

Title	電子部品素材の高精度仕上げ加工の基礎研究
Author(s)	宇根, 篤暢
Citation	大阪大学, 1985, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/1968
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

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

Osaka University

電子部品素材の高精度 仕上げ加工の基礎研究

昭和59年11月

宇根篤暢

目 次

第1章 序 章	1
1. 本研究の必要性と目的	1
1.1 本研究の必要性	1
1.2 本研究の目的と意義	2
1.3 研究成果の概要	3
第2章 磁気ディスク基板の加工変形	7
1. 緒 言	7
2. 基板構成材料の加工法と機械的特性	8
2.1 加工法	8
2.2 Al合金の特性	10
2.2.1 実験方法	10
2.2.2 実験結果および考察	12
2.3 無電解Niめっき膜の特性	14
2.3.1 引張強さ	14
2.3.2 ヤング率, ポアソン比, ビッカース硬さ	17
2.4 本節の要約	21
3. 薄板の加工変形理論	24
3.1 残留応力分布の理論	24
3.1.1 単層板	24
3.1.2 2層板	27
3.2 残留応力分布の計算手順	29
3.3 円形の変形理論	30
3.3.1 単層板	30
3.3.2 多層板	30
3.4 本節の要約	31

4.	加工変形	32
4.1	A1合金のラッピング	32
4.1.1	加工変形の測定法	32
4.1.2	加工変質層と変形	37
4.1.3	残留応力	41
4.2	無電解Niめっき膜のめっきとラッピング	45
4.2.1	加工変形の測定法	45
4.2.2	めっき応力	47
4.2.3	ラッピングによる加工変質層と変形	48
4.2.4	ラッピングによる残留応力	49
4.3	本節の要約	50
5.	小型モデルディスクの加工変形	51
5.1	加工変形の測定法	51
5.2	A1合金単層モデルディスクの加工変形	51
5.3	無電解Niめっき膜2層モデルディスクの加工変形	53
5.4	本節の要約	55
6.	めっき形磁気ディスク基板変形のシミュレーション	56
6.1	残留応力分布による曲げモーメントの理論式	56
6.1.1	残留応力分布の仮定	56
6.1.2	ラッピングによる曲げモーメント理論式	57
6.1.3	線膨張率差, めっき応力による曲げモーメント理論式	60
6.2	加工変形シミュレーション	61
6.2.1	めっき厚のアンバランスによる変形	62
6.2.2	加工変質層の深さのアンバランスによる変形	63
6.3	本節の要約	64
7.	磁気ディスク基板の試作結果	65
7.1	加工機械	65
7.2	試作結果	65
8.	結 言	70

第3章 平面ポリシングにおける形状生成過程	75
1. 緒言	75
2. 修正リング形ポリシングにおける形状生成過程理論	78
2.1 加工量の一般式	78
2.2 相対速度	78
2.2.1 試料, 修正リング, およびポリシャ上の相対速度	78
2.2.2 平均相対速度	80
2.3 走行距離	82
2.3.1 試料, 修正リング上の平均走行距離	82
2.3.2 ポリシャ上の平均走行距離	83
2.4 圧力分布	83
2.4.1 偏心荷重による圧力	83
2.4.2 平均圧力	89
2.5 減耗量と加工面形状	90
2.6 本節の要約	90
3. 形状生成過程のシミュレーション	92
3.1 計算手法	92
3.2 シミュレーションプログラム	92
3.2.1 構成	94
3.2.2 入出力データ	94
3.3 シミュレーション結果および考察	97
3.3.1 平均相対速度	99
3.3.2 平均走行距離	104
3.3.3 各種条件の試料平面度への影響	109
3.3.4 ポリシャの平面制御	119
3.3.5 凹凸試料の平面度制御	123
3.4 本節の要約	126
4. 結 言	128

第4章 平面修正制御形ラップ・ポリシンの試作	131
1. 緒言	131
2. 設計	133
2.1 方針	133
2.2 方式	133
2.2.1 平面修正方式	133
2.2.2 回転駆動方式	136
2.2.3 圧力負荷方式	136
2.2.4 偏心荷重負荷方式	136
2.3 構造	137
2.4 設計計算	139
2.4.1 ラップ径と試料皿径	139
2.4.2 流体すべり軸受	144
2.4.3 回転駆動装置	147
2.4.4 加圧用平行ばね	154
2.4.5 偏心荷重用平行ばね	155
2.5 本節の要約	157
3. 試作結果	160
3.1 定盤の浮上, 振動特性	160
3.2 加圧精度	163
3.3 平面修正制御	163
3.4 昇温特性	165
3.4.1 無負荷時の特性	165
3.4.2 加工時の特性	165
3.5 本節の要約	166
4. Si ウェハポリシングへの応用	167
4.1 Si ウェハの接着	167
4.2 加工結果	168
4.2.1 1枚接着基板を用いた加工	170
4.2.2 大形接着基板を用いた加工	170

4.2.3	小形接着基板を用いた加工	172
4.2.4	加工能率	174
4.2.5	ポリシ面評価	176
4.3	本節の要約	177
5.	熱変形と対策	178
5.1	熱変形理論	178
5.2	熱変形シミュレーション	180
5.3	対策	181
5.3.1	埋め込み接着基板の利用	181
5.3.2	クラッド接着基板の利用	183
5.4	本節の要約	184
6.	結 言	185
第5章	自動平面形状測定機の試作	187
1.	緒 言	187
2.	設 計	188
2.1	方針	188
2.2	仕様	188
2.2.1	形状精度の定義	188
2.2.2	測定仕様	189
2.3	計測方法	190
2.4	設計計算	193
2.4.1	干渉縞のコントラスト	193
2.4.2	Si ウェハの吸引変形	195
2.4.3	干渉縞撮像面の解像度	197
2.5	本節の要約	197
3.	干渉縞の解析方法	198
3.1	干渉縞の最適化	198
3.1.1	干渉縞の垂直化	200
3.1.2	干渉縞間隔の最適化	201

3.2	干渉縞データの連結方法	202
3.3	縞次数の決定	205
3.4	形状精度の算出	206
3.4.1	高さの算出式	206
3.4.2	理想平面式	206
3.4.3	平行度, 平面度の算出式	207
3.5	本節の要約	207
4.	ハードウェア	208
4.1	構成	208
4.2	検出系	209
4.2.1	光学装置	209
4.2.2	試料載物台	210
4.2.3	傾斜装置	212
4.3	画像処理系	213
4.3.1	干渉縞画像の2値化	213
4.3.2	干渉縞データの作成	214
4.4	データ処理, 制御系	214
4.5	本節の要約	215
5.	ソフトウェア	216
5.1	構成	216
5.2	制御プログラム	221
5.3	形状精度算出プログラム	222
5.3.1	干渉縞データの入力	222
5.3.2	干渉縞データ解析	222
5.3.3	平面度, 平行度算出	223
5.4	本節の要約	224
6.	総合試験	225
6.1	検出系の機械特性	225
6.1.1	試料載物台	225
6.1.2	傾斜装置	225

6.2	干渉縞の2値化処理	230
6.3	干渉縞の最適化	235
6.4	干渉縞の凹凸処理	238
6.5	処理時間	239
6.6	形状精度の算出	241
6.7	本節の要約	243
7.	結 言	245
第6章	Si ウェハの高精度加工	247
1.	緒 言	247
2.	Si ウェハの高精度接着	248
2.1	自動接着装置の試作	248
2.1.1	仕様と構成	248
2.1.2	試作結果	249
2.2	Si ウェハの接着	251
2.2.1	接着条件	251
2.2.2	接着結果	251
2.3	本節の要約	253
3.	ポリシャ特性	255
3.1	測定方法	255
3.2	測定結果	257
3.2.1	変形特性	257
3.2.2	ポリシングによる変形特性の変化	259
3.3	本節の要約	260
4.	Si ウェハのポリシング	262
4.1	実験方法	262
4.2	実験結果	265
4.2.1	加工能率	265
4.2.2	ポリシ抵抗	265
4.2.3	傾斜量	266

4.2.4	ポリシャの変形特性変化によるポリシ抵抗, 傾斜量への影響	266
4.3	本節の要約	267
5.	Si ウェハの表面形状生成過程	269
5.1	平面度の時間的变化	269
5.2	シミュレーション値と実験値の差の原因	271
5.2.1	試料の傾斜, 章動による影響	271
5.2.2	ポリシャの粘性による影響	273
5.3	本節の要約	275
6.	平面度の向上	277
6.1	円錐状ポリシャの利用	277
6.2	形状修正ポリシャの利用	277
6.3	本節の要約	282
7.	各種ウェハ加工への適用	283
7.1	大口径5インチSi ウェハ	283
7.2	X線マスク用2インチSi ウェハ	284
8.	結 言	286
第7章	総 括	289
謝 辞		295

第1章 序 章

1. 本研究の必要性と目的

1.1 本研究の必要性

電子機器の小型化、高性能化と相まって、それを構成する電子部品には、高速化と高密度・高集積化が要求されている。これらの要求に対処するため、Si ウェハ、水晶、光学結晶、Al 合金を初めとする電子部品用素材には、1 μ m以下のきわめて高い形状精度と0.01 μ mRmax以下の表面あらさで微視的欠陥のない完全鏡面が必要となる。

従来から、高精度、完全鏡面を得るために、ラッピングやポリシング加工が行われ、さらに、近年になって、完全無擾乱面を得るために、砥粒の弾性衝突を利用するEEM加工^{101)~105)}や、化学液によるエッチングと複合した加工として、メカノケミカルポリシングが利用されるようになってきた¹⁰⁶⁾。ラッピングやポリシングを適用した例として、古くは、レンズ・プリズムや、オプティカルフラット等の光学部品の加工^{107), 108)}、水晶発振子基板¹⁰⁹⁾、電子光学素子^{110), 111)}、バブル用基板¹¹²⁾等のポリシング、磁気ヘッドに用いられるフェライトの加工¹¹³⁾、近年になってガドリウムガリウムガーネットの酸性加工液を用いる加工¹¹⁴⁾、Si ウェハのKOHを利用したメカノケミカルポリシング¹¹⁵⁾等がある。これらの加工では、いずれも適正加工条件は、その材料ごとに経験的に求めたものであり、理論的な裏付けをもつ普遍的なものではなく、能率も低く、大量生産に馴染む合理的な加工条件ではなかった。普遍的な加工条件を見出すためには、加工表面の形状生成機構を明らかにすることが必要であり、その一環として、ラッピングやポリシングによって、試料表面が形成される過程を明らかにすることが重要となる。表面形状生成過程については、Rupp^{116), 117)}、河西ら¹¹⁸⁾、田中ら^{119)~123)}によってわずかに研究が進められてきた。しかし、これらも単に表面形状の時間的変化を示す理論解であり、試料に高精度平面を得るための加工条件については、定性的な解しか得られず、ラップやポリシャの形状を制御して、試料を高精度平面に仕上げるための定量的な指示は不可能であった。このため、試料表面を短時間で修正加工できる能率的な制御条件が得られる理論を確立するとともに、この理論を実践できる平面修正制御機構をもち、且つ、大量生産実現のために、高速、高圧力の加工条件で使用できる高能率、高剛性のラップ・ポリシ機を開発する研

究が不可欠となる。

一方、薄板において高精度平面を得るためには、加工面を高平面度に加工するだけでなく、加工変形を生じさせないことが必要である。加工変形は、加工によって生じる加工変質層の深さや残留応力が、薄板両面でアンバランスになることによって生じるため、それらがバランスするような加工法を開発することが必要になる。とくに、磁気ディスクに用いられる直径に対して板厚の小さいAl合金基板や、LSIデバイスをその表面に形成するSiウェハには、自由状態でのそり量が、製品性能に大きく影響することから、その低減が強く望まれている¹²⁴⁾、¹²⁵⁾。

加工変質層の深さや残留応力については、従来より、金属に関して、切削や研削によるもの^{126)~130)}、脆性材料に関して、砥粒加工によるもの^{131)~136)}が多く研究されているが、Al合金のような軟質金属に関する研究は少なく、しかも、砥粒加工によるものは皆無に近い。また、残留応力による変形を取り扱った例はきわめて少なく、Twyman¹³⁷⁾による定性的な実験例があるに過ぎない。加工変質層の低減については、種々検討されているが¹³⁸⁾、¹³⁹⁾、加工能率と相反的な関係にあるため、抜本的な解決はなされていない。Siウェハについても、ウェハ切断時に生じるそりは、最終工程まで残り¹⁴⁰⁾、両面ラッピング等によってそりを低減する試み¹⁴¹⁾がわずかになされているが、解決には至っていない。

以上述べたように、ラッピング、ポリシングを普遍的、能率的な加工技術として確立し、電子部品用素材に高精度平面を実現するためには、平面修正制御技術の研究が必要であり、それと同時に高精度、高能率加工を実現するラップ・ポリシ機の開発と、仕上げた表面形状を評価する測定技術の開発が不可欠となる。とくに薄板加工については、加工によって発生する変形機構を解明することが高精度平面を得るための鍵となる。

1.2 本研究の目的と意義

本研究は、高精度平面を得るための基本技術であるラッピング、ポリシングによる表面形状生成理論を明らかにし、平面修正制御技術を確立して、これに基づく新しい制御方式を導入した高精度、高能率の新加工機を開発する。一方、仕上げた平面形状を評価するために、高精度自動測定技術を確立し、実用的な自動平面形状測定機を開発する。さらに、これら開発機を駆使して、電子部品用素材を高精度平面に仕上げる精密加工技術を確立することを目的とする。

本研究の意義は、加工学的観点からは、(1) 軟質金属等が生じるラッピングによる加工変質

層深さ，残留応力を明らかにし，真の残留応力の算出理論を確立することにより，薄板の加工変形機構を解明すること。(2) 表面形状生成過程理論を確立することにより，平面加工機構の一端を明らかにすること。(3) 粘弾性ポリシャのもつ変形特性から，そのポリシャ特有の加工特性を解明することにある。一方，工業的には，(1) 無擾乱の加工変形のない高精度平面を得る精密加工技術の確立により，電子部品の性能を向上させ得ること。(2) 平面修正制御を導入した新しい加工機の開発により，電子部品用素材の生産性向上が図られ，省力化の推進に役立つこと。(3) 高精度平面を自動測定する技術の開発により，平面形状評価技術の進展を促し，精密加工技術の発展にも連なることにある。

1.3 研究成果の概要

電子部品用素材の高精度平面加工を達成するために，代表的形態である薄板の加工変形機構を解明するとともに，ポリッシングによる表面形状生成過程について，理論的，実験的に検討し，平面修正制御技術を確立した。これに基づき新しい制御方式の加工機を開発し，大口径5インチSiウエハにおいて高精度平面加工を実現した。また，加工面形状評価のために，自動測定アルゴリズムを考案し，高精度平面形状測定機を開発した。

以下本研究の研究成果の概要を各章について述べる。

第2章「磁気ディスク基板の加工変形」では，ディスク基板を構成する材料の機械的性質を測定し，種々の加工・処理によって生じる加工変質層の深さや残留応力を定量的に把握した。2次的曲げ変形による応力を取り除いた真の残留応力を求める理論式と，残留応力による円板の加工変形理論式を導き，上記の基礎データをもとに，円板の加工変形量を理論計算して，実験結果と比較し，両者がよく一致することから，理論式が妥当であることを明らかにした。さらに，めっき形磁気ディスク基板の加工変形をシミュレートし，その主原因が，基板両面に施す無電解Niめっき膜の加工のアンバランスによることを示し，加工変形が生じない新加工法を提案した。これに基づいて試作した修正リング方式の立型両面加工機により，磁気ディスク基板に $0.05\mu\text{m}/10\text{mm}$ の平面度と $0.02\mu\text{m}R_{\text{max}}$ 以下の表面あらさの鏡面を達成した。

第3章「平面ポリッシングにおける形状生成過程」では，弾性・摩耗ポリシャを用いる修正リング形ポリッシングにおいて，半径の関数で表せる初期形状をもつ弾性体（ポリシャ）と剛体（試料と修正リング）間に生じる圧力分布を，新たにすきまという量を導入して解析し，平均走行距離を算出する理論式と合わせて，表面形状生成過程理論式を導出した。

本理論式を用いて、ピッチポリシャによるガラス試料の形状生成過程をシミュレートし、回転速度制御により、ポリシャをすり鉢状、あるいは円錐状に摩耗させることは可能であるが、その母線形状は凹状となるので、ポリシャを平面維持することは不可能であることを明らかにした。一方、修正リングと試料に与える加圧力と偏心荷重を制御することによって、ポリシャを平面に維持することも、円錐、すり鉢状、および凹凸状ポリシャを平面修正することも可能であることを示し、凹凸形状の試料を、ポリシャに平面を維持しつつ高平面度に加工できる平面修正制御法を確立した。

第4章「平面修正制御形ラップ・ポリシ機の試作」では、前章で示した平面修正制御法に基づいて、回転速度、加圧力、偏心荷重制御の可能な修正リング形ラップ・ポリシ機を開発した。高剛性化により、高速（547m/min）、高圧力（500gf/cm²）を実現し、定盤用ラジアル・スラスト軸受として、流体すべり軸受を採用することにより、低振動化（振幅1μm以下）を、平行ばね加圧方式により、加圧精度±1.5kgf（常用荷重の±0.5%）の安定加圧を達成した。また、ラップ面を平面修正し、荷重制御により直径1300mmの定盤面を平面度数μm以内に仕上げ、定性的に理論どおりであることを実証した。さらに、Siウェハポリシングに適用し、温度上昇による加工能率の増大を活用するため、熱変形を抑制する接着基板を用いて、高精度、高能率加工を実現した。

第5章「自動平面形状測定機の試作」では、新加工機により加工した高精度平面を評価するために、フィゾー干渉法を適用した高精度・高能率の自動平面形状測定機を設計・試作した。6インチまでの大口径Siウェハのそり、平行度、平面度の同時測定を可能にし、オプティカルフラットの微小傾斜による干渉縞の移動方向から凹凸を判別する簡易凹凸判定法等を考案することにより、完全自動化を達成した。測定精度として、平面度±0.03μm、平行度0.1μmを実現し、3インチSiウェハを50枚/hourで処理する能力を有することを示した。

第6章「Siウェハの高精度加工」では、Siウェハの高精度加工のために、第3章で導出した表面形状生成過程理論式により、ポリウレタン製人工皮革ポリシャを用いたSiウェハのメカノケミカルポリシングをシミュレートし、加工時間の経過に伴う平面度劣化の原因を追及し、その原因が、ポリシャの粘性効果と、試料傾斜に基づいて生じるポリシャ中央部で低い非線形圧力分布によることを示し、平面度の向上方法について明らかにした。また、高精度加工に必然的に必要となる高精度接着技術について検討し、自動接着装置の開発により、塵埃のない平面度1μm以下の高精度接着を達成した。

引用文献

- 101) 森勇蔵, 津和秀夫, 杉山和久: 精密機械, 43, 5 (1977) 542
- 102) 森勇蔵: 精密機械, 46, 6 (1980) 659
- 103) 森勇蔵, 井川直哉, 奥田徹, 杉山和久: 精密機械, 46, 12 (1980) 1537
- 104) 森勇蔵, 井川直哉, 奥田徹, 杉山和久, 山内和人: 精密機械, 49, 11 (1983) 1540
- 105) 渡辺純二, 鈴木淳平, 大平文和: 精密機械, 49, 5 (1983) 655
- 106) 唐木俊郎, 渡辺純二: 精密機械, 47, 12 (1981) 1458
- 107) F. Twyman: Prism and Lens Making, 2nd Edition (1952), Hilger and Watts Ltd. Co., London
- 108) W. Zschommler 著, 浅野俊雄訳: レンズ, プリズムの精密加工, (1969), 恒星社厚生閣
- 109) 井田一郎, 新井湧三: 通研実報, 9, 3 (1960) 245
- 110) 河西敏雄, 野田寿一, 井田一郎: 精密機械, 37, 4 (1971) 50
- 111) W. L. Bond: Rev. Sci. Instrum., 33, (1962) 377
- 112) 上村悦男, 篠山誠二, 飯山重幸: 通研実報, 24, 6 (1975) 1193
- 113) 渡辺淳二, 上野嘉之: 通研実報, 22, 6 (1973) 1683
- 114) 唐木俊郎, 河西敏雄: 精密機械, 44, 3 (1978) 3
- 115) 唐木俊郎: 潤滑, 27, 1 (1982) 3
- 116) W. Rupp: Feinwerktechnik, 67, 8 (1963) 295
- 117) W. Rupp: Feinwerktechnik, 67, 11 (1963) 438
- 118) 河西敏雄, 宇根篤暢: 精密機械, 43, 5 (1977) 562
- 119) 井戸守, 田中芳雄, 田中国弘: 精密機械, 44, 12 (1978) 1438
- 120) 田中国弘, 田中芳雄, 井戸守: 精密機械, 46, 6 (1980) 741
- 121) 田中国弘, 田中芳雄, 井戸守: 精密機械, 48, 2 (1982) 162
- 122) 田中国弘, 田中芳雄, 井戸守: 精密機械, 48, 3 (1982) 305
- 123) 田中国弘, 田中芳雄, 井戸守: 精密機械, 48, 8 (1982) 1069
- 124) 河西敏雄, 梶田三夫: 昭和49年度精機学会秋季大会前刷, (1974) 235
- 125) 高須新一郎: 応用物理, 49, 1 (1980) 83
- 126) 浅江敏夫, 西本康, 金井智一: 精密機械, 20, 10 (1944) 432
- 127) H. R. Letner: Trans. ASME, Ser. E, 77, 10 (1955) 1089
- 128) R. D. Halverstadt, C. Ohio: Trans. ASME, Ser. E, 80, 5 (1958) 929
- 129) 横山武人, 橋本文雄: 精密機械, 26, 10 (1960) 590
- 130) R. J. Pometroy, K. J. Jhonson: J. Strain Analysis, 14, 3 (1969) 208
- 131) 井田一郎, 新井湧三: 精密機械, 25, 13 (1959) 532

- 132) 小野員正, 三上修, 鈴木丈武: 通研実報, 10, 5 (1961) 925
- 133) C. E. Jones: J. Electrochem. Soc., 112, 9 (1965) 908
- 134) J. L. Whitton: J. Appl. Phys., 36, 12 (1965) 3917
- 135) B. Tuck: Phys. Stat. Sol., 36, (1969) 285
- 136) J. E. Knowles: J. Phys. D. Appl. Phys., 3, (1970) 1346
- 137) F. Twyman: Prism and Lens Making, 1st Edition (1952) 318, Hilger and Watts Ltd. Co., London
- 138) R. Stickler, G. R. Rooker: J. Electrochem. Soc., 111, 4 (1964) 485
- 139) 渡辺純二, 上野嘉之: 通研実報, 22, 6 (1973) 1683
- 140) S. Takasu, H. Otsuka, N. Yoshihiro, T. Oku: JJAP, 20, (1981) Suppl. 20-1, 25
- 141) 浜口恒夫, 吉井誠一: 精密機械, 49, 11 (1983) 1549

第2章 磁気ディスク基板の加工変形

1. 緒 言

近年、電気通信における情報量は、急速に増加しつつあり、データ通信等が本格化するにつれて、飛躍的な増加が予想される。この情報を処理するために、電子計算機の大容量・高速・経済化が進み、それに付属する外部記憶装置も同様な傾向にある。

外部記憶装置としては、磁気ドラム、磁気テープ、磁気ディスク装置などがあげられるが、この中でも磁気ディスク装置は、重要な位置を占め、このため、低価格で、高速、且つ大容量の装置を開発することが急務となっている。これらの要求を満たすために、従来より、磁気ディスク基板、磁気ヘッド、回転機構、回路などの品質向上が図られ、ディスク基板においては、記録面の表面あらさ $0.02 \mu\text{mR max}$ 以下、平面度 $0.1 \mu\text{m}/10 \text{mm}$ 以下に加工することが切望されている^{201), 202)}。

一方、ディスク基板には、高い面精度と表面の硬質化のため、砥粒加工、エッチング、めっきなどの種々の加工・処理が施されるが、これらによって生じる基板両面の加工変質層や残留応力がアンバランスになると、基板が薄板のため変形し、要求精度を確保することが困難になるという特殊性がある。このため、ディスク基板の変形にもっとも大きな影響を及ぼす要因を解明し、高精度ディスク基板が得られる新しい加工法を開発することが必要となる。

本章では、ディスク基板を構成する材料の機械的性質を調べ、変形の原因になる各種加工・処理による残留応力等を定量的に把握する。一方、大口径ディスク基板の変形をシミュレートするために、2次的変形によって生じる応力を取り除いた真の残留応力分布を算出する理論式を導出するとともに、モデルディスクの加工変形について理論、実験の両面から検討し、両者がよく一致することから、理論式が妥当であることを証明する^{203), 204)}。さらに、実際のめっき形磁気ディスク基板の加工変形をシミュレートし²⁰⁴⁾、加工変形の主要因を明らかにするとともに、その結果に基づいてディスク基板の新加工法を提案し、従来法に比較し、数倍も高精度の磁気ディスク基板を得ることができることを示す²⁰⁵⁾。

2. 基板構成材料の加工法と機械的特性

大容量化を達成できるめっき形磁気ディスク²⁰⁶⁾は、多層構造をもち、直径に比し厚さの小さい薄板であるため、各製作工程における加工・処理によって変形し易い。本節では、磁気ディスク基板の製作工程について説明し、その工程の中で、加工変形の原因となる加工・処理を明確にするとともに、ディスク基板の構成材料であるAl合金と無電解Niの機械的性質を調べる。

無電解Niめっき膜の構造については、従来、浦井ら²⁰⁷⁾、三谷ら²⁰⁸⁾、Grahamら²⁰⁹⁾によって研究され、機械的性質については、Pの含有量あるいは焼鈍温度と摩耗特性、ピッカース硬さ、曲げ強さ、および引張強さなどの関係が、Randinら²¹⁰⁾、根本ら²¹¹⁾、Turnsら²¹²⁾、Wiegandら²¹³⁾によって明らかにされている。しかし、ヤング率については、Wiegandら²¹³⁾が一部の条件下で求めているのみで、ポアソン比については全く報告を見ない。このため、とくに無電解Niめっき膜については、純Niと比較しつつ、その機械的性質を詳細に検討し、さらに、めっき形磁気ディスク基板は、焼鈍によりめっき膜とAl合金の密着性の向上や残留応力の減小が期待できるので、焼鈍による機械的性質への影響についても検討する。

2.1 加工法

磁気ディスクは、従来、Al合金板上に磁性媒体を塗布して作製されてきたが、近年、磁気特性、記録密度の点で、より優れているめっき形磁気ディスクに移行してきた。

めっき形磁気ディスクは、図2.1に示すように多層の構成材料からなる断面構造をもち、その基板は、図2.2に示す加工工程によって製作される。圧延材であるAl合金は、打抜きとダイヤモンド旋削により形状加工され、そのたわみは、加圧焼鈍により、Al合金の高温クリープ現象を利用して、外周たわみ量で約 $20\mu\text{m}/\phi 360\text{mm}$ に矯正される²¹⁴⁾。この基板は、厚さ精度と平行度を確保するために平面加工される。平面加工には、通常、ダイヤモンドバイトによる両面同時旋削が用いられてきたが²¹⁵⁾、²¹⁶⁾、 $0.1\mu\text{m}/10\text{mm}$ 以下の高精度平面基板を得るためには、旋削による平面精度では不足し、且つ、旋削によって発生する加工変質層は深く、残留応力も大きいので、変形を生ぜしめないように両面をバランスよく加工することはむずかしい。さらに、その上面に施される無電解Niめっき膜は、ピッカース硬度で $571\text{kgf}/\text{mm}^2$ と硬質であることも考慮して砥粒加工であるラッピングを適用した。この仕上げ面上に、めっき形磁性媒体の下地面として、耐ヘッドクラッシュ性に優れた高い硬度と、高精度の平面を得やすい平

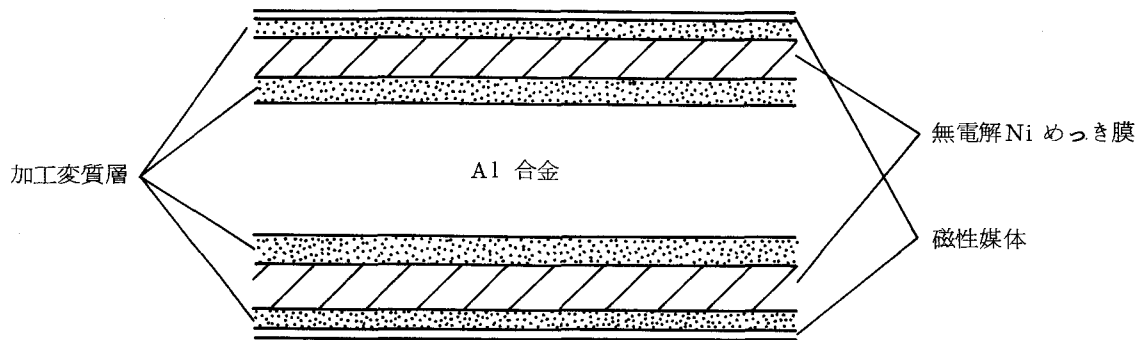


図 2.1 めっき形磁気ディスク断面構造と加工変質層

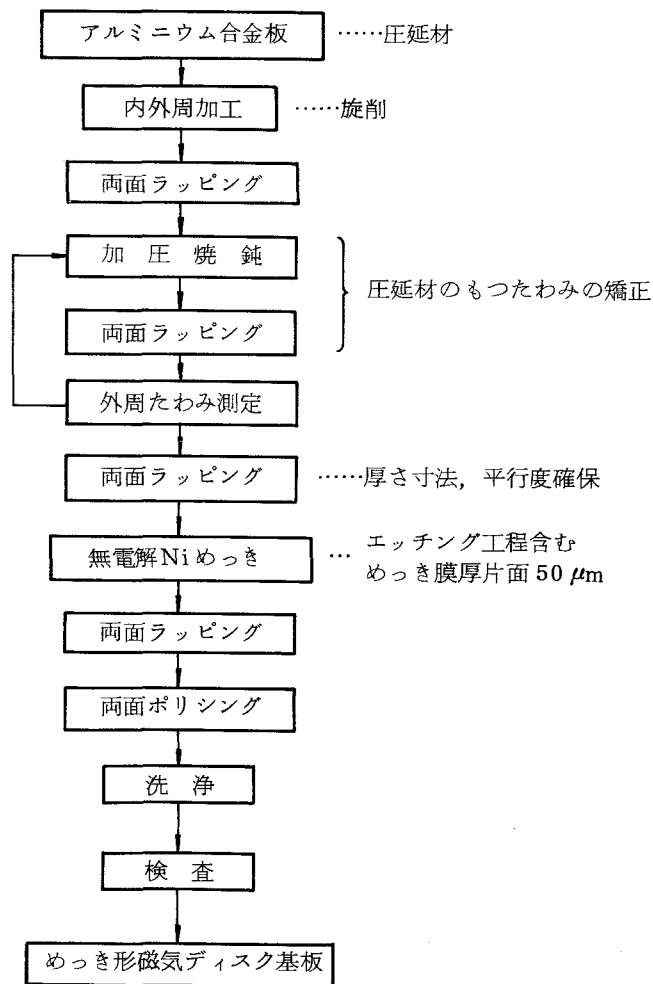


図 2.2 めっき形磁気ディスク基板の加工工程

滑性をもち、且つ、磁性媒体の磁性特性を向上させる²¹⁷⁾ 特長をもつ無電解Niめっき膜を形成する。さらに、高精度平面と鏡面を得るために、めっき膜面はラップ、ポリシされ、めっき形磁気ディスクが完成する。

このように磁気ディスクは多層構成材料からなり、且つ、各層には加工による残留応力が存在する。最上部の磁性媒体は、その厚さが0.1 μm以下であるのでディスク変形への影響は無視できる。一方、Al合金、無電解Niめっき膜は、加工による残留応力を有するため、めっき膜の厚さや加工変質層の深さが両面で異なったり、残留応力が両面でアンバランスになれば、ディスクに大きな変形を生ぜしめる。たとえば、直径360mm、厚さ2mmのAl合金を粒径15 μmの砥粒で片面ラップしたさいに生じる変形は、0.6mmにも達する。したがって、基板に高精度平面を得るためには、この加工変形を定量的に明らかにし、両面の残留応力にアンバランスを生ぜしめない加工法について検討しなければならない。

2.2 Al合金の特性

2.2.1 実験方法

一般にディスク基板として利用されている圧延材は、耐蝕Al合金であるAl-Mg-Mn系の5086-O材^{*}、高力Al合金であるAl-Zn-Mg-Cu系の7075-O材、ならびにAl-Cu系の2024-T3材^{**}およびO材などである。これら材料の機械的性質を測定した。その化学成分を表2.1に示す。

表 2.1 試料の化学成分

材 質		化 学 成 分 (%)								
		Cu	Fe	Si	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
耐蝕Al合金	5086	0.023	0.21	0.035	0.34	3.99	0.092	0.011	0.025	残部
高力Al合金	7075	1.53	0.48	0.097	0.054	2.33	0.22	5.63	0.021	残部
	2024	3.8~4.9	0.5	0.5	0.3~0.9	1.2~1.8	0.25	0.25	-	残部

* 軟質で再結晶したもの。焼きなましされたもので、もっとも軟らかい性状をいう。

** 焼き入れ後、冷間加工したもの。

引張強さの測定には、万能材料試験機***を用い、クロスヘッド速度 5mm/min で使用した。ヤング率、ポアソン比は、引張試験機****を用いて、クロスヘッド速度 0.1mm/min の条件で、歪ゲージ法により測定した。このさい曲げによって試験片に生じる歪を補償するために、図 2.3 に示す変則的 2 ゲージ法を採用した。

試験片は、2mm 厚の板材からチャック部における破断を防ぐために、図 2.4 に示す形状に切り出し作製した。この加工による残留応力を除去するために歪取り焼鈍を行った。なお、2024-O 材は、T3 材を焼鈍することによって得た。これらの焼鈍条件について表 2.2 に示す。以下の Al 合金の歪取り焼鈍にはこの条件を用いた。

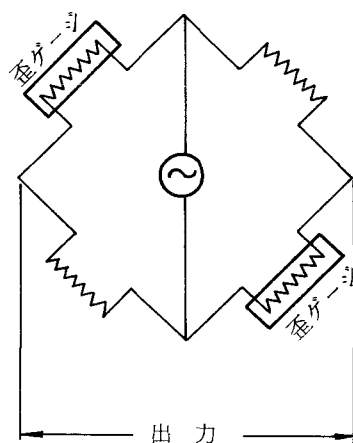


図 2.3 変則的 2 ゲージ法

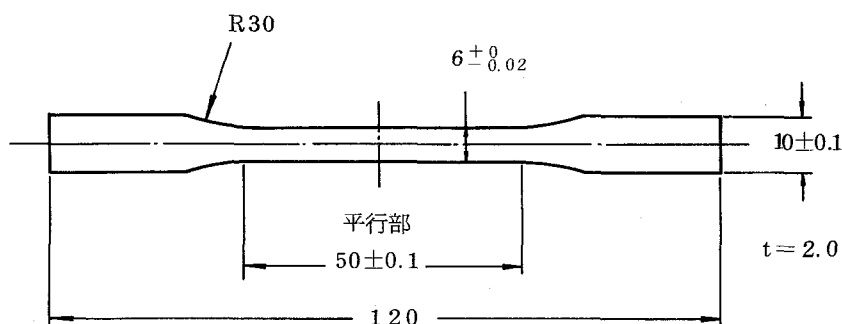


図 2.4 引張試験片の形状

*** 島津製作所 K.K. 製：島津オートグラフ IS-5000

**** 新興通信工業 K.K. 製：TOM-50J

表 2.2 焼鈍条件

	歪取り焼鈍	焼鈍 (T 3 材をO材に)
焼鈍温度 (°C)	300	410
保持時間(hour)	4	3
冷却条件	炉冷	炉冷

2.2.2 実験結果および考察

図 2.5 に Al 合金の荷重-伸び曲線を示す。O材においては，5086 材だけが特異であり，約 200 kgf 近傍で伸びだけが増加する降伏域を示し，伸び約 14 mm において破断する。他の Al 合金は明確な降伏域を示さず，破断時の伸びは 5086 材の約 7 割である。

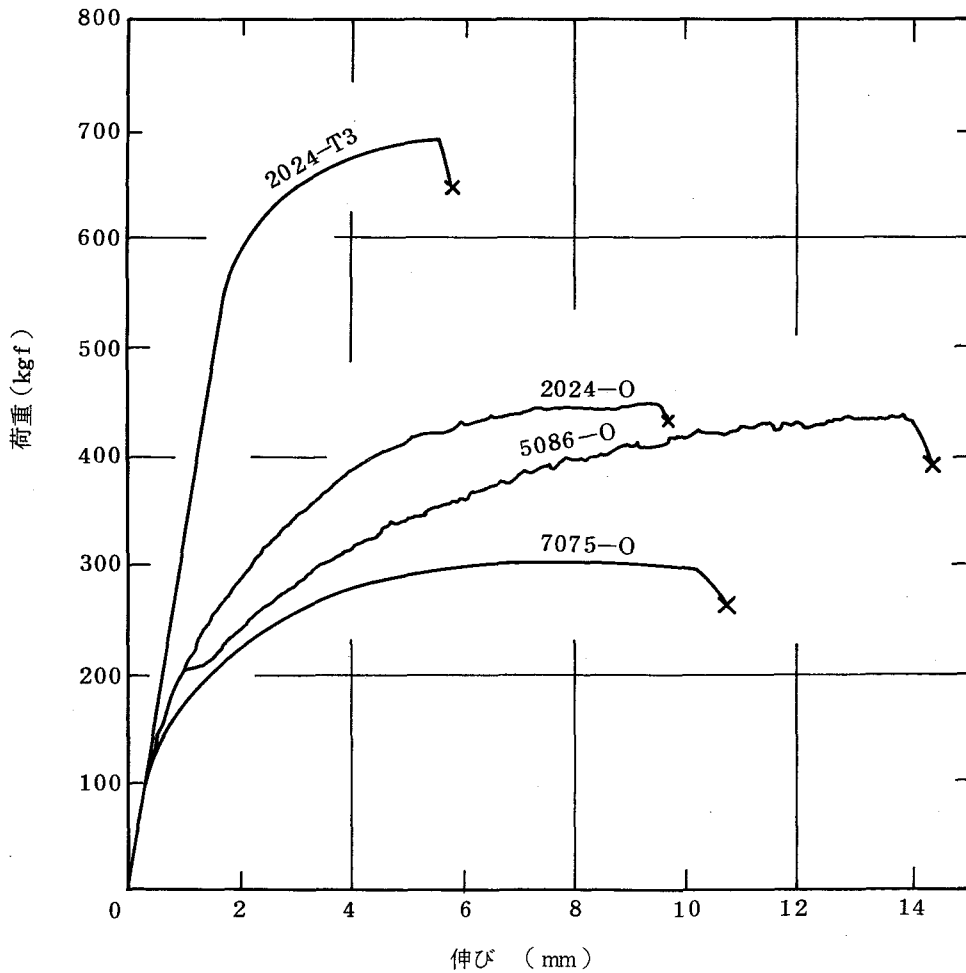


図 2.5 Al 合金の荷重-伸び曲線

一方、2024-T3材の伸びは、O材の約1/2であるが、弾性域が広く、降伏荷重は約550 kgfと大きいため大きい。これは、T3材がO材と異なり、焼き入れ、冷間加工を受けて加工硬化しているためである。

表2.3にAl合金の引張強さを示す。O材については、2024、5086、7075材の順に引張強さは小さくなり、その値は20~30 kgf/mm²である。一方、2024-T3材の引張強さは約46 kgf/mm²で、O材の約1.5倍と大きく、伸びの場合と同様に加工硬化の影響が大きいといえる。したがって、将来、ディスクの回転数が増加する場合、焼き入れ、冷間加工材を用いることは得策である。

圧延方向と圧延直角方向の試験片の引張強さについては、いずれの場合もほとんど差がなく、圧延による影響は無視できる。なお、引張強さのデータのばらつきはきわめて小さく、2%以下である。

表2.4にAl合金のヤング率、およびポアソン比を示す。いずれの場合も差は小さく、ヤング率は7400~7900 kgf/mm²、ポアソン比は0.31~0.33の値をとる。一方、圧延方向と圧延

表 2.3 Al 合金の引張強さ

材 質	耐蝕 Al 合金	高力 Al 合金		
	5086-O	2024-T3	2024-O	7075-O
圧 延 方 向	26.9	46.2	31.8	19.5
圧延直角方向	25.9	45.8	29.9	19.6

(単位：kgf/mm²)

表 2.4 Al 合金のヤング率およびポアソン比

材 質		ヤング率 (kgf/mm ²)	ポアソン比
2024-T3	圧 延 方 向	0.315	7840
	圧延直角方向	0.313	7870
2024-O	圧 延 方 向	0.329	7830
	圧延直角方向	0.322	7810
5086-O	圧 延 方 向	0.322	7450
	圧延直角方向	0.300	7420
7075-O	圧 延 方 向	0.321	7510
	圧延直角方向	0.316	7500

直角方向の試験片の間にも大差はなく、引張強さと同様に圧延による影響は無視できる。

以上のことから、ディスク基板用Al合金の引張強さには、材料が加工されることによって生じる残留応力や歪が影響するが、ヤング率やポアソン比には、ほとんど影響がなく、これらは材料本来の特性によって定まるものといえる。

2.3 無電解Niめっき膜の特性

無電解Niめっき膜は、極微小の結晶の集合、あるいは非晶質であるといわれ²⁰⁷⁾、きわめて硬く、ガラスなど硬脆材料に比較的近い性質をもっている。したがって、厚さの薄いめっき膜は、曲げや衝撃によってたやすく破壊し、引張試験片としてそのまま用いることはむずかしい。そこで、無電解Niめっき膜自体を直接引張試験して引張強さを求めるのではなく、Al合金板上にめっきした試験片を引張り、めっき膜にクラックを生じた時点における荷重から、理論的に引張強さを算出する方法をとった。

一方、非晶質という特異性を有する無電解Niめっき膜は、焼鈍により結晶学的変化を生じるので、そのさいのヤング率、ポアソン比、およびビッカース硬さの変化を測定した。なお、比較のために純Niについても測定した。

2.3.1 引張強さ

(1) 引張強さの算出式

計算を簡単にするため、1) 素材であるAl合金と被膜である無電解Niめっき膜のポアソン比は等しい。2) Al合金の弾性域内において、めっき膜にクラックを生じると仮定した。

弾性域内においては、力の釣合より式(2.1)が成立し、引張歪はAl合金とめっき膜において等しいので式(2.2)が成立する。

$$P = S_{Ni} \cdot \sigma_{Ni} + S_{Al} \cdot \sigma_{Al} \quad (2.1)$$

$$\frac{\sigma_{Ni}}{E_{Ni}} = \frac{\sigma_{Al}}{E_{Al}} \quad (2.2)$$

ここで、Pは引張荷重、 S_{Ni} 、 S_{Al} はめっき膜、Al合金の断面積、 σ_{Ni} 、 σ_{Al} はめっき膜、Al合金に生じる応力、 E_{Ni} 、 E_{Al} はめっき膜、Al合金のヤング率である。式(2.1)、(2.2)を σ_{Ni} について解くと次式を得る。

$$\sigma_{Ni} = \frac{P}{S_{Ni} + S_{Al} \cdot E_{Al} / E_{Ni}} \quad (2.3)$$

これは、上記の仮定 1), 2) が成立する場合の無電解 Ni めっき膜の引張応力であって、実際には両者のポアソン比は等しくなく、以下、そのために生じる誤差について考察する。

荷重 P によりめっき膜に生じる応力が、たとえば $\sigma_{Ni} = 50 \text{ kgf/mm}^2$ の時、引張歪は $\epsilon = \sigma_{Ni} / E_{Ni} \doteq 0.004$ である。ここで、ポアソン比が異なれば、当然 Al 合金によりめっき膜の引張直角方向の伸びが抑制され、その抑制歪量は、 $\Delta\epsilon = \epsilon \times (\mu_{Ni} - \mu_{Al}) \doteq 0.0004$ (μ_{Ni} , μ_{Al} はめっき膜, Al 合金のポアソン比) となる。さらに、めっき膜が Al 合金から受ける応力、すなわち $\Delta\epsilon$ の抑制応力は $\Delta\sigma = E_{Ni} \times \Delta\epsilon \doteq 5 \text{ kgf/mm}^2$ と計算され、式 (2.3) で与えられる応力の 1 割にすぎない。したがって、ここでは、ポアソン比が異なることによる引張強さへの影響は無視して考え、以下の引張強さは、式 (2.3) を用いて引張荷重 P にクラック発生時における荷重を代入することにより算出した。

(2) 実験方法

試験片は以下の方法で作製した。前述した 2) の仮定を満足させるために、無電解 Ni めっき膜を施す素材として、比較的弾性域の広い 2024-T3 材を用いた。試験片は図 2.2 に示した Al 合金の引張試験片と同一形状である。その素材上に pH 値 6.1 ~ 5.0, 液温 90℃ のめっき液*により厚さ約 160 μm の無電解 Ni めっき膜を形成した。その P 含有量は 9 ~ 12% である。なお、純 Ni (純度 99.9%) の試験片は、 $10 \times 100 \times 2^t \text{ mm}$ の短冊形状とし、形状加工後、650℃, 1 時間保持、炉冷の条件で真空焼鈍 (10^{-4} mm Hg 以下) を施した。

引張強さの測定には、前述した万能材料試験機を用い、クロスヘッド速度は 5 mm/min とした。また、無電解 Ni めっき膜は、硬質で、その膜面は滑らかであるため、引張試験のさいチャック部においてすべりを生じ易い。このため試験片のチャック部に $10 \times 20 \times 2^t \text{ mm}$ の Al 合金を接着し、すべりを防止して引張試験を行った。この方法によれば、チャッキング力によってめっき膜の破壊を生じることなく、めっき膜、Al 合金に均等に引張応力を負荷することができる。

(3) 実験結果および考察

図 2.6 に無電解 Ni めっきを施した Al 合金の荷重 - 伸び曲線を示す。荷重の増加に伴い伸びは増大し、ほぼ荷重 200 kgf で引張試験片から音を生じる。この音は、無電解 Ni めっき膜と Al

* 日本カニゼン K. K. 製, ブルーシューマー 5 倍液

合金素材の一部が剝離するさいのものである。荷重約 450 kgf , 伸び約 2mm において急激に試験片のめっき膜全面にわたってクラックを発生する。ここではめっき膜は破断領域にあり, Al 合金素材は弾性から塑性に移る領域にある。その後, Al 合金素材が降伏し, 塑性歪が増大するに伴い, めっき膜は Al 合金素材から離脱し, 伸び約 8mm において Al 合金は破断する。めっき膜にクラックを発生した時点の荷重をもって, めっき膜の破断荷重とし, 式 (2.3) を

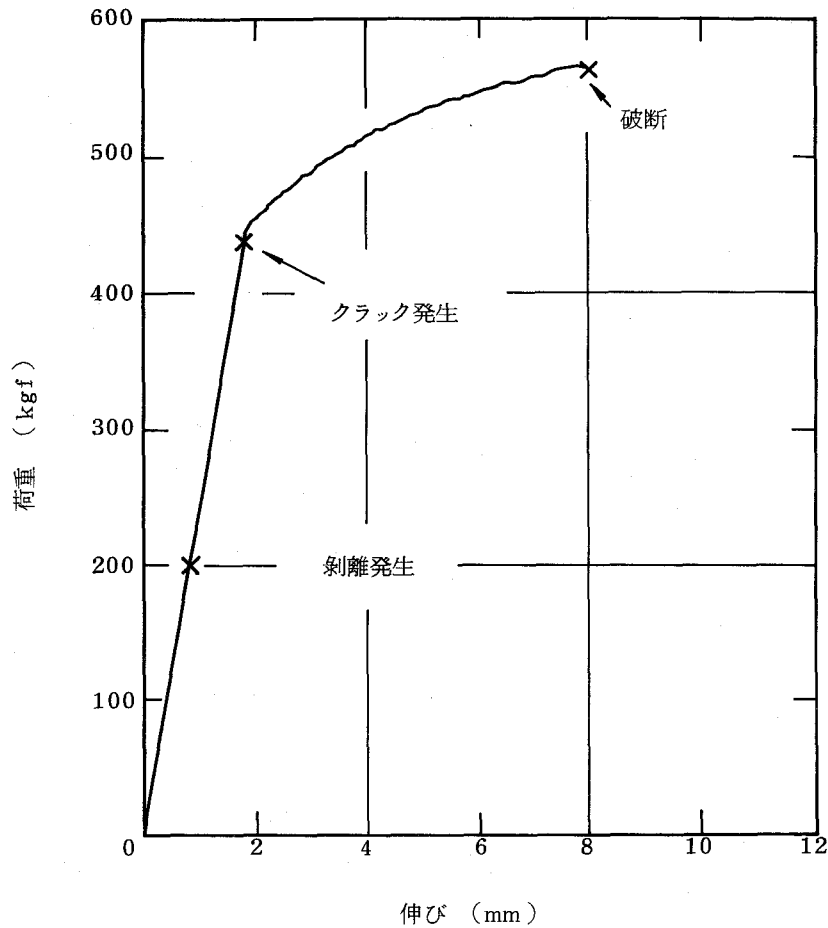


図 2.6 無電解 Ni めっきを施した Al 合金の荷重-伸び曲線

表 2.5 無電解 Ni めっき膜の引張強さ

材 質	無電解 Ni めっき膜		純 Ni
	本研究の結果	Wiegand らの結果	
平均値	44.8	45.9	42.4

(単位: kgf/mm²)

用いて引張強さを算出した。なお、Al合金のヤング率は、表2.4の圧延方向の値と圧延直角方向の値の平均値を用いた。その結果を純Niの引張強さも合わせて表2.5に示す。無電解Niめっき膜の引張強さは44.8 kgf/mm²で、Wiegandらの実験結果²¹³⁾とほぼ等しいが、純Niと比べると若干大きい。

無電解Niめっき膜のデータのばらつきは、純Niと比べるとかなり大きく、1割程度の値をとる。これは、めっき膜が非晶質できわめて多くの欠陥を有し、しかも硬くてもろい硬脆材料とよく似た性質を有するからである。

2.3.2 ヤング率，ポアソン比，ビッカース硬さ

(1) 実験方法

無電解Niめっき膜の機械的性質を測定するために、試験片をつぎの方法で作製した。Al合金の引張試験片の片面を塗料被膜*によって保護し、その反対面に厚さ100 μmの無電解Niめっき膜を形成した。めっき条件は、pH値6.1～5.5，液温90℃とした。めっき膜中のP含有量は約9%である。その後、被膜をアセトンで洗浄除去し、30% NaOH（液温80℃）に浸せきして、Al合金だけを溶去して試験片とした。

一方、焼鈍温度による機械的性質の変化について検討するため、試験片を400℃，600℃，800℃の各温度で、1時間保持後、炉冷の条件で真空焼鈍（10⁻⁴ mmHg以下）した。なお、引張強さの測定の場合と同様に純Niの試験片を比較に用いた。ヤング率，ポアソン比は、前述した引張試験機を用い、クロスヘッド速度は0.1mm/minとし、同様の歪ゲージ法により測定した。

無電解Niめっき膜は硬くて脆い性質をもつため、その試験片は取扱いの不注意によって破壊を引き起こし易い。また、引張試験においては、ねじれや曲げによる応力の発生を極力小さくすることが必要である。このため案内により引張方向にのみ移動する機構をもつ図2.7に示す薄膜引張用チャックを使用した。なお、ビッカース硬さの測定には、マイクロビッカース硬度計**を用いた。試料は、無電解Niめっき膜の引張試験片の一部をエポキシ樹脂に埋め込み、エメリー紙を用いて研磨して、最終的にダイヤモンドペーストで仕上げて作製した。測定荷重は200 gf，保持時間は20秒とした。

* 古藤産業K.K.製，フロンテックス

** 明石製作所製

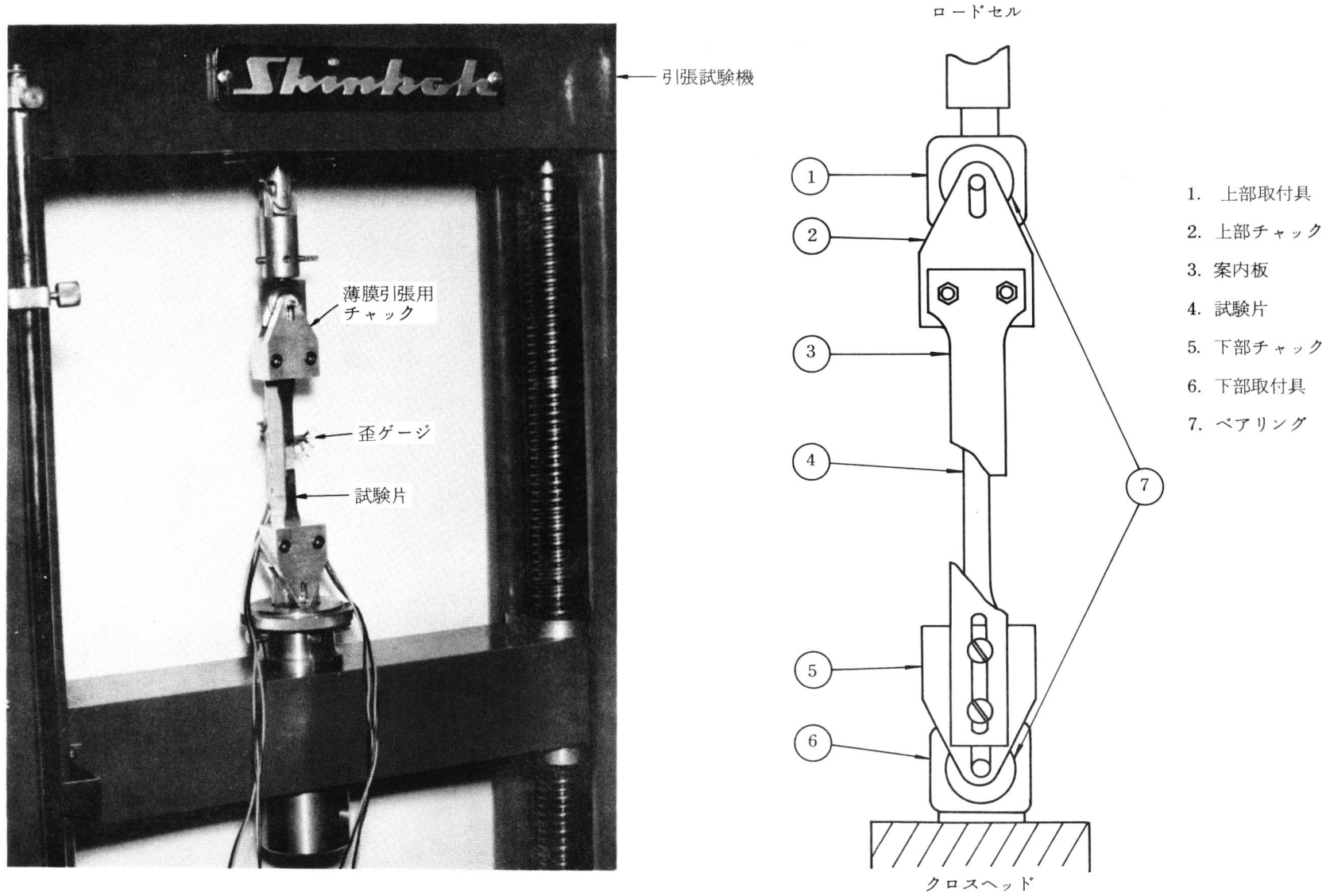


図 2.7 薄膜引張用チャック

(2) 実験結果および考察

表 2.6 に無電解Niめっき膜のヤング率，ポアソン比，およびビッカース硬さの測定結果を，純Ni，ガラスとともに示す。無電解Niめっき膜のヤング率，ポアソン比，マイクロビッカース硬さは，純Niと比較すると，それぞれ約0.5倍，約1.4倍，約6倍と大きく異なる。すなわち，無電解Niめっき膜はガラスと同様，金属というより，むしろ硬脆材料に比較的近い性質を示すものといえる。

図 2.8 に無電解Niめっき膜のヤング率，ポアソン比と焼鈍温度の関係を示す。純Niについても合わせて示した。無電解Niめっき膜のヤング率は，めっき状態のものでは12230 kgf/mm²

表 2.6 無電解Niめっき膜の機械的性質

材 質	ヤング率 (kgf/mm ²)	ポアソン比	マイクロビッカース硬さ (kgf/mm ²)
無電解Niめっき膜	12230	0.413	571
純Ni(純度99.9%)	20100	0.304	91
ガラス (BK-7)	7400	0.250	530

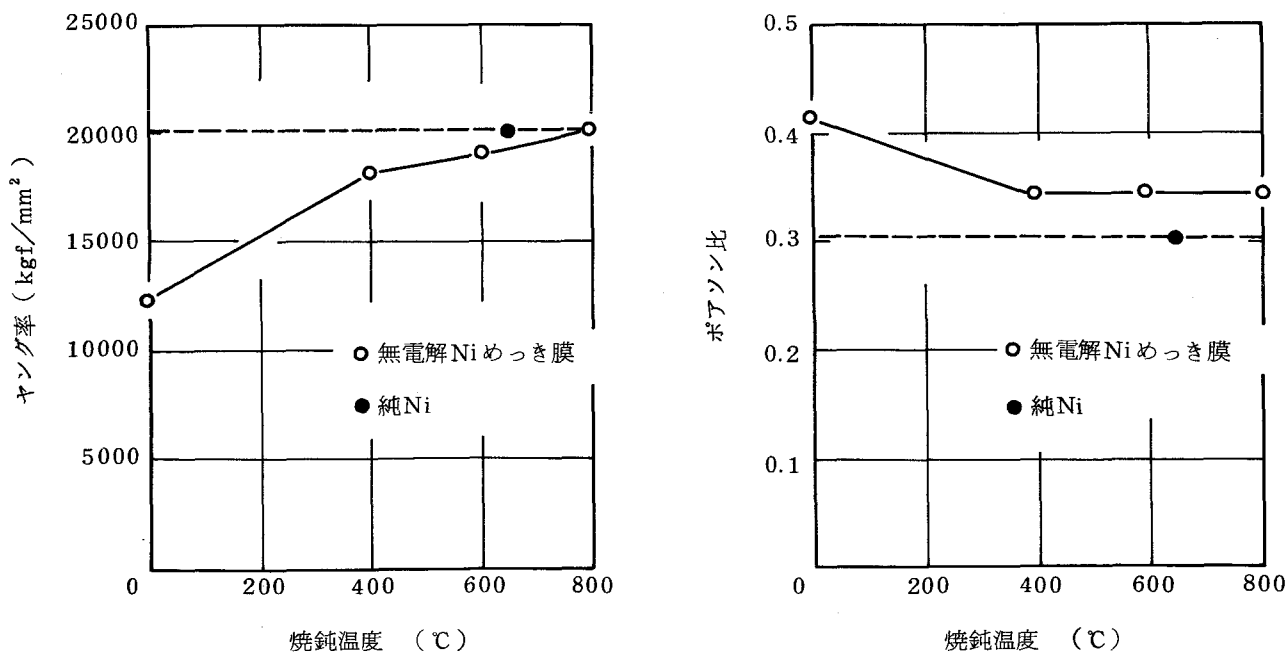


図 2.8 無電解Niめっき膜のヤング率，ポアソン比と焼鈍温度の関係

であるが、400℃で焼鈍したものは18190 kgf/mm²と急激に大きくなり、400℃以上の温度では焼鈍温度の上昇に伴い徐々に増大する。ポアソン比は、めっき状態のものでは0.413と大きくなって大きく、延性の優れたAuに匹敵する値であるが、400℃以上の温度で焼鈍したものは0.342と小さくなり、一定値をとる。純Niとの比較では、800℃で焼鈍した無電解Niめっき膜のヤング率は純Niと等しいが、ポアソン比は純Niと比べて若干大きい。

図2.9に無電解Niめっき膜のピッカース硬さと焼鈍温度の関係を示す。図において、ピッカース硬さはめっき状態のものでは571 kgf/mm²であるが、焼鈍温度の上昇に伴い増大し、

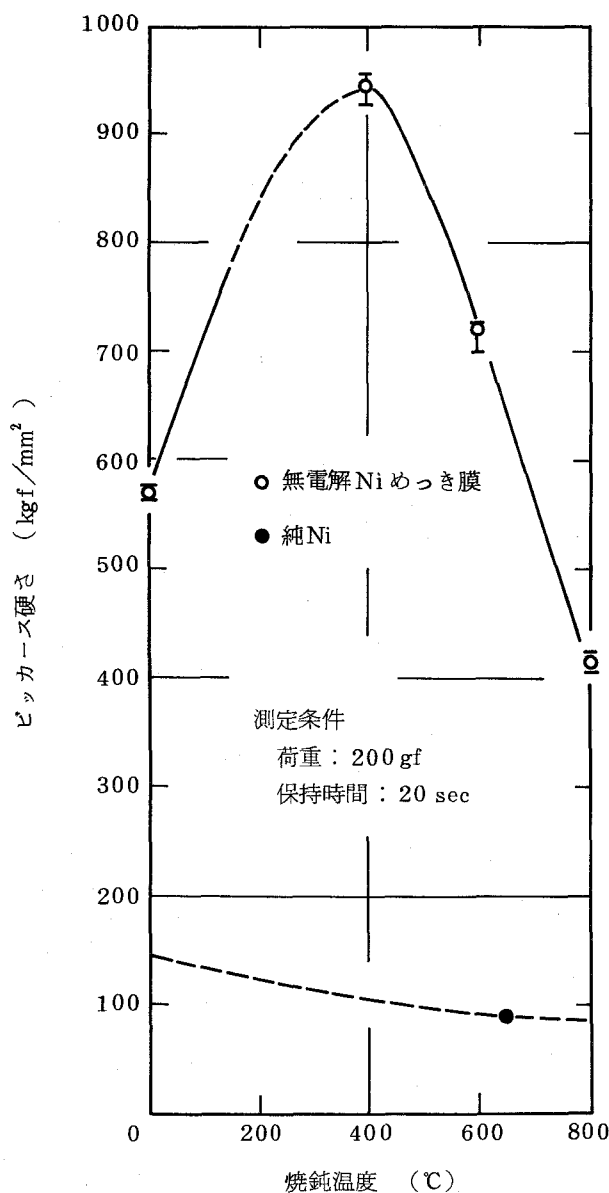


図2.9 無電解Niめっき膜のピッカース硬さと焼鈍温度の関係

400℃付近で最大値 946 kgf/mm² をとり、その後急激に小さくなる。800℃で焼鈍したのも、純Ni と比べると、その値の約5倍できわめて大きい。なお、いずれの場合もデータのばらつきはきわめて小さく、数%である。

図 2.8, 2.9 から明らかなように、ヤング率、ポアソン比、およびビッカース硬さのいずれにおいても、400℃をさかいにして大きな変化を生じる。これは、結晶学的変化によるものであり、この変化についてはつぎのように説明されている²⁰⁷⁾。めっき状態のものでは、非常に多くの格子欠陥の集合体、すなわち、非晶質であるものが、400℃ではNiの結晶化が進み、Ni₃Pが微細に析出する。さらに、600℃、800℃と焼鈍温度の上昇に伴い、Ni, Ni₃P粒子の成長が進み粒子が明確化してくる。

本研究においても、この結晶学的変化を確認するため、X線ディフラクトメータ*を用いて、各焼鈍温度におけるX線回折図形を撮影した。条件は、電圧50 kV、電流5 mAで、Cuターゲット、Niフィルタを用いた。その結果を図 2.10 に示す。めっき状態のものでは強い回折線はなく、わずかに44°付近で盛り上がりを生じているだけであるが、400℃では、Ni(111)、Ni(200)、Ni₃P(321)、Ni₃P(411)の回折線がはっきりと認められ、Niの結晶化、およびNi₃Pの析出が進んでいることがわかる。さらに、800℃ではNi(111)の回折線はきわめて強くなり、Ni₃P(321)、Ni₃P(411)のほかNi₃P(330)、(112)、(420)、(222)もはっきりと認められる。したがって、この結果より、400℃における変化はNiの結晶化とNi₃Pの析出によるものだと見える。

以上のことから、無電解Niめっき膜は、焼鈍しない状態、すなわち非晶質状態では、純Niと結晶構造が大きく異なることから、ヤング率、ポアソン比に大差を生じるが、400℃以上の温度で焼鈍すると、Niの結晶化、およびNi₃Pの析出が始まり、純Niと結晶構造的に類似することから、その値に近づくと結論される。

2.4 本節の要約

めっき形ディスク基板は、多層の構成材料からなり、それらの各層は残留応力をもつので、両面の残留応力や加工変質層深さのアンバランスにより加工変形を生じる。高精度平面を得るためには、加工変形を生ぜしめない加工法の開発が必要であることを示し、構成材料であるAl

* 理学電機K. K. 製

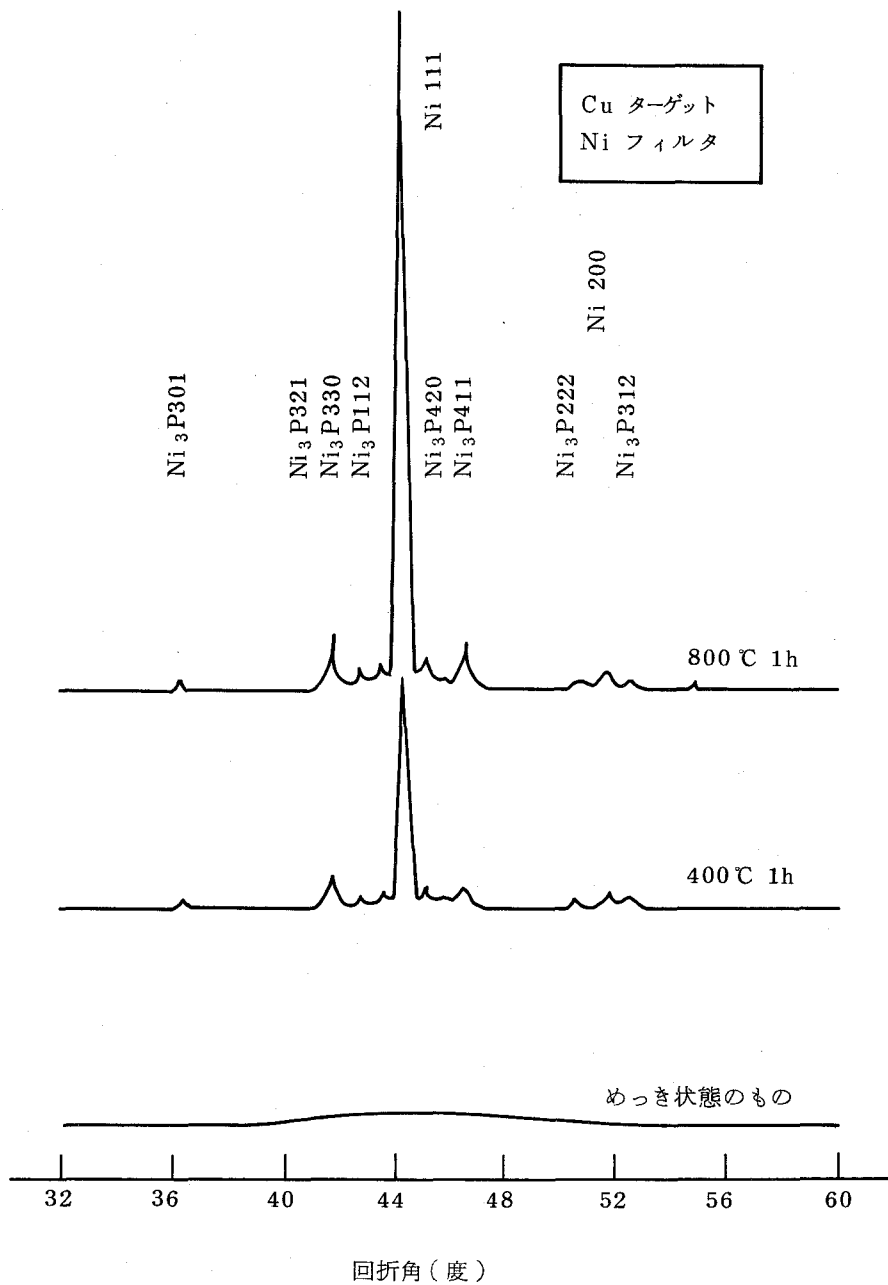


図 2.10 無電解 Ni めっき膜の各種焼鈍温度における X 線回折図形

合金，無電解Niめっき膜の機械的性質を明らかにした。その結果を以下に要約して示す。

- (1) Al合金のO材を焼き入れ，冷間加工することにより，引張強さを約1.5倍向上できる。
- (2) Al合金について，圧延方向の違いによる引張強さ，ヤング率，ポアソン比への影響は認められない。
- (3) 無電解Niめっき膜の応力-歪線図は，硬脆材料ときわめてよく似ており，弾性域から塑性変形することなく破壊を生じる。
- (4) 無電解Niめっき膜（P含有量9～12%）の引張強さは48 kgf/mm²で，純Ni（純度99.9%）と比べて若干大きい。
- (5) 無電解Niめっき膜（P含有量9%）のヤング率，ポアソン比は，12230 kgf/mm²，0.413であり，それぞれ純Niの約0.6倍，1.4倍であるが，400℃以上の温度で焼鈍処理を施すと，純Niの値に近づく。
- (6) 無電解Niめっき膜のビッカース硬さは，571 kgf/mm²と純Niに比較し6倍以上ときわめて大きく，硬脆材料の値に近く，400℃以上の焼鈍処理を施しても純Ni値には程遠い。
- (7) 無電解Niめっき膜のヤング率，ポアソン比，およびビッカース硬さが，焼鈍温度400℃をさかいにして変化するのは，Niの結晶化，Ni₃Pの析出によるものである。

3. 薄板の加工変形理論

ディスク基板は、直径 360 mm 以上に対し、厚さが 2 mm と小さいので、残留応力によって生じる加工変形は、薄板の変形として取り扱わなければならない。

薄円板の変形に関しては、Timoshenko ら²¹⁸⁾、Sensenig²¹⁹⁾、Heap²²⁰⁾、Srivastava ら²²¹⁾などの研究、多層板の変形に関しては、Oel ら²²²⁾、Schmit ら²²³⁾などの研究があるが、これらはいずれも外力による変形であり、残留応力による変形については、Twyman²²⁴⁾による定性的な研究があるにすぎない。一方、残留応力測定については、単層板に関して、米谷²²⁵⁾を初めとする数多くの研究があり、多層板に関して、正木ら²²⁶⁾、土肥ら²²⁷⁾によって研究され、残留応力分布の算出式が求められている。しかし、多層板の各層が残留応力を有する場合の変形については全く報告されていない。

このため本節では、残留応力を形状の異なるディスク基板の変形に適用するため、まず、単層板について加工に直接原因する応力と、2次的に発生する変形による応力に分離して、前者の応力に基づく変形を明らかにし、つぎに、多層板の変形へと段階的に究明する^{228), 229)}。

3.1 残留応力分布の理論

3.1.1 単層板

残留応力を算出する式は、加工後の板の変形から求められ、帯状試料については、つぎの仮定のもとで、一般に式 (2.4) で与えられる²²⁵⁾。

- 1) 帯状試料は真直であるか、あるいは厚さに比較して小さい曲率をもつ。
- 2) 残留応力は平面内では一定で、表面からの深さの関数である。

$$\left. \begin{aligned} \sigma(z) &= \frac{E(h-z)^2}{6(1-\nu)} \cdot \frac{d(1/\rho)}{dz} - \frac{2E(h-z)}{3(1-\nu)} \cdot \frac{1}{\rho} + \frac{1}{3(1-\nu)} \int_0^z \frac{1}{\rho} dz \\ \frac{1}{\rho} &= \frac{1}{\rho(z)} - \frac{1}{\rho(0)} \\ \frac{1}{\rho(z)} &= \frac{8\delta(z)}{4\delta(z)^2 + 1^2 + 4\delta(z)(h-z)} \end{aligned} \right\} (2.4)$$

ここで、 $1/\rho(z)$ は加工変質層を深さ z だけ除去したさいの曲率、 h は板厚、 E はヤング率、 ν はポアソン比、 $\delta(z)$ は除去深さ z における弦の長さ 1 に対する最大たわみ量である。ただ

し、ここで与えられる残留応力分布 $\sigma(z)$ は板が自由状態に置かれ、板厚 h に応じて、板面方向に伸縮し、且つ、曲げ変形（ここでは、これらの変形を2次的変形と呼ぶ。）したさいの分布であるため、この応力分布をそのまま板厚の異なる板の加工変形解析に適用できない。

各種板厚の基板の加工変形を理論的に解析するためには、式（2.4）で与えられる残留応力分布から、板厚に応じて生じる2次的変形による応力分布を除去して、加工に直接原因する残留応力分布を求める理論式を誘導しなければならない。そこで、応力の重ね合せの原理を適用すると、図2.11(a)の応力分布 $\sigma(z)$ は、板厚に応じて生じる2次的変形による応力分布 $\sigma_N(z)$ と $\sigma_b(z)$ 、および2次的変形を拘束したさいに得られる応力分布 $\sigma_R(z)$ に分離される。ここで、加工変質層を下層の塑性変形の生じなかった無歪部分と切り離し、(e)のように表層ほど塑性歪は大きいと考えるならば、この塑性歪を外力によって拘束したさいに生じる応力分布は(d)の応力分布であり、加工に直接原因する残留応力分布といえる。以後、この分布をラッピングによる残留応力分布と呼ぶ。この分布は前述したように2次的変形を拘束したさい、すな

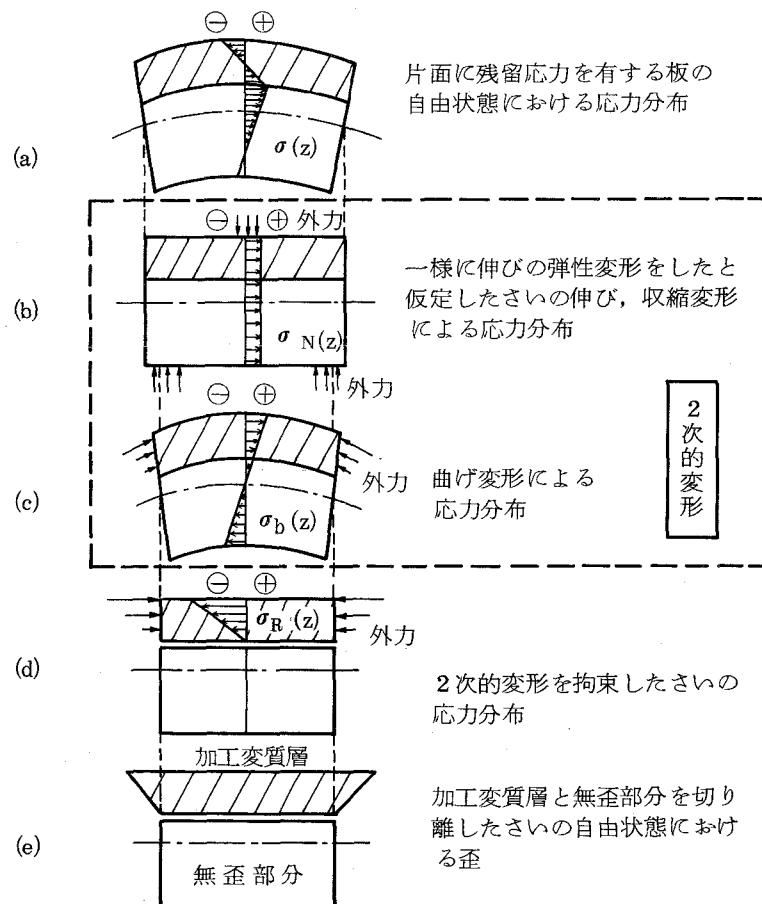


図 2.11 ラッピングによる残留応力分布

わち2次的に変形する前の応力分布であるから、板厚に無関係であり、これを用いれば各種板厚のディスク基板の変形量の算出が可能である。

以上を式で表すと、

$$\sigma(z) = \sigma_N(z) + \sigma_b(z) + \sigma_R(z) \quad (2.5)$$

となる。一方、板の垂直断面における応力の釣合の条件から、(b)の伸び、収縮変形による応力分布と、(d)の拘束状態における応力分布の関係は、

$$\int_0^h \sigma_R(z) dz + \int_0^h \sigma_N(z) dz = 0 \quad (2.6)$$

で表せる。さらに、 $\sigma_b(z)$ 、 $\sigma_R(z)$ によって発生するモーメントの絶対値は等しいので、

$$\int_0^h \sigma_R(z) \left(\frac{h}{2} - z\right) dz = -\int_0^h \sigma_b(z) \left(\frac{h}{2} - z\right) dz \quad (2.7)$$

となる。ここで、式(2.6)、(2.7)を用いる代わりに、前述したように下層に塑性歪が存在しないと考えれば、(d)の状態が成立し、 $z = h$ において $\sigma_R(z) = 0$ となる。すなわち、式(2.5)より、

$$\sigma(h) = \sigma_N(h) + \sigma_b(h) \quad (2.8)$$

となる。また、 $\sigma_b(z)$ は除去前 $z = 0$ における曲率 $1/\rho(0)$ と加工変質層の深さ z_0 まで除去したさいの曲率 $1/\rho(z_0)$ の差 $\Delta(1/\rho)$ を用いれば、

$$\sigma_b(z) = \frac{E \left(\frac{h}{2} - z\right)}{1 - \nu} \cdot \Delta(1/\rho) \quad (2.9)$$

で表せる。さらに(b)より $\sigma_N(z) = \sigma_N(h)$ であるので、この式と式(2.4)、(2.5)、(2.8)、(2.9)を用いてラッピングによる残留応力 $\sigma_R(z)$ を求めると、

$$\begin{aligned} \sigma_R(z) = & \frac{E(h-z)^2}{6(1-\nu)} \cdot \frac{d(1/\rho)}{dz} - \frac{2E(h-z)}{3(1-\nu)} \cdot \frac{1}{\rho} \\ & - \frac{E}{3(1-\nu)} \int_z^h \frac{1}{\rho} dz - \frac{E(h-z)}{1-\nu} \cdot \Delta(1/\rho) \end{aligned} \quad (2.10)$$

となる。ここで、 h は残留応力の測定に用いる試料の除去前の板厚である。

したがって、式(2.10)より得た応力分布 $\sigma_R(z)$ を各種板厚の基板に適用すれば、加工変形が解析できる。

3.1.2 2層板

2層板において、1) めっき応力、ラッピングによる残留応力は、平面内一定で表面からの深さの関数であり、2) 第2層には残留塑性歪は存在しないとすれば、表面から z だけ除去した深さの層における残留応力 $\sigma(z)$ は、多層板に関する残留応力式²²⁷⁾をもとにして、

$$\begin{aligned}
 \sigma_1(z) &= \frac{(1+\nu_1)D_1 + (1+\nu_2)D_2}{h - \eta_1 - z} \cdot \frac{d(1/\rho)}{dz} \\
 &+ \left[\frac{\frac{d}{dz} \{ (1+\nu_1)D_1 + (1+\nu_2)D_2 \}}{h - \eta_1 - z} + \frac{\frac{d\eta_1}{dz} \{ (1+\nu_1)D_1 + (1+\nu_2)D_2 \}}{(h - \eta_1 - z)^2} \right] \cdot \frac{1}{\rho} \\
 &- \frac{\left(\frac{E_1 A_1}{1+\nu_1} + \frac{E_2 A_2}{1+\nu_2} \right) \cdot \frac{d\eta_1}{dz}}{h - \eta_1 - z} \\
 &\cdot \int_0^z \frac{\{ (1+\nu_1)D_1(\zeta) + (1+\nu_2)D_2(\zeta) \}}{\left\{ \frac{E_1 A_1(\zeta)}{1+\nu_1} + \frac{E_2 A_2(\zeta)}{1+\nu_2} \right\} \cdot \{ h - \eta_1(\zeta) + \zeta \}^2} \cdot \frac{1}{\rho} d\zeta \\
 D_1 &= \frac{E_1 I_1}{1-\nu_1^2}, \quad D_2 = \frac{E_2 I_2}{1-\nu_2^2} \\
 I_1 &= \frac{(h_1 - z)^3}{12} + (h_1 - z) \left(\frac{h_1 - z}{2} + h_2 - \eta_1 \right)^2, \quad I_2 = \frac{h_2^3}{12} + h_2 \left(\frac{h_2}{2} - \eta_1 \right) \\
 \eta_1 &= \frac{\frac{E_1 S_1}{1+\nu_1} + \frac{E_2 S_2}{1+\nu_2}}{\frac{E_1 A_1}{1+\nu_1} + \frac{E_2 A_2}{1+\nu_2}} \\
 A_1 &= h_1 - z, \quad A_2 = h_2 \\
 S_1 &= (h_1 - z) \left(\frac{h_1 - z}{2} + h_2 \right), \quad S_2 = h_2 \cdot \frac{h_2}{2}, \quad h = h_1 + h_2 \\
 \sigma_2(z) &= -\frac{E_2}{2(1+\nu_2)} (2h_1 + h_2 - 2z) \cdot \frac{1}{\rho_{h_1}} + \frac{1}{h_2} \int_0^{h_1} \sigma_1(\zeta) d\zeta
 \end{aligned} \tag{2.11}$$

となる。ここで、添字1, 2は、第1層, 2層を示し、 D_i は曲げ剛性、 I_i は断面2次モーメント、 η_i は裏面から中立面までの距離、 E_i はヤング率、 ν_i はポアソン比、 h_i は板厚である。また、

$$\left. \begin{aligned}
\frac{1}{\rho} &= \frac{1}{\rho(z)} - \frac{1}{\rho(0)} \\
\frac{1}{\rho_{h1}} &= \frac{1}{\rho(h_1)} - \frac{1}{\rho(0)} \\
\frac{1}{\rho(z)} &= \frac{8\delta(z)}{4\delta(z)^2 + 1^2 + 8\delta(z)(h-z-\eta_i)}
\end{aligned} \right\} \quad (2.12)$$

であり、 $1/\rho(z)$ は深さ z だけ除去したさいの曲率、 $\delta(z)$ はそのさいの弦の長さ 1 に対する最大たわみ量である。ここで、上式で与えられる $\sigma_1(z)$ 、 $\sigma_2(z)$ は加工した板を自由状態にしたとき、板厚に応じて2次的に変形して生じた残留応力分布である。そこで、単層板の場合と同様に板厚の影響を分離して、加工に直接原因する残留応力分布 $\sigma_R(z)$ を求める式を算出する。

2次的な伸び、収縮変形による応力分布を $\sigma_N(z)$ 、曲げ変形による応力分布 $\sigma_b(z)$ とすると、 $\sigma(z)$ は、

$$\sigma(z) = \sigma_N(z) + \sigma_b(z) + \sigma_R(z) \quad (2.13)$$

となる。また、曲げ変形による応力分布 $\sigma_b(z)$ は、

$$\left. \begin{aligned}
\sigma_{b1}(z) &= -\frac{E_1(h-\eta_0-z)}{1-\nu_1} \cdot \frac{1}{\rho_{h1}} \\
\sigma_{b2}(z) &= -\frac{E_2(h-\eta_0-z)}{1-\nu_2} \cdot \frac{1}{\rho_{h1}}
\end{aligned} \right\} \quad (2.14)$$

となる。ここで、 η_0 は除去前の裏面から中立面までの距離である。2)の条件より、 $\sigma_{R2}(h) = 0$ であるから、式(2.13)より、

$$\sigma_2(h) = \sigma_{N2}(h) + \sigma_{b2}(h) \quad (2.15)$$

となる。また、第1層と2層が一様に伸び、あるいは収縮変形の弾性変形をしたと仮定すると、

$$\left. \begin{aligned}
\frac{\sigma_{N1}(z)}{E_1/(1-\nu_1)} &= \frac{\sigma_{N2}(h)}{E_2/(1-\nu_2)} \\
\frac{\sigma_{N2}(z)}{E_2/(1-\nu_2)} &= \frac{\sigma_{N2}(h)}{E_2/(1-\nu_2)}
\end{aligned} \right\} \quad (2.16)$$

となる。したがって、式(2.11)～(2.16)より、加工に直接原因する残留応力分布 $\sigma_R(z)$ は、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{R1}(z) &= \sigma_1(z) + \frac{E_1(2h_1+h_2-2z)}{2(1-\nu_1)} \cdot \frac{1}{\rho_{h1}} - \frac{E_1(1-\nu_2)}{h_2 E_2(1-\nu_1)} \int_0^{h1} \sigma_1(\zeta) d\zeta \\ \sigma_{R2}(z) &= 0 \end{aligned} \right\} (2.17)$$

となる。

3.2 残留応力分布の計算手順

単層板の残留応力分布の理論式 (2.4) は、曲率の変化量の微分項 $d(1/\rho)/dz$ 、および積分項 $\int_0^z (1/\rho) dz$ を含み、とくに第1項である微分項は h^2 項を含むので、第2項、第3項と比較し、残留応力値に大きな影響を与える。このため、この項を正確に計算することが必要となる。ここでは、得られた除去深さとたわみ量の関係のデータを滑らかな曲線で結び、その曲線を高次式で近似したのち、微分項、ならびに積分項を計算し、残留応力 $\sigma(z)$ を求め、さ

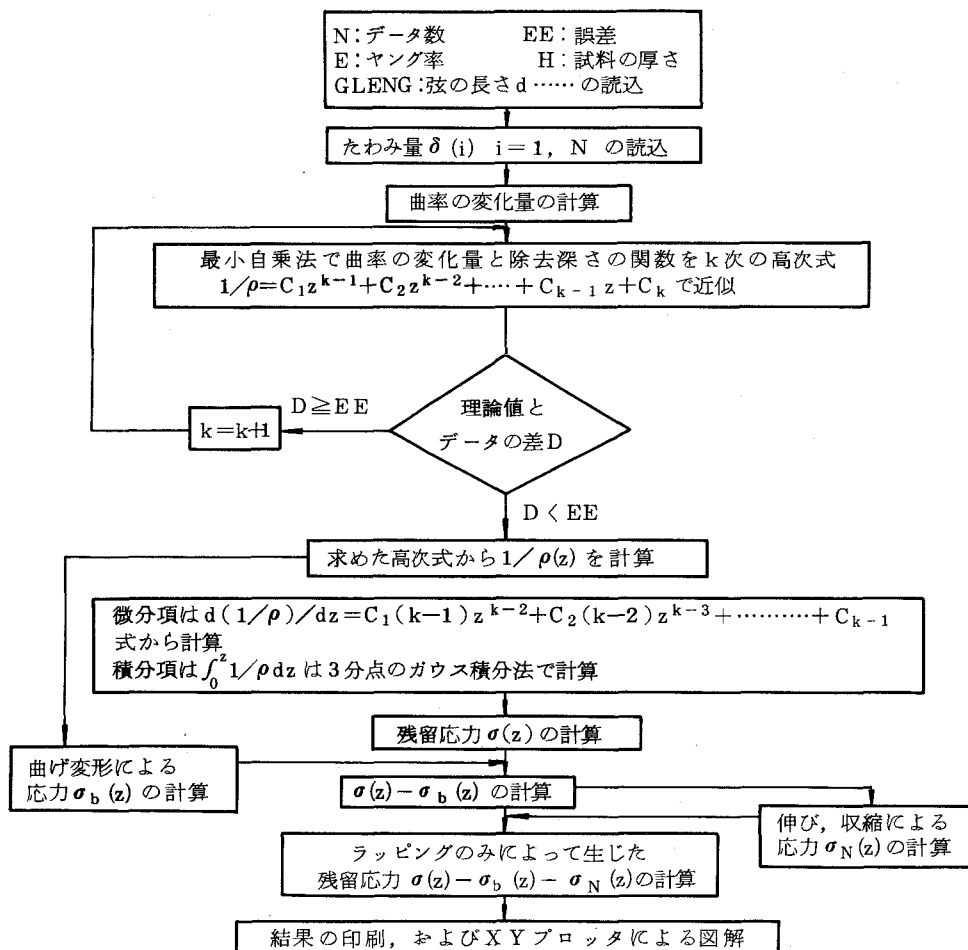


図 2.12 残留応力計算のフローチャート

らに、式 (2.10) を用いて $\sigma_R(z)$ を計算した。計算のフローチャートを図 2.12 に示す。積分項の計算には 3 分点のガウス積分法を利用した。2 層板の残留応力分布の理論式 (2.11) も曲率の微分項、積分項を含み、微分項が計算値に大きく影響するため、単層板の場合と同様に計算した。

3.3 円板の変形理論

3.3.1 単層板

残留応力分布が平面内一定で、表面からの深さの関数であると仮定すれば、板に生じる単位長さあたりに働く曲げモーメント M_0 は、ラッピングによる残留応力分布 $\sigma_R(z)$ を用いて次式で表せる。

$$M_0 = - \int_0^h \sigma_R(z) \left(\frac{h}{2} - z \right) dz \quad (2.18)$$

さらに、曲げモーメント M_0 によって円板に生じる半径方向の変形量 δ は、微小要素のモーメントの釣合を考えるならば、次式で表せる。

$$\delta = - \frac{M_0 (r^2 - 4b^2)}{2(1+\nu)D} \quad (2.19)$$

ここで、 b は中空円板の内径 (円板の場合 $b = 0$)、 D は曲げ剛性である。したがって、式 (2.18)、(2.19) より、

$$\delta = \frac{r^2 - 4b^2}{2(1+\nu)D} \int_0^h \sigma_R(z) \left(\frac{h}{2} - z \right) dz \quad (2.20)$$

が得られ、円板の変形量 δ は、ラッピングによる残留応力分布 $\sigma_R(z)$ と板厚 h に関与する。

3.3.2 多層板

第 i 層の単位長さあたりに発生する曲げモーメントを M_i 、加工に直接原因する残留応力を $\sigma_{Ri}(z)$ とすると、

$$M_i = - \int_0^h \sigma_{Ri}(z) (h - \eta_i - z) dz \quad (2.21)$$

となる。ここで、 η_i は裏面から中立面までの距離で、

$$\left. \begin{aligned}
 \eta_i &= \frac{\sum_{i=1}^n E_i S_i / (1 + \nu_i)}{\sum_{i=1}^m E_i A_i / (1 + \nu_i)} \\
 S_i &= h_i \left(\frac{h_i}{2} + \sum_{k=i+1}^m h_k \right) \\
 A_i &= h_i
 \end{aligned} \right\} (2.21)$$

である。各層の曲げモーメント M_i によって、 m 層の多層円板に生じる変形量は、単層板の場合と同様に考えれば、

$$\delta = - \frac{r^2 - 4b^2}{2 \left\{ \sum_{i=1}^m (1 + \nu_i) D_i \right\}} \left(\sum_{i=1}^m M_i \right) \quad (2.22)$$

となる。ここで、 b は中空円板の内径（円板の場合 $b = 0$ ）、 D_i は i 層の曲げ剛性で、

$$D_i = \frac{E_i I_i}{1 - \nu_i^2}$$

$$I_i = \frac{h_i^3}{12} + h_i \left(\frac{h_i}{2} + \sum_{k=i+1}^m h_k - \eta_i \right)^2$$

である。したがって、式 (2.21)、(2.22) より、

$$\delta = \frac{r^2 - 4b^2}{2 \left\{ \sum_{i=1}^m (1 + \nu_i) D_i \right\}} \left\{ \sum_{i=1}^m \int_0^h \sigma_{Ri}(z) (h - \eta_i - z) dz \right\} \quad (2.23)$$

となる。

3.4 本節の要約

残留応力による薄円板の加工変形を理論的に検討した。従来、示されていた残留応力を加工に直接原因する残留応力と、板厚に応じて2次的に変形したさいに生じる応力に分離し、前者の残留応力分布を求める式を単層板、2層板について導出した。また、前者の応力分布をもとに単層円板、多層円板の残留応力による変形の理論式を明らかにした。

4. 加工変形

前節で導出した理論式をもとに、ディスク基板の加工変形を求めるためには、各層の種々の加工・処理による加工変質層深さと残留応力分布を測定しなければならない。

従来、加工変質層や残留応力については、内外においてかなり研究されており、たとえば、半導体や誘電体などの硬脆材料に関しては、小野ら²³⁰⁾、井田²³¹⁾、Tuck²³²⁾、Jones²³³⁾、Whitton²³⁴⁾などによる加工変質層の成因、深さ、ならびに、その測定法に関する研究がある。しかし、これらは残留応力やその深さ方向の分布について、ほとんど検討していない。一方、金属材料では、残留応力について、横山ら²³⁵⁾、浅枝ら²³⁶⁾、Halverstadtら²³⁷⁾、Letner²³⁸⁾、Pomeroy²³⁹⁾など、加工変質層について、浅枝ら²³⁶⁾などによる実験的研究がある。しかし、これらは、ほとんど切削、研削、あるいは塑性加工によるものであり、そのうえ、鋼を対象にした残留応力分布や加工変質層の成因についての研究であるから、Alのような軟質金属や無電解Niめっき膜のような非晶質材料の砥粒加工に、そのまま適用することはできない。

このため、本節では、ラッピングによってAl合金に生じる加工変質層深さや残留応力、Al合金面上に施す無電解Niめっき膜のめっき応力、およびラッピングによってめっき膜に生じる加工変質層深さや残留応力などについて検討する。

4.1 Al合金のラッピング

4.1.1 加工変形の測定法

(1) 加工変質層の深さ、残留応力の測定法

従来より利用されている加工変質層の深さ、残留応力の測定法²⁴⁰⁾をそれぞれ表2.7、2.8に示すが、これらは、いずれも本実験に適用するにあたって、いくつかの問題点をもつ。ここでは、曲率の変化量の測定には工夫を要するが、加工変質層の深さ、および残留応力分布を同時に、しかも除去量を小さくすることによって、きわめて正確に測定できる薄層除去法を適用した。また、薄層の除去法としては、化学腐食を採用した。

上記、薄層除去法によって残留応力を求めるためには、前述したように曲率の変化を測定する必要がある。ここでは、曲率の変化を測定するかわりに、たわみ量の変化を測定し、その結果から間接的に曲率を計算した。

表 2.7 加工変質層の深さの測定法

	方 法	適用時における欠点
顕微鏡組織法 (斜め研磨法)	加工面を斜め研磨して、結晶粒径が変形している層の深さを測定して求める。	結晶粒径が小さく、また厚さ方向で変化する場合、識別困難。
電子回折像による方法	加工面を逐次除去し、その都度電子回折像を撮影し、回折像がバルクと同様になるまでの除去深さを測定して求める。	電子線の侵入深さが小さいため、酸化膜の影響を受けやすい。回折像の変化の確認が困難。
硬 さ 測 定 法	試料断面の硬度を加工表面から内部へ順次測定し、硬度が一定になった時の深さを測定して求める。	圧痕が加工変質層の深さに較べて大。
エッチング速度法	加工面を逐次エッチし、エッチング速度が一定になった時のエッチング深さを測定して求める。	結晶粒径の大きさに影響される。
薄 層 除 去 法	加工変質層を逐次除去し、その時生じる曲率の変化がなくなった時の除去深さを測定して求める。	曲率の変化量の測定に工夫を要する。

表 2.8 残留応力の測定法

	方 法	適用時における欠点
X線回折像による方法	格子間隔の変化をX線回折像の変化から測定して求める。	X線の侵入深さが大。平均残留応力しか求められない。
薄 層 除 去 法	板、あるいははりの表面から薄層を除去し、反対面に生じる曲率の変化を測定して求める。	曲率の変化量の測定に工夫を要する。

(2) 試料の作製

薄層除去法により、加工変形の要因となる加工変質層の深さ、残留応力分布を高精度に測定するためには、試料に残留応力がないこと、たわみ量の測定面が平滑であることが必要である。このため、2mm厚に圧延したディスク基板材料から、40×5mmの帯状試料を切り出し、その

片面をGC#600, #1000, #2000, #4000で順次ラップし、表面あらさ $0.2\mu\text{mR}_{\text{max}}$ のたわみ量の測定面を得た後、これら加工による残留応力や、圧延による影響を除去するため、歪取り焼鈍を施し、試料とした。

(3) たわみ量の測定

たわみ量は、測定圧が小さく高精度の測定が可能である図2.13(a)に示す真直度測定機*を用いてうねり形状を測定し、その形状から一定長さ30mmの弦に対する変形量を求めることにより得た。なお、測定荷重による試料の変形を避けるために、測定圧は2gfとし、(b)図に示すように側面から試料を支持する方法をとった。

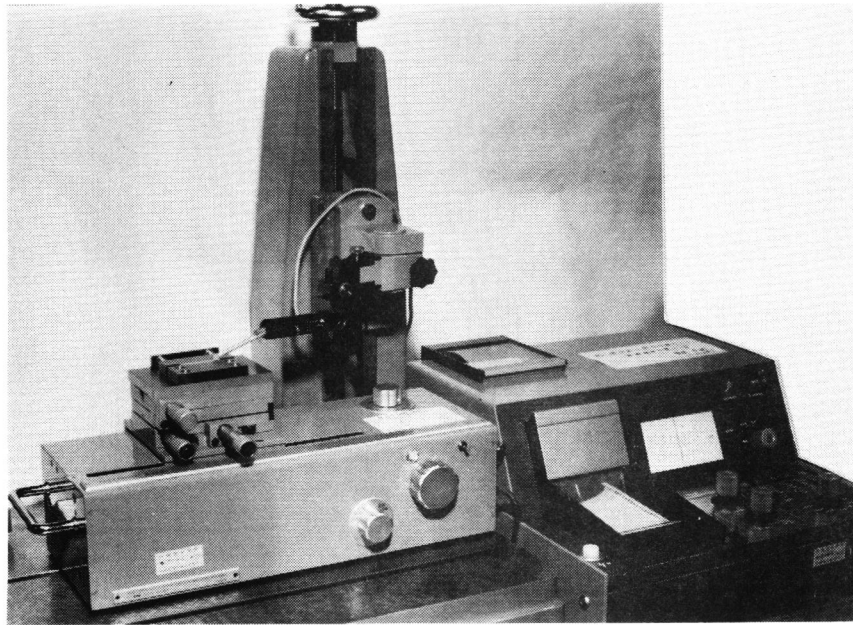
図2.14にたわみ量の測定手順を示す。まず、①残留応力を除去した試料を、②Al製の円板治具(直径60mm)に加熱接着してラッピングを行う。表2.9にラッピング条件を示す。③ラップした試料を溶剤により、円板治具から剝離すると変形を生じる。④このラップ面以外の部分をパラフィンで保護し、⑤微少時間、化学腐食(NaOH 5%溶液で化学腐食後、表面の生成物を除去するため、 $\text{HNO}_3 : \text{HF} : \text{H}_2\text{O} = 3 : 1 : 2$ の溶液で洗浄)した後、⑥パラフィンを洗浄除去し、測定面のうねり形状を測定する。この④パラフィン保護-⑤化学腐食-⑥パラフィンを洗浄除去後、うねり形状を測定-の手順をうねり形状の変化がなくなるまで繰り返し、除去深さとたわみ量の関係を求める。このさい、除去深さは、化学腐食面の一部をパラフィンで保護し、化学腐食面との段差を真直度測定機で測定することにより得た。

なお、図2.15に示すたわみ量と除去深さの関係において、加工後のたわみ量と、化学腐食に

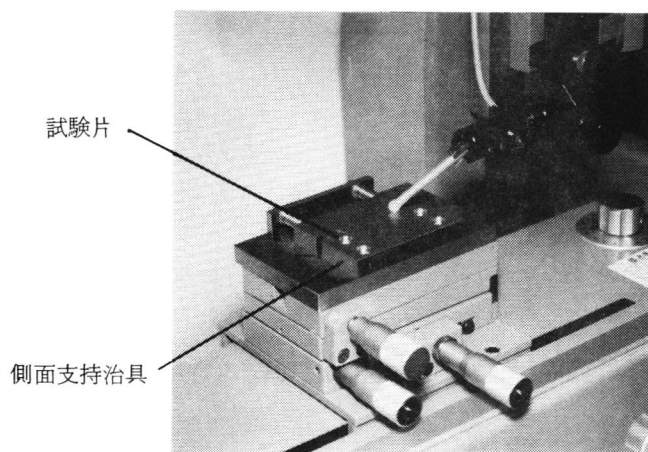
表2.9 ラッピング条件

砥粒	GC#600, #1000, #2000, #4000, WA#1000	
速度(m/min)	18.8, 28.2, 37.6	
圧力(gf/cm ²)	55, 175, 290	
加工機	修正リング形ラップ機	
加工液	断続供給	
	基剤	混合油脂系添加剤濃度(%)
	水	0, 1, 2

* Taylor Hobson社製, タリトロンS-150型, タリリン4-10型



(a) 真直度測定機



(b) 試験片の支持方法

図 2.13 たわみ量の測定機

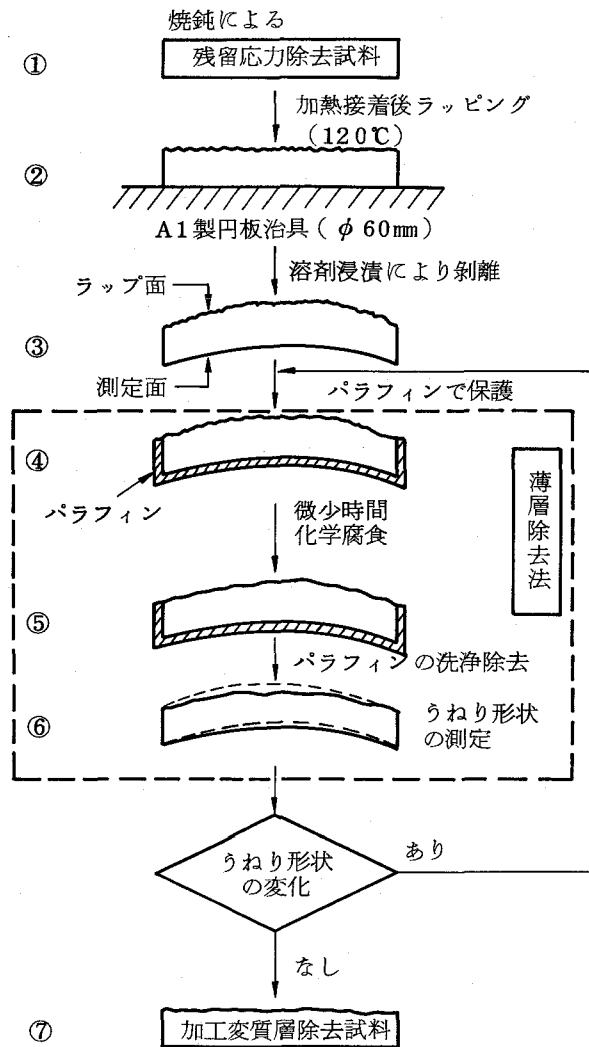


図 2.14 たわみ量の測定手順

よってたわみ量の変化が無くなった時点におけるたわみ量の差を最大たわみ量，また，その時点における除去深さ，すなわち 2mm 厚の試料の変形の要因となる層の深さを加工変質層の深さと定義する。

