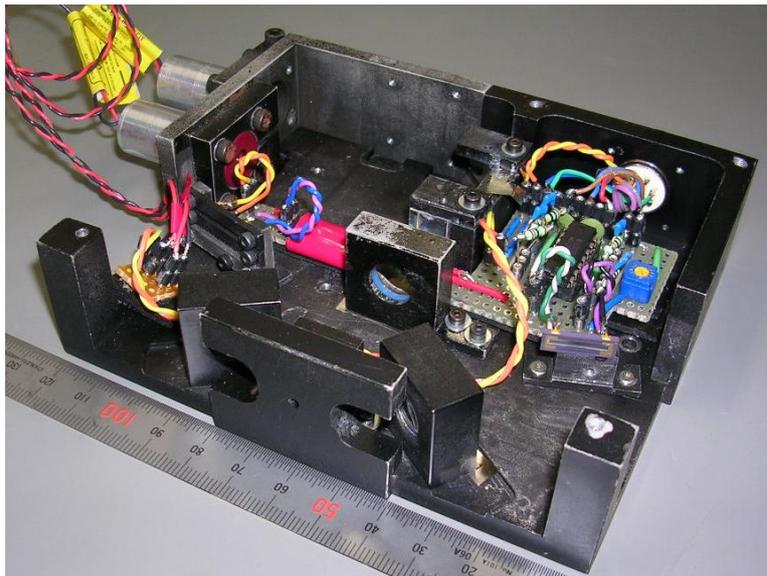


Fig.2.6 Photograph of skid sensor

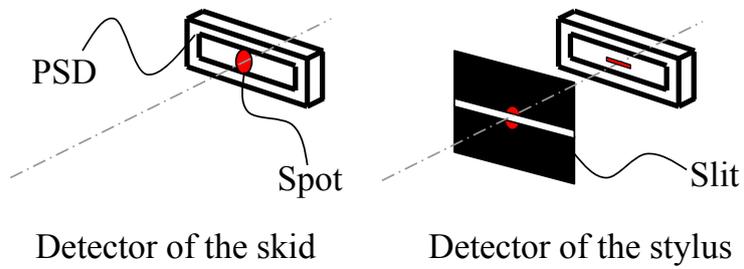


Fig.2.7 Principle of optical skid for triangulation method in case of without slit and with slit

2.3.2 スリットによる横分解能向上効果

光スキッドを行うためには、直径が小さいスタイラスのスポットと直径が大きいスキッドのスポットを同軸上から測定面に照射する必要がある。しかし、2つのスポットを同軸上から測定面に照射する場合、センサの光学系が複雑になってしまう。この問題に対して、開発するセンサは、2.3.1項で述べたように、スリットを使用したスタイラス光学系を提案し、光スキッドを行った。本項では、まず図2.7で提案したスタイラス光学系の有効性について検証した。

図2.8に実験の概略、図2.9に被測定物の写真と形状モデルを示す。本実験では、横分解能を評価するため、被測定物の形状は周期的にV溝パターンをもつ形状とし、旋盤によりアルミニウムを加工して製作した。なお測定は散乱光モードで行うため、被測定物表面は粗面である必要がある。そこで被測定物の表面を強アルカリ性のアルミニウム黒染剤(A3)で腐食させた。実験は、照射楕円スポットの長軸が被測定物のV溝の周期方向になるようにセンサを設置し、被測定物を自動ステージにより走査し測定した。

表2.2に実験条件を示す。ここで、使用したスキッドのスポット幅は $400\mu\text{m}$ である。センサ出力は、光の平滑化の影響を受けるため、スポット内の形状の移動平均した値を出力する。図2.10に理想的に形成されたV溝形状と、移動平均より算出した形状を示す。移動平均区間 $400\mu\text{m}$ から算出したV溝の振幅は約 0.04mm となり、移動平均区間 $100\mu\text{m}$ より算出したV溝の振幅は 0.13mm となった。このように、移動平均の区間を狭めることで、算出結果の振幅は大きくなる。図2.11に実験結果を示す。スリットなしの状態における測定結果の振幅は 0.07mm となり、スリット幅 $100\mu\text{m}$ の場合に得られた形状の振幅は 0.14mm 、スリット幅 $50\mu\text{m}$ の場合の測定結果の振幅は 0.15mm となった。このように、スリット幅を狭くすると、移動平均の結果と同様に、測定結果の振幅も大きくなった。このように測定結果の振幅がV溝形状に近づくことは、横分解能が向上したことに相当する。移動平均結果の振幅と測定結果の振幅を比較した場合、移動平均区間とスリット幅が同じであっても、 $10\sim 30\mu\text{m}$ 程度の誤差が生じた。これは、センサが二つの光源を用いたことで、スポット中央領域の光量が強く影響したためと考えられる。また、測定時の受光量は、溝底部測定時が最も大きいことから、溝底部において2次反射が発生し、測定誤差が増大したと考えられる。

本実験の結果より、照射スポットのサイズが一定であっても、スリット幅を狭くすることで、横分解能が向上することを確認した。

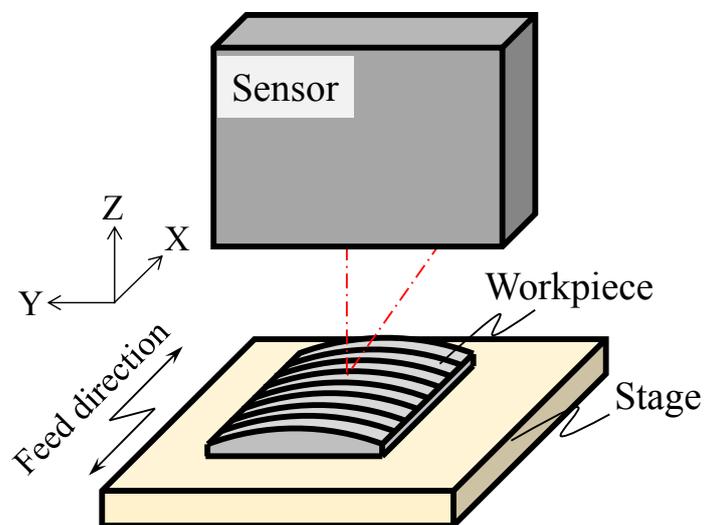


Fig.2.8 Schema of V-groove shape experiment

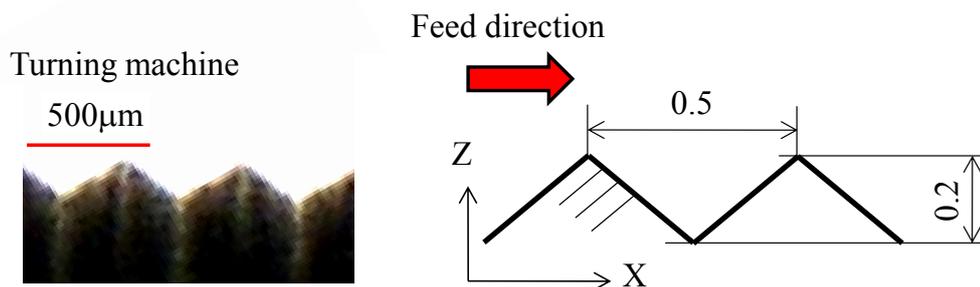


Fig.2.9 Photograph and design of workpiece

Table 2.2 Experimental conditions for V-groove measurement

Slit width [mm]	50, 100, without
Feed speed [mm/sec]	0.5
Sampling frequency [Hz]	500

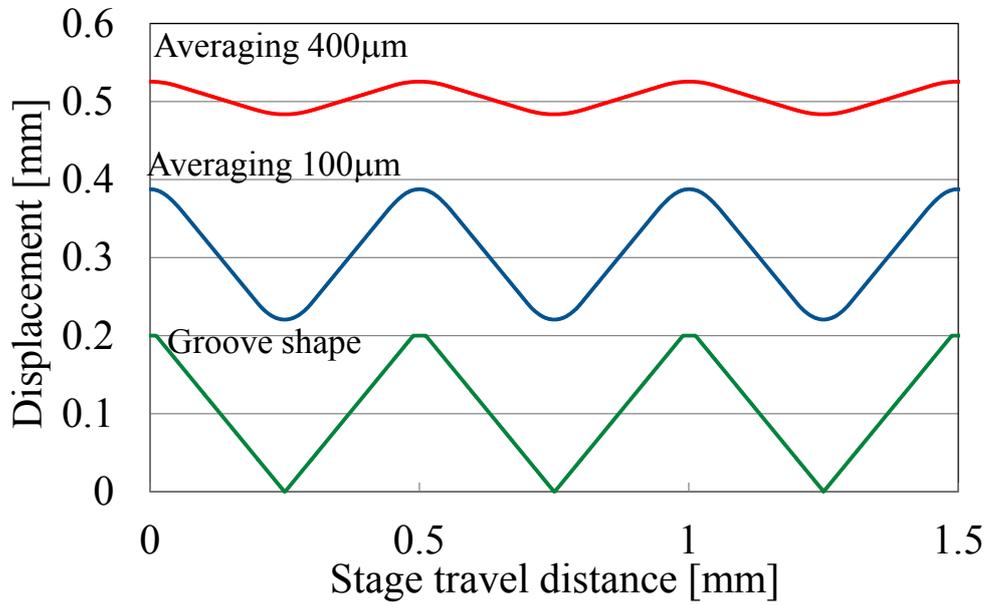


Fig.2.10 V-groove shape and effect of averaging

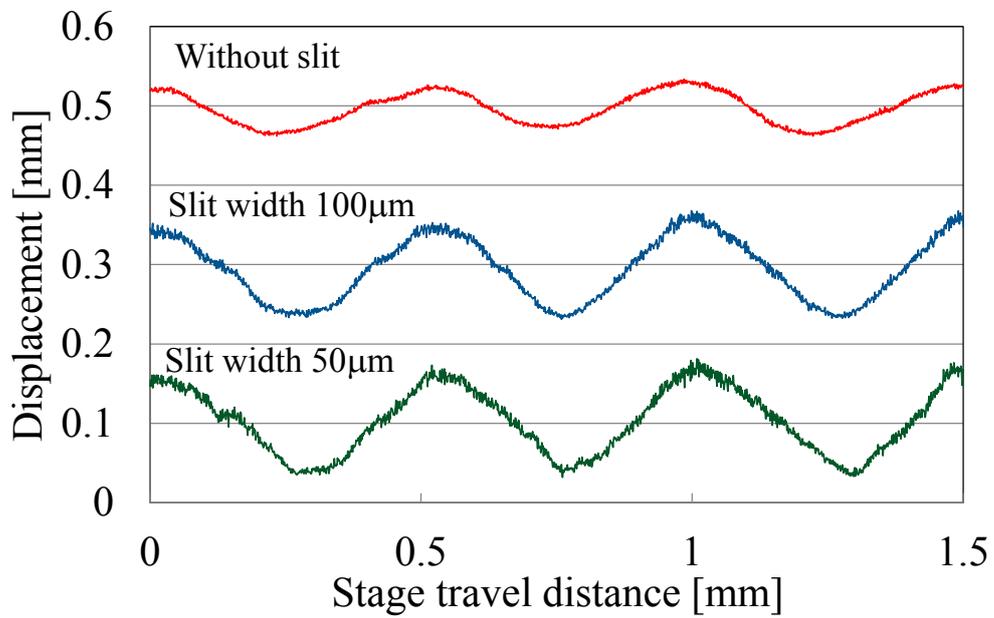


Fig.2.11 Effect of slit for V-groove measurement

2.3.3 振動除去特性評価

機上で測定する場合，環境振動の影響，センサ走査時の運動誤差の影響により，測定誤差が発生する．これに対し本研究では，光スキッド法を付与した非接触機上センサを提案・試作した．そこで本節では，センサの振動除去特性である，周波数特性と過渡応答特性について実験的に検討した結果を述べる．

図 2.12 に実験の概略を示す．被測定物は，PZT アクチュエータにより全振幅約 $12\mu\text{m}$ ，周波数 $5\sim 22\text{Hz}$ で振動させ，被測定物は走査せずに測定した．また，被測定物と対称位置に参照面として反射ミラーを設置し，参照面の振動を変位計（KEYENCE 社製 LK-G30）にて測定した．表 2.3 に実験条件を示す．被測定物には，アルミニウム表面を強アルカリ性のアルミニウム黒染剤（A3）で腐食させ，表面粗さ $R_z = 6.27\mu\text{m}$ を使用した．

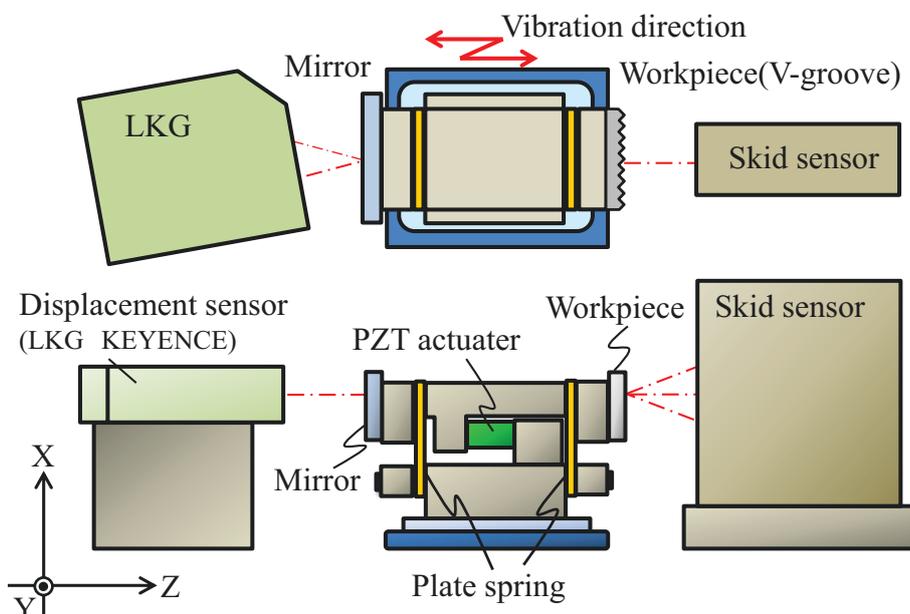


Fig.2.12 Experimental setup of removing frequency vibration error

Table 2.3 Experimental conditions of removing vibration

Vibration frequency [Hz]	0.5, 5, 10, 22
Vibration amplitude [μm]	12
Sampling frequency [kHz]	1
Slit width [mm]	0.2

図 2.13 に、22Hz の周波数で加振した時の参照面の変位と本センサで測定した測定面の変位を示す。この図から、参照面を測定した変位計の出力と本センサのスタイラスとスキッドの出力は、ともにほぼ同じ振幅で加振した周期で変位している。このことから本センサでの変位測定ができていることが確認できる。また、スタイラスとスキッドの差分結果は、加振周波数にない高周波成分が少し混入しているが、加振した周波数 22Hz の振動成分は除去されていることが確認できる。また、図 2.14 に周波数 5~20Hz までの振動の減衰特性を示す。この結果から 20Hz の範囲内において、26dB 以上の減衰効果が認められる。以上のことから本センサの光スキッド機能により周期的な振動成分の除去をすることが可能であると言える。図 2.15 にステップ応答評価実験の結果を示す。この結果から入力信号に対し、スタイラスとスキッドの出力の立ち上がり時間に差があることがわかる。これは、スタイラスの受光素子の前にはスリットを配置し、受光範囲を制限しているため、スタイラスの受光素子に受光する光量は、スキッドの受光量に比べて、小さくなる。そこで本センサは、受光素子である PSD の信号をアンプによる増幅させ出力させている。この時、スタイラスとスキッドで受光量が異なるため、それぞれの信号増幅率が異なる。そのため、スタイラスとスキッドの時定数が異なると考えられる。この立ち上がり誤差は、振動除去効果を減少させる要因のため、スタイラスとスキッドの受光量が等しくなるようにフィルタなどを用いて調整し、スタイラスとスキッドの時定数をそろえる必要がある。

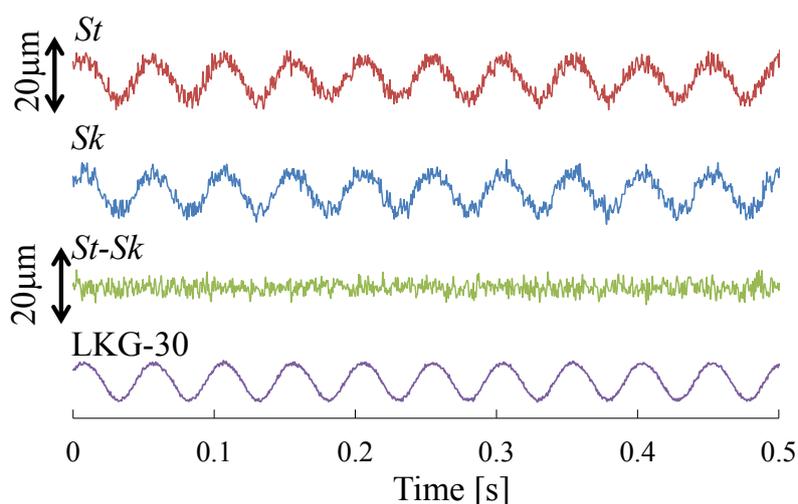


Fig.2.13 Measurement results with vibration (22Hz)

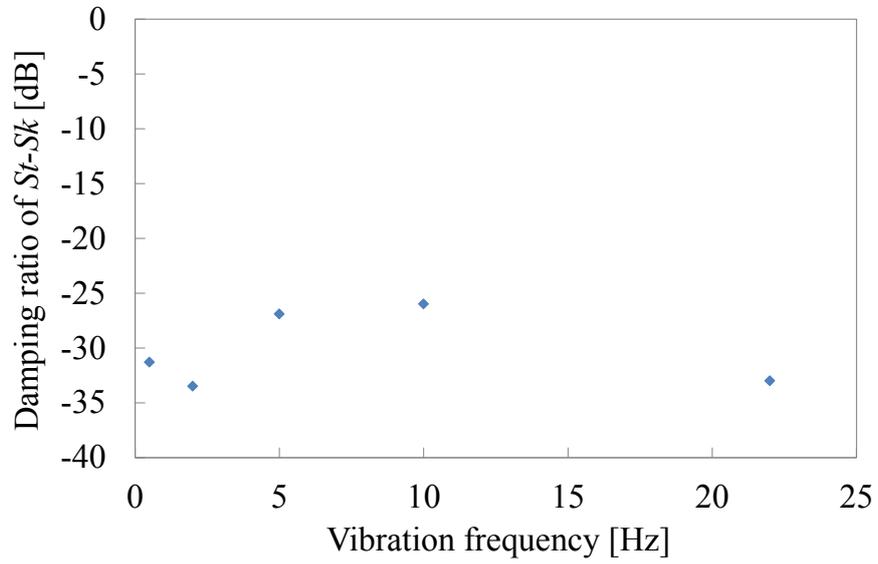


Fig.2.14 Averaging effect of optical skid sensor in vibration

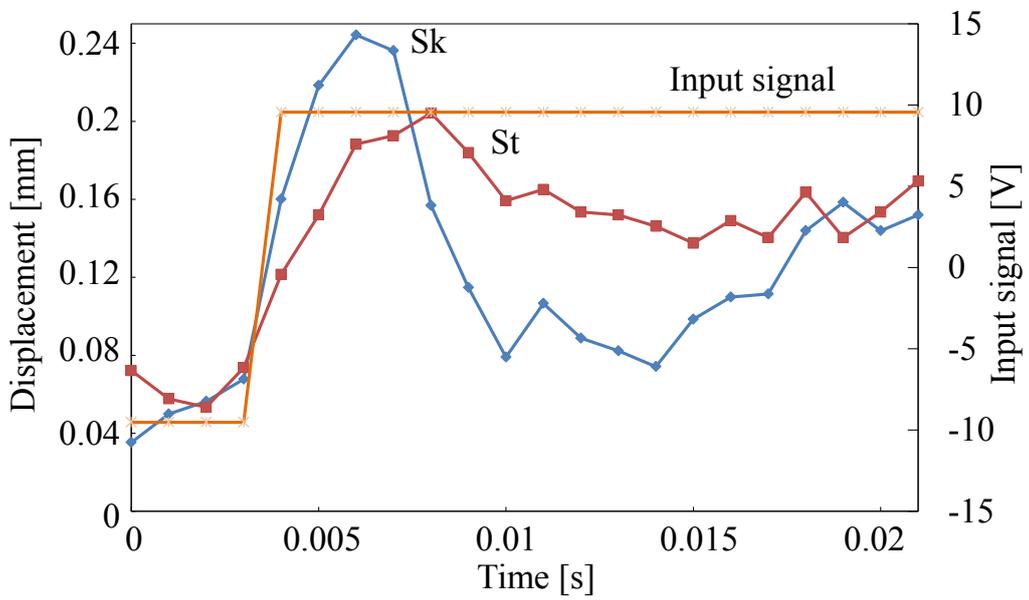


Fig.2.15 Measurement result of step response characteristics

2.3.4 振動環境下における形状計測実験

試作した光スキッドセンサにより、振動の影響を除去した形状計測が可能かどうか確認するため、被測定物に振動を与えた状態で測定を行った。実験は、前項の振動除去実験で用いた装置を使用し、被測定物に PZT アクチュエータを用いて振動を与え、かつ被測定物を自動ステージにより走査し形状計測を行った。被測定物の形状は、2.3.2 項の実験で使用した V 溝形状とした。また、PZT アクチュエータにより発生する実移動量を同時に測定するため、測定対象の測定点反対位置の変位を K-HIPOSS を用いて測定した。振動の周波数は、PZT アクチュエータが安定的に動作する 50Hz までとした。表 2.4 に実験条件を示す。

図 2.16 に無振動時(0Hz)の測定結果を、図 2.17 から図 2.21 に各振動周波数における測定結果を示す。これらの各図には、上からスタイラス出力(St)、スキッド出力(Sk)、スタイラス出力からスキッド出力を減算した出力($St-Sk$)、また、変位計を用いて測定した測定対象の振動波形である。

スタイラスは横分解能が高いため、測定面の空間波長の短い成分を含む。そのため、振動成分を読み取ることは困難である。それに対して、スキッドは横分解能が低いため、測定面の空間波長の短い成分を含まない。そのため、振動成分を比較的容易に読み取ることができる。しかし、本実験の条件では、形状の空間波長とスポットサイズの比が 0.8 と小さく、形状成分の完全な平滑化が行われない。スタイラス出力からスキッド出力を差分した結果($St-Sk$)は、スキッドによる形状成分の平滑化が不十分なため、測定面形状を完全に復元できていない。しかし、いずれの振動条件においても振動の影響が除去された同様の出力となる。

光スキッドは振動の影響を除去する。そのため、光スキッドが有効に作用していれば、どのような振動が加えられていても減算後の出力は等しくなる。そこで、無振動状態の減算処理波形と各振動条件における減算処理波形との差を評価した。図 2.22 に各振動条件における差の P-V 値と rms 値を示す。PSD から発生するランダムノイズが存在するため、P-V 値の絶対値は $40\mu\text{m}$ から $50\mu\text{m}$ となっているが、各振動条件における P-V 値の変化は $6\mu\text{m}$ 以下となった。また、各振動条件における rms 値の変化は $1\mu\text{m}$ 以下となった。各振動条件における減算処理波形の差はわずかであった。これより光スキッドによる振動成分除去の効果が確認された。

Table 2.4 Experimental conditions of measurement in vibration environment

Feed rate [mm/sec]	1
Vibration amplitude [μm]	16
Vibration frequency [Hz]	10 , 20 , 30 , 40,50
Slit width [μm]	50

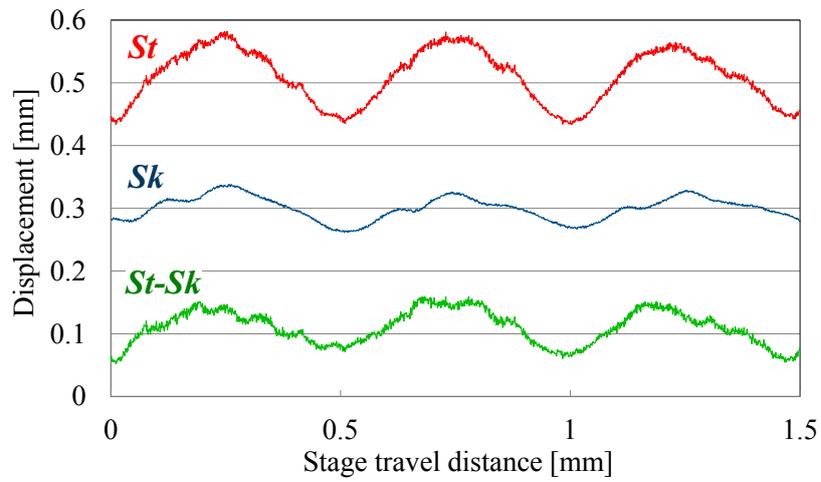


Fig.2.16 Measurement results of V-groove with vibration (0Hz)

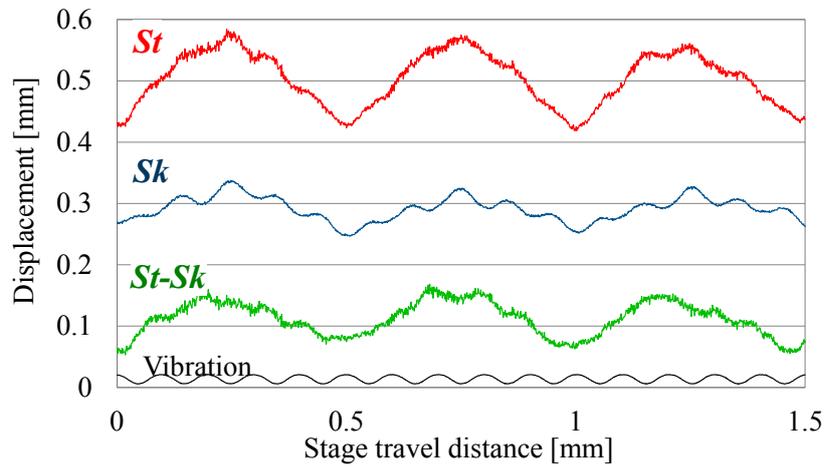


Fig.2.17 Measurement results of V-groove with vibration (10Hz)

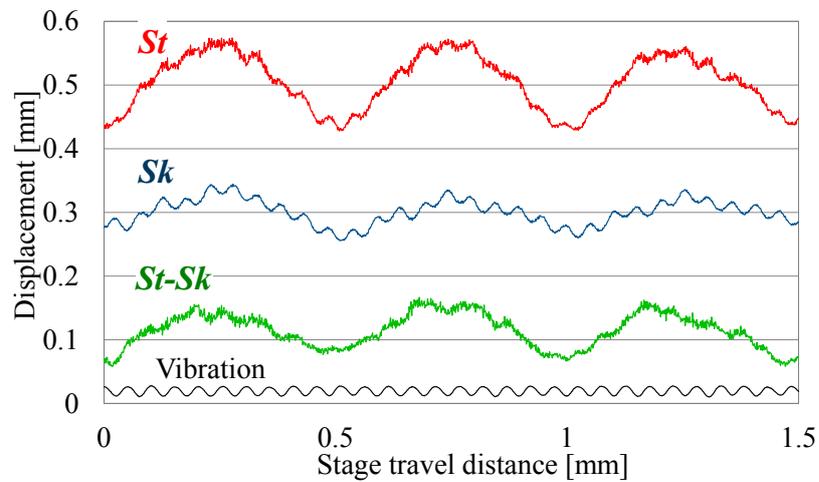


Fig.2.18 Measurement results of V-groove with vibration (20Hz)

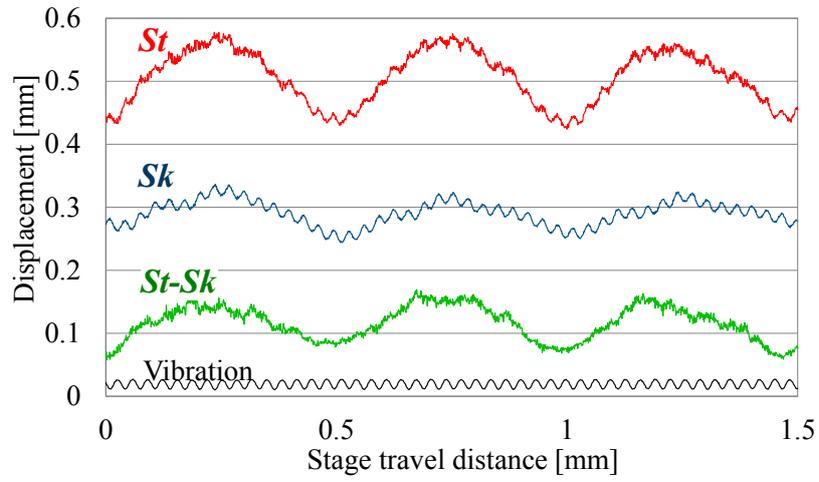


Fig.2.19 Measurement results of V-groove with vibration (30Hz)

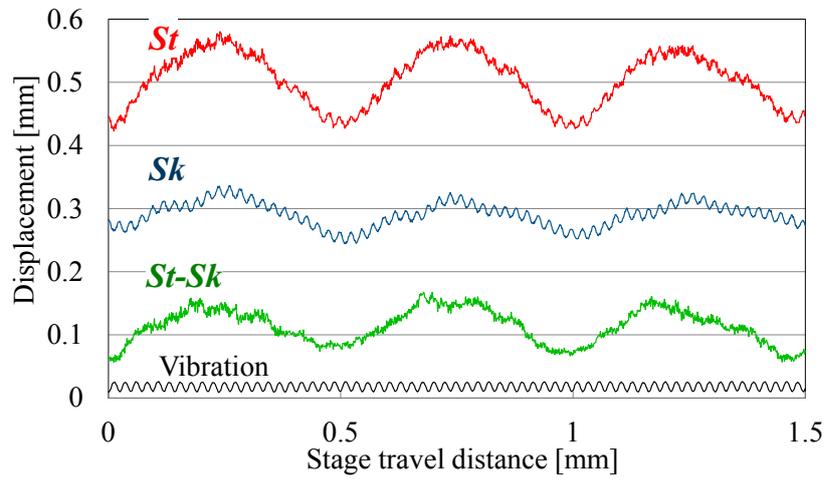


Fig.2.20 Measurement results of V-groove with vibration (40Hz)

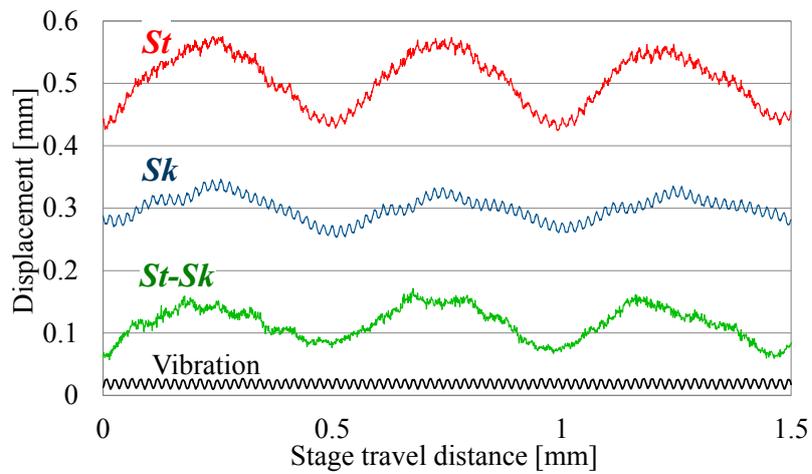


Fig.2.21 Measurement results of V-groove with vibration (50Hz)

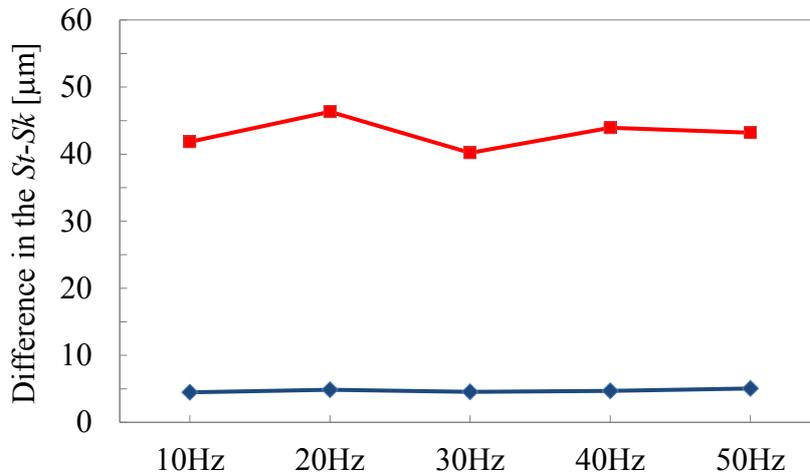


Fig.2.22 Stability of calculation results St-Sk in various vibration

2.4 形状再生方法の有効性評価

機上計測において、測定対象の波長が数 mm から数十 mm といった長い波長成分を含む表面形状の測定が求められる場合がある。しかし、センサがもつスキッドのプロブ径より、長い波長成分を含む形状を測定する場合、光スキッド法の原理上、測定結果より得られる形状の振幅は、完全には平滑化されない。そのため第 2 章でも述べたように、測定で得られる形状の振幅は、被測定物の実形状の振幅に比べ小さくなる。

そこで本章では、光スキッドセンサにおいて被測定物形状の長波長成分を対象とした再生手法を提案し、正弦波形状を対象とした形状再生シミュレーションおよび実験を行い、その効果について検討する。

