学術・技術論文

並進3自由度を有するマイクロフィンガーモジュール

谷川民生*1 新井健生*2

Micro Finger Module with 3 DOF Translational Motion

Tamio Tanikawa^{*1} and Tatsuo Arai^{*2}

A 3 degree-of-freedom micro finger, that has pure translational motion, is proposed. The finger will be applied in the two finger micro manipulation in order to manipulate micrometer size objects dexterously. The possible configurations are considered based on the group theory. Then, the optimal configuration is proposed by taking simple machining of joint structures into account. A kinematics analysis is made in order to describe the relation between end effector and actuator displacements. The design parameters are examined by evaluating the force capability of the actuator and the work space volume. Basic experiments are made by a prototype finger module that show excellent micro motion capability. A smaller hand mechanism is preferable in order to keep high accuracy, even through temperature and humidity change. Then a small-sized finger module is designed based on the prototype. A photo forming system is used for fabrication of the small-sized finger module. High accuracy is confirmed in the new finger module.

Key Words: Micro Manipulation, Parallel Mechanism, Translational Motion, Miniaturization

1.序 論

筆者らは、微細作業に要求される高精度位置決めならびに多自 由度動作を実現する機構として、パラレルメカニズムを応用した マイクロフィンガーモジュールを設計し、繰り返し精度 0.1 [µm] 以下の高精度かつ6自由度の動きを実現した [1].またフィンガー モジュールを二つ用いることで、機構的にはしの操作を模倣で きるような 2本指マイクロハンドを構成し、数ミクロンサイズ の微小対象物の把持、回転、解放といった基本的操作を可能と した.

はし操作を模倣し各指に多自由度をもつ2本指マイクロハン ドは、表面間力の支配的な微小環境において有効である. 微小 環境では、各指を単純に開いても微小対象物が指先に付着する 現象が見られるが、多自由度動作可能な指であれば、一方の指 で微小対象物を付着している指先端に押しやり、接触面積を減 らすことで容易に対象物の解放が可能であることが確認された. これは、表面間力が接触面積に比例するためである. また、回 転操作に関して、グリッパのような単純な開閉機構である場合、 回転操作を行うためにはグリッパ自身を、対象物位置を中心と して、顕微鏡周りに大きく回転する必要がある. その分、機構 が大きくなり,精度が劣化してしまう.一方,2本指マイクロ ハンドでは各指の並進の協調動作だけで対象物自身を回転でき ることが実証され,はし操作を模倣する2本指マイクロハンド 機構が微細作業において有効であることが確認された[2][3].

さらなる高精度を実現するためには、温度などの環境変化の 影響を排除する工夫が必要であり、より微小な対象物を操作す るためには、電子顕微鏡などのチャンバー内に設置することを 考慮しなければならない。そのためマイクロハンド自身の小型 化は重要である。

マイクロハンドの小型化を考慮する上で,6自由度マイクロ フィンガーモジュールの問題点を指摘する.マイクロフィンガー モジュールを二つ用いた2本指マイクロハンドははしの操作を 模倣する動きを実現している. マイクロハンドの各指の動きは 基本的に位置の3自由度のみ制御されており、6自由度機構を 冗長な機構として3自由度に低次元化している.この理由とし て二つ挙げられる。第一に、指先の変位が極めて微小なことか ら, 姿勢角変化が測定できない. キャリブレーションの際, 本来 は、位置、姿勢の六つのパラメータを測定し、駆動装置である 圧電素子の伸縮量と、指先の位置姿勢との変換行列を求めなけ ればならない.マイクロフィンガーモジュールでは変位が微小 なため, 姿勢変化は小さく指先の位置しか測定できない. この ため、六つの圧電素子の伸縮量を、指先の位置のみの三つのパ ラメータへ低次元化した変換行列を最小二乗法により求めてい る. このように6自由度マイクロフィンガーモジュールのキャ リブレーションには複雑な過程が含まれるが、結果として冗長

原稿受付 2001 年 4 月 9 日

^{*1} 産業総合技術研究所

^{*2}大阪大学

^{*1}National Institute of Advanced Industrial Science and Technology

^{*&}lt;sup>2</sup>Osaka University

性は動作領域の拡大に寄与している.第二に,通常の6自由度 パラレルメカニズムでは受動ジョイントとしてボールジョイン トを利用するが,本フィンガーモジュールでは,変位が微小で あるため,ボールジョイントのかわりに細いワイヤーを利用す ることで同様の機能を実現できる.よって,6自由度機構は容 易に製作可能である.