表面あらさの測定には，触針式表面あらさ検査機^{*}を用いた。

* Taylor Hobson 社製

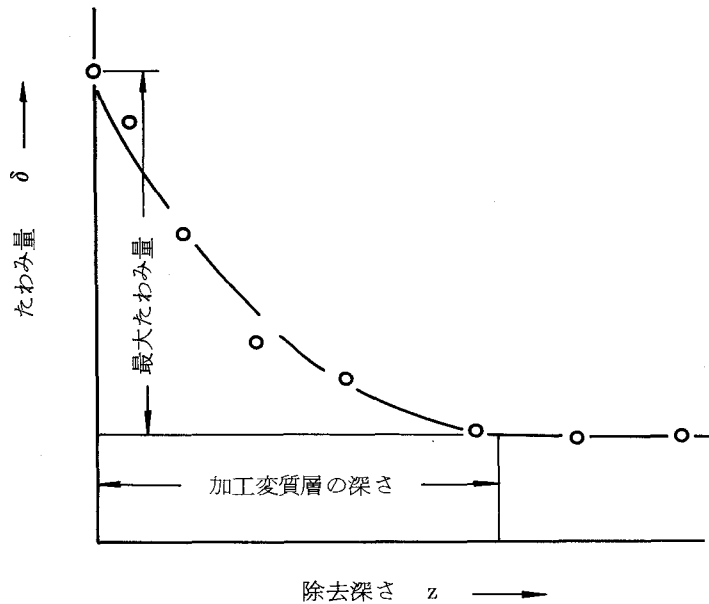


図 2.15 除去深さとたわみ量の関係

4.1.2 加工変質層と変形

(1) 砥粒径の影響

図 2.16 に GC#600 ~ 4000 を用いてラップしたさいの砥粒径と加工変質層の深さ，最大たわみ量，表面あらさの関係を示す。最大たわみ量は，若干板厚に差があるので，板厚 2mm の寸法の試料に換算して示した。

加工変質層の深さは，GC#600 では $44\ \mu\text{m}$ であるが，GC#4000 では $6\ \mu\text{m}$ と約 $1/7$ に，最大たわみ量は 7.9 から $0.5\ \mu\text{m}/40\text{mm}$ に，表面あらさは $2.8\ \mu\text{m}$ から $0.2\ \mu\text{m}$ に，砥粒径に比例して減少する。加工変質層の深さは，砥粒径の約 1.5 倍である。

(2) ラッピング速度，圧力の影響

図 2.17 にラッピング速度 $18.8 \sim 37.6\ \text{m}/\text{min}$ ，圧力 $55 \sim 290\ \text{gf}/\text{cm}^2$ の条件でラップしたさいの加工変質層の深さ，最大たわみ量，表面あらさを示す。

速度，圧力がそれぞれ 2 倍，5 倍に増加したにもかかわらず，加工変質層の深さ，表面あらさはそれぞれ $22 \sim 25\ \mu\text{m}$ ， $1.2 \sim 1.4\ \mu\text{m}$ とほとんど差がなく，最大たわみ量は若干増大するにすぎない。したがって，実際のディスク基板加工において，ラッピング速度，圧力を増大することによって，加工変質層の深さ，最大たわみ量をほとんど変化させることなく，生産性を向上させることができる。

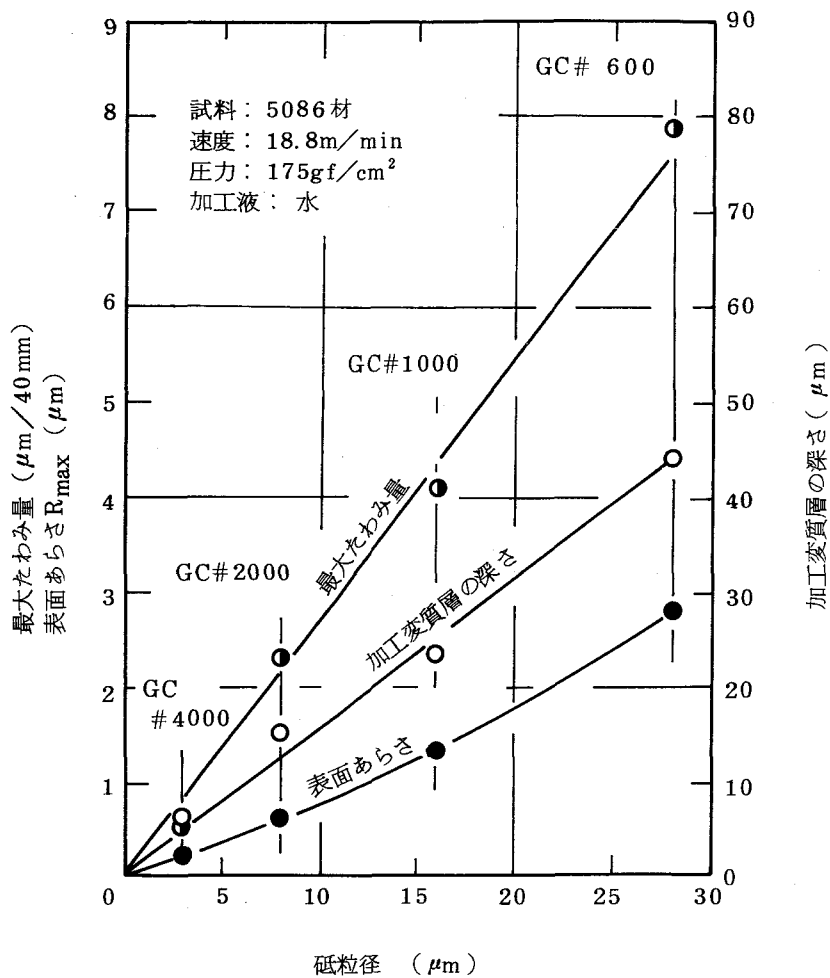


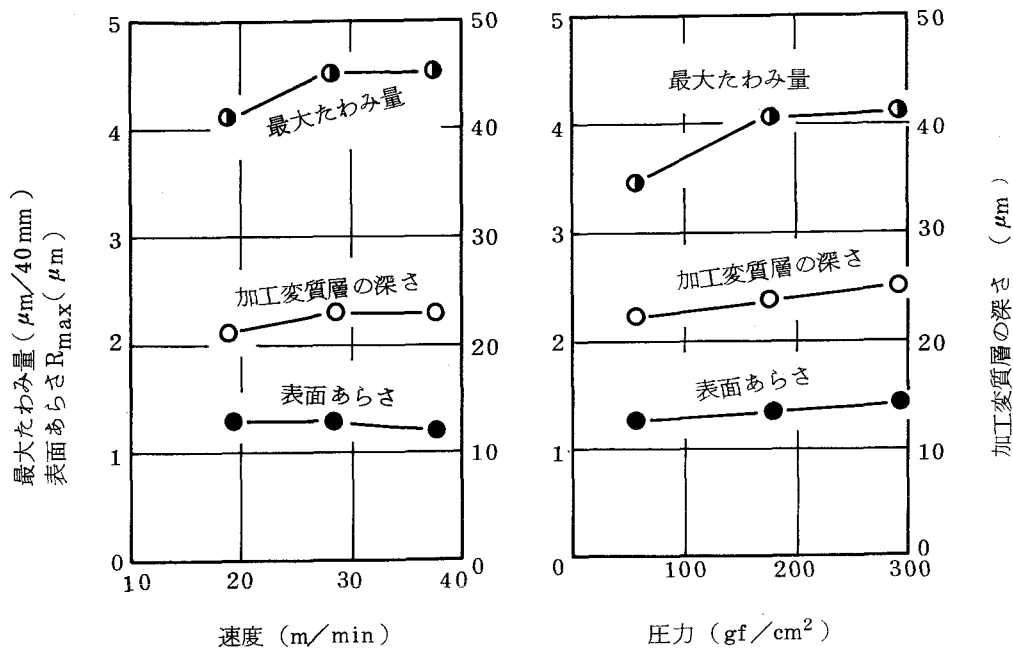
図 2.16 砥粒径の影響

(3) 砥粒の種類，材質の影響

図 2.18 に GC#1000，WA#1000 を用いて，砥粒の種類による影響を検討した結果を，図 2.19 に材質による影響を検討した結果を示す。

加工変質層の深さ，最大たわみ量，表面あらしのいずれについても，WA 砥粒を用いた方が，GC 砥粒を用いた場合に比べて若干大きい，砥粒の相違による特徴的な現象はみられない。このことは，軟質金属をラップする場合には，加工物と砥粒の硬さが大きく異なるため，砥粒の種類，すなわち，砥粒の硬さやじん性などの影響は，ほとんど現れないことを意味する。

5086，7075 材を比較すると，加工変質層の深さ，表面あらしについては，ほとんど差がないが，最大たわみ量については，5086 材が 7075 材より若干大きい。これは，表 2.3 に示



試料：5086 材
砥粒：GC#1000
圧力：175gf/cm²
加工液：水

試料：5086 材
砥粒：GC#1000
速度：18.8m/min
加工液：水

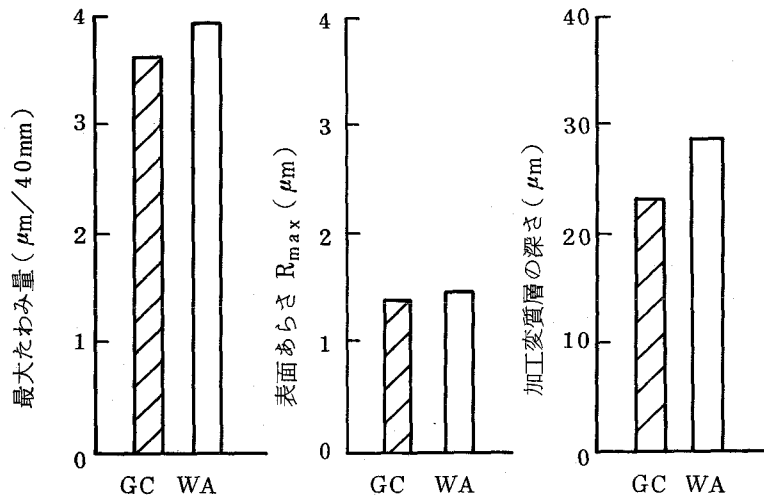
図 2.17 ラッピング速度・圧力の影響

したように、5086 材の引張強さが、7075 材に比べて 2～3 割大きいことに起因すると考えられる。また、5086 材において、残留応力測定試料の長手方向が、圧延方向に一致するものと、圧延直角方向のものについて検討した結果、加工変質層の深さ、最大たわみ量、表面あらさのいずれについてもほとんど差がなく、このことは、圧延方向による材料の機械的性質、たとえば、引張強さ、ヤング率、ポアソン比などに大差がないことを示している。

(4) 加工液の影響

図 2.20 に水を基剤とし、混合油脂系添加剤を 0%，1%，2% 添加した加工液を用いてラップした結果を示す。

加工変質層の深さ、表面あらさについては、添加剤の濃度による影響はないが、最大たわみ量は、添加剤を用いると、6 割程度に減少する。この原因として、加工が砥粒の引っ掻き作用で行われているものとするれば、研削で見られる現象と同様に、油脂の添加による砥粒刃先と加工表面の摩擦が軽減されて²⁴¹⁾、塑性歪量が減少したことが考えられる。



試料：7075 材
 粒度：#1000
 速度：18.8m/min
 圧力：175gf/cm²
 加工液：水

図 2.18 砥粒の種類の影響

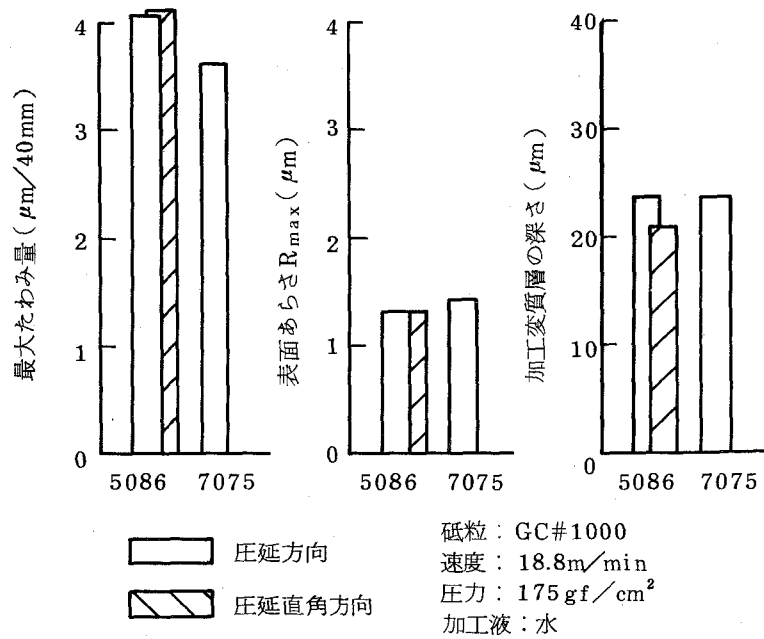


図 2.19 材質の影響

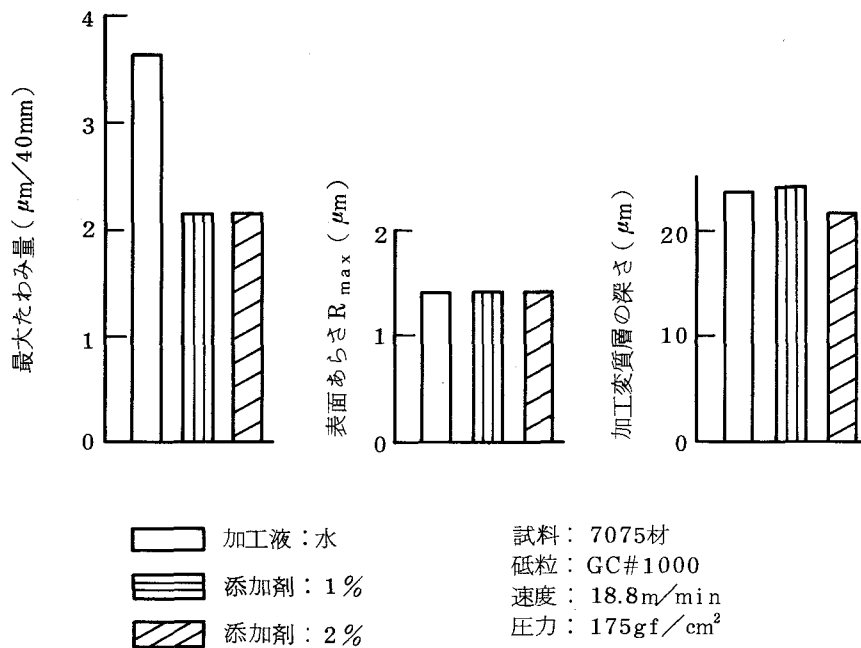


図 2.20 加工液の影響

4.1.3 残留応力

残留応力分布は、除去深さとたわみ量の関係から、式(2.10)を用いて、3.2節に示した計算手順により、電子計算機を用いて算出した。

(1) 砥粒径の影響

図 2.21 に砥粒径の残留応力への影響について検討した結果を示す。ラッピングによる残留応力は、ラップ面が凸状になることから、圧縮残留応力である。したがって、表層には引張残留歪が残存し、軟質金属のラッピングにおける引っ掻き作用は、負のすくい角における切削の集積と考えられる。

残留応力分布曲線の傾きは、砥粒径が小さくなるにつれて急激に大きくなる。したがって、加工変形の要因となる残留応力は急激に減小する。また、分布曲線はほぼ直線的に減小し、一般金属の研削で見られる複雑な曲線と異なる²⁴²⁾。研削では、高速度で引っ掻きが行われるので、熱応力が付加して分布曲線に大きく影響するのに対し、ラッピングでは、加工能率がきわめて小さく、熱応力を無視でき、且つ、大部分軽荷重の砥粒の引っ掻き作用で行われるためである。

ラップ表面における残留応力は、GC#4000を除いて、いずれの場合もほぼ 26 kgf/mm² に

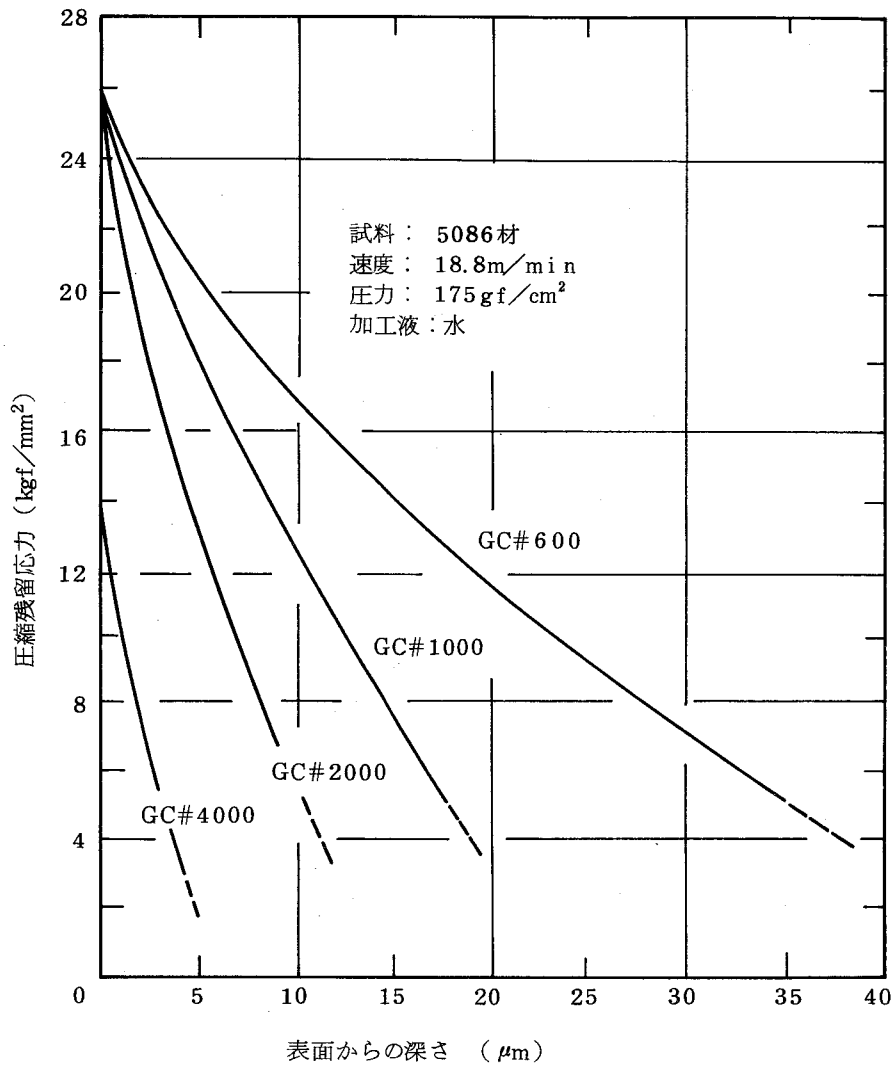


図 2.21 砥粒径の影響

集中し、加工材料の引張強さにほぼ一致する。これは、新生面を生成するために切屑の除去が行われ、このさいの除去応力は、その物質そのものの機械的性質、すなわち降伏応力や、引張強さなどによって決定され、ラッピング条件、たとえば、砥粒径、速度、圧力などには依存しないためと推察される。

(2) ラッピング速度、圧力の影響

図 2.22 にラッピング速度、圧力の残留応力への影響について示す。分布曲線は、いずれの場合も、速度、圧力の増加に伴い、若干増大するにすぎない。また、ラップ表面における残留応力はほとんど一定である。

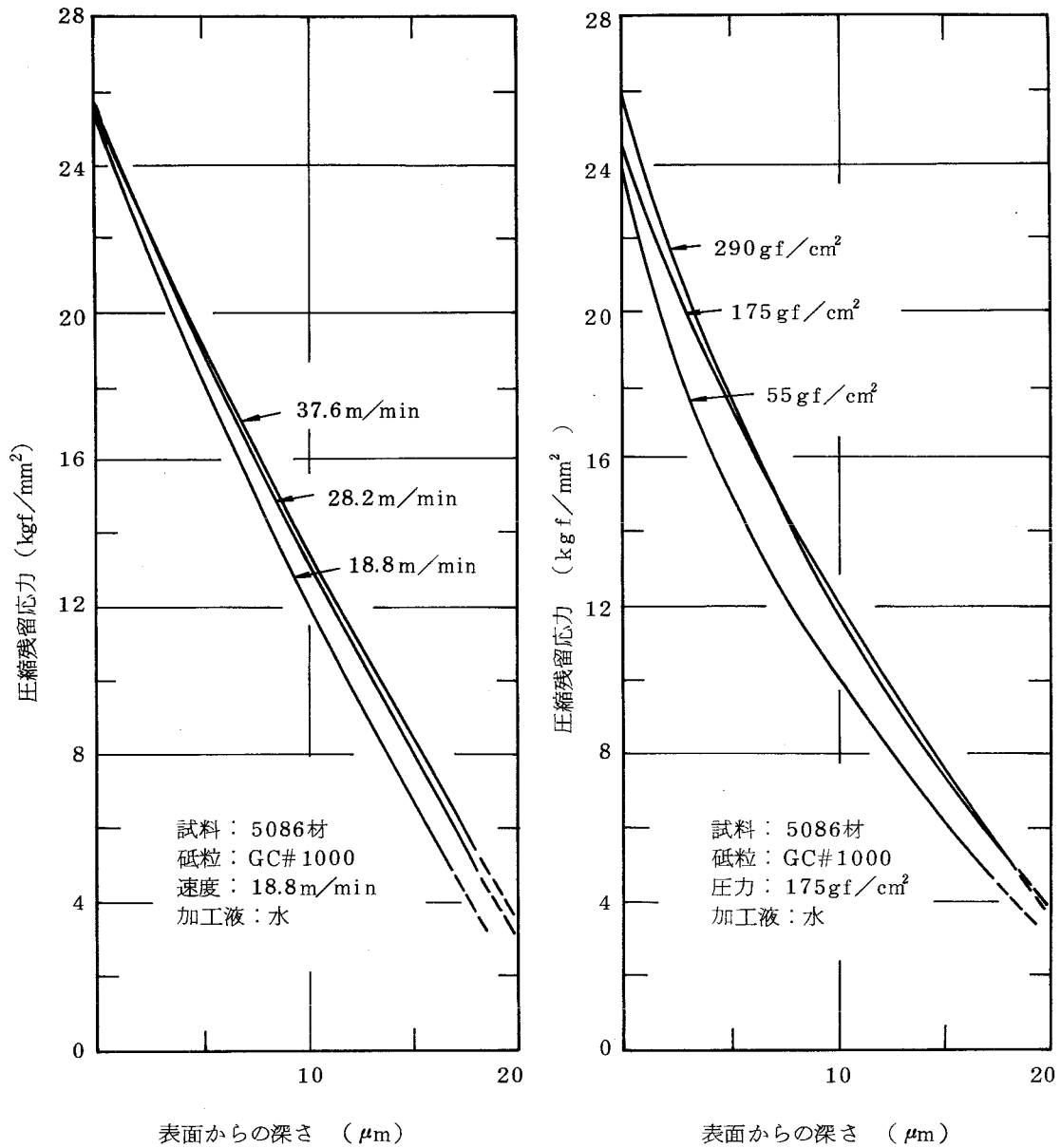


図 2.22 ラッピング速度・圧力の影響

(3) 砥粒の種類，材質の影響

図 2.23 に砥粒の種類，材質による残留応力への影響を検討した結果を示す。GC 砥粒と WA 砥粒の分布曲線はほとんど一致し，砥粒の種類による影響はない。一方，7075 材に比べて 5086 材の残留応力分布は，上部にあり，ラップ表面における残留応力は約 2 割大きく，前述したように機械的性質の差，すなわち引張強さが 2～3 割大きいことに一致する。また，圧延方向と圧延直角方向の差はほとんど認められない。

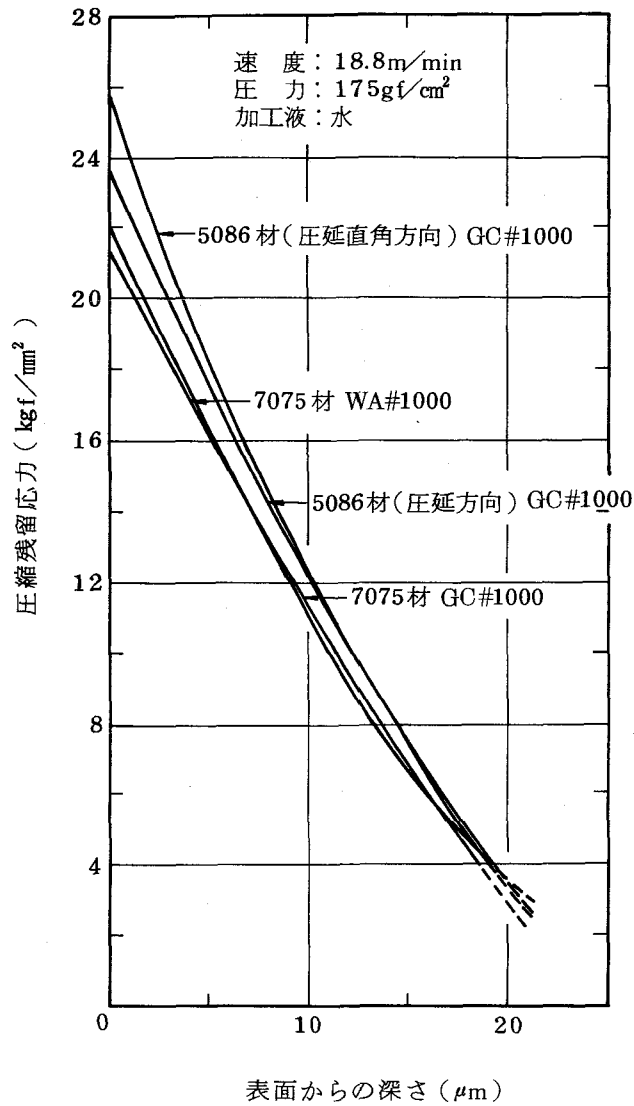
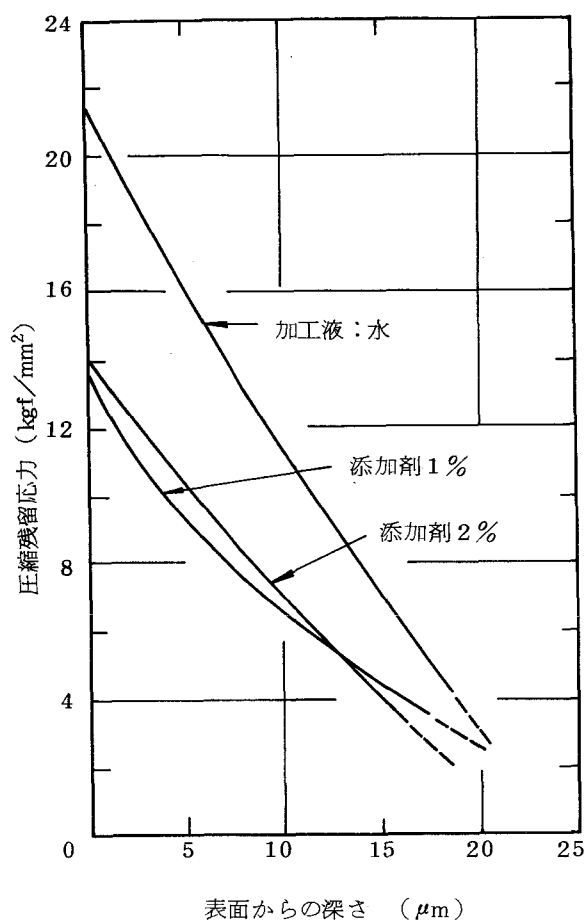


図 2.23 砥粒の種類, 材質の影響

(4) 加工液の影響

図 2.24 に加工液中の添加剤の有無, あるいは濃度差による残留応力への影響について検討した結果を示す。添加剤の濃度によって, その分布曲線はほとんど変化しないが, 添加剤の有無によってかなりの差を生じる。とくに, ラップ表面における残留応力は, 添加剤を用いることによって3割以上も減少する。これは, 前述したように砥粒刃先と加工表面との摩擦が軽減され, 塑性歪量が減少したことによるものと考えられる。

以上のことから, ラップ表面における残留応力は, 砥粒径, 速度, 圧力, 砥粒の種類, ラッピング条件には依存せず, 加工材料の引張強さに依存するといえる。



試料： 7075材
 砥粒： GC#1000
 速度： 18.8m/min
 圧力： 175gf/cm²

図 2.24 加工液の影響

4.2 無電解Niめっき膜のめっきとラッピング

4.2.1 加工変形の測定法

(1) 試料の作製

長さ40mm，幅5mm，厚さ2mmの帯状のAl合金試料（5086-O材）の両面をラッピングにより， $1\mu\text{m}/10\text{mm}$ 以下に仕上げ，歪取り焼鈍して残留応力を除去した。つぎに液温90℃のめっき浴中で，その両面に厚さ50～100 μm の無電解Niめっき膜を形成し，残留応力測定試料とした。めっき応力分布測定用試料には，pH値6.1～5.5，および6.1～6.0の条件で，ラッピングによる残留応力測定用試料は，応力解析を容易にするためpH値6.0の条件でめっきした。

(2) たわみ量の測定

残留応力分布算出に必要な除去深さとたわみ量の関係を求めるために、Al のラッピングの場合と同様に薄層除去法を適用し、図 2.25 の測定手順に従って、たわみ量を真直度測定機を用いて測定した。まず、①あらかじめ両面加工し、歪取り焼鈍を施しためっき下地素材(Al 合金)

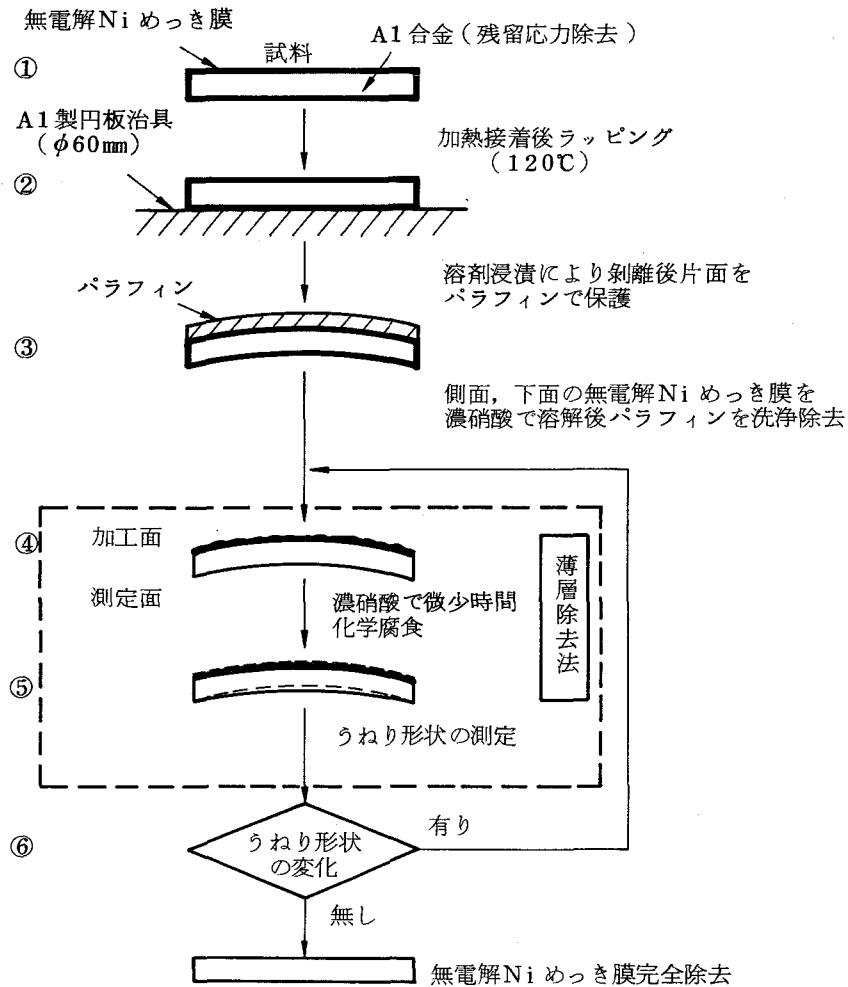


図 2.25 たわみ量の測定手順

表 2.10 ラッピング条件

砥粒	GC # 600, #1000, #2000, #4000
速度 (m/min)	18.8
圧力 (gf/cm ²)	175
加工機	修正リング形ラップ機
加工液	水

に無電解Niめっきした試料を、②Al製の円板治具(直径60mm)に加熱接着し、表2.10に示すラッピング条件でラップする。③ラップした試料を溶剤を用いて円板治具から剝離し、ラップ面のみをパラフィンで保護して、濃硝酸(濃度60%)により、側面、下面のめっきを溶解除去する。さらに、パラフィンを洗浄除去し、④加工面を微少時間、濃硝酸で化学腐食して、⑤測定面のうねり形状を測定する。④、⑤の操作をめっき膜が完全に除去されるまで繰り返し、除去深さとたわみ量の関係を求めた。このさい除去深さは、化学腐食面の一部をパラフィンで保護し、化学腐食面との段差を真直度測定機を用いて測定することにより得た。

なお、めっき応力測定の場合は、②の手順を省略して行った。

表面あらさの測定には、触針式表面あらさ検査機^{*}を用いた。

4.2.2 めっき応力

図2.26にめっき浴のpH値が6.1~6.0とほぼ一定の場合と6.1~5.5と大きく変化する場合のめっき応力分布を示す。応力分布は、除去深さとたわみ量の関係から、式(2.17)を用いて電子計算機により算出した。なお、めっき応力は90℃でめっきを行ったので、熱収縮による応力も含む。

pH値の変化が小さい場合、めっき応力は表面からの深さに関係なくほぼ一定で、2~6 kgf/mm²の引張残留応力である。一方、pH値が大きく変化する場合、めっき応力はpH値6.1の新液でめっきされためっき層の内部では約2 kgf/mm²であり、その傾向は前者と同様であるが、表面より約30 μmの深さからめっき応力の減小が始まり、引張残留応力から圧縮残留応力に変化する。

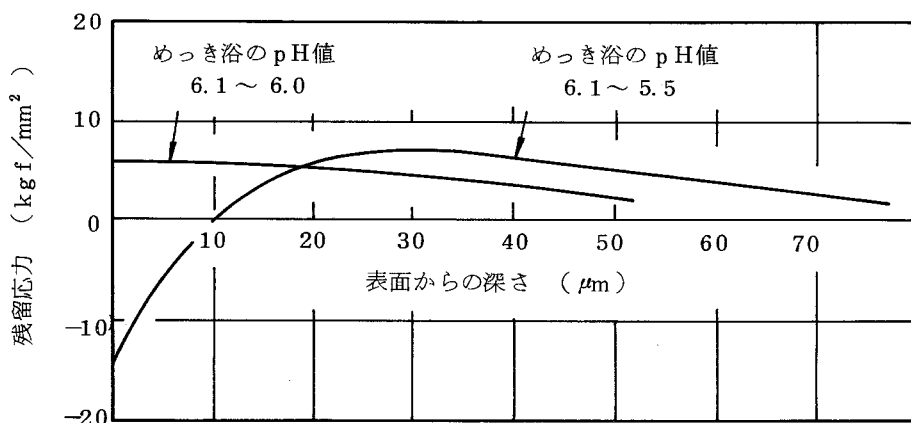


図 2.26 めっき応力分布

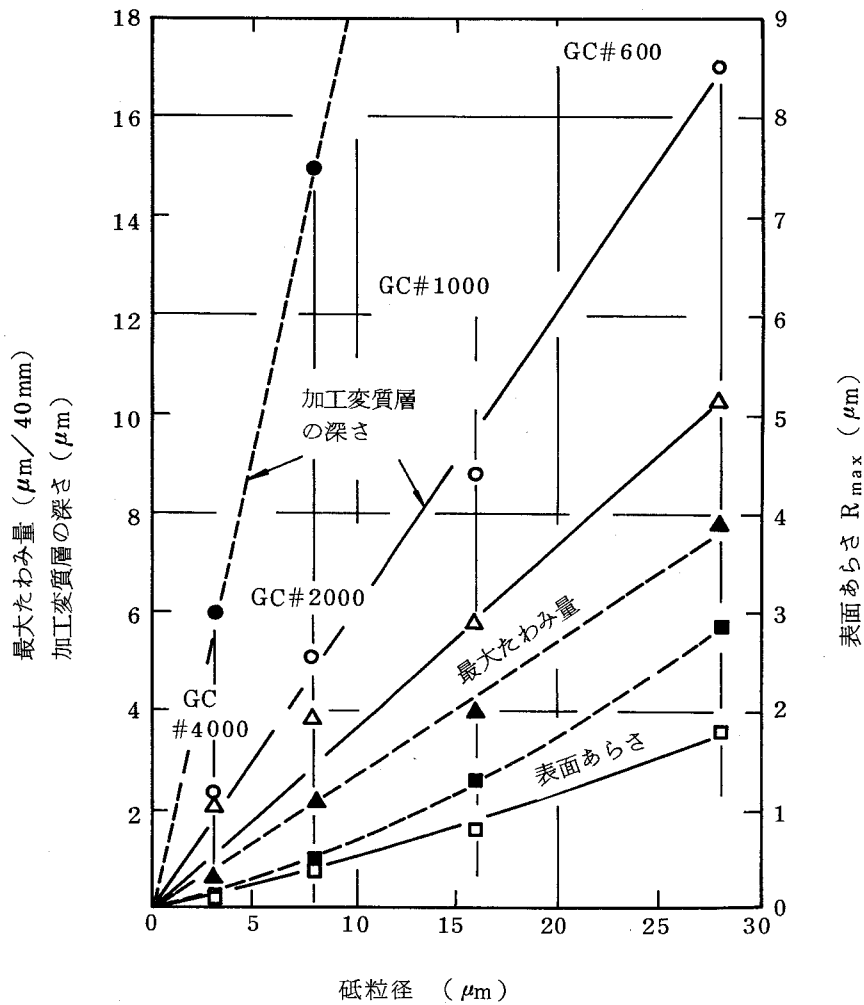
* ホンメル・ベルケ社製

る。さらに、めっき液が劣化し、pH値 5.5 でめっきされた表層部では -15 kgf/mm^2 の圧縮残留応力となる。すなわち、めっき応力は pH 値が 6.1 ~ 6.0 の間ではほとんど変化しないが、6.0 以下では pH 値の微小変化により大きく変化する。

4.2.3 ラッピングによる加工変質層と変形

図 2.27 に GC#600 ~ 4000 を用いて、めっき面をラップしたさいの砥粒径と加工変質層の深さ、最大たわみ量、表面あらさの関係を示す。たわみ量は、若干の板厚やめっき厚の差によって、影響を受けるので、板厚 2mm、めっき厚 $50 \mu\text{m}$ の寸法に換算して示した。

加工変質層の深さは、GC#600 では $17 \mu\text{m}$ であるが、GC#4000 では $2.3 \mu\text{m}$ と約 $1/7$ に、



実線：無電解Niめっき膜，破線：Al合金

速度：18.8m/min, 圧力：175gf/cm², 加工液：水, めっき液のpH値：6.0

図 2.27 砥粒径と最大たわみ量，加工変質層の深さ，表面あらさの関係

最大たわみ量（めっき応力によるたわみ量も含む）は、10.3 から 2.1 $\mu\text{m}/40\text{mm}$ に、表面あらかさは、1.8 から 0.15 μm にそれぞれ砥粒径に比例して減少する。Al 合金の場合と比較すると、無電解Niめっき膜の加工変質層の深さはその約1/3である。表面あらかさも小さいことを考え合わせれば、これは、Al 合金と比べて、硬さが大きいために砥粒の作用深さが小さくなったことに起因するものといえる。しかし、最大たわみ量は剛性が増大したにもかかわらずかなり大きい。

4.2.4 ラッピングによる残留応力

無電解Niめっき膜に生じるラッピングによる残留応力は、めっき応力と同様に、式（2.17）を用いて電子計算機により算出した。なお、残留応力分布には、めっき応力分布は含まない。

図 2.28 に無電解Niめっき膜をラップして生じた残留応力分布を示す。ラッピングによる残留応力は、ラップ面が凸形状になることから圧縮残留応力であり、GC#600, 1000, 2000の

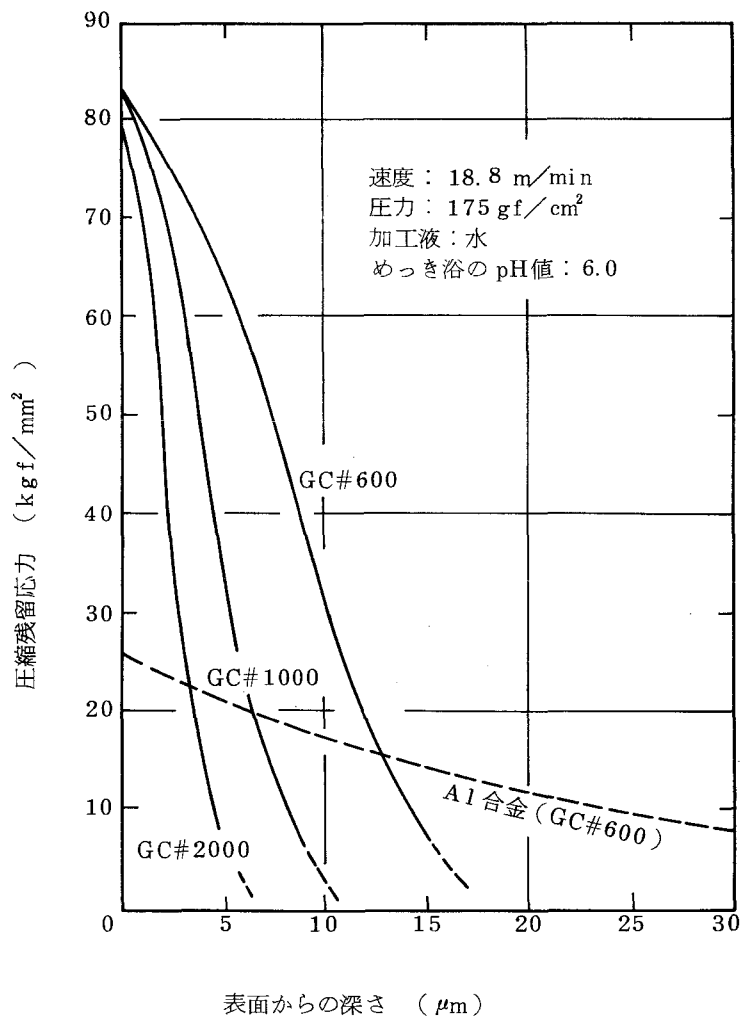


図 2.28 ラッピングによる残留応力分布

いずれを用いた場合も表面からの深さが増すと急激に減小し、ラップ表面における残留応力は約 80 kgf/mm^2 に集中する。また、破線で示す Al 合金をラップしたさいの残留応力分布曲線とは異なり、ラップ表面における残留応力は約 3 倍と大きく、これは、無電解 Ni めっき膜の引張強さが Al 合金の数倍であることに起因するものと考えられる。

4.3 本節の要約

ディスク基板の構成材料である Al 合金と無電解 Ni めっき膜のラッピングによる加工変質層の深さや残留応力等を、各種加工条件について明らかにした。以下、その結果を要約する。

- (1) 加工変質層の深さ、最大たわみ量、表面あらさは、Al 合金、無電解 Ni めっき膜のいずれについても砥粒径に比例して増大する。
- (2) Al 合金の加工変質層の深さは、砥粒径の約 1.5 倍であり、無電解 Ni めっき膜の約 0.6 倍と比較し、きわめて大きく、これは、軟らかいため、砥粒の埋め込みを含む作用深さが大きくなるためである。
- (3) ラッピングによる残留応力は、圧縮残留応力である。
- (4) ラップ表面における残留応力は、砥粒径、およびその種類、速度、圧力の条件に無関係に Al 合金の場合、約 26 kgf/mm^2 に、無電解 Ni めっき膜の場合、約 80 kgf/mm^2 の一定値をとる。
- (5) Al 合金の最大たわみ量、ラップ表面における残留応力は、加工液に混合油脂系添加剤を 1～2% 添加することによって、砥粒刃先と加工表面の摩擦が軽減され、塑性流動が減少するため、それぞれ約 6 割、約 7 割に減小する。
- (6) めっき応力は、めっき浴の pH 値に依存し、pH 値が 6.0～5.5 の場合、 $6 \sim -15 \text{ kgf/mm}^2$ と引張残留応力から圧縮残留応力へ大きく変化する。

5. 小型モデルディスクの加工変形

第3節で導出した残留応力によって生じる単層円板，多層円板の変形の理論式について，その誘導が妥当であることを明らかにするため，Al合金単層，およびAl合金上に無電解Niめっき膜を施した2層の直径70mm小型モデルディスクに関して加工実験を行い，加工変形量を求めるとともに，導出した理論式に第4節で示した残留応力分布を代入して，加工変形量をシミュレートし，それら実験結果と理論値を比較検討する。

5.1 加工変形の測定法

Al合金単層モデルディスクの加工変形測定用試料として，5086-O材の外形70mm，厚さ2mmの円板，および外径70mm，内径20mm，厚さ2mmの中空円板を用いた。うねり形状の測定面を平面度 $1\mu\text{m}/\phi 70\text{mm}$ 以下にするために，両面ラップ盤^{*}を用いてラップし，その後，残留応力を除去するために歪取り焼鈍を施した。この試料を直径70mmのAl製平面円板治具に加熱接着（120℃）して，その片面を表2.10に示したラッピング条件で，平面度 $0.5\mu\text{m}/\phi 70\text{mm}$ ，平行度 $2.0\mu\text{m}/70\text{mm}$ にラップし，溶剤により剝離した。

無電解Niめっき膜2層モデルディスクの加工変形測定試料としては，上記歪取り焼鈍を施した円板試料をめっき下地素材とし，その上に無電解Niめっき膜を厚さ約 $50\mu\text{m}$ ，めっき浴条件，液温90℃，pH値6.1～5.4の条件で施した。この試料を直径70mmのAl製平面円板治具に加熱接着（120℃）し，表2.10に示したラッピング条件で片面ラップした後，溶剤により剝離した。さらに，ラップ面をパラフィンで保護し，それ以外の面のめっき膜を濃硝酸で溶解除去して2層モデルディスクとした。なお，うねり形状は真直度測定機を用いて測定した。

5.2 Al合金単層モデルディスクの加工変形

図2.29に砥粒径とAl合金単層モデルディスク（円板，中空円板）の加工変形の関係について示す。片面をGC#600～2000の砥粒でラップしたさいのモデルディスクの変形量を4方向から測定し，その平均値を丸印で，最大値と最小値の差をI印で示した。

* 不二越機械K. K. 製

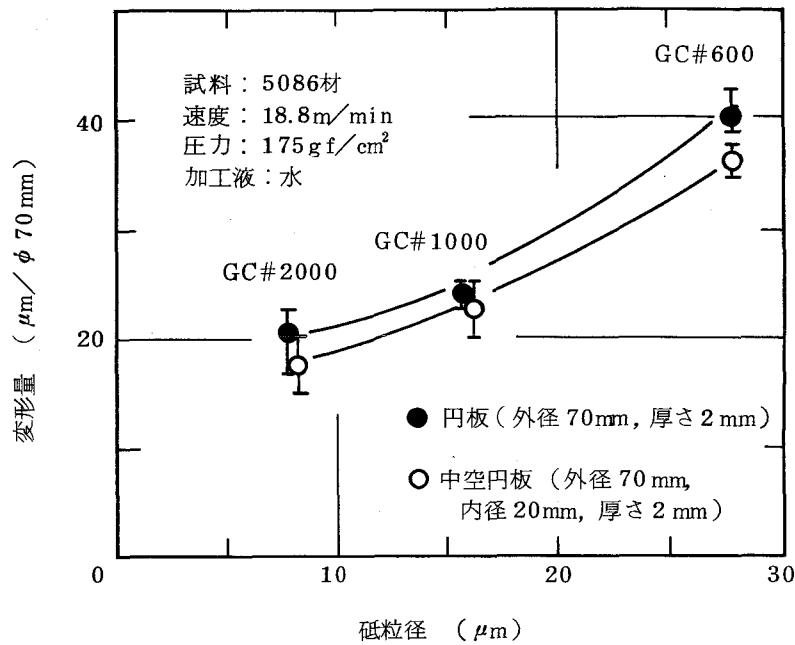
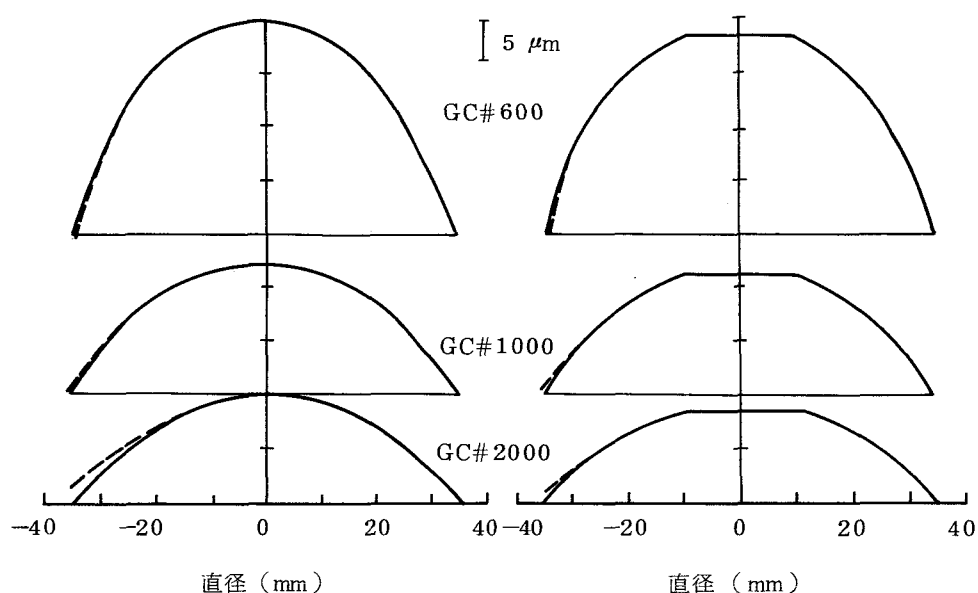


図 2.29 砥粒径と Al 合金単層モデルディスクの変形量の関係

砥粒径が小さくなるにつれて、変形量は、円板、中空円板ともに減少し、円板の場合、GC#600では、 $40 \mu\text{m}/\phi 70 \text{mm}$ であるが、GC#2000では、約 $1/2$ となる。また、最大値と最小値の差はかなり大きく、GC#2000では約 $6 \mu\text{m}$ で平均値の約 3 割である。これは、材質の不均質、加工変質層の不均一などの原因による。

図 2.30 に Al 合金単層モデルディスク（円板、中空円板）の加工後の形状とラッピングによる残留応力分布 $\sigma_R(z)$ から、式 (2.19)、(2.20) を用いて算出した結果を合わせて示す。

両者の形状は類似し、さらに、変形量の差も最大 20% 程度でほぼ一致する。したがって、一連の理論式の誘導が妥当であることが実証され、帯状試料によって得た残留応力分布をもとにして、式 (2.19)、(2.20) によって各種板厚のディスク基板の加工変形を解析できる。



(a) 円板 (外径 70mm, 厚さ 2 mm)

(b) 中空円板 (外径 70 mm, 内径 20mm, 厚さ 2 mm)

実線：実験，破線：理論

試料：5086材，速度：18.8m/min，圧力：175 gf/cm²，加工液：水

図 2.30 Al 合金単層モデルディスクの変形

5.3 無電解Niめっき膜2層モデルディスクの加工変形

図 2.31 に砥粒径と無電解Niめっき膜2層モデルディスクの加工変形の関係について示す。モデルディスクの片面をGC#600～2000を用いてラップし，他面の無電解Niめっき膜を溶解除去したさいの変形量を4方向から測定し，その平均値を丸印で，最大値と最小値の差をI印で示した。

砥粒径が小さくなるにつれて，変形量は減少し，GC#600では $63\mu\text{m}/\phi 70\text{mm}$ と大きい，GC#2000では約 $1/2$ になる。また，最大値と最小値の差はきわめて大きく， $10\sim 15\mu\text{m}$ の値をとる。これは，おもに無電解Niめっき膜のめっき厚，およびラッピングによる加工変質層の不均一の原因によるが，その他，Al合金の材質の不均質なども影響している。ラッピングを施さないめっき応力のみによる変形量は約 $8\mu\text{m}/\phi 70\text{mm}$ であり，ラッピングを施した場合の変形量と比べてきわめて小さく，さらに，最大値と最小値の差も小さい。後者の原因は，めっき後のめっき厚は全面ほぼ一様であるが，ラッピングを施すと場所によってめっき厚に差を

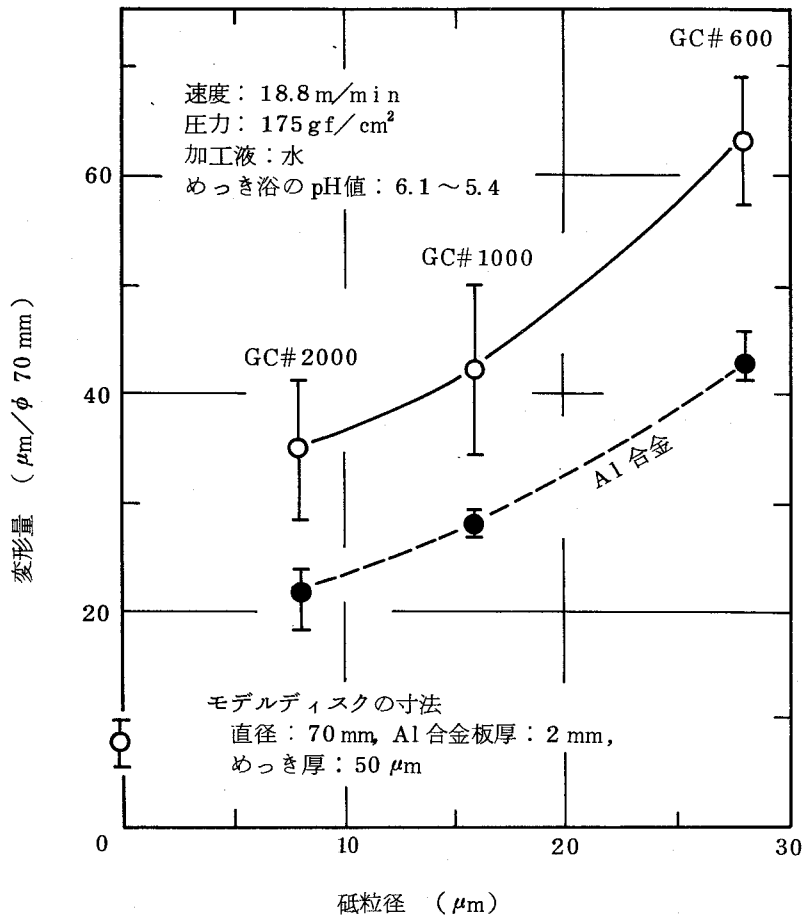
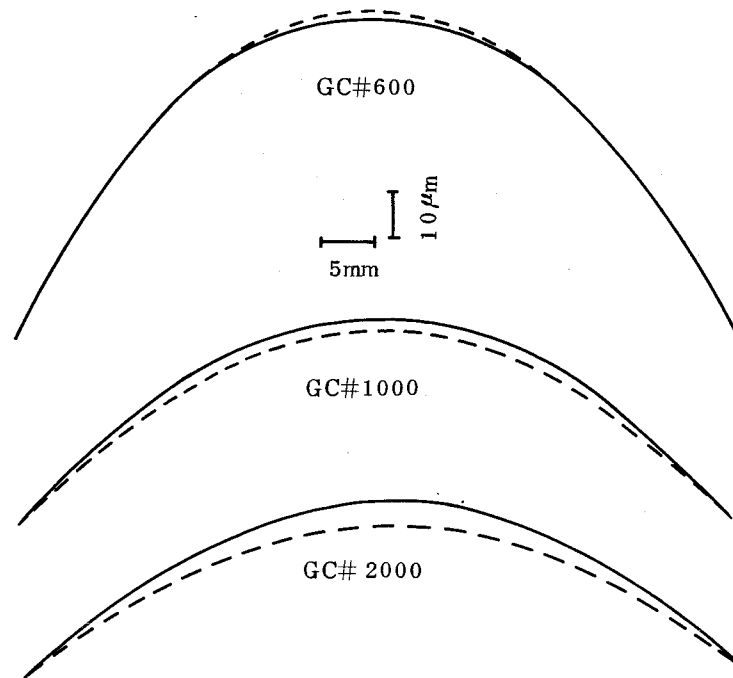


図 2.31 砥粒径と無電解Niめっき膜2層モデルディスクの変形量の関係

生じるためである。

図 2.32 に無電解Niめっき膜2層モデルディスクの加工後の形状と、めっき応力分布、およびラッピングによる残留応力分布から、式 (2.23) を用いて算出した形状を合わせて示す。

両者の形状は類似し、変形量の実験値と理論値の差も最大16%でほぼ一致する。したがって、一連の理論式の導出は妥当であることが実証され、帯状試料によって得た残留応力をもとにして、式 (2.17), (2.23) によってめっき形磁気ディスク基板の加工変形を解析できる。



実線：実験， 破線：理論
 速度：18.8m/min， 圧力：175gf/cm²， 加工液：水， めっき浴のpH値：6.1～5.4
 モデルディスクの寸法
 直径：70mm， Al 合金板厚：2mm， めっき厚：50μm

図 2.32 無電解Niめっき膜2層モデルディスクの変形

5.4 本節の要約

小型モデルディスクを用いた加工実験とシミュレーションを行い，以下の結果を得た。

- (1) 小型モデルディスク（直径70mm，板厚2mm）の片面ラッピングによる加工変形量は，砥粒径とともに減少し，GC#2000の砥粒でラップした場合，21μm/φ70mmであり，実験値と残留応力分布から算出した理論値はほぼ一致する。
- (2) 上記小型モデルディスクの片面に，pH値6.1～5.5の条件で厚さ50μmのめっきを施し，且つ，めっき膜面を砥粒GC#2000でラップした場合の加工変形量は，35μm/φ70mmと単層ディスクの片面ラッピングによる変形の約1.6倍と大きく，その変形の原因はめっき膜面のラッピングによるものが大部分を占める。また，実験値と理論値はほぼ一致する。
- (3) 以上の実験値と理論値の一致より，第3節で導出した理論式が妥当であることが実証され，本式を用いて直径360mmのめっき形磁気ディスク基板の加工変形量を算出できることが明らかになった。

6. めっき形磁気ディスク基板変形のシミュレーション

めっき形磁気ディスク基板は、前述したように多層構造材料からなり、且つ、各層には加工による残留応力が存在する。このため前節までに明らかにした残留応力によるディスク基板の変形理論や実験結果をもとに、基板両面のめっき厚、残留応力のアンバランスに起因する変形量の定量化を行い、直径 360mm の磁気ディスク基板の加工変形をシミュレートし、変形に大きな影響を及ぼす要因を指摘する。

6.1 残留応力分布による曲げモーメントの理論式

6.1.1 残留応力分布の仮定

ラッピングによる残留応力分布は、4 節で述べたように深さ方向にほぼ直線的に減少する。すなわち、残留応力分布は、図 2.33 (a) に示すように表面において $2\sigma_0$ 、加工変質層の深さ d において 0 の分布である。このとき応力分布 $\sigma(z)$ は、

$$\sigma(z) = \left\{ z - \left(\frac{h}{2} - d \right) \right\} \cdot \frac{2\sigma_0}{d} \quad (2.24)$$

で表される。ここで、 h は板厚である。したがって、単位長さ当たりが発生する曲げモーメント M_a は、

$$\begin{aligned} M_a &= \int_{\frac{h}{2}-d}^{\frac{h}{2}} \sigma(z) \cdot z dz = \int_{\frac{h}{2}-d}^{\frac{h}{2}} \left\{ z - \left(\frac{h}{2} - d \right) \right\} \cdot \frac{2\sigma_0}{d} \cdot z dz \\ &= \frac{\sigma_0 d}{2} (h-d) + \frac{\sigma_0 d^2}{6} \end{aligned} \quad (2.25)$$

となる。

ところで、残留応力分布を図 2.33 (b) に示すように深さ方向に一定と仮定すると、曲げモーメント M_b は、

$$M_b = \int_{\frac{h}{2}-d}^{\frac{h}{2}} \sigma_0 \cdot z dz = \frac{\sigma_0 d}{2} (h-d) \quad (2.26)$$

で与えられ、残留応力分布が深さ方向に直線的に減少する場合の曲げモーメント M_a と比較する

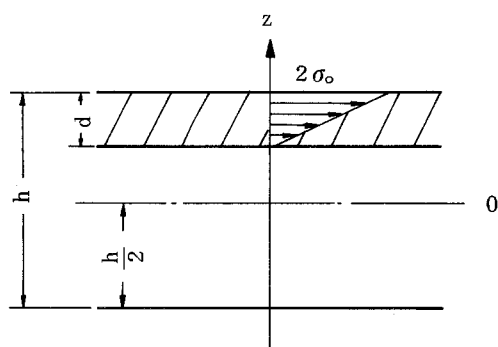
と、その誤差 ΔM は、

$$\Delta M = \frac{\sigma_0 d^2}{6} \quad (2.27)$$

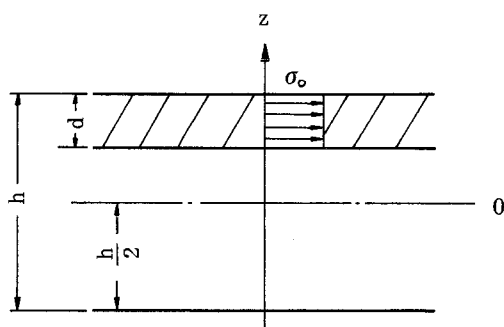
である。いま、 $h = 2\text{mm}$ 、 $d = 40\ \mu\text{m}$ とおけば、誤差に対する曲げモーメント M_a の比は、式 (2.25)、(2.27) より、

$$\frac{\Delta M}{M_a} = \frac{d}{3h - 2d} \approx 0.68\%$$

となり、 ΔM は無視し得る。したがって、以下の曲げモーメントについては、残留応力分布が深さ方向に一定であると仮定して解析を進める。



(a) 残留応力分布が直線的に減少



(b) 残留応力分布が深さ方向に一定

図 2.33 仮想残留応力分布

6.1.2 ラッピングによる曲げモーメント理論式

(1) 無電解Niめっき膜のラッピング

図 2.34 (a) に示すように Al 合金の両面に無電解 Ni めっきを施し、両面ラップしたさいに生

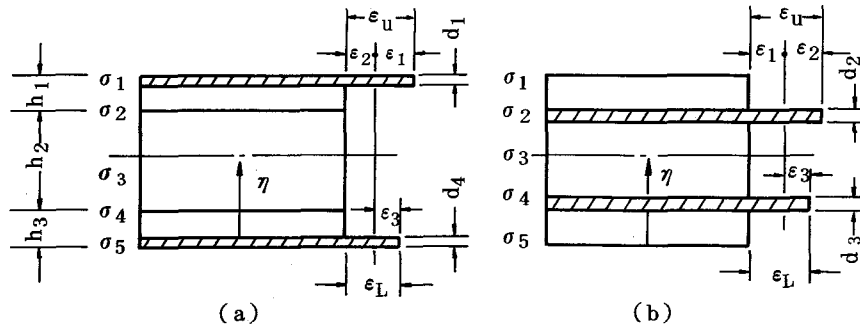


図 2.34 ラッピングによる応力と歪

じる平均残留応力を上面，下面について，それぞれ σ_u ， σ_L ，加工変質層の深さを d_1 ， d_2 とすると，加工変質層と母材を切り離して考えた場合の歪は，上面で $\epsilon_u = (1-\nu_1)\sigma_u/E_1$ ，下面で $\epsilon_L = (1-\nu_1)\sigma_L/E_1$ となる。母材による拘束を考慮すると，上面，下面の加工変質層には ϵ_1 ， ϵ_3 の圧縮歪，他の部分には ϵ_2 の引張歪を生じ， $\epsilon_u = \epsilon_1 - \epsilon_2$ ， $\epsilon_L = \epsilon_3 - \epsilon_2$ となる。ここで，めっき応力，線膨張率差による残留応力は 0 とする。したがって，

$$\sigma_1 d_1 + \sigma_2 (h_1 - d_1) + \sigma_3 h_2 + \sigma_4 (h_3 - d_4) + \sigma_5 d_4 = 0$$

$$\sigma_1 = \frac{E_1 \epsilon_1}{1-\nu_1} \quad \sigma_2 = \frac{E_1 \epsilon_2}{1-\nu_1} \quad \sigma_3 = \frac{E_2 \epsilon_2}{1-\nu_2} \quad \sigma_4 = \frac{E_1 \epsilon_2}{1-\nu_1} \quad \sigma_5 = \frac{E_1 \epsilon_3}{1-\nu_1}$$

となり，これらを ϵ_1 ， ϵ_2 ， ϵ_3 について整理すると，

$$\epsilon_1 = \left\{ \frac{E_1 (h_1 + h_3 - d_1)}{1-\nu_1} \cdot \epsilon_u + \frac{E_2 h_2}{1-\nu_2} \cdot \epsilon_u - \frac{E_1 d_4}{1-\nu_1} \cdot \epsilon_L \right\} / \sum_{i=1}^3 \frac{E_i h_i}{1-\nu_i}$$

$$\epsilon_2 = - \frac{E_1 (d_1 \epsilon_u + d_4 \epsilon_L)}{1-\nu_1} / \sum_{i=1}^3 \frac{E_i h_i}{1-\nu_i}$$

$$\epsilon_3 = \left\{ \frac{E_1 (h_1 + h_3 - d_4)}{1-\nu_1} \cdot \epsilon_L + \frac{E_2 h_2}{1-\nu_2} \cdot \epsilon_L - \frac{E_1 d_1}{1-\nu_1} \cdot \epsilon_u \right\} / \sum_{i=1}^3 \frac{E_i h_i}{1-\nu_i}$$

となる。ただし， $E_1 = E_3$ ， $\nu_1 = \nu_3$ である。したがって，単位長さ当たりの曲げモーメント M_e は，

$$\begin{aligned} M_e &= \sigma_1 d_1 \left(h_3 + h_2 + h_1 - \frac{d_1}{2} - \eta \right) + \sigma_2 (h_1 - d_1) \left\{ \frac{h_1 - d_1}{2} + h_2 + h_3 - \eta \right\} \\ &\quad + \sigma_3 h_2 \left(\frac{h_2}{2} + h_3 - \eta \right) + \sigma_4 (h_3 - d_4) \left\{ \frac{h_3 + d_4}{2} - \eta \right\} + \sigma_5 d_4 \left(\frac{d_4}{2} - \eta \right) \\ &= \left[\frac{E_1}{1+\nu_1} \left\{ (h_1 + h_3 - d_1) \sigma_u + \frac{E_2 (1+\nu_1)}{E_1 (1-\nu_2)} h_2 \sigma_u - d_4 \sigma_L \right\} d_1 (h_3 + h_2 + h_1 - \frac{d_1}{2} - \eta) \right. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + \left\{ (h_1 + h_3 - d_4) \sigma_L + \frac{E_2(1-\nu_1)}{E_1(1-\nu_2)} h_2 \sigma_L - d_1 \sigma_u \right\} d_4 \left(\frac{d_4}{2} - \eta \right) \\
& - (d_1 \sigma_u + d_4 \sigma_L) \left\{ (h_1 - d_1) \left(\frac{h_1 - d_1}{2} + h_2 + h_3 - \eta \right) + (h_3 - d_4) \left(\frac{h_3 + d_4}{2} - \eta \right) \right\} \\
& - \frac{E_2}{1-\nu_2} (d_1 \sigma_u + d_4 \sigma_L) h_2 \left(\frac{h_2}{2} + h_3 - \eta \right) \Big/ \sum_{i=1}^3 \frac{E_i h_i}{1-\nu_i} \quad (2.28)
\end{aligned}$$

(2) Al 合金のラッピング

図 2.34 (b) に示すように Al 合金を両面ラップした後、その両面にめっきを施した場合について前述と同様に解析すると、 $\varepsilon_u = \sigma_u (1-\nu_2) / E_2 = \varepsilon_2 - \varepsilon_1$ 、 $\varepsilon_L = \sigma_L (1-\nu_2) / E_2 = \varepsilon_3 - \varepsilon_1$ であり、

$$\sigma_1 h_1 + \sigma_2 h_2 + \sigma_3 (h_2 - d_2 - d_3) + \sigma_4 d_3 + \sigma_5 h_3 = 0$$

$$\sigma_1 = \frac{E_1 \varepsilon_1}{1-\nu_1} \quad \sigma_2 = \frac{E_2 \varepsilon_2}{1-\nu_2} \quad \sigma_3 = \frac{E_2 \varepsilon_1}{1-\nu_2} \quad \sigma_4 = \frac{E_2 \varepsilon_3}{1-\nu_2} \quad \sigma_5 = \frac{E_1 \varepsilon_1}{1-\nu_1}$$

となり、これらを ε_1 、 ε_2 、 ε_3 について整理すると、

$$\begin{aligned}
\varepsilon_1 &= - \frac{E_2 (d_2 \varepsilon_u + d_3 \varepsilon_L)}{1-\nu_2} \Big/ \sum_{i=1}^3 \frac{E_i h_i}{1-\nu_i} \\
\varepsilon_2 &= \left\{ \frac{E_1 (h_1 + h_3)}{1-\nu_1} \cdot \varepsilon_u + \frac{E_2 (h_2 - d_2)}{1-\nu_2} \cdot \varepsilon_u - \frac{E_2 d_3}{1-\nu_2} \cdot \varepsilon_L \right\} \Big/ \sum_{i=1}^3 \frac{E_i h_i}{1-\nu_i} \\
\varepsilon_3 &= \left\{ \frac{E_1 (h_1 + h_3)}{1-\nu_1} \cdot \varepsilon_L + \frac{E_2 (h_2 - d_3)}{1-\nu_2} \cdot \varepsilon_L - \frac{E_2 d_2}{1-\nu_2} \cdot \varepsilon_u \right\} \Big/ \sum_{i=1}^3 \frac{E_i h_i}{1-\nu_i}
\end{aligned}$$

となる。したがって、単位長さ当たりの曲げモーメント M_e は、

$$\begin{aligned}
M_e &= \sigma_1 h_1 \left(\frac{h_1}{2} + h_2 + h_3 - \eta \right) + \sigma_2 d_2 \left\{ h_2 + h_3 - \frac{d_2}{2} - \eta \right\} \\
&+ \sigma_3 (h_2 - d_2 - d_3) \left\{ \frac{h_2 - d_2 - d_3}{2} + h_3 - \eta \right\} + \sigma_4 d_3 \left(\frac{d_3}{2} + h_3 - \eta \right) \\
&+ \sigma_5 h_3 \left(\frac{h_3}{2} - \eta \right) \\
&= \left[- \frac{E_1}{1-\nu_1} (d_2 \sigma_u + d_3 \sigma_L) \left\{ h_1 \left(\frac{h_1}{2} + h_2 + h_3 - \eta \right) + h_3 \left(\frac{h_3}{2} - \eta \right) \right\} \right. \\
&\quad \left. + \frac{E_2}{1-\nu_2} \left[\frac{E_1 (1-\nu_2)}{E_2 (1-\nu_1)} (h_1 + h_3) \sigma_u + (h_2 - d_2) \sigma_u - d_3 \sigma_L \right] d_2 \left(h_2 + h_3 - \frac{d_2}{2} - \eta \right) \right]
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + \left(\frac{E_1(1-\nu_2)}{E_2(1-\nu_1)} (h_1+h_3)\sigma_L + (h_2-d_3)\sigma_L - d_2\sigma_u \right) d_3 \left(\frac{d_3}{2} + h_3 - \eta \right) \\
& - (d_2\sigma_u + d_3\sigma_L) (h_2-d_2-d_3) \left(\frac{h_2-d_2-d_3}{2} + h_3 - \eta \right) \Bigg] \Bigg/ \sum_{i=1}^3 \frac{E_i h_i}{1-\nu_i} \quad (2.29)
\end{aligned}$$

6.1.3 線膨張率差，めっき応力による曲げモーメント理論式

(1) 線膨張率差

A1合金板の両面に無電解Niめっき膜を形成したときの線膨張率差によって生じる変形を考える。図2.35に示す第1層，第3層の線膨張率を α_1 ，第2層の線膨張率を α_2 ($\alpha_1 < \alpha_2$)とし，各層を分離して考えると， Δt の温度差によって歪 $\varepsilon = (\alpha_2 - \alpha_1)\Delta t$ を生じる。実際には各層はそれぞれ互いに拘束され，第1，3層は引張歪 ε_1 を，第2層は圧縮歪 ε_2 を生じるので $\varepsilon = \varepsilon_1 - \varepsilon_2$ となる。このさいの応力の釣合から，

$$\sigma_1(h_1+h_3) + \sigma_2 \cdot h_2 = 0$$

となる。また，板の応力と歪の関係から，

$$\sigma_1 = \frac{E_1 \varepsilon_1}{1-\nu_1} \quad \sigma_2 = \frac{E_2 \varepsilon_2}{1-\nu_2} \quad \sigma_3 = \frac{E_1 \varepsilon_1}{1-\nu_1}$$

となり，これらを ε_1 ， ε_2 について整理すると，

$$\begin{aligned}
\varepsilon_1 &= \frac{E_2 h_2}{1-\nu_2} \cdot \varepsilon \Big/ \sum_{i=1}^3 \frac{E_i h_i}{1-\nu_i} \\
\varepsilon_2 &= - \frac{E_1 (h_1+h_3)}{1-\nu_1} \cdot \varepsilon \Big/ \sum_{i=1}^3 \frac{E_i h_i}{1-\nu_i}
\end{aligned}$$

となる。ただし， $E_1 = E_3$ ， $\nu_1 = \nu_3$ である。したがって，単位長さ当たりの曲げモーメント M_t は，次式で表せる。

$$\begin{aligned}
M_t &= \sigma_1 h_1 \left(\frac{h_1}{2} + h_2 + h_3 - \eta \right) + \sigma_2 h_2 \left(\frac{h_2}{2} + h_3 - \eta \right) + \sigma_3 h_3 \left(\frac{h_3}{2} - \eta \right) \\
&= \frac{E_1 E_2 (\alpha_2 - \alpha_1) \Delta t}{(1-\nu_1)(1-\nu_2)} \left\{ h_1 h_2 \left(\frac{h_1}{2} + h_2 + h_3 - \eta \right) - (h_1 + h_3) h_2 \left(\frac{h_2}{2} + h_3 - \eta \right) \right. \\
&= h_2 h_3 \left(\frac{h_3}{2} - \eta \right) \Bigg/ \sum_{i=1}^3 \frac{E_i h_i}{1-\nu_i} \quad (2.30)
\end{aligned}$$

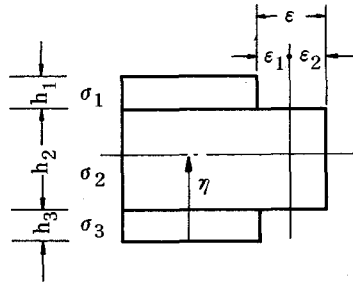


図 2.35 線膨張率差による応力と歪

(2) めっき応力

ラッピングによる残留応力と同様にめっき応力を深さ方向に一定とし、その平均めっき応力を σ_d とすると、この応力によって歪 $\epsilon = (1 - \nu_1) \sigma_d / E_1$ を生じる。線膨張率差による残留応力の場合と同様に考えると、 ϵ_1 、 ϵ_2 は同式で表され、単位長さ当たりの曲げモーメント M_d は、

$$M_d = \frac{E_2 \sigma_d}{1 - \nu_2} \left\{ h_1 h_2 \left(\frac{h_1}{2} + h_2 + h_3 - \eta \right) - (h_1 + h_3) h_2 \left(\frac{h_2}{2} + h_3 - \eta \right) + h_2 h_3 \left(\frac{h_3}{2} - \eta \right) \right\}$$

$$\left/ \sum_{i=1}^3 \frac{E_i h_i}{1 - \nu_i} \right. \quad (2.31)$$

となる。

以上、式 (2.28) ~ (2.31) を用いれば、ラッピング、線膨張率差、およびめっき応力による曲げモーメントの算出が可能であり、さらに、これらを相加することによって、種々の残留応力によって発生する曲げモーメントの総和を求めることができる。

6.2 加工変形シミュレーション

直径 360 mm のめっき形磁気ディスク基板について、Al 合金板を GC#2000 を用いて両面ラップし、その両面に無電解 Ni めっき膜を形成し、さらに、めっき面を GC#4000 を用いて両面ラップした場合の加工変形をシミュレートする。変形要因として、めっき厚のアンバランス、Al 合金板、およびめっき面に生じた加工変質層の深さのアンバランスを考える。

6.2.1 めっき厚のアンバランスによる変形

図 2.36 にラッピングによって生じた Al 合金板、めっき面両面の平均残留応力*と加工変質層の深さ、および両面のめっき応力**が等しい場合に、両面のめっき厚が異なるめっき形磁気ディスク基板に生じる変形量を式 (2.22), (2.28) ~ (2.31) を用いて算出した結果を示す。ただし、下面のめっき厚 h_3 は一定として $(h_3 - h_1)/h_3$ を横軸にとって図示した。 h_1 は上面のめっき厚であり、 $(h_3 - h_1)/h_3$ をここではアンバランス率と呼ぶ。表 2.11 にラッピングによる加工変質層の深さ、平均残留応力、めっき応力の値を示す。

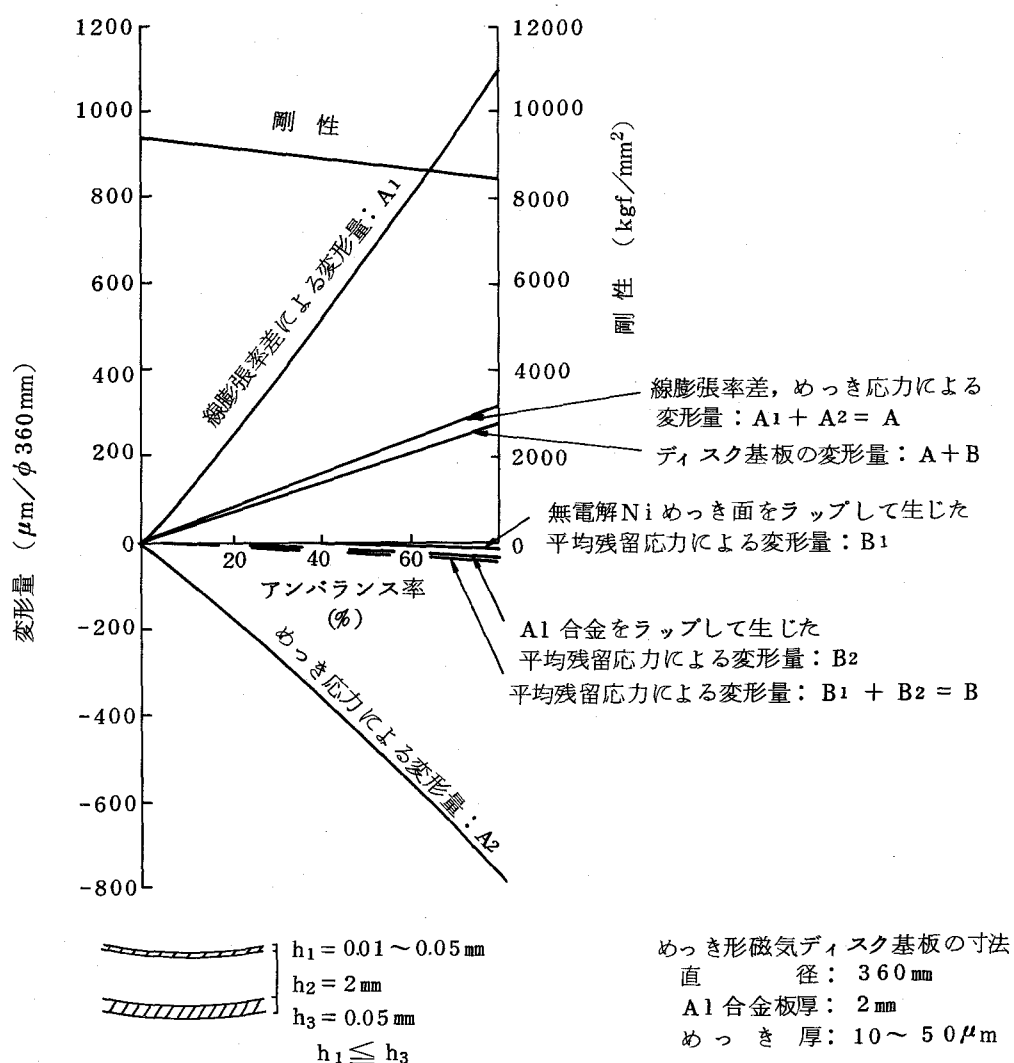


図 2.36 めっき形磁気ディスク基板のめっき厚のアンバランス率と変形量の関係

* 深さ方向に一定になるように平均化した残留応力を平均残留応力と呼ぶ。

** 深さ方向に一定とし、熱収縮による応力は含まないものとする。

表 2.11 めっき形磁気ディスク基板の各種条件

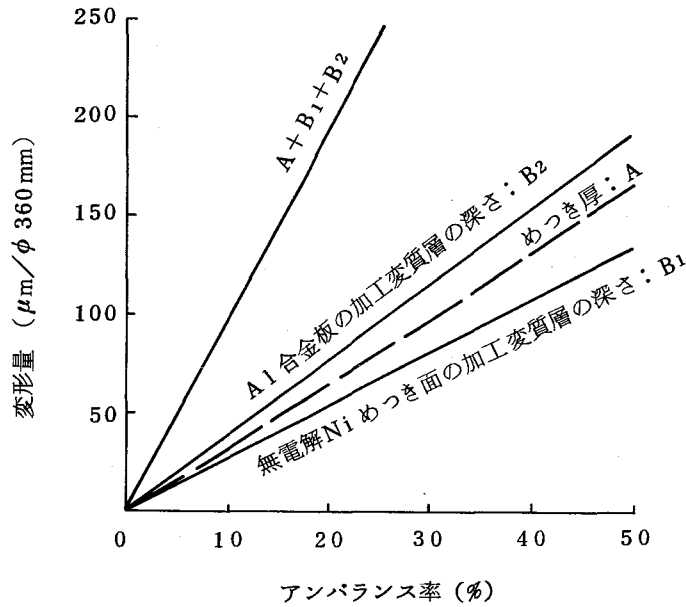
	無電解Niめっき膜	Al合金
線膨張率 (mm/mm/°C)	$\alpha_1 = 0.13 \times 10^{-4}$	$\alpha_2 = 0.23 \times 10^{-4}$
板厚, およびめっき厚 (mm)	$h_1 = 0.01 \sim 0.05$ $h_2 = 0.05$	$h_2 = 2.0$
加工変質層の深さ (mm)	$d_1 = 0.0001 \sim 0.002$ $d_4 = 0.002$	$d_2 = 0.0065 \sim 0.013$ $d_3 = 0.013$
ラッピングによる平均残留応力 (kgf/mm ²)	$\sigma = -45.0$ (GC#4000による)	$\sigma = -12.0$ (GC#2000による)
めっき応力 (kgf/mm ²)	$\sigma_d = 6.0$	—
温度差 (°C)	$\Delta t = -70$	

線膨張率差とめっき応力による変形量は正負の量であり、この2要因による変形量の和Aを太線で示す。めっき厚のアンバランス率が20%では変形量は約80 μ m/ ϕ 360mmであり、これを20~30 μ m/ ϕ 360mm以下にするには、アンバランス率を8%以下にしなければならない。一方、上下面のめっき厚が異なることによって中立面が板厚の中心からはずれるため、平均残留応力によって変形を生じる。この場合のアンバランス率20%以下における変形量Bは10 μ m/ ϕ 360mm以下であり、線膨張率差、およびめっき応力による変形量Aと比較するときわめて小さい。ここで、線膨張率差とめっき応力による変形量Aと平均残留応力による変形量Bが正負の量であることを考慮すれば、めっき浴のpH値を調整することによって変形を相殺することができ、ディスク基板の変形量A+Bはきわめて小さくなる。

6.2.2 加工変質層の深さのアンバランスによる変形

図2.37にめっき厚のアンバランス、およびラッピングによって生じた加工変質層の深さのアンバランスによるめっき形ディスク基板の変形量を示す。ただし、前者では加工変質層の深さが、後者ではめっき厚が両面で等しいと仮定して理論計算を行った。

アンバランス率の増大に伴い、変形量はいずれの場合もほぼ比例的に増大し、アンバランス率50%で140~200 μ m/ ϕ 360mmとかなり大きい。また、それら3要因による変形量はほぼ等しい。したがって、片面のめっき厚、および加工変質層の深さが、いずれも他面に比べて小さい場合、最大たわみ量は太線で示したようにきわめて大きく、アンバランス率10%で100 μ mに達する。しかし、実際の加工においては、片面だけが小さいことはきわめて少なく、めっき厚と加工変質層の深さの影響が相殺することが多い。



めっき形磁気ディスク基板の寸法
 直径：360 mm，A1合金板厚：2 mm，めっき厚：10~50 μm

図 2.37 めっき厚，および加工変質層の深さのアンバランス率と
 めっき形磁気ディスク基板の変形量の関係

6.3 本節の要約

3層板のラッピング，線膨張率差による残留応力，およびめっき応力によって生じる曲げモーメントを求める近似式を提案し，この式から算出した値と，正確な計算値との間にほとんど差がないことを明らかにするとともに，2mm厚のA1合金の両面に無電解Niめっき膜を施した直径360mmの3層めっき形磁気ディスク基板の加工変形量をシミュレートし，以下の結果を得た。

- (1) めっき形磁気ディスク基板（直径360mm，板厚2mm，めっき厚10~50 μm）の線膨張率差とめっき応力による変形量の和は，ラッピングによって生じる残留応力による変形量と比較してきわめて大きく，めっき厚のアンバランス率20%で約80 μm/φ360mmである。
- (2) めっき形磁気ディスク基板両面のめっき厚，およびA1合金とめっき面の加工変質層の深さのアンバランスによる変形量はほぼ等しく，アンバランス率50%で140~200 μm/φ360mmである。

7. 磁気ディスク基板の試作結果

7.1 加工機械

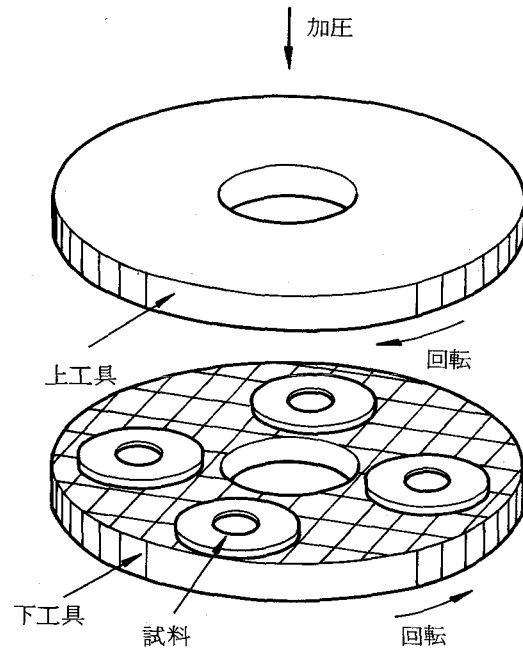
6節で述べたように磁気ディスク基板は、両面に形成するめっき厚のアンバランスや加工によって生じた残留応力の両面のアンバランスによって大きく変形する。また、磁気ディスク基板の片面ごとのラッピングを考えると、たとえば、GC#2000の砥粒を用いて無電解Niめっき膜を片面ラップした場合、その変形量は約1mm/φ360mmにも達し、接着時に変形を強制して接着したとしても、その反対面に高精度平面を得ることはむずかしい。さらに、両面のめっき厚のアンバランスによる変形は大きいことから、両面を等しい加工量で加工することが要求される。したがって、加工法としては両面同時加工法が最良の加工法となる。

通常、両面加工機としては、図2.38(a)に示すような加工様式の加工機が使用される。しかしこのような加工機では、上下工具面の砥粒濃度分布や砥粒径等が異なることが多く、ディスク基板両面に生じる残留応力の大きさやその深さがアンバランスになり、基板変形を引き起こし易い。また、工具面を長時間にわたって高精度の平面に維持することがむずかしいので、試料の加工精度は、加工時間の経過に伴い劣化する。さらに、上下工具面は、通常、同じ形状には摩耗しないので、ディスク基板の両面の平面度が異なり、したがって、両面のめっき厚に差を生じ変形の原因となる。また、ディスク基板は直径360mm以上と大口径であるため大型機の開発が必要になる。このためディスク基板の加工機として、加工材料が中空円板であることから、これを工具とし、工具を試料と修正リングが一つに合体したものとみなす修正リング方式を採用した。

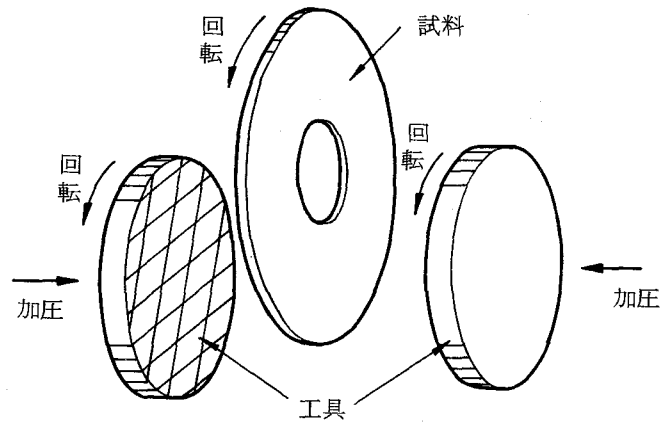
図2.38(b)に示す本方式は、次章で詳述するように工具の長時間にわたる平面維持が可能であり、且つ、砥粒濃度分布も両面で等しく、したがって、高精度加工が可能になる。この加工様式に基づいて試作した加工機²⁴³⁾を図2.39に、その構造を図2.40に示す。試料は、ローラによって鉛直に支持され、タイミングベルトにより強制駆動される。工具は、試料をはさみつける形で配置され、加圧力は片側の工具へのエアシリンダの押付力によって与えられる。

7.2 試作結果

試作した加工機を用いて、外径360mm、内径168mm、厚さ2mmの5052-O材の磁気ディ



(a) 従来の両面加工形式



(b) 本研究で提案した加工形式

図 2.38 両面加工機の加工様式

スク基板 200 枚を，表 2.12 に示す加工条件でラップ・ポリシしたさいの各加工工程における基板精度の変遷²⁴⁴⁾ について，図 2.41 に示す。外周うねりは，外周から 10 mm の位置における円周上ディスク 1 回転当たりのうねり形状の変化の最大値である。

外周うねりは，ラッピング，ポリシングの工程を終了しても，加圧焼鈍時に矯正できないうねりが，ほぼそのまま残存し，精度の向上はわずかである。一方，半径上の真直度の改善は大きく，切削面に対して改善率は 80% であり，最終ポリシ面では $1\ \mu\text{m}$ ，すなわち，10 mm 当たり $0.05\ \mu\text{m}$ ときわめて高精度となり，磁気ディスク基板としての目標精度を達成した。

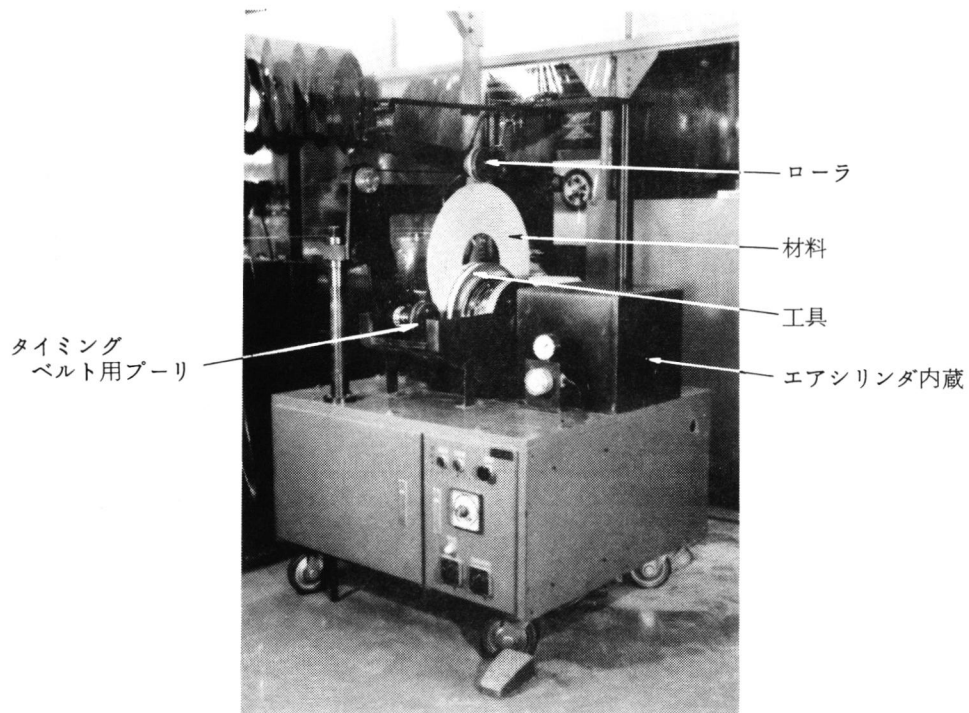


図 2.39 ディスク基板用両面加工機の外観

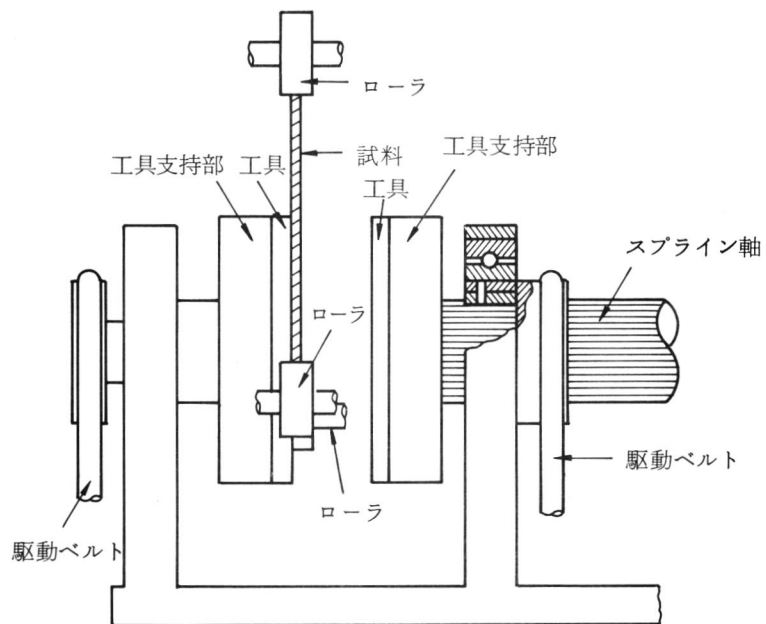


図 2.40 ディスク基板用両面加工機の構造

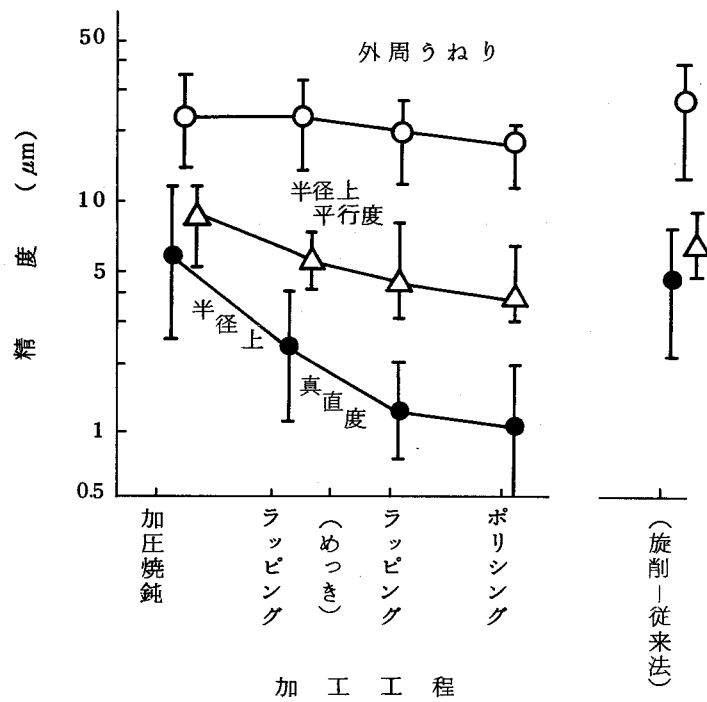


図 2.41 磁気ディスク基板の加工工程における精度の変遷

表 2.12 磁気ディスク基板の加工条件

加圧焼鈍	温 度 (°C)	300
	圧 力 (kgf/cm ²)	0.125
	時 間 (min)	90
ラッピング	ラ ッ プ	ナイロン
	砥 粒	SiC#2000
ポリッシング	ポ リ シ ャ	人工皮革
	砥 粒	1 ~ 3 μm α-Al ₂ O ₃

試作した磁気ディスク基板を図 2.42 に示す。内外周における縁だれは小さく、表面あらさ 0.02 μm Rmax の鏡面が得られた。

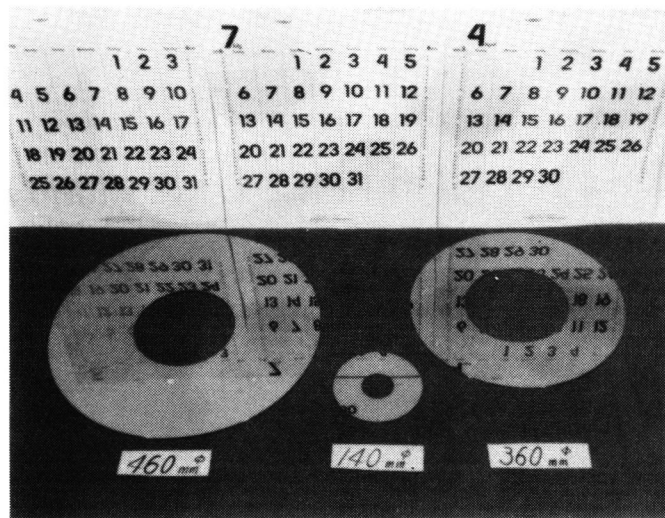


図 2.42 試作した各種直径のめっき形磁気ディスク基板

8. 結 言

高速、大容量が要求されている磁気ディスク装置において、高密度記憶の可能なめっき形磁気ディスク基板は、薄板であるため各種加工・処理によって変形する。本章では、ディスク基板を構成する材料の機械的性質を把握し、薄板の加工変形の原因となる残留応力分布を求め、導出した薄板の加工変形理論を用いて、直径 360 mm のディスク基板の変形をシミュレートし、変形の主要因を抽出した。さらに、この結果に基づき、ディスク基板に対して適切な加工法について論じた。以下、結果を要約して述べる。

- (1) 磁気ディスク基板の構成材料のうち、素材である Al 合金と耐ヘッドクラッシュ用の硬質薄膜である無電解 Ni めっき膜について、機械的性質を検討した。Al 合金の引張強さは、焼き入れ、冷間加工することにより向上するが、ヤング率、ポアソン比への影響は認められない。無電解 Ni めっき膜は、硬脆材料に似た性質を示すが、ポアソン比は 0.413 と大きく、純 Ni と比較しても 1.4 倍の値となる。
- (2) 単層板、2 層板の薄板の残留応力を、応力の重ね合せの原理を適用して、真に加工によって生じる残留応力と、従来求められていた 2 次的変形によって生じる残留応力に分離し、前者の残留応力分布を算出する理論式と、各種形状の多層円板の変形を算出できる理論式を新たに導いた。
- (3) 薄層除去法を適用し、ラッピングによる加工変質層の深さと、ラッピング、めっきによる残留応力を測定した。加工変質層の深さは砥粒径に比例し、Al 合金の加工変質層の深さは、無電解 Ni めっき膜の 2.5 倍である。ラッピングによる残留応力は圧縮残留応力であり、ラップ表面におけるその値は、加工条件には無関係であり、加工材料の破壊強さに関係する。一方、めっき応力は、めっき浴の pH 値に依存し、めっき液の劣化に伴い引張残留応力から圧縮残留応力に大きく変化する。
- (4) 直径 70 mm の小型モデルディスクを用い、Al 合金、無電解 Ni めっき膜の片面ラッピングによる加工変形を理論計算し、実験結果と比較検討した。変形形状、変形量はほぼ一致し、導出した理論式を直径 360 mm の磁気ディスク基板の加工変形に適用できることを明らかにした。
- (5) めっき形磁気ディスク基板（直径 360 mm、板厚 2 mm、めっき厚 10～50 μm ）の加工変形の主要因は、無電解 Ni めっき膜が両面でアンバランスに加工されることにあり、上下面のめっき厚の差 20% に対し、変形量は 80 μm にも達する。
- (6) シミュレーション結果に基づいて、ディスク基板両面を等条件で加工できる枚葉処理の立

型両面加工機を開発した。本機により，直径 360mm，厚さ 2mm のディスク基板を加工し， $0.05 \mu\text{m}/10 \text{mm}$ の平面度と， $0.02 \mu\text{m Rmax}$ の表面あらさの鏡面を達成した。

