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*

橋本洋平** 近藤亮太*** 古本達明** 細川 晃**

Development of Highly Accurate Simulation Model of Wafer Behavior Considering Contact Between Wafer and Carrier during Double-Sided Lapping

Yohei HASHIMOTO, Ryota KONDO, Tatsuki Furumoto and Akira HOSOKAWA

In the present research, a simulation model of wafer behavior during double-sided lapping was developed. Understanding wafer behavior during lapping process is essential to clarify and improve the process. In the model, contact between the wafer and an upper platen, a lower platen 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 simulated with the developed model shows that the rotational speed of the wafer is not constant. In addition, contact status, i.e. sticking, sliding or non-contact, between the wafer and the carrier changes during the lapping process. The behavior does not agree with conventional models, where the contact status between the wafer and the carrier is assumed to be sticking or to be frictionless sliding. In addition, the amount of material removed was estimated by the developed model and the conventional models, and the results showed a considerable difference. Since contact between the wafer and the carrier is not modeled accurately in the conventional models, the developed model was confirmed as a useful tool for simulating the double-sided lapping process.

Key words: double-sided lapping, double-sided polishing, simulation, wafer behavior, rotational speed of wafer, carrier

1. 緒 言

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両面研磨は、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重要な加工技術であり、特に半導体ウェハの製造ではウェハの初期研磨として不可欠な役割を果たしている。しかし、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や加工特性の推定技術の開発は重要な課題であるといえる。

このような課題に対し、B. E. Klamecki は、加工物の上面側と下面側の研磨液の供給量に着目した研磨量の推定モデルの検討を行っている¹⁾。S. Lin らは、研磨実験を行い、研磨液供給位置や研磨荷重、上定盤の回転速度が研磨量の大きさと均一性に与える影響を検討している²⁾。Y. Wang らは、研磨圧力分布を有限要素法により解析し、加工量分布の推定を行っている³⁾。また、T. Kasai と中川は、加工物と定盤またはパッドとの相対速度の分布に着目した研磨量の推定手法を提案している⁴⁾⁵⁾。

ここで、両面研磨時の加工物の挙動は、研磨量分布に影響する研磨速度分布⁶⁾や研磨液の流れ⁷⁾だけでなく、ウェハの破損などにも影響する基本的な条件の一つである。片面研磨では、加工物は強制駆動される研磨ヘッドとともに運動するため、その挙動は容易に把握することができる。一方、両面研磨では、加工物の挙動は加工物と接触する上下の定盤またはパッドと加工物を保持するキャリアとの相対運動により受動的に決定される。また、上下の定盤に挟み込まれる加工物の挙動の観察は極めて困難である。このため、加工物の挙動に関する理論構築は十分に行われていない。

両面研磨時の加工物は、一般的に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られており、T. Kasai の研究⁴⁾を始め、多くの研究でこの考えに基づく検討⁸⁾が行われている。これに対し、中川は、加工物とキャリアの接触はすべり状態となると考え、この接触により生じる摩擦力を無視した、加工物と上下の定盤との接触により生じるモーメントのつりあいに基づく加工物挙動の推定手法を開発している⁵⁾。なお、秋元らのスケルトンの両面研磨機を用いた加工物挙動の観察⁹⁾や、荒木らのセンサを内蔵した加工物による加工物の加速度と角速度の計測¹⁰⁾から、加工物の挙動を検討する上で加工物とキャリアとの接触の重要性が示唆されている。しかし、これまでの研究では、加工物とキャリアの接触に対する正確なモデル化を行った、両面研磨の加工物挙動の検討は行われていない。

このため、本研究では、加工物とキャリアの接触に対する正確なモデル化を実現することで、両面研磨の理論構築に有効となる、両面研磨の加工物挙動の推定手法を開発する。

2. ウェハ挙動の解析手法

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

Fig. 1 Schematic illustration of double-sided lapping

* 原稿受付 平成 28 年 9 月 20 日

原稿受付 平成 29 年 2 月 2 日

** 正 会 員 金沢大学 (石川県金沢市角間町)

*** 金沢大学

Fig. 2 Movement of carrier

触し、相対運動が与えられることでウェハ両面の研磨加工が行われる。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に示すように、自転運動と公転運動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、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、 n_{sun} と n_{int} はサンギヤとインターナルギヤの回転数であり、 $R_{c,rev}$ はキャリアの公転半径、 R_c はキャリア半径である。

