OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	プラズマCVM(Chemical Vaporization Machining)による超精密加工に関する研究
Author(s)	山村, 和也
Citation	大阪大学, 2001, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3184384
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

プラズマ CVM(Chemical Vaporization Machining) による超精密加工に関する研究

2000 年 11 月

山 村 和 也

目 次

第1編　数値制御プラズマCVM加工システムの開発

第1章 序論 …… 3
参考文献 …… 5

第2章 プラズマCVMの基礎概念 …… 6
2.1 緒言 …… 6
2.2 プラズマCVMの加工原理 …… 7
2.3 プラズマ発生用回転電極 …… 10
2.4 高周波電界中の荷電粒子の運動 …… 13
2.5 各種材料の加工特性 …… 16
2.6 プラズマCVM加工面の電子物性 …… 18
2.7 プラズマCVMと他の加工法との比較 …… 22
2.8 結言 …… 28
参考文献 …… 29

第3章 数値制御プラズマCVM加工システム …… 34
3.1 緒言 …… 34
3.2 数値制御加工理論 …… 34
3.3 プラズマCVMによる数値制御加工プロセス …… 35
3.4 送り速度分布導出プログラム …… 36
3.5 加工システムの構成 …… 38
3.6 加工雰囲気のクリーン化 …… 41
3.7 気体軸受式プラズマ発生用回転電極 …… 44
3.7.1 電極形状の検討 …… 44
3.7.2 気体軸受理論 …… 45
3.7.3 回転電極用気体軸受の設計 …… 49
3.7.4 ガスプラズマ溶射による回転電極表面のアルミナ皮膜の形成 …… 54
3.7.5 性能評価 …… 67
3.8 XYθテーブル …… 69
3.8.1 開発指針 …… 69
3.8.2 気体軸受式ＸＹテーブル …… 69
3.8.3 グラナイト製定盤 …… 71
3.8.4 θ軸 …… 74
3.8.5 性能評価 …… 75
3.9 気体軸受用コンプレッサー …… 79
3.10 チャンバーおよびガス給排気系 …… 81
3.11 ガス循環精製システム …… 84

3.12 制御系 …… 90
3.13 高周波電力供給システム …… 93
3.14 結言 …… 107
参考文献 …… 108
第4章 数値制御プラズマCVM加工システムの加工特性 …… 109
4.1 緒言 …… 109
4.2 単位加工痕形状 …… 109
4.2.1 加工ギャップおよび電極回転速度依存性 …… 109
4.2.2 投入電力および反応ガス濃度依存性 …… 111
4.2.3 ワークテーブルの可動域内における単位加工痕形状の安定性 …… 114
4.3 加工量のワーク送り速度依存性 …… 115
4.4 加工面の表面粗さおよび不純物分析 …… 117
4.5 結言 …… 121
参考文献 …… 121
第5章 総括 …… 122

第2編 シンクロトロン放射光用X線ミラーの作製への応用

第1章 序論 …… 127
参考文献 …… 129

第2章 シンクロトロン放射光用X線ミラーに求められる性能 …… 131
2.1 緒言 …… 131
2.2 X線光学 …… 131
2.2.1 複素屈折率と原子散乱因子 …… 131
2.2.2 反射率 …… 133
2.3 X線ミラーの用途と求められる要件 …… 136
2.3.1 X線ミラーの用途 …… 136
2.3.2 X線ミラーの材質 …… 136
2.3.3 放射光用ミラーに求められる大きさ …… 137
2.3.4 形状誤差の空間周波数と光学性能の相関 …… 138
2.3.5 X線ミラーに要求される精度 …… 143
2.4 X線ミラーの評価方法 …… 144
2.4.1 加工面の空間周波数と各種計測法の関係 …… 144
2.4.2 位相シフトレーザー干渉計 …… 146
2.4.3 走査型白色干渉顕微鏡 …… 148
2.4.4 AFM（Atomic Force Microscope） …… 150
2.5 ケミカルプロセスのみによるX線ミラーの作製 …… 152
2.6 結言 …… 154
参考文献 …… 154

第3章 長尺平面ミラーの形状計測 …… 155
3.1 緒言 …… 155
3.2 形状計測システム …… 155
3.3 ミラー支持方法の検討 …… 157
3.4 測定環境 …… 161
3.4.1 温度変動の熱伝導解析 …… 163
3.4.2 恒温室内の温度変動と形状測定結果の相関 …… 165
3.5 測定の再現性と一括測定との比較 …… 167
3.6 結言 …… 169
参考文献 …… 169

第4章 数値制御プラズマCVMによるX線用平面ミラーの加工 …… 170
4.1 緒言 …… 170
4.2 数値制御プラズマCVMによるX線用平面ミラーの形状修正 …… 170
4.2.1 高調波除去用平面ミラー …… 170
4.2.2 形状修正プロセス …… 172
4.2.3 加工面の評価 …… 180
4.3 結言 …… 188
参考文献 …… 189

第5章 総括 …… 191

謝辞 …… 193

第1編　数値制御プラズマCVM加工システムの開発

第1章　序論

加工とは、目的とする機能を発現させるために、設計した通りの形状、あるいは物性を有する表面を創成することである。われわれ人類は、いかに便利で快適な生活ができるかという思いのもとに、多種多様な生産活動を行って発展し続けてきたわけであるが、その発展は加工技術の発展により行われてきたと言っても過言ではない。たとえて言うならば、現代では誰もがパソコンや携帯電話等の情報通信機器を使って、瞬時にあらゆる情報を入手したりコミュニケーションがとれるようになってきているが、その背景にはサブミクロンオーダの超微細加工技術を必要とする半導体デバイスの実現がある。このように、有史以来、人類はその発展のため、加工技術に対して常に高品質化と高精度化を求めつづけてきたわけであるが、21世紀を迎えようとしている現在、シンクロトロン放射光用X線ミラーやEUVL（Extreme Ultra Violet Lithography）用の反射ミラー等の超精密光学素子においては、形状誤差、および表面粗さがともに1ナノメートル以下という精度が要求されるようになってきている[1]。まさに原子の大きさに迫ろうとする勢いであるが、現状においてこのような極限的な要求精度に対応できるのは、あらゆる加工法の中でも大阪大学の森らによって開発されたEEM（Elastic Emission Machining）だけである[2)~4)]。EEMは、微細な粉末粒子と加工物表面との固体間化学反応を利用した超精密加工法であり、材料の結晶学的な性質を乱すことなく、ナノメータオーダの形状精度と原子レベルで平坦な表面を得ることができ、H-IIロケットの姿勢制御用リングレーザージャイロに用いられる反射ミラーの加工等に応用された実績がある。ところが、EEMは加工速度が非常に小さいため、加工量を極力抑えた最終仕上げとして用いるべき加工法である。したがって、何らかの手段によって、ほぼ目的形状に近い前加工面を作製する必要があるが、ラッピングやポリシング等の機械的な加工法を用いた場合、加工速度は大きいものの、塑性変形や脆性破壊を利用する加工原理から考えて、表面層に多大な欠陥が導入されることは避けることができない。このような欠陥を導入せずに加工を行うためには、化学的な方法に頼らざるを得ないが、現在汎用的に用いられているウエットエッチングやドライエッチングは、加工現象は化学的ではあるものの、加工の空間的な制御性や加工能率の点においては、機械加工に置き換わるほどの加工特性は得られておらず、また、そのような用途開発も行われていないのが実状である。

このような背景のもとで、本研究で用いているプラズマCVM（Chemical Vaporization Machining）は、加工現象として化学的な反応を用いながら、機械加工に匹敵する空間制御性と加工能率を有する新しい加工法として、昭和63年（1988）頃からその開発が開始された[5)]。プラズマCVMとは、高圧力雰囲気中（主として大気圧のHe）で空間に局在した高周波プラズマを発生させ、そのガス中に混合した加工用のガス分子を分解するとともに、反応性の高い中性ラジカル（電気陰性度の大きいハロゲン原子など）を生成し、これを加工物表面原子と反応させて、揮発性の物質に変えることにより除去を行う加工法である[6)~7)]。従って、原子単位の加工法であることから幾何学的に優れた加工面を得ることが可能であると同時に、加工現象は純粋に化学的であるため、材料本来の性質を損なうことなく、結晶学的観点からも極めて優れた加工面の創成が期待できる。本加工現象を利用したものの例としては、既に半導体デバイスの製造分野において実用化されているプラズマエッチ

ングを挙げることができる。ところが、通常 10^{-1}～10^{2} Pa（10^{-3} ～ 1 Torr）という低圧力雰囲気下で行われているため加工速度は小さい。また、低圧力下においてはガス分子の平均自由行程が大きく、プラズマが大きく広がってしまうため、加工の空間的な制御性（空間分解能）は全く無い。一方、大気圧という高圧力プロセスであるプラズマ CVM では、高圧力がゆえにガス分子の平均自由行程が約 0.1 μm 程度[8]と小さく、その結果、プラズマは電極の近傍のみに局在して発生する。よって本加工法は、最適な電極形状を選択することで、材料の切断や数値制御走査による形状加工も可能であり、従来の機械加工に換わるポテンシャルを有していると言えよう。

本研究の目的は、プラズマ CVM を機械加工に置き換わる実用的な超精密加工法として展開させることにあり、本編はその一環として、X 線ミラー加工用の数値制御プラズマ CVM 加工システムを開発するために行われた、一連の研究結果をまとめたものである。以下に、本編の構成について述べる。

第 2 章では、まず、大気圧プラズマを用いたプラズマ CVM の加工原理について説明した後、本加工法における大きな特色である回転電極と、その応用例について述べている。また、高圧力下かつ高周波電界中における荷電粒子の運動について述べ、通常のプラズマエッチングと本加工法の比較を行っている。さらに、半導体、セラミックス、ダイヤモンド等、各種機能材料の加工速度を示すとともに、加工面の電子物性に関してはシリコンの SPV（Surface Photo Voltage）スペクトロスコピーにより、加工表面に形成される欠陥の密度を他の加工法と比較して評価している。また、各種超精密加工法の加工原理とその加工特性について述べ、プラズマ CVM を含めた各加工法の体積加工速度と形状精度、ならびに表面粗さの関係を比較している。

第 3 章では、X 線ミラー等の超高精度光学素子を高能率に作製するための、数値制御プラズマ CVM 加工システムを開発した結果について述べている。まず、加工量がプラズマの滞在時間に比例することを利用した数値制御加工理論と、それを用いた加工プロセスについて述べ、プラズマの滞在時間を決定するワークの送り速度分布を導出するために開発したシミュレーションプログラムについて述べている。次に、プラズマ CVM 加工において、表面粗さを悪化させる要因となる表面汚染に関して、微小なパーティクルの付着がプラズマ CVM 加工に及ぼす影響の例を示し、加工雰囲気のクリーン化の必要性について述べている。次に、本加工システムのクリーン化を実現するため、軸受の機構として、無摺動、無潤滑である気体軸受を適用したプラズマ発生用の回転電極および XY テーブルについて述べている。さらに、加工雰囲気中の反応生成物やパーティクルを除去するとともに、プロセスガスの濃度と温度を一定に維持するための、ガス循環精製システムについて述べている。また、プラズマに投入される電力を一定にして加工特性を安定化させるため、ワークテーブルの移動に伴う加工装置内のインピーダンス変動を抑える電界シールドカバー、および低損失のインピーダンス整合器である半同軸型空洞共振器から構成される高周波電力供給システムを開発した結果について述べている。

第 4 章では、開発した数値制御プラズマ CVM 加工システムの加工特性を評価した結果について述べている。まず、本装置の基本加工単位である単位加工痕形状の、加工ギャップ依存性、投入電力および反応ガス依存性、ならびにワークテーブルの可動域内における安定性についてあきらかにしている。また、数値制御加工を行う上で最も重要な加工特性

である、加工量のワーク送り速度依存性について評価している。さらには、加工面の特性として重要な、表面粗さ、ならびに不純物の深さ方向分布の評価を行っている。

第5章は、本編の総括である。

参考文献

1) D. W. Sweeney, R. Hudyma, H. N. Chapman and D. Shafer, Proc. SPIE **3331** (1998) 2.
2) 森 勇藏, 津和秀夫, 杉山和久：EEM (Elastic Emission Machining) の基礎研究 (第1報) －極微小弾性破壊の概念とその可能性－, 精密機械, **43** (1977) 542.
3) 森 勇藏, 井川直哉, 奥田徹, 杉山和久：EEM (Elastic Emission Machining) による超精密数値制御加工法, 精密機械, **46** (1980) 1537.
4) 森 勇藏, 山内和人, 遠藤勝義：極限精密加工技術, 精密工学会誌, **57** (1991) 36.
5) 特許：ラジカル反応による無歪精密加工方法, 登録番号 2521127.
6) Y. Mori, K. Yamamura, K. Yamauchi, K. Yoshii, T. Kataoka, K. Endo, K. Inagaki and H. Kakiuchi : Plasma CVM (Chemical Vaporization Machining) : An Ultra Precision Machining Technique Using High-pressure Reactive Plasma, Nanotechnology, **4** (1993) 225.
7) 森 勇藏, 山内和人, 山村和也, 佐野泰久：プラズマ CVM の開発, 精密工学会誌, **66** (2000) 1280-1285.
8) W. G. Vincenti and C. H. Kruger, Jr. : Introduction to Physical Gas Dynamics,John Wiley & Sons, New York, (1965).

第2章　プラズマCVMの基礎概念

2.1 緒言

大阪大学の森らによって開発されたEEM[1)~3)]は、微細粉末粒子と加工物表面との固体間化学反応を利用した超精密加工法であり、結晶学的性質を乱すことなく、ナノメータオーダの形状精度と原子レベルで平坦な表面を得ることができている。ところが、EEMは加工速度が非常に小さいため、加工量を極力抑えた最終仕上げとして用いるべき加工法である。したがって、何らかの手段によって、ほぼ目的形状に近い前加工面を用意する必要があるが、ラッピングやポリシング等の機械的な加工法を用いた場合、加工速度は大きいものの、塑性変形や脆性破壊を利用する加工原理から考えて、図2.1に示すように表面層に多大な欠陥が導入されることは避けることができない[4)]。このような欠陥を導入せずに加工を行うためには、化学的な方法に頼らざるを得ないが、現在汎用的に用いられているウエットエッチングやドライエッチングでは、加工現象は化学的であるものの、加工の空間的な制御性や加工能率の点においては、機械加工に置き換わるほどの加工特性は得られておらず、また、そのような用途開発も行われていないのが実状である。

このような背景のもとで、プラズマCVMは加工現象として化学的な反応を用いながら、機械加工に匹敵する空間制御性と加工能率を有する新しい加工法として、昭和63年（1988）頃からその開発が開始された[5)]。図2.2にプラズマCVMの開発目標、ならびにその位置付けを示す。本章では、大気圧プラズマを用いたプラズマCVMの加工原理について説明した後、本加工法における大きな特色である回転電極と、その応用例について述べている。また、半導体、セラミックス、ダイヤモンド等、各種機能材料の加工速度を示すとともに、加工面の電子物性に関してはシリコンのSPV（Surface Photo Voltage）スペクトロスコピーにより、加工表面に形成される欠陥の密度を他の加工法と比較して評価している。また、各種超精密加工法の加工原理とその加工特性について述べ、プラズマCVMを含めた各加工法の体積加工速度と形状精度、ならびに表面粗さの関係を比較している。

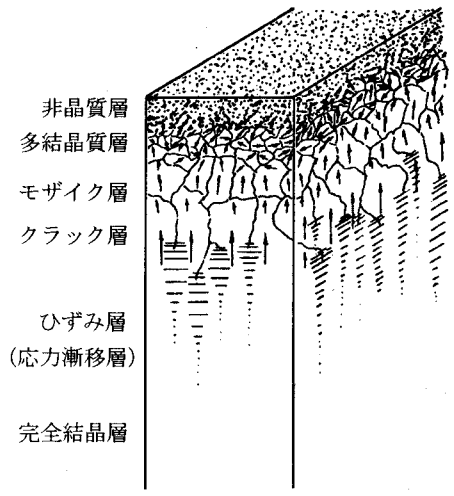


図2.1 機械加工によって形成される加工変質層のモデル図[4)]

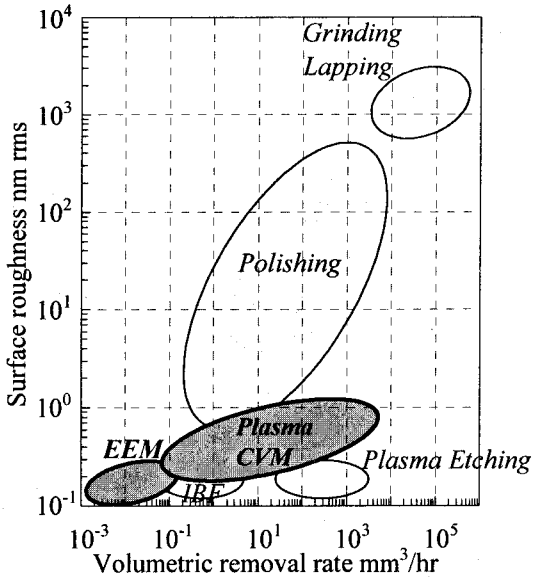


図2.2 プラズマCVMの開発目標とその位置付け

2.2 プラズマ CVM の加工原理

プラズマ CVM とは、高圧力雰囲気中（主として大気圧の He）で空間に局在した高周波プラズマを発生させ、そのガス中に混合した加工用のガス分子を分解するとともに、反応性の高い中性ラジカル（電気陰性度の大きいハロゲン原子など）を生成し、これを加工物表面原子と反応させて揮発性の物質に変えることにより除去を行う加工法である [6)~7)]。図2.3にプラズマ発生用電極として回転電極を用いた場合の加工原理を模式的に示す。加工現象が化学的であり、原子単位の加工であることから、幾何学的に優れた加工面が得られると同時に、結晶学的、原子構造的観点から言っても乱れのない加工を実現できる。

本加工法は、化学反応を利用した加工法であるため、加工物の材質と反応ガスの組合せが重要であるが、表面反応の一例として、シリコンを加工する場合を考えると、

$$Si + 4F^* = SiF_4 \uparrow \tag{2.1}$$

のように、原子状のフッ素ラジカルとの反応により生成された SiF_4 が、表面から脱離することにより加工が進行する。フッ素を含有するエッチングガスとしては CF_4、SF_6、NF_3 等が挙げられるが、これらのガスはいずれも常温においては不活性であるため、プラズマが発生した部分のみで分解および励起されて加工に寄与する。また、プラズマ中においては、さまざまな種類の化合物が作られるが、たとえばエッチングガスとして CF_4 を用いた場合、C_xF_{2x} 等の不飽和種が多いとそれらが加工物の表面上で反応して重合膜を形成し、エッチング反応の妨げになると同時に表面粗さの劣化を引き起こしてしまう。この問題に対しては O_2 ガスの添加が効果的である。すなわち、O_2 ガスは、

$$(O, O_2) + C_xF_{2x} \rightarrow (COF_2, CO, CO_2) + (F, F_2) \tag{2.2}$$

のように、不飽和種と選択的に反応するため [8)]、エッチング反応に寄与するフッ素原子濃度が高くなるとともに重合膜の形成が抑制され、加工速度と表面粗さをともに向上させることができる。ただし、O_2 を過剰に添加すると加工物表面に酸化膜が形成される。よって、プラズマＣＶＭにおいて、フッ化反応による除去加工を行う場合には、$CF_4 + O_2$、もしくは $SF_6 + O_2$ 混合ガスをエッチングガスとして用いる。

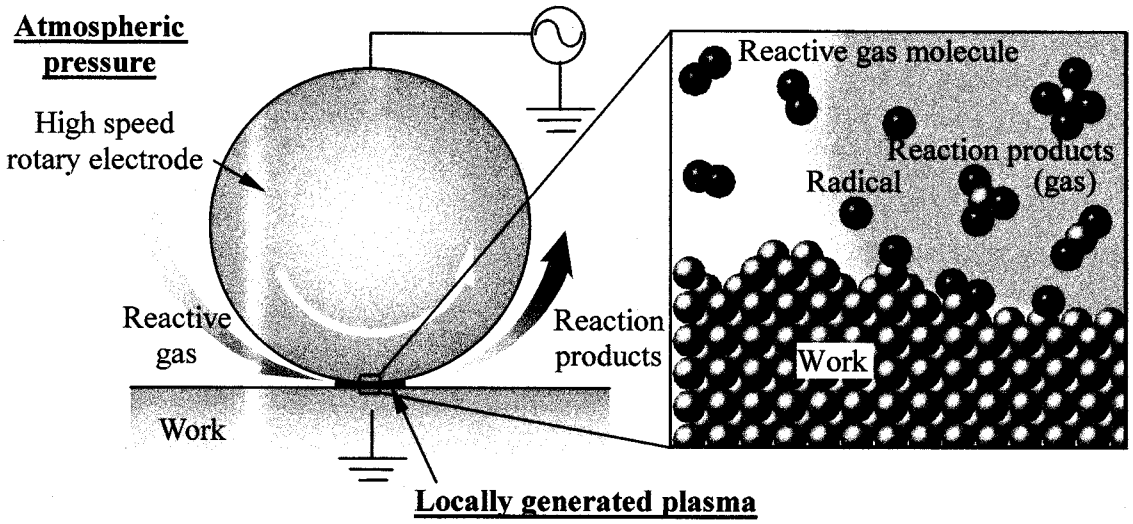
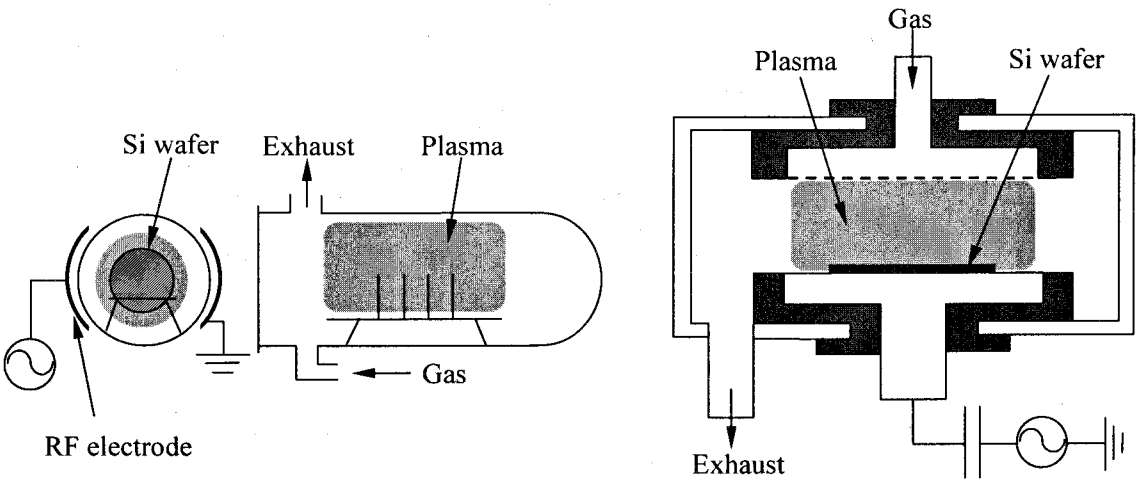


図 2.3 プラズマ CVM の概念図



(a) バレル型プラズマエッチング装置　(b) 反応性イオンエッチング装置

図 2.4 LSI の製造に用いられるプラズマプロセス装置

また、本加工現象を利用した加工法の例としては、図 2.4 に示すように半導体デバイスの製造プロセスにおいて実用化されているプラズマエッチング（PE : Plasma Etching）や反応性イオンエッチング（RIE : Reactive Ion Etching）を挙げることができる。

ところが、通常 10^{-1}（1 mTorr）～10^{2}Pa（1 Torr）という低圧力雰囲気下のプロセスであるため、加工に寄与する反応種の密度は小さく、機械加工に匹敵する加工速度を得ることはできない。また、低圧力下で発生させたプラズマは大きく広がってしまうために、加工の空間的な制御性（空間分解能）を期待することはできず、さらにガス分子の平均自由行程が大きいために、荷電粒子が電界からの加速によって得る運動エネルギーが大きくなり、それが衝突したときの加工物表面における結晶構造の損傷は免れない。図 2.5 は、シリコン基板を CF_4/H_2 ガスを用いた反応性イオンエッチングを行ったときに生じる表面損傷層を模式的に示したものである（入射イオンのエネルギーは約 450 eV）[9]。最上層にはフロロカーボン膜が存在し、その下には若干の酸化物層が存在する。この酸化層は、エッチング終了後大気にさらしたときに、大気中の酸素がフロロカーボン膜中を拡散し、シリコンが酸化されて生じたと考えられている。そしてその下には、イオン衝撃に伴うノックオン現象で、炭素、フッ素、水素などが打ち込まれて、結晶格子が著しく破壊されたアモルファスシリコン層が存在し、さらにその下には水素が拡散して侵入した領域が存在する。図 2.6 は $CC\ell F_3/H_2$ ガスを用いて RIE したシリコン上に形成した Au/Si、Pt/Si コンタクトの I-V 特性の評価を行った結果である。損傷層の存在により、順方向は抵抗が大きく、また逆方向はリーク電流が大きくなってショットキー接合の電流特性が劣化することがわかる [10]。また、図 2.7 は CF_4/H_2 ガスを用いて RIE した p 型シリコン基板上に、リンを拡散して作製した pn 接合ダイオードの逆バイアス電流－電圧特性である [11]。RIE 後未処理のサンプルは、図 2.6 と同様に大きなリーク電流が見られる。このサンプルの表面層を有機アルカリ溶液でエッチングすると電流特性は改善され、約 300 Åエッチングすると RIE を行わなかったサンプルと同等の電流－電圧特性が得られている。よって、このサンプルの損傷層の深さは約 300 Å と見積もることができる。

一方、大気圧プロセスであるプラズマCVMでは、圧力が高いがゆえに生成される反応種の密度が大きく、またガス分子の平均自由行程が約0.1 μm程度[12]と小さいため、プラズマ中のイオンは過大な運動エネルギーを持たず、さらにプラズマは電極の近傍のみに局在して発生する。よって、機械加工におけるポリシング並の加工速度が得られるとともに、イオンの衝突による基板損傷もほとんどない。そして、その空間分解能の高さから、後述するように電極形状を最適化することで、材料の切断や数値制御走査による形状加工も可能であり、本加工法は従来の機械加工に代わるポテンシャルを有していると言えよう。

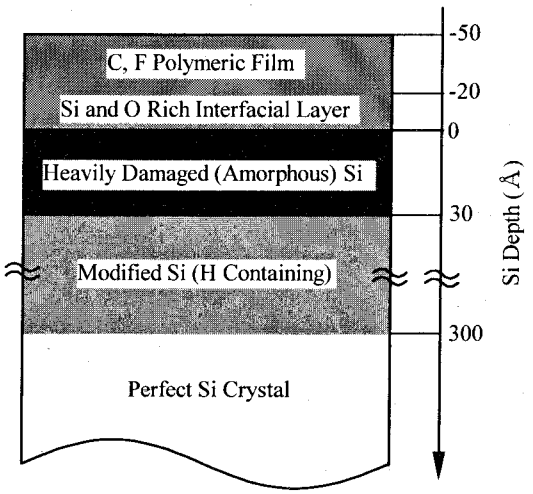


図2.5　CF_4/H_2ガスを用いたRIEによって生じたSi表面近傍の変質層の概念図[9]

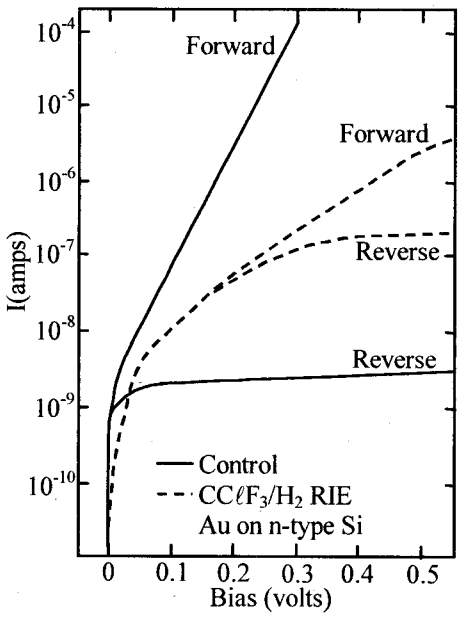


図2.6　$CC\ell F_3/H_2$ガスを用いてRIEしたSiにAuコンタクトしたときのI-V特性[10]

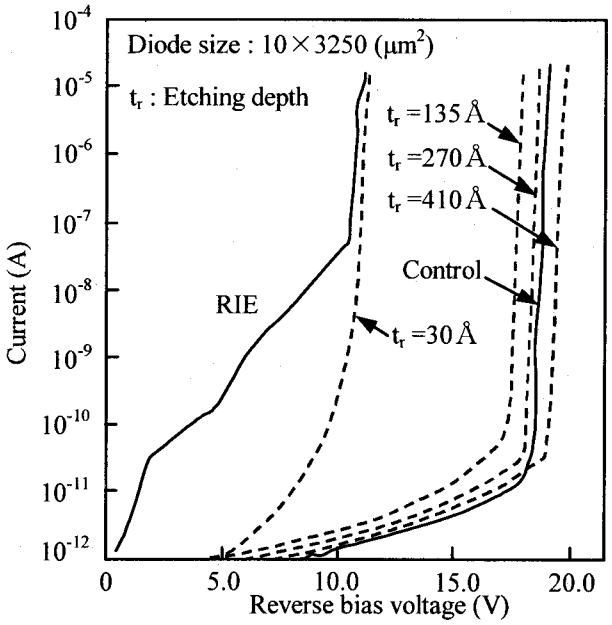


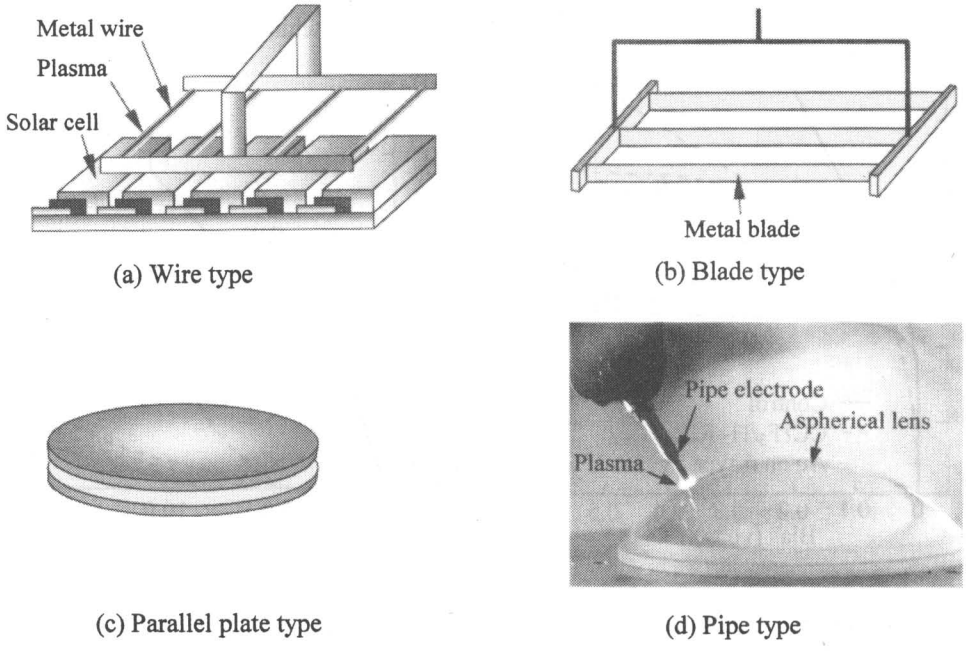
図2.7　CF_4/H_2ガスを用いてRIEしたp型Siに、リンを拡散して作製したpn接合ダイオードの逆バイアス電流－電圧特性[11]

2.3 プラズマ発生用回転電極

プラズマ CVM の研究開発過程においては、プラズマ発生用の電極として、図 2.8 に示すようにワイヤ、ブレード、平板、パイプ等、様々な形状を考案してきた。それぞれの電極を用いた実用例としては、図 2.8(a)に示すワイヤ電極を用いた太陽電池用アモルファスシリコン薄膜のパターニング[13)~19)]、同じく(d)に示すパイプ電極を用いた非球面光学素子の加工等を挙げることができる[20)~30)]。これらの例においては、実用化する上で十分な加工特性が得られているが、電極の耐熱性および耐久性に乏しい、効率的な反応ガスの供給および反応ガスの排出による加工速度の向上を図るのが難しい等の問題を有している。

これらの問題点を解決するために、我々は回転電極を用いることを提案した[31)~37)]。図 2.9 に回転電極の概念を示す。電極を高速で回転させることにより、電極と加工物間の非常に狭い加工ギャップ（数百μm）に対して、高効率な反応ガスの供給ならびに反応生成物の排出を行うことができる。また、プラズマはワークと対向した部分のみに局所的に発生し、残りの部分においては、雰囲気ガスとの相互作用により冷却されるため、大電力の投入が可能となり、加工能率を大幅に向上させることができる。つまり、回転電極を用いるということは、高圧力下で顕著となるガスの粘性を大いに利用するということであり、大気圧プラズマならではの方法である。

図 2.10～図 2.13 に回転電極の応用例、および実際に製作した加工装置を示す。目的に応じた電極形状の適用により、内周刃型電極を用いた切断加工、円筒型電極を用いた平坦化加工、球型電極を用いた形状加工等、機械加工と同様な加工形態を実現できる。また、円筒型電極および球型電極の表面には、プラズマ溶射によりアルミナの皮膜を形成することにより、二次電子放出によるアーク放電の防止を図り、低温で安定したプラズマの発生を可能にした。本研究では、回転電極を用いた超精密数値制御プラズマＣＶＭ加工法の実現を目指している。



(a) Wire type　(b) Blade type

(c) Parallel plate type　(d) Pipe type

図 2.8　プラズマ CVM 用固定型電極の例

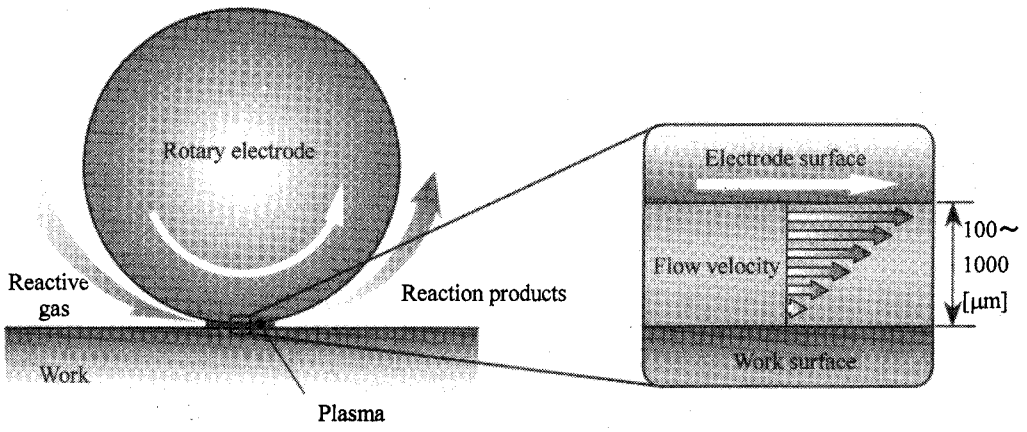


図 2.9　回転電極の概念

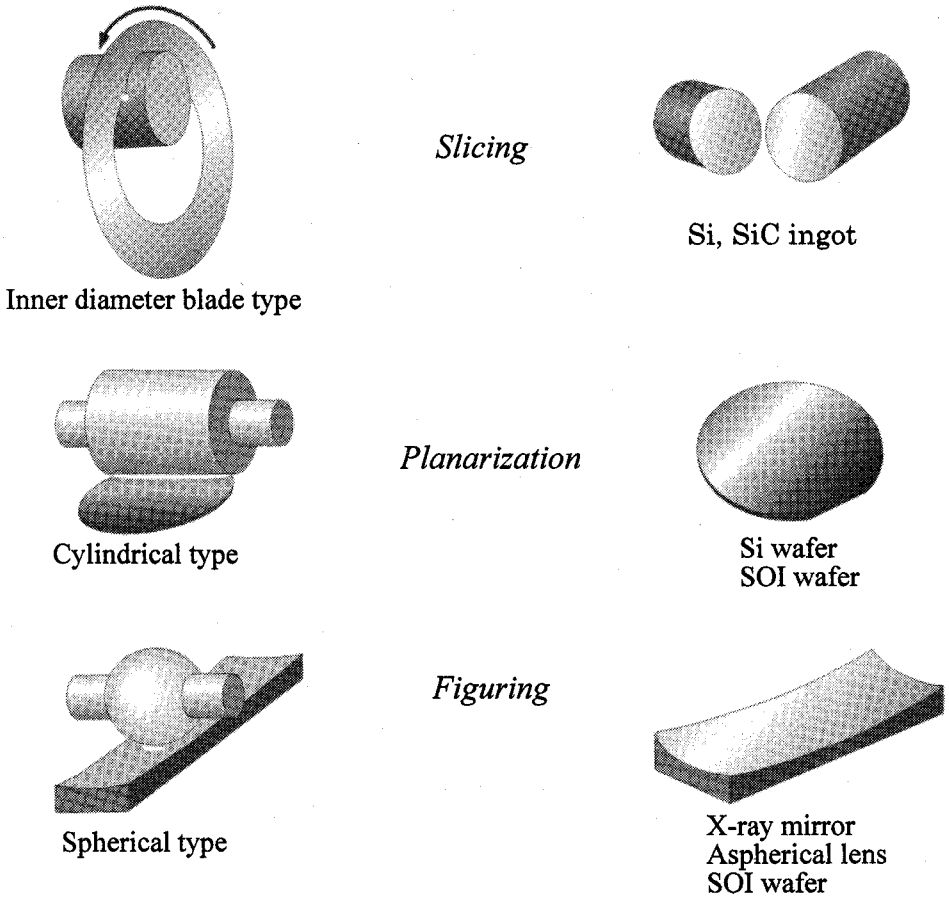


図 2.10　回転電極の応用例

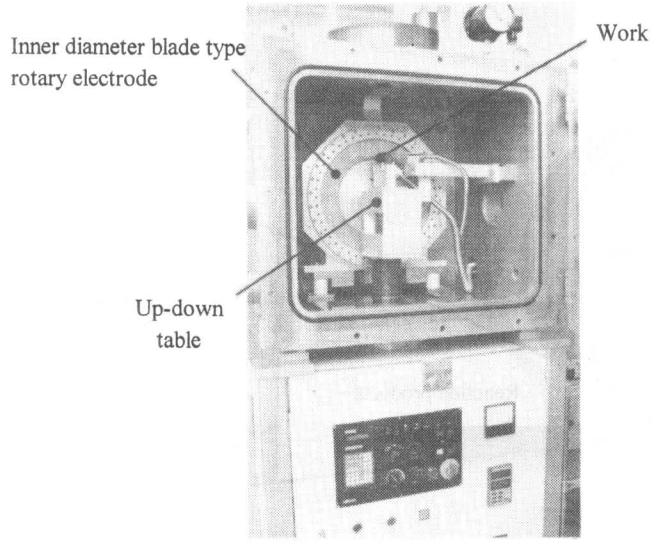


図 2.11　切断加工装置

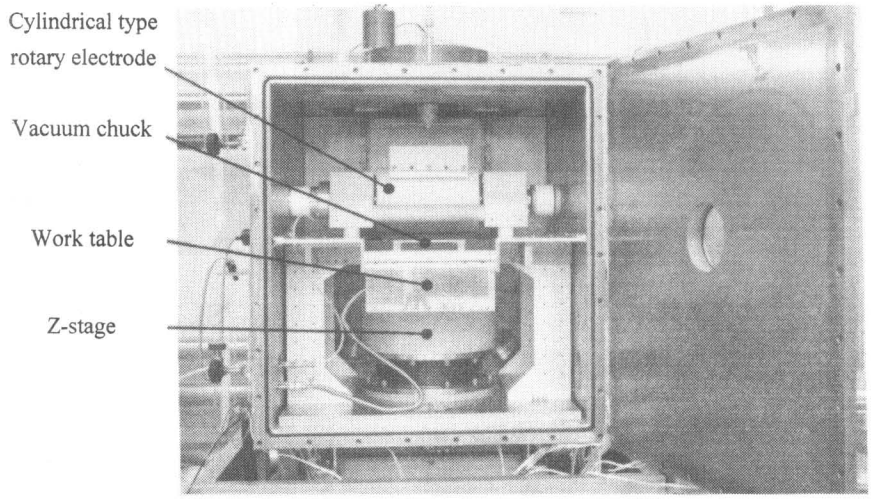


図 2.12　ポリシング加工装置

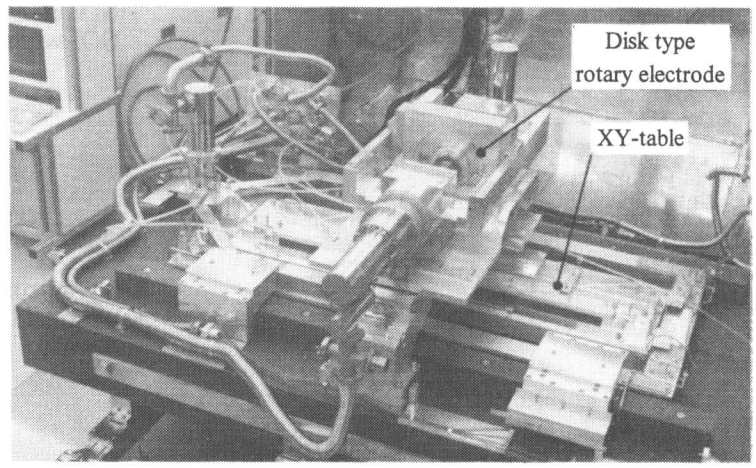


図 2.13　数値制御加工装置

2.4 高周波電界中における荷電粒子の運動

高周波電界中における荷電粒子の運動方程式は、外部磁場が無いと仮定すると、

$$m\frac{dv}{dt} = qE_m e^{i\omega t} - m\nu v \tag{2.1}$$

で与えられる。（Langevin 方程式）ここで m は荷電粒子の質量、q は素電荷、E_m はプラズマ中の電界強度の振幅、ν は弾性衝突周波数であり、また右辺第二項は、粒子の衝突過程において粘性的に働く減衰力である。式(2.1)を解くにあたり、$v = e^{i\omega t}$ とおくと式(2.1)は、

$$i\omega m v = qE_m - m\nu v \tag{2.2}$$

となるので、この解として、

$$v = \frac{qE_m}{m(\nu^2 + \omega^2)}(\nu - i\omega) \tag{2.3}$$

が得られ、また、この式より v は E より、

$$\phi = \tan^{-1}(\frac{\omega}{\nu}) \tag{2.4}$$

だけ位相が遅れることがわかる。さらに、

$$\frac{dx}{dt} = v \tag{2.5}$$

であるから、同様に $x = xe^{i\omega t}$ とおくと、

$$x = \frac{v}{i\omega} = -\frac{qE}{m\omega(\omega^2 + \nu^2)}(\omega + i\nu) \tag{2.6}$$

が得られる。よって、荷電粒子の移動距離の振幅 L は、

$$L = |x| = \frac{qE}{m\omega\sqrt{\omega^2 + \nu^2}} \tag{2.7}$$

となる。また、弾性衝突周波数 ν は、気体原子・分子の実効速度 v_{eff}、および平均自由行程 λ より、

$$\nu = \frac{\mathrm{v_{eff}}}{\lambda} = \frac{\sqrt{\langle \mathrm{v}^2 \rangle}}{\lambda} = \frac{1}{\lambda}\sqrt{\frac{3kT}{m}} \tag{2.8}$$

と求められるが、λ は圧力に反比例するため、760 Torr (1×10^5 Pa)における弾性衝突周波数を ν_0 とすると、式(2.7)は圧力 p(Torr)の関数として、

$$L(p) = \frac{qE}{m\omega\sqrt{\omega^2 + (\frac{\nu_0 p}{760})^2}} \tag{2.9}$$

とあらわされる。式(2.9)を用いて荷電粒子の振幅を求めるためには、電界強度 E を設定する必要があるが、その値を決めるために図 2.14 に示す実験値を用いることとする。

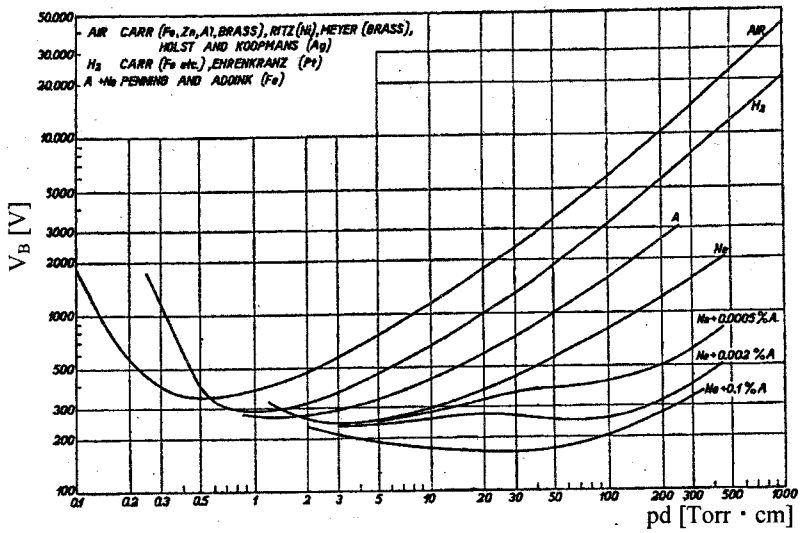


図 2.14　パッシェン曲線 [38)]

図 2.14 は火花放電の開始電圧 V_B(V)と圧力 p(Torr)および電極間隔 d(cm)の積（pd 積）との関係を示したもので、V_B が pd の関数で与えられることを 1889 年に Paschen が実験的に発見したことから、V_B と pd 積の関係はパッシェンの法則（Paschen's law）、また、その曲線はパッシェン曲線と呼ばれる。図 2.14 より、ガス種が空気で、圧力が 760 Torr、電極間隔が 1 mm (0.1cm)の場合の放電開始電圧は約 5000 V であることから、大気圧下でプラズマを発生させるには、

$$E = 5\times10^{6}\ [\mathrm{V/m}] \tag{2.10}$$

程度の電界強度が必要であると考えられる。

なお、パッシェンの法則はタウンゼントの火花条件を用いて理論的にも導出されており、その関係式は、

$$V_B = \frac{Bpd}{\ln(pd) + \ln\{A/\ln(1+1/\gamma)\}} \tag{2.11}$$

であらわされる。ここでγは陰極に衝突する正イオン 1 個あたりに放出される平均二次電子数で、陰極の材料および気体の種類と圧力等に依存する。A、B は電界 E に対する電子の衝突電離係数αを

$$\alpha = pA\exp[-\frac{B}{(E/p)}] \tag{2.12}$$

なる関数であらわしたときに定まる定数で、気体の種類のみによって決まる。すなわち、式(2.11)で示される放電開始電圧は、電界によって加速された電子が気体原子と電離衝突して電子が増殖するα作用と、高エネルギーイオンの陰極への衝突によって電子が放出されるγ作用によって決まることがわかる。また、図 2.14 に示すパッシェン曲線にはパッシェンミニマムと呼ばれる極小値が存在することがわかる。この理由は定性的には、パッシェン曲線左側の pd 積の小さな領域では、電子の衝突する気体分子が不足して電離衝突回数が減ることにより V_B が上昇し、パッシェン曲線右側の pd 積の大きい領域では、p が高くなると電子の平均自由行程が短くなって電子が電界から得るエネルギーが小さくなることと、d

の増加で電界強度が小さくなって電子の電離衝突回数が減少することにより V_B が上昇するためであると説明することができる。

また式(2.9)より、荷電粒子の振幅は、圧力が低い場合には ω^2 に反比例し、圧力が高くなって $\nu^2 >> \omega^2$ となると $\omega\nu$ に反比例することがわかる。プラズマ加工における高エネルギーイオンの衝突は、格子損傷による物性の劣化を引き起こすため、荷電粒子の振幅をできるだけ小さくして、加工面への入射を抑制する必要がある。そこで、プラズマ CVM で用いる主要なガスである He と F の各イオンの振幅を式(2.9)により計算した。計算に用いたパラメータのうち、電界強度は式(2.10)の値を、その他は表 2.1 の値を用い、また、高周波電界の周波数はプラズマエッチングにおいて一般的な 13.56 MHz と、それよりも 1 桁以上大きな 150 MHz とした。計算結果を図 2.15 に示す。

図 2.15 より、760 Torr における各イオンの振幅は、13.56 MHz の場合で 50 ～ 100 μm、150 MHz の場合で 5 ～ 10 μm であり、この圧力領域においては衝突周波数が大きいために振幅は十分小さく、また周波数に対しては単純な反比例関係にあることがわかる。低圧力になるほど周波数によるイオン振幅の抑制効果は大きくなるが、高圧力領域においても確率的に衝突回数の小さなイオンも存在し得るので、プラズマを発生させる電源の周波数は大きいほどよいと考えられる。ところが、周波数が大きすぎても波長が短くなり、装置内の電磁界分布が複雑になって取り扱いが困難になるため、プラズマ CVM では装置の大きさを考慮し、波長が 2 m である 150 MHz の高周波電源を用いることにした。

表 2.1 イオンの振幅の計算に用いた各パラメータ値

	m [kg]	$\sqrt{\langle v^2 \rangle}$ [m/s](@20 ℃)	ν_0 [Hz](λ =0.1 μm)
He^+	6.7×10^{-27}	1.35×10^{3}	1.35×10^{10}
F^+	3.2×10^{-26}	6.16×10^{2}	6.16×10^{9}

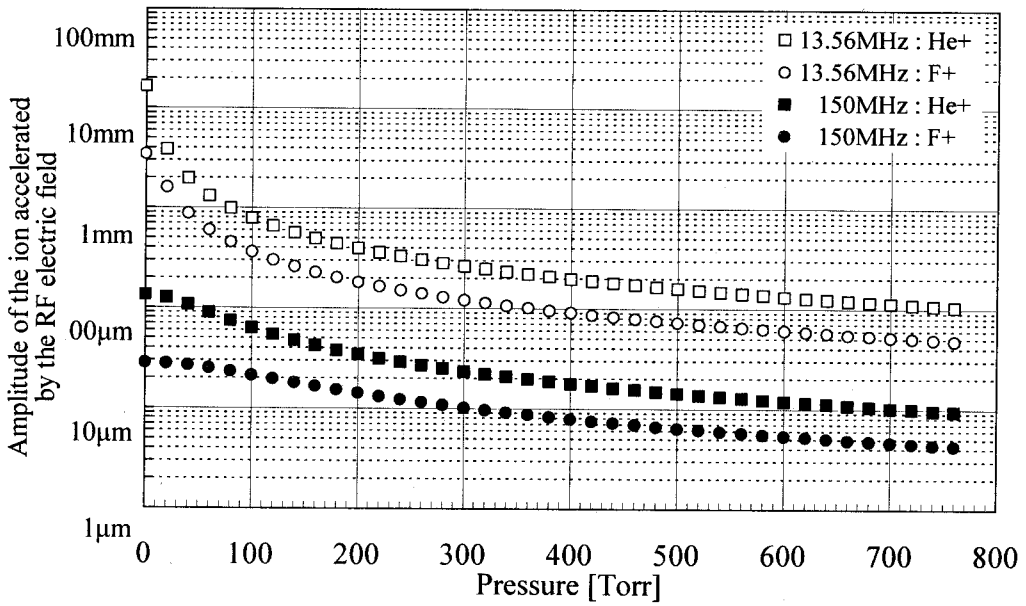


図 2.15　圧力とイオンの振幅の関係

2.5 各種材料の加工特性

プラズマ CVM の加工特性について述べる。加工実験は図 2.16 に示すポリシング加工装置を用いて行った。本装置はプラズマ発生用回転電極、試料揺動用ワークテーブル、加工ギャップ設定用昇降テーブル、高周波電力供給系から構成されている。図 2.17 に示すように、回転電極本体は直径 200 mm，幅 280 mm のアルミニウム合金製であり、その表面にはプラズマ溶射によりアルミナをコーティングした後、研磨を施している。電極駆動用のモータはチャンバ外に設置しており、回転トルクは磁性流体シールならびにマグネットカップリングを介して回転電極に伝達され、最大電極周速度 52.4 m/s（5000 rpm）で回転させることができる。ワークテーブルは最大径 200 mm（8 インチ）までのシリコンウエハを真空チャックにより保持し、回転電極に対して揺動させることができる。

図 2.18 にシリコンウエハの平坦化加工における加工速度の電極周速度依存性を示す。本実験においては、加工中に新たな反応ガスの供給は行わず、プラズマへの反応ガスの供給は回転電極の作用のみによって行われる。図 2.18 より、電極周速度の上昇にともなって加工速度が増加していることから、回転電極によるプラズマへの反応ガスの供給が効率良く行われていることが分かる。また、加工速度の増加量は回転電極の周速度に対して単純には比例せずに飽和する傾向が見られるが、これは本実験のように投入電力が一定という条件下では、増加した供給ガスを分解するのに必要なエネルギーが不十分になるためであると考えられる。

図 2.19 は加工速度の加工ギャップ依存性を示したものである。表 2.2 に加工条件を示す。これより、加工ギャップが大きくなるにつれて、加工速度は増加する傾向にあるが、その変化率は小さく、例えば投入電力が 8 kW (150 W/cm^2) の条件では、300 μm±5 0 μm(±17 %) の加工ギャップの変動に対する加工速度の変化は±3 %程度であることが分かる。よって、加工ギャップ制御における精度は 10 μm 程度で十分であり、機械の運動精度が直接的に転写されてしまう機械加工と比べて、非接触加工である本加工法の有利性を見出すことができる。

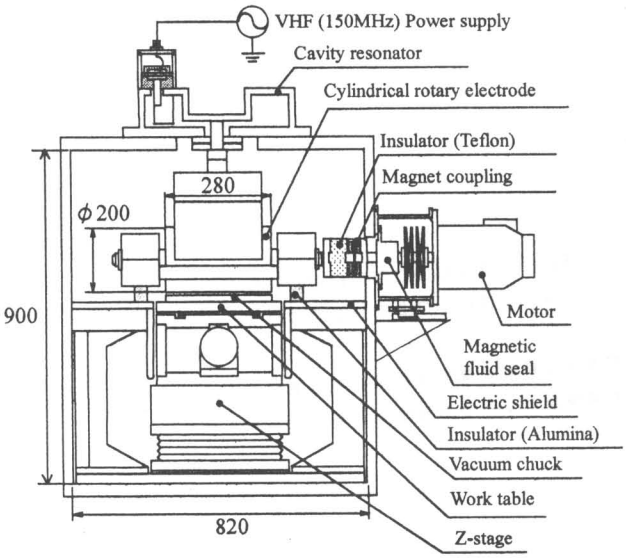


図 2.16　ポリシング加工装置の概略図

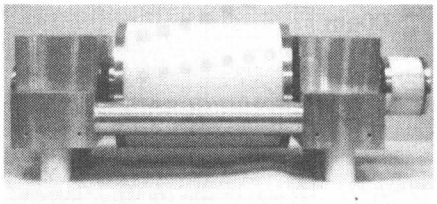


図 2.17　円筒型回転電極

また、電極周速度が一定、すなわち反応ガスの供給量が一定であっても、投入電力の増加に伴って加工速度が単純に増加していることから、加工速度の向上と反応ガスの有効利用のためには、供給ガス量に応じた十分な投入電力が必要であることが分かる。

表 2.3 にプラズマ CVM による各種機能材料の加工速度を、1 分間当たりの加工体積ならびにφ10 mm の領域を加工した場合に換算した加工深さで示す。加工実験にはφ30 mm の球型電極(a)およびφ120 mm×1 mm 厚の外周刃型電極(b)を使用した。石英ならびにシリコンに対してはφ10 mm 換算で 100 μm/min 以上という高加工速度が得られており、モリブデンやタングステンのように高融点、高硬度材料に対しても数十μm/min 程度の加工速度が得られている。また、通常の機械加工では加工が非常に困難な超硬材料であるシリコンカーバイドやダイヤモンドに対しても数μm/min の加工速度を得ており、今後電極形状や加工条件の最適化により、さらに加工速度を向上できると考えられる。

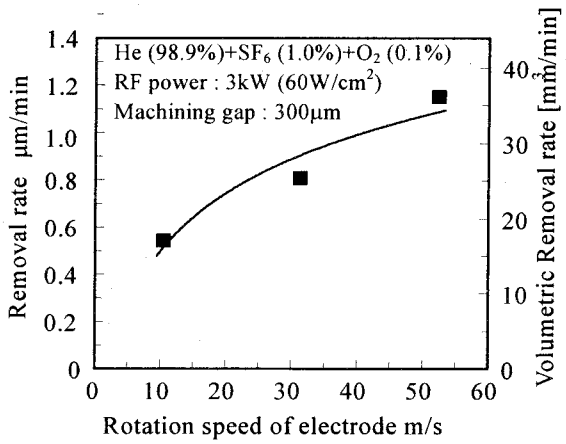


図 2.18　加工速度の電極周速度依存性

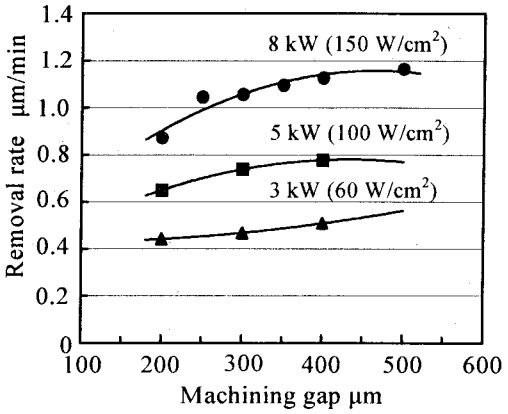


図 2.19　加工速度と加工ギャップおよび投入電力の関係

表 2.2　加工条件

Reactive gas	He(99.45 %)+SF_6(0.5 %)+O_2 (0.05 %)
Process pressure	1×10^5 Pa (1 atm)
Specimen	φ200 mm Si wafer
Scan length (Scan speed)	220 mm (20 mm/s)
Plasma width	260mm
Rotation speed	52.4 m/s (5000 rpm)
RF power	3, 5, 8 kW

表 2.3　各種機能材料の加工特性

	Material	Volumetric removal rate mm^3/min (μm/min/φ10mm)
(a)	Fused silica	13.3 (170)
	Silicon (single crystal)	7.4 (94)
	Molybdenum (poly.)	2.8 (36)
	Tungsten (poly.)	2.5 (32)
	Silicon carbide (poly.)	0.5 (6.4)
(b)	Diamond	0.2 (2.5)

(a) He : SF_6 = 95 : 5, rotating speed 31.4 m/s (φ30 mm sphere), machining gap 100 μm, RF power 450 W (570 W/cm^2)
(b) He : SF_6 = 0 : 10, rotating speed 63 m/s (φ120 mm×1 mm), machining gap 300 μm, RF power 600 W (8 kW/cm^2)

2.6 プラズマ CVM 加工面の電子物性

機能材料の中でも特にシリコンに代表される半導体材料は、表面層の物性を利用したデバイスの作製に用いられるため、うねりや表面粗さ等の幾何学的な精度のみならず結晶学的に見ても欠陥のない完全な表面が要求される。よって、単結晶シリコンの各種加工面における欠陥密度を SPV (Surface Photo-voltage) スペクトロスコピーにより評価した結果について述べる[39]。まず、SPV の測定原理について述べる。

半導体の表面では、表面準位に多数キャリアが捕獲され、p 型、n 型に応じて表面が正または負に帯電している。その結果、表面層数千Åの領域に空間電荷層と呼ばれる、内部に電界の進入した領域ができる。図 2.20 は、p 型半導体表面の電子構造をあらわしたものであるが、表面準位には多数キャリアである正孔が捕獲され、表面は正に帯電している。このような半導体表面に、バンドギャップ以上のエネルギーを有する光 $h\nu_1$ を照射すると、価電子帯の電子が伝導帯に励起され、自由電子－正孔対がつくられる。これらの自由キャリアは、空間電荷層内の電界により移動して表面電荷を打ち消すため、表面電位の変化、すなわち SPV が生じる。また、照射する光のエネルギーがバンドギャップ以下であっても、表面準位が存在すると、$h\nu_2$、$h\nu_3$ に対応する電子遷移が生じる。$h\nu_2$ による遷移は、価電子帯から表面の空き準位への遷移であり、表面準位内のプラス電荷量が減少するとともに、価電子帯内に残された正孔は表面層の電界によって内部へ移動するため、表面電位はマイナス側に変化することになり、SPV が現れる。一方、$h\nu_3$ による遷移によって生成された自由電子は、空間電荷層の電界によって内部に移動することができず、表面準位に再捕獲されるため、電荷の分離が起こらず SPV には関与しないことになる。本測定では、表面準位の情報を持つ $h\nu_2$ によって生じる SPV に着目している。測定結果の解析の仮定としては、準位間の光による電子励起の確率は一様とし、価電子帯からの電子が、価電子帯の端から入射フォトンのエネルギー分だけ離れた高さまでの全ての空き準位に均等に励起されるものとした。この場合、各波長ごとの SPV をフォトンエネルギーで微分したものは、空きの表面準位の状態密度に対応すると考えられる。

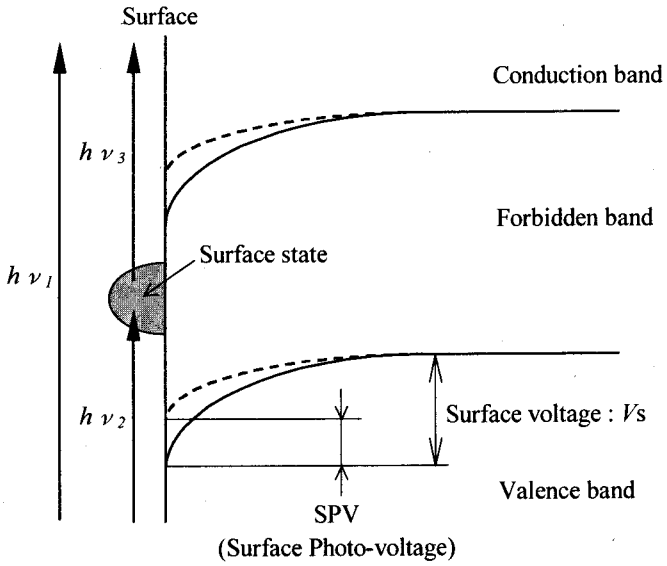


図 2.20　p 型半導体表面の電子構造

次に、表面電位の検出方法について述べる。図 2.21 に示すように、仕事関数の異なる 2 つの導体 A、B（$\phi_A < \phi_B$）を接触させたとすると導体 A の化学ポテンシャルの方が導体 B の化学ポテンシャルよりも大きいため、A から B への電子の移動が生じる。その結果、A、B2 つの導体の化学ポテンシャルは一致し、導体 A-B 間に接触電位差 ϕ_B-ϕ_A が生じる。

ここで、図 2.22 に示すように、導体 A、B を容量 C のコンデンサーの両極として用いると、A から B に移動する電荷量 Q は、

$$Q = C(\phi_B - \phi_A) \tag{2.13}$$

となる。さらに、外部から V_E の電位差を与えると、

$$Q = C(\phi_B - \phi_A + V_E) \tag{2.14}$$

となる。ここで、一方の電極を振動させ、容量変化の幅が ΔC となるようにすると、

$$\Delta Q = \Delta C(\phi_B - \phi_A + V_E) \tag{2.15}$$

となり、電荷の移動が生じて電流が流れることになる。このとき、V_E を変化させて電流が流れない状態にすると、

$$V_E = \phi_A - \phi_B \tag{2.16}$$

の関係を満たすことから、このときの電圧 V_E が接触電位差に等しいことがわかる。ここで、A を金属、B を半導体とした場合について考える。図 2.23 に示すように、半導体の表面はバンドベンディングを生じており、表面の仕事関数 ϕ_s はバルクの仕事関数 ϕ_{bulk} とは異なっており、次式のように表すことができる。

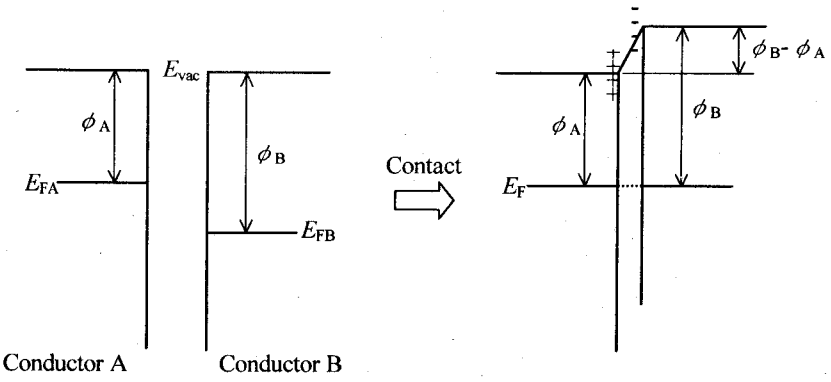


図 2.21　接触電位差

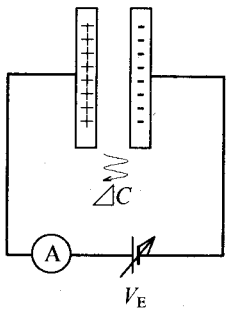


図 2.22 振動容量型プローブ

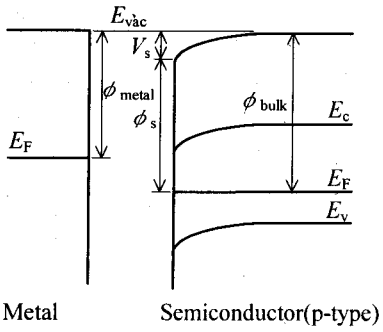


図 2.23　金属と半導体の電位

$$\phi_s = \phi_{bulk} - V_s \tag{2.17}$$

これを、式(2.16)に代入することにより、

$$V_E = \phi_{metal} - \phi_{bulk} + V_s \tag{2.18}$$

の関係が得られ、ϕ_{metal} と ϕ_{bulk} の値は既知であるので、表面電位 V_s を求めることができる。振動容量型プローブを用いる本方式は、ケルビン法[40]と呼ばれており、半導体や金属の表面電位を非接触に測定でき、低温時に予想される時定数の大きい表面電位の変化を検出する必要のある場合に適した方法である。

図 2.24 に実際に用いた SPV 測定システムを示す。光源にはキセノンランプを用い、ダブルモノクロメータによって単色化して試料に照射する。また、分光器の高次の回折によってバンドギャップ以上のエネルギーを有する光が試料に照射されるのを防ぐため、単結晶シリコン製のフィルターが光学系に挿入されている。試料は真空チャンバ内に設置し、ターボモレキュラポンプの排気により、チャンバ内の真空度を 10^{-6} Pa オーダに維持することで、試料表面の酸化による影響をなくしている。また、試料台はクライオスタット内に収めて液体窒素温度にすることにより、表面準位に捕獲された電子が価電子帯の空孔と再結合するのを防いでいる。容量を形成するためのプローブは、表面の仕事関数の安定性を考慮し、金を用いて作製してある。また、プローブの振動はバイモルフピエゾアクチュエータによって与え、プローブ－試料間の距離も同時に直流バイアスを印加することによって変化させることができる。測定感度は、プローブ－試料間の平均容量に対する振動によって生じる変化容量の比によって決まり、本測定に用いたプローブでは、対向電極の面積を 1 mm^2、試料表面とのギャップを 25 μm、振動振幅を 10 μm とすることによって、表面電位を 1 mV の感度で測定することができる。測定信号の検出は電流増幅用のプリアンプと振動周波数を参照信号とするロックインアンプを組み合わせたシステムで行っている。

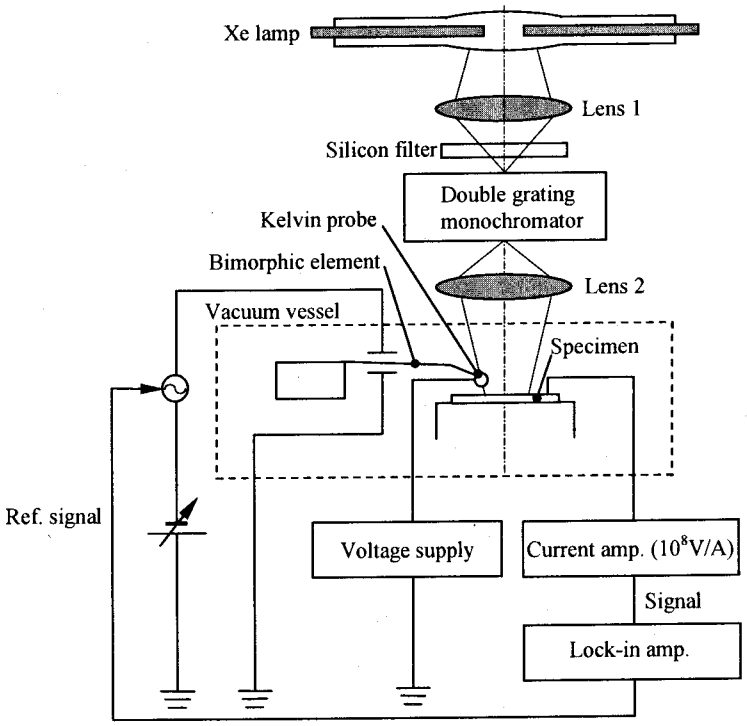


図 2.24　SPV 測定システム

図2.25に、SPV測定によって得られた、シリコンの各種加工面に存在するバンドギャップ内の電子準位密度を示す。比較した加工法は表2.4に示すように、コロイダルシリカを用いたメカニカルポリシング、アルゴンイオンスパッタリング、およびフッ硝酸溶液によるケミカルエッチングである。前加工面には単結晶シリコン（p-type、CZ、ρ=10 Ω cm）を用いた。これより、最もおだやかな機械加工と考えられるポリシング（通常の市販ウエハの最終研磨と同程度）の場合でも多くの準位が形成されていることが分かる。ここで伝導帯下端 (1.1 eV) から0.17 eV下にあるブロードなピークはAセンターと呼ばれる欠陥準位で、酸素と空孔の複合欠陥であると報告されている[41)42)]。

それに対してプラズマCVMによる加工面では欠陥準位密度が2桁以上小さく、純化学的な加工法であるケミカルエッチング面とほとんど変わらないという結果が得られた。また、アルゴンイオンスパッタリング面と比較しても、はるかに準位密度は小さい。これは、大気圧プラズマでは平均自由行程が小さく、また、電源周波数を150 MHzとしているので、イオンの運動エネルギーが非常に小さくなり、その結果、イオン衝撃による基板損傷を大幅に低減できたためと考えられる。

表2.4　加工条件

Plasma CVM	Concentration of SF_6 : 1% RF power : 100W
Mechanical polishing	Powder particle: 0.1μm, SiO_2 Polishing pressure: 150gf/cm^2
Ar^+ sputtering	Accelerating voltage: 1kV Ion current density: 5μA/cm^2
Chemical etching	HF : HNO_3 : H_2O = 1 : 6 : 8

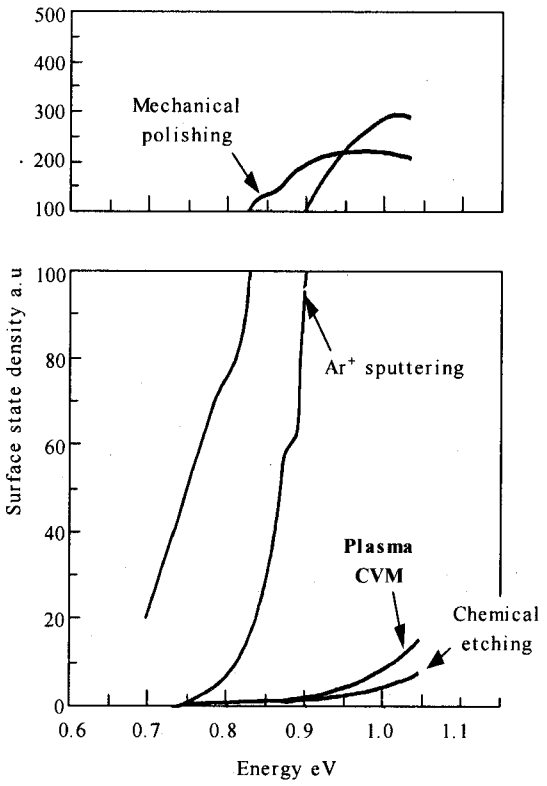


図2.25　各種加工面の表面準位密度

2.7　プラズマ CVM と他の加工法との比較

本節では、高精度な光学素子の仕上加工に用いられている、各種超精密加工法の加工原理および加工特性について述べる。表 2.5、図 2.26 ～ 図 2.32 に加工原理を、表 2.6 に加工特性を示す。また、各加工法の体積加工速度と形状精度、ならびに表面粗さの関係を比較した結果を図 2.33、図 2.34 に示す。

表 2.5　各種超精密加工法の加工原理

(1)	**Plasma Chemical Vaporization Machining（PCVM）** 大気圧プラズマにより生成した高密度の中性ラジカルを用いる化学的加工法。ガス分子の平均自由行程が 0.1 μm 程度と小さいために局所的なプラズマが発生するので、目的に応じた電極形状を適用することにより、切断加工、平坦化加工、数値制御による形状創製加工が可能である。（図 2.3）
(2)	**Elastic Emission Machining　（EEM）** 微細粉末粒子と加工物との固体間化学反応を利用した超精密加工法。ナノメータオーダの形状精度と原子オーダの表面粗さを得ることができる。（図 2.26）
(3)	**Ion Beam Figuring　（IBF）** Ar^+を用いたスパッタリング。Ar^+はワークに衝突する前に電子で中性化される。（図 2.27）
(4)	**Computer Controlled Polishing　（CCP）** ワーク上における小径ピッチポリシャの滞在時間を NC 制御して修正加工を行う。遊離砥粒にはコロイダルシリカや酸化セリウム等の酸化物微粒子を用いる。（図 2.28）
(5)	**Reactive Ion Beam Etching　（RIBE）** CF_4 等を用いた反応性イオンエッチング，バイアス電圧約 1000V。（図 2.27）
(6)	**Plasma Assisted Chemical Etching（PACE）** 小電極を用いた局所プラズマエッチング。圧力は 1 ～ 10 Torr。反応ガスは CF_4 等。イオンエネルギー＜10 eV。光学素子の修正加工のほか、SOI ウエハにおける Si 層の薄膜化にも応用されている。（図 2.29）
(7)	**Plasma Jet Chemical Etching　（PJCE）** 先端開放の同軸型電極を用いてプラズマジェットを発生させて加工を行う。電源周波数は 2.45 GHz。反応ガスは Ar, He, CF_4, SF_6 等の混合ガス。加工ギャップ 10 ～ 20 mm。加工面が高温になる。（石英試料で最大 350 ℃）加工速度の温度依存性が補正しきれないので加工精度低下の要因となっている。表面粗さも熱的影響のためか悪い。（図 2.30）
(8)	**Magnetorheological Finishing　（MRF）** 磁性流体研磨。（図 2.31）
(9)	**Fluid Jet Polishing　（FJP）** 濃度 10 %の SiC 砥粒（φ21.8 μm）を 5 ～ 6 気圧の圧力で約φ1 mm のノズルから噴出して加工する。（図 2.32）

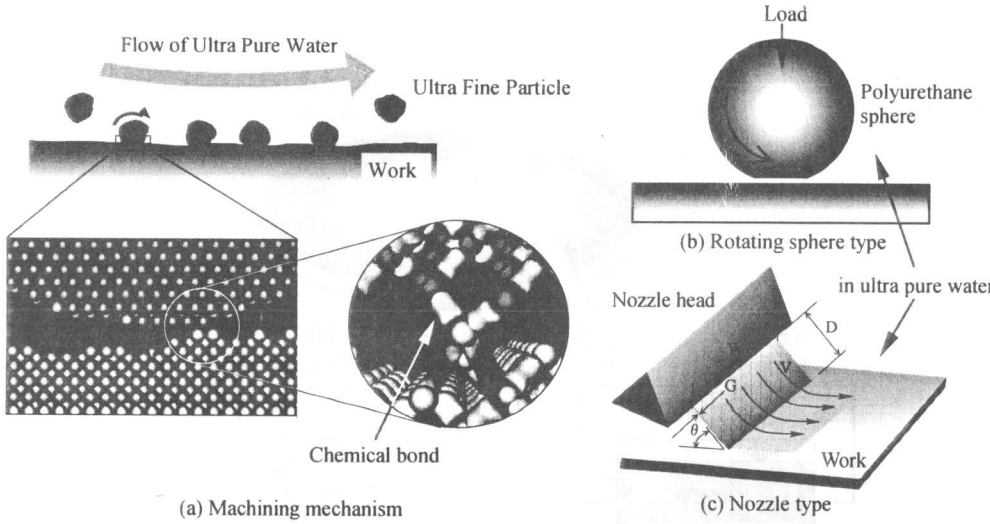


図 2.26　Elastic Emission Machining (EEM)

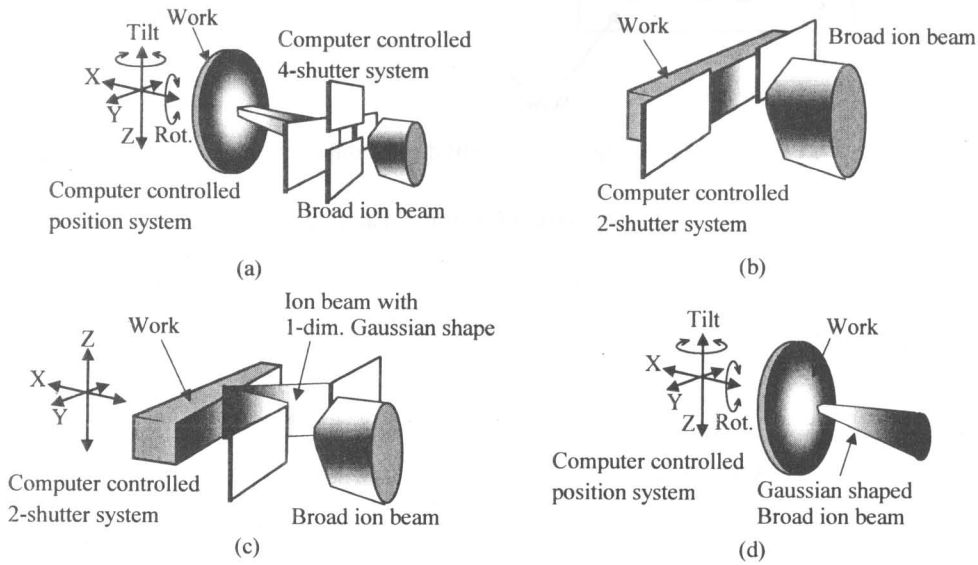


図 2.27　Ion Beam Figuring and Reactive Ion Beam Etching (IBF, RIBE)

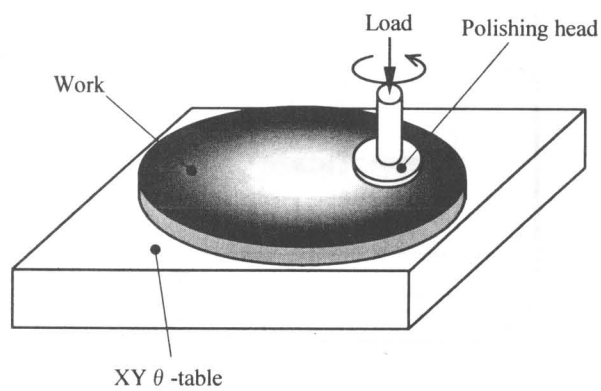


図 2.28　Computer Controlled Polishing (CCP)

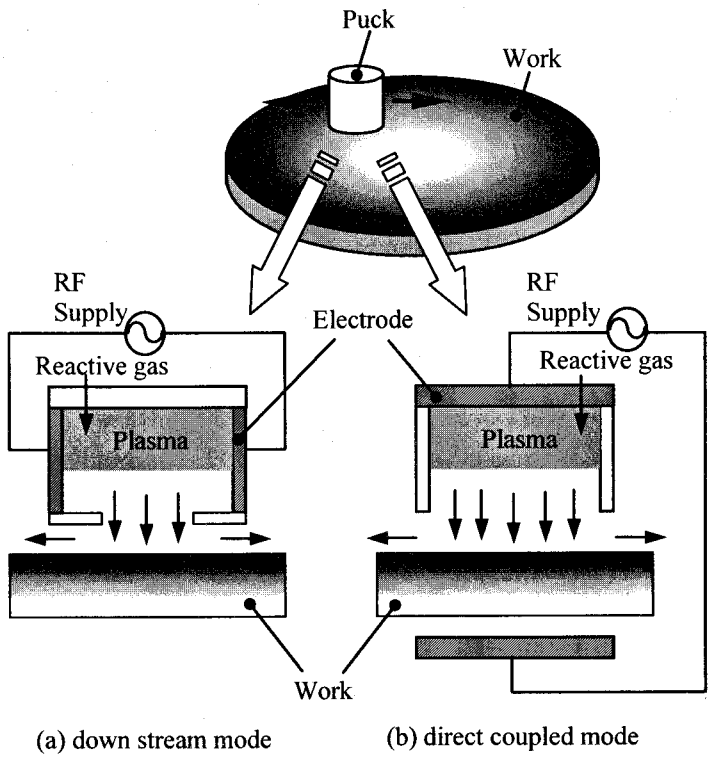


図 2.29　Plasma Assisted Chemical Etching (PACE)

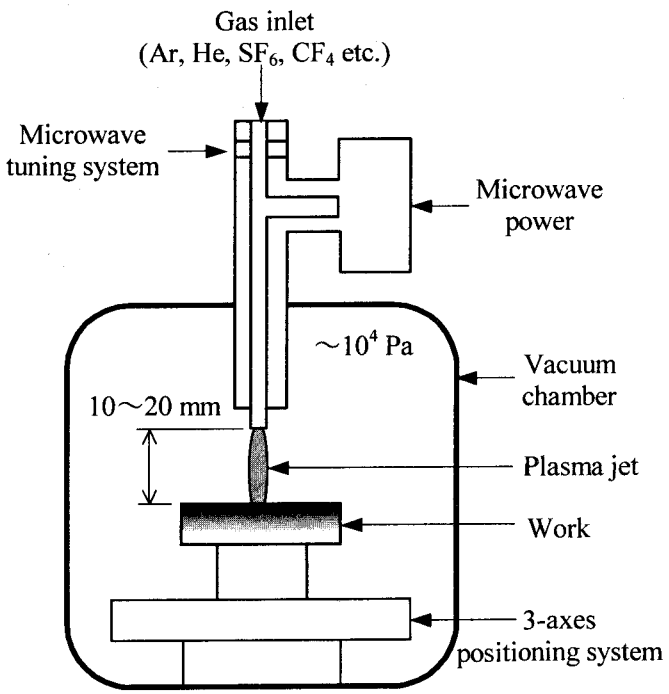


図 2.30　Plasma Jet Chemical Etching (PJCE)

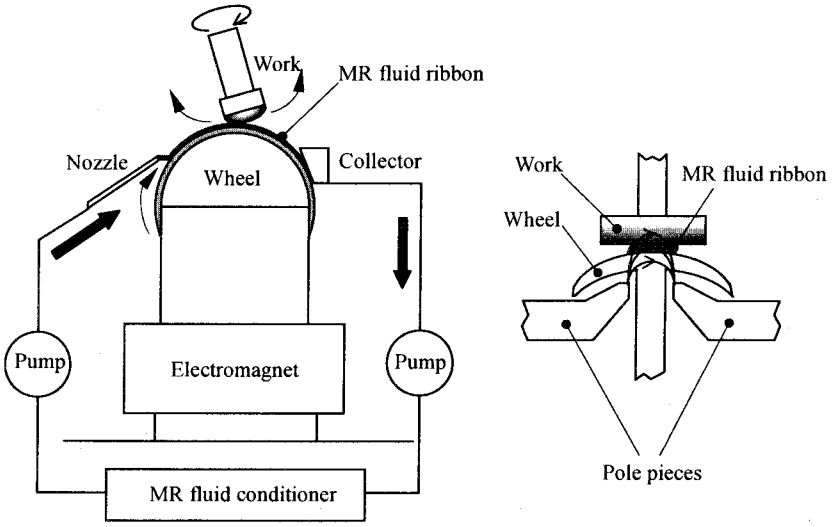


図 2.31　Magnetorheological Finishing (MRF)

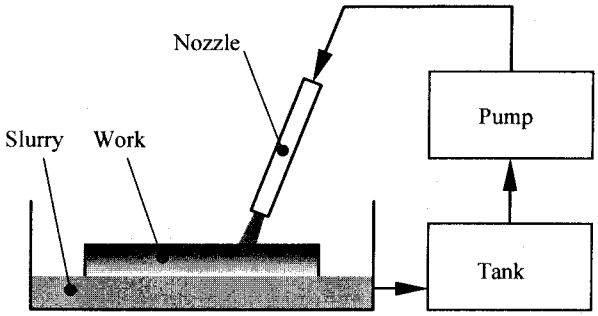


図 2.32　Fluid Jet Polishing (FJP)

表 2.6 各種加工法における形状精度，表面粗さ，加工能率の比較

加工法	形状	形状精度	表面粗さ	加工能率
PCVM	・400 × 50 × 30 mm Si 平面ミラー	・22.5 nm p-v (※2)		0.13 mm^3/hr（仕上加工時）～70 mm^3/hr 回転電極
	・φ18 mm シュバルツシルド光学系用合成石英球面ミラー(R=105.553 mm)[43]	・0.69 nm rms (※2)	0.19 nm rms	パイプ型電極
	・φ88 mm シュバルツシルド光学系用合成石英球面ミラー(R=330.685 mm)[43]	・0.63 nm rms (※2)	0.22 nm rms	パイプ型電極
EEM	・21×25 mm BK7 平面ミラー	・3.1 nm p-v (※2)	0.4 nm p-v < 0.2 nm rms	0.001 mm^3/hr
	・φ30 mm BK7 球面ミラー (R = 3 km)	・< 5nm p-v (※2)		
IBF	・265×40 mm ZERODUR® 平面ミラー [44]	・28 nm p-v (※2)	<0.2 nm rms [46]	・0.7～4 μm/hr [44] ・0.6mm^3/hr [45] ・0.06～2.1 mm^3/hr [46]
	・φ103 mm CaF_2 凸面ミラー (R=248 mm) [44]	・22.2 nm p-v (※2)		
	・φ200 SiC 楕円ミラー [44]	・41 nm p-v, 5 nm rms (※2)		
	・φ252 mm ZERODUR® 軸外し非球面ミラー [47]	・6.8 nm rms		
	・φ50 ～ 230 mm 各種ガラス球面レンズ [47]	・0.4 ～ 0.8 nm rms		
	・φ100 mm ZERODUR® 非球面ミラー [48]	・1.36 nm p-v, 0.14 nm rms (※2)	0.12 ～ 0.15 nm rms [48]	

