

KSK-GH20-2

平成20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21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 —

|                               |                  |    |
|-------------------------------|------------------|----|
| 計測技術高度化に関する研究                 | 大西 徹, 高瀬省徳, 高増 潔 | 1  |
| (製造現場の形状計測技術向上に関する研究)         |                  |    |
| 1. はじめに                       |                  | 1  |
| 2. 目盛誤差による温度測定誤差を考慮した温度補正     |                  | 2  |
| 2.1 目盛誤差の要因となる温度測定誤差の分析       |                  | 2  |
| 2.1.1 熱膨張補正の基本式の分析            |                  | 2  |
| 2.1.2 温度測定誤差の分析               |                  | 2  |
| 2.1.3 温度測定誤差のまとめ              |                  | 3  |
| 2.2 温度測定誤差の評価実験               |                  | 3  |
| 2.2.1 実験条件の設定                 |                  | 3  |
| 2.2.2 ワーク温度測定の誤差評価            |                  | 4  |
| 2.2.3 スケール温度測定の誤差評価           |                  | 5  |
| 2.2.4 温度測定の誤差評価のまとめ           |                  | 5  |
| 2.3 温度測定の最適化                  |                  | 5  |
| 2.3.1 ワークおよびスケール温度測定方法        |                  | 5  |
| 2.3.2 石定盤の輻射熱の影響              |                  | 6  |
| 2.3.3 温度計の補正                  |                  | 6  |
| 3. CMMによる測定の不確かさの検討           |                  | 7  |
| 3.1 測定と不確かさ推定方法の概要            |                  | 7  |
| 3.1.1 円筒ゲージの測定                |                  | 7  |
| 3.1.2 ブロックゲージの測定              |                  | 8  |
| 3.1.3 校正値と校正値の不確かさ            |                  | 8  |
| 3.2 測定結果                      |                  | 8  |
| 3.3 プローブ補正誤差の考慮               |                  | 8  |
| 3.4 マルチスタイラス測定におけるプロービング誤差の検討 |                  | 9  |
| 4. まとめ                        |                  | 11 |
| 謝 辞                           |                  | 11 |
| 参考文献                          |                  | 11 |
| (直線形体の評価点数と不確かさ)              |                  |    |
| 1. 緒 言                        |                  | 13 |
| 2. 評価の方法                      |                  | 13 |
| 3. 実際のモデル波形                   |                  | 14 |
| 4. 評価結果                       |                  | 14 |
| 4.1 自己相関関数                    |                  | 14 |
| 4.2 傾き評価                      |                  | 14 |

|                        |    |
|------------------------|----|
| 4.3 Y切片の評価             | 15 |
| 4.4 傾きの不確かさ            | 15 |
| 4.5 Y切片の不確かさ           | 15 |
| 4.6 傾きパラメータの不確かさと位置の関係 | 15 |
| 4.7 真直度評価              | 16 |
| 4.8 評価点数と真直度の不確かさ      | 17 |
| 4.8.1 均等分布の評価点数        | 18 |
| 4.8.2 不均等分布の評価点数による影響  | 19 |
| 5. 結 言                 | 20 |
| 参考文献                   | 20 |

(真円度測定機)

|                |    |
|----------------|----|
| 1. 緒 言         | 21 |
| 2. 現 状         | 21 |
| 3. 目 的         | 22 |
| 4. 結 果         | 22 |
| 4.1 温度変動       | 22 |
| 4.2 空気圧の変動     | 23 |
| 4.3 回転数の影響     | 24 |
| 4.3.1 評価値のバラツキ | 24 |
| 4.3.2 真円度評価値   | 25 |
| 5. 結 言         | 26 |
| 参考文献           | 26 |

|                          |            |    |
|--------------------------|------------|----|
| 微細構造評価に関する研究             | 藤塚将行, 山口 誠 | 27 |
| 1. はじめに                  |            | 27 |
| 2. ラマン分光法による応力ひずみ, 結晶性評価 |            | 27 |
| 2.1 ラマン散乱                |            | 27 |
| 2.2 ラマン散乱分光法による応力測定      |            | 28 |
| 2.3 ラマン散乱による結晶性の評価       |            | 29 |
| 2.4 共鳴点顕微鏡・ラマン分光複合装置     |            | 30 |
| 2.5 空間分解能                |            | 31 |
| 2.6 ラマン分光における表面測定領域      |            | 31 |
| 2.7 紫外ラマン分光法             |            | 31 |
| 参考文献                     |            | 33 |
| 3. 超微小硬さ試験               |            | 34 |
| 3.1 研究の背景                |            | 34 |
| 3.2 一般的なナノインデンテーション試験    |            | 35 |
| 3.3 ナノインデンテーション試験の問題点    |            | 37 |

|  |                         |
|--|-------------------------|
| 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 .....                                   | 37                      |
| 参考文献 .....   | 40                      |
| 4. 顕微ラマン分光押込み試験システム .....  | 41                      |
| 4.1 開発の目的 .....  | 41                      |
| 4.2 装置の概要 .....  | 41                      |
| 4.3 各部の仕様 .....  | 42                      |
| 4.4 期待される測定領域 .....  | 42                      |
| 5. 評価事例 .....  | 42                      |
| 5.1 シリコン .....   | 43                      |
| 5.2 シリコンカーバイト .....  | 45                      |
| 参考文献 .....   | 47                      |
| 6. 海外動向調査 .....  | 47                      |
| 6.1 海外動向調査(欧州) .....   | 47                      |
| 6.1.1 XXI nternal Conference on Raman Spectroscopy(ICORS 2008) ..... | 48                      |
| 6.1.2 オックスフォード大学訪問 .....   | 48                      |
| 6.2 海外動向調査(豪州) .....   | 49                      |
| 6.2.1 IUMRS-ICEM2008 .....   | 49                      |
| 6.2.2 オーストラリア国立大学訪問 .....  | 49                      |
| 6.2.3 オーストラリア連邦科学産業研究機構訪問 .....                                      | 50                      |
| 7. おわりに .....  | 51                      |
| 謝 辞 .....  | 51                      |
| <br>   |                         |
| <b>複合三次元材料試験方法の開発 .....</b>  | <b>五嶋裕之, 藤塚将行 .....</b> |
| 1. はじめに .....  | 52                      |
| 2. 研究の背景と目的 .....  | 52                      |
| 3. 材料試験の種類 .....   | 52                      |
| 3.1 破壊試験 .....   | 53                      |
| 3.2 非破壊試験に近い試験 .....   | 53                      |
| 3.3 非破壊試験 .....  | 54                      |
| 4. 複合三次元材料試験 .....   | 54                      |
| 4.1 提案する試験方法 .....   | 54                      |
| 4.2 システム概要 .....   | 55                      |
| 4.3 逆運動学 .....   | 55                      |
| 4.4 微小運動学 .....  | 59                      |
| 4.5 静力学 .....  | 59                      |
| 5. 位置と力の制御 .....   | 60                      |
| 6. 実 験 .....   | 62                      |
| 7. 空気圧サーボの検討 .....   | 62                      |
| 7.1 空気圧サーボの特徴 .....  | 62                      |

|                         |    |
|-------------------------|----|
| 7.2 空気圧サーボによる制御実験 ..... | 62 |
| 7.2.1 位置制御 .....        | 62 |
| 7.2.2 力制御 .....         | 64 |
| 7.3 考 察 .....           | 64 |
| 8. 成果の普及活動 .....        | 71 |
| 9. おわりに .....           | 71 |
| 謝 辞 .....               | 71 |
| 参考文献 .....              | 71 |

## 計測技術高度化に関する研究

大西 徹<sup>\*1</sup>, 高瀬省徳<sup>\*1</sup>, 高増 潔<sup>\*2</sup>

### Study on Improvement Methods of geometry measurement in Workshop Environment

Tohru OHNISHI, Shotoku TAKASE & Kiyoshi TAKAMASU

#### (製造現場の形状計測技術向上に関する研究)

##### 1. はじめに

「ものづくり」を取り巻く環境は急速に変化してきている。それに伴い、製造現場における形状計測への要求も、これまで以上に高度で多様なものになってきている。そこで、本研究では製造現場での普及度が高い三次元測定機（座標測定機, Coordinate Measuring Machine, 以下, CMM）を取り上げ、製造現場（以下, 現場環境）におけるCMMの高度化について検討する。

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製造現場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<sup>1)</sup>。

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の高度化を行うことを目標にする<sup>2)</sup>。

現場環境に置かれたCMMの不確かさの要因は、以下のように分類できる<sup>3)</sup>。

- (1) 環境条件による不確かさ
  - 温度変化による熱膨張
  - 温度変化による温度ドリフト
  - 振動, ゴミ, 供給空気など
- (2) CMM本体の幾何学誤差による不確かさ
  - 直角誤差
  - 真直度誤差, 姿勢誤差
  - 目盛誤差
- (3) プロービングシステムによる不確かさ
  - ゴミ, 摩耗
  - 測定力
  - マルチスタイラス測定における位置誤差, 形状誤差, サイズ誤差

本報では目盛誤差による温度測定誤差を考慮した温度補正および現場環境に設置したCMMの寸法測定および形状測定の不確かさについて検討するとともに、マルチスタイラス測定におけるプ

\*1 計量技術部 精密計測課

\*2 客員研究員 (東京大学)

ロービング誤差（位置誤差，形状誤差，サイズ誤差）について検討した。

## 2. 目盛誤差による温度測定 誤差を考慮した温度補正<sup>4)</sup>

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。

本章では，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，鋼製のブロックゲージ（以下，MBG）と低熱膨張セラミック製ブロックゲージ（以下，CBG）の目盛誤差を比較することにより熱の影響による温度測定の誤差について検討した。また，断熱材の効果を実験により確認した。

### 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， $\alpha_s$ と $\alpha_w$ 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。

$$L_w = L_s(1 + \alpha_s(t_s - 20) - \alpha_w(t_w - 20)) \quad (1)$$

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

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。

- $L_s$ の誤差：スケールが持っている倍率誤差
- $\alpha_s$ 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）

- $\alpha_w$ 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， $\alpha_s$ の誤差および $t_s$ の倍率誤差は温度が変化した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， $\alpha_w$ 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 $\alpha_w$ 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。

- $dk_s$ ：スケールの温度測定 $t_s$ の倍率誤差（スケールの熱膨張係数の誤差が含まれる）
- $dt_{s0}$ ：スケールの温度測定 $t_s$ のオフセット誤差（スケールの倍率誤差が含まれる）
- $dk_w$ ：ワークの温度測定 $t_w$ の倍率誤差（ワークの熱膨張係数の誤差が含まれる）
- $dt_{w0}$ ：ワークの温度測定 $t_w$ のオフセット誤差（ワークの校正誤差が含まれる）

**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，それぞれ倍率誤差 $dk_s$ ，オフセット誤差 $dt_{s0}$ ，倍率誤差 $dk_w$ ，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。

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

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， $\alpha_w = 0$ で以下のように表すことができる（式(4)）。

$$E_C = \frac{L_w^* - L_c}{L_c} = \frac{L_s(1 + a_s(t_s^* - 20)) - L_c}{L_c} \quad (4)$$

$$= a_s dt_{s0} + a_s dk_s(t_s - 20)$$

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。

$$E_{C1} = a_s dt_{s0} + a_s dk_s(t_{s1} - 20)$$

$$E_{C2} = a_s dt_{s0} + a_s dk_s(t_{s2} - 20)$$

$$dk_s = \frac{E_{C2} - E_{C1}}{a_s(t_{s2} - t_{s1})},$$

$$dt_{s0} = \frac{E_{C2}(t_{s1} - 20) - E_{C1}(t_{s2} - 20)}{a_s(t_{s2} - t_{s1})} \quad (5)$$

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、ワークの温度計を補正することができる (式 (6), (7))。

$$t_w^* = (1 + dk_w)t_w + dt_{w0}$$

$$E_M = \frac{L_w^* - L_c}{L_c} = \frac{L_s(1 + a_s(t_s - 20) - a_w(t_w^* - 20)) - L_c}{L_c}$$

$$= -a_w dt_{w0} - a_w dk_w(t_w - 20) \quad (6)$$

$$dk_w = -\frac{E_{M2} - E_{M1}}{a_w(t_{w2} - t_{w1})}, dt_{w0}$$

$$= -\frac{E_{M2}(t_{w1} - 20) - E_{M1}(t_{w2} - 20)}{a_w(t_{w2} - t_{w1})} \quad (7)$$

**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、温度測定の誤差を分析できることがわかった。以下にまとめる。

- (1) 目盛誤差の誤差要因を分析し、スケール温度計の倍率誤差とオフセット誤差、ワーク温度計の倍率誤差と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、スケール温度計の倍率誤差と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、ワーク温度計の倍率誤差と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** MBG (熱膨張係数:  $a_M = 10.9 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ ) と CBG (熱膨張係数:  $a_C = 0.0 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ ) を CMM の X 軸および Y 軸に平行に並べて設置した。また、CMM の X, Y スケール (熱膨張係数:  $a_s = 10.4 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ ) の両側と Z スケールの上側、MBG の中央と両側、さらに、室温用に CMM 付属の温度計とは別の温度計 (温度精度:  $\pm 0.07^\circ\text{C}$ ) を計 12 個設置した。CMM 付属の温度計 (温度精度:  $\pm 0.3^\circ\text{C}$ ) は、X 軸スケールの右側、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、ワーク温度計として 1 個用意されている。今回は CMM 付属のワーク温度計は、Y 軸に設置した MBG の中央に取り付けた。その時の MBG, CBG および温度計の配置の関係を図 1 に示す。

ここで、それぞれの記号を以下のように定義する。また、温度計の位置によって前後 ( $f, b$ )、左右 ( $l, r$ )、上下 ( $u, d$ )、中間 ( $c$ ) を示す添え字を付加する。

- $t_w$  CMM 付属のワーク温度
- $t_{wX}$  X 軸方向に設置した MBG の温度
- $t_{wY}$  Y 軸方向に設置した MBG の温度
- $t_{sX}$  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 MBG と CBG の 600mm, 400mm, 200mm, 100mm, Y 軸に MBG と CBG の 800mm を設置し、繰り返し 3 回、サイクルタイム 30 分の測定を 1



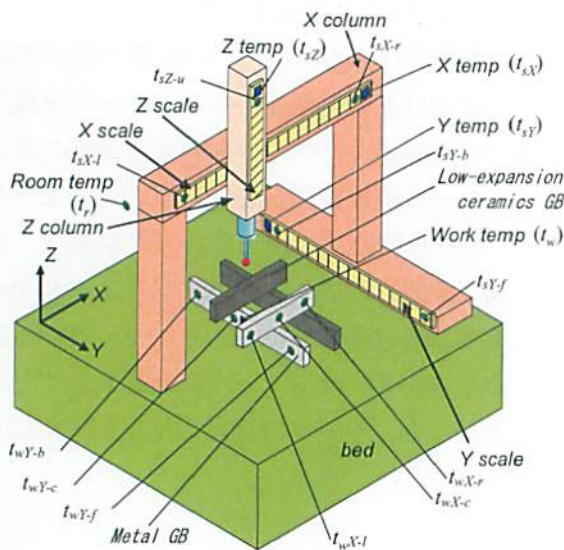


図1 CMMにおけるCBG, MBGと温度計の配置

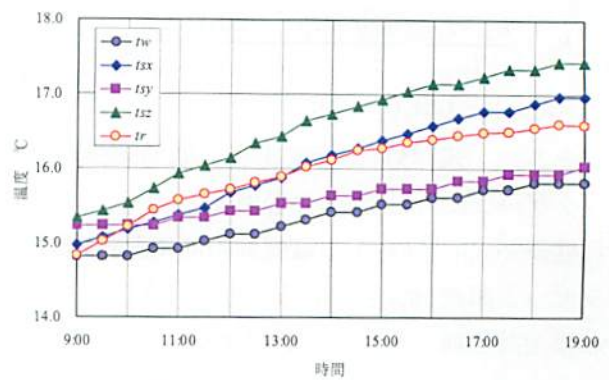
日間にわたって行った。1日間の温度変化と各方向に設置したMBGおよびCBGの平均目盛誤差Eの変化を図2に示す。

ここで、それぞれの記号を以下のように定義する。

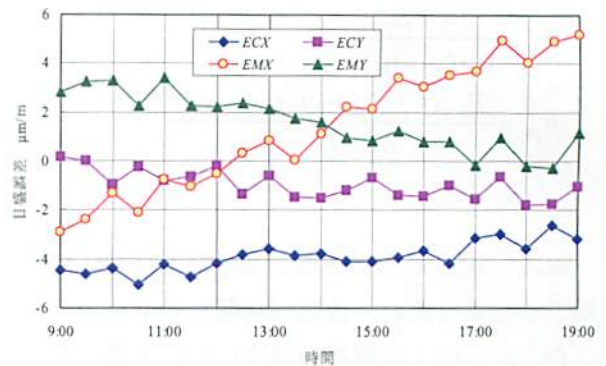
- $E_{CX}$  X軸方向に設置したCBGの目盛誤差
- $E_{CY}$  Y軸方向に設置したCBGの目盛誤差
- $E_{MX}$  X軸方向に設置したMBGの目盛誤差
- $E_{MY}$  Y軸方向に設置したMBGの目盛誤差

**2.2.2 ワーク温度測定の実誤差評価** 図2(b)のように室温の変化によって目盛誤差Eが変動していることが分かる。X軸に設置したMBGの目盛誤差 $E_{MX}$ の変動は、他の変動に比べて大きく、1日で $8 \mu\text{m/m}$ 以上である。CBGの目盛誤差 $E_{CX}$ と $E_{CY}$ が、室温により変動していることから、スケールの温度測定に誤差があることが推定される。また、MBGの目盛誤差 $E_{MX}$ と $E_{MY}$ が、CBGの目盛誤差より大きいことから、ワークの温度測定により大きい誤差があることが推定できる。

まず、ワークの温度測定に関して、分析を行う。図3にY軸に設置したMBGのCMM付属のワーク温度 $t_w$ とワーク温度 $t_{wY-c}$ およびX軸に設置したMBGのワーク温度 $t_{wX-c}$ の変化を示す。この図から、 $t_w$ と $t_{wY-c}$ は、 $0.2^\circ\text{C}$ 程度のオフセットはあるが、温度変化は同じような傾向にあることがわかる。一方、 $t_{wX-c}$ の温度変化は、1日間の最大温度差を



(a) X, Y, Z スケール( $t_{sx}$ ,  $t_{sy}$ ,  $t_{sz}$ ), ワーク ( $t_w$ ) と室温 ( $t_r$ ) の温度変化



(b) CBG ( $E_{CX}$ ,  $E_{CY}$ ) と MBG ( $E_{MX}$ ,  $E_{MY}$ )における目盛誤差の変化

図2 1日間のCBGとMBGにおける目盛誤差の変化と温度変化

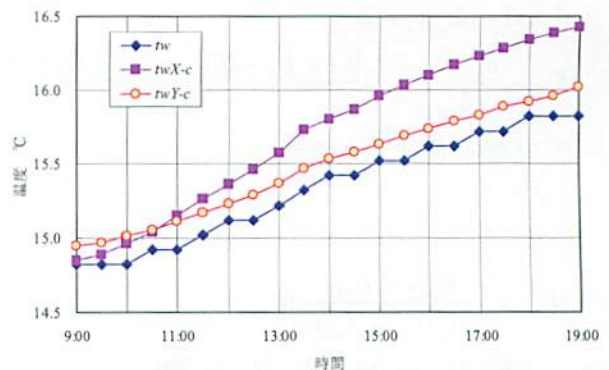


図3 1日間のY軸に設置したMBGのワーク温度( $t_w$ ,  $t_{wY-c}$ )とX軸に設置したMBGのワーク温度( $t_{wX-c}$ )の変化

比較すると、 $t_w$ より $0.5^\circ\text{C}$ 以上大きい。これは、Y軸に設置したMBGは、位置的に石製測定定盤(以下、石定盤)に近く、石定盤の輻射熱の影響を受けて、温度は高くなりやすいことによる。

現場環境における測定では、少数のワーク温度計を使用することが一般的であり、コストおよび測定時間の関係で、複数のワーク温度計を使ったり、1つのワーク温度計を測定ごとに付け替えて使用したりすることは難しい。しかし、少数のワ

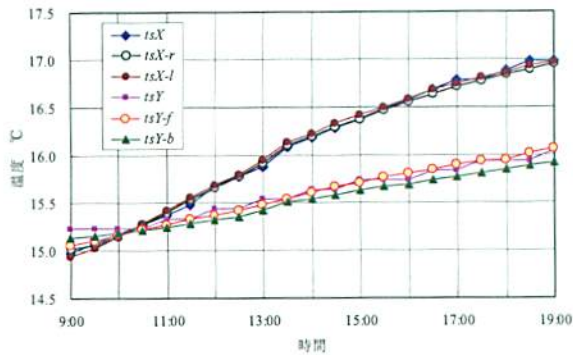


図4 1日間のXスケールの温度( $t_{sX}$ ,  $t_{sX-r}$ ,  $t_{sX-l}$ ,  $t_{sY}$ ,  $t_{sY-f}$ ,  $t_{sY-b}$ )の変化

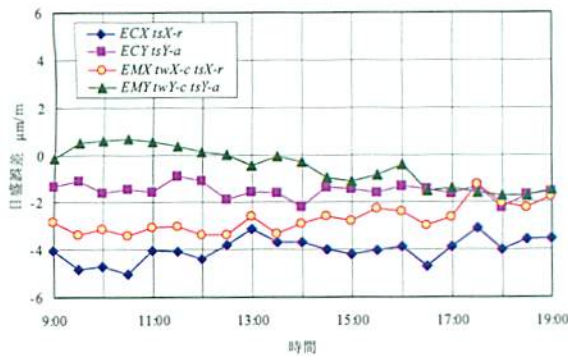


図5 最適な位置に設置した温度計を用いて熱膨張補正を行ったときの1日間のCBGとMBGにおける目盛誤差の変化

表1 温度測定方法の違いによる1日の目盛誤差の変化の値 (μm/m)

|          | CMM 付属の温度補正 | 最適な位置の温度計による熱膨張補正 |
|----------|-------------|-------------------|
| $E_{CX}$ | 2.4         | 1.9               |
| $E_{CY}$ | 2.0         | 1.3               |
| $E_{MX}$ | 8.1         | 2.1               |
| $E_{MY}$ | 3.7         | 2.4               |

一温度計でワークの熱膨張補正を行うためには、何らかの工夫が必要であると考えられる。また、同じワークに取り付けた3つの温度の差は少ないため、以下の温度補正では、中央に設置した温度を使用することとした。

### 2.2.3 スケール温度測定の誤差評価

図4にXスケールの右側に取り付けられたCMM付属の温度 $t_{sX}$ 、Xスケールの左右に設置した2つの温度計 $t_{sX-r}$ 、 $t_{sX-l}$ およびYスケールの後側に取り付けられたCMM付属の温度 $t_{sY}$ 、Yスケールの前後に設置した2つの温度計 $t_{sY-f}$ 、 $t_{sY-b}$ の温度変化を示す。

Xスケールに関しては、CMM付属の温度 $t_{sX}$ と2つの温度計 $t_{sX-r}$ 、 $t_{sX-l}$ の温度の差は少なく、1日間の最大温度差を比較すると $0.1^{\circ}\text{C}$ 以下であることが確認できる。これは、Xスケールが熱伝導度

の大きいアルミ製のコラムに取り付けられているため、Xスケールの左右の温度差がほとんどなかったためだと考えられる。

これに対して、YスケールではCMM付属の温度 $t_{sY}$ と $t_{sY-b}$ の温度変化と $t_{sY-f}$ の温度変化の差は大きく、1日間の最大温度差を比較すると $0.2^{\circ}\text{C}$ 以上あることが確認できる。これは、Yスケールが石定盤に取り付けられているため熱伝導が遅く、CMMの右前側にある熱源(コンプレッサー)の影響を受けてYスケールの前後の温度差が大きくなったと考えられる。このことから、Y軸の目盛誤差 $E_{MY}$ と $E_{CY}$ の変動がマイナス傾向になっているのは、Yスケールの後側に取り付けられているCMM付属の温度補正機能を使ってスケールの熱膨張補正を行ったためだと考えられる。

### 2.2.4 温度測定の誤差評価のまとめ

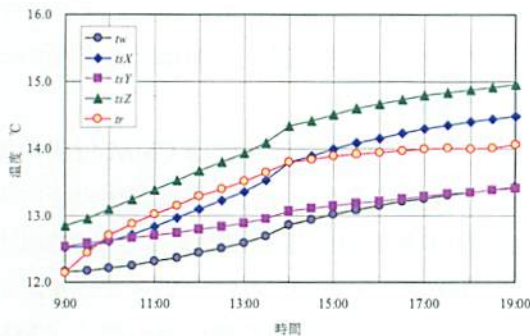
現場環境において、低熱膨張のブロックゲージと鋼製のブロックゲージを用いて、目盛誤差の評価を行った。目盛誤差は、温度測定誤差の影響を受けて、時間的に変化した。ワーク温度測定とスケール温度測定の誤差を評価し、以下のことがわかった。

- (1) 石定盤に近いワークの温度は、石定盤の輻射熱の影響で室温の上昇に対して温度変化が少ない。石定盤より離れているワークの温度は、室温の変化に従った変化をする。
- (2) 上記より、ワーク温度計が1つの場合には、温度測定方法に工夫がないと、ワークによって熱膨張補正がうまく機能しないことになる。
- (3) Xスケールの温度測定は、熱伝導のよいアルミ製コラムに取り付けてあるため、問題が少ない。
- (4) Yスケールの温度測定は、熱伝導の悪い石定盤に取り付けられていること、近くに熱源があることから、場所による温度差が生じている。

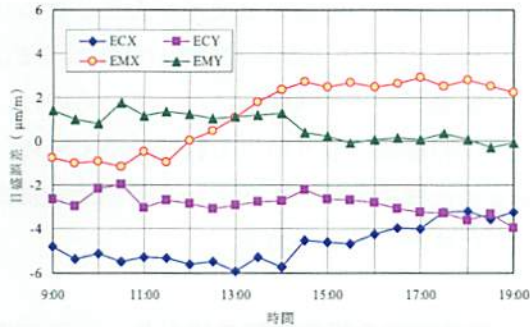
## 2.3 温度測定の最適化

### 2.3.1 ワークおよびスケール温度測定方法

CMMのX軸およびY軸に平行に並べて設置したMBGとCBGの測定において、CMM付属の温



(a) 温度変化



(b) CBG と MBG における目盛誤差の変化

図6 断熱材を使用したときの1日間のCBGとMBGにおける目盛誤差の変化と温度変化

表2 X, Yスケール温度計およびワーク温度計の倍率誤差とオフセット誤差

|              | Xスケール | Yスケール  |              | ワーク   |
|--------------|-------|--------|--------------|-------|
| $dk_x$       | 0.013 | 0.099  | $dk_w$       | 0.046 |
| $dt_{s0}$ °C | 0.363 | -0.485 | $dt_{w0}$ °C | 0.006 |

表3 スケールとワーク温度計を補正する前と後の目盛誤差の平均値(μm/m)

|          | 補正前  | 補正後  |
|----------|------|------|
| $E_{CX}$ | -5.2 | -0.4 |
| $E_{CY}$ | -2.5 | 0    |
| $E_{MX}$ | -0.9 | -0.1 |
| $E_{MY}$ | 1.2  | -0.2 |

度計を使わず、以下に示す最適な位置に設置した高精度の温度計を用いて、熱膨張補正を行った時の1日間の目盛誤差の変化を図5に示す。

- Xスケールの温度を  $t_{sX-r}$  で測定する。
- Yスケールの温度を、Yスケール前後に設置した2つの温度計  $t_{sY-f}$  と  $t_{sY-b}$  の平均値  $t_{sY-a}$  で測定する。
- MBGのワークの温度を  $t_{wX-c}$  および  $t_{wY-c}$  で測定する。

温度測定の方法を工夫することにより、1日の

目盛誤差の変化を小さくすることができた。

表1に温度測定方法の違いによる1日の目盛誤差の変化の値を示す。X軸に平行に置いたMBGの目盛誤差  $E_{MX}$  では、 $8.1 \mu\text{m/m}$  であった目盛誤差が  $2.1 \mu\text{m/m}$  へ減少させることができた。

### 2.3.2 石定盤の輻射熱の影響

石定盤の輻射熱の影響を少なくするために、石定盤の上に高温用耐火断熱繊維（以下、断熱材）を敷いて、前述と同様にCMMのX軸およびY軸に平行に並べて設置したMBGとCBGを1日間にわたって測定した。1日間の温度変化と目盛誤差の変化を図6に示す。

図2と図6を比較すると、X軸に設置したMBGの目盛誤差  $E_{MX}$  の変動は、 $8.1 \mu\text{m/m}$  から  $4.1 \mu\text{m/m}$  となり、断熱材を使用しない場合の1/2程度に抑えられていることが分かる。このことから、石定盤の輻射熱の影響を石定盤の上に断熱材を敷くことによって、減少させることができた。

### 2.3.3 温度計の補正

2.1章に基づいて、図2(b)の時刻9時および図6(b)の時刻9時における目盛誤差  $E_{CX}$  と  $E_{CY}$  から、XおよびYスケール温度計の補正を行った。また、スケール温度計の補正を行った状態で、目盛誤差  $E_{MY}$  から、ワーク温度計の補正を行った。表2にX, Yスケール温度計およびワーク温度計の倍率誤差とオフセット誤差を示す。また、X, Yスケール温度計およびワーク温度計の倍率誤差とオフセット誤差の補正を行った。

スケールおよびワークの時間的な温度測定誤差の影響が少ないと考えられる、図6(b)の時刻9時から11時の目盛誤差において、スケールとワーク温度計を補正する前と後の目盛誤差の平均を表3に示す。この結果から、スケールとワーク温度計を補正することにより、目盛誤差は小さくなり、X軸に平行においたCBGの目盛誤差  $E_{CX}$  では、 $-5.2 \mu\text{m/m}$  であった目盛誤差が  $-0.4 \mu\text{m/m}$  へ減少することが確認できた。

### 3. CMMによる測定の不確かさの検討

現在、ISO では、TC 213 / WG10においてCMMの測定の不確かさについての規格化のISO 15530シリーズとして主に以下の3つの方法を取り上げている。

- 比較測定による方法 (substitution method) ISO TS 15530-3
- 計算機シミュレーションによる方法 (computer simulation, virtual CMM) ISO15530-4
- 複数測定戦略による方法 (multiple measurement strategies) ISO15530-2及び-6

このうち、複数測定戦略による方法について、形状計測研究会において、寸法測定においては、

- 測定値にバイアスがかかることを考慮した分散分析に基づく不確かさ評価を行う手法が有効である
- 測定値のバイアス量は寸法標準 (ブロックゲージおよび直径標準) を測定することで評価できる

また、形状測定についても、

- 測定値へのバイアスを考慮した分散分析に基づく解析法により適切な不確かさ評価が行える
- 測定値のバイアス量はプロービング誤差から近似できる

と報告されている<sup>5)</sup>。

本章では、現場環境に設置したCMMの寸法測定および形状測定の不確かさについて検討するとともに、マルチスタイラス測定におけるプロービング誤差 (位置誤差、形状誤差、サイズ誤差) について検討した。

#### 3.1 測定と不確かさ推定方法の概要

**3.1.1 円筒ゲージの測定** 現場環境に設置したCMMを用いて、図7に示すスチール製の円筒ゲージ (熱膨張係数:  $11.5 \times 10^{-6}/K$ ) の円 (Circle AとCircle B) を図8に示す4つのポジションで、図9に示すように、対向する2組のプローブ (スタイラスは長さ50mm, 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。測定点の配置は、18点の等

