

大径ウエハのロータリ研削に関する研究

防衛大学校理工学研究科後期課程

装備・基盤工学系専攻 装備生産工学教育研究分野

楠山 純平

平成30年3月

目次

第1章 序論.....	1
1.1 半導体デバイスとは.....	1
1.1.1 半導体材料の発見と発展.....	1
1.1.2 半導体デバイスの製造工程.....	5
1.1.3 ロータリ研削について.....	7
1.2 ウエハのロータリ研削における問題点とその解決のための提案.....	9
1.2.1 ロータリ研削の加工条件決定における問題点とその解決のための提案.....	9
1.2.2 現状のロータリ研削盤における問題点とその解決のための提案.....	10
1.2.3 大径ウエハ加工用ロータリ研削盤の開発.....	13
1.3 本論文の目的と構成.....	15
第2章 適切な研削条件の選定方法.....	17
2.1 はじめに.....	17
2.2 砥粒貫入角度の定義.....	20
2.3 研削方法および研削条件.....	24
2.4 実験結果.....	28
2.4.1 算術平均高さにおよぼす影響.....	28
(1) ウエハ中心からの距離と算術平均高さの関係.....	28
(2) ウエハ回転数の影響.....	30
(3) 砥石切込み速度の影響.....	32
(4) ウエハ外径の影響.....	33
2.4.2 砥石スピンドルの消費電力におよぼす影響.....	34
(1) ウエハ回転数の影響.....	34
(2) 砥石切込み速度の影響.....	36
(3) ウエハ外径の影響.....	37
2.4.3 表面性状におよぼす影響.....	38
2.5 まとめ.....	39

第3章 水静圧ロータリ研削盤の性能評価	40
3.1 はじめに	40
3.2 水静圧ロータリ研削盤の性能評価	40
3.2.1 研削盤全体の性能評価	40
(1) 砥石スピンドルとロータリテーブル間のループ剛性	40
(2) 砥石外周部とロータリテーブル間のループ剛性	42
(3) 砥石台金およびフランジの静剛性	44
3.2.2 水静圧ロータリテーブルの性能評価	47
(1) ポンプ流量と軸受すきまの関係	47
(2) ロータリテーブルの負荷容量の数値解析	49
(3) ロータリテーブルの静剛性	53
(4) ロータリテーブルのモーメント剛性	56
3.2.3 切込み機構内蔵砥石スピンドルの性能評価	58
(1) 砥石スピンドルの静剛性	58
(2) 砥石スピンドルの動剛性	61
(3) 砥石スピンドルの軸方向位置決め精度	62
3.3 まとめ	64
第4章 水静圧ロータリ研削盤によるシリコンウエハの研削加工	66
4.1 はじめに	66
4.2 外径 300 mm Si ウエハの研削	66
4.2.1 研削実験	66
4.2.2 実験結果	67
4.3 外径 450 mm Si ウエハの研削	69
4.3.1 研削実験	69
4.3.2 実験結果	70
4.4 まとめ	73
第5章 結 論	74
5.1 研究成果の概要	74
5.2 将来展望と課題	76

付章A 開発した研削盤の設計目標値および仕様と構造.....	77
A. 1 水静圧ロータリ研削盤の開発コンセプト.....	77
A. 2 水静圧ロータリ研削盤の設計目標値.....	78
A. 3 水静圧ロータリ研削盤の構造および仕様.....	81
A. 3. 1 水静圧ロータリ研削盤の構造.....	81
A. 3. 2 水静圧ロータリテーブルの基本設計および仕様.....	87
(1) 軸受方式の選定.....	89
(2) 作動流体の選定.....	92
(3) 作動流体供給方式の選定.....	93
(4) 軸受形状の選定.....	95
(5) 構造材料の選定.....	98
A. 3. 3 切込み機構内蔵砥石スピンドルの基本設計および仕様.....	99
A. 3. 4 キネマティックカップリングの構造.....	106
A. 4 まとめ.....	108
付章B シリコンウエハの揺動研削加工.....	109
B. 1 はじめに.....	109
B. 2 揺動システムの仕様.....	110
B. 3 揺動システムの運動性能.....	111
B. 4 研削加工実験.....	113
B. 4. 1 研削条件.....	113
B. 4. 2 研削結果.....	114
B. 5 まとめ.....	116
謝 辞.....	117
参考文献.....	118
研究実績.....	124

本論文で用いる主な記号

記号	内容	単位
A	磁極面積	mm^2
\bar{B}	ネオジム磁石からのバイアス磁束密度	T
\tilde{B}	コイルによって生じる磁束密度の合計	T
B_1, B_2	磁気アクチュエータの左右に働く磁束密度	T
\tilde{B}_1, \tilde{B}_2	電機子の左右にソレノイドコイルに流れる電流によって生じる磁束密度	T
\bar{B}_1, \bar{B}_2	磁石の左右に働くバイアス磁束密度	T
D	砥粒切込み深さ	mm
E	磁気アクチュエータのエネルギー	J
E_1	磁気アクチュエータのみの保存エネルギー	J
E_2	磁気アクチュエータの左右の保存エネルギー	J
F	ロータリテーブルのスラスト軸受の支持力	N
F_{Ext}	加工時にロータリテーブルや砥石スピンドルへ作用する外力	N
F_{MA}	磁気アクチュエータの駆動力	N
f	砥石切込み速度	$\mu\text{m}/\text{min}$
h	ロータリテーブルの軸受すきま	μm
h'	ロータリテーブルの軸受すきま(測定値)	μm
Δh	ロータリテーブルの軸受すきまの変位量	μm
I	電流	A
K_{Loop}	研削盤のループ剛性	$\text{N}/\mu\text{m}$
K_{LoopA}	砥石スピンドル中心とロータリテーブル外周間のループ剛性	$\text{N}/\mu\text{m}$
K_{LoopB}	砥石外周とロータリテーブル中心間のループ剛性	$\text{N}/\mu\text{m}$
K_n	各要素および結合部の静剛性	$\text{N}/\mu\text{m}$
K_s	砥石スピンドルの静剛性	$\text{N}/\mu\text{m}$
K_t	ロータリテーブルの静剛性	$\text{N}/\mu\text{m}$
L	砥粒通過長さ	mm
l	磁束が通過する長さ	mm
M_R	磁気アクチュエータの磁気抵抗	A/Wb

記号	内容	単位
M_{R1}, M_{R2}	磁気アクチュエータの左右での磁気抵抗	A/Wb
N	砥石回転数	min ⁻¹
N_c	コイルの総巻数	—
n	ウエハ回転数	min ⁻¹
P	リセス圧力	kPa
P_{limit}	供試歯車ポンプの許容圧力	kPa
Q	ロータリテーブルのスラスト軸受に供給するポンプ流量	ml/min
R	砥石半径	mm
R_p	軸受パッドのパッド半径	mm
r	ウエハ半径	mm
r_r	軸受パッドのリセス半径	mm
T	砥粒がウエハ外周部から中心部まで通過するのにかかる時間	min
t	砥粒がウエハ上を通過する任意の時間	min
W_1	ロータリテーブルの静剛性を測定する際に与える荷重	N
W_2	ロータリテーブルのモーメント剛性を測定する際に与える荷重	N
W_3	砥石スピンドルの静剛性を測定する際に与える荷重	N
W_A	砥石スピンドルとロータリテーブル間のループ剛性を測定する際に与える荷重	N
W_B	砥石外周部とロータリテーブル間のループ剛性を測定する際に与える荷重	N
W_p	ロータリテーブルのプリロード	kN
X	ロータリテーブルと砥石スピンドルの相対変位	μm
Z	磁気アクチュエータの電機子変位量	mm
Z_0	磁気アクチュエータの電機子が中心に位置するときの軸受すきま	mm
Δ	ループ剛性測定時における砥石スピンドルとロータリテーブルの相対変位	μm
Δh	ロータリテーブルの変位量	μm
Φ	磁気アクチュエータの磁束	T
$\bar{\Phi}$	磁気アクチュエータの磁束以外の磁束	T
Φ_{PM}	磁気アクチュエータの DC 磁束	T
λ	軸受パッド ランド幅	mm

第1章 序論

1.1 半導体デバイスとは

1.1.1 半導体材料の発見と発展

一般に、半導体物質とは「電気抵抗の大きさが導体と絶縁体の中間にある一群の物質」と定義されている¹⁾。図1.1に示すように、導体の電気抵抗率はおよそ $10^{-6} \Omega \cdot m$ 以下、絶縁体の電気抵抗率はおよそ $10^7 \Omega \cdot m$ 以上であり、半導体の電気抵抗率は概ね $10^{-6} \sim 10^7 \Omega \cdot m$ となる²⁾。しかしこれらの境界は明確ではなく、このような定義は便宜上用いられている。

半導体物質にはシリコン(Si)、ゲルマニウム(Ge)、セレン(Se)、炭素(C)、炭化ケイ素(SiC)、窒化ガリウム(GaN)などがある。これらは炭素を骨格として組み立てられる有機半導体(C, SiC など)と、無機半導体(Si, Ge, GaN など)に大別され、無機半導体は元素半導体、化合物半導体および酸化物半導体に分類される。

Si など元素半導体の特徴は、単一の元素で構成されている点である。一方、化合物半導体の特徴は、短周期表のなかでII族とVI族やIV族同士など、和が8になるような族同士で結合していることである。一般に、GaNなどの化合物半導体は元素半導体に比べ、光電特性などに優れている。酸化物半導体は酸化亜鉛(ZnO)やインジウムガリウム亜鉛酸化物(IGaZnO)などの金属酸化物であり、可視光を通すことができる。

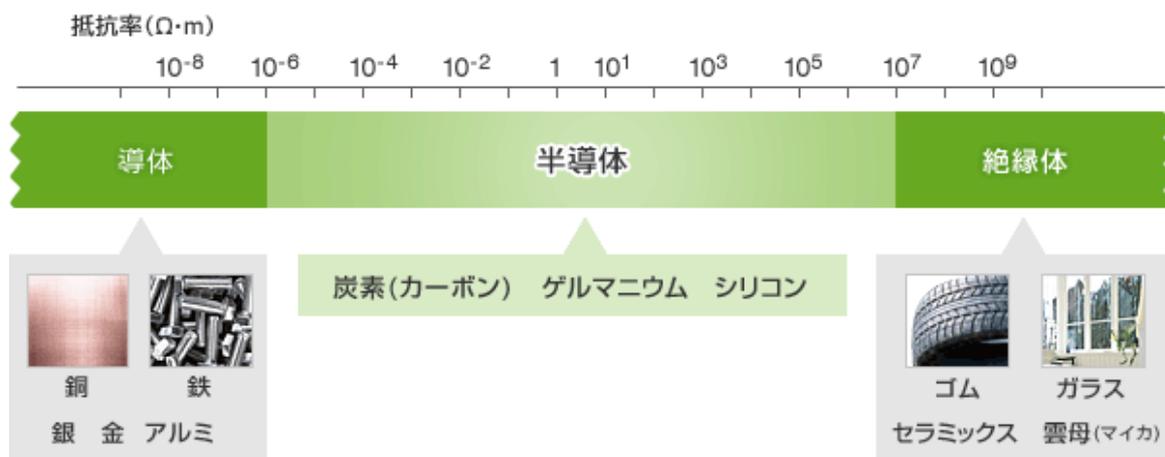


図1.1 代表的な元素の電気抵抗率²⁾

図1.2に半導体を利用した電気製品の歴史を示す²⁾。半導体を用いた製品は、1874年に Braun が開発した整流器(AC-DC コンバータ)が初めてだと言われている³⁾。この頃は「半導体」という呼び名は存在せず、ある種の鉱石の表面に金属針を立てると、電気を一定方向に流す整流作用が確認されている程度だった。当時は半導体に関して未解明なところが多く、同種の鉱石であってもその特性が異なるだけでなく、同一の鉱石の中でもホットスポットと呼ばれる感度の良い部分を手作業で探し出さなければならないなど、コントロールが困難な材料だった。その後、1947年に Bardeen と Brattain が点接触型トランジスタを⁴⁾、1948年に Shockley が接合型トランジスタを発明した⁴⁾。Bardeen, Brattain および Shockley がゲルマニウム材料を用いたトランジスタを開発したことにより^{1, 4)}、真空管を用いた大型のコンピュータは飛躍的にその能力を向上させた。

その後、バイポーラ IC(Integrated Circuit, 集積回路)が発明されたことで、半導体デバイスは小型・軽量化され、さまざまな電気製品でも使われるようになった。集積回路の集積度は年々大きくなり、大規模集積回路(Large-Scale Integration, LSI)が誕生し、1980年代の超大

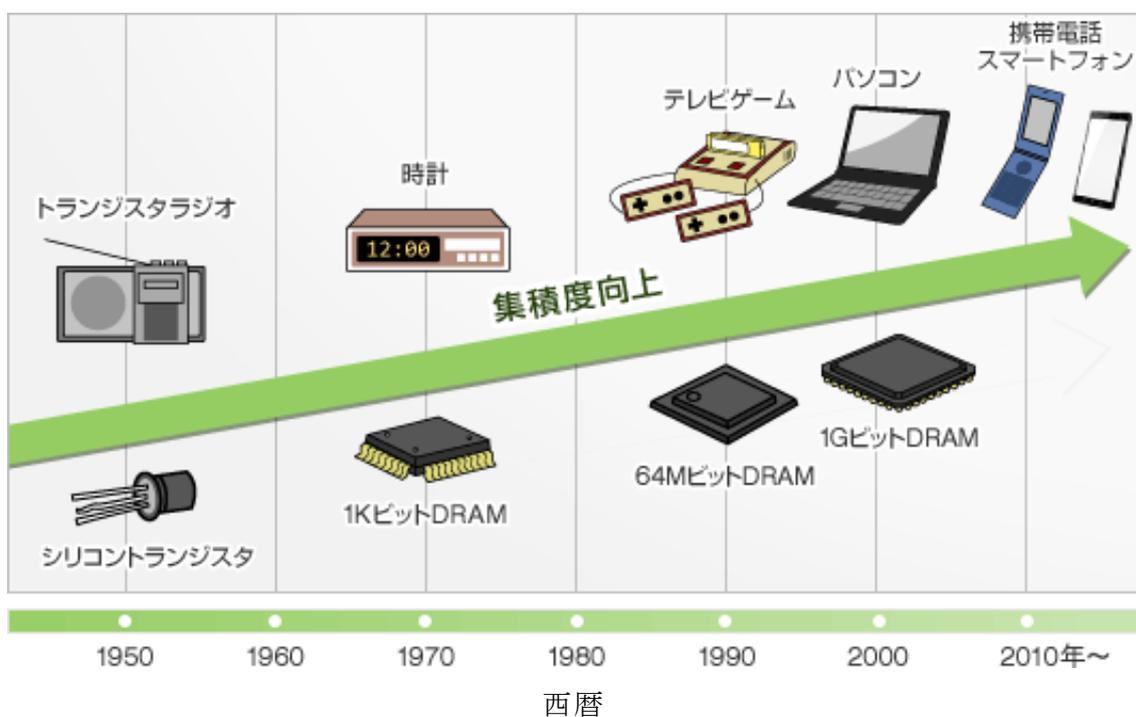


図1.2 半導体を利用した電気製品の歴史²⁾

規模集積回路 VLSI (Very-Large-Scale Integrated, 素子集積度:10 万～1000 万個)、1990 年代の超大規模集積回路 ULSI (Ultra-Large Scale Integration, 素子集積度:1000 万個～)へと進化していった⁴⁾。2000 年以降には多数の機能を 1 個のチップ上に集積した超多機能 LSI である SoC (System-on-a-Chip) が誕生した⁴⁾。

このように、半導体デバイスは高集積化、高性能化、経済的合理性の向上を繰り返し重ねて進歩してきており、パソコンや携帯電話に代表される情報通信機器、デジタルカメラやテレビをはじめとする家電製品、さらには自動車や航空機などの各種制御システムなど身の回りの様々な製品に利用されている。図 1.3 に示すように、人類の生活に必要不可欠な半導体市場は年々成長を続けており⁵⁾、2014 年の世界半導体市場の売り上げは 3398 億ドルと言われている⁶⁾。

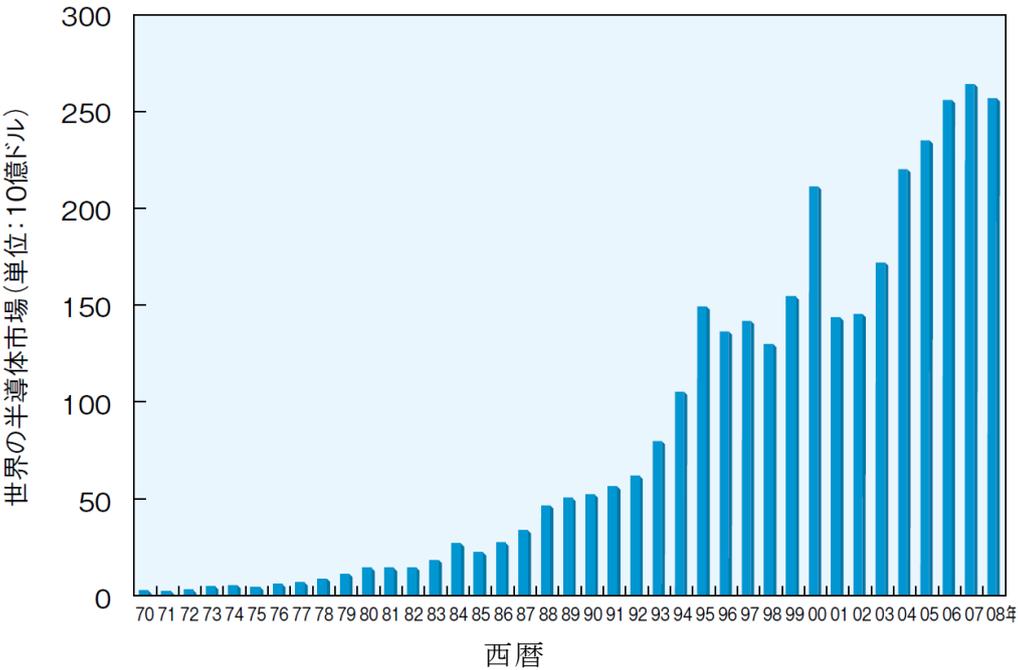


図 1.3 半導体市場の成長⁷⁾

多くの半導体デバイスに用いられる Si ウェハは、図1.4に示すように 1960 年頃には外径 20 mm であったが、1975 年頃には外径 100 mm (4 inch)、1990 年を過ぎた頃から外径 200 mm (8 inch) となり、現在では外径 300 mm (12 inch) が主流となっている⁷⁾。このような大径化の背景には、1枚のウェハから生産できるチップ数を増やし、経済的合理性を向上させることが挙げられる。同じサイズのチップであれば、ウェハの面積が大きくなると生産数が単純に増加するだけでなく、歩留りも向上し、より高い生産性を得ることができる。そのため、2015 年に発表された International Technology Roadmap for Semiconductors 2.0 (ITRS2015) によると、2020 年には外径 450 mm (18 inch) の Si ウェハの実用化が想定されている⁸⁾。

外径 450 mm になると、半導体デバイスの生産性は向上する一方、製造工程におけるハンドリング(運搬)や加工が困難になるなどの問題も発生する。ハンドリング時には自重によって変形し破損しないようにウェハにはある程度の厚さを与えなければならない。また、詳細は後述するが、ダイシング加工前には所望の厚さまで薄化する必要があり、加工面積が大きくなるため、加工抵抗が大きくなる。したがって、大径ウェハ加工用の工作機械には高剛性化が求められる。

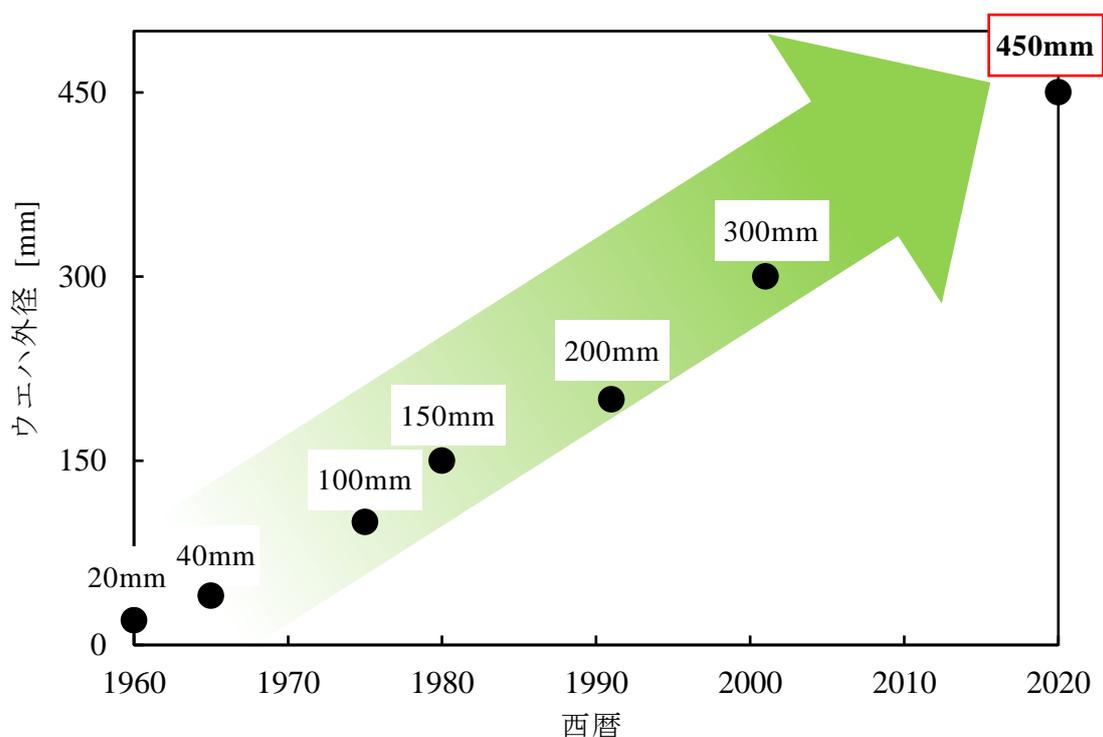


図1.4 Si ウェハの大径化⁸⁾

1.1.2 半導体デバイスの製造工程

一般に半導体デバイスの製造工程は、ウエハ製造、ウエハ処理を行う前工程と組立を行う後工程からなる。図1.5に Si ウエハの主な製造工程の一例を示す。

はじめに、単結晶 Si インゴットを製造する。一般に、この製造工程では高純度に精製された多結晶 Si を原料として、溶融した材料の表面に種結晶を触れさせ、成長したインゴットを回転させながらゆっくり引き上げ、材料を冷却し固体化させる。この際、引き上げられた Si インゴットの結晶方位は、種結晶の結晶方位と同じになる。

その後、Si インゴットは、図1.6に示すような結晶方位を表すノッチまたはオリエンテーションフラット加工⁹⁾を施された後に、スライスされウエハとなる。このウエハには製品としての精度(同一の厚さや平行度など)を満たすため、研削および研磨が施される。

次に、フォトリソグラフィや集束イオンビームなどの方法を用いてウエハ上面に回路および電極配線パターンを作製する⁹⁾。配線されたウエハ表面を化学的機械的研磨(CMP)によって平

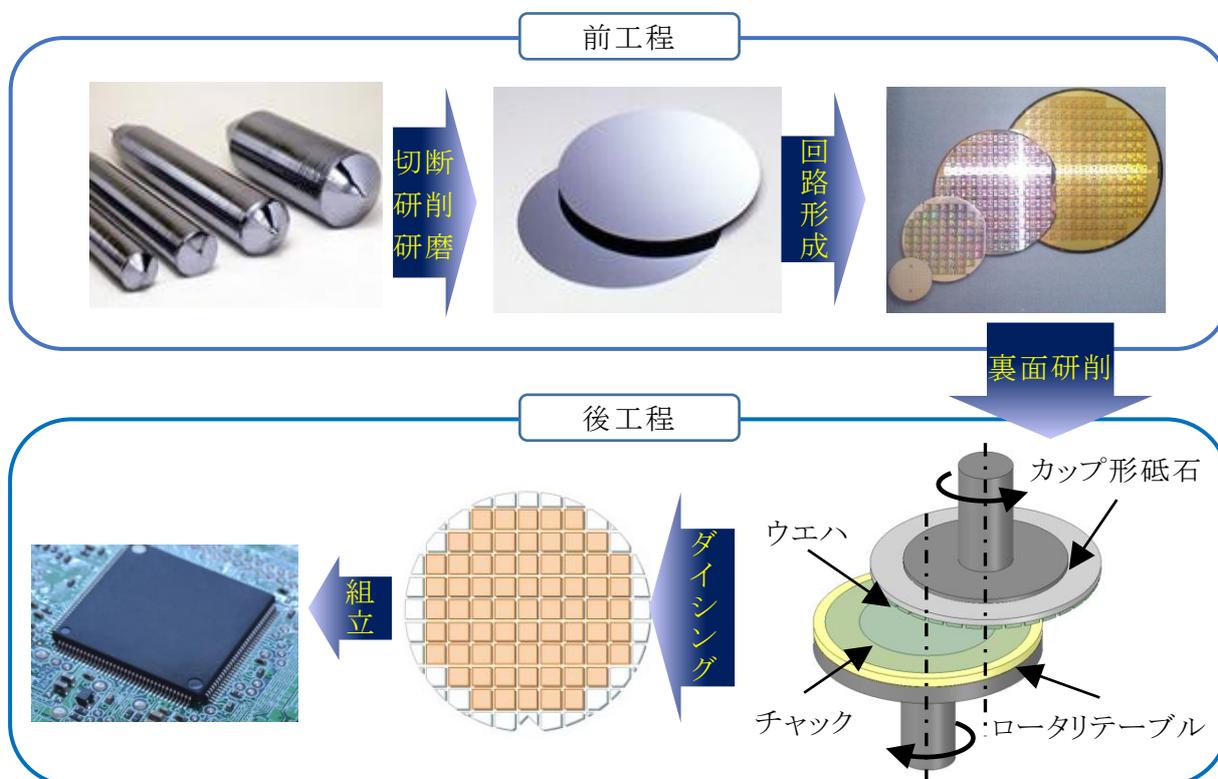


図1.5 Siを材料とする半導体デバイスの製造工程

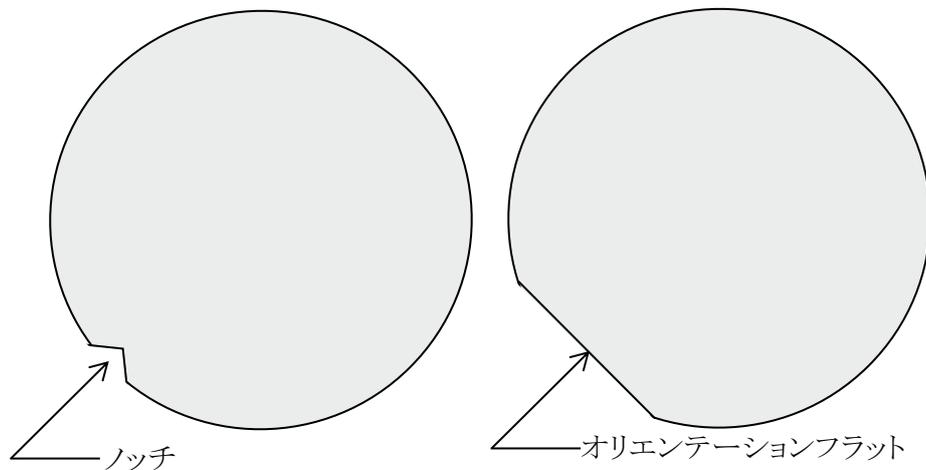


図1.6 ウエハに形成されたノッチおよびオリエンテーションフラットの例

平坦化し、その表面に再びフォトリソグラフィを繰り返し多層化していく。その後、ウエハ上の各半導体チップの動作試験を行い、正常なチップを選別する。

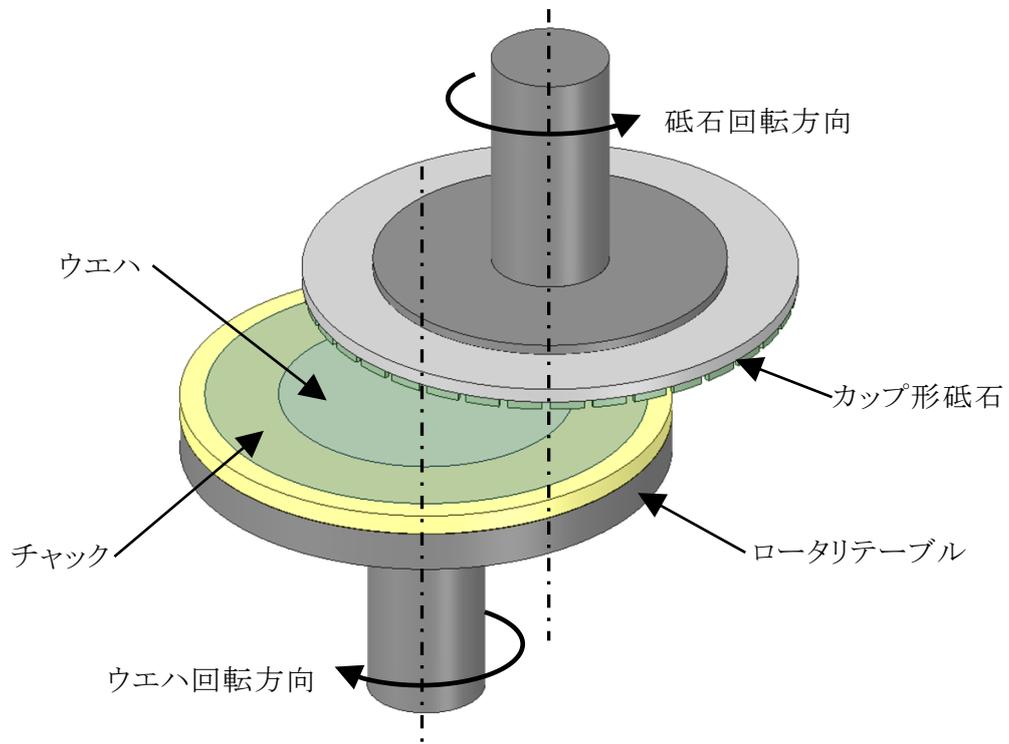
後工程では、回路を形成したウエハの裏面から、縦軸ロータリ研削によって所望の厚さまで薄くする裏面研削を行う。裏面研削では粗研削、仕上げ研削を行い、最後に研磨(ポリッシング)を行う。このように段階的に加工するのは、ウエハが硬脆材料であり、粗研削のみではウエハ表面層部にクラックが発生するとともに、仕上げ研削やポリッシングのみでは加工時間が長くなり、生産能率が低下するためである。前工程におけるウエハ形成とは異なり、薄化していくとウエハが反り、破損の原因となるため、高い研削加工技術が要求される。

その後、ダイシングホイールによって、1つ1つのチップに切り出すダイシングを行う。切り出されたチップは、前工程の検査で不良となったものを除き、リードフレームの所定の位置に固定するマウンティング工程へと進む。その後、チップとフレームを金線で接続するワイヤーボンディングを行い、チップに傷がつかない様に樹脂やセラミックのパッケージによってモールド封入される。パッケージ化され半導体デバイスとなったチップは温度電圧試験を行われ、製品として完成する。

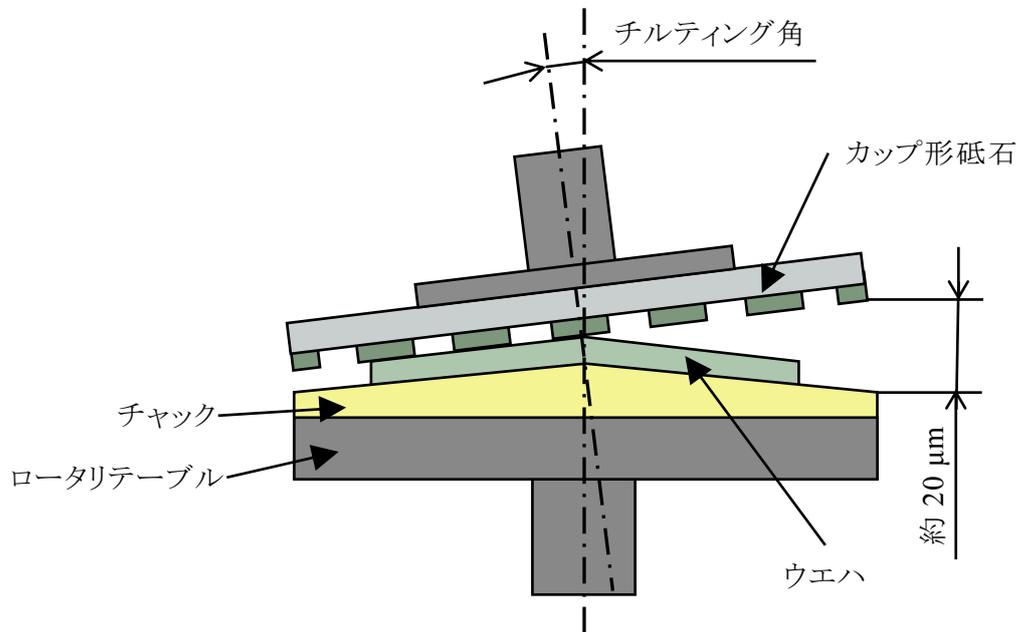
1. 1. 3 ロータリ研削について

ロータリ研削は、縦軸ロータリ研削と横軸ロータリ研削に分類されるが、便宜上、本論では縦軸ロータリ研削のことをロータリ研削と表現する。ロータリ研削盤を用いて行われる裏面研削は、半導体デバイスの軽薄短小化を可能にしている³⁾。半導体デバイス製造の前工程におけるハンドリングを容易にするため、Si ウエハの厚さは規定されている。ISMI (International SEMATECH Manufacturing Initiative)によると、450 mm ウエハではその厚さは $925 \pm 25 \mu\text{m}$ とされているが¹⁰⁾、ダイシングを行う前に厚さ $20 \sim 50 \mu\text{m}$ 程度まで薄化される。

ロータリ研削は工作物を平面に加工する方法の1つであり¹¹⁾、回転するテーブル上で把持されたウエハに対して、カップ形ダイヤモンド砥石を用いて平面研削加工する。この際、高精度平面に加工するために、**図1.7(a)**に示すように、砥石スピンドルとロータリテーブルの回転軸を偏芯させる。また、**図1.7(b)**に示すように、チャックを凸形状に加工するとともに、砥石スピンドルを傾けるチルトイングを行い、砥石をウエハに片当たりさせる。これにより、砥石とウエハの接触領域を半径方向に限定することで、研削痕があやめ状になることを防ぎ、研削抵抗の上昇を抑制し、均一な加工面を得ることができる。



(a) 俯瞰図



(b) 正面図

図1.7 ウエハのロータリ研削加工模式図

1.2 ウエハのロータリ研削における問題点と解決のための提案

1.2.1 ロータリ研削の加工条件決定における問題点と解決のための提案

ウエハのロータリ研削工程においては、砥粒によるウエハ表面や内部への損傷を可能な限り小さくすることが求められる。万が一、破砕を伴い破壊までの変形量が小さい脆性モードで研削を行うと、表面粗さが悪化し損傷が深部まで達するため、次工程の研磨における取り代が増加して加工時間が長くなる。そこで、ウエハのロータリ研削には破砕を伴わない、破壊までの変形量の小さい延性モード研削が求められる。

単結晶 Si の加工に関する研究は多方面から行われている。例えば、横軸角テーブルでの研削加工に関する研究¹²⁾では、傾斜度 1/1000 の試料表面に対して研削することで、切込み量を連続的に変化させて研削面の状況を観察し、切込み深さが表面粗さや脆性面積率におよぼす影響を明らかにしている。また、Si の正面切削における、脆性-延性遷移に関する臨界切込み深さに関する研究などもなされている¹³⁾。しかし、Si ウエハのロータリ研削における砥石およびテーブル回転数や砥石切込み深さなどの適切な研削条件の選定に関しては報告されておらず、その選定は現場作業者の経験によるところが大きい。また、一般に新しい砥石を採用して加工条件を変更する際には、砥石回転数 N [min^{-1}], ウエハ回転数 n [min^{-1}] および砥石切込み速度 f [$\mu\text{m}/\text{min}$] を研削盤の性能範囲内で可能な限り変化させて、加工特性を評価することで、適切な研削条件を選定している。しかし、この方法では膨大な時間および労力が必要となるうえに、科学的な根拠に基づいて評価されているとは言い難い。

一方、金属材料の研削加工においては、加工条件を一般化するために無次元数を求める研究が多くなされており、平面トラバース研削における最大砥粒切込み深さなどは無次元数を含む形で表わされている¹⁴⁾。ウエハのロータリ研削において研削条件が加工特性におよぼす影響は、一般に、砥石回転数 N とウエハ回転数 n の比 N/n (無次元数) を用いて評価されている¹⁵⁾。しかし、砥石外径およびウエハ外径が変わると砥石とウエハの接触面積が変化する。そのため、 N/n のみで加工特性を評価することはできない。また、ウエハのロータリ研削は、砥粒がウエハ加工面上を通過しながら切込みが与えられるダウンフィード研削であるため、**図1.8**に示すように、砥石切込み速度 f によってウエハ加工面への損傷の度合いが変化する。すなわち、 f

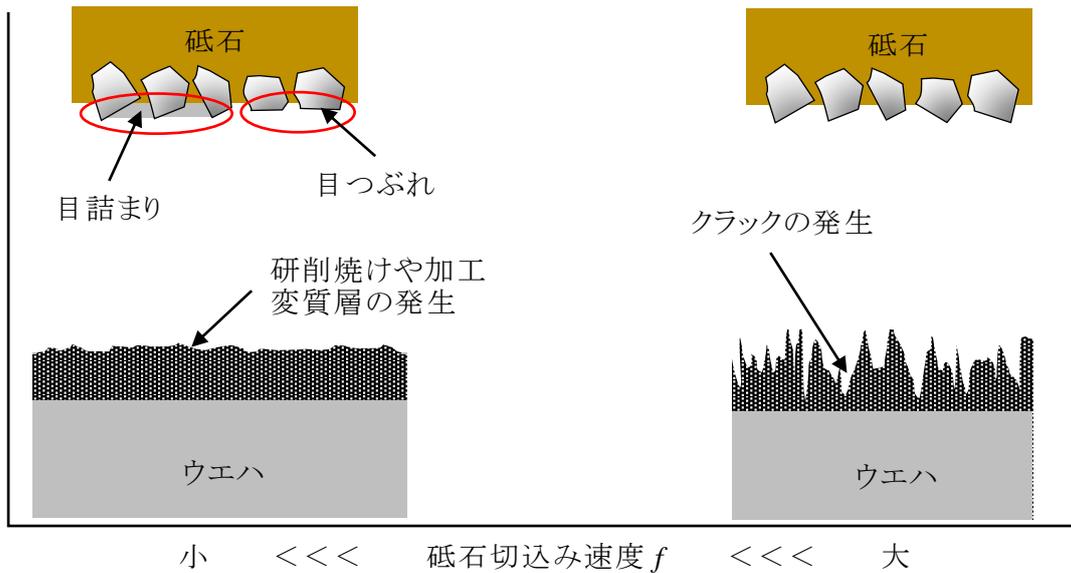


図1.8 砥石切込み速度によるウエハ加工面の性状

が大きい場合、研削抵抗が高くなり、損傷が深部までに達する。一方、 f が小さい場合、砥粒は切くずが気孔につまることで砥粒の突き出しがなくなる目詰まりや砥粒切れ刃先端に摩滅的破壊を生じる目つぶれなどによりウエハに切り込むことができなくなり、研削焼けなどが発生し加工変質層を生成してしまう。そのため、 N/n のみを用いて評価した結果を大径ウエハの研削条件に展開することは適切ではない。

そこで、本論文では、研削条件である砥石半径 R 、ウエハ半径 r 、 N 、 n および f を用いてロータリ研削のメカニズムを考慮した無次元数を定義し、これらの条件を変化させた場合においても、評価できる方法を提案する。

1. 2. 2 現状のロータリ研削盤における静剛性の問題点と解決のための提案

近い将来実用化が想定されている外径 450 mm Si ウエハのロータリ研削では、外径 300 mm Si ウエハに比べて砥石とウエハの干渉長さが長くなる。その結果、同時研削砥粒数が増加するため研削抵抗が上昇することが予想される。同時研削砥粒数とは、砥石作業面上にある砥粒のうち、ある瞬間において砥石と工作物の接触面内に存在して工作物の除去に関与している砥粒の数のことである¹¹⁾。一般に、同一の砥石の場合、砥石回転数が大きいほうが作用砥粒数は増加する。図1. 4で述べたように、これまで Si ウエハのウエハ外径は年々大きくなってきており、2001 年には外径が 200mm から 300 mm へと大径化することを想定して、外径 300 mm Si ウエハを研削可能な研削盤の開発に関する研究報告がなされた²⁰⁾。この研削盤は各

軸受および摺動面に空気静圧を採用することで個体間の接触を完全に排除している。しかし、静剛性の低い空気静圧軸受では、研削抵抗の上昇により各要素が弾性変形し、加工精度の低下を招く可能性がある。そのため、外径 450 mm Si ウェハ加工用研削盤には、空気静圧軸受よりも高剛性な軸受が求められる。

さらに、裏面研削への要求精度(サイト平坦度)も年々高くなっており¹⁶⁾、これを実現するために大径ウェハ加工用研削盤にはループ剛性の向上¹⁷⁾が要求される。また、砥石とウェハの干渉長さが長くなることによって、研削抵抗の上昇が予想されるため、砥石スピンドルおよびロータリテーブル用モータの高出力化などが新たに要求される。そこで、これらの要求を満たすために、従来にない高剛性なウェハ加工用ロータリ研削盤を開発する必要がある。

図1.9に一般的な門型構造のロータリ研削盤における力の流れを示す¹⁸⁾。力の流れとは機

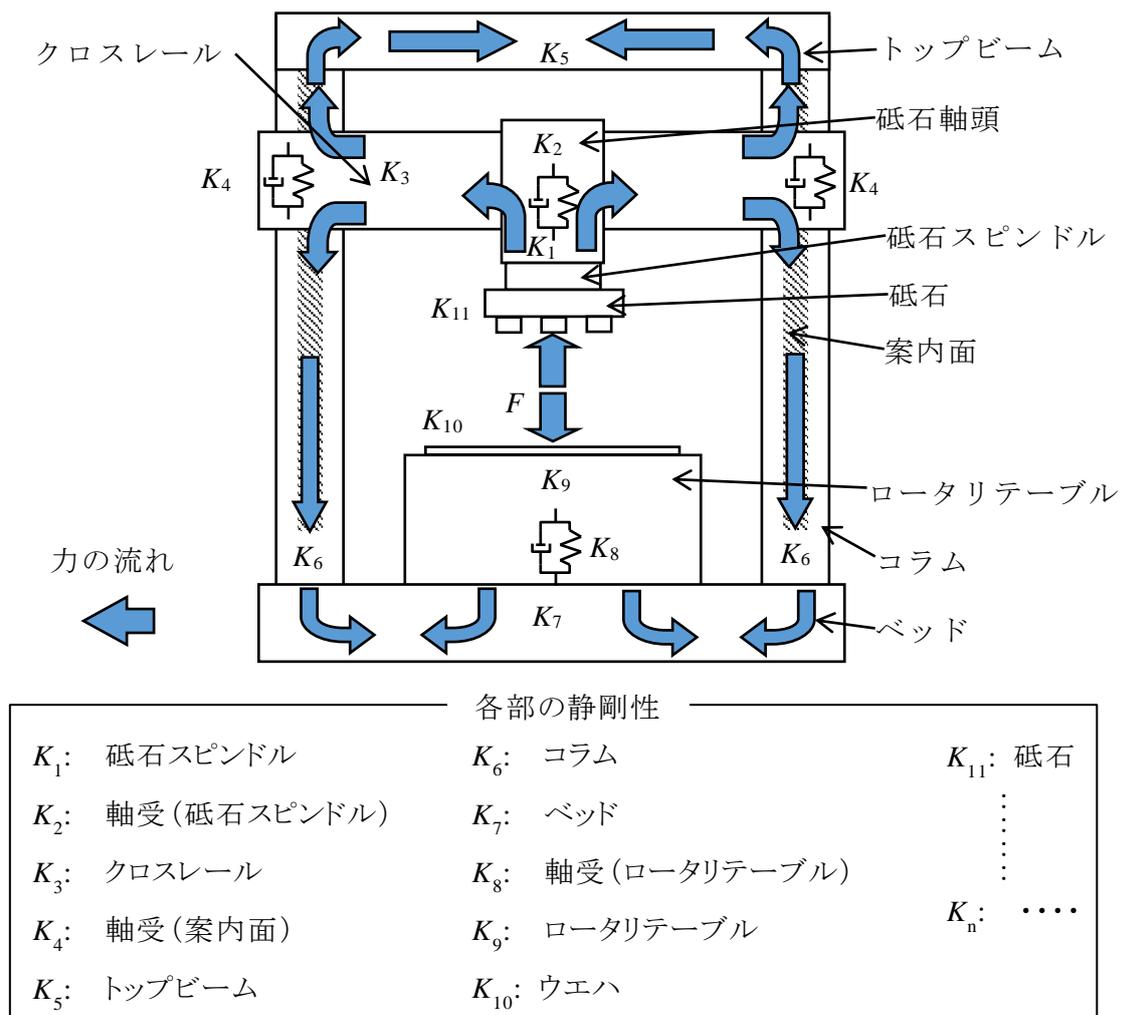


図1.9 門型構造のロータリ研削盤における機械要素と力の流れ

械要素と外的荷重の構造内における伝達の状況である¹⁸⁾。従来のロータリ研削盤は、一般に案内面に砥石軸頭を沿って上下させるコラムタイプまたは門形の構造を有する。例えば、コラムタイプ構造では、砥石と工作物間で力の流れが開放されているため、研削抵抗の上昇により砥石スピンドルなどへの負荷が大きくなると、コラムや砥石軸頭の弾性変形により、加工精度の低下を招く。一方、図1.9に示す門型構造においても力の流れの中に多くの軸受や結合部が存在し、静剛性の低下要因になっている。

また、図1.10に示すように、従来の研削盤に搭載される砥石スピンドルの構造では、砥石軸頭に搭載した砥石スピンドルが案内面に沿って移動する。この構造では、砥石スピンドル用のラジアルおよびスラスト軸受、砥石軸頭とコラムの案内面用軸受など多くの機械要素を必要とし、ループ剛性の低下とコストの上昇を招いている。

特に、ウエハ外径が大きくなると、砥石とウエハの接触面積が拡大するために研削抵抗が高くなることから、よりループ剛性の高い研削盤が必要となる。一般に工作機械のループ剛性を高くするためには、下記の方法などが考えられる^{18, 19)}。

- 1) 構造の単純化かつ軽量化
- 2) 断面二次モーメントを具備した構造(曲げモーメントを受ける部位)

- 3) 閉鎖形断面形状を具備した構造(ねじりモーメントを受ける部位)
- 4) 力のループの短縮かつ閉鎖
- 5) 力のループ内に存在する結合部の高剛性化

ここで、ループ剛性 K_{Loop} はロータリテーブルや砥石スピンドルへの外力 $F_{Ext.}$ と相対変位 X により以下のように表される。

$$K_{Loop} = \frac{F_{Ext.}}{X} \quad (1.1)$$

また、 K_n を各要素および結合部の静剛性とし、研削盤の構造要素がすべて直列に結合されていると仮定すると、 K_{Loop} は次式でも表される。

$$K_{Loop} = \frac{1}{\frac{1}{K_1} + \frac{1}{K_2} + \dots + \frac{1}{K_n}} \quad (1.2)$$