CCP	・290 × 60 mm 合成石英 トロイダルミラー (Rm = 38.8 m, Rs =384 mm) [48)49)]	・5 nm rms, 1.8 / 2.8 μrad [(※1)]	0.37 nm rms	
	・970 × 60 mm Si トロイダルミラー (Rm = 4300 m, Rs = 131 mm) [48)49)]	・8 nm rms, 3 / 5 μrad [(※1)]	0.14 nm rms	
	・700 × 30 mm Si シリンドリカルミラー (R = 77.1mm, Rs = 0.131 m) [48)49)]	・8 nm rms, 3 / 5 μrad [(※1)]	0.19 nm rms	
	・1180 × 150 mm Si 平面ミラー [48)49)]	・8 nm rms, 3 / 5 μrad [(※1)]	0.26 nm rms	
	・φ180 mm 合成石英 軸対称放物面ミラー [48)]	・0.76 nm rms [(※2)]	0.35 nm rms	
	・225 × 30 mm ZERODUR® 球面ミラー (R = 342.7 m) [48)49)]	・1.1 nm rms, 0.5 / 1.5 μrad [(※2)]	0.4 nm rms	
	・170 × 20 mm 合成石英 球面ミラー (R = 56.35 m) [48)49)]	・0.7 nm rms, 0.35 μrad [(※2)]	0.2 nm rms	
	・φ190 mm 合成石英 球面ミラー (R = 56.35 m) [48)49)]	・0.24 nm rms [(※2)]	0.26 nm rms	
	・φ570mm×90mm^t 有効径 φ500mm 合成石英 トロイダルミラー (Rm = 430 m, Rs = 2 m) [50)]	・78 nm p-v	0.13 nm rms	1.3 mm^3/hr
	・φ200mm×20mm^t 有効径 φ150mm CaF_2 単結晶 UV グレード非球面レンズ (参照球面曲率半径 約480mm) [50)]	・77 nm p-v	0.12 nm rms	
	・430mm×130mm×25mm 有効部 240×70mm CVD-SiC on 焼結 SiC トロイダルミラー (Rm = 490m, Rs = 2m) [50)]	・60 nm p-v	0.15 nm rms	
	・φ70 mm 以下 溶融石英 軸対称非球面ミラー (近似曲率半径 245±10mm 非球面量 10μm以下) [51)]	・23 nm p-v , 3.4 nm rms (<φ55)	0.2 nm rms	
	・φ43mm 合成石英凸面非球面（詳細形状不明） [52)]	・72nm p-v, 16.2nm rms		5 × 10^{-4} mm^3/hr
	・詳細形状不明 ArF エキシマステッパ用非球面投影レンズ (最大非球面量 0.67 mm) [53)]	・130 nm p-v	1.07 nm rms	
	・φ40 mm × 10 mm^t 有効径 20 mm BK7 非球面凹形状 [54)]	・100 nm p-v, 19nm rms	1.6 nm rms 9 nm p-v	0.1 mm^3/hr
	・370 mm × 90 mm × 10mm 有効部 350 mm × 83 mm 合成石英 ＳＲ光用軸外し回転楕円体ミラー [55)]	・1200 nm p-v [(※1)]	0.46 nm rms 2.4 nm p-v	13 mm^3/hr
	・有効径 60mm 単結晶 Si（赤外光集光用） [56)]	・PV 230 nm [(※1)]	3.7 nm rms 16.9nm p-v	3.8 mm^3/hr
RIBE	・φ60 mm 放物面 [57)]	・210nm p-v [57)]	0.5～2 nm rms [57)]	・30 mm^3/hr (1μm/ min) (CF_4/SF_6, CF_4/H_2 合成石英) [57)]
PACE	・φ100 mm 合成石英 [58)] ・φ150 mm Si 平面	・70 nm p-v [(※2)] ・47 nm p-v, 7.0 nm rms [(※2)]	0.15 nm rms [59)]	・2700 (合成石英) ～ 13500(Si) mm^3/hr [58)] → φ76 mm 電極による粗加工 ・57(φ35 mm 電極, 合成石英) ～ 67 (φ17 mm 電極 Si) mm^3/hr [59)]
PJCE	・φ140 mm 合成石英 非球面 [60)]	3～4 μm p-v	10 nm rms [60)]	・1200 mm^3/hr (Fused Silica) [60)]
MRF	・φ40 mm 合成石英凸レンズ (R=58 mm) [61)]	・90 nm p-v	0.8 nm rms [61)]	・13～55 mm^3/hr (各種ガラス材) [61)]
	・φ47 mm BK7 (最大非球面量 140 μm) [61)]	・860 nm p-v [(※1)] (測定は Form Talysurf)		
	・φ50 mm BK7 球面凸レンズ(R = 90 mm) [62)]	・31 nm p-v [(※2)]	0.8 nm rms	
	・φ50 mm BK7 非球面レンズ [62)]	・300 nm p-v, 80 nm rms	1.0 nm rms	
	・φ35 mm SK 球面レンズ(R=25, 60, 200 mm) [63)]	・27 nm p-v [(※2)]		
	・SLAM-55 (最大非球面量 120 μm) [63)]	・200 nm p-v [(※1)] (測定は Form Talysurf)		
FJP			1.5 nm rms [1)]	・0.2 mm^3/hr (BK7) [64)]

※1 Tactile ※2 Interferometer

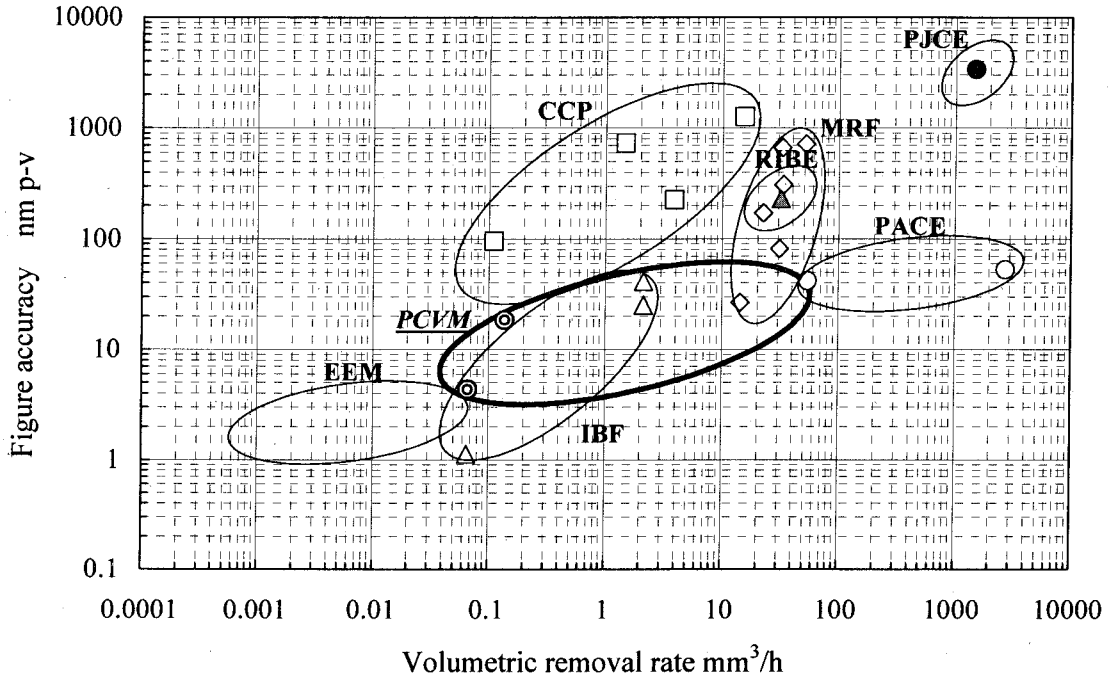


図 2.33　各種加工法における加工速度と形状精度の関係

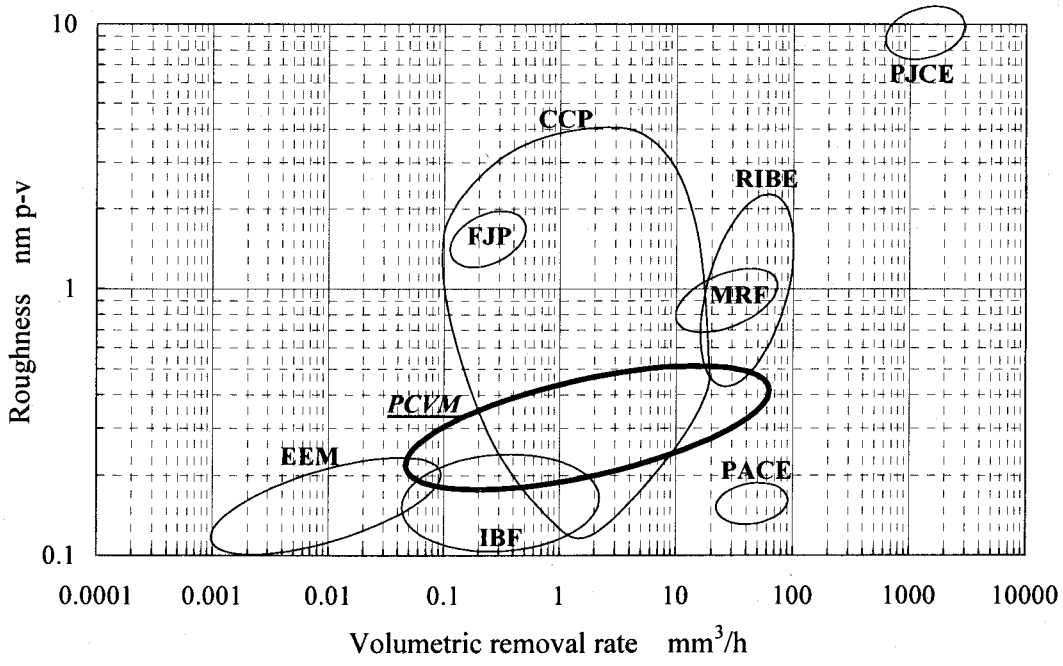


図 2.34　各種加工法における加工速度と表面粗さの関係

2.8 結言

Ｘ線ミラーやステッパー用非球面レンズ、および半導体ウエハ等、極限までの高精度、高品質化が要求される素子の製造においては、現状の機械加工を主とする加工プロセスはもはや限界に至った感がある。機械加工は、加工能率が高いという長所を持つが、その反面変形破壊という加工現象に関与する転位やクラック等の結晶欠陥は、原子レベルから考えると非常に大きな空間を占めているため、その大きさが変形および除去単位の微小化を物理的に制限している。また、加工表面には、転位や空孔等の欠陥から構成される加工変質層が必然的に残存することになる。よって、さらなる加工プロセスの高精度化のためには、このような機械的な手法に代わって、加工現象としては理想的である、化学的な反応を用いた加工法の開発が望まれる。これらの要求に対して本研究では、機械加工に置き換わる全く新しい概念の化学的加工法として、高能率性と優れた空間制御性を併せ持つプラズマCVMを提案し、その高いポテンシャルを示すことができた。以下に本章で得られた結果をまとめる。

(1) 大気圧プラズマを用いたプラズマCVMの加工原理を示し、その特長について述べた。また、本加工法を太陽電池のパターニングや、非球面レンズの加工に応用した例を示した。

(2) プラズマ発生用の電極として、回転電極を用いることを提案した。電極を高速に回転させることにより、電極と加工物との間に形成される非常に狭い加工ギャップ（数百μm）に対して、高効率な反応ガスの供給、ならびに反応生成物の排出を行なうことができる。また、プラズマはワークと対向した部分のみに局所的に発生し、残りの部分においては雰囲気ガスとの相互作用により冷却されるため、大電力の投入が可能となり、加工能率を大幅に向上させることができる。本方式は、高圧力下で顕著となるガスの粘性を積極的に利用したものであり、大気圧プラズマならではの方法である。

(3) 回転電極の応用例として、内周刃ブレードを用いた切断加工、円筒型電極を用いたポリシング加工、および球型（円盤型）電極を用いた数値制御形状加工を提案し、それぞれの加工装置の実例を示した。

(4) 各種機能材料（石英ガラス、単結晶シリコン、モリブデン、タングステン、シリコンカーバイド、ダイヤモンド）に対して、数μm～数百μm／minの高加工速度を得ることに成功した。特に、石英ガラス、シリコンに対しては機械加工におけるラッピングに匹敵する加工速度を実現した。

(5) 各種加工法によって研磨した単結晶シリコンの表面に形成されるバンドギャップ内の欠陥密度を、SPVスペクトロスコピーにより評価した。その結果、プラズマCVM加工を行った表面の欠陥密度は、機械研磨やアルゴンイオンスパッタリング等の物理的な加工法によって得られた加工面と比べて2桁以上小さく、化学的な加工法であるケミカルエッチング面と同等の低欠陥密度であることが分かった。

参考文献

1) 森 勇藏, 津和秀夫, 杉山和久：EEM (Elastic Emission Machining) の基礎研究 (第1報) －極微小弾性破壊の概念とその可能性－, 精密機械, **43** (1977) 542.
2) 森 勇藏, 井川直哉, 奥田徹, 杉山和久：EEM (Elastic Emission Machining) による超精密数値制御加工法, 精密機械, **46** (1980) 1537.
3) 森 勇藏, 山内和人, 遠藤勝義：極限精密加工技術, 精密工学会誌, **57** (1991) 36.
4) 松永正久, 井田一郎, 小川智哉, 高須新一郎編：エレクトロニクス用結晶材料の精密加工技術,サイエンスフォーラム (東京) (1985) 577-584.
5) 特許：ラジカル反応による無歪精密加工方法, 登録番号 2521127.
6) Y. Mori, K. Yamamura, K. Yamauchi, K. Yoshii, T. Kataoka, K. Endo, K. Inagaki and H. Kakiuchi : Plasma CVM (Chemical Vaporization Machining) : An Ultra Precision Machining Technique Using High-pressure Reactive Plasma, Nanotechnology, **4** (1993) 225.
7) 森 勇藏, 山内和人, 山村和也, 佐野泰久：プラズマ CVM の開発, 精密工学会誌, **66** (2000) 1280-1285.
8) J. W. Coburn and Harold F. Winters : Plasma Etching – A Discussion of Mechanisms, J. Vac. Sci. Technol., **16** (1979) 391-403.
9) G. S. Oehrlein, R. M. Tromp, J. C. Tsang, Y. H. Lee and E. J. Petrillo : Near-Suface Damage and Contamination after CF_4/H_2 Reactive Ion Etching of Si, J. Electrochem. Soc. **132** (1985) 1441-1447.
10) X. C. Mu, S. J. Fonash, G. S. Oehrlein, S. N. Chakravarti, C. Parks and J. Keller : A Study of $CC\ell F_3/H_2$ Reactive Ion Etching Damage and Contamination Effects in Silicon, J. Appl. Phys. **59** (1986) 2958-2967.
11) K. Kurosawa, Y. Horiike, H. Okano and K. Okamura, Proc. of 2nd Symp. on Dry Process (IEE of Japan), Tokyo (1980) 43.
12) W. G. Vincenti and C. H. Kruger, Jr. : Introduction to Physical Gas Dynamics,John Wiley & Sons, New York, (1965).
13) 森　勇藏, 佐野泰久, 木山精一, 中野真吾, 堂本洋一, 山本恵章, 津田信哉, 中野昭一：プラズマＣＶＭ法による集積型ａ－Ｓｉ太陽電池の高速パターニングに関する研究(I), 1995 年春季第 42 回応用物理学関係連合講演会講演予稿集, (1995) 850.
14) 森　勇藏, 佐野泰久, 木山精一, 中野真吾, 堂本洋一, 山本恵章, 津田信哉, 中野昭一：集積型ａ－Ｓｉ太陽電池のプラズマＣＶＭ法による高速パターニングに関する研究」, 精密工学会 1995 年度関西地方定期学術講演会講演論文集, (1995) 9-10.
15) 中野真吾, 篠原　亘, 堂本洋一, 平野　均, 樽井久樹, 木山精一, 津田信哉, 佐野泰久, 山村和也, 森　勇藏：プラズマＣＶＭによる集積型ａ－Ｓｉ太陽電池の高速パターニングに関する研究（Ⅱ）」,1996 年秋季第 57 回応用物理学関係連合講演会講演予稿集, (1996) 740.
16) 中野真吾, 堂本洋一, 平野　均, 樽井久樹, 木山精一, 中野昭一, 佐野泰久, 山村和也, 森　勇藏：プラズマＣＶＭによる集積型ａ－Ｓｉ太陽電池の高速パターニングに関する研究, 1997 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1997) 190.
17) 中野真吾, 堂本洋一, 平野　均, 樽井久樹, 木山精一, 佐野泰久, 山村和也, 森　勇藏：

プラズマＣＶＭによる集積型ａ－Ｓｉ太陽電池の高速パターニングに関する研究（Ⅲ）,1998年春季第45回応用物理学関係連合講演会講演予稿集，(1998) 917.

18) 中野真吾，堂本洋一，平野　均，樽井久樹，木山精一，津田信哉，中野昭一，佐野泰久，山村和也，森　勇藏：集積型ａ－Ｓｉ太陽電池のプラズマＣＶＭによる高速パターニングに関する研究（Ⅱ）—プラズマ発生領域の制御による加工領域の微小化—,1998年度関西地方定期学術講演会講演論文集，(1998) 3.

19) Shingo NAKANO, Yoichi DOMOTO, Hisaki TARUI, Seiichi KIYAMA, Yasuhisa SANO, Kazuya YAMAMURA and Yuzo MORI : High-speed Patterning of Integrated-Type a-Si Solar Cell Submodules by Plasma CVM」, Proceedings of the 9th International Conference on Production Engineering, Osaka (1999) 543-548.

20) K.Nemoto, T.Fujii, N.Goto, H.Takino, N.Shibata, K.Yamamura, Y.Mori : Mirror Fabricated with Nonaxisymmetric Surface Profile for Laser Beam Forming and Wavefront Correction, CLEO'96, CtuT7, (1996)

21) K.Nemoto, T.Fujii, N.Goto, H.Takino, T.Kobayashi, N.Shibata, K.Yamamura, Y.Mori : Influence of Fabrication Precision on Laser Beam Forming by Fabricated Optics」,3rd LBOC, (1996)

22) Koshichi Nemoto, Takashi Fujii, Naohiko Goto, Hideo Takino, Teruki Kobayashi, Norio Shibata, Kazuya Yamamura, Yuzo Mori : Laser beam intensity profile transformation with a fabricated mirror」,Appl. Opt., **36**, 3 (1997) 551-557.

23) 瀧野日出雄，柴田規夫，伊藤博，小林輝紀，田中宏明，海老正美，山村和也，森　勇藏：プラズマＣＶＭによる光学面の創成—第1報：パイプ電極を用いた数値制御プラズマＣＶＭ装置の開発—，1997年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集，(1997) 187.

24) 瀧野日出雄，柴田規夫，伊藤博，小林輝紀，田中宏明，海老正美，谷口美樹，山村和也，佐野泰久，森　勇藏：プラズマＣＶＭによる光学面の形状創成—第2報：パイプ電極プラズマＣＶＭ装置による非球面加工，1998年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集，(1998) 513.

25) Hideo Takino, Norio Shibata, Hiroshi Itoh, Teruki Kobayashi, Hiroaki Tanaka, Masami Ebi, Kazuya Yamamura, Yasuhisa Sano and Yuzo Mori : Plasma Chemical Vaporization Machining (CVM) for Fabrication of Optics, Jpn.J.Appl.Phys.**37**(1998) L894-L896.

26) Hideo Takino, Norio Shibata, Hiroshi Itoh, Teruki Kobayashi, Hiroaki Tanaka, Masami Ebi, Kazuya Yamamura, Yasuhisa Sano and Yuzo Mori : Computer numerically controlled plasma chemical vaporization machining using a pipe electrode for optical fabrication, Appl. Opt., **37**,22 (1998) 5198-5210.

27) 瀧野日出雄，柴田規夫，伊藤博，小林輝紀，伊藤　博，根本幸七，藤井　隆，後藤直彦，山村和也，佐野泰久，森　勇藏：マイクロ電極を用いたプラズマCVMによる複雑形状光学面の創成加工，1999年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集，(1999) 422.

28) Hideo TAKINO, Norio SHIBATA, Teruki KOBAYASHI, Hiroshi ITOH, Hiroaki TANAKA, Akihiro KOIKE, Katsuhiko NAKANO, Kazuya YAMAMURA, Yasuhisa SANO and Yuzo MORI : Plasma Chemical Vaporization Machining with a Pipe Electrode for Large Optics, Proceedings of the 9th International Conference on Production Engineering, Osaka (1999)

219-224.

29) 瀧野日出雄, 柴田規夫, 伊藤博, 小林輝紀, 田中宏明, 海老正美, 山村和也, 佐野泰久, 森勇藏 : パイプ電極プラズマ CVM による光学平面の創成加工, 精密工学会誌, 65(1999), 1650-1651.

30) 瀧野日出雄, 荒　健一, 柴田規夫, 山村和也, 佐野泰久, 森　勇藏 : 先端半球ロッド電極を用いたプラズマ CVM による光学面の加工, 2000 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2000) 191.

31) 森　勇藏, 山内和人, 山村和也, 佐野泰久 : Plasma CVM(Chemical Vaporization Machining) における NC 加工に関する研究　—NC 加工用高速回転電極の試作とその加工特性—, 1996 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (1996) 1141-1142.

32) 森　勇藏, 山内和人, 山村和也, 佐野泰久 : Plasma CVM(Chemical Vaporization Machining) における切断加工に関する研究　—切断加工用高速回転電極の試作とその加工特性—, 1996 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (1996) 1143-1144.

33) 森　勇藏, 山内和人, 山村和也, 佐野泰久 : Plasma CVM(Chemical Vaporization Machining) におけるポリシング加工に関する研究（第 1 報）—ポリシング加工用高速回転電極の試作とその加工特性—, 1996 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (1996) 1145-1146.

34) 森　勇藏, 山村和也, 佐野泰久, 石川俊夫, 岡本利樹, 足立真士 : 数値制御プラズマＣＶＭ加工装置の開発(第 1 報), 1997 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1997) 186.

35) Yuzo MORI, Kazuya YAMAMURA and Yasuhisa SANO : Development of Numerically Controlled Plasma CVM(Chemical Vaporization Machining) System for Fabrication of Ultra Precision Optical Devices, Proceedings of the 9th International Conference on Production Engineering, Osaka (1999), 213-218.

36) Yuzo MORI, Kazuya YAMAMURA and Yasuhisa SANO : Slicing of Functional Materials by Plasma CVM(Chemical Vaporization Machining), Proceedings of the 9th International Conference on Production Engineering, Osaka (1999), 225-230.

37) 森勇藏, 山内和人, 山村和也, 佐野泰久 : プラズマ CVM の開発, 精密工学会誌, 66 (2000), 1280 - 1285.

38) M. J. Druyvesteyn and F. M. Penning : Rev. Mod Phys. **12** (1940) 87-174.

39) 山内和人, 杉山和久, 稲垣耕司, 山村和也, 佐野泰久, 森 勇藏 : SPV (Surface Photo-voltage) スペクトロスコピーによる超精密加工表面評価法の開発, 精密工学会誌, **66**, 4, (2000) 630-634.

40) K. Germanova et al. : An improved Apparatus for Surface Photovoltage Studies with a Bi-morphous Piezoelectric Kelvin Probe, J. Phys. E : Sci. Instruments **20** (1987) 73.

41) G.D.Watkins and J.W.Corbett : Defects in Irradiated Silicon. Ⅰ. Electron Spin Resonance of the Si-A Center, Phys. Rev., **121** (1961) 1001.

42) J. W. Corbett, G. D. Watkins, R. M. Chrenko and R.S.McDonald : Defects in Irradiated Silicon. Ⅱ. Infrared Absorption of the Si-A Center, Phys. Rev., **121** (1961) 1015.

43) 瀧野日出雄, 小林輝紀, 山本貴広, 柴田規夫, 五明由夫, 杉崎克巳 : 2000 年度精密工学

会秋季大会学術講演会講演論文集 (2000) 477.

44) M. Fruit, A. Schindler and T. Hänsel : Ion Beam Figuring of SiC Mirrors Provides Ultimate WFE Performances for Any Type of Telescope, Proc. SPIE **3739** (1999) 142-154.

45) A. Schindler : 9th International Conference on Production Engineering (1999) Osaka での発表から.

46) M. Weiser : Quantitative investigations of the removal of glass material by low energy ion beams with the use of optical interferometry, Nucl. Instrum. Methods **B80/81** (1993) 1174-1177.

47) K. B. Becker : Fabrication Technologies for "Perfect" Optics, Proceedings of 9th International Conference on Production Engineering (1999) 51-60.

48) M. Weiser, J. Fröschke, H. Handschuh, M. Jülich, M. Mayer and G. Seitz : Aspherical Surfaces at 100pm Accuracy, Proceedings of 9th International Conference on Production Engineering (1999) 61-66.

49) G. Derst, H. Handschuh, M. Schmit and K. Werner : Fabrication and Metrology of high quality synchrotron mirrors in the sub-arcsec regime, Proc. SPIE **3152** (1997) 51-58.

50) 安藤学, 根岸真人, 瀧本雅文, 出口明信, 嶋崎忠弘, 中村宣夫, 鳴海廣治, 山本碩徳 : 超平滑研磨技術の開発（第6報） - 非球面光学素子の加工, 1994年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集 (1994) 709-710.

51) 片桐創一, 伊東昌昭, 瀬谷英一, 森山茂夫 : 加工力の動的制御による非球面ミラーの加工, 1996年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集 (1996) 69-70.

52) 新宮克喜, 安平宣夫, 上田修治 : 三次元曲面光学部品の精密加工技術, National Technical Report **39** (1993) 26-32.

53) 山下一博, 笹子勝, 野村登, 新宮克喜, 持田省郎, 上田修治 : 超精密生産技術大系　第2巻　実用技術　フジ・テクノシステム (東京) (1994) 1005-1010.

54) 鈴木浩文, 原成一, 松永博之 : 非球面創成研磨に関する研究 - 研磨措置の開発 - , 精密工学会誌 **59** (1993) 1713-1718.

55) 鈴木浩文, 小寺直, 島野裕樹 : 非球面創成研磨に関する研究（第2報） - 非軸対象非球面形状の研磨加工 - , 精密工学会誌 **60** (1994) 827-831.

56) 鈴木浩文, 小寺直, 中筋智明, 太田努, 庄司克雄 : 単結晶 Si レンズの非球面創成研磨に関する研究, 精密工学会誌 **63** (1997) 1280-1284.

57) D. Flamm, T. Hänsel, A. Schindler, A. Nickel and H. J. Thomas : Reactive Ion Beam Etching – a Fabrication Process for the Figuring of Precision Aspheric Optical Surfaces in Fused Silica, Proc. SPIE **3739** (1999) 167-175.

58) D. Bollinger, G. Gallatin, J. Samuels, G. Steinberg, C. Zarowin : Rapid, Non-Contact Optical Figuring of Aspheric Surfaces with Plasma Assisted Chemical Etching (PACE), Proc. SPIE **1333** (1990) 44-57.

59) Steven J. Hoskins : Aspheric surface figuring of fused silica using plasma assisted chemical etching, Proc. SPIE **2542** (1995) 220-230.

60) G. Boehm, W. Frank, A. Schindler, A. Nickel, H. J. Thomas, F. Bigl and M. Weiser : Plasma Jet Chemical Etching – a Tool for the Figuring of Optical Precision Aspheres, Proceedings of 9th International Conference on Production Engineering (1999) 231-236.

61) S. D. Jacobs, D. Golini, Y. Hsu, B. E. Puchebner and D. Strafford : Magnetorheological finishing : a deterministic process for optics manufacturing, Proc. SPIE **2576** (1995) 372-382.

62) W. Kordonski, D. Golini, P. Dumas and S. Hogan : Magnetorheological suspension-based finishing technology, Proc. SPIE **3326** (1998) 527-535.

63) D. Golini : Precision Optics Manufacturing Using Magnetorheological Finishing (MRF), Proceedings of 9th International Conference on Production Engineering (1999) 132-137.

64) O. W. Fähnle, H. van Brug and H. J. Frankena : Fluid jet polishing of optical surfaces, Appl. Opt. **37** (1998) 6771- 6773.

第3章 数値制御プラズマCVM加工システム

3.1 緒言

近年、超精密加工に要求される精度はますます厳しくなってきており、例えば波長が13 nmのEUVL（Extreme Ultra Violet Lithography）光学系においては0.25nm rmsオーダの形状精度が要求され[1]、またULSI形成用のSOI（Silicon On Insulator）基板においては、素子の微細化に伴い、シリコン層の厚さを10 nmオーダまで薄膜化する必要性が生じてきている。これらの要求に対して現状では、ローカルピッチ研磨を用いたCCP（Computer Controlled Polishing）やIBF（Ion Beam Figuring）等によって対応がなされている。ところが、これらの加工法は加工現象として塑性変形や微小な脆性破壊、あるいはスパッタリングを利用したものであるため、幾何学的な形状に関しては要求精度をほぼ満足するものができつつあるが、結晶学的な観点から見ると表面層には種々の欠陥から構成される加工変質層が必然的に形成されてしまう。また、ローカルピッチ研磨においては、加工時に発生する熱による熱変形が研磨圧力を変動させ、また、粗大粒子が確率的にダメージの深いスクラッチを形成する等、加工特性を不安定にする要素を原理的に多々有しているので、精度的にはもはや限界に達しているといえよう。

一方、プラズマCVMは大気圧高周波プラズマによって生成した、活性な中性ラジカルを加工物表面の原子に作用させ、揮発性の物質に変えることで除去を行なう加工法である。加工現象は純化学的であるため、加工物の表面に加工変質層を形成することが無い。また、加工量は加工物上におけるプラズマの滞在時間のみによって制御できるため、機械加工においてはその機構上作製するのが非常に困難な非球面形状を、極めて容易に創製することが可能である。

本章では、このようなプラズマCVMの優れた加工特性を活用し、X線ミラー等の超高精度光学素子を高能率に作製するための、数値制御プラズマCVM加工システムを構築することを目的としている。そのために、まず、加工量がプラズマの滞在時間に比例することを利用した数値制御加工理論と、それを用いた加工プロセスについて述べ、プラズマの滞在時間を決定するワークの送り速度分布を導出するために開発したシミュレーションプログラムについて述べている。次に、プラズマCVM加工における加工雰囲気のクリーン化の必要性について述べ、クリーン化を実現するため新たに設計･開発を行った、気体軸受を適用した回転電極およびXYテーブル、ならびにガス循環精製システムについて述べている。さらに、プラズマに投入する電力を一定にし、加工特性を安定化させるのに必要不可欠な高周波電力供給システムについて述べている。

3.2 数値制御加工理論

一般的に高精度な光学素子を機械研磨によって仕上げる場合、ワークの径よりも小径の研磨ツール（ポリシャ）を用いる、スモールツール研磨が行われる。スモールツール研磨による修正加工は、式(3.1)に示すプレストンの仮説式[2]に基づいて行われる。

$$H(x,y,T) = k \times P(x,y,T) \times V(x,y,T) \times dT \tag{3.1}$$

ここで、$H(x,y,T)$：研磨除去量、k：研磨定数、$P(x,y,T)$：研磨圧力、$V(x,y,T)$：相対速度、dT：滞留時間である。また、プレストンの仮説式をもとにした除去に関するコンボリューションモデルが提案されており、式(3.2)にモデル式を、図3.1にその原理図を示す[3)4)]。

$$h(x,y) = \iint_A g(u,v) f(u-x, v-y) du dv \tag{3.2}$$

A：研磨領域

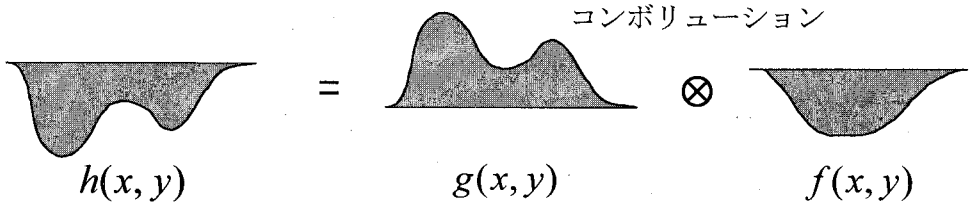


図3.1 数値制御加工におけるコンボリューションモデル[4)]

これらより、研磨ヘッドによって生成される単位時間当りの加工痕形状（以後、単位加工痕形状と呼ぶ）を決定すれば、目標とする除去形状を得るには、式(3.2)をデコンボリューションすることにより、ワーク上の各点における研磨ヘッドの滞在時間分布を算出すればよいことが分かる。また、実際の加工における滞在時間分布の制御は、コンピュータを用いたワークテーブル、もしくは研磨ヘッドの送り速度制御によって行われることから、本加工方式はCCP（Computer Controlled Polishing）と呼ばれる。

一方、プラズマCVMにおける数値制御加工も、図3.1に示されるものと全く同じ原理にもとづいて行われる。ただし、単位加工痕形状 $f(x,y)$は、式(3.3)に示すパラメータによって決定される。

$$f(x,y) = f(\text{反応ガスの濃度と組成, 圧力, 投入電力, 電極回転速度, 加工ギャップ}) \tag{3.3}$$

スモールツール研磨のような機械研磨においては、研磨熱の発生等により、スラリーの供給状況やポリシャの性質あるいは研磨圧力等の変動が起こり、また、ワークの熱変形や凝集した粗大粒子によるスクラッチが生じることから、安定した加工特性を維持することが原理的に困難である。それに対して、プラズマCVMにおいては、プラズマという熱源を有してはいるものの、加工ギャップが数百μm程度の非接触加工であるため、それが機械加工のように直接的に他の加工パラメータに影響して、加工特性を不安定にする要因にはならない。すなわち、加工量はあくまでもプラズマの滞在時間、すなわちワークの送り速度のみで安定に制御でき、これは本加工法が有する特筆すべき利点であると言える。

3.3 プラズマCVMによる数値制御加工プロセス

プラズマCVMにおいては、2.3節で述べたようにプラズマを発生させる回転電極の形状を変えることにより、切断加工、平坦化加工、形状加工等のさまざまな加工形態を実現することができる。その中でも数値制御による形状加工は、図3.2に示すような円盤型の電極を用いて局所的なプラズマを発生させて行う。ワークをプラズマに対して静止させておくと、図中に示すような加工痕が形成されるが、プラズマCVMによる形状加工は、この加工痕の集積によって行われる。実際の加工プロセスは図3.3に示すように、まず前加工面の形状を恒温室において精密に計測し、目的形状からの偏差量（誤差量）を求める。次に、加工量はプラズマの滞在時間に比例するという原理をもとにして、ワーク上の各点における

偏差量を無くすためのワークテーブルの送り速度データを、加工シミュレーションにより作成する。そのデータをNCコントローラに転送し、テーブルの送り速度制御を行うことで形状修正加工を行う。そして最後に、再度形状測定を行い、形状誤差の値が許容値以内になるまで上記プロセスを繰り返すことにより、目標とした形状精度を達成する。

また、プラズマCVMの加工特性は図3.3に示されるように、複数の加工パラメータの組合せによって決定されるが、実際の数値制御加工時においては、電極の回転速度、反応ガス組成、および投入電力は固定パラメータとしている。よって、制御パラメータとしては、ワークの送り速度以外は回転電極とワークの間の加工ギャップ（数百μm）を一定に制御するのみの単純なものであるため、機械加工では作製するのが困難な非球面形状等を極めて容易に創成することができる。

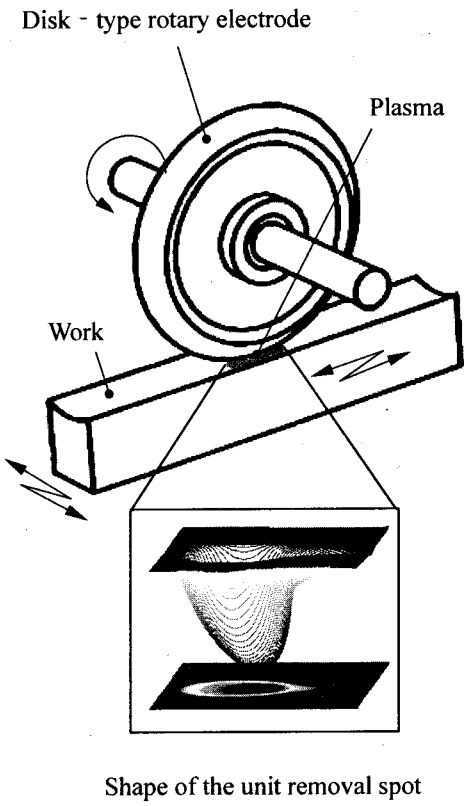


図3.2 プラズマCVMによる数値制御加工の概念

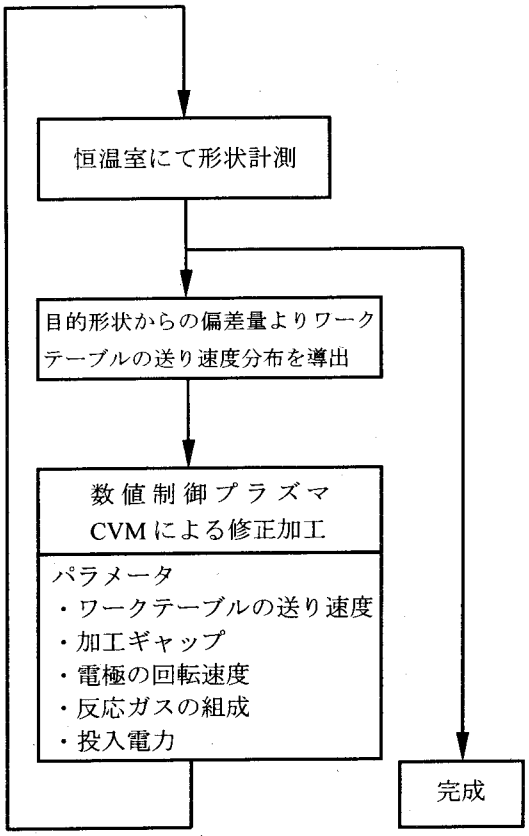


図3.3 数値制御プラズマCVMによる形状創製プロセス

3.4 送り速度分布導出プログラム

プラズマCVMにおいては、加工パラメータ（反応ガスの組成比および濃度、投入電力、電極－加工物間の加工ギャップ、電極回転速度等）が一定であれば、加工量は加工点におけるプラズマの滞在時間に比例することを前節までに述べた。このことから、各点での必要加工量に応じた送り速度でワークを走査することにより、任意の目的形状の加工を行うことができる。ここで、送り速度分布を算出するには、式(3.2)をデコンボリューションすることによりプラズマの滞在時間分布を求めればよい。本節では、滞在時間分布を導出するのに用いた計算アルゴリズムについて述べる。

図 3.4 に数値制御加工時におけるワークの走査方向を示す。本装置の場合、単位加工痕の形状は図中に示すように、電極の回転方向に伸びた楕円形状となっている。また、その断面形状は、電極の回転方向に関しては回転速度に応じたガス流の影響を受けるため、対称な形になるとは限らないが、回転方向に対して直交する方向に関しては、対称な断面形状となっている。よって、送り速度制御は電極回転方向に対して行い、その直交方向には微小なステップ送りをすることとした。以後、送り速度制御を行う方向をスキャン方向、ステップ送りを行う方向をステップ方向と呼ぶ。また、単位加工痕は有限の大きさであるので、図 3.4 に示すように送り速度データの設定領域は、ワーク領域に対して単位加工痕が十分抜けきる大きさとしている。

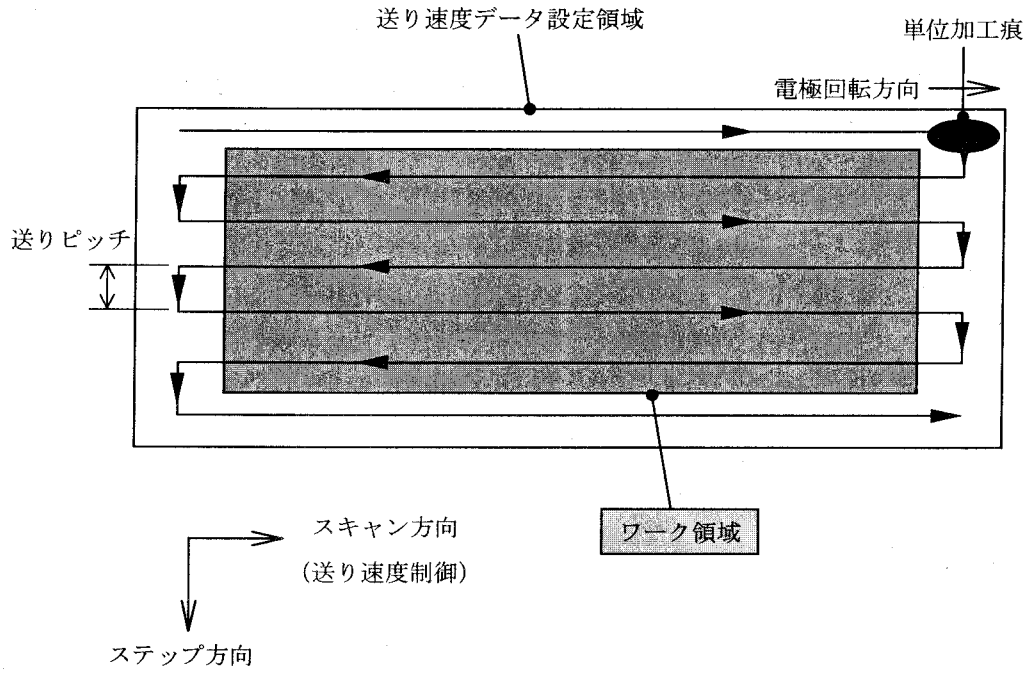


図 3.4 数値制御加工時におけるワークの走査方向

図 3.5 に計算アルゴリズムを示す。手順としては、前加工面形状 $Z_1(x,y)$と目的形状 $Z_2(x,y)$との差から設定加工量分布 $Z_3(x,y)$を計算する。スキャン方向において、間隔 ds ごとに設定した速度データ設定格子点の番号を 1,2,･･･,N-1,N,N+1,･･･とし、N 番目の地点において、その点を中心に ds の幅で設定加工量を積分し、それを S(N)とする。次に、単位時間（T_1）当りにおける単位加工痕の体積を S とし、$T(\mathrm{N}) = \dfrac{S(\mathrm{N})}{S} \times T_1$ を速度データ設定格子点すべてにおいて計算し、仮の滞在時間分布を求める。その検算として、加工痕形状 $U(x,y)$と仮のプラズマ滞在時間 T(N)とのコンボリューションにより、加工量分布 $A(x,y)$を導出する。前加工面形状からその加工量分布を差し引いた形状と目的形状の差をそれぞれの格子点ごとに求め、$S'(\mathrm{N})$ とする。次に、$DT(\mathrm{N}) = \dfrac{S'(\mathrm{N})}{S} \times T_1$ を計算し、T(N)=T(N)+DT(N)と補正した後、同様に加工量を導出して再び目的形状との差を求める。このループを繰り返すことによって、最終的に形状誤差の値が最小となるような送り速度分布を導出することができる。

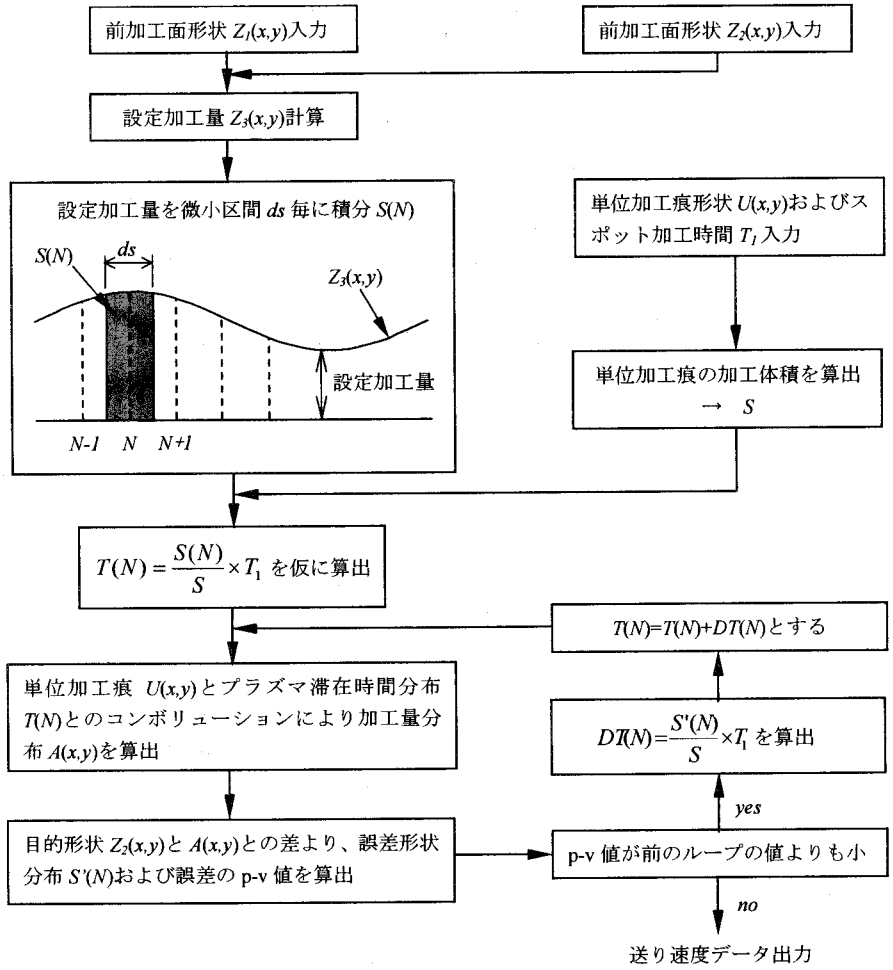


図 3.5　送り速度分布の計算アルゴリズム

3.5 加工システムの構成

図 3.6 に加工システム全体のブロック図を、図 3.7、図 3.8 に加工装置本体の図および写真を示す。

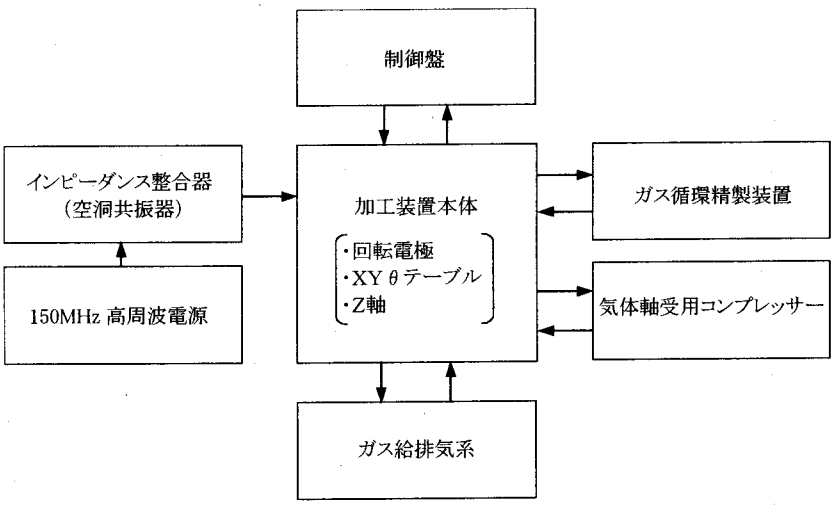
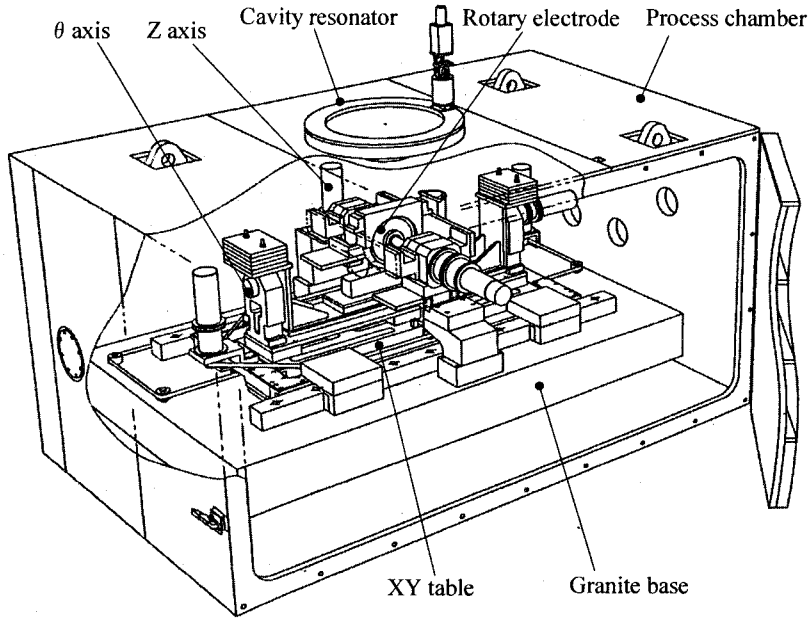
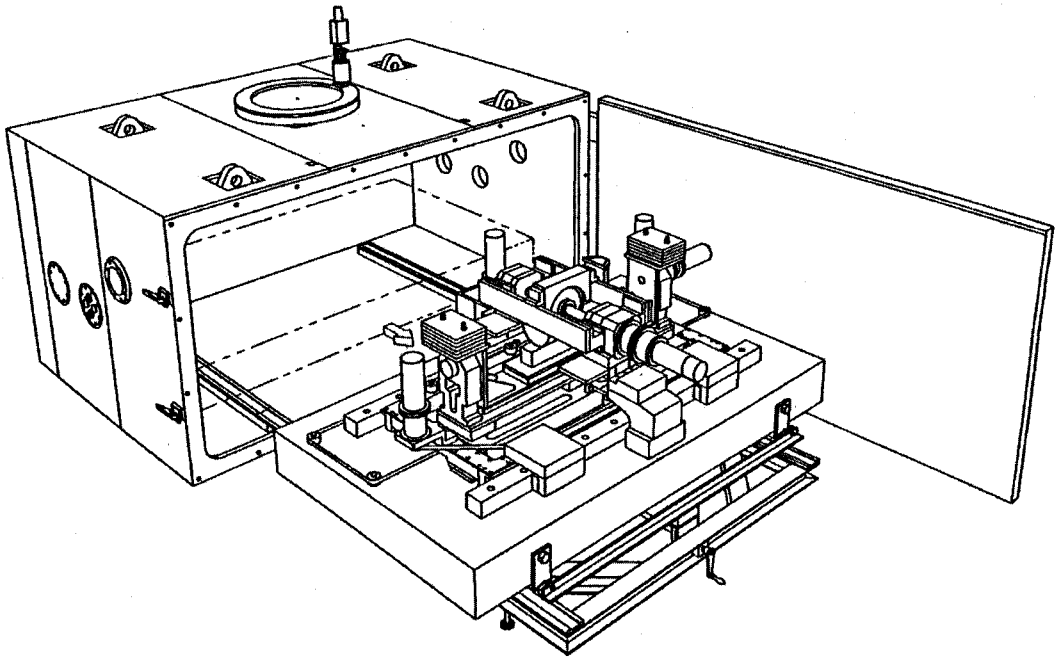


図 3.6 数値制御プラズマＣＶＭ加工システム

チャンバー内の雰囲気ガスを圧縮して供給するコンプレッサー、チャンバー内のガスを循環してパーティクルや反応生成物ならびにプラズマから流入する熱を除去するとともに反応ガス濃度を一定に制御するガス循環精製装置、プラズマを発生・維持するための電力を供給する高周波電源、ならびにインピーダンス整合器から構成されており、加工装置本体はクラス 1（φ0.1μm）のクリーンルーム内に設置している。

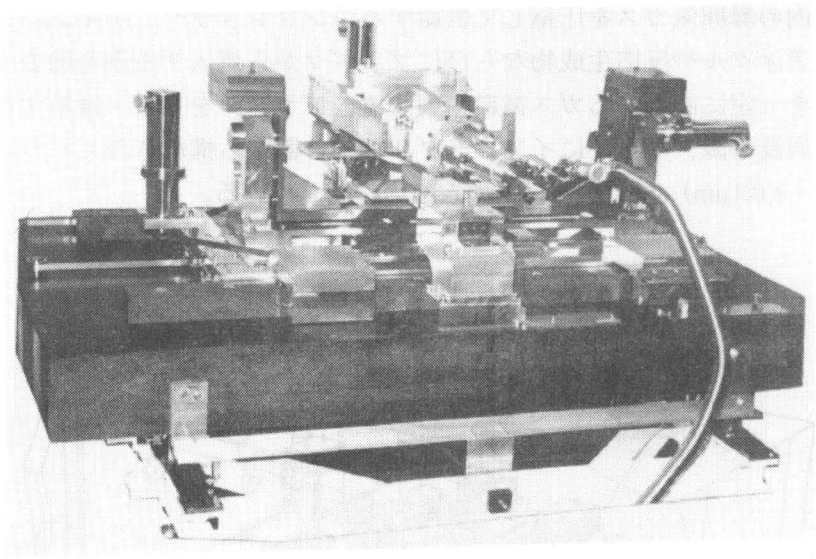


(a)本体格納時

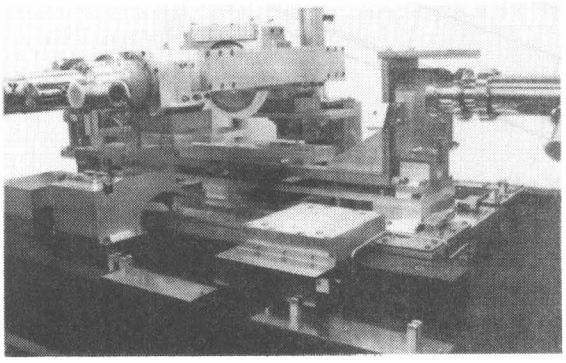


(b)本体取出時

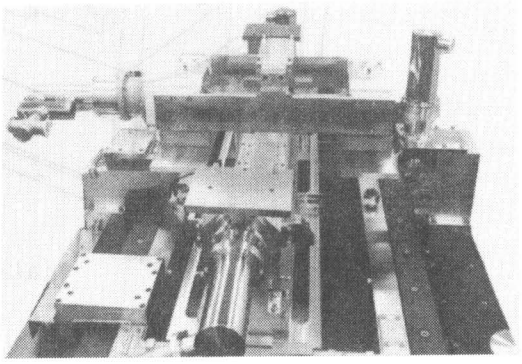
図 3.7 数値制御プラズマ CVM 加工装置



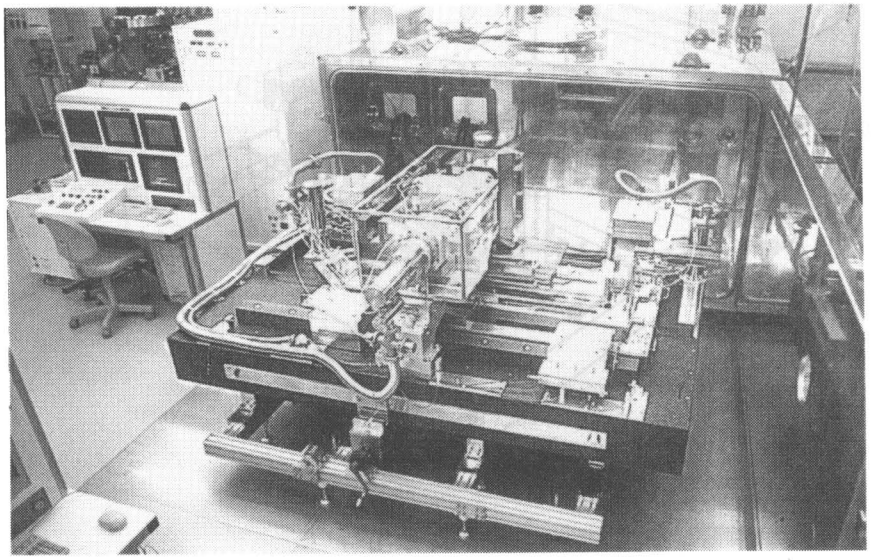
(a) 正面



(b) 正面右斜



(c) 右側面



(d) クラス1のクリーンルーム内に設置した加工装置本体

図 3.8 加工装置本体写真

3.6 加工雰囲気のクリーン化

本装置はプラズマ発生用の電極を高速で回転させる機構を採用しているので、回転体の軸受、ならびに駆動部が必要となる。通常、軸受には図 3.9 に示すように球状あるいはころ状の転動体の支持による転がり軸受が用いられる。

ところが、このような機構では図 3.10 および図 3.11 に示すように、接触部（摺動部）における摩耗による発塵（パーティクルを発生）や、潤滑油の揮発といった現象がどうしても発生してしまう。

プラズマ CVM は原子・分子状の中性ラジカルと加工対象物表面の原子との化学反応により除去加工を行うものであるため、パーティクルや潤滑油といった不純物は、加工面にダメージを与えたり、加工の進行を妨げて表面粗さを悪化させる要因となる。図 3.12 に転がり軸受のグリスが起源と考えられるパーティクルが、シリコンウエハ上に付着した様子を、また、図 3.13 にはパーティクルが付着したシリコンウエハを、プラズマ CVM により加工した結果を示す。

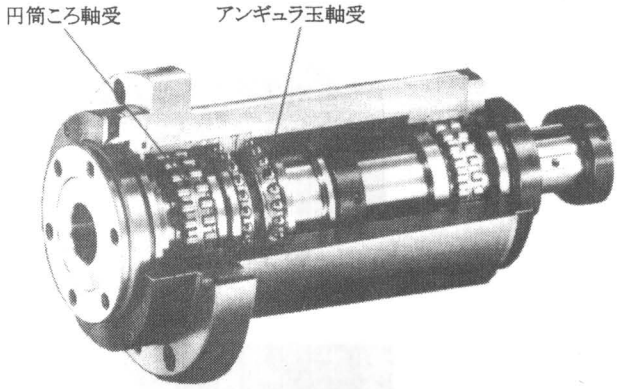


図 3.9 工作機械用軸受の一例

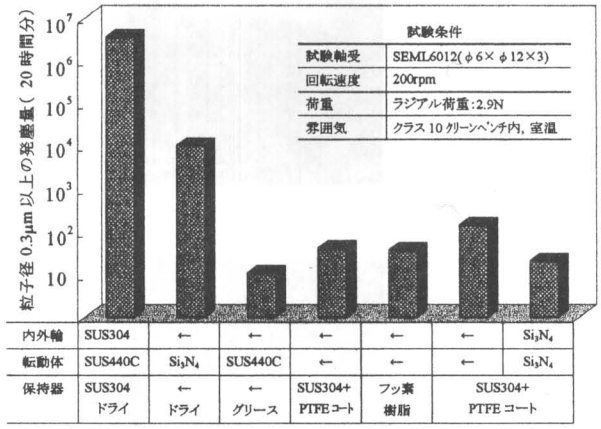


図 3.10 各種転がり軸受より発生するパーティクル [5)]

油	分子構造	粘度 20℃, mm²/s	平均分子量	蒸気圧 20℃, Pa
A	$CF_3-(OCF_2CF_2)_p-(OCF_2)_q-OCF_3$	255	9,500	4×10^{-10}
B	$F-(CF_2CF_2CF_2O)n-CF_2CF_3$	500	8,400	7×10^{-9}
C	$F-\left(CFCF_2\right)_m-CF_2CF_3$ （CF_3 側鎖）	2,700	11,000	4×10^{-12}

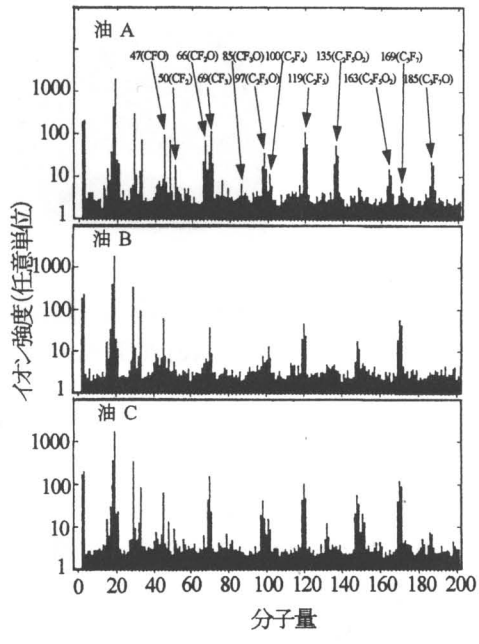


図 3.11 各種潤滑油の放出ガス測定結果 [6)]

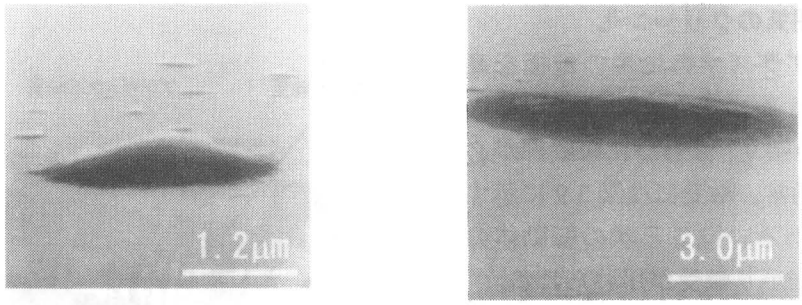


図 3.12　シリコンウエハ上に付着したパーティクル

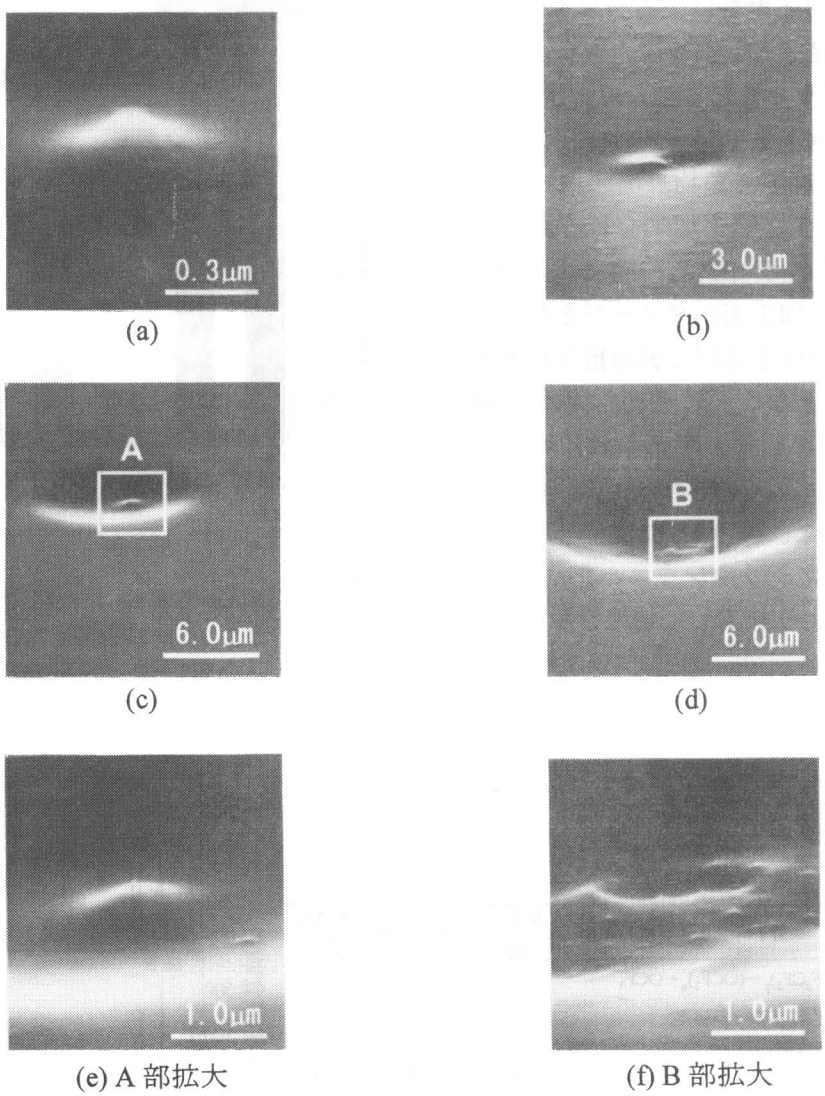


図 3.13　パーティクル付着部をプラズマCVM加工した際に生じたピット

図 3.13 より、(a)から(d)にかけて、プラズマ CVM による加工が進行するにしたがい、付着したパーティクルの周囲が窪み、表面粗さが悪化していく様子がわかる。よって本加工装置においては上述の要因が一切無い、気体軸受を採用することにした。回転電極用気体軸受の構造を図 3.14 に示す。

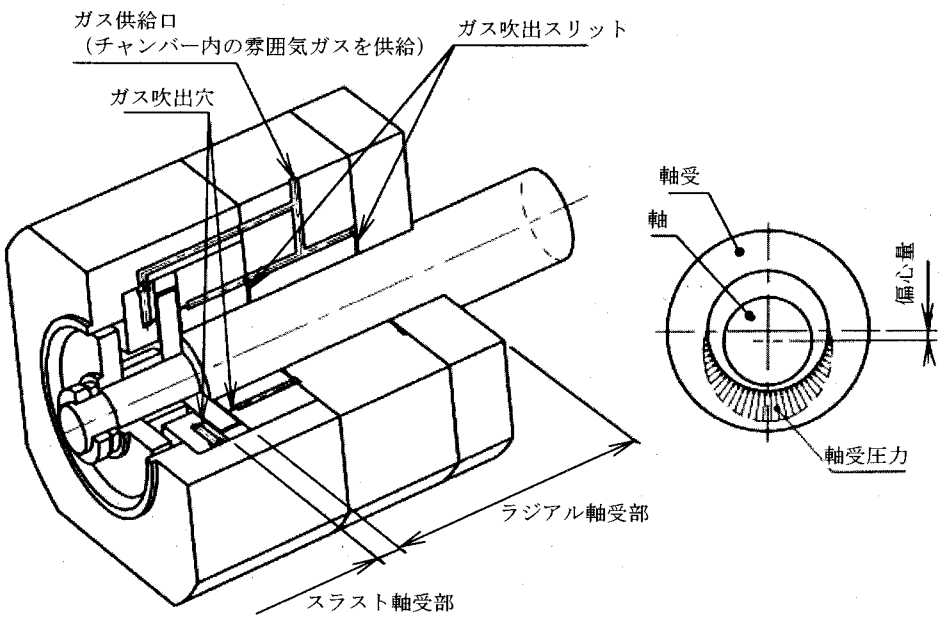


図 3.14 回転電極に適用した気体軸受の構造

気体軸受は、軸と軸受との間の微小隙間に供給される気体の圧力によって軸を浮上させるものであるため、摩耗によるパーティクルの発生が無く、また潤滑油を必要としない。さらに、軸受に供給する気体にはチャンバー内の雰囲気ガスを用いるという作動流体潤滑（Process gas lubrication）の概念により[7]、系統内のガスの純度を保持することができる。

また、本装置に用いる電極には大気圧雰囲気下における高密度プラズマを安定して発生、維持する能力と、反応ガスに対して十分な耐蝕性を有することが要求される。そこで、電極の表面にはアルミナの皮膜を溶射、研磨により形成することにした。アルミナ皮膜の形成により、

a) アルミナは高絶縁性材料であるため、プラズマ中の荷電粒子の衝突による電極表面からの二次電子の放出を防ぎ、アーク放電の防止によるプラズマの安定化ならびに低温化を実現できる。

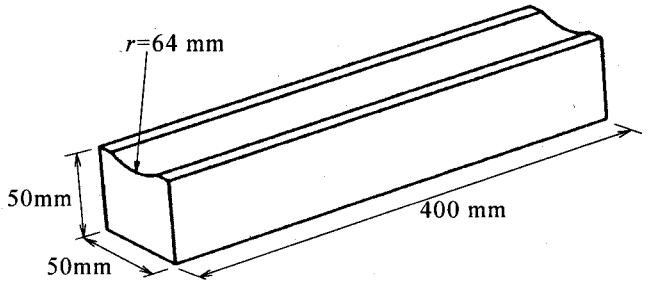
b) アルミナはプラズマ CVM で用いるフッ素系の反応種に対して優れた耐蝕性を有するので、電極の腐蝕により加工の妨げとなるパーティクルが発生するのを防ぐとともに、電極の耐久性を向上させることができる。

等の効果を得ることができる。このアルミナ溶射皮膜に関しては 3.7.4 項“ガスプラズマ溶射による回転電極表面のアルミナ皮膜の形成”で詳述する。

3.7 気体軸受式プラズマ発生用回転電極

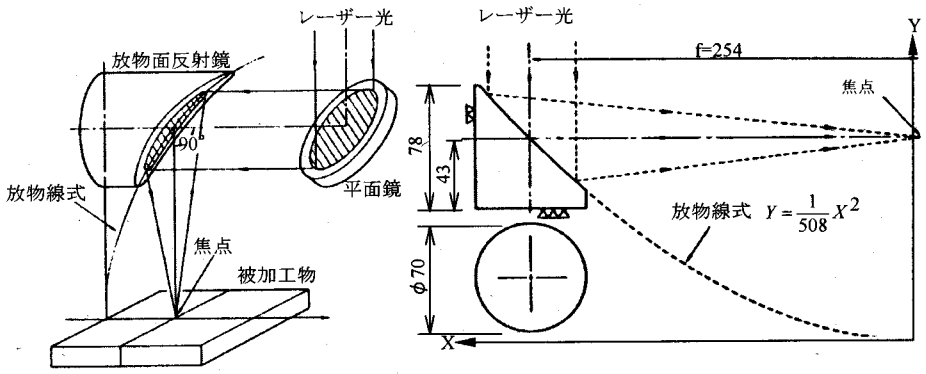
3.7.1 電極形状の検討

今回開発を行った数値制御プラズマCVM加工機は、高出力光用ミラーであるシンクロトロン放射光用X線ミラーやCO_2レーザー用ミラー等の形状加工に対応できる仕様とした。図3.15にこれらのミラーの仕様（一例)を示す。



	曲率半径	$r = 64 \pm 0.12$ mm
形状精度	θ スロープエラー	$\sqrt{\langle(\frac{dz}{dx})^2\rangle} \le 0.5\mu$rad
		(<>はミラー表面内の平均を表す)
表面粗さ		≤ 0.5 nm rms

(a) シンクロトロン放射光用シリンドリカルX線ミラー



(b) 高出力CO_2レーザー用ミラー

図3.15 高出力光用ミラーの仕様例

ここで、今回製作する加工機は、プラズマ発生用の電極を高速で回転させる方式を採用しており、本方式において加工特性を一定に維持するためには、

① 電極の回転によって引き起こされる反応ガス流の速度ベクトル（大きさ、方向）を一定に保つ。 → 加工点において被加工物の法線と電極最外周部の法線が一致するように被加工物を走査する。

② プラズマを発生・維持させる電界の強度分布を一定に保つ。 → 被加工物の端部には誘電率の等しいダミーを設置し、端部を加工する際も電気的な境界条件を一定に保つ。

等の条件を満足する必要がある。よって、図3.15(a)に示す曲率半径の比較的小さなシリンドリカルミラーを加工する場合には、電極と被加工物の相対位置関係は図3.16の様になる。

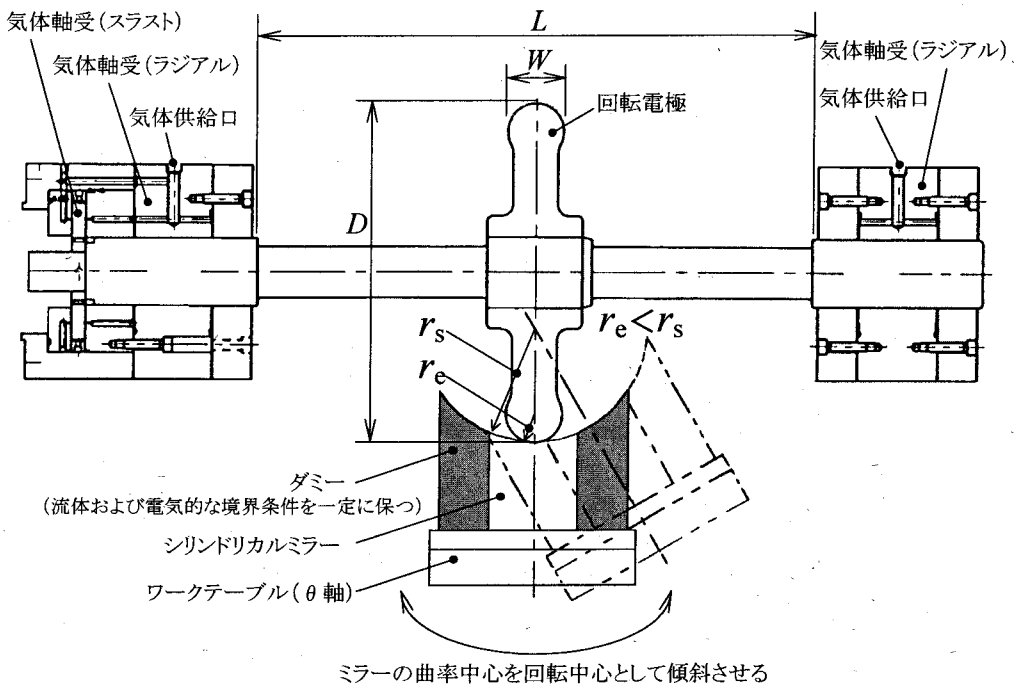


図 3.16 シリンドリカルミラーの加工方法と電極構造

これより、ワークであるシリンドリカルミラーをその曲率に合わせて傾斜させた場合、ミラー（ダミー）の端部あるいはワークテーブルの端部が回転電極および気体軸受部に接触するのを防ぐためには、電極の幅 W を小さくし、電極の直径 D および軸受スパン L は十分大きくする必要がある事が分かる。また、回転電極と被加工物の間で発生するプラズマを形状加工を行うのに適した大きさにするには、電極端部の曲率半径 r_e を被加工物の曲率半径 r_s よりも十分小さくしなければならない。よって本加工機においては、電極各部の寸法として表 3.1 に示す値を採用した。

表 3.1 電極部の諸寸法

電極直径 D	300 mm
電極幅 W	30 mm
電極端部の曲率 r_e	15 mm
軸受スパン	500 mm

以後の設計は本表の値をもとに行った。

3.7.2 気体軸受理論

本節ではまず気体軸受の設計に必要な理論を述べ、次にそれを用いた設計について述べる。気体軸受を設計するに当たっては、軸受の負荷能力、剛性、気体流量、安定性といった軸受性能を把握することが必要である。これら軸受性能を支配するものは、軸受隙間内における気体の圧力 p の分布状況であって、これを規定する方程式は気体の運動方程式（ナビエ－ストークス方程式）、連続の式、気体の状態方程式、及びエネルギー方程式である。四つの方程式を列挙すると以下のようになる [7]。

まず、粘性流体の気体の運動方程式であるナビエ－ストークスの方程式は円筒座標系において外力は働かないとして、

$$
\begin{aligned}
&\rho\left(\frac{\partial v_r}{\partial t}+v_r\frac{\partial v_z}{\partial r}+\frac{v_\theta}{r}\frac{\partial v_z}{\partial \theta}+v_z\frac{\partial v_z}{\partial z}-\frac{{v_\theta}^2}{r}\right)\\
&=-\frac{\partial p}{\partial r}+\mu\left(\frac{\partial^2 v_r}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial v_r}{\partial r}-\frac{v_r}{r^2}+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 v_r}{\partial \theta^2}-\frac{2}{r^2}\frac{\partial v_\theta}{\partial \theta}+\frac{\partial^2 v_r}{\partial z^2}\right)\\
&\rho\left(\frac{\partial v_\theta}{\partial t}+v_r\frac{\partial v_\theta}{\partial r}+\frac{v_\theta}{r}\frac{\partial v_\theta}{\partial \theta}+v_z\frac{\partial v_\theta}{\partial z}+\frac{v_r v_\theta}{r}\right)\\
&=-\frac{1}{r}\frac{\partial p}{\partial \theta}+\mu\left(\frac{\partial^2 v_\theta}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial v_\theta}{\partial r}-\frac{v_\theta}{r^2}+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 v_\theta}{\partial \theta^2}+\frac{2}{r^2}\frac{\partial v_r}{\partial \theta}+\frac{\partial^2 v_\theta}{\partial z^2}\right)\\
&\rho\left(\frac{\partial v_z}{\partial t}+v_r\frac{\partial v_z}{\partial r}+\frac{v_\theta}{r}\frac{\partial v_z}{\partial \theta}+v_z\frac{\partial v_z}{\partial z}\right)\\
&=-\frac{\partial p}{\partial z}+\mu\left(\frac{\partial^2 v_z}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial v_z}{\partial r}+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 v_z}{\partial \theta^2}+\frac{\partial^2 v_z}{\partial z^2}\right)
\end{aligned}
\tag{3.4}
$$

で与えられる。ここでv_r, v_θ, v_zはそれぞれr, θ, z方向の気体の速度、μは気体の粘性係数、ρは密度である。　連続の式は圧縮性流体に対しては、

$$
\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}(rv_r)+\frac{1}{r}\frac{\partial v_\theta}{\partial \theta}+\frac{\partial v_z}{\partial z}=0 \tag{3.5}
$$

気体の状態方程式は、

$$
\frac{p}{\rho}=gRT \tag{3.6}
$$

ここで、Rは比ガス定数（普遍ガス定数R=8.317 J/mol·Kを各気体の分子量で除した単位質量当たりのガス定数)、Tは絶対温度、gは重力加速度である。エネルギー方程式に関しては、周囲等温の条件として、

$$
T=\text{const} \tag{3.7}
$$

となる。

以上、四つの方程式によって気体軸受の隙間内圧力分布が決定されるが、これらの方程式を与えられた境界条件にしたがって解析的な解を得ることは容易ではない。しかし、これらの方程式を気体軸受に用いる場合、図3.17のように気体の流れ方向(z方向)に対する長さに比べて、隙間方向（r方向）の長さが狭く、いくつかの仮定のもとに、与えられた境界条件において解析的に解くことができる。

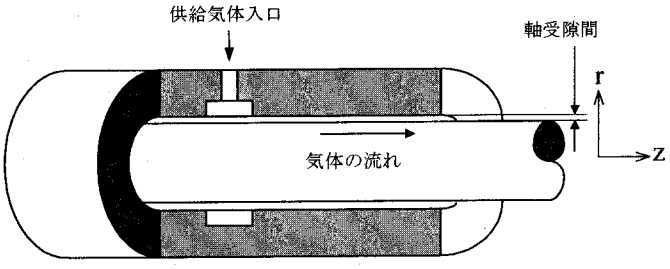


図3.17 気体軸受の概念図

以下、今回採用した図3.18に示すスリット全方向供給型静圧気体軸受について幾つかの仮定を行い、ナビエーストークスの方程式の簡略化を行う。

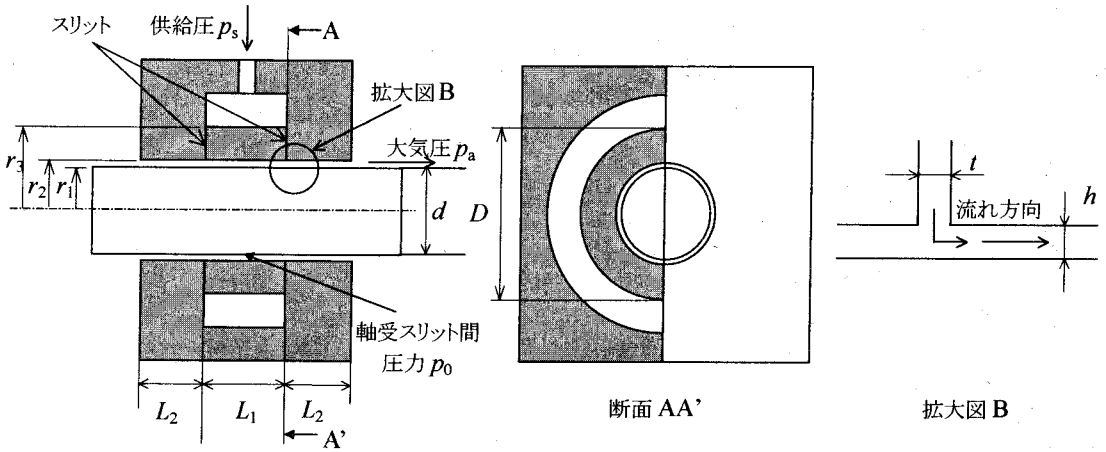


図 3.18 スリット全方向供給型静圧気体軸受

p_0：スリット間圧力、p_s：供給圧、p_a：大気圧、D：供給スリット外径、d：軸径、h：軸受隙間、t：供給スリット隙間、L_1：スリット間距離、L_2：スリット－軸受側面間距離

このような給気スリットを持った全方向供給型の静圧気体軸受では、供給気体が給気スリット部を通り、軸受隙間に達するまでに圧力が p_s から p_0 まで降下し、さらに軸受隙間を通って大気圧 p_a に等しくなる。また、この軸受は給気スリットを二列持つので、二つのスリット間の圧力は p_0 に等しく、軸受隙間内の全圧力分布を示すと図 3.19 のようになる。

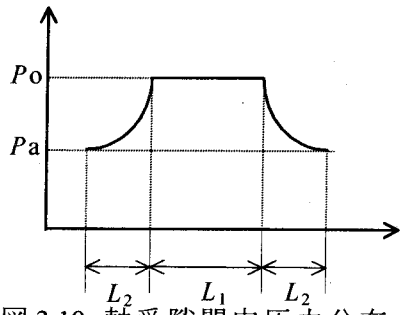


図 3.19 軸受隙間内圧力分布

今、図 3.18 の気体軸受の軸受隙間において、以下の仮定を行う。

1) 隙間方向（r 方向）の長さ h は、L_2 に比べて非常に小さく、10^{-4} のオーダーである。
2) 隙間内の流れは軸対称に完全に発達した境界層流れである。
3) 圧力勾配の項に比べ慣性力の項は極めて小さい。すなわち、式(3.4)の左辺を無視する。
4) 1 の仮定に関連し、r 方向の速度を無視する。すなわち隙間方向に圧力は一定とする。
5) 2 の仮定に関連し、θ 方向の速度を無視する。すなわち、θ 方向にも圧力は一定とする。
6) 主なる粘性力は $\partial^2 v_z/\partial r^2$ のみで他は無視する。

上記仮定を式(3.4)にあてはめると、次のように 1 つに簡略化される。

$$\frac{\partial p}{\partial z} = \mu\left(\frac{\partial^2 v_z}{\partial r^2}\right) \tag{3.8}$$

仮定より、p は r 方向には一定であることから、この偏微分方程式を v_z について解くと

$$v_z = \frac{1}{\mu}\left\{\frac{1}{2}\left(\frac{\partial p}{\partial z}\right)r^2 + Cr + D\right\} \quad (C、D\text{は任意定数}) \tag{3.9}$$

が得られる。

これを境界条件、

$$\begin{cases} r = r_1 & v_z = 0 \\ r = r_2 & v_z = 0 \end{cases} \tag{3.10}$$

に従って C、D を求め、式(3.9)に代入すると、

$$v_z = \frac{1}{2\mu}\left(\frac{\partial p}{\partial z}\right)\left(h^2 - h_0 h\right) \quad (\text{ただし、} h = r - r_1, \quad h_0 = r_2 - r_1) \tag{3.11}$$

が得られる。従って、この円筒隙間を流れる重量流量 w_1 は、

$$\begin{aligned} w_1 &= 2\pi r_1 \rho g \int v_z dh \\ &= -\frac{\pi r_1 h_0^3}{6\mu RT} p\left(\frac{\partial p}{\partial z}\right) \end{aligned} \tag{3.12}$$

w_1 は z によらず一定値をとるので、

$$p\left(\frac{\partial p}{\partial z}\right) = \text{const} = E \tag{3.13}$$

給気スリット直下を z=0 とすると、境界条件

$$\begin{cases} z = 0 & p = p_0 \\ z = L_2 & p = p_a \end{cases} \tag{3.14}$$

から p を求めると、

$$p = \sqrt{\left(\frac{{p_a}^2 - {p_0}^2}{L_2}\right) z + {p_0}^2} \tag{3.15}$$

となり、また、

$$w_1 = \frac{\pi r_1 h_0^3}{12\mu RT L_2}\left({p_0}^2 - {p_a}^2\right) \tag{3.16}$$

となる。

スリット部にも同様の仮定をすることにより、式(3.4)は以下のように簡略化される。

$$0 = -\frac{\partial p}{\partial r} + \mu\left(\frac{\partial^2 v_r}{\partial z^2}\right) \tag{3.17}$$

従ってスリット隙間部を通る気体の流速は、同様に、

$$v_r = \frac{1}{2\mu}\left(\frac{\partial p}{\partial r}\right)\left(z^2 - t_0 z\right) \tag{3.18}$$

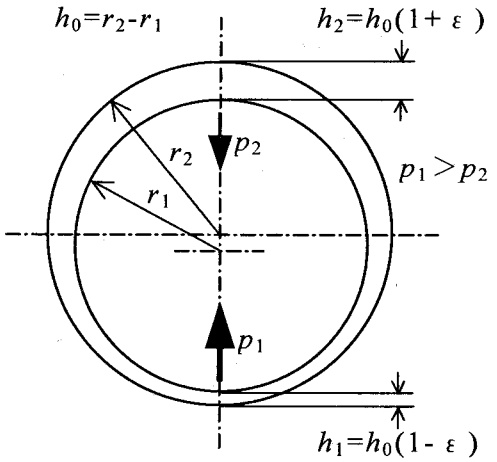
となる。従ってスリット部を通る重量流量 w_2 は、

$$w_2 = \rho g \int_{z=0}^{z=t_0} v_r dz \times 2\pi r = \frac{\pi}{12\mu} \frac{t_0^3}{RT} \frac{\left(p_s^2 - p_0^2\right)}{ln\left(\frac{r_3}{r_1}\right)} \tag{3.19}$$