ウェハ保持穴内でのウェハの挙動は、直接設定することができず、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。このため、これらの接触により生じる力とモーメントを算出し、つりあい条件に着目することでウェハ挙動の解析を行う。

図3に加工面内の幾何学的関係を示す。ここでは、原点 O を各ギヤの回転中心とし、キャリア中心 O_c に向かう方向を p 軸、その垂直方向を q 軸とする回転座標系による定式化を行う。ここでは、 p 軸に対するキャリア中心からウェハ保持穴の中心 O_h に向かう直線の角度を、ウェハ保持穴角度とよび、 θ_h で表す。なお、時間 t における θ_h は、時間 0 における θ_h を θ_{h0} とすると、式(3)で表される。

$$\theta_h = 2\pi(n_{c,rev} - n_{c,rot})t + \theta_{h0} \quad (3)$$

このときのウェハ中心の位置 p_{O_c} は式(4)で、ウェハ上の半径 r 、角度 ϕ に存在する点 A の位置 $p(r, \phi)$ は式(5)で表される。

$$p_{O_c} = R_{c,rev} \begin{Bmatrix} 1 \\ 0 \end{Bmatrix} + L_h \begin{Bmatrix} \cos \theta_h \\ \sin \theta_h \end{Bmatrix} \quad (4)$$

$$p(r, \phi) = p_{O_c} + r \begin{Bmatrix} \cos \phi \\ \sin \phi \end{Bmatrix} \quad (5)$$

ここで、 L_h はキャリア中心 O_c とウェハ保持穴の中心 O_h の距離である。なお、ここではウェハと保持穴の隙間はわずかであると考へ、図3ではウェハ中心とウェハ保持穴の中心のズレを、各式ではズレに起因する項は省略している。

2.2 ウェハと上定盤との接触

ウェハ上面の各位置には、上定盤との接触により研磨抵抗が生じる。ここで、ウェハ上の半径 r 、 p 軸との角度 ϕ に存在する点 A に生じる研磨抵抗 $f^u(r, \phi)$ は式(6)で表すことができる。

$$f^u(r, \phi) = \mu^u(r, \phi) \cdot p^u(r, \phi) \cdot dA \cdot \frac{v^{uw}(r, \phi)}{|v^{uw}(r, \phi)|} \quad (6)$$

ここで、 $\mu^u(r, \phi)$ は点 A における上定盤との摩擦係数であり、砥粒径や砥粒密度などに依存するパラメータである。 $p^u(r, \phi)$ は点 A における上定盤との研磨圧力、 dA は微小面積である。また、 $v^{uw}(r, \phi)$ は、点 A におけるウェハに対する上定盤の相対速度で

Fig. 3 Geometry on wafer and carrier

あり、 $v^{uw}(r, \phi)/|v^{uw}(r, \phi)|$ により研磨抵抗の方向を表す。なお、上定盤との相対速度 $v^{uw}(r, \phi)$ は、式(7)で表されるウェハの速度 $v^w(r, \phi)$ と式(8)で表される上定盤の速度 $v^u(r, \phi)$ を用いて、式(9)で表される。

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

$$v^u(r, \phi) = 2\pi n_u \left(R_{c,rev} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} + L_h \begin{Bmatrix} -\sin \theta_h \\ \cos \theta_h \end{Bmatrix} + r \begin{Bmatrix} \sin \phi \\ \cos \phi \end{Bmatrix} \right) \quad (8)$$

$$v^{uw}(r, \phi) = v^u(r, \phi) - v^w(r, \phi) = 2\pi(n_u - n_{c,rev})R_{c,rev} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} + 2\pi(n_u - n_{c,rot})L_h \begin{Bmatrix} -\sin \theta_h \\ \cos \theta_h \end{Bmatrix} + 2\pi(n_u - n_w)r \begin{Bmatrix} -\sin \phi \\ \cos \phi \end{Bmatrix} \quad (9)$$