引用文献

- 201) 金子礼三, 高波修一: 電気通信研究所研究発表会論文集 第39号, (1982) 1
- 202) 三矢保永, 木暮賢司: 電気通信研究所研究発表会論文集 第39号, (1982) 41
- 203) 宇根篤暢, 河西敏雄: 精密機械, 41, 11 (1975) 1055
- 204) 宇根篤暢, 河西敏雄: 精密機械, 43, 4 (1977) 409
- 205) 河西敏雄, 中田宏: 精密機械, 43, 7 (1977) 784
- 206) 田子章男, 増田武男, 安藤康子: 通研実報, 26, 2 (1977) 471
- 207) 浦井茂雄, 田辺良美: 製品科学研究所研究報告, 61, (1970) 15
- 208) 三谷裕康, 庄司啓一郎, 神戸徳蔵: 金属表面技術, 17, 10 (1966) 379
- 209) A. H. Graham, R. W. Lindsay, H. J. Read: J. Electrochem. Soc., 112, 4 (1965) 401
- 210) J.P. Randin, H.E. Hintermann: Plating, 53, 5 (1967) 523
- 211) 根本啓治, 神戸徳蔵, 丸谷忠彦: 金属表面技術, 16, 3 (1965) 106
- 212) E. W. Turns, J. W. Browning: Plating, 60, 5 (1973) 463
- 213) H. Wiegand, G. Heinke, K. Schwitzgebel: Metalloberflacha, 22 (1968) 304
- 214) 浅沼吉光, 木村通利, 飯山重幸, 河西敏雄: 昭和47年度精機学会秋季大会前刷, (1972) 281
- 215) R. J. R. Cully: IDR, (1975) 407
- 216) M. Kosick: IDR, (1976, 10) 387
- 217) 田子章男, 越本康弘, 佐藤勇武, 皆川康子: 信学会磁気記録研究会資料MR75-3, (1975) 17
- 218) S. Timoshenko, S. W. Krieger: Theory of Plates and Shells, 2nd Edition, (1959) 51, McGraw-Hill, New York
- 219) C.B. Sensenig Com. Pure and Appl. Mathematics, 18, 1/2 (1965) 147
- 220) J. C. Heap: Trans. ASME, Ser. B, 90, 5 (1968) 268
- 221) N. K. Srivastava, A. N. Sherbourne: J. Eng. Mec. Div., 97, EM1 (1971) 13
- 222) H. J. Oel: VDI-Z, 108 (1966) 1727
- 223) L. A. Schmit, G. R. Monforten: ASME/AIAA Struct Dyn. Mater Conf. 10th., (1969) 135
- 224) F. Twyman: Prism and Lens Making, 1st Edition (1952) 318, Hilger and Watts Ltd. Co., London
- 225) 米谷茂: 機械の研究, 22, 9 (1970) 1287
- 226) 正木順一, 岩村清, 桜井忠一: 日本機械学会講演論文集, 188 (1968) 17
- 227) 土肥修, 鵜飼隆好: 日本機械学会論文集 (第1部), 26, 285 (1970) 697
- 228) 宇根篤暢, 河西敏雄: 通研実報, 25, 2 (1976) 437

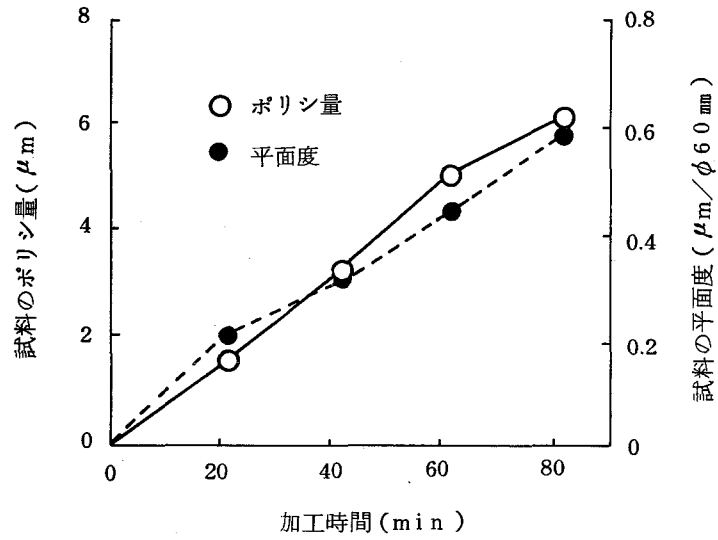
- 229) 宇根篤暢, 河西敏雄: 通研実報, 26, 4 (1977) 1317
- 230) 小野員正, 三上修, 鈴木丈武: 通研実報, 10, 5 (1961) 925
- 231) 井田一郎: 材料科学, 7, 1 (1969) 10
- 232) B. Tuck: Phys. Stat. Sol., 36, (1969) 285
- 233) C.E. Jones: J. Electrochem. Soc., 112, 9 (1965) 908
- 234) J. L. Whitton: J. Appl. Phys., 36, 12 (1965) 3917
- 235) 横山武人, 橋本文雄: 精密機械, 26, 10 (1960) 590
- 236) 浅枝敏夫, 西本康, 金井智一: 精密機械, 20, 10 (1944) 432
- 237) R. D. Halverstadt, C. Ohio: Trans. ASME, Ser. E, 80, 5 (1958) 929
- 238) H. R. Letner: Trans. ASME, Ser. E, 77, 10 (1955) 1089
- 239) R. J. Pometroy, K. J. Jhonson: J. Strain Analysis, 14, 3 (1969) 208
- 240) アルミニウム加工技術便覧編集委員会: アルミニウム加工技術便覧, 初版 (1970) 152
日刊工業新聞社, 東京
- 241) 河西敏雄, 鈴木淳平, 宇根篤暢, 柏原稔: 昭和 47 年度精機学会秋季大会前刷, (1972)
283
- 242) T. A. Chorite, E. C. Read: Trans. ASME, Ser. E, 80, 2 (1958) 297
- 243) 河西敏雄, 中田宏: 昭和 51 年度精機学会春季大会前刷, (1976) 187
- 244) 中田宏, 河西敏雄, 渡辺純二, 梶田三夫, 高橋利定: 昭和 51 年度精機学会春季大会前刷,
(1976) 189

第3章 平面ポリシングにおける形状生成過程

1. 緒 言

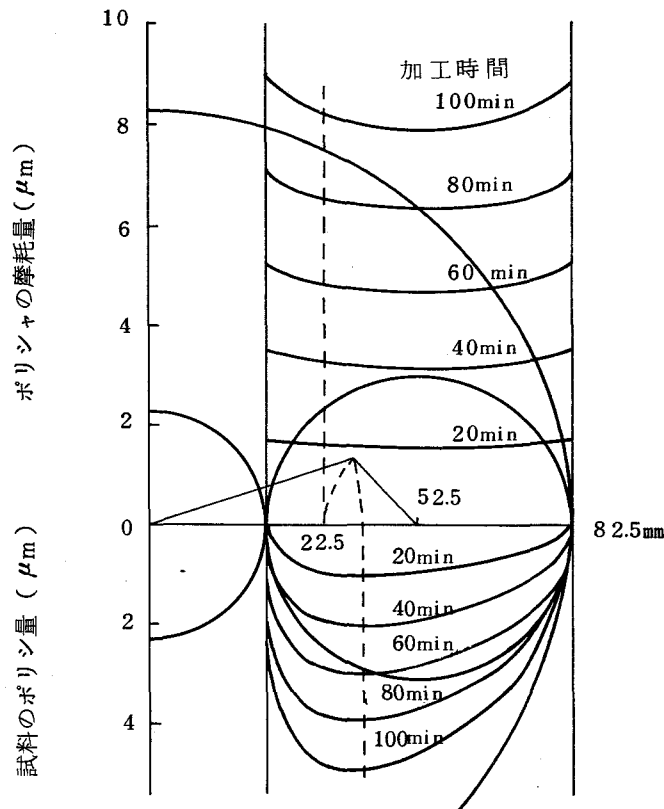
電子機器の高速、高効率化を達成するために、各種デバイスの素材となる結晶材料には、きわめて高い平面精度、および加工変質層、微視的欠陥のない高品質鏡面が要求されている。このため、弾性ポリシャを用いたポリシング^{301)~308)}や、砥粒の弾性衝突を利用するEEM加工^{309), 310)}が利用されている。ポリシャとして、古くは、ガラス³⁰¹⁾、水晶発振子基板³⁰²⁾やLiTaO₃³⁰³⁾等の光応用素子から、最近では、LSIの基板材料であるSiウェハ³⁰⁴⁾の加工に用いられているピッチ、石英の鏡面加工³⁰⁵⁾に用いられるテフロン、Siウェハ³⁰⁶⁾や化合物半導体の基板材料であるGaAs³⁰⁷⁾やInP³⁰⁸⁾に用いられるポリテックスシュープリーム^{*}等の天然樹脂、合成樹脂、人工皮革が利用されている。しかし、これらのポリシャを用いる場合、加工時間の経過に伴いポリシャに摩耗を生じ、とくに天然樹脂ポリシャでは、長時間に亘ってポリシャ面を高平面度に維持することはむずかしい。ピッチポリシャによるオプチカルフラット(ガラスBK-7)の加工³¹¹⁾を例にとると、図3.1に示すように、最初、平面であった試料は、80分後、すなわち、加工量が6 μ mに達すると、0.6 μ m/ ϕ 60mmの凸面となって平面度が劣化する。この時、ポリシャは、図3.2に示すように半径上で中低に摩耗する。すなわち、長時間加工では、ポリシャを平面に維持することができず、この原因は、2節で詳述するポリシャ上における試料の平均走行距離が、ポリシャの内外周部で小さくなることに起因する。このため修正リングを用いる加工法が提案され³¹²⁾、ポリシャの内外周部を局部的に摩耗させて、ポリシャの平面度を維持する方法が採用されている³¹³⁾。しかし、ポリシャの平面維持に関しては、経験則に基づいて行われており、修正リングを用いる加工法においても、完全にポリシャを修正できるまでには至らず、長時間の加工では、ポリシャに不均一摩耗を生じ、試料の平面度を劣化させている。したがって、試料を高精度平面に仕上げるためには、加工工程中に修正リングによるポリシャ面の形状修正工程を設定する必要がある、このため試料の連続加工は不可能になり、加工能率低下の一因になっている。

* 商品名 PoliteX Supreme : ポリウレタン製の人工皮革ポリシャ



試料：ガラスBK-7
 ポリシャ：ピッチKR-3
 砥粒：酸化セリウム

図 3.1 実験による試料のポリシ量と平面度の変化



比ポリシ量・圧力比 η_w : $160 \mu\text{m} \cdot \text{km}^{-1} / \text{kgf} \cdot \text{cm}^{-2}$
 比摩耗量・圧力比 η_p : $500 \mu\text{m} \cdot \text{km}^{-1} / \text{kgf} \cdot \text{cm}^{-2}$
 相対弾性定数 E : $0.025 \text{ kgf} \cdot \text{cm}^{-2} / \mu\text{m}$
 速度 : $9.9 \times 10^{-3} \text{ km} / \text{min}$
 圧力 : $54 \text{ gf} / \text{cm}^2$

図 3.2 試料とポリシャの減耗量の関係

本章では，加工によるポリシャの形状変化を定量的に把握するために，平面ポリシングにおける形状生成過程理論式を導出し，ガラス試料とピッチポリシャの形状生成過程をシミュレートするとともに，ポリシャの平面維持のための制御条件を明らかにする³¹⁴⁾。

2. 修正リング形ポリシングにおける形状生成過程理論

ポリシングにおける形状生成過程の解析に関しては、加工機の運動や軌跡密度の面から数多くの研究があり^{315)~317)}、加工速度、圧力、時間から加工量を求める理論式が発表されている^{318)~325)}。また、平面度の劣化に伴う圧力分布の変化をポリシャの弾性変形をもとに解析した例は、河西ら³¹¹⁾によって紹介され、修正リング加工機についても同様に解析されている³¹³⁾。しかし、この形状生成過程は、ポリシャと試料が平面の状態から出発しており、この式から凹凸形状の試料を高い平面度に加工するための制御条件を求めることはむずかしい。

本節では、弾性・摩耗ポリシャを用いる修正リング形ポリシングにおいて、半径の関数として表せる表面形状をもつポリシャ、試料、修正リングに関して、形状生成過程を計算する理論式を導出する。

2.1 加工量の一般式

一般にポリシャの摩耗量、試料の加工量 W は、いずれも両者の相対速度 V 、圧力 p 、加工時間 t に比例し、式(3.1)で表される³¹⁵⁾。

$$W = \eta \cdot V \cdot p \cdot t \quad (3.1)$$

ここで、 η はポリシャと加工液と試料材質の組み合わせによって決まる定数である。

以下、ポリシャ、試料、および修正リングの相対速度、走行距離、圧力分布、減耗量と加工面形状を算出する理論式の導出について述べる。

2.2 相対速度

2.2.1 試料、修正リング、およびポリシャ上の相対速度

図3.3にポリシャと試料、修正リングの位置関係を示す。ここでは、試料と修正リングは、ともに点 O_w を中心に回転し、且つ、試料の直径が、ポリシャの円環部の幅に一致する場合について解析する。

試料、あるいは修正リング上の任意の点 P_w (P_w, θ_w)、 P_c (R_c, θ_c)における試料、あるいは修正リングとポリシャ間の相対速度 V_w 、 V_c は式(3.2)、(3.3)で表せる。

$$V_w^2 = v_w^2 + v_{LW}^2 - 2v_w \cdot v_{LW} \cdot \cos \alpha_w \quad (3.2)$$

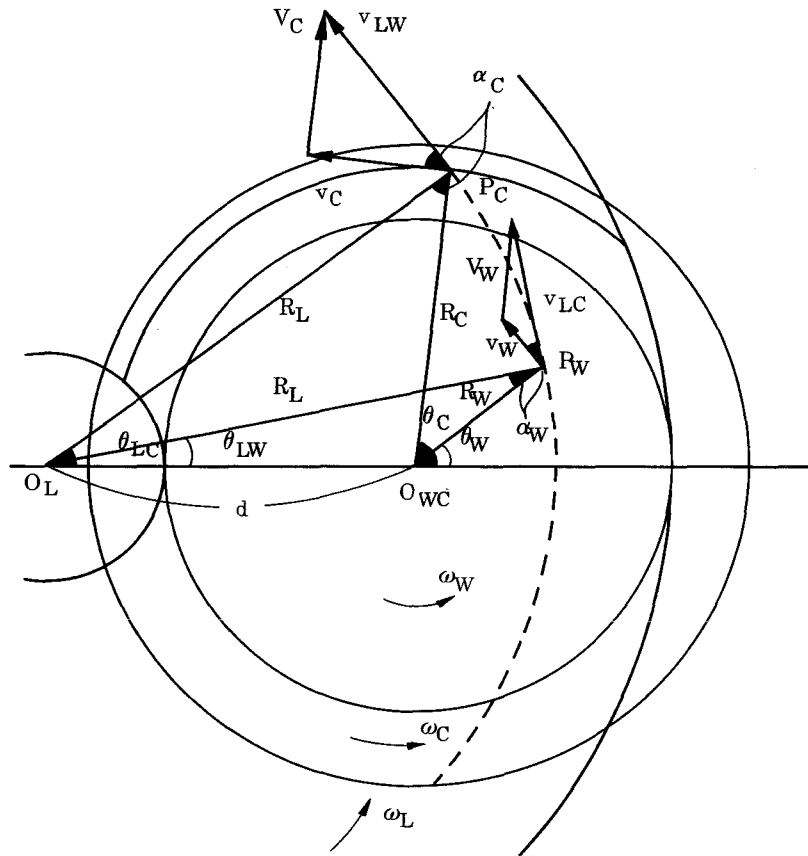


図 3.3 試料，修正リングとポリシャ間の相対速度

$$V_C^2 = v_C^2 + v_{LC}^2 - 2v_C \cdot v_{LC} \cdot \cos \alpha_C \quad (3.3)$$

ここで、 v_W 、 v_C は点 P_W 、 P_C における試料，修正リングの速度， v_{LW} 、 v_{LC} は、点 P_W 、 P_C におけるポリシャの速度， α_W 、 α_C は試料，あるいは修正リングの速度ベクトルとポリシャの速度ベクトルのなす角であり，

$$v_W = R_W \cdot \omega_W \quad (3.4)$$

$$v_C = R_C \cdot \omega_C \quad (3.5)$$

$$v_{LW} = v_{LC} = R_L \cdot \omega_L \quad (3.6)$$

$$\cos \alpha_W = (R_L^2 + R_W^2 - d^2) / (2R_L \cdot R_W) \quad (3.7)$$

$$\cos \alpha_C = (R_L^2 + R_C^2 - d^2) / (2R_L \cdot R_C) \quad (3.8)$$

の関係がある。ここで、 (R_W, θ_W) 、 (R_C, θ_C) は試料，修正リングの回転中心 O_{WC} を原点とする点 P_W 、 P_C の極座数值， (R_L, θ_{LW}) 、 (R_L, θ_{LC}) はポリシャの回転中心 O_L を原点とする点 P_W 、 P_C の極座標値， ω_W 、 ω_C 、 ω_L は試料，修正リング，ポリシャの角速度， d はポリシャと試料，修正リングの回転中心間距離である。これらの極座標値間には，

$$R_W = (R_L^2 - 2d \cdot R_L \cdot \cos \theta_{LW} + d^2)^{1/2} \quad (3.9)$$

$$R_C = (R_L^2 - 2d \cdot R_L \cdot \cos \theta_{LC} + d^2)^{1/2} \quad (3.10)$$

$$\begin{aligned} R_L &= (R_W^2 + 2d \cdot R_W \cdot \cos \theta_W + d^2)^{1/2} \\ &= (R_C^2 + 2d \cdot R_C \cdot \cos \theta_C + d^2)^{1/2} \end{aligned} \quad (3.11)$$

の関係がある。したがって、試料、修正リング座標上の任意の点 $P_W (R_W, \theta_W)$ における試料とポリシャの相対速度 V_W は、式 (3.2), (3.4), (3.6), (3.7), (3.11) より、

$$\begin{aligned} V_W (R_W, \theta_W) &= \{ \omega_L^2 d^2 + 2 (\omega_L - \omega_W) \omega_L \cdot d \cdot R_W \cdot \cos \theta_W \\ &\quad + (\omega_L - \omega_W)^2 R_W^2 \}^{1/2} \end{aligned} \quad (3.12)$$

となる。試料、修正リング座標上の任意の点 $P_C (R_C, \theta_C)$ における修正リングとポリシャの相対速度 V_C は、同様に、

$$\begin{aligned} V_C (R_C, \theta_C) &= \{ \omega_L^2 d^2 + 2 (\omega_L - \omega_C) \omega_L \cdot d \cdot R_C \cdot \cos \theta_C \\ &\quad + (\omega_L - \omega_C)^2 R_C^2 \}^{1/2} \end{aligned} \quad (3.13)$$

となる。また、ポリシャ座標上の任意の点 $P_W (R_L, \theta_{LW})$, $P_C (R_L, \theta_{LC})$ におけるポリシャと試料、修正リングの相対速度 V_{LW} , V_{LC} は、同様にして式 (3.2) ~ (3.10) より、

$$\begin{aligned} V_{LW} (R_L, \theta_{LW}) &= \{ \omega_W^2 d^2 + 2 (\omega_L - \omega_W) \omega_W \cdot d \cdot R_L \cdot \cos \theta_{LW} \\ &\quad + (\omega_L - \omega_W)^2 R_L^2 \}^{1/2} \end{aligned} \quad (3.14)$$

$$\begin{aligned} V_{LC} (R_L, \theta_{LC}) &= \{ \omega_C^2 d^2 + 2 (\omega_L - \omega_C) \omega_C \cdot d \cdot R_L \cdot \cos \theta_{LC} \\ &\quad + (\omega_L - \omega_C)^2 R_L^2 \}^{1/2} \end{aligned} \quad (3.15)$$

となる。

2.2.2 平均相対速度

(1) 試料、修正リング上の平均相対速度

図 3.4 の破線で示す試料半径 R_W の半円上における試料とポリシャの平均相対速度 \bar{V}_W は、式 (3.12) を用いて、式 (3.16) で表せる。

$$\bar{V}_W (R_W) = \frac{1}{\pi} \int_0^\pi V_W (R_W, \theta_W) d\theta_W \quad (3.16)$$

図 3.4 の破線で示す修正リング半径 R_C の円弧上における修正リングとポリシャの平均相対速度 \bar{V}_C は、式 (3.13) を用いて、式 (3.17) で表せる。

$$\bar{V}_C (R_C) = \frac{1}{\theta_{C2} - \theta_{C1}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} V_C (R_C, \theta_C) d\theta_C \quad (3.17)$$

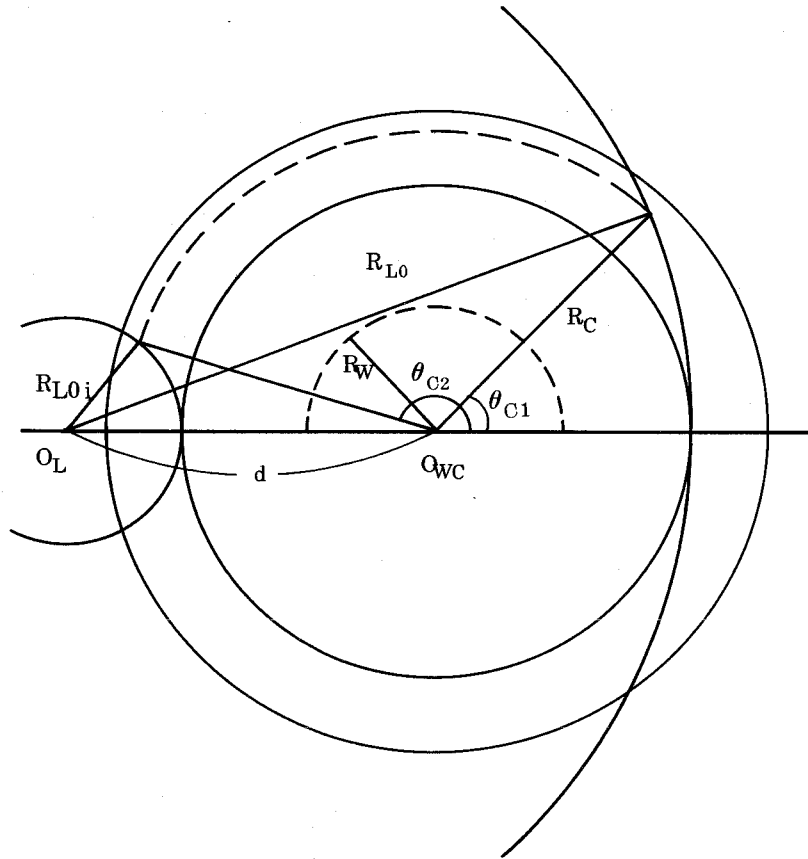


図 3.4 修正リングとポリシャの平均相対速度

ここで, θ_{C1} , θ_{C2} , R_C の間には,

$$\theta_{C1} = \cos^{-1} \{ (R_{L0}^2 - R_C^2 - d^2) / (2R_C \cdot d) \} \quad (3.18)$$

$$\theta_{C2} = \pi - \cos^{-1} \{ (R_C^2 + d^2 - R_{L0i}^2) / (2R_C \cdot d) \} \quad (3.19)$$

の関係がある。ここで, R_{L0i} はポリシャの内半径, R_{L0} はポリシャの外半径である。

(2) ポリシャ上の平均相対速度

図 3.5 の破線で示すポリシャ半径 R_L の円弧上におけるポリシャと試料, 修正リングの平均相対速度 \bar{V}_{LW} , \bar{V}_{LC} は, 式 (3.14), (3.15) を用いて, 式 (3.20), (3.21) で表せる。

$$\bar{V}_{LW} (R_L) = \frac{1}{\theta_{L0i}} \int_0^{\theta_{L0i}} V_{LW} (R_L, \theta_{LW}) d\theta_{LW} \quad (3.20)$$

$$\bar{V}_{LC} (R_L) = \frac{1}{\theta_{L0} - \theta_{L0i}} \int_{\theta_{L0i}}^{\theta_{L0}} V_{LC} (R_L, \theta_{LC}) d\theta_{LC} \quad (3.21)$$

ここで, θ_{L0i} , θ_{L0} , R_L の間には,

$$\theta_{L0i} = \cos^{-1} \{ (R_L^2 + d^2 - R_{W0}^2) / (2R_C \cdot d) \} \quad (3.22)$$

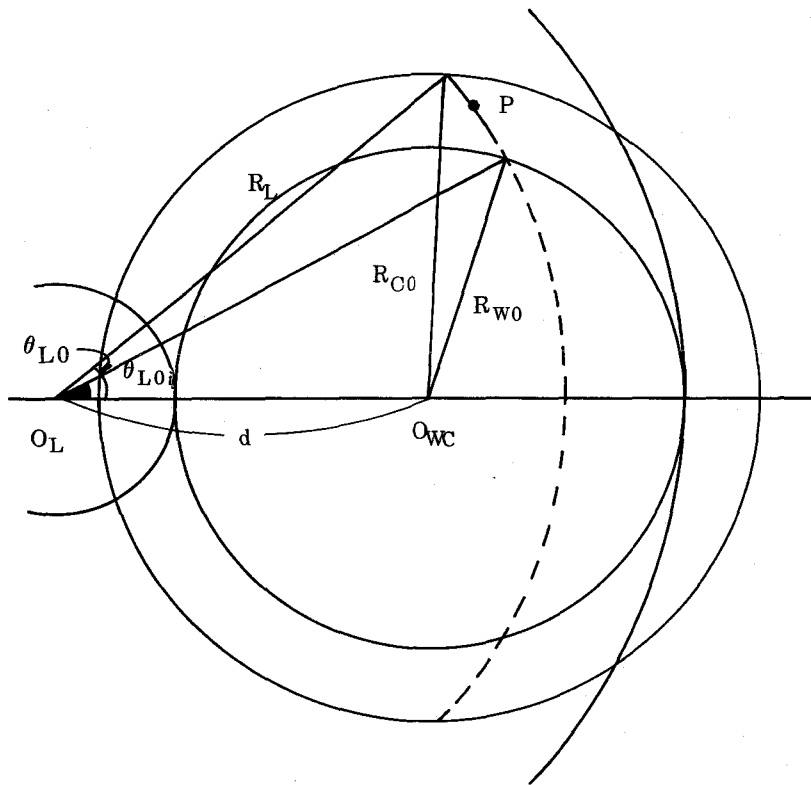


図 3.5 ポリシャと試料，修正リングの平均相対速度

$$\theta_{L0} = \cos^{-1} \{ (R_L^2 + d^2 - R_{C0}^2) / (2R_L \cdot d) \} \quad (3.23)$$

の関係がある。ここで， R_{W0} は試料の半径， R_{C0} は修正リングの外半径である。

2.3 走行距離

2.3.1 試料，修正リング上の平均走行距離

試料 1 回転当たり試料半径 R_W 上をポリシャが走行する距離 $U_W (R_W)$ は，平均相対速度 $\bar{V}_W (R_W)$ を用いて式 (3.24) で表せる。

$$U_W (R_W) = \bar{V}_W (R_W) \cdot (2\pi / \omega_W) \quad (3.24)$$

したがって，単位時間当たりの平均走行距離 $\bar{U}_W (R_W)$ は，

$$\bar{U}_W (R_W) = U_W (R_W) / (2\pi / \omega_W) = \bar{V}_W (R_W) \quad (3.25)$$

となる。修正リング半径 R_C 上をポリシャが走行する単位時間当たりの平均走行距離 $\bar{U}_C (R_C)$ は，修正リングとポリシャの接触時間を考慮すると，同様にして，

$$\bar{U}_C (R_C) = \bar{V}_C (R_C) \cdot (\theta_{C2} - \theta_{C1}) / \pi \quad (3.26)$$

となる。

2.3.2 ポリシャ上の平均走行距離

ポリシャ1回転当たり，ポリシャ半径 R_L 上を試料が走行する距離 $U_{LW}(R_L)$ は，ポリシャと試料の接触時間を考慮すると，平均相対速度 $\bar{V}_{LW}(R_L)$ を用いて式(3.27)で表せる。

$$U_{LW}(R_L) = \bar{V}_{LW}(R_L) \cdot (2\theta_{L0i}/\omega_L) \quad (3.27)$$

したがって，単位時間当たりの平均走行距離 $\bar{U}_{LW}(R_L)$ は，

$$\bar{U}_{LW}(R_L) = U_{LW}(R_L)/(2\pi/\omega_L) = \bar{V}_{LW}(R_L) \cdot \theta_{L0i}/\pi \quad (3.28)$$

となる。同様にして，修正リングによる単位時間当たりの平均走行距離 $\bar{U}_{LC}(R_L)$ は，

$$\bar{U}_{LC}(R_L) = \bar{V}_{LC}(R_L) \cdot (\theta_{L0} - \theta_{L0i})/\pi \quad (3.29)$$

となる。

2.4 圧力分布

2.4.1 偏心荷重による圧力

ポリシャと試料，あるいはポリシャと修正リングの間に生じる圧力は，試料，修正リングに負荷する荷重，ポリシャ，試料，修正リングの表面形状，およびポリシャの弾性変形特性によって決定される。ここでは，つぎの仮定のもとで解析を進める。

- (1) 試料，修正リングはポリシャと完全密着している。
- (2) 試料，修正リングは荷重によって変形しない剛体であり，ポリシャは試料，修正リングの加工面の形状に従って変形する弾性体とする。
- (3) 圧力の大きさは，ポリシャの弾性変形量に比例して決まる。

図3.6に示すように試料，修正リングの回転中心 O_{WC} から，それぞれ 1_W ， 1_C だけ離れた円周上の3等分点 P_{W1} ， P_{W2} ， P_{W3} ，ならびに P_{C1} ， P_{C2} ， P_{C3} に，それぞれ荷重 F_{W1} ， $F_{W2}/2$ ， $F_{W3}/2$ ，ならびに F_{C1} ， $F_{C2}/2$ ， $F_{C3}/2$ をかけた時，試料，修正リングはそれぞれ θ_{W0} ， θ_{C0} だけ傾き，ポリシャは二点鎖線で示す初期形状から実線のように変形して加工される場合について考える。

一般にポリシングのために前加工された試料，修正リング，およびポリシャの表面形状は中心対称になるものが多く，ポリシング前の初期形状を半径のみの関数で表しても，実用上問題は無い。したがって，ここでは，二点鎖線で示すポリシャ，試料，修正リングの初期形状を $S_L(R_L)$ ， $S_W(R_W)$ ， $S_C(R_C)$ で表すと，試料，修正リング座標上の点 $P_W(R_W, \theta_W)$ における試料とポリシャ間のすきま $C_W(R_W, \theta_W)$ ，および点 $P_C(R_C, \theta_C)$ における修正リングと

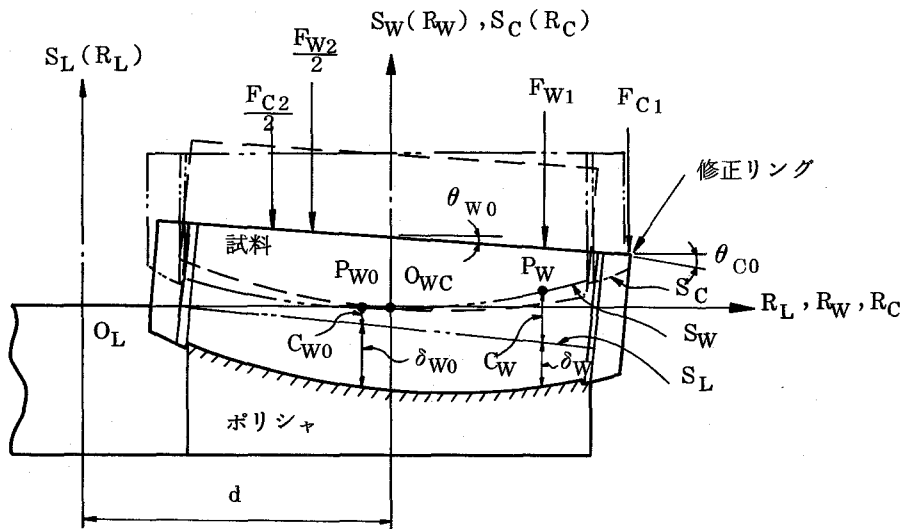
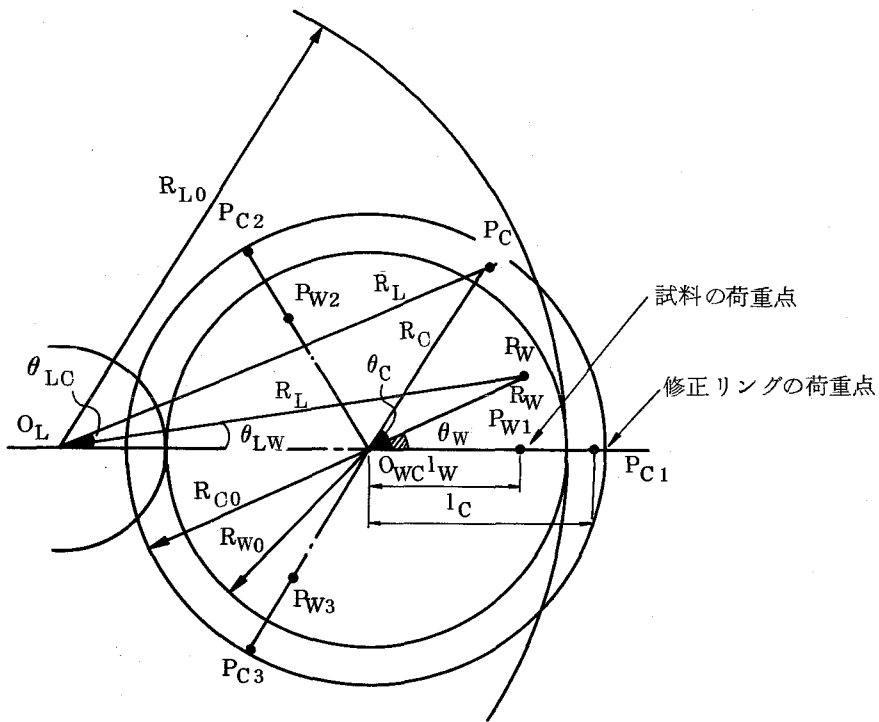


図 3.6 ポリシャの変形と圧力

ポリシャ間のすきま $C_C (R_C, \theta_C)$ は、式 (3.11) を用いてそれぞれ式 (3.30), (3.31) で表せる。

$$\begin{aligned}
 C_W (R_W, \theta_W) &= S_W (R_W) - S_L (R_L) \\
 &= S_W (R_W) - S_L (\sqrt{R_W^2 + 2d \cdot R_W \cdot \cos \theta_W + d^2}) \quad (3.30)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 C_C (R_C, \theta_C) &= S_C (R_C) - S_L (R_L) \\
 &= S_C (R_C) - S_L (\sqrt{R_C^2 + 2d \cdot R_C \cdot \cos \theta_C + d^2}) \quad (3.31)
 \end{aligned}$$

つぎに、荷重によって破線で示すように試料が O_{WC} を軸として傾斜した状態を考える。このさ

いの最小すきま点 P_{W0} の座標を (R_{W1}, θ_{W1}) , 最小すきま量を C_{W0} , ポリシャの弾性変位量を δ_{W0} とすると, 点 P_W における圧力 p_W は, ポリシャの弾性変位量 δ_W とポリシャの単位弾性変位量当たりの圧力増分 E (相対弾性定数と呼ぶ) をかけたものであり, 荷重による傾斜 θ_{W0} によって生じるすきまの変化量を考慮して,

$$\begin{aligned} p_W (R_W, \theta_W) &= \delta_W \cdot E \\ &= [(\delta_{W0} + C_{W0}) - \{C_W (R_W, \theta_W) - R_W \cos \theta_W \cdot \tan \theta_{W0}\}] E \end{aligned}$$

となる。ここで, $C_{W0} = C_W (R_{W1}, \theta_{W1}) - R_{W1} \cos \theta_{W1} \cdot \tan \theta_{W0}$ であるから,

$$\begin{aligned} p_W (R_W, \theta_W) &= \{ \delta_{W0} - C_W (R_W, \theta_W) + C_W (R_{W1}, \theta_{W1}) \\ &\quad - (R_{W1} \cos \theta_{W1} - R_W \cos \theta_W) \tan \theta_{W0} \} E \quad (3.32) \end{aligned}$$

となる。修正リングについても同様に, 最小すきま点 P_{C0} の座標を (R_{C1}, θ_{C1}) , ポリシャの弾性変位量を δ_{C0} とすると, 点 P_C における圧力 p_C は,

$$\begin{aligned} p_C (R_C, \theta_C) &= \{ \delta_{C0} - C_C (R_C, \theta_C) + C_C (R_{C1}, \theta_{C1}) \\ &\quad - (R_{C1} \cos \theta_{C1} - R_C \cos \theta_C) \tan \theta_{C0} \} E \quad (3.33) \end{aligned}$$

となる。同様にして, ポリシャ座標上の点 $P_W (R_L, \theta_{LW})$, 点 $P_C (R_L, \theta_{LC})$ における圧力 $p_{LW} (R_L, \theta_{LW})$, $p_{LC} (R_L, \theta_{LC})$ を求める。ポリシャと試料, 修正リング間のすきまを $C_{LW} (R_L, \theta_{LW})$, $C_{LC} (R_L, \theta_{LC})$ とすると, 式 (3.9) を用いて,

$$\begin{aligned} C_{LW} (R_L, \theta_{LW}) &= S_W (R_W) - S_L (R_L) \\ &= S_W (\sqrt{R_L^2 - 2d \cdot R_L \cdot \cos \theta_{LW} + d^2}) - S_L (R_L) \quad (3.34) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} C_{LC} (R_L, \theta_{LC}) &= S_C (R_C) - S_L (R_L) \\ &= S_C (\sqrt{R_L^2 - 2d \cdot R_L \cdot \cos \theta_{LC} + d^2}) - S_L (R_L) \quad (3.35) \end{aligned}$$

となる。圧力 $p_{LW} (R_L, \theta_{LW})$, $p_{LC} (R_L, \theta_{LC})$ は, 同様にして,

$$\begin{aligned} p_{LW} (R_L, \theta_{LW}) &= \{ \delta_{W0} - C_{LW} (R_L, \theta_{LW}) + C_W (R_{W1}, \theta_{W1}) \\ &\quad - (R_{W1} \cos \theta_{W1} - R_W \cos \theta_W) \tan \theta_{W0} \} E \quad (3.36) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} p_{LC} (R_L, \theta_{LC}) &= \{ \delta_{C0} - C_{LC} (R_C, \theta_{LC}) + C_C (R_{C1}, \theta_{C1}) \\ &\quad - (R_{C1} \cos \theta_{C1} - R_C \cos \theta_C) \tan \theta_{C0} \} E \quad (3.37) \end{aligned}$$

となる。ここで, R_L, θ_{LW} と R_W, θ_W 間, R_L, θ_{LC} と R_C, θ_C 間には, 図 3.6 より式 (3.38), (3.39) が成立する。

$$R_W \cos \theta_W = R_L \cos \theta_{LW} - d \quad (3.38)$$

$$R_C \cos \theta_C = R_L \cos \theta_{LC} - d \quad (3.39)$$

したがって, 式 (3.36) と式 (3.38), および式 (3.37) と式 (3.39) より,

$$p_{LW}(R_L, \theta_{LW}) = \{ \delta_{W0} - C_{LW}(R_L, \theta_{LW}) + C_W(R_{W1}, \theta_{W1}) \\ - (R_{W1} \cos \theta_{W1} - R_L \cos \theta_{LW} + d) \tan \theta_{W0} \} E \quad (3.40)$$

$$p_{LC}(R_L, \theta_{LC}) = \{ \delta_{C0} - C_{LC}(R_C, \theta_{LC}) + C_C(R_{C1}, \theta_{C1}) \\ - (R_{C1} \cos \theta_{C1} - R_L \cos \theta_{LC} + d) \tan \theta_{C0} \} E \quad (3.41)$$

となる。つぎに、式(3.32), (3.33), (3.40), (3.41)の未知数 δ_{W0} , δ_{C0} , θ_{W0} , θ_{C0} を
求める。

試料, 修正リングに与える全荷重を $F_W (= F_{W1} + 2 \cdot F_{W2}/2)$, $F_C (= F_{C1} + 2 \cdot F_{C2}/2)$
とすると, 合力の釣合から試料, 修正リングについて式(3.42), (3.43)が成立する。

$$F_W = 2 \int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi p_W(R_W, \theta_W) R_W d\theta_W dR_W \quad (3.42)$$

$$F_C = 2 \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} p_C(R_C, \theta_C) R_C d\theta_C dR_C \quad (3.43)$$

式(3.42)へ(3.32)を代入すると,

$$F_W = 2E \int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi \{ \delta_{W0} - C_W(R_W, \theta_W) + C_W(R_{W1}, \theta_{W1}) \\ - (R_{W1} \cos \theta_{W1} - R_W \cos \theta_W) \tan \theta_{W0} \} R_W d\theta_W dR_W \\ = 2E \{ \delta_{W0} + C_W(R_{W1}, \theta_{W1}) - R_{W1} \cos \theta_{W1} \cdot \tan \theta_{W0} \} \\ \cdot \int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi R_W d\theta_W dR_W - 2E \int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi C_W(R_W, \theta_W) R_W d\theta_W dR_W \\ - 2E \tan \theta_{W0} \int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi R_W^2 \cos \theta_W d\theta_W dR_W$$

となる。ここで,

$$\int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi R_W^2 \cos \theta_W d\theta_W dR_W = \int_0^{R_{W0}} R_W^2 dR_W \int_0^\pi \cos \theta_W d\theta_W \\ = \left[\frac{R_W^3}{3} \right]_0^{R_{W0}} \cdot \left[\sin \theta_W \right]_0^\pi = 0$$

$$\int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi R_W d\theta_W dR_W = \frac{\pi R_{W0}^2}{2}$$

であるから,

$$\delta_{W0} = \frac{1}{\pi R_{W0}^2} \left\{ \frac{F_W}{E} + 2 \int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi C_W(R_W, \theta_W) R_W d\theta_W dR_W \right. \\ \left. - C_W(R_{W1}, \theta_{W1}) + R_{W1} \cos \theta_{W1} \cdot \tan \theta_{W0} \right\} \quad (3.44)$$

となる。同様に式 (3.43) へ (3.33) を代入すると,

$$F_C = 2E \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} \{ \delta_{C0} - C_C(R_C, \theta_C) + C_C(R_{C1}, \theta_{C1}) \\ - (R_{C1} \cos \theta_{C1} - R_C \cos \theta_C) \tan \theta_{C0} \} R_C d\theta_C dR_C \\ = 2E \{ \delta_{C0} + C_C(R_{C1}, \theta_{C1}) - R_{C1} \cos \theta_{C1} \cdot \tan \theta_{C0} \} \\ \cdot \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C d\theta_C dR_C - 2E \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} C_C(R_C, \theta_C) R_C d\theta_C dR_C \\ + 2E \tan \theta_{C0} \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C^2 \cos \theta_C d\theta_C dR_C$$

となる。ここで,

$$\int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C d\theta_C dR_C = \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} (\theta_{C2} - \theta_{C1}) R_C dR_C$$

であるから,

$$\delta_{C0} = \frac{1}{\int_{R_{W0}}^{R_{C0}} (\theta_{C2} - \theta_{C1}) R_C dR_C} \left\{ \frac{F_C}{2E} + \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} C_C(R_C, \theta_C) R_C d\theta_C dR_C \right. \\ \left. - \tan \theta_{C0} \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C^2 \cos \theta_C d\theta_C dR_C \right\} - C_C(R_{C1}, \theta_{C1}) \\ + R_{C1} \cos \theta_{C1} \cdot \tan \theta_{C0} \quad (3.45)$$

となる。つぎに、偏心荷重によるモーメントの釣合を考えると、試料、修正リングについて、

式 (3.46), (3.47) が成立する。

$$I_W \left(F_{W1} - \frac{F_{W2}}{2} \right) = 2 \int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi R_W \cos \theta_W \cdot p_W(R_W, \theta_W) R_W d\theta_W dR_W \quad (3.46)$$

$$I_C \left(F_{C1} - \frac{F_{C2}}{2} \right) = 2 \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C \cos \theta_C \cdot p_C(R_C, \theta_C) R_C d\theta_C dR_C \quad (3.47)$$

となる。式 (3.46) へ式 (3.32) を代入すると,

$$\begin{aligned}
I_W \left(F_{W1} - \frac{F_{W2}}{2} \right) &= 2E \left[\left\{ \delta_{W0} + C_W(R_{W1}, \theta_{W1}) - R_{W1} \cos \theta_{W1} \cdot \tan \theta_{W0} \right\} \right. \\
&\quad \cdot \int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi R_W^2 \cos \theta_{Wd} \theta_{Wd} dR_W - \int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi C_W(R_W, \theta_W) \\
&\quad \left. \cdot R_W^2 \cos \theta_{Wd} \theta_{Wd} dR_W + \tan \theta_{W0} \int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi R_W^3 \cos^2 \theta_{Wd} \theta_{Wd} dR_W \right]
\end{aligned}$$

となる。ここで、

$$\begin{aligned}
\int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi R_W^3 \cos^2 \theta_{Wd} \theta_{Wd} dR_W &= \left[\frac{R_W^4}{4} \right]_0^{R_{W0}} \cdot \left[\frac{1}{2} (\theta_W + \frac{1}{2} \sin 2\theta_W) \right]_0^\pi \\
&= \frac{R_{W0}^4}{4} \cdot \frac{\pi}{2} = \frac{\pi R_{W0}^4}{8}
\end{aligned}$$

$$\int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi R_W^2 \cos \theta_{Wd} \theta_{Wd} dR_W = 0$$

であるから、

$$\begin{aligned}
\tan \theta_{W0} &= \frac{8}{\pi R_{W0}^4} \left\{ \frac{I_W \left(F_{W1} - \frac{F_{W2}}{2} \right)}{2E} + \int_0^{R_{W0}} \int_0^\pi C_W(R_W, \theta_W) R_W^2 \right. \\
&\quad \left. \cdot \cos \theta_{Wd} \theta_{Wd} dR_W \right\} \quad (3.48)
\end{aligned}$$

となる。同様に式 (3.47) へ (3.33) を代入すると、

$$\begin{aligned}
I_C \left(F_{C1} - \frac{F_{C2}}{2} \right) &= 2E \left[\left\{ \delta_{C0} + C_C(R_{C1}, \theta_{C1}) - R_{C1} \cos \theta_{C1} \cdot \tan \theta_{C0} \right\} \right. \\
&\quad \cdot \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C^2 \cos \theta_{Cd} \theta_{Cd} dR_C - \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} C_C(R_C, \theta_C) \\
&\quad \left. \cdot R_C^2 \cos \theta_{Cd} \theta_{Cd} dR_C + \tan \theta_{C0} \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C^3 \cos^2 \theta_{Cd} \theta_{Cd} dR_C \right]
\end{aligned}$$

となる。ここで、式 (3.45) より、

$$\begin{aligned}
&\delta_{C0} + C_C(R_{C1}, \theta_{C1}) - R_{C1} \cos \theta_{C1} \cdot \tan \theta_{C0} \\
&= \frac{1}{\int_{R_{W0}}^{R_{C0}} (\theta_{C2} - \theta_{C1}) R_C dR_C} \left\{ \frac{F_C}{2E} + \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} C_C(R_C, \theta_C) \right. \\
&\quad \left. \cdot R_C d\theta_{Cd} R_C - \tan \theta_{C0} \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C^2 \cos \theta_{Cd} \theta_{Cd} dR_C \right\}
\end{aligned}$$

であるから、

$$\begin{aligned}
& \frac{l_C \left(F_{C1} - \frac{F_{C2}}{2} \right)}{2E} + \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} C_C(R_C, \theta_C) R_C^2 \cos \theta_C d\theta_C dR_C \\
&= \frac{1}{\int_{R_{W0}}^{R_{C0}} (\theta_{C2} - \theta_{C1}) R_C dR_C} \left\{ \frac{F_C}{2E} + \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} C_C(R_C, \theta_C) R_C d\theta_C dR_C \right. \\
&\quad - \tan \theta_{C0} \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C^2 \cos \theta_C d\theta_C dR_C \left. \right\} \cdot \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C^2 \cos \theta_C d\theta_C dR_C \\
&\quad + \tan \theta_{C0} \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C^3 \cos^2 \theta_C d\theta_C dR_C
\end{aligned}$$

となる。したがって、

$$\begin{aligned}
\tan \theta_{C0} &= \frac{l_C \left(F_{C1} - \frac{F_{C2}}{2} \right) \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} C_C(R_C, \theta_C) R_C^2 \cos \theta_C d\theta_C dR_C}{\int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C^3 \cos^2 \theta_C d\theta_C dR_C \cdot \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} (\theta_{C2} - \theta_{C1}) R_C dR_C} \\
&\quad \cdot \frac{\int_{R_{W0}}^{R_{C0}} (\theta_{C2} - \theta_{C1}) R_C dR_C - \left\{ \frac{F_C}{2E} + \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} C_C(R_C, \theta_C) R_C d\theta_C dR_C \right\}}{\int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C^2 \cos \theta_C d\theta_C dR_C} \\
&\quad - \left(\int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C^2 \cos \theta_C d\theta_C dR_C \right)^2 \\
&\quad \cdot \int_{R_{W0}}^{R_{C0}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} R_C^2 \cos \theta_C d\theta_C dR_C
\end{aligned} \tag{3.49}$$

となる。

2.4.2 平均圧力

平均相対速度の場合と同様に考えると、任意の試料半径 R_W の円上における試料とポリシヤ間の平均圧力 \bar{p}_W は、

$$\bar{p}_W(R_W) = \frac{1}{\pi} \int_0^\pi p_W(R_W, \theta_W) d\theta_W \tag{3.50}$$

で表せる。また、任意の修正リング半径 R_C の円弧上における修正リングとポリシヤ間の平均

圧力 \bar{p}_C は,

$$\bar{p}_C (R_C) = \frac{1}{\theta_{C2} - \theta_{C1}} \int_{\theta_{C1}}^{\theta_{C2}} p_C (R_C, \theta_C) d\theta_C \quad (3.51)$$

で表せる。同様にして, 任意のポリシャ半径 R_L の円弧上におけるポリシャと試料, 修正リング間の平均圧力 \bar{p}_{LW} , \bar{p}_{LC} は,

$$\bar{p}_{LW} (R_L) = \frac{1}{\theta_{L0i} - 0} \int_0^{\theta_{L0i}} p_{LW} (R_L, \theta_{LW}) d\theta_{LW} \quad (3.52)$$

$$\bar{p}_{LC} (R_L) = \frac{1}{\theta_{L0} - \theta_{L0i}} \int_{\theta_{L0i}}^{\theta_{L0}} p_{LC} (R_L, \theta_{LC}) d\theta_{LC} \quad (3.53)$$

で表せる。

2.5 減耗量と加工面形状

微小加工時間 Δt におけるポリシャの摩耗量 $W_L (R_L)$, 試料のポリシ量 $W_W (R_W)$, 修正リングのポリシ量 $W_C (R_C)$ は, 式(3.1)の相対速度の代わりに, 単位時間当たりの平均走行距離 \bar{U} を用いて,

$$W_L (R_L) = (\eta_{LW} \cdot \bar{U}_{LW} \cdot \bar{p}_{LW} + \eta_{LC} \cdot \bar{U}_{LC} \cdot \bar{p}_{LC}) \Delta t \quad (3.54)$$

$$W_W (R_W) = \eta_W \cdot \bar{U}_W \cdot \bar{p}_W \cdot \Delta t \quad (3.55)$$

$$W_C (R_C) = \eta_C \cdot \bar{U}_C \cdot \bar{p}_C \cdot \Delta t \quad (3.56)$$

となる。ここで, η_{LW} は試料による, η_{LC} は修正リングによるポリシャの比摩耗量・圧力比, η_W , η_C は試料, 修正リングの比ポリシ量・圧力比 $\{(\mu_m \cdot \text{km}^{-1}) / (\text{kgf} \cdot \text{cm}^{-2})\}$ である。この減耗量をポリシャ, 試料, 修正リングの初期形状から減算して, 新表面形状 $S_L (R_L)$, $S_W (R_W)$, $S_C (R_C)$ を求める。

2.6 本節の要約

弾性・摩耗ポリシャを用いる修正リング形ポリシングにおいて, 半径の関数で表せる初期表面形状をもつポリシャと試料, 修正リング相互間の圧力分布を, ポリシャ, 試料, 修正リングの形状と, それら形状に応じて生じるポリシャの弾性変形量, および, 偏心荷重によって生じる試料, 修正リングの傾斜をもとに算出する理論式を導出した。さらに, 走行距離と合わせて減

耗量を求め、時々刻々変化するポリシャ、試料、修正リングの表面形状を求める形状生成過程理論式を算出した。

3. 形状生成過程のシミュレーション

2節で導出した修正リング形ポリシングにおける形状生成過程理論式をもとに、ポリシャ、試料、修正リングの形状生成過程を算出するシミュレーションプログラムを作成し、このシミュレーションプログラムを用いて、ポリシャ、試料、修正リング上の平均相対速度、平均走行距離を算出するとともに、比減耗量・圧力比や相対弾性定数、修正リング幅などが試料平面度と与える影響や、ピッチポリシャを用いて、ガラス試料をポリシしたさいのポリシャと試料の形状生成過程をシミュレートし、ピッチポリシャを平面に維持する制御条件や、凹凸試料の平面度制御条件を求める。

3.1 計算手法

図 3.7 に形状生成過程理論式をもとに、ポリシャの摩耗量、試料、修正リングの加工量を算出する手順を示す。

入力データである角速度をもとに、平均相対速度、平均走行距離を求める。一方、初期形状をもとに、直線補間を利用して、ポリシャと試料、ポリシャと修正リングのすきまを求める。偏心荷重とすきまから、試料、修正リングの傾斜量を求め、傾いた状態における最小すきまとその座標点を求める。全荷重、すきま、傾斜量、最小すきまから、最小すきま点の弾性変位量を求めるとともに、すきまから最小すきまを減算して、試料、あるいは修正リングの接触状態におけるすきまを求め、各点の弾性変位量を算出する。各座標点における圧力を求め、平均圧力を算出する。最後に、平均走行距離、平均圧力、微少加工時間から減耗量を求め、新表面形状を算出する。この新表面形状を初期形状として、上記手順を繰り返し、ポリシャ、試料、修正リングのポリシングによる形状の時間的変化を求める。

3.2 シミュレーションプログラム

作成したプログラムは、ポリシャ、試料、修正リングの初期形状、および加工条件を入力し、ポリシャ、試料、修正リングの形状生成過程をシミュレートするもので、つぎの特徴をもつ。

- (1) 試料の初期形状を半径の関数として入力することができるので、通常、ラッピングで得られる凹凸形状の試料を平面に修正する過程をシミュレートできる。

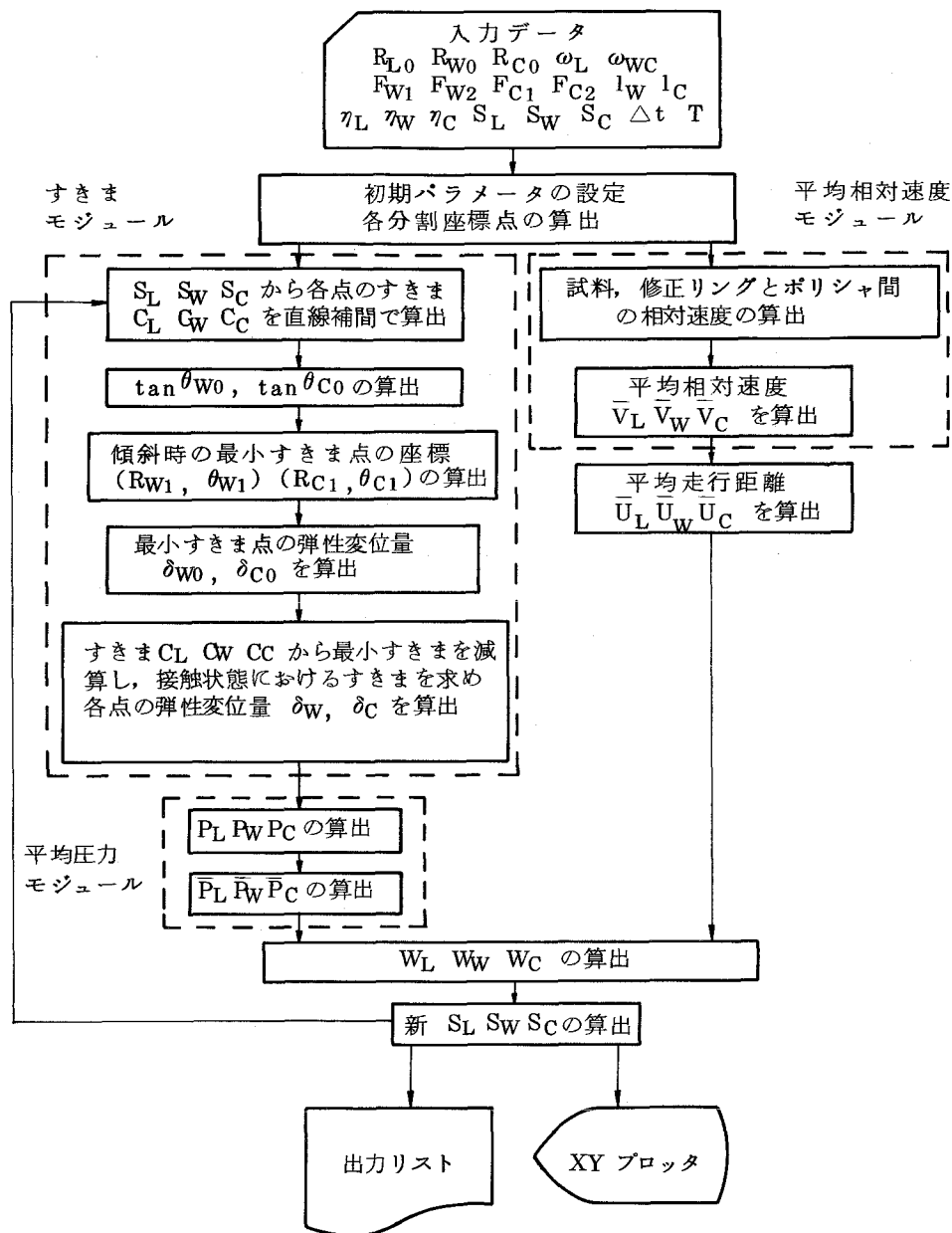


図 3.7 減耗量の計算手順

- (2) ポリシャの摩耗形状を半径の関数として入力することができるので、凹凸状に摩耗したポリシャを平面に修正する過程をシミュレートできる。
- (3) ポリシャと試料、修正リングが等速回転している場合だけでなく、非等速の場合についても取り扱うことができる。
- (4) 試料および修正リングに異なる荷重、および偏心荷重を負荷した場合のポリシャ、試料、修正リングの減耗形状をシミュレートできる。
- (5) ポリシャを平面に維持しつつ、試料を平面に加工する条件を求めることができる。

3.2.1 構成

プログラムは図 3.8 に示す 7 つのモジュールからなるメインプログラムと 6 つのサブルーチンからなるサブルーチン群から構成した。表 3.1, 3.2 にそれぞれの機能, およびソース・ステップ数, メモリサイズを示す。

本プログラムの使用メモリは, 248kB, 実行時間は約 0.9 秒/回 (微少加工時間における減耗量の算出時間) である。

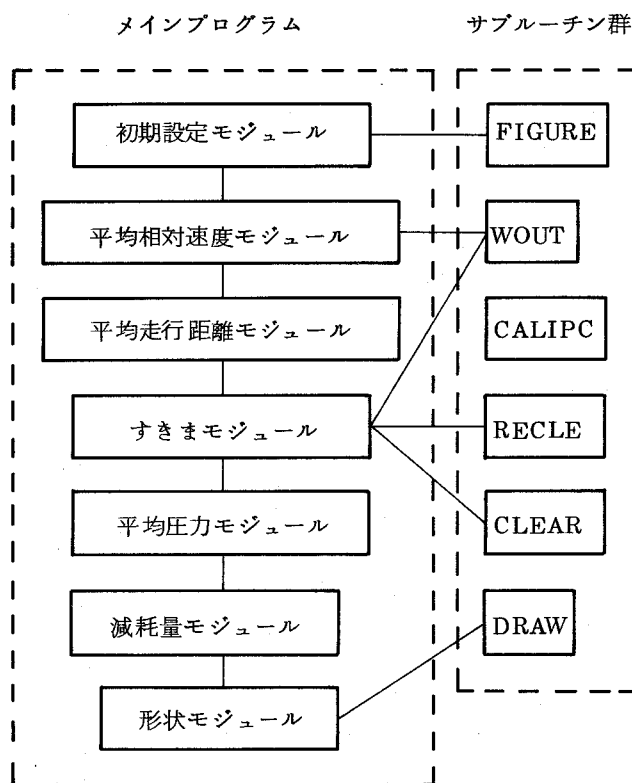


図 3.8 プログラムの構成

3.2.2 入出力データ

入力データは大きく分けて, 加工条件 (角速度, 全荷重, 偏心荷重, 偏心荷重点距離) とポリシャ, 試料, 修正リングの初期形状, 数値積分のための分割数, 実験から得られる比減耗量・圧力比, 相対弾性定数である。表 3.3 に入力データの単位, 定数名, 条件を示す。

出力データは計算結果データと XY プロッタ図であり, 表 3.4 に計算結果を印刷するための印刷用フラグと印刷内容を示す。XY プロッタ図には, 図 3.9 に示すように, 加工条件, およびポリシャ, 試料, 修正リングの表面形状と減耗量が描かれる。

表 3.1 モジュールの機能

モジュール名	機 能	ソース・ステップ数 (コメント文を含む)	メモリサイズ (バイト)
初期設定 モジュール	入力データの読込, 後続のモジュールで用いる定数値の算出等の初期設定を行う。	336	207244
平均相対速度 モジュール	相対半径, 平均相対速度を算出する。	131	
平均走行距離 モジュール	平均走行距離を算出する。	30	
すきま モジュール	接触状態におけるすきまを算出する。	188	
平均圧力 モジュール	平均圧力を算出する。	145	
減耗量 モジュール	減耗量を算出する。	26	
形状 モジュール	新形状を算出する。	48	
総ステップ数		904	

表 3.2 サブルーチンの機能

サブルーチン名	機 能	ソース・ステップ数 (コメント文を含む)	メモリサイズ (バイト)
FIGURE	入力データ, 座標軸等をXYプロッタ図に描く。	132	4504
WOUT	ポリシャ, 試料, 修正リングの各種情報を印刷する。	42	3780
CALIPC	補間定数を算出する。	18	844
RECLE	ポリシャと試料, ポリシャと修正リングのすきまを算出する。	12	740
CLEAR	ポリシャと試料, ポリシャと修正リングの接触状態におけるすきまを算出する。	13	748
DRAW	ポリシャ, 試料, 修正リングの形状をXYプロッタ図に描く。	48	1428
総ステップ数		265	12044

表 3.3 入力データ

入力順序	入力データ		単位	定数名	条件		
①	ポリシヤ外半径	R_{L0}	cm	RL0	$(R_{L0} - R_{W0})^2 + R_{C0}^2 < R_{L0}^2$		
	試料半径	R_{W0}		RW0	$R_{L0} > R_{C0} + R_{W0}$		
	修正リング外半径	R_{C0}		RC0	$R_{C0} > R_{W0} > 0$		
②	角速度	ポリシヤ	ω_L	ラジアン/min	AVL	$\omega_L \geq 0$	
		試料, 修正リング	ω_{WC}	AVWC	$\omega_{WC} \geq 0$		
③	全荷重	試料	F_W	kgf	FW	$F_W \geq 0$	$F_W \geq F_{W1} + F_{W2}$
		修正リング	F_C		FC	$F_C \geq 0$	
	偏心荷重	試料	F_{W1}, F_{W2}	kgf	FW1, FW2	$F_{W1}, F_{W2} \geq 0$	$F_C \geq F_{C1} + F_{C2}$
		修正リング	F_{C1}, F_{C2}		FC1, FC2	$F_{C1}, F_{C2} \geq 0$	
	偏心荷重点距離	試料	l_W	cm	DW	$l_W \geq 0$	
		修正リング	l_C		DC	$l_C \geq 0$	
④	比摩耗量・圧力比	試料による	γ_{LW}	$\mu\text{m} \cdot \text{km}^{-1} / \text{kgf} \cdot \text{cm}^{-2}$	EATALW	$\gamma_{LW} \geq 0$	
		修正リングによる	γ_{LC}		EATALC	$\gamma_{LC} \geq 0$	
	比加工量・圧力比	試料	γ_W		EATAW	$\gamma_W \geq 0$	
		修正リング	γ_C		EATAC	$\gamma_C \geq 0$	
⑤	半径分割数	ポリシヤ	n_{RL}	-	NRL	$0 < n_{RC} < n_{RW} < n_{RL} \leq 49$ $0 < n_{ALC} < n_{ALW} < n_{RW} \leq n_{AW} < n_{AC} \leq 49$	
		試料	n_{RW}		NRW		
		修正リング	n_{RC}		NRC		
	角度分割数	ポリシヤ	試料に対する		n_{ALW}		NALW
			修正リングに対する		n_{ALC}		NALC
		試料	n_{AW}		NAW		
			修正リング		n_{AC}		NAC
⑥	相対弾性定数	E	$\text{kgf} \cdot \text{cm}^{-2} / \mu\text{m}$	E	$E > 0$		
⑦	微少加工時間	Δt	min	MUT	$\Delta t > 0$		
	全加工時間	T		MT	$T \geq \Delta t$		
⑧	印刷用フラグ	-	-	MP1~MP10 MNUM, MP12	MNUM: 0以外の正の整数値 MNUM以外: 0 or 0以外の数値		
⑨	形状	ポリシヤ	S_L	μm	SL(i)	$S_L \leq 0$	
試料		S_W	SW(i)		$S_W \geq 0$		
修正リング		S_C	SC(i)		$S_C \geq 0$		
⑩	最大加工量	W_{WMAX}	μm	WWMAX	10の倍数 $W_{WMAX} > 0$		
	最大減耗量	W_{LMAX}		WLMAX	10の倍数 $W_{WMAX} \geq 2W_{LMAX} \geq 0$		
	印刷用フラグ	-	-	MP11	0 or 1		

表 3.4 出力データの印刷用フラグと印刷内容

フラグ名	印刷内容	単 位	入 力 量		
			印刷しない場合	印刷する場合	
1	MP1	入 力 デ ー タ	—	0	0 以外の数値
2	MP2	分 割 点 座 標 値	cm	0	〃
3	MP3	平 均 相 対 速 度	cm/min	0	〃
4	MP4	相 対 半 径	cm	0	〃
5	MP5	平 均 走 行 距 離	cm	0	〃
6	MP6	す き ま	μm	0	〃
7	MP7	平 均 圧 力	kgf/cm ²	0	〃
8	MP8	減 耗 量	μm	0	〃
9	MP9	形 状	μm	0	〃
10	MP10	XYプロッタ図	—	0	〃
11	MNUM*	—	—	0 以外の正の整数値	
12	MP11	ポ リ シ ャ 形 状 (XYプロッタ図)	—	0 : ポリシャの累積減耗量を描く 1 : ポリシャ形状を描く	
13	MP12	補 間 定 数	cm/cm	0	0 以外の数値

* 6) ~ 10) の出力データの印刷間隔 …… (MNUM) × (4t) ごとに印刷

3.3 シミュレーション結果および考察

シミュレーションは、第4章で述べる平面修正制御形ラップ、ポリシ機を対象とした行った。3.2節で示したプログラムを用いて、表3.5に示す計算条件により、平均相対速度、平均走行距離を算出した。また、比摩耗量・圧力比、相対弾性定数の異なる各種ポリシヤを用いて、各種比ポリシ量・圧力比の試料をポリシしたさい、それら定数が試料平面度へ与える影響について検討するとともに、ピッチポリシヤを用いたガラス試料のポリシングに関して、ポリシヤの平面修正条件と試料平面度の向上条件を追求した。

オプティカルフラット等に用いられるガラス材料の表面には、きわめて高い平面度が要求される。高い平面度を得るためには、ポリシヤ面をきわめて高い平面に維持することが必要であり、

WORK AND POLISHER PROFILE

WORKING CONDITION

RLO= 65.0 CM
 RWO= 25.5 CM
 RCO= 30.0 CM
 AVL= 314.2 RAD/MIN
 AVWC= 314.2 RAD/MIN
 FW= 204.3 KG
 FC= 60.4 KG
 FW1= 0.0 KG
 FW2= 0.0 KG
 FC1= 0.0 KG
 FC2= 0.0 KG
 DW= 0.0 CM
 DC= 0.0 CM
 EATALW= 19.1
 EATALC= 19.1
 EATAW= 19.1
 EATAC= 19.1
 E= 0.05
 MT= 300 MIN

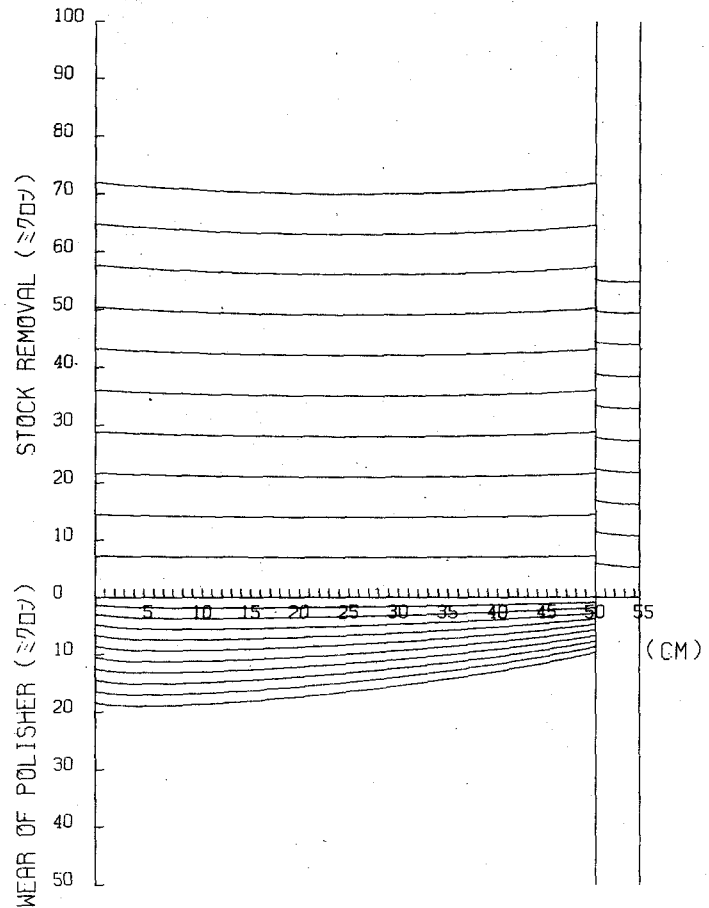


図 3.9 XYプロッタ図

表 3.5 平均相対速度，平均走行距離の計算条件

項 目			単 位	数 量
ポリシヤ外半径	R_{L0}		cm	65
試料半径	R_{W0}			25.5
修正リング外半径	R_{C0}			30
角速度	ポリシヤ	ω_L	ラジアン/ min	70.37 ~ 703.7 (11.2 ~ 112 rpm)
	試料, 修正リング	ω_{WC}		$\pm 96.76 \sim \pm 967.6$ (15.4 ~ 154 rpm)
半径分割数	ポリシヤ	n_{RL}		40
	試料	n_{RW}		30
	修正リング	n_{RC}		20
角度分割数	ポリシヤ	試料に対する	n_{ALW}	24
		修正リングに対する	n_{ALC}	20
	試料	n_{AW}		40
	修正リング	n_{AC}		45

その制御条件と各種形状ポリシャの平面修正制御条件について検討した。また、通常、ラップ仕上げした平面度数 μm のガラス試料 (BK7) を、ポリシャに高い平面を維持したまま高平面度に加工できるか否かについても検討した。ポリシャには、通常、ガラス研磨に使用されるピッチを用い、修正リング表面には、ガラスを稠密に貼り付けて使用するものとした。

3.3.1 平均相対速度

(1) ポリシャ上のポリシャと試料の平均相対速度

図 3.10 にポリシャ上のポリシャと試料の平均相対速度を示す。(a)図に示すように、ポリシャの回転速度が小さく、試料の回転速度が大きい場合、平均相対速度はポリシャの中央部より若干外側において極小値をとるが、(b)図に示すように、ポリシャ回転速度が 40 rpm 以上になると極小値は消滅し、試料回転速度が小さい場合は単調増加、試料回転速度が大きい場合は単調減少曲線となる。

一方、ポリシャと試料が逆方向に回転する場合について、(c)、(d)図に示す。ここでは、ポリシャの回転と同一方向の場合を +、逆方向の場合を - として回転速度を示した。(c)図に示すポリシャの回転速度が小さい場合、順回転の(a)図と似た傾向を示すが、極小値点は、ポリシャの中央部より逆に若干内側に寄る。ポリシャの回転速度増加に伴い、極小値はより内側にずれ、内側と外側の平均相対速度の差はきわめて大きくなる。(d)図に示すように 80 rpm 以上では、試料回転速度が - 50 rpm の時、内側 10 m/min に対し、外側 410 m/min と、その差は約 400 m/min にも達する。これらの曲線は、試料の回転速度に無関係に右上がりの曲線となり、順回転の場合に、試料の回転速度に応じて曲線が単調増加から単調減少に変化することと大きく異なる。

(2) ポリシャ上のポリシャと修正リングの平均相対速度

図 3.11 にポリシャ上のポリシャと修正リングの平均相対速度を示す。(a)図に示すポリシャの回転速度が小さい場合、ポリシャと試料の平均相対速度の場合と異なり、平均相対速度は極小値を生じなく、修正リング回転速度がポリシャ回転速度より大きくなると、ほぼ単調減少するが、ポリシャの回転速度が増すにつれて、ポリシャと試料の平均相対速度の場合と同様の傾向になり、(b)図に示すように修正リングの回転速度が小さい場合は単調増加、大きい場合は単調減少の曲線となる。

(c)、(d)図の逆回転の場合、ポリシャ、修正リングの回転速度に関係なく単調増加曲線となる。

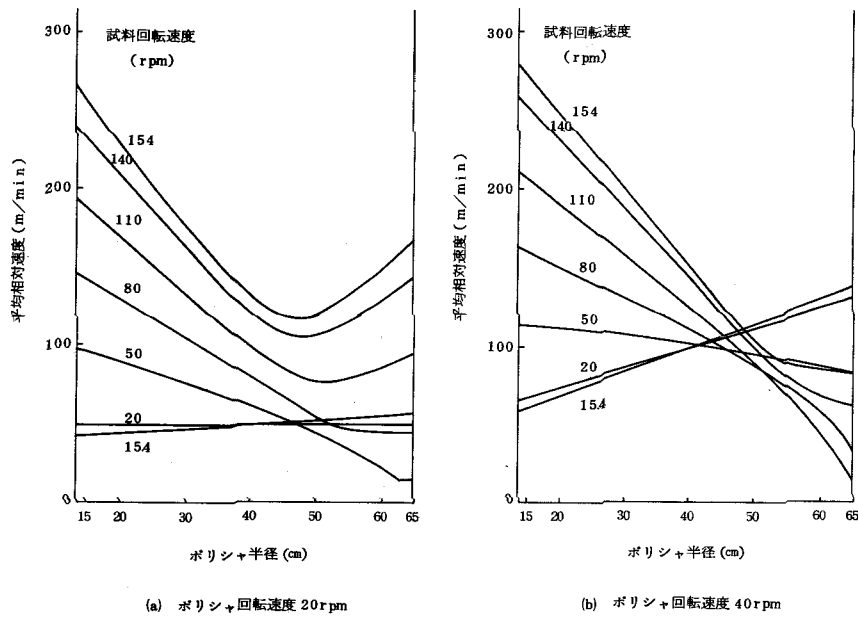


図 3.10 - 1 ポリシヤ上のポリシヤと試料の平均相対速度

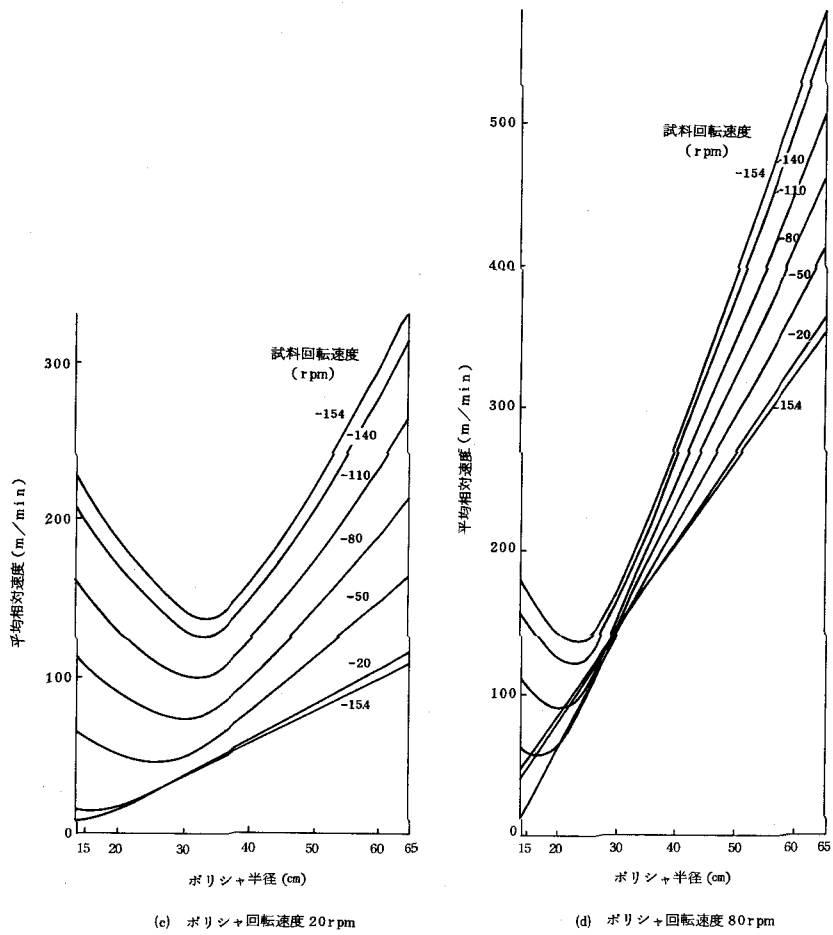


図 3.10 - 2

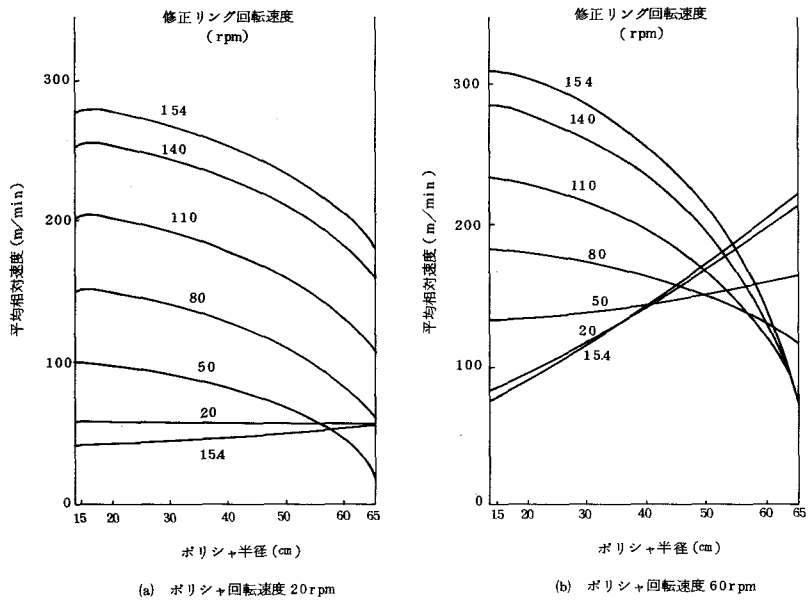


図 3.11 - 1 ポリシャ上のポリシャと修正リングの平均相対速度

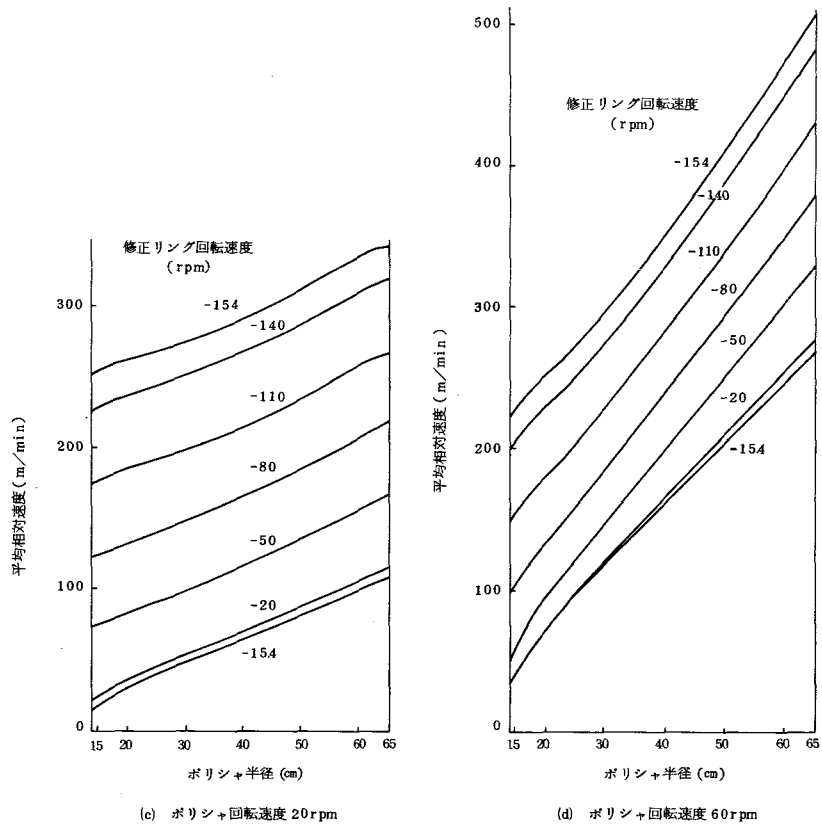


図 3.11 - 2

ポリシャの回転速度に対して修正リングの回転速度の絶対値を増加しても、その勾配はほぼ一定であり、回転速度の増加分だけ平均相対速度が増加する。一方、ポリシャの回転速度の増加に伴い勾配は大きくなり、(d)図に示すようにポリシャの回転速度が60 rpmの場合、ポリシャの内周部に比較し、外周部は約250 m/minも平均相対速度が増加する。

このように修正リングの場合、順回転と逆回転の平均相対速度は全く異なる傾向を示す。すなわち、試料の順回転に対し、修正リングを逆回転させることによって、ポリシャの平面維持に好影響を与えることが予想される。

(3) 試料，修正リング上の試料，および修正リングとポリシャの平均相対速度

図 3.12 に試料，修正リング上の試料，および修正リングとポリシャの平均相対速度を示す。(a)図に示すポリシャの回転速度が小さい場合、試料の回転速度の増加に伴い、平均相対速度は、試料上では中心部に比較し外周部が極端に大きくなり、140 rpmでは、その比は1/4に達する。ポリシャの回転速度の増加に伴いその差は減少し、(b)図に示すようにポリシャが80 rpm以上では、平均相対速度の差は最大でも10%となる。すなわち、ポリシャが高速回転する場合、試料、修正リングの回転速度が多少変動しても、試料全面に亘って、一様の平均相対速度が得られる。また、一般に知られているように、試料、修正リングをポリシャと等速度で回転することによって、ポリシャとの接触面全面で平均相対速度は等しくなる。一方、修正リング上では、(b)図に示すようにポリシャの回転速度が修正リングより大きくなると、内周部に対し、外周部の平均相対速度が若干小さくなる反転現象を生じる。

(c)、(d)図に示す逆回転の場合、平均相対速度は、ポリシャ回転速度、試料、修正リング回転速度にかかわらず単調増加し、試料、修正リングの回転速度の絶対値の増加に伴い勾配は大きくなる。すなわち、順回転の時のように、試料全面で平均相対速度が等しくなる現象は生じない。一方、ポリシャの回転速度に比例して、試料中心の平均相対速度は大きくなるが、試料中心部と外周部の平均相対速度の差は、あまり変化しない。このことが順回転の場合と大きく異なる点であり、ポリシャ回転速度を増加しても、平均相対速度の試料面一様化に対し、効果がない。

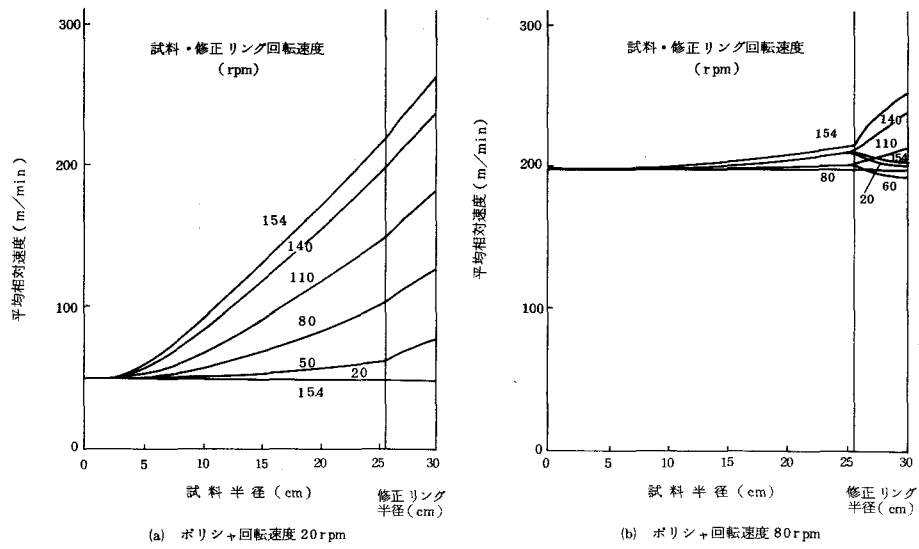


図 3.12 - 1 試料・修正リング上の試料，および修正リングとポリシャの平均相対速度

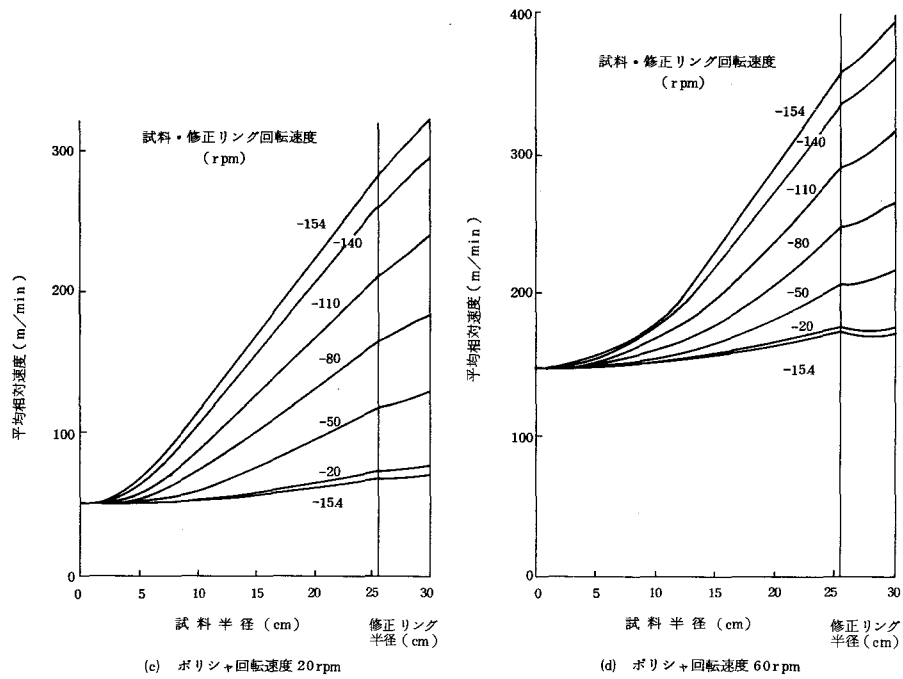


図 3.12 - 2

3.3.2 平均走行距離

(1) ポリシャ上の試料の平均走行距離

図 3.13 にポリシャ上の試料の平均走行距離を示す。(a)図に示す試料とポリシャの回転速度が小さい時、ポリシャの内外周部を除いてほぼ一様の平均走行距離となるが、そのほかの場合には、ポリシャの内周部において極大値をとる傾向にあり、試料回転速度が大きくなるにつれて、その値は増大する。したがって、加工量を増加させるために試料回転速度を上げると、ポリシャは内周部で大きく摩耗し、その平面維持は困難となる。

同様に(d)図に示す逆回転でポリシャの回転速度が大きい場合、外周側に極大値をもち、ポリシャを平面維持しにくい。一方、(c)図に示すポリシャの回転速度が小さい場合、平均走行距離は内周部と外周部で2つの極大値をもつが、他の場合と比較し、加工量増加のために試料回転速度を上げた時の、ポリシャ半径に対する一様性は高く、ポリシャ平面維持の可能性はある。

(2) ポリシャ上の修正リングの平均走行距離

図 3.14 にポリシャ上の修正リングの平均走行距離を示す。平均走行距離は、ポリシャの内外周部において大きく、ポリシャの回転速度、あるいは修正リングの回転速度が増加するに伴い、中央部と内外周部に平均走行距離の差は増大し、とくに内周部で大きくなる。

一方、(c)、(d)図に示す逆回転の場合、ポリシャの回転速度が小さく、修正リングの回転速度の絶対値が大きい時、平均走行距離は内周部で大きく、順回転と同様の傾向を示すが、ポリシャの回転速度が増加すると、修正リングの回転速度に関係なく外周部で大きくなる。したがって、修正リングを用いることによって、正逆転にかかわらず、ポリシャの内外周部を摩耗させることができ、ポリシャ平面維持に大きな効果を与えるといえる。

(3) ポリシャ上の試料，修正リングの平均走行距離

実際の修正リング形ポリシングにおいては、試料と修正リングが同時にポリシャに作用するので、ポリシャ上の試料の平均走行距離に修正リングの平均走行距離を加えた平均走行距離について考えた。試料と修正リングは同一回転速度で回転するものとして計算した。

図 3.15 に示すいずれの場合においても、ポリシャの内外周部だけが、修正リングによる摩耗を受け、全体としての曲線形状は、試料だけによる場合とほとんど変わらない。したがって、試料，修正リングの回転速度が大きい場合、(a)、(b)図に示すようにポリシャの内周部で平均走行距離は極大値をとり、半径が 20 cm を越えると単調減少する。したがって、圧力を一定とす

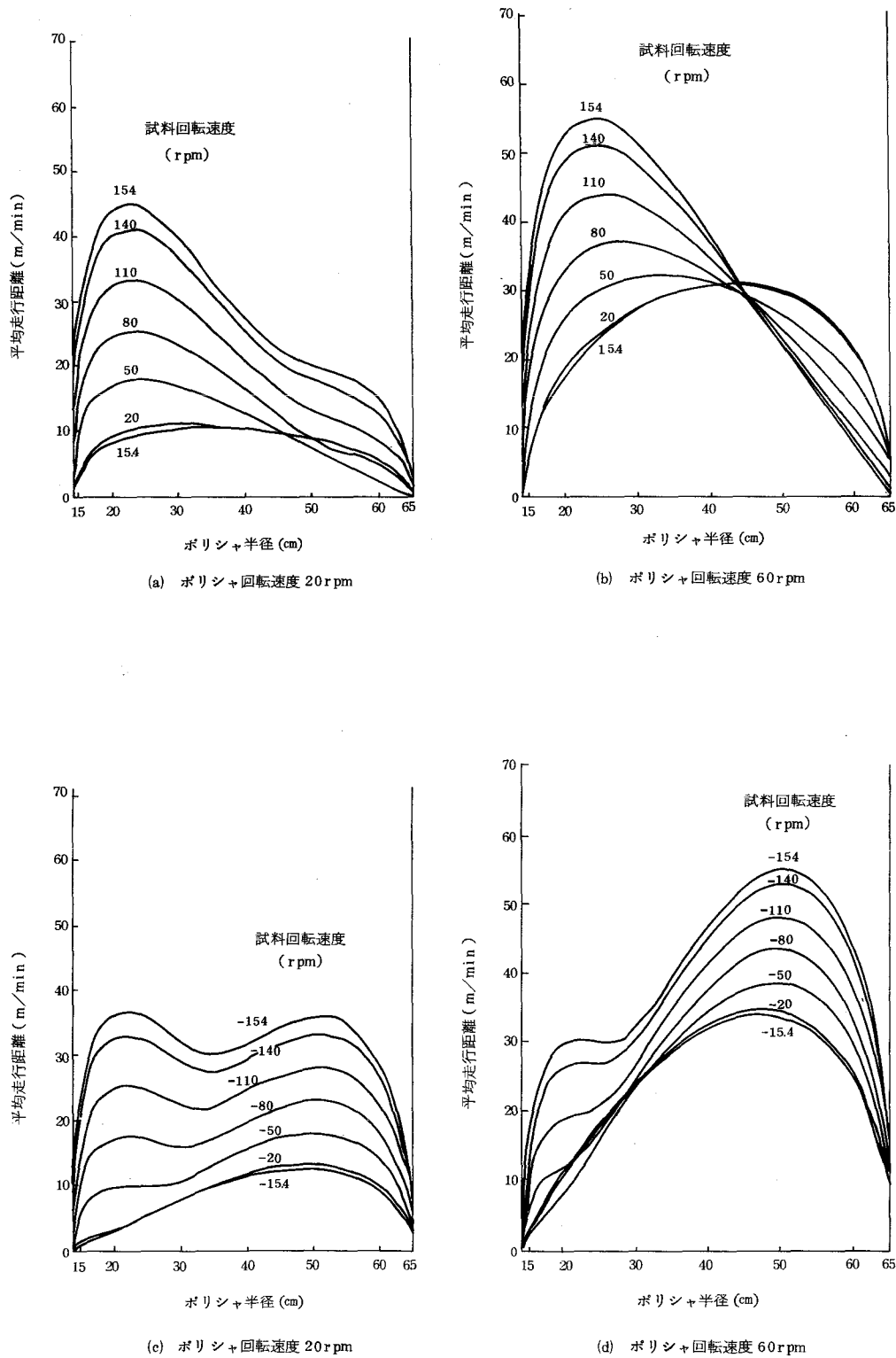
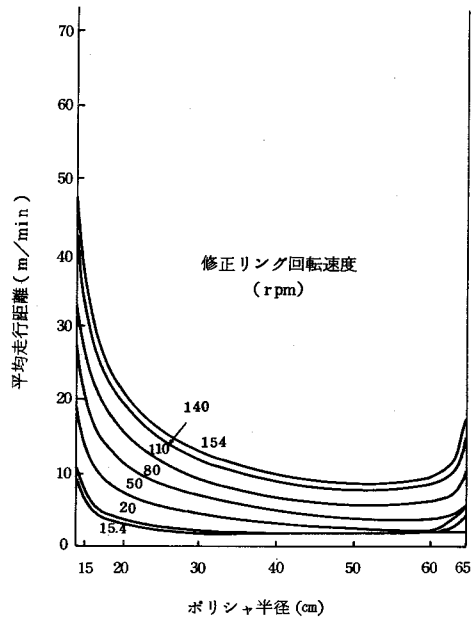
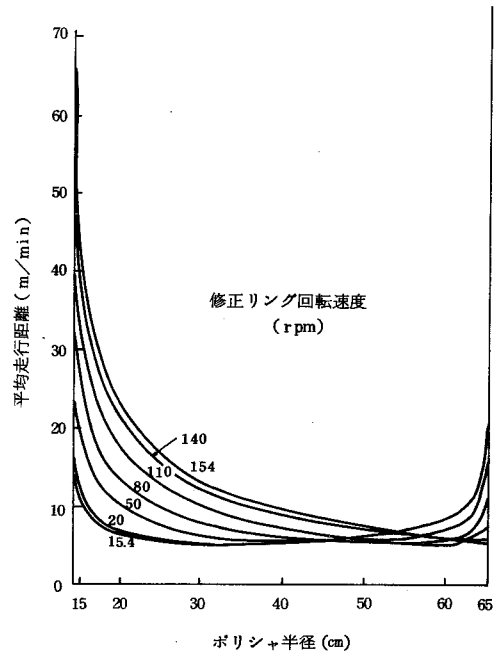


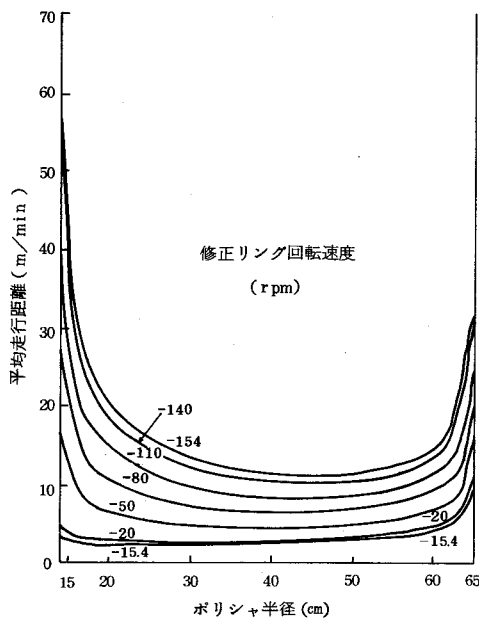
図 3.13 ポリシャ上の試料の平均走行距離



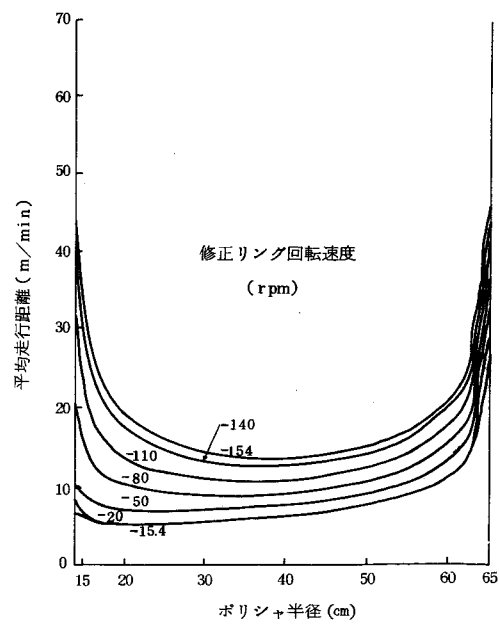
(a) ポリシャ回転速度 20rpm



(b) ポリシャ回転速度 60rpm



(c) ポリシャ回転速度 20rpm



(d) ポリシャ回転速度 60rpm

図 3.14 ポリシャ上の修正リングの平均走行距離

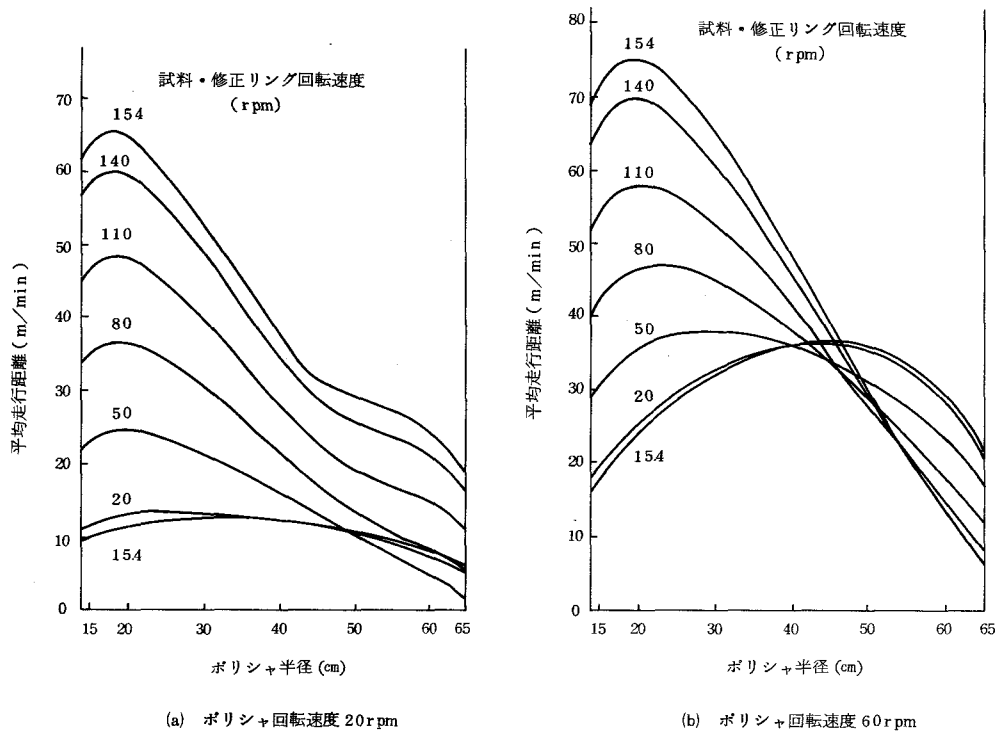


図 3.15 - 1 ポリシャ上の試料・修正リングによる平均走行距離

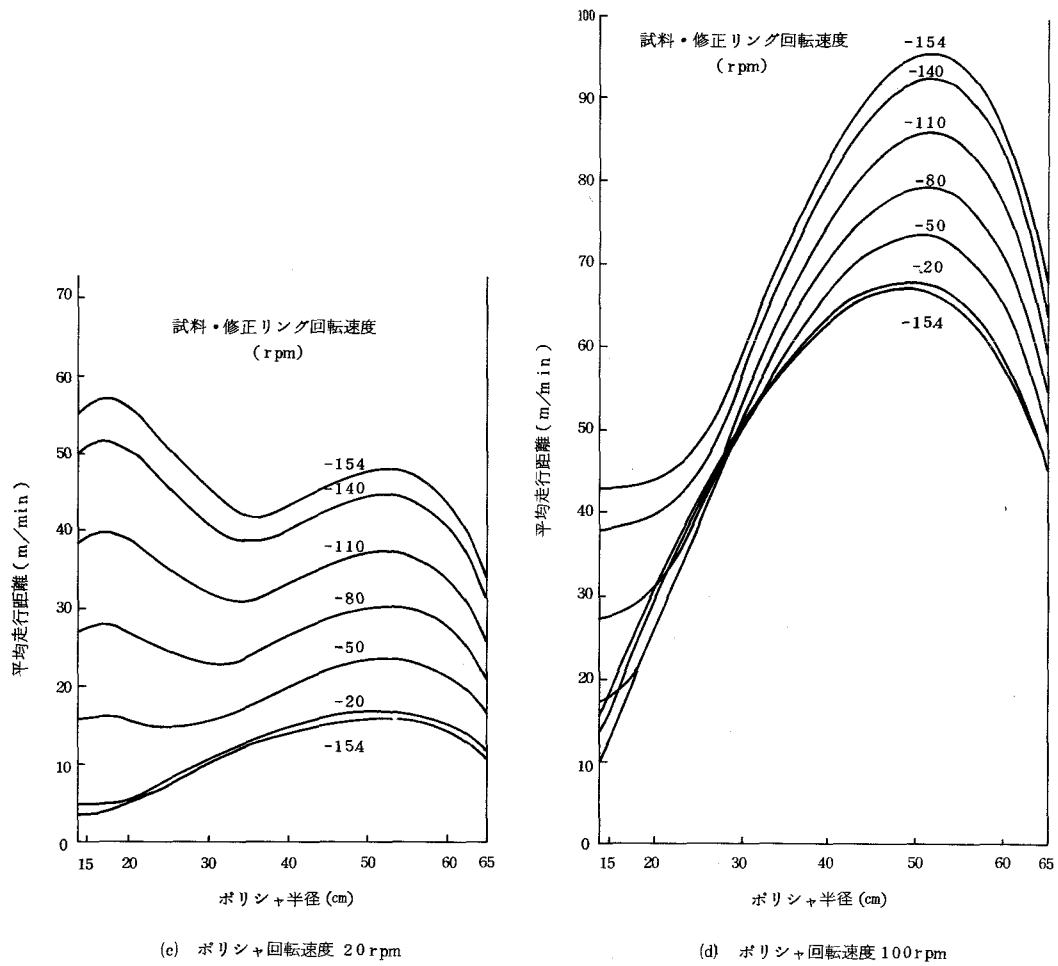


図 3.15 - 2

ると、ポリシャはほぼすり鉢状に摩耗する。試料、修正リングの回転速度が小さい場合、ポリシャのほぼ中央か、若干外周部寄りで極大値をとる。したがって、ポリシャは凹状に摩耗する。

