

KSK-GH21-2

平成21年度 製造業の基盤的技術の拡充強化に関する
研究等補助事業

計測技術高度化に関する研究

平成22年 3 月

財団法人 機械振興協会 技術研究所



この事業は、競輪の補助金を受けて実施したものです。

<http://ringring-keirin.jp>



計測技術高度化に関する研究

— 目 次 —

幾何形状測定の信頼性向上に関する研究……………大西 徹, 高瀬省徳, 高増 潔……………1	
(現場環境における三次元測定機の高度化に関する研究)	
1. はじめに……………1	1
2. 低熱膨張ブロックゲージを用いた温度補正……………2	2
2.1 目盛誤差の要因となる温度測定誤差の分析……………2	2
2.1.1 熱膨張補正の基本式の分析……………2	2
2.1.2 温度測定誤差の分析……………2	2
2.1.3 温度測定誤差のまとめ……………3	3
2.2 温度測定誤差の評価実験……………3	3
2.2.1 実験条件の設定……………3	3
2.2.2 ワーク温度測定の誤差評価……………5	5
2.2.3 スケール温度測定の誤差評価……………5	5
3. マルチスタイラス測定における位置誤差の検討……………6	6
3.1 MCGによるCMMの幾何学誤差の評価……………6	6
3.1.1 MCGの構成と使用方法……………6	6
3.1.2 MCGのデータ処理手法……………7	7
3.1.3 MCGのシミュレーション……………7	7
3.2 MCGによる位置誤差の評価実験……………8	8
3.2.1 円筒ゲージ測定の条件設定……………8	8
3.2.2 MCGによる位置誤差の評価……………9	9
4. まとめ……………11	11
謝 辞……………11	11
参考文献……………11	11
(幾何公差のデータムと三次元測定機による測定データム系)	
1. はじめに……………13	13
2. 幾何公差の種類……………13	13
3. 平行度の幾何公差例……………13	13
4. 加工・計測でのデータム設定……………14	14
5. データム設定法比較……………15	15
6. 三次元測定におけるデータム系設定方法……………16	16
6.1 外接と最小二乗……………16	16
6.2 最小二乗による投影と交線……………17	17
7. まとめ……………18	18
8. 外接・最小二乗のデータム設定に関するシミュレーションによる検討……………18	18
8.1 はじめに……………16	16

8.1.1 方法	18
8.1.2 評価法	19
8.1.3 最小二乗法による平面度の影響	19
8.1.4 外接基準による平面度の影響	20
8.1.5 基準位置の不確かさ比較	20
8.1.6 異常値検出の可能性	20
9. おわりに	21
謝辞	21
参考文献	21

(真円度測定機)

1. はじめに	22
2. 真円度測定の現状	22
2.1 実際の評価例	23
3. 背景	24
4. 測定環境の改善	24
4.1 供給空気の温度	24
4.2 供給空気圧	25
4.3 回転速度と切欠き標準	26
4.4 極細径円筒の測定	28
5. おわりに	29
謝辞	29
参考文献	29

表面層の機械的特性評価の高度化に関する研究……………藤塚将行, 山口 誠……………30

1. はじめに	30
2. ラマン分光法による表面層の応力・結晶性評価	30
2.1 ラマン分光法の技術的背景とこれまでの取り組み	30
2.1.1 ラマン分光法の原理	30
2.1.2 これまでの取り組み	33
2.1.2.1 共焦点顕微鏡・ラマン分光複合装置	33
2.1.2.2 ラマン分光による表面測定領域	34
2.1.2.3 紫外ラマン分光法	34
第2.1章 参考文献	35
2.2 圧痕の表面性状評価	36
2.2.1 Siにおけるインデンテーション圧痕周辺部の応力場	36
2.2.2 単結晶SiCにおける押込圧痕部の顕微ラマン分光	40
第2.2章 参考文献	43
3. ナノインデンテーション	44

3.1 研究の背景	44
3.2 一般的なナノインデンテーション試験	45
3.3 ナノインデンテーション試験の問題点	47
3.4 三次元表面形状観察 ナノインデンテーションテスター	47
3.5 走査プローブ顕微鏡内蔵対物ユニットの開発	51
3.5.1 開発の背景	51
3.5.2 走査プローブ顕微鏡内蔵対物ユニット開発に関する検討と動向調査	52
3.5.3 走査プローブ顕微鏡内蔵対物ユニットの開発	53
3.6 走査プローブ顕微鏡内蔵対物ユニットによる観察とその評価	55
第3章 参考文献	58
4. 海外動向調査	59
4.1 海外動向調査① (欧州)	59
4.1.1 13th International Conference on Silicon Carbide and Related Materials (ICSCRM 2009)	59
4.1.2 企業・大学訪問	60
4.2 海外動向調査② (欧州)	61
4.2.1 IMEKO XIX World Congress	61
4.2.2 ヘルムートフィッシャー社訪問	62
5. おわりに	64
謝 辞	64
複合三次元材料試験方法の開発	五嶋裕之, 藤塚将行
1. はじめに	65
2. 研究の背景と目的	65
3. 複合三次元材料試験	65
3.1 提案する試験方法	65
3.2 システム概要	66
3.3 逆運動学	66
3.4 微小変位解析	70
3.5 静力学	70
3.6 位置と力の制御	71
3.7 実 験	72
4. 冗長リンクを用いたパラレルメカニズム	73
4.1 新しいパラレルメカニズムの提案	73
4.2 特異姿勢の制御	74
4.3 実 験	75
5. 海外技術動向調査	78
5.1 ICFP2009 国際会議調査報告	78
5.1.1 概 要	78

5.1.2 招待講演	78
5.1.3 一般セッション	80
5.1.4 浙江大学キャンパス・実験室見学	81
5.2 ICMT2009 国際会議調査報告	81
5.2.1 概要	81
5.2.2 招待講演	82
5.2.3 一般セッション	83
5.3 まとめ	84
6. 成果の普及活動	84
7. おわりに	84
謝 辞	84
参考文献	84

幾何形状測定信頼性向上に関する研究

大西 徹^{*1}, 高瀬省徳^{*1}, 高増 潔^{*2}

Study on Improvement Methods of geometry measurement in Workshop Environment

Tohru OHNISHI, Shotoku TAKASE & Kiyoshi TAKAMASU

(現場環境における三次元測定機の 高度化に関する研究)

1. はじめに

三次元測定機(座標測定機, Coordinate Measuring Machine, 以下, CMM)は機械部品の三次元形状, 寸法, 位置などを測定するために, 広く機械産業分野で利用されている測定機であり, CMM の高精度化は, 品質保証のうえで必要不可欠な要求である。生産システムが, グローバル化していく中で, 部品を国際的に発注, 受注することが生産の効率化において重要となり, CMM による測定は, 測定室や恒温室で使われている状況から広く工場や生産現場(以下, 現場環境)で使われるようになってきている。一方, このようなシステムでは, 部品の設計, 加工, 組立工程を通して, 品質保証を効率的に行い, 測定の不確かさを評価することが, コスト面からも重要な技術となっている¹⁾。

CMM を利用した測定における不確かさの評価については, 多くの研究があるが CMM の精度評価, 幾何学誤差の補正, 測定戦略の影響などが大部分で, 測定環境の影響を考慮したものは少ない。しかし, 製造現場で CMM を使う場合には, 温度, 振動, ゴミ, 供給空気などの環境の影響や校正方法, 経年変化などの管理方法が問題となる。本研

究では, 製造現場で CMM を使う場合に問題となる要因を解析し, 問題解決のための提案を行うことにより, 現場環境における三次元測定機の高度化を行うことを目標にする^{2) 3)}。

CMM に対しては, 複雑な構造のため温度の時間的, 空間的な変化によるたわみなどの変形のモデル化や有限要素法解析が行われ, 温度変化により変形が生じない構造の研究が行われている。また, 実際の CMM の温度変形を実験的に評価し, モデルとの比較や補正方法の提案も行われているが, 比較的高精度の CMM が対象で, 比較的良好な温度環境で行われている研究が大部分であり, 現場環境に着目して温度を広い範囲で評価している研究はない^{4) ~ 8)}。

ブロックゲージの寸法測定を行い, その誤差を評価する目盛誤差は, 従来は CMM のスケール精度, プローブ径補正などの静的な精度評価に使われていた。しかし, 温度環境の悪い現場環境では温度補正の影響が最も大きいため, 目盛誤差を評価することで温度測定の誤差および温度補正の効果を評価することができる。

温度補正の効果を評価するには, スケールとワークの温度補正の両方を評価する必要がある。ワークの温度補正に関しては, 高精度な温度計か, 熱膨張係数の分かっているブロックゲージがあれば評価することができる。しかし, スケールの温度補正に関しては, 評価することが難しい。方法として, スケールに高精度な温度計を取り付けることが考えられるが一般のユーザでは難しい。また, 高精度な温度計や熱膨張係数の分かっている

*1 計量技術部 精密計測課

*2 客員研究員(東京大学)

ブロックゲージがあっても、スケールとワークの温度補正の分離ができない。そこで、低熱膨張のブロックゲージがあれば、スケールだけの温度補正の評価ができる⁹⁾。

本報では、目盛誤差の要因となる誤差の検討を行うとともに、現場環境に置かれたCMMについて、低熱膨張セラミック製ブロックゲージ(以下、CBG)の目盛誤差からスケールの温度補正に関して実験的に評価した。また、鋼製のブロックゲージ(以下、MBG)の目盛誤差からワークの温度補正に関して実験的に評価し、スケールとワークの温度計を補正する手法を提案した。さらに、CMMの測定位置の違いによる直角誤差をマシンチェックゲージ(Machine Checking Gauge, 以下、MCG, レニショー製)¹⁰⁾を用いて評価するとともに、評価した値を利用して、マルチスタイラス測定における測定位置の位置誤差を校正球の位置と測定位置の直角誤差から評価する手法を提案した。この手法を用いてマルチスタイラス測定における幾何偏差測定への影響を実験的に評価した。

2. 低熱膨張ブロックゲージを用いた温度補正⁹⁾

2.1 目盛誤差の要因となる温度測定誤差の分析

2.1.1 熱膨張補正の基本式の分析 式(1)に示すワークの長さの計測値 L_w は、スケールの読み L_s にスケールの熱膨張補正、ワークの熱膨張補正を行ったものである。また、式(2)に示す目盛誤差 E は、ワークの計測長さ L_w とワークの長さの校正值 L_c との差を比率で表したものである。ここで、 a_s と a_w はスケールおよびワークの熱膨張係数、 t_s と t_w はスケールおよびワークの温度である。

$$L_w = L_s(1 + a_s(t_s - 20) - a_w(t_w - 20)) \quad (1)$$

$$E = \frac{L_w - L_c}{L_c} = \frac{L_s(1 + a_s(t_s - 20) - a_w(t_w - 20)) - L_c}{L_c} \quad (2)$$

目盛誤差 E は、 L_w の持つ誤差を評価している。 L_w の持つ誤差として、以下の誤差が考えられる。スケールの誤差として、

- a_s の誤差：スケールの熱膨張係数の誤差
- t_s の誤差：スケールの温度測定の誤差(倍率誤差およびオフセット誤差)
- L_s の誤差：スケールが持っている倍率誤差、ワーク測定の誤差として
- a_w の誤差：ワークの熱膨張係数の誤差
- t_w の誤差：ワークの温度測定の誤差(倍率誤差およびオフセット誤差)
- L_c の誤差：ワークの校正值の誤差

ここで、スケールに関する誤差のうち、 a_s の誤差および t_s の倍率誤差は温度が変化するとき同じ効果が現れ、 L_s の誤差と t_s のオフセット誤差も同様に同じ効果を持ち、それぞれ区別できない。ワークに関する誤差のうち、 a_w の誤差と t_w の倍率誤差と L_c の誤差と t_w のオフセット誤差はスケールに関する誤差と同様に区別できない。また、測定するワークがブロックゲージの場合、 L_c の校正值および a_w の値は高精度で分かっているとみなせるので、誤差はないと仮定して、温度計の誤差として、以下の4つを考えることとする。

- dk_s (等価スケール温度係数)：スケールの温度測定 t_s の倍率誤差とスケールの熱膨張係数の誤差が含まれる
- dt_{s0} (スケールオフセット誤差)：スケールの温度測定 t_s のオフセット誤差とスケールの倍率誤差が含まれる
- dk_w (等価ワーク温度係数)：ワークの温度測定 t_w の倍率誤差とワークの熱膨張係数の誤差が含まれる
- dt_{w0} (ワークオフセット誤差)：ワークの温度測定 t_w のオフセット誤差とワークの校正值誤差が含まれる

2.1.2 温度測定誤差の分析 ここで、 t_s および t_w をスケールおよびワークの正しい温度とすると、式(3)に示すように測定温度 t_s^* および t_w^* は、それぞれ等価スケール温度係数 dk_s 、スケールオフセット誤差 dt_{s0} 、等価ワーク温度係数 dk_w 、ワークオフセット誤差 dt_{w0} を含むことになり、目盛誤差 E を記述できる。

$$\begin{aligned}
t_s^* &= (1 + dk_s)t_s + dt_{s0}, & t_w^* &= (1 + dk_w)t_w + dt_{w0} \\
E &= \frac{L_w^* - L_c}{L_c} = \frac{L_s(1 + a_s(t_s^* - 20) - a_w(t_w^* - 20)) - L_c}{L_c} \\
&= a_s dt_{s0} + a_s dk_s(t_s - 20) - a_w dt_{w0} - a_w dk_w(t_w - 20)
\end{aligned}
\tag{3}$$

低熱膨張のブロックゲージを測定する場合、目盛誤差 E_C は、 $a_w = 0$ で以下のように表すことができる (式 (4))。

$$\begin{aligned}
E_C &= \frac{L_w^* - L_c}{L_c} = \frac{L_s(1 + a_s(t_s^* - 20)) - L_c}{L_c} \\
&= a_s dt_{s0} + a_s dk_s(t_s - 20)
\end{aligned}
\tag{4}$$

そこで、式 (5) に示すように低熱膨張のブロックゲージに対して、2つの温度 t_{s1} と t_{s2} で求めた目盛誤差 E_{C1} と E_{C2} から温度計の倍率誤差 dk_s とオフセット誤差 dt_{s0} を求めることができ、スケールの温度計を補正することができる。

$$\begin{aligned}
E_{C1} &= a_s dt_{s0} + a_s dk_s(t_{s1} - 20) \\
E_{C2} &= a_s dt_{s0} + a_s dk_s(t_{s2} - 20) \\
dk_s &= \frac{E_{C2} - E_{C1}}{a_s(t_{s2} - t_{s1})}, \\
dt_{s0} &= \frac{E_{C2}(t_{s1} - 20) - E_{C1}(t_{s2} - 20)}{a_s(t_{s2} - t_{s1})}
\end{aligned}
\tag{5}$$

次に、式 (5) で求めた、 dk_s および dt_{s0} により補正した t_s を使い、普通 (鋼製) のブロックゲージを、2つ以上の複数の温度において測定し、目盛誤差 E_M を評価することで、ワークの温度計の dk_w および dt_{w0} を推定することができる (式 (6), (7))。

$$\begin{aligned}
t_w^* &= (1 + dk_w)t_w + dt_{w0} \\
E_M &= \frac{L_w^* - L_c}{L_c} = \frac{L_s(1 + a_s(t_s - 20) - a_w(t_w^* - 20)) - L_c}{L_c} \\
&= -a_w dt_{w0} - a_w dk_w(t_w - 20)
\end{aligned}
\tag{6}$$

$$\begin{aligned}
dk_w &= -\frac{E_{M2} - E_{M1}}{a_w(t_{w2} - t_{w1})}, dt_{w0} \\
&= -\frac{E_{M2}(t_{w1} - 20) - E_{M1}(t_{w2} - 20)}{a_w(t_{w2} - t_{w1})}
\end{aligned}
\tag{7}$$

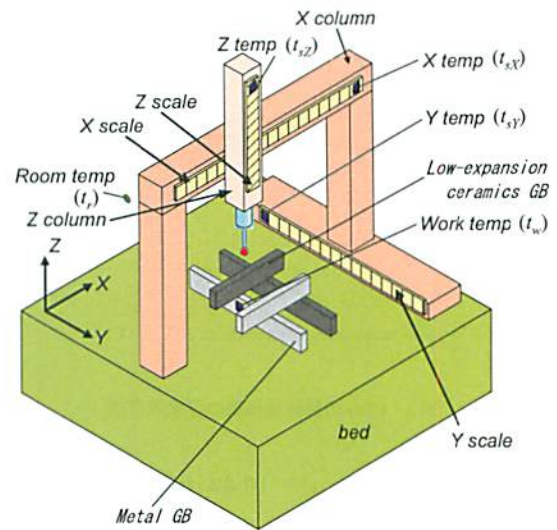


図1 CBG, MBG および CMM 付属の温度計の配置

2.1.3 温度測定誤差のまとめ 以上の分析の結果、温度変化のある環境で目盛誤差を評価することで、温度測定 of 誤差を分析できることが分かった。以下にまとめる。

- (1) 目盛誤差の誤差要因を分析し、スケール温度計の等価スケール温度係数とスケールオフセット誤差、ワーク温度計の等価ワーク温度係数とワークオフセット誤差が要因と仮定できることを示した。
- (2) 低熱膨張のブロックゲージの2つ以上の温度における目盛誤差から、スケール温度計の等価スケール温度係数とスケールオフセット誤差を評価でき、スケール温度計の補正を行うことができる。
- (3) スケール温度計の補正を行った状態で、普通 (鋼製) のブロックゲージの2つ以上の温度における目盛誤差から、ワーク温度計の等価ワーク温度係数とワークオフセット誤差を評価することができ、ワーク温度計の補正が可能になる。

2.2 温度測定誤差の評価実験

2.2.1 実験条件の設定 CBG (熱膨張係数: $a_C = (0 \pm 0.02) \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ (20°C において)) と MBG (熱膨張係数: $a_M = (10.8 \pm 0.5) \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$) を CMM の X 軸および Y 軸に平行に並べて設置した。CMM 付属の温度計 (温度精度: $\pm 0.3^\circ\text{C}$) は、X 軸スケ

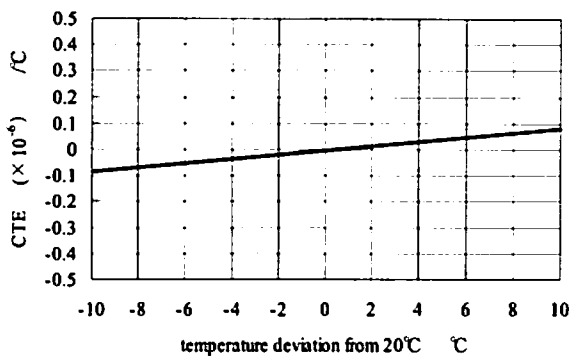


図2 CBGの熱膨張係数の温度依存性

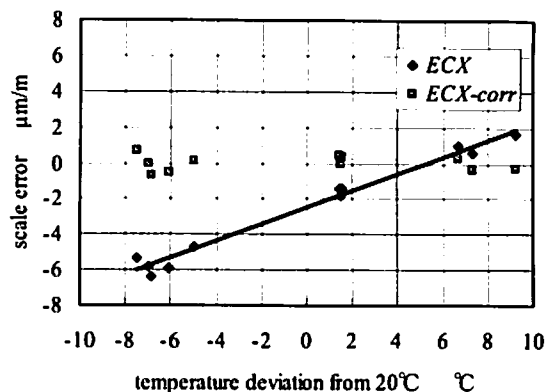
ール（熱膨張係数： $\alpha_s = 10.4 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ ）の右側，Y軸スケールの後側，Z軸スケールの上側にそれぞれ取り付けられ，ワーク温度計が1個用意されている．ワーク温度計は，Y軸に設置したMBGの中央に取り付けた．また，室温用にCMM付属の温度計とは別の温度計（温度精度： $\pm 0.07^\circ\text{C}$ ）を設置した．そのときのCBG，MBGおよび温度計の配置の関係を図1に示す．

- t_w CMM 付属のワーク温度
- t_{sX} CMM 付属の X スケール温度
- t_{sY} CMM 付属の Y スケール温度
- t_{sZ} CMM 付属の Z スケール温度
- t_r 室内温度

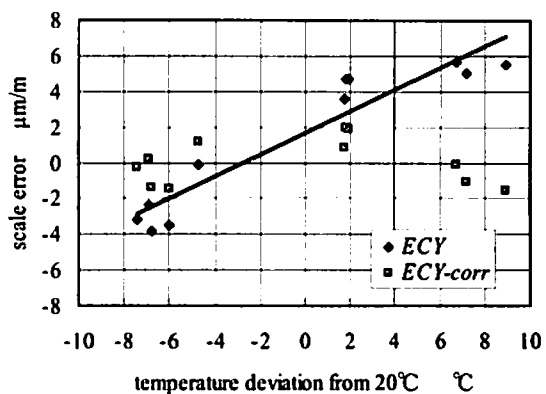
X軸にCBGとMBGの600mm，Y軸にCBGとMBGの800mmを設置したときの，それぞれの記号を以下のように定義する．

- E_{CX} X軸方向に設置したCBGの目盛誤差
- E_{CY} Y軸方向に設置したCBGの目盛誤差
- E_{MX} X軸方向に設置したMBGの目盛誤差
- E_{MY} Y軸方向に設置したMBGの目盛誤差

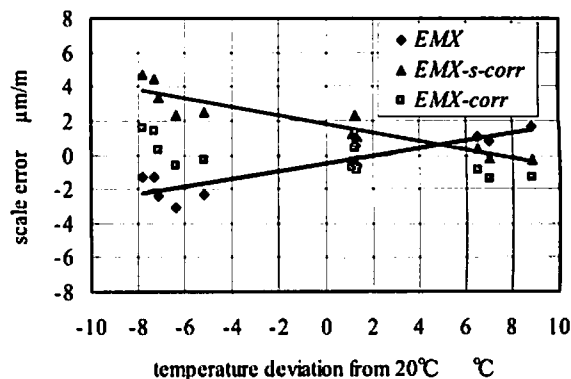
CBGの熱膨張係数の温度依存性を図2に示す¹¹⁾．この図からCBGの熱膨張係数は20°Cにおいて， $\alpha_c = 0 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ であるが，20°Cからの偏差が10°Cあると， $\alpha_c = 0.08 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ 程度になっていることが確認できる．そこで，CBGの熱膨張係数の温度依存性については，式(4)に熱膨張係数の温度依存性を補正する項を追加することによって補正した(式(8))．



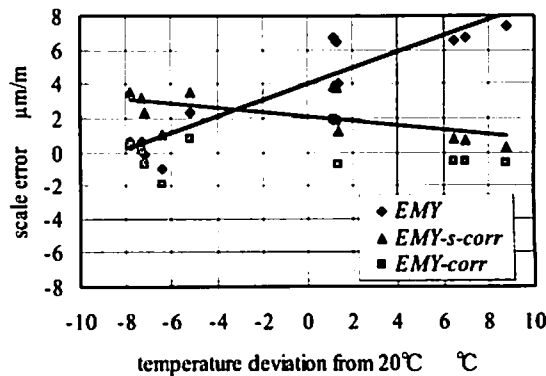
(a) X軸に設置したCBGの目盛誤差



(b) Y軸に設置したCBGの目盛誤差



(c) X軸に設置したMBGの目盛誤差



(d) Y軸に設置したMBGの目盛誤差

図3 スケールとワーク温度計の温度補正前後の目盛誤差

$$E_C = a_s dt_{s0} + a_s dk_s (t_s - 20) - a_c t_w \quad (8)$$

2.2.2 ワーク温度測定の誤差評価 2章に基づいて、日にちを変えて20°Cからの偏差が-8°Cから+9°C程度までの11種類における目盛誤差 E_{CX} と E_{CY} から、XおよびYスケール温度計の等価スケール温度係数とスケールオフセット誤差の評価を行い、目盛誤差 E_{CX} と E_{CY} に対して、XおよびYスケール温度計の補正を行った ($E_{CX-corr}$, $E_{CY-corr}$)。また、XおよびYスケール温度計の補正を行った状態で ($E_{CX-s-corr}$, $E_{CY-s-corr}$)、目盛誤差 E_{MY} から、ワーク温度計の等価ワーク温度係数とワークオフセット誤差の評価を行い、目盛誤差 E_{MX} と E_{MY} に対して、ワーク温度計の補正を行った ($E_{MX-corr}$, $E_{MY-corr}$) 結果を図3に示す。これらの図から、20°Cからの偏差によって目盛誤差が変化していることが分かった。CBGの目盛誤差 E_{CX} と E_{CY} およびMBGの目盛誤差 E_{MX} と E_{MY} は、スケール温度計とワーク温度計を2章の式(4)、(5)、(6)および(7)に基づいて補正することにより、目盛誤差を最大7.4 $\mu\text{m}/\text{m}$ から2 $\mu\text{m}/\text{m}$ 以下へ減少させることができた。表1に補正のために求めたX、Yスケール温度計の等価スケール温度係数とスケールオフセット誤差およびワーク温度計の等価ワーク温度係数とワークオフセット誤差を示す。

2.2.3 スケール温度測定の誤差評価 等価スケール温度係数に関して分析を行う。等価スケール温度係数は、スケール温度計の倍率誤差とスケールの熱膨張係数の誤差、さらに、CBGの熱膨張係数の誤差を含んでいる。スケール温度計の倍率誤差とスケールの熱膨張係数の誤差については、分離して評価できなくてもスケール温度計の等価スケール温度係数による補正を行うことができるが、CBGの熱膨張係数の不確かさは、分離して評価できないと等価スケール温度係数による補正に影響を与える。しかし、CBGの熱膨張係数の不確かさは、 $0.02 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ で10°Cの温度変化に対して0.02 $\mu\text{m}/\text{m}$ 程度である。次に、スケールオフセット誤差に関して分析を行う。スケールオフセット誤差は、スケール温度計のオフセット誤差とスケール

表1 スケールおよびワーク温度計の倍率誤差とオフセット誤差

	X scale	Y scale		Work
dk_x	0.046	0.058	dk_w	-0.011
dt_{s0} (°C)	-0.236	0.160	dt_{w0} (°C)	0.196

表2 スケールおよびワーク温度計の温度補正前後の最大目盛誤差と標準偏差 $\mu\text{m}/\text{m}$

	before correction		after correction	
	scale error	Standard deviation	scale error	Standard deviation
E_{CX}	-6.4	3.04	0.7	0.43
E_{CY}	5.6	4.04	1.9	1.31
E_{MX}	-3.4	1.84	2.4	1.48
E_{MY}	7.4	3.25	1.8	1.41

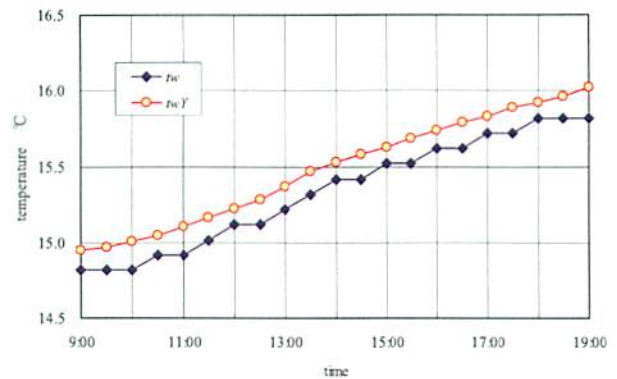


図4 1日間のY軸に設置したMBGのCMM付属のワーク温度 t_w と t_{wY} の変化

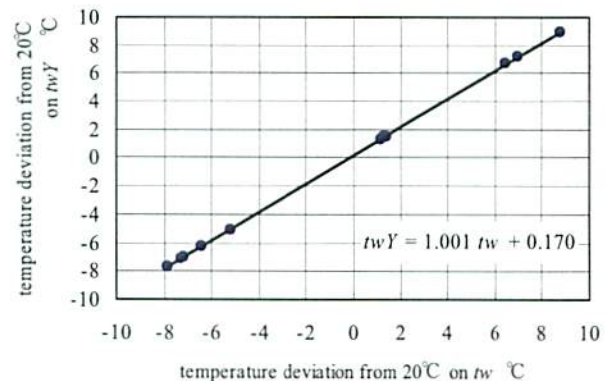


図5 CMM付属のワーク温度 t_w と t_{wY} の相関図

の倍率誤差を含んでいる。しかし、これらを分離して評価できなくてもスケール温度計のスケールオフセット誤差による補正を行うことができる。

CMM付属の温度計に関して分析を行う。図4にY軸に設置したMBGのCMM付属のワーク温度 t_w と、その隣に設置したCMM付属の温度計とは別の温度計(温度精度: $\pm 0.07^\circ\text{C}$)のワーク温度 t_{wY} の1日間の変化を示す。また、図5にCMM付属のワーク温度 t_w とワーク温度 t_{wY} の相関図を示す。これらの図から、CMM付属のワーク温度

測定 t_w の倍率誤差は小さく、 10°C の温度変化に対して 0.01°C 程度である。これに対して、オフセット誤差は 0.170°C であることが確認できる。また、目盛誤差 E_M から、ワーク温度計の評価を行ったワークオフセット誤差と CMM 付属のワーク温度 t_w とワーク温度 t_w の相関図から求めた、CMM 付属のワーク温度計のオフセット誤差との差は 0.026°C となり、よく一致した。さらに、相関図から求めた、ワーク温度 t_w と実際のワーク温度 t_w とは、 0.03°C 以内で一致した。これらのことから、CMM 付属の温度計の温度精度 ($\pm 0.3^{\circ}\text{C}$) は、ほとんどがオフセット誤差であり、温度計の倍率誤差および測定のみらつき等は、少ないことが分かった。

等価ワーク温度係数に関して分析を行う。等価ワーク温度係数は、ワーク温度計の倍率誤差とワークの熱膨張係数の誤差を含んでいる。ワークの熱膨張係数の誤差は、測定する測定物によって変わるので、これらを分離して評価できなければ、ワーク温度計の等価ワーク温度係数による補正はできない。また、MBG の熱膨張係数の不確かさは、 $0.5 \times 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$ で 10°C の温度変化に対して $0.5 \mu\text{m}/\text{m}$ 程度もある。これらのことから、ワーク温度計の等価ワーク温度係数誤差による補正は困難であることが分かった。次に、ワークオフセット誤差に関して分析を行う。ワークオフセット誤差は、ワーク温度計のオフセット誤差とワークの校正值誤差を含んでいる。これらを分離して評価できなければ、ワーク温度計のワークオフセット誤差による補正に影響を与える。ワークの校正值誤差は $0.5 \mu\text{m}/\text{m}$ 程度あるが、ワークオフセット誤差と CMM 付属のワーク温度計のオフセット誤差とはよく一致していることから、普通 (鋼製) のブロックゲージの目盛誤差から、ワーク温度計のワークオフセット誤差の補正が可能であることが分かった。

これらのことを踏まえて、スケールとワークの温度計を補正する前と後の最大目盛誤差と標準偏差を表 2 に示す。これらの結果から、スケールとワークの温度計を補正することにより、目盛誤差と、その標準偏差は小さくなり、Y 軸に平行においた CBG の目盛誤差 E_{Cr} では、 $5.6 \mu\text{m}/\text{m}$ 、標準偏

差 $4.04 \mu\text{m}/\text{m}$ であった最大目盛誤差が $1.9 \mu\text{m}/\text{m}$ 、標準偏差 $1.31 \mu\text{m}/\text{m}$ へ減少し、また、MBG の目盛誤差 E_M では、 $7.4 \mu\text{m}/\text{m}$ 、標準偏差 $3.25 \mu\text{m}/\text{m}$ であった最大目盛誤差が $1.8 \mu\text{m}/\text{m}$ 、標準偏差 $1.41 \mu\text{m}/\text{m}$ へ減少することが確認できた。

個々のブロックゲージの熱膨張係数を高精度に測定し、その値を付けた熱膨張係数付のブロックゲージも提供されており、その不確かさは、 $0.035 \times 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$ である¹²⁾。このブロックゲージを使用すれば、等価ワーク温度係数誤差のワーク温度計の倍率誤差とワークの熱膨張係数の誤差を分離し、ワーク温度計の倍率誤差による補正も可能である。しかし、前述したようにワーク温度計の倍率誤差は少ないため、改善効果も少ないと考えられる。

3. マルチスタイラス測定における位置誤差の検討

3.1 MCG による CMM の幾何学誤差の評価³⁾

3.1.1 MCG の構成と使用方法 図 6 に MCG の構成を示す。MCG はベースの上に径 4 mm のピボットボールのついた支柱とアームにより構成され、ピボットボール上に 3 個のボールでキネマチック (運動学的) に支持されたアームの先端に、スタイラスボールを備えた形をしている。また、アームはカーボンファイバー製で熱膨張係数は $1.0 \times 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$ となっている¹³⁾。

まず、ピボットボールを測定し、その中心座標を原点とする。次に、アーム先端のフォーク状のバーにプローブを引っ掛けた状態で、CMM を駆動してアームを指定の位置へ移動する。その位置で、プローブをスタイラスボールへ接触することで、原点から R だけ離れた球面上の測定点の座標値 (x, y, z) を得ることができる。 R としては、 101 mm 、 151 mm 、 226 mm 、 380 mm 、 532 mm 、 685 mm のアームが用意されている。

図 7 に示すように水平方向に 45 度間隔で 8 ヶ所、水平面より $+45$ 度および -45 度の位置で同様に各 8 ヶ所、合計 24 ヶ所の測定位置で繰り返し 3 回の測定を行う。この 72 点の座標は、理想的にはすべて原点から R の距離の座標にあるので、理

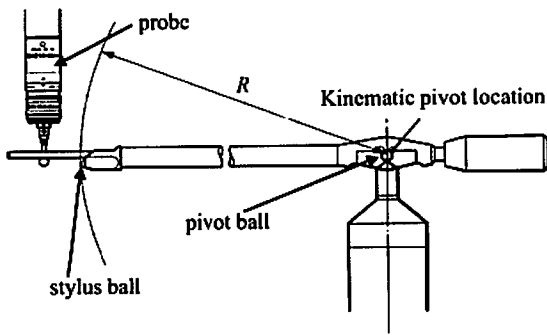


図6 マシンチェックゲージの概要¹³⁾

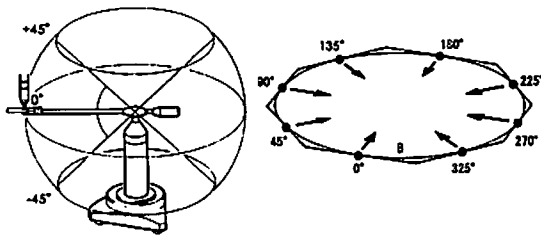


図7 マシンチェックゲージの測定位置¹³⁾

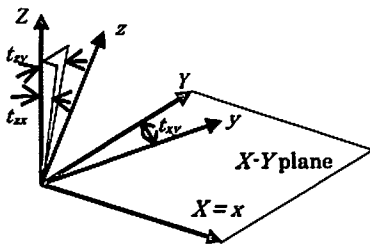


図8 CMMの座標系と理想的な座標系との関係

想的な球からの偏差により CMM の幾何学誤差を評価できる。また、すべての測定の終了後に、もう一度、ピボットボールの中心座標を測定することで測定中の温度ドリフトを確認できる。

以上のような測定は、一般的な数値制御の CMM では、すべて自動的に行うことができる。1回の測定は20分程度で行うことができるため、現場環境で日常的に使用することが可能である。

3.1.2 MCG のデータ処理手法 72 個の測定データの座標値 (x_i, y_i, z_i) から、ピボットボールの中心座標のずれ量 (x_0, y_0, z_0) および直角誤差 (t_{xy}, t_{xz}, t_{yz}) を求める。まず、ピボットボールの中心座標のずれ量は球の方程式を利用して、式 (9) の S_c を最小にする最小二乗球の中心から求めることができる。

次に、CMM の各軸の直角誤差は図 8 に示すように 3 つのパラメータで表現できる。CMM の機械座標系 (x, y, z) と直角誤差のない座標系 (X, Y, Z) の関係を、 X 軸と x 軸は等しい、 xy 平面と XY 平面は等しいとして表現する。直角誤差として y 軸の Y 軸からの角度誤差 t_{xy} 、 z 軸と Z 軸からの X 軸方向の角度誤差 t_{xz} 、 z 軸と Z 軸からの Y 軸方向の角度誤差 t_{yz} の 3 つのパラメータで記述ができる。これらのパラメータは角度として表現される。

直角誤差のパラメータは、式 (10) の近似による式 (11) の S_q を最小とする条件で、最小二乗法により求めた。ここで、 r はピボットボールの中心とアーム先端のスタイラスボールとの平均距離である。

$$S_c = \sum_{i=1}^n ((x_i - x_0)^2 + (y_i - y_0)^2 + (z_i - z_0)^2 - r^2) \quad (9)$$

$$X = x + y \sin t_{xy} + z \sin t_{xz} \approx x + y t_{xy} + z t_{xz}$$

$$Y = y \cos t_{xy} + z \sin t_{yz} \approx y + z t_{yz} \quad (10)$$

$$Z = z \sqrt{1 + \tan^2 t_{xz} + \tan^2 t_{yz}} \approx z \cos t_{xz} \cos t_{yz} \approx z$$

$$S_q = \sum_{i=1}^n ((x_i + y_i t_{xy} + z_i t_{xz})^2 + (y_i + z_i t_{yz})^2 + z_i^2 - r^2) \quad (11)$$

3.1.3 MCG のシミュレーション アームの長さを 100 mm とし、3 つの直角誤差パラメータを種々に変化させた場合、水平面 (0°)、水平面より $+45^\circ$ および -45° の XY 平面における測定誤差をシミュレーションにより示した (図 9)。図 9 (a) および (b) の水平面の $\pm 45^\circ$ 方向の比率で、 t_{xy} の推定が可能であることが分かる。同様に、図 9 (a)、(c) および (e) より $+45^\circ$ および -45° のずれの X 方向と大きさを t_{yz} が推定可能であり、図 9 (c)、(d) および (e) より $+45^\circ$ および -45° のずれの Y 方向と大きさを t_{xz} の推定が可能であることが分かる。

この結果は、式 (11) の S_q を最小とするような最小二乗法の当てはめ結果と一致する。以上より、MCG により直角誤差パラメータが推定可能なことを確認した。

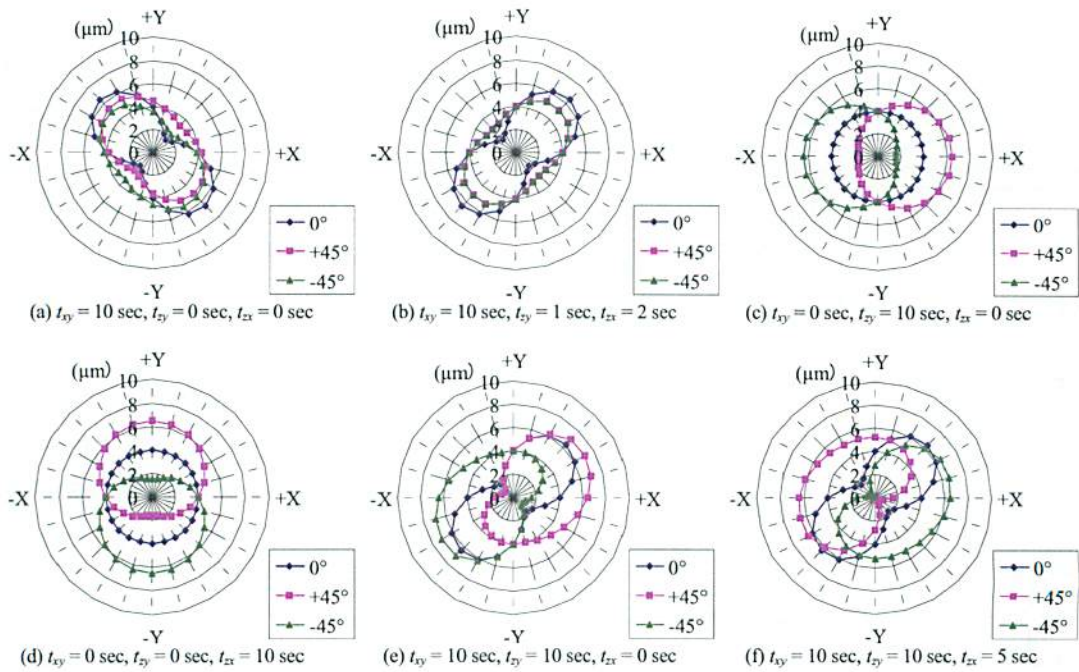


図9 直角誤差パラメータを変化させた場合のXY平面における測定誤差のシミュレーション

3.2 MCGによる位置誤差の評価実験

3.2.1 円筒ゲージ測定の条件設定 図10に示すスチール製の円筒ゲージ（熱膨張係数： $11.5 \times 10^{-6}/K$ ）の平面（平面A）と円（円1，円2，円3，円4）の測定要素を図11に示す2つのポジションで，図12に示す回転式プロービングシステムの対向する2組のプローブ（回転中心からの長さ100mm，スタイラスは長さ40mm，先端球4mm）を用いて，プローブと円筒ゲージの相対的な位置関係が一致するように測定した．各ポジションの配置はポジションXでの円筒ゲージの中央部分を基点として回転を行った．この基点は，CMMの測定領域のほぼ中央とした．測定点の配置は，図13に示すように，平面および円測定ともに，18点の等間隔測定を行い，以下 4° ずらして5回の測定を行った．測定要素は，図10における平面A，円1，円2，円3，円4に加え，円1と円2から円筒A，円3，円4から円筒Bを作成し，円筒Aと円筒Bから円筒ABを作成した．これらの測定要素から表3に示す幾何偏差を算出した¹⁴⁾．

校正球の位置は，図14に示す4箇所（ L_{LF} ， L_{CF} ， L_{RF} ， L_{CC} ）で，図15に示す回転式プロービングシステムを用いて，異なる5つの姿勢で各プローブの校正を行ない，パラメータを設定した．