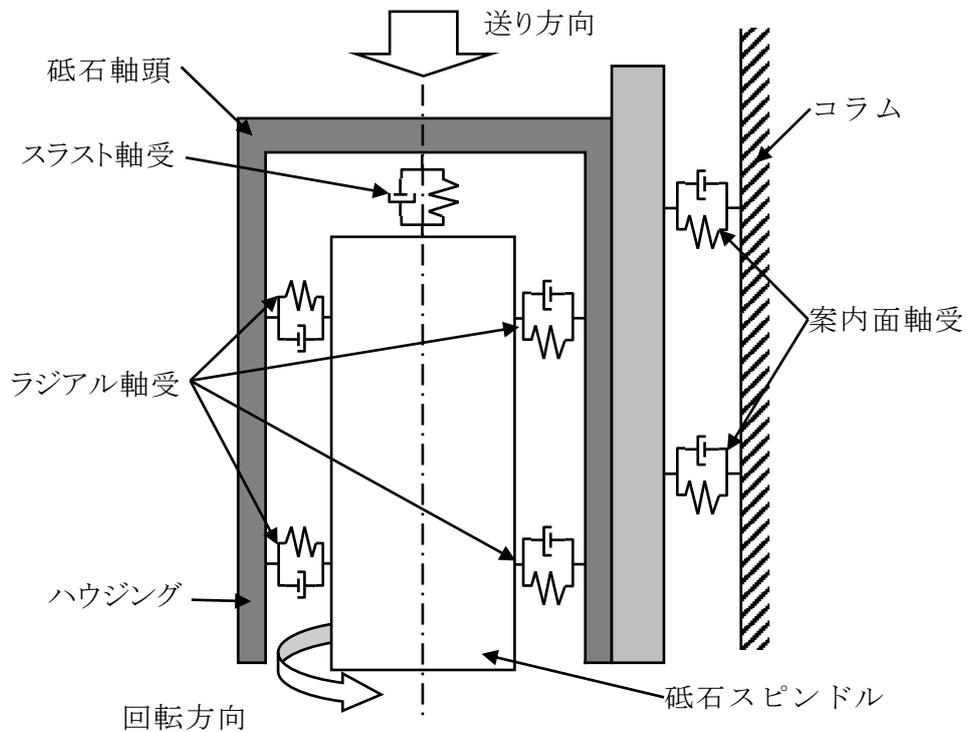


図1.10 従来タイプの砥石スピンドルシステム

これより、研削盤の構造要素および結合部の数を減らすことで式(1.2)右辺の分母が小さくなり、 K_{Loop} は高くなる。また、力のループの中に一つでも静剛性が極端に低い要素が存在すると、構造全体のループ剛性はその単体要素の静剛性以下となってしまう。すなわち、ある要素だけ剛性を高めてもその効果は小さく、全体的にバランス良く剛性を高めるか、研削盤の構造を簡略化することで K_{Loop} を高くすることが求められる。

さらに、半導体デバイスの製造は、鉱油などによる汚染の影響を受けないクリーンな環境下で実施する必要がある。そのため、空気静圧軸受などのように鉱油による汚染がなく、そのうえで高剛性化が期待できる水を作動流体に用いた静圧軸受を開発する必要がある。

1. 2. 3 大径ウエハ加工用ロータリ研削盤の開発

前項で述べた新しい研削盤への提案を実現するために、図1.11に示す共同研究グループを組み、大径ウエハの研削加工を可能にする新しいコンセプトを有する研削盤を開発した^{17) 21~25)}。試作した研削盤の設計構想は防衛大学校、マサチューセッツ工科大学ならびに岡本工作機械製作所で行い、ロータリテーブルの開発に関しては防衛大学校ならびにマサチューセッツ工科大学、砥石スピンドルシステムの開発に関しては防衛大学校ならびにブリティッシュコロロンビア大学、生産設計と試作に関しては岡本工作機械で行った。先行研究として、この研究グループはリニアモータ駆動水静圧案内テーブルを開発しており^{26~31)}、この研究で得られた成果を試作研削盤にフィードバックしている。今回試作した研削盤の性能評価と設計へのフィードバックに関しては防衛大学校で実施した。

本論文では、試作した研削盤の性能評価としてループ剛性、ロータリテーブルの負荷容量、静剛性、モーメント剛性、砥石スピンドルシステムの静剛性、動剛性、位置決め精度などに関する性能評価について述べる。開発した研削盤の開発コンセプトおよび構造・仕様は付章Aにおいて述べる。

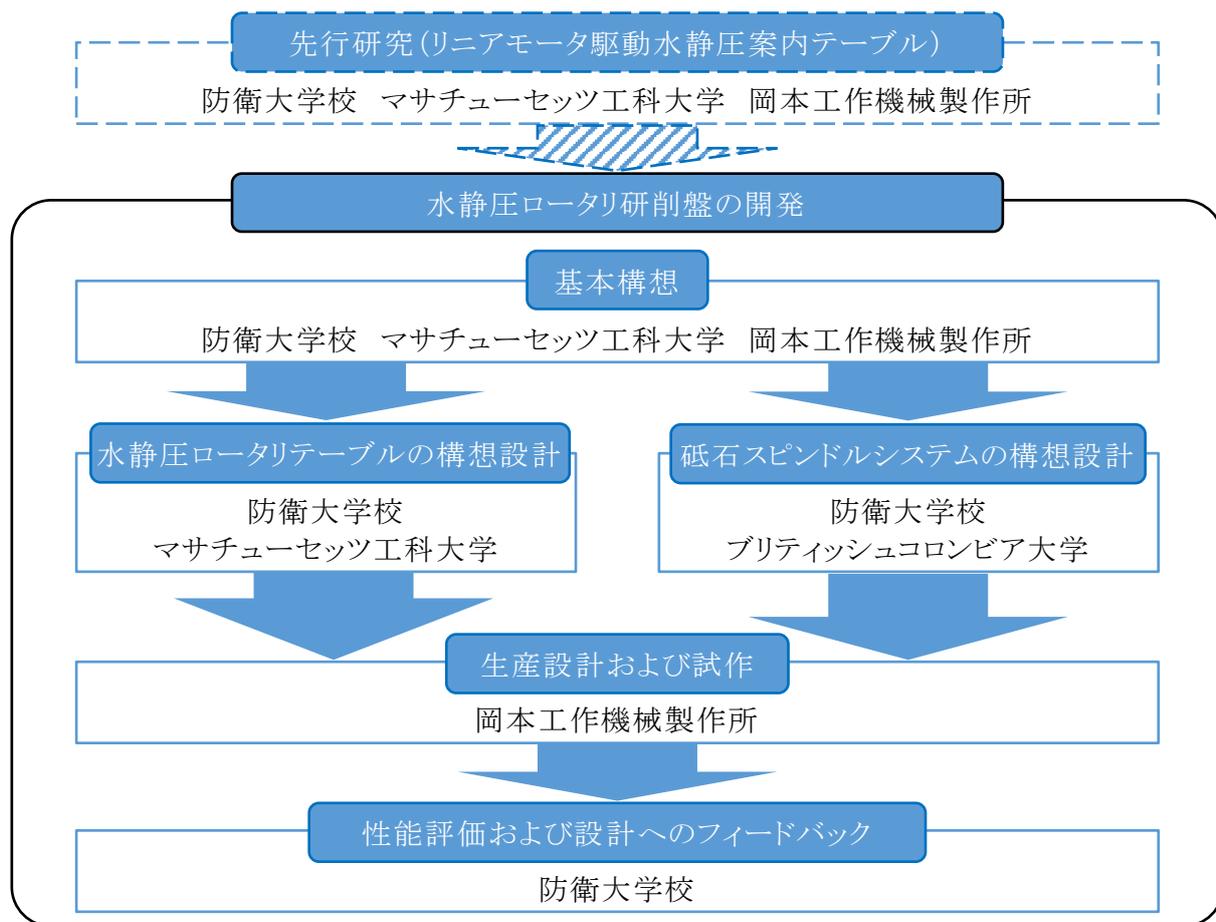


図1.11 新しいロータリ研削盤開発グループ

1.3 本論文の目的と構成

本論文の目的は、大径ウエハのロータリ研削において、適切な加工条件を選定するための手法を確立するとともに、試作した大径ウエハ加工用の水静圧ロータリ研削盤の性能評価を行うことである。さらに、新たに砥粒貫入角度を定義して、理論的に適切な加工条件を求め、実際に大径ウエハを研削加工して加工精度を評価する。

本論文は図1.12のブロック図を示すように、研究の主となる第1～5章と、付録となる付章AおよびBの計7章から構成されている。

第1章「序論」では、一般的な半導体デバイスの製造工程を示す。さらに、その加工条件決定および現状のロータリ研削盤における問題点とその解決のために提案について示す。

第2章「適切な研削条件の選定方法」では、適切な研削条件の選定方法を確立するために、研削条件である砥石半径 R 、ウエハ半径 r 、砥石回転数 N 、ウエハ回転数 n および砥石切込み速度 f を含むロータリ研削における砥粒の運動を考慮した無次元数を砥粒貫入角度として定義して、砥石とウエハの幾何学的関係から砥粒貫入角度を求める。また、砥粒貫入角度が加工特性におよぼす影響について述べる。

第3章「水静圧ロータリ研削盤の性能評価」では、開発した水静圧ロータリ研削盤の性能評価結果について述べる。性能評価は研削盤全体、水静圧ロータリテーブルおよび切込み機構内蔵砥石スピンドルの3項目に関して行う。

第4章「水静圧ロータリ研削盤によるシリコンウエハの研削加工」では、開発した水静圧ロータリ研削盤を用いて外径 300 mm Si ウエハを研削し、第2章で定義した砥粒貫入角度を用いて評価する。その後、評価結果を考慮して外径 450 mm Si ウエハを研削し、その加工特性に関して評価する。

第5章「結論」では、本研究で得られた主要な成果および結論を総括するとともに、本研究の将来展望について述べる。

付章A「開発した研削盤の設計目標値および仕様と構造」では、第3章で性能評価を行う水静圧ロータリ研削盤の開発コンセプトおよび構造・仕様について述べる。

付章B「シリコンウエハの揺動研削加工」では、高能率加工を実現するために、新しいロータ

リ研削方法について提案する。付章Aで仕様と構造を述べ、第3章で性能評価した切込み機
構内蔵砥石スピンドルを軸方向に低周波で振動するように指令信号を制御し、Si ウエハを研
削加工した結果について述べる。

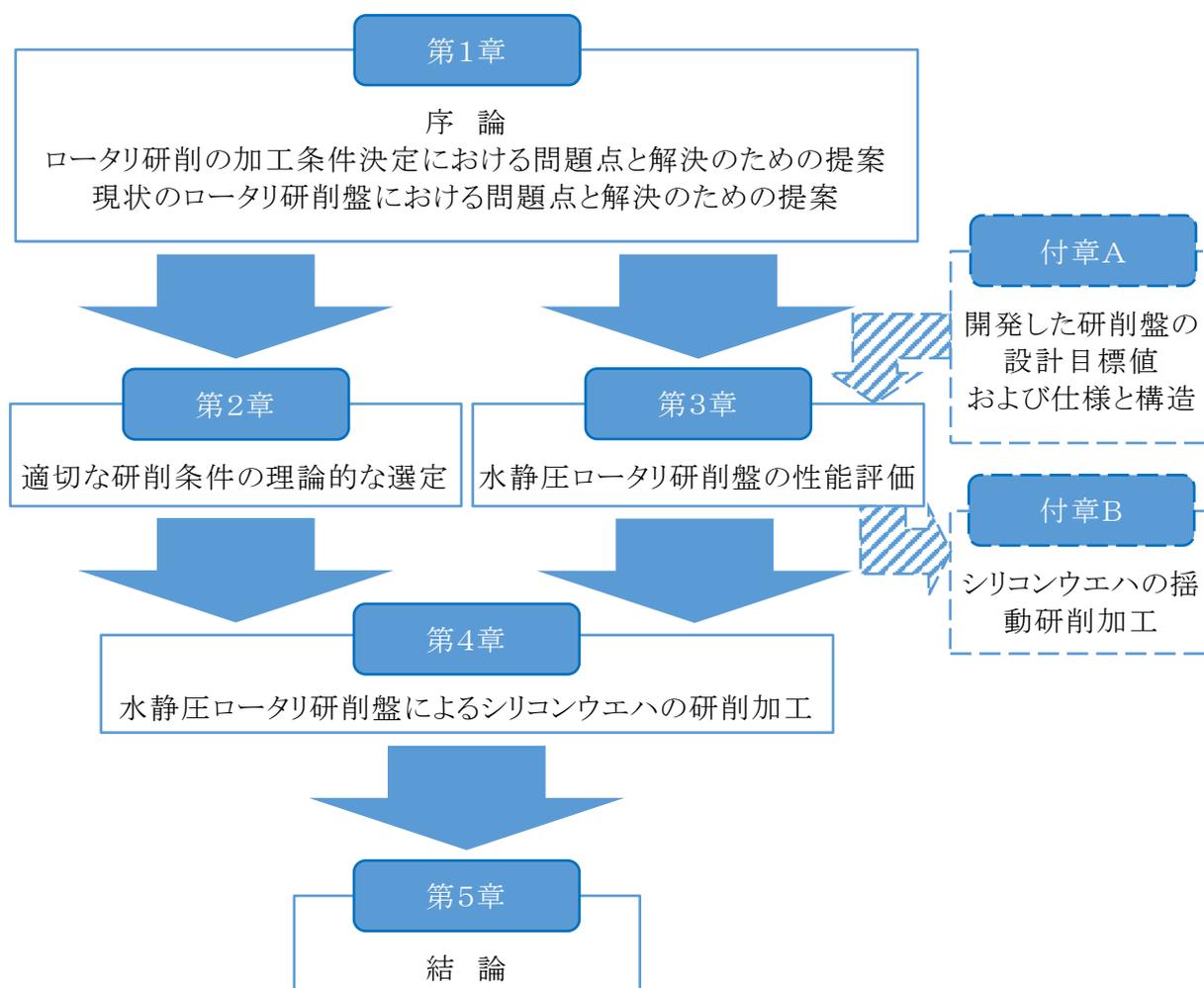


図1.12 本論文の構成

第2章 適切な研削条件の選定方法

2.1 はじめに

第1章で述べたように、ロータリ研削における研削条件が加工特性におよぼす影響は、一般に砥石回転数 N とウエハ回転数 n の比 N/n を用いて評価されている¹⁾。しかし、砥石およびウエハの外径が異なると砥石とウエハの接触面積が変化するため研削抵抗が異なり、 N/n を用いて一様に評価することは適切ではない。また、同じ N/n および砥石切込み速度 f においても、 N と n の値が大きな組み合わせと小さな組み合わせでは、砥粒一つ当たりの除去体積が異なるため、研削抵抗や機械除去モード(延性モードや脆性モードのような材料除去様式)が異なる。

さらに、**図2.1**に示すように、砥粒がウエハ加工面上を通過しながら切込みを与えられるダウンフィード研削では、砥石切込み速度 f によってウエハ加工面への損傷の度合いが変化する。 f が大きい場合、砥石がウエハに強制的に押し込まれるため研削抵抗が大きくなり、損傷が深部までに達する。一方、 f が小さい場合、砥粒が摩耗する目つぶれ²⁾などによりウエハに切り込むことができなくなり、研削焼けなどが発生し加工変質層を生成してしまう。そのため、 N/n のみを用いて加工条件を決定することは適切ではない。

Si ウエハへの損傷を小さくするためには、延性モード研削が求められ、多くの研究がなされている^{3~5)}。また、サファイアウエハの延性-脆性モード研削の評価に関する研究として、**図2.2**に示すように表面形状とそのヒストグラムに関する研究が行われている⁶⁾。これは、ヒストグラムの歪度 S 、尖度 K および標準偏差

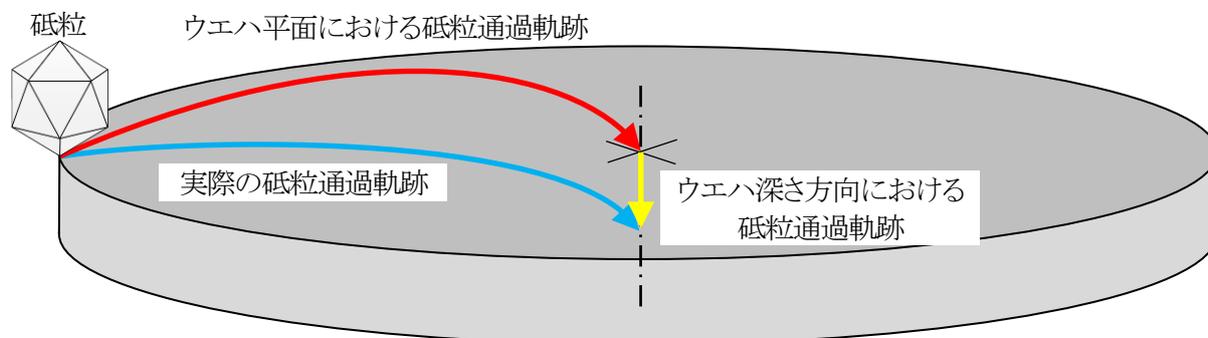


図2.1 砥粒通過長さや砥粒切込み深さの関係

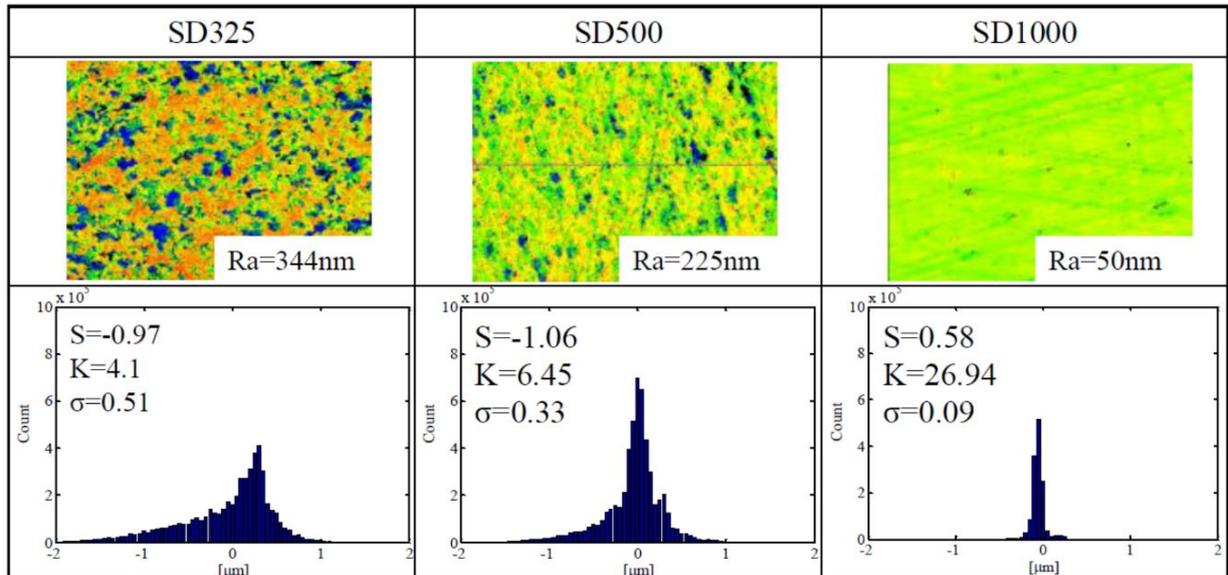


図2.2 表面形状とそのヒストグラムの一例⁶⁾ (砥石外径:300 mm, 6 インチサファイアウエハ)

σ を求め、 σ が小さく K が大きい場合が延性モード研削になることを明らかにしている。しかし、Si ウエハのロータリ研削において、材料除去様式である延性モード研削・脆性モード研削となる加工条件 (N, n, f など) に関する研究は報告されていない。

一方、加工現象を理論的に明らかにする場合、その理論式中に多くの無次元数が含まれる。これは、加工条件を無次元化することで、複数の加工条件を同時に変化させた場合でも、一様に評価することができるからである。例えば、図2.3に示す平型砥石を用いた平面トラバース研削における最大砥粒切込み深さ g_m は、砥石の連続切れ刃間隔: a 、工作物送り速度: v 、砥石周速度: V 、砥石切込み深さ: t 、砥石外径: D とした時、次式で与えられる⁷⁾。

$$g_m = 2a \frac{v}{V} \sqrt{\frac{t}{D}} \quad (2.1)$$

式(2.1)より、2つの無次元数 ($v/V, \sqrt{t/D}$) が含まれていることがわかるとともに、 g_m は V や t など変化させても無次元化されていない a の影響を大きく受けることがわかる。また、接線研削抵抗と法線研削抵抗の比である二分力比のような無次元数を用いて加工特性を評価する方法がある⁸⁾。二分力比は、工作物に

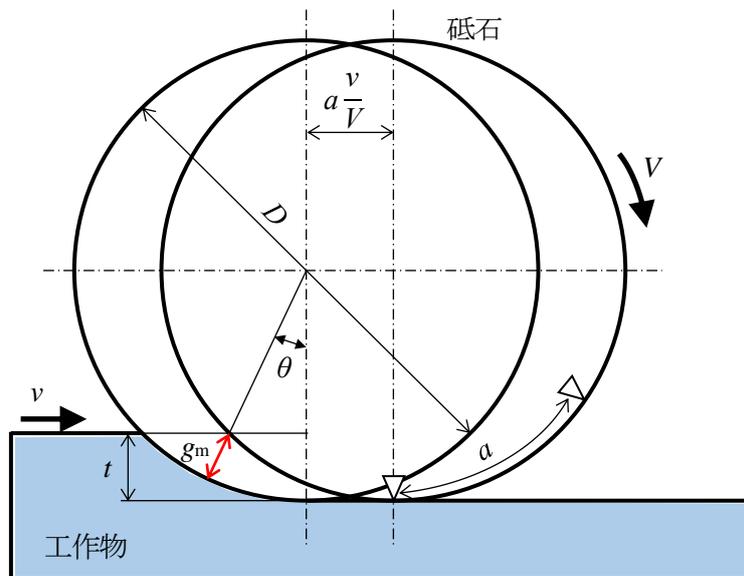


図2.3 平面研削モデル⁷⁾

よってほぼ決まる値であり、切込み量や送り速度を変化させてもほとんど変化しないことが知られている。このように、加工現象を明らかにするために、無次元数を求める、あるいは用いて加工特性を評価することは重要な手法である。しかし、ウエハのロータリ研削において、加工条件を含む無次元数を求めた研究に関する報告されていない。

そこで、1つの砥粒がウエハ加工面上を通過する長さ(砥粒通過長さ L : 図2.1中赤線)とその間に切り込む深さ(砥粒切込み深さ D : 図2.1中黄線)の比(砥粒貫入角度 D/L)を砥石半径 R , 砥石回転数 N , ウエハ半径 r , ウエハ回転数 n ならびに砥石切込み速度 f を含む無次元数として定義する。その後、 D/L が表面粗さ、研削抵抗および表面性状におよぼす影響を実験的に明らかにする。

2.2 砥粒貫入角度の定義

適切な加工条件を選定するためには、図2.1に示すように1つの砥粒がウエハ加工面上を通過する長さ(砥粒通過長さ L)とその間に切り込む深さ(砥粒切込み深さ D)の比(砥粒貫入角度 D/L)を考慮する必要がある。

まず、砥粒通過長さ L を求める。図2.4にカップ形砥石とウエハの幾何学的な位置関係とそれぞれの回転方向を示す。砥石回転数 N 、砥石半径 R 、ウエハ回転数 n 、ウエハ半径 r 、砥石の中心座標 $(R, 0)$ ならびにウエハの中心座標 $O(0, 0)$ とし、砥石の外周部がウエハの中心を通過するようにする。この時、砥石外周とウエハ外周の交点 $A(a, b)$ にある砥粒の座標は次式で表わされる。

$$(a, b) = \left(\frac{r^2}{2R}, \frac{r}{2R} \sqrt{4R^2 - r^2} \right) \quad (2.2)$$

点 A にある砥粒は砥石外周上を回転数 N で移動する。ここで、砥粒通過長さ L に対するチルティング(砥

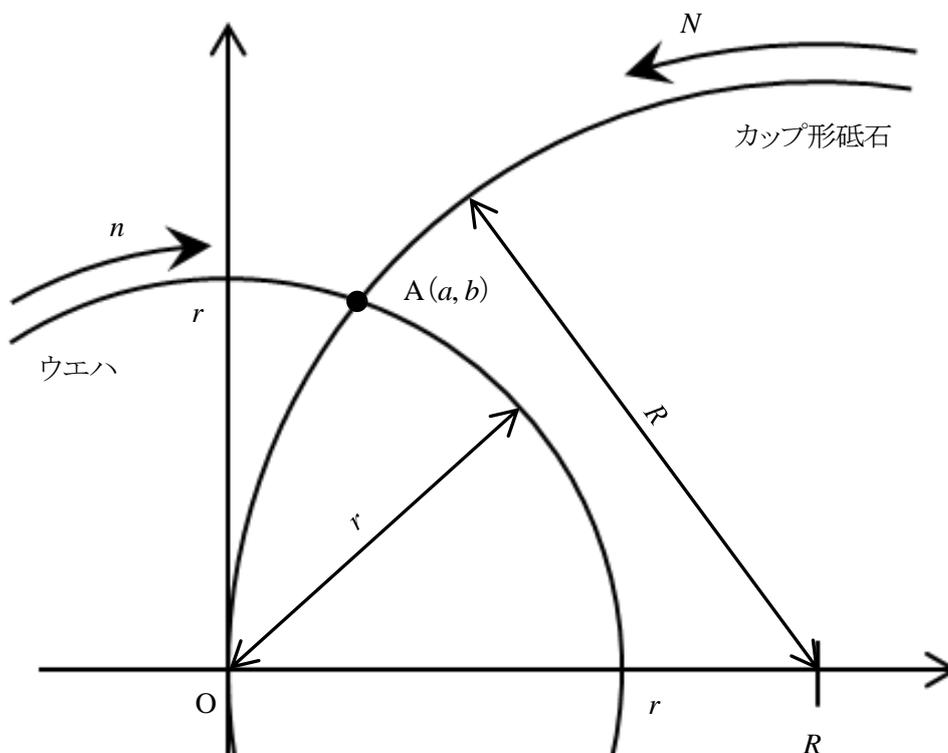


図2.4 砥石とウエハの位置関係

石スピンドルを傾け、砥石をウエハに片当たりさせ、研削痕があやめ状になることを抑制することの影響は極めて小さいため、考慮しない。

図2.5に示すように、砥粒に切込みを与えない場合、 t 秒後の座標を $A'(a', b')$ 、 t 秒間に砥石が回転する角度を $\theta_R = 2\pi N \cdot t$ とすると、 a' および b' は次式で表わされる。

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} a' \\ b' \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} \cos \theta_R & -\sin \theta_R \\ \sin \theta_R & \cos \theta_R \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a-R \\ b \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} R \\ 0 \end{pmatrix} \\ &= \begin{pmatrix} (a-R) \cos \theta_R - b \sin \theta_R + R \\ (a-R) \sin \theta_R + b \cos \theta_R \end{pmatrix} \end{aligned} \tag{2.3}$$

次に、砥粒が点 A から点 O までの通過する時間 T は次式で求められる。

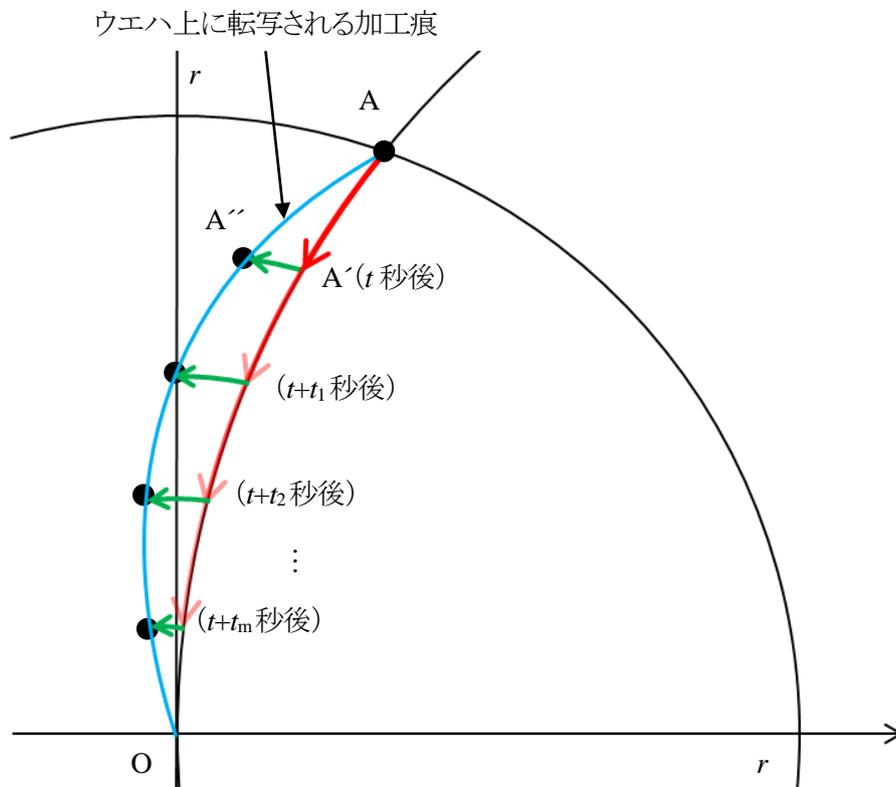


図2.5 砥粒の移動軌跡

$$T = \frac{\alpha}{2\pi N}, \quad \left(\cos \alpha = 1 - \frac{a}{R}, \quad \sin \alpha = \frac{b}{R} \right) \quad (2.4)$$

さらに, t 秒間にウエハが回転する角度を $\theta_r = 2\pi n \cdot t$ とすると, 点 A から t 秒前 ($t=0$ の時) のウエハ上の座標 A'' (a'', b'') は次式で表わされる.

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} a'' \\ b'' \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} \cos(-\theta_r) & -\sin(-\theta_r) \\ \sin(-\theta_r) & \cos(-\theta_r) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a' \\ b' \end{pmatrix} \\ &= \begin{pmatrix} \cos \theta_r & \sin \theta_r \\ -\sin \theta_r & \cos \theta_r \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a' \\ b' \end{pmatrix} \\ &= \begin{pmatrix} \{ (a-R) \cos \theta_R - b \sin \theta_R + R \} \cos \theta_r + \{ (a-R) \sin \theta_R + b \cos \theta_R \} \sin \theta_r \\ \{ (a-R) \cos \theta_R - b \sin \theta_R + R \} \sin \theta_r + \{ (a-R) \sin \theta_R + b \cos \theta_R \} \cos \theta_r \end{pmatrix} \\ &= \begin{pmatrix} (a-R) \cos(\theta_R - \theta_r) - b \sin(\theta_R - \theta_r) + R \cos \theta_r \\ (a-R) \sin(\theta_R - \theta_r) + b \cos(\theta_R - \theta_r) - R \sin \theta_r \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (2.5)$$

ここで, ウエハ上における点 A'' の軌跡は, $t=0$ の時に点 A にある砥粒が $0 \leq t \leq T$ までの間にウエハ上に示す研削痕となり, この研削痕の長さが砥粒通過長さ L となる. すなわち, $a'' = f[t]$, $b'' = g[t]$ とすると $0 \leq t \leq T$ における L は

$$\begin{aligned} L &= \int_0^T \sqrt{f'[t]^2 + g'[t]^2} dt \\ &= 2\pi \int_0^T \sqrt{R^2 (N-n)^2 + n(2R^2 - r^2)(N-n) \cos(2\pi Nt) + nr\sqrt{4R^2 - r^2} (N-n) \sin(2\pi Nt)} dt \end{aligned} \quad (2.6)$$

となる. 式(2.6)は初等関数では解けないため, 数値積分によって L を求める.

また, $0 \leq t \leq T$ における砥粒切込み深さ D は砥石切込み速度 f と T を用いて, 次式で表わされる.

$$D=fT \tag{2.7}$$

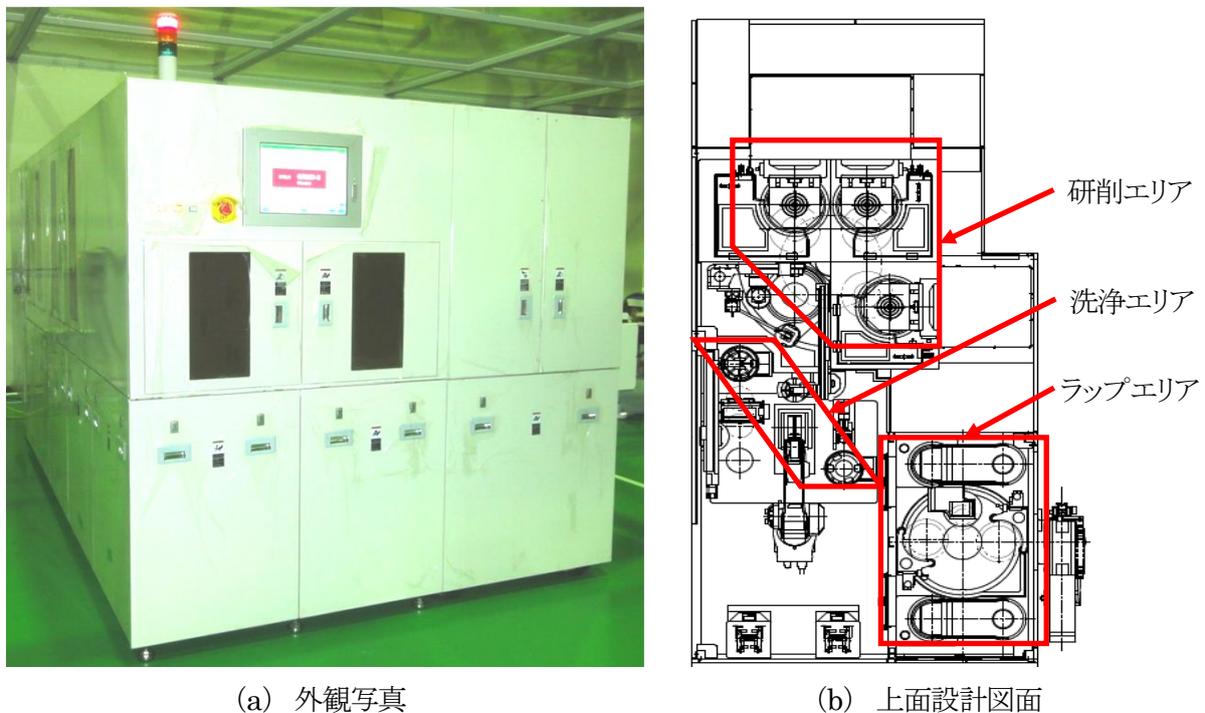
以上より, 式(2.6)と式(2.7)の比から砥石半径 R , 砥石回転数 N , ウエハ半径 r , ウエハ回転数 n ならびに砥石切込み速度 f を含む無次元数である砥粒貫入角度 D/L は次式で定義される.

$$D/L = \frac{fT}{2\pi \int_0^T \sqrt{R^2(N-n)^2 + n(2R^2-r^2)(N-n) \cos(2\pi Nt) + nr\sqrt{4R^2-r^2}(N-n) \sin(2\pi Nt)} dt} \tag{2.8}$$

本章第2節ならびに第3節において, 式(2.8)に研削条件を代入し, Si ウエハの各研削条件における D/L を求め, 加工特性におよぼす影響を実験的に明らかにする.

2.3 研削方法および研削条件

図2.6に研削実験に使用する全自動ロータリ研削・研磨機(岡本工作機械, SGL6)の外観写真および上面設計図を, 表2.1にその仕様を示す. 本研削盤は, 外径50, 100, 150, 200 mm ウェハに対応しており, ウェハ外径の影響を検証できるうえに, 砥石スピンドルのモータ出力が 6.7 kW と一般的な研削盤(~5.5 kW)に比べて大きく⁹⁾, 高負荷が予想される本実験条件にも対応できる性能を有している. 本実験では研磨加工は行わず, 研削加工のみを行う. そのため, 洗浄エリアから手動でロータリテーブルにウェハをチャッキングし研削加工した後, 再度洗浄エリアから手動でウェハを取外し, 機外で洗浄を行う. また, 砥石軸が3軸あるため, 粗研削から仕上げ研削までを1工程で行う.



(a) 外観写真

(b) 上面設計図面

図2.6 全自動ロータリ研削・研磨機の外観写真および上面設計

表2.1 ロータリ研削盤の仕様

砥石スピンドル	回転数	[min ⁻¹]	300-3000
	モータ出力	[kW]	6.7
ワークテーブル	回転数	[min ⁻¹]	1-450
	チャッキング方式		真空
砥石切込み速度		[μm/min]	1-999

加工終了後の Si ウェハの算術平均高さ S_a の測定および表面性状の観察は、コヒーレンス走査型干渉計 (Zygo, NewView6K) で行う。算術平均高さ S_a は、ISO25178 で規定されており¹⁰⁾、算術平均粗さ R_a を面に拡張したパラメータである¹¹⁾。これは表面積 A の平均面に対して、各点の高さの差の絶対値の平均を示している。測定箇所は図2.7に示す7点とする。測定に際し、フィルターは設定せず、観察視野は $105 \times 140 \mu\text{m}$ とする。ウェハ半径を $r \text{ mm}$ とした時、ウェハ中心から $0, 10, r/2$ および $r-10 \text{ mm}$ の位置で、それぞれオリエンテーションフラット(ノッチ)方向とそれと直交する方向の7点を測定する。また、測定結果を平均して算術平均高さ S_a として評価する。

研削抵抗が大きくなると、砥石切込み速度が小さい際には、砥粒の摩滅により砥粒がウェハに切り込むことができなくなり研削焼けのなどの変質層を生成する恐れがある。また、砥石切込み速度が大きい際には、強制的な砥粒の切込みによりクラックなどの損傷がウェハ深部まで達する恐れがある。さらに、機械除去モードによって研削抵抗は変化する。延性モード研削では破壊までの変形量が大きいため研削抵抗は大きくなり、脆性モード研削では破壊までの変形量が小さいため研削抵抗は小さくなる。そのため、研削抵抗のモニタリング重要な課題である。しかし、ロータリ研削に消費電力と研削抵抗の関係については明らかにされていない。

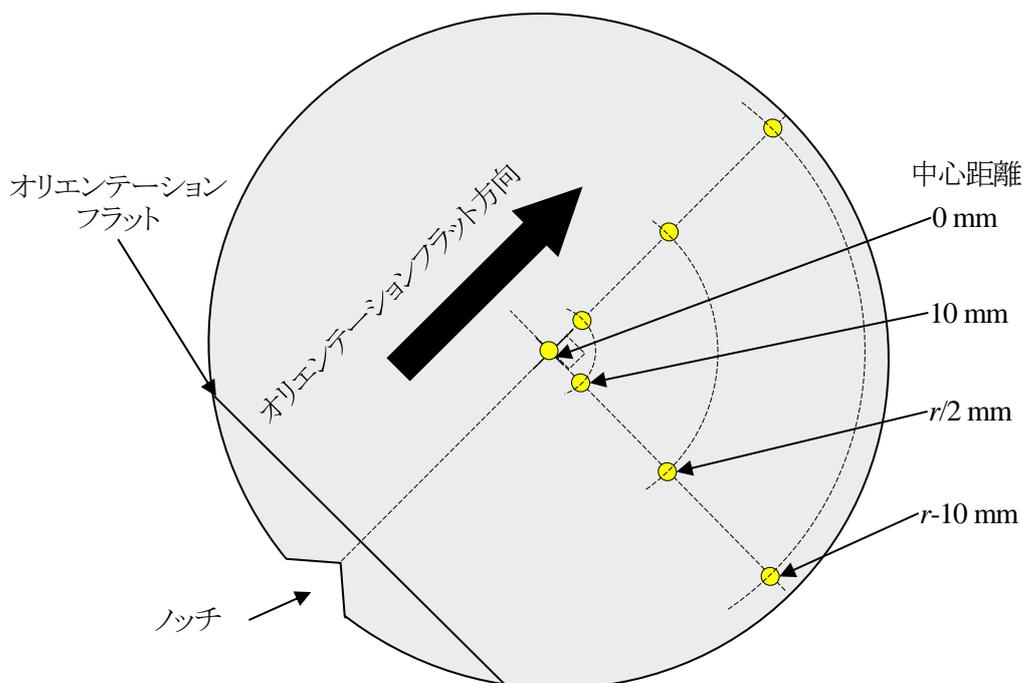


図2.7 表面粗さの測定箇所

横軸角テーブルにおける平面研削において、消費電力 P と接線方向(テーブル送り方向)研削抵抗 F_t の関係は、砥石周速度 V およびモータ効率 η を用いて、次式で表わされることが明らかにされている¹²⁾。

$$P = \frac{F_t V}{\eta} \quad (2.9)$$

そこで、研削加工時における研削抵抗の変化を推察するために、砥石スピンドルの消費電力を測定する。消費電力から研削抵抗を砥石スピンドルの消費電力はクランプ電流計(日置電機, 3169-01, 9660)で測定し、データロガー(GRAPHTEC, GL220)にサンプリングタイム 100 ms で出力する。図2.8に示すように、砥石スピンドルの消費電力は無負荷時(エアーカット時)と砥石とウエハが全面で接触している、全当たり状態の差から求める。

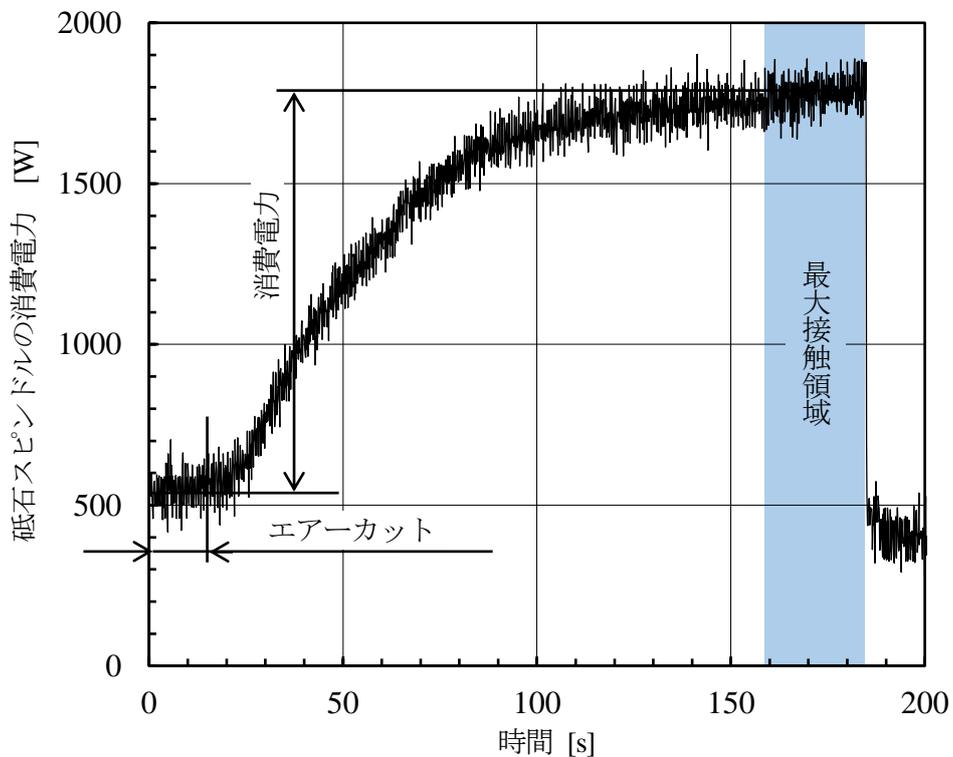


図2.8 消費電力の測定結果の一例
(N : 1450 min^{-1} , n : 297 min^{-1} , f : $20 \text{ } \mu\text{m}/\text{min}$)

表2.2にウエハの研削条件を示す。研削には外径 300 mm のダイヤモンドカップ形砥石(旭ダイヤモンド工業, 304B3B5XVA800018SHM8M)を用いる。ウエハ半径 r の影響を評価するために, 外径 150 mm と 300 mm の Si ウエハを研削実験に用いる。砥石回転数 N およびウエハ回転数 n , 砥石切込み速度 f は, 砥石スピンドルモータがオーバーロードにならず, 極端な研削焼けが確認されない領域で可能な限り広範囲に設定する。すなわち, f が小さい場合は N および n は低回転の組み合わせとなり, f が大きい場合は N ならびに n は高回転の組み合わせとなる。

ここで, 砥粒通過長さ L が同一である場合, D/L は f に比例する。そのため, f が加工特性におよぼす影響を明らかにするために $f=5\sim 40\ \mu\text{m}/\text{min}$ とする。なお, 研削条件が加工面性状におよぼす影響を明らかにするために, スパークアウトならびに加工終了後に砥石をゆっくりリトラクトさせるスローアップ作業は行わずに加工終了後に速やかにリトラクトさせる。研削液には水道水を用いる。いずれの条件も3回ずつ加工し, これらの結果を平均して実験結果とする。いずれの条件に関しても前加工として, 粒度:#325, 結合材:レジノイド, $2R=300\ \text{mm}$ のダイヤモンドカップ形砥石(旭ダイヤモンド工業)を用いて, 算術平均高さ S_a が $0.2\sim 0.25\ \mu\text{m}$ 程度になる様に粗研削を行う。前加工の条件は $N=2000\ \text{min}^{-1}$, $n=297\ \text{min}^{-1}$, $f=100\ \mu\text{m}/\text{min}$, 総除去量: $20\ \mu\text{m}$, スパークアウトタイム: $0\ \text{s}$ とする。

表2.2 Si ウエハの研削条件

ウエハ外径 $2r$	[mm]	150, 300
砥石回転数 N	[min^{-1}]	300, 400, 500, 600, 700, 800, 1000, 1250, 1450, 2000, 2500, 3000
テーブル回転数 n	[min^{-1}]	50, 150, 297, 450
砥石切込み速度 f	[$\mu\text{m}/\text{min}$]	5, 10, 20, 30, 40
総除去量	[μm]	40
スパークアウトタイム	[s]	0
スローアップ		なし
研削液		水道水
砥石仕様		
形式		カップ形
外径 $2R$	[mm]	300
砥粒		ダイヤモンド
粒度		#8000
結合材		ビトリファイド

2.4 実験結果

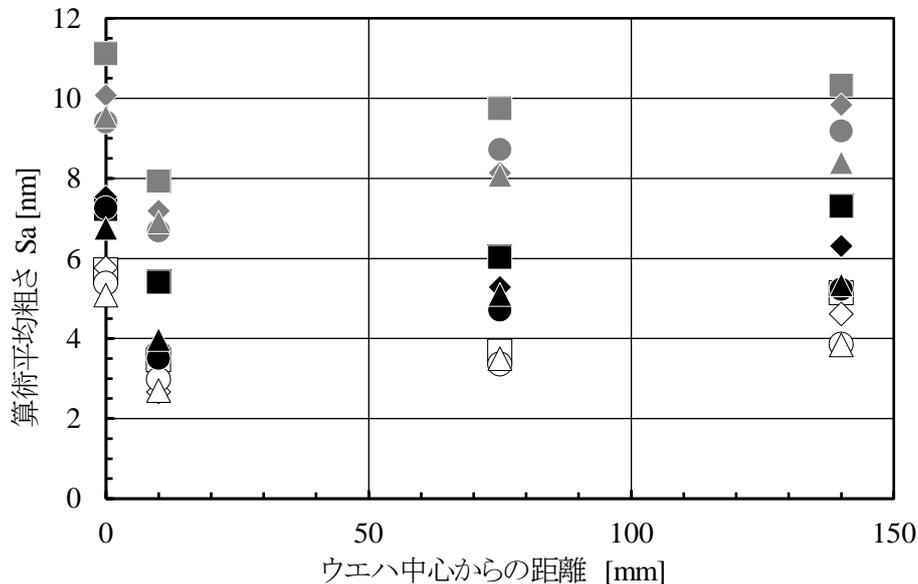
2.4.1 算術平均高さにおよぼす影響

(1) ウエハ中心からの距離と算術平均高さの関係

本実験においては、図2.6に示すようにウエハ上の7点を測定しているおり、研削条件によって、ウエハ中心からの距離と算術平均高さ S_a の関係の傾向が異なると7点を平均して評価することは適切ではない。

図2.9にウエハ中心からの距離と S_a の関係の一例を示す。いずれの条件においても、ウエハ外周部測定箇所: (140 mm) から中心部(測定箇所:10 mm) に向かって S_a が小さくなり、中央部(測定箇所:0 mm) で急激に大きくなる。これは中央部の方が砥粒切削軌跡密度は大きくなるためだと考えられる¹³⁾。図2.10に砥粒切削軌跡密度のイメージ図と一例を示す。砥粒切削軌跡密度とは、単位長さ当たりに対して通過する砥粒数のことであり、砥粒切削軌跡密度が疎の方が粗さは大きくなり、密の方が粗さは小さくなる。

一方、ウエハ中心部(測定箇所:0 mm) では、 S_a が大きくなる。これは、砥石軸にチルティングを与えても、図2.11に示すように砥石幅の2倍の長さだけ中心を超えて研削してしまうため、研削痕があやめ状に

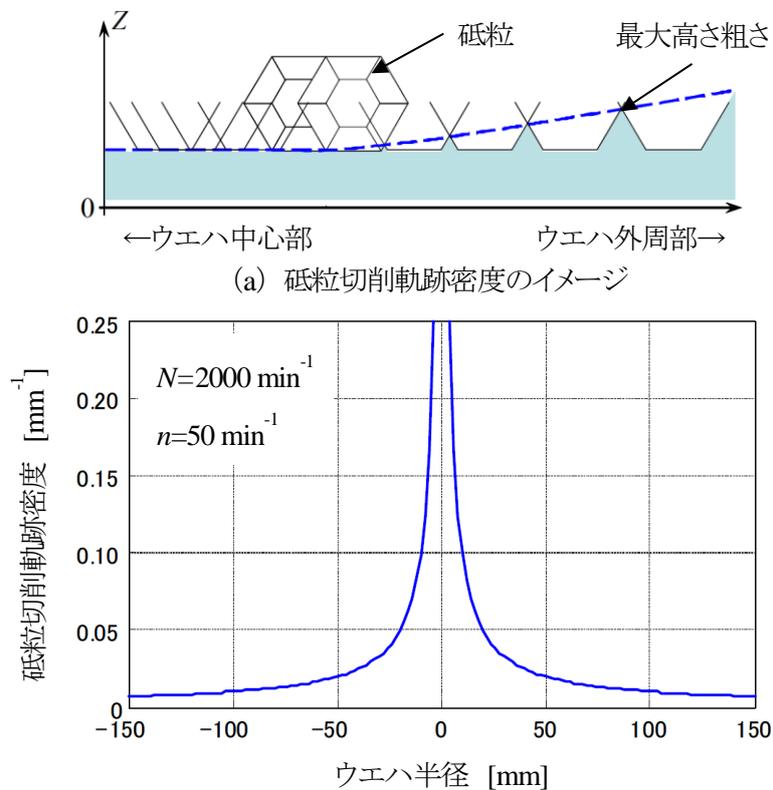


		砥石回転数 N [min-1]		
		500	1450	3000
ウエハ回転数 n [min-1]	50	■	■	□
	150	◆	◆	◇
	297	●	●	○
	450	▲	▲	△

図2.9 ウエハ中心からの距離と算術平均高さの関係 ($f=297 \mu\text{m}/\text{min}$)

なる領域(図中:赤色)が発生する. そのため, 砥粒の滞留時間が長くなり, 損傷がウエハの他の部分に比べて深部まで達したと考えられる.