一方、(c)図に示す逆回転でポリシャの回転速度が小さい場合、平均走行距離は2つの極大値をもつが、ポリシャの回転速度の増加に伴い、(d)図に示すように内周部の極大値は消滅し、内周部に対し外周部の平均走行距離が大きくなる。したがって、圧力を一定とすると、ポリシャは外周部で摩耗が大きく、円錐状に摩耗することになる。

(4) 試料、修正リング上の試料、および修正リングとポリシャの平均走行距離

図 3.16 に試料、修正リング上の試料、および修正リングとポリシャの平均走行距離を示す。試料は、ポリシャと常に全面接触しているため、式 (3.25) から明らかなように単位時間当たりの平均走行距離は、平均相対速度に一致する。したがって、平均走行距離は、図 3.12 に示す平均相対速度の曲線形状と同形状になり、ポリシャと試料が等速回転する場合を除いて、順回転、逆回転にかかわらず、試料中心部に対して外周側で平均走行距離は大きくなる。すなわち、圧力を一定とすると、試料は凸に加工される。一方、修正リングでは、外周側と比較し、内周側がポリシャと接触する時間が長いため、平均相対速度の場合とは逆に、内周側で平均走行距離は大きくなる。したがって、圧力を一定とすると、内周部の摩耗が大きく、凹に加工される。

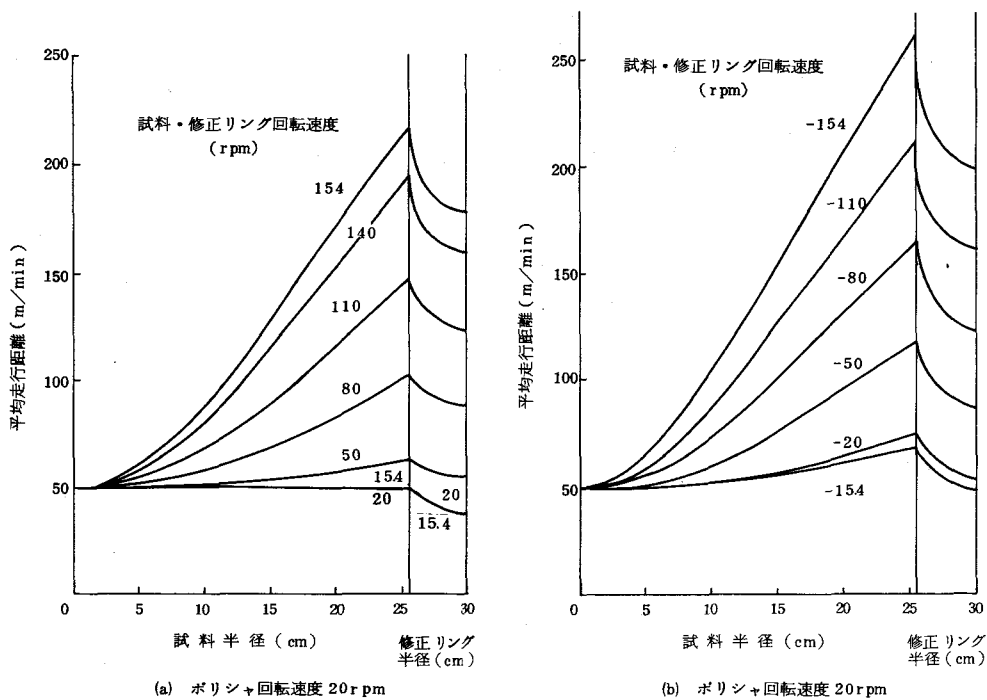


図 3.16 試料・修正リング上の試料、および修正リングとポリシャの平均走行距離

以上より、試料を平面に加工できる条件は、圧力が一定の場合、ポリシャと試料が等速回転し、試料全面で平均走行距離が等しくなる場合のみであるが、この時、ポリシャは、図 3.15 に示すように内周側における平均走行距離が大きく、全体としてすり鉢状、且つ、凹状になるため、試料とポリシャ間に生じる圧力分布が変化し、試料は凸に加工される。このため試料を回転速度だけで平面制御するには、ポリシャの回転速度を大きく、試料の回転速度を小さくして、図 3.15 (b)、あるいは(d)に示したようにポリシャ外周側に平均走行距離の極大値がくるようにし、ポリシャ全体として円錐状に摩耗させ、これによる試料の凹状化を促す。一方、ポリシャの回転速度を大きくし、図 3.12 (b)に示したように試料の内周と外周における平均相対速度、すなわち、平均走行距離に大差を生じさせないようにして、試料の凸状化を押さえる。この両者の影響が互いに消し合う回転速度を選定することによって、試料を平面に加工することが可能になると推察される。

3.3.3 各種条件の試料平面度への影響

比摩耗量・圧力比、比ポリシ量・圧力比、および相対弾性定数の大小による試料平面度への影響については、河西によって修正リングを用いない通常ポリシ機を対象にシミュレートされているが³¹¹⁾、修正リング形ポリシ機については検討されていない。

本節では、修正リング形ポリシ機について、上記条件のほか、修正リング幅や回転速度、平均圧力比の試料平面度への影響を、ポリシャ形状の摩耗を考慮して検討・考察する。

(1)~(3)項では、比摩耗量・圧力比、比ポリシ量・圧力比、および相対弾性定数が小さい場合と大きい場合について、試料平面度への影響をシミュレートする。小さい場合の計算条件 A と大きい場合の計算条件 B を表 3.6 に示す。回転速度、荷重制御は非制御とした。表に示す計算時に標準となる固定値の材料として、計算条件 A の場合、比ポリシ量・圧力比については Si ウェハを、相対弾性定数についてはポリウレタン製の人工皮革であるポリテックスシュープリームを対象とし、計算条件 B の場合、比摩耗量・圧力比、および相対弾性定数についてはピッチポリシャを、比ポリシ量・圧力比についてはガラス (BK7) を対象とした。

(4)~(6)項では、修正リング幅、回転速度、および平均圧力比を表 3.7 に示す計算条件で変化させたさいの試料平面度への影響をシミュレートする。本計算では、上記計算条件 B と同様に比摩耗量・圧力比、および相対弾性定数はピッチポリシャを、比ポリシ量・圧力比はガラス (BK7) を対象とした。なお、以下の 3.3.4 節、3.3.5 節でもこの計算条件を用いた。

以上の Si ウェハの比ポリシ量・圧力比、ポリテックスシュープリームの相対弾性定数は、第

表 3.6 計算条件

条 件		A	B
ポリシヤ外半径 R_{L0} (cm)		65	
試料半径 R_{W0} (cm)		25.5	
修正リング半径 R_{C0} (cm)		30	
回転速度 (rpm)	ポリシヤ r_L	50	30
	試料, 修正リング r_{WC}		
平均圧力 (gf/cm ²)	試料 $\bar{\sigma}_W$	100	50
	修正リング $\bar{\sigma}_C$		
偏心荷重率 (%)	試料 D_W	0	
	修正リング D_C		
偏心荷重点距離 (cm)	試料 l_W	0	
	修正リング l_C		
比摩耗量・圧力比 η_{LW}, η_{LC} ($\mu\text{m} \cdot \text{km}^{-1} / \text{kgf} \cdot \text{cm}^{-2}$)		4.775 ~ 38.2	125 ~ 750 (500) *
比ポリシヤ量・圧力比 η_W, η_C ($\mu\text{m} \cdot \text{km}^{-1} / \text{kgf} \cdot \text{cm}^{-2}$)		(19.1) *	40 ~ 240 (160) *

* 計算時に標準となる固定値

表 3.7 計算条件

項 目		数 値	
ポリシヤ外半径 R_{L0} (cm)		65	
試料半径 R_{W0} (cm)		25.5	
修正リング半径 R_{C0} (cm)		0 ~ 34.5 (30) *	
回転速度 (rpm)	ポリシヤ r_L	30	
	試料, 修正リング r_{WC}	2 ~ 50 (30) *	
平均圧力 (gf/cm ²)	試料 $\bar{\sigma}_W$	50, 60 (50) *	
	修正リング $\bar{\sigma}_C$	50 ~ 200 (50) *	
偏心荷重率 (%)	試料 D_W	0 ~ 50 (0) *	
	修正リング D_C	0 ~ 30 (0) *	
偏心荷重点距離 (cm)	試料 l_W	18.7 (0) *	
	修正リング l_C	29 (0) *	
比摩耗量・圧力比 η_{LW}, η_{LC} ($\mu\text{m} \cdot \text{km}^{-1} / \text{kgf} \cdot \text{cm}^{-2}$)		500	
比ポリシヤ量・圧力比 η_W, η_C ($\mu\text{m} \cdot \text{km}^{-1} / \text{kgf} \cdot \text{cm}^{-2}$)		160	

* 計算時に標準となる固定値

6章で明らかにする値を，ガラスの比ポリシ量・圧力比，ピッチポリシャの比摩耗量・圧力比と相対弾性定数は，文献値³⁰⁹⁾に基づいた。なお，半径分割数，角度分割数は表 3.5 に示す値を用いた。ポリシャ，試料，修正リングの初期形状は平面とした。

表に示される平均圧力 σ_W とは，試料荷重を試料面積で除した値，平均圧力 σ_C とは，修正リング荷重をポリシャへの修正リングの投影面積で除した値のことである。

(1) 比摩耗量・圧力比

図 3.17 に比摩耗量・圧力比の試料平面度への影響を示す。計算条件 A, B いずれの場合も試料平面度は，比摩耗量・圧力比の増大に伴いほぼ直線的に劣化する。すなわち，比摩耗量・圧力比が $1/2$ のポリシャを用いれば，試料平面度は約 $1/2$ に向上することを意味し，その比の小さいポリシャを用いることにより高精度平面を得ることができる。

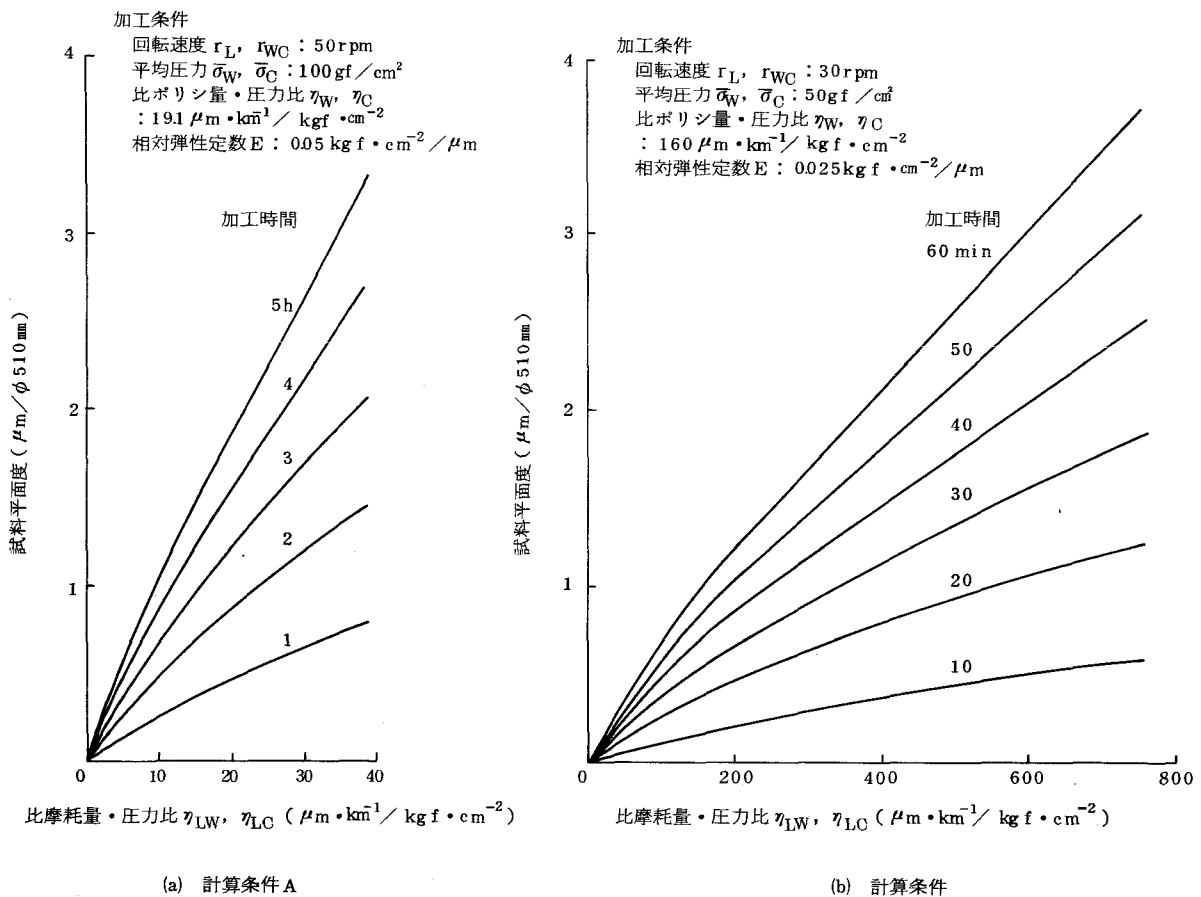


図 3.7 比摩耗量・圧力比の試料平面度への影響

(2) 比ポリシ量・圧力比

図 3.18 に比ポリシ量・圧力比の試料平面度への影響を示す。修正リングの比ポリシ量・圧力比 η_C は、試料と等しくした。計算条件 A, B のいずれの場合も、比ポリシ量・圧力比がそれぞれ 10, 100 ($\mu\text{m} \cdot \text{km}^{-1} / (\text{kgf} \cdot \text{cm}^{-2})$) までは試料平面度の劣化は著しいが、それ以後きわめて小さくなる。このことは、同じ加工量をポリシするためには、破線（加工量が等量である点を結ぶ線）で示すように、比ポリシ量・圧力比が小さい場合、平面度劣化がきわめて大きくなることを示す。これは、同じ加工量をポリシするに要する時間は、比ポリシ量・圧力比が小さいほど長く、そのためポリシャの平面度が劣化することに起因する。

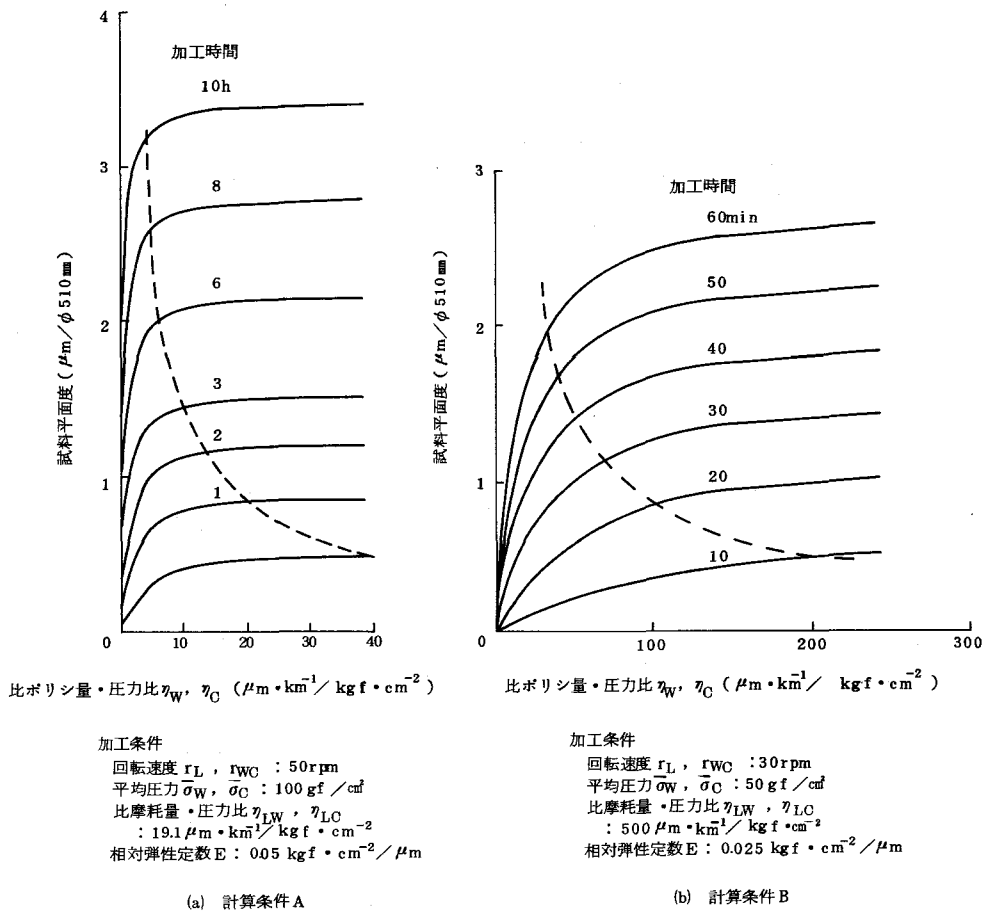


図 3.18 比ポリシ量・圧力比の試料平面度への影響

(3) ポリシャの相対弾性定数

図 3.19 にポリシャの相対弾性定数の逆数 $1/E$ の試料平面度への影響を示す。計算条件 A, B のいずれの場合も、各加工時間において試料平面度は極大値をとり、その時の $1/E$ の値は、破線で示すように加工時間の経過に伴い増大する。また、加工時間が短い場合、 $1/E$ が大きい

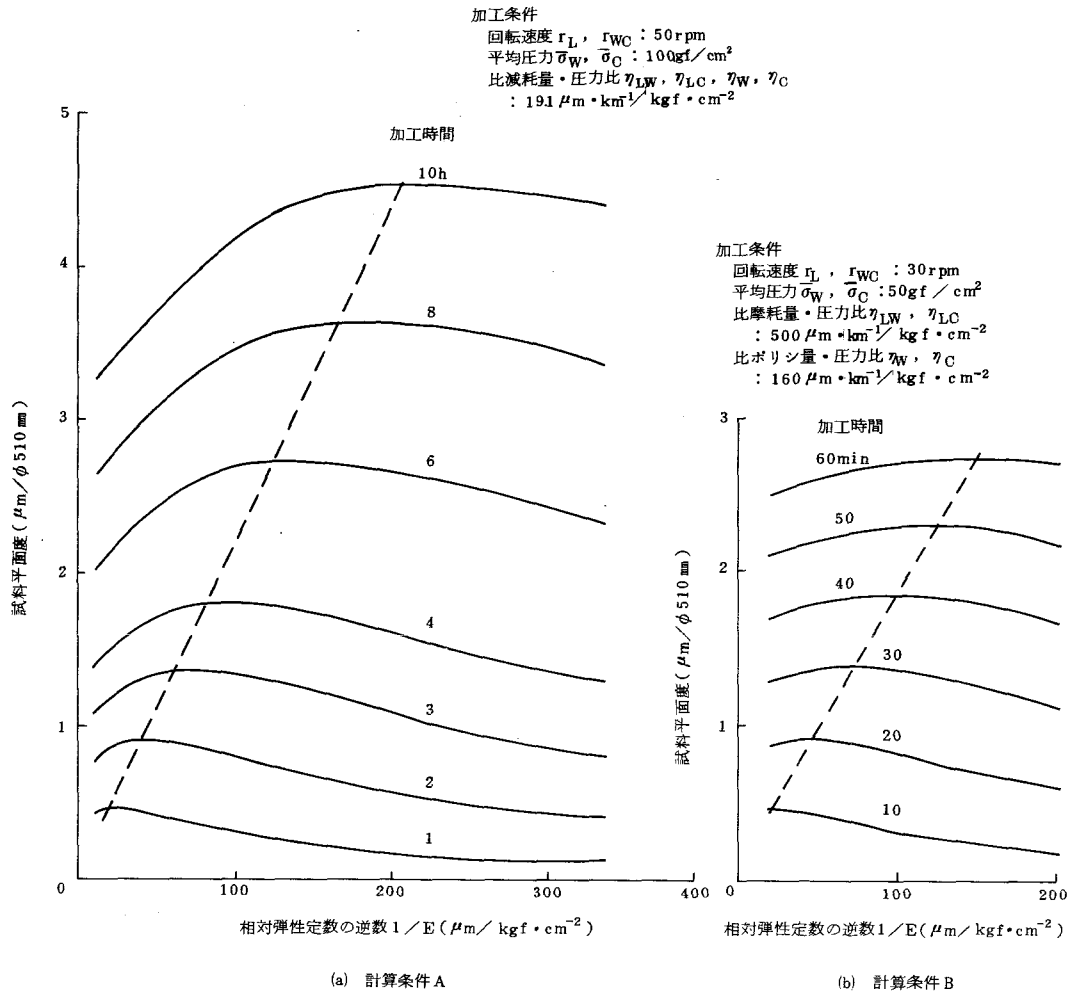


図 3.19 ポリシャの相対弾性定数の試料平面度への影響

(ポリシャが軟らかい) ほど試料平面度の劣化は小さく、加工時間が長い場合、 $1/E$ が小さい(ポリシャが硬い) ほど試料平面度の劣化は小さい。

計算条件Aにおいて、加工時間が1時間のように短い場合、図 3.20 に示すように相対弾性定数による形状の差は小さく、したがって、ポリシャが軟らかい場合、初期摩耗したポリシャと試料形状から、ポリシャの弾性変形によって与えられる圧力偏差は小さく、平面度の劣化は顕著でない。一方、ポリシャが硬い場合、圧力偏差は大きく、平面度の劣化は強調される。加工時間が数時間以上になると、図 3.21 に示すように平面度は加工時間とともに直線的に劣化し、勾配は、相対弾性定数 E が 0.1 の場合に対し、0.003 の場合、約 1.7 倍になる。この原因は、図 3.20 に示すようにすり鉢状の傾斜量はほぼ等しいが、凹状量は後者がきわめて大きいためである。したがって、一定時間後にポリシャの硬軟に対し、平面度値が入れ替わる。

以上より、加工時間によってポリシャの硬軟を使い分ければ、試料平面度の劣化を抑制することが可能といえる。

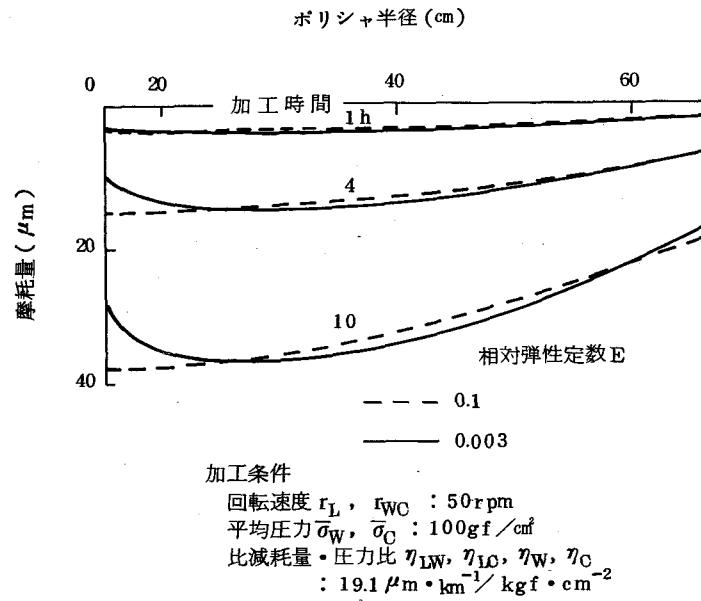


図 3.20 相対弾性定数によるポリシャ摩耗形状の相違

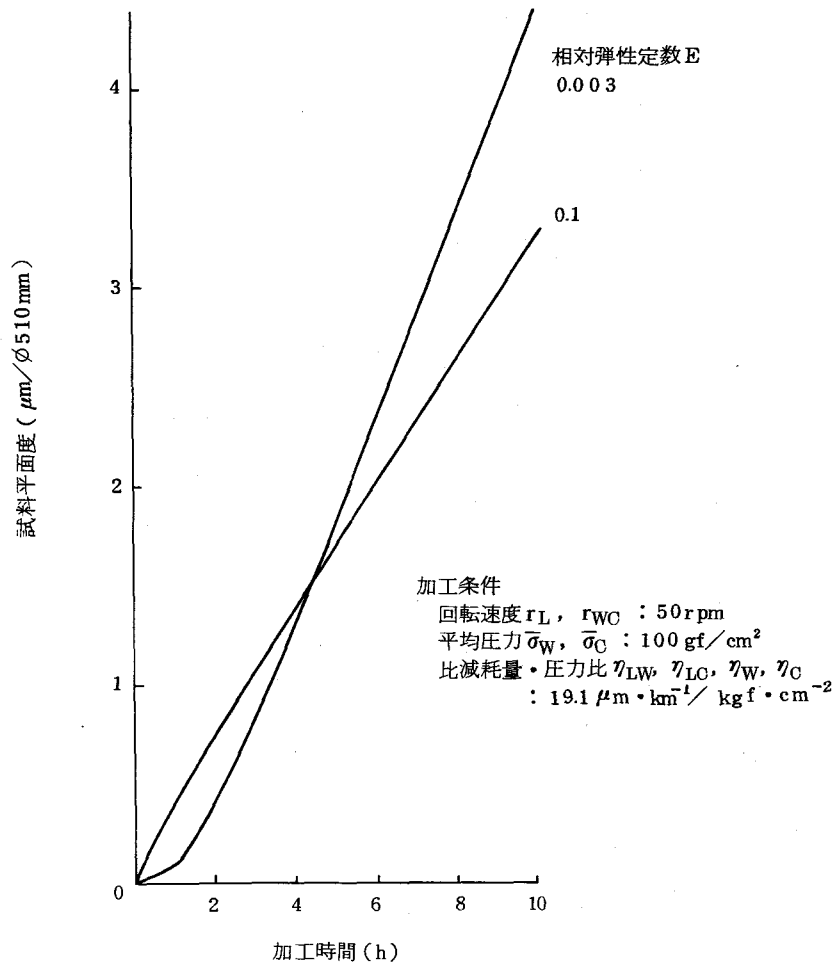


図 3.21 相対弾性定数による試料平面度の時間的変化の相違

(4) 修正リング幅

図 3.22 に修正リング幅の試料平面度への影響を示す。修正リングを用いない場合と比較して、1.3 cm (修正リング/試料半径 = 0.05) ときわめて幅の狭い修正リングを用いても平面度は大きく向上する。これは、図 3.23 に示すように修正リング幅が 0.1 cm のように極端に小さい場合、ポリシャの最内外周部がほとんど摩耗しないためであり、幅の狭い修正リングを用いただけで、ポリシャの最内外周部を平坦にする効果は大きい。さらに、修正リング幅の増大に伴うすり鉢状のポリシャ摩耗形状の傾斜量の減少は、平面度向上に寄与するので、平面度は飛躍的に向上する。図 3.22 に示すように平面度は修正リング幅の増大に伴い漸減し、40 分後に、9 cm 幅 (修正リング/試料半径 = 0.25) の修正リングを用いると、用いない場合の数分の 1 になる。したがって、修正リング使用による平面度向上効果はきわめて大きいといえる。

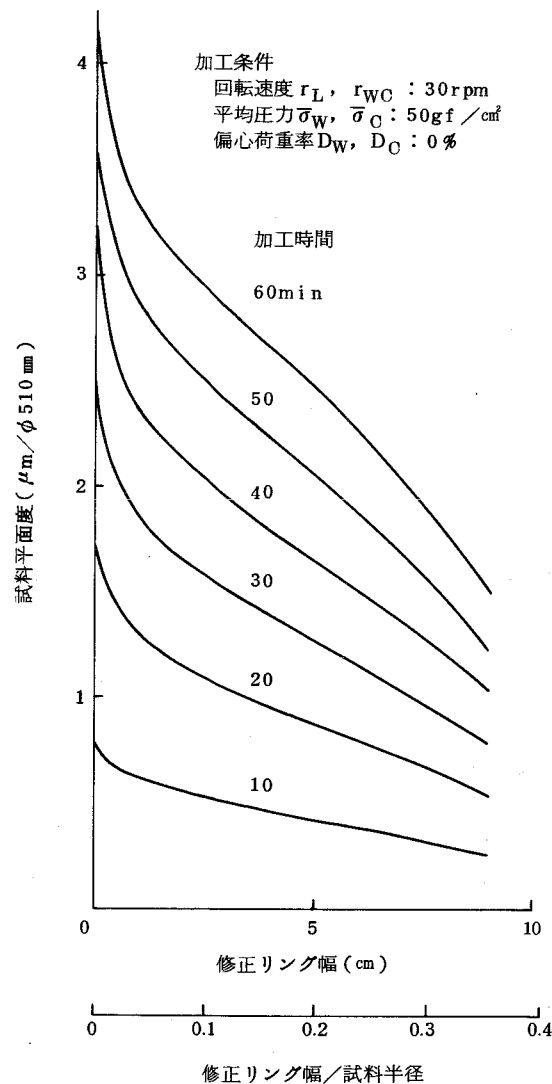


図 3.22 修正リング幅の試料平面度への影響

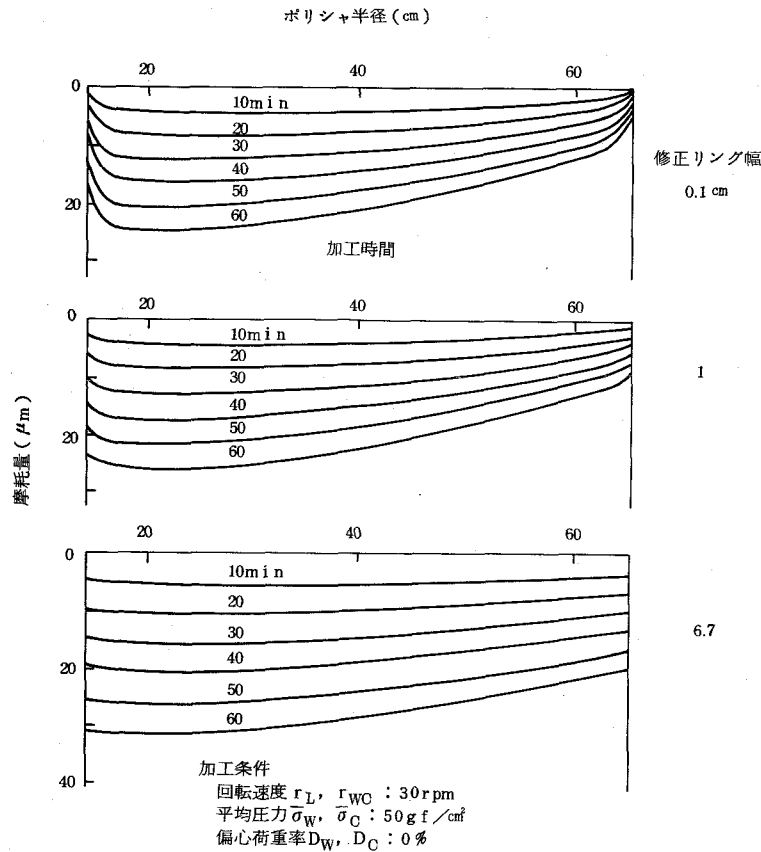


図 3.23 修正リング幅によるポリシャ摩耗形状への影響

(5) 回転速度

図 3.24 に試料，修正リング回転速度の試料平面度への影響を示す。試料平面度は回転速度の減少とともに向上する。10 rpm では，一旦，平面度は劣化するが 20 分後に向上する。これは，図 3.25 に示すようにポリシャ形状がすり鉢状から円錐状に移行するためである。さらに，2 rpm では約 40 分後に試料形状は凸から凹に移行する。初めポリシャ半径の断面形状は凹状に摩耗するので，試料は凸に劣化する。加工時間の経過に伴い，ポリシャは円錐状に，すなわち，ポリシャ円周方向の断面形状は凸状になる。この円錐状の母線の傾斜が大きくなるにつれて，凹状が試料を凸にする効果より，円錐状が試料を凹にする効果が強くなるため，試料形状は凸から凹に移行する。この二つの効果とポリシャに対して試料の回転速度が小さいことによって生じる試料の外周部の平均走行距離が大になる効果が相互に打ち消し合う条件で試料平面度は最良になるが，この最適条件を試料形状にかかわらず維持することはむずかしい。以上，述べたように回転速度制御によって試料平面度を向上させることはできるが，ポリシャを平面制御することはできない。これは，回転速度制御によって，ポリシャをすり鉢状，円錐状には修正できるが，それら母線形状はいずれも凹状であり，凸状に修正できないためである。

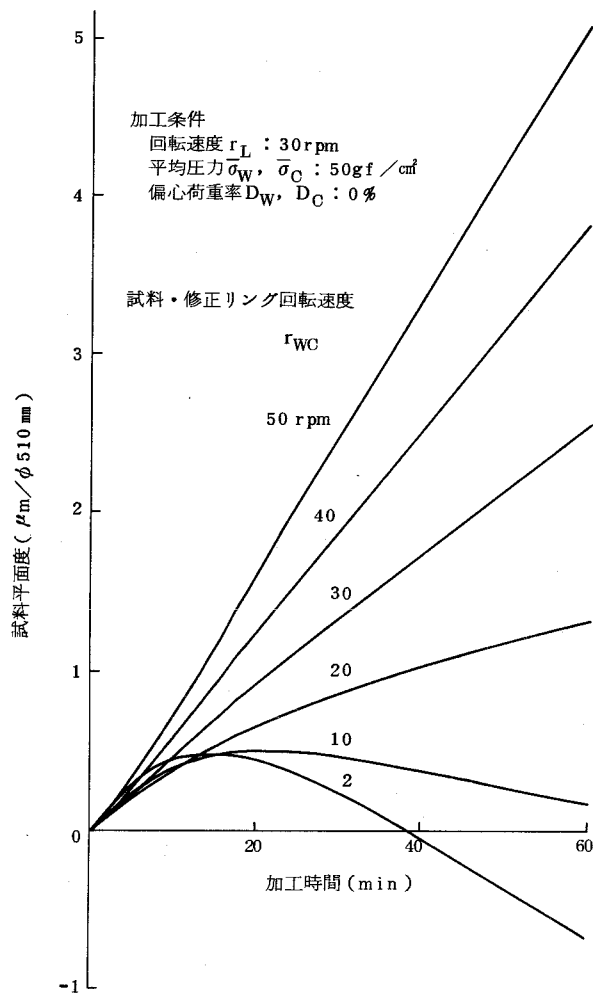


図 3.24 試料・修正リング回転速度の試料平面度への影響

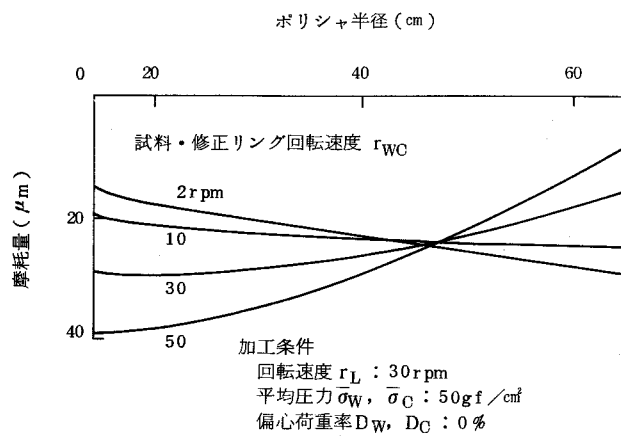


図 3.25 試料・修正リング回転速度のポリシャ摩耗形状への影響 (60分後)

(6) 平均圧力比

図 3.26 に試料の平均圧力に対する修正リングの平均圧力の比が試料平面度へ与える影響を示す。平均圧力比が増大するにつれて、試料平面度は向上するが、加工時間の経過に対しては劣化する。これは、図 3.27 に示すように平均圧力比を大きくすることによって、ポリシャの凹状

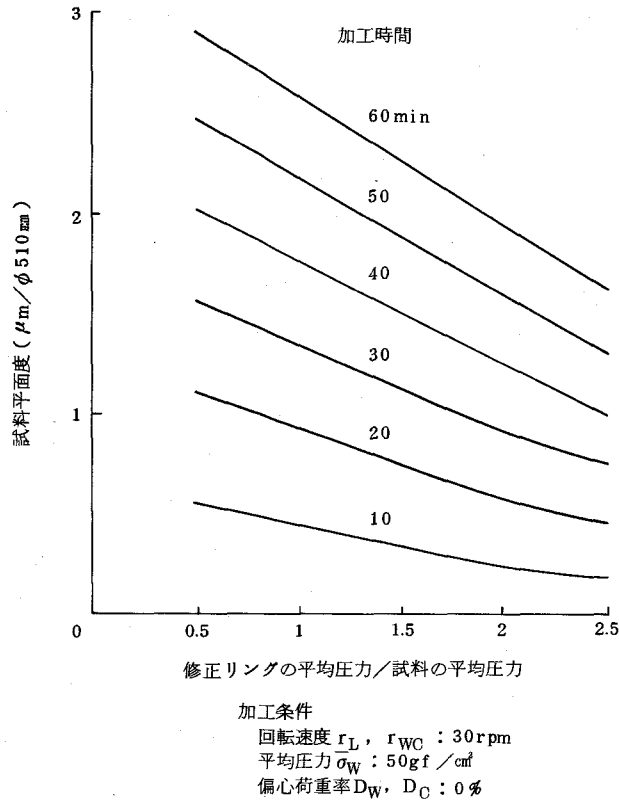


図 3.26 平均圧力比の試料平面度への影響

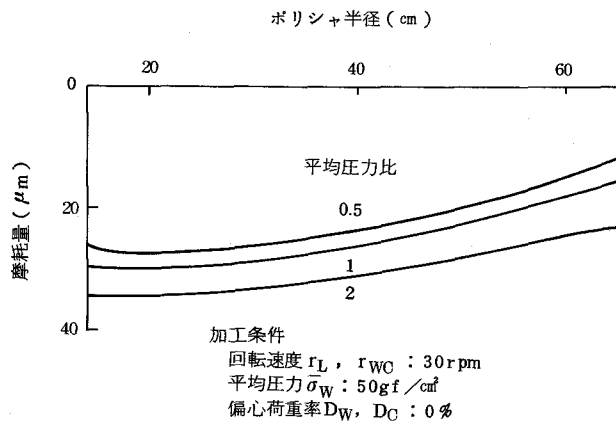


図 3.27 平均圧力比のポリシャ摩耗形状への影響 (60分後)

の曲率は小さくなり，すり鉢状の母線の傾斜も減少するが，加工時間に対してはその傾斜が増大するからである。すなわち，試料に対して修正リングの平均圧力を大きくしただけでは，ポリシャの平面制御は不可能であり，ポリシャの外周側に大きい偏心荷重を与えることが必要となる。

3.3.4 ポリシャの平面制御

前述したように回転速度，平均圧力比だけを変化させてポリシャを平面制御することは不可能である。また，回転速度制御において，ポリシャと試料，修正リングの回転速度を非等速にすると，試料半径方向の平均走行距離は外周ほど大きくなり，試料の高平面度加工はむずかしい。

一方，偏心荷重はポリシャ形状が平面であれば，試料半径方向の平均圧力分布に影響を与えない。すなわち，ポリシャを平面に維持できれば，偏心荷重条件にかかわらず高平面度試料が得られる。したがって，ここでは平均圧力比制御に偏心荷重制御を付加して，ポリシャを平面に維持する条件，および，円錐，すり鉢，凹，凸状ポリシャを平面に修正する条件を求めた。

表 3.8 に荷重条件を示す。偏心荷重率は次式で定義する。

$$\text{偏心荷重率} = \frac{\text{偏心荷重} : F_{w1} - \frac{F_{w2}}{2}, \text{あるいは} (F_{c1} - \frac{F_{c2}}{2})}{\text{等分布荷重} : 3 \cdot \frac{F_{w2}}{2}, \text{あるいは} (3 \cdot \frac{F_{c2}}{2})}$$

ただし，（全荷重）＝（偏心荷重）＋（等分布荷重）とする。ポリシャと試料，修正リングの回転速度は，試料平面度に影響を与えない等速条件（30rpm）とした。

表 3.8 ポリシャ平面制御時における荷重条件

		平均圧力 (kgf/cm ²)		偏心荷重率 %	
		試料 $\bar{\sigma}_w$	修正リング $\bar{\sigma}_c$	試料 D_w	修正リング D_c
無 制 御		50	50	0	0
制 御	平 面	50	150	35	9
	円 錐 状 (10 μ m)	50	130	2	2.5
	す り 鉢 状 (10 μ m)	50	170	49	27
	凸 状 (2 μ m)	60	180	31	8
	凹 状 (2 μ m)	50	160	29	15

図 3.28 (a)に非制御時の加工時間に対する平面ポリシャの形状変化を示す。ポリシャはすり鉢状で、しかも凹状に摩耗する。これは、ポリシャの平均走行距離が内周側で大きいことに起因する。したがって、ポリシャを平面に維持するためには、修正リングの平均圧力を試料に対して大きくし、ポリシャの外周側に大きい偏心荷重をかけることが必要になる。図 3.28 (b)に制御時の平均ポリシャの形状変化を示す。加工時間に関係なくポリシャをほぼ平面に維持できる。

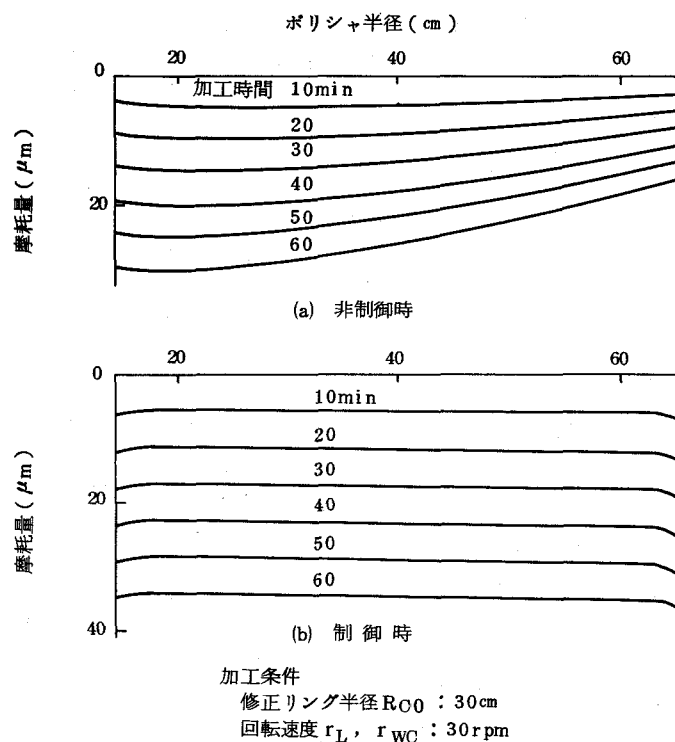


図 3.28 ポリシャ平面制御

また、図 3.29 (a), (b)に示すように、 $10\mu\text{m}/510\text{mm}$ の母線傾斜をもつ円錐状ポリシャの場合は、平面ポリシャの荷重条件と比較し、偏心荷重率、平均圧力比を小さくし、同傾斜をもつすり鉢状ポリシャの場合は、その逆にすることによって、加工時間 50 min でほぼ平面に修正できる。 $2\mu\text{m}/510\text{mm}$ の凹、凸状をなすポリシャについても、図 3.30 に示すように同様にポリシャの平面修正が可能である。

平均圧力比、偏心荷重制御時の加工時間に対する試料の平面度の変化を図 3.31 に示す。なお、試料周辺における平面度劣化は無視した。平面ポリシャを用いた場合、非制御時の試料平面度は、加工時間に対してほぼ直線的に劣化するが、制御時には 60 分後においても $0.07\mu\text{m}/\phi 510\text{mm}$ 以下に保てる。円錐、すり鉢状ポリシャを平面修正する場合には、一旦、試料平面度は約

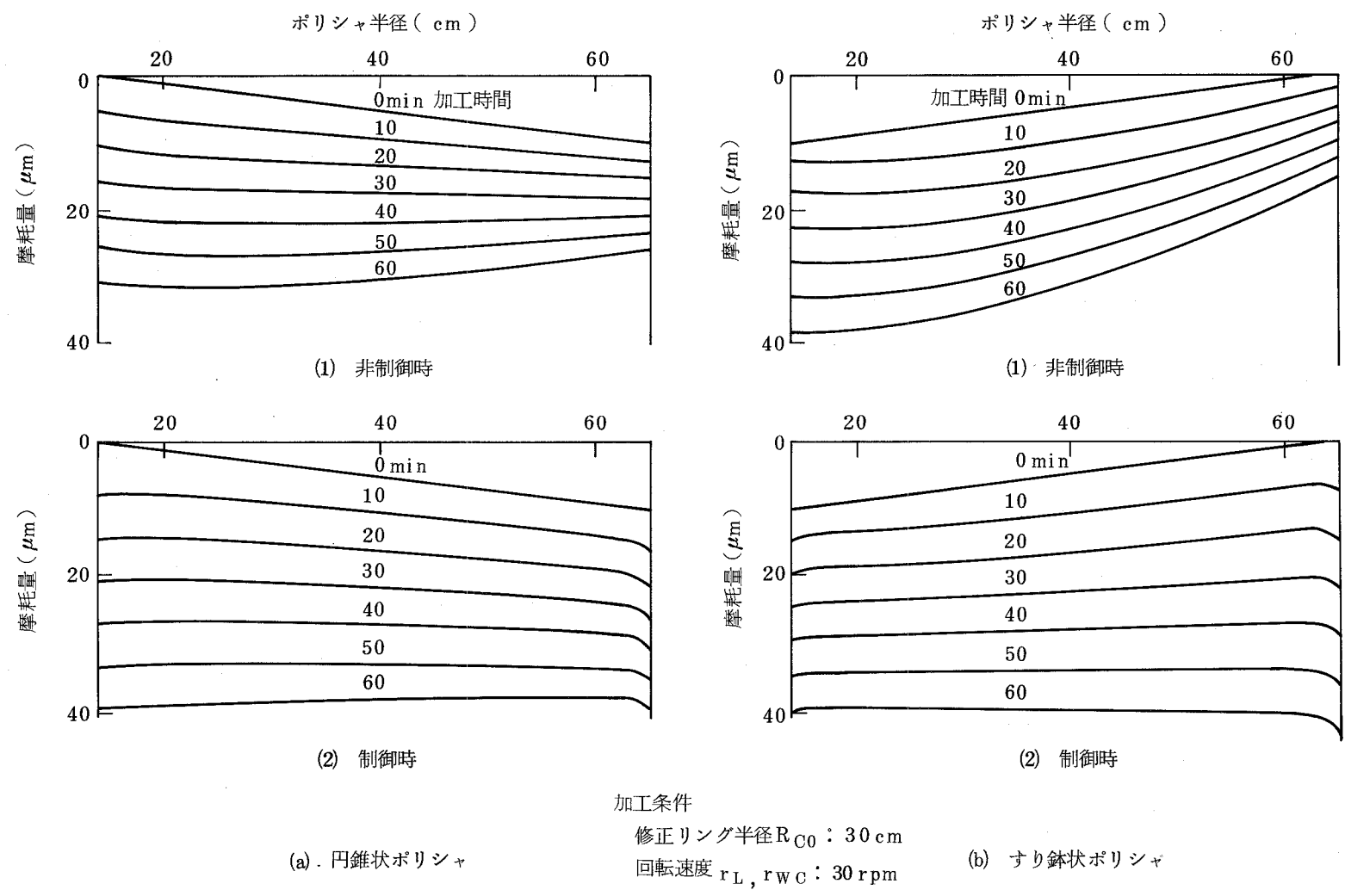


図 3.29 円錐, すり鉢状ポリシャの平面修正

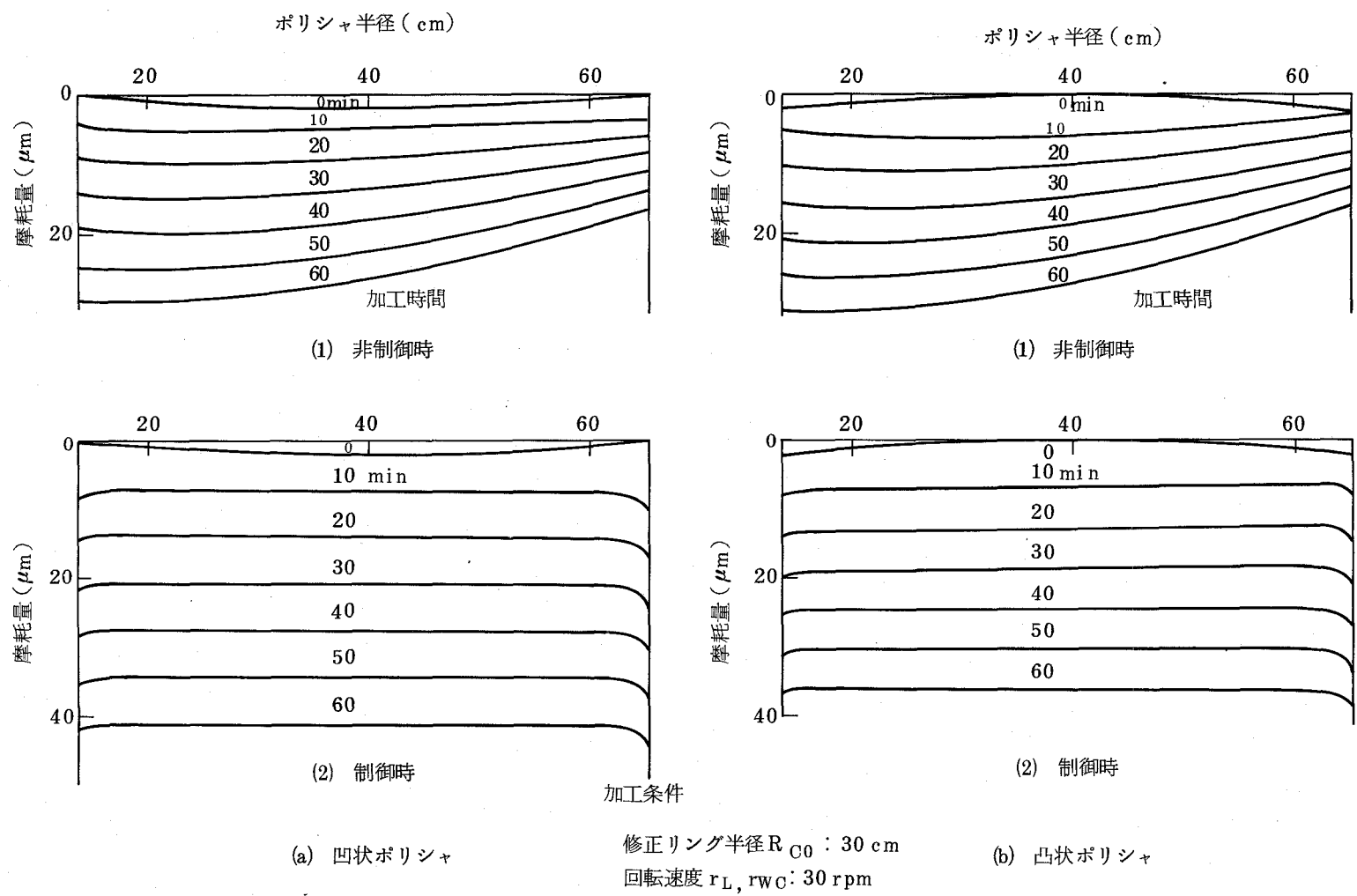


図 3.30 凹凸状ポリシャの平面修正

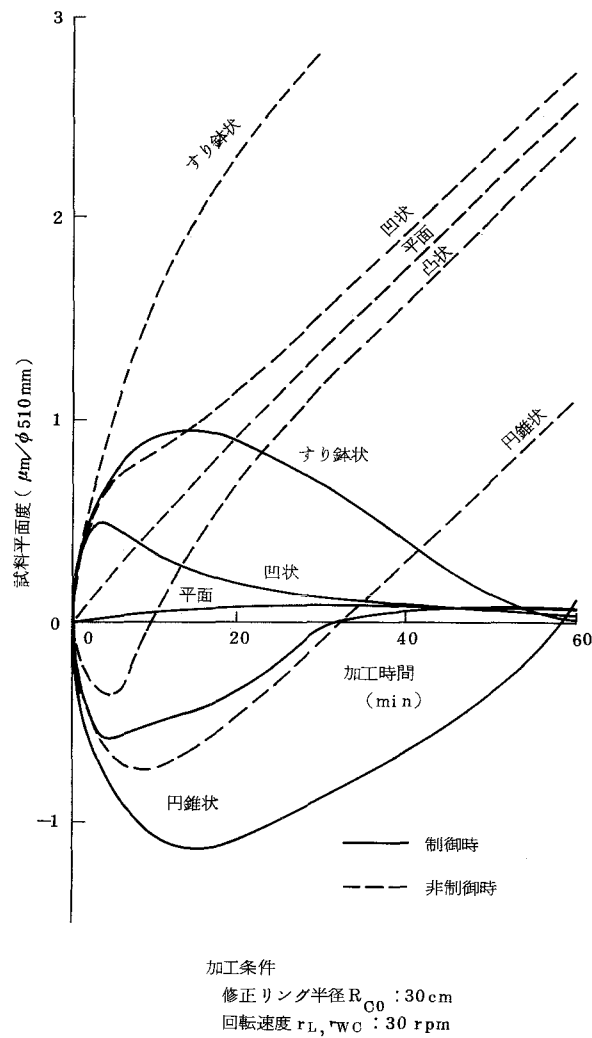


図 3.31 荷重制御による試料平面度の時間的变化

$1 \mu\text{m}/\phi 510 \text{ mm}$ に劣化するが、ポリシャがほぼ平面に修正される 50 分以後に $0.1 \mu\text{m}/\phi 510 \text{ mm}$ 以下に向上する。凹、凸状ポリシャの場合も同傾向を示し、30 分後には $0.1 \mu\text{m}/\phi 510 \text{ mm}$ 以下となる。

以上より、円錐、すり鉢、凹、凸状ポリシャを平面維持条件で加工すれば、試料平面度を $0.1 \mu\text{m}/\phi 510 \text{ mm}$ 以下のきわめて小さい値にすることが可能であるといえる。

3.3.5 凹凸試料の平面度制御

図 3.32 に $1 \mu\text{m}$ 、 $2 \mu\text{m}/\phi 510 \text{ mm}$ の平面度をもつ凹、凸試料の平均圧力比、偏心荷重制御による平面度向上について検討した結果を示す。荷重条件を表 3.9 に示す。いずれの場合も初期状態でポリシャは試料形状の影響を受け、図 3.33 に示すようにそれぞれ若干凸、凹状になるが、

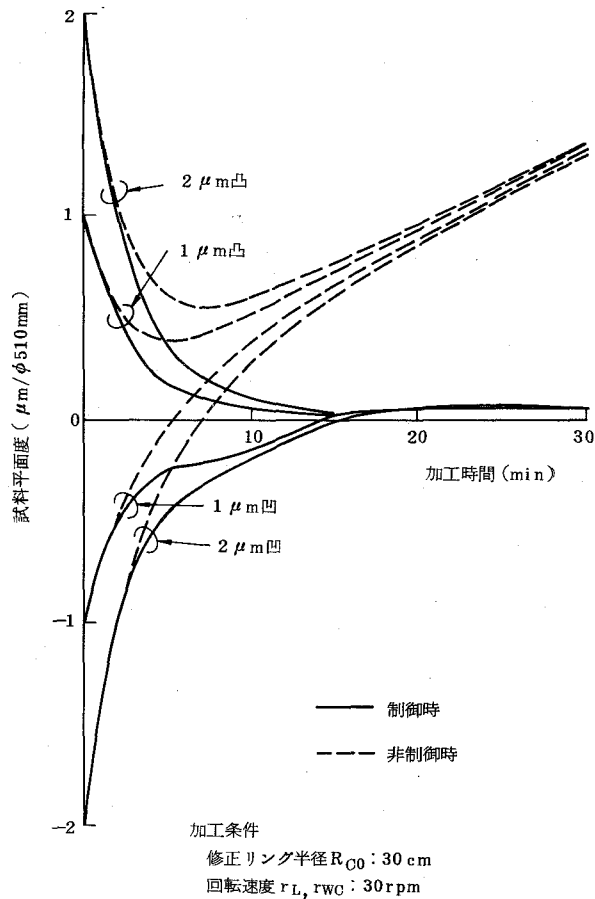


図 3.32 凹凸試料の荷重制御による平面度向上

表 3.9 試料平面度向上時の荷重条件

		平均圧力 (kgf/cm ²)		偏心荷重率 (%)		
		試料 σ_w	修正リング σ_c	試料 D_w	修正リング D_c	
無 制 御		50	50	0	0	
制 御	凸	1 μ m	50	195	34	9
		2 μ m	50	200	34	9
制 御	凹	1 μ m	50	145	34	11
		2 μ m	50	140	34	11

15分後にはポリシャは平面になり、試料平面度は $0.1 \mu\text{m}/\phi 510 \text{ mm}$ 以下に向上する。したがって、ポリシャを平面に維持しつつ、試料平面度を向上させることは可能である。このさいの加工条件は、ポリシャ平面維持条件と比較し、凹試料の場合、平均圧力比を小に、さらに、凹量が大きいほど小に、凸試料の場合、その逆にすることが必要になる。

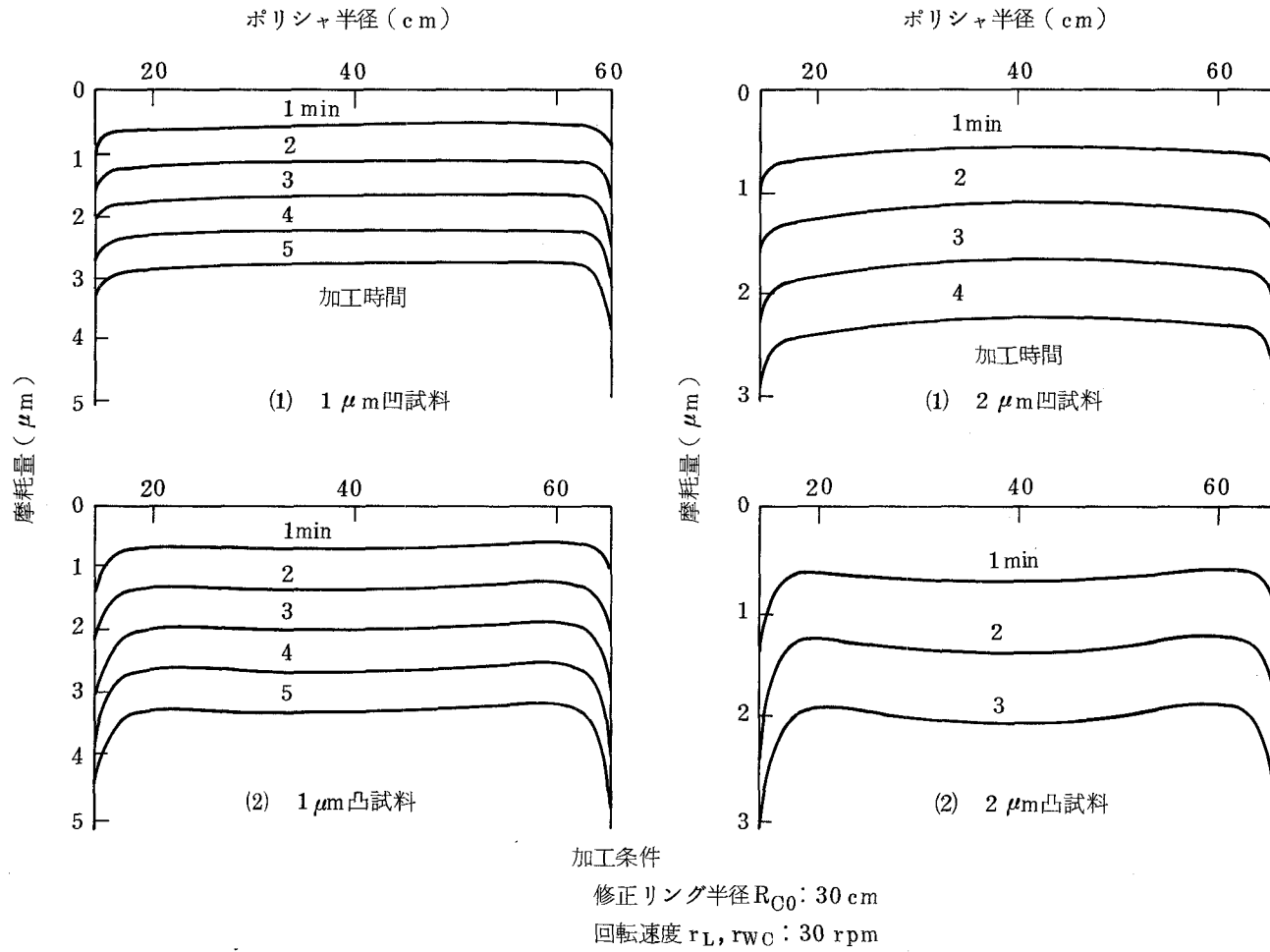


図 3.33 凹凸試料加工時におけるポリシャ摩耗形状の変化

3.4 本節の要約

2節で導出した修正リング形ポリシングにおける形状生成過程理論式をもとに、シミュレーションプログラムを作成し、第4章で述べる平面修正制御形ラップ・ポリシ機を対象に、回転速度、荷重制御を行ったさいのポリシャ、試料の形状生成過程をシミュレートするとともに、ポリシャを平面に維持する条件や、凹凸試料を高平面度に加工する条件について明らかにした。以下、結果を要約して述べる。

- (1) ポリシャと試料が同一方向に回転する場合のポリシャ上のポリシャと試料の平均相対速度は、ポリシャの回転速度が40 rpm以上では、試料の回転速度が小の場合、単調増加、大の場合、単調減少する。試料上の試料とポリシャの平均相対速度は、ポリシャの回転速度の増加に伴い、中心部と周辺部の差が小さくなる。
- (2) ポリシャと試料が同一方向に回転する場合のポリシャ上の試料と修正リングによる平均走行距離は、ポリシャ半径全体に亘り一定でなく、その曲線は凸の極大値をもつ。ポリシャの回転速度が40 rpm以上で、試料、修正リングの回転速度が大きい場合、平均走行距離は、ポリシャの内周部で極大値をとり、回転速度が小さい場合、ポリシャのほぼ中央部か若干外周部で極大値をとる。
- (3) ポリシャの比摩耗量・圧力比の増大に伴い試料平面度はほぼ直線的に劣化する。したがって、その比の小さいポリシャを用いることが、比制御時において高精度平面を得られる条件となる。
- (4) 加工時間が短い場合、相対弾性定数が小さい（ポリシャが軟らかい）ほど試料平面度の劣化は小さく、加工時間が長い場合、大きい（ポリシャが硬い）ほど劣化は小さい。
- (5) 幅広の修正リング使用によって、試料平面度は飛躍的に向上する。
- (6) ポリシャに対する試料、修正リングの回転速度制御により、ポリシャを円錐、すり鉢状にできるが、それらの母線形状は凹状となり、凸状には形状修正できない。円錐状化はポリシャの回転に対して、試料、修正リングの回転速度を小さくすることによって可能である。
- (7) 試料の平均圧力に対する修正リングの平均圧力の比を大きく、しかもポリシャの外周側に大きい偏心荷重を与える荷重制御によって、ポリシャに平面を維持できる。円錐状ポリシャに対しては、平面維持条件と比較し、平均圧力比と偏心荷重率を小さく、すり鉢状のポリシャに対しては、大きくすることによって平面修正できる。また、凹、凸状ポリシャについても荷重制御により平面修正が可能である。

- (8) 凹試料に対しては，平面維持条件より平均圧力比を若干小さく，凸試料に対しては大きくすることによって，ポリシャに平面を維持しつつ試料を高平面度に加工できる。

4. 結 言

電子機器に用いられる各種デバイスの素材となる結晶材料には、きわめて高い平面精度や、加工変質層のない鏡面が要求されるため、従来から天然樹脂、合成樹脂、人工皮革ポリシャなどを用いたポリシングが適用されてきた。しかし、これらのポリシャは、不均一摩耗を生じ、この形状が試料に転写されるため、ポリシャの形状修正を行わずに高精度平面を長時間に亘って得ることはむずかしかった。本章では、ポリシャや試料に生成されてゆく断面形状の過程をシミュレートする理論式を導き、ガラス試料とピッチポリシャについて、ポリシャの平面維持制御条件と、中心対象の凹凸形状をもつ試料を高精度平面に加工するための制御条件を明らかにした。以下、結果を要約して述べる。

- (1) 半径の関数で定義される曲面をもつ弾性体（ポリシャ）と剛体（試料および修正リング）の間に生じる圧力分布を、新たにすきまという量を導入して解析し、平均走行距離を求める式と合わせて、弾性・摩耗ポリシャを用いる修正リング形ポリシングにおける表面形状生成過程理論式を導いた。
- (2) 各種回転速度条件、荷重条件におけるポリシャ、試料、修正リングの減耗によって生じる時間的形狀変化を算出するシミュレーションプログラムを設計、作成した。
- (3) ポリシャに対する試料、修正リングの回転速度を制御しない場合、ポリシャ形状はすり鉢状となるが、その回転速度を小さくすることにより、円錐状にできる。しかし、いずれの場合も、それらの母線形状は凹状となり、凸状には制御できない。凹状化の軽減は試料に対し修正リングの平均圧力を大きくすることによって可能である。
- (4) ポリシャの平面維持は、試料に対する修正リングの平均圧力比を大きく、且つ、ポリシャの外周側に大きな偏心荷重を与える荷重制御によって達成できる。円錐、すり鉢状、および凹、凸状ポリシャについても本荷重制御により平面修正は可能である。
- (5) 試料を高平面度に加工するためには、ポリシャを平面に維持しつつ加工することが良策であり、凹試料に対しては平面維持条件より平均圧力比を若干小さくし、凸試料に対しては若干大きくする荷重制御により実現できる。

引用文献

- 301) W. J. Rupp: *Optica Acta*, 18, 1 (1971) 1
- 302) 井田一郎, 新井湧三: 精密機械, 25, 13 (1959) 532
- 303) 河西敏雄, 野田寿一, 井田一郎: 精密機械, 37, 4 (1971) 288
- 304) R. B. McIntosh, Jr., R. A. Paquin: *Applied Optics*, 19, 14 (1980) 2329
- 305) A. Leistner: *Applied Optics*, 11, 4 (1972) 960
- 306) 飯山重幸, 古本俊一: 昭和 45 年度精機学会秋季大会前刷, (1970) 213
- 307) 大平文和, 飯山重幸, 鈴木淳平: 昭和 56 年度精機学会春季大会前刷, (1981) 771
- 308) S. Iiyama: *Bull. Japan Soc. of Prec. Engg.*, 17, 4 (1983) 285
- 309) 森勇蔵: 精密機械, 46, 6 (1980) 659
- 310) 渡辺純二, 鈴木淳平, 大平文和: 精密機械, 49, 5 (1983) 655
- 311) 河西敏雄, 宇根篤暢: 精密機械, 43, 5 (1977) 562
- 312) C. S. Dickinson: *Sci. Instrum. (J. Phys. E)*, 2, 1 (1968) 365
- 313) 河西敏雄: 昭和 45 年度精機学会秋季大会前刷, (1970) 231
- 314) 宇根篤暢: 精密機械, 49, 2 (1983) 201
- 315) 松永正久: ラッピング, (1957) 149, 誠文堂新光社
- 316) I. Ida, Y. Arai: *Rev. ECL*, 8, 3-4 (1960) 119
- 317) 松永正久: 生産研究, 9, 4 (1957) 234
- 318) K. G. Kumanin: *Generation of Optical Surfaces*, (1962) 365, The Focal Library, London and New York
- 319) W. Rupp: *Feinwerktechnik*, 67, 8 (1963) 295
- 320) W. Rupp: *Feinwerktechnik*, 67, 11 (1963) 438
- 321) W. Rupp: *Applied Optics*, 11, 12 (1972) 2797
- 322) F. Cooke, N. Brown, E. Prochnow: *Optical Engineering*, 15, 5 (1976) 407
- 323) 中野智充, 河合正治: 精密機械, 39, 5 (1973) 521
- 324) 井戸守, 田中芳雄, 田中国弘: 精密機械, 44, 12 (1978) 1438
- 325) 田中国弘, 田中芳雄, 井戸守: 精密機械, 48, 8 (1982) 1069

第4章 平面修正制御形ラップ・ポリシ機の試作

1. 緒言

電子機器部品を高性能、安価に製造するためには、その基板となるSiウェハや各種結晶材料に高精度平面を能率よく得ることが必要となる。このためラップ・ポリシ機には、高能率化のための大型化と高精度化のための高剛性、低振動化が要求されている。高精度平面を得る方法として、小形工具を制御して試料面形状を直接制御する方法^{401)~404)}とラップ面形状を修正し、これを試料に転写する方法⁴⁰⁵⁾がある。前者はきわめて高い平面精度が得られるが、枚葉処理であり、大量生産には不向きである。本研究は、生産能率の高い後者の方法を対象とする。

現状の大形ラップ・ポリシ機の中には、ラップ、もしくはポリシャ径2400mmで高速度、高加圧加工が可能なものもあるが、平面修正制御の面からみると、ラップと試料との面接触による平面自己修正作用を利用する以外には積極的な修正機能をもたない。したがって、再現性が悪く、非能率的であるとともに、高精度平面を得ることがむずかしい。現在、市販されている大形ラップ・ポリシ機を表4.1に示すが、平面修正の制御機能をもつものは少ない。加圧には大部分の機械が油圧方式を用い、試料皿の回転も自由回転方式より強制回転方式のものが多く。しかし、試料皿の回転速度はラップの回転速度と等しく、試料皿とラップの回転速度を非等速にして、平面を制御する方式を採用した例はない。すなわち、現状の機械では、「ラップに平面が維持されるならば、等速回転により、試料全面におけるラップと試料の相対速度、すなわち、走行距離が等しくなるので、試料を平面に加工できる。」という一般則を用いているにすぎず、ラップを平面に維持するために、数工程ごとに修正リングによる平面修正が必要になる。したがって、加工中においてもラップを平面に維持し、さらに、短時間加工を実現するために、試料の表面形状に応じてラップの表面形状を変え、積極的に平面修正を行う制御条件を明らかにすることが必要となる。

これら制御条件については、前章のシミュレーションにより明らかにし、ポリシャ、ここではラップと試料の回転速度、試料と修正リングの平均圧力比、および偏心荷重を制御することにより達成できることを示した。

本章では、これらのシミュレーション結果に基づいて、設計、試作した平面修正制御形ラップ・ポリシ機について、設計方針、ならびに、ラップ面を平面修正制御するための加圧力、偏

心荷重，回転速度の連続可変機構，および高精度，高能率加工を実現するための機械構造について述べるとともに，本機に採用した定盤用流体すべり軸受の浮上特性，平行ばね加圧方式による加圧精度，ならびに，平面修正制御結果，ポリッシング時の昇温特性について明らかにする。また，本機をSi ウェハのポリッシングに適用し，試料皿の熱変形が加工精度へ大きく影響することを示すとともに，この対策のために採用した上層の熱膨張係数が大きい2層円板形接着基板等の熱変形を実験的，理論的に解析した結果について述べる⁴⁰⁶⁾。

表 4.1 市販大形ラップ・ポリシ機の仕様

機種名		試作機	T-LPM 1200 津 上	FL12P Peter Wolters	48BAW Speed FAM	320A Siltec
大きさ (mm) 間口×奥行×高さ		1700×1700 ×2600	1400×1900 ×1800	1600×1600 ×2438	1370×1370 ×2000	1295×1422 ×1397
試料皿径 (mm)		510	425	480		266
ラップ径 (mm)	外径	1300	1200	1289	1200	914
	内径	280	330	299	457	
修正リ ング径 (mm)	外径	600	505			
	内径	510	425			
重 量	(kgf)	6600	2500	3173		1368
回 転 速 度 (rpm)	ラップ	4~40	5~44	40	63	116
	試料皿	4~80				0~100
加圧力	(kgf)	0~1737 (平行ばね)		0~1600 (油 圧)	0~567 (油 圧)	0~240 (油 圧)
電動機 出 力 (kW)	ラップ	15	5.5	22	7.5	15
	修 正 リ ング	5.5				3.2
方 式		片面加工 修正リング 強制回転	片面加工 修正リング 自由回転	片面加工 修正リング 自由回転	片面加工 修正リング 強制回転	片面加工 強制回転
精 度	平 行 度	2 秒 (ポリッシング)	(ラッピング)		2.5 μm (研 削)	最大 10 μm (ラッピング)
	表 面 あ ら さ	0.02 μm R _{max}	0.1 S		0.2 S	
	平 面 度	0.1 μm/ ∅155mm	1 μm		0.3 μm	
そ の 他		偏心荷重 試料皿 200kgf 修正リング 120kgf				

2. 設 計

2.1 方 針

高精度・高能率加工を実現するための設計方針を以下に示す。

- (1) 高精度加工のために、運動精度の向上、低振動、高剛性化を図ること。
- (2) ラップと試料皿の回転速度、および試料皿と修正リングへの加圧力、偏心荷重は、制御性を高めるために連続可変とすること。
- (3) 高能率加工実現のために、多数同時加工、高加圧、高回転速度を実現すること。
- (4) 現状の片面加工用修正リング形ラップ・ポリシ機を原形とすること。

2.2 方 式

2.2.1 平面修正方式

平面修正法として、「試料面形状は、ラップ面形状が転写されて生成される。」という現象を利用する。このためには、ラップ面をつねに平面に維持しなければならないが、本ラップ・ポリシ機では、試料が凸の場合にはラップ面を凸に、凹の場合には凹にして、加工時間を短縮する積極的な新制御方式を導入した。

一般に試料、およびラップは、前章で示したように各接触部における圧力 p と走行距離に比例して摩耗し、摩耗量 W は式 (4.1) で与えられる⁴⁰¹⁾。

$$W = \int_0^t \eta p V dt \quad (4.1)$$

ここで、 V はラップと試料間の相対速度、 t は加工時間（ラップと試料が非接触の場合は減じる）、 η は材質による定数である。したがって、ラップ面に平面を維持するためには、圧力と相対速度の積がラップ全面において等しくならなければならない。この条件を満足させるために、レンズ研磨方式と修正リング方式が考案され、ラッピング運動の解析がなされている⁴⁰⁸⁾、⁴⁰⁹⁾。

本設計では、ラップ面形状を制御し易い修正リング方式を採用した。この方式において、ラップ面摩耗に関係する要因は、ラップ、試料皿、および修正リングの回転速度、試料皿、および修正リングに負荷する圧力と偏心荷重、試料皿、修正リングとラップの相対位置、加工時間

である。回転速度は式(4.1)の V に、相対位置と加工時間は t に関係する量で、これらの積は走行距離となる。また、圧力と偏心荷重は p に関係する量である。以下、これらの要因がラップ、および試料面に与える影響について述べる。

前章3.3.2節において述べたように、ラップと試料皿の回転速度が等速の場合だけ、試料皿全面において平均走行距離は等しくなるが、ラップ面の平均走行距離は、内外周部に対し中央部付近が大きい。この傾向は修正リングを用いても修正しきれず、圧力を一定とすると、中低ですり鉢状に摩耗する。したがって、長時間の加工を行うと必然的に試料皿は凸となる。試料皿を平面加工するためには、前章3.3.3節で述べたように、ラップに対する試料の回転速度を小さくし、ラップを円錐状に摩耗させ、これによる圧力分布の変化に伴う凹状化と、ラップと試料皿の回転速度を非等速にし、これによる平均走行距離の変化に伴う凸状化の二つの効果をバランスさせれば達成できるが、むずかしい制御となる。したがって、回転速度制御だけによる試料皿の平面加工はきわめてむずかしい。

一方、ラップ面についても、回転速度制御により、すり鉢状、円錐状にはなるが、その母線形状は凹状であり、凸状にすることはできないため、回転速度制御だけでラップ面を平面修正することは不可能であり、他の制御方法が必要になる。

このための制御方法として、試料皿に対する修正リングの平均圧力比と偏心荷重がある。前章3.3.3節、3.3.4節で述べたように、前者によりポリシャの凸状化を達成でき、後者により、平均走行距離が試料皿全面で等しくなる試料皿とラップの等速回転時においても、ラップのすり鉢状化を防ぎ、ラップ面の平面維持を達成できる。

図4.1に試料皿とラップの相対位置が変化した場合、すなわち、試料皿をラップから Δ だけはみ出させた場合について、試料皿半径に対する平均走行距離 \bar{U}_w を示す。ただし、試料皿とラップの回転速度は等速とする。ラップの半径 R_{L0} 、あるいは、 Δ が異なるいずれの場合についても、はみ出し点の近傍で急激に減少した後、緩やかに減少する。したがって、圧力が一定ならば試料は中央部が窪んだ凹形状となる。はみ出し量 Δ を変化させたばあい、 \bar{U}_w は大きく変化するが、ラップの半径の大きさによる影響はほとんど受けない。また、ラップの外側へ試料皿をはみ出させた場合に比較して、内側へはみ出させた場合の \bar{U}_w の減少割合は小さい。なお、 R_{w0} は試料皿の半径であり、 Δ は正の場合、ラップの外側へのはみ出し量、負の場合、内側へのはみ出し量である。したがって、凸試料の平面加工は、試料皿のラップからのはみ出し量制御によって可能であり、回転速度制御では不可能であった試料の凹状化制御が可能になる。このさいの試料皿、および修正リングのラップ半径に対する平均走行距離を図4.2に示す。試

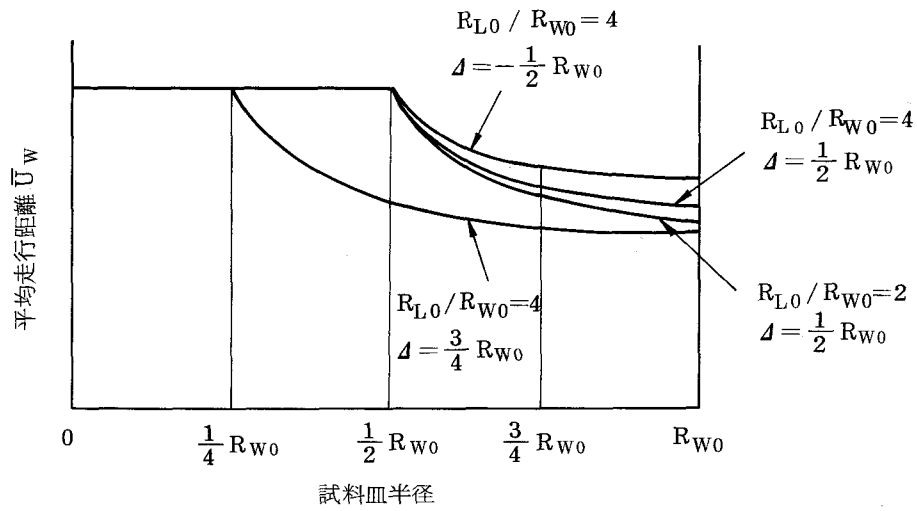


図 4.1 試験皿のラップからののはみ出し量と試験皿上の平均走行距離の関係

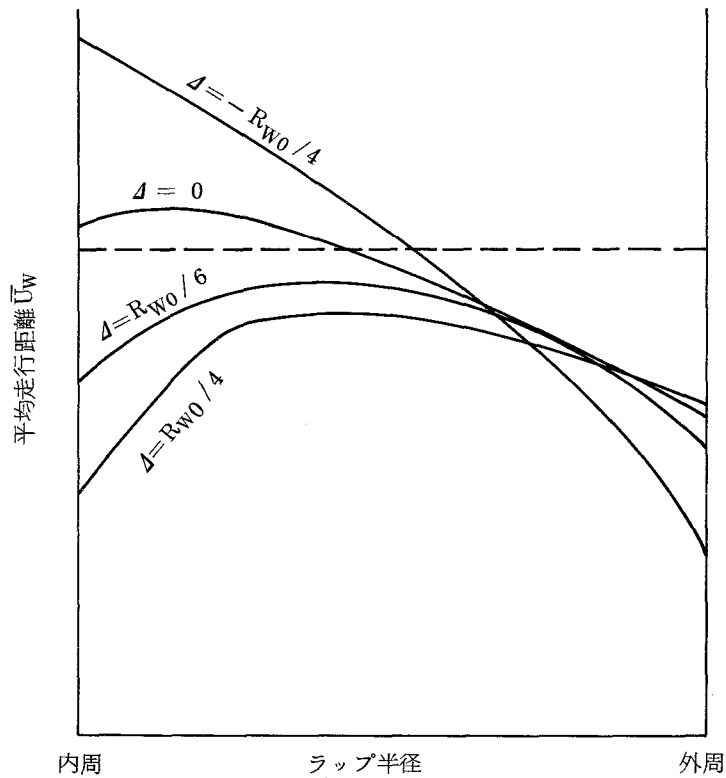


図 4.2 試験皿・修正リングのラップからののはみ出し量とラップ上の平均走行距離の関係

料と修正リングをラップの外周側から内周側へ移動し、はみ出し量を変化させると、平均走行距離は中高から内周側で大きい直線状へと変化し、 $\Delta=-R_{w0}/4$ の場合、ほぼ直線となる。したがって、圧力を一定とすると、ラップはすり鉢状となるが、この状態でラップの内周側に低く外周側に高い偏心荷重を与えることにより点線形状のようになり、ラップを平面に維持する

ことが可能になる。しかし、本方法は、試料がラップ外にはみ出すので、そのための占有面積が必要となり、装置の大形化を招き、さらに、試料、ラップの回転運動機構のほかに、試料、修正リングの直線運動機構を付加しなければならず、機構系が複雑化する欠点がある。

以上の検討結果により、本機では構造を簡単にするために、平面修正方式として、試料を積極的に凸にするには、ラップと試料皿の回転速度を非等速にする方法を、凹にするには、ラップ形状を、その外周部に大の偏心荷重を与えることによって円錐状とし、ラップ円周方向の凸の曲率を利用する方法を、ラップ面を平面に保つには、試料皿に対して、修正リングに負荷する圧力を大にするとともに、ラップの外周部に大の偏心荷重を与える方法を採用した。すなわち、平面修正制御変数として、ラップ、試料皿の回転速度、試料皿、修正リングに与える平均圧力比と偏心荷重を選定した。

2.2.2 回転駆動方式

通常、片面加工用修正リング形ラップ・ポリシ機の試料皿の回転駆動方式には、自由回転駆動方式と強制回転駆動方式があり、ラップからの回転をそれぞれ摩擦、あるいは、ピン歯車で伝達している。本機では、平面修正制御、および自動化を進めるために強制回転駆動方式を採用した。回転の伝達には、チェーン、摩擦車、Vベルト、歯車等の使用が考えられるが、(1)伝達トルクがきわめて大きいこと、(2)回転むらを生じないこと、(3)騒音、振動が小さいことなどが要求されるため、高精度インボリュート歯車を採用した。なお、修正リングと試料皿の回転速度は等速とした。

2.2.3 圧力負荷方式

修正リング、および試料皿の加圧は、空気圧、油圧を利用したものが多い⁴¹⁰⁾。本機では、加圧力を連続的に変化させてラップ面形状を制御するため、空気圧、油圧では高精度の連続圧力制御がむずかしく、平行ばねを利用した加圧方法を適用した。この方法の長所は、(1)加圧精度が高い。(2)圧力を連続的に変化させることが容易にできる。(3)機構が簡単である。(4)可動質量が小さく、ラップ回転中の上下動に追従する（ラップと試料面の密着状態を乱さない）等である。

2.2.4 偏心荷重負荷方式

一般に偏心荷重は、試料の平行度を修正するために、円柱を斜めに切断した重錘により与え

られている⁴¹⁾。本機の場合、加工中にラップ面形状を制御する目的で偏心荷重を与えるため、重錘による方法は用いられない。このため、(1)中心から偏心した1点に荷重を与える方法、(2)円周上の3点で加圧し、各点の圧力をアンバランスする方法の2つの方法が考えられる。(1)の場合、ラップ面を円錐、すり鉢状にするためには偏心荷重点を2点必要とし、圧力制御数が多くなる。また、1点で偏心荷重を与えるため、中心と偏心荷重点を結ぶ直線に対する左右のバランスが悪い欠点がある。これに対し、(2)の場合、3点で圧力を負荷するためバランスが良く、偏心荷重専用の圧力源が不要となる。以上より、本機では後者の方法を採用した。

2.3 構造

以上の方法に基づいて設計した本機の構造を図4.3に示す。試料皿とラップもしくはポリシヤをその上面に形成する定盤の回転速度を個別に連続可変制御するために2台の無段変速モータを用いた。3個の試料皿の回転は、定盤中心に回転軸をもつ歯車により修正リングを強制回転駆動し、その回転をキー伝達することにより行われる。低振動化のために、定盤はラジアル

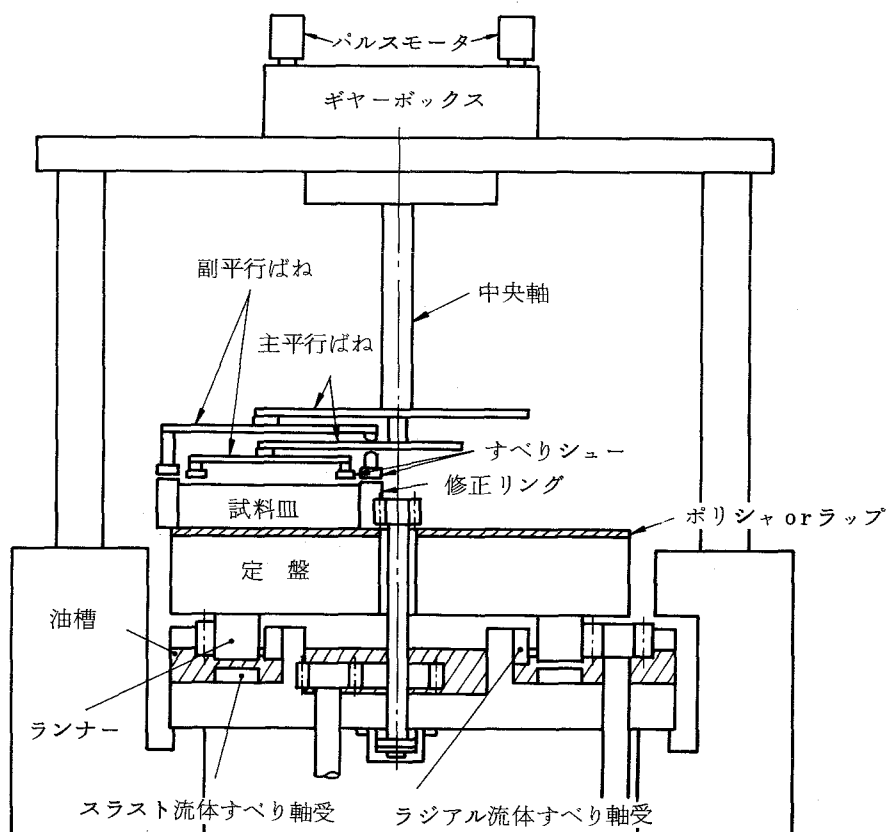


図 4.3 平面修正制御形ラップ・ポリシヤ機の構造

・スラスト流体すべり軸受で支持した。ラジアル軸受は、くさび状の油膜を形成するために、外周辺に沿って $50\mu\text{m}/110\text{mm}$ の傾斜をもつ5個の受金（円弧長さ 120mm ，幅 102mm ）から、スラスト軸受は、後述する方法で設計した $14\mu\text{m}/200\text{mm}$ の傾斜をもつ12個の受金（円弧長さ 120mm ，幅 114mm ）から構成される。

高精度の連続圧力制御を行うための加圧システムを図4.4に示す。主平行ばねは、3個の試料皿、あるいは修正リングに同時に等加圧力を与え、定盤の上下動に対し安定して追従するように中央軸から3半径方向に伸びる。試料皿、あるいは修正リングへの加圧力は、1組の主平行ばねの端部から分岐する3組の副平行ばね端に取り付けた特殊すべりシューを介して与えられる。中央軸は軸心を共用する2重軸構造、平行ばねは2段構造をもち、試料皿と修正リングに個別の加圧力を与える。定盤の外周、あるいは内周側に大きい偏心荷重は、試料皿、あるいは修正リングの円周上の3等分点上に、内周側2個、外周部1個になるように配置したシューの足の長さを内周側と外周側でアンバランスにすることによって与えられる。各シューへの加圧力は、加工中に副平行ばね上に取りつけたストレインゲージにより検出され、差動ねじによって調整される。加圧のための中央軸の送りには、ピッチ 10mm ，単一ピッチ誤差 $5\mu\text{m}$ の高精

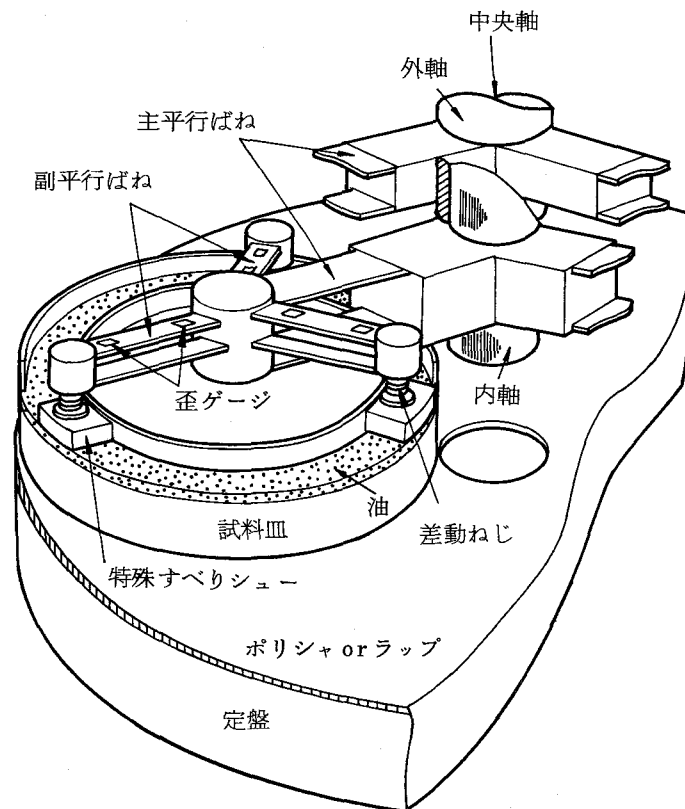


図4.4 加圧システム

度送りねじを使用し、駆動には回転角精度の高い電気パルスモータを用いた。

特殊すべりシューは、構造上、足の長さが長くなる。したがって、図 4.5 に示すようにシューとランナー間に介在する油の流体抵抗によって、副平行ばねに大きなねじりモーメントが発生する。このモーメントによってシューが傾斜し、浮力を失うことを避けるために、 $5\mu\text{m}/60\text{mm}$ の傾斜をもつ前後の受圧面に $5\mu\text{m}$ の段差を設けた。この段差により前の受圧面で発生する動圧力は、後の受圧面の動圧力に比して大きくなり、反対方向のモーメントが発生し、流体抵抗によるモーメントをキャンセルする。

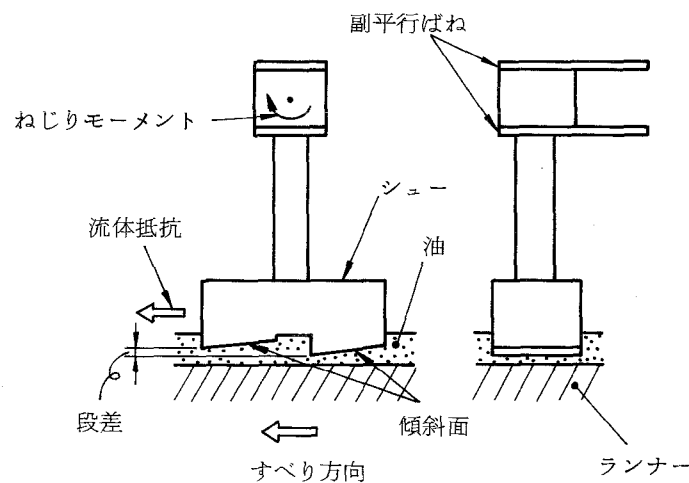


図 4.5 特殊すべりシュー

2.4 設計計算

2.4.1 ラップ径と試料皿径

1 工程で加工される試料の同時加工枚数は生産性に大きく影響する。このため、この枚数と関係する試料皿径とラップ径を以下の手順で設定した。

試料皿径は、試料径、および試料はりつけ枚数によって決定され、図 4.6 に示すように直径 d の試料を n 枚リング状にはりつけたさいの試料皿径 D_w は、式 (4.2) で与えられる。

$$D_w = d \left\{ 1 + \frac{1}{\sin(\pi/n)} \right\} \quad (4.2)$$

ラップ径は、試料皿径、ラップ上に置かれる試料皿個数、修正リングのリング幅から決定される。図 4.7 に示すように、多数枚試料をはりつけた N 個の試料皿にそれぞれ外径 D_o の修正リング

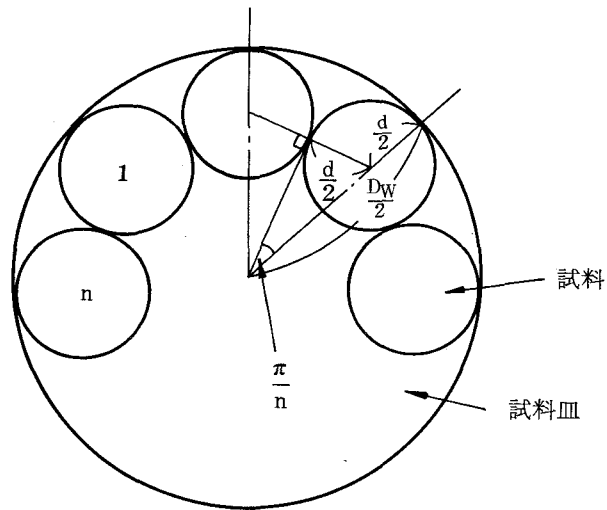


図 4.6 試料皿上の試料配置

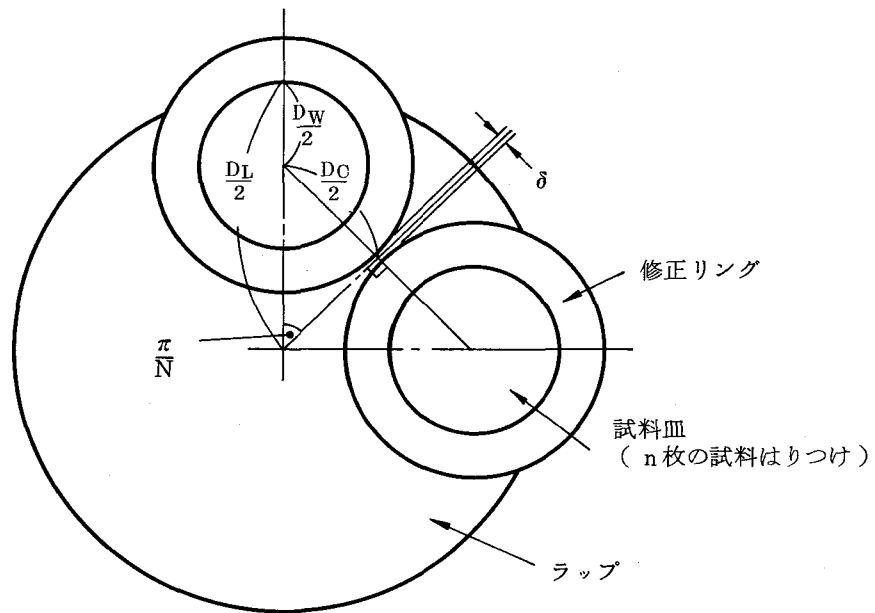


図 4.7 1 試料皿多数枚試料方式

をはめ、それらをラップ上にリング状に配置したさいのラップ径 D_L は、式 (4.3) で与えられる。ただし、修正リングと修正リングの間には δ のすきまを設ける。

$$D_L = D_W + \frac{D_C + \delta}{\sin(\pi/N)} \quad (4.3)$$

一方、図 4.8 に示すように、1 枚の試料をはりつけた N 個の試料皿をラップ上にリング状に配置し、その中の 1 個をラップの平面修正用修正リングとして用いたさいのラップ径は、式

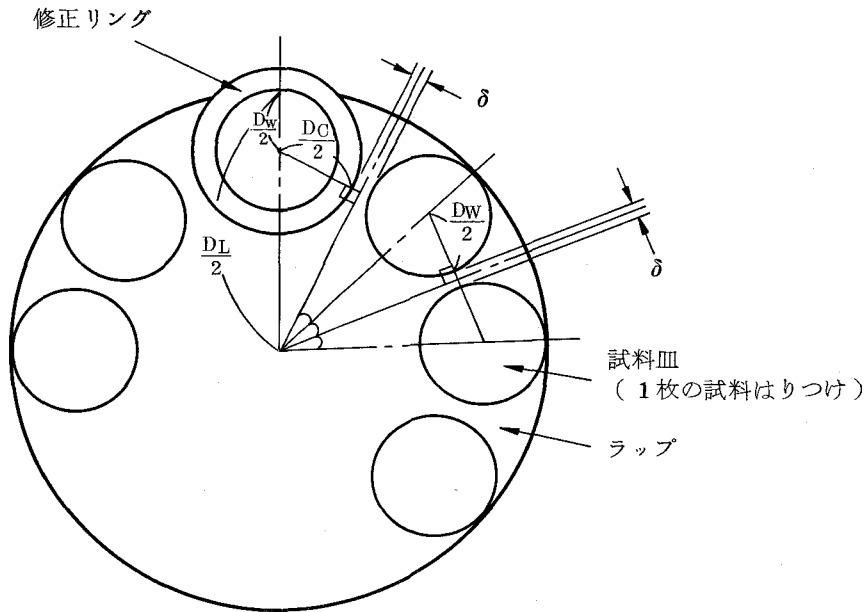


図 4.8 1 試料皿 1 試料方式

(4.4) で与えられる。ただし、試料皿と試料皿の間、および試料皿と修正リングの間には δ のすきまを設ける。

$$\frac{2\pi - 2 \sin^{-1} \left(\frac{D_C/2 + \delta/2}{D_L/2 - D_W/2} \right)}{N - 1} = 2 \sin^{-1} \left(\frac{D_W/2 + \delta/2}{D_L/2 - D_W/2} \right) \quad (4.4)$$

式 (4.4) を整理すると、

$$\frac{\pi}{N} = \sin^{-1} \left(\frac{D_W + \delta}{D_L - D_W} \right) + \frac{1}{N} \left\{ \sin^{-1} \left(\frac{D_C + \delta}{D_L - D_W} \right) - \sin^{-1} \left(\frac{D_W + \delta}{D_L - D_W} \right) \right\} \quad (4.5)$$

となる。ここで、

$$\frac{D_W + \delta}{D_L - D_W} = A \quad \frac{D_C - D_W}{D_L - D_W} = \epsilon$$

とおくと、式 (4.5) の第 2 項は、

$$\frac{1}{N} \left\{ \sin^{-1} (A + \epsilon) - \sin^{-1} A \right\}$$

となる。{ } の中を級数展開し、第 3 項以降を無視すると、

$$f(\epsilon) = \left\{ A + \epsilon + \frac{1}{6} (A + \epsilon)^3 \right\} - \left(A + \frac{A^3}{6} \right) = \epsilon \left(1 + \frac{A^2}{2} \right) + \frac{1}{2} A \epsilon^2 + \frac{\epsilon^3}{6}$$

となる。ここで、 $N \geq 9$ の場合、 $\epsilon/A < 0.2$ であるから、 $f(\epsilon) = \epsilon (1 + A^2/2)$ で近似でき

る。したがって、第2項は $(\epsilon/N) \cdot (1+A^2/2)$ となり、第1項の級数展開 $(A+A^3/6)$ に比較して、 $1/100$ のオーダーであり無視できる。したがって、

$$D_L \div D_W + \frac{D_W + \delta}{\sin(\pi/N)} \quad (4.6)$$

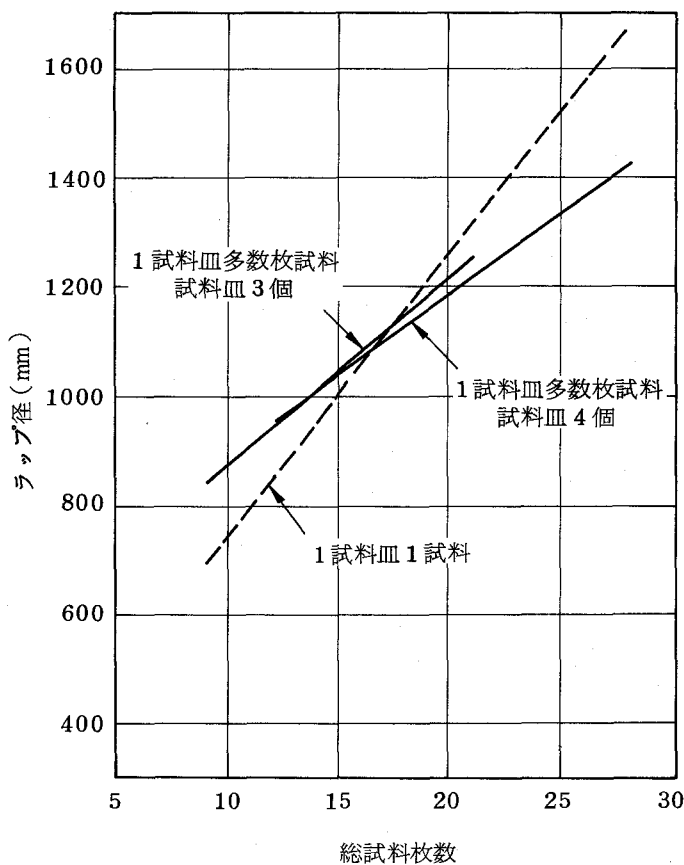
となる。

総試料枚数 N_T は、1 試料皿に n 枚の試料をはりつける場合、および1 試料皿に1 枚の試料をはりつける場合について、それぞれ式 (4.7)、(4.8) で与えられる。

$$N_{Tn} = Nn \quad (4.7)$$

$$N_{T1} = N - 1 \quad (4.8)$$

表 4.2 に式 (4.2)、(4.3)、(4.6) ~ (4.8) を用いて、種々の条件における総試料枚数、ラップ径を計算した結果を示す。試料径 155 mm (6 インチ相当)、修正リングのリング幅が試料径の1 割の場合における総試料枚数とラップ径の関係を図 4.9 に示す。