2.4.1 形状再生手順

ここでは、形状再生の手順を説明する。スタイラスとスキッドの差分値を示す第 2 章の (2.8) 式と (2.9) 式を以下に示す。

$$g(x) = \left(\frac{\sin \frac{\pi d_t}{\lambda}}{\frac{\pi d_t}{\lambda}} - \frac{\sin \frac{\pi d_k}{\lambda}}{\frac{\pi d_k}{\lambda}} \right) f(x) \quad (2.8)$$

このとき $f(x)$ の係数を $\alpha(\lambda)$ とすると

$$g(x) = \alpha(\lambda) f(x) \quad (2.9)$$

となる。

$g(x)$ は、スタイラスの出力 (St) とスキッドの出力 (Sk) の差、 $f(x)$ は、測定面

形状の関数である。 d_t はスタイラスのスポット径， d_k はスキッドのスポット径である。ここで，(2.9)式のように $f(x)$ の係数を $\alpha(\lambda)$ とすると， $\alpha(\lambda)$ は，被測定物の対する振幅変化を表す。 $\alpha(\lambda)$ は， d_t と d_k は既知であるので λ のみの関数となる。また，本測定原理による被測定物の初期位相 x_0 の影響を受けないことがわかる。そこで， $g(x)$ に含まれる波長 λ を抽出し，波長 λ ごとの $\alpha(\lambda)$ を算出すれば，元の形状を算出できることになる。本研究では，この手法を行うにあたり，フーリエ変換により $g(x)$ に含まれる波長 λ を抽出した。以下に形状再生手順を示す。

- ① $St - Sk$ により $g(x)$ を算出する。
- ② $g(x)$ のフーリエ変換より波長 λ を抽出する。
- ③ 抽出した各 λ よりそれぞれの $\alpha(\lambda)$ を算出する。
- ④ 抽出した波長ごとのスペクトルに計算した $\alpha(\lambda)$ の逆数をかけ，逆フーリエ変換により $f(x)$ を再合成し，元の形状を再生する。

2.4.2 形状再生シミュレーション

本研究で提案した形状再生手法の有効性を評価するために，以下の仮定のもと形状再生シミュレーションを行った。

- 1) スキッドとスタイラスの2つの光軸は完全に一致している。
- 2) 環境振動と運動誤差が発生した場合，スタイラスとスキッドに生じる測定誤差は等しく，差分することでその影響を完全除去できる。
- 3) 照射光は，輝度分布が均一な平行光とし，センサ出力はスポット幅の移動平均と一致する。
- 4) センサは，被測定物の表面形状，表面粗さ，光沢などその他，被測定物からの影響を受けない。
- 5) その他センサの出力は，すべて理想的なものとする。

本シミュレーションでは，2.4.1項で述べた形状再生手順②の $g(x)$ から被測定物形状に含まれる正弦波の波長 λ を抽出するために，フーリエ変換し，さらに再生手順④の逆フーリエ変換して形状再生を行った。シミュレーション条件を表2.5に示す。①実験条件 (i) と (iii)，(ii) と (iv) では，それぞれの組み合わせでは，スポット径が一定，被測定物形状の波長が異なり，平滑化効果場合の形状再生効果を評価する。② (i) と (iv) では，被測定物形状の波長を固定し，スポット径が変化することで平滑化効果が変わる場合を評価した。③ (i) と (ii)，(iii) と (iv) では，それぞれの組み合わせにおいて，スポット径と被測定物の波長はそれぞれ異なるが，平滑化効果が一定となる条件での形状再生効果を評価した。また，全条件において，スタイラスに対するスキッ

ドのスポット径の比率を一定とした。

表 2.6 にフーリエ解析の結果、スタイラスとスキッドの差分 ($St-Sk$) の結果、再生された形状および理想形状を示す。図 2.23 に理想形状に対する再生形状の波長との比と図 2.24 に再生形状および $St-Sk$ の理想形状に対する振幅比を示す。これらの結果より以下のことがわかる。

- (1) 全ての条件において、再形状は、波長、振幅が単一な正弦波である。
- (2) 再生形状の波長に関して、(i)、(ii)、(iv) の場合、2%の誤差範囲内で再生したが、(iii) の場合、14%の誤差が生じる。
- (3) 抽出された波長のスペクトル値に関して、①、②、③の比較から平滑化効果が大きいほどスペクトル値は大きくなる。また平滑化効果が同じ場合、スポットサイズ、被測定物形状の波長が異なってもスペクトル値はほぼ等しくなる。
- (4) 再生形状の振幅に関して、 $St-Sk$ の振幅は、理想形状の振幅に対し、1%未満になるが、本再生手法を用いることで、(i)、(iii)、(iv) において、5%の誤差範囲で振幅を再生し、(ii) の条件において、20%の誤差範囲で形状再生することができる。
- (5) 表 2.6 より、再生形状位相ズレが発生する。

上記の (2) に関して、本シミュレーションの FFT の周波数分解能は約 0.024Hz であり、周波数分解能の整数倍の波長のみ波長を抽出するため、再生形状の波長は実形状と比べ誤差が生じることになる。また、(iii) のように被測定物形状の波長が大きい場合には、抽出波長にも誤差が大きくなる。

(4) に関して、振幅は 80%以上再生することから、提案した形状再生手法は振幅再生に有効と考えられる。しかし、わずかに誤差が残る。これは、上述した通り抽出する波長に誤差が生じたことが原因の一つと考えられる。しかしながら、抽出波長の誤差が最も大きかった条件 (iii) において最も誤差が大きくなるのではなく、(ii) の場合が最も誤差が大きくなった。このことから振幅誤差が発生した原因は抽出波長の誤差のみではないことがわかる。(5) で述べたように、再生形状の位相に誤差が生じた。本形状再生手法は、光スキッド法により振幅が減少した測定結果から振幅を再生するものである。そのため、理論上は再生形状の波長および初期位相に影響を与えるものではない。しかし、シミュレーション結果では、波長および初期位相に誤差が生じている。このことから、測定結果から波長を抽出する際に使用した FFT が再生した形状に誤差を生じさせた主要因であると考えられる。本シミュレーション条件における被測定物形状は、FFT 区間の始点と終点の値とさらに位相も異なる不連続な状態である。そのため、FFT による誤差が発生したと考えられる。そこで、FFT の影響を考慮

し、被測定物形状が FFT 区間において、始点と終点が連続的な条件において、再度、形状再生シミュレーションを行った。シミュレーション条件は、スタイラス径 0.2mm, スキッド径 0.4mm, 被測定物形状は、初期位相 0rad, 波長 8.19mm と 4.095mm とし。その他の条件は、表 2.5 と同様である。形状再生結果を表 2.6 に示す。再生形状は、波長が 8.19mm の場合、実形状に対する振幅比は 1.00, 振幅比 1.03, 初期位相 0.012rad, 波長が 4.095mm の場合、振幅比は 1, 振幅比 1.00, 初期位相 0.005rad となった。この結果から、FFT の使用については、さらに検討が必要ではあるが、本研究で提案した形状再生手法は有効であると言える。

Table 2.5 Conditions of simulation using reconstructing method

	i	ii	iii	iv
Diameter of skid d_k [mm]	0.4	0.2	0.4	0.2
Diameter of stylus d_t [mm]	0.2	0.1	0.2	0.1
Wavelength λ [mm]	6	3	12	6
Initial phase θ_0 [deg.]	0			
Amplitude a [mm]	0.05			
Sampling interval δm [mm]	0.01			
Sampling frequency [Hz]	100			
Number of data N	4096			
Window function	Rectangular window			

Table 2.6 Results of simulation with reconstructing method

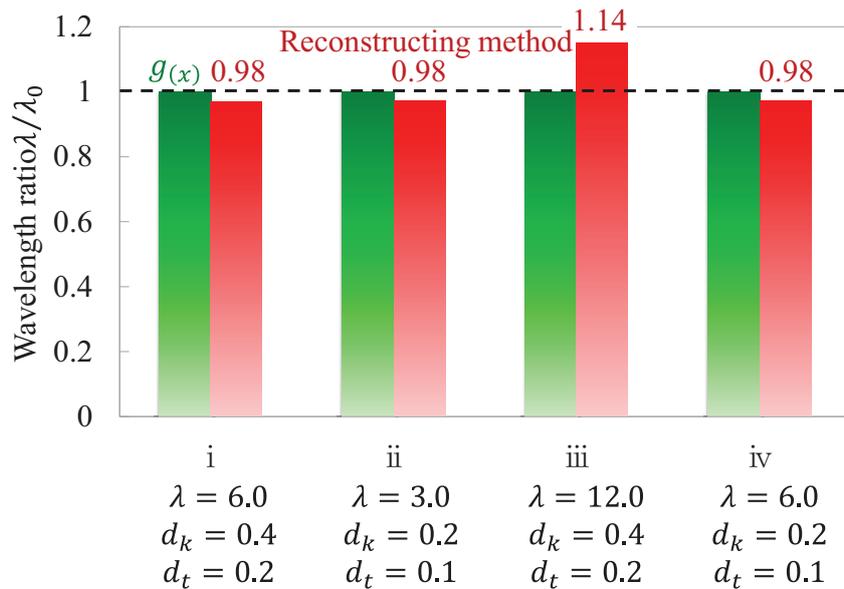
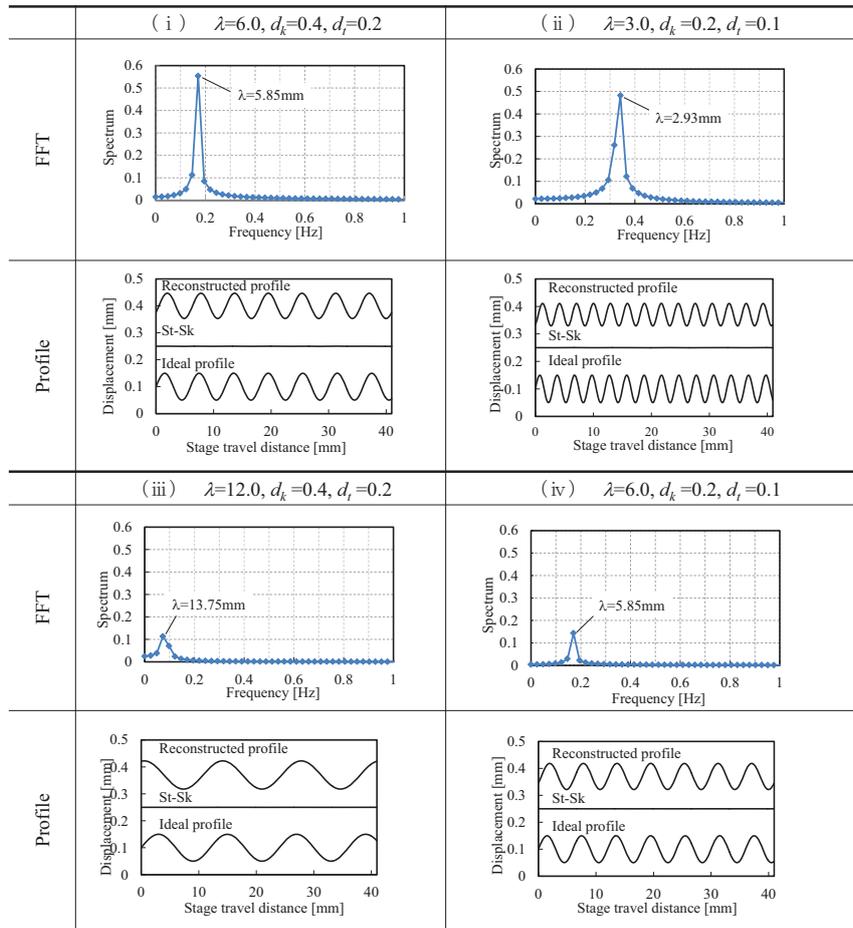


Fig.2.23 Comparison of extracted wavelength by FFT

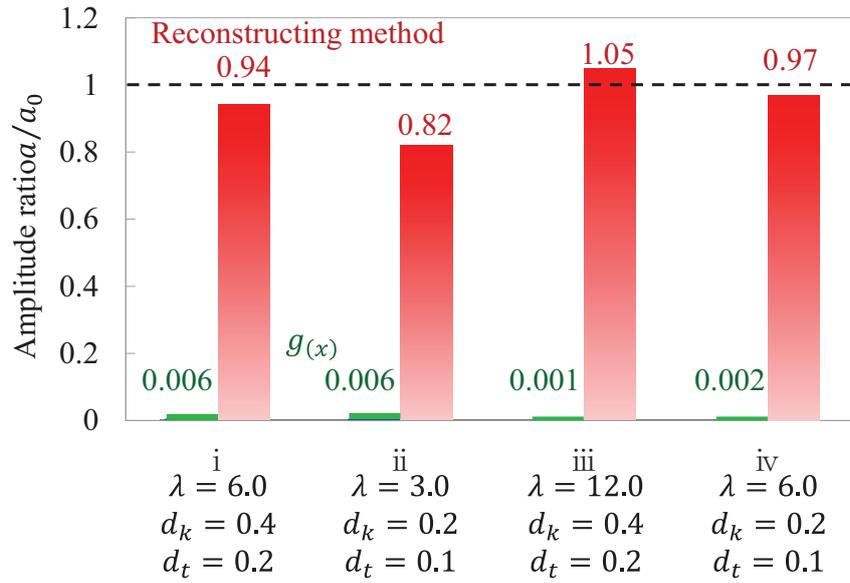


Fig.2.24 Comparison of reconstructed amplitude ratio

Table 2.7 Results of simulation with reconstructing method

	$\lambda = 8.19, d_k = 0.4, d_t = 0.2$	$\lambda = 4.095, d_k = 0.4, d_t = 0.2$
FFT		
Profile		

2.4.3 形状再生実験

形状再生手法の有効性について実験的に評価した。図 2.25 に実験の概略を示す。測定には本研究で試作した光スキッドセンサと非接触 3 次元測定装置(三鷹光器 NH-3N)を用いた。その際、X 軸ステージを一方向に走査し、送り速度 1mm/sec、サンプリング周波数 100Hz で被測定物の断面形状を測定した。図 2.26 に被測定物形状の概略を示す。被測定物には、振幅 0.02mm、波長 6mm の正弦波形状に研削加工したものを使用した。また、実験条件と同条件の形状再生シミュレーションを行い比較した。

図 2.27 に測定結果およびシミュレーションの FFT 結果を示す。測定結果には、測定誤差のため、シミュレーションの FFT 結果と異なる値を示した。実際の測定では、被測定物形状の影響、表面粗さによるスペックル誤差、電気ノイズなどの要因が複合的に作用するためである。本実験では、シミュレーションにおいて抽出される波長のスペクトル値と実験結果のスペクトル値を一致させ形状再生を行った。

図 2.28 には、シミュレーションのセンサ出力 $g(x)$ と実際に測定から得られた $g(x)$ を FFT した結果を示す。図 2.29 に $g(x)$ と再生された形状および NH-3N の測定結果を示し、この結果より以下のことがわかる。

- ①理想形状の振幅に対するセンサ出力 $g(x)$ の振幅比は 0.01 となる
- ②シミュレーション結果より、再生形状の波長は 5.85mm、振幅比 0.92 である
- ③NH-3N による測定結果より、被測定物の振幅は 0.020mm、波長は 6.00mm である
- ④NH-3N の結果に対する $g(x)$ の振幅比は 1.05 となる

①、②より、シミュレーションにおいて、光スキッド法のため測定結果の振幅は、理想形状の振幅に対し 1%であるのに対して、本手法を用いることで、振幅誤差を 10%以内で振幅を再生できることを確認した。また③、④より実験においても形状再生手法を適応させることで、振幅誤差 5%で再生できることを確認した。また図 2.30 に実験結果の移動平均した結果を示す。移動平均の結果、シミュレーションで得られた振幅比 0.92 と同じになった。以上より、シミュレーションおよび実験においても本手法の有効性を確認した。

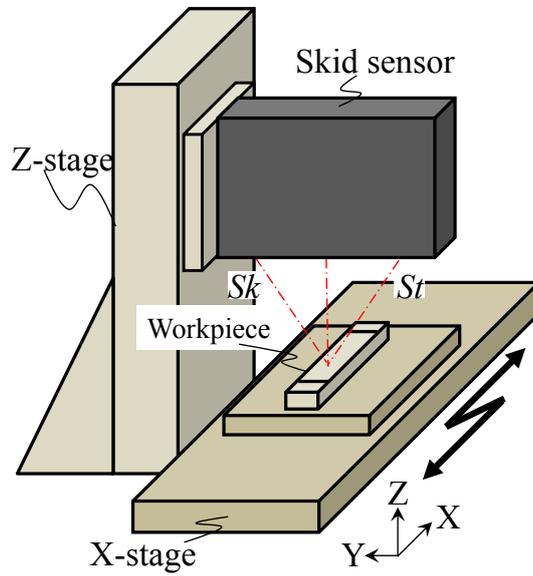


Fig.2.25 Schema of sine wave measurement

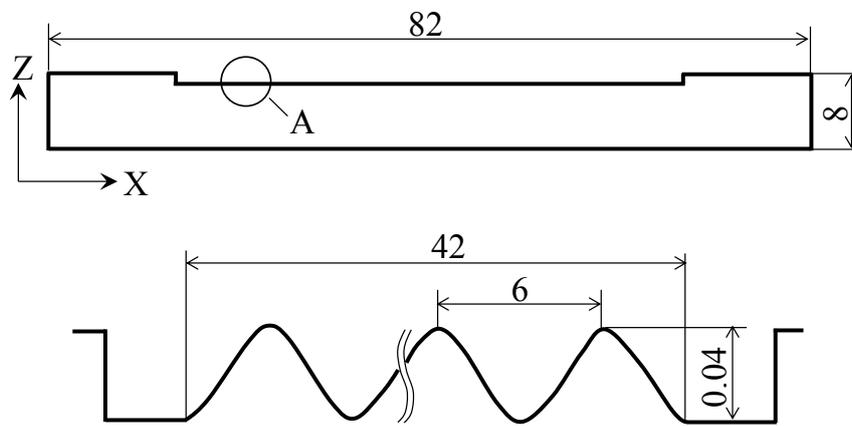


Fig.2.26 Design of sine wave workpiece

Table 2.8 Conditions of simulation and experiment using reconstruction method

Amplitude [mm]	0.02
Wave length [mm]	6.0
Initial phase [rad]	$\frac{3\pi}{4}$
Sampling interval [mm]	0.01
Feed rate [mm/sec]	1
Number of data	4096
Window function	Rectangular
Slit with [μm]	200

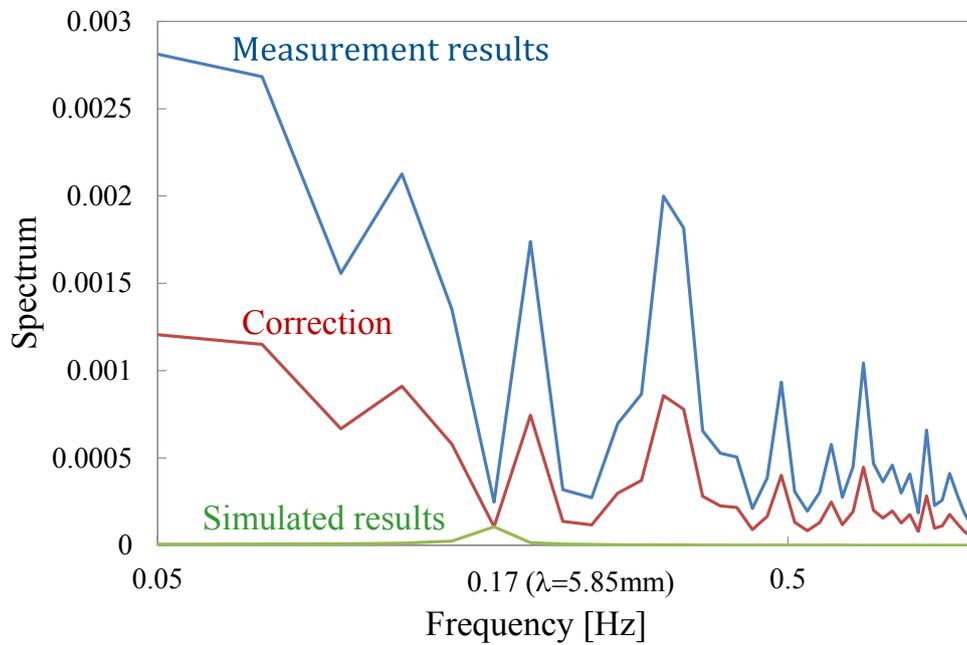


Fig.2.27 FFT results of simulated and measurement results

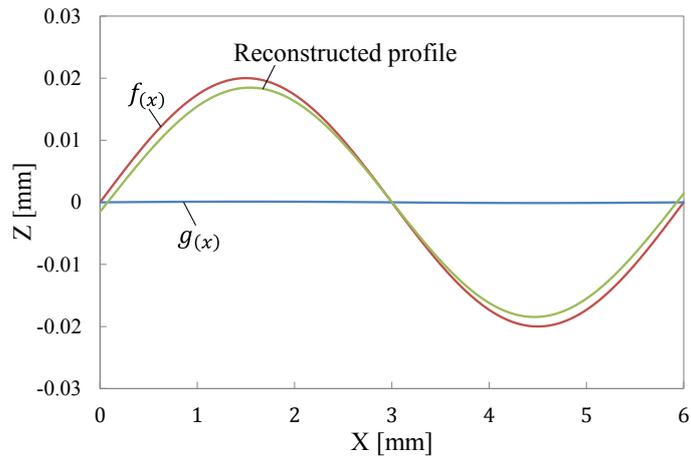


Fig.2.28 Simulated results of reconstructing method

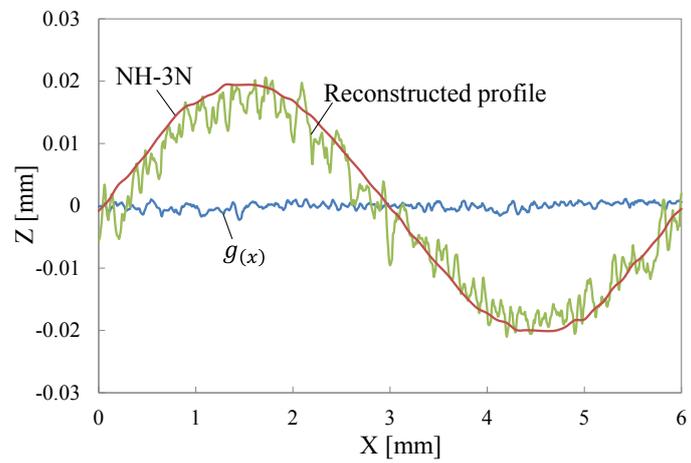


Fig.2.29 Measurement results and reconstructed results

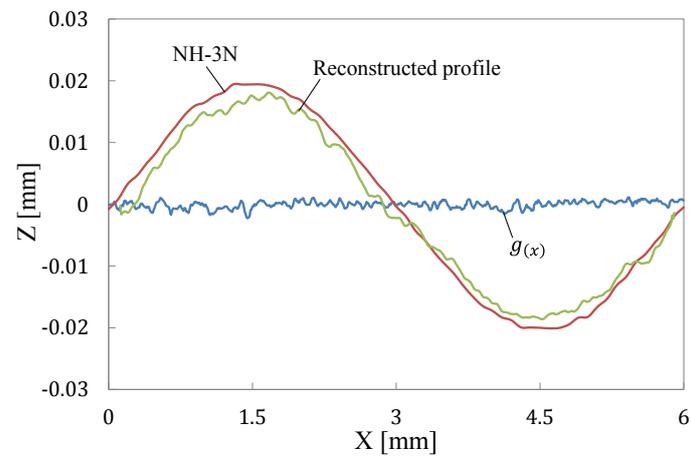


Fig.2.30 Averaged measurement results and reconstructed results

2.5 まとめ

本章では、機上における振動除去を目的とした三角測量式光スキッドセンサを提案・試作し、振動除去効果の評価実験を行った。また、光スキッド導入により測定結果の振幅が減少する問題に対し、被測定物形状の再生手法を提案しその有効性について、シミュレーションと実験により評価した。本実験の範囲内において、以下の結果を得た。

- 1) 受光素子前にスリットを配置することで、スリット幅に応じて横分解能が向上することを確認した。
- 2) 投光軸を対称にスタイラスとスキッドの受光系を配置し、スタイラスの受光素子の前にスリットを設置することで、1つのレーザのみで光スキッドを実現するセンサ光学系を提案した。
- 3) 光スキッドセンサにより、周期的に変位する測定面の振動の除去が可能であることを確認した。
- 4) 光スキッドセンサにより、過渡的に変位する測定面の振動を除去する場合、2受光系のアンプの時定数が異なるため、スタイラスとスキッドそれぞれが検出する振動が異なり、除去効果が減少する。
- 5) 振動環境下における形状計測実験を行った結果、50Hz の範囲内において、無振動状態の減算処理波形と各振動条件における減算処理波形との差は、P-V 値 $6\mu\text{m}$, rms 値 $1\mu\text{m}$ となり、振動の影響を受けずに形状計測することができることを確認した。
- 6) 光スキッドセンサの測定結果に、提案した形状再生手法を適応することで、減少した振幅を回復できることを確認した。

以上より、開発した光スキッドセンサを用いて機上計測を行い、その測定結果に提案した形状再生手法を適用することで、振動が測定に及ぼす影響を低減し、さらに光スキッド法の測定形状への影響を受けることなく形状計測ができると考えられる。

第3章 曲率面形状計測方法の検討

3.1 本章の目的

本章では、被測定物形状が測定に与える影響を評価し、高精度に形状計測を行う方法を提案するとともに、その有効性評価を行う。本研究では、被測定物形状が測定に与える要因を、連続面と不連続面の2つに分類した。ここでは、特に連続面形状が測定に与える影響について評価した¹⁰⁵⁾。

3.2 測定面傾斜が測定感度に与える影響

開発したセンサは、レーザ照射軸にスタイラスとスキッドの受光系を対称に配置しているため、測定位置における被測定物形状の傾きが、2つ受光系に異なった影響を与えることが懸念される。特に、受光素子にPSD (Position Sensitive Detector) を使用しているため、受光量により測定感度が変化する可能性がある。そこで散乱光の散乱方向に影響を与える測定面傾斜と測定感度について検討した。実験方法の概略を図3.1に、実験条件を表3.1に示す。測定面に傾斜を与えるため、ゴニオメータを使用し、センサの受光方向に角度 θ_y と受光系垂直方向に角度 θ_x の傾斜を与えた。測定感度は、焦点位置の前後 $\pm 1\text{mm}$ において変位-出力特性を測定し、算出した。図3.2に測定面傾斜と測定感度の関係を示す。この図から以下のことがわかる。

- (1) 測定面が受光系垂直方向に傾斜する場合、測定感度は傾斜角 θ_x によらず、スキッドとスタイラスともに $\theta_x=0\text{deg.}$ の値とほぼ同じ値を示す。
- (2) 受光系方向の傾斜する場合、 $\theta_y=20\text{deg.}$ において、スキッドの測定感度は $\theta_y=0\text{deg.}$ の1.35倍に大きく増加し、スタイラスの測定感度は、わずかに減少する。
- (3) $\theta_y=-20\text{deg.}$ において、スキッドの測定感度はわずかに減少し、スタイラスの測定感度は増加する。
- (4) 受光系垂直方向の傾斜において、感度はスタイラスに比べてスキッドの方が大きく変化する。

上記の(1)において、スタイラスおよびスキッドともに傾斜角 θ_y によらず、測定感度はほとんど変化しない。これは受光系に対し垂直方向の傾斜は、受光系方向の散乱光成分に与える影響が少ないため、受光量に変化がなく、測定感度の変化が少なかったと考えられる。

また、(2)と(3)では、 $\theta_y=20\text{deg.}$ においてスキッドの測定感度と $\theta_y=-20\text{deg.}$ におけるスタイラスの測定感度の増加が確認できる。センサの投光軸に対する受光系角度は、 35deg. のため、測定面の傾斜角が 17.5deg. を超える場合は、正反射光が受光素子に向かうことになる。すなわち測定面傾斜が $\theta_y=20\text{deg.}$ のとき、

測定面で反射した正反射成分がスキッドの受光素子に受光したため受光量が増加し、測定感度が増加したと考えられる。この時、スタイラスの受光系に向かう散乱光は減少するため、スキッドの測定感度が増加するのに対し、測定感度が減少することになる。また、 $\theta_y = -20\text{deg.}$ の場合では、測定面がスタイラス側に傾斜するため、スタイラスの受光方向に正反射成分が多く受光する。そのため、受光量が増加し感度が増加すると考えられる。

(4)において、測定感度は、スタイラスに比べてスキッドの方が大きく変化する結果が得られている。スタイラスの受光系には、受光面の前にスリットを設置し、受光面を小さくしている。そのため、スタイラスに比べスキッドの方が受光する面積大きくなり、測定面の傾斜が受光面に対して同じ傾斜角であっても、スキッドの受光量が大きくなる。そのため、スキッドの測定感度がスタイラスに比べ大きくなったと考えられる。

以上のことから、測定面傾斜が測定感度に与える影響は、測定面が受光系の垂直方向に傾斜する場合に比べ、受光系方向の傾斜の影響が大きい。しかし、正反射光成分が入射する角度以内の傾斜であれば、その影響は小さいと言える。これらの結果を踏まえ、曲率形状を高精度に測定するためには、センサの投光軸を測定面法線ベクトルに一致させ測定（以下、法線一致式測定法）することが必要と考えられる。

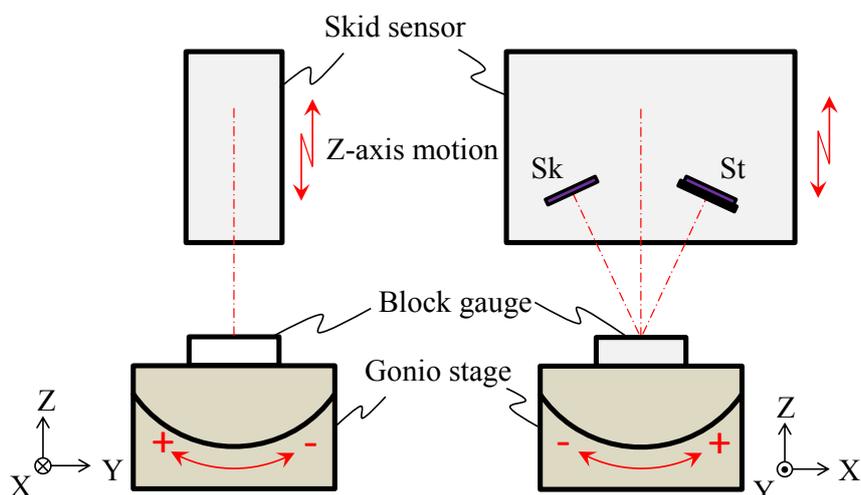
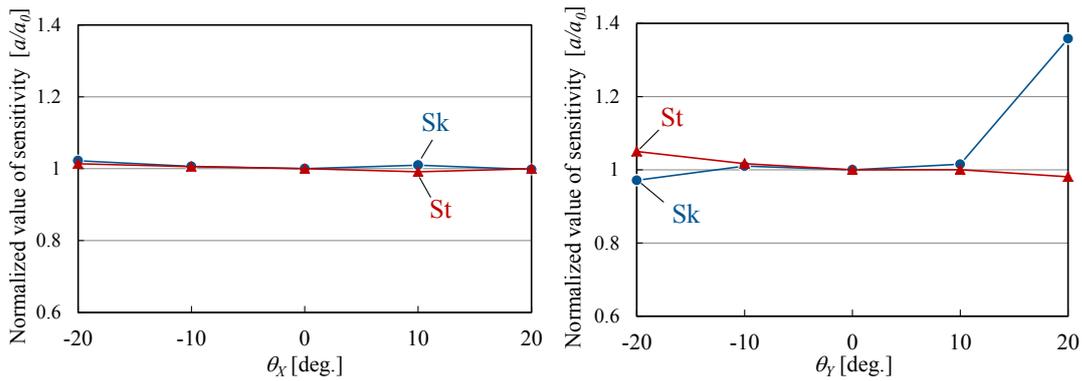


Fig.3.1 Schema of measuring sensitivity on inclined measurement surface.