ここで、小型化を検討する上で、はしを模倣する2本指動作 は、それぞれの指の並進3自由度動作が可能であれば実現でき るため、駆動装置である圧電素子を三つ用いることで要求を満 たすことができる.また機構的にも冗長でないため、キャリブ レーションを容易に行うことができる. その反面, 各リンクにお けるジョイントは、自由度の制限を設けなければならない、本 稿では、小型でかつ高精度を実現するための並進3自由度パラ レルメカニズムを用いたフィンガーモジュールの機構設計に関 して述べる. 第2章では自由度を制約するためのジョイント機 構として切り欠きを使った円弧ヒンジに関して述べる. 第3章 では群論を用いた機構設計理論の知見に基づき、円弧ヒンジに よる並進3自由度パラレルメカニズムの設計を検討する.これ を基にプロトタイプ機構を決定し、その機構解析を第4章で行 う. 第5章ではプロトタイプ機構を試作し、その動作解析によ り円弧ヒンジのジョイントとしての有効性を評価する。第6章 では、さらに小型化した並進3自由度機構設計について検討し、 機構評価を行い,第7章で結論を述べる.

円弧ヒンジによるフレキシブルジョイント

6 自由度パラレルメカニズムでは駆動装置からの動きを手先 に伝えるジョイント機構としてボールジョイントやユニバーサ ルジョイントを利用する.6自由度マイクロフィンガーモジュー ルでは、ジョイントの変位が微小なため細いワイヤを同機能を 有するジョイントとして用いることができた. 並進3自由度パ ラレルメカニズムでは、それぞれのジョイントに対し、1自由度 の回転ジョイントや並進ジョイントといった制約された機能を 持つジョイントが要求される.一般に小型のマイクログリッパ をはじめとする微小変位駆動機構などには、円弧ヒンジをジョ イントとして利用している [4]~[6]. グリッパ以外でも小型ロ ボットなどのジョイント部はヒンジ機構の弾性変形を利用する ことが多い[7]. 例えば, Fig.1(a) で示す円弧ヒンジは, 変位 が微小であれば、1自由度の回転ジョイントとみなすことがで きる. また円弧ヒンジを Fig.1(b) で示すように組み合わせる と、変位が大きければ底辺のヒンジを中心とした円軌道を描く が、微小変位内では1自由度の並進ジョイントとみなすことが できる.

単純な機構として並進ジョイントを直列に組み合わせた Fig.2 のようなシリアルメカニズムが考えられるが、手先の誤差が各 駆動装置の誤差の累積として現れるシリアルメカニズム特有の 精度の劣化、ならびに非対称な機構による組立誤差の増加のた め、高精度を維持することが困難であると予想される.また剛 性も弱く、精度劣化を招きやすい.

Herveは、群論に基づく運動解析の結果より、軸回りの回転と 軸の並進を許す直線が定義される4自由度リンク機構は "Schoenflies" subgroup と呼ばれ、この機構を並列的に複数組み合わせ

日本ロボット学会誌 20巻2号



Fig. 1 Joints with flexure hinge



Fig. 2 3 P-pair flexure

ると並進運動が実現できることを解明した [8]. 次章では, この 群論に基づく運動解析により求められる4自由度リンク機構に ついて考察し, 並進3自由度マイクロフィンガーモジュールの 機構設計について述べる.

3. 4 自由度リンク機構

前章で述べた1自由度回転ジョイント(以下 R ジョイント) と並進ジョイント(以下 P ジョイント)を組み合わせ、4自由度 リンク機構を構成し、これらを並列に組み合わせることによっ て並進3自由度パラレルメカニズムを構成する方法について考 察する.

4 自由度リンク機構における, R, P ジョイントの組み合わせ 例はいくつか存在するため, 順を追って考察していく.