試料径：155mm 修正リングのリング幅：試料皿径の1割

図 4.9 総試料枚数とラップ径の関係

表 4.2 各種条件におけるラップ径

(a) 1 試料皿多数枚試料の場合 (ただし $\delta = 40 \text{ mm}$)

試料径		130 mm					155 mm				
		総試料枚数		試料皿径 (mm)	修正リング 外径 (mm)	ラップ径 (mm)		試料皿径 (mm)	修正リング 外径 (mm)	ラップ径 (mm)	
		試料皿 3個	試料皿 4個			試料皿 3個	試料皿 4個			試料皿 3個	試料皿 4個
3	9	12	280	336	714	812	334	400	842	956	
					392	779			891	466	916
4	12	16	314	376	794	902	374	448	936	1058	
				440	868	993		522	1023	1169	
5	15	20	351	421	883	1003	419	503	1046	1187	
				491	964	1102		587	1143	1306	
6	18	24	390	468	977	1108	465	549	1145	1298	
				546	1067	1279		643	1254	1431	
7	21	28	430	516	1072	1216	512	614	1267	1437	
				602	1171	1338		716	1385	1581	

注) 修正リング外径は、リング幅が試料皿径の 1 割 (上段), および 2 割 (下段) の場合について算出。

(b) 1 試料皿 1 試料の場合 (ただし $\delta = 10 \text{ mm}$)

試料皿径 (mm)	総試料枚数	9	12	15	16	18	20	21	24	28
	130		583	715	848	892	981	1069	1114	1247
155		689	844	1001	1053	1157	1262	1314	1471	1681

図 4.9 において 1 試料皿多数枚試料の場合に比較して、1 試料皿 1 試料の場合は勾配が大であり、総試料枚数が 17, あるいは 18 枚の点でこれらの直線は交わる。したがって、ラップ径が約 1100 mm 以下の場合、1 試料皿 1 試料の方が、1100 mm 以上の場合、1 試料皿多数枚試料の方がより生産性が高い。また、1 試料皿 1 試料の場合、各試料の平面度を個別に修正できる利点はあるが、制御数は多くなり、機構が複雑になる欠点がある。大量生産の場合、各試料がそれぞれ異なる平面形状になることは少なく、ある一定の形状になると考えられ、各試料の個別制御は不要である。したがって、本設計では生産性が高く、機構が簡単になる 1 試料皿多数枚の方式を採用した。

はりつけ枚数、試料皿個数は、はりつけ位置、試料皿設置位置に対称性がある場合、試料、

ラップが対称形状に摩耗することが考えられるので、それぞれ7枚、3枚とし、同時加工枚数を21枚とした。表4.3より、ラップ径は1300mm、試料皿径は510mm、修正リング外径は600mmとした。

2.4.2 流体すべり軸受

振動を防止するために、定盤の軸受、および回転する修正リング、試料皿と加圧系のインターフェースに、図4.10に示す流体すべり軸受を用いた。流体すべり軸受の圧力負荷能力W、および回転時の流体抵抗Fは式(4.9)、(4.10)で与えられる⁴¹²⁾。

$$W = \frac{6 \eta u l^2 b}{h_0^2} \cdot K_W \cdot \xi \cdot n \quad (4.9)$$

ここで、 η は流体の粘度、 u は速度、 l は受金の長さ、 b は受金の幅、 h_0 は最小すきま、 n は受金の数、 K_W は $\alpha = h_1/h_0 - 1$ (h_1 は最大すきま)によって定まる負荷係数、 ξ は α および b/l によって定まる測流補正係数である。

$$\left. \begin{aligned} F_R &= \frac{\eta b l u}{h_0} \left\{ \frac{4}{\alpha} \log(1+\alpha) - \frac{6}{2+\alpha} \right\} \cdot n \\ F_S &= \frac{\eta b l u}{h_0} \left\{ \frac{6}{2+\alpha} - \frac{2}{\alpha} \log(1+\alpha) \right\} \cdot n \end{aligned} \right\} \quad (4.10)$$

ここで、 F_R はランナーに働く流体抵抗、 F_S は受金に働く流体抵抗である。

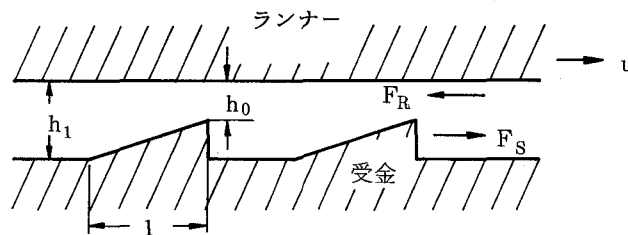


図4.10 流体すべり軸受

(1) 定盤

図4.11に定盤用流体すべり軸受の受金の配置を示す。流体として軸受油を用いると、 $\eta = 30 \sim 50 \text{ cp}$ ($1 \text{ cp} = 1.0204 \times 10^{-10} \text{ kgf} \cdot \text{sec}/\text{mm}^2$)であり、

$$u_{\min} = \pi \cdot (d_0 + d_i) / 2 \cdot r_{L\min} \doteq 10681 \text{ mm}/\text{min}$$

$$u_{\max} = \pi \cdot (d_0 + d_i) / 2 \cdot r_{L\max} \doteq 213629 \text{ mm}/\text{min}$$

となる。ここで、 d_0 は軸受の外径、 d_i は軸受の内径、 r_L は定盤の回転速度(4~80rpm)で

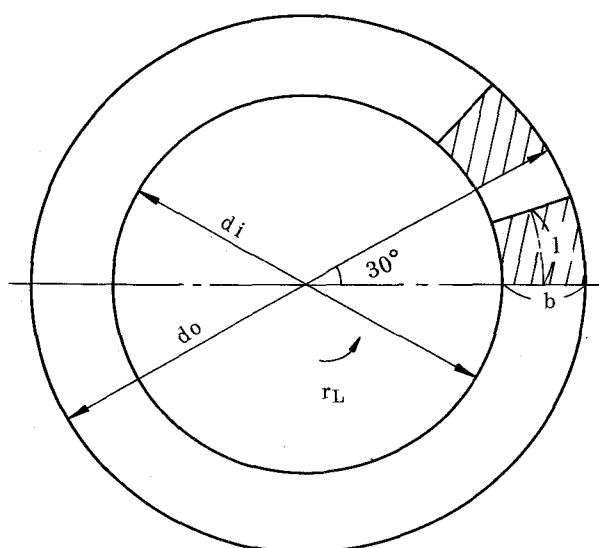


図 4.11 定盤用流体すべり軸受の受金配置

ある。 $l=b=150\text{mm}$, $n=12$, $h_1/h_2=2$ とすると、 $\alpha=1$ より、 $K_w=0.0265$, $b/l=1$ より、 $\xi=0.44$ となる。これら負荷係数 K_w , 測流補正係数 ξ 値は文献値⁴¹²⁾によった。ただし、 l は軸受内外周の中心線上の円弧の長さである。したがって、式(4.9)より最低圧力負荷能力 W_{\min} は、 u_{\min} を用いて、

$$W_{\min} \doteq (1.56 \sim 2.57) / h_0^2$$

となる。 $h_0 = 10 \mu\text{m}$ とすると、

$$W_{\min} \doteq 15600 \sim 25700 \text{ kgf}$$

となる。したがって、3個の試料皿、修正リングへの加圧力と自重を合わせた重量約3 ton、および定盤の自重1.5 tonを考慮しても、その2~5倍の値であり、十分な軸受能力といえる。つぎに式(4.10)より最大流体抵抗 $F_{R\max}$ は、 u_{\min} を用いて、

$$F_{R\max} \doteq 230 \sim 379 \text{ kgf}$$

$$F_{S\max} \doteq 183 \sim 301 \text{ kgf}$$

となる。

(2) 試料皿

図 4.12 に試料皿用流体すべり軸受の形状を示す。試料皿の回転速度を $4 \sim 120 \text{ rpm}$, 流体すべり軸受の中心上の半径を 190 mm とすると、

$$u_{\min} \doteq 4770 \text{ mm/min}$$

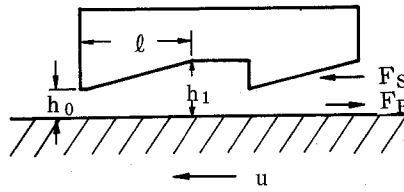


図 4.12 試料皿用流体すべり軸受

$$u_{\max} \doteq 143180 \text{ mm/min}$$

となり, $\eta = 30 \sim 50 \text{ cp}$, $l = b = 60 \text{ mm}$, $n = 2$, $h_1/h_2 = 2$ とすると, $\alpha = 1$ より, $K_W = 0.0265$, $b/l = 1$ より, $\xi = 0.44$ となる。したがって, 式 (4.9) より最低圧力負荷能力 W_{\min} は, u_{\min} を用いて,

$$W_{\min} \doteq (0.736 \sim 1.23) \times 10^{-2} / h_0^2$$

となる。 $h_0 = 5 \mu\text{m}$ とすると,

$$W_{\min} \doteq 294 \sim 490 \text{ kgf}$$

となる。つぎに, 式 (4.10) より最大流体抵抗 F_{\max} は, u_{\max} を用いて,

$$F_{R\max} \doteq 8.3 \sim 13.6 \text{ kgf}$$

$$F_{S\max} \doteq 6.5 \sim 10.7 \text{ kgf}$$

となる。

(3) 修正リング

修正リング用流体すべり軸受の形状は, 試料皿用と同様とした。

$$u_{\min} = 2\pi \times 290 \times 4 \doteq 7280 \text{ mm/min}$$

$$u_{\max} = 2\pi \times 290 \times 120 \doteq 218500 \text{ mm/min}$$

$$l = b = 50 \text{ mm}$$

η , n , K_W , ξ は試料皿の場合と同じとすると, 式 (4.9) より W_{\min} は,

$$W_{\min} \doteq 262 \sim 433 \text{ kgf}$$

となる。つぎに, 式 (4.10) より F_{\max} は,

$$F_{R\max} \doteq 8.7 \sim 14.4 \text{ kgf}$$

$$F_{S\max} \doteq 6.9 \sim 11.4 \text{ kgf}$$

となる。

2.4.3 回転駆動装置

(1) ポリシング抵抗によるトルク

ラップ、および修正リングと試料皿は、定盤、および修正リングの外周に加工された歯車を介して、2台の可変速モータによって回転駆動される。このさい、モータの負荷となるトルクは、ラッピング、あるいはポリシングによる抵抗と、流体抵抗から生じる。流体抵抗については、前節で求めたので、ここでは、ラッピング抵抗、あるいはポリシング抵抗によって生じるラップと試料皿のトルクを求める。

1) ラ ッ プ

ポリシングによってラップに生じるトルクを算出する理論式を、i) 試料皿が回転停止している場合と、ii) 試料皿とラップが等速回転している場合について導出する。

i) 試料皿が回転停止の場合

図 4.13 に示すように、試料皿は回転停止、ラップは一定回転速度で回転している場合、ラップに生じるトルク T_A は式 (4.11) で与えられる。

$$T_A = \int_{R_{L0} - 2R_{W0}}^{R_{L0}} F \cdot 2R_L \cdot \theta \cdot dR_L \cdot R_L \quad (4.11)$$

ここで、 R_{L0} はラップ半径、 R_{W0} は試料皿半径、 F は単位面積当たりのポリシング抵抗であり、

$$F = \mu \sigma \quad (4.12)$$

で与えられる。ここで、 μ はポリシング時のポリシ抵抗に対する荷重の比、 σ は単位面積当た

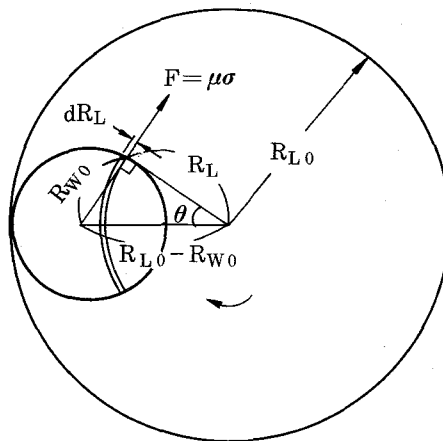


図 4.13 試料皿回転停止

りの圧力である。

$$\theta = \cos^{-1} \left[\left\{ R_L^2 + (R_{L0} - R_{W0})^2 - R_{W0}^2 \right\} / \left\{ 2R_L \cdot (R_{L0} - R_{W0}) \right\} \right]$$

であるから、式 (4.11), (4.12) より、

$$T_A = 2\mu\sigma \int_{R_{L0}-2R_{W0}}^{R_{L0}} R_L^2 \cos^{-1} \left\{ \frac{R_L^2 + (R_{L0} - R_{W0})^2 - R_{W0}^2}{2R_L \cdot (R_{L0} - R_{W0})} \right\} dR_L \quad (4.13)$$

となる。

ii) 試料皿とラップが等速回転の場合

図 4.14 に示すように、試料皿とラップが等速回転している場合、ラップに生じるトルク T_B は、式 (4.14) で与えられる。

$$T_B = \int_0^{\theta_0} \int_y^Y F \cos \theta \cdot 2R_L d\theta \cdot dR_L \cdot R_L \quad (4.14)$$

ここで、 θ_0 , y , Y は、図 4.14 より、

$$\theta_0 = \tan^{-1} \left\{ R_{W0} / \sqrt{(R_{L0} - R_{W0})^2 - R_{W0}^2} \right\} \quad (4.15)$$

$$\left. \begin{aligned} \{(R_{L0} - R_{W0}) \cos \theta - y\}^2 + \{(R_{L0} - R_{W0}) \sin \theta\}^2 &= R_{W0}^2 \\ \{Y - (R_{L0} - R_{W0}) \cos \theta\}^2 + \{(R_{L0} - R_{W0}) \sin \theta\}^2 &= R_{W0}^2 \end{aligned} \right\} \quad (4.16)$$

の関係があり、式 (4.16) を書き直すと、

$$\left. \begin{aligned} y &= (R_{L0} - R_{W0}) \cos \theta - \sqrt{R_{W0}^2 - \{(R_{L0} - R_{W0}) \sin \theta\}^2} \\ Y &= (R_{L0} - R_{W0}) \cos \theta + \sqrt{R_{W0}^2 - \{(R_{L0} - R_{W0}) \sin \theta\}^2} \end{aligned} \right\} \quad (4.17)$$

となる。式 (4.14) を整理すると、

$$\begin{aligned} T_B &= 2\mu\sigma \int_0^{\theta_0} \left\{ \int_y^Y R_L^2 \cos \theta dR_L \right\} d\theta \\ &= 2\mu\sigma \int_0^{\theta_0} \cos \theta \left[R_L^3 / 3 \right]_y^Y d\theta \\ &= 2\mu\sigma \int_0^{\theta_0} \cos \theta \left[(Y^3 - y^3) / 3 \right] d\theta \end{aligned}$$

ここで、式 (4.17) を用いると、

$$\begin{aligned} Y^3 - y^3 &= (Y - y) (Y^2 + Yy + y^2) \\ &= 2\sqrt{R_{W0}^2 - \{(R_{L0} - R_{W0}) \sin \theta\}^2} \cdot \left[3 \{(R_{L0} - R_{W0}) \cos \theta\}^2 + R_{W0}^2 \right. \\ &\quad \left. - \{(R_{L0} - R_{W0}) \sin \theta\}^2 \right] \end{aligned}$$

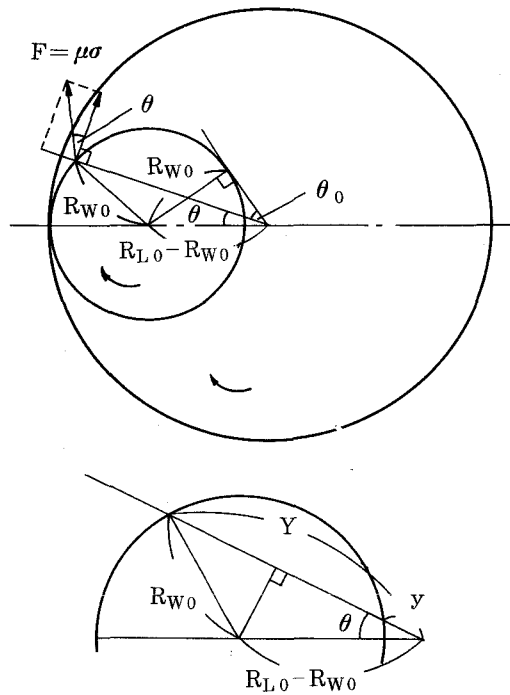


図 4.14 試料皿とラップが等速回転

となる。したがって、

$$T_B = \frac{4}{3} \mu \sigma \int_0^{\theta_0} \cos \theta \cdot \sqrt{R_{W0}^2 - \{(R_{L0} - R_{W0}) \sin \theta\}^2} \cdot [3 \{(R_{L0} - R_{W0}) \cdot \cos \theta\}^2 + R_{W0}^2 - \{(R_{L0} - R_{W0}) \sin \theta\}^2] d\theta \quad (4.18)$$

となる。

1 試料皿に 7 枚の試料をはりつけ、3 個の試料皿を使用したさいに、ラップに生じるトルクを式 (4.13)、(4.18) を用いて計算機により数値積分して求めると、

$$T_A \doteq 823430 \text{ kgf} \cdot \text{mm}$$

$$T_B \doteq 781570 \text{ kgf} \cdot \text{mm}$$

となる。ただし、6 インチの Si ウェハ 7 枚からなる試料に負荷する圧力を 500 gf/cm^2 として、加圧力を算出し、この圧力が試料皿全面にかかったものとして単位面積当たりの圧力 σ を求めた。この時、 $\sigma = 323 \text{ gf/cm}^2$ である。また、 $R_{L0} = 650 \text{ mm}$ 、 $R_{W0} = 255 \text{ mm}$ 、 $\mu = 1.0$ とした。

2) 試料皿

ポリシングによって試料皿に生じるトルクを算出する理論式を、ラップと試料皿が非等速回転している場合について導出する。

図 4.15 に示すように、ラップが 1 分間当たり r_L 回転，試料皿が r_W 回転している場合，式 (4.19) ~ (4.27) が成立する。

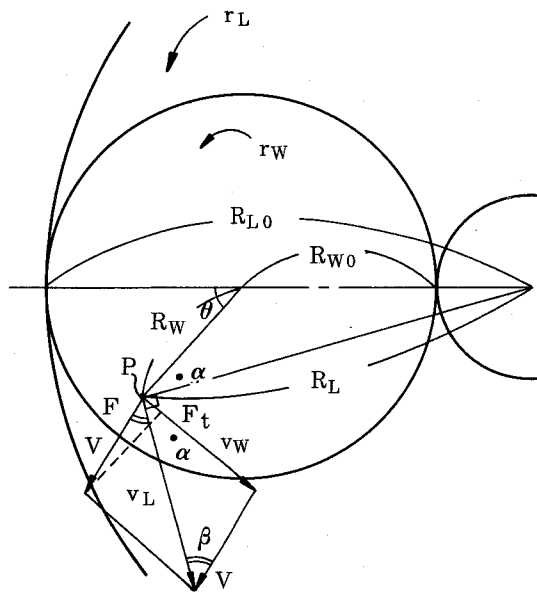


図 4.15 試料皿とラップが非等速回転

$$R_L^2 = (R_{L0} - R_{W0})^2 + R_W^2 + 2(R_{L0} - R_{W0})R_W \cdot \cos \theta \quad (4.19)$$

$$v_L = R_L \cdot r_L \cdot 2\pi \quad (4.20)$$

$$v_W = R_W \cdot r_W \cdot 2\pi \quad (4.21)$$

$$(R_{L0} - R_{W0})^2 = R_W^2 + R_L^2 - 2R_W R_L \cdot \cos \alpha \quad (4.22)$$

$$V^2 = v_L^2 + v_W^2 - 2v_L \cdot v_W \cdot \cos \alpha \quad (4.23)$$

$$v_W^2 = v_L^2 + V^2 - 2v_L \cdot V \cdot \cos \beta \quad (4.24)$$

$$F_t = F \cos(\alpha + \beta) \quad (4.25)$$

$$F = \mu \theta \quad (4.26)$$

$$T = 2 \int_0^\pi \int_0^{R_{W0}} F_t \cdot R_W d\theta \cdot dR_W \cdot R_W \quad (4.27)$$

式 (4.20), (4.21) を，式 (4.23), (4.24) へ代入すると，

$$V^2 = 4\pi^2 (R_L^2 r_L^2 + R_W^2 r_W^2 - 2R_L r_L R_W r_W \cdot \cos \alpha) \quad (4.28)$$

$$4\pi^2 R_W^2 r_W^2 = 4\pi^2 R_L^2 r_L^2 + V^2 - 4\pi R_L r_L \cdot V \quad (4.29)$$

となる。式 (4.28), (4.29) より，

$$4\pi^2 R_W^2 r_W^2 = 4\pi^2 R_L^2 r_L^2 + 4\pi^2 (R_L^2 r_L^2 + R_W^2 r_W^2 - 2R_L R_W r_L r_W \cdot \cos \alpha) - 8\pi^2 R_L r_L \cdot \cos \beta \sqrt{R_L^2 r_L^2 + R_W^2 r_W^2 - 2R_L R_W r_L r_W \cdot \cos \alpha}$$

$$\cos \beta = \frac{R_L r_L - R_W r_W \cdot \cos \alpha}{\sqrt{R_L^2 r_L^2 + R_W^2 r_W^2 - 2R_L R_W r_L r_W \cdot \cos \alpha}} \quad (4.30)$$

となる。式 (4.22) を $\cos \alpha$ について解くと、

$$\cos \alpha = \frac{R_W^2 + R_L^2 - (R_{L0} - R_{W0})^2}{2R_W R_L} \quad (4.31)$$

となる。式 (4.25), (4.26), (4.27) より、

$$T = 2\mu \theta \int_0^\pi \int_0^{R_{W0}} R_W^2 \cos(\alpha + \beta) \cdot d\theta \cdot dR_W \quad (4.32)$$

となる。したがって、 R_W , θ に対して、式 (4.19) より R_L を、式 (4.31) より $\cos \alpha$ を、式 (4.30) より $\cos \beta$ を計算して式 (4.32) へ代入して積分すれば、試料皿に生じるトルクを算出できる。

ラップのトルクの場合と同じ条件で、計算機を用いて1個の試料皿に生じるトルクを算出した結果を図 4.16 に示す。トルクは試料皿とラップの回転速度の比が増大するに伴い直線的に減少する。試料皿とラップが等速回転の場合、トルクは0であり、試料皿が回転停止の場合と試

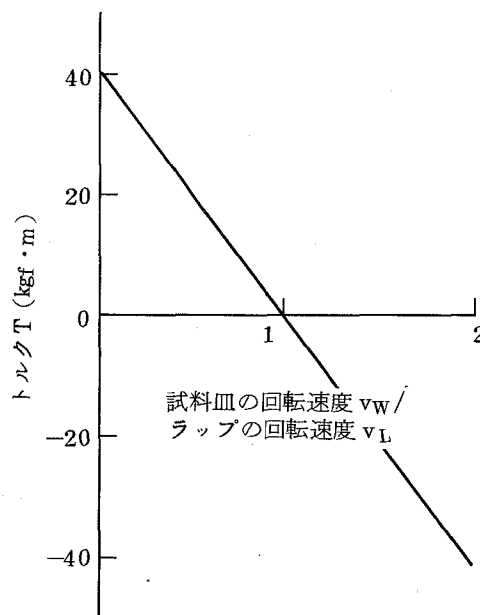


図 4.16 試料皿に生じるトルク

料皿の回転速度がラップの回転速度の2倍の場合、トルクは符号が反対で絶対値が等しい値をとる。

(2) モータの所要動力

1) 定 盤

2.4.2節で求めた定盤の流体すべり軸受の流体抵抗と、2.4.3節で求めたポリシング抵抗によってラップに生じるトルクから、定盤用モータの所要動力を算出する。一般に馬力Pは式(4.33)で与えられる⁴¹³⁾。

$$P = \frac{2\pi \cdot T \cdot N}{60 \times 75} \text{ PS} \quad (4.33)$$

ここで、Tはトルク(kgf・mm)、Nは回転数(rpm)である。流体抵抗による最大トルク $T_{1\max}$ は、

$$\begin{aligned} T_{1\max} &= F_R \cdot (d_o + d_i) / 4 \\ &\doteq 161 \text{ kgf} \cdot \text{m} \end{aligned}$$

となり、ポリシング抵抗による最大トルク $T_{p\max}$ は、修正リングの寄与分を試料皿の2割とすると、

$$T_{p\max} \doteq 988 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

となるから、全トルク T_t は、

$$T_t = T_{1\max} + T_{p\max} \doteq 1149 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

となる。式(4.33)より、モータの所要動力は、

$$P \doteq 128 \text{ PS} \doteq 94.1 \text{ kW}$$

となる。すなわち、定盤用の可変速モータとしてきわめて所要動力の大きいモータを使用する必要があるが、実際の加工条件を以下のように設定すると、

$$\text{圧 力} \quad 60 \sim 200 \text{ gf/cm}^2$$

$$\text{相対速度} \quad 0 \sim 200 \text{ m/min (定盤回転速度 } 4 \sim 40 \text{ rpm)}$$

$$\mu = 0.7$$

新条件下におけるトルク T_N は、

$$\begin{aligned} T_N &= T_{p\max} \times \frac{200}{500} \times \frac{0.7}{1.0} + T_{1\max} \times \sqrt{\frac{200}{500} \times \frac{40}{80}} \\ &\doteq 349 \text{ kgf} \cdot \text{m} \end{aligned}$$

となる。式(4.33)より、新所要動力 P_N は、

$$P_N \doteq 19.5\text{PS} \doteq 14.4\text{kW}$$

となる。

2) 試料皿と修正リング

3個の試料皿と修正リングは1個のモータで駆動する。定盤の場合と同様にしてモータの所要動力を算出する。試料皿と修正リングには3個の流体すべり軸受を用いたため、それらによる流体抵抗は、試料皿において、

$$F_{R_{\max}} \times 3 \times 3 = 122.4\text{kgf}$$

であり、修正リングにおいて、

$$F_{R_{\max}} \times 3 \times 3 = 129.6\text{kgf}$$

である。したがって、これら抵抗によって生じる最大トルク $T_{l_{\max}}$ は、

$$T_{l_{\max}} \doteq 60.8\text{kgf}\cdot\text{m}$$

となる。ポリシング抵抗による最大トルク $T_{p_{\max}}$ は、修正リングによる寄与分を試料皿の2割とすると、

$$T_{p_{\max}} \doteq 147.6\text{kgf}\cdot\text{m}$$

となるから、全トルク T_t は、

$$T_t = T_{l_{\max}} + T_{p_{\max}} \doteq 208.4\text{kgf}\cdot\text{m}$$

となる。式(4.33)より、モータの所要動力は、

$$P \doteq 34.9\text{PS} \doteq 25.7\text{kW}$$

となる。定盤用モータと同様に考え、試料皿の回転速度を4~80rpmとすると、

$$T_N = T_{p_{\max}} \times \frac{200}{500} \times \frac{0.7}{1.0} + T_{l_{\max}} \times \sqrt{\frac{200}{500} \times \frac{80}{160}}$$
$$\doteq 68.5\text{kgf}\cdot\text{m}$$

となる。式(4.33)より、

$$P_N \doteq 7.6\text{PS} \doteq 5.6\text{kW}$$

となる。

2.4.4 加圧用平行ばね

(1) スティフネスと最大表皮応力

3個の試料皿，および修正リングを加圧する平行ばねのスティフネスは，定盤の上下方向の揺動が $10\mu\text{m}$ の時，荷重変動が常用荷重（試料，修正リングに負荷する圧力 $100\text{kgf}/\text{cm}^2$ ）の $\pm 1\%$ 以内（約 $\pm 3\text{kgf}$ 以内）になるように設計した。この設計条件から，全平行ばねのたわみのスティフネス S_t は，

$$S_t = 3/0.01 = 300\text{kgf}/\text{mm}$$

となる。したがって，1個の試料皿，および修正リングに対する平行ばねのスティフネス S_1 は，

$$S_1 = 300/3 = 100\text{kgf}/\text{mm}$$

となる。ここで，加圧用と偏心荷重用平行ばねは直列に使用し，ともに等しいスティフネスをもつものとする，加圧用平行ばねのスティフネス S は，

$$S = 2S_1 = 200\text{kgf}/\text{mm}$$

となる。

一般に平行ばねのスティフネスは，式(4.34)で与えられる⁴¹⁴⁾。

$$S = \frac{F}{d} = \frac{at^3 nE}{l^3} \quad (4.34)$$

ここで， F は荷重， d はたわみの変位量， a はばね板の幅， t はばね板の厚さ， l はばね板の長さ， n はばね板の枚数（ $= 2$ ）， E はばね板のヤング率（ $= 22000\text{kgf}/\text{mm}^2$ ）である。

ばね板の寸法を $a = 50\text{mm}$ ， $l = 100\text{mm}$ とすると，式(4.34)より，

$$t = \sqrt[3]{S l^3 / anE} \doteq 4.5\text{mm}$$

となる。

1個の試料皿，および修正リングに負荷する最大荷重は，試料皿，修正リングの自重を減算した 579kgf ， 348kgf （ラッピング圧力 $500\text{gf}/\text{cm}^2$ ）である。式(4.34)より，1個の試料皿および修正リングの加圧用平行ばねのたわみの最大変位量は d は，

$$d = F/S \doteq 2.90\text{mm} \quad (\text{試料皿})$$

$$d = F/S \doteq 1.74\text{mm} \quad (\text{修正リング})$$

となる。このたわみによるばね片の最大表皮応力 σ_{max} は，ばね埋め込み部との境界に生じ，一般に式(4.35)で与えられる⁴¹⁴⁾。

$$\sigma_{\text{max}} = \frac{Edt}{3 \cdot l^2} \quad (4.35)$$

たわみの大きい試料皿のばね片について最大表皮応力を算出すると，

$$\sigma_{\max} \doteq 9.57 \text{ kgf/mm}^2$$

となる。この値はばねの材料（SUS10）の許容応力内である。

(2) ねじりモーメントによる変形

流体抵抗によって加圧用平行ばねに生じるねじりモーメントを図 4.17 に示す。このモーメント M によって生じるたわみ δ ，およびたわみ角 θ は，式 (4.36)，(4.37) で与えられる⁴¹⁵⁾。

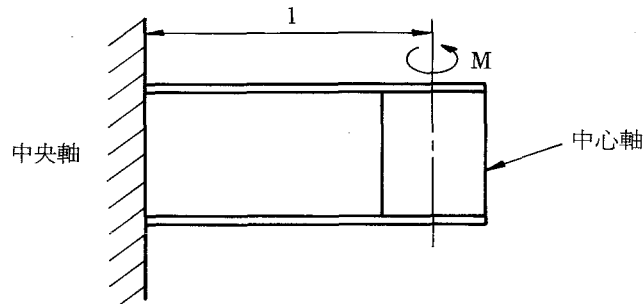


図 4.17 加圧用平行ばねに生じるねじりモーメント

$$\delta = \frac{M l^2}{2 E I} \quad (4.36)$$

$$\theta = \frac{M l}{E I} \quad (4.37)$$

ここで， I は断面 2 次モーメントであり，

$$I = t b^3 / 6 = 93750 \text{ mm}^4$$

で与えられる。試料皿，および修正リングに生じる最大モーメント M_{\max} は，

$$M_{\max} = F_{S_{\max}} \times 170 \times 3 = 5457 \text{ kgf} \cdot \text{mm} \quad (\text{試料皿})$$

$$M_{\max} = F_{S_{\max}} \times 265 \times 3 = 9063 \text{ kgf} \cdot \text{mm} \quad (\text{修正リング})$$

であり，式 (4.36)，(4.37) より，

$$\delta_{\max} \doteq 13 \mu\text{m} \quad \theta_{\max} \doteq 2.7 \times 10^{-4} \quad (\text{試料皿})$$

$$\delta_{\max} \doteq 22 \mu\text{m} \quad \theta_{\max} \doteq 4.4 \times 10^{-4} \quad (\text{修正リング})$$

となり，無視できる。

2.4.5 偏心荷重用平行ばね

流体抵抗によって偏心荷重用平行ばねに生じるねじりモーメント M と力 F を図 4.18 に示す。

これら M ， F によって生じるねじり角 θ ，たわみ δ は，式 (4.38)，(4.39) で与えられる⁴¹⁴⁾。

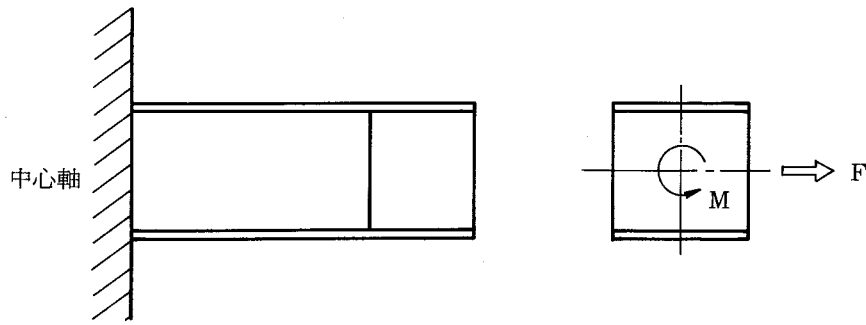


図 4.18 偏心荷重用平行ばねに生じるねじりモーメントと力

$$\theta = \frac{M}{\frac{b^3 t E h^2}{2 \cdot l^3} + \frac{2 K b t^3 G}{1}} \quad (4.38)$$

ここで、Kは定数 (= 0.8)、Gは横弾性係数 (= 8500kgf/mm²) である。

$$\delta = \frac{F l^3}{3 E I} \quad (4.39)$$

ここで、 $I = t b^3 / 6$ である。

偏心荷重用平行ばねのスティフネスは、加圧用平行ばねのスティフネス 200kgf/mm² と等しい。また、図 4.4 に示したように、偏心荷重用平行ばねは、1 個の試料皿、あるいは修正リングに対して、3 組の平行ばねで構成されているので、1 組の平行ばねのスティフネス S は、

$$S = 200 / 3 \div 67 \text{ kgf/mm}$$

となる。ばね板の寸法を $a = 50 \text{ mm}$ 、 $l = 100 \text{ mm}$ とすると、式 (4.34) より、 $t \div 3.1 \text{ mm}$ となる。ばね間距離 h は、試料皿では 50 mm、修正リングではねじり剛性を高くするために 100 mm とした。

1) 試料皿

$$M_{\max} = F_{S_{\max}} \times 130 = 1391 \text{ kgf} \cdot \text{mm}$$

$$F_{\max} = F_{S_{\max}} = 10.7 \text{ kgf}$$

より、 $\theta \div 1.3 \times 10^{-4}$ 、 $\delta = 2.5 \mu\text{m}$ となる。したがって、 θ だけ軸受は傾き、受金に生じるくさび量 Δ は、

$$\Delta = 60 \times \theta \div 7.8 \mu\text{m}$$

となり、軸受の傾斜 $5 \mu\text{m}$ より大きい。このため図 4.5 に示したように、前の受金と後ろの受金に $5 \mu\text{m}$ の段差を設け、前の受金で大部分の浮力を受けるように設計した。式 (4.9) からこの場合の浮力を計算すると、

前の受金の浮力 $\div 114 \sim 187\text{kgf}$

後ろの受金の浮力 $\div 29 \sim 47\text{kgf}$

となる。このさい発生する最小モーメントは約 $2000\text{kgf} \cdot \text{mm}$ であり、流体抵抗によるモーメントをキャンセルできる。

2) 修正リング

$$M_{\max} = F_{s\max} \times 220 = 2508\text{kgf} \cdot \text{mm}$$

$$F_{\max} = F_{s\max} = 11.4\text{kgf}$$

より、 $\theta \div 5.9 \times 10^{-5}$ 、 $\delta = 2.7\mu\text{m}$ となる。したがって、くさび量 A は、

$$A = 50 \times \theta \div 3.0\mu\text{m}$$

となるので、この場合も試料皿と同様に受金に段差を設けた。

以上の方針、方式検討、設計計算をもとに作成した平面修正制御形ラップ・ポリシ機の組立図を図 4.19 に示す。

2.5 本節の要約

LSIの基板となるSiウエハ等の要求形状精度、要求加工時間等から、平面修正制御の可能なラップ・ポリシ機の仕様、方式を決定し、各機構部の設計計算を行った。また、ラップと試料皿の回転速度が等速、および非等速の場合について、ポリシング抵抗によって、それらに生じるトルクを算出する式を導出した。以下、設計検討結果を要約して述べる。

- (1) 本機は、片面加工、修正リング方式を採用し、ラップ径 1300mm 、試料皿径 510mm 、修正リング外径 600mm の寸法とした。(6インチSiウエハを21枚同時加工する能力を有する。)
- (2) 平面修正方式として、回転速度、圧力、偏心荷重を変化させて、試料、およびラップ面を積極的に凹凸形状、あるいは平面に加工できる方式を採用した。
- (3) 圧力、偏心荷重の負荷には平行ばねを利用した。
- (4) 振動を防止するために流体すべり軸受を採用し、最低回転速度時における定盤用流体すべり軸受の負荷能力 $15600 \sim 25700\text{kgf}$ を得た。
- (5) 流体抵抗によって、偏心荷重用平行ばねに生じるねじり角は、 10^{-4} ラジアンオーダーであり、流体すべり軸受に生じるくさび量が $3 \sim 8\mu\text{m}$ となる。このため、すべりシューの前後の受金に段差を設けて浮力を異ならせ、くさび量を減少させる方法を開発した。

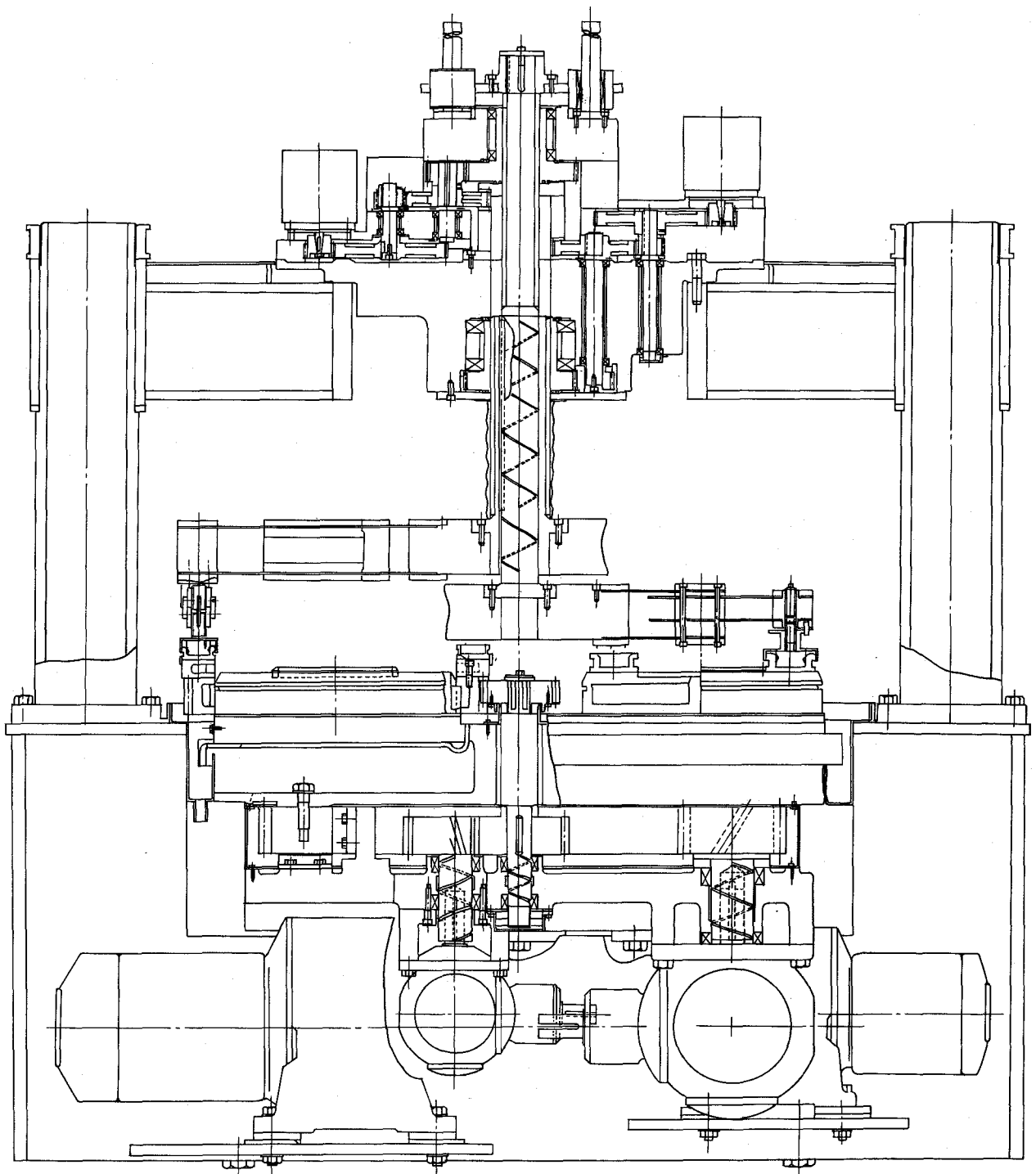


図 4.19 - 1 平面修正制御形ラップ・ポリシ機的设计組立図

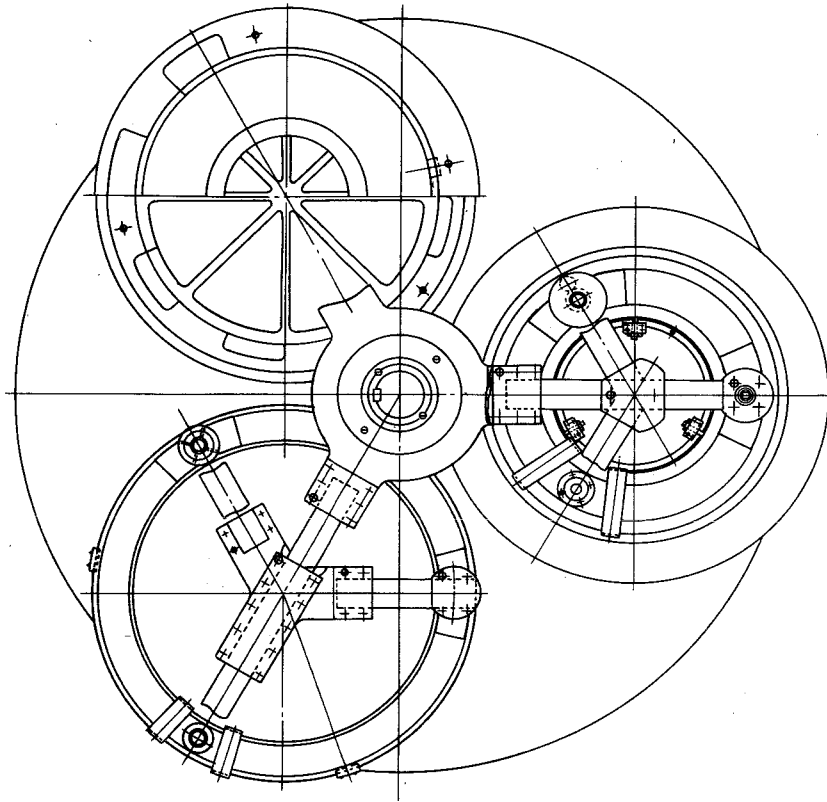


图 4.19 - 2

3. 試作結果

図 4.20 に試作機の概観，表 4.3 に仕様を示す。試料の多数枚同時加工（3 インチ Si ウェハでは 102 枚）を可能にするために定盤径を 1300mm と大径化し，生産能率向上のために最大加圧力，相対速度は，従来の数倍の 500 gf/cm^2 ， 547 m/min （定盤，試料皿回転速度 112 rpm）とした。

3.1 定盤の浮上，振動特性

図 4.21 にスラスト軸受を採用した定盤の無負荷運転時における浮上特性を示す。浮上量，および後述する振動特性は，床に設置した防振台から定盤上に伸びるアームに取りつけた非接触式の容量形電気マイクロメータを用いて測定した。浮上量は 2 rpm で $26 \mu\text{m}$ と大きく，40 rpm で $95 \mu\text{m}$ に達し，飽和状態となる。上下変動量は回転速度にかかわらず $53 \mu\text{m}$ の一定値となり，その変動波形は，図 4.22 に示すように周期的，且つ，一様な軸対称形状をもつ。したがって，この変動は定盤上面の傾斜によるものであり，浮上すきまの変動は無視できる。図 4.23 に示すように定盤の振動は，100 rpm で約 $1 \mu\text{m}$ に達するが，この時の本体振動 $6 \mu\text{m}$ に比較してきわめて小さい。このようにスラスト流体すべり軸受は，大重量の定盤（1.5 ton）を安定して支持し，



図 4.20 試作機の概観

表 4.3 機械仕様

定 盤 径 (mm)	外 径	1300
	内 径	256
試 料 皿 径 (mm)		510
試 料 皿 個 数		3
回 転 速 度 (rpm)	定 盤	11.2 ~ 112
	試料皿, 修正リング	15.4 ~ 154
寸法(間口×奥行×高さ)(mm)		1880 × 1720 × 2660
重 量 (ton)		9
最 大 加 圧 力 (kgf)	試料皿 1 個 当 たり	579
	修正リング 1 個 当 たり	348
最 大 偏 心 荷 重 (kgf)	試 料 皿	200
	修 正 リ ン グ	120
回 転 駆 動 用 モ ー タ (kW)	定 盤	15
	試料皿, 修正リング	5.5
加 圧 駆 動 用 電 気 パ ル ス モ ー タ (kW)	試 料 皿	246
	修 正 リ ン グ	246

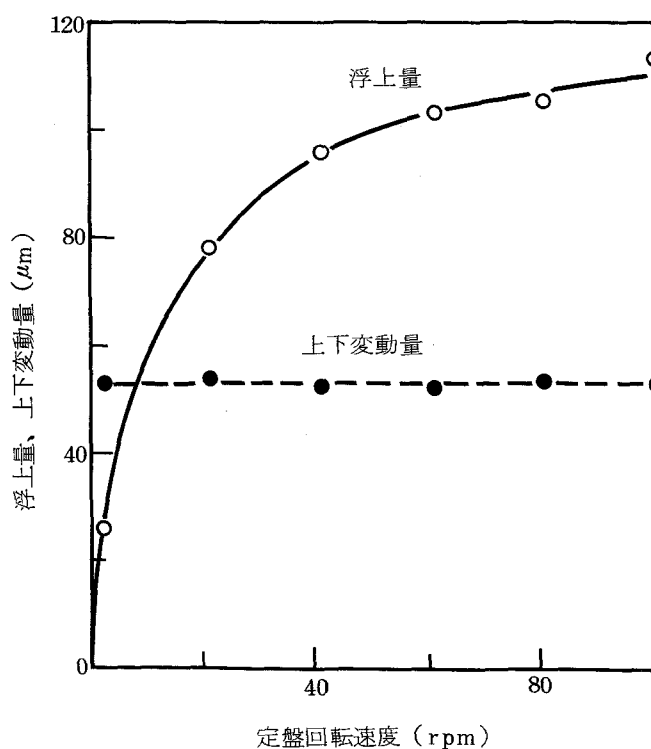


図 4.21 無負荷時の定盤の浮上特性

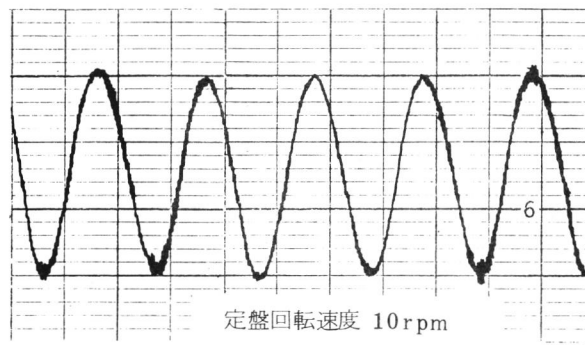


図 4.22 定盤の上下変動量

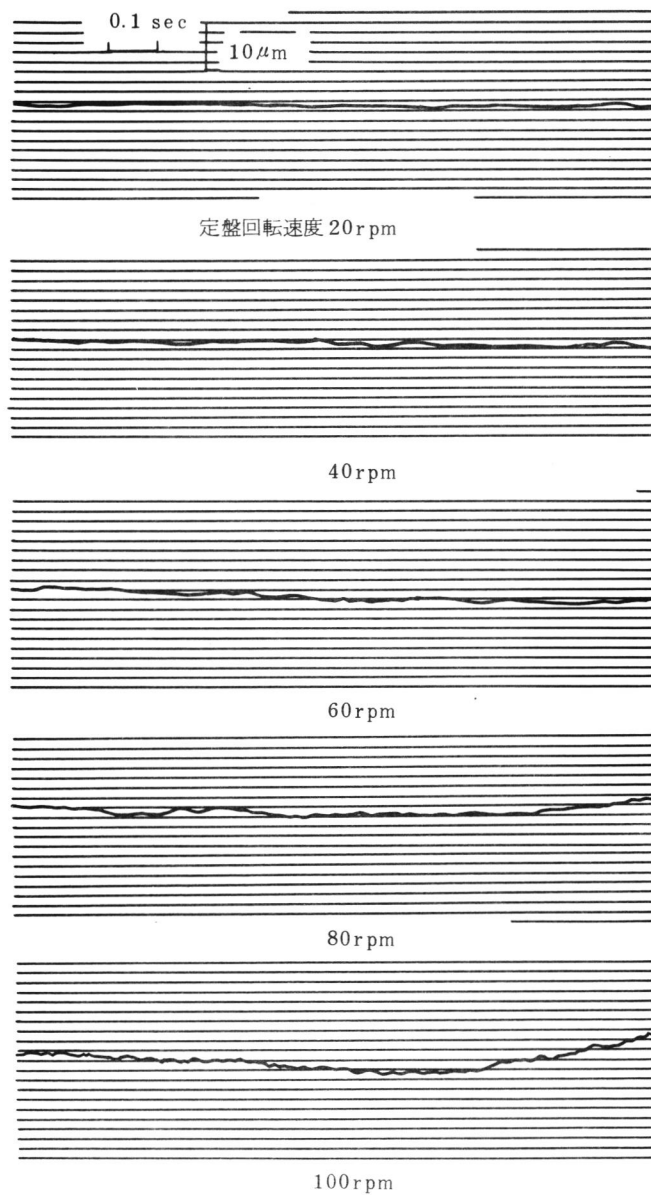


図 4.23 定盤の振動

しかも低振動に大きな効果をもつ。

3.2 加圧精度

加圧を行う中央軸の送り精度は、位置決め誤差 $\pm 5\mu\text{m}$ 、バックラッシュ量 $5\sim 6\mu\text{m}$ である。これらは機械要素の製作誤差から生じたものであり、送りねじのピッチ誤差が前者に、減速系歯車の加工精度が後者におもに影響する。繰り返し誤差は $1\mu\text{m}$ 以下ときわめて小さい。したがって加圧精度は $\pm 1.5\text{kgf}$ と計算され、高精度加圧が可能になる。この値は常用荷重 300kgf の $\pm 0.5\%$ に相当する。

加圧時における特殊すべりシューの流体抵抗によるびびり振動は、段差を設けることにより手に感じない程度に小さくなる。

3.3 平面修正制御

加圧力、偏心荷重、回転速度による平面修正制御を検討するため、WA#600を用いて定盤面をラップした。砥粒は試料皿の中央部の穴から供給し、砥粒濃度分布を定盤全面で一様にするため、試料皿面に幅 5mm 、深さ 3mm 、ピッチ 20mm の格子溝を設けた。定盤面の平面修正結果を表4.4に示す。なお、定盤、試料皿面の形状測定は、図4.24に示すように検定した直定規（長さ 500mm ）を基準とし、直定規上面にダイヤルゲージの測定子先端を接触させ、定盤、試料皿面上に置いたダイヤルゲージ固定台を滑らすことによって行った。円周方向の形状測定は、直定規を定盤のほぼ中央部で半径に対して直角に置いて行った。

偏心荷重は、試料皿等の自重を含めた試料への全加圧力が、3個のシューに与えられたとして、 $\{(外周側のシューに与えられた加圧力) - (内周側の1個のシューに与えられた加圧力)\} / (内周側の1個のシューに与えられた加圧力)$ をパーセントで表したものである。

中低ですり鉢状の定盤面を平面に修正するために、試料皿に対し、修正リングの圧力を高くし、定盤の外周側に大きい偏心荷重を与える1、2の条件で連続して加工すると、半径、円周方向とも $30\mu\text{m}$ の凸、すなわち、円錐状で中高となる。このため加工時間を短くし、制御条件が逆の3の条件で加工すると、定盤面は約 $2\mu\text{m}$ に修正される。このさい円周方向の形状が左右非対称となるのは、うねりによるものである。また、半径、円周方向が $10\mu\text{m}$ 、 $8\mu\text{m}$ の凹の定盤面を2と同様の4の条件で加工すると、定盤、試料皿面ともほぼ平面に修正される。すなわ

表 4.4 ラッピングによる定盤面の平面修正

加工条件 No.	加工時間 (min)	回転速度 (rpm)		圧力 (kgf/cm ²)		偏心荷重 (%)		定盤面形状 (μm)				試料皿面形状 (μm)
		B.P.	W.P.& C.R.	W.P.	C.R.	W.P.	C.R.	ラッピング前		ラッピング後		
								半径方向	円周方向	半径方向	円周方向	
1	50	19	14	9.8	14.7	16	20	0 6 0	0 8 0	0 30 0	0 30 0	
2	30	20	20	9.8	14.7	20	20	0 6 0	0 8 0	0 30 0	0 30 0	
3	30	20	20	12.7	12.0	0	0	0 30 0	0 30 0	2 0 0	0 2 0 2	
4	30	20	20	9.8	14.7	20	20	0 10 0	0 8 0	0 0 0	0 0 0	0 0 0

B.P.: 定盤, W.P.: 試料皿, C.R.: 修正リング

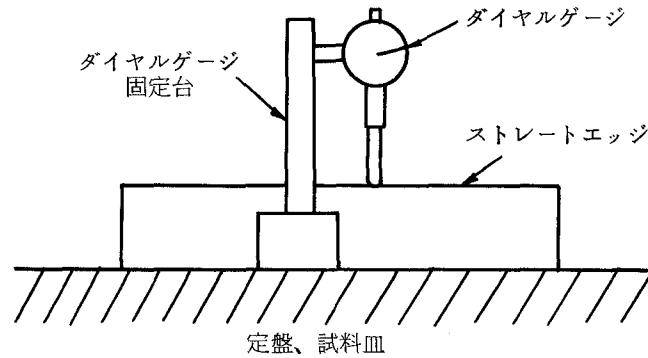


図 4.24 定盤, および試料皿面形状の測定方法

ち，試料皿の圧力を修正リングより高くすると，定盤面は中低に，逆にした場合には中高になり，外周側に大きい偏心荷重を試料皿，修正リングに与えると，定盤面は円錐状に，与えなければすり鉢状になる。一方，すり鉢状の定盤面を，試料皿の回転速度が定盤より大きい条件で平面修正した結果，その効果はきわめて低いことがわかった。

以上より，加圧力，偏心荷重だけを制御することによって，定盤面の平面修正は可能であり，制御性の低い回転速度による制御は不要であることが明らかになった。

3.4 昇温特性

3.4.1 無負荷時の特性

図 4.25 に無負荷で定盤，試料皿を等速回転（速度 40 rpm）したさいの機械各部の昇温特性を示す。モータ発熱により各部の温度は上昇し，定盤用モータは 4 時間後に 40℃ に達する。本体温度は室温とともに上昇する。

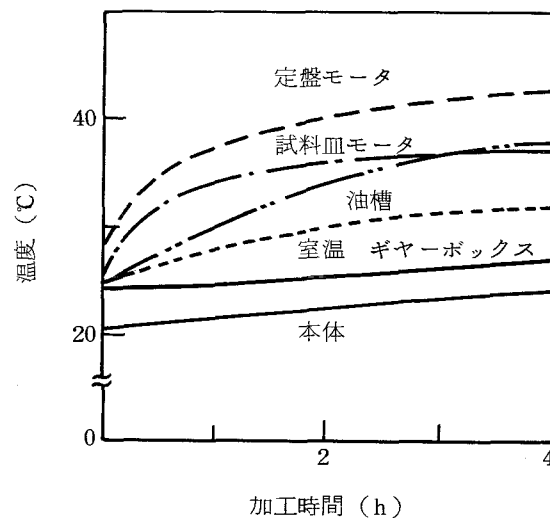


図 4.25 無負荷時の機械各部の昇温特性

3.4.2 加工時の特性

図 4.26 に，4.2.2 節で述べる大形接着基板使用時の加工条件で Si ウェハを加工したさいの機械各部の昇温特性を示す。各部温度は加工時間の経過とともに上昇する。定盤モータは他の各部と比較し，温度上昇が大きく，4 時間後に 70℃ 近くに達する。このモータ駆動熱により定盤用すべり軸受を格納する油槽下部は 50℃ 近くまで温められる。一方，ポリシャ面温度は，ポ

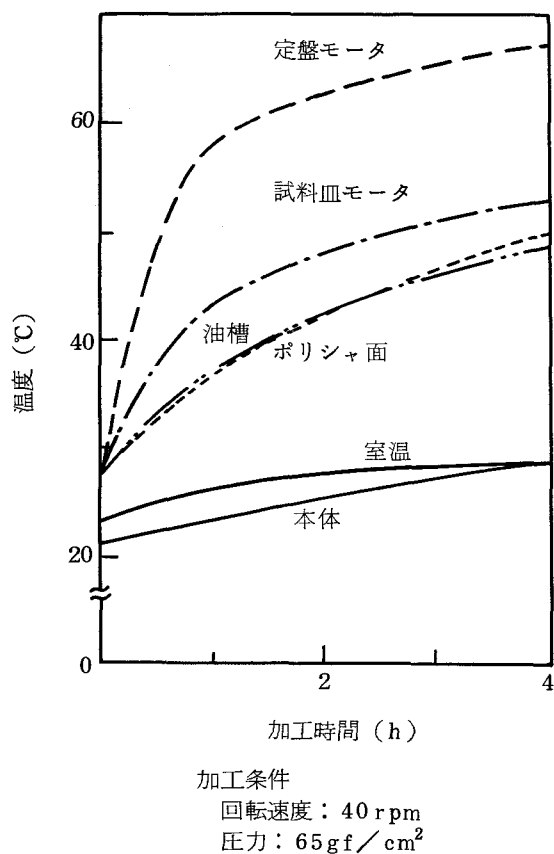


図 4.26 加工時の機械各部の昇温特性

リシングによる加工熱によって4時間後に約50℃に上昇する。

油槽下部とポリシャ面の昇温曲線はきわめてよく一致する。すなわち、定盤の上下面は常に同一温度になり、定盤全体が均一温度状態になっていると推定される。

3.5 本節の要約

試作した平面修正制御形ラップ・ポリシ機の定盤の浮上、振動特性、加圧特性、平面修正制御性等の機械特性を測定し、流体すべり軸受が設計どおりの耐荷重、低振動特性を有することを示し、平行ばね加圧方式と電気パルスモータを用いることにより、高精度加圧を達成した。また、第3章で述べたシミュレーション結果に基づいて、ラップ面の平面修正制御を行い、定性的に理論どおりの制御が可能であることを示し、制御機構系の有効性を確認した。

4. Si ウェハポリシングへの応用

本節では、試作した平面修正制御形ラップ・ポリシ機をSi ウェハのポリシングへ適用した結果について述べる。

4.1 Si ウェハの接着

鋼製（SK-4，焼き入れ材）の3インチSi ウェハ1枚接着基板（ $\phi 76\text{mm}$ ，厚さ3mm）上に、スピナー法*によりグリコールフタレイトのアセトン溶解接着剤（濃度33%）を塗布し、Si ウェハを接着した。

図4.27に塗布面の状態を示す。良好な平滑塗布面では、約 $0.2\mu\text{m}$ の細かな凹凸しか生じないが、縞状塗布面では、約 $1\mu\text{m}$ の大きなうねりを生じる。縞状塗布面は付着したゴミが接着剤の均一な広がりを妨げることによって生じる。膜厚は一様で $2\mu\text{m}$ 以下である。つぎに、図4.28

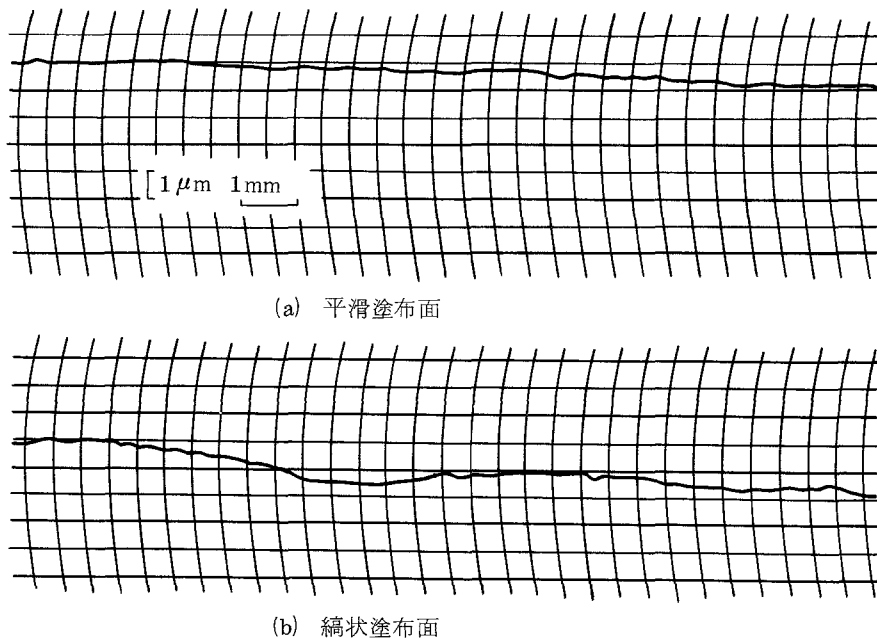


図 4.27 スピナー法による塗布面の状態

* 十分な量の接着剤を試料塗布面の中央部に点滴した後、試料を高速回転（1800rpm）させ、余分な接着剤を振り切り、均一な接着層を形成する方法。

に示す円筒状接着治具に、接着剤を塗布した接着基板、洗浄した3インチ Si ウェハ、濾紙の順に積み重ね、両端からねじで締めつけて、恒温炉内で温度 180℃で、炉冷の条件で加熱接着した。

大形、小形接着基板上への Si ウェハの接着は、接着層を薄くし、接着精度を向上させるために、スピナー法にかえて、噴霧法**を用いた。Si ウェハ上にグリコールフタレート溶解接着剤（濃度 10%）を噴霧し、加熱、加圧接着した。

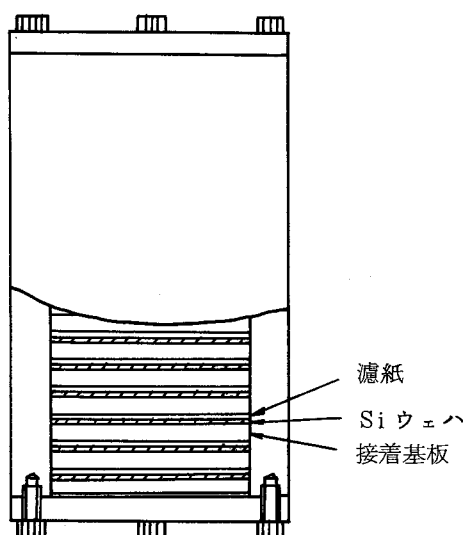


図 4.28 円筒状接着治具

4.2 加工結果

図 4.29 に示すように、各種接着基板上に、上記接着法により配置・接着した Si ウェハをポリシした結果について以下に述べる。

** 接着基板にマスクをかけ、噴霧器により Si ウェハの接着面のみに接着剤を一定量塗布し、きわめて薄い一様な接着層を形成する方法。

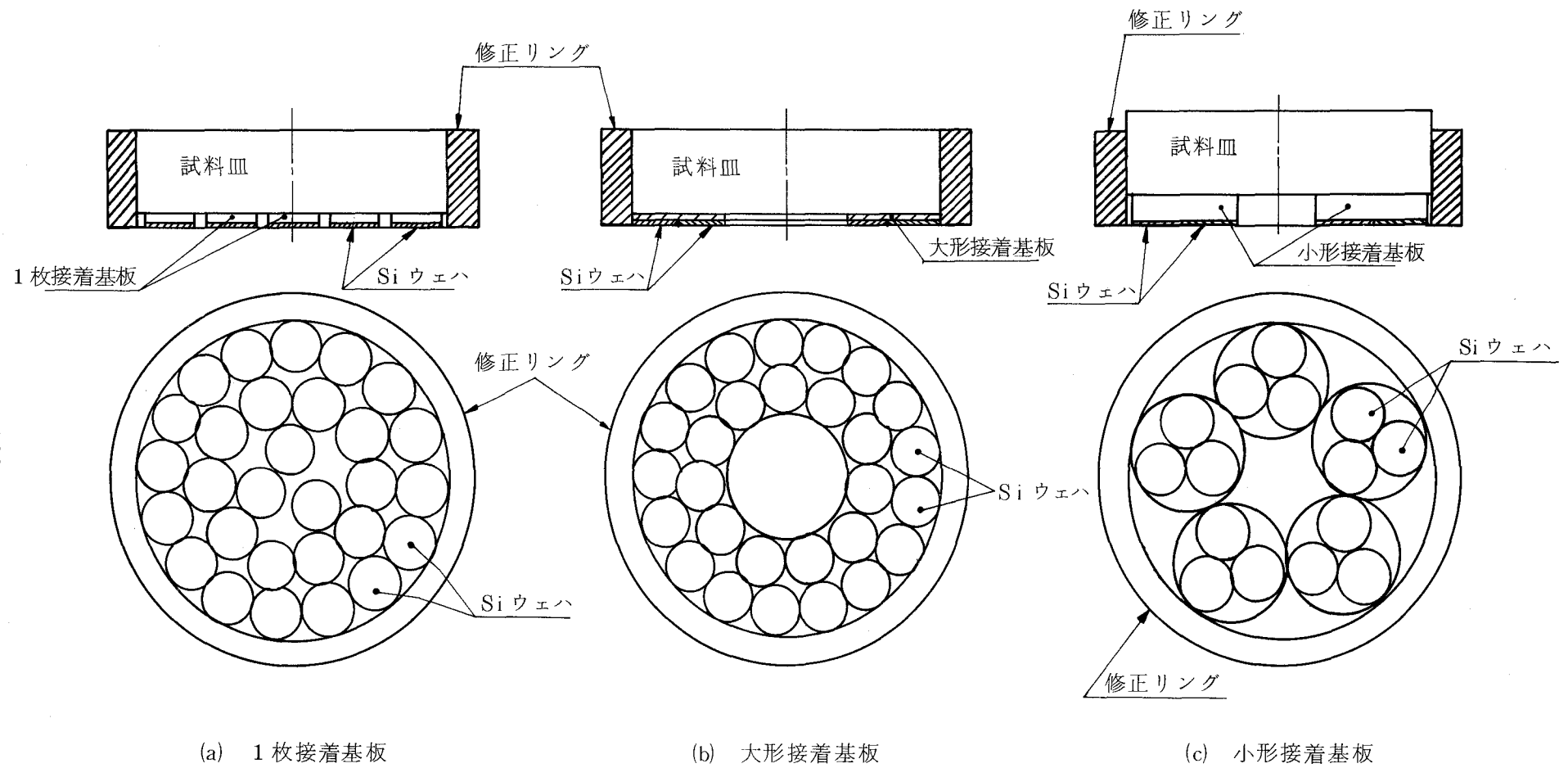


図 4.29 各種接着基板上に配置・接着した Si ウェハ

4.2.1 1枚接着基板を用いた加工

3インチ Si ウェハを接着した1枚接着基板29枚を修正リング内に敷き詰め、試料皿の自重により加圧してポリシした。表4.5に加工条件を示す。

図4.30に基板に接着した状態におけるポリシ面の干渉縞を示す。過半数のポリシ面は(a)図に示すように中心対称な凸面で、平面度は $6\sim 8\mu\text{m}$ と大きく、周辺だれも $3\sim 4\text{mm}$ と大きい。この原因は、1基板1接着のため接着基板が不安定となり、揺動、すりこぎ運動を生じたためと考えられる。(b), (c)図の干渉縞は、一様な円形状でなく、ゆがみのある形状であり、このようなポリシ面が約3割を占める。これは基板が一様に自転しないために生じると思われる。また、(c)図に見られる突起状の縞は、接着時にゴミが付着して生じたものである。

表4.5 加工条件

回 転 速 度 (rpm)	定 盤	30
	試料皿, 修正リング	30
圧 力 (gf/cm ²)	試 料	63
	修正リング	103
加 工 液	コロイダルシリカ (商品名: スノーテックス30)	
加工液供給速度 (1/hour)		20
ポ リ シ ャ	ポリウレタン製人工皮革 (商品名: ポリテックスシュープリーム)	

4.2.2 大形接着基板を用いた加工

1枚接着基板を用いた場合には、揺動やすりこぎ運動のため平面度が向上しないので、大形接着基板(鋼製焼き入れ材、外径500mm、内径200mm、厚さ10mm)を作製し、ラッピングにより平面度を $5\mu\text{m}$ 以内に仕上げ、試料皿にボルト締めして、Siウェハのポリシングに用いた。

試料は3インチ Si ウェハ84枚で、3個の大形接着基板に各28枚ずつ接着した。表4.6に加工条件を示す。加工液は蒸留水で10倍に希釈して用いた。

図4.31に大形接着基板を用いてポリシしたさいの接着状態におけるポリシ面の等厚干渉縞を、表4.7に剝離後の各基板ごとの加工精度を示す。干渉縞は直線状であり、平面度は $1\mu\text{m}$ 以内、周辺だれ幅は $1.5\sim 2\text{mm}$ 以内であるが、厚さのばらつき、平行度はいずれも数 $10\mu\text{m}$ ときわめて大きく、さらに、基板の内外周部に接着したSiウェハの厚さ、平行度は、外周部のそれに比較し小さい傾向を示す。

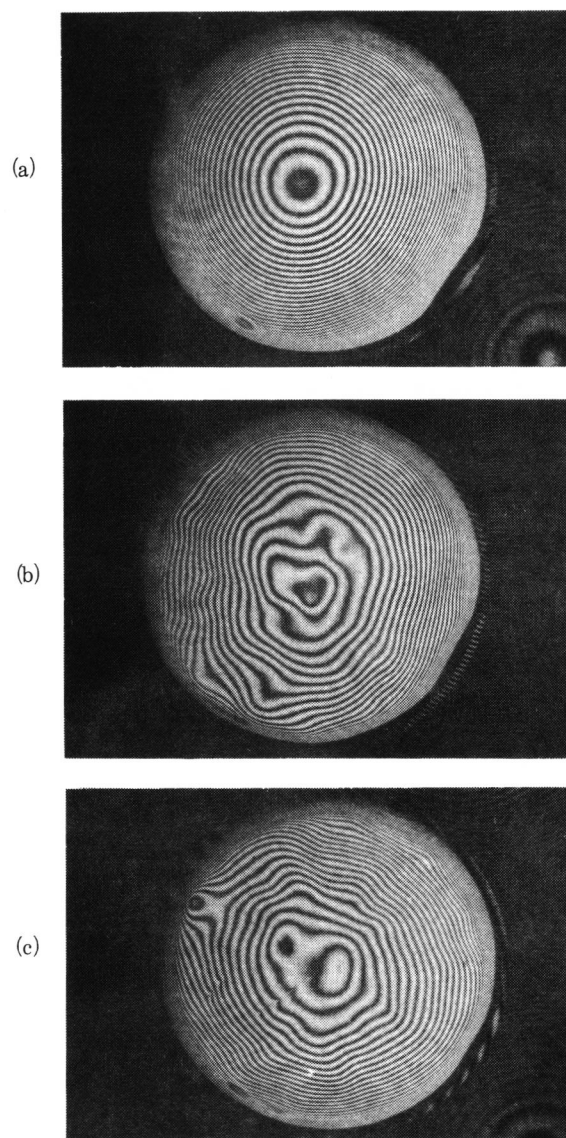
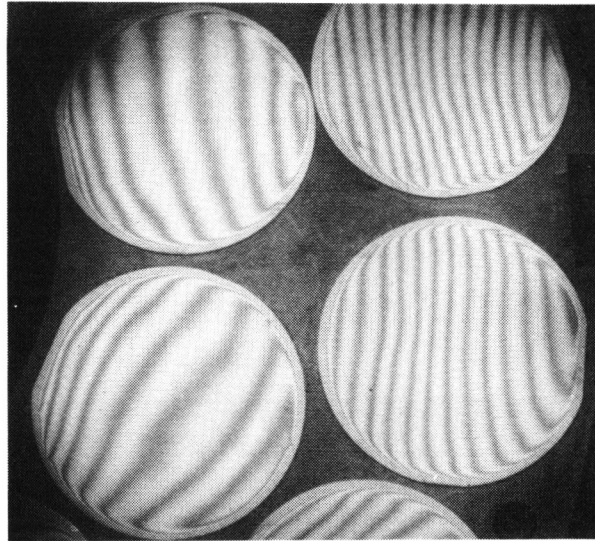


図 4.30 1 枚接着基板によるポリシ面の干渉縞

表 4.6 加工条件

回転速度 (rpm)	定 盤	40
	試料皿, 修正リング	40
圧 力 (gf/cm ²)	試 料	65
	修正リング	103
加 工 液	コロイダルシリカ (商品名: スノーテックス 30 の 10 倍希釈液)	
加工液供給速度 (1/hour)		10
ポ リ シ ャ	ポリウレタン製人工皮革 (商品名: ポリテックスシュープリーム)	



加工条件
 回転速度：40 rpm
 圧力：65 gf/cm²

図 4.31 大形接着基板によるポリシ面の干渉縞

表 4.7 加工精度

接着位置	厚さ (μm)				平行度 (μm)		平面度 (μm)	周辺だれ (mm)	表面あらさ (μmR _{max})
	内周部		外周部		円周部	外周部			
試料皿No.	平均	ばらつき	平均	ばらつき	平均				
1	366.5	20.1	367.8	34.1	16.7	22.0	< 1	1.5 ~ 2	< 0.01
2	360.8	21.1	368.8	35.4	13.9	17.9			
3	360.8	31.2	369.0	24.0	17.8	24.5			

4.2.3 小形接着基板を用いた加工

大形接着基板に対して、取り扱い易い小形接着基板 (SUS304 製, φ188mm, 厚さ 20mm) 5個に 3 インチ Si ウェハを 3 枚ずつ, 計 15 枚を接着し, 表 4.8 に示す条件でポリシした。5 個の接着基板は 1 個の修正リング内に稠密に配置し, 荷重は試料皿の自重により与えた。加工液は, 加工能率を増大させるために, スノーテックス 30 の 10 倍希釈液と 0.04 μm SiO₂ 5%, KOH 0.1% の混合液を 1 : 1 の割合で同時に供給した。

図 4.32 に平行度 4 ~ 19 μm, 厚さのばらつき 40 μm の精度の悪い 3 インチ Si ウェハを小形接着基板に接着してポリシしたさいの接着状態における平面度, 平行度, 厚さの時間的変化を示す

表 4.8 加工条件

回転速度 (rpm)	定 盤	20, 30
	試料皿, 修正リング	20, 30, 40
圧 力 (gf/cm ²)	試 料	156
	修正リング	103
加工液	(スノーテックス30の10倍希釈液) :(0.04 μmSiO ₂ 5%, KOH0.1%混合液)=1:1	
加工液供給速度(1/hour)		10
ポリシャ	ポリウレタン製人工皮革 (商品名:ポリテックスシュープリーム)	

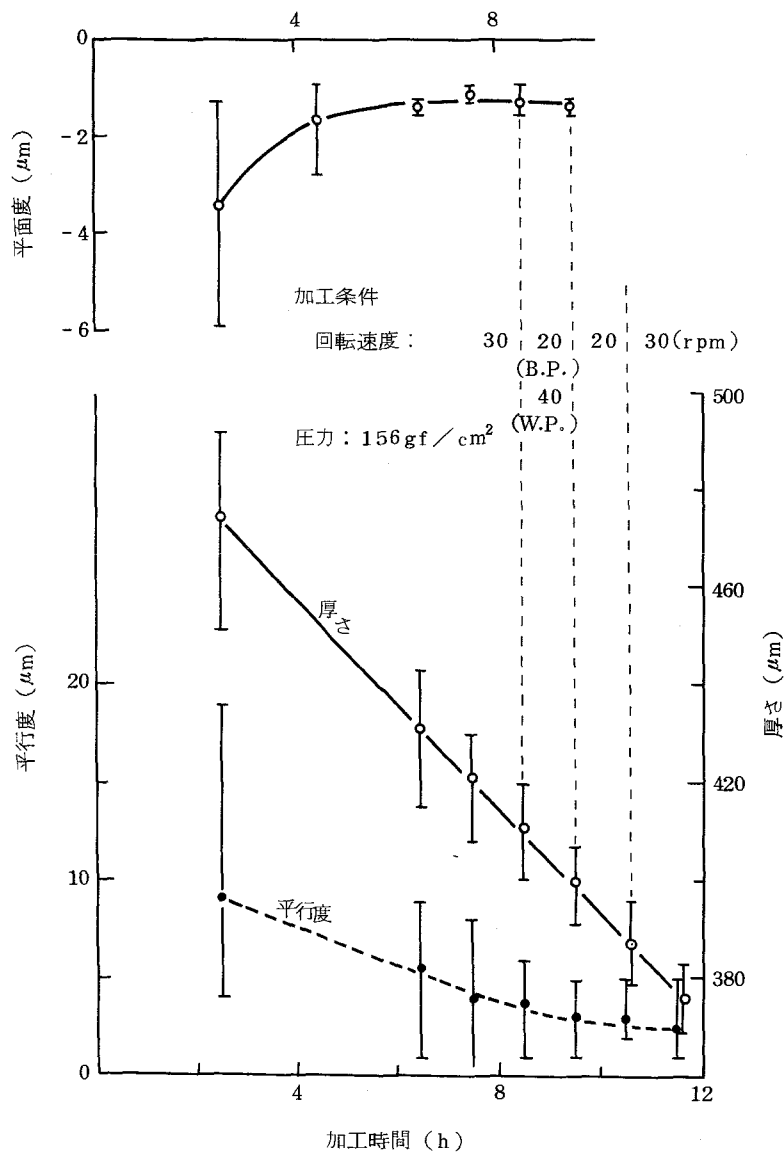


図 4.32 ポリッシング精度の時間的变化

す。平面度は6時間半後にはほぼ飽和し、約 $1.2\mu\text{m}$ の凹となる。平行度は9時間半後には $5\mu\text{m}$ 以下となり飽和する。厚さのばらつきは加工時間の経過とともに減少し、11時間後には約 $1/3$ になる。このように等圧力分布下においても、平行度、厚さのばらつきが向上するのは、修正リングの中に稠密に置いた各接着基板が自公転しているためであり、この方式はくさびの修正に対して効果をもつが、修正時間はきわめて長い。

厚さのばらつき、および平行度の修正時間を短縮するために、接着したSiウェハを表4.9に示す条件で研削後、ポリシしたさいの接着状態における平面度、厚さのばらつき、平行度の時間的变化を図4.33に示す。平行度は研削後に数 μm の凸であるが、6時間後には逆に $1.5\mu\text{m}/\phi 76\text{mm}$ の凹となって飽和する。平面度の飽和時間は、研削しない場合とほぼ同じであるが、研削したSiウェハは凸形状という特徴をもつため、平面度が凸から凹に移行する約3時間半の加工時点で加工を中止すれば、きわめて高い平面度に加工できる。厚さのばらつきは、研削後の全Siウェハについて $9\mu\text{m}$ であり、ほとんど変化しない。平行度は、研削後 $2\sim 5\mu\text{m}$ であるが、3時間後には $1\sim 3\mu\text{m}$ に向上する。したがって、この時点で加工を中止すれば、平面度 $1\mu\text{m}/\phi 76\text{mm}$ 、厚さのばらつき $10\mu\text{m}$ 、平行度 $3\mu\text{m}$ 以内のSiウェハを得ることができ、加工時間も、研削をしない場合と比較し、約 $1/4$ に短縮できる。

表 4.9 研削条件

砥石	D1500 - 50 - B レジノイド・ダイヤモンド砥石	
周速 (m/min)	1400	
送り速度 (mm/min)	200	
切り込み (μm)	10	

4.2.4 加工能率

図4.34に示すポリシングによる加工能率は、加工時間の経過とともに増加し、7時間後には初期の2倍以上になり、飽和状態になる。この増加傾向は図4.26に示したポリシャ面の昇温傾向とよく一致し、コロイダルシリカを用いるメカノケミカルポリシングでは、加工能率が加工温度に大きく依存することがわかる。

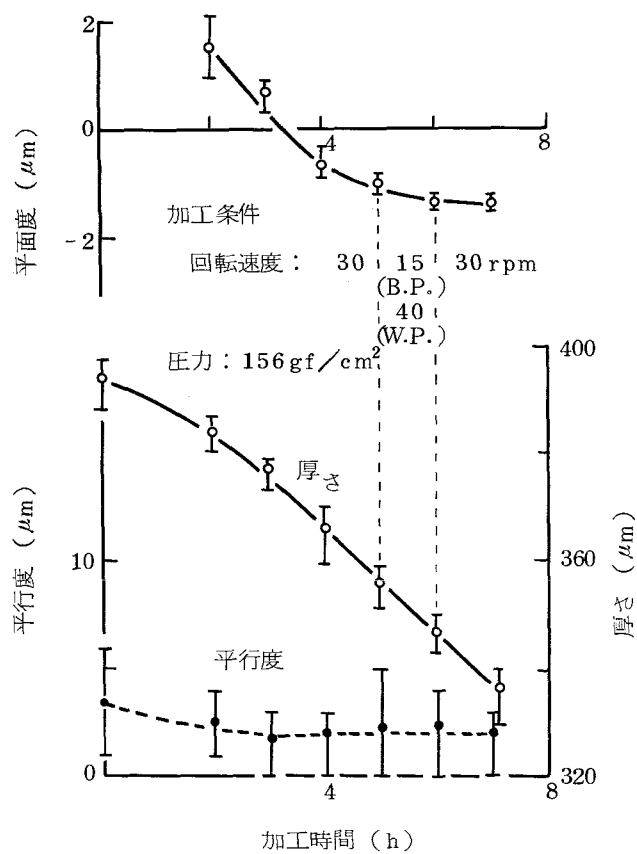


図 4.33 ポリシング精度の時間的变化 (研削)

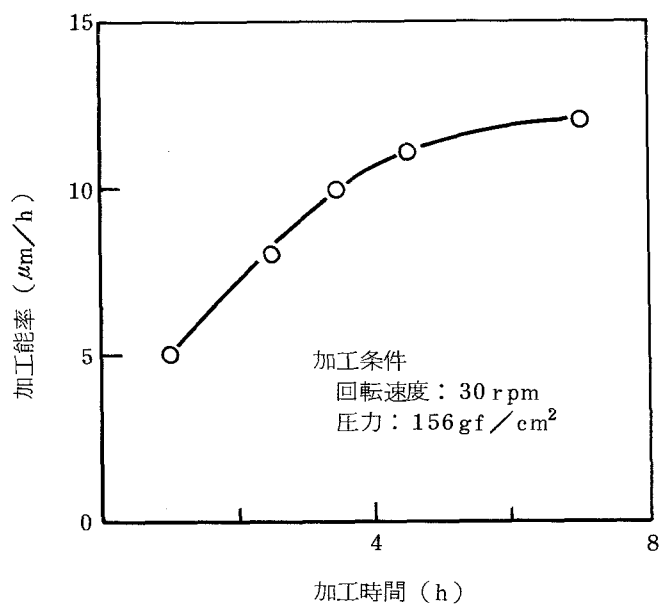


図 4.34 ポリシングにおける加工能率の時間的变化

4.2.5 ポリシ面評価

ポリシング後、ポリシ面の加工液を洗い流し、Si ウェハを加熱、剝離し、アセトン洗浄により接着剤を除去して、ピラニア、弗酸洗浄した。つぎに、一部のSi ウェハについて、OSF^{*}チェックによりポリシ面の評価を行った。表4.10にピラニア、弗酸洗浄、OSFチェックの条件を示す。熱酸化には、電気炉^{**}を用いた。OSFの計測には、スポット径1.2mmの光学顕微鏡^{***}を用い、メジャ、マイナーフラットに垂直な2直径方向について、50mmの距離を連続スキャンし、その個数を求め、OSF密度を算出した。その結果を表4.11に示す。1枚のSi ウェハを除き、表面のOSF密度は100個/cm²以下であり、デバイス用ウェハとして使用できる。

表4.10 ピラニア、弗酸洗浄、OSFチェック条件

工 程	条 件	
ピラニア, 弗酸洗浄	①	硫酸：過酸化水素=3：1, 6分
	②	純水リンス, 1分
	③	20%弗酸, 10分
	④	純水リンス, 20分
OSFチェック	①	熱酸化 1100℃, Wet酸化, 1時間30分
	②	酸化膜除去 25%弗酸, 15分 純水リンス, 10分
	③	エッチング Wrightエッチング, 3分 純水リンス, 20分

* Oxidation induced Stacking Fault の略

** 国際電気社製

*** 日本光学工業社製

表 4.11 3 インチ Si ウェハの OSF 密度

試料 No.	OSF 密度 (個/cm ²)
1	12.0
2	4.2
3	10.8
4	2.0
5	90.0
6	0
7	数万～10 万个
8	15.0
9	26.7
10	60.8
11	22.5
12	18.0

4.3 本節の要約

試作機を 3 インチ Si ウェハのポリシングに適用し、1 枚接着基板、大形接着基板、小形接着基板を用いた場合の加工精度について検討し、以下の結果を得た。

- (1) 1 枚接着基板を用いた場合、Si ウェハの平面度は 6～8 μm と大きく、これは基板の揺動、すりこぎ運動が原因している。
- (2) 大形接着基板を用いた場合、平面度は 1 μm 以下に向上するが、厚さのばらつき、平行度は、数 10 μm ときわめて大きい。
- (3) 小形接着基板を用いて低精度(平行度 4～19 μm、厚さのばらつき 40 μm) の Si ウェハを長時間ポリシすると、平面度は約 1 μm、平行度 5 μm 以下、厚さのばらつき 14 μm 以内に向上し飽和する。この Si ウェハを研削後、ポリシすると、加工時間を約 1/4 に短縮できる。
- (4) メカノケミカルポリシングにおける加工能率は、加工温度に大きく依存する。
- (5) ポリシした Si ウェハの OSF 密度は、100 個/cm² 以下であり、デバイス用ウェハとして使用できる。

5. 熱変形と対策

前節の表 4.8 に示した厚さのばらつき、平行度の劣化について、定盤は均一温度状態で熱変形を無視できるので、その原因は試料皿の熱変形によるものと考えられる。すなわち、図 4.35 に示すように試料皿は下面をポリシャに接し、上面を空気にさらされているので、試料接着面が凸になるように熱変形する。この変形量は、Si ウェハと同程度の面積では小さく、ほとんど無視できるが、試料皿全面ではかなり大きく、このため平面度への影響は小さく、厚さのばらつきと平行度への影響はきわめて大きい。この熱変形に対し、通常、試料皿や定盤を冷却し、変形量を小さくすることが試みられている。本研究では、前述した昇温による加工能率の飛躍的増大の利点を生かすために、熱変形対策として、接着基板の小形化を試みる。

基板の小形化により、基板全面の変形量は小さくなり、厚さのばらつき、平行度への影響は無視できるが、図 4.32 に示したように平面度への影響は残る。このため、小形接着基板の上面に熱膨張係数の大きい金属を埋め込んだ接着基板と、上層に熱膨張係数の大きい多種金属を用いた場合について検討する。

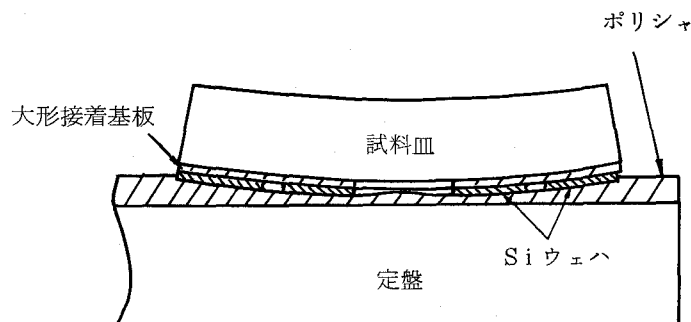


図 4.35 試料皿の熱変形

5.1 熱変形理論

図 4.36 に示す半径 r_0 、板厚 h (第 1 層板厚 h_1 、第 2 層板厚 h_2) の 2 層円板の熱変形について考える。基板には式 (4.40) で示す直線状温度分布 $T(z)$ が生じていると仮定する。

$$T(z) = -\frac{\Delta T}{h} \cdot z + T_u \quad (4.40)$$

ここで、 ΔT は上下面温度差、 T_u は下面の上昇温度である。円板の第 1 層、第 2 層の熱膨張係数を α_1 、 α_2 、ヤング率を E_1 、 E_2 、ポアソン比を ν_1 、 ν_2 とすると、単位長さ当たりに生じる

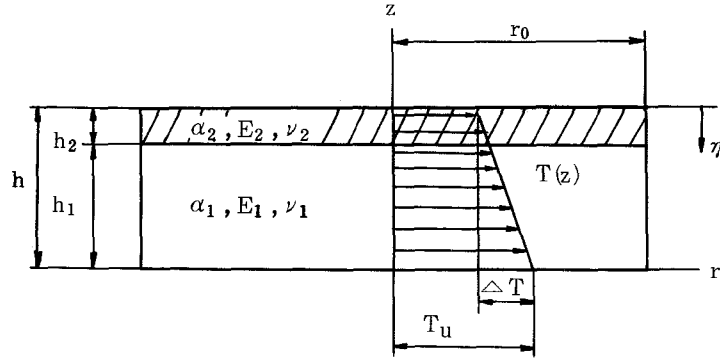


図 4.36 2層円板の熱変形解析

曲げモーメント M は、多層板に関する曲げモーメントの式⁴¹⁶⁾を利用して、

$$M = \frac{1}{1 - \nu_1} \int_0^{h_1} \alpha_1 E_1 T(z) (h - \eta - z) dz$$

$$+ \frac{1}{1 - \nu_2} \int_{h_1}^h \alpha_2 E_2 T(z) (h - \eta - z) dz$$

$$\eta = \left(\frac{E_1 S_1}{1 + \nu_1} + \frac{E_2 S_2}{1 + \nu_2} \right) \Big/ \left(\frac{E_1 h_1}{1 + \nu_1} + \frac{E_2 h_2}{1 + \nu_2} \right) \quad (4.41)$$

$$S_1 = h_1 \left(\frac{h_1}{2} + h_2 \right), \quad S_2 = h_2 \cdot \frac{h_2}{2}, \quad h = h_1 + h_2$$

となる。 η は裏面から中立面までの距離である。このモーメントにより円板に生じる最大変形量 δ_{\max} は、

$$\delta_{\max} = \frac{-M r_0^2}{2 \{ (1 + \nu_1) D_1 + (1 + \nu_2) D_2 \}} \quad (4.42)$$

となる。ここで、 D_1, D_2 は第1層、第2層の曲げ剛性である。

第1層、第2層のヤング率、ポアソン比の間で $E_1 \div E_2, \nu_1 \div \nu_2$ の関係が成立する場合、式(4.41)より、 $\eta = h/2$ となり、式(4.41)、(4.42)より、

$$\delta_{\max} = \frac{-6 r_0^2}{h^3} \left\{ \int_0^{h_1} \alpha_1 T(z) \left(\frac{h}{2} - z \right) dz + \int_{h_1}^h \alpha_2 T(z) \left(\frac{h}{2} - z \right) dz \right\} \quad (4.43)$$

となる。式(4.40)を代入して整理すると、

$$\delta_{\max} = \frac{r_0^2 \Delta T}{2 h_3} \left[\left\{ \frac{4 h_1^3}{h} - 3 h_1^2 + 6 h_1 h_2 \frac{T_u}{\Delta T} \right\} (\alpha_2 - \alpha_1) - h^2 \alpha_2 \right] \quad (4.44)$$

となる。

5.2 熱変形シミュレーション

第1層が SUS410, 第2層が SUS304 で構成されるクラッド板について, 式 (4.44) を用いて最大変形量を求めた結果を図 4.37 に示す。ただし, $\alpha_1 = 9.9 \times 10^{-6}$, $\alpha_2 = 17.3 \times 10^{-6} / \text{mm} \cdot ^\circ\text{C}$, $h = 21 \text{ mm}$, $r_0 = 94 \text{ mm}$ とした。上下面温度差 ΔT , 下面温度 T_u にかかわらず, 第2層厚さ h_2 と最大変形量はほぼ直線関係にあり, h_2 の増大に伴い最大変形量は増加し, 最大変形

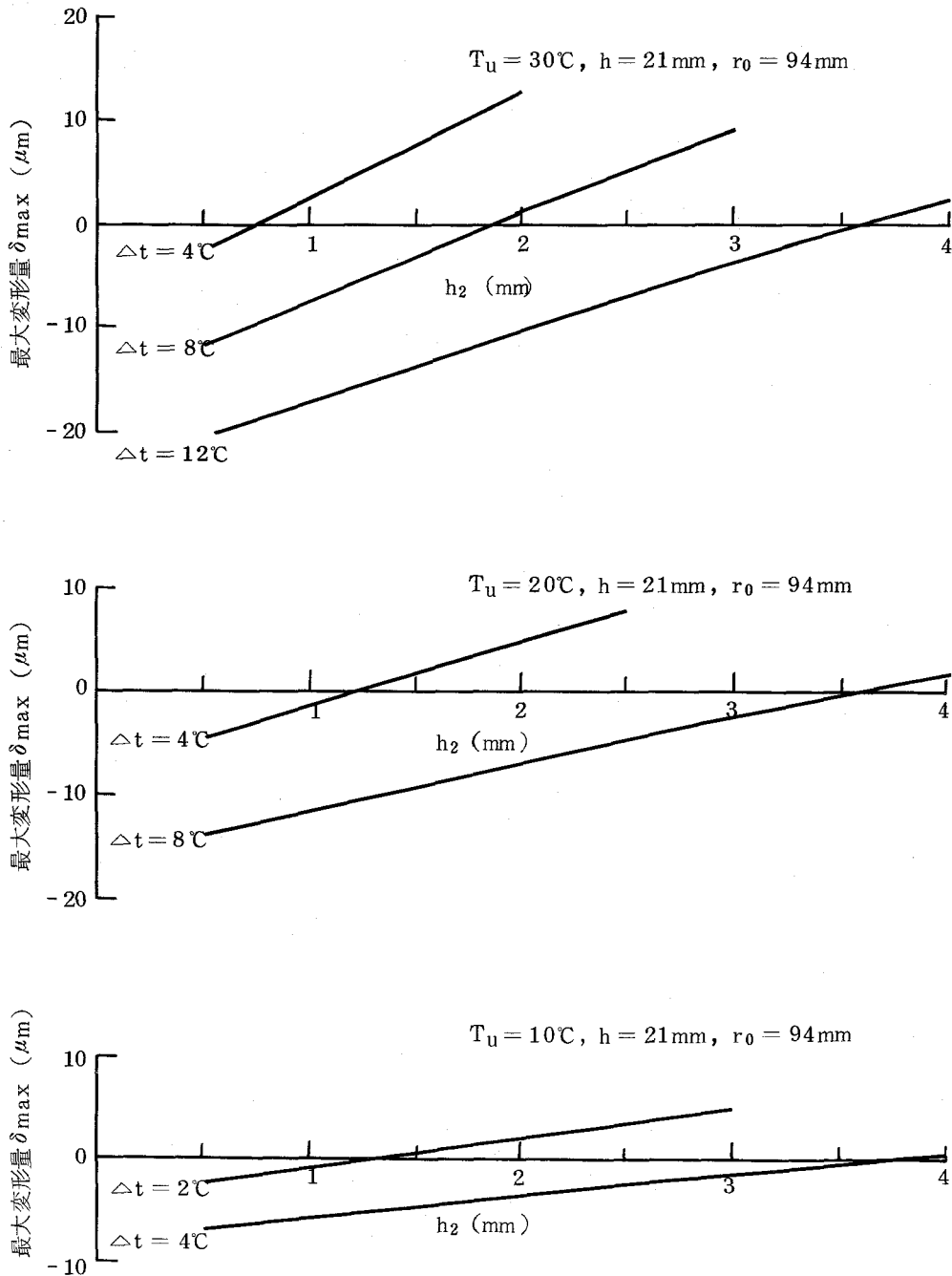


図 4.37 第2層厚さと最大変形量の関係

量が 0 になる点が存在する。この最大変形量が 0 になる第 2 層厚さ h_2 と (下面温度 T_u) / (上下面温度差 ΔT) の関係を図 4.38 に示す。この図から、下面温度 T_u と上下面温度差 ΔT が測定できれば、第 2 層厚さ h_2 を求められ、変形の小さい基板を得ることが可能になる。しかし、 $T_u / \Delta T$ は一定にはならないため、 h_2 を一義的に決めることはむずかしい。

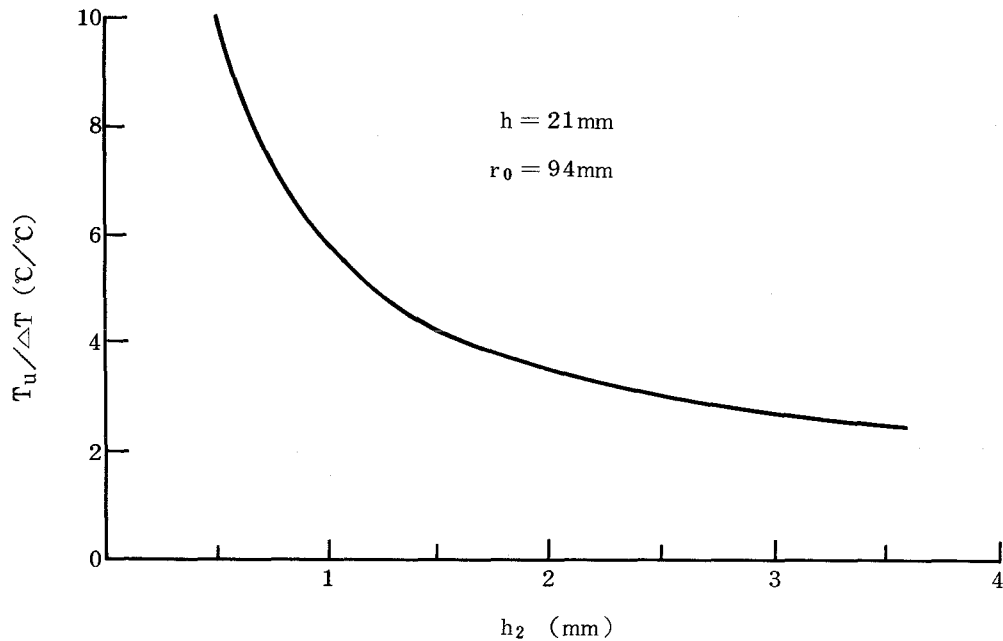
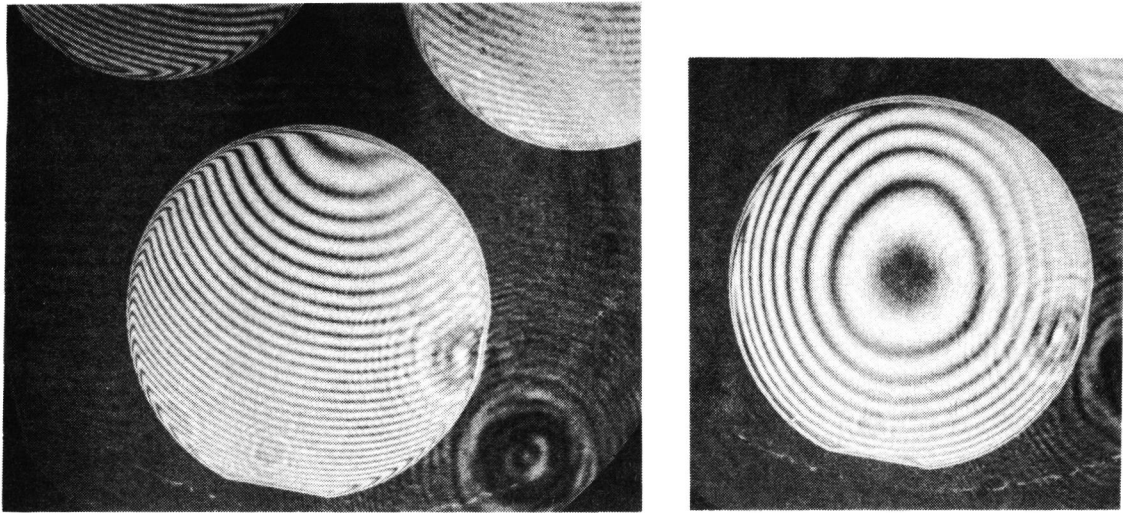


