両面研磨シミュレーションに基づくウェハ挙動の検討*

橋本洋平** 佐野智哉*** 古本達明** 細川 晃**

Investigation of Wafer Behavior Based on Simulation of Double-Sided Lapping

Yohei HASHIMOTO, Tomoya SANO, Tatsuaki FURUMOTO and Akira HOSOKAWA

In the present research, wafer behavior during double-sided lapping was investigated. The wafer behavior was estimated based on double-sided lapping simulation, which was developed by authors. In the simulation, contact between the wafer, an upper plate, a lower plate and a carrier is considered, and the wafer behavior is calculated based on equilibria of the forces and the moments applied to the wafer. The behavior was estimated under several conditions, and the effects of lapping conditions to the wafer behavior was discussed. The variation of rotational speed of the wafer is larger in the condition where the rotational speed of the carrier is larger. The wafer rotates with the carrier without slip under the condition where COFs against the upper plate and the lower plate are different. And, the variation of the rotational speed of the wafer is smaller when COF against the carrier is smaller. Furthermore, lapping velocity, which is proportional to material removal rate, was calculated with the estimated wafer behavior, and it was confirmed that better flatness could be achieved under the condition where COF against the upper plate is same as COF against the lower plate and COF against the carrier is small.

Key words: double-sided lapping, double-sided polishing, wafer behavior, rotational speed of wafer, lapping velocity, material removal distribution, total thickness variation

1. 緒 言

両面研磨は加工物を定盤やパッドで挟込み、加工物の両面に対して同時に研磨を行う加工手法であり、加工物の両面において良好な面粗さと平面度、良好な両面の平行度を得ることができる。また、加工時間に基づき加工量を制御することで、加工物の目標厚みへの加工も行うことができるため、特に半導体ウェハの製造においてはスライシング工程後の初期研磨として不可欠な役割を果たしている。一方で、シリコンウェハの大口径化やエッジエクスクルージョンの低減、ワイドギャップ半導体ウェハの鏡面化・無擾乱化のために行われる仕上げ研磨前の研磨傷や加工変質層の低減などを実現するために、両面研磨に関する更なる性能向上が望まれている。しかし、現状では両面研磨の理論構築はほとんど行われておらず、技術開発や加工条件の選定は勘と経験に頼っている状況である。このため、両面研磨の技術進展に繋がる理論構築は重要な課題であると考えられる。

加工物であるウェハの挙動は研磨量分布に直結する研磨速度分布や研磨液の流れなどに大きな影響を与える¹⁾²⁾ため、両面研磨の理論構築を進める上で欠かせない重要な要素の一つである。片面研磨ではウェハは研磨ヘッドとともに強制駆動されるため、ウェハ挙動を容易に把握することができる。一方、両面研磨ではウェハはキャリアとの接触により保持されるため、ウェハと上下定盤またはパッド、キャリアとの相対運動により受動的に決定される。このため、両面研磨時のウェハ挙動の推定および把握は容易ではない。また、ウェハ挙動の観察も、ウェハが上下の定盤に挟込まれている装置構造上、極めて困難であるため、両面研磨中のウェハ挙動は未だ解明されていない。

これに対し、これまでの両面研磨の技術開発に関する研究の多くでは、ウェハはキャリアとすべることなく一体となって運動すると考え、平坦化特性³⁾や定盤の溝配置⁴⁾などの検討を行っている。また、このような考えと異なり、中川はウェハとキャ

リアは摩擦力が生じることなくすべると仮定し、ウェハと上下の定盤の接触により生じるモーメントのつりあいを満たすウェハ挙動を導出する新しい手法を開発している⁵⁾。そして、この手法を活用することで、廣瀬らは加工条件の検討を行っている⁷⁾。

これに対し、著者らは両面研磨の理論構築を目指し、ウェハ挙動を正確に推定するシミュレーションの開発を行っている⁸⁾。開発シミュレーションでは、ウェハ挙動の正確な推定のために不可欠である、ウェハと上下定盤、キャリアの接触の正確なモデル化を行い、上下定盤、キャリアとの接触によりウェハに生じる力とモーメントのつりあいを満たすウェハ挙動を導出する。そして、本解析手法によりウェハとキャリアの接触状態やウェハ回転数の変化など、先行研究では再現できない現象を表すことができることを確認している。しかし、既報では一条件による結果を示しただけで、駆動条件によるウェハ挙動の違いや、各解析条件がウェハ挙動に及ぼす影響などは示していない。このため、本論文ではキャリア自転回転数の違いによるウェハ挙動の変化を示すとともに、ウェハと上下定盤との接触における摩擦係数、ウェハとキャリアとの接触における摩擦係数がウェハ挙動に与える影響について報告を行う。