ここで、 n_u と n_w は上定盤とウェハの回転数である。式(7)の右辺第1項と第2項はキャリアの運動によるウェハ中心の速度成分であり、第3項はウェハの回転による速度成分である。また、式(9)の右辺第1項と第2項は点 A の位置に依らない項であり、第3項は点 A の位置により異なる項である。

式(6)で表される研磨抵抗 $f^u(r, \phi)$ を、式(10)と式(11)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。

$$F^u = \int f^u(r, \phi) dA \quad (10)$$

$$M^u = \int (-f_p^u(r, \phi) \cdot r \sin \phi + f_q^u(r, \phi) \cdot r \cos \phi) dA \quad (11)$$

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。

2.3 ウェハと下定盤との接触

点 A における下定盤の速度 $v^l(r, \phi)$ は、下定盤の回転数 n_l を用いて式(12)で表されるため、ウェハに対する下定盤の相対速度 $v^{lw}(r, \phi)$ は式(13)で表される。

$$v^l(r, \phi) = 2\pi n_l \left(R_{c,rev} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} + L_h \begin{Bmatrix} -\sin \theta_h \\ \cos \theta_h \end{Bmatrix} + r \begin{Bmatrix} \sin \phi \\ \cos \phi \end{Bmatrix} \right) \quad (12)$$

$$v^{lw}(r, \phi) = v^l(r, \phi) - v^w(r, \phi) = 2\pi(n_l - n_{c,rev})R_{c,rev} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} + 2\pi(n_l - n_{c,rot})L_h \begin{Bmatrix} -\sin \theta_h \\ \cos \theta_h \end{Bmatrix} + 2\pi(n_l - n_w)r \begin{Bmatrix} -\sin \phi \\ \cos \phi \end{Bmatrix} \quad (13)$$

点 A における、下定盤の相対速度 $v^{lw}(r, \phi)$ と下定盤との摩擦係数 $\mu^l(r, \phi)$ 、下定盤との研磨圧力 $p^l(r, \phi)$ を用いることにより、

上定盤との接触と同様に、下定盤との接触によりウェハ上の点 A に生じる研磨抵抗 $f^l(r, \phi)$ は式(14)で表される。また、ウェハと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 は、上定盤との接触と同様に、式(15)と式(16)により算出することができる。

$$f^l(r, \phi) = \mu^l(r, \phi) \cdot p^l(r, \phi) \cdot dA \cdot \frac{v^{lw}(r, \phi)}{|v^{lw}(r, \phi)|} \quad (14)$$

$$F^l = \int f^l(r, \phi) dA \quad (15)$$

$$M^l = \int (-f_p^l(r, \phi) \cdot r \sin \phi + f_q^l(r, \phi) \cdot r \cos \phi) dA \quad (16)$$

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

2.4 ウェハとキャリアとの接触

図 4 にウェハとキャリアの接触の模式図を示す。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と考えられる。ここでは、接触点 C の位置を p 軸に対する角度である接触位置角度 α で表す。キャリアとの接触によりウェハに生じる接触力 F^c は、垂直抗力 F_N^c と摩擦力 F_T^c を用いて式(17)で表される。

$$F^c = F_N^c \begin{Bmatrix} -\cos \alpha \\ -\sin \alpha \end{Bmatrix} + F_T^c \begin{Bmatrix} -\sin \alpha \\ \cos \alpha \end{Bmatrix} \quad (17)$$