3.1 四つの R ジョイントによる構成

この機構は一つの自由度が他の自由度に対し従属となるため, 独立した4自由度機構として機能しない.

3.2 三つの R ジョイントと一つの P ジョイントによる構成 この構成では、PRRR 機構、RPRR 機構の 2 種類の構成が 考えられる.ただし 4 自由度リンク機構を実現するには以下の 制約を受ける.

- 従属な自由度を避けるため三つの R ジョイントの軸は同一 平面にあってはならない.
- P ジョイントの方向は R ジョイントの回転軸に垂直であってはならない。
- P ジョイントの方向は R ジョイントの回転軸と平行であるのが望ましい。

これらの制約を基に構成すると **Fig.3** の二つの構成例が考えられる.

3.3 二つの P ジョイントと二つの R ジョイントによる構成 この構成では, RRPP 機構, RPRP 機構, RPPR 機構,



Fig. 4 Structures with 2Rs and 2Ps

PRRP 機構の4種類の構成が考えられる.同様に4自由度リンク機構を実現するには以下の制約を受ける.

- ●二つの P ジョイントの方向は平行であってはならない.
- Pジョイントによって決定される平面はRジョイントの軸 と垂直であってはならない。

これらの制約を基に構成すると **Fig.4** の四つの構成例が考えられる.

プロトタイプ並進3自由度マイクロフィンガーモジュー ルの機構設計

前章で示したように、4自由度リンク機構において、いくつか の構成法が考えられる.まず機構製作の容易さから見ると、平 面的に構成できる二つの P ジョイントと二つの R ジョイントに よる構成が適していると思われる.さらにこの中で、各ジョイ ントの変位角を考慮すると、終端における同一変位量で比較し たとき、RRPP 機構, PRRP 機構は R ジョイントが隣り合っ ているため、変位角が RPRP 機構, RPPR 機構に比べ、大き くなる.変位角が大きいと、切り欠きヒンジの板バネとしての 効果が大きくなることから、できる限りそれぞれのヒンジの変 位角が微小であることが望ましい.同一変位量で比較したとき、 この中で最も変位角が微小であるものが RPPR 機構であるた め、これをプロトタイプマイクロフィンガーモジュールを構成 するリンク機構として採用した.本章ではベースプレートの中 心を軸として、4自由度リンク機構を2π/3[rad] ごとに三つ設 置したプロトタイプの機構解析を行う.

座標系を Fig. 5(a) のように取る. 4 自由度リンク機構をベー



(a) configuration of the whole mechanism



(b) tilted plane (c) relation in the plane Fig. 5 Geometrical relation in 3 dof finger module

スプレートの中心を軸として $2\pi/3$ [rad] ごとに三つ設置するため, *i* 番目のリンクのエンドエフェクタの位置 p_i は以下のように示すことができる.

$$\boldsymbol{p_i} = R_i \boldsymbol{p} = \begin{pmatrix} x_i \\ y_i \\ z_i \end{pmatrix}$$
(1)
(i = 1, 2, 3)

ここで

$$R_{i} = \begin{pmatrix} \cos\frac{2\pi}{3}(i-1) & -\sin\frac{2\pi}{3}(i-1) & 0\\ \sin\frac{2\pi}{3}(i-1) & \cos\frac{2\pi}{3}(i-1) & 0\\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \in R^{3\times3}$$

各リンクの座標系 X_i, Y_i, Z_i において,エンドエフェクタが任 意の位置にあるとき,リンクは Y_i, Z_i 平面において,ある角度 β_i で傾いている.そのリンク平面の座標系を Fig. 5 (b), (c) の ように X_i, Z'_i 平面として考えると,以下の関係が得られる.

$$z_i'^2 = y_i^2 + z_i^2 \tag{2}$$

$$\beta_i = \arg(z_i, -y_i) \tag{3}$$

また X_i, Z'_i 平面におけるエンドエフェクタの位置 w_i は平行 リンクの長さを l としたとき,以下のように求められる.

$$l\boldsymbol{u_i} + l \begin{bmatrix} \cos \theta_i \\ \sin \theta_i \end{bmatrix} = \boldsymbol{w_i} \tag{4}$$