2. 両面研磨のウェハ挙動シミュレーション⁹⁾

2.1 両面研磨のモデル化

図1に本研究で対象とする両面研磨の模式図を示す。図に示すように、加工物は薄肉円盤形状であるウェハとし、キャリアに

Fig. 1 Schematic illustration of double-sided lapping

* 原稿受付 平成 29 年 8 月 5 日

掲載決定 平成 29 年 10 月 17 日

** 正 会 員 金沢大学 (石川県金沢市角間町)

*** 学生会員 金沢大学

Fig. 2 Movement of carrier

Fig. 3 Geometry on wafer and carrier

形成された円形の穴で保持される。ウェハは、ウェハと上下の定盤との境界面に存在する砥粒を介して、上定盤と下定盤と接触し、相対運動が与えられることでウェハの両面が同時に研磨される。キャリアはサンギヤとインターナルギヤの回転により、図2に示すようなキャリア中心まわりの自転とギヤ中心まわりの公転を同時に行う遊星運動をする。なお、自転回転数 $n_{c,rev}$ と公転回転数 $n_{c,rot}$ は、サンギヤとインターナルギヤの回転数 n_{sun} , n_{int} を用いて式(1)と式(2)で表される。

$$n_{c,rev} = \frac{(R_{c,rev} + R_c)n_{int} + (R_{c,rev} - R_c)n_{sun}}{2R_{c,rev}} \quad (1)$$

$$n_{c,rot} = \frac{(R_{c,rev} + R_c)n_{int} - (R_{c,rev} - R_c)n_{sun}}{2R_c} \quad (2)$$

ここで、 $R_{c,rev}$ はキャリアの公転半径、 R_c はキャリア半径である。ウェハはキャリアとともに遊星運動をするが、ウェハ保持穴内でのウェハの運動は直接設定できず、上定盤、下定盤、キャリアとの接触により受動的に決定される。

図3に加工面内の幾何学的関係を示す。ここでは、各ギヤの中心 O を原点とし、キャリアの公転とともに回転する回転座標系 $p-q$ によりモデル化を行う。また、ウェハ相対角度とよぶ θ_w を用いて、時間とともに変化するウェハの $p-q$ 座標系における相対的な位置を表す。

2.2 ウェハと上下定盤間の相対速度分布

r をウェハ中心からの距離、 ϕ を p 軸との角度とすると、上下定盤の速度分布 $v^u(r, \phi)$, $v^l(r, \phi)$ は各定盤の回転数 n_u , n_l を用いて式(3)と式(4)で表される。

$$v^u(r, \phi) = 2\pi n_u \left(R_{c,rev} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} + L_h \begin{Bmatrix} -\sin \theta_w \\ \cos \theta_w \end{Bmatrix} + r \begin{Bmatrix} \sin \phi \\ \cos \phi \end{Bmatrix} \right) \quad (3)$$

$$v^l(r, \phi) = 2\pi n_l \left(R_{c,rev} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} + L_h \begin{Bmatrix} -\sin \theta_w \\ \cos \theta_w \end{Bmatrix} + r \begin{Bmatrix} \sin \phi \\ \cos \phi \end{Bmatrix} \right) \quad (4)$$

また、ウェハの速度分布 $v^w(r, \phi)$ はキャリアの自転回転数と公転回転数、ウェハ回転数 n_w を用いて式(5)で表される。

$$v^w(r, \phi) = 2\pi n_{c,rev} R_{c,rev} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} + 2\pi n_{c,rot} L_h \begin{Bmatrix} -\sin \theta_w \\ \cos \theta_w \end{Bmatrix} + 2\pi n_w r \begin{Bmatrix} -\sin \phi \\ \cos \phi \end{Bmatrix} \quad (5)$$