図2.9に示すように, いずれの条件においてもウエハ中心からの距離が大きくなるとSaは大きくなるが, その差は2~4 nm程度である. また, 砥石回転数 N およびウエハ回転数 n の影響も確認できるとともに, いずれの条件においても同様の傾向を示している. そこで, 本研究では7点の測定結果の平均値を各研削条件におけるSaとして評価する.



(b) 砥粒切削軌跡密度の一例

図2.10 砥粒切削軌跡密度¹³⁾

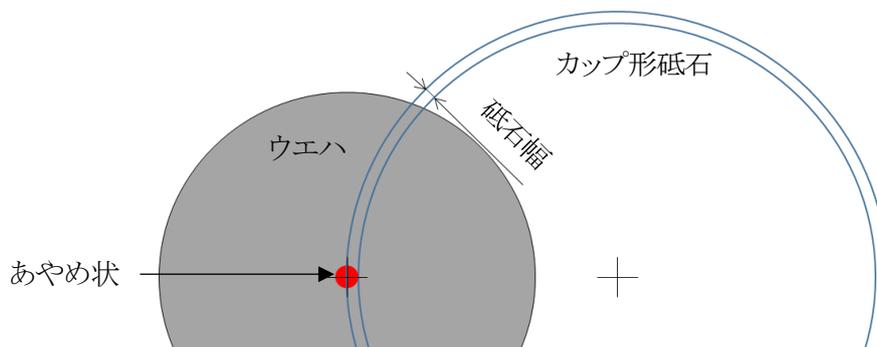


図2.11 あやめ状の研削痕が発生する領域

(2) ウエハ回転数の影響

図2.12に外径 $2r=300$ mm の Si ウエハを、砥石切込み速度 $f=20$ $\mu\text{m}/\text{min}$ でロータリ研削した際の、砥粒貫入角度 D/L と算術平均粗さ Sa の関係を示す。各条件の最大値を「+」、最小値を「-」で示す。いずれのウエハ回転数 n においても、 D/L が小さくなると、 Sa は小さくなる。これは、式(2.8)から D/L が同じ場合では、砥石回転数 N がウエハ回転数 n に対して小さくなるため、同時研削砥粒数が増大して、 Sa が小さくなるものと考えられる。

また、 n が大きいと Sa が小さくなる傾向を示すが、 D/L が 1.2×10^{-10} 程度にまで小さくなると n の影響は小さくなる。これは D/L が小さい領域では1つの砥粒当たりの除去体積が小さくなり、ウエハ回転数の違いによる影響が小さくなるものと考えられる。

$D/L=2-3 \times 10^{-10}$ 付近よりも大きい領域において、 Sa の変化の傾きが徐々に緩やかになる。これは D/L が大きい領域においては脆性モード研削が支配的となり、脆性破壊によって加工面が生成されることにより粒度、集中度などの砥石の影響が小さくなったと考えられる。

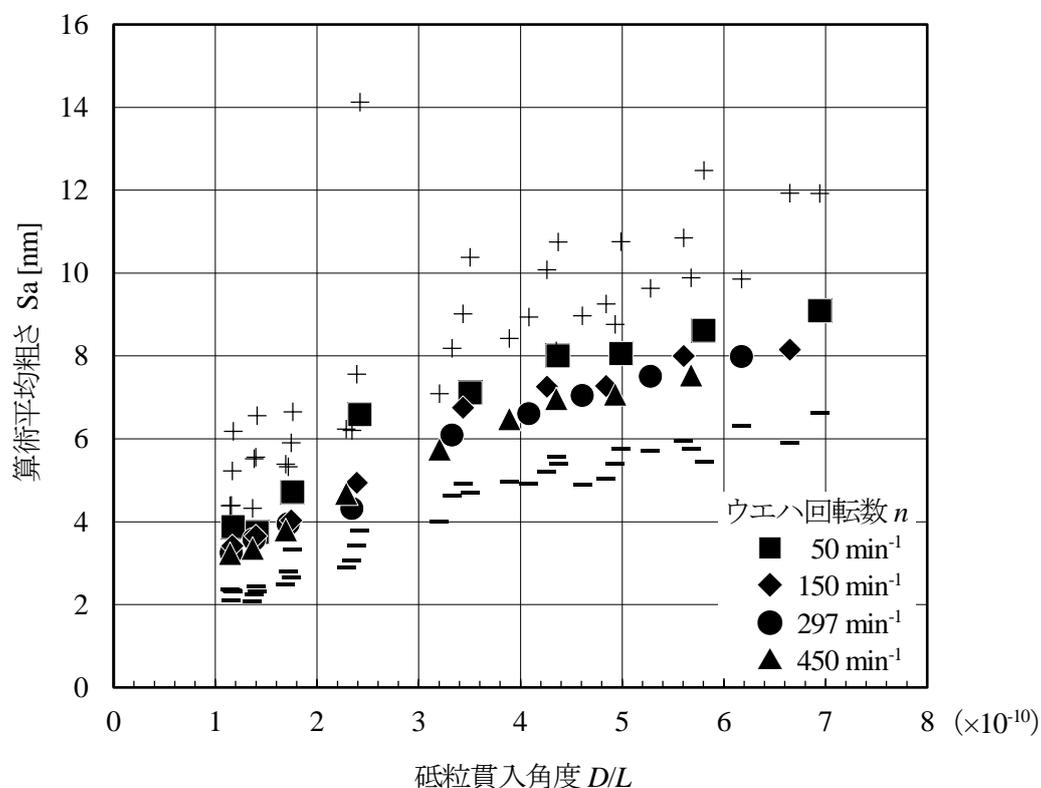


図2.12 砥粒貫入角度 D/L と算術平均粗さ Sa の関係
($2r=300$ mm, $f=20$ $\mu\text{m}/\text{min}$)

また、同じ D/L において、 Sa は n の影響を受けており、 n が大きい方が Sa は小さくなる傾向を示す。これは同じ D/L においても、 n が大きい方が砥石切込み速度 f が大きくなるため砥粒通過長さ L が大きくなり、単位時間当たりの加工量が増加し同時研削砥粒数が多くなるためだと考えられる。

図2.13に図2.12の実験結果を砥石回転数 N とウエハ回転数 n の比 N/n で整理した結果を示す。各条件の最大値を「+」、最小値を「-」で示す。 N/n が大きくなると、 Sa は小さくなる。これは、 n に対して N が大きくなると、単位時間当たりの同時研削砥粒数が増加するため、砥粒切削軌跡密度が高くなったためだと考えられる。しかし、 $Sa=4$ nm となる条件において、 D/L を用いて評価した結果は約 1.3 倍 ($D/L=1.16\sim 1.69$) の差があるのに対して、 N/n を用いて評価した結果は約 13.6 倍 ($N/n=4.4\sim 60$) の差がある。これは、同じ N/n においても、 N および n が大きい組み合わせと小さい組み合わせに分けられ、 N および n が大きい組み合わせの方が小さい組み合わせに比べて、砥粒切削軌跡密度が大きくなるとともに、1つの砥粒が単位時間あたりに切り込む深さが小さくなるためだと考えられる。

図2.12と図2.13を比較すると、 D/L を用いて評価した結果は、いずれの条件においても、ほぼ同じ傾

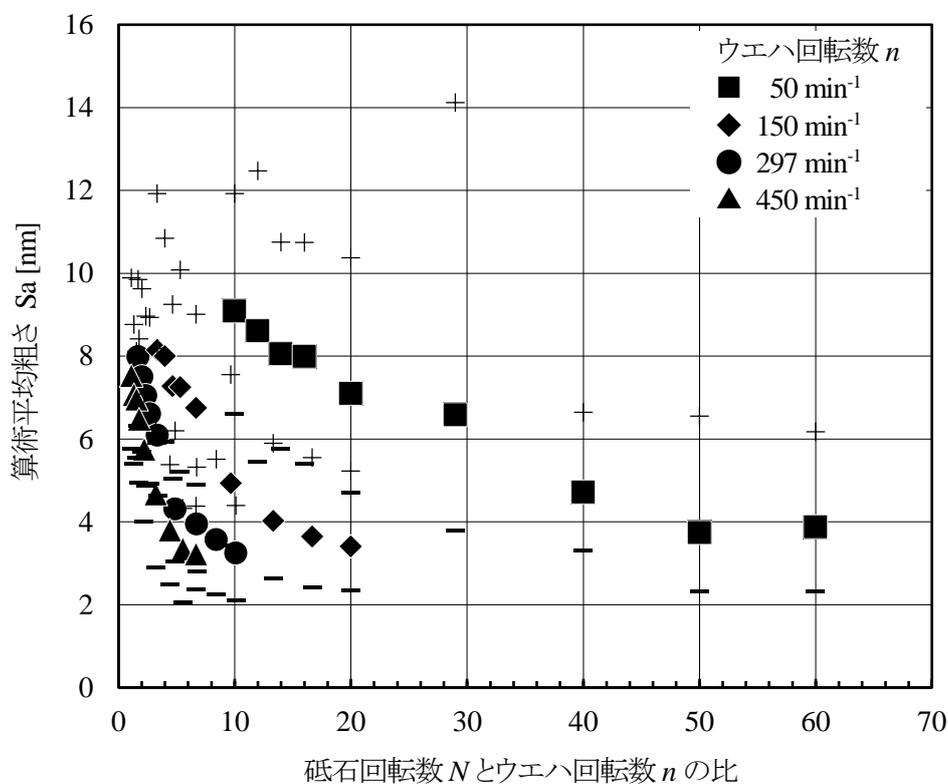


図2.13 砥石回転数 N とウエハ回転数 n の比と算術平均粗さ Sa の関係
($2r=300$ mm, $f=20$ $\mu\text{m}/\text{min}$)

きを示すのに比べて、 N/n を用いて評価した結果は n によって傾きが大きく異なり、一様に評価できるとは言い難く、加工条件が Sa におよぼす影響を評価する際、 N/n に比べて D/L の方に優位性があることがわかる。

(3) 砥石切込み速度の影響

図2.14に外径 $2r=300$ mm ウエハの研削においてウエハ回転数 $n=297$ min^{-1} で砥石切込み速度 f を変化した際の、砥粒貫入角度 D/L が算術平均高さ Sa におよぼす影響を示す。各条件の最大値を「+」、最小値を「-」で示す。いずれの f においても、 D/L が小さくなると Sa は小さくなる。また、 f が小さい方が Sa の値が大きくなる傾向を示すことがわかる。これは、同じ D/L において、 f が小さい方が砥石回転数 N が小さくなるため、最終的な加工面に対する同時研削砥粒数が低下するためだと考えられる。しかし、 f が Sa におよぼす影響は大きくなく、 f が大きい場合においても良好な加工面を得ることができていると考えられる。すなわち、 f に関わらず、適切な砥石回転数 N ならびにウエハ回転数 n を選定し、砥粒切込み深さ D に合わせて砥粒通過長さ L を決定することで高能率加工が可能となると言える。

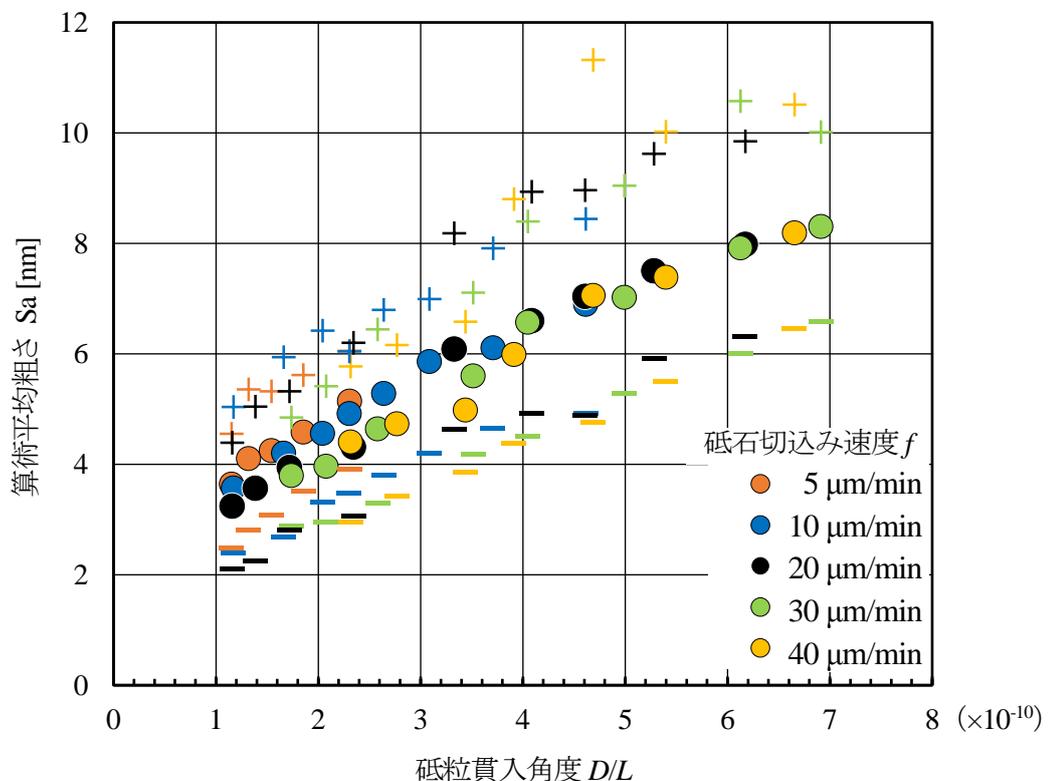


図2.14 砥石切込み速度が砥粒貫入角度 D/L と算術平均粗さ Sa におよぼす影響 ($2r=300$ mm, $n=297$ min^{-1})

(4) ウエハ外径の影響

図2.15にウエハ回転数 $n=297 \text{ min}^{-1}$ 、砥石切込み速度 $f=20 \text{ }\mu\text{m/min}$ において、ウエハ外径 $2r$ を変化させた際の、砥粒貫入角度 D/L が算術平均高さ Sa におよぼす影響を示す。各条件の最大値を「+」、最小値を「-」で示す。いずれのウエハ外径においても、 D/L が小さくなると Sa は小さくなる。一方、ウエハ外径により Sa の変化を示す傾きが異なっており、外径の小さい外径 150 mm の方が緩やかである。これは同一の D/L で評価する際に、外径が小さい方が砥石回転数 N は大きくなり、単位時間当たりの同時研削砥粒数が増加するためである。

また、 $D/L \leq 1.2 \times 10^{-10}$ の領域では、いずれのウエハ外径においても $Sa=3 \text{ nm}$ 程度となる。これは D/L が小さい領域では1つの砥粒当たりの除去体積が小さくなり、加工条件の違いによる影響が小さくなるものと考えられる。すなわち、大径ウエハにおいても、 D/L を小さくすることで、 Sa を小さくすることができる。

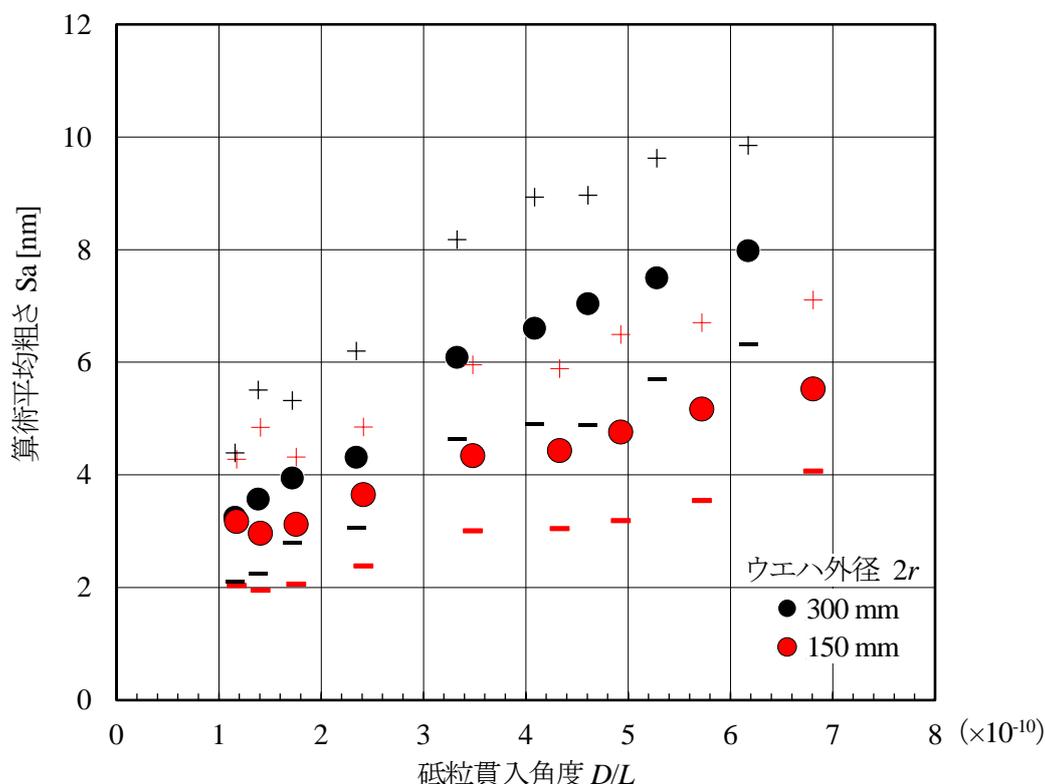


図2.15 ウエハ外径が砥粒貫入角度 D/L と算術平均粗さ Sa におよぼす影響 ($f=20 \text{ }\mu\text{m/min}$, $n=297 \text{ min}^{-1}$)

2.4.2 砥石スピンドルの消費電力におよぼす影響

(1) ウエハ回転数の影響

図2.16に外径 $2r=300$ mm の Si ウエハを砥石切入み速度 $f=20$ $\mu\text{m}/\text{min}$ でロータリ研削した際の、砥粒貫入角度 D/L が砥石スピンドルの消費電力におよぼす影響を示す。いずれのウエハ回転数においても、 D/L が大きくなると消費電力は小さくなる。これは D/L が大きくなると単位時間における砥粒の切入み深さが大きくなり、ウエハ加工状態は破壊までの変形量が小さい脆性モード研削⁷⁾に移行しているためだと考えられる。また、算術平均高さ S_a の結果と同様に、 $D/L=2\text{-}3\times 10^{-10}$ 付近で消費電力の傾きが変化している。そのため、本実験条件において、 $D/L=2\text{-}3\times 10^{-10}$ 付近が延性-脆性遷移点であると推察される。

また、消費電力はウエハ回転数 n の影響も受けることがわかる。 n が大きい方が消費電力は小さくなる傾向を示す。これは単位時間当たりの加工量が増加し同時研削砥粒数が多くなるためだと考えられる。

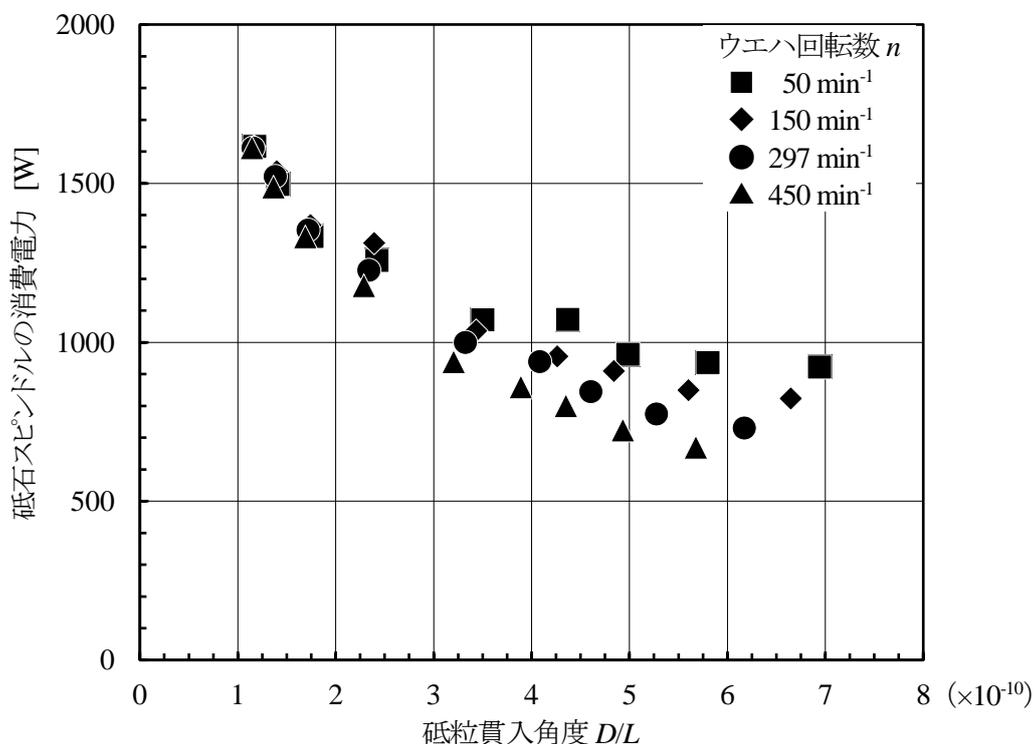


図2.16 砥粒貫入角度 D/L と砥石スピンドルの消費電力の関係
($2r=300$ mm, $f=20$ $\mu\text{m}/\text{min}$)

図2.17に図2.16の実験結果を砥石回転数 N とウエハ回転数 n の比 N/n で整理した結果を示す。 N/n が大きくなると、砥石スピンドルの消費電力は大きくなる。これは、 n に対して N が大きくなると、単位時間当たりの同時研削砥粒数が増加するためである。また、砥石スピンドルの消費電力が 1600 W となる条件において、 N/n は約 9 倍がある。これは、同じ N/n においても、 N および n が大きい場合と小さい場合に分けられ、 N および n が大きい組み合わせの方が小さい組み合わせに比べて、砥粒切削軌跡密度が大きくなり、1つの砥粒が単位時間あたりに除去する体積が小さくなるためだと考えられる。

図2.16と図2.17について D/L を用いて評価した結果を比較すると、いずれの条件においても、ほぼ同じ傾きを示すのに比べて、 N/n を用いて評価した結果は n によって傾きが大きく異なり、一様に評価できるとは言い難く、加工条件が砥石スピンドルの消費電力におよぼす影響を評価する際、 N/n に比べて D/L の方に優位性があることがわかる。

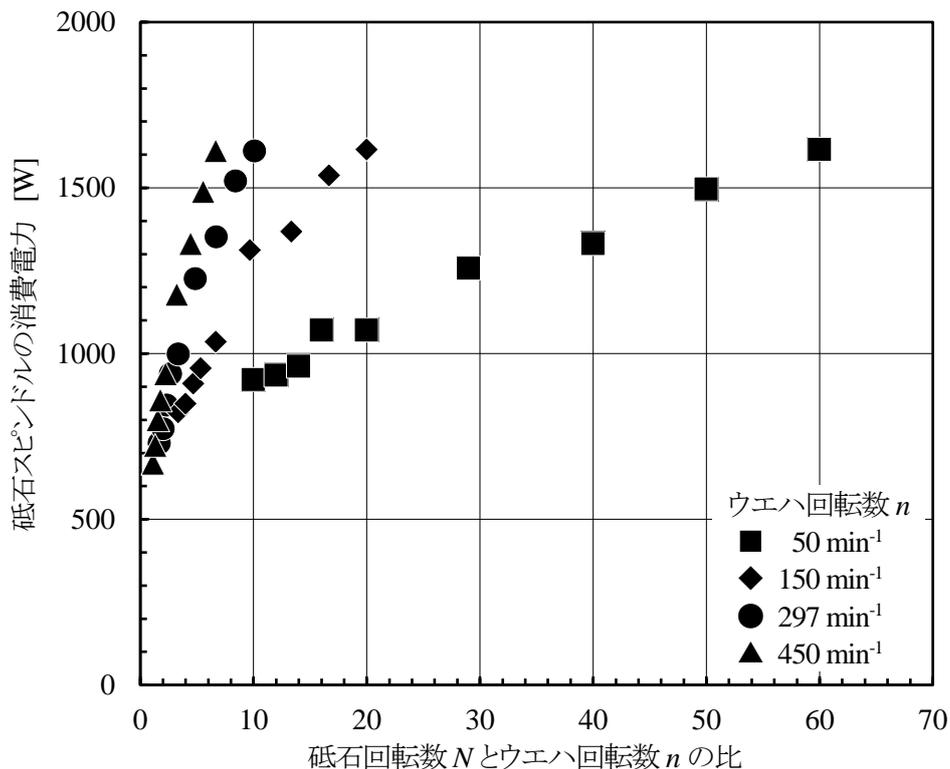


図2.17 砥石回転数 N とウエハ回転数 n の比と砥石スピンドルの消費電力の関係 ($2r=300 \text{ mm}$, $f=20 \text{ } \mu\text{m}/\text{min}$)

(2) 砥石切込み速度の影響

図2.18に外径 $2r=300$ mm ウエハをウエハ回転数 $n=297$ min^{-1} で研削する際の、砥石切込み速度 f と砥粒貫入角度 D/L が砥石スピンドルの消費電力におよぼす影響を示す。 f が大きい方が消費電力は大きくなる。これは同じ D/L において f が大きい方が砥石回転数 N ならびにウエハ回転数 n が大きくなるため、単位時間当たりの同時研削砥粒数が多くなるためである。

また、 $f=10\text{--}30$ $\mu\text{m}/\text{min}$ において、消費電力は $D/L=2\text{--}3\times 10^{-10}$ 付近で傾きが変化していることがわかる。これは、 D/L が大きくなると、1つの砥粒当たりの切込み深さが大きくなるため、 $D/L \geq 2\text{--}3\times 10^{-10}$ の領域において、破壊までの変形量が小さい脆性モード研削が支配的になったためだと考えられる。さらに、 $f=5$ $\mu\text{m}/\text{min}$ は延性モード研削と推察される領域、 $f=40$ $\mu\text{m}/\text{min}$ は脆性モード研削と推察される領域であり、消費電力の変化は確認できない。

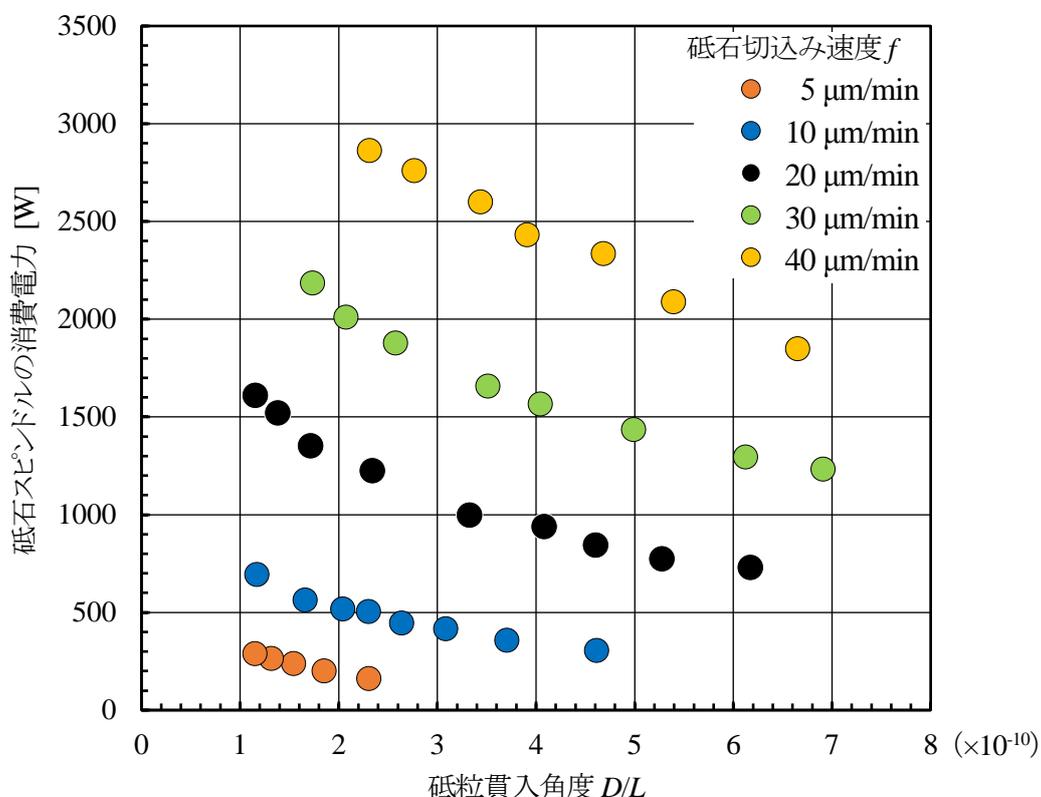


図2.18 砥石切込み速度を変化させた場合における砥粒貫入角度 D/L と砥石スピンドルの消費電力の関係 ($2r=300$ mm, $n=297$ min^{-1})

(3) ウエハ外径の影響

図2.19にウエハ回転数 $n=297 \text{ min}^{-1}$ で砥石切込み速度 $f=20 \text{ }\mu\text{m}$ において、ウエハ外径 $2r$ を変化させた際の、砥粒貫入角度 D/L が砥石スピンドルの消費電力におよぼす影響を示す。いずれのウエハ外径においても、 f を変化させた場合と同様に、 D/L が大きくなると消費電力は小さくなる。外径 300 mm に比べて外径 150 mm ウエハの方が消費電力は小さくなるが、これは必然的に外径が小さい方が単位時間当たりの同時研削砥粒数が減少するためである。また、いずれのウエハ外径においても、 $D/L=2-3 \times 10^{-10}$ 付近で傾きが変わるが、外径が小さい方が変化の程度が大きくなる。

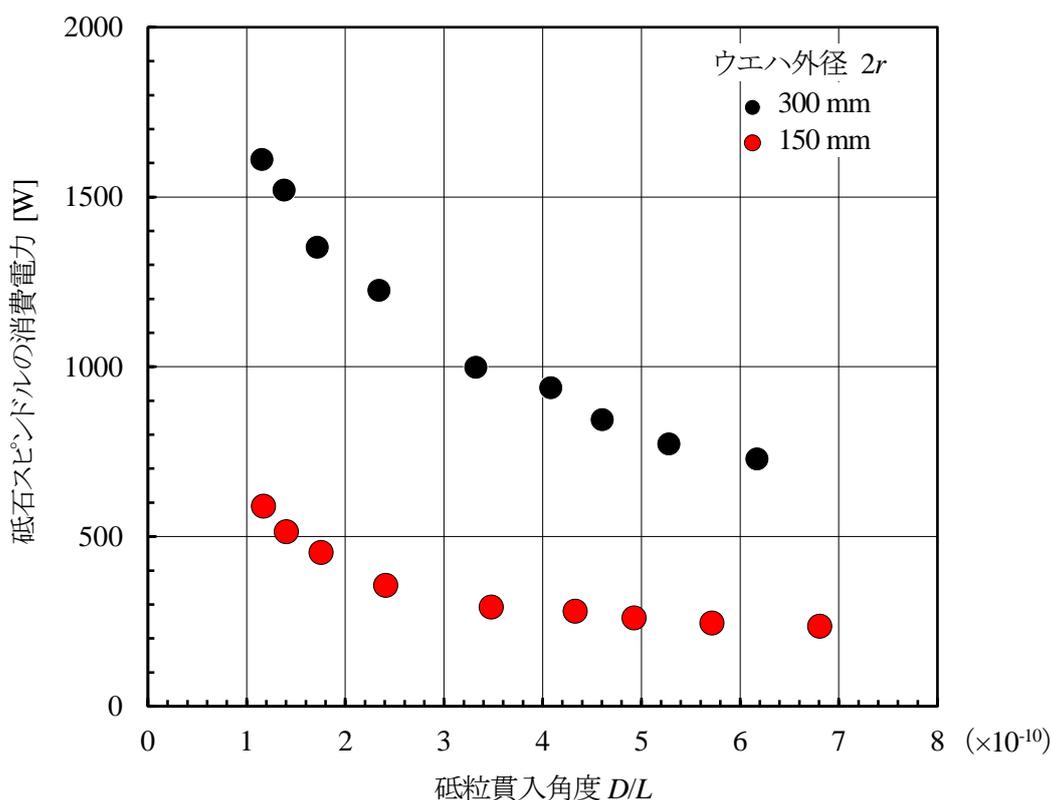
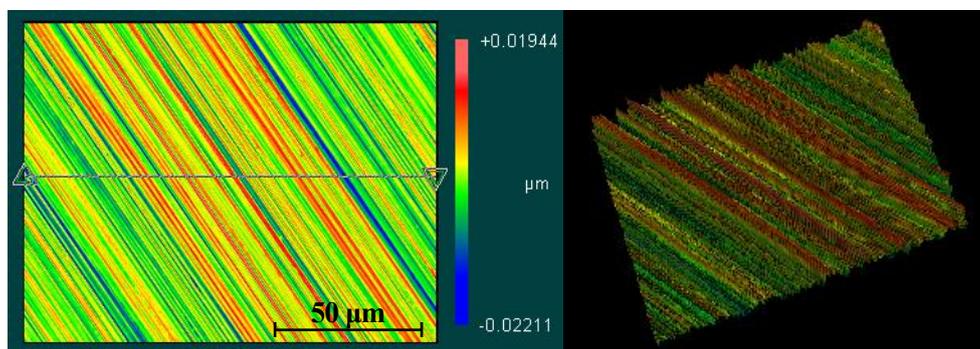


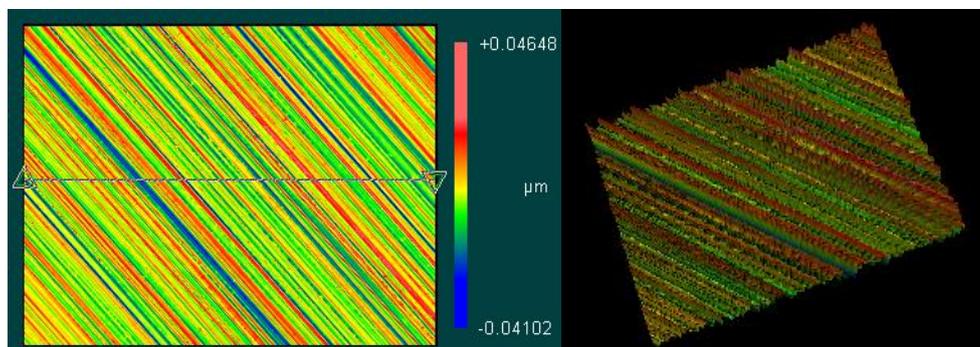
図2.19 ウエハ外径を変化させた場合における砥粒貫入角度 D/L と砥石スピンドルの消費電力の関係 ($2r=300 \text{ mm}$, $n=297 \text{ min}^{-1}$)

2. 4. 3 表面性状におよぼす影響

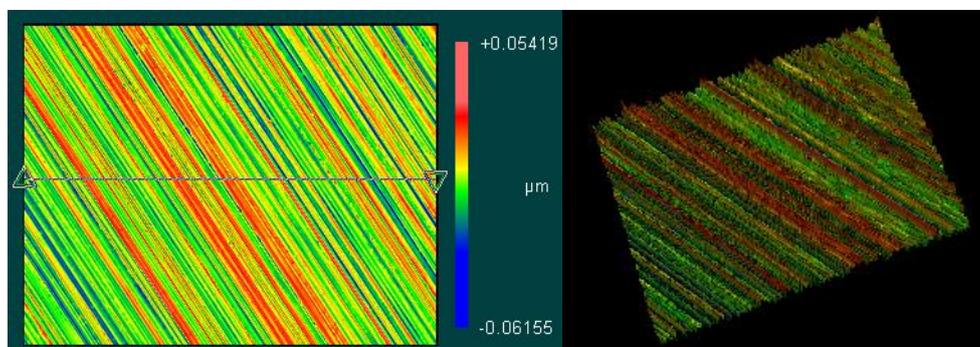
図2.20にコヒーレンス走査型干渉計(Zygo, NewView6K)でウエハ加工面を観察した一例を示す. いずれも砥石外径 $2R=300$ mm, ウエハ外径 $2r=300$ mm, 砥石切込み速度 $f=20$ $\mu\text{m}/\text{min}$, 測定箇所: $r-10$ mm である. 砥粒貫入角度 $D/L=1.15\times 10^{-10}$ は延性モード研削, $D/L=3.32\text{-}3\times 10^{-10}$ は延性-脆性遷移点, $D/L=6.94\times 10^{-10}$ は脆性モード研削と推察される領域である. D/L が小さい方が良好な表面性状が得られることがわかる. しかし, この観察結果からは延性モード研削と脆性モード研削の違いを識別するのは困難である.



(a) $D/L=1.15\times 10^{-10}$ Sa=3.23 nm



(b) $D/L=3.32\text{-}3\times 10^{-10}$ Sa=6.09 nm



(c) $D/L=6.94\times 10^{-10}$ Sa=9.08 nm

図2.20 コヒーレンス走査型干渉計によるウエハ加工面観察結果の一例
($2R=300$ mm, $2r=300$ mm, $f=20$ $\mu\text{m}/\text{min}$)

2.5 まとめ

Si ウエハのロータリ研削において、適切な加工条件を選定するために、砥粒貫入角度 D/L を定義し、 D/L が加工特性におよぼす影響を実験的に検討して、以下の結果を得た。

- 1) D/L を用いて加工特性を評価することは、従来からの評価手法である砥石回転数 N とウエハ回転数 n の比 N/n を用いて加工特性を評価することに比べて、一様に評価することが可能であり、優位性がある。
- 2) 本実験条件下において、 $D/L \leq 2-3 \times 10^{-10}$ の領域において、延性モード研削になると推察できる。
- 3) D/L が小さくなると、算術平均高さ Sa は小さくなる。また、 D/L が 1.15×10^{-10} 程度にまで小さくなると、1つの砥粒当たりの除去体積が小さくなり、加工条件の違いによる影響は小さくなると考えられる。さらに、 D/L が小さい領域において、ウエハ外径が Sa におよぼす影響は確認できない。
- 4) D/L が小さくなると、砥石スピンドルの消費電力は大きくなる。これは単位時間における砥粒の切込み深さが小さくなり、ウエハ加工状態は脆性モード研削から延性モード研削に移行しているためだと考えられる。
- 5) $D/L = 2-3 \times 10^{-10}$ 付近において、いずれの条件においても、 Sa および砥石スピンドルの消費電力の傾きが変化する。このことから、 D/L を用いることで、外径が異なるウエハの研削条件を簡易的に決定することが可能である。
- 6) D/L を用いて研削条件を選定することで、砥石切込み速度 f が大きい高能率加工が可能となる。

以上の結果より、 D/L は、一般に加工特性を評価するのに用いられている N/n に比べて、適切な研削条件(本実験条件下においては $D/L \leq 2-3 \times 10^{-10}$)を選定する手法として有用性があるとともに、材料除去様式を推察することが可能となる。また、砥石切込み速度 f を大きくすることができるため、高能率加工が期待できる。

第3章 水静圧ロータリ研削盤の性能評価

3.1 はじめに

第1章で述べたように、大径(450 mm) Si ウエハに対してロータリ研削を行うための研削盤には、高いループ剛性および高出力スピンドルモータが必要となり、従来のコラムタイプの研削盤をそのままサイズアップして使用することは構造上適切ではない。また、半導体デバイスの製造工程においてはクリーンな加工環境を整える必要があり、研削盤に搭載する軸受の作動流体に鉱油を使用することは避けたい。そこで、由井らは従来にない高剛性な水静圧ロータリ研削盤を開発した¹⁾。

本章においては、水静圧ロータリ研削盤の性能評価を行った結果について述べる。まず、研削盤のループ剛性を評価することにより、研削盤全体の性能評価を行う。次に、水静圧ロータリテーブルのポンプ流量 Q と軸受すきま h の関係を明らかにし、負荷容量の数値解析を行い、さらに静剛性 K_s ならびにモーメント剛性を測定することによって性能を評価する。さらに、砥石スピンドルの静剛性 K_s 、動剛性ならびに軸方向位置決め精度を測定することにより、切込み機構内蔵砥石スピンドルの性能を評価する。本研削盤の仕様と構造などについては、付章 A で述べる。ここで、ポンプ流量 Q とは各ポンプから供給される流量であり、ポンプは8つあるため軸受全体に供給される流量は Q の8倍となる。

3.2 水静圧ロータリ研削盤の性能評価

3.2.1 研削盤全体の性能評価

(1) 砥石スピンドルとロータリテーブル間のループ剛性

図3.1に研削盤からカップ砥石およびフランジを外した状態で砥石スピンドルとロータリテーブル間のループ剛性 K_{LoopA} の測定状況および測定方法を示す。砥石スピンドルとロータリテーブルの間に環状バネ形力計(東京衡機製造所, AT-4103)を設置し、ネジの押し込み力による荷重 W_A (0~1200 N) を与えた時の砥石スピンドルとロータリテーブルの相対変位を電気マイクロメータにより測定し、 W_A と変位の関係から K_{LoopA} を求める。なお、詳細は後述するが、ロータリテーブルのスラスト軸受すきま h は $10\ \mu\text{m}$ とする。

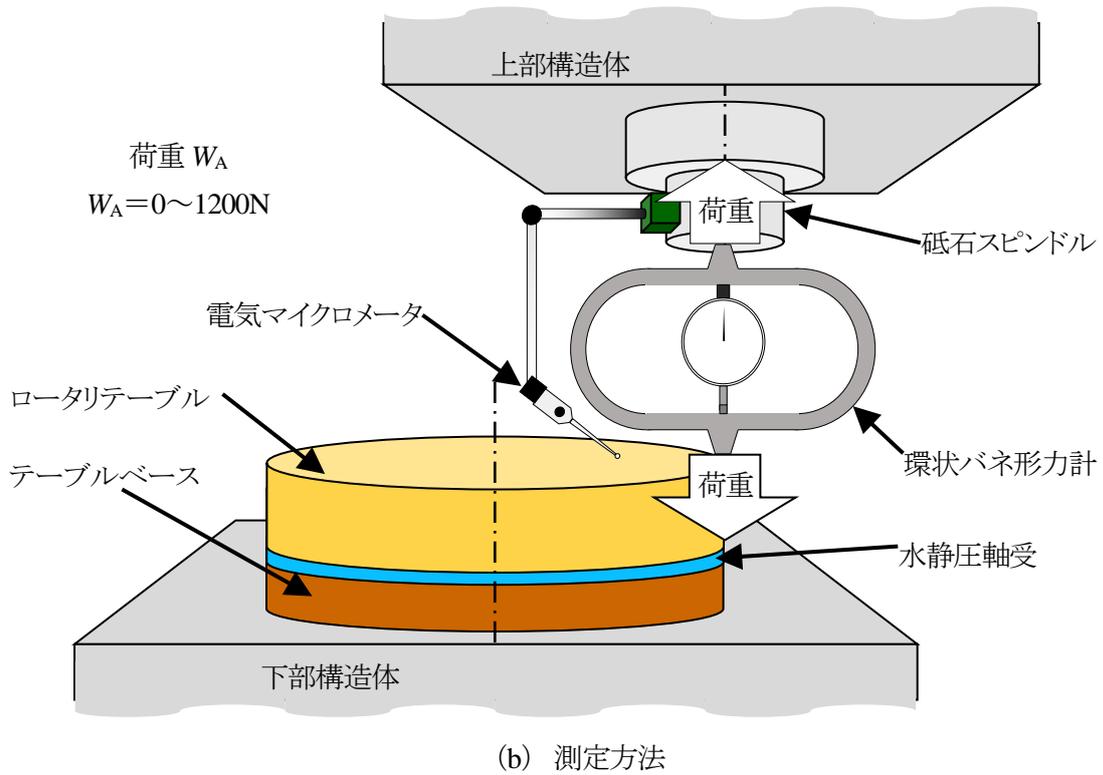
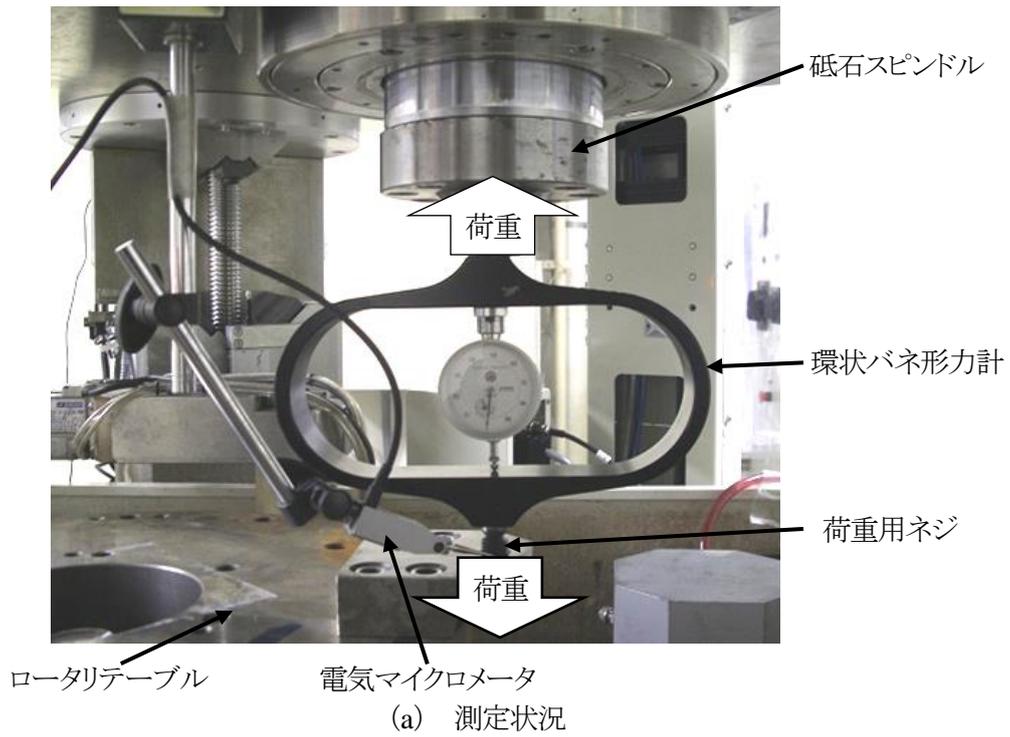


