

ベルト駆動型多関節ロボットの軌道逸脱を低減する 目標軌道のウエハ産業用設計事例*

藤村 統太[†]・福井 善朗[‡]・伊藤 博[‡]

Wafer Industry Design Case Study of Target Trajectory for Reducing Trajectory Deviation of a Belt-Driven Articulated Robot*

Tota FUJIMURA[†], Yoshiro FUKUI[‡] and Hiroshi ITO[‡]

This paper deals with high-speed and high-precision transfer control of silicon wafers by a belt-driven robot. We propose a target trajectory design while we only can change the trajectory due to the industry's strict development limitations. The proposed trajectory design has a piecewise linear type velocity profile. Gradients of each segment in the piecewise profile, that is acceleration, are designed with a consideration of two factors: The effects of belt elasticity and kinematics between the amount of belt elongation and the amount of tracking error. To reduce the amount of tracking error effectively, we also propose a design indicator which combines the two factors for designing the profile. An experiment with the belt-driven type wafer transfer robot UTM-R3700F, currently in use in industry, illustrates that the proposed trajectory design with the proposed indicator reduces tracking error compared to the conventional trajectory design.

1. はじめに

半導体の製造で活躍するシリコンウエハ搬送ロボットは、ウエハに空気中の微粒子（パーティクル）や分子状汚染物質（Airborne Molecular Contaminants: AMCs）が付着することにより、ウエハが欠陥品となることを防ぐため、クリーンルームで稼働することが多い[1–3]。クリーン度を維持した動作を行うには、シーリングのしやすさや手先機構の単純化が特に求められるため、ベルト駆動型水平多関節ロボットが用いられている[4]。

半導体製造工程では、ロボットアームの手先が通る手先目標搬送軌道にゲートバルブやカセットの入り口など狭い部分が存在し、ウエハが衝突することは許されない。したがって、アームの手先は手先目標搬送軌道を精密に追従しなければならないが、ベルト駆動型ロボット

は、ウエハを把持する手先が本来通るべき手先目標搬送軌道から軌道逸脱を引き起こすことが知られている。その主要因は、ロボット本体の固有振動や動力伝達機構であるベルトの伸縮であることがわかっており[5]、伸縮量そのものを計測・制御することが難しいことから、軌道逸脱を完全になくすことは難しいとされている。現状では、ロボットをゆっくり動作させ、ベルトにかかる負荷を小さくすることで軌道逸脱の低減を図っているが、顧客からの厳しいタクトタイムの要求に応えられない問題がある。そこで製造現場からは、タクトタイムを落とさずに、手先追従精度を向上させることが求められている。

これまでに、産業ロボット一般において、振動や逸脱の低減は常に研究の主要課題である。たとえば、ロボット手先の振動に対して逆位相の信号を与えることで振動を打ち消すInput Shapingを用いた制御手法[6,7]や、加速度フィードバックを用いた振動抑制制御[8]、周期外乱オブザーバを用いた振動低減[9]、線形化した運動方程式をもとにLMIを用いたコントローラ設計による軌道逸脱低減[10]、運動方程式と実験によって得られた詳細なモデルに対してゲインスケジューリング制御と補助入力を使用した軌道逸脱現象の低減[11,12]など、制御系設計により軌道逸脱や振動現象、特に動作終了時の残留振動をできるだけ早く低減させるための研究が多く行われてきた。また、電動機や産業機械では、台形加減速など

* 原稿受付 2022年8月10日

[†] 九州工業大学 大学院 情報工学府 学際情報工学専攻
Department of Systems Design and Informatics,
Kyusyu Institute of Technology; 680-4, Kawazu, Iizuka
city, Fukuoka 820-8502, JAPAN

[‡] 九州工業大学 情報工学研究院 知的システム工学研究系
Department of Intelligent and Control Systems, Kyushu
Institute of Technology; 680-4 Kawazu, Iizuka city,
Fukuoka 820-8502, JAPAN

Key Words: robot control, belt driven robot, wafer transfer robot, trajectory tracking, trajectory design.

による目標軌道にロボットの挙動を追従させる技術が利用されることも多い。

ウエハ搬送ロボットの開発現場においても、価格を抑えることや開発時の工程の階層分け、動作の安全性を担保する観点から、追従制御則を従来の制御則のまま変更せず、関節角度の目標軌道の再設計のみで手先の軌道追従を精密化することが望ましい。言い換えると、制御系を変更せずにロボットの高精度化を目指すアプローチも現場から求められている。たとえば、目標軌道に対して高次元化や遺伝的アルゴリズムを用いて、不連続な角加速度の変化をなめらかにすることで急激な加速度の変化を減らし、軌道逸脱や振動現象を低減させる取組みがある[13,14]。さらに[15]では、ベルト駆動型ロボット特有の軌道逸脱を低減させるため、ベルト駆動型ロボットの動力学を考慮した目標軌道の設計法を提案した。しかし、[15]で提案した目標軌道設計法では、アームを縮める動作で軌道逸脱の低減が確認できておらず、検証は実験機で行われ、製品機ではない。

そこで本論文では、ベルト駆動型産業ロボットを対象を限定し、追従制御則は変更せず、関節角度の目標軌道のみを修正することで軌道逸脱量を低減させる産業現場の問題に対し、逸脱を端的に表す評価指標を提案し、それに基づいて設計した目標軌道の製品機への実装結果を報告する。提案する評価指標は、従来研究[15]で考慮していたベルトの伸縮だけでなく、運動学の影響も考慮したものとなっている。その有効性は、評価指標に基づいて設計した2段階台形加速型の目標軌道と単純な台形型を製品機に実装し、アームの伸ばしと縮めの両動作を計測・比較することにより確認する。

2. 制御対象

2.1 ウエハ搬送ロボット

本論文では、株式会社ダイヘン社製のUTM-R3700F[16]を研究対象とし、軌道逸脱を引き起こす要因としてベルトの伸縮現象に着目する。本論文で使用するウエハ搬送ロボットをFig.1に示す。