で与えられる。ここでスリット部、軸受隙間部を流れる重量流量は等しいことから、$w_1 = w_2$ とおき、スリット間圧力 p_0 を求めると、

$$p_0 = \sqrt{\frac{\frac{t^3}{ln\left(\frac{r_3}{r_1}\right)} p_s^2 + \frac{r_1 h^3}{L_2} p_a^2}{\frac{t^3}{ln\left(\frac{r_3}{r_1}\right)} + \frac{r_1 h^3}{L_2}}} \tag{3.20}$$

が得られる。従って、p_0 を式(3.15)に代入することによって隙間内の圧力分布 $p(z)$が得られる。また負荷能力 W は、図 3.20 に示すように軸受隙間 h が ε だけ偏心し、軸受隙間内の圧力分布が p_1 から p_2 まで直線的に変化するものと近似すると、



$$\begin{aligned} W &= (L_1 + L_2) \times 2\int_0^{\pi} r_1 p(\theta) \cos\theta d\theta \\ &= (L_1 + L_2) \times 2\int_0^{\pi} r_1 \left(\frac{p_2 - p_1}{\pi}\theta + p_1\right) \cos\theta d\theta \\ &= (L_1 + L_2) \frac{4}{\pi} r_1 (p_1 - p_2) \end{aligned} \tag{3.21}$$

図 3.20 軸偏心時の隙間内圧力分布

で与えられる。さらに、軸受剛性 k および軸受流量 Qはそれぞれ、

$$k = \frac{\partial W}{\partial h} \tag{3.22}$$

$$Q = 2w_1 = 2w_2 = 2 \times \frac{\pi r_1 h_0^3}{12\mu L_2 RT} \left(p_0^2 - p_a^2\right) \tag{3.23}$$

に代入することによって求めることができる。

3.7.3 回転電極用気体軸受の設計

以上の気体軸受理論をもとに回転電極用軸受の設計を行った。供給するガス種はプラズマ CVM における反応ガスの主成分である He とし、また表 3.2 に示す計算条件を式(3.20)～(3.21)に代入することにより、各種軸受特性の軸受隙間依存性についての検討を行った。計算結果を図 3.21 に示す。

図 3.21 より、各種軸受特性の中でも最も重要な軸受剛性が、本計算条件においては軸受隙間 10 μm のあたりで最大値をとることが分かる。よって、本計算結果に基づき、今回製作した回転電極用気体軸受における軸受隙間の設計値を 10 μm に決定した。また、この時の軸受負荷容量は約 12.5 Kg であるため、本軸受を2個使用することにより SUS304 製の軸およびアルミ合金製の電極（合計約 24 Kg）を支持することが可能である。

実際に設計･製作した回転電極、およびそれを搭載する Z 軸部を図 3.22 に示す。

表 3.2 計算条件

Ps	5.033 kg/cm^2	軸径	60 mm
Pa	1.033 kg/cm^2	偏心率 ε	0.1
L_1	70 mm	He の粘性係数	1.96×10^{-5} Pa･s
L_2	35 mm	He の比ガス定数	2.122×10^{4} cm/K
スリット部隙間	10 μm	供給ガス温度	298 K

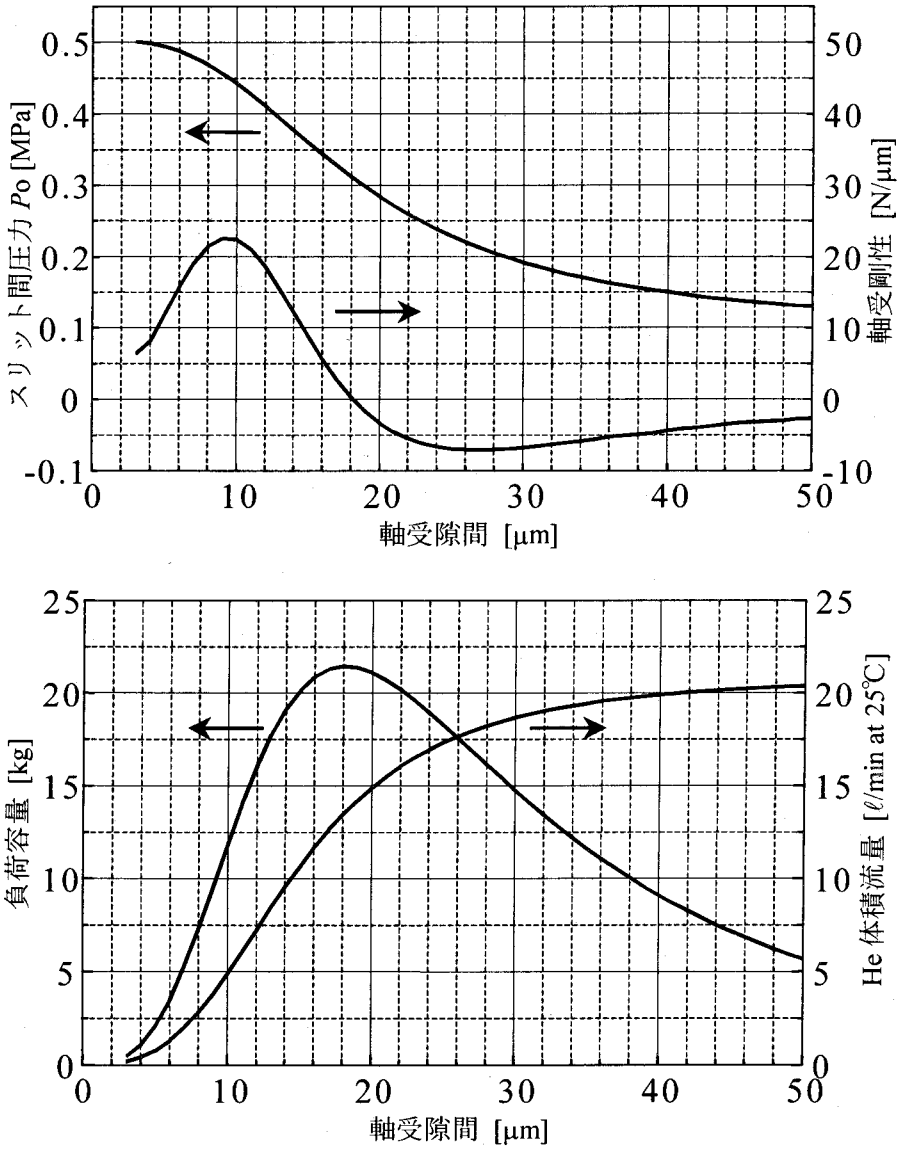
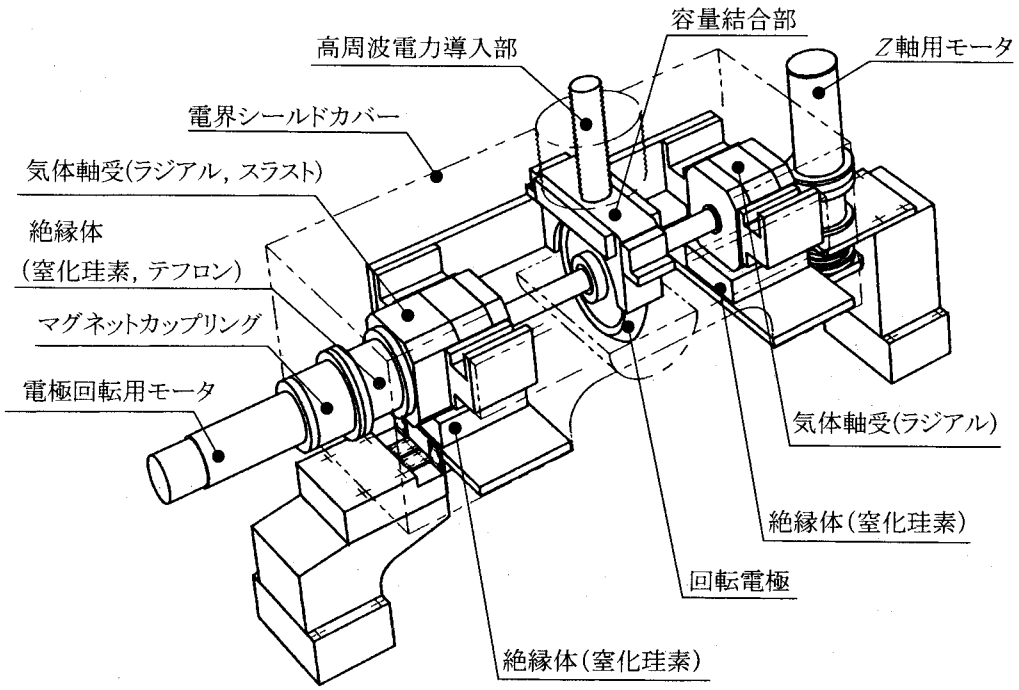
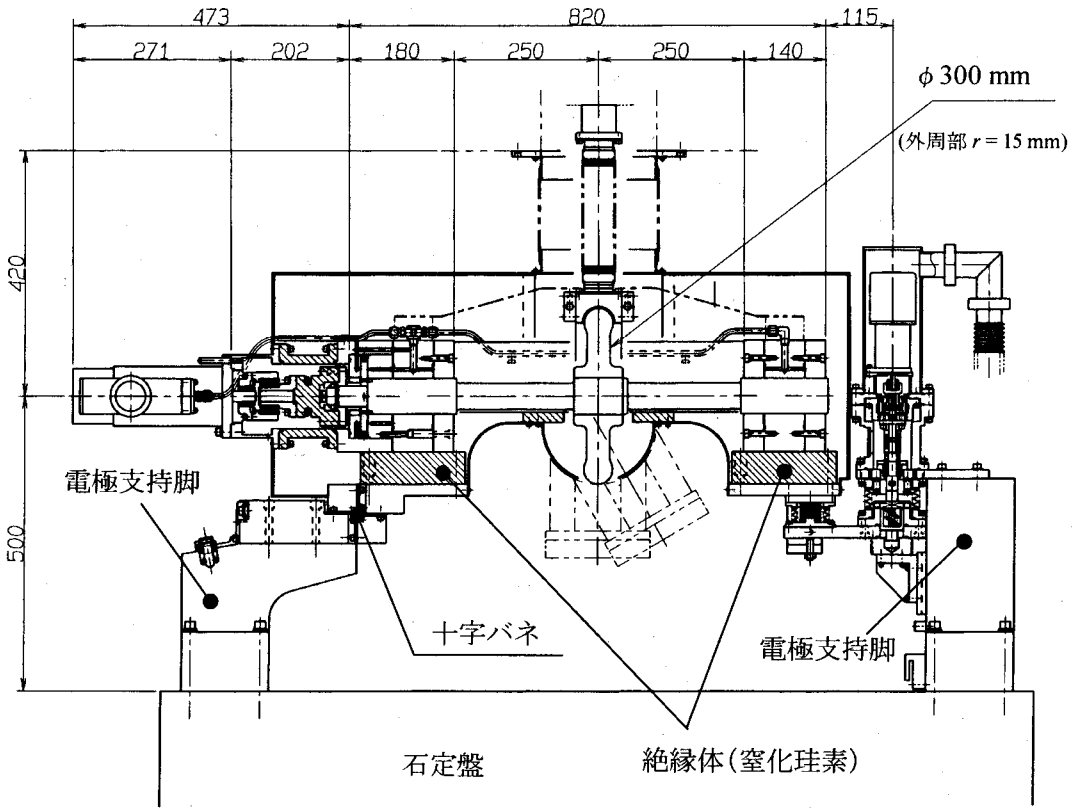


図 3.21 各種軸受特性の軸受隙間依存性



(a) 全体斜視図



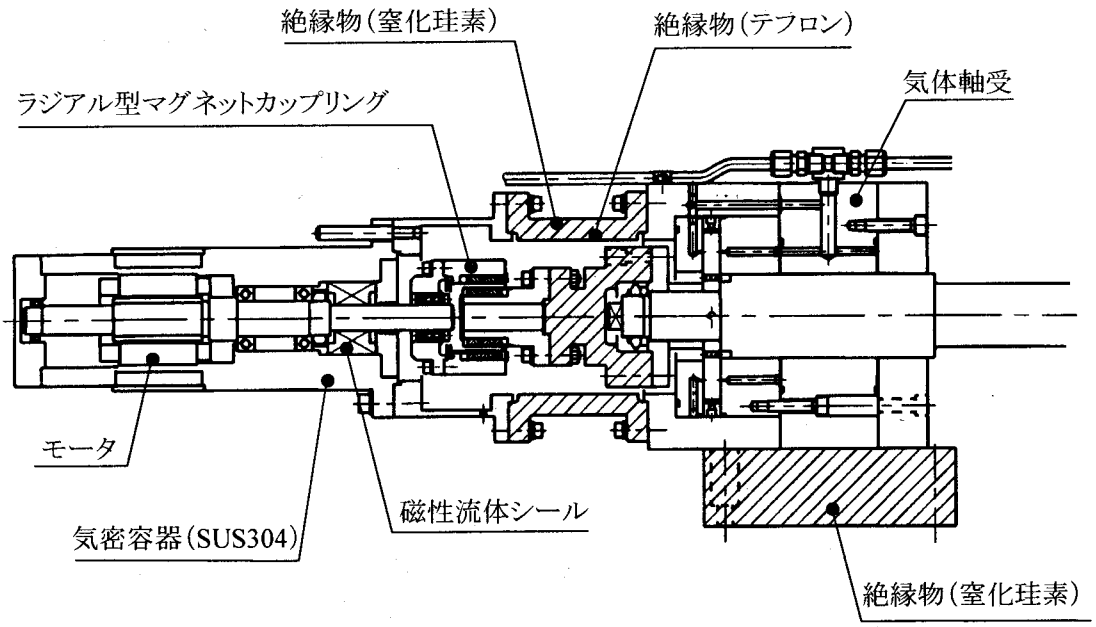
(b) 断面図

図 3.22 回転電極および Z 軸部

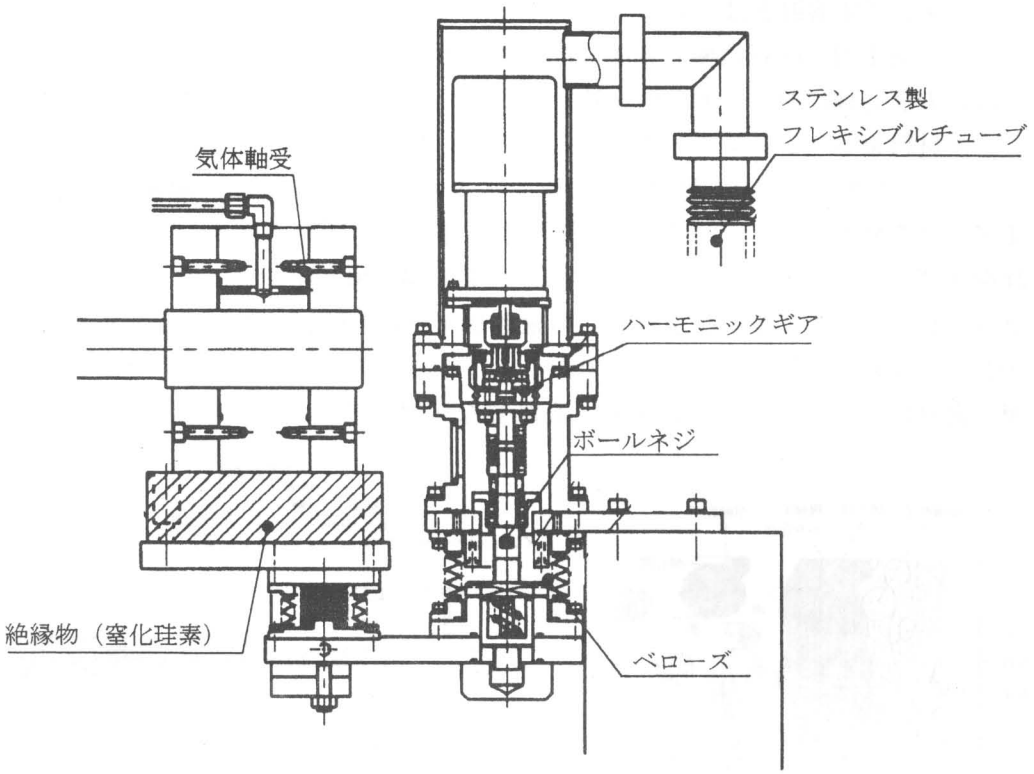
回転電極部は図3.22に示すように、剛性の高い十字バネを支点として電極部全体をZ軸で吊り下げる構造とした。プラズマを発生させる加工ギャップの大きさは、Z軸の駆動により制御されるが、本構造においては、重力場のもとで安定した上下動を行うことができる。また、電極部全体は、ワークテーブルと同一の基準面である石定盤上に設置された電極支持脚上に搭載した。プラズマ発生用の高周波電力は、容量結合を介して回転電極ならびに気体軸受部に供給される。また、電極部は高周波電源の周波数である150 MHzにおいても誘電損失が小さい、窒化珪素およびテフロンにより他の構造物に対して絶縁されている。以下、各部の詳細について述べる。

まず電極部であるが、今回製作した回転電極の直径は300 mmで、電極の外周部は、曲率半径の小さなシリンドリカルミラーやトロイダルミラーの加工に対応するとともに、電極側面の遠心流れによって生じる、加工部におけるガス流の乱れを防ぐために、半径15 mmの曲率を持たせてある。電極の材質は、アルミニウム合金（A5052）であるが、その表面はイオン衝突に伴う二次電子放出が引き起こすアーク放電を防ぐために、厚さ約350 μmのアルミナ皮膜をプラズマ溶射により形成した後、約1 μm Raの表面粗さに研磨仕上げを行っている。

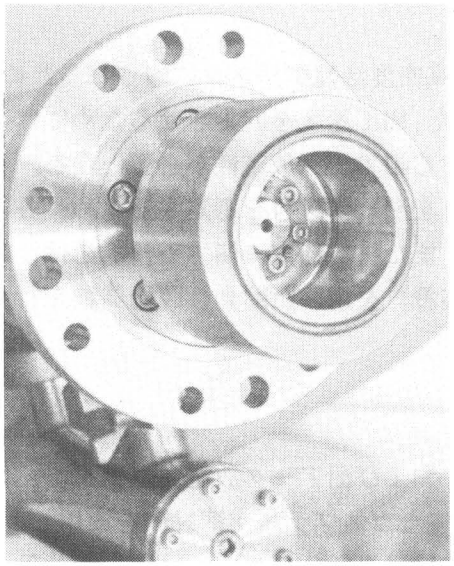
次に駆動部であるが、図3.23(a)(b)に示すように、チャンバー内の雰囲気ガスが潤滑油で汚染されるのを防ぐと共に腐食性ガスに対するモータの保護を行うため、電極およびZ軸駆動用のモータはSUS304製の気密容器内に格納されている。回転トルクは、耐蝕性の磁性流体シールを介して伝達され、モータ駆動用の電源ケーブル類はステンレス製のフレキシブルチューブ内を通って、チャンバー外のドライバに接続されている。また、モータ側の心振れが、直接気体軸受側に伝わらなくするために、回転電極に対する動力の伝達は、同図(c)(d)に示すラジアル型のマグネットカップリングを用いた。



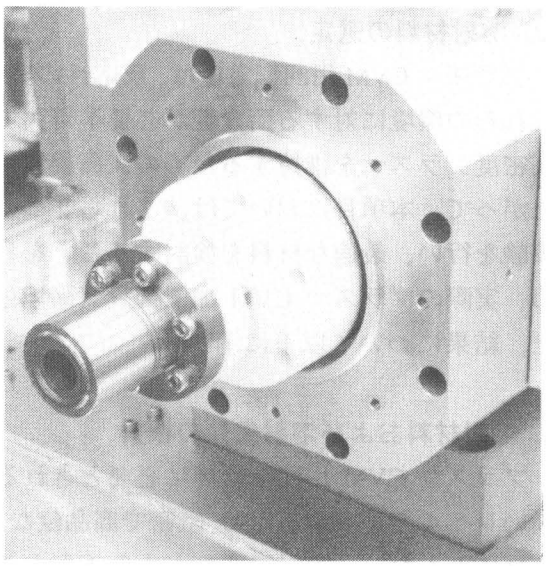
(a) 回転電極駆動部



(b) Z 軸駆動部



(c) マグネットカップリング
（アウター：モータ側）



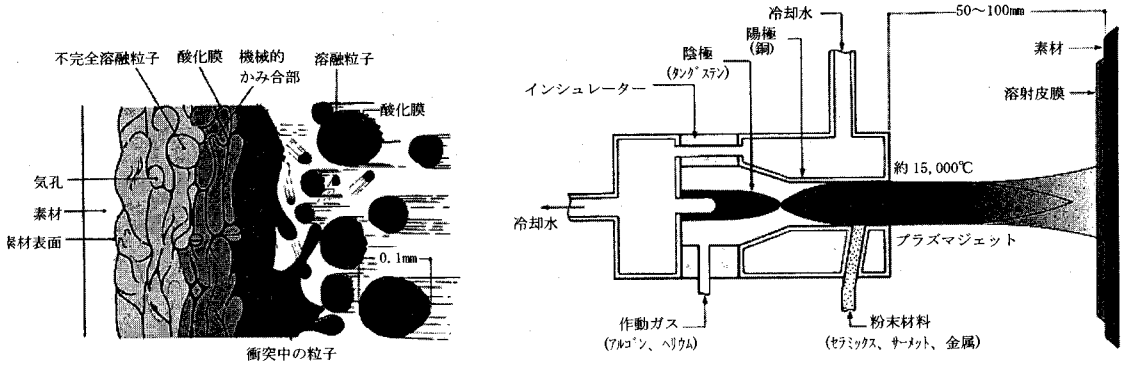
(d) マグネットカップリング
（インナー：電極側）

図 3.23 駆動部詳細

3.7.4 ガスプラズマ溶射による回転電極表面のアルミナ皮膜の形成

(1) ガスプラズマ溶射とは

プラズマ発生用の回転電極の表面には二次電子放出によるアーク放電の防止、ならびにフッ素系の反応種に対して耐食性を持たせるためにガスプラズマ溶射により耐食性のセラミックス材料をコーティングすることとした。ガスプラズマ溶射とは図3.24に示すようにアルゴン,ヘリウムなどの作動ガス中でタングステン陰極と銅ノズル陽極間に電圧をかけ、直流アークを発生させると、作動ガスが解離電離し、連続的プラズマアークが発生する。これをノズルにより絞りこみ、15000℃以上の超高温・超高速ジェットを噴出させる。そのプラズマジェット中に粉末を送給し、溶融させながら加速して被覆する方法で、セラミックスなどの高融点材料の溶射が可能である。さらに、プラズマジェット噴流が溶融粒子を高速で素材に吹きつけることにより、高品質な溶射被膜の形成が可能である。



(a)溶射膜の断面構造　　(b)ガスプラズマ溶射法

図3.24 ガスプラズマ溶射法[8)]

(2) 溶射材料の選定

プラズマCVM用回転電極は、反応性の非常に高い高密度活性プラズマに曝されるため、これらの環境に対する耐食性が必要不可欠である。また、加工速度を向上させるためには、高密度プラズマを維持するための大高周波電力に対する耐アーク放電性が必要となる。したがって、本項目においては、これら2つの要求項目を満たす材料を選定するため、各種実験を行い、最適な材料を検討することを目的とし、また材料選定に関する検討を行うため、実際のプラズマCVM加工装置（平坦化加工用装置）を用いた耐食性評価試験を行った。結果について以下に示す。

a. 溶射材料および溶射条件の検討

プラズマCVM用回転電極に必要とされる耐食性、および耐アーク放電性（耐電圧）を高いレベルで達成するため、緻密で高品位な成膜が可能なガスプラズマ溶射法を適用した。これにともない、溶射雰囲気が大気下となるため、溶射材料は分解しにくい酸化物セラミックスを用いることとした。

また、セラミックスはその物性上極めて熱膨張係数が小さく、Aℓ合金製の回転電極母材へ直接溶射を行うと、剥離の危険性がある。さらに、使用中の電極温度上昇（使用中温度は約100℃）に伴う熱応力の発生が考えられる。このため、アンダーコート（下盛）材と

して、Aℓ合金とセラミックスの中間程度の熱膨張係数を有する材料を溶射すること、および溶射施工前に、予め使用温度まで予熱を行ってから溶射する等の熱応力を緩和する対策を行った。下盛材は、耐食性をさらに向上させるために、フッ素ラジカルに対して高い耐食性を有する Ni 基材料を検討した。検討対象とした材料の物性値について表 3.3 に示す. さらに、溶射条件と製作した試験片の外観を表 3.4 と図 3.25 に示す。

表 3.3 検討対象材料の物性値一覧

	材料	存在する組成	融点 (℃)	熱膨張係数 (10^{-6}/℃)	硬度 (Hv)
セラミックス	$A\ell_2O_3$	$\gamma - A\ell_2O_3$	2050	7.2	900 ～ 1000
	ZrO_2 + 8% Y_2O_3	$ZrO_2 - Y_2O_3$	2700	10.6	700 ～ 900
	$A\ell_2O_3$ + 13%TiO_2	$A\ell_2O_3$, TiO_2	—	7.5	700 ～ 800
	$A\ell_2O_3$ +25%ZrO_2	$A\ell_2O_3 - ZrO_2$	1870	7.3	950 ～ 1150
下盛材	80% Ni + 20% Cr	—	1400	16.3	200 ～ 300
	ハステロイ C	—	1300	11.3	300 ～ 450
母材	Aℓ合金	—	660	23.9	70

表 3.4 各材料における溶射条件一覧

材料	作動ガス(SLM)	電流(A)	溶射距離(mm)	電極	粉末送給条件
セラミックス	Ar = 40, H_2 = 12	550	120	6 std	2.5 SLM, 20 rpm
下盛	Ar = 54, H_2 = 9	500	120	6 std	2.5 SLM, 20 rpm

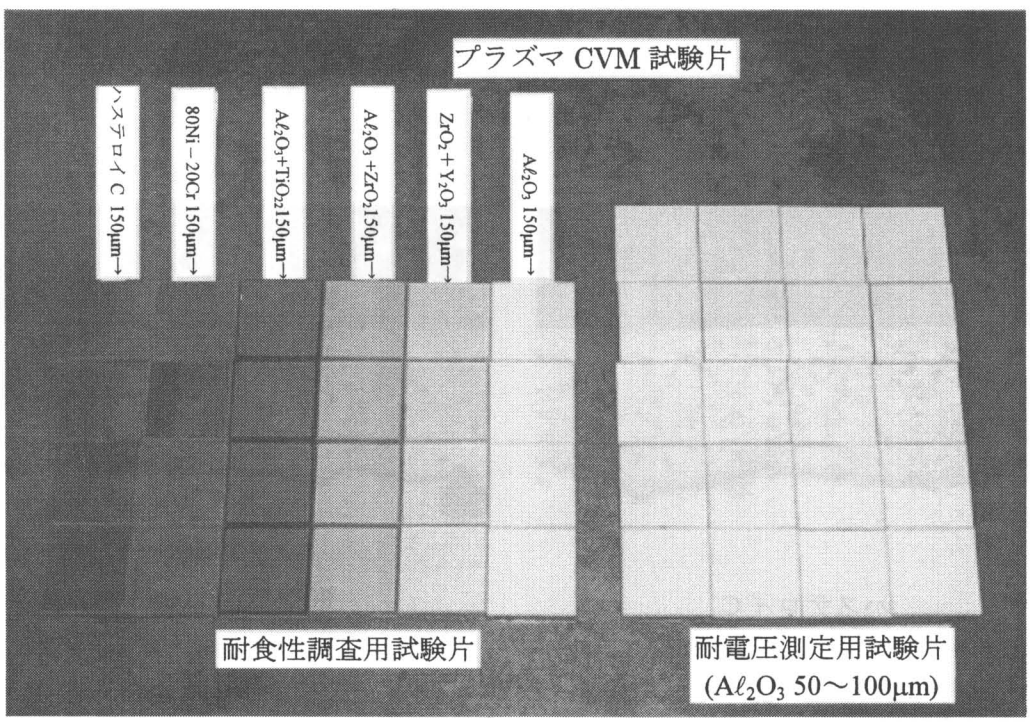


図 3.25 材料評価試験片の外観

さらに、これらの試験片の断面組織を金属顕微鏡により観察した結果を図 3.26 に示す。観察の結果、いずれの断面組織も緻密な溶射皮膜の積層構造（ラメラ）を示しており、割れや剥離等も無く、均質な膜であることがわかった。また、セラミックスの中では、$A\ell_2O_3$ が最も緻密であった。

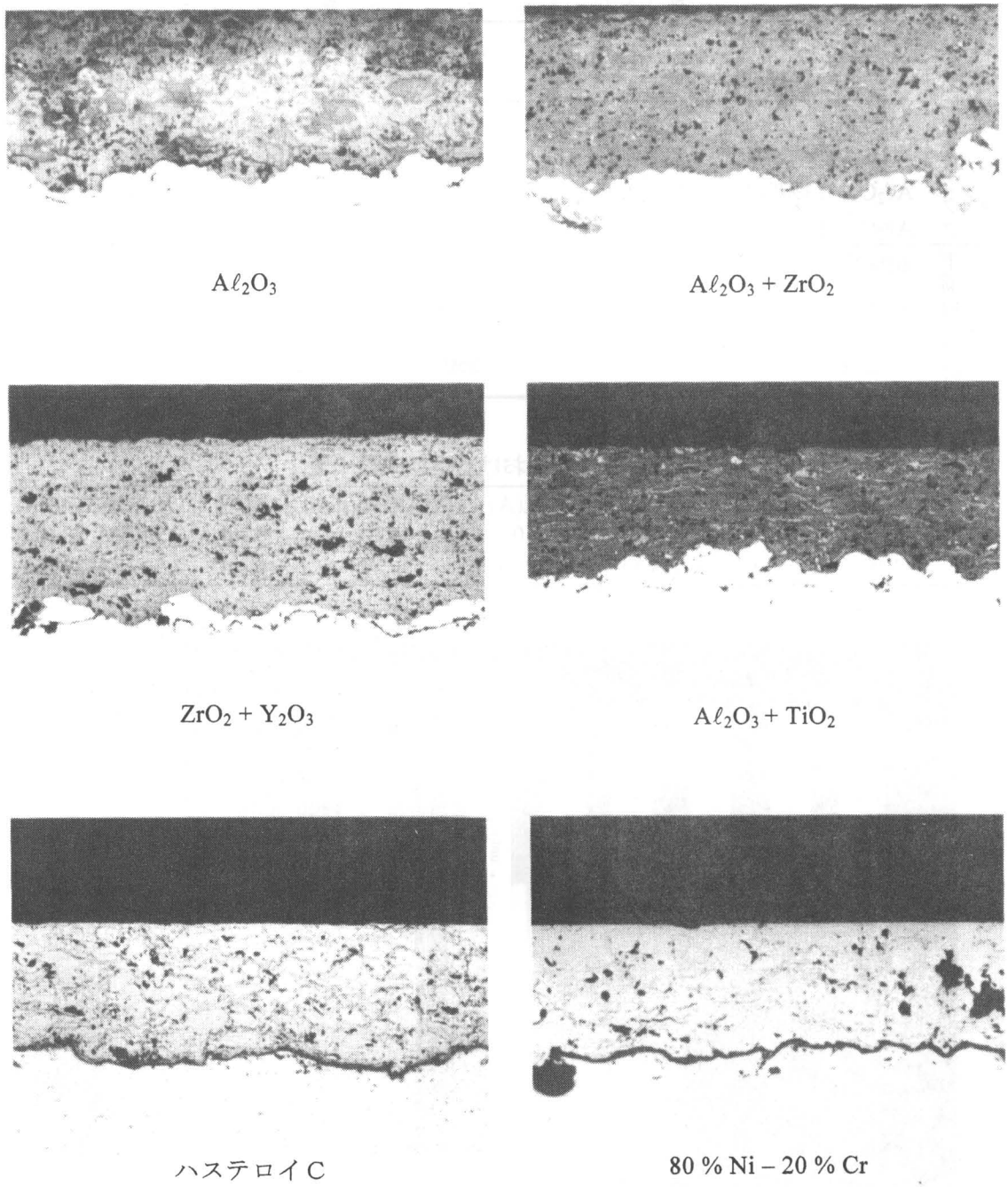


図 3.26 各溶射皮膜の断面組織

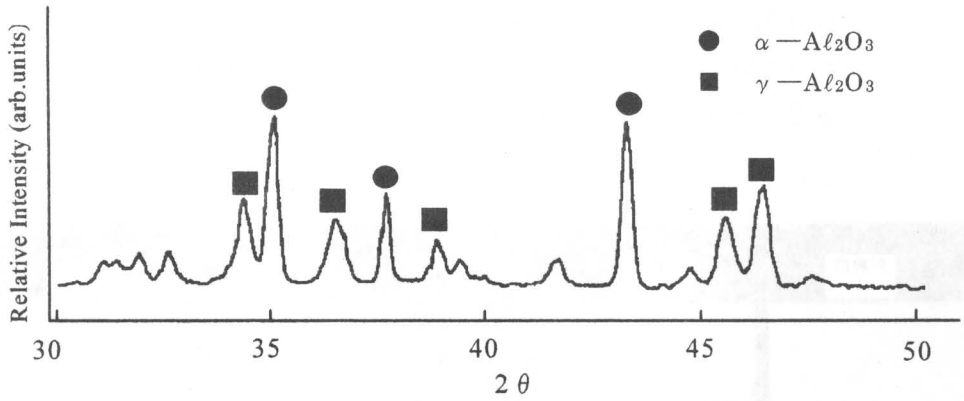
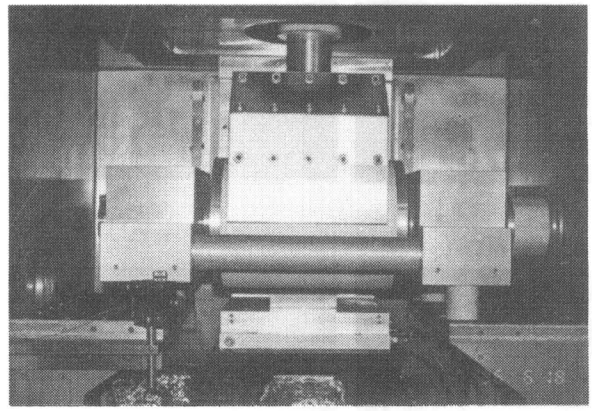


図 3.27 $A\ell_2O_3$ 溶射皮膜の X 線回折結果

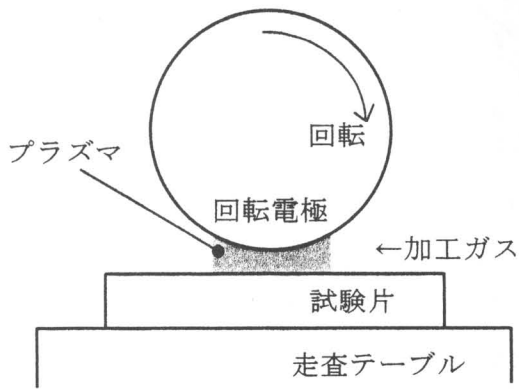
そこで、最も緻密であった $A\ell_2O_3$ については、X 線回折による分析を行った。分析結果を図 3.27 に示す。溶射皮膜はその施工上の特性から急冷凝固しているため、$A\ell_2O_3$ の急冷組織であるγ相が検出されている。

b. 耐食性評価試験

製作した試験片をプラズマ CVM 加工装置（平坦化加工装置）で評価実験を行い、試験後の加工面外観と加工量から、耐食性についの評価を行った．図 3.28 に評価実験の概略について示す。



中央に設置された円筒型回転電極の下に、製作した溶射試験片をセットすることで、実際に加工を行う。



＜加工条件＞
投入電力　：3 kW／10 cm (300 W/cm)
電極回転数：5000 rpm
ギャップ　：300 μm
加工時間　：60 分
試料温度　：約 80℃ (プラズマによる加熱)
ガス初期濃度　　：He　98.9% (97.8%)
（ ）は実験中　　：SF_6　1.0% (2.0%)
　　：O_2　0.1% (0.2%)
ガス流量　　：50 SLM

図 3.28 耐食性評価実験の様子

さらに、耐食性評価実験後の加工面外観を図 3.29 に示す。試験片中央の変色した帯状の部分が、プラズマ CVM によって加工された位置である。目視観察から、セラミックス材料では $A\ell_2O_3$ の変色が最も少なく、さらに下盛用材料では 80% Ni + 20% Cr が少ないことが確認された。

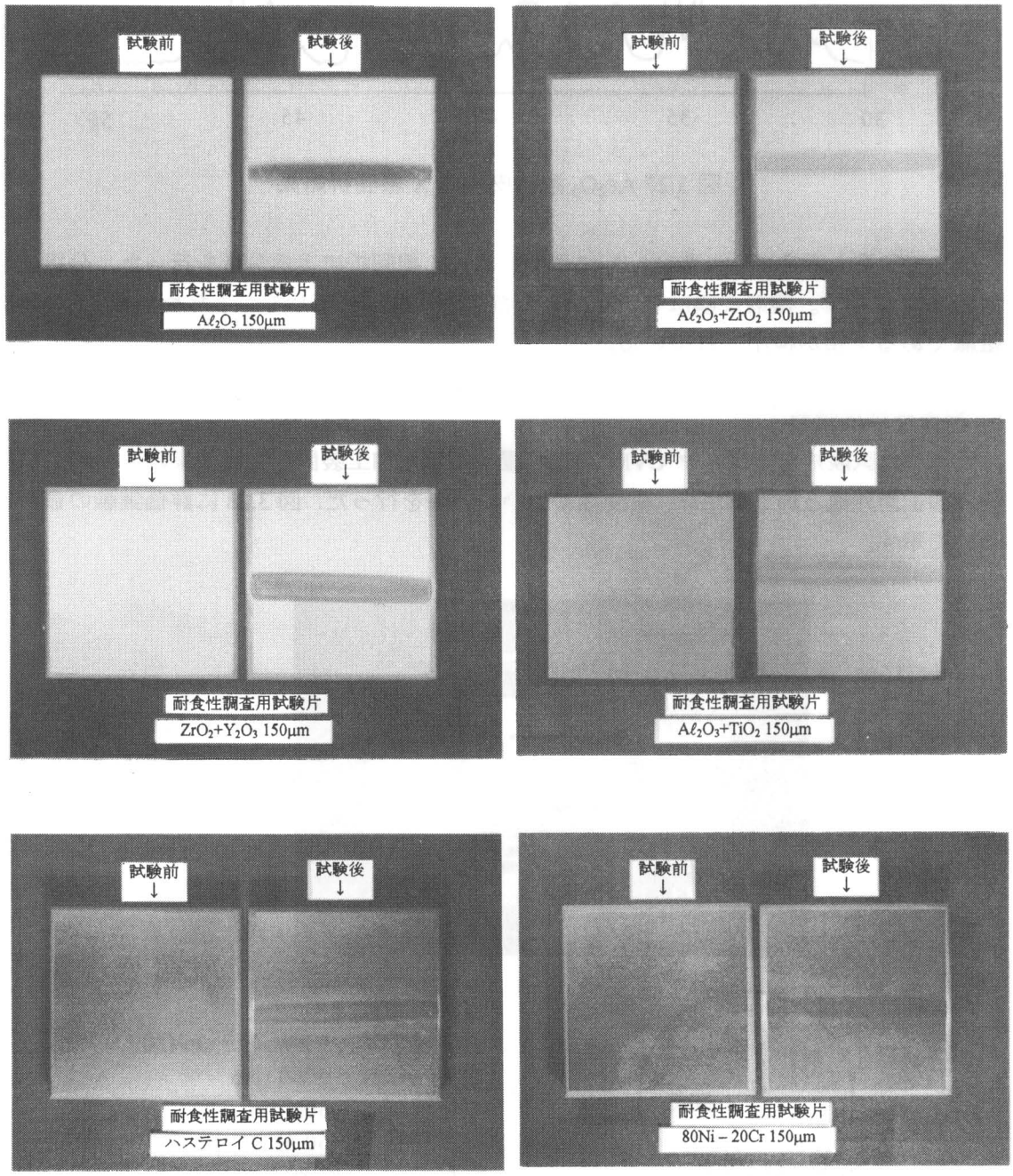


図 3.29 耐食性評価試験後の加工面外観

また、評価試験後の各試験片における加工量を、触針式表面形状測定機によって測定したが、測定不可能なほど微量であったため、加工量による比較評価は不可能であった。加工部分の形状測定結果を図 3.30、図 3.31 に示す。

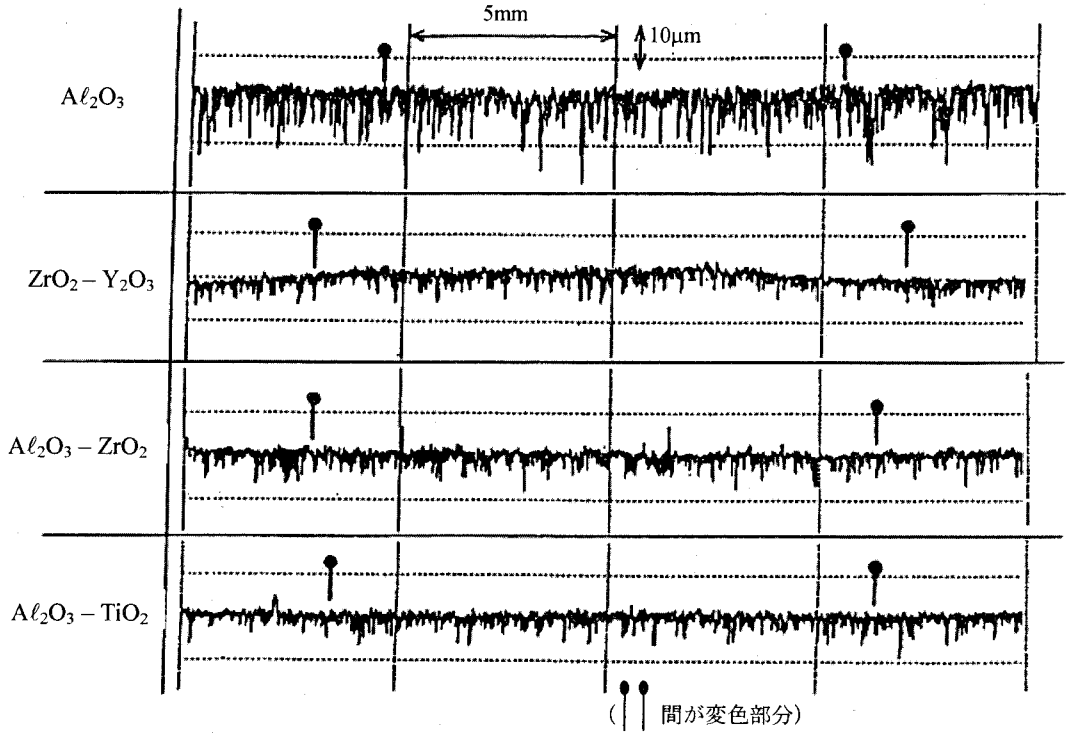


図 3.30 耐食性評価実験後における加工部の断面形状（セラミックス材料）

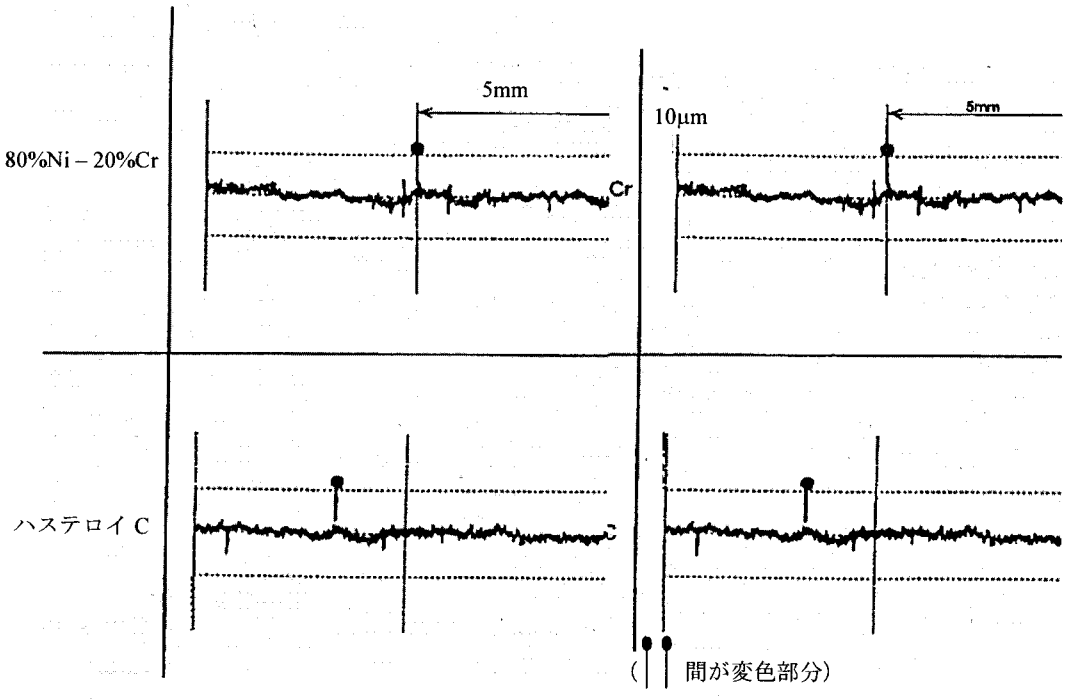


図 3.31 耐食性評価実験後における加工部の断面形状（下盛用材料）

次に、変色した部分の変質原因を特定するため、EPMA（電子線マイクロアナライザ）による変色部分の元素定性分析を行ったところ、フッ素が検出された。変色部分におけるフッ素濃度分布について図 3.32 に示す。

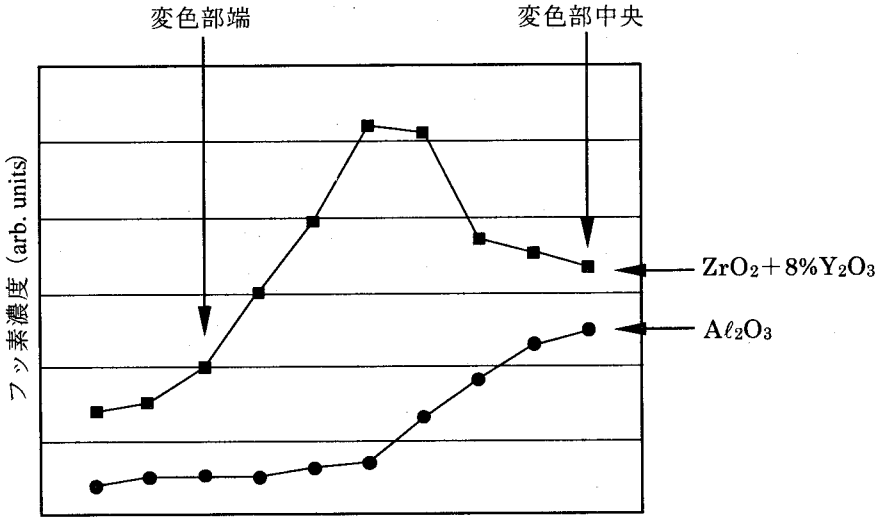


図 3.32 $A\ell_2O_3$ および ZrO_2 + 8% Y_2O_3 における変色部のフッ素濃度分布

さらに、ESCA（化学結合電子分光分析）により、溶射皮膜表面における元素形態分析を行った。$A\ell_2O_3$ と $ZrO_2+8\%Y_2O_3$ の ESCA 分析結果を図 3.33 に示す。

分析の結果、皮膜材料を主成分とするフッ化物が検出された。これは、加工ガス（SF_6）中のフッ素がプラズマにより解離し、溶射皮膜材料と反応して生成されたものと考えられる。

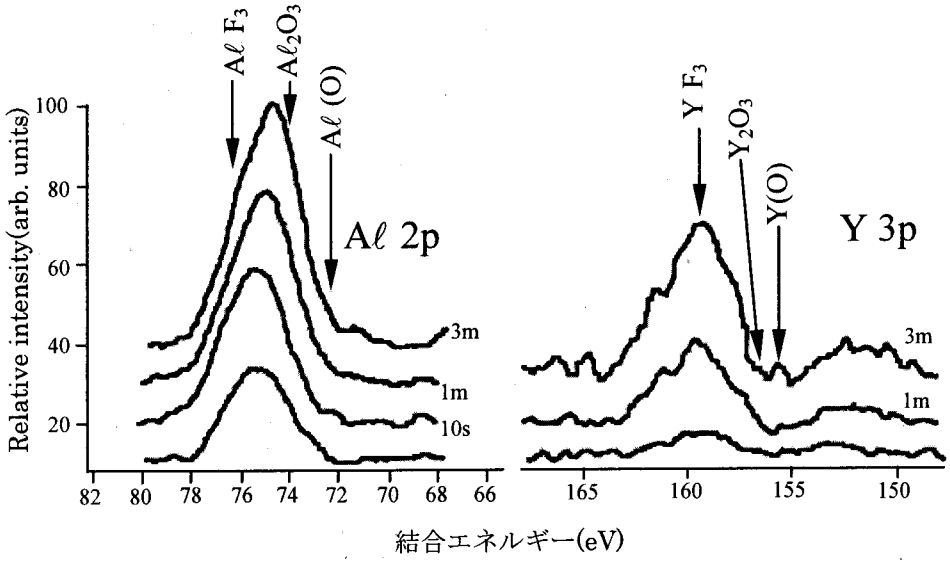


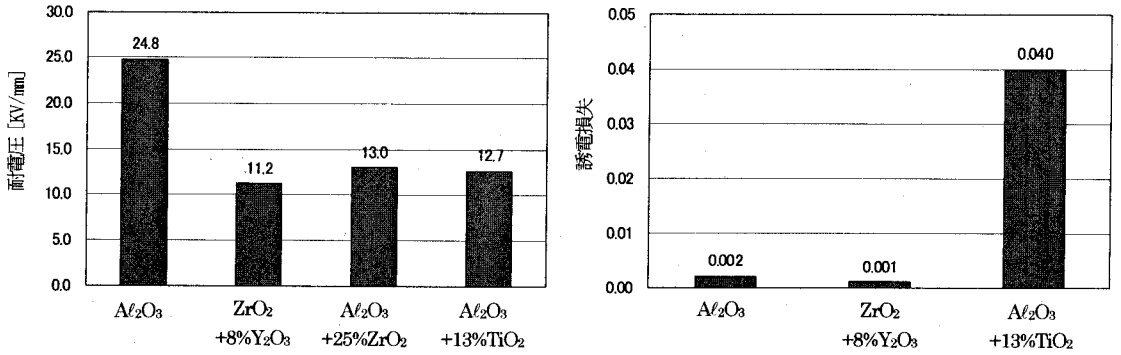
図 3.33 ESCA による形態分析結果

そこで、ギブスの標準生成自由エネルギーによる比較を行ったところ、フッ化物生成傾向は、(Zr＞Ti＞Mn＞Nb＞Cr＞Aℓ＞Ni＞Co＞Si)の順であり、変色の程度と同じ傾向を示していることがわかった。これにより、変色の少ない材料ほどフッ化物が生成しにくいことが確認された。このため、変色が最も少ない $A\ell_2O_3$ および 80% Ni + 20% Cr の耐食性が高いと判断した。

c. 電気特性

プラズマ CVM における加工能率を向上させるためには、大電力の高周波を投入することが必要であり、そのためには優れた耐アーク性（耐電圧）が要求される。また、高周波を用いるため、誘電特性についても評価する必要がある。

このため、耐電圧については一般交流電源(60Hz)を高電圧で印加することによる耐電圧試験、さらに誘電特性については、13.56MHz 高周波による誘電損失について調査を行った。結果を図 3.34 に示す。



(a)耐電圧測定結果(膜厚 150 μm)　　(b)誘電損失測定結果

図 3.34 各材料における電気特性測定結果

測定の結果、$A\ell_2O_3$ の耐電圧が最も高く、その値は 24.8 kV/mm と他の材料と比較して約 2 倍の値を示した。また、電気特性の測定を行った結果、ZrO_2 + 8% Y_2O_3 と $A\ell_2O_3$ の誘電損失は、ほぼ同じであったが、$A\ell_2O_3$ + 13% TiO_2 では 1 桁大きくなっており、高周波電力の損失が大きいことが確認された。よって、耐食性および電気特性の観点から、プラズマ CVM に用いる電極のコーティング材料としては $A\ell_2O_3$ が最も優れていると判断した。さらに、耐電圧の最も高かった $A\ell_2O_3$ について、膜厚による耐電圧の変化を調査した結果を図 3.35 に示す。膜厚の増加に伴い、耐電圧が向上することがわかる。ただし、実際の溶射施工では、膜厚の上昇による剥離の危険性を考慮すると、限界膜厚は 300 μm と考えられる。よって、研磨による加工代を考えると、現実的な最適膜厚は 150 μm であると考えられる。

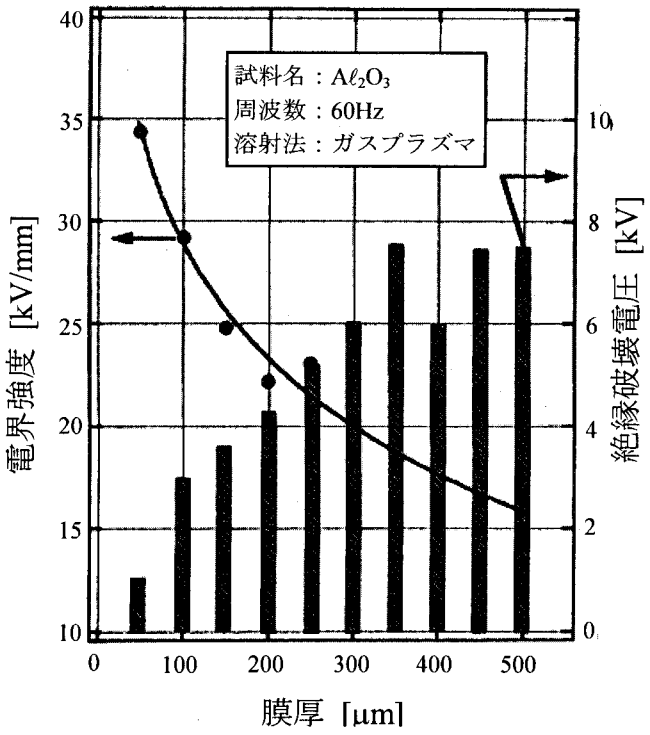


図 3.35 膜厚変化に伴う耐電圧と絶縁破壊値の変化

d. 材料選定実験まとめ

以上の評価実験を行った結果、以下の仕様に決定した。

表3.5 決定したプラズマCVM用回転電極の材料仕様

選定材料	選定理由		膜厚
上盛：$A\ell_2O_3$	(1)プラズマによる変色が少ない (2)耐電圧が最大 (3)誘電損失量が少ない	(耐食性) (耐電圧) (誘電特性)	150 μm (研磨後)
下盛:80% Ni + 20% Cr	(1)プラズマによる変色が少ない (2)熱膨張係数が上盛と母材の中間 (3)硬度がセラミックスと母材の中間	(耐食性) (残留応力) (剛性)	50 μm

(3) 電極表面の加工精度に関する検討

プラズマCVM用回転電極は、加工対象物と超近接距離（数百ミクロン）において高速回転（～5000 rpm）する。このため、溶射皮膜研磨後の表面粗度、および回転軸まわりにおける振れ精度等の全体的な加工精度には、高い性能が要求される。よって、本項目においては、回転電極としては典型的な円筒型電極について、表面研磨条件の確立、および全体的な加工精度を維持するための母材加工法の確立を目的とした。

なお、加工精度の具体的な目標値としては、①表面粗さ0.5 μm Ra以下、②円筒度5/1000 mm以下に設定した。

a. 加工法を確立するための実験

プラズマCVM用回転電極において典型的な形状である円筒型（電極部ストレート型）に対し、選定した材料を溶射した後、研磨実験ならびに加工精度の評価を行った。図3.36に溶射施工中の回転電極を示す。また、研磨法としては、円筒型回転電極の電極部が直線であるため、高精度研磨が可能なスーパーフィニッシュ型研磨装置を使用することとし、研磨条件は、以下の通りとした。

1) 研磨方法

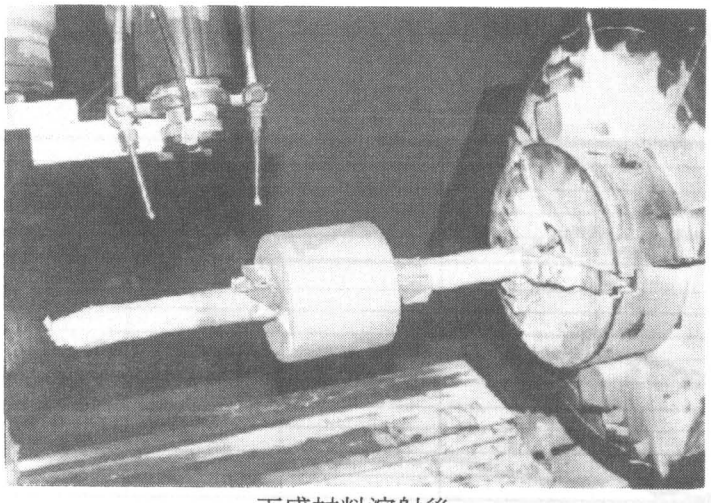
ミラック社製スーパーフィニッシュ型研磨装置を用いる。研磨時におけるロール軸部への負荷、および疵による損傷を防ぐため、両軸センター穴を押して、研磨加工を行った。

2) 砥石

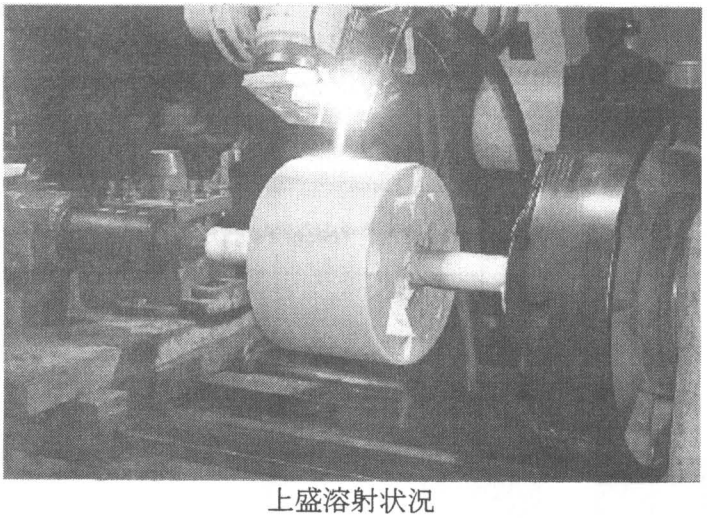
セラミックス皮膜の高精度研顔が可能であるダイヤモンド砥石を適用した。最初に#400番により粗加工を行い、#600～#800 により全体の精度を整える。最終仕上げは、#2000によって仕上げ研磨を行った。

3) 結果

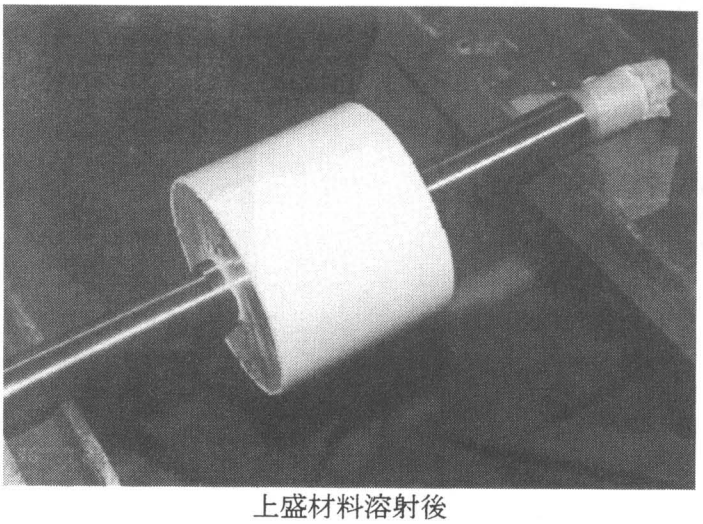
研磨加工後の全体形状を、3 次元測定器により評価した。さらに触針式表面粗度測定器による表面粗度の測定を行った。研磨後における回転電極の外観写真、および精度測定結果を図3.37に示す。測定結果から、目標精度を達成していることが確認された。



下盛材料溶射後



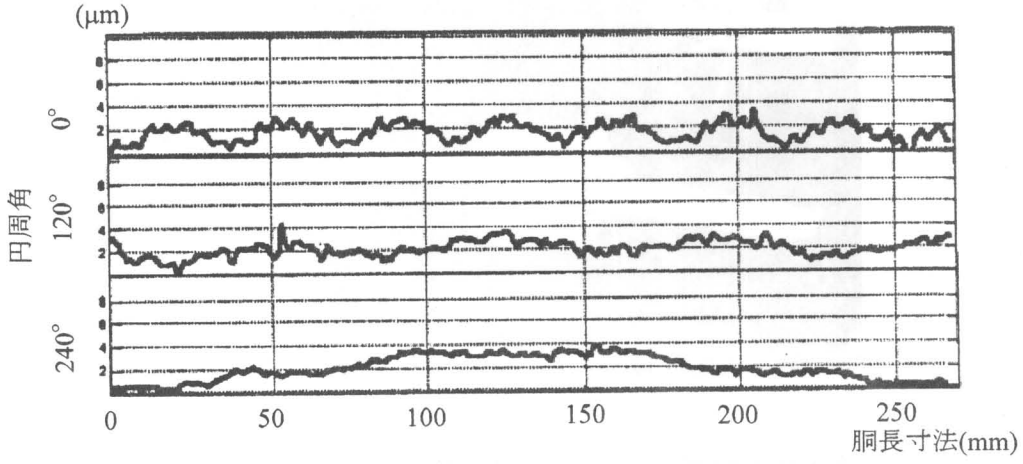
上盛溶射状況



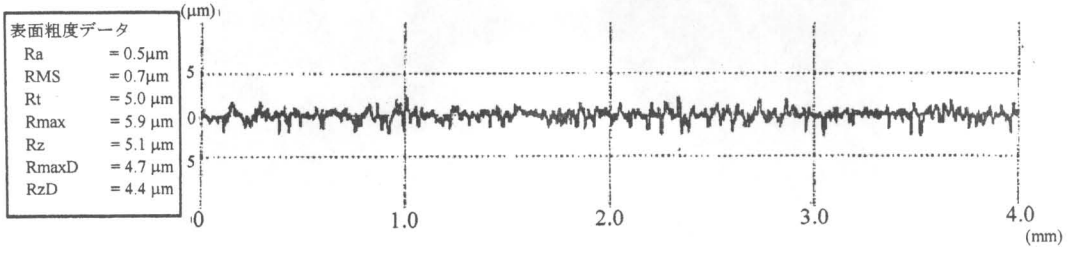
上盛材料溶射後

図 3.36 プラズマ CVM 用回転電極の溶射施工状況

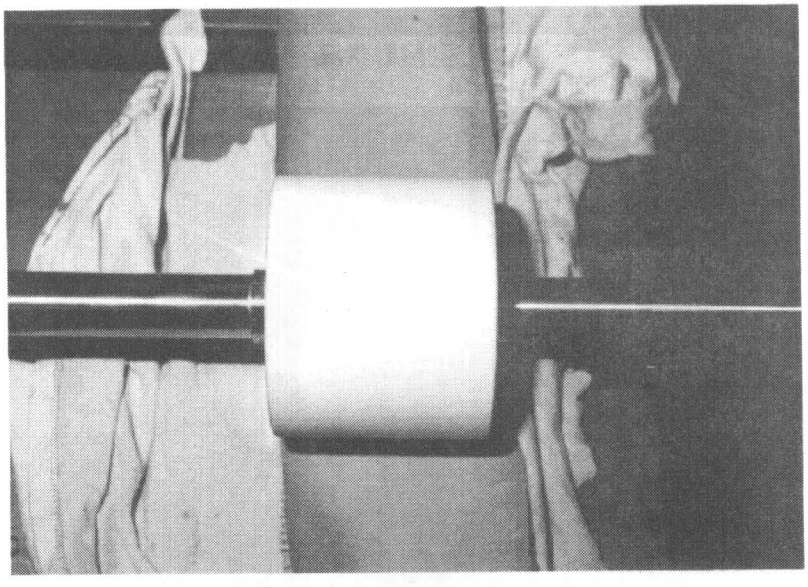
・測定器：株式会社東京精密三次元座標測定機 VA800G
・測定誤差：3.5＋4.0L/1000＜5μm
・測定位置：円筒面を 120° おきに 3 ヵ所（測定長 268mm，測定点 198 ヵ所）



(a) 研磨後の形状測定結果



(b) 研磨面の表面粗さ



(c) 研磨後の外観写真

図 3.37 円筒型回転電極における研磨後外観と精度測定結果

(4) 数値制御加工用回転電極の試作

実際のプラズマ CVM 加工では、複雑な形状を持った集光ミラーなどを加工対象とするため、数値制御加工（NC 加工）を行う必要がある。そのため、一般的な円筒型回転電極では、複雑な形状を有する加工対象には、対応できない。そこで、プラズマ発生部分が曲率を持った球型および円盤型の NC 加工用回転電極が必要となる。また、高精度に加工された電極本体を、NC 加工機の動作に追従させるため、電極保持方法についても検討が必要である。そこで、本項目では、円筒型回転電極の溶射施工、および加工実験で収集したデータを基礎にして、これらの曲率を持った球型および円盤型 NC 加工用回転電極の溶射方法、および加工精度に関して検討を行う。

a. 溶射方法についての検討

円筒型回転電極の溶射施工では、電極胴長部が直線形状であるため、回転させながら軸方向へ溶射しても、溶射距離（溶射ガンと回転電極との距離）が一定に保たれているため、同じ条件での成膜が可能であった。しかし、曲率を持った電極では、軸方向への直線運動だけでは溶射距離を一定にできないため、安定した成膜を行うことが困難である。そこで、多関節ロボットを用いることで、電極胴長部の形状に沿った動きを実現させ溶射距離を一定に保って溶射する方法を適用した。溶射方法概略図と回転電極形状について、それぞれ図 3.38 と図 3.39 に示す。

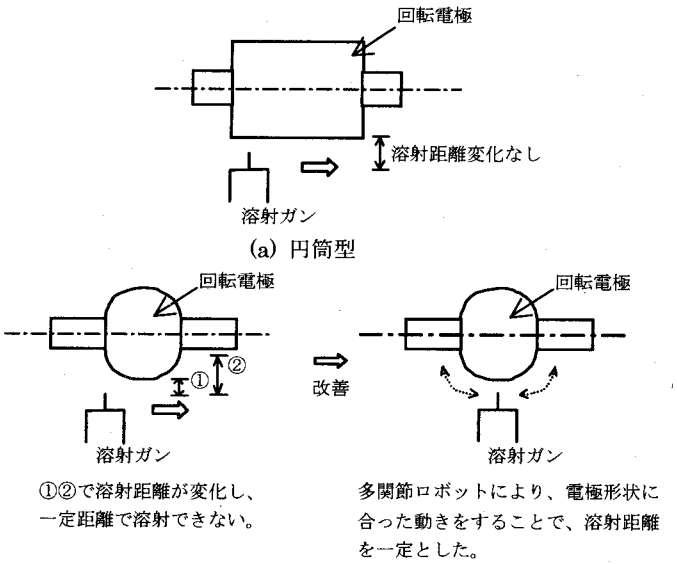


図 3.38 各形状の回転電極に対する溶射施工方法

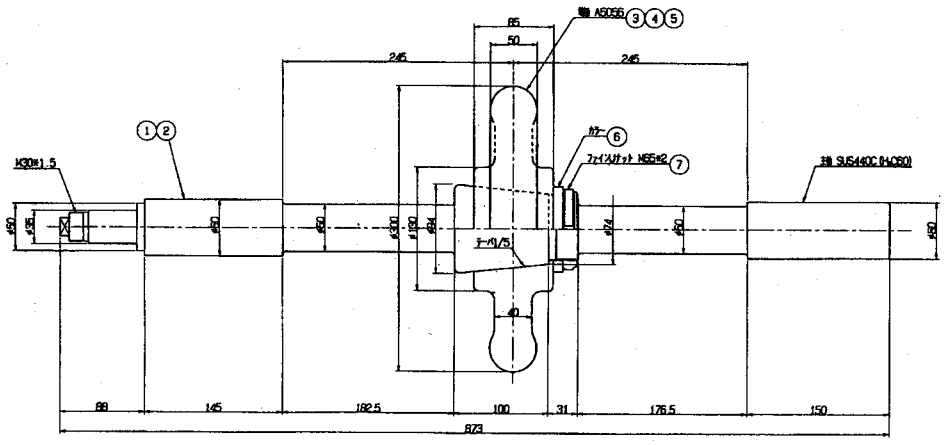
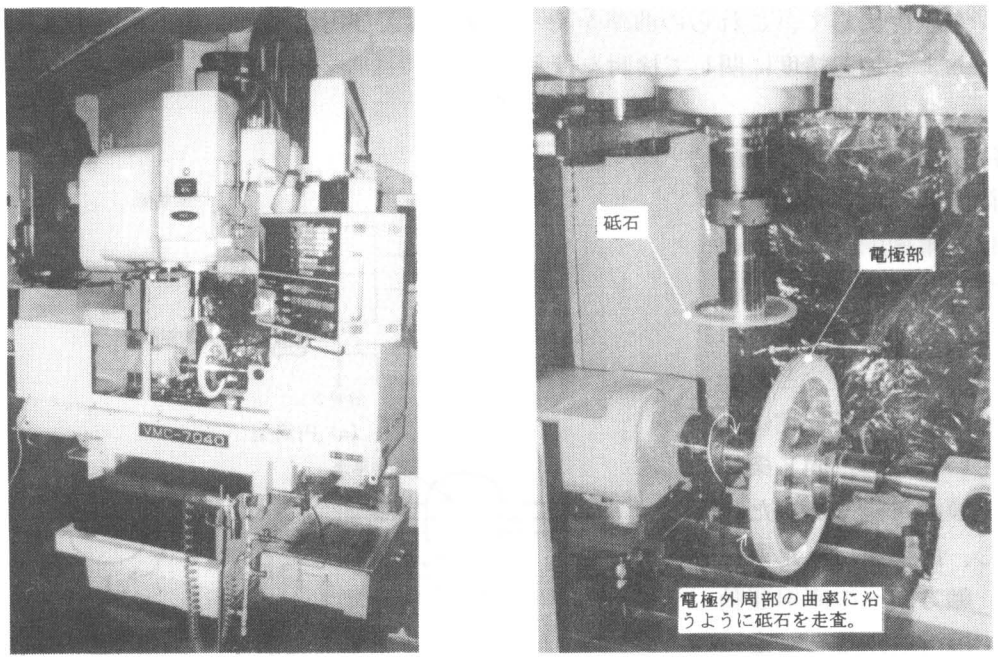


図 3.39 電極部に曲率を持った数値制御加工用円盤型回転電極

b. 球型、円盤型回転電極の研磨加工についての検討

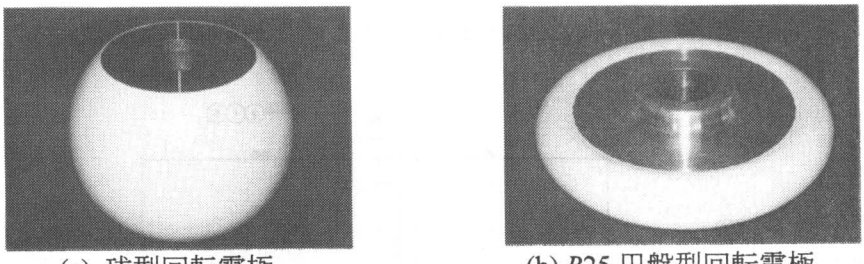
電極部の外形が直線である円筒型回転電極では、スーパーフィニッシュ型研磨装置を使用できるが、球型および円盤型の回転電極では、砥石の送りをNC制御することが必要となる。特に、今回試作したR=25 mmの円盤型電極は、曲率半径が小さいため、スーパーフィニッシュ型研磨装置が使用できない。そこで、電極部とシャフト部を別体とし、電極部をNCフライス盤に取り付けた回転砥石により研磨することとした。研磨の様子を図3.40に示す。



(a) NCフライス盤外観写真　　(b) 研磨部詳細

図3.40 NCフライス盤による円盤型回転電極の研磨

作製したNC加工機用の球型および円盤型電極の外観を図3.41に示す。



(a) 球型回転電極
電極部の形状：球面（r ＝ 99 mm）
最大直径：190 mm
＜測定結果＞
表面粗さ：0.7 μm Ra
形状精度：半径 99.215 mm,
　　真球度 0.008 mm

(b) R25 円盤型回転電極
電極部の形状：球面（r ＝ 25 mm）
最大直径：300 mm
＜測定結果＞
表面粗さ：0.8 μm Ra
形状精度：半径 25.003 mm,
　　真球度 0.019 mm

図3.41 数値制御プラズマCVM加工用回転電極

3.7.5 性能評価

(1) 軸受流量

図 3.42 にヘリウムの供給圧力を変化させて軸受（両端 2 個分）に流れる流量を He 用のマスフローコントローラーを用いて測定した結果を示す。軸受隙間を 10 μm に設定したことにより消費流量を小さくなり、気体軸受用コンプレッサーの負荷を低減することができた。

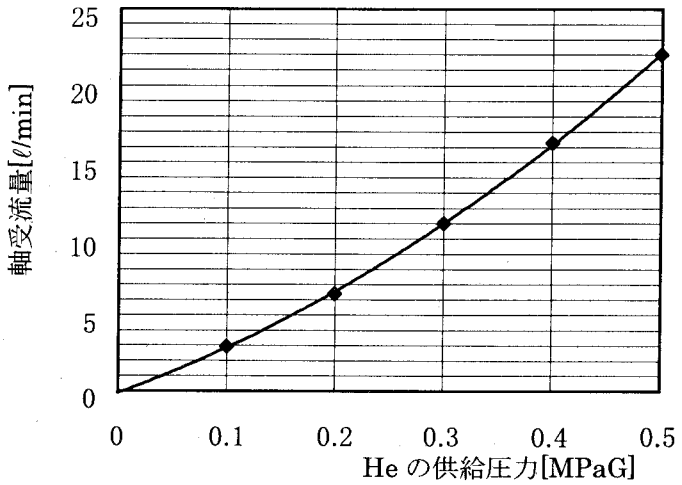


図 3.42 He の供給圧力と軸受流量の関係

(2) 回転精度

製作した回転電極の回転精度（振れ精度）を非接触式変位センサ（キーエンス社製 EX-008、EX-501）を用いて測定した。本センサは渦電流式で分解能 0.3 μm、応答周波数 10KHz である。図 3.43 に電極回転数と振幅の関係を、図 3.44 に 3000rpm での振幅波形を示す。

表 3.6 回転精度測定時の条件

供給気体	He
供給圧力	4 kgG/cm^2 (ゲージ圧)
流量	18.7 ℓ/min (He 用 MFC の読み)
ﾛｰﾊﾟｽﾌｨﾙﾀｰ	$R = 10\mathrm{k}\Omega$, $C = 0.02\mu\mathrm{F}$, $fc = 795.8\mathrm{Hz}$

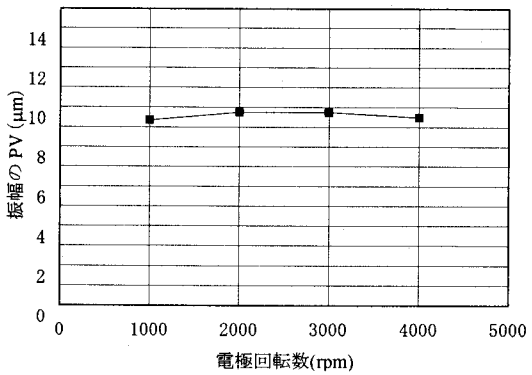


図 3.43 電極回転数と振幅の関係

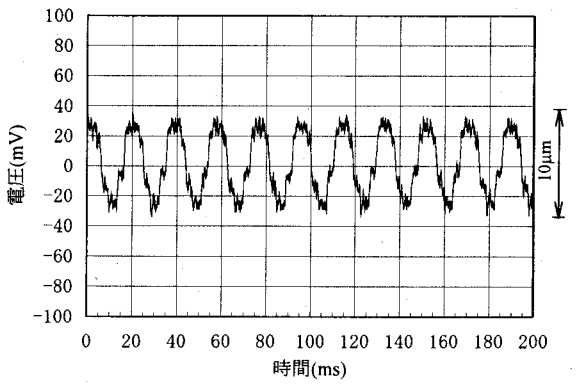


図 3.44 3000rpm における振れ振幅波形

図3.43より4000 rpmまでの回転数における振幅値はほとんど変わらず、安定した回転状態が実現できている。また、振幅値は約10 μmであり、やや大きいものとなっているが、これはアルミナ溶射膜を研磨する研削盤の制約から、スピンドル軸と電極部とをマスターテーパーを元にして別体で加工し、その後に組み合わせたためであると思われる。

(3) 軸受剛性

Heガスの供給圧力と軸の浮上量、および荷重と軸変位の関係（軸受剛性）を測定した結果を図3.45、図3.46に示す。浮上量測定時には荷重無しで、また剛性測定時はHeを0.4 MPaGで供給して回転静止状態にて荷重をかけ、変位量を渦電流式変位センサにより測定した。軸受に対しては、通常0.4 MPaGの圧力でガスの供給を行うが、図3.45より、その圧力下では約17 μmの浮上量が得られていることがわかる。また、図3.46に示すグラフの傾きより、今回製作した回転電極用気体軸受（両端2個分）の静剛性は1.7 kgf/μmであることがわかる。この剛性値は一般的な気体軸受と比較するとやや低いものとなっているが、プラズマCVMは非接触な加工法であるため、この程度の剛性でも十分であると考えられる。

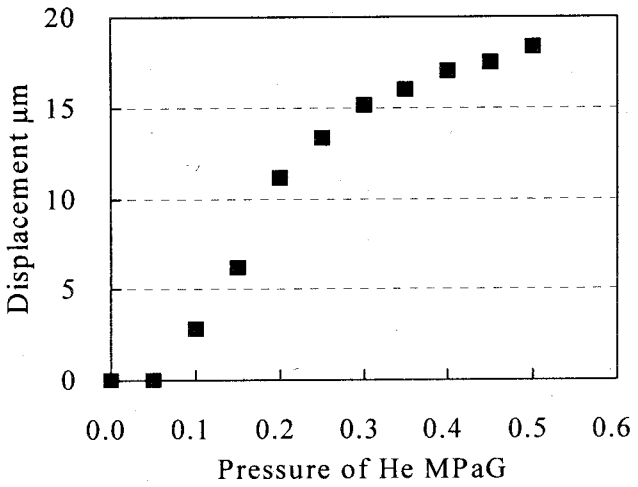


図3.45　Heの供給圧力と軸の浮上量の関係

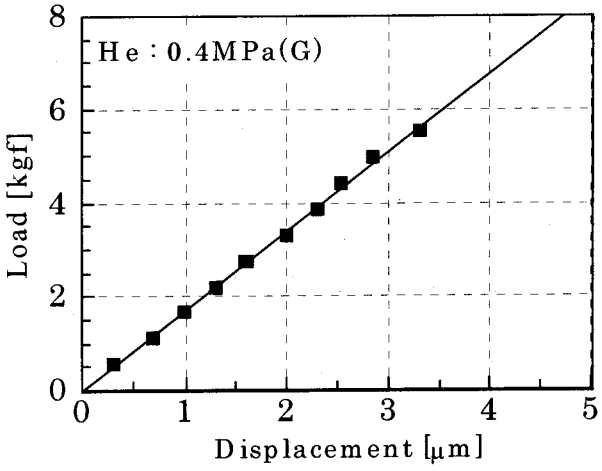


図3.46 軸受静剛性測定結果（He：0.4 MPaG）

3.8 XYθテーブル

3.8.1 開発指針

XYテーブルは、あらかじめ入力されたNC制御データに基づき被加工物を加工ポイントであるプラズマ（回転電極）に対して相対運動をさせることを目的とする。

本テーブルの設計に当たっては、

(1) スライド機構には回転電極の軸受と同様にクリーン化を図るため、無摺動、ノングリスである気体軸受を採用する。

(2) 軸の積み重ねによる運動精度の累積誤差を無くすために X 軸、Y 軸共に同一基準面上をスライドする機構とする。

(3) 駆動方式には、送りネジによる外乱（オネジとメネジの同心度誤差、直角度誤差、回転方向のねじれ等）を避け、気体軸受の優れた特性を損なわないためにステンレス製のベルトで牽引する機構とする。

を満たすことを開発指針とした。

3.8.2 気体軸受式 XY テーブル

製作したXYテーブルの斜視図を図3.47に示す。本テーブルは全ての構成要素を花崗岩製の定盤面を基準として構築することにより高剛性化を図り、また石定盤は3点支持（+2点補助）によりチャンバー内に設置されているため、チャンバーの変形や剛性の影響を受けることなく精度を維持することができる構造となっている。

テーブルのストロークは長さ 500 mm のシンクロトロン放射光用 X 線ミラーの加工に対応できるようにX軸に関しては550 mm (±275 mm)、Y軸に関しては200 mm (±100 mm)とした。また、駆動機構にはテーブルの運動に与える外乱を少なくし、また長距離の移動に対して有利となるように、ステンレス製のベルトにより牽引する方式を採用した。ACサーボモータの回転は、X軸、Y軸ともに減速比1/160のハーモニックギアと直径60 mmのプーリを介してステンレスベルトに伝達され、また、モータ付属のロータリーエンコーダの分解能は8192 pulse/rev であるので、1パルス当たりの移動量は0.143 μmとなる。制御方法はセミクローズドループ式である。

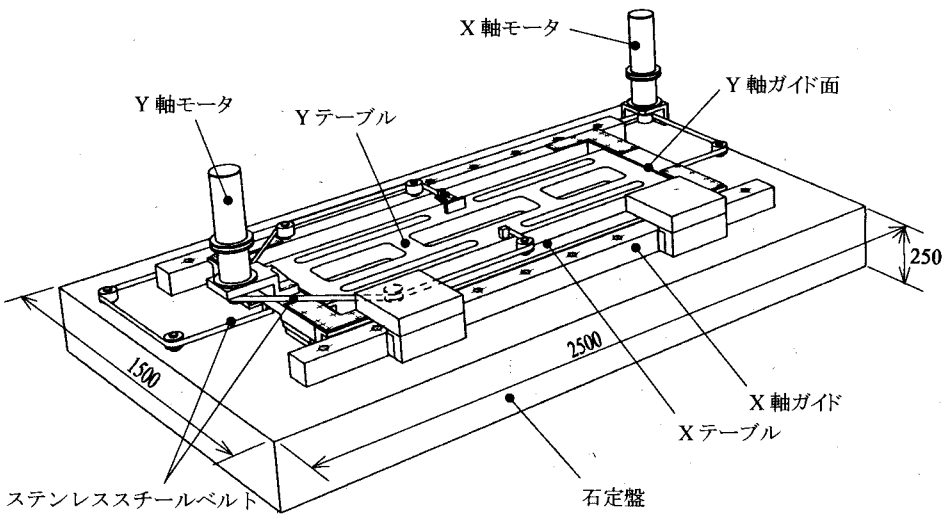


図 3.47 気体軸受式 XY テーブル

また、本テーブルはXテーブル、Yテーブル共に同一基準面である石定盤上をスライドする構造となっており、スライド機構には気体軸受を採用した。両テーブルは図3.48に示すように静圧パッドにより石定盤上に浮上しており、Xテーブルは平行度の取れた石定盤と同材質（花崗岩製）のレールを、またYテーブルは枠状のXテーブルの内面に取付けられた石英ガラスをそれぞれガイド面としてスライドする。テーブル案内の拘束形式には、外力をテーブルの自重と積載物（θ軸、ワークテーブル、ワーク）の重量で与える重量バランス拘束型を採用した。本形式はテーブルの面積を大きく取ることができ、また形状が単純であるため部品精度が出し易いという利点を有する。欠点としては剛性が低く、負荷変動に対して浮上量が変化するという点が挙げられるが、プラズマCVMは非接触な加工法であるため負荷変動は無く、さほど剛性は問題にならないと考えられる。