図 4.38 最大変形量が 0 になる第 2 層厚さと下面温度 / 上下面温度差の関係

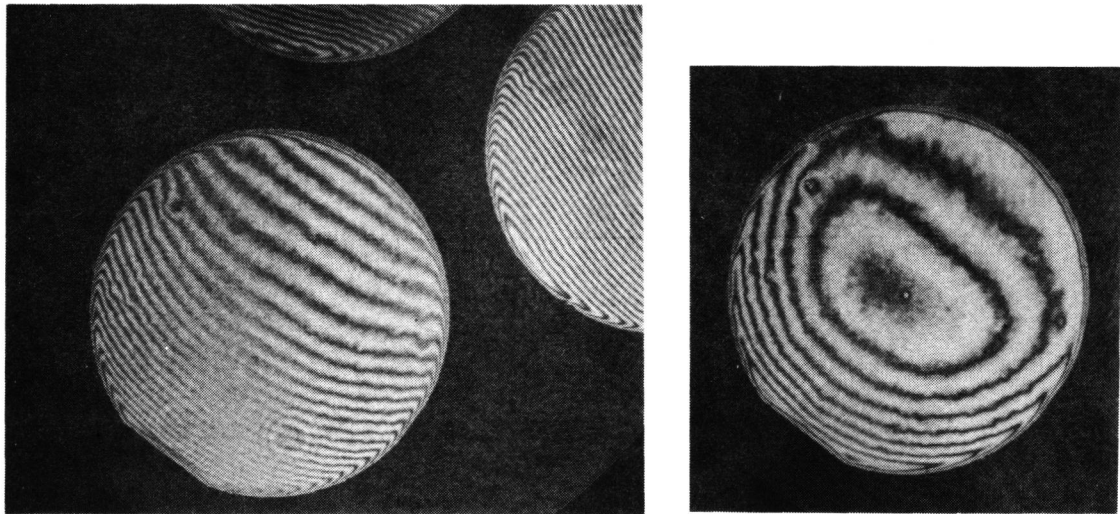
5.3 対 策

5.3.1 埋め込み接着基板の利用

接着基板の熱変形対策として、 $\phi 188\text{mm}$ 、厚さ 20mm の接着基板 (SUS410) の上面中央部に、熱膨張係数の大きいブッシュ (SUS304, $\phi 76\text{mm}$ 、厚さ 10mm) を埋め込み、3 インチ Si ウェハ 3 枚を接着して、埋め込まない接着基板 4 個とともに、試作機により前述したポリシング方法でポリシした。加工条件は、速度 30rpm 、圧力 156gf/cm^2 、加工液 (スノーテックス 30 の 10 倍希釈液) : ($0.04\mu\text{m SiO}_2$ 5%, KOH 0.1% 混合液) = 1 : 1 である。接着状態におけるポリシ面の干渉縞を図 4.39 に示す。(a) 図に示すブッシュを埋め込まない場合の接着基板の干渉縞は、全面に亘って凹状であるが、埋め込んだ場合は、(b) 図に示すように接着基板中央に近い部分の干渉縞はほぼ直線状になり、平面度はかなり向上する。さらに、Si ウェハ全面の平面度を向上させるために、直径の大きいブッシュ ($\phi 158\text{mm}$ 、厚さ 10mm) を埋め込み、同様にポ



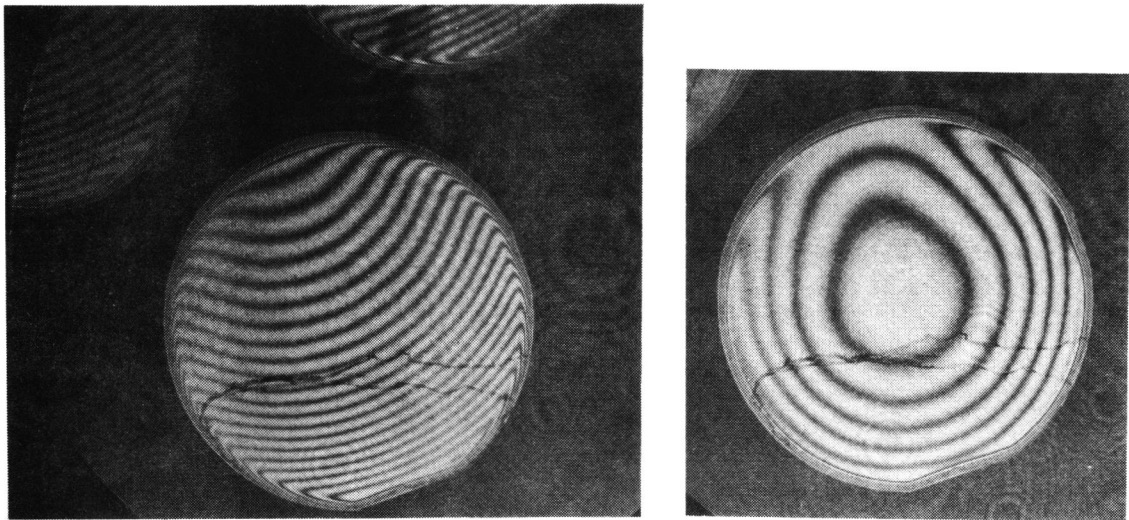
(a) 埋め込まない場合



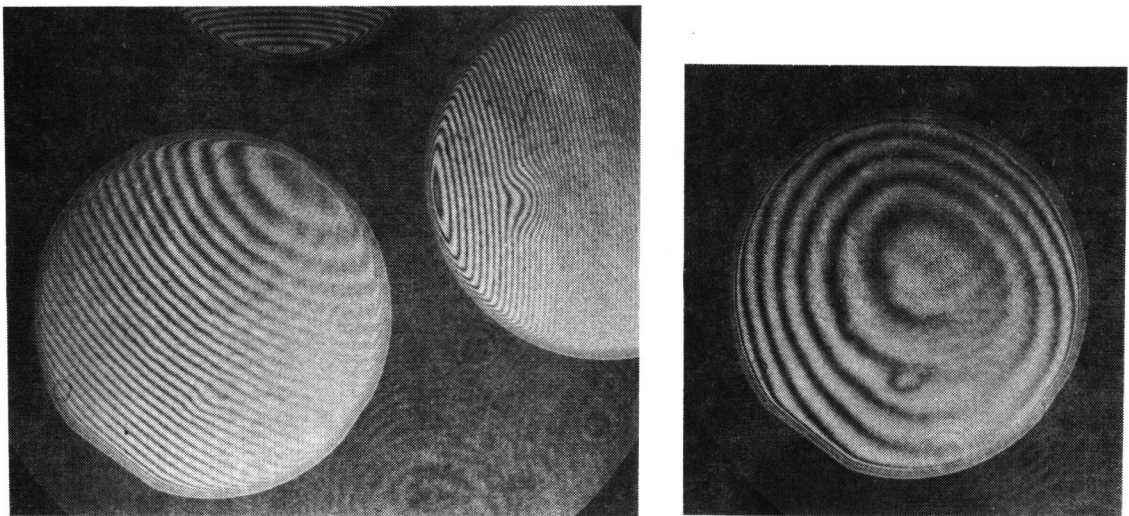
(b) 埋め込んだ場合

図 4.39 $\phi 76 \times t10$ mm プッシュを埋め込んだ接着基板によるポリシ面の干渉縞

リシした。その結果を図 4.40 に示す。埋め込んだ場合と埋め込まない場合の干渉縞は、逆の形状、すなわち、前者は面だれに対して凹状に、後者は凸状である。平面度は、(b)図に示すようにほぼ同程度 $1.5 \mu\text{m}/\phi 76\text{mm}$ である。すなわち、プッシュの厚さが大きすぎたため、上下面温度差によるモーメントより、熱膨張差によるモーメントが大きくなり、接着基板が凹状の状態でポリシされ、このため Si ウェハが凸形状となったと考えられる。以上より、プッシュの厚さを調整することにより、平面度を向上できることが明らかになった。



(a) 埋め込まない場合



(b) 埋め込んだ場合

図 4.40 $\phi 158 \times t10$ mm プッシュを埋め込んだ接着基板によるポリシ面の干渉縞

5.3.2 クラッド接着基板の利用

第1層がSUS410，第2層がSUS304で構成されるクラッド板について，式(4.44)を用いて最大変形量を計算した結果と表4.12に示す条件でポリシしたさいの実験結果を表4.13に示す。ただし， $\alpha_1 = 9.9 \times 10^{-6}$ ， $\alpha_2 = 17.3 \times 10^{-6} / \text{mm} \cdot \text{C}$ ， $T_u = 27 \text{C}$ ， $\Delta T = 2.5 \text{C}$ とした。ここで， ΔT は同一条件でポリシしたさいの単層接着基板の変形量をもとに，式(4.44)から誘導した単層円板の熱変形式(4.45)から算出した。

$$\delta_{\max} = \frac{\alpha_1 r_0^2}{2h} \cdot \Delta T \quad (4.45)$$

また，試料は5インチSiウェハとし，1接着基板に1枚，計10枚を接着し，単層接着基板5個

表 4.12 加工条件

回転速度 (rpm)	定 盤	27.5
	試料皿, 修正リング	27.5
圧 力 (gf/cm ²)	試 料	200
	修正リング	103
加工液	コロイダルシリカ (商品名: スノーテックス 30 の 10 倍希釈液)	
加工時間 (hour)		5
ポリシャ	ポリウレタン製人工皮革 (商品名: ポリテックスシュープリーム)	

表 4.13 2層円板形接着基板の熱変形

		クラッド板(1)	クラッド板(2)
半 径 (mm)		94	94
板 厚 (mm)	第 1 層 h ₁	22.45	19.05
	第 2 層 h ₂	1.55	2.00
最大変形量 (μm)	実 験	7.4	12.5
	理 論	7.6	14.5

に接着した 5 枚の 5 インチ Si ウェハとともに、加圧してポリシした。

理論値と実験値はほぼ一致する。したがって、熱変形量をほぼ 0 にできるクラッド接着基板を用いて加工すれば、3 インチ Si ウェハの平面度を 1 μm 以内にすることが可能になる。

以上より、熱変形対策を施した埋め込み接着基板、もしくは 2 層円板形接着基板を採用することにより、Si ウェハの高精度、高能率加工に本機を適用できることが明らかとなった。

5.4 本節の要約

試料皿の熱変形による試料平面度の劣化を押さえるために、熱膨張係数の異なる異種金属を Si ウェハの接着基板上面に埋め込み、もしくはクラッド化することにより、接着基板の熱変形を抑制し、Si ウェハ面を 1 μm 以内の平面度にポリシできることを明らかにした。

6. 結 言

高精度・高能率加工を実現するために、流体すべり軸受や平行ばね加圧方式を採用して、定盤と試料皿面を平面に修正制御できる修正リング形ラップ・ポリシ機を開発した。以下、おもな試作結果と本機をSi ウェハポリシングに適用した結果について要約する。

- (1) 定盤のラジアル・スラスト軸受に流体すべり軸受を採用することにより、本体振動 $6\mu\text{m}$ に対し、定盤振動を $1\mu\text{m}$ 以下ときわめて小さくできる。
- (2) 平行ばね加圧方式と前後の受圧面に段差をもつすべりシューの採用により、加圧精度 $\pm 1.5\text{kgf}$ （常用荷重の $\pm 0.5\%$ ）の安定した加圧が得られる。
- (3) ラッピングにおいて、定盤と試料皿の回転速度制御による平面修正効果は小さいが、試料皿と修正リングの加圧力、偏心荷重による制御性は高く、定盤面を数 μm 以内に平面修正できる。
- (4) メカノケミカルポリシングにおいては、加工能率は加工温度に大きく依存し、常温から 50°C への温度上昇により、2倍以上増加する。
- (5) 3インチSi ウェハポリシングにおいて、熱変形対策のために採用した上層の熱膨張係数が大きい2層円板形接着基板の熱変形を理論解析した結果は実験結果とほぼ一致する。

引用文献

- 401) R. A. Jones: *Appl. Opt.*, 16, 1 (1977) 218
- 402) D. J. Bajuk: *Opt. Engineering*, 15, 5 (1976) 401
- 403) R. Aspden, R. McDonough, F. R. Nitchie, Jr.: *Appl. Opt.*, 11, 12 (1972) 2739
- 404) 森勇藏, 井川直哉, 奥田徹, 杉山和久: *精密機械*, 46, 12 (1980) 1537
- 405) 河西敏雄, 宇根篤暢: *精密機械*, 43, 5 (1977) 562
- 406) 宇根篤暢, 上野嘉之: *精密機械*, 48, 3 (1982) 341
- 407) 松永正久: *ラッピング*, (1957) 149, 誠文堂新光社
- 408) 井田一郎, 新井勇三: *精密機械*, 25, 8 (1979) 357
- 409) 松永正久: *生産研究*, 9, 4 (1957) 234
- 410) 岩淵真三郎: *電子材料別冊*, (1983) 49
- 411) 河西敏雄, 野田寿一: *精密機械*, 44, 9 (1978) 1064
- 412) 佐藤健児: *表面工学概論*, (1967) 211, 養賢堂
- 413) 西脇仁一: *熱機関*, (1965) 8, 東京大学出版会
- 414) 松田隆一, 小口重光, 木下素雄, 小坪泰正: *昭和43年電気四学会連合大会講演論文集*, (1968) 2257
- 415) 前澤成一郎訳: *材料力学要論*, (1970) 214, コロナ社
- 416) 土肥修, 鵜飼隆好: *日本機械学会論文集 (第1部)*, 36, 285 (1970) 697

第5章 自動平面形状測定機の試作

1. 緒言

集積回路の微細化，高集積化に伴い，その基板となるSiウェハには，高い形状精度が要求されている。このため，前章では，Siウェハを高精度で大量に加工できる大形のラップ・ポリシ機の試作について述べた。一方，大口径Siウェハの切断，ラッピング等の加工工程や，集積回路の製造プロセスで生じるSiウェハのそりや面方向の伸縮^{501)~504)}はマスクパターンをウェハ上に転写するリソグラフィ工程⁵⁰⁵⁾に大きな影響を与え，歩留りの低下を招く。また，Siウェハは，経済化や歩留り向上のために大口径化の趨勢にある⁵⁰⁶⁾。このような状況から，大口径Siウェハの加工形状や各プロセスで生じる変形状態を把握することが重要な課題となり，これらを高精度，短時間で測定する装置の実現が望まれている。

形状精度の中でも，とくにデバイス製造における歩留りに大きな影響を与える平面度については，エアセンサ，容量形センサ，フォトニックセンサや，自動焦点を利用して多点の測定データからSiウェハ全面の精度を求める方法や，オプティカルフラットを参照面として，試料との間に生じる干渉縞をもとに，平面度を算出する方法が提案され⁵⁰⁷⁾，各種の装置が開発されている^{508)~511)}。最近，後者の方法を利用して， $0.3\ \mu\text{m}$ の精度で測定できる自動測定装置が開発された^{512), 513)}。しかし，さらに高い $0.1\ \mu\text{m}$ 以下の平面度，あるいはX線マスク⁵¹⁴⁾用のSiウェハに必要とされる平面度，そり，平行度を同時に高精度で測定できる装置は見当たらない。このため，本研究では，6インチまでの大口径Siウェハを対象とし，平面度，そり，平行度を同時測定できるフィゾー干渉法を利用した自動平面形状測定機を開発する。

本章では，設計，試作した自動平面形状測定機について，設計方針，ならびに干渉縞の解析方法⁵¹⁵⁾，高精度測定を可能にするハードウェア，自動測定を可能にするソフトウェアに関して述べるとともに，本機の機械特性や形状精度の測定結果について明らかにする⁵¹⁶⁾。

2. 設 計

2.1 方 針

以下の方針に基づいて、高精度自動平面形状測定機を設計した。

- (1) 超 LSI 用 Si ウェハのそり，平面度，平行度を同時に測定できること。
- (2) 高精度，短時間測定が可能であること。
- (3) 局部的，ならびに全体的観察が同時に可能なこと。
- (4) 非接触測定であること。
- (5) 完全自動化が可能であること。
- (6) 平面の形状精度を簡単な形式で出力できること。

上記方針を満足し，且つ，非測定物の材質，物性が測定値に影響を与えない検出原理として，フィゾー干渉法を採用した。

2.2 仕 様

2.2.1 形状精度の定義

Si ウェハの形状精度（そり，平面度，平行度）は，デバイスの歩留りに直接影響する。したがって，生産ラインに本測定機を導入するためには，それら精度を的確に定義しなければならない。

一般に，図 5.1 に示すように，そりは自由状態における最大たわみ量，平行度は，後述する理想平面と基準平面との間の距離の最大値，平面度は，ウェハ面の凹凸を理想平面に平行な 2 平面ではさんだ時の，2 平面間の距離で定義されている⁵¹⁷⁾。

そりについては，JIS 規格（JIS H0611-1971）の定義によると，図 5.2 に示すように，ウェハを球座上においた時のウェハ中心における表裏測定値の半分とされている。一方，平行度，平面度の定義の基準となる理想平面の決定法については明確な定義がなく，通常，表 5.1 の方法が利用されている。ここでは，高精度の平面度測定のために，もっとも信頼性の高い③の方法を採用した。

以上より，そりは，自由状態における最大たわみ量，平行度は，理想平面のウェハ底面からの傾き量の最大値，および基準方向と最大傾斜方向のなす角度，平面度は，ウェハ表面の凹凸

を理想平面に平行な 2 平面ではさんださいの距離で定義した。

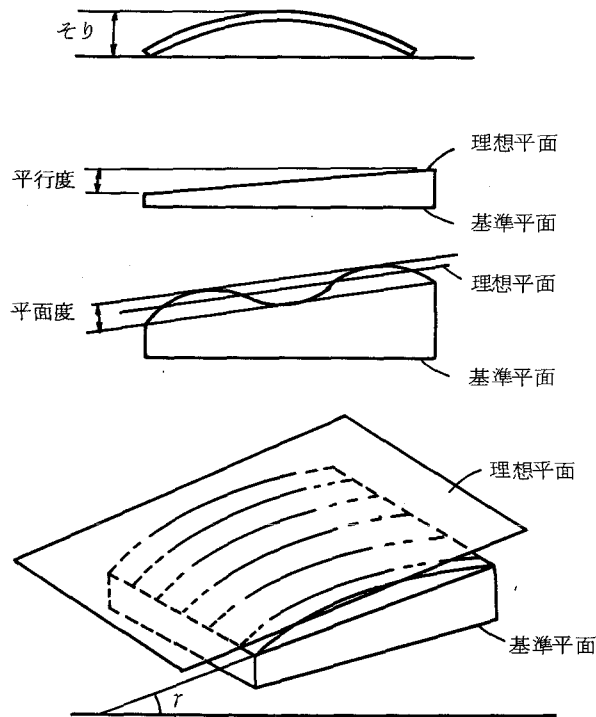


図 5.1 形状精度の定義

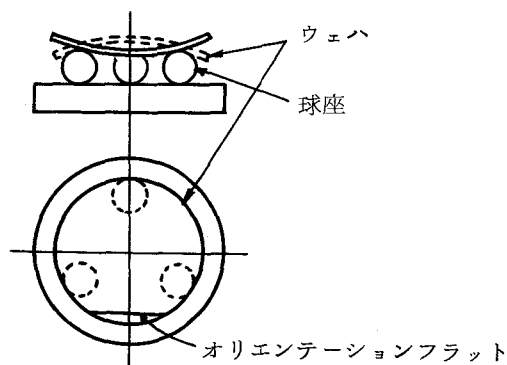


図 5.2 そりの測定法

2.2.2 測定仕様

レジストを塗布した Si ウェハ上へのマスタパターン転写時において、Si ウェハの形状精度は、パタンの位置ずれ、ぼけに影響する。平行度、平面度、厚さに関して、4 インチ Si ウェハには、それぞれ $15\ \mu\text{m}$ 以下、 $10\ \mu\text{m}$ 以下、 $\pm 10\ \mu\text{m}$ 以下の精度が要求されている。とくに、マスクとウェハを $10\sim 15\ \mu\text{m}$ のギャップに近接して $0.5\ \mu\text{m}$ 以下の微細パターンを転写しなければならな

表 5.1 理想平面の決定法

	方 法	長 所	短 所
①	ウェハ表面の端の3点より決まる幾何学的平面で決定する。	面を決定する計算が容易。	基準の3点を選択する法則の決定が困難。
②	ウェハをある断面で切り、その断面曲線の両端を通る直線を多数の断面について求め、それらの平均より決定する。		周辺だれにより大きな影響を受け、信頼性が低い。計算が複雑。
③	ウェハの凹凸をある断面で切断した場合、上部切断体積と下部切断体積を等しくする面で決定する。	局部的に凹凸があってもそのデータによって算出される面精度は信頼性が高い。	計算が複雑。

いX線露光装置用のSiウェハには、ギャップ設定誤差によって生じるランナウト誤差⁵¹⁸⁾を小さくするために、 $0.4\mu\text{m}/\square 20\text{mm}$ 以下の高い平面度が必要となる。これらの精度を正確に測定し、定量化するためには、この値の1/10以下の測定精度が必要となる。以上より、測定仕様を表5.2に示すように定めた。測定物の厚さは、Siウェハのみでなく、他種材料への適用も考慮して、数10mmまで可能とした。

表 5.2 仕 様

測定物の 最大寸法	直 径 厚 さ	～ 6 インチ ～ 数 10mm	
		精度 (μm)	測定範囲 (μm)
測定項目	そ り	0.3	0 ～ 60
	平行度	0.3	0 ～ 60
	平面度	0.03	0 ～ 10

2.3 計測方法

光干渉によって基準平面（オプチカルフラット）と試料間に生じる干渉縞をテレビカメラ（ITV）を用いて撮像し、この干渉縞をもとに各点の高さを求め、形状精度を算出する方法を採用した。Siウェハのそりは自由状態で、平行度、平面度は試料載物台上に真空吸着して測定し、ウェハの凹凸の判別は、オプチカルフラットの傾斜による干渉縞の移動方向から行った。図5.3に計測手順を示す。

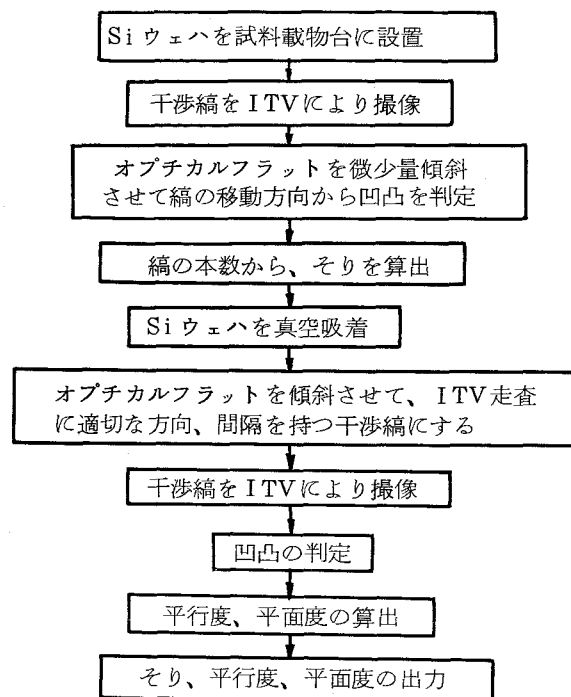


図 5.3 計測手順

計測は、試料の装着状態（そりを測定する自由状態と、平面度、平行度を測定する真空吸着状態）により 2 つに分類される。計測手順に基づく干渉縞の解析手順を図 5.4 に示す。

- (1) 試料を光学フラットの下部に設定し、干渉縞を ITV で撮像・走査する。
- (2) 出力を A-D 変換して干渉縞の中央位置を検出し、その点の座標を求める。
- (3) 光学フラットを微少量傾斜して、干渉縞の移動方向から凹凸を判別する。
- (4) 各座標点の高さを求め、試料のそりを算出する。
- (5) 試料を真空吸着し、光学フラットを傾斜させて、ITV 走査に最適な干渉縞を作り出す。
- (6) そりの算出と同様にして、干渉縞と ITV 走査線との交点における高さを求め、平行度、平面度を算出する。
- (7) 所定の出力形式で出力する。

以上の解析手順により、そり、平行度、平面度の連続測定、および高精度測定の実現が可能になる。

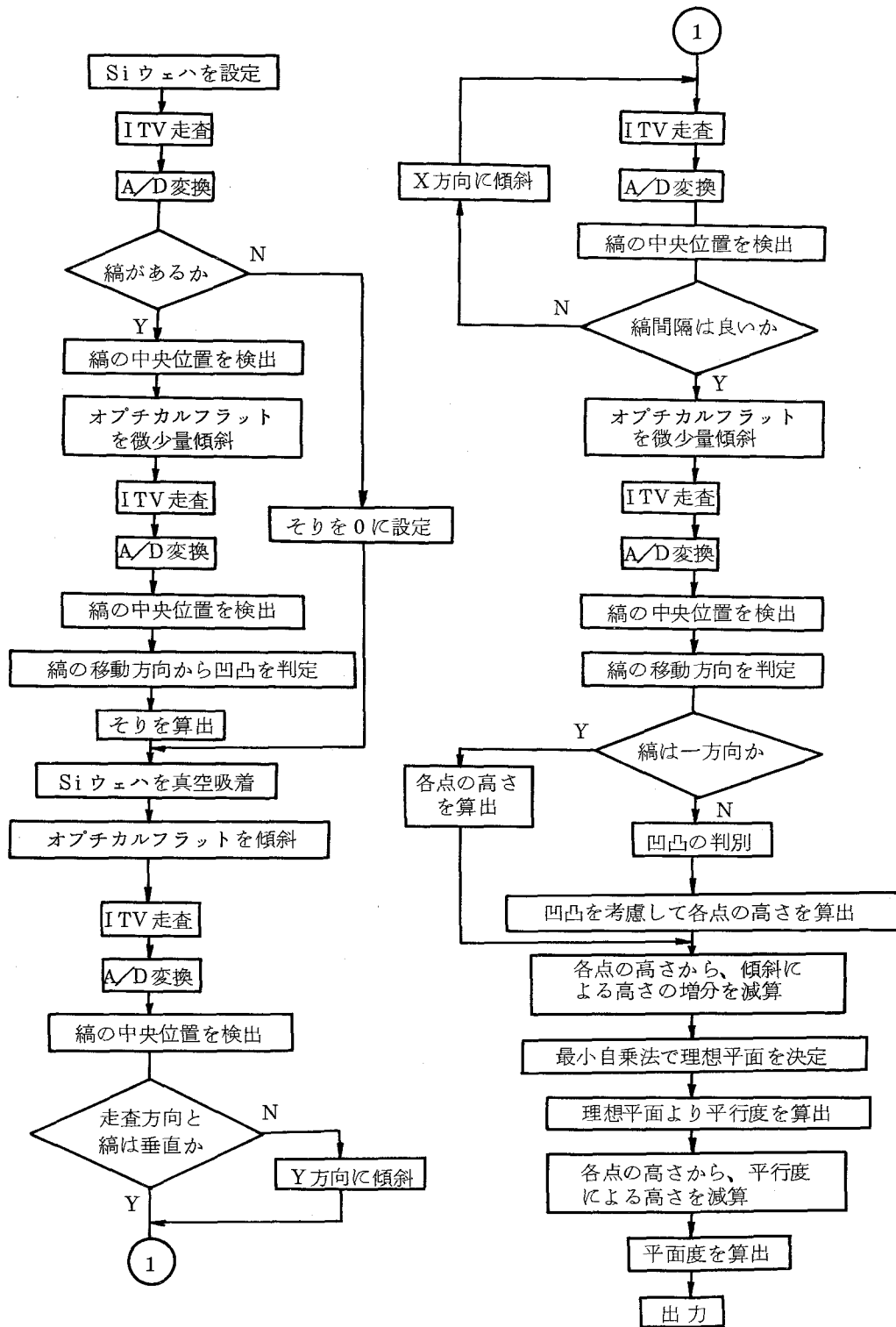


図 5.4 解析手順

2.4 設計計算

2.4.1 干渉縞のコントラスト

Siウェハの反射率は、オプチカルフラット下面に対し高く、干渉縞のコントラストは低い。このため、オプチカルフラット下面に施すコーティング膜について検討した。

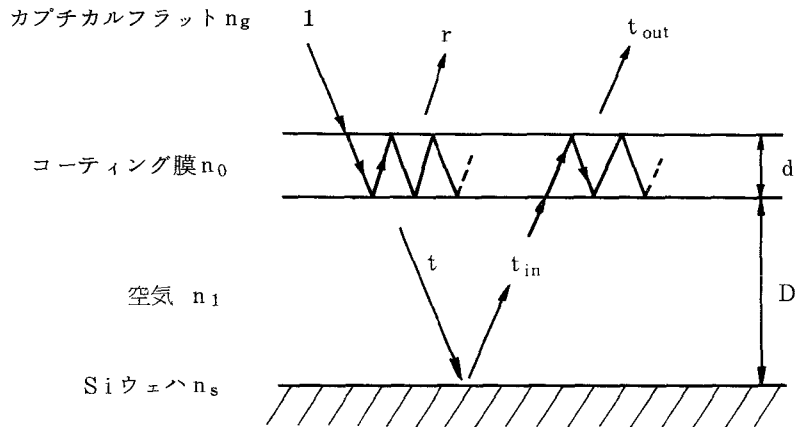


図 5.5 コーティング膜の反射光と透過光

図 5.5 に示すようにオプチカルフラットと Siウェハが対向して置かれ、オプチカルフラットに垂直に、振幅 1 の光が入射した時、コーティング膜の反射光の振幅反射率 r 、および透過光の振幅透過率 t は、式 (5.1) で与えられる⁵¹⁹⁾。ただし、コーティング膜の吸収はないものとする。

$$\left. \begin{aligned} r &= \frac{r_{g0} + r_{01} e^{i2\delta}}{1 + r_{g0} \cdot r_{01} \cdot e^{i2\delta}} = a_1 e^{i\theta_1} \\ t &= \frac{t_{g0} \cdot t_{01} \cdot e^{i\delta}}{1 + r_{g0} \cdot r_{01} \cdot e^{i2\delta}} \end{aligned} \right\} \quad (5.1)$$

ここで、 r_{g0} はオプチカルフラットからコーティング膜に光が入射する時の振幅反射率、 r_{01} はコーティング膜から空气中へ光が入射する時の振幅反射率であり、

$$r_{g0} = \frac{n_g - n_0}{n_g + n_0}, \quad r_{01} = \frac{n_0 - n_1}{n_0 + n_1} \quad (5.2)$$

で表される。同様に振幅透過率 t_{g0} 、 t_{01} は、

$$t_{g0} = \frac{2n_g}{n_g + n_0}, \quad t_{01} = \frac{2n_0}{n_0 + n_1} \quad (5.3)$$

で表される。ただし、 n_g, n_0, n_1 はそれぞれオプティカルフラット、コーティング膜、空気の屈折率である。また、 2δ は光が薄膜を一往復することによって生じる位相の遅れで、

$$2\delta = \frac{4\pi n_0 d}{\lambda} \quad (5.4)$$

で表される。ここで、 d はコーティング膜厚、 λ は光の波長である。

この透過光 t が Si ウェハで反射されると t_{in} となる。さらに、コーティング膜に入射し、この膜を透過すると t_{out} となる。このとき t_{out} は式 (5.5) で与えられる。

$$t_{out} = \frac{t_{g0} \cdot t_{0g} \cdot t_{01} \cdot t_{10} \cdot r_{1s} \cdot e^{i2\delta} e^{i4\pi n_1 D/\lambda}}{(1 + r_{g0} \cdot r_{01} \cdot e^{i2\delta})(1 + r_{10} \cdot r_{0g} \cdot e^{i2\delta})} = a_2 e^{i\theta_2} \quad (5.5)$$

ここで、 D はコーティング膜と Si ウェハの距離、 r_{1s} は空気中から Si ウェハに入射する時の振幅反射率で、式 (5.6) で表される。

$$r_{1s} = \frac{n_1 - n_s}{n_1 + n_s} \quad (5.6)$$

オプティカルフラット下面の反射光 r と、コーティング膜の透過光 t_{out} が干渉したさいの明るさ I は式 (5.7) で与えられる⁵²⁰⁾。

$$\begin{aligned} I &= |a_1 e^{i\theta_1} + a_2 e^{i\theta_2}|^2 \\ &= a_1^2 + a_2^2 + 2a_1 a_2 \cos(\theta_1 - \theta_2) \end{aligned} \quad (5.7)$$

ここで、 a_1, a_2 は r, t_{out} の振幅、 θ_1, θ_2 は位相である。干渉縞の可視度 (Visibility) V は、

$$V = \frac{I_{max} - I_{min}}{I_{max} + I_{min}} \quad (5.8)$$

で与えられ⁵²⁰⁾、この値が大きいほどコントラストは向上する。式 (5.1), (5.5) より、

$$\left. \begin{aligned} a_1 &= \sqrt{\frac{r_{g0}^2 + 2r_{g0} \cdot r_{01} \cdot \cos(2\delta) + r_{01}^2}{1 + 2r_{g0} \cdot r_{01} \cdot \cos(2\delta) + (r_{g0} \cdot r_{01})^2}} \\ a_2 &= \frac{t_{g0} \cdot t_{0g} \cdot t_{01} \cdot t_{10} \cdot r_{1s}}{1 + 2r_{g0} \cdot r_{01} \cdot \cos(2\delta) + (r_{g0} \cdot r_{01})^2} \end{aligned} \right\} \quad (5.9)$$

となる。

オプティカルフラット，空気の屈折率 n_g ， n_1 はそれぞれ 1.5，1 であり，コーティング膜の屈折率 n_0 は，コーティング材質として，吸収がなくオプティカルフラットにコーティング可能である。ZnS を用いるとすると，2.4 となる。式 (5.2)～(5.4)，および (5.6)～(5.9) を用いて可視度を算出した結果を図 5.6 に示す。コーティング膜の膜厚が 327 \AA のとき，可視度は最大となる。

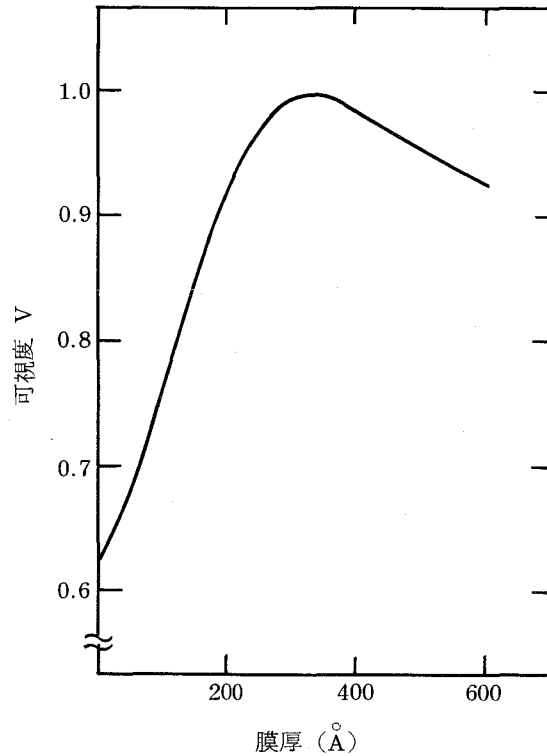


図 5.6 コーティング膜厚と可視度の関係

2.4.2 Si ウェハの吸引変形

そりを有する Si ウェハを試料載物台上に真空吸着するための吸着力と，真空吸引によって吸引穴付近に生じる Si ウェハの変形量に基づいて，真空吸引穴個数，直径を設定した。

一般に円板が周辺支持されて，等分布荷重 w がかかっているとき，円板の中央位置における変位 δ は式 (5.10) で与えられる⁵²¹⁾。

$$\delta = \frac{(5 + \nu)wr^4 \cdot 12 \cdot (1 - \nu^2)}{64 \cdot (1 + \nu) \cdot E \cdot h^3} \quad (5.10)$$

ここで， r は円板の半径， h は厚さ， E はヤング率， ν はポアソン比である。

したがって，逆に δ のたわみを矯正するためには， $w\pi r^2$ の力が必要となる。この力に相当

する吸引を， N 個の半径 a の穴の真空吸引によって生じさせるためには，

$$w\pi r^2 = \pi a^2 \cdot q \cdot N \quad (5.11)$$

が成立しなければならない。ここで， q は大気圧である。式 (5.10)，(5.11) より，Si ウェハを吸着するのに必要な吸引穴個数 N は，

$$N = \frac{16(1+\nu)Eh^3 \cdot \delta}{3(5+\nu)(1-\nu^2)r^2 a^2 q} \quad (5.12)$$

となる。つぎに，真空吸引による吸引穴上の Si ウェハの変形量 δ は，周辺固定，一様分布荷重を仮定すると式 (5.13) で与えられる⁵²¹⁾。

$$\delta = \frac{qa^4 \cdot 12(1-\nu^2)}{64 \cdot E \cdot h^3} \quad (5.13)$$

式 (5.12)，(5.13) に $q = 1034 \text{ gf/cm}^2$ ， $E = 1.74 \times 10^9 \text{ gf/cm}^2$ ， $\nu = 0.262$ を代入し，Si ウェハ厚と吸引穴個数の関係，および吸引穴径と変形量の間を算出した結果を図 5.7，図 5.8 に示す。そり $30 \mu\text{m}$ を矯正するための必要穴個数は， $380 \mu\text{m}$ 厚の 3 インチ Si ウェハの場合，10 個である。また，図 5.8 より吸引穴径がある値より大きくなると変形量は急激に増す。Si ウェハの厚さが $100 \mu\text{m}$ 以上の場合，吸引穴径を 1 mm とすると， $0.01 \mu\text{m}$ 以下の変形量となり測定精度に影響を及ぼさない。

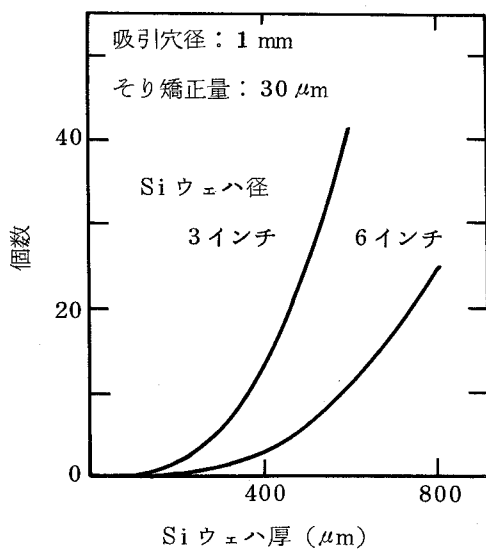


図 5.7 Si ウェハ厚と吸引穴個数の関係

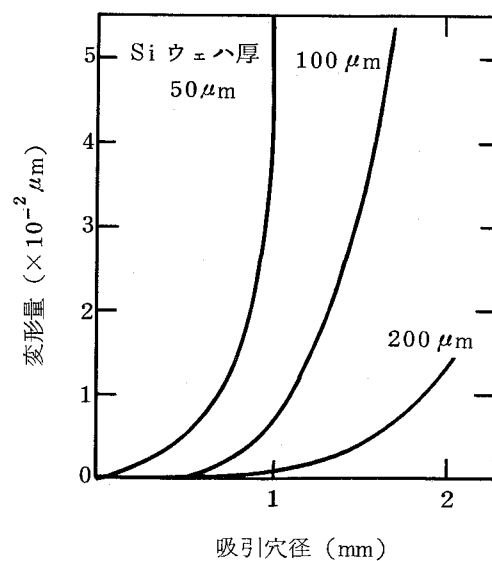


図 5.8 吸引穴径と変形量の関係

2.4.3 干渉縞撮像面の解像度

測定精度に直接影響する ITV 撮像面の解像度を求める。試料のそりを δ ，光源の波長を λ とすると，このとき作り出される干渉縞の本数 N は，式 (5.14) で与えられる。

$$N = \frac{\delta}{\lambda/2} \quad (5.14)$$

この縞を ITV で撮像して，長さ L の光電面上に縮小して干渉縞位置を検出する場合，干渉縞間隔 D は，式 (5.15) で与えられる。

$$D = \frac{L}{N} \quad (5.15)$$

光電面における測定誤差を ΔD とすると，このとき試料の高さ方向の測定誤差 ΔH は式 (5.16) で与えられる。

$$\Delta H = \frac{\lambda}{2} \cdot \frac{\Delta D}{D} \quad (5.16)$$

式 (5.14) ~ (5.16) より，

$$\Delta D = \frac{\Delta H \cdot L}{\delta} \quad (5.17)$$

となる。この式に $\Delta H \leq 0.03 \mu\text{m}$ (平面度の測定精度)， $\delta = 10 \mu\text{m}$ ， $L = 10 \text{mm}$ (2/3 インチ管) を代入すると， $\Delta D \leq 30 \mu\text{m}$ となり，80TV 本以上の解像度の ITV が必要になる。

2.5 本節の要約

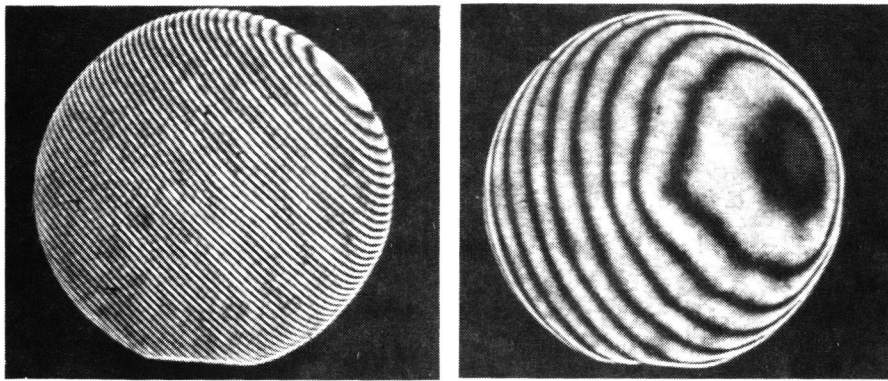
6 インチまでの大口径 Si ウェハを，平面度 $\pm 0.03 \mu\text{m}$ ，平行度，そり $\pm 0.1 \mu\text{m}$ 以下の精度で測定できる自動平面形状測定機の設計方針，およびそり，平行度，平面度を順序よく測定する計測手段，自動化の可能な解析手順，ならびに，仕様について明らかにするとともに，干渉縞のコントラスト向上のためのオプティカルフラットのコーティング膜厚，ウェハチャックの吸引穴個数と直径，ITV に必要な解像度について設計計算した。

3. 干渉縞の解析方法

干渉縞を解析するためには、(1)縞位置（座標値）を求め、それらを連結し、(2)干渉縞の凹凸関係を明らかにして縞次数を決定し、(3)各点の高さを求め、形状精度を算出しなければならない。この処理のうち、(1)については、スケルトン法等^{522), 525)}を用いれば、また、(3)については、算術計算であり、自動化が可能であるが、(2)の処理は1枚の干渉縞画像では不可能であり、2枚以上の縞画像を比較することによって、自動化が可能になる。Fringe Scanning法⁵²⁶⁾は参照光の位相を変化させて干渉縞を動かし、多数枚の縞画像を得ることによって、縞解析を行うが、多数枚の干渉縞の取り込み、解析に長時間を要することから、本研究では、オプティカルフラットの傾斜によって干渉縞を移動し、移動前後の干渉縞の移動方向から、干渉縞の凹凸を判定する簡易法を新たに考案・採用する。また、干渉縞データについては、干渉縞を2値化し、その中心データのみをコンピュータへ転送することによってデータ量を削減し、処理時間を短縮するとともに、データの格納メモリを節約する。本節では、干渉縞解析の基礎となる開ループ干渉縞について、解析方法を詳細に検討する。

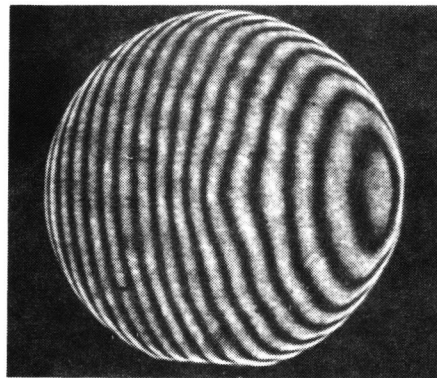
3.1 干渉縞の最適化

開ループ干渉縞において、平面度 $\lambda/20$ 以下の高精度測定を達成するためには、測定方法に適合した干渉縞を作り出す必要がある。図5.9(a)に示すように試料の平行度が悪い場合、干渉縞は密となり、ITVの光電面上で必要な分解能が得られず、また、干渉縞の移動方向から凹凸を判定する上記方法を用いることが困難になる。逆に平行度が良い場合、(b)図に示すように干渉縞間隔が大きく、干渉縞と干渉縞の間の部分の形状情報を得ることができない。また、干渉縞データは各走査線と干渉縞の交点として得られるので、データ採取点を多くして、平面度の計算精度を高めるためには、干渉縞を走査線に対して垂直にする必要がある。このため、平面度測定前に干渉縞の移動、回転を行い、(c)図に示すような干渉縞に最適化しなければならない。干渉縞の移動、回転は、試料、あるいはオプティカルフラットを傾斜させることによって可能であるが、本装置では、試料側にSiウェハの搬出入のための上下移動機構を設けたので、オプティカルフラット側で行った。傾斜は、オプティカルフラットを図5.10に示す3点で支持し、1点を固定支持点、他の2点を上下駆動支持点とし、この2点の支持点をパルスモータで上下駆動することによって行った。



(a) 平行度の悪い場合

(b) 平行度の良い場合



(c) 最適化した干渉縞

図 5.9 干渉縞の最適化

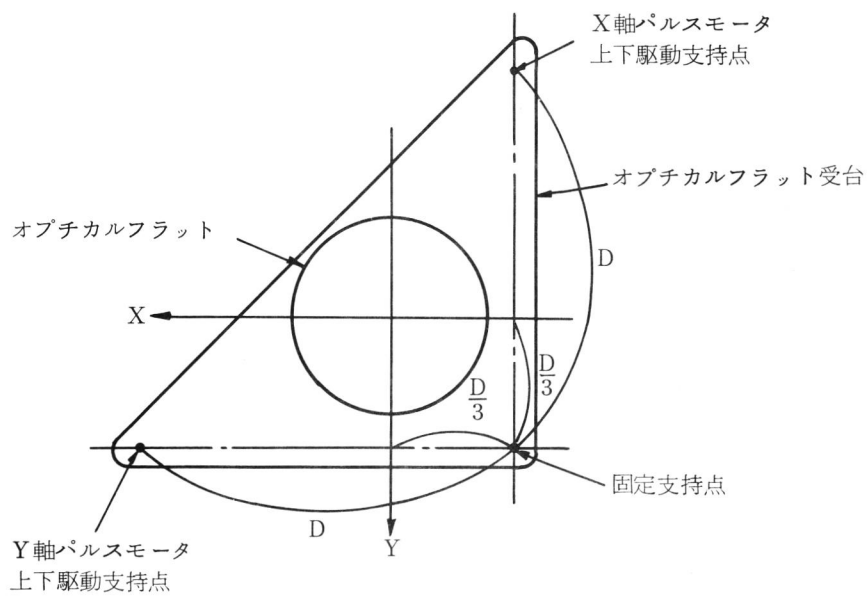


図 5.10 オプティカルフラットの支持点

3.1.1 干渉縞の垂直化

図 5.11 に示すように走査線に対し、 θ の角度で交叉する干渉縞 j を走査線に対して垂直にする場合について考える。ただし、試料は走査線方向に低くなるように傾いているものとする。

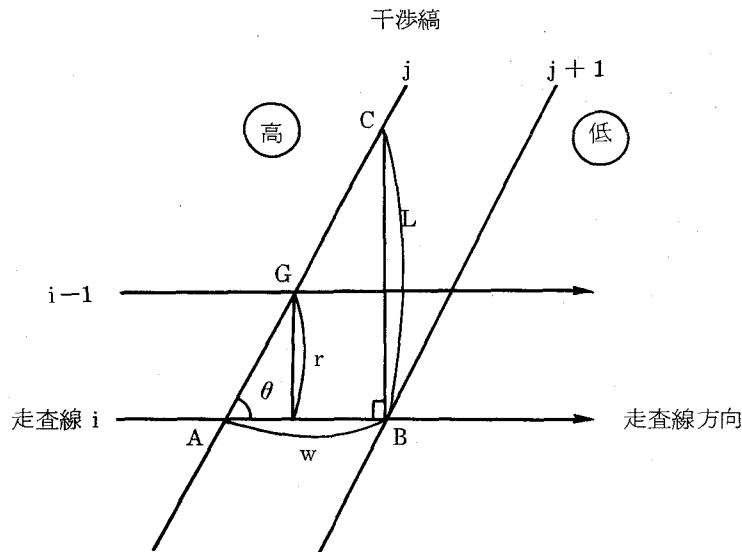


図 5.11 干渉縞の垂直化

走査線 i と干渉縞 j 、 $j + 1$ の交点をそれぞれ A 、 B とし、 B 点で走査線 i に対し垂線を立てた時の干渉縞 j との交点を C とする。また、干渉縞 j と $j + 1$ 間の干渉縞間隔を w 、 BC 間の距離を L とすると、

$$L = w \cdot \tan \theta \quad (5.18)$$

となる。 B 点に対し、 C 点は $\lambda/2$ (λ : 使用レーザー波長) だけ高い位置にあるので、 BC 方向の傾斜角 θ_A とすると、

$$L \tan \theta_A = \frac{\lambda}{2} \quad (5.19)$$

が成立する。干渉縞を走査線に対し垂直にするための X 軸パルスモータによる上下駆動支持点の送り量を F とすると、

$$\tan \theta_A = -\frac{F}{D} \quad (5.20)$$

となる。ただし、上方向の送り量を負、下方向の送り量を正とする。ここで、 D は固定支持点から、 X 、 Y 上下駆動支持点間の距離である。式 (5.18) ~ (5.20) より、

$$\frac{1}{\tan \theta} = -\frac{2wF}{\lambda D} \quad (5.21)$$

となる。ここで、走査線間隔を r 、走査線 $i - 1$ と干渉縞 j との交点を G とし、 A 、 B 、 G の

X座標点をそれぞれ $X_{i,j}$, $X_{i,j+1}$, $X_{i-1,j}$ とすると,

$$\tan \theta = \frac{r}{X_{i-1,j} - X_{i,j}} \quad (5.22)$$

$$w = X_{i,j+1} - X_{i,j} \quad (5.23)$$

で表されるので, 式(5.21)へ式(5.22), (5.23)を代入して整理すると,

$$F = -\frac{\lambda D}{2r} \cdot \frac{X_{i-1,j} - X_{i,j}}{X_{i,j+1} - X_{i,j}} \quad (5.24)$$

となる。したがって, 式(5.24)を用いて, 干渉縞と走査線の3交点座標より垂直化のためのX軸パルスモータの上下送り量を算出できる。

3.1.2 干渉縞間隔の最適化

図5.12に示す干渉縞間隔 w , 傾斜 θ の干渉縞の干渉縞間隔を最適化し, 干渉縞間隔 w_0 , 傾斜 θ_0 にした場合について考える。ただし, 干渉縞 $j+1$ は干渉縞 j より高いものとする。干渉縞 $j+1$ は干渉縞 j より $\lambda/2$ だけ高い位置にあるので,

$$w \cdot \tan \theta = w_0 \cdot \tan \theta_0 = \lambda/2 \quad (5.25)$$

が成立する。オプティカルフラットを傾斜して, 干渉縞間隔を最適にするためのY軸パルスモータの送り量を H とすると, 図5.13に示すようにモニタ画像は, 図5.10に対し, ミラー対称(Y軸対称)となるので, 式(5.26)が成立する。

$$H = D(\tan \theta_0 - \tan \theta) \quad (5.26)$$

ただし, 干渉縞 j が $j+1$ より高い場合, 正負の符号が逆になる。式(5.25), (5.26)より,

$$H = \frac{\lambda D}{2w_0} \left(1 - \frac{w_0}{w} \right) \quad (5.27)$$

となる。走査線 i と干渉縞 j , $j+1$ の交点のX座標を $X_{i,j}$, $X_{i,j+1}$ とすると,

式(5.27)は,

$$H = \frac{\lambda D}{2w_0} \left(1 - \frac{w_0}{X_{i,j+1} - X_{i,j}} \right) \quad (5.28)$$

となる。したがって, 干渉縞と走査線の2交点より, 干渉縞間隔の最適化のためのY軸パルスモータの上下送り量を求められる。ここで, 平面度を $\pm 0.03 \mu\text{m}$ 以下の精度で測定するためには, $\lambda/20$ 以下, すなわち $\lambda/2$ の高低差を生じる干渉縞間隔 w_0 を10分割以上できる分解能がITV面に要求される。

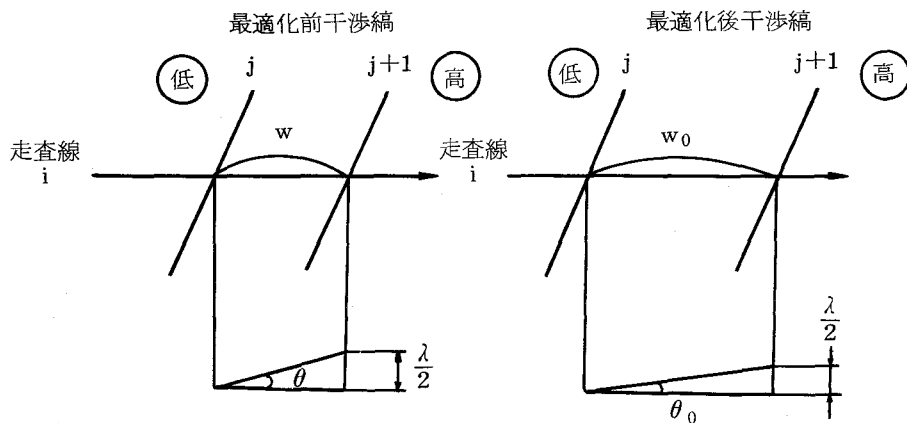


図 5.12 干渉縞間隔の最適化

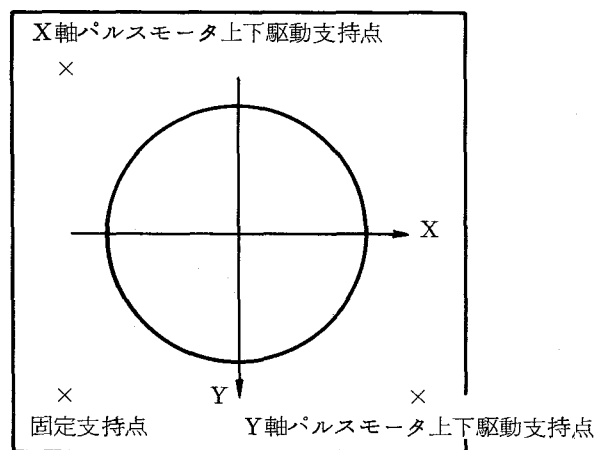


図 5.13 モニタ画像上の支持点と座標の関係

3.2 干渉縞データの連結方法

走査線と干渉縞の交点座標として得られる干渉縞データを連結処理し、縞を作り出す方法について述べる。

干渉縞は次節で詳述するように、光学系を構成するレンズ相互間の干渉等によって生じるゴースト干渉縞等により、縞が切れたり、隣合う縞がつながる現象、すなわち、干渉縞データが消滅したり、2本の縞の中央にも干渉縞データが存在する現象を生じる。このようなエラーデータを除去する対策として、縞数のもっとも多い干渉縞の中央部において、干渉縞データの連結を行い、連結長さの短いものは縞とみなさないうで、確かなものだけを縞として残す処理方法

考案した。以下、処理方法について詳述する。

図 5.14 に干渉縞データの連結処理順序を示す。中央走査線を中心とする所定の幅の中央地帯について、互いに隣合う走査線の干渉縞データを比較し、もっとも近い点を縞として、矢印方向に連結して行く。この場合、新たに現れた連結されない点は、すべて仮の縞として残す。最後に連結した縞の長さが、中央地帯の幅に対してある割合に達しなかったものは除去し、残ったものを縞と判断する。以後は、この縞をもとにして、上部地帯、下部地帯について、矢印の方向に干渉縞データを連結し、新たに現れる連結されない点は、すべてエラーデータとして無視する。以上のように、全体の連結処理の流れは、中央地帯における干渉縞としての認知のための連結と、上部、下部地帯におけるコンピュータ内での干渉縞作成のための連結の2つに分解されるが、基本的にはすでに判別された干渉縞データに対して、隣の走査線上の干渉縞データをいかに連結するかが問題となる。以下、干渉縞データの連結ルールについて説明する。

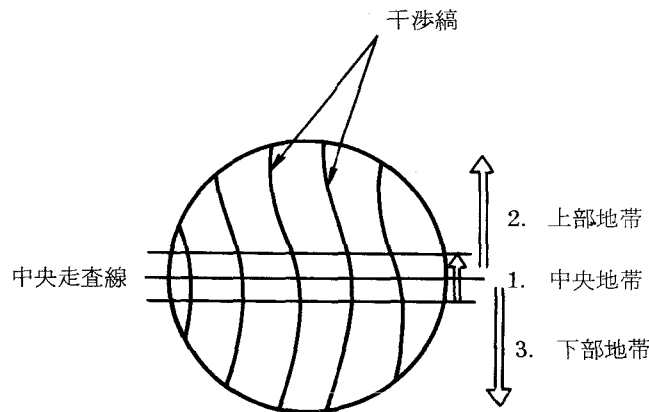


図 5.14 干渉縞データの連結処理順序

(1) ルール 1 …干渉縞間隔の $a\%$ 以内であれば連結

図 5.15 において、○印の点はすでに縞の構成点と判別された点，△印の点は未判別の点である。判別の方向，サーチの方向はともに左から右に行う。

(a)図において、最初に隣の判別対称点のある走査線上において、干渉縞データ点 1 と連結すべきもっとも近い点をサーチすると、点 11 が候補となる。この点が、点 1 の右側にあるので、点 1 と点 2 の距離（干渉縞間隔）に、ルール 1 を適用する。点 11 はルール 1 を満足するので、点 1 と点 11 が同じ縞として連結される。 つぎに(b)図において、点 2 と連結すべき点をサーチする。点 12 は、点 2 の左側にあるので、点 1 と点 2 の距離にルール 1 を適用する。点 12 はルー

ル 1 を満足するので、点 2 と点 12 は同じ縞として連結される。このようにして、判別対象点のある走査線上の全干渉縞データが連結されると、つぎの走査線に処理が移る。

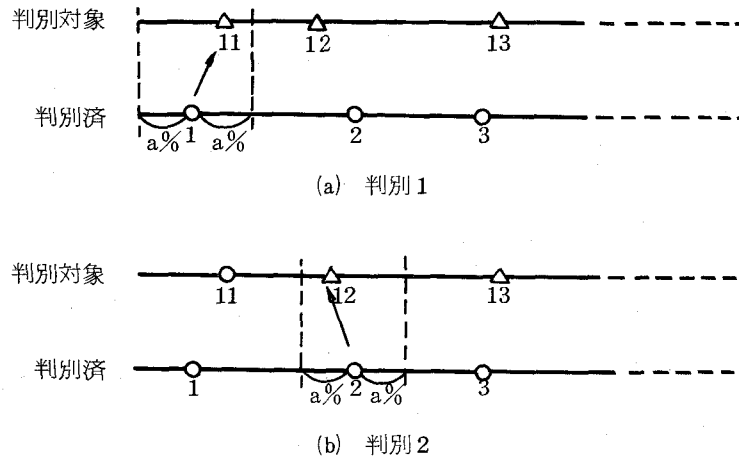


図 5.15 ルール 1 による判別

(2) ルール 2 …端の縞の外側の点であれば連結

図 5.16 において、干渉縞データ点 1 にもっとも近い点をサーチすると、点 11 が候補となる。

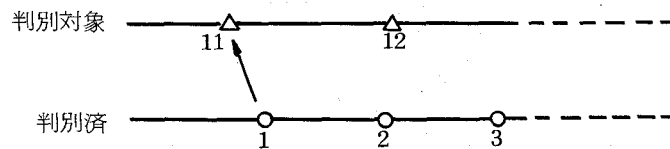


図 5.16 ルール 2 による判別

点 11 は点 1 の左側にあるので、点 1 とそれにより左側にある判別済の点の距離に、ルール 1 を適用することになる。しかし、点 1 の左側には点がないので、ルール 1 は適用できない。そこで点 1 の左側の点は無限遠方にあると考え、点 11 はそれより十分近くにあるとする。すなわち、ルール 2 により、点 1 と点 11 が同じ縞として連結される。点 1 が右端にあり、点 11 が点 1 の右側にある場合も同様にルール 2 を適用する。

(3) ルール 3 …新たに現れた点はエラーデータ

図 5.17 において、点 1 と点 11 が連結された後、点 3 にもっとも近い点をサーチすると、点

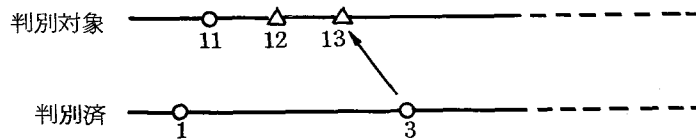


図 5.17 ルール 3 による判別

13 が候補となる。このとき、点 12 はどの縞にも連結されないため新たな点であり、エラーデータとみなす。また、点 13 もルール 1 の適用外であれば、新たな点としてエラーデータとみなす。ただし、中央地帯では、これらの点は新たな縞とする。

(4) ルール 4 … 連結すべき点がない場合、ペナルティ付で点を上に伸ばす。

図 5.18 において、点 1 にもっとも近い点 12 がルール 1 の適用外であれば点 1 と連結すべき縞はない。しかし、この走査線上の干渉縞データが消滅していても、これより先の走査線上の点に連結できる可能性があるため、点 1 の真上に点 11 を発生させ、点 1 と連結する。ただし、本来の縞の終端で点を伸ばさないように、ペナルティがある回数以上になると縞の終端とみなす。

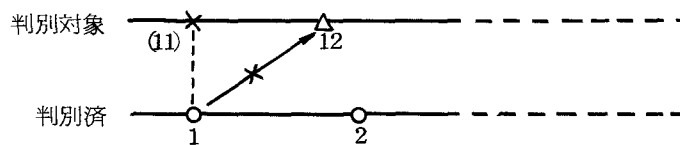


図 5.18 ルール 4 による判別

3.3 縞次数の決定

干渉縞の縞次数を決定するためには、干渉縞データを連結して得た干渉縞の凹凸判定が必要になる。この判定は、前述したようにオプティカルフラットを微小傾斜し、干渉縞の微小移動方向を検出することによって行う。

干渉縞の移動は、Y 軸パルスモータを微小駆動し、オプティカルフラットが上昇する方向に動作させることによって行った。また、移動前後の干渉縞の対応づけは、5.3.2 節で詳述するが、中央走査線上に全干渉縞が存在することから、中央走査線上の移動前後の X データ（干渉縞データの X 座標）の差が最小となる移動前後の X データの組み合わせを見つけ出し、この対応を

もとに全干渉縞の対応づけを行った。したがって、干渉縞の移動方向を判定するために、干渉縞を大きく動かした場合、干渉縞の対応が困難となる。このため干渉縞の移動量は、最適な干渉縞間隔の3割とした。これは、高さの差にすると 0.15λ であり、オプチカルフラットの中心で、 0.15λ の高さの差をつけるための Y 軸パルスモータ駆動支持点の送り量 H は、図 5.10 において、オプチカルフラットの中心が、固定支持点から $D/3$ の距離にあることから、 $H = -0.45\lambda$ となる。つぎに、対応づけた移動前後の縞の干渉縞データを各走査線について比較し移動方向を決定した。ただし、1本の干渉縞に関する干渉縞データのある割合以上が、同方向に移動した場合に移動したと判定し、ある割合に達しなかった場合、処理を無効とした。干渉縞は、試料の高い方向に移動するので、この移動方向から縞次数を決定した。

3.4 形状精度の算出

3.4.1 高さの算出式

干渉縞 j の縞次数を $k(j)$ とし、縞次数が大きいほど試料が高いとすると、走査線 i と干渉縞 j の交点座標 (X, Y) における Z 座標値は、縞次数が 0 の干渉縞高さ Z_0 として、式 (5.29) で表される。

$$Z(i, j) = Z_0 + k(i, j) \cdot \frac{\lambda}{2} \quad (5.29)$$

各座標点における実際の高さは、3.1.1, 3.1.2 節で示した干渉縞の垂直化、干渉縞間隔の最適化による X, Y 軸に対して傾けた角度 $\Delta\theta (= \theta_0 - \theta)$ 、 θ_A による高さの増分を差し引いた量で、式 (5.30) で与えられる。

$$Z(X, Y) = Z(X, Y) - (X \tan \Delta\theta + Y \tan \theta_A) \quad (5.30)$$

3.4.2 理想平面式

理想平面式 $Z = aX + bY + c$ の係数 a, b, c は、干渉縞データから求めた n 個の座標点 (X, Y, Z) を用いて、式 (5.31) で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} a &= \frac{(H \cdot TY - G \cdot TX)(F \cdot n - TY \cdot TX) - (H \cdot n - TZ \cdot TX)(F \cdot TY - E \cdot TX)}{(D \cdot TY - F \cdot TX)(F \cdot n - TY \cdot TX) - (D \cdot n - TX \cdot TX)(F \cdot TY - E \cdot TX)} \\ b &= \frac{(H \cdot TY - G \cdot TX)(D \cdot n - TX \cdot TX) - (H \cdot n - TZ \cdot TX)(D \cdot TY - F \cdot TX)}{(F \cdot TY - E \cdot TX)(D \cdot n - TX \cdot TX) - (F \cdot n - TY \cdot TX)(D \cdot TY - F \cdot TX)} \\ c &= \frac{TZ - a \cdot TX - b \cdot TY}{n} \end{aligned} \right\} (5.31)$$

ただし、 $TX = \Sigma X$, $TY = \Sigma Y$, $TZ = \Sigma Z$, $D = \Sigma X^2$, $E = \Sigma Y^2$, $F = \Sigma XY$, $G = \Sigma YZ$, $H = \Sigma ZX$ である。

3.4.3 平行度，平面度の算出式

理想平面のウェハ基準底面に対する傾き β は式 (5.32) で与えられる。

$$\tan \beta = \sqrt{a^2 + b^2} \quad (5.32)$$

したがって，ウェハ径を d とすると，平行度 A は，

$$A = d \cdot \tan \beta \quad (5.33)$$

となる。また，最大傾斜方向の角度 α は式 (5.34) で与えられる。

$$\alpha = \tan^{-1}(b/a) - \gamma \quad (5.34)$$

ここで， γ は基準方向の角度である。つぎに，理想平面からの各点の Z 座標値，すなわち凹凸は，

$$\Delta Z(i, j) = Z(i, j) - \{aX(i, j) + bY(i, j) + c\} \quad (5.35)$$

で与えられ，したがって，平面度 B は，

$$B = \max_{i, j} \Delta Z(i, j) - \min_{i, j} \Delta Z(i, j) \quad (5.36)$$

となる。ここで， $\max_{i, j}$, $\min_{i, j}$ は全座標点における最大値，最小値を示す。

3.5 本節の要約

干渉縞解析の基礎となる開ループ干渉縞の解析方法について検討した。平面度を高精度測定するために，干渉縞を ITV 走査線に対し垂直，且つ，干渉縞間隔を最適化するための干渉縞の回転，移動量の算出式，ゴースト干渉縞等によって生じるエラーデータを含む干渉縞データの連結ルール，オプチカルフラットの傾斜による干渉縞の移動方向から凹凸判定を行う新考案の簡易凹凸判定法，および理想平面式，平面度，平行度の算出式について明らかにした。

4. ハードウェア

4.1 構成

図 5.19 に自動平面形状測定機のシステム構成を、図 5.20 にその外観を示す。システムは、検出系、画像処理系、データ処理系、制御系から構成される。

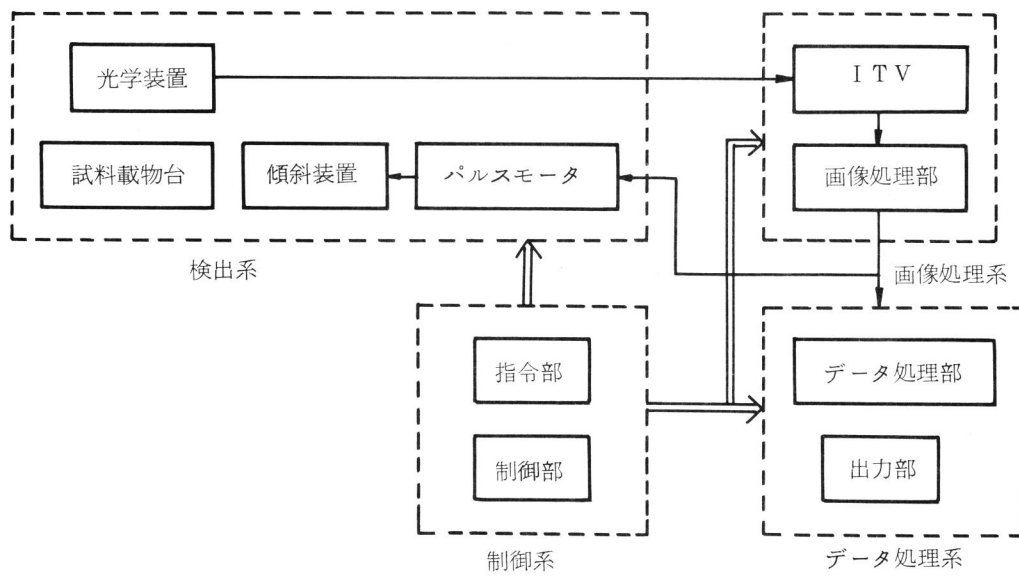


図 5.19 システム構成

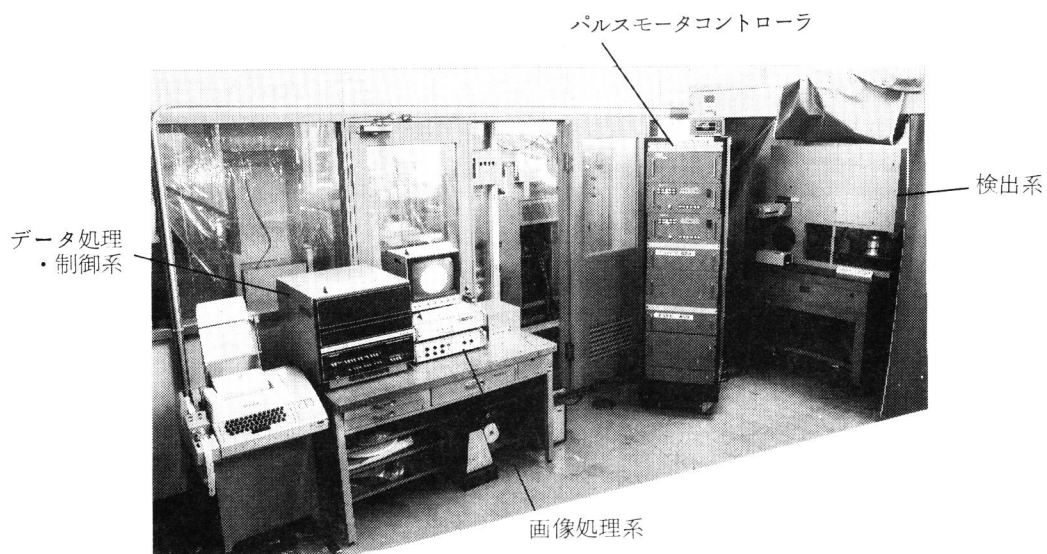


図 5.20 ハードウェア構成

検出系は、フィゾー干渉法を検出原理として用い、画像処理系で処理し易い最適な干渉縞を作り出す。画像処理系は、得られた干渉縞をITVで撮像し、その電気信号を2値化して、干渉縞の中央位置を検出する。データ処理系は、干渉縞の中央位置より、そり、平行度、平面度を算出し、出力表示する。制御系は、これら各系に動作停止等の指令を出しシステム全体を制御する。

4.2 検出系

図 5.21 に示す検出系は、フィゾー干渉法により光学フラットを参照面として、試料との間に干渉縞を作り出す光学装置、試料の上下移動、真空着脱を行う試料載物台、光学フラットを傾けることにより干渉縞を移動、回転させる傾斜装置、傾斜装置を駆動、制御するパルスモータとパルスモータコントローラからなる。

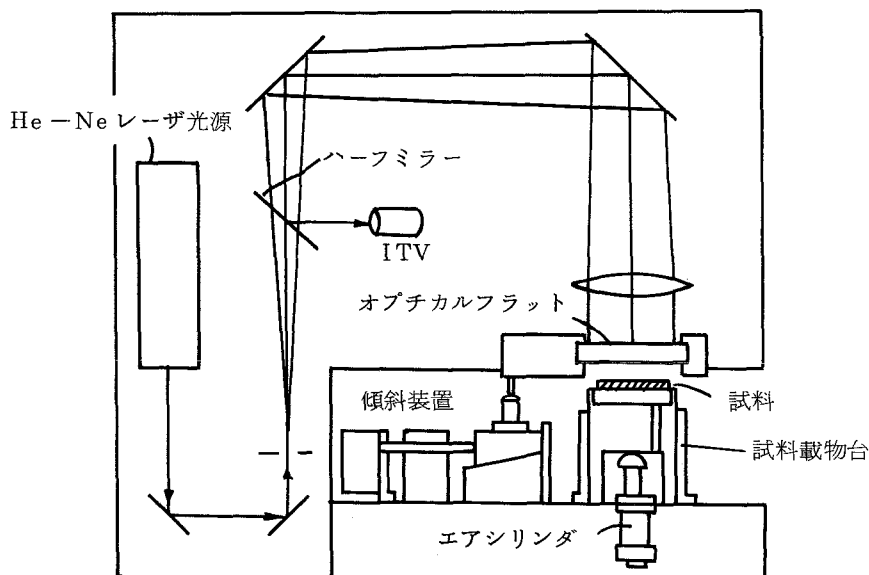


図 5.21 検出系

4.2.1 光学装置

光学装置の仕様を表 5.3 に示す。測定の自動化を図り、試料の装着を容易にするためには、試料面と参照面を離すことが必要である。このため、光源として、可干渉距離が長く高安定である He-Ne レーザを用いた。参照面としては、6 インチ Si ウェハを $\pm 0.03 \mu\text{m}$ 精度で測定するため、面精度 $\lambda/25$ 、 $\phi 160\text{mm}$ 、厚さ 30mm の光学フラットを使用した。また、オブ

チカルフラット下面には，干渉縞のコントラストを向上させるために 2.4.1 節の設計に基づいて厚さ 300\AA の ZnS をコートした。

表 5.3 光学装置の仕様

項 目	仕 様
寸 法	1050 × 900 × 500mm
光 源	He-Ne レーザ 出力 5mW
オプチカルフラット	材 質：石英 有効径： $\phi 160\text{mm}$ 厚 さ：30mm 面精度： $\lambda/25$ ($\lambda=6328\text{\AA}$) 上面と下面の傾斜角： 1°

4.2.2 試料載物台

図 5.22 に試料載物台を示す。試料載物台には，Si ウェハの装脱着を容易にするために，上下移動機構を設け，試料設定の再現性を高めるために，基準面に半球上の 3 点を押し当てる方式を採用した。上下駆動には最大出力 50kg のエアシリンダを用いた。

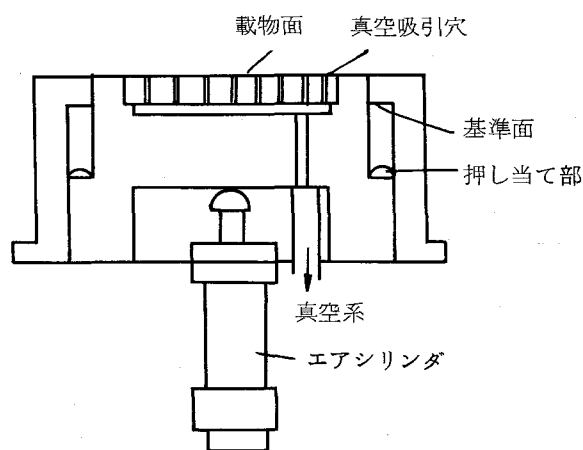


図 5.22 試料載物台

Si ウェハを真空吸着する載物面は，通常，多数の吸引穴をもつ構造のもの，あるいは 1，2 個以上の真空吸引穴と，これに連結する円環状溝をもつ構造のもの等が多く使用されているが，Si ウェハとの接触面積が大きいため，Si ウェハと載物面の間に塵埃を挟み込む可能性が高く，

正確な平面度測定がむずかしい。このため、図 5.23 に示す両端が載物面の側面で開放された一定間隔の多数の直線状細溝（幅 0.3mm，深さ 0.1mm，ピッチ 0.6mm）をもち，それぞれの溝には，必ず 1 個以上の真空吸引穴が連結している新しい載物面を考案した。この載物面を用いて，Si ウェハを吸着すると，直線状細溝部の塵埃は，溝の側面が開放されているので，溝内に生じる空気流によって除去される。さらに，吸着を解除して，Si ウェハを溝に対して直角方向に前後運動させると，残りの塵埃も除去され，再度真空吸着したさいには，塵埃の影響のない干渉縞を得ることができる。図 5.24 に塵埃の付着した 3 インチ Si ウェハをそのままの状態に吸着した場合の干渉縞と，載物面上で前後運動させた後に吸着した場合の干渉縞を示す。(a) 図では，干渉縞が密に幾重もの輪になった部分が見られるが，(b) 図では，そのような干渉縞は見られず，塵埃は完全に除去されている。したがって，本載物面の塵埃の除去効果はきめめて高いといえる。

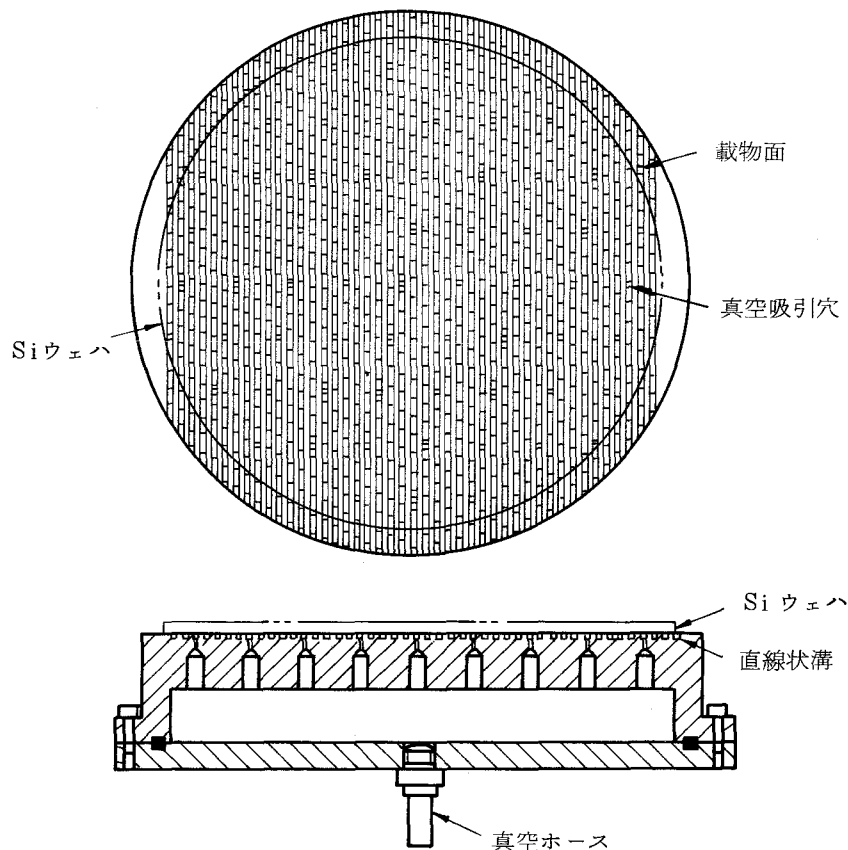
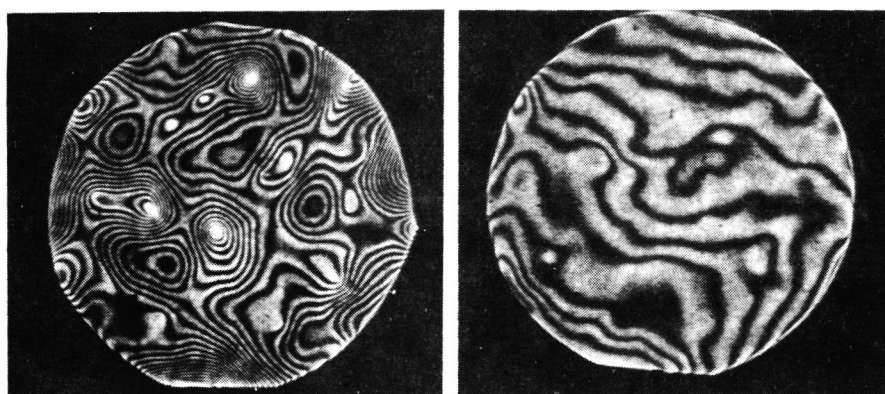


図 5.23 新考案の載物面



(a) 塵埃の付着した状態

(b) 塵埃を除去した状態

図 5.24 新載物面に吸着した Si ウェハの干渉縞

4.2.3 傾斜装置

制御を容易にするためオープンループ制御とし、精度 $0.03\mu\text{m}$ の平面度測定を可能にするため、 $0.1\mu\text{m}$ でオプチカルフラットを傾けることができる構造を、パルスモータ、精密送りねじ、傾斜ブロックにより実現した。図 5.25 にオプチカルフラットの傾斜装置を示す。オプチカルフラットは、図 5.10 に示したように 3 点で支持される。傾斜は、1 個所の支持部を固定し、他の 2 個所の支持部を上下移動することにより行われる。支持部の上下移動はパルスモータの回転が、送りねじを介して傾斜ブロック（傾斜 $1/500$ ）に伝達され、ブロック移動量の 500 分の 1 だけ可動円柱が上下移動することによって行われる。

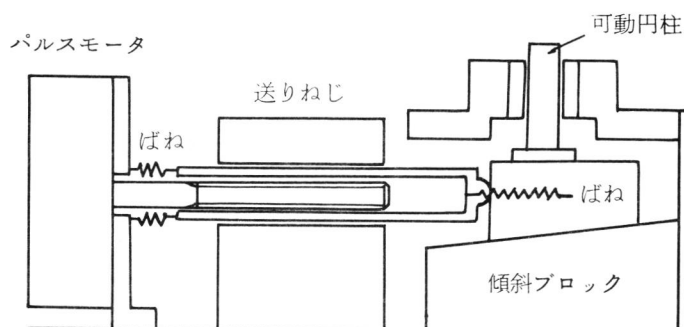


図 5.25 傾斜装置

上記構成要素の仕様、および総合誤差を 2% 以下にするための各要素の精度を表 5.4 に示す。

表 5.4 各要素の仕様と精度

要素名	単 位 量	精 度	動 作 量
傾斜ブロック	2 μm / 1mm	平面度 1 μm	50 μm / 0.1 μm
送りねじ	1mm / ピッチ	$\pm 3 \mu\text{m}$	50 μm / 0.1 μm
パルスモータ	1.2° / パルス	$\pm 0.2^\circ$	18° / 0.1 μm

この構成で生じる誤差の原因として、ねじのバックラッシュとすべり面のスティックスリップがある。前者は引張ばねにより、また後者は、6.1.2節で詳述するようにテフロンコーティング（摩擦係数0.05）等を施すことにより、減少させた。

4.3 画像処理系

画像処理系は、干渉縞を撮像するITV^{*}、その像を画面に写しだすモニタ、撮像した干渉縞を2値化するオートスライサ、2値化した干渉縞の中央位置を検出するポジションディテクタからなる。

4.3.1 干渉縞画像の2値化

一般に、図5.26(a)に示すモニタの生画像を固定スライスレベルで2値化した場合、像面に明るさむらがある場合、(b)図のスライス像に示すように、干渉縞の途切れや消滅を生じ、正しい信号処理が不可能となる。このため、マニュアルでシェーディングを調整するコントロールつまみを設けるとともに、自動測定を可能にするため、画像のピーク値を自動検出しつつ、若干遅延したビデオ信号に加算することにより、オートスライスレベルを得て、このレベルを用いて干渉縞画像の2値化を行うオートスライサを作製した。(c)、(d)図にマニュアルでシェーディングを調整した場合と、オートスライサを用いた場合のスライス像を示す。いずれの場合もシェーディングの影響を除去した良好なスライス像が得られる。

*浜松ホトニクスK. K製：C1000

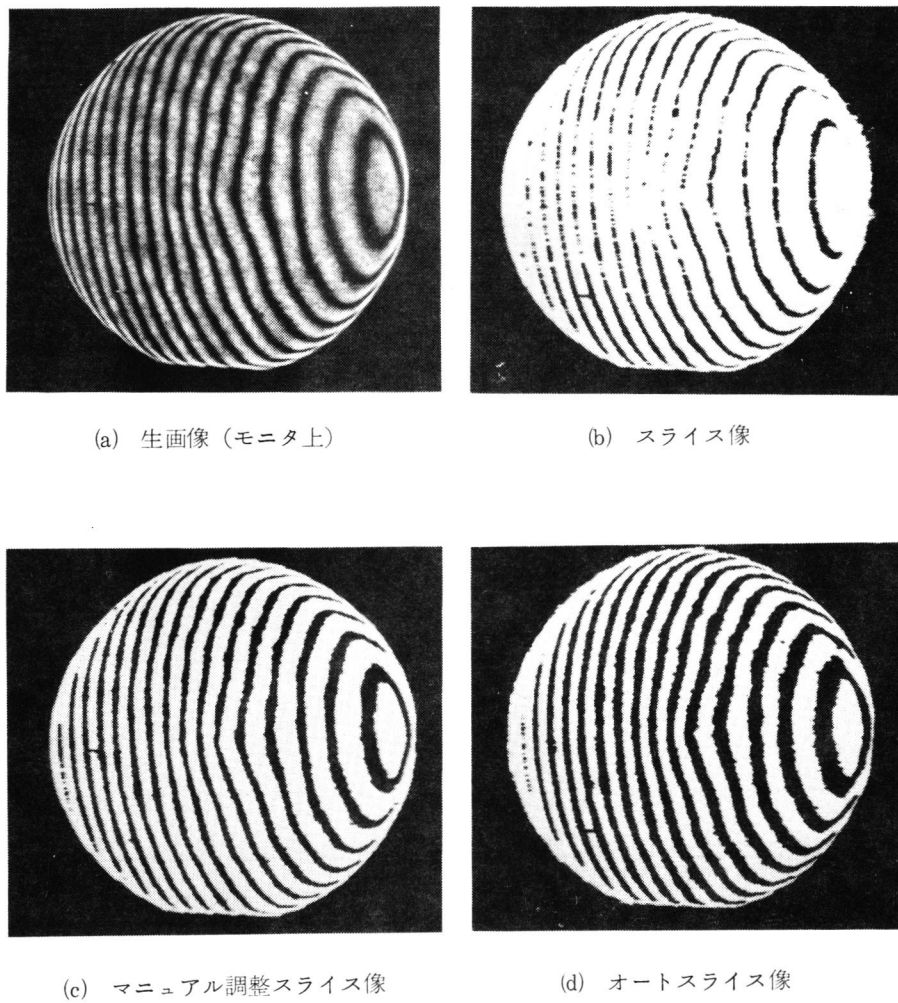


図 5.26 干渉縞の 2 値化処理

4.3.2 干渉縞データの作成

干渉縞データは、スライス像上を 256 本、あるいは 512 本の走査線で水平方向に走査し、暗部の中央位置を検出して、その位置座標を干渉縞データとしてメモリ（容量 25,600W）に記憶するポジションディテクタによって作成する。

4.4 データ処理・制御系

データ処理・制御系は、画像処理系から入力した干渉縞データから形状精度を算出するとともに、試料載物台の上下駆動や傾斜装置を傾けるためのコマンド出力を行う。

表 5.5 にハードウェア構成を示す。計算精度の向上のためには、できる限り多数の干渉縞デ

ータを用いて形状精度を計算することが必要である。このため主メモリは32kWとした。

表 5.5 データ処理，制御系のハードウェア構成

CPU	形 式	HITAC 20
	主メモリ容量 (kW)	32
データタイプライタ	入出力速度 (字/分)	600
磁気ディスク装置	容量 (MW/台)	49
	転送速度 (kW/秒)	156.2
デジタル入出力機構	入出力速度 (W/秒)	数100

4.5 本節の要約

フィゾー干渉法を検出原理として用い，干渉縞を作り出す検出系，干渉縞をITVで撮像し，2値化して干渉縞データを求める画像処理系，形状精度を算出するデータ処理系，これら全体を統合して制御する制御系の4つのハードウェアから構成される自動平面形状測定機を2.4節の設計，および3節の干渉縞の解析方法に基づいて試作した。

5. ソフトウェア

干渉縞解析の基礎として、もっとも解析が容易である開ループ干渉縞について、ソフトウェアを作成した。そりについては、通常4インチSiウエハで5 μ m以上になるものが多く、閉ループ干渉縞となるため、本節では、平面度と平行度のみを対象として、開発したソフトウェアについて、その構成、おもな機能、処理内容を述べる。

5.1 構成

プログラム構成を図5.27に示す。プログラムは、初期設定、入出力、制御、形状精度算出プログラムの4つから構成した。入出力プログラムは、さらにデータタイプライタ用とディスク用プログラムに、形状精度算出プログラムは、干渉縞データ入力、干渉縞データ解析、平面度・平行度算出プログラムに分割した。これらプログラムの中で、平面度・平行度算出プログラムだけは、多数の複雑な算出式を使用するので、フォートラン言語で記述し、他のプログラムは、計算時間を短縮するためにすべてアセンブラ言語で記述した。

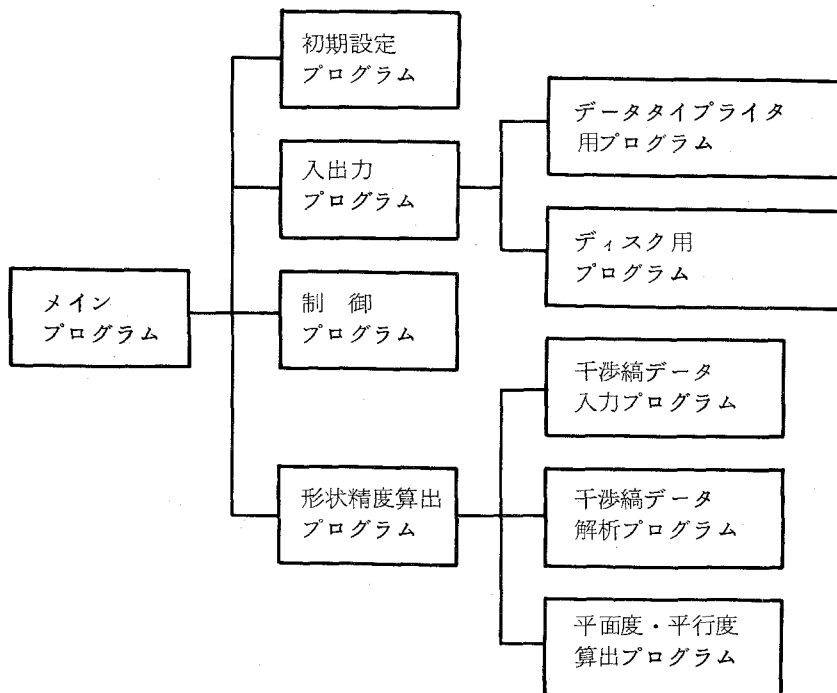


図 5.27 形状精度算出プログラム

プログラム諸元を表 5.6 に示す。プログラムは、メモリの節約を図るためオーバーレイ構造とした。画像処理系のポジションディテクタから CPU へ入力する最大入力データ数は、6 インチ Si ウェハ (φ150mm) 上に 20 本の干渉縞を生じる場合を想定して、そのさいの走査線と干渉縞の交点数 6000 に等しくした。理想平面式の係数を算出するさいの計算点数は、平面度、平行度の算出精度を高めるために、メモリを最大限有効に利用して最大 2380 点とし、最大縞本数は、干渉縞として解像できる、すなわち 2 アドレスごとに干渉縞があることを想定して 256 本とした。

表 5.6 プログラム諸元

構 造		オーバーレイ
セグメント数		51
ソース・ステップ数	アセンブラ	5621
	フォートラン	108
使用メモリ量 (kW)	コモン領域	17
	プログラム領域	5
最大入力データ数		6000
理想平面の最大計算点数		2380
最大縞本数		256

プログラムのメモリ構成を図 5.28 に示す。CPU のメモリは 32kW であり、スーパーバイザ領域、コモン領域、プログラム領域、空領域からなる。干渉縞データ等を格納するコモン領域がもっとも大きく、メモリの半分以上の 17kW の領域を占める。プログラム領域は、region0 ~ region12 に 13 分割し、region0 と region1 は前述したようにメモリを節約するために、図 5.29 に示すオーバーレイ構造とした。各プログラムで使用されるセグメントのソース・ステップ数と機能概要を表 5.7 に示す。

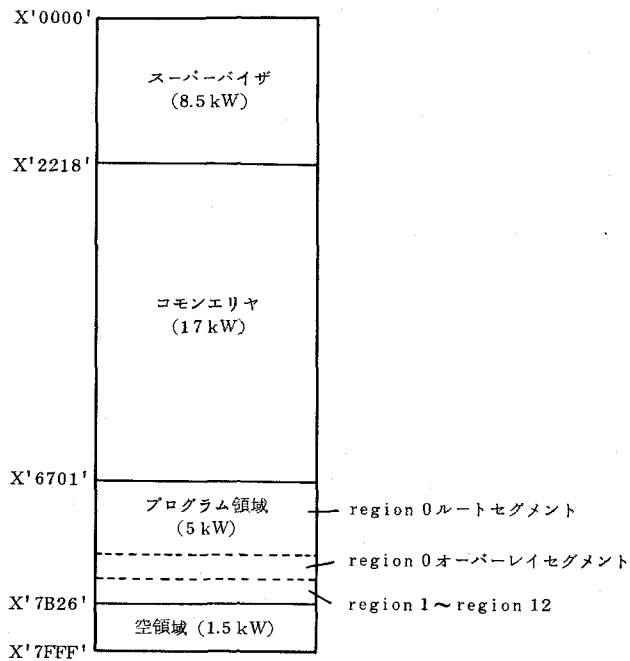


図 5.28 メモリ構成

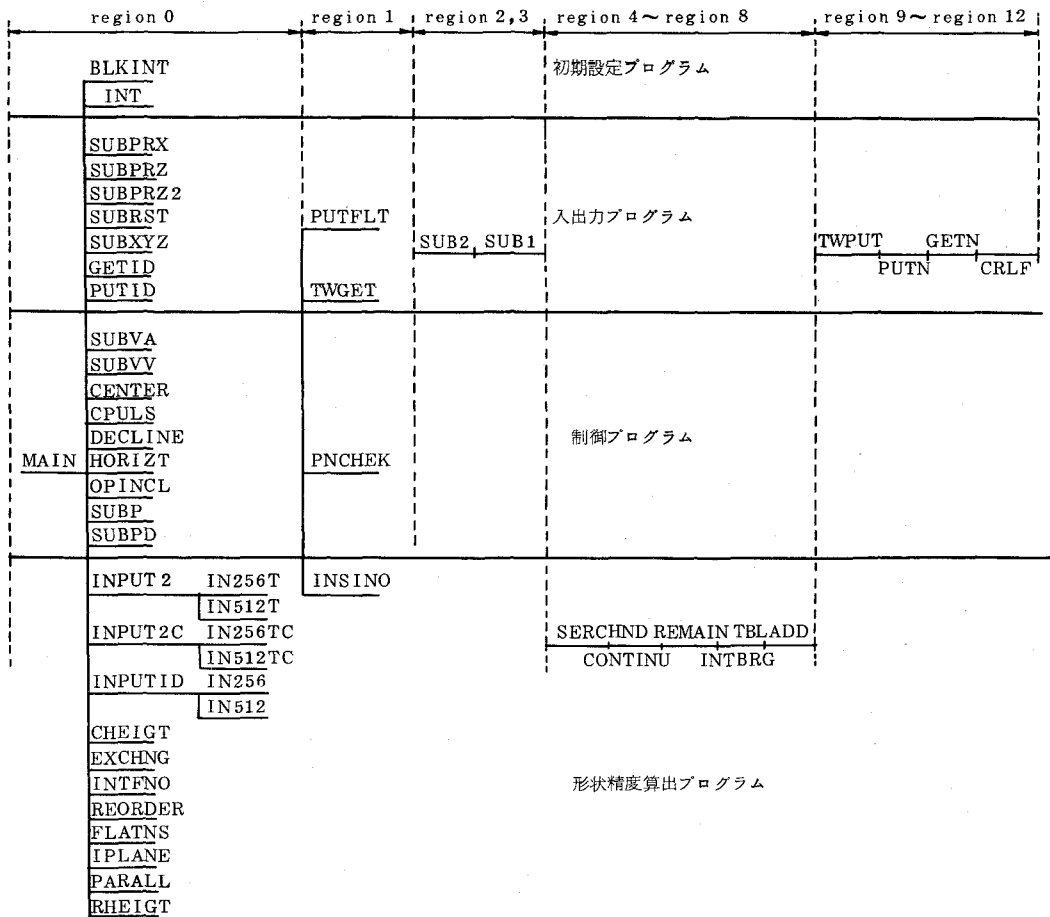


図 5.29 オーバーレイ構造

表 5.7 - 1 セグメント一覧

		セグメント名	ソース・ステップ数	機能	
メインプログラム		MAIN	287	システム全体の処理順序を制御する。	
	初期設定プログラム	BLKINT	100	パラメータを初期化する。	
		INT	259	パラメータの表示, 変更	
入出力プログラム	データタイププログラマ	CRLF	16	改行復帰を印字する。	
		GETN	20	タイプライタより数字を入力する。	
		PUTFLT	147	浮動小数点数を印字する。	
		PUTN	22	2進数を印字する。	
		SUB1	43	数字を2進数に変換する。	
		SUB2	45	2進数を数字に変換する。	
		SUBPRX	190	Xデータを印字。データ列を1行に10個ずつ印字する。	
		SUBPRZ	81	縞No.順Xデータを印字(第1画面用)	
		SUBPRZ2	81	" " (第2画面用)	
		SUBRST	208	平行度, 平面度等の結果を印字	
		SUBXYZ	65	データ点の座標(X, Y, Z)を印字する。	
		TWGET	53	タイプライタより文字列を入力する。	
		TWPUT	18	文字列を印字する。	
		ディスク用	GETID	78	干渉縞データをディスクより読み込む。
			PUTID	78	干渉縞データをディスクに退避させる。
制御プログラム	電磁弁	SUBVA	18	試料載物台下降, 真空チャックON	
		SUBVV	25	試料載物台上昇, 真空チャックOFF	
	パルスモータ	CENTER	93	中心値算出(干渉縞最適化用)	
		CPULS	133	パルス数チェック, 文字列に変換, パルス文字列を出力用に配置する。	
		DECLINE	127	傾斜方向判定	
		HORIZT	53	終了時パルス数の算出	
		OPINCL	49	微少パルス数のセット	
		PNCHK	108	パルス数の限界チェック	
		SUBP	132	パルス数出力	
		SUBPD	223	干渉縞最適化パルス数の算出。1W符号付整数を浮動小数点数に変換する。	

表 5.7 - 2

		セグメント名	ソース・ステップ数	機能	
形状精度	干渉縞データ入力	IN256	91	256 モードでXデータを入力し, XDATA 領域へ格納	
		IN256T	91	" " XDATA2 領域へ格納	
		IN256TC	110	256 モードでXデータを入力し, XDATA2 領域へ格納, 中心値算出	
		IN512	232	512 モードでXデータを入力し, XDATA 領域へ格納	
		IN512T	232	" " XDATA2 領域へ格納	
		IN512TC	253	512 モードでXデータを入力し, XDATA2 領域へ格納, 中心値算出	
		INPUT2	83	256 用または 512 用入力呼び出す (XDATA2 領域格納)	
		INPUT2C	87	256 用または 512 用入力呼び出し, Yデータの中心値算出準備	
		INPUTID	83	256 用または 512 用入力呼び出す (XDATA 領域格納)	
	算出プログラム	干渉縞データ解析	CHEIGT	301	縞の移動率, 移動方向を計算し, Zデータを求める。移動率を印字する
			CONTINU	98	干渉縞データをつぎの走査線上の干渉縞データに連結
			EXCHNG	64	XDATA 領域と XDATA2 領域の内容を変換
INSINO			175	縞No. テーブルへそう入して登録	
INTBRG			170	縞No. テーブルへ登録	
INTFNO			353	干渉縞をトレースし, 短い干渉縞を消し, 縞No. を決定する	
REMAIN			93	連結すべきXデータが見つからない場合, そのまま干渉縞を伸ばす	
REORDER			208	縞No. 順に縞No. テーブルをもとにXデータを並べ換える。指定半径外のものは除去	
SERCHND			98	もっとも近い値のデータをサーチする。	
TBLADD			45	縞No. テーブルに追加登録する領域を確保する	
平行度算出	平行度算出	FLATNS	25 (F)*	平面度の算出	
		IPLANE	39 (F)*	理想平面式の定数を算出	
		PARALL	9 (F)*	平行度を算出	
		RHEIGT	35 (F)*	水平面からのZデータを求める	

* (F): フォートラン言語を意味する。

5.2 制御プログラム

(1) 機能

制御プログラムは、試料載物台を上下駆動するエアシリンダ、およびオプティカルフラットを傾斜し、干渉縞を最適化、微小移動させるパルスモータ等の駆動制御を行うとともに、計測手順に従って、自動平面形状測定機を動作、制御する機能をもつ

(2) 処理内容

傾斜装置駆動を行うパルスモータの制御プログラムの中で干渉縞の最適化についてのみ処理内容を説明する。

図 5.30 に示すように、中央走査線から中央領域幅 (CSCAN) の半分の距離だけ離れた走査線 $i - (CSCAN/2)$ 上において、その走査線の両端の X データから求めた中心点にもっとも近い点 (○印で示す) を求める。つぎの走査線 (走査線 $i - (CSCAN/2)$ の下に隣接する走査線) 上で X データ値がその点にもっとも近い点をサーチして求める。この処理を繰り返して行い、中央走査線から下へ $CSCAN/2$ の距離だけ離れた走査線 $i + (CSCAN/2)$ 上において、○印で示す点を求める。この○印で示す走査線 $i - (CSCAN/2)$ 、および $i + (CSCAN/2)$ 上の点にて、左右 2 点 (△印で示す) ずつの点を合わせて、合計 10 点の X データから式 (5.24) を用いて 4 つの X 軸パルスモータの駆動量を算出し、それを平均して干渉縞垂直化のためのパルス数を求める。

