小形工具による揺動速度制御研磨加工（第1報）*

— 直線揺動法による形状生成過程の理論解析 —

宇根 篤暢** 餅田 正秋**

Oscillation-Speed-Control-Type Polishing with a Small Tool (1st Report)

- A Theoretical Analysis of Surface Generation in Linear Oscillation -

Atsunobu UNE and Masaaki MOCHIDA

Mass production of ULSI devices requires a 12-inch silicon wafer to have a site flatness better than $0.1 \mu\text{m}/\square 30 \text{ mm}$. In addition, film thickness, which varies across the wafer, must be polished to within $\pm 5\%$ uniformity. In order to meet these requirements, the machining process has been replaced from batch to single-wafer and from one side to both sides. This paper shows that all ordinary oscillation methods in abrasive machining can be converted to a linear oscillation method where a tool oscillates on the center line of a workpiece. For linear oscillation polishing with a viscoelastic and wear polisher, equations for surface generation were obtained by using the clearance between a workpiece and a tool. A polishing simulation program was newly developed on the basis of these equations. The calculation procedures for stock removal and optimum oscillation speed, and polishing conditions for high flatness are shown. It is also clarified that it is possible to polish within $\pm 1\%$ uniformity with the optimum oscillation speed control.

Key words: surface generation process, single wafer oscillation polishing, oscillation speed control, polishing simulation, wafer flatness

1. はじめに

現在、量産に供されようとしている12"ウエハには、パターンの微細化に伴う焦点深度の減少によって、 $0.1 \mu\text{m}/\square 30 \text{ mm}$ 以下のサイト平坦度が要求されている¹⁾。このような大口径化や高精度化に伴い、シリコンウエハの加工法は、多数枚から枚葉加工へ、片面から両面加工への移行が進められている。一方、従来よりレンズ研磨などの遊離砥粒加工においては、試料の平面度を向上させるために、試料と工具の回転速度を等しくすると同時に、試料を揺動することが経験的に行われてきた。しかし、揺動経路について体系的に取り扱い、時々刻々変化する圧力や相対速度を考慮して揺動時の形状生成過程を明らかにした研究は見当たらない。

工具と試料の直径がほぼ同等の揺動加工法については、レンズ研磨などにおいて高い平坦度が得られることが報告されている²⁾。また、大口径試料の形状測定結果に基づいて、きわめて小さい径の工具を用いて、工具圧力一定で運動軌跡と滞留時間を制御し、試料の一部を修正研磨する加工法については、非球面レンズなどにおいて高精度非球面を得られることが報告されている³⁾。一方、形状修正が可能で、滞留時間制御法のような著しい加工能率の低減がなく、しかも試料径の1/2から2/3の小形工具を用いる揺動研磨法については、理論的にも、実験的にも明らかにされていない。

本報では、最初に、上記小形工具を用いて大口径試料を揺動研磨するさいに、粘弾性・減耗特性を有する工具と試料が相対速度と圧力に依存して研磨され、これらに新しい形状が生成されてゆく過程を計算できるポリシング理論式について明らかにする。つぎに、枚葉加工を想定して、この理論式に基づいて、新たに開発した揺動式研磨シミュレーションプログラムの計算手順について示し、試料全面に高精度な平坦面を得るための加工条件を明らかにする。さらに、最適な直線揺動速度制御によって $\pm 1\%$ 以下の均一加工を実現できることを示す。

2. 試料中心を通る直線揺動法

図1に、試料径の1/2から2/3の径をもつ工具が、角速度 ω_r で回転し、角速度 ω_w で回転する試料からはみ出して加工している場合の位置関係を示す。工具には、通常、試料全面を均一に加工するために、長破線で示す揺動中心が試料外にある円弧揺動や、短破線で示すオフセットをもつ直線揺動運動が付与される。この時の工具の揺動速度 v_o は、通常、試料の回転速度 v_w と工具の回転速度 v_r 間の相対速度 v と比較してきわめて小さく、無視できる。

この時、図1に示す揺動点Aにおける加工は、 O_wA に等しい試料半径 O_wA' の端点A'の位置における加工と同等と見なせる。同じようにB点、C点における加工は、B'点、C'点の位置で加工されていると見なすことができる。したがって、この長破線で示す円弧揺動は、試料中心を通る直線揺動に置き換えられる。同様に、短破線で示すオフセットのあるD、E、F点の直線揺動も、D'、E'、F'点の試料中心を通る直線揺動に置き換えられる。