テーブルの浮上およびガイドには図3.49に示す静圧パッドを用いた。

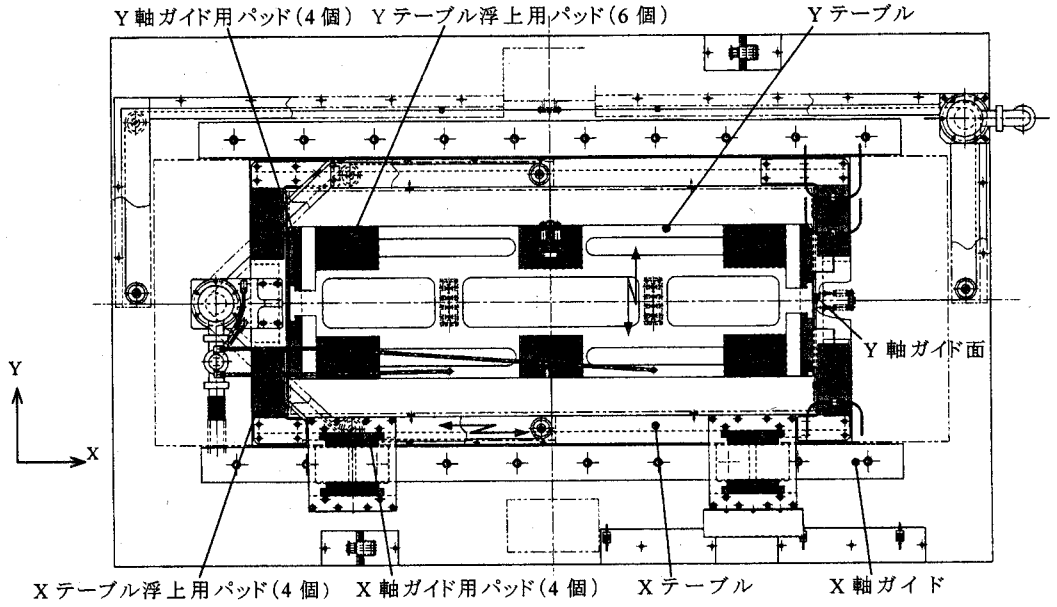


図3.48 XYテーブルにおける静圧パッドの配置

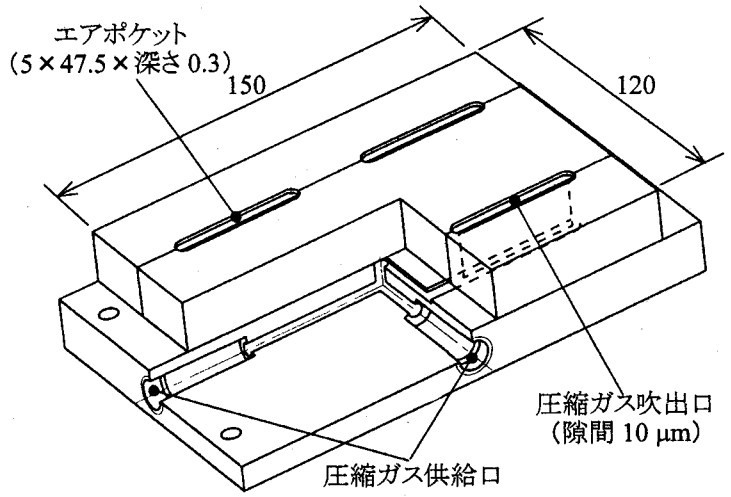


図3.49 浮上・ガイド用静圧パッド

本パッドは、圧縮ガスをパッド面に設けられた4ヶ所の隙間（10 μm）より噴出する構造となっており、Xテーブル浮上用に4個、X軸ガイド用に4個、Yテーブル浮上用に6個、Y軸ガイド用に4個使用した。図3.50にYテーブル上にθ軸（カウンターウエイト含む）およびワークテーブル（合計約280 kg）を積載した状態におけるガス供給圧力とYテーブル浮上量の関係を示す。供給ガスには加工雰囲気の主体ガスであるHeを使用した。図3.50より、XYテーブル運転時のガス供給圧力0.4 MPaG（絶対圧0.5 MPa）において約20 μmの浮上量が得られており、能力的に十分であることを確認した。

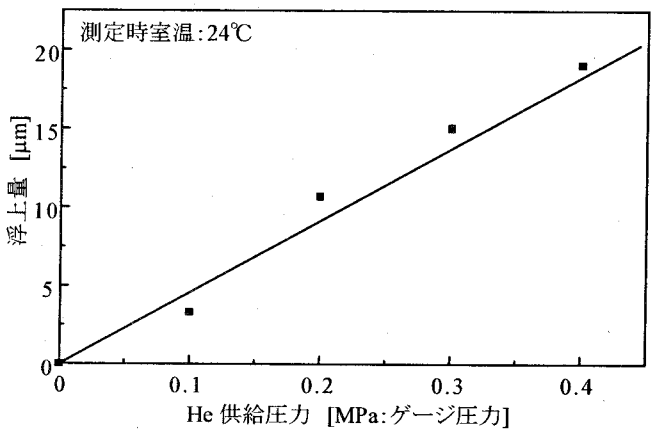


図3.50 Yテーブル浮上量とHeガス供給圧力の関係

3.8.3 グラナイト製定盤

本加工装置における定盤は、その精度がXYテーブルの運動精度を左右し、また回転電極部を含む全ての構成要素を構築する上での基準となる極めて重要な部品である。よって今回の設計に当たっては、自然界において十分に時効処理されているため経年変化が無く、また硬度が大きく傷のつきにくい花崗岩（南アフリカ産ラステンバーグ）製の石定盤を採用した。表3.7に使用した石定盤の物理的性質を、表3.8に化学的組成を示す。

次に、オートコリメータで測定した石定盤単体でのXYテーブルスライド面の平面度、およびX軸用ガイドレールの真直度の測定結果を図3.51、図3.52に示す。測定は実際の使用状態と同じ3点支持にて行っており、自重による変形を含んでいる。

表3.7 花崗岩（ラステンバーグ）とねずみ鋳鉄の物理的性質

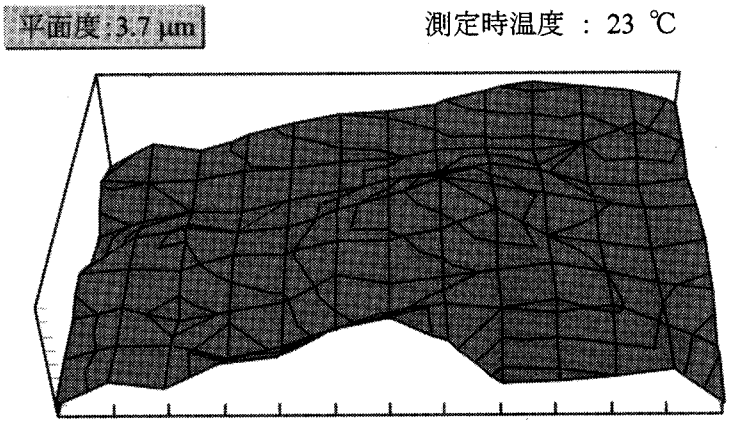
	ショアー硬度 [Hs]	ヤング率 [Gpa]	密度 [g/cm^3]	線膨張係数 [×10^{-6}/K]	熱伝導率 [W/m・K]
ﾗｽﾃﾝﾊﾞｰｸﾞ	92	88	2.89	5.50	2.14
ねずみ鋳鉄	29～35	125～145	7.05～7.30	9.2～11.8	31～56

表3.8 花崗岩（ラステンバーグ）の化学的組成（%）

SiO_2	Fe_2O_3	$A\ell_2O_3$	CaO	MgO	TiO_2	Na_2O	CO_2
52.71	5.64	17.63	12.65	7.04	0.09	2.58	0.07

本測定結果を見て分かるように、使用した石定盤の平面度は3.7 μm、X軸用ガイドレールの真直度は2.3 μmであり、共に今回設計したXYテーブル用の基準面として十分な精度が得られている。また、XYテーブルの移動に伴う荷重点位置の変化が石定盤の変形に及ぼす影響を、有限要素法を用いた構造解析シミュレーションにより評価した。計算モデルを図3.53に、シミュレーション結果を図3.54に示す。

これらの結果より、XYテーブルが1点支持の方向に移動し、最も変形量が大きい④の条件においても最大変形量は2.7 μmであり、石定盤単体での平面度3.7 μmと合わせても使用状態における平面度は5～6 μm以内におさまることが分かる。



測定ピッチ:200 mm　　単位:[μm]

0.5	1.3	1.1	2.0	2.2	3.2	3.6	2.8	1.2	1.3	1.5	1.7	0.5
0.7	1.2	1.2	0.7	1.1	1.8	2.4	2.7	2.5	2.4	2.6	1.9	1.1
0.8	1.2	0.7	1.1	1.4	2.4	2.1	2.3	2.6	2.8	2.5	2.1	1.8
1.2	1.4	1.3	1.9	1.9	2.4	2.4	2.8	3.5	2.5	2.3	2.0	2.4
0.2	1.3	1.6	1.5	1.6	2.3	2.8	3.5	3.2	2.9	2.6	2.3	2.4
0.0	0.7	1.0	1.0	1.5	1.8	2.2	2.5	2.8	2.6	2.1	2.0	2.2
1.1	1.0	1.1	1.4	1.5	1.8	1.9	2.2	2.3	2.2	2.5	3.2	2.5
0.5	1.4	1.1	1.7	2.2	2.5	2.6	2.9	3.4	3.7	3.5	3.4	2.9

図3.51 オートコリメータによる平面度測定結果

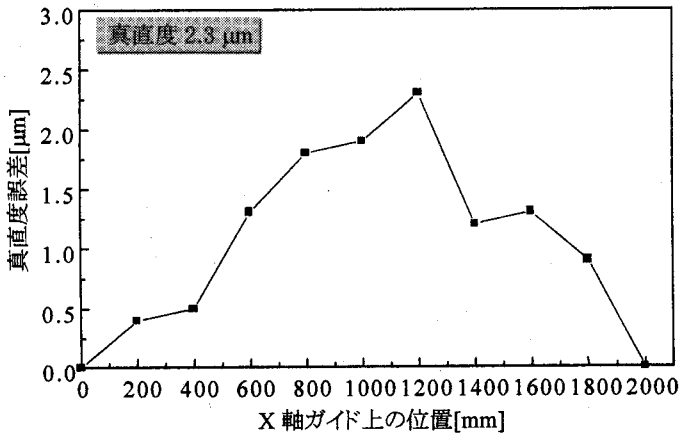


図3.52　X軸ガイドの真直度測定結果

今回設計した XY テーブルはガス供給圧力 0.4 MPaG（絶対圧 0.5 MPa）の使用状態における浮上量は 10～20 μm であり、また気体軸受の採用により形状誤差は平均化されるため、得られた平面度は運動精度上十分許容できる値であると言える。

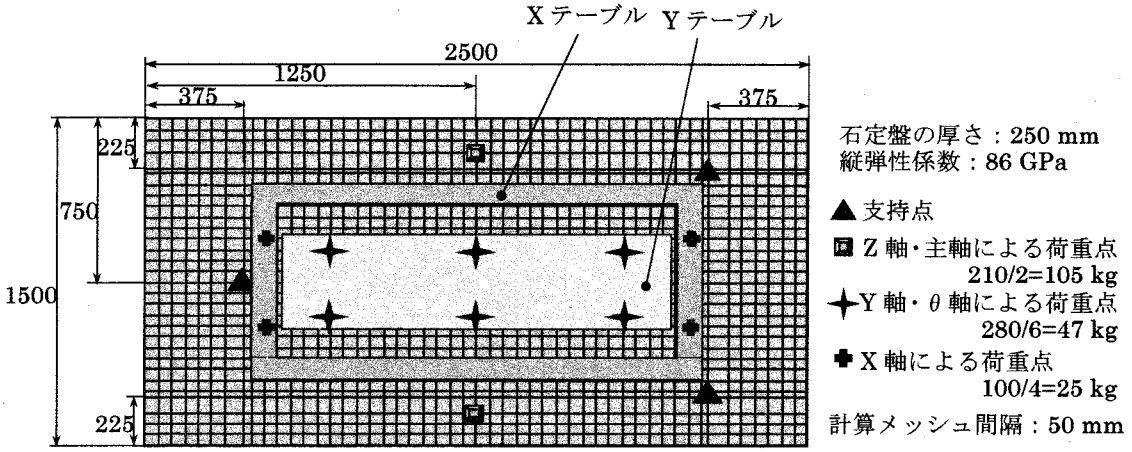


図 3.53 計算モデル

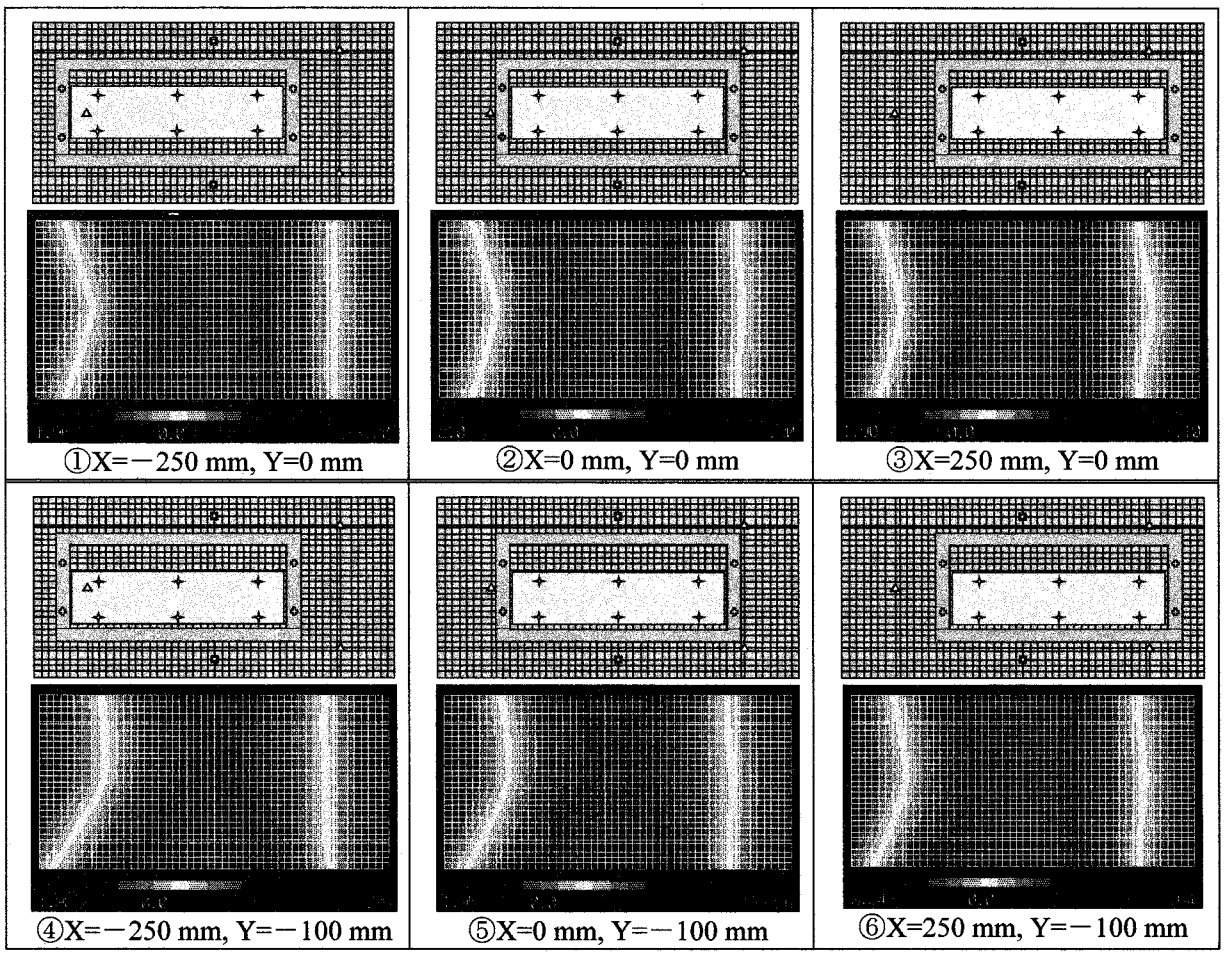


図 3.54 シミュレーション結果（変形量の単位μm）

3.8.4 θ軸

図 3.55 にθ軸部の構造を示す。θ軸の回転上部にカウンターウエイトを設置する事により、モータの回転位置の変化に対するモーメントをなくしている。また、プラズマで発生する熱除去のためワーク保持部はウオータージャケット構造を採用している。

被加工物であるシリンドリカルミラー等を加工する場合、振り子状にθ軸を回転させた時のミラー曲率 r_s を変化させるには、ミラーの厚み変化に対応する軸、及び曲率 r_s を変化させるための 2 軸移動機構が必要であるが、ミラー曲率可動軸の追加により累積誤差が増大する。よって、図 3.56 に示すように曲率(r_s)が一定で厚みの異なったミラーを加工するときは冷却板下部のスペーサ 1 の厚みを変化($t \rightarrow t_1$)させ、曲率の異なったミラーを加工するときはワークテーブル支柱下部のスペーサ 2 を変化($h \rightarrow h_1$)させることとした。

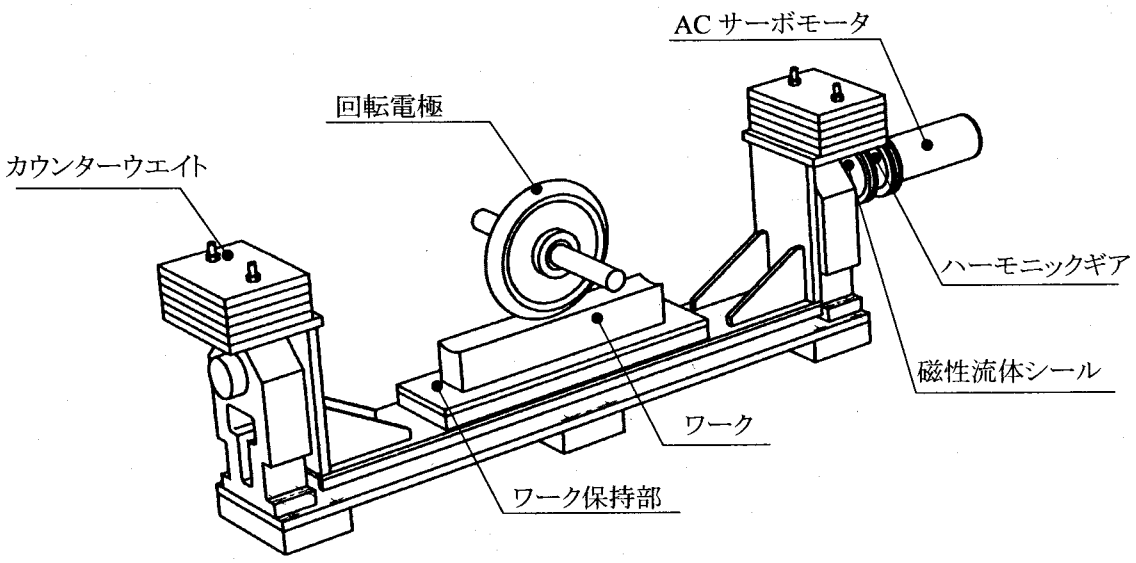


図 3.55　θ軸構造図

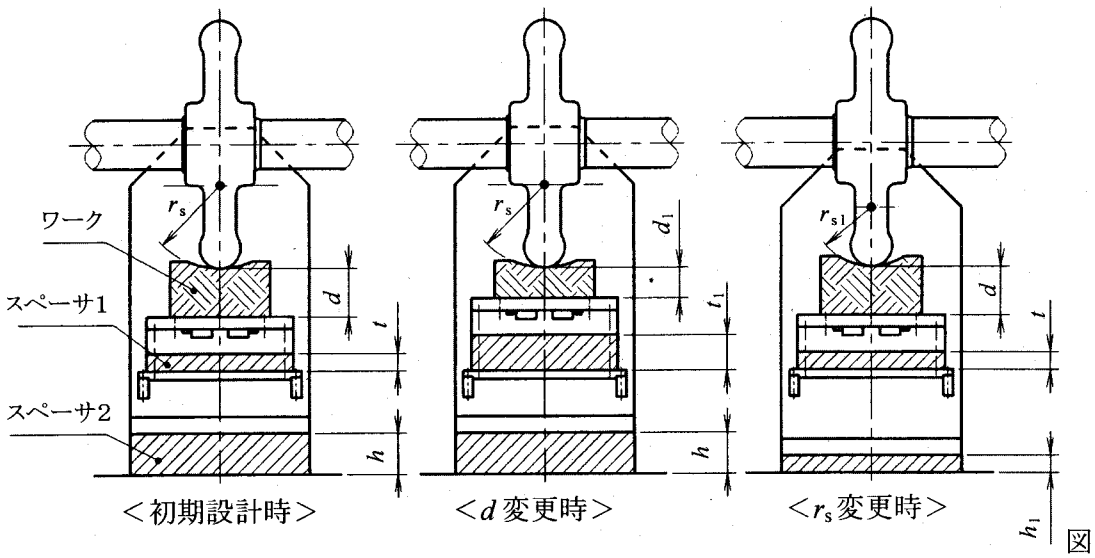


図 3.56 加工物曲率 r_s とθ軸回転中心の関係

θ軸の駆動源としては、図 3.57 に示すように AC サーボモータ（150 W）を採用し、出力軸の高分解能、高トルク化のためにハーモニックギアを用いた減速を行っている。また、チャンバー内の雰囲気が潤滑油の揮発等によって汚染されるのを防ぐため、モータ部はステンレス製の気密容器内に格納し、磁性流体シールを介して回転トルクを伝達している。また、モータ駆動用の電源ケーブル類は、ステンレス製のフレキシブルチューブ内を通してチャンバー外のドライバに接続している。

AC サーボモータに付属するロータリーエンコーダ単体の分解能は 8192 pulse/rev であり、また、ハーモニックギアの減速比は 1/160 であるため、1 パルスあたりの角度移動量$\Delta\theta$は、

$$\Delta\theta = 2\pi / 8192 / 160$$
$$= 4.8 \times 10^{-6}\ \mathrm{rad} \qquad (3.24)$$

となり、高分解能の位置決めが可能である。

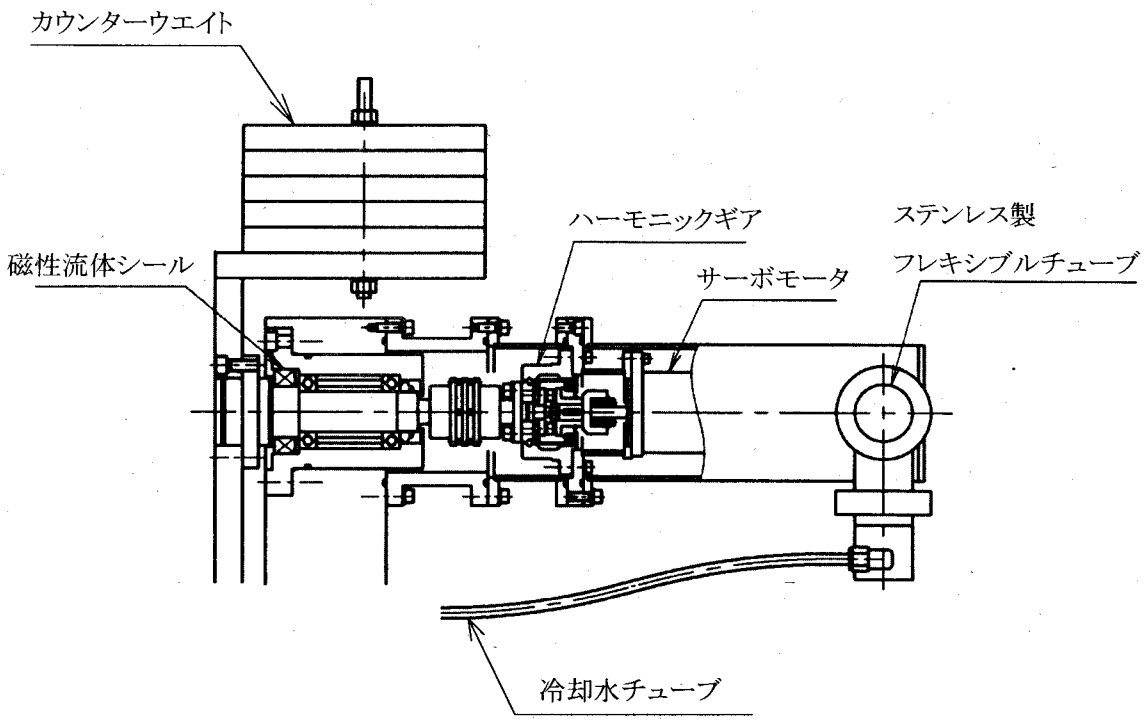


図 3.57　θ軸駆動部

3.8.5 性能評価

(1) 真直度

XY テーブルの運動精度である真直度の中でも、加工ギャップの変動として影響を及ぼすピッチング成分を、X 軸（ストローク 550 mm）に関してオートコリメータ（ニコン製 6D：測定精度 5"）を用いた連鎖法により評価を行った。測定は図 3.58 に示すようにYテーブルの位置として 3 ヶ所、およびそれぞれの位置においてθ軸を 3 通りに傾斜させて行った。測定結果を図 3.59 に示す。

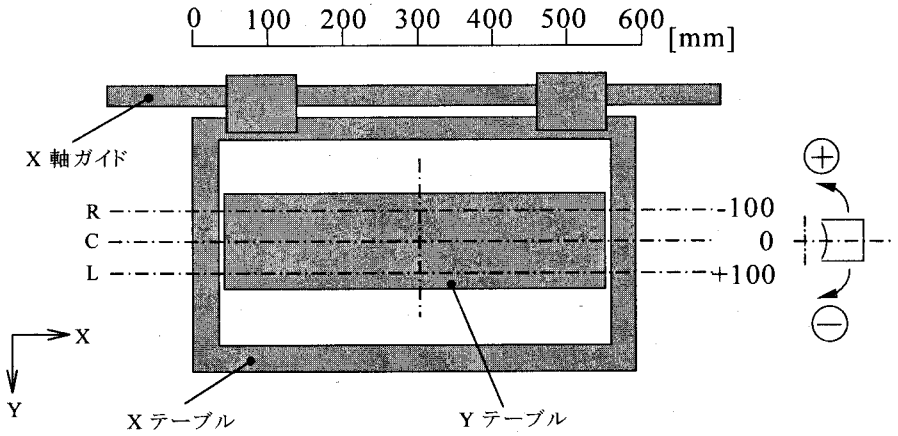


図 3.58 真直度測定位置

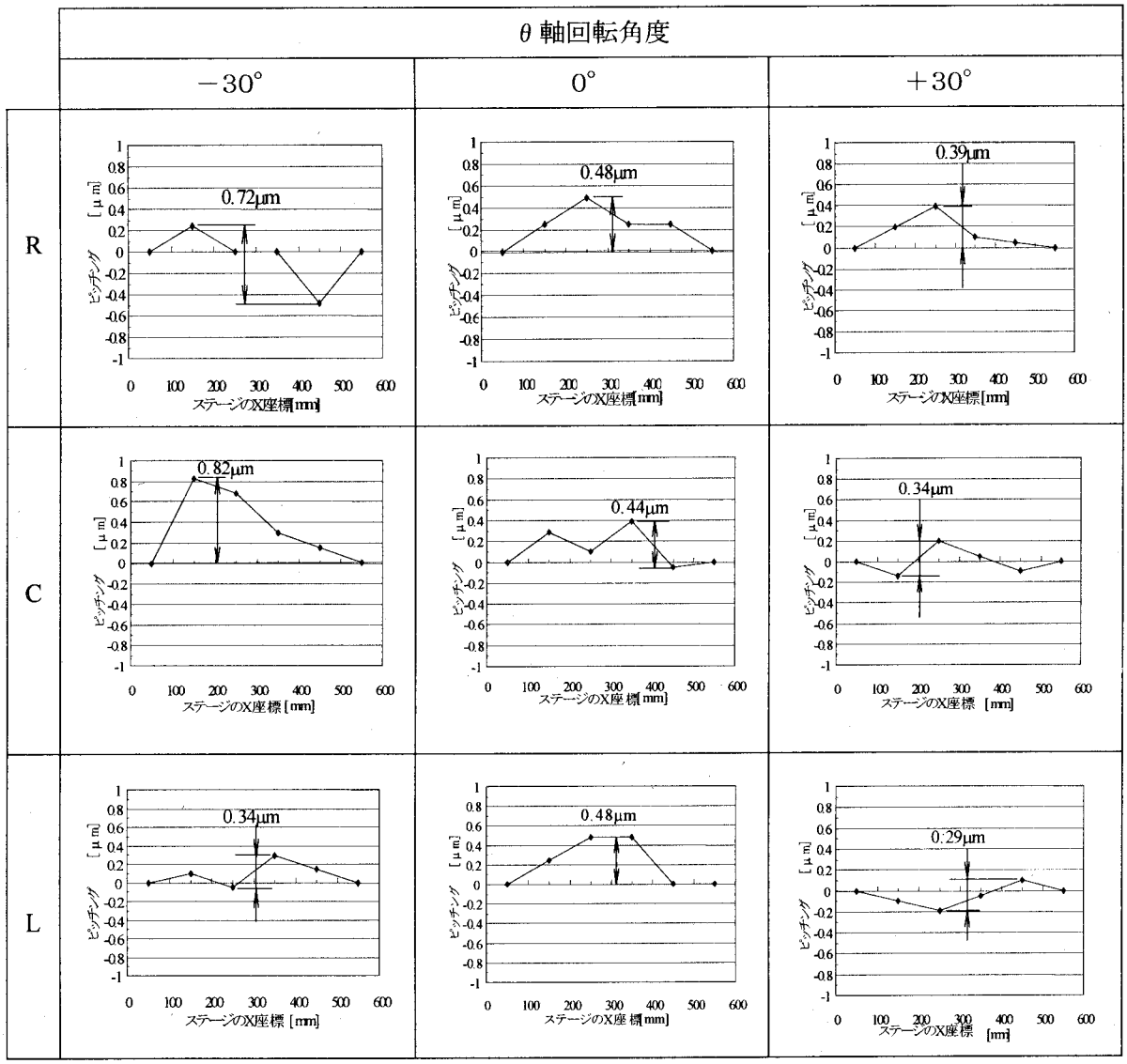


図 3.59 X テーブル真直度測定結果

図 3.59 を見て分かるように全ての場合において、600 mm という大ストロークにもかかわらず 1 μm 以下の真直度が得られており、目標値（5 μm）を大きく上回る高精度 XY テーブルの開発に成功した。

(2) テーブル剛性

テーブル剛性の測定結果について述べる。測定は図 3.60 に示すようにYテーブルの中央に荷重をかけ、荷重点近傍の変位をダイヤルゲージで読み取ることで行った。測定結果を図 3.61 に示す。また、測定値を最小二乗近似することにより算出した傾きから得た剛性値を表 3.9 に示す。

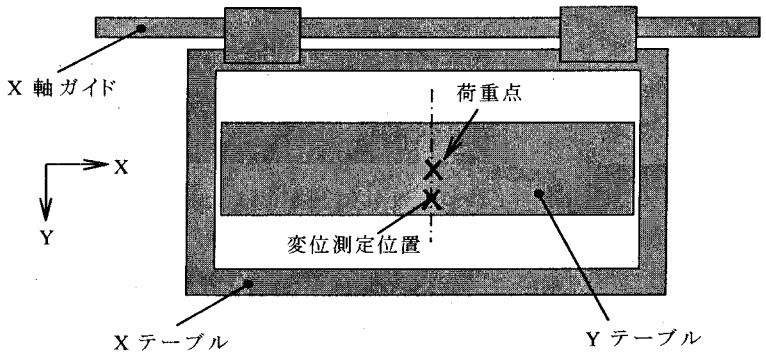


図 3.60 荷重点および変位測定位置

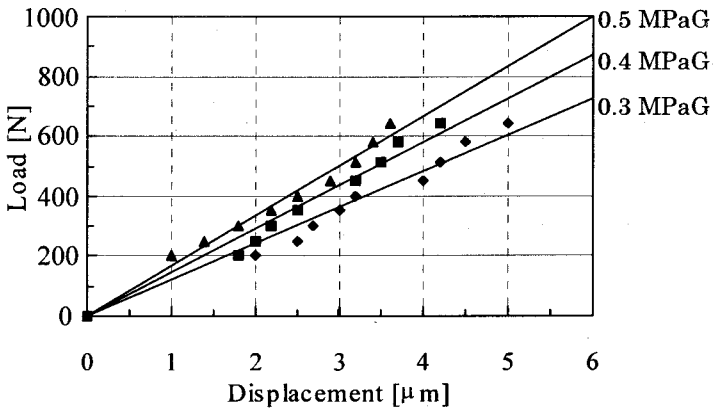


図 3.61 各供給圧力における変位と荷重の関係（供給気体はヘリウム）

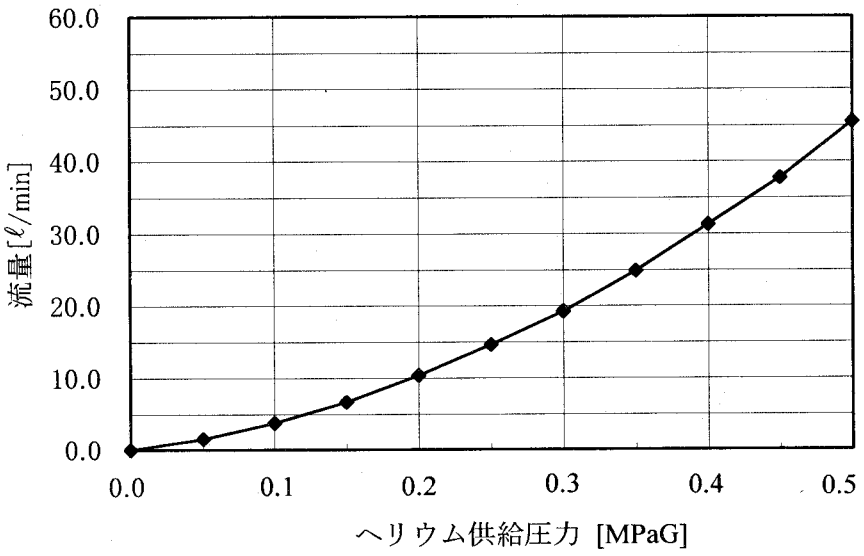
表 3.9 各供給圧力における Y テーブルの剛性値、無負荷時の浮上量

ヘリウムの供給圧力	剛性値	無負荷時の浮上量
0.3 MPaG	112 N/μm	17.5 μm
0.4 MPaG	134 N/μm	21 μm
0.5 MPaG	180 N/μm	26 μm

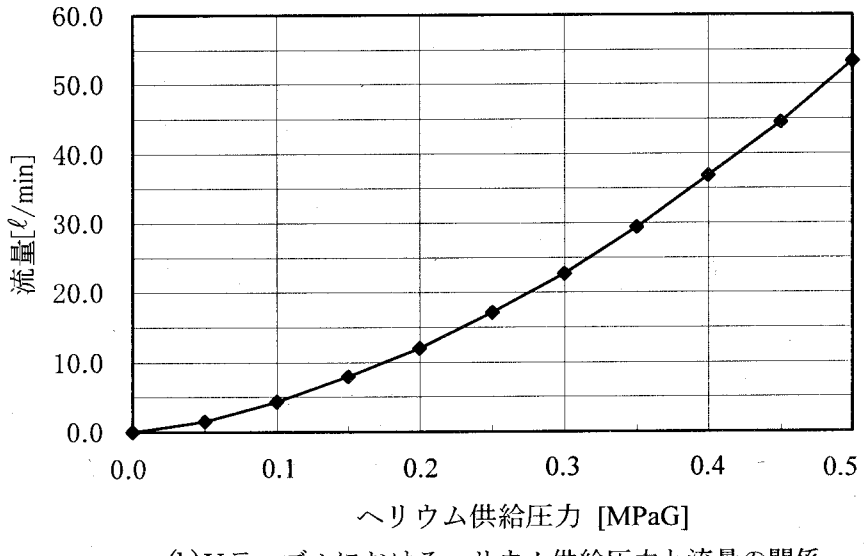
表 3.9 より、十分な剛性値が得られていることが分かる。またヘリウムの供給圧力を 0.4 MPaG とし、Y テーブル浮上量の下限値を 10 μm に設定した場合は約 150 kgf までの負荷に対応が可能である。

(3) 軸受流量

図3.62にヘリウムの供給圧力を変化させてX、Y各テーブルに流れる流量をHe用のマスフローコントローラーを用いて測定した結果を示す。



(a)Xテーブルにおけるヘリウム供給圧力と流量の関係



(b)Yテーブルにおけるヘリウム供給圧力と流量の関係

図3.62 XYテーブルにおけるヘリウム供給圧力と流量の関係

図3.62より、通常の使用圧力0.4 MPaGでの流量は、Xテーブルが31.3 ℓ/min、Yテーブルが36.8 ℓ/minであり、浮上およびガイド用静圧パッド1個あたりの流量に換算すると、Xテーブルが3.91 ℓ/min･個（8パッド）、Yテーブルが3.68 ℓ/min･個（10パッド）となる。また、供給圧力が0.4 MPaGにおける気体軸受への総流量は18.7 (回転電極)+31.3 (Xテーブル) + 36.8 (Yテーブル) = 86.8 ℓ/minであり、次項で述べる気体軸受用コンプレッサーの最大供給能力である400 ℓ/minよりも十分に小さな値となっている。

3.9 気体軸受用コンプレッサー

本項では回転電極や XY テーブルの気体軸受に供給する圧縮気体を作るためのコンプレッサーについて述べる。本コンプレッサーは図 3.6 に示したように、チャンバー内の加工ガスを吸引し、圧縮した後に再びチャンバー内の気体軸受に供給するという循環ループの一部を構成するものである。よって、潤滑油で雰囲気を汚染することがなく、外部に対してリークがあってはならないということが要求される。そこで、図 3.63 に示すように市販のオイルフリースクロールコンプレッサー（アネスト岩田製　SLP-37B）の本体部分を専用の小型チャンバー内に設置し、磁性流体シールを介して駆動する方式を採用した。

図 3.64 に外観写真を、図 3.65 に内部写真を示す。

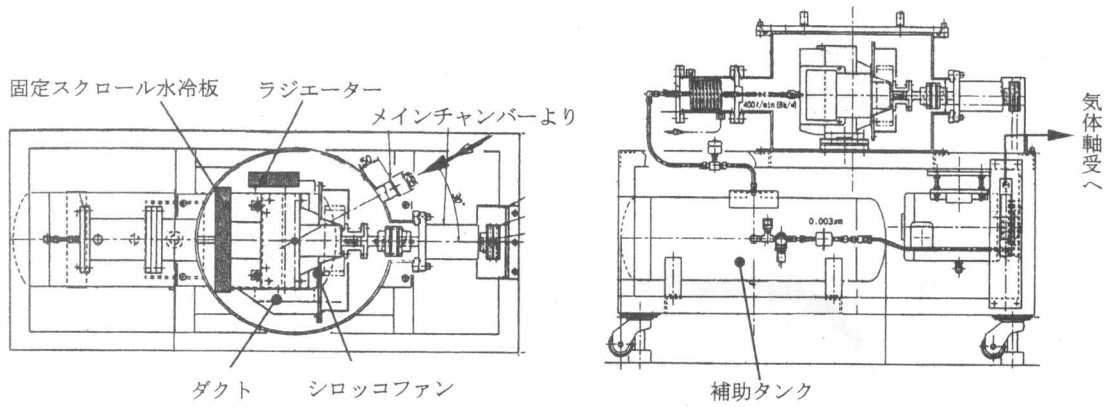


図 3.63 気体軸受用コンプレッサー

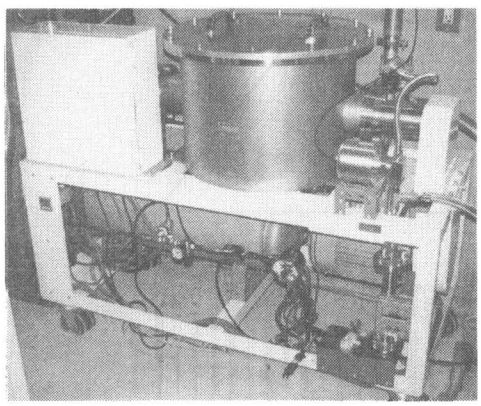


図 3.64 外観写真

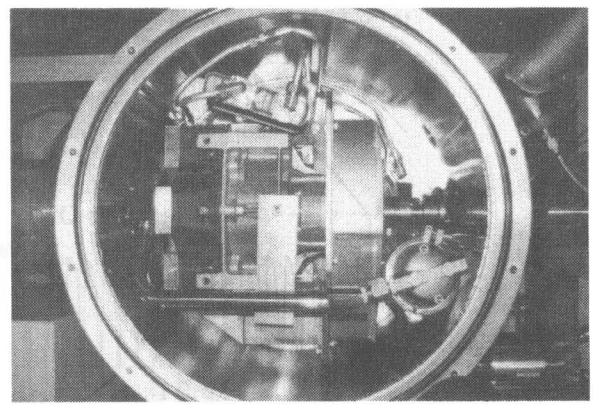


図 3.65 内部写真

また、密閉チャンバー内における放熱対策として固定側スクロールの強制水冷、および熱交換器（ラジエーター）の設置を行い、3 時間のランニングテストを行った。表 3.10 に実験条件を、図 3.66 にコンプレッサー本体の温度を熱電対で測定した結果を示す。これより定常状態における最高温度は約 45 ℃となっており、十分な冷却が行われていることが分かる。

表 3.10 ランニングテストの実験条件

吸込気体	He（20℃）
レギュレータ設定圧力	約 0.4 MPaG
始動圧力	0.6 MPaG
停止圧力	0.7 MPaG
流量	約 99.1 ℓ/min （運転時間 6～7 秒，停止時間約 23 秒）
冷却水流量	8 ℓ/min（20℃）
運転時の電流、電圧	運転時電流値：最大 17.4 A，電圧：200 V

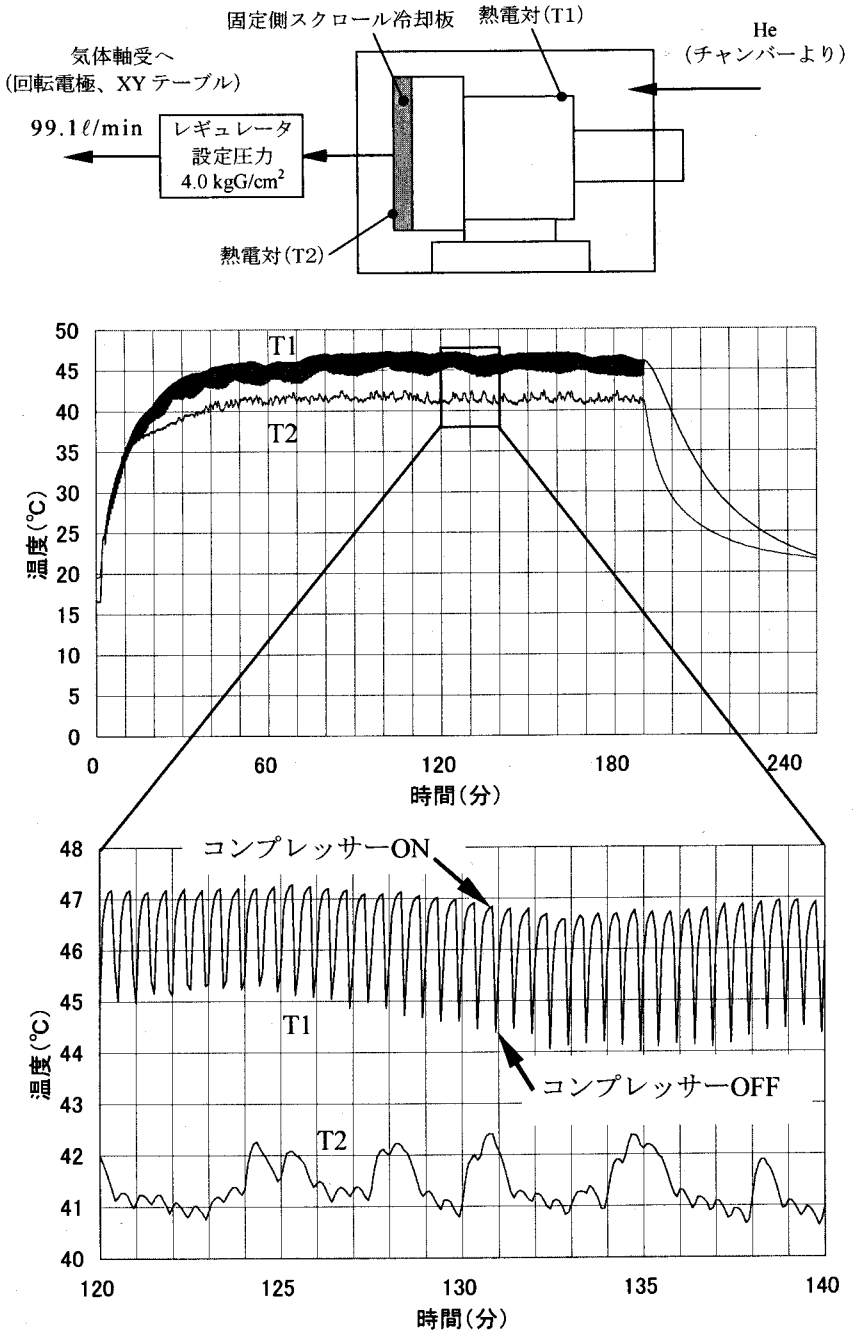


図 3.66 コンプレッサー本体各部の温度上昇

3.10 チャンバーおよびガス給排気系

(1) アルミニウム合金製チャンバー

プロセスチャンバーの材質としては、プラズマによって生成されるフッ素を含有する反応種に対して耐食性を有する、アルミニウム合金やステンレス等を用いる必要があるが、本装置においては軽量化を図るため、耐食アルミニウム合金である A5052 を採用した。反応ガス置換のための真空引きによる圧力変化に対して耐え得るように板材の厚さは 30 mm とし、外壁には補強リブを溶接した。その結果、幅 3100 mm × 奥行き 1950 mm × 高さ 1750 mm のチャンバーであるが、約 2.5 t に軽量化することができた。真空引きにおけるチャンバー上部に加わる圧力は約 59 t になるが、たわみは最大 8 mm に抑えることができている。また、クリーンルーム設置を考慮し補強リブの外周を SUS304 製の鏡面板で覆った。さらに、チャンバー内面よりの放出ガス特性の向上、およびパーティクルの発生を防ぐため、内面のバフ研磨を行い、Ra = 0.2 μm 程度の表面粗さに仕上げた。チャンバーの内容積は約 5 m^3 で、3.11 節で述べるガス循環精製システムの容積約 1 m^3 を合計すると、1 回の加工に約 6 m^3 のガスが必要となる。図 3.67 および図 3.68 にチャンバーの外観、ならびに内面の写真を示す。

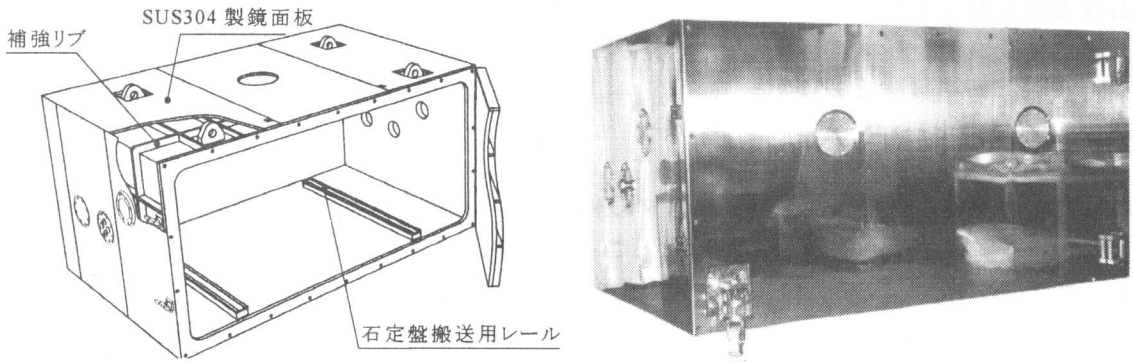


図 3.67 チャンバーの外観写真

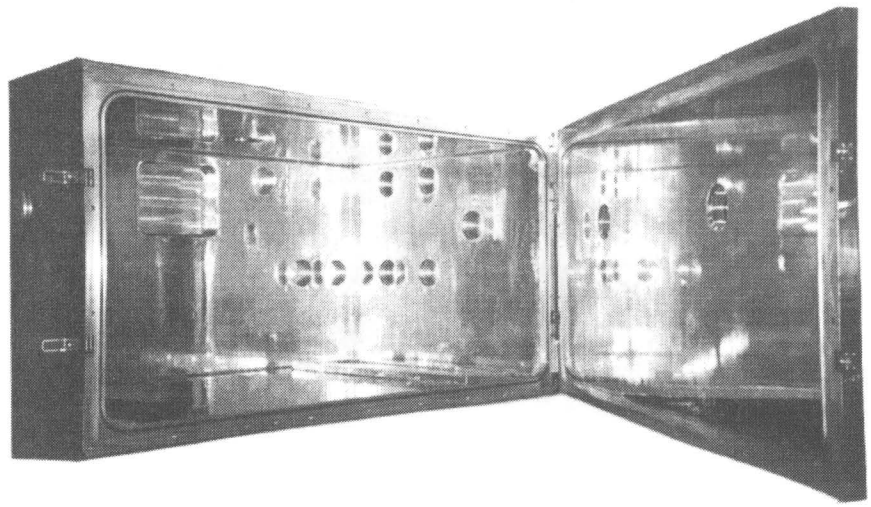


図 3.68 バフ研磨によって仕上げたチャンバー内面

(2) ガス供給系

反応ガス中に含まれる不純物は、プラズマ中における予期せぬ反応種の生成、加工物表面への吸着による除去反応の妨げ、触媒活性的な作用による吸着部分での局所的な加工速度の増加、表面汚染等を引き起こし、加工面の品位を低下させる要因となり得る。よって、プラズマCVM加工においては、そのような不純物成分を含まない高純度のプロセスガスを用いる必要があるのは言うまでもない。本研究で用いる数値制御プラズマCVM加工システムに供給するガスは、大阪大学・超精密加工研究拠点に設置してある超高純度ガス供給システムにより供給される。本ガス供給システムは、シリンダーキャビネット、ガス精製装置、集積化ガスシステム、および接続配管等から構成されている[9)10)]。ガス供給配管の材質は、溶接部近傍の耐食性が劣化するのを防ぐのに適した低マンガン（Mn < 0.05%）のSUS316L 真空二重溶解材で、その内面は電解複合研磨を行った後、強還元性雰囲気下で酸化することによってCrの選択酸化を行い、約20 nm厚さのCr_2O_3不動態膜を形成している。Cr_2O_3不動態膜は、

(1) 水分の吸着における活性化エネルギー（0.04 eV）が室温のエネルギー（0.026 eV）とほぼ同等であるため、室温でのパージにより不純物濃度1 ppb以下のガス供給が可能。
(2) 腐食性を有するハロゲン系特殊材料ガス（HCℓ, HBr, etc.）に対して優れた耐食性を有するので、ステンレスに起因する金属汚染が完全に抑制される。
(3) 反応性を有する特殊材料ガス（SiH_4, PH_3, etc.）に対して触媒作用を示さないため、ガスを分解することなく安定な供給が可能。

等の優れた特徴を有するので、プラズマCVM加工に必要なHeやハロゲン含有の反応ガスを極めて高純度にかつ安定して供給することができる。また、本ガス供給システムに用いている集積化ガスシステムは、図3.69に示すように流量制御用のマスフローコントローラやバルブ等の単体機器を、2本ボルトによるメタルガスケットシール方式で直接接続している。この方法により各機器の着脱を一方向から且つ他の機器に関係なく可能とする上部着脱方式や小型化が可能となるとともに、デッドスペースの最小化によりガスの置換特性が大幅に向上した。本加工装置に供給可能なガス種を表3.11に示す。

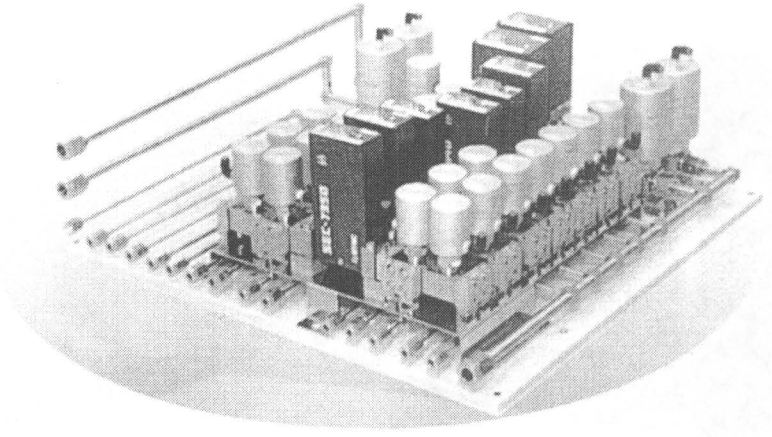


図3.69 集積化ガスシステム

表 3.11 数値制御プラズマＣＶＭ加工装置に供給可能なガス種

不活性ガス	He, Ar
反応ガス	CF_4, SF_6, NF_3
添加ガス	O_2, H_2
パージガス	N_2

(3) ガス排気系

チャンバー内部のオイル汚染を避けるため、プロセスガス置換のための真空排気系については、すべてオイルフリーのドライタイプを採用している。表 3.12 に仕様を示す。

表 3.12 真空排気装置の仕様

ドライポンプ	アネルバ(株)製 V060HB 最大排気速度 1100 ℓ/min 到達真空度　1Pa
ルーツブロア	アネルバ(株)製 B601PT 排気速度 600 m^3/hr 到達真空度　$<2.7 \times 10^{-1}$ Pa
ターボ分子ポンプ	(株)島津製作所製 TMP-803LMC（磁気軸受型） 排気速度 800 ℓ/s 到達真空度　10^{-6} Pa オーダ

図 3.70 に排気特性を示す。ドライポンプ＋ルーツブロアにより、約 2 時間で 1.3×10^{-1} Pa (1×10^{-3} Torr)に達する。その後、ターボ分子ポンプを起動することにより、約 1 時間後に 1.3×10^{-2} Pa (1×10^{-4} Torr)に達する。

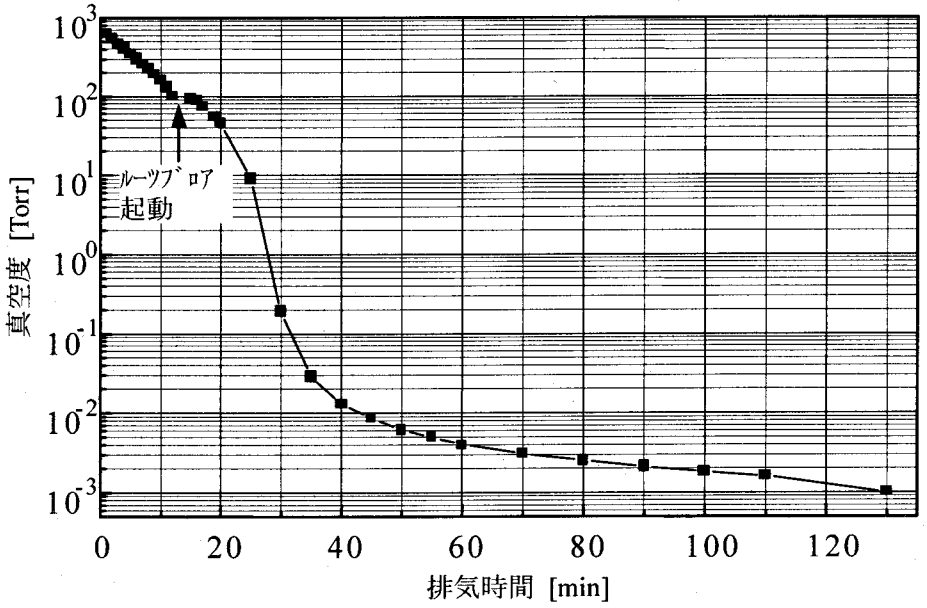


図 3.70　真空排気特性

3.11 ガス循環精製システム

本加工装置においては、加工特性の高精度化、安定化、ならびに再現性の向上を図るため、図 3.71 に示す循環・精製部、ガス温度制御部、ガス濃度制御部より構成される反応ガス循環・精製・冷却システムの開発を行った。以下に、各構成要素の役割と、その性能について述べる。

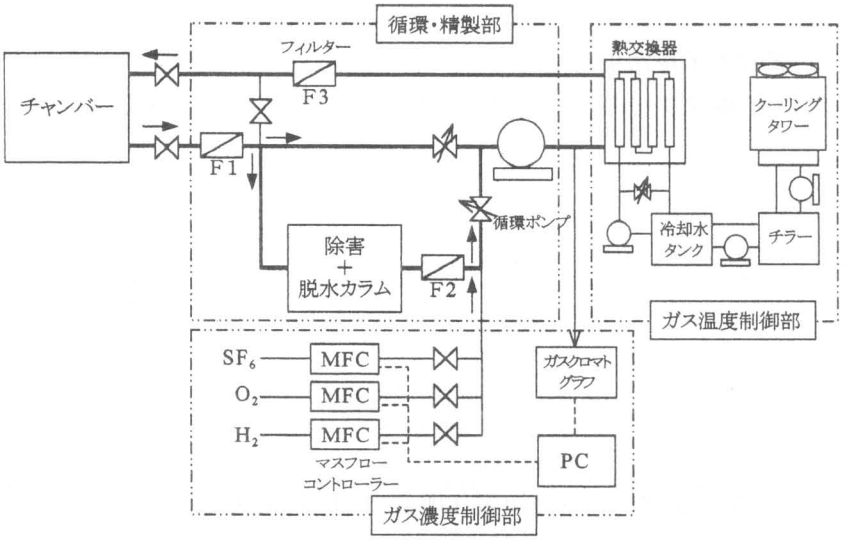


図 3.71　反応ガス循環・精製・冷却システム

(1) 循環・精製部

循環・精製部は、チャンバー内のガスを強制的に吸引して循環させることにより、加工面の表面粗さを劣化させるパーティクルおよび反応生成物を、フィルターならびに除害カラムで除去することを目的とし、ガス循環ポンプ、フィルター、除害カラムにより構成される。図 3.72 に循環・精製部の外観を示す。

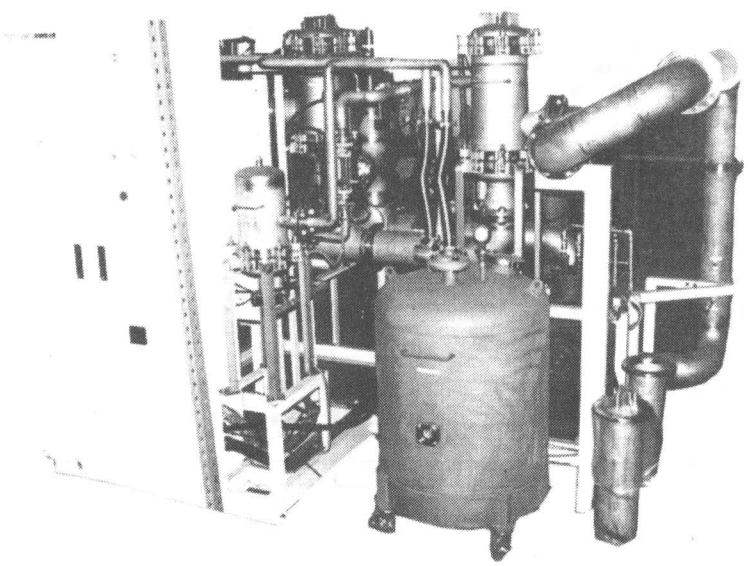


図 3.72　循環・精製部外観

まずガス循環用のポンプであるが、パーティクルや反応生成物を吸引するのに十分な吸込圧と流量を有し、また循環ガス中に不純物である有機物を混入させないために、潤滑油に低蒸気圧のフッ素油を使用したルーツ式二軸ロータリーブロア（大晃機械工業製 RD-125K 6 P#1）を採用した。表 3.13 に仕様を示す。

表 3.13 循環ポンプの仕様

流量	10 m^3/min (at 760Torr 30℃)	軸動力	14 kW
吸込圧力	-0.2 kgf/cm^2	吐出圧力	+0.1 kgf/cm^2
潤滑油	フッ素オイル（NOK クリューバー製　J60） 蒸気圧 8×10^{-7} Torr（at 20℃） 2×10^{-4} Torr（at 100℃）		

また、パーティクル除去用のフィルターには圧力損失が小さく、プラズマ CVM で用いるフッ素系の反応ガスに耐蝕性を有する、日本ポール製のフィルター（AB1V0027PVH）を採用しており、図 3.71 中の F1 はシステム保護用、F2 は除害カラムで発生したパーティクルの除去用、F3 はチャンバーにガスを戻す際の最終フィルターとなっている。図 3.73 にフィルターユニット（F1）の外観を、表 3.14 に仕様を示す。

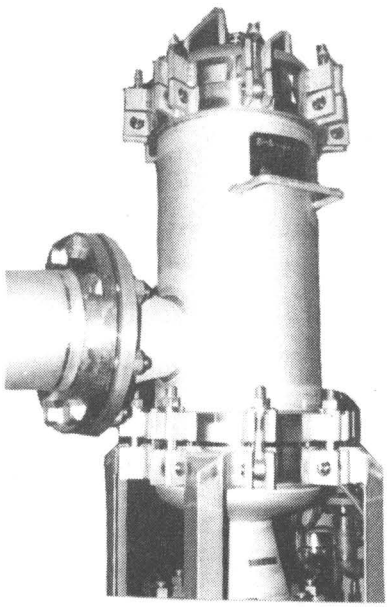


図 3.73　フィルターの外観

表 3.14 フィルターの仕様

濾過精度	φ0.01 μm	
圧力損失	1000 mmAq (at 10 m^3/min)	
材質	フィルター	疎水性ポリビニリデンフロライド（PVDF）
	サポート類	ポリプロピレン（PP）
	カートリッジ	SUS304

さらに、プラズマ CVM による加工プロセスにおいては、式(3.25)、(3.26) に示すように人体に有害であるばかりでなく、加工表面への付着やプラズマ中での再分解等、加工特性にも悪影響を及ぼす種々の反応生成物が発生する。

$$3Si + 2SF_6 + 2O_2 \rightarrow 3SiF_4 + 2SO_2 \tag{3.25}$$

$$Si + CF_4 + O_2 \rightarrow SiF_4 + CO_2 \tag{3.26}$$

本システムにおいてはこれらの反応生成物を、水酸化カルシウム（$Ca(OH)_2$）を主成分とするソーダライム（$Ca(OH)_2$ と NaOH の混合物）との反応により除害する方法を採用した。表3.15、表3.16に反応ガスに $SF_6 + O_2$ もしくは $CF_4 + O_2$ を用いて Si を加工した場合に、発生すると予想される反応生成物とソーダライムとの化学反応式を示す。

表3.15 アルカリ成分との反応

反応生成物	薬剤成分	固定化物		水分等
F_2	$+ Ca(OH)_2$	$\rightarrow CaF_2$	+	$1/2O_2+H_2O$
SiF_4	$+ 2Ca(OH)_2$	$\rightarrow 2CaF_2 + SiO_2$	+	$2H_2O$
SO_2	$+ Ca(OH)_2$	$\rightarrow CaSO_4$	+	H_2O
SO_2	+ 2NaOH	$\rightarrow Na_2SO_4$	+	H_2O
SO_2F_2	$+ 2Ca(OH)_2$	$\rightarrow CaSO_4 + CaF_2$	+	$2H_2O$
SO_2F_2	+ 4NaOH	$\rightarrow Na_2SO_4 + 2NaF$	+	$2H_2O$
CO_2	$+ Ca(OH)_2$	$\rightarrow CaCO_3$	+	H_2O
HF	$+ Ca(OH)_2$	$\rightarrow CaF_2$	+	$2H_2O$
HF	+ NaOH	$\rightarrow$ NaOH	+	H_2O

表3.16 水分との反応（加水分解反応）

反応生成物	水分	発生ガス
SF_4	$+ H_2O$	$\rightarrow SOF_2 + 2HF$
SO_2	$+ H_2O$	$\rightarrow SO_2 + 2HF$
SO_2F_2	$+ H_2O$	$\rightarrow SO_2F_2 + 2HF$

表3.15より、プラズマCVMの加工プロセスにおいて発生すると考えられる反応生成物は、すべてアルカリ成分との反応により固定化物となり、無害化されることが分かる。又、表3.16において加水分解により発生したガスに関しても、アルカリ成分との反応により固定化されると考えられる。ここで、本除害方式においては反応生成物とソーダライムとの反応により水分（中和水）が発生するが、水分はプラズマプロセスにおいて悪影響を及ぼす不純物因子である。よって、本システムにおいてはソーダライムを充填した除害カラム内に、高温度においても水分吸着能力が極めて大きい（図3.74）モレキュラーシーブ（ゼオライト：$Na_{12}[(A\ell O_2)_{12}(SiO_2)_{12}]27H_2O$）を混合することにより、循環ガス中への水分の混入を防いでいる。図3.75に除害カラムの外観を示す。

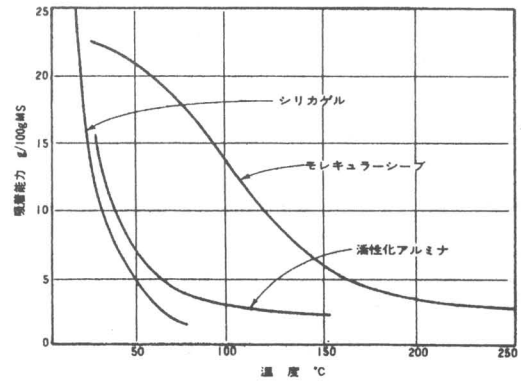


図3.74 水の等圧吸着平衡図（10 mmHg）

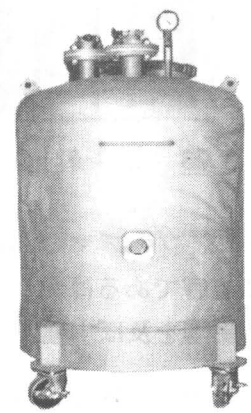


図3.75 除害カラム外観

(2) ガス温度制御部

プラズマ CVM はその原理上プラズマという熱源を有するため、雰囲気温度の上昇に伴う各部の熱変形により機械精度が劣化し、加工精度が低下する恐れがある。よって本システムにおいては、熱交換器、冷却水(ブライン)タンク、チラー、クーリングタワーから構成されるガス温度制御部により循環ガスを冷却し、チャンバー内の雰囲気温度を一定に制御する機構を設置した。表 3.17 に各部の仕様を、図 3.76 にガス温度制御部の外観を示す。

表 3.17 ガス温度制御部の仕様

熱交換器	除熱能力	10 kW (プラズマ 5 kW + 循環ポンプ 5 kW) [at ΔT = 64.2 ℃、 He 10 m^3/min、 ブライン（エチレングリコール 50 wt%） ブライン温度上昇 +3℃）]
	材質	フィン : Aℓ 0.3^t 冷却水配管 : SUS304
冷却水タンク	容量	100 ℓ（エチレングリコール 50 wt%）
	材質	SUS304
チラー（水冷式）	冷却能力	11.2 kW
	ブライン	出口温度 -5 ℃ 出入口温度差 3 ℃ 流量 59 ℓ/min
	圧縮機	電動機出力 6 kW
	冷却水量	49 ℓ/min（32 → 37 ℃）
クーリングタワー	冷却能力	34 kW （37 → 32℃）
	送風機	風量 : 65 m^3/min 電動機出力 0.2 kW

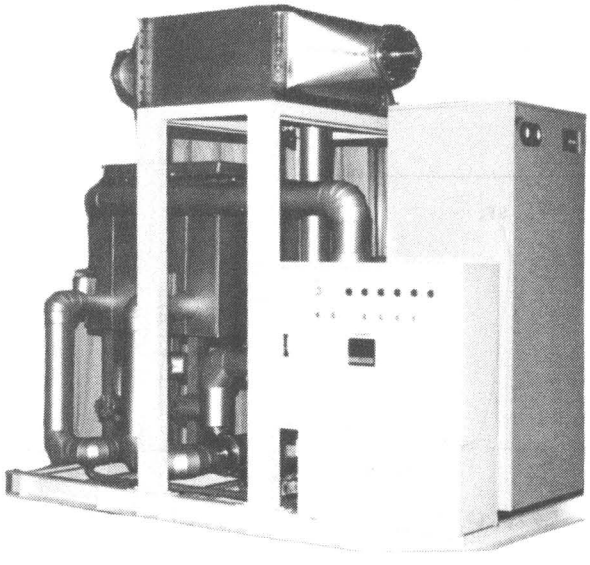


図 3.76 ガス温度制御部外観

(3) ガス濃度制御部

ガス濃度制御部はプラズマCVMの加工特性として重要な加工速度、プラズマ領域の大きさ等を安定に維持するとともに再現性の向上を図るため、チャンバー内の反応ガス濃度を一定に保つことを目的とするもので、ガスクロマトグラフ、反応ガス濃度解析制御用パーソナルコンピュータ、マスフローコントローラーから構成される。本制御部の構成ならびに濃度制御のフローチャートを図3.77に、ガスクロマトグラフの外観を図3.78に示す。

また、図3.79にサンプリングガスとしてSF_6濃度5.03 %、O_2濃度1.003 %の混合ガスならびにCF_4濃度0.9955 %、O_2濃度0.998 %の混合ガスを測定したときに得られたクロマトグラムを示す。これよりSF_6とO_2ならびにCF_4とO_2のピークがそれぞれ明確に分離できることがわかる。また濃度は、各ピークの面積に対応するので、これらのデータをもとに各ガス濃度を一定にするために必要な供給量を演算により求め、マスフローコントローラーにより供給量を制御することが可能である。

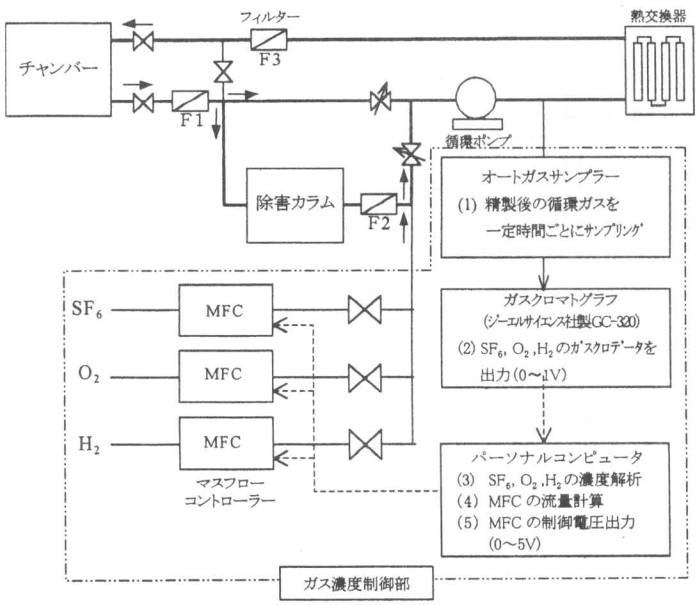


図3.77 濃度制御のフローチャート

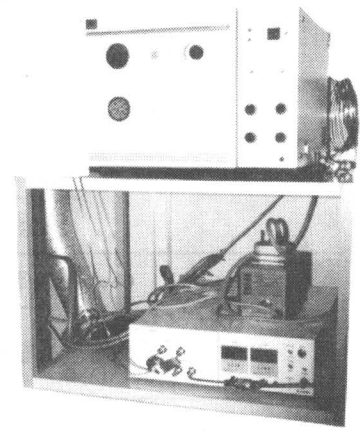
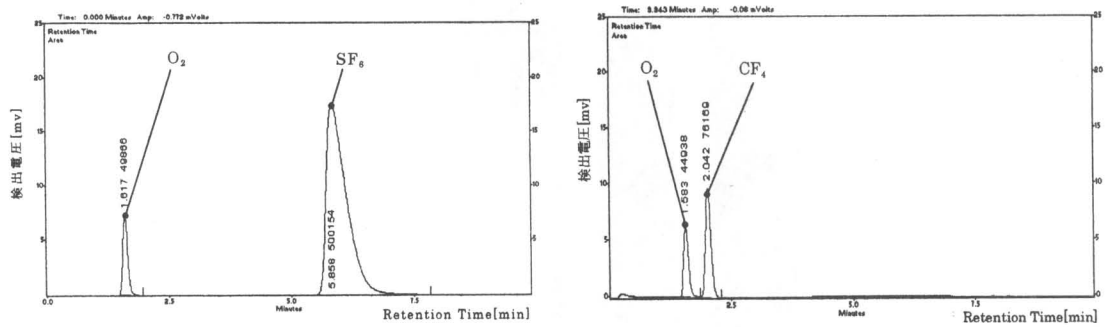


図3.78 ガスクロマトグラフの外観



(a) SF_6+O_2混合ガスのクロマトグラム　　(b) CF_4+O_2混合ガスのクロマトグラム

図3.79 ガス濃度測定結果の一例

(4) 性能評価

製作したガス循環精製システムにおけるガス温度制御能力、および循環ガスの露点の評価を行った。実験条件を表 3.18 に、測定ポイントを図 3.80 に、結果を図 3.81 に示す。

循環ポンプ直後のガス温度（T1）は圧縮熱により約 52 ℃まで上昇しているが、熱交換器を通過しチャンバーに戻る直前（T3）においては 20.2 ± 0.1 ℃に制御できており、加工雰囲気の温度を一定に維持するのに十分な能力を有している。また、循環ガスの露点に関しても、循環を開始して 3 時間後には-80 ℃（0.526 ppm）以下に達しており、除害カラム中に充填されているゼオライトにより循環ガス中の水分が除去されることを確認した。

表 3.18 実験条件

循環気体	He
プラズマ	無し
循環流量	メインライン 14.1 m^3/min 精製ライン 0.44 m^3/min
設定温度	20 ℃
露点計 サンプリング流量	2 ℓ/min

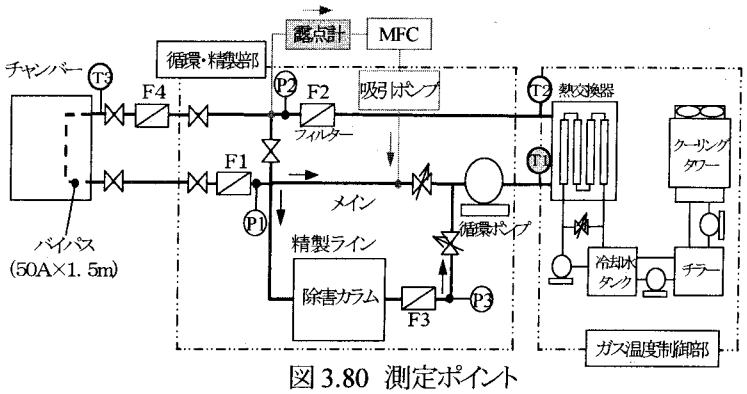


図 3.80 測定ポイント

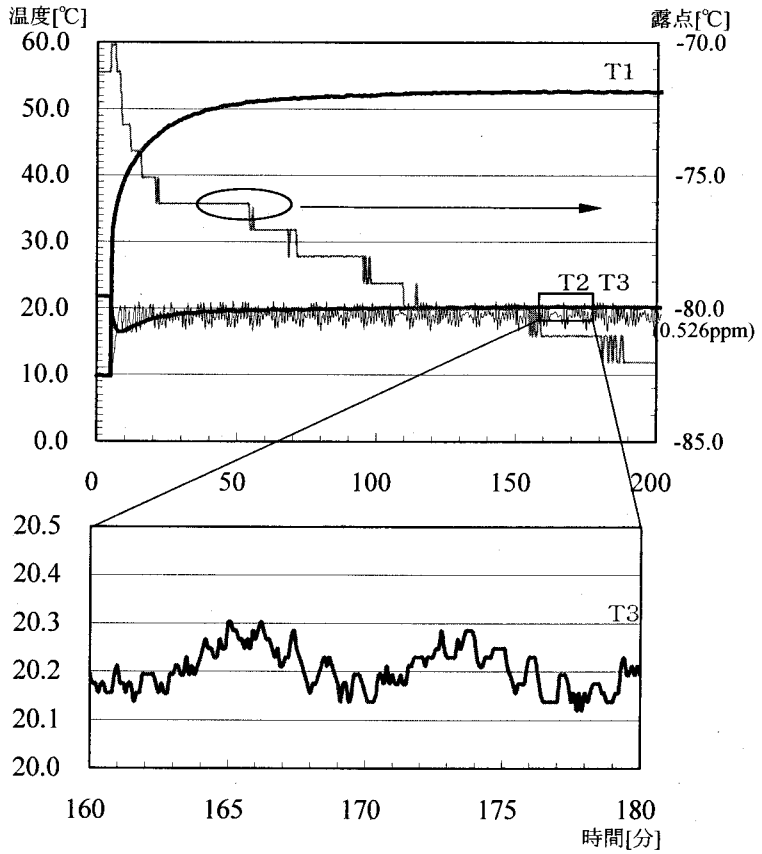


図 3.81 循環ガス温度の測定結果

3.12 制御系

(1) 全体構成

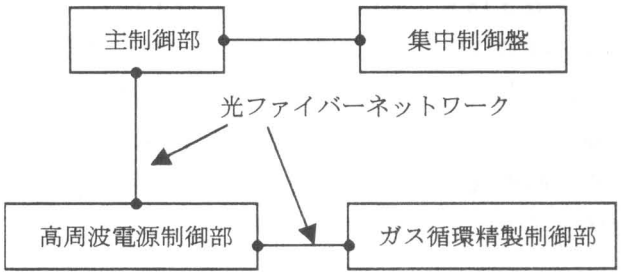
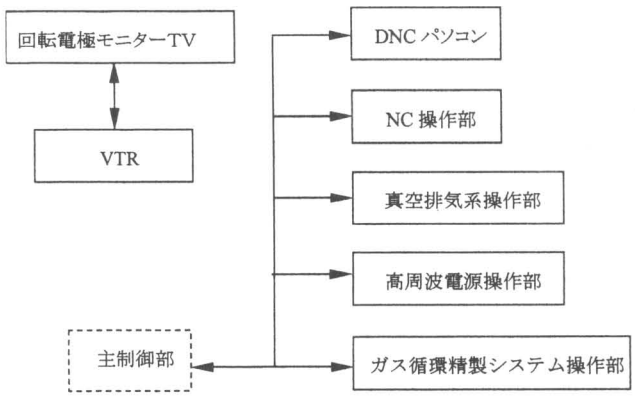


図 3.82 制御系全体構成図

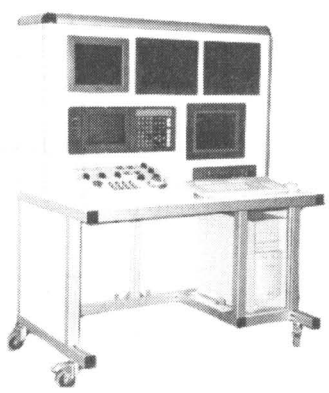
制御系は、集中制御盤、主制御盤部、高周波電源制御部、ガス循環精製制御部から構成される。主制御部、高周波電源部、ガス精製部には高周波電源等のノイズ、及び通信距離を考慮して、光リンク機能を有したシーケンサーを搭載している。光ファイバーで通信することにより、集中制御盤でシステム全体を統括して監視及び指令を行う事が可能である。また、通信速度は 1.25 Mbps とかなり高速であり、その上各制御部との距離は最大 1 km まで可能であるためフロアースペースの規制を受けずに全体のレイアウトを決定することができる。

(2) 集中制御盤

集中制御盤では図 3.83 に示すように、数値制御プラズマ CVM 加工システム全体の操作、およびモニターができるようになっている。以下、機能別にその詳細について述べる。



(a) ブロック図



(b) 外観写真

図 3.83 集中制御盤

(2)-1 回転電極用モニターＴＶ

回転電極部分は、高周波電力のシールド板で覆われており、外部より直視できないため、CCD カメラを回転電極近傍に配置してプラズマの状態、電極ーワーク間隔等をモニターする装置である。またビデオデッキを搭載して録画を行える様にしている。この部分は、他の制御系と独立しており、単独で動作可能である。

(2)-2 ＮＣ操作部

主制御盤内の NC 制御装置と連結しており加工テーブル各軸の動作指令を行う操作スイッチ、及び各軸の現在値等の表示を行う機能を有している。

(2)-3 真空排気系操作部、高周波電源操作部

真空排気系操作部、及び高周波電源操作部は同一のタッチパネル上に構築されており、画面切換操作により個々の操作を行える様にしている。真空排気系における主な操作としては、加工開始前にチャンバー内を大気から反応ガスに置換する操作、加工終了時に反応ガスを排気し、チャンバー内を N_2 ガスに置換する等であり、これらの操作をモニターで確認しながら行うことができる。また、高周波電源操作系については高周波電源制御部との光リンク交信により、進行波、反射波等のモニター、供給電力の調整等をモニターで確認しながら行える。この操作は高周波電源部のリモコン操作箱でも可能である。

(2)-4 ガス循環精製システム制御部

タッチパネルの画面に、ガス循環精製システムの配管系統図が表示されている。指令及び表示は、主制御盤を介してガス精製部制御部との光リンク交信によりおこなわれ、ガス循環ポンプの起動、循環流量の設定、バルブの開閉等の各操作をモニターで確認しながら行える。

(2)-5 ＤＮＣパソコン部

形状データをＮＣ言語に変換し、主制御部内の NC 装置に転送する。

(3) 主制御部

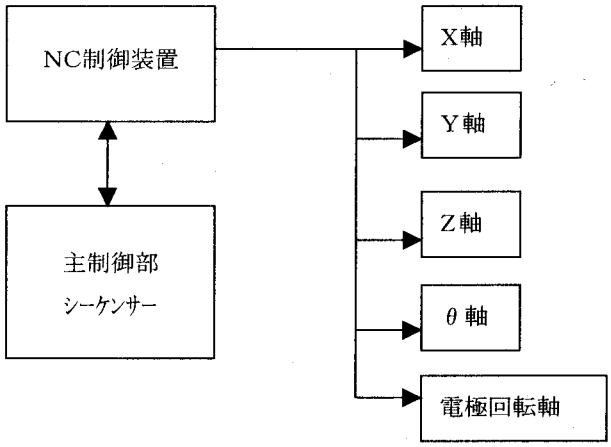


図 3.84 主制御部ブロック図

(3)-1 ＮＣ制御装置

DNC パソコンからのデータを取り入れ、ワークテーブルのサーボモータの駆動を制御している。

(3)-2 主制御シーケンサー

ガス精製装置、高周波電源、チャンバー真空系、気体軸受用コンプレッサー等のシステム全体の統括監視を行っている。

(4) ＮＣ制御方式

従来の切削工具を用いた機械的加工方法における加工精度の追求は、加工時に発生する応力を一定にするために、ワークの送り速度を一定にし、移動軌跡の位置精度を追求する形で推移してきた。このような背景のもとで発展してきたNC（Numerical Control）制御の言語系は、加工を行う2点間を直線又は円弧で結び、その間の移動速度は一定であることを原則として開発されてきた。ところが、プラズマCVMでは、加工物と回転電極の距離（加工ギャップ）を一定にした状態で、加工物に対する滞在時間変化が加工量と線形であることを利用して加工を行う。具体的には、汎用NC装置を用いて滞在時間制御を行う方法として、移動命令を微少変化量に分割し、移動命令にその領域における速度データを付加してNC装置へ指令を行う方法を採用した。実際の加工データの出力方法は、微小間隔で精密測定した前加工面の測定値と理論値の差を求め、つぎに理論値まで加工できる滞在時間に相当する速度を求める。その結果を微少間隔でDNCパソコンよりNC装置へ転送することにより加工を行う。データ例としては図3.85の様になる。

データのもつ意味は、G01はF指令値が有効な移動（切削送り）、X123.45はX軸の座標値、F123は送り速度（mm/min）である。X値の1行目と2行目の差は0.1 mmであるので、0.1 mm毎に送り速度を更新した指令値である。前加工データ値形状により分割ピッチを設定できる様になっている。図3.86にパソコン上の制御画面の一例を示す。

1行目	G01	X123.45	F123
2行目	G01	X123.55	F124
3行目	G01	X123.55	F126

図3.85 NCデータ例

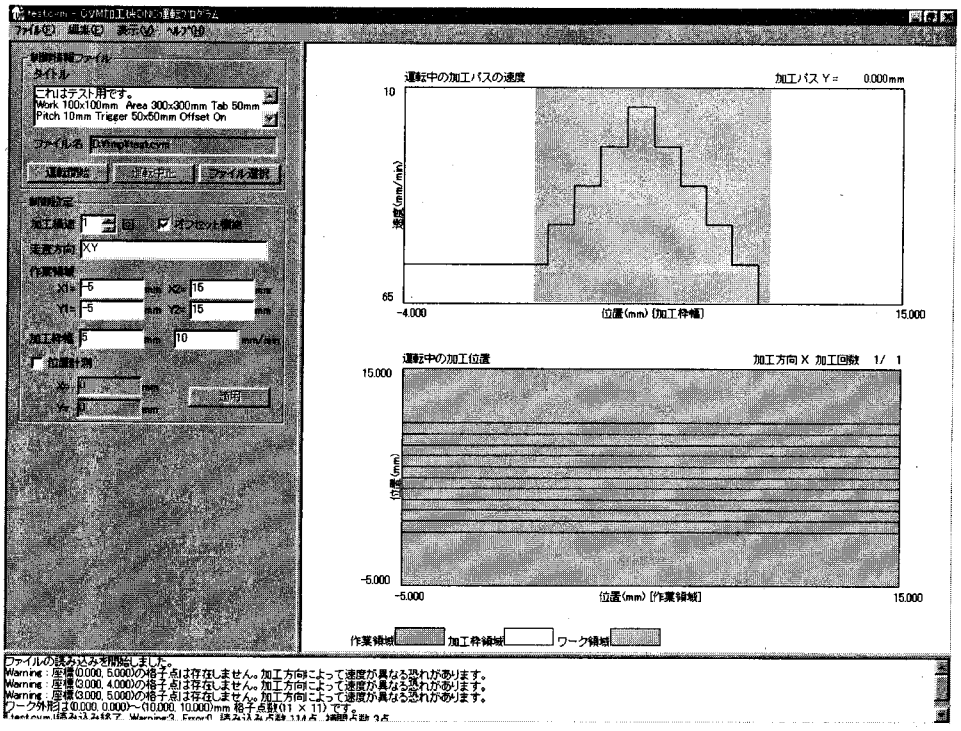


図3.86 DNC制御画面の一例

3.13 高周波電力供給システム

本装置では、プラズマを発生させるのに 150 MHz の高周波電源を用いているが、このような高周波帯域においては、電極やワークテーブルといったチャンバー内部の構造物によって形成される各部の浮遊容量や小さなインダクタンスが無視できなくなる。すなわち、周波数が高くなればなるほど電荷の移動の向きが頻繁に変わるため、小さな容量であっても大きな高周波電流が流れたり、小さなインダクタンスであっても高周波にとっては大きな抵抗になったりする。また、高周波電力をプラズマにおいて効率よく消費させるためには、プラズマまでの電力の導入回路において、あらゆる電気的な界面のインピーダンスが整合されていなければならない。図 3.87 は加工中にワークテーブルが移動した時のチャンバー内部の概略図であるが、ワークテーブルの移動に伴い、チャンバー内の各部で形成される浮遊容量が変化することが分かる。このような浮遊容量の変化は、高周波回路にとっては大きな回路定数の変化になるため、そのままではプラズマへの供給電力に変動が生じることになる。その結果、プラズマの強度や大きさが変動して加工特性が変化するため、本研究で目指す超精密加工を実現することができなくなる。よって、プラズマに対して安定した電力の供給を実現する、高周波電力供給システムの開発が必要不可欠となる。