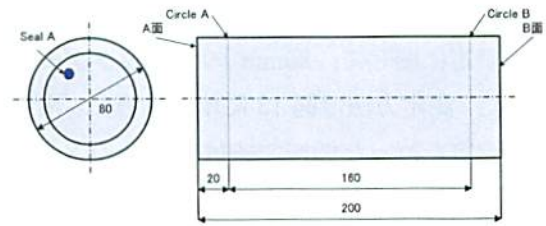


図7 円筒ゲージ

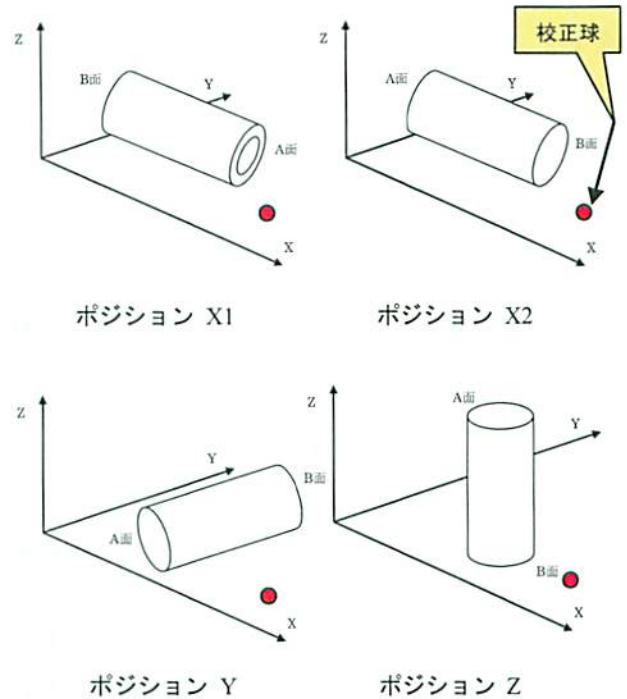


図8 円筒ゲージ測定における4つのポジション<sup>5)</sup>

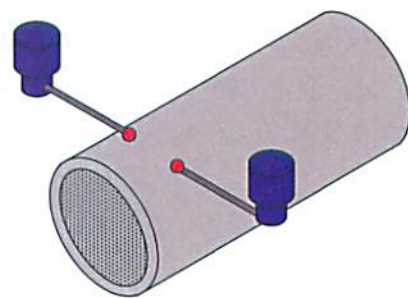


図9 円筒ゲージとプローブとの関係

間隔測定を行い、以下4°ずらして5回測定を行った<sup>5)</sup>。なお、使用した円筒ゲージの直径および真円度は、測長器 (OKM製 ULM 600) および真円度測定機 (TAYLOR HOBSON製 TALYROND 62) によって校正されたものを使用した。

**3.1.2 ブロックゲージの測定** 円筒ゲージの直径の測定に関して、80mm のブロックゲージを使用した。測定方法は図 13 に示すように、円筒ゲージの測定を行った領域で機械座標系の X, Y, Z 軸の各軸に沿ってゲージを配置し、測定を行った。測定は 1 ポジションにつき、繰り返し 20 回を 3 回行い、その平均値を 1 回の測定値とした<sup>6)</sup>。

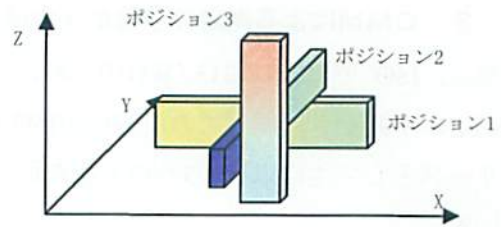


図 10 ブロックゲージの配置<sup>5)</sup>

**3.1.3 校正值と校正值の不確かさ** 寸法測定における校正值 ( $y_{corr}$ ) および不確かさ (U) は、各測定で得られた値の平均値  $\bar{y}$ 、ブロックゲージから得られた測定誤差  $E_L$  および各不確かさ要因 ( $u_{rep}$ ,  $u_{geo}$ ,  $u_{corr}$ ) から、以下の式によって求めた。

$$y_{corr} = \bar{y} - E_L \quad (8)$$

ここで、

$y_{corr}$  : 校正值

$\bar{y}$  : すべての測定値の平均値

$E_L$  : ブロックゲージ測定から得られた測定誤差

ISO15530-2 の手法による不確かさの算出 (あるワークを 1 回測定した場合の不確かさ算出) を行った。

$$U = k \times \sqrt{u_{rep}^2 + u_{geo}^2 + u_{corr}^2} \quad (9)$$

ここで、包含係数は 2 とした。

幾何偏差量校正における校正值 ( $y$ ) および不確かさ (U) は、測定で得られた値の平均値  $\bar{y}$  および各不確かさ要因 ( $u_{rep}$ ,  $u_{geo}$ ) から、以下の式によって求めた。

$$y_{corr} = \bar{y} \quad (10)$$

$$U = k \times \sqrt{u_{rep}^2 + u_{geo}^2} \quad (11)$$

ここで、包含係数は 2 とした<sup>6)</sup>。

## 3.2 測定結果

ISO15130-2 の手法によって得られた値 (以下、測定値) と測長器および真円度測定機によって校正された値 (以下、校正值) について En 数を用

表 4 使用するプローブ<sup>5)</sup>

| プローブ番号 | スタイラス方向 |
|--------|---------|
| P1     | -Z      |
| P2     | +X      |
| P3     | +Y      |
| P4     | -X      |
| P5     | -Y      |

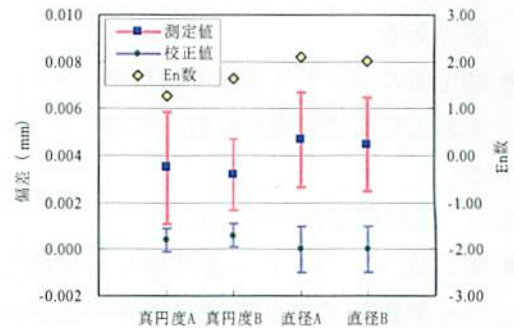


図 11 測定値と校正值との比較

いて比較した。En 数は式 (5) で定義され、 $-1 < En$  数  $< 1$  を満たせば測定値と校正值との値が不確かさの範囲内において整合するとみなされる。

$$En = \frac{\text{測定値} - \text{校正值}}{\sqrt{(\text{測定値の不確かさ})^2 + (\text{校正值の不確かさ})^2}} \quad (12)$$

測定値と拡張不確かさおよび校正值と拡張不確かさを図 11 に示す。また、校正值と測定値の結果を En 数によって評価した。これらの結果から、ISO15130-2 の手法によって求めた不確かさは、測長器および真円度測定機による校正值と不確かさに対して整合しないことがわかった<sup>8)</sup>。

## 3.3 プローブ補正誤差の考慮

前述の形状計測研究会の報告のとおり表 4 に示す 5 種類のプローブを用いて、マスタボールを(ミ

ツトヨ製 Φ20mm) 測定することで、マルチスタイラスの評価を行い、おのおののプローブに対する、位置誤差  $AL$ 、形状誤差  $AF$ 、サイズ誤差  $AS$  を求めた。測定点の配置は、マスタボール保持棒とスタイラスとの干渉を考慮した上で、JIS B7440-5 に従い、おのおののプローブで図 15 に示す 25 点の測定を行った<sup>6) 7) 9)</sup>。

直径測定においては、プローブ径の誤差  $E_D$  など を考慮し、校正値および不確かさを以下の式によって求めた。

$$y_{corr} = y - E_L - E_D \quad (13)$$

$$U = k \times \sqrt{u^2_{mp} + u^2_{gso} + u^2_{corr} + u^2_D} \quad (14)$$

ここで、包含係数は 2 とした<sup>6)</sup>。

真円度測定においては、プローブ補正に由来する不確かさを考慮し、以下の式によって求めた。

$$U = |AL| + |AS| + |AF| + k \times \sqrt{u^2_{mp} + u^2_{gso} + u^2_{corr} + u^2_D} \quad (15)$$

ここで、包含係数は 2 とした<sup>5)</sup>。

プローブ誤差補正を考慮した式によって、再度 En 数を評価した結果を図 13 に示す。この結果、ISO15130-2 の手法にマルチスタイラスの評価を加えたプローブ誤差補正を考慮することで、不確かさの過少評価を解消できることを確認した。

### 3.4 マルチスタイラス測定におけるプロービング誤差の検討

図 8 に示すようにプロービングシステムのパラメータ設定を行うための校正球の位置は不確かさの評価中変えていないので、校正球と円筒ゲージの circle A と circle B の位置関係 (Near or Far) は、ゲージ姿勢 (X1, X2, Y, Z) によって変わってくる。図 14 に校正球と 2 つの circle の位置関係の違いによる真円度の比較を示す。この図から、姿勢に関係なく校正球と位置関係が近い circle の真円度がよくなっていることが確認できる。これは、校正球と位置関係が離れるほどプロービング誤差である位置誤差  $AL$  と形状誤差  $AF$  が大きくなるた

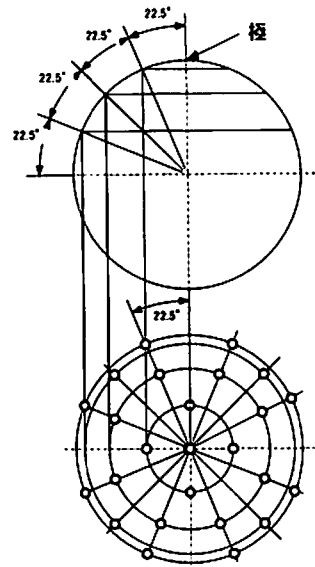


図 12 プロービングの目標点<sup>9)</sup>

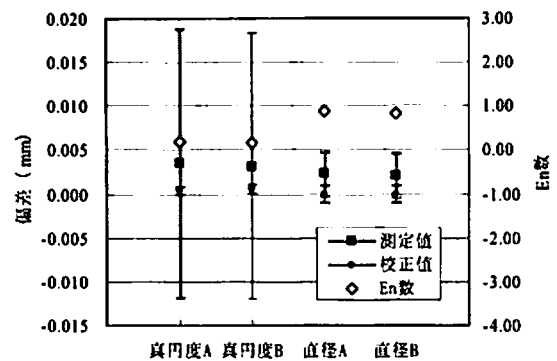


図 13 プローブ誤差補正の考慮後の測定値と校正値との比較

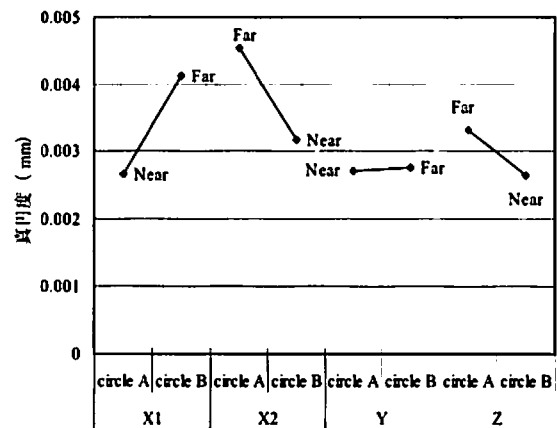


図 14 校正球と 2 つの circle の位置関係の違いによる真円度の比較

めだと考えられる。

測定定盤上の 3 つの位置 (右前, 左前, 中央) に校正球を設置し、それぞれ校正球の位置に対して表 5 に示す位置にマスタボールを 4 つ図 15 に示

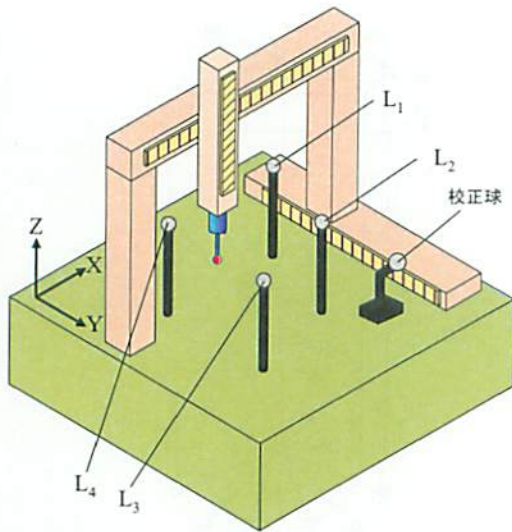


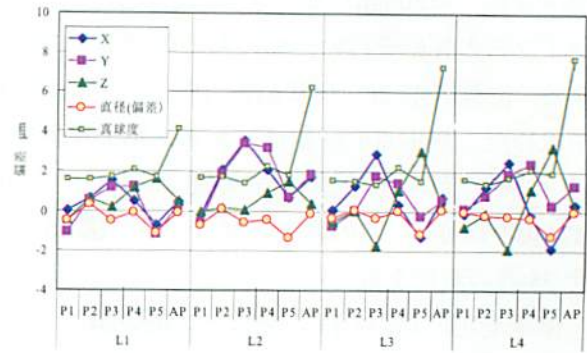
図 15 校正球とマスターボールとの位置関係

表 5 校正球に対するマスターボールの位置関係

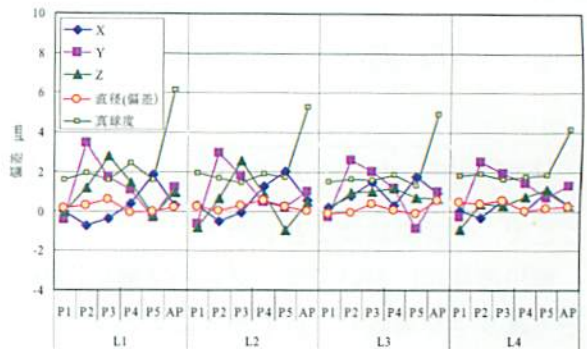
|                | 校正球に対するマスターボールの座標 |                |                 |
|----------------|-------------------|----------------|-----------------|
|                | 右前                | 左前             | 中央              |
| L <sub>1</sub> | -50, -450, 100    | 450, -450, 100 | 150, -250, 100  |
| L <sub>2</sub> | -130, -130, 100   | 450, -50, 100  | 150, 150, 100   |
| L <sub>3</sub> | -450, -50, 100    | 130, -130, 100 | -250, 150, 100  |
| L <sub>4</sub> | -450, -450, 100   | 50, -450, 100  | -250, -250, 100 |

すように配置した。また、前述と同様に表 3 に示す 5 種類のプローブを用いて、4 つのマスターボールを測定することで、マルチスタイラスの評価を行い、おのこののプローブに対する、位置誤差  $AL$ 、形状誤差  $AF$ 、サイズ誤差  $AS$  を求めた。測定点の配置は、マスターボール保持棒とスタイラスとの干渉を考慮した上で、JIS B7440-5 に従い、おのこののプローブで図 15 に示す 25 点の測定を行った<sup>6) 7) 9)</sup>。図 16 にマスチスタイラス測定における校正球とマスターボールとの位置関係とおのこののプローブに対するプロービング誤差との関係を示す。

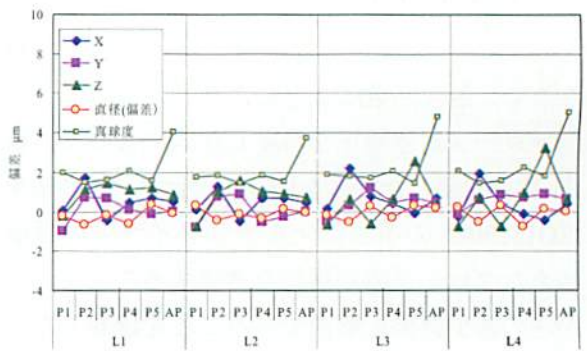
また、表 6 に校正球とマスターボールとの位置関係によるプロービング誤差である位置誤差  $AL$ 、形状誤差  $AF$ 、サイズ誤差  $AS$  の比較を示す。これらの結果から、サイズ誤差  $AS$  に関しては、校正球とマスターボールとの位置関係に関係なく  $1\mu\text{m}$  以下となった。これは、校正球によってプロービングシステムのパラメータ設定を行う時のスタイラス先端球の径測定の誤差が少なかったため、サイズ誤差  $AS$  が小さくなったと考えられる。これに対して位置誤差  $AL$  と形状誤差  $AF$  は、校正球とマスターボールとの位置関係によって変化しており、



(a) 校正球の位置：右前



(b) 校正球の位置：左前



(c) 校正球の位置：中央

図 16 校正球とマスターボールとの位置関係と各々のプローブに対するプロービング誤差との関係

表 6 校正球とマスターボールとの位置関係によるプロービング誤差の比較 ( $\mu\text{m}$ )

| 誤差             | 右前      |         |                | 左前      |         |                | 中央      |         |                |
|----------------|---------|---------|----------------|---------|---------|----------------|---------|---------|----------------|
|                | 位置 $AL$ | 形状 $AF$ | $\phi$ 寸' $AS$ | 位置 $AL$ | 形状 $AF$ | $\phi$ 寸' $AS$ | 位置 $AL$ | 形状 $AF$ | $\phi$ 寸' $AS$ |
| L <sub>1</sub> | 2.4     | 4.1     | -0.1           | 3.9     | 6.2     | 0.2            | 2.1     | 4.1     | 0              |
| L <sub>2</sub> | 4.0     | 6.2     | -0.1           | 3.6     | 5.3     | 0              | 2.4     | 3.7     | 0              |
| L <sub>3</sub> | 4.8     | 7.3     | 0.1            | 3.5     | 5.0     | 0.6            | 3.2     | 4.8     | 0.2            |
| L <sub>4</sub> | 5.2     | 7.7     | 0              | 2.8     | 4.2     | 0.3            | 4.0     | 4.9     | 0              |

校正球と4つのマスタボールとの位置関係が一番近くなる校正球を中央に設置した時に、右前および左前に設置した時に比べて、位置誤差  $AL$  と形状誤差  $AF$  が小さくなることがわかった。これは、プロービングシステムのパラメータ設定を行う時のおおのこのプローブに対する直角誤差と4つのマスタボールを測定する時のおおのこのプローブに対する直角誤差が異なっているため、位置誤差  $AL$  と形状誤差  $AF$  は、校正球とマスタボールとの位置関係によって変化し、校正球とマスタボールとの位置関係が近くなるほど小さくなるためだと考えられる。このことから、CMMの直角誤差は場所によって異なっており、その影響は、校正球と測定物との位置関係が近いほど有利であることがわかった<sup>10)</sup>。

#### 4. まとめ

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。温度測定誤差について、温度計の設置位置と温度精度について検討した。また、より温度精度の高い温度計を最適な位置に設置することにより、目盛誤差の変動を小さくできること、断熱材を使用することの有効性を確認した。さらに、CMMによる寸法、形状測定における不確かさの評価(ISO15530-2)を行い、測定に用いるプローブの補正誤差が測定結果に系統誤差として加わることを確認するとともに、マルチスタイル測定における校正球と測定物との位置関係とプロービング誤差(位置誤差、形状誤差、サイズ誤差)との関係について解析した。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倍率誤差と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倍率誤差と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) 温度補正に使用する温度計を最適な位置に

設置することおよび温度計の精度を上げることにより、目盛誤差の変動を小さくできることを確認した。

- (3) MBGに比べてCBGはワークの温度変化に影響されず、CMMの目盛誤差の評価が可能であることが確認できた。
- (4) 石定盤の上に断熱材を敷くことにより、石定盤の輻射熱の影響を抑えることができることを確認した。
- (5) 幾何偏差量校正においてはプローブ誤差補正を考慮する必要があることを指摘した。
- (6) マルチスタイル測定において、測定物と校正球の設置位置が離れるほどプロービング誤差である位置誤差  $AL$  と形状誤差  $AF$  が大きくなることを指摘した。

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、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。

#### 謝 辞

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借用し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(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(第2報)－直角誤差補正－，精密工学会誌，73(7)，2007，818。
- 4) 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(第3報)－目盛誤差による温度測定誤差を考慮した温度補正－，精密工学会誌，投稿中



- 5) 形状計測研究会：ISO 15530 ドラフト規格検証実験プロトコル Draft B-3
- 6) 形状計測研究会：ISO 15530-2, -6 アセスメント測定 Protocol (Final)
- 7) 佐藤理, 大澤尊光, 高辻利之：ISO 15530-2, 6 アセスメント持ち回り測定結果報告, 第 34 回計測分科会資料, 156.
- 8) 荻野健, 阿部誠：ISO 15530-2, 6 による校正の不確かさ評価方法についての考察, 第 34 回計測分科会資料, 142.
- 9) JIS B 7440-5 : 2003 (ISO 10360-5 : 2000 と同等) 「マルチスタイラス測定」
- 10) 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.

## (直線形体の評価点数と不確かさ)

### 1. 緒言

精密計測における形状計測の中で、三次元座標測定機を用いる座標計測の重要性が増加している。三次元測定機による計測では、被測定物を離散的に測定し、この得られた測定値(real feature)より、被測定物の形体(円・直線・面など)を最小二乗法により推定し、この推定された実際形体(associated feature)と測定値からの偏差の標準偏差を求め、この標準偏差を不確かさとし、測定値を意味ある値にする。以下、計算された標準偏差を不確かさと表記する。

ここでは、二次元の直線形体を複数の測定点で測定した場合の測定結果であるY切片・傾きと真直度を取り上げ、評価点数と測定結果の不確かさについて検討する。

これまで、直角定規を用い、直角度と評価点数の関係を検討してきた。その際、直角定規の基準軸(底面)の傾きが直角度に直接影響することから、この傾きのみをパラメータとし、評価点数との関係で検討した。したがって、直線形体の不確かさについては検討していない。そこで、今報告では、直線形体のY切片と傾き、更に幾何形状偏差である真直度を取り上げ、評価点数とそれぞれの値との関係について、不確かさを含めてシミュレーションにより検討する。また、評価点数の分布とパラメータの不確かさとの関係についても述べる。

### 2. 評価の方法

これまでの直角定規による直角度評価により基準軸(底面)の形状が評価点数に大きく影響することを確認してきた。

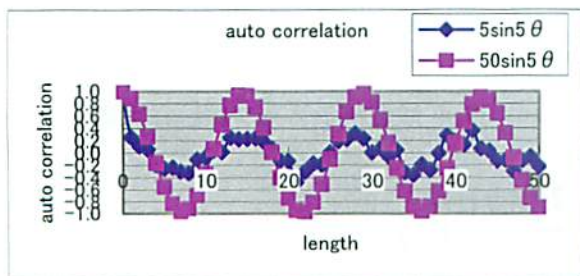


図1a) 直線形体  $\sin 5\theta$  の振幅5と50の自己相関関数

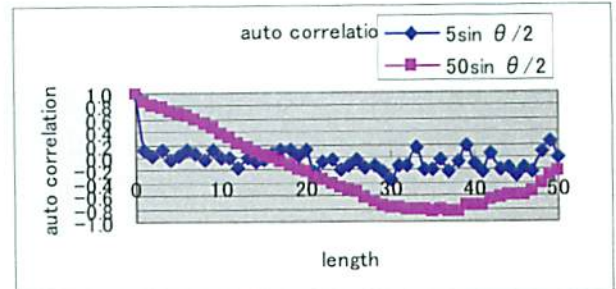


図1b) 直線形体  $\sin \theta/2$  の振幅5と50の自己相関関数

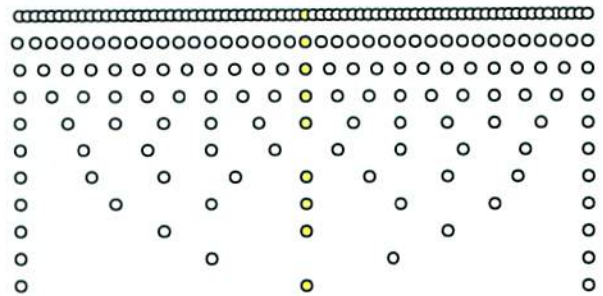


図2 評価点の均等分布パターン  
(上から73点から3点まで)

最適評価点数(コストパフォーマンスが良い)の選択に自己相関関数の相関の及ぶ長さを利用することを提案した。そこでまず、直線形体の傾きとY切片を評価項目とし、最適評価点数について再度検討する。次に、これら評価項目の不確かさについて評価点数との関係で検討し、最後に幾何形状偏差である真直度と、その不確かさについても評価点数と不確かさの関係で検討する。

評価に用いる直線形体のモデルとして、正弦波を取り上げる。この波形の振幅・波長を変え、この波形に標準偏差  $5\mu\text{m}$  を与えたデータ群を評価対象とする。

直線形体の評価点数と不確かさの関係については、高増らの最小二乗法を用いた詳しい報告がある。それには、測定誤差(1点測定の不確かさ・プロービング誤差)が決まると、直線のパラメータであるY切片の不確かさは評価点数の逆数と測定誤差の積で、傾きの不確かさは評価点位置の距離の二乗を評価点数ごとに加えた合計の逆数に測定誤差を掛けることで推定できることが示されている。したがって、上記二つの直線形体パラメータの不

確かさは直線形体の波形には無関係であることがわかる。ただし、評価点の分布は均等に配置されていることを仮定している。上記報告には真直度に関する評価点数と不確かさについては触れられていないので、この項目についても検討を加える。

### 3. 実際のモデル波形

直線形体の実際のモデルは正弦波で、これらの波形を0~72の73点で表わす。この正弦波に標準偏差  $5\mu\text{m}$  の正規乱数によりランダムに測定値を与える。このデータ群より左右両端を残し、その間を等間隔で間引くことにより、最大73点から最小3点まで評価点数を変化させる。振幅は5と  $50\mu\text{m}$  とし、波長は  $\theta/2 \sim 6\theta$  までとする。これらの直線形体を表現するデータ群より、それぞれの評価点数でのY切片・傾きの値を最小二乗法により求め、100組の測定値による平均と標準偏差を計算する。なお、真直度については、最小二乗直線を計算し、この最小二乗直線からの測定値の最大値と最小値の差をもって真直度と定義する。

### 4. 評価結果

#### 4.1 自己相関関数

図1に評価に使用した正弦波 ( $5\sin 5\theta$ ,  $50\sin 5\theta$ ,  $5\sin \theta/2$ ,  $50\sin \theta/2$ ) の正規化自己相関関数を示す。三角関数の自己相関関数は、原変動の振幅の2乗の1/2に等しい振幅を持ち、原変動と等しい周期を持った周期関数になる。したがって、評価に用いる正弦波の自己相関関数の振幅は変わるが、周期は変化しない。図1より振幅の小さい  $5\sin 5\theta$  と  $5\sin \theta/2$  の波形はランダム成分の大きさが影響し、相関の及ぶ幅の値が小さくなっているが、自己相関関数波形には周期成分の影響が現れている。したがって、相関の及ぶ長さ(相関長さ  $5\sin 5\theta=1$ ,  $50\sin 5\theta=3$ ,  $5\sin \theta/2=1$ ,  $50\sin \theta/2=11$ ) で比較すると、周波数が高い(波長が短い)直線形体の方が評価点数の減少に対して速やかに影響を受けることが推測される。

図2に等間隔に間引いたときのデータ点群の配置分布を示す。この評価点数の間引きにより、エイリアジング誤差(aliasing)が発生し、新たな、基本周期にない、見かけ上の周期関数が現われる

可能性が出てくる。エイリアジング誤差による影響を  $5\sin 5\theta$  の直線形体を用い評価点数と直線形体との関係で図3に示す。図3a)が評価点数の数が少ないことにより、原波形にない周期の波形が現われてくる様子を示している。図3b)は0~72の73点で表現した  $5\sin 5\theta$  の原波形が、評価点数0~12(13点)から0~2(3点)まで変化すると、どのような波形になるかを示したものである。図3b)より、評価点数により原波形と異なる評価波形に変化していくことがわかる。

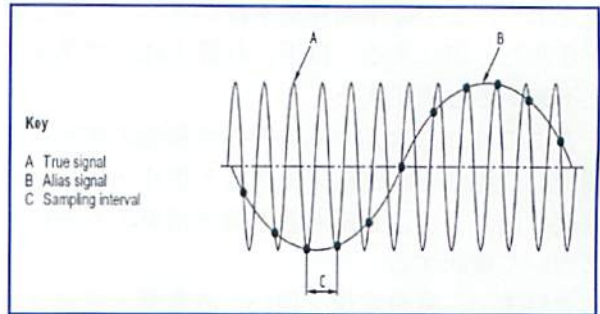


図3a) エイリアジングの影響

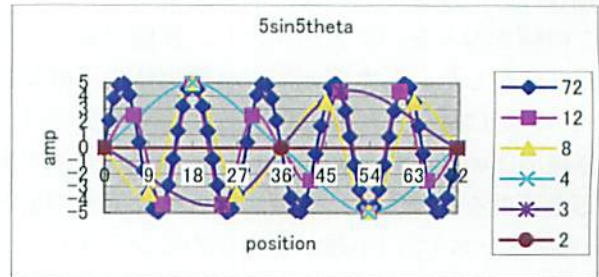


図3b)  $5\sin 5\theta$  でのエイリアジングの影響

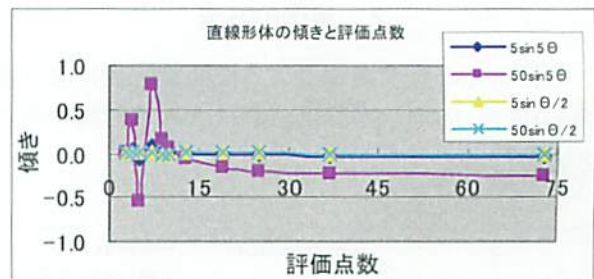


図4 傾きパラメータと評価点数

#### 4.2 傾き評価

図4, 5, 6, 7に傾き・Y切片の値と評価点数との関係、およびそれぞれの不確かさと評価点数との関係を示す。図4に  $5\sin \theta/2$ ,  $50\sin \theta/2$ ,  $5\sin 5$

$\theta$ ,  $50\sin 5\theta$  の直線形体モデルでの傾きと評価点数の関係を示す。図 4 より、周期成分の明確な  $50\sin\theta/2$  と、 $50\sin 5\theta$  での評価点数について検討すると、相関の及ぶ長さ（相関長さ）は  $50\sin 5\theta$  では右から 3 ドット目（2 トビ）の評価点数、 $50\sin\theta/2$  では左から 4 ドット目（11 トビ）の評価点数に相当する。図 4 より、それぞれの直線形体で、相関長さを超える（評価点数が少なくなる）と、全データ点での傾きの値から大きくずれてくることになる。

### 4.3 Y切片の評価

図 5 より、図 4 の傾きパラメータの値との関係と同様に、評価点数が相関長さを超えると、Y 切片の値も全データ点での値から大きくずれてくることになる。

### 4.4 傾きの不確かさ

図 6 より、評価点数が減少するにつれ、不確かさは大きくなっている。直線形体の形状、すなわち正弦波の振幅・波長が異なっているにもかかわらず、同一評価点数では標準偏差の値がすべての正弦波で同じ値になっていることがわかる。

### 4.5 Y切片の不確かさ

図 7 より、Y 切片の不確かさと評価点数との関係も傾き評価と同様の傾向を示し、評価点数の減少により、不確かさも増加するが、直線形体の形状には無関係であることがわかる。

以上の結果は、直線形体のパラメータである傾きと Y 切片のそれぞれの不確かさと評価点数の関係においては、直線形体の形状、すなわち、正弦波の振幅と波長、には無関係であり、測定誤差（この例では測定点の標準偏差である標準偏差  $5\mu\text{m}$ ）のみに共通して依存していることを示している。

### 4.6 傾きパラメータの不確かさと位置の関係

式 1 の関係が、観測方程式、正規方程式、最小二乗解の間にある。パラメータを直線の Y 切片と傾き ( $p_1$  および  $p_2$ ) とする。観測方程式(式 1)は  $d = p_1 + p_2 x$  となる。n 個の測定点  $t_1(x_1, y_1) \sim t_n(x_n, y_n)$  よりヤコビ行列(式 2)を作る。次に、パラメー