制御対象は半導体ウエハの水平搬送機構を3リンクの産業用ロボットアームに取り付けることで、ソータやEFEMとよばれる製造上の設備内で、走行軸なしに半導体ウエハを搬送することができる。本論文ではウエハの水平搬送の動作を対象とし、上下運動などは取り扱わない。

水平搬送機構は3リンク1自由度のベルト駆動型ロボットとなっている。リンク1の根本に配置されたサーボモータに対しコントローラから指令トルクを自由に与えることができる。与えられた指令トルクによってサーボモータがトルクを出力し、プーリを回転させ、その運動をベルトに伝達することによって、アームが動作する。

根本に配置されたサーボモータ部からはパーティクルが放出されるため、サーボモータ部と手先部分は空気が

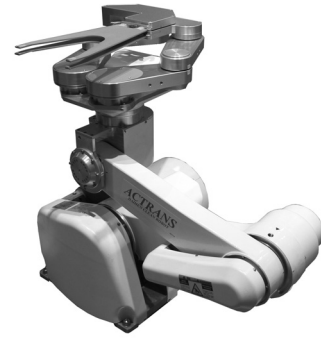


Fig. 1 UTM-R3700F

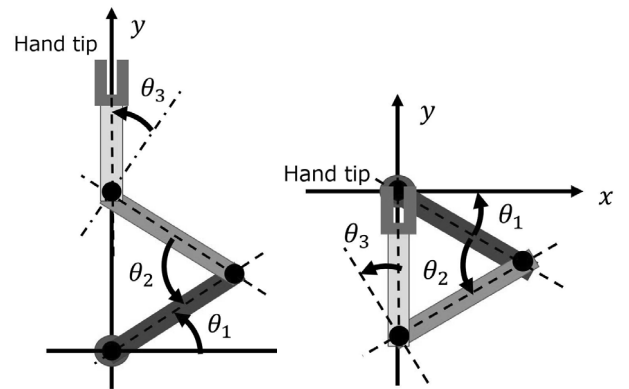


Fig. 2 Coordinate system of UTM-R3700F

行き来しないようにシーリングされる。シーリング部をまたいだ配線は適正な経済性をもつ製品として完成させる観点で現実的ではない。そのため、手先部にはセンサを配置することはできず、ロボットはサーボモータの回転角 θ_1 のみをエンコーダにより計測できる。

本論文では、ロボット背面から見た方向を y 軸方向、それに水平垂直な方向を x 軸方向とする。すべてのリンクが x 軸に重なる姿勢から、リンク2を π [rad]、リンク3を $3\pi/2$ [rad]回転させた姿勢を基準姿勢とする。そして、リンク i における基準姿勢からの角度変位を θ_i [rad]とする。Fig.2に各関節角度 θ_i の座標系を示す。 θ_i はベルトが伸縮しない場合、以下の幾何拘束を満たすように設計されている。

$$\theta_2 = -2\theta_1, \theta_3 = \theta_1 \quad (1)$$

一方で、実際にはベルトの伸縮による関節角度誤差 θ_{e1}, θ_{e2} [rad]が以下の通り発生する。

$$\theta_2 = -2\theta_1 - \theta_{e1}, \theta_3 = \theta_1 + \theta_{e2}$$

状態変数を $q = [\theta_1 \theta_{e1} \theta_{e2}]^T$ とすると、ロボットの手先座標 (x, y) は以下の順運動学 $(f_1(q), f_2(q)) = (x, y)$ で表される。

$$\begin{aligned} f_1(q) &:= l_1 \cos \theta_1 - l_2 \cos(\theta_1 + \theta_{e1}) + l_3 \sin(\theta_{e1} - \theta_{e2}) \\ f_2(q) &:= l_1 \sin \theta_1 + l_2 \sin(\theta_1 + \theta_{e1}) + l_3 \cos(\theta_{e1} - \theta_{e2}) \end{aligned}$$

Table 1 Specs of the UTM-R3700F

$I_1, I_2, I_3 [\text{kg} \cdot \text{m}^2]$	慣性モーメント	0.003365, 0.002114, 0.004943
$l_{g1}, l_{g2}, l_{g3} [\text{m}]$	リンク i の関節からの重心距離	0.07018, 0.06697, 0.10821
$l_1, l_2, l_3 [\text{m}]$	リンク長	0.16, 0.16, 0.30
$m_1, m_2, m_3 [\text{kg}]$	リンク質量	5.974, 4.288, 3.449
$k_1, k_2 [\text{N}/\text{m}]$	ベルト弾性係数	118×10^3 , 118×10^3
$d_1, d_2 [\text{N} \cdot \text{s}/\text{m}]$	ベルト減衰係数	10^4 , 10^4
$\max \dot{\theta}_1 [\text{rad}/\text{s}]$	機械最大関節角速度	4.449
$\max \ddot{\theta}_1 [\text{rad}/\text{s}^2]$	機械最大関節角加速度	27.186

$l_1 = l_2$ が満たされるように製品は設計されているため、 $\theta_{e1} = \theta_{e2} = 0$ ならば、Fig. 2 のようにロボットの先端位置が y 軸上を移動する。 $\theta_{e1}, \theta_{e2} \neq 0$ の場合、 x 軸方向に先端位置の軌道逸脱が起こり得る。

2.2 運動方程式

ベルト駆動型ロボットの多くでは、ベルトの伸縮現象はバネダンパ系やバネ慣性系としてモデル化される [17,18]。本論文でも、ベルトの伸縮がバネダンパ系として振る舞いと仮定し、ロボットの運動方程式を

$$\begin{aligned} \tau &= M(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} + K(q) \quad (2) \\ \tau &:= [\tau_1 \ 0 \ 0]^T \\ K(q) &:= [0 \ k_1\theta_{e1} \ k_2\theta_{e2}]^T \end{aligned}$$