図3.1 砥石スピンドルとテーブル間のループ剛性 K_{LoopA} の測定

図3.2に K_{LoopA} の測定結果を示す。負荷から除荷までの1工程により得られた荷重と相対変位 Δ の関係をプロットし、その近似直線を最小二乗法により求めて、この直線の傾きよりループ剛性を求める。なお、 $W_A=0$ N の時、 $\Delta=0$ μm であるため、近似直線は原点を切片とする。図3.2より K_{LoopA} は 216 N/ μm であり、この値は第1章で求めた設計目標値 (150 N/ μm) を十分に満たす。

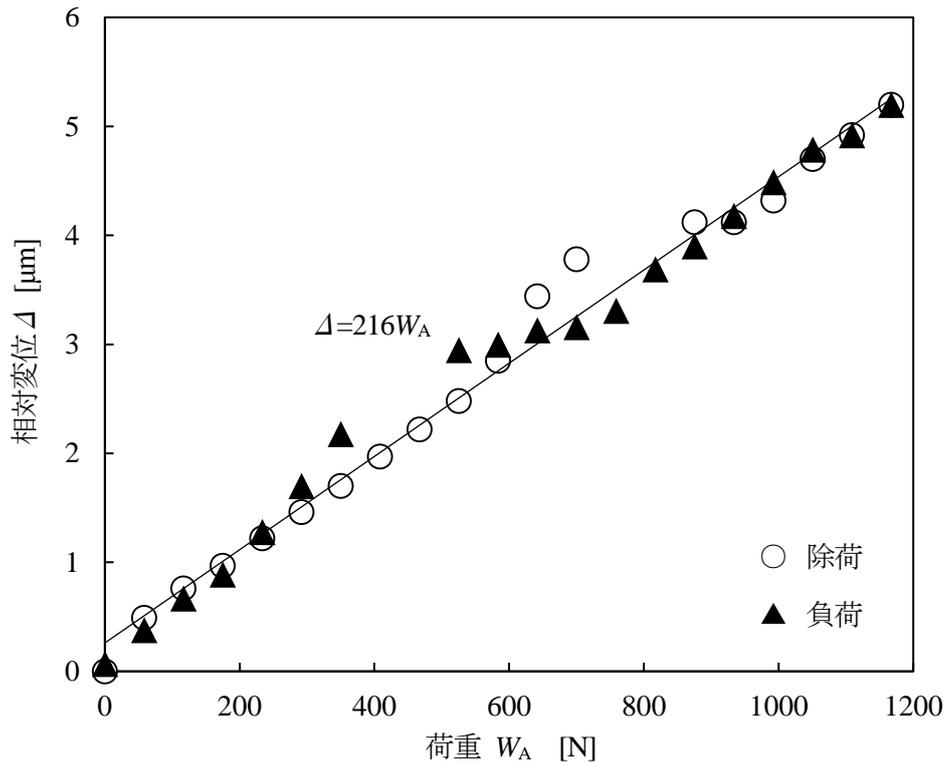
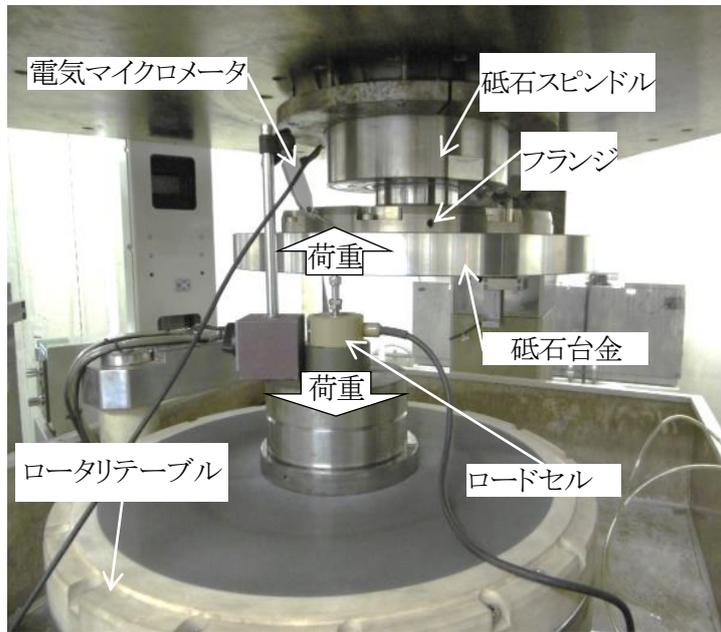


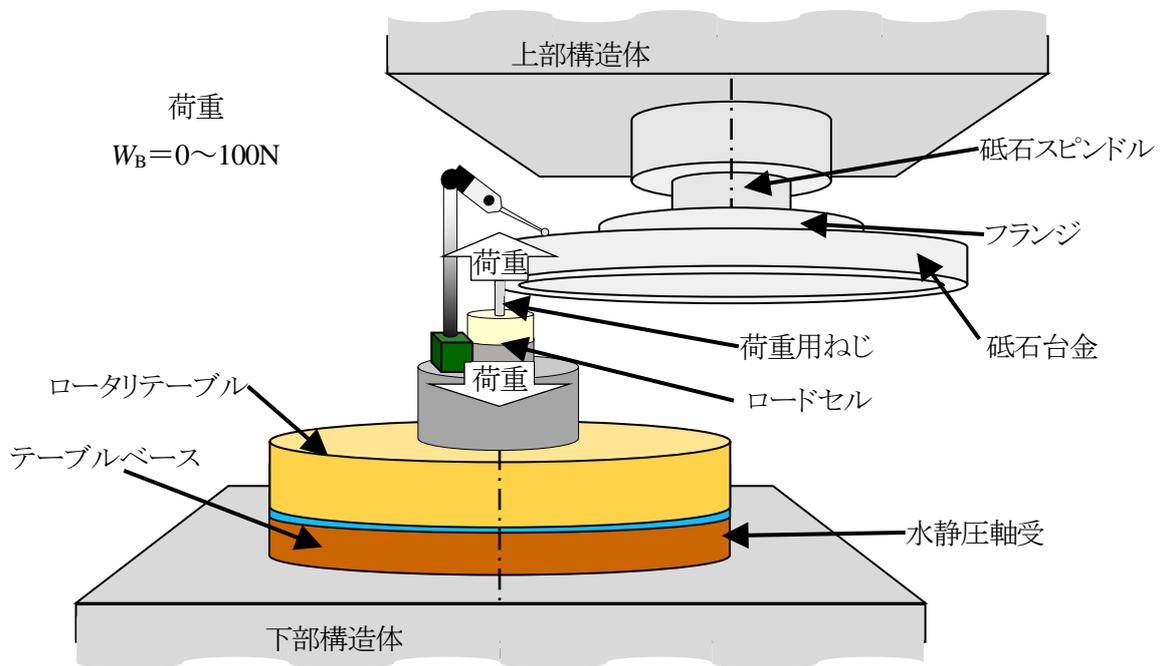
図3.2 荷重 W_A と砥石スピンドルの相対変位 Δ の関係

(2) 砥石外周部とロータリテーブル間のループ剛性

開発した研削盤による研削加工では、外径 500 mm のカップ形砥石を使用する。そのため、実際に研削抵抗がかかる部位はカップ砥石の外周部であるため、砥石外周とロータリテーブル中心部間のループ剛性 K_{LoopB} を測定する。図3.3に砥石外周とロータリテーブル中心部間のループ剛性 K_{LoopB} を測定状況と測定方法を示す。カップ砥石およびフランジを取り付けた状態で、圧縮高精度形ロードセル (TEAC, TC-PAR) をロータリテーブルの中心に設置し、荷重 W_B ($0 \sim 100$ N) を与え、その砥石外周とロータリテーブルの相対変位 Δ をマイクロメータにより測定し、 W_B と変位の関係から K_{LoopB} を求める。なお、実験条件は K_{LoopA} 測定時と同じである。



(a) 測定状況



(b) 測定方法

図3.3 砥石外周部とテーブル間のループ剛性 K_{LoopB} の測定

図3.4に K_{LoopB} の測定結果を示す. 近似直線の求め方は K_{LoopA} と同様で, 直線の傾きよりループ剛性 K_{LoopB} は $13.3 \text{ N}/\mu\text{m}$ である. この値は第1章で求めた設計目標値を大きく下回る.

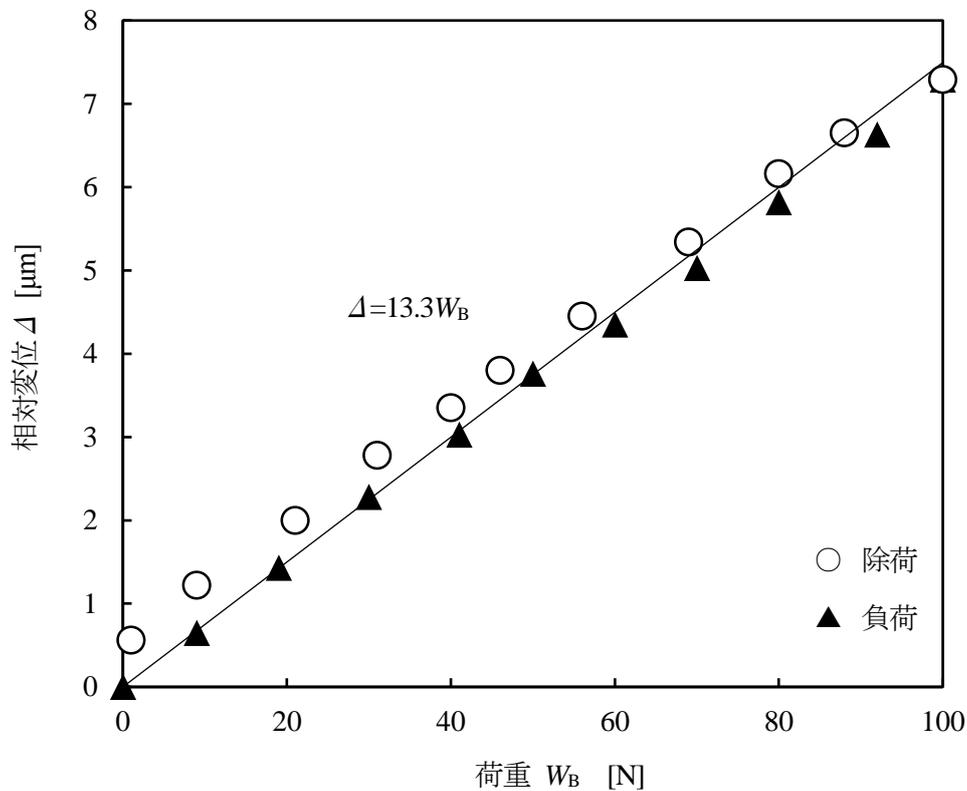


図3.4 荷重 W_B と砥石スピンドルの相対変位 Δ の関係

(3) 砥石台金およびフランジの静剛性

砥石外周部とロータリテーブル中央部間のループ剛性 K_{LoopB} は, 砥石スピンドルとロータリテーブル外周部のループ剛性 K_{LoopA} と比べて約 $1/20$ の値となった. これはカップ砥石の台金(A5052)と砥石フランジ(SUS402J)の曲げ剛性が低いことに起因するものと考えられる. そこで有限要素法(Finite Element Method, FEM)による解析を行い, 砥石台金と砥石フランジの曲げ剛性を求める.

表3.1に砥石台金およびフランジに使用している材料の材料特性を, 表3.2に解析条件を, 図3.5に解析モデルを示す. 計算で用いるメッシュは2次の四面体要素(10 節点), 節点数は 315547 個, 要素数は 204539 個である. 荷重は砥石台金の下面最外周部の 4 節点に 2.5 N ずつ, 合計で 10 N を負荷する. 砥石フランジ中央凸部を上下方向(Z 軸)に, 砥石フランジ円筒内部を円周方向(X-Y 軸)に拘束する.

表3.1 ヤング率とポアソン比

	砥石合金	砥石フランジ
材 料	A5052	SUS402J
ヤング率 [GPa]	70.6	204
ポアソン比	0.33	0.3

表3.2 解析条件

メッシュ	2次四面体要素(10節点)	
節点数	315547	
要素数	204539	
拘束条件	Z	砥石フランジ中央凸部
	X-Y	砥石フランジ円筒内部
荷 重 [N]	10	

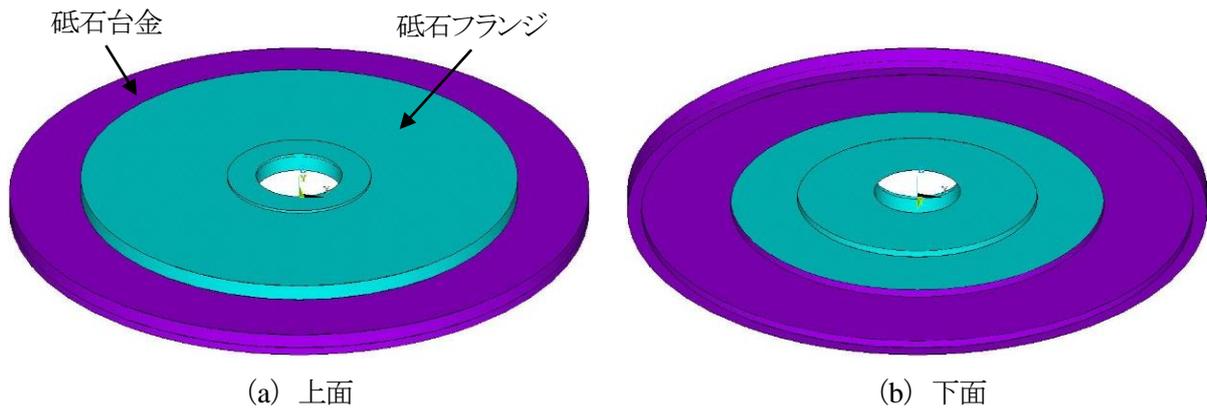


図3.5 砥石合金と砥石フランジの解析モデル

図3.6にFEMによる解析結果を示す。10Nの力を加えた際の砥石台金外周部の最大変位は0.831 μm となり、曲げ剛性は 12.0 N/ μm となる。第1章で述べたように、研削盤御ループ剛性は、式(1.2)から算出できる。測定方法などは後述するが、開発した研削盤の各部の静剛性はロータリテーブル:1960 N/ μm 、砥石スピンドルシステム:1060 N/ μm である。また、鉄ブロックの静剛性は 3624 N/ μm であり、 K_{LoopA} からロータリテーブル、砥石スピンドルシステムおよび鉄ブロックの静剛性を用いて逆算したその他の要素(上部構造体および下部構造体など)の静剛性の合計値は 344 N/ μm である。そこで、砥石台金およびフランジ、ロータリテーブル、砥石スピンドルシステム、鉄ブロックならびにその他の要素の静剛性の値を式(1.2)に当てはめると 11.4 N/ μm となり K_{LoopB} とほぼ一致する。したがって、研削盤のループ剛性(砥石外周部とロータリテーブル間のループ剛性 K_{LoopB}) 低下の主な原因はカップ砥石とフランジの変形によるものであり、ループ剛性を高くするためには高剛性な砥石台金とフランジの再設計が必要である。

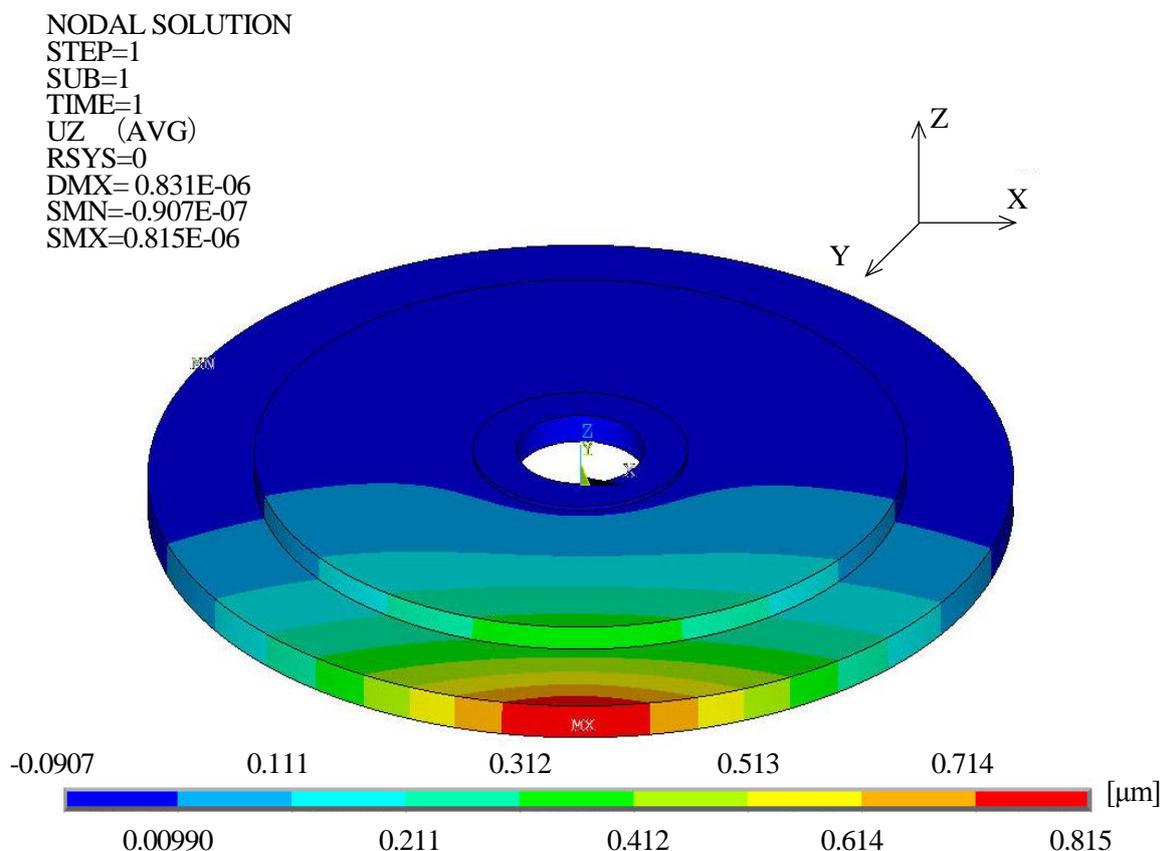


図3.6 砥石台金と砥石フランジの変形の有限要素解析結果

3.2.2 水静圧ロータリテーブルの性能評価

(1) ポンプ流量と軸受すきまの関係

本研削盤に搭載する定流量水静圧軸受は片側リセス方式であるため、軸受に働く荷重が一定の条件下においても、ポンプ流量 Q に応じて、**図3.7**に示す軸受すきま h は変化する。そのため、 Q と h の関係を明らかにする必要がある。

テーブルに負荷を与えず自重およびネオジウム磁石によるプリロードのみが作用している場合における Q と軸受すきまの測定値 h' (真実浮上り量) の関係を**図3.8**に示す。ここで、軸受ランド部での支配的な流れが二次元ハーゲン・ポアズイユ流れであると仮定すると、 Q と h の関係は次式で表わされる²⁾。

$$Q=C_3h^3 \quad (3.1)$$

なお、 C_3 はリセスの形状、テーブル自重、荷重や水の粘性などから定まる定数である。しかし、式(3.1)から $h=h'$ として測定値を最小二乗法により近似した結果を比較すると、**図3.8**中に示す破線の様になり、黒丸で示す測定結果とは十分に一致しない。これは軸受パッドの表面粗さや平面度など案内面の幾何学形状に起因する微小なすきま h_0 (潜在的なすきま) による影響である考え、を $h=h'+h_0$ と仮定すると、測定値の補完関数は**図3.8**中の実線となり、測定値と良く一致する。本測定においては、作動流体を供給開始から $Q=0.8 \text{ mL/min}$ に達するまでテーブルは浮上しないことになり、 $h_0=5 \mu\text{m}$ となる。**図3.9**に示すよう

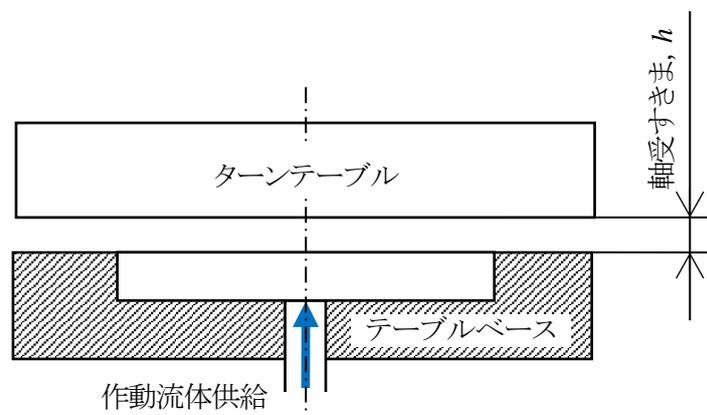


図3.7 静圧軸受の基本構造

にテーブルベースとターンテーブルの間には幾何学的な形状誤差に起因する $5 \mu\text{m}$ 程度のすきまが存在すると考えられる。ここで、ターンテーブルとテーブルベースの表面粗さを測定するとそれぞれ $3 \mu\text{m}$ 程度であり、 h_0 とほぼ一致する。

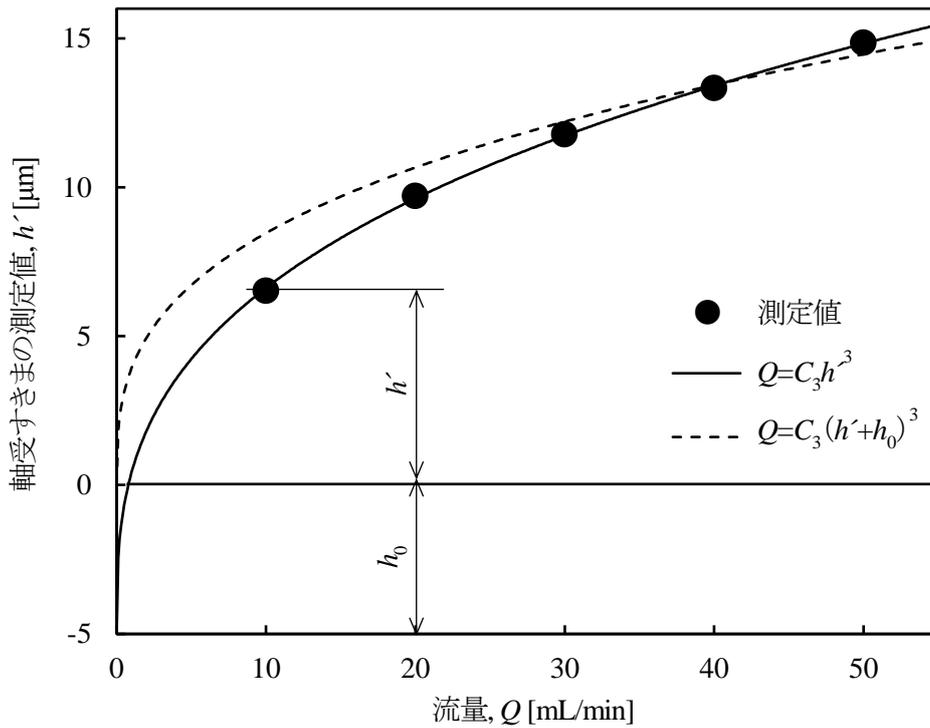


図3.8 流量 Q と軸受すきまの測定値 h' の関係

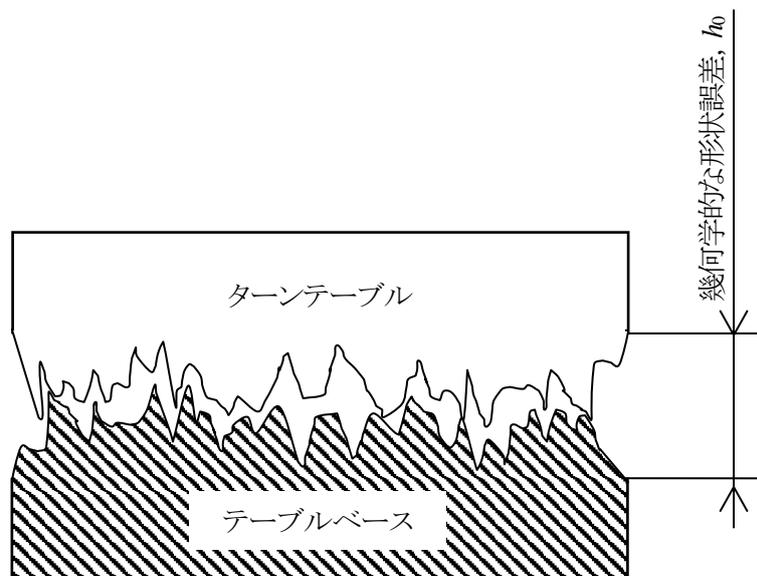


図3.9 スラスト軸受の幾何学的な形状誤差

(2) ロータリテーブルの負荷容量の数値解析

研削抵抗は、砥石とウエハの接触面に垂直に働く法線研削抵抗と、砥石円周接線方向に働く接線研削抵抗に分類される。一般に、砥石切込み速度が大きい方が研削抵抗は大きくなる。本研削盤の構造において、法線研削抵抗はロータリテーブルのスラスト軸受に直接作用する。そのため、スラスト軸受の負荷容量が小さいとスラスト軸受のかじりつきの原因となるため、所望の砥石切込み速度に設定できない恐れがある。そこで、本ロータリテーブルの負荷容量を求めるために、軸受すきま h と流量 Q およびスラスト軸受の支持力 F の関係を明らかにする。

最初に、軸受パッド内部の流れ場を数値解析することにより、 h および Q を一定とした場合に生じる F を求める。数値解析には有限体積法 (ANSYS FLUENT) を用い、軸受の対称性により軸受全体の 1/16 に対し軸受内部の流体を3次元モデルで表し、層流であると仮定して定常流れ場解析を行う。解析結果より得られたリセスおよびランド部表面における圧力分布を積分することで F を求める。

なお、数値解析結果の信頼性を確かめるため、理論解析解を持つ図3.10に示す円形軸受パッド (R_p : パッド半径, r_t : リセス半径, λ : ランド幅) に対して同様の数値解析を行った結果、軸受の支持力の理論解

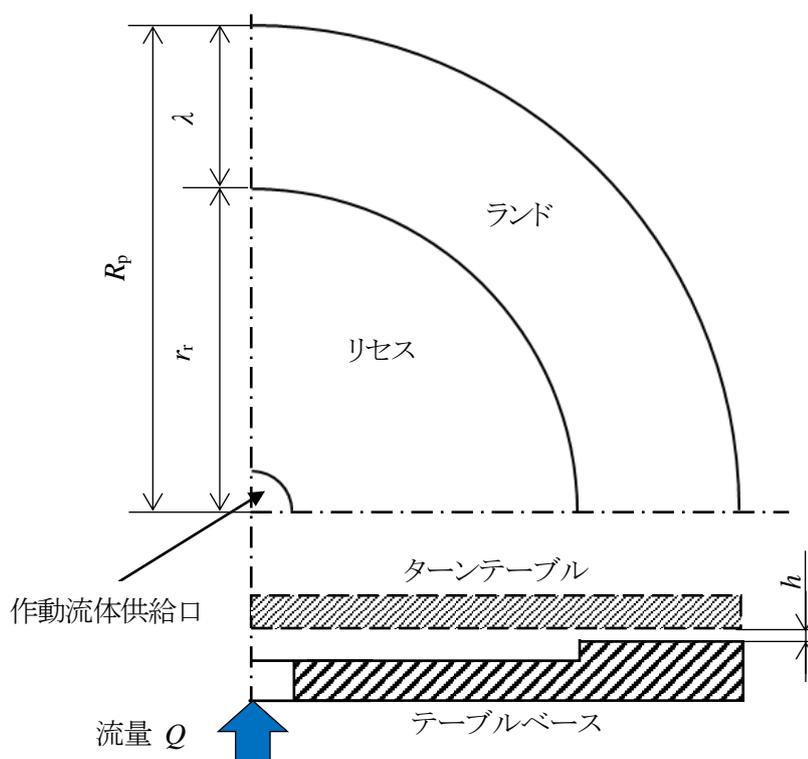


図3.10 単純な形状の円形軸受パッドの構造

析解に対して 1%程度の相対誤差であることがわかった。また、今回行ったすべての数値計算において、代表長さを軸受すきまの半分として求めたレイノルズ数が、臨界レイノルズ数(2000)よりも1桁以上小さいことが確認されたことから、層流として扱うのが妥当だと考える。

各 Q に対して数値解析により得られた h とリセス圧力 P の関係を図3.11に、 h と F の関係を図3.12に示す。また、計算結果の一例として $Q=30 \text{ mL/min}$, $h=10.6 \mu\text{m}$ における軸受部の圧力分布を図3.13に示す。各図中には Q に対する補完関数も点線で示している。軸受ランド部の流れにおいて2次元ハーゲン・ポアズイユ流れが支配的であるという仮定の下、補完関数は次式で表わされる。

$$P = \frac{C_1}{h^3} \quad (3.2)$$

$$F = \frac{C_2}{h^3} \quad (3.3)$$

C_1 および C_2 は Q , 軸受の形状および流体の粘性係数 μ で決定される定数であり、単純形状の円形軸受パッドにおいて、 C_1 および C_2 は解析的に次式で与えられる。

$$C_1 = \frac{6\mu Q}{\pi} \ln \frac{R_p}{r_r} \quad (3.4)$$

$$C_2 = 3\mu Q (R_p^2 - r_r^2) \quad (3.5)$$

なお、ロータリテーブルの軸受パッドは複雑な形状であるため、 C_1 および C_2 を解析的には求められず、数値解析によって得られた P および F から、最小二乗法を用いて C_1 および C_2 を決定する。

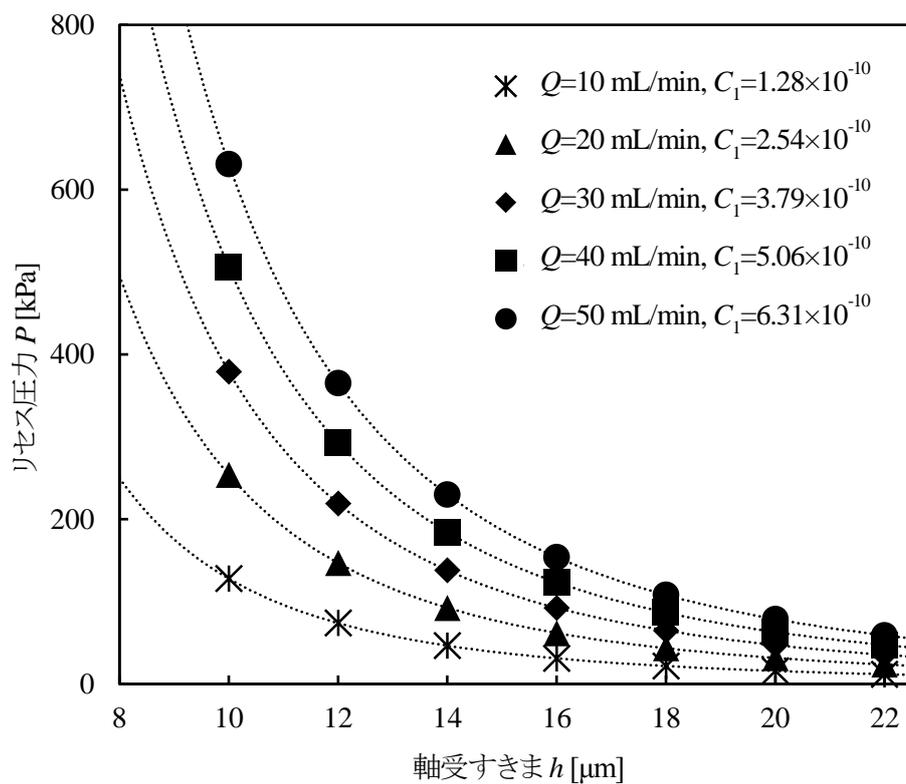


図3.11 軸受すきま h とリセス圧力 P の関係

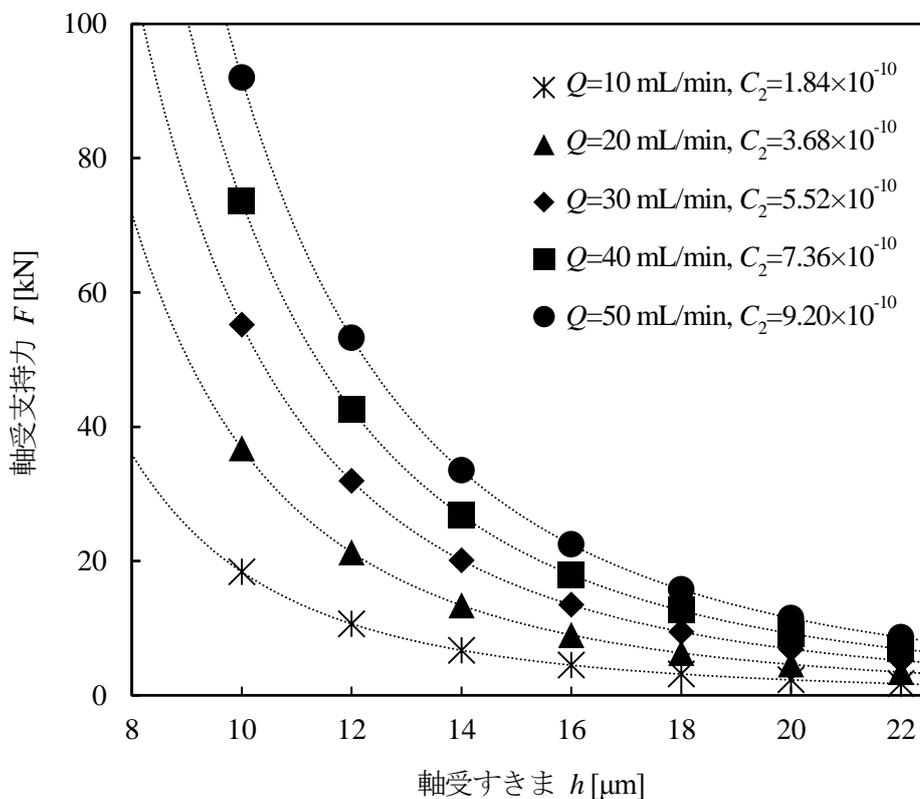


図3.12 軸受すきま h と軸受支持力 F の関係

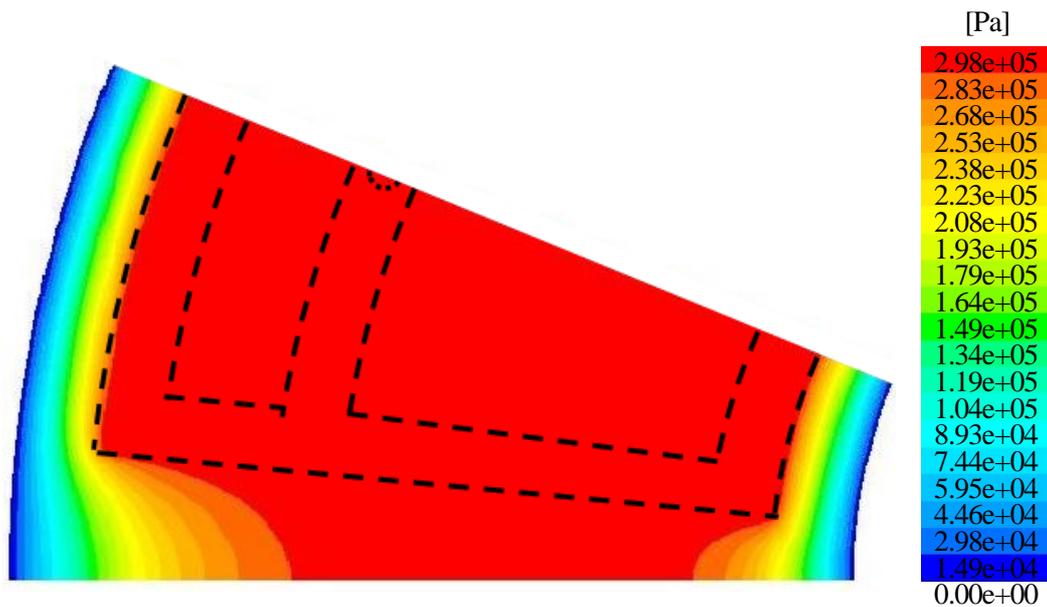


図3.13 軸受部の圧力分布の一例($Q=30$ mL/min, $h=10.6$ μ m)

次に、解析結果からテーブルの負荷容量を求める。ここで、歯車ポンプの許容圧力 P_{limit} は 280 kPa であり、リセス圧力 P が P_{limit} を上回ると安全装置が働き、これ以上の圧力は発生しない。また、 h が 10 μ m 以下になるとターンテーブルとテーブルベースの加工精度(平面度誤差)や、急激な荷重および過度のモーメント荷重によりターンテーブルとテーブルベースが接触する恐れがあるため、最小許容軸受すきま h_{min} を 10 μ m とする。

ロータリテーブルの負荷容量を求めるために、まず図3.11から $P=P_{\text{limit}}$ の時の各 Q に対する h を求める。ただし、 $Q=10$ mL/min および 20 mL/min においては、 $P=P_{\text{limit}}$ とした場合、 $h < h_{\text{min}}$ となるため、 $h=h_{\text{min}}=10$ μ m とする。次に、求めた h に対する支持力 F を図3.12を用いて求める。

最後に、得られた F の値からプリロード $W_p=9.5$ kN を引くとロータリテーブルの負荷容量が求まる。以上の手順で得られた各 Q に対する軸受すきま h と負荷容量の関係を図3.14に示す。これより、負荷容量は $Q=30\sim 50$ mL/min に比べて $Q=20$ mL/min では約 15%、 $Q=10$ mL/min では約 70% 小さくなることがわかる。したがって、負荷容量と軸受すきま h の関係から最も静剛性が高くなる $Q=30$ mL/min ($F=31.3$ kN) を以後の実験では標準条件とする。

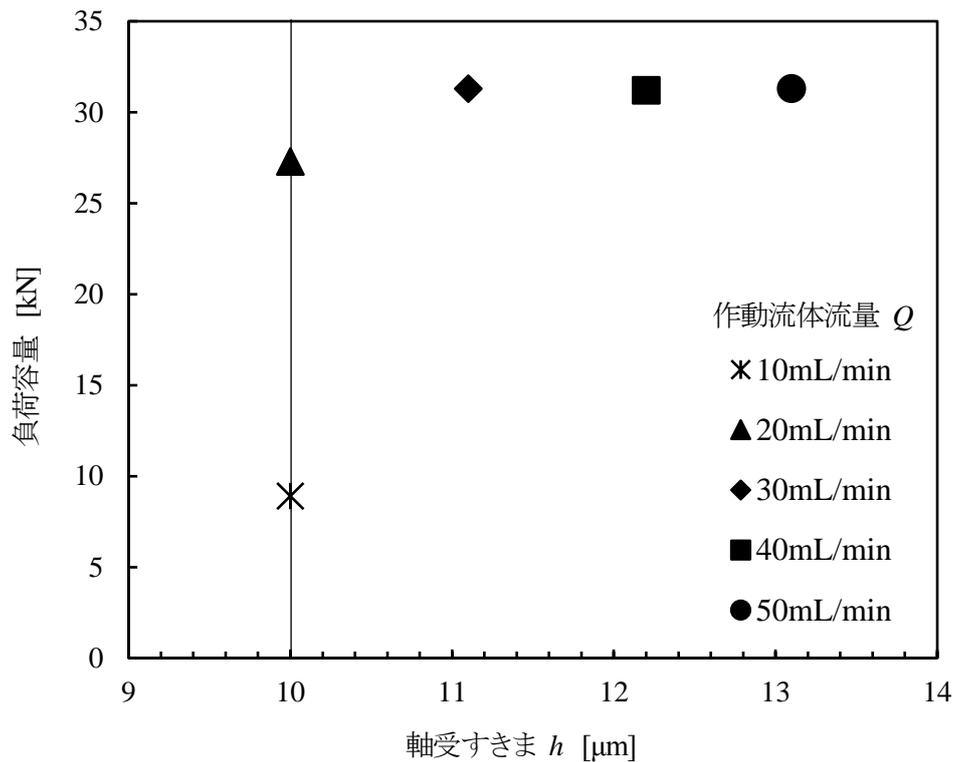


図3.14 軸受すきま h と負荷容量の関係

(3) ロータリテーブルの静剛性

ロータリテーブルの静剛性が低いと、砥粒が食込まずにウエハ上を滑り、研削焼けを発生させる恐れがある。ロータリテーブルの静剛性 K_t を求めるために、各 Q における荷重 W_1 と軸受すきま h の関係を測定する。図3.15に示すように、上部構造体に固定した電気マイクロメータ (TESA, GT31, 分解能 0.01 μm) のプローブ 3 個を 120° 間隔でテーブル上面に定置し、積載荷重 $W_1=0\sim 2177$ N の範囲で負荷した際の h の変位を記録する。測定ではテーブルに静荷重をかけるため、ロータリテーブル上面を保護するためにチャックおよびチャックベースの代わりに同一質量のダミーテーブルを用いる。また、いずれの測定においても水温は 20 ± 1 °C である。また、テーブルベース ($Q=0$ mL/min) を基準 ($h'=0$ μm) とする。

図3.16に標準条件 $Q=30$ mL/min における W_1 と h の変位量 Δh の関係を示す。測定値の最小二乗近似により得られた直線の傾きから静剛性 K_t を求める。本条件下において、 K_t は 1.96 kN/ μm であり、第1章で求めた設計目標値 (2 kN/ μm) をほぼ満たすことがわかる。

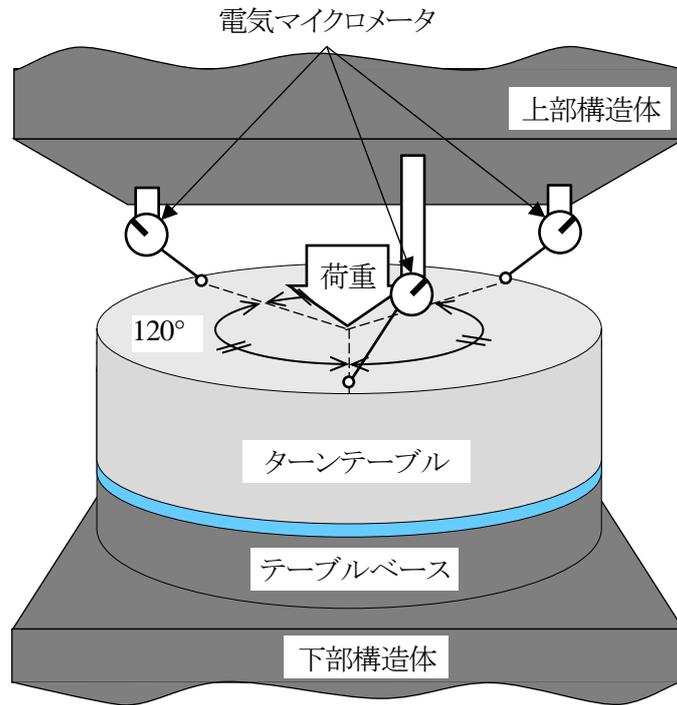


図3.15 ロータリテーブルの静剛性 K_t の測定方法

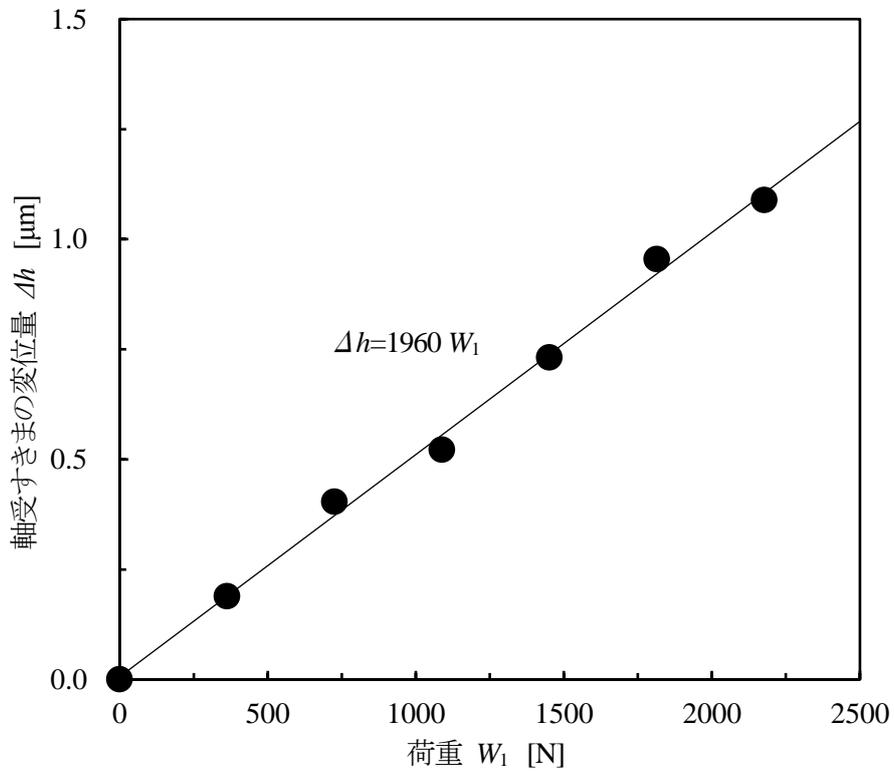


図3.16 荷重 W_1 と軸受すきま h の変位量 Δh の関係 ($Q = 30 \text{ mL/min}$)

図3.17に Q を変化させた際の K_t の測定結果および数値解析結果を示す。数値解析値は測定値とほぼ一致しており、その誤差は10%程度である。また、いずれも Q が小さいほど K_t は大きくなる。すなわち、 h が小さい方が静剛性は高くなる。なお、数値解析結果に関しては、まず図3.10より各 Q に対して $F=9.5$ kN における h を求め、次に式(3.3)を h に関して微分することによって得られる次式を代入することにより K_t を求めた。

$$K_t = \frac{3C_2}{h^4} \quad (3.6)$$

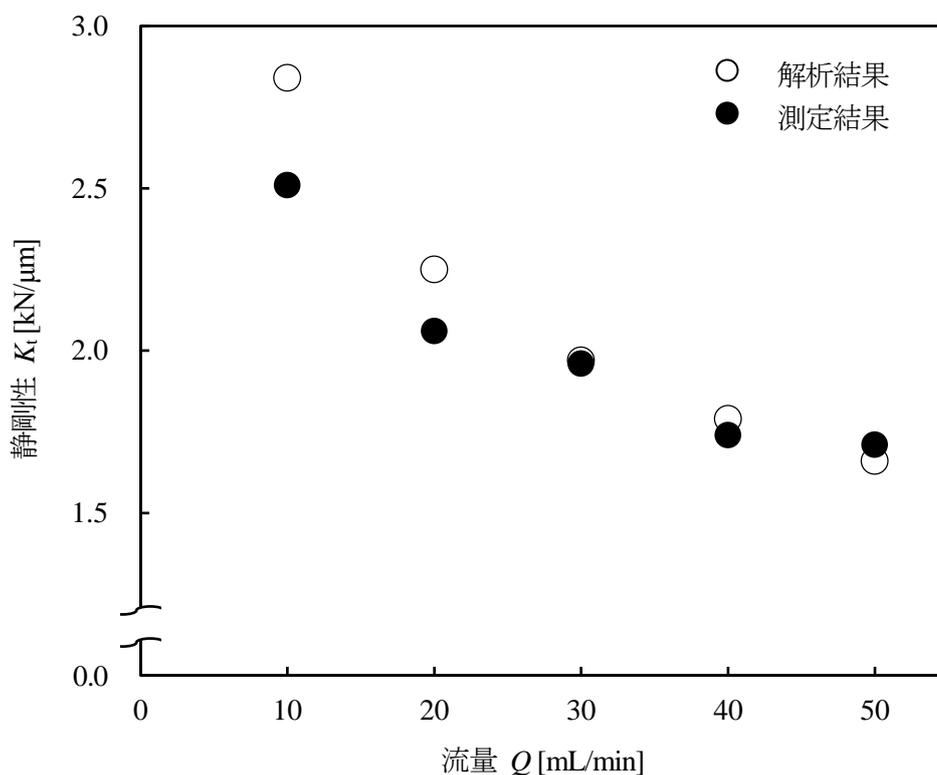


図3.17 静剛性 K_t の測定結果および数値解析結果

(4) ロータリテーブルのモーメント剛性

図3.18に示すように、カップ砥石を用いたロータリ研削盤では砥石の中心軸とロータリテーブルの中心軸が偏芯しており、かつ、砥石スピンドルをチルティングさせている。その結果、ロータリテーブルにかかる垂直力はテーブル上面に均等には働かず、研削砥石が接触している円弧上平面への偏荷重となる。すなわち、法線研削抵抗によってロータリテーブルが大きく傾くと加工精度に悪影響を及ぼす恐れがある。