タの誤差行列(式 3)を求める。測定点の位置を  $-0.5D \sim 0.5D$  (長さを  $1D$  として、左右対称に表現するため)の範囲に原点に、左右対称にとり、測定点に相関がなく、測定誤差の分散を  $\sigma_0^2$  と仮定する。式 3 より、直線の Y 切片の不確かさ ( $\sigma_{p_1}$ ) は、n の逆数で決まり、傾きの不確かさ ( $\sigma_{p_2}$ ) は  $x^2$  の和の逆数で決まることがわかる。上記のことを傾き・Y 切片のシミュレーション結果が証明していることになる。

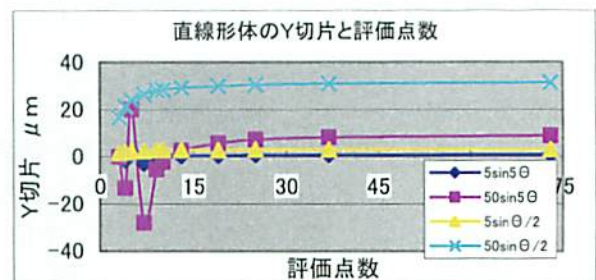


図 5 Y切片パラメータと評価点数

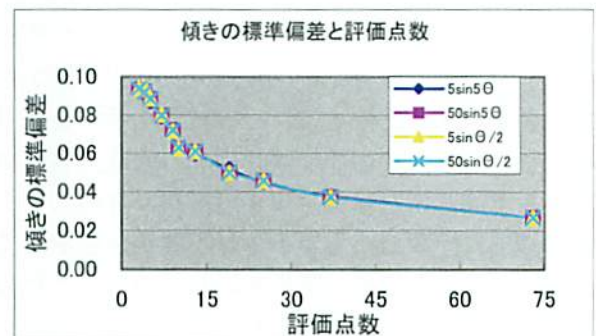


図 6 傾きパラメータの標準偏差と評価点数

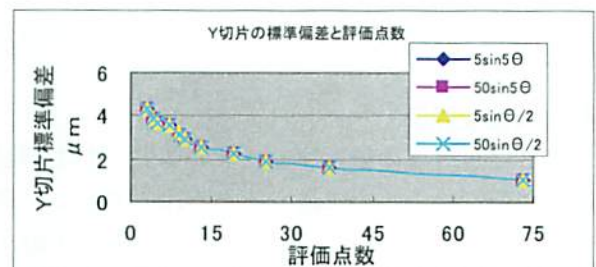


図 7 Y切片パラメータの標準偏差と評価点数

次に評価点数の配置位置、および評価点の数について検討する。上記の式 3 は、評価点の数  $n$  が

大きいほど直線のY切片の不確かさは小さくなり、xの二乗和が大きいほど直線の傾きの不確かさは小さくなることを示している。nは測定点数なので、同じ測定点数では、xの絶対値が大きい、つまり外側に測定点を取るほど直線の傾きの不確かさは小さくなる。例えば測定点が10点の場合、10点を等間隔に取った場合と5点ずつを左右の端に取った場合では、直線のY切片の不確かさはどちらも $\sigma_0/\sqrt{n}$ となるが、直線の傾きの不確かさは、前者では $0.99\sigma_0/D$ となり、後者で $0.63\sigma_0/D$ となり、前者の不確かさは後者より57%ほど大きくなっている。この直線の傾き不確かさと測定点の配置位置の関係について、確認実験を行った。

評価手法は以下のようになる。測定誤差を標準偏差 $5\mu\text{m}$ とし、測定位置 $x_n$ ( $n=1\sim 10$ )を-5から+5までを等間隔に9分割し、10点とする。次に、 $y_n$ ( $n=1\sim 10$ )を平均0、標準偏差 $5\mu\text{m}$ の正規乱数関数により10個与える。一方 $x_n$ ( $n=1\sim 10$ )を-5、を5個と、+5を5個とし、それぞれの位置のyの値を正規乱数関数により10個与える。これを一組とし、10組のデータ点群よりそれぞれの傾きを求める。これより得られる10組の値から標準偏差を求め比較する。その結果を示すと表1のようになり、Y切片では評価点の配置分布にかかわらず同じ値を示し、傾きの不確かさの大きさは両端部に配置した方が小さな不確かさを示しており、理論値と同様の関係を示している。ただし両者の比はかなり大きな値を示している。しかし、標本数を100個まで増やすと、両端配置に比べ均等配置が61%増加となり、理論値と近くなっている。なお、この両端配置のパターンを利用して、直角定規の直角度を評価している検査機関がある。

#### 4.7 真直度評価

図8に真直度の値と評価点数の関係、および振幅の影響を除くために最大値との比で表わした真直度と評価点数の関係で、図9に真直度の不確かさと評価点数の関係を示す。

図8a)からわかるように、真直度の値が、振幅の大きさにより異なるので、図8b)真直度の比と評価点数の関係より検討する。図8b)より、評価点数が減少することにより、真直度の値も減少し

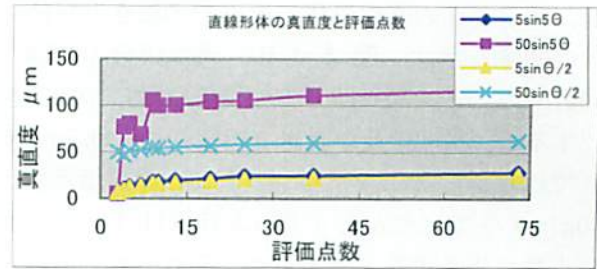


図8a) 真直度と評価点数

表1 Y=X+1の直線形体の評価点分布と標準偏差 (単位 mm)

| 評価点数 | 傾き       |          | Y切片      |          |
|------|----------|----------|----------|----------|
|      | 均等配置     | 両端配置     | 均等配置     | 両端配置     |
| 1st  | 1.00703  | 1.00482  | 1.00253  | 1.00253  |
| 2nd  | 1.00642  | 1.00350  | 0.99861  | 0.99861  |
| 3rd  | 1.00292  | 1.00122  | 0.99867  | 0.99867  |
| 4th  | 0.98911  | 0.99702  | 0.99955  | 0.99955  |
| 5th  | 0.99110  | 0.99598  | 1.00105  | 1.00105  |
| 6th  | 1.00256  | 0.99958  | 0.99947  | 0.99947  |
| 7th  | 1.00391  | 1.00356  | 0.99718  | 0.99718  |
| 8th  | 1.00479  | 1.00118  | 1.00025  | 1.00025  |
| 9th  | 0.99533  | 0.99644  | 0.99938  | 0.99938  |
| 10th | 1.00291  | 0.99952  | 1.00104  | 1.00104  |
| 標準偏差 | 0.006396 | 0.003133 | 0.001514 | 0.001514 |

$$\begin{aligned}
 \text{観測方程式: } & \mathbf{d} = \mathbf{A}\mathbf{p} \\
 \text{正規方程式: } & \tilde{\mathbf{A}}\mathbf{S}^{-1}\mathbf{A}\mathbf{p} = \tilde{\mathbf{A}}\mathbf{S}^{-1}\mathbf{d} \\
 \text{最小二乗解: } & \mathbf{p} = (\tilde{\mathbf{A}}\mathbf{S}^{-1}\mathbf{A})^{-1}\tilde{\mathbf{A}}\mathbf{S}^{-1}\mathbf{d}
 \end{aligned}
 \left. \begin{array}{l} \\ \\ \\ \end{array} \right\} \begin{array}{l} \mathbf{A}: \text{ヤコビ行列} \\ \mathbf{D}: \text{測定値ベクトル} \\ \mathbf{P}: \text{パラメータベクトル} \\ \mathbf{S}: \text{測定値の誤差行列} \end{array}$$

式1

$$\mathbf{A} = \begin{pmatrix} 1 & x_1 \\ \vdots & \vdots \\ 1 & x_n \end{pmatrix}$$

式2

$$\tilde{\mathbf{A}}\mathbf{S}^{-1}\mathbf{A} = \frac{1}{\sigma_0^2} \begin{pmatrix} n & \Sigma x_i \\ \Sigma x_i & \Sigma x_i^2 \end{pmatrix} = \frac{1}{\sigma_0^2} \begin{pmatrix} n & 0 \\ 0 & \Sigma x_i^2 \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{S}_p = \begin{pmatrix} \sigma_0^2 & \\ & \sigma_0^2 \end{pmatrix} = (\tilde{\mathbf{A}}\mathbf{S}^{-1}\mathbf{A})^{-1} = \sigma_0^2 \begin{pmatrix} \frac{1}{n} & 0 \\ 0 & \frac{1}{\Sigma x_i^2} \end{pmatrix} \quad \text{式3}$$

ていく様子がわかる。振幅が $5\mu\text{m}$ の波長の異なる直線では $\sin 5\theta$ 、 $\sin \theta/2$ とも、ほぼ同様の変化

傾向を示し、評価点数が減少するにつれて真直度の値も変化している。一方、 $50\mu\text{m}$ の振幅の波形では波長の短い  $\sin 5\theta$  の方が変化の大きいことがわかる。ただし、評価点数の減らし方が、均等分布であること、および両端の2点を固定したために、エイリアジング(aliasing)の影響が発生し、元の波形と異なる周期が現われるため、評価点数と真直度との値の変化がスムーズになっていない。そのため、評価点数選択のための指標としての自己相関による相関長さを用いる利点はそれほど明らかには現われていない。次に図9より評価点数と真直度の不確かさの関係を調べる。評価対象波形の周期性のために、評価点数により、不確かさが大きく変化しているため、評価点数と不確かさの関係がよくわからないが、評価点数が少なくなると、標準偏差も大きくなる傾向が見られる。なお、図9中の左端になる評価点数3(両端と中央の位置)での  $\sin 5\theta$  の不確かさは振幅0の波形となり、したがって、元の波形に与えたバラツキの大きさのみが影響するので、小さな不確かさになっている。

#### 4.8 評価点数と真直度の不確かさ

高増らの、直線形体を二次元空間内の  $x$  軸方向に評価点を等間隔に取り、 $y=0$  の長さ  $a$  の直線に対し、平均0、標準偏差1の確率密度関数  $p(y)$  で表現される表面の凹凸形状についての報告がある。この直線形体を  $x$  軸に平行な2本の直線で挟んだ凹凸形状の幅が真直度に相当する。この報告では、横方向の情報は関係なく、確率密度関数のみで検討されているため、 $n$  個の評価点を大きい順に並替えたときの一番大きい点と一番小さい点の分布から、それぞれの平均値と不確かさが求められることになる。図10は確率密度関数が平均0、標準偏差1の正規分布で評価点数5のときの順位1から順位5の各評価点の分布  $p_1(y) \sim p_5(y)$  を示している。

図10からわかるように、正規分布の場合は  $n$  が無限の場合、正規分布の裾野が無限大に分布するため、真直度も無限となる。ただし、この報告の前提からわかるように、評価点のそれぞれが一番大きい点、あるいは一番小さい点になれること

になっている。

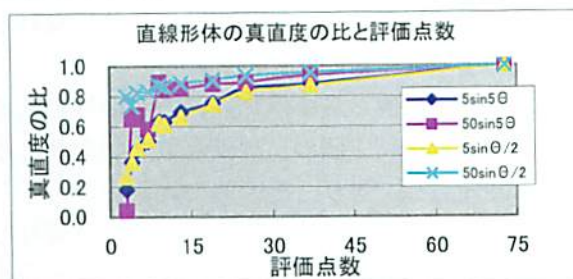


図 8b) 真直度の比と評価点数

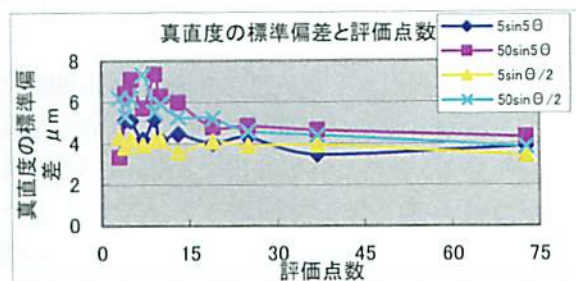


図 9 真直度の標準偏差と評価点数

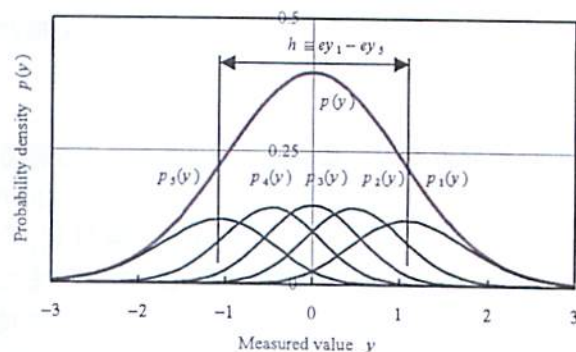


図 10 probability density  $p_1(y) - p_5(y)$  of each order of measured points by normal distribution function

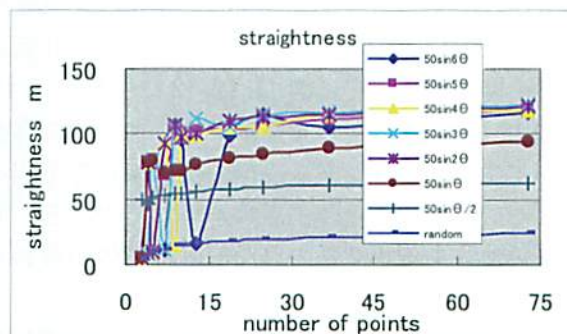


図 11 真直度と評価点数

一方、今報告のモデル形体では、ある振幅を持っているため、最大値、あるいは最小値になれる可能性のまったくない評価点がある。

そして、最大値と最小値になれる可能性のある評価点がそれぞれ1個の、評価点数2が取りえる最小の評価点数であり、その他の評価点がいくらあろうと、その直線形体の真直度の値には寄与しないことが考えられる。したがって、最大・最小の評価点の分布を不確かさの値とすると、上記の場合には評価点数は真直度の不確かさの値とは無関係となるものと思われる。

そこで、評価点数と真直度の不確かさの関係について、振幅・波長の影響を検討するため、振幅と波長を変え、さらに基本波形に振幅0(バラツキのみが影響する)の波形を加えることにする。また、評価点数選択の方法の影響を考慮するため、均等分布の仮定を捨て、評価領域の分割数を評価点数と等しくし、この分割領域内の任意の1点(ランダムに)をとり、原波形の周期性を相殺するようにして選ばれた評価点数での不確かさについても検討する。

**4.8.1 均等分布の評価点数** 波長による影響を検討するため、振幅を50とし、波長を $\theta/2 \sim 6\theta$ まで変化させた直線形体の真直度を図11に、その不確かさと評価点数の関係を図12に示す。また、図13に振幅のみによる影響を検討するため、波長を $5\theta$ とし、振幅のみを5, 50, 100, 1000, 100000としたときの直線形体の真直度の不確かさと評価点数の関係を示す。これら直線形体の評価点数に対する影響を確認するため、振幅0、すなわち、傾き0の直線に標準偏差 $5\mu\text{m}$ のバラツキを乗せた波形(以下ランダム波形という)の真直度と評価点数との関係をそれぞれ図11, 12, 13に併せて示す。

図12より、すべての波長による直線形体の真直度の不確かさがランダム波形の標準偏差を下回っていないこと、また評価点数が少なくなると、同じ標準偏差を示す波長の異なる直線形体が現われていることがわかる。

この理由は評価点数が減ることにより、波長の異なっている直線形体も同一の評価点位置を取らためである。例えば評価点数3点では、波長 $\theta/2$

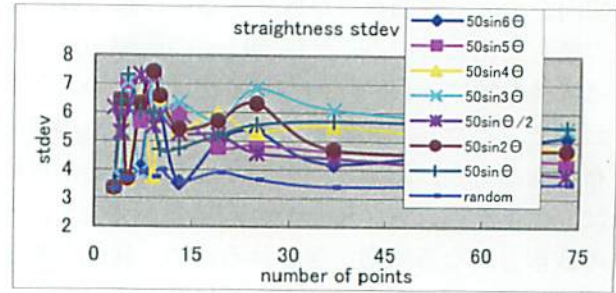


図12 真直度の標準偏差と評価点数

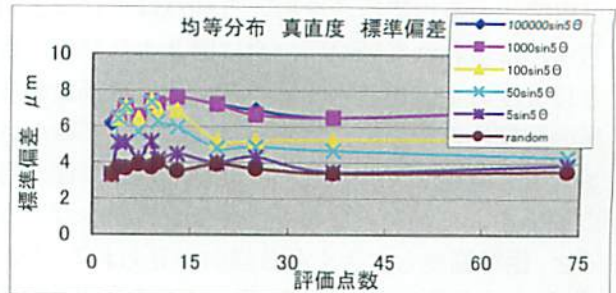


図13 真直度の標準偏差と評価点数

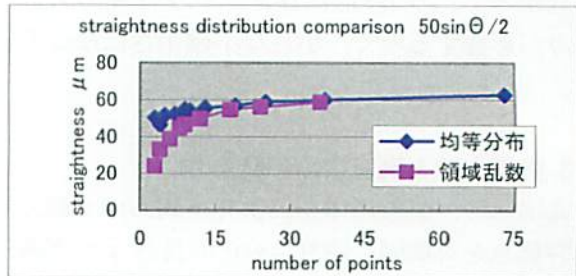


図14a) 真直度と評価点数の評価点分布比較

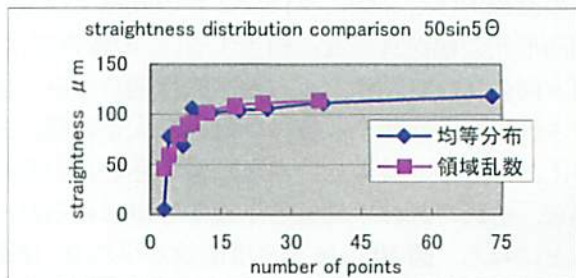


図14b) 真直度と評価点数の評価点分布比較

を除くすべての直線形体は傾き0(基本波)を示し、5個の評価点数では波長 $3\theta$ と $5\theta$ が同じ評価点位置を取っている。この関係は図11の真直度と評価点数の関係にも同様に現われている。これらの結果から正弦波の真直度の不確かさは波長と

無関係(特に最大・最小値を取る点を多く有する直線形体では)であることがわかる。

図13の振幅を変数とした関係から、振幅が大きくなるにつれて、真直度の不確かさも大きくなっているが、評価点数が少なくなると、振幅5以外は同じ不確かさを示している評価点数がある。

真直度の値は当然、振幅の大きさに比例することから、真直度の不確かさが同じ値になるためには直線形体の最大値と最小値が特異的に決まっている、つまり最大値、あるいは最小値になりうる次候補との間隔が離れていること、ためと考えられる。したがって、評価点数が少なくなれば最大値、あるいは最小値になりうる候補が少なくなり、その位置での値のバラツキのみに依存するため、振幅の大きさにかかわらず真直度の標準偏差が一定の値になるものと思われる。また、図13からわかるように、不確かさの存在する範囲は、傾き0での不確かさの値から、最大・最小を占める評価点それぞれ1個の分布で決まる、評価点の標準偏差(測定誤差)の $\sqrt{2}$ 倍(7.07)の値との間になることがわかる。最大・最小を占める評価点2での1000組のデータにより得られた不確かさの値は7.3となり、図13の最大不確かさ7.6とほぼ同様の値となっていることがわかる。

以上の波長・振幅の効果を検討した結果、真直度の不確かさは、評価点数が多い場合には、振幅の大きさに比例するが、波長にはあまり影響がないといえる。

**4.8.2 不均等分布の評価点数による影響** 評価点数を均等にとることによる新たな見掛けの周期関数が出現し、直線形体のパラメータに影響が現れている。そのため、ここからは評価点選択を不均等分布とする。評価点を不均等にするため、次の方法を取る。

直線形体を評価点数で均等分割する。そして分割された領域内から任意の一点を乱数表を用いランダムに選択する。したがって、分割された領域分、すなわち評価点数分の評価点位置が選択される。具体的には、評価点数は最大36点、最小3点となる。その内訳は最大36点の場合、直線形体が36個の領域に分割され、その領域内にある測定

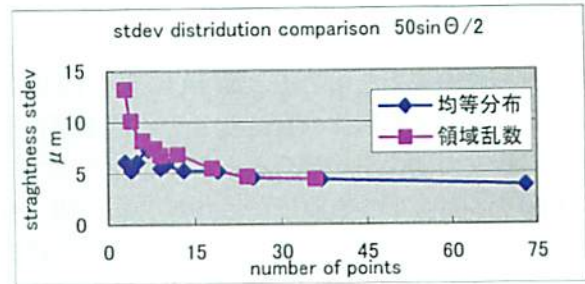


図14c) 真直度の標準偏差と評価点数の評価点分布比較

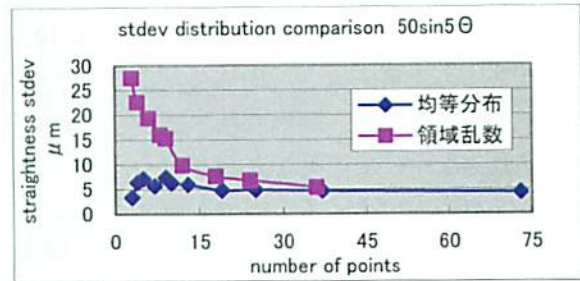


図14d) 真直度の標準偏差と評価点数の評価点分布比較

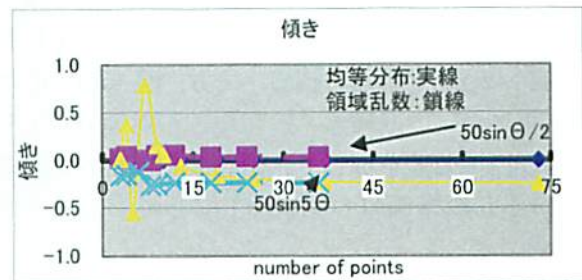


図15a) 傾きパラメータと評価点数の評価点分布比較

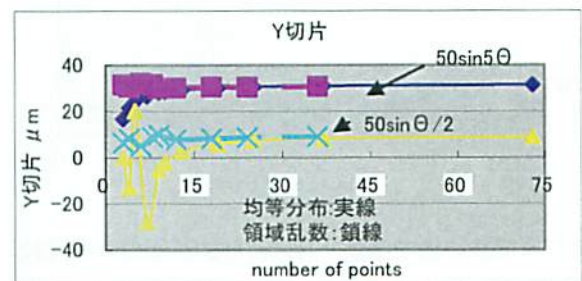


図15b) Y切片パラメータと評価点数の評価点分布比較

点の数は2個となる。また最小評価点の3点の場合には、分割された領域内には24個の測定点が含まれることになる。ただし、全評価点数が73個のため、最終領域(例えば最大評価点数36の三番目の領域)のみ、その領域内の測定点の数は1個増え



ている(したがって、この場合は3個)。このようにして得られたデータ群より真直度、傾き、Y切片の値と標準偏差を求める。図14に $50\sin 5\theta$ と $50\sin \theta/2$ の直線形体の真直度とその標準偏差を評価点数との関係を均等分布と対比させて示す。図14a)の $50\sin \theta/2$ 真直度では均等分布の値より小さくなっているが、評価点数の減少につれ連続的に小さくなっている。他方、図14b)の $50\sin 5\theta$ ではほぼ均等分布の値を連続的に補間した、なだらかな変化傾向を示している。これら直線形体の真直度の不確かさを図14c), d)に示す。図14c), d)より二つの直線形体とも均等分布より標準偏差が大きくなっており、評価点数の減少につれ大きな標準偏差を示していることがわかる。

最後に不均等分布による影響を確認するため、 $50\sin 5\theta$ 、 $50\sin \theta/2$ の直線形体について、傾き・Y切片の値と標準偏差の評価点数との関係を図15に示す。図15a)の傾きと評価点数の関係からわかるように、不均等分布の方が評価点数に対し滑らかに変動していることがわかる。図15b)のY切片も同様の傾向が認められる。一方、図15c), d)標準偏差については傾き・Y切片とも均等分布より大きな標準偏差を示し、評価点数12個(左から5個目)から標準偏差の値が急上昇していることがわかる。

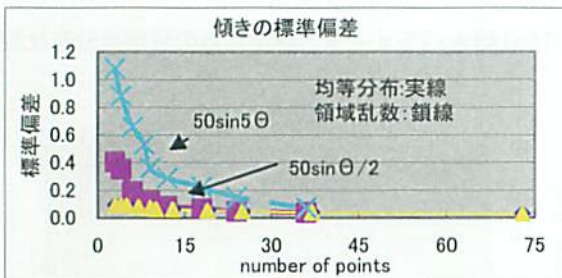


図15c)傾きの標準偏差と評価点数の評価点分布比較

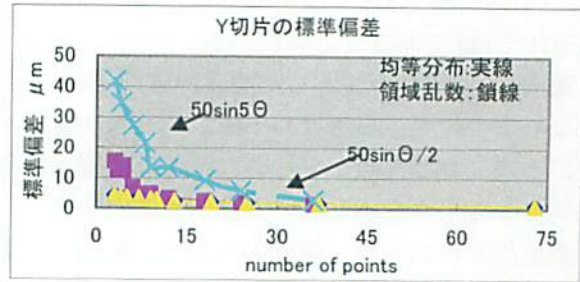


図15d)Y切片の標準偏差と評価点数の評価点分布比較

## 5. 結 言

コストパフォーマンスの良い、最適評価点数と直線形体のパラメータ、そして直線形体の幾何形状偏差である真直度との関係を検討してきた。これまでの結果をまとめると、次のようになる。

- 1) 評価点数は被測定物形状の周期成分に影響される。
- 2) 傾き・Y切片の値と評価点数との関係においては、評価点数選択の指標として、相関の及ぶ幅を用いると良い。
- 3) 傾き・Y切片の不確かさは直線形体の形状には無関係で、測定誤差(プロービング誤差)に依存する。
- 4) 同一評価点数でも評価点配置が傾きの標準偏差に影響する。
- 5) 真直度の値は直線形体の波長よりは振幅の影響が大きい。
- 6) 真直度の不確かさは最大値・最小値になりうる評価点の分布に依存し、最大の不確かさ値は測定誤差(プロービング誤差)の $\sqrt{2}$ 倍に近づく。
- 7) 均等分布のほうが不均等分布より小さな不確かさを示す。したがって、直線形体の傾き・y切片・真直度のすべてについて、評価点数は均等に配置するのが得策である。

## 参考文献

- 1) 高増潔, 郭必偉, 古谷涼秋, 大園成夫: 最小領域法の座標計測における統計的評価, 精密工学会誌, 64, 4 (1998) 557.
- 2) 高増潔, 郭必偉, 古谷涼秋, 大園成夫: 形体計測の基本概念, 精密工学会誌, 64, 1 (1998) 94.
- 3) 高増潔, 阿部誠, 古谷涼秋, 大園成夫: 形体計

測における不確かさの見積り (第1報) -校正作業で生じる系統誤差の寄与-, 精密工学会誌, 67, 1 (2001) 91

- 4) 高増潔, 古谷涼秋, 大園成夫: 座標計測における形体パラメータの信頼性, 精密工学会誌, 63, 11 (1997) 1997.
- 5) 高増潔, 野坂健一郎, 阿部 誠, 古谷涼秋, 大園成夫: 形体計測における不確かさの見積り (第2報) -円形体の計測における形状偏差の寄与-, 精密工学会誌, 69, 5 (2003) 69

## (真円度測定機)

### 1. 結 言

真円度測定機の性能維持のための倍率校正用標準 (拡大倍率の相対誤差を求める。) には, 次の3種の方法が真円度測定機 JIS B7451:1997 規格に採用されている。

- 1) は複数のブロックゲージにより段差を作り, この段差を評価する方法,
- 2) は縮小機構を有する倍率校正器を用い, 静的な変位を与える方法,
- 3) が切欠き標準 (Flick standard) と呼ばれる校正用標準を用いる方法である。

校正の方法からわかるように, 1) と 3) は測定機を回転させながら段差・切欠き深さを求め, それぞれの呼称値と比較することになる。これらの評価方法の採用は真円度測定機製造業者によりそれぞれ異なっている。現在, 最も多く採用されている倍率校正方法は 2) と 3) のようである。図1にブロックゲージによる評価状況を, 図2に切欠き標準の評価状況を示す。

ここでは, 当所で採用しているスピンドル回転型の真円度測定機の倍率校正用標準である切欠き標準を取り上げる。この切欠き標準の最適な仕様 (径・切欠き深さなど) を決定することを最終目標としている。そのため, 現在一般的に広く使用されているテーブル回転式真円度測定機を試作した。

今年度テーブル回転式真円度測定機を真円度倍率校正器試験機として, 試作したので, その測定機の性能について述べ, 今後 3) の切欠き標準を校正するために必要な情報を得るための準備作業に

ついて述べる。

### 2. 現 状

まず, JIS B7451 で採用されている, 切欠き標準に関する現状について述べる。この切欠き標準としては, 切欠き深さの異なる2個が供給されている。(1個の企業もある。) 以前は切欠き深さが  $3\mu\text{m}$  と  $12\mu\text{m}$  程度のものであったが, 現在は  $20\mu\text{m}$  と  $300\mu\text{m}$  程度に変わってきている。また, 切欠き

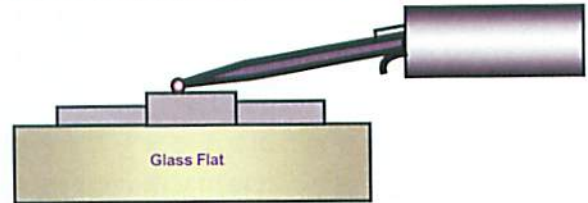


図1 ブロックゲージによる倍率校正

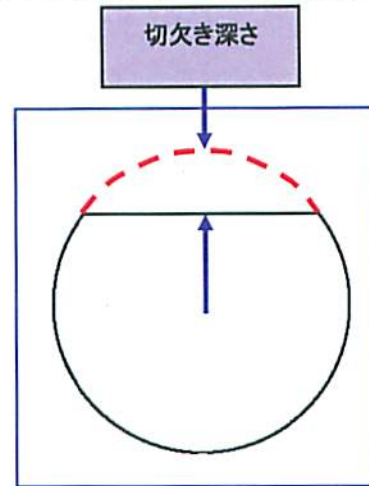


図2 a) 切欠き標準の形状



図2 b) 切欠き標準の測定状況

標準の切欠き部を構成している円筒の直径も19mmから44mmへと拡大してきている。さらに、切欠き深さの評価方法も、フィルタが1~500山から1~150山へと、また最小二乗法や外接円法などの異なる評価方法が採用されており、そして、現在は形状と表面粗さを同時に評価できる形状測定機(フォームタリサーフ)により切欠き深さが評価されているといわれている。

特に、形状測定機による切欠き評価では評価領域が狭いため、被測定物の部分円による評価となっている。したがって、円筒部の円形体形状が大きく評価値に影響するものと思われる。

なお、倍率校正は既知の切欠き深さを有する切欠き標準を測定機で測り、外接円基準で真円度を評価する。このときの評価値と既知の標準値との比により倍率校正の値を代入する方法をとっている。したがって、切欠き部を含んだ真円度評価値には円形状の形状偏差の影響も含まれている。

このように倍率校正作業に切欠き標準の形状偏差が影響することから、前年度の報告で形状偏差の影響の少ない、切欠き深さを評価する新手法を提案した。

市販されている切欠き標準の寸法や不確かさを示すと、表1、表2のようになり、各社で不確かさの表示方法が異なっていること、および、標準の寸法もいろいろあることがわかる。

表1 切欠き標準の不確かさ

| 品名 | 表示値 | 不確かさ  |
|----|-----|-------|
| A  | 15  | ±1.5% |
| B  | 20  | ±1 μm |