Table 3.1 Experimental conditions of measuring sensitivity

Feed speed [mm/sec]	0.5
Sampling frequency [Hz]	500
θ_x [deg.]	0, ± 10 , ± 20
θ_y [deg.]	0, ± 10 , ± 20



(a) Tilt angle round for Y-axis θ_y (b) Tilt angle round for X-axis θ_x

Fig.3.2 Influence of workpiece tilt angle on sensitivity

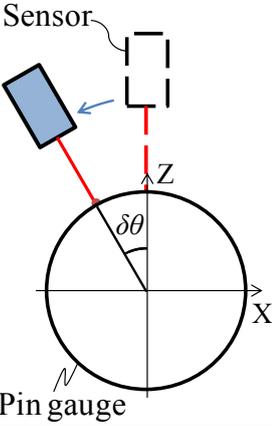
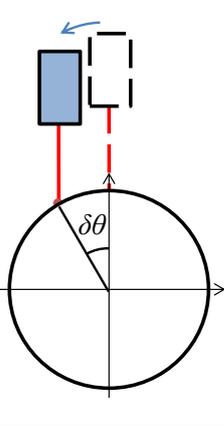
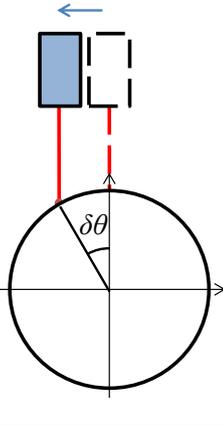
3.3 測定方法の違いが測定に与える影響

本節では、提案した法線一致式測定法の有効性検証とし、曲率形状における測定方法の違いによる測定精度への影響評価を行った。表 3.2 に実験方法の概要を示す。本実験では、異なる 3 つの測定方法で同一のピンゲージの一断面の形状計測を行い、それぞれの結果を比較した。測定方法は以下の 3 つである。

- (a) 法線一致式測定
- (b) 相対距離一定測定
- (c) 一軸走査測定

(a)の測定法では、常にセンサと測定物間の相対距離を一定に保ち、かつ測定点の法線とレーザ光軸を一致させながら測定をするため、レーザ光軸に対する測定面の傾斜角度、および相対距離は一定となる。(b)の測定法では測定面傾斜角度、(c)の測定法では測定面傾斜角度および相対距離が測定中に逐次変化する。なお、理想的に法線一致式測定を行うために、ここではピンゲージ側を回転させる。

Table 3.2 Comparison of measuring method

Stages that use	Rotation axis	X,Z axis	X axis
Measuring method			
Angle of the measuring surface	Constant	Change	Change
Relative distance	Constant	Constant	Change

レーザ変位計による形状計測では、センサはレーザ光軸方向の変位量を出力するため、レーザ光軸方向変位量から形状を算出する必要がある。法線方向からの測定における形状の算出の概要図を図 3.3 に、Z 方向からの測定における形状の算出の概要図を図 3.4 に示す。

3.3.1 法線方向からの測定における形状算出方法

ピンゲージ角度 θ_i の A_i 点を測定するとき、測定誤差 δr_i が生じ、センサが、測定点 A_i 点が A_i' 点にあると誤認したとする。このときピンゲージ中心から A_i' 点までの距離 r_i は

$$r_i = r_p + \delta r \quad (3.1)$$

となり、 A_i' 点の座標は

$$A_i' (-r_i \sin \theta_i, r_i \cos \theta_i) \quad (3.2)$$

となる。各測定点にて同様に座標値を算出し、形状を算出する。

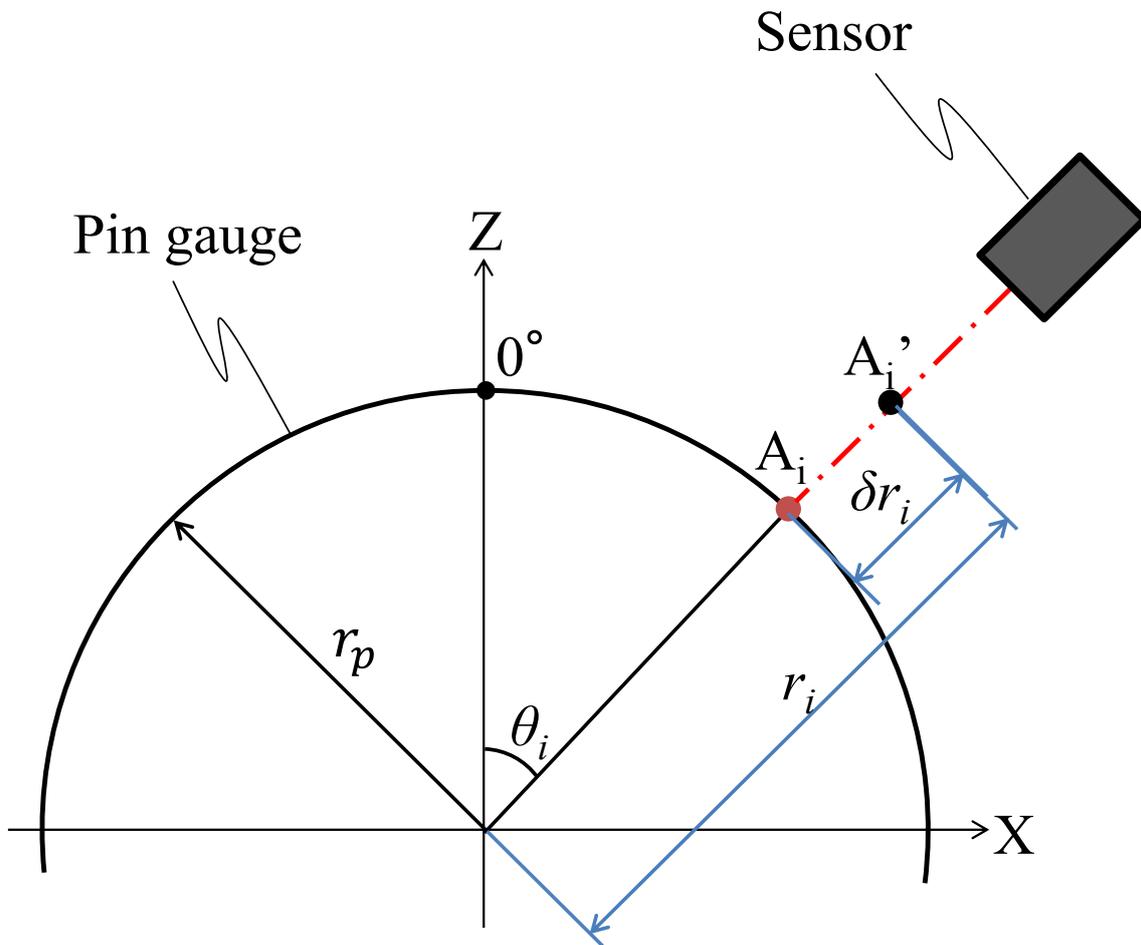


Fig.3.3 Shape calculation method (1)

3.3.2 Z方向からの測定における形状算出方法

ピンゲージ角度 θ_i の A_i 点を測定するとき、測定誤差 δZ_i が生じたとする。法線方向からの測定と比較をするために δZ_i を半径方向測定誤差 δr_i に変換する。

$$\delta r_i = \delta Z_i \cos \theta_i \quad (3.3)$$

そのとき、ピンゲージ中心から A_i' 点までの距離 r_i は

$$r_i = r_p + \delta Z_i \cos \theta_i \quad (3.4)$$

となり、 A_i' 点の座標は

$$A_i' (-r_i \sin \theta_i, r_i \cos \theta_i) \quad (3.5)$$

となる。各測定点にて同様に座標値を算出し、形状を算出する。

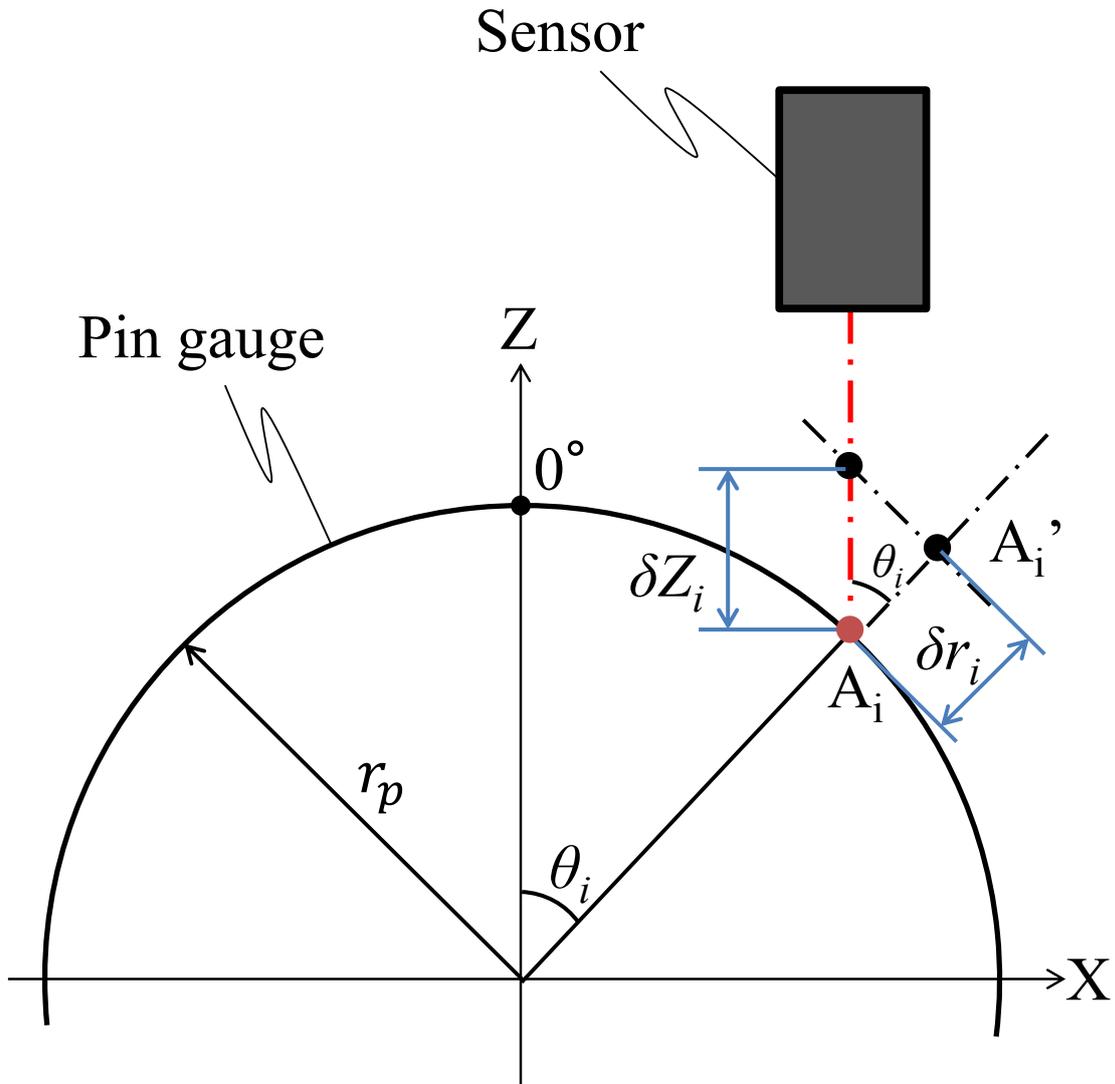
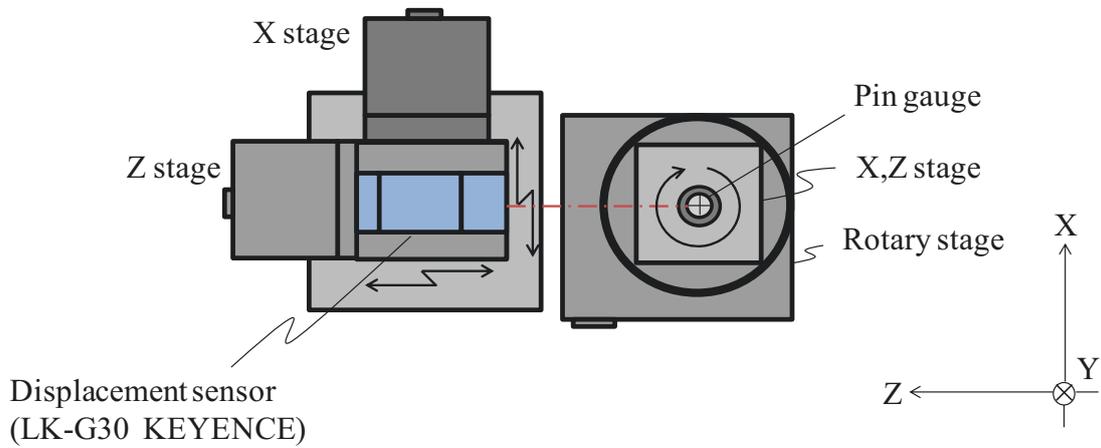


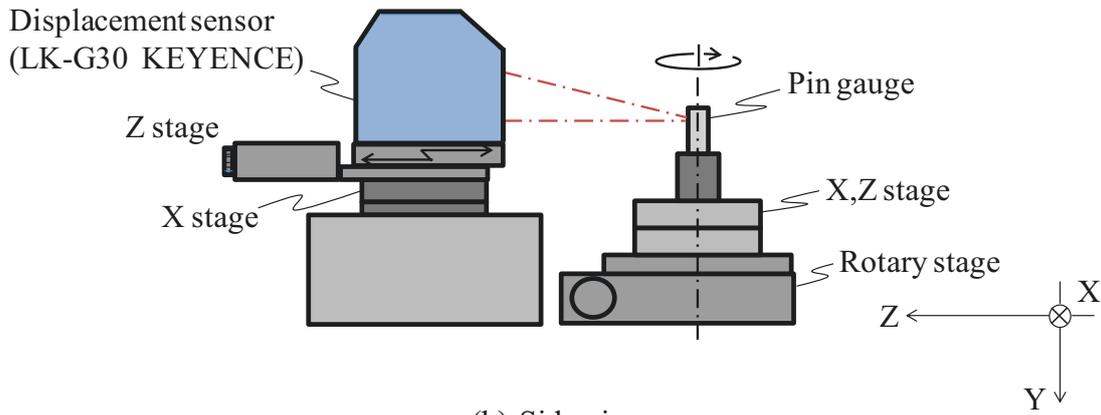
Fig.3.4 Shape calculation method (2)

3.3.3 実験装置および条件

図 3.5 に実験装置の配置図を示す．センサ側に X, Z ステージ，ピンゲージ側に回転ステージを配置し，3つの異なる測定が可能になっている．また，ピンゲージの中心位置と回転ステージの回転中心位置を合わせる機構として，ピンゲージ側にも X, Z ステージを設けている．また，本実験の目的は測定方法の違いによる測定精度への影響を評価する実験であるため，その他の誤差要因はできる限り排除し，理想的な走査を実現する必要がある．そこで測定は静的に行い，また，図 3.6 に示すようにセンサの側面と背面のアップの原理を満たす位置に設置し，ダイヤルゲージを用いて位置決めを行うことで，ステージの運動誤差，組立誤差，バックラッシュの影響を低減した．



(a) Top view



(b) Side view

Fig.3.5 Schema of experimental setup

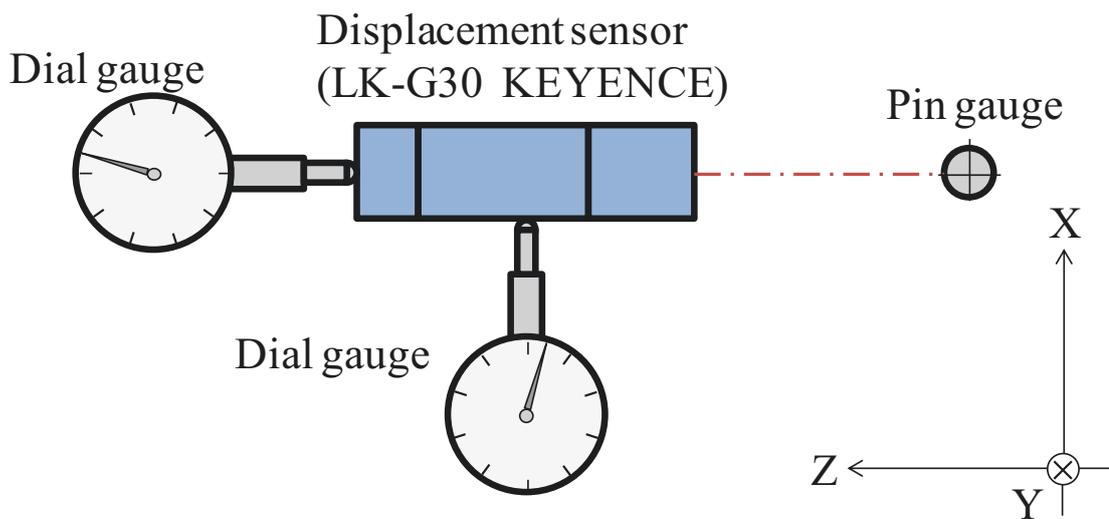


Fig.3.6 Positioning method

表 3.3 に実験条件を示す. 径精度 $\pm 1.5 \mu\text{m}$, 真円度 $0.8 \mu\text{m}$ 以下のピンゲージを使用し, 図 3.7 に示すようにピンゲージの -45deg. から $+45\text{deg.}$ に相当する位置で測定を行った.

Table3.3 Experimental conditions

Pin gauge	Diameter [mm]	11.99
	Diameter accuracy [μm]	± 1.5
	Roundness [μm]	≤ 0.8
LK-G30 KEYENCE	Spot size [μm]	30
	Measurable range [mm]	± 5
Dial gauge	Resolution [μm]	10
Sampling frequency [kHz]		1
Number of samplings		5,000
Measurement range θ [deg.]		$-45 \leq \theta \leq 45$
Measurement interval $\delta\theta$ [deg.]		5

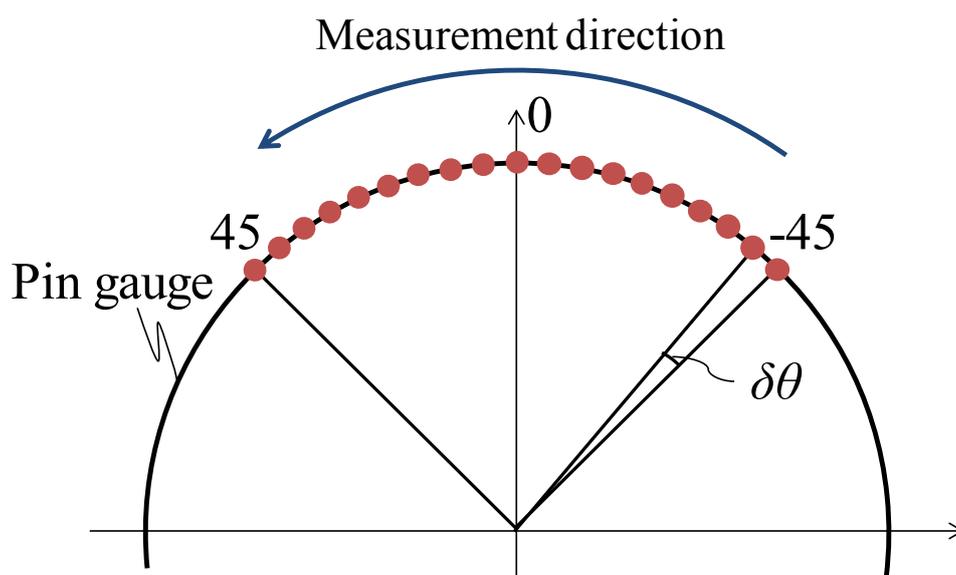


Fig.3.7 Measurement point

測定する際、ピンゲージの中心位置と回転ステージの回転中心位置のずれ、および測定基準位置(0deg.)のずれが測定に悪影響を及ぼすため、これらの位置を合わせる必要がある。

3.3.4 ピンゲージ中心合わせ

ピンゲージ中心合わせの概要を図 3.7 に示す。測定位置に相当する位置に電気マイクロメーターを設置し、ピンゲージの 0, 90, 180, 270deg. の位置で静的に測定を行い、それぞれの測定値の最大値と最小値の差が $5\mu\text{m}$ 以下になるように X, Z ステージを用いて位置合わせを行う。その後、ピンゲージの全周測定を動的に行い、測定値の最大値と最小値の差が $10\mu\text{m}$ 以下(中心ずれ量 $5\mu\text{m}$ 以下)になるように調整した。

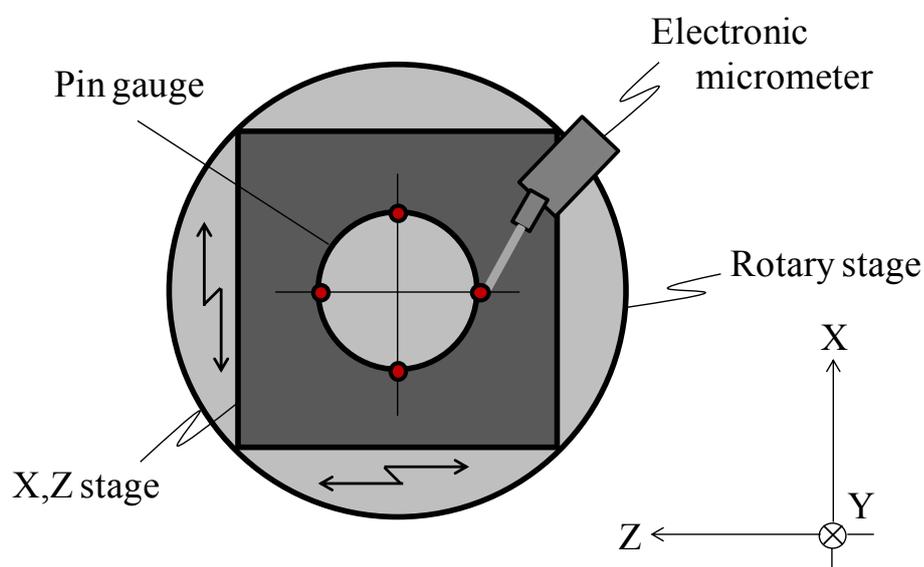


Fig.3.8 Schema of center alignment

3.3.5 測定基準位置合わせ

測定基準位置(0deg.)合わせの概要を図 3.9 に示す。実験に使用するレーザ変位計は測定範囲内において、測定面が近づくと出力は大きく、離れると出力は小さくなる。そこで、ピンゲージの最もセンサ側にある位置においてセンサ出力は最大となるので、ピンゲージの頂点位置を測定基準位置(0deg.)とし、頂点近傍で X 方向にセンサを走査させ、目視でセンサ出力をモニタリングし、出力が最大となる位置を頂点と仮定し、その位置を測定基準位置(0deg.)とした。

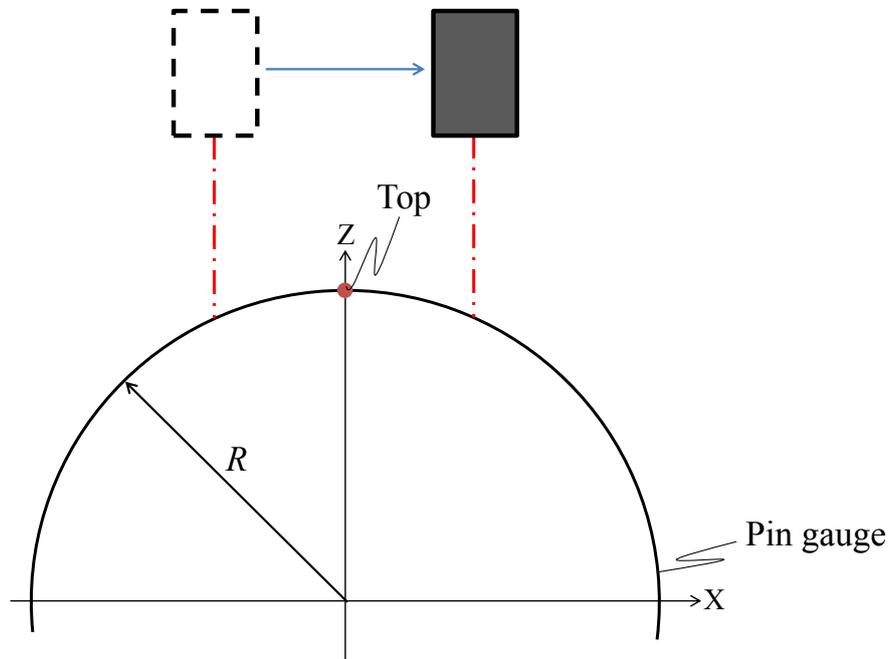


Fig3.9 Schema of top position sensing by visual observation

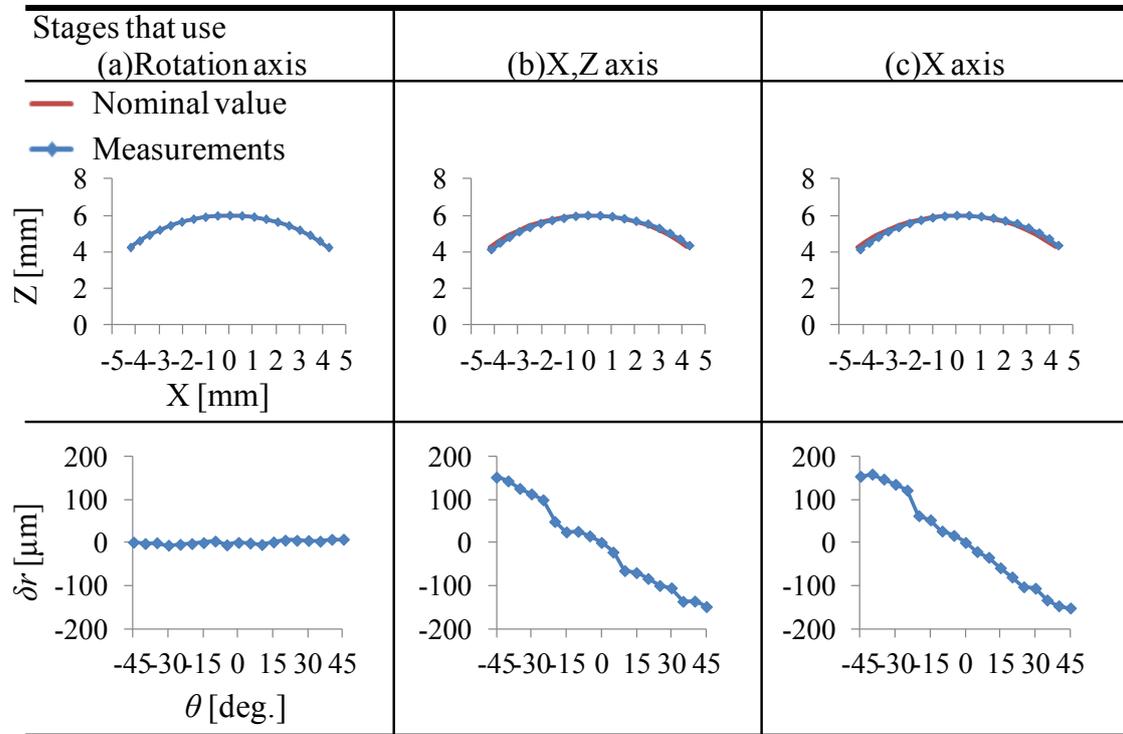
3.3.6 実験結果

実験結果を表 3.4 に示す. 左から (a) 法線一致式測定法, (b) 相対距離一定測定, (c) 単軸走査測定による測定結果である. また, 下段が各測定位置におけるピンゲージ半径方向測定誤差量を示している. この結果から以下のことがわかる.

- 1) (a) 法線一致式測定法による測定が, 他に比べ測定誤差が最小となる.
- 2) (b), (c) の測定法では最大差で $300 \mu\text{m}$ 程度の誤差が生じている.
- 3) (b), (c) の測定法において平行ずれが生じている.

3つの結果を比較すると, 法線一致式測定法によって測定したものが最も測定誤差が少ないことがわかるが, (b), (c) の測定法に着目すると平行ずれを起こしていることから, 単純に比較することはできない. 平行ずれを引き起こす原因として, 測定基準位置 (0deg.) のずれが考えられる. 図 3.10 に測定基準位置 (0deg.) のずれによる測定誤差の算出概要図を示す.

Table3.4 Comparison of measurement results and measurement error



3.3.7 測定基準位置ずれによる測定誤差算出

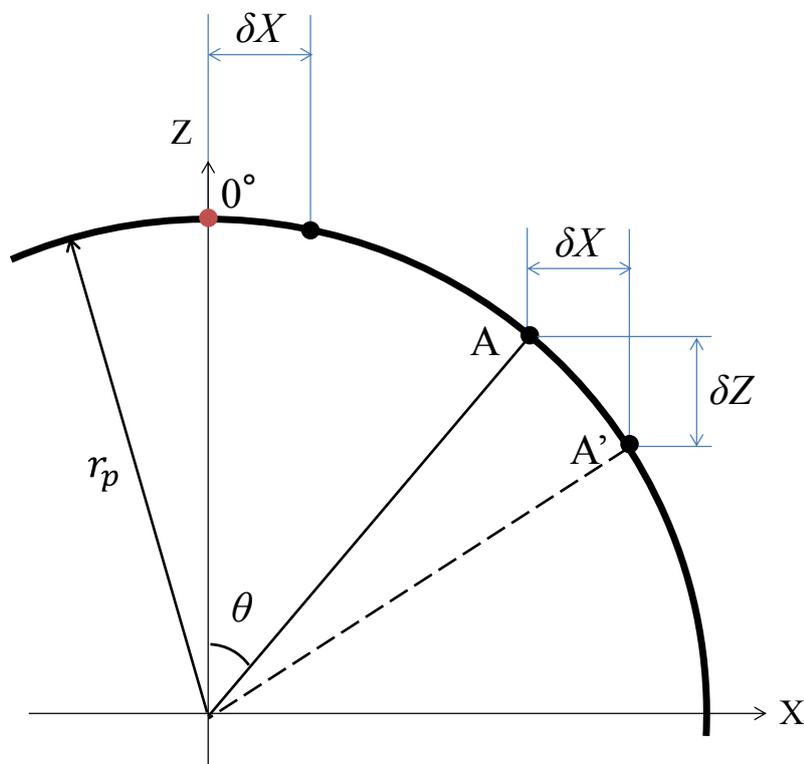


Fig.3.10 Influence of top error

頂点から δX ずれた位置を頂点と誤認した場合，A 点を測定するとき，実際には A' 点を測定することとなる．頂点位置座標を

$$(X, Z) = (0, r_p) \quad (3.6)$$

とすると，A 点，A' 点は

$$A(-r_p \sin \theta, r_p \cos \theta) \quad (3.7)$$

$$A'(-r_p \sin \theta + \delta X, \sqrt{r_p^2 - (r_p \sin \theta + \delta X)^2}) \quad (3.8)$$

となる．このとき測定誤差 δZ は

$$\delta Z = r_p \cos \theta - \sqrt{r_p^2 - (r_p \sin \theta + \delta X)^2} \quad (3.9)$$

となる．これを δX について解くと

$$\delta X = -r_p^2 \sin \theta + \sqrt{r_p^2 - (r_p^2 \cos \theta - \delta Z)^2} \quad (3.10)$$

となる．

図 3.4 から，(b)，(c) の測定法において半径方向測定誤差は最大で $150 \mu\text{m}$ 程度であり，Z 方向測定誤差に換算すると $200 \mu\text{m}$ 程度である．式(3.10)に $R=5.995 \text{ mm}$ ， $\theta=-45 \text{ deg.}$ ， $\delta Z=0.200 \text{ mm}$ を代入すると， δX は $200 \mu\text{m}$ 程度になること

から、測定時、測定基準位置が約 $200\ \mu\text{m}$ ずれていた可能性がある。

3つの異なる測定において、すべて同一の条件で測定しているにも関わらず、(a)の法線一致式測定法による測定のみ、大きな測定誤差や中心ずれは見られないことから、法線一致式測定法は測定方法として頂点ずれの影響を受けにくく、他に比べ高精度に測定ができると考えられる。

次に3つの測定結果の比較を行うために、測定結果から最小二乗中心法を用いて近似円を算出した。図 3.11, 図 3.12 に近似円とピンゲージ公称値との半径誤差, および中心位置のずれを示す。

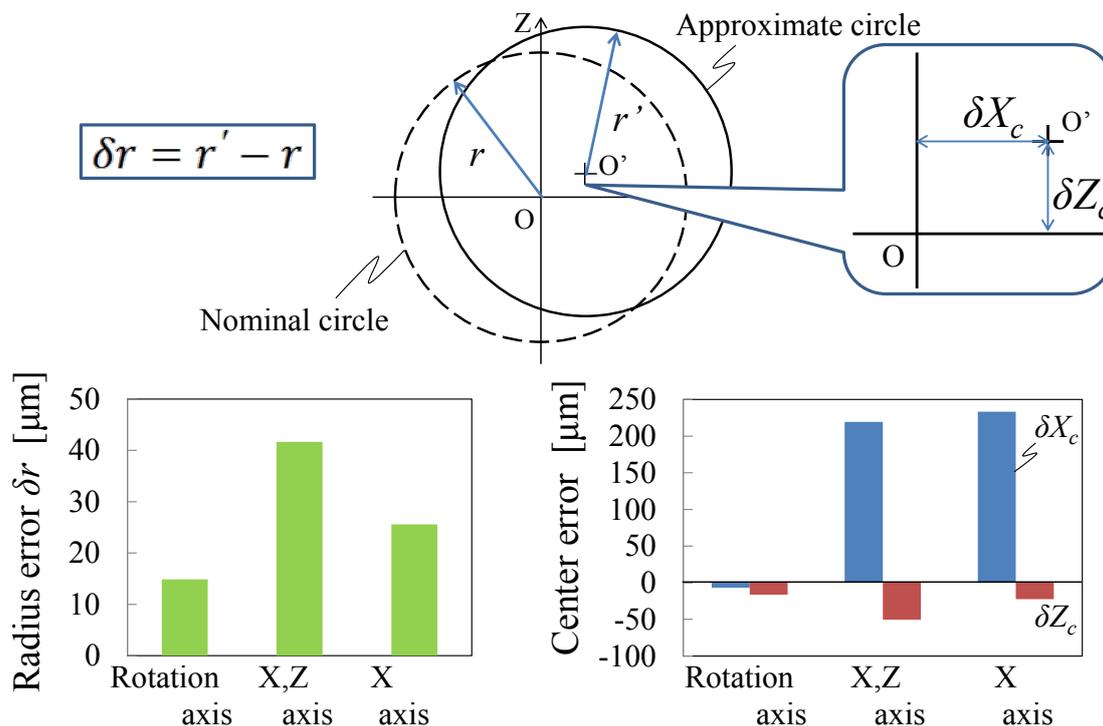


Fig.3.11 Comparison of the radius error δr

Fig.3.12 Comparison of the center error

この結果から、径誤差, 中心ずれともに法線一致式測定法により測定したものが最も誤差が少ないことがわかる。(b), (c)の測定法はともに測定中逐次測定面傾斜角が変化し, また測定面のスポット形状も変化するため, スポットからの反射光に悪影響を及ぼし, 測定誤差が大きくなったものと考えられる。また, (b), (c)の測定法は近似円の中心ずれ量と頂点基準位置ずれの算出結果がほぼ同等であることがわかるが, (a)の法線一致式測定法はずれ量が非常に少ないことがわかる。