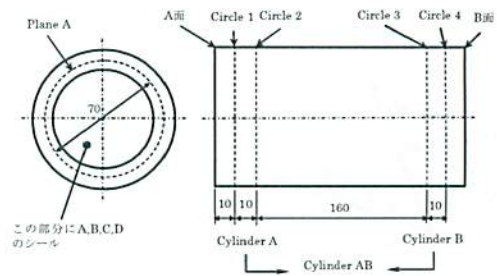


図10 円筒ゲージ¹⁴⁾

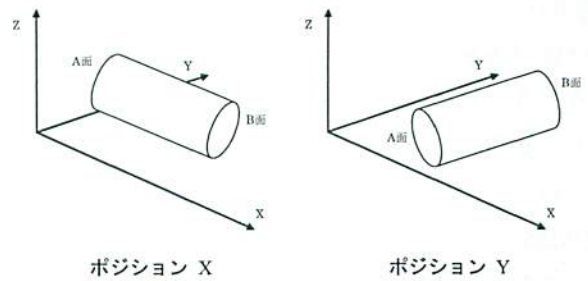


図11 円筒ゲージ測定における2つのポジション¹⁴⁾

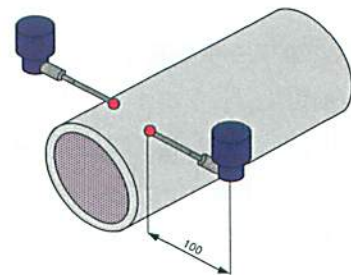


図12 円筒ゲージ測定とプローブとの関係

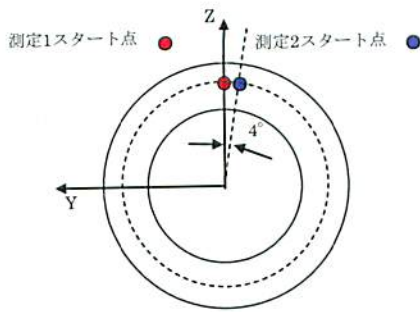


図 13 平面測定の実測点配置¹⁴⁾

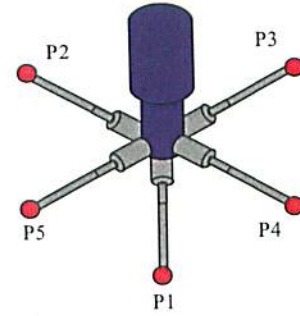


図 15 回転式プロービングシステムによる5姿勢

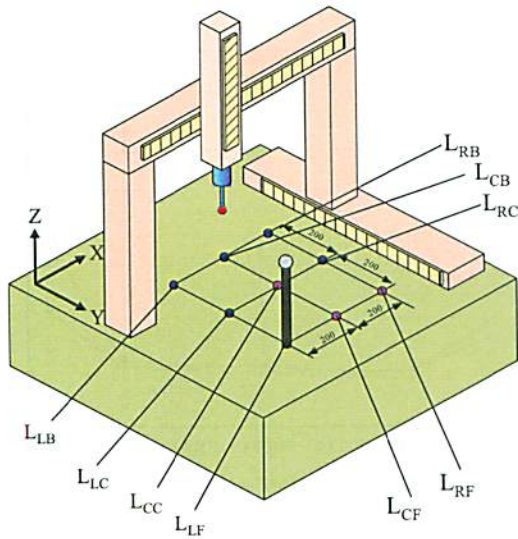


図 14 CMMにおけるMCGに支柱と校正球の位置

表 3 測定要素項目¹⁴⁾

評価項目	要素	データム
平面度	平面 A	
真円度	円 2, 円 3	
円筒度	円筒 A, 円筒 B, 円筒 AB	
同軸度	円筒 A	円筒 B

表 4 CMMの測定位置の違いによる直角誤差の評価結果 sec

Y axis X axis	Left			Center			Right		
	t_{xy}	t_{zy}	t_{zx}	t_{xy}	t_{zy}	t_{zx}	t_{xy}	t_{zy}	t_{zx}
Front	2.3	0.4	2.3	3.5	-3.7	1.6	3.7	-5.6	2.2
Center	2.5	-0.8	2.5	1.3	-2.8	1.6	1.6	-4.8	2.2
Back	2.1	0.5	2.2	3.0	-2.8	2.0	3.8	-5.1	1.9

表 5 各ポジションにおける円筒ゲージの測定要素ごとの直角誤差 sec

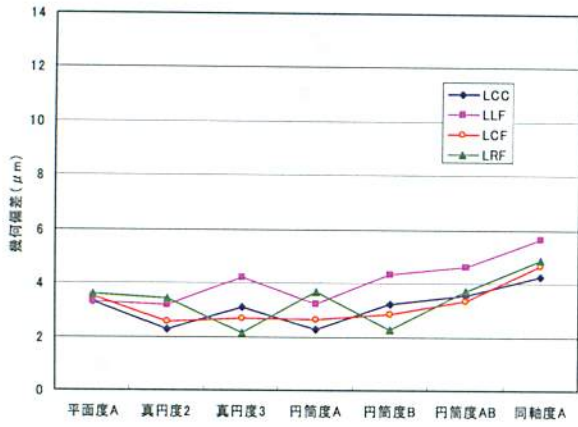
測定位置	ポジション X (X)			ポジション Y (Y)		
	t_{xy}	t_{zy}	t_{zx}	t_{xy}	t_{zy}	t_{zx}
平面 A (p)	1.9	-1.8	2.0	2.4	-3.3	1.6
円 1 (c1)	1.9	-1.9	2.0	2.3	-3.2	1.6
円 2 (c2)	1.8	-2.0	1.9	2.2	-3.2	1.6
円 3 (c3)	1.4	-3.6	1.8	2.0	-2.8	1.7
円 4 (c4)	1.5	-3.7	1.8	2.1	-2.8	1.8

3.2.2 MCG による位置誤差の評価 現場環境に設置した CMM について、図 14 に示す 9 箇所の位置で MCG の 101mm のアームを用いて直角誤差の評価を行った結果を表 4 に示す。この結果から、測定位置によって直角誤差の変化は最大 t_{zy} で 6 sec 程度あることが確認できた。

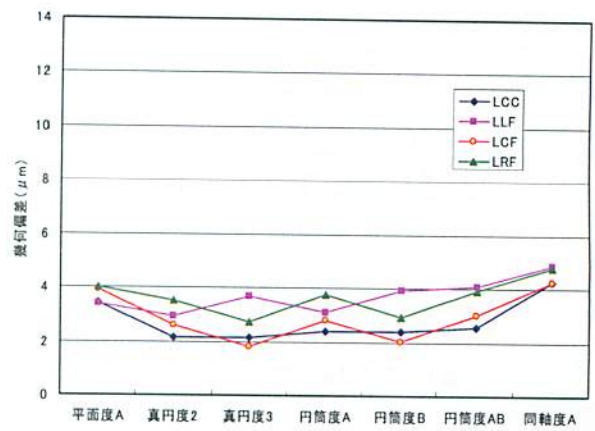
ポジション X および Y における円筒ゲージの測定要素 (平面 A, 円 1, 円 2, 円 3, 円 4) ごとの測定位置の直角誤差を L_{LC} , L_{CC} , L_{RC} および L_{CF} , L_{CC} , L_{CB} の距離と直角誤差の関係から求めた結果を表 5 に示す。この結果から、ポジション X における測定要素ごとの測定位置の t_{zy} の直角誤差の変化は大きく、最大 2sec 程度あることが確認できた。

測定位置による直角誤差の変化は、測定の誤差となり、平面度の測定においては、校正球の位置と測定位置の t_{zx} の直角誤差の変化が位置誤差 AL となる。また、真円度および円筒度の測定においては、校正球の位置と測定位置の t_{zy} の直角誤差の変化が位置誤差 AL となる。同軸度の測定においては、校正球の位置とワークの設置位置の直角誤差の変化が位置誤差 AL となり、ポジション X の場合、校正球の位置とワークの設置位置の t_{zx} の直角誤差の変化、ポジション Y の場合、校正球の位置とワークの設置位置の t_{zy} の直角誤差の変化が位置誤差 AL となる。ここで、ワークの設置位置の直角誤差は、円筒ゲージの各ポジションにおける基点が、CMM の測定領域のほぼ中央で、 L_{CC} の測定位置とほぼ同じであるため、 L_{CC} の直角誤差とする。

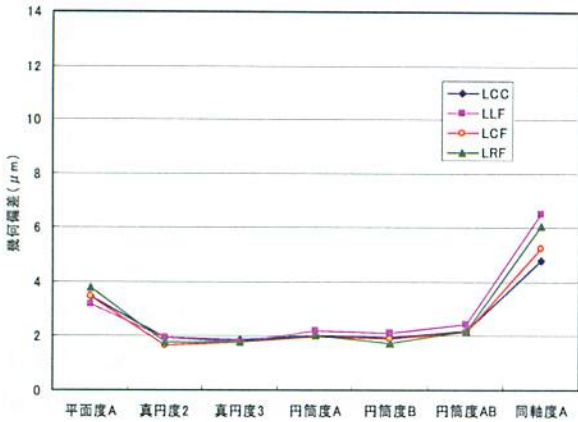
校正球の位置が L_{LF} でポジション X における円筒ゲージの測定位置が平面 A のときの位置誤差



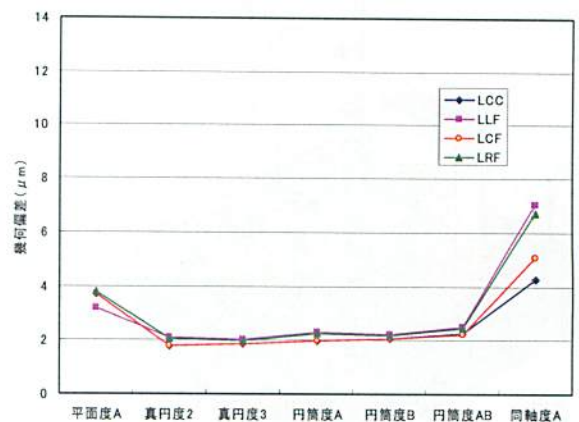
(a) ポジション X における円筒ゲージ測定の実測値



(b) ポジション X における円筒ゲージ測定の実測値のシミュレーション



(c) ポジション Y における円筒ゲージ測定の実測値



(d) ポジション Y における円筒ゲージ測定の実測値のシミュレーション

図 16 円筒ゲージの実測定と MCG による位置誤差の評価のシミュレーション

表 6 MCG による位置誤差の評価 μm

	ポジション X				ポジション Y			
	L _{CC}	L _{LF}	L _{CF}	L _{RF}	L _{CC}	L _{LF}	L _{CF}	L _{RF}
平面度 A	0.29	0.21	0.77	0.86	0.53	0.03	0.53	0.62
真円度 2	0.38	1.16	0.83	1.75	0	0.33	0.01	0.29
真円度 3	0.38	1.92	0.07	0.99	0.08	0.26	0.07	0.21
円筒度 A	0.43	1.16	0.87	1.80	0.01	0.33	0.01	0.29
円筒度 B	0.43	1.96	0.07	0.99	0.09	0.26	0.08	0.21
円筒度 AB	0.43	1.96	0.87	1.80	0.09	0.33	0.08	0.29
同軸度 A	0	0.61	0.02	0.52	0	2.77	0.80	2.46

AL を式 (12) に示す。ここで、評価項目が平面度、真円度、円筒度のときの L はプローブの回転中心からの長さで、評価項目が同軸度のときの L は同軸度の評価長さである。

$$AL = L(t_{xy-LF} - t_{xy-PX}) \quad (12)$$

式 (12) に基づいて、各ポジションの校正球の位置における評価項目ごとの位置誤差を表 6 に示す。ここで、円筒度については、評価している真

円度の位置誤差の最大値を円筒度の位置誤差とする。この結果から、同じ評価項目でも、円筒ゲージの設置位置および校正球の位置によって位置誤差が変化していることが分かった。

各校正球の位置において円筒ゲージの表 3 に示す 4 つの評価項目を実測定した結果と各評価項目の実測定の最小値と表 6 に示す位置誤差を加えてシミュレーションした結果を図 16 に示す。この結果から、実測定とシミュレーションによって得られた値とは、 $1\mu\text{m}$ 以内で一致した。このことから、MCG によって評価した校正球の位置と測定位置の直角誤差の値を用いて、位置誤差を評価する方法の妥当性および校正球の位置とワークの設置位置を最適な位置に設置することにより、位置誤差を小さくできることが分かった。

現場環境における CMM の高度化における問題点として、目盛誤差の要因となる誤差を熱膨張補正の誤差として分析を行った。また、現場環境に置かれた CMM の CBG の目盛誤差からスケール温度計を評価するとともに、MBG の目盛誤差からワーク温度計を評価し、これらの温度計を補正することの有効性を確認した。さらに、マルチスタラス測定における校正球の位置と測定位置の関係を検討し、MCG によって評価した直角誤差の値を用いて、位置誤差を実験的に評価した。得られた結論は以下のとおりである。

- (1) 低熱膨張のブロックゲージの目盛誤差からスケール温度計の等価スケール温度係数とスケールオフセット誤差を評価し、さらに、普通（鋼製）のブロックゲージの目盛誤差からワーク温度計のワークオフセット誤差を評価することにより、スケールとワークの温度計の補正が可能となり、目盛誤差を減少させることができることを示した。
- (2) 本研究に用いた CMM 付属の温度計の温度精度を決めている要因は、ほとんどがオフセット誤差であり、温度計の倍率誤差と測定の間ばらつき等は、少ないことを指摘した。
- (3) スケール温度計の等価スケール温度係数とスケールオフセット誤差およびワーク温度計のワークオフセット誤差を評価した値を補正值として、温度補正を行うことの有効性を実験により確認した。
- (4) MCG によって評価した校正球の位置と測定位置の直角誤差の値を用いて位置誤差の評価が可能であることを確認した。
- (5) 校正球の位置とワークの設置位置を最適な位置に設置することにより、位置誤差を小さくできることを確認した。

今後は、現場環境の問題点である振動、ゴミ、空気などの環境の影響や校正方法、温度計の設置位置、プロービングシステムの評価などの管理方法について検討し、現場環境の CMM の高度化を目指す。

この研究は、競輪の補助金を受けて行われたこと、また、産業技術総合研究所様からお貸しいただいたブロックゲージを使用して行ったことを付記して謝意を表します。

参考文献

- 1) 高増潔：バーチャル三次元測定機計測，計測と制御，40，11（2001）801.
- 2) 大西徹，高瀬省徳，高増潔：現場環境における三次元測定機の高度化に関する研究（第 1 報）－温度ドリフトの評価および補正－，精密工学会誌，73，2（2007）270.
- 3) 大西徹，高瀬省徳，高増潔：現場環境における三次元測定機の高度化に関する研究（第 2 報）－直角誤差補正－，精密工学会誌 73，7（2007）818.
- 4) A. Balsamo, D. Marques, S. Sartori, A Method for Thermal-Deformation Corrections of CMMs, Annals of the CIRP 39/1, 1990, 557.
- 5) J.-P. Kruth, P. Vanherck, C. Van den Bergh, Compensation of Static and Transient Thermal Errors on CMMs, Annals of the CIRP 50/1, 2001, 377.
- 6) J.-P. Kruth, P. Vanherck, C. Van den Bergh, B. Schacht, Interaction between workpiece and CMM during geometrical quality control in non-standard thermal conditions, Precision Engineering 26, 2002, 93.
- 7) M.H. Attia, S. Fraser, A generalized modelling methodology for optimized real-time compensation of thermal deformation of machine tools and CMM structures, International Journal of Machine Tools & Manufacture 39, 1999, 1001.
- 8) 阿部誠，高増潔，大園成夫，沢辺雅二：空間座標の比較測定による CMM の構成（第 1 報）－パラメトリックエラーモデルの構成とそのシミュレーション－，精密工学会誌，66，3，（2000），483.
- 9) 大西徹，高瀬省徳，高増潔：現場環境におけ

- る三次元測定機の高度化に関する研究（第 3 報）－低熱膨張ブロックゲージを用いた温度補正の評価－，精密工学会誌 掲載待ち。
- 10) P.C. Miguel, T. King: Co-ordinate measuring machines Concept, classification and comparison of performance tests, International Journal of Quality & Reliability Management, 12, 8 (1995) 48.
- 11) 野瀬哲郎，高橋史明，中林正史，森田英彦，小杉展正：超低熱膨張セラミックス “NEXCERA”，新日鉄技報 第 374 号 (2001) 6.
- 12) Mitutoyo Information 《Gauge Block》 No.4.
- 13) RENISHAW Catalog: The Machine Checking Gauge.
- 14) 形状計測研究会：ISO 15530-2, -6 アセスメント測定 Protocol (Final)

(幾何公差のデータムと三次元測定機による測定データム系)

1. はじめに

ものを作るためには、何らかの機能が要求される。この機能を満たすための仕様が図面上に表現される。この図面をもとに機能が部品上に実現されるような加工がなされ、計測・組立て作業が適宜繰り返され、最終的に検証が行われ、製品として完成する。したがって、設計図面は加工・計測を行うための技術的な情報の伝達手段である。そのため、設計図面の完全さとその解釈の一意性が要求される。

ここに新しい生産システム GPS(製品の幾何特性仕様)に関する一連の規格の意義があり、国際規格(GPS)に基づく設計・図面指示の幾何公差方式(機能要求によって対象とする形体に幾何偏差を公差内に規制する方式)の正しい理解が必要となる。

この生産システムの普及により、部品の組み付け互換性の確保、部品の生産性の向上、より一層のコスト低減が実現される。例えば発注側と受注側双方とで図面の理解が共通していれば、短時間の打ち合わせ、(あるいは必要ない)で十分となる。

したがって、ものづくりのグローバル化に対応するためには、世界に通用する図面指示法の共有化が不可欠となる。

2. 幾何公差の種類

幾何公差は、その形体の機能要求にしたがって指示される。したがって、製造および検査における要求も幾何公差の設定に影響される。つまり、データムの設定順序により組み立て時に部品同士が干渉する可能性が現われる。なお、データムとは関連形体に幾何公差(姿勢・位置・振れ)を指示するとき、その公差域を規制するために設定された理論的に正しい幾何学的基準(点・直線・平面など)であり、形体間の機能的関係を確立する基準となる。したがって、データム設定には、対象となる部品や形体の機能、加工プロセス、測定方法、部品の形状、他の部

品との関係、組み立て上の課題、設計要求などを熟慮する必要がある。

表1に幾何公差と幾何特性の種類を示す。表1のように幾何公差には19種類あり、適用される形体は単独形体と関連形体に大別される。特定の幾何公差が指示された場合、原則として公差は対象とする形体の全域に適用される。そして、これらの幾何公差は形体の正確な形によって挟まれる領域内に、実際の形状が入っているかどうかによって評価されることになる。

そのため、図面指示がどのような領域を表現しているかを、正しく解釈する必要がある。なお、その公差付き形体は、その公差域内であれば任意の形状または姿勢でよい。また、単独形体はデータムを持たない。

幾何公差とは幾何偏差の許容値を意味し、偏差とは実特性と理想特性との差で、通常は符号を持たない。

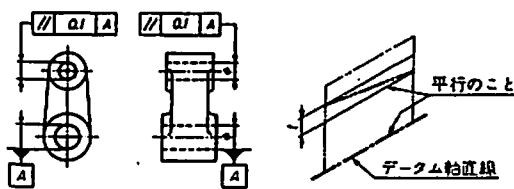
表1 幾何公差の種類

適用する形体	公差の種類	幾何特性	記号
単独形体	形状公差 (*) : 線の形状特性 (**) : 面の形状特性	真直度(*) 平面度(**) 真円度(*) 円筒度(**)	Form □ ○ ∅ ∅ ∅ ∅ D ∅
		線の輪郭度(*) 面の輪郭度(**)	
関連形体	姿勢公差	平行度 直角度 傾斜度	Orientation // ⊥ ∟ D ∅
		線の輪郭度 面の輪郭度	
	位置公差	位置度 同心度 同軸度 対称度 線の輪郭度 面の輪郭度	Location 中心点に適用 軸線に適用 Profile ⊕ ⊙ ⊕ ⊙ ⊕ ⊙ D ∅
振れ公差	円周振れ 全振れ	Runout ↗ ↘	

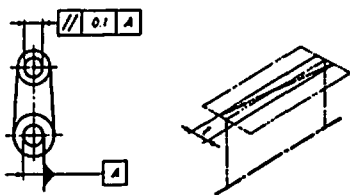
3. 平行度の幾何公差例

図1により幾何公差を解釈してみる。二つの円筒穴の軸線の平行度として、片方の軸線を基準として、もう一方の軸線の範囲を規制する。図1の軸線Aがデータムになる。したがって、どちらの軸をデータムとして採用するかは、後の結果に大きく影響する。

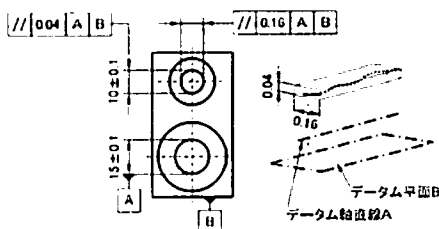
図1a), 図1b)に示されている一方向の平行度公差(たおれ・ねじれ)と, 図1c)の互いに直角な二方向と, 図1d)に示されているような方向を定めない四種の平行度公差が考えられる。



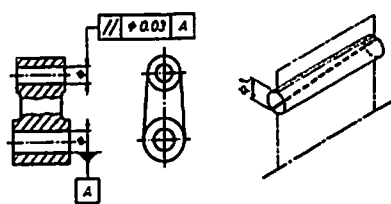
a) たおれを規制する場合



b) ねじれを規制する場合



c) 互いに直角な二方向の場合



d) 方向を定めない場合

図1 二つの軸線の平行度

図1a), 図1b)の平行度では, 実測した軸線, (あるいは実際の軸線)は, 指定された方向(指示線の矢の方向)において, データム軸直線 A に平行で, 0.1 だけ離れた平行二平面の間になければならない。図1a)のたおれの場合は, 水平方向の軸線の姿勢は問われていない。図1b)のねじれの場合は, 上下方向の軸線の姿勢は問わ

れていない。図1c)の軸線は, データム平面 B に関して指示された方向で, かつ互いに垂直な方向においてデータム A に平行で, それぞれ 0.16 および 0.04 だけ離れた二組の平行二平面の間になければならない。

一方, 図1d)の方向を定めない場合では, データム軸直線 A に平行な軸線をもつ直径 0.03 の円筒の公差域内になければならない。また, この平行度の例ではデータム軸直線は下側の軸線が採用されているが, データム設定には, 対象となる部品や形体の機能, 加工プロセス, 測定の方法, 部品の形状, 他の形体との関係, 組立上の課題, 設計要求などを念頭に置き選択する必要がある。

4. 加工・計測でのデータム設定

形状精度などの幾何精度を評価するときには, 評価対象と比較するための基準となる参照の方向(互いの位置・姿勢の関係)が明らかになっていなければならない。従来, 参照方向は図面の暗黙の指示や, あいまいな基準の概念によって決定されていた。しかし, GPS 規格では, データムシステム(datum system)を用いた基準設定の方式が使われている。そこで, データムシステムを使った形状精度の評価を, 計算機上で行うための手法を考え, そのときのいくつかの問題点を取り上げ, そのなかで現在のデータムシステムの持っている問題点を明らかにする。

現在用いられている, 幾何精度検証のためのデータムの決定方法は, 現場的立場で見れば, 明確である。すなわち, 実際に定盤などを使って作業するため, 外接という手法を用いる。一方, 形状を計算機で処理する立場で見ると, あいまいな点が多い。つまり, 三次元測定機による評価においては, 使用する測定機の特徴として, 対象形体を離散的にしか測定できないこと, さらに評価点数が少ないことなどから, 外接というデータム設定手法には問題があると思われる。

計測の観点のみから考えると, 設計図面上の公差は対象形体の GO・NG を判定するためのものとなる。一方, 三次元測定機による評価は

GO・NG, つまり合否判定が目的(検査)の場合の他に, 対象形体がどのような姿勢に加工されているか, すなわち, 加工状態の調査を目的とする場合がある。したがって, 後者のような評価が目的の場合には, 図面上のデータム設定である必要性は必ずしもない。

しかし, 評価目的が前者の場合には, できるだけ図面上のデータム設定と合致することが望ましいと思われる。

ここで, 三次元測定機による計測の特徴を, 形状測定専用の形状測定機による計測と比較してみる。表2にそれぞれの計測の特徴を示す。表2からわかるように, 三次元測定機による形体計測では, 評価点数が少なく, 離散的なデータを用い形体パラメータによる最小二乗法を適用し, 形体を推定している。したがって, 三次元測定機による評価において, もし外接の概念を適用する場合には, 非常に多数の評価点が必要になるものと思われる。

表2 形体計測と形状計測の特徴比較

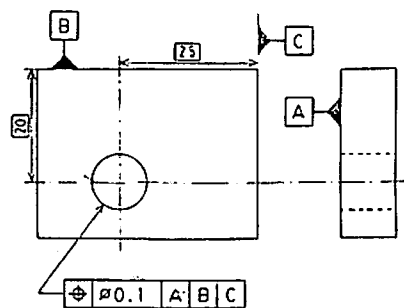
	形体計測	形状計測
評価点数	少(10~20 in 3D)	多(1000~10000 in 3D)
評価点の不確かさ	大	小
評価点の密度	低い・離散的	高い・連続的
データ処理	最小二乗法・外挿	フィルタ
評価手法	形体パラメータ	輪郭形状
形体のモデル	あり	なし

5. データム設定法比較

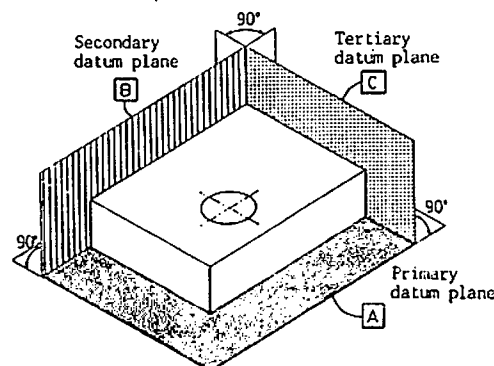
三次元座標測定システムの基本は, X 軸・Y 軸・Z 軸の機械座標系で構成される直交座標系測定システムであり, プローブシステムが被測定物と接触することにより得られる被測定物の座標値が取り込まれる。このとき, 被測定物の三次元座標測定の評価の都合に合わせて, 被測定物上の形体に設定されるのが測定座標系である。そこで, 測定座標系が三平面(データム)座標系であることから図2のデータム指示例を用いて, 図面上のデータム設定と三次元測定機による測定座標(データム)系を比較しながら検討

してみる。

三平面データム系とは, 幾何学的三平面で構成される直交座標系であり, 優先順位に従って, 第一次, 第二次, 第三次の順序でデータムが設定される。また, 第一次データムが決定されると, 第二次データムは第一次データムに垂直で, 第三次データムは第一次および第二次の両方のデータムに垂直な平面であることが要求される。



(a) Indication of datum



(b) Three-plane datum system

図2 データムの指示例

図2b)に示されているデータム設定方法では, 実際の表面(datum feature)に外接し, これより精度のよい平面(simulated datum)によって第一次データム(A面・Primary datum plane)が決定される。第二次データム(B面・Secondary datum plane)は, 第一次データムに垂直で, やはり形状に外接する平面により決定され, 第三次データム(C面・Tertiary datum plane)は, 第一次および第二次両方のデータムに垂直で実際の表面に外接する平面により決定される。このように, 現在使われているデータ

ム決定の方法は、現場的に定盤面などを使って作業するときに適している方法である。

ところが、三次元測定機による計算機と結合させた測定システムでは、表2に示されているように、測定値が離散的で、さらに評価点数も少ないことが特徴である。

図2a)の評価対象には円筒の軸線に幾何公差の位置度が指示されている。図面は、実測した円筒の軸線(あるいは実際の軸線)は、データム平面Aに垂直で、データム平面Bから20mm、データム平面Cから25mmだけ離れた理論的に正しい位置にある直径0.1mmの円筒公差域のなかになければならないことを示している。

ここで、円筒軸がデータム平面Aに対してある傾きを持っているものと仮定する。この場合、データムの規制により円筒軸はデータム平面Aに垂直である必要がある。したがって、図3のようにデータム平面Aに垂直な仮想上の最大内接円筒を当て嵌めなければならない。そのため、この当て嵌められた円筒の径は、実際の円筒直径より小さくなる。

この条件を三次元測定機により評価するためにはどのような条件が必要になるかを考えてみる。円筒形状を表わす、すべての点群をデータム平面A上に投影し、これらを用いて最大内接円の中心座標・直径を計算し設定することになる。

しかし、表2に示した形体計測(三次元計測)の特徴からわかるように、評価点数が少ないことから、評価対象の円筒形状の評価点位置により、得られる投影面が大きく異なることになる。さらに、最大内接円を計算する必要があることから、評価値が大きなバラツキを持つものと思像される。したがって、この方法は現実的とはいえない。

6. 三次元測定におけるデータム系設定方法

6.1 外接と最小二乗

三次元測定機によるデータム設定に外接という概念を採用し難いことを次の図4の例により示す。図4a)の斜線部分の輪郭は被測定物が第

一次データムに投影された形状と仮定する。そして、これを三次元測定機で実際に評価すると、一般的には図4a)のような白と黒の三角記号で示されているような離散点として表現される。

図4a)のような断面形状を二通りの方法で離散的(白・黒三角記号)に測定し、その測定点より最小二乗法により第一次データムを設定する。図4a)ではすべての測定点(白+黒)での連続測定するとき、図4b)、図4c)では白と黒のそれぞれの離散点測定のとときの条件で、図中に最小二乗法(点線)と外接(実線)によって決定されるデータムとして比較のために示されている。

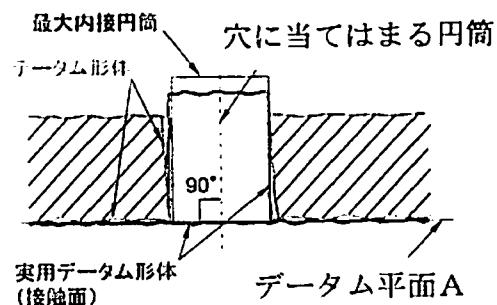


図3 平面に垂直な円筒

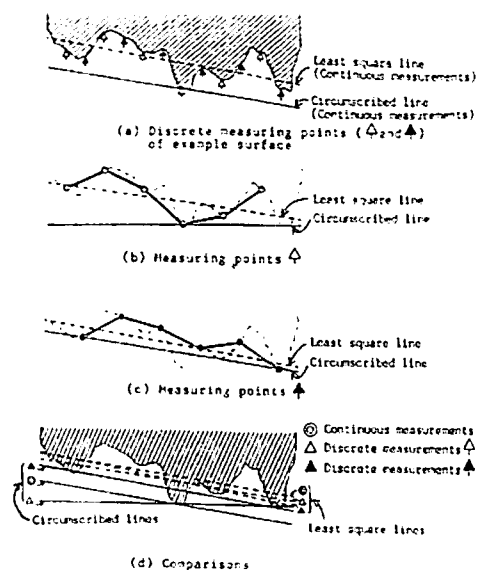


図4 外接と最小二乗によるデータム

図4d)には、これらすべてのデータム設定法がまとめて示されている。この図4d)の結果が

ら、離散点測定により平面を決定する場合、外接に比べ最小二乗法のほうがバラツキの少ないことがわかる。

実際の測定においても、離散点測定によって平面を決定する場合、外接という方法では計算量が大きいことや、測定ミスや測定中の異常値に対応できないなどの問題点がある。一方、最小二乗法の採用は計算が易しく、分散を使うことにより測定中の異常値を検出でき、またバラツキも少ないなどの利点がある。

したがって、現在の三次元測定機の使用状況では外接という概念を測定座標系に導入することは難しいのではないかとと思われる。

6.2 最小二乗による投影と交線

そこで、三次元測定機による測定座標系に最小二乗法を利用する場合どのようにすればよいかについて検討する。この場合、データム決定の問題点を言い換えると、評価対象が直角度や平面度が悪い表面により構成されている場合のデータム決定を一意的に行える方法は何かということになる。

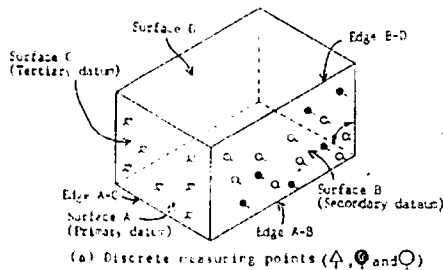


図5 第二・第三データム面の測定点配置

図5の例により、直角度と平面度が悪いときのデータム決定の手法について、どのように最小二乗を適用すれば一意的でバラツキの少ないデータム決定ができるかを以下議論する。図5には第二次 (B面)・第三次 (C面) のみの評価点が示されている。

第一次データムは、平面に直角という条件がないため、問題は平面度のみとなる。

図6のように対象面の形により、外接にこだわ

ると、データムの設定が不明確になるが、最小二乗法を平面に適用することで一意的でバラツキの少ない平面が決定できる。

第二データムの決定は平面Bを第一データムに垂直な面としてなされなければならない。図7a)は表面B上の二組 (白丸・黒丸) の測定点を第一次データム (平面A) へ垂直に投影した時の様子を示している。この第一データムに投影された二組の測定点を用い、最小二乗直線 (least square line 白・黒) を当てはめ第二データムの候補としたものが示されている。これら二組の直線はB面の方向を代表しているとは限らないことがわかる。

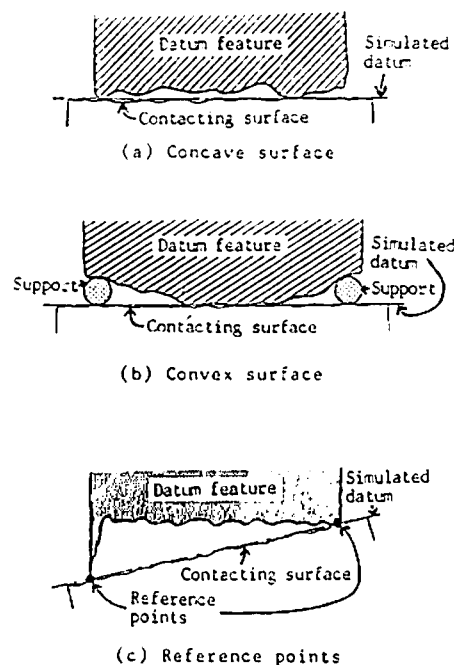


図6 第一次データム設定面の例

そこで、表面Bの最小二乗平面を作る。そして、この面と第一データムA面との交線 (edge A-B) を求め、これを含みデータムAに垂直な面を第二データムとする。これらの直線が図7a)に示されている。この交線をデータムとして利用することにより、表面Bの方向を無理なく表現できる。

第三データムについても、平面Aへの投影に

よる評価点（三角）を用いた二種の最小二乗線と表面Cへの最小二乗平面の当て嵌めによるデータ設定との三通りの方法が図7b)に示されている。黒丸は投影された測定位置（三角で表示された評価点）を用い最小二乗直線を求め、これと第二次データ面との交点を表わし、二重丸は投影された点の最小二乗直線が第二次データ面に垂直という条件を与えたときの交点を表わしている。一方、白丸は表面Cの最小二乗平面と第一次データ面の交線（edge A-C）が第二次データ面との交点を表わしている。ここでも、白丸である面Cの最小自乗面の交点が一番良く表面Cの方向を表わしていることがわかる。したがって、この交点を用いることにより、第三次データは表面Cの最小二乗平面と第一次、第二次データの交点を通り、第一次、第二次データ面に垂直な面として決定できる。図7c)に第二次、第三次データ面が稜線(edge A-C, edge A-B)とともに示されている。

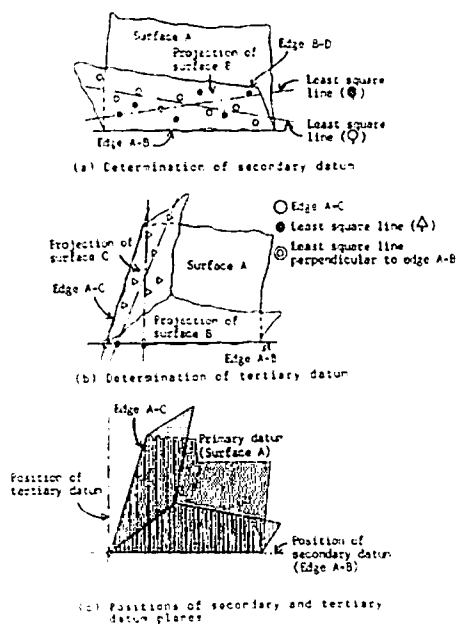


図7 最小二乗による二次・三次データム

7. まとめ

以上のように、平面度や直角度の悪い対象物については、最小二乗平面を用いるデータム決

定方法が、一意的でバラツキの少ないデータムシステム決定の手法として有効なことがわかる。また、この方法が三次元測定機による測定座標系としての構成法の最も一般的な手法である。

しかし、できれば図面指示の方法、すなわち、外接の概念によるデータムシステム設定法による評価値と同等な三次元測定機による評価も望まれる。そのためにはどの程度の評価点数を取る必要があるが、また、その結果を公差判定するための処理ソフトウェアにはどのような能力が必要なのかについても今後、実例をもって検討していきたい。

8. 外接・最小二乗のデータム設定に関するシミュレーションによる検討

8.1 はじめに

以下、図6を評価対象とする。

図6のA面とB面との角度を α とする。角度 α が90度以上の条件では、外接基準は上面Dの交線B-Dに依存するが、角度 α が90度以下では交線A-Bに依存することになる。

この後者の場合には三次元測定機によるデータム設定は平面A・Bの交線となるため、外接基準と一致する。ただし、B面がある平面度の値を持つと両者のデータムが一致するとは限らない。そこで、平面度・角度・評価点数を変数にして、データム設定方法による差異を比較検討する。

8.1.1 方法 評価条件として、平面度の有無と直角度(第一データムに対する傾き(角度 α)・以下傾きという)を誤差因子と仮定する。三次元測定機による測定の現状を考慮し、評価点数を変え、どのような影響があるかを検討する。なお、評価対象面の評価点配置位置はxy平面($y=0$ ・図6の平面Bに対応)とし、中央の軸に対し1mm間隔(x・z軸)とし、変位(y軸のみ μm 単位で与える。

評価のための配置点位置は $y=0$ のxz軸上とし、 31×31 点(x軸位置では左端を -15mm 、中央を 0mm 、そして右端を $+15\text{mm}$ の1mm間隔)で表わし、これを評価点数の最大とする。

この評価点配置位置を利用し、評価点数を変化させるために、両端を残し、左右対称に等間隔に間引く。その結果、最大 961 点(31×31)から最小 9 点(3×3)まで評価点が増減することになる。また、評価対象面を構成する面形状は理想平面(すべて $y=0$ になる・non と表記)の他に、**図 8**のような位置関係をもつ $20\mu\text{m}$ (平面度)の凹凸形状を配置位置に直接重ね、凹凸形状そのままの平面(**flat+**と表記)と、符号のすべてを逆符号にした平面(**flat-**と表記)の、合計 3 種の異なる形体とする。ただし、この $20\mu\text{m}$ 凹凸形状の平面の平均面は $y=0$ の XZ 面上にはない。

0	+11	-6
-1	+14	+3
-6	+9	0

図 8 凹凸平面の形状 単位 μm

なお、傾きについては上端面軸(図 6 の edge B-D)を中心軸とし、edge A-B を 0 から $\pm 1\text{mm}$ までを設定し変化させた。したがって、 $+1\text{mm}$ の傾きの場合は下端面軸(図 6 の edge A-B)が上端面軸(図 6 の edge B-D)より 1mm 出っ張り、 -1mm の場合は下端面軸が上端面軸よりへこむことになる。

外接基準と最小二乗基準の比較のために考慮すべき問題点は次の二つ、すなわち、

- 1) 外接基準の値となる測定値が異常値かどうかの判定はどのようにするか
- 2) 最小二乗基準と外接基準に偏りが発生するか、の二つと考えられる。

8.1.2 評価法 ここでは第二次データとなる面に $5\mu\text{m}$ のバラツキを持つ 961(31×31)個の値を評価対象面にランダムに割り振る。

これらの値を第一次データに投影する。こ

の投影された値(z の座標は消去され $x \cdot y$ の値のみとなる)を用い、最大値(一番目・二番目・三番目まで大きい順に)を求める。これが外接の基準位置となる。その他に、投影された値を用い、最小二乗直線 ($y = a x + b$) を求め、面全体の方向(パラメータ a)と y 切片(パラメータ b)を求める。この y 切片の位置が最小二乗法による外接の位置となる。

これら二つの値を指標に、評価点数を変えながら比較検討する。

始めは、傾きのない状態、つまり傾き 0 の条件で比較検討する。

8.1.3 最小二乗法による平面度の影響 三次元測定機による座標系設定となる第一データ面と第二データ面の交線に対し、第一データ面に投影した値による最小二乗直線での、 y 切片の値が平面度によりどのような影響を受けるかを検討する。平面形状が non で、傾き 0 の条件での第一データ面と第二データ面の交線(三次元測定機による座標系設定値)は $y=0$ になる。この値を参考に平面度による影響を検討する。なお、ランダムに与えられた 10 組の平均により値が表示されている。

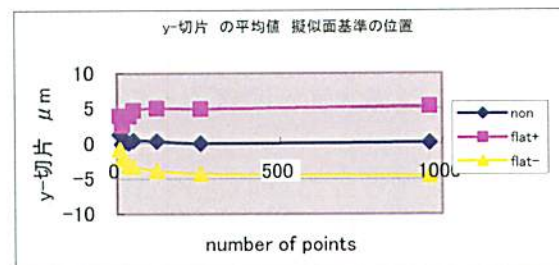


図 9 投影された評価値による最小二乗の y 切片 (三次元測定機では $y=0$)

図 9 に y 切片の値と評価点数の関係を示す。この y 切片の値は対象平面の平均面を表わしている。図 9 より、平面度の影響の結果、 y 切片の値が 0 の位置からズレていることがわかる。また、評価点数が少なくなると、多数点のときの位置からずれてくる。そして、そのズレは平面度の悪いほうが大きい。したがって、この偏

り分を除いた状態で比較検討する必要がある。

8.1.4 外接基準による平面度の影響 第一データ面に投影した値の最大値を外接の基準と考え、ズレ(y切片の値)を除いた状態で、評価点数の影響を検討する。

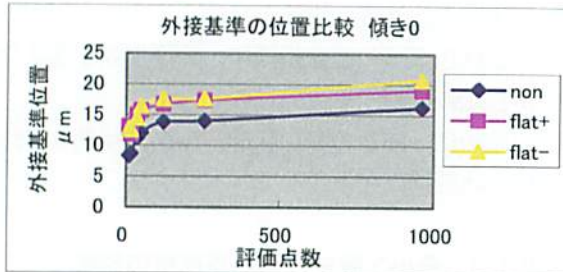


図10 投影された値の最大値から平面度の影響を除いた値と評価点数の関係

図10に外接基準位置と評価点数の関係を示す。図10より、面基準の位置0より、 $15\mu\text{m}$ (ほぼ 3σ)以上ずれていることがわかる。この値は評価点が多いほど外接基準位置が大きくなっている。これは評価点が多くなると、 $5\mu\text{m}$ のバラツキが与えられている測定点は 3σ の値をとる確率が大きくなるためである。そして、平面度の悪い状況では、さらに偏りが大きくなる。この理由は平面形状が平均面に対し非対称のためと思われる。また、評価点数が減少すると、評価点内での最大値が小さくなっていくこともわかる。

8.1.5 基準位置の不確かさ比較

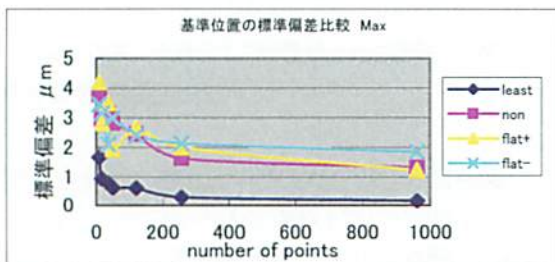


図11 外接基準の標準偏差と評価点数の関係

図11に第1データ面に投影した値の最大値である、外接基準位置と最小二乗によるy切

片の値の不確かさを示す。図11より、y切片の不確かさ(平面度の有無, すなわち、投影される形状にかかわらず不確かさは一定)が一番小さいことがわかる。以上の平面度・外接基準・標準偏差の検討から、傾き0の状態では平面度の有無にかかわらず、面基準位置からのズレが発生し、かつ外接基準を用いるとバラツキも大きくなることをわかる。