表2 市販切欠き標準の種類

| 切欠き深さ   | 直径    | 切欠き部幅  | 切欠き領域 |
|---------|-------|--------|-------|
| 300 μm  | 44 mm | 7.2 mm | 18.5° |
| 20 μm   | 44 mm | 1.9 mm | 4.7°  |
| 15 μm   | 19 mm | 1.1 mm | 6.5°  |
| * 12 μm | 19 mm | 1.0 mm | 5.7°  |
| * 3 μm  | 19 mm | 0.5 mm | 2.9°  |

\* 現在使用されていない切欠き標準

切欠き標準の径が大きくなり、かつ切欠き深さが大きくなっている理由については不明であるが、切欠き深さを評価する測定機の性能が同じであれば、切欠き深さが大きくなれば、相対的に測定精度(測定不確かさ)が小さくなることを狙ったものと思われる。なお、現在では被測定物の寸法が大きくなり、評価点数(円周方向)の増大と回転速度の低速化の方向にある。

### 3. 目的

テーブル回転型真円度測定機を倍率校正標準(切欠き標準片)の値付けに使用する目的で、試作した。主な仕様を表3に示す。

この報告では、回転精度ではなく、主に検出器の性能について調べた。

以下、測定機の性能について報告する。

表3 真円度測定機の主要な仕様

|          |                        |
|----------|------------------------|
| 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) μm 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                  |
| 心出し調整範囲  | ±2mm                   |
| 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(10gf)以内可変        |

### 4. 結果

#### 4.1 温度変動

図3に測定機の外観を示す。図3よりわかるように、測定機はアクリル樹脂製のカバーに覆われている。したがって、カバー内はほぼ密閉に近い状態のため、制御部からの発熱により、温度上昇が見込まれる。そこで、電源投入からの温度変化を記録する。

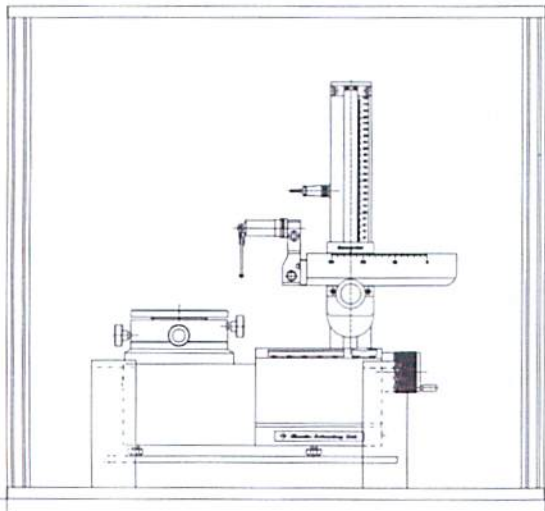


図3 真円度測定機の外観模式図

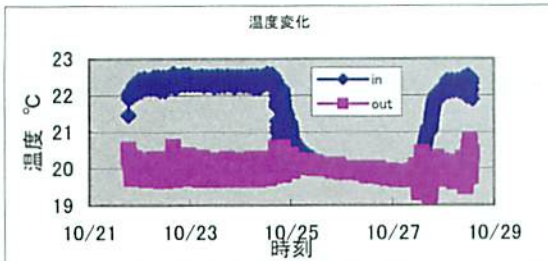


図4a) 装置内・外の長期温度変化

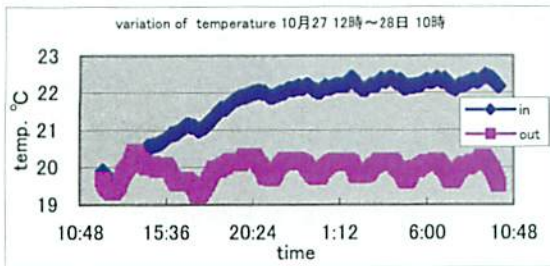


図4b) 装置内・外の短期温度変化 a)の後半部分

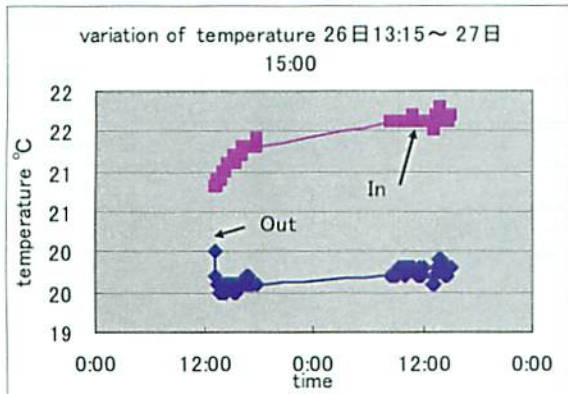


図5a) 測定環境の温度変化

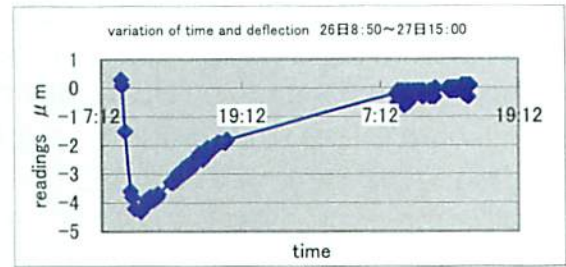


図5b) センサ出力の時系列データ

図4は回転テーブル上に0.1°Cヨミ温度計をほぼ同一高さになるようにカバーの内・外に設置し、時系列で評価したものである。図4a)が長期、図4b)が短期の温度変化を記録したものである。図4b)よりカバー内の温度は、電源投入後約10時間でほぼ一定の温度に達していることがわかる。したがって、測定一日前に電源を投入すべきことがわかる。ただし、評価用試料セッティングのためにはカバーを解放する必要がある。この温度変動により、検出器を支持しているZ方向移動用のコラムが傾く(被測定物に対して相対的に)ことが予想される。

そこで、回転テーブル上に被測定物を回転軸心にセットし、この状態で検出器を被測定物に接触させておき、その出力を温度とともに記録した。図5a)が測定機内・外の温度変化、図5b)が接触子よりの変位出力である。8時50分に測定機の電源が投入され、この時刻よりセンサ出力を、温度測定結果は遅れて13時15分より記録されている。図5b)より、コラムの傾き(マイナス方向がコラムと被測定物の間隔が広がる方向)は、電源投入後直ちに発生し、1.5時間後には傾き方向を反転させている。記録データの途中が抜けているため正確にはわからないが、温度・センサの変動傾向から、1日程度の準備時間は必要と思われる。なお、測定に必要な時間は回転数からわかるように、最大(1回転/分)で60秒であるが、一般的には6rpmの10秒である。

#### 4.2 空気圧の変動

次に、測定機に供給される空気圧の変動による影響について検討した。図5b)からもセンサの変位が周期的に変動している様子がおぼろげながら

わかる。そこで、図6に図5b)の後半部分を拡大して表示した。評価を5分間隔で記録したため、検出の精度にムラがあるものの、約20分間隔で、センサ出力が変化している様子がわかる。変化の時間は約1分弱ほど続き、 $0.5\mu\text{m}$ の変化を示し、元に戻る。また、これに連動して、空気圧(0.2~0.3気圧)も低くなっていることを確認した。したがって、正確を期す必要のある測定には、予備の蓄圧タンクの設置が望まれる。

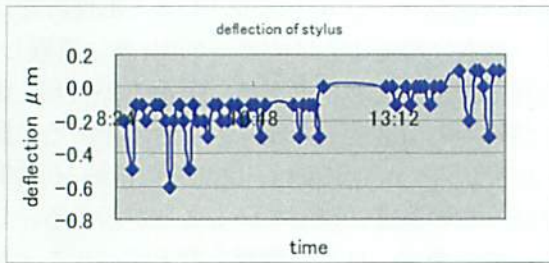


図6 センサ出力の変動 図5b)の後半部分を拡大

#### 4.3 回転数の影響

最後に切欠き標準を用いて、センサの応答性について検討した。被測定物として、円筒の直径 $40\cdot5\text{mm}$ で、それぞれの切欠き深さが $40\cdot20\mu\text{m}$ のジルコニア製の切欠き標準を用いた。評価条件は1~500山、2CRフィルタ、最小二乗円とし、2分間隔に30回の測定を1セットとし、反復2で行なった。変動因子を回転数とした。評価項目は切欠き部を有する円筒形体の真円度とした。表4に各測定条件での測定速さを示す。表4からわかるように、測定速さで見ると、直径40mmと直径5mmでは同じ回転数で比較すると、8倍程度の差となり、直径40mmの1rpm(回転数1)が直径5mmの8rpm(回転数8)と同じ速さになる。また、データ点間隔(サンプリング間隔)が約8倍も異なっていることがわかる。図7に切欠き標準の測定例を示す。

**4.3.1 評価値のバラツキ** 図8に代表的な評価値のバラツキパターンを示す。

図8a)が一般的な評価値の変動パターンである。ところが、図8b)、図8c)のような変動パターンを示すことがある。図8b)、図8c)とも評価値の変動に方向性があり、その原因ははっきりしないが、おそらく1時間という評価時間内の温度変動

が原因と思われる。図8c)は評価途中で空調が停止したことが確認されている。したがって、温度が上昇し、そして空調復帰後に温度が低下したものと思われる。この温度変化の結果、途中で折れ曲がったような変動傾向が示されたものと思われる。上記の推測から図8b)は温度上昇時の評価結果と考えられるが、なぜ、温度が上昇すると、評価値、すなわち、真円度の値が大きくなるかの説明はついていない。このへんの原因究明には $0.01^{\circ}\text{C}$ ヨミ温度計の設置が必要と思われる。原因は検出器の構造と思われる。



図7 直径5mmの切欠き標準

表4 回転数と測定速さ

| 回転数<br>rpm | 測定速さ            |                  |
|------------|-----------------|------------------|
|            | 径40mm           | 径5mm             |
| 2          | 4.18mm/s        | 0.523mm/s        |
| 4          | 8.37mm/s        | 1.046mm/s        |
| 6          | 12.56mm/s       | 1.570mm/s        |
| 8          | 16.74mm/s       | 2.093mm/s        |
| 10         | 20.93mm/s       | 2.616mm/s        |
| データ点間隔     | $31\mu\text{m}$ | $3.8\mu\text{m}$ |

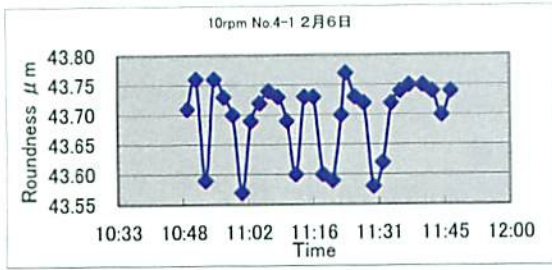


図 8a) 回転数 10 での真円度のバラツキ

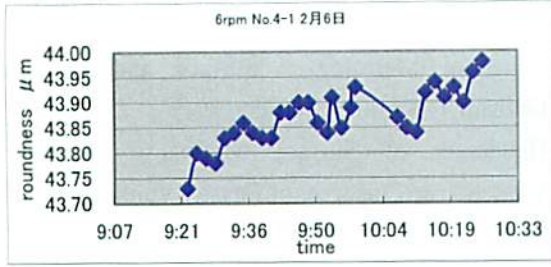


図 8b) 回転数 6 での真円度のバラツキ

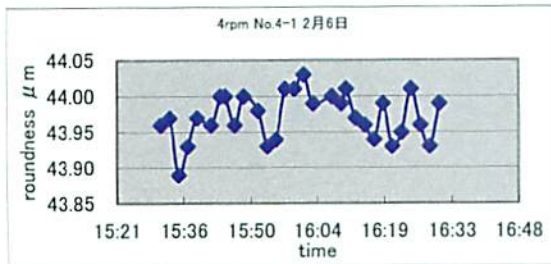


図 8c) 回転数 4 での真円度のバラツキ

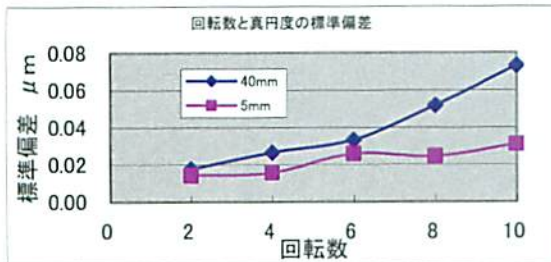


図 9 異なる切欠き標準の回転数とバラツキ

図 8 から気がつくが、評価のバラツキが回転数により変わっている。図 9 にそれらをまとめて、回転数と被測定物の径で表示した。

図 9 より、回転数が大きいの、すなわち、測定速度が増すと、評価値の標準偏差が増加していることがわかる。また、被測定物の直径の大・小により変化しており、径が小さく、切欠き深さの小さい評価値の標準偏差が小さいことがわかる。このバラツキの原因の一つは回転数であることははっきり

りしているが、そのほかにもあると思われる。なお、ここで標準偏差を求めるために使用したデータはなるべく図 8a) のようなものを選んだ。

**4.3.2 真円度評価値** 真円度評価値と回転数との関係について述べる。図 10 に直径 40mm と 5mm の被測定物それぞれの回転数と真円度値を示す。直径 40mm の図 10a) より回転数と評価値の関係をみると、回転数が増加するにつれ、真円度の値が小さくなっていることがわかる。

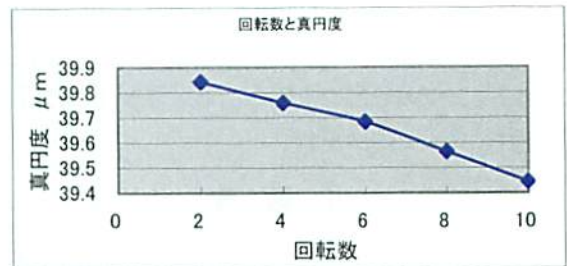


図 10a) 径 40mm 切欠き標準の回転数と真円度

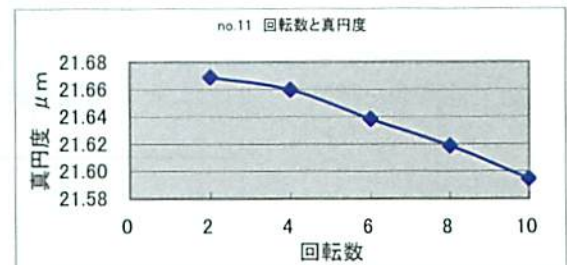


図 10b) 径 5mm 切欠き標準の回転数と真円度

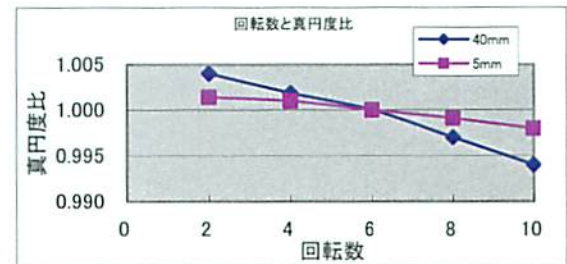


図 11 回転数と真円度比

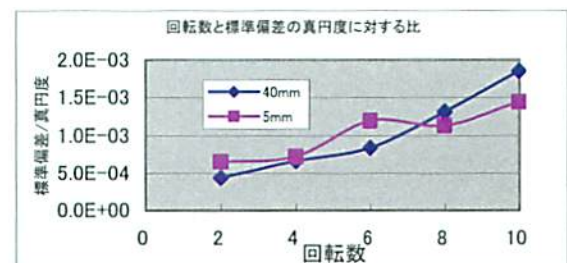


図 12 回転数と標準偏差に対する真円度

この関係は直径 5mm の図 10 b)にも同様に認められる。ただし、変化の程度は直径 40mmの方がはるかに大きい。この関係を明確にするため、真円度の比により図 11 に示した。図 10 では、一般的に用いられている回転数である、回転数 6rpm での値を 1.0 として表示した。また、バラツキを真円度値で割った値を用い、被測定物の直径による効果を回転数を変数に図 12 に示した。図 10 および、図 11 より真円度の評価には回転数だけでなく、被測定物の直径も影響していることが予測される。

なお、サンプリング間隔から考えると、切欠きの最深部を最低  $0.01\mu\text{m}$  までの正しきで検出するためには、40mm 径では  $0.02\mu\text{m}$ 、5mm 径では  $7\mu\text{m}$  ピッチでとる必要がある。

## 5. 結 言

以上の結果から、倍率校正用標準試料である切欠き標準に求められる形状は直径が小さく、かつ切欠き深さも小さい方が望ましいことがわかる。今後は、最適の径・切欠き深さの推定するため、他の切欠き標準を評価し、おおよその仕様が決定

次第、他測定機との比較、値のわかっている切欠き標準を評価し比較検討する。さらに、切欠き標準の形状も変えてみたいと考えている。

## 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

## 微細構造評価に関する研究

藤塚将行\*1 山口 誠\*2

### Characterization of micro structure around indentation for a development of nano-scale hardness test

Masayuki FUJITSUKA & Makoto YAMAGUCHI

#### 1. はじめに

加工工具における硬質材料皮膜, 半導体デバイスにおける印刷導体, マイクロマシンなど, 表面改質技術や微細加工技術の発展に伴い薄膜・微細構造体が使用されるようになってきている。これらは, さまざまな産業分野で必要とされる高次機能を実現するための基幹要素であり, 近年ではその利用の範囲が産業分野の枠にとどまらず, 家庭用電化製品をはじめとする民生品においても広く用いられている。したがって, 薄膜・微細構造体の技術は非常に有用な基盤的生産技術の1つであるとともに, さらに高い性能や信頼性が要求されるようになってきている。このような, 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, その重要性は日増しに高まっている。

著者らは, 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。ラマン散乱分光法は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。また, ナノインデンテーション法は従来の引張試験などでは測定することのできない極表面・極浅深域の機械的特性を評価が可能な試験法である。

本研究ではこのような2つの評価法によるこれまでの研究内容をもとに, これらの複合装置である顕微ラマン分光押込み試験システムの開発を目的としており, 併せてこのシステムによる評価を行った。

本報告書の構成は以下の通りである。2章と3章においてラマン散乱分光法, ナノインデンテーション法について技術的背景や原理, これまでの研究内容について述べた後に, 4章で顕微ラマン分光押込み試験システムの開発目的, 5章で本システムによる適用例, 評価事例について述べる。また海外動向調査については6章で述べる。

#### 2. ラマン分光法による応力ひずみ, 結晶性評価

##### 2.1 ラマン散乱

結晶に振動数 $\nu_i$ の光をあてると, 格子振動との相互作用のため, 振動数 $\nu_i$ 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。 $\omega_R$ 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 $(\text{cm}^{-1})$ )。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 $\omega_R$ 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 $\alpha_0$ 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。 $\alpha_1$ 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,

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

\*1 計量技術部 材料試験分析課

\*2 計量技術部 精密計測課



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 $\omega_0$ 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

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

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に示す。単結晶シリコンは $520 \text{ cm}^{-1}$ 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。

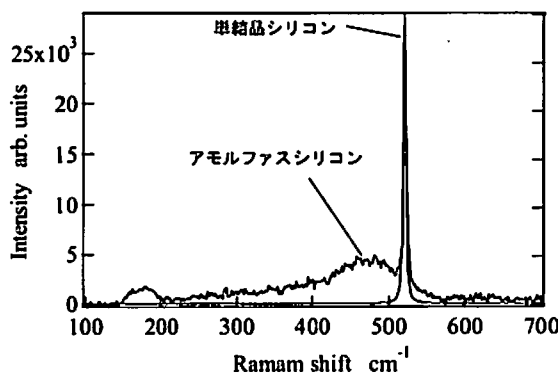


図 2.1 単結晶シリコンとアモルファスシリコンのラマンスペクトル

## 2.2 ラマン散乱分光法による応力測定

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、Ganesan<sup>1)</sup>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<sup>2)3)4)5)</sup>。

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のようになる。

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

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、

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

は加えられたひずみ $\varepsilon$ 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、

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

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、

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

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、歪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。

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

[e]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2.2に示す。

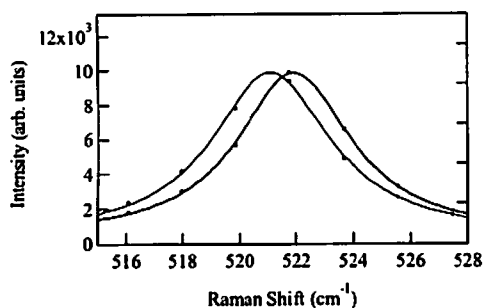


図2.2 応力によるラマンピークのシフト

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<sup>6)</sup>。

## 2.3 ラマン散乱による結晶性の評価<sup>7)</sup>

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。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<sup>8)</sup>。それは基準振動の空間的広がりを特徴付ける相関距離 $\Lambda$ を考え、その局在化した振動モードを  $\exp(i\mathbf{q}\cdot\mathbf{r}-r/\Lambda)$  で表した。これによって $\mathbf{q}$ 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2.3に示す。

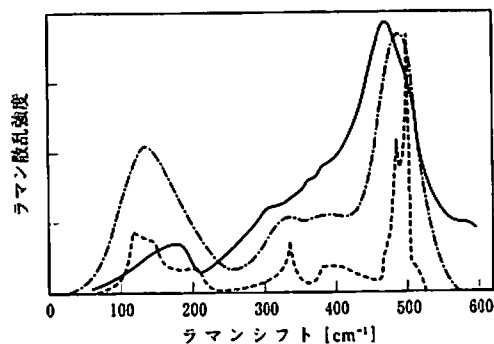


図2.3 アモルファスシリコンのラマン散乱

(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  $25\text{cm}^{-1}$  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。<sup>7)</sup>)

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。<sup>9)</sup>

$q = 0$  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 ( $k_0 = k_i \pm q$ ) 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 ( $|k_0| \approx |k_i| = 2\pi/\lambda_i$ ) ので、 $\lambda_i$  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  $\pi/a$  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<sup>9)</sup>。ここでは  $\Gamma_0$  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。 $\alpha$  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。

## 2.4 共焦点顕微鏡・ラマン分光複合装置<sup>10)</sup>

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 2.4 に示す。

図 2.5 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  $-80^\circ\text{C}$  の電子冷却 CCD を用いている。

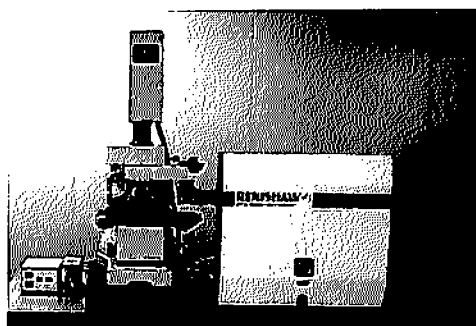


図 2.4 共焦点顕微鏡・ラマン分光複合装置外観



とんであり、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 2.2 にまとめた。

表 2.2 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<br>500 nm@488nm<br>5nm@266 nm | シリコン薄膜<br>ワイドギャップ<br>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ブロードな発光                   | 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<sup>11)12)13)14)</sup>。しかしながら、通常用いられるアルゴンレーザーの第二高調波は、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、ソニーマニファクチュアリング社製連続波 266 nm レーザ<sup>16)</sup>を励起光源として用いている。(図 2.7)

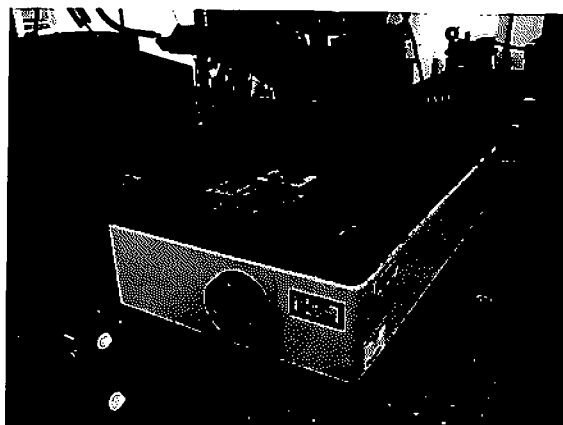


図 2.7 波長全固体 266nm 紫外レーザー外観

本レーザーの特徴として、

- ・ > 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。

本システムによって、測定されたダイヤモンド(図 2.8)、4H-SiC(図 2.9)、カーボン(図 2.10)の紫外励起ラマンスペクトルを示す。

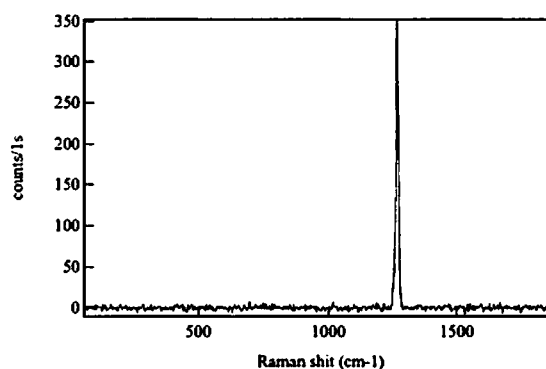


図 2.8 ダイヤモンドのラマンシグナル

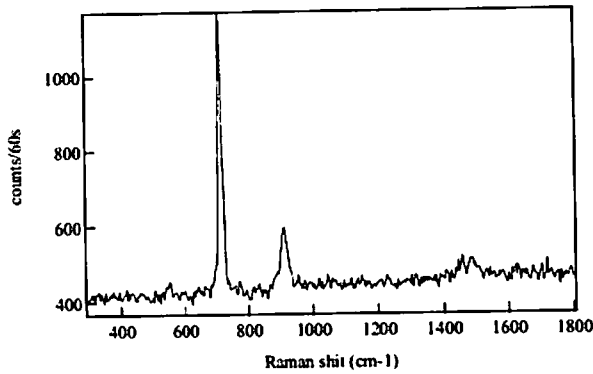


図 2.9 SiC のラマンシグナル

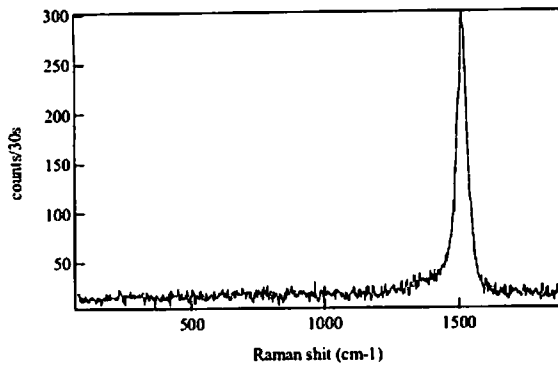


図 2.10 グラファイトのラマンシグナル

## 第 2 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. Carreira, C. J. Buchenauer, F. H. Pollak, M. Cardona, "Stress induced shifts of first order raman frequencies of diamond and zinblend-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, Bormett 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

### 3. 超微小硬さ試験

#### 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うことができる。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 14577<sup>1)</sup> 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<sup>2)</sup>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

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, HmV |
| 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, Hit   | マクロ  | $30\text{kN} \geq F \geq 2\text{N}$  |
| 年     | (2002)    | マイクロ | $2\text{N} > F; h > 0.2 \mu\text{m}$ |
| 圧子形状  | 角錐・球など    | ナノ   | $0.2 \mu\text{m} \geq h$             |
| 硬さ算出法 | 押し込み深さ    |      |                                      |

把握が困難な試料は増える一方である。ナノインデント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、総合的な材料評価の実現が期待できる。

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、ナノインデントーション試験が工業界において広く利用されるようになってきている。

### 3.2 一般的なナノインデントーション試験

ここではナノインデント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

ナノインデント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。

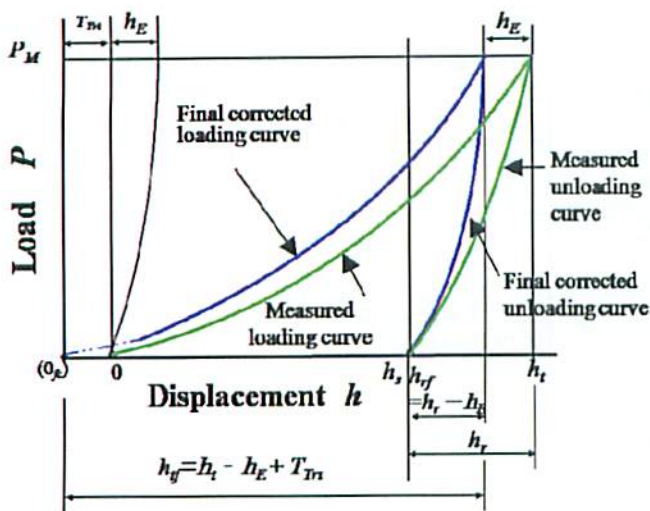


図 3.1 荷重と押し込み深さの関係

得られた緑の関係の中には圧子先端の欠け（丸み）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とわみ量を把握し、取り除く方法として、一般的によく用いられてい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ト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

圧子には修正パ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。

修正パ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。

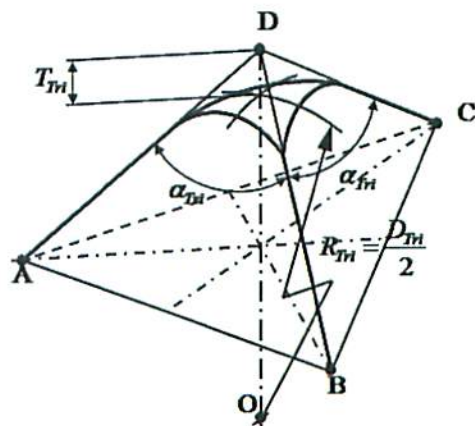


図 3.2 修正パーコピッチ圧子



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、計装化押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と押込み深さ硬さH<sub>IT</sub>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<sub>s</sub>(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<sub>s</sub>(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。

次に押込み深さ硬さであるH<sub>IT</sub>の計算式を示す。

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

このとき、F<sub>max</sub>は最大荷重、A<sub>p</sub>は接触投影面積である。A<sub>p</sub>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<sub>c</sub>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<sub>IT</sub>やクリープC<sub>IT</sub>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<sub>s</sub>、ν<sub>i</sub>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<sub>r</sub>、E<sub>s</sub>は押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1.14×10<sup>9</sup>N/mm<sup>2</sup>)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められる数値である。

クリープは、

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

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<sup>3)4)</sup>。

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<br>圧子軸の傾き         |
| 試験片  | 試験片表面の傾き、残留応力<br>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

定量的な測定を実現する上での指針となる規格 ISO14577 において試験片表面の傾きや湾曲が具体的に記載されているのは試験片表面が1度以内でなければならないという表記だけである。ビッカース硬度試験を調べてみると、傾きによる影響はマクロレベルの試験においても2度以上は大きな問題となり、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<sup>5)</sup>。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。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である。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試作を行った。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・パーコピッチ圧子をはじめとした複数の圧子に対応し、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、マルテンス硬さ、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 $\mu$ m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 |     | ○   | ◎   | ×      |

本試作では、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。本顕微鏡は最大で3600×3600 $\mu$ m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期待できる。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<sup>10)</sup>。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。

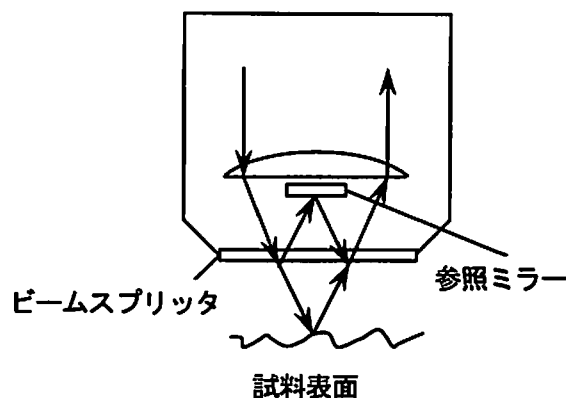


図 3.3 ミラウ干涉対物レンズ

二次元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2048×2048×12bit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。図に試作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。