このため、定盤とウェハの速度の差である上下定盤の相対速度分布 $v^{uw}(r, \phi)$, $v^{lw}(r, \phi)$ は、式(6)と式(7)で表される。

$$v^{uw}(r, \phi) = 2\pi(n_u - n_{c,rev})R_{c,rev} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} + 2\pi(n_u - n_{c,rot})L_h \begin{Bmatrix} -\sin \theta_w \\ \cos \theta_w \end{Bmatrix} + 2\pi(n_u - n_w)r \begin{Bmatrix} -\sin \phi \\ \cos \phi \end{Bmatrix} \quad (6)$$

$$v^{lw}(r, \phi) = 2\pi(n_l - n_{c,rev})R_{c,rev} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} + 2\pi(n_l - n_{c,rot})L_h \begin{Bmatrix} -\sin \theta_w \\ \cos \theta_w \end{Bmatrix} + 2\pi(n_l - n_w)r \begin{Bmatrix} -\sin \phi \\ \cos \phi \end{Bmatrix} \quad (7)$$

2.3 ウェハと上下定盤の接触

ウェハは上定盤との接触により研磨抵抗が生じる。ここで、ウェハ上の各位置に生じる研磨抵抗 $f^u(r, \phi)$ は式(8)で表すことができる。

$$f^u(r, \phi) = \mu^u(r, \phi) \cdot p(r, \phi) \cdot dA \cdot \frac{v^{uw}(r, \phi)}{|v^{uw}(r, \phi)|} \quad (8)$$

ここで、 $\mu^u(r, \phi)$ は上定盤との接触における摩擦係数分布であり、砥粒径や砥粒密度などに依存する。 $p(r, \phi)$ は研磨圧力分布、 dA は微小面積である。なお、式(8)に示すようにウェハの各位置に生じる研磨抵抗は上定盤の相対速度 v^{uw} と同方向となるが、 v^{uw} は抵抗の大きさには影響しない。

式(8)で表される研磨抵抗を、式(9)と式(10)に示すように、ウェハ全面で積分することにより上定盤との接触によりウェハに生じる力 F^u とモーメント M^u を算出することができる。

$$F^u = \int f^u(r, \phi) dA \quad (9)$$

$$M^u = \int (-f_p^u(r, \phi) \cdot r \sin \phi + f_q^u(r, \phi) \cdot r \cos \phi) dA \quad (10)$$

ここで、 $f_p^u(r, \phi)$ と $f_q^u(r, \phi)$ は、研磨抵抗 $f^u(r, \phi)$ の p 方向成分と q 方向成分である。

また、下定盤との接触によりウェハに生じる力 F^l とモーメント M^l も、下定盤との接触における摩擦係数分布 $\mu^l(r, \phi)$ 、下定盤の相対速度分布 v^{lw} などを用いて同様に算出することができる。

2.4 ウェハとキャリアの接触

図4にウェハとキャリアの接触の模式図を示す。なお、本図ではウェハと保持穴の接触に関するモデル化を明瞭にするため、両者の隙間を誇張して示している。図に示すように、ウェハと保持穴はともに円形状であるため、ウェハは保持穴と点接触する。ここでは、接触点 C の p 軸に対する位置を接触位置角度 α で、キャリアとの接触によりウェハに生じる接触力 F^c の垂直成分を F_N^c で、摩擦成分を F_T^c で表す。本条件では接触力 F^c は式(11)で表され、キャリアとの接触により生じるモーメント M^c は式(12)で表される。

$$F^c = F_N^c \begin{Bmatrix} -\cos \alpha \\ -\sin \alpha \end{Bmatrix} + F_T^c \begin{Bmatrix} -\sin \alpha \\ \cos \alpha \end{Bmatrix} \quad (11)$$

$$M^c = R_w F_T^c \quad (12)$$

Fig. 4 Schematic illustration of contact between wafer and carrier

ここで、 R_w はウェハ半径である。また、 F_N^c と F_T^c は図の方向を正方向とする。

ウェハとキャリアの接触状態として、固着とすべりが考えられる。固着の場合には、接触点でウェハとキャリアの速度が一致する。これは、ウェハと保持穴の隙間が無視できる本条件では、ウェハ回転数 n_w とキャリアの自回転数 n_{c_rot} が一致する条件である。また、このときのウェハ回転数におけるみかけの摩擦係数は、式(13)に示すようにキャリアとの接触における静摩擦係数 μ_{stick}^c よりも小さい必要がある。

$$\left| \frac{F_T^c}{F_N^c} \right| \leq \mu_{stick}^c \quad (13)$$

一方、ウェハとキャリアの接触状態がすべりとなる場合には、式(14)に示すようにみかけの摩擦係数は動摩擦係数 μ_{slide}^c と一致する。

$$\left| \frac{F_T^c}{F_N^c} \right| = \mu_{slide}^c \quad (14)$$

また、摩擦力の方向は相対速度方向と一致する必要があるため、式(15)も満たす必要がある。

$$F_T^c \left\{ \frac{-\sin \alpha}{\cos \alpha} \right\} \cdot (n_{c_rot} - n_w) > 0 \quad (15)$$