そこで、偏荷重がロータリテーブルの変位におよぼす影響を調べるため、図3.19に示すようにロータリテーブルの片側に荷重 W_2 与えた時のテーブルの傾きを測定し、モーメント剛性を測定する。ロータリテーブル上に固定した H 形鋼の中心に直定規(東陶機器, VBF555A1)を置き、その上面に上部構造体に固定した電気マイクロメータのプロープを 2 個定置し、ロータリテーブル上面の対角線上の傾きの差を測定する。H 形鋼のロータリテーブル中心から 1 m の位置に $W_2=0\sim 907$ N を積載することで偏荷重を加えた時の電気マイクロメータの読みの差からテーブルの傾き θ を求め、 W_2 と θ の関係からロータリテーブルのモーメント剛性を計算する。

図3.20に $Q=30$ mL/min における W_2 と θ の関係を示す。近似線の傾きから求めたロータリテーブルのモーメント剛性は 55 N・m / $''$ となる。また、図3.21に示すように、 Q の値を大きくするとロータリテーブルの静剛性 K_t が低くなるため、モーメント剛性も低くなる傾向を示すが、 10 N の偏荷重が偏荷重の中心点 ($r=112.5$ mm) にかかっても、偏荷重の中心点の沈み量は 11 nm 程度と小さく、ロータリテーブルは大径ウエハのロータリ研削に対し十分な大きさのモーメント剛性を有していると考えられる。

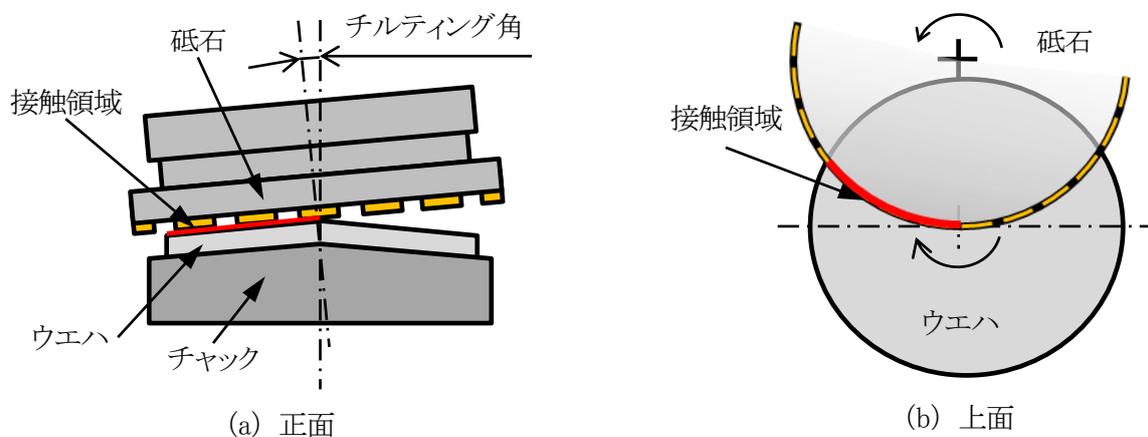


図3.18 ウエハのロータリ研削におけるチルティングの概略図

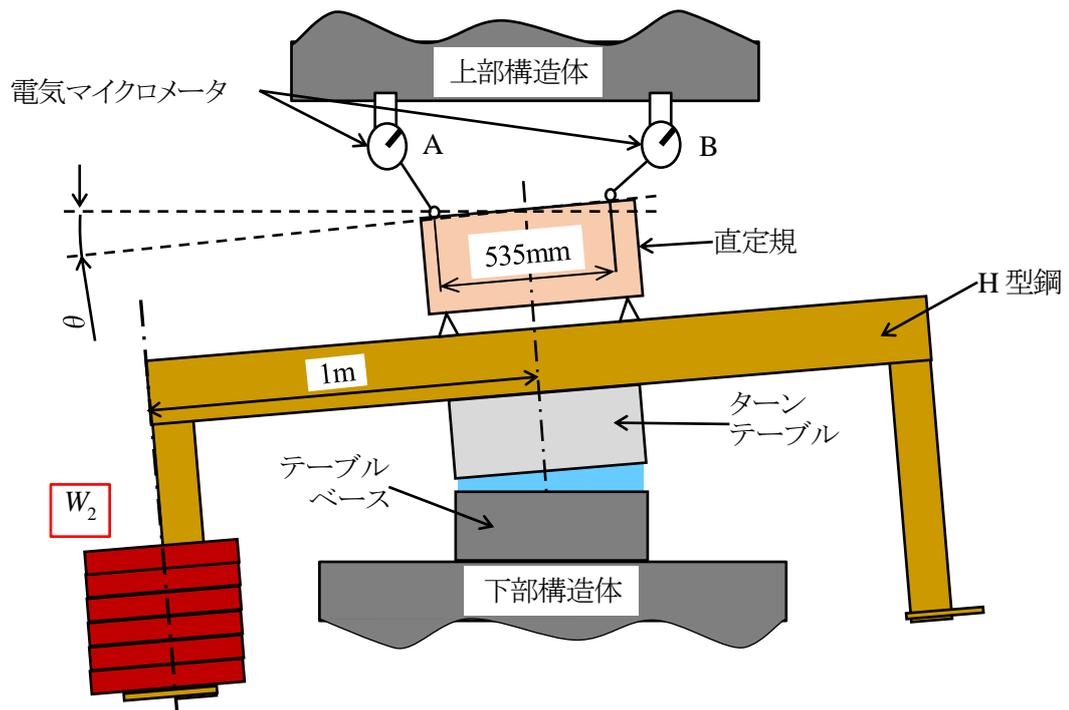


図3.19 モーメント剛性の測定方法

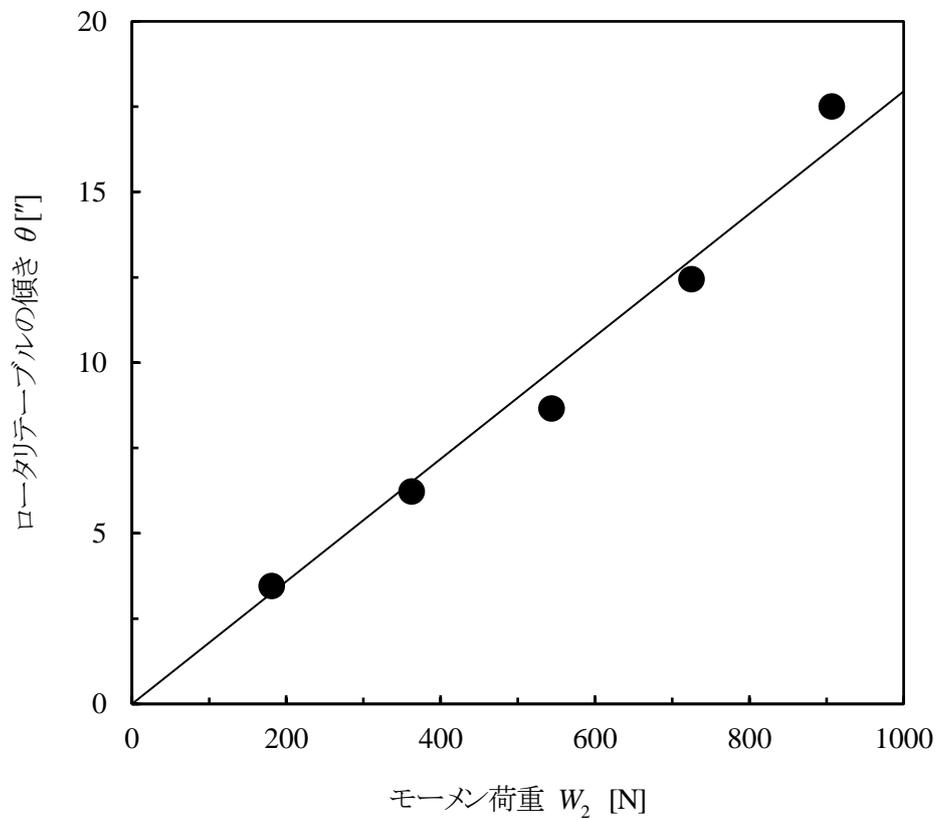


図3.20 荷重 W_2 とロータリテーブルの傾き θ の関係 ($Q=30 \text{ mL/min}$)

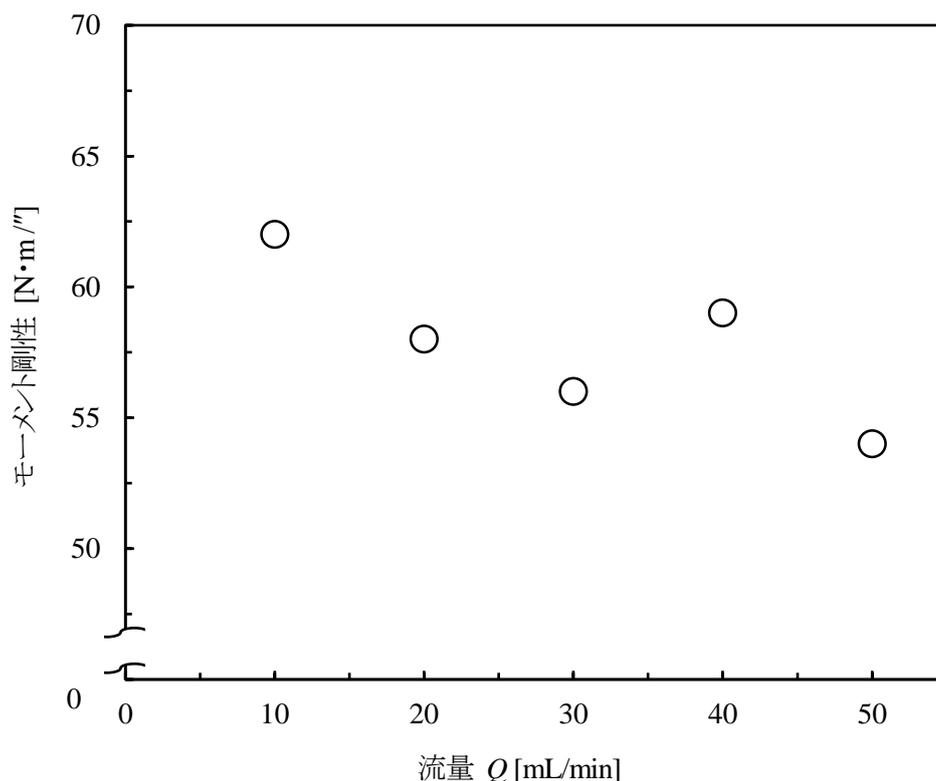


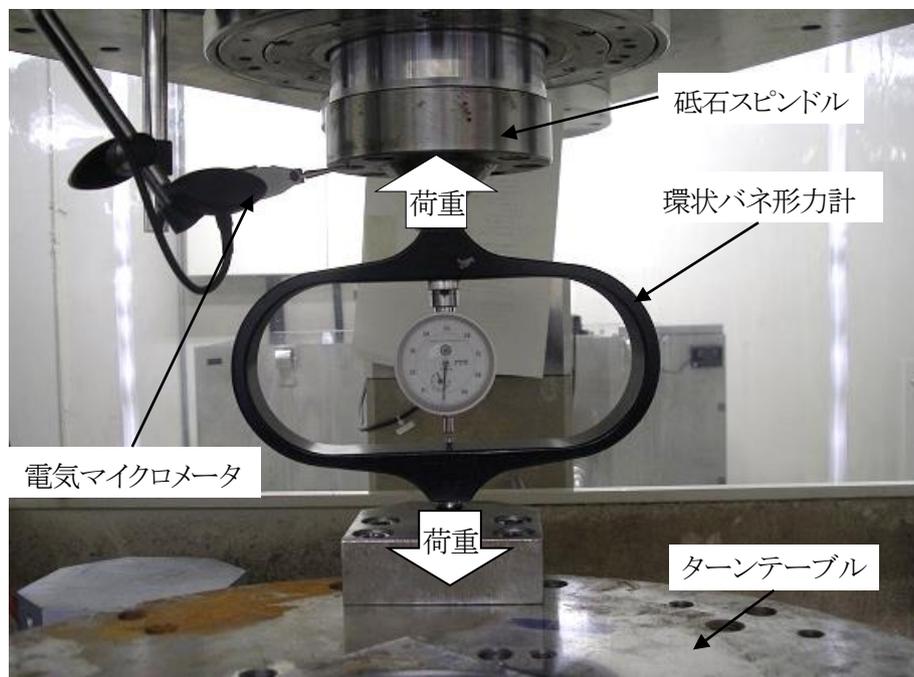
図3.21 流量 Q とモーメント剛性の関係

3. 2. 3 切込み機構内蔵砥石スピンドルの性能評価

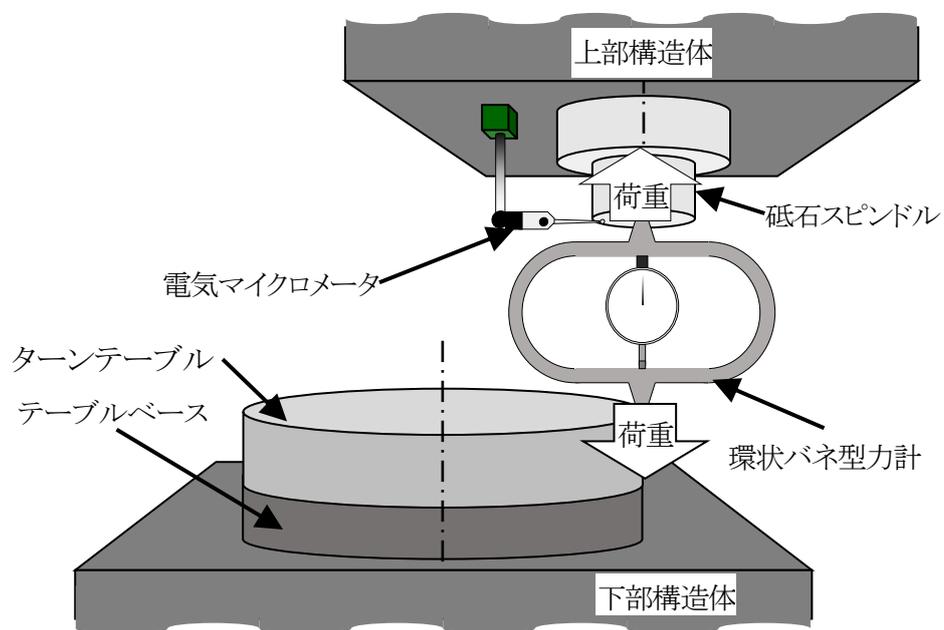
(1) 砥石スピンドルの静剛性

一般に、砥石スピンドルの静剛性は加工精度に大きな影響を及ぼす。砥石スピンドルの静剛性が低い場合、ロータリテーブルの静剛性が低い場合と同様に砥粒がウエハ上を滑り、加工面に研削焼けを発生させる恐れがある。さらに、砥石スピンドルの弾性変形に起因してスパークアウト研削時に所望の切込みを超えて研削してしまう恐れがある。

図3.22に砥石スピンドルの静剛性 K_s の測定状況および測定方法を示す。測定には環状バネ型力計（東京衡機製造所，AT-4103）を使用し、砥石スピンドルに荷重 W_3 (0~1985 N) を徐々に与えた際の相対変位量を測定し、 W_3 と砥石スピンドルの変位量の関係から砥石スピンドルの静剛性 K_s を求める。テーブル上に固定した下部固定治具のねじを低速で回転させることにより徐々に砥石スピンドルに 1985 N まで荷重を与え、0 N まで除荷する。なお、軸位置は 1000 μm とし、ロータリテーブルは浮上させない。



(a) 測定状況



(b) 測定方法

図3.22 砥石スピンドルの静剛性の測定

図3.23に砥石スピンドルへの荷重 W_3 と相対変位の関係を示す。各回の測定結果から最小二乗法により近似線を求め、その傾きの平均値を静剛性 K_s とすると $K_s=1.06 \text{ kN}/\mu\text{m}$ となる。この値は、 K_s は第1章で求めた設計目標値 ($1.0 \text{ kN}/\mu\text{m}$) を満たしている。この測定値には、ウエハ加工用研削盤に搭載されている、一般的な研削盤の砥石スピンドルの静剛性測定では分離される切込み機構に相当する剛性値の分も含まれている。すなわち、現在実用化されている砥石スピンドル単体の静剛性と比較しても、今回開発した砥石スピンドルの静剛性は十分に高い値であると言える^{2,3,4)}。

除荷における最終変移量 ($W_3=0 \text{ N}$) が $0.14 \mu\text{m}$ で $0 \mu\text{m}$ に戻らないが、これは環状バネ型力計のバックラッシュ等によるものだと考えられる。一方、本研削盤においては、定寸装置によるインプロセス測定を行っているため、万が一繰り返し位置決め精度に誤差が発生しても、ウエハ加工精度に及ぼす影響はない。

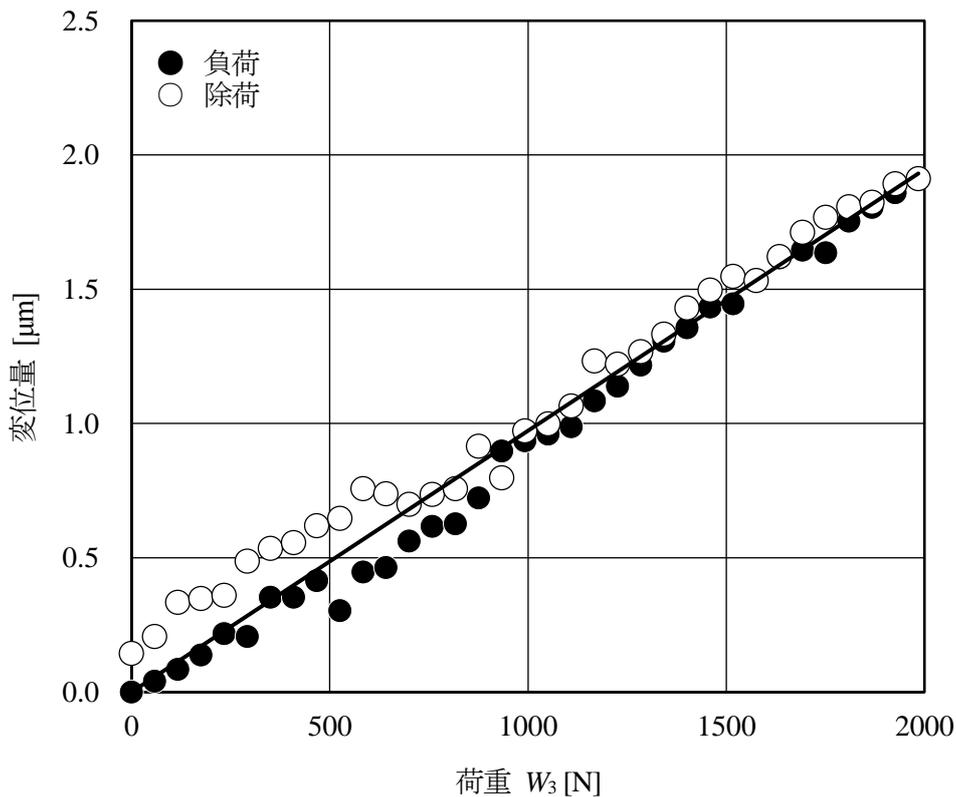


図3.23 砥石スピンドルへの荷重 W_3 と変位量の関係

(2) 砥石スピンドルの動剛性

一般に、砥石スピンドルの固有振動数が砥石スピンドルの回転数と一致すると共振が発生する。そこで、砥石スピンドルの固有振動数をハンマリング試験によって測定する。測定は、砥石スピンドル端面に加速度計(小野測器, NP-3131)を取り付け、ハンマ(PCB, 086B20)でスラスト方向に加振し、測定した結果はFFTアナライザ(OROS, OR24)によりフーリエ解析を行う。

図3.24に測定した周波数とパワースペクトルの関係を示す。図より、砥石スピンドルの固有振動数は1次が176 Hz, 2次が250 Hz, 3次で最大値をとり353 Hzであることがわかる。開発した砥石スピンドルの仕様回転数は700~2500 min^{-1} であり、その振動数は11.67~41.67 Hzに相当することから、本砥石スピンドルの固有振動数は砥石スピンドルの最大回転数(2500 min^{-1} において41.67 Hz)よりも十分に高く、共振の発生する恐れがないことがわかる。

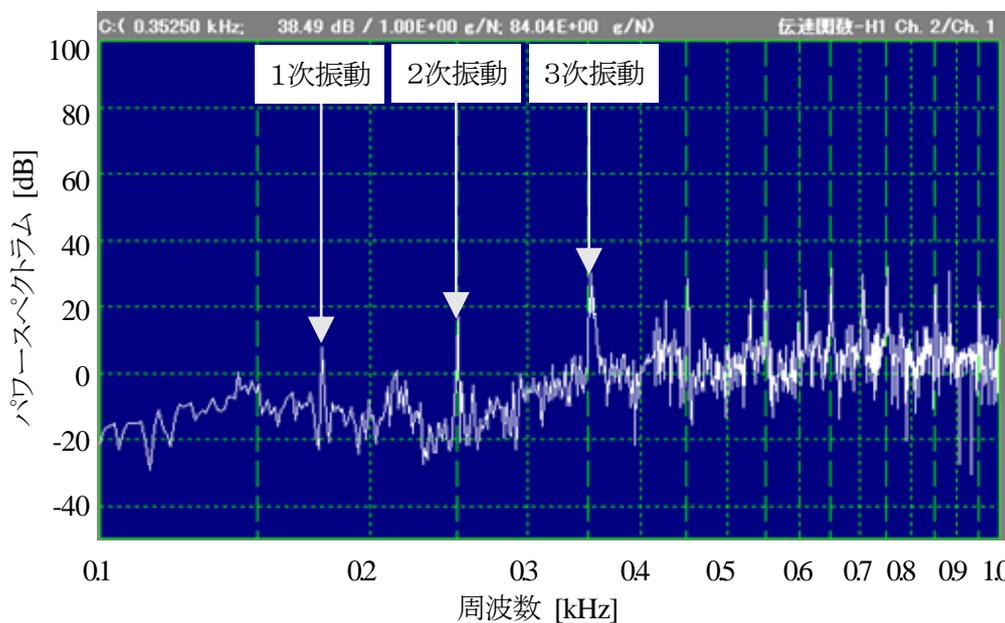


図3.24 周波数とパワースペクトルの関係

(3) 砥石スピンドルの軸方向位置決め精度

砥石スピンドルに内蔵された切込み機構のスラスト方向送り性能を確認するため、砥石スピンドルを上方向に運動させた時の指令値に対する砥石スピンドルの位置決め精度を測定する。測定には、ガラススケールを用いたレーザ干渉(波長:830 nm)により 0.3815 pm の高分解能測長システム(ニコン, ModuRay)を使用する。

図3.25に位置決め精度測定の様子を示す。砥石スピンドル先端に固定している砥石フランジにガラススケールを固定し、ロータリテーブル上に干渉計を設置する。測定時は砥石スピンドルから砥石を取外し、砥石スピンドルは回転させない。また、水静圧ロータリテーブルについても停止状態で浮上させない。測定は JIS B 6190-2(工作機械試験方法通則—第2部:数値制御による位置決め精度試験)に基づいて実施し、0.5 $\mu\text{m}/\text{pass}$ または 0.2 $\mu\text{m}/\text{pass}$ の送り指令を砥石スピンドルに与える。測定時の室温は 22°C、湿度は 46%である。

図3.26に軸位置 100 μm 、750 μm および 1300 μm における位置決め精度の測定結果を示す。いずれの送り量においても指令値に対して概ね追従している。ただし実研削における加工中のウエハ厚さ測定は定寸ゲージによりウエハ加工面とロータリテーブル上面との差をインプロセス計測しているため、砥石軸の位置決め精度は加工精度に大きな影響を与えることはない。

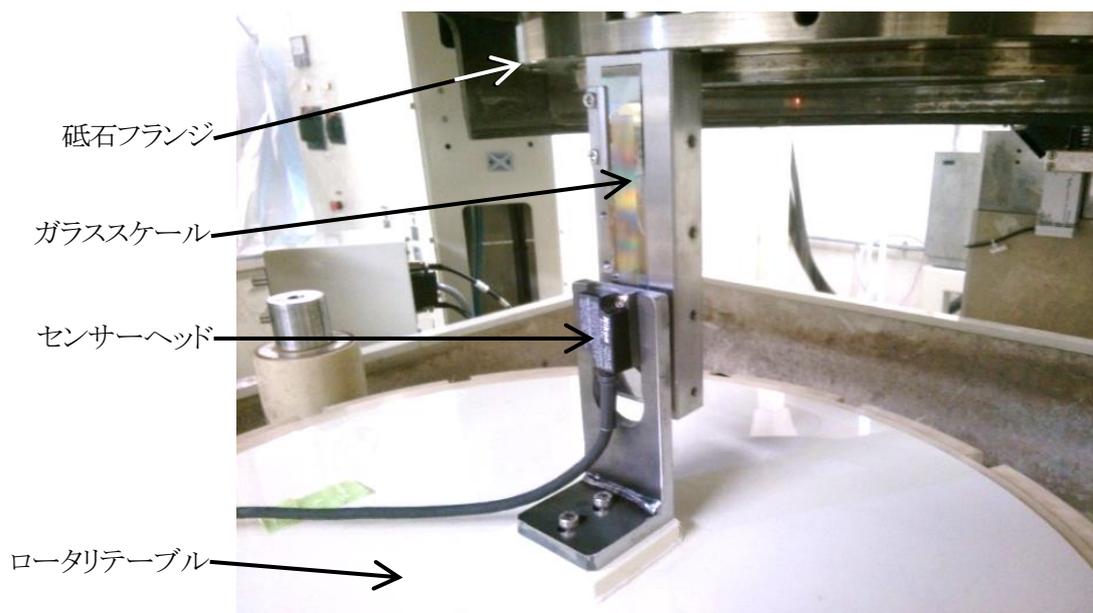
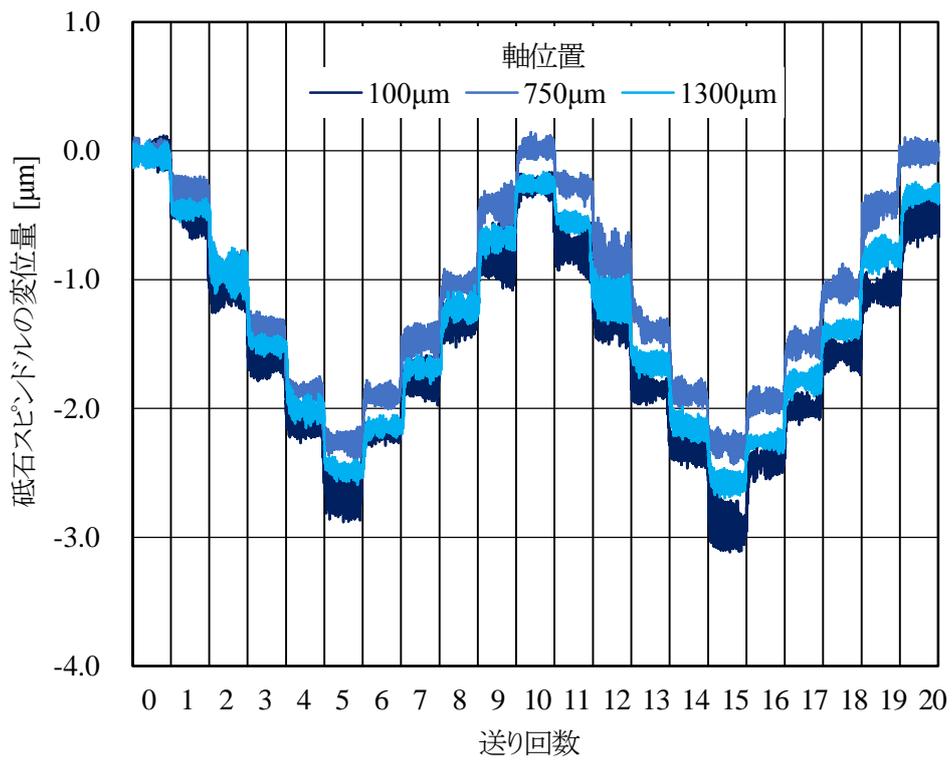
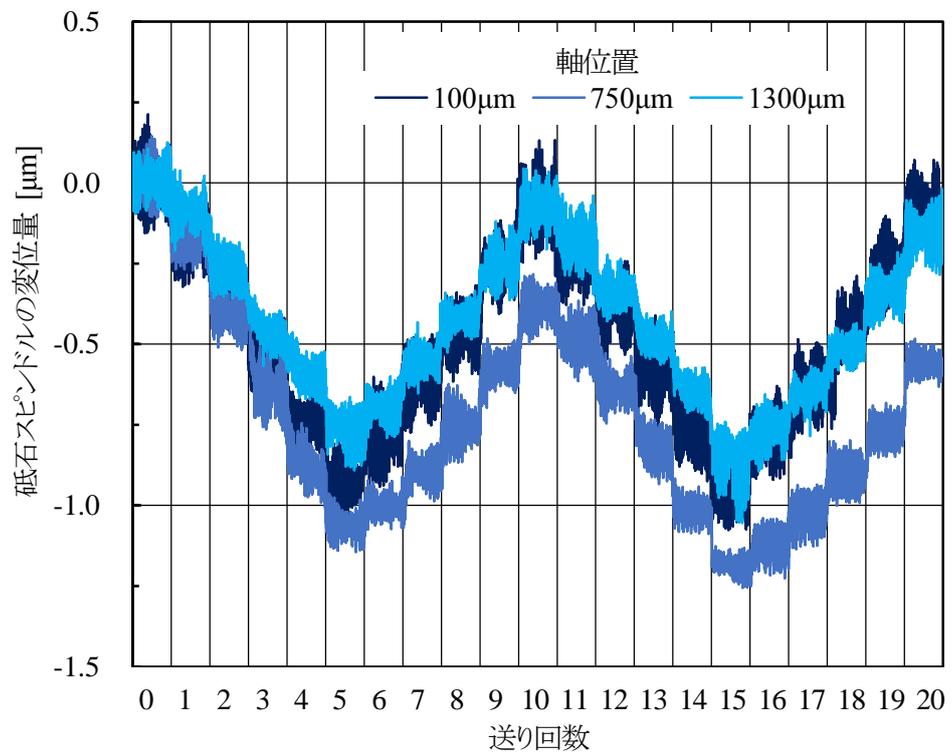


図3.25 砥石スピンドルの位置決め精度の測定の様子



(a) 送り指令値: 0.5 $\mu\text{m}/\text{pass}$



(b) 送り指令値: 0.2 $\mu\text{m}/\text{pass}$

図3.26 砥石スピンドルの位置決め精度の測定結果

3.3 まとめ

外径 450 mm Si ウエハ加工用に開発した水静圧ロータリ研削盤の性能評価を行い、以下の結論を得た。

(1) 研削盤全体の性能評価

- (ア) 研削盤の砥石スピンドルとテーブル間のループ剛性 K_{LoopA} は 216 N/ μm であり、設計目標値 (150 N/ μm) を十分に満たす。
- (イ) 砥石外周とテーブル間のループ剛性 K_{LoopB} は 13.3 N/ μm であり、 K_{LoopA} に比べて極めて小さくなる。
- (ウ) 砥石台金と砥石フランジの変形の曲げ剛性の有限要素法による解析結果は、12.0 N/ μm となり、この値を用いてループ剛性を計算すると 11.4 N/ μm となり K_{LoopB} とほぼ一致する。したがって、 K_{LoopB} が小さくなった原因は砥石台金とフランジの変形によるものであり、研削盤のループ剛性を高くするためには高剛性な砥石が必要である。
- (エ) K_{LoopB} は設計目標値を大きく下回るが、本来であれば砥石と工作物間の剛性である砥石接触剛性⁵⁾の一部を含んでいる値である。そのため、本論文では K_{LoopA} が本研削盤御ループ剛性の設計目標値を満たしているため問題ないとする。

(2) 水静圧ロータリテーブルの性能評価

- (ア) ポンプ流量と軸受すきまの測定結果からテーブルベースとターンテーブルの間には幾何学的誤差などに相当する 5 μm 程度の潜在的なすきまが存在すると考えられる。
- (イ) ロータリテーブルの負荷容量は 31.3 kN ($Q=30 \text{ mL/min}$) である。
- (ウ) ロータリテーブルの静剛性 K_t は 1.96 kN/ μm ($Q=30 \text{ mL/min}$) であり、設計目標値 (2.0 kN/ μm) を満たす。また、 Q が大きくなると K_t は小さくなる。
- (エ) ロータリテーブルのモーメント剛性は $Q=30 \text{ mL/min}$ において、55 N $\cdot\text{m}/\text{mm}$ となる。また、 Q の値を大きくするとロータリテーブルの静剛性 K_t が低くなるため、モーメント剛性も低くなる傾向を示すが、モーメント剛性はほぼ一定である。もし、偏荷重の中心点 ($r=112.5 \text{ mm}$) に 10 N の偏荷重がかかっても、同点の沈み量は 11 nm 程度と小さく、大径ウエハのロータリ研削に対し十分な大きさのモーメント剛性を有していると考えられる。

(3) 切込み機構内蔵砥石スピンドルの性能評価

- (ア) 砥石スピンドルの静剛性 K_s は $K_s=1.06 \text{ kN}/\mu\text{m}$ であり, 設計目標値 ($1.0 \text{ kN}/\mu\text{m}$) を満たす.
- (イ) 砥石スピンドルの動剛性から, 固有振動数は 1 次が 176 Hz, 2 次が 250 Hz, 3 次で最大値をとり 353 Hz である. 砥石スピンドルの回転数は $700\sim 2500 \text{ min}^{-1}$ であり, その振動数は 11.67~41.67 Hz に相当することから, 本砥石スピンドルの固有振動数は十分に高く, 共振の発生する恐れはないことがわかる.
- (ウ) 砥石スピンドルの位置決め精度は, $0.5 \mu\text{m}/\text{pass}$ または $0.2 \mu\text{m}/\text{pass}$ の送り指令において, 指令値に対して概ね追従する.

以上の結果より, 水静圧ロータリ研削盤は 450 mm Si ウエハの研削加工を行うのに十分な性能を有していると考えられる.

第4章 水静圧ロータリ研削盤によるシリコンウエハの研削

4.1 はじめに

第3章で性能評価した水静圧ロータリ研削盤で外径 300 mm の Si ウエハを研削し、第2章で述べた砥粒貫入角度 D/L を用いて算術平均高さ S_a および研削抵抗の偏差を推察することができる砥石スピンドルの消費電力¹⁾を評価し、延性モード研削となる適切な加工条件を選定する。その後、すでに幅広く実用化されている外径 300 mm の Si ウエハの最適条件を用いて加工条件が不明な外径 450 mm Si ウエハを研削し、その加工特性を評価する。

4.2 外径 300 mm Si ウエハの研削

4.2.1 研削実験

水静圧ロータリ研削盤による外径 300 mm の Si ウエハの研削条件を表4.1に示す。砥石回転数 N は水静圧ロータリ研削盤の性能範囲内で $N=800\sim 2400\text{ min}^{-1}$ の広範囲で研削する。なお、研削条件が加工面性状におよぼす影響を明確にするために、スパークアウト²⁾ならびにスローアップ作業(加工終了後に砥石をゆっくりリトラクトさせる工程)は行わない。研削に用いる砥石粒度:#1000, 結合材:ビトリファイド, 外

表4.1 外径 300 mm Si ウエハの研削条件

ウエハ外径 $2r$	[mm]	300
砥石回転数 N	[min^{-1}]	800, 1000, 1200, 1400, 1600, 1800, 2000, 2200, 2400
テーブル回転数 n	[min^{-1}]	297
砥石切込み速度 f	[$\mu\text{m}/\text{min}$]	20
総除去量	[μm]	40
スパークアウトタイム	[s]	0
スローアップ		なし
研削液		水道水
	形式	カップ形
	外径 $2R$ [mm]	500
砥石仕様	砥粒	ダイヤモンド
	粒度	#1000
	結合材	ビトリファイド

径:500 mm のダイヤモンドカップ形砥石(旭ダイヤモンド工業)である。本実験において、#1000 の砥石を使用するのは、幅広い加工条件で研削実験を行うためである。もし、極端に粒度の細かい砥石を用いると、砥石スピンドルシステムがオーバーロードになる危険性がある。いずれの条件も3回ずつ加工し、これらの結果を平均して測定結果とする。いずれの条件に関しても前加工として、粒度:#325, 結合材:レジノイド, 外径:500 mm のダイヤモンドカップ形砥石(旭ダイヤモンド工業)を用いて粗研削を行う。前加工の条件は $N=1250 \text{ min}^{-1}$, $n=120 \text{ min}^{-1}$, $f=100 \text{ }\mu\text{m/min}$, 砥石切込み深さ:20 μm , スパークアウトタイム:10 s とする。

第2章と同様に、加工終了後のウエハの表面粗さの測定および表面性状の観察はコヒーレンス走査型干渉計(Zygo, NewView6K)で行う。測定箇所は図2.5に示した通りである。測定に際し、フィルターは設定せず、観察視野は $105 \times 140 \text{ }\mu\text{m}$ とする。ウエハ半径を $r \text{ mm}$ とした時、ウエハ中心から 0, 10, $r/2$ および $r-10 \text{ mm}$ の位置で、それぞれオリエンテーションフラット方向とそれと直交する方向の7点を測定する。また、7点の測定結果を平均して算術平均高さ Sa として評価する。

研削加工中の砥石スピンドルの消費電力はクランプ電流計(日置電機, 3169-01, 9660)で測定し、データロガー(日置電機, 8860)に出力する。図2.6に示したように、砥石スピンドルの消費電力は、無負荷時(エアークット時)と砥石とウエハが全面で接触している全当たり状態時の差から求める。

4. 2. 2 実験結果

外径 300 mm の Si ウエハを研削した場合の砥粒貫入角度と算術平均高さ Sa の関係を図4.1に示す。第2章で述べたように、 $D/L \leq 1.5 \times 10^{-10}$ の領域では、 D/L が小さくなると Sa は小さくなる。一方、 $D/L \geq 1.5 \times 10^{-10}$ の領域において、 Sa の値はほぼ一定になる。これは、 $D/L \geq 1.5 \times 10^{-10}$ において、脆性モード研削¹⁾が支配的となり、粒度、集中度などの砥石の粗さに対する影響が相対的に小さくなったためだと考えられる。

外径 300 mm の Si ウエハを研削した場合の砥粒貫入角度と砥石スピンドルの消費電力の関係を図4.2に示す。 $D/L \leq 1.5 \times 10^{-10}$ の領域では、 D/L が大きくなると消費電力は小さくなる。一方、 $D/L \geq 1.5 \times 10^{-10}$ の領域では、ほぼ一定になる。この領域では脆性モード研削に移行しているため、加工エネルギーが小さくなったためだと考えられる。また、 Sa と砥石スピンドルの消費電力に関する実験結果から、 $D/L=1.5 \times 10^{-10}$ 付近が延性-脆性遷移点であると推察される。

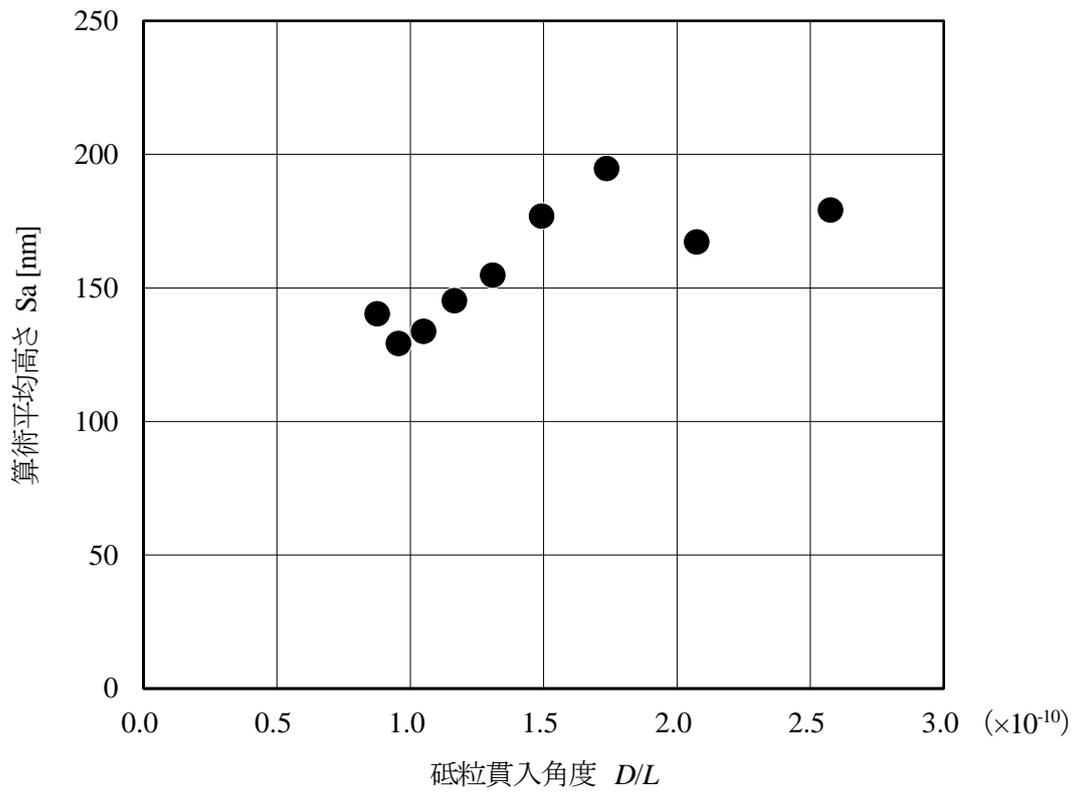


図4.1 砥粒貫入角度 D/L と算術平均高さ Sa の関係 ($2r=300$ mm)

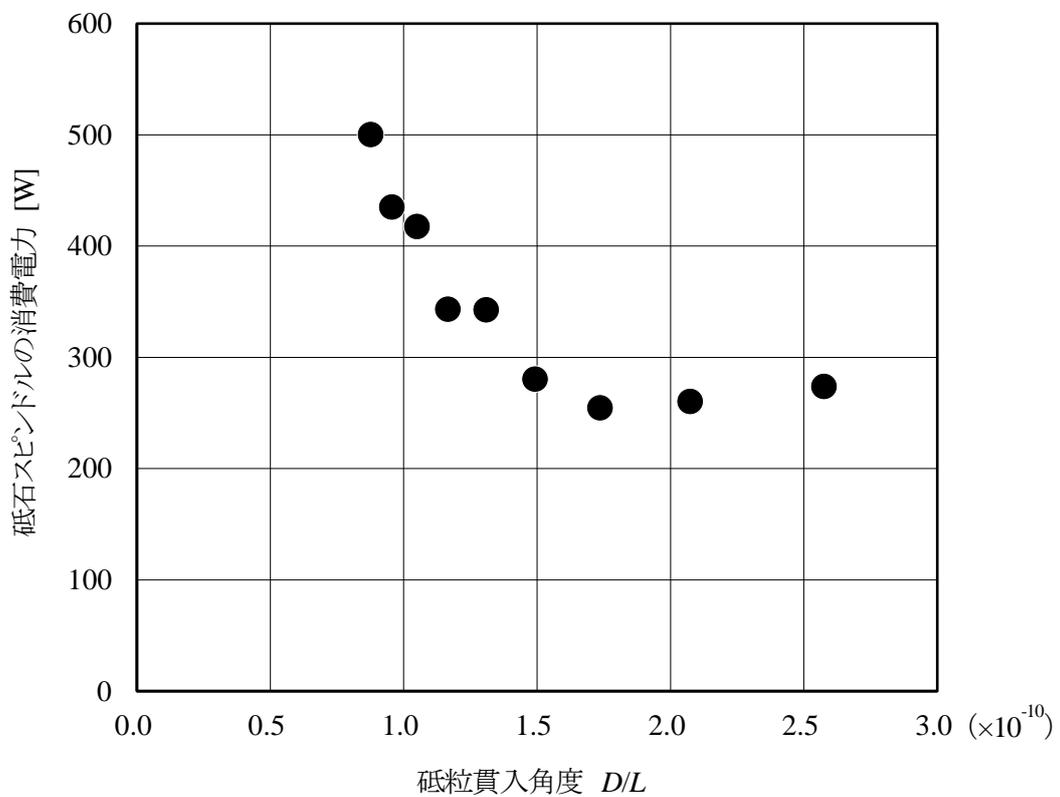


図4.2 砥粒貫入角度 D/L と砥石スピンドルの消費電力の関係 ($2r=300$ mm)

4. 3 外径 450 mm Si ウエハの研削

4. 3. 1 研削実験

外径 300 mm Si ウエハの研削実験結果から $D/L=1.3 \times 10^{-10}$ 付近となる様に, 表4.2に示すように外径 450 mm Si ウエハの研削条件を選定する. なお, 砥石回転数 N およびウエハ回転数 n 以外は外径 300 mm Si ウエハの研削条件と同じである.

算術平均高さ Sa および砥石スピンドルの消費電力の測定方法は, 本章第2節第1項で示した外径 300 mm Si ウエハの研削時と同じである.