で表す。ここで、 τ は制御トルク、 $M(q) \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ は慣性行列、 $C(q, \dot{q}) \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ は遠心力・コリオリ力項、 $K(q) \in \mathbb{R}^3$ はベルトの弾性力項である。慣性行列 $M(q)$ の (i, j) 要素である $m_{ij}(i, j = 1, \dots, 3)$ は

$$\begin{aligned} m_{11}(q) &:= m_1 l_{g1}^2 + I_1 + m_2 l_1^2 + m_2 l_{g2}^2 + I_2 \\ &\quad + m_3 l_1^2 + m_3 l_2^2 \\ &\quad + 2(m_2 l_{g2} + m_3 l_2) l_1 \cos(2\theta_1 + \theta_{e1}) \\ m_{12}(q) &:= m_2 l_{g2}^2 + I_2 + m_3 l_2^2 \\ &\quad + (m_2 l_{g2} + m_3 l_2) l_1 \cos(2\theta_1 + \theta_{e1}) \\ &\quad - m_3 l_1 l_{g3} \sin(\theta_1 + \theta_{e1} - \theta_{e2}) \\ &\quad + m_3 l_2 l_{g3} \sin(\theta_1 + \theta_{e2}) \\ m_{13}(q) &:= m_3 l_1 l_{g3} \sin(\theta_1 + \theta_{e1} - \theta_{e2}) \\ &\quad - m_3 l_2 l_{g3} \sin(\theta_1 + \theta_{e2}) \\ m_{21}(q) &:= m_{12}(q) \\ m_{22}(q) &:= m_2 l_{g2}^2 + I_2 + m_3 l_2^2 + m_3 l_{g3}^2 + I_3 \\ &\quad + 2m_3 l_2 l_{g3} \sin(\theta_1 + \theta_{e2}) \\ m_{23}(q) &:= -m_3 l_{g3}^2 - I_3 - m_3 l_2 l_{g3} \sin(\theta_1 + \theta_{e2}) \\ m_{31}(q) &:= m_{13}(q) \\ m_{32}(q) &:= m_{23}(q) \\ m_{33}(q) &:= m_3 l_{g3}^2 + I_3 \end{aligned}$$

で書き表される。また、 $C(q, \dot{q})\dot{q}$ は、 $M(q)$ を用いて、

$$\begin{aligned} C(q, \dot{q})\dot{q} &= \dot{M}(q, \dot{q})\dot{q} - \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial q} (\dot{q}^T M(q) \dot{q}) \\ \dot{m}_{ij}(q, \dot{q}) &:= \frac{\partial m_{ij}}{\partial q} (q) \dot{q} \end{aligned}$$

で表される。ただし、 $\dot{m}_{ij}(i, j = 1, \dots, 3)$ は \dot{M} の (i, j) 要素である。

Table 1 に物理パラメータを示す。

2.3 問題設定

ロボット開発時の制約より、ロボットに対して使用されている PI 制御則

$$\tau_1(t) = -K_p(\theta_1(t) - \theta_{1r}(t)) - K_i \int_0^t (\theta_1(\tau) - \theta_{1r}(\tau)) d\tau \quad (3)$$

は変更できず、 $\theta_{1r}(t)$ のみ変更可能とする。ここで、 $\theta_{1r}(t)$ は関節角度 θ_1 の目標軌道、 $K_p, K_i > 0$ は制御則ゲインであり、 τ_1 はモータが発生する制御トルクである。

また搬送動作でのタクトタイムを製品機の目標軌道の基本設計として採用されている従来の台形加速での目標軌道と同程度に設定し、タクトタイムを変えずに軌道逸脱を低減できるような目標軌道の作成を行う。

初期時刻から次の動作の終了時刻まで、手先目標軌道と先端位置の最大軌道逸脱量がより小さくなる、つまり、

$$\sup_{t \in [0, \infty)} |x(t)|$$

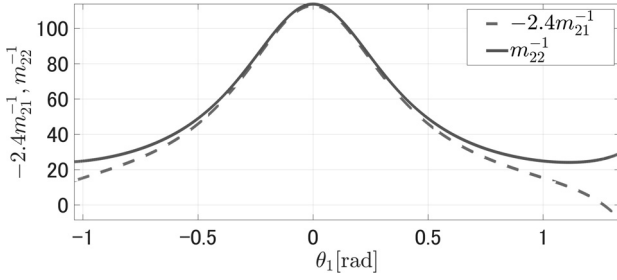
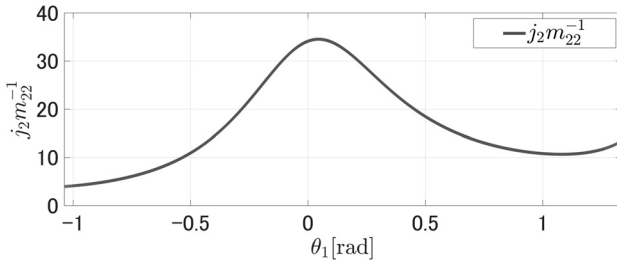
をできるだけ小さくする目標軌道の設計が、本論文における問題である。

3. 軌道逸脱の主要因

3.1 ベルトの伸縮による幾何拘束の逸脱

ベルトの伸縮によって生じる関節角度誤差 θ_{e1}, θ_{e2} が 0 でない値をとると、幾何拘束 (1) 式が崩れ、先端位置の軌道逸脱が発生するのであった。予備実験により、 θ_{e1}, θ_{e2} はそれぞれ $10^{-5}, 10^{-10}$ 程度のオーダーの値をとることがわかっているため、軌道逸脱の主要因は θ_{e1} である。したがって、 $\dot{\theta}_{e1}$ を生じさせる主要因を考察する。