2.5 ウェハに生じる力とモーメントのつりあい条件に基づくウェハ回転数の導出

本推定では、まず未知変数であるウェハ回転数を仮定して検討を行い、ウェハに生じる力とモーメントのつりあい条件とウェハとキャリアの接触条件を満たすウェハ回転数を探索する。

最初に、仮定したウェハ回転数を基にウェハと上下定盤との接触により生じる力 F^u 、 F^l とモーメント M^u 、 M^l を算出する。軽量であるウェハは慣性力を見捨てることのできるため、ウェハと接触する上下の定盤、キャリアによりウェハに与えられる力とモーメントはつりあい条件を満たす必要がある。このため、この関係を表す式(16)と式(17)の連立方程式を解くことにより、キャリアとの接触により生じる垂直抗力 F_N^c と摩擦力 F_T^c 、接触位置角度 α を導出する。

$$F^u + F^l + F_N^c \left\{ \frac{-\cos \alpha}{-\sin \alpha} \right\} + F_T^c \left\{ \frac{-\sin \alpha}{\cos \alpha} \right\} = 0 \quad (16)$$

$$M^u + M^l + R_w F_T^c = 0 \quad (17)$$

そして、導出された垂直抗力と摩擦力に基づき、ウェハとキャリアが固着となるウェハ回転数条件において、式(13)に示すみかけの摩擦係数の条件を満足するか検討を行う。また、式(14)に示すすべり時の摩擦係数条件からウェハ回転数を導出し、このウェハ回転数においても式(15)に示す摩擦力の方向に関する条件を満足するか検討を行う。なお、上記の固着とすべりの条件をいずれも満たすウェハ回転数が存在しない場合には、ウェハとキャリアは接触しないと考え、 F_T^c が0となるウェハ回転数を導出する。

3. 推定されるウェハ挙動の検討

3.1 推定条件

表1～表4に検討を行う推定条件を示す。表1は基準とする推定条件であり、4way方式の6Bサイズの両面研磨機による2inchウェハの加工を想定した条件である。キャリアの公転回転数 n_{c_rev} はキャリア中心における上下定盤の相対速度が一致する条件 $(n_u + n_l)/2$ から決定する。一方で、キャリアの自回転数 n_{c_rot} に関する選定指針等は存在しないため、表2に示す各条件でウェハ挙動の推定を行い、3.3節で各自回転数におけるウェハ挙動を示す。また、推定条件の一つであるウェハと上下定盤との接触における摩擦係数 μ^u 、 μ^l は、砥粒の供給状態などに

Table 1 Analysis conditions (Standard condition)

Revolving radius of carrier $R_{c\text{ rev}}$ [mm]	128	
Eccentric length of retainer hole L_h [mm]	30	
Carrier radius R_c [mm]	76	
Wafer radius R_w [mm]	25.4	
Rotational speed of upper plate n_u [min ⁻¹]	-20	
Rotational speed of lower plate n_l [min ⁻¹]	40	
Rotational speed of carrier $n_{c\text{ rot}}$ [min ⁻¹]	10	
Revolution speed of carrier $n_{c\text{ rev}}$ [min ⁻¹]	12	
COF	Wafer - Upper plate μ^u	0.3
	Wafer - Lower plate μ^l	0.3
	Wafer - Carrier	0.3

Table 2 Conditions on rotational speed of carrier

Condition	A1	A2	A3	A4
n_{c_rot} [min^{-1}]	-10	5	15	30

Table 3 Conditions on COF of wafer - plate

Condition	B1	B2	B3	B4	B5	B6
COF	μ^u	0.26	0.28	0.30	0.32	0.34
	μ^l	0.30	0.30	0.30	0.30	0.30