なお、 F_N^c と F_T^c の符号は力の方向を表し、図の方向を正方向とする。また、キャリアとの接触により生じるモーメント M^c は、摩擦力 F_T^c とウェハ半径 R_w を用いて式(18)で算出される。

$$M^c = R_w F_T^c \quad (18)$$

ウェハとキャリアの接触点において、両者にすべりが生じない場合、接触点でのウェハ速度 v^w_c とキャリア速度 v^c_c は一致する。ここで、接触点でのウェハ速度 v^w_c は式(19)で、キャリア速度 v^c_c は式(20)で表すことができる。このため、式(21)に示すウェハ回転数 n_w がキャリアの自転回転数 n_{c_rot} と一致する条件が、すべりが生じない条件となる。

$$v^w_c = 2\pi n_{c_rev} R_{c_rev} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} + 2\pi n_{c_rot} L_h \begin{Bmatrix} -\sin \theta_h \\ \cos \theta_h \end{Bmatrix} + 2\pi n_w R_w \begin{Bmatrix} -\sin \alpha \\ \cos \alpha \end{Bmatrix} \quad (19)$$

$$v^c_c = 2\pi n_{c_rev} R_{c_rev} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} + 2\pi n_{c_rot} \begin{Bmatrix} -L_h \sin \theta_h - R_w \sin \alpha \\ L_h \cos \theta_h + R_w \cos \alpha \end{Bmatrix} \quad (20)$$

$$n_w = n_{c_rot} \quad (21)$$

また、この条件では、式(22)に示すようにこの接触による垂直抗力と摩擦力の比は静摩擦係数 μ^c_{stick} よりも小さい必要がある。

$$\left| \frac{F_T^c}{F_N^c} \right| \leq \mu^c_{stick} \quad (22)$$

一方、ウェハとキャリアの接触点において、両者にすべりが

Fig. 4 Schematic illustration of contact between wafer and carrier

生じる場合には、式(23)に示すように垂直抗力と摩擦力の比は動摩擦係数 μ^c_{slide} と一致する。

$$\left| \frac{F_T^c}{F_N^c} \right| = \mu^c_{slide} \quad (23)$$

また、摩擦力の方向は、ウェハに対するキャリアの速度と同方向となるため、式(24)を満たさなければならない。

$$F_T^c \begin{Bmatrix} -\sin \alpha \\ \cos \alpha \end{Bmatrix} \cdot (v^c_c - v^w_c) > 0 \quad (24)$$

2.5 ウェハに生じる力とモーメントのつりあい

ウェハは、上下の定盤とキャリアと接触する。このため、ウェハに生じる力とモーメントの総和 F と M は式(25)と式(26)で表される。

$$F = F^u + F^l + F^c \quad (25)$$

$$M = M^u + M^l + M^c \quad (26)$$

ここで、ウェハは薄肉であるため軽量である。このため、慣性力を無視すると、力とモーメントのつりあいにより、式(27)と式(28)に示すようにウェハに生じる力とモーメントの総和はゼロとならなければならない。

$$F = 0 \quad (27)$$

$$M = 0 \quad (28)$$

2.6 ウェハ挙動の解析手順

ウェハ中心の速度は、式(7)に示すようにウェハ保持穴角度 θ_h によって周期的に変化する。同様に、ウェハ挙動も θ_h によって周期的に変化するため、各ウェハ保持穴角度 θ_h においてウェハ挙動の検討を行うことで、研磨中のウェハ挙動の解析を行う。

図 5 に解析のフローチャートを示す。図に示すように、まず、 θ_h の初期位置における、ウェハとキャリアの接触状態を仮定する。そして、上下定盤との接触によりウェハに生じる力 F^u 、 F^l とモーメント M^u 、 M^l を、式(10)、式(15)、式(11)、式(16)により

Fig. 5 Flowchart of analysis

算出する。

次に、式(27)と式(28)に示すウェハに生じる力とモーメントのつりあい条件に着目し、キャリアとの接触によりウェハに生じる力 F^c とモーメント M^c を式(29)と式(30)により算出する。

$$F^c = -(F^u + F^l) \quad (29)$$

$$M^c = -(M^u + M^l) \quad (30)$$

そして、式(18)に示すモーメントと摩擦力の関係から、キャリアとの接触による摩擦力 F^c_T を算出する。また、式(17)に示すキャリアとの接触によりウェハに生じる力の大きさに着目することで、式(31)によりキャリアとの接触による垂直抗力 F^c_N を算出する。

$$F^c_N = \sqrt{|F^c|^2 - F^c_T{}^2} \quad (31)$$

なお、これまでの計算は、解析コストの低減のため複数のウェハ回転数条件に対して行い、以降の手順で適切なウェハ回転数を導出する。また、誤差の少ない解を得るために、検討を行うウェハ回転数条件は、十分広い範囲に対して十分細分化した条件であることが望まれる。