予備実験により $\theta_{e2}, \dot{\theta}_{e2}, \ddot{\theta}_{e2}$ は充分小さい値をとることがわかっている。これと、運動方程式 (2) 式より、

Fig. 3 Relationship between θ_1 and $(-2.4m_{21}^{-1}, m_{22}^{-1})$ Fig. 4 Relationship between θ_1 and $j_2m_{22}^{-1}$

$$\ddot{\theta}_{e1} \cong \begin{bmatrix} m_{21}^{-1}(q) & m_{22}^{-1}(q) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (-C(q, \dot{q})\dot{q} - K(q) + \tau)_1 \\ (-C(q, \dot{q})\dot{q} - K(q) + \tau)_2 \end{bmatrix} \quad (4)$$

の近似式が得られる。ただし、 m_{ij}^{-1} は M^{-1} の (i, j) 要素であり、(4)式右辺にある添え字1,2はベクトルの1要素目、2要素目をとることを意味している。 m_{21}^{-1} または m_{22}^{-1} の絶対値が大きいほど $\ddot{\theta}_{e1}$ が大きな値をとりやすいことがわかる。

Fig. 3 に台形加速により θ_1 を動かした場合の $m_{22}^{-1}(q)$ と $-2.4m_{21}^{-1}(q)$ のグラフを示す。グラフより

$$-2.4m_{21}^{-1}(q) \cong m_{22}^{-1}(q)$$

と解釈できることから、「 $m_{22}^{-1}(q)$ が大きいほど $\ddot{\theta}_{e1}$ が大きな値をとりやすい」という単純なルールで、軌道逸脱の主要因 θ_{e1} の発生しやすさを見積もれることがわかる。

3.2 ベルトの伸縮が軌道逸脱に与える影響

軌道逸脱方向の順運動学 $x(t) = f_1(q(t))$ を時間 t で2階微分すると、

$$\ddot{x}(t) = \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial f_1}{\partial q}(q(t)) \right) \dot{q}(t) + \frac{\partial f_1}{\partial q}(q(t)) \ddot{q}(t) \quad (5)$$

$$\frac{\partial f_1}{\partial q}(q) = \begin{bmatrix} j_1(q) & j_2(q) & j_3(q) \end{bmatrix}$$

$$j_1(q) := -l_1 \sin \theta_1 - l_2 \sin(-\theta_1 - \theta_{e1})$$

$$j_2(q) := l_2 \sin(\theta_1 + \theta_{e1}) + l_3 \cos(\theta_{e1} - \theta_{e2})$$

$$j_3(q) := -l_3 \cos(\theta_{e1} - \theta_{e2})$$

が得られる。(5)式右辺第1項は数値実験により充分小さい値をとることがわかっている。また、 θ_{e1}, θ_{e2} は 10^{-5} 以下の値をとることがわかっており、構造上 $l_1 = l_2$ が満たされるから、

$$j_1(q) \cong 0$$

$$j_2(q) \cong l_3 + l_2 \sin(\theta_1)$$

$$j_3(q) \cong -l_3$$

の近似が成り立つ。

したがって、ベルトの伸縮が軌道逸脱方向である x 軸に与える加速度 (5) 式は

$$\ddot{x} \cong j_2(q) \ddot{\theta}_{e1}$$

$$\cong j_2(q) m_{22}^{-1}(q) \begin{bmatrix} -2.4 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (-C(q, \dot{q})\dot{q} - K(q) + \tau)_1 \\ (-C(q, \dot{q})\dot{q} - K(q) + \tau)_2 \end{bmatrix}$$

で近似される。そこで、本研究では

$$j_2(q) m_{22}^{-1}(q) \quad (6)$$

の値を目標軌道設計における評価指標とし、評価指標 (6) 式の値が小さい関節角度 θ_1 で大きく加速するような目標軌道を設計することを5章で提案する。

4. 軌道逸脱傾向の実機調査

本章では、従来の台形加速による目標軌道から各設計パラメータを変化させたときの最大軌道逸脱量を計測し、どのパラメータが軌道逸脱低減のために重要なパラメータであるか調査する。

4.1 実験条件

本論文では、従来の台形加速による目標軌道を基準角加速度 $\alpha = 15.31 [\text{rad/s}^2]$ 、最高角速度を機械最大関節角速度の95% ($= 4.227 [\text{rad/s}]$) で設計した目標軌道とする。

実験動作は、 θ_1 を最小関節角度 $\theta_{1s} = -1.037 [\text{rad}]$ から最大関節角度 $\theta_{1f} = 1.334 [\text{rad}]$ まで動かす伸ばし動作と、最大関節角度 θ_{1f} から最小関節角度 θ_{1s} まで動かす縮め動作で行う。

台形加速による目標軌道はアーム伸ばし姿勢での動作、等速動作、アーム縮め姿勢での動作の三つに分離して考えることができる。したがって、以下のようにパラメータを変更し、製品機にて逸脱傾向を調査する。

- (1) 等速動作部分での最高角速度の変更
- (2) アーム伸ばし姿勢での角加速度の変更
- (3) アーム縮め姿勢での角加速度の変更

台形加速を構成する各種パラメータは、実務上の軌道設計手順を考慮し、チューニング可能な範囲で設定した。

4.2 設計パラメータ変更による軌道逸脱傾向調査

4.2.1 等速動作部分での最高角速度の変更

目標軌道の最高角加速度を変更することで軌道逸脱どのような変化を与えるかを調査する。最高角速度は、MMV (Machine's Maximum Velocity: 機械最大関節角速度) の定数倍の形で 0.95MMV 、 0.85MMV 、 0.7MMV の3種類で計測を行う。なお、加減速動作部分では従来の台形加速と同様に角加速度 $\alpha [\text{rad/s}^2]$ で加減速を行うよう設定した。計測の結果を Table 2 に示す。