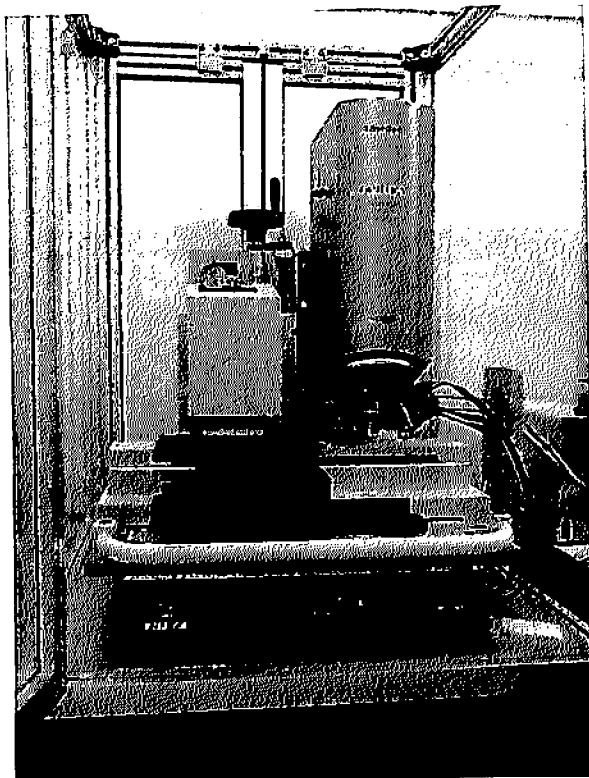


図 3.4 三次元表面形状観察  
ナノインデンテーションテスター外観

また、本システムによる押し込みし試験結果を図 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 は円筒表面に対しビ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。中心にビッカース痕があり、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、

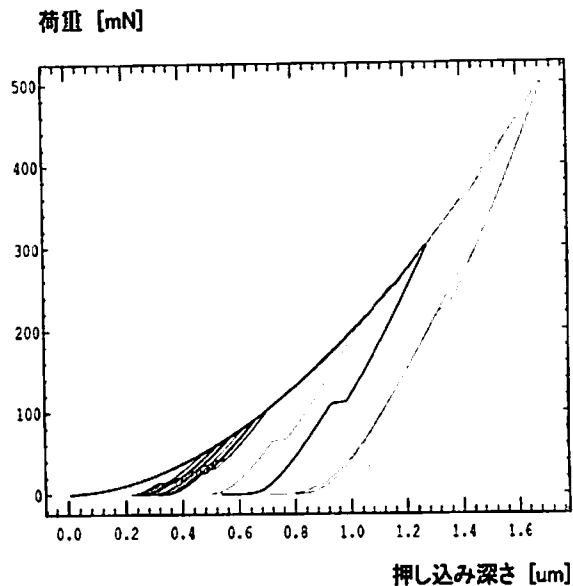


図 3.5 500-50mN の荷重-押し込み深さ線図

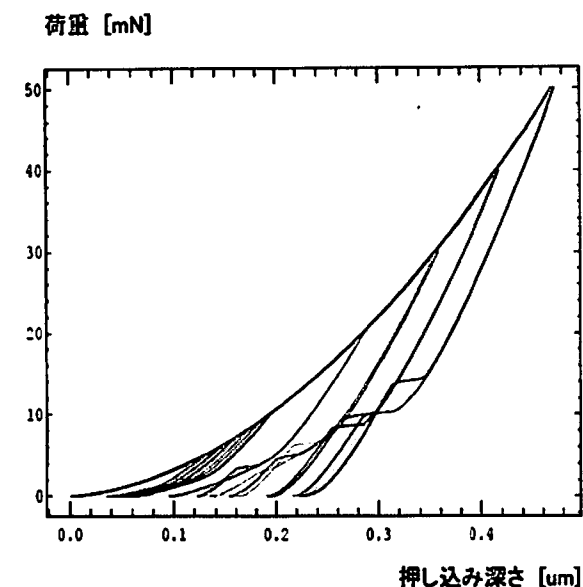


図 3.6 50-5mN の荷重-押し込み深さ線図

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。それによってビ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。

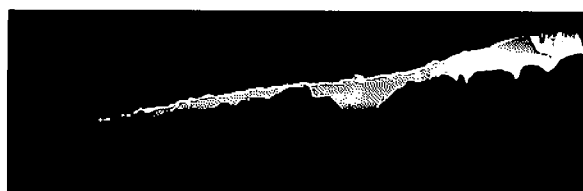
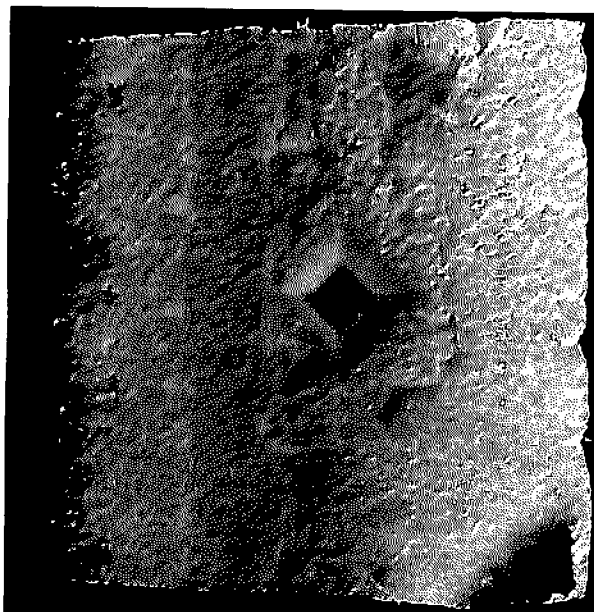


図 3.7 円筒表面上圧痕形状観察の例  
(上：上面図，下：側面図)

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涉観察を行った結果である。位相シフト干涉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  $180\mu\text{m}$  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。

### 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. Pohlentz 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)

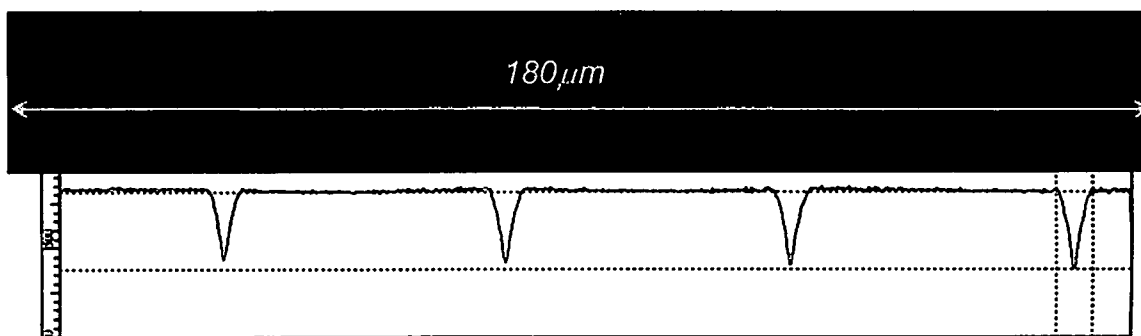


図 3.8 位相シフト干涉による複数圧痕の同時観察例  
(上：試料表面写真，下：断面プロファイル)

## 4. 顕微ラマン分光押し込み試験システム

これまで、2章ではラマン散乱分光法について、3章では超微小硬さ試験について述べてきた。本研究では硬さ試験機の光学観察範囲についてラマン散乱分光法によるマッピング測定が可能となるシステムの開発を行った。以下にその概要を述べる。

### 4.1 開発の目的

近年、デバイスの微小化、極薄膜化に伴い、デバイスやシステムの設計・製造のために、極薄膜・極微小領域における硬さ、ヤング率などの機械的特性評価のための微小押し込み試験の必要性が増加している。特に材料の微小化、極薄膜化に伴いサンプルをそのまま測定する必要が生じており、測定箇所の残留応力などの把握は試験精度の向上を検討する上で大変重要である。そこで残留応力をはじめとした周辺条件が押し込み試験に及ぼす影響を検討し、押し込み試験の精度向上と妥当性について検討を行うため、微小領域におけるラマン分光によるひずみ計測後の押し込み試験、および押し込み箇所のラマン分光測定が可能となる顕微ラマン分光・押し込み試験システムを構築する。

### 4.2 装置の概要

本試作装置は押し込み試験の前後で、試験箇所のラマン分光分析が可能な顕微ラマン分光・押し込み試験システムである。本装置は硬度測定部、ラマン分光分析部、マッピングシステム部の主に3つの部分で構成される。表面性状の押し込み試験結果への影響や押し込み試験による表面性状の変化は試験表面において複雑な分布を示すことが考えられる。そのため、本システムにおけるマッピングシステムの果たす役割は大きい。

図4.1に本試作装置の構成図を示す。ラマン分光の光学系をインデンターの顕微鏡部分に取り込み、インデンターの顕微鏡視野とラマン分光の視野が一致するように構成されている。また、ラマンによるマッピング観察だけでなくインデンテーションによるマッピング試験も行えるよう、インデンター用のX-Yステージ上にラマンマッピング用のX-Yステージを組み込まれたシステムとなっている。

また、図4.2に本試作装置の外観図を示す。

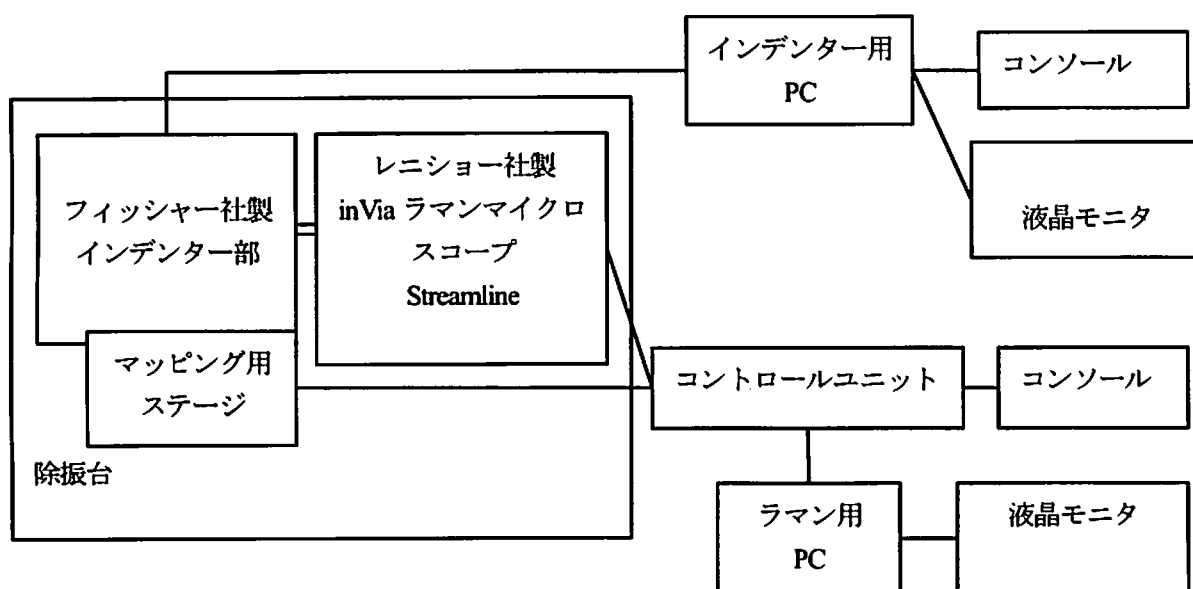


図4.1 試作機構成図

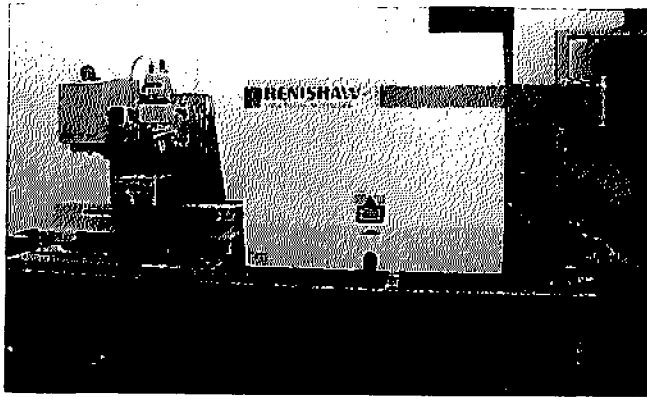


図 4.2 顕微ラマン分光押し込み試験システム  
外観図

### 4.3 各部の仕様

次に本試作装置で採用した各部について述べる。硬度測定部にはフィッシャーインストルメンツ社製 HM2000 を、ラマン分光分析部にはレニショー社製 inVia ラマンマイクロスコプを、マッピングシステム部にはレニショー社製の X-Y マッピングステージをそれぞれ採用した。

#### 硬度測定部

##### <仕様>

- ・ 分解能            荷重分解能： $\leq 0.04\text{mN}$   
                         変位分解能： $\leq 100\text{pm}$
- ・ 荷重範囲        最大試験荷重：2000mN（約 200gf）
- ・ 変位量           最大押し込み深さ：150 $\mu\text{m}$
- ・ 圧子速度        圧子の接近速度： $\leq 2\mu\text{m/s}$
- ・ 圧子形状        ダイヤモンド製の四角錐圧子、三角錐など、交換して使用可能であること
- ・ 測定可能対象物

塗膜、高分子材料、電気めっき被膜、ガラス、硬質材料被膜（PVD、CVD）陽極酸化被膜、繊維強化複合材料等のマトリックス、電子部品材料など

#### ラマン分光分析部

##### <仕様>

- ・ ラマン分光装置
- ラマン散乱スループット    30 %以上
- レーザ光除去                 $10^{-10}$ 以下

励起レーザ光入射効率    70 %以上  
段差なしの広波数範囲連続スキャン可能  
内蔵モノクロメータ

波数再現性                 $\pm 0.1\text{ cm}^{-1}$ 以下

波数分解能                2  $\text{cm}^{-1}$ 以下

有効測定波数範囲 200  $\text{cm}^{-1}$  ~ 6000  $\text{cm}^{-1}$

#### ・ 高感度冷却 CCD 光検出器

量子効率                    40%以上@650 nm

ダイナミックレンジ      16 bit 以上

CCD 素子                    500×300 pixel 以上

#### ・ 励起用光源

発振波長 532 nm

出力                        50 mW 以上

#### ・ ラマン散乱測定空間分解能

面内方向：1  $\mu\text{m}$  以下、深さ方向：2  $\mu\text{m}$

#### マッピングシステム部

##### <仕様>

- ・ 空間分解能    ポイント測定と同等（1  $\mu\text{m}$  以下）
- ・ 波数分解能    ポイント測定と同等（4  $\text{cm}^{-1}$  以下）
- ・ 波数分解能    ポイント測定と同等（4  $\text{cm}^{-1}$  以下）
- ・ 測定領域       50×50  $\mu\text{m}$  以上
- ・ 有効測定波数範囲  
                         ポイント測定と同等（200  $\text{cm}^{-1}$  - 6000  $\text{cm}^{-1}$ ）

### 4.4 期待される測定領域

本試作システムは押し込み前後のラマン分光分析が可能であるため、ひずみにより物性が変化するような電子デバイス材料や基板との密着性の評価が重要な薄膜材料、結晶構造を有する材料への応用が期待される。次章において評価事例の紹介を行う。

## 5. 評価事例

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え、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。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<sup>1) 2)</sup>、顕微発光分光<sup>3)</sup>、硬さ試験、また顕微ラマン分光<sup>4)</sup>によるものなどさまざまな手法によるアプローチがされている。

### 5.1 シリコン

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<sup>5)6)</sup>。シリコンの結晶構造（表 5.1）および相図（図 5.1）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）より知ることが出来る。Pop-out は  $\beta$ -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。Elbow 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。このような押込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<sup>7)</sup>、相転移がナノインデンテーション試験に及ぼす影響<sup>8)</sup>、クラックに着目した残留応力場評価<sup>9)</sup>などの報告がある。

表 5.1 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( $\beta$ -tin) | I4 <sub>1</sub> /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 <sub>3</sub> mc(186)   | --     |
| Si-XII(12) | 三方晶(r8)            | R $\bar{3}$ (148)         | 12-2.0 |

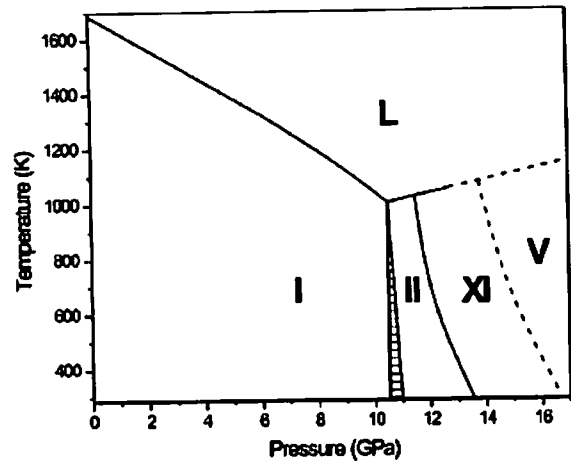


図 5.1 シリコンの相図<sup>10)</sup>

図 5.2 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 5.3 はその断面である。圧痕のくぼみと周辺部の盛り上がりを観察される。

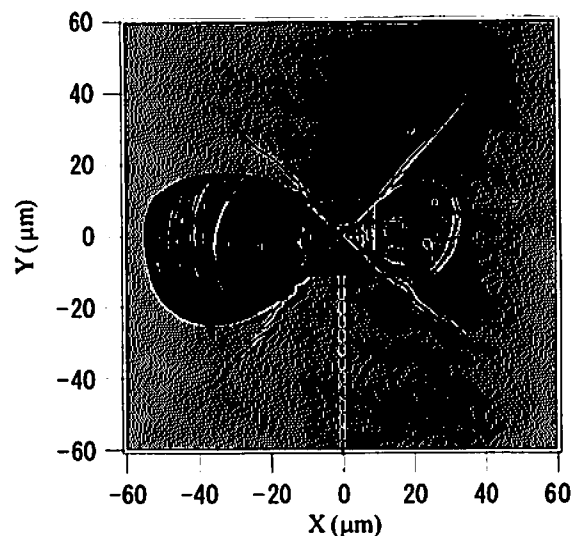


図 5.2 ビッカース圧痕顕微鏡像 1 N (1 kgf)

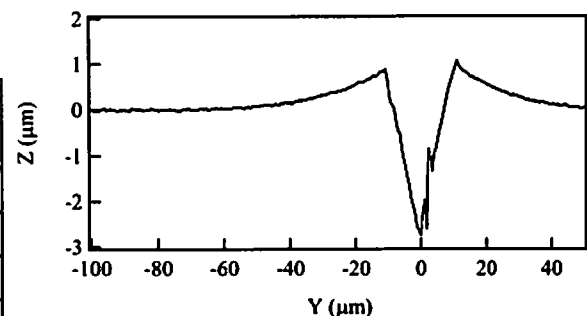


図 5.3 圧痕断面



図 5.4 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  $\mu\text{m}$  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。

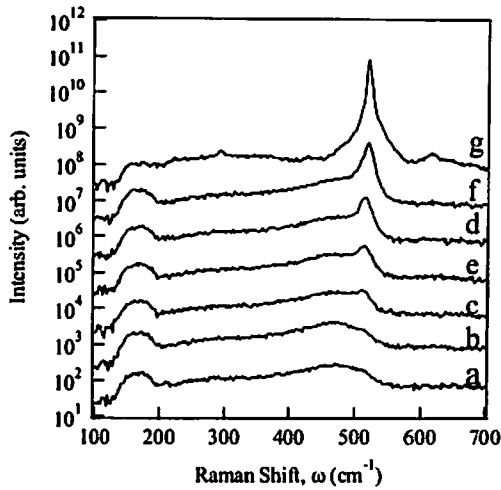


図 5.4 圧痕部におけるラマンスペクトル

次に、圧痕周辺の残留応力測定の結果を図 5.5 に示す。周辺数 10 $\mu\text{m}$  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<sup>11)</sup>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 Yoffe<sup>12)</sup>や Chinag<sup>13) 14)</sup>の理論がある。

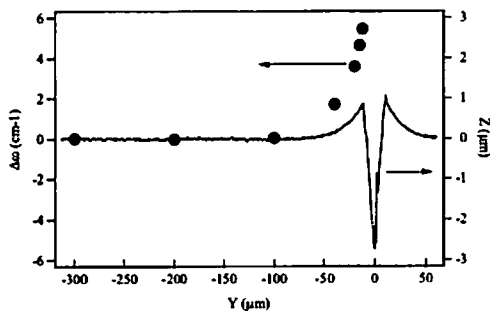


図 5.5 圧痕周辺の残留応力測定

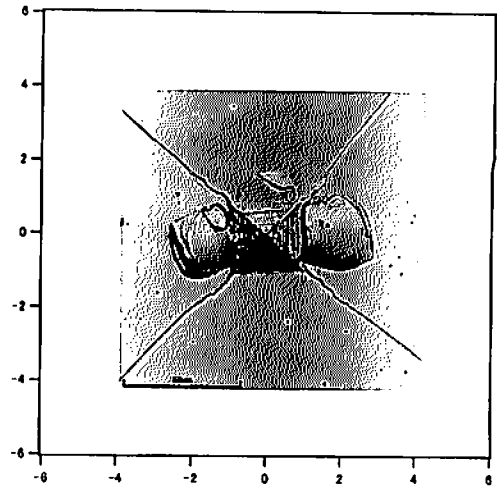


図 5.6 ピッカース圧痕顕微鏡像 20 N (2 kgf)

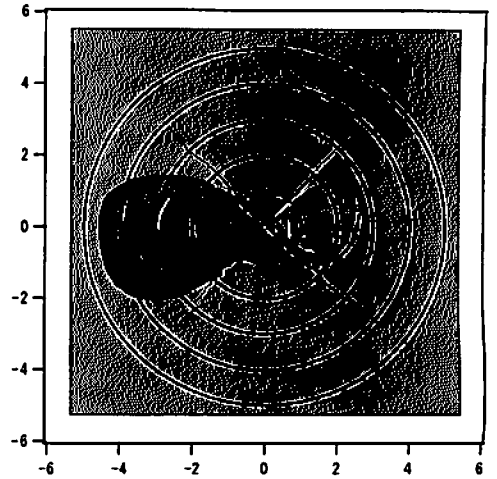


図 5.7 ピッカース圧痕顕微鏡像 10 N (1 kgf)

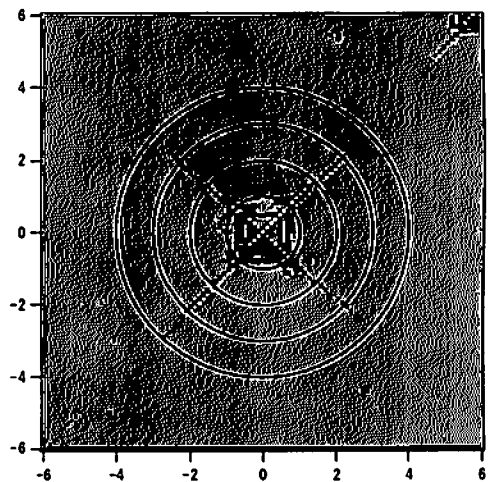


図 5.8 ピッカース圧痕顕微鏡像 0.5 N (500 gf)

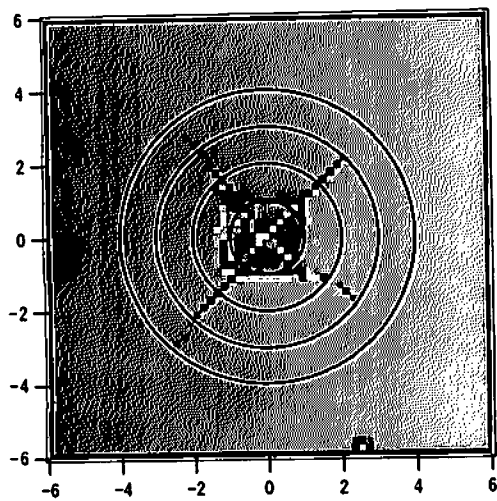


図 5.9 ピッカーズ圧痕顕微鏡像 0.1 N (100 gf)

図 5.6～図 5.9 は、荷重を 20 N ～0.1 N まで変化させて時の圧痕写真である。横軸、縦軸は共に圧痕サイズで規格化されている。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。

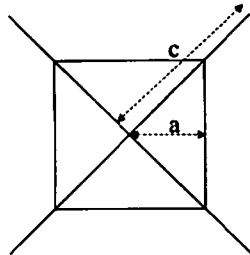


図 5.10 圧痕モデル

図 5.10 に圧痕の形状を評価するための模式図を示す。さきほどの圧痕サイズで規格化すると、図における  $a$  で規格化することを意味する。

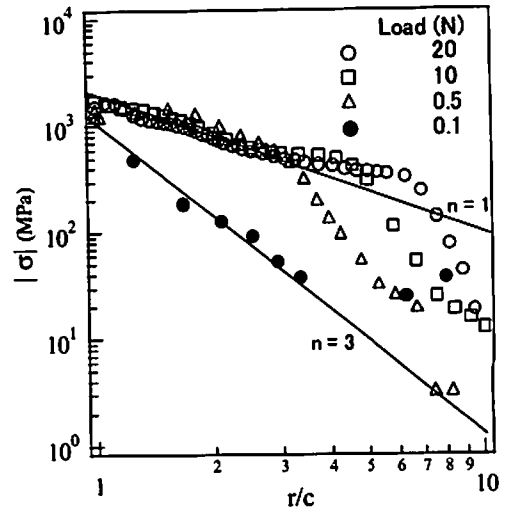


図 5.11 残留応力の荷重依存

図 5.2 における点線上をラマン分光により測定した結果を図 5.11 に示す。圧痕サイズで規格化した中心部からの距離( $r/c$ )に対する応力値である。両対数で表示されている。0.1N では $(r/c)^3$ 、0.5mN～20N では $(r/c)$ の逆数に比例することがわかる。応力場の振る舞いについて規格化されたクラック伸長( $c/a$ )と図 5.11 における変曲点の関係を示す。(図 5.12)

これより、クラック伸展による応力場の開放によって残留応力が影響を受けていることが推察される。今後、詳しい解析を進める予定である。

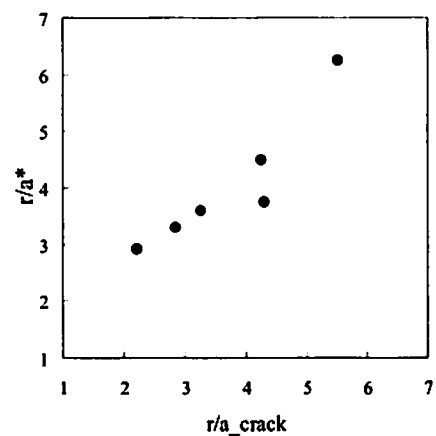


図 5.12 クラック長 vs 応力場変曲点

## 5.2 シリコンカーバイト

シリコンカーバイトは (SiC) は「バンドギャップ

ブ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。

SiCは、製造法により若干の違いはあるものの、可視光を透過する。透明材料の圧痕測定では、表面のみならず、内部のクラックなどによる反射光が重なるため、通常の光学顕微鏡像では、表面の圧痕形状の像が不鮮明になる。図5.13はピッカース圧子の電子顕微鏡像である。図5.14に光学顕微鏡像を示す。このような場合、焦点からの光を選択的にとらえて結像する共焦点顕微鏡は有力な手法となる。図5.15は共焦点像であり、表面についた圧痕の様子がよくわかる。さらに、共焦点顕微鏡を用いた利点を次に示す。共焦点顕微鏡では、ステージを移動させながら、光量を検出することにより、焦点位置を決定する。そこで、透明材料においては、内部に構造があれば、そこからの情報も得ることが可能となる。図5.16は、図5.15と同様に共焦点顕微鏡像であるが、ステージの移動範囲を物質内部に制限し測定した結果である。これは、内部のクラック像を観察しているものと考えている。このように共焦点顕微鏡を用いることにより透明材料の内部構造を探ることができた。

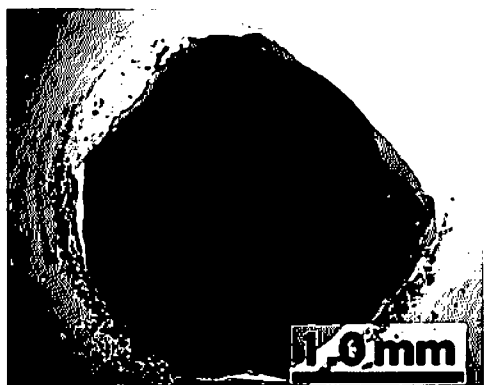


図 5.13 ピッカース圧子 SEM 写真

図 5.14 SiC ピッカース圧痕光学顕微鏡像

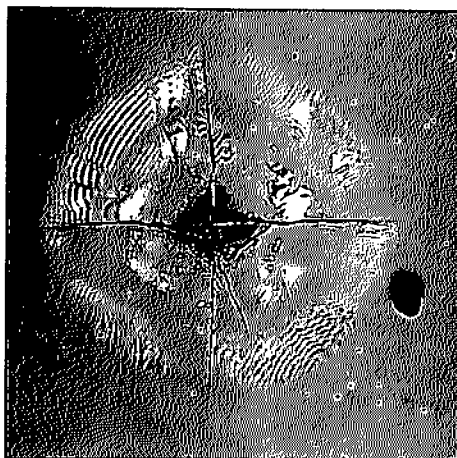


図 5.15 SiC ピッカース圧痕光学顕微鏡像

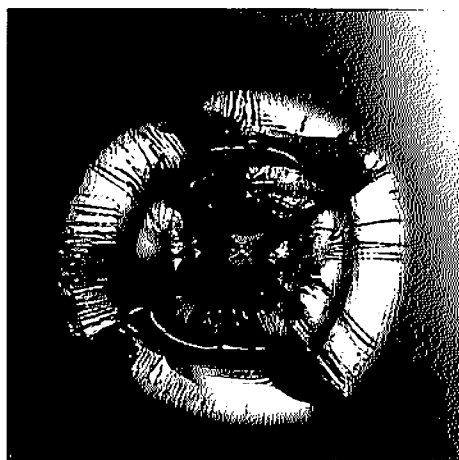


図 5.16 SiC ピッカース圧痕光学顕微鏡像

次に、共焦点顕微鏡による断面観察の結果について述べる。図5.17は圧痕周辺部、断面の測定を行った結果である。図5.17(A)において、白く表示されているところから、光が強く反射されていることを示している。このことから、表面に加

えて、内部構造を有することが推察される。図 5.17(B) のような、内部クラックが圧痕内部に生じているのではないかと考えている。

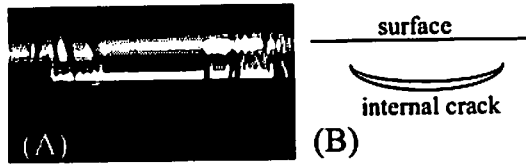


図 5.17 SiC ピッカーズ圧痕光学顕微鏡像

ラマン分光法による評価について次に述べる。図 5.18 は顕微鏡像にラマンスペクトルを重ねた図である。ラマン測定は図 5.18 中の点線上、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 $\text{cm}^{-1}$  に観測されるが、圧痕中心部に近づくと、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。今後、詳細な検討を行う予定である。

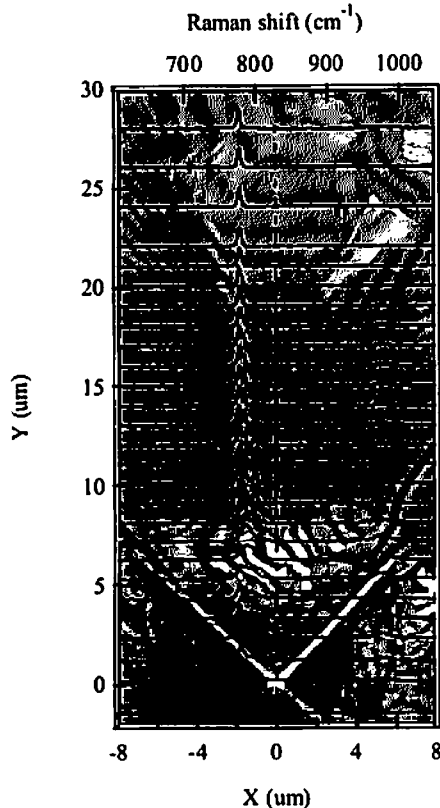


図 5.18 SiC ピッカーズ圧痕周辺ラマン測定

## 第5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)

## 6. 海外動向調査

### 6.1 海外動向調査 (欧州)

平成 20 年 8 月 17 日 (月) ~ 8 月 22 日 (金) の期間で、英国 (アウクスブリッジ, オックスフォード) を訪問し、ICORS2008 国際会議での研究成果の講演および最新研究動向の調査、およびオックスフォード大学を訪問して関連技術・研究を調査した。および以下にその詳細を記す。