表4.2 外径 450 mm Si ウエハの研削条件

ウエハ外径 $2r$	[mm]	450
砥石回転数 N	[min^{-1}]	1600
テーブル回転数 n	[min^{-1}]	297
砥石切込み速度 f	[$\mu\text{m}/\text{min}$]	20
総除去量	[μm]	40
スパークアウトタイム	[s]	0
スローアップ		なし
研削液		水道水
	形式	カップ形
	外径 $2R$ [mm]	500
砥石仕様	砥粒	ダイヤモンド
	粒度	#1000
	結合材	ビトリファイド

4.3.2 実験結果

外径 450 mm Si ウエハを研削した際の、 $D/L=1.3\times 10^{-10}$ における砥粒貫入角度と算術平均高さ Sa の関係を図4.1の上に上書きして図4.3に示す。 $D/L=1.3\times 10^{-10}$ において、450 mm Si ウエハの Sa は 156 μm であり、300 mm Si ウエハと同程度である。

一般に、ウエハ外周部においては砥粒切削軌跡密度³⁾が低くなり、粗さが大きくなる。しかし、本研削条件では、砥石の粒度が#1000 と粗く粒径が大きいため、砥粒突出し高さが大きくなり、1つの砥粒が除去する幅が広がる。そのため、砥粒切削軌跡密度低下の影響がウエハ外周部においても小さく、Sa が大きくならなかったと考える。

外径 450 mm Si ウエハを研削した際の、 $D/L=1.3\times 10^{-10}$ における砥粒貫入角度と砥石スピンドルの消費電力の関係を図4.2の上に上書きして図4.4示す。砥粒貫入角度と $D/L=1.3\times 10^{-10}$ において、450 mm Si ウエハの砥石スピンドルの消費電力は 567 W であり、300 mm Si ウエハと比べて約 1.65 倍大きくなる。また、砥粒通過長さ L は 450 mm Si ウエハの方が 300 mm Si ウエハの約 1.56 倍である。これは、第2章で述べ

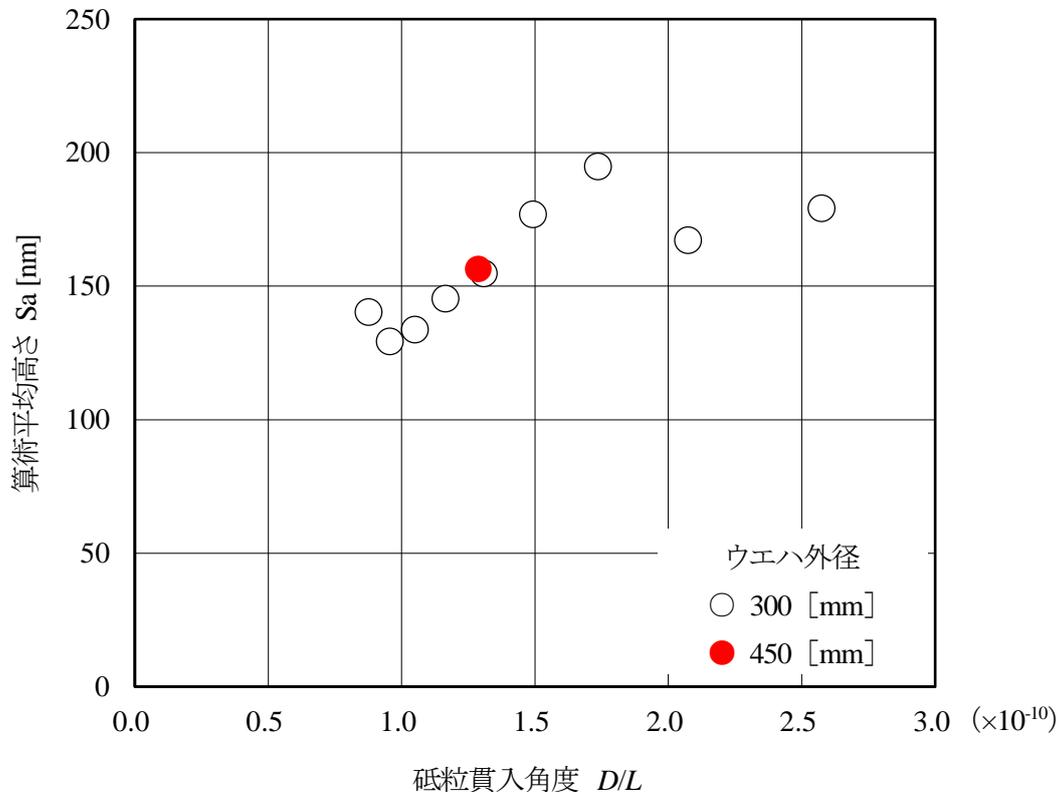


図4.3 砥粒貫入角度 D/L と算術平均高さ Sa の関係
($2r=300, 450$ mm)

たように、外径が大きい方が単位時間当たりの同時研削砥粒数が増加するためである。

そこで、砥石とウエハの接触している単位長さ当たりの砥石スピンドルの消費電力(砥石スピンドルの消費電力を砥粒通過長さ L で除した値)を D/L を用いて評価することを提案する。実験結果から算出した単位長さ当たりの砥石スピンドルの消費電力と D/L の関係を図4.5に示す。いずれのウエハ外径においても、 $D/L=1.3 \times 10^{-10}$ 付近における単位長さあたりの砥石スピンドルの消費電力は 2.3 W/mm である。このことから、ウエハ外径が異なる場合においても、局所的には研削抵抗が同程度であり、同一の研削現象が起きていると推察することができる。

以上の結果から、外径 300 mm Si ウエハの研削結果を D/L を用いて評価することで、外径 450 mm Si ウエハの研削における延性モード研削となる領域を推察することができることを明らかにした。

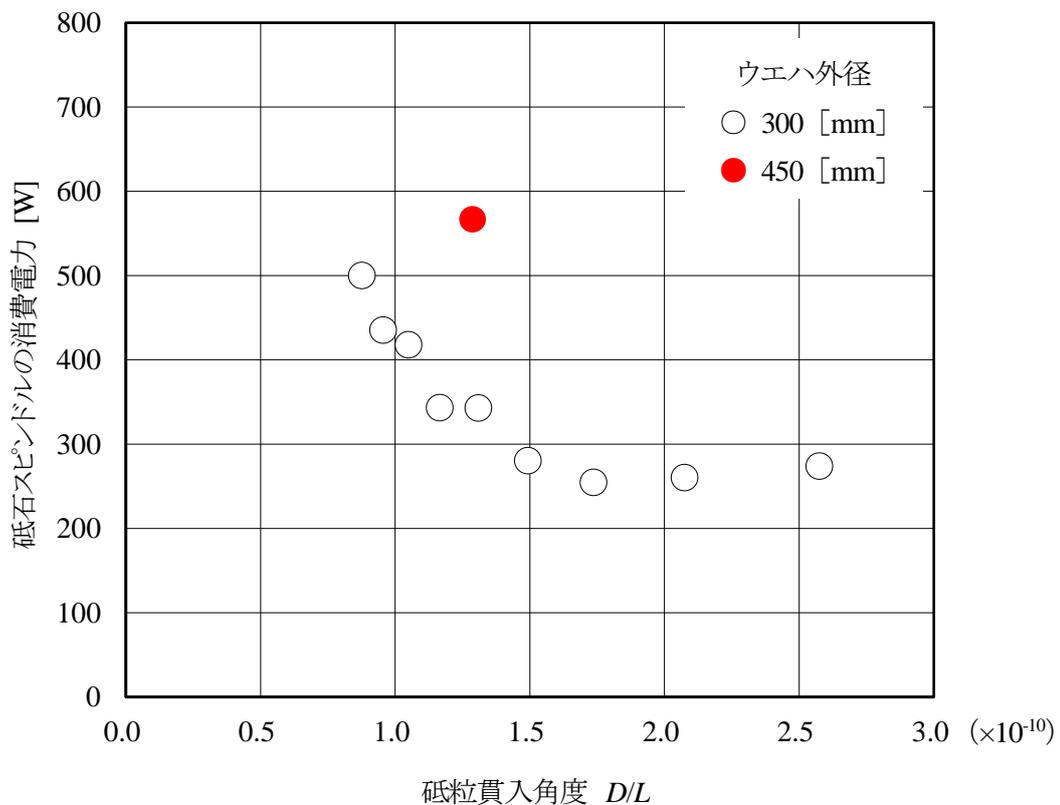


図4.4 砥粒貫入角度 D/L と砥石スピンドルの消費電力の関係
($2r=300, 450$ mm)

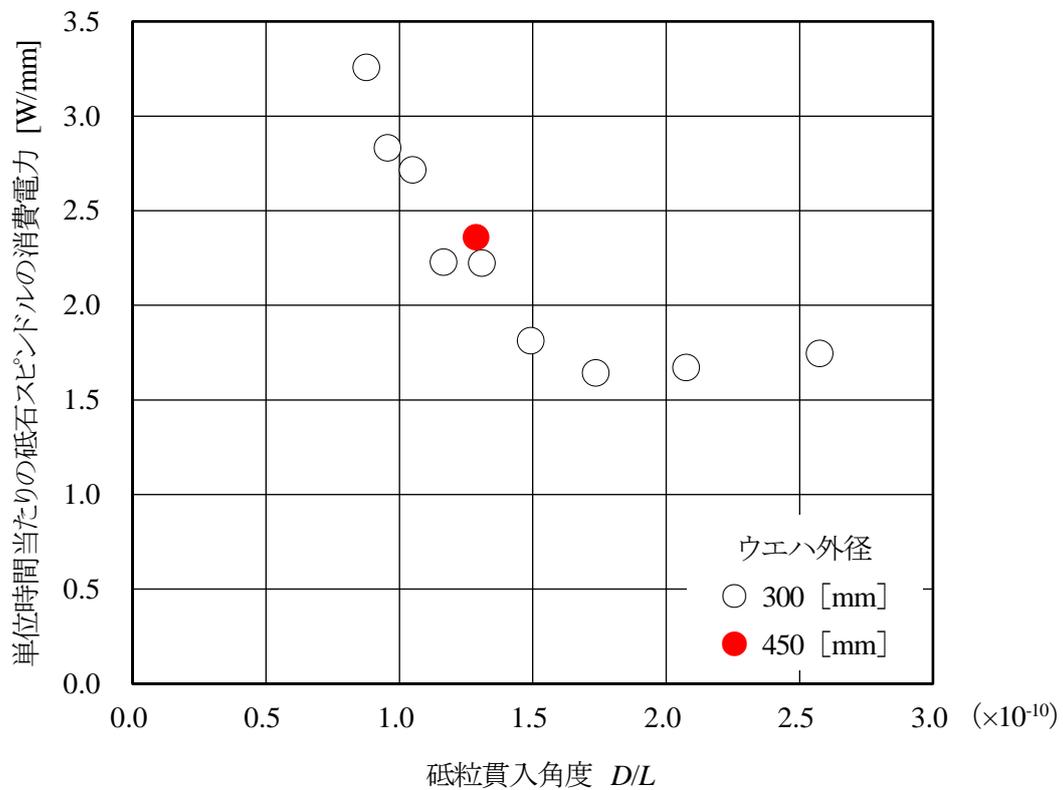


図4.5 砥粒貫入角度 D/L と単位長さあたりの砥石スピンドルの消費電力の関係 ($2r=300, 450$ mm)

4.4 まとめ

開発した水静圧ロータリ研削盤で外径 300 mm Si ウエハを研削し、第2章で定義した砥粒貫入角度 D/L が同一となる研削条件を選定し、外径 450 mm Si ウエハを研削し、以下の結論を得た。

- 1) 砥粒貫入角度 D/L を用いて評価することで、外径 300 mm Si ウエハの研削条件を外径 450 mm Si ウエハに展開できることを実験的に確認した。
- 2) いずれの外径の Si ウエハにおいて、 D/L が小さくなると S_a は小さくなる。一方、 D/L が大きくなると砥石スピンドルの消費電力は小さくなる。
- 3) 外径 300 mm Si ウエハにおいて、 $D/L=1.5\times 10^{-10}$ よりも大きい領域において、脆性モード研削が支配的となったと推察される。
- 4) 外径 450 mm Si ウエハの方が外径 300 mm Si ウエハ砥石スピンドルの消費電力が大きくなる。これは外径が大きい方が単位時間当たりの同時研削砥粒数が増加するためである。
- 5) 砥粒貫入角度 D/L と単位長さあたりの砥石スピンドルの消費電力を用いて評価することで、いずれのウエハ外径においても、局所的には研削抵抗が同程度であり、同一の研削現象が起きていると推察することができる。

以上の結果より、外径 450 mm Si ウエハの研削を行う際にも、 D/L を用いて評価することが有用であることがわかった。

第5章 結 論

5.1 研究成果の概要

本論文では、大径化する大径ウエハのロータリ研削において、適切な加工条件を選定するための手法を確立するとともに、試作した大径ウエハ加工用の水静圧ロータリ研削盤の性能評価を行い、大径ウエハをロータリ研削加工することを目的とし、以下に示す成果および結論を得た。

(1) 第1章「序論」

半導体デバイスの歴史および半導体デバイスに主に持用いられる Si ウエハの製造工程について示した。また、大径化する Si ウエハの加工における、研削条件の選定方法および従来の研削盤の構造における問題点に関して明らかにした。

(2) 第2章「適切な研削条件の選定方法」

一般に研削条件が加工特性におよぼす影響は砥石回転数 N とウエハ回転数 n の比 N/n を用いて評価されるが、砥石およびウエハの外径が異なると砥石とウエハの接触面積が変化するため、 N/n を用いて一様に評価することは適切ではない。これは N/n が同じ値であっても、 N と n それぞれの値の大小により同時研削砥粒数が異なるためである。また、カップ形砥石を用いたロータリ研削では砥粒がウエハ加工面上を通過しながら砥石切込み速度 f により切込みを与えられるダウンフィード研削であり、 f の大きさによってウエハ加工面への損傷の度合いが変化する。そのため、 N/n のみを用いて研削条件を決定することは砥粒運動を考慮しているとは言えず適切ではない。そこで、最適な研削条件の選定方法を確立するために、砥粒通過長さ L および砥粒切込み深さ D より、砥粒運動を考慮した無次元数である砥粒貫入角度 D/L を定義した。また、 D/L が表面粗さなどの加工特性におよぼす影響について明らかにし、以下の結論を得た。

- (ア) D/L を用いて加工特性を評価することは、従来からの評価手法である砥石回転数 N とウエハ回転数 n の比 N/n を用いて加工特性を評価することに比べて優位性がある。
- (イ) $D/L \leq 2-3 \times 10^{-10}$ の領域において、延性モード研削になると推察できる。
- (ウ) D/L を用いることで、外径が異なるウエハの研削条件を簡易的に決定することが可能である。
- (エ) D/L を用いて研削条件を選定することで、砥石切込み速度が大きい高能率加工が可能となる。

(3) 第3章「水静圧ロータリ研削盤の性能評価」

一方、半導体デバイス生産の経済的合理性を向上させるため、Si ウエハは現在主流の $\phi 300\text{mm}$ から次世代の $\phi 450\text{mm}$ へとウエハの大径化が進んでいるため、新たなロータリ研削盤の開発が求められる。450mm Si ウエハ加工用ロータリ研削盤への要求性能は、各要素の高剛性化、要素数の減少、工作機械全体の剛性(ループ剛性)の向上と砥石軸およびロータリテーブル用モータの高出力化が必須となる。そのため、従来のロータリ研削盤を単純にサイズアップして使用することは適切でない。

そこで、新たに開発した切込機構に案内面を必要としない新しい機構の砥石スピンドル、そして定流量水静圧軸受を用いたロータリテーブルを有するロータリ研削盤(水静圧ロータリ研削盤)が 450 mm ウエハのロータリ研削に対応するために、付章Aにおいて設定した設計目標値(削全体の静剛性(ループ剛性):150 N/ μm , ロータリテーブルの静剛性:2000 N/ μm , 砥石スピンドルの静剛性:1000 N/ μm)を満たしているか、その性能評価を行い、以下の結論を得た。

- (ア) 水静圧ロータリ研削盤のループ剛性、ロータリテーブルの静剛性および砥石スピンドルの静剛性は設計目標値を満たす。
- (イ) ロータリテーブルのスラスト軸受用定流量ポンプの流量 $Q=30\text{ mL/min}$ の時、水静圧ロータリテーブルの負荷容量は 31.3 kN モーメント剛性は $55\text{ N}\cdot\text{m}/\text{mm}$ となり、想定される法線研削抵抗 10 N に対して十分な性能を有している。
- (ウ) 砥石スピンドルの固有振動数は 176 Hz 以上であり、砥石スピンドルの回転によって生じる振動数 11.67~41.67 Hz に比べて十分に高く、共振の発生する恐れはない。
- (エ) 砥石スピンドルの位置決め精度は、0.5 $\mu\text{m/pass}$ または 0.2 $\mu\text{m/pass}$ の送り指令値に対して概ね追従する。

(4) 第4章「水静圧ロータリ研削盤によるシリコンウエハの研削加工」

外径 300 mm Si ウエハの研削結果を砥粒貫入角度 D/L を用いて評価し、それを基に外径 450 mm Si ウエハの研削条件を決定し、外径 300 mm Si ウエハと同等の精度で研削加工できることを確認した。

5.2 将来展望と課題

外径 300 mm および 450 mm Si ウエハの仕上げ研削を行い、第2章と同様の結果が得られるか明らかにすることで、より高能率な生産を行うことができるようになると思われる。また、開発した水静圧ロータリ研削盤は従来の研削盤に比べて高剛性であるため、#10000 以上のような粒度の大きい仕上げ研削用の砥石でも、研磨された加工面に対して切り込むことができると考える。そのため、より高能率かつ低サイクルタイムでの加工が可能になる。

本研究では、砥粒貫入角度 DIL が $2\cdot3\times10^{-10}$ (第2章) と 1.5×10^{-10} (第4章) と差異が生じた。この原因を明らかにするために、Si だけでなくサファイアや SiC などの被削性の異なる被削材や、粒度、集中度および結合材など砥石性能が異なる場合、さらに研削盤の剛性や各スピンドルのモータ定格出力・定格トルクが異なる場合においても、 DIL により加工特性を評価できることを実験的に確認する必要がある。また、機械除去モードを画像観察から明らかに手法を確立する必要がある。さらに、砥石スピンドルの消費電力から接線方向研削抵抗を求められよう、理論を確立させる必要がある。また、接線方向と法線方向の研削抵抗の比である二分力比を明らかにし、ウエハの深さ方向に損傷を与える法線方向研削抵抗をインプロセスモニタリングできるシステムの構築が求められる。ループ剛性はカップ砥石とフランジの弾性変形の影響を大きく受けるため、研削盤のループ剛性を高くするためには高剛性なカップ砥石が必要である。そのためには、炭素繊維強化プラスチックのような複合材料の使用が期待される。

また、本論文中では述べていないが、開発したロータリ研削盤には下記の課題がある。

- (1) 水静圧ロータリテーブルについては、プリロードを与えるためのネオジウム磁石による吸引力でターンテーブルが変形し、ターンテーブルと軸受ランド部が接触するため、ネオジウム磁石を軸受全体に配置して変形量を小さくする必要がある。また、定流量ポンプの脈動が軸受すきまを変化させる可能性があるため、脈動の少ないシリンジポンプのような構造のポンプが求められる。しかし、シリンジポンプを採用した場合、作動流体の供給が課題となるため、新しい機構を提案する必要がある。
- (2) 切込み機構内蔵砥石スピンドルの各コイルに流す電流の制御を、より簡略化するとともに、メンテナンス性を向上させるとともに、静剛性を大きくするために要素数を減少させる必要がある。

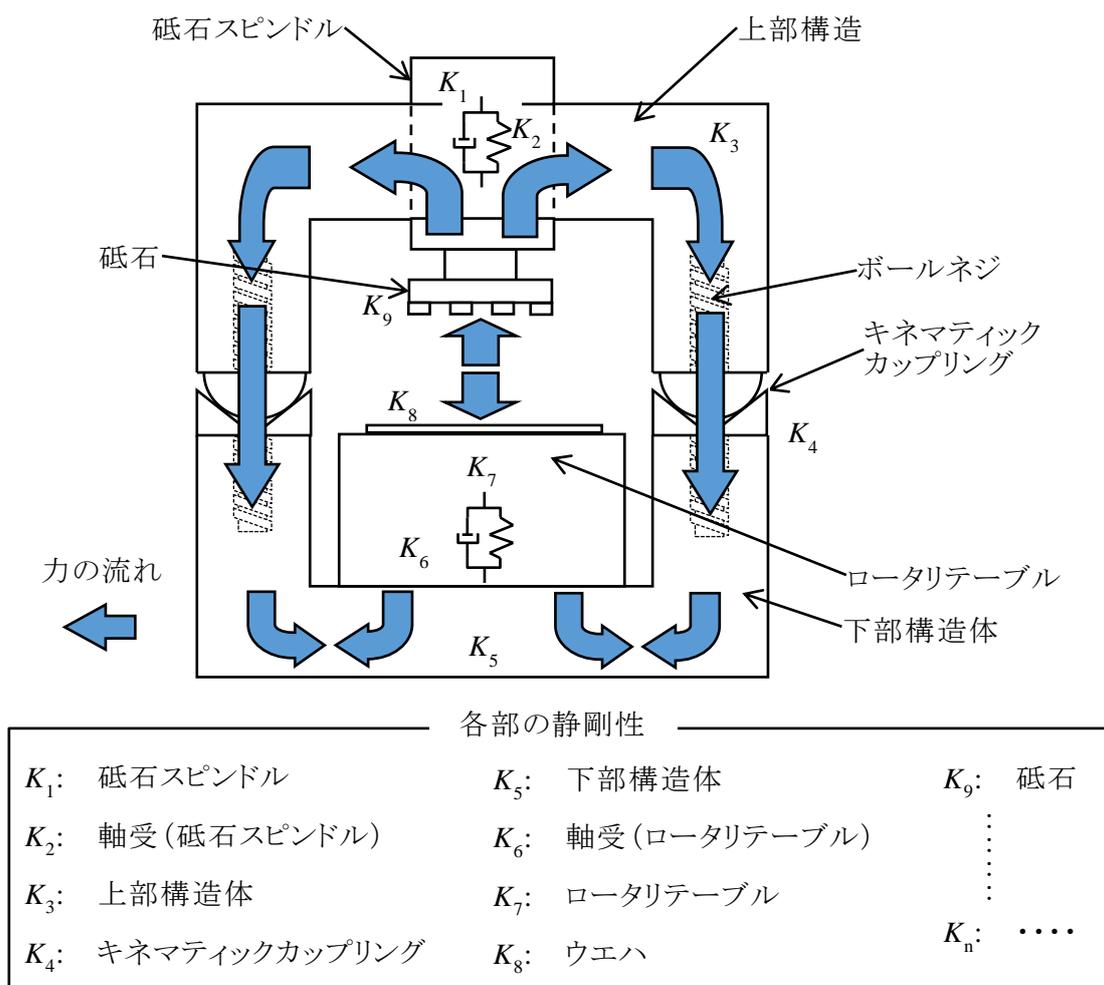
本論で得た結果を用いるとともに、上記に示した課題を解決していくことで、より高能率かつ低コストに半導体デバイスが生産することができると思われる。

付章A 開発した研削盤の設計目標値 および仕様と構造

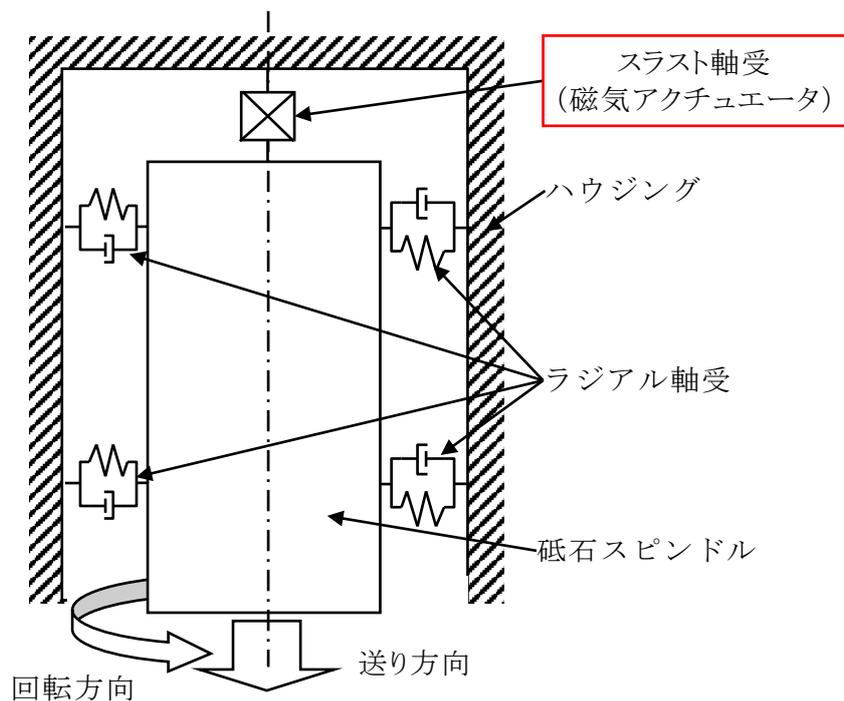
A. 1 水静圧ロータリ研削盤の開発コンセプト

開発した研削盤は、大径ウエハも研削加工をするために、砥石スピンドルやロータリテーブルなど個々の構成要素を高剛性化するとともに、単純化した構造を採用することでループ剛性の向上を図る。

図A.1に試作した研削盤における、力の流れの模式図を示す。砥石スピンドルに切込機構を内蔵させることにより、砥石を切込むための案内面をなくして構造を単純化することで剛性の低下を防いでいる。まず、砥石スピンドルに関しては、図A.2に示すようなスラスト軸受に磁気ア



図A.1 構造を単純化した研削盤における力の流れ



図A.2 開発した切込み機構内蔵砥石スピンドル

クチュエータを採用し、切込み機構を内蔵する構造の新しい砥石スピンドルを開発した¹⁾。ロータリテーブルのスラスト軸受には定流量の水静圧軸受を採用することにより、静剛性の低下を防いでいる。さらに、上部構造体と下部構造体を一体化することにより、砥石と工作物間の力のループを短くし、かつ閉じることでループ剛性の向上を図っている。これらの新しい機構によって、従来のコラムタイプの研削盤(ループ剛性:27.4~150 N/ μm^2 、³⁾)に比べてループ剛性を高くすることを目標とする。

A. 2 水静圧ロータリ研削盤の設計目標値

研削盤を設計する際、その静剛性の目標値を設定するためには、被削材にかかる研削抵抗を考慮しなければならない。ウエハの裏面研削では、加工能率を重視する粗研削と加工精度を重視する仕上げ研削に分けられる。それぞれの研削時に生じる研削抵抗は、砥石およびロータリテーブルの回転数、砥石切込み速度や砥粒の粒度、結合材の種類ならびに結合度など研削条件により異なる。

そこで、大径ウエハを研削加工する際の研削抵抗の最大値を知る必要があるが、研究報告

などは成されていない。小径ウエハに関しては、過去に研削抵抗を直接測定した例もあるが、それには大がかりな装置および膨大な実験回数が必要となる。そこで、表A.1に示すようなシミュレーションによって研削抵抗を求めた例を参照する^{4~6)}。外径450mm Si ウエハについてシミュレーションをした例は報告されていないが、単純に砥石とウエハの接触領域が半径に比例すると仮定すると法線方向(砥石軸方向)の研削抵抗は、外径200mm Si ウエハの2.25倍および外径300mm Si ウエハの1.5倍となることが予想される。

PählerらおよびAhearneらの報告によると、粗研削(粒度:#120~#800)における加工条件で生じる法線研削抵抗は40~75 Nであり、面積比で外径450 mm Si ウエハに換算する90~170 Nとなる。粗研削ではウエハ薄膜化のために加工能率を重視するため、研削抵抗は大きくなる。一方、佐川らの報告によると、仕上げ研削における加工条件で生じる研削抵抗は1.5 N程度であり、外径450 mm Si ウエハに換算すると2.25 Nとなる。また、共同研究者のRothenhöferらは、仕上げ研削(粒度:#8000)における研削抵抗は10 N以下にする必要があることを報告している⁷⁾。

以上を踏まえ、開発する研削盤には粗研削時の研削抵抗に耐えうる静剛性およびループ剛性の目標値を設定する。表A.2に、従来の研削盤の静剛性の測定値と開発する研削盤の静剛性の設計目標値を示す^{2, 3)}。宇根らの砥石スピンドルの静剛性値は1960 N/ μm と高いが、これは砥石に切込み運動を与える駆動系を含んでいないためである。そのため、ループ剛性を求める式(A.1)を用いて砥石スピンドルシステム全体の静剛性を求めると27.6 N/ μm となる。ま

表A.1 ウエハ研削時における研削抵抗シミュレーションの例

	ウエハ外径 [mm]	砥石外径 [mm] (粒度)	回転数 [min ⁻¹]		砥石 切込み速度 [$\mu\text{m}/\text{min}$]	法線 研削抵抗 [N]
			砥石	ウエハ		
Pählerら ⁴⁾	200	250 (#120)	3800	50	70	75
Ahearneら ⁵⁾	200	200 (#800)	2900	200	20	40
佐川ら ⁶⁾	300	300 (#8000)	2000	150	20	1.5

表A.2 従来の研削盤の静剛性の測定値と開発した研削盤の静剛性の設計目標値

形式等	各部の静剛性[N/μm]			ループ剛性 [N/μm]
	ロータリ テーブル	砥石 スピンドル	駆動系他	
阿部ら ²⁾ 150 mm ウエハ加工用 超精密平面研削装置	1000 (油静圧)	1300 (油静圧)	204	150
		スピンドル系全体の静剛性 176.3(計算値)		
宇根ら ³⁾ 300 mm ウエハ加工用 連続研削・研磨装置	1960 (空気静圧)	1960 (空気静圧)	28	27.4
		スピンドル系全体の静剛性 27.6(計算値)		
開発した研削盤の 剛性目標値	2000 (水静圧)	1000 (水静圧)		150

た同様に、阿部らの砥石スピンドルシステム全体の静剛性を求めると 176.3 N/μm となる。

$$K_{\text{Loop}} = \frac{1}{\frac{1}{K_1} + \frac{1}{K_2} + \dots + \frac{1}{K_n}} \quad (\text{A.1})$$

そこで、従来の研削盤、特に外径 300mm Si ウエハ加工用連続研削・研磨装置の剛性仕様と、前項で求めた外径 450mm Si ウエハの研削時に予想される研削抵抗をもとに、目標値を設定する。

ウエハの加工精度に直接影響を与えるループ剛性の目標値は、仕上げ研削において予想される研削抵抗 (< 10N) がかった場合において、要求される加工面精度 (平坦度: 0.1 μm/45 mm, 平行度: 0.6 μm/450 mm, 最大高さ粗さ: 0.1 μm, 算術平均粗さ: 0.01 μm) を十分に満たす値が求められる⁷⁾。平坦度に対しては、ウエハ半径である 225 mm に換算すると 0.5 μm/225 mm となり、10 N の研削抵抗がかかった場合に許容されるループ剛性は 20 N/μm である。平行度に対しては、ウエハ半径である 225 mm に換算すると 0.3 μm/225 mm となり、10 N

の研削抵抗がかかった場合に許容されるループ剛性は $33.3 \text{ N}/\mu\text{m}$ である。一方、 10 N の研削抵抗がかかった場合に許容される最大高さ粗さが $0.1 \mu\text{m}$ となるため、許容されるループ剛性は $100 \text{ N}/\mu\text{m}$ となる。工作機械の設計において、静的な荷重に対しては安全係数が考慮されているが、剛性に対してはなされていない。しかし、砥石の目つぶれや目詰まりによって、研削抵抗が上昇することが考えられるため、安全係数を考慮する必要がある。

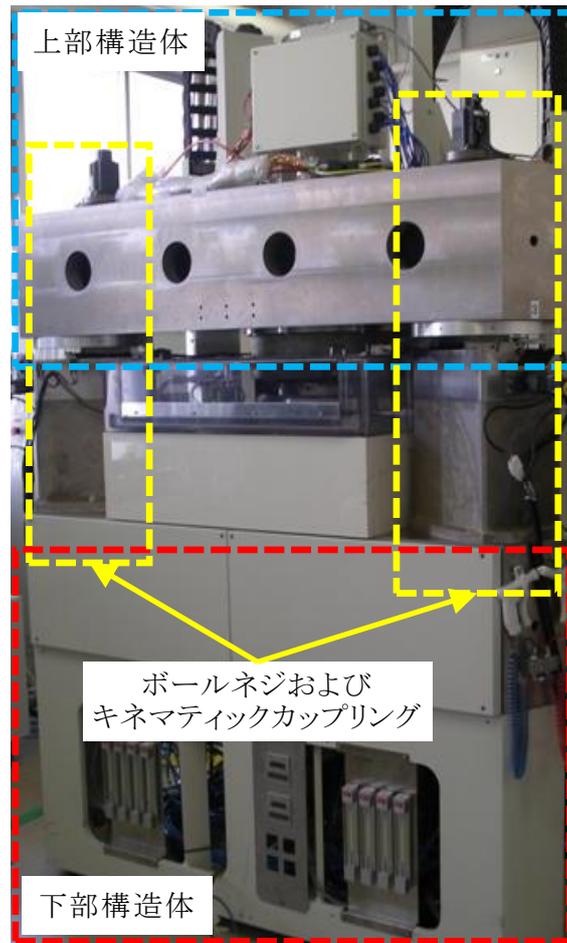
上記を踏まえて、各要素の設計目標値は下記の通りとする。

- 1) ロータリテーブルの静剛性： $2000 \text{ N}/\mu\text{m}$ (従来の研削盤と同等)
- 2) 砥石スピンドル系全体の静剛性： $1000 \text{ N}/\mu\text{m}$
- 3) ループ剛性： $150 \text{ N}/\mu\text{m}$

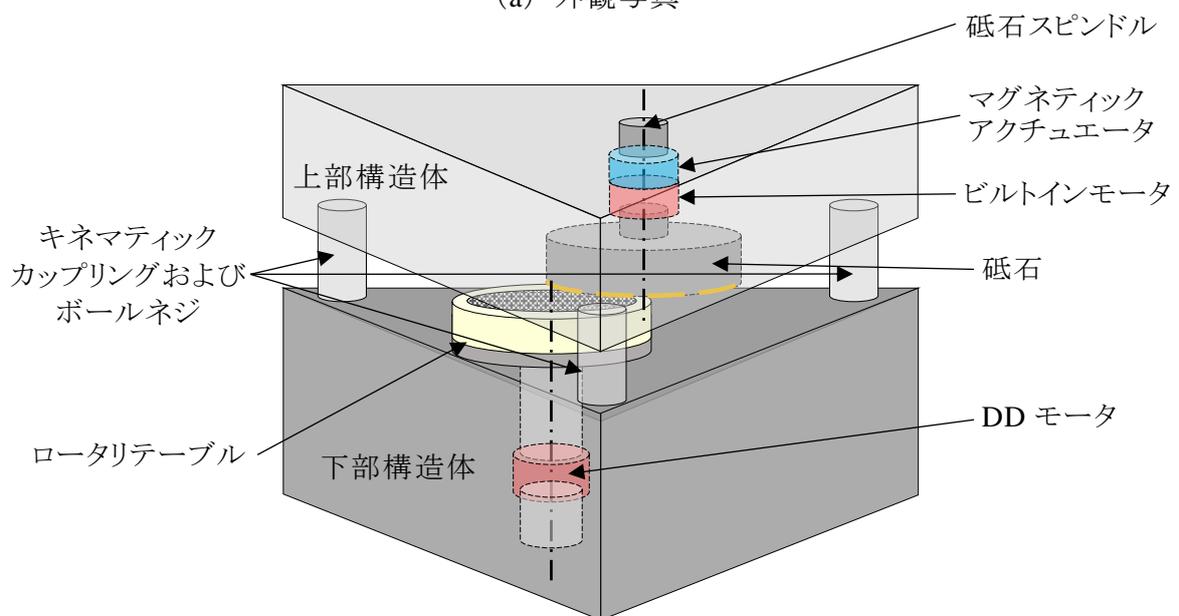
A. 3 水静圧ロータリ研削盤の構造および仕様

A. 3. 1 水静圧ロータリ研削盤の構造

図A.3に大径ウエハの加工を実現するために開発した研削盤の外観写真と模式図を、図A.4に組立図面を示す。本研削盤は砥石スピンドル系を含む上部構造体と、ロータリテーブルを含む下部構造体から構成されており、その水平断面は構造を安定させるために三角形を採用している。

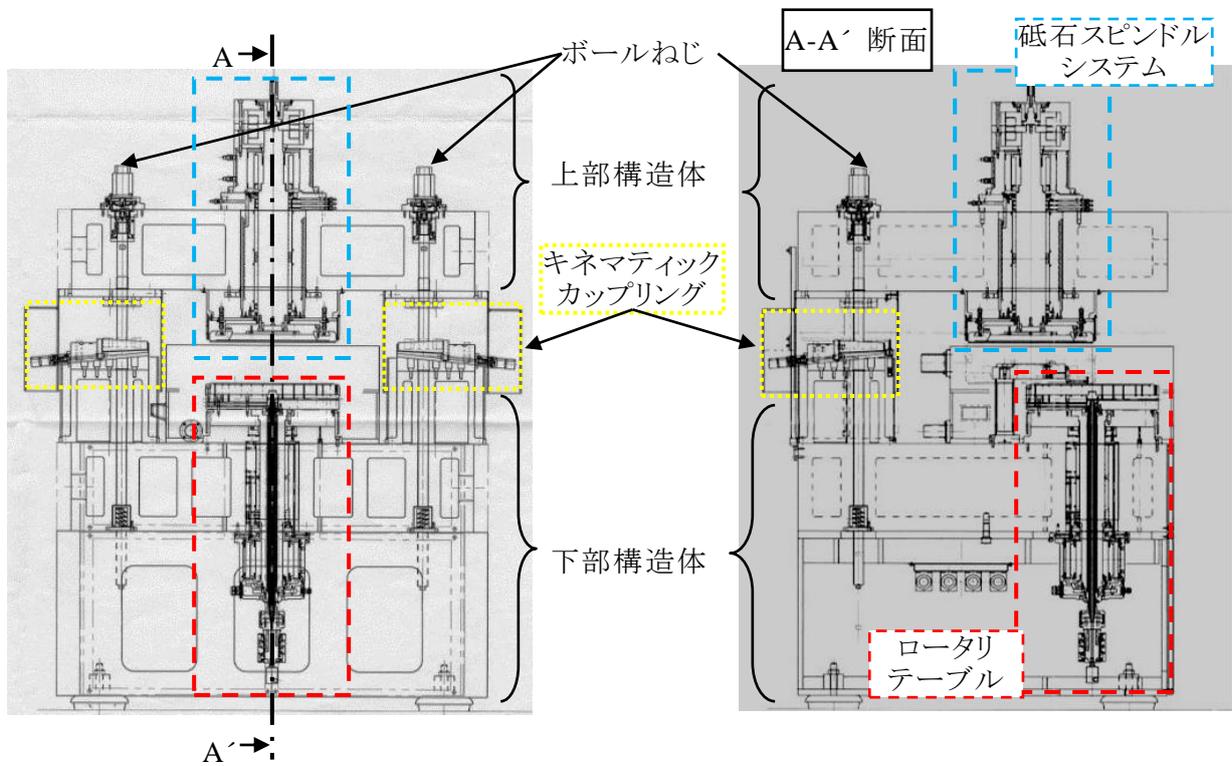


(a) 外観写真

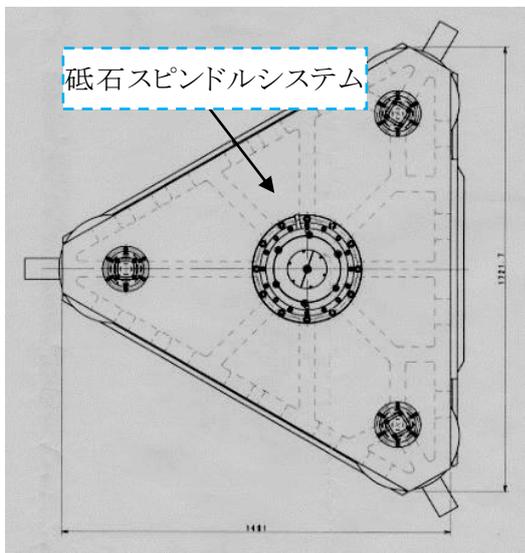


(b) 模式図

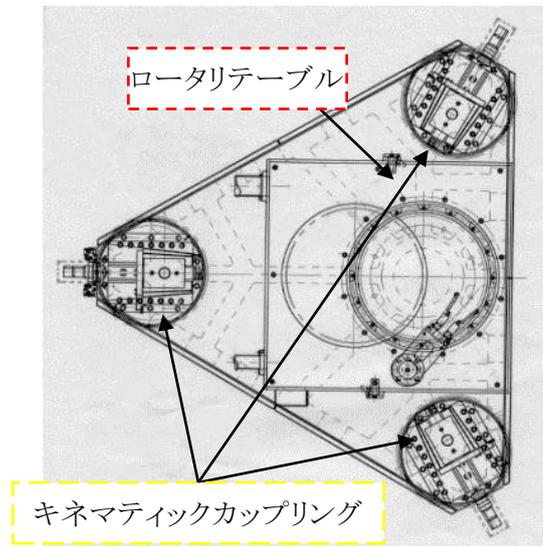
図A.3 開発した研削盤の外観写真および模式図



(a) 正面図および右側面 (A-A' 断面) の断面図



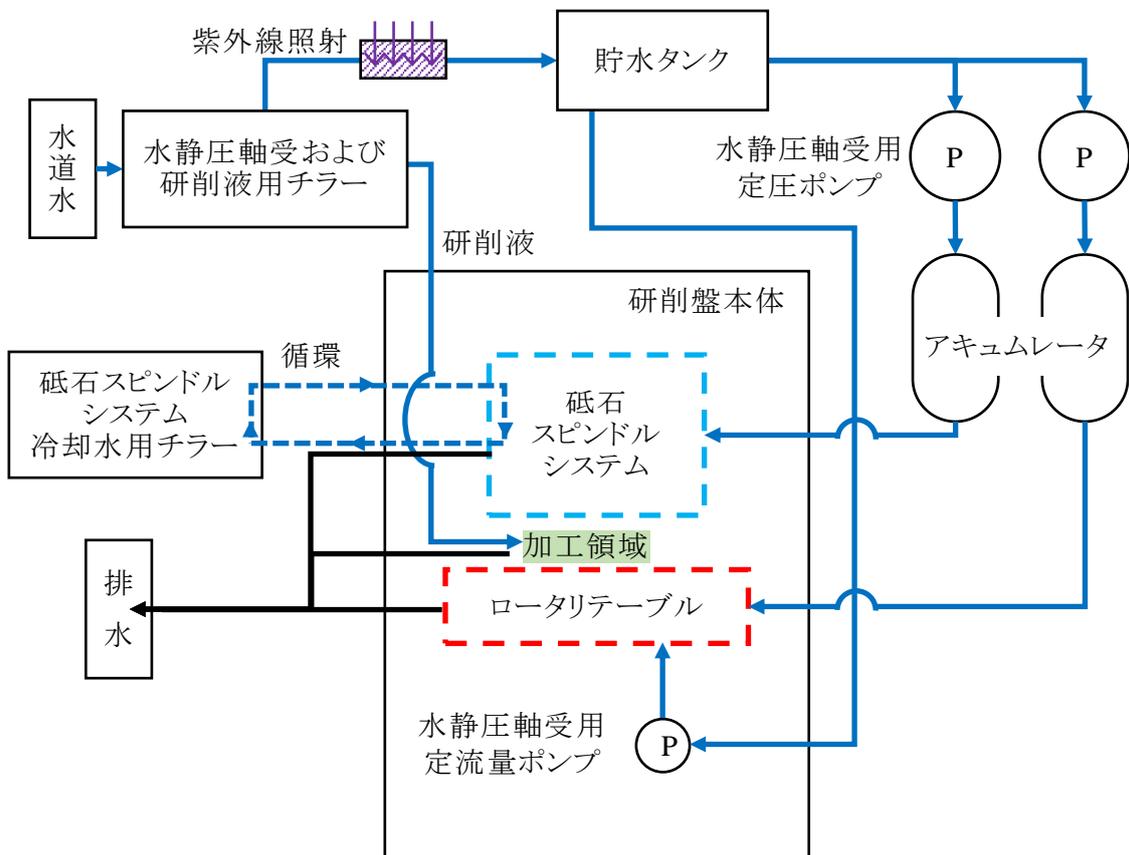
(b) 上部構造体上面図



(c) 下部構造体上面図

図A.4 開発した研削盤の組立図面

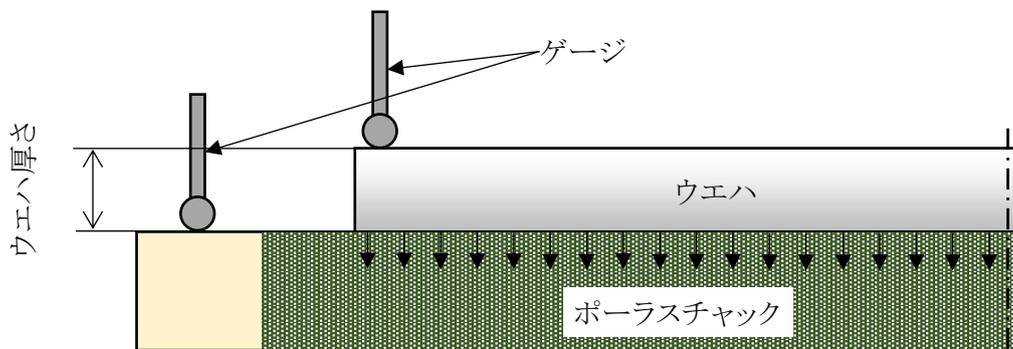
図A.5に水道水を用いた本研削盤の流体経路を示す。水は、①静圧軸受の作動用、②砥石スピンドルの冷却用および③研削液として使用する。作動流体、研削液および冷却液流体を水道水に統一することで、同じ供給装置を用いることができるため研削盤の構造を簡略化し、装置の省スペース化の実現を図っている。作動流体はチラーで温度管理をし、紫外線照射してバクテリアの発生を防いでいる。なお、砥石スピンドルの冷却水は循環して使用し、水静圧軸受の作動流体は使い捨てとする。



図A.5 開発した研削盤の流体経路

ウエハは、ポーラス(多孔質)チャックによる真空吸着方式でテーブルに固定する。詳細は後述するが、砥石スピンドル上端に設置したボールターゲットを基準点とし、砥石スピンドルケースに設置した静電容量型変位計によりその相対位置を計測することでスラスト方向の砥石位置決めを行う。ウエハの厚さの測定は、**図A.6**に示すようにウエハ加工面とポーラスチャック外周部の差をゲージを用いてインプロセスで行い、フルクローズドループ制御を行う。

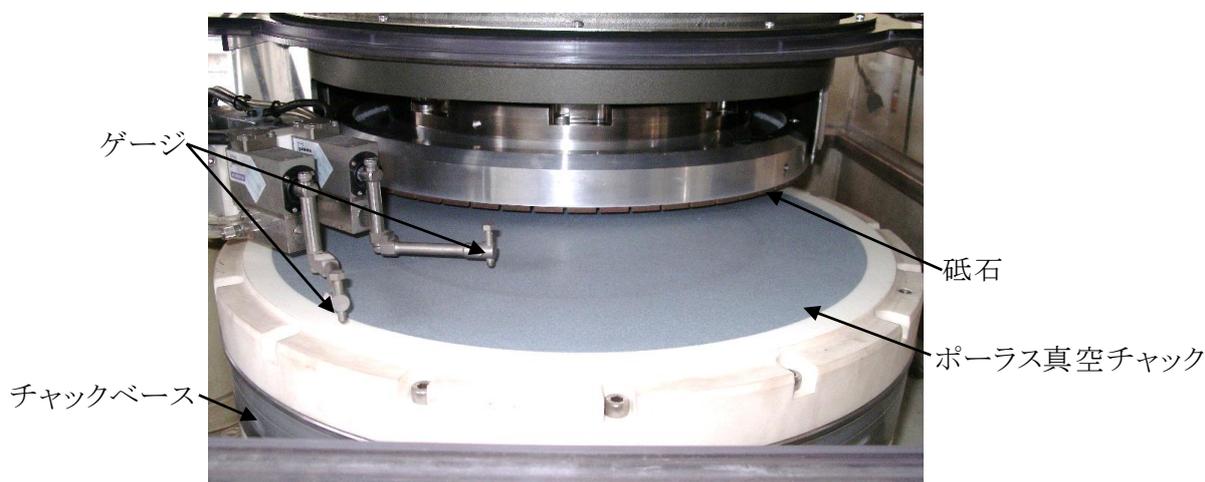
図A.7にウエハ加工サイクルの一例を示す。砥石は位置決め速度(0.999 $\mu\text{m}/\text{min}$)でウエハに接近し、設定されたエアーカット高さに達すると設定砥石切込み速度に減速する。その後、ウエハのうねり、表面粗さなどによる誤差を除去するため砥石は部分当たり状態となり、ゲージ出力電圧および砥石スピンドルの消費電力は徐々に大きくなる。砥石がウエハと完全に片当たりする全当たり状態になると砥石スピンドルの消費電力はほぼ一定となる。また、ゲージ出力電圧より、ウエハが除去されていくのを検知することができる。一方、静電容量型変位計出力電圧(砥石スピンドル端の基準位置を測定)は、砥石スピンドルはエアーカット、部分当たり状態、全当たり状態のいずれにおいても設定された砥石切込み速度で送られていることがわかる。ゲージ寸法が定寸位置に達すると自動的に砥石切込みは停止し、一定時間のスパークアウト研削を行う。この時、砥石スピンドルの消費電力は緩やかに小さくなる。なお、ゲージは測定痕がウエハ上に残らない様に、スパークアウト開始と同時にウエハから離れる。スパークアウト終了後、砥石は設定された位置決め速度でウエハからリトラクトする。