次に、キャリアとの接触状態の判別を行う。まず、仮定した接触状態に依らず、摩擦力 F^c_T がゼロとなるウェハ回転数条件において、垂直抗力 F^c_N が存在しない場合は、ウェハとキャリアは接触しないと考える。この場合には、このときのウェハ回転数として、摩擦力 F^c_T がゼロとなるウェハ回転数条件の探索を行う。そして、次ステップでの接触判定のために、次ステップの接触状態をすべりなしと仮定し、次ステップの検討に進む。

これに対し、仮定した接触状態がすべりなしの場合には、式(21)に示すすべりなし条件となるウェハ回転数における垂直抗力 F^c_N と摩擦力 F^c_T が式(22)を満足するか確認を行う。満足する場合には、式(17)を満たす接触位置角度 α を算出し、次ステップの検討に進む。一方、満足しない場合には、接触状態をすべりありと修正し、再度検討を行う。

一方、仮定した接触状態がすべりありの場合には、式(23)に示す垂直抗力 F^c_T と摩擦力 F^c_N の関係を満たすウェハ回転数を探索する。そして、式(17)を満たす接触位置角度 α を算出する。このときの摩擦力が式(24)を満足する場合には、次ステップの検討に進み、満足しない場合には接触状態をすべりなしと修正し、再度検討を行う。

次ステップでのウェハ保持穴角度 θ_h の更新量 $\Delta\theta_h$ は、式(3)に示す θ_h が時間とともに正方向に変化する場合に正と、負方向に変化する場合に負とし、 θ_h が1周するまで解析を行う。

3. 開発手法によるウェハ挙動の解析結果の検討

3.1 解析条件

開発を行った解析手法により、ウェハ挙動の解析を行う。表1に解析条件を示す。加工条件は、4way方式の6BN研磨機による2inchウェハの加工を想定した条件である。一般的な両面研磨では、ウェハ面内およびウェハの上面とウェハの下面で砥粒供給状態や研磨圧力分布が均一となるように試みる。このため、研磨圧力分布と摩擦係数分布はウェハ全面で均一で、上下で同じ値とする。また、定盤との接触による摩擦係数は、U. Satakeらによる測定結果¹⁰⁾を元に決定する。ウェハとキャリアの摩擦係数の測定事例はこれまでに報告されていないが、定盤との接触と材料および環境が大きく異ならないと考え、定盤に対する摩擦係数と同じ値とし、静摩擦係数と動摩擦係数が違いはないとする。また、本条件におけるキャリアの公転回転数 n_{c_rev} は

20.9 min⁻¹、キャリアの自転回転数 n_{c_rot} は33.0 min⁻¹である。

3.2 ウェハ挙動の解析結果

図6に解析によって得られた、各ウェハ保持穴角度 θ_h におけるウェハ回転数 n_w と接触位置角度 α を示す。なお、図6(a)では、開発手法により解析されるウェハ挙動とともに、これまでに検討されているウェハ挙動も示す。ここで、従来挙動1は多くの研究⁴⁾⁸⁾で用いられている、ウェハと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るウェハ挙動である。また、従来挙動2はウェハとキャリア間の接触によって生じる摩擦力を無視する条件におけるウェハ挙動⁵⁾である。