### 6.1.1 XXI Internal Conference on Raman Spectroscopy (ICORS 2008) 8月17日～22日

XXI Internal Conference on Raman Spectroscopy (ICORS 2008) が、ブルネル大学 (Brunel University, Uxbridge, West London, UK) にて行われた。ICORS 2008 はラマン分光法に関する国際会議で、前回は横浜 (日本) で開催されている。口頭発表、ポスター発表、企業、研究室訪問などのプログラムで、6日間にわたって開催された。

研究の成果として、「Deep ultraviolet Raman spectroscopy using a state-of-the-art all-solid-state laser」および「Application of confocal laser scanning microscope combined with Raman spectroscopy system for 4H-SiC indentation」の発表を行った。紫外ラマン分光法は、その有用性は認められているものの、その取扱い困難さから広く用いられるようになっていない。本発表は取扱いの容易な光源を用いた測定システムについて報告したもので、興味はあるが取り組むには至っていない研究者からシステム構成などについて多く質問を受けた。紫外ラマン分光法に関して有意義な議論ができたものと思われる。

他の研究報告としては、フェムト秒短パルスレーザーを用いたコヒーレント・反ストークスラマン散乱 (CARS) などの非線形ラマンに関する発表、表面増強ラマン、およびそれを用いたイメージングに関する発表が多数報告されていた。



図 6.1.1 ICORS2008 記念撮影



図 6.1.2 ポスターセッションの様子

### 6.1.2 オックスフォード大学訪問

オックスフォード大学は 1096 年に創立した大学で、英語圏の大学では最も古い大学です。39 校ものカレッジが集合したマンモス校で、生徒の総数は 1 万 6,000 人を超える。

今回は、Department of materials の Richard Todd 博士を訪問した。同博士はセラミックス材料における圧痕損傷について研究に取り組まれている。セラミック材料の加工において、機械損傷の評価が大変に重要な課題であり、ラマン分光法、発光分光法などを用いて研究を進めている。ラマン分光装置、インデンテーション装置を所有しており、また、セラミック材料を作成する技術を有する。圧痕損傷の評価について、詳細な実験データを紹介いただくことができ、意義深い議論をすることができた。本研究を遂行する上で大変有用な情報を得ることができた。

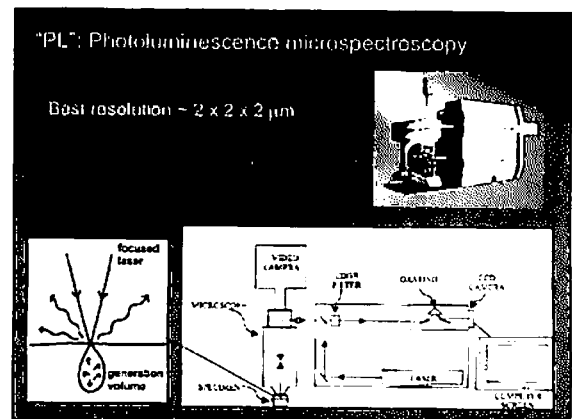


図 6.1.3 研究紹介資料

## 6.2 海外動向調査 豪州

平成20年7月27日(日)～8月6日(水)の期間でオーストラリア(シドニー、キャンベラ、リンドフィールド)を訪問し、IUMRS-ICEM2008での研究成果の発表と最新研究動向の調査、およびオーストラリア国立大学 ANU、オーストラリア連邦科学産業研究機構 CSIRO を訪問して関連技術・研究を調査した。以下にその詳細を示す。

**6.2.1 IUMRS-ICEM2008** 7月28日～8月1日の開催期間で IUMRS-ICEM2008(International Union of Materials Research Societies - International Conference on Electronic Materials)がシドニー市内のヒルトンホテルシドニーで行われた。IUMRS-ICEM2008はMRS(Materials Research Society)主催による国際会議である。オープニングセレモニーでは、今会議の議長であるジム・ウィリアムズ教授からIUMRS オーストラリアでの開催は初めてであり、大変喜ばしいことだとの話があった。今回の会議には51の国からおよそ1,150件の投稿があり、大変規模の大きなものであった。口頭発表、ポスター発表企業展示に加え、パネルディスカッション形式などによるフォーラムも多数開かれるという充実したプログラムで5日間にわたって開催された。

研究の成果として「Development and Evaluation of PSISCM-Nanoindentation Combined System」というタイトルで口頭発表を行った。計装化押込み試験法の利用が中心となる薄膜等の評価においても、圧痕をはじめとした表面形状の観察が簡便にできる点について興味深いというコメントと装置価格についての質問をうけた。特に押込み前後にわたって形状を評価する研究は例が少なく、興味を持たれたようである。後述する視察の報告でもふれるが豪州では試験の高精度化等よりも成膜について研究している研究機関が多く、その評価ツールとしての有用性について有意義な議論をすることができた。

他の研究報告としては、Low-k 材料やナノポーラス材料などの難評価材料についてのアプローチに関する報告やシリコンの相転移に関する報告、その場観察に関するものが多かった。特に電子材

料に関連する会議であるため電子デバイスへの応用を念頭に置いた研究についてはその成果が大いに期待されると考えられる。



図 6.2.1 シンポジウムの様子



図 6.2.2 企業展示の様子



図 6.2.3 視察予定のオーストラリア国立大学による展示

**6.2.2 オーストラリア国立大学訪問** オーストラリア国立大学は首都であるキャンベラのほぼ中心に位置する南半球最良の大学とも評価される総合大学である。1946年創立の比較的歴史の浅い大学であるが5名のノーベル賞学者を輩出するなどその研究活動の水準は非常に高い。今回は

Department of Electronic Materials Engineering, Research School of Physical Sciences and Engineering を訪問した。研究室では特にナノインデンテーション関連施設とさまざまな条件設定を可能とした複数の成膜装置の見学・説明を受けた。ナノインデンテーションの装置はCSIRO製のUMIS2000とHysitron社製Triboindenterの2機種が備わっており、いずれも研究用に改良されたものとなっていた(図6.2.4-図6.2.5)。施設内には装置開発も容易に可能な工場施設も併設されており、競争的資金の採択率も豪州トップであるとの説明もあったが、潤沢な研究資金により整備が行き届いている印象を受けた。また、一階ロビーではコーヒーカウンタが用意されており、ディスカッションをする学生、教員が多く見受けられた。このような面でも活動の活発さが非常に強く感じられた。

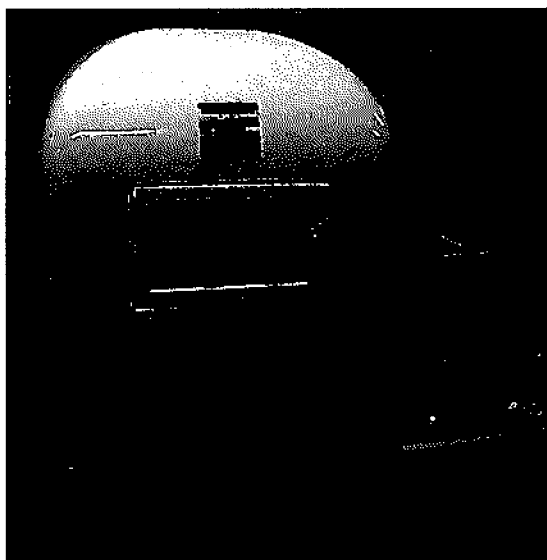


図6.2.4 Hysitron社製Triboindenter 外観

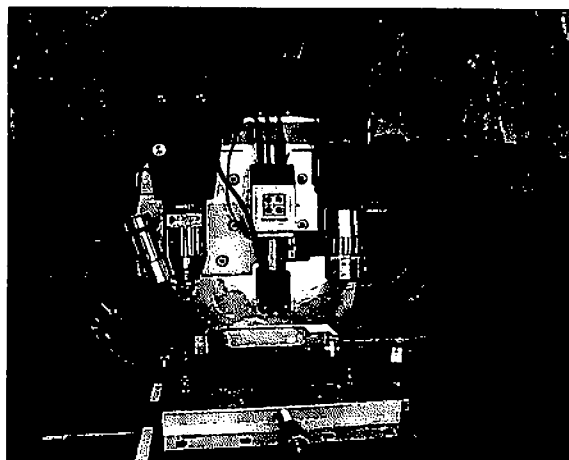


図6.2.5 測定部拡大図  
(中心に圧子駆動部, 左にAFM, 右に顕微鏡)

**6.2.3 オーストラリア連邦科学産業研究機構訪問** 8月5日にオーストラリア連邦科学産業研究機構(Commonwealth Scientific and Industrial Research Organisation: CSIRO)を訪問した。CSIROは産業への応用や公共の利益につながる国家的課題の解決に向けた研究開発を目的としたオーストラリア最大の総合研究機関であり、国内外に大小併せて57カ所もの支所に総勢6500人のスタッフを抱えている。今回はシドニー市内から電車で30分程度のLindfieldにあるMaterials Science and Engineeringを訪問した。この支所はかつてUMIS2000というナノインデンテーション装置の開発を行っていたことで知られており、その装置は日本国内にも納入実績のある装置である。Research ManagerのPhil Martin博士の研究グループはかつてUMISの開発を行ったグループであるが、開発メンバーは解散しており、他大学へ移籍したり、装置のメンテナンス会社を立ち上げたりとほとんど在籍していないとのことだった。現在ではさまざまな成膜に対しての研究を行っており、その評価にUMIS2000を利用しているとの説明を受けた(図6.2.6-図6.2.7)。ちょうどこの時期に開催された北京オリンピックの自転車競技用のギアもこのグループがコーティングを施したものであり、博士の誇らしげな表情と国内機関の横のつながりの強さがとても印象に残った訪問であった。

## 7. 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。

## 謝 辞

本研究は、(財)JKAの競争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。

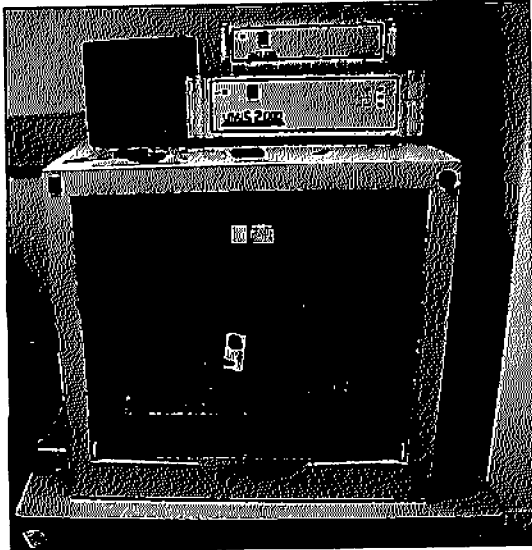


図 6. 2. 6 UMIS2000 装置外観

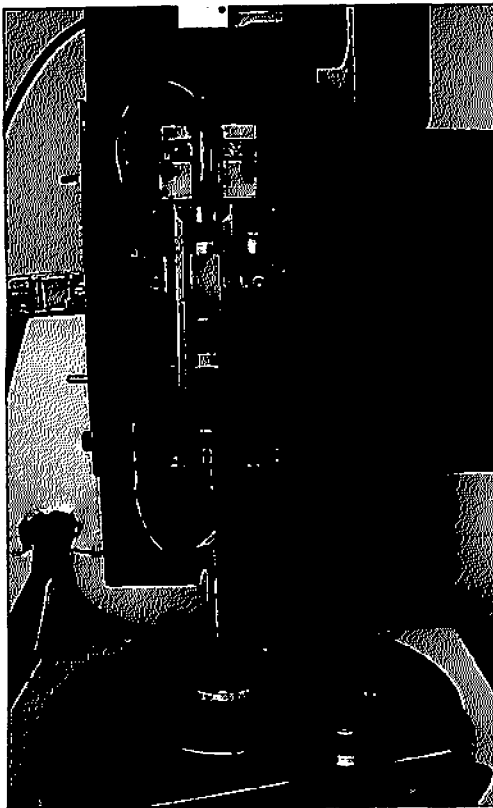


図 6. 2. 7 UMIS2000 のイオン駆動部内部



## 複合三次元材料試験方法の開発

五嶋裕之<sup>\*1</sup> 藤塚将行<sup>\*2</sup>

### 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よ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、超微小領域における材料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(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ブ

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六軸の位置・力制御により、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、プロトタイプ試験機の概要、試験方法について報告する。

#### 3. 材料試験の種類<sup>1)</sup>

材料試験は、材料を引っ張ったり、曲げたり、ねじったりして強度や変形の度合いを調べる試験の総称である。古くは、レオナルド・ダヴィンチやガリレオ・ガリレイが材料試験を行った記録があり、人間が生活するために必要な、人工構造物の安全な部材寸法を決める法則を調べる試みは、16世紀ごろから開始されている。我が国では、昭和初期の1933年頃に、機械的性質を調べるための材料試験について、試験機や試験方法を説明していることが明らかにされている。一方、日本工業規格(JIS)では、引張試験方法や抗折試験方法、衝撃試験方法、硬さ試験方法などの規格が1951年に制定されている。

材料試験は、材料の強さをさまざまな方法により調べ、その性質を明らかにする試験であるが、材料力学を適用した理論解析を実証するための手段としても重要な試験である。現在、一般的な、引張り、圧縮、曲げなどの試験が可能な万能材料試験機では、機械式のものから油圧式や電動式のものへ進化して、自動でデジタル計測が可能なセ

\*1 生産技術部 システム課

\*2 計量技術部 材料試験分析課

ンサー、データ処理装置を内蔵した試験機が登場している。このように、材料試験については、試験機や測定機の性能が向上し、それに伴うデータの自動記録、データ精度の向上、試験作業の高能率化が実現し、より正確な材料の性質を把握できるように発展してきた。

これまで述べたように、材料試験は材料の基本的な性質を知る上で、極めて重要な試験である。しかし、材料の性質のうち、どの性質を明らかにするかにより必要とする試験の種類も異なる。ここでは、大別して以下に述べるような分類に分けることにする。

最初に、材料の試験時に材料を壊すのか、壊さないかによって試験方法を大別できる。破壊しない、すなわち、非破壊という表現で分類すると、a) 破壊試験、b) 非破壊試験に近い試験、c) 非破壊試験に分別できる。これらa)、b)、c)の三つの種類から、さらに細かく試験方法を分類することが出来る。表2.1にここで述べる材料試験の種類を示す。

### 3.1 破壊試験

表2.1 a)に示す破壊試験は、大別して、(1)機械的試験と(2)化学的試験の二つの種類に分けられる。本章で取り扱う試験は、機械的試験である。

#### (1) 機械的試験

機械的試験は、静的強度試験と動的強度試験、さらに工業的試験の三つに分類される。さらに、静的強度試験は、引張試験、圧縮試験、曲げ試験、せん断試験、ねじり試験および座屈試験に細分することが出来る。次に動的強度試験があげられる。この試験は、衝撃試験と疲れ試験の二つに分けられる。衝撃試験のグループとして、引張り、圧縮、曲げ、ねじりの各試験があげられる。すなわち、引張りの場合、衝撃引張り試験、圧縮の場合は衝撃圧縮試験となり、曲げ、ねじりでも同様な表現となる。衝撃引張り、衝撃圧縮および衝撃ねじりの各試験はJISに規定されていないが、衝撃曲げ試験は、シャルピー振り子式衝撃試験としてJISに規定されている。

疲れ試験のグループも、引張り、圧縮、曲げ、ねじりの各試験に分別でき、引張り疲れ試験、圧

縮疲れ試験、曲げ疲れ試験および、ねじり疲れ試験のように表現される。

#### (2) 化学的試験

化学的試験としては、材料の化学反応に伴う変化を調べる腐蝕防食試験などがあげられる。

### 3.2 非破壊試験に近い試験

表2-1 b)に示す試験は、非破壊試験に近い試験と呼ばれ、硬さ試験と金属組織試験の二つに大別できる。

#### (1) 硬さ試験

硬さ試験は、静的硬さ試験と動的硬さ試験に分けられる。動的硬さ試験には押し込み硬さ試験がある。この試験は特定の圧子を資料表面に押し込み、そのときの荷重と資料表面にできたくぼみの大きさから硬さを測定しようとする試験である。押し込み硬さ試験の代表的なものとして、ブリネル硬さ試験、ビッカース硬さ試験およびロックウエル硬さ試験が上げられる。また、動的硬さ試験として、反発硬さ試験がある。この試験は、特定のハンマを一定のエネルギーで資料面に衝突させ、ハンマが反発されるときエネルギーから硬さを測定しようとする試験である。代表的なものにショア硬さ試験がある。

#### (2) 金属組織試験

金属組織試験は大別して、マクロ組織試験、ミクロ組織試験、結晶粒度試験、非金属介在物試験および地きずの肉眼試験に分別できる。マクロ組織試験は、鋼の表面または断面の欠陥や性状および組織を腐食して肉眼で観察する試験である。ミクロ組織試験は顕微鏡で鋼の組織を観察し、鋼の性状を判定する試験である。また、この試験は鋼の顕微鏡組織試験とも呼ばれている。試験に用いる顕微鏡は、金属顕微鏡のほか、最近では電子顕微鏡も用いられる。結晶粒度試験は、鋼のオーステナイト結晶粒度試験、鋼のフェライト結晶粒度試験に大別される。両者の試験とも、それぞれの結晶粒の大きさを測定する試験である。オーステナイト結晶粒度試験では、試験の方法によって浸炭粒度試験方法と熱処理粒度試験方法の二つに分けられる。また、フェライト結晶粒度試験では、主に炭素含有量が0.2%以下の鋼の場合に適用さ

表3.1 材料試験の分類<sup>(1)</sup>

|   |   |
|---|---|
| a) 破壊試験   |   |
| 機械的試験   | 静的強度試験 : 引張試験, 圧縮試験, 曲げ試験<br>せん断試験, ねじり試験, 座屈試験                           |
|   | 動的強度試験 : 衝撃試験: 引張り, 圧縮, 曲げ, ねじり<br>疲れ試験: 引張り, 圧縮, 曲げ, ねじり                 |
|   | 工業的試験 : 抗折試験, クリーブ試験, 深絞り試験,<br>エリクセン試験, 溶接試験, 摩耗試験,<br>巻付け試験, 切削試験, 研削試験 |
| 化学的試験 — 腐食防食試験  |   |
| b) 非破壊試験に近い試験   |   |
| 硬さ試験  | 動的硬さ試験 — 押し込み硬さ試験: プリネル, ビッカース,<br>ロックウエル                                 |
|   | 動的硬さ試験 — 反発硬さ試験: ショア  |
| 金属組織試験 — マクロ組織試験, ミクロ組織試験, 結晶粒度試験<br>非金属介在物試験, 地きず肉眼の試験 |   |
| c) 非破壊試験 — 放射線透過試験, 超音波探傷試験, 磁粉探傷試験,<br>浸透探傷試験, 渦流探傷試験  |   |

れる。非金属介在物試験にはマクロ試験とミクロ試験があり、マクロ試験は主に肉眼で、ミクロ試験では顕微鏡を使って非金属介在物の種類や面積率を調べる方法である。この非金属介在物とは、鋼が凝固する過程で、析出、または巻き込まれる非金属性の介在物を表す。地きずの肉眼試験は、鋼を機械仕上げによって、階段状の段削り試験片を作成し、仕上げ面に認められるきずの長さや数、およびその分布を肉眼で調べる試験を指す。

### 3.3 非破壊試験

これまでの試験は、鋼を破壊してその性状や欠陥の有無などについて調べる試験や、非破壊試験に近い試験方法について説明してきた。最後に非破壊試験について説明する。非破壊試験は、材料や製品を破壊せずに欠陥の有無を調べる試験であり、もし欠陥がある場合にはその場所や欠陥の大きさ、形状および分布状態などを調べる試験を指す。この試験には、試験体に放射線を照射して、透過した放射線の強さから欠陥の有無を調べる放射線透過試験や、試験片に超音波を加え、試験片が示す音響的性質を利用して、試験片内の欠陥や

材質などを調べる超音波探傷試験がある。

また、鉄鋼材料などの強磁性体を磁化し、欠陥部に生じた磁極による磁粉を利用して欠陥を見つけ出す試験として、磁粉探傷試験がある。試験片表面のきずに浸透液を浸透させた後、表面にしみ出した指示模様としてきずを観察する試験方法があり、浸透深傷試験と呼ばれている。コイルを用いて導体に時間的に変化する磁場を与え、導体に生じた渦電流が欠陥によって変化することを検出する、渦流深傷試験と呼ばれる試験もある。

## 4. 複合三次元材料試験<sup>2)</sup>

### 4.1 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4.1、図4.2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

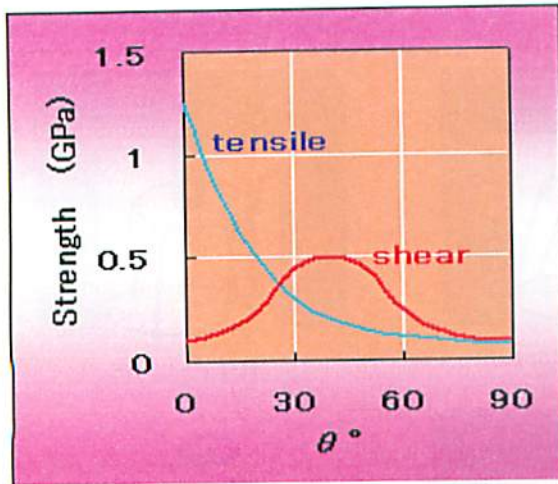


図4.1 負荷方向による強度変化(CFRP)

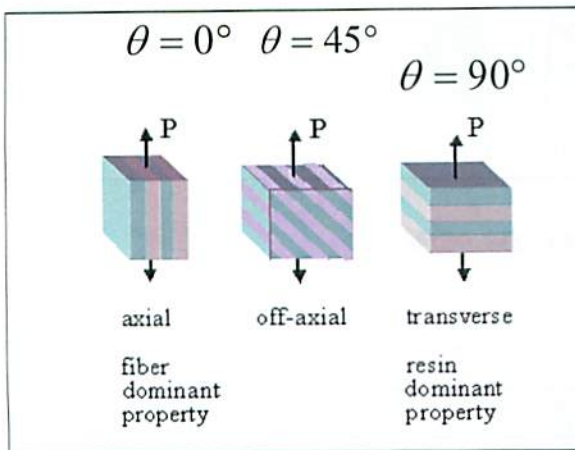


図4.2 繊維方向による強度変化(CFRP)

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4.3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、平行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方向の複合荷重による試験を実現することが可能となる。したがって、図4.4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。

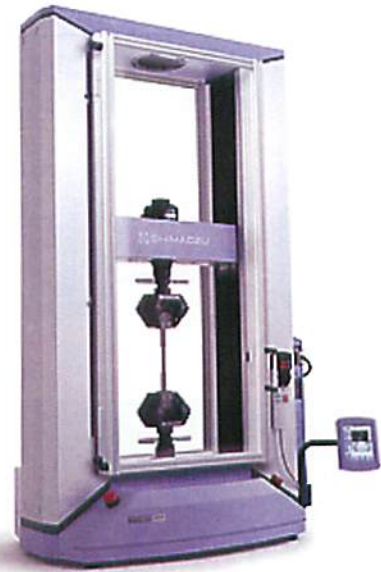


図4.3 一般的な万能材料試験の例

#### 4.2 システム概要

図4.5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平行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4.6に本システムで利用する六自由平行メカニズムの概要を示す。使用する平行メカニズムは、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4.7参照)。

#### 4.3 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。

$${}^4R_B = \begin{bmatrix} u_x & v_x & w_x \\ u_y & v_y & w_y \\ u_z & v_z & w_z \end{bmatrix} \quad (1)$$

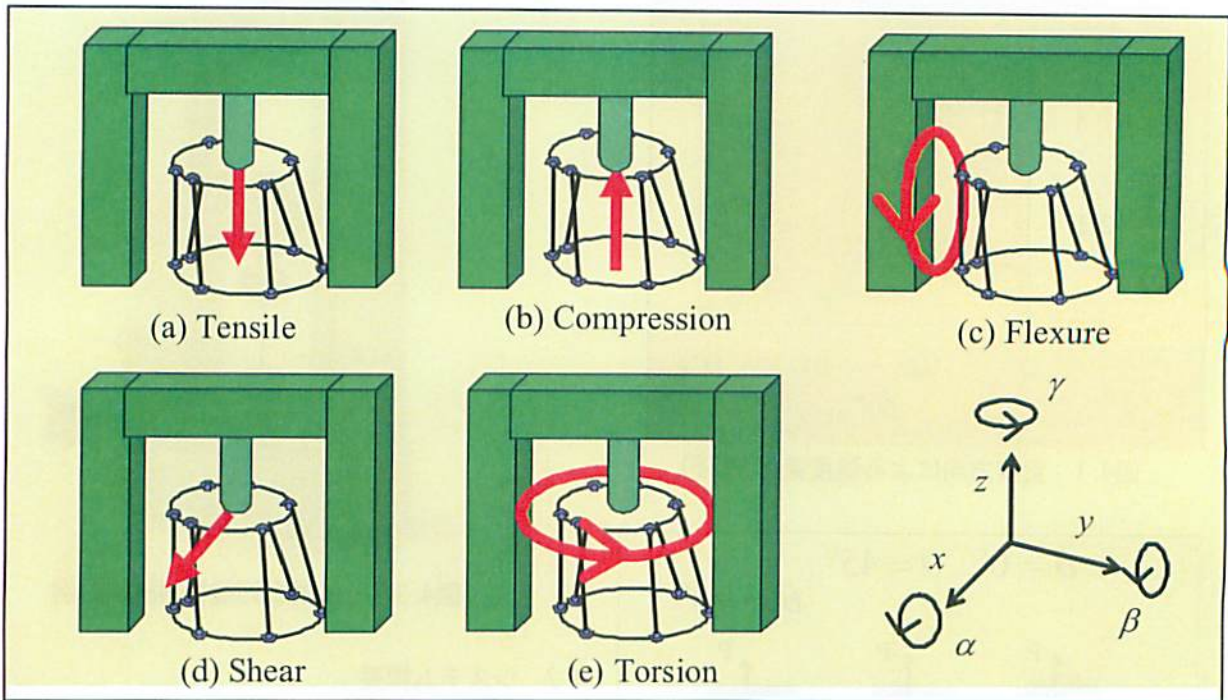


図4.4 実現可能な材料試験の概要

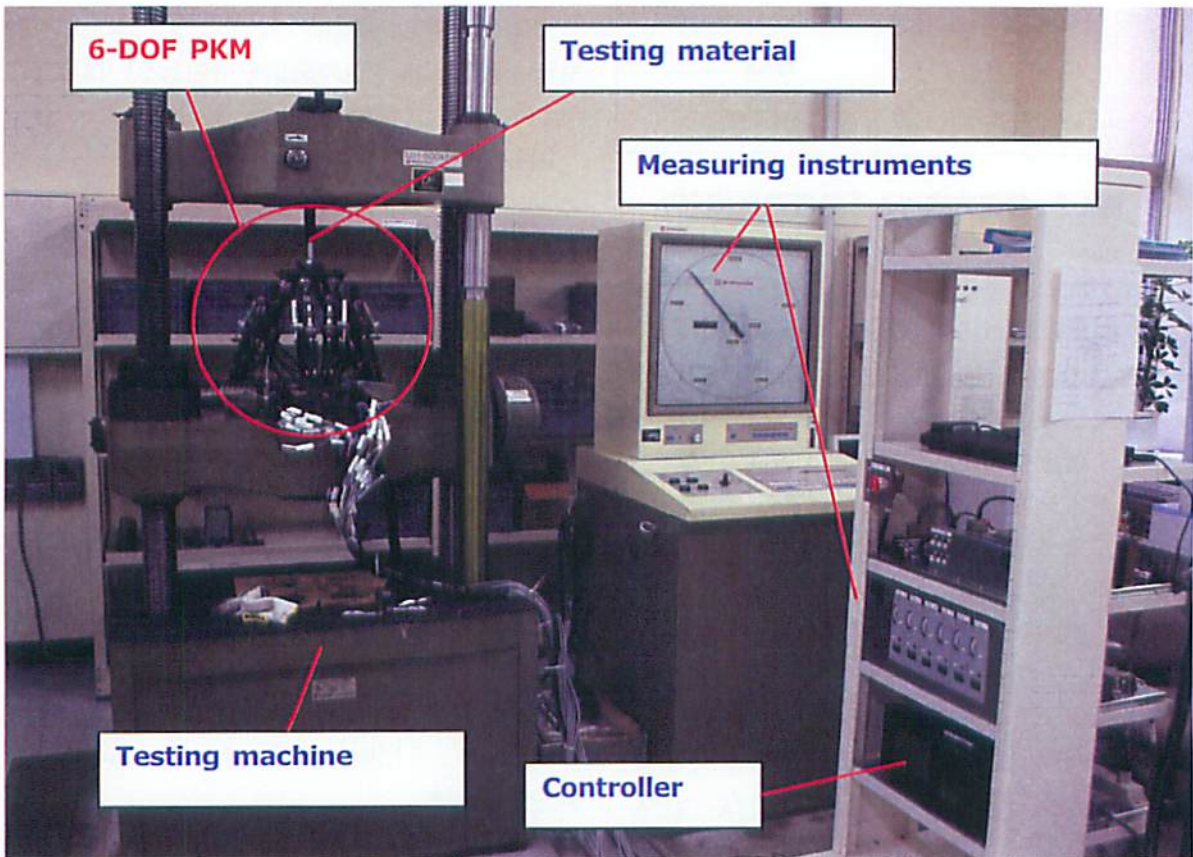


図4.5 提案する試験システムの概要

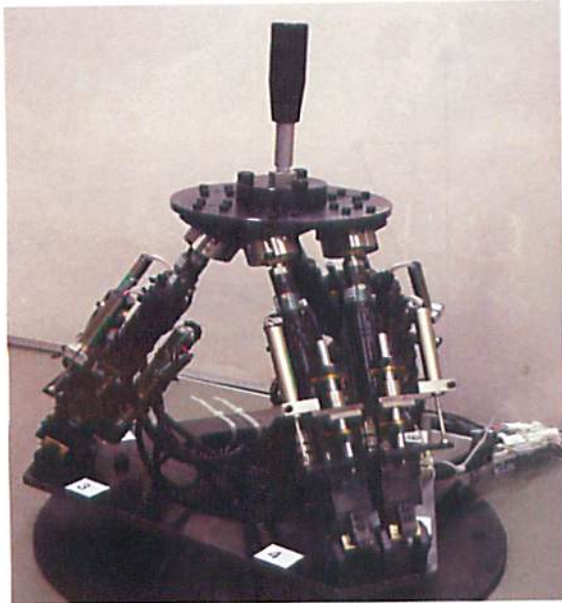


図4.6 六自由度パラレルメカニズム

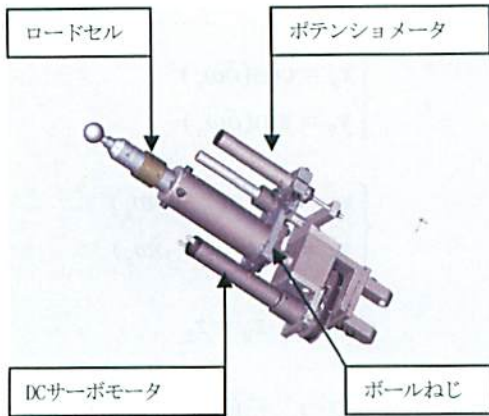


図4.7 アクチュエータ部概要

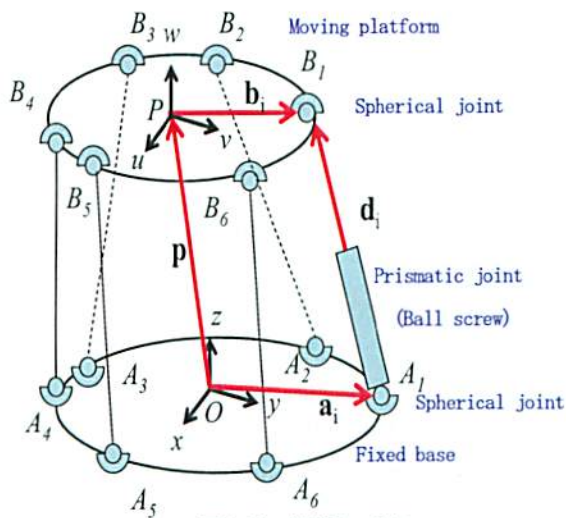


図4.8 解析モデル

図4.8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。

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

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4.9および図4.10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。