以上より, 法線一致式測定法による測定が最も誤差が少ないことが検証できた。しかし, ピンゲージの形状精度に比べ, 径誤差は $15\ \mu\text{m}$ 程度と大きくなっていることから, 少なからず測定基準位置ずれの影響を受けているものと考え

られる。そこで、測定基準位置の検出を目視によるモニタリングではなく、電気マイクロメーターによりセンサ位置座標を明らかにした状態で位置合わせをおこない、再度法線一致式測定法による測定を行った。

電気マイクロメーターを使用した測定基準位置検出方法の概要図を図 3.13 に示す。センサ側面に電気マイクロメーターを設置し、目視により頂点位置を合わせる。次に電気マイクロメーターによりセンサの X 座標を明らかにした状態で、目視により決定した頂点位置の $\pm 500 \mu\text{m}$ の範囲で動的に形状測定を行い、形状を算出する。測定結果の近似円から頂点ずれを算出し、ずれ量分の頂点位置を調整する。

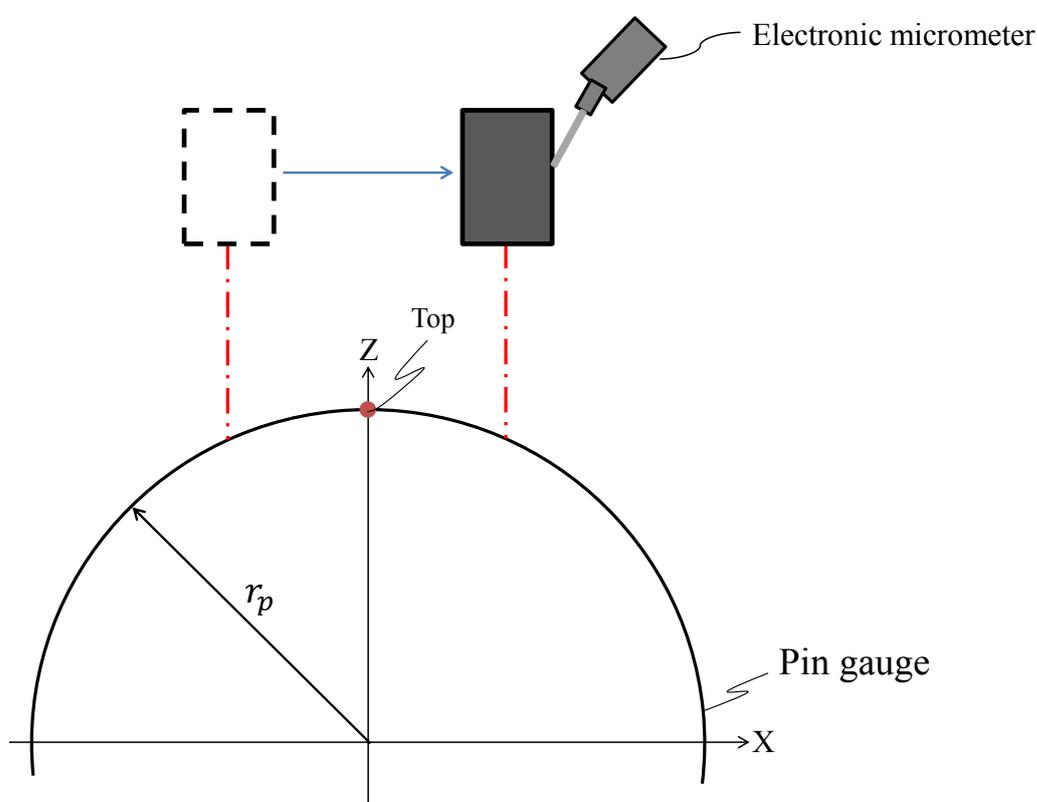


Fig.3.13 Schema of top position sensing by Electric micrometer

頂点位置を目視により検出し測定した結果と、電気マイクロメーターを使用して測定した結果の比較を図 3.14, 図 3.15 に示す。

この結果から、目視により頂点合わせをしたものに比べ、電気マイクロメーターを使用して頂点合わせをし、測定した結果は、径誤差は 99%, 中心ずれは $64\%(\delta X_c)$, $55\%(\delta Z_c)$ 低減できていることがわかる。以上から、頂点を合わせることにより、高精度な測定が可能であると推測される。

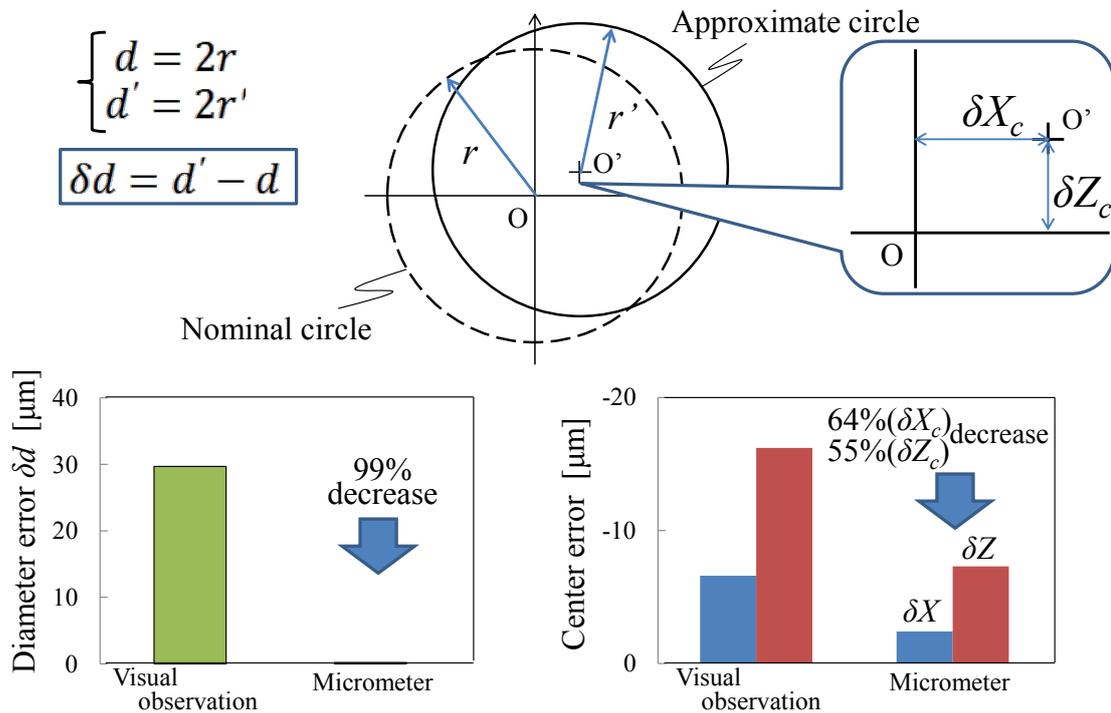


Fig.3.14 Comparison of the diameter error δd Fig.3.15 Comparison of the center error

3.3.8 繰り返し性評価

法線一致式測定法による測定が最も測定誤差が少ないことを検証できたが、計測結果の信頼性を高めるには、繰り返し性が高いことが重要となる。そこで次に、法線一致式測定法による測定の繰り返し性を評価した。実験条件は、曲率形状における測定方法の違いによる測定精度への影響評価実験と同様の条件で行い、5回の繰り返し測定を行った。

図 3.16 に各測定位置における測定値の最大値と最小値の差を示す。この結果から、各測定位置のばらつきの最大値はピンゲージの形状精度より小さく、 $0.75 \mu\text{m}$ であった。

次に、図 3.17 に各測定位置におけるセンサ出力の平均値およびエラーバーを示す。この図から、各測定位置におけるエラーバーの幅は狭く、繰り返し性は高いことがわかる。しかしながら、全測定範囲においてはばらつきが大きく、最大差で約 $20 \mu\text{m}$ であり、また周期性も認められない。標準偏差を算出したところ $3.4 \mu\text{m}$ であった。このばらつきの要因を明らかにするために、次にピンゲージの 360deg . 全周にわたる測定を、以下に示す場合にて行い、比較した。

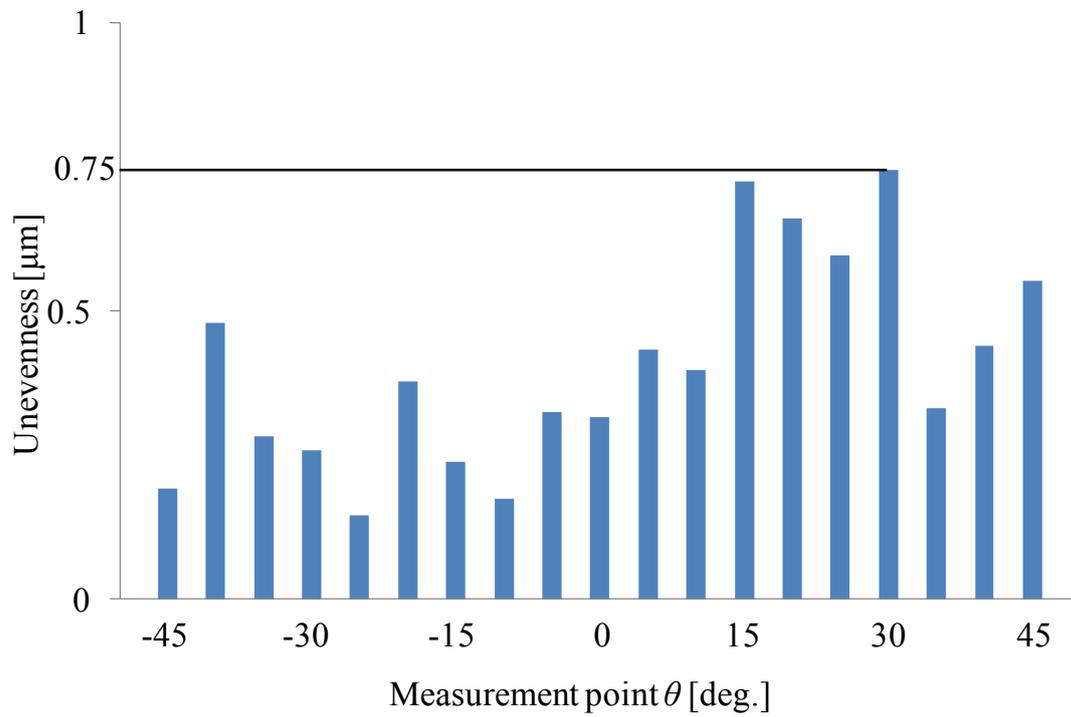


Fig.3.16 Unevenness of measurements

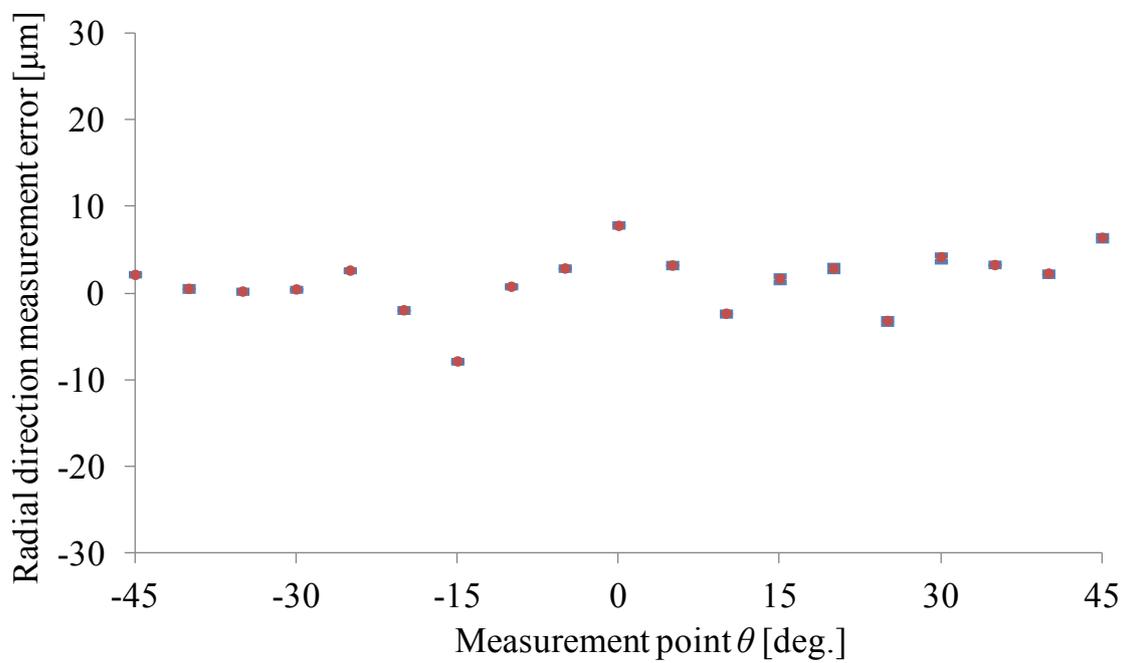


Fig.3.17 Radial direction measurement error

(a) 電気マイクロメーターと LK-G30 による測定

(b) 測定開始位置の違い

(c) 材質の違い

(a) 電気マイクロメーターと LK-G30 による測定

図 3.18 にピンゲージを 360deg. 全周測定した結果, および同一位置に相当する位置において, 電気マイクロメーターを用いて同様に測定した結果を示す. この結果から以下のことがわかる.

- 1) センサ出力において非周期的な誤差が生じている.
- 2) 360deg. 周期の誤差が生じている.
- 3) 電気マイクロメーター出力において, センサ出力同様 360deg. 周期の誤差が生じている.

センサ出力, 電気マイクロメーター出力ともに同様の大きなうねりがみられるが, 360deg. 周期で生じていることから, これは取付け誤差によるものと考えられる. センサ出力にみられる非周期的な誤差は, 電気マイクロメーター出力には見られないことから, 計測装置に起因するものではないと考えられる.

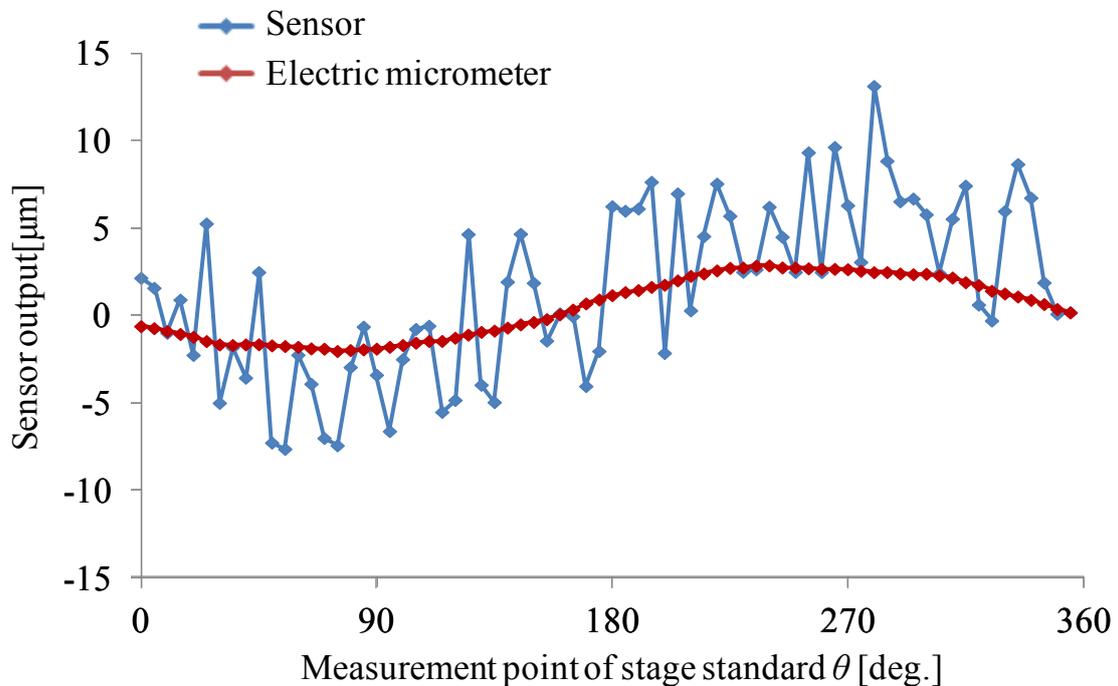


Fig.3.18 Radial direction measurement error

(b)測定開始位置の違い

図 3.19, 表 3.5 に実験条件, 表 3.6 に実験結果を示す. (a), (b), (c)すべての結果において非周期的な誤差が生じていることがわかる. また, (a), (b)に対し, 取付け誤差が最も少ない(c)において, 360deg. 周期の誤差の振幅が最小である.

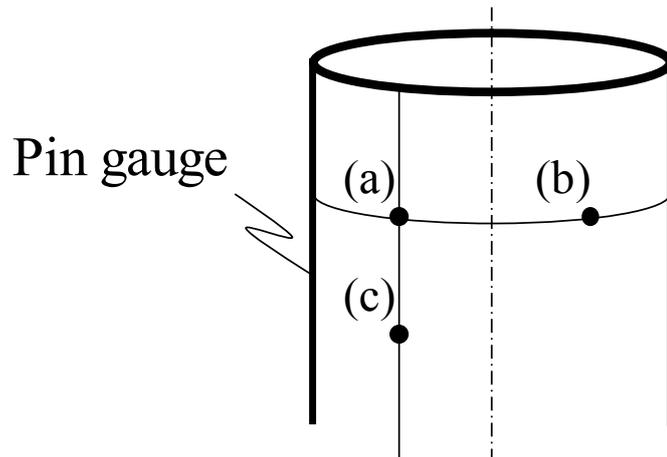
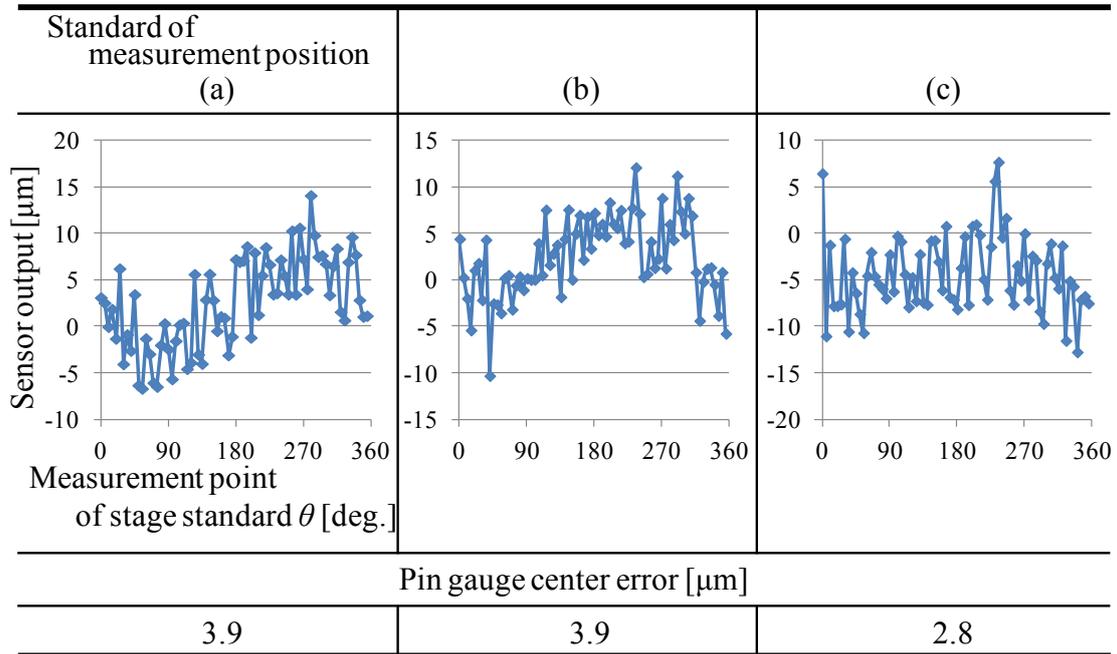


Fig.3.19 Standard of measurement position

Table3.5 Experimental conditions

Pin gauge	Diameter d [mm]	11.99
	Materials	Gauge steel
	Diameter accuracy [μm]	± 1.5
	Roundness [μm]	≤ 0.8
Measurement range θ [deg.]		360
Measurement interval $\delta\theta$ [deg.]		5
Standard of measurement position		(a),(b),(c)

Table 3.6 Comparison of measurement results



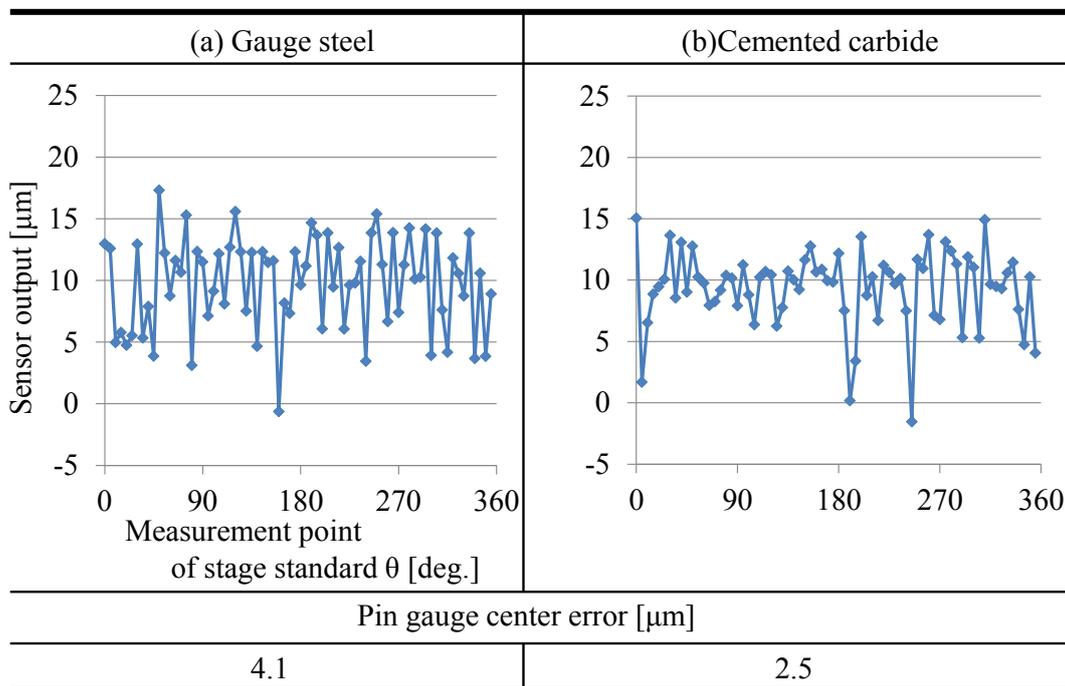
(c)材質の違い

表 3.7 に実験条件, 表 3.8 に実験結果を示す. 材質の違いによって非周期的な誤差の発生が異なり, ゲージ鋼に比べ超硬合金の方が非周期的な誤差が少ないことがわかる.

Table3.7 Experimental conditions

Pin gauge	(a)	Diameter d [mm]	5.99
		Materials	Gauge steel
		Diameter accuracy [μm]	± 0.8
		Roundness [μm]	≤ 0.5
	(b)	Diameter d [mm]	5.99
		Materials	Cemented carbide
		Diameter accuracy [μm]	± 1.0
		Roundness [μm]	≤ 0.8
Measurement range θ [deg.]		360	
Measurement interval $\delta\theta$ [deg.]		5	

Table 3.8 Comparison of measurement results



(1), (2), (3) より, 非周期的な誤差は計測装置に起因するものではなく, 測定物の表面性状, 材質によるものと考えられる. 本計測装置は形状を計測するものであり, 表面粗さを測定することは考慮していないため, 表面粗さによる影響に関しては, ローパスフィルタをかけることで取り除くものとする.

3.4 法線一致式測定方法による形状計測方法の検討

法線一致式測定法により自由面形状を測定する場合, 回転軸を含む 2 軸以上の多軸同時制御が必要になる. そこで本節では, 図に示すような X-Z 面のみ曲率を持つ形状を測定対象とし, 直線 2 軸 (X, Z 軸), 回転 1 軸 (B 軸) の 3 軸を使用した形状計測を行った.

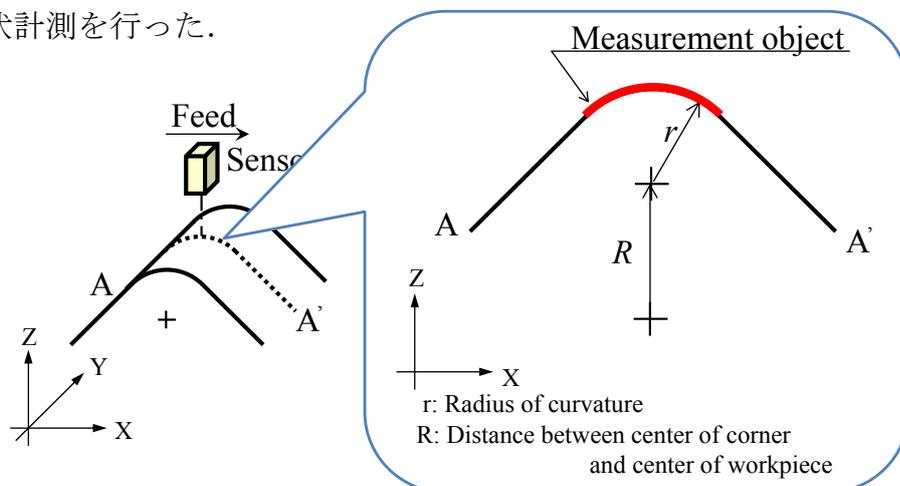


Fig.3.20 Measurement object

3.4.1 実験方法および条件

図 3.21 に実験方法の概要，図 3.22 に測定対象，表 3.9 に実験条件を示す．測定対象は測定する際に X, Z, B 軸の 3 軸が必要となる，直線部と曲線部が連続的につながった形状となっている．実験装置には法線一致式測定装置を用い，測定物とセンサは理想的な状態で取り付けられていると仮定し，ダイヤルゲージを用いて位置決めを行い，静的な条件で一断面の形状測定を行った．測定は，図 3.21 に示すように右直線部から行い，第一測定点を基準とし，第一測定点においてセンサ出力が 0 となるように調整した．

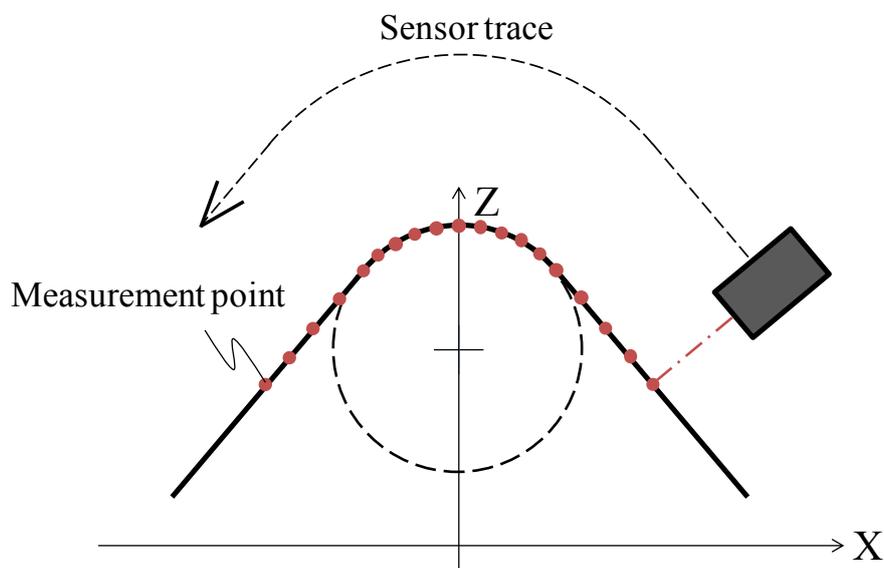


Fig.3.21 Schema of experimental method

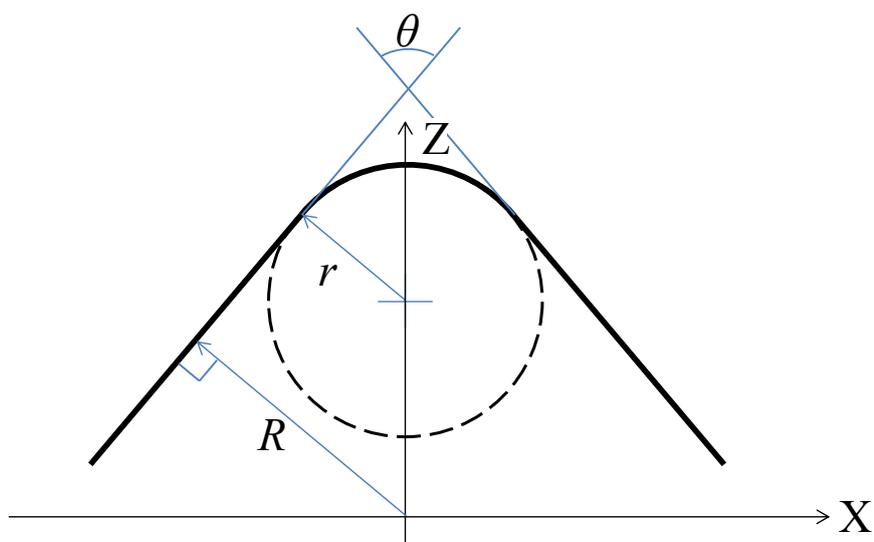


Fig.3.22 Measurement object

Table 3.9 Experimental conditions

Radius of curvature R [mm]		1.2 ± 0.01
Radius of inscribed circle r [mm]		6.25 ± 0.015
θ [deg.]		80
LK-G30 KEYENCE	Spot size [μm]	30
	Measurable range [mm]	± 5
Dial gauge	Resolution [μm]	10
Sampling frequency [kHz]		1
Number of samplings		5,000
Measurement interval	Straight line part [mm]	0.5
	Curve part [deg.]	10

3.4.2 実験結果

図 3.23 に実験結果を示す。この結果より以下のことがわかる。

- 1) 曲線部では頂点位置で Z 方向に最大 $200 \mu\text{m}$ 、直線部では垂直方向に最大 $50 \mu\text{m}$ 程度の測定誤差が生じている。
- 2) 右直線部ではほとんど誤差が認められない。
- 3) 左直線部ではどの測定位置においてもほぼ同程度の誤差が認められない。

以上の 1), 2), 3) より、取付け誤差が生じていると考えられる。本実験においては測定物とセンサは理想的な状態で取り付けられていると仮定したが、実際の測定において取付け誤差は必ず発生する。そのため取付け誤差を算出し、補正もしくは取付け誤差を考慮した測定経路を算出し、再度測定を行う必要がある。

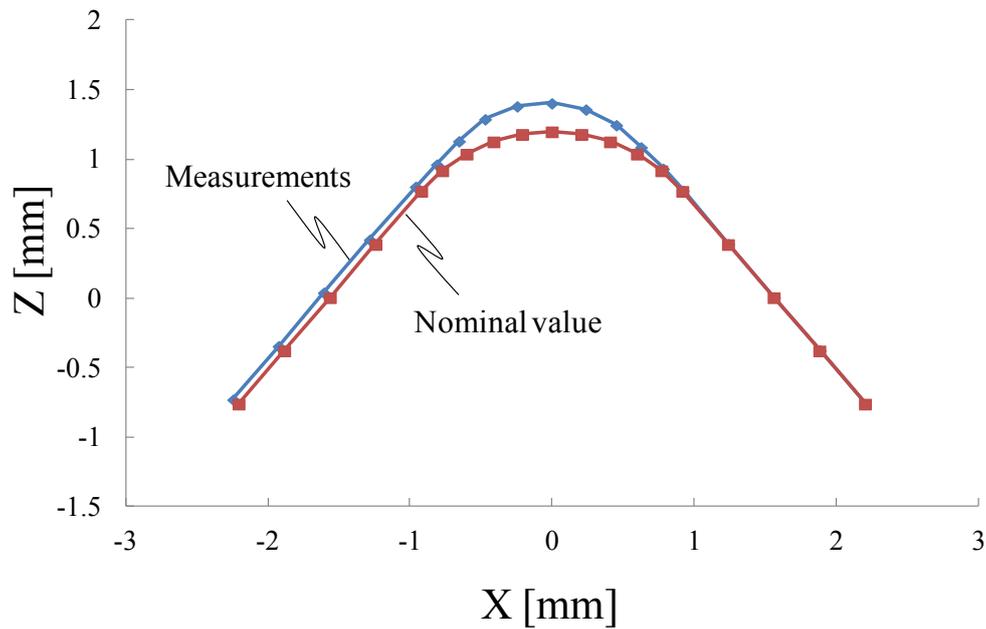
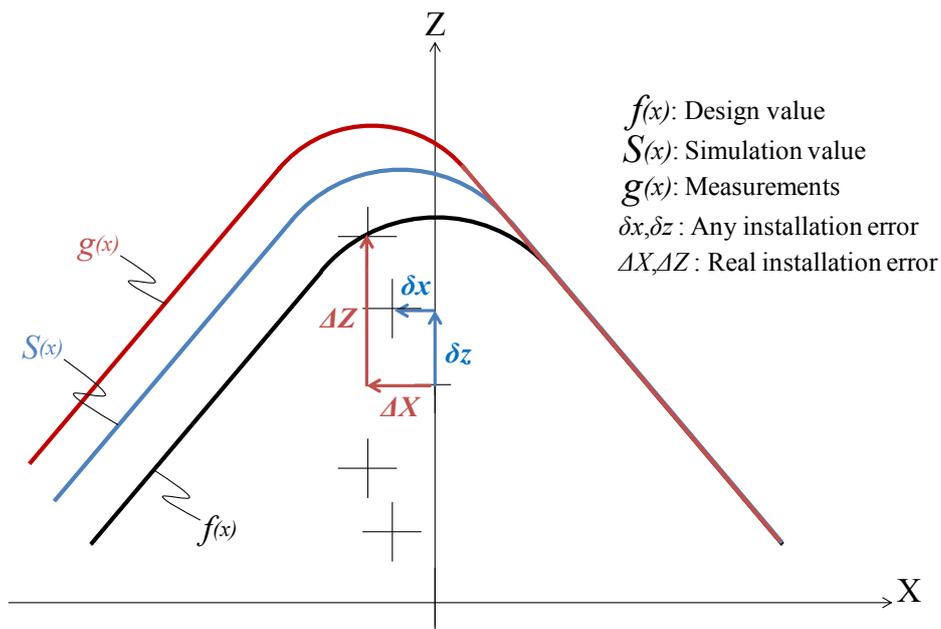


Fig.3.23 Comparison of measurement results and nominal value

3.5 取付け誤差算出法の提案

3.5.1 取付け誤差算出方法

取付け誤差は、X方向取付け誤差とZ方向取付け誤差に分けられる。X方向取付け誤差は曲線部の半径方向誤差および直線部の垂直方向誤差を発生させ、Z方向取付け誤差は曲率部の半径方向誤差を発生させる。図3.24に取付け誤差算出手順を示す。なお、回転取付け誤差はないものと仮定する。



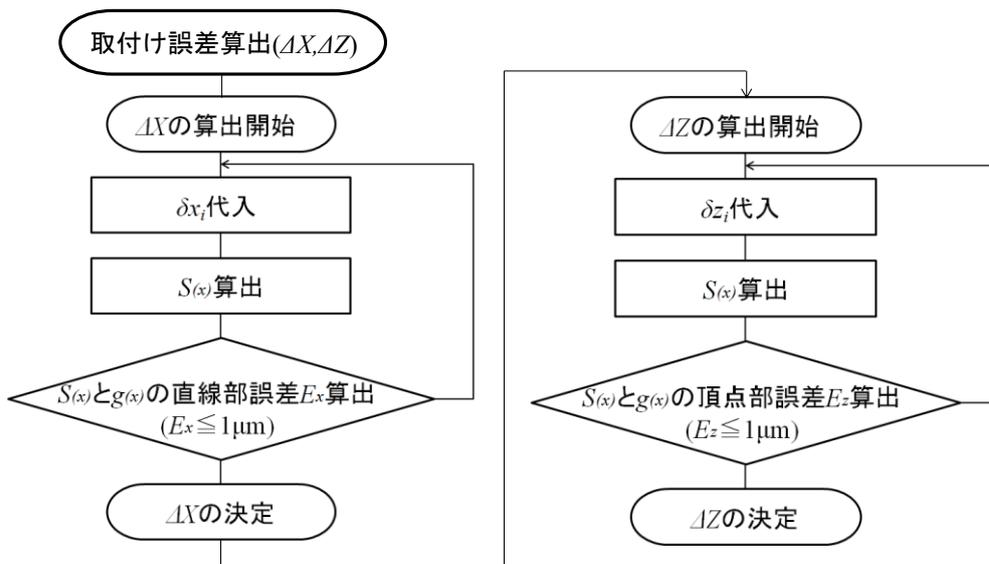


Fig.3.24 Installation error calculation procedure

(1) X 方向取付け誤差による測定誤差算出

図 3.25 に X 方向取付け誤差算出の概要を示す. 測定物の理想的な取付け位置を破線, X 方向に取付け誤差が生じているものを実線で示している. 第 1 測定点を A_1 , 任意の測定点を A_i とする. このとき取付け誤差が生じていると, 実際の測定点は各測定点の法線 ($f(x_i)$, $f(x_1)$) と取付け誤差を含んだ形状との交点 A_1' 点, A_i' 点となる.