ここで

$$oldsymbol{w}_{oldsymbol{i}} = \left[egin{array}{c} x_i \ z_i' \end{array}
ight], oldsymbol{u}_{oldsymbol{i}} = \left[egin{array}{c} u_{ix} \ u_{iz} \end{array}
ight]: |oldsymbol{u}_{oldsymbol{i}}| = 1$$

ここで、エンドエフェクタの位置 p_i とリンク角 θ_i との微小変 位に対する関係を求める.式(4)の両辺を微分する.

$$l\delta \boldsymbol{u_i} + l \begin{bmatrix} -\sin\theta_i \\ \cos\theta_i \end{bmatrix} \delta\theta_i = \delta \boldsymbol{w_i}$$
(5)

両辺に u_i の内積をとると、単位ベクトルの性質から $u_i \cdot \delta u_i = 0$ となり以下の関係が求められる.

$$l\boldsymbol{u}_{\boldsymbol{i}} \begin{bmatrix} -\sin\theta_{i} \\ \cos\theta_{i} \end{bmatrix} \delta\theta_{i} = \boldsymbol{u}_{\boldsymbol{i}}\delta\boldsymbol{w}_{\boldsymbol{i}}$$
(6)

ここで式(2)の両辺を微分すると,

$$z_i'\delta z_i' = y_i\delta y_i + z_i\delta z_i$$

であるから,最終的に

$$l(-u_{ix}\sin\theta_{i} + u_{iz}\cos\theta_{i})\delta\theta_{i} = u_{ix}\delta x_{i} + u_{iz}\delta z'_{i}$$
$$= u_{ix}\delta x_{i} + u_{iz}\frac{y_{i}}{z'_{i}}\delta y_{i} + u_{iz}\frac{z_{i}}{z'_{i}}\delta z_{i} \quad (7)$$

以上を行列表現すると以下の関係になる.

$$A\delta\theta = B\delta\mathbf{p}$$

$$A = diag[l(-u_{ix}\sin\theta_i + u_{iz}\cos\theta_i)]$$

$$\in R^{3\times3}$$

$$B = \begin{pmatrix} \cdots \\ b_i R_i^T \\ \cdots \end{pmatrix} \in R^{3\times3}$$

$$C \subset \mathcal{C}$$

$$b_i = \begin{bmatrix} u_{ix} & u_{iz}\frac{y_i}{z'_i} & u_{iz}\frac{z_i}{z'_i} \end{bmatrix}$$
(8)

本フィンガーモジュールにおいては,機構の大きさに比べエン ドエフェクタの変位は微小なため,上記の行列 *A*,*B* は定数行 列として扱うことができる.

次に、プロトタイプを駆動させるために必要な駆動出力を見 積もる. Paros らによって円弧ヒンジの剛性に関する近似解が与 えられている [9]. また吉村らは、Paros らの結果に修正を加え、 数種のヒンジ形状における剛性の近似解をまとめている [10]. こ れらの知見によると、**Fig.6** に示すように各パラメータを定義 したとき、いちばん剛性が低いとされる軸力 F_{θ} に対する曲げ 剛性 $k_{F\theta}$ は以下の通りである.

$$k_{F\theta} \simeq \frac{2Ed}{9\pi} \frac{t^{5/2}}{r^{3/2}} \tag{9}$$

ここで E は弾性係数である.

次に,エンドプレートの微小変位に対する,リンク内の各ヒ ンジにおける微小変位角を求める.見積もるべき変位角は Fig.5



Fig. 6 Parameters of a hinge

における $\theta_i, \gamma_i, \beta_i$ である.エンドプレートの微小変位 δp に対 する微小変位角 $\delta \theta$ は、式(8) より求められる.ここで下部の P ジョイントは四つのヒンジで構成されており、各リンクに対 する微小変位角 $\delta \theta_i$ に対して、四つのヒンジは向きは異なるが 同じ変位角となる.よって、下部 P ジョイントにおいて $\delta \theta_i$ 変 位させるのに必要な力は 4 倍となり

$$F_{\theta i} = 4k_{F\theta}\delta\theta_i \tag{10}$$

と見積もることができる.以上より、三つのリンクの下部 P ジョ イントにおいて、 δp に対する必要な力 F_{θ} は式 (8) より以下 のようになる.