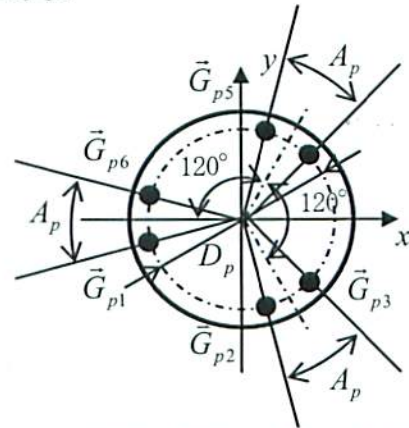


図4.9 プラットフォーム側支点配置

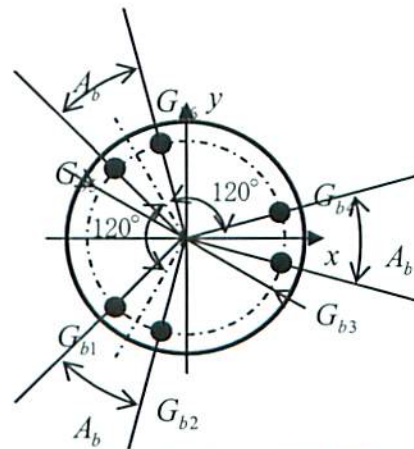


図4.10 ベース側支点配置

プラットフォーム側の各支点座標  $\vec{G}_{p_i}$  は

$$\vec{G}_{p_1}(x, y, z) = \left( \frac{D_p}{2} \cos(180^\circ + \frac{A_p}{2}), \frac{D_p}{2} \sin(180^\circ + \frac{A_p}{2}), E \right)$$

$$\vec{G}_{p_2}(x, y, z) = \left( \frac{D_p}{2} \cos(300^\circ - \frac{A_p}{2}), \frac{D_p}{2} \sin(300^\circ - \frac{A_p}{2}), E \right)$$

$$\vec{G}_{p_3}(x, y, z) = \left( \frac{D_p}{2} \cos(300^\circ + \frac{A_p}{2}), \frac{D_p}{2} \sin(300^\circ + \frac{A_p}{2}), E \right)$$

$$\vec{G}_{p_4}(x, y, z) = \left( \frac{D_p}{2} \cos(60^\circ - \frac{A_p}{2}), \frac{D_p}{2} \sin(60^\circ - \frac{A_p}{2}), E \right)$$

$$\vec{G}_{p_5}(x, y, z) = \left( \frac{D_p}{2} \cos(60^\circ + \frac{A_p}{2}), \frac{D_p}{2} \sin(60^\circ + \frac{A_p}{2}), E \right)$$

$$\vec{G}_{p_6}(x, y, z) = \left( \frac{D_p}{2} \cos(180^\circ - \frac{A_p}{2}), \frac{D_p}{2} \sin(180^\circ - \frac{A_p}{2}), E \right)$$

同様に、ベース側の各支点座標  $\vec{G}_{b_i}$  は

$$\vec{G}_{b_1}(x, y, z) = \left( \frac{D_b}{2} \cos(240^\circ - \frac{A_b}{2}), \frac{D_b}{2} \sin(240^\circ - \frac{A_b}{2}), E + H \right)$$

$$\vec{G}_{b_2}(x, y, z) = \left( \frac{D_b}{2} \cos(240^\circ + \frac{A_b}{2}), \frac{D_b}{2} \sin(240^\circ + \frac{A_b}{2}), E + H \right)$$

$$\vec{G}_{b_3}(x, y, z) = \left( \frac{D_b}{2} \cos(-\frac{A_b}{2}), \frac{D_b}{2} \sin(-\frac{A_b}{2}), E + H \right)$$

$$\vec{G}_{b_4}(x, y, z) = \left( \frac{D_b}{2} \cos(\frac{A_b}{2}), \frac{D_b}{2} \sin(\frac{A_b}{2}), E + H \right)$$

$$\vec{G}_{b_5}(x, y, z) = \left( \frac{D_b}{2} \cos(120^\circ - \frac{A_b}{2}), \frac{D_b}{2} \sin(120^\circ - \frac{A_b}{2}), E + H \right)$$

$$\vec{G}_{b_6}(x, y, z) = \left( \frac{D_b}{2} \cos(120^\circ + \frac{A_b}{2}), \frac{D_b}{2} \sin(120^\circ + \frac{A_b}{2}), E + H \right)$$

となる。ここで、支点間高さ  $H$  は、

$$G_{b_{ix}} = \sqrt{L_0^2 - (G_{p_{ix}} - G_{b_{ix}})^2 - (G_{p_{iy}} - G_{b_{iy}})^2}$$

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。

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

ここで、 $\mathbf{R}$  は回転行列である。回転行列は以下

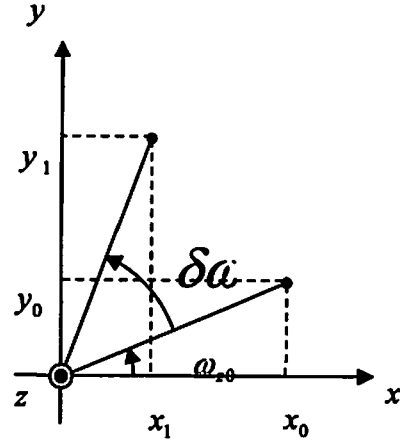


図4.11 回転軸の運動

のようにして求めることができる。

図4.11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、

$$\begin{cases} x_0 = \cos(\delta\omega_z) & (5) \\ y_0 = \sin(\delta\omega_z) & (6) \end{cases}$$

$$\begin{cases} x_1 = \cos(\omega_{z_0} + \delta\omega_z) & (7) \\ y_1 = \sin(\omega_{z_0} + \delta\omega_z) & (8) \end{cases}$$

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

の関係が成り立つ。三角関数の加法定理により式(7)は

$$\begin{aligned} x_1 &= \cos(\omega_{z_0} + \delta\omega_z) \\ &= \cos(\omega_{z_0})\cos(\delta\omega_z) - \sin(\omega_{z_0})\sin(\delta\omega_z) \end{aligned}$$

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、

$$\begin{aligned} y_1 &= \sin(\omega_{z_0} + \delta\omega_z) \\ &= \sin(\omega_{z_0})\cos(\delta\omega_z) + \cos(\omega_{z_0})\sin(\delta\omega_z) \\ &= y_0 \cos(\delta\omega_z) + x_0 \sin(\delta\omega_z) \end{aligned} \quad (11)$$

となる。

式(9), (10), (11)をベクトルで表現すると,

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

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

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

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。

$$\mathbf{R} = \mathbf{R}_z \cdot \mathbf{R}_y \cdot \mathbf{R}_x$$

$$= \begin{pmatrix} C_y C_z & -C_x S_z + S_x S_y C_z & S_x S_z + C_x S_y C_z \\ C_y S_z & C_x C_z + S_x S_y S_z & -S_x C_z + C_x S_y S_z \\ -S_y & S_x C_y & C_x C_y \end{pmatrix} \quad (15)$$

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

(添え字  $y, z$  についても同様)

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。

$$L'_i = \sqrt{(G'_{p_{11}} - G_{h_{11}})^2 + (G'_{p_{21}} - G_{h_{21}})^2 + (G'_{p_{31}} - G_{h_{31}})^2} \quad (16)$$

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出来る。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。

#### 4.4 微小運動学

微小運動学は、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 $de$ とアクチュエータの微小変位 $dd$ の関係はヤコビ行列を用いて以下のように表される。

$$de = J dd \quad (18)$$

$$J = \frac{dd}{de} \quad (19)$$

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。

#### 4.5 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 $l_i$ 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，

$$de^T F = dd^T T \quad (21)$$

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，ロードセルの測定値  $T$  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．

### 5. 位置と力の制御<sup>4)5)</sup>

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<sup>2)</sup>．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5.1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

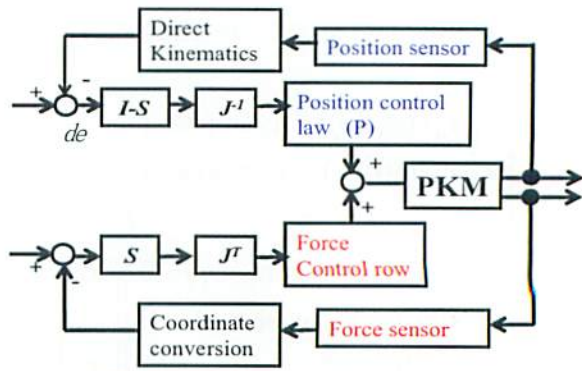


図5.1 ハイブリッド制御 (TypeA)

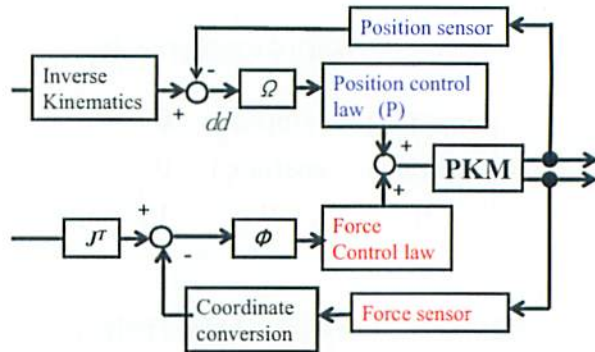


図5.2 ハイブリッド制御 (TypeB)

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5.2に示す制御系 (Type B) を利用することとした．図5.1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5.2の行列  $W$ ， $F$  は，位置制御，力制御のブロックから与えられる出力が図5.1と同じになるように定めればよいので，

$$P\Omega dd = PJ^{-1}(I - S)de \quad (23)$$

となり，式(18)の関係を用いて，下式となる．

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

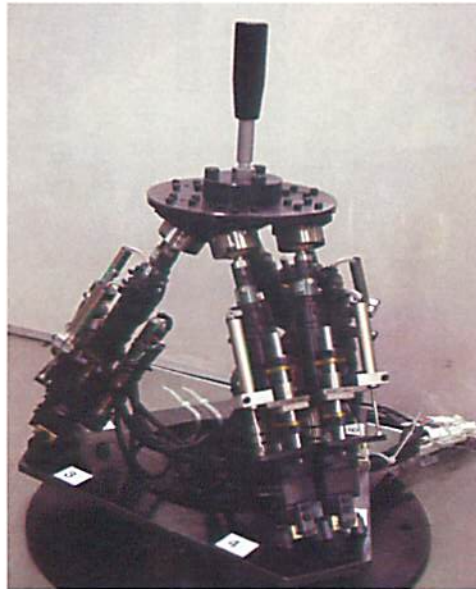
同様にして，

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

となる．

# 6-DOF PKM

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



# MATLAB/Simulink control models

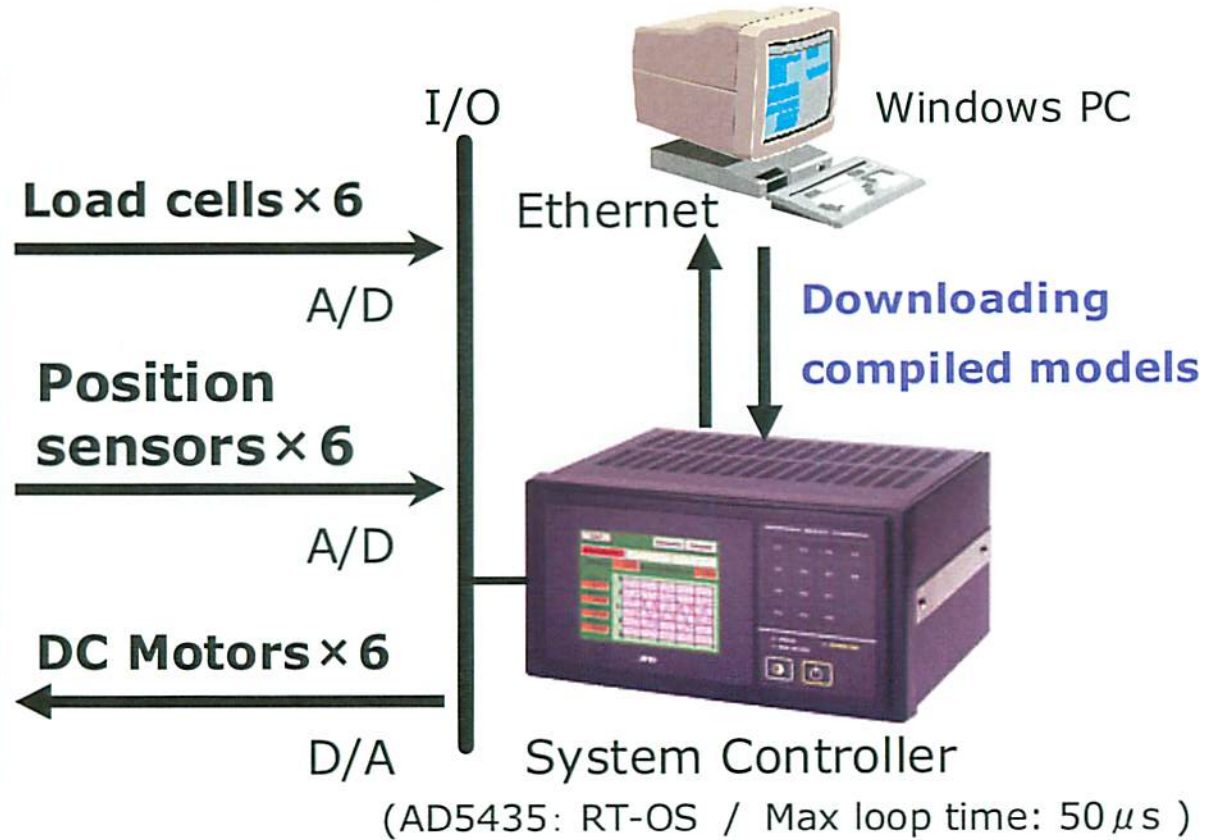


図6.1 実験システム概要

## 6. 実験

MATLAB/Simulinkにて図5.2の制御系モデルを作成後、DSPコントローラ (AD5435) 用の実行プログラムに変換し、図6.1に示すシステム構成にて実験を行った。

$$S = \text{diag} \begin{pmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

すなわち、z軸：力制御，他五軸：位置制御として実験を行った。z軸方向にプラットフォームを移動し、ゴムを挟んだ金属板に接触させて指令値 (50N) にて押付けを行った。実験結果の一例を図6.2に示す。接触時に、オーバーシュートが見られるが、指令値に収束していることがわかる。

### 7. 空気圧サーボの検討

#### 7.1 空気圧サーボの特徴

空気圧サーボ系とは、圧縮空気による駆動力を使った、メカニカルシステムにおける位置・速度・角度等を制御量とする制御系のことである。現状のシステムの多くは、前節で述べた電気 (モータ) や油圧などによる駆動力を用いたものであるが、空気圧サーボ系は、圧縮空気の力を用いて作業テーブルやアーム等を駆動するものである。シリンダ等に圧縮空気を送り込むことでピストン等を動かす、その動きを外部に取り出すことで位置決めを行う。圧縮空気を使った機器には、火花の発生や引火・爆発の心配がなく、作業環境によらず安全である。駆動のために使用した圧縮空気は、そのまま大気に解放すればよく、とくに油圧機器と比べて配管が単純かつクリーンであり、コスト低減やメンテナンス性の向上が図れるなどの特徴がある。また、電動モータと比較した場合、重量に比べて高い出力が得られる。しかし、これまで精密な制御を目的とした用途 (フィードバック制御) には不向きとされてきた。その大きな理由の一つに、空気の低剛性 (圧縮性) がある。シリンダ内に圧縮空気を送り込めばピストンが動くが、実際には空気が圧縮されてしまうため、ピストンがどのように正確に動くかはそれほど単純ではない。

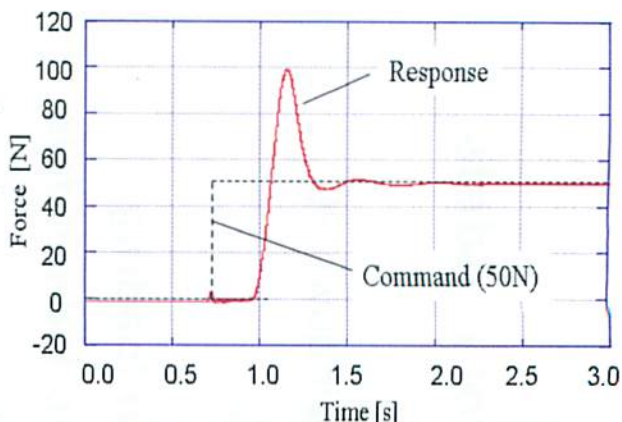


図6.2 力制御実験結果の一例 (Z軸)

したがって、圧縮空気は、工業用プロセスコントロール制御装置を除くと、空気圧サーボ系としては、ほとんど利用されていない。したがって、その応用範囲は、機械的なストップの位置動作のような単純なオン・オフ動作が主流である。このように空気圧機器による制御系は、非常に粗い精度でも十分な場面に限定されて使われてきた。

空気の圧縮性は、制御を難しくする大きな要因ではあるが、これが高度な制御手法により克服されれば、むしろ特長となる可能性がある。例えば、空気の圧縮性は、ハードウェア自身が本質的に安全装置となる「柔らかい装置」としての働きを引き出すことが可能であるため、人と生活空間 (例えば家庭や病院) で頻繁、密接に触れあう支援ロボットや介護ロボットなどへの応用も期待される。

#### 7.2 空気圧サーボによる制御実験

空気圧サーボによる、位置と力のハイブリッド制御について検討を行う。基本的な性能を確認するために一自由度の空気圧シリンダを用いて予備実験を行った。実験は図7.1、図7.2に示すような構成で行った。さらに図7.3および図7.4に示すような二種類のサーボ弁を使用し実験データの比較検討を行った。本実験装置では空気の供給圧力を約0.55MPaと設定すると、シリンダは最大で約0.8 kNの力を出すことができる。

**7.2.1 位置制御** はじめに、2種類のサーボ弁を利用して位置制御の実験を行った。入力周波数0.5Hz、振幅30mmの三角波 (図7.5)、正弦波 (図7.6)、矩形波 (図7.7)の実験結果を示す。

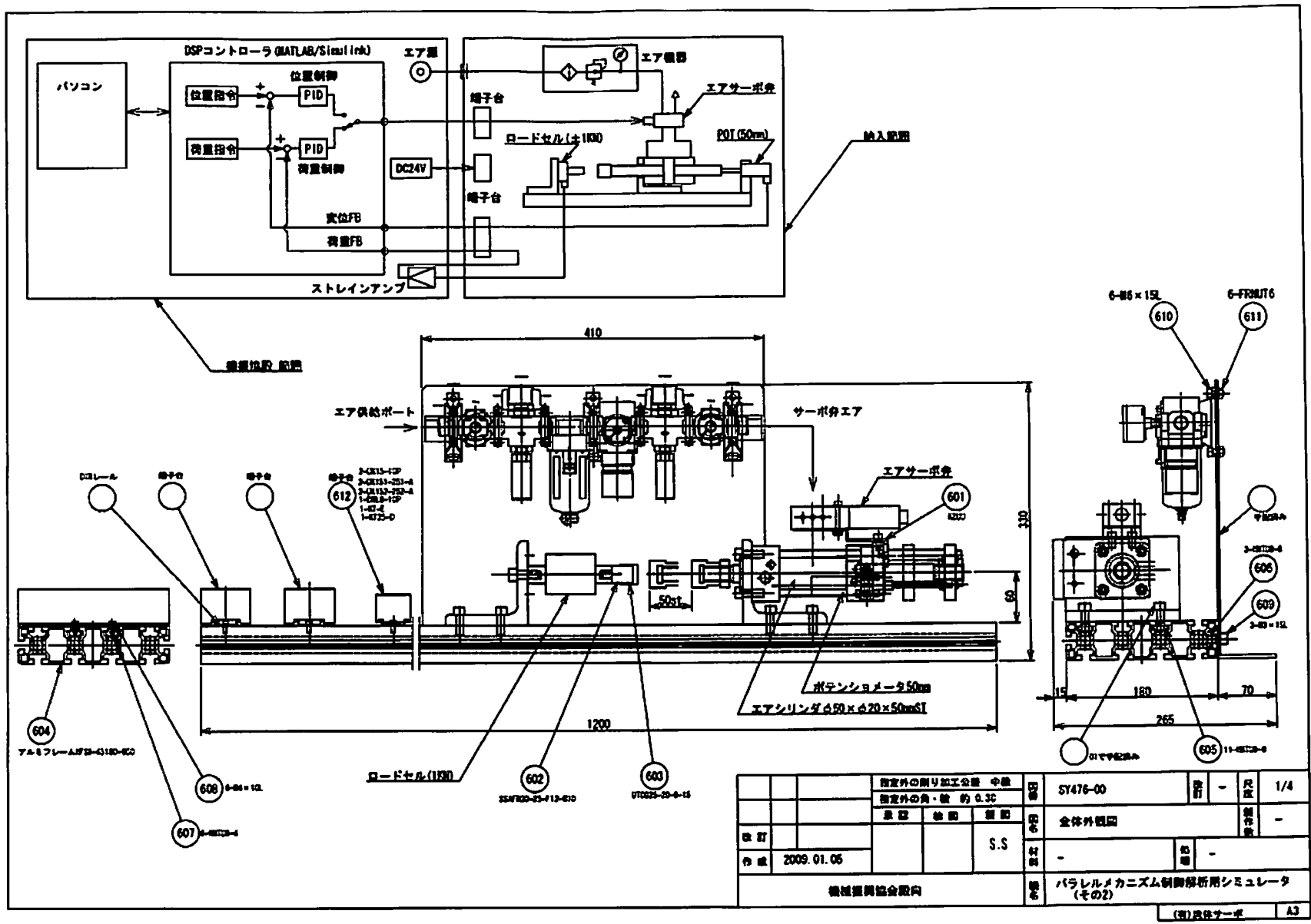


図7.1 空気圧サーボ実験システム

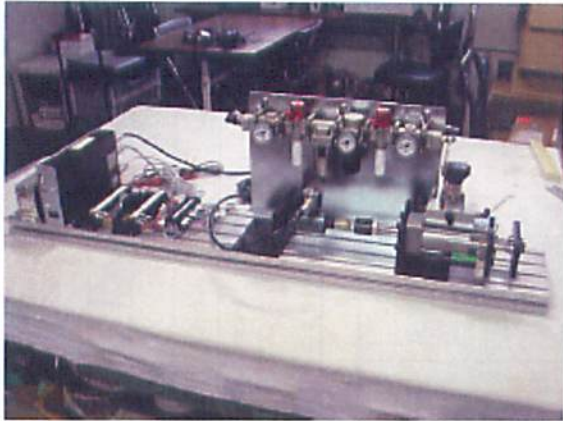


図7.2 空気圧サーボ実験装置概要

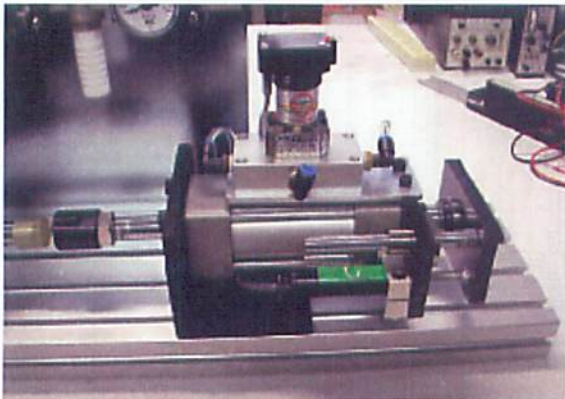


図7.3 空気圧サーボ弁 (Type A)

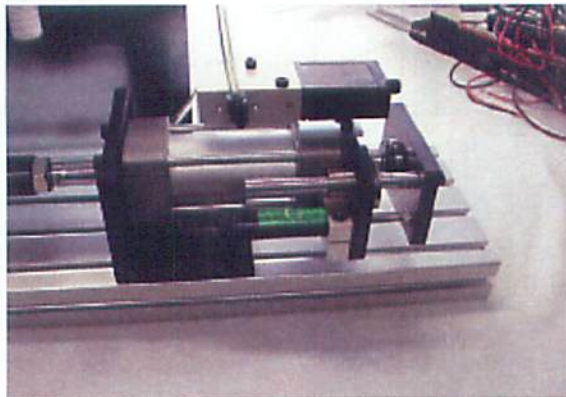


図7.4 空気圧サーボ弁 (Type B)

市販のType AおよびType Bのサーボ弁ともに所定の速度でなめらかに運動し、オーバーシュートすることなく指令された値に追従していることがわかる。矩形波入力にて、若干の応答遅れが発生している。この原因として、現在の実験装置では標準形のシリンダを使用しているため、クーロン摩擦の影響が大きく出ているものと推定される。今後、低摩擦形シリンダに交換し、検証実験を行い実証する予定である。

**7.2.2 力制御** 前節と同様に、二種類のサーボ弁を利用して力制御の実験を行った。自由空間にある非拘束状態から、ロードセンサーを取り付けたバーへ押し付け動作を行った。力制御の指令値の初期値300Nとして、入力周波数0.5Hz、加重振幅 $\pm 200\text{N}$  (100-500N)の三角波 (図7.8)、正弦波 (図7.9)、矩形波 (図7.10)で実験を行った。図7.10を見るとステップ入力に対して、Type AおよびType Bともに若干のオーバーシュートが発生していることがわかる。しかしながら、図7.8の正弦波および図7.9の三角波では、指令に従いなめらかに力制御が行われている。このことから、前節で述べたように、現在の実験装置は標準形のシリンダを使用しているため、矩形波入力に対してクーロン摩擦の影響が無視できないものと推定される。

### 7.3 考察

Type AおよびType Bのサーボ弁には3倍以上の価格差 (Type Aが高価格)がある。しかしながら、今回の実験条件では、応答性や波形再現性に価格差ほどの違いは現れていない。したがって、負荷条件や装置の大きさによっては、低価格のType Bを利用することも可能であると考えられる。現在の実験装置は標準形のシリンダを使用しており、クーロン摩擦がある程度大きい条件では、明確な違いが見られない。今後、低摩擦タイプのサーボ用シリンダを利用した比較実験を行う予定である。

以上の考察および結果から、今回試作した空気圧サーボの制御系は、力および速度の方向が切り替わるときに、若干のオーバーシュートが見られるが、基本的な応答、精度、波形追従性の点でも十分な性能をもつことが確認できた。今後は、本実験結果を踏まえ、パラレルメカニズムの多軸制御系への展開を検討する予定である。

090212-2 FestoSV位置制御 三角波 0.5Hz  $\pm 15\text{mm}$  PS=0.55MPa KP=0.6 KI=0

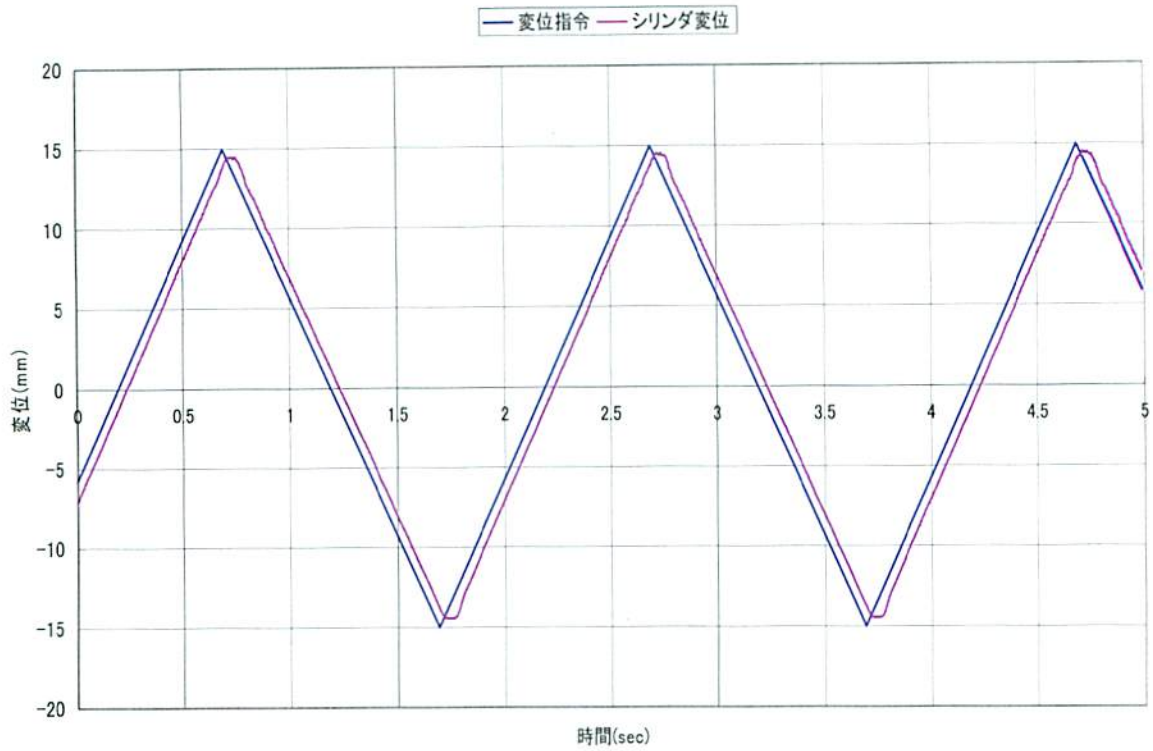


図7.5(a) 位置制御実験結果 (Type A)