図A.6 インプロセスでのウエハ厚さ測定方法

A. 3. 2 水静圧ロータリテーブルの基本設計および仕様

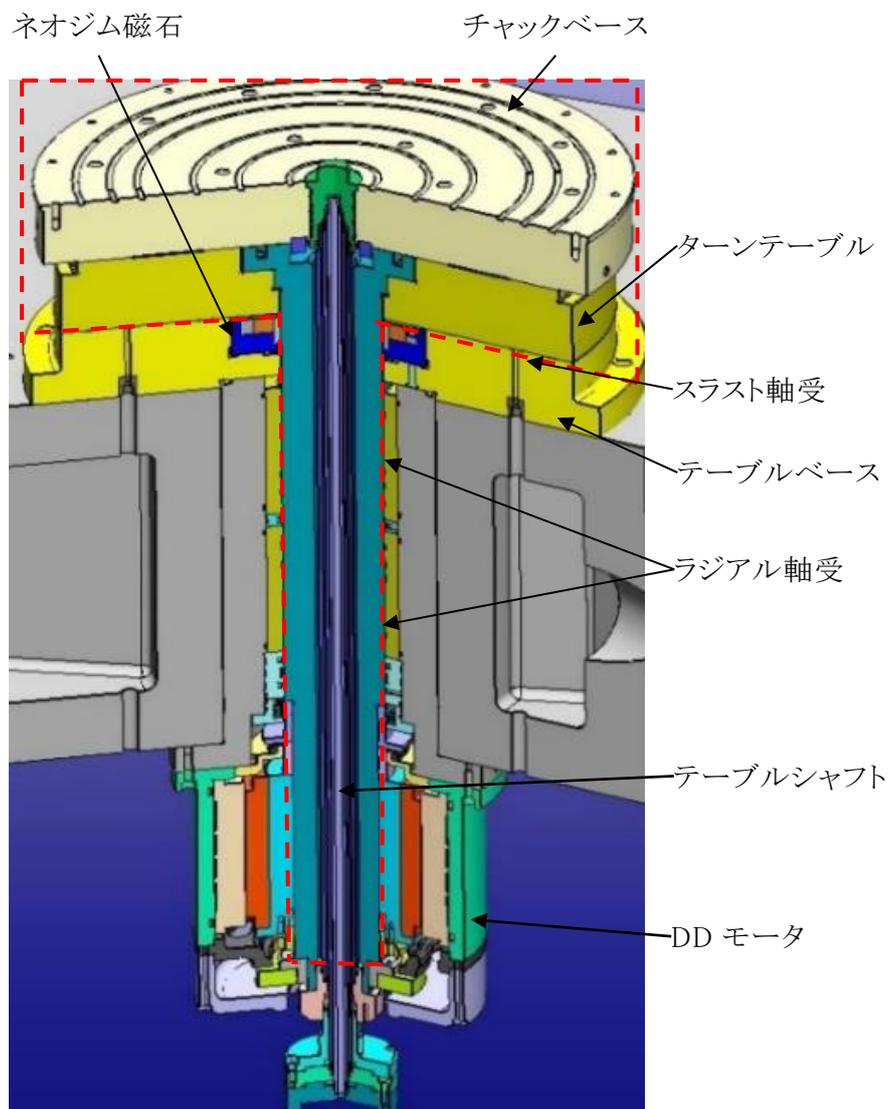
図A.8にロータリテーブルの外観写真を、表A.3にその基本仕様を示す。図A.9にロータリテーブルの断面構造を示すように、ロータリテーブルはチャックベースおよびターンテーブルからなる回転部(図A.9:赤破線内部)、テーブルベース、ラジアル軸受部、ダイレクトドライブモータ(DD モータ)からなる回転機構部から構成され、チャックベースの上にはポアラス真空チャックを固定している。ロータリテーブルのスラスト軸受にはメンテナンス性が良く高剛性な片側リセス方式定流量水静圧軸受を採用する⁸⁾。一方、軸受形式の選定については後述するが、大きな負荷が加わらないラジアル軸受には定圧力水静圧軸受を採用している。ロータリテーブルは高トルク・高加減速が実現できるDD モータにより最高回転数 500 min^{-1} で回転する。



図A.8 ロータリテーブルの外観写真

表A.3 ロータリテーブルの基本仕様

テーブル外径	[mm]	500
回転数	[min^{-1}]	0-500
モータ	駆動方法	ダイレクトドライブモータ (DD モータ)
	定格出力 [kW]	2.5
	定格トルク [$\text{N}\cdot\text{m}$]	120
軸受形式	スラスト方向	片側リセス方式定流量水静圧軸受 ($Q = 10-50 \text{ [mL/min]}$)
	ラジアル軸受	定圧力水静圧軸受 ($P = 1.2 \text{ [MPa]}$)
プリロード W_p	[kN]	9.5



図A.9 ロータリテーブルの断面構造

(1) 軸受方式の選定

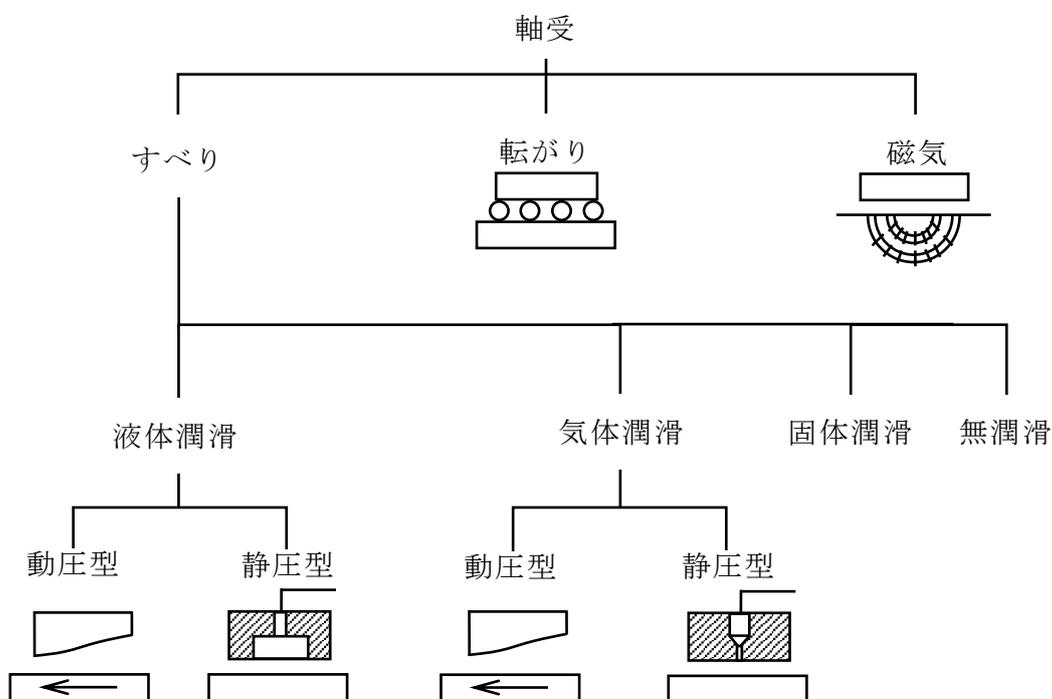
軸受は工作機械に欠くことのできない重要な機械要素であり、回転運動や直線運動を行う部分に対して、運動方向には低摩擦特性を、拘束方向には負荷を支えるための剛性を与える。適切な軸受の選定は工作機械の特長を活かし、加工性能を向上させる。軸受は図A.10に示すようにすべり軸受、転がり軸受と磁気軸受に大別される⁸⁾。表A.4に稲崎らの研究を基に各軸受の性能比較を数値化して示す。また、下記に各軸受の特性を示す^{8,9)}。

(ア) 転がり軸受

転がり軸受は、移動体側に設けた軌道と固定体側に設けた軌道の中に玉やころなどの転動体を介在させて荷重を支える構造であり、高い剛性を有するが減衰性に劣る。

(イ) 磁気軸受

磁気軸受は、磁気の吸引力または反発力を利用して軸受すきまを生じさる非接触軸受であり、一般に軸受内部に低粘度な空気膜しか存在しないため高速回転に適しているが、負荷容量や静剛性に劣る。



図A.10 潤滑機構による軸受の分類^{8,9)}

表A.4 軸受の性能比較⁸⁾

	転がり軸受	すべり軸受(油潤滑)		磁気軸受
		動圧軸受	静圧軸受	
運動精度	2	2	3	2
負荷容量	3	2	3	0
静剛性	3	2	3	0
減衰性	0	3	3	1
高速回転	1	0	1	3
温度上昇	2	0	1	3
保守性	3	2	1	2
寿命	1	1	3	3
コスト	3	2	0	0
総得点	18	14	18	14

特に優れている:3点, 優れている:2点, 普通:1点, 劣る:0点

(ウ) すべり軸受

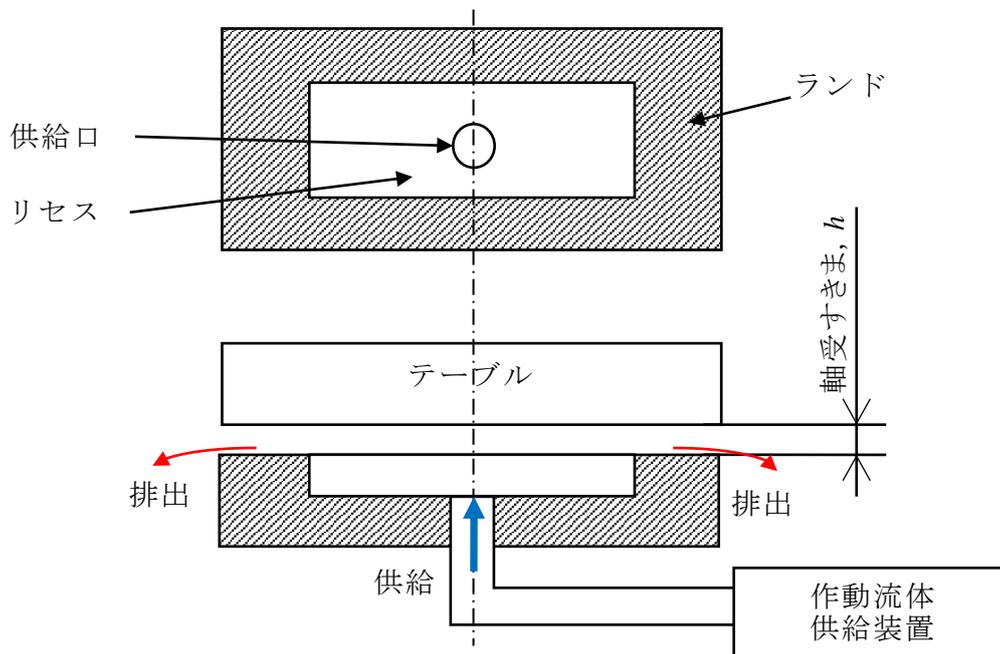
すべり軸受は、相対すべり運動を行う軸受すきまに潤滑膜を形成し、潤滑膜に発生する圧力によって負荷を支持する。一般に流体潤滑膜などにより荷重を支えるため、負荷容量、静剛性、減衰性など優れた特性を発揮することができる。すべり軸受は使用する潤滑剤の種類により液体(油)潤滑軸受、気体(空気)潤滑軸受、固体潤滑軸受、無潤滑軸受などに分類される。圧力の与え方の違いによって、動圧軸受と静圧軸受に分類される。

動圧軸受は、軸と軸受の相対滑り運動によって発生する動圧効果を用いて荷重を支持する軸受である。動圧を発生させるために軸受すきまの形状はくさび形かステップ形にする必要があり、また、軸が静止している状態では動圧が発生しないので軸受として機能しない。

一方、静圧軸受は軸受外部よりあらかじめ加圧された作動流体を軸受すきまに強制的に供給することによって流体潤滑膜を形成し、荷重は流体潤滑膜の静圧により支えら

れる。したがって、潤滑膜が常に形成され荷重を支えることが可能であるため、軸が静止していても軸受のかじりつきを防止できる。図A.11に静圧軸受の基本構造について示す。軸受に設けた油（作動流体）だまりであるリセスにより軸受内の圧力降下を抑制し、より大きな負荷容量を得ることができる。また、軸受すきまとなる軸と軸受面との間の潤滑膜が比較的大きく、例えば、水を作動流体に用いた静圧軸受では軸受すきまを $5\ \mu\text{m}$ から $20\ \mu\text{m}$ とすることができ、形状誤差を緩和することで高い回転精度を発揮する^{10, 11)}。

以上の結果から、本研削盤の軸受には、研削抵抗の上昇に対応するために負荷容量および静剛性に優れ、高い回転精度を有し、高寿命で減衰性能に優れた静圧軸受を採用する。



図A.11 静圧軸受の基本構造

(2) 作動流体の選定

静圧軸受に用いる作動流体は、軸受性能に大きく影響を与える。表A.5に、静圧軸受で使用される代表的な3種類の作動流体の性能比較を示す⁸⁾。また、以下に各作動流体を静圧軸受に用いる場合の利点と欠点を示す。

(ア) 鉱油

鉱油の利点は、高い粘度による優れた減衰性、防錆作用、極圧剤などの添加により高い境界潤滑効果が期待できることである。欠点は発熱、粘度の温度依存性、耐環境汚染などである。そのため清純な環境を必要とするウエハ研削盤には使用できない。さらに、鉱油の埋蔵量は有限であり、日本では輸入に頼らなければならない欠点もある。

(イ) 空気

空気の利点は、資源として無限で環境への影響が極めて小さく、摩擦係数が低く、高速回転性や寿命に優れていることである。欠点は剛性と負荷容量が低く、減衰性に劣るため、大きな研削抵抗の発生が予想される大径ウエハ研削盤に使用するのは不適當である。

表A.5 作動流体の性能比較⁸⁾

作動流体	鉱油	空気	水
減衰性	○	×	△
防錆・防カビ	○	○	×
潤滑性	○	△	△
耐熱性	×	○	○
粘度の温度依存性	×	○	○
摩擦係数	△	○	△
回転精度	△	○	△
負荷容量	○	×	○
耐環境性	×	○	○
入手の容易性	×	○	○

(ウ) 水

水の利点は、日本では資源として無限で環境への影響が小さく、負荷容量および冷却能力が高く、かつ粘度の温度依存性が低いことである¹²⁾。欠点は、鉱油と比較して低粘度のため減衰性が劣ること、大きな潤滑効果が期待できず、かじりが発生しやすいこと、カビ、バクテリアやサビが発生しやすいことなどである。

そこで表 A.5の結果と利点・欠点を考慮して、本研削盤に採用する静圧軸受の作動流体には、ウエハの汚染リスクを低減でき、軸受の温度上昇を抑制し、高剛性かつ、これまで実用化されていない水道水を用いる。ただし、防錆・防カビに留意する必要がある。

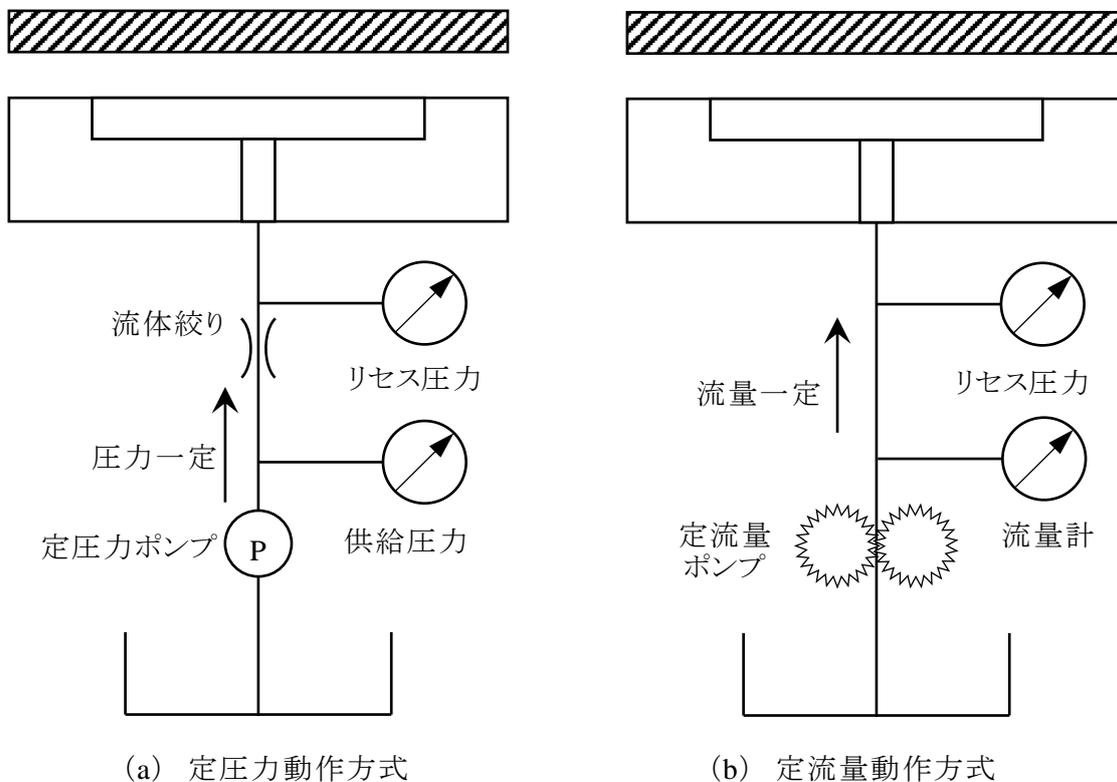
(3) 作動流体供給方式の選定

図A.12に示すように、軸受本体への作動流体の供給方式の違いから、静圧軸受は定流量動作方式と定圧力動作方式の2種類に分類できる⁸⁾。表A.6にそれぞれの供給方式の特性を示す。

定流量動作方式の利点は、高い負荷特性および減衰性を有していることである。欠点は、各リセスに独立したポンプから作動流体を供給するため構造が複雑になるとともにコストが高くなる。また、作動流体の温度変化による粘度変化の影響を受けるため、軸受すきまが変化して静剛性が変化する恐れがある。

一方、定圧力動作方式の利点は、構造が簡単であり、軸受すきまの制御が容易である。欠点は、流路に流体絞りを設ける必要があり、配管のつまりの原因となることである。

そこで、本研削盤では、研削加工時に大きな負荷が予想されるロータリテーブルのスラスト軸受には定流量動作方式を、それほど大きな負荷が予想されないラジアル軸受には定圧力動作方式を採用する。



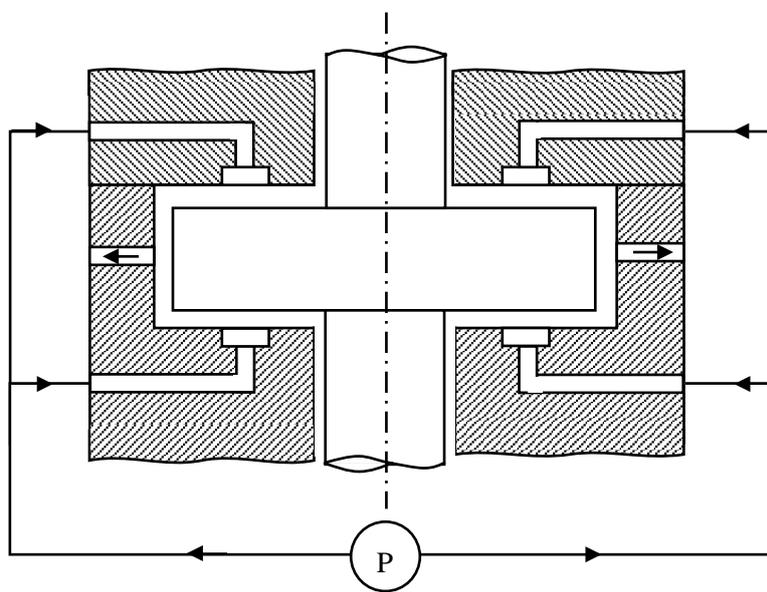
図A.12 静圧軸受の作動流体供給方式

表A.6 定流量動作方式と定圧力動作方式の比較⁸⁾

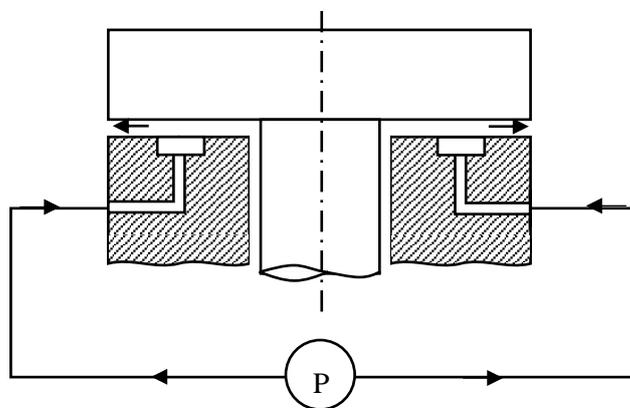
供給方式	定流量	定圧力
静剛性	○	△
減衰性	○	△
作動流体粘度の温度変化に対する負荷特性の安定性	△	○
軸受すきまの制御の容易性	△	○
構造の簡単さ	△	○
配管のつまり	○	×
コスト	△	○

(4) 軸受形状の選定

図A.13に示すように、ロータリテーブルのスラスト軸受に静圧軸受を用いる場合、対向リセス方式と片側リセス方式を選定することができる⁸⁾。一般に、対向リセス方式は案内面に加わる負荷が比較的小さく、かつスラスト方向に対する拘束力を必要とされる場合に使用される。一方、片側リセス方式は、単一方向の負荷に対してのみ支持力を有し、構造が簡単でメンテナンス性にも優れており、大型工作機械用テーブルのような単一方向に大きな負荷が作用する場合に適している。ただし、片側リセス方式は、その構造上スラスト方向への拘束力を持たないため、何らかの方法で予荷重(プリロード)を与える必要がある。



(a) 対向リセス方式

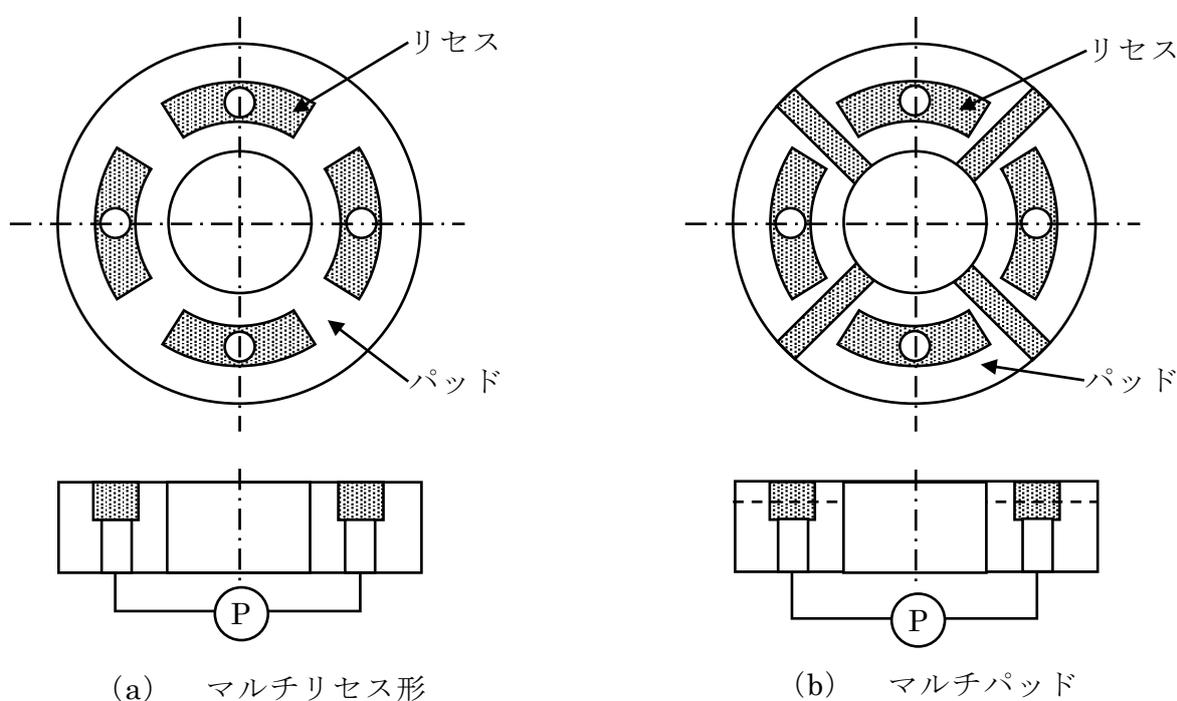


(b) 片側リセス方式

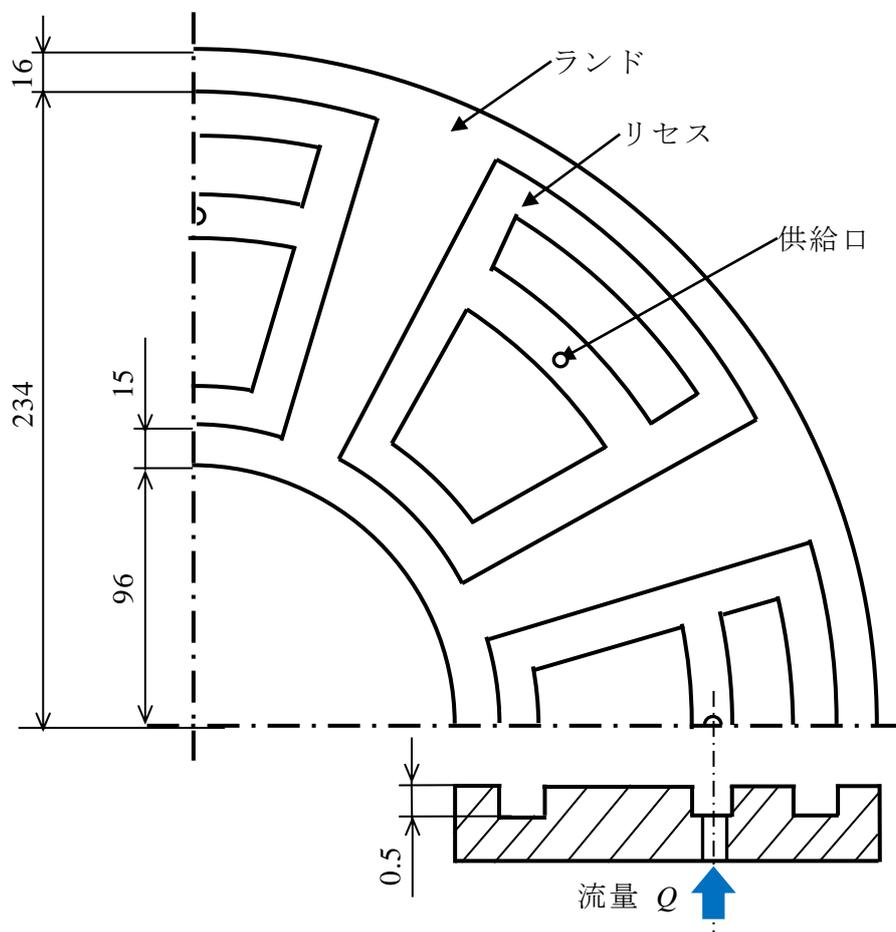
図A.13 静圧スラスト軸受の方式⁸⁾

スラスト方向に静圧軸受を使用する場合、軸受面のリセスが1個でも負荷を支持することは可能であるが、モーメント負荷に対する復元力を得るためには複数個のリセスが必要となる。図A.14に示すように、複数個のリセスを持つ場合、リセスの間に作動流体回収用の溝を設けることにより作動流体の排出性に優れたマルチパッド形に比べて、溝がないマルチリセス形の方が負荷容量および減衰性について優れる。

大径ウエハのロータリ研削においては、研削加工時の大きな負荷が予想される。また、ウエハ加工時に砥石スピンドルをチルティングさせるため、ロータリテーブルに偏荷重が加わる。そこで、本研削盤のロータリテーブルのスラスト軸受には、図A.15に示すパッド形状を有するマルチリセス形の片側リセス方式を採用する。軸受は8個のリセスを有しており、各リセスにはそれぞれ歯車ポンプ(MICROPUMP, GA-X21)から流量 Q の水を供給することにより、ロータリテーブルをスラスト方向へ軸受すきま h で浮上させる。表A.7に歯車ポンプの性能を示す¹³⁾。スラスト方向のプリロード W_p はテーブルベース上部に配置したネオジウム磁石の吸引力 6 kN およびテーブルの自重による押し付け力 3.5 kN によって $W_p=9.5\text{kN}$ とする。



図A.14 静圧スラスト軸受のリセス形状の一例⁸⁾



図A.15 スラスト軸受の軸受パッド形状

表A.7 歯車ポンプの仕様¹³⁾

流量	[mL/min]	8.5-506
差圧	[kPa]	520
システム圧力	[kPa]	2100
粘度範囲	[cP]	0.5-1500
最高回転数	[min ⁻¹]	5500

(5) 構造材料の選定

工作機械の構造材料を選定する際は、外力、熱、時間などの外乱に対する物性値を考慮する必要がある。さらに、高精度な加工が容易で低コストであることなども重要な要件である¹⁴⁾。また、試作機は軸受の作動流体に水を使うため防錆性能も考慮する必要がある。そこで表 A.8 に示す材料を選定する。

本研削盤は静圧軸受の作動流体に水を使うため、防錆性能も考慮する必要がある。そこで、テーブルベースには硬度、耐食性、耐摩耗性に優れ、かつ SUS に比べ軽量で比強度の高いアルミナセラミックス(京セラ, A-479G, 99.5%Al₂O₃)を用いる。ターンテーブルにはマルテンサイト系のステンレスであり耐摩耗性に優れ、ネオジウム磁石により磁気吸引することができる SUS416 (13Cr-0.3S)を用いる。チャックベースとテーブルシャフトには耐衝撃性およびコストに優れた SUS304 (18Cr-8Ni)を使用する。

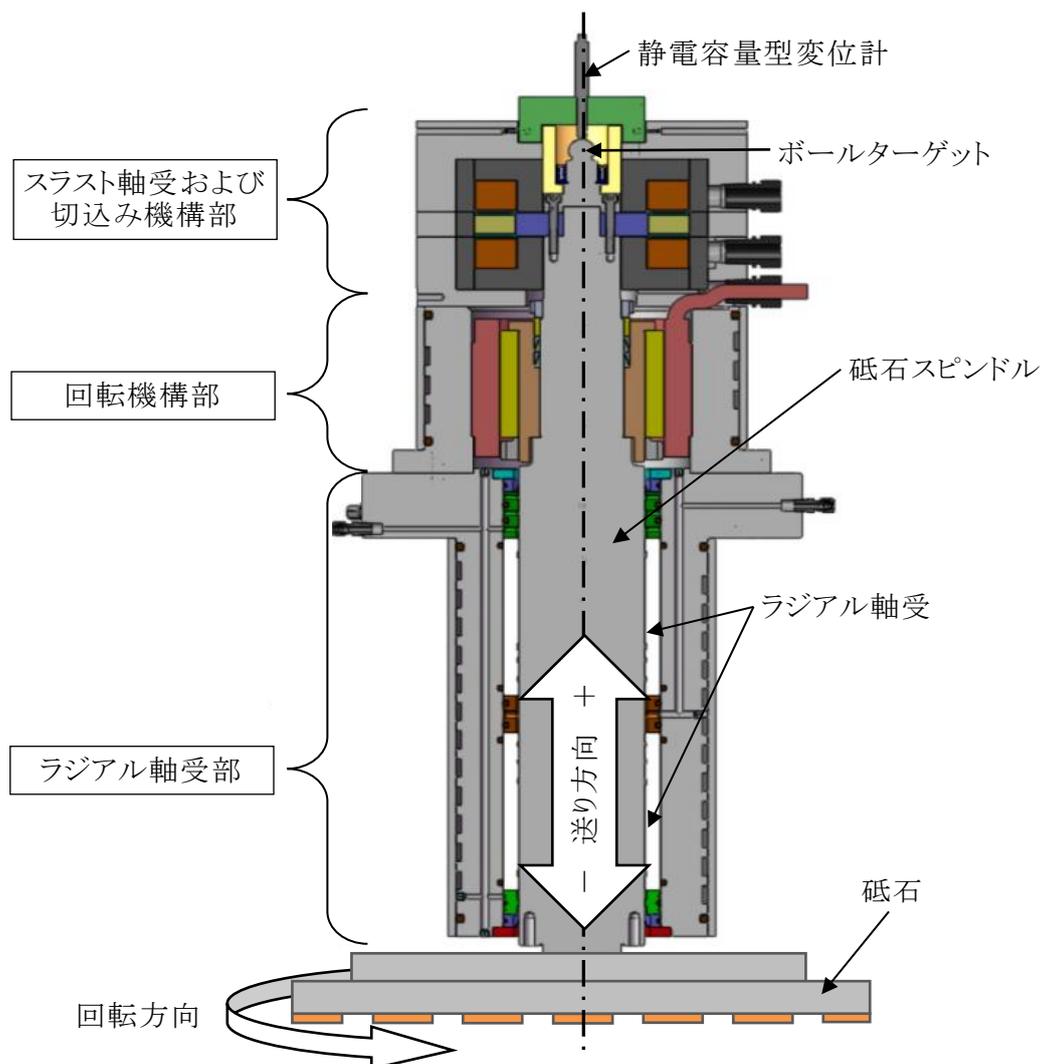
表A.8 ロータリテーブル構造材料の機械的特性

	アルミナセラミックス	SUS416	SUS304
密度 [kg/m ³]	3900	7750	7930
曲げ強度 [MPa]	370	540	520
ヤング率 [GPa]	370	200	193
線膨張係数 [10 ⁻⁶ /K]	7.2	10.4	17.3
熱伝導率 [W/m・K]	30	32	15
防錆性	○	○	○
磁性	×	○	×
採用箇所	テーブルベース	ターンテーブル	チャックベース テーブルシャフト

A. 3. 3 切込み機構内蔵砥石スピンドルの基本設計および仕様

図A.16に、開発した研削盤に搭載した切込み機構内蔵砥石スピンドルの構造を、その表A.9に仕様を示す。砥石スピンドルは機能別にスラスト軸受および切込み機構部(磁気アクチュエータ)、回転機構部(ビルトインモータ)、ラジアル軸受部(定圧力水静圧軸受)の3部分から構成される。

磁気アクチュエータは砥石スピンドルのみをスラスト方向に切り込むことを可能にする。その仕様は、砥石スピンドル送り速度 0.010~0.999 mm/min, 最大移動距離 1.4 mm である。砥石スピンドルは内蔵したビルトインモータにより 700~2500 min⁻¹で回転する。これらの機能により、砥石スピンドル単体で回転運動とスラスト送り運動を同時に可能としている。



図A.16 切込み機構内蔵砥石スピンドルの構造

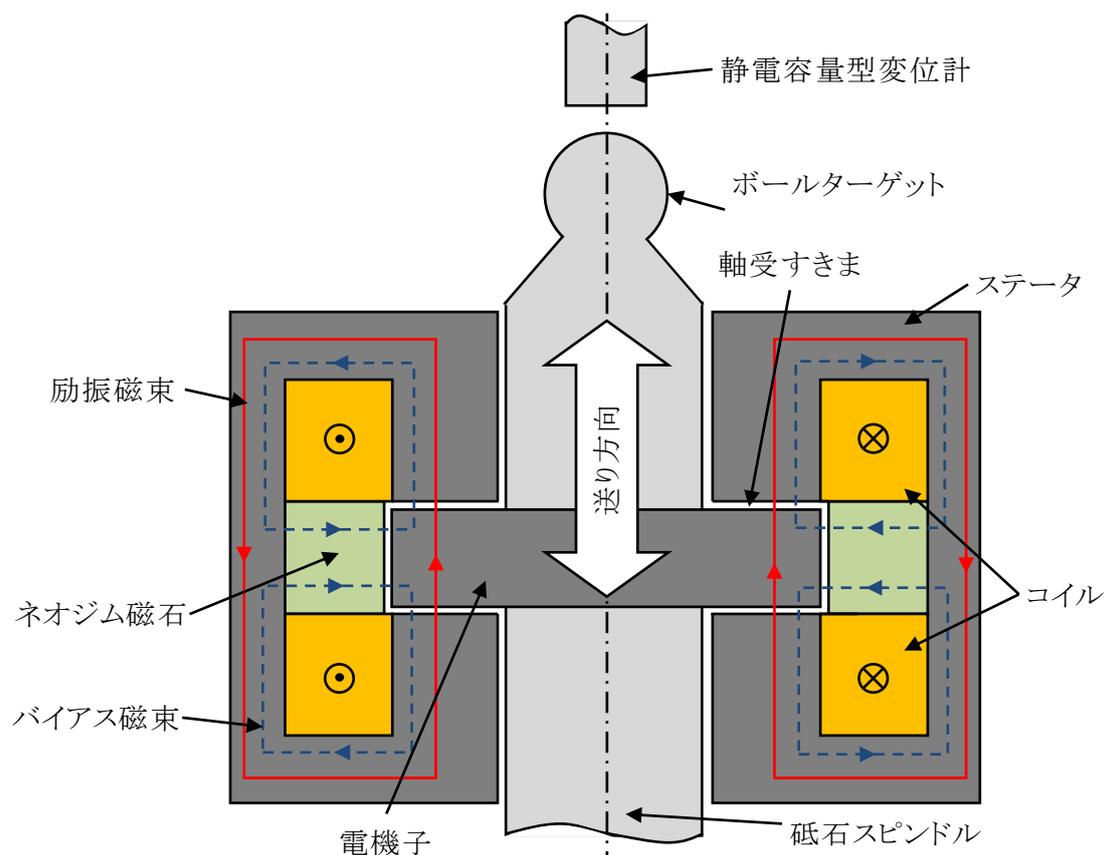
表A.9 切込み機構内蔵砥石スピンドルの仕様

スピンドル長さ(砥石除く)	[mm]	898.9
スピンドル径	[mm]	120
回転数	[min ⁻¹]	700–2500
定格出力	[kW]	11
定格トルク	[Nm]	70
最大移動距離	[mm]	1.4
送り量	[mm/min]	0.010–0.999
最小分解能	[nm]	10
軸受形式	スラスト方向	磁気アクチュエータ
	ラジアル方向	定圧力水静圧 (1.0 [MPa])
材質		SUS304:ハードクロムメッキ

一般的な磁気アクチュエータ(リニアモータ)は比較的広範囲な移動距離での制御が可能であるが、磁極子(コイル)に働く吸引力はテーブルなどに配置される移動子(永久磁石)の位置によって変化する¹⁵⁾。また、全ての磁極子が移動子に対して仕事を行うわけではない。そのため、磁気密度が低くなり負荷容量は低くなる。そこで、共同研究者のLuらは高い磁気密度、高加減速度が発揮でき、高精度に軸方向の位置決めを可能とするソレノイドタイプの磁気アクチュエータを開発した¹⁾。図A.17に開発した磁気アクチュエータの構造を、表A.10に仕様を示す。アクチュエータは、ドーナツ形のネオジム磁石ならびに2組のコイル、ステータおよび電機子から構成される。ネオジム磁石は、電機子に流れ込むステータからのバイアス磁束(図A.17中青破線)を導く役割を果たす。2組のコイルの励振磁束(図A.17中赤実線)が、ステータと電機子のみを通過するように導いている。

コイルの励振磁束は、砥石スピンドルを軸方向に移動させる駆動力 F_{MA} を生じさせる。そのため、コイルに流れる電流を制御することにより、砥石スピンドルをスラスト方向に移動させることが可能となる。この際、砥石スピンドル上端に設置したボールターゲットを基準点とし、砥石スピンドルケースに設置した静電容量型変位計(ADE製, Micro Sense 6810, 測定範囲 $\pm 750\mu\text{m}$)

によりその相対位置を計測し、フルクローズドループ制御によりスラスト方向の位置決めを行う。砥石スピンドルのスラスト方向位置を「軸位置」と定義し、その原点は砥石スピンドル最下点(軸位置 0 μm)である。また、上下方向に対する電機子とステータの最小軸受すきまは、それぞれ 50 μm とする。



図A.17 磁気アクチュエータの構造

表A.10 磁気アクチュエータの仕様

ネオジム磁石の励振磁束, B	[T]	1.3
ネオジム磁石サイズ	[mm]	$\phi 205 \times 20 \times \phi 129$
コイル巻き数		78
コイル数		32
コイルサイズ	[mm]	$\phi 203 \times 2 \times \phi 125$
ステータ内側磁極面積	[mm ²]	7464
ステータ外側磁極面積	[mm ²]	12240
電機子サイズ	[mm]	$\phi 126 \times 25$

磁気アクチュエータの駆動力 F_{MA} は磁極面積 A , ネオジム磁石からのバイアス磁束密度 \bar{B} , 電流 I , コイルの総巻数 N_c , 空気の透磁率 μ_0 ($=1.26 \times 10^{-6} \text{ H/m}$), 電機子が中心に位置するときの軸受すきま Z_0 , 電機子変位量 Z とし, コイルが直列に接続されている場合, ネオジム磁石とコイルが電機子におよぼす力の関係から求めることができる³⁶⁾. 磁気アクチュエータの DC 磁束を Φ_{PM} とし, これ以外の磁石の磁束を $\bar{\Phi}$, 磁石の左右に働くバイアス磁束密度をそれぞれ \bar{B}_1 および \bar{B}_2 とすると, 次式の関係が成り立つ.

$$(\bar{B}_1 + \bar{B}_2)A - \bar{\Phi} = 0 \quad (\text{A.2})$$

また, 電機子の中心からの変位量を Z , 軸受すきまの大きさを Z_0 とする次式の関係が成り立つ.

$$\bar{B}_1(Z_0 - Z) = \bar{B}_2(Z_0 + Z) \quad (\text{A.3})$$

式(A.2)および式(A.3)より \bar{B}_1 および \bar{B}_2 とは

$$\bar{B}_1 = \frac{\bar{\Phi}}{2A} \left(\frac{Z_0 + Z}{Z_0} \right) \quad (\text{A.4})$$

$$\bar{B}_2 = \frac{\bar{\Phi}}{2A} \left(\frac{Z_0 - Z}{Z_0} \right) \quad (\text{A.5})$$

と表すことができる. ネオジム磁石によって生じる磁束密度の合計を \bar{B} は

$$\bar{B} = \frac{\bar{\Phi}}{2A} \quad (\text{A.6})$$

と表すことができ, \bar{B}_1 および \bar{B}_2 は \bar{B} を用いて次式で表わされる.

$$\bar{B}_1 = \bar{B} \left(\frac{Z_0 + Z}{Z_0} \right) \quad (\text{A.7})$$

$$\bar{B}_2 = \bar{B} \left(\frac{Z_0 - Z}{Z_0} \right) \quad (\text{A.8})$$

次に電機子の左右にソレノイドコイルに流れる電流によって生じる磁束密度をそれぞれ \tilde{B}_1 および \tilde{B}_2 とすると、次式の関係が成り立つ。

$$\tilde{B}_1 - \tilde{B}_2 = 0 \quad (\text{A.9})$$

$$\tilde{B}_1 = \tilde{B}_2 = \tilde{B} \quad (\text{A.10})$$

コイルの巻き数を N_c 、電流を I 、空気の透磁率を μ_0 とすると、 \tilde{B} は次式で表わされる。

$$\frac{\tilde{B}}{\mu_0} (Z_0 + Z) + \frac{\tilde{B}}{\mu_0} (Z_0 - Z) = N_c I \quad (\text{A.11})$$

$$\tilde{B} = \frac{N_c I}{2Z_0} \mu_0 \quad (\text{A.12})$$

磁気アクチュエータの左右に働く磁束 B_1 および B_2 はネオジム磁石およびコイルによって生じる磁束の和であるため、次式の関係が成り立つ。

$$B_1 = \tilde{B} + \bar{B}_1 \quad (\text{A.13})$$

$$B_2 = \tilde{B} - \bar{B}_2 \quad (\text{A.14})$$

ここで磁気アクチュエータの磁気抵抗を M_R 、磁束を Φ_{PM} とすると、磁気アクチュエータのみの保存エネルギー E_1 は

$$E_1 = \frac{1}{2} M_R \Phi_{PM}^2 \quad (\text{A.15})$$

で表わされる。磁束が通過する長さを l 、中間の相互透磁率を μ_r とすると磁極面積 A を用いて M_R は

$$M_R = \frac{l}{\mu_r \mu_0 A} \quad (\text{A.16})$$

となる。したがって、磁気アクチュエータの左右での磁気抵抗 M_{R1} および M_{R2} は次式で表わされる。

$$M_{R1} = \frac{Z_0 - Z}{\mu_0 A} \quad (\text{A.17})$$

$$M_{R2} = \frac{Z_0 + Z}{\mu_0 A} \quad (\text{A.18})$$

磁気アクチュエータ全体の保存エネルギー E は全体の保存エネルギー E_1 と磁気アクチュエータの左右の保存エネルギー E_2 の和であるため

$$E = \frac{1}{2} M_{R1} (B_1 A)^2 + \frac{1}{2} M_{R2} (B_2 A)^2 + \frac{1}{2} M_R \Phi_{PM}^2 \quad (\text{A.19})$$

となる。ここで駆動力 F_{MA} は E を Z に関して微分することによって、次式で表わされる。

$$F_{MA} = - \frac{\partial}{\partial Z} E$$

$$= \frac{A}{2\mu_0} (B_1^2 - B_2^2) \quad (\text{A.20})$$

F_{MA} は変数として Z と I を有しているため、 Z と I の関数として表すと

$$\begin{aligned} F_{MA}(Z, I) &= \frac{A\bar{B}}{\mu_0 Z_0} (2\bar{B}Z - \mu_0 N_c I) \\ &= \frac{2A\bar{B}^2}{\mu_0 Z_0} Z - \frac{A\bar{B}N_c}{Z_0} I \end{aligned} \quad (\text{A.21})$$

となる。すなわち、電機子の上下表面に生じる磁束密度を制御することにより、線形性の高い領域で砥石スピンドル位置を制御することができる。

砥石スピンドルを任意の軸位置 z' に停止 ($F_{MA}=0$ N) させるために必要な電流 i' は次式で表わされる。

$$i' = \frac{2\bar{B}}{N\mu_0} z' \quad (\text{A.22})$$

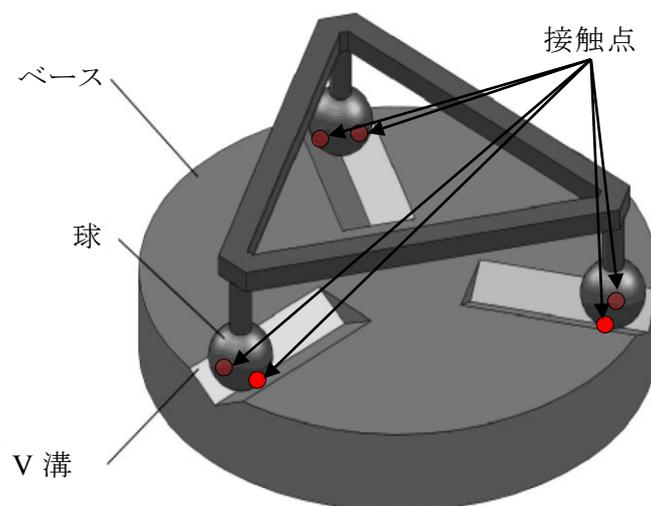
式 (A. 22) および表 A. 10 より、今回開発した砥石スピンドルの軸移動量中心である軸位置 $750 \mu\text{m}$ で停止させるための電流 i' は、約 0.62 A である。

砥石スピンドルの材質は防錆のため、オーステナイト系のステンレス (SUS304) を使用する。砥石スピンドルの軸受外径部にはハードクロムメッキを施すことで硬度、耐摩耗性、潤滑性ならびに耐食性を向上させている。また、ビルトインモータおよび水静圧軸受部分のハウジング外周はウォータージャケットで覆っており、チラーにより温度制御された水を循環させることにより、砥石スピンドルの温度上昇を抑制する。