8.1.6 異常値検出の可能性 次に、外接基準位置として用いた投影面内の最大値が異常値かどうかを判定する方法があるかどうかについて検討する。

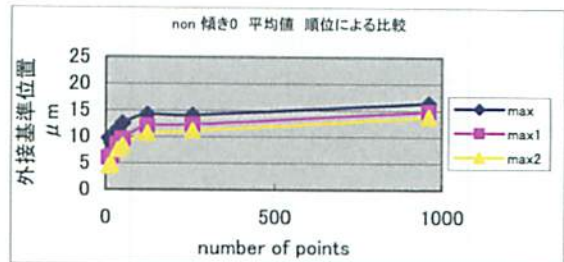


図12a) 外接基準の候補である値と評価点数の関係
平面度0の場合

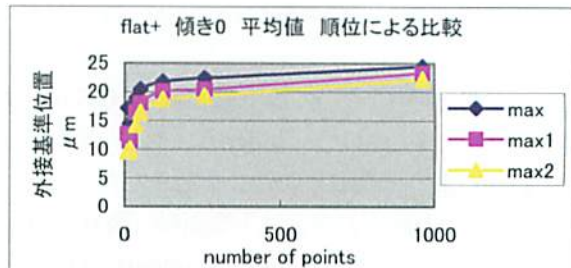


図12b) 外接基準の候補である値と評価点数の関係
平面度+の場合

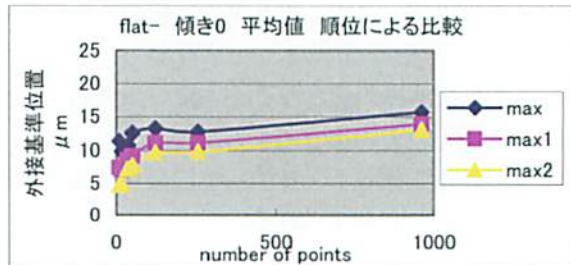


図12c) 外接基準の候補である値と評価点数の関係
平面度-の場合

図12a~c)が傾き0の時の大きい順に3個(1番

目 Max, 二番目 max1, 三番目 max2)の値を比較したものである。

図 12 a~c)すべてより, 評価点数にかかわらず3点の間隔は, ほぼ一定であり, かつバラツキの半分程度であることがわかる. したがって, 測定のバラツキを判断基準とすれば異常値検出は可能である。

8.1.7 基準設定法への傾きの影響 次に傾きの影響を検討する。

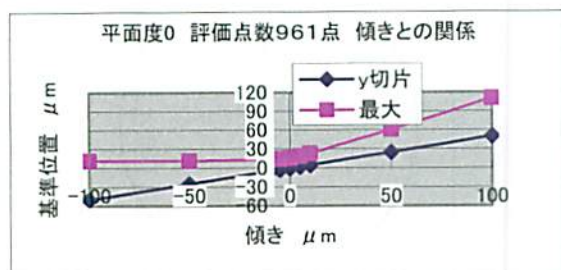


図 13 投影点の y 切片・外接基準となる最大値と傾きの関係

図 13 に傾きと y 切片(青線)・最大値(赤線)の関係を示す. 投影された点を用い最小二乗法により y 切片の値を求めることから, 傾きに比例して値が変化することが推測される。

図 13 では傾きを $-100\mu\text{m}$ から $+100\mu\text{m}$ まで変化した時の関係が示されているが, y 切片の値は傾きの大きさに比例して, 傾きの半分の値になっていることがわかる。

一方, 図 13 に示されている外接基準(赤線)となる最大値と傾きとの関係からはプラスの傾き, すなわち, z 軸での最下端(edgeB・D)の値が大きくなる傾きの場合には, 最下端に配置された評価点群の最大値が基準の対象となる値となるため, 傾きに比例して大きくなる. しかし, マイナスの傾きでは, 最上端(edgeA・B)部の評価点群の値が基準の対象の点となり, したがって, 傾きにかかわらず, ほぼ一定の値を示すことになる. (傾きにつれて変化するのは最下端部である)

これらの理由により, 外接の基準として使用するためには, 外接基準となる最大値の方が有利となり, 最小二乗法による y 切片の値は不適

当であることがわかる. ただし, 傾きにより最大値に影響を与える部分が変わるといふ不安定な方法であることがわかる。

9. おわりに

ここで改めて, 三次元測定機によるデータム設定を考えてみると, 第二次データムは第一次データムと第二次データムの交線を用いているため, 傾きがプラスの状況では, 外接基準の取り方と同様となっていることがわかる。

さらに, バラツキの大きさから考えても第一次データムと第二次データムの交線を用いる方法が有利となる. しかし, マイナスの傾きを持つ場合には, この方法は外接基準より劣ることがわかる。

このような状況の中で, 外接基準にこだわり, かつ, バラツキを小さくする唯一の方法は三平面データム系を構成するような治具を用い, この治具面を用い測定座標系を作るしかない。

つまり, 第一次データム面に直角な測定治具を被測定物である第二データムの平均的な方向に平行に突当て, この測定治具の面と第一次データム面との交線を第二次データムとして利用するしかないものと思われる。

今後は実測によって上記の仮説を検証する予定である。

謝 辞

本研究は, 財団法人 JKA の競輪補助金を受けて実施したものであり, ご支援いただいた関係各位に深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 最小二乗法によるデータム平面の決定方法
高増潔 大園成夫 精密工学会誌
- 2) 図面の新しい見方・読み方 桑田浩志・中里為成 日本規格協会

(真円度測定)

1. はじめに

真円度測定機を正しく使用するための標準として、次の二つが JIS B 7451 : 1997 に規定されている。

一つは、回転精度校正用標準器であり、半径方向の回転精度を評価するもので、球、半球又は円筒形状の標準器である（軸方向の回転精度評価もある。）。

他は、拡大倍率を校正するための標準器である。この拡大倍率校正のための標準器には次の三つが規定されている。

- 1) 複数ブロックゲージによる段差（オプチカルフラットに厚さ $10\mu\text{m}$ 以上異なる 2 個のブロックゲージを密着したものを）を評価する。
- 2) 倍率校正器（ねじおよびてこ、ねじおよびくさびなどを利用して正確な寸法の変位を静的に与えることが出来る校正器）を用いる。
- 3) 校正用標準器（測定子に動的かつ一定の変位を与えるため、外周面上に一つ以上の小さな平面又は曲面をもつ円筒形の器具・一般的には切欠き標準と呼ばれている）を用いる。

ここでは、動的な評価が可能であり、かつ評価も簡便に行えることから、切欠き標準を倍率校正の標準として普及させようと考えている。どのようにすればこの切欠き標準による倍率校正の手法が普及するか、また、より正しい切欠き標準の値付けが可能かを検討している。

以下、検討結果を順次示す。

2. 真円度測定の現状

現在、当所では真円度測定機用標準器の評価業務を行っている。回転精度校正用標準である、半球形状の標準器の評価では位相差法を利用した、マルチオリエンテーション法により対応している。

測定条件は回転数 6 回/分、カットオフ値 50(upr)である。したがって、被測定物の形状に、この条件より高い周波数成分があると、正しく値が得られない。

一方、切欠き標準器の評価では、被測定物と

同等の切欠き深さを持つ、校正証明書付き切欠き標準を用意し、これとの比較測定により対応している。

測定条件は回転数 6 回/分で、カットオフ値は 500 山としている。

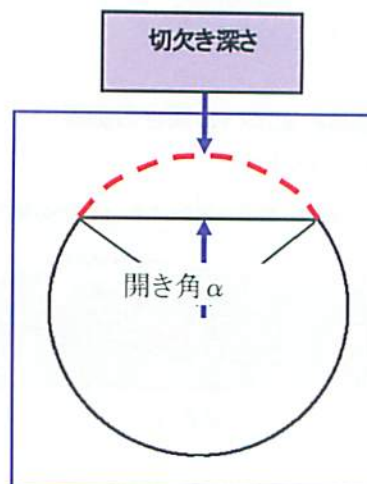


図 1 切欠き標準の形状

表 1 a) 切欠き標準の不確かさ

品名	表示値 μm	不確かさ
A	15	$\pm 1.5\%$
B	20	$\pm 1\mu\text{m}$
B	300	$\pm 1\mu\text{m}$

表 1 b) 市販切欠き標準の種類

切欠き深さ μm	直径 Mm	切欠き部幅 mm	切欠き領域 角度 $^\circ$
300	44	7.2	18.5
20	44	1.9	4.7
15	19	1.1	6.5
12	19	1.0	5.7
3	19	0.5	2.9

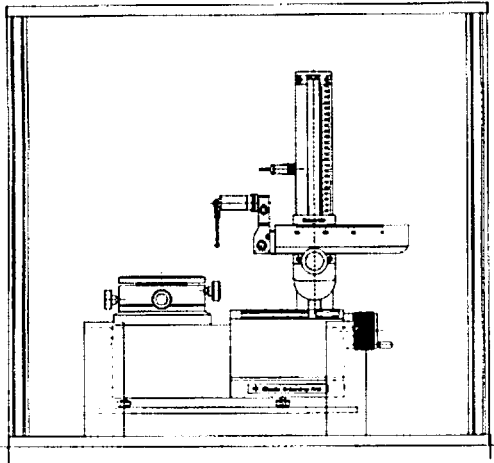


図2 真円度測定機の外観

評価方法は出力波形の全周を約 2880 点でデジタル化し、波形の中心座標を原点に変換する。次に、切欠き部を中心とし、切欠きの影響の現われていない部分を 100 から 150 点分の領域だけ出力波形を、切欠き中心を対称に、切り出す。そして、この部分に最小二乗法を適用し、その中心線と最大切欠き深さの位置との差として評価している。

測定は短時間に標準・被測定物の測定を行ない、繰返し・反復の値により標準の校正値を基準に、比較測定により切欠き深さを評価している。なお、短時間にまとめて標準・被測定物を測定しなければならない理由は測定子（検出器のうち対象物に直接接する部分）の回転運動の要部分であるピボットの具合により、明らかに有意な変化が見られることが確認されたためである。その時も標準・被測定物の測定値の数が均等に分布されていたため、実質、評価値からは、この不具合の影響がキャンセルされ、その影響が現れなかった経験がある。

したがって、比較測定は非常に有効であることが確認されている。しかし、基準となる標準の校正値がどの程度正しいのか疑わしい部分もある。図 1 に切欠き標準の形状を示しておく。

2.1 実際の評価例

回転精度校正の例は次のようである。
当所で保有している校正用標準球（年間空調さ

れている測定室内で常時保管）の長時間（3 年以上）のマルチオリエンテーション法による真円度の値は、せいぜい 3nm 程度のバラツキであり、円形状もほとんど変化していない。

なお、校正用標準の通常真円度は 10~30nm の範囲にある。

依頼品（5 年周期）の真円度の値の変化は 5nm であったが、形状の位相が少しずれている結果になっていた。他の測定例は評価対象が汚れており、清掃に手間取り、その結果のためか形状、真円度の値とも大きく（20~30nm 以上）変化した。この結果から、対象物の清掃などによる変形がない場合には、かなり正しく（5~10nm 以下）評価されているものと思われる。

表 2 真円度測定機の仕様

回転軸機構	多孔質静圧軸受け
回転方式	テーブル回転式
回転精度	$(0.04+0.0006H)\mu\text{m}$ H 高さ
回転速度	1~10rpm 可変
最小角度位置表示	0.1 度
テーブルの大きさ	155mm
芯出し調整範囲	$\pm 2\text{mm}$
傾斜調整範囲	± 2 度
最大積載質量	20kg
上下移動量	300mm
半径方向移動量	150mm
測定力	100mN(10g)

切欠き標準の評価例は次のとおりである。

a) 標準を 2 個用いた場合

依頼品（5 年周期）の切欠き深さの差は $0.1\mu\text{m}$ （呼び値 $20\mu\text{m}$ の 0.5%）と $0.5\mu\text{m}$ （呼び値 $300\mu\text{m}$ の 0.2%）であった。

b) 標準を 1 個用いた場合

標準 1 個の場合は $0.1\mu\text{m}$ （呼び値 $12\mu\text{m}$ の 1%）であった。

参照している依頼試験の数が少ないため正確ではないが、評価値の不確かさは比較する標準の数に反比例することから、上記の測定値間の差の傾向は妥当なものと思われる。

したがって、評価結果（カタヨリを含んでいる可能性がある。）のバラツキはかなり小さいことが確認できる。しかし、この値の絶対値の不確かさについては不明な部分が多いので、今後検討する必要がある。

なお、校正の周期は3、5年になっている。

最後に、切欠き標準の寸法と切欠き深さとその不確かさを表1に示す。

3. 背景

被測定物の大型化により、測定的高速化・高精度化が要請されている。それに付随して、最小角度位置表示を細かく、かつ回転速度を大きくする傾向にあり、ほとんどの真円度測定機に回転数1から10回転/分の機能が付加されている。

その結果、検出器の応答性の拡大と動的な倍率校正手法の確立が求められている。

したがって、これらの要請を満たす切欠き標準が求められることになる。

その結果次のような問題点が現われている。

- 1) 測定環境(温度・空気圧力変動)の安定性
- 2) 検出器と被測定物の位置関係の安定性
- 3) 検出器の応答特性の改善(必要な周波数領域の明確化)
- 4) 検出器の線系性の向上
- 5) 倍率校正値の検出器への再現性の向上
- 6) 回転精度の向上

これらの問題点を少しずつ改善し、より良い方向を目指している。

なお、現状として、測定点数が万のオーダーになり、複数の回転数が使われている。回転数を変えて（高い回転数で）測定して行くことから、検出器の応答性を上げていく必要があるが、現在の状況では検出器の改善は考えていない（あるメーカー）ということらしい。

4. 測定環境の改善

使用している真円度測定機は回転テーブル型である。測定機の仕様を表2に示す。

また、図2に測定機の外観を示す。

この測定機はビニールシートで覆われ、空調

されている測定室の空気振動や温度変動の影響が緩和されるように設置されている。

4.1 供給空気の温度

測定機がカバーに覆われており、その中に制御部、演算・表示部などの発熱源が入っている。そのため、測定機を使用する状態では、測定系がある程度の温度(23~24℃)になる。

したがって、測定時の温度が一定になるまで1日前から電源をオンにしている。

温度変動を極力小さくする目的で、発熱源の特定とその影響の程度を確認するため、供給空気の温度を調べた。

供給空気はドライヤを経由して供給されている。しかも、測定機に近い位置にある。そのため、供給空気を導くホースと室内(測定機カバーの外)の温度を調べた。

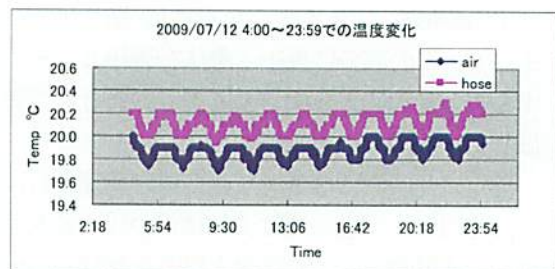


図3 供給空気用ホースと室温の関係

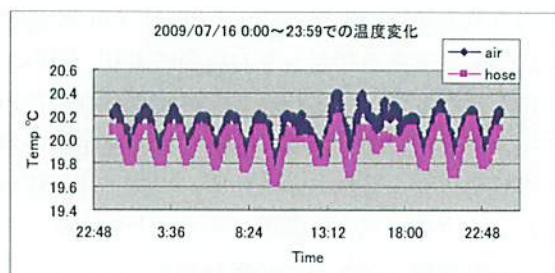


図4 供給空気用ホースと室温の関係

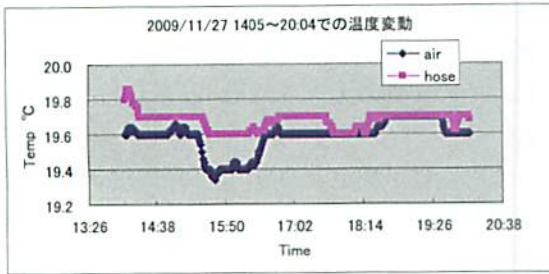


図5 供給空気用ホースと室温の関係

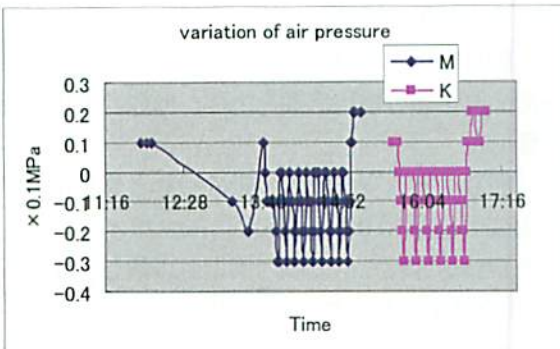


図6 空気供給源の能力

図3がこの状態での温度変化の20時間の記録である。

この図3の結果より、ホースより供給される空気の温度の方が、測定室の温度(測定機カバー外)より高いことがわかる。このままでは測定機カバー内の温度を上げる原因になるため、次の対策を採った。

ドライヤの設置位置を測定機から遠ざけた。そのため供給空気のホースの全長が長くなり、この長くなったホースを測定室の床面に這わせた。この対策による温度への影響を図4に示す。

図4の24時間の記録結果より、測定室温度(測定機カバー外)より、供給空気の温度の方が低くなっていることが確認された。したがって、この対策により供給空気の温度は改善された。

更なる改善を目指し、ドライヤ後の空気ホースを螺旋状に巻いた銅管(長さ2m)につなぎ、この部分を換気口に曝し、空調されている測定室からの排気空気の流れにゆだねた。なお、ホースの全長は追加部分だけ長くなっており、その他の設置状況は同じになっている。

その結果を図5に示す。予想に反し、ホース

の温度が高くなっていることがわかる。しかも、営業時間中に差が大きくなっている。これらの例から考えると、年間にわたって供給空気の温度を測定室温より低く保つには、何らかの装置を必要としているものと思われる。この図5の結果は、年間空調の施されている測定室内でも床面温度は夏(7月)・冬(11月)で異なっていることを示しているものと思われる。

これらの結果から、供給空気の温度管理は再考が必要であることがわかった。

4.2 供給空気圧

真円度測定機に供給される空気の供給源は、他の測定機や除振台などと共用している。そのため、供給タンクの容量が適正かどうかを調べる必要があった。

図6が他の測定機を使用したときの供給空気の圧力変動である。図6では2種の測定機をそれぞれ別々に作動可能状態にしたときの値が示されている。出力値は圧力メータを1分間隔で目視し、記録したものである。

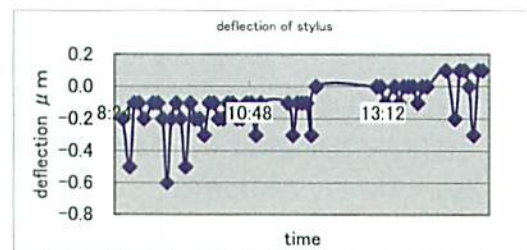


図7 接触時の検出器出力変化 5分間隔

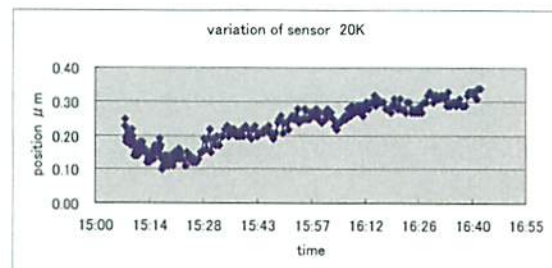


図8 接触時の検出器出力変化(改善後)

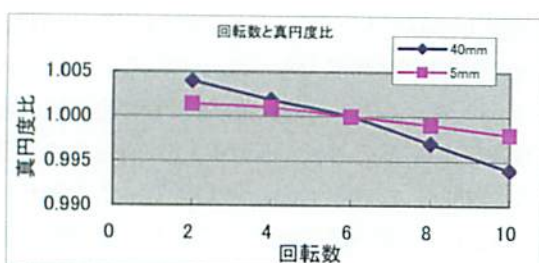


図9 真円度の回転数による影響

インパルス波形とその周波数成分

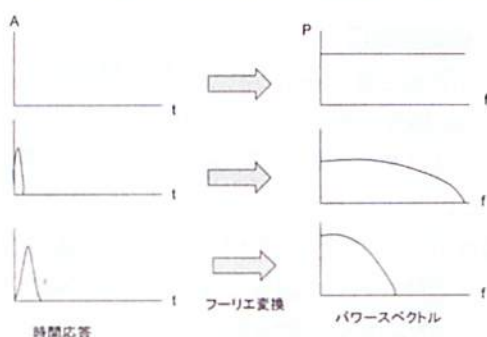


図10 パルス波と周波数成分

(切欠き部の開き角度が大きくなると低い周波数が多くなる)

図6より、空気圧力が測定機の使用により周期的に0.05MPa程度変動していることがわかる。また、使用する測定機により、その圧力変動周期も異なっていることがわかる。したがって、測定環境としては最善とはいえないことがわかる。

このような供給空気圧力の状態で、真円度の測定を開始した。なお、真円度測定機使用時には、他の測定機は使用していない。

供給空気圧力の変動が、どのように真円度の測定結果に影響するかを確認するため、次の方法をとった。

回転テーブル上の中央にセンタリングされた被測定物を設置し、これに真円度測定機の検出器を接触させる。回転テーブルを回転させない状態で連続して、検出器からの出力値を記録する。

図7に出力値の変動の様子を示す。

出力値の検出周期を5分としたため、変動の

周期とその大きさにバラツキがあるが、およそ20分間隔に出力変動があることがわかる。さらに、その変動の大きさは $0.4\mu\text{m}$ もあることがわかる。

この変動が測定中の真円度にどのような形で影響しているかわからないが、何らかの不利益を与えていることだけは想像できる。

そこで、現状の打開策として、使用可能な最低の空気圧力に下げた。

その結果を図8に示す。

図8では出力値の変動が小さくなっていったため、測定機の検出感度を上げ、同様の方法で評価した。

図8より、空気圧力変動の影響と思われる出力変動値は $0.03\mu\text{m}$ 程度に減少できていることが確認された。変動の周期は以前と同様に、20分程度であることも確認できる。

なお、現在は空気供給源のタンクの容量を大きくする方向で進んでいる。

4.3 回転速度と切欠き標準

同一の被測定物であれば、測定時の回転数にかかわらず同じ測定結果を示すのが理想である。

そこで、切欠き標準を異なる回転速度で評価した。

図9に回転速度と真円度の関係で示す。

切欠き標準の値として、最小二乗円による評価値を用いた。

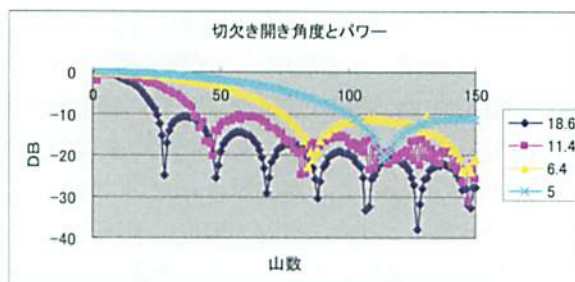


図11 切欠き標準の周波数表示

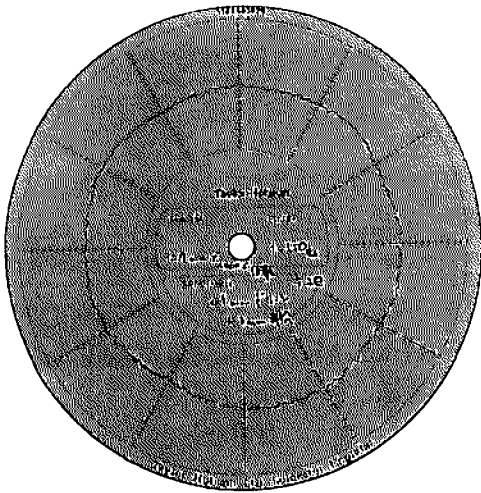


図 12a) 0.3mm 径部分

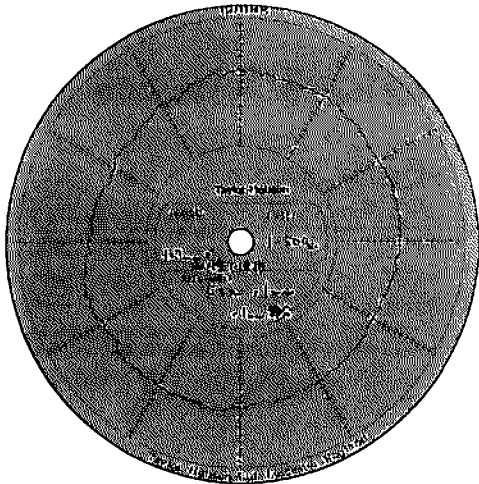


図 12b) 0.1mm 径部分

表示は6回転/分の回転速度での値を基準とし、真円度値の比で表示した。

なお、ここでの真円度値は実際の切欠き深さ(切欠き標準の形状偏差を含んでいる)とは必ずしも一致していない。

図9より、回転速度により、真円度が異なっていること、また被測定物である切欠き標準により回転速度と真円度との関係が異なることがわかる。

ここで使用した切欠き標準は、切欠き深さは同じであるが、切欠き部を構成する円筒の直径が異なるように造られている。もう一種類の切欠き標準は円筒の直径は同じであるが、切欠き深さを変えてある。したがって、それぞれの切

欠き標準の切欠き部を構成している円周に対する角度が異なる。(以下、これらを試作切欠き標準と呼ぶ)

図9に示した切欠き標準は直径40mmと5mmで、切欠き深さはそれぞれ40 μ mと5 μ mである。したがって、切欠き部を構成する内角(開き角度)の大きさは異なる。切欠き部の角度は明らかに直径の小さい5mmの切欠き標準の方が大きな角度をもっている。この結果が回転速度と真円度との関係に出ているものと思われる。

そこで、切欠き標準の切欠き部をパルス波の周波数として検討してみる。

切欠き標準の切欠き部の寸法変位は、1回転で1波の円弧形状の変位であるため、有限インパルスとして扱うことができる。

インパルスとその周波数成分は図10のような関係にある。したがって、切欠き部に相当する開き角度が大きい方が、低い周波数成分が多くなる。

この関係が、図9の真円度と回転速度との関係に現れたものと思われる。

そこで、いろいろな切欠き標準を周波数解析してみた。図11がそれらの結果である。

なお、比較しやすいように、周波数の最大値を同一のスケールとするため、正規化して表示した。ちなみに、測定時の回転速度は6回転/分である。

4種類の試作した切欠き標準を用い評価したが、それらを切欠き部の開き角で分類してある。図11より、150山/回転までで示したが、開き角が大きいほど低周波数成分(低い山数)になっており、理論値どおりの結果を示している。このことは、検出器の応答周波数の領域が、検出される被測定物の出力波形に直接影響を与えることになる。しかも、回転数が高くなればなるほど、ますます検出器の応答性が重要となることを示している。

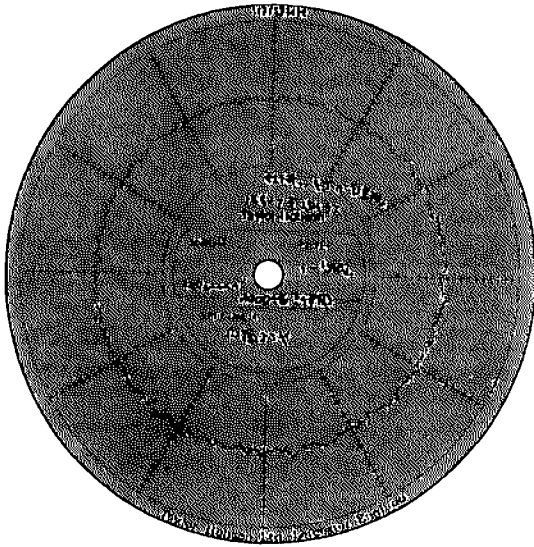


図 13a) 粗さ触針による波形

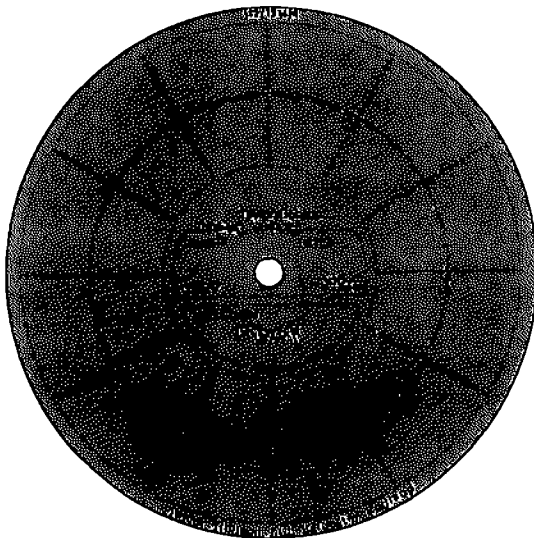


図 13b) 標準接触子による波形

ここで、測定機の倍率校正を切欠き標準で行なうと仮定する。その場合、現在の検出器を用いて、設定されている回転速度の範囲内(最高回転速度を考えればよい)で正しく切欠き標準の値を表現できるようにするための方策は、切欠きの開き角度をできるだけ大きくすれば可能になることがわかる。

このことから、合理的な切欠き標準の寸法(直径と切欠き深さ)が求められるものと思われる。

4.4 極細径円筒の測定

三次元測定機などによる微細形状の評価に微細なプローブが必要である。これらは、軸の先端に球が付いている形状をしている。この球形状の真円度(真球度)を知りたいという要求がある。また、0.3mm以下の細穴の径やその形状を知りたいなど多くの要求がある。

とりあえず、現状でできる細径の真円度評価として、0.1mm径のドリル先端部(ドリルの刃部を除く)の測定を試みた。

ドリル軸に接触する真円度測定機の接触子先端部はできるだけ小さいほうが良いということで、接触式の表面粗さ計の触針(先端径 $2\mu\text{m}$)を用いた。この先端が被測定物の軸心にできるだけ向くように調整して測定した結果を図 12 に示す。測定はスピンドル回転型の真円度測定機を使用したため、軸合わせが困難であったが、とにかく記録波形は得られた。

0.3mm径(図 12a)の評価結果は何とか実態を表わしているそうだが、0.1mm径(図 12b)での記録波形から見ると、クレスティング(軸合わせ不良のため、接触子先端部の一点以外の部分が被測定物に接触していること)の影響が出ているとのことであった。

さて、この接触子で円筒スコヤ(直径 80mm・長さ 180mm の円筒)の外周を測定した。また、比較のために通常の接触子(曲率 1mm)でも同様に測定した。

この時、粗さ計触針による測定中に高い振動音が発生し、しかも触針走査後には被測定物に切り傷が発生していた。測定機のフィルタ選択を 500 山としているため、記録波形にはそれほどの差異は見られないが、接触子の違いにより得られている情報は大きく異なるものと思われる。ここにも、検出器の応答特性の影響が大きく現れてくるものと思われる。図 13 に円筒スコヤの真円度記録波形を示す。

今後、円筒形状の微細構造測定の増加が予想されることから、高い周波数応答と評価点数の増加が強く要請されるものと思われる。

5. おわりに

これまで、切欠き標準を用い値付けされた真円度測定機を前提に議論してきた。値付けのされた切欠き標準により、測定機の倍率校正を行い、その値は $0.1\mu\text{m}$ 程度までは移し代えられることを確認している。しかし、この基準となる切欠き標準の切欠き深さを絶対値としてのどの程度正確に与えられるかの情報があまりない。

初期の頃は、切欠き標準は検査治具の位置づけであった。また、切欠き深さの値は、倍率校正器により値付けられた上位の真円度測定機により、切欠き標準の切欠き深さが与えられていた。

しかし、ある時期(曲面の直径や形状を評価できる表面粗さ測定機の出現)から、粗さ測定機により切欠き深さを評価するようになり、また切欠き標準の寸法(円筒直径・深さ)も大きくなった。

この評価方法は、切欠き部を含む円弧領域を粗さ測定機で走査するため、最小二乗法を用いて円弧補間することになる。そのため、円周の一部から直径を推定することになり、測定の不確かさがある程度大きくなる。

このような状況であるが、これら切欠き標準の深さ表示は $0.1\mu\text{m}$ まであり、その不確かさもかなり大きく設定されている。

今後は 10nm オーダーの値が要求される状況に対応するためには、何らかの打開策が必要になっている。

我々は、切欠き標準の使いやすさを重視し、あくまでもこの標準により精度向上を狙っている。

そこで、円筒面上の切欠き部形状を変更してみてはどうかと考えている。イメージとしては

段付き溝(ポリゴン鏡のうち鏡部が一個)のような形状である。この円筒を軸方向に測定し、段差として切欠き部の深さを評価する。

実際の切欠き標準には真円度と表面粗さ、更に段差部の平面度や平行度の高い形状精度が要求される。しかも、造りやすくなければならない。

また、検出器の応答特性の評価のために、切欠き部の開き角度の小さい標準を用意することで対応できないかとも考えている。

これらのことを念頭に今後とも真円度に関する研究を進めていく予定である。

謝 辞

本研究は、財団法人JKAの競輪補助金を受けて実施したものであり、ご支援いただいた関係各位に深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 真円度測定機 JIS B 7451
- 2) Uncertainty analysis for roundness measurements by the example of measurements of on a glass hemisphere
M Neugebauer
Meas.Sci.Technol. 12(2001) 68-76
- 3) Industrial Metrology Surface and Roundness Graham T. Smith Springer
- 4) Handbook of Surface Metrology David J. Whitehouse Institute of Physics Publishing
- 5) テーラーホブソン(株) カタログ
- 6) (株)小坂研究所 カタログ
- 7) Foundations of Mechanical Accuracy
Wayne R. Moore 国際工機株式会社

表面層の機械的特性評価の高度化に関する研究

藤 塚 将 行*¹ 山 口 誠*²

Characterization of mechanical properties on indented surface

Masayuki FUJITSUKA & Makoto YAMAGUCHI

1. はじめに

近年、デバイスの微小化、極薄膜化が進んできているように、薄膜化・微細構造技術はデバイスの高次機能性を実現するための基幹要素として様々な産業分野で用いられてきている。その信頼性向上・高機能化のために薄膜・極微小領域の機械的特性評価の必要性が高まっており、これらの評価手法として有力かつ実用的な手法の一つにナノインデンテーション試験が挙げられる。

しかし、ナノインデンテーションでは測定領域が表面近傍の微小領域のため、表面形状・表面性状の把握が非常に重要となる。しかしながら、これらの把握に関する取り組みはまだ少なく、近年の課題の一つとなっている。

本研究では、このような微小領域の表面性状・表面形状が機械的特性に及ぼす影響や、従来の硬さ試験との連続性などについて取り組みを行うことにより、微小領域・表面層の機械的特性評価の高度化を目的とする。具体的には、圧子の形状が保証できないような圧子先端部による微小押し込み形状を評価するための対物型原子間力顕微鏡の開発およびそれを用いた観察と評価を行った。

さらに、残留応力や結晶性の評価などに優れた手法であり、材料の性状把握に大きな利点を持つ測定法であるラマン散乱分光法を用いての押し込みにより変化する圧子下の結晶性、応力、結晶方位、相転移などの表面性状の評価を行った。

このような試験法の高度化は、広く様々な産業分野への貢献が期待できるものと考えている。

本報告書の構成は以下の通りである。2章においてラマン散乱分光法の原理と取り組み、および圧子損傷部の性状評価について述べ、3章においてナノインデンテーション法について技術的背景や原理、原子間力複合顕微鏡の開発顕微ラマン分光押し込み試験システムの開発および評価など圧痕形状評価について述べる。さらに4章で海外動向調査について述べる。

2. ラマン分光法による表面層の応力・結晶性評価

2.1 ラマン分光法の技術的背景とこれまでの取り組み

2.1.1 ラマン分光法の原理

結晶に振動数 ν_i の光をあてると、格子振動との相互作用のため、振動数 ν_i の光のほか、 $\omega_i \pm \omega_R$ の光が散乱される現象がラマン散乱である。 ω_R はラマンシフトと呼ばれ、格子振動の振動数に等しい(通常、ラマンシフトの単位は振動数のかわりに、波数(cm^{-1}))。固体内素励起として、例えば格子振動を考えると、その基準モード振動 ω_R で原子が振動する。これより、分極率は格子振動のないときの分極率を α_0 とすると、

$$\alpha = \alpha_0 + 2\alpha_1 \cos \omega_R t \quad (2.1)$$

と表される変調を受ける。 α_1 は定数である。ここに、外部から電場

$$E = E_0 \cos \omega_0 t \quad (2.2)$$

の光が入射すると、

*1 計量技術部 材料試験分析課

*2 計量技術部 精密計測課

$$P = \alpha_0 E_0 \cos \omega_0 t + \alpha_1 E_0 [\cos(\omega_0 + \omega_R)t + \cos(\omega_0 - \omega_R)t] \quad (2.3)$$

という双極子モーメントが生じ、この双極子モーメントにより光が散乱される。第1項は振動数 ω_0 のレイリー散乱であり、第2項がラマン散乱であり、入射光振動数よりも大きなものがアンチストークス散乱、小さなものがストークス散乱と呼ばれる。

構成原子の質量を m 、原子間のバネ定数を K とすると、ラマンシフトの一般的な関係は

$$\omega_R \propto \sqrt{\frac{K}{m}} \quad (2.4)$$

である。ラマンシフトを測定することによって、結晶構造に関する情報を得ることができる。

ラマン散乱による測定例として、単結晶シリコンとアモルファスシリコンのラマンスペクトルを図 2.1.1 に示す。単結晶シリコンは 520 cm^{-1} 付近にピークを示す。この周波数が式(2.3)からわかるように物質固有の値を持つことから物質の同定を行うことができる。また、アモルファスは結晶と比べて原子配置が乱れた状態になっている。これによりバネ定数 K が分布を持つため、幅の広がったラマンスペクトルが観測される。このようにクォーツとシリカガラスのように組成が同じ物質でもラマンスペクトルは異なり、区別をすることができる。

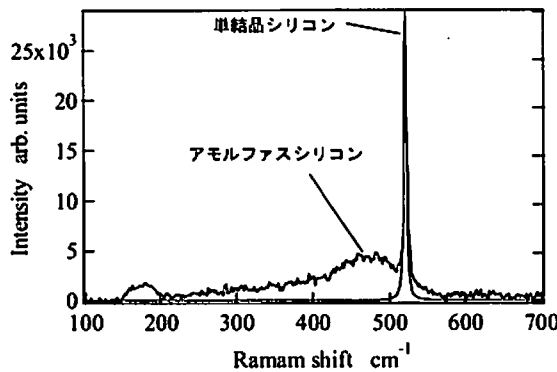


図 2.1.1 単結晶シリコンとアモルファスシリコンのラマンスペクトル

ラマン分光による応力測定について、半導体材

料として代表的なシリコンを例として述べる。応力が加わって結晶にひずみが生じると、格子振動の非調和項によってバネ定数 K が変化する。そのため、ラマンピークは無応力のときのピーク位置からシフトした位置に現れる。一般には引張り応力が作用すると、バネ定数 K が小さくなるので、式(4)よりラマンピークは低波数側へシフトする。

ダイヤモンド型結晶における応力・ひずみのラマンスペクトルへの影響については、Ganesan¹⁾らによってモデルが提唱された後、いくつかの実験的検討が報告されている²⁾³⁾⁴⁾⁵⁾。

ひずみが存在する場合、シリコン単結晶の $k=0$ 近傍の三重縮退光学フォノンモード(F_{2g} 対称性)を記述する運動方程式は以下ようになる。

$$\begin{aligned} m\ddot{u}_i &= -\sum_j K_{ij}u_j \\ &= -\left(K_{ij}^0 u_i + \sum_{jkl} \frac{\partial K_{ij}}{\partial \varepsilon_{kl}} \varepsilon_{kl} u_j \right) \end{aligned} \quad (2.5)$$

ここで、 u_i は単位格子内2原子の相対変位の i 方向成分であり、 m は2原子の換算質量、 $K_{ij}^0 = m\omega_0^2$ はひずみが存在しない場合のシリコンの3重縮退光学フォノン振動数である。また、

$$\frac{\partial K_{ij}}{\partial \varepsilon_{kl}} \varepsilon_{kl} = K_{ijkl}^{(1)} \varepsilon_{kl} = K_{ijkl}^{(1)} \varepsilon_{lk} \quad (2.6)$$

は加えられたひずみ ε によるばね定数の変化である。 $ijkl$ は結晶座標 x,y,z によって示される。

一方、熱力学的考察から、

$$K_{ijkl}^{(1)} = K_{klij}^{(1)} = K_{klji}^{(1)} = K_{jikl}^{(1)} \quad (2.7)$$

の関係が成り立つ。さらに、立方晶の対称性から $K(1)ijkl$ は3つの独立した成分で表すことができる。すなわち、

$$\begin{aligned} K_{1111}^{(1)} &= K_{2222}^{(1)} = K_{3333}^{(1)} = mp \\ K_{1122}^{(1)} &= K_{2233}^{(1)} = K_{1133}^{(1)} = mq \\ K_{1212}^{(1)} &= K_{2323}^{(1)} = K_{1313}^{(1)} = mr \end{aligned} \quad (2.8)$$

表すことができる。ここで、 p, q, r は変形ポテンシャルと呼ばれ、ひずみによるバネ定数の変化を記述する定数である。式(2.5)~(2.8)から、 u_j が存在するための永年方程式は次のようになる。

$$\begin{vmatrix} p\varepsilon_{xx}+q(\varepsilon_{yy}+\varepsilon_{zz})-\lambda & 2r\varepsilon_{xy} \\ 2r\varepsilon_{yx} & p\varepsilon_{yy}+q(\varepsilon_{zz}+\varepsilon_{xx})-\lambda \\ 2r\varepsilon_{xz} & 2r\varepsilon_{zy} \end{vmatrix} \times \begin{vmatrix} 2r\varepsilon_{zz} \\ 2r\varepsilon_{yz} \\ p\varepsilon_{zz}+q(\varepsilon_{xx}+\varepsilon_{yy})-\lambda \end{vmatrix} = 0 \quad (2.9)$$

$[\varepsilon]$ はフックの法則から弾性コンプライアンス定数 $[S]$ を用いて応力テンソルと結び付けられる。立方晶の場合、次のようになる。

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \\ \varepsilon_{xy} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{12} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{11} & S_{12} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{12} & S_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{44} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} \quad (2.10)$$