Fig. 1 Relation between a workpiece and a small tool

* 原稿受付 平成13年8月9日

** 正 会 員 防衛大学校 (横須賀市走水1-10-20)

このように揺動速度が相対速度と比較してきわめて小さい場合、従来から行われている円弧揺動などのすべての揺動運動を、試料中心を通る直線揺動に変換することが可能となる。

図2に種々の条件下における等速直線揺動と等速円弧揺動を、試料中心を通る直線揺動に変換したさいの揺動速度を示す。オフセットが40mmの揺動の場合、揺動点が試料半径40mmの点に近付くと変換後の揺動速度は急激に減少し、0mm/minに収束する。オフセットがない、すなわち円弧揺動が試料中心を通る場合には、変換後の揺動速度は試料中心で最大となる。

3. 揺動研磨の理論解析

ポリシング過程の理論計算には、加工量 W_w が、試料、工具間の相対速度 v 、圧力 p 、加工時間 t に比例するというPrestonの式(1)を利用する。工具に接着したポリシャの減耗量は、摩耗量に加えてポリシャの粘性・塑性変形 W_d を考慮すると、式(2)で与えられる。

$$\text{加工量 } W_w = \eta_w \cdot v \cdot p \cdot t \quad (1)$$

$$\text{減耗量 } W_T = \eta_T \cdot v \cdot p \cdot t + W_d(p, t_L, t_U) \quad (2)$$

$$p = E(R_T) \cdot \delta \quad (3)$$

ここで、 η は材質により異なる定数で、比加工量・圧力比、比摩耗量・圧力比と呼ばれている。 E はポリシャの相対弾性定数で、ポリシャの塑性変形量 W_d に依存して変化し、工具半径 R_T の関数となる。なお、 t_L はポリシャに負荷がかけられている時間、 t_U は除荷時間であり、添字 W 、 T はそれぞれ試料、工具を示す。

工具と試料間の相対速度から走行距離を算出する一般式、および「すきま」という量を導入して、合力と合モーメントのつり合いから圧力分布を算出する一般式(ポリシャは弾性体であり、全面で一様な相対弾性定数をもつと仮定)は、導出されている⁴⁾⁵⁾。ここでは、以下の仮定のもとで粘弾性ポリシャを利用した場合の圧力分布を求める理論式を導出する。

- ① 試料は剛体とする。
- ② ポリシャは加工面の形状にそって変形する粘弾性体とするが、微小時間では変形しない。
- ③ 圧力分布はポリシャの弾性変形量で定まる。
- ④ 工具の揺動速度はきわめて小さく、試料や工具の速度と比較し無視できる。

図3に示すように試料とポリシャ形状を半径の関数として表すことができる場合について、圧力分布の算出式を導出する。(a)図において試料、ポリシャ間のすきまを、それぞれ試料中心を原点とする試料座標系と工具中心を原点とする工具座標系で表すと、 $C_w(R_w, \theta_w)$ 、 $C_T(R_T, \theta_T)$ となり、試料の形状を $S_w(R_w)$ 、ポリシャの形状を $S_T(R_T)$ とすると。

$$C_w(R_w, \theta_w) = C_T(R_T, \theta_T) = S_T(R_T) - S_w(R_w) \quad (4)$$

が成立する。つぎに、(b)図に示すように加圧によって工具が傾斜し、試料と接触した場合の試料・ポリシャ間のすきまを $\delta_T(R_T, \theta_T)$ とする。さらに、工具であるポリシャが加圧によって斜線で示す部分まで変形して荷重がつり合ったとする。この時、ポリシャに生じた最大変形量を δ_{max} 、その点の座標を (R_{T1}, θ_{T1}) とすると、任意の点Pにおける圧力 $p_T(R_T, \theta_T)$ は、

$$\left. \begin{aligned} p_T(R_T, \theta_T) &= \{ \delta_{max} - \delta_T(R_T, \theta_T) \} E & \delta_{max} \geq \delta_T(R_T, \theta_T) \\ p_T(R_T, \theta_T) &= 0 & \delta_{max} < \delta_T(R_T, \theta_T) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

で表され、この点の傾斜後のすきまは工具の傾斜量 θ_0 を用いて、

Workpiece and tool revolution speeds: 200 rpm
Workpiece diameter: 300 mm, Tool diameter: 200 mm
Oscillation range: -100-100 mm

Fig. 2 Oscillation speed converted by the linear oscillation path method, where a tool oscillates on the center line of a workpiece