ここで、解析結果の理解のために重要となる、ウェハに生じる力について説明する。各定盤との接触によりウェハに生じる力の方向は、式(9)と式(13)の右辺第1項と第2項の和であるウェハ中心の相対速度の方向と概ね一致する。このため、各定盤との接触により生じる力は、ウェハ保持穴角度によって変化する。ここで、ウェハ保持穴角度が0°と180°のときには、各定盤との接触により生じる力は q 軸方向となる。しかし、本検討では上下の定盤が逆方向に回転する4way方式の両面研磨を想定して

Table 1 Analysis conditions

Revolving radius of carrier R_{c_rev} mm		128
Length between center of carrier and wafer retainer hole L_h mm		30
Carrier radius R_c mm		76
Wafer radius R_w mm		25.4
Rotational speed min ⁻¹	Upper plate n_u	-25
	Lower plate n_l	50
	Sun gear n_s	8
	Internal gear n_i	25
COF	Wafer - Upper plate μ^u	0.3
	Wafer - Lower plate μ^l	0.3
	Wafer - Carrier Sticking μ^c_{stick}	0.3
	Sliding μ^c_{slide}	0.3

Fig. 6 Analyzed wafer behavior

いるため、各定盤との接触により生じる力は相殺され、ウェハとキャリアの接触により生じる力はゼロとなる。これに対し、ウェハ保持穴角度が 90° に近づくほど、各定盤との接触によりウェハに生じる力は q 軸方向から p 軸正の方向に傾く。このため、各定盤との接触により生じる力の p 軸成分は相殺されず、ウェハとキャリアの接触により生じる力の p 軸成分は 90° に近づくほど大きくなる。逆に、ウェハ保持穴角度が 270° に近づくほど、各定盤との接触によりウェハに生じる力は q 軸方向から p 軸負の方向に傾くため、ウェハとキャリアの接触により生じる力の p 軸成分は 270° に近づくほど小さくなる。

このウェハとキャリアの接触により生じる力の変化により、開発手法により解析されたウェハ挙動は図 6 に示すように、ウェハ保持穴角度により異なる挙動となる。

ウェハ保持穴角度が 90° 近傍と 270° 近傍の条件では、図 6(a) に示すように、ウェハ回転数は 33.0 min^{-1} となる。これは、上記のようにキャリアとの接触により生じる力の大きさが比較的大きく、ウェハとキャリアがすべることなく、一体となって運動するためである。なお、キャリアとの接触角度は、キャリアとの接触により生じる力の方向から概ね決定され、 p 軸正の方向に力が生じる 90° 近傍では接触角度は 0° 近傍となり、 p 軸負の方向に力が生じる 270° 近傍では接触角度は 180° 近傍となる。

これに対し、ウェハ保持穴角度が 0° と 180° に近づくほど、キャリアとの接触により生じる力の大きさが低減するため、ウェハとキャリアの接触にすべりが生じ、図 6(a) に示すように、開発手法によるウェハ回転数が低下する。

そして、ウェハ保持穴角度が 0° と 180° となる条件では、図 6(b) に示すようにキャリアとの接触角度が不連続に変化する。このことから、 0° と 180° でウェハとキャリアは一時的に接触しない状態となることが分かる。

このように、ウェハとキャリアの接触のモデル化を正確に行った開発手法により解析されたウェハ挙動から、ウェハ保持穴角度によりウェハとキャリアの接触状態はすべりなし、すべりあり、非接触と変化することを明らかにした。そして、接触挙動の変化に伴いウェハ回転数も変化することも明らかにした。なお、この開発手法により解析されたウェハ挙動は、両面研磨におけるウェハ挙動の観察を実現している数少ない報告である、秋元らの研究⁹⁾と荒木らの研究¹⁰⁾において確認されている、研磨中のウェハ回転数の変化と、ウェハとキャリアの接触/離脱の繰返しと、同じ結果である。