式(2.9)と式(2.10)よりラマンシフト量と応力とを関連付けることができる。応力によるラマンピークのシフトの例を図2.1.2に示す。

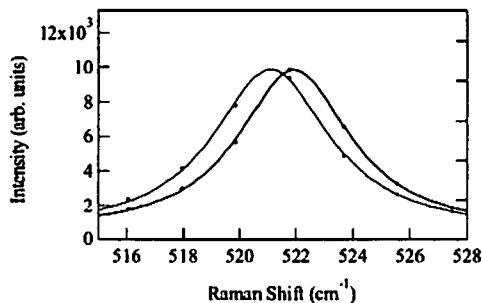


図 2.1.2 応力によるラマンピークのシフト

顕微光学配置の場合に後方散乱光のみを測定す

ることになる。このとき励起・散乱方向に対して垂直な面内応力成分の2成分の和 ($\sigma_{xx} + \sigma_{yy}$) の場合、ラマンピークのシフトを $\Delta\omega$ とすると、

$$\sigma_{xx} + \sigma_{yy} [\text{MPa}] \approx -434 \times \Delta\omega [\text{cm}^{-1}] \quad (2.11)$$

となる⁶⁾。

アモルファス体のラマン散乱について、より詳しく述べる⁷⁾。結晶のラマン散乱では格子振動によって光が散乱される過程の中で、いくつかの許される散乱過程に注目しているわけであるが、アモルファス体では結晶運動量が定義できなくなることから、選択則に破れが生じ、幅広い許容散乱過程が観測されるようになる。したがって、これらのラマンスペクトルの解析から振動準位と構造に関するより多くの情報が得られる。

アモルファス状態とは、長距離秩序はないが、短距離秩序は残っているようなものと考えられている。このような系のラマン散乱に関して、乱れにより誘起された選択則の破れを振動状態密度と関連させ定量的に扱う方法が Shuker らにより提案されている⁸⁾。それは基準振動の空間的広がりを特徴付ける相関距離 Λ を考え、その局在化した振動モードを $\exp(iqr - r/\Lambda)$ で表した。これによって q が良い量子数とはならず、波数選択則が緩和される。

アモルファスシリコンの例を図2.1.3に示す。

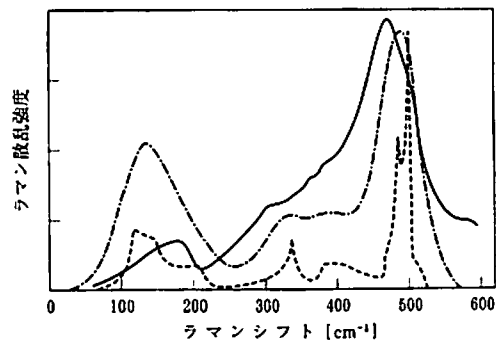


図 2.1.3 アモルファスシリコンのラマン散乱

(実線は実測、点線は結晶Siの振動の状態密度、一点鎖線は点線の曲線を半値幅 25cm⁻¹のガウス型関数でコンボリューションをして幅を持たせたもの。⁷⁾)

微結晶やナノ構造物質の大きさはラマンスペクトルの形状の変動から求めることができる。このことについて簡単に述べる⁹⁾。

$q = 0$ 選択則について述べる。ラマン散乱における運動量の保存則 ($\mathbf{k}_0 = \mathbf{k}_i \pm \mathbf{q}$) は、入射光と散乱光の波数ベクトルの絶対値にほぼ等しい ($|\mathbf{k}_0| \approx |\mathbf{k}_i| = 2\pi/\lambda_i$) ので、 λ_i を入射光の波長とすると、 $q = 4\pi/\lambda \sin(\theta/2)$ と書ける。通常のラマン散乱で使用される可視光の場合、 q の最大値は $q \leq 10^6 \text{ cm}^{-1}$ であり、これは典型的な結晶のブリルアンゾーン境界の大きさ π/a と比べて2桁以上も小さい。したがって、一次のラマン散乱で観測されるフォノンの波数ベクトルはブリルアンゾーン中心に限られる。この波数ベクトル選択則は、一般に $q = 0$ 選択則と呼ばれる。

結晶の格子欠陥などの周期性の乱れが導入されたり、あるいは微粒子やナノ構造物質の場合、フォノンは狭い空間に閉じ込められる。その結果、 $q = 0$ 選択則が崩壊する。これは、波数ベクトルのより広い範囲に存在するフォノンがラマン散乱に寄与することを意味している。波数ベクトルの広がり、フォノン閉じ込め長さ (フォノン相関長さ) を L とすると、 $\Delta q \sim 1/L$ 程度である。実験的には、これはラマン散乱スペクトル形の非対称性的変化となって現れる。

結晶性の崩壊にしたがいフォノンが大きさ L の空間領域に閉じ込められると、フォノンの波は減衰する。ガウス関数 $\exp(-\alpha r^2/L^2)$ をフォノン閉じ込め関数として用いたとき、ラマン散乱強度は

$$I(\omega) \propto \int \frac{d^3q |C(0, q)|^2}{[(\omega - \omega(q))^2 + (\Gamma_0/2)^2]} \quad (2.12)$$

と表される⁹⁾。ここでは Γ_0 は完全結晶のスペクトル幅、 $\omega(q)$ はフォノン分散関係である。また、 $C(0, q)$ は $|C(0, q)|^2 \sim \exp(-q^2 L^2/2\alpha)$ で与えられる。 α は微結晶の形に関する係数といわれ、通常、Si や GaAs では、2、あるいは $8\pi^2$ が使用されることが多い。完全結晶のとき (L :無限大)、式は $\omega(0)$ にピークを持つローレンツ型となる。すなわち、

フォノンラマンスペクトルは、単結晶でのするどい対称のピーク形状から、多結晶化する (L が小さくなる) につれて、非対称の幅の広いピーク形状になっていく。この線形の変化から微結晶の大きさ L (あるいは欠陥間の平均距離) を見積もることができる。

2.1.2 これまでの取り組み

2.1.2.1 共焦点顕微鏡・ラマン分光複合装置¹⁰⁾

本研究では当所が企業と共同開発した共焦点顕微鏡・ラマン分光複合装置を用いる。また、その改良を行う予定である。この装置は顕微鏡部分に一般的な光学顕微鏡に加えて、共焦点顕微鏡 (レーザーテック社製 VL2000) を備えている。高倍率でも鮮鋭な画像が得られ、高さ方向の寸法測定も容易であるという特徴を持つ。共焦点顕微鏡とラマン分光分析機の双方の持つ利点 (目的物の高分解能な観察、化学的・構造的性質の分析) を同時に得ることが特徴である。その外観を図 2.1.4 に示す。

図 2.1.5 は共焦点顕微鏡・ラマン分光複合装置の概略図である。ラマン分光装置はレニショー社製 inVia ラマンシステムを基本に構築した。波長 488 nm の光をレンズ系を用いて試料面上直径 $1 \mu\text{m}$ の領域に垂直に照射し、試料から 180 度後方ラマン散乱光を分光器で測定した。2 枚のエッジフィルターを用いて励起レーザー光をカットし、信号光をシングル分光器に導入し、検出器は -80°C の電子冷却 CCD を用いている。

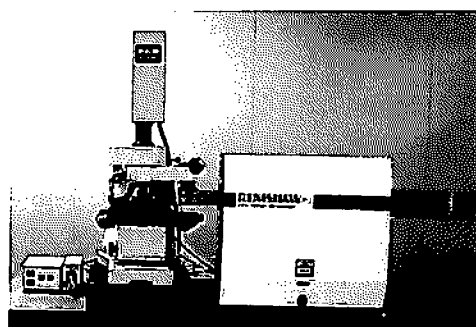


図 2.1.4 共焦点顕微鏡・ラマン分光複合装置外観

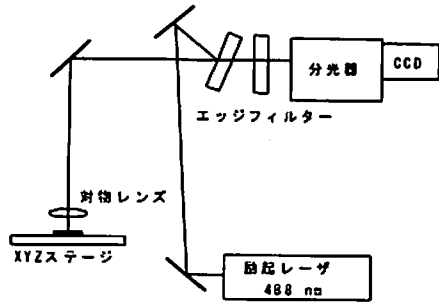


図 2.1.5 顕微ラマン分光装置概略図

2.1.2.2 ラマン分光における表面測定領域

ラマン散乱の深さ方向分解能について述べる。吸収係数を α 、入射光強度を I_0 、ラマン散乱断面先を D とすると、表面から深さ d までの領域からのラマン散乱強度 I_s は、

$$I_s = I_0 D \int_0^d e^{-2\alpha x} dx = \frac{I_0 D}{2\alpha} (1 - e^{-2\alpha d}) \quad (2.13)$$

となる。同様に、深さ d より下の領域からのラマン強度は

$$I_d = I_0 D \int_d^{\infty} e^{-2\alpha x} dx = \frac{I_0 D}{2\alpha} e^{-2\alpha d} \quad (2.14)$$

深さ d 方向の分解能の目安として 90% のシグナルが帰ってくる深さを d_p として、 $I_s = 0.9 (I_s + I_d)$ を解くと、

$$d_p = -\frac{\ln(0.1)}{2\alpha} = \frac{2.3}{2\alpha} \quad (2.15)$$

となり、吸収係数 α から、その深さ方向の情報を求めることができる。一般的には波長が短いと浅い領域、波長が長いと深い領域から情報を含むことになる。例として表 2.1.1 に代表的なレーザ波長におけるシリコン単結晶の場合の吸収係数から求めた侵入長を示す。これより、励起レーザの波長を選択することによって深さ方向の情報を求めることも可能となることがわかる。

表 2.1.1 単結晶シリコンの代表的レーザ波長における d_p

Laser Line [nm]	d_p [nm]
632	1980
532	880
488	570
441	320
266	5

当所の有するシステムでは、深さ方向の測定が可能となるよう複数のレーザ光原をシステムへの組み込みを行った。励起レーザは 632 nm (Ne-Ne, Research Electro-Optics 製), 532 nm (DPSS, SpectraPhysics 製), 488 nm (DPSS, Coherent 製), 441 nm (He-Cd, 金門光波製) を備えている。キネマティックマウントによって容易に波長を変換できるようにした。

2.1.2.3 紫外ラマン分光法

近年、ラマン分光法は周辺技術の進歩に伴い、取り扱いが容易になりつつあり、その有用性から広く様々な分野で用いられてきている。しかしながら、現在、市販されているラマン分光システムは、励起光として可視光を用いたものがほとんどであり、紫外励起ラマンは少ない。最近になって、紫外励起ラマンが注目されつつある。

一般的な物質、特に有機物などは紫外領域に電子吸収体を持つ物質が多いが、その電子吸収体と励起波長が一致すると、共鳴ラマン散乱という現象が起こり、通常非共鳴ラマン散乱にくらべて、ラマン散乱強度が 10^6 倍大きくなることが知られている。また、一般の顕微ラマン分光においては、その空間分解能が波長の回折限界によって制限されているが、紫外光は波長が短い分空間分解能を向上させることのできる可能性がある。さらに、ラマン分光法においては、試料からの蛍光がしばしば問題になる。可視から近赤外にかけて蛍光を有する試料においては、紫外ラマン分光法を用いることにより、蛍光を回避することが可能となる。紫外ラマン分光法の特徴を表 2.1.2 にまとめた。

表 2.1.2 紫外ラマン分光法の特徴

紫外ラマン分光法の特徴		適用例
浅い侵入長さ	Si の場合 500 nm@488nm 5nm@266 nm	シリコン薄膜 ワイドギャップ 半導体評価
共鳴効果	選択的・高感度検出	ダイヤモンド, た んぱく質
蛍光除去	可視から赤外にかけ てのプロードな発光	蛍石, ルビー
高温ラマン	黒体輻射除去	ガラス, セラミッ クなどの熔融状 態, 高温物性

紫外ラマン分光は 1950 年代に、水銀灯の 253nm の輝線を光源として、気体のラマン散乱測定が行われている。その後、多くの研究者によって試みが行われてきている¹¹⁾¹²⁾¹³⁾¹⁴⁾。しかしながら、通常用いられるアルゴンレーザの第二高調波は、初期コストは 1,000~3,000 万円かかり、10,000W 以上の高電圧・高電流が必要とされ、大規模な水冷設備といった付帯設備も必要となる。さらに、数百時間での第二高調波生成のための結晶の劣化が生じる。また、ミラー、レンズなどの光学部品対物レンズ、CCD 検出器など可視領域で用いられてきたものが使用できないなど、取扱いの点で今後の発展が期待される。

当所では、ソニーマニュファクチュアリング社製連続波 266 nm レーザ¹⁶⁾を励起光源として用いている(図 2.1.6)。

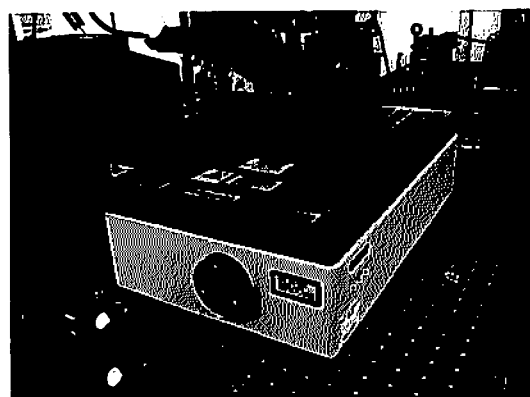


図 2.1.6 波長全固体 266nm 紫外レーザ外観
本レーザの特徴として、

- ・ > 10 mW 出力

- ・ 長期安定性 > 7000 h
 - ・ 狭線幅 < 4 MHz
 - ・ 超低ノイズ < 115 dBm/Hz
 - ・ コンパクト
 - ・ 電源設備: AC100-200V, 260W (max)
- などがあげられる。

第 2.1 章 参考文献

- 1) S. Ganesan, "A lattice theory of morphic effect in crystal", Ann. Phys. 56, (1979), 556 - 594
- 2) E. Anstassakis, A. Pinczuk, E. Burstein, F. H. Pollak and Cardona, "Effect of static uniaxial stress on the raman spectrum of silicon", Solid State Commun, Vol.8 (1970), 133-138
- 3) F. Cardeira, C. J. Buchenauer, F. H. Pollak, M. Cardona, "Stress induced shifts of first order raman frequencies of diamond and zincblende-type semiconductors", Phys. Rev. vol.B5, (1972), 580-593
- 4) I. D. Wolf "Stress measurements in silicon devices through raman spectroscopy: Bridging the gap between theory and experiment, J. Appl. Phys Vol.79 (9) (1996), 7148-7156
- 5) I. D. Wolf, H. E. Meas "Process-induced mechanical stress in isolation structures studied by micro-Raman spectroscopy, J. Appl. Phys, Vol.74(7), (1993), 4490-4500
- 6) I. De Wolf, "Stress Measurements in Si Microelectronics Devices using Raman Spectroscopy", J. Raman Spectrosc., 30, 877-883 (1999)
- 7) 固体スペクトロスコピー, 大成誠之助, 裳華房, 1994
- 8) R. Shuker and R. Gamon, Phys. Rev. Lett. 25, (1970) 222
- 9) 重川秀実, 吉村雅満, 坂田亮, 河津璋, 走査プローブ顕微鏡と局所分光 (2005), 裳華堂
- 10) <http://www.lasertec.co.jp/products/microscope/application/vl2000d-rm.html>
- 11) Asher SA, Bornett RW, Chen XG, Lemmond DH, Cho N, Peterson P, Arrigoni M, Spinelli L, Cannon J, Appl. Spectroscopy, 47 (1993) 628

- 12) S. Nakashima, H. Okumura, T. Yamamoto, R. Shimizu, Appl. Spectroscopy 58, 2, 2004
- 13) H.S.Sand, F. Demangeot, E. Bonera, S.Webster, R.Bennett, I.P. Hayward, F. Marchi, D.A. Smith and D.N. Batchelder, J. Raman Spectroscopy, 33 (2002) 730
- 14) L. Hecht, J. Clarkson, B. J. E. Smith, and R. Springett, J. Raman Spectroscopy, 37 (2006) 562
- 15) M. C. Sparrow, S. A. Asher, J. F. Jackovitz, C. H. Munro, W. F. Hug, Appl. Spectroscopy, 55, (2001) 66
- 16) LaserFocusWorld 2007.7

2.2 圧痕の表面性状評価

機械加工は、物質と物質の接触による局所的な高圧高温での弾塑性変形過程を経て生じる現象である。しかしながら、複数の条件の複合的な効果によるものであることから、その理解は一般には難しい問題である。そこでより簡単な条件設定をし、事象を切り分けて考えることが重要であると考へ、硬さ試験に用いられる鋭い先端を有する圧子による機械損傷についての知見を得る試みを行った。

圧子による機械損傷（圧子損傷）は、圧痕周辺の残留応力、転移、双晶、相転移、粒界亀裂などの微視的な構造変化が伴うことが電子顕微鏡による観察で明らかにされている（図 2.2.1）。しかし、これらの損傷に関する詳細は適当な評価手段がなかったこともあり、詳細には調べられていない。これまでにはセラミック圧子損傷における超音波顕微鏡を用いた研究^{1) 2)}、顕微発光分光³⁾、硬さ試験、また顕微ラマン分光⁴⁾によるものなど様々な手法によるアプローチがされている。

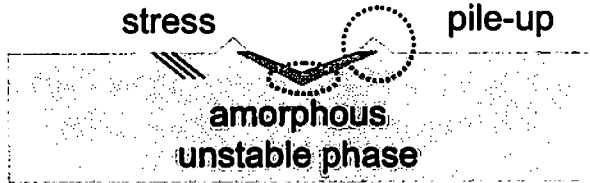


図 2.2.1 圧痕周辺損傷の模式図

2.2.1 Si におけるインデンテーション圧痕周辺部の応力場

圧子圧入の際、弾塑性変形、脆性破壊、クラック伸長、相転移、高密度化、残留応力生成などの微視的な変化が複合的に伴うことが知られている。

とくにシリコンでは、圧痕部の相転移に関連して注目を集めており、いくつかの研究報告されている⁵⁾⁶⁾。シリコンはその基礎物性とあわせて技術的にも非常に有用な材料である。近年、注目されている現象として押し込み最中の相転移現象が挙げられる。

図 2.2.2 にシリコンの押し込み試験における変位 - 荷重線を示す。最大荷重 500 mN、除荷速度 50 mN/s および最大荷重 10 mN、除荷速度 1 mN/s である。除荷の過程において、上図において不連続な変化 (pop-in)、下図において変曲点 (elbow) が観察される。それぞれ、結晶相転移、非晶質化と説明されている。このように常温常圧では観測されないような結晶層が押し込みによって出現することは、基礎的、および応用の面からも興味深い。この除荷の過程における相転移、非晶質化について図 2.2.3 に示す。

シリコンの結晶構造(表 2.2.1) および相図(図 2.2.4) をそれぞれ示す。インデンテーション試験における相転移は、除荷時における力-変位の断続点 (Pop-out) や傾斜変化 (Elbow) より知ることができる。Pop-out は β -tin 構造 (Si-II) から, R8 構造 (Si-XII), BC8 構造 (Si-III) への相転移によって生じる。Elobow はアモルファス構造 (a-Si) によって生じると報告されている。このような押し込み誘起相転移現象はそれ自体興味深い対象であり、光照射による可逆的相転移現象⁷⁾、相転移がナノインデンテーション試験に及ぼす影響⁸⁾、クラックに着目した残留応力場評価⁹⁾などの報告がある。

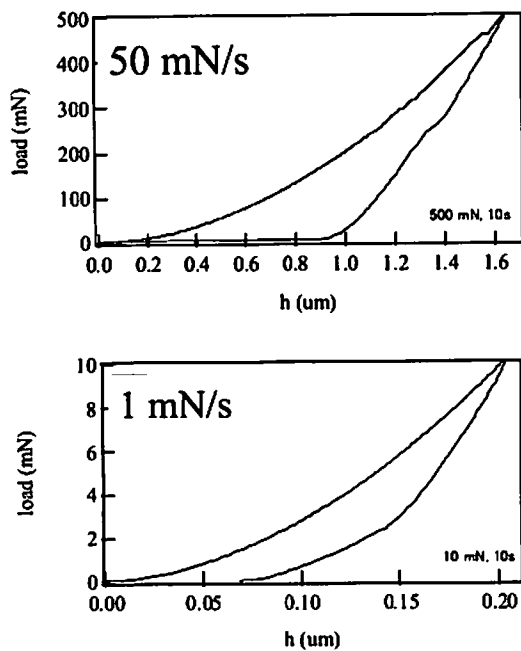


図 2.2.2 シリコンの押し込み試験における変位
- 荷重線. 上: 除荷速度 50 mN/s,
下: 除荷速度 1 mN/s

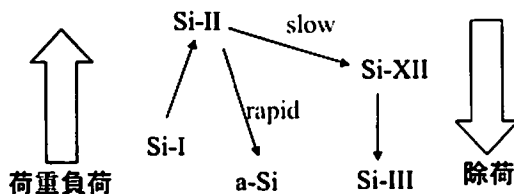


図 2.2.3 押し込みによる相転移模式図

表 2.2.1 シリコン結晶構造

	結晶系	空間群	圧力範囲
Si-I(1)	立方晶(cd)	Fd3m	0-12.5
Si-II(2)	正方晶(β -tin)	I4 ₁ /amd(141)	8.8-16
Si-III(3)	体心立方晶(bc8)	Ia $\bar{3}$ (206)	2.1-0
Si-IV(4)	六方晶	P6 ₃ mc(186)	--
Si-XII(12)	三方晶(r8)	R $\bar{3}$ (148)	12-2.0

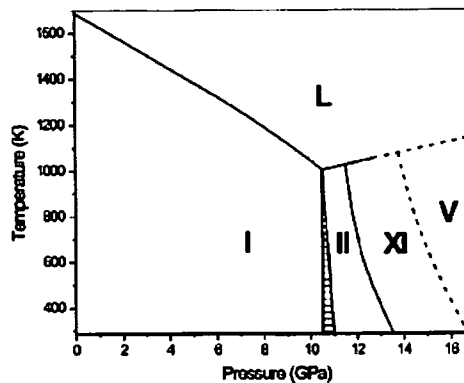


図 2.2.4 シリコンの相図¹⁰⁾

試料は市販されている 2 インチウェハを使用した。

試料 : Si (001)
荷重 : 100 mN(10 g)~20 N(2 kg)

ラマン分光の測定装置, 測定条件を以下に示す。
共焦点顕微鏡・ラマン分光複合装置
(Lasertec, VL2000-RM)

励起波長 : 488 nm
空間分解能 : 1 μ m
レーザーパワー : 0.1 mW
測定配置 : (zxyz)

図 2.2.5 は単結晶シリコン表面における 10 N (1 kgf) ビッカース圧子による圧痕の顕微鏡像である。図 2.2.6 はその断面である。圧痕のくぼみと周辺部の盛り上がりが見られる。

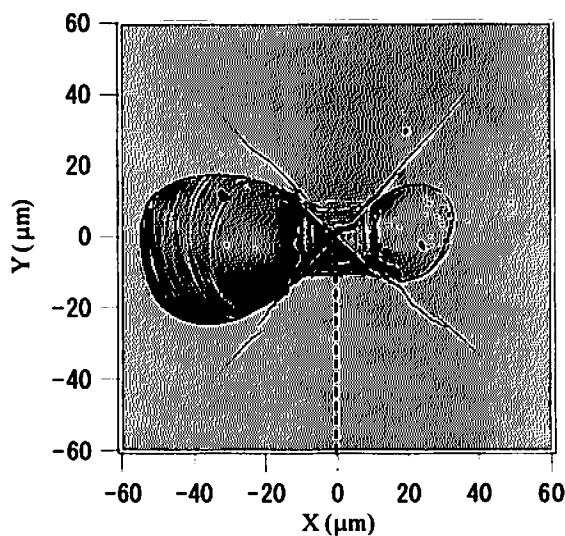


図 2.2.5 ビッカース圧痕顕微鏡像 1 N (1 kgf)

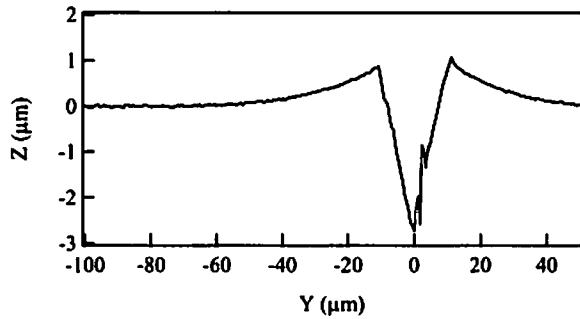


図 2.2.6 圧痕断面

図 2.2.7 に圧痕部におけるラマンスペクトルを示す。a が圧痕中心頂点の位置で、a→g に 2 μm 毎に測定した結果である。中心部が非晶質化しており、周辺部に従い結晶層が存在していることがわかる。

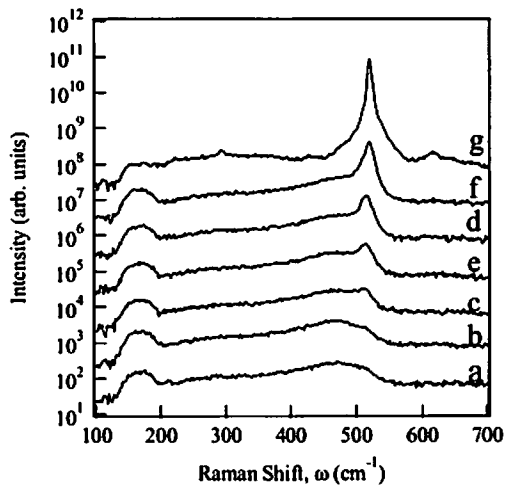


図 2.2.7 圧痕部におけるラマンスペクトル

次に、圧痕周辺の残留応力測定の結果を図 2.2.8 に示す。周辺数 10 μm にわたり大きな残留応力が存在することがわかる。脆性材料における圧痕に伴う塑性域周辺に発生する残留応力については、最も基本的なモデルに、Hill らによる膨張空孔モデル¹¹⁾がある。これは、弾性球殻の押し広げの弾塑性解析であり、弾性解、降伏条件、塑性解、弾性領域と塑性領域の境界条件を組み合わせた解析である。それを基本として発展させた Yoffe¹²⁾や Chinag^{13) 14)}の理論がある。

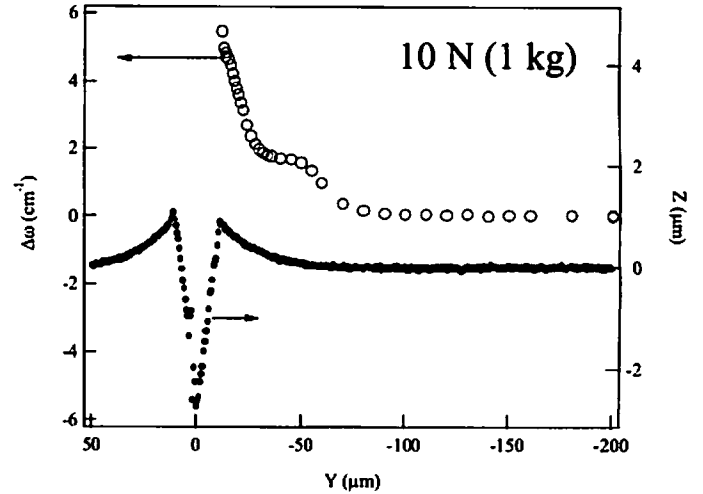


図 2.2.8 圧痕周辺の残留応力測定

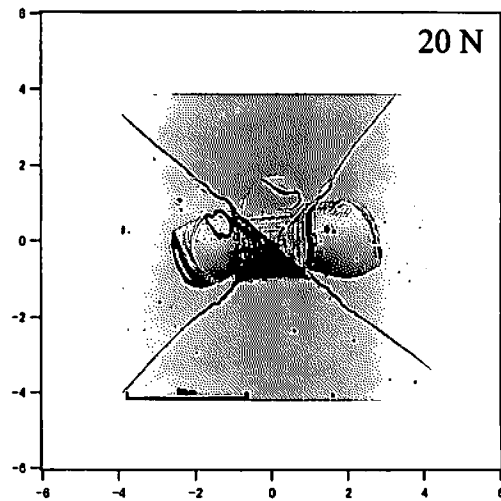


図 2.2.9 ピッカース圧痕顕微鏡像 20 N (2 kgf)

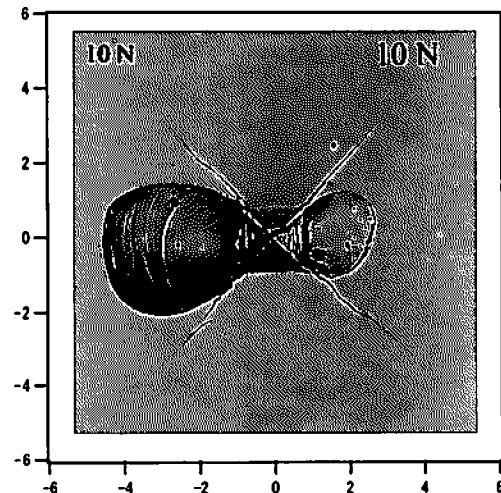


図 2.2.10 ピッカース圧痕顕微鏡像 10 N (1 kgf)

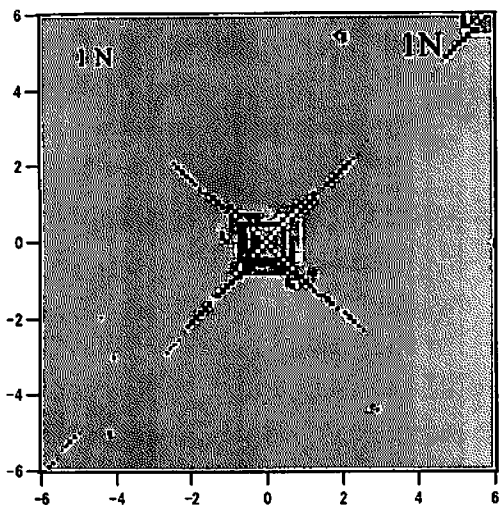


図 2.2.11 ビッカース圧痕顕微鏡像 1 N (100 gf)

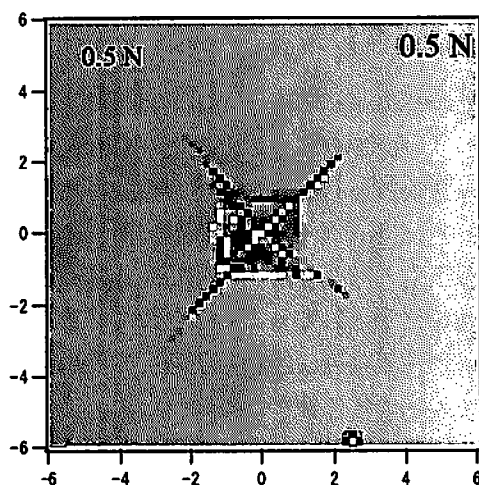


図 2.2.12 ビッカース圧痕顕微鏡像
500 mN (50 gf)

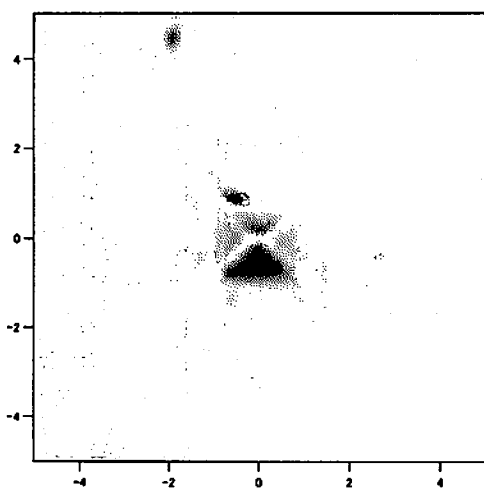


図 2.2.13 ビッカース圧痕顕微鏡像
100 mN (10 gf)

図 2.2.9～図 2.2.13 は、荷重を 20 N ～100 mN まで変化させて時の圧痕像である。図 2.2.14 に圧痕の形状を評価するための模式図を示す。図 2.2.9～図 2.2.13 の横軸、縦軸は、図 2.2.14 に示すように圧痕一辺の半径(c)で規格化されている。

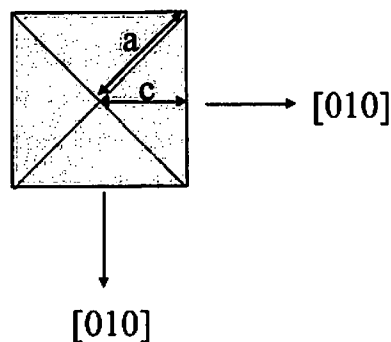


図 2.2.14 圧痕モデル

これより、荷重が大きくなるにつれてクラック長が増加することがわかる。

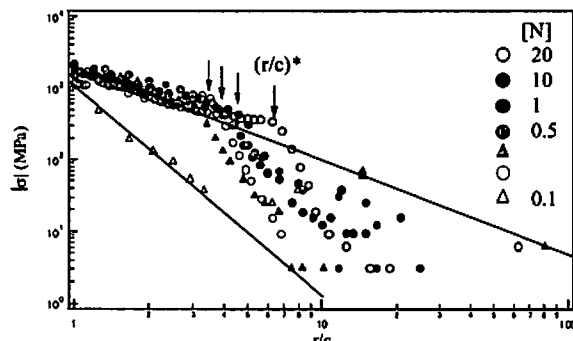


図 2.2.15 残留応力の荷重依存

圧痕像の $x = 0$ 上をラマン分光により測定した結果を図 2.2.15 に示す。横軸はさきほど同様に圧痕サイズ(c)で規格化されており、中心部からの距離(r/c)を示し、縦軸はラマンシフトから換算した応力値である。両対数で表示されている。100 mN では $(r/c)^3$ 、0.5 mN～20 N では (r/c) の逆数に比例することがわかる。0.5 mN～20 N においては、 (r/c) からはずれる変曲点が存在することがわかる。この点を $(r/c)^*$ とする。この $(r/c)^*$ と規格化されたクラック伸長(crack length/c)の関係を図 2.2.16

に示す。両者の間に相関関係があることがわかる。

圧痕周辺部の応力場は、(1)押し込み荷重の応力場 (boussinesq field) と、(2)弾性体に取り囲まれ膨張する塑性変形域による応力場 (blister filed) によってモデル化されている (図 2.2.17)。ラマン分光で観測しているのは、表層～500 μm であることから表面の情報を得ているものと考えてよく、さらに、動径方向と接線方向の和を観測していることになる。これより、応力分布は式(2.16)が求められる。これによると、(r/c)³の逆数に比例することになり、クラックのない100 mNの場合を説明することができる。そして、クラックの長さや応力場の変曲点の位置が相関することから、クラックによる応力解放によって、(r/c)の逆数に比例する振る舞いをするのが推察される。

$$\sigma_{Raman} = -\frac{Ec^3}{\pi(1-2\nu)r^3} = -\frac{E}{\pi(1-2\nu)} \frac{1}{(r/c)^3} \quad (2.16)$$

シリコンにおける残留応力場の荷重依存性についてラマン分光法により評価を行った。応力場がクラックの発生によって支配されていることがわかった。さらに、理論式による解析を行い、その振る舞いについて知見を得た。今後、ラマン分光法による応力方向の分離などを、詳しい解析を進める予定である。

2.2.2 単結晶 SiC における押し込み圧痕部の顕微ラマン分光

シリコンカーバイドは (SiC) は「バンドギャップがシリコンやガリウム砒素よりも大きなワイドギャップ物質として知られている。また、シリコンカーバイドは原子層の積層順序の違いにより250以上もの結晶多形が存在し、非常に規則正しい天然超格子としてもよく知られている。さらに、絶縁破壊電界強度、飽和電子速度や熱伝導度などが従来の半導体に使われる物質と比べて数倍もあり、化学的、熱的にも安定なことなどから従来の半導体の物性限界を大きく超えることのできる次世代半導体の有力な候補物質として注目されている。

ラマン分光の測定装置、測定条件を以下に示す。
共焦点顕微鏡・ラマン分光複合装置

(Lasertec, VL2000-RM)

励起波長 : 488 nm

空間分解能 : 1 μm

レーザーパワー : 0.1 mW

試料の外観およびラマン測定配置を図 2.2.18 に示す。

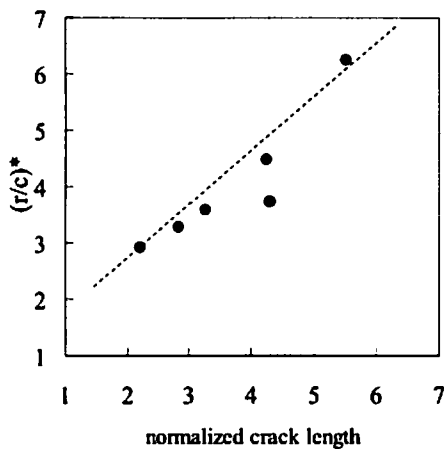


図 2.2.16 クラック長 vs 応力場変曲点

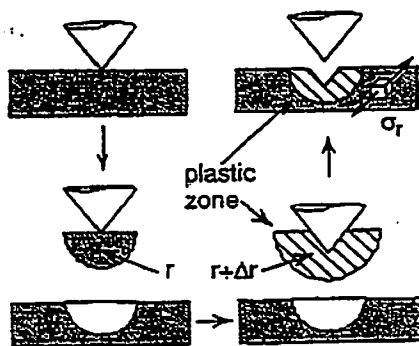
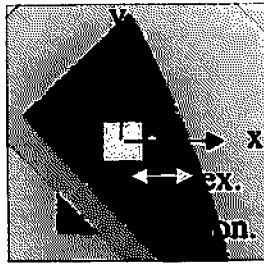
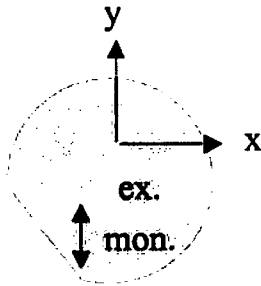


図 2.2.17 残留応力の荷重依存¹⁵⁾

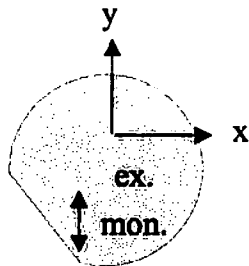
$$\sigma_{Raman} = \sigma_r + \sigma_\theta = -\frac{4Ehc^2}{\pi(1-2\nu)} \frac{1}{r^3}$$



4H(Sterling semiconductor
semi insulation)



4H(N) (II-VI, semi insulation, development
grade, 8° off axis, Si)



6H (II-VI, semi insulation, Vanad. doped,
development grade, on axis, Si)

図 2.2.18 試料外観

図 2.2.19 は顕微鏡像およびラマンスペクトルである。図 2.2.20 はの $x = 0$ 上, y 方向に位置を変えながら測定を行った。 $y = 30 \mu\text{m}$ 付近においては, 単結晶 SiC の特徴的な鋭いピークは 780 cm^{-1} に観測されるが, 圧痕中心部に近づくにしたがい, 複数のピークが出現することがわかる。これは, 欠陥生成, 非晶質化, 圧力誘起による異なる結晶系への転移などが予想される。

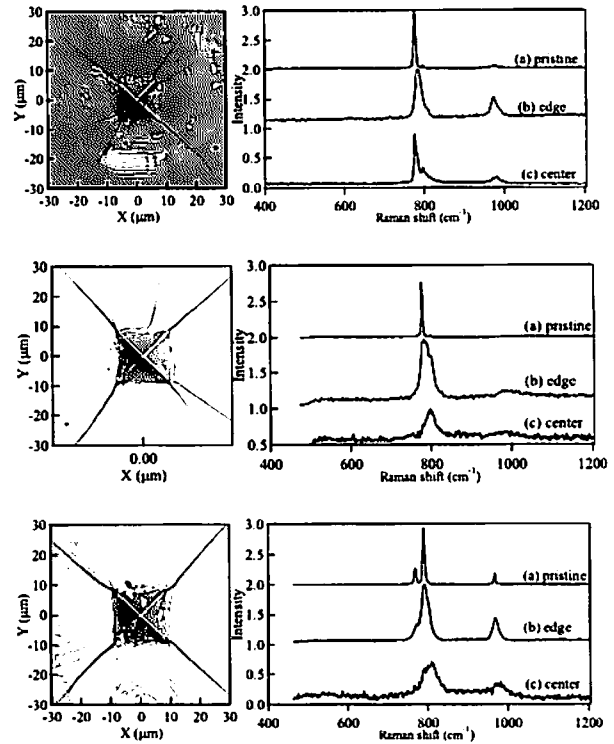
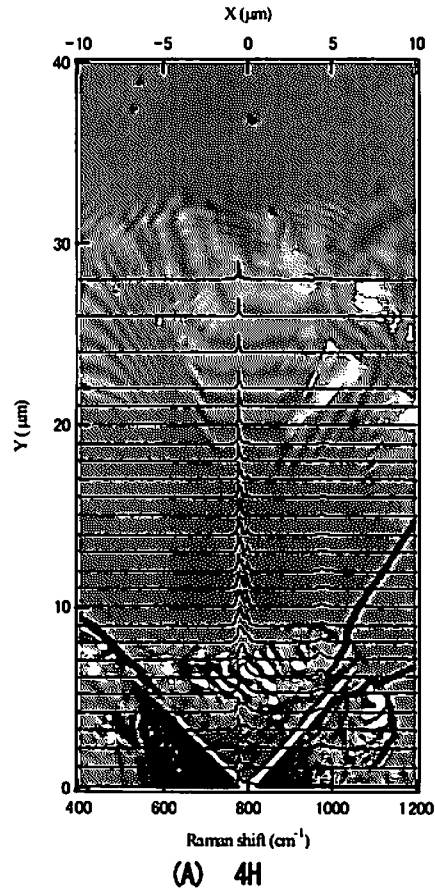
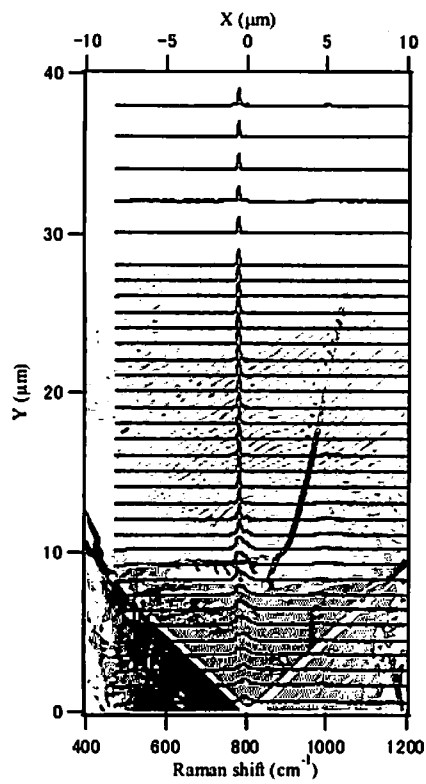


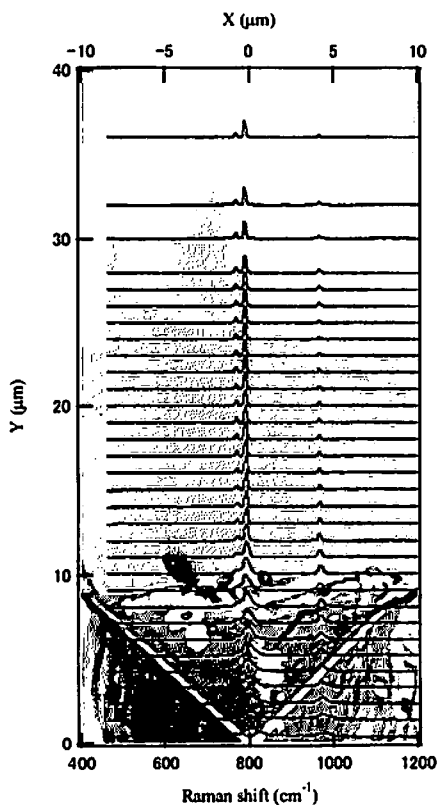
図 2.2.19 SiC ピッカース圧痕周辺ラマン測定



(A) 4H



(B) 4Hn



(C) 6H

図 2.2.20 顕微鏡像とラマンスペクトル

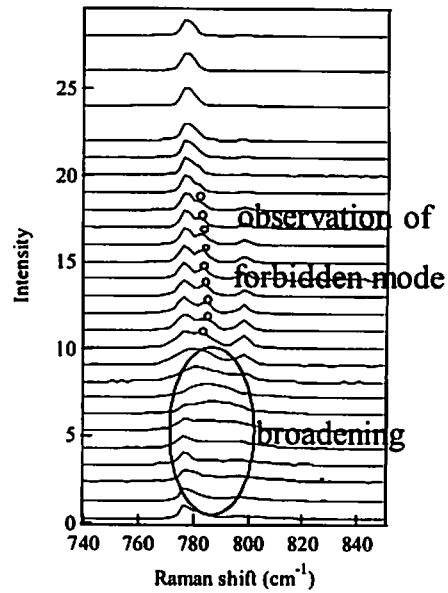


図 2.2.21 4Hにおけるラマンスペクトルの拡大

図 2.2.21 は 4H におけるラマンスペクトルを拡大したものである。スペクトル幅が広がっていること、また、通常の測定では観測されないピークが観測されることがわかる。これらは、非晶質化や相転移、欠陥などによる選択則の破れによるものと考えられ、これより圧子圧入による生じる結晶性の変化について知ることができる。

また、圧痕周辺部の応力場について考察を行った。ラマンスペクトルの TO ピークと応力との関係についての文献 (図 2.2.22) から、ラマンシフトを応力値に換算したものが図 2.2.23 である。シリコンの結果もあわせて載せてある。シリコンと同様に中心からの逆数に比例する振る舞いを示すことがわかる。

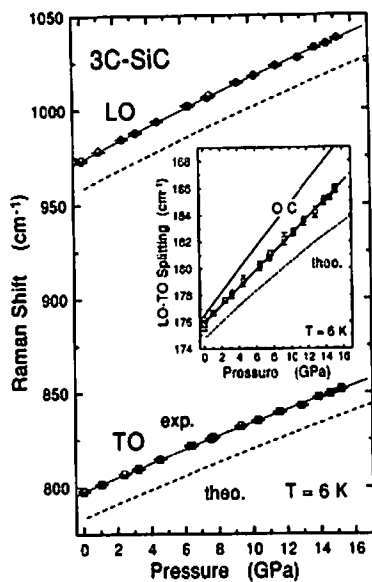


図 2.22 ラマンピークと応力値の関係¹⁶⁾

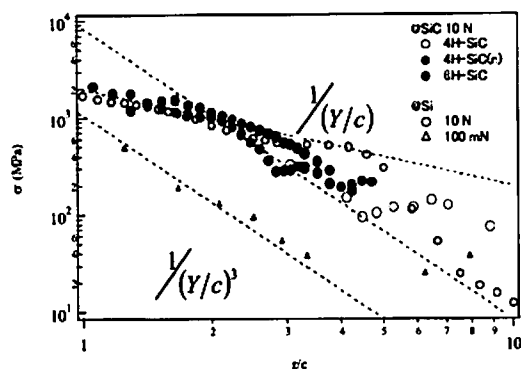


図 2.23 残留応力

次世代半導体の有力な候補物質として注目されている SiC における圧子圧入による結晶性の変化などについてラマン分光法により評価した。ピークシフト、ブロードニングなどが観察された。今後は、紫外線を励起光とした測定を行い表面近傍の情報を得たい。また、LO ピークについても評価を進め、電子状態についての詳細な検討を行う予定である。

第 2.2 章 参考文献

- 1) までりあ, 第 34 卷, 第 6 号, (1995) 746, 菅沼 幹裕
- 2) 愛知県工業技術センター報告, (1993) 菅沼 幹裕, 来川保紀, 古澤秀雄
- 3) G. K. Banini, M.M.Chaudhri, T. Smith and I. P.