取付け誤差が生じたときの測定誤差は, 各測定点における法線方向のずれ量, A_1-A_1' 間距離となるが, 本実験では第 1 測定点を基準, すなわち第 1 測定点においてセンサ出力が 0 になるように調整しているため, 測定誤差は A_1-A_1' 間距離と A_i-A_i' 間距離の差分となる.

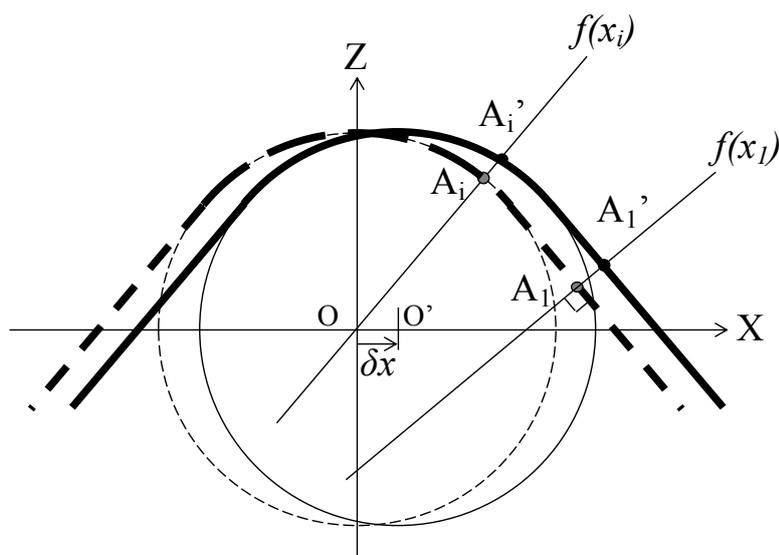


Fig.3.25 Schema of X direction installation error calculation

(a) A_i-A_i' 間距離の算出

図 3.26 に A_i-A_i' 間距離の算出の概要を示す. 曲率部の曲率半径を r とすると, 理想的な取付け位置における曲率部を円弧の一部とした円の方程式は

$$x^2 + z^2 = r^2 \quad (3.11)$$

取付け誤差 δx を含む形状の曲率部の円の方程式は

$$(x^2 - \delta x)^2 + z^2 = r^2 \quad (3.12)$$

$f(x_i)$ と X 軸との成す角を θ_i とすると

$$f(x_i) = x \tan \theta_i \quad (3.13)$$

となる. A_i 点は (3.11) 式, (3.13) 式の連立方程式より

$$x_i = \frac{r}{\sqrt{1 + \tan^2 \theta_i}} \quad (3.14)$$

$$z_i = r \sqrt{1 - \frac{1}{1 + \tan^2 \theta_i}} \quad (3.15)$$

$$A_i = (x_i, z_i) \quad (3.16)$$

A_i' 点は (3.12) 式, (3.13) 式の連立方程式より

$$x_i' = \frac{\delta x}{1 + \tan^2 \theta_i} + \frac{\sqrt{\delta x^2 - (\delta x^2 - r^2)(1 + \tan^2 \theta_i)}}{1 + \tan^2 \theta_i} \quad (3.17)$$

$$x_i' = \frac{\delta x}{1 + \tan^2 \theta_i} + \frac{\sqrt{\delta x^2 - (\delta x^2 - r^2)(1 + \tan^2 \theta_i)}}{1 + \tan^2 \theta_i} \quad (3.18)$$

$$z_i' = \sqrt{r^2 - \left\{ \frac{\delta x}{1 + \tan^2 \theta_i} + \frac{\sqrt{\delta x^2 - (\delta x^2 - r^2)(1 + \tan^2 \theta_i)}}{1 + \tan^2 \theta_i} - \delta x \right\}^2} \quad (3.19)$$

$$A_i' = (x_i', z_i') \quad (3.20)$$

ここで A_i-A_i' 間距離を E_i とすると

$$E_i = \sqrt{(x_i' - x_i)^2 + (z_i' - z_i)^2} \quad (3.21)$$

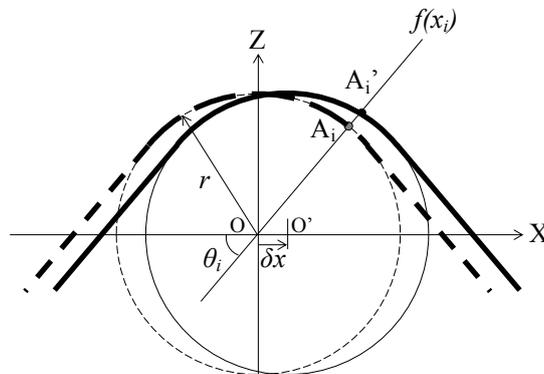


Fig.3.26 Schema of distance calculation between A_i and A_i'

(b) A_1-A_1' 間距離の算出

図 3.27, 図 3.28 に A_1-A_1' 間距離の算出の概要を示す.

δx 取付け誤差が生じた場合, 右直線部は X 方向に δx 平行にずれるため, $f(x_1)$ と X 軸との成す角を θ とすると, A_1-A_1' 間距離 E_1 は次式となる.

$$E_1 = \delta x \cos \theta \quad (3.22)$$

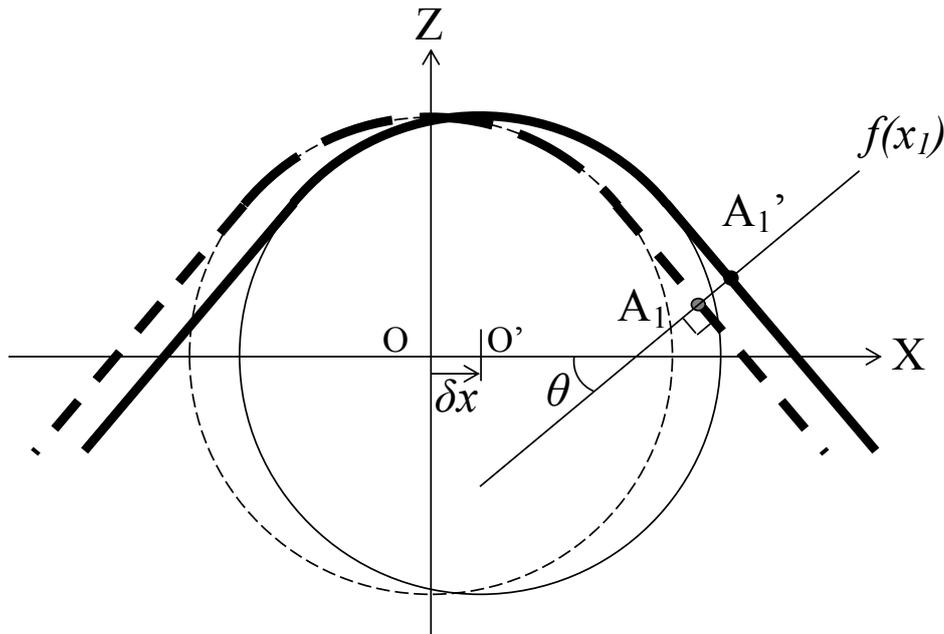


Fig.3.27 Schema of distance calculation between A_1 and A_1'

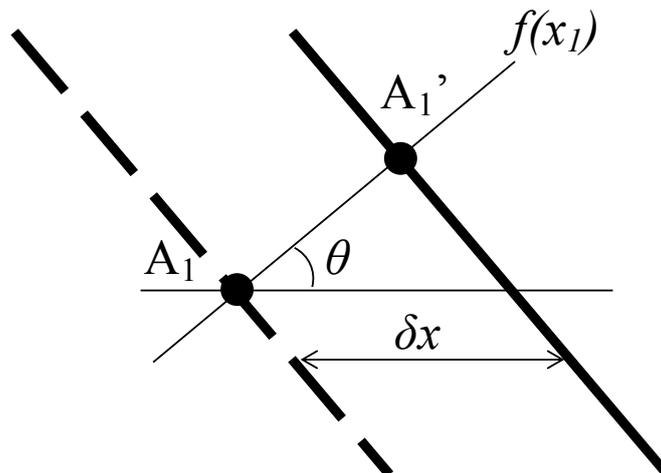


Fig.3.28 Detail of straight line part

X 方向取付け誤差による測定誤差は, A_1-A_1' 間距離と A_1-A_1' 間距離の差分となることから, 測定誤差を ΔE_x とすると (3.21) 式, (3.22) 式より

$$\Delta E_x = E_i - E_1 \quad (3.23)$$

となる.

(2) Z 方向取付け誤差による測定誤差算出

図 3.29 に Z 方向取付け誤差算出の概要を示す。測定物の理想的な取付け位置を点線、Z 方向に取付け誤差が生じているものを実線で示している。第一測定点を A_1 、任意の測定点を A_i とする。このとき取付け誤差が生じていると、実際の測定点は各測定点の法線 ($f(x_j)$, $f(x_i)$) と取付け誤差を含んだ形状との交点、 A_1' 点, A_i' 点となる。

取付け誤差が生じたときの測定誤差は、各測定点における法線方向のずれ量 $A_i - A_i'$ 間距離となるが、本実験では第一測定点を基準、すなわち第 1 測定点においてセンサ出力が 0 になるように調整しているため、測定誤差は $A_1 - A_1'$ 間距離と $A_i - A_i'$ 間距離の差分となる。

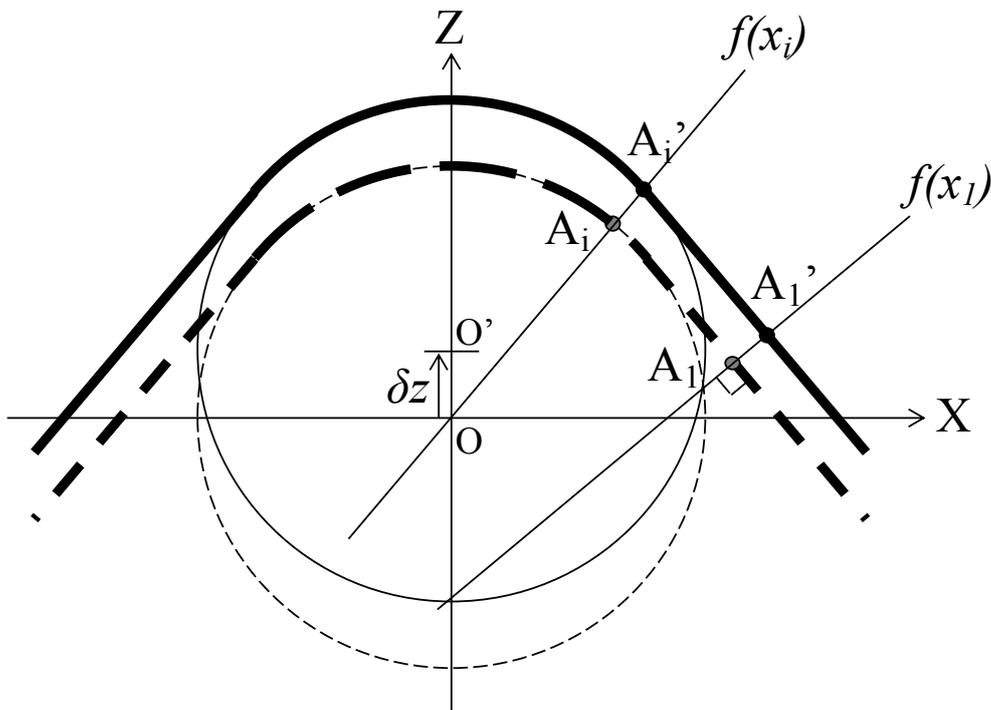


Fig.3.29 Schema of Z direction installation error calculation

(a) $A_i - A_i'$ 間距離の算出

図 3.30 に $A_i - A_i'$ 間距離の算出の概要を示す。

曲率部の曲率半径を r とすると、理想的な取付け位置における曲率部を円弧の一部とした円の方程式は

$$x^2 + z^2 = r^2 \quad (3.24)$$

取付け誤差 δz を含む形状の曲率部の円の方程式は

$$x^2 + (z - \delta z)^2 = r^2 \quad (3.25)$$

$f(x_i)$ とX軸との成す角を θ_i とすると

$$f(x_i) = x \tan \theta_i \quad (3.26)$$

となる. A_i 点は(3.24)式, (3.26)式の連立方程式より

$$x_i = \frac{r}{\sqrt{1 + \tan^2 \theta_i}} \quad (3.27)$$

$$z_i = r \sqrt{1 - \frac{1}{1 + \tan^2 \theta_i}} \quad (3.28)$$

$$A_i = (x_i, z_i) \quad (3.29)$$

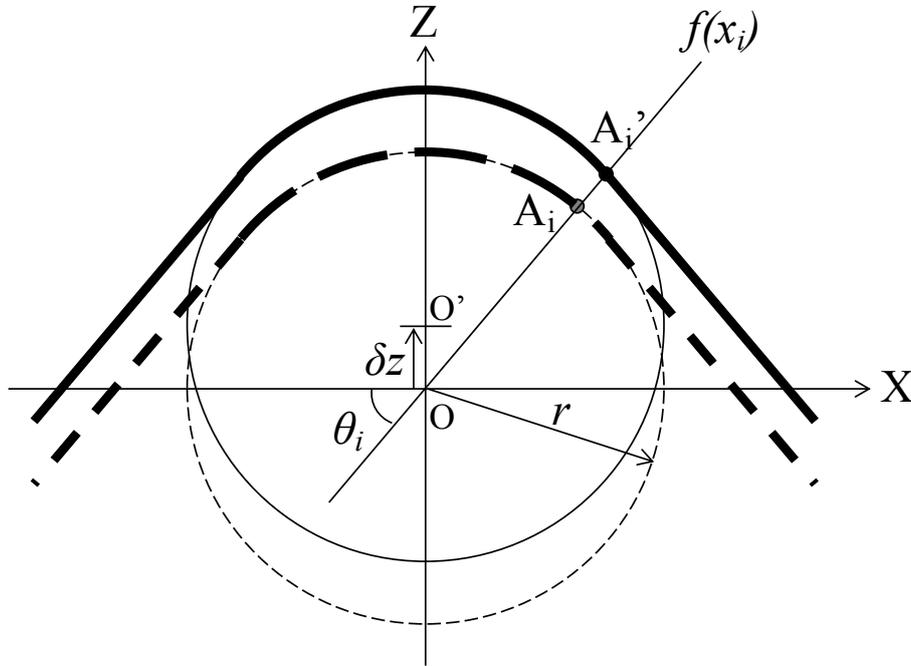


Fig.3.30 Schema of distance calculation between A_i and A_i'

A_i' 点は(3.24)式, (3.26)式の連立方程式より

$$x_i' = \frac{\delta z \tan \theta_i}{1 + \tan^2 \theta_i} + \frac{\sqrt{\delta z^2 \tan^2 \theta_i - (\delta z^2 - r^2)(1 + \tan^2 \theta_i)}}{1 + \tan^2 \theta_i} \quad (3.30)$$

$$z_i' = \sqrt{r^2 - \left\{ \frac{\delta z \tan \theta_i}{1 + \tan^2 \theta_i} + \frac{\sqrt{\delta z^2 \tan^2 \theta_i - (\delta z^2 - r^2)(1 + \tan^2 \theta_i)}}{1 + \tan^2 \theta_i} \right\}^2} + \delta z \quad (3.31)$$

$$A_i' = (x_i', z_i') \quad (3.32)$$

ここで $A_i - A_i'$ 間距離を E_i とすると

$$E_i = \sqrt{(x_i' - x_i)^2 + (z_i' - z_i)^2} \quad (3.33)$$

(c) A_1-A_1' 間距離の算出

図 3.31, 図 3.32 に A_1-A_1' 間距離の算出の概要を示す.

δz 取付け誤差が生じた場合, 右直線部は Z 方向に δz 平行にずれるため, $f(x_1)$ と X 軸との成す角を θ とすると, A_1-A_1' 間距離 E_1 は

$$E_1 = \delta z \cos\left(\frac{\pi}{2} - \theta\right) \quad (3.34)$$

となる.

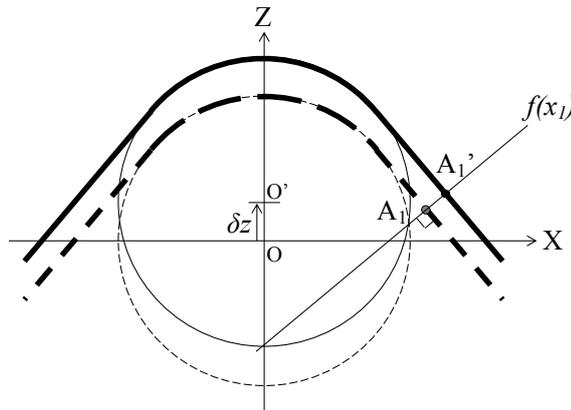


Fig.3.31 Schema of distance calculation between A_1 and A_1'

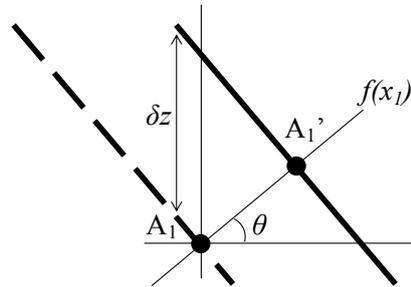


Fig.3.32 Detail of straight line part

Z 方向取付け誤差による測定誤差は A_1-A_1' 間距離と A_1-A_1' 間距離の差分となることから, 測定誤差を ΔE_z とすると (3.33) 式, (3.34) 式より

$$\Delta E_z = E_i - E_1 \quad (3.35)$$

となる.

(3) X 方向, Z 方向の複合取付け誤差による測定誤差

X 方向および Z 方向に複合的に取付け誤差が生じた場合の測定誤差は, 単純に X 方向の取付け誤差による測定誤差と, Z 方向の取付け誤差による測定誤差の加算により求まる. 複合取付け誤差による測定誤差を ΔE とすると, (3.23) 式, (3.35) 式より

$$\Delta E = \Delta E_x + \Delta E_z \quad (3.36)$$

3.5.2 補正結果

取付け誤差算出法により算出した誤差が、実際の測定時に発生する取付け誤差であると仮定する。取付け誤差が生じているときの各測定点における測定誤差を算出し、実測値から差し引いた。取付け誤差による測定誤差を補正した結果を図 3.33 に示す。この図から、取付け誤差が取り除かれ、設計値とほぼ同等の形状となっていることがわかる。曲線部において近似円を算出し、近似円半径と設計値半径と比較したところ、半径誤差は $3.3\mu\text{m}$ 、また直線部の垂直方向誤差を算出したところ最大で $5.8\mu\text{m}$ であった。曲線部、直線部いずれにおいても測定対象の形状精度以上の精度で測定できていることがわかる。この結果から法線一致式測定法を用いて、多軸制御における形状計測ができたと言える。

また、本取付け誤差算出法が有効であると仮定すると、測定結果から取付け誤差を算出し、取付け誤差を考慮した測定経路を生成し本測定を行うことで、高精度な形状計測が可能である。

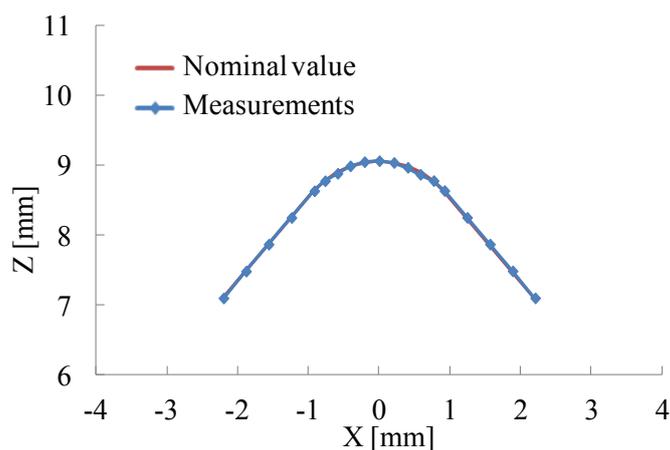


Fig.3.33 Comparison of revision results and nominal value

3.6 まとめ

本章では、測定面傾斜が測定感度に与える影響を実験的に検討し、表面形状計測方法として、法線一致式測定法を提案した。この提案方法の有効性評価を行い以下の結果を得た。

- (1) 測定面傾斜が測定感度に与える影響を考慮すると、測定面法線ベクトルに対するセンサの投光軸の傾きを 10deg. 以内して、測定を行う必要がある。
- (2) 曲率形状計測において、法線一致式測定方法が測定誤差を最も少なく測定することができる。

第4章 輪郭形状および寸法計測方法の検討

機上計測では、主に表面形状、寸法、輪郭形状の計測が求められる。前章では、連続面形状の影響を考慮し、表面形状の測定方法について検討した。本章では、段差形状などのエッジを含む不連続形状の形状計測方法および寸法計測方法について検討した。

4.1 段差に対するスポット軸角度が平滑化効果に与える影響

段差形状を測定する場合、走査方向に対し受光素子が後方にある場合は、受光素子に向かう散乱光の光路が段差によって遮断されることになる。これに対し、走査方向の前方に受光素子がある場合は、光路遮断等の影響を受けないが、段差側面における二次反射やエッジ部において発生する強い散乱光の影響を受ける可能性がある。さらに、この影響に加え、本センサでは、測定プローブに楕円スポットを使用しているため、エッジに対する楕円スポットが垂直になる場合からずれが生じた場合、測定方向のスポット長さが変化することになる。そのため光の平滑化効果が変わることになる。センサまたは被測定物を走査する際に厳密に楕円スポットの長軸をエッジに対して、垂直にすることは非常に困難である。しかし、どの程度の範囲内において合わせ込みをするべきかを検討する必要がある。そこで、本節では、エッジに対するスポット長軸の傾斜による平滑化効果への影響を考慮して、測定の際に必要なエッジに対する走査誤差範囲について、実験およびシミュレーションにより検討した。

4.1.1 平滑化効果算出シミュレーション

(1) シミュレーション仮定

段差形状計測におけるセンサ出力を以下の仮定もと算出した。

- 1) 環境振動、運動誤差は発生せず、Z軸座標を一定として、被測定物形状は理想的走査する。
- 2) 照射光は、輝度分布が均一な平行光とし、センサ出力はスポット内の被測定物形状の移動平均と一致する。
- 3) センサは、被測定物の表面形状、表面粗さ、光沢などその他、被測定物からの影響を受けない。
- 4) その他センサの出力は、すべて理想的なものとする。

(2) シミュレーション方法・条件

図4.1に示すように楕円スポットをもつレーザ変位計を用いて、段差形状を測定する場合のセンサ出力を算出した。センサの任意の位置における出力を g_i 、

スポット内の楕円面積を S_0 、段差上面部分の楕円面積を S_i 、段差高さ h とし、センサ出力 g_i は次式で表せるものとする。

$$g_i = \frac{S_i * h}{S_0} \quad (4.1)$$

センサスポットを短軸 l_a 、長軸 l_b とする楕円形状とすると、楕円面積 S_0 は

$$S_0 = \pi l_a l_b \quad (4.2)$$

となる。

スポットの上面図を図 4.2 に示す。スポット長軸がエッジに対して角度 θ 傾いた場合、楕円スポットの外周形状の方程式は次式になる

$$\frac{(x \cos \theta_e + y \sin \theta_e)^2}{l_a^2} + \frac{(-x \sin \theta_e + y \cos \theta_e)^2}{l_b^2} = 1 \quad (4.3)$$

エッジ位置を表す方程式を

$$y = k_i \quad (4.4)$$

とする。

(4.3) 式で表す楕円と(4.4)式の直線で囲まれる面積のうち $y \geq k_i$ の範囲における楕円面積 S_i を数値計算により求めた。高さ Δy の台形ごとに分割し、その一つの台形の面積を S_j とすると

$$S_j = \frac{\Delta y}{2} \{ (x_{j+1} - x'_{i+1}) - (x_j - x'_j) \} \quad (4.5)$$

となる。分割数を n とすると面積 S_i は

$$S_i = \sum_{j=0}^{n-1} S_j \quad (4.6)$$

と表せる。以上よりセンサ出力 g_i が求まる。スポットがエッジに接し始めから接し終わるまでの区間において、センサ出力を算出する。その後、算出結果の段差高さ 0mm から 1.0mm の範囲において、最小二乗近似直線を求め段差側面部分の傾きを算出した。表 4.1 のシミュレーション条件を示す。

(3) シミュレーション結果

0 deg. のときの傾きを基準として、基準に対する各角度の段差側面部傾きの比を算出した結果を図 4.3 に示す。算出結果から分かるように、スポット長軸とエッジのなす角によって平滑化効果は異なるため、センサを制御し、エッジに対するスポット軸の角度を測定対象とするすべてのエッジに対して、常に一定にして段差測定を行う必要がある。しかし、厳密に角度を一定にして測定を行うことは、走査機構の運動精度や測定効率の点から非常に困難である。そこで、許容角度を検討した。本センサの楕円スポットの長軸は 400 μ m、短軸は 100 μ m

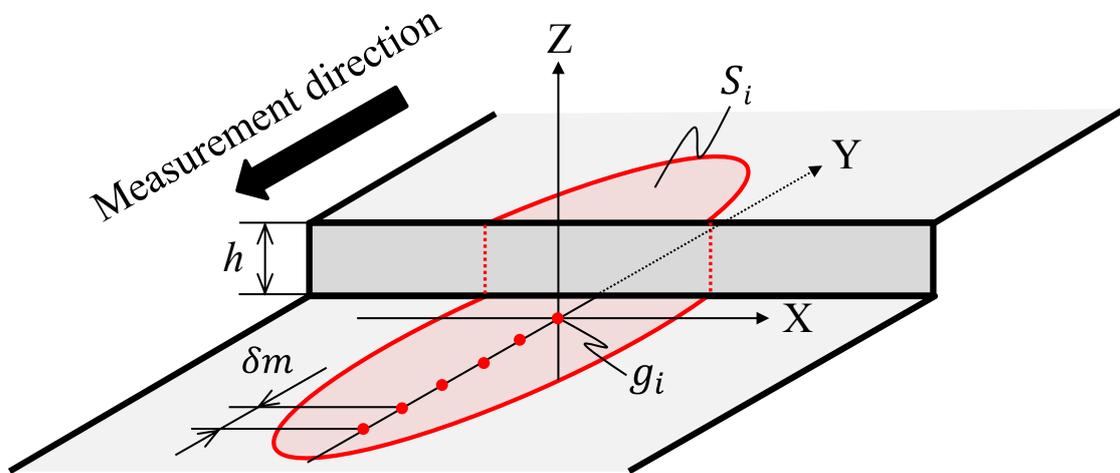


Fig.4.1 Schema of step measurement simulation

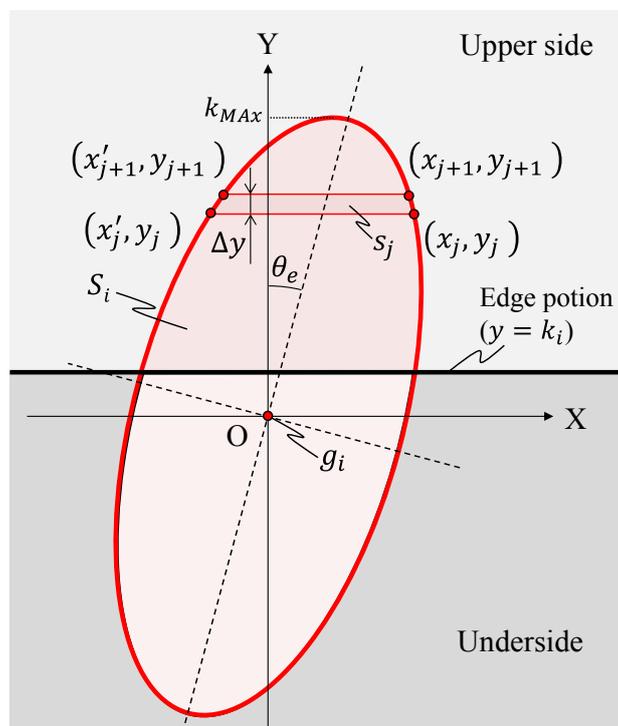


Fig.4.2 Top view of step measurement

である。そのため、傾斜角 0deg. のときと 90deg. のときでは、傾きは 4 倍に変化する。一方、10deg. の範囲内において、段差側面部の傾きの変化率は、1.4% である。このことから、段差測定における本センサの送り方向制御は可能と考えられる。送り方向の角度許容範囲を検討する上で、許容値の判断の基準となるのは、工作物に求められる要求精度、加工機の運動精度、センサの測定精度である。これらの精度の範囲内であれば段差側面部の傾きが変化しても測定精度に影響しない。そこで、本研究では、製作したセンサにより段差測定の繰り返し実験を行い、そのばらつきの範囲を求め、その値から本センサの段差形状測定におけるセンサ姿勢の許容範囲を求めた。

Table 4.1 Simulation conditions

Length of minor axis l_a [μm]	50
Length of long axis l_b [μm]	200
Rotation angle θ_e [deg.]	0 ~ 90
Interval angle $\delta\theta_e$ [deg.]	5
Height of step h [mm]	1
Optic angle θ_α [deg.]	50

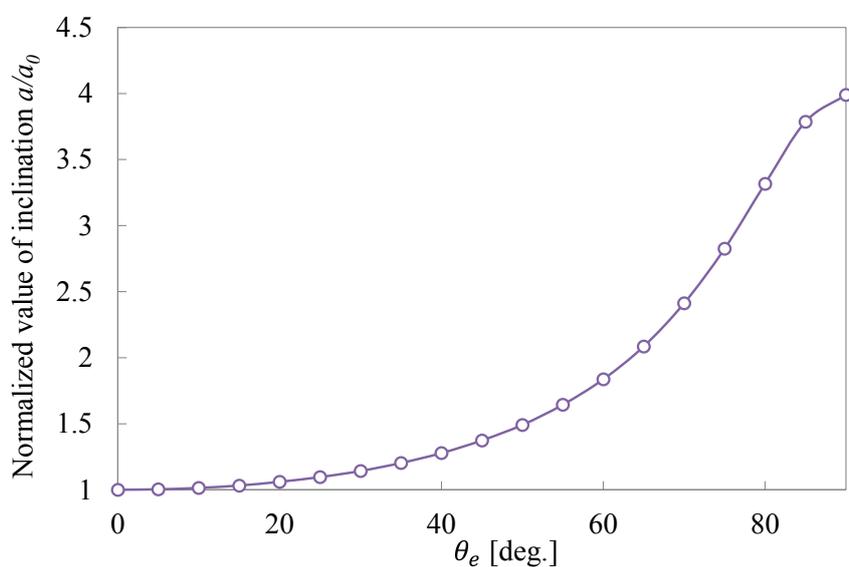
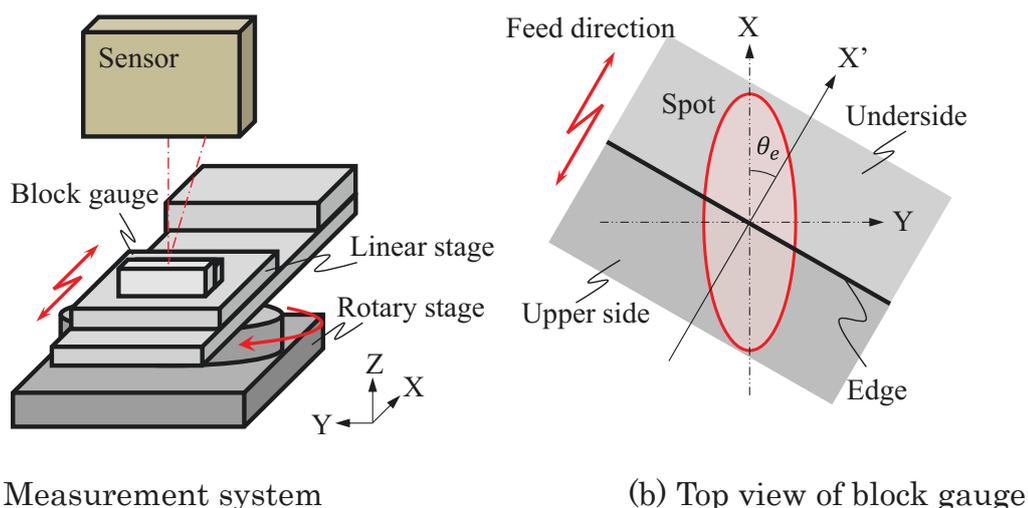


Fig.4.3 Relation between rotation angle θ and inclination a

4.1.2 平滑化効果の変化評価実験

(1) 実験方法・条件

図 4.4 に実験の概略を，表 4.2 に実験条件を示す．本実験では，被測定物として 2 等級ブロックゲージ(高さ 10 mm と 9 mm) を使用し，段差を 1 mm とした．ブロックゲージのエッジ部分には，面取り C0.24mm がある．また，散乱光モードにて，測定を行うため，被測定物表面は，強アルカリ性のアルミ黒染剤 A3 で腐食させた．エッジ面に対し，垂直方向の断面を測定するため，センサ姿勢を変化させず，被測定物とリニアステージを回転ステージにより回転させた後，被測定物を走査し，エッジに対するスポット長軸との角度を変化させた状態で段差測定した．本実験では，散乱光の受光方向光路が遮断されない方向にのみ回転を与え，段差上面から段差下面方向に測定を行った．なお楕円スポットの長軸がエッジに対し垂直な状態を $\theta = 0\text{deg.}$ とし，このとき受光素子はスポット短軸方向に設置されている．また受光素子前にスリットが配置されていない状態のセンサで段差を測定した．



(a) Measurement system

(b) Top view of block gauge

Fig.4.4 Schema of step measurement

Table 4.2 Experimental conditions of step measurement

Sensor	Skid sensor
Spot size	0.4 × 0.1
Feed speed [mm/sec.]	1.0
Sampling frequency [kHz]	1
Rotation angle θ_e [deg.]	5
Interval angle $\delta\theta_e$ [deg.]	0 - 90
Measurement object	Block gauge (10mm, 9mm)
Step height [mm]	1.0

(2) 実験結果

図 4.5 に実験結果の例を示す. この図から分かるように, 角度が増加するにつれて段差側面部が平滑化効果の影響を受け, 段差側面部の傾きが変化していることがわかる. そこで, 段差側面部の傾きを評価した. 測定結果の段差高さ 0.2mm から 0.8mm の範囲において, 最小二乗近似直線を求め, 角度 0deg. のときの傾きに対する変化率を評価した. 評価結果を図 4.6 に示す. この結果から以下のことがわかる.