$$AF_{\theta} = 4k_{F\theta}B\delta p \tag{11}$$

次に δp に対する微小変位角 $\delta \gamma$ を見積もる.式(4)により, 両辺に $[\cos \theta_i \sin \theta_i]^T$ の内積をとると

$$l \begin{bmatrix} \cos \theta_i \\ \sin \theta_i \end{bmatrix} \delta \boldsymbol{u_i} = \begin{bmatrix} \cos \theta_i \\ \sin \theta_i \end{bmatrix} \delta \boldsymbol{w_i}$$
(12)

ここで u_i を γ_i で表すと,

$$\boldsymbol{u_i} = \begin{bmatrix} \cos \gamma_i \\ \sin \gamma_i \end{bmatrix}$$
(13)

$$\delta \boldsymbol{u}_{\boldsymbol{i}} = \begin{bmatrix} -\sin\gamma_i\\ \cos\gamma_i \end{bmatrix} \delta\gamma_i \tag{14}$$

であるから,式(12)は

$$l(-\sin\gamma_i\cos\theta_i + \cos\gamma_i\sin\theta_i)\delta\boldsymbol{\gamma_i}$$

= $\cos\theta_i\delta x_i + \sin\theta_i\delta z'_i$ (15)

$$l\sin(\theta_i - \gamma_i)\delta\boldsymbol{\gamma_i}$$

= $\cos\theta_i\delta x_i + \sin\theta_i \frac{y_i}{z'_i}\delta y_i + \sin\theta_i \frac{z_i}{z'_i}\delta z_i$ (16)

以上を行列表現すると以下の関係になる.

$$A_{\gamma}\delta\boldsymbol{\gamma} = B_{\gamma}\delta\boldsymbol{p}$$

$$A_{\gamma} = diag[l\sin(\theta_{i} - \gamma_{i})]$$

$$\in R^{3\times3}$$

$$B_{\gamma} = \begin{pmatrix} \cdots \\ b_{\gamma,i}R_{i}^{T} \\ \cdots \end{pmatrix} \in R^{3\times3}$$

$$(17)$$

$$CC\mathcal{T}$$

$$b_{\gamma,i} = \left[\begin{array}{cc} \cos heta_i & \sin heta_i rac{y_i}{z'_i} & \sin heta_i rac{z_i}{z'_i} \end{array}
ight]$$

θのときと同様に、上部の P ジョイントも四つのヒンジで構

成されているため上部 P ジョイントにおいて δ_{γ_i} 変位させるの に必要な力は 4 倍となり

$$F_{\gamma i} = 4k_{F\theta}\delta\gamma_i \tag{18}$$

と見積もることができる.以上より,上部 P ジョイントのみの, δp に対する必要な力 F_{γ} は以下のようになる.

$$A_{\gamma} \boldsymbol{F}_{\boldsymbol{\gamma}} = 4k_{F\theta} B_{\gamma} \delta \boldsymbol{p} \tag{19}$$

最後に、 δp に対する微小変位角 $\delta \beta$ を見積もる. Fig.5(b) において、以下の関係が確認できる.

$$\frac{y_i}{\sqrt{z_i^2 + y_i^2}} = \sin\beta_i \tag{20}$$

この式で, *y_i* について偏微分をとると,以下の関係が求められる.

$$\frac{\partial \beta_i}{\partial y_i} = \frac{\sqrt{z_i^2 + y_i^2} - y_i \sin \beta_i}{(z_i^2 + y_i^2) \cos \beta_i} \tag{21}$$

また, zi について偏微分をとると,以下の関係が求められる.

$$\frac{\partial \beta_i}{\partial z_i} = -\frac{z_i \sin \beta_i}{(z_i^2 + y_i^2) \cos \beta_i} \tag{22}$$

以上を行列表現すると以下の関係になる.