- Hayward, J. Phys. D:Appl. Phys. 34 (2001) L122
- 4) G. Lucazeau and L. Abello, J. Mater. Res. 12, 2262 (1997)
- 5) V. Domnich and Y. Gogotsi, Rev. Adv. Mater. Sci. 3, 1 (2002)
- 6) D. Ge, V. Domnich, Y. Gogotsi, J. Appl. Phys, 93 (2003) 2418
- 7) K. Wu, X. Q. Yan, and M. W. Chena, Appl. Physics Lett. 91, 101903, 2007
- 8) P. Puecha, F. Demangeot, S. Pizani, J. Mater. Res., Vol. 19, No. 4, Apr 2004
- 9) 横井昌夫, 辻裕一日本機械学会 2007 年度年次大会講演論文集 No7, p.89
- 10) G. A. Vornin, C. Pantea, T. W. Zerda, L. Wang, and Y. Zhao, Physical Review B, 68, 02102 (2003)
- 11) 塑性学, 鷲津久一郎, 山田義昭, 工藤英明, 倍風館
- 12) E. H. Yoffe, Phil. Mag. A 46, 617 (1982)
- 13) S. S. Chiang, D. B. Marshall and A. G. Evans, J. Appl. Phys. 53, 298 (1982)
- 14) S. S. Chiang, D. B. Marshall and A. G. Evans, J. Appl. Phys. 53, 312 (1982)
- 15) G.M.Pharr, D.S.Harding, W.C. Oliver, "Measurement of fracture toughness in thin Films and Small volumes using nano indentation ,methods" Mechanical Properties and Deformation Behavior of Materials Having Ultra-Fine Microstructures
- 16) Debernrdi et a.l, Phys. Rev. B 59 (1999) 6774
- 17) P. Puech, F. Demangeot, P. S. Pizani, J. Mater. Res., Vol. 19, No. 4, Apr (2004)

3. ナノインデンテーション

3.1 研究の背景

硬さ試験はJIS規格に記載のブリネル、ロックウェル、ビッカース、ショアの4種類が主に知られており、反発硬さ試験であるショアを除く3種類が押し込み試験として品質管理や研究・開発用途に幅広く利用されている。JIS規格に記載の硬さ試験の一覧を表3.1に示す。

硬さ試験は材料試験として代表的な引張・圧縮・曲げ試験などの試験法と異なり、試料表面にわずかな平面があれば試験片形状によることなく、測定が可能であることが特徴である。また、その測定時間も数秒から数十秒と短時間であることから、簡便かつ迅速な材料特性評価法といえる。近年、MEMSに代表されるマイクロマシン、半導体デバイス、磁気ディスクなどにおいて、従来の材料試験、硬さ試験では測定が困難となるような微小な領域の硬さ、ヤング率などをはじめとする機械的特性を明らかにする必要性が高まってきている。また、化学的・物理的な手法による表面改質技術により、コーティング等の表面および表面層の機械的強度を高める技術が多用されてきており、その強度評価の重要性も高まってきている。このような微小材料、表面層の材料特性の評価法として、

硬さ試験はマイクロビッカースやロックウェル・スーパーフィシャルに代表される通常よりも低い荷重域で測定可能な試験規格を増やしてきた。ところがロックウェル・スーパーフィシャル硬さは通常のロックウェル硬さよりも試験力が低いものの初試験力3kgf、試験荷重15kgfであり、微小領域には対応しきれない。また、マイクロビッカースでは荷重の低下につれて圧痕が小さくなるため、くぼみの読取り誤差が大きくなる、くぼみが確認できないという問題点があった。そこで圧痕の観察を行わずに押し込み中の荷重と変位を連続的に測定する方法が考え出された。これが2002年にISO 14577¹⁾に規格化された計装化押し込み試験法であり、マルテンス硬さと呼ばれる。かつて引掻き硬さ試験の呼称をマルテンス硬さとしていた時代があったが、ここで紹介するマルテンス硬さとは別のものである。この規格には荷重域と変位量によってマクロ、ミクロ、ナノの各レンジが決められており(表3.2)、これまで圧痕観察が困難で実現できなかったナノ領域の硬さ試験が可能となった。このナノ領域の計装化押し込み試験を総じて超微小硬さ試験：ナノインデンテーション²⁾と呼んでいる。先にも述べたが近年の微細加工技術、表面改質技術、極薄膜の製造技術の飛躍的な進歩によって、旧来の試験による機械的特性把握が困難な試

表3.1 JISに記載の硬さ試験法

試験法	ブリネル	ショア	ロックウェル	ビッカース
硬さ記号	HB	HS	HRC, HRB等	HV, HMT
年	(1900)	(1906)	(1919)	(1925)
圧子形状	球	球	球・円錐	四角錐
硬さ算出法	荷重/表面積	反発高さ	深さの差	荷重/表面積
測定領域	最大3tf		最大150kgf	最大50kgf

表3.2 計装化押し込み試験法(左)と各レンジ(右)

試験法	計装化押し込み試験	レンジ	範囲
硬さ記号	HM, H _{IT}	マクロ	30kN ≥ F ≥ 2N
年	(2002)	マイクロ	2N > F; h > 0.2 μm
圧子形状	角錐・球など	ナノ	0.2 μm ≥ h
硬さ算出法	押し込み深さ		

料は増える一方である。ナノインデンテーションでは従来の硬さだけでなく、ヤング率やクリープをはじめとする複数の機械特性を導出することが可能であるため、総合的な材料特性評価法として期待が高まってきている。

以上のことから、規格発行の 2002 年前後を境に、装置の販売が開始されたこと、その利点に注目が集まったことをきっかけに、ナノインデンテーション試験が工業界において注目を集めるようになってきたのである。

3.2 一般的なナノインデンテーション試験

ここではナノインデンテーション試験について 1) 試験方法と試験装置, 2) 圧子, 3) 評価法の 3 項目に分けて紹介する。

1) 試験方法と試験装置

ナノインデンテーションでは押し込み荷重と圧子の押し込み深さとの関係を連続的に計測し、硬さや弾性係数などの材料特性値を求めている。このときに得られる荷重-押し込み深さ線図を図 3.1 に示す。

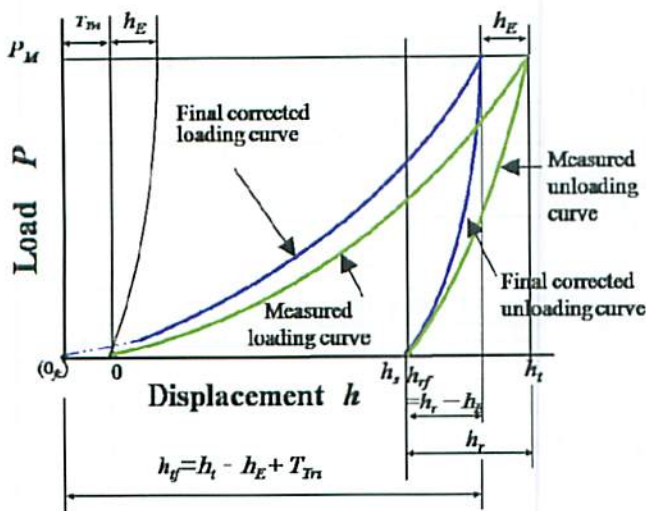


図 3.1 荷重と押し込み深さの関係

得られた緑の関係の中には圧子先端の理想形状との差分として知られるトランケーション量と試験装置の剛性に依存するたわみの二つが含まれている。そこでさまざまな手法を用いてそれらの影

響を取り除いたものが青線のグラフである。トランケーション量と試験機のたわみ量を把握し、取り除く方法として、一般的によく用いられるのが圧子と試験片の接触投影面積による面積関数と呼ばれるものである。この面積関数は高次の多項式であり、圧子の幾何学的形状との関連性、物理的意味合いなどから、その検討と、さらなる高精度化を目指して補正法などの検討が進められている。

試験装置には他の硬度計と同様の圧子による荷重の負荷・除荷を行うための機構に圧子の進入深さを計測するための変位計と負荷した力の大きさを計測するための荷重計が必要となる。市販のナノインデンテーション装置では変位計に静電容量型の検出器、荷重計に圧子駆動に用いる電磁コイルにかかる駆動電流からの換算を行っている場合が多い。また、研究用途の開発機器が近年増加している。さらに、低荷重に対応した装置などでは光学変位計や圧電素子による圧子駆動、荷重換算を行っているものも存在する。

2) 圧子

圧子には修正バーコピッチ、もしくは修正ベルコピッチ圧子と呼ばれる稜間角度が 115.13 度のダイヤモンド三角錐圧子が主に利用される。

修正バーコピッチ圧子の模式図を図 3.2 に示す。この圧子はビッカース硬度試験に用いられる対面角 136 度の四角錐圧子のビッカース圧子と同じ表面積の時に同じ深さになるように作られてある圧子である。

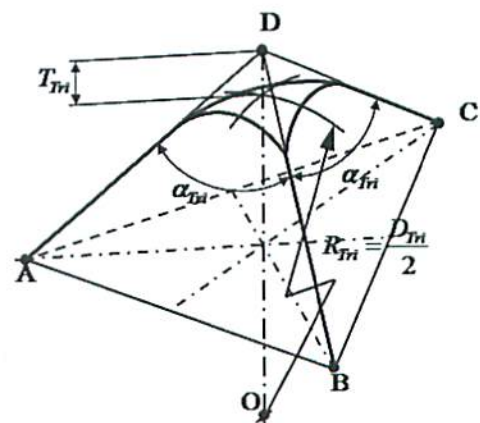


図 3.2 修正バーコピッチ圧子

ナノインデンテーションにおいてこの修正バーコピッチ圧子が利用される理由は、ビッカース圧子ではその4面を圧子の先端において1点で合致させることが不可能に近く安定した形状の圧子の供給が難しいことと、その結果、生じる圧子先端のトランケーション量が増大してしまうことによる。なお、三角錐圧子は理論上1点で交わるよう作成することが可能である。特にナノレンジでの試験のように圧子の先端形状が結果に大きな誤差を与える可能性が高い場合には三角錐圧子を利用することが多い。またその一方で、計装化押し込み試験規格上では平面パンチ、円錐圧子、球を含む回転体圧子、バーコピッチ圧子、ビッカース圧子のすべてを接触投影面積などのパラメータが把握できれば利用可能であるとされている。したがって、極めて浅い領域などを対象に測定する場合、荷重の割に押し込み深さが浅い測定となる球圧子を利用するといった研究も行われている。

3) 評価法

ナノインデンテーションでは硬さとしてマルテンス硬さHMと押し込み深さ硬さ H_{IT} が導出される。マルテンス硬さ計算式を式に示す。

$$HM = \frac{F}{A_s(h)} = \frac{F}{26.43 \times h^2} \quad (3.1)$$

ここでなお、 $A_s(h)$ は圧子侵入時の表面積であり、ビッカース圧子、バーコピッチ圧子に対して、それぞれ以下の通りの関係となる。

ビッカース圧子に対して、

$$A_s(h) = \frac{4 \times \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)}{\cos^2\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \times h^2 \quad (3.2)$$

バーコピッチ圧子に対して、

$$A_s(h) = \frac{3 \times \sqrt{3} \times \tan \alpha}{\cos \alpha} \times h^2 \quad (3.3)$$

となる。なお、 $A_s(h)$ はその理論上、ビッカース、バーコピッチともに26.43となる。

次に押し込み深さ硬さである H_{IT} の計算式を示す。

$$H_{IT} = \frac{F_{\max}}{A_p} \quad (3.4)$$

このとき、 F_{\max} は最大荷重、 A_p は接触投影面積である。 A_p は圧子により異なり、ビッカース圧子に対して、

$$A_p = 24.50 \times h_c^2 \quad (3.5)$$

バーコピッチ圧子に対して、

$$A_p = 23.96 \times h_c^2 \quad (3.6)$$

また、修正バーコピッチ圧子に対してはその接触投影面積が等しくなるように定義されており

$$A_p = 24.50 \times h_c^2 \quad (3.7)$$

となる。なお、 h_c は圧子と試験片の接触による深さであり、

$$h_c = h_{\max} - \varepsilon(h_{\max} - h_r) \quad (3.8)$$

である。このときは圧子の幾何学的形状による補正值であり、表3.3のように定義される。

表3.3 圧子形状による補正值

圧子形状	ε
平面パンチ	1
円錐	$2(\pi - 2)/\pi = 0.73$
球を含む回転体	3/4
ビッカース バーコピッチ	3/4

また、硬さの他にヤング率 E_{IT} やクリープ C_{IT} も求めることができる。ヤング率算出式は、

$$E_{IT} = \frac{1 - (\nu_s)^2}{\frac{1}{E_r} - \frac{1 - (\nu_i)^2}{E_i}} \quad (3.9)$$

このとき、 ν_s 、 ν_i はそれぞれ試験片と圧子のポワソン比(ダイヤモンドの場合0.07)であり、 E_r 、 E_s は押し込みに接触時の複合ヤング率と圧子のヤング率(ダイヤモンドの場合 $1.14 \times 10^6 \text{N/mm}^2$)である。なお、複合ヤング率の定義は、

$$E_r = \frac{\sqrt{\pi}}{2C\sqrt{A_p}} \quad (3.10)$$

で示されており、C は接触剛性に基づく荷重-押し込み深さ線図の除荷過程の曲線に接線を引くことにより求まる数値である。

クリープは、

$$C_{IT} = \frac{h_2 - h_1}{h_1} \times 100 \quad (3.11)$$

の式で求められ、試験荷重に達したときの押し込み深さと保持時間における押し込み深さの関係を示したものである。なお、このパラメータには温度によるサーマルドリフトの影響が現れることがよく知られている。このほかにも緩和試験をはじめとするいくつかの評価法が定義されており、その適用範囲は従来の硬さ試験に比べると、実に多彩であることがわかる。

3.3 ナノインデンテーション試験の問題点

ナノインデンテーションは押し込み荷重、変位量がわずかなため、圧子と試験片面の接触にあたり、従来の硬さ試験では影響が少なく無視できた要因についても十分な検討が必要となる。その具体例を表 3.4 にまとめる。すでに装置の剛性、圧子先端形状の把握、表面粗さ、温度などについては規格内において言及されており、また現在もその影響の把握、定量的な測定への試みが続けられているため、規格通りに試験する上での問題は少なくなっている。特に圧子の先端形状の把握と補正法、圧子軸の傾きについては非常に多くの検討が行われている³⁾⁴⁾。

表 3.4 ナノインデンテーションに影響する要因

原因	具体例
試験機	装置の剛性、圧子先端形状 圧子軸の傾き
試験片	試験片表面の傾き、残留応力 表面粗さ、結晶性、結晶方位
環境条件	温度、振動、音や風

このように高精度な測定が求められるなか、他の条件に比べて、その検討が行われてきていなか

ったのが、試験片表面の傾きや湾曲の補正といった表面形状に依存する要因と残留応力や結晶性、結晶方位といった表面性状に依存した要因である。

表面形状による要因についてはこれまでの研究内容において検討しているため詳細を次に紹介する。

3.4 三次元表面形状観察

ナノインデンテーションテスター

本研究では当所が企業と共同開発した三次元形状観察ナノインデンテーションテスターを用いる。また、その改良を行った。ナノインデンテーション試験で定量的な測定を実現する指針となる規格 ISO14577 では試験片の表面形状について言及されている箇所は傾きが1度以内でなければならぬという表記だけである。ビッカース硬度試験の場合、傾きによる影響はマクロレベルの試験でも2度以上は問題を生じ、それ以下の傾きだけでなく球面や曲面について修正係数による補正を用いていると記載されている⁵⁾。なぜなら、ナノインデンテーションを行う測定対象は、良好な平面を有するものばかりでなく、さまざまな形状をしていることが予想されるから、この修正係数による補正は非常に現実的かつ実用的といえる。例えばエンドミルやなどの切削工具に性能向上のために付与された硬質皮膜が摩耗により減少していく様子を測定する場合などは、刃先の複雑な形状に対応する必要がある。また、微細加工技術により構築された微小な三次元構造物の一部に対して測定を行う場合も構造物内のわずかな平面をピンポイントで測定しなければならない。

以上のようなことから、ナノインデンテーション試験においては試験片表面をその測定前後に渡って三次元的に把握する機能を有したナノインデンテーション試験機の共同開発を行った。硬度計部分にフィッシャー・インストルメンツ社製の PICODENTOR HM500 を採用した。この装置はビッカース圧子・バーコピッチ圧子をはじめとした様々な圧子に対応し、荷重を連続的に加えながら表層の硬さを測定する ISO14577 に完全準拠したナノレンジの超微小硬さ試験システムである。1回の試験サイクルで、表層の硬さ、マルテンズ硬

さ、ビッカース硬さ、表層からの押し込み深さの関数としての連続的な硬さのプロフィール、弾性・塑性特性、押し込みヤング率、さらには材料のクリープ挙動等についてのデータが取得できる。最大荷重 500mN 以下の領域で荷重分解能 100nN、変位分解能 40pm 以下、測定変位量が最大で 150 μm となっている。また、振動による外乱を除去するために HERZ 社製のアクティブ除振台 TS-140 を装置下に装備しており、約 0.7Hz~100Hz までの広い範囲の除振を実現している。

三次元形状観察装置では試料表面の観察と圧痕の観察の両方を視野に、一般的によく利用される原子間力顕微鏡 (Atomic Force Microscope : AFM) や共焦点顕微鏡 (Confocal Scanning Microscope : CSM) , 三次元 SEM (3-Dimensional Scanning Electron Microscope : 3-D SEM) について検討を行った。その結果を表 3.5 にまとめる。

表 3.5 各種測定法比較

		AFM	CSM	3D-SEM
X-Y	広視野	×	◎	◎
	狭視野	◎	△	○
Z		◎	○	○
観察の簡便さ		△	◎	×
大気中での観察		○	◎	×

光学系にはレーザーテック社製 3CCD リアルカラーコンフォーカル顕微鏡 H1200 を採用した。この顕微鏡は水銀キセノンランプを光源とし、分光した光の三原色をそれぞれを 3 ライン CCD イメージセンサーで受光することで、高画質で色分離のよい画像を得ることができる。この顕微鏡はコンフォーカル光学系を採用しているため、試料からの不要散乱光などの影響を受けることがなく、常に高いコントラストで高画質なカラー共焦点画像を観察することができる。本顕微鏡は 3600 \times 3600 μm (対物レンズ倍率 5 倍時) と、他の観察手法に比べて非常に広い視野を有する。したがって、目的としていた広い面内の傾きや湾曲の影響を把握する用途に適している。また垂直分解能は共焦点において 10nm、100 倍のミラウ干涉対物レンズを利用することにより垂直分解能 100pm を実現し

ており、低荷重における圧痕観察も可能であった。ミラウ干涉は白色光源を利用して表面凹凸の測定ダイナミックレンジを拡大することにより表面形状を評価する技術として、近年、非常に多用されるようになった手法である⁹⁾。今回利用するミラウ干涉対物レンズは顕微鏡対物レンズ自体が干涉計になっているため、取り扱いし易い仕様であり、等光路干涉計光路図からハーフミラーで分岐された被測定面、内部参照ミラーで反射し、再びハーフミラー上で結合する光路差が等しいときに干涉を生じる干涉計である。干涉縞 (干涉強度) の収集は干涉計を光軸 (高さ) 方向にピエゾ素子を用いて垂直駆動させることで行う。

本研究で使用したミラウ干涉対物レンズの概念図を図 3.3 に示す。

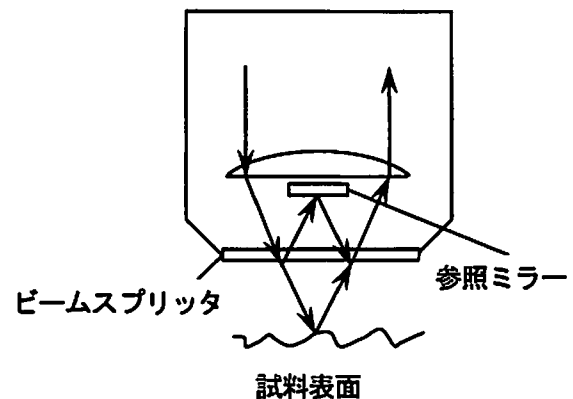


図 3.3 ミラウ干涉対物レンズ

平面分解能の点では他の観察手法に劣る面はあるが、垂直分解能は大気中で動作する AFM の性能に匹敵する性能である。また完全非接触である点も利点の一つと考えられる。なお、位相シフト干涉機能としては測定波長 546nm においてフレームメモリ 2048 \times 2048 \times 12bit において動作確認しており、この時の Z 測定範囲の概算は 0.1nm ~ 273nm となっている。

開発した三次元表面形状観察ナノインデンテーションテスターの外観図を図 3.4 に示す。

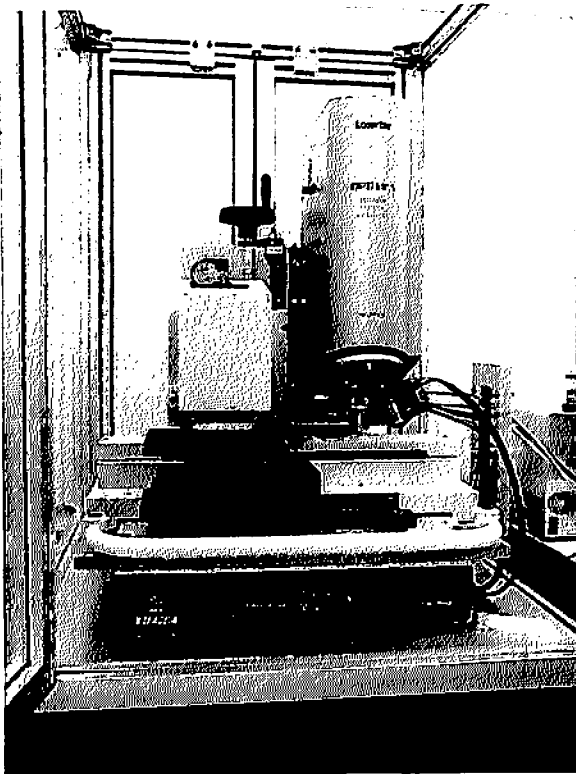


図 3.4 三次元表面形状観察
ナノインデンテーションテスター外観

また、本システムによる押し込み試験結果を図 3.5、図 3.6 に示す。この結果は試料にシリコンウェハを用い、最大荷重を 500mN から 0.05mN まで変化させ測定を行った結果である。なお、荷重域が広いためグラフを分けてある。図 3.5 には 500-50mN の結果が、図 3.6 には 50-5mN の結果が重ねられている。いずれの結果も押し込み過程において荷重の大小にかかわらず、きれいな重なりを見せている。また、除荷過程においては pop-out 現象と呼ばれる段差がグラフ中に確認できる。

次に本システムによる三次元表面形状観察の測定例を示す。図 3.7 は円筒表面に対しピッカース圧子により押し込み試験を行った試料表面の三次元観察像である。上に上面図、下に側面図を示す。中心にピッカース痕があり、右から左に向けて円筒の緩やかな傾斜が確認できる。このような共焦点の光学系を有する押し込み試験システムでは焦点位置から試料の頂点を探すことが容易となり、ベアリングの玉などへの試験をする際には正確に玉の頂点に押し込みを行うことが可能となる。また、

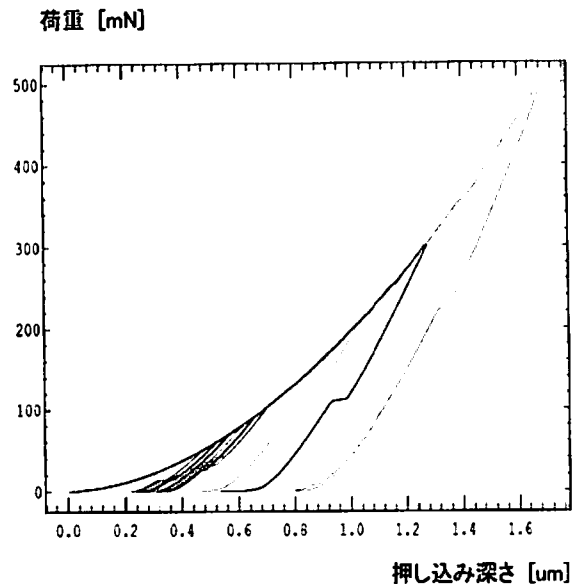


図 3.5 500-50mN の荷重-押し込み深さ線図

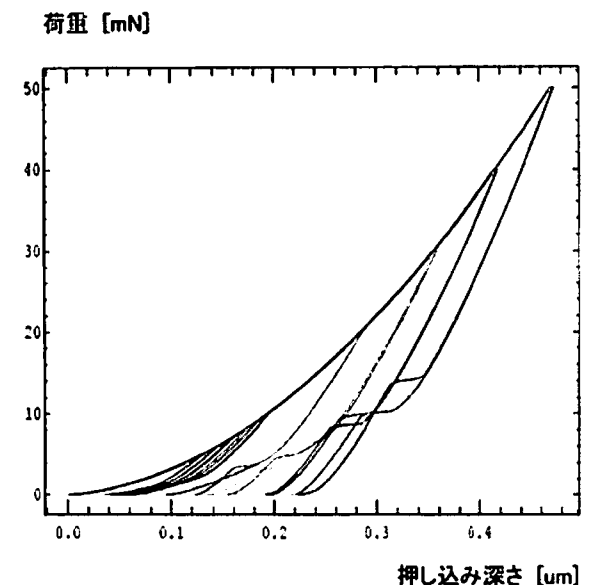


図 3.6 50-5mN の荷重-押し込み深さ線図

従来の試験法ではこのような傾きが大きな斜面への押し込みの場合、通常は圧痕の投影面積を読み取ることが困難であるが、このシステムを利用することにより、圧痕投影面積についての知見を得ることができる。それによってピッカース硬さなどの機械的特性値を算出することが可能となる。また、側面図からは圧痕の押し込み最大深さを視覚的に読み取ることが可能となっている。

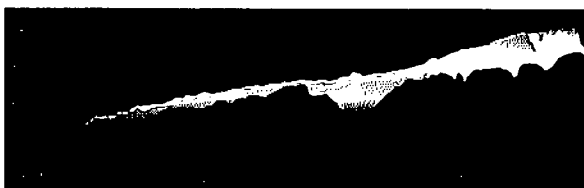
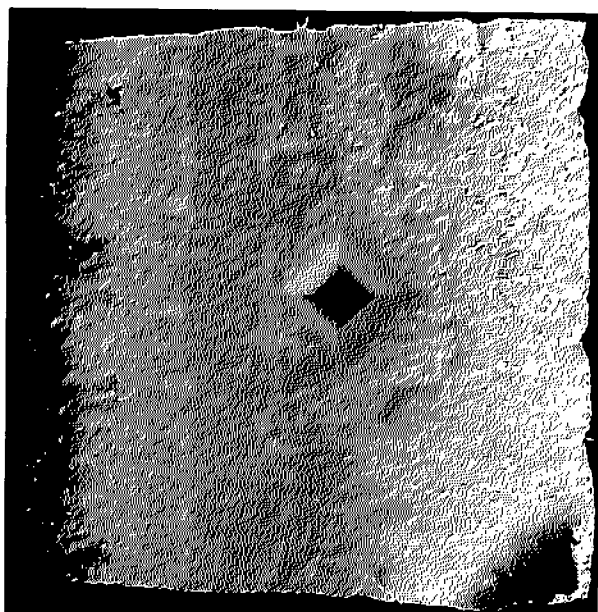


図 3.7 円筒表面上圧痕形状観察の例
(上：上面図，下：側面図)

図 3.8 はシリコンウェハ上の微小圧痕に対し、ミラウ干涉レンズを用いた位相シフト干渉観察を行った結果である。位相シフト干渉観察では視野範囲全てにおいて微小な凹凸の観察が実現できるため、100 倍の対物レンズを利用した場合はその視野範囲である $180\mu\text{m} \times 180\mu\text{m}$ の広い領域を一度に観察することが可能である。したがって、図中で確認できる 4 つの圧痕は一度の観察で計測されたものである。また、下部に断面形状測定結果をのせているが、すべての圧痕がほぼ同じ深さであることも一度に確認できている。

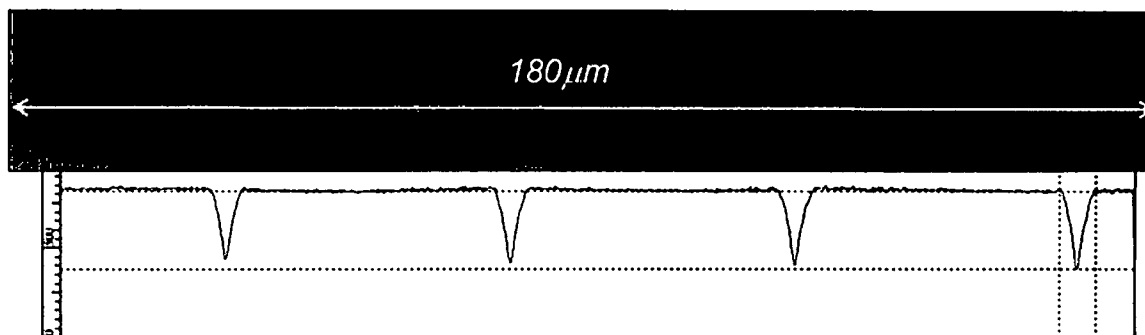


図 3.8 位相シフト干渉による複数圧痕の同時観察例
(上：試料表面写真，下：断面プロファイル)

3.5 走査プローブ顕微鏡内蔵対物ユニットの開発

3.5.1 開発の背景

これまでの研究では前節まで述べたとおりマクロ、マイクロな領域における表面形状の評価を迅速かつシームレスに装置の開発とその評価を行ってきた。近年のナノインデンテーションの動向を調査した結果、表面形状把握のニーズがさらに高まっており、その対象となる領域はさらに狭く浅いナノ領域であることがわかった。そのニーズの高まりは大きく分けて二つの理由で説明することができ、一つは ISO14577 の見直しによるもの、もう一つは硬さの連続性によるものである。

ISO14577 は規格化された 2002 年から 5 年が経過し、その見直しについての議論が現在も活発に行なわれている。その目的は物理的意味との整合性をとることや工業規格としての利便性を高めること、そして標準の供給にあたって世界各国の計量に関する研究所間でのトレーサビリティを確保するといった多岐にわたるものである。中でも大きな見直しの一つとして予定されているのが圧子先端形状の評価法の変更である。これまで標準試料として BK7 ガラスを用いて試験を行い、それにより得られた結果に面積関数を用いて算出していた¹⁾が、物理的意味合いの薄い面積関数の使用をとりやめ、走査プローブ顕微鏡 (AFM) などによる圧子先端の直接計測を採用する方針で議論が進められている。実際に国際会議の場においても圧子先端の計測手法に関する発表は非常に増加しており、他の手法との組み合わせや走査の方向を変えて計測するといった様々な内容が報告されている。

硬さの連続性は本来いかなる荷重で押し込んでも圧子形状の相似則により同様の硬さ値が測定できることを意味する。しかし、近年の試験機開発技術の進歩によって極微小な押し込み深さの試験が可能となった結果、圧子の先端形状の相似則が成り立たないような領域で押し込む場合には硬さの連続性が損なわれてしまう。したがって、従来のマクロ、マイクロ硬さと同様にナノ領域の計装化押し込み試験においても硬さ値の連続性の確保が望まれている。そのような領域においては実際に負荷された荷重と試験片表面に残った圧

痕の投影面積から式(3.4)に基づき硬さを算出する必要があり、微細な圧痕の形状評価が重要なポイントとなる。

微小な圧痕の形状評価については前節でも述べたが顕微鏡技術によるものは位相シフト干渉法が z 軸方向の空間分解能としては非常に有効であった。しかし、この技術は平面分解能において欠点があり、面内の凹凸はピクセルごとに平均化されてしまうため通常の実際の圧痕深さよりも浅く観測されてしまう傾向にある。またこの傾向は圧痕が小さくなるごとに顕著になるため硬さの連続性を検討する上では大きなデメリットとなってしまう。

そこで再び表 3.5 の各種測定法の比較について大気雰囲気中では観測できない 3D-SEM を除いて検討を行った。現在装置に組み込まれているコンフォーカル顕微鏡での弱点であった狭視野の観察や Z 方向の空間分解能を補完する上で適切な手法として原子間力顕微鏡 (Atomic Force Microscope : AFM) を用いると表 3.6 に示したとおり観察に重要となるポイントすべてを網羅可能な観察システムを構築することができる。そこで本研究では既存の試作装置である三次元表面形状観察ナノインデンテーションテスターに装着可能な AFM の開発を行うこととした。

表 3.6 共焦点顕微鏡と走査プローブ顕微鏡の組合せによるメリット

		AFM	CSM	AFM+CSM
X-Y	広視野	×	◎	◎
	狭視野	◎	△	◎
Z		◎	○	◎
観察の簡便さ		△	◎	◎
大気中での観察		○	◎	◎

3.5.2 走査プローブ顕微鏡内蔵対物ユニット 開発に関する検討と動向調査

試作装置として現在稼働中のナノインデントーションテスターに走査プローブ顕微鏡の導入を行う上で必要となる検討と調査を行った。検討内容の一点目は組込を検討している装置が特別仕様の装置であり、通常と異なる顕微鏡が用いられているためその顕微鏡へ組み込むにあたってどのような方法が最適であるかということ。もう一点は組込可能なユニットが実際に試作可能であるかという点についてである。

これまで述べてきたとおりインデントーションにはレーザーテック社の 3CCD リアルカラーコンフォーカル顕微鏡 H1200 が採用されている。これまでも AFM を利用可能にする試みは Hysitron 社の TriboIndenter や Agilent Technology 社の Nanoindenter G200 といった装置で試みられてきている。しかしながら、TriboIndenter では最初から AFM の設置スペースを設けており、今回のようなすでに完成しているシステムへからの組込には適さないと考えられる。一方 Nanoindenter G200 の場合は圧子圧入で利用したダイヤモンド圧子の先端を AFM のカンチレバーとして観察を行うシステムであり、押し込み後に試験片表面が弾性回復してしまうと観察する圧痕が圧子の先端角度よりも狭いものとなってしまうことが予想されることから観察精度の面でデメリットを生じてしまう。以上のことから、これまで他のインデントーションで行われてきたような組込手法は本研究においては採用が困難であるといえる。そこで今回の組込にあたって採用可能な AFM システムについて調査・検討を行い、顕微鏡の対物レンズの部分に装着可能な AFM システムの導入を目指すこととした。このようなシステムは過去に一部メーカーで開発された事例もあり、あらかじめ組込スペースを用意しておかなくても装着できることやスタンドアロンの AFM システムよりは空間分解能の面で若干性能が劣ることが予想されるものの、圧痕位置の特定などの面で利点があり、専用のスキャナによる計測が可能であるため実用的な観察が期待できる。そこで対物レンズのスペースに組込可能な AFM システムを実現

できるメーカーの選定を行ったところ、ドイツの SIS 社による UltraObjective (図 3.9) と、日本のエスアイアイナテクノロジー社によって現在開発途中のシステムが候補に挙がった。どちらのシステムも性能としてはほぼ同レベルであり、SIS 社については別の事例での組込事例(図 3.10)も把握することができたが、今回は試作装置への組込という難しい条件もあり、研究協力体制や試作装置への要望の反映が柔軟にできるであろうこと、将来的なサポート・メンテナンスについても視野に入れ、エスアイアイナテクノロジー社のシステムを採用するに至った。

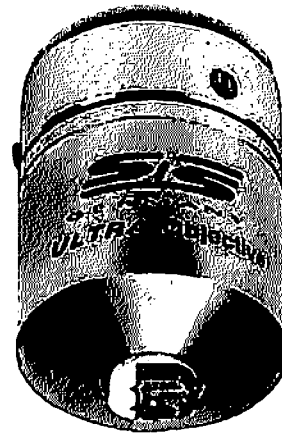


図 3.9 SIS 社 UltraObjective スキャナ

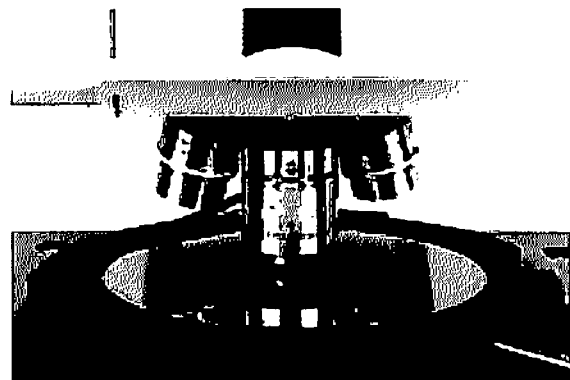


図 3.10 SIS 社 UltraObjective の
顕微鏡への組込事例

3.5.3 走査プローブ顕微鏡内蔵対物ユニットの開発

本研究ではナノメートルオーダーの圧痕をはじめとする試験片表面の微細形状を把握するために以下のような仕様の走査プローブ顕微鏡内蔵対物ユニットをエスアイアイナテクノロジー社との共同開発により試作した。スキャナ部の外観図を図 3.11 に外形寸法および内部構造を図 3.12 に示す。また、スキャナの動作を制御させるコントロール部の外観を図 3.13 に示す

1) スキャナ部

走査レンジ

面内 20 μm 以上

鉛直 2 μm

測定モード

DFM (ダイナミックモード)