- 1) スポット長軸とエッジのなす角 45deg. まで傾きは増加するが, 45deg. を超える角度では, 段差側面部の形状の傾きが減少した.
- 2) 角度が増加すると, エッジ付近で光量がオーバーシュートとアンダーシュート現象が発生している.
- 3) 10 度の範囲内において, 傾きの変化率は 10% 以内である.

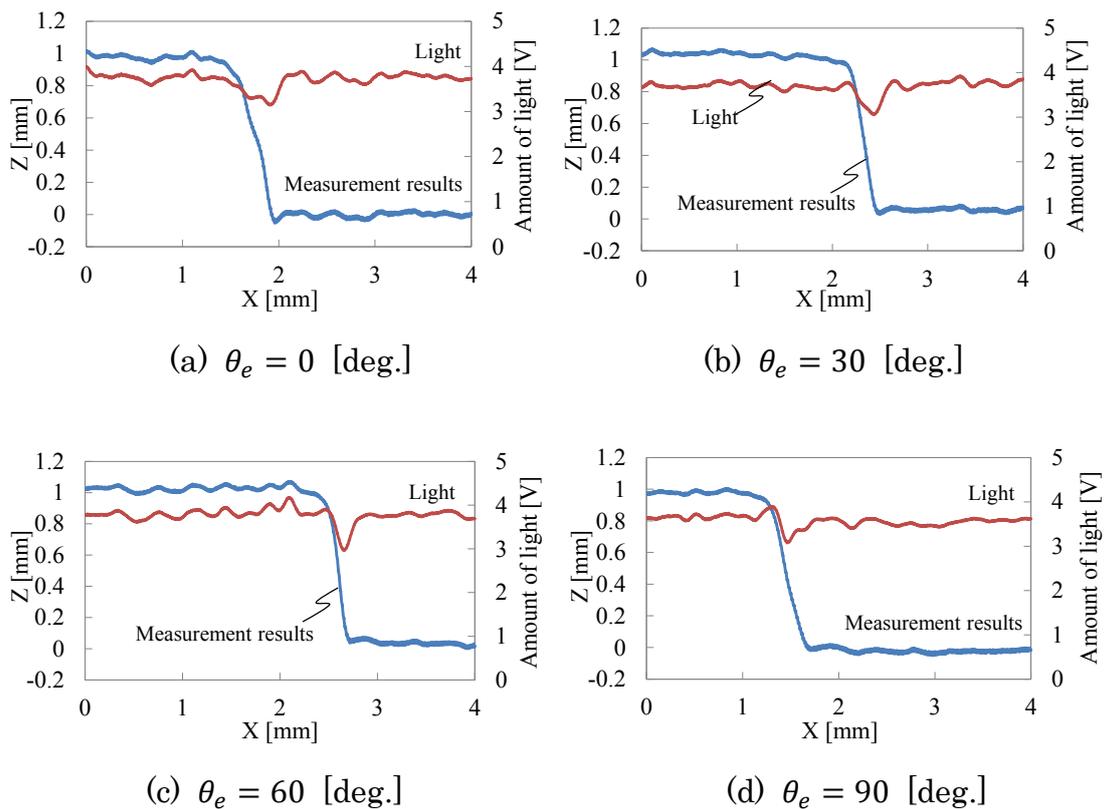


Fig.4.5 Measurement results of step

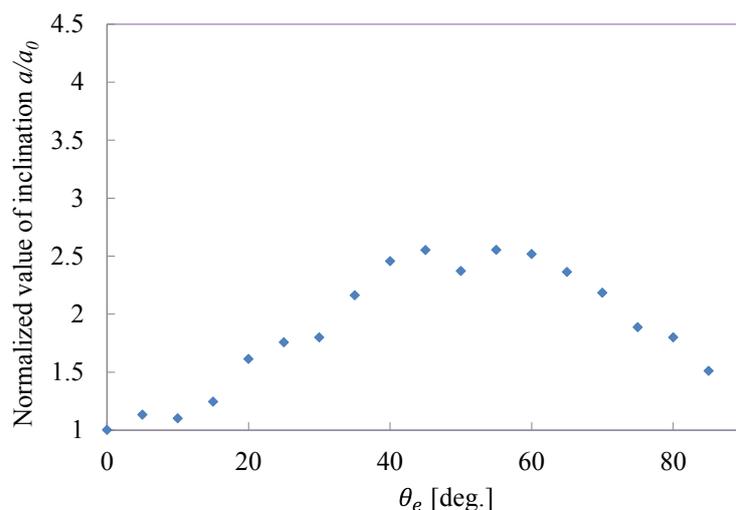


Fig.4.6 Relation between rotation angle θ_e and inclination a

上記の 1) に関して、角度の増加に伴い測定方向のスポット径は長軸から短軸に変化する。そのため平滑化効果は減少し、傾きは増加することになる。しかし、45deg. 以上において、傾きが減少した。この原因について検討するため、傾きの評価範囲の測定結果とセンサ受光量を評価した。図 4.7 に傾きの評価範囲の測定結果とセンサ受光量を示す。受光量に着目すると、45deg. を超える範囲の最大受光量は 45deg. 以内の受光量と比べ大きく、エッジ部分の測定において、徐々に受光量は減少しているが、45deg. を超える範囲では、受光量が一旦減少するものの、 $X=1.0\text{mm}$ 以上では光量が増加している。

2) にも示すように、角度が増加するにつれて、エッジ付近で一度光量が増加するオーバーシュート現象が起き、さらに光量が減少するアンダーシュート現象発生している。傾斜角度が大きくなると、段差側面部が受光素子方向に向くことになる。そのため、段差側面で反射した二次反射光が受光したことにより、受光量が増加したと考えられる。また、受光量の最大値が増加した原因として、二次反射光の受光の影響に加えて、エッジ部において発生する強い散乱光の影響が考えられる。二次反射光やエッジにおける散乱光が、PSD の受光量や PSD 上でのスポットの光量分布などに影響を与えたため、段差側面部の傾きが減少したと考えられる。このように、45deg. 以上の範囲では、平滑化効果の変化が大きいことに加えて、段差エッジや二次反射光の影響を受けやすいことがわかった。

3) に関して、シミュレーションでの 10deg. の範囲における平滑化効果の変化は 1.4%であったが、実験の平滑化効果の変化は 10%とシミュレーション値と誤差がある。これは、センサのスポット面内の光量分布や受光素子上でのスポット形状を考慮していないことが原因と考えられる。シミュレーションによる許容範囲の決定については、さらに検討する必要がある。

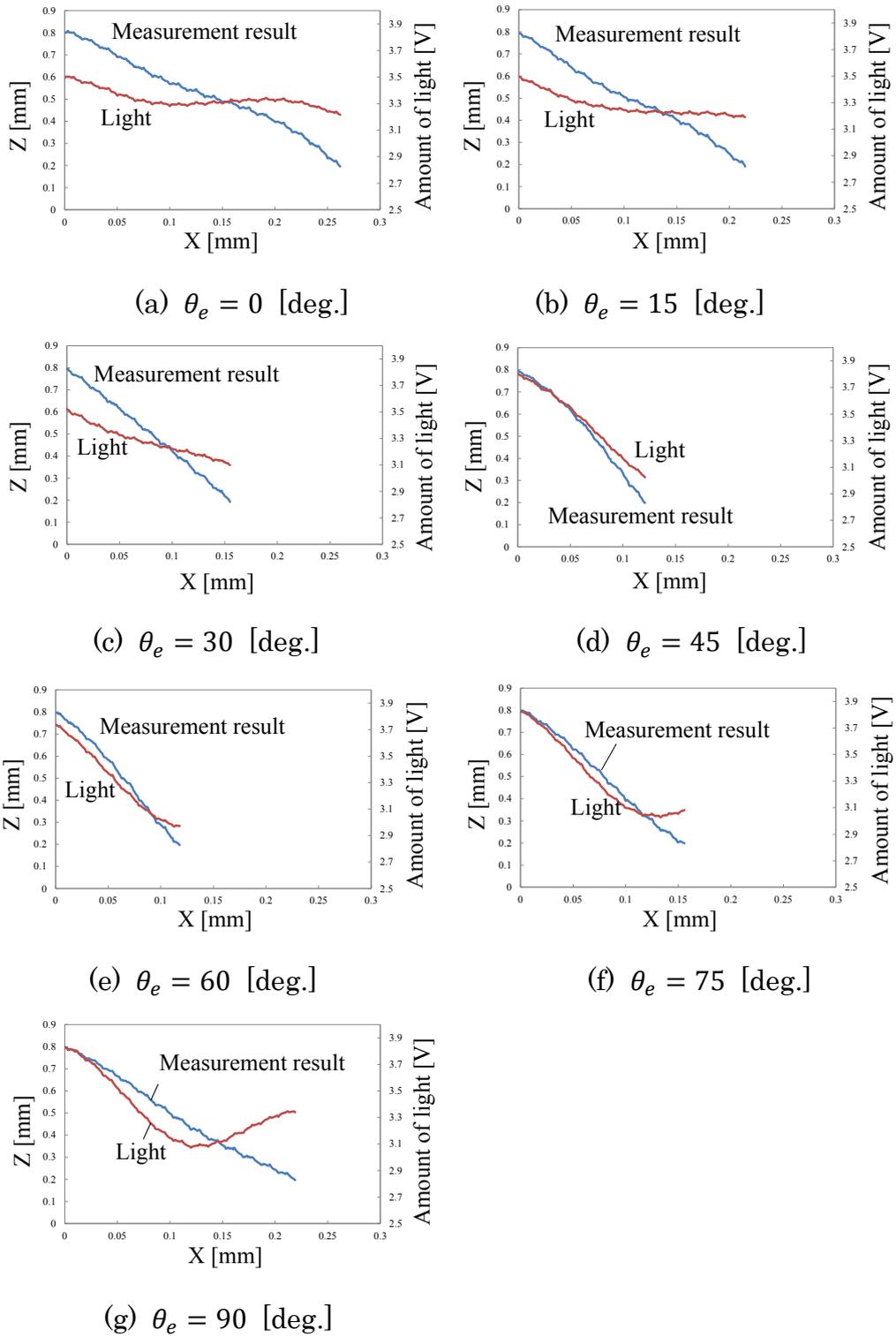


Fig.4.7 Measurement results and amount of light

4.1.3 平滑化効果を考慮したスポット軸の許容角度の検討

傾斜角度を 10deg. ごとに変化させ、段差測定を 3 度行い段差側面部の傾き比を評価した。図 4.8 に繰り返し測定結果の平均値と各角度における最大傾き比と最小傾き比を示す。3 回の実験結果において、各角度における傾き比のばらつきの標準偏差は 0.23 となる。50deg. の傾き比のばらつきは 0.9 と他の角度における傾き比のばらつきに比べて大きくなる。この 50 度の測定結果を除く傾き比のばらつきの標準偏差は 0.14 である。そこで、傾き比が 1.14 以内になる範囲を本センサの許容角度として検討した。10deg. の場合の傾き比は、1.09、20 度の場合の傾き比は、1.36 となる。よって、許容角度誤差は、傾き比が 0.9 である角度 10deg. までが許容誤差する。したがって、段差測定する場合、段差のエッジに対しスポット長軸を垂直もしくは 10deg. の範囲内にした状態で測定する必要がある。

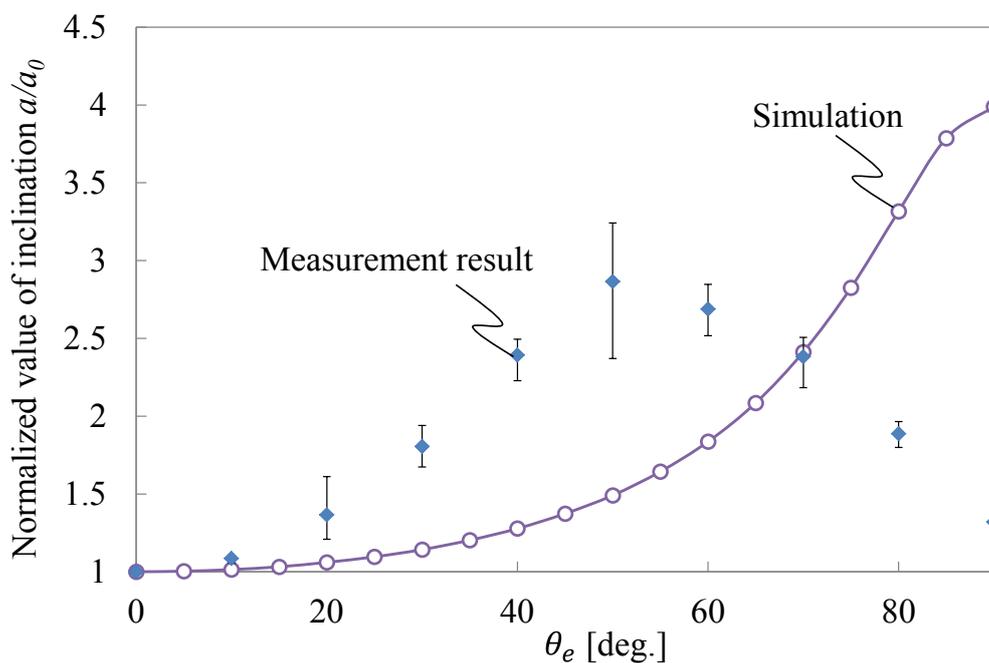


Fig.4.8 Repeated experiment results

4.2 段差による光路遮断が測定に与える影響

4.2.1 光路遮断の影響評価実験

光路遮断が段差測定に与える影響について評価した。受光系への光路が段差によって遮断される向きに被測定物を回転させ、4.1節と同様にスポット長軸をエッジの角度の変化が段差測定に与える影響を評価した。表 4.2 と同条件において、段差測定を行った。その結果の例を図 4.9 に示す。角度が増加するにつれて、次第にエッジ部付近における受光量が減少する。45deg. を超える範囲では、角度の増加にともなって、受光量がほぼ 1V 以下の範囲が増加した。受光量が 1V 以下になる場合、受光素子として使用した PSD が動作しなくなるため、センサの変位出力を取得することができず変位が 0mm 以下となるアンダーシュート現象が発生した。このことから、光路遮断の影響として、変位出力が 0mm 以下となる範囲を評価した。受光系光軸が段差によって遮断される区間長さを算出し、実験と合わせて評価した。

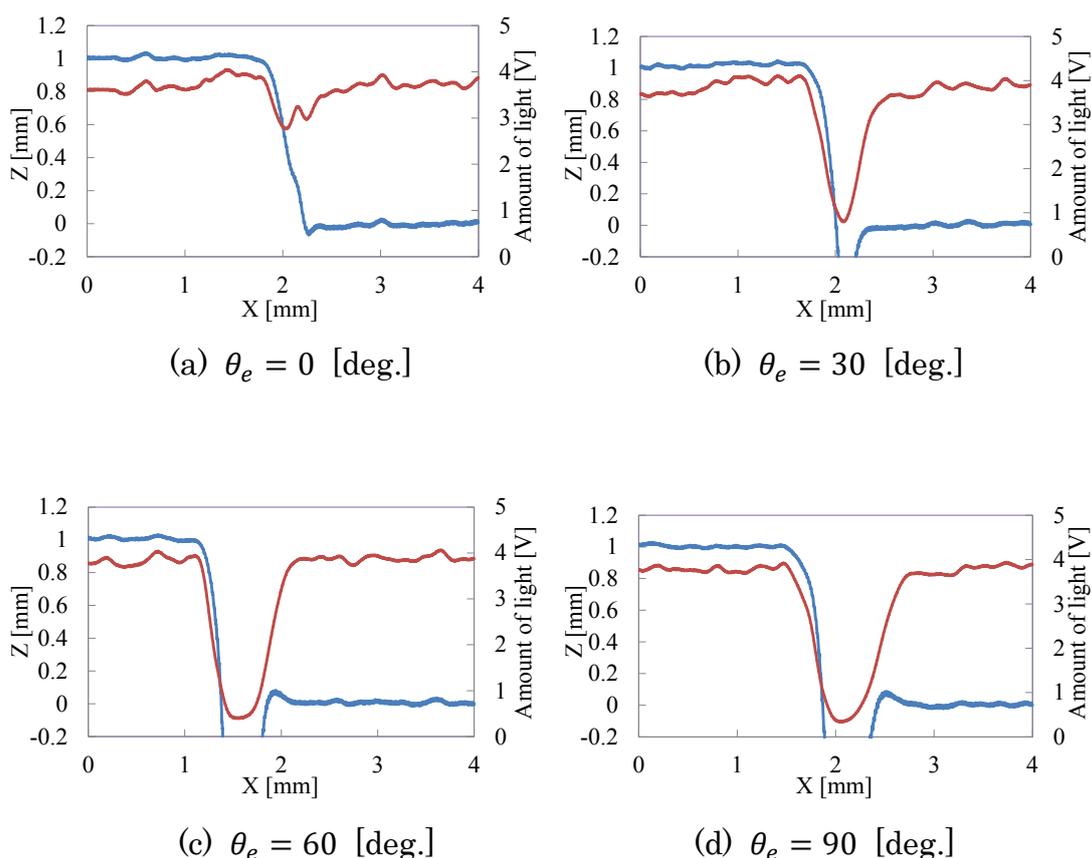


Fig.4.9 Measurement results of step

4.2.2 光路遮断長さ算出シミュレーション

(1) シミュレーション方法・条件

スポット長軸がエッジに対し、 θ_e 傾いた状態において、受光方向の光路が遮断された状態を図 4.10 に示す。幾何学的に受光系光軸が段差によって遮断される区間長さ $L(\theta)$ を算出する。算出過程を以下に示す。

センサの照射光軸と受光系光軸の角度を θ_α とすると、OB の長さは

$$OB = h \tan \theta_\alpha \quad (4.7)$$

となり、求める光路遮断長さ $L(\theta)$ は

$$\begin{aligned} L(\theta) &= OB \cos(90 - \theta_e) \\ &= h \tan \theta_\alpha \sin \theta_e \end{aligned} \quad (4.8)$$

から算出することができる。算出条件を表 4.3 に示す。

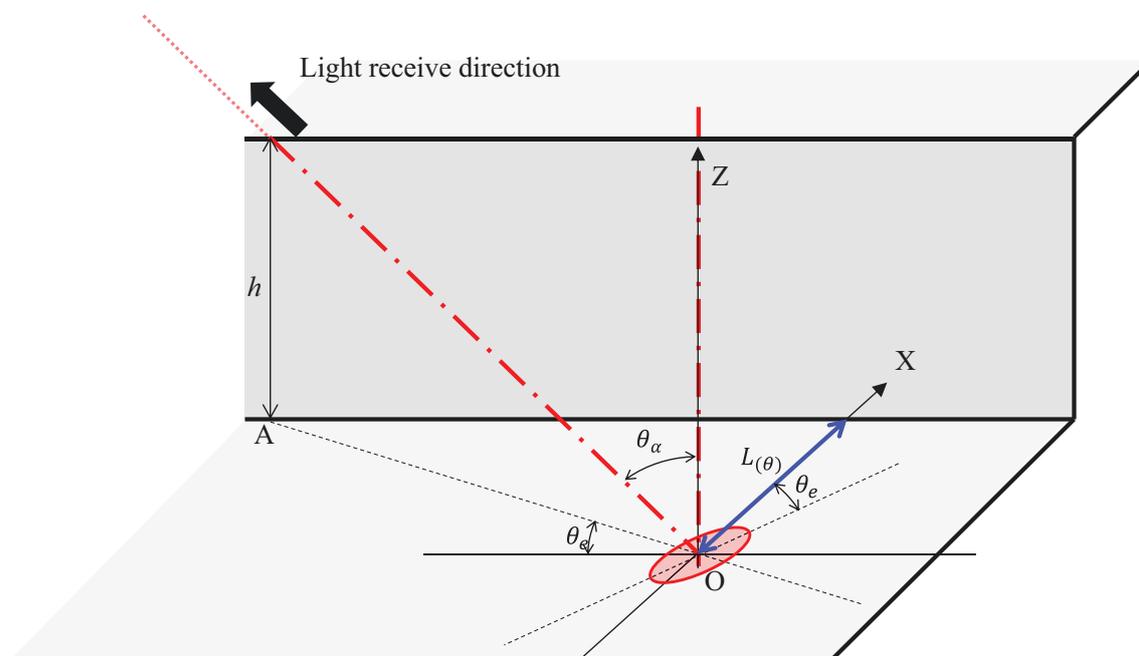


Fig.4.10 Schema of blocking light path

Table 4.3 Conditions of step measurement

Rotation angle θ_e [deg.]	0 ~ 90
Interval angle $\delta\theta_e$ [deg.]	5
Height of step h [mm]	1
Optic angle θ_α [deg.]	50

(2) シミュレーション結果

算出結果と実験結果を図 4.11 に示す。この結果から以下のことがわかる。

(i) 0deg. のとき、受光方向の光路が遮断されないにもかかわらず、実験値

は光路遮断長さが存在し、その長さは0.15mmとなる。

(ii) 45deg. 以上では、シミュレーション値に比べ実験値は小さくなる。

(iii) 20deg. 以内では、光路遮断長さの変化量は小さい。

上記の (i) に関して、測定する段差形状は2つのブロックゲージ (C0.24mm) により、段差を形成している。そのため、C面部分を測定した場合には、光路が遮断されていない状態であっても、センサの変位出力は、0未満となり段差下面の基準位置より低くなる。また測定結果の光路遮断長さは0.15mmと段差部の面取りC0.24mmに対し短くなった。これは、平滑化効果の影響が大きいと考えられる。

(ii) に関して、本シミュレーションでは、段差形状が受光系の光軸を遮断する長さを算出した。実際の測定では、スポットには幅があるため、受光系の光軸が遮断されている状態でも、スポット一部からの散乱光が受光素子に受光することになる。そのため、算出した遮断長さよりも実験値は小さくなる傾向にあると考えられる。

(iii) に関して、(ii) の場合と同様に、20deg. 以内では、光路遮断長さに対してスポット長さの割合が大きく、スポットを完全に遮断していない。そのため、スポットの一部の光が受光し、センサは変位信号を出力し続ける。よって、光路遮断によるアンダーシュート現象は発生せず、ブロックゲージのC面の影響のみを検出したと考えられる。

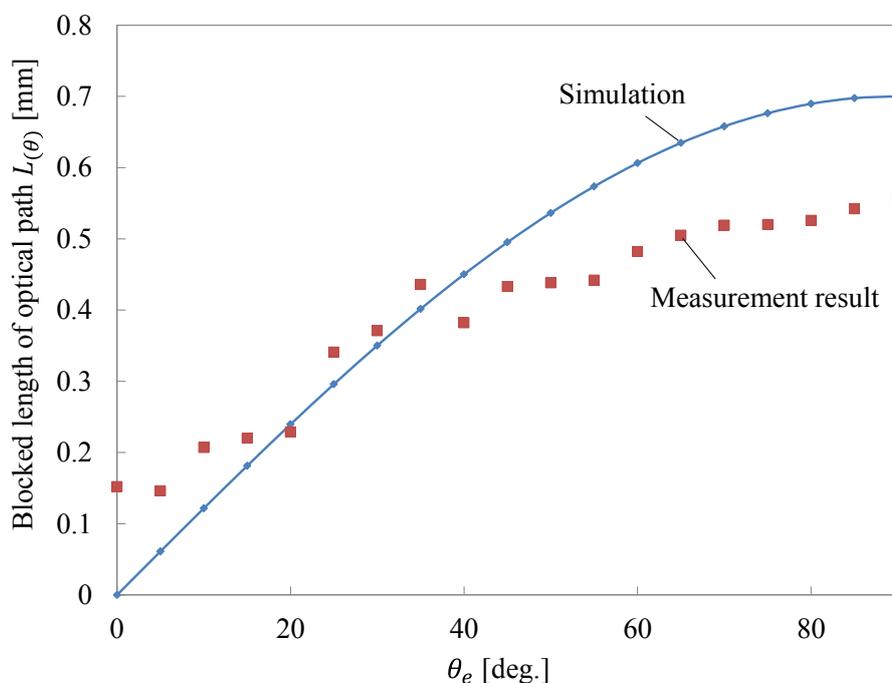


Fig.4.11 Influence of blocking optical path on step measurement

4.2.3 光路遮断の影響を考慮したスポット軸の許容角度の検討

光路遮断長さに対する測定方向のスポット長さの比を算出した。図 4.12 に示す測定方向の楕円スポットの長さ $D(\theta)$ は、以下 (4.9) の式で表すことができる。

(4.3) 式と (4.4) 式から光路遮断長さに対する楕円スポットの長さの比を算出した。

$$D(\theta) = 2\sqrt{(l_b^2 - l_a^2) \cos^2 \theta_e + \theta_\alpha^2} \quad (4.9)$$

表 4.4 にシミュレーション条件を示す。実験と同様に 0~90deg. の範囲において、5deg. ごとに光路遮断長さに対するスポット長さの比を算出した。その結果を図 4.13 に示す。20deg. のとき、 $D(\theta)/L(\theta)=0.99$ になった。これより、20deg. 以内において、スポット全体は、段差によって遮断されないことになる。実験結果においても、20deg. 以内では、光路遮断の影響が小さいことから、スポット長軸とエッジのなす角は 20deg. 以内にする必要がある。

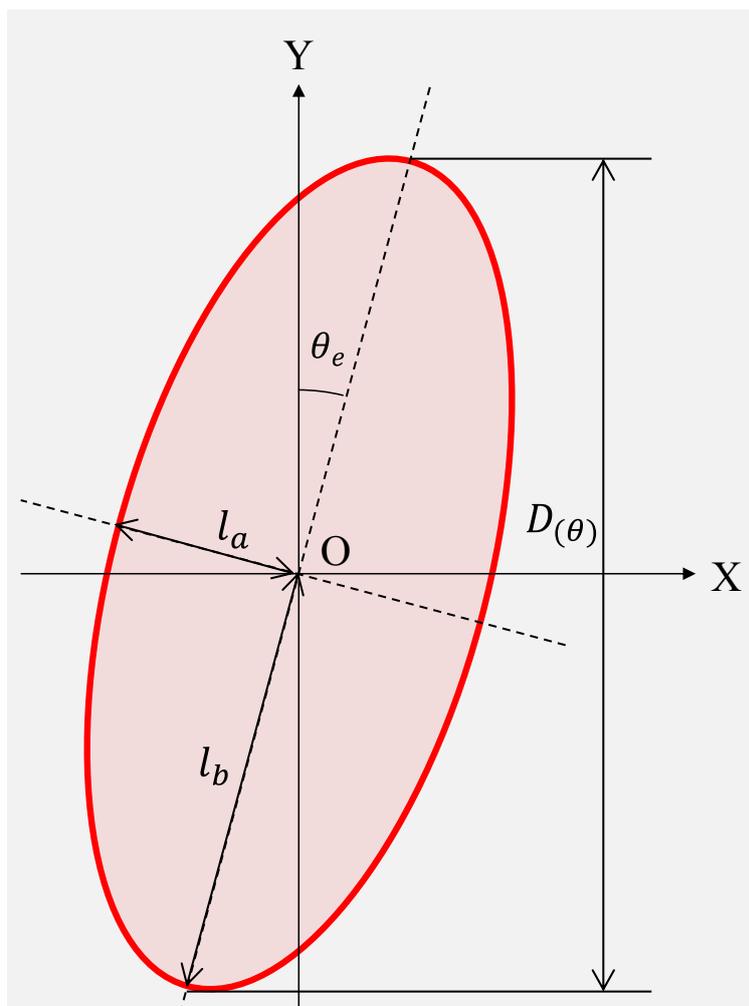


Fig.4.12 Schema of spot length

Table 4.4 Simulation conditions of spot length

Length of minor axis l_a [μm]	50
Length of long axis l_b [μm]	200
Rotation angle θ_e [deg.]	0 ~ 90
Interval angle $\delta\theta_e$ [deg.]	5
Height of step h [mm]	1
Optic angle θ_α [deg.]	50