$$\delta \boldsymbol{\beta} = B_{\beta} \delta \boldsymbol{p}$$

$$B_{\beta} = \begin{pmatrix} \dots \\ b_{\beta,i} R_i^T \\ \dots \end{pmatrix} \in R^{3 \times 3}$$
(23)

ここで

$$b_{\beta,i} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{\sqrt{z_i^2 + y_i^2} - y_i \sin \beta_i}{(z_i^2 + y_i^2) \cos \beta_i} & -\frac{z_i \sin \beta_i}{(z_i^2 + y_i^2) \cos \beta_i} \end{bmatrix}$$

ここで β_i については,エンドプレートが並進運動であるため, 上下 R ジョイントの向きは逆の同じ変位角を持つ.よって必要 な力は 2 倍となり

$$F_{\beta i} = 2k_{F\theta}\delta\beta_i \tag{24}$$

と見積もることができる.以上より、R ジョイントにおける δp に対する必要な力 F_{β} は以下のようになる.

$$\boldsymbol{F}_{\boldsymbol{\beta}} = 2k_{F\theta}B_{\beta}\delta\boldsymbol{p} \tag{25}$$

となる.

最終的に,エンドプレートの微小変位 δp に対する必要な合力 F は,それぞれの変位角に必要な力の和となるため

$$F = \sum_{i=1}^{3} (F_{\theta i} + F_{\gamma i} + F_{\beta i})$$
 (26)

と表すことができる.以上より,上式で見積もられる力以上の発 生力を持つアクチェータを選択することで,フィンガーモジュー ルの微小動作が可能となる.



Fig. 7 Side view of the prototype finger module and its parameters

5. プロトタイプフィンガーモジュール動作実験

円弧ヒンジによる並進3自由度機構を利用したプロトタイプ フィンガーモジュールを試作し、動作評価を行った。各パラメー タは **Fig.7**の通りである。アクチェータとして用いる圧電素 子は P ジョイントの角度 θ を変化できるように配置した。圧 電素子には最大変位量8[μ m]の製品(TOKIN AE0203D08) を使用した。この圧電素子は積層型であり、定格最大発生力は 200[N]である。また圧電素子のヒステリシスを補償するため、 表面に歪みゲージを接着することで伸びによる歪みを計測し、 フィードバック制御を行っている[1].上下の P ジョイントの長 さを同じ l とし、変位角 θ を $\pi/4$ [rad] とすると、エンドエフェ クタの位置 $p = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \sqrt{2}l \end{bmatrix}^T$ 近傍における式(8)は、以 下のように簡単な定数行列として表すことができる。

$$A = lI$$

$$B = \begin{pmatrix} -\frac{1}{\sqrt{2}} & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \frac{1}{2\sqrt{2}} & -\frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \frac{1}{2\sqrt{2}} & \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{pmatrix}$$
(27)

また, 圧電素子の伸縮量 $\delta s_i \geq \delta \theta_i$ との関係は近似の結果

S

$$s_i = a\delta\theta_i \tag{28}$$

で表すことができる.これより,プロトタイプの理論的な作業 領域は **Fig.8** のように図示される.

ここで本プロトタイプにおいて圧電素子が最大変位となる際 の必要な力を前章の式(26)から求める.素材であるジュラル ミンの弾性係数 *E* を 7.15×10¹⁰ [N/m²] とすると,式(9)よ り,Fig.7の各パラメータから単一ヒンジにおける曲げ剛性は $k_{F\theta} = 1.3245 \times 10^3$ [N/rad] と求められる.次に,リンク1の 圧電素子が最大変位量 8 [μ m] 伸びたときの手先の微小変位は $\delta p = [43.56 \ 0 \ 21.78]^T [<math>\mu$ m]より,式(11),(19),(25)お よび式(26)から駆動装置に最低限必要な力は F = 9.62 [N] と 求められる.使用している圧電素子の定格最大発生力が200 [N] であることから,十分ヒンジ機構を変形させる発生力を持って いることが確認できる.