位相モード

目標測定能力

面内 100 nm角、深さ 100 nm程度の圧痕を観察可能なこと

アプローチ動作

H1200 ジョグダイヤルを使用した手動アプローチ

観察位置決め精度

$\pm 10 \mu\text{m}$ 以下

探針位置合わせ治具

H1200 本体からスキャナを外し、治具に取り付けて探針位置を調整
位置合わせターゲットは線幅 10 μm のクロスラインレチクルを使用

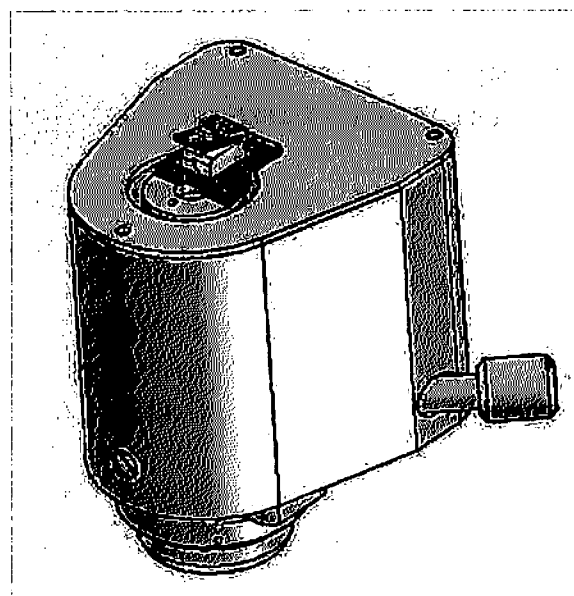


図 3.11 スキャナ部の外観図

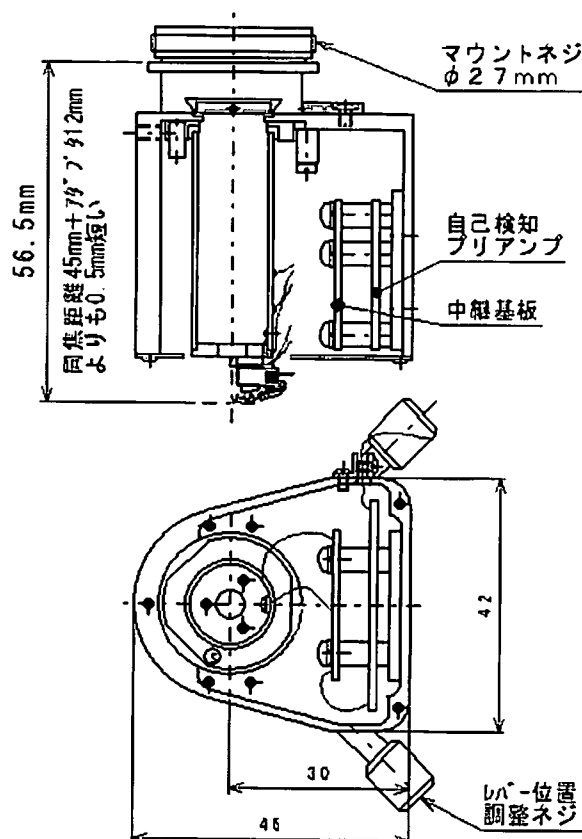


図 3.12 スキャナ部の外形寸法および内部構造図

2) コントローラ部

A FM用コントローラ NanoNavi II

重量 40kg W300 H500 D629mm

制御およびデータ処理部

X Y 走査電圧 $\pm 200V/18bit$

Z 軸走査電圧 $\pm 200V/21bit$

試料表面の凹凸に合わせて自動的に
21bit のレンジでデータを取り込む
オートゲインコントロール機能を有す。

データ収集部

測定データ点数 64、～8192 (ピクセル)
 $\times 64\sim 1024$ (ライン) の任意の組み合わせが可能。

長方形測定

長方形比率 2 : 1, 4 : 1, 8 : 1,
16 : 1, 32 : 1, 64 : 1, 128 :
1, 256 : 1, 512 : 1 が設定可能。

スキャンローテーション角度

360° 変更可能 (0.1° 刻み)

スキャンモニター

スキャンイメージと断面モニターの同時表示が可能。

Z スキャンリミッター

サンプルの端を測定する時などチップがサンプル表面に届かない場合に、Z スキャナ可動範囲を規制することで測定分解能の低下を防ぐ機能を有する。

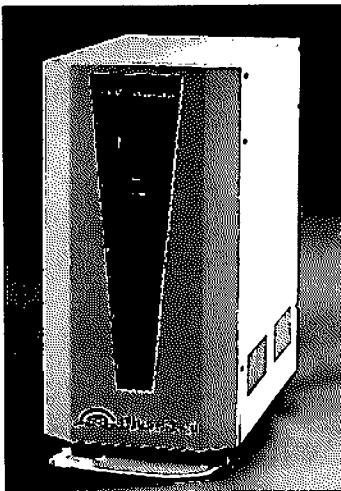


図 3.13 コントローラ部本体外観

3) データ処理部

バッチ処理

複数のデータに対し、事前に設定した一連のデータ処理手順で一括処理する機能を有する。

前処理 :

1~3 次傾き補正、フラット (X, Y, XY, 1 次傾き補正 Y, 2 次傾き補正 Y, 3 次傾き補正 Y, 1 次傾き補正 XY), メディアン (4,8)、KNN (アベレージ、メディアン)、SNN (アベレージ、メディアン)、収縮・膨張、膨張・収縮、クリップ、スムージング、局所均等化、ローパス FFT、ハイパス FFT、トーン調整 (標準偏差、上下限、マニュアル) オートゲインコントロール機能を有す。

解析 :

3D 描画、拡張粒子解析、表面粗さ解析、断面プロファイル (任意、平均)、断面形状測定

後処理 :

印刷 (縦、横)、データファイル保存、画像ファイル保存 (BMP、JPEG) トーン調整は、対象データの内、Z レンジが最大のものに階調を合わせる。

画像表示

トップビュー、陰影像、ズームイン・アウト、ラインスキャン、立体像、断面形状、等高線像等十分に多彩な表示機能を有し、それらが 1600 万色フルカラーで同時表現が可能である。

画像解析

二次元空間周波数解析、距離測定、角度測定、高さ測定、粒子解析、各種フィルター等、十分に多彩な解析機能を有する。

3.6 走査プローブ顕微鏡内蔵対物ユニット による観察とその評価

本研究において試作された走査プローブ顕微鏡内蔵対物ユニットによって計測を行った。最初にカンチレバーの中心位置を同定する際に用いる標準サンプルの測定を試みた。この試料はカンチレバーがどの位置を計測しているかを把握するために模様がつけられており、その模様の段差は 100nm に作られている。したがって、この試料はスキヤナの動作確認をする上では最適な試料といえる。まずは共焦点顕微鏡を用いて試料平面の全体を撮影した。その結果を図 3.14 に示す。面内のマス目はそれぞれ $10\mu\text{m}$ □, 中央に十字に見えるラインの幅は $2.5\mu\text{m}$ となっている。対物レンズ倍率が 100 倍時の観察可能範囲は $180\mu\text{m}$ □である。

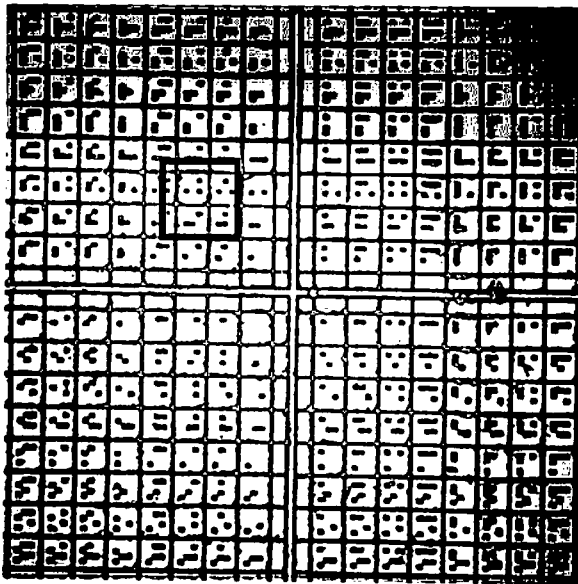


図 3.14 共焦点顕微鏡による標準パターンの観察結果 (対物レンズ: 100 倍)

顕微鏡の視野中心と標準サンプルの中心を合わせ、クロスラインレチクルにより位置合わせをしたスキヤナにより行った観察結果が図 3.15 である。サンプル上のパターンから観察されている箇所を探すと図中の黒枠の中が観察されていることがわかる。厳密な中心位置合わせは難しいが顕微鏡によるオフセットの設定や観察対象をその位置に移動させることで小さな観察対象でも十分に追い込んで測定ができることが確認できる。

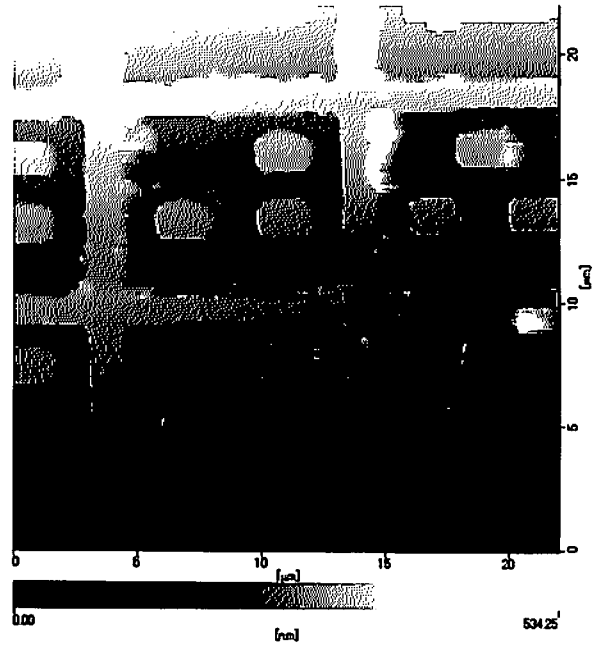


図 3.15 AFM による標準パターンの観察結果

また、得られた観察結果を図 3.16 に示すように三次元描画することでパターン上に付着している塵などの様子も細かに知ることができる。また試料面状の任意の断面についての形状プロファイルを把握することも可能であり、スキヤナの性能評価を行うため、前述したとおり標準パターンの段差の計測を行った。

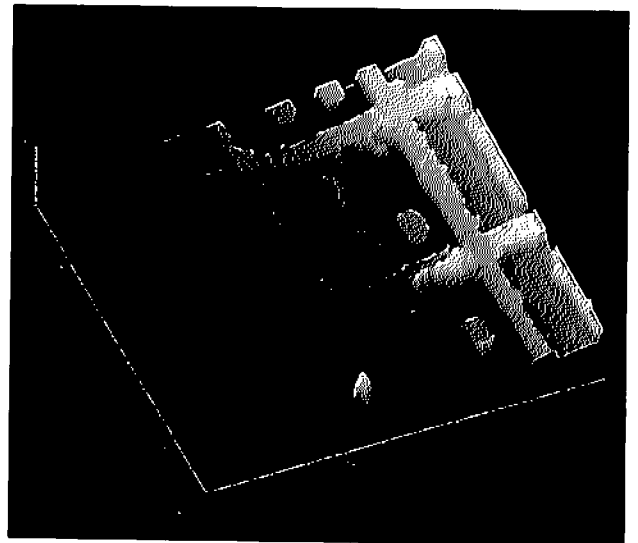


図 3.16 観察結果の三次元描画 (標準パターン)

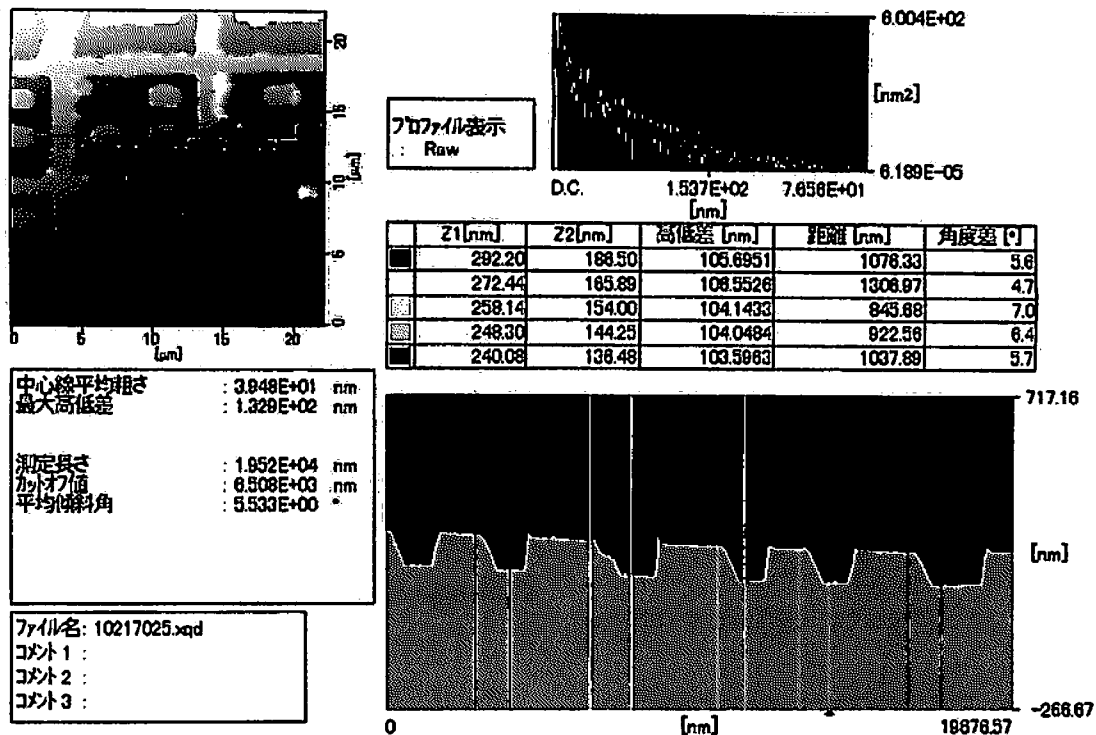


図 3.17 標準パターンサンプル上の任意断面測定結果

任意断面の測定結果を図 3.17 に示す。測定箇所は図中左上の結果画面に対して横方向の断面である。断面プロファイルが右下に示されており、それぞれ山部と谷部の高低差の評価を行った。全部で 5 カ所について計測を行ったが、その結果は 103.6nm~106.6nm の範囲に収まっており、詳細は試料の公差なども含めて検討しなければならないが、後付けの AFM システムとしては十分な性能を有しているといえる。また、走査方向の影響により断面プロファイルの凸凹形状が垂直に切り立って計測されている部分となだらかになっている部分が見受けられる。これは左から右へのスキャンを行っているため、カンチレバーが面の形状に十分追従できていなかった可能性が考えられる。正確な形状の把握にあたっては走査周波数の最適化などを検討する必要があると考えられる。

次に平面分解能の評価としてライン&スペースサンプルの評価を行った。それぞれ 90nm, 50nm のライン&スペースを施した試料について測定を行った。ここでは条件のより厳しい 50nmL/S の結果を図 3.18 に示す。

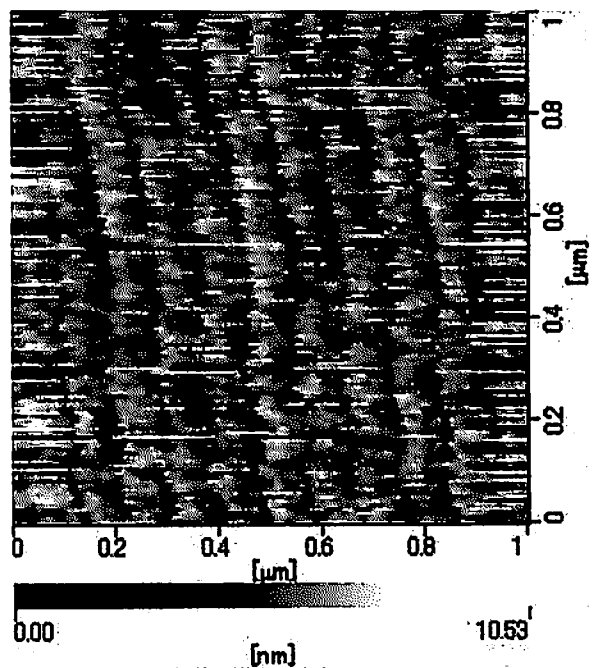


図 3.18 50nm ライン&スペース観察結果 (1μm×1μm)

本システムでは先端の曲率半径が20nm程度の先端自己検知型レバーを採用しており、正確な形状把握はかなり難しい条件といえる。しかし、凹凸の判別は十分に可能であり、図中に上下方向のラインが10本程度見えていることがわかる。先ほども述べたとおり、スキヤンの周波数や方向等の条件を検討する余地はあるものの、これまで利用してきた位相シフト干渉ではレンズ倍率100倍時のピクセル分解能はカタログ値でも88nm \square であったため、格段に測定精度が上昇したといえる。次に三次元描画像を図3.19示す。これによりさらに表面の様子を具体的にイメージすることが可能となる。

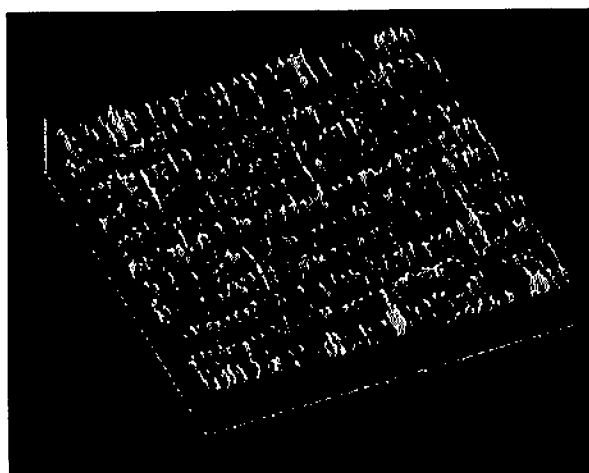


図 3.19 50nm ライン&スペース三次元描画結果

以上の検討により試作した AFM システムの性能は圧痕の評価に十分な性能を有することがわかった。そこで次に実際にインデンテーションにより生じた圧痕の評価を行うこととする。試料には Si ウェハに 100mN で押し込みを行った試料を用いた。図 3.20 にインデンテーションの荷重-変位線図を載せる。グラフはシリコンでは典型的な形状であり、除荷時には pop-out 現象が確認されている。なお試験の結果から最大押し込み深さは 695nm, 除荷終了時から見積もられる圧痕の深さは 352nm であることがわかっている。次にスキヤン結果を図 3.21 に示す。イメージのほぼ中心に圧痕が確認できる。この圧痕観察結果をさらに拡大してスキヤンした圧痕の断面測定結果を図 3.22 に示す。

荷重 [mN]

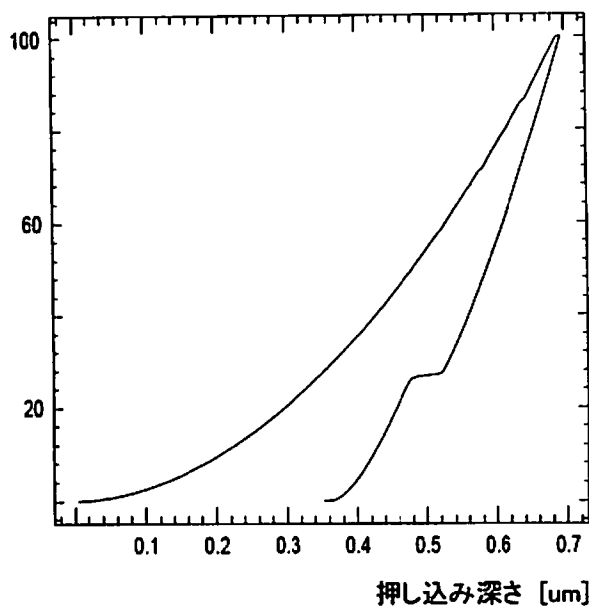


図 3.20 荷重-変位線図 (Si ウェハ, 荷重 100mN)

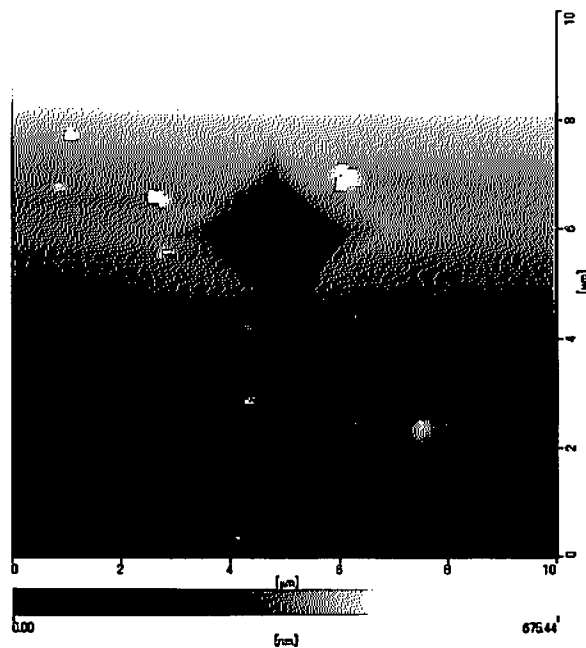


図 3.21 インデンテーション圧痕の観察結果

測定の結果、圧痕の深さは 347nm, 圧痕の対角線長さは 4186nm 程度と観察された。特に深さの結果は試験機から得られた圧痕深さと非常に良い一致をしている。前述のパターン測定の結果も含めて考慮すると観察結果は概ね 5nm 前後の誤差範囲に収まると考えられ 100nm 以下の圧痕の評価も十分に可能であると考えられる。

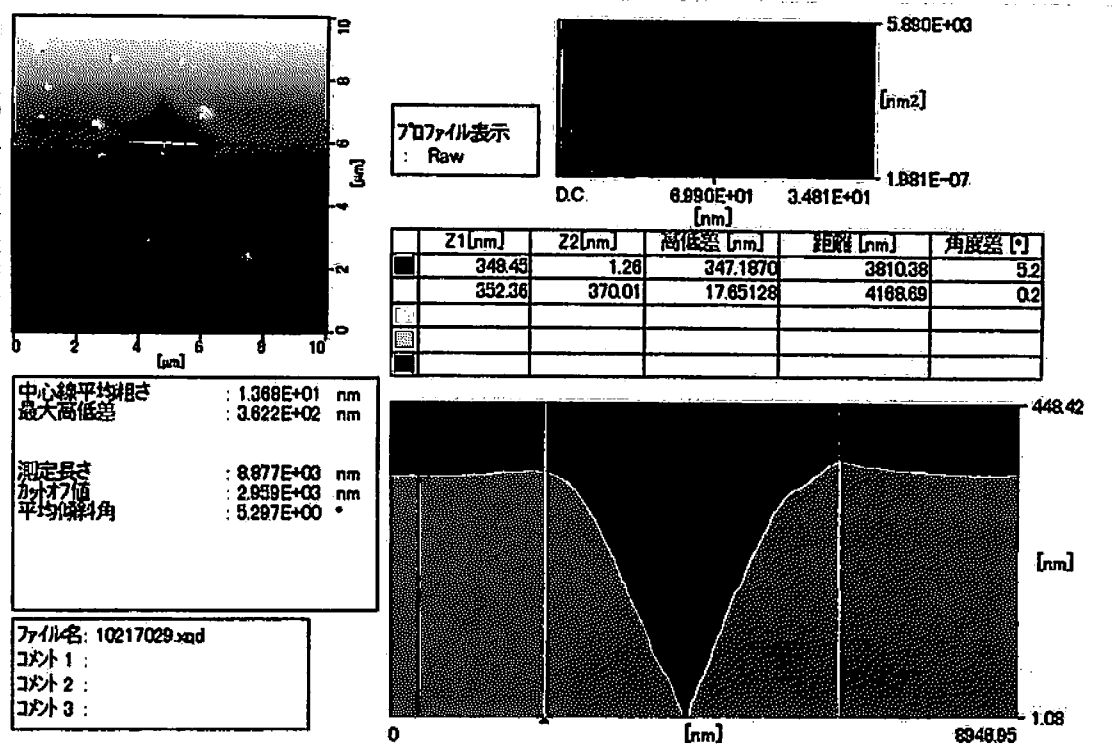


図 3.22 インデンテーション圧痕の三次元断面観察結果

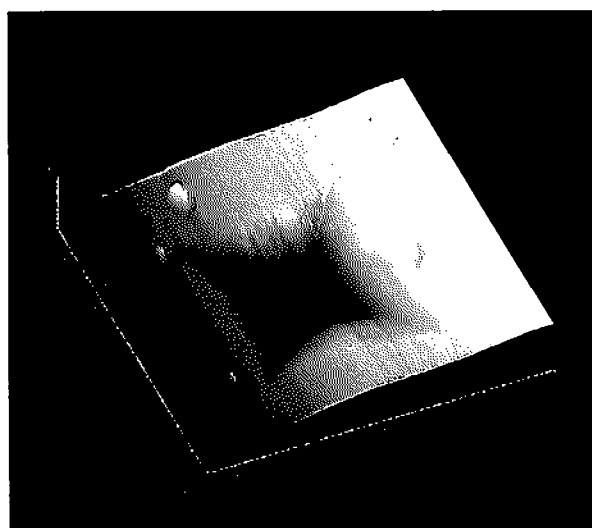


図 3.23 圧痕の三次元描画結果

圧痕の三次元描画の結果を図 3.23 に示す。この結果から圧痕周辺部の盛り上がり様子や圧子先端が接触していた最深部の様子も把握できることがわかる。今後はより微細な圧痕の観察による硬さの連続性についての検討を行いたい。また圧子先端の形状計測についても詳細な検討を行う予定である。

第3章 参考文献

- 1) ISO 14577 part1-3: (2002)
- 2) A.C.Fischer-Cripps, "Nanoindentation", p.65, Springer (2002)
- 3) K. Hasche, K. Hermann, F. Pohlenz and K. Thiele, Meas. Sci. Technol. 9 (1998) 1082.
- 4) C. W. Shih, M. Young, C. J. M. Li, J. Mater. Res., 6, 12 (1991) 2623.
- 5) 財団法人日本産業技術振興協会編 "硬さ試験技術"技術基準 No.4 (1977)
- 6) 佐藤 敦; 白色干渉法を利用した最新の表面形状評価技術, 表面技術, Vol. 57, p.554 (2006).

4. 海外動向調査

4.1 海外動向調査① (欧州)

平成21年10月9日(金)～10月23日(金)の期間で、ドイツ(エアランゲン) フランス(パリ, リール)を訪問し、13th International Conference on Silicon Carbide and Related Materials (ICSCRM 2009)での研究成果の講演および最新研究動向の調査、HORIBA Jobin Yvon 社, Ecole Polytechnique, フランス原子力庁(CEA)研究所を訪問して関連技術・研究を調査した。

4.1.1 13th International Conference on Silicon Carbide and Related Materials (ICSCRM 2009)

10月11日～16日 13th International Conference on Silicon Carbide and Related Materials (ICSCRM 2009)が、ドイツのニュルンベルグ(CongressCenter Nürnberg)にて行われた。口頭発表、ポスター発表、セミナーなどのプログラムで、6日間にわたって開催された。ICSCRMはパワーデバイスとして期待されている半導体材料であるシリコンカーバイド(SiC)を対象とした国際会議で、企業からの参加者が多く本分野においては質・規模ともにトップクラスの学会の一つである。2年おきにアメリカ、ヨーロッパ、日本にて開催され、開催されない年にはヨーロッパ会議として European Conference (ECSCRM) が開催されている。参加人数は約500名、日本からの参加者も130名と、多くの研究者が参加しており、その割合から、この分野において日本の果たす役割が大きいことがわかる。

SiCは、優れた物性値を持つ半導体材料であり、電気自動車やインバータエアコン、電力伝送、電力変換などのエネルギーエレクトロニクス分野への応用が期待されている。一方で、化合物半導体であるため、MOS界面特有の問題点が数多く存在するなど、課題も多い。例えばSiCの熱酸化によるSiO₂絶縁膜とSiCの界面には、高密度の界面準位が生じ、MOS反転層のチャネル移動度が極めて低くなり、期待される特性が得られないなどが挙げられる。

研究の成果として、「Study of indentation

damage in single crystal silicon carbide by using micro Raman spectroscopy」の発表を行った。SiCにおけるインデンテーションによる圧痕周辺部の顕微ラマン分光法による評価を試みたものである。SiCにおいて圧痕部の評価を行った例はなく、機械的特性の基礎的な知見を得られたものと考えている。SiCの加工など観点からも多く質問を受けた。

他の研究報告としては、ピッツバーク大学のChyke教授による「Ultra-Precision Machining of Stainless Steels with Single Crystal 4H or 6H Boule SiC」が大変興味深かった。通常、単結晶ダイヤモンドが使用される切削工具として、SiC単結晶を用いる試みである。これは、結晶ダイヤモンドにおいてしばしば問題となる炭素含有材料用の工具としての試みである。SiC単結晶は一般に高価であるため工具としての使用は注目されていなかったが、単結晶ダイヤモンドが使用できない材料の高精度加工をすることがなれば、その発展は大いに期待されるものである。Chyke教授はSiC研究分野の大家であるが、加工分野が専門ではないにも関わらず、新しい分野への展開をにらむ研究姿勢はチャレンジする精神は大変参考になる。



図4.1.1 ICORS2008 会場外観



図 4.1.2 研究成果の発表



図 4.1.3 ポスターセッションの様子

4.1.2 企業・大学訪問

・HORIBA Jobin Yvon 社

フランス北部に位置するリールにて HORIBA Jobin Yvon 社を訪問した。HORIBA Jobin Yvon 社は、分光分野における技術的なリーダーとして、グレーティング、モノクロメータ、分光器、マルチチャンネル検出器などの設計・生産技術を開発してきており、本分野において世界的な企業の一つである。このような分光技術をもとにしたラマン分光装置、蛍光分光装置、発光分光分析装置、鑑識用光学機器、分光エリプソメータなどの応用製品は、世界中で大きなシェアを持っている。セールスエンジニアの Arnaud Zoubir 博士より、分光技術に関連した製品開発について説明を受け、さらに、事前に送付したデータの解釈について議論を行った。博士は日本、米国での研究経験を積まれてお

り、ラマン分光に対する深い知識を有されており大変意義深い議論ができた。製品の製造工程を見学したが、汎用シリーズとは別に高度な技術を必要とする手作業による特注品も多く見受けられたのが印象的だった。



図 4.1.4 HORIBA Jobin Yvon 社

・Ecole Polytechnique

パリの郊外の Saclay (サクレー) に位置する Ecole Polytechnique を訪問した。パリ中心部から高速郊外鉄道 RER (Reseau Express Regional) の B 線で南に向かって 30 分位の所に位置する Palaiseau という町にある。Ecole Polytechnique は、もともとは軍の学校として創設された学校である。そのため、その所轄は国防省になる。しかしながら、グランゼコールとよばれる大学以上の格を持つ高等教育機関であり、フランス内の理工科学校の中ではトップレベルの教育機関である。そのため、この学校にはフランス中から優秀な学生が集まっており、各界の指導者がここで養成されている。場所は、Saclay (サクレー) という地区にあたる。ラマン分光における偏光特性による応力解析を試みている Razvigao Ossikovski 教授を訪問した。論文によりその成果については事前に知り得たが、実際にその開発装置を見学すると、随所に工夫がこなされており、今後の研究を進めるにあたり大変参考になった。Razvigao Ossikovski 教授は元々エリプソ分光を専門におり、現在でもその分野では中心的な役割を担われているとのこと、一方、ラマン散乱への取り組みは近年されているとのことで意義深い議論をすることができた。



図4.1.5 Prof. Dr. Klaus Brettel

・フランス原子力庁 (CEA) 研究所

CEA-Saclay は Gif-sur-Yvette に位置し、パリからは車で 30 分くらいの位置にある。約 6,000 人が働いているとのことで、敷地内に原子力発電所もあるために非常に厳重な警備がされており、入所するためには事前に発行してもらった ID とパスポートによる手続きが必要である。超安定紫外連続レーザの活用に興味があることから、Prof. Klaus Brettel 博士の研究室を見学した。そこでは DNA の過渡吸収のための光源として使用されているとのことで、レーザ光源のノイズで時間分解能が制限されてしまうとのことだった。紫外光源の安定性が向上したことによって、従来の時間分解能では観察できなかった DNA の光反応の初期過程についての知見を得られつつあるとのことだった。非常に大きな研究所であるにもかかわらず、各研究ではそれぞれの研究者が電気配線から配管工事まですべてやるとのこと、実験を遂行するにあたる姿勢が大変興味深く見学をさせてもらった。

4.2 海外動向調査② (欧州)

平成 21 年 9 月 5 日 (土) ~9 月 17 日 (木) の期間でポルトガル (リスボン) とドイツ (シュツットガルト) を訪問し、IMEKO XIX World Congress での研究成果の発表と最新研究動向の調査、およびヘルムートフィッシャー社を訪問して関連技術・研究の調査と装置開発に向けた打ち合わせを行った。以下にその詳細を示す。

4.2.1 IMEKO XIX World Congress 9 月 6 日 ~ 9 月 11 日までの 6 日間の開催期間で IMEKO XIX World Congress (International Measurement Confederation XIX - Fundamental and Applied Metrology) がリスボン市の新市街区で開催された。会場は FIL ミーティングセンターという、1998 年の万国博覧会会場に設けられた素晴らしい国際会議場であった。今回の IMEKO World Congress は 3 年に一回程度開催される所属するほとんど全ての技術分科会がミーティングを開催する全体大会で前回のリオデジャネイロに続き第 19 回目の開催となった。今回も 24 の技術分科会 (TC) 全体で約 400 件の口頭発表と 160 件のポスター発表に加え、技術分科会ごとの多くのミーティングが連日開かれた。

研究発表に先立ち開かれた硬さ技術分科会である TC5 のミーティングでは韓国の KRISS (韓国計量研究所) の Bahng 氏がチェアマンとなり、日本、ドイツ、アメリカ、イタリア、タイ、トルコ、ロシア、ブラジルなどから委員とオブザーバーを合わせて 30 名程度が出席した。つくばで開催された HARDMEKO2007 の総括報告や 2010 にタイで開催される HARDMEKO2010 の開催案内があった。HARDMEKO は硬さに関連する TC が中心となって開催されるため World Congress に比べて小規模な会議になるが、この会議では力、質量とトルクに関わる TC3 と振動に関わる TC22 との共催となるためやや規模の大きいものになるとの案内があった。この他にも最近の硬さ試験についてイタリアの計量研究所 INRIM の Germak 氏からトレーサビリティや不確かさに関連して、根幹となる供給体制や国際比較が実際にはほとんど実現されていないという問題が提起され、今後の硬さ試験のあり方についての議論がなされた。

研究の成果として「Application of PSI/SCM Microscope for Nanoindentation Tester」というタイトルでポスター発表を行った。本研究は試験片形状の計測を試験の前後において行い、測定結果への影響の把握やその補正を目指すものであり、標準を考える上でイレギュラーな試験片形状は想定していないが実用的には必要な技術といえ、広い範囲を計測できることや非接触で簡便に計測可能

な点について興味を示してもらうことができた。また、口頭発表でも圧子先端の計測技術などについて各国からの報告が多かったこともあり、圧痕の評価だけでなく併せて圧子の評価への応用についての質問が多かった。それ以外にも顕微鏡の原理や装置の構成、実用的な計測範囲についての質問を受けた。

他の研究報告としては、ロックウェルダイヤモンド圧子の形状評価法や硬さ値の不確かさの計算法に関する発表が多かったが、一方で日本からの参加者の発表においてナノインデンテーションに関する発表や計装化押し込み試験を利用した新しい硬さ試験である等価くぼみ深さ試験などといった先駆的な発表が目立った。

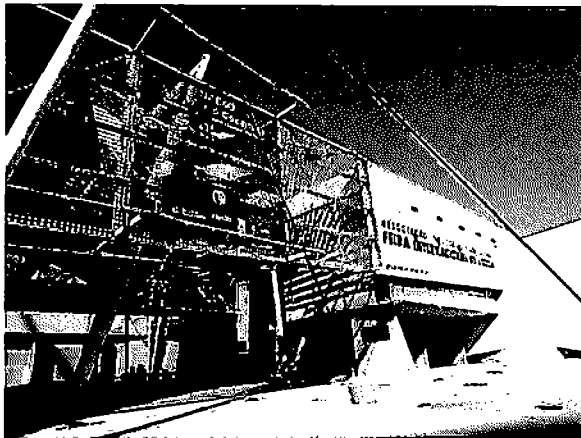


図 4.2.1 FIL ミーティングセンター



図 4.2.2 シンポジウムの様子

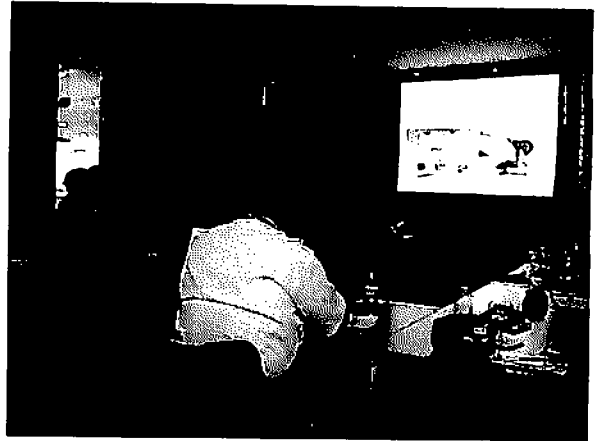


図 4.2.3 TC5 ミーティングの様子

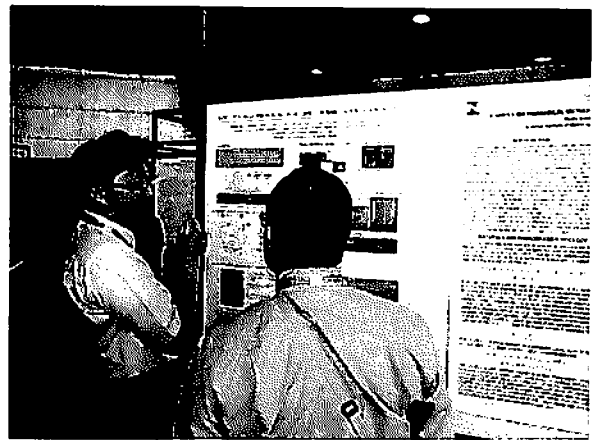


図 4.2.4 発表ポスター前で質疑応答の様子

4.2.2 ヘルムートフィッシャー社訪問 ヘルムートフィッシャー社はドイツの工業都市として知られるシュツットガルトの近郊にある計測機器・試験機メーカーである。同社は特に膜厚測定技術を中心に多くの測定装置を開発しており、そのノウハウを活かして従来困難とされてきた樹脂塗装の評価なども実現可能なインデンテーション装置なども手がけている。すでに 30 年以上の歴史があり、世界に 2 つの製造工場、8 つの直営サービスオフィスを展開している。本報告でも使用している試作試験装置は同社の日本法人であるフィッシャーインストルメンツジャパン社との共同開発により実現したもので、今回の訪問は視察・見学に留まらず、これまで開発してきた装置についてのディスカッションや今後の装置開発に

ついて打ち合わせを目的としたもので非常に意味深いものであった。

初日は次期社長就任が予定されている Wolf 氏によってフィッシャー社の歴史や企業ポリシー、そしてカバーをしている分野などについて丁寧なプレゼンテーションを受け、同社の現在とこれからのターゲットについての質疑応答を行った。現在の計装化押し込み試験に関する ISO14577 の Part1~3 の多くの箇所にドイツの工業規格である DIN の内容が採用されており、またドイツ国の計量に関する PTB や BAM といった研究機関との連携により標準を供給するシステムがある程度確立できているため、将来的なデファクトスタンダードを目指していきたいという強い意欲が感じられた。昼食を挟んで午後には社内見学が行われた。フィッシャー社は古い建屋の他に最近完成したという高層の社屋も同じ敷地内にあり、その中を基礎研究のエリアから順にほとんどすべての部署を見せてもらうことができた。特に過去の製品についてはその部品を非常に大切に保管しており、ユーザからの問い合わせや要望に応えられるように配慮している点や近年のアウトソーシングが増大する風潮とは異なり技術力を企業体力として考え、できるだけ多くの部品を社内で調達できるようにしている点が印象的であった。また同じコストで高い技術力を維持するために 24 時間連続稼働可能な製造用ロボットを駆使して技術力とコストのバランスを確保するといった工夫もされており、近年の技術流出が問題となっている日本の企業経営にも利用可能な方法で技術的なノウハウの蓄積を行っている点は大変興味深いものであった。初日は最後に硬さ試験機に携わっているメンバーを紹介してもらい、翌日の話題について打ち合わせて終了となった。

二日目は Vollmar 氏を中心とした硬さ試験グループのメンバーと具体的な話題についてディスカッションを行った。現在、わが技術研究所で活躍している 2 台の試験機については主に日本法人とのやりとりで開発されており、本社のメンバーも日本法人とのやりとりで伝え聞いているだけであり、大変興味を持っていたようであった。これまでフィッシャー社は特別なオプションについては

ドイツの研究機関に対してもほとんど手がけたことがなく、外部メーカーの AFM システムの組込などに関して基礎的なアプローチを検討した程度の経験しかないとのことだった。特に三次元表面形状観察インデントは簡便かつ迅速に三次元形状が測定できる点で、顕微ラマン分光との複合装置ではこれまで見ることはできなかった応力分布の様子を可視化できるという点でいずれも一定の評価をえた。どの装置もインデントから測定までがシームレスで行えることを非常に重要視した試作装置であり、インデントのように測定箇所の特定が難しい試験の場合は同様のアプローチが必要になることから、様々な応用事例の可能性と現状のシステムに組み込むにあたっての意見交換を行った。現在、フィッシャー社は新型硬さ試験機の開発が進行しており、そのプロトタイプが訪問の数日後に完成するという一方で残念ながら今回は見ることはできなかったが、新型装置の概要を聞くことができたのも大きな収穫となった。また、実験室に置かれている装置は光学系に少し改良が施されており、その装置の説明を硬さ試験の特別技術担当者である Kleinbach 氏に実演を交えて紹介してもらった。最後に次年度の研究で予定している押し込み箇所の位置決めについてのディスカッションを行い、二日間にわたるヘルムートフィッシャー社の訪問を締めくくった。

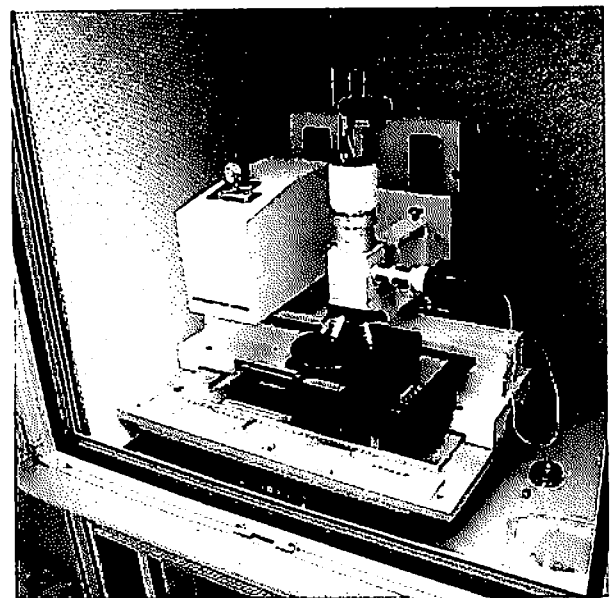


図 4.2.5 HelmutFischer 社製
HM500 (光学系改良型) 外観

謝 辞

本研究は、財団法人JKAの競輪補助金を受けて実施したものであり、ご支援いただいた関係各位に深く感謝いたします。



図 4.2.6 Kleinbach 氏による装置説明

5. おわりに

薄膜・微細構造体の性能、信頼性を向上させる上で、極薄膜、極微小領域に対する多面的な評価は必須検討課題であり、このような極微小領域・極薄膜の評価法としてラマン散乱分光法とナノインデンテーション法の2つに着目した。

本研究ではこれらの手法によるこれまでの研究内容を基に、複合装置である顕微ラマン分光押し込み試験システムの開発、適用を行った。今後は、本試作装置の改良、それを用いた材料特性の評価を進め、さらに、本装置の普及に努めていきたい。