本節では、まず有限要素法によりチャンバー内部の電界強度分布計算を行い、その結果をもとにワークテーブルの移動に伴うインピーダンスの変動を抑制する電界シールドカバーについて述べる。次に、高周波電力の損失が非常に小さな整合回路である空洞共振器の設計理論について述べ、作製した空洞共振器並びに電力供給システムの評価について述べる。

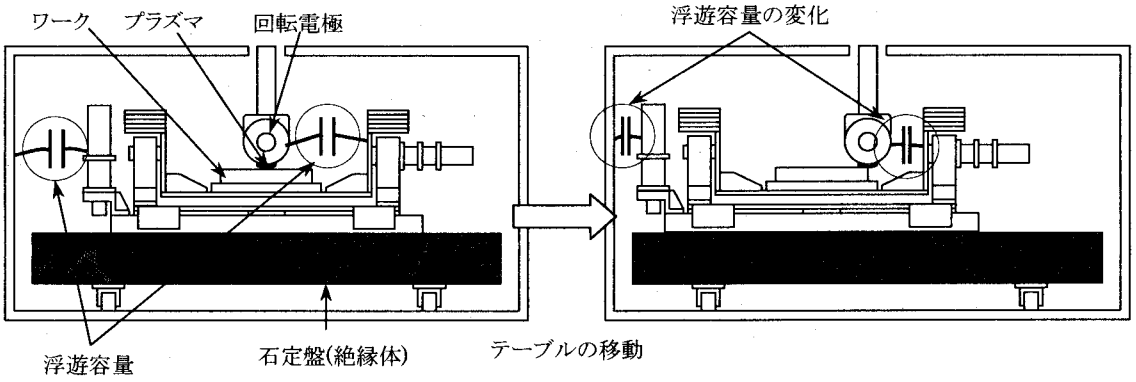


図 3.87 チャンバー内部構造物の概略図

(1) 装置内部の電界強度計算

計算モデルとしては図 3.88 に示すようなモデルを用いた。最も重要な回転電極近傍は密なメッシングを行い、重要度の低いワークテーブル部などは極力簡略化し、疎なメッシングを行った。電界強度計算には表 3.13 に示す有限要素解析システムを使用した。

図 3.88 のモデルを用い、チャンバー上部の電力導入部に入力電界強度を与えたときの電界強度分布計算結果を図 3.89 に示す。図の(a)は X テーブルの位置が中央のとき、(b)は X テーブルが最もチャンバー壁面に接近した状態である。両図とも回転電極－ワーク間の加工

ギャップ部以外にも電界強度の大きい場所が随所に存在し、加工ギャップ部以外にもプラズマが発生し得ることが分かる。また、両図を比べると、電界強度分布はチャンバー内部における構造物の位置に大きく依存することから、NCテーブル制御を行いながら加工する際、プラズマが不安定になる可能性が大きいといえる。

表 3.19 計算に用いた有限要素解析システム

有限要素計算ソフト	(株) フォトン製 PHOTO-WAVE Ver.1.8
プリポストプロセッサ	FEMAP Ver.5.0
CPU	DEC Alpha 21164 (500 MHz) 512 MB Memory

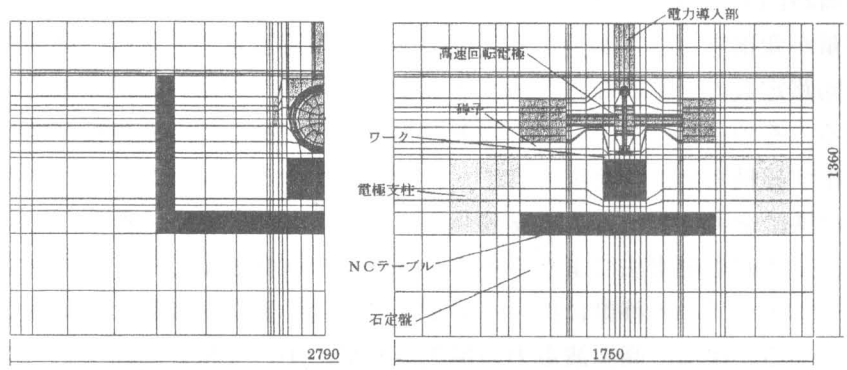
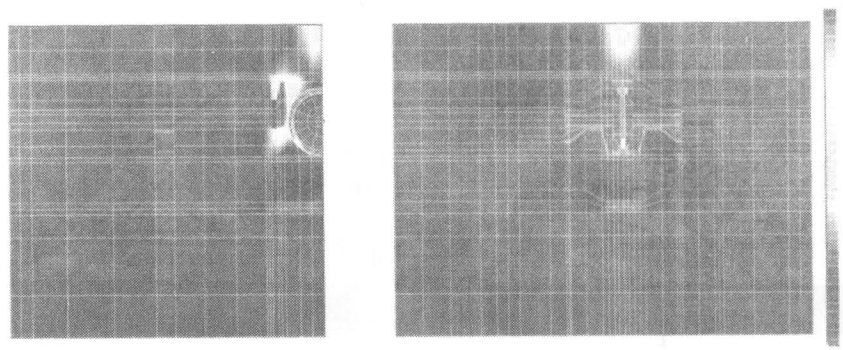
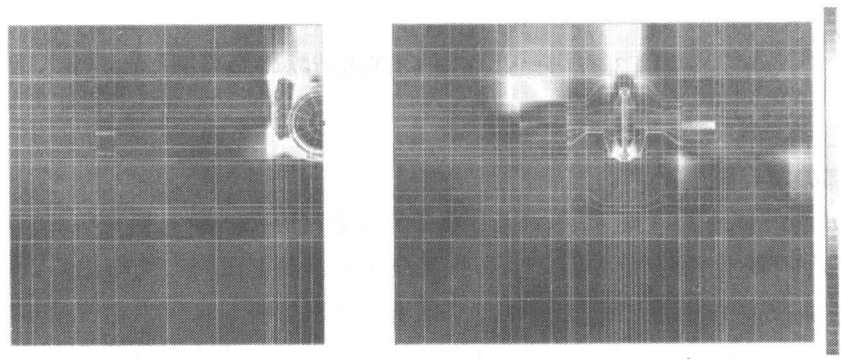


図 3.88 装置内部電界強度計算モデル



(a) Xテーブルの位置が中央の場合



(b) Xテーブルの位置が最左端の場合

図 3.89 装置内部の電界強度計算結果(電界シールドカバーなし)

そこで、ワークテーブルの移動に伴うインピーダンスの変動を小さくするため、図 3.90 に示すように回転電極の周囲に電界シールドカバーを仮定して同様のシミュレーションを行った。結果を図 3.91 に示す。同図のように、シールドカバーを設置することで、ステージ移動に伴う電界強度分布の変動はほとんど無くなり、期待した効果が得られることが分かった。また、シールドカバーが無いときと比較すると、加工ギャップ部以外には電界強度が大きい場所が存在せず、プラズマは加工ギャップ部にのみ発生すると考えられ、より理想的な電界強度分布が得られたと言える。

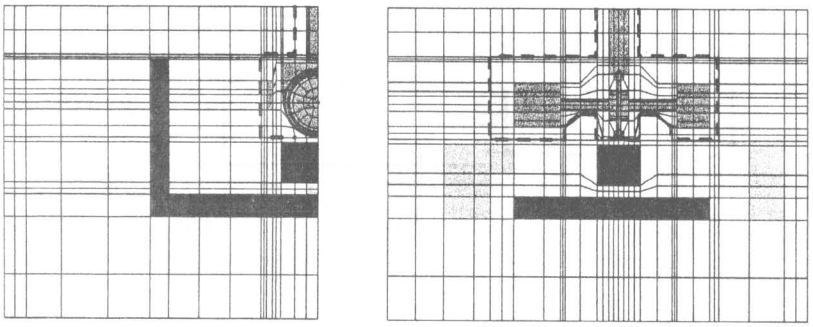
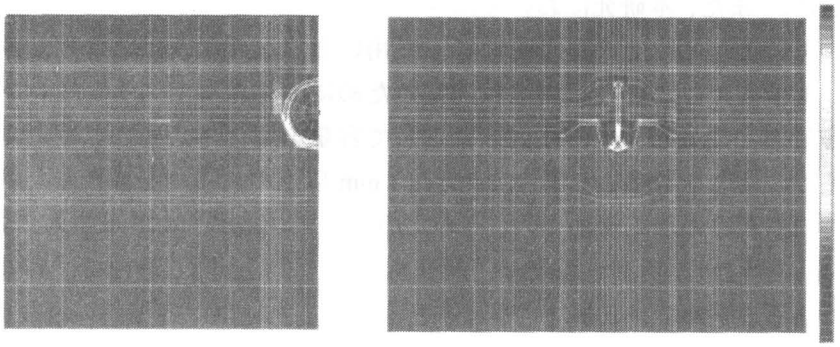
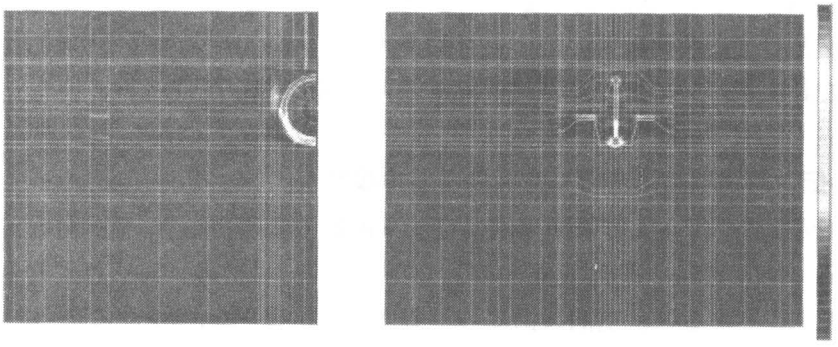


図 3.90 電界シールドカバー（点線）



(a)　X ステージ位置中央の場合



(b)　X ステージ位置最左端の場合

図 3.91 装置内部の電界強度計算結果(電界シールドカバーあり)

(2) 空洞共振器の設計指針

電界シールドカバーにより、ワークテーブルの移動に伴う電界強度分布の変動を抑えられる可能性について示したが、さらなる安定化のため、容量の大きい空洞共振器を用いることにした。図

3.92 は本装置のインピーダンス整合回路を模式的に表わしたものであるが、負荷であるチャンバー内部のインピーダンスに対して並列に、整合回路である空洞共振器の容量部（C_0）が接続されている。したがって、この空洞共振器の容量を増大することで、この容量に並列のチャンバー内部インピーダンスの変動を吸収できると考えられる。

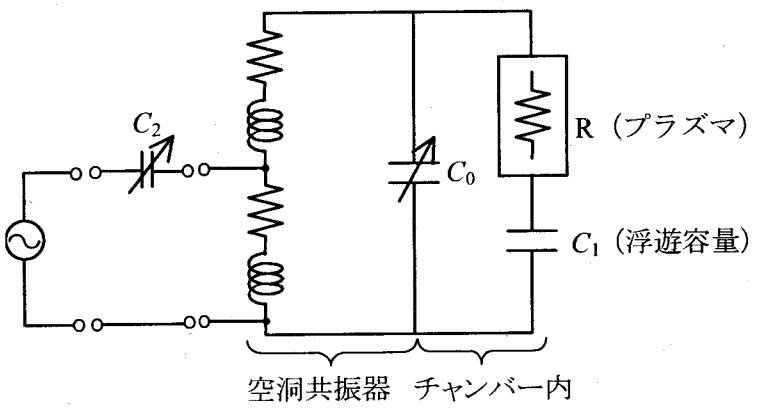


図 3.92 インピーダンス整合回路の模式図

先に述べた電界シールドカバーと電極本体とが形成する容量は約 100 pF であったことから、本装置においてはそれよりも一桁程度大きい 1000 pF の容量をもつ空洞共振器の設計を行うものとした。 また、本研究においてはプラズマ発生用電源として 150 MHz 帯域の高周波電源を用いているため、その整合回路として用いる空洞共振器はこの周波数で共振する必要がある。本装置ではこの共振周波数調整のために、誘電体であるシリコンオイルを空洞共振器の容量部に注入し、その注入量に応じて容量を変化させることを考えているが、シリコンオイルの粘性を考慮した場合、液面約 1 mm 以上のオイルを満たした状態で使用することが制御の応答性の点で望ましい。そのため、シリコンオイルが未注入の状態では 150 MHz よりも高い周波数で共振するように設計を行う。また、同じ理由で、容量部の間隙は数 mm 必要であることから、1000 pF の容量を達成する為には、容量部の直径は約 600 mm 程度必要である。

以上のことを踏まえて、基本共振器容量を 1000 pF、シリコンオイル未注入時の共振周波数を 160 MHz とした空洞共振器の製作を目的とし、以下(3)(4)においてその設計計算を行い、(5)において設計に基づいて製作した空洞共振器の評価について述べる。

(3) ラジアル伝送線路理論に基づく空洞共振器の設計

図 3.93 に今回設計を行う大容量型半同軸空洞共振器の概略を示す。空洞共振器を図のように、容量部 a、コイル部 b、不連続部 c の 3 つの部分に分けて考え、それぞれのインピーダンスを Z_a、Z_b、Z_c とすると、空洞共振器の等価回路は図 3.94(a)のようにあらわせる。ここで、不連続部のインピーダンス Z_c は容量となるため、同図(b)のように、Z_a と Z_c を並列に合成したものを一つの容量と考えれば、同図(c)のように、

$$L = -jZ_c / \omega \tag{3.27}$$

$$C = -j(1/Z_a + 1/Z_b)/\omega \tag{3.28}$$

と置き換えることで、単純な LC 並列共振回路とみなすことができる。

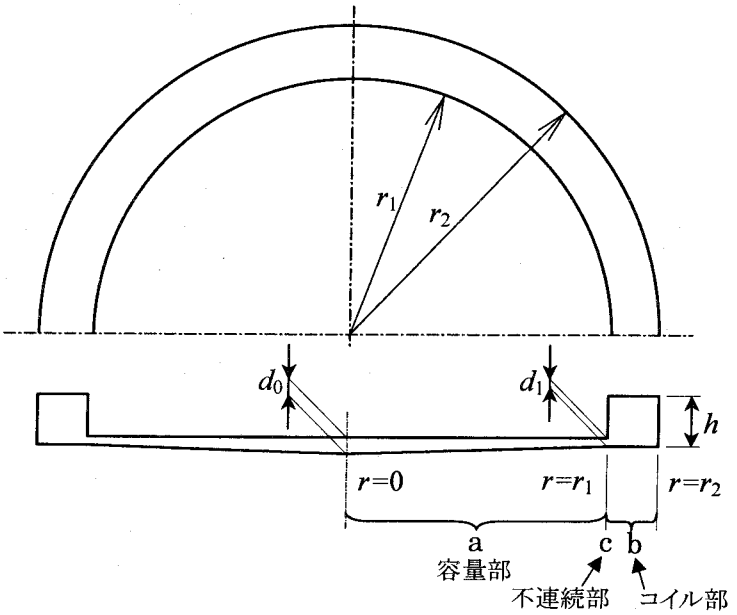


図 3.93 半同軸型空洞共振器の概略図

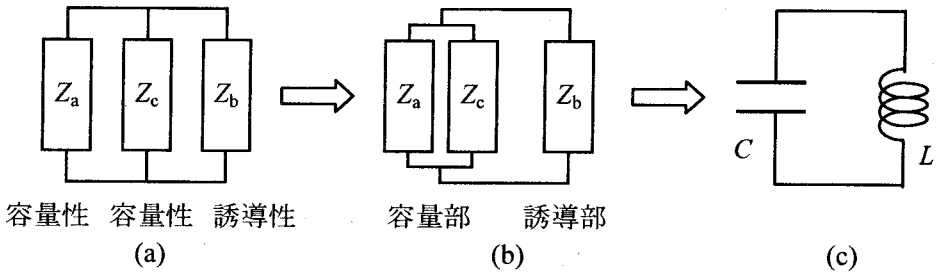


図 3.94 半同軸型空洞共振器の等価回路

LC 並列共振回路の共振条件は、ω を共振角周波数とすれば、

$$j\left(\omega L-\frac{1}{\omega C}\right)=0 \tag{3.29}$$

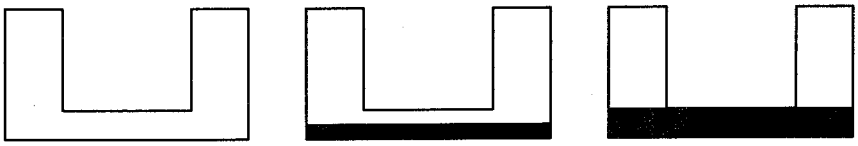
であらわせるが、これを Z_a、Z_b、Z_c を用いて書き換えれば、

$$\frac{1}{Z_a}+\frac{1}{Z_b}+\frac{1}{Z_c}=0 \tag{3.30}$$

となり、これが図 3.93 に示す共振器の共振条件となる。以下、Z_a、Z_b、Z_c それぞれのインピーダンスの計算方法について述べる。

(ⅰ) r=r_1 から内側をみたインピーダンス Z_a

本装置において使用する空洞共振器は図 3.95 の様に、容量部に誘電体であるシリコンオイルを注入し、その量を外部より制御することで共振周波数を調整するものである。オイルは共振器中心部より注入するため、図 3.93 において d_0>d_1 となる構造にした。このため、容量部の間隙 d は r の一次関数となることから、容量部を微小 r ごとに分割して d を計算し、それらの合成インピーダンスとして Z_a を求める。



容量: C_a　　容量: C_b　　容量: $C_c = \varepsilon_r C_a$

$C_a < C_b < C_c$　　(ε_r: 比誘電率)

(a) 誘電体なし　　(b) 一部誘電体　　(c) 誘電体で満たす

図 3.95 誘電体注入による共振周波数の調整の模式図

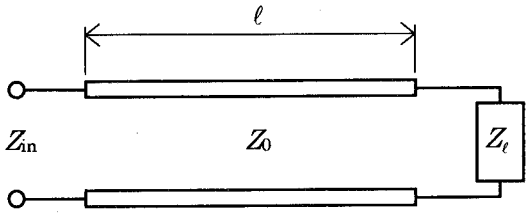


図 3.96 伝送線路のインピーダンス変換作用

ここで、図 3.96 のように、ある特性インピーダンス Z_0 を持った長さℓの伝送線路の片端に負荷 Z_ℓがついた場合、他端から見たインピーダンス Z_{in} は次式のように表わせる [11]。

$$Z_{in} = Z_0 \frac{Z_1 + jZ_0 \tan \beta l}{Z_0 + jZ_1 \tan \beta l} \tag{3.31}$$

ただし、

$$\beta = \omega\sqrt{LC} = 2\pi / \lambda = 2\pi f / v \tag{3.32}$$

である。また、図 3.93 に示すように、間隙 d に比べて半径 r が大きい平行円盤で構成された線路における電磁界は、半径方向に伝搬する性質を持っており、このような線路をラジアル伝送線路と言う。ラジアル伝送線路における特性インピーダンス Z_0 は、間隙を d、半径を r とすると、

$$Z_0 = \sqrt{\frac{\mu}{\varepsilon}} \frac{d}{2\pi r} \tag{3.33}$$

とあらわされる [12]。このように、ラジアル方向に電荷が移動する場合、特性インピーダンスは r の関数になっており、かつこのモデルの場合には d も r の関数になっている。したがって、図 3.97 のように、計算したいラジアル線路を Δr ごとに分割し、式(3.34)(3.35)のように逐次計算していくことで、$r=r_1$ からみた容量部のインピーダンス Z_a を計算することが出来る。

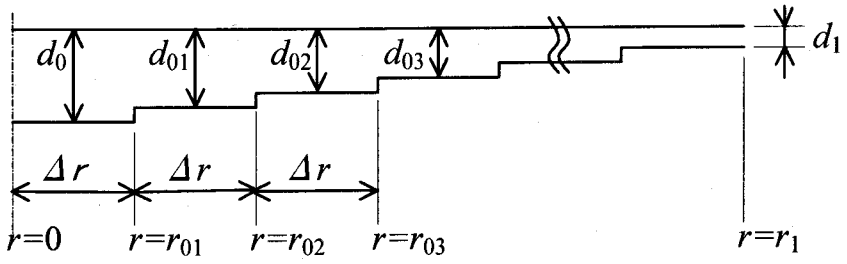


図 3.97 容量部分のインピーダンス計算

$$Z_{l0} = -j\frac{d_0}{\omega\,\varepsilon\pi\Delta r^2} \tag{3.34}$$

$$Z_{lk} = Z_{0k}\frac{Z_{lk-1} + jZ_{0k}\tan\beta\Delta r}{Z_{0k} + jZ_{lk-1}\tan\beta\Delta r} \quad (k = 1,2,\ldots,r_1/\Delta r) \tag{3.35}$$

$$\left(\text{ただし、} Z_{0k} = \sqrt{\frac{\mu}{\varepsilon}}\frac{(k\Delta r/r_1)(d_1 - d_0) + d_0}{2\pi k\Delta r}\right)$$

$$Z_a = Z_{lm} \quad (m = r_1/\Delta r) \tag{3.36}$$

(ii) r=r_1 から外側をみたインピーダンス Z_b

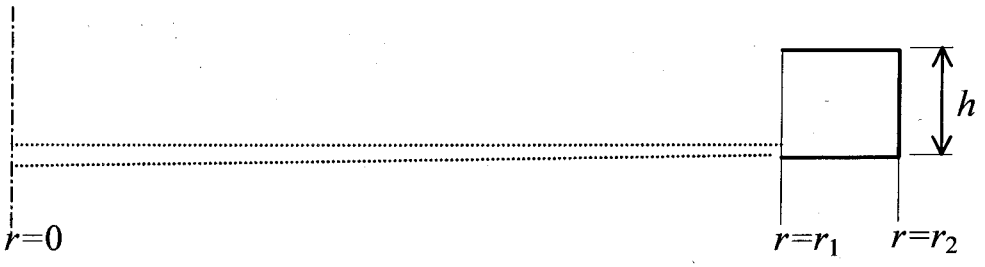


図 3.98 コイル部のインピーダンス計算

r=r_1 から r=r_2 側をみたインピーダンスは、ラジアル伝送線路において片端を短絡した場合に相当する為、解析解より、

$$Z_b = jZ_0(r_1)\frac{J_0(\beta r_1)N_0(\beta r_2) - N_0(\beta r_1)J_0(\beta r_2)}{J_1(\beta r_1)N_0(\beta r_2) - N_1(\beta r_1)J_0(\beta r_2)} \tag{3.37}$$

で与えられる [12]。ただし、J_0、J_1、N_0、N_1 はそれぞれ 0 次および 1 次のベッセル関数、ノイマン関数であり、$Z_0(r_1)$は式(3.33)で与えられるもの、β は式(3.32)で与えられるものである。

(iii) r=r_1 の不連続部のインピーダンス Z_c

最後に、容量部 a とコイル部 b の境界面の浮遊容量 Z_c についても、解析的に解が与えられており [13]、次の様にあらわせる。

$$Z_c = -j\frac{\pi}{2\beta h}Z_{01}(r_1)/\log\frac{eh}{4b_1} \tag{3.38}$$

(i)(ii)(iii)より、式(3.36)(3.37)(3.38)を式(3.30)に代入して解くことによって、その形状における共振周波数を求めることが出来る。

以上のことを踏まえて、基本容量を 1000 pF、オイル未注入時共振周波数を 160 MHz とした空洞共振器の設計計算を行う。先にも述べたが、オイル注入のことを考えると、容量部の極板間距離は数 mm 程度必要である。そこで、d_0 を 5 mm、d_1 を 3 mm とすると、1000 pF の容量を実現するためには r_1 = 300 mm 程度の極板面積が必要となる。これらの値を用い、160 MHz にて共振するように r_2、h の値を先に示した計算方法によって決定した。各寸法を表 3.20 にまとめる。

表 3.20 空洞共振器の設計計算結果

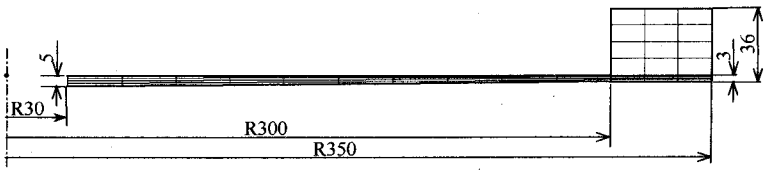
図 3.93 中の記号	r_2	r_1	h	d_1	d_0
設計寸法 [mm]	350	300	36	3	5

(4) 有限要素法による空洞共振器の解析

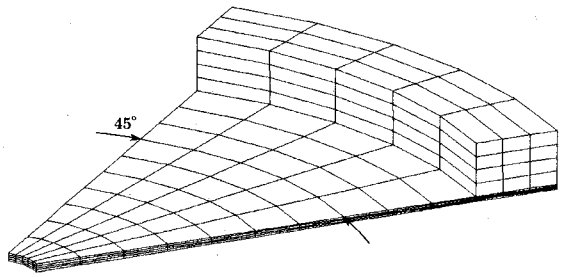
先に述べた設計においては、ラジアル方向の電磁波の伝搬に基づく理論式を用いて計算を行ったが、コイル部などはラジアル方向だけの伝搬とは言い切れず、また、最外周部を理想的な短絡端として扱ったことにも疑問が残る。そこで、先に設計した空洞共振器の各寸法を用いて有限要素法による電磁波解析を行い、その妥当性の検討等を行った。

(4)-1 計算モデル

計算に用いたモデルの外形を図 3.99 に示す。容量部は縦方向に 4 分割とし、半径方向には10分割とした。コイル部は縦方向に8分割、半径方向に3分割とした。θ 方向には図3.99(b)のように 45 度分を 5 分割として計算することにした。なお、中心には半径 30 mm の穴があいているものとした。図3.99(a)における中心穴側面以外の面では電場が直交するものとし、中心穴側面および図 3.99(b)における θ 方向の切断面では磁場が直交するものとした。また、最外周部の 1 節点に縦方向の単位電界強度を与えて励振するものとした。



(a) 断面図



(b) 斜視図

図 3.99 有限要素法計算に用いた計算モデル

(4)-2 共振周波数解析

計算は表 3.19 に示すシステムを用いて行った。共振周波数の求め方としては、周波数をパラメータとして有限要素計算を行い、すべての要素中の最大電界強度を抽出し、その値が極大値をとる周波数をもって共振周波数とする方法をとった。図 3.100 にその結果を示す。同図より、共振周波数は 168.6 MHz であることが分かる。設計値は 160 MHz であったことから、約 5 % 程度のずれに収まっており、先に述べた設計は実用上問題のないことが分かった。

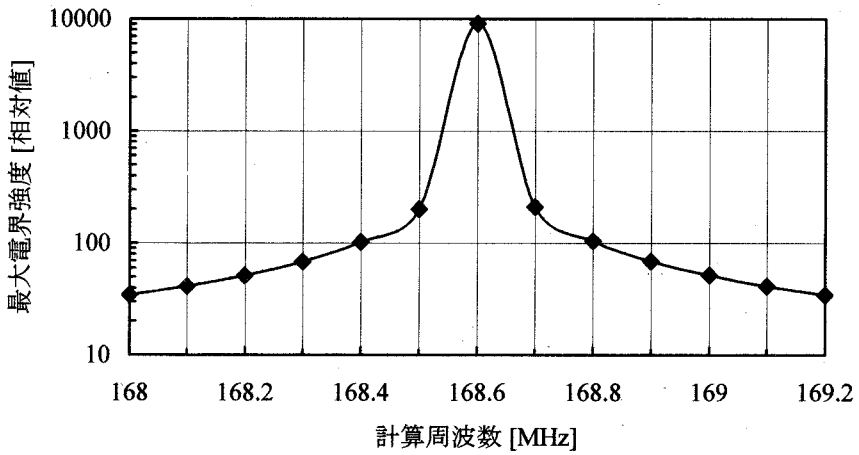
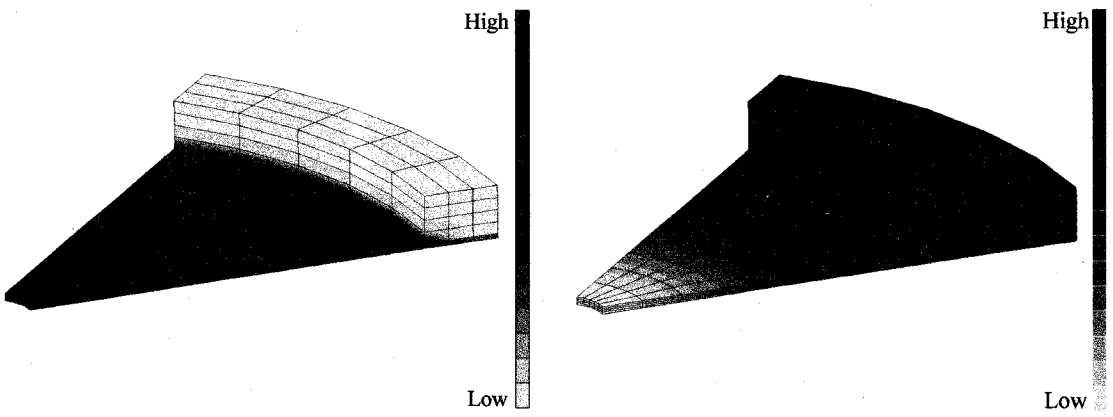


図 3.100 要素中最大電界強度の周波数依存性

(4)-3 電磁界分布

図 3.101 に共振時における電磁界強度分布の計算結果を示す。同図(a)より容量部分での電界強度は大きく、同図(b)よりコイル部での磁界強度が大きいことが分かり、設計通りのモードの共振が起こっていることが分かる。また、電界強度分布は θ 方向に完全に対称となっており、45 度分割モデルによっても妥当な計算結果が得られていると考えられる。図 3.101(a)によると、電界強度が最大となっているのは半径約 250 mm 程度の位置であるが、この計算結果はあくまでも電界強度の計算結果であり、電位分布を表しているわけではない。図 3.99 より中心部での極板間距離は 5 mm であるのに対して外周部での距離は約 3 mm であることから、電界強度の最大点と電位の最大点は必ずしも一致しないと考えられる。そこで、電界強度分布を電位分布に換算して検討を行った。図 3.102 に半径方向の電界強度分布と、電界強度に極板間距離を乗じて電位分布を計算した結果を示す。これより、電位が最大となる位置はやはり中心であることが分かり、意図したモード以外の共振が起こっていないことが確認できた。



(a) 電界強度分布　　(b) 磁界強度分布

図 3.101 共振時の電磁界強度分布計算結果

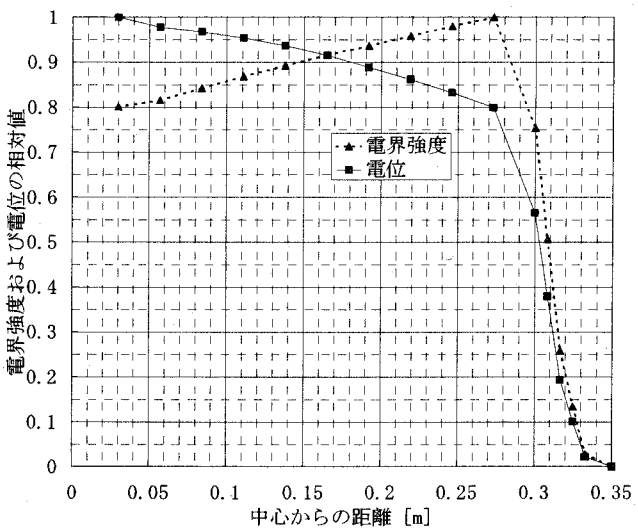


図 3.102 半径方向の電界強度分布と電位分布

(4)-4 誘電体注入時の共振周波数解析

設計した共振器では、その容量を調整するために、容量を形成する間隙部に比誘電率 2.7 のシリコンオイルを出し入れする機構を採用しているが、仮に間隙部すべてを比誘電率 2.7 の誘電体とした場合に共振周波数がどのように変化するかの検討を行った。図 3.103 にその結果を示す。

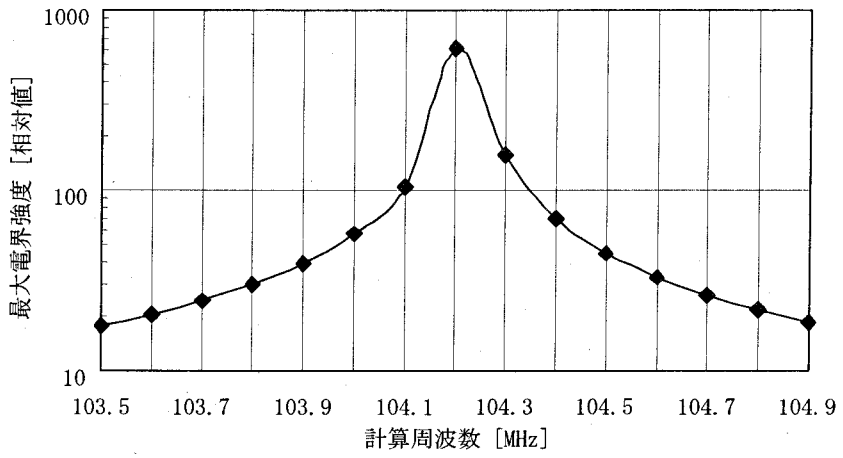


図 3.103 要素中最大電界強度の周波数依存性

同図より共振周波数は 104.2 MHz であることが分かる。容量 C のコンデンサと誘導係数 L のコイルのみから成る単純な共振回路の共振周波数 f は、$f = 1/(2\pi\sqrt{LC})$ で表され、この時、容量 C が ε_r 倍になったとすると共振周波数は $\sqrt{\varepsilon_r}$ 分の 1 になる。今回設計した共振器の場合、誘電体を入れることによって共振周波数は 168.6 MHz から 104.2 MHz へと、1/1.618 に下がっている。このことから ε_r を換算すると $\varepsilon_r = 2.618$ となり、計算に用いた値(=2.7)とは数%のずれが生じる。これは、今回設計した共振器の容量部を単純な平行平板コンデンサと見なしては間違いであることを意味するが、逆に、単純な平行平板コンデンサとして見な

しても数%程度のずれしか生じないことが分かった。

以上、有限要素法による電磁界計算システムを用いて先に設計した空洞共振器の解析を行った。その結果、共振周波数に関しては約 5 %程度のずれに収まっていることが分かり、先に述べた設計は実用上妥当なものであることが分かった。また、電磁界強度分布より、意図したモードで共振することを確認した。さらに、容量部に誘電体を挿入した際の共振周波数解析より、ほぼ設計通りの容量調整が可能であることを確認した。

(5) 製作した空洞共振器の評価

図 3.104 に設計製作した 1000 pF 空洞共振器の図面及び図 3.105 に外観の写真を示す。また、設計製作した可変容量装置である空洞共振器を用いて、共振周波数のシリコンオイル量依存性を実験評価した。用いたシリコンオイルは東芝シリコーン製 TSF451-10 であり、その電気的特性を表 3.21 に示す。共振器容量調整機構の概略を図 3.106 に、シリンダー部の写真を図 3.107 に、そして共振周波数測定結果を図 3.108 に示す。設計値では、オイル未注入時の共振周波数は 160 MHz となるはずであり、オイルを十分注入した時の共振周波数は未注入時の $1/\sqrt{2.7}$ =0.61 倍、すなわち約 100 MHz になるはずである。 図 3.108 より、計算結果と実験結果はよく一致しており、設計通りの可変容量装置を製作できたことが確認できたと言える。

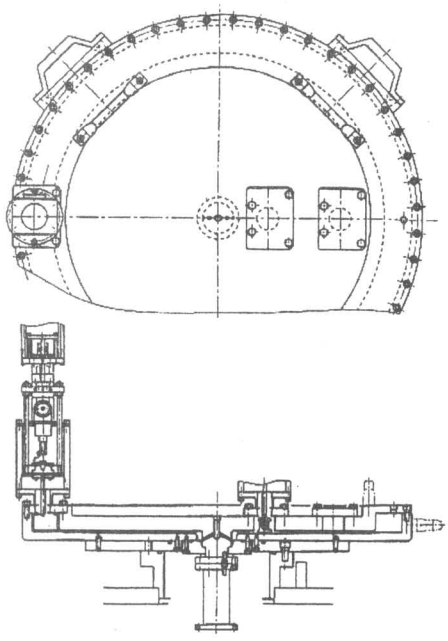


図 3.104 1000 pF 空洞共振器の製作図面

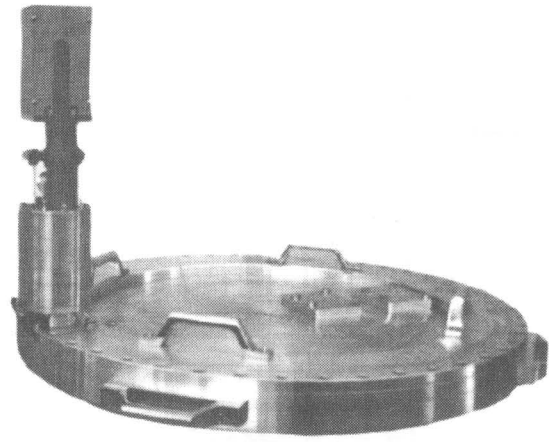


図 3.105 空洞共振器の外観写真

表 3.21 シリコンオイルの電気的特性

品番	東芝シリコーン TSF451-10
比誘電率（150 MHz、24 ℃/90 ℃）	2.7 / 2.4
誘電正接（150 MHz、24 ℃/90 ℃）	2×10^{-4} 以下/ 2×10^{-4} 以下
絶縁破壊強度（2.5 mm 当たり）[kV]	35 以上

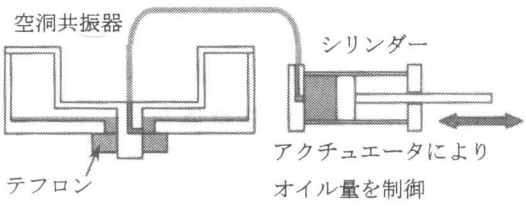


図 3.106 共振器容量調整機構

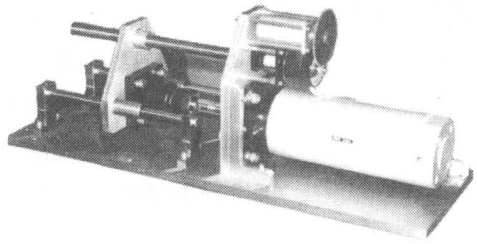


図 3.107 容量調整機構の概観

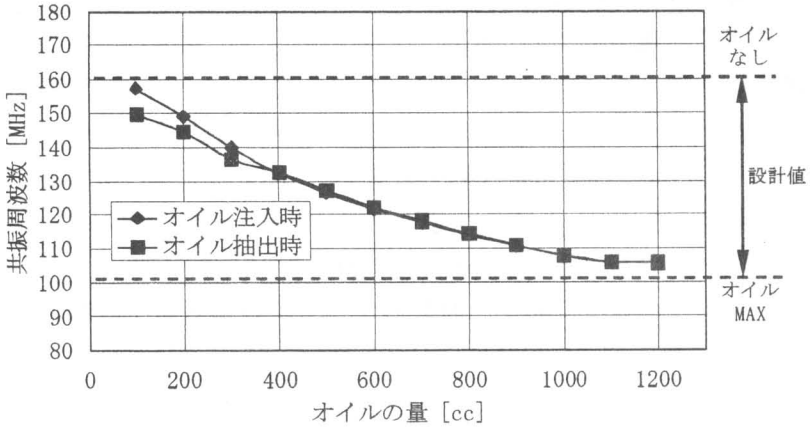


図 3.108 共振周波数測定結果

(6) 電力供給システムの構成

図 3.109 に数値制御プラズマCVM加工装置用に開発した高周波電力供給システムの構成図を、また図 3.110 に制御ユニット部の外観写真を示す。

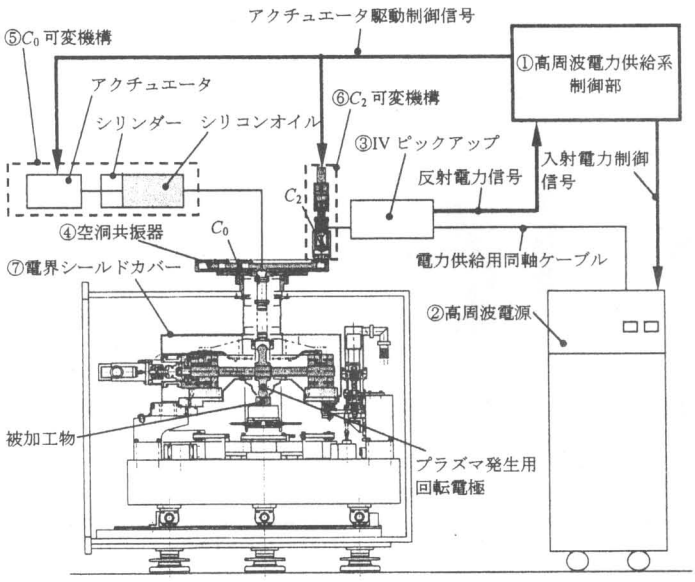


図 3.109 プラズマCVM加工装置用高周波電力供給システム構成図

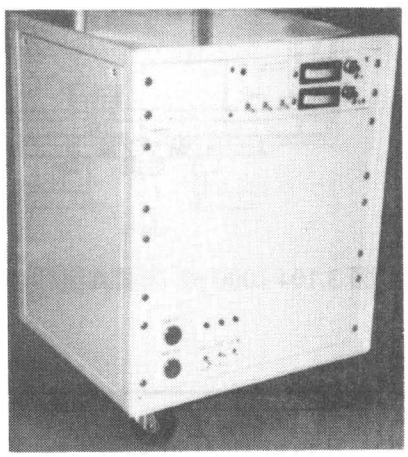


図 3.110 制御部外観写真

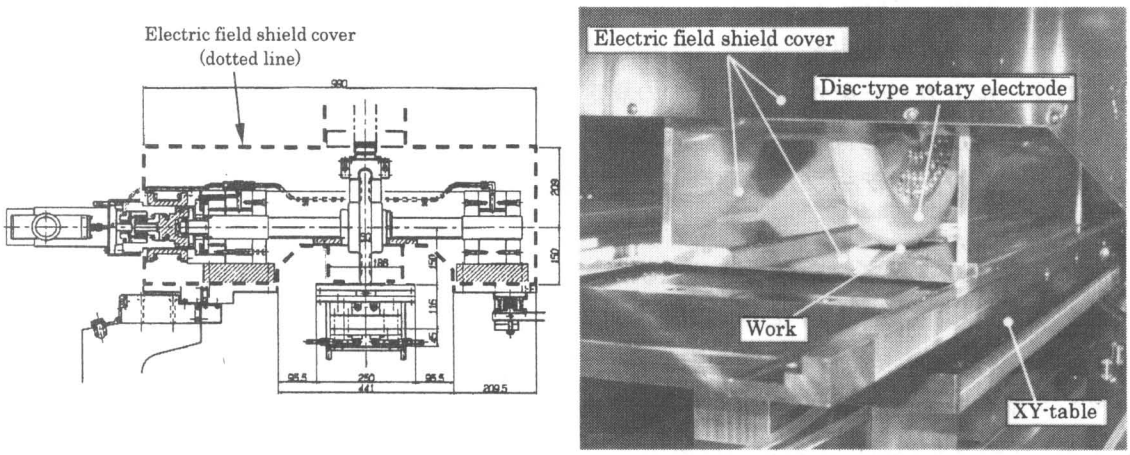
本システムは高周波電源、空洞共振器ならびにそれらを統合する制御ユニット等から構成され、プラズマに対して安定に電力を供給することにより、プラズマ CVM の加工精度を向上させることを目的としている。本システムにおける各構成要素の機能を表 3.22 に示す。

表 3.22 各構成要素の機能

機　器　名	機　能
①高周波電力供給系制御部	IV ピックアップからの信号をもとに空洞共振器の容量値を制御する。
②高周波電源	プラズマを発生、維持するのに必要な高周波電力を供給する。
③IV ピックアップ	入射電力値ならびに反射電力値を測定する。
④空洞共振器	加工装置内のインピーダンスと高周波伝送線路の整合を行う。メイン容量 C_0 ならびに結合容量 C_2 から構成される。
⑤C_0 可変機構	空洞共振器のメイン容量 C_0 を、容量を構成する極板ギャップ中にシリコンオイルを出し入れすることにより可変する。C_0 の調節により、インピーダンスの実部を高周波電源の出力インピーダンスである 50Ω に合わす。
⑥C_2 可変機構	空洞共振器の結合容量 C_2 を、極板間距離を変化させることにより可変する。C_2 の調節によりインピーダンスの虚部を 0 にする。
⑦電界シールドカバー	ワークテーブルの移動に伴って生じるインピーダンス変化の影響が、高周波電力伝送系に及ばないようにする。

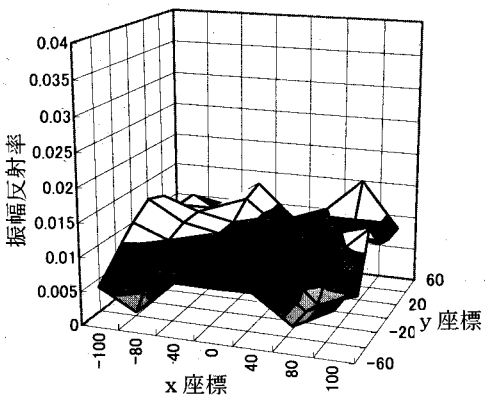
(7) 電力供給システムの評価

図 3.111 に、作製した電界シールドカバーの形状を示す。また、図 3.112 に、ワークテーブルを移動させた際の振幅反射率の変動を、空洞共振器を通してネットワークアナライザーにより測定した結果を示す。

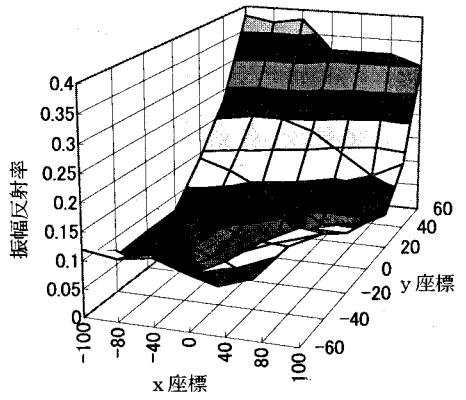


(a) 概略図　　(b) 外観写真

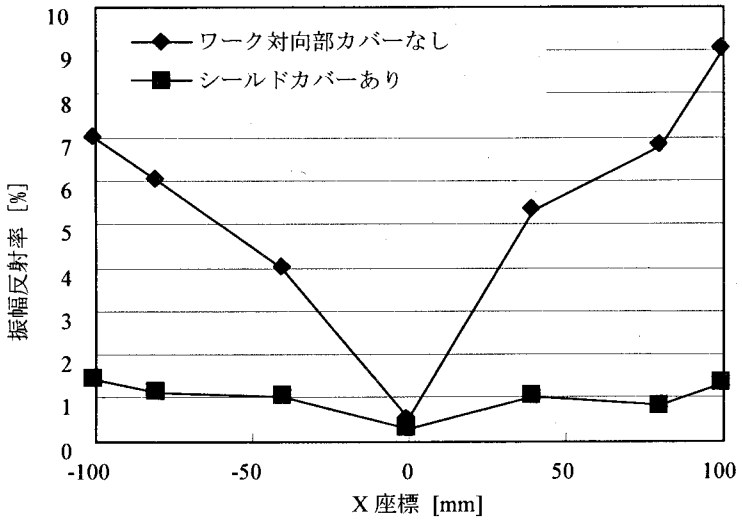
図 3.111 電界シールドカバー



(a) 電界シールドカバーあり



(b) ワーク対向部のカバーを外した場合



(c) Y = 0 mm における両者の比較

図 3.112　XY テーブルを移動させた際の振幅反射率の変動

ただし、電極－試料間ギャップを 1 mm、シールドカバー－試料間ギャップを 0.2 mm、ワークテーブルの移動範囲を、X ±100 mm、Y ±60 mm とした。なお、比較のためワーク対向部のシールドカバーを外した状態での測定結果も図中(b)に併記し、(c)に Y = 0 mm における両者の振幅反射率を同一グラフ上にまとめた。これらの図より、シールドカバーを設置することで、ワークテーブルが移動した際の振幅反射率の変動はほとんど生じなくなることが分かる。

次に、実際にプラズマを発生させた状態でワークテーブルを移動させ、電力供給の安定性の評価を行った。表 3.23 に示す実験条件において、X 方向にテーブルを走査してライン加工実験を行った。（なお本実験の際には、ワークテーブル移動中に、特に積極的なインピーダンス整合制御は行っていない。）図 3.113 に実験中の反射電力の変動を記録した結果を示すが、テーブル移動による電力反射率は、プラズマを発生させた状態においても 1 %以下に抑えられることが分かり、本電力供給システムにより、プラズマへの安定した電力供給が可能であることが分かった。

表 3.23 ライン加工実験条件

ガス組成	He : CF_4 : O_2 = 99.8 : 0.1 : 0.1
電極回転速度	31.4 m/s (2000 rpm)
加工ギャップ	1000 μm
箱型カバー･試料間ギャップ	200 μm
投入電力	500 W
試料	φ 8" n-type Cz-Si(100)　ρ =1～2 Ω･cm
走査距離	250 mm
送り速度	500 mm/min（8.33 mm/s）
走査回数	10 回（5 往復）

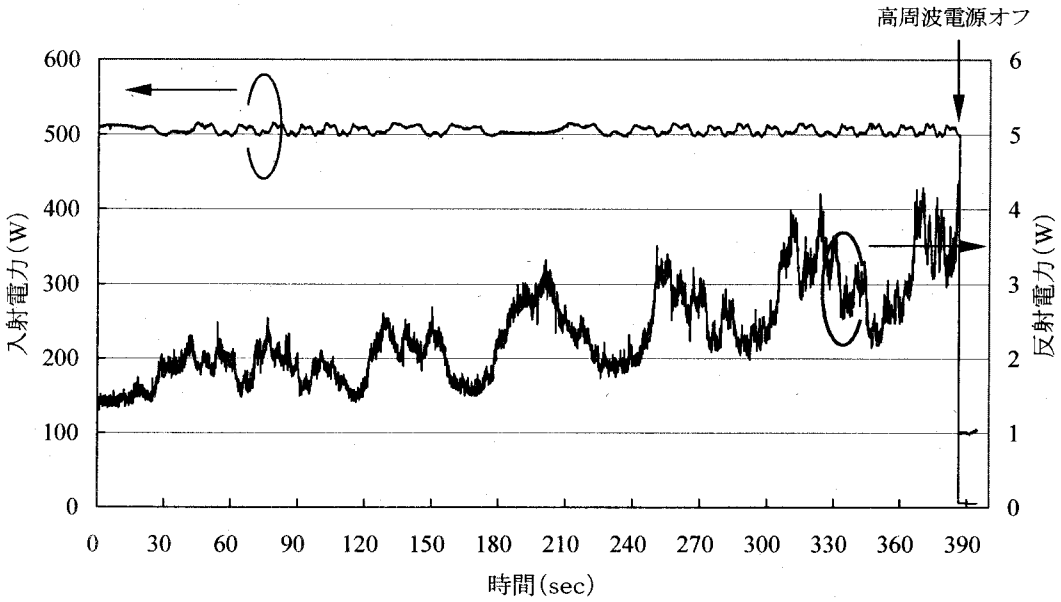


図 3.113 加工中における反射電力の変動

3.14 結言

本章ではプラズマ CVM を用いて X 線ミラー等の超高精度光学素子を作製するための、数値制御プラズマ CVM 加工装置を開発した結果について述べた。本開発によって得られた成果を以下に列挙する。

(1) 加工量がプラズマの滞在時間に比例することを利用した数値制御加工理論と、それを用いた加工プロセスについて述べ、プラズマの滞在時間を決定するワークの送り速度分布を導出するためのプログラムの開発を行った。

(2) 平面、ならびに非球面形状を有する光学素子の加工が可能な、4 軸（X, Y, Z, θ）制御の数値制御プラズマ CVM 加工装置を開発した。

(3) プラズマ発生用の回転電極、ならびにワークテーブルの軸受には、チャンバ内のプロセスガスを作動ガスとする気体軸受を適用した。このことにより、パーティクルの発生や、潤滑油等の有機物汚染のない清浄な加工雰囲気を実現した。

(4) プラズマ発生用の円盤型回転電極の表面には、プラズマ溶射により酸化アルミニウム（アルミナ）の皮膜を形成した。誘電体膜の形成により、電極表面からの二次電子放出によるアーク放電を抑制し、高密度の大気圧下において低温で安定したプラズマを維持することに成功した。また、アルミナはフッ素系の反応ガスに対して耐食性が高いので、半永久的に電極を使用することが可能である。

(5) ワークテーブルは、X 軸、Y 軸ともに花崗岩製の定盤上に静圧パッドにより浮上させ、ステンレス製のベルトで牽引する構造とした。定盤の平面度、静圧浮上による平均化等の総合的な効果により、550 mm のストロークにおいて真直度 0.5 μm 以下を実現した。

(6) プロセスガス中のパーティクル、反応生成物等の不純物を除去するとともに、反応ガス濃度およびプロセスガスの温度を一定に維持する機構を有する、ガス循環精製システムを開発した。本システムを用いることにより、プロセスガスの温度変動を±0.1 ℃以内に制御することができた。

(7) プラズマに投入する電力を一定にし、加工特性を安定化させるための高周波電力供給システムの開発を行なった。本システムはインピーダンス整合用の低損失半同軸型空洞共振器、回転電極周囲の電界シールドカバーから構成される。電界シールドカバーを適用することにより、ワークテーブルの移動に伴うプロセスチャンバ内のインピーダンスの変動を抑制し、安定した電力供給を実現した。

参考文献

1) D. W. Sweeney, R. Hudyma, H. N. Chapman and D. Shafer, Proc. SPIE **3331** (1998) 2.
2) F. W. Preston : The theory and design of plate glass polishing machines, J. Soc. Glass Technol., 11 (1927) 214-256.
3) R. Aspden, R. McDonough and F. R. Nitchie, Jr : Computer Assisted Optical Surfacing, Appl. Opt., 11 (1972) 2739-2747.
4) 根岸真人, 安藤学, 瀧本雅文, 出口明信, 中村宣夫 : 非球面光学素子の超平滑研磨技術に関する研究（第 2 報） - 修正研磨における滞留時間の計算方法 - , 精密工学会誌, **62** (1996) 408-412.
5) Koyo ENGINEERING JOURNAL No.145 (1994) 12-23.
6) 山元賢二, 林田一徳, 西村允 : Koyo ENGINEERING JOURNAL No.145 (1994) 110-116.
7) 十合晋一 : 気体軸受 - 設計から製作まで - , 共立出版 (1984).
8) 大阪富士工業株式会社のパンフレットより
9) UCS 半導体基盤技術研究会編 : 超高純度ガスの科学, Surface Science Technology Ser. No.2, リアライズ社 (1993).
10) 大見忠弘編著:ガスサイエンスが拓くプロダクトイノベーション, リアライズ社 (1996).
11) 中島将光 : マイクロ波工学, 森北出版 (1986).
12) N. Marcuvitz : Principles of Microwave Circuits, McGraw-Hill (1951) Chap.8.
13) N. Marcuvitz : Waveguide Handbook. , McGraw-Hill (1951).

第4章 数値制御プラズマCVM加工システムの加工特性

4.1 緒言

プラズマCVMにおける形状加工は、ワーク上の各点における設定加工量に応じてプラズマの滞在時間を制御することにより実行される。すなわち、加工量を多くしたい場合にはワークテーブルの送り速度を遅くしてプラズマの滞在時間を長くし、反対に加工量を少なくしたい場合にはワークテーブルの送り速度を速くしてプラズマの滞在時間を短くするのである。本方式において加工精度を左右する重要な要素は、ワークをプラズマに対して単位時間静止させた場合に形成される加工痕（以後、単位加工痕と称する）の時間的および場所的な安定性と、加工量のプラズマの滞在時間に対する線形比例性である。

本章では、開発した数値制御プラズマCVM加工システムの加工特性として、単位加工痕形状の加工ギャップ依存性、投入電力および反応ガス依存性、およびワークテーブルの可動域内における安定性についてあきらかにしている。また、数値制御加工を行う上で最も重要な加工特性である、加工量のワーク送り速度依存性について評価している。さらには、加工面の特性として重要な表面粗さと不純物の深さ方向分布の評価を行なっている。

4.2 単位加工痕形状

数値制御加工に用いる単位加工痕の形状は、プラズマの発生状態を左右する各種パラメータによって大きく変化する。本節では、単結晶シリコンを加工した場合の加工ギャップ、電極回転速度、投入電力、反応ガス濃度依存性について述べる。

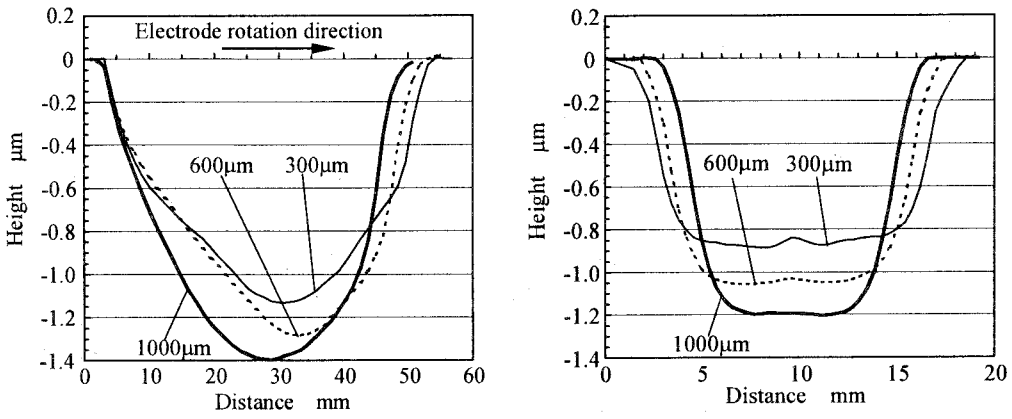
4.2.1 加工ギャップおよび電極回転速度依存性

単位加工痕形状の加工ギャップおよび電極回転速度依存性を見るために、表4.1に示す条件を用いて加工実験を行った。

まず、加工ギャップ依存性についてであるが、実験結果を図4.1に示す。電極回転速度は31.4 m/s (2000 rpm)で、(a)は電極の回転方向、(b)は回転方向に対して直交方向で最も幅が広いところの断面形状である。図より、加工ギャップが小さくなるにつれて、加工痕の形状が複雑になり、特に電極の回転方向に対して直交する方向の断面においては、凸状に加工量が少なくなる部分が生じることが分かる。本装置に用いている回転電極は、図4.2に示すように電極外周部の曲率半径が15 mmと小さいので、幅方向の加工ギャップは連続的に大きく変化することになる。よって、加工ギャップが小さくなった場合には、最近接部とそれ以外の周辺部分との流体コンダクタンスの比が大きくなって反応ガスの供給量の差が生じることにより、加工速度の差が生じた結果、凸状の断面形状になったと考えられる。

表4.1　加工条件

試料	Si (100)　ϕ 150×10^t
反応ガス組成	He : CF_4 : O_2　=　99.8 : 0.1 : 0.1
加工ギャップ	300 μm , 600 μm, 1000 μm
投入電力	500 W
電極周速度	15.7 m/s, 31.4 m/s, 47.1 m/s
精製装置の循環流量	3.4 m^3/min
加工時間	1 min



(a) 電極回転方向　　(b) 電極回転方向に対して直交方向

図 4.1 単位加工痕形状の加工ギャップ依存性（電極回転速度 31.4m/s）

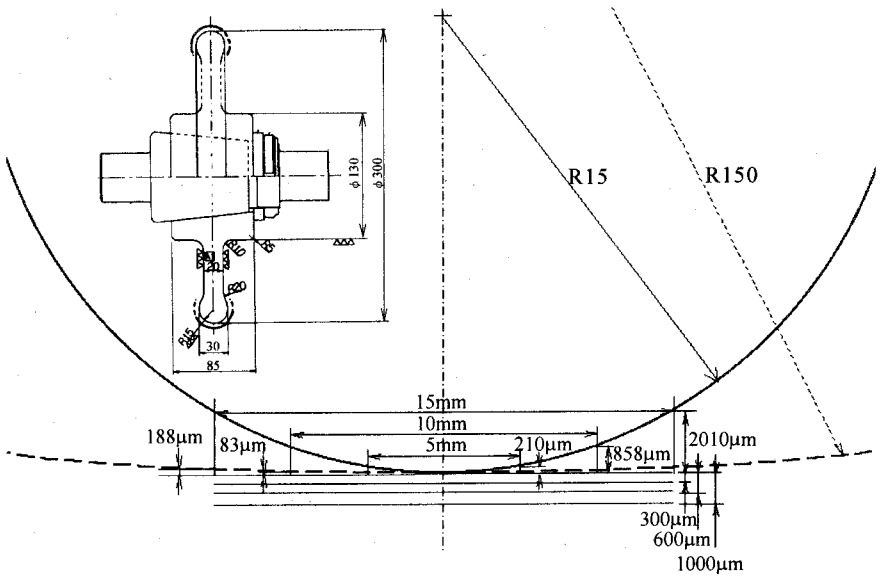
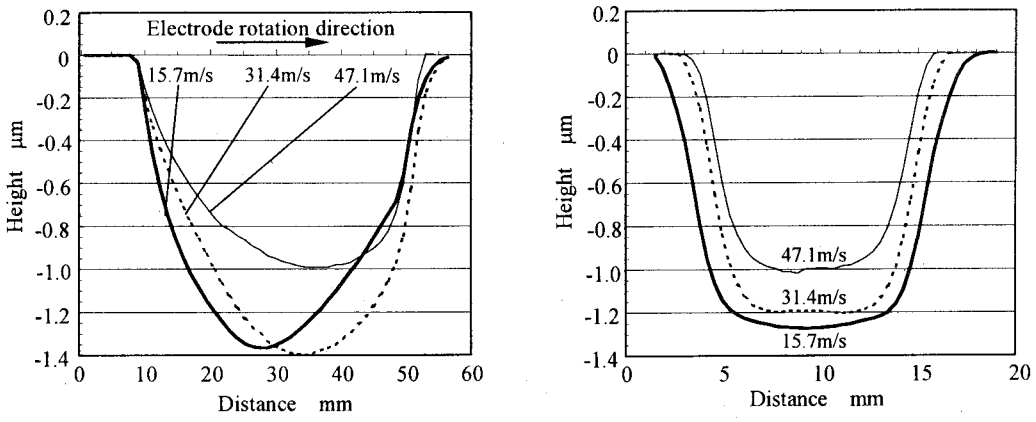


図 4.2 電極形状と加工ギャップの相関



(a) 電極回転方向　　(b) 電極回転方向に対して直交方向

図 4.3 単位加工痕形状の電極回転速度依存性（加工ギャップ 1000 μm）

次に、電極回転速度依存性を図4.3に示す。加工ギャップは1000 μmで、断面形状の測定方向は図4.1と同様である。図より、回転速度が大きくなるにつれて加工痕の深さと幅が共に小さくなることが分かる。これは、投入電力が500 Wと一定であることから、反応ガスの供給量が増加すると、単位体積当りの電力、すなわち電力密度が小さくなるので、反応ガスの分解が十分にできなくなるためと考えられる。また、回転速度の増加と共に、電極回転方向において加工深さが最大となる位置が下流側に移動していくが、これは上流側ではプラズマが冷却されて加工速度が低下するのと同時に、生成された反応種がガス流により下流側に移送された結果であると考えられる。

4.2.2 投入電力および反応ガス濃度依存性

単位加工痕形状の投入電力依存性を表4.2に示す条件で調べた。図4.4～4.6には得られた単位加工痕の形状を、図4.7には単位加工痕の長さと幅、および1時間当りの除去体積を示す。これらの結果より、いずれの場合においても、投入電力の増大とともに単位時間当りの除去体積が大きくなるが、反応ガス濃度が低いほどプラズマの領域が拡がりやすいため、加工面積（加工痕の長さと幅）の変化が大きいことが分かる。また、図4.8は、400 mm×50 mmの領域を加工するのに必要な加工時間と1時間当りの加工量との関係を示したものである。これより、除去深さが10 μm程度の粗加工を行う場合には、CF_4とO_2の濃度が1%で、投入電力が500 Wの条件（約70 mm^3/h）を用いれば、約3時間程度の加工時間であることがわかる。一方、仕上げ加工を行う場合には、加工の空間分解能およびワークテーブルの送り速度制御性の観点から、単位加工痕の大きさ、および単位時間当りの除去体積は小さいほうが望ましい。一例として、除去深さが10 nmの仕上げ加工を、CF_4とO_2の濃度が0.01%で、投入電力が50 Wの条件（約0.1 mm^3/h）を用いて行えば、加工時間は約2時間程度となる。

以上より、単位加工痕形状は加工ギャップ、電極回転速度、投入電力、反応ガス濃度等の加工パラメータによって大きく変化するので、前加工面の形状誤差の大きさおよび空間周波数に対して最適な単位加工痕を得るためには、加工パラメータの適切な設定が重要であると言える。

表4.2　加工条件

試料	Si(100)　400L × 50W ×30^t
反応ガス組成	He : CF_4 : O_2 = 99.98 : 0.01 : 0.01, = 99.8 : 0.1 : 0.1, = 98 : 1 : 1
加工ギャップ	600 μm, 1000 μm
投入電力	50 W, 250 W, 500 W
電極周速度	31.4 m/s　(2000rpm)
精製装置の循環流量	3.4 m^3/min
加工時間	2 min, 10 min, 30 min

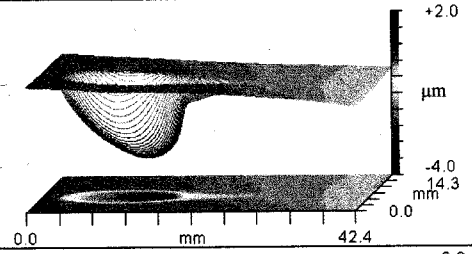
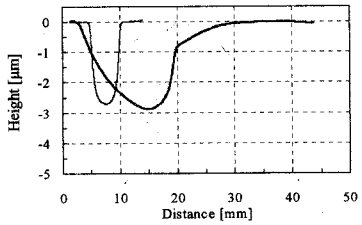
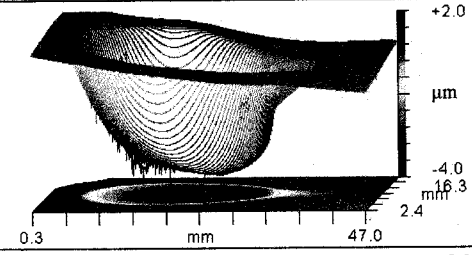
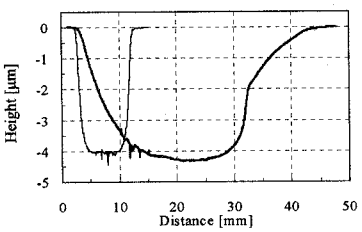
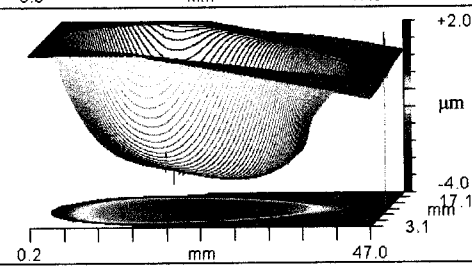
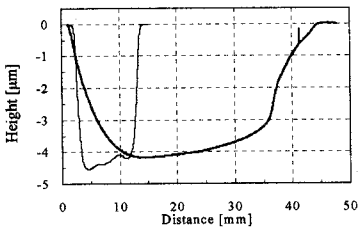
加工条件	三次元形状	断面形状 （太線：長手方向、細線：短手方向最大幅位置）
① 電力 50W 加工ｷﾞｬｯﾌﾟ 600μm 電極回転数 2000rpm 加工時間 30min		
② 電力 150W 加工ｷﾞｬｯﾌﾟ 600μm 電極回転数 2000rpm 加工時間 30min		
③ 電力 250W 加工ｷﾞｬｯﾌﾟ 600μm 電極回転数 2000rpm 加工時間 30min		

図 4.4　単位加工痕形状（$He:CF_4:O_2 = 99.98 : 0.01 : 0.01$）

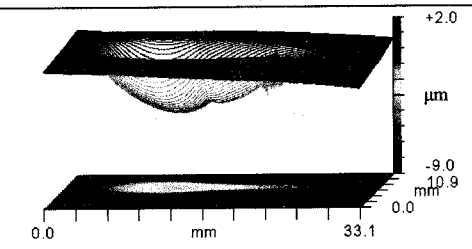
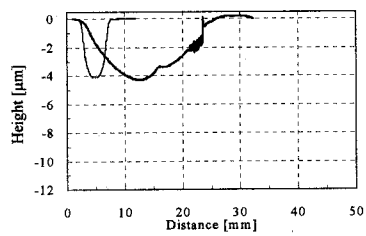
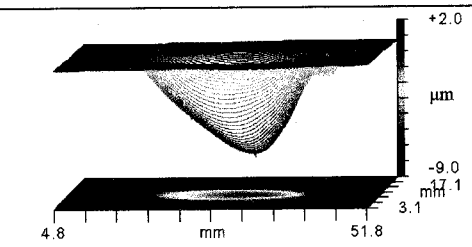
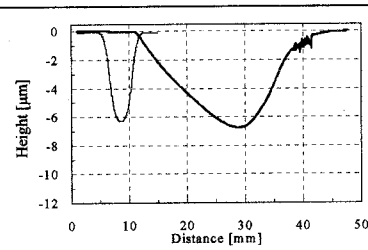
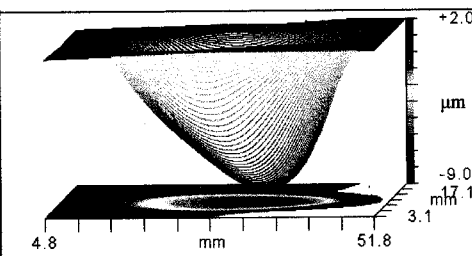
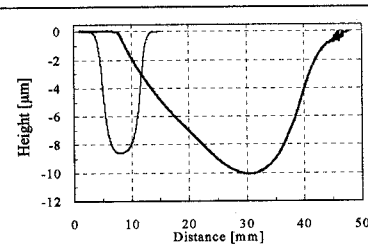
加工条件	三次元形状	断面形状 （太線：長手方向、細線：短手方向最大幅位置）
④ 電力 50W 加工ｷﾞｬｯﾌﾟ 600μm 電極回転数 2000rpm 加工時間 10min		
⑤ 電力 150W 加工ｷﾞｬｯﾌﾟ 1000μm 電極回転数 2000rpm 加工時間 10min		
⑥ 電力 250W 加工ｷﾞｬｯﾌﾟ 1000μm 電極回転数 2000rpm 加工時間 10min		

図 4.5　単位加工痕形状（$He:CF_4:O_2 = 99.8 : 0.1 : 0.1$）

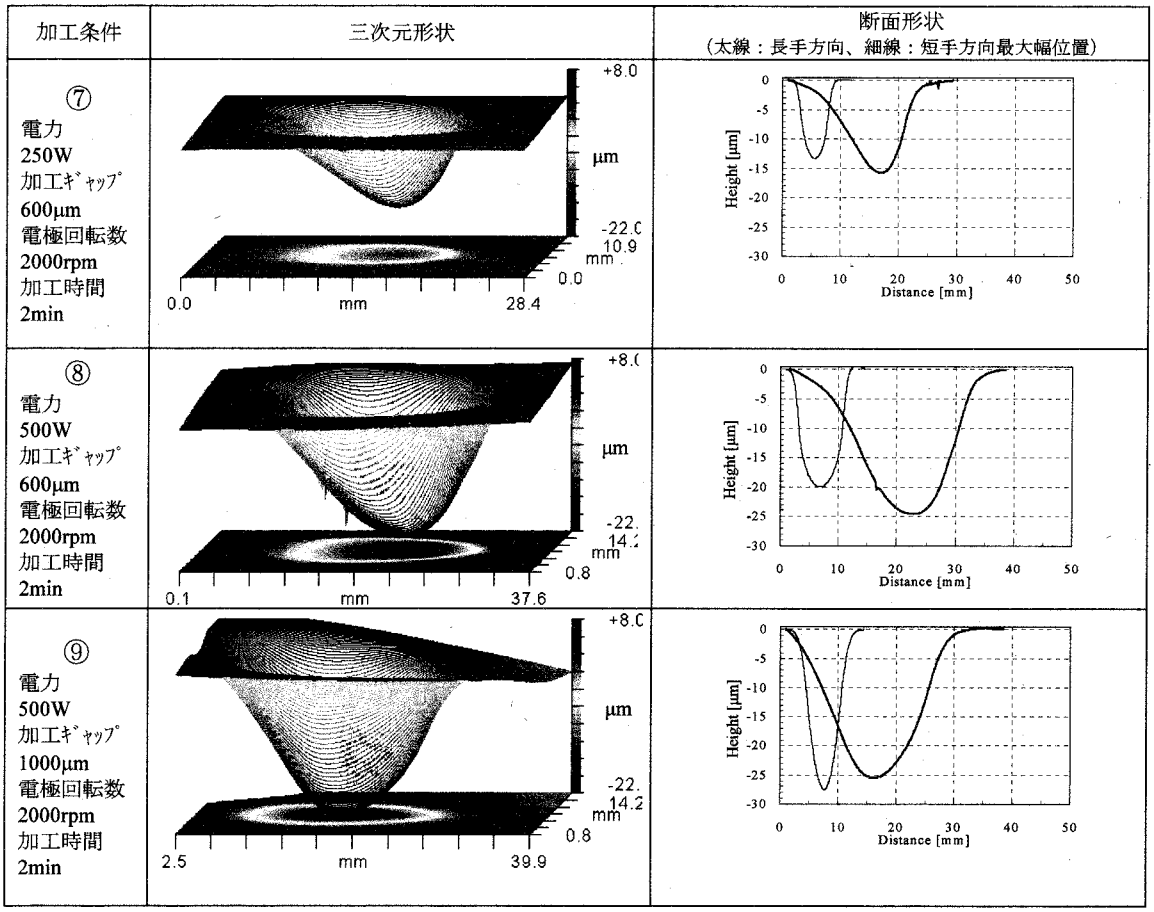


図 4.6　単位加工痕形状（$He:CF_4:O_2 = 98:1:1$）

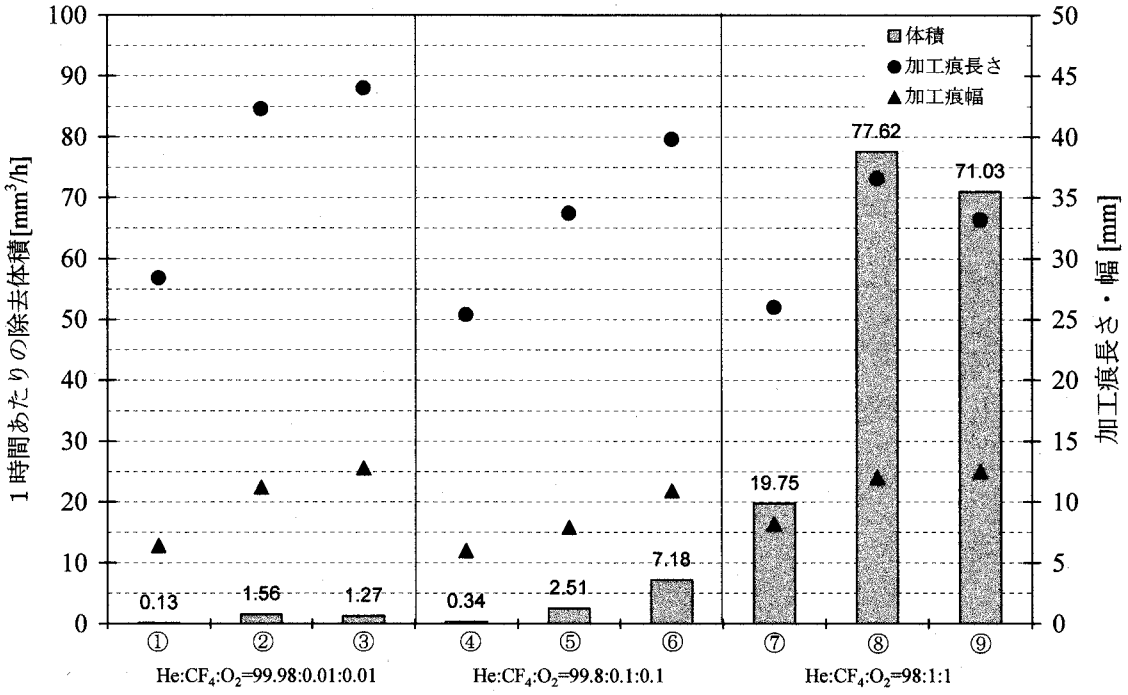


図 4.7　単位加工痕の長さと幅および 1 時間あたりの除去体積
（①～⑨は図 4.4～図 4.6 の加工条件に対応する）

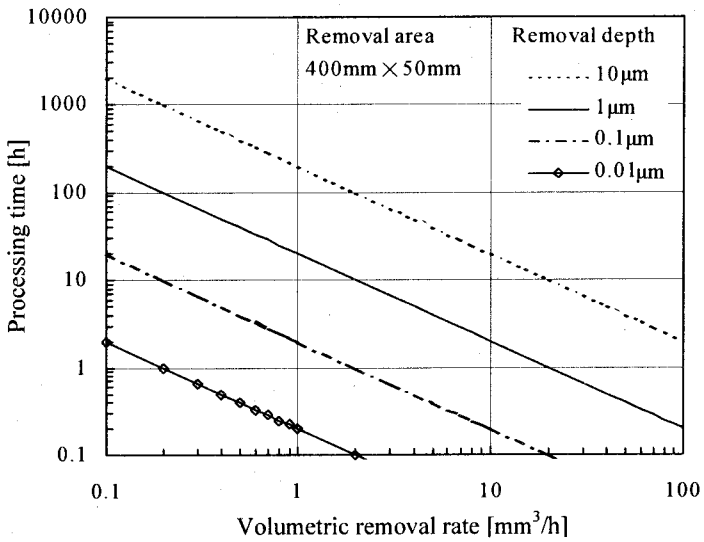


図 4.8　1時間当りの加工量と加工時間の関係

4.2.3 ワークテーブルの可動域内における単位加工痕形状の安定性

プラズマCVMにおける数値制御加工は、単位加工痕形状の安定性を前提として行われる。本研究で用いている数値制御加工装置は、長さ500mmまでの長尺のX線ミラーを加工対象としているため、そのミラー全面において安定した単位加工痕形状が得られなければならない。よって、図4.9に示すように、長さ400 mm×幅 50mmの単結晶シリコン製平面ミラー上の異なる8点において単位加工痕を作製し、その形状の比較を行った。表4.3に単位加工痕の作製条件を、図4.10および図4.11に各単位加工痕の形状を示す。

これらの結果より、本加工装置における単位加工痕の最大深さのばらつきは 2.68μm±0.21μm（±7.8%）であることがわかる。このばらつきは、ワークテーブルの移動に伴うチャンバー内の電気的インピーダンスの変化が主因と考えられるので、3.13 節で述べた高周波電力供給システムの改良により、加工痕形状の安定性をさらに向上できると思われる。

表 4.3　単位加工痕の作製条件

試料	Si (100)　400L×50W×30^t
反応ガス組成	He : CF_4 : O_2 = 99.98 : 0.01 : 0.01
加工ギャップ	600 μm
投入電力	50 W
電極周速度	31.4 m/s (2000rpm)
精製装置の循環流量	3.4 m^3/min
加工時間	30 min

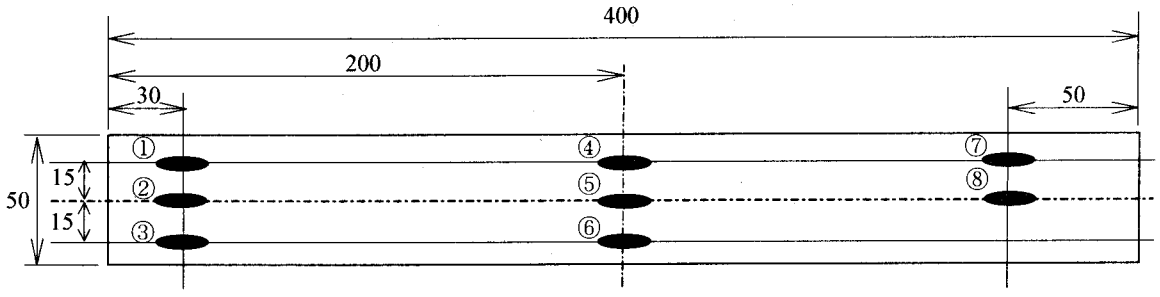


図 4.9　ミラー上の単位加工痕作製位置

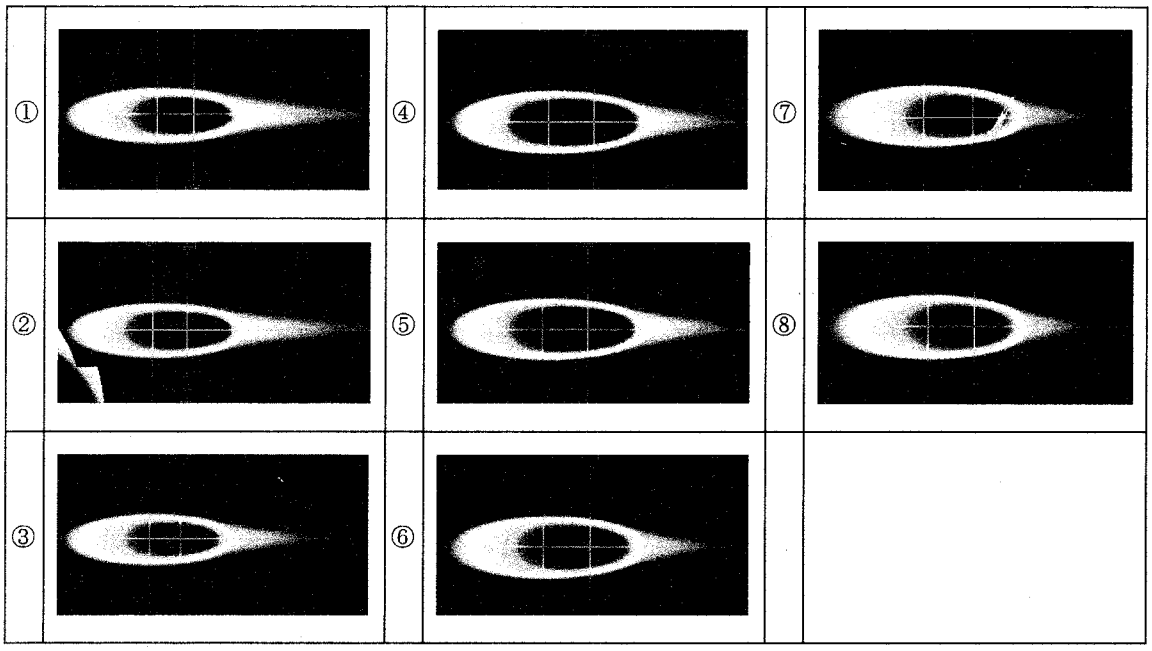
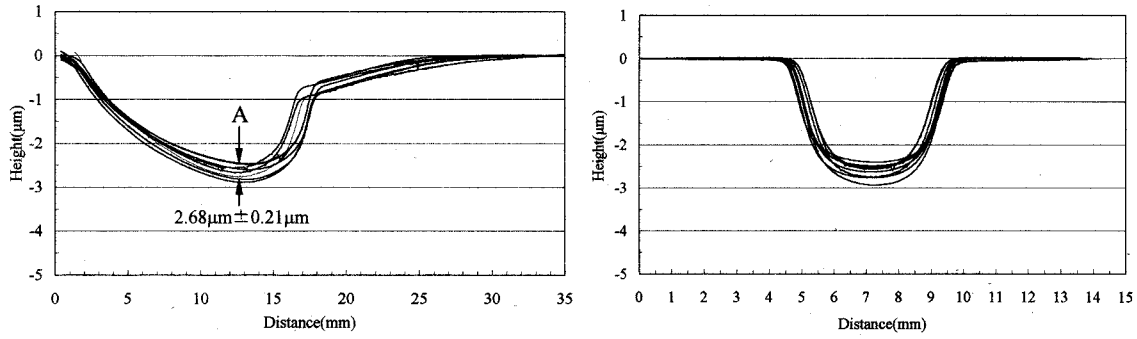


図 4.10 各試料位置における単位加工痕形状



(a)　電極回転方向　　(b) 電極回転方向に対して直交方向（A 位置）

図 4.11　単位加工痕形状の試料位置依存性（8 点）

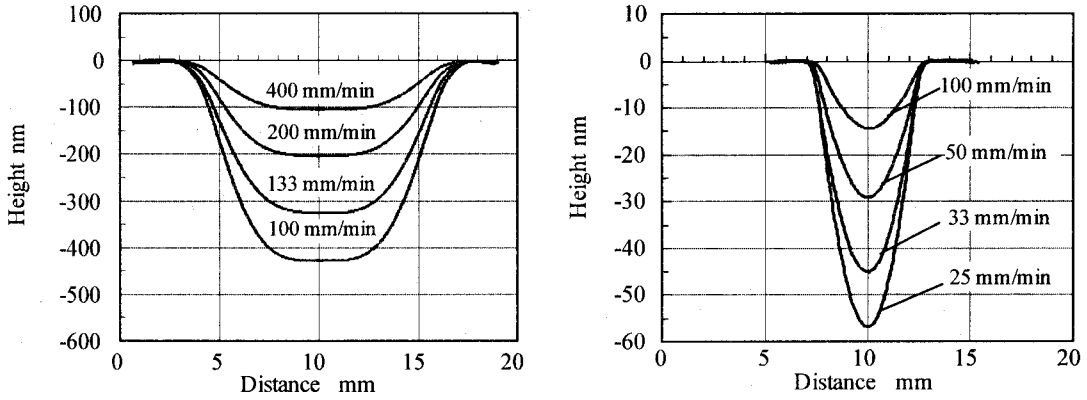
4.3 加工速度のワーク送り速度依存性

数値制御プラズマ CVM は、加工量がプラズマの滞在時間に比例するという原理に基づいて行われる。実際の加工におけるプラズマの滞在時間は、ワークテーブルの送り速度によって制御される。すなわち、ワークテーブルの送り速度が小さいとプラズマの滞在時間が長いので加工量は大きくなり、逆に送り速度が大きいと滞在時間が短くなるので加工量は小さくなる。そこで、ワークを一方向に走査してライン加工を行った際の、加工量のテーブル送り速度依存性について調べた。表 4.4 に加工条件を、図 4.12 に一走査当りに形成されたライン状加工痕の断面形状を示す。図より、いずれの条件においても、送り速度が小さくなってプラズマの滞在時間が大きくなると、加工幅は変わらずに加工深さのみが増加することが分かる。このことは、加工痕の大きさは時間の関数にはなっておらず、一定の大きさとみなしてよく、よって、ワーク送り速度を導出するシミュレーションが単純化されるということを意味する。