次にプロトタイプのキャリブレーションを行い、 $\delta \theta$ に対す る δp の変換行列を求め、上記の理論値と比較する. キャリブ



Fig. 8 3D view of theoretical workspace of the prototype finger module $(\mu m/div)$

レーション方法として, フィンガーモジュール先端に曲率半径 0.1 [µm] 以下のガラス針を取り付け, 顕微鏡下にその先端を設 置する.各アクチェータを適当な長さにしたときのガラス針先 端の三次元位置を、顕微鏡画像の画像位置、および焦点による 深さ方向の移動量により計測する.これを数回繰り返し計測し, 各アクチェータの変位量と針先の変位量との変換行列を最小二 乗法により求める [1]. このような方法でキャリブレーションが 可能な理由は、機構の大きさに比べ、動作範囲が微小であるこ とから、すべての動作範囲内で線形化したヤコビ行列(変換行 列)が使えるためである.また、モジュールを傾けた状態で設 置する際、重力の影響は考えられるが、機構の初期位置からの 姿勢変化が少なければ、同様に線形化された変換行列を利用す ることができる、さらにパラレル機構を採用していることによ り、機構の剛性はシリアル機構に比べ高いので、自重の影響は 少ないと考えられる、以下の式が、キャリブレーションにより 求められたプロトタイプの変換行列 Breal である.

$$B_{real} = \begin{pmatrix} -0.7381 & 0.0196 & 0.6753\\ 0.3527 & -0.6076 & 0.6433\\ 0.3367 & 0.5892 & 0.7075 \end{pmatrix}$$
(29)

実際の作業領域を Fig.9 に示す.

ここで、各要素の理論値 Bからの誤差 eを求める.ただし、 $B_{12} = 0$ より、 e_{12} は絶対誤差を示す.

$$e_{ij} = (B_{real \ i,j} - B_{ij})/B_{ij}$$
(30)
$$e = \begin{pmatrix} 0.044 & (0.0196) & -0.045 \\ -0.002 & -0.008 & -0.090 \\ -0.048 & -0.038 & 0.001 \end{pmatrix}$$
(30)

これより,理論値からの誤差が約10%程度に収まっているこ とが分かる.Fig.8より作業領域は約±30[µm]の範囲のため, 位置決めにおいては,理論値より±3[µm]程度の誤差があると 見積もられる.ここで,誤差要因として考えられる項目は,機構 の加工組立誤差,測定誤差,円弧ヒンジのバネ効果による誤差 が考えられる.機構を製作する際の加工組立誤差について,ヒ ンジ部自身はワイヤ放電加工であるため数ミクロン程度の誤差 である.ただし,上部,下部プレートと各リンクとはネジにより 固定されていることから,数ミリの誤差の可能性がある.全体



Fig. 9 3D view of actual workspace of the prototype finger module $(\mu m/div)$

の機構の大きさ 200 × 200 × 170 [mm] より,相対誤差は 2%程 度と見積もられる.また測定誤差については,顕微鏡画像から, ガラス針先端を画像処理により測定するが,静止したガラス針 先端を数回計測したときの測定誤差は 0.5 [μm] 程度であった. よって作業領域から見ると相対誤差は多く見積もって 2%程度と なる.以上から,残りの誤差分が円弧ヒンジのバネ効果による 誤差であると見積もることができる.最終的にはキャリブレー ションを行い,そこで求められた変換行列を制御に利用する.こ こで,理論的な変換行列の間で誤差が約 10%程度であることか ら,変換行列をキャリブレーション前にある程度見積もること ができる.そのため 6 自由度マイクロフィンガーモジュールの 際, 冗長であるがゆえに複雑であったキャリブレーションが容 易となり,高精度動作が容易に得られると考えられる.

6.3自由度フィンガーモジュールの小型化

前章において、円弧ヒンジを組み合わせた3自由度パラレル メカニズムが有効に機能することが確認された.しかし、光学 顕微鏡に設置することや、2本指マイクロハンド機構として組 み上げるには、より小型化することが望ましい.また小型化に より、温度、湿度といった環境変化が部材に及ぼす影響を低減 し、電子顕微鏡などのチャンバー内に設置することで、より微 小な対象物を操作することも可能となり、その有用性も増す.