Table 2 Change in orbit deviation due to change in maximum angular velocity

最高角速度 [rad/s]	タクト タイム [s]	軌道逸脱量 [mm]	
		伸ばし動作	縮め動作
0.95MMV	0.845	1.307	1.508
0.85MMV	0.880	1.147	1.265
0.70MMV	0.970	0.625	0.832

Table 3 Change in orbit deviation due to change in angular acceleration in arm-extended posture

伸ばし姿勢の 角加速度 [rad/s ²]	タクト タイム [s]	軌道逸脱量 [mm]	
		伸ばし動作	縮め動作
1.3 α	0.815	1.223	1.617
α	0.845	1.312	1.607
$\alpha/2$	0.985	1.023	1.089
$\alpha/3$	1.125	0.815	0.736

Table 2より、タクトタイム10[msec]増加に対し、伸ばし動作では軌道逸脱量0.055[mm]低減、縮め動作では軌道逸脱量0.057[mm]低減したことがわかる。これは、最高角速度を小さくすることでアーム伸ばし姿勢、縮め姿勢の両方で評価指標(6)式の値が大きい姿勢の加減速領域が減少したからであると評価できる。

4.2.2 アーム伸ばし姿勢での角加速度の変更

目標軌道のアーム伸ばし姿勢での角加速度の大きさを変更することで軌道逸脱にどのような変化を与えるかを調査する。角加速度の値は、 $\alpha/3$, $\alpha/2$, α , 1.3α の4種類で計測を行う。最高角速度は従来の台形加速による目標軌道と同じ0.95MMV[rad/s]に設定した。計測の結果をTable 3に示す。

Table 3より、タクトタイム10[msec]増加に対し、伸ばし動作では軌道逸脱量0.012[mm]低減、縮め動作では軌道逸脱量0.030[mm]低減したことがわかる。これは、伸ばし姿勢の角加速度を小さくすることで、逸脱しやすい姿勢でベルトにかかる負荷が小さくなり、ベルトの伸縮量が減少したからだと考えられる。一方で、角加速度を小さくすると評価指標(6)式の値が大きい姿勢での加減速領域が増加するため、最高角速度の変更よりも軌道逸脱量は低減していないこともわかる。

4.2.3 アーム縮め姿勢での角加速度の変更

目標軌道のアーム縮め姿勢での角加速度の大きさを変更することで軌道逸脱にどのような変化を与えるかを調査する。角加速度の値は、 0.8α , α , 1.3α , 1.65α の4種類で計測を行う。最高角速度は従来の台形加速による目標軌道と同じ0.95MMV[rad/s]に設定した。計測の結果をTable 4に示す。

Table 4より、伸ばし動作では角加速度に係る係数が1以上の場合、タクトタイム10[msec]増加に対し、軌道逸脱量0.056[mm]低減したことがわかる。ただし、角加速度に係る係数が1未満の場合、軌道逸脱量は増加した。

Table 4 Change in orbit deviation due to change in angular acceleration in arm-contraction posture

縮め姿勢の 角加速度 [rad/s ²]	タクト タイム [s]	軌道逸脱量 [mm]	
		伸ばし動作	縮め動作
1.65 α	0.790	1.537	1.600
1.3 α	0.815	1.462	1.617
α	0.845	1.232	1.647
0.8 α	0.880	1.555	1.573

これは、角加速度を小さくすることにより逸脱しやすい姿勢での加減速領域が増加したことによるものだと考えられる。また、縮め動作では4条件でほぼ同じ軌道逸脱量となった。これは、最大軌道逸脱がアーム伸ばし姿勢で発生しており、縮め姿勢での挙動変化は軌道逸脱に影響しないからだと考えられる。

4.3 設計パラメータ変更による軌道逸脱への影響

4.2節の実験より、最高角速度の変更は角加速度の変更と比較すると、伸ばし、縮め動作の両方で軌道逸脱への影響が最も大きいといえる。

また、アーム伸ばし、縮め姿勢での角加速度の変更により、「ベルトにかかる力の増減」と「軌道逸脱しやすい姿勢での加減速領域の増減」のトレードオフ関係が存在するといえる。本論文で想定している角度動作範囲では、アーム伸ばし姿勢はアーム縮め姿勢よりも相対的に評価指標(6)式の値が小さい。また、最大軌道逸脱はアーム伸ばし姿勢側で発生している。よって、アーム縮め姿勢での角加速度の変更はアーム伸ばし姿勢と比較して影響度が小さいと判断できる。

したがって、設計パラメータの変更による軌道逸脱への影響度は以下の順で大きいといえる。

- (1) 等速動作部分での最高角速度
- (2) アームを伸ばし姿勢での角加速度
- (3) アームを縮め姿勢での角加速度

5. 提案法

本論文では、手先の軌道逸脱が起きにくい姿勢のときに大きく加速する2段階台形加速による目標軌道を提案する。ただし、ここでいう2段階の加速とは、Fig. 6やFig. 8で示すように異なる角加速度で2回にわけて加速することを意味する。

Fig. 4に表されるグラフ形状をしている評価指標(6)式を参照しつつ、従来の台形加速による目標軌道を4.1節ならびに4.2節で述べた三つの要因を軌道逸脱への影響度が大きい順に考慮して修正することで、2段階台形加速を設計することを提案する。

具体的には、

- (1) 等速動作部分での最高角速度を落とすことで、軌道逸脱の最大値を低減させる。ただし、この操作でタクトタイムは増加する、
- (2) アームを伸ばした姿勢での角加速度を引き下げた

2段階台形加速軌道の設計を行い、軌道逸脱の最大値を低減させる調整を行う、

(3) アームを縮めた姿勢での角加速度を引き上げ、許容できる範囲までタクトタイムを短くする、
の手順で台形加速による目標軌道を2段階台形加速に修正することを提案する。