Table 4 Conditions on revolution speed of carrier

Condition	C1	C2	C3	C4
COF	μ^c	0	0.1	0.2

よって変化すると考えられる。このため、表3に示す各摩擦係数条件でウェハ挙動の推定を行い、3.4節でこの摩擦係数がウェハ挙動に与える影響を検討する。一方、ウェハとキャリアとの接触における摩擦係数 μ^c はウェハやキャリア材料の材料に依存すると考えられる。著者らは、ガラスウェハとエポキシガラス製キャリア間の摩擦係数の測定⁹⁾を行い、摩擦係数が0.3程度となることを明らかにしている。ただし、キャリア材料として摩擦係数の低いPEEKなどが用いられることもあるため、表4に示す各摩擦係数条件で推定を行い、3.5節でこの摩擦係数がウェハ挙動に与える影響を検討する。なお、2章ではウェハとキャリアの接触における摩擦係数を静摩擦係数と動摩擦係数で区別してモデル化を行っているが、著者らの検討では両者の明確な差は確認されていないため、解析では区別を行わず μ^c と表す。また、実際の研磨では、ウェハ面内で砥粒供給状態や研磨圧力分布を均一とするように試みるため、本検討でも研磨圧力分布と摩擦係数分布はウェハ面内で均一とする。

なお、以降ではウェハと上定盤との接触における摩擦係数を上定盤の摩擦係数、ウェハと下定盤との接触における摩擦係数を下定盤の摩擦係数、ウェハとキャリアとの接触における摩擦係数をキャリアの摩擦係数と呼ぶ。

3.2 上下の定盤との接触によりウェハに生じる力とモーメント

本節では解析結果を理解する上で不可欠となる、上下の定盤との接触によりウェハに生じる力とモーメントについて説明する。図5と図6に基準条件におけるウェハの上面と下面に生じる摩擦力分布 $f^u(r, \phi)$ 、 $f^l(r, \phi)$ を示す。摩擦力分布は時間とともに変化するウェハ相対角度 θ_w と解析により導出するウェハ回転数 n_w に依存する。このため、図5ではウェハ回転数を固着条件である 15 min^{-1} としたときの各ウェハ相対角度 θ_w における分布図を示す。また、図6ではウェハ相対角度を 0° としたときのウェハ回転数による分布図の違いを表す。上定盤は時計回りに回転することから、各図の(a)に示すように、摩擦力は主に q 軸負の方向に生じる。そして、検討位置の q 成分が大きいほど p 軸正の方向側に、 q 成分が小さいほど p 軸負の方向側に傾斜する。一方で、下定盤は反時計回りに回転することから、各図の(b)

に示すように、摩擦力は主に q 軸正の方向に生じ、検討位置の q 成分が大きいほど p 軸負の方向側に、 q 成分が小さいほど p 軸正の方向側に傾斜する。なお、研磨圧力分布と摩擦係数分布がウェハ面内で均一で、上下の定盤との接触における摩擦係数が同じである基準条件では、ウェハ面内の摩擦力の大きさは等しくなる。

各定盤との接触によりウェハに生じる力の方向は、概ねウェハ中心における摩擦力の方向と一致する。このため、ウェハ上側に生じる力は概ね q 軸負方向に生じるが、 θ_w が 90° のときには p 軸正方向の成分も、 θ_w が 270° のときには p 軸負方向の成分も有する。一方、ウェハ下側に生じる力は概ね q 軸正方向に生じ、 θ_w が 90° のときには p 軸負方向の成分を、 θ_w が 270° のときには p 軸正方向の成分をもつ。また、ウェハに生じる力の大きさは、ウェハ面内の摩擦力の向きが不均一であるほど相殺され小さくなる。このため、図 6 に示す分布図では、ウェハ上側に生じる力は n_w が 0 min^{-1} のときに、ウェハ下側に生じる力は n_w が 30 min^{-1} のときに最も小さくなる。なお、この理由により、図 5 の基準条件で n_w を 15 min^{-1} とする条件では、ウェハ上面と下面に生じる力は僅かであるが上面のほうが小さくなる。

各定盤との接触によりウェハに生じるモーメントの大きさは、ウェハ面内の q 軸の最大位置と最小位置の摩擦力の向きを比較することで評価することができる。このことから、図 5(a) に示すようにウェハ上面に生じるモーメントは時計回りであり、 θ_w が 0° のときに小さく、 θ_w が 180° のときに大きくなるといえる。一方、図 5(b) に示すようにウェハ下面に生じるモーメントは反時計回りであり、 θ_w が 0° のときに小さく、 θ_w が 180° のときに大きくなるといえる。そして、図 6 に示すように、ウェハに生じるモーメントはウェハ回転数によって異なり、ウェハ回転数が大きくなるほどウェハ上面では反時計回りのモーメントが大きくなり、ウェハ下面では時計回りのモーメントが小さくなることから分かる。