複合三次元材料試験方法の開発

五嶋裕之*¹ 藤塚将行*²

Development of a Multi-Axial Materials Testing System

Hiroyuki GOTO & Masayuki FUJITSUKA

1. はじめに

工業製品の品質、安全性を確保するためには、材料の基礎特性・機械的性質の評価を行う材料試験が非常に重要である。試験方法は、JIS, ISO, ASTMなどで規格化されており、各種試験を自動で効率良く実施する試験システムが実用化されている。近年の工業製品における微細化・高度化に伴い、複合材料や樹脂材料等の新素材に対応した材料試験や特性評価、などの新しい材料試験技術が重要な課題となってきた。そこで本研究では、以下に示す「複合三次元材料試験」をテーマに設定し検討することを計画した。本報では本年度の研究成果を報告する。

2. 研究の背景と目的

近年、強化繊維と樹脂を結合した、新しい複合材料が各種登場している。これらの材料は、一般的に強度、剛性が高くかつ軽量であるという特徴を有している。しかし、これらの強化材料では、強化繊維の方向と荷重方向の組み合わせにより、機械的性質が全く異なり、材料特性の把握が難しいという問題がある。

このような複雑な機械的特性を把握するためには、多方向の荷重を単独、あるいは同時に付加する多軸材料試験が必要である。しかしながら、材料や部品の機械・物理的特性を評価する試験機として広く普及している万能材料試験機は、荷重を加える駆動軸が一方向（単軸）に限られ、より実用条件に近い多方向（多軸）の複合力や、ねじり等の力を加えるような試験に対応できず、不十分である。また、現在、行われている炭素繊維強

化プラスチック(CFRP)等の材料試験では、試験実施者の創意工夫、経験や勘に頼る部分が多く、試験の効率化という点からも問題である。

本研究は、負荷方向により機械的性質が全く異なる新素材に対応した、新しい多軸制御による、より実用条件に近い複合三次元材料試験方法の確立を目指すものである。本報では、パラレルメカニズムを応用した試験システムの提案と実験、冗長リンクを用いる新メカニズムの提案、海外技術動向調査について報告する。

3. 複合三次元材料試験¹⁾²⁾³⁾

3.1 提案する試験方法

近年、強化繊維と樹脂を結合した、新しい複合材料が各種登場している。これらの材料は、一般的に強度、剛性が高くかつ軽量であるという特徴を有している。しかし、これらの強化材料では、強化繊維の方向と荷重方向の組み合わせにより、機械的性質が全く異なり、**図3.1**、**図3.2**に示すように材料特性の把握が難しいという問題がある。

このような複雑な機械的特性を把握するためには、多方向の荷重を単独、あるいは同時に付加する多軸材料試験が必要である。しかしながら、材料や部品の機械・物理的特性を評価する試験機として広く普及している**図3.3**のような万能材料試験機は、荷重を加える駆動軸が一方向（単軸）に限られ、より実用条件に近い多方向（多軸）の複合力や、ねじり等の力を加えるような試験に対応できず不十分である。

提案する試験システムは、パラレルメカニズムを利用することで、多軸制御による六軸の位置・力制御を行う。その結果、より実用条件に近い多

*1 生産技術部 システム課

*2 計量技術部 材料試験分析課

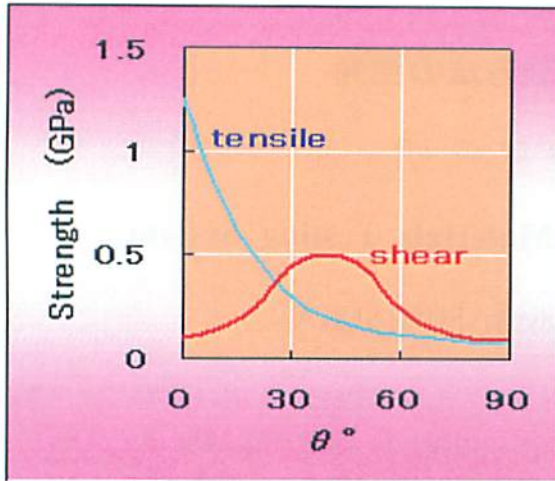


図3.1 負荷方向による強度変化(CFRP)

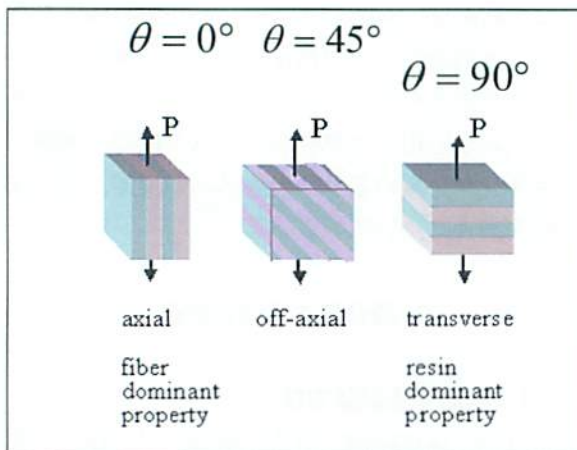


図3.2 繊維方向による強度変化(CFRP)

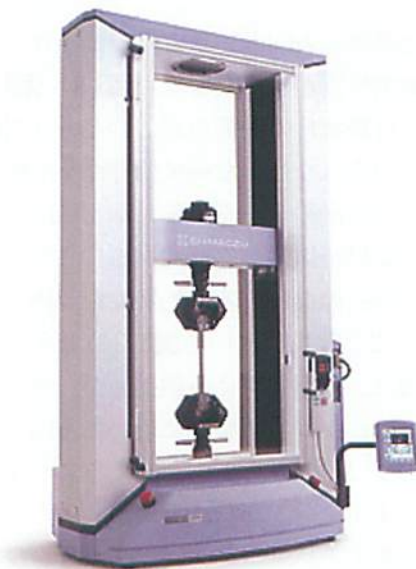


図3.3 一般的な万能材料試験機の例

方向の複合負荷による試験を実現することが可能となる。したがって、図3.4に示すような、引っ張り、圧縮、曲げ、せん断、ねじりの各種試験を一台の試験機で実施することが可能になると考えられる。

3.2 システム概要

図3.5に提案する試験システムの概要を示す。本システムは、既存の万能材料試験機のクロスヘッド上に、六自由度の動作が可能なパラレルメカニズムを設置し、動作プラットフォーム上に試験材料を固定、多方向の荷重を単独、あるいは同時に付加することで試験を実施する。

図3.6に本システムで利用する六自由パラレルメカニズムの概要を示す。使用するパラレルメカニズムは、Stewart-Goughプラットフォームと呼ばれるメカニズムである。固定ベース上に六個の伸縮可能なリンクを、球面ジョイントにて結合し配置。各リンクの上端も、球面ジョイントにて動作プラットフォームに結合する。ボールネジを利用した動作機構により、各球面ジョイント間の距離が調節され、動作プラットフォームの位置と姿勢が制御される構造となっている(図3.7参照)。

3.3 逆運動学

動作プラットフォームの位置と姿勢を決定するために必要な計算式を以下に示す。

式(1)のように動作プラットフォームの回転行列を定義する。

$${}^A R_B = \begin{bmatrix} u_x & v_x & w_x \\ u_y & v_y & w_y \\ u_z & v_z & w_z \end{bmatrix} \quad (1)$$

図3.8の関係より、ベクトル $\overline{A_i B_i}$ は式(2)となる。

$$\overline{A_i B_i} = \mathbf{P} + {}^A R_B {}^B \mathbf{b}_i - \mathbf{a}_i \quad (2)$$

以上より、必要な各リンクの長さは式(3)により求められる。

$$d_i = \left[\mathbf{p}^T \mathbf{p} + [{}^B \mathbf{b}_i]^T [{}^B \mathbf{b}_i] + \mathbf{a}_i^T \mathbf{a}_i + 2\mathbf{p}^T [{}^A R_B {}^B \mathbf{b}_i] - 2\mathbf{p}^T \mathbf{a}_i - 2[{}^A R_B {}^B \mathbf{b}_i]^T \mathbf{a}_i \right]^{1/2} \quad (3)$$

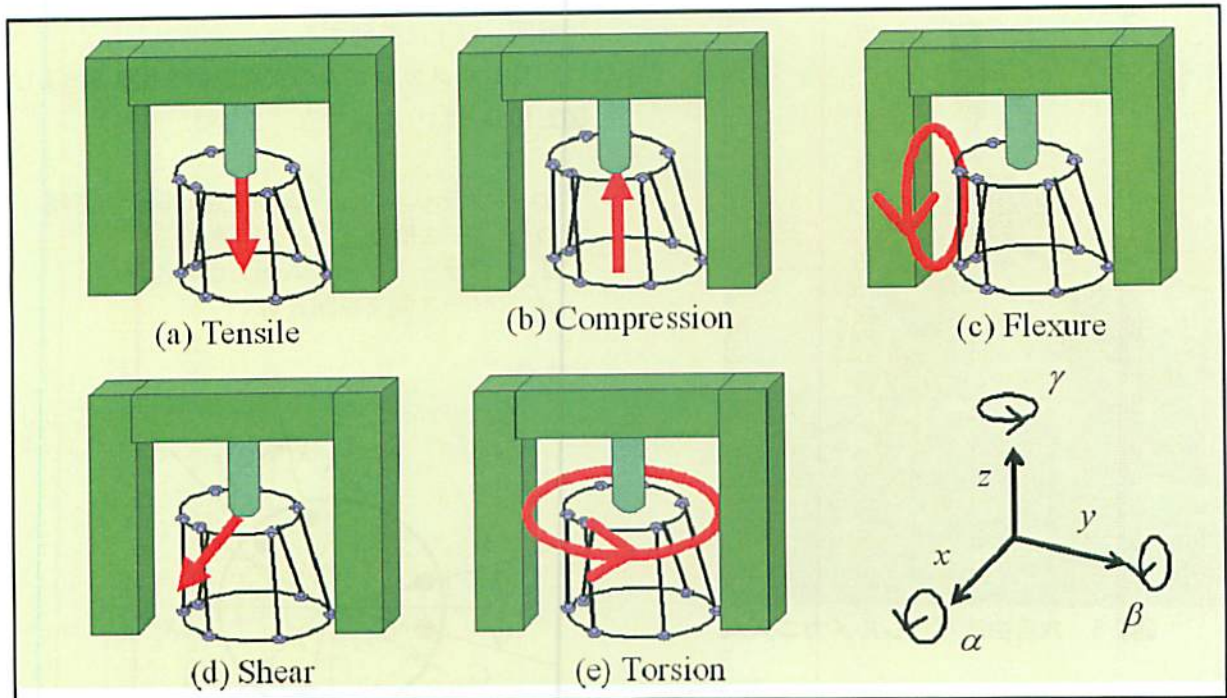


図3.4 実施可能な材料試験

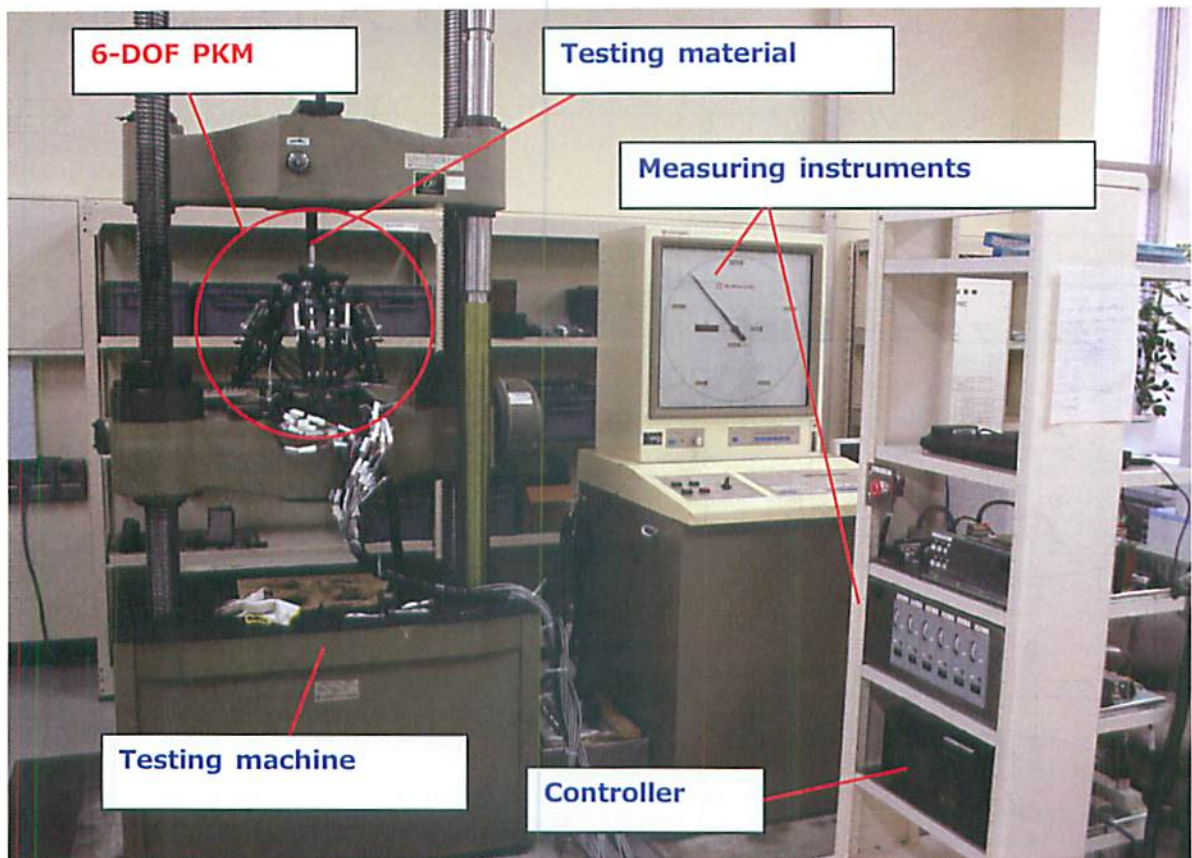


図3.5 提案する試験システムの概要

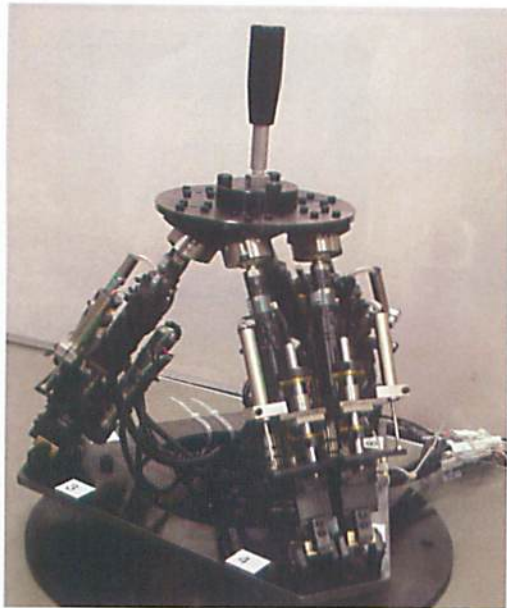


図3.6 六自由度パラレルメカニズム

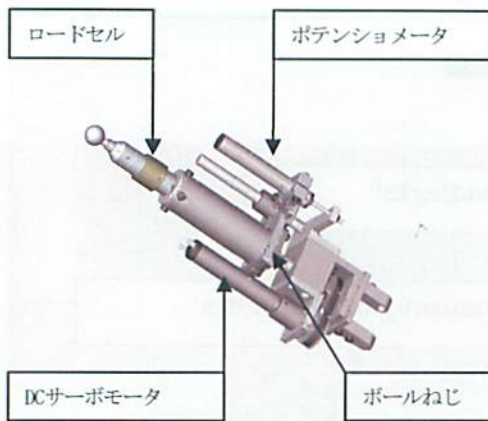


図3.7 アクチュエータ部概要

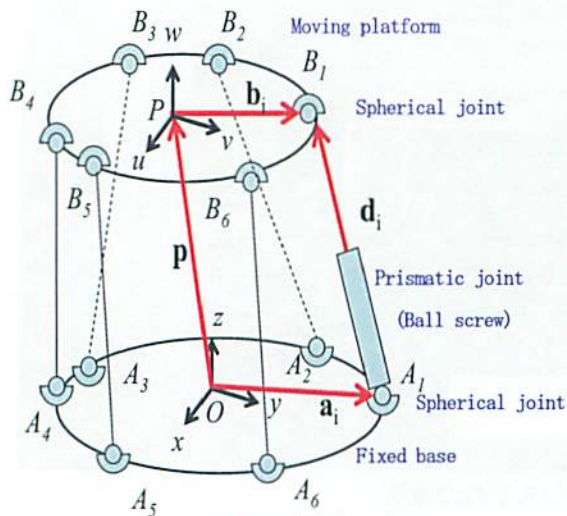


図3.8 解析モデル

以上の関係を、ソフトウェア実装が容易なように展開し以下に整理する。

パラレルメカニズムの支点座標を図3.9および図3.10のとおり定義する。ここで、

- D_p : プラットフォーム側支点ピッチ円直径
- D_b : ベース側支点ピッチ円直径
- A_p : プラットフォーム側支点開き角
- A_b : ベース側支点開き角

である。

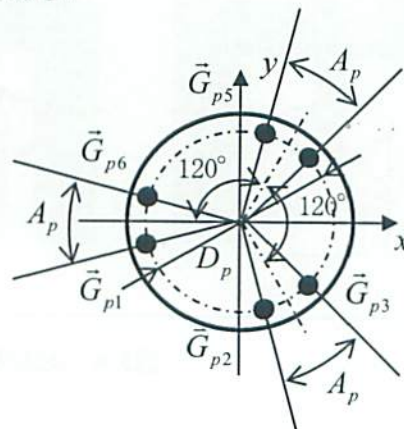


図3.9 プラットフォーム側支点配置

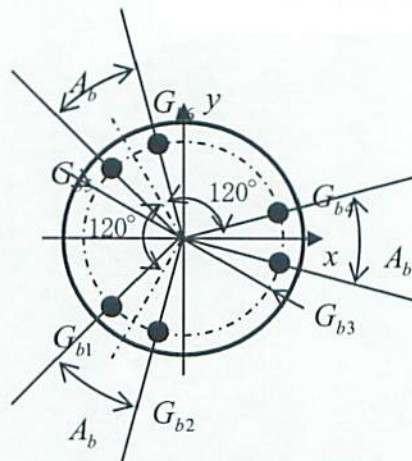


図3.10 ベース側支点配置

プラットフォーム側の各支点座標 \vec{G}_{pi} は

$$\vec{G}_{p1}(x, y, z) = \left(\frac{D_p}{2} \cos(180^\circ + \frac{A_p}{2}), \frac{D_p}{2} \sin(180^\circ + \frac{A_p}{2}), E \right)$$

$$\vec{G}_{p2}(x, y, z) = \left(\frac{D_p}{2} \cos(300^\circ - \frac{A_p}{2}), \frac{D_p}{2} \sin(300^\circ - \frac{A_p}{2}), E \right)$$

$$\vec{G}_{p3}(x, y, z) = \left(\frac{D_p}{2} \cos(300^\circ + \frac{A_p}{2}), \frac{D_p}{2} \sin(300^\circ + \frac{A_p}{2}), E \right)$$

$$\vec{G}_{p4}(x, y, z) = \left(\frac{D_p}{2} \cos(60^\circ - \frac{A_p}{2}), \frac{D_p}{2} \sin(60^\circ - \frac{A_p}{2}), E \right)$$

$$\vec{G}_{p5}(x, y, z) = \left(\frac{D_p}{2} \cos(60^\circ + \frac{A_p}{2}), \frac{D_p}{2} \sin(60^\circ + \frac{A_p}{2}), E \right)$$

$$\vec{G}_{p6}(x, y, z) = \left(\frac{D_p}{2} \cos(180^\circ - \frac{A_p}{2}), \frac{D_p}{2} \sin(180^\circ - \frac{A_p}{2}), E \right)$$

同様に、ベース側の各支点座標 \vec{G}_{bi} は

$$\vec{G}_{b1}(x, y, z) = \left(\frac{D_b}{2} \cos(240^\circ - \frac{A_b}{2}), \frac{D_b}{2} \sin(240^\circ - \frac{A_b}{2}), E + H \right)$$

$$\vec{G}_{b2}(x, y, z) = \left(\frac{D_b}{2} \cos(240^\circ + \frac{A_b}{2}), \frac{D_b}{2} \sin(240^\circ + \frac{A_b}{2}), E + H \right)$$

$$\vec{G}_{b3}(x, y, z) = \left(\frac{D_b}{2} \cos(-\frac{A_b}{2}), \frac{D_b}{2} \sin(-\frac{A_b}{2}), E + H \right)$$

$$\vec{G}_{b4}(x, y, z) = \left(\frac{D_b}{2} \cos(\frac{A_b}{2}), \frac{D_b}{2} \sin(\frac{A_b}{2}), E + H \right)$$

$$\vec{G}_{b5}(x, y, z) = \left(\frac{D_b}{2} \cos(120^\circ - \frac{A_b}{2}), \frac{D_b}{2} \sin(120^\circ - \frac{A_b}{2}), E + H \right)$$

$$\vec{G}_{b6}(x, y, z) = \left(\frac{D_b}{2} \cos(120^\circ + \frac{A_b}{2}), \frac{D_b}{2} \sin(120^\circ + \frac{A_b}{2}), E + H \right)$$

となる。ここで、支点間高さ H は、

$$G_{bia} = \sqrt{L_0^2 - (G_{pia} - G_{bia})^2 - (G_{piy} - G_{biy})^2}$$

である。

したがって、プラットフォーム移動後の支点座標 \vec{G}' は以下の式から求めることができる。

$$\vec{G}' = \mathbf{R} \cdot \vec{G} + \begin{pmatrix} dx \\ dy \\ dz \end{pmatrix} \quad (4)$$

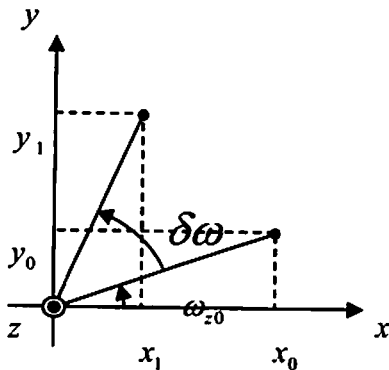


図3.11 回転軸の運動

ここで、 \mathbf{R} は回転行列である。回転行列は以下のように、求めることができる。

図3.11に示すような、 Z 軸を中心とした回転運動後のプラットフォーム側支点座標について考える。ここで、

$$\begin{cases} x_0 = \cos(\delta\omega_z) \\ y_0 = \sin(\delta\omega_z) \end{cases} \quad (5)$$

$$\begin{cases} x_1 = \cos(\omega_{z0} + \delta\omega_z) \\ y_1 = \sin(\omega_{z0} + \delta\omega_z) \end{cases} \quad (7)$$

$$\quad (8)$$

$$z_0 = z_1 \quad (9)$$

の関係が成り立つ。加法定理により式(7)は、

$$\begin{aligned} x_1 &= \cos(\omega_{z0} + \delta\omega_z) \\ &= \cos(\omega_{z0})\cos(\delta\omega_z) - \sin(\omega_{z0})\sin(\delta\omega_z) \end{aligned}$$

となる。

式(5)(6)より、

$$x_1 = x_0 \cos(\delta\omega_z) - y_0 \sin(\delta\omega_z) \quad (10)$$

となる。同様に式(8)についても、

$$\begin{aligned} y_1 &= \sin(\omega_{z0} + \delta\omega_z) \\ &= \sin(\omega_{z0})\cos(\delta\omega_z) + \cos(\omega_{z0})\sin(\delta\omega_z) \\ &= y_0 \cos(\delta\omega_z) + x_0 \sin(\delta\omega_z) \end{aligned} \quad (11)$$

となる。

式(9)、(10)、(11)をベクトルで表現すると、

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} x_1 \\ y_1 \\ z_1 \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} x_0 \cos(\delta\omega_z) - y_0 \sin(\delta\omega_z) \\ x_0 \sin(\delta\omega_z) + y_0 \cos(\delta\omega_z) \\ z_0 \end{pmatrix} \\ &= \begin{pmatrix} \cos(\delta\omega_z) & -\sin(\delta\omega_z) & 0 \\ \sin(\delta\omega_z) & \cos(\delta\omega_z) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_0 \\ y_0 \\ z_0 \end{pmatrix} \end{aligned}$$

$$\vec{G}' = \mathbf{R}_z \cdot \vec{G}$$

となる。したがって、Z軸回りの回転行列 \mathbf{R}_z は、

$$\mathbf{R}_z = \begin{pmatrix} \cos(\delta\omega_z) & -\sin(\delta\omega_z) & 0 \\ \sin(\delta\omega_z) & \cos(\delta\omega_z) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (12)$$

となる。

全く同様にして、X, Y軸回りの回転行列を求めると、

$$\mathbf{R}_x = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\delta\omega_x) & -\sin(\delta\omega_x) \\ 0 & \sin(\delta\omega_x) & \cos(\delta\omega_x) \end{pmatrix} \quad (13)$$

$$\mathbf{R}_y = \begin{pmatrix} \cos(\delta\omega_y) & 0 & \sin(\delta\omega_y) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(\delta\omega_y) & 0 & \cos(\delta\omega_y) \end{pmatrix} \quad (14)$$

となる。

式 (12), (13), (14) より、X, Y, Z軸周りの回転行列 \mathbf{R} は以下のように求められる。

$$\begin{aligned} \mathbf{R} &= \mathbf{R}_z \cdot \mathbf{R}_y \cdot \mathbf{R}_x \\ &= \begin{pmatrix} C_y C_z & -C_x S_z + S_x S_y C_z & S_x S_z + C_x S_y C_z \\ C_y S_z & C_x C_z + S_x S_y S_z & -S_x C_z + C_x S_y S_z \\ -S_y & S_x C_y & C_x C_y \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (15)$$

ここで、 $C_x = \cos(\delta\omega_x)$, $S_x = \sin(\delta\omega_x)$ である。

また、添え字 y, z についても同様に求められる。

ここで、プラットフォーム移動後の軸の長さ L'_i を求めると、下式となる。

$$L'_i = \sqrt{(G'_{pix} - G_{bix})^2 + (G'_{piy} - G_{biy})^2 + (G'_{piz} - G_{biz})^2} \quad (16)$$

基準長 L_0 からの伸縮量 St_i は、

$$St_i = L'_i - L_0 \quad (17)$$

となる。以上で、プラットフォームを任意の位置・姿勢にするために必要な、リンク長を求めること

ができる。実際の制御では、プラットフォームの位置・姿勢を指令値として、上記関係式から動作に必要なアクチュエータの伸縮量を計算することになる。

3.4 微小変位解析

微小変位解析は、プラットフォームとアクチュエータの微小変位の関係、すなわち、速度の関係を求めることである。

プラットフォームの微小変位 δe とアクチュエータの微小変位 δd の関係はヤコビ行列を用いて以下のように表される。

$$\delta e = \mathbf{J} \delta d \quad (18)$$

$$\mathbf{J} = \frac{\delta d}{\delta e} \quad (19)$$

ここでシリアルメカニズムのヤコビ行列とは逆の関係にあることに注意が必要である。

3.5 静力学

機構全体が力学的に平衡状態にあるとする。このとき、仮想仕事の原理より、力の平衡状態にあるための必要十分条件は、あらゆる方向の仮想位置について仮想仕事ゼロになることである。

したがって、手先にかかる六自由度方向の力 f_i

と各軸の推力 t_i には次式が成り立つ。

$$f_x \delta x + f_y \delta y + f_z \delta z + m_x \delta \omega_x + m_y \delta \omega_y + m_z \delta \omega_z = \sum_{i=1}^m t_i \delta l_i \quad (20)$$

アクチュエータの発生力を T 、ムービングプラットフォームでの力とモーメントを F とする。機構全体が平衡状態にあると仮定して、微小変位の関係と仮想仕事の原理から、

$$\delta e^T F = \delta d^T T \quad (21)$$

式(18)を変形して式(21)に代入し整理すると、

$$F = (J^T)^{-1} T \quad (22)$$

となる。式(22)より、アクチュエータの発生力 T から、ムービングプラットフォームに加わる荷重 F を求めることができる。

3.6 位置と力の制御⁴⁾⁵⁾⁶⁾

本研究では、パラレルメカニズムによる六軸の位置・力制御を実現し、より実用条件に近い試験が可能な材料試験システムの確立を目指している。したがって、位置と力の制御を実現する制御システムの実現が必須である。

ロボットマニピュレータ等の研究では、対象物に加える力の制御が必要な場合が多く、そのための制御法として、①インピーダンス制御と、②ハイブリッド制御が提案されている。パラレルメカニズムでは、シリアルメカニズムに比べ、慣性質量が小さくでき、剛性、粘性、慣性も等方的であるため、より高精度な力制御を実現することが期待できる。本研究では、試験対象により、六軸の位置や力を個別に制御する必要があり、検討の結果、②のハイブリッド制御法を採用することとした。

図3.12にシリアル・ロボットマニピュレータで一般的なハイブリッド制御系 (Type A) を示す。パラレルメカニズムの特徴として、逆運動学は容易に解けるが、順運動学は簡単に説くことができないという問題がある。Type Aのハイブリッド制御では、順運動学の計算が必要となる。パラレルメカニズムの実時間制御においてこれを解くことは、収束計算など多くの計算量を必要とし問題がある。これを避けるため、図3.13に示す制御系 (Type B) を利用することとした。図3.12の中の、 S は位置・力制御の方向を決定する行列、 J はヤコビ行列、 I は単位行列である。図3.13の行列 Ω 、 Φ は、位置制御、力制御のブロックから与えられる出力が図3.12と同じになるよう定めればよいので、

$$P\Omega \delta d = PJ^{-1}(I - S)\delta e \quad (23)$$

となる。

また、式(18)の関係を用いて、下式となる。

$$\Omega = J^{-1}(I - S)J \quad (24)$$

同様にして、

$$\Phi = J^T S (J^T)^{-1} \quad (25)$$

となる。

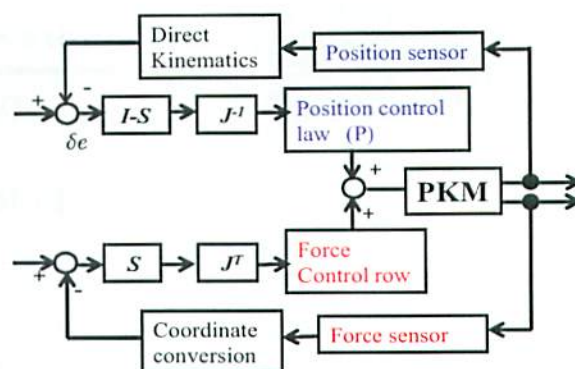


図3.12 ハイブリッド制御 (TypeA)

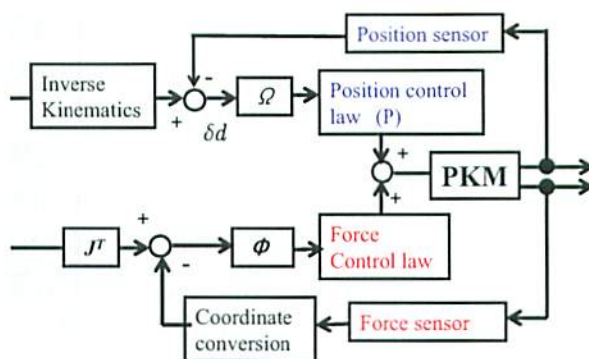
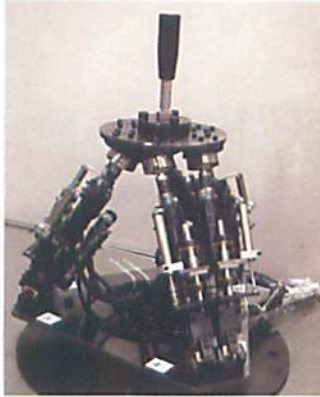


図3.13 ハイブリッド制御 (TypeB)

6-DOF PKM

Stroke: $X, Y, Z = \pm 50\text{mm}$
 $\alpha, \beta, \gamma = \pm 30\text{deg}$
Load capacity: 500N



MATLAB/Simulink control models

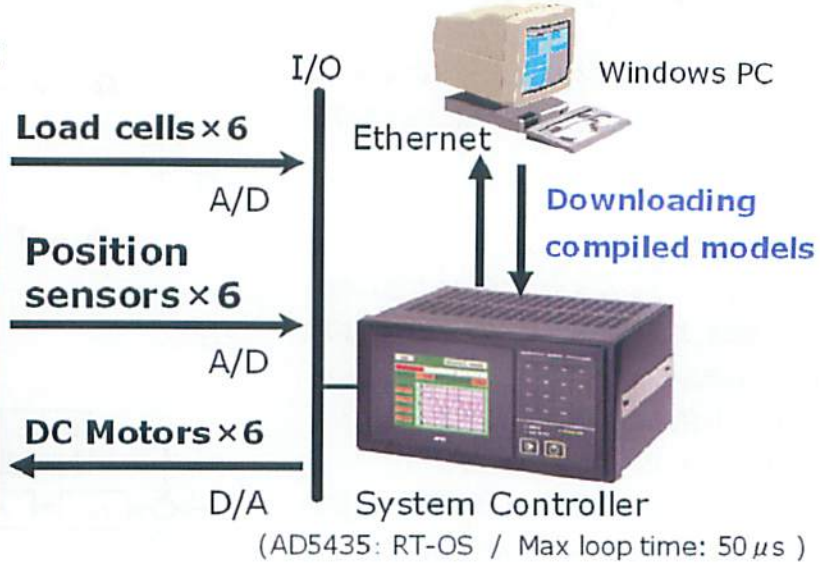


図3.14 実験システム概要

3.7 実験

本システムで使用するパラレルメカニズムは、図3.6に示すStewart-Goughプラットフォームと呼ばれる六自由度のメカニズムである。固定ベース上に六個の伸縮可能なリンクを、ユニバーサルジョイントにて結合し配置する。各リンクの上端は球面ジョイントにて動作プラットフォームに結合する。図3.7に示すようなボールネジを利用した伸縮機構により六本のリンク間の距離を調節し、動作プラットフォームの位置と姿勢を制御する構造となっている。動作プラットフォームに作用する力およびトルクは、各軸に取り付けた六個のロードセルの測定値から、3.5節で示した静力学計算により算出する。MATLAB/Simulinkを利用して、図3.13の位置と力のハイブリッド制御系のモデルを作成、作成したモデルを実行プログラムに変換しDSPコントローラ(AD5435)に実装する方式で制御システムを構成した。図3.14に作成した実験システムの概要を示す。

位置と力のハイブリッド制御系の妥当性を検証するために、 z 軸方向を力制御、回転軸を含む他の五軸を位置制御として実験を行った。プラットフォームを、ターゲットである金属板の z 軸方向の離れた位置から徐々に接近させて、接触後指令値(50N)にて押付けを行った。図3.15に実験結

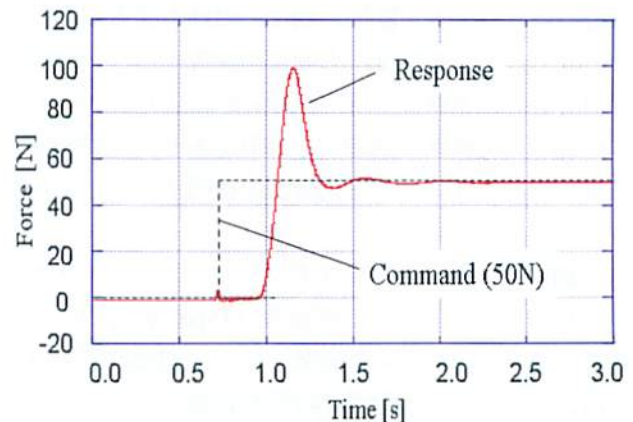


図3.15 実験結果の一例

果の一例を示す。接触時にオーバーシュートが見られるが、0.5s以内に指令値に収束していることがわかる。オーバーシュートは、ターゲットである防振ゴムをはさんだ鉄板への、接触時に発生していると考えられ、全体としては安定的に力制御が行われている。他の軸についても同様の結果であり、本システムの位置と力のハイブリッド制御系は多軸材料試験の制御システムとして、十分な性能であるとの見通しを得た。

4. 冗長リンクを用いたパラレルメカニズム

4.1 新しいパラレルメカニズムの提案

人間の腕は七自由度を持つ。手で物をつかんで固定するだけならば、六自由度で十分なことから、冗長な自由度の一つ持つと考えられる。人間の腕は、この冗長性 (Redundancy) により、柔軟性と汎用性を備えていると考えられる。多関節ロボットでも、その自由度が与えられた作業に必要な自由度より大きい場合、冗長性を持つことになる。

図4.1 に示すような平面上を動くアームを考える。手先位置をある目標位置に動作させる場合、アームは最低二自由度が必要である。二自由度アームでは**図4.1** に示すように、アームの姿勢によってはアームが障害物と干渉し、目標とする位置に到達できないケースが発生する。しかし**図4.2** に示すように、冗長な一自由度を持つ三自由度アーム構成とすることで、多くの姿勢が可能になり干渉の回避が可能になる。これを積極的に利用すると、まず手先を目標位置に追従させながら、残った自由度でアームが障害物にぶつからないよう動作する、狭い穴の奥に手先を届かせる、などの柔軟な制御が可能になる。そこでシリアルメカニズムの場合と同様な考え方で、パラレルメカニズムに冗長自由度を付加し作業領域の拡大、特異姿勢の回避、より複雑かつ柔軟な運動を実現することを考える。ここで提案する冗長リンクを用いたパラレルメカニズム (冗長パラレルメカニズムとする) では、駆動アクチュエータを六個から八個に拡張するものである。六自由度の動作には、最低六個のアクチュエータが必要十分であるから、八軸のうち二軸は冗長なリンクになる。冗長パラレルメカニズムでは、一般的なStewart-Goughプラットフォームに比べ、大荷重時のアクチュエータ負荷が分散され、より大出力が発生できること、特異点を含む作業領域を拡大できる、などのメリットが考えられる。提案する冗長パラレルメカニズムの概要を**図4.3**、**図4.4** に示す。固定ベースおよび可動プレート間に、八個の伸縮形アクチュエータとジョイントを並列に配置し、パラレルメカニズムを構成する。固定ベース側と可動プレ

ートの各々二つを一組として、正方形の各辺に前後左右対称に配置する。固定ベース側のジョイントは二自由度、可動プレート側のジョイントは三自由度とする。さらに二個一組のアクチュエータが、プレート側では共通のジョイントを介して支持されるように構成し、プレートとアクチュエータの間を連結する回転ジョイント数を減らし、機構を簡素化するとともに、機構の組み立て誤差を少なくする構造とする。本機構における伸縮形アクチュエータは、電動モータ、ボールねじとリニアガイド、油・空圧アクチュエータなどで容易に構成することができるが、本研究においては、空気圧アクチュエータを採用することとした。**図4.5** に試作した冗長パラレルメカニズムを示す。本試作機においては、実験時の作業性を考慮し、パ

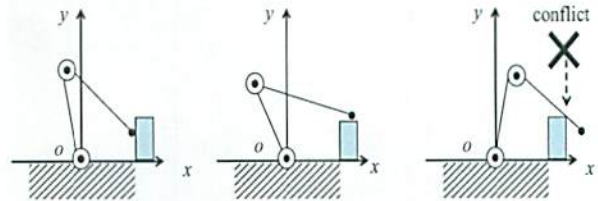


図4.1 二自由度アームの干渉

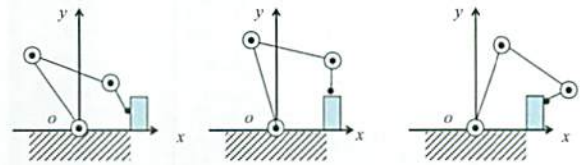


図4.2 冗長二自由度アームの干渉回避

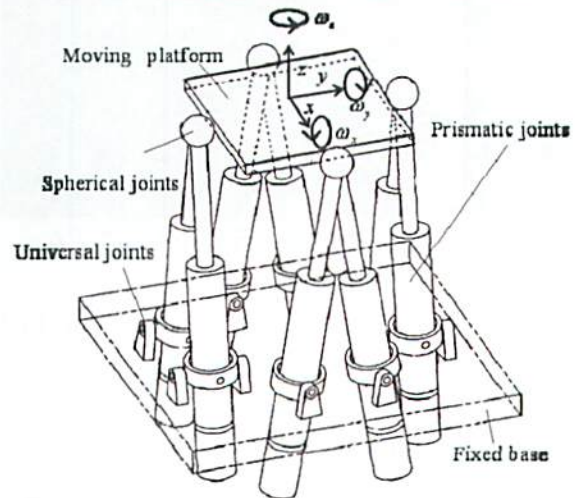


図4.3 提案する冗長パラレルメカニズム概要

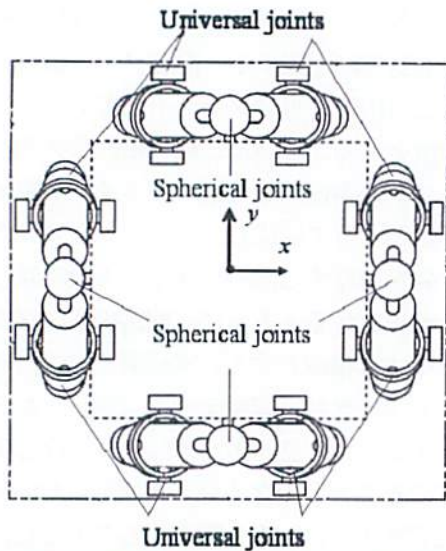


図4.4 提案する冗長パラレルメカニズム概要

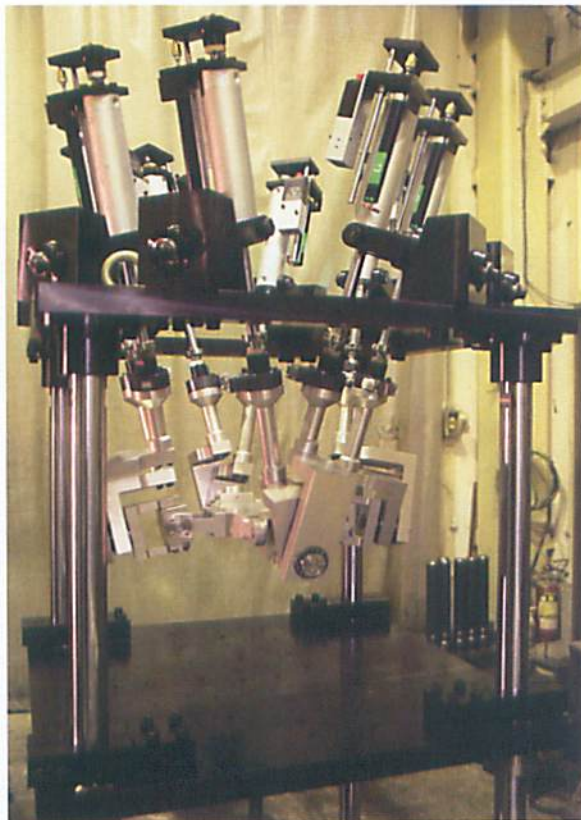


図4.5 試作した冗長パラレルメカニズム

ラレルメカニズム全体を上部のフレームから釣り下げるような構造を採用している。

4.2 特異姿勢の制御

提案した冗長パラレルメカニズムの特異姿勢回避のための制御方法について説明する。パラレル

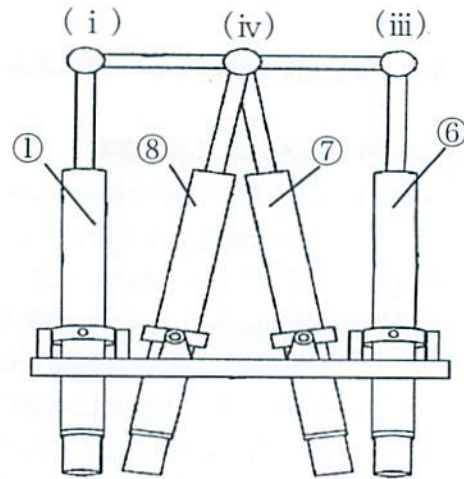


図4.6 冗長パラレルメカニズムの構成

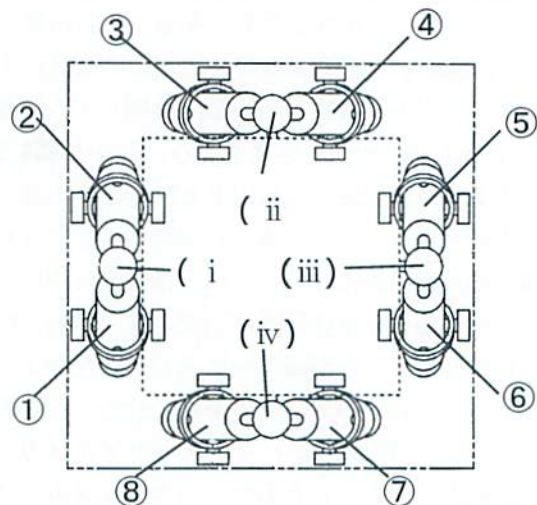


図4.7 冗長パラレルメカニズムの構成

メカニズムにおける特異姿勢は、アクチュエータに無限大のトルクが要求されるなど、機構破損に直結するものであり回避しなければならない。しかしながら、パラレルメカニズムの冗長性をうまく利用することで、通常は不可能である特異姿勢を通過することが可能になる。以下にその方法の概要を説明する。