6. 実機実験

6.1 実験条件

製造現場で実際に使われている製品である、株式会社ダイヘン製 UTM-R3700F[16] により提案法の有効性を確認する。基準角加速度 $\alpha[\text{rad/s}^2]$ 、目標軌道の設計上のタクトタイム t_{move} は従来の台形加速による目標軌道のタクトタイム $0.845[\text{s}]$ の $\pm 0.01[\text{s}]$ 以内を共通条件として与える。 θ_1 に対する PI 制御則 (3) 式の各ゲインは変更しない。上記の共通条件のもと、従来の台形加速に対して提案法は軌道逸脱を低減できるかを確認する。

比較実験は θ_1 を最小関節角度 θ_{1s} から最大関節角度 θ_{1f} まで動かす伸ばし動作と、最大関節角度 θ_{1f} から最小関節角度 θ_{1s} まで動かす縮め動作で行うものとする。

手先軌道は FARO 社製レーザトラッカー VANTAGE Laser Tracker を用いて計測する。当該レーザトラッカーの計測精度は $0.001[\text{mm}]$ であり、最小で $0.004[\text{s}]$ ごとに手先位置の計測が可能なものになっている。

6.2 目標軌道設計

本研究で用いる評価指標に基づいた目標軌道の設計例を示す。

6.2.1 等速動作部分での最高角速度の変更

最高角速度を小さくすることによるタクトタイムの増加と軌道逸脱の低減の両者を考慮し、伸ばし動作と縮め動作での最高角速度を決定する。今回は二つの動作で従来の台形加速による目標軌道での最高角加速度 $0.95\text{MMV}[\text{rad/s}]$ に対し、 $0.85\text{MMV}[\text{rad/s}]$ に設定した。

6.2.2 アーム伸ばし姿勢での角加速度の変更

伸ばし動作では、最大関節角度 θ_{1f} から $\theta_1 = 1.309[\text{rad}]$ まで $1.65\alpha[\text{rad/s}^2]$ で大きく加速し、その後、最高角速度に達する $\theta_1 = 0.659[\text{rad}]$ まで $2\alpha/3[\text{rad/s}^2]$ で緩やかに加速するように設計した。また縮め動作では、最大関節角度 θ_{1f} から $\theta_1 = 1.294[\text{rad}]$ まで $1.65\alpha[\text{rad/s}^2]$ で大きく加速し、その後、最高角速度に達する $\theta_1 = 0.470[\text{rad}]$ まで $\alpha/2[\text{rad/s}^2]$ で緩やかに加速するように設計した。

6.2.3 アーム縮め姿勢での角加速度の変更

要因 (1)(2) の考慮によって増加したタクトタイムを短縮するために、アーム縮め姿勢では大きな角加速度で動作させる。伸ばし動作と縮め動作のアーム縮め姿勢で、従来の台形加速による目標軌道での角加速度 $\alpha[\text{rad/s}^2]$ に対し、 $1.65\alpha[\text{rad/s}^2]$ の大きな角加速度で加速するように設定した。

Fig. 5, Fig. 6 に従来の台形加速による目標軌道と提案法により設計した伸ばし動作の目標軌道を示す。同様に、

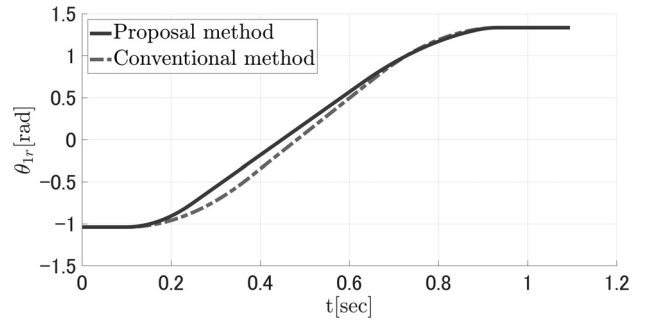


Fig. 5 Target trajectory θ_{1r} of proposal method (Extension)

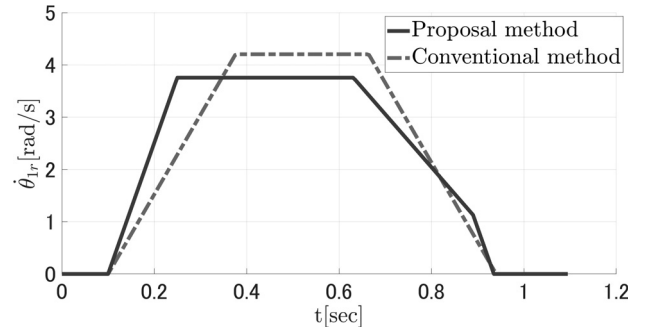


Fig. 6 Time derivative of target trajectory $\dot{\theta}_{1r}$ of proposal method (Extension)

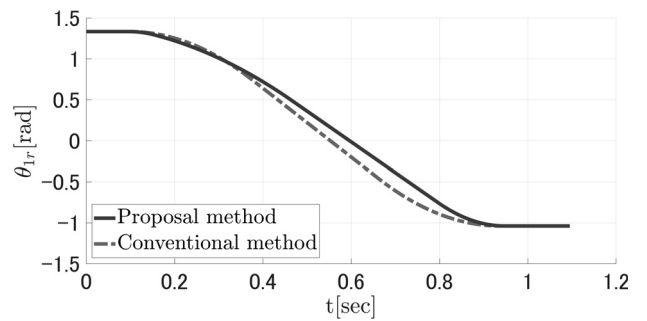


Fig. 7 Target trajectory θ_{1r} of proposal method (Contracting)