3.3 キャリアの自転回転数によるウェハ挙動の違い

図 7 に表 2 に示す各キャリア自転回転数条件におけるウェハ

回転数 n_w の変化を示す。図に示すように、キャリアの自転回転数が公転回転数よりも大きい場合と小さい場合で、ウェハ回転数は逆の変化をすることが分かる。そして、キャリアの自転回転数が公転回転数よりも大きい場合にはウェハ回転数の最大値は自転回転数と一致し、公転回転数よりも小さい場合にはウェハ回転数の最小値は自転回転数と一致する。このため、キャリアの自転回転数が公転回転数から離れるほど、両面研磨中のウェハ回転数は大きく変化することが分かる。

なお、いずれの条件でも θ_w が 90° 近傍と 270° 近傍のときにウェハ回転数がキャリアの自転回転数と一致する理由は、ウェハとキャリアの接触が固着状態となるためである。これらの θ_w では、図 5 に示すように上下の定盤との接触によりウェハ上面と下面に生じる力の向きが異なるため、これらの力は相殺されない。このため、キャリアとの接触によってウェハに生じる接触力は小さくなく、ウェハとキャリアの接触が固着状態となり、ウェハ回転数は固着条件であるキャリア自転回転数と一致する。これに対し、 θ_w が 0° 近傍と 180° 近傍のときにはウェハ上面と下面に生じる力は相殺されるため、キャリアとの接触力は小さくなる。この影響により、ウェハとキャリア間ですべりが生じる

ようになり、図7に示すようにウェハ回転数が変化する。なお、図6に示すようにウェハ上面と下面に生じるモーメントが相殺されるのは、ウェハ回転数とキャリア公転回転数が近い条件である。このため、ウェハキャリア間ですべりが生じる条件では、図7に示すようにウェハ回転数はキャリアの公転回転数 $n_{c,rev}$ に近づく。このように、ウェハの回転数はキャリアの自転回転数から公転回転数近傍まで変化するため、上記のように自転回転数と公転回転数が異なるほどウェハ回転数の変化も大きくなる。なお、 θ_w が 0° と 180° のときのウェハ回転数が一致しない原因は、図5に示すようにウェハ位置の違いによりウェハの上側と下側に生じるモーメントの大きさが異なるためである。

3.4 ウェハ上定盤の摩擦係数によるウェハ挙動の違い

図8に表3に示す上定盤の摩擦係数 μ^u の各条件におけるウェハ回転数 n_w の変化を示す。基準条件である条件B3では、上記のように、 θ_w が 90° 近傍と 270° 近傍のときにはウェハ回転数はキャリアの自転回転数と一致し、ウェハとキャリアの接触は固着状態となる。そして、 0° 近傍と 180° 近傍のときにはウェハとキャリアの接触はすべり状態となり、ウェハ回転数はキャリア公転回転数近傍となる。これに対し、図に示すように上定盤と下定盤の摩擦係数と異なるほど、ウェハ回転数の変化は小さくなり、キャリアの自転回転数と一致する θ_w が増えることがわかる。これは、摩擦係数の差によりウェハの上面と下面に与えられる力が、 θ_w が 0° 近傍と 180° 近傍でも相殺されなくなり、ウェハとキャリアの接触がすべり状態となりにくくなるためである。また、図から上下定盤の摩擦係数の差が同じである条件B2と条件B4、条件B1と条件B5を比べると、上定盤の摩擦係数が小さい条件B2と条件B1の方がウェハ回転数の変化が小さいことが分かる。これは、3.2節で示すように、本検討条件ではウェハ上面と下面に生じる力は僅かであるが上面のほうが小さくなるため、上定盤の摩擦係数が小さくなることで、すぐにキャリアと

Fig. 8 Rotational speed of wafer under several μ^u conditions

Fig. 9 Rotational speed of wafer under several μ^f conditions

の接触力が相殺されなくなるためである。

本検討では上定盤の摩擦係数を変化させたが、下定盤の摩擦係数を変化させたときにも、同様に、摩擦係数が異なるほどウェハ回転数の変化は小さくなる。これらの結果から、上下の定盤の摩擦係数はウェハ挙動に大きく影響を与える要素の一つであることが分かる。なお、これらの摩擦係数が異なる場合には、従来の考えの一つのようにウェハはキャリアとすべることなく一体となって運動する。この場合は、図に示すようにウェハ回転数は一定値であるためウェハ挙動は把握し易い。ただし、摩擦係数が異なるということは研磨液の供給状態なども異なるということを意味し、ウェハ上面と下面での研磨量分布に差が生じるため、両面研磨において好ましくない条件である。