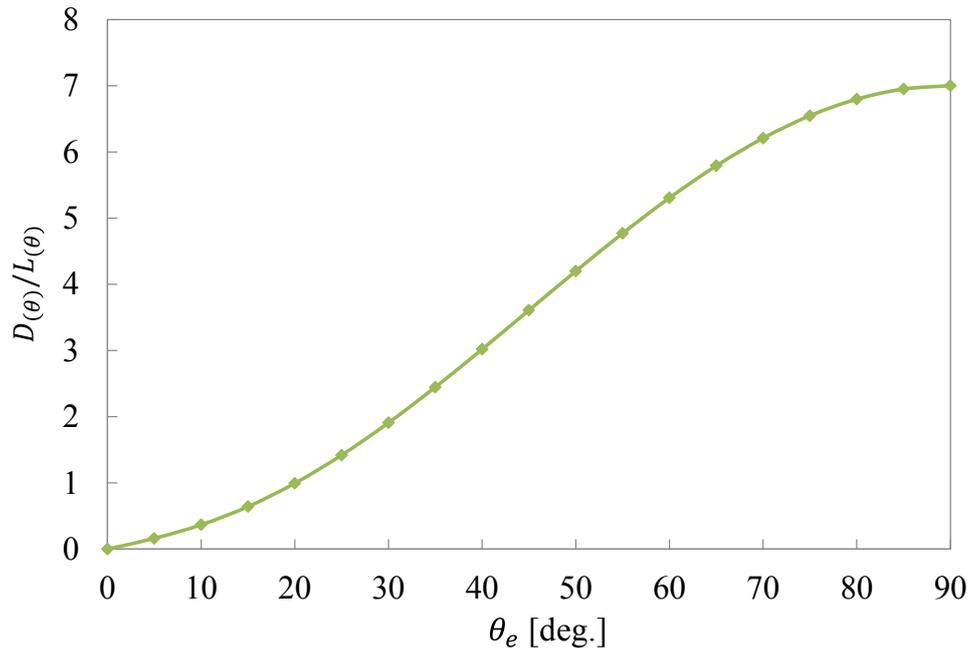


Fig.4.13 Ratio of spot length to blocking optical path

4.3 レーザ変位計による寸法計測方法の検討

三角測量式レーザ変位計を用いた形状計測では、使い易さの反面、いくつかの問題点がある。このうち段差形状のような不連続面を測定する場合、段差形状のエッジ部において測定誤差が発生するが、それをソフトウェアで丸め込んでいるのが現状である。このソフトウェアの丸め込みがエッジ検出において、どの程度の精度で有効であるか実験的に実証した例はなく、その検証が求められている。そこでエッジ検出において、サブミクロン以下の精度で検出することができるアンチピンホール法 (A.P. 法)¹⁾ によって、特定したエッジ位置と変位計により検出したエッジ位置を比較し、レーザ変位計によるエッジ検出について実験的に検討した結果を報告する。

4.3.1 アンチピンホール法

アンチピンホールとは、空間周波数フィルタリングを応用した投影法である。図 4.14 にエッジ検出原理であるフーリエ変換光学系を示す。被測定物にレーザ光を平行に照射するとレーザ光は測定物のエッジ部で回折を起し透過光である 0 次光と回折光である 1 次光となり、レンズ 1 に入る。そのとき図に示す空間周波数フィルタであるアンチ・ピンホールが設置しない場合、それらの光がレンズ 2 を通って CCD カメラ面上で像を結ぶと、直進成分と回折成分が干渉を起し、エッジ部がぼけてしまい高精度にエッジが判断しにくい像となってしまう (表 4.5 左側)。そこで高精度エッジ検出法として空間周波数フィルタであるアンチ・ピンホールを設置する。レンズ 1 のフーリエ変換作用により前側焦点にある高い周波数の光 (高次の回折光) ほど後側焦点ではその周波数に比例して光軸より離れたところを進むため透過光はアンチ・ピンホールに遮断され、1 次回折光は通過する。そして同様にレンズ 2 により CCD カメラ面上で像を結ばせるとエッジ部分では図のように白、黒、白で表され、エッジ部分が際立ち、エッジ部が階調の低いところとなることがこれまでの研究から分かっている (表 4.5 右側)。つまり、アンチ・ピンホール法とはレンズ 1 のフーリエ変換作用を利用し、低周波数成分である透過光 (0 次光) を遮断し、エッジ部で発生した 1 次回折光を通過させることための空間周波数フィルタであるアンチ・ピンホールを用いて高精度にエッジ検出を行う方法である。

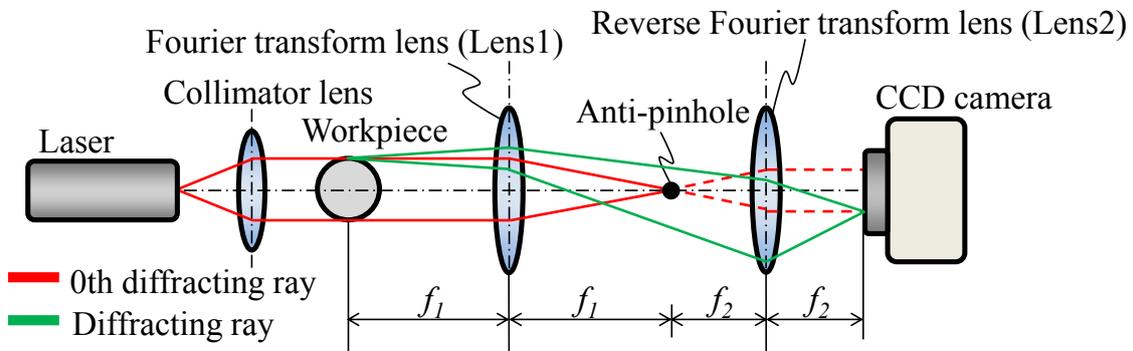


Fig.4.14 Optical system of detect edge

Table 4.5 Comparison with/without anti-pinhole

	Without anti-pinhole	With anti-pinhole
Photograph		
Grayscale graph		

4.3.2 エッジに対するセンサ出力評価

(1) 実験光学系

本実験では、測定位置であるセンサの投光スポット中心とアンチ・ピンホール法¹⁰⁶⁾により特定したエッジ位置との相対距離 δx とセンサから得られる変位信号の関係について、センサ受光素子上のスポット観察結果と合わせて検討した。図 4.15 に実験光学系を、表 4.6 に基本となるアンチ・ピンホール法の光学系条件を示す。この光学系は、透過型のアンチピンホール法の光学系が基盤である。C.B.S. を被測定面の前に設置し、変位計のレーザを測定面に照射した。図のようにアンチ・ピンホール法の光学系から得られるエッジとセンサスポットを同じ CCD カメラ上に写す。これにより、エッジ位置とセンサのスポット位置の相対距離 δx の把握が可能となる。本実験はセンサ側に配置した自動ステージを走査し、 δx を変化させ任意の測定位置にてセンサ出力を取得した。

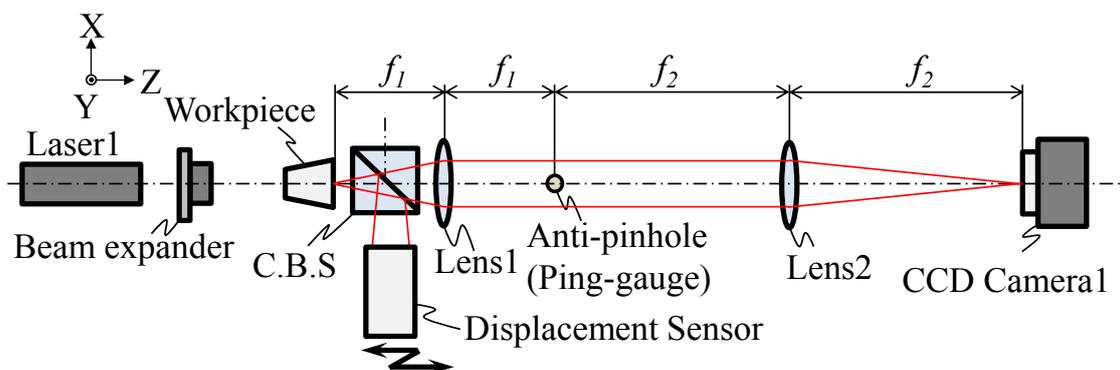


Fig.4.15 Optical system of detect edge and measurement

Table 4.6 Specifications of optical system

He-Ne Light [nm]		632.8
Lens1 [mm]		$D_1=50, f_1=50$
Lens2 [mm]		$D_2=250, f_2=550$
CCD Camera	Effective pixels	1600(H) × 1200(V) 1.92Mega Pixels/ARGO
	Size of pixels [mm]	4.6(H) × 6.2(V)
	Image area [mm]	11.84(H) × 8.88(V)
Image board		PCI-1428/Lab VIEW

被測定物は、アンチ・ピンホール法によるエッジ検出が比較的容易な形状(図 4.16)に、投影研削盤で加工したものを用いた。被測定面は、変位計の散乱光モードで測定可能な垂鏡面($Ra0.03\mu m$)とした。図 4.17 には、測定対象のエッジ部の SEM 画像を示す。表 4.7 に被測定物の詳細を示す。

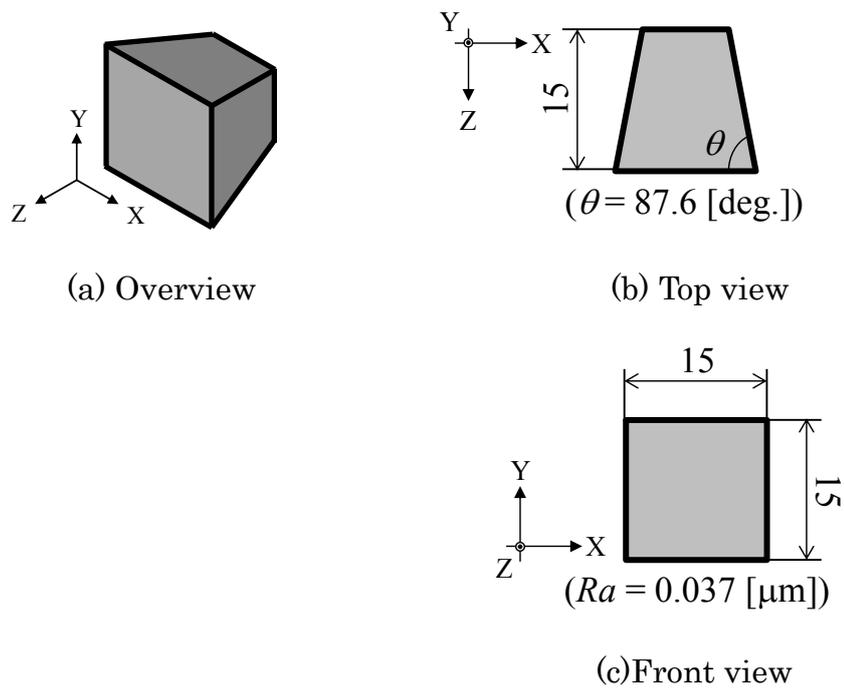


Fig.4.16 Workpiece size

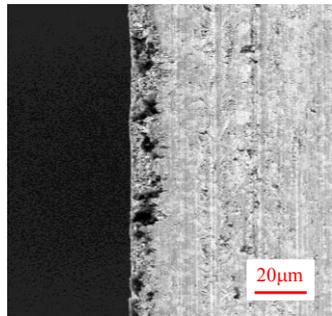


Fig.4.17 SEM image of workpiece

Table 4.7 Workpiece conditions

Work material	Cemented carbide
Surface roughness [μm]	0.03 (Sub mirror finish)
Size [mm]	$\square 15 \times 15$

本実験でのレーザ変位計は、(株)KEYENC 社製(LK-G30)と本研究で開発した三角測量式光スキッドセンサの2つを使用した。光スキッドセンサに関して、光スキッド機能は使用せず、三角測量式のレーザ変位計として使用した。また、センサは真円レーザの平行光を照射し、受光素子前にスリットが配置されてい

ないスキッドの光学系の信号のみを評価した。2つのセンサの詳細を表4.8と表4.9に示す。LK-G30は、収束光を照射するのに対し、光スキッドセンサは、平行光を照射する。また、LK-G30の受光素子には、ラインCCDが使用され受光素子上のスポット結像位置検出方法は、スポット内の光量の最大値をスポット結像位置とする。これに対し、光スキッドセンサの受光素子にはPSDを使用し、スポット結像位置の検出方法は、スポット内の光量の重心位置をスポット位置とする。この違いにより、エッジが測定に与える影響は異なると考えられる。

Table 4.8 Specification of sensor (Skid sensor)

Circle beam size [mm]	$\phi 1.1$
Zoom lens magnification	0.1
Lens focusing length [mm]	18
Lens position L	36
Optic angle [deg.]	35

Table 4.9 Specification of sensor (Skid sensor)

Standard distance [mm]	30	
Measuring range [mm]	± 5	
Light source	Type	Semiconductor laser
	Wavelength [nm]	$\lambda = 655$
	Power [mW]	4.8
Spot size [μm]	$\phi 30$	
Linearity	$\pm 0.05\%$ of F.S.(F.S. = $\pm 5\text{mm}$)	
Repeatability [μm]	0.05	

(2) 測定位置とエッジの相対距離

図4.18に示すように、アンチピンホール法によって映し出されるエッジおよび変位計の照射スポットを撮影した。そして、図4.19に示すように、ラインプロファイルにより、エッジとスポット中心間距離を測定した。センサを走査し、測定位置をX軸方向に変化させ、各位置におけるセンサの出力とスポットを観

察した。スポット中心算出に関して、CCD カメラで取得した画像を図 4.20 に示す。また、そのときのスポットの光強度分布を図 4.21 に示す。スポット中心は、CCD カメラ上でのスポット光量が飽和しない範囲にレーザ光量を調整し、光量の最大値をスポット中心として、実験を行った。

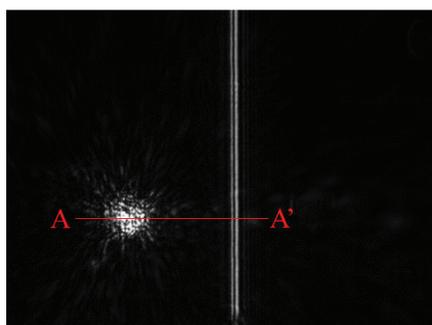


Fig.4.18 Photograph of spot and edge with anti-pinhole

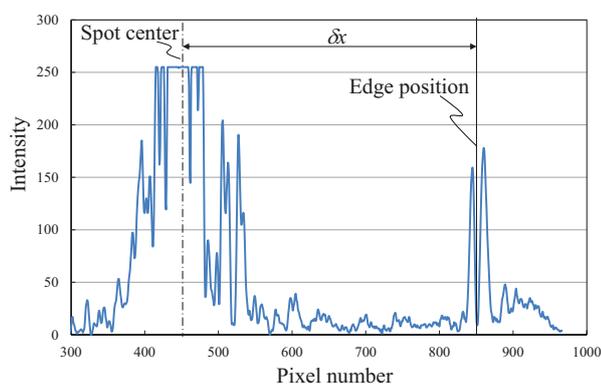


Fig.4.19 Line profile of A – A'

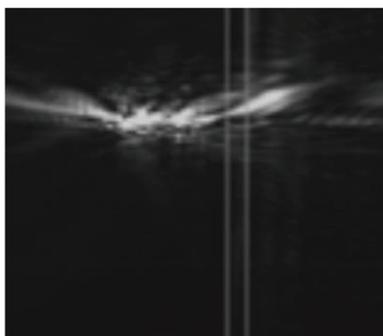


Fig.4.20 Photograph of CCD camera image

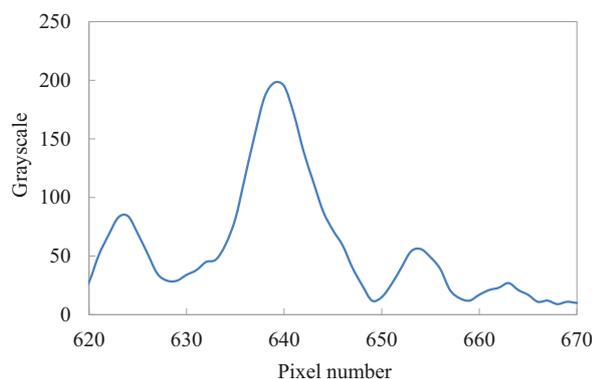


Fig.4.21 Line profile of CCD camera image

(3) 実験結果

本実験では、表 4.10 に示すように受光面がセンサ送り方向に対して (a) 手前、(b) 奥、(c) 垂直の 3 通りになるようにセンサを配置し測定した。LK-G30 の測定結果を図 4.22 に示す。スキッドセンサの測定結果を図 4.23 に示す。これらより、以下のことがわかる。

- ① 図 4.22 の LK-G30 の測定結果に関して、センサ出力を取得できなくなった位置をエッジ位置とすると、(a) の場合、エッジ位置がセンサ進行方向に $80\mu\text{m}$ 以上、(b)、(c) の場合、 $60\mu\text{m}$ ずれる
- ② 図 4.22 の LK-G30 の測定結果に関して、(a) の場合、センサ信号全体で測定

開始位置の変位を出力し続けるが、(a)、(b)の場合、 $\delta x=0$ の前後で変位が増加する

- ③ 図 4.23 のスキッドセンサの測定結果に関して、(a)、(b)、(c) のどの場合も、エッジ位置がセンサ進行方向に $50\mu\text{m}$ ずれる
- ④ 図 4.23 のスキッドセンサの測定結果に関して、LK-G30 の測定結果と同様に、(c)の場合、センサ信号全体で測定開始位置と同じ変位を出力し続けるが、(a)、(b)の場合、 $\delta x=-100$ の位置から $\delta x=50$ の位置まで、変位が増加または減少する

Table 4.10 Patterns of sensor placement

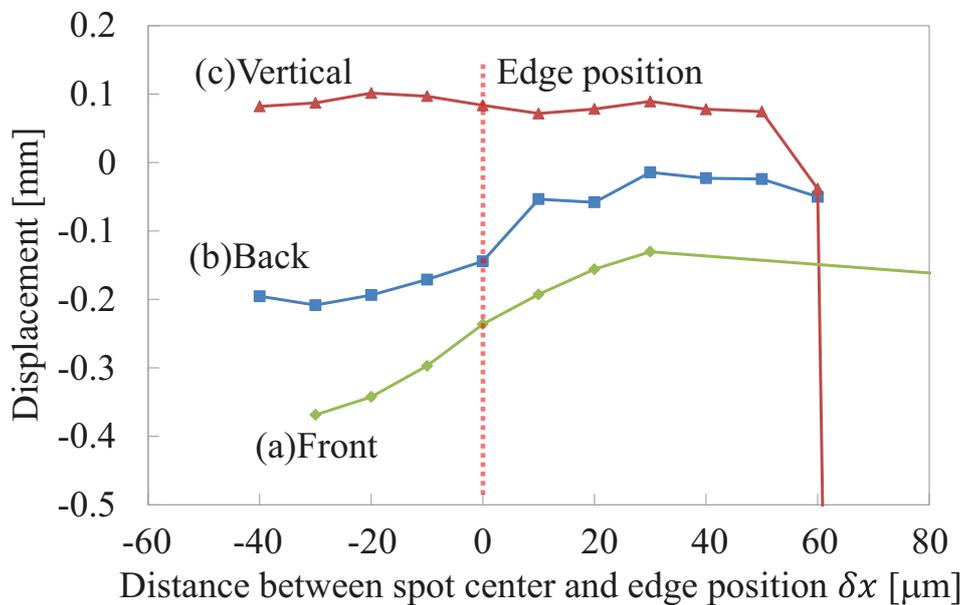
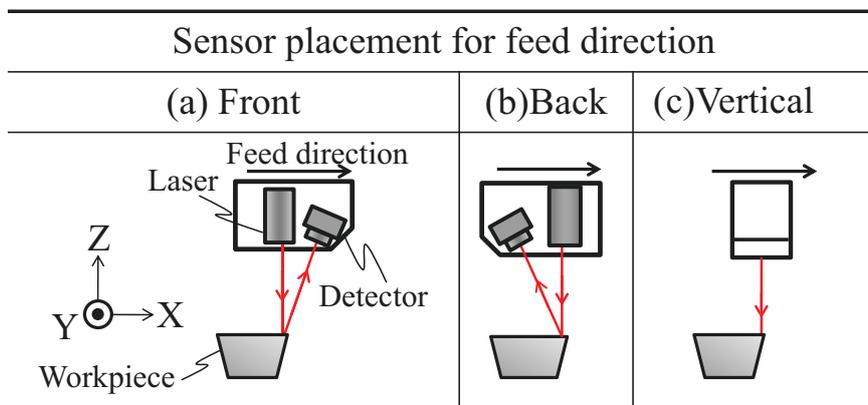


Fig.4.22 Influence of edge on sensor output (Peek position)

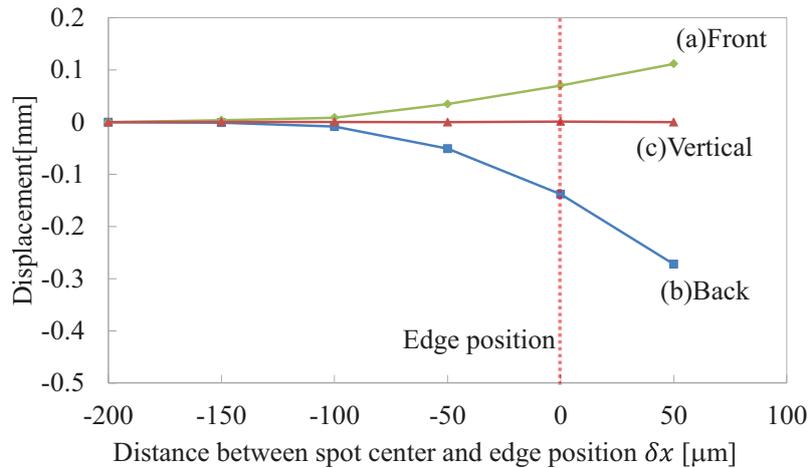


Fig.4.23 Influence of edge on sensor output (Centroid position)

表 4.11 に LK-G30 の (c) の場合に CCD カメラで撮影した像を示す. この結果からスポット中心がエッジ位置を越えても, 被測定物表面上に残っていることがわかる. この被測定物表面上に残っているスポットの一部分の光がセンサの受光素子に受光したことにより, ①と③のように, エッジ位置がずれたと考えられる. LK-G30 とスキッドセンサのスポット径を CCD の画像から評価したところ, LK-G30 のスポット径は $100\mu\text{m}$, スキッドセンサのスポット径は $110\mu\text{m}$ であった. エッジ位置のズレ量もほぼそれぞれのスポット半径分になっている. すなわち, レーザ変位計において, エッジ位置を特定する場合, 少なくともスポットの半径分の誤差が生じることになると考えられる. また (a) 方向にセンサを設置した場合, エッジ位置の誤差が, (b), (c) と比較して大きくなった. これはエッジにおける散乱光の影響を受けやすい方向に受光系があるため, その影響を大きく受けたためと考えられる. ②と④に関して, スポットが被測定物のエッジを越えた場合, 越えた部分からは散乱光が発生しないため, 受光素子上に結像するスポットの形状が変化または光量の分布に偏りが生じることになる. センサは, 受光素子の長手方向のスポット位置変化を検出することで, 被測定面の変位を検出する. (a) と (b) のようにセンサを設置した場合, スポット形状の変化や光量の偏りが, 受光素子の長手方向に発生したため, エッジ部分において, 被測定物にはない変位を出力したと考えられる.

Table 4.11 CCD camera image of spot for edge position

Δx [μm]				
-30	0	30	60	80

4.3.3 センサ受光素子上のスポット観察

(1) 実験方法と条件

センサ受光素子上の結像スポット観察実験を行った。図 4.24 に実験光学系を示す。図 4.25 にスポット観察用の三角測量の光学系を示す。実験条件は、表 4.12 に示す。この光学系ユニットをレーザ変位計の位置に設置し、変位計と同様に走査し各測定位置におけるスポットを撮影した。センサの設置は、スポット観察カメラが走査方向に対し後方にある場合と垂直方向にある場合の 2 通りで実験を行った。

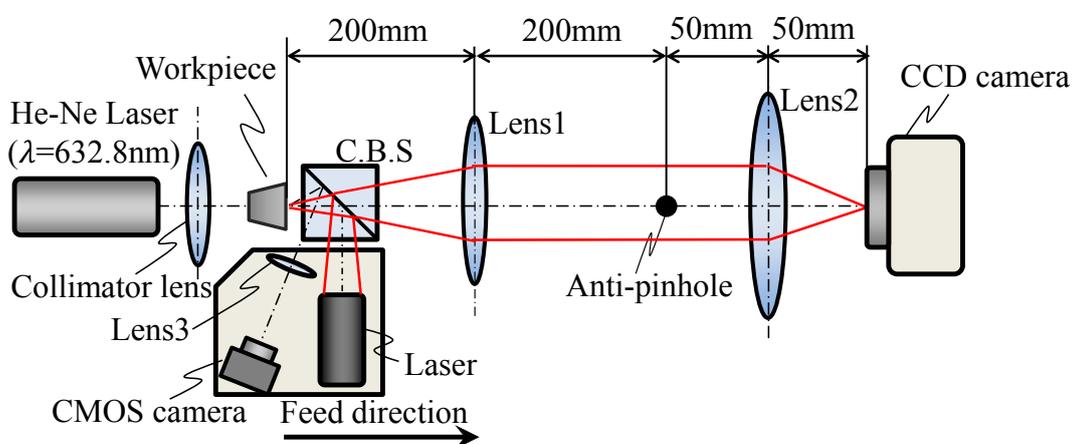


Fig.4.24 Optical system of detect edge and measurement

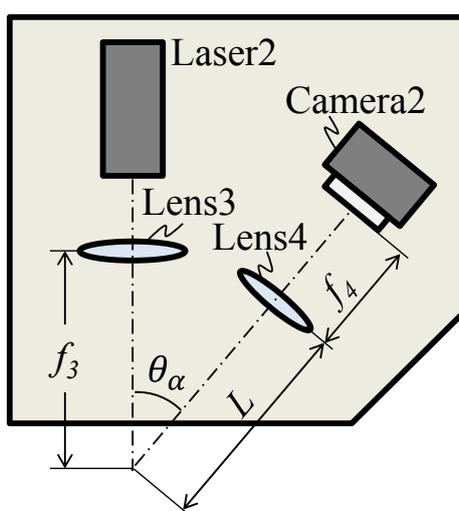


Fig.4.25 Optical system of observing spot

Table 4.12 Experimental conditions of measurement

Optical system of A.P. method	Lens 1 focusing length f_1 [mm]		50
	Lens 1 focusing length f_2 [mm]		200
	CMOS camera1	Pixel number	1280(H) × 1024(V)
		Pixel size[μm]	3.6(H) × 3.6(V)
Optical system of observing spot	Spot size on Camera2[μm]		100
	Lens 1 focusing length f_3 [mm]		100
	Lens 1 focusing length f_4 [mm]		50
	Lens stand position L [mm]		100
	Optic angle θ [deg.]		40
	Camera2	Pixel number	1280(H) × 1024(V)
		Pixel size[μm]	3.6(H) × 3.6(V)

(2) 実験結果

カメラが走査方向後方にある場合について、表 4.13 スポット観察結果と図 4.26 に各測定位置における最大受光量を示す。走査するにつれてスポットは小さくなり、スポット中心がエッジを越えて $20\mu\text{m}$ の位置までスポット像をカメラの画像から観察することができた。しかし、 $20\mu\text{m}$ の位置において光量が少なく検出することができなかった。照射スポット径は $100\mu\text{m}$ である。エッジ位置の誤差は、スポット半径分より少なくなった。

また、カメラが走査方向に対し垂直な方向にある場合の結果を表 4.14 と図 4.27 に示す。表 4.14 において、走査するにつれてスポットは小さくなり、照射スポットの半径に相当する $\delta x=50\mu\text{m}$ の位置でスポットが観察できなくなった。光量は $\delta x=-30\mu\text{m}$ の位置から徐々に低下し、 $\delta x=50\mu\text{m}$ の位置でほぼ 0 になる。以上のことから、レーザ変位計を使用して寸法測定をする場合、エッジ位置は、走査方向に誤差が生じることを確認した。その誤差はスポット半径分になるが、エッジにおける散乱光の影響や使用する受光素子の光量の検出精度によってばらつきが生じる。また、エッジ位置誤差がスポット径に依存することから、収束光を用いて寸法測定する場合、センサと被測定物表面の距離によって、エッジ位置の誤差量は異なる。繰り返し精度が求められる機上計測では、照射レーザは平行光を用いて、エッジ位置誤差を低減する必要がある。

Table 4.13 Spot images obtained at several positions (Back)

Distance between spot center and edge position δx [mm]			
-80 μm	0 μm	10 μm	20 μm
			

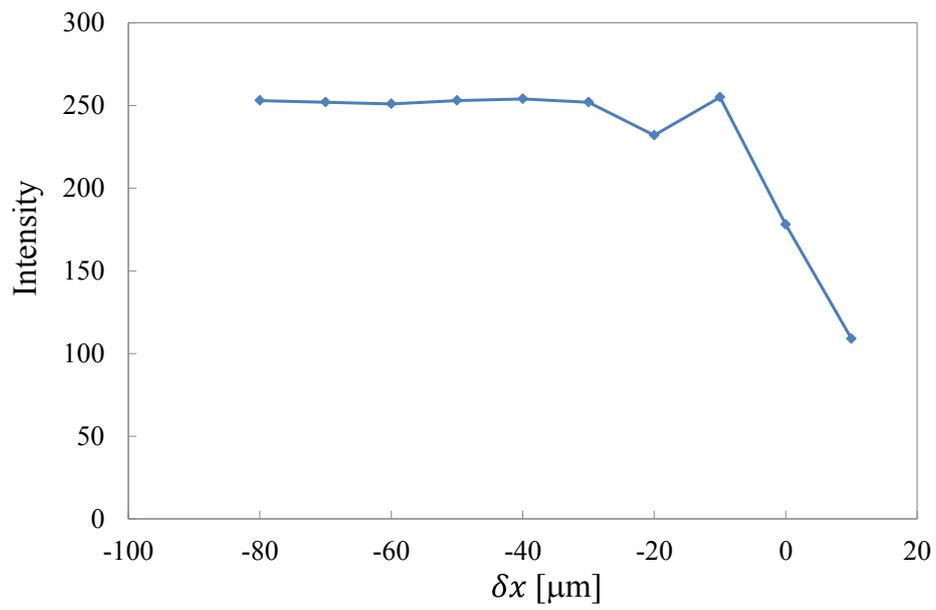
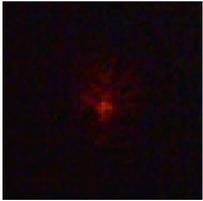
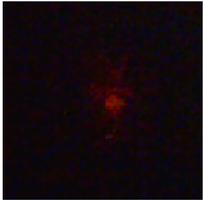
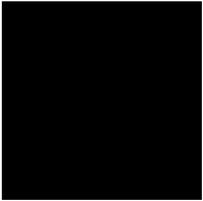


Fig.4.26 Measurement results of intensity

Table 4.14 Spot images obtained at several positions(Vertical)

Distance between spot center and edge position δx [mm]				
-80 μm	0 μm	30 μm	40 μm	50 μm
				

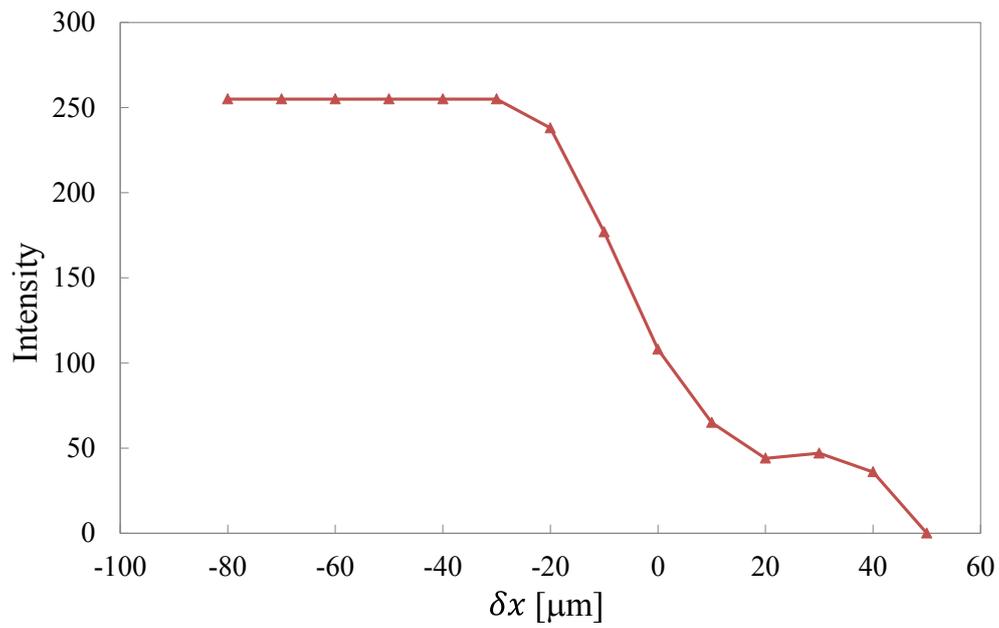


Fig.4.27 Measurement results of intensity

観察用カメラで撮影したスポット像から各測定位置において、センサ変位出力に影響を与える受光素子長手方向のスポット結像位置の変化を測定した。測定開始位置を基準とし、そこからのスポット結像位置の変化量を測定した。最大光量の検出位置の変化を図 4.28 に、重心位置の変化を図 4.29 に示す。レーザ変位計の変位出力と同様に受光方向を走査方向に垂直に設置した場合、スポット位置の検出方法の違いによらず、エッジ位置付近でスポット結像位置に変化はほとんど生じない。これに対し、受光方向が走査方向に対し後方にある場合、スポット結像位置に変化が生じた。このことから段差部分におけるスポットのかけが、センサ受光素子の検出するスポット位置を変化させることを明らかにした。また、受光素子のスポット位置検出方法の違いに着目すると、光量の最大位置をスポット結像位置として検出する場合、スポットの結像位置にばらつきが多く生じている。このことから、レーザ変位計によりエッジを含む輪郭形状を測定する場合、受光素子を走査方向に対し垂直にし、受光素子上のスポット結像位置の算出方法は、重心位置算出方式にする必要がある。重心位置算出方式の受光素子として PSD を使用する場合、PSD は受光量の変化に影響を受けやすいため、ライン CCD を使用し、さらに重心位置によりスポット結像位置を検出することがよいと考えられる。