Fig. 3 Contact between a small tool and a workpiece

$$\delta_T(R_T, \theta_T) = C_T(R_T, \theta_T) - R_T \cos \theta_T \tan \theta_0 - \{ C_T(R_{T1}, \theta_{T1}) - R_{T1} \cos \theta_{T1} \tan \theta_0 \} \quad (6)$$

で表される。一方、工具にかかる全荷重を F_T 、工具半径を R_{T0} とすると、合力のつり合いから、

$$F_T = 2 \int_0^{R_{T0}} \int_0^\pi p_T(R_T, \theta_T) R_T d\theta_T dR_T \quad (7)$$

が成立する。式(7)へ式(5)、(6)を代入して整理すると、

$$\delta_{max} = \frac{1}{\pi \int_0^{R_{T0}} E R_T dR_T} \left\{ \frac{F_T}{2} + \int_0^{R_{T0}} \int_0^\pi E \cdot C_T(R_T, \theta_T) R_T d\theta_T dR_T \right. \\ \left. - C_T(R_{T1}, \theta_{T1}) + R_{T1} \cos \theta_{T1} \tan \theta_0 \right\} \quad (8)$$

が得られる。つぎに、モーメントのつり合いから次式が成立する。

$$\int_0^{R_{T0}} \int_0^\pi R_T \cos \theta_T p_T(R_T, \theta_T) R_T d\theta_T dR_T = 0 \quad (9)$$

式(9)へ式(5)、(6)を代入して整理すると、

$$\tan \theta_0 = \frac{2}{\pi \int_0^{R_{T0}} E \cdot R_T^3 dR_T} \int_0^{R_{T0}} \int_0^\pi C_T(R_T, \theta_T) E \cdot R_T^3 \cos \theta_T d\theta_T dR_T \quad (10)$$

が成立する。つぎに、工具が破線で示すように試料からはみ出した場合について考える。同様に、式(11)、(12)が得られる。

$$\delta_{\max} = \frac{\frac{F_T}{2} + \int_0^{R_{T0}} \int_{\theta_{T2}}^\pi E \cdot C_T(R_T, \theta_T) R_T d\theta_T dR_T - \tan \theta_0 \int_0^{R_{T0}} \int_{\theta_{T2}}^\pi E \cdot R_T^2 \cos \theta_T d\theta_T dR_T}{\int_0^{R_{T0}} \int_{\theta_{T2}}^\pi E \cdot R_T d\theta_T dR_T} - C_T(R_{T1}, \theta_{T1}) + R_{T1} \cos \theta_{T1} \tan \theta_0 \quad (11)$$

$$\tan \theta_0 = \frac{\int_0^{R_{T0}} \int_{\theta_{T2}}^\pi C_T(R_T, \theta_T) E \cdot R_T^2 \cos \theta_T d\theta_T dR_T \cdot \int_0^{R_{T0}} \int_{\theta_{T2}}^\pi E \cdot R_T d\theta_T dR_T}{\int_0^{R_{T0}} \int_{\theta_{T2}}^\pi E \cdot R_T^3 \cos^2 \theta_T d\theta_T dR_T \cdot \int_0^{R_{T0}} \int_{\theta_{T2}}^\pi E \cdot R_T d\theta_T dR_T} - \frac{\left\{ \frac{F_T}{2} + \int_0^{R_{T0}} \int_{\theta_{T2}}^\pi C_T(R_T, \theta_T) E \cdot R_T d\theta_T dR_T \right\} \int_0^{R_{T0}} \int_{\theta_{T2}}^\pi E \cdot R_T^2 \cos \theta_T d\theta_T dR_T}{\left(\int_0^{R_{T0}} \int_{\theta_{T2}}^\pi E \cdot R_T^2 \cos \theta_T d\theta_T dR_T \right)^2} \quad (12)$$

ここで、 θ_{T2} は、図3に示す半径 R_T において工具と試料が接触していない角度である。したがって、圧力 $p_T(R_T, \theta_T)$ は、工具が試料内にある場合、式(5)、(6)、(8)、(10)を用いて、試料よりはみ出している場合、式(5)、(6)、(11)、(12)を用いて算出できる。試料座標系上の $p_W(R_W, \theta_W)$ は、工具座標系上の圧力 $p_T(R_T, \theta_T)$ を補間することによって計算できる。