図4.6、図4.7のように各リンクに番号を付ける。図4.6の可動プラットフォームを時計回りに回転し、姿勢を変化する場合を考える。図中の①、②を伸長させて、⑤、⑥を伸縮すると、球対偶(ii)、(iv)を中心として、プラットフォームは時計回りに回転すると、図4.8の状態になる。さらに回転を続けると、プラットフォームは図4.9の状態になろうとする。しかしながら、アクチュエータ⑤、

⑥からみると、プラットフォーム面とアクチュエータが一直線に位置する特異姿勢になる。これを避けるために、特異姿勢付近で⑤、⑥を受動的に自由に動けるように駆動力を解放し、残りの六軸のアクチュエータで駆動を継続する。この場合、アクチュエータ⑤、⑥はフリーであるから、アクチュエータが特異姿勢になったとしても、回転動作制御の支障とはならない。さらにアクチュエータ①、②を伸長し、⑤、⑥も伸長すると、図4.10に示すように、特異姿勢を通過してプラットフォームを回転することができる。このように、八個のアクチュエータから適宜選択した六個のアクチュエータを能動動作、特異姿勢を含むアクチュエータを受動動作（フリー）として、選択的に制御することで、動作経路内に特異姿勢を含む場合でも、特異姿勢を通過することができる。

以上のように、平行メカニズムの冗長性をうまく利用することで、通常は不可能である特異姿勢を通過することが可能になる。実際に試作した平行メカニズムにおいては、ジョイントの干渉、アクチュエータの伸縮量の制約があり、図4.8から図4.10に示すような理想的な回避動作が常に行えるわけではない。具体的な制御方法としては、特異姿勢を含む動作領域を区別しておき、アクチュエータの能動、受動の制御を切り替える手法が考えられる。

4.3 実験

冗長平行メカニズムにより、実際に特異姿勢の制御が可能であるか検証実験を行った。実験は、図4.5に示す試作平行メカニズムを利用し、図4.11に示すシステム構成で行った。固定ベース上に八個の伸縮可能な空圧シリンダを、二自由度のジョイントにて結合し配置する。シリンダの上端は三自由度のジョイントにて動作プラットフォームに結合する。空圧サーボバルブを利用した伸縮機構により八本のシリンダの長さを調節し、動作プラットフォームの位置と姿勢を制御する構造となっている。

コントローラは、MATLAB/Simulinkを利用して、逆運動学に基づき作成した制御モデルを実行プログラムに変換しDSPコントローラ(AD5435)に実

装する3.7節と同様の方式で行った。

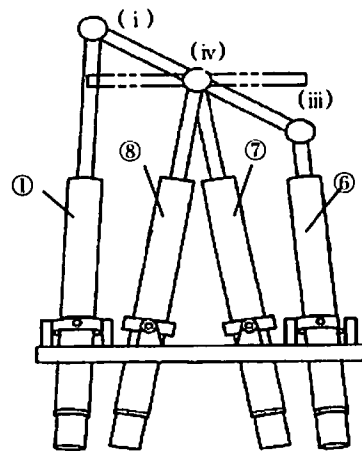


図4.8 特異姿勢の制御(1)

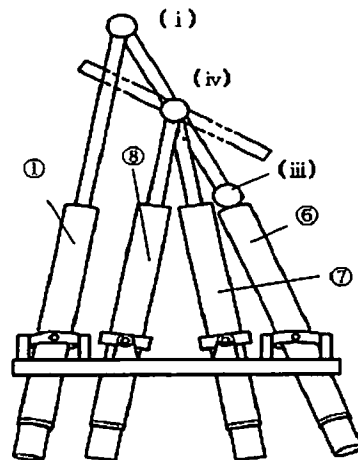


図4.9 特異姿勢の制御(2)

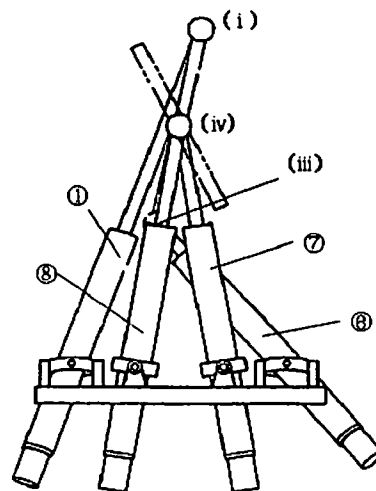


図4.10 特異姿勢の制御(3)

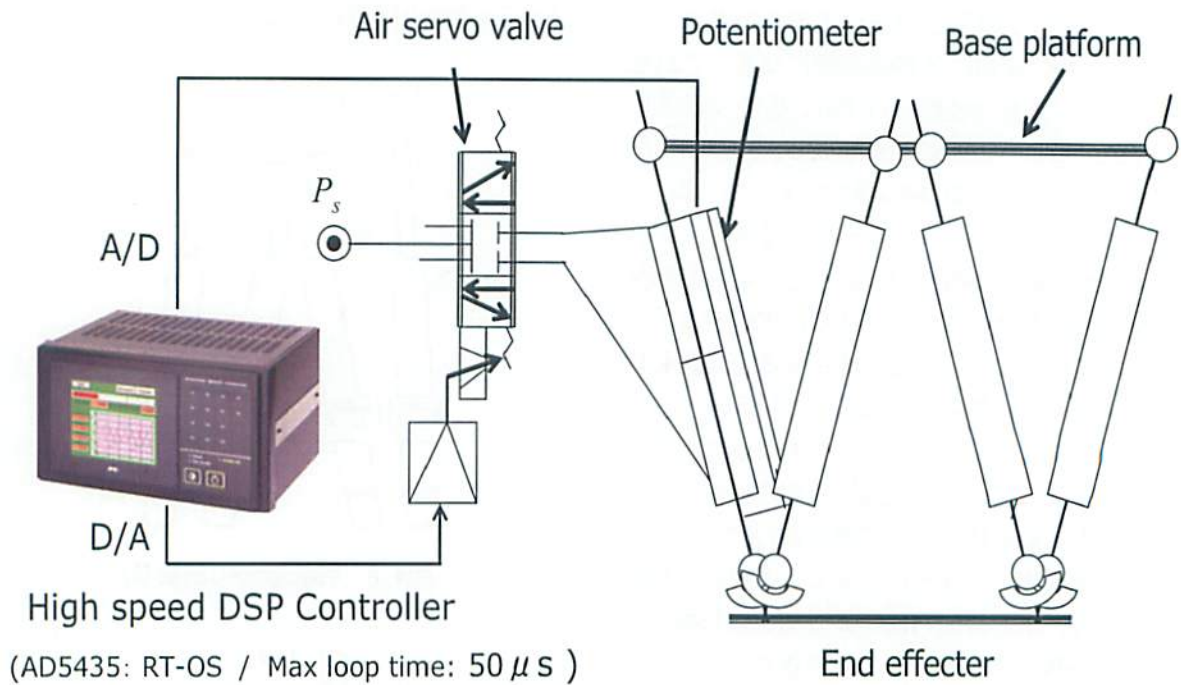


図4.11 試験システム構成概要

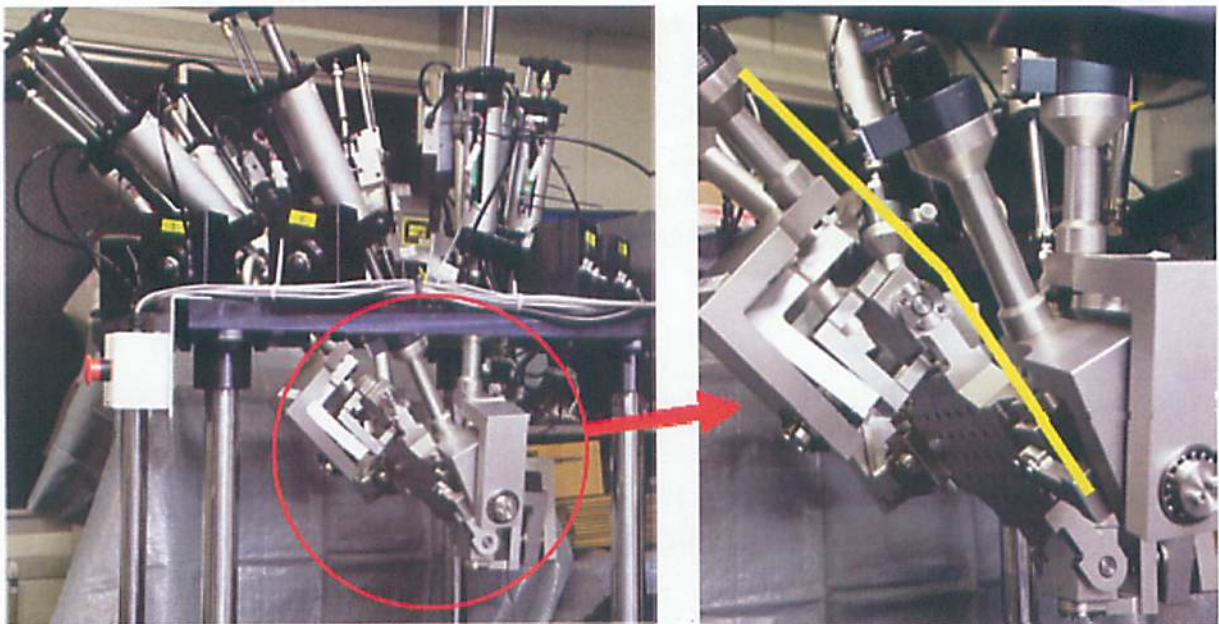
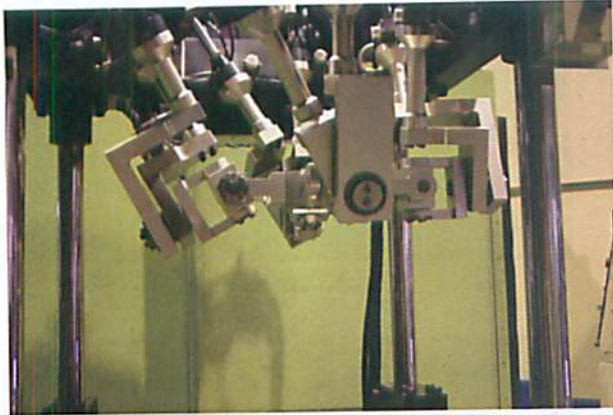


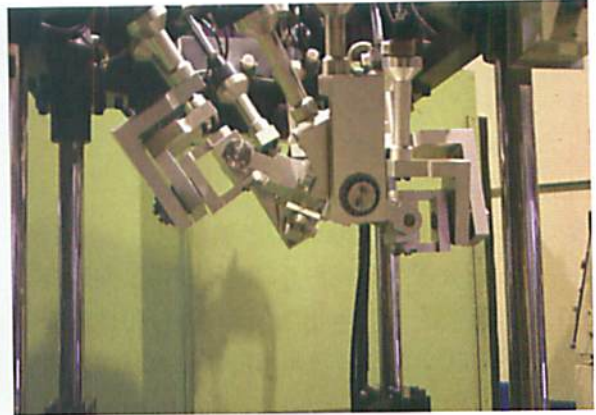
図4.12 実験結果の一例 ($\omega_y = 60[\text{deg}]$)

図4.12, 図4.13に実験結果の一例を示す. 4.2節で考察したように, 試作した冗長パラレルメカニズムでは, ジョイントの干渉, アクチュエータの伸縮量の制約があり, 図4.8から図4.10に示すような理想的な回避動作は行うことはできない.

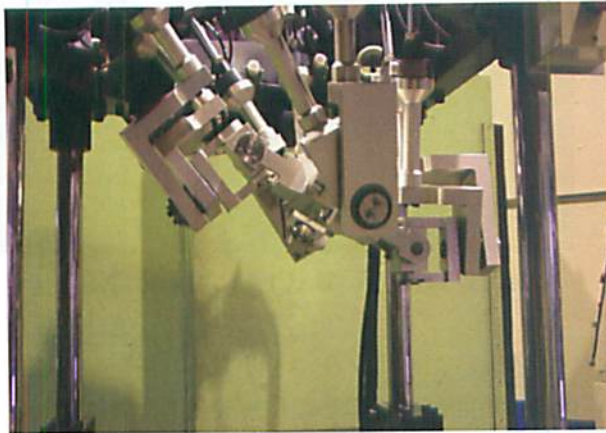
しかし, 図4.12, 図4.13に示すように一般的な Stewart-Goughプラットフォームでは特異姿勢となり, 機構破損に直結するような姿勢においても, 姿勢の維持, 制御が可能なが確かめられた.



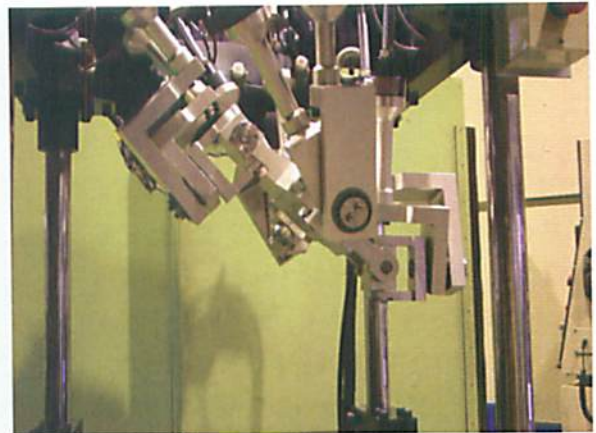
(a) $\omega_y = 0$ [deg]



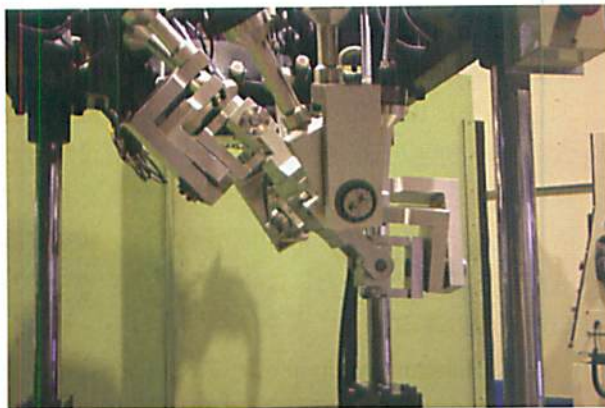
(b) $\omega_y = 20$ [deg]



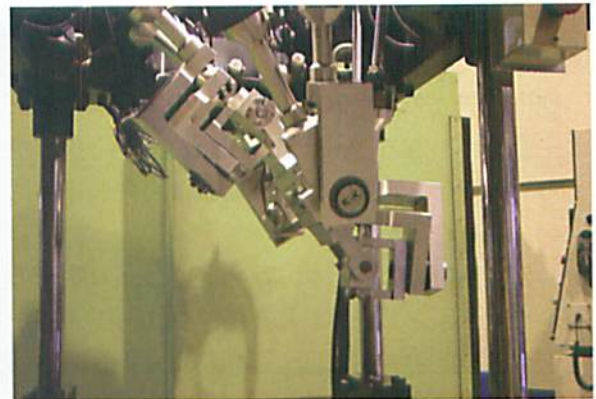
(c) $\omega_y = 30$ [deg]



(d) $\omega_y = 40$ [deg]



(e) $\omega_y = 50$ [deg]



(f) $\omega_y = 60$ [deg]

図4.13 実験結果の一例 ($\omega_y=0\sim60$ [deg])

5. 海外技術動向調査

5.1 ICFP2009 国際会議調査報告

開催期間:2009年4月7日～10日, 4日間

場所:中華人民共和国 浙江省杭州市

ICFP2009会場/浙江大学

出張者:生産技術部 五嶋裕之

参加者:10カ国, 約200名が参加

目的:研究成果発表および関連技術動向調査

5.1.1 概要 2009年4月7日から10日まで

中華人民共和国, 浙江省杭州市浙江世貿君瀾大飯店(ナラダ グランド ホテル)で, 7th International Conference on Fluid Power (ICFP2009)が開催された. 本国際会議は4年に一度開催される, 中国国内最大級のフルードパワーおよびメカトロニクスに関する国際学会である. 本年通算第7回の国際会議は, 主催者である浙江大学機械電子制御工程研究所(図5.1), 共催として浙江大学流体伝動及制御国家重点実験室, 中国教育省, 中国国家自然科学基金, 中国機械学会, 中国全国流体伝動及制御学会, などの協力で開催された. 参加者は約10カ国, 約200名と盛会であり, 世界同時不況からいち早く立ち直った中国の経済力を実感した. 11件の招待講演と, 12セッション約189件の一般講演が行われた. また, 中国の研究者, 学生と直接議論することで, 普段はなかなか得ることのできない, 中国の技術開発動向など, 非常に有用な情報を得ることができた.

開催に先立ち, 主催者を代表し中国科学アカデミー会長でもある, Prof. Yongxiang Luから挨拶があった. 以下, 聴講したに招待講演と一般講演について概要を説明する.

5.1.2 招待講演 本国際会議では, 日欧米の著名なゲストスピーカーによる, フルードパワーに関する現状と将来に関する招待講演が企画されていることに特徴がある.

(1) フルードパワー技術の未来と期待

Prof. Yongxiang (中国科学アカデミー会長) より, フルードパワー技術の将来に向けての提言がなされた. キーワードは, スマート&ネットワーク, サステイナブル, 極限環境(宇宙), クリー



図5.1 中華人民共和国 浙江大学



図5.2 Prof. W. BACKÉによる招待講演

ン&グリーン, ナノ&バイオであり, 持続可能で地球環境問題に対応した技術開発の重要性について, 現状分析と課題を的確にまとめた講演が行われた.

(2) 空気圧自動機器の利点は何か?

著名な, Prof. Wolfgang BACKÉ (アーヘン工科大/ドイツ)(図5.2)より, 近年その適用範囲が拡大している空気圧自動機器についての解説が行われた. 空圧自動機器の特性と, その特徴を有効に活用するための方法, 応用例が示され, 非常に参考になる講演であった.

(3) HSTの効率改善

Prof. Hubertus Murrenhoff (アーヘン工科大/ドイツ)より, 油圧式無段変速機の一つであるHST (Hydraulic Static Transmission) について, 伝達効率向上のための, 最新の要素技術開発について解説が行われた. アーヘン工科大では, 本システムを利用した, 油圧ハイブリッドシステムの開発を進めており, エネルギー効率では電動ハイブリッ

ド車を上回ることが確認されているという。今後注目すべき技術である。

(4) 水圧と油圧システム性能向上のための新しい取り組み

北川能教授（東工大）より、油圧、水圧制御弁に関する最新の要素技術開発について解説が行われた。水圧、油圧システムに適用可能な新しい構造の制御弁を提案し、その制御手法および応用事例について解説した。また、図5.3に示すような、一般住宅に適用可能な、小形の免震・制震装置の開発事例についても説明が行われた。中国国内でも近年、大地震による大災害に見舞われており、会場より、実用化に向けての具体的な質問があるなど、関心は非常に高いように感じられた。

(5) 油圧サーボの高応答運動制御

Prof. A R Plummer（バース大/英国）より、油圧サーボ機構の動特性を改善するための制御手法について、現状と今後の動向の解説が行われた。

図5.4に示すような大形構造物振動試験機、自動車の衝突試験用カタパルトを事例として、サーボシステムの応答性向上が如何に重要であるかについて述べた。

(6) 流体電磁バルブの開発/設計におけるコンピュータ応用技術

Prof. S. Helduser（ドレスデン大学/ドイツ）より、流体バルブの開発/設計におけるコンピュータ技術の応用について解説が行われた。CFD, FEMなど、汎用のシミュレーションツールや、CAEによる、計算機モデルをベースとした設計手法による、バルブ設計事例が興味深かった。BOSHでは、この開発ツールを積極的に活用しビジネス展開を行うようである。

(7) ECF人工筋肉アクチュエータとマイクロハンドへの応用

横田眞一教授（精密工学研究所/東工大）より、The Electro-conjugate fluid (ECF)と呼ばれる、新しい流体を使用した人工筋肉アクチュエータと、このアクチュエータを応用したマイクロハンドの開発について解説が行われた。ECFは高電圧を加えると、ジェット流が発生するという不思議な特性を持っている。この特性をうまく利用することで、マイクロサイズのさまざまなアクチュエータを実

現できる。本講演では、ECFを使った、マイクロ人工筋肉とマイクロハンドの開発事例について解説が行われた。

(8) 電気-油圧サスペンションの制御

Prof. Ming-Chang Shih（成功大学/台湾）より、自動車のサスペンションにおける、電子制御の実例について解説が行われた。最近の高級乗用車では、サスペンションに電子制御を付加し、車体の

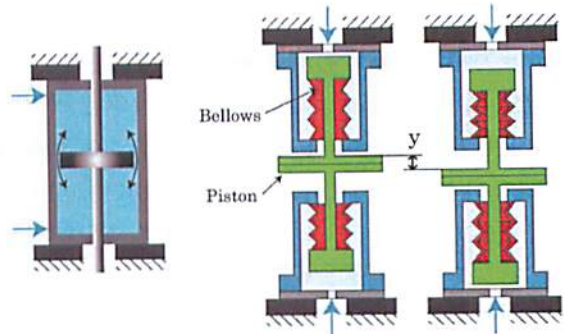


図5.3 新開発の免震・制震装置

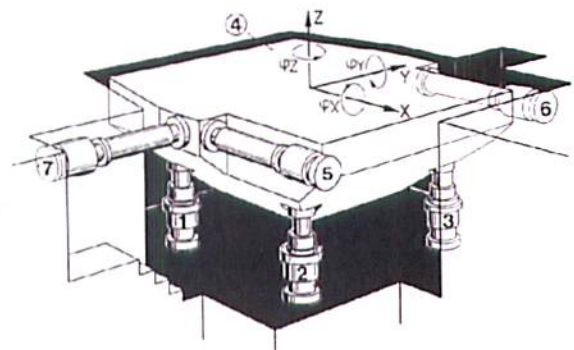


図5.4 大形構造物試験機



図5.5 ECFによる人工筋肉アクチュエータ

挙動や乗り心地を改善することが行われている。本講演では、これまでに開発した電子制御システムの開発事例とその効果について解説が行われた。

開発したサスペンションは、2輪スクーターによる実車走行試験で、その効果を確認している。

(9) 水圧サーボにおける制御の比較

水圧制御のパイオニアである、Prof. Tapio Virvalo (タンペレ工科大/フィンランド) より、水圧制御に適した各種制御手法についての比較検討結果について、解説が行われた。

(10) 波力発電における流体制御システム

同じく、Prof. Tapio Virvaloより、近年自然エネルギーとして注目されている、波力発電システムの事例について解説が行われた。開発のポイントは、波の運動エネルギーを、効率良く電気エネルギーに変換するシステム (図5.6参照) の構築にある。これらのシステムでは、多くの流体制御システムが活用されていることが報告された。

(11) ピストンポンプ潤滑の実験的解析

招待講演の最後に、Prof. Bin Wang (浙江大/中国) より、ピストンポンプの潤滑状態について、詳細な解析および実験を行った基礎研究結果について解説が行われた。

招待講演はどれも興味深い内容であったが、欧州からのゲストの発表には、クリーン&グリーンテクノロジーに関するものが多く含まれており、環境をキーワードとしてEU全体の取り組みとして技術開発が活発化していることがわかる。それに対し、日本は大学、企業など、個別の技術力は高いが、それをまとめ上げプロジェクトとして実施するエンジニアリング力が弱いように感じた。

5.1.3 一般セッション 一般セッションでは、約180件の講演が予定されていたが、当日になりキャンセルとなる講演が少なからずあった。プログラムも度々変更され、筆者の講演日程も開催当日になって確定した。これは、中国人研究者のモラルの問題も関係しており、講演申し込みを行った後、直前にキャンセルしてしまう確信犯が、かなりの数いるとのことである。研究内容も、先端的な内容から学生の卒業研究レベルのものまで様々である。以下一般セッションにおける代表的なものを概説する。

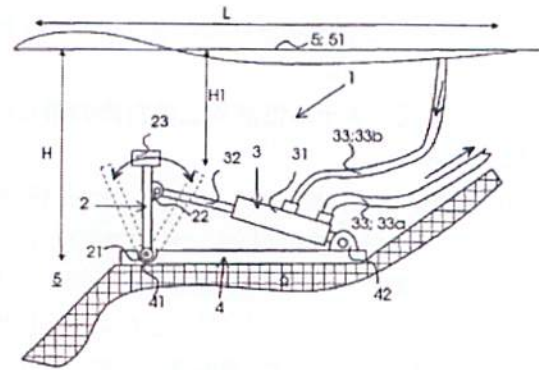


図5.6 波の運動エネルギーを回収変換する装置

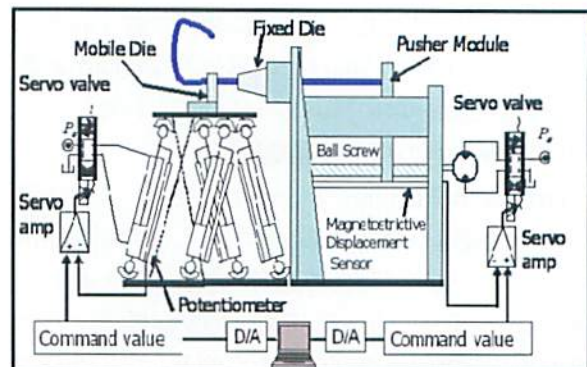


図5.7 パラレルメカニズムを用いたベンダ

(1) 空圧人工筋肉によるフライトシミュレータ

Bishi Ren他 (上海交通大学/中国) による、フライトシミュレータ用のワイヤ形の平行メカニズムの研究。空気圧を利用したアクチュエータで駆動している。ワイヤ形の平行メカニズムの研究は、最近低調であるが、新しい応用として面白い研究である。

(2) 新パイプベンダの開発とオンライン計測

筆者による講演。当所で研究を行っている、パイプベンダ (図5.7参照) について研究発表を行った。平行メカニズムを用いることで、これまで不可能であった形状の加工が出来る、新しい曲げ加工機とその計測手法を提案した。

(3) HSTとクリーンディーゼルを利用したハイブリッドバスのエネルギー回収と制御

油圧ハイブリッドシステムを利用した、バスの制御とエネルギー回収に関する研究。日本でハイブリッド車と言うと電動+電池であるが、欧米では油圧+アキュムレータによる、油圧ハイブリッド車の研究開発、実用化も進められている。油圧バ

イブリッド車は、電動に比べ大パワーが引き出せることから、バスやトラックなど大型車では、より有利になる。現在、日本ではあまり注目されていないが、今後、注目すべき技術開発である。

5.1.4 浙江大学キャンパス・実験室見学 講演終了後、浙江大学流体伝動及制御国家重点実験室および浙江大学内のキャンパスツアーに参加した。浙江大学は中国で最も早く創立された四大学府の



図5.8 空気圧平行メカニズム



図5.9 実験室見学風景

一つであり、中国最大規模の総合大学である。国内で清華大学、北京大学に次ぐ第3位の大学とされている。現在、学生数は4万2,000名であり、中国国内第1位の規模である。その内訳は、学士課程2万5,000名、修士課程1万1,500名、博士課程5,500名、外国人留学生約800名である。日本の大学と比べても、大学院生の数が多いといえる。大学図書館は全キャンパスあわせて617万7,000冊を超える蔵書数があり、また関連病院が6つある。キャンパスは広大で6つあり、主要施設を見学バスで巡回するだけでも半日かかった。

見学した実験室の研究設備は、スペースも十分、機器も整っており、研究環境としては非常に恵まれている。修士および博士課程の学生が研究内容について英語で説明してくれた。博士課程の学生は英語力もあり、研究についても熱心に説明してくれた。学生は、インターネットを通じて得た、日本のアニメや音楽についての関心が高く、日本の研究環境や文化についても興味を持っていた。東京と杭州は飛行機で3時間ほどのフライトであるが、中国の一般学生は留学などを除き自由に海外渡航することができないため、日本にいる留学生のネットワークを通じて、情報を入手しているようである。また、浙江大学流体伝動及制御国家重点実験室では、内外の企業から研究開発を多数受託している。一般的な中国企業では、研究開発部門が弱いため、大学内の研究所がその役割を担っていることが多い。実際、見学時にも商品開発を前提とした、応用研究が多く見られた。

5.2 ICMT2009 国際会議調査報告

調査期間：2009年10月21日～23日、3日間

場所：フィリピン セブ市内 ICMT2009会場

出張者：生産技術部 五嶋裕之

参加者：12カ国、約150名が参加

調査項目：研究成果発表および関連技術動向調査

5.2.1 概要 2009年10月21日から23日までフィリピン共和国、観光で有名なセブ島のセブ市内、Waterfront Cebu City Hotelで、13th International Conference on Mechatronics Technology(ICMT2009)が開催された(図5.10)。本国際会議は各年度開催される、メカトロニクスに関する国際学会

である。本年通算第13回の国際会議は、De La Salle Universityの主催にて開催された。参加者は12カ国、約150名と盛会であったが、アジアでの開催のため、距離的な問題と金融危機の影響により、米国から参加者がなく、欧州からの参加者も招待者のみであった。その中でも、フィリピン以外では中国からの参加者が目立ち、次いで韓国、日本であった。ここでも、世界同時不況からいち早く立ち直った、中国の経済力を改めて実感することとなった。8件の招待講演と、8セッション約70件の一般講演が行われた。開催に先立ち、キリスト教国であるフィリピンの慣例である、神への感謝の祈りの後、セブ市の副市長であるHon. Michael Ram氏から挨拶があった。続いて国際メンバを代表し、本会議の副議長である竹内芳美教授（大阪大学）より挨拶（図5.11参照）があった。



図5.10 ICMT2009会場でのスナップ



図5.11 竹内教授による開催の挨拶

以下、聴講した招待講演と一般講演について概要を説明する。

5.2.2 招待講演 本国際会議では、日欧のゲストスピーカーにより、キーノートスピーチとしてメカトロニクスに関する招待講演が企画された。

(1) マイクロ/ナノマニピュレーションの方法、システムおよびその応用

Prof. Bijan Shirizaseh (モナッシュ大学/オーストラリア) による、マイクロ/ナノマニピュレーションの方法論とその具体的な応用についての講演であった。

(2) 計測、制御、駆動を例とした知能機械

知能機械に関する講演。Prof. Mike Jason (ラフバラー大学/英国) が行っている、知能機械の研究事例が紹介された。

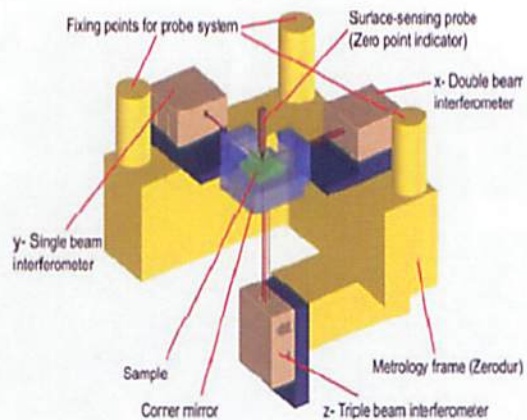


図5.12 アッペ誤差フリーのスキニング機構

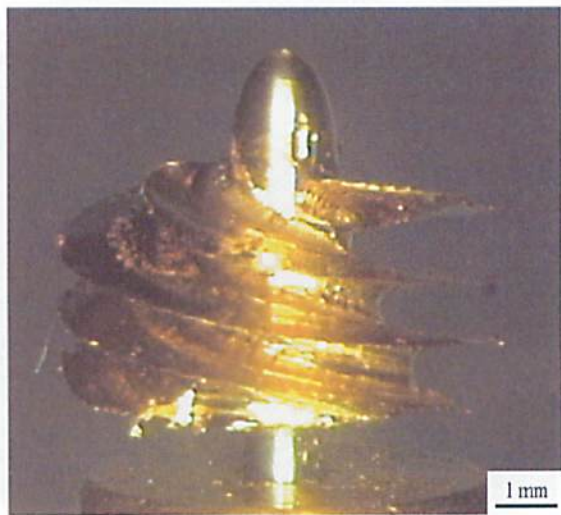


図5.13 マイクロインペラの加工

(3) アッペの原理による超精密計測とナノ描画

Prof.Gerd Jäger (イルメナウ工科大学/ドイツ) による, 超精密計測とナノ描画に関する講演. 超精密計測やナノ描画ではアッペの原理に基づく機構設計が重要である. サブナノレベルでは, 計測の不確かさのファクターも十分に考慮しなければならない. アッペ誤差を解消する機構原理に基づき開発した超精密位置決め機構を, ナノ描画装置に適用した事例 (図5.12参照) が紹介された.

(4) 5軸超精密マイクロ加工機による複雑形状の切削加工

竹内芳美教授 (大阪大学) による, 5軸超精密加工機を用いた, 超精密マイクロ加工の実例について解説が行われた. 市販の超精密加工機を利用し, 新たに開発したCAMシステムを利用することで, 直径数ミリのインペラ形状の加工成功したことが報告された.

(5) 計算機統合による手術のイノベーション

光石衛教授 (東京大) より, 手術ロボット, 手術機械など, 計算機制御技術と統合した新しい医療について解説が行われた. いわゆる医工連携である. 東京大学医学部との協同研究により, パラレルメカニズムを用いた手術ロボットシステム, 骨切断・加工機械, 遠隔手術システム, などの研究開発が行われている. これまで医師の経験と勘で行われてきた医療が, コンピュータ制御により行われる時代が訪れようとしている.

(6) 知的機械による持続可能で競争力のある製造業の実現

Prof. Robert Parkin (ラフバラー大学/英国) より, 持続可能で競争力のある製造業はどのようにあるべきか? 必要とされる知的な機械はどのようなものか? について解説が行われた.

(7) ECF人工筋肉アクチュエータとマイクロハンドへの応用

横田眞一教授 (精密工学研究所/東工大) より, The Electro-conjugate fluid (ECF)と呼ばれる, 新しい流体を使用した人工筋肉アクチュエータと, このアクチュエータを応用したマイクロハンドの開発について解説が行われた. 内容的には, 既に述べたICFP2009の招待講演(7)とほぼ同じ内容であった.

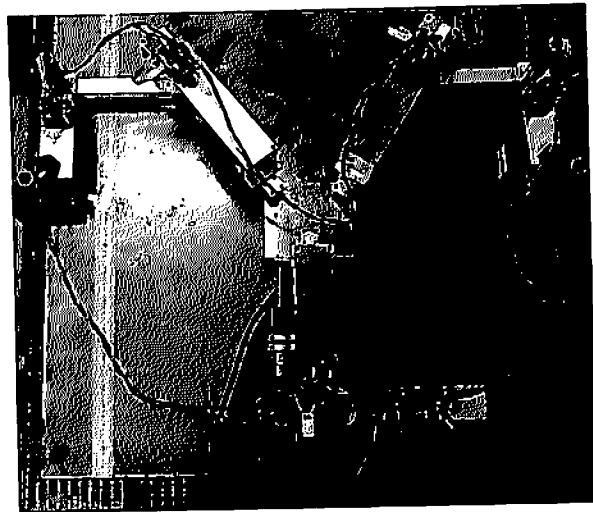


図5.14 弾性冗長パラレルメカニズム

(8) 移動形メカトロニクスの開発と産業応用

Prof.Greg Baiden (ローレンシャン大学/カナダ) より, 移動メカトロニクスの開発と産業応用に関する講演があった. 近年, 移動可能なメカトロニクスシステムに対する要求が高まっている. それらの要求に対する, 通信, 位置決め, 誘導, ロボット, インタフェースなどについて解説が行われた. また, 移動ロボットの開発事例についても紹介された.

5.2.3 一般セッション 一般セッションでは, 約70件の講演が予定された. 電力事情が不安定なため, 会場内は日に数回停電し, 真つ暗となることがあり, 著者の発表中も停電し, 発表が中断するというハプニングがあった. 海外での講演では, 日本では考えられないトラブルに見舞われることが少なからずある. 講演開始時刻になっても司会者が現れない, 遅刻するなど, 日本人の感覚では信じられないことも多々起こる. 以下, 一般セッションにおける代表的なものを概説する.

(1) パラレルメカニズムを用いた多軸材料試験

著者より, パラレルメカニズムを用いた, 新しい材料試験システムの概念と, プロトタイプシステムの試作結果について報告した. 会場からは, 多軸負荷を加える場合の材料の固定方法など, かなり詳細な質問があった. 複合材や接着接合の評価など, 特に興味をもたれたように感じた.

(2) 弾性冗長パラレルリンクの位置と力制御

岩附信行教授 (東工大) より, 試作した弾性冗

長パラレルメカニズムの位置と力の制御について報告があった。冗長パラレルメカニズムの逆運学解析を詳細に行った後、提案した制御手法を試作システムに適用し、位置と力の制御が可能なることを、実験により確認した。

5.3 まとめ

米国の金融危機に端を発した世界同時不況は深刻度を増し、日本および欧米の製造業にも非常に大きな影響を与えている。それは、国際学会参加者の減少となって現れており、特に企業に在籍する研究者の発表は激減している。今回の海外調査においては、世界同時不況からいち早く立ち直った、中国経済の好調さを改めて実感する結果となった。欧州ではEUの支援によるクリーン&グリーンをキーワードとする大形の研究開発が活発な模様である。日本も理念先行ではなく、プロジェクトとしての具体化を早急に進める必要がある。

6. 成果の普及活動

本年度は、国際会議発表2件 (ICFP2009, ICMT 2009²⁾)、国内学会発表1件⁶⁾ (日本機械学会年次大会)、学会論文誌投稿1件⁷⁾ (日本フルードパワーシステム学会) など、専門学会での関連研究発表、論文投稿を行い、内外の専門研究者と議論を深めた。また一般技術者向けとして、当所主催の基盤的生産技術研究会において、技術発表、解説を行い、質疑応答を通じて、意見などの取り込みを行った。さらに、当所ホームページによる広報、技術相談を通じて、成果の普及のためのPR活動を行った。

7. おわりに

本研究では、近年の工業製品の高度化に伴い要求が高まっている、複合材料や樹脂材料等の新素材に対応した材料試験技術について検討を行った。その結果、下記のような成果が得られた。

- (1) 複合三次元材料試験システムの提案
- (2) 位置と力の制御方法検討
- (3) プロトタイプ試験機の試作、実験

(4) 新しい冗長パラレルメカニズムの提案

(5) 上記プロトタイプの試作、実験

以上の結果から、より実用条件に近い材料評価方法である、複合材料試験システムの実現が可能であるとの見通しを得た。今後は、産業への利用普及を目的として、開発を継続する予定である。

謝辞

本研究は、財団法人JKAの競輪補助金を受けて実施したものであり、ご支援いただいた関係各位に深く感謝いたします。

参考文献

- 1) H.Goto, M.Fujitsuka, Y.Tanaka, A Multi-Axial Materials Testing System Using 6-DOF Parallel Kinematics, Proceedings of JSME-KSME Joint International Conference on ICMDT2007, D03 (CD-ROM), 2007.
- 2) H.Goto, Y.Tanaka: A Multi-Axial Materials Testing for Advanced Composite Materials Using Parallel Kinematics, Proceedings of the 13th International Conference on Mechatronics Technology (ICMT2009), CD-ROM, 2009
- 3) 五嶋, 藤塚, 田中: パラレルメカニズムを用いた多軸材料試験システム, 日本機械学会 2007 年度年次大会講演論文集, Vol. 4, pp. 15-16, 2007
- 4) 小菅, 他: 油圧アクチュエータを用いたパラレルリンクマニピュレータの力制御, 日本機械学会論文誌C編, Vol. 62, No. 601, pp. 3536-3542, 1996
- 5) 五嶋, 藤塚, 田中: パラレルメカニズムを用いた多軸材料試験システム-力の制御と実験-, 日本機械学会2008年度年次大会講演論文集, Vol. 4, pp. 179-178, 2008
- 6) 五嶋, 藤塚, 田中: パラレルメカニズムを用いた多軸材料試験システム-実験結果の検討-, 日本機械学会2009年度年次大会講演論文集, Vol. 4, pp. 187-188, 2009
- 7) 五嶋, 田中, 一柳: パラレルメカニズムを用いた曲げ加工機による管材の三次元加工, 日本フルードパワーシステム学会論文集 (近日掲載予定)

研究報告書

KSK-GH21-2

計測技術高度化に関する研究

平成 22 年 3 月 31 日発行

発行所 財団法人 機械振興協会 技術研究所
(〒203-0042) 東京都東久留米市八幡町一丁目 1 番 12 号
電話 042-475-1155 (代表)

印刷所 株式会社 芳文社
(〒194-0033) 東京都町田市木曾町 2320
電話 042-792-3100