3.5 ウェハキャリアの摩擦係数によるウェハ挙動の違い

図9に表4に示すキャリアの摩擦係数 μ^c の各条件におけるウェハ回転数 n_w の変化を示す。図に示すように、キャリアの摩擦係数が小さい条件ほどウェハ回転数の平均値および変化が小さくなることが分かる。そして、基準条件である条件C4で存在したウェハとキャリアの接触が固着状態となる θ_w が、他の条件では現れなくなることが分かる。これは、キャリアの摩擦係数が小さくなることで、キャリアとの接触によりウェハに与えられるモーメントが小さくなるためである。なお、キャリアとの摩擦係数がゼロとなる条件C1の結果は中川による先行研究と同じ結果である。

この結果から、キャリアとの摩擦係数はウェハ挙動に大きく影響を与える要素の一つであることが分かる。そして、ウェハ挙動の高精度解析を行うためには、ウェハとキャリアとの接触による摩擦係数を正確に求めることが重要であるといえる。

4. 推定ウェハ挙動による研磨量分布

両面研磨において最も重要な加工特性の一つである研磨量は、Prestonの法則¹⁰⁾としてウェハと定盤との相対速度である研磨速度と比例することが知られている。このため、本章では推定したウェハ挙動を用いて研磨速度分布を算出することで、各条件が研磨量分布に与える影響について検討を行う。なお、実際の両面研磨ではウェハ挙動は研磨液の流れなどにも影響を及ぼすが、本検討では研磨速度による影響のみを検討とする。

表5に検討を行う条件を示す。条件D1は前章の基準条件であり、条件D4は基準条件からキャリア自転回転数 $n_{c,rot}$ を 30 min^{-1} に変更する条件である。条件D2と条件D5は、PEEKなどの摩擦係数の低いキャリアの利用を想定したキャリア摩擦係数 μ^c をゼロとする条件である。条件D3と条件D6は、上下の定盤の摩擦係数に偏りがある条件である。なお、表に記載しない条件に関しては表1に示す基準条件と同一とする。

図10に各条件におけるウェハ回転数の変化を、図11に研磨量分布と相関関係をもつ研磨速度分布 $V(r)$ を示す。ここで、研磨速度分布は時間平均とウェハ自身の回転による周方向位置の平均を考える式(18)により算出する。

$$V(r) = \frac{1}{2\pi} \int \frac{1}{2\pi} \int |\mathbf{v}^{uw}(r, \phi)| + |\mathbf{v}^{lw}(r, \phi)| d\theta_w d\phi \quad (18)$$

ここで、 r と ϕ は評価点の半径と角度を、 $\mathbf{v}^{uw}(r, \phi)$ と $\mathbf{v}^{lw}(r, \phi)$ はウェハに対する上下定盤の相対速度分布を表す。また、 $V(r)$ はウェハ厚みの均一性を表すTTV (Total Thickness Variation) に関する評価指標とするため、ウェハの上面と下面の研磨速度の和とする。

図11に示すように、いずれの条件でも研磨速度分布はウェハ

Table 5 Analytical conditions

Condition	D1	D2	D3	D4	D5	D6
$n_{c,rot}$ [min ⁻¹]	15	15	15	30	30	30
COF	μ^c	0.30	0	0.30	0.30	0
	μ^u	0.30	0.30	0.25	0.30	0.25
	μ^l	0.30	0.30	0.30	0.30	0.30

Fig. 10 Rotational speed of wafer under condition D1–D6

Fig. 11 Lapping velocity distribution under condition D1–D6

中心で最小値となり、ウェハ外周に近づくにつれ大きくなる。これは、ウェハ外側のほうがギヤ回転中心からの平均的な距離が大きくなるためである。また、キャリア自転回転数が大きい条件 D4～D6 では研磨速度分布が全体的に大きくなることが図から分かる。これは、ギヤ中心まわりの回転にキャリア中心まわりの回転が重畳されるためである。なお、この全体的な大きさはキャリアの自転回転数と公転回転数が一致するときにも最小となる。また、図から条件 D1～D3 では研磨速度分布にほとんど違いがない一方で、条件 D4～D6 では研磨速度分布に違いがみられることが分かる。これは、図 10 に示すように、条件 D4～D6 では条件間のウェハ回転数の差が大きいためである。そして、ウェハの平均的な回転数が大きい上下定盤の摩擦係数が異なる条件 D6、キャリアの摩擦係数が大きい条件 D5 では、図 11 に示すようにウェハ外周における研磨速度が大きくなる。なお、これらの条件ではウェハ面内での研磨速度分布の差も大きくなるため、平坦化性能の悪化を導く。このため、高い平坦化性能をもつ加工