また、図 4.13 はワークの送り速度の逆数、すなわちプラズマの滞在時間で整理した結果であるが、両条件共に完全な線形比例関係にあり、粗加工から仕上げ加工の条件に至るまで制御性に優れた加工特性が得られていることが分かる。

表 4.4　加工条件

パラメータ	A	B
試料	Si (100) ϕ 150×0.625^t	Si (100) 400×50×30^t
反応ガス組成	He : CF_4 : O_2 = 99.8 : 0.1 : 0.1	He : CF_4 : O_2 = 99.98 : 0.01 : 0.01
投入電力	500 W	50 W
電極周速度	31.4 m/s (2000rpm)	31.4 m/s (2000rpm)
加工ギャップ	1000 μm	600 μm



(a) 条件 A　　(b) 条件 B

図 4.12 一走査当りの加工量とワーク送り速度の関係

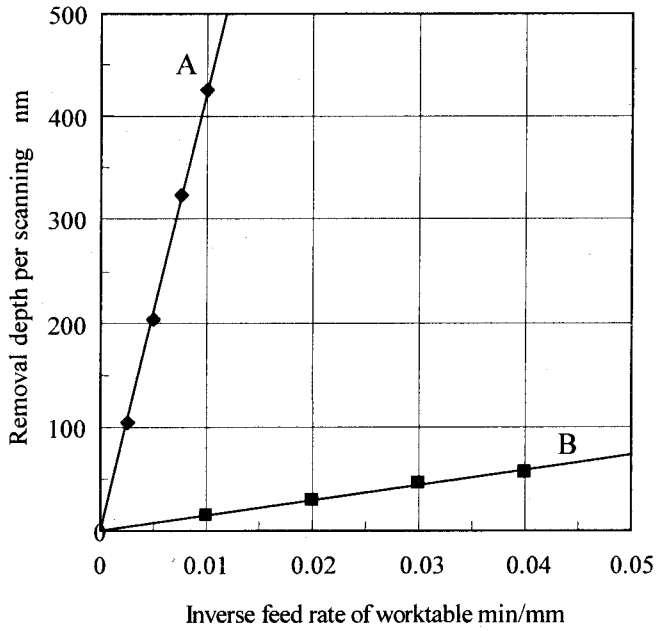


図 4.13 一走査当りの加工量とワーク送り速度の逆数（プラズマ滞在時間）の関係

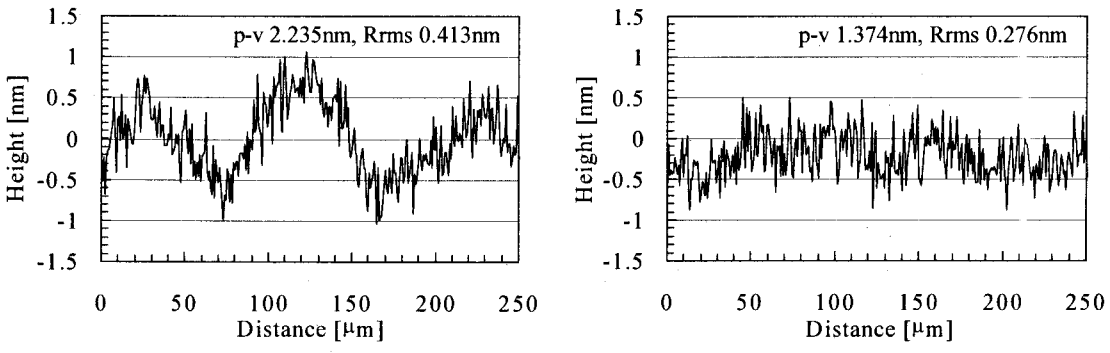
4.4 加工面の表面粗さおよび不純物分析

本節では、作製した数値制御加工装置によって加工した試料の、表面粗さの測定、および不純物分析を行った結果について述べる。試料としては、市販のシリコンウエハを用い、表 4.5 に示す条件で加工を行った。図 4.14 に、走査型白色干渉顕微鏡（Zygo 社製 NewView 200 CHR）を用いてウエハの鏡面研磨面、ならびに鏡面研磨面をプラズマＣＶＭ加工した面の表面粗さを測定した結果を示す。これより、機械研磨により作製された Si ウエハの鏡面研磨面には 30 ～ 70 μm 周期のうねりが見られるのに対して、プラズマ CVM 加工面ではそれらのうねり成分が除去されて平坦化されていることが分かる。

この機械研磨面に見られる 30 ～ 70 μm 周期のうねりは、リップルと呼ばれる粗さである。リップルの波長成分は、研磨時に用いる研磨クロス（ポリシングパッド）の特徴的な表面粗さの波長成分とほぼ一致するため、リップルは研磨クロスの表面粗さの転写によって発生すると考えられる。また、シリコンウエハの表面には、数 ～ 数十 nm の周期を持つヘイズと呼ばれる微小な粗さが観測されることが報告されている[1)]。このヘイズ成分の粗さの周期は、研磨剤として使用されているコロイダルシリカ粒子のサイズとほぼ同等のオーダであるため、ヘイズの形成には研磨剤が大きく関与していることが推察される。一方、プラズマ CVM で用いている回転電極の表面は、プラズマ溶射により形成されたアルミナ皮膜を研磨したものであり、数μm（p-v）程度の粗さが存在するが、加工ギャップが数百μmもある非接触加工であるので、その粗さが直接的に転写されることはない。また、除去反応に関与するのは原子サイズの中性ラジカルであるため、機械研磨で問題となるリップルやヘイズ等の形成は原理的に生じない。さらに、化学反応を利用した加工法であるため、振幅がナノメータオーダの粗さに対しては、材料内に欠陥が存在しなければ、表面エネルギーが最小となるように自発的に粗さが小さくなると考えられる。

表 4.5　加工条件

試料	φ 6” Si ウエハ Cz (100) p-type (B dope)　ρ =8.5-11.5 Ω cm 625 μm^t
電極周速度（回転数）	31.4 m/s (2000 rpm)
電極-試料間ギャップ	1 mm
送り速度（走査回数）	200 mm/min (200 mm × 30 pass)
反応ガス組成	He : CF_4 : O_2 ＝ 99.8 : 0.1 : 0.1
投入電力	500 W
循環流量	メインのみ 3.4 m^3/min
加工量	約 6 μm



(a) As received　(b) Polished surface by PCVM

図 4.14 シリコンウエハの表面粗さ

次に、AFM（Atomic Force Microscope：デジタル・インスツルメンツ社製　NanoScopeⅢa）を用いて、空間波長が1 μm以下のマイクロラフネスを評価した結果について述べる。評価用試料の加工条件は表4.5と同じであるが、電極の回転方向と試料の走査方向との相関を調べるために、表4.6に示す3通りの走査方法で試料を作製した。測定結果を図4.16に示す。これより、ＣＶＭ加工面はいずれの条件で加工した場合も、未加工面と比べて表面粗さが悪化していることがわかる。特に、ガス流の下流側に向かって試料を走査した条件Ｂにおいて、突起状に表面粗さが悪化している様子が見られることから、反応生成物ならびにCF_4がプラズマ中で分解されてできたC_xF_{2x}等の不飽和種による重合体等が表面に付着していると思われる。これらの付着物は、表4.7に示す洗浄プロセスにより、大部分取り除くことができるが、未加工面と比べると明らかに表面粗さが悪化している。よって、空間波長が1 μm以下のマイクロラフネスを向上させるためには、反応ガスの組成（CF_4とO_2の濃度、比率）や投入電力等の加工条件、および反応生成物の吸引方法等を最適化する必要がある。

表4.6　AFM評価試料作製条件

A	電極の回転方向に対して逆方向（図4.15中①）に試料を走査。 1 mm pitch×10 pass×2の面加工で、戻り時にはプラズマを発生させない。
B	電極の回転方向に対して同方向（図4.15中②）に試料を走査。 1 mm pitch×10 pass×2の面加工で、戻り時にはプラズマを発生させない。
C	Bの条件で1 mm pitch×10 passの面加工を行った後、Aの条件で1 mm pitch×10 passの面加工を行う。

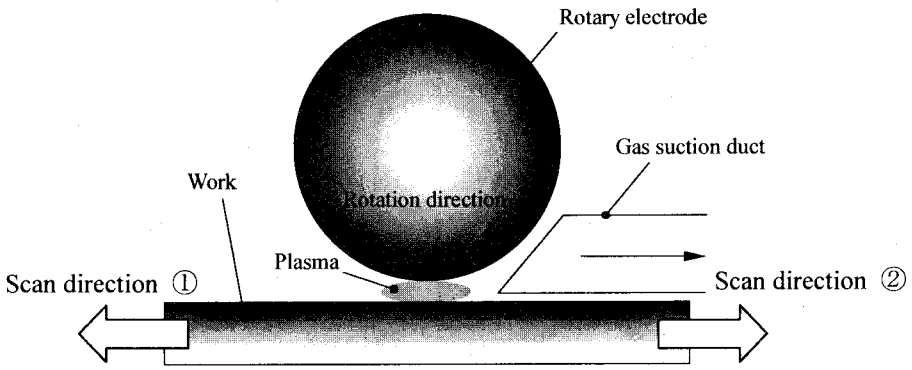


図4.15　電極回転方向とワーク走査方向の関係

表4.7　洗浄手順

(1)	O_3水（5 ppm）による有機物、金属元素除去（15分）
(2)	HF（≤0.5 %）/H_2O_2（0.1－1 %）/H_2O/ 界面活性剤＋メガソニックによる微粒子、金属元素、酸化膜除去（10分）
(3)	O_3水(1 ppm)による有機物(界面活性剤)除去（10分）
(4)	HF（0.1 %）による酸化膜除去＋水素終端化（15分以上）
(5)	超純水＋メガソニックリンス（10分）

表 4.8　AFM 測定条件

走査範囲	0.5 × 0.5 μm
走査速度	1 Hz
測定モード	タッピングモード

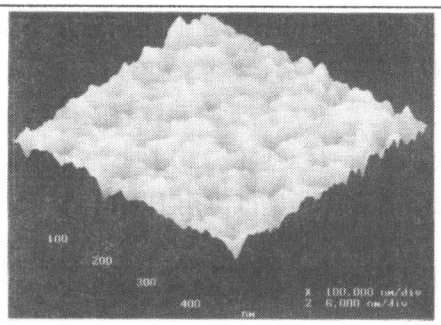
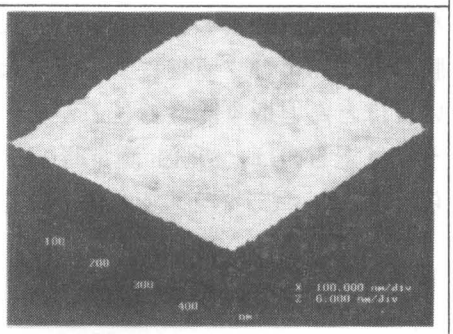
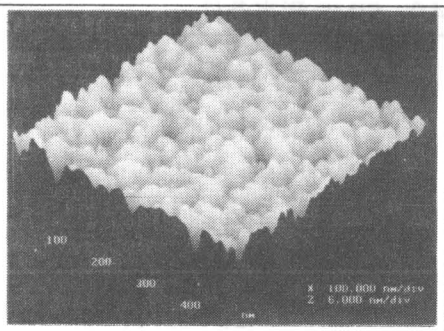
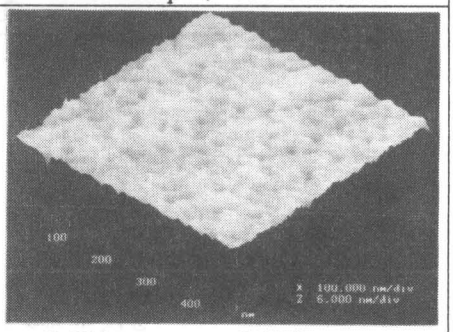
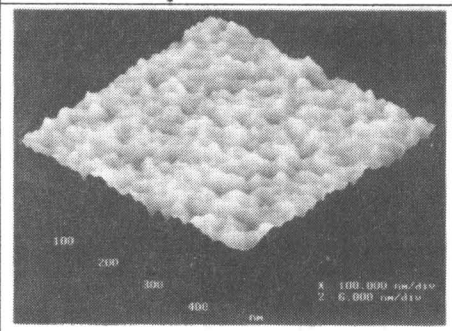
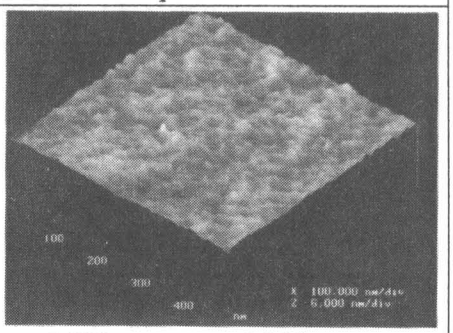
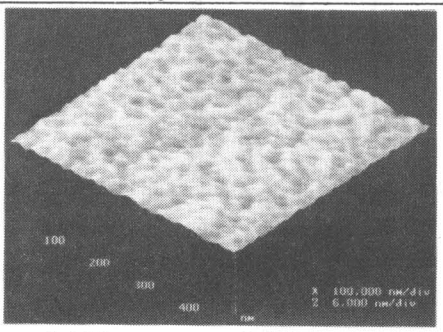
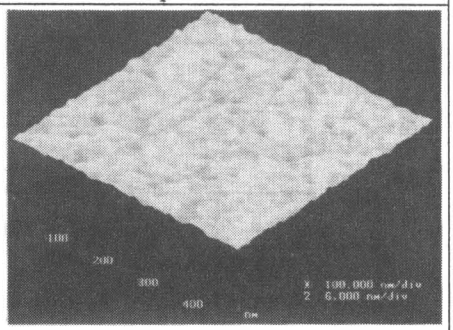
Machining condition	Before cleaning	After cleaning
A Scan direction ① 1 mm pitch×10pass ×2	 4.565nm p-v,　0.445nm rms	 2.985 nm p-v,　0.156 nm rms
B Scan direction ② 1 mm pitch×10pass ×2	 3.942 nm p-v,　0.565 nm rms	 2.604 nm p-v,　0.188 nm rms
C Scan direction ② 1 mm pitch×10pass + Scan direction ① 1 mm pitch×10pass	 2.400 nm p-v,　0.303 nm rms	 1.633 nm p-v,　0.164 nm rms
As received wafer	 1.105 nm p-v,　0.113 nm rms	 1.945 nm p-v,　0.124 nm rms

図 4.16　AFM による加工面の表面粗さ測定結果

最後に加工面の不純物について述べる。図 4.17 は、SIMS（Secondary Ion Mass Spectroscopy：CAMECA 社製 IMS-6F）測定により不純物元素の深さ方向分析を行った結果であり、反応ガス成分である炭素、フッ素、酸素を測定対象元素とした。SIMS 測定条件を表 4.9 に示す。図 4.17(a)より、いずれの元素に関しても検出されていることから，存在形態の詳細は不明であるが、炭素、フッ素による汚染、ならびに酸素による酸化が起こっていることが分かる。ただし、図 4.17(b)に示すように、表 4.7 に示すウエットクリーニングを行なった後では酸素の量が減少し、またフッ素がほとんど検出されなくなることから、酸化膜の形成およびフッ素による汚染は極表面層のみであり、フッ酸による酸化膜の除去に伴い、ほとんど取り除けることが分かる。ここで、各元素が試料内部にまで分布しているように見えるのは、SIMS 測定時の一次イオン（Cs^+）により押し込まれたためであると考えられる。よって、プラズマ CVM 加工による表面汚染は実用上問題ない程度であると言える。

表 4.9　SIMS 測定条件

1 次イオン	Cs^+
加速電圧	5 kV
1 次電流	30 nA
ラスター範囲	160 × 160 μm^2
測定領域	～ ϕ 8 μm
2 次イオン種	^{12}C, ^{16}O, ^{19}F, ^{30}Si
2 次イオン引き出し電圧	4.5 kV

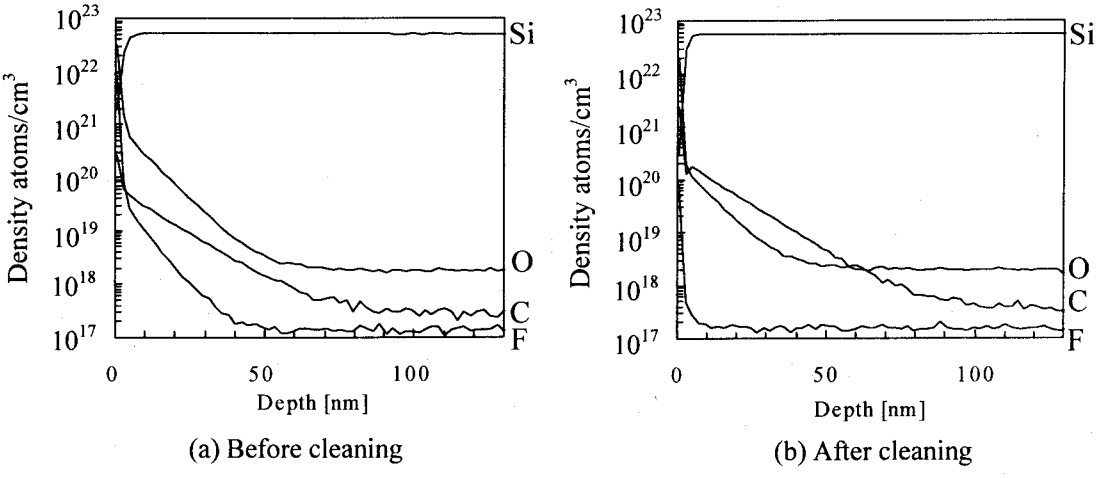


図 4.17　SIMS 測定結果

4.5 結言

本章では、開発した数値制御プラズマCVM加工システムの加工特性を評価した結果について述べた。本章において得られた成果を以下に列挙する。

(1) 数値制御加工を行う上で、最も基本的な加工単位である単位加工痕形状の各種加工パラメータ依存性について明らかにした。その結果、電極 - ワーク間の加工ギャップを小さくすると、電極回転方向に対して直交方向における加工痕断面の中央部が、凸状に加工量が少なくなることがわかった。これは、電極外周部の曲率が小さいため、回転によって生じるガスの流れに分布が生じたためであると考えられる。また、電極の回転速度を大きくすると上流部におけるプラズマの冷却、ならびに生成された反応種の下流側への移送により、加工深さが最大となる位置が下流側に移ることがわかった。これらのことから、数値制御加工を行う上で有利な、単純な形状の単位加工痕を得るためには、加工ギャップ、電極回転速度、反応ガス濃度、投入電力等の加工パラメータの適切な設定が重要であると言える。

(2) ワークテーブルの可動域内における単位加工痕形状の安定性を、長さ 400 mm×幅 50 mm の単結晶シリコン上の異なる 8 点を加工することにより評価した。その結果、単位加工痕の最大深さのばらつきは±7.8 %であった。このばらつきは、ワークテーブルの移動に伴うチャンバー内の電気的インピーダンスの変化が主因と考えられるので、3.10 節で述べた高周波電力供給システムの改良により、向上できると考えられる。

(3) 本加工システムにおける加工量は、ワークの送り速度の逆数、すなわちプラズマの滞在時間に対してナノメータオーダの加工量に至るまで完全な線形比例関係にあり、また、プラズマの滞在時間の増加に伴う加工量の増加は、深さ方向のみに生じ、幅方向には変わらないという、数値制御加工を行う上で非常に優れた加工特性を得た。

(4) シリコンウエハの加工を行い、加工面の表面粗さおよび不純物分析を行った。その結果、リップルと呼ばれる空間波長が数十 μm オーダの粗さ成分は減少することがわかった。リップルは研磨クロスの表面粗さが転写されて生じると考えられるので、非接触加工という本加工法の優位性を示すことができた。一方、空間波長が 1 μm 以下のマイクロラフネス領域においては、突起状に表面粗さが悪化している様子が見られた。これは反応生成物やプラズマ中で生成された C_xF_{2x} 等の不飽和種による重合体等が加工面に付着したためであると考えられるので、今後、加工条件の最適化や反応生成物の吸引による除去方法等の最適化が必要である。また、不純物汚染は極表面層のみであり、軽微のウエットクリーニングを行うことで、実用上問題ない程度にできることがわかった。

参考文献

1) UCS 半導体基盤技術研究会編：シリコンの科学, リアライズ社, (1996).

第5章　総括

本研究は、プラズマ CVM を機械加工に置き換わる実用的な超精密加工法として展開させることを目的として行われた。本編はその一環として、X 線ミラー加工用の数値制御プラズマ CVM 加工システムを開発するために行われた一連の研究結果をまとめたものである。以下に、本研究によって得られた成果を総括する。

第 1 章では、本研究の背景とその目的について述べた。

第 2 章では、大気圧プラズマを用いたプラズマ CVM の加工原理を示し、その特長について述べるとともに、本加工法を太陽電池のパターニングや非球面レンズの加工に応用した例を示した。また、プラズマ発生用電極に回転電極を用いることを提案した。電極を高速に回転させることにより、電極と加工物との間に形成される非常に狭い加工ギャップ(数百μm) に対して、高効率な反応ガスの供給ならびに反応生成物の排出を行うことができるとともに、プラズマはワークと対向した部分のみに局所的に発生し、残りの部分においては雰囲気ガスとの相互作用により冷却されるため、大電力の投入が可能となり、加工能率を大幅に向上させることができた。本方式は、高圧力下において顕著となるガスの粘性を積極的に利用したものであり、大気圧プラズマならではの方法である。また、回転電極の応用例として、内周刃ブレードを用いた切断加工、円筒型電極を用いたポリシング加工、および球型（円盤型）電極を用いた数値制御形状加工を提案し、それぞれの加工装置の実例を示した。さらに、各種機能材料（石英ガラス、単結晶シリコン、モリブデン、タングステン、シリコンカーバイド、ダイヤモンド）に対して、数μm～数百μm／min の高加工速度を得ることに成功し、とくに石英ガラス、シリコンに対しては機械加工におけるラッピングに匹敵する加工速度を実現した。また、各種加工法によって研磨した単結晶シリコン表面の欠陥密度を、SPV スペクトロスコピーにより評価した。その結果、プラズマ CVM 加工面の欠陥密度は、機械研磨やアルゴンイオンスパッタリング等の物理的な加工法によって得られた加工面と比べて 2 桁以上小さく、ケミカルエッチング面と同等の低欠陥密度であることが分かった。

第 3 章では、まず、加工量がプラズマの滞在時間に比例することを利用した数値制御加工理論と、それを用いた加工プロセスについて述べ、プラズマの滞在時間を決定するワークの送り速度分布を導出するためのプログラムの開発を行った。次に、プラズマ CVM を用いて X 線ミラー等の超高精度光学素子を作製するための、4 軸（X, Y, Z, θ）制御の数値制御プラズマ CVM 加工装置を開発した結果について述べた。本装置の設計にあたって、まず、プラズマ CVM 加工における加工雰囲気のクリーン化の必要性について述べ、そのコンセプトを実現するために、プラズマ発生用の回転電極、ならびにワークテーブルの軸受には、パーティクルの発生や、潤滑油等の有機物汚染がなく、また、チャンバー内のプロセスガスを作動ガスとする気体軸受を適用した。さらに、プラズマ発生用の円盤型回転電極の表面には、プラズマ溶射により酸化アルミニウム（アルミナ）の皮膜を形成した。誘電体膜の形成により、電極表面からの二次電子放出によるアーク放電を抑制し、高密度の大気圧下において低温で安定したプラズマを維持することに成功した。また、アルミナはフッ素系の反応ガスに対して耐食性が高いので、半永久的に電極を使用することが可能である。ワークテーブルは、X 軸、Y 軸ともに花崗岩製の定盤上に静圧パッドにより浮上

させ、ステンレス製のベルトで牽引する構造とした。定盤の平面度、静圧浮上による平均化等の総合的な効果により、550 mm という長ストロークにおいて真直度 0.5 μm 以下を実現した。さらに、プロセスガス中のパーティクル、反応生成物等の不純物を除去するとともに、反応ガス濃度およびプロセスガスの温度を一定に維持する機構を有する、ガス循環精製システムを開発した。本システムを用いることにより、プロセスガスの温度変動を±0.1 ℃以内に制御することができた。また、プラズマに投入する電力を一定にし、加工特性を安定化させるための高周波電力供給システムの開発を行った。本システムはインピーダンス整合用の低損失半同軸型空洞共振器、および回転電極の周囲に設置した電界シールドカバーから構成されている。電界シールドカバーの適用により、ワークテーブルの移動に伴うプロセスチャンバ内のインピーダンスの変動を抑制し、プラズマに対して安定に電力を供給することを実現した。

第 4 章では、開発した数値制御プラズマ CVM 加工システムの加工特性を評価した結果について述べた。まず、数値制御加工を行う上で、最も基本的な加工単位である単位加工痕形状の各種加工パラメータ依存性について明らかにした。その結果、電極 - ワーク間の加工ギャップを小さくすると、電極回転方向に対して直交方向における加工痕断面の中央部が、凸状に加工量が少なくなることがわかった。これは、電極外周部の曲率が小さいため、流体コンダクタンスの違いにより、回転によって生じるガスの流れに分布が生じたためであると考えられる。また、電極の回転速度を大きくすると上流部におけるプラズマの冷却、ならびに生成された反応種が下流側へ移送されることにより、加工深さが最大となる位置が下流側に移ることがわかった。これらのことから、数値制御加工を行う上で有利となる、単純な形状の単位加工痕を得るためには、加工ギャップ、電極回転速度、反応ガス濃度、投入電力等の各種加工パラメータを適切に設定することが重要であると言える。また、ワークテーブルの可動域内における単位加工痕形状の安定性を、長さ 400 mm×幅 50 mm の単結晶シリコン上の異なる 8 点を加工することにより評価した。その結果、単位加工痕の最大深さのばらつきは±7.8 %であった。このばらつきは、ワークテーブルの移動に伴うチャンバー内の電気的インピーダンスの変化が主因と考えられるので、電界シールドカバー等の改良により、向上できると考えられる。さらに、本加工システムにおける加工量は、ワークの送り速度の逆数、すなわちプラズマの滞在時間に対してナノメータオーダの加工量に至るまで完全な線形比例関係にあり、また、プラズマの滞在時間の増加に伴う加工量の増加は、深さ方向のみに生じ、幅方向には変わらないという、数値制御加工を行う上で非常に優れた加工特性を得た。最後に、シリコンウエハの加工を行い、加工面の表面粗さおよび不純物分析を行った。その結果、リップルと呼ばれる、空間波長が数十 μm オーダの粗さ成分は減少することがわかった。リップルは研磨クロスの表面粗さが転写されて生じると考えられるので、非接触加工という本加工法の優位性を示すことができた。一方、空間波長が 1 μm 以下のマイクロラフネス領域においては、突起状に表面粗さが悪化することがわかった。これは、反応生成物やプラズマ中で生成された C_xF_{2x} 等の不飽和種による重合体等が加工面上に付着したためであると考えられるので、今後、加工条件の最適化や反応生成物の吸引による除去方法等の最適化が必要である。また、SIMS による不純物の深さ方向分析を行った結果、汚染は極表面層のみであり、軽微のウエットクリーニングを行うことで、実用上問題ない程度にできることがわかった。

第2編　シンクロトロン放射光用X線ミラーの作製

第1章　序論

近年、世界中で大型の放射光施設の建設が相次いでいるが、日本においても理化学研究所（理研）と日本原子力研究所（原研）との共同により、兵庫県の播磨科学公園都市内にSPring-8（Super Photon ring-8GeV）が建設された。SPring-8は、専用の加速器にアンジュレータ主体の挿入光源を多数設置できるように設計された、いわゆる第3世代の放射光施設であり、1997年3月26日にはじめて放射光の取り出しに成功した。その基本仕様を表1.1に示すが、周長1436 mの蓄積リング中に、長さ6.5 mの直線部が40ヶ所と、約60 mの長直線部が4ヵ所あり、この直線部には標準長（4.5 m）の挿入光源（Insertion device）が34ヵ所、長尺（～30 m）の挿入光源が4ヵ所設置される予定となっている[1]。SPring-8の完成により、我が国においても極めて高輝度でコヒーレンス性の高いX線を利用することが可能となった。このような質の高いX線を用いると、物質の構造解析のような基礎科学分野はもちろんのこと、医療診断や半導体リソグラフィーのような応用技術分野に至るまで、様々な先端技術分野においてその技術水準の高度化を実現することができる。図1.1は、SPring-8に設置されているビームラインを示したものであるが[1]、理学、工学、医学等様々な分野における最先端の基礎および応用研究が幅広く行われようとしていることがわかる。

表1.1　SPring-8の基本仕様

入射加速器		蓄積リング		
線形加速器		蓄積リング		
エネルギー	1 GeV	エネルギー		8 GeV
全長	140 m	周長		1436 m
繰り返し	60 Hz	加速周波数		508.58 MHz
加速周波数	2856 MHz	蓄積電流	設計値	100 mA
シンクロトロン			実測値	100 mA
入射エネルギー	1 GeV	ビーム寿命	設計値	>10 h
最大エネルギー	8 GeV	(100 mA)	実測値	>40 h
周長	396 m	エミッタンス	設計値	5.6×10^{-9} mrad
繰り返し	1 Hz		実測値	7×10^{-9} mrad
加速周波数	508.58 MHz	x-y 振動結合比	設計値	<10 %
			実測値	～0.1 %

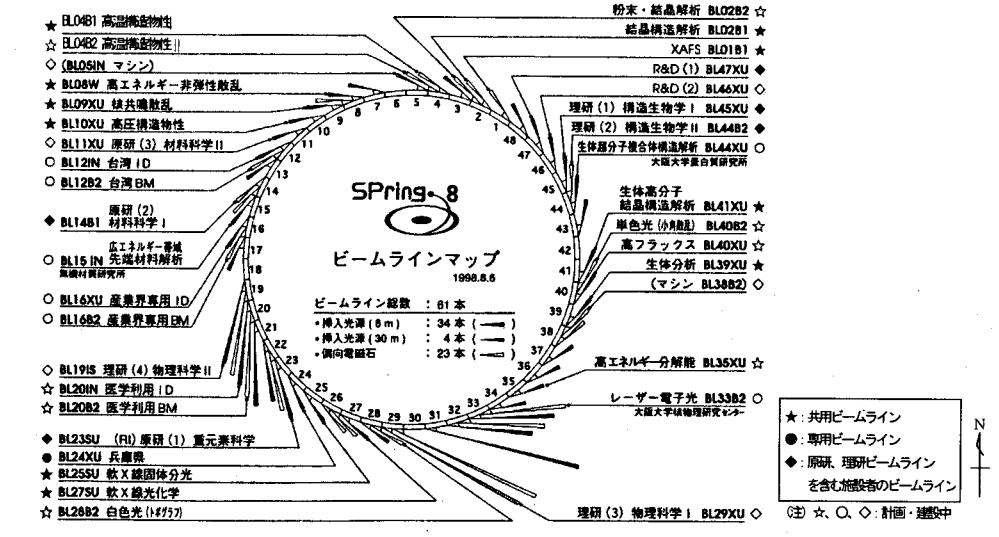


図1.1　SPring-8におけるビームラインの配置図

ところで、SPring-8 で作られる放射光が有する優れた特性を、損なうことなく有効に利用するためには、そこで用いられる光学素子に極限的な精度が求められるのは当然のことであり、例えば、スロープエラーとしては 0.5 μrad 以下、マイクロラフネスにおいては 0.5 nm rms 以下を最低限満足することが要求されている。これらの要求に対して現状では、ローカルピッチ研磨による CCP（Computer Controlled Polishing）[2)~4)]や、IBF（Ion Beam Figuring）[5)~9)]による加工が行われており、公表された値を見る限り、要求精度を満足するミラーが作製されつつあるように思われる。ただし、これらのミラーにおける形状精度は、あくまでもレーザ干渉計[9)]や LTP（Long Trace Profiler）[10)~12)]、あるいは接触式プローブを用いた形状計測器[13)]の測定精度以内の正確性しか有しておらず、絶対的な形状でないのは言うまでもない。近年になって、波長が 13 nm の EUVL（Extreme Ultra Violet Lithography）光学系においては、実際に使用する EUV 光（at wavelength）を用いた PS/PDI（Phase Shifting Point Diffraction Interferometer）により、絶対形状を評価する試みが行われはじめ、測定の再現性として 0.11 nm rms が得られたとの報告がある[14)]。ところが、波長が 1 nm（10 Å）以下の硬 X 線領域における斜入射光学系において、そのような絶対形状計測が行われた例はまだなく、硬X線を用いたものとしては、ESRF（European Synchrotron Radiation Facility）において実際のビームラインにミラーを設置して、集光性能を評価した例が挙げられる[15)~16)]。これらによると、低空間周波数領域における形状誤差が焦点ボケを生じさせ、また、中空間周波数領域における誤差成分が焦点周りにおいてサテライトピークを生じさせており、ミラーの光学性能としては不十分であることが示されている。さらには、アンジュレータ光の大きな特色である高コヒーレンス性が、ミラー等の光学素子を介しても保存されるか、という極めて重要な議論に関しても評価が行われつつあるが[17)]、完全にコヒーレンス性を保存するミラーは未だ実現していない。このような現状において、CCP のような機械的な加工法では、加工現象の安定性の観点から言って、加工精度としてはもはや限界に達したと言っても過言ではなく、そのブレークスルーのためには、新しい加工原理に基づく加工法の開発が急務であることは間違いない。

本研究の目的は、第1編において開発した数値制御プラズマCVM加工システムを用いて、超高精度 X 線ミラーを高効率に作製する技術の体系化を図ることにあり、本編は、現在最も高い精度が要求されている光学素子の一つであるシンクロトロン放射光用ミラーを、開発した数値制御プラズマ CVM 加工システムの性能を実証するための加工対象とし、それを作製するために行われた一連の研究結果をまとめたものである。以下に本編の構成について述べる。

第 2 章では、まず、物質に対する屈折率が極めて 1 に近く、また直入射の反射率が非常に小さいという特殊性を有する硬 X 線を取り扱う上で必要な、X 線光学理論について述べた後、実際の放射光施設において用いられる X 線ミラーの用途とその材質、大きさについて述べている。また、ミラー面上に存在する形状誤差の空間波長と光学性能の相関について述べ、X 線ミラーに要求される形状誤差の許容値を各空間周波数別に示している。さらに、作製した X 線ミラーの形状を評価する位相シフトレーザー干渉計、中間周波数領域の粗さを評価する走査型白色干渉顕微鏡、および高空間周波数領域の粗さを評価する AFM の原理と性能について述べ、最後に、大気圧プラズマ CVD によるアモルファス膜の成膜、数値制御プラズマ CVM による形状修正加工、および数値制御 EEM 加工による仕上げ加工を組み

合わせることにより、サブナノメートルオーダの形状精度と原子オーダの平滑性、ならびに結晶学的な完全性を有するX線ミラーを、ケミカルプロセスのみによって一貫して作製する新しい加工プロセスの提案を行っている。

第3章では、本研究において、シンクロトロン放射光用長尺平面ミラーを計測するために用いた、形状計測システムについて述べている。まず、フィゾー型位相シフトレーザー干渉計を中心に構成された、測定システムについて述べた後、重複させて測定した複数のデータを、重複部分における面の傾きが一致するように合成して、長尺ミラー全体の形状を得る方法、ならびに、自重による変形の影響が最も小さくなるミラーの設置方法について検討を行っている。また、測定時における温度変動の影響を抑えるため、熱伝導解析により、測定系を設置する恒温室の設計を行うとともに、作製した恒温室の性能評価を行っている。最後に、合成測定法における繰返し再現性の評価、ならびに大口径干渉計を用いて一括測定した形状データとの比較により、本測定法の妥当性を評価している。

第4章では、開発した数値制御プラズマCVM加工システムにより、高能率に超精密形状加工が行えることを実証するため、放射光施設のビームラインで用いられる、高調波X線除去用のシリコン製平面ミラーの修正加工を行った結果について述べている。

第5章は、本編の総括である。

参考文献

1) 上坪宏道：動き出したSPring-8, 日本物理学会誌, **53** (1998) 811-818.
2) G. Derst, H. Handschuh, M. Schmit and K. Werner : Proc. SPIE **3152** (1997) 51-58.
3) M. Weiser, J. Fröschke, H. Handschuh, M. Jülich, M. Mayer and G. Seitz : Proceedings of 9th International Conference on Production Engineering (1999) 61-66.
4) 安藤学, 根岸真人, 瀧本雅文, 出口明信, 嶋崎忠弘, 中村宣夫, 鳴海廣治, 山本碩徳：1994年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集 (1994) 709-710.
5) M. Fruit, A. Schindler and T. Hänsel : Proc. SPIE **3739** (1999) 142-154.
6) A. Schindler : 9th International Conference on Production Engineering (1999) Osaka での発表から.
7) M. Weiser : Nucl. Instrum. Methods **B80/81** (1993) 1174-1177.
8) K. B. Becker : Proceedings of 9th International Conference on Production Engineering (1999) 51-60.
9) M. Weiser, J. Fröschke, H. Handschuh, M. Jülich, M. Mayer and G. Seitz : Proceedings of 9th International Conference on Production Engineering (1999) 61-66.
10) Peter Z. Takacs, Shinan Qian and Jeffrey Colbert : Design of a long trace surface profiler, SPIE **749** (1987) 59-64.
11) Shinan Qian, Werner Jark and Peter Z. Takacs : The penta-prism LTP : A long-trace-profiler with stationary optical head and moving penta prism, Rev. Sci. Instrum. **66** (1995) 2562-2569.
12) Haizhang Li, Peter Z. Takacs and Tom Oversluizen : Vertical scanning long trace profiler : a tool for metrology of X-ray mirrors, SPIE **3152** (1997) 180-186.
13) 根岸真人, 出口明信, 安藤学, 瀧本雅文, 中村宣夫：非球面光学素子の超平滑研磨技術に関する研究（第1報）－オンマシン形状測定装置の開発－, 精密工学会誌, **61** (1995) 1725-1729.

14) Edita Tejnil, Kenneth A. Goldberg, SangHun Lee, Hector Modecki, Philip j. Batson, Paul E. Denham, Alastair A. MacDowell, Jeffrey Boker and David Attwood : At-wavelength interferometry for extreme ultraviolet lithography, J. Vac. Sci. Technol. **B15** (1997) 2455-2461.

15) Riccardo Signorato, Chantal Goulon-Ginet, José Goulon, André Rogalev and Jean-Jacques Fermé : Vertically focusing reflective optics using two bendable CVD SiC mirrors, SPIE 2856 (1996) 343-354.

16) R. Signorato and M. Sánchez del Rio : Structured slope errors on real x-ray mirrors : Ray-tracing versus Experiment, SPIE **3152** (1997) 136-147.

17) A. Rommeveaux and A. Souvorov : Flat x-ray mirrors as optical elements for coherent synchrotron radiation conditioning, SPIE **3773** (1999) 70-77.

第2章　シンクロトロン放射光用X線ミラーに求められる性能

2.1 緒言

大型放射光施設であるSPring-8にて発生する放射光は、赤外線領域から硬X線領域に至るまで非常に幅広い波長範囲を有しているが、本研究においては主として波長が1 nm（10 Å）以下の、硬X線領域で用いられる光学素子を加工対象としている。硬X線領域の光は、ほとんどの固体材料に対する屈折率が極めて1に近いため、可視光領域におけるレンズのような屈折光学系を用いることはできない。一方、反射光学系においても、硬X線領域における直入射の反射率は非常に小さいため、ブラッグ反射を用いるか、あるいは全反射を利用した斜入射光学系を用いなければならず、X線光学においては可視光学にはない特殊性が存在すると言える。

本章では、まず、このような特殊性を有するX線光学系を理解するのに必要な、X線光学理論について述べた後、実際の放射光施設におけるX線ミラーの用途とそれに求められる要件について述べている。次に、作製したX線ミラーの形状評価に用いる測定器の測定原理と性能について述べ、最後に、ケミカルプロセスのみを用いた新しいX線ミラー作製プロセスの提案を行っている。

2.2 X線光学 [1)]

2.2.1 複素屈折率と原子散乱因子

本節ではX線の反射率に直接関与する屈折率と原子散乱因子との関係について述べる。X線領域における物質の屈折率nは1よりわずかに小さく、複素表示で

$$n = 1 - \delta - i\beta \tag{2.1}$$

$$\delta = \frac{Nr_c\lambda^2 f_1}{2\pi} \tag{2.2}$$

$$\beta = \frac{Nr_c\lambda^2 f_2}{2\pi} \tag{2.3}$$

と表わせる[2)]。ここでNは単位体積中の原子数で、単一元素原子で構成されている場合、

$$N = N_A\frac{\rho}{M} \qquad N_A：アボガドロ数，\ \rho：密度，\ M：原子量 \tag{2.4}$$

r_cは古典電子半径で、

$$r_c = \frac{e^2}{4\pi\varepsilon_0 m_e c^2} = 2.82\times10^{-13}cm \tag{2.5}$$

λはX線の波長である。

また、f_1, f_2は原子による散乱及び吸収を表わす因子であり、X線のエネルギーと元素の種類によって決まる。図2.1にPt、Rh、Siにおける原子散乱因子のエネルギー依存性を示す[3)]。

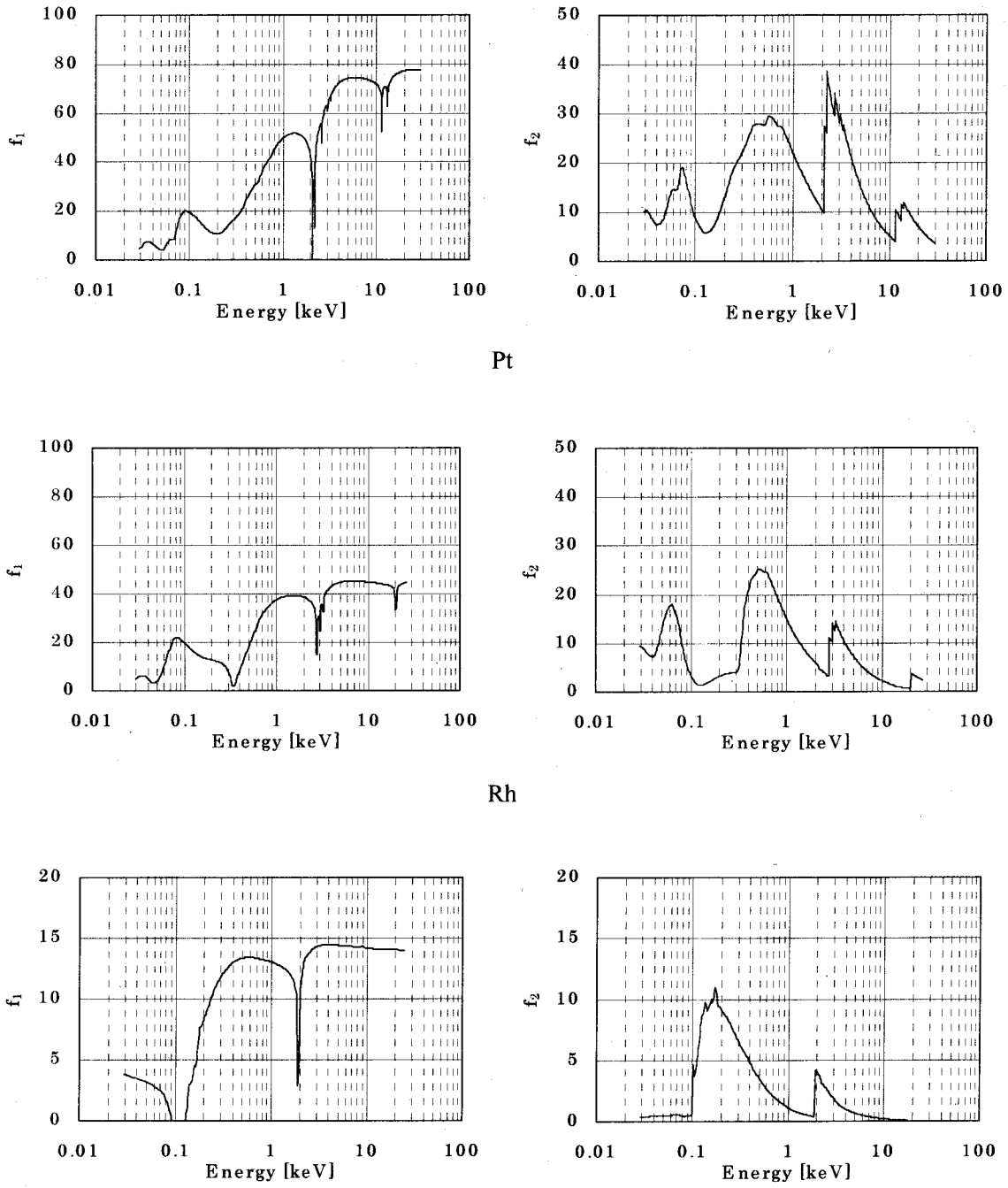


図 2.1　Pt、Rh、Si における原子散乱因子のフォトンエネルギー依存性

ここで比較的波長の長いCK_α線（$\lambda = 4.5$ nm, $E = 0.28$ keV）の場合でも、白金反射面に対して、

$$\delta = 9.1 \times 10^{-3} \tag{2.6}$$

$$\beta = 1.23 \times 10^{-2} \tag{2.7}$$

と大変小さな値であるため、X線の場合は屈折系の光学系を用いることはできず、反射系の光学系を用いざるを得ないことが分かる。

2.2.2 反射率

屈折率 n_1 の媒質から n_2 の鏡面に垂直入射する場合の反射率Rは、

$$R=\left|\frac{n_2-n_1}{n_2+n_1}\right|^2 \tag{2.8}$$

で表わされ、真空中から鏡面への入射を考えると、$n_1=1$、$n_2=1-\delta-i\beta$ として近似的に

$$R=\frac{\delta^2+\beta^2}{4} \tag{2.9}$$

と書ける。式(2.9)に式(2.6)(2.7)に示す CK_α 線の δ と β を代入すると $R=6.0\times10^{-5}$ となり、実用的には垂直入射ミラーの使用は困難であることが分かる。

よって、X線の光学系には全反射条件を利用した斜入射光学系が必要となる。X線が真空中より屈折率 n の物質に入射すると、図2.2に示すように境界面において屈折が生じる。屈折率と入射光の視斜角 θ_1 と屈折角 θ_2 の関係はスネルの法則より、

$$n=\frac{\cos\theta_1}{\cos\theta_2} \tag{2.10}$$

と表わせる。

全反射条件（$\theta_2=0$）を満たす臨界入射角を $\theta_1=\theta c$ とし、ミラー表面での吸収が無い（$\beta=0$）と仮定すると式(2.10)より、

$$\cos\theta_c=n=1-\delta \tag{2.11}$$

となる。半角の公式を用いると式(2.11)は

$$\sin^2\frac{\theta_c}{2}=\frac{1-\cos\theta_c}{2}=\frac{\delta}{2} \tag{2.12}$$

と表わされるが、θ_c は通常数10 mrad以下であり十分小さいので、

$$\theta_c=\sqrt{2\delta}=\sqrt{2\frac{N_A\rho r_c\lambda^2 f_1}{2\pi M}}=2.325\times10^{-3}\sqrt{\frac{\rho f_1}{M}}\ \text{rad} \tag{2.13}$$

λ ：X線の波長 Å

ρ ：反射面の密度 g/cm^3

となる。ここで、一般的に原子量 M が大きくなると原子散乱因子 f も大きくなり、$\sqrt{f_1/M}$ の値はほぼ0.5程度の一定値となるため、式(2.13)は近似的に、

$$\theta_c=1.6\times10^{-3}\lambda\sqrt{\rho}\ \text{[rad]} \tag{2.14}$$

と書ける[4)]。また、図2.3に各波長における臨界角の反射面の密度依存性を示す。臨界角が大きいほどミラーの長さを小さくできるため、ミラーの表面は通常白金 (Pt) やロジウム (Rh) 等の高密度金属によりコーティングされるが、白金（ρ = 21.4 g/cm^3）面に波長1 Å (E = 12.4 keV)のX線が入射する場合を考えても θc = 7.4 mrad程度であり、かなり小さな値である。

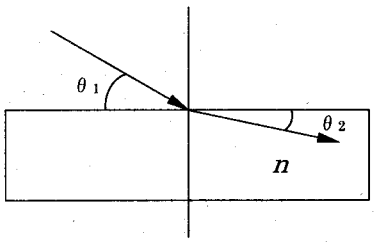


図 2.2　X 線の屈折

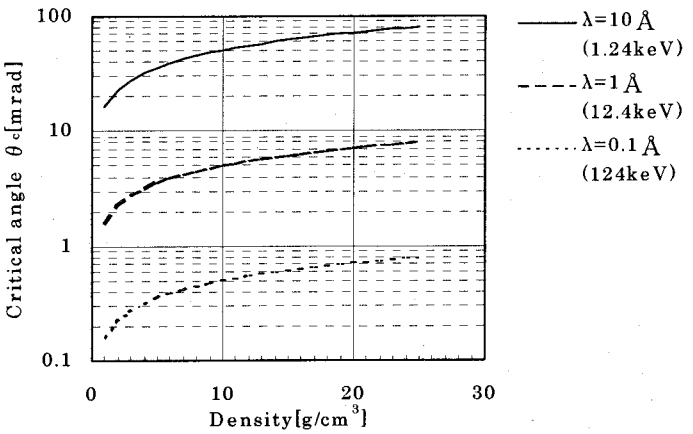


図 2.3　X 線入射面の密度と臨界角の相関

実際には反射面における吸収のために、式(2.14)で求まる臨界角よりも小さな角度から反射率が低下することになる。また、反射率は偏光の状態によっても変化する。振動面が入射面に平行な p 偏光の X 線に対する反射率 R_p、および振動面が入射面に垂直な s 偏光 X 線に対する反射率 R_s はそれぞれ、

$$R_p = \left| \frac{n^2 \sin\theta_i - (n^2 - \cos^2\theta_i)^{1/2}}{n^2 \sin\theta_i + (n^2 - \cos^2\theta_i)^{1/2}} \right|^2 \tag{2.15}$$

$$R_s = \left| \frac{\sin\theta_i - (n^2 - \cos^2\theta_i)^{1/2}}{\sin\theta_i + (n^2 - \cos^2\theta_i)^{1/2}} \right|^2 \tag{2.16}$$

で表わされる [5]。ここで θ_i は斜入射角である。θ_i が十分小さい場合は、$n \cong 1$ であるので $n^2 \sin\theta_i \cong \theta_i$ と近似でき、この場合には $R_p \cong R_s$ となる。さらに、$n^2 \cong 1 - 2\delta - 2i\beta$, $\cos^2 \cong 1 - \theta_i^2$ の近似を用いると反射率 R は、

$$R = \left| \frac{\theta_i - (\theta_i^2 - 2\delta - 2i\beta)^{1/2}}{\theta_i + (\theta_i^2 - 2\delta - 2i\beta)^{1/2}} \right|^2 \tag{2.17}$$

と表わせる。ここで $a - ib = (\theta_i^2 - 2\delta - 2i\beta)^{1/2}$ とおくと、

$$R = \left| \frac{\theta_i - a + ib}{\theta_i + a - ib} \right|^2 = \frac{(\theta_i - a)^2 + b^2}{(\theta_i + a)^2 + b^2} \tag{2.18}$$

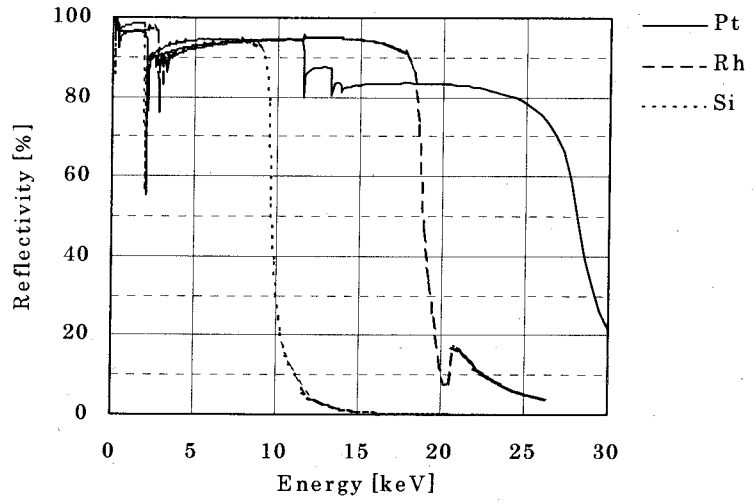
と書ける。ただし、

$$a = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\sqrt{(\theta_i^2 - 2\delta)^2 + 4\beta^2} + \theta_i^2 - 2\delta}$$

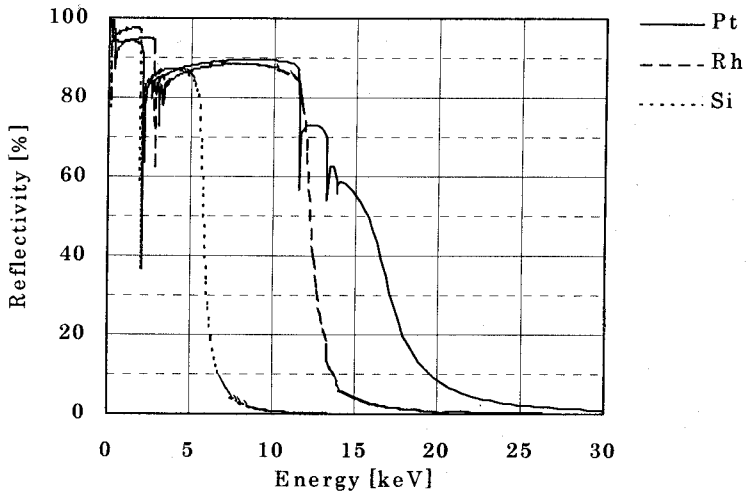
$$b = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\sqrt{(\theta_i^2 - 2\delta)^2 + 4\beta^2} - \theta_i^2 + 2\delta} \tag{2.19}$$

である [2]。

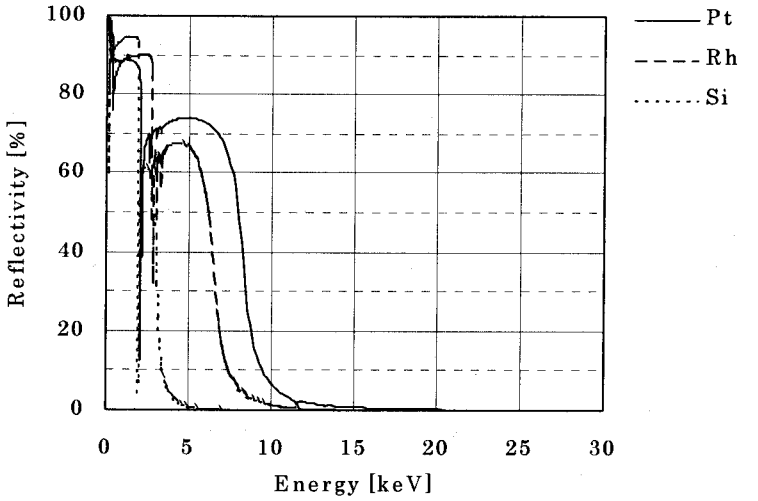
図 2.4 に式(2.18)ならびに文献 3)の原子散乱因子を用いて、各視斜角における X 線反射率のエネルギーおよび反射面の材質依存性を計算した結果を示す。



(a) 視斜角 3 mrad



(b) 視斜角 5 mrad



(c) 視斜角 10 mrad

図 2.4　各視斜角における X 線反射率のフォトンエネルギーおよび材質依存性

2.3 X線ミラーの用途と求められる要件

2.3.1 X線ミラーの用途

本項ではSPring-8等の放射光施設におけるビームラインで用いられるX線ミラーの用途について述べる。X線ミラーはビームラインにおける設置場所が結晶分光器の上流側か下流側かにより、それぞれ前置ミラーと後置ミラーとに大別される。前置ミラーの用途は、

(1)角度分散を有する放射光を、ベンダーによって曲げて作製された放物面形状のミラーを用いて平行化（コリメート）することにより、結晶分光器のエネルギー分解能を向上させる。

(2)放射光を結晶分光器の入射スリット上に集光させる。

(3)全反射臨界角の入射光エネルギー依存性を利用して不要な高調波X線成分を除去し、後段の結晶分光器にかかる熱負荷を低減する。

等である。ここで、偏向磁石光源の場合、1周（2π rad）当りに放射される全パワーは、

$$P_{\mathrm{BM}} = 88.5 \times IE^4 / R \tag{2.20}$$

I：蓄積電流 [A]，E：電子のエネルギー [GeV]，R：偏向磁石の軌道半径 [m]

で表わされるので、前置ミラーが受けるパワーは水平方向の角度広がりをθ radとすると、

$$\theta P_{\mathrm{BM}} / 2\pi \tag{2.21}$$

となる。また、アンジュレータ光の場合は、

$$P_{\mathrm{UN}} = 0.633 \times IE^2 B^2 L \tag{2.22}$$

I：蓄積電流 [A]，E：電子のエネルギー [GeV]，B：アンジュレータの磁極間隙の磁場 [T]，L：アンジュレータの全長 [m]

であり、SPring-8においては25 m長アンジュレータの場合、最大35 kW（数十 W/mm^2）にも達する[1)6)7)]。　よって、前置ミラーにはこのような高熱負荷に耐える材料を選択する必要がある。一方、後置ミラーの用途は、

(1) 角度発散を有する放射光を集光する。

(2) 結晶分光器からのX線に含まれる高調波成分を除去する。

等である。後置ミラーに対しては結晶分光器により単色化されたX線が入射するため、熱負荷は問題とならない。

2.3.2 X線ミラーの材質

表2.1に各種材料の熱伝導率k、線膨張率α、および熱変形指標k/α（Figure of merit）を示す。前項で述べたように、前置ミラーの材質としては、冷却が容易でかつ熱変形を小さくするために、熱伝導率が大きくて熱膨張係数の小さな材料が要求され、一般的には材料入手の容易性や被研磨性の点から単結晶シリコンやシリコンカーバイドが用いられる。また、後置ミラーに関しては熱負荷は問題とならないので石英ガラスも良く用いられている。

プラズマCVMは中性ラジカルの作用による化学的な加工法であるため、多結晶材料は表面エネルギーや面方位の異なる粒界において加工速度に差を生じ、良好な表面粗さが得られないので用いることができない。よって、材料としては原子配列が均質な単結晶やアモルファス材料を用いる必要がある。本研究では電気伝導度を有し、厚肉材料でも安定してプラズマを発生できることから、X線ミラー用の材料として単結晶シリコンを選択した。

表2.1

Material	k(W/m・K)	α (10^{-6}/K)	k/α (10^{7} W/m)
Diamond	900 ～ 2000	0.8	100～250
SiC※1	490	?	?
SiC※2	100 ～ 270	3.7	2.7 ～ 7.3
Si	168	2.6	6.5
W	170	4.5	3.8
Mo	137	3.7	3.7
Super Inver	12	0.36	3.3
Zerodur	1.6	0.05	3.2
Cu	400	16.5	2.4
Al	240	23.1	1.0
α-SiO_2	1.4	0.55	0.25

※1 Single Crystal 6H polytype[8]　※2 Sinterd[9]

2.3.3 放射光用ミラーに求められる大きさ

放射光ビームの垂直方向の角度発散を$\sigma_{y'}$とすると、光源からfの距離におけるビームの垂直方向の大きさyは、

$$y = 2f \tan\sigma_{y'} \tag{2.23}$$

となり、視斜角をθ_iとすると必要なミラーの大きさℓは、

$$\ell = \frac{y}{\sin\theta_i} \tag{2.24}$$

で求められる。図2.5に視斜角と必要なミラーの大きさの相関を示す。ここで、光源からの距離を40 m、角度発散$\sigma_{y'}$は偏向磁石ビームラインについては65 μrad、アンジュレータビームラインについては5 μradと仮定した。

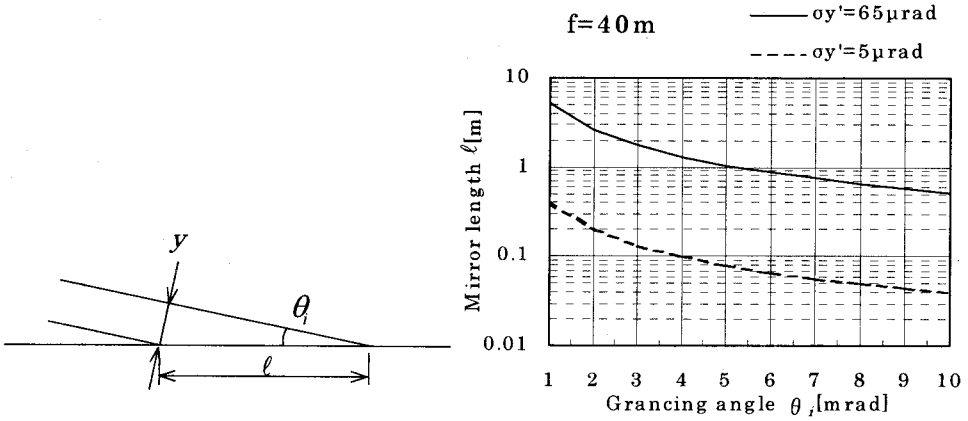


図2.5　視斜角と必要なミラーの大きさの相関

これより、視斜角は通常数 mrad 程度であるので、偏向磁石ビームラインにおける前置ミラーとして用いる場合には、1 m オーダの長尺ミラーが必要なことが分かる。

2.3.4 形状誤差の空間周波数と光学性能の相関

光学表面の幾何的構造は空間波長に応じて表 2.2 に示すように 3 つに分類される。

表 2.2　光学表面における幾何構造の分類 [10)]

呼称	光学性能に及ぼす影響	測定方法	空間波長
形状，うねり (Low-spatial frequency roughness, form, figure, Slope error)	焦点ボケ 高次像 収差	干渉計 触針式粗さ計 LTP (Long Trace Profiler) 傾角積分型形状計測器	素子の大きさ ～ mm
中間空間周波数粗さ (Mid-spatial frequency roughness, slope error, waviness)	回折による散乱 サテライトピーク	干渉顕微鏡 触針式粗さ計	mm ～ μm
高空間周波数粗さ (High-spatial frequency roughness)	散乱 (UV, EUV, X-ray)	AFM (Atomic Force Microscope) STM (Scanning Tunneling Microscope)	μm ～ nm

本項では各空間波長領域における形状誤差の評価方法ならびに許容値について述べる。

(1) 形状精度(mm オーダからミラー長程度の空間波長領域)

ミラーの形状精度を波面収差の観点から評価し、結像系における回折限界性能を得るための条件式として以下の２式が良く用いられる。

(1)-1 レイリーの λ/4 則（Rayleigh's quarter wavelength law）

レイリーは光学系が 3 次球面収差を持ち、射出瞳上で Gauss 参照球面と波面とのずれが 4 分の 1 波長以下ならば、Gauss 焦点での強度の減少は 20 %以下であり、この程度ならば光の損失は許容できることを示した [11)]。

このことを加工面のうねりと対応させて説明する。図 2.6 に示すように加工面におけるうねりの大きさが h であるとすると、この面に θ の角度で入射した 2 つの光線の光路差 d は、

$$d = 2h\sin\theta \tag{2.25}$$

となる。ここでレイリーの条件より、

$$d \le \lambda/4 \tag{2.26}$$

でなければならないので、うねりの大きさ h は、

$$h \le \frac{\lambda}{8\sin\theta} \tag{2.27}$$

である必要がある。式(2.27)より、波長が短くなるほど、また斜入射角が大きくなるほど要求される形状精度が厳しくなることが分かる。ここで X 線が全反射臨界角 θc でミラー面に入射したとすると式(2.14)(2.27)より、

$$h \le \frac{\lambda}{8\times1.6\times10^{-3}\lambda\sqrt{\rho}} = \frac{78.1}{\sqrt{\rho}}\ [\text{Å}],\quad \rho\ [g/cm^3] \tag{2.28}$$

となる。(θc は微小なので $\sin\theta$c = θc とした) よって反射面の元素が白金(ρ = 21.37 g/cm^3)の場合$h \le 16.9$ Å$= 1.7\,nm$、シリコン($\rho = 2.34$ g/cm^3)の場合$h \le 51.1$ Å$= 5.1\,nm$がうねりのp-vの値として必要になることが分かる。

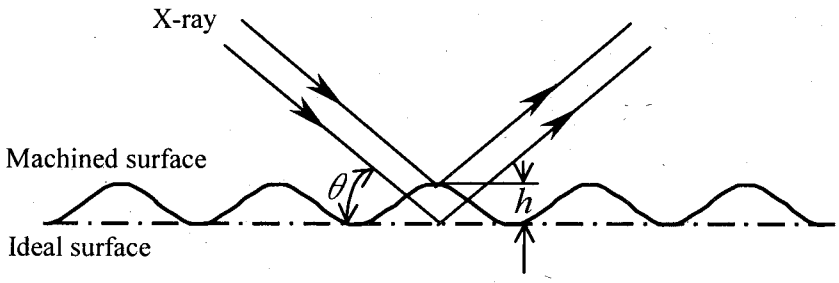


図2.6　加工面上のうねりによる光路差

(1)-2 Marechalの式

マーシャルは回折焦点における強度$i(p)$と波面収差の自乗平均$(\Delta\phi_p)^2$との間に存在する関係式として、

$$i(p) \approx 1 - \left(\frac{2\pi}{\lambda}\right)(\Delta\phi_p)^2 \tag{2.29}$$

を示した[12]。ここで$i(p)$が0.8以上となる$\Delta\phi_p$の条件は式(2.29)より、

$$\Delta\phi_p \le \lambda/14 \tag{2.30}$$

となる。よって加工面におけるうねりの大きさはrms値でλ/14(λは使用波長)以下にする必要がある。

以上の2式は光学系における望ましい状態に対する大まかな目安に過ぎず、実際の光学系においては光源の特性(大きさ、拡がり角)および反射面の実形状を考慮したレイトレース等により評価を行う必要がある。

(1)-3 結晶分光器入射用コリメータミラーに要求される形状精度[6]

X線の中でも硬X線の領域になると、その波長が結晶の格子間隔と同程度になるため、結晶格子面のブラッグ反射を利用してX線を単色化することができる。このとき得られる単色X線の波長は、ブラッグの式から求めることができ、格子定数をd、ブラッグ角をθ_Bとすると、1次光に対しては、

$$\lambda = 2d\sin\theta_B \tag{2.31}$$

であり、またそのエネルギー分解能は

$$\Delta E/E = \Delta\theta\cot\theta_B \tag{2.32}$$

で与えられる。ブラッグの式から明らかなように、X線の波長は $\lambda<2d$ でなければならず、軟X線に対しては格子定数の大きな結晶を用いるか、もしくは回折格子を用いる必要がある。ここで、式(2.32)における $\Delta\theta$ は、結晶が有する反射率曲線の幅 $\Delta\omega$ とX線ビームの角度発散 $\Delta\tau$ との畳み込み(convolution)で表せ、

$$\Delta\theta = \sqrt{(\Delta\omega)^2 + (\Delta\tau)^2} \tag{2.33}$$

となる。放射光用には、SiやGe等の完全性の高い結晶が用いられるが、完全性の高い結晶では多重散乱による動力学的回折が起きるため、単色X線が入射した場合の反射率曲線は図2.7のようになる。（反射率が1にならないのは吸収の影響）

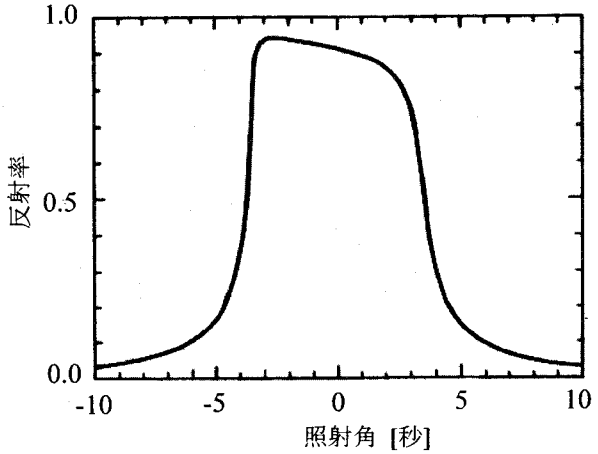


図2.7 完全性の高い単結晶からのX線反射率曲線 (Si 111反射、 $\lambda = 0.154$ nm)

図2.7においてブラッグ反射の起きる角度幅 $\Delta\omega$ (Darwin width)は、

$$\Delta\omega = \frac{2e^2\lambda^2|F|}{\pi mc^2 V \sin 2\theta_B} \tag{2.34}$$

e：素電荷
m：電子の質量
c：光速
V：単位格子の体積
F_h：結晶構造因子

で与えられる[13]。表2.3に $\lambda = 0.154$ nm のX線が入射した場合の $\Delta\omega$、ならびに $\Delta\tau$ が0の場合におけるエネルギー分解能を示す。

表2.3 ブラッグ反射率曲線の角度幅およびエネルギー分解能($\lambda = 0.154$ nm)

Crystal	ミラー指数	$\Delta\omega$ [arcsec]	$\Delta E/E$ ($\times 10^{-5}$)
Si	111	7.4	14.1
	220	5.4	6.0
	531	1.9	0.6
Ge	111	16.3	32.6
	220	12.4	14.5
	531	3.7	1.3

これより、$\Delta\omega$の値は1 ～ 10"(5 ～50 μrad)程度であることがわかる。また、$\Delta\tau$は、

$$\Delta\tau = \sqrt{(\Delta\theta_{source})^2 + (2\Delta\theta_{mirror})^2} \tag{2.35}$$

$\Delta\theta_{source}$：光源サイズの見込み角(=A/L　A：光源の大きさ，L：発光点から光学素子までの距離)

$\Delta\theta_{mirror}$：ミラーの形状誤差（スロープエラー）

で与えられる。ここで、X線ビームの平行性と同意である$\Delta\theta_{source}$は、SPring-8の場合約1 μrad 程度である。よって、ミラーの形状誤差によるエネルギー分解能の低下をなくすためには、スロープエラーを回折幅$\Delta\omega$より小さくする必要がある。すなわち、

$$2\Delta\theta_{mirror} \le 5\mu rad \tag{2.36}$$

より、結晶分光器の入射光用コリメータミラーのスロープエラーは2.5 μrad以下が要求される。また、結晶分光器以外の用途にミラーを用いる場合は、X線ビーム本来の平行性(～ 1 μrad)を損なわないように0.5 μrad（0.1 arcsec）以下の値が要求される[14]。

(2) 中間空間周波数粗さ(mm～μm オーダの空間波長領域)

この空間波長領域において、回折格子のようにミラーの表面に沿った周期構造が存在すると、それによる回折光が出射光の周りに出現する。周期構造の周期長をℓとすると、図2.8に示すように、斜入射角θ_iで入射した波長λのX線は、同じ入射角θ_iに強い0次光として、また、$d\theta$だけずれた角度θ_s(=$\theta_i \pm d\theta$)に1次の回折光として検出される。すなわち、光路差AC-BDは、

$$AC - BD = l(\cos\theta_i - \cos\theta_s) \tag{2.37}$$

であるので、

$$n\lambda = l(\cos\theta_i - \cos\theta_s) \tag{2.38}$$

のとき、回折ビームの位相がそろって強め合う条件となる。ここで、$d\theta$が小さい場合、

$$\begin{aligned} n\lambda &= l(\cos\theta_i - \cos\theta_s) \\ &= l(\cos\theta_i - (\cos\theta_i \cos d\theta - \sin\theta_i \sin d\theta)) \\ &\cong ld\theta \sin\theta_i \end{aligned} \tag{2.39}$$

$\cos d\theta \cong 1,\ \sin d\theta \cong d\theta$　at $d\theta \cong 0$

となる。式(2.39)より、周期長ℓが大きくなれば回折角$d\theta$は小さくなり、逆に細かな周期構造は大きな回折角を与えることが分かる[6)15)]。

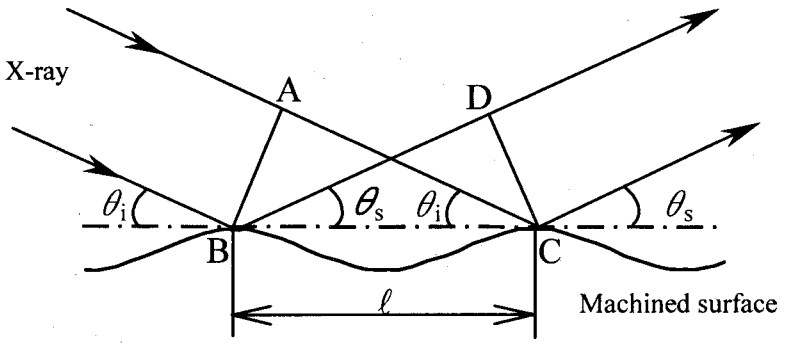


図2.8 表面に周期構造がある場合の回折

実際の反射面においては、いろいろな空間波長の周期構造が重なり合ったものと考えられ、それぞれの波長成分の凹凸はその波長ℓに対応した方向θ_sに、式(2.40)で表される散乱強度分布を生じる。

$$\frac{dI}{d\theta_s}=\frac{2k^3}{p}I_r\sin\theta_i\sin^2\theta_s W(p) \tag{2.40}$$

k ： $2\pi/\lambda$
I_r ： 全反射強度
θ_i ： 斜入射角

ここで$W(p)$は、表面の高さ$z(x)$のフーリエ成分の2乗であり、式(2.41)で表せる。

$$W(p)=\frac{1}{2L}\left\{\int\exp(ipx)z(x)dx\right\}^2 \tag{2.41}$$

$p:2\pi/\ell$

$2L$: 測定物の全長

以上より、散乱強度分布を測定すれば、表面凹凸のフーリエ成分 $W(p)$を求めることができる。また、$W(p)$は一般的にはパワースペクトル密度（PSD : Power Spectral Density）と呼ばれており、空間波長を用いた粗さの表記法として、特定の空間波長とその波長における振幅強度に関係するパラメーターを表す。よって、これを注目する波数空間内の p で積分すると、

$$\frac{1}{2\pi}\int_{p_2}^{p_1}W(p)dp=\frac{1}{2L}\int_{-L}^{L}z(x)^2dx=\sigma^2 \tag{2.42}$$

となり、2乗平均による粗さ評価を行うことができる。

(3) 高空間周波数粗さ(μm 以下の空間波長領域)

また、表面粗さと反射率の低下の関係は式(2.43)に示すデバイ・ワーラー因子によってよく近似できる。

$$R=R_0\exp\left\{-\left(\frac{4\pi\sigma\sin\theta}{\lambda}\right)^2\right\} \tag{2.43}$$

R ：反射率
R_0 ：表面粗さが無い場合の理想的な反射率
σ ：自乗平均粗さ[rms]
θ ：視斜角

デバイ・ワーラー因子はX線の散漫散乱を原子の熱振動によって説明するもので、表面粗さの評価の場合には、原子の平均位置からのずれを粗さに見立てて計算を行う。例として$E=10$ keV($\lambda=1.24$ Å)のX線を各種材質のミラー面に入射した場合における反射率の表面粗さ依存性を図2.9に示す。

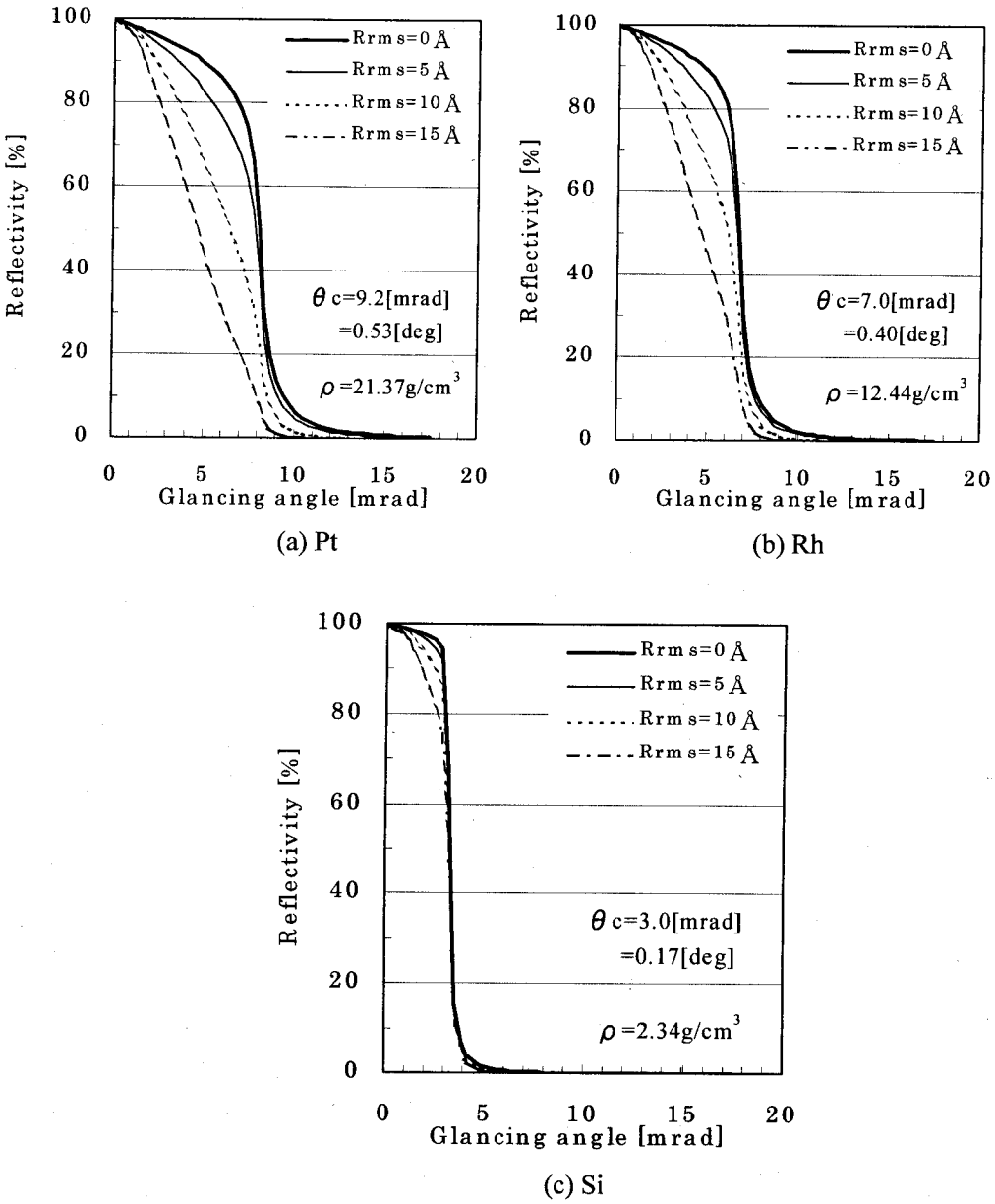


図 2.9　X 線反射率における表面粗さの影響

これより、実用的な反射率を得るためには 0.5 nm rms （5 Å rms）程度の表面粗さが求められることが分かる。

2.3.5 X 線ミラーに要求される精度

以上、SPring-8 におけるビームラインで用いられる X 線ミラーに要求される仕様をまとめると表 2.4 のようになる。

表 2.4　X 線ミラーに要求される仕様

大きさ	400 ～ 500 mm
形状精度	スロープエラーで 0.5 μrad（0.1 arcsec）以下
表面粗さ	0.5 nm rms 以下

2.4 X線ミラーの評価方法

2.4.1 加工面の空間周波数と各種計測法の関係

X線ミラーの形状を評価する場合、ひとくちに形状といってもミラー全体の形のような空間的に長周期の形状から、光学顕微鏡や AFM で見ることのできるような短周期の形状、いわゆる表面粗さと呼ばれるものまで様々ある。これらについて、空間波長、空間周波数という概念を用いると、一般に形状とよばれるものは空間波長が長い、または低周波の粗さと表現でき、表面粗さのようなものは空間波長が短い、または高周波の粗さであると表現できる。形状誤差の空間波長が異なると、光学性能に対する寄与の仕方が異なるので、ミラーに求められている要件を満たしているかどうかを評価するためには、あらゆる空間波長に対して測定することが必要である。用いる測定機器としては、性能および測定原理の観点から高周波粗さ（空間波長で nm ～ μm オーダ）の測定に適している原子間力顕微鏡（AFM : Atomic Force Microscopy）、中周波（μm ～ mm オーダ）の測定に適している位相シフト干渉顕微鏡（PSMI : Phase Shifting Microscopic Interferometer）、低周波（mm ～ ワーク長オーダ）の測定に適している位相シフト干渉計（PSI : Phase Shifting Interferometer）等が挙げられる。図 2.10 に粗さの空間波長の概念図、図 2.11 に各測定機器の測定範囲、ならびに形状誤差の空間波長と光学特性の相関を示す。

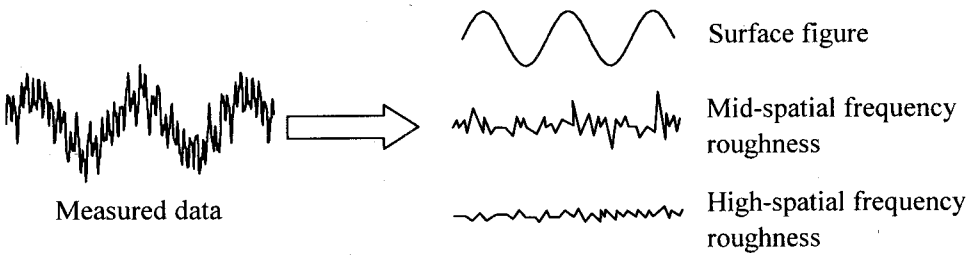


図 2.10　形状の空間周波数による分解

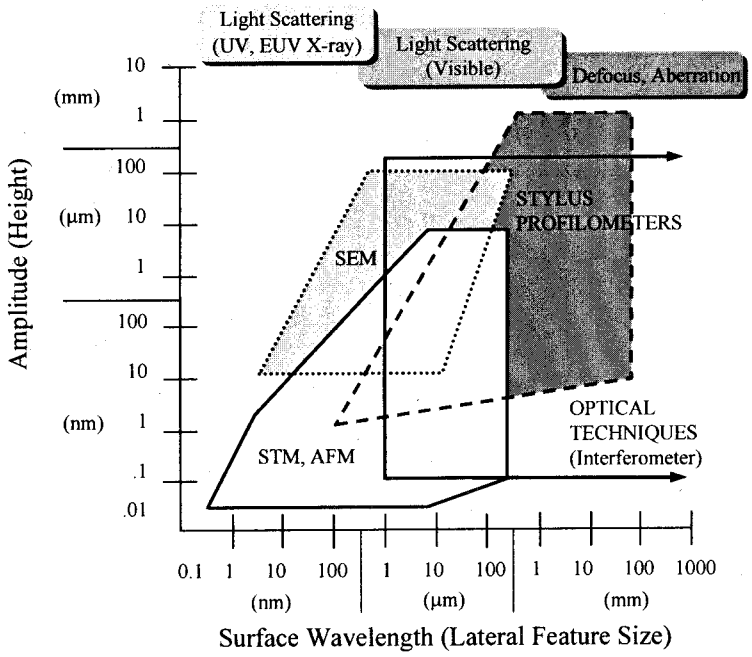


図 2.11　各測定機器の測定範囲、ならびに形状誤差の空間波長と光学特性の相関

また、空間波長の概念は表面性状を解析する上で非常に有効な手段である。例えば粗さのパラメーターとして、あるRMS値である表面が、実際どのような形状であるかを推察することは難しいが、長い空間波長の粗さ成分が大きいのか、短い粗さ成分が大きいのかでその表面性状の理解が容易になる。プラズマCVMによる加工では、低周波の粗さ成分は単位加工痕の数値制御走査により除去できるが、加工痕の大きさ以下の領域における、ラジカル密度分布の制御はできないために、高周波の粗さ成分を除去することは困難である。よって、ワーク表面形状の空間周波数解析を行い、プラズマCVM加工に適した空間周波数構造に仕上げておくことが、前加工面の作製条件として必要不可欠である。図2.12にSiウエハーの各空間波長に対するパワースペクトル密度（PSD）分布の測定例を示す。また、表2.5には、プラズマCVM加工において、それぞれの波長領域に対して影響を及ぼすと考えられる要因を示す。パワースペクトル密度 $W(p)$は、位置における高さのデータをフーリエ変換し、それを2乗したものを定義としており、式で表すと次のようになる。

$$W(p)=\frac{1}{2L}\left\{\int Z(x)\exp(ipx)dx\right\}^2 \tag{2.44}$$

$$p=\frac{2\pi}{\lambda} \tag{2.45}$$

Lは全体の評価する距離、pは空間的な波数、λは空間波長である。PSDを用いた解析により、表2.5に示すように加工面の性状を加工現象の観点から評価することができるため、加工特性の改善を論理的に行うことができる。