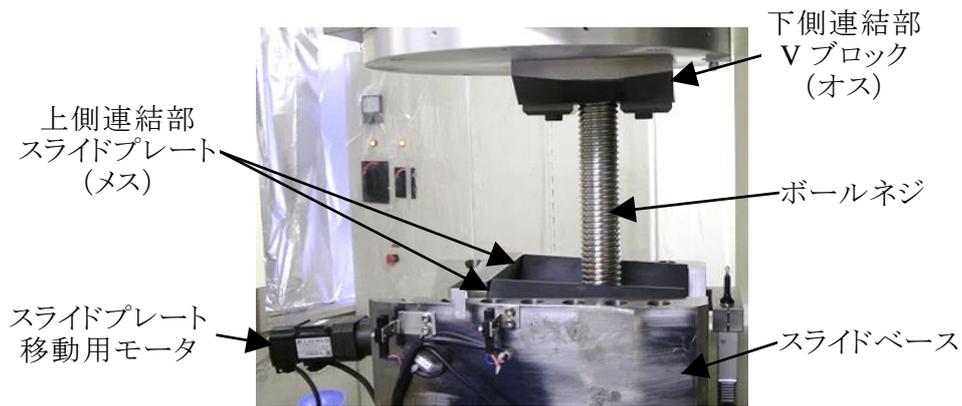
A. 3. 4 キネマティックカップリングの構造

砥石やウエハの交換やドレッシングなどを行う際には十分な作業スペースを確保することが必要である。しかし、本研削盤に採用した切込み機構内蔵砥石スピンドルのストローク量では、その構造上十分なスペースを確保することが難しい。そこで、砥石やウエハの着脱の際にはボールネジにより上部構造体を上方に移動させることにより、必要なスペースを確保する。また、ドレッシングおよびツルーイングを行う際には、キネマティックカップリングのくさび形のスライドプレートを移動させることにより V ブロックを微細移動させて上部構造体と下部構造体の相対位置を変化させることで、ループ剛性を低下させることなく作業スペースを確保する。研削加工中には上部構造体と下部構造体を強固かつ高精度に結合するため、図 A.18 に示すような基本構図のキネマティックカップリングを用いる。キネマティックカップリングは V ブロックとスライドベースを計6点で接触させることにより5自由度を拘束し、位置や姿勢を高精度に再現する構造である^{16, 17)}。図 A.19 に示す Rothenhöfer らにより開発されたキネマティックカップリング¹⁰⁾を三角形形状の各頂点に配し、上部構造体をボールネジを用いて下部構造体に一定トルク(19 N・m)で強固に締結しループ剛性を高めている。

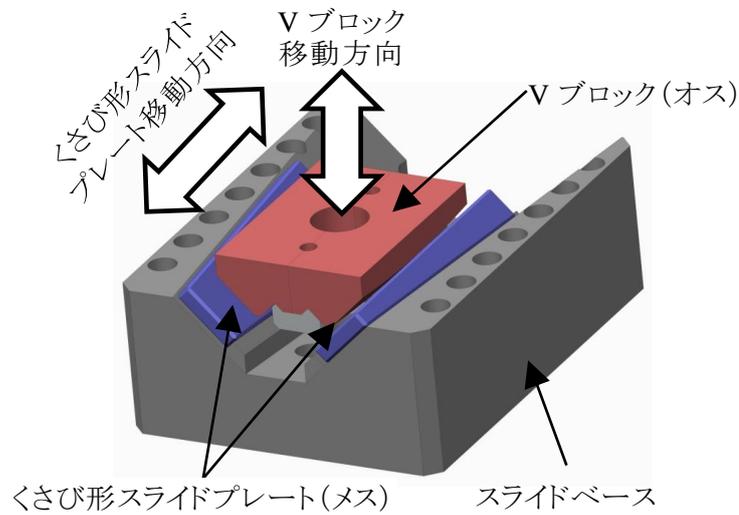
上側連結部としてアルミニウムクロムモリブデン鋼(SACM645)製の V ブロック(オス)と下側連結部として SiC 製のスライドプレート(メス)により構成されており、静剛性は 7 kN/ μm であり、図 A.20 に示すように、繰り返し位置決め精度は $\pm 2.5 \mu\text{m}$ である¹⁸⁾。



図A.18 キネマティックカップリングのイメージ図⁸⁾

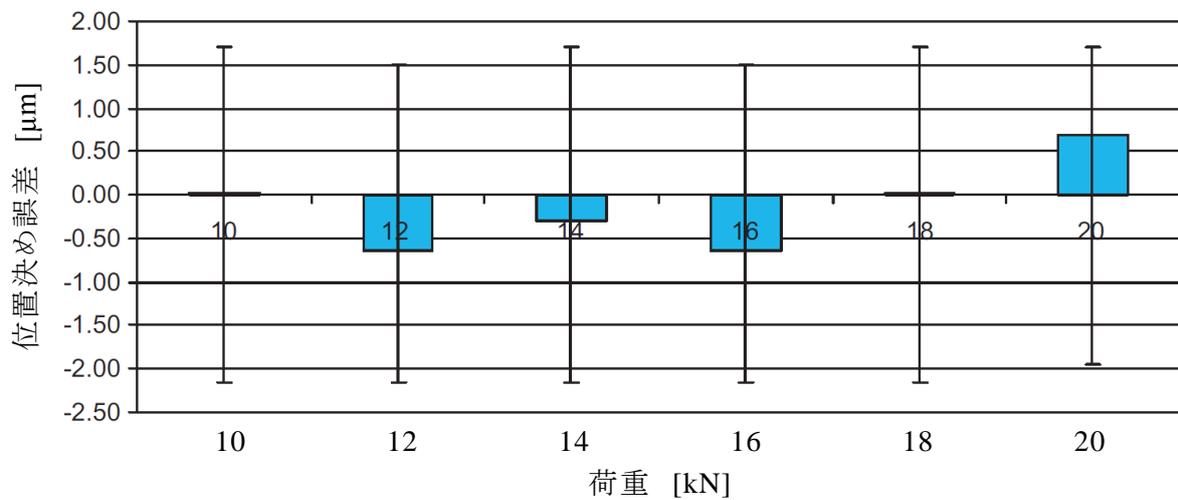


(a) 外観写真



(b) 模式図

図A.19 キネマティックカップリングの外観写真ならびに模式図



図A.20 キネマティックカップリングの位置決め精度¹⁸⁾

A. 4 まとめ

外径 450 mm Si ウエハの加工を目的とする高剛性な水静圧ロータリ研削盤を開発した。第3章において、本研削盤の静剛性など基本的な性能評価を行う。さらに、第4章において、実際に外径 450 mm Si ウエハを研削加工し、加工精度を評価する。

付章B シリコンウエハの揺動研削加工

B.1 はじめに

硬脆材料に対して加工能率を向上させる手法の一つに、超音波などの振動を付与する加工方法がある。振動を与えることで、砥粒を介して工作物に衝撃を与え、工作物を微細に粉砕しながら加工することができる。また、砥粒の自生作用を促進させることで、砥石の目詰まりや目つぶれを抑制し、切れ味を持続させることができるとともに、切くずの排出および確実な加工点への加工液の供給を可能とする。一例として、金井らは高硬度セラミックスに対して小径砥石を用いた超音波振動研削を行い、従来の研削に比べ加工寸法精度の向上を確認し¹⁾、また、小型超音波スピンドルにより硬脆材料の高精度および高能率加工の実現を実験的に明らかにしている²⁾。

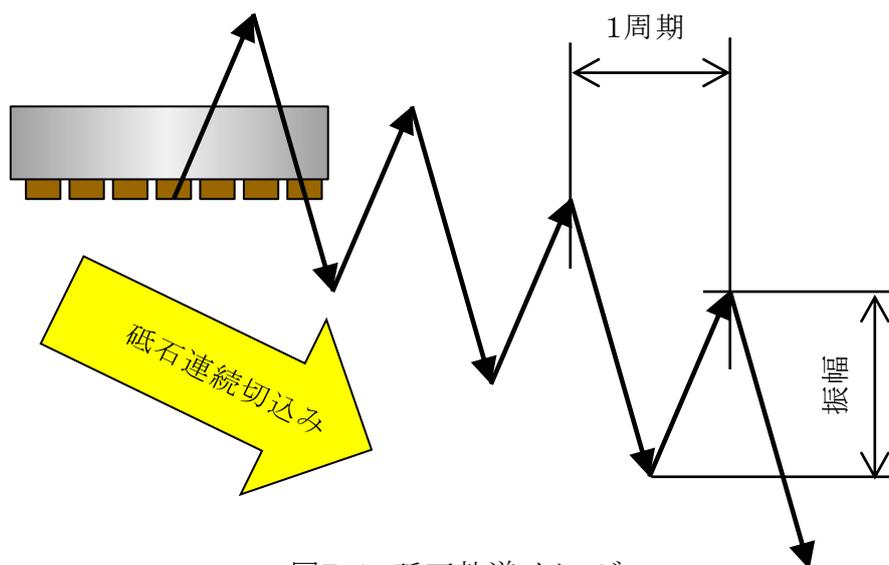
一方、ウエハの研削加工において研削焼けなどの発生を低減するためには加工点への確実な加工液の供給ならびに切くずの排出は重要な課題である。しかし、ウエハ加工用のロータリ研削盤では、振動を付与し加工する研究に関しては報告されていない。そこで、付章Aで示した砥石スピンドルシステムへ与える指令を制御し、砥石スピンドルの軸方向に低周波数で振幅の大きな揺動運動を付与し、運動性能を評価する。また、実際にシリコンウエハを研削し、加工特性を評価する。

B. 2 揺動システムの仕様

表B.1に揺動システムの設計仕様を、図B.1に揺動研削の際の砥石軌道イメージを示す。砥石軸に三角波の指令を与えることでパルス列を発生して砥石軸の切込み制御を行う。加工サイクルは付章A図A.9で示したように、ウエハの厚さはウエハ加工面とワークテーブルの差をゲージを用いてインプロセス測定する。所望の厚さに達した時点で切込みと揺動を停止させ、一定時間スパークアウト研削を行い、砥石をリトラクトさせる。

表B.1 揺動システム設計仕様

ストローク	[mm]	1.4
最大送り速度	[mm/min]	0.999
最小分解能	[nm]	10
最大入力振幅	[μm]	99
最高入力周波数	[Hz]	300

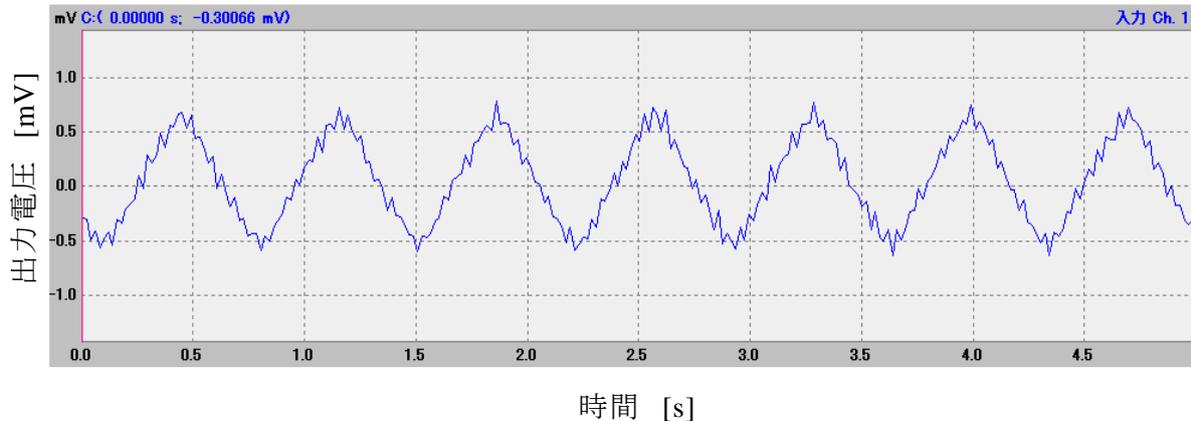


図B.1 砥石軌道イメージ

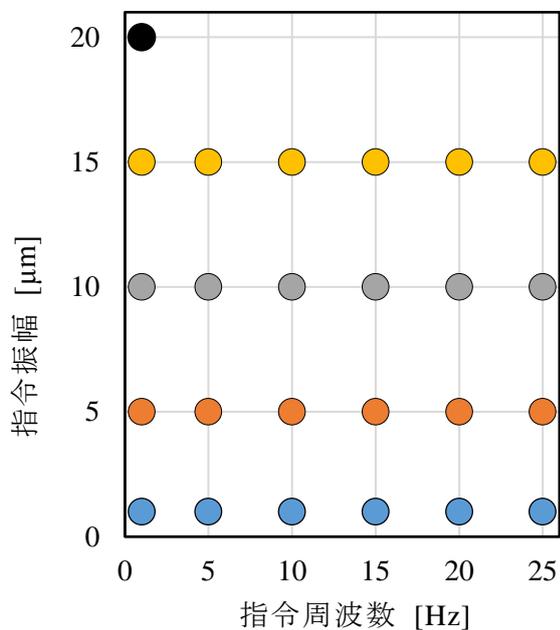
B.3 揺動システムの運動性能

研削加工を行うにあたって、揺動させた時の砥石の運動性能を測定する。まず、揺動させた場合の砥石軸の変位を砥石軸上端部に取り付けた静電容量変位計から測定し、FFTアナライザに表示させる。図B.2に測定結果の一例を示す。出力値は三角波となっており、設計仕様を満たしていることがわかる。

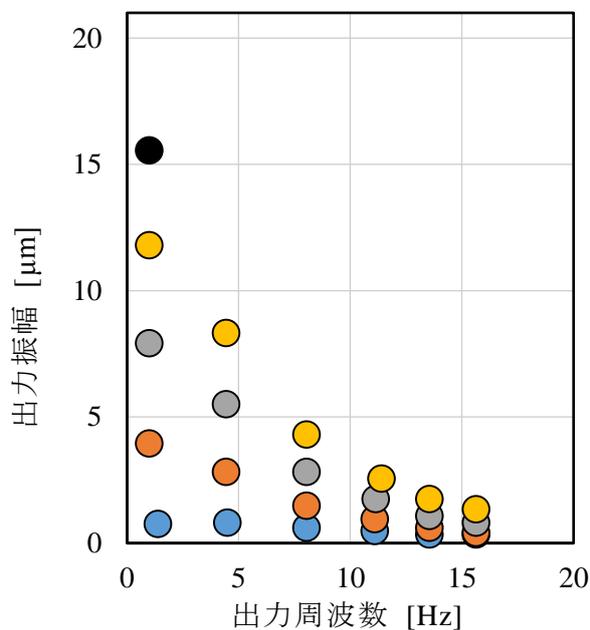
図B.3に切込みを行わず、砥石軸が回転している場合における振幅及び周波数の指令値と実測値を示す。設計仕様では、最大振幅 99 μm 、最高周波数 300 Hz としたが、実測値は最大両振幅 17 μm 、最大周波数 16 Hz となった。これは、砥石、フランジ、砥石軸の質量計が 120 kg と非常に重いことに起因する時定数が大きく影響していると考えられる。



図B.2 砥石軸の変位



(a) 指令値



(b) 出力値

図B.3 砥石スピンドルが回転時における指令値と出力値の関係

(図B.3の参考データ)

指令周波数 [Hz] \ 指令振幅 [μm]		指令周波数 [Hz]					
		1	5	10	15	20	25
1	出力周波数 [Hz]	1.4	4.5	8.05	11.1	13.55	15.65
	出力振幅 [μm]	0.7504	0.804	0.603	0.469	0.335	0.335
5	出力周波数 [Hz]	1	4.45	8.05	11.1	13.55	15.65
	出力振幅 [μm]	3.9396	2.814	1.474	0.938	0.603	0.402
10	出力周波数 [Hz]	1	4.45	8.05	11.15	13.55	15.65
	出力振幅 [μm]	7.906	5.494	2.814	1.742	1.072	0.804
15	出力周波数 [Hz]	1	4.45	8.05	11.4	13.55	15.65
	出力振幅 [μm]	11.792	8.308	4.288	2.546	1.742	1.34
20	出力周波数 [Hz]	1					
	出力振幅 [μm]	15.544					

B. 4 研削加工

B. 4. 1 研削条件

外径 300 mm シリコンウエハに対し、揺動研削を行う。表B.2に研削加工条件を、表B.3に揺動条件を示す。揺動条件は通常研削(振幅 0 μm , 揺動周波数 0 Hz)を条件 A, ウエハと砥石間に十分水が供給される条件(振幅 4.78 μm , 揺動周波数 8.05 Hz)を条件 B, 最大周波数が得られる。条件(振幅 1.49 μm , 揺動周波数 15.65 Hz)を条件 C と設定する。また、いずれの条件においても、#325 のダイヤモンド砥石による粗研削を前加工として行う。

研削後のシリコンウエハの算術平均高さ S_a はコヒーレンス走査型干渉計 (Zygo, New View6K)を用いて測定する。測定位置はウエハの中心を $r=0$ として, $r=0, 10, 75, 140$ mm の4か所である。砥石スピンドルの消費電力はクランプ電流計(日置電機, 3169-01)により測定する。

表B.2 実験条件

ウエハ外径	[mm]	300
砥石スピンドル回転数	[min^{-1}]	1592
ワークテーブル回転数	[min^{-1}]	30
送り速度	[$\mu\text{m}/\text{min}$]	15-20
送り量	[μm]	40
スパークアウト	[s]	10
砥石外径	[mm]	500
砥粒		ダイヤモンド
粒度		#30000
結合材		ビトリファイド

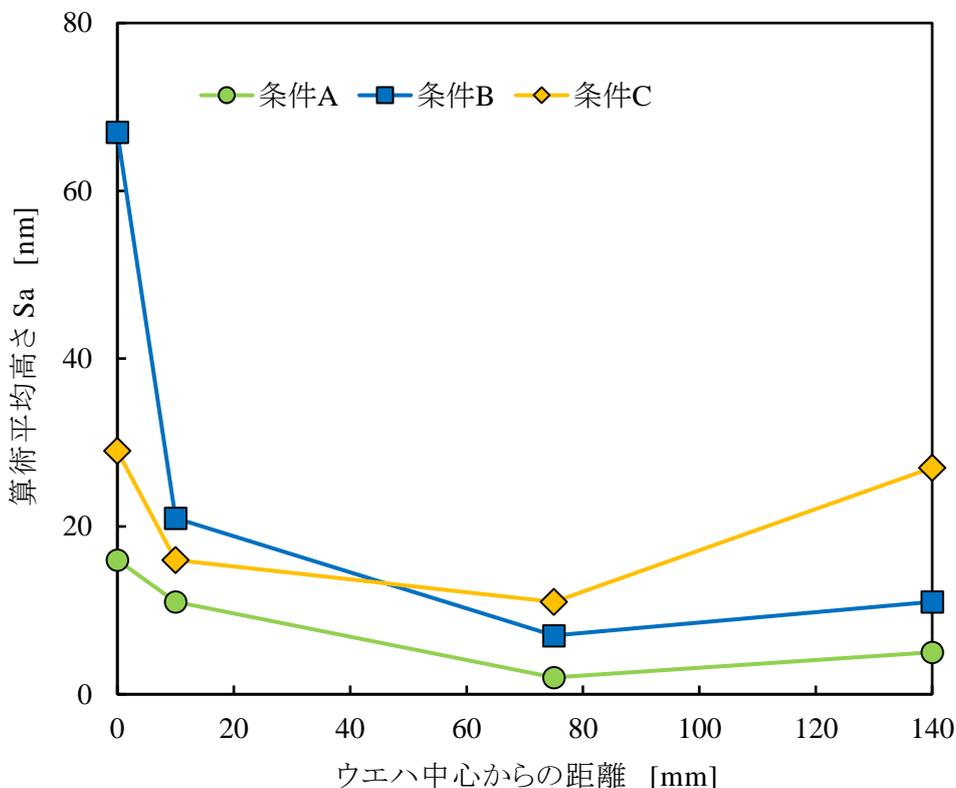
表 B. 3 揺動条件

		条件 A	条件 B	条件 C
揺動条件	振幅 [μm]	0	4.78	1.49
	周波数 [Hz]	0	8.05	15.65

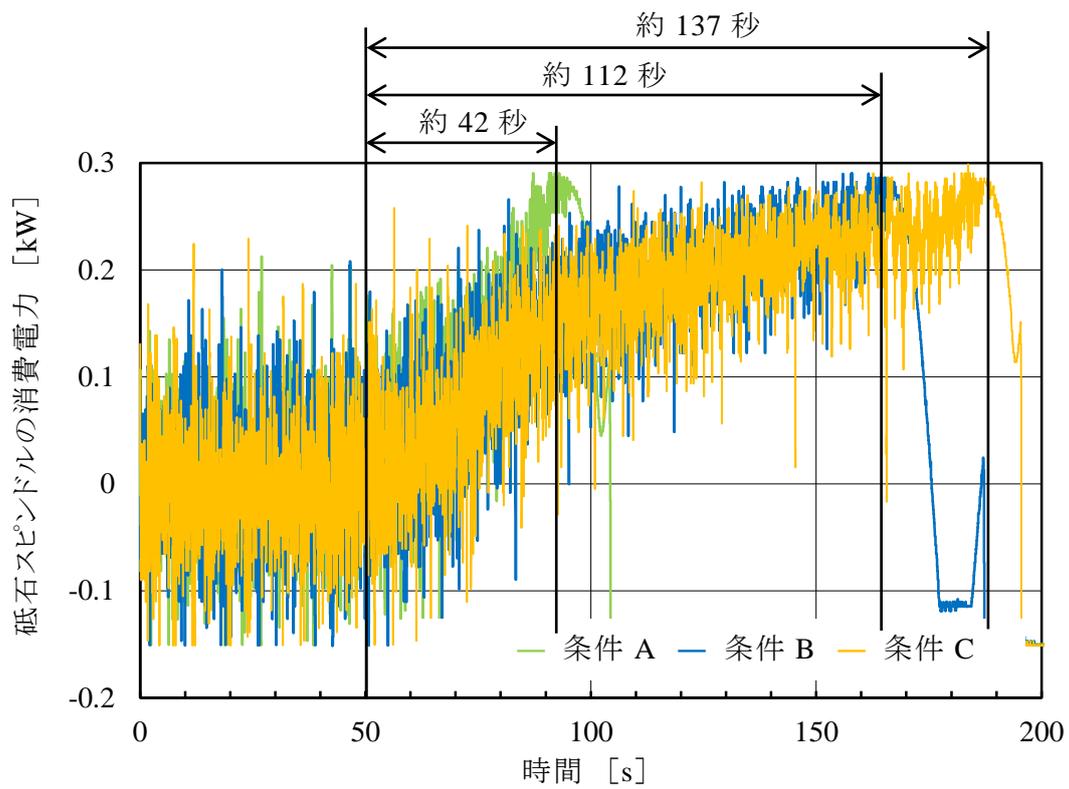
B. 4. 2 研削結果

図B.4に算術平均高さ S_a と実験条件の関係を示す. いずれも数 10 nm S_a と絶対値は小さいが, S_a は測定位置に関らず条件 A が最も小さい. 一方, 揺動を与えた条件 B および条件 C では S_a が大きくなる. これは揺動を与えることにより瞬間的に設定した切込み速度よりも大きな切込み速度で加工を行っており, ウエハ表層部における損失がより深部にまで達しているためだと考えられる. また, 図より条件 B におけるウエハ中心部付近の S_a が条件 C に比べて大きいことがわかる. これは条件 B の方が瞬間的な切込み速度が大きくなり, 研削速度が小さく砥粒がウエハに押し込まれるウエハ中心部付近ではその影響が顕著に表れたためだと考える.

図B.5に各条件における消費電力の変化を示す. いずれの条件においても消費電力の最大値に差異は確認できない. 一方, 条件 B および C においては条件 A に比べて加工時間が長くなっており, 当初目標とした加工の能率の向上に関しては悪化していると言える. これは揺動研削させているため, 砥石と工作物が離れることにより非研削時間が発生したこと, 砥粒を介して工作物に衝撃を与えるとき砥石の自生作用を促進したためだと考える.



図B.4 揺動条件が算術平均高さ S_a におよぼす影響



図B.5 揺動条件が砥石スピンドルの消費電力におよぼす影響

B. 5 まとめ

開発した切込機構内蔵砥石スピンドルシステムに新たに砥石軸揺動機能を付与し、その運動性能を評価するとともにシリコンウエハの研削加工を行い、加工性能を評価し、以下の結論を得た。

- 1) 三角波により砥石スピンドルを揺動させることができる。
- 2) 揺動システムの最大両振幅は 17 μm 、最大揺動周波数は 16 Hz である。
- 3) 算術平均高さ Sa は、揺動研削の方が揺動させない場合に比べて大きくなった。
- 4) 加工時間は、揺動研削の方が揺動させない場合に比べて約3倍となった。

以上より、シリコンウエハの揺動研削では期待された結果は得られなかったが、シリコンウエハに比べて破壊靱性値が高いサファイアウエハなどの加工においては、揺動研削を行うことで加工面に対する砥粒の食いつきを向上させるとともに、砥石の自生作用を促進させドレッシングの回数を低減させサイクルタイムの短縮が期待できると考える。

謝 辞

本博士論文は筆者が2015年4月に防衛大学校理工学研究科後期課程に入校してから現在までの3年間の研究成果であり、防衛大学校 由井明紀教授の御懇篤なるご指導のもとに完成することができました。2013年4月に防衛大学校理工学研究科前期課程に入校して以来、5年間にわたり終始適切な御助言を賜り、また、丁寧に御指導して下さいとともに、本論文の主査をしていただいた由井明紀教授に衷心より深謝申し上げます。

本研究を行うにあたり、当研究室で多くの御指導を賜るとともに、本博士論文の副査を担当していただいた防衛大学校 北嶋孝之准教授に衷心より感謝申し上げます。副査を担当していただいた千葉大学 森田昇教授、防衛大学校 吉田秀久教授ならびに防衛大学校 吉富健一郎准教授におかれましては、ご多忙中にも関わらず本論文を査読いただき、多くの御教示ならびに御助言を賜りました。ここに衷心より感謝申し上げます。

本研究に関する学術論文を投稿するにあたり、各分野から多くの御教示を賜りましたマサチューセッツ工科大学 Alexander. H. Slocum 教授、ブリテッィンシュコロンビア大学 Xiaodong Lu 准教授、防衛大学校 小笠原永久教授ならびに防衛大学校 岡畑豪助教に深甚なる謝意を表します。また、本研究を行うに際して、多大なる御指導を賜りました防衛大学校 藤原浩幸准教授、防衛大学校 山田浩之准教授ならびに防衛大学校 餅田正秋講師に厚く御礼申し上げます。

本研究は当研究室の方々の御協力なしには完遂できませんでした。熱心な御協力を賜りました、防衛大学校理工学研究科前期課程第51期 本多歩2等陸尉、第53期 岩橋伸太郎2等陸尉ならびに第55期 藪野真大2等陸尉および防衛大学校本科第60期 早川光学生ならびに本科第62期 柳田輝学生に厚く御礼申し上げます。

本研究を行うにあたり、株式会社岡本工作機械製作所様から多大なるご協力を賜りました。特に、小林一雄様には工作機械に関して専門的な見地から多くの御助言を賜りました。伊東利洋様にはご多忙中にも関わらず多くの御助言ならびに御協力を賜りました。第2章は、伊東様の御協力なしには完成することはできませんでした。また、旭ダイヤモンド工業株式会社様から研究に使用する砥石製作など多大なるご協力を賜りました。ここに記して厚く御礼申し上げます。

試験研究助成ならびに海外国際会議参加支援など、多くの御援助を賜りました公益財団法人工作機械技術振興財団様に厚く御礼申し上げます。

本論文は、防衛省ならびに陸上自衛隊の御援助の上に成り立っております。防衛大学校理工学研究科前期課程を含め、5年間の長期にわたり、理工学技術に関する研究の機会を与えていただきました。特に、森茂也1等陸佐、荒井正芳1等陸佐ならびに相田好宏3等陸佐には、理工学研究科前期課程を受験するにあたり多くの御協力を賜りました。ここに記して厚く御礼申し上げます。

平成30年を迎え梅香る防衛大学校理工学4号館134号室にて

2018年3月

1等陸尉 楠山 純平

参考文献

第1章で引用した参考文献

- 1) 東京大学物性研究所編, 物性科学事典, 東京書籍(1996).
- 2) 日立製作所 HP, <http://www.hitachi.co.jp/> (参照日:2017年7月16日).
- 3) 石川道夫, 最新図解スッキリわかる!半導体の基本としくみ, ナツメ社(2011), p. 46.
- 4) 電子情報技術産業協会半導体部会 HP, http://semicon.jeita.or.jp/index_j.html (参照日:2017年7月16日).
- 5) 社団法人電子情報技術産業協会電子デバイス部, よくわかる半導体 Green Clean Semiconductor, ICガイドブック2009 基礎編, 電子情報技術産業協会(2009).
- 6) Gartner Hp, <https://jobs.gartner.com/> (参照日:2017年7月16日).
- 7) TELESCOPE Magazine HP, <http://www.tel.co.jp/museum/magazine/> (参照日:2017年7月16日).
- 8) International Technology Roadmap for Semiconductors 2.0, Factory Integration (2015), pp. 30-31.
- 9) 内富直隆, しくみ図解半導体が一番わかる, 技術評論社 (2014).
- 10) S. Kramer, 450mm Technology – Motivations & Key Elements, SEMICON Europa (2009).
- 11) 砥粒加工学会, 〈改訂版〉切削・研削・研磨用語辞典, 日本工業出版(2016).
- 12) 呉東権, 森田昇, 吉田嘉太郎, 単結晶シリコンの研削加工に関する研究, 第1報 砥石成形が加工表面性状に及ぼす影響, 日本機械学会論文集 C 編, 58, 546 (1992), pp. 602-606.
- 13) 呉東権, 森田昇, 吉田嘉太郎, 単結晶シリコンの切削加工に関する研究 : 第1報, 脆性-延性遷移に伴う加工表面性状の変化, 日本機械学会論文集 C 編, Vol. 59, No. 557 (1993), pp. 283-288.
- 14) 奥山繁樹, 若手技術者のための研削工学, 第4回 研削加工の幾何学, 砥粒加工学会誌, 59, 5(2015), pp. 278-281.
- 15) 蛭名雄太郎, 石川紘平, 周立波, 清水淳, 小貫哲平, 尾畷裕隆, 大口径 Si ウエハ研削における砥粒径の均一性がウエハ表面性状に与える影響, 2015年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集 (2015), pp. 32-33.

- 16) G450C HP, <<http://www.g450c.org/>> (参照日 2016年3月30日).
- 17) Rothenhöfer, G., Slocum, A. H., Paone, M. P., Lu, X. and Yui, A., Elements for the design of next generation, high stiffness and high accuracy precision machines: Proceedings of 11th euspen International Conference (2011), pp.260-266.
- 18) 日本工作機械工業会, 工作機械設計マニュアルー工作機械の設計学(基礎編)ー“マザーマシンを知るために”, 日本機械工業連合会, 日本工作機械工業会, (1998), pp.22-23.
- 19) 日本工作機械工業会, 工作機械の設計学(応用編)ーマザーマシン設計のための基礎知識ー, 日本工作機械工業会, (2003), pp.12-13.
- 20) 江田弘, 周立波, 中野博民, 近藤良, 清水淳, 田島琢二, 大口径 ϕ 300Si ウエハ用超加工機械の開発, 精密工学会誌, 67, 10 (2001), 1693-1697.
- 21) Lu, X., Paone, P. M., Usman, I., Slocum, A. and Yui, A., Rotary-axial spindles for precision manufacturing, Proceedings of ASPE (2008), pp.17-20.
- 22) Yui, A., Honda, A., Kitajima, T., Saito, H., Lu, X. and Slocum, A. H., Development of vertical-spindle rotary surface grinding machine for large-scale silicon-wafers: static stiffness of grinding spindle and worktable, Proceedings of the 14th euspen International Conference (2014).
- 23) Yui, A., Honda, A., Okuyama, S., Kitajima, T., Okhata, G., Saito, H. and Slocum, A. H., Development of vertical-spindle rotary surface grinding machine for large scale silicon-wafers: Machine specifications and performance of rotary work table, Proceedings of the 13th euspen International Conference (2013), pp.224-227.
- 24) Rothenhöfer, G., Slocum, A. H. and Kitajima, T., An adjustable kinematic coupling for use in machine tools with a tight structural loop, Precision Engineering, Vol. 37 (2013), pp.61-72.
- 25) Slocum, A. H., Chiu, M. A., Hobbs, E. D., Rothenhöfer, G. and Yui, A., Kinematic and elastically averaged joints: Connecting the past, present and future, Proceedings of ISUPEN (2013), pp. 1-4.
- 26) 熊谷誠弥, リニアモータ駆動・水静圧案内テーブルの開発, 防衛大学校理工学研究科前期課程卒業論文(2009).
- 27) 楠山純平, リニアモータ駆動・水静圧案内テーブルの動特性, その1:混入エアがテーブルの振動特性におよぼす影響, 防衛大学校本科理工学専攻卒業論文(2011).

- 28) 奥山繁樹, 由井明紀, 熊谷誠弥, 北嶋孝之: リニアモータ駆動・水静圧案内テーブルの開発(定流量静圧軸受の基本設計), 日本機械学会論文集(C編), 75, 750, (2009) 454.
- 29) 由井明紀, 熊谷誠弥, 北嶋孝之, 奥山繁樹, 藤田悦男, A. H. Slocum: リニアモータ駆動・水静圧案内テーブルの開発(テーブルシステムの設計・開発と静的特性), 日本機械学会論文集(C編), 75, 752, (2009) 1128.
- 30) 岡畑 豪, 由井明紀, 奥山繁樹, 小林久志, A. H. Slocum: リニアモータ駆動・水静圧案内テーブルの開発(作動流体に混入した気泡がテーブルの動特性に及ぼす影響), 日本機械学会論文集(C編), 79, 808, (2013) 5060.
- 31) 奥山繁樹, 長田啓嗣, 北嶋孝之, 由井明紀, リニアモータ駆動・水静圧案内テーブルの開発, 磁気吸引力に起因するピッチングとヨーイングの抑制, 砥粒加工学会誌, 58, 5 (2014), pp. 307-313.

第2章で引用した文参考文献

- 1) Yutaro EBINA, Kohei ISHIKAWA, Libo ZHOU, Jun SHIMIZU, Teppei ONUKI, Hiroataka OJIMA, Effects of the grain size uniformity on wafer surface topography in large scale Si wafer grinding, Abrasive Technology Conference 2015 (2015) pp.32-33 (in Japanese).
- 2) 砥粒加工学会, 改訂版 切削・研削・研磨用語辞典, 日本工業出版.
- 3) Thomas A. Dow, Ronald O. SCATTERGOOD, Ductile/Brittle Transition and Development of Ductile Mode Grinding Technology, Journal of the Japan Society for Precision Engineering, 56, 5 (1990), pp. 794-799.
- 4) 呉東権, 森田昇, 吉田嘉太郎, 単結晶シリコンの研削加工に関する研究, 第1報 砥石成形が加工表面性状に及ぼす影響, 日本機械学会論文集 C編, 58, 546 (1992), pp. 602-606.
- 5) 阿部耕三, 安永暢男, 宮下政和, 吉岡潤一, 大東聖昌, シリコンウェハの延性モード研削技術の研究, 1993年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集(1993), pp. 227-232.
- 6) 菅野直, 山崎直樹, 周立波, 清水淳, 小貫哲平, 尾畷裕隆, 金安充, 単結晶サファイアウェハの脆性-延性モード研削の評価に関する研究, 2017年度精密工学会春季大会学術講演論文集(2017), pp. 137-138.
- 7) 奥山繁樹, 若手技術者のための研削工学, 第4回 研削加工の幾何学, 砥粒加工学会誌, 59, 5 (2015), pp. 278-281.

- 8) 島宗勉, 小野浩二, 砥石寿命に関する研究(第1報), 研削抵抗の時間的变化, 精密機械, 46, 11(1980), pp. 1379-1385.
- 9) 岡本工作機械製作所 HP, <http://www.okamoto.co.jp/> (参照日:2017年6月2日).
- 10) ISO25178-2, Geometrical product specifications (GPS) -- Surface texture: Areal -- Part 2: Terms, definitions and surface texture parameters (2012)
- 11) KEYENCE HP, <https://www.keyence.co.jp/ss/3dprofiler/arasa/surface/parameters.jsp> (参照日:2018年7月20日)
- 12) 奥山繁樹, 宇根篤暢, 由井明紀, 鈴木浩文, 機械加工学の基礎, コロナ社 (2013).
- 13) 周立波, 光田孝仁, 清水淳, 田業氷, 山本武幸, Si ウエハインフィード研削における切削軌跡密度と機械剛性の影響, 第1報:モデルと解析, 砥粒加工学会誌, 54, 1(2010), pp. 45-49.

第3章で引用した文参考文献

- 1) 例えば, Yui, A., Honda, A., Okuyama, S., Kitajima, T., Okhata, G., Saito, H. and Slocum, A. H., Development of vertical-spindle rotary surface grinding machine for large scale silicon-wafers: Machine specifications and performance of rotary work table, Proceedings of the 13th euspen International Conference (2013), pp.224-227.
- 2) 阿部耕三, 安永暢男, 宮下政和, 吉岡潤一, 大東聖昌, Si ウェハの延性モード研削技術の研究, 1993年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集 (1993), pp.227-232.
- 3) 磯辺章, 富田良幸, 原一敬, 岩瀬昭雄, 塚原真一郎, 阿部耕三, ϕ 400 ウェーハの超精密両頭研削技術の研究 ー第2報 装置性能の検証(剛性・運動精度)ー, 2000年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集 (2000), p.31.
- 4) 宇根篤暢, 大保誠司, 餅田正秋, 揺動速度制御型連続研削・研磨装置の開発(第1報) ー装置構造と基本研磨特性ー, 精密工学会誌, Vol.68, No.3 (2002), pp.461-465.
- 5) 砥粒加工学会, 改訂版 切削・研削・研磨用語辞典, 日本工業出版.

第4章で引用した文参考文献

- 1) 奥山繁樹, 宇根篤暢, 由井明紀, 鈴木浩文, 機械加工学の基礎, コロナ社 (2013).
- 2) 砥粒加工学会, 改訂版 切削・研削・研磨用語辞典, 日本工業出版.

- 3) 周立波, 光田孝仁, 清水淳, 田業氷, 山本 武幸, Si ウエハインフィード研削における切削軌跡密度と機械剛性の影響, 第 2 報: 実験的考察, 砥粒加工学会誌, Vol. 54, No. 2 (2010) pp. 92-96.

付章Aで引用した参考文献

- 1) Lu, X., Paone, P. M., Usman, I., Slocum, A. and Yui, A., Rotary-axial spindles for precision manufacturing, Proceedings of ASPE (2008), pp.17-20.
- 2) 阿部耕三, 安永暢男, 宮下政和, 吉岡潤一, 大東聖昌, Si ウェハの延性モード研削技術の研究, 1993年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集 (1993), pp.227-232.
- 3) 宇根篤暢, 大保誠司, 餅田正秋, 揺動速度制御型連続研削・研磨装置の開発(第1報) - 装置構造と基本研磨特性 -, 精密工学会誌, Vol.68, No.3 (2002), pp.461-465.
- 4) D. Pähler, F. Klocke, L. Beegan, M. Herben, A. Jakob, In-process monitoring of contact zone forces during rotational grinding of silicon wafers, Proceedings of the 6th euspen International Conference - Baden bei Wien, Vol.2, (2006), pp.68-71.
- 5) E. Ahearne, G. Byrne, Simulation of the local kinematics in rotational grinding, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol.57, (2008), pp.333-336.
- 6) 佐川克雄, 江田弘, 周立波, 清水淳, 白石昌武, ϕ 300 シリコンウェハ超精密研削加工シミュレーション, 砥粒加工学会誌, Vol.47, No.8 (2003), pp. 440-445.
- 7) Rothenhöfer, G., Slocum, A. H., Paone, M. P., Lu, X. and Yui, A., Elements for the design of next generation, high stiffness and high accuracy precision machines: Proceedings of 11th euspen International Conference (2011), pp.260-266.
- 8) 稲崎一郎, 青山藤詞郎, 静圧軸受一設計と応用, 工業調査会 (1990).
- 9) 公益社団法人砥粒加工学会, 改訂版切削・研削・研磨用語辞典, 日本工業出版 (2016).
- 10) 由井明紀, 熊谷誠弥, 北嶋孝之, 奥山繁樹, 藤田悦男, Slocum, A. H., リニアモータ駆動・水静圧案内テーブルの開発(テーブルシステムの設計・開発と静的特性), 日本機械学会論文集 C 編, Vol. 75, No. 752 (2009), pp.364-370.
- 11) 山田晃平, 鈴木健児, 長坂康平, 中尾陽一, 水静圧スピンドルのスラスト軸受剛性の測定, 日本機械学会関東支部総会講演会講演論文集, 20 (2014).
- 12) 日本機械学会, 技術資料 流体の熱物性値集, 日本機械学会 (1943), pp.208-209.
- 13) MICROPUMP HP, <<http://www.micropump.com/>> (参照日 2017年7月22日).
- 14) 日本工作機械工業会, 工作機械設計マニュアルー工作機械の設計学(基礎編)ー“マザーマシンを知るために”, 日本工作機械工業会 (1998), p.60.
- 15) 電気学会, 磁気浮上と磁気軸受 (1993).

- 16) 加藤大貴 大岩孝彰 佐藤元宥 朝間淳, 超音波振動によるキネマティックジョイントの位置決め精度向上, 2011 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集(2011), pp. 487-488.
- 17) Slocum, A. H., Chiu, M. A., Hobbs, E. D., Rothenhöfer, G. and Yui, A., Kinematic and elastically averaged joints: Connecting the past, present and future, Proceedings of ISUPEN (2013), pp.1-4.
- 18) Rothenhöfer, G., Slocum, A. H. and Kitajima, T., An adjustable kinematic coupling for use in machine tools with a tight structural loop, Precision Engineering, Vol. 37 (2013), pp.61-72.

付章Bで引用した参考文献

- 1) 金井秀生ら, 高速超音波スピンドルによる硬脆材の微細加工, 2010 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集(2010.9), 13-14
- 2) 金井秀生ら, 小型超音波スピンドル装置の開発および硬脆材料の研削加工, 2008 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集(2008.9), 953-954

研究実績

1 学術論文

- 1) **楠山純平**, 由井明紀, 北嶋孝之, 伊東利洋, Si ウエハのロータリ研削における砥粒貫入角度が加工特性におよぼす影響, 砥粒加工学会, 61, 11 (2017), pp. 607-612.
- 2) **楠山純平**, 本多歩, 岩橋伸太郎, 北嶋孝之, 由井明紀, 伊東利洋, Lu X., Slocum A. H., 大径シリコンウエハ加工用ロータリ研削盤の開発(第2報:切込み機構内蔵砥石スピンドルの基本特性の検討) 日本機械学会論文集, 83, 852 (2017), Doi:10.1299/transjsme.17-00102.
- 3) **Jumpei KUSUYAMA**, Takayuki KITAJIMA, Akinori YUI, and Toshihiro ITO, Effects of Relative Velocity on Grinding Performances under Rotary Grinding of Si Wafer, Materials Science Forum, 874(2016), pp. 655-660.
- 4) **楠山純平**, 本多歩, 北嶋孝之, 岡畑豪, 由井明紀, 伊東利洋, Slocum A. H., 大径シリコンウエハ加工用ロータリ研削盤の開発(第1報:第1報:水静圧ロータリテーブルの基本特性の検討), 日本機械学会論文集, 82, 842 (2016), Doi: <http://doi.org/10.1299/transjsme.16-00190>.
- 5) **Jumpei KUSUYAMA**, Shintaro IWAHASHI, Takayuki KITAJIMA, Nagahisa OGASAWARA, Akinori YUI, Hirotsugu SAITO and Alexander H. SLOCUM, Loop Stiffness of Grinding Machine Developed for 450 mm Silicon Wafers, Advanced Materials Research, 1136(2015), pp. 395-400.

2 学会発表(国内)

- 1) **楠山純平**, 由井明紀, 北嶋孝之, 半導体ウエハのロータリ研削における研削抵抗に関する研究, 加工抵抗の2分力比, 2017年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集 (2017), pp. 129-130.
- 2) 藪野真大, **楠山純平**, 北嶋孝之, 由井明紀, 伊東利洋, サファイアウエハのロータリ研削における砥石揺動効果に関する研究, 2017年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集 (2017), pp. 5-6.
- 3) **楠山純平**, 北嶋孝之, 由井明紀, 伊東利洋, Si ウエハのロータリ研削における延性・脆性モードに関する研究, 2016年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集 (2016) pp. 238-239.

- 4) 藪野真大, 岩橋伸太郎, **楠山純平**, 由井明紀, 北嶋孝之, 伊東利洋, A. H. Slocum, 切込機構内蔵砥石スピンドルを用いたシリコンウエハの揺動研削加工に関する研究, 2016 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集 (2016) pp. 240-243.
- 5) **楠山純平**, 岩橋伸太郎, 北嶋孝之, 由井明紀, 伊東利洋, 砥石と工作物の相対速度比がウエハ表面粗さにおよぼす影響, 2016 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集 (2016) pp. 517-518.
- 6) 岩橋伸太郎, 本多歩, **楠山純平**, 北嶋孝之, 由井明紀, 齋藤浩嗣, 450mm 大口径ウエハ研削盤の開発, 切込機構内蔵砥石スピンドルの位置決め精度, 日本機械学会 2015 年度年次大会講演論文集 (2015).
- 7) **楠山純平**, 岩橋伸太郎, 北嶋孝之, 小笠原永久, 由井明紀, 齋藤浩嗣, A. H. Slocum, ϕ 450mm シリコンウエハ加工用研削盤のループ剛性, 2015 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集 (2015) pp. 338-339.
- 8) 岩橋伸太郎, 本多歩, **楠山純平**, 北嶋孝之, 由井明紀, 齋藤浩嗣, A. H. Slocum, 450 mm 大口径ウエハ研削盤の開発 (切込機構内蔵砥石スピンドルの基本特性), 第 10 回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集, 日本機械学会 (2014) pp. 109-110.

3 研究助成など

1) 国際会議参加支援

公益財団法人 工作機械技術振興財団 海外国際会議参加支援 (2016)

「Effects of Relative Velocity on Grinding Performances under Rotary Grinding of Si Wafer」

The 19th International Symposium on Advances in Abrasive Technology, ISAAT2016

2) 試験研究公益財団法人 工作機械技術振興財団 第 36 次研究助成 (2015)

「サファイアウエハの揺動研削加工」

4 受賞等

優秀講演賞 (2015 年度砥粒加工学会学術講演会)

「 ϕ 450mm シリコンウエハ加工用研削盤のループ剛性」

6 その他

1) 学術論文

- A) **Jumpei KUSUYAMA**, Akinori YUI, Takayuki KITAJIMA and Yosuke ITOH, Face Milling of Carbon Fiber Reinforced Plastic using Poly Crystalline Diamond Tool, *Advanced Materials Research*, 1017 (2014), pp. 383-388.
- B) Takayuki KITAJIMA, **Jumpei KUSUYAMA**, Akinori YUI, Katsuji FUJII and Yosuke ITO, Development of PCD milling tool for carbon-fiber-reinforced plastics, *Advanced Materials Research*, 1017 (2014), pp. 411-414.

2) 学会発表

- A) 堀内拓実, **楠山純平**, 北嶋孝之, 由井明紀, 伊藤洋介, PCD 工具による CFRP 側面に対する正面切削加工(工具すくい角が加工特性に及ぼす影響), 2015 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集 (2015) pp. 347-350.
- B) **楠山純平**, 北嶋孝之, 由井明紀, 伊藤洋介, 多結晶ダイヤモンド工具による炭素繊維強化プラスチックの正面切削加工(すくい角が加工特性に及ぼす影響), 2014 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集 (2014) pp. 66-69.
- C) **楠山純平**, 由井明紀, 北嶋孝之, 伊藤洋介, 炭素繊維強化樹脂の乾式正面フライス加工, 日本機械学会 M&M2014 材料力学カンファレンス CD-ROM 論文集 (2014).
- D) **楠山純平**, 由井明紀, 北嶋孝之, 藤井一二, 伊藤洋介, 多結晶ダイヤモンド工具による炭素繊維強化プラスチックの正面切削加工, 2013 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集 (2013) pp. 251-252.

3) 研究助成など

公益財団法人 工作機械技術振興財団 海外国際会議参加支援(2014)

「Face Milling of Carbon Fiber Reinforced Plastic using Poly Crystalline Diamond Tool」

The 17th International Symposium on Advances in Abrasive Technology, ISAAT2014