を行うためには、上下定盤の摩擦係数に違いがなく、キャリアの摩擦係数が小さい条件がよいと考えられる。なお、本検討では考慮していないウェハ挙動が研磨液の供給状態に与える影響も検討できれば、研磨量分布および最適加工条件に関してより正確な検討を行うことが可能となると考えられる。

5. 結 言

本研究では、ウェハと上下の定盤、キャリアとの接触を考慮する両面研磨のウェハ挙動シミュレーションを活用し、各種加工条件がウェハ挙動に与える影響について検討を行った。以下に、本研究により得られた知見をまとめる。

- (1) キャリアの自転回転数と公転回転数から離れるほど、両面研磨中のウェハ回転数の変化は大きくなる。
- (2) ウェハと上下の定盤の接触における摩擦係数が一致する場合には、ウェハとキャリアの接触はすべり状態にもなり、研磨中の回転数が変化する。一方、この摩擦係数が異なる場合には、ウェハとキャリアの接触は固着状態となり、ウェハ回転数はキャリアの自転回転数と一致する。
- (3) ウェハとキャリアの接触における摩擦係数が小さい場合には、ウェハとキャリアの接触はすべり状態となりやすく、両面研磨中のウェハ回転数の変化は小さくなる。
- (4) ウェハ挙動の違いによる研磨速度分布に着目し、研磨量分布推定を行った結果、平坦化性能の高い加工を行うためには、ウェハと上下定盤との接触における摩擦係数に違いがなく、ウェハとキャリアとの接触における摩擦係数が小さい条件がよいと考えられる。

参 考 文 献

- 1) 宇根篤暢, 河西敏雄: 現場で使える研磨加工の理論と計算手法, 日刊工業新聞社, (2010).
- 2) D. Rosales-Yeomans, D. Denardis, L. Borucki, T. Suzuki, A. Philippoussian: Analysis of Pads with Slanted Grooves for Copper CMP, Journal of the Electrochemical Society, **155**, 10 (2008) H570.
- 3) 畠田道雄, 福田有哉, 横川和弘, 堀田和利, 杉山博保, 玉井一誠, 森永均, 石川憲一: サファイア CMP の研磨レートに及ぼすスラリーフローの影響, 砥粒加工学会誌, **58**, 9(2014) 583.
- 4) T. Kasai: A kinematic analysis of disk motion in a double sided polisher for chemical mechanical planarization (CMP), Tribology International, **41**, 2(2008), 111.
- 5) 畠田道雄, 西本吉伸, 石川憲一, 市川浩一郎: 遺伝的アルゴリズムを用いた 4way 方式定盤における半径方向溝割合の最適化, 精密工学会誌, **70**, 5(2004) 651.
- 6) 中川泰忠: 両面研磨における摩擦距離のウェハ面内分布均一化のための加工条件最適化, 精密工学会誌, **72**, 5(2006) 641.
- 7) 廣瀬研二, 榎本俊之: 大口径シリコンウェハの高平坦両面研磨加工に関する研究, 日本機械学会論文(C 編), **74**, 746(2008) 2601.
- 8) 橋本洋平, 近藤亮太, 古本達明, 細川晃: 両面研磨におけるウェハとキャリアの接触を考慮したウェハ挙動の高精度解析手法の開発, 精密工学会誌, **83**, 5(2017) 433.
- 9) 佐野智哉, 橋本洋平, 古本達明, 小谷野智広, 細川晃, 武居正史, 西藤和夫, 笹島啓佑: 両面研磨におけるウェハとキャリア間の摩擦係数の推定, 第 24 回精密工学会学生会員卒業研究発表講演会会論文集, (2017) 107.
- 10) F. W. Preston: The Theory and Design of Plate Glass Polishing Machines, Journal of the Society of Glass Technology, **11**, (1927) 241.