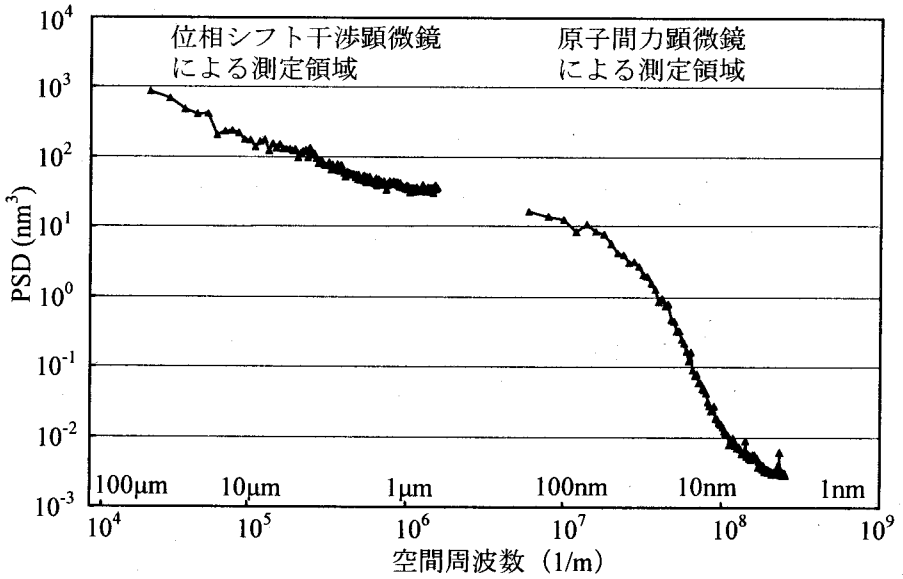


図2.12　PSDによる形状の評価例

表2.5　プラズマCVM加工による除去において問題となる要因

低 ・ 中間周波領域	・単位加工痕の大きさにより生じるある波長以下のうねり成分 ・ワークテーブルの運動精度（送り速度ムラや固有振動の影響） ・実質的にプラズマに投入される電力の安定性
高周波領域	・ガス中の不純物 ・前加工面の状態（表面汚染、加工変質層）

2.4.2 位相シフトレーザー干渉計

位相シフト干渉計（Phase Shifting Inteferometry: PSI）の原理について、フィゾー干渉計（Fizeau Interferometer）を用いた方法を述べる。図2.13にフィゾー干渉計の光学系を示す。

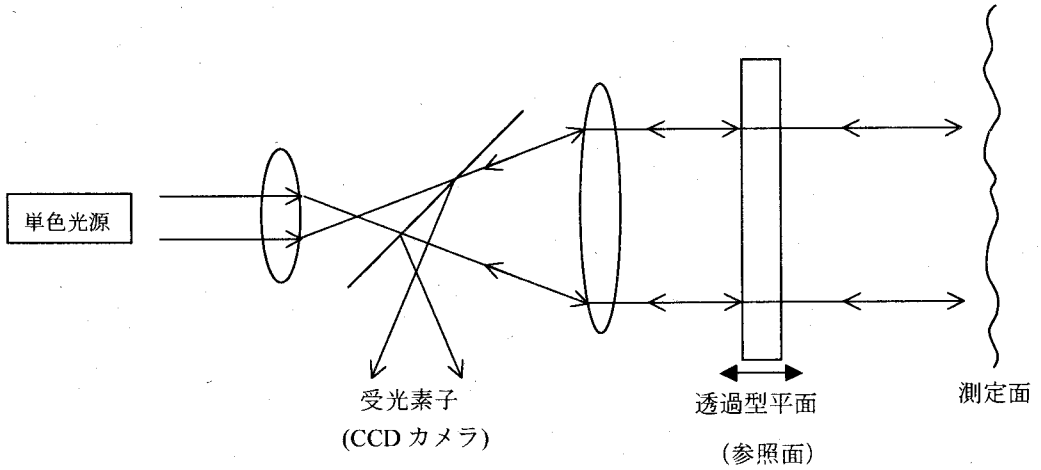


図2.13　フィゾー干渉計

図2.13において、光源から出た単色光はレンズ系を通過したあと参照面において反射成分と透過成分に分割される。透過した光は測定面において反射し、参照面を通過する際に参照面で反射した成分と干渉をおこす。このとき隣り合った位置、または離れた位置における干渉強度は測定面の形状より生ずる光路差のちがいにより位相がずれたものとなる。その後この2種類の光は受光素子（CCDカメラ）に到達し、干渉縞または干渉強度データを検出することができる。位相シフト干渉計はこの参照面を光に平行に移動させることにより複数の干渉強度データを測定し、これらの位相データへの変換を行う。この様子を図2.14、図2.15に示す。

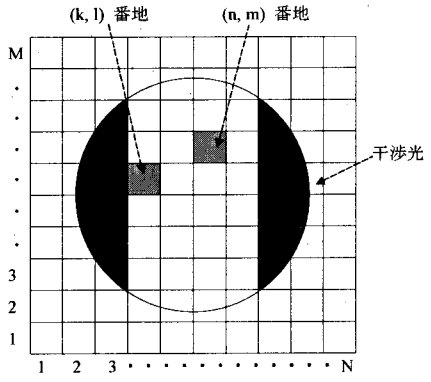


図2.14　CCDカメラに映る干渉光強度

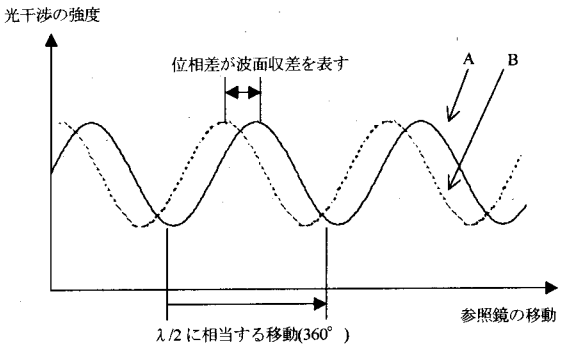


図2.15　2ヶ所の番地の位相差

図2.14はその位置における干渉強度データの測定の様子を示し、図2.15はある位置A、Bにおける参照面の移動に対する干渉強度の変化の様子を示している。図2.15 において干渉強度の位相が360°ずれる参照面移動距離 d は、光路差の変化について $2d=\lambda$、つまり $d=\lambda/2$

に相当する。またAとBの位相差についてみると、参照面が完全に平面とみなすと測定面による距離の差、つまり波面収差により生じるものである。これを利用して各位置における位相差を解析することにより表面の形状を測定することができる。この測定法は光を利用した方法であるために横分解能がやや低い（0.6 μm 程度）が、垂直方向の分解能は非常に優れている。本研究では、フィゾー型の位相シフト干渉計としてZygo社製のGPI－XP HRを用いているが、本測定器においては λ/12000 の垂直分解能で測定することができる。また、フィゾー型の位相シフト干渉計の特徴としては、同一光軸上で振幅分割するコモンパス干渉計であるために、空間的にコンパクト、ビームの拡大や縮小によるシステム変形が容易、振動に対して強いなどが挙げられる。表2.6にGPI－XP HRの仕様を、また図2.16に光学系のレイアウトを示す。

表2.6　Zygo社製GPI－XP HR本体性能

干渉計タイプ	フィゾー型位相シフト干渉計
測定精度	平面測定時　λ/20
	球面測定時　λ/10
システムエラー	λ/1000 rms 以下
再現性	λ/2000 rms 以下
垂直分解能	λ/12000
光源	He-Ne レーザー、λ＝632.8 nm
動作環境	温度　15 ℃ ～ 30 ℃
	温度変動率　1℃/15 分未満
	湿度　5%～95%
	振動　1 Hz ＜ freq. ＜ 120 Hz の周波数から絶縁
	風速　0.01 m/sec 以下
	音響ノイズ　40 dB 以下

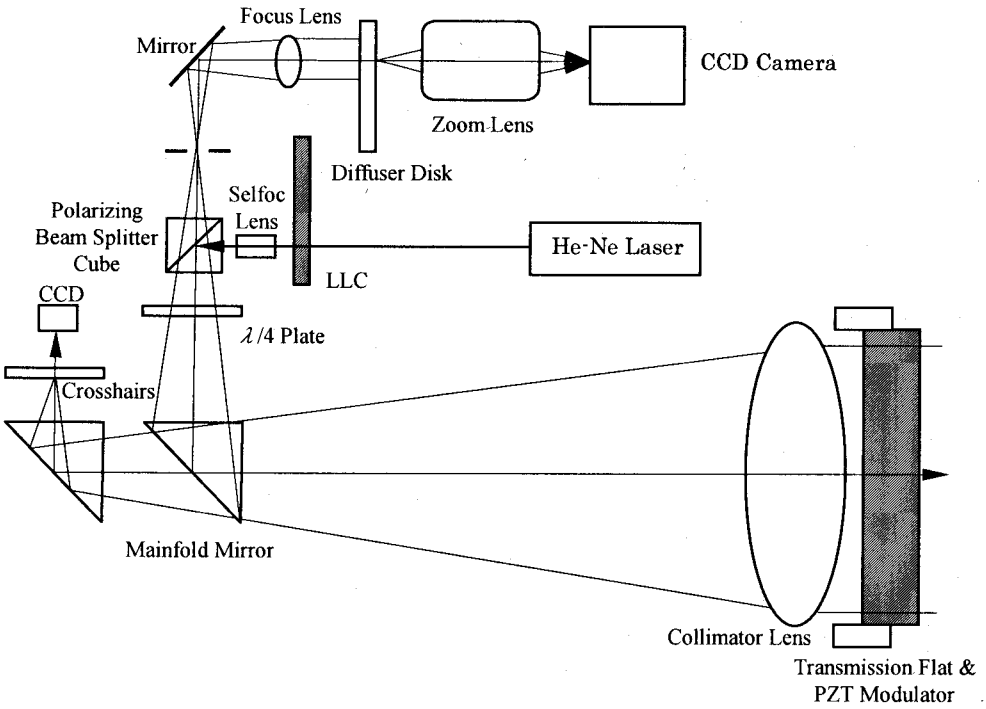


図2.16 GPI-XPHRの光学系レイアウト

2.4.3 走査型白色干渉顕微鏡

ここでは走査型白色干渉計（Scanning White Light Interferometry: SWLI）の原理についてミラウ干渉計（Mirau interferometer）を利用した方法を用いて述べる。図2.17に光学系のレイアウトを、図2.18にミラウ干渉計の光学系を示す。

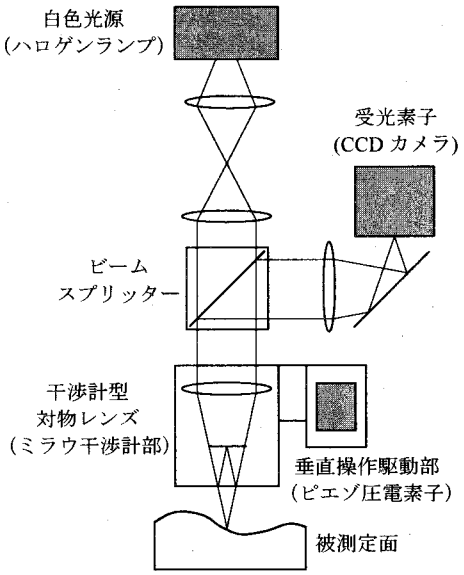


図2.17　走査型白色干渉計の光学系

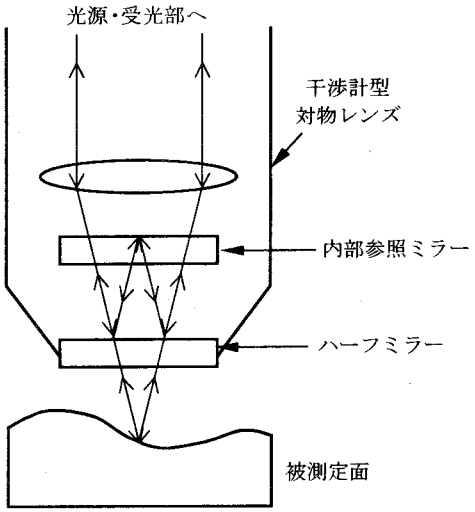
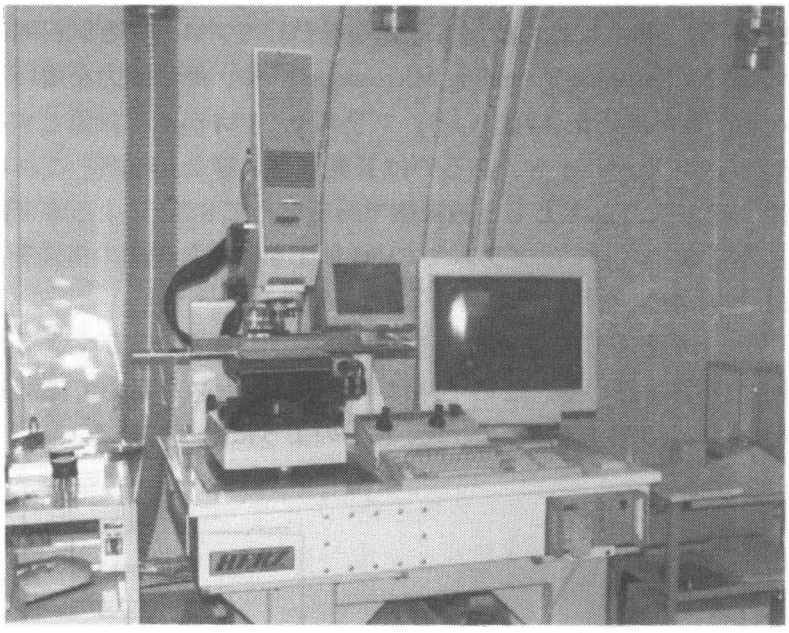


図2.18　ミラウ干渉計

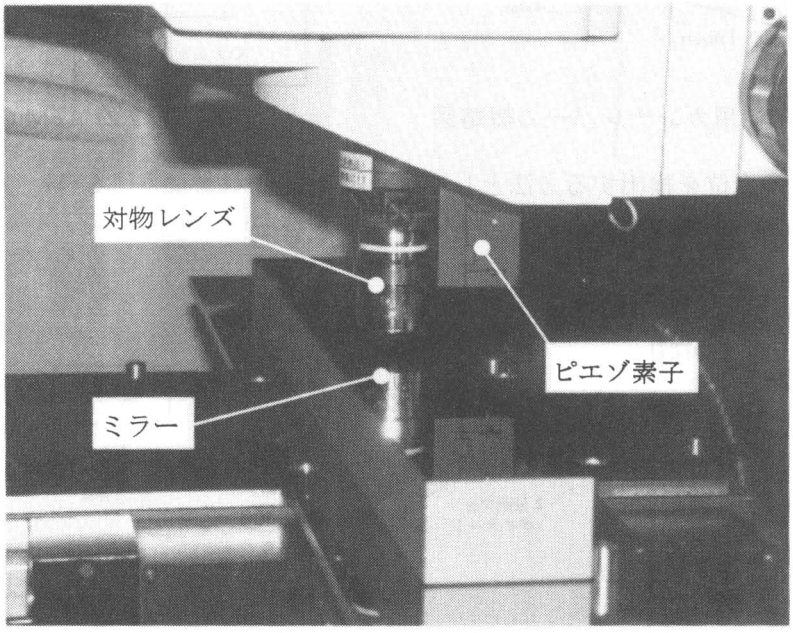
図2.18において光源から出た光は参照ミラーを通過し、ハーフミラーによって参照ミラーへ向かう光と測定面へ向かう光に二分される。これらの光は参照ミラーおよび測定面においてそれぞれ反射し、再びハーフミラーにおいて合流した後、光路差によって生じる干渉パターンをCCDカメラ上に形成する。本干渉顕微鏡においては干渉深度が2 μm程度の可干渉性の小さい白色光を光源として用いており、また、測定面に相当するCCDの各番地における等光路位置、すなわち白色フリンジを参照ミラーの垂直走査により取得している。これにより単色光による位相シフト干渉計（Phase Shifting Interferometer）では不可能な$\lambda/4$以上の段差を含む形状の測定が可能となっている。よって、プラズマCVMにおいてワークを静止させたときに形成される単位加工痕形状等を計測するのに有用である。表2.7に本研究で用いた走査型白色干渉計である、Zygo社製New View 200CHRの仕様を示す。また、ウルトラクリーンルーム（クラス1）内に設置したNew View 200CHRの外観を図2.19に示す。

表2.7　New View 200CHRの仕様

最小垂直分解能	0.1 nm
段差正確性	≤0.75 %
段差繰り返し精度	≤0.5 %
rms繰り返し精度	<0.6 nm　(0回平均)
	<0.3 nm　(8回平均)
参照面精度	λ／20 (p-v)



(a) New View 200CHR 外観



(b) 測定部詳細

図 2.19　クリーンルーム（クラス 1）に設置した New View 200CHR

2.4.4 AFM (Atomic Force Microscope)[16)17)]

プラズマCVMやEEMによって作製された超精密加工表面のモフォロジーを、原子オーダの分解能で評価するためには、走査型プローブ顕微鏡(SPM : Scanning Probe Microscope)を用いる必要がある。SPMには、検出する物理量としてプローブと試料間に流れるトンネル電流を用いるSTM(Scanning Tunneling Microscope)[18)]や、原子間力を用いるAFM(Atomic Force Microscope)[19)]等が実用化されている。プラズマCVMが加工対象とする材料は、単結晶シリコンやシリコンカーバイド、あるいは石英ガラス等であるが、これらの材料は加工後の表面が酸化していたり、もともと絶縁体であるためにSTMによる表面観察は不可能である。よって、本研究においてはプラズマCVM加工を行った表面の構造を、原子オーダで観察する手段としてAFMを用いることとした。

AFMでは、試料上を走査して原子間力を検出するのに図2.20に示すようなカンチレバーと呼ばれる微小なバネを用いる。このバネは半導体プロセスを用いて先端部の探針と一体で作製される。また、AFM全体の構成は図2.21のようになっている。

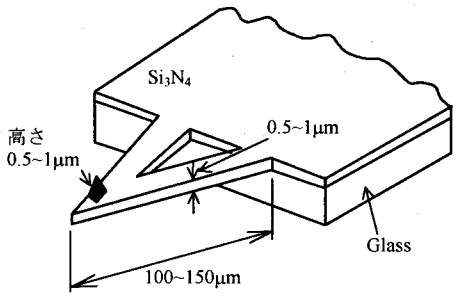


図2.20 AFM用カンチレバーの概略図

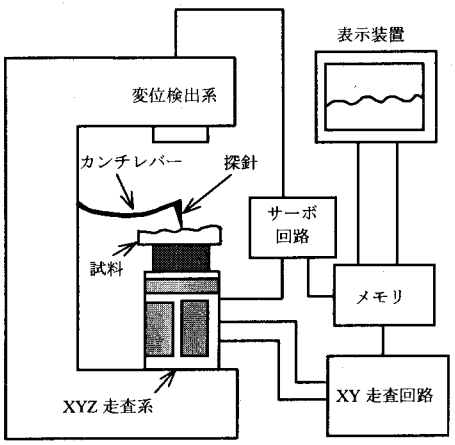
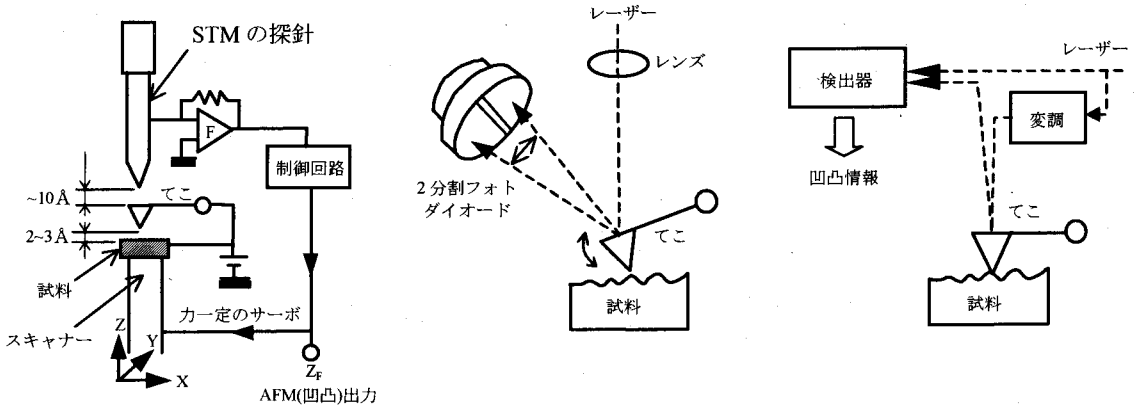


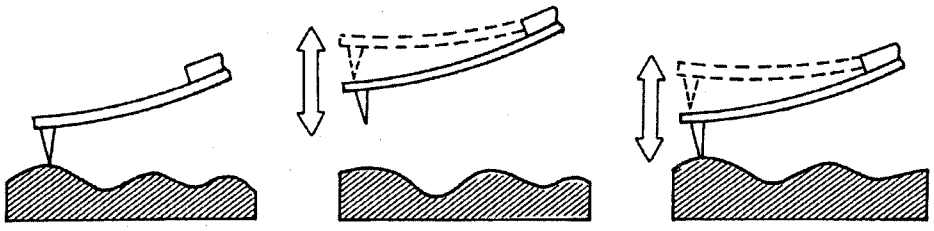
図2.21 AFMの構成

カンチレバーの変位を検出する方法としては、図2.22に示すようにSTM、光てこ、光干渉方式等があるが、市販装置では光てこ方式が主流となっている。



(a) STM方式　　(b) 光てこ方式　　(c) 光干渉方式

図2.22 カンチレバーの変位を検出する方法

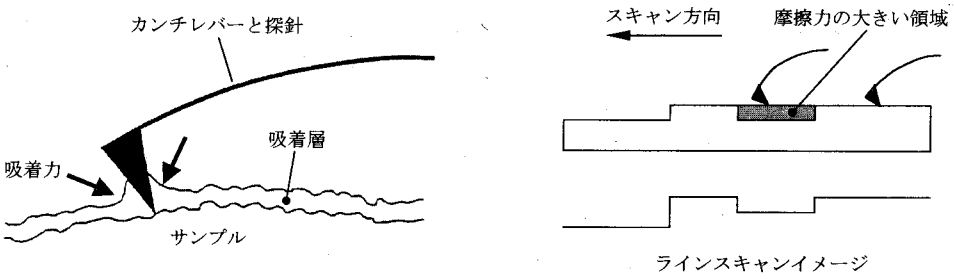


(a) コンタクトモード　(b) ノンコンタクトモード　(c) タッピングモード

図 2.23 AFM の測定モード

AFM 測定においては、図 2.23 に示すように各種測定モードがある。以下に各モードの特徴について述べる。

コンタクトモードは探針を試料表面に 10^{-8}N 以下の力で押し付けて探針－試料間の斥力を検出するもので、最も一般的なモードである。高い分解能が得られるが、図 2.24(a)に示すように大気中の測定では試料上に存在する吸着層によって探針が試料側に強く引っ張られるため、試料表面に常に大きな吸着力が加わっている。その結果、摩擦力が増大するため、軟らかい、あるいは吸着層の厚い試料を傷つけずに観察するのが難しい。また、図 2.24(b)に示すように、試料表面上に摩擦力の異なる領域が局所的に存在する場合、実際の形状とは異なるイメージが得られることがある。



(a) 吸着層の影響　(b) 摩擦力の影響

図 2.24 コンタクトモードの問題点

ノンコンタクトモードでは、カンチレバーをバイモルフ型ピエゾにより共振周波数近傍(Fd)において 1~3 nm の振幅で加振しながら試料表面近くを走査する。このとき、図 2.25 に示すように、表面から検出するファンデルワールスの引力勾配によりカンチレバーの共振点(F_0)がシフトする量を検出することで表面のイメージを得る。

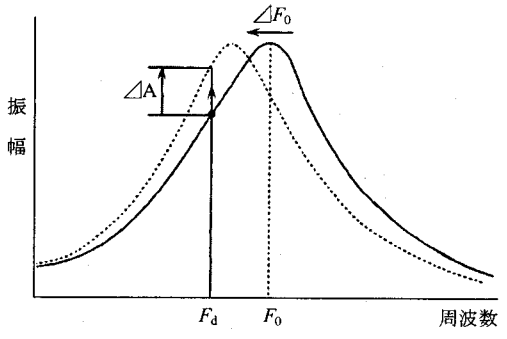


図 2.25 ノンコンタクト AFM の原理

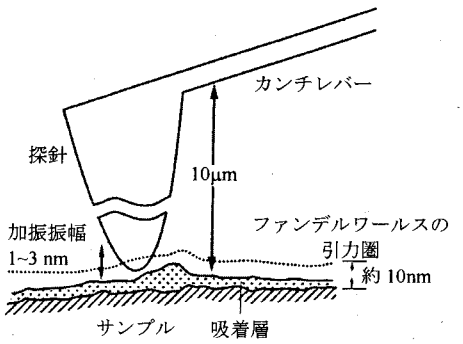


図 2.26 探針と試料の周囲状況

ノンコンタクトモードで検出するファンデルワールス力は極めて微弱であり、表面から離れるに従い急激に減少するので、実質的な検出限界は試料の表面上約 10 nm 程度である。ところが、サンプル表面上に存在する約 5 nm の吸着層によってこの領域はさらに約 5 nm に減少する。よって、図 2.26 に示すように、ノンコンタクトモードにおける加振振幅は 1~3 nm 程度の極めて小さいものとなる。こうした状況下において、探針が試料表面に接近しすぎて吸着層に接触すると、探針は容易に捕らえられてしまい以降の観察ができなくなる。この現象を回避するためには、フィードバックループを最適化するとともに、走査速度を遅くする必要があるが、観察時間が著しく増大するため、実用的でなくなる。さらに、面分解能も 5~10 nm 程度しか得ることができない。

一方、タッピングモードの原理は、カンチレバーを共振周波数近傍において、比較的大きな振幅（20~100 nm）で加振しながら、探針で試料表面に接触しながら斥力を検出するものである。カンチレバーの加振振幅が大きく、運動エネルギーも大きいので、たいていの場合カンチレバーが試料表面に吸着されることはない。実際のフィードバック制御は、カンチレバーが試料表面に軽く接触したときに、カンチレバーの振動振幅が減衰するので、その減衰量を一定に維持することで行う。タッピングモードでは、探針と試料は接触する程度に近接しているためコンタクトモードに近い分解能が得られる。また、探針と試料の接触が間欠的であるため、試料に与えるダメージが小さい。

以上より、プラズマ CVM で加工した表面の AFM による観察はタッピングモードにて行うこととした。

2.5 ケミカルプロセスのみによるX線ミラーの作製

プラズマ CVM は化学的な加工法であるので、その前加工面にエネルギー状態が不均一な加工変質層が存在すると、加工面内において加工速度の違いが生じることにより、表面粗さを悪化させる要因となる。また、材料的にも多結晶材料や焼結体は、同じく加工速度の違いを生じさせる要因となる、結晶粒界や焼結助剤（バインダー）等を含むため好ましくない。よって、機械加工においても本質的には同じことが言えるのであるが、特に、プラズマ CVM 加工用の材料としては欠陥や不純物を含まず、かつ単結晶もしくはアモルファスのように結晶構造的に均質であることが要求される。そのような材料としては、単結晶シリコンや合成石英ガラス等が挙げられるが、もし所望する材質で単結晶やアモルファスのバルク材料が用意できない場合には、基板材料の上に何らかの方法によって均質な膜を成膜する必要がある。

図 2.27 は大阪大学の超精密加工研究拠点において提案している、ケミカルプロセスのみによって構成された新しい X 線ミラーの作製プロセスである。本プロセスは、まず、あらかじめ機械加工によって粗加工が施された基板材料の上に、大気圧プラズマ CVD を用いて、目的とする材質のアモルファス膜を高速に成膜する。次に、数値制御プラズマ CVM により、形状誤差がナノメータオーダになるまで形状修正加工を行う。最後に、数値制御 EEM を用いた仕上加工を行うことにより、サブナノメータオーダの形状精度と 5 Å p-v 以下の表面粗さを極めて能率的に得ようとするものである。このように、加工に適した材料の作製から仕上加工に至るまで、全てのプロセスが化学的であるため、幾何学的にもかつ結晶学的にも完全な表面を作製することができる。

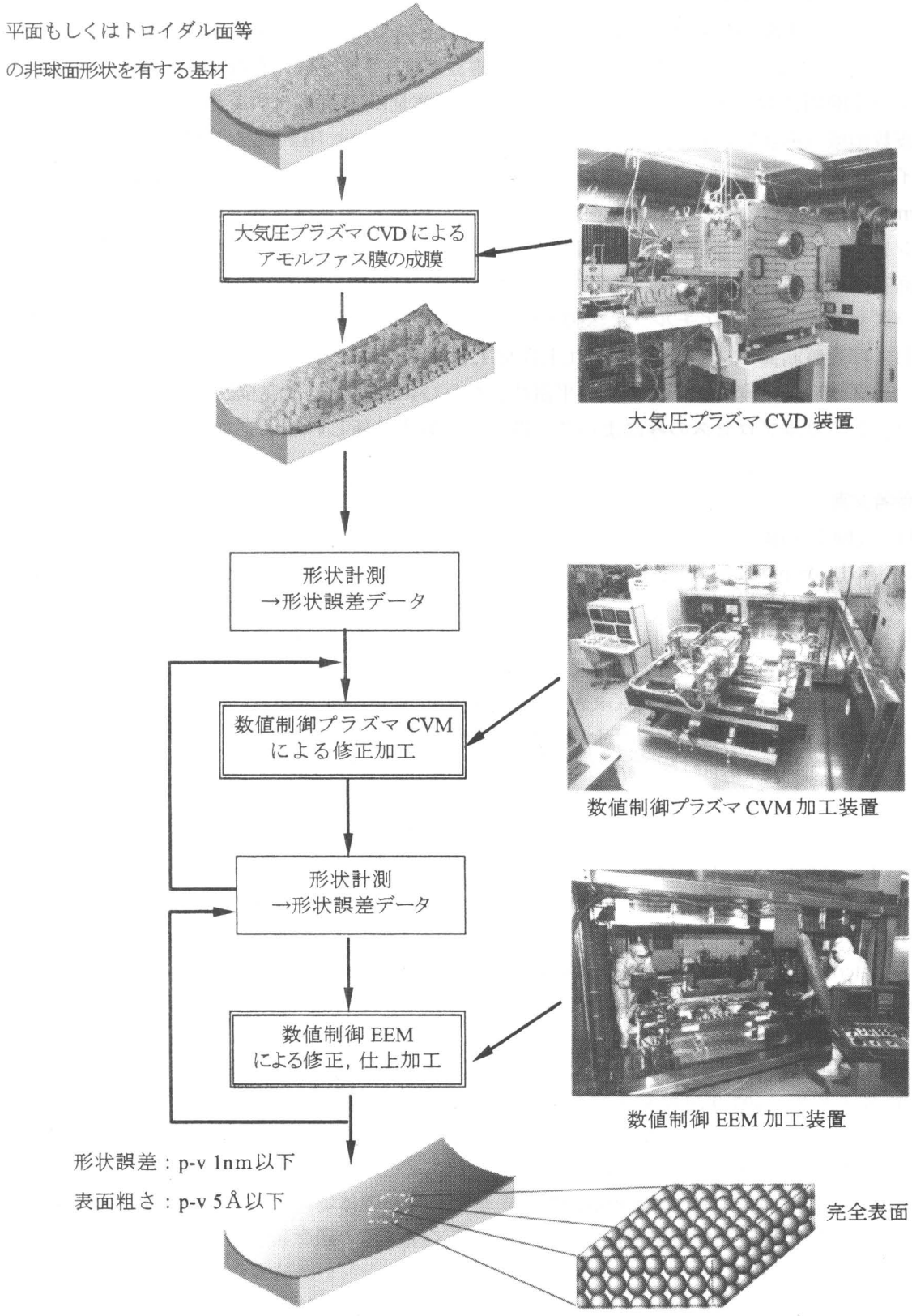


図2.27　ケミカルプロセスのみによるX線ミラーの作製プロセス

2.6 結言

本章では、加工対象である放射光用X線ミラーを理解する上で必要不可欠なX線光学理論、および実際の放射光施設におけるビームラインで用いられるX線ミラーの用途について述べた。X線ミラーに要求される精度に関しては、ミラー面に存在する形状誤差の空間波長（空間周波数）と光学性能の相関から、空間波長がミリメートルオーダまでの低空間周波数領域（形状）においては、スロープエラーで0.5 μrad（0.1 arcsec）以下、空間波長がマイクロメートルからナノメートルオーダの高空間周波数領域（表面粗さ）においては、0.5 nm rms以下の値が必要であることを示した。また、作製したX線ミラーの形状を評価する位相シフトレーザー干渉計、中間周波数領域の粗さを評価する走査型白色干渉顕微鏡、および高空間周波数領域の粗さを評価するAFMの原理と性能について述べた。最後に、大気圧プラズマCVDによるアモルファス膜の成膜、数値制御プラズマCVMによる形状修正加工、および数値制御EEM加工による仕上げ加工を組み合わせることにより、サブナノメートルオーダの形状精度と原子オーダの平滑性、ならびに結晶学的な完全性を有するX線ミラーを、ケミカルプロセスのみによって一貫して作製する新しい加工プロセスの提案を行った。

参考文献

1) 大柳宏之編：シンクロトロン放射光の基礎，丸善，東京 (1996) 359.
2) A.H.Compton and S.K.Allison: X-Rays in Theory and Experiment, D.Van, Nostrand, New York (1935) Chap.IV.
3) B. L. Henke, E. M. Gullikson, and J. C. Davis : At. Data and Nucl. Data Tables **54** (1993) 181-342.
4) E.F.Kaelble : Handbook of X-Rays, McGraw-Hill, New York (1967) Chap.48.
5) M. Born and E. Wolf : Principles of Optics, Pergamon Press, New York (1970 41.
6) 波岡武，山下広順　共編：X線結像光学，培風館 (1999).
7) 北村英男：長尺アンジュレータの建設，SPring-8利用者情報 **5** (2000) 157-161.
8) G. A. Slack : Thermal Conductivity of Pure and Impure Silicon, Silicon Carbide, and Diamond, J. of Appl. Phys. **35** (1964) 3460-3466.
9) 日立SiCセラミックス(ヒタセラムSC-101)カタログ.
10) Kurt B. Becker, “Fabrication Technologies for “Perfect” Optics”, Proceedings of the 9th International Conference on Production Engineering, Osaka(1999), 51.
11) Lord Rayleigh, Phil. Mag., (5), **8** (1879) 403.
12) A. Marechal, Rev. d’Optique, **26** (1947) 257.
13) 高良和武監修：シンクロトロン放射利用技術，サイエンスフォーラム (1989).
14) 鈴木芳生, 1997年度精密工学会秋季大会シンポジウム資料 (1997) 10.
15) H. Kunieda etal., “Roughness Measurement of X-ray Mirror Surfaces”, Jpn. J. Appl. Phys., **25** (1986) 1292.
16) 森田清三：原子間力顕微鏡(AFM)の原理と実際，固体物理，**27** (1992) 531-539.
17) ナノ表面研究会編：走査型トンネル顕微鏡／原子間力顕微鏡利用技術集成，ティー・アイ・シー (1994).
18) G. Binnig, H. Rohrer, Ch. Gerber and E. Weibel：Studies by Scanning Tunneling Microscopy, Appl. Phys. Lett. **49** (1982) 178-180.
19) G. Binnig, C.F. Quate and Ch. Gerber：Phys. Rev. Lett. **56** (1986) 930.

第3章　長尺平面ミラーの形状計測

3.1 緒言

数値制御加工による超高精度光学素子等の仕上げ加工は、形状計測によって得られたワークの形状をもとにして、目標形状からの誤差分を修正することによって行われる。よって、形状データが無ければ加工の施しようが無く、また、修正加工に用いる加工法の加工現象が安定で再現性があれば、最終的に得られる加工物の精度は、形状計測器の測定精度で決まると言っても過言ではなく、ここに形状計測の重要性を見出すことができる。

放射光用X線ミラーの形状測定器としては、2 光束のレーザ光プローブを用いて被験面のスロープを測定する LTP (Long Trace Profiler) [1)~3)]や、傾斜角積分型形状測定器 [4)]等が実用化、あるいは研究段階にあるが、本研究ではフィゾー干渉計を用いた測定システムを構築することとした。本章では、長尺平面ミラーの形状を高精度にかつ 10 nm p-v のオーダで再現性良く測定することを目的とし、変形量を最小にするミラー支持方法の検討、ならびに屈折率の変動原因である気温の変動を抑制する恒温室の設計を行った結果について述べる。

3.2 形状計測システム

本計測システムは、Zygo 社製の位相シフトレーザー干渉計（GPI-XPHR）を中心に構成されている。干渉計の仕様は 2.4.2 項でも述べたが、透過型平面原器の平面度は $\lambda/20$ (λ=632.8 nm)，再現性は $\lambda/2000$ 以下、有効測定径は ϕ 152 mm である。ここで、加工対象である X 線用平面ミラーの長さは 400 mm ～ 500 mm 程度であるので、このままではミラー全面を計測することができない。よって、本計測システムにおいては図 3.1 に示すように、50%ずつ重複させて計測した複数のデータを，重複部分における面の傾きが一致するようにソフト的に合成して全体の形状データを得る方法を採用した。ここで、奇数番目のデータを形状データとして採用し、偶数番目のデータは奇数番目同士のデータにおける最小自乗平面を一致させるためだけに用いている。本測定方法における測定精度は 3.5 節において詳述する。

図 3.2 に計測システムの外観写真を示す。本計測システムは恒温室の中に設置した空気バネ式の防振台の上に構築されている。被測定ミラーは自重変形の影響を無くすために、ミラー面を垂直にしてワーク台上に直径 3 mm のステンレス鋼球による 3 点支持で設置しており、また、空気の揺らぎの影響を小さくするため透過型平面原器とミラー面との間隔（キャビティー長）は可能な限り小さく（40 mm）している。干渉計、およびワークテーブルのコントローラは恒温室外に設置し、測定時は恒温室内を無人とすることで、人の出入りによる温度変動の影響を排除している。

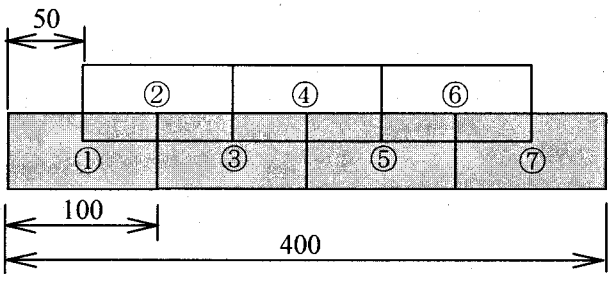
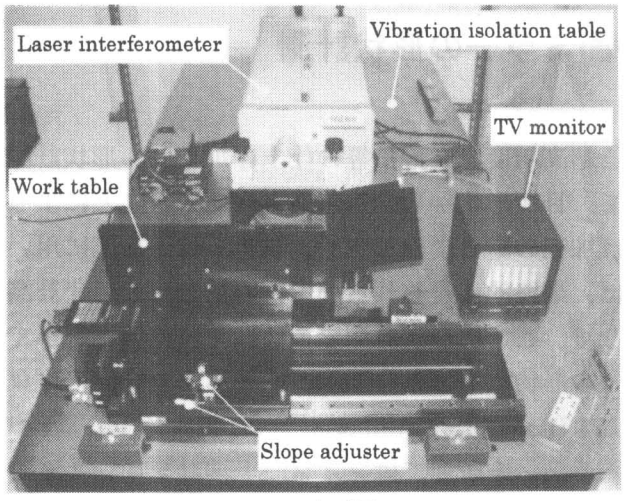
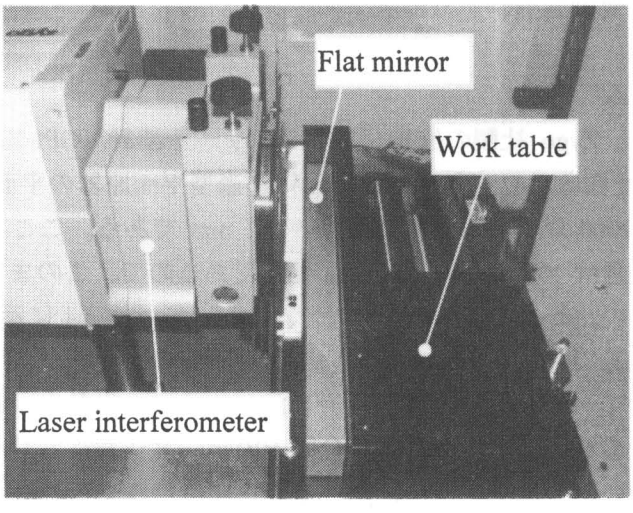


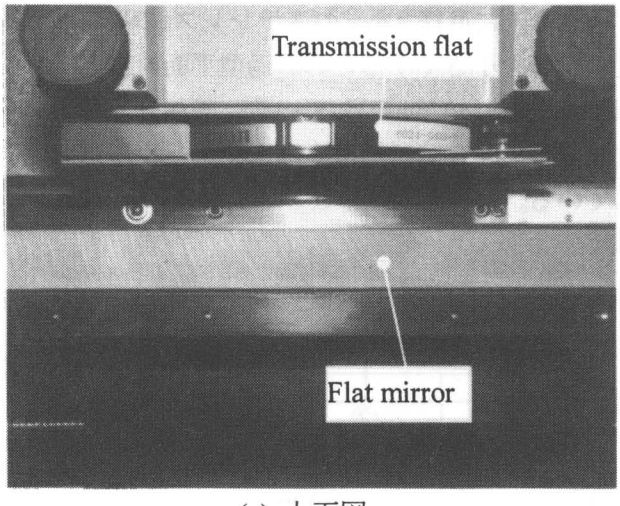
図 3.1 測定面の合成方法



(a) 正面図



(b) 側面図



(c) 上面図

図 3.2　長尺平面ミラー計測システム

3.3 ミラー支持方法の検討

形状測定においては、重力による影響を避けることができず、測定結果には自重変形によって生じるたわみ成分が含まれる事になる。そこで、図3.3に示すような2点支持のはりのモデルを用いて計算を行い、たわみ量が最小になるような支持点の位置を求めた。

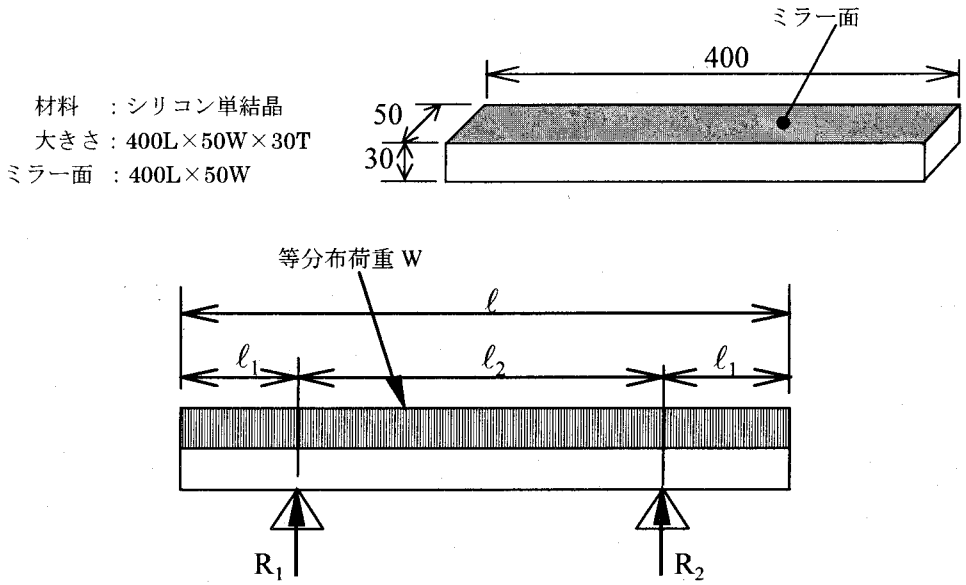


図3.3　2点支持のはりのモデル

(1) 400L 方向の変位

Si のヤング率 E は

$$E=130\ \text{GPa}$$
$$=1.3\times10^{11}\ \text{N/m}^2$$
$$=1.33\times10^{10}\ \text{kgf/m}^2 \tag{3.1}$$

ミラーの断面2次モーメント（長方形断面）は $I=\iint_A y^2dA=\frac{1}{12}bh^3$ より

$$I=\frac{1}{12}\times0.05\times(0.03)^3=1.125\times10^{-7}\ \text{m}^4 \quad \text{（ミラー面水平）} \tag{3.2}$$

$$I=\frac{1}{12}\times0.03\times(0.05)^3=3.125\times10^{-7}\ \text{m}^4 \quad \text{（ミラー面垂直）} \tag{3.3}$$

Si の密度 ρ =2.31 g/cm^3 より、単位長さ当たりの分布荷重 w は

$$w=2.34\times40\times5\times3\times10^{-3}/0.4=3.51\ \text{kg/m} \tag{3.4}$$

となる。また2点支持のはりのたわみ $y(x)$（鉛直上向きを正）は以下のように求められる。

まず、このはりにおける力と z 軸まわりのモーメントのつりあいより、

$$R_1+R_2-wl=0 \tag{3.5}$$

$$R_1l_1+R_2(l-l_1)-\int_0^l wxdx=0 \tag{3.6}$$

これより、

$$R_1 = R_2 = \frac{wl}{2} \tag{3.7}$$

これを用いることにより、ある位置xにおけるz軸まわりのモーメントは次のようになる。

$$M_1(x) = R_1(l_1 - x) + R_2(l - l_1 - x) - \int_x^l w(s-x)ds \quad (0 \le x \le l_1) \tag{3.8}$$

$$M_2(x) = R_2(l - l_1 - x) - \int_x^l w(s-x)ds \qquad (l_1 \le x \le l_1 + l_2) \tag{3.9}$$

なお$l_1 + l_2 \le x \le l$においての式は対称性を考えて省略する。これを整理すると、

$$M_1(x) = -\frac{1}{2}wx^2 \tag{3.10}$$

$$M_2(x) = -\frac{1}{2}wx^2 + \frac{1}{2}wlx - \frac{1}{2}wll_1 \tag{3.11}$$

ここで次式のはりの曲げに関する基礎方程式を用いる。

$$M = EI\frac{1}{R} \tag{3.12}$$

$$\frac{1}{R} = \frac{d^2y}{dx^2} \tag{3.13}$$

ここでRはこのはりの曲率半径である。この2つの式を用いると、$M_1(x)$、$M_2(x)$についてそれぞれ、

$$-\frac{1}{2}wx^2 = EI\frac{d^2y_1}{dx^2} \tag{3.14}$$

$$-\frac{1}{2}wx^2 + \frac{1}{2}wlx - \frac{1}{2}wll_1 = EI\frac{d^2y_2}{dx^2} \tag{3.15}$$

となる。これよりたわみyは

$$y_1 = \frac{1}{EI}\left(-\frac{1}{24}wx^4 + c_1x + c_2\right) \tag{3.16}$$

$$y_2 = \frac{1}{EI}\left(-\frac{1}{24}wx^4 + \frac{1}{12}wlx^3 - \frac{1}{4}wll_1x^2 + c_3x + c_4\right) \tag{3.17}$$

となる。ここで積分定数C_1～C_4がでてくるが、これは次の境界条件により求まる。

$y_1(\ell_1)=0$　　（支持点のたわみがゼロ）　　(3.18)

$y_2(\ell_1)=0$　　（支持点のたわみがゼロ）　　(3.19)

$y_1(\ell_1)= y_2(\ell 1)$　　（支持点における傾きが連続）　　(3.20)

$y_2(\ell - \ell_1)=0$　　（支持点のたわみがゼロ）　　(3.21)

これらを代入すると、

$$y_1(l_1) = \frac{1}{EI}\left(-\frac{1}{24}wl_1^4 + c_1l_1 + c_2\right) = 0 \tag{3.22}$$

$$y_2(l_1) = \frac{1}{EI}\left(-\frac{1}{24}wl_1^4 + \frac{1}{12}wll_1^3 - \frac{1}{4}wll_1^3 + c_3l_1 + c_4\right) = 0 \tag{3.23}$$

$$y'(l_1)=\frac{1}{EI}\left(-\frac{1}{6}wl_1^{\,3}+c_1\right)=\frac{1}{EI}\left(-\frac{1}{6}wl_1^{\,3}+\frac{1}{4}wl\,l_1^{\,2}-\frac{1}{2}wl\,l_1^{\,2}+c_3\right) \tag{3.24}$$

$$\begin{aligned}y_2(l-l_1)=\frac{1}{EI}\Bigg(&-\frac{1}{24}w(l-l_1)^4+\frac{1}{12}wl(l-l_1)^3\\&-\frac{1}{4}wl\,l_1(l-l_1)^2+c_3(l-l_1)+c_4\Bigg)=0\end{aligned} \tag{3.25}$$

これより C_1～C_4 は、

$$c_1=\frac{w}{24}\left(-6l\,l_1^{\,2}+6l^2l_1-l^3\right) \tag{3.26}$$

$$c_2=\frac{w}{24}\left(l_1^{\,4}+6l\,l_1^{\,3}-6l^2l_1^{\,2}+l^3l_1\right) \tag{3.27}$$

$$c_3=\frac{w}{24}\left(6l^2l_1-l^3\right) \tag{3.28}$$

$$c_4=\frac{w}{24}\left(l_1^{\,4}+4l\,l_1^{\,3}-6l^2l_1^{\,2}+l^3l_1\right) \tag{3.29}$$

となり、たわみは

$$0\le x\le l_1$$

$$y=-\frac{wl^4}{24EI}\left\{\frac{x^4}{l^4}+\left(\frac{6l_1^{\,2}}{l^3}-\frac{6l_1}{l^2}+\frac{1}{l}\right)x-\left(\frac{l_1^{\,4}}{l^4}+\frac{6l_1^{\,3}}{l^3}-\frac{6l_1^{\,2}}{l^2}+\frac{l_1}{l}\right)\right\} \tag{3.30}$$

$$l_1\le x\le(l_1+l_2)$$

$$y=-\frac{wl^4}{24EI}\left\{\frac{x^4}{l^4}-\frac{2x^3}{l^3}+\frac{6l_1x^2}{l^3}+\left(1-\frac{6l_1}{l}\right)\frac{x}{l}-\left(\frac{l_1^{\,4}}{l^4}+\frac{4l_1^{\,3}}{l^3}-\frac{6l_1^{\,2}}{l^2}+\frac{l_1}{l}\right)\right\} \tag{3.31}$$

となる。ここでミラー面を水平にした場合の x=0 と x=ℓ/2 の位置におけるたわみ $y(0)$と $y(\ell/2)$ についてℓ_1を変数とした時の関係を図 3.4 に示す。

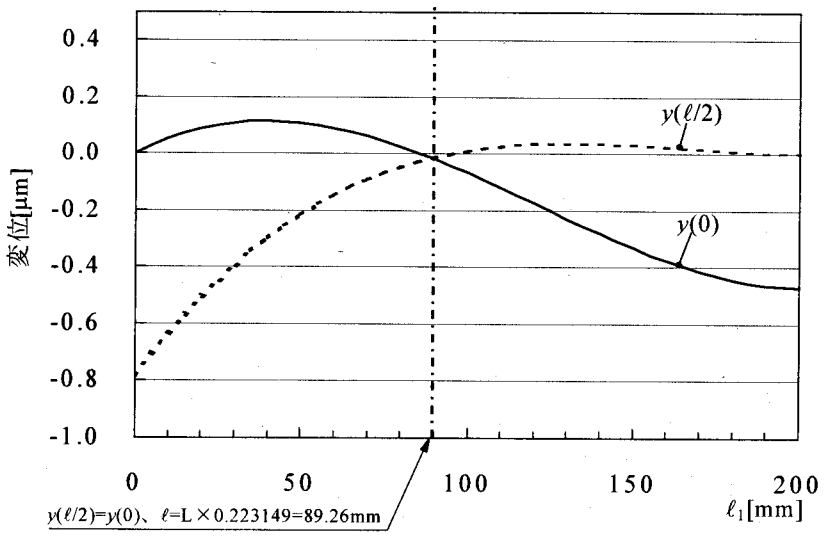
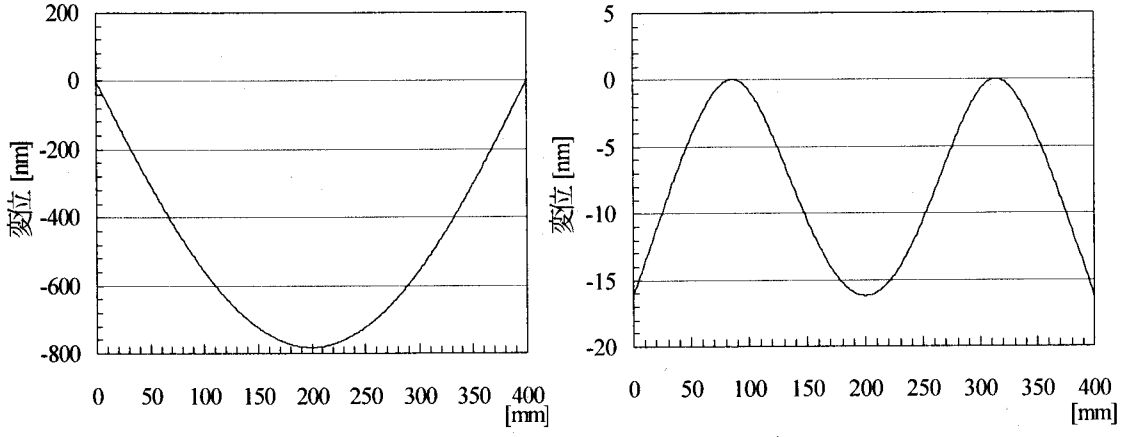


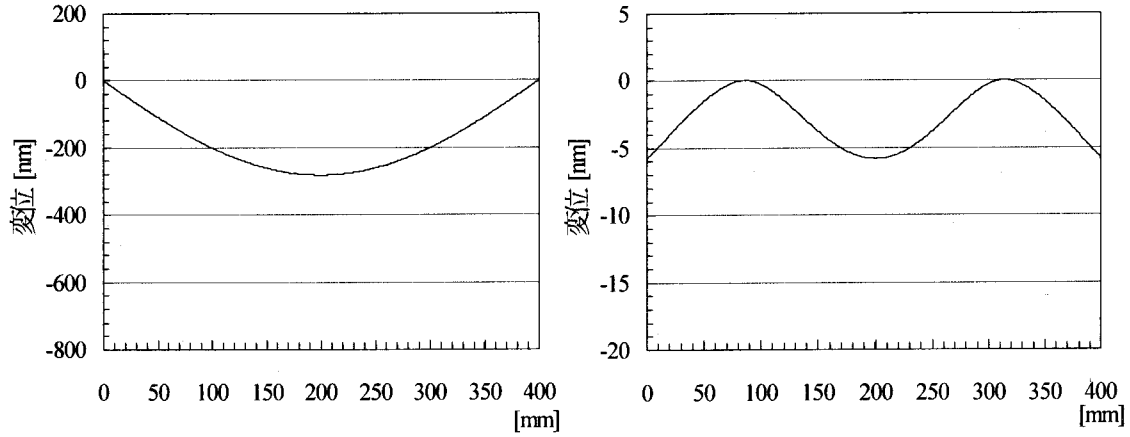
図 3.4　支持点位置(ℓ_1)とたわみの関係（ミラー面水平）

これより、たわみ $y(0)$ と $y(\ell/2)$ が一致するような支持点の位置 ℓ_1 を選ぶと全体のたわみが最小になることがわかる。図 3.5 にミラー面を水平にして(a)両端支持した場合、(b)たわみが最小になるような支持（ℓ = 400 mm × 0.223149 = 89.26 mm）にした場合におけるミラー長手方向のたわみをそれぞれ示す。また同じくミラー面を垂直にした場合のたわみを図3.6(a)、(b)に示す。



(a)　両端支持　　(b)　たわみ最小支持

図 3.5 ミラー面を水平にして支持した場合のたわみ



(a)　両端支持　　(b)　たわみ最小支持

図 3.6 ミラー面を垂直にして支持した場合のたわみ

これらの図より、両端支持の場合では 100 nm 以上の大きなたわみが生じているが、支持点を $y(0)$ と $y(\ell/2)$ が一致するような位置にとると、ミラー面を水平にした場合では 16 nm 程度、垂直にした場合は 6 nm 程度のたわみしか生じないことがわかる。水平と垂直に置いた時のたわみの違いは、はりの方向による断面二次モーメントの違いによって生じるのであるが、ここで、ミラー面を水平にした場合のたわみというのはミラー面に生じるものであり、測定形状に直接的に影響する。一方、ミラー面を垂直にした場合におけるたわみはミラー面ではなく、その側面に生じるものであり、測定面がその面内において 6 nm たわんだとしてもミラー面の形状には影響を及ぼさない。

(2)30D 方向の変位（ミラー面垂直）

ミラー面を垂直にして設置した場合の 30D 方向におけるたわみを図 3.7 に示す。

$$I = \frac{1}{12} \times 0.4 \times (0.05)^3 = 4.17 \times 10^{-6} m^4 \tag{3.32}$$

$$w = 2.34 \times 40 \times 5 \times 3 \times 10^{-3} / 0.03 = 46.8 \text{ kg/ m} \tag{3.33}$$

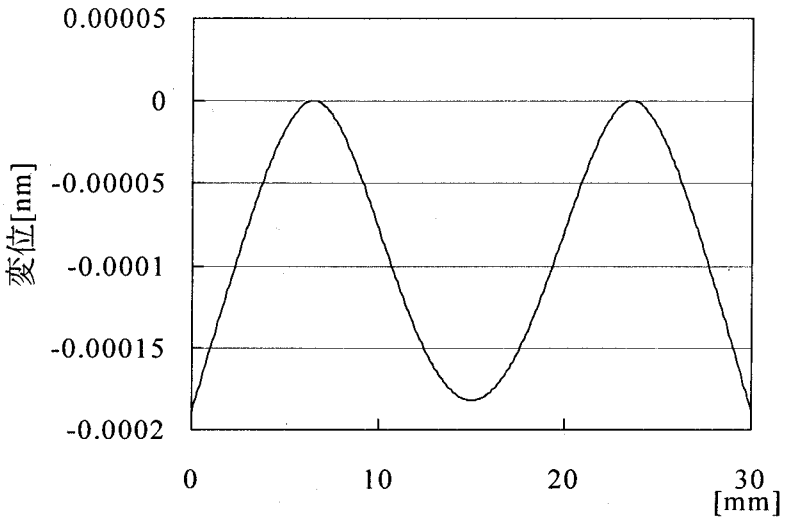


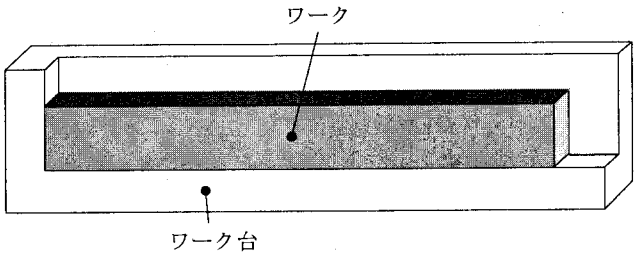
図 3.7　たわみ最小支持(ミラー面垂直、30D 方向)におけるミラーの変形

図 3.7 より、30D 方向のたわみは 0.0002 nm 以下であり、測定上全く問題がないことが分かる。以上より、位相シフトレーザー干渉計（Zygo : GPI - XPHR）でミラーを測定する際、ミラー面を垂直に設置して計測することにより、ミラー面内における自重変形の影響は無視することができる。

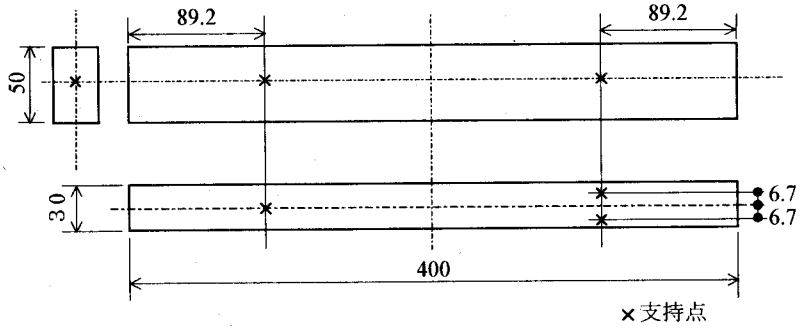
3.4 測定環境

本計測システムにおいては、繰返し測定において 10 nm オーダの再現性を得ることを目標としているが、これくらいのオーダになると、干渉計の光路における屈折率のゆらぎやワークの熱変形が問題となるため、計測システムを設置する環境の厳密な温度制御が必要不可欠となる。そこで、温度分布が測定結果にどれくらい影響を与えるかを、ワークの熱変形を例に検討を行った。図 3.8(a)は、ワークをワーク台上に設置した様子を示したものである。ワークの大きさは長さ 400 mm、幅 50 mm、厚さ 30 mm で、図 3.8(b)に示すように、底面において 3 点支持により設置されており、また、位置決めのために背面に 2 箇所、側面に 1 箇所の拘束点がある。ワークの材質はシリコン（熱膨張係数 $\alpha = 2.6 \times 10^{-6}$ at 20 ℃）とし、奥行方向（30 mm）に対して 0.01 ℃の温度差を与え、有限要素法（(株) フォトン製 PHOTO-WAVE Ver. 1.8）により熱変形解析を行った。

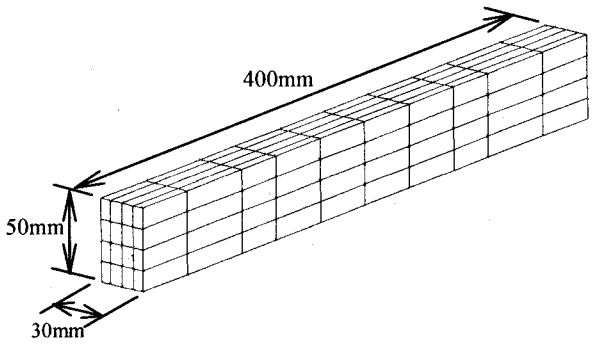
解析結果を図 3.9 に示す。これより、わずか 0.01℃の温度差であっても約 10 nm の熱変形が生じることが分かる。よって、本計測システム全体は二重構造の恒温室内に設置することにより、被験面形状の安定化を図ることとした。



(a)　概略図

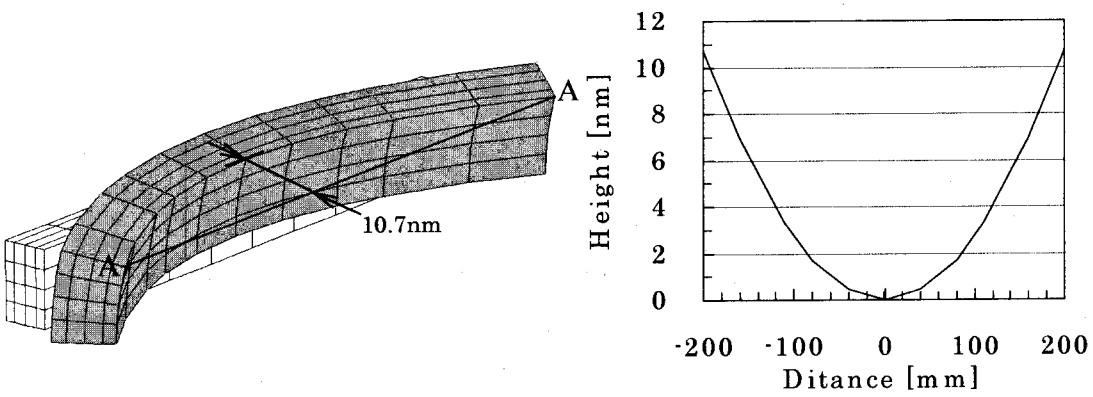


(b)　ワーク上の支持点



(c)　計算モデル

図 3.8　ワーク熱変形解析モデル



(a) 全体形状　　(b)　A-A 断面形状

図 3.9　温度差によって生じたミラーの熱変形

3.4.1 温度変動の熱伝導解析

恒温室内の温度制御は、一定冷却条件下においてヒータの出力をサイリスタ制御により連続的に変化させることにより行われる。この方式は単なる ON-OFF 制御と比べると、格段に温度変動は少ないが、これだけで室内の温度変化を目標値である 0.01 ℃以内に抑えることは困難である。よって、空調器の制御に伴う温度変動が直接測定点に伝わらないように、測定系の周囲を断熱材で覆う必要がある。そこで、必要な断熱材の厚さを求めるために熱伝導解析による検討を行った。本解析における熱源は空調器であるが、温度制御に伴う温度変動は周期関数として与え、図 3.10 に示すように表面温度が周期的変動をする半無限モデルを解析することとする[5]。

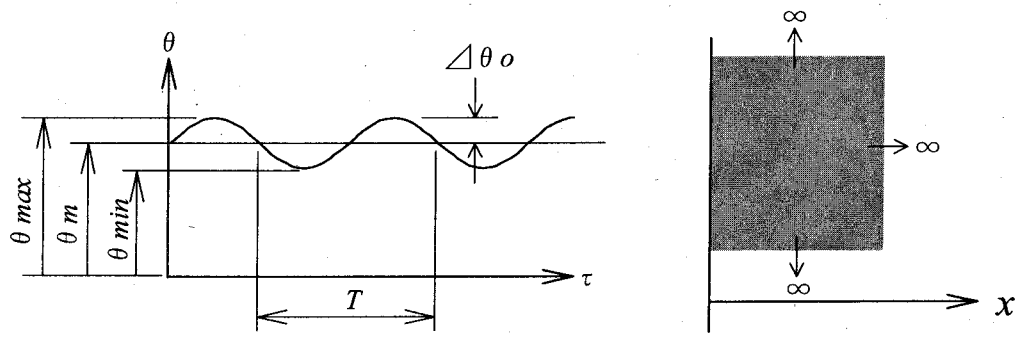


図 3.10　半無限固体の周期的熱伝導モデル

図 3.10 において固体の表面に原点をとり、これと直角方向に固体内部に向けて x 軸をとれば、熱伝導の微分方程式、および境界条件はそれぞれ式(3.34)、(3.35)で与えられる。

$$\frac{\partial\theta}{\partial\tau}=a\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2} \tag{3.34}$$

$$x=0:\theta=\theta_{\mathrm{m}}+\Delta\theta_0\cos(2\pi\frac{\tau}{T}) \tag{3.35}$$

ここで、a：熱拡散率（$=\lambda/\rho\,\mathrm{c}$，$\lambda$：熱伝導率、$\rho$：物体の密度、$c$：物体の比熱）、$\theta_{\mathrm{m}}$：表面の平均温度、$\Delta\theta_0$：表面における温度変動の振幅、$T$：温度変動の周期である。これらの式より、解として式(3.36)が導かれる。

$$\theta=\theta_{\mathrm{m}}+\Delta\theta\cos(2\pi\frac{\tau}{T}-x\sqrt{\frac{\pi}{aT}}) \tag{3.36}$$

ただし、

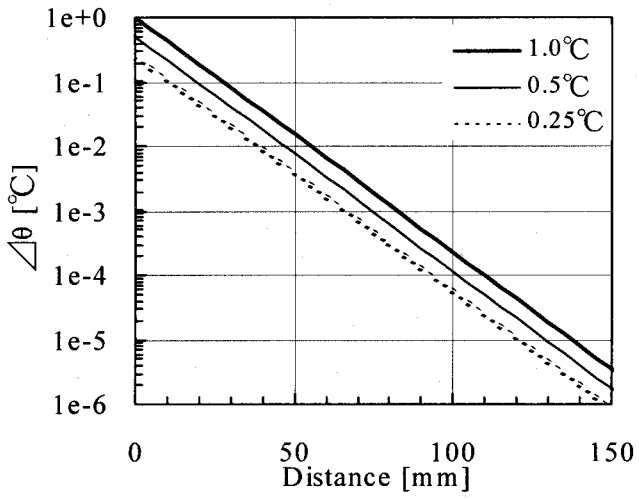
$$\Delta\theta=\Delta\theta_0\exp(-x\sqrt{\frac{\pi}{aT}}) \tag{3.37}$$

である。式(3.37)より、表面から任意の深さ x における温度変動の振幅$\Delta\theta$を求めることができるが、$\Delta\theta$はxとともに指数関数的に減衰し、熱拡散率aや変動周期Tが小さいほど急速に減衰することが分かる。そこで、断熱材には熱伝導率が非常に小さい、ポリスチレン保温板 3 号（JIS A 9511-1995）を用いることとした。この保温板はポリスチレン樹脂に発泡剤を添加し、加熱成形して軽量多泡質の板状にしたもので、フォームポリスチレンとも呼ばれる。表 3.1 にフォームポリスチレンおよび空気の諸物理定数を示す。

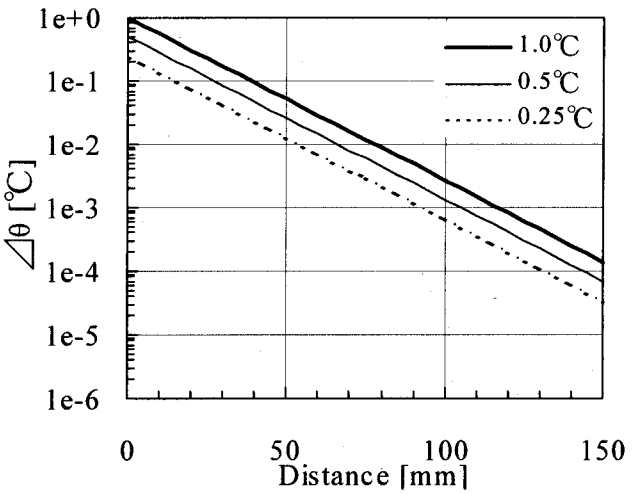
次に、式(3.37)と表 3.1 の諸定数を用いて熱伝導解析を行った。ここで、表面(x=0)における温度変動の振幅は 0.25, 0.5, 1.0 ℃とし、また、温度変動の周期は 300 sec と 600 sec について計算を行った。解析結果を図 3.11 に示す。これより、温度変動の周期が 600 sec で、変動の振幅が 1.0 ℃の場合に、測定点における温度変動の振幅を 0.01 ℃以下にするには、厚さ 80 mm 以上の断熱材が必要であることが分かる。よって、恒温室に用いるフォームポリスチレンの厚さを 100 mm に決定した。図 3.12 に作製した恒温室のレイアウトを示す。

表 3.1 フォームポリスチレンの諸物理定数

		ポリスチレン	空気
熱伝導率	λ(W/m・K)	4.0×10^{-2}	2.41×10^{-2}
比熱	c(J/kg・K)	1.34×10^{3}	1.006×10^{3}
密度	ρ (kg/m^3)	20.0	1.293
熱拡散率	a (m^2/sec)	1.49×10^{-6}	1.85×10^{-5}



(a) T=300 sec



(b) T=600 sec

図 3.11 表面からの距離と温度変動振幅の相関

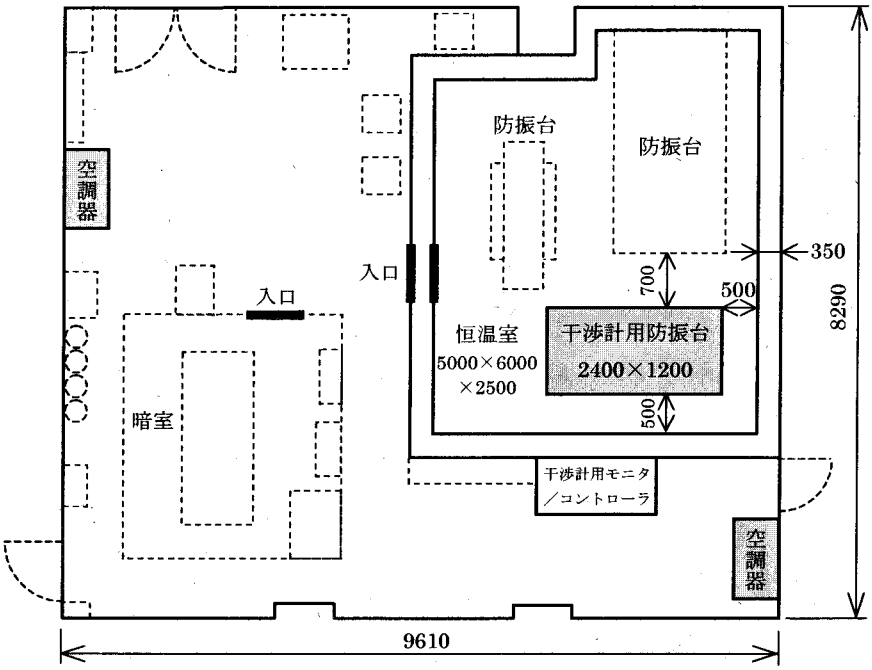


図 3.12　恒温室レイアウト図

3.4.2 恒温室内の温度変動と形状測定結果の相関

温度変動測定ならびにシリコン製平面ミラーの形状測定により、恒温室の性能評価を行った。図 3.13 にミラーを計測用のワーク台に設置してからの経過時間と温度変動の関係を示す。温度測定はサーミスタを用いて、ミラー表面とミラー近傍空気の 2 箇所について行った。設置直後においては人の出入り等の影響で 0.2 ～ 0.3 ℃程度の温度変動が見られるが、約 16 時間経過後に定常状態に達していることが分かる。16 時間経過以降における 4 時間分の温度測定データを図 3.14 に示す。これより、ミラーの表面温度に関しては 4 時間にわたって 0.01 ℃以内の変動であることが分かる。空気はミラーと比べると熱容量が小さいために、温度変動の値は大きくなっているが、実際の計測時間（約 20 分）内においては 0.02 ℃程度の変動に抑えられており、ほぼ目標値である 0.01 ℃以内の温度変動を達成することができた。また、最終的に残存する熱変動は、干渉計が有する熱源（レーザ等）が原因であると考えられる。

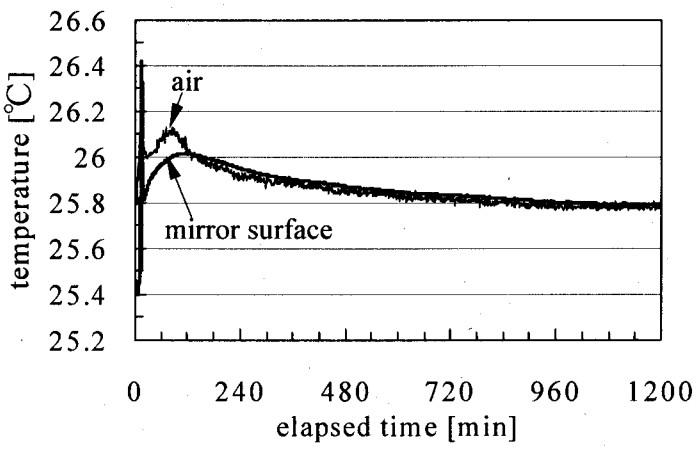


図 3.13　ミラー表面と雰囲気の温度変動

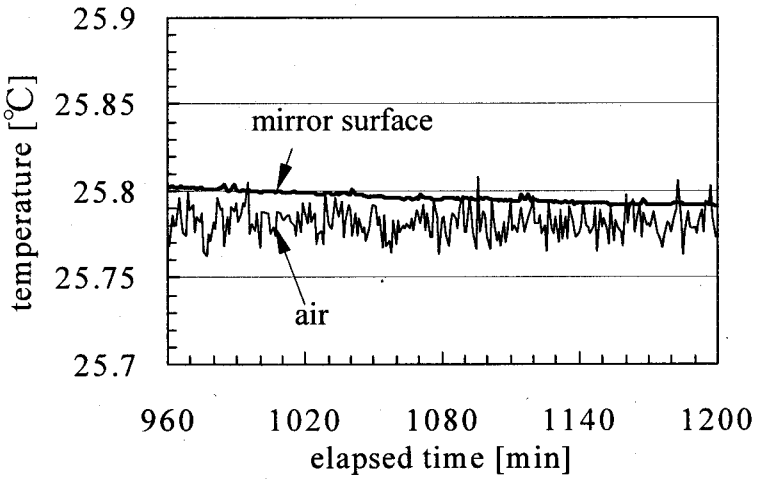


図 3.14　定常状態における温度変動

次に、ミラーを計測用のワーク台に設置してからの各経過時間において測定した形状について述べる。測定は図 3.15 に示すように、シリコン製平面ミラー（400 mm×50 mm）の 100 mm×36 mm の領域について行った。また評価は、各経過時間における測定データと、定常状態と考えられる設置後 25 時間経過後の測定データとの差を、図 3.15 に示す A-A 断面および B-B 断面についてとることによって行った。測定結果を図 3.16 に示す。これより、形状の測定値は、ミラーの表面温度および気温の変動に対応して変化していることが分かる。よって、本計測システムにおいては、最低 24 時間以上放置して各部の温度を定常状態にした後に、測定を行うこととした。

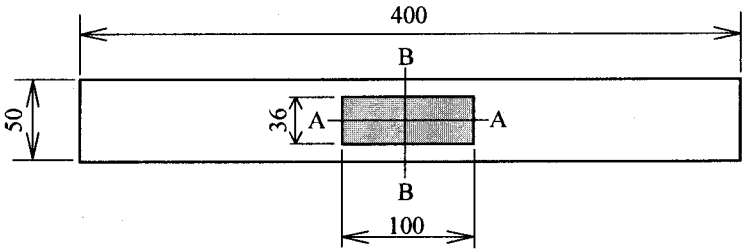


図 3.15　形状測定領域

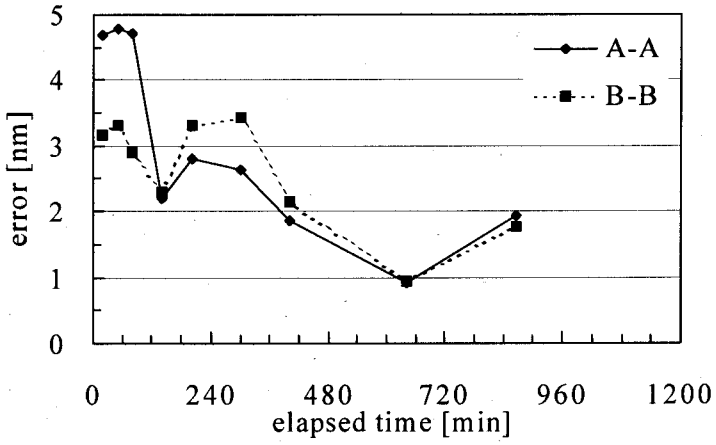


図 3.16 各経過時間におけるミラー形状の定常状態(25 時間後)との差

3.5 測定の再現性と一括測定との比較

本節では、開発した長尺ミラー計測システムの測定精度について述べる。測定対象としたのは長さ 400 mm、幅 50 mm 厚さ 30 mm のシリコン製平面ミラーである。

まず、測定の再現性について述べる。測定は図 3.17 に示すように、100 mm×45 mm の測定データを合成して全体形状を得た。また、それぞれの測定において強度平均 4 回×位相平均 4 回の平均化処理を行っている。図 3.18 に連続して 3 回測定した結果、ならびに各測定データ間の差を示す。これより、繰り返し測定における再現性として 10 nm p-v の精度が得られていることが分かる。

また、面合成により得られた全体形状の正確性を検討するために、基準面の有効径が ϕ 457 mm（18 インチ）の干渉計を用いて得た一括測定データとの比較を行った。測定結果を図 3.19 に示す。これより、ミラーの両端における形状が急峻な部分以外は全て $\lambda/10$（λ= 632.8 nm ）以内の差であることが分かる。この値は ϕ 457 mm 干渉計における平面原器の保証精度が $\lambda/10$ であることから妥当な値であると考えられる。

以上より、本計測システムにおいては、絶対形状に関しては基準面との比較であるため議論できないものの、数値制御プラズマ CVM 加工における形状修正能力は 10 nm オーダの精度で評価が可能であると言える。

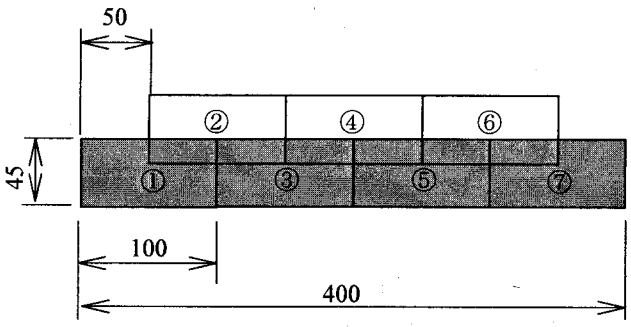
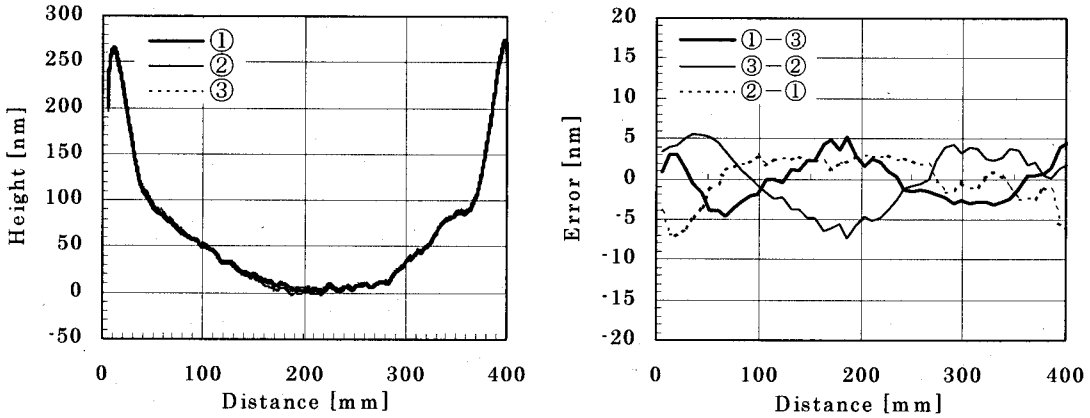


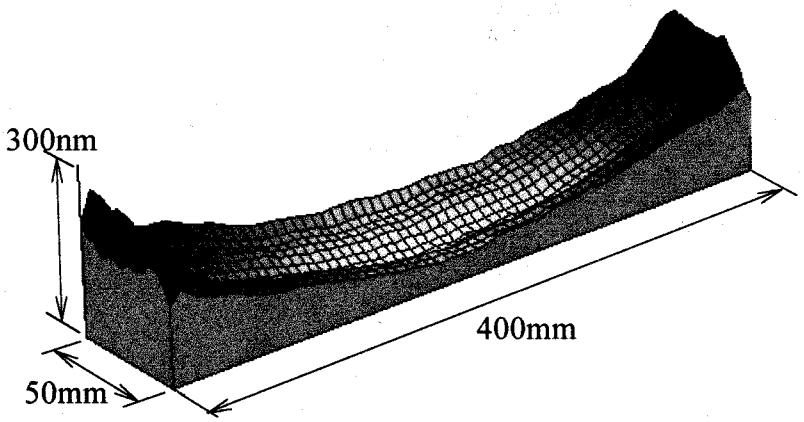
図 3.17 測定方法

（偶数番目のデータを、最小 2 乗平面を一致させるためのつなぎデータとして用いて奇数番目のデータを合成）

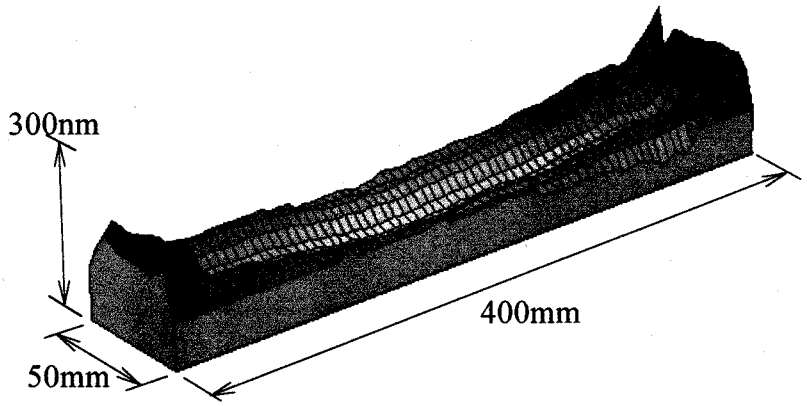


(a) 断面形状　　(b) 各測定データ間の差

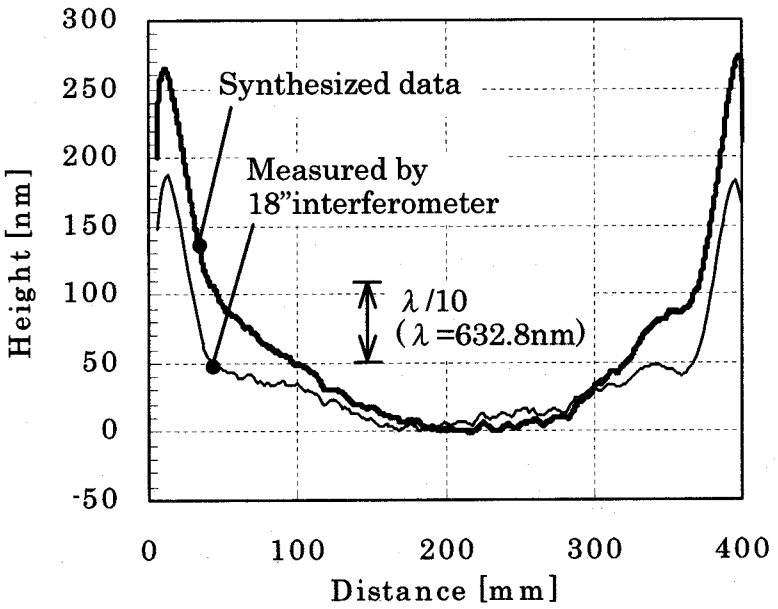
図 3.18　合成測定における再現性



(a)　合成データ



(b)　一括測定データ



(c) 断面形状の比較

図 3.19　合成データと 18 インチ干渉計による一括測定データの比較

3.6 結言

本章では、シンクロトロン放射光用長尺平面ミラーの形状を測定するために用いた、形状計測システムについて述べた。本章で得られた結果を以下に列挙する。

(1) 本計測システムは、フィゾー型の位相シフトレーザー干渉計を中心に構築されている。使用した干渉計の有効径はϕ152 mmであるので、加工対象とした長さ400 mmの平面ミラーを測定するために、50 %ずつ重複させて計測した複数のデータを、重複部分における面の傾きが一致するようにソフト的に合成して全体の形状を得る方法を採用した。

(2) ミラーの自重による変形を最小にするための設置方法の検討を行った。その結果、ミラー面を垂直（重力方向に平行）にし、たわみが最小となる位置で支持することにより、たわみ量を約6 nmに抑制できることを示した。しかも、変形はミラー面と平行方向に生じるので、光学性能には影響を及ぼさない。

(3) 形状測定時における温度変動の影響を抑えるため、熱伝導解析により測定系を設置する恒温室の設計を行った。その結果、断熱に用いるフォームポリスチレンの厚さを100 mmとすることで、形状計測に要する時間（約 20 分）内におけるミラー表面温度の変動を0.01 ℃以内、また、ミラー周辺の空気の温度変動に関しては、0.02 ℃以内に抑制することができた。