つぎに中央走査線上で、試料の中心点にもっとも近い点を求め、その点の左右 2 点ずつの合わせ、計 5 点について、それぞれの点の間隔を平均し、式 (5.28) を用いて干渉縞間隔を最適にするパルス数を算出する。

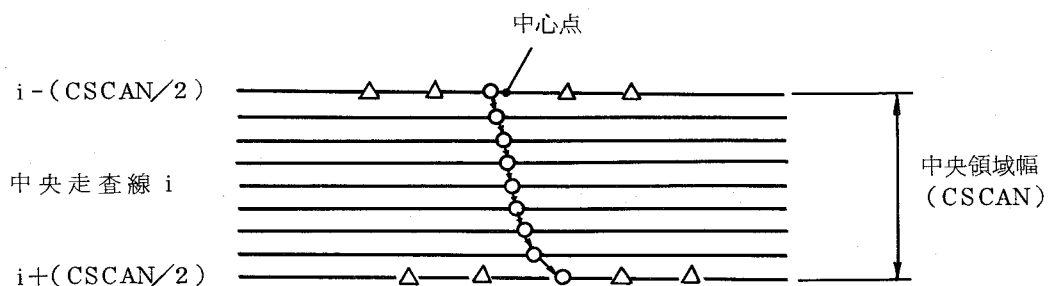


図 5.30 干渉縞の垂直化

5.3 形状精度算出プログラム

5.3.1 干渉縞データの入力

(1) 機能

干渉縞データを入力し、不要データを除去してメモリに格納する。

(2) 処理内容

本測定機では、図 5.31 に示すように暗部の中央位置を干渉縞としているので、×印で示す点も干渉縞データとなるが、これらの点は、形状精度の算出には不要の点である。このためメモリ節約を考慮して、○印の干渉縞データ（Xデータ）のみを格納した。Yデータはすべての走査線について格納する必要はなく、最初に有効な干渉縞データを生じた走査線（×点の干渉縞データを含め 3 個以上の干渉縞データをもつ走査線） 1 本についてだけ格納した。図 5.31 の例では Y データは 3 となる。なお、X データは水平方向の分割数で、最大 512、Y データは走査線の数で、最大 256、あるいは 512 であり、以後アドレス値として表す。

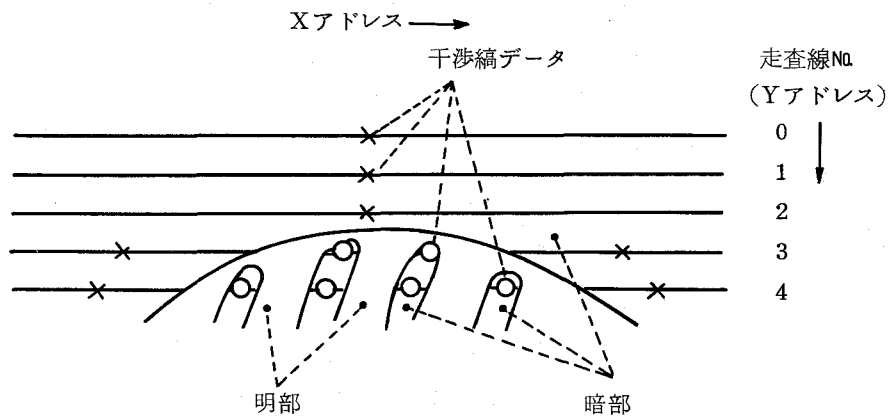


図 5.31 干渉縞データ

5.3.2 干渉縞データ解析

(1) 機能

干渉縞の微小移動前後の X データを縞に連結後、縞の移動方向を判定して、縞次数を決定し、Z データを求める。

(2) 処理内容

画面の中立地帯（幅 20 アドレス：デフォルト値）の X データについて、3.2 節で述べた干渉縞データの連結アルゴリズムに基づいて連結を行い、連結長さの短いものを除去し、縞を確定する。この確定した縞をもとにして、画面の上部地帯，下部地帯について、全 X データを連結する。つぎに指定半径（平面度や平行度を算出しようとする領域の半径）より外にある X データを消去しつつ、各縞ごとに X データの並び換えを行う。以上の処理を干渉縞微小移動前後の X データすべてについて行う。さらに微小移動前後の中央走査線の X データを比較し、その移動量を図 5.32 に示す縞 1 と縞 1'，縞 1 と縞 2'，縞 1' と縞 2 のように対応づけた①②③の 3 種類それぞれの場合について中央走査線上のすべての X データの移動量を加算し、縞数で割算して平均移動量を求め、その値が最小の場合の対応づけについて、つぎの処理を行う。対応づけた縞について、移動前後の全 X データを比較して移動率を求め、移動方向を決定し、Z データを算出する。

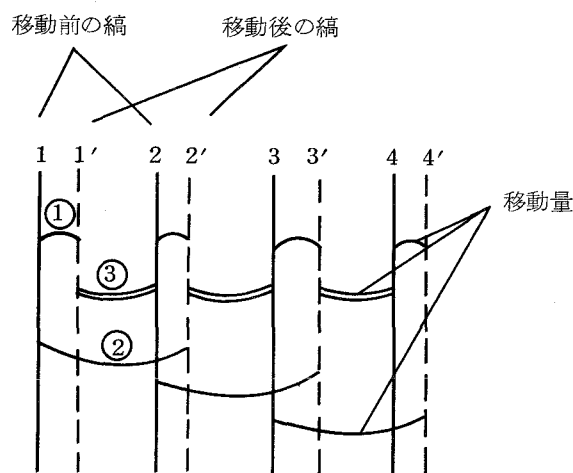


図 5.32 縞の対応づけ

5.3.3 平面度，平行度算出

干渉縞の最適化，および干渉縞の移動のために，オプティカルフラットを傾けた量だけ Z データを補正し，各干渉縞データ点の座標 (X, Y, Z) をアドレス値から μm 単位に換算して，式 (5.31) により理想平面式の係数を求め，形状精度（平行度，平面度）を算出する。

5.4 本節の要約

第3節で明らかにした干渉縞の解析方法に基づいて、開ループ干渉縞の形状精度を自動測定できるソフトウェアを開発した。プログラムはメモリ節約を図るためオーバーレイ構造とし、初期設定、入出力、制御、形状精度算出プログラムから構成した。

6. 総合試験

試作した自動平面形状測定機について、検出系の機械特性、すなわち試料載物台の設定精度、傾斜装置の送り精度を測定し、干渉縞の垂直化、干渉縞間隔の最適化について検討する。さらに、本機の処理時間、測定精度について明らかにする。

6.1 検出系の機械特性

6.1.1 試料載物台

試料載物台は、試料を搬入するために、エアシリンダによって測定時に上昇し、測定終了後に下降する。載物台の上昇設定に再現性がない場合、平行度の測定精度が低下するので、これについて検討した。

図5.33 (a)に試料皿に接着した3インチSiウェハを載物台上において、載物台の上昇、下降を繰り返したさいの上昇直後に撮影した干渉縞を、(b)図に上昇後の時間経過による干渉縞の変化を示す。(a)図において、干渉縞はほぼ同形状であるが、メジャフラットに対し、平行、直角方向の直径上の断面形状をこの干渉縞から求めて、載物台設定時の傾きを比較すると、いずれの方向についても、傾きのばらつきは約 $\pm 0.1 \mu\text{m} / 160\text{mm}$ となる。また、設定高さの最大誤差は約 $0.05 \mu\text{m}$ である。(b)図において、上昇直後、1分後、3分後の干渉縞を比較すると、中央の丸い形状の干渉縞の径は経過時間とともに小さくなる。すなわち、試料中央部は凸であるから、試料載物台が徐々に下降することを示し、その量は1分後で約 $0.05 \mu\text{m}$ 、3分後で約 $0.08 \mu\text{m}$ であり、一定時間後に飽和する。

以上の誤差のうち、設定高さの誤差は形状精度に無関係であるが、傾きのばらつきは平行度に、載物台の下降は干渉縞の凹凸の判定に影響を与える。前者については、目標仕様 $0.3 \mu\text{m}$ の $1/3$ であり無視できる。後者については、凹凸の判定時間は多くても30秒であり、その間の載物台の下降量は、干渉縞移動のためのオプチカルフラット上昇量の2～3割以下である。したがって、凹凸判定には影響しない。

6.1.2 傾斜装置

傾斜装置の設定送り量に対する送り精度を測定するために、最小読み取り量 $0.01 \mu\text{m}$ である電気マイクロメータを用い、パルスモータで設定送り量だけ送ったさいの可動円柱の移動量を

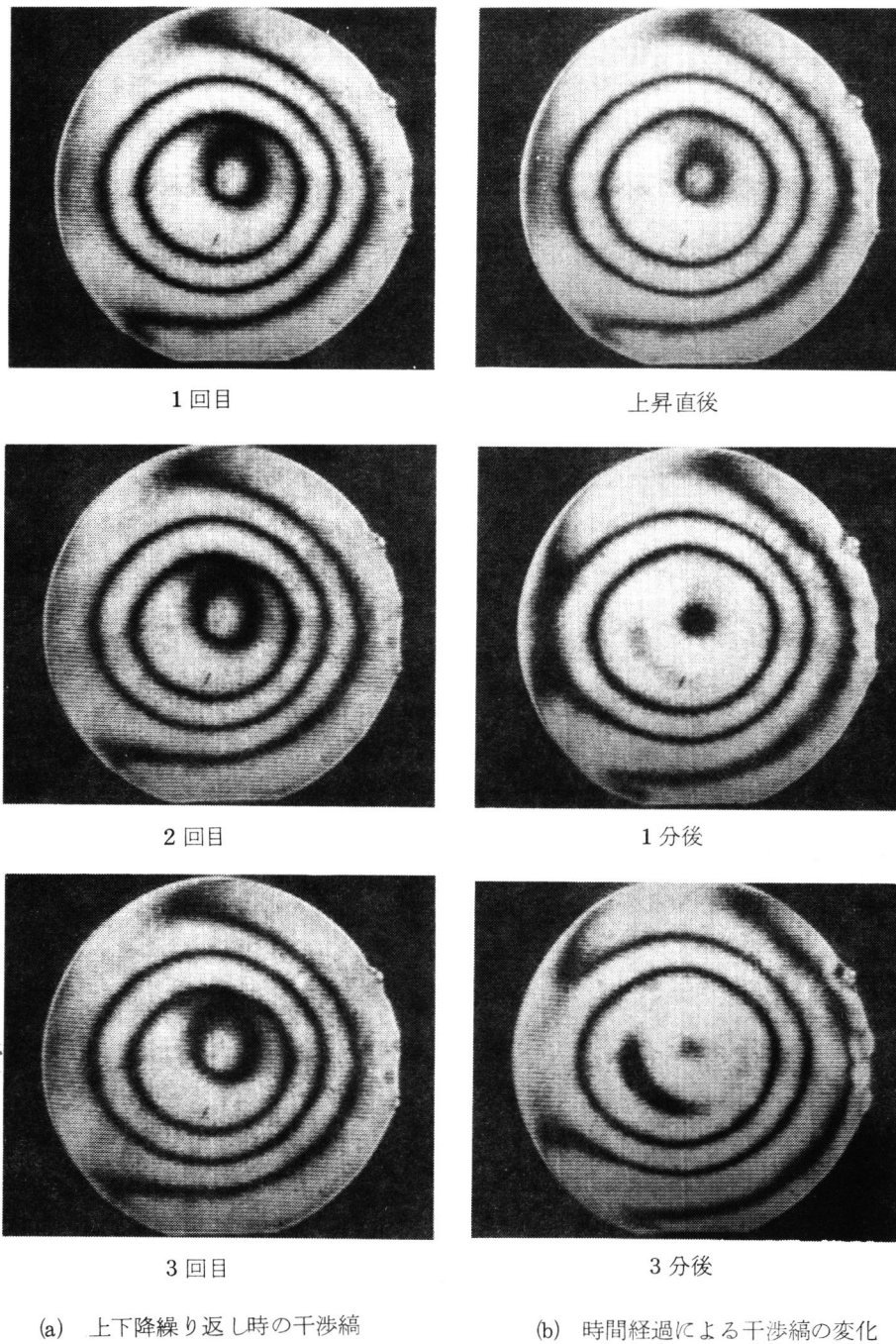


図 5.33 試料載物台の設定精度

測定した。

図 5.34 に可動円柱の支持に、リニアモーションベアリングを用いた場合（軸受すきま約 $30\ \mu\text{m}$ ）と、用いない場合（可動円柱とのはめあいすきま $5\ \mu\text{m}$ 以下）について、可動円柱の送り精度を示す。ただし、上下傾斜ブロックのすべり面（表面あらさ $0.1\ \mu\text{mRmax}$ ）にはテフロンコーティングを施した。すきまが大きい(a)図の場合、送り量 $0.1\ \mu\text{m}$ に対し、単一誤差は $\pm 50\%$

であるが、(b)図に示すようにすきまを $5\mu\text{m}$ 以下にすると、 $\pm 20\%$ 以下に減少する。これは、すきまの減少によりブロックの移動時の可動円柱のたおれ、あるいは並進運動が減少したためと考えられる。

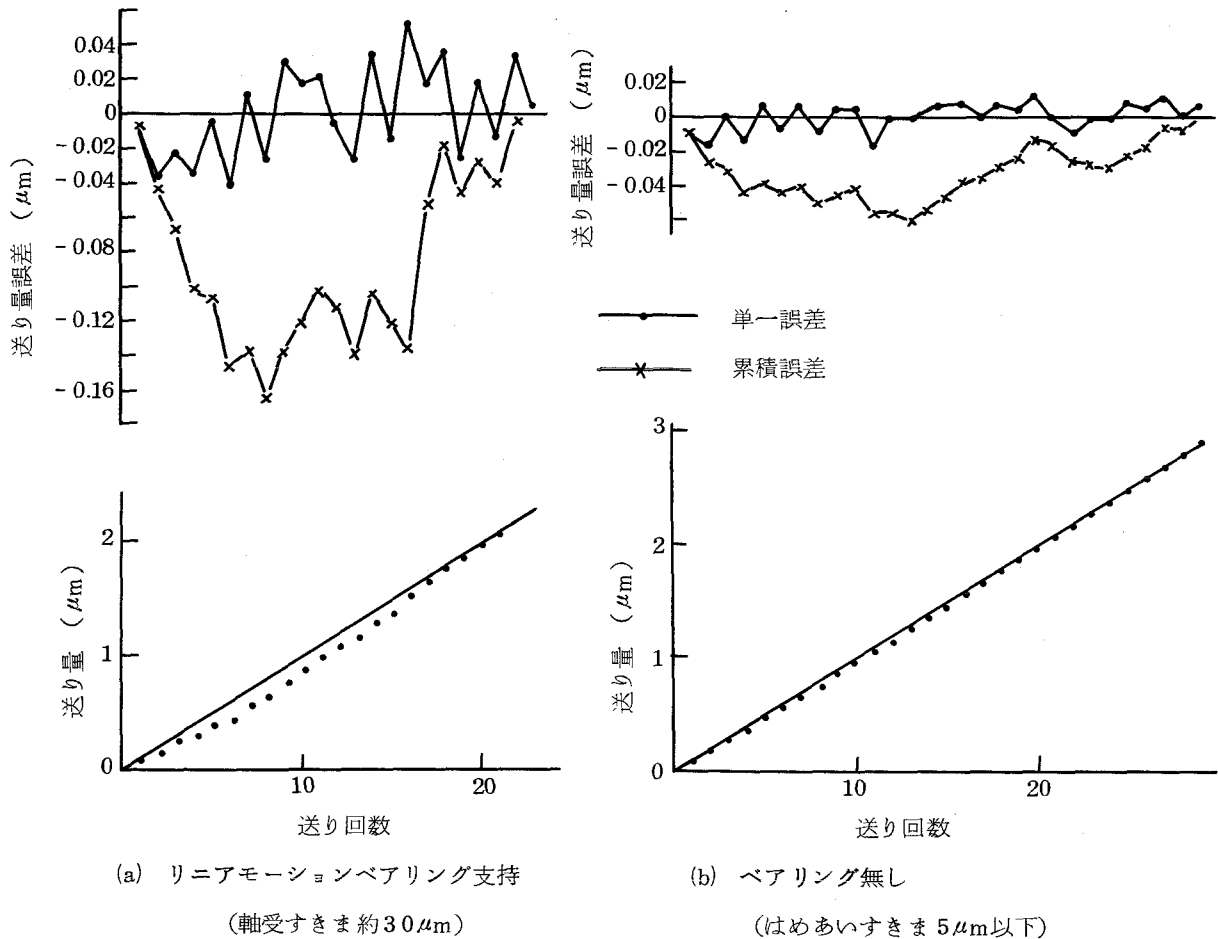


図 5.34 可動円柱の送り精度

さらに、送り精度を向上させるために、すべり面に油膜（シリコンオイル）を形成して、同様の測定を行った。また、テフロンコーティングをすべり面に施した場合と、施さない場合の比較、および油膜の薄膜化、均一化を図るため幅 0.5mm 、ピッチ 2.5mm 、深さ 1.5mm の溝をすべり面上に形成した場合、可動円柱のたおれを防ぐために、図 5.35 に示すばね付傾斜ブロックを用いた場合について検討した。ただし、はめあいすきま $5\mu\text{m}$ 以下の可動円柱を用いた。それらの結果を図 5.36 に示す。油膜の無い場合、(a)図に示すように、すべり面にテフロンコーティングを施すことによって、(b)図のテフロンコーティング無しの場合に比較し、単一誤差は若干小さくなり、スティックイスリップを減少させる効果があることがわかるが、累積誤差

はいずれも送り量約 $3\ \mu\text{m}$ に対し，最大 $0.06\ \mu\text{m}$ と大きい。これに対し，すべり面に油膜を形成すると，テフロンコーティングの有無にかかわらず，単一誤差は $\pm 0.08\ \mu\text{m}$ に劣化し，且つ，累積誤差もきわめて大きい。これは，傾斜ブロックの移動により油膜厚さが変化すること起因する。一方，この影響を小さくするために，油溝をすべり面に形成した(c)図によると，単一誤差は $\pm 0.03\ \mu\text{m}$ と $1/2$ 以下となるが，油膜無しの場合に比較してその値は大きい。(d)図はばね付ブロックを用いた場合で，可動円柱のたおれが減少することによって，単一誤差は $\pm 0.01\ \mu\text{m}$ （送り量の $\pm 10\%$ ）まで向上する。この場合も油膜による影響は大きく，(a)，(b)図と同様の結果となる。

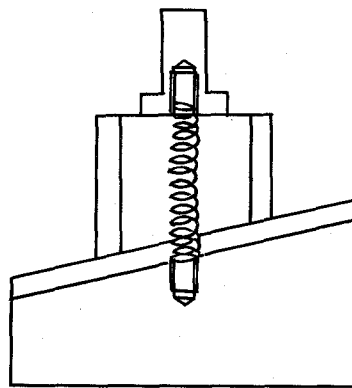


図 5. 35 ばね付傾斜ブロック

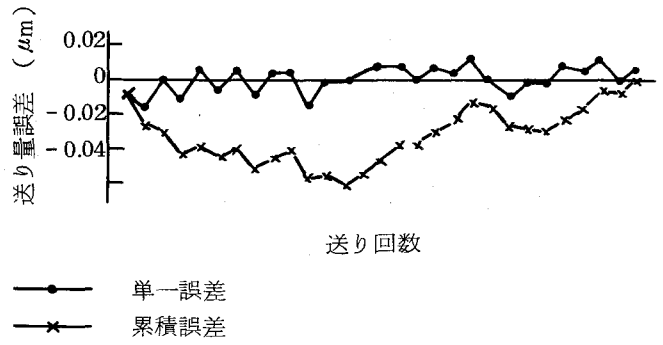
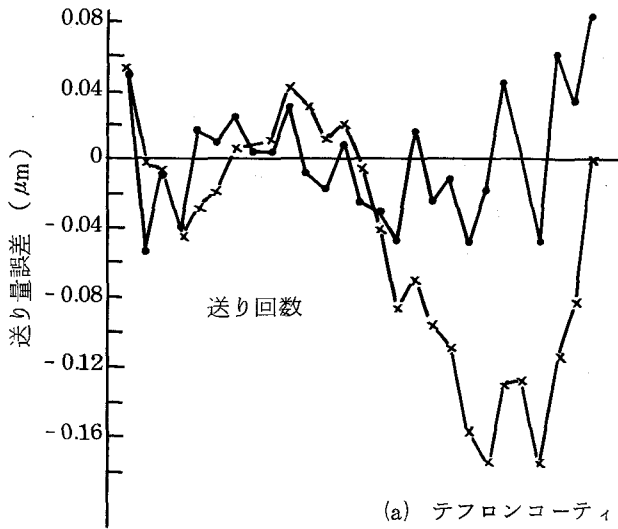
以上より，スティックスリップを減少させる油膜の効果より，油膜厚さの変化の影響の方が大きく，本方式による高精度送りのためには，すべり面を油膜の無いテフロンコーティング面とすることが有効である。また，ばね付ブロックは，可動円柱のたおれを防ぐ効果があり， $0.1\ \mu\text{m}$ 送りに対し， $\pm 10\%$ の誤差範囲の送りを実現させる。

傾斜装置の総合試験として，オプチカルフラットを傾斜したさいに，干渉縞が実際に移動，回転した量を，画像処理，データ処理系で作成する干渉縞データを用いて求め，この結果から傾斜装置が目標仕様を満足しているか否かについて検討した。

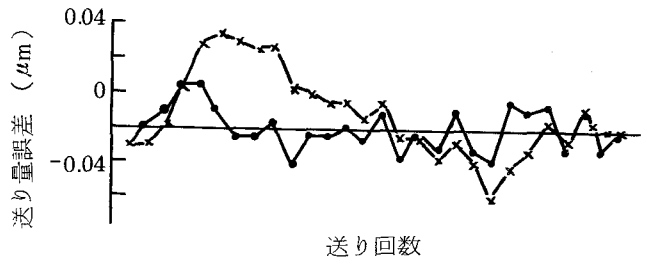
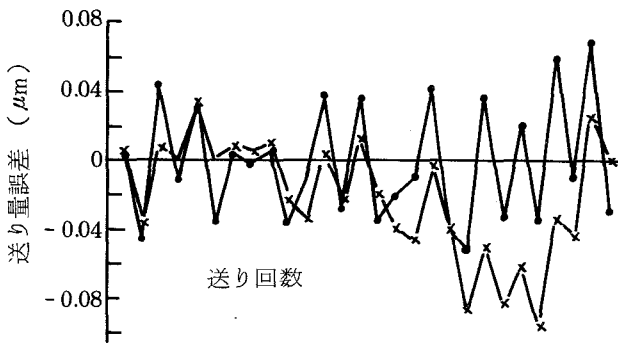
試料皿に接着した 3 インチ Si ウェハを載物台上に置き，X，Y 軸パルスモータの原点である出力パルス数 $(0, 0)$ の位置から $(2800, 6500)$ の位置に繰り返して位置決めしたさいの干渉縞を図 5. 37 に示す。干渉縞の形状は完全に一致し，位置決め精度が高いことを示している。さらに，定量的に測定するために， $\lambda/10$ の平面度をもつオプチカルフラット ($\phi 160\text{mm}$ ，厚さ 20mm) を試料とし，干渉縞間隔 34 アドレスの干渉縞について，Y 軸パルスモータだけを動作させて，原点から 4500 パルスの位置に 5 回繰り返して位置決めし，このさいの Y アドレス

(1) 油膜有り

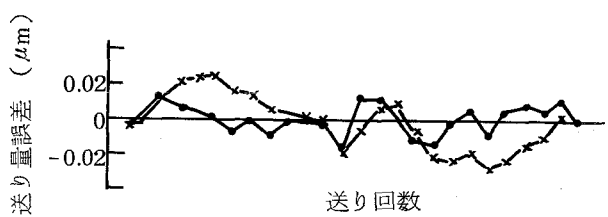
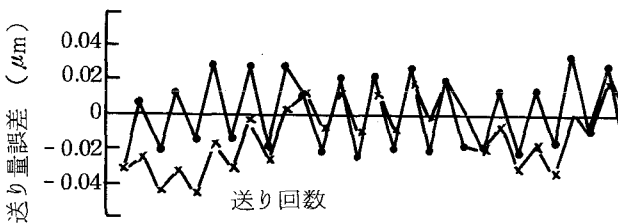
(2) 油膜無し



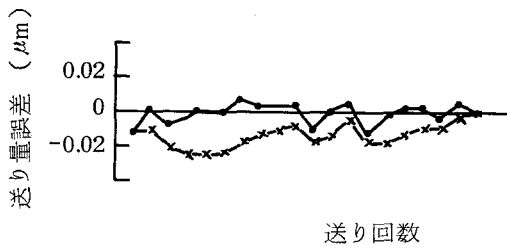
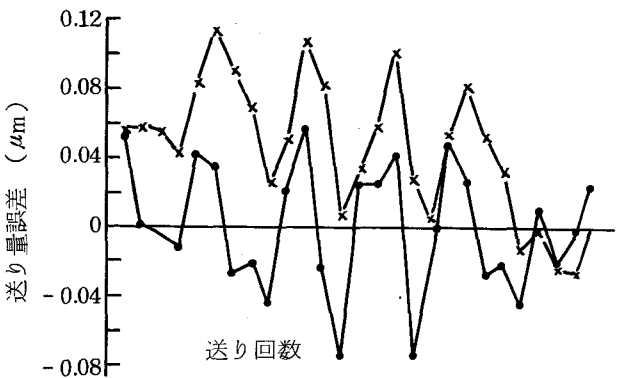
(a) テフロンコーティングすべり面



(b) テフロンコーティング無しすべり面



(c) テフロンコーティング無し、油溝付すべり面



(d) テフロンコーティング無し、ばね付傾斜ブロック

図 5.36 油膜, テフロンコーティングの送り精度への影響

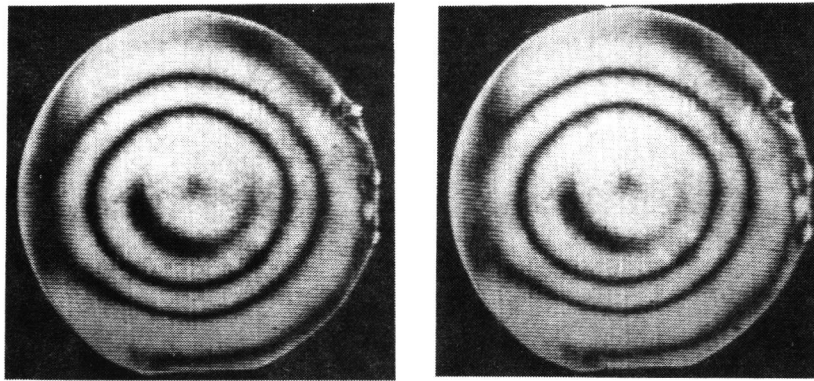


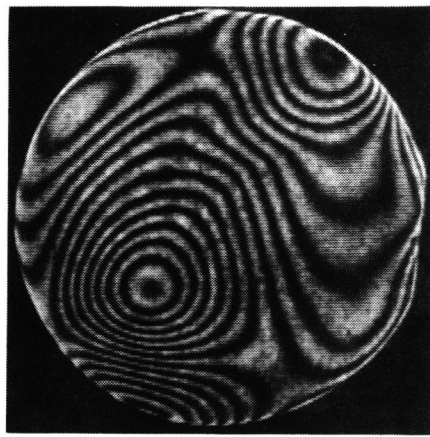
図 5.37 同一位置へ繰り返し位置決めしたさいの干渉縞

が 150, 200, 250, 300, 350 の走査線上の X データのばらつきを 34 点について測定した。約 90 % の干渉縞データがばらつき 5 アドレスに入る。これは、後述するレーザ光源の明るさむら等から生じる干渉縞データのばらつき 4.5 アドレスにほぼ等しく、したがって、位置決め誤差は、デジタル処理による誤差に含まれる程度に小さいといえる。

6.2 干渉縞の 2 値化処理

図 5.38 に干渉縞の 2 値化処理過程を示す。試料は、3 インチ Si ウェハ ($\phi 76\text{mm}$, 厚さ $380\ \mu\text{m}$) を用いた。

(a) 図は検出系で作成した干渉縞を ITV で撮影し、モニタ上に映した生画像であり、(b) 図は画像処理系のオートスライサで 2 値化した (シェーディングはマニュアルで調整) スライス像である。周辺干渉縞が細かい部分は、2 値化後、干渉縞の途切れや消滅を生じるが、その他は生画像を忠実に再現している。さらに、スライス像からポジションディテクタにより干渉縞データを作成し、データ処理系からその位置座標を出力印字して、方眼紙上にプロットしたものが (c) 図である。干渉縞データが走査線とほぼ平行な部分では、暗部の中央位置を干渉縞データとする方法を採用しているため、プロット点に大きな途切れを生じる。この途切れた干渉縞を連続した 1 本の干渉縞と、コンピュータに判断させることは困難であり、したがって、走査線に平行な干渉縞が必然的に生じる閉ループ干渉縞の解析は、本処理方法ではきわめてむずかしい。この場合、中央の位置座標だけでなく、明部から暗部へ、暗部から明部に変わる位置座標を求める処理方式に変更すれば、干渉縞図形として記憶することができるので、スケルトン化⁵²²⁾によって干渉縞を解析することができる。一方、図 5.39 に示す開ループ干渉縞の場合は、

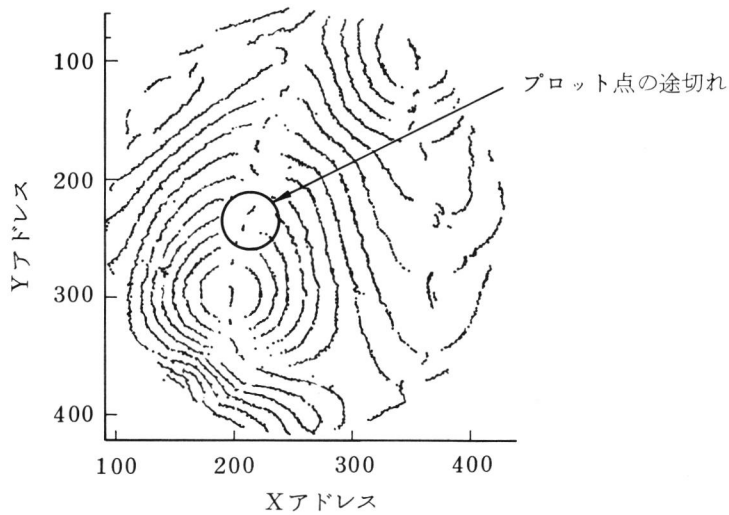


(a) 生画像 (モニタ上)



(b) スライス像

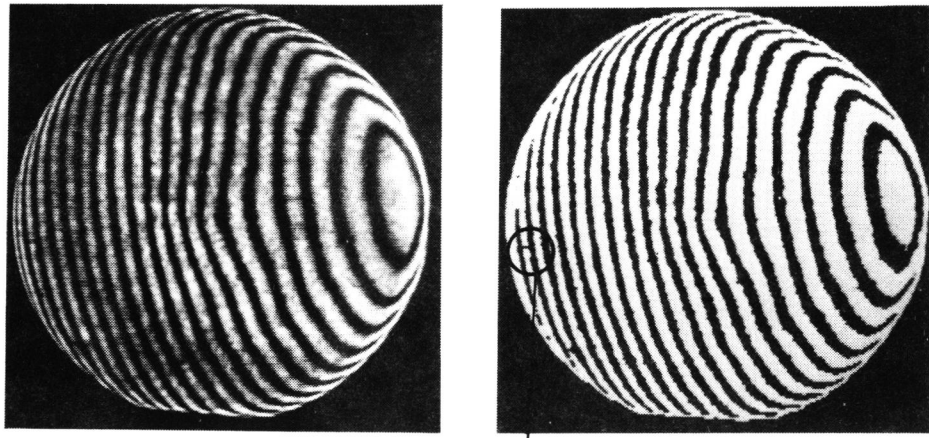
干渉縞の途切れや消滅



(c) プロット像

図 5.38 干渉縞の 2 値化処理過程

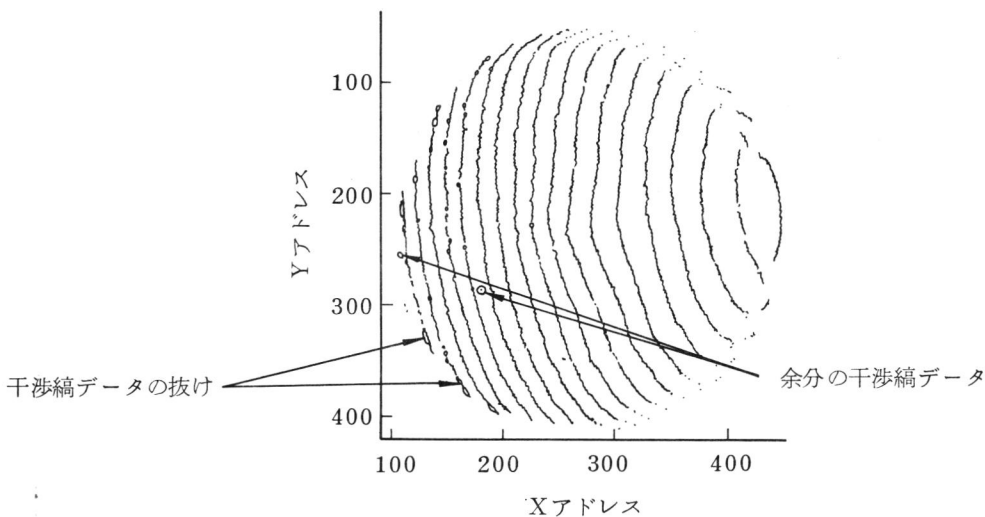
プロット点の連結は容易であり、しかも干渉縞の中央位置が求められているので、形状精度の計算が簡単に行える。(c)図のプロット像には、○印で示す個所に干渉縞データの抜けや余分の干渉縞データを生じる。また、プロット点はスムーズな曲線上からはずれるものもあり、このずれ量をここではばらつきと呼ぶ。これらの原因は、(a)図の生画像からもわかるように、レーザー光源の明るさむらや、オプティカルフラット、レンズ系に付着した塵埃によるゴースト干渉縞、レンズ相互間で生じるゴースト干渉縞によるものである。干渉縞データの抜けは、レーザー光源の明るさむらにおもに起因する。余分の干渉縞データは、(c)図に示すように干渉縞と干渉縞の中間に生じ、これは、(b)図から明らかなように干渉縞と干渉縞が短絡したためであり、ゴースト干渉縞の正規の干渉縞への重畳に起因する。また、干渉縞データのばらつきは、レーザー光源の明るさ



(a) 生画像 (モニタ上)

(b) スライス像

干渉縞と干渉縞が短絡



(c) プロット像

図 5.39 開ループ干渉縞の 2 値化処理

むら, ゴースト干渉縞のいずれにも起因し, これが大きい場合, 平面度の計算精度に影響を与える。このため, 干渉縞の間隔とばらつきについて測定した。試料は, 前述したオプチカルフラットを用いた。

図 5.40 に種々の干渉縞間隔をもつ干渉縞の干渉縞データを方眼紙上にプロットした結果を示す。干渉縞間隔が小さい場合は, 暗部と明部のコントラストが強く, ばらつきが小さいが, 干渉縞間隔が増大するに伴い, コントラストの低下, 縞のブロード化が進み, ばらつきが大きくなる。図 5.41 に干渉縞間隔とばらつきを示す。干渉縞間隔が広くなるとともに, ばらつきは増大するが, 干渉縞間隔に対するばらつきの比率は減少する。干渉縞間隔が 10 ~ 20 アドレスの時, この比率は約 15 % である。これを平面度の誤差に換算すると, $\pm 0.024 \mu\text{m}$ とな

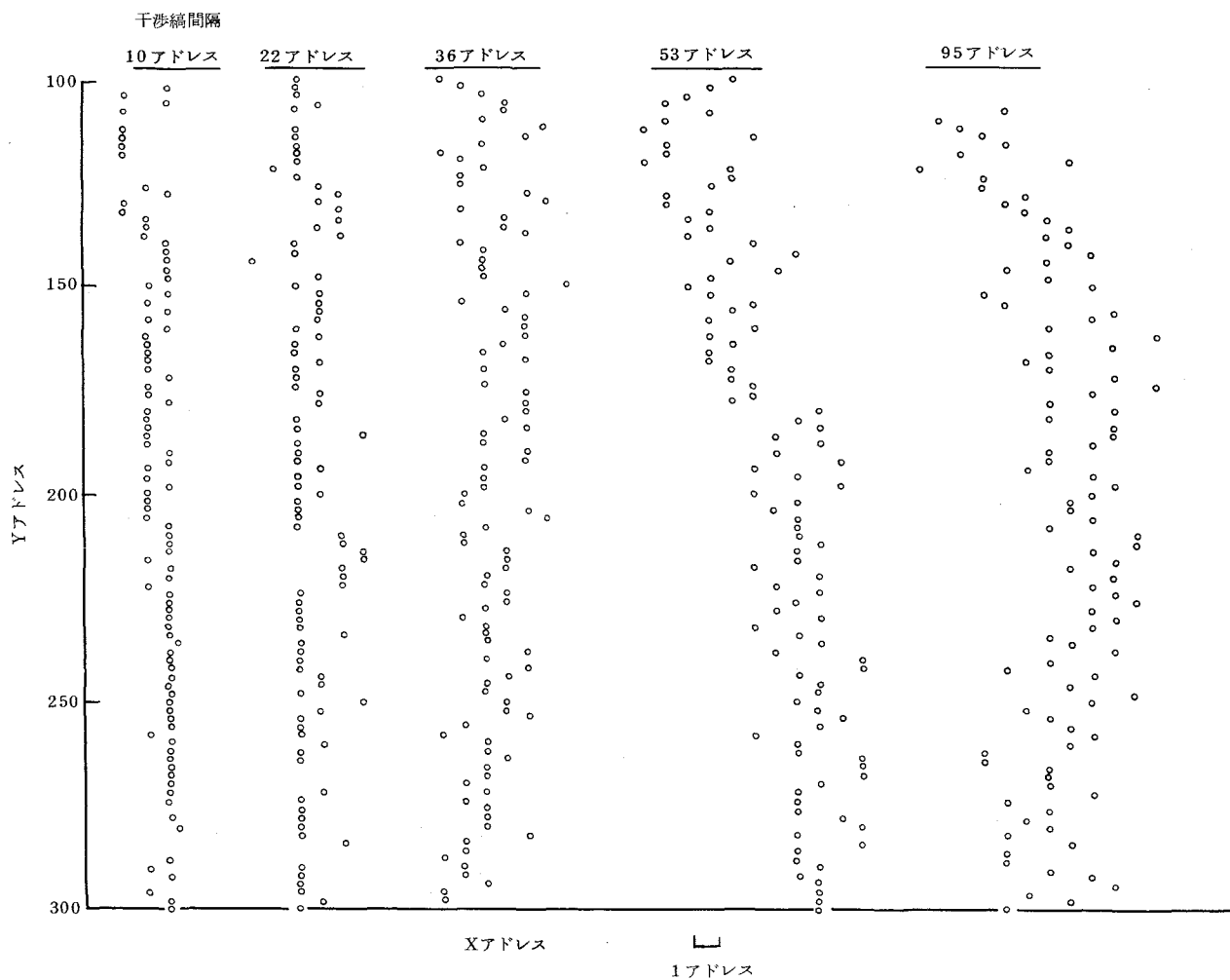


図 5.40 干渉縞データのばらつき

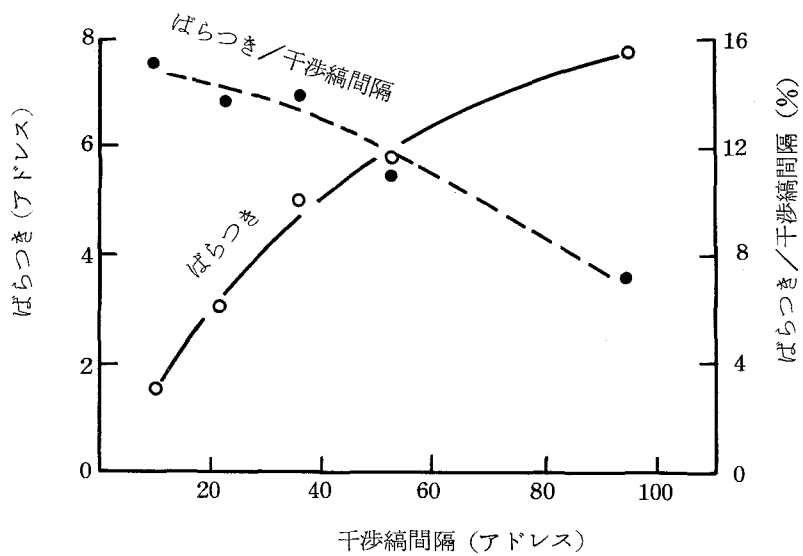


図 5.41 干渉縞間隔と干渉縞データのばらつきの関係

り，目標仕様±0.03 μm を満足する。Si ウェハを試料にすると，コントラストが向上し，干渉縞間隔が16アドレスの時，比率12.5%，誤差±0.02 μm に減少する。以上より，デジタル処理系は，目標仕様を十分満足する性能をもつことが明らかとなった。

つぎに，2値化時に生じるゴースト干渉縞や塵埃の影響によって，干渉縞と干渉縞の間に生じる黒点によるエラーデータや，隣合う干渉縞が連結したため生じるエラーデータ(図5.42)の発生個数を干渉縞本数に対してプロットした結果を図5.43に示す。 $\phi 60\text{mm}$ 内に生じるエラーデータ個数を示した。

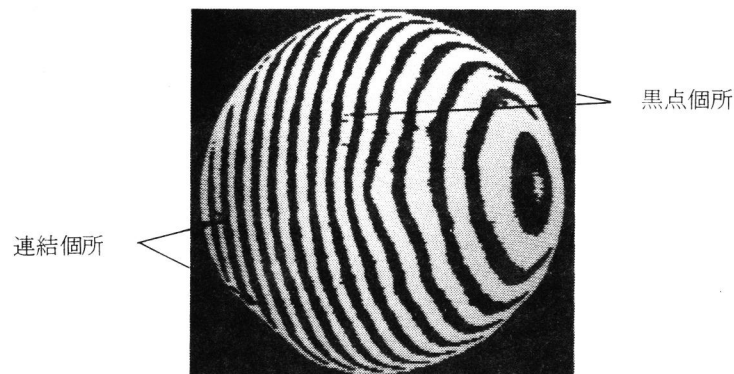


図 5.42 エラーデータの発生箇所

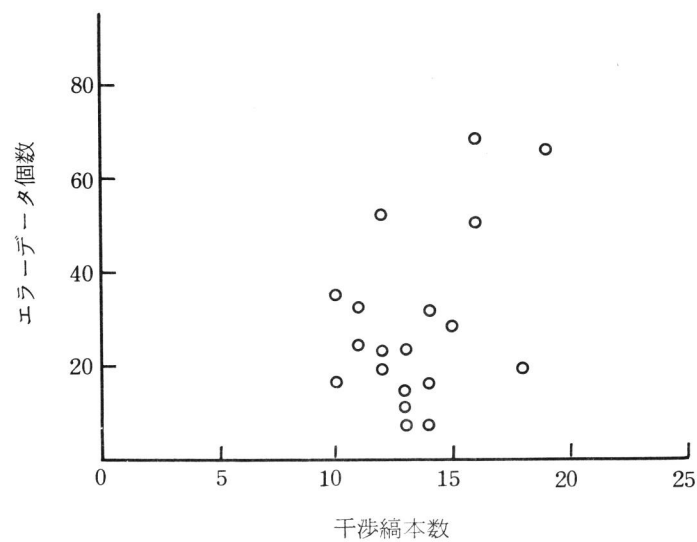


図 5.43 干渉縞本数とエラーデータ個数の関係

エラーデータは70個以下であり、大部分は35個以下と小さく、全干渉縞データ個数の数%以下である。また、干渉縞本数が多い場合（干渉縞間隔が最適間隔以下、干渉縞本数にすると16本以上）、エラーデータ個数が増える傾向を示す。

図5.44に同一の干渉縞データについて、指定半径を小さくした場合、すなわち、面積を減少した場合のエラーデータ個数の変化を示す。3つの異なる干渉縞データについて、それぞれ○, ●, ◐印で示した。いずれの場合も、ある面積の領域で急激にエラーデータ個数が減少し、約3000mm²以下（指定半径30mm以下）では20個以下となる。指定半径35mm以上のエラーデータ個数は、80個以上ときわめて多く、それ以上指定半径が大きくなっても、エラーデータは増加しない。これは、指定半径が35mm以上になると、周辺だけ部分の干渉縞データを含むようになり、このデータは、周辺だけ部分で干渉縞が大きく曲がるので、連結に預からないデータとなり、すべてエラーデータになるためである。

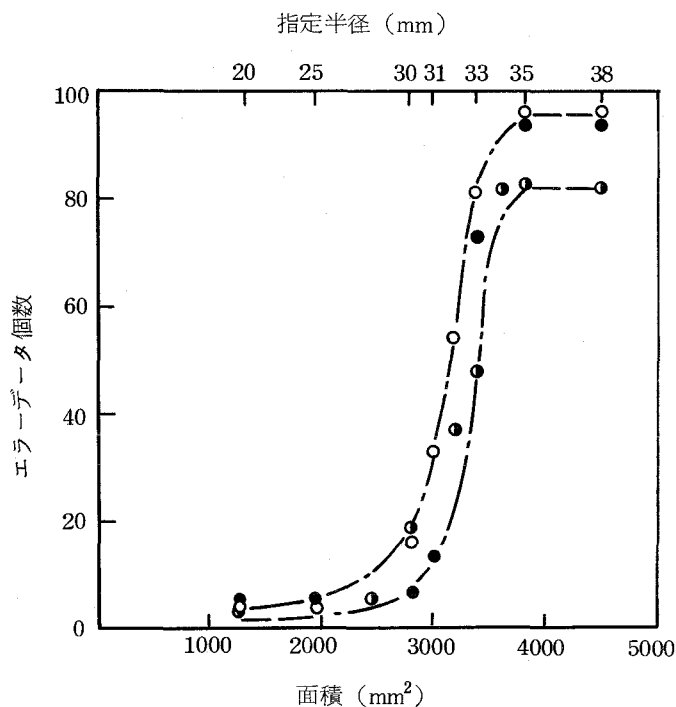
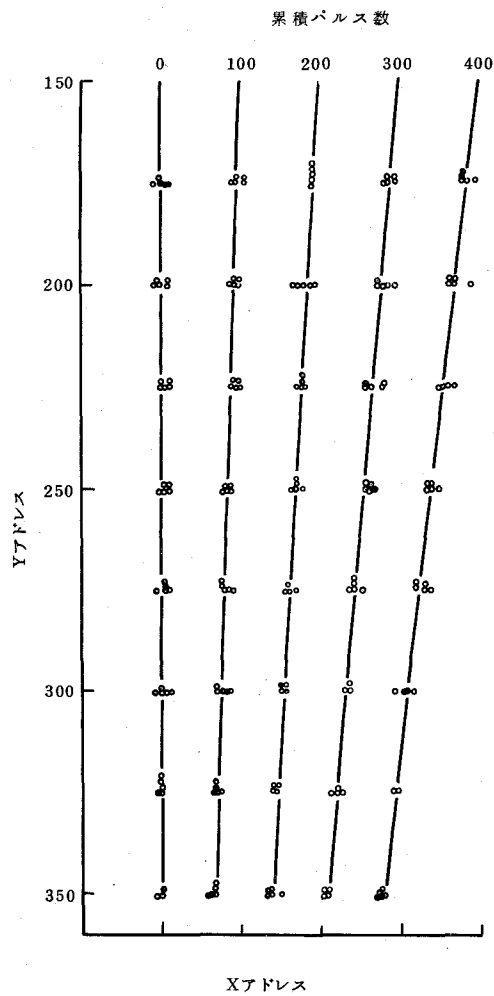


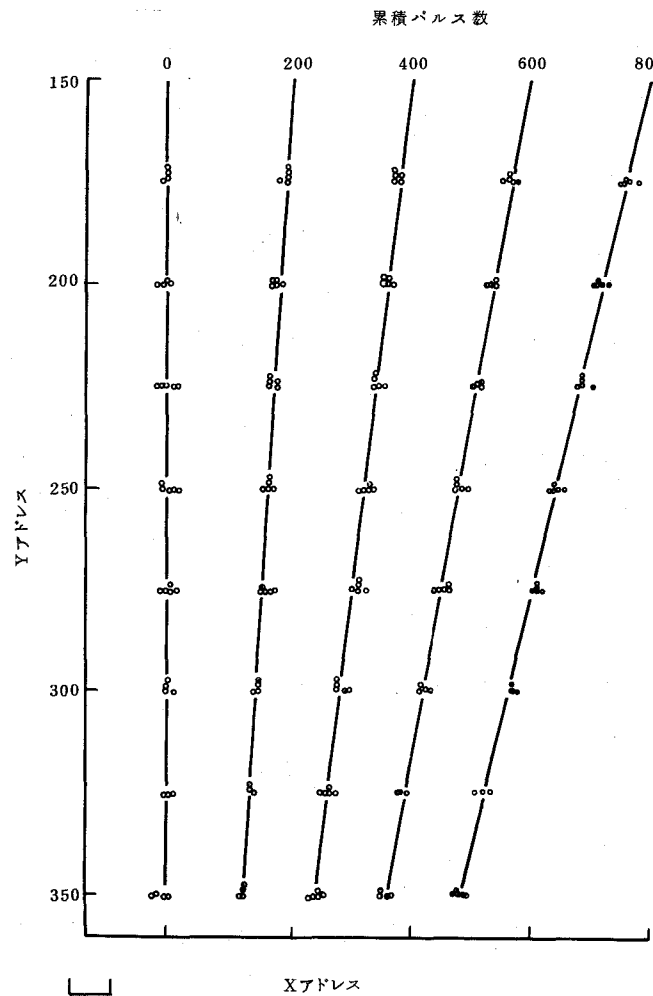
図 5.44 エラーデータ個数と面積の関係

6.3 干渉縞の最適化

干渉縞の最適化のためには、式(5.24)、(5.28)に基づいて、干渉縞の垂直化と干渉縞間隔の最適化が必要になる。このため、まず干渉縞の回転、移動精度について検討した。

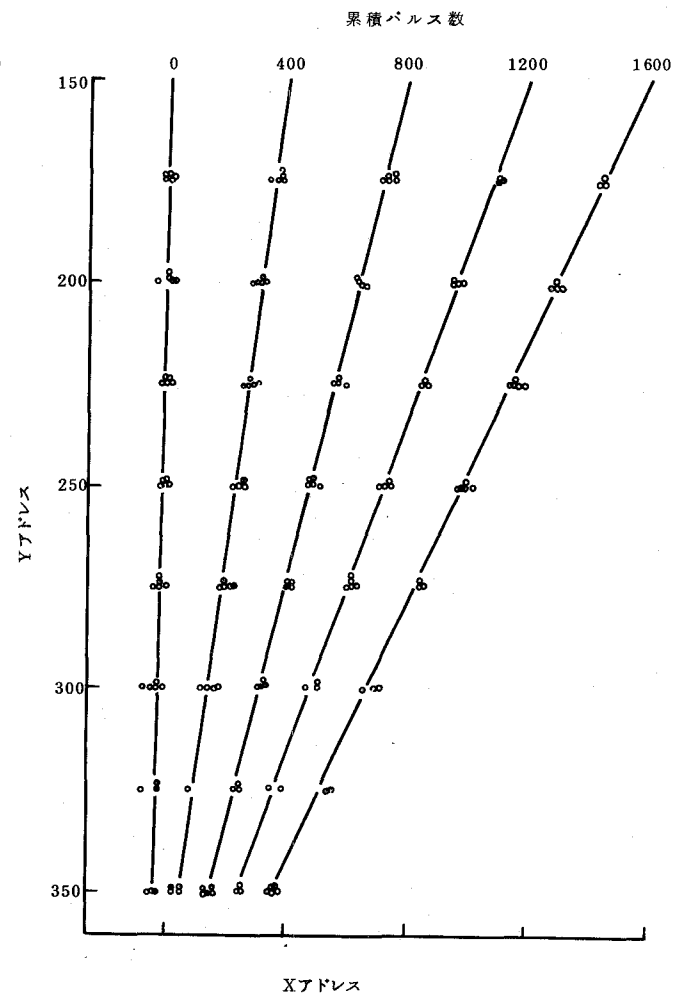


(a) 出力パルス数：100



┌
└ 10 アドレス

(b) 出力パルス数：200



(c) 出力パルス数：400

図 5.45 干渉縞の回転

図 5.45 (a)~(c)は、X 軸パルスモータをそれぞれ 100, 200, 400 パルスずつ駆動し、オプティカルフラットを傾けたさいの干渉縞の回転状態を示す。測定点は 5 回の繰り返しデータである。図 5.46 は、Y 軸パルスモータに一定パルス数を断続して出力し、オプティカルフラットを傾けて走査線に垂直な干渉縞を走査線方向に移動した時、移動前に X アドレスにあった干渉縞データ点の移動量を、干渉縞間隔で除して無次元化して表したものである。いずれの場合においても、実験点は理論直線上にあり、オプティカルフラット傾斜装置による移動、回転精度は高いといえる。データのばらつきは、前述したレーザ光源の明るさむら、ゴースト干渉縞に起因するものである。

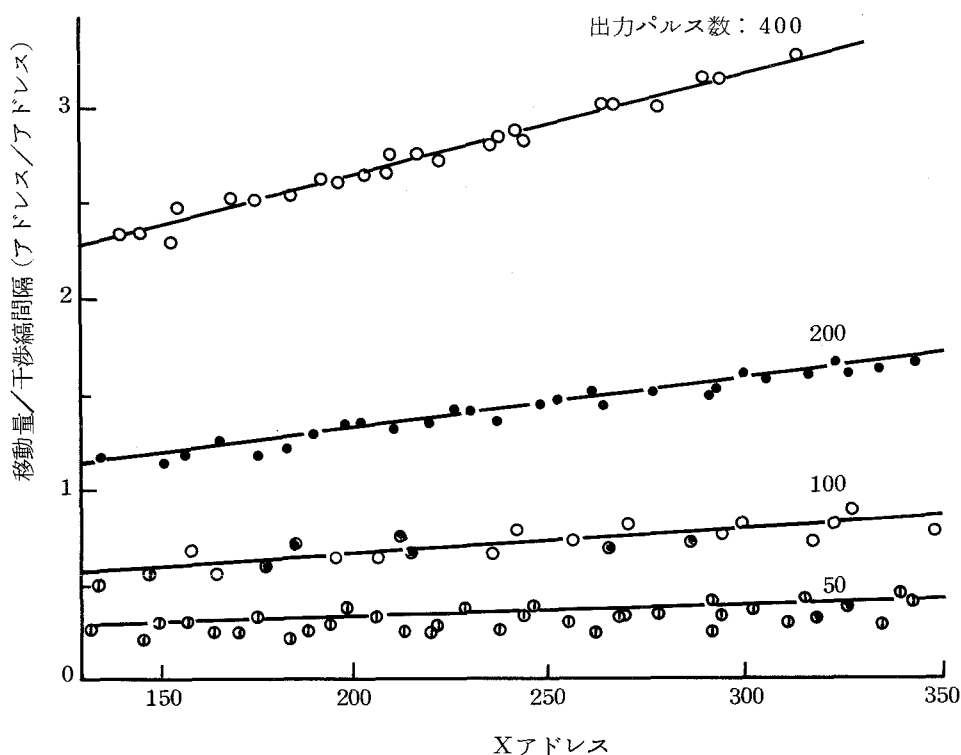


図 5.46 干渉縞の移動

図 5.47 に干渉縞を最適化した結果を示す。(a)図が最適化前、(b)図が最適化後であり、それぞれの微少パルス数出力前後の干渉縞を示した。最適化前は走査線に対して干渉縞はかなり傾き、干渉縞間隔も狭い。最適化後はほぼ走査線に対し垂直であり、干渉縞間隔も平均すると 20 数アドレスであり、最適化されている。

干渉縞の移動率は、平均すると 97 % 以上と高く、大部分の縞が 100 % の移動率となる。移動率の低い縞は左右端に生じることが多く、とくに左端に生じ易い。これは、左端の縞の実際

の移動量が、オプチカルフラット傾斜装置の機構上、もつとも小さくなるためである。

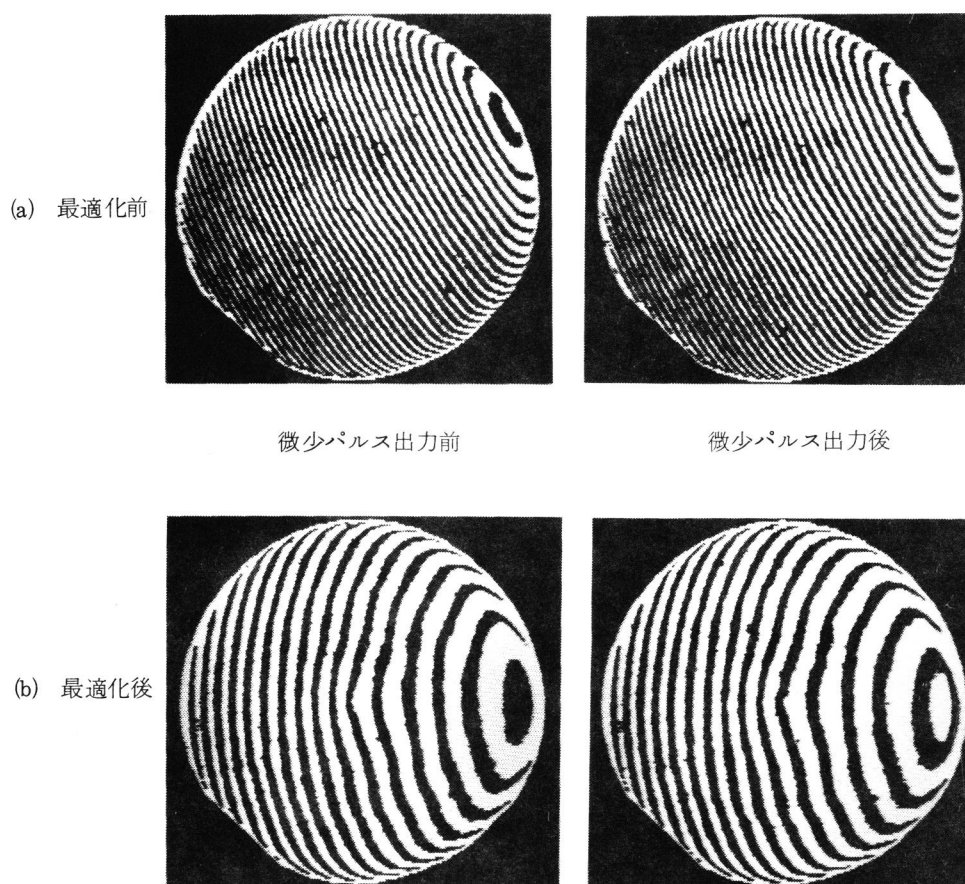


図 5.47 干渉縞の最適化

6.4 干渉縞の凹凸判定

図 5.48 (a), (b)に試料として 3 インチ Si ウェハを用い、Y 軸パルスモータを 28 パルスだけ微小移動させて、オプチカルフラットを微小傾斜させたさいの動作前後の干渉縞のスライス像を、(c)図に前節と同様の方法で作成したプロット像を示す。(c)図において、実線が動作前、破線が動作後であり、周辺の干渉縞を含めてその移動方向（矢印で示す）を容易に判別できる。したがって、このような複雑な閉ループ干渉縞においても、オプチカルフラットの微小傾斜による干渉縞の移動方向から、試料の凹凸、あるいは高低を十分見分けることが可能といえる。すなわち、6.2 節で述べたスケルトン法⁵²²⁾を用いれば、閉ループ干渉縞の完全自動測定も可能に

なる。

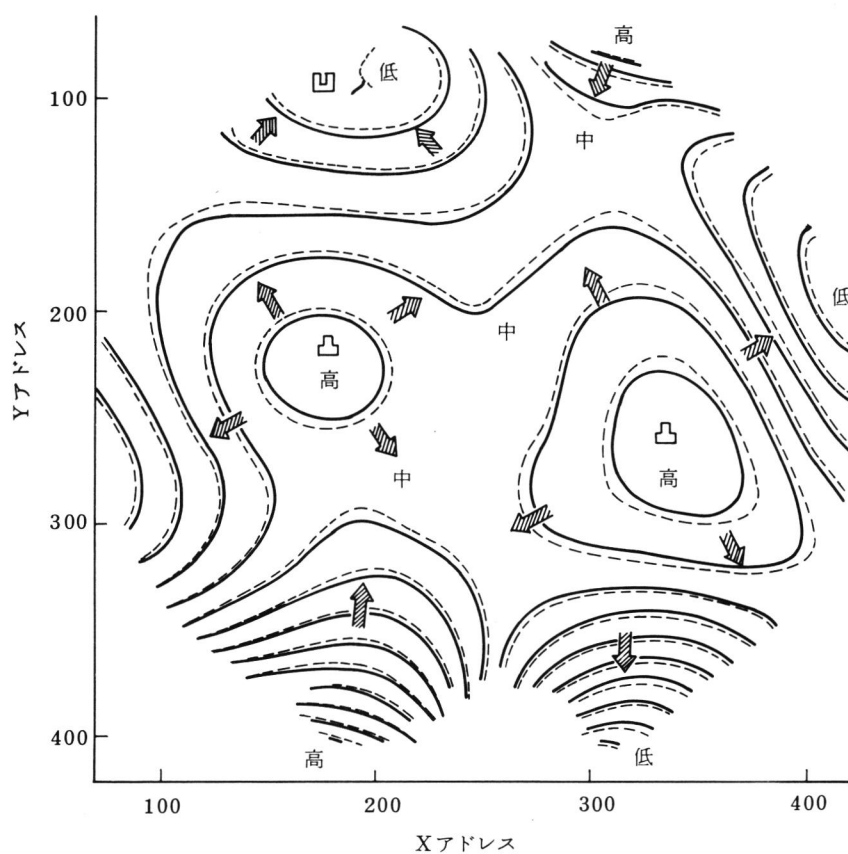
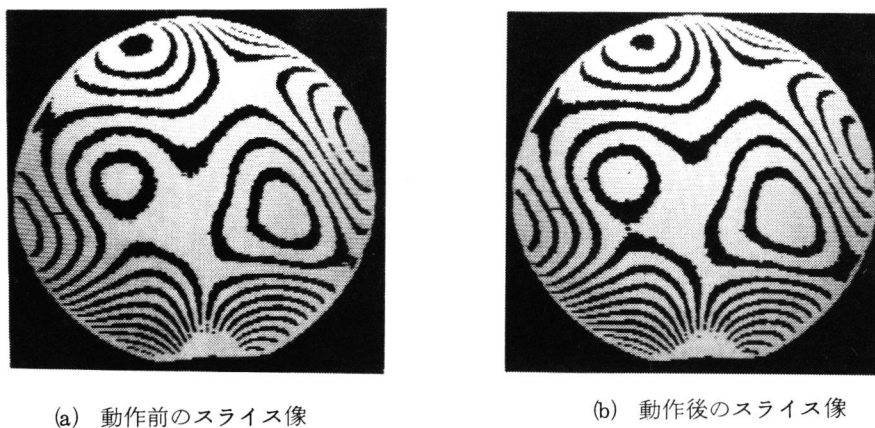


図 5. 48 干渉縞の移動方向による凹凸判定

6. 5 処理時間

図 5. 49 に入力データ数と入力時間の関係を示す。干渉縞データの入力時間は,入力データ数

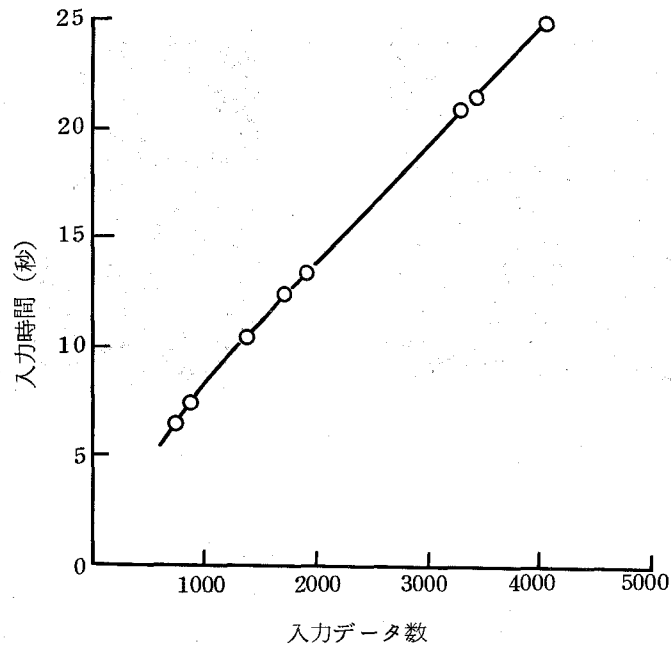


図 5.49 入力データ数と入力時間の関係

の増加に伴いほぼ直線的に増加し、最適干渉縞の場合、2000～2500の入力データで14～16秒を要する。干渉縞の最適化には、1回のループにつきパルスモータの動作時間を含めて約40秒を要する。図 5.50 に計算点数と形状精度の算出に要する処理時間の関係を示す。干渉縞データの連結時間は、入力した全干渉縞について行うので、形状精度を算出するさいの計算点数に関係なく、約25秒の一定値をとる。一方、平面度、平行度等の形状精度の算出時間は、計算点数に比例して増加する。●が指定半径16mm、○が指定半径32mmの場合である。指定半径16mmの場合の処理時間が、32mmの場合に比較して大きい理由は、指定半径以外のデータを消去するために時間を要するからである。平面度、平行度の算出時間は、干渉縞データ連結時間に比較し、1/5以下であり、入力した干渉縞データをもとに形状精度を算出する時間は、全体で約30秒となる。

以上より、全処理時間は、干渉縞データ入力回数を4回として約3分である。干渉縞データの入力時間は、高速の入力インターフェースを用いることにより、数秒以内にすることができるので、1ウェハ当たり、実質1分で測定可能であり、1時間当たりの処理枚数は、ウェハの搬入、搬出時間を考慮して50枚程度と予想される。

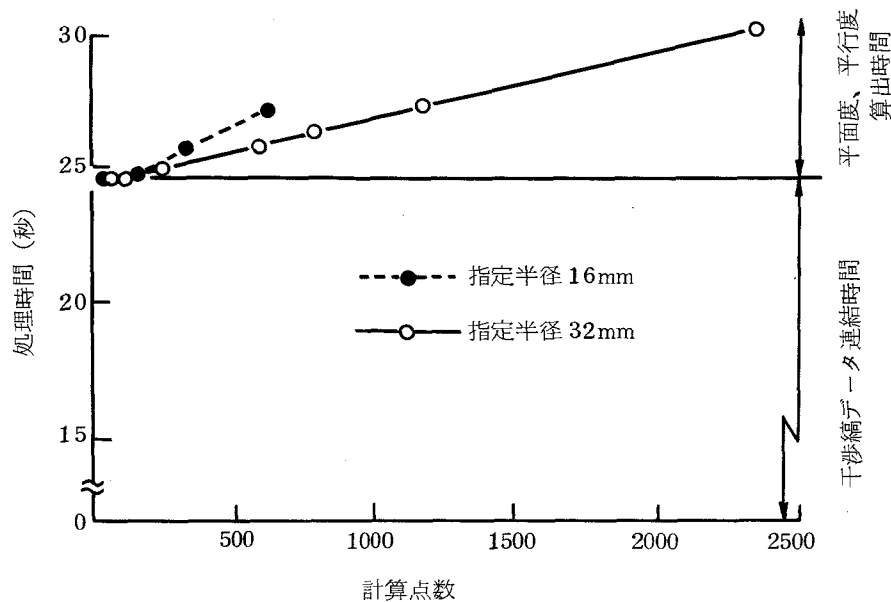
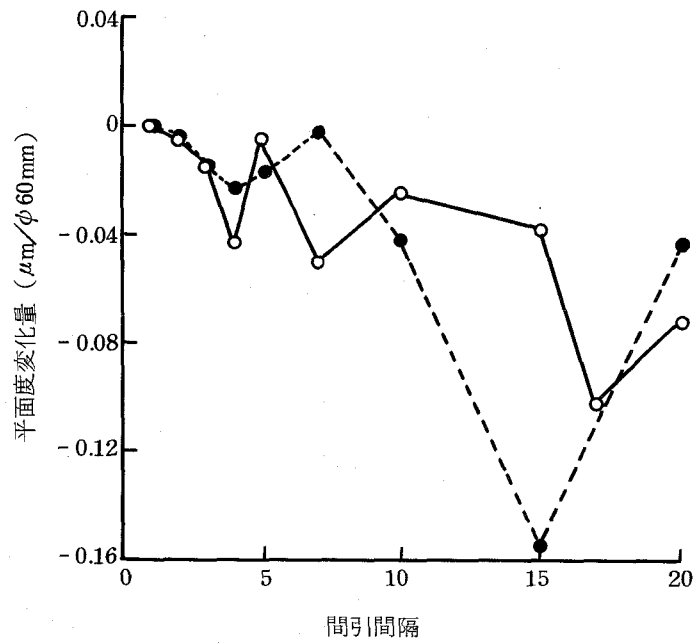


図 5.50 計算点数と形状精度算出時間の関係

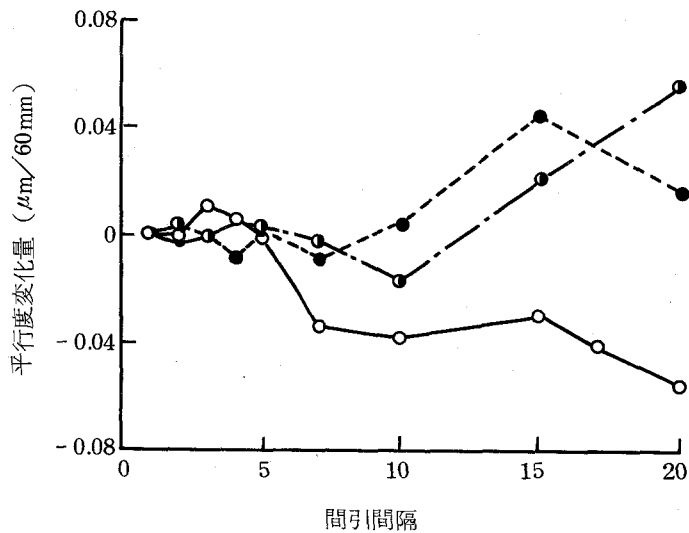
6.6 形状精度の算出

図 5.51 に同一干渉縞データについて、計算時間の短縮のために走査線を間引き、サンプリング点数を少なくすることが、形状精度にいかなる影響を及ぼすかについて検討した結果を示す。平面度については、2 種、平行度については 3 種の干渉縞データについて計算し、間引間隔 1 の場合を 0 として、その変化を示した。平面度の変化量は、間引間隔の増大に伴い負の方向に大きくなる。すなわち平面度は向上する。これは、サンプリング点数が減ることによる必然的な現象である。平行度については、間引間隔に無関係である。また、いずれの場合についても、間引の増大に伴い、変化量の変動が大きくなり、とくに 10 を越えると、その値はきわめて大きい。これは、左右端の縞の X データ数が最小縞長さより小さくなり、縞がリゼクトされ、干渉縞本数が減少するためである。平面度については間引間隔が 3 まで、平行度については、5 まで変化量は小さく、 $\pm 0.02 \mu\text{m}$ 以内であり、計算精度に大きな影響を与えないといえる。したがって、計算時間短縮のための間引間隔は 3 以下としなければならない。

図 5.52 に示す試料の平面度、平行度の測定結果を図 5.53 に示す。最適干渉縞の場合、および干渉縞間隔、干渉縞の傾きが最適状態からずれた場合の平面度、平行度を算出した。平面度は、干渉縞を最適状態から 1000 パルス、あるいは 2000 パルス傾けた場合を除いて、 $0.83 \pm$



(a) 平面度への影響



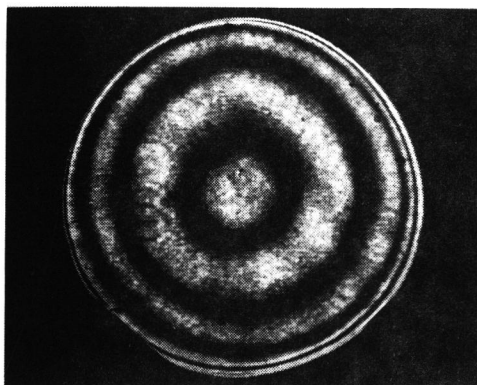
(b) 平行度への影響

図 5.51 間引間隔の平面度，平行度への影響

0.03 μm 以内であり，平行度については，干渉縞の状態に関係なく，ばらつきは 0.1 μm 以内である。以上より，干渉縞の傾きは平面度の算出精度に影響するが，干渉縞間隔は，最適干渉縞間隔から多少ずれても，平面度，平行度の算出精度にほとんど影響しないといえる。

したがって，干渉縞を最適干渉縞とし，平面度，平行度を測定すれば，そのばらつきはそれぞれ $\pm 0.03 \mu\text{m}$ ，0.1 μm 以内にすることが可能であり，仕様を満足する。また，平面度は，

真直度測定機*を用いて測定した結果とよく一致した。最大傾斜方向のばらつきは2度以内であった。



モニタ生画像

図 5.52 試料皿に接着した形状精度測定試料
(3インチポリシドSiウェハ)

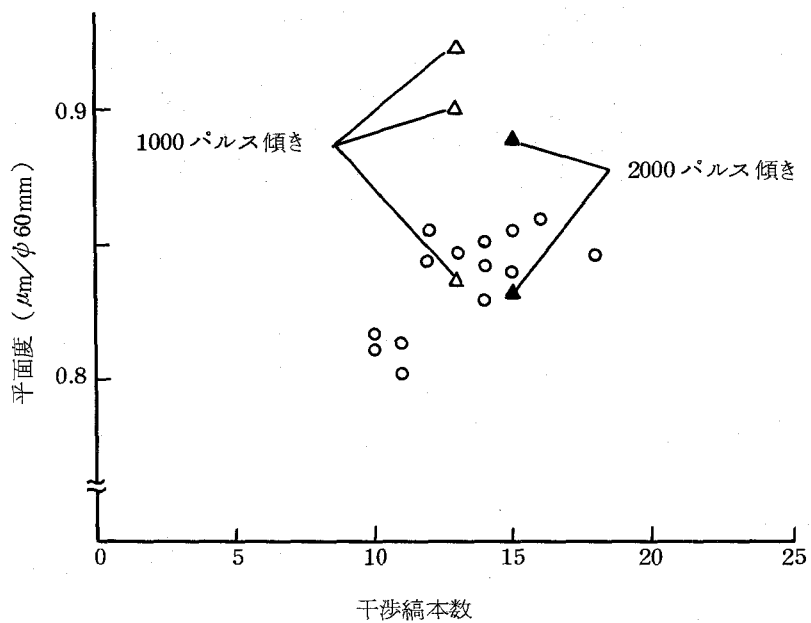
6.7 本節の要約

試作した自動平面形状測定機について、検出系の機械特性、干渉縞の2値化処理、最適化、凹凸判定等の総合試験を行い、最適化した干渉縞を用いて、平面度、平行度をそれぞれ $\pm 0.03 \mu\text{m}$ 、 $0.1 \mu\text{m}$ の精度で測定できることを明らかにした。以下に総合試験結果を要約して述べる。

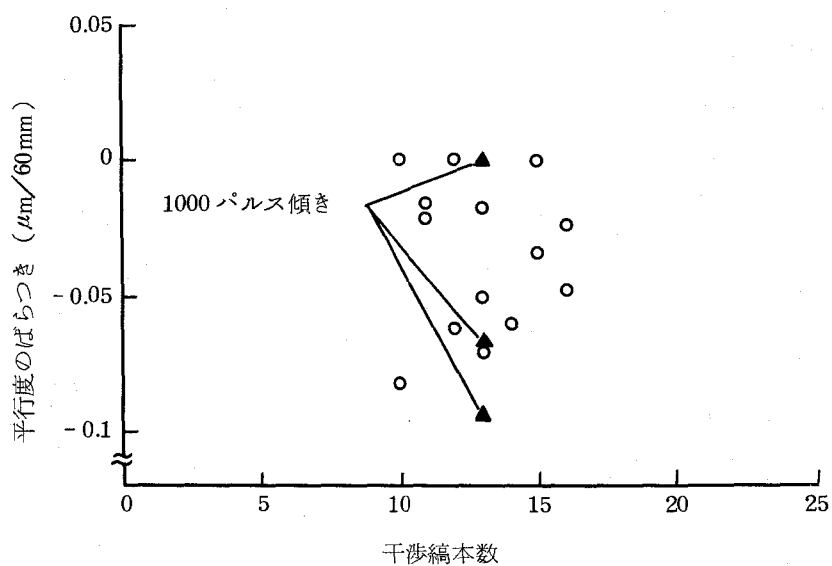
- (1) エアシリンダ駆動による3点つき当て法を適用した試料載物台の設定精度は、平行度 $0.1 \mu\text{m}/160\text{mm}$ 、設定高さの最大誤差約 $0.05 \mu\text{m}$ である。
- (2) オプティカルフラット微小傾斜に用いる $1/500$ 傾斜ブロックのすべり面を利用した移動量縮小機構は、設定送り量 $0.1 \mu\text{m}$ に対し $\pm 0.01 \mu\text{m}$ の送り精度をもつ。すべり面上の油膜の存在は、スティックスリップの減少より、その膜厚変化による送り誤差への影響がきわめて大きく、高精度送りのためには、すべり面が油膜の無いテフロンコーティング面とすることが有効である。
- (3) 2値化処理によって作成した干渉縞データは、レーザの明るさむらやゴースト干渉縞によりばらつきを生じるが、その値は $\lambda/20$ より小さい。

* Taylor Hobson 社製、タリトロン S-150 型、タリリン 4-10 型

- (4) オプティカルフラット傾斜法により、干渉縞を走査線に垂直にし、且つ、干渉縞間隔を目標分解能に見合う間隔にする最適化を容易に行うことができ、その移動方向から複雑な閉ループ干渉縞についても凹凸判定が可能になる。
- (5) 本システムの3インチSiウェハ1枚当たりの測定時間は、高速データ入力インターフェースを用いれば約1分であり、1時間当たり50枚のウェハを処理できる。



(a) 平面度の測定精度



(b) 平行度の測定精度

図 5.53 平面度，平行度の測定精度

7. 結 言

集積回路の微細化，高集積化に伴い，その基板となるSiウェハには，高精度が要求される一方，製造プロセスで生じる変形が問題となっている。このため，大口径Siウェハの形状精度を高精度，自動的に測定できるフィゾー干渉法を利用した自動平面形状測定機を開発した。本章では，本測定機の設定方針，干渉縞の解析方法，および高精度，自動化を実現したハード・ソフトウェアについて明らかにした。

- (1) 開ループ干渉縞の平面度を高精度で測定するために，干渉縞を走査線に対し垂直にし，且つ，干渉縞間隔を目標分解能に見合う間隔に最適化する干渉縞の最適化法を考案した。
- (2) オプティカルフラットを傾斜し，干渉縞の移動方向を判別することによって，干渉縞の凹凸を判定する新簡易凹凸判定法を考案し，閉ループ干渉縞にも適用できることを明らかにした。
- (3) オプティカルフラットの微小傾斜に用いる1/500傾斜ブロックのすべり面を利用した移動量縮小機構により，設定送り量 $0.1\ \mu\text{m}$ に対し $\pm 0.01\ \mu\text{m}$ の上下送り精度を達成した。
- (4) 最適化した干渉縞を用いることによって，平面度 $\pm 0.03\ \mu\text{m}$ ，平行度 $0.1\ \mu\text{m}$ の高精度測定を実現した。
- (5) 本システムは，高速データ入力インターフェースを用いれば，1時間当たり3インチSiウェハを50枚処理できる能力をもつ。

引用文献

- 501) L. Yau: *Appl. Phys. Lett.*, 33, 8 (1978) 756
- 502) 平井実, 近藤衛, 荒井英輔, 木内一秀, 浅川浩, 屋代武久: *通研実報*, 27, 9 (1978) 1957
- 503) L. Yau: *IEEE Trans. on Electron Devices*, ED-26, 9 (1979) 1299
- 504) N. Yoshihiro, H. Otsuka, T. Oku, S. Takasu: *J. Electrochem. Soc.*, 126, (1979) 693
- 505) T. F. Hansen, S. U. Katzman, D. S. Perloff: *IEEE Trans. on Electron Devices*, ED-27, 12 (1980) 2304
- 506) 岩淵新三郎: *電子材料別冊*, (1983) 49
- 507) W. Primak: *Appl. Opt.*, 6, 11 (1967) 1917
- 508) R. Bunnagel, H. A. Oehring, K. Steiner: *Appl. Opt.*, 7, 2 (1968) 331
- 509) R. F. Leinen: *Solid State Technology*, 21, 5 (1978) 77
- 510) D. C. Guidic: *Solid State Technology*, 22, 3 (1979) 56
- 511) S. Morgen, Z. Sobczak, G. Lynch, L. Reid: *SPIE, Semiconductor Microlithography IV*, 275, (1981) 92
- 512) C. Synborski: *Solid State Technology*, 23, 6 (1980) 20
- 513) 谷田貝豊彦, 栗田祐之, 出沢正徳, 斉藤弘義: *光学*, 10, 6 (1981) 470
- 514) 吉原秀雄, 早坂東亜: *応用物理*, 50, 11 (1981) 1211
- 515) 大平文和, 宇根篤暢: *昭和 52 年度精機学会関西地方定期学術講演会前刷*, (1977) 67
- 516) 宇根篤暢: *昭和 55 年度精機学会秋季大会学術講演会講演論文集*, (1980) 474
- 517) 青木保雄: *精密測定(2)*, 第 10 版 (1967) 285, コロナ社, 東京
- 518) 石原直: *精密機械*, 46, 8 (1980) 83
- 519) 久保田広: *波動光学*, 第 1 版 (1971) 63, 岩波書店, 東京
- 520) 久保田広: *応用光学*, 第 9 版 (1970) 76~82, 岩波書店, 東京
- 521) 大西清: *機械設計製図便覧*, 第 35 版 (1967) 4~13, 理工学社, 東京
- 522) U. Montanari: *J. of the Association for Computing Machinery*, 16, 4 (1969) 534
- 523) A. Rosenfeld, A. Kak: *Digital Picture Processing*, (1976) 173, Academic Press., New York
- 524) 鳥脇純一郎, 横井茂樹, 福村晃夫: *情報処理*, 17, 3 (1976) 215
- 525) M. P. Rimmer, C. M. King, D. G. Fox: *Appl. Opt.*, 11, 12 (1972) 2790
- 526) J. H. Bruning, D. R. Herriott, J. E. Gallagher, D. P. Rosenfeld, A. D. White, D. J. Brangaccio: *Appl. Opt.*, 13, 11 (1974) 2693

第6章 Siウエハの高精度加工

1. 緒言

LSIに用いられるSiウエハには、高密度、高集積化を実現するために、きわめて高い形状精度と積層欠陥等のない無欠陥性が要求されている。Siウエハ面上に、数mm角当たり数100万個以上のトランジスタや抵抗等のデバイスを形成するためには、きわめて小さい微視的欠陥や、光学顕微鏡では検出できない1 μ m以下の欠陥の存在が問題となる。このためSiウエハには、加工変質層や不純物による結晶の乱れのない無擾乱面が必要とされる。この加工方法については古くから研究され^{601)~603)}、人工皮革ポリシャを用いるメカノケミカルポリッシング⁶⁰⁴⁾により、OSF*密度100個/cm²以下の高品質鏡面が得られている。一方、Siウエハ面の加工精度向上に関する研究は少なく⁶⁰⁵⁾、人工皮革ポリシャを用いるメカノケミカルポリッシングにおいては、加工時間の経過に伴って平面度は劣化し、切実な問題となっているが、その原因については、ほとんど追及されていない。また、Siウエハ接着時における接着層厚さの不均一や接着層への塵埃の混入等は、平面度に甚大な影響を与えるため、均一な接着層が再現性よく得られ、人手を介せずに接着できる自動接着装置の開発が望まれている。

このような状況から、本研究の第3章では、高精度加工実現のために表面形状生成過程をシミュレートする理論式を導出し、ポリシャ形状を変化させることによって、試料平面度を自由に制御できることを明らかにした。さらに、第4章では、その結果に基づいて開発した平面修正制御形ラップ・ポリシ機について述べた。

本章では、Siウエハを高精度加工するために枚葉処理の自動接着装置を試作し、平面度1 μ m以下の塵埃のない接着が可能であることを示すとともに、人工皮革ポリシャを用いて、Siウエハをポリシしたさいに生じる平面度劣化の原因を追求するため、ポリシャの変形特性やSiウエハの加工能率を測定して、Siウエハの表面形状生成過程をシミュレートし、その原因が、試料傾斜によって生じる非線形圧力分布によることを明らかにする⁶⁰⁶⁾。さらに、その結果に基づいて平面度向上方法を示す。また、本加工法を5インチSiウエハの高精度加工と、きわめて高い形状精度が必要になるX線マスク用2インチSiウエハの加工へ適用した結果についても述べる。

* Oxidation induced Stacking Fault の略

2. Si ウェハの高精度接着

Si ウェハを高精度加工するためには、それらを接着基板上に、接着層厚さむら1 μm 以下で接着することが要求される。通常、接着は、接着ワックスを有機溶剤に溶解した溶液をウェハ面、および接着面プレートの方、または一方に噴霧状に塗布した後、ウェハを接着基板に押圧しつつ、加熱保持する方法により行われる。しかし、この方法では、ウェハのハンドリングが作業者の手により行われるため、ウェハを汚染させるほか、接着層に塵埃が入る機会が多く、接着の再現性の点で問題があり、作業者の熟練が必要とされる。このため、自動接着装置の出現が待望されている。

本節では、3～5インチ Si ウェハを枚葉処理で接着基板上に自動接着する自動接着装置に関して、その仕様と構成、本機を3インチ Si ウェハの接着に適用した結果について述べる。

2.1 自動接着装置の試作

2.1.1 仕様と構成

表 6.1 に自動接着装置の仕様を示す。5インチまでの Si ウェハを対象とし、カセットから自動供給できることとした。接着剤の塗布方法は、膜厚の均一化が比較的容易である噴霧塗布法を採用した。本装置は以下の特徴をもつ。

表 6.1 自動接着装置の仕様

ウェハ径 (mm)	76～125
接着剤	噴霧可能なもの
ウェハ供給	カセット

- 1) ウェハは、カセットから取り出し、接着基板上に位置決め、仮接着されるまで、人手を全く介さず、且つ、常に下向きで搬送されるので、塵埃が接着面に付着しにくい。
- 2) 接着剤の塗布に噴霧法を採用し、噴霧ガスによりウェハを回転する機構をもつので、均一な厚さの接着層を容易に得られる。

本装置は、噴霧塗布→乾燥→位置決め→仮接着の接着工程を繰り返し行えるように、図 6.1 に示すウェハカセットに収納されたウェハを1枚ずつチャッキングステーションに供給するウ

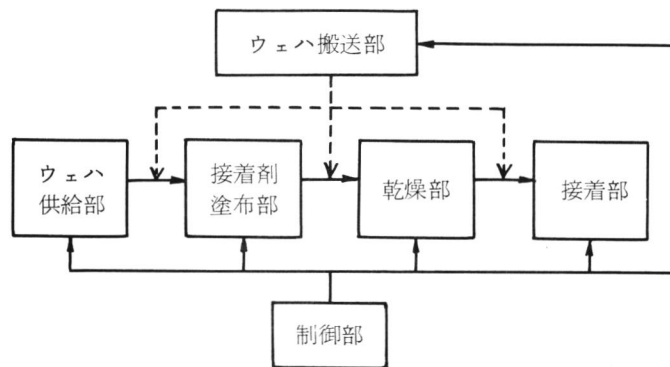


図 6.1 自動接着装置のシステム構成

ウェハ供給部，接着剤を噴霧塗布する接着剤塗布部，赤外線ランプにより噴霧した接着剤から溶剤を蒸発，乾燥させる乾燥部，接着剤を塗布したウェハを接着基板の定められた位置に位置決め後，仮接着する接着部，チャッキングステーションから接着剤塗布部，乾燥部を通して，接着部までウェハを着脱，搬送するウェハ搬送部，これら全体をコントロールする制御部から構成される。

2.1.2 試作結果

図 6.2 に試作した自動接着装置の外観を示す。Si ウェハの接着手順に従って，左から右へ，

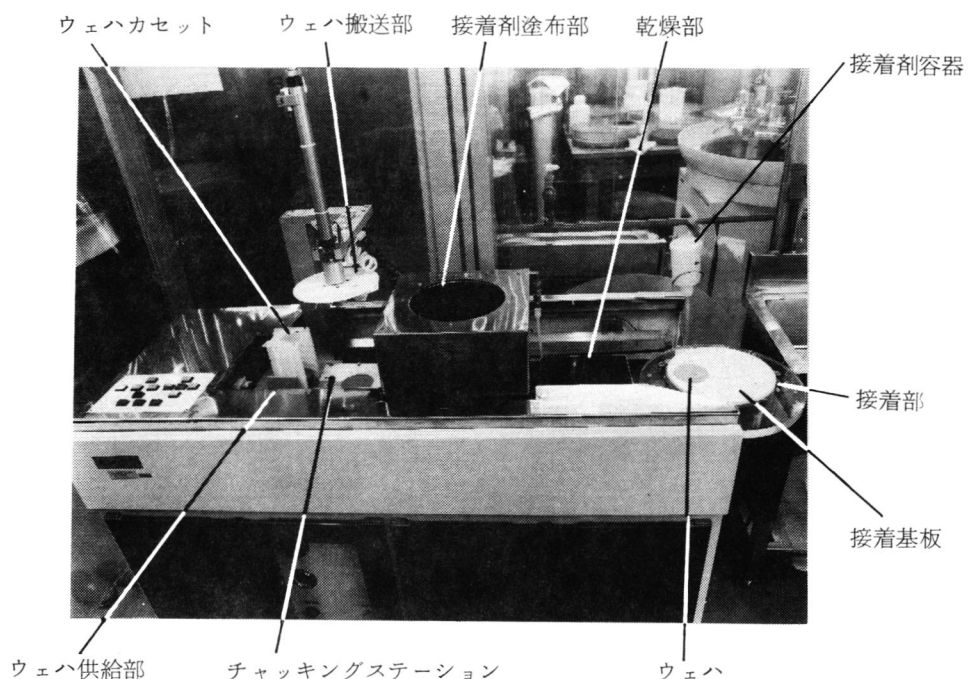


図 6.2 自動接着装置の外観

ウェハ供給部，接着剤塗布部，乾燥部，接着部が配置される。ウェハ供給部でウェハカセットからチャッキングステーションまで取り出されたSiウェハは，ウェハ搬送部のウェハ吸着装置により吸着され，接着剤塗布部に運ばれる。ウェハ吸着装置は，図6.3に示すように，その周辺に風車をもつ吸着板によりSiウェハを吸着する。風車は，接着剤塗布部において，噴霧器から噴霧される窒素ガス流によって回転軸受回りに回転し，接着層厚さを均一化する。また，吸着板上部に永久磁石が固定されており，電磁石に通電することにより，吸着板は常に同一の回転位置で停止する。この機能は，チャッキングステーションでSiウェハを吸着する時と，接着基板にSiウェハを仮接着する時に使用される。つぎに接着剤塗布部に運ばれたSiウェハ上に噴霧状の接着剤を塗布し，乾燥部の赤外線ランプで乾燥した後，接着基板上に位置決めし，図6.3に示すウェハ吸着装置の上部スプリングによって，一定圧力で押さえつけて，仮接着する。

接着基板上に仮接着したSiウェハの接着を完全にするため，後工程として，接着剤が溶融・流動する温度以上に加熱しつつ，Siウェハを接着基板上に押圧保持し，接着層の薄層化，均一化と接着力の強化を行う⁶⁰⁷⁾。

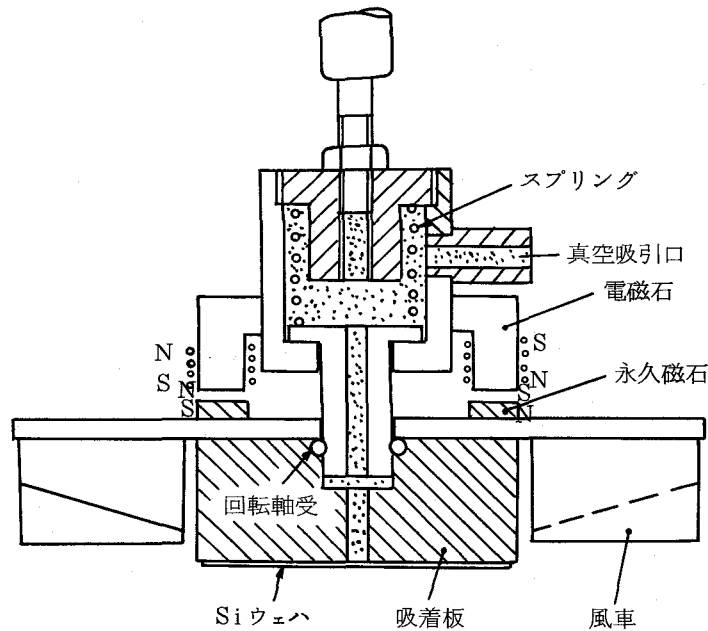


図 6.3 ウェハ吸着装置

2.2 Si ウェハの接着

2.2.1 接着条件

本装置を用いる場合の適正接着条件について検討した。

均一接着層を得るためには、接着基板の表面あらさと接着剤塗布量の関係を明らかにしなければならない。そこで、真空吸着時の平面度 $0.3 \sim 0.6 \mu\text{m}$ の高平面度 Si ウェハを用い、表 6.2 に示す接着面あらさ（ウェハ面と接着基板面との表面あらさの和）が、 $0.5 \mu\text{m}$ 、 $2.2 \mu\text{m}$ 、 $3.5 \mu\text{m}$ 、 $4.7 \mu\text{m}$ 、 $5.2 \mu\text{m}$ の 5 水準について接着実験を行った。Si ウェハの被接着面（裏面）は、酸エッチ面（硝酸を主成分とするエッチ液によりエッチした表面あらさ $0.2 \mu\text{mR}_{\text{max}}$ の面）

（図 6.4(a)）とアルカリエッチ面（KOH を主成分とするエッチ液によりエッチした表面あらさ $1.5 \mu\text{mR}_{\text{max}}$ の面）（図 6.4(b)）であり、反対面は高平面度の鏡面である。一方、接着基板の表面は、ラッピングによって図 6.4(c)~(e) に示す表面あらさ等に加工した。

接着層厚さは、Si ウェハに接着剤を塗布、乾燥後の質量と、塗布前の質量との差を求め、接着剤の比重を 1 として算出した。接着精度は、Si ウェハ接着時の干渉縞から、ウェハ径当たりの平面度として求めた。

表 6.2 接着実験における接着面あらさの組み合わせ

表面仕上げ方法	ウェハ面あらさ $R_w (\mu\text{mR}_{\text{max}})$	接着基板面あらさ $R_p (\mu\text{mR}_{\text{max}})$	接着面あらさ $R_t = R_w + R_p (\mu\text{mR}_{\text{max}})$
酸 エ ッ チ	0.2	0.3	0.5
		2.0	2.2
		3.3	3.5
		4.5	4.7
アルカリエッチ	1.5	2.0	3.5
		3.7	5.2

2.2.2 接着結果

図 6.5 に接着面の表面あらさ $1.5 \mu\text{mR}_{\text{max}}$ の 3 インチ Si ウェハ 5 枚を、表面あらさ $2 \mu\text{mR}_{\text{max}}$ のセラミック製接着基板に接着した結果を示す。第 5 章で述べた自動平面形状測定機を用いて測定した Si ウェハの吸着平面度 $0.3 \sim 0.6 \mu\text{m}$ と、接着後の干渉縞から平面度を求めた結果はよ

く一致する。すなわち、接着層厚さは均一であるといえる。さらに、干渉縞形状より、ほとんど塵埃のない接着が実現されていることがわかる。

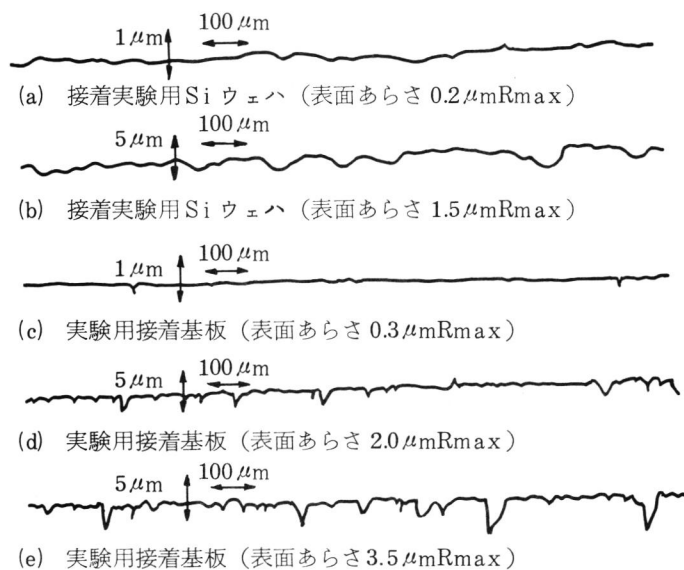
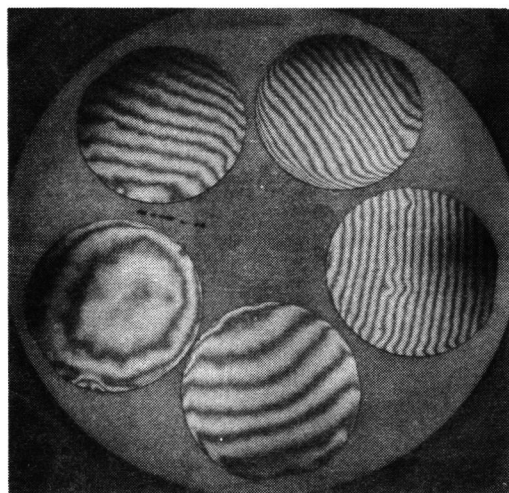


図 6.4 接着実験に用いた Si ウェハと接着基板の表面あらさ



接着基板：表面あらさ $2.0 \mu\text{mRmax}$ ($\phi 228.6 \text{ mm}$ セラミックス製)
 接着 Si ウェハ：裏面あらさ $1.5 \mu\text{mRmax}$ ($\phi 76 \text{ mm}$)
 接着層厚さ： $0.8 \mu\text{m}$

図 6.5 Si ウェハ接着時の平面度

つぎに本装置を用いて、3、4、5インチ Si ウェハ（厚さそれぞれ $380\ \mu\text{m}$ 、 $485\ \mu\text{m}$ 、 $600\ \mu\text{m}$ ）を、クラス1000以下の無塵室において多数枚接着し、90%以上の歩留りで、接着層中に塵埃のない平面度 $1\ \mu\text{m}$ 以下の高精度接着を達成できることを実証した。

図6.6に接着面あらさ、接着層厚さと接着精度の関係を示す。接着層厚さが接着面あらさより小さい時に均一接着となり、大きい時は接着精度は急激に劣化する。接着面あらさ、すなわち、Si ウェハの表面あらさと接着基板の表面あらさの和が、 $2.2\ \mu\text{m}$ 以上の場合、接着精度 $1\ \mu\text{m}$ 以下が得られる接着層厚さ領域は広く、均一接着を容易に実現できる。

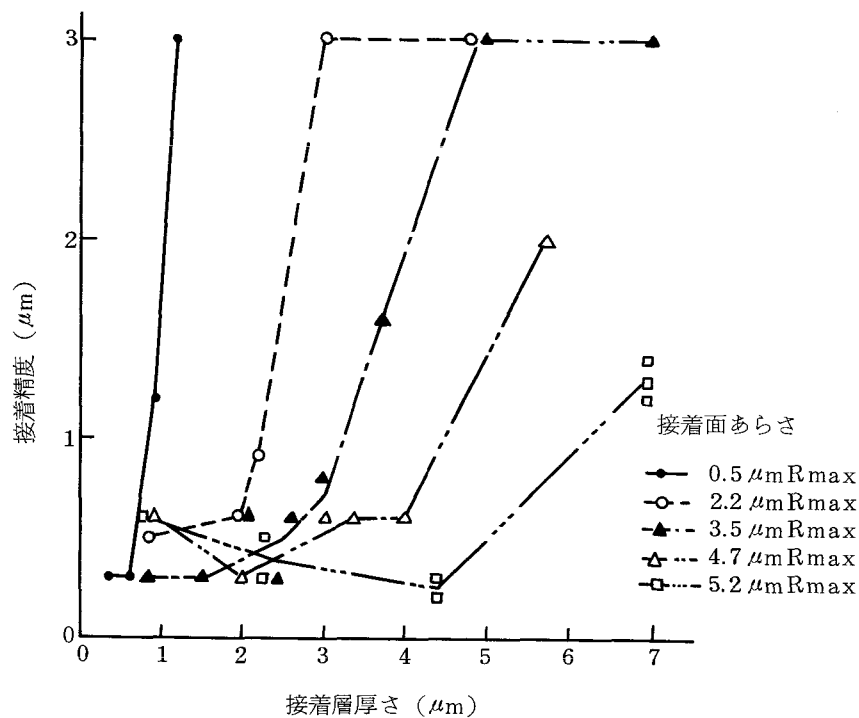


図 6.6 接着面あらさ、接着層厚さと接着精度の関係

2.3 本節の要約

Si ウェハの高精度加工の一環として、接着層厚さの均一な、且つ、塵埃のない高精度接着を実現するために3~5インチ Si ウェハに適用可能な枚葉処理の自動接着装置を開発し、接着実験により、以下の結果を得た。

- (1) 本接着装置により、3~5インチ Si ウェハを90%以上の歩留りで $1\ \mu\text{m}$ 以下の平面度に接着できる。

- (2) 接着層厚さが、接着基板の表面あらさとSiウェハの表面あらさの和よりも小さい時は、均一接着層となり、それらが大きい時、接着精度は大きく劣化する。
- (3) Siウェハの表面あらさと接着基板の表面あらさの和が $2\mu\text{m}$ 以上あれば、均一接着層が容易に得られる。