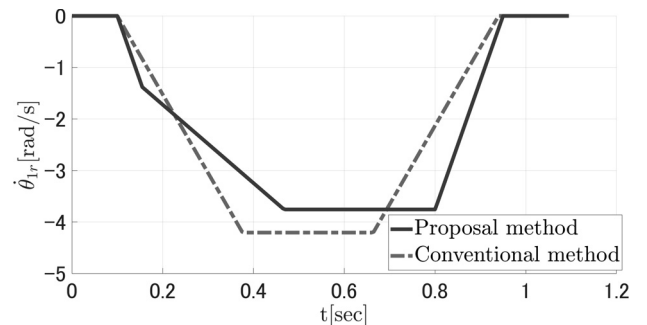


Fig. 8 Time derivative of target trajectory $\dot{\theta}_{1r}$ of proposal method (Contracting)

Fig. 7, Fig. 8 に縮め動作の目標軌道を示す。

6.3 評価指標との関係

作成した目標軌道がどの程度、評価指標 (6) 式を考慮することができているかを確認する指標として、本論文では、

Table 5 Evaluation of target trajectory

	評価値	
	縮め姿勢	伸ばし姿勢
従来法	0.544	6.847
提案法(伸ばし動作)	0.384	5.825
提案法(縮め動作)	0.389	5.680

Table 6 Maximum trajectory deviation

	軌道逸脱量 [mm]	
	伸ばし動作	縮め動作
従来法	1.330	1.536
提案法	1.089	1.087

$$\frac{\sum_{i=1}^n \left\{ j_2(q(t_i)) m_{22}^{-1}(q(t_i)) \cdot \ddot{\theta}_1(t_i) \right\}}{n} \quad (7)$$

を用いる。ただし、目標軌道の加減速領域でのステップ数を n 、 i ステップ目の時間を t_i とする。アームの伸ばし姿勢と縮め姿勢の加減速領域内でサンプリングごとに(評価指標値)・(角加速度の大きさ)を計算した平均値を意味する。したがって、(7) 式の値が小さければ小さいほど、評価指標 (6) 式が小さい姿勢で大きく加速しているといえる。従来の台形加速による目標軌道と作成した目標軌道に対する (7) 式の値を Table 5 に示す。

Table 5 より、従来の台形加速による目標軌道と比較して提案法のほうが、アーム伸ばし姿勢、縮め姿勢の両姿勢で (7) 式の値が小さい。このように、設計した目標軌道は評価指標 (6) 式が小さい軌道逸脱が起きにくい姿勢で大きく加減速するという設計を行ったものであると確認できる。

6.4 結果

Fig. 9 に伸ばし動作での手先軌道を、Fig. 10 に縮め動作での手先軌道を示す。また、Table 6 に二つの動作での手先目標搬送軌道からの最大軌道逸脱量を示す。伸ばし動作では約 18%、縮め動作では約 29%の軌道逸脱低減を達成できている。

7. おわりに

本論文では、ベルト駆動型のウエハ搬送ロボットにおいて、産業現場において目標軌道の変更しか許されない制約のもとで、手先の軌道逸脱を低減する目標軌道の設計指針と、その成功事例を報告した。

具体的には、ロボットの姿勢角に応じたベルトの伸縮による変位とその影響度の変化を数理的に解析し、軌道逸脱の端的な評価指標を定めた。これを使って、手先の軌道逸脱が起きにくい姿勢のときに大きく加速する 2 段階台形加速による目標軌道を提案し、ダイヘン社製ウエハ搬送ロボットに実装した実験結果に基づき、効果を議論した。

従来の台形加速による目標軌道との比較実験では、2 段

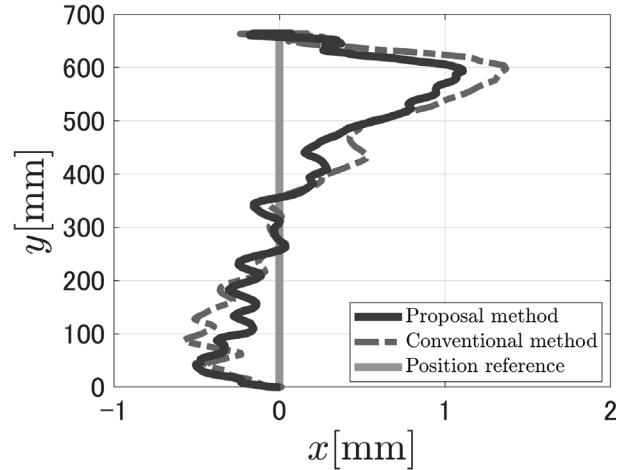


Fig. 9 Comparison of extending hand trajectories (Extension)

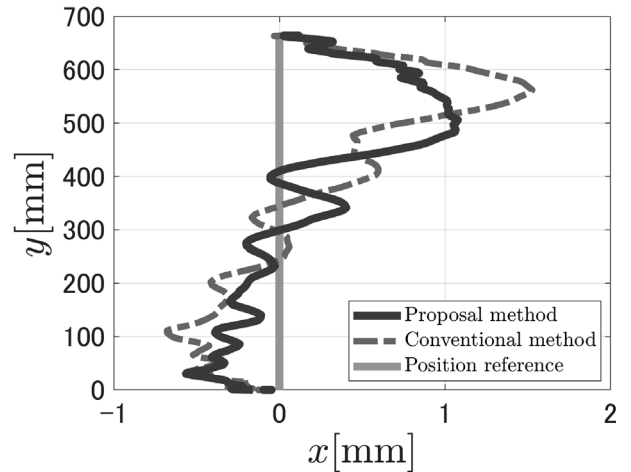


Fig. 10 Comparison of extending hand trajectories (Contracting)

階台形加速によってロボットの伸ばし動作では最大で約 18%、縮め動作では約 29%の軌道逸脱低減を確認した。

台形加速の加減速部分を 2 段階で行うというシンプルな拡張自体には画期的な新規性はないが、本論文で取り組んだ機構を持つベルト駆動型ロボットの技術向上においては、大きな軌道逸脱低減効果を得られている。また、1) 軌道逸脱の特徴を端的に抜き出し、2) 現場で簡単に使える実用的設計手順で軌道逸脱低減ができた、という点で研究的な新規性もある。半導体製造の最先端の現場におけるシリコンウエハの搬送ロボットに対し、単純な方法で大きく性能向上できることを示した点でも貢献がある。