各揺動点における微小加工時間 Δt (=単位長さ/ v_0)は揺動速度によって変化するが、ここでは Δt が一定となるAB直線上の等速直線揺動を取り扱う。 Δt の間に、ポリシャが $W_T(R_T)$ だけ減耗し、試料が $W_W(R_W)$ だけ加工されるものとする、

$$W_T(R_T) = \left\{ \int_{\theta_{T1}}^\pi v_T(R_T, \theta_T) \cdot p_T(R_T, \theta_T) d\theta_T + W_d(p, t_s, t_u) \right\} \cdot \Delta t \quad (13)$$

$$W_W(R_W) = \left\{ \int_{\theta_{W1}}^\pi v_W(R_W, \theta_W) \cdot p_W(R_W, \theta_W) d\theta_W \right\} \cdot \Delta t \quad (14)$$

となる。したがって、式(13)、(14)を用いることによって、揺動加工中の揺動位置 O_T にある工具による加工量と減耗量を算出できる。

試料、および工具の現揺動位置における表面形状は、 Δt 時間前の前揺動位置における形状に、加工量と減耗量を加算することによって得られる。ここで、試料、工具の前揺動位置における旧形状をそれぞれ $S_{Wold}(R_W)$ 、 $S_{Told}(R_T)$ とすると、現揺動位置における新表面形状は、次式で表される。

$$S_T(R_T) = S_{Told}(R_T) + W_T(R_T) \quad (15)$$

$$S_W(R_W) = S_{Wold}(R_W) + W_W(R_W) \quad (16)$$

4. 揺動研磨シミュレーション

4.1 揺動研磨量の計算手順

図4に示す手順に従って揺動研磨量と加工形状の計算を行う。最初に、加工条件データを入力し、数値積分のための座標分割を行う。つぎに、前節で導出した式を用いて各揺動位置における工具・試料座標分割点上の相対速度、工具・試料座標間の補間定数を計算する。さらに、各揺動位置における圧力分布を計算し、ポリシャと試料の減耗量、加工量を求める。これらの計算を繰り返して、全揺動位置における形状計算を終了した時点でシミュレーションは完了する。圧力分布は、各分割点のすきまを試料・工具形状から補間定数

を利用して算出後、工具の傾きと最小すきま座標、この点の最大ポリシャ変形量を求めて算出する。

この計算で得られる形状は等速揺動時の結果であり、高平坦面を得るためには揺動速度の最適化が必要となる。図5に最適化の手順を示す。等速揺動後の最終試料形状に、各揺動点における加工量にある倍率をかけたものを加算し、この時の平面度が最終試料形状より良くなるように倍率を決定する。これを全揺動点について行った後、計算された最適倍率を各揺動点の微小加工時間に乗算し、単位長さ($\Delta t \times$ 最適倍率)を計算することにより最適揺動速度を算出する。

4.2 揺動による走行距離の均一化

図6に各揺動位置における工具と試料の走行距離を計算した結果を示す。①から③は、工具と試料を100rpmで等速回転させ、工具を試料中心から50mm、100mm、125mmの位置に置いた場合の走行距離

Fig. 4 Calculation procedures of relative velocity and profile

を示す。①の50mm, すなわち, 工具が試料内にある場合には, 走行距離は試料中心部で一定となり, 外周部では減少する。同様に工具が試料からはみ出した②③の場合も, 走行距離は外周部に向けて減少する。すなわち, 工具位置をどのように変化させようが, 試料と工具が等速回転している限り, 外周部の走行距離は減少し, 試料は凹に加工される。このため工具を試料中心から100mmの位置に置き, -200rpm, -100, -10rpmと逆回転させた場合の計算結果を④から⑥に点線・破線で示す。この場合, とくに⑥では試料内周部に比べて試料外周部の走行距離が大きくなる。このことを利用すれば試料全面で均一な走行距離を得られる可能性がある。

図7に試料と工具を逆回転させた場合において, 図5の最終形状の替わりに各揺動位置における走行距離の積算を用いて, 同様な計算手順で走行距離を均一化した結果を示す。計算条件を表1に示す。相対弾性定数や比加工量・圧力比は実験により得られた値を使用した。比摩耗量・圧力比は加工時間が短いと0とした。試料を200rpm, 工具を-400rpmで回転させ, 工具を試料中心から140mmまで等速揺動した場合, (最大値-最小値)を平均値で割った不均一性は $\pm 44\%$ と大きい。試料半径中央で大きい走行距離を減少させるために, 揺動範囲を80mmから140mmの範囲に限定すると不均一性は $\pm 17\%$ に改善される。つぎに, 揺動速度を図8の太線で示すように制御すると, 不均一性を $\pm 4\%$ に, さらに細線で示すように細かく制御すると, $\pm 2\%$ まで向上できる。したがって, 工具を逆回転し揺動速度を制御することは, 試料面内の走行距離の均一化にきわめて有効である。