また、図 6(a) に示すように、開発手法により解析されたウェハ回転数は、ウェハとキャリアがすべることなく一体となって運動すると考える従来挙動 1 とウェハとキャリアの接触による摩擦力を無視する従来挙動 2 の回転数の間となる。これは、開発手法で検討するウェハとキャリアの接触状態の一つである、すべりなしのときのウェハ挙動は従来挙動 1 と一致し、非接触のときのウェハ挙動は従来挙動 2 と一致し、すべりありのときのウェハ挙動は従来挙動 1 と 2 の挙動に相当するためである。なお、各挙動における平均的なウェハ回転数は、開発手法では 29.8 min^{-1} となる一方、従来挙動 1 では 33.0 min^{-1} と開発手法の 1.1 倍、従来挙動 2 では 20.9 min^{-1} と開発手法の 0.7 倍と異なる。

これらの結果から、ウェハ挙動の正確な検討を行うためには、ウェハとキャリアの接触の正確なモデル化が重要であり、キャリアとの接触を正確にモデル化する本開発手法を用いることで、ウェハ挙動の高精度な解析を初めて実現できるといえる。

4. 研磨量分布の推定

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、式(32)に示す Preston の法則⁸⁾により表されることが知られている。

$$MRR = \eta \cdot p \cdot v \quad (32)$$

ここで、 η は砥粒の種類や研磨液の供給状態などに依存する研磨効率、 p はウェハと定盤との接触圧力である研磨圧力、 v はウェハと定盤との相対速度である研磨速度である。

このように、両面研磨の研磨量は、ウェハと定盤の相対速度である研磨速度と比例するため、3章で解析されたウェハ回転数を用いて研磨速度分布を算出し、検討するウェハ挙動の違いによる研磨量分布の推定結果への影響について検討する。

ウェハ上側と下側の研磨速度の面内分布 $v^{uw}(r, \phi)$ と $v^{lw}(r, \phi)$ は、式(9)と式(13)で表される。なお、研磨中のウェハの回転運動により、同一半径上で研磨量は平均化される。このため、式(33)と式(34)で表すように、研磨速度の面内分布の周方向の位置と各ウェハ保持穴角度の平均である、ウェハの上面と下面の平均研磨速度分布 $V^t(r)$ 、 $V^b(r)$ を用いて研磨量分布を推定する。

$$V^t(r) = \frac{1}{2\pi} \int \frac{1}{2\pi} \int |v^{uw}(r, \phi)| d\theta_h d\phi \quad (33)$$

$$V^b(r) = \frac{1}{2\pi} \int \frac{1}{2\pi} \int |v^{lw}(r, \phi)| d\theta_h d\phi \quad (34)$$

図 7 に開発手法によって解析されたウェハ挙動と従来挙動 1、従来挙動 2 におけるウェハ回転数を用いて算出した平均研磨速度分布を示す。平均研磨速度は、図に示すように、解析手法に依らず、上面側、下面側ともに、中心と比べ外周の平均研磨速度は大きくなる。これは、式(9)と式(13)の右辺第 3 項に示すように、ウェハ外周ほどウェハ回転と定盤回転による速度が大きくなるためである。また、定盤の回転数とウェハの回転数が異なるほど、中心とウェハ外周における平均研磨速度は大きくなる。ここで、開発手法により解析されたウェハ回転数は、図 6(a) に示すように、従来挙動 1 と従来挙動 2 の間となる。このため、開発手法によって推定される平均研磨速度分布も同様に、ウェハ上面側、下面側ともに、従来挙動 1 と従来挙動 2 の間の分布となる。

表 2 に各ウェハ挙動において推定される平坦化性能を示す。ここで、ウェハ上面に対する平坦化性能 E^t 、 E^b は式(35)と式(36)に示すように、平均研磨速度に対するウェハ面内での平均研磨速度の差で表す。

$$E^t = \frac{|V^t(R_w) - V^t(0)|}{V^t(0)} \quad (35)$$

$$E^b = \frac{|V^b(R_w) - V^b(0)|}{V^b(0)} \quad (36)$$

Fig. 7 Analyzed averaged polishing velocity

Table 2 Estimated planarization ability

	Top surface E^t %	Bottom surface E^b %
Developed	1.4	0.5
Conventional 1	1.5	0.3
Conventional 2	1.0	1.0