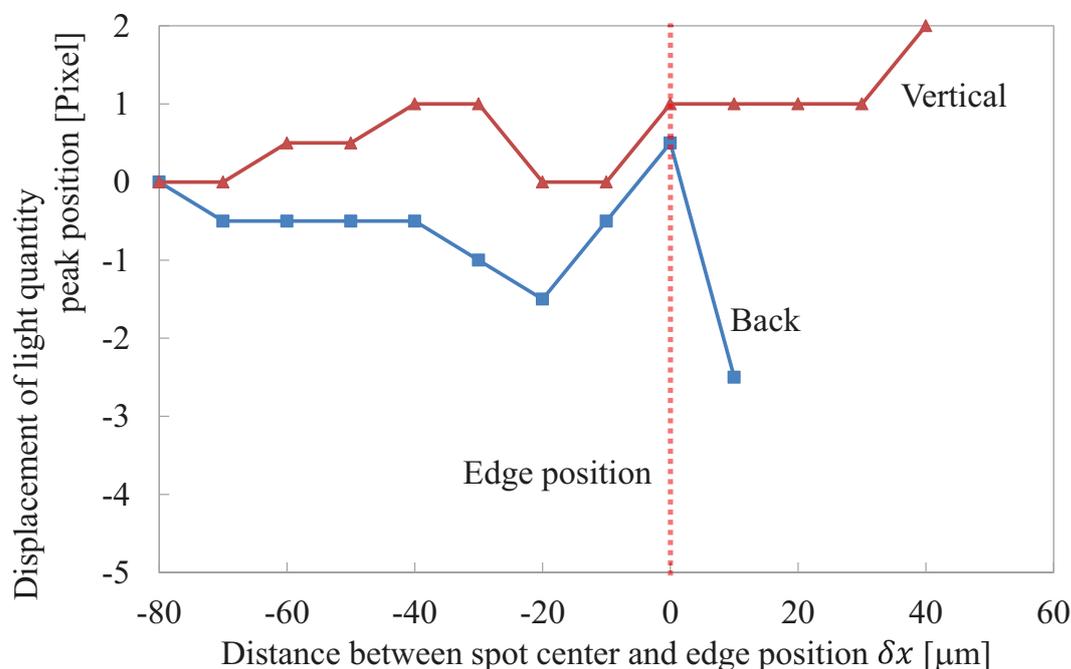


Fig.4.28 Comparison of calculated spot position

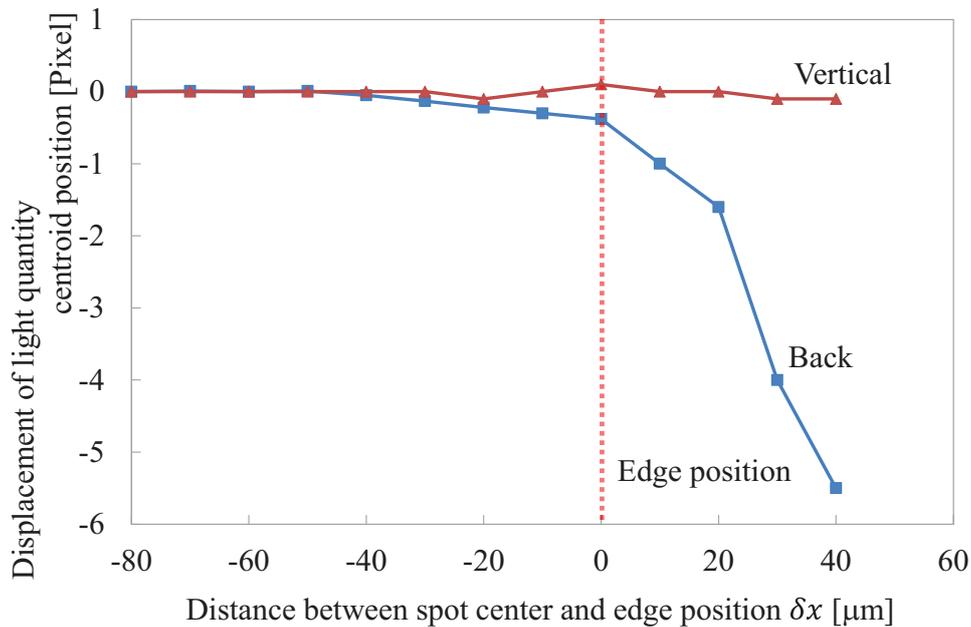


Fig.4.29 Comparison of calculated spot position

4.4 まとめ

三角測量式変位レーザ変位計による不連続面形状測定において、段差形状測定方法と寸法計測方法について検討し、本実験の範囲内において、以下の結果を得た。

- 1) 段差測定において、エッジに対しスポット長軸の角度を 10 度以内にするこ
とで平滑化効果の変化が測定に与える影響を低減できる
- 2) 段差による光路遮断の影響を低減するためには、エッジに対するスポット長
軸の角度を 20 度以内にする必要がある
- 3) 1) と 2) から段差測定は、エッジに対しスポット長軸の角度を 10 度以内
にする必要がある
- 4) 三角測量式レーザ変位センサにより、エッジ位置を特定する場合、センサ
走査方向に照射スポット半径分の誤差が生じる
- 5) 三角測量式レーザ変位計により、寸法計測をする場合、センサの照射レー
ザは平行光を用いる必要がある
- 6) 寸法計測において、測定方向の前後方向に受光素子がある場合、エッジ付
近では形状誤差が生じるため、受光素子を測定方向に対し垂直になるよ
うにする必要がある
- 7) 受光素子にライン CCD を使用し、重心位置によるスポット結像位置算出を
行う必要がある

第5章 結論

5.1 各章の結論

本研究は、機上計測の高精度化を目的とし、機上計測用のレーザ変位計の開発に始まり、被測定物形状が表面形状計測、輪郭形状計測および寸法計測に与える影響について定量評価を行い、各測定対象と測定項目に適した測定方法の検討を行った。本研究で得られた結論を総括すると以下の通りである。

第1章では、本研究の背景および目的を述べた。

第2章では、機上における振動除去を目的とした三角測量式光スキッドセンサを提案・試作し、振動除去効果の評価を行った。また、光スキッド導入により生じる測定誤差に対し、測定結果から被測定物形状の再生手法を提案し、その有効性を評価した。本実験の範囲内において、以下の結果を得た。

- (1) 投光軸を対称にスタイラスとスキッドの受光系を配置し、スタイラスの受光素子の前にスリットを設置することで、1つのレーザのみで光スキッドを実現するセンサ光学系を提案した。
- (2) 光スキッドセンサにより、周期的に変位する測定面の振動を除去が可能であることを確認した。
- (3) 光スキッドセンサにより、過渡的に変位する測定面の振動を除去する場合、2受光系のアンプの時定数が異なるため、スタイラスとスキッドそれぞれが検出する振動が異なり、除去効果減少する。
- (4) 振動環境下においても、振動の影響を受けることなく形状計測が可能である。
- (5) 光スキッドセンサの測定結果に、提案した形状再生手法を適応することで、減少した振幅を回復できることを確認した。

第3章では、測定面傾斜が測定感度に与える影響を実験的に検討し、表面形状計測方法として、法線一致式測定法を提案した。そして、提案方法の有効性評価を行い以下の結果を得た。

- (1) 測定面傾斜が測定感度に与える影響を考慮すると、測定面法線ベクトルに対するセンサの投光軸の傾きを10deg.以内して、測定を行う必要がある。
- (2) 曲率形状計測において、法線一致式測定方法が測定誤差を最も少なく測定することができる。

第4章では、三角測量式変位レーザ変位計による不連続面形状測定において、段差形状測定方法と寸法計測方法について検討し、本実験の範囲内において、

以下の結果を得た.

- (1) 段差測定において、エッジに対しスポット長軸の角度を 10 度以内にする
ことで平滑化効果の変化が測定に与える影響を低減できる.
- (2) 段差による光路遮断の影響を低減するためには、エッジに対するスポット
長軸の角度を 20 度以内にする必要がある.
- (3) (1) と (2) から段差測定は、エッジに対しスポット長軸の角度を 10 度以
内にする必要がある.
- (4) 三角測量式レーザ変位センサにより、エッジ位置を特定する場合、センサ
走査方向に照射スポット半径分の誤差が生じる.
- (5) 三角測量式レーザ変位計により、寸法計測をする場合、センサの照射レー
ザは平行光を用いる必要がある.
- (6) 寸法計測において、測定方向の前後方向に受光素子がある場合、エッジ付
近では形状誤差が生じるため、受光素子を測定方向に対し垂直になるよう
にする必要がある.
- (7) 受光素子にライン CCD を使用し、重心位置によるスポット結像位置算出を
行う必要がある.

第 1 章から第 4 章における研究結果より、機上において高精度に形状計測する
場合、三角測量式光スキッドセンサにより以下の条件を満たして測定するこ
とが必要になる.

- ①センサの 2 受光系の受光量を一致させること
- ②センサ投光軸を工作物法線ベクトルと一致させること
- ③エッジに対しスポット長軸を垂直にする
- ④測定結果に形状再生手法を適用すること

上記の①を満たすことで、スタイラスとスキッドのアンブ増幅率を等しくす
ることができるため、それぞれの時定数の違いにより生じる光スキッド効果の
低減を防ぐことになる. 次に②を満たすことで、光の散乱方向が変化しにくく
なり、各測定位置におけるセンサ受光量の変化を防ぎ、面傾斜の影響を低減で
きるようになる. また、③を満たすことで、段差部分における光の平滑化効果
の変化、エッジで発生する強い散乱光の影響、段差形状による受光方向の光路
遮断による測定誤差への影響を低減できる. 最後に、光スキッド法の原理上、
測定で得られる形状の振幅に誤差が生じてしまう場合があるが、④により、測
定結果から工作物の実形状を再生することができるため、光スキッド法による
誤差を低減することが可能となる. また、形状計測用レーザ変位計の設計指針
として、照射レーザを平行光、受光素子はライン CCD を使用し、スポット結像

位置を光量重心により算出する必要がある。

5.2 本研究の工学的および工業的意義

(1) 機上計測用非接触式変位計の開発

精密加工分野における機上計測では、タッチプローブを用いた接触式のものは実用化されているものの、非接触式機上計測が実用化されている例は少ない。その原因のひとつとして、工作機械の軸を使用して測定が行われるため、工作機械の運動精度以上の測定精度を得ることが難しいことが挙げられる。さらに加工現場で測定するため振動などの耐環境性も求められことも要因の1つである。これらは精密加工分野における非接触式機上計測特有の問題である。

前述した運動誤差や環境振動のような被測定物形状とセンサ間の相対変位誤差の除去技術として、光触針式変位計では、触針式の粗さ測定で使用されるスキッド機能を光学的に行った光スキッド法がある。この光スキッド法は、実際に臨界角法に付与したセンサが開発され製品になったものが存在する。しかしながら、光スキッド法は、スキッドのスポット径に対し、被測定物の空間周波数が大きいものに使用した場合、測定結果の振幅が実形状と比べて小さくなってしまう。このため表面粗さなど空間周波数が小さいものを測定対象とした場合にのみ使用され、形状計測における相対変位誤差の除去技術として、実用化されていない。

本研究では、三角測量式変位計に光スキッド法を付与した機上計測用変位計を提案し、相対変位誤差除去が可能であること明らかにするとともに、光スキッド法の導入によって生じる測定誤差に対しても、測定結果から実形状を再生する手法を提案し、光スキッド法特有の問題を解決した。この成果より、精密加工分野における非接触式機上計測の実現性を示した。

非接触式機上計測の実現より、高速走査による測定が可能になるため、従来の接触式機上計測の大きな問題である工作機械を長時間にわたって計測に用いることで、加工機としての稼働率が低下する問題、さらに工作機械は専用の3次元座標測定機に比べて熱変位が大きいために計測精度が劣る問題に対しても有用であり、加工の高能率化と高精度化を同時に実現すると考えられる。

(2) 表面形状および輪郭形状計測方法の提案

修正加工を行うためには、形状測定結果から加工誤差量を算出するため、設計データである CAD データと計測結果を比較しなければならない。CAD データは面情報を有しており、従来からのプローブ接触式の三次元測定機の離散的な測定データでは情報量がたりないため、高密度な多点の測定データを短時間で

取得できる三角測量式変位計を利用した非接触式三次元測定機が近年多く利用されるようになってきた。

本研究のように金型を測定対象とした非接触形状計測では、表面形状や輪郭形状の計測が求められる。これらの測定において、三角測量式変位計により、曲率部分の測定を行う場合には、センサの照射軸を測定点の法線ベクトルと一致させて測定する必要がある。これは、センサの照射軸を測定点の法線ベクトルと一致させずに測定した場合、幾何学的な関係から被測定物に実在する形状誤差と異なった変位を出力する問題が生じるためである。さらに複雑形状を測定する場合、センサの、照射光路と受光光路の双方が計測対象物と干渉しないように CAD データに基づき回避した測定経路やセンサ姿勢が決定されている。上述のように表面形状と輪郭測定において、センサと被測定物の幾何学的な問題についてのみ着目し、センサの測定姿勢や測定経路が決定されているのが現状である。本研究では、光触針式特有の誤差に着目し、表面形状および輪郭形状に起因する問題の低減方法を示すとともに、その理想的な姿勢からの許容誤差を明らかにした。これらの研究成果から幾何学的な関係によってのみ算出された測定経路ではなく、光学的な要素を考慮した測定経路の指針を示した。

(3) 寸法計測における測定誤差の原因解明

本研究では、エッジに対する各測定位置におけるセンサ出力を評価する光学系を提案し、その結果からエッジ位置をセンサ出力から特定する際には、走査方向に対し、照射スポット半径分の寸法誤差が生じることを明らかにした。さらにエッジに対する受光系方向の違いやセンサの受光素子の種類の違いにより、エッジ付近において形状誤差が生じるメカニズムを明らかにした。この研究結果より、変位計による寸法計測の指針と形状計測用の変位計の設計指針を示した。

上記の技術の研究開発により、精密加工・製造分野において、さらなる発展に貢献できること考えている

参考文献

- 1) 中小企業総合事業団 ; 「プレス加工用金型の製作に係る技能」順送型の製作マニュアル, (2000)
- 2) 浅井敬一郎 ; 金型産業における技術革新とスキル, 愛知淑徳大学論集—ビジネス学部・ビジネス研究科篇—, 第5号, pp1-15
- 3) 一般社団法人日本金型工業会経営労務委員会 ; 新金型産業ビジョン～2014年・日本の金型産業の方向性を探る～, (2014)
- 4) 武藤一夫 ; 高精度3次元金型技術, 日刊工業新聞, (1995)
- 5) 濱野勝 ; 金型加工における機上計測の活用, 機械と工具, Vol. 50, No. 12, (2006), pp32-36
- 6) ニュースダイジェスト社 ; 月刊生産財マーケティング, Vol. 47, No. 7, (2010)
- 7) 河野嗣男 ; 加工と計測の一体化が生む高精度と合理化, 精密工学会誌 Vol. 62, No. 6, (1996), pp784-788
- 8) 吉岡勇人 ; 精密加工におけるインプロセス計測, 精密工学会誌, Vol. 80, No. 7, (2014), pp646-649
- 9) R. Teti, K. G. O' Donnell and D. Dornfeld ; Advanced Monitoring of Machining Operations, CIRP Annals—Manufacturing Technology, 59, 2 (2010) 717
- 10) H. Yoshioka ; In-process Microsensor for Ultraprecision Machining, IEE Proceedings—Science, Measurement and Technology, 151, 2 (2004) 121
- 11) 垣野義昭 ; 機上計測の可能性と最新技術動向, 機械と工具, Vol. 50, No. 12, (2006), pp14-18
- 12) 中川平三郎 ; レーザ活用による機上計測の高精度化, 機械と工具, Vol. 50, No. 12, (2006), pp19-25
- 13) 石井滋 ; 研削盤における機上計測の活用, 機械と工具, Vol. 50, No. 12, (2006), pp37-39
- 14) 後藤克志 ; インライン計測における周波数解析の活用, 機械と工具, Vol. 50, No. 12, (2006), pp43-45
- 15) 中井敦生 ; 機上計測技術の最新活用, 機械と工具, Vol. 50, No. 12, (2006), pp56-62
- 16) 河野 嗣男, 面田 学, 岡崎 祐一, 小沢 則光, 三井 公之 ; インプロセス計測加工精度補償の研究(第1報), 精密工学会誌, Vol. 54, No. 8, (1988), pp63-68
- 17) T. Yazawa ; Accuracy Improvement of Machine Tool by Workpiece-Referred Control—Simulation of Sensor Position for Plain Turning—, Advancement

- of Intelligent Production, (1994)233.
- 18) 矢澤孝哲, 河野嗣男, 宇田豊, 大野直弘, インプロセス計測加工精度補償の研究 (第6報), 精密工学会誌, Vol. 64, No. 12, (1998), p1806-1810
 - 19) 矢澤孝哲, 山崎俊文, 河野嗣男, インプロセス計測加工精度補償の研究 (第7報), 精密工学会誌, Vol. 64, No. 11, (1998), p1689-1693
 - 20) 河野 嗣男, 松本 大司, 細越 剛史, 矢澤 孝哲, 宇田 豊;ラジアルシェア干渉計によるオンマシン測定, 精密工学会誌, Vol. 65, No. 3, (1999), pp443-446
 - 21) T.Nomura ; Shape Measurement of Workpiece Surface with Zone-plate Interferometer during Machine Running, Prec. Eng., 15, (1993), 86
 - 22) 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, Vol. 58, No. 2, (1992), p59-64
 - 23) Tsuguo Kohno ; Radial shearing interferometer for in-process measurement of diamond turning , Optical Engineering, Vol. 39, No. 10, (2000), pp2696-2699
 - 24) 上野滋 ; 工作機械の機上計測技術, 精密工学会誌, Vol. 75, No. 11, (2009), pp1269-1272
 - 25) 左山邦彦 ; 工作機械における工具計測・ワーク計測技術, 精密工学会誌, Vol. 75, No. 11, (2009), pp1277-1280
 - 26) 井原之敏, 大塚裕俊 ; 工作機械の機上計測技術, 精密工学会誌, Vol. 75, No. 11, (2009), pp1281-1284
 - 27) 後藤克志 ; 機上計測技術の最新動向, 精密工学会誌, Vol. 75, No. 11, (2009), pp1285-1288
 - 28) 小林 富美男, 野村 俊, 吉川 和男, 田代 発造, 鈴木 正根, 薄木 雅雄;ゾーンプレート干渉計によるオンマシン計測, 計測自動制御学会論文集, Vol. 28, (1992) No. 1, pp164-165
 - 29) Moriyasu, S. ; Development of ultraprecision contact-type form measuring probe for on-machine measurement, The 9th International Conference on Precision Science and Technology for Perfect Surfaces (1999)
 - 30) Moriyasu, S. ; Development of ultraprecision vertical-type contact-probe for on-machine form measurement, The Third International Symposium on Advances in Abrasive Technology (2000)
 - 31) 工業調査会 ; 最新金型加工技術 2009 年版一次代を担う高付加価値金型加工一, 「機械と工具」5月号別冊, pp46-49
 - 32) 矢澤 孝哲;機上計測の分類・現状と問題, 2012 年度精密工学会秋季大会シンポジウム資料集, (2012), p29

- 33) 浅井敬一郎 ; 金型産業における技術革新とスキル, 愛知淑徳大学論集—ビジネス学部・ビジネス研究科篇一, 第4号, pp1-13
- 34) 中島壮 ; 金型から見た精密成形, 精密工学会誌, Vol. 52, No. 5, (1986), pp15-18
- 35) 八木敏雄 ; エンプラを使った光学用機能部品, 精密工学会誌 Vol. 52, No. 2, (1986), pp31-35
- 36) 大森整 ; 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 Vol. 50, No. 12, (2006), pp26-31
- 37) S. Morita ; Ultraprecision diamond turning and on-machine profile measurement of 400mm double-sided fresnel lenses, Advances in Abrasive Technology IV, (2001) pp35-38
- 38) Y. Watanabe, S. ; Development of On-machine Observation-Profile Measuring System with AFM and its Properties, Advances in Abrasive Technology, (2002), pp153-156
- 39) 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, Vol. 50, No. 12, (2006), pp40-42
- 40) 神田英明 ; 機上製品検査ソフトウェアとその使い方, 機械と工具, Vol. 50, No. 12, (2006), pp46-50
- 41) 石塚昇 ; 機上計測へのニーズと対応技術, 機械と工具, Vol. 50, No. 12, (2006), pp51-55
- 42) 応用機械工学編集部 ; 自動化のための金型設計&加工技術, (1986)
- 43) K. MIURA ; THREE-DIMENSIONAL MEASUREMENT OF WHEEL SURFACE TOPOGRAPHY WITH A LASER BEAM PROBE, Advances in Abrasive Technology III, (2000), pp303-308
- 44) 森田晋也 ; 大型曲面光学素子の超精密加工における高速非接触機上測定手法, 砥粒加工学会誌, Vol. 58, No. 11, (2014), pp35-39
- 45) R LEACH ; Fundamental principles of engineering nanometrology, Elsevier Inc., Oxford, UK, (2010) 139
- 46) 吉澤徹 ; 最新光三次元計測, 秋田書店, (2006)
- 47) 吉澤徹 ; 光三次元計測 (三次元工学1, 第2版), 新技術コミュニケーションズ, (1998), pp28-37
- 48) 山本新 ; 光切断法を用いた部品形状の計測と検査, 精密工学会誌, Vol. 56, No. 8, (1990), pp1371-1374
- 49) M. Rioux ; Laser Range Finder Based on Synchro-nized Scanners, Appl. Opt., 23, 21, (1984) 3837
- 50) F. R. Livingstone et al. : Application of 3-D Vision to Measurement of Marine Propellers, Proc. Vision '87, (1987) 10
- 51) N. Okina, K. Minowa & K. Okamoto : Three-Dimensional Measurement System

- by Servomechanism, 11th ISIR, (1981) 437.
- 52) 新津靖 ; 光切断法を用いた非接触 3 次元全周形状計測システム, 精密工学会誌, Vol. 62, No. 12, (1996), pp1790-1794
- 53) X. X. Cheng ; Automated Measurement Method for 360° Profilometry of 3-D Diffuse Objects, Appl. Opt., 30, 10, (1991) 1274.
- 54) 石松隆和 ; 三次元形状計測の高速化の一手法 (人体頭部の計測において), 日本機械学会論文集 C 編, 57, 538 (1991) 179.
- 55) Y. Niitsu and S. Miyazaki : Non-Contacting 3-Dimensional Shape Measuring System by Ray Cutting Method, ATEM '95, JSME-MMD, (1995) 79.
- 56) 大澤尊光 ; ものづくり産業を支える高精度三次元形状測定, Synthesiology, Vol. 2, No. 2, (2009), pp101-112
- 57) S. Sartori ; Geometric error measurement and compensation of machines, Annals of the CIRP, Vol. 44, No. 2, (1995), pp599-609
- 58) 高増 潔 ; バーチャル三次元測定機, 計測と制御, Vol. 40, No. 11, (2001), pp801-804
- 59) 村岡芳和 ; 接触/非接触座標計測の動向と素形材の計測事例, SOKEIZA, Vol. 51, No. 5, (2010), pp27-34
- 60) Ewi GAO ; Development of an Optical Probe for Profile Inspection of Mirror Surface, SPIE, Vol. 2899, pp12-21
- 61) J. B. Bryan and D. L. Carter ; Design of a new error-corrected co-ordinate measuring machine, Precision Engineering, Vol. 1, No. 3, (1979) 125
- 62) B. Bhushuan, J. C. ; Measurement of Surface Topography of Magnetic Tapes by Mirau Interferometry, Appl. Opt., 24-10, 1489/1497 (1985)
- 63) 轟 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), 精密工学会誌, Vol. 65, No. 11, (1999), pp1668-1673
- 64) M. Rioux ; Laser Range Finder Based on Synchronized Scanners, Appl. Opt., Vol. 23, No. 21, (1984) 3837
- 65) 真下寛治, 谷村吉久 ; 3 次元自由曲面形状の光非接触測定装置 (第 2 報) — 光検出器の受光領域の工夫と検出特性の改善, 精密工学会誌, Vol. 60, No. 9, (1994) 1340
- 66) 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 3D 形状計測センサ, 精密工学会誌, Vol. 61, No. 2, (1995) 258
- 67) 金田 一 ; 三角測量法によるレーザー式変位計の高精度化, 計測自動制御学会論文集, Vol. 27, No. 8, (1991), pp853-860

- 68) K. E. Morander ; Dimension Measuring Apparatus, U. S. Patent No. 4, 375, 921 (1983)
- 69) 中川 平三郎;自由曲面のポイント計測に適したレーザスタイラスの機上走査制御, 精密工学会誌, Vol. 69, No. 10, (2003), pp1424-1427
- 70) 青山英樹;非接触型傾き・距離検出センサによる三次元形状の自律高速計測に関する研究(第1報)マルチビーム投光型傾き・距離同時連続検出センサ用エレメントの設計, 精密工学会誌, Vol. 60, No. 6, (1994) 847
- 71) 小池 雄介;計測融合型加工システムによる機上計測, 精密工学会誌, Vol. 76, No. 8, (2010), pp945-949
- 72) 深津拓也;スペックルノイズ除去機能を有する光触針式輪郭測定法の研究, 精密工学会誌, Vol. 69, No. 7, (2003) 1008
- 73) K. Mitsui;Development of a high resolution sensor for surface roughness, *Opt. Eng.*, 27 (1988) 498
- 74) 深津 拓也, 柳 和久;光触針式輪郭測定センサの楕円照射化による異常値補正効果, 精密工学会誌論文集, Vol. 71, No. 12, (2005), pp1590-1594
- 75) H-J. Jordan ; Quality assurance of HARMSand MOEMS surface structures using confocal white light microscopy, *Proc. SPIE*, 4440 (2001) 51.
- 76) R. G. Dorsch; Laser triangulation : fundamental uncertainty in distance measurement, *Appl. Opt.*, 33 (1994) 1306
- 77) 清野慧;光触針におけるオーバシュート現象の考察, 精密工学会誌, Vol. 62, No. 1, (1996), pp140-144
- 78) T. Kohno et al. ; High Precision Optical Surface Sensor, *Appl. Opt.*, Vol. 27, No. 1 (1988) 103
- 79) A. Ohe et al. ; Analysis of Overshooting in Using Optical Stylus Sensors, *J. Japan Soc. Prec. Eng.* , Vol. 28, No. 1 (1994) 78
- 80) 清野 慧, 黄 侃森, 鈴木 博文;粗さ測定のための光スキッド法(第1報), 精密工学会誌, Vol. 55, No. 8, (1989), pp1409-1414
- 81) 清野慧, 山谷充, 大江敦司, 黄侃森, 鈴木博文, 粗さ測定のための光スキッド法(第2報), 精密工学会誌, Vol. 60, No. 1, (1994), pp114-118
- 82) 小沢則光:非接触光学式微細形状測定ヘッド(HIPOSS-1), 精密工学会誌, Vol. 52, No. 12, (1986), 2080
- 83) 三井公之;高感度非接触粗さ計の開発, 精密工学会誌, Vol. 53, No. 2, (1987), 328
- 84) G. Makosch ; Surface Profile Measurement with a Scanning Differential AC Interferometer, *Appl. Opt.*, Vol. 23, No. 24, (1984), 4544
- 85) D. Y. Lou ; Surface Profile Measurement with a Dual-beam Optical System,

- Appl. Opt., Vol. 23, No. 5, (1984), 746
- 86) J.M. Bennett ; Stylus Profiling Instrument for Measuring Statistical Properties of Smooth Optical Surfaces, Appl. Opt., Vol. 20, No. 10, (1981), 1785
- 87) G.E. Sommargen ; Optical Heterodyne Profilometry, Appl. Opt., Vol. 20, No. 4, (1981), 610
- 88) T. Kohno ; High Precision Optical Surface Sensor, Appl. Opt., 27, 1 (1988) 103
- 89) 安達正明 ; 上下振動の影響を受けない高精度粗さ測定法 (第 1 報), 精密工学会誌, Vol. 56, No. 1, (1990), 140
- 90) 安達正明 ; 上下振動の影響を受けない高精度粗さ測定法 (第 2 報), 精密工学会誌, Vol. 56, No. 6, (1990), 1088
- 91) 安達正明, 三木秀司, 鈴木紀生, 中井康秀, 川口格, オプティカルスキッド法における反射率の変動が与える測定誤差の補正法, 精密工学会誌, Vol. 56, No. 4, (1990), p157-160
- 92) 黄 佩森, 清野 慧, 鎌田 治; 追従式光触針法に関する研究, 精密工学会誌, Vol. 57, No. 8, (1991), pp1443-1448
- 93) T. YAZAWA, T. OTSUBO, Y. FUKUDA, Y. OGIYA, T. KOJIMA ; Development of Optical Sensor for Detecting Micro Crack on Contact Surface, Key Engineering Materials, (2011), Vols. 452-453, pp309-312
- 94) Y. FUKUDA, T. YAZAWA, Y. MAEDA, T. TAMURA, Y. OGIYA and T. KOJIMA ; Development of optical skid sensor for accuracy improvement of machine tool, Proceedings of ASPE 24th annual meeting, ASPE 24th Annual Meeting, (2009), pp355- 358
- 95) Tatsuki OTSUBO, Takanori YAZAWA, Yukio Maeda, Keita FUJII, Shinichi KOGUSU, Youhei FUKUDA, Hiroyuki Kisu, Yasuhiko OUGIYA and Tatsuhiro KOJIMA ; Accuracy of Triangulation Method Sensor with Optical Skid, IEEE Xplore of Optomechatronic Technologies (ISOT), p1-6
- 96) T. Otsubo, T. Yazawa, Y. Maeda, K. Fujii, Y. Ougiya, T. Kojima; Accuracy of the Triangulation Method Sensor with Optical Skid, IEEE Proceedings of ISOT 2011, Paper No. 156, (2012)
- 97) 吉澤 徹; 最新光三次元計測, 秋田書店, (2006), pp3-4
- 98) 黄 佩森 ; 光触針におけるスポットの平滑化特性について, 日本機械学会論文集. C 編 57(543), (1991), pp3710-3713
- 99) 孫萍, 清野慧, 角法のワイドレンジにおける平滑効果の考察, 精密工学会誌, Vol. 63, No. 6, (1997), p839-843

- 100) 河野 嗣男;新しい表面粗さ測定技術, 精密工学会誌, Vol. 57, No. 5, (1991), p798-802
- 101) T. Kohno ; High Precision Optical Surface Sensor, Appl. Opt., Vol. 27, No. 1, (1988) 103
- 102) J. F. Song and T. V. Vorburger ; Stylus Profiling at High Resolution and Low Force, Appl. Opt., Vol. 30, No. 1, (1991) 42
- 103) E. R. Cochran and K. Creath : Combining Multiple-Subaperture and Two-wavelength Techniques to Extend the Measurement Limits of an Optical Surface Profiler, Appl. Opt., Vol. 27, No. 10 (1988) 1960
- 104) T. C. Bristow and K. Arackellian : Surface Roughness Measurements using a Nomarski Type Scanning Instrument, Proc. SPIE, 749, (1987) 114
- 105) Tatsuki OTSUBO, Takanori Yazawa, Reiko Yamada, Keita FUJII, Syunta NAKASAGE, Yukio MAEDA, Ikuo YAMAMOTO, Yasuhiko OUGIYA, Tatsuhiro KOJIMA, Accuracy of Three-Dimensional Shape Measurement using a Triangulation Method Sensor with Optical Skid, Key Engineering Materials, pp1-6
- 106) Takanori Yazawa, Kohei Hirota, Tatsuki Otsubo, Yukio Maeda, Yasuhiko OUGIYA, Tatsuhiro Kojima, Reiko Yamada; High-precision Profile Projection System for On-machine Measurement of Workpiece Dimension, Journal of SME Japan, Vol. 4, pp. 17-21 (2014. 11)

謝辞

本研究を遂行し論文作成にあたり、多くのご指導を賜りました、長崎大学大学院・生産科学研究科 矢澤孝哲准教授 に深く感謝しております。時に応じて、厳しくご指導いただいたこと、またやさしく励ましてくださったことを通して、私自信の至らなさを実感することができたことは今後の努力の糧になるものであります。

お忙しい中に副査をお引き受け頂きました、長崎大学 山本郁夫教授、長崎大学 坂口大作教授、富山県立大学 前田幸男教授、に心から感謝の意を表します。

本研究の貴重な助言など、多くのご指導を賜りました、長崎大学工学部機械システム工学科 木須博行教授、扇谷保彦准教授、小島龍広教務員 に心から感謝の意を表します。

装置の設計および加工、機械の扱い方、その他多方面におけるご指導を賜りました、長崎大学工学部機械システム工学科実習工場 久田英樹室長、に心から感謝の意を表します。

本研究の実験に多大なご理解とご協力を頂きました、(株)和井田製作所の方々、特に 藤井啓太氏、中提俊太氏 に厚く御礼申し上げます。

本研究を遂行するにあたり、いろいろとお世話になり、多くのアドバイスを賜りました、長崎県工業技術センター 小楠進一氏、福田洋平氏、に心から感謝の意を表します。

さらに本研究を進めるに当たり、様々なご協力、アドバイスを頂いた矢澤研究室、旧加工システム学研究室の諸先輩方、諸同輩、諸後輩に心から感謝の意を表します。

最後に、これまで自分の思う道を進むことに対し、温かく見守りそして辛抱強く支援してくださった両親に対しては深い感謝の意を表して謝辞と致します。

平成 27 年 1 月 23 日
大坪 樹