4.3 揺動速度制御による加工量の均一化

工具を試料からはみ出させないで試料内で揺動する場合, 圧力は工具面内でほぼ一様で, 走行距離は試料外周部で小さくなるため, 試料は凹に加工される。このため試料より工具をはみ出させ, 外周側で大きい傾斜圧力分布を生じさせることによって加工量の均一化を図る。

Fig. 5 Calculation procedure of the optimum oscillation speed

Table 1 Calculation conditions

Experiment item		Travel distance	Stock removal
Diameter mm	Workpiece	300	300
	Tool	200	200
Revolution speed rpm	Workpiece	200	200
	Tool	-400	200
Pressure kPa		49	49
Relative elastic coefficient kPa/ μ m		1.47	1.47
Wear rate		0	0
Stock removal rate	μ m/(km $\cdot$ kPa)	0.204	0.204
Oscillation range	mm	0-140	5-125
Oscillation speed	mm/min	100	100
Total polishing time	min	1.4	1.2

表1に示すように試料と工具を200rpmで等速回転させ, 工具を125mmから5mmまで等速揺動させた場合の不均一性を図9に示す。太線で示すように加工量の不均一性は $\pm 17\%$ と大きい, 図10に示す揺動制御

Fig. 6 Travel distance dependence of oscillation position and revolution speed

Fig. 7 Travel distance made uniform with oscillation speed control

Fig. 8 Oscillation speed optimized for travel distance

を行うと $\pm 1\%$ 以下に減少する。

このさいに生成された加工形状を図11に示す。等速揺動時、揺動速度制御時のいずれにおいても、揺動は試料の外周側から中心に向かって行われ、揺動に伴って変化する加工形状の計算結果を、それぞれ(a)、(b)図に示す。等速揺動の場合、加工開始時に、はみ出し量が大いため試料外周側の圧力が増加し、外周側がより多く研磨される。揺動速度制御の場合、図10に示すように外周側で揺動速度を速めることによって急激な加工量の増加を抑制している。また、試料半径110mmより85mmまでの間で揺動速度を低下させて、外周側の加工量を増加させ、ウエハ全面に一律な加工を実現している。

5. 結言

試料径の1/2から2/3の小形工具を用いる直線揺動研磨法において、試料とポリシャの形状を生成する理論式を導出し、高平坦面を得るための揺動速度の最適化について理論的に検討した。以下、結果を要約して示す。

- (1) 揺動速度が試料と工具の相対速度に比較して無視できるすべての円弧揺動やオフセットをもつ直線揺動は、試料中心を通る直線揺動によって置き換えることができる。
- (2) 試料全面を均一加工するための揺動速度は、等速揺動時に得られる試料の最終形状に、各揺動位置における[加工量 $\times$ 最適倍率]

Fig. 9 Stock removal made uniform by oscillation speed control

Fig. 10 Oscillation speed optimized for stock removal

を加え、この計算を全揺動位置において行うことによって最適化することができる。

- (3) 走行距離の試料全面における均一化は、試料と工具の等速回転時には困難であり、逆転時に揺動速度を制御することによって実現することができる。
- (4) 等速揺動では試料全面の加工量均一性を高めることはきわめて難しく、揺動速度制御を行うことによって $\pm 1\%$ 以下にすることが可能となる。

今後、シミュレーション結果と実験結果を対比し、実用に供せるシミュレーションプログラムを作り上げる。

参考文献

- 1) 阿部耕三：大口径化への挑戦，平成9年度第1回砥粒加工学会研究会資料，(1996)25.
- 2) W. Rupp：Loose Abrasive Grinding of Optical Surfaces, Applied Optics, 11, 12(1972)2797.
- 3) 根岸真人，他4名：超平滑研磨装置のデコンボリューション，1990年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集，(1990)645.
- 4) 松永正久：ラッピング，誠文堂新光社，(1957)149.
- 5) 宇根篤暢：修正リング形ポリシングにおける形状生成過程（第1報）—理論解析と平面制御—，精密機械，49，2(1983)202.

(a) Uniform oscillation speed

(b) After optimization of oscillation speed

Fig. 11 Workpiece profiles which changes with the oscillation