090212-8 TextronSV位置制御 正弦波 0.5Hz  $\pm 15\text{mm}$  PS=0.55MPa KP=1 KI=0

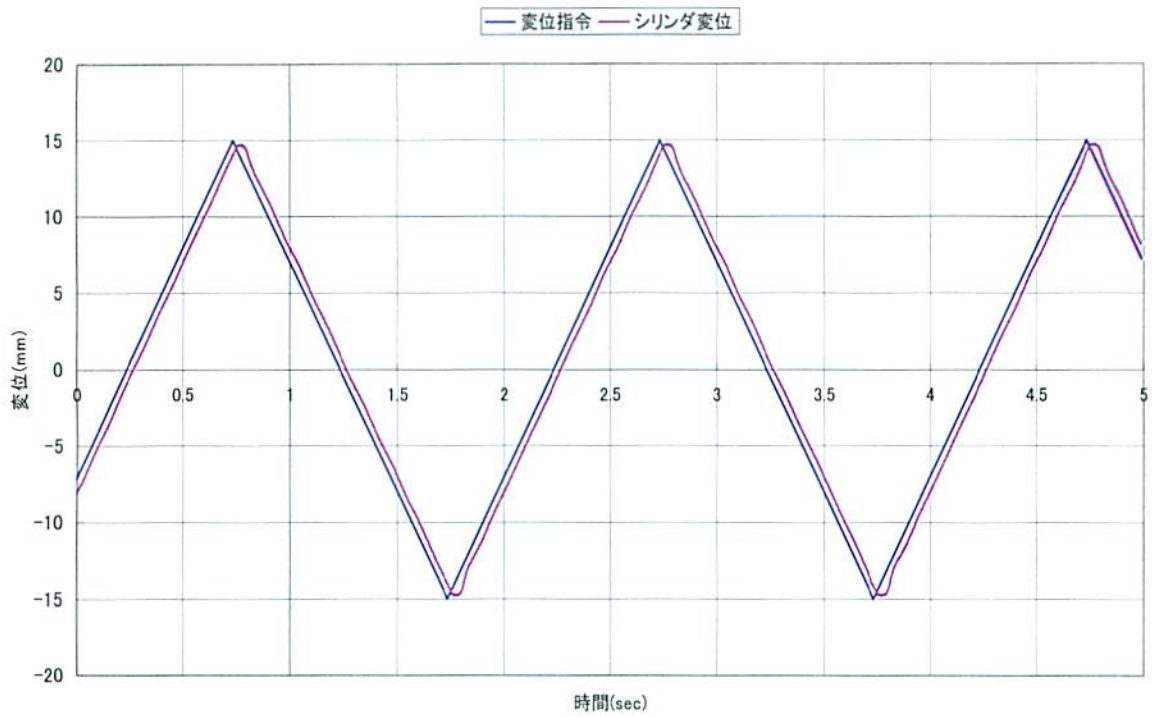


図7.5(b) 位置制御実験結果 (Type B)

090212-1 FestoSV位置制御 正弦波0.5Hz ±15mm PS=0.55MPa KP=0.6 KI=0

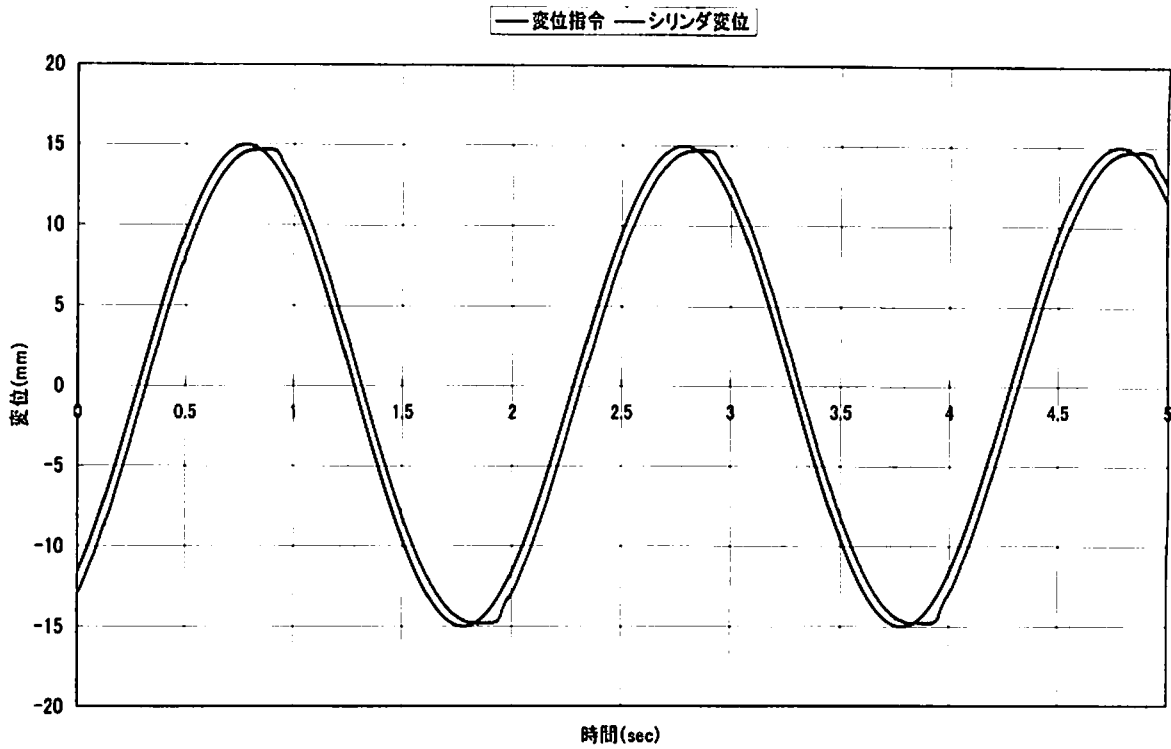


図7.6(a) 位置制御実験結果 (Type A)

090212-7 TextronSV 位置制御 正弦波 0.5Hz ±15mm PS=0.55MPa KP=1 KI=0

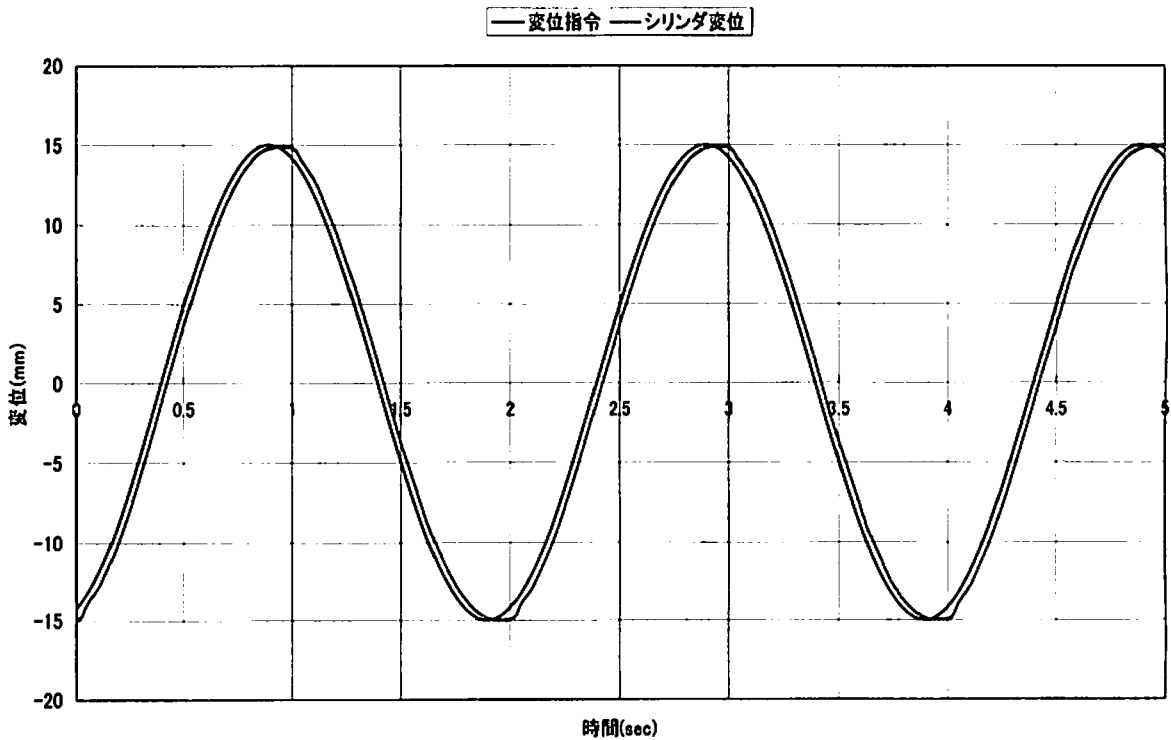


図7.6(b) 位置制御実験結果 (Type B)

090212-3 FestoSV 位置制御 矩形波 0.5Hz  $\pm 15\text{mm}$  PS=0.05MPa KP=0.6 KI=0

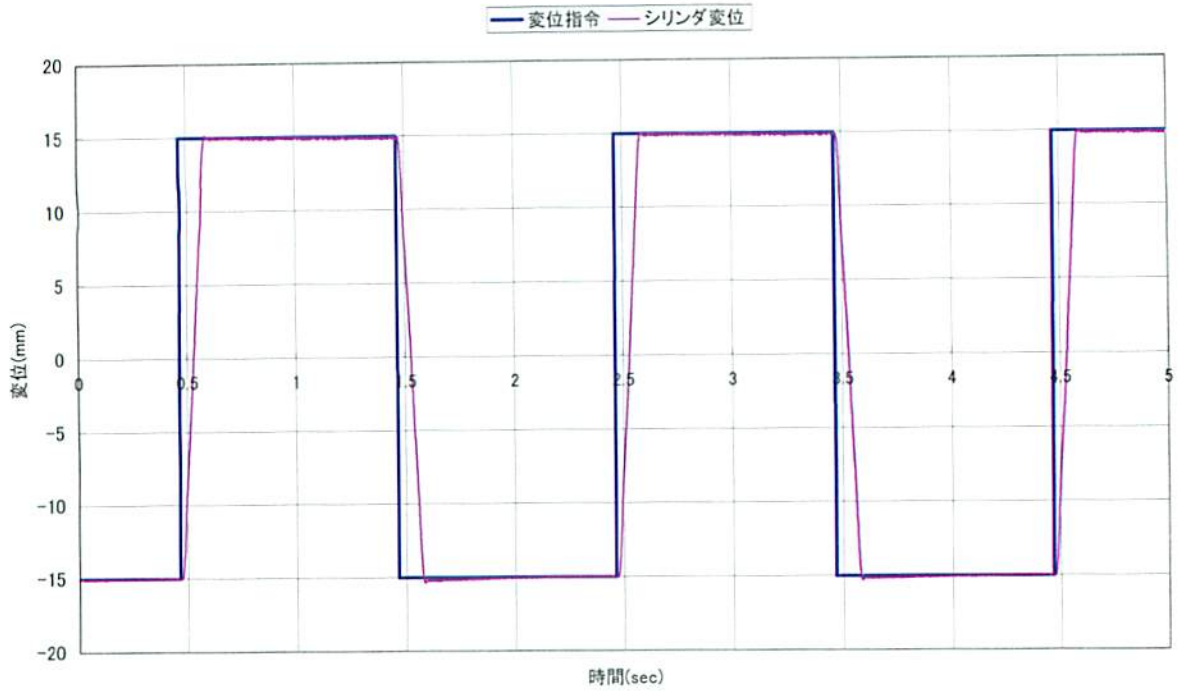


図7.7(a) 位置制御実験結果 (Type A)

090212-9 TextronSV 位置制御 矩形波 0.5Hz  $\pm 15\text{mm}$  PS=0.55MPa KP=1 KI=0

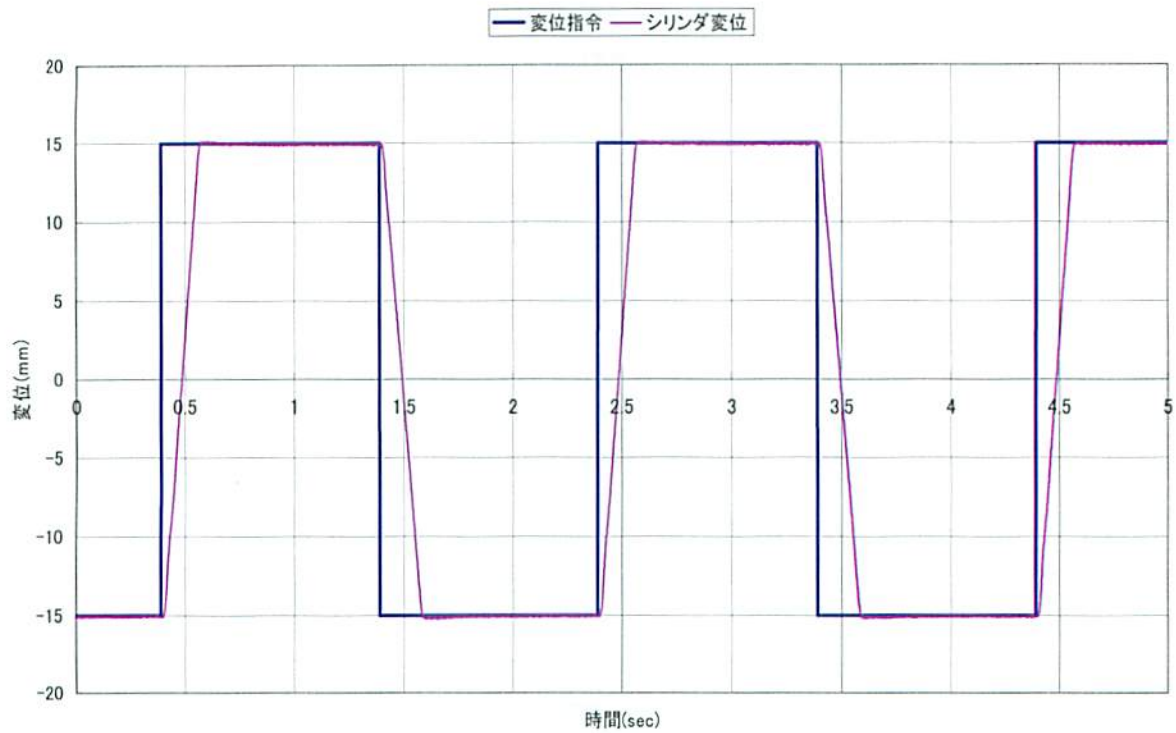


図7.7(b) 位置制御実験結果 (Type B)



090212-5 FestoSV 荷重制御 0.5Hz 300±200N PS=0.55MPa KP=0.015 KI=0.008

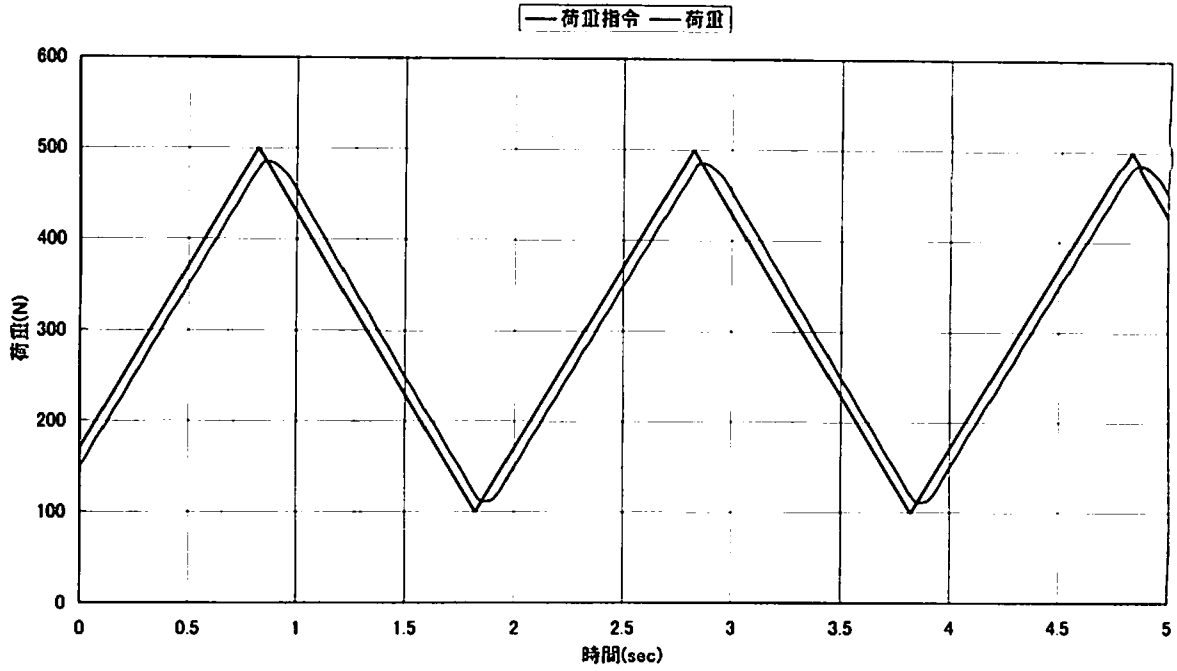


図7.8(a) 力制御実験結果 (Type A)

090212-11 TextronSV 荷重制御 三角波 0.5Hz 300±200N PS=0.55MPa KP=0.03 KI=0.01

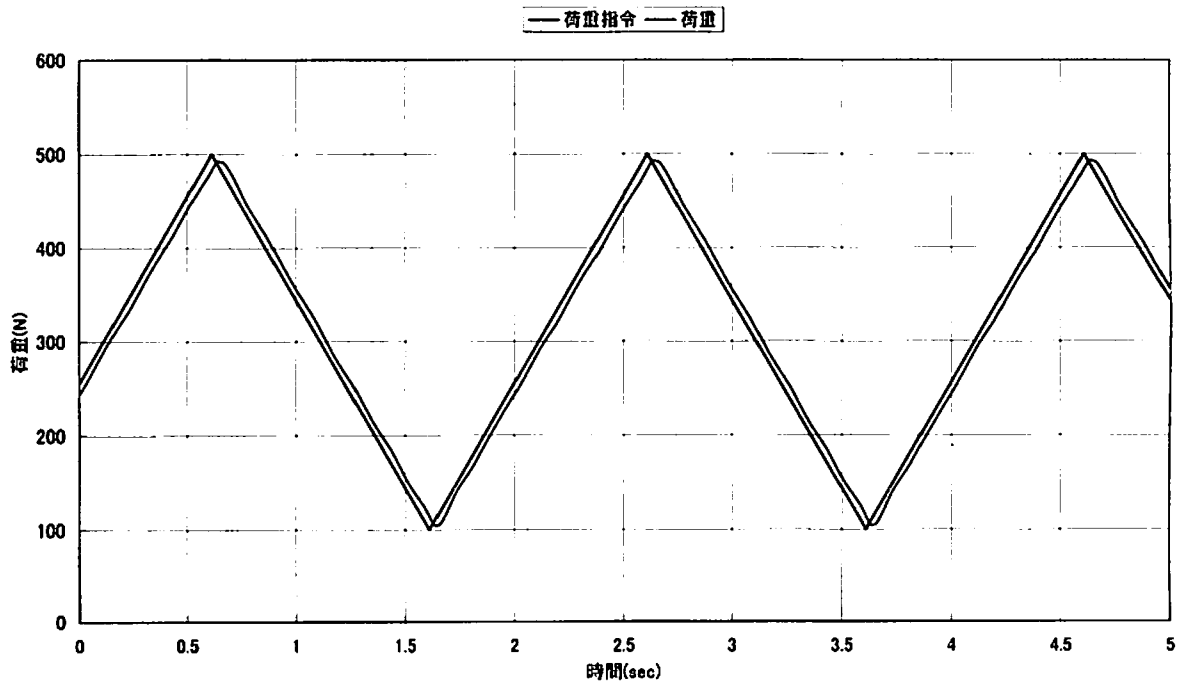


図7.8(b) 力制御実験結果 (Type B)

090212-4 FestoSV 荷重制御 正弦波 0.5Hz 300±200N PS=0.55MPa KP=0.015 KI=0.008

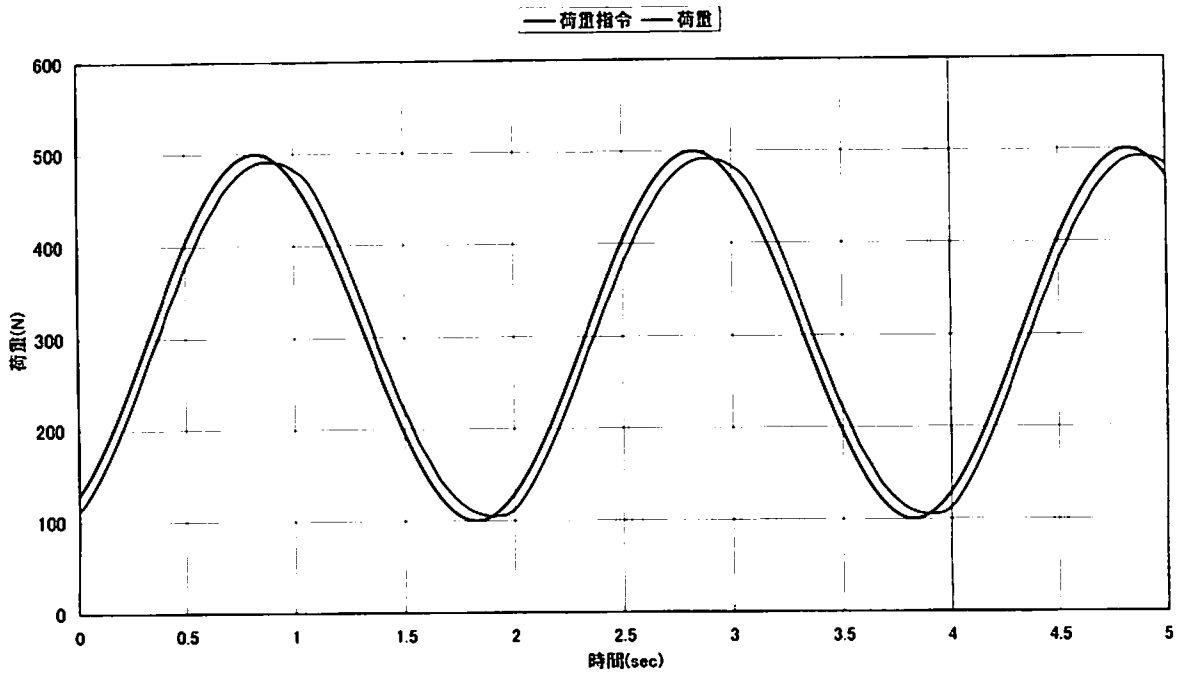


図7.9(a) 力制御実験結果 (Type A)

090212-10 TextronSV 荷重制御 正弦波 0.5Hz 300±200N PS=0.55MPa KP=0.03 KI=0.01

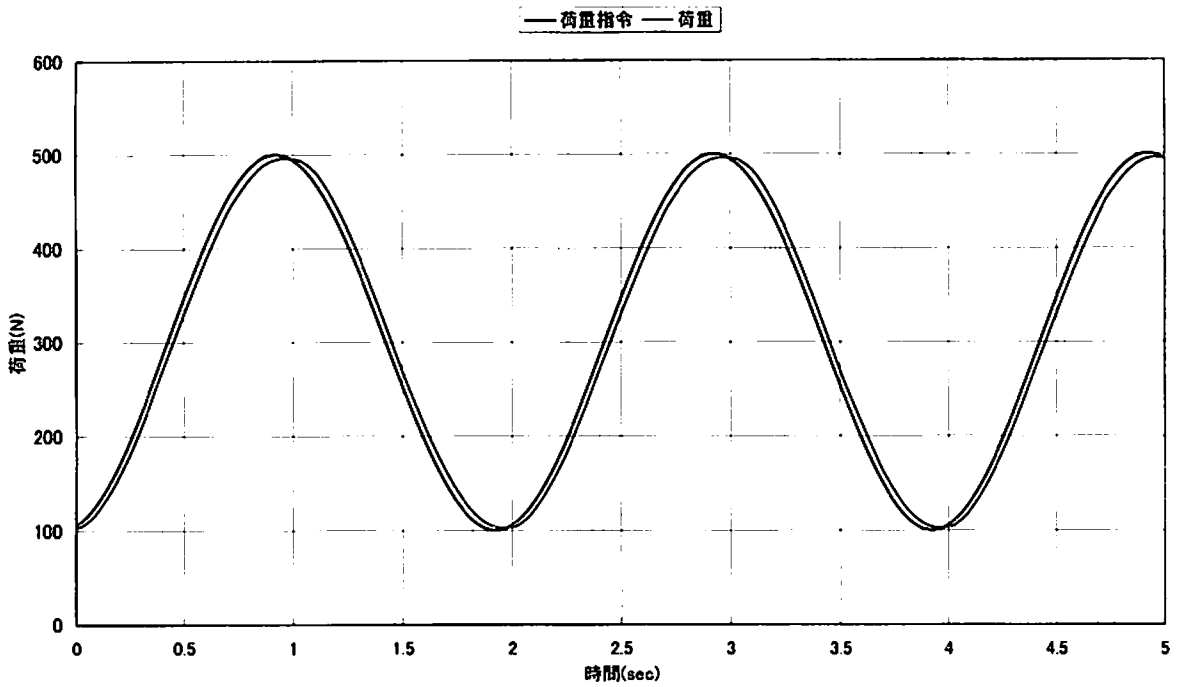


図7.9(b) 力制御実験結果 (Type B)

090212-6 FestoSV 荷重制御 0.5Hz 300±200N PS=0.55MPa KP=0.015 KI=0.008

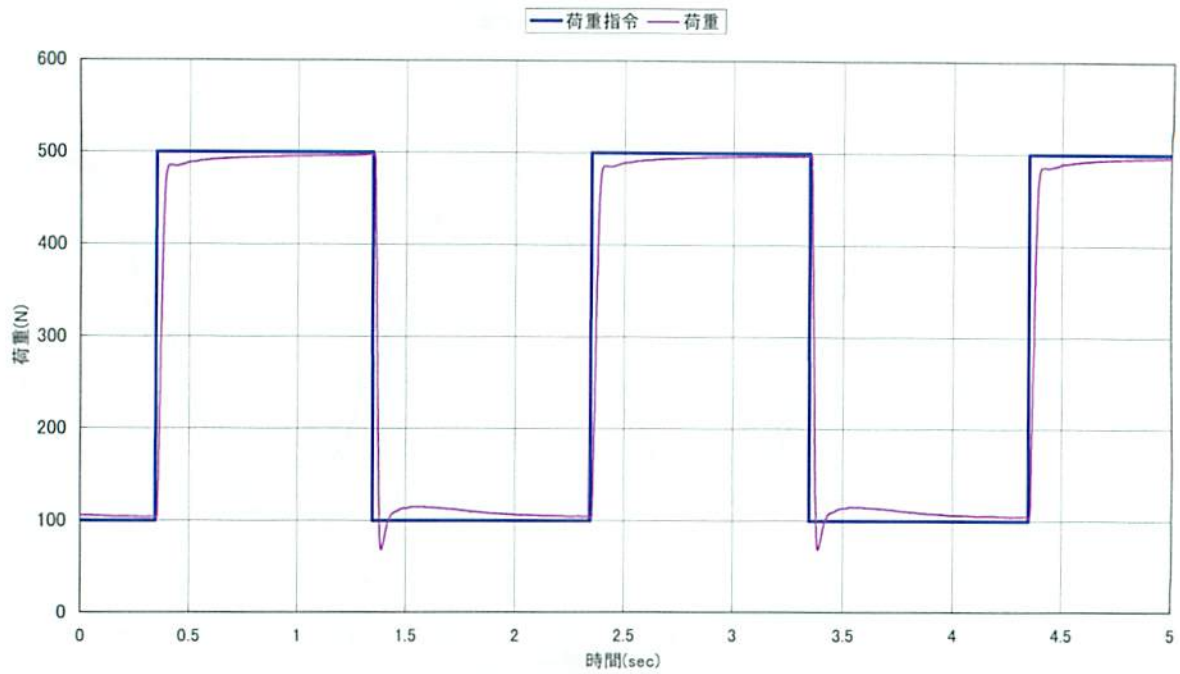


図7.10(a) 力制御実験結果 (Type A)

090212-12 TextronSV 荷重制御 矩形波 0.5Hz 300±200N PS=0.55MPa KP=0.03 KI=0.01

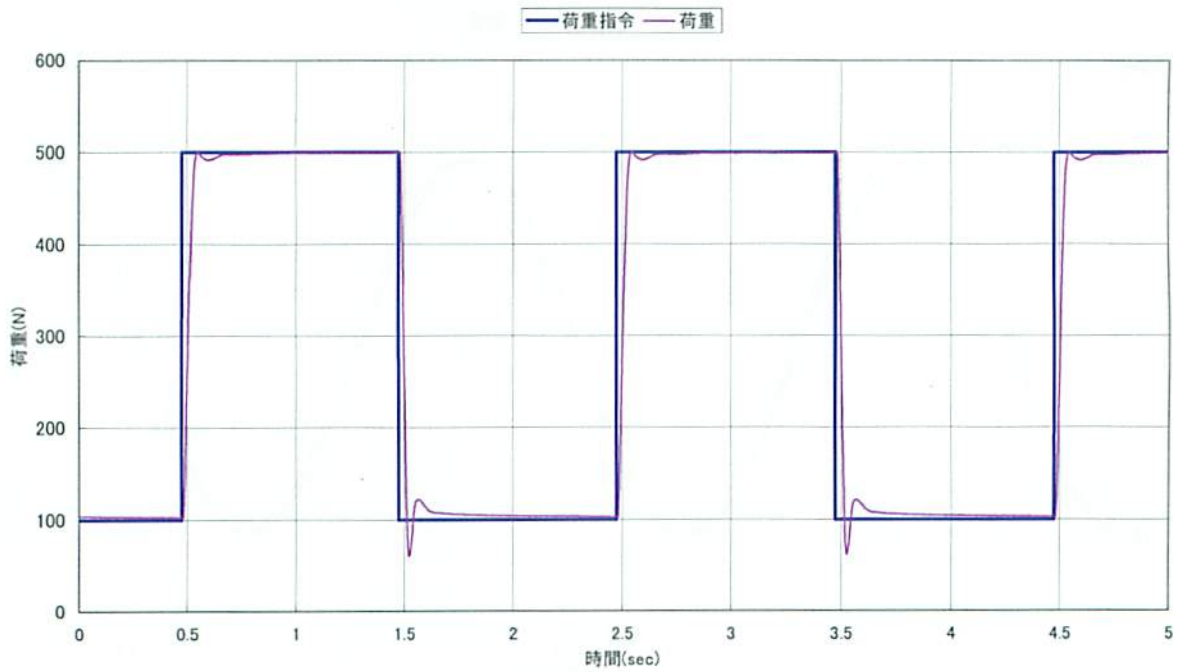


図7.10(b) 力制御実験結果 (Type B)

## 8. 成果の普及活動

本年度は、国際会議（JFPS/TOYAMA2008）、国内学会（日本機械学会年次大会）などの専門学会での関連研究発表を行い、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、要望等取り込みを行った。さらに、「世界三大工作機械見本市」の一つであるJIMTOF2008（2008/10/30-11/4、東京ビッグサイト、来場者14万人）「工作機械関連のニューテクノロジー」ポスター展にて発表を行い、多くの来場者に直接成果の普及のためのPR活動を行った。

次年度は、試作試験装置が完成予定であることから、技術研究所特別会員等を中心に外部協力者を募り、サンプル材料による試験結果に対する評価・要望の取り込みを行う予定である。

## 9. 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。

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材料特性の把握が難しいという問題が生じている。このような新素材の持つ複雑な機械的特性を把握するために、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った。

本年度は、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六軸の位置・力制御により、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研究開発を行った。本報では、以下の内容について報告を行った。

- (1) 材料試験の歴史・現状について整理
- (2) 複合材料試験システムの提案
- (3) 位置と力の制御方法検討
- (4) プロトタイプ試験機の試作、実験結果
- (5) 空気圧サーボの検討、実験結果

以上の結果から、提案したシステムは六自由度パラレルメカニズムを利用し、位置と力のハイブリッド制御を行うことで、各種多軸材料試験に適用することが可能であるとの見通しを得た。今後、当初の目的である、より実用条件に近い材料評価方法の確立を目指し、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) 中込：金属材料試験のおはなし、日本規格協会（1999）
- 2) 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.
- 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2007年度年次大会講演論文集, (2007), Vol. 4, pp. 15-16
- 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, 日本機械学会論文集C編, Vol. 62, No. 601 (1996) pp. 3536-3542
- 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2008年度年次大会講演論文集, (2008), Vol. 4, pp. 179-178

研究報告書

KSK-GH20-2

計測技術高度化に関する研究

平成 21 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