表から、開発手法によって解析されたウェハ挙動と従来挙動 1 に基づく平坦化性能の差は 0.2%程度であり、開発手法によって解析されたウェハ挙動と従来挙動 2 に基づく平坦化性能の差は 0.4%程度であることが分かる。ここで、0.2%の平坦化性能の差は、ウェハ中心を 100 μ m 加工する際の外周部の加工量の見積に 0.2 μ m の違いが表れることを意味する。SiC ウェハの両面研磨では、100 μ m 以上の取り代に対し、平面度を 1 μ m 以下にすることが求められるため、ウェハとキャリアの接触状態の正確なモデル化を行っていない従来挙動に基づく検討では、大きくはないが無視できないレベルの誤差が生じると考えられる。このため、平坦性の評価においても、開発手法によるウェハ挙動の高精度解析が有効となると考えられる。

5. 結 言

本研究では、両面研磨の理論構築に有効となる、ウェハ挙動の解析手法を開発した。以下に、本研究の成果をまとめる。

- (1) ウェハと上下の定盤、キャリアとの接触の正確なモデル化を行い、ウェハに生じる力とモーメントのつり合いに着目したウェハ挙動の解析手法を開発した。開発手法では、これまでに正確に考慮されていなかったウェハとキャリアの接触に対し、すべりなしやすべりあり、非接触といった各接触状態における適切な定式化を行うことで、接触状態の変化などを再現できる。
- (2) 開発手法によって解析されたウェハ挙動から、研磨中のウェハとキャリアの接触状態はすべりなし、すべりあり、非接触と変化することを明らかにした。また、この接触挙動の変化に伴ってウェハ回転数も変化することも明らかにした。
- (3) 開発手法によって解析されたウェハ回転数は、ウェハとキャリアがすべることなく一体となって運動すると考える従来挙動 1 とウェハとキャリアの接触による摩擦力を無

視する従来挙動 2 の回転数の間となる。なお、平均的なウェハ回転数は、従来挙動 1 では開発手法の 1.1 倍、従来挙動 2 では開発手法の 0.7 倍と異なる結果となることを確認した。このことから、ウェハ挙動の高精度な検討を行うためには、キャリアとの接触を正確に考慮する本開発手法が有効となる。

- (4) 開発手法によって解析されたウェハ挙動と従来挙動に基づく研磨量分布および平坦化性能の推定を行った。開発手法に基づく研磨量分布は従来挙動 1 と従来挙動 2 の間の分布となることを確認した。また、開発手法を用いた検討を行わなければ、平坦性の評価において無視できないレベルの誤差が生じうることを確認した。

参 考 文 献

- 1) B. E. Klamecki : Comparison of material removal rate models and experimental results for the double-sided polishing process, *Journal of Materials Processing Technology*, **109**(2001), 248.
- 2) S. Lin, M. Wu : A study of the effects of polishing parameters on material removal rate and non-uniformity, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **42**(2002), 99.
- 3) Y. Wang, L. Ku, S. Suo, Y. Dang, Z. Ge, Z. Yan, Q. Zhou : Finite element analysis on von Mises stress distributions of Si DSP, *Materials Science in Semiconductor Processing*, **16**(2013), 165.
- 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) 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.
- 6) 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)
- 7) 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.
- 8) 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.
- 9) 秋元龍介, 堀尾健一郎, 金子順一, 山崎次男 : スケルトン両面研磨機における研磨現象の解明, 2010 年度精密工学会春季大会講演論文集, (2010), 75.
- 10) 荒木裕太, 堀尾健一郎, 金子順一, 山崎次男 : 両面研磨におけるキャリア内加工物の加速度・角速度計測, 2013 年度精密工学会秋季大会講演論文集, (2013), 231.
- 11) U. Satake, T. Enomoto, K. Fujii, K. Hirose : Optimization method for double-sided polishing process based on kinematical analysis, *Procedia CIRP*, **41**, (2016) 870.
- 12) F. W. Preston : The Theory and Design of Plate Glass Polishing Machines, *Journal of the Society of Glass Technology*, **11**, (1927) 241