本論文では、エンジニアがパラメータチューニングしやすいうように、あるいは、経営者が変更の決断をしやすくするため、2 段階台形の加速度の解を提供するよりも、「評価指標 (6) 式である $j_2(q) m_{22}^{-1}(q)$ が小さければ大きく加速、大きければ小さく加速するように目標軌道を設計する」という単純で質的な指針を提案することを目標にした。わかりやすさを残したまま自動で最適化できる

ようにするなど、更なるユーザの負担軽減は、今後の大切な研究方向の一つである。

また、搬送ロボットの研究では動作終了時に残る振動にも様々な取り組みが行われている。ベルト駆動型ロボットに特化した実用性の高い方法で手先の軌道逸脱、残留振動の両者を低減することも今後の課題である。

謝 辞

株式会社ダイヘンクリーンロボット事業部の森本様、神谷様にロボットメカとして本論文への助言や実験環境の提供をいただきました。感謝の意を表します。

参 考 文 献

- [1] 大森, 福本: ゴミと信頼性; 日本信頼性技術協会誌, Vol. 11, No. 2, pp. 20–25 (1989)
- [2] 佐藤: よくわかる最新半導体製造装置の基本と仕組み, 秀和システム (2010)
- [3] 竹田: 化学汚染の評価分析技術; 表面技術, Vol. 50, No. 10, pp. 887–893 (1999)
- [4] 前羽, 山川: 真空におけるダストフリー技術; 真空, Vol. 33, No. 12, pp. 909–915 (1990)
- [5] 長崎: 産業用ロボットにおける搬送動作の高精度化にむけて, 立命館大学大学院修士論文 (2020)
- [6] Y. Liu, Y. Cao, L. Sun and X. Zheng: Vibration suppression for wafer transfer robot during trajectory tracking; *2010 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation* (2010)
- [7] 山下, W. Aribwo, 山内, 寺嶋, 増井, 佐伯: 半導体ウエハ搬送ロボットへのPreshaping制御の応用と実験検証; 計測自動制御学会論文集, Vol. 50, No. 4, pp. 328–334 (2014)
- [8] 浜松, 内田: 加速度フィードバックによるベルト駆動ロボットの振動抑制制御; 日本機械学会九州支部講演論文集, Vol. 60, pp. 277–278 (2017)
- [9] 李, 武居, 古荘: 歯付ベルト駆動サーボ系の周期的速度変動の外乱オブザーバによる低減に関する研究; 日本機械学会論文集 C 編, Vol. 68, No. 676, pp. 3673–3680 (2002)
- [10] 大原, 平田, 太田: 入力・横揺れ制約を考慮した真空環境用二軸ウエハ搬送ロボットの制御系設計と実験による検証; 日本機械学会論文集 C 編, Vol. 72, No. 716, pp. 1184–1193 (2006)
- [11] 大原, 平田, 太田, 山本: ゲインスケジューリングによるウエハ搬送ロボットの軌道追従制御; 計測自動制御学会制御部門 第2回制御部門大会, pp. 111–114 (2002)
- [12] 大原, 平田, 太田: ウエハ搬送ロボットの直動運動高精度化に関する考察と実験による検証; 計測自動制御学会制御部門 第6回制御部門大会, Vol. 2, pp. 487–490 (2006)
- [13] 小島, 千木良, 桑野, 阿部, 菊池: ステッピングモータで駆動される3自由度半導体ウエハ搬送ロボットアームの軌道追従制御と誤差解析; 日本機械学会論文集 C 編,

Vol. 72, No. 719, pp. 2008–2014 (2006)

- [14] 本村, 大橋, 榎本, 小島, 桑野, 細谷: ステッピングモータをアクチュエータとする半導体ウエハ搬送ダイレクトドライブ型3関節ロボットアームの軌道計画と制御; 埼玉ブロック大会 (講演会) 講演論文集, pp. 253–254 (2007)
- [15] 藤村, 福井, 伊藤: 2段階台形加速を用いたベルト駆動型ロボットの軌道追従制御; 第64回自動制御連合講演会講演論文集 (2021)
- [16] https://www.daihen-robot.com/items/utm_r3700f
- [17] K. Fukada, S. Morimoto, Y. Takeda and T. Hirasa: Dynamic model and vibration control of a robot arm with flexible timing belts; *Proceedings of the 1992 International Conference on Industrial Electronics, Control, Instrumentation, and Automation* (1992)
- [18] T. Kim, M. Jegal, J. Kim, J. Choe and S. Kim: Dynamic modeling of flexible glass substrate transfer robot arm and meandering estimation; *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation* (2011)

著 者 略 歴

藤村 統太 (正会員)



1998年10月15日生。2023年3月九州工業大学大学院情報工学府博士課程前期課程修了。修士(情報工学)。同年4月平田機工株式会社入社、現在に至る。

福井 善朗 (正会員)



1985年8月21日生。2013年3月奈良先端科学技術大学院大学情報システム学専攻博士後期課程修了。同年4月立命館大学グローバルイノベーション研究機構専門研究員、2014年4月同大学情報理工学部知能情報学科助教、2018年4月九州工業大学助教となり現在に至る。非線形制御、ロボット制御の研究に従事。計測自動制御学会、日本ロボット学会、IEEE、SIAMなどの会員。

伊藤 ひろし博



1968年1月5日生。1995年3月慶應義塾大学大学院理工学研究科博士後期課程修了。同年4月九州工業大学情報工学部講師となり、助教授、准教授を経て、2013年9月同大学情報工学研究院教授となり現在に至る。非線系の制御理論と応用、ダイナミカルシステムのロバスト性などの研究に従事。計測自動制御学会、日本機械学会、電気学会、IEEEなどの会員。