3. ポリシャ特性

ポリシャの特性は、第3章で理論的に明らかにしたように加工能率や加工精度に大きく影響し、高精度加工を実現するためには、この特性を明らかにすることが重要である。

Siウエハのメカノケミカルポリシングに広く用いられているポリウレタン製人工皮革ポリシャ（商品名：ポリテックスシュープリーム）については、その素材であるポリウレタンに関して研究されているが⁶⁰⁸⁾、ポリシャとしての特性の研究例は少なく、最近になって、ようやくポリシャ表層の動的粘弾性挙動が明らかにされた⁶⁰⁹⁾。

本節では、Siウエハのポリシングによる表面形状生成過程をシミュレートするさいに必要なポリウレタン製人工皮革ポリシャの変形特性、および加工時間経過に伴うポリシャの変形特性の変化について明らかにする⁶¹⁰⁾。

3.1 測定方法

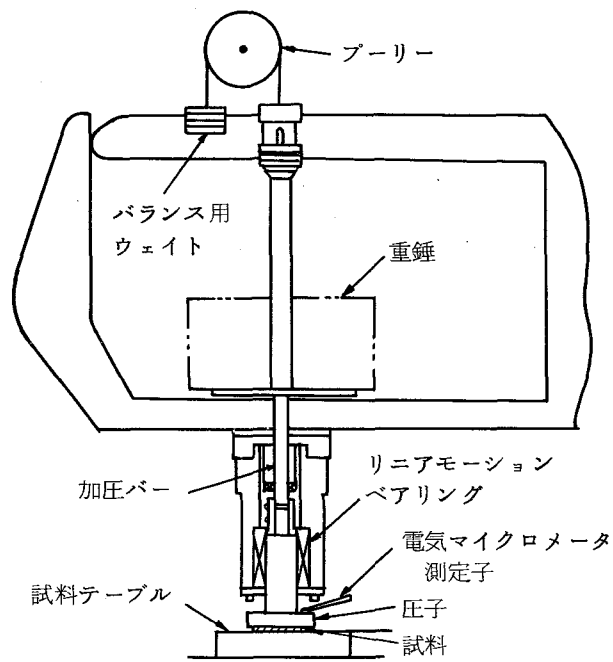
ポリシャの変形特性を求めるために、低荷重域については、図6.7(a)に示すマイクロビッカース硬度計^{*}を改造した装置を、高荷重域については、(b)図に示すコンプレッションゲージを利用した装置を用いた。いずれの場合も、変形量の測定は、電気マイクロメータにより行った。

零荷重点の調整は、低荷重域用測定装置では、電気マイクロメータ測定子の測定圧（25 gf）および加圧バーと圧子の重量を加えた荷重に等しいバランスウェイトを、プーリを介して釣り合わせることで行なった。高荷重域用測定装置では、荷重（1 kgf 以上）に対し、電気マイクロメータ測定子の測定圧は無視できるので、コンプレッションゲージの目盛が0になるように、保持板を上下方向に動かすことにより行なった。

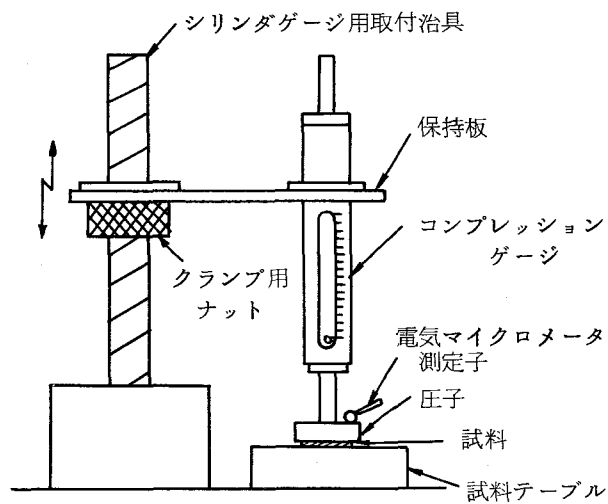
荷重は、低荷重域用測定装置では重錘で、高荷重域用測定装置ではコンプレッションゲージのばね圧で与えた。

試料は、メカノケミカルポリシングに用いるポリウレタン製人工皮革ポリシャを□10 mm（厚さ約1 mm）の大きさに裁断して用いた。なお、試料の面積は、裁断後、投影機により正確に測定した。

* 明石製作所製



(a) 低荷重域測定装置



(b) 高荷重域測定装置

図 6.7 ポリシャ変形特性測定装置

3.2 測定結果

3.2.1 変形特性

図 6.8 にポリシャに一定荷重 (1kgf 以下) をかけたさいの圧縮量, 除荷後の回復量の時間的变化を示す。いずれの荷重についても, ポリシャは負荷時に大きく弾性変形し, その後はクリープ変形して, 数 10 分後に, 圧縮量が飽和状態に達する粘弾性特性を示す。また, ポリシャは, 除荷時に大きく弾性回復し, その後, 時間とともに徐々に回復するが, 負荷時の状態には戻らず, 永久変形が残存する。

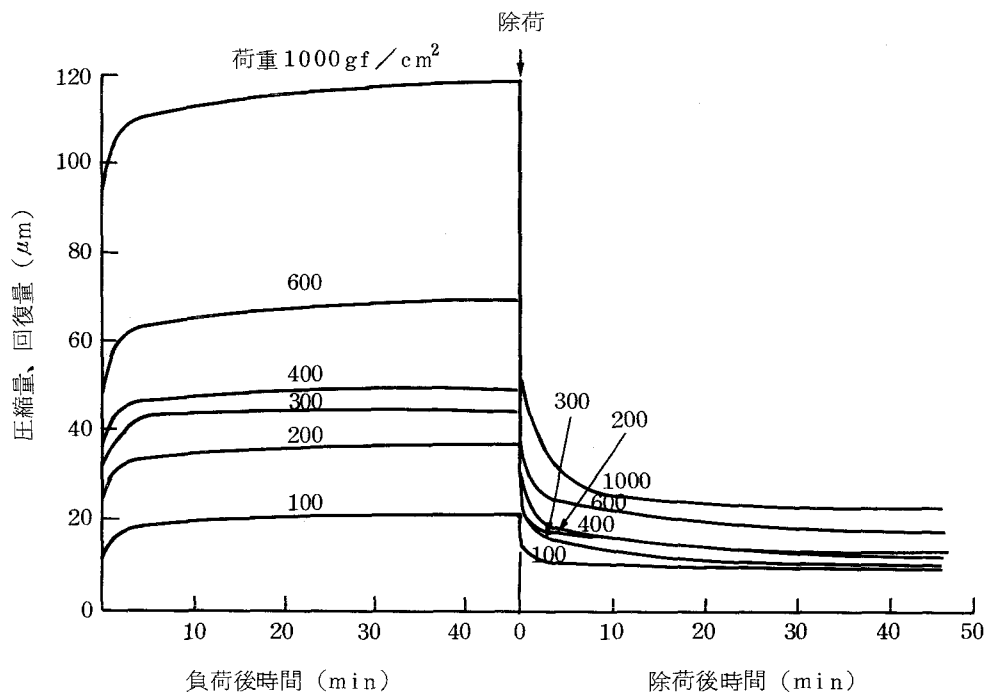


図 6.8 低荷重域における圧縮量, 回復量の時間的变化

図 6.9 に低荷重域における圧力-変形量特性を示す。ポリシャは粘弾性特性を示すため, 負荷直後 (0 min 後) と 40 min 経過後の圧縮量, 40 min 圧縮し, 除荷直後と 40 min 経過後の回復量, および永久変形量について示した。負荷直後の圧縮量 (弾性変形量) は, 圧力が 200 gf/cm² まではほぼ直線的に増加するが, その後曲線の勾配は急激に小さくなる。これは, ポリシャが, 直径約 50 μm, 深さ 200 μm のハチの巣状の気孔をもつポリウレタン層と, その下地になるポリウレタンを含浸した繊維層の上下 2 層からなる⁶¹¹⁾ ことに起因する。すなわち, 圧力 200 gf/cm² までは上層の気孔がつぶされるので曲線の勾配は大きく, それ以後, 勾配は小

さくなる。永久変形量は圧力に無関係に約 $10\ \mu\text{m}$ の一定値をとる。

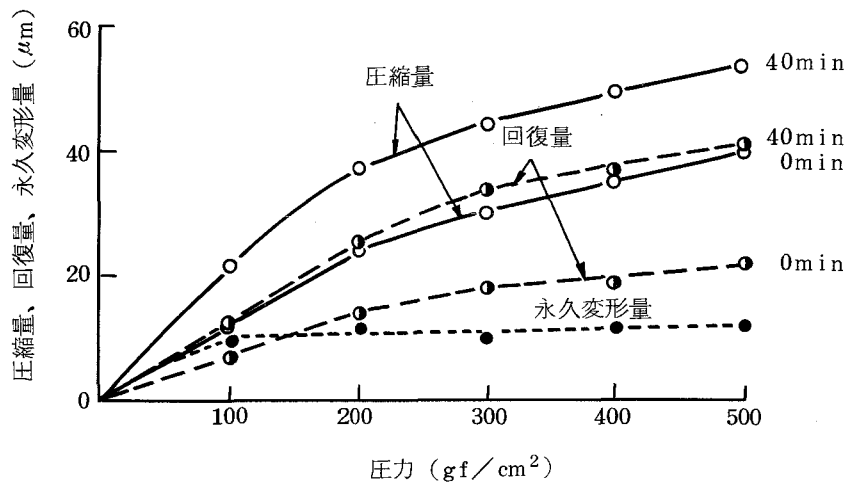


図 6.9 低荷重域におけるポリシャの圧力-変形量特性

Si ウェハの表面形状生成過程のシミュレーションでは、ポリシャを弾性体として扱うので、 $200\ \text{gf}/\text{cm}^2$ までの負荷直後の圧縮量の勾配から、第 3 章、2.4.1 節で定義した相対弾性定数 $0.0083\ \text{kgf}\cdot\text{cm}^2/\mu\text{m}$ を求めた。図 6.10 に高荷重域 (荷重 $1\ \text{kgf}$ 以上) における負荷 5 分後の圧

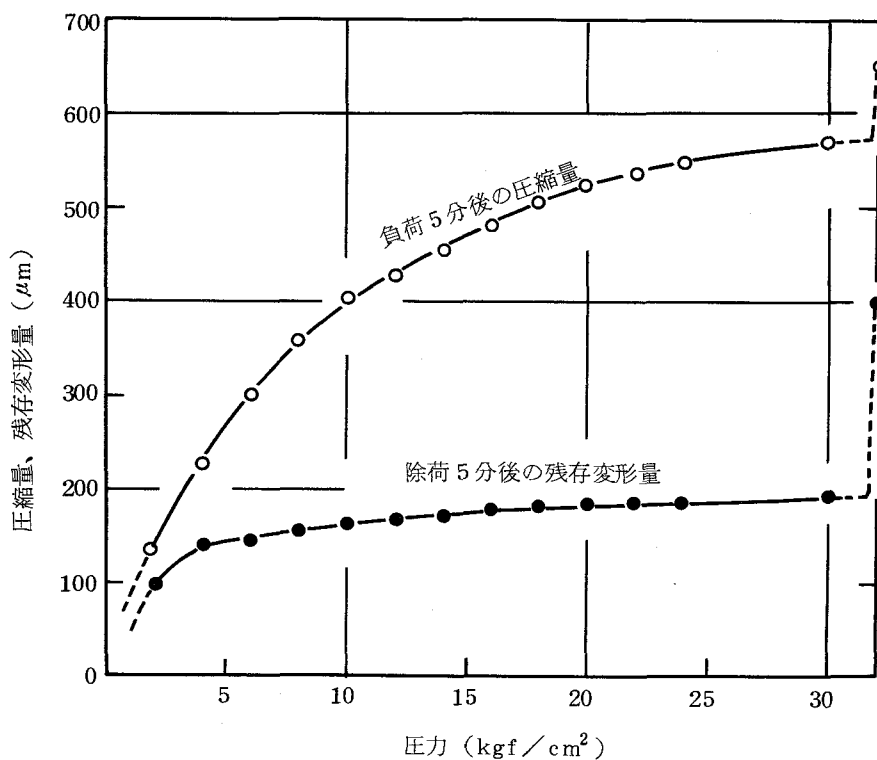


図 6.10 高荷重域におけるポリシャの変形特性

縮量，および除荷 5 分後の残存変形量を示す。負荷 5 分後の圧縮量は，荷重の増加とともに大きくなるが，その増加量は徐々に減少し，飽和する。除荷 5 分後の残存変形量は， $4\text{kgf}/\text{cm}^2$ までは急増するが，それ以後ほとんど変化しない。破壊は荷重 $32\text{kgf}/\text{cm}^2$ で生じ，そのさいの負荷 5 分後の圧縮量，除荷 5 分後の残存変形量は，それぞれ 650 ， $400\mu\text{m}$ と大きく，とくに除荷 5 分後の残存変形量は，荷重 $30\text{kgf}/\text{cm}^2$ の場合の 2 倍以上となる。

3.2.2 ポリシングによる変形特性の変化

ポリウレタン製人工皮革ポリシャは，前述したように上層部に気孔をもつため，加工時間の経過に伴って，気孔への砥粒の固着による目づまりや，粘性変形による気孔のつぶれ等によって，その特性が変化することが考えられる。そこで，使用時間の異なるポリシャについて，変形特性を測定した。

図 6.11 に，4.1 節（図 6.13）で詳述する実験装置を用い，表 6.3 に示す条件で，8 時間，18 時間ポリシした直後のポリシャ，8 時間ポリシし，12 時間放置したポリシャ，ならびに，新ポリシャの変形特性を示す。圧力は，コイルばねにより与え，圧縮量は，試料皿に接触させた電気マイクロメータにより測定した。なお，新ポリシャについては，加工中と同条件とするために加工液で浸して測定した。

表 6.3 加工条件

加工機	修正リング形ポリシ機
試料	3 インチ Si ウェハ
回転速度 (rpm)	70
圧力 (gf/cm^2)	100
加工液	コロイダルシリカ (商品名：スノーテック 30)
ポリシャ	ポリウレタン製人工皮革ポリシャ (商品名：ポリテックスシュープリム)
支持位置高さ (mm)	17

いずれの場合も，圧力に比例して圧縮量は増加するが，その量は使用時間の長いものほど小さく，18 時間使用したポリシャの圧縮量は，新ポリシャの 5～6 割に減少する。8 時間使用した後，12 時間放置して再測定した場合，圧縮量は若干増大し，変形特性の回復が見られる。

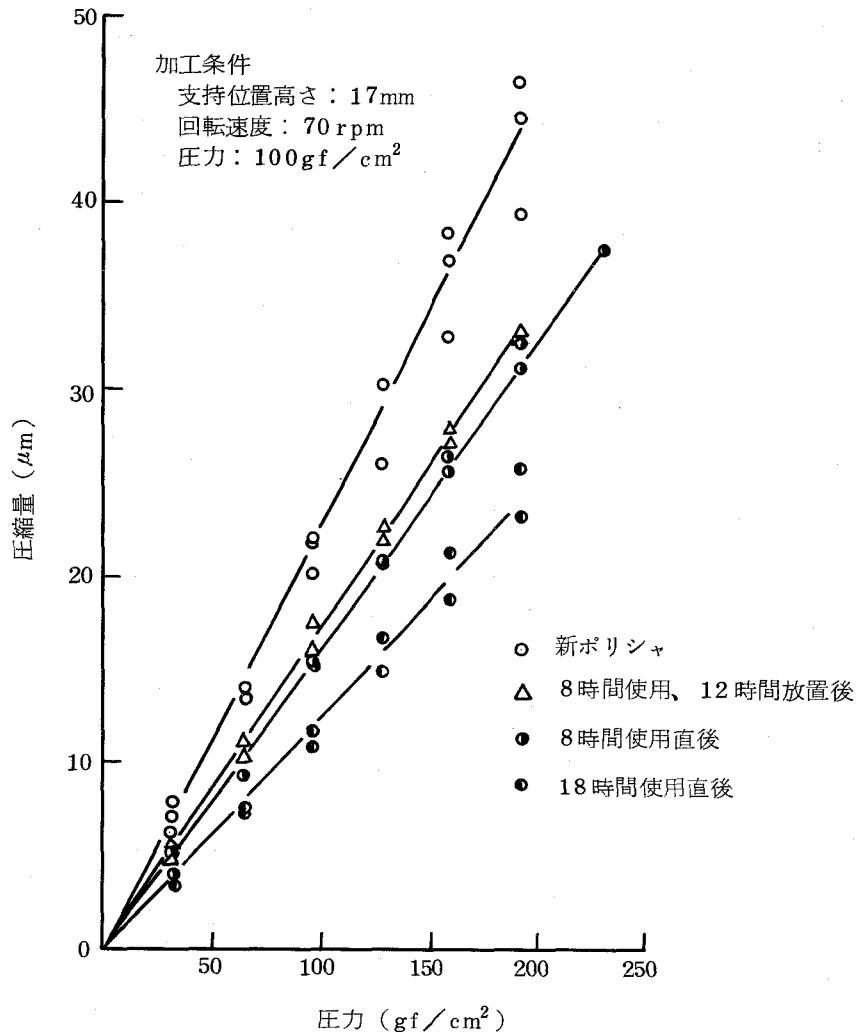


図 6.11 加工時間経過に伴うポリシャの変形特性の変化

3.3 本節の要約

Si ウェハのポリシングに広く用いられているポリウレタン製人工皮革ポリシャについて、変形特性、およびポリシングによる変形特性の変化について測定し、以下の結果を得た。

- (1) ポリシャは粘弾性特性を示し、除荷後も永久変形が残存する。
- (2) ポリシャの弾性変形量（負荷直後の圧縮量）は、圧力に対して直線的に増加するが、圧力が 200gf/cm² を越えるとその勾配は急激に小さくなる。この弾性特性はポリシャが上下 2 層からなることに起因する。直線部分の勾配から相対弾性定数を求めると 0.0083kgf・cm²/

μmとなる。

- (3) ポリシャの圧力 $100 \sim 500 \text{gf/cm}^2$ における永久変形量は、圧力にかかわらず $10 \mu\text{m}$ の一定値をとる。
- (4) ポリシャは、荷重 32kgf/cm^2 で破壊する。
- (5) ポリシャの変形特性は、使用時間によって変化し、18時間使用後のポリシャの圧縮量は新ポリシャの5～6割に減少する。

4. Si ウェハポリシング

本節では、次節の Si ウェハの表面形状生成過程シミュレーションで必要となる比ポリシ量・圧力比を求めるための加工能率，およびポリシ抵抗，ならびにポリシ抵抗によって生じる試料の傾斜量を測定するとともに，使用時間によるポリシャ変形特性の変化に伴うこれら諸量への影響について明らかにする。

4.1 実験方法

加工能率測定用試料は，表面が（100）面である単結晶 Si ウェハ（厚さ 2mm）を□10mm に切断して作製し，直径 76mm の試料皿の周辺 9 個所に接着した。ポリシ量は，□10mm 試料の中央部に研削，ポリシ仕上げした幅 2mm，深さ 0.1mm の溝と加工面との段差測定から得た。また，ポリシ量は，加工中の 3 インチ Si ウェハの厚さ測定結果から求めた。

図 6.12 に加工能率測定に使用した修正リング形ポリシ機を，表 6.4 に加工条件を示す。圧力は重錘により与え，回転は自由回転方式とした。

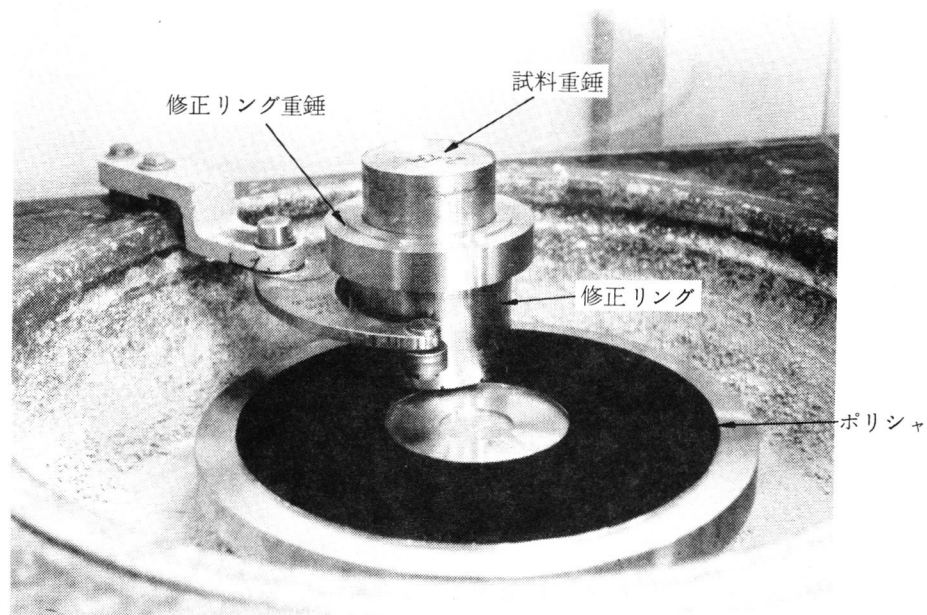


図 6.12 修正リング形ポリシ機

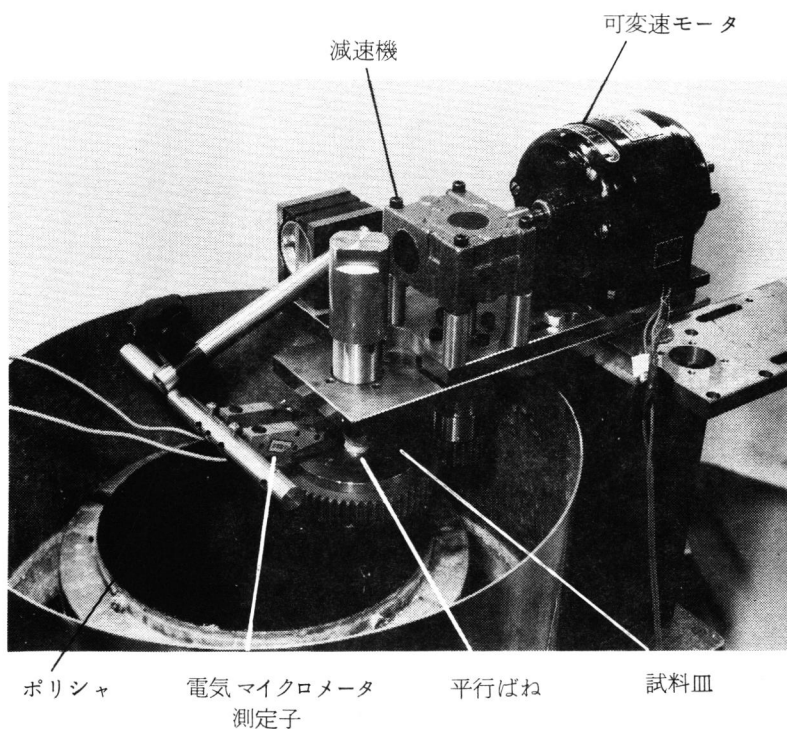


図 6.14 実験装置外観

表 6.5 ポリシ抵抗，傾斜量測定時の加工条件

試料	Si 単結晶 (100) ($\phi 76\text{mm} \times t 2\text{mm}$)	
回転速度 (rpm)	70	
圧力 (gf/cm^2)	50 ~ 200	
加工液	コロイダルシリカ (商品名：スノーテックス 30)	
加工液供給速度 (cc/min)	0.5 ~ 1	
ポリシャ	ポリウレタン製人工皮革ポリシャ (商品名：ポリテックスシュープリーム)	

し，加圧はリニアモーションベアリングで保持した支持軸端をコイルばねで押すことにより与えた。加工中，試料皿はポリシ抵抗によって進行方向に傾斜する。この傾斜量を図 6.13 に示す試料皿上の 2 点に接触させた 2 個の電気マイクロメータ測定子により測定した。試料皿支持点は，球面軸受の中心であり，この点から試料表面までの距離を支持位置高さとして定義する。

4.2 実験結果

4.2.1 加工能率

図 6.15 に加工能率と圧力の関係を示す。圧力が 100 gf/cm^2 近くまでは加工能率はほぼ直線的に増加し、圧力 100 gf/cm^2 における加工能率は約 $3 \mu\text{m/h}$ となるが、その後、勾配は漸減する。この直線部分の加工能率の勾配を単位時間当たりの走行距離で除して、次節のシミュレーションで用いる Si ウェハの比ポリシ量・圧力比 $16.9 \mu\text{m} \cdot \text{km}^{-1} / (\text{kgf} \cdot \text{cm}^{-2})$ を求めた。

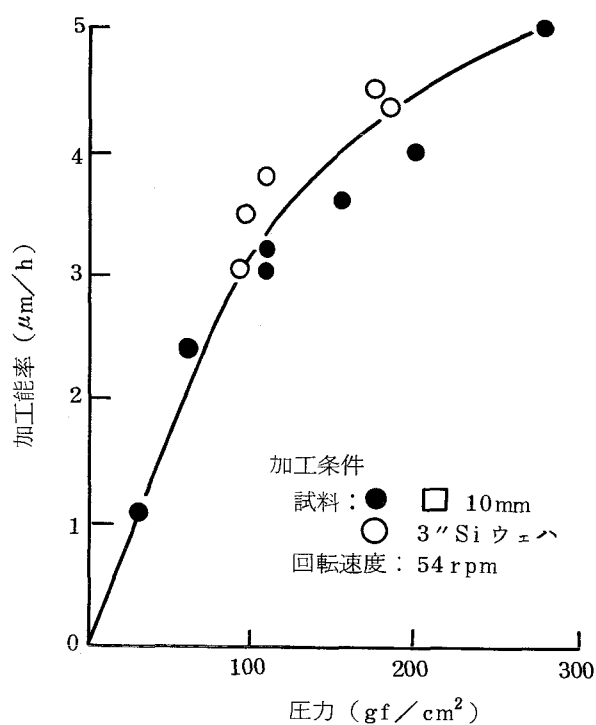


図 6.15 ポリシングにおける加工能率と圧力の関係

4.2.2 ポリシ抵抗

図 6.16 にポリシ抵抗と圧力の関係を示す。支持位置高さ 17 mm の場合は、 18 時間使用後のポリシヤを、支持位置高さ 36.7 mm の場合は、新ポリシヤを用いた。ポリシ抵抗は、圧力 50 gf/cm^2 の場合を除いてほぼ圧力に比例して増加し、圧力 100 gf/cm^2 で $2 \sim 3 \text{ kgf}$ となる。加圧力に対するポリシ抵抗の比は、圧力 50 gf/cm^2 の場合を除いてほぼ一定であり、 $0.5 \sim 0.6$ の値をとる。圧力 50 gf/cm^2 の場合、ポリシ抵抗は比例点より大きく上にずれ、さらに、ポリシ抵抗/加圧力は、ほかの場合と比較し大きい。この原因は、ポリシ抵抗によって試料皿が傾

斜し、圧力が小さいため傾斜を復元するモーメントより、後述するスクイジング力によるモーメントが大きくなり、試料の進行方向のエッジがポリシャ中に深く入り、後方側の加工面の一部が非接触状態となって、エッジと試料皿支持点間で試料皿が固定される自己しぼり傾向となったためと思われる。

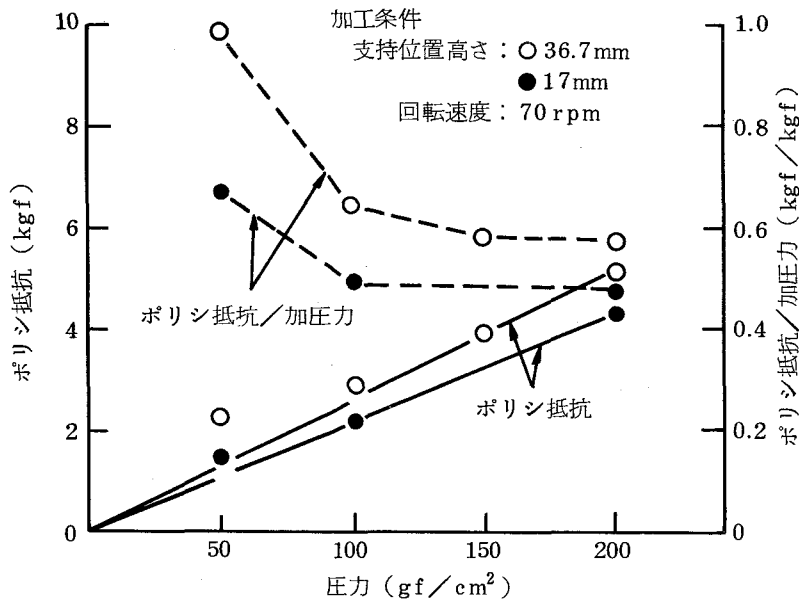


図 6.16 ポリシ抵抗と圧力の関係

4.2.3 傾斜量

図 6.17 に傾斜量と圧力の関係を示す。ポリシャはポリシ抵抗測定のものを用いた。支持位置高さが 17mm と低い場合は、圧力 50gf/cm² の場合を除いて、ほぼ圧力に比例して傾斜量は増大し、圧力 200gf/cm² で約 17 μm となるが、支持位置高さが 36.7mm と高く、圧力が小さい場合は、大きく比例関係からずれ、28 μm 以上の大きな値をとる。破線は、各々のポリシャ使用時間における圧力とポリシャ圧縮量の関係を示す。傾斜量がこの破線より大きい場合、試料の片端が浮いた状態、すなわち、ポリシャと試料が不完全密着状態になる。支持位置高さ 17mm、圧力 50gf/cm² の場合、および支持位置高さ 36.7mm、圧力 50、100gf/cm² の場合は、この図から明らかなように不完全密着状態であり、前述の説明を裏づける。

4.2.4 ポリシャの変形特性変化によるポリシ抵抗、傾斜量への影響

ポリシ抵抗、傾斜量は、ポリシャの変形特性と密接な関係にあり、ポリシャの使用時間に依

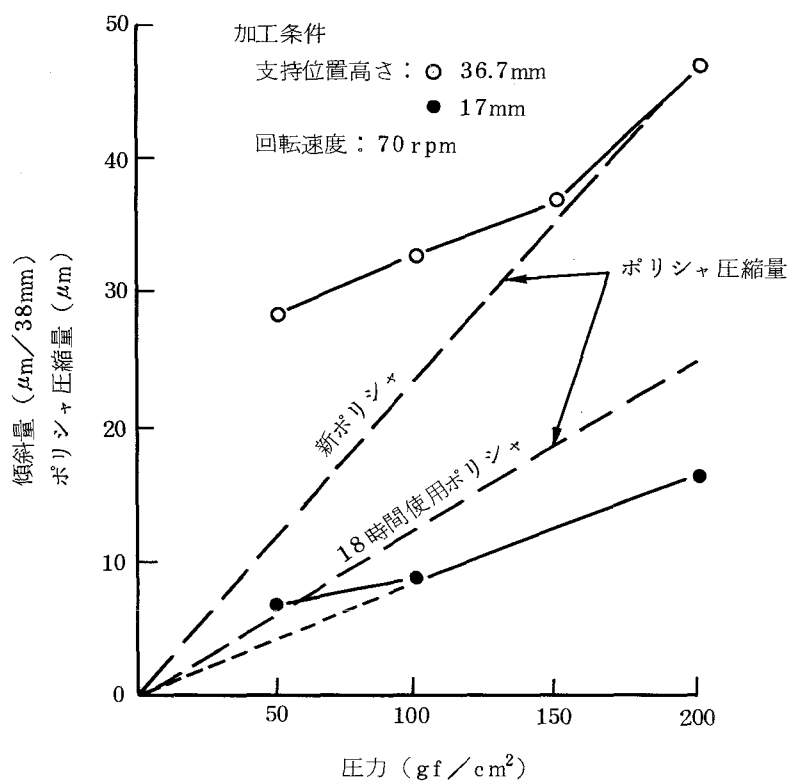


図 6.17 傾斜量と圧力の関係

存してポリシヤ変形特性が変化すると、大きな影響を受ける。

図 6.18 に新ポリシヤを用いて 3 インチ Si ウェハを、表 6.3 に示した条件でポリシヤしたさいの、ポリシヤ抵抗、傾斜量の時間的变化を示す。なお、図 6.11 から圧力 $100\text{gf}/\text{cm}^2$ におけるポリシヤの圧縮量の時間的变化を求めた結果を合わせて示す。いずれの場合もポリシヤ使用時間とともに減少し、ポリシヤ使用時間が 20 時間以上になると飽和する傾向を示す。このようなポリシヤの変形特性は、使用初期に大きく変化するため、以下の実験データは、20 時間以上使用したポリシヤを用いて求めた。

4.3 本節の要約

Si ウェハをポリウレタン製人工皮革ポリシヤを用いてポリシヤしたさいの加工能率、ポリシヤ抵抗、試料傾斜量について明らかにし、それらが、ポリシヤの変形特性の変化と密接な関係にあることを示した。以下、おもな結果を要約する。

- (1) 加工能率は、圧力 $100\text{gf}/\text{cm}^2$ 近くまでは圧力に比例して増加するが、その後、勾配は漸減する。直線部の勾配から Si ウェハの比ポリシヤ量・圧力比を求めると $16.9\ \mu\text{m}\cdot\text{km}^{-1}/(\text{kgf}\cdot\text{cm}^{-2})$

となる。

- (2) ポリシ抵抗は、圧力 $100\text{gf}/\text{cm}^2$ 以上ではほぼ圧力に比例して増加するが、加圧力に対するポリシ抵抗の比はほぼ一定値 $0.5 \sim 0.6$ をとる。
- (3) 傾斜量は、支持位置高さの影響を大きく受け、圧力が $100\text{gf}/\text{cm}^2$ 以上では、ほぼ圧力に比例して増大する。
- (4) ポリシ抵抗、傾斜量は、ポリシャ使用時間の増加に伴い減少し、20時間を越えるとほぼ飽和するが、この傾向はポリシャ変形特性の時間的変化に一致する。

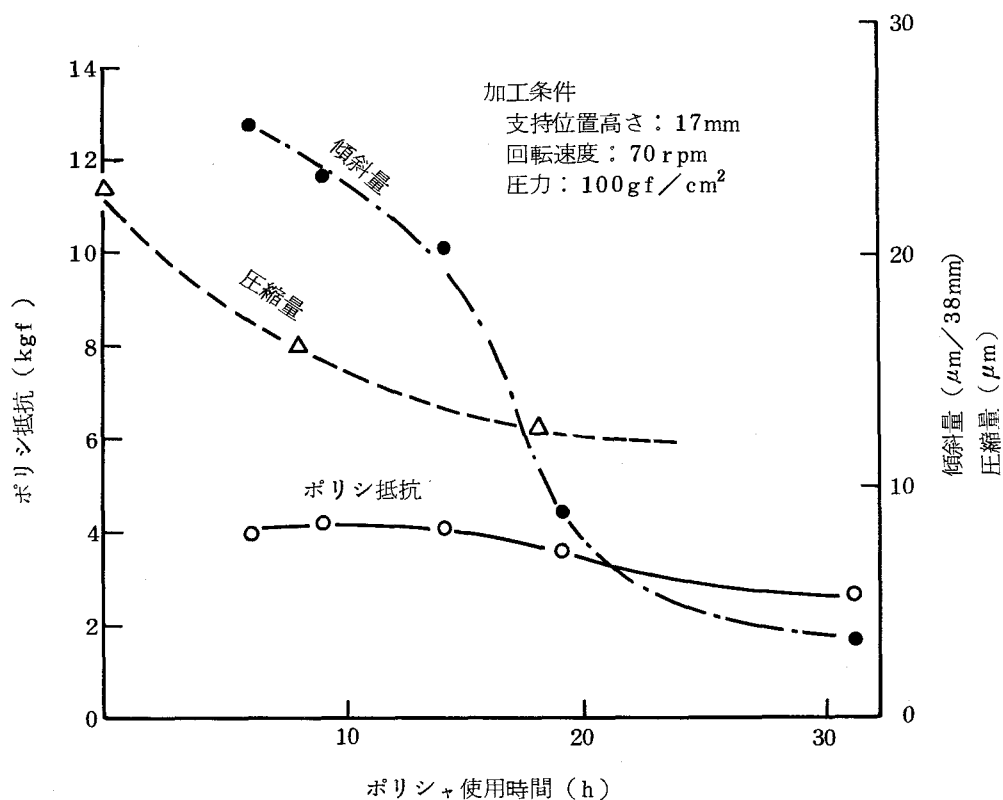


図 6.18 ポリシャ抵抗，傾斜量，圧縮量の時間的変化

5. Si ウェハの表面形状生成過程

加工時間の経過に伴う Si ウェハの平面度劣化の原因を明らかにするために、本節では、平面ポリシャによる表面形状生成過程，すなわち，平面度の時間的変化をシミュレートし，比較のため，円錐，すり鉢状ポリシャによる表面形状生成過程についても計算を行う。また，同条件で実験を行い，シミュレーション結果と対比し，それらの間の差の原因について追求する。

5.1 平面度の時間的変化

図 6.19 (a)に，平面ポリシャ，それぞれ $9'4''$ ， $10'43''$ の傾斜をもつ円錐，すり鉢状ポリシャを用いて，Si ウェハをポリシしたさいの平面度の時間的変化をシミュレートした結果を，表 6.6 に計算条件を示す。後述する実験と対応させるため，試料の回転速度は加工中の平均値を使用し，ポリシャの比摩耗量・圧力比は，試料と比較し無視できるので 0 とした。

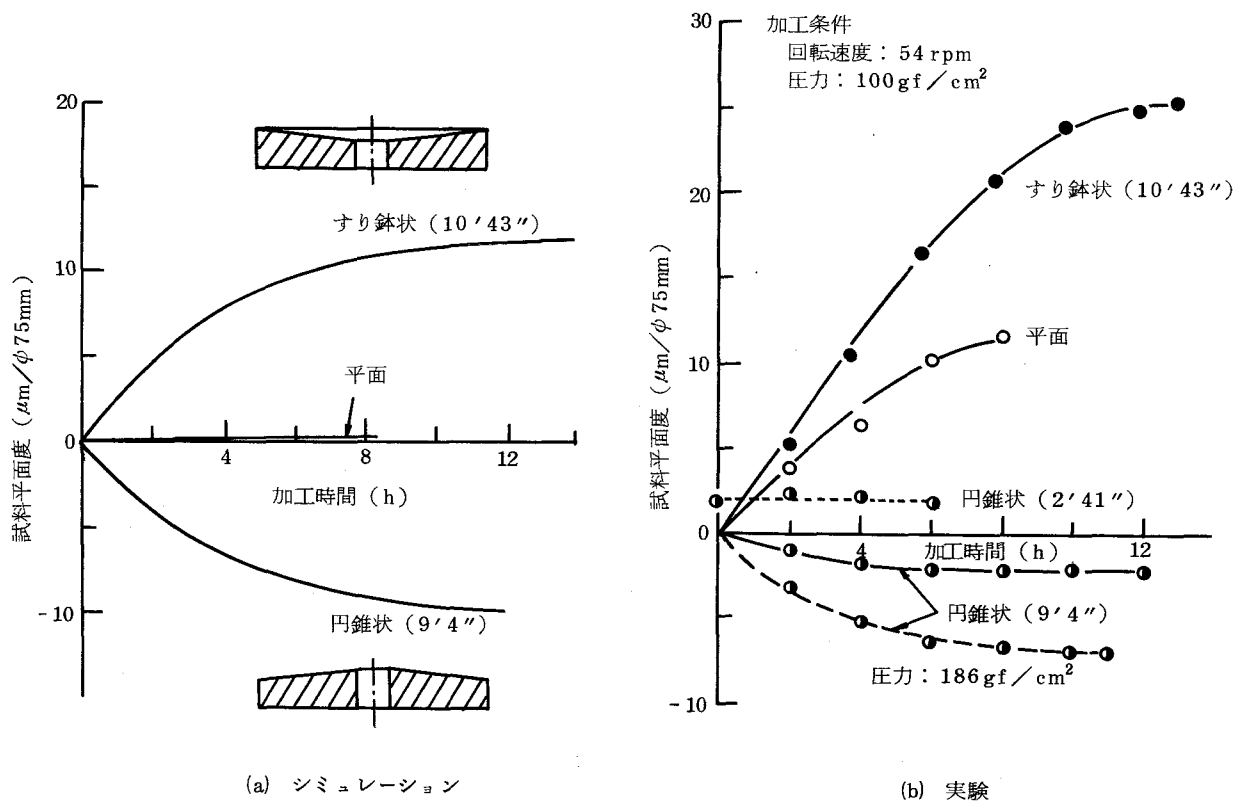


図 6.19 試料平面度の時間的変化

表 6.6 計算条件

項 目	ポリシャ	試 料	修正リング
半 径 (mm)	127.5	37.5	47.5
回転速度 (rpm)	54	平 面 70* 円 錐 状 85* すり鉢状 60*	左同
圧 力 (gf/cm ²)	—	100	300
相対弾性定数 (kgf·cm ⁻² /μm)	0.0083	—	—
比減耗量・圧力比 (μm·km ⁻¹ /kgf·cm ⁻²)	0	16.9	2

* 平均値を示す

平面ポリシャの場合、ポリシャの平面形状がそのまま試料に転写され、ほとんど平面度は変化しない。ポリシャに対して試料の回転速度が大きいことによる試料外周側のポリシ量増加はほとんど見られない。円錐、すり鉢状ポリシャの場合についても、それぞれ 12h, 14h 後に、約 10 μm/φ75mm の凹形状、12 μm/φ75mm の凸形状になり、円周方向のポリシャ断面形状がそのまま転写される。

図 6.19(b)に実験結果を示す。加工条件は、前述した表 6.3 と同様とした。平面、円錐、すり鉢状ポリシャは、いずれも研削により、真直度 1 μm/80mm 以内に仕上げた定盤上にポリウレタン製人工皮革ポリシャを接着して作製した。試料面は、WA#6000 で平面度 1 μm 以下にラップ仕上げした。なお、平面度は容量形電気マイクロメータにより測定した。

平面ポリシャを用いた場合、8h 後に約 12 μm/φ75mm の凸形状に劣化し、シミュレーション結果とは異なり、ポリシャの平面形状は転写されない。

円錐状ポリシャを用いた場合、6h 後に 2 μm/φ75mm の凹形状となり、平面度はそれ以後変化しない。これと比較し、圧力が約 2 倍の 186 gf/cm² の場合、6h 後に約 6 μm/φ75mm の凹形状となり、平面度は 3 倍に増大する。一般に、非摩擦で、圧力と変形量が比例する弾性ポリシャを用いた場合、圧力分布の平均圧力からのずれは、ポリシャ形状と試料加工面形状に応じて生じるすきまの大小によってポリシャの圧縮変形量が増減するために生じ、圧力の大小は平均圧力を増減させるだけで、圧力分布には影響を与えない。したがって、試料の最終加工面形状、すなわち、加工時間を無限大にしたさいの加工面形状は、ポリシャ形状によって決定され、圧力増大に伴って平面度が劣化する現象は生じない。実際には、図 6.8 に示したように圧

力と変形量は、圧力 $200\text{gf}/\text{cm}^2$ 以下では比例するが、圧力が $200\text{gf}/\text{cm}^2$ 、すなわち、変形量が $24\ \mu\text{m}$ 以上の場合、比例関係からずれ、変形量に対する圧力増分は約 2 倍になる。したがって、変形量が $24\ \mu\text{m}$ を越える部分のポリシ量は急激に大きくなる。圧力が $100\text{gf}/\text{cm}^2$ の場合、円錐状ポリシャの最大変形量を理論計算すると、約 $23\ \mu\text{m}$ となり、圧力と変形量の比例範囲内に入るが、圧力が $186\text{gf}/\text{cm}^2$ の場合、約 $34\ \mu\text{m}$ と比例範囲外になるため、すきまが小さく変形量の大きい中央部ほどポリシ量が大きくなり、平面度が劣化したものと考察できる。

すり鉢状ポリシャを用いた場合、平面度は大きく変化し、10 h 後には $25\ \mu\text{m}/\varnothing 75\text{mm}$ の凸形状になり飽和する。

このように円錐、すり鉢状ポリシャの場合、転写される形状はシミュレーション結果と一致するが、平面度の絶対値は大きく異なり、平面度は平面ポリシャの場合と同様に凸側に移行する。

5.2 シミュレーション値と実験値の差の原因

5.2.1 試料の傾斜，章動による影響

図 6.13，6.14 に示した実験装置を用いて、試料の傾斜量，章動量による平面度への影響について検討した。ここで、章動量は加工中における傾斜量の変動量と定義する。試料は、3 インチ Si ウェハ ($\varnothing 76\text{mm}$ ，厚さ 2mm) を用い、平面度 $1\ \mu\text{m}$ 以内に研削仕上げした。

図 6.20 に圧力 100 ， $200\text{gf}/\text{cm}^2$ の場合について、ポリシ抵抗，傾斜量，章動量，試料平面度と支持位置高さの関係を示す。ポリシ抵抗は、支持位置高さの増大に伴い増加し、一定値にはならない。一般に、ポリシ抵抗は試料と加工液により湿潤したポリシャ面間の摩擦力である。しかし、試料エッジがポリシャ中に深く押圧されるような場合には、試料エッジがポリシャをスクイズするため、ポリシ抵抗の 1 成分としてスクイジング力^{*}を考える必要がある。一定の圧力に対する摩擦力は、支持位置高さに関係なく一定である。一方、ポリシ抵抗と支持位置高さを掛け合わせて求められるモーメントは、支持位置高さの増大により増加する。このため試料皿の傾斜は大きくなり、試料エッジが、ポリシャ中により深く入り、スクイジング力が増大する。したがって、摩擦力とスクイジング力からなるポリシ抵抗は、支持位置高さの増大とともに増加する。

* 試料がポリシャ内に沈み、試料エッジがポリシャを押し分けて進行するような場合に、試料エッジ側面に働く抵抗。

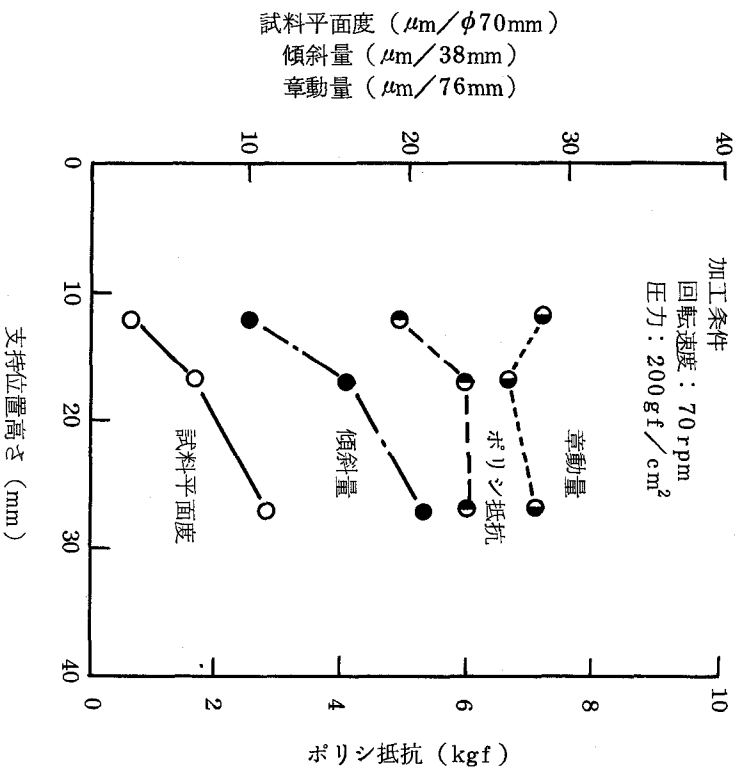
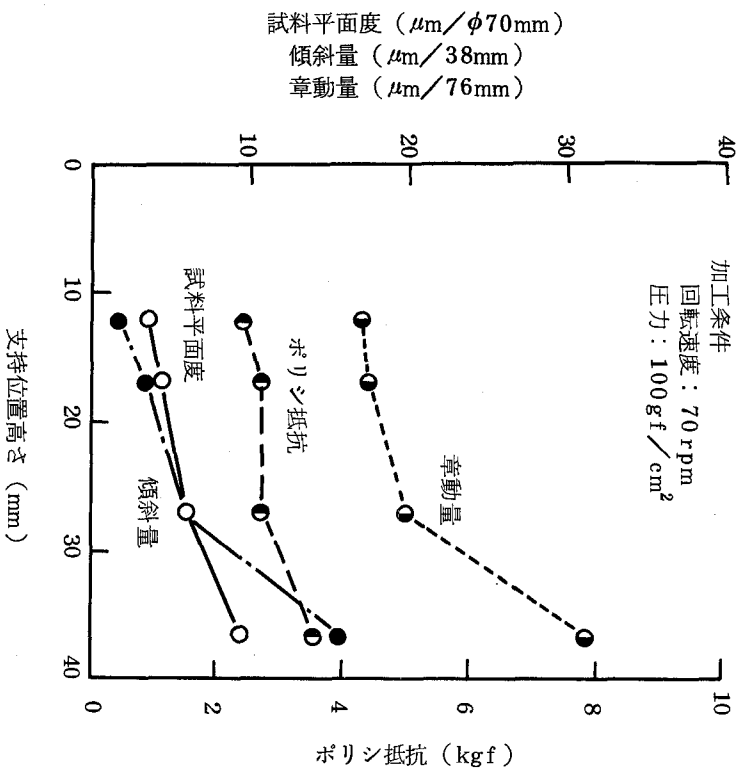


図 6.20 平面度，傾斜量，章動量，ポリシ抵抗と支持位置高さの関係

平面度は支持位置高さの増大に伴い劣化し、傾斜量は増加する。それら相互の劣化、増加傾向はほぼ一致する。章動量は、圧力 100 gf/cm^2 、支持位置高さ 37.6 mm の場合を除いて、支持位置高さに無関係にほぼ一定値をとる。したがって、平面度の劣化は試料皿の傾斜によって生じ、章動には無関係といえる。圧力 100 gf/cm^2 、支持位置高さ 37.6 mm の場合における傾斜量、章動量の急激な増加は、前述した試料皿の高い支持位置によって生じた自己しぼり傾向によるものである。

5.2.2 ポリシャの粘性による影響

図 6.21 に試料エッジによるポリシャへのスクイジング深さを示す。試料が傾いていない場合、側面図(a)に示すように、試料エッジはどの点もポリシャ中に同じ深さまで入る。したがって、ポリシャは、平面図に示すようにポリシャ半径方向に一様なスクイジングを受ける。一方、側面図(b)に示すように試料が傾いている場合、試料エッジ先端は深くポリシャ中に入り、平面図に示す A 点でエッジの沈み込み深さは最大になる。すなわち、ポリシャは弧 A B の円周上でも

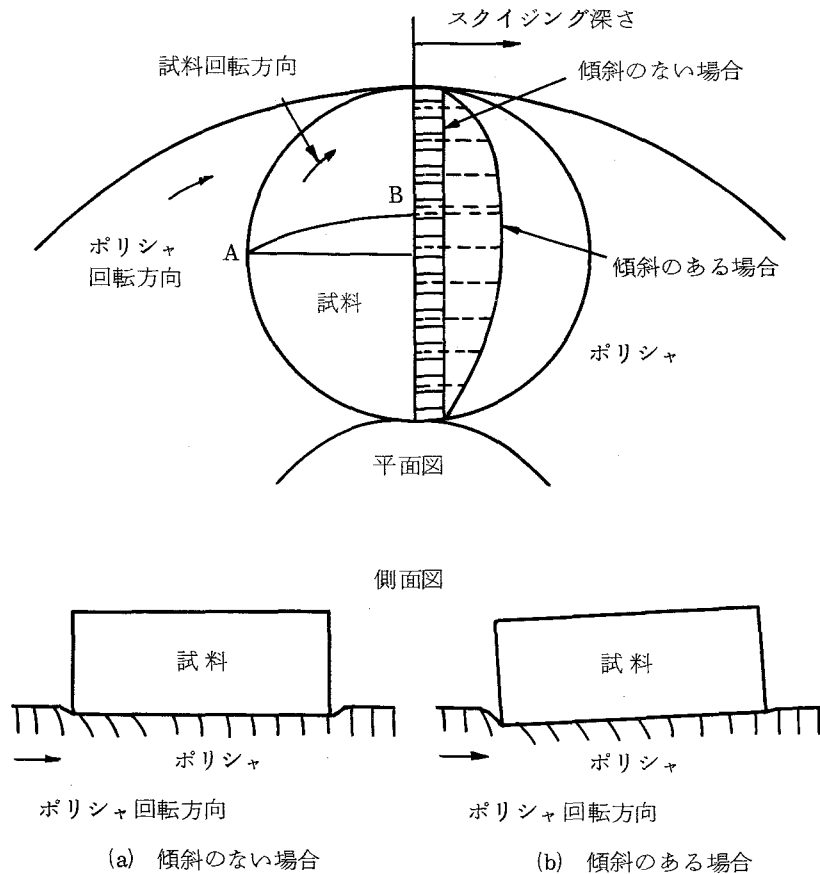


図 6.21 試料エッジによるポリシャへのスクイジング深さ

つとも深くスクイズされ、ポリシャ内外周で傾いていない場合と同じ深さにスクイズされる。試料の傾斜が大きくなればなるほど、ポリシャ中央部のスクイジング深さは増加し、ポリシャの粘弾性変形量は大きくなる。この粘弾性変形量は、弾性変形量と粘性による変形量に分離でき、前者の変形は瞬時に回復するが、後者の変形は回復に時間を要する。このため、試料通過後も粘性による変形は残存し、深くスクイズされたポリシャ中央部では、この残存量が大きいので、図 6.22 に示すようにポリシャ半径方向の断面形状は凹状となる。したがって、試料面の平均圧力分布は、図 6.23 (b) に示すように試料中央部で低く、周辺部で高い非線形分布になると考えられる。これに対し、弾性ポリシャの場合は、変形は残存しないため、図 6.23 (a) に示すように試料全面において一様な応力分布となる。また、ポリシャの中央部は、内外周部と比較し、試料と接触する時間、すなわち、平均走行距離が長く、粘性による変形の回復に必要な時間が短いため、内外周部と比較して、変形量は若干大きいと考えられる。したがって、試料に傾斜がない場合においても、試料面上に図 6.23 (b) に示す傾斜による非線形圧力分布と同様な分布を生ぜしめるが、傾斜が小さい時、平面度の劣化はきわめて小さいことから、その圧力分布の湾曲は傾斜によるものと比較してきわめて小さいといえる。

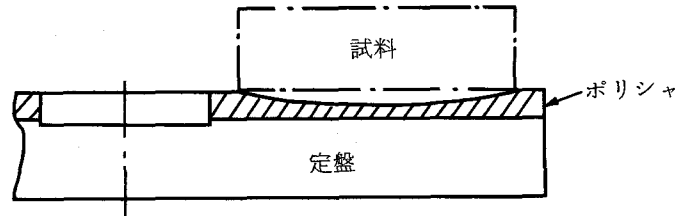
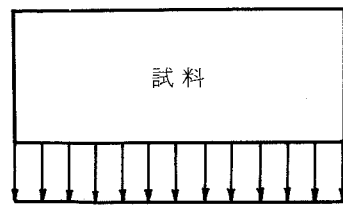


図 6.22 ポリシャの変形状態

以上より、図 6.24 に示すように試料面の圧力分布は、「ポリシャ中央部と内外周部の平均走行距離の差によって生じる非線形分布：A」と「傾斜によるスクイジング深さの差によって生じる非線形分布：B」を加えた「非線形分布：A+B」となり、試料は凸形状にポリシされる。試料の傾斜が大きいほどポリシャ中央部のスクイジング深さが増大し、後者の圧力分布の湾曲が大きくなるため、全体として、試料面の圧力分布は、外周部の圧力が高い非線形圧力分布となり、大きく平面度が劣化する。以上より、シミュレーション値と実験値の差は、ポリシャを弾性と仮定し、その粘性を考慮しなかったことにより生じたものといえる。



線形圧力分布

(a) 弾性ポリシヤ



非線形圧力分布

(b) 粘弾性ポリシヤ

図 6.23 試料面の平均圧力分布

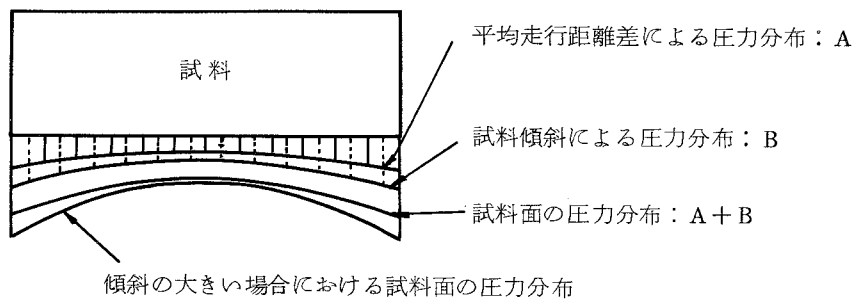


図 6.24 試料面の圧力分布

5.3 本節の要約

平面，円錐，すり鉢状ポリシヤを用いて，Si ウェハをポリシしたさいの表面形状生成過程をシミュレートし，実験結果と比較することによって，加工時間の経過に伴う平面度劣化の原因を明らかにした。以下，その結果を要約する。

- (1) 平面ポリシヤを用いた場合，試料は凸形状に劣化し，シミュレーション結果と異なり，ポリシヤの平面形状は転写されない。円錐，すり鉢状ポリシヤを用いた場合，転写される形状はシミュレーション結果と一致するが，平面度はいずれの場合も凸側に移行する。
- (2) ポリシ抵抗は，試料皿の支持位置高さの増大に伴い増加する。これは，ポリシ抵抗が，試

料とポリシャ間の摩擦力と、試料エッジによるポリシャのスライジング力とからなり、後者の力が支持位置高さの増大に伴う傾斜量の増加によって大きくなることに起因する。

- (3) 試料平面度劣化の主原因は、試料の傾斜によるものであり、章動は無関係である。試料傾斜は、ポリシャ中央部の粘性による変形を増大させ、試料面上の平均圧力分布を、中央部で圧力の低い非線形分布となす。このため中央部のポリシ量が減少し、試料は凸状となる。

6. 平面度の向上

加工時間の経過に伴う試料の凸形状化の原因は、前述したように試料の傾斜を主原因としたポリシャ中央部の粘性による変形の増大とその回復の遅延によって生じることが明らかになった。すなわち、試料の圧力分布が、中央の圧力が低い非線形分布になるためであり、平面度を向上させるためには、逆の分布を発生させる必要がある。このためには、シミュレーション結果から明らかなように、円周方向に凸断面形状をもつ円錐状ポリシャを利用するか、あるいは、半径方向に凸断面形状をもつポリシャを用いればよい。

本節では、円錐状ポリシャと半径方向の形状を修正した2種のポリシャを用いて、平面度向上法について検討した。

6.1 円錐状ポリシャの利用

5.1節の図6.19(b)に点線で示す実験結果は、微小傾斜 $2'41''$ をもつ円錐状ポリシャを用いて、約 $2\mu\text{m}$ の凸形状にラップした試料を回転速度60rpmでメカノケミカルポリシしたさいの平面度の時間的変化である。平面度はほとんど変化せず、6h後においても初期形状が維持される。したがって、平面ポリシャの代わりに微小傾斜した円錐状ポリシャを用いれば、試料を高精度平面にポリシすることが可能である。

以上より、平面度向上は、試料皿支持点を低くして傾斜を小さくするとともに、試料中央の圧力が高い非線形圧力分布を生じさせる微小傾斜をもつ円錐状ポリシャを用いることによって達成できる。

6.2 形状修正ポリシャの利用

定盤径300mmの小型ポリシ機を用いて、多数枚同時加工を行うために、直径240mm、厚さ30mmの接着基板に中心対称に5枚の3インチSiウェハを接着し、表6.7の条件で研削後、定盤中心から20mmだけ偏心させて、表6.8の条件でポリシした。圧力は、加工時間7時間まで $82\text{gf}/\text{cm}^2$ 、それ以後は $133\text{gf}/\text{cm}^2$ とした。

11時間ポリシした後の干渉縞の模式図を図6.25に示す。全Siウェハとも、接着基板に対して内外周部約20mm幅の干渉縞が密となり、Siウェハ中央部は約3本の干渉縞となる。ま

た、Si ウェハ中央部が高く、内外周部が低い形状を示す。この原因は以下のように考察できる。

表 6.7 研削条件

砥石	D1500-50-B レジノイド・ダイヤモンド砥石
周速 (m/min)	1400
送り速度 (mm/min)	200
切り込み (μm)	10

表 6.8 加工条件

加工時間 (h)		0 ~ 7	7 ~ 11
回転速度 (rpm)	定盤	60	60
	接着基板	95	65
圧力 (gf/cm^2)		82	133
加工液	(コロイダルシリカの 10 倍希釈液) : (0.04 μmSiO_2 5%, KOH 0.1% 混合液) = 1 : 1		

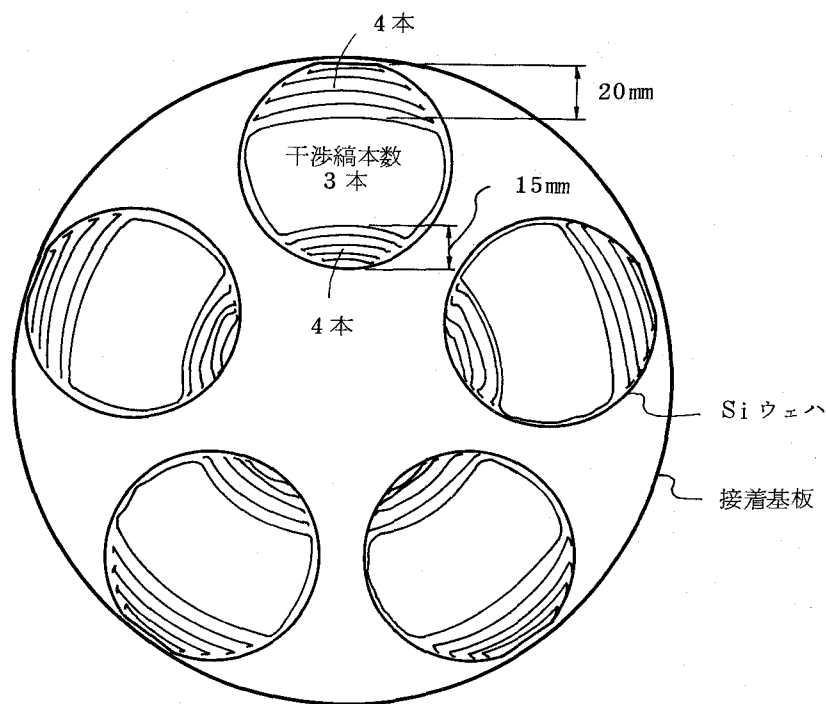


図 6.25 平面ポリシャにおけるポリシ面の干渉縞の模式図

図 6.26 に示すように、偏心回転方式では、定盤と接着基板回転速度 n_B , n_W が等しい場合、あらゆる点において相対速度は等しくなる。接着基板の回転速度 n_W が、定盤の回転速度 n_B より大きい場合は、接着基板の外周ほど一回転当たりの平均相対速度は大きくなる。また、ポリシヤは非摩擦であるので、ポリシヤには常に平面が維持され、Si ウェハとポリシヤの全接触面は等圧力になる。したがって、定盤と接着基板がほぼ等速度（定盤：60rpm，接着基板：65rpm）で回転している場合、Si ウェハのポリシ面は平面状となり、接着基板の速度が若干大きいことを考慮しても、ポリシ面は若干凸形状になるだけであり、図 6.25 に示したような内外周部が低い形状になることはあり得ない。

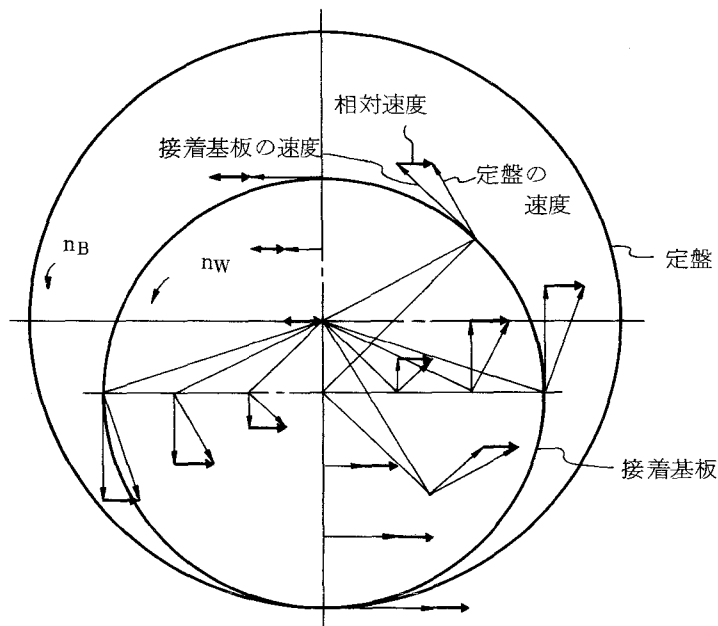


図 6.26 偏心回転方式における相対速度

つぎに、ポリシヤが粘弾性特性をもつことを考慮すると、図 6.27 において、ポリシヤ中央部は、内外周部と比較し、Si ウェハとの接触時間が長いため、ウェハエッジによるポリシヤへのスクイジングによって生じたポリシヤ変形の回復に必要な時間が短く、常に変形される。このため図のように内外周部が高く、中央部が低い形状になると考えられる。したがって、一回転当たりの平均圧力は、接着基板の内外周部で高く、中央部で低くなるため、Si ウェハ中央部が高く、内外周部が低い形状になったものと推察される。

以上より、Si ウェハの平面度は、定盤の中央部を除いて、内外周部をあらかじめ斜面研削し、その上にポリシヤを接着することによって向上すると考えられる。

平面ポリシャのポリッシング結果に基づき、定盤を図 6.28 に示すように、内周部 15 mm 幅について $10 \mu\text{m}/15\text{mm}$ の勾配に、外周部 20 mm 幅について $20 \mu\text{m}/20\text{mm}$ の勾配に斜面研削し、ポリシャを接着して、表 6.7 に示す加工時間 7 ~ 11 時間の条件と同一条件でポリシした。

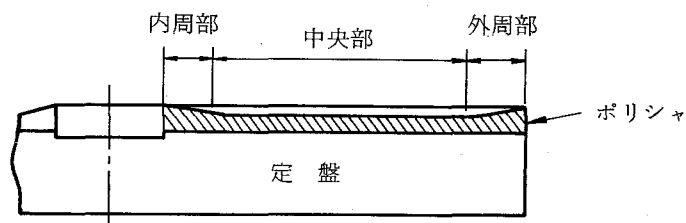


図 6.27 粘弾性ポリシャの変形状態

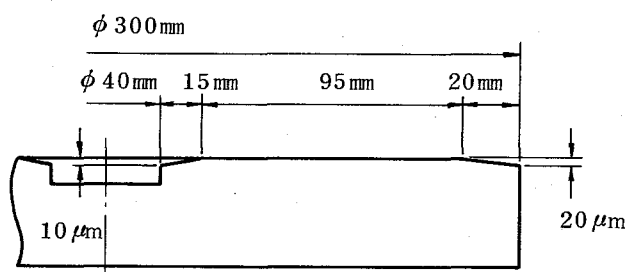


図 6.28 形状修正した定盤

図 6.29 に 8 時間後の干渉縞の模式図を、図 6.30 に干渉縞を示す。外周部が中央部と比較し、 $0.3 \mu\text{m}$ 高いが、平面度は Si ウェハ全面で $-1 \mu\text{m}/\phi 76\text{mm}$ (凹) 以内であり、平面ポリシャの場合と比較し小さい。

図 6.31 に形状修正ポリシャを用いてポリシしたさいの 5 枚の Si ウェハの平面度の平均値の時間的变化を示す。平面度は、加工時間とともに向上し、5 時間後には凸形状から凹形状に移行して飽和状態に達し、以後約 $-0.5 \mu\text{m}/\phi 76\text{mm}$ (凹) を維持する。

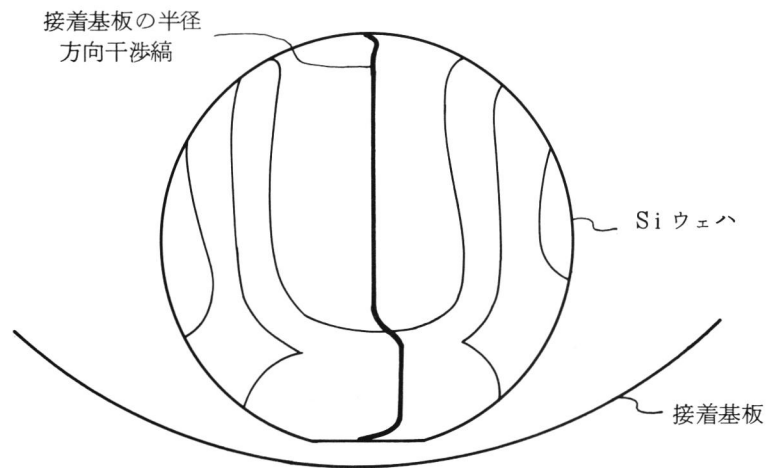


図 6.29 形状修正ポリシャにおける干渉縞の模式図

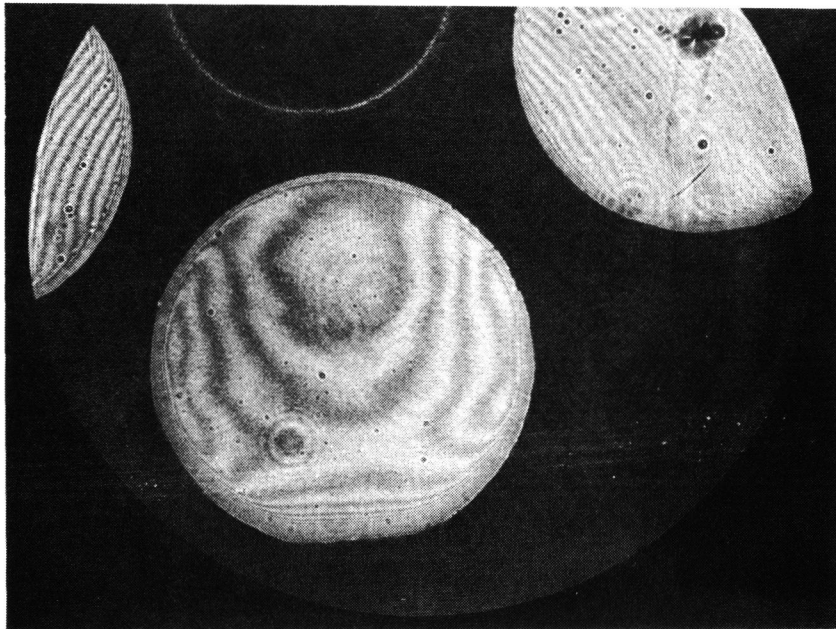


図 6.30 形状修正ポリシャにおけるポリシ面の干渉縞

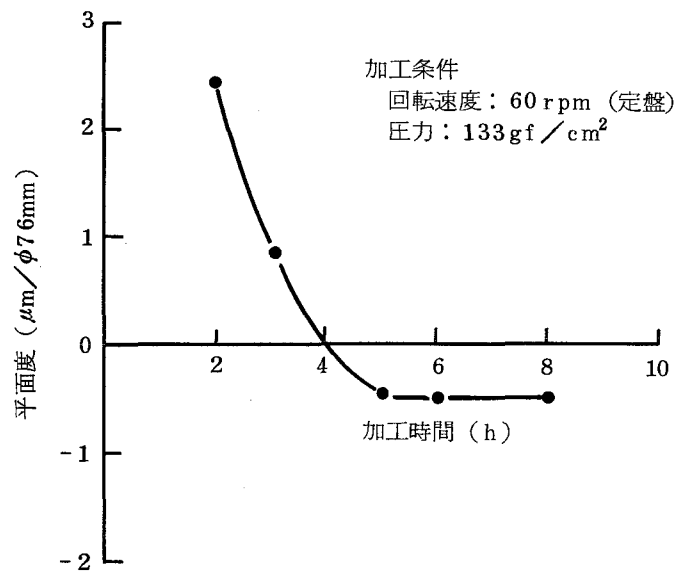


図 6.31 形状修正ポリシャにおける平面度の時間的变化

6.3 本節の要約

粘弾性ポリシャを用いるポリシングにおいて、凸形状化する平面度を向上させるためには、試料皿支持点を低くして、試料の傾斜を小さくすることが有効な方法であり、また、平面ポリシャに代えて、半径方向に微小傾斜した円錐状ポリシャを用い、試料中央の圧力が高い非線形圧力分布を生ぜしめることによって高精度平面を実現できる。さらに、ウェハとポリシャの接触時間が、ポリシャ中央部と内外周部で異なる場合には、接触時間が短い部分の圧力を低減するようにポリシャ形状を修正加工することによって高平面度化を達成できる。

7. 各種ウェハ加工への適用

7.1 大口径5インチSiウェハ

第4章で述べた平面修正制御形ラップ・ポリシ機を用い、5インチSiウェハを、 $\phi 188\text{mm}$ の小形接着基板5個に1枚ずつ接着し、前述した表6.7に示した条件で研削後、表6.9に示す条件でポリシした。加工時間は、4.2.3節で示した3インチSiウェハのポリシング結果から最良の平面度が得られる2～4時間とした。

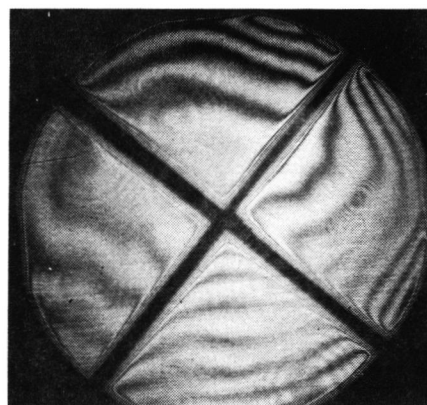
図6.32にポリシ面の干渉縞を示す。(a)図に示すフルウェハ、(b)図に示す扇形状ウェハのいずれも平面度約 $1\mu\text{m}/\phi 127\text{mm}$ の凹形状と、きわめて高い平面精度が得られる。以上より、大口径Siウェハにおいても、3インチSiウェハと同様の高精度平面を得られることが明らかとなった。

表6.9 加工条件

回転速度 (rpm)	フルウェハ	40	扇形状ウェハ	30
圧力 (gf/cm ²)		170		70
加工液	(コロイダルシリカの10倍希釈液) : (0.04 μmSiO_2 5%, KOH 0.1% 混合液) = 1 : 1			
ポリシャ	ポリウレタン製人工皮革ポリシャ (商品名: ポリテックスシュープリーム)			



(a) フルウェハ



(b) 扇形状ウェハ

図6.32 5インチSiウェハのポリシ面干渉縞

7.2 X線マスク用2インチSiウェハ

光露光による解像度限界⁶¹²⁾を打ち破るために、波長4~20Åの軟X線を用いるX線露光⁶¹³⁾~⁶¹⁷⁾やシンクロトロン放射光を用いるSOR露光の研究⁶¹⁸⁾~⁶²¹⁾が進められており、0.5μm以下の微細パターンを実用的に転写できる時期が目前にせまっている。X線転写の場合、光露光と異なり、使用マスクは、5倍あるいは10倍の拡大マスクでなく、等倍のマスクであり、且つ、マスク基板は、石英やガラスでなく、Siウェハを保持体とするX線を透過するメンブレン(BNやTiやSiN膜)であり、その上部にX線を吸収するAuやTaの吸収体パターンが形成される⁶²²⁾~⁶²⁵⁾。したがって、吸収体パターンには、0.1μm以下のきわめて高い製作精度が要求されるとともに、メンブレン自体の平面度、およびメンブレンを支持するSiウェハにも高い平面度が要求されている。とくに、発散X線源を用いるX線露光では、ランナウト誤差や半影ぼけを小さくして、高精度転写を行うために、ウェハとマスクを10~15μmの間隔に近接して露光するプロキシミティ露光が必要とされている⁶²⁶⁾。したがって、ウェハとマスクの接触を避けるため、Siウェハの平面度はもちろんのこと、マスクにも高い平面度が要求される。

本節では、Siウェハの高精度加工技術をX線マスクに適用した結果について述べる。

X線マスクには、通常吸着時平面度が高いのみならず、図6.33に示すように、吸着時の平面度矯正により、メンブレンが、外周側に拡大し、吸収体パターン精度に影響を及ぼすため、自由状態においても高い平面度が要求される。このため、通常に加圧接着⁶⁰⁷⁾と異なる浮き上げ接着を適用した。本方法は、溶融した接着剤の上にウェハを置くのみで加圧のない接着法である。表6.10に接着条件を示す。表裏面を前述した表6.4に示す加工条件でポリシし、自由状

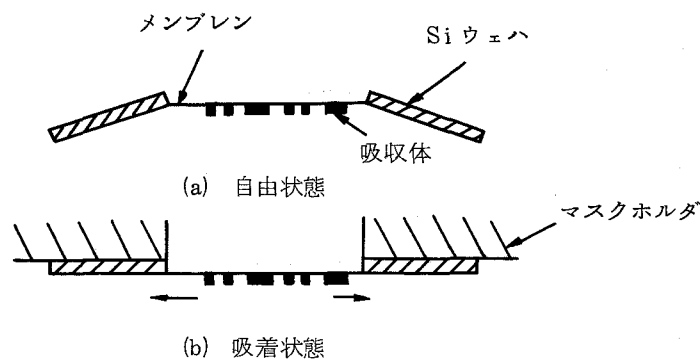


図 6.33 マスク吸着によるパターン変化

表 6.10 接着条件

試料	2 インチ Si ウェハ
接着剤	グリコール・フタレート
加熱温度	230℃, 徐冷

態において、図 6.34 に示す $1\ \mu\text{m}/\phi 50\ \text{mm}$ 以下の平面度を得た。この高精度 Si ウェハを用い、X線マスクを製作した。図 6.35 に $\phi 32\ \text{mm}$ のウィンドウをもつ 2 インチ X線マスクを示す。メンブレンは高い平面度をもち、メンブレンの引張残留応力を調整することにより、その小さい高精度 X線マスクを得ることができた⁶²⁷⁾。

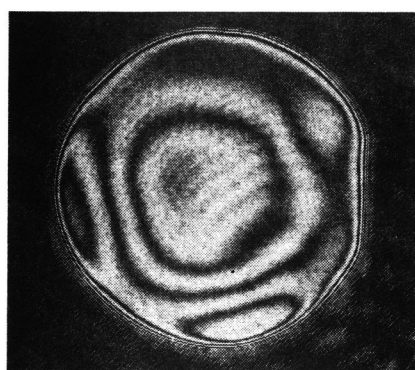


図 6.34 X線マスク用 2 インチ Si ウェハの自由状態におけるポリシ面干渉縞

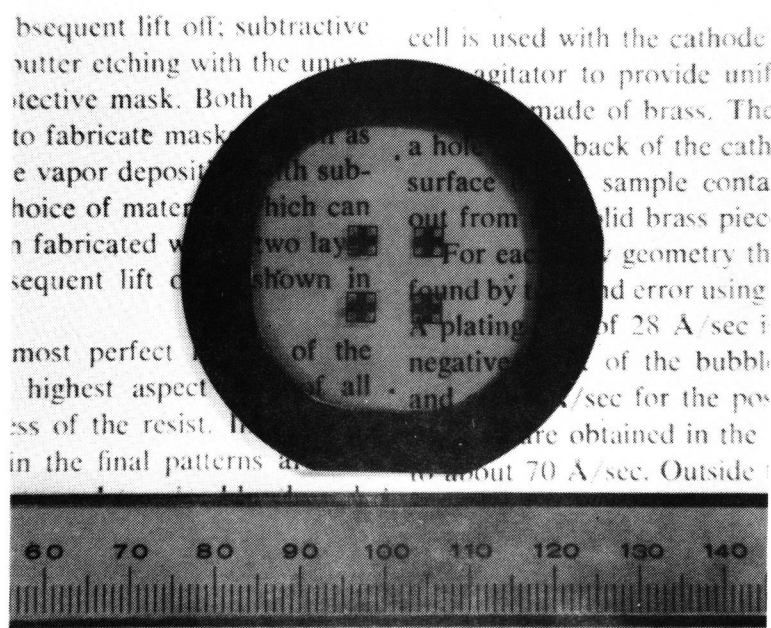


図 6.35 試作した 2 インチ X線マスク

8. 結 言

人工皮革ポリシャを用いるメカノケミカルポリシングでは、加工時間経過に伴う平面度の劣化が問題となっている。本章では、ポリシャの変形特性、Si ウェハの加工能率を実測して、Si ウェハの表面形状生成過程をシミュレートし、実験結果と比較検討することによって、平面度劣化の原因が、試料傾斜によって生じるポリシャ半径方向の非線形圧力分布にあることを明らかにした。また、加工精度に直接影響を及ぼすSi ウェハの接着を自動的に行う自動接着装置を開発し、適正接着条件を明らかにした。さらに、本高精度加工法を、5インチSi ウェハとX線マスク用2インチSi ウェハに適用し、良好な結果を得た。以下、おもな結果を要約して述べる。

- (1) 3～5インチSi ウェハを枚葉処理により、自動接着できる自動接着装置を開発した。本装置により、歩留り90%以上、平面度 $1\mu\text{m}$ 以下の高精度接着を達成した。
- (2) ポリウレタン製人工皮革ポリシャは、粘弾性特性を示し、その弾性変形量（負荷直後の圧縮量）は圧力に対して直線的に増加するが、圧力が $200\text{gf}/\text{cm}^2$ を越えるとその勾配は急激に小さくなる。この弾性特性は、ポリシャが上下2層からなることに起因する。また、ポリシャの弾性変形量は、使用時間の経過に伴い小さくなる。
- (3) 単結晶Si ウェハの加工能率は、 $100\text{gf}/\text{cm}^2$ までほぼ圧力と比例関係にあるが、それ以後、勾配は漸減する。
- (4) ポリシ抵抗は、試料皿の支持位置高さの増大に伴い増加する。これは、ポリシ抵抗が試料とポリシャ間の摩擦力と、試料エッジによるポリシャのスクイジング力とからなり、後者の力が支持位置高さの増大に伴う傾斜量の増加によって大きくなることに起因する。
- (5) 試料平面度劣化の主原因は、試料傾斜によって生じるポリシャ中央部の粘性による変形の増大であり、試料面上の平均圧力分布が、中央部で圧力の低い非線形分布となるためである。
- (6) 粘弾性人工皮革ポリシャを用いるポリシングにおいて、試料皿支持点を低くして傾斜を小さくするとともに、微小傾斜をもつ円錐状等に修正加工したポリシャを用いることによって高精度平面を得られる。
- (7) 高精度加工法を適用し、5インチSi ウェハに $1\mu\text{m}$ 以下の平面度を達成するとともに、浮き上げ接着、片面ポリシングにより、自由状態で2インチSi ウェハに $1\mu\text{m}$ 以下の平面度を実現し、その小さい高精度X線マスクを得た。

引用文献

- 601) E. W. Jensen: SCP and Solid State Technol., 10, 2 (1967) 19
- 602) E. Mendel: SCP and Solid State Technol., 10, 8 (1967) 27
- 603) 飯山重幸, 古本俊一: 昭和 45 年度精機学会秋季大会前刷, (1970) 247
- 604) 飯山重幸, 古本俊一: 昭和 47 年度精機学会秋季大会前刷, (1972) 345
- 605) R. B. McIntosh, Jr., R. A. Paquin: Appl. Optics, 19, 14 (1980) 2329
- 606) 宇根篤暢: 精密機械, 49, 7 (1983) 854
- 607) 飯山重幸, 渡辺純二, 窪田利忠, 西島政雄: 昭和 51 年度精機学会秋季大会前刷, (1976) 5
- 608) 山口章三郎, 天野晋武, 新鍋秀文, 座間和実: バルカー・レビュー, 15, 9 (1970) 1
- 609) 今中治, 黒部利次, 佐藤彰: 精密機械, 49, 9 (1983) 1209
- 610) 宇根篤暢: 昭和 52 年度精機学会秋季大会前刷, (1977) 297
- 611) 唐木俊郎, 渡辺純二: 精密機械, 47, 12 (1981) 1458
- 612) J. D. Cuthbert: Solid State Technology, 20, 8 (1977) 59
- 613) D. L. Spears, H. I. Smith: Solid State Technology, 15, 7 (1972) 21
- 614) S. Yamazaki, T. Hayasaka: JJAP, 19, (1980) Suppl. 19-1, 35
- 615) A. Zacharias: Solid State Technology, 24, 8 (1981) 58
- 616) W. D. Buckley, G. P. Hughes: J. Electrochem. Soc.: Solid-State Science and Technology, 128, 5 (1981) 1106
- 617) T. Hayasaka, S. Ishihara, H. Kinoshita: EIB Sci. and Technol. (10th International Conference), 83-2, (1982) 347
- 618) H. Aritome, T. Nishimura, H. Kotani, O. Nakagawa, S. Namba: J. Vac. Sci. Technol., 15, 3 (1978) 992
- 619) E. Spiller, D. E. Eastman, R. Feder, W. D. Grobman, W. Gudat, J. Topalian: J. of Appl. Physics, 47, 12 (1976) 5450
- 620) S. Ichimura, M. Hirata, H. Tanino, N. Atoda, M. Ono, K. Hoh: J. Vac. Sci. Technol. B, 1, 4 (1983) 1076
- 621) R. P. Haelbish, J. P. Silverman, W. D. Grobman, J. R. Maldonado, J. M. Warlaumont: J. Vac. Sci. Technol. B, 1, 4 (1983) 1262
- 622) D. Maydan, G. A. Coquin, H. J. Levinstein, A. K. Shinha, D. K. Wang: J. Vac. Sci. Technol., 16, 4 (1979) 1959
- 623) W. D. Buckley, J. F. Nester, H. Windischmann: J. Electrochem. Soc.: Solid-State Science and Technology, 128, 5 (1981) 1116

- 624) K. Suzuki, J. Matsui, T. Torikai: J. Vac. Sci. Technol., 20, 2 (1982) 191
- 625) M. Sekimoto, H. Yoshihara, T. Okubo: J. Vac. Sci. Technol., 21, 4 (1982) 1017
- 626) 石原直：精密機械，46, 8 (1980) 1003
- 627) 関本美佐雄，大久保高志，吉原秀雄：第 28 回応用物理学関係連合講演会講演予稿集，(1981) 362

第7章 総 括

本研究では、ラッピング、ポリシングにおいて、薄板の平面形状生成に影響を及ぼす諸成因を系統的、定量的に明らかにし、これを基礎として、表面形状生成過程について理論的、実験的に検討し、その結果に基づいた高精度で生産性の高い新しい制御方式の加工機を開発して、高精度平面加工技術を確立するとともに、平面形状評価のために、自動平面測定技術を開発することをねらいとした。

磁気ディスク基板のような薄板の加工では、残留応力によって生じる加工変形が、高精度平面生成を大きく阻害し、磁気ディスクの性能に大きな影響を与える。このため製造工程において発生する残留応力を定量的に測定し、ディスク素材の機械的特性を把握することによって、大形磁気ディスク基板の変形をシミュレートし、薄板に適した加工法を提案した。

超LSIをはじめとする電子部品用素材に、無擾乱の高精度平面を形成するために、修正リング形ポリシングによる表面形状生成過程を明らかにする理論式を導き、シミュレーションにより得た新しい平面修正制御法に基づくラップ・ポリシ機を開発し、試料接着基板の改良を図って、高精度、高能率加工を達成した。一方、平面形状評価のために、フィゾー干渉法に基づく計測原理を適用し、高精度測定、自動化のための干渉縞解析アルゴリズムを考案して、自動平面形状測定機を開発し、高精度で再現性の高い測定を実現した。また、Si ウェハのメカノケミカルポリシングによる表面形状生成過程をシミュレートし、実験結果と対応させることによって、粘弾性ポリシャの問題点を指摘し、平面度向上方法を明らかにするとともに、この加工法を、大口径5インチSi ウェハとX線マスク用2インチSi ウェハの加工に適用し、良好な結果を得た。

本研究の結論を総括して以下に述べる。

I 磁気ディスク基板の加工（第2章）

(1) 基板構成材料の機械的特性

- 1) 磁気ディスク基板の主素材であるA1合金は、焼き入れ、冷間加工により引張強さを約1.5倍も向上でき、高速回転ディスクにも対応できるが、ヤング率、ポアソン比は、これら加工による残留応力や歪の影響を受けず、材料本来の特性に依存する。
- 2) A1合金上へ表面硬化のために施す耐ヘッドクラッシュ用無電解Niめっき膜は、硬脆

材料に近い性質を示し、ビッカース硬さはガラスとほぼ等しく、純Niと比べて6倍以上の値をとる一方、ポアソン比は0.413と大きく、純Niと比較して約1.4倍の値となる。

3) 非晶質である無電解Niめっき膜は、焼鈍により、Niの結晶化、Ni₃Pの析出という結晶学的変化を生じ、これに伴って、ヤング率、ポアソン比は、純Ni値に近づく。

(2) 加工変形

1) 帯状の薄板に生じる残留応力を、応力の重ね合せの原理を適用して、加工に直接原因する残留応力と、板厚に応じて生じる2次的曲げ変形による応力に分離し、前者の残留応力分布を求める理論式を、単層、2層板について導出した。この真の残留応力分布を用いて、各種形状の単層、および多層円板の変形を算出する式を導いた。

2) 化学腐食を利用した薄層除去法により、ラッピングによる加工変質層の深さと、ラッピング、めっきによる残留応力を測定した。加工変質層の深さ、表面あらさは、砥粒径に比例する。A1合金の加工変質層の深さは、砥粒径の約1.5倍であり、硬質のため砥粒作用深さの小さい無電解Niめっき膜の2.5倍の値をとる。

3) A1合金、無電解Niめっき膜のラッピングによる残留応力は、圧縮残留応力であり、ラップ表面における残留応力値は、砥粒径、およびその種類、速度、圧力の加工条件に無関係に、材料本来の機械的特性に基づいた一定値をとる。

4) A1合金のラップ表面における残留応力は、加工液に混合油脂系添加剤を数%添加することにより、砥粒刃先と加工表面との摩擦軽減による塑性流動層の減少によって、3～4割小さくなる。添加剤は加工変形量を減少せしめ、高精度平面生成に有効に作用する。

5) 無電解Niめっき膜のめっき応力は、pH値に大きく依存し、めっき液の劣化（pH値の減少）に伴い、引張残留応力から圧縮残留応力に変化する。

6) 小型モデルディスク（直径70mm、板厚2mm）を片面ラップした加工変形量、および厚さ50μmのめっきを施し、片面ラップ後、裏面のめっきを除去した加工変形量のシミュレーション結果は、実験結果とほぼ一致し、誘導した一連の理論式を直径360mmの磁気ディスク基板の加工変形に適用できることを明らかにした。

(3) めっき形磁気ディスク基板の加工

1) 2mm厚のA1合金両面に無電解Niめっき膜10～50μmを施した直径360mmの3層めっき形磁気ディスク基板の加工変形をシミュレートし、変形の主要原因が、無電解Niめっき膜が両面でアンバランスに加工されることにあることを明らかにし、磁気ディス

ク基板の加工には、砥粒濃度，砥粒径分布が一様になることにより，両面がバランスよく加工され，しかも，中空円板のディスク基板を工具とし，工具を試料と修正リングが合体したものとみなせる，立形修正リング方式の両面加工機がもっとも適していることを示した。

2) 試作した加工機により，直径 360 mm，厚さ 2 mm のめっき形磁気ディスク基板を加工し，平面度 $0.05 \mu\text{m}/10\text{mm}$ と表面あらさ $0.02 \mu\text{m}R_{\text{max}}$ を達成した。

II 平面ポリシングにおける形状生成過程（第 3 章）

1) 弾性・摩耗ポリシヤを用いる修正リング形ポリシングにおいて，半径の関数で定義される曲面をもつ弾性体（ポリシヤ）と剛体（試料と修正リング）の間に生じる圧力分布を，新たにすきまという量を導入して解析し，平均走行距離を算出する理論式と合わせて，ポリシヤ，試料，修正リング表面の断面形状変化を算出する形状生成過程理論式を導出した。

2) 導出した理論式に基づいて，凹凸形状の試料，あるいは凹凸状に摩耗したポリシヤを平面に修正する過程を，ポリシヤ，試料，修正リングの回転速度，加圧力，偏心荷重を自由に変化させて算出できるシミュレーションプログラムを開発した。

3) 修正リング形ポリシングにおいても，通常のポリシングと同様に，高精度平面を得るためには，ポリシヤの比摩耗量・圧力比が小さいことが必要であり，加工時間が短い場合，軟らかい（相対弾性定数の小さい）ポリシヤを，長い場合，硬いポリシヤを選定することが有効である。また，幅広の修正リング使用によって，飛躍的に平面度は向上することを明らかにした。

4) ポリシヤに対する試料，修正リングの回転速度制御により，試料平面度を凹凸形状，あるいは平面にすることは可能であるが，ポリシヤを平面制御することはできない。これは，試料回転速度をポリシヤ回転速度に対して遅くすることにより，ポリシヤを円錐状に，あるいは等速か，早くすることにより，すり鉢状に摩耗させることはできるが，その母線形状はいずれの場合も凹状であり，凸状に修正できないためである。したがって，試料に平面を得るためには，ポリシヤを円錐状にし，母線形状の凹状と打ち消し合わせる必要があるが，その制御はむずかしい。

5) ポリシヤの平面維持は，試料の平均圧力に対し修正リングの平均圧力の比を大きくして，母線形状の凹状化を防ぎ，且つ，ポリシヤの外周側に大きい偏心荷重を与えること

によって、すり鉢状化を防ぐ荷重制御により達成できる。円錐状、すり鉢状ポリシャ、および凹凸状ポリシャについても、本荷重制御により平面修正が可能である。

- 6) ポリシャ形状を試料に転写する本方式では、試料を高平面度に加工するもっとも容易な制御法は、ポリシャを平面に維持する制御条件を見出すことであり、凹形状試料に対しては、平面維持条件より平均圧力比を若干小さく、凸形状試料に対しては、大きくすることで実現できる。

Ⅲ 平面修正制御形ラップ・ポリシ機の試作（第4章）

(1) ラップ・ポリシ機の試作

- 1) ラップ面形状の転写によって試料面形状を生成する平面修正方式を採用し、平面修正制御法に基づいた制御を可能にするために、回転速度、加圧力、偏心荷重制御の可能な修正リング形ラップ・ポリシ機を開発した。
- 2) 定盤用ラジアル・スラスト軸受として、流体すべり軸受を採用し、大重量（1.5 ton）の定盤の安定支持と、本体振動6 μm 時に定盤振動1 μm 以下の低振動化を達成した。また、加圧方式として、ラップ上下動に対し追従性が良く、機構が簡単な平行ばね方式を採用し、前後の受圧面に段差をもつ特殊すべりシューを考案して、加圧精度 $\pm 1.5 \text{ kgf}$ （常用荷重の $\pm 0.5\%$ ）の安定加圧を実現した。
- 3) シミュレーション結果に基づくラップ面の平面修正を行い、制御理論に定性的に一致することを確認した。回転速度制御による修正能力は低いですが、荷重制御による修正効果はきわめて大きく、直径1300 mmの定盤面に平面度数 μm 以内を達成した。

(2) Si ウェハポリシングへの適用

- 1) Si ウェハのメカノケミカルポリシングにおける加工能率は、加工温度に大きく依存し、常温から50 $^{\circ}\text{C}$ への上昇により2倍の増加をみるが、この温度上昇により試料接着基板に熱変形が生じ、形状精度は大きく劣化する。
- 2) 温度上昇による加工能率の増大を有効活用するため、接着基板の小形化を図り、且つ、接着基板裏面に熱膨張係数の大きい異種金属の埋め込み、もしくはクラッド化することにより、接着基板の熱変形を抑制し、1 μm 以下の高精度・高能率加工を実現した。

IV 平面形状測定機の試作（第5章）

- 1) フィゾー干渉法に基づく計測原理を適用し、光学フラットの微小傾斜による干渉縞の移動方向から試料面の凹凸を判別する、新考案の簡易凹凸判定法を採用した平面形状測定機を開発した。
- 2) 測定の完全自動化のために、干渉縞データの連結、干渉縞としての認知、干渉縞移動前後の縞の対応づけ等のアルゴリズムを考案し、メモリ節約を図ったプログラムを開発した。
- 3) 開ループ干渉縞の平面度を高精度測定するために、干渉縞を走査線に対して垂直にし、且つ、干渉縞間隔を最適化する干渉縞の最適化法を考案し、平面度 $\pm 0.03\mu\text{m}$ 、平行度 $0.1\mu\text{m}$ の測定精度を達成した。
- 4) 光学フラットの微小傾斜のために、 $1/500$ 傾斜ブロックを利用した移動量縮小機構により、設定送り量 $0.1\mu\text{m}$ に対し、誤差 $\pm 0.01\mu\text{m}$ の高精度送りを達成した。
- 5) 本システムは、高速データ入力インターフェースを用いれば、3インチSiウェハ50枚/hourの処理能力を有する。

V Siウェハの高精度加工（第6章）

(1) 自動接着装置の試作

- 1) 3～5インチSiウェハを塵埃のない均一な接着層厚さで接着できる枚葉処理の自動接着装置を開発した。本装置により、90%以上の歩留りで、 $1\mu\text{m}$ 以下の接着平面度が得られることを確認した。
- 2) 均一な高精度接着は、接着基板と試料の表面あらかさの和に関係し、その値より、接着層厚さが大きければ可能であり、 $2\mu\text{m}$ 以上であれば容易に達成できる。

(2) ポリシャの特性

- 1) ポリウレタン製人工皮革ポリシャは粘弾性特性を示し、その弾性変形量（負荷直後の圧縮量）は、圧力に比例して直線的に増加するが、圧力が $200\text{gf}/\text{cm}^2$ を越えると、その勾配は急激に小さくなる。この弾性特性は、ポリシャがハチの巣状の気孔をもつポリウレタン層とその下地になるポリウレタンを含浸した繊維層の上下2層からなることに起因する。
- 2) ポリシャ使用時間の経過に伴い、ポリシャ上層気孔部に、つぶれや砥粒の固着による目づまり等を生じ、変形特性は大きく変化する。使用時間18hourのポリシャの弾性変

形量は、初期値の約半分に減退する。

(3) Si ウェハのメカノケミカルポリッシングにおける表面形状生成

- 1) Si ウェハのメカノケミカルポリッシングによる加工能率は、圧力に比例して増大するが、圧力 $100\text{gf}/\text{cm}^2$ を越えると、その勾配は漸減する。
- 2) ポリウレタン製人工皮革ポリシャを用いるポリッシングにおいては、ポリシ抵抗は、試料とポリシャ間の摩擦力と、試料エッジによるポリシャのスクイジング力とからなり、圧力の増加に対しては、両者は増大するが、試料皿の支持位置高さの増大に対しては、後者のスクイジング力のみが大きくなる。その理由は、支持位置高さの増大に伴う試料傾斜の増加が、スクイジング深さを増大せしめるからである。
- 3) 上記ポリッシングにおいて、平面ポリシャで加工したにもかかわらず、試料形状は凸形状となり、平面度は劣化する。この傾向は、すり鉢状、円錐状ポリシャの場合にも生じ、シミュレーション結果に対し、凸側に試料形状が移行する。この原因は、試料傾斜によるものであり、試料エッジによるスクイジングが、ポリシャ中央部の粘性による変形を増大させ、試料面上の平均圧力分布を、中央部で低い非線形分布とするからである。
- 4) 粘弾性（ポリウレタン製）人工皮革ポリシャを用いるポリッシングにおいて、凸形状化する平面度を向上させるためには、粘性変形量をポリシャ全面で等しくすることが必要であり、そのためには、試料傾斜を小さくすることが有効な方法となる。また、試料傾斜によって生じたポリシャ半径方向の凹状の圧力分布を、円周方向の凸状の圧力分布により打ち消すように、ポリシャを円錐状に形状修正すること、あるいは粘性変形量の不等分布を補正するように、ポリシャ形状を修正加工することが得策である。これらの方法により、 $1\mu\text{m}$ 以下の高精度平面が得られる。

(4) 高精度加工法の適用

- 1) 試作したラップ・ポリシ機を用いて、大口径5インチSiウェハをポリシし、 $1\mu\text{m}$ 以下の高精度平面を達成し、高精度・高能率加工が可能であることを実証した。
- 2) 浮き上げ接着法を適用して接着した2インチSiウェハをポリシし、自由状態で $1\mu\text{m}/\phi 50\text{mm}$ の高平面度を達成して、その小さい高平面度のメンブレンをもつ2インチX線マスクを実現した。

謝 辞

本論文を草するに当たり、御指導を賜った大阪大学工学部井川直哉教授に慎んで感謝の意を表します。また、大阪大学工学部森勇蔵教授、岸田敬三教授、長谷川嘉雄教授にも御教示頂きました。ここに深謝申し上げます。

本研究は、1972年4月から1981年1月までに亘って行ったものであり、大局的な観点から御指導、御激励を頂きました日本電信電話公社武蔵野電気通信研究所元工務部長井田一郎博士（現工学院大学工学部）、ならびに柏原稔研究専門調査役、秋間和一元材料加工研究室長（現日本電子技術）に深甚なる謝意を表します。

河西敏雄元工務部研究専門調査役（現埼玉大学工学部）、ならびに上野嘉之材料加工研究室長には、本研究を直接御指導、御討論して頂きました。また、渡辺純二研究専門調査役には、本研究の過程で種々の御討論と、まとめの段階で適切な御指導とを頂きました。深く感謝致します。

近藤衛厚木電気通信研究所集積加工研究部長、ならびに中山了元加工装置研究室長（現住友金属中央技術研究所）、加藤浩太郎加工装置研究室長には、本研究をまとめるに当たり、御配慮と御激励を頂きました。深く感謝致します。

関本美佐雄集積加工研究部研究専門調査員には、X線マスクの製作で御協力を頂きました。厚く御礼申し上げます。

本研究の経過において、大平文和研究専門調査員には自動平面形状測定機の開発で、黒田久雄研究専門調査員にはとくに研削技術の検討において御討論、御協力を頂きました。ディスク基板の加工技術の検討では高橋利定元社員の御協力を、平面修正制御形ラップ・ポリシ機の開発では、小池光雄研究主任、竹内儀男社員、鶴田兼吉元社員の御協力を頂きました。小林正明元社員にはポリシング技術の検討で、飯山重幸研究主任、西島政雄元社員には接着技術の検討で御協力を頂きました。これらの方々に深く感謝致します。

また、種々の御討論、ならびに御協力を頂いた材料加工研究室の方々に感謝致します。