(4) 長さ400 mmのシリコン製平面ミラーの合成測定を連続して3回行った結果、繰返し測定における再現性として10 nm p-vを得た。また、複数データの合成によって得られた形状の正確性を評価するために、有効径がϕ457 mmの基準面を有するフィゾー干渉計を用いて一括測定したデータと比較した結果、その差はλ/10（λ =632.8 nm）以内であった。ϕ457 mm干渉計における基準面の保証精度はλ/10であることから、合成測定で得られた形状は、妥当なものであると考えられる。本測定システムによって得られた形状は、あくまでも干渉計が有する基準面に対する相対測定であるため、絶対形状に関しては議論できないが、再現性の観点から数値制御プラズマCVM加工システムの加工特性を10 nmオーダの確度で評価することができる。

参考文献

1) Peter Z. Takacs, Shinan Qian and Jeffrey Colbert : Design of a long trace surface profiler, SPIE **749** (1987) 59-64.
2) Shinan Qian, Werner Jark and Peter Z. Takacs : The penta-prism LTP : A long-trace-profiler with stationary optical head and moving penta prism, Rev. Sci. Instrum. **66** (1995) 2562-2569.
3) Haizhang Li, Peter Z. Takacs and Tom Oversluizen : Vertical scanning long trace profiler : a tool for metrology of X-ray mirrors, SPIE **3152** (1997) 180-186.
4) 森　勇藏, 杉山和久, 山内和人, 西川和仁, 酒井啓至, 本郷俊夫, 東　保男 : シンクロトロン放射光用ミラーの超精密形状測定装置の開発, 精密機械 **51** (1984) 96-101.
5) 西川兼康、藤田恭伸 : 伝熱学　理工学社　(1982)

第4章　数値制御プラズマCVMによるX線用平面ミラーの加工

4.1 緒言

SPring-8のように、コヒーレンス性が非常に高く、良質な放射光を発生する施設で用いられるX線ミラーは、あらゆる光学素子の中でも最高級の精度が要求される加工対象の一つであるのは間違いなく、スロープエラーで0.5 μrad以下、マイクロラフネスにおいては0.5 nm rms以下という極限的な値が達成されなければならない。このような要求に対して現状では、スモールツールを用いたCCP（Computer Controlled Polishing）等による加工が行われているが[1)~9)]、研磨圧力の変動やスラリーの供給ムラによる加工特性の変動、凝集した粗大粒子によるスクラッチの形成等が加工原理的に避けることができず、加工精度的には、もはや限界に達したと言っても過言ではない。最近になってアルゴンイオンビームを用いたIBF（Ion Beam Figuring）が行われるようになり、その制御性の良さからサブナノメータ rms オーダの形状精度が得られるようになってきた[2)10)~13)]。ところが、加工速度が非常に小さいので、大面積の放射光用ミラーを加工する上では能率が悪く、また、原理的にイオン衝撃によるダメージ（Sub-surface damage）が生じてしまうという問題がある。

本研究では、上述した現状を打破すべく、数値制御プラズマCVMにより、加工損傷を伴わずに、しかも高能率にX線ミラー等の超高精度光学素子を作製する技術の体系化を目指している。本章では、開発した数値制御加工システムの加工能力を実証する研究の一環として、SPring-8で用いられる長さ400 mmの高調波X線除去用単結晶シリコン製平面ミラーの修正加工を行った結果について述べている。

4.2 数値制御プラズマCVMによるX線用平面ミラーの形状修正

4.2.1 高調波除去用平面ミラー

本研究において加工対象としたX線用の平面ミラーは、図4.1に示すように結晶分光器の前に設置される、いわゆる前置ミラーである。本ミラーは、弾性変形により湾曲させるベンダーと一体で使用され、その使用目的は、

(1)角度分散を有する放射光を、ベンダーによって曲げて作製された放物面形状のミラーを用いて平行化（コリメート）することにより、結晶分光器のエネルギー分解能を向上させる。

(2)全反射の臨界角が、入射するX線のエネルギーに依存する性質を利用して不要な高調波成分を除去し、後段の結晶分光器にかかる熱負荷を低減する。

等である。表4.1に作製した平面ミラーの大きさを示す。前置ミラーは熱負荷が大きいため、熱伝導率が大きく、熱膨張率の小さな、いわゆる熱変形指標（Figure of merit）の大きな材料である必要があるが、本研究においては結晶性と純度の観点から単結晶シリコンを用いることとした。また、加工能率を考慮し、プラズマCVM加工は最終仕上げのプロセスのみに適用し、その前加工は表4.2に示すように、材料の切り出しからピッチ研磨による表面粗さの除去に至るまで、通常の機械加工にて行った。

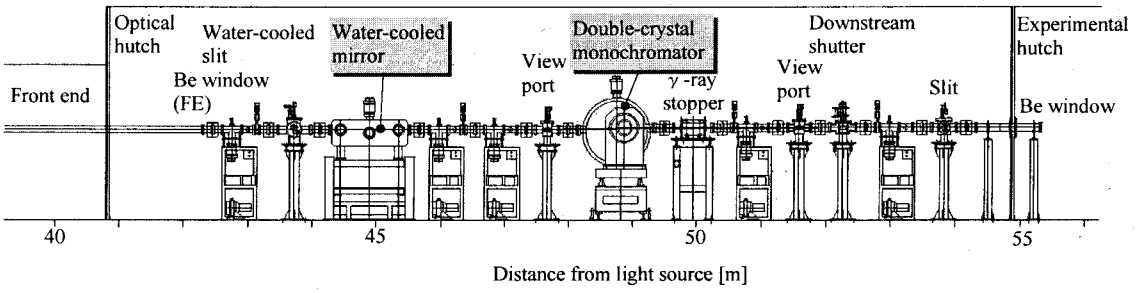


図 4.1　SPring-8 におけるビームラインの一例

表 4.1 作製したX線用平面ミラーの大きさ

長さ	幅	厚さ	ミラー面方位
400 mm	50 mm	30 mm	Si (100)

表 4.2　前加工面の作製プロセス

1．材料	単結晶 Si インゴット　φ8 インチ(100)　p-type(B-dope) ρ ＝ 1～20 Ωcm
2．切出し	ダイヤソー
3．研削	#140　φ700 mm　ダイヤモンドホイール（水平） 送り速度 10 μm/min
4．ラッピング	φ3 μm　ダイヤモンドスラリー 樹脂入りの錫定盤（平面度～0.5 μm）を使用
5．フェルト研磨	工具径φ13 mm　ダイヤモンドスラリー　φ1 μm 形状修正加工
6．ピッチ研磨	工具径φ50 mm　コロイダルシリカ　φ30～50 nm 表面粗さの除去

4.2.2 形状修正プロセス

図4.2に、表4.2のプロセスで作製した平面ミラーの形状を示す。320 mm×40 mmの形状評価領域内における最大形状誤差は158 nmで、長手方向、短手方向ともに中央部が窪んだ形状となっている。図4.3および表4.3には、本ミラーの形状修正加工に用いた単位加工痕の形状とその作製条件を示す。本加工条件における単位加工痕は、電極回転方向の長さが約30 mm、回転方向に対して直交方向の幅が約6 mm、1時間当りの除去体積が0.13 mm^3である。また、図4.4にはワークテーブルの送り速度の逆数と1走査当りの除去深さの関係を示す。これより、本加工条件ではナノメータオーダの極微小な加工量の制御が、送り速度の制御のみで極めて安定に行なえることが分かる。

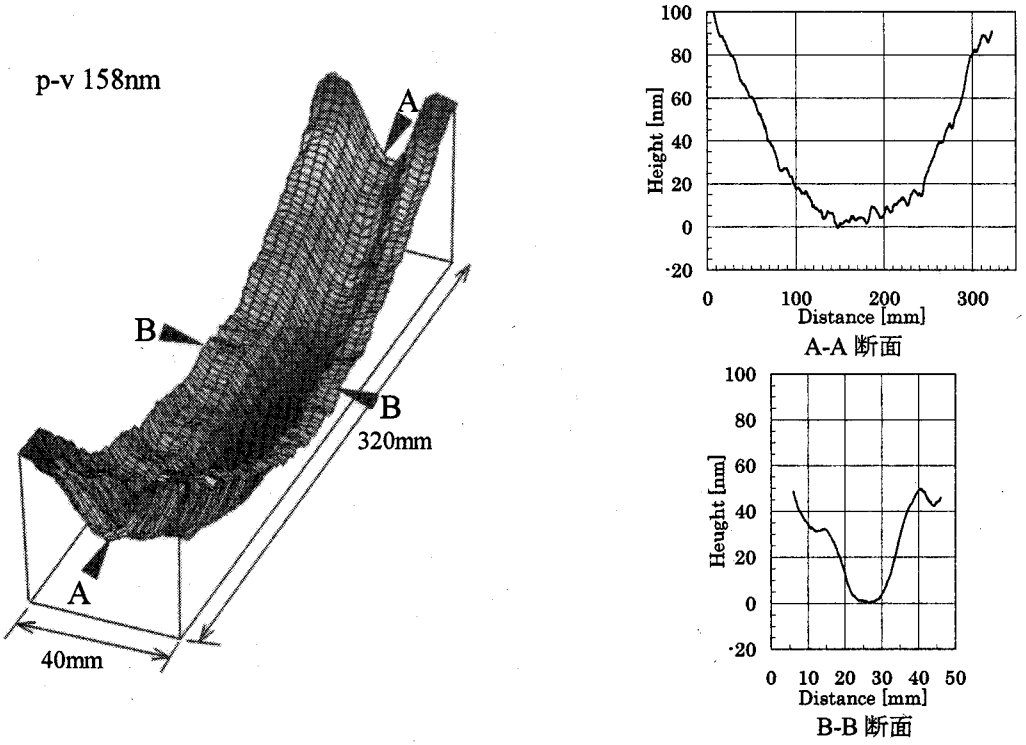
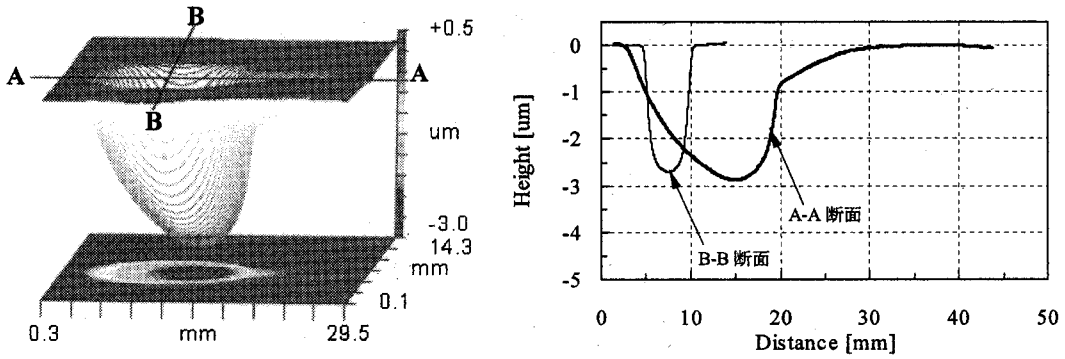


図4.2 前加工面形状（ピッチ研磨面、320 mm×40 mm領域）



(a) 全体形状　　(b) 断面形状

図4.3 修正加工に用いた単位加工痕の形状

表 4.3 単位加工痕作製条件

ワーク	Si (100)　400×50×30^t
ガス組成	He : CF_4 : O_2 = 99.98 : 0.01 : 0.01
投入電力	50 W
加工ギャップ	600 μm
電極回転速度	31.4 m/s (2000 rpm)
精製装置の循環流量	3.4 m^3/min
加工時間	30 min

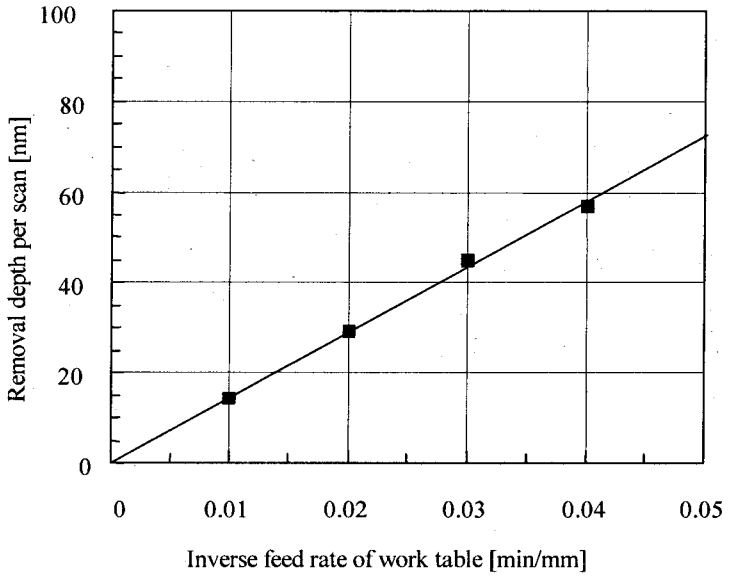


図 4.4　ワークテーブルの送り速度の逆数と 1 走査当たりの加工深さの関係

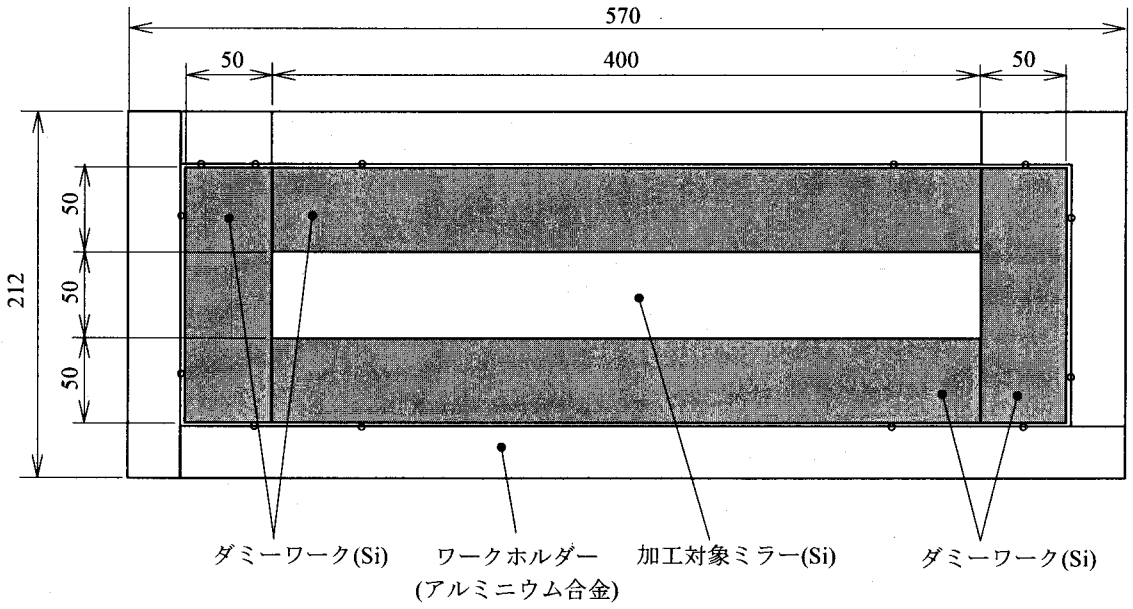


図 4.5　加工対象ミラーの設置方法

次に、ワークの設置方法について述べる。図4.5にワーク台に設置したミラーの様子を示す。加工対象となるミラーの周囲には同じ厚さ（30 mm）で幅50 mmのシリコン製ダミーワークを設置している。これは、電界強度の乱れに伴う加工特性の変動を避け、加工対象ミラーの全面にわたって均一な加工特性を得るためである。ワークテーブルの送り速度制御は、ミラーの長手方向に対して行い、短手方向への送りピッチは1 mmとした。また、数値制御プラズマCVMによる形状修正の目標値は平面度で10 nm p-v、スロープエラーで0.5 μrad rmsに設定した。

図4.6（320 mm×40 mm領域）、および図4.7（ミラー中央部100 mm×40 mm領域）に各形状修正過程におけるミラー形状の変遷を示す。また、図4.8は、そのときの設定加工量分布（＝平面からの誤差）と、シミュレーションによって算出したワークテーブルの送り速度分布である。設定加工量に関しては、シミュレーションによって求めた送り速度の値が、ワークテーブルの運動性能以上に大きくならないように、最小加工量を30 ～ 50 nmに設定した。このことにより、送り速度の最大値は450 mm/min程度に抑えることができている。図4.9に各修正過程における断面形状の変化を示すが、第1回目の加工結果以外は修正加工を繰り返す度に、長手方向および短手方向の形状誤差がともに小さくなっていくことが分かる。第1回目の修正加工では、加工前には凹型であった断面形状が凸型に変化している。これは、送り速度分布を算出するシミュレーションに用いた単位加工痕の単位時間当りの除去体積を、実際よりも小さく設定したことによるものであり、本質的なものではない。また、2回目以降の修正加工においては10 ～ 20 nmのオーダで、形状誤差の値が振動しながら小さくなっているが、これくらいのオーダになると本編の3.4節でも述べたように、ミラー上における0.01 ℃オーダの温度差が問題となる。今回の形状測定時にはミラー温度のモニターは行っていなかったが、各測定においてミラーの温度が測定雰囲気の温度に対して十分になじんでいなかったために、真のミラー形状を測定できていなかったものと思われる。7回目の加工においては、前加工面および加工後の形状は測定雰囲気の温度に十分なじませた後に測定を行なった。その結果、図4.11(a)に示すように320 mm×40 mmの領域において22.5 nm p-vの平面度が得られた。図4.11(b)、(c)はミラーの長手方向（A-A）および、短手方向（B-B）の断面形状を示したものであるが、加工面のうねりの大きさは両データともに、ほぼ使用した位相シフトレーザー干渉計における再現性の精度限界である10 nmオーダが得られていることがわかる。また、X線の結像性能に大きく影響を及ぼすミラー長手方向のスロープエラーは、図4.7に示すように0.84 μrad rms（0.17 arcsec）であり、目標とした0.5 μradをほぼ達成することができた。

以上より、数値制御プラズマCVMの現状での加工精度は、計測器の精度で制限されるレベルに達していると言える。今後、ナノメータからサブナノメータのオーダにおいて、基準面を必要としない絶対的な形状精度を目指すためには、形状計測におけるブレークスルーが必要不可欠である。

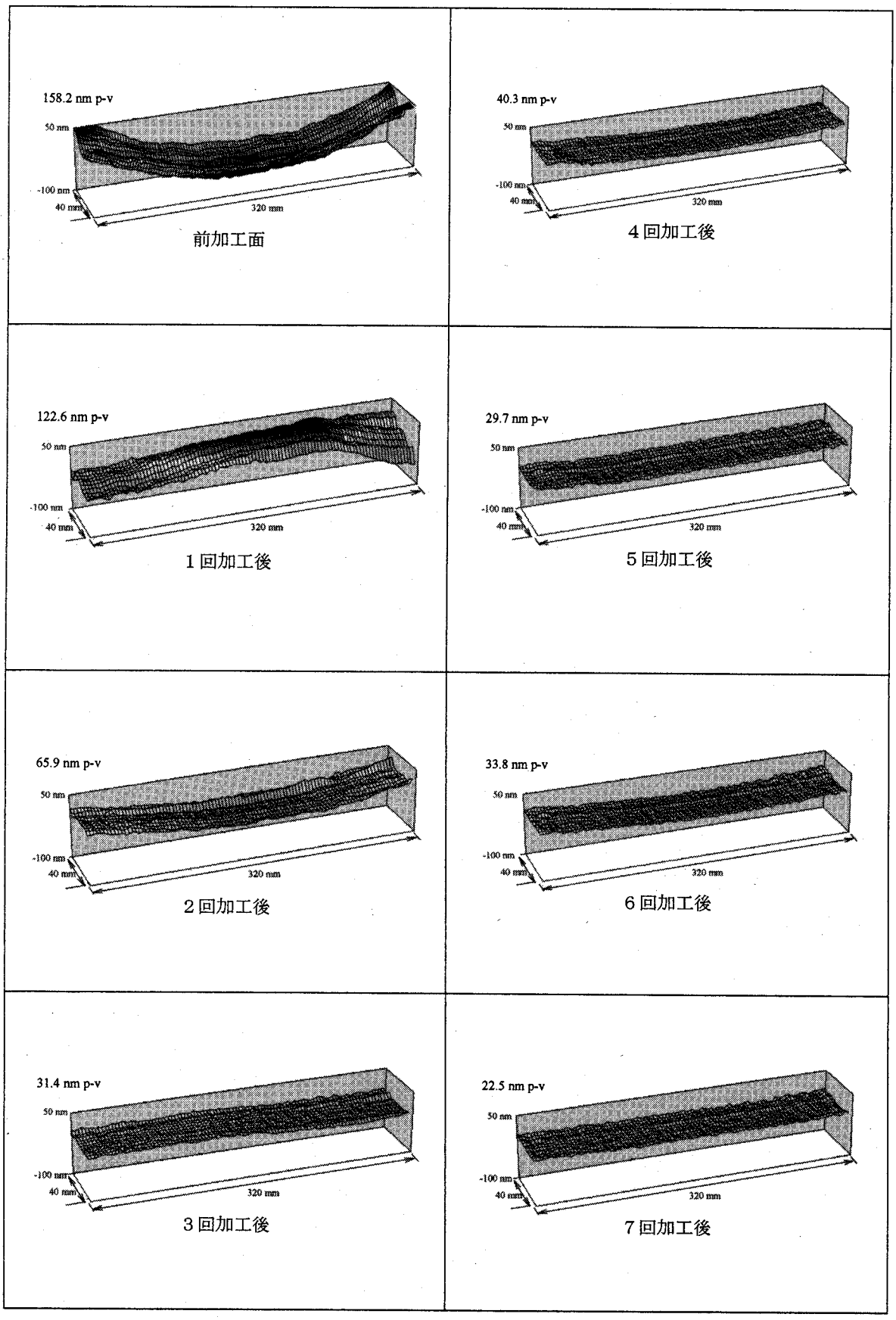


図 4.6　形状修正過程(320 mm×40 mm 領域)

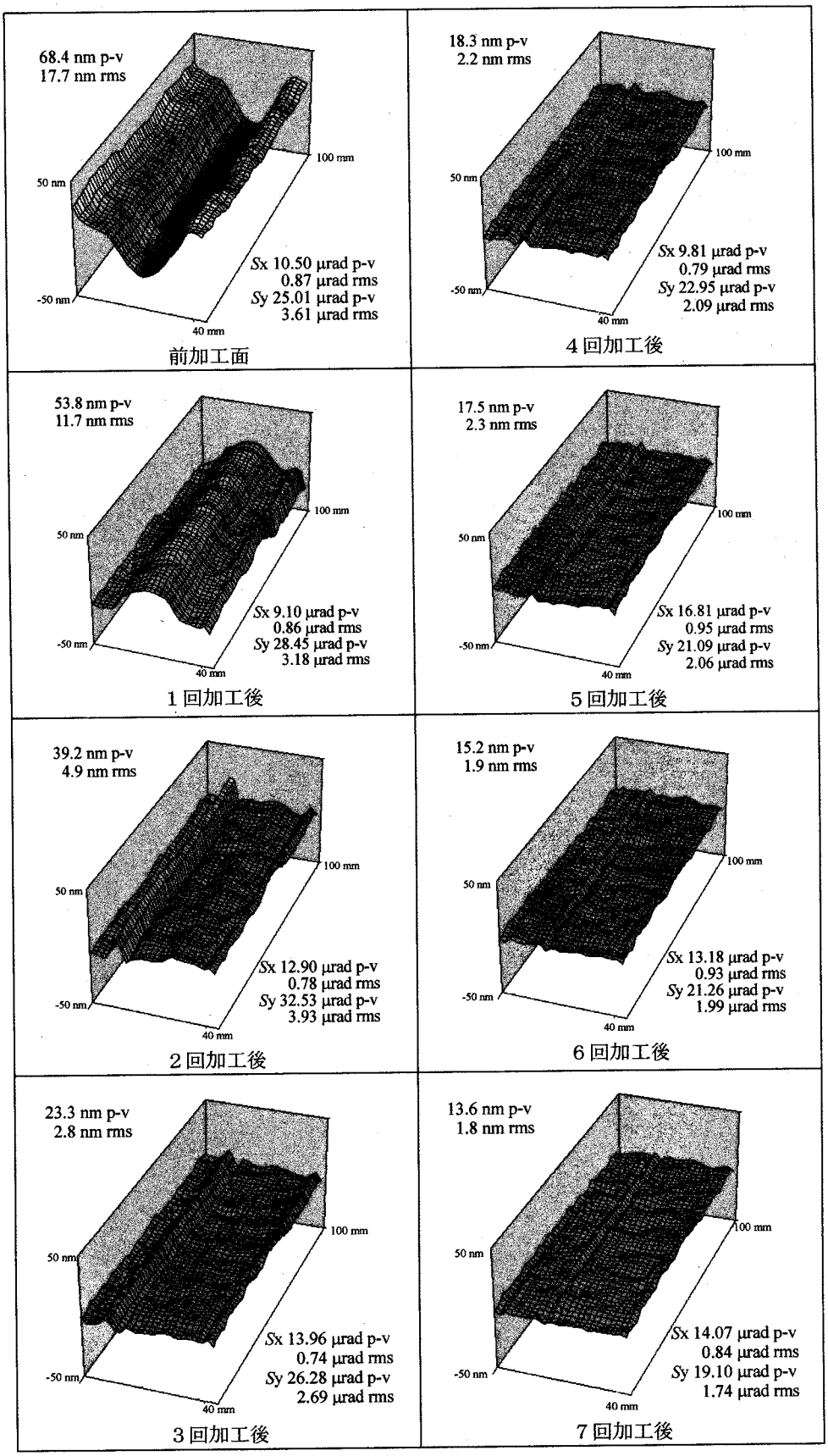
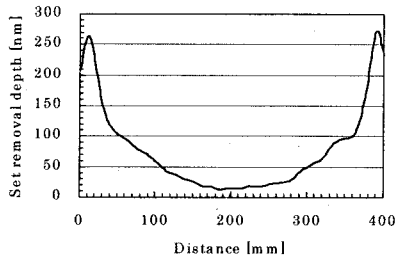
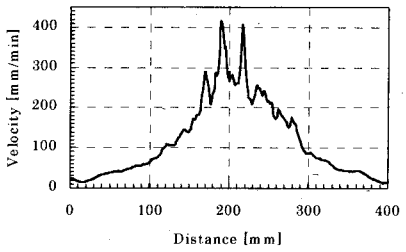
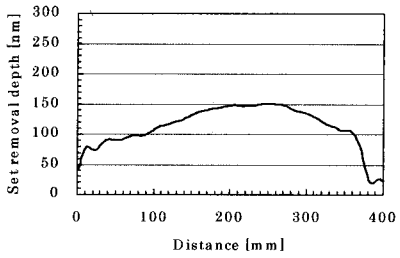
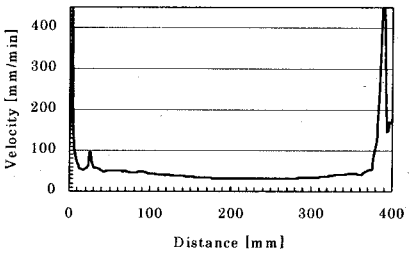
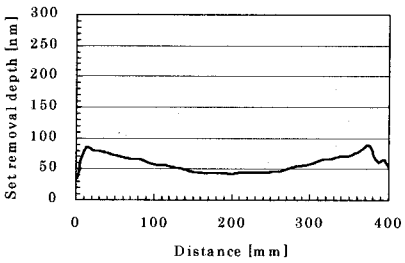
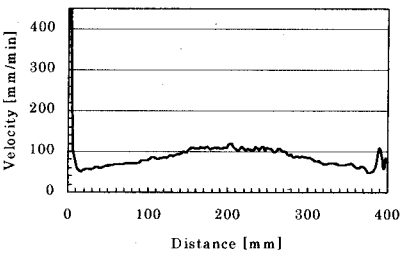
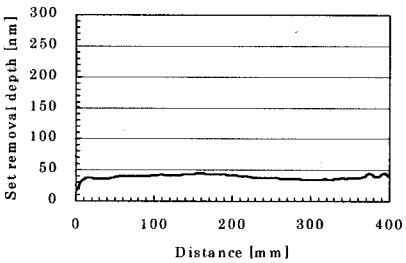
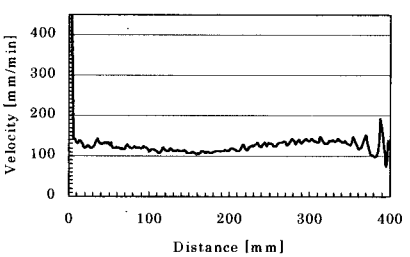
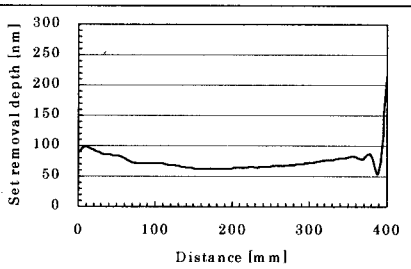
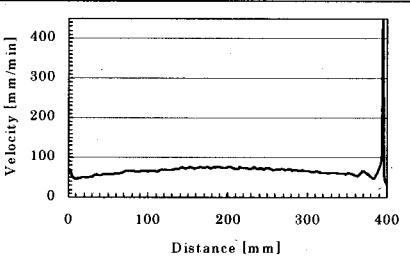
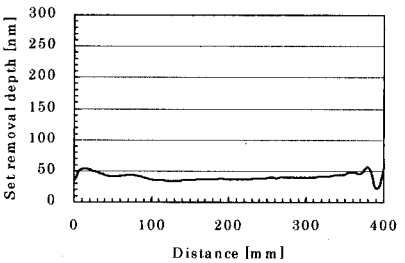
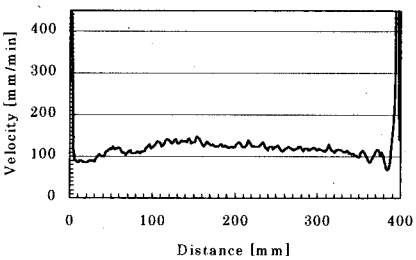


図 4.7　形状修正過程(ミラー中央部：100 mm×40 mm 領域)
(S_xは長手方向のスロープエラー、S_yは短手方向のスロープエラー)

回数	設定加工量分布($y = 0$)	設定送り速度分布($y = 0$)	速度制御領域全体における総加工時間および最大，最小加工量(積算加工時間)
1			12 時間 25 分 最大 316.6 nm 最小　12.4 nm
2			8 時間 4 分 最大 151.1 nm 最小　14.5 nm (20 時間 29 分)
3			4 時間 50 分 最大 124.3 nm 最小　15.9 nm (25 時間 19 分)
4			3 時間 20 分 最大 65.1 nm 最小　15.5 nm (28 時間 39 分)
5			6 時間 37 分 最大 247.8 nm 最小　18.3 nm (35 時間 16 分)
6			3 時間 40 分 最大 125.9 nm 最小　19.7 nm (38 時間 56 分)

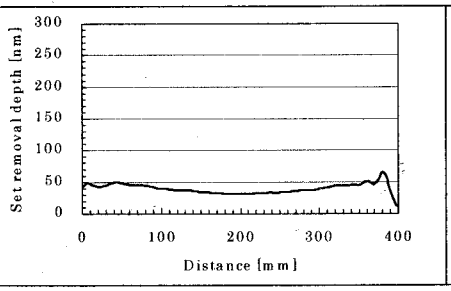
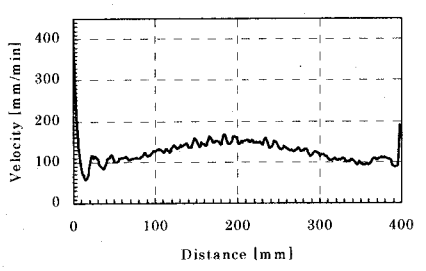
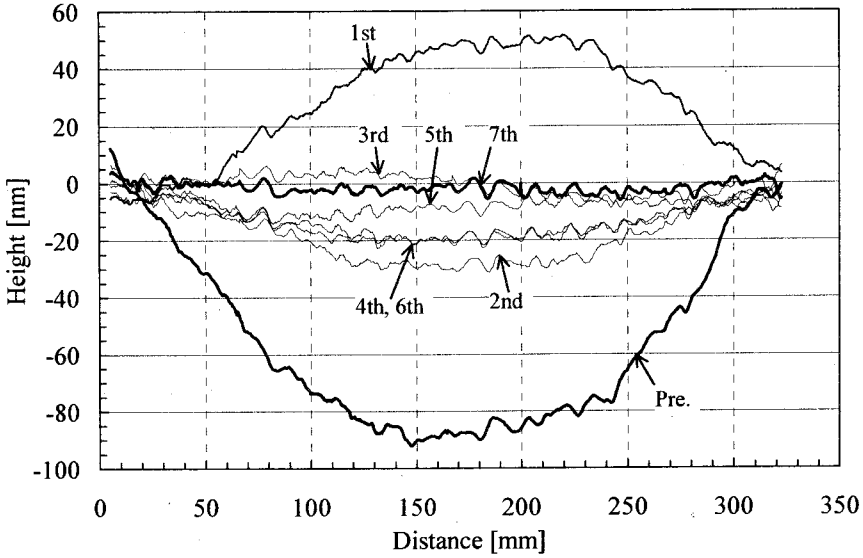
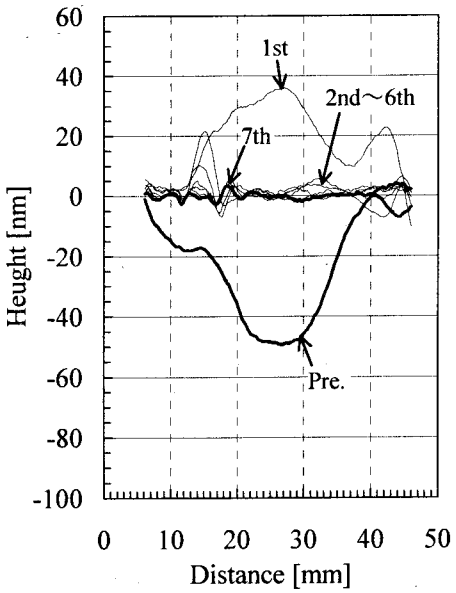
7			3時間31分 最大 100.8 nm 最小　87.1 nm (42時間27分)

図 4.8　設定加工量と送り速度分布（速度制御領域 433 mm×54 mm）



(a) ミラー長手方向断面形状



(b) ミラー短手方向断面形状

図 4.9　各修正過程における断面形状の変化

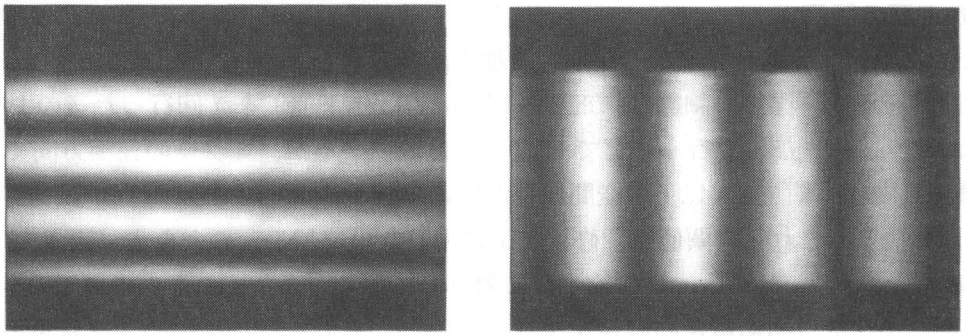
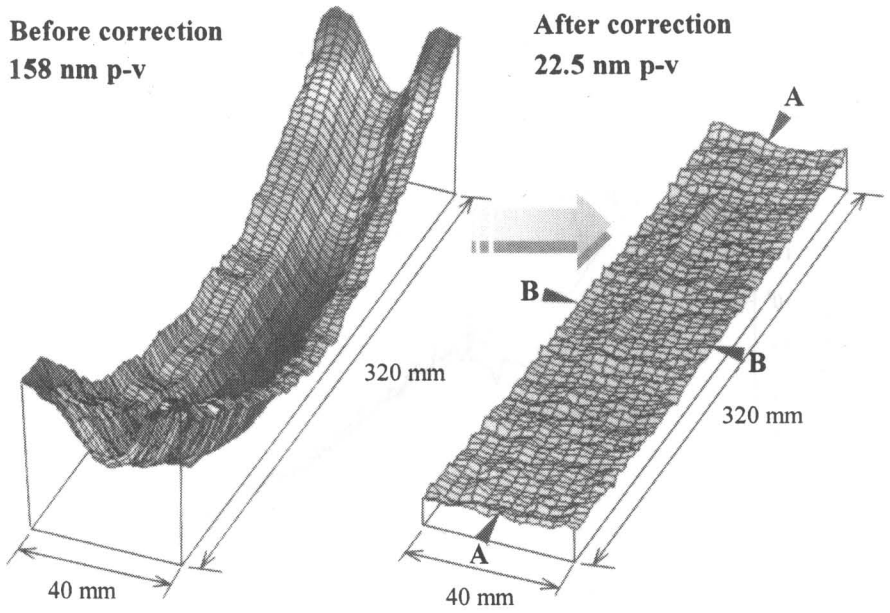
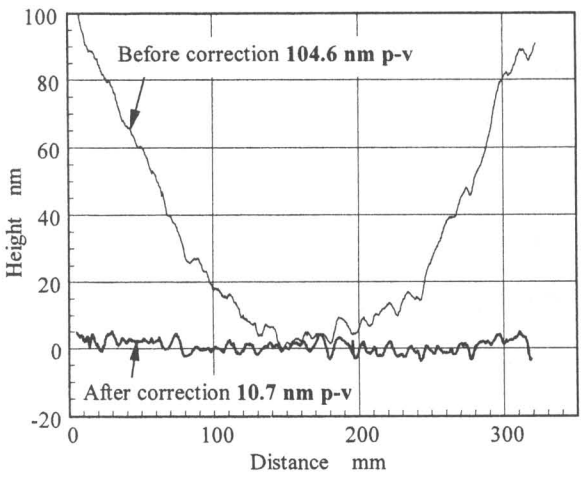


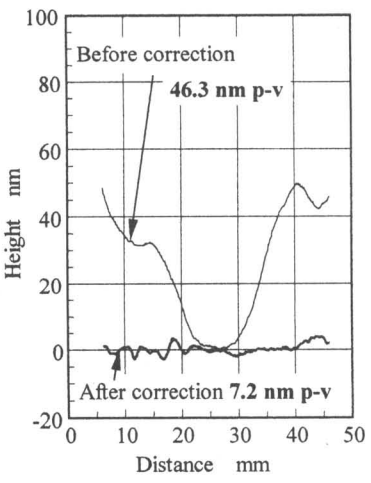
図 4.10　修正加工 6 回終了時の加工面の干渉縞写真



(a)　全体形状



(b)　A-A 断面

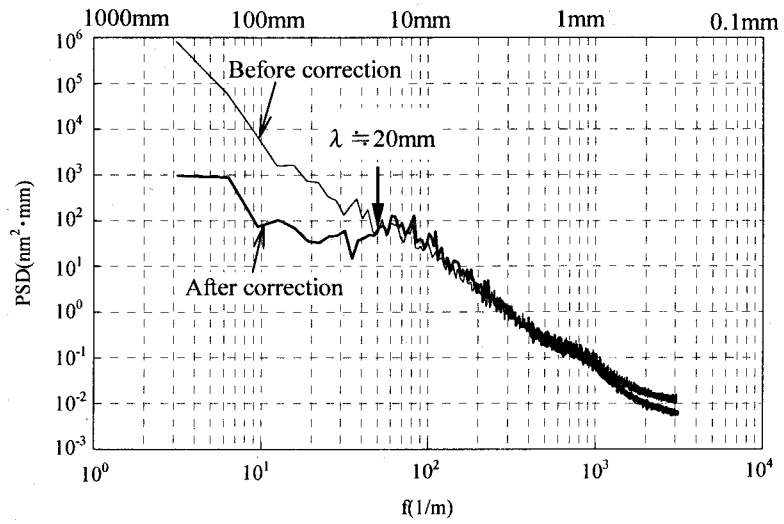


(c)　B-B 断面

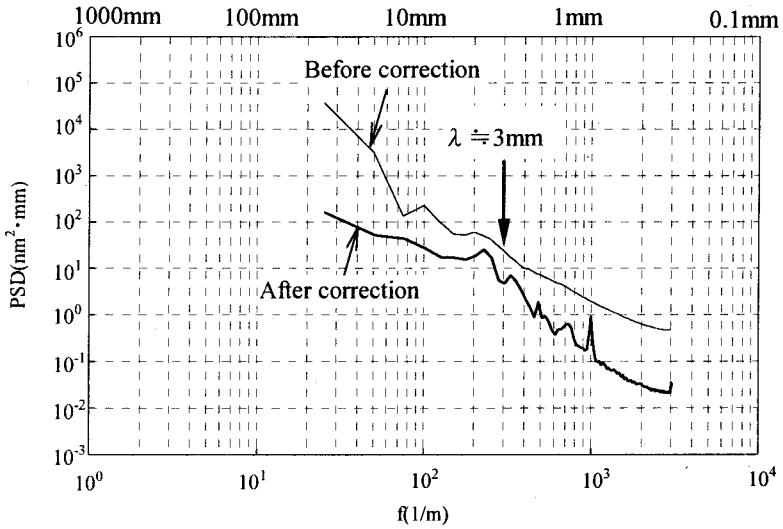
図 4.11　修正加工前後におけるミラー形状の比較

4.2.3 加工面の評価

図4.12にレーザ干渉計によって測定した加工面の形状をPSD（Power Spectral Density）解析した結果を示す。図中の細線は修正加工前、太線は修正加工を7回行った後のPSDである。これより、修正加工を行うことでPSDの値は減少するが、ミラーの長手方向では約20 mm、短手方向では約3 mm以下の空間波長領域においてはPSDが減少しない閾値が存在することがわかる。これらの閾値は、修正加工に用いた単位加工痕の大きさ（図4.3：長手方向約30 mm、短手方向約6 mm）の約半分に対応している。よって、さらに加工の空間分解能を向上させるには回転電極の直径を小さくするか、もしくは小径のパイプ状電極を使用することによってプラズマの発生領域を制限し、単位加工痕の大きさを小さくすれば良い。ただし、単位加工痕の大きさが小さくなると加工能率（単位時間当たりの加工量）は低下し、加工時間は長くなってしまうので、加工対象面に残存する形状誤差の空間波長およびその大きさ（量）に応じて電極の大きさを選択し、効果的な加工戦略を立てる必要がある。



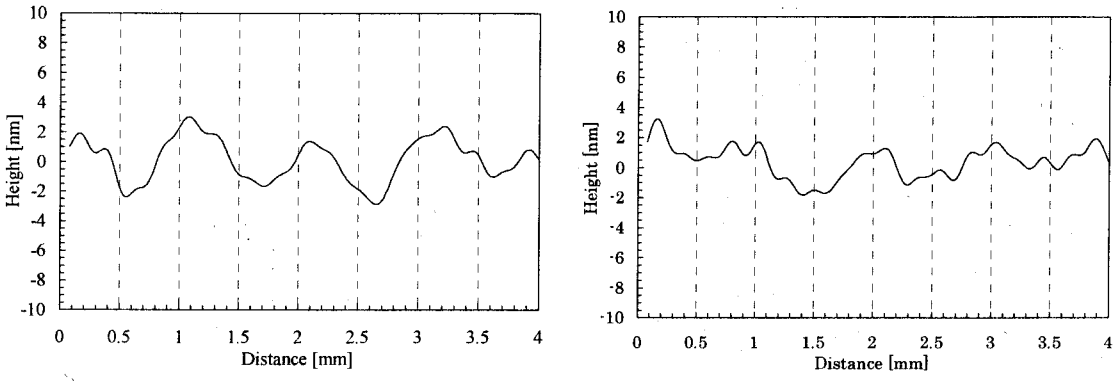
(a) ミラー長手方向



(b)　ミラー短手方向

図4.12　加工面のPSD

また、図4.12(b)の空間波長1 mmにおいてピークが見られるが、これは図4.13に示すように送りピッチの影響であり、うねりの周期は送りピッチに対応していることがわかる。数値制御プラズマCVM加工においては、図4.14に示す加工痕の重ね合わせによって形状創成が行われるため、加工面には図4.15に示すようなうねりが生じる。そこで、このうねりの大きさと送りピッチの相関について検討を行った。



(a) 送りピッチ 1 mm　　(b) 送りピッチ 0.5 mm

図4.13　送りピッチの影響により生じた加工面上のうねり（LPF: λ_c = 0.2 mm）

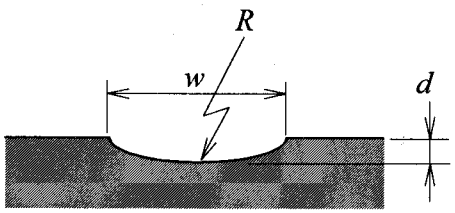


図4.14 加工痕の断面形状

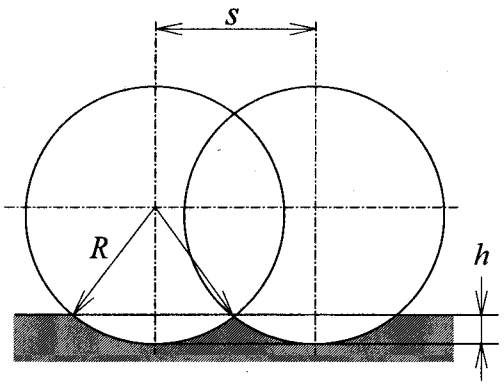


図4.15 加工痕の重ねあわせによって生じるうねり

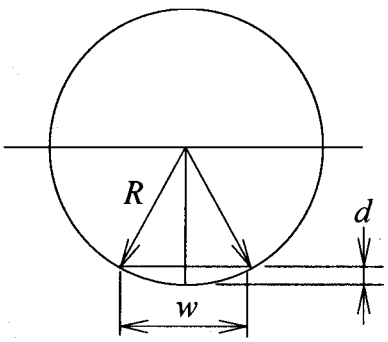


図4.16 加工痕の断面を円の一部として近似

まず、図4.14に示す幅w、深さdの加工痕の断面を図4.16に示すように半径Rの円の一部として近似をおこなう。この場合Rは、

$$R-\sqrt{R^2-\left(\frac{w}{2}\right)^2}=d \tag{4.1}$$

$$R=\frac{w^2}{8d}+\frac{d}{2} \tag{4.2}$$

で表される。次に、加工痕を図4.15に示すように送りピッチsで重ね合わせたときに生じるうねりをhとすると、

$$h=R-\sqrt{R^2-\left(\frac{s}{2}\right)^2} \tag{4.3}$$

$$h=\frac{s^2}{8R}=\frac{s^2}{\frac{w^2}{d}+4d} \tag{4.4}$$

となる。（hは微小であるのでh^2の項を無視した）

図4.17は送りピッチを変えて加工した場合のうねりの大きさを示したもので、実線は式(4.4)を用いて算出した計算値である。これより、送りピッチを小さくすることでうねりの大きさは小さくなる傾向にあり、その大きさはほぼ計算値に近いことがわかる。よって、表4.3に示す加工条件の場合、送りピッチを0.25 mm以下にすれば、送りによって生じるうねりの大きさを1 nm以下にすることができる。

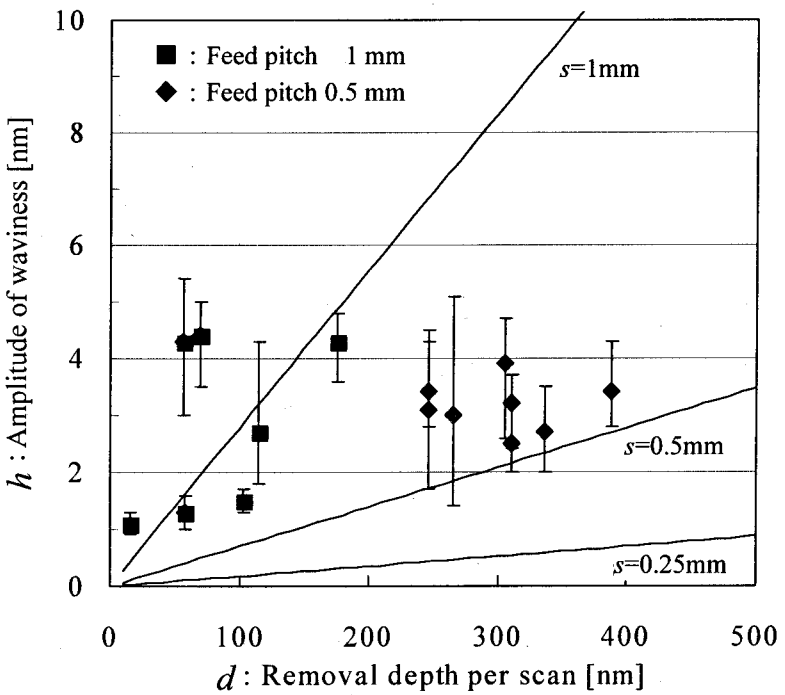


図4.17　1走査当りの加工深さおよび送りピッチとうねりの大きさの関係
（実線は計算値：w = 6 mm）

次に数値制御プラズマCVMにおける加工精度について述べる。図4.18は7回目の修正加工における設定加工量と実加工量を、図4.19はその差を示したものである。これより、約50 nmの除去加工を行った場合、320 mmの区間における加工誤差は最大で6.7 nmである。また、図4.20は設定加工量と実加工量の比を示したものであるが、ミラー中央部に対してほぼ対称的に両端部に向かって実加工量が減少しており、同じく320 mm区間における加工誤差の最大値は約19 %、近似曲線では約10 %であることがわかる。この結果を考察するために、表4.4に示す加工条件で等送り速度加工を行った。

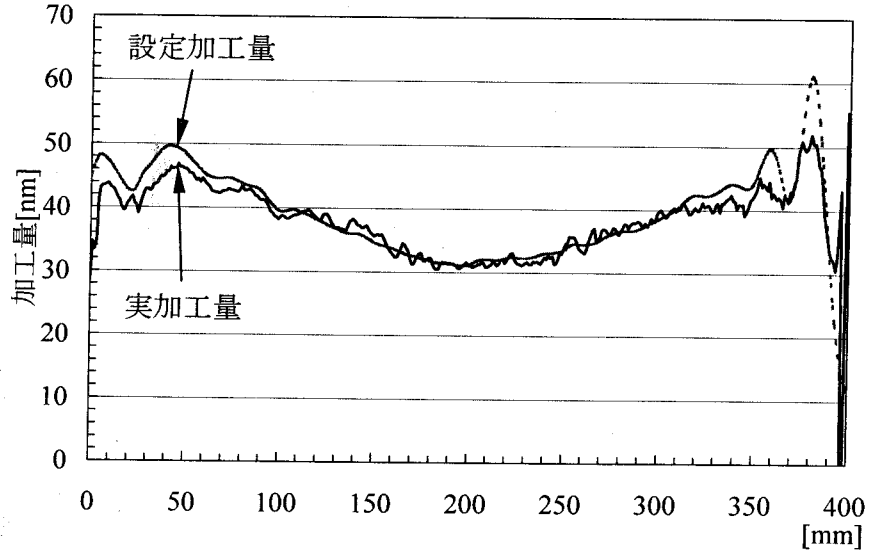


図4.18　修正加工7回目における設定加工量と実加工量

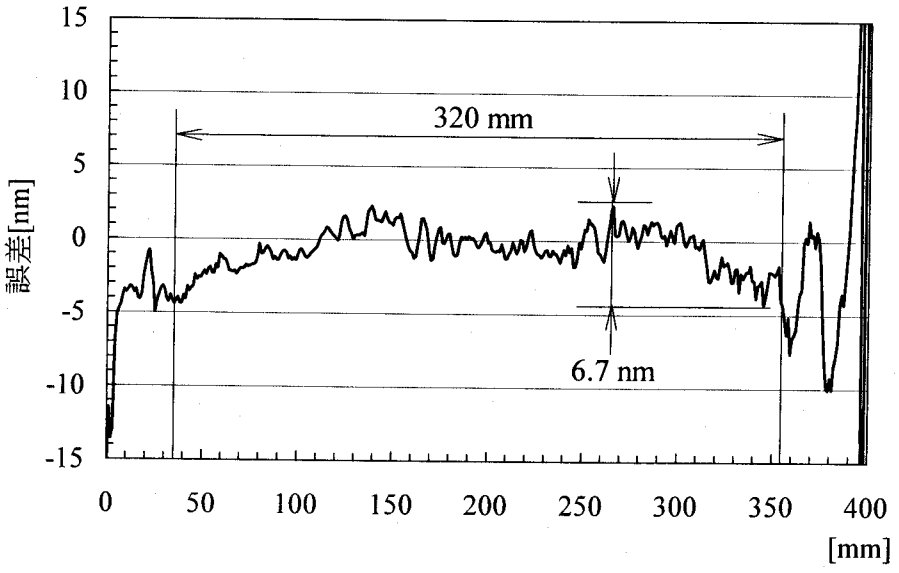


図4.19　設定加工量と実加工量の差（修正加工7回目）

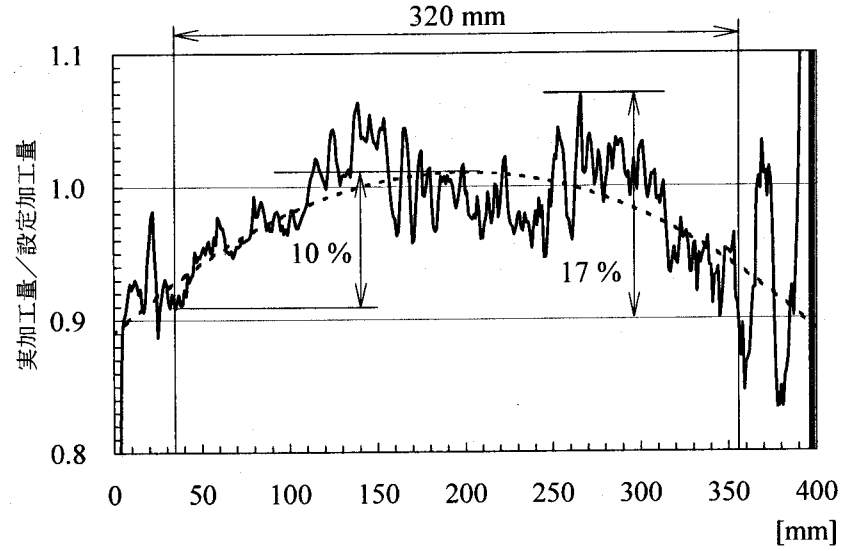


図 4.20　設定加工量と実加工量の比（修正加工 7 回目）

表 4.4　等送り速度加工時の加工条件

ワーク	Si (100) 400 mm×50 mm×30 mm
反応ガス組成	He : CF_4 : O_2 = 99.8 : 0.1 : 0.1
投入電力	500 W
加工ギャップ	1000 μm
電極回転速度	31.4 m/s
精製装置の循環流量	3.4 m^3/min
ワーク送り速度	450 mm/min × 2 pass
送りピッチ	0.25 mm

加工結果を図 4.21 に示す。これより、ワークの送り速度が一定であることから、一様な加工量分布が得られるはずであるが、図 4.20 中に示した加工量比分布の近似曲線とほぼ同じ加工量の分布が見られることが分かる。よって、再現性良くこのような加工量の分布が生じたことから、これは装置固有の加工特性であると考えることができる。そこで、図 4.21 に見られる加工量の分布を二次関数で近似し、それをシミュレーションによって得た送り速度データの補正に適用することにより、加工精度の向上を図ることを試みた。図 4.22 に修正した送り速度データを用いて加工した際の加工量分布を、図 4.23 には設定加工量と実加工量の比を示す。これより、320 mm の区間における加工誤差の最大値は 3.6 %となっており、送り速度データを補正する前の値（約 10 %）と比べると約 1/3 程度に加工誤差を減少させることができた。よって、除去すべき加工量が 100 nm 程度であれば 3 ～ 4 nm オーダの加工精度が得られることになる。また、このような加工量分布が生じる理由としては、ワークテーブルの移動に伴う装置内のインピーダンスの変化が考えられるので、今後は装置内の構造物によって構成される電気回路の最適化を図ることにより、さらに加工精度を向上させることができると考えられる。

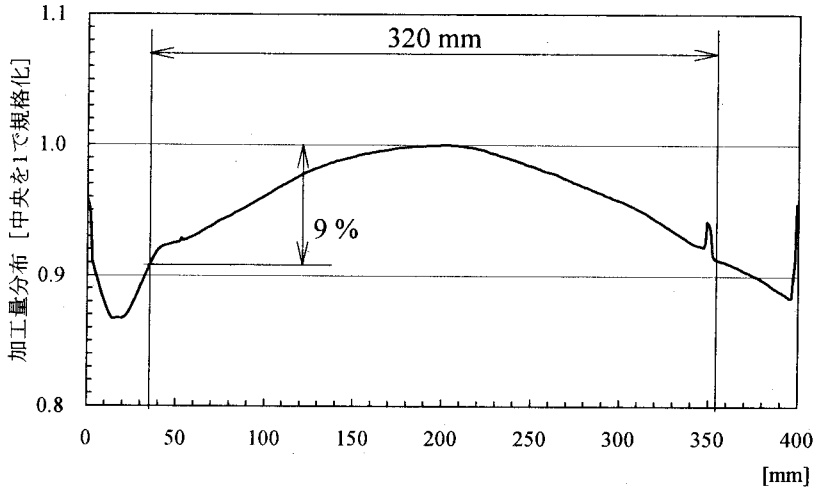


図 4.21　等送り速度加工における加工量分布

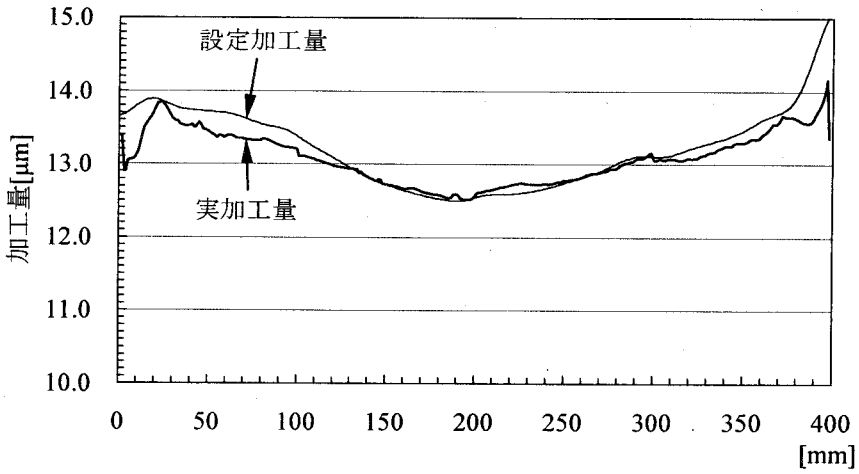


図 4.22　送り速度データ補正後の加工量分布

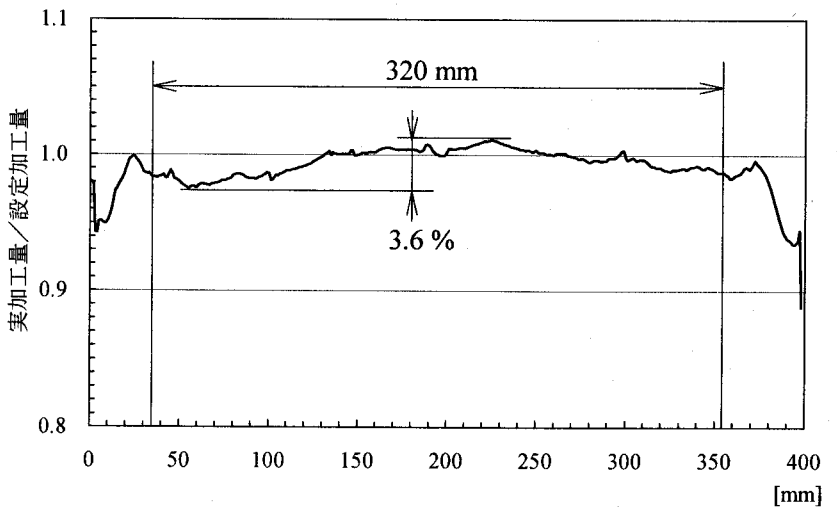
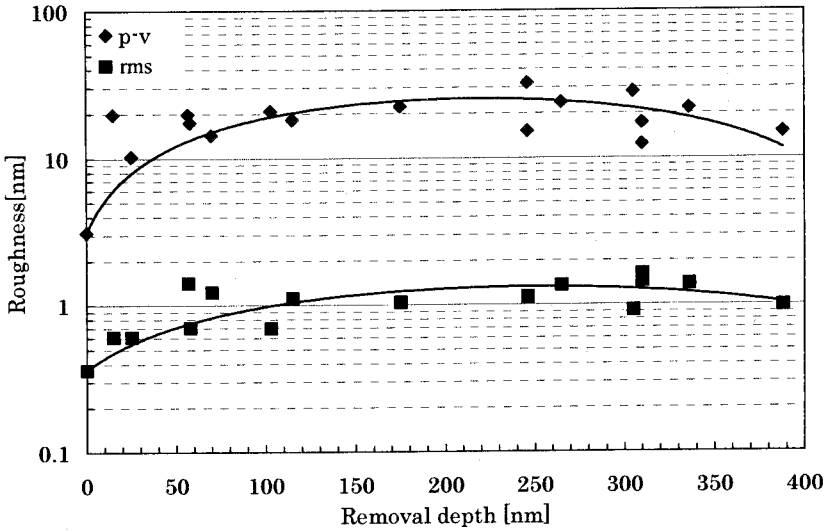
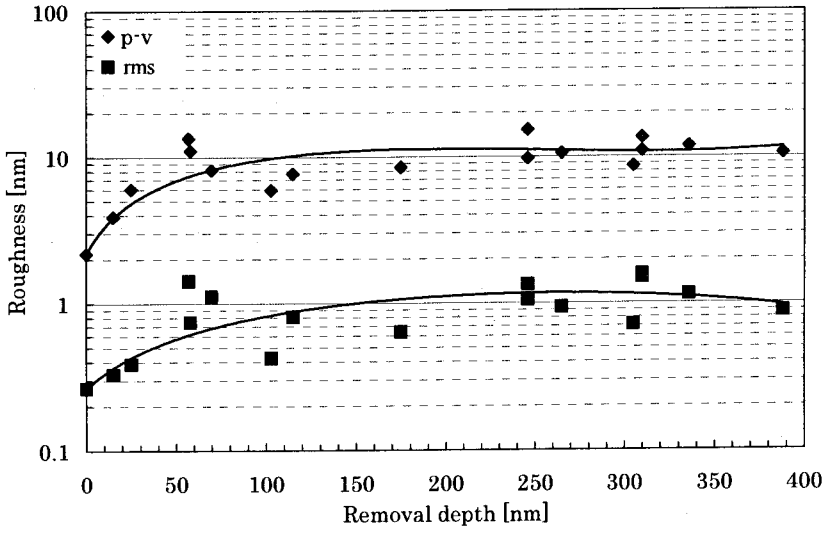


図 4.23　送り速度データ補正後の設定加工量と実加工量の比

最後に加工面の表面粗さについて述べる。図 4.24 に加工量と表面粗さの関係を、図 4.25 に前加工面（ピッチ研磨面）とプラズマ CVM 加工面の断面形状を示す。これより、加工量が増加するに従い、表面粗さが悪化することがわかる。ただし、図 4.25 を見てわかるように、粗さの幾何構造はスクラッチ状になっているため、機械研磨時に導入された加工変質層が粗さを悪化させた原因ではないかと考えられる。すなわち、ピッチ研磨面は塑性流動によりスクラッチが埋もれているので、幾何学的には鏡面となっているが、結晶学的には非常に乱れた面であると言える。プラズマ CVM 加工面の表面粗さは、第 1 編の 4.4 節で述べたように、加工変質層が無ければ市販シリコンウエハの表面粗さと同等レベルであるため、今後、本加工法により形状加工を行うには、あらかじめウエットエッチング等によって加工変質層を取り除き、また、原子レベルで清浄な前加工面を得る必要がある。



(a) 測定領域 256 μm×194 μm



(b) 測定領域 64 μm×48 μm

図 4.24　加工量と加工面の表面粗さの関係

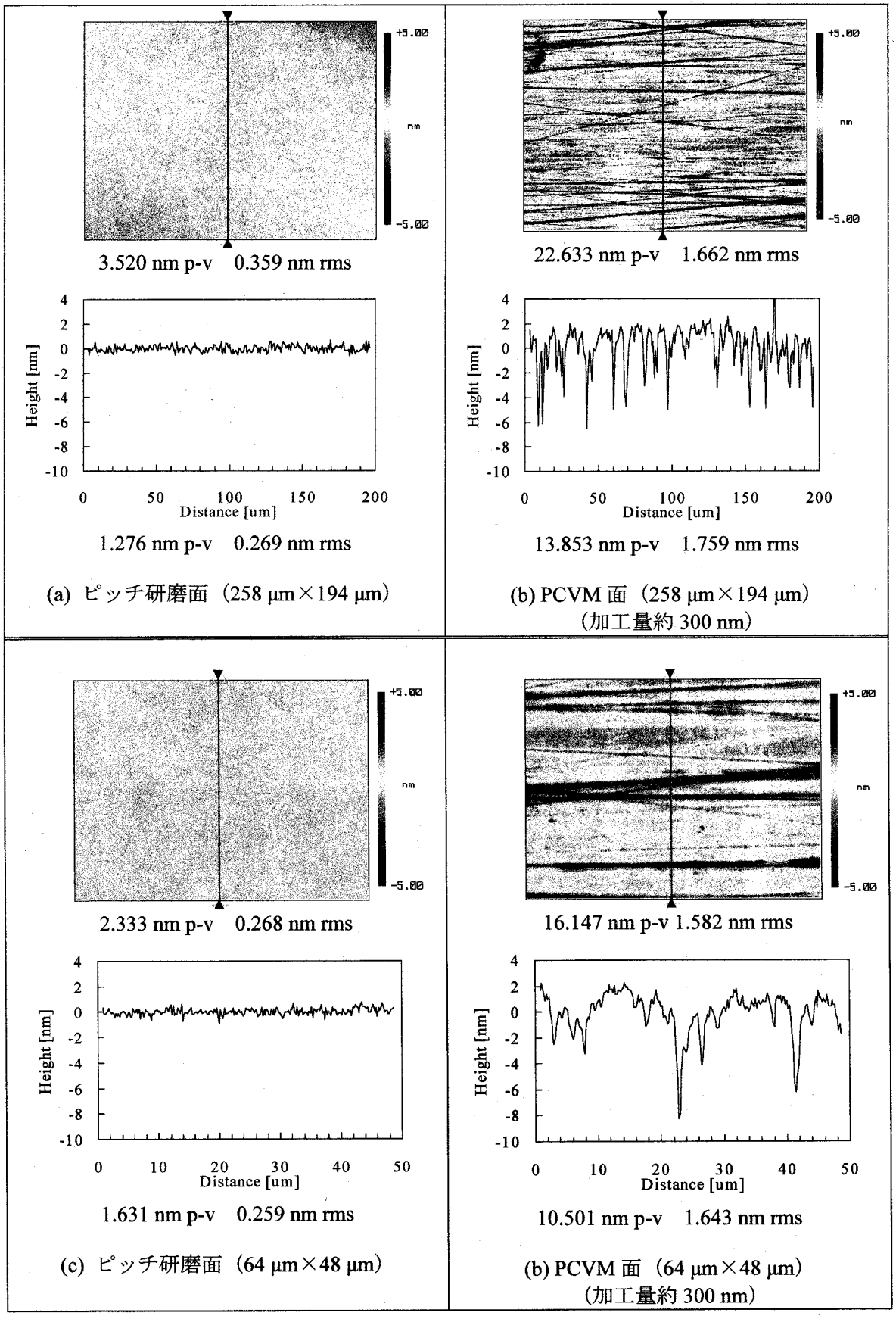


図 4.25　シリコンミラーの表面粗さ

4.3 結言

本章では、開発した数値制御プラズマCVM加工システムにより、高能率に超精密形状加工が行えることを実証するため、放射光施設（SPring-8）のビームラインで用いられる高調波X線除去用のシリコン製平面ミラーの修正加工を行った。本章で得られた成果を以下に示す。

(1) 開発した数値制御プラズマCVM加工装置を用いて、高調波X線除去用のシリコン製平面ミラー（長さ400 mm×幅50 mm×厚さ30 mm）の修正加工を行った。ピッチ研磨により仕上げられた前加工面の平面度は320 mm × 40 mmの領域において158 nm p-v であったが、これを数値制御プラズマCVMにより計7回の修正加工を行った結果、22.5 nm p-vの平面度を達成することができた。また、ミラー長手方向のスロープエラーとしては0.84 μrad rmsが得られ、目標値である0.5 μrad rmsをほぼ達成することができた。ここで、プラズマCVMはプラズマという熱源を有するにもかかわらず、加工結果において特にその影響は見られなかった。一方、工具の接触が必要不可欠な機械加工においては、加工時に発生する熱は加工精度を低下させる要因となる。これは、熱変形によって引き起こされる、切込み深さや研磨圧力等の変動が、直接的に加工特性を不安定にするからである。それに対して、非接触加工であるプラズマCVMにおける加工量は、ワーク上におけるプラズマの滞在時間のみで極めて安定に制御することができる。このことは、本加工法が有する特筆すべき利点である。

(2) 加工面形状のPSD解析を行った結果、PSDが減少した空間波長は、ミラーの長手方向では約20 mm以上、ミラーの短手方向では約3 mm以上であり、本加工により修正できる空間波長の下限値は、用いた単位加工痕の大きさ（長手方向約30 mm、短手方向約6 mm）の約半分に対応することを明らかにした。

(3) 設定加工量と実加工量との差を評価した結果、ミラー両端部における実加工量はミラー中央部の加工量と比べて約 10 %減少することがわかった。等送り速度加工を行った場合にも、ほぼ同様の加工量分布が見られたことから、この現象は再現性があることがわかった。この加工量分布をシミュレーションで得られたワーク送り速度分布の補正に用いて加工を行ったところ、設定加工量と実加工量の差を3.6 %以内にすることができた。この加工量分布は、ワークの移動に伴う加工装置内のインピーダンス変化を十分に抑制できていないために生じていると考えられるので、電界シールドカバーの改良等により改善できると考えられる。しかしながら、現状においても設定加工量を50 nmにした場合、3.6 %の加工誤差は約2 nm程度であるので、本加工システムによりナノメータオーダの形状精度を実現する可能性を示すことができた。

(4) 表面粗さに関しては、スクラッチ状の窪みが生じることにより悪化したが、これは前加工面に存在していた加工変質層や表面汚染が原因であると考えられるので。よって、今後、プラズマCVM加工にとって外乱となるこれらの要因が一切ない、前加工面の作製方法を検討する必要がある。また、単位加工痕の大きさ以下の空間波長を有する粗さに

関しては、プラズマCVMにおいては原理的に除去するのが困難であるため、今後はEEM加工との連携により、相補的に仕上加工を行っていく。

(5) 本研究によって得られた加工結果を図4.26中に二重丸で示す。本成果により、プラズマCVMで10 nmオーダの形状精度とし、最終的にEEMによる仕上げ加工を行うことで1 nmオーダの形状精度が能率よく得ることが可能な加工体系を実現することができた。

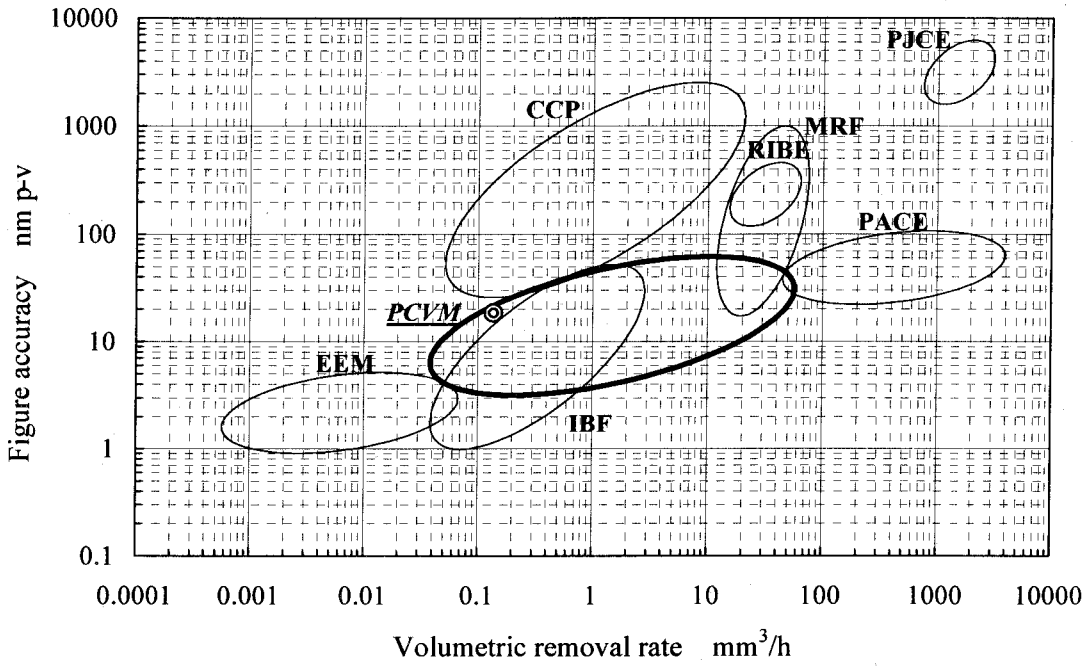


図4.26　本研究によって得られた加工結果の位置付け

参考文献

1) G. Derst, H. Handschuh, M. Schmit and K. Werner : Fabrication and Metrology of high quality synchrotron mirrors in the sub-arcsec regime, Proc. SPIE **3152** (1997) 51-58.
2) M. Weiser, J. Fröschke, H. Handschuh, M. Jülich, M. Mayer and G. Seitz : Aspherical Surfaces at 100pm Accuracy : Results of Manufacturing and Metrology, Proceedings of 9th International Conference on Production Engineering (1999) 61-66.
3) 安藤学, 根岸真人, 瀧本雅文, 出口明信, 嶋崎忠弘, 中村宣夫, 鳴海廣治, 山本碩徳 : 超平滑研磨技術の開発（第6報） - 非球面光学素子の加工 - , 1994年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集 (1994) 709-710.
4) 片桐創一, 伊東昌昭, 瀬谷英一, 森山茂夫 : 加工力の動的制御による非球面ミラーの加工, 1996年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集 (1996) 69-70.
5) 新宮克喜, 安平宣夫, 上田修治 : 三次元曲面光学部品の精密加工技術, National Technical Report **39** (1993) 26-32.
6) 山下一博, 笹子勝, 野村登, 新宮克喜, 持田省郎, 上田修治 : 超精密生産技術大系　第2巻　実用技術　フジ・テクノシステム (東京) (1994) 1005-1010.

7) 鈴木浩文, 原成一, 松永博之 : 非球面創成研磨に関する研究 - 研磨措置の開発 - , 精密工学会誌 **59** (1993) 1713-1718.

8) 鈴木浩文, 小寺直, 島野裕樹 : 非球面創成研磨に関する研究（第2報） - 非軸対象非球面形状の研磨加工 - , 精密工学会誌 **60** (1994) 827-831.

9) 鈴木浩文, 小寺直, 中筋智明, 太田努, 庄司克雄 : 単結晶 Si レンズの非球面創成研磨に関する研究, 精密工学会誌 **63** (1997) 1280-1284.

10) M. Fruit, A. Schindler and T. Hänsel : Ion Beam Figuring of SiC Mirrors Provides Ultimate WFE Performances for Any Type of Telescope, Proc. SPIE **3739** (1999) 142-154.

11) A. Schindler : 9th International Conference on Production Engineering (1999) Osaka での発表から.

12) M. Weiser : Quantitative investigations of the removal of glass material by low energy ion beams with the use of optical interferometry, Nucl. Instrum. Methods **B80/81** (1993) 1174-1177.

13) K. B. Becker : Fabrication Technologies for "Perfect" Optics, Proceedings of 9th International Conference on Production Engineering (1999) 51-60.

第5章　総括

本研究は、数値制御プラズマCVM加工システムを用いて、超高精度光学素子を高能率に作製する技術の体系化を図ることを目的として行われた。本編は、現在最も高い精度が要求されている光学素子の一つであるシンクロトロン放射光用ミラーを、開発した数値制御プラズマCVM加工システムの性能を実証するための加工対象とし、それを作製するために行われた一連の研究結果をまとめたものである。以下に、本研究によって得られた成果を総括する。

第1章では、現状の放射光用ミラーの作製技術、ならびにその精度限界について述べ、本研究の必要性について述べた。

第2章では、本研究において加工対象としている、硬X線領域で使用するミラーの光学特性を理解するのに必要な、X線光学理論について述べた後、実際の放射光施設において用いられるX線ミラーの用途とその材質、大きさについて述べた。また、ミラー面上に存在する形状誤差の空間波長と光学性能の相関について述べ、X線ミラーに要求される形状誤差の許容値として、空間波長がミリメートルオーダまでの低空間周波数領域（形状）においては、スロープエラーで0.5 μrad（0.1 arcsec）以下、空間波長がマイクロメートルからナノメートルオーダの高空間周波数領域（マイクロラフネス）においては、0.5 nm rms以下の値が必要であることを示した。さらに、作製したX線ミラーの形状を評価する位相シフトレーザー干渉計、中間周波数領域の粗さを評価する走査型白色干渉顕微鏡、および高空間周波数領域の粗さを評価するAFMの原理と性能について述べた。最後に、大気圧プラズマCVDによるアモルファス膜の高速成膜、数値制御プラズマCVMによる形状創成加工、および数値制御EEM加工による仕上加工を組み合わせることにより、サブナノメートルオーダの形状精度と原子オーダの平滑性、ならびに結晶学的な完全性を有するX線ミラーを、ケミカルプロセスのみによって一貫して作製する新しい加工プロセスの提案を行った。

第3章では、シンクロトロン放射光用長尺平面ミラーを計測するために用いた、形状計測システムについて述べた。まず、フィゾー型位相シフトレーザー干渉計を中心に構成された、測定システムについて述べた後、50 %ずつ重複させて測定した複数のデータを、重複部分における面の傾きが一致するように合成して、長尺ミラー全体の形状を得る方法、ならびに、自重による変形の影響が最も小さくなるミラーの設置方法について検討を行った。その結果、ミラー面を垂直（重力方向に平行）にし、たわみが最小となる位置で支持することにより、たわみ量を約6 nmに抑制できることを示した。しかも、この変形はミラー面と平行方向に生じるので、光学性能に影響を及ぼすうねり成分にはならない。また、測定時における温度変動の影響を抑えるため、熱伝導解析により測定系を設置する恒温室の設計を行った。その結果、断熱に用いるフォームポリスチレンの厚さを100 mmとすることで、形状計測に要する時間（約20分）内におけるミラー表面温度の変動を0.01 ℃以内、ミラー周辺の空気の温度変動に関しては0.02 ℃以内に抑制することができた。最後に、本計測において適用した合成測定法における繰返し再現性の評価、ならびに大口径干渉計を用いて一括測定した形状データとの比較により、本測定法の妥当性の評価を行った。その結果、長さ400 mmのシリコン製平面ミラーの合成測定を連続して3回行い、繰返し測定における再現性として10 nm p-vを得た。また、複数データの合成によって得られた形状の正確性を評価するために、有効径がφ457 mmの基準面を有するフィゾー干渉計を用いて一括

測定したデータと比較した結果、その差はλ/10（λ =632.8 nm）以内であった。ϕ457 mm干渉計における基準面の保証精度はλ/10であることから、合成測定で得られた形状は、妥当なものであると考えられる。本測定システムによって得られた形状は、あくまでも干渉計が有する基準面に対する相対測定であるため、絶対形状に関しては議論することができないが、再現性の観点からは数値制御プラズマCVM加工システムの加工特性を10 nmオーダの確度で評価することができる。

第4章では、開発した数値制御プラズマCVM加工システムにより、高能率に超精密形状加工が行えることを実証するため、放射光施設のビームラインで用いられる高調波X線除去用のシリコン製平面ミラーを加工対象として修正加工を行った結果について述べた。ピッチ研磨により仕上げられた前加工面（長さ400 mm×幅50 mm×厚さ30 mm）の平面度は320 mm × 40 mmの領域において158 nm p-vであったが、これを数値制御プラズマCVMにより計7回の修正加工を行った結果、22.5 nm p-vの平面度を達成することができた。スロープエラーとしてはミラー長手方向において0.84 μrad rmsが得られ、目標値である0.5 μrad rmsをほぼ達成することができた。ここで、プラズマCVMはプラズマという熱源を有するにもかかわらず、加工結果において特にその影響は見られなかった。一方、工具の接触が必要不可欠な機械加工においては、加工時に発生する熱は加工精度を低下させる要因となる。これは、熱変形によって引き起こされる、切込み深さや研磨圧力等の変動が、直接的に加工特性を不安定にするからである。それに対して、プラズマCVMにおける加工量は、ワーク上におけるプラズマの滞在時間のみで極めて安定に制御でき、このことは本加工法が有する特筆すべき利点となっている。また、加工面形状のPSDを解析を行った結果、PSDの減少が見られた空間波長は、ミラーの長手方向においては約20 mm以上、ミラーの短手方向においては約3 mm以上であり、本加工システムにより修正できる空間波長の下限値は、用いた単位加工痕の大きさ（長手方向約30 mm、短手方向約6 mm）の約半分に対応することを明らかにした。さらに、設定した加工量と実際の加工量との差を評価した結果、ミラーの両端部における実加工量は、ミラー中央部の加工量と比べて約10 %減少することがわかった。送り速度を一定にして加工を行った場合にも、同様の加工量分布が見られたことから、この現象は再現性があることがわかった。この加工量分布を、シミュレーションによって得られたワーク送り速度分布の補正に用いて加工を行ったところ、設定した加工量と実際の加工量との差を3.6 %以内に低減することができた。この加工量分布が生じる原因は、ワークテーブルの移動に伴う加工装置内のインピーダンス変化を十分に抑制できていないためであると考えられるので、電極の周囲に設置した電界シールドカバーの改良等により改善できるものと考えられる。しかしながら、現状においても設定加工量を50 nmにした場合、3.6 %の加工誤差は約2 nm程度であるので、本加工システムによりナノメータオーダの形状精度が得られる可能性を示すことができた。表面粗さに関しては、スクラッチ状の窪みが生じることで、前加工面であるピッチ研磨面より悪化する様子が見られたが、これはピッチ研磨面に存在していた加工変質層や表面汚染が原因であると考えられる。よって、今後、プラズマCVM加工にとって外乱となるこれらの要因が一切ない、前加工面の作製方法を検討する必要がある。最後に、本研究成果により、数値制御プラズマCVMを用いて形状精度を10 nm p-vオーダとし、最終的に数値制御EEMによる仕上加工を行うことで、1 nm p-vオーダの形状精度を有する超高精度光学素子を、極めて高効率に作製することが可能な加工体系を実現することができた。

謝辞

本研究を遂行するにあたり、終始御指導、御鞭撻を賜りました大阪大学大学院工学研究科 森　勇藏教授に深甚の謝意を表します。また、本論文をまとめるにあたり、その内容について御検討いただくとともに、懇篤なる御校閲ならびに適切なる御教示を賜りました、大阪大学大学院工学研究科 片岡俊彦教授、山内和人助教授、遠藤勝義助教授、桑原裕司助教授に心より感謝の意を表します。また、数々の御教示を賜りました、大阪大学大学院工学研究科 芳井熊安教授、広瀬喜久治教授、青野正和教授、森田瑞穂教授、梅野正隆教授に厚く感謝の意を表します。

本研究を遂行するにあたり、終始御助言、御討論をいただきました大阪大学大学院工学研究科 垣内弘章助手ならびに佐野泰久助手に深く感謝の意を表します。

また、本研究を遂行する過程において、終始適切な御指導、御助言をいただきました大阪大学大学院工学研究科 島田尚一助教授、安武　潔助教授、中野元博助教授、後藤英和助教授、稲垣耕司助手、打越純一助手、竹内昭博氏、高知工業高等専門学校機械工学科 杉山和久教授、大阪電気通信大学工学部電子機械工学科 安　弘教授に心から感謝の意を表しますとともに、多くのご指導を賜りました精密科学教室の諸先生方に深く感謝いたします。

また、数値制御プラズマCVM加工システムの開発において多大なる御協力をいただきました、明昌機工株式会社（加工装置本体およびシステム設計）赤田浩三社長、岡本利樹氏、足立真士氏、セントラルエンジニアリング株式会社（ガス循環精製装置）市丸広志氏、大阪富士工業株式会社（アルミナ溶射皮膜の形成）吉江茂樹氏、西河　中氏、三井英伯氏に深く感謝の意を表します。さらに、回転電極表面の絶縁体皮膜の形成に関する研究過程において、親身になって御協力、御助言をいただきました株式会社竹内電化 内海秀夫氏、岩崎彰夫氏に深く感謝の意を表します。また、本研究を遂行する過程において、適切なる御助言と御協力をいただきました、科学技術振興事業団兵庫研究室研究主任 石川俊夫氏、ならびに財団法人大阪科学技術センター プラズマCVM応用技術研究会殿に深く感謝の意を表します。また、X線ミラーの作製に当たり単結晶シリコン素材のご提供をいただきました住友金属工業株式会社シチックス事業本部殿、ならびに前加工面を御作製頂きました日本ピラー工業株式会社殿に深く感謝を致します。また、本研究の一部は、科学技術振興事業団ならびに文部省科学研究費補助金（COE形成基礎研究費 08CE2004）の援助を受けて行われました。ここに深く感謝いたします。

また、本研究の実施にあたり御協力をいただきました堂本洋一氏、榊原裕司氏、岸本宏樹氏をはじめとする大阪大学大学院工学研究科精密科学専攻森研究室の修了生ならびに在籍中の諸氏に心から感謝いたします。

最後に、本研究の遂行にあたっては両親と家族の終始変わらぬ暖かい励ましがあったことを記し、感謝いたします。