前章に示したフィンガーモジュールは全体として 200×200× 170 [mm] とかなり大きいサイズとなった.これは駆動機構部で ある圧電素子をリンク機構内部,すなわちベースから見て変位 する可動機構部内に組み込んだため,広い作業領域を得るため には圧電素子伸縮量のヒンジ機構への伸縮拡大率 *l/a* (Fig.7 参 照)を大きくする必要があった.

本機構において小型化を検討する際,可動機構部そのものは より小さくすることは容易と考えられるが,駆動機構部である 圧電素子自身を,同特性を維持しつつ,より小型なものに変更 することは難しい.ここで,パラレルメカニズムはシリアルメ カニズムと異なり,すべての駆動機構を基部にまとめることが 容易である.したがって,前章でのプロトタイプ機構のように 可動機構部内に駆動機構部を設置せず,駆動機構部を基部にま とめ,外部から可動機構部を駆動し,可動機構部のみをより小 型化することでフィンガーモジュール全体の小型化は実現でき る.加えて,駆動機構部の配置を工夫することで,本モジュー ルのシステムへの設置に適した機構を実現できる.

ここで、駆動機構部の配置に関して考察する.作業領域の拡 大を実現するには, 圧電素子の伸縮量を伸ばす, すなわち全長 の長い圧電素子を使う必要がある.ただし,作業観察装置であ る顕微鏡への設置を考える場合、高倍率では、顕微鏡対物レン ズと作業ステージの距離が狭くなり、その間に指先であるエン ドエフェクタ (本システムではガラス針)を挿入する. すなわ ち、なるべく対物レンズ、作業ステージに干渉しない形状でな ければならない.ただし、フィンガーモジュールの固定台から 対象となるワークまではある程度の距離が許されるため、フィ ンガーモジュールの全体の形状が多少長くとも細い棒状であれ ば、設置に関しては問題ないと考えられる、以上より、圧電素 子は,基部から指先方向を軸とした円周上に,三つの素子を平 行に並べる配置が望ましい. このように配置すると長い圧電素 子, すなわち伸縮量が大きい圧電素子を設置してもモジュール 本体の形状は細い棒状となるため、広い作業領域も容易に得る ことができる.

次に,ジョイント構成について考察する. 基部に圧電素子を 設置することから,ジョイント構成は最下部に P ジョイントを 使う必要がある. ここで再度 Fig.4 を参照すると,最下部に P ジョイントを用いているのは RRPP 機構, PRRP 機構, RPRP 機構である.ただ前述したように, RRPP 機構, PRRP 機構は R ジョイントが隣り合っているため,同じ作業領域で考えたと き変位角が大きくなる.以上より,二つの R ジョイント間の距 離が最大となる RPRP 機構が小型 3 自由度フィンガーモジュー ル機構として適していると考えられる.

以上の指針に基づき小型並進3自由度機構として, Fig. 10 に示す機構を提案する。各リンクの下部に積層型圧電素子によ る直動駆動機構を配置し,最下部の受動ジョイントには P ジョ イントを利用している。

前章と同様に、本機構について機構解析を行う. i 番目のリンクに関して、式(2)と同様にエンドエフェクタの位置 p_i が定義される.ここで、Fig.5の機構と、本機構では R ジョイントの位置が異なるため、各リンクにおける関係は以下のように求められる.



Fig. 10 Small-sized finger module

$$\boldsymbol{p_i} = l\boldsymbol{u_i} + l \begin{bmatrix} \cos \theta_i \\ 0 \\ \sin \theta_i \end{bmatrix}$$
(31)

ここで

$$oldsymbol{u}_{oldsymbol{i}} = \left[egin{array}{c} u_{ix} \ u_{iy} \ u_{iz} \end{array}
ight] : \ |oldsymbol{u}_{oldsymbol{i}}| = 1$$

前章同様,両辺を微分し,uiの内積を取ると,

$$\boldsymbol{u_i} \delta \boldsymbol{p_i} = l \boldsymbol{u_i} \begin{bmatrix} -\sin \theta_i \\ 0 \\ \cos \theta_i \end{bmatrix} \delta \theta_i \qquad (32)$$

以上より,

$$A_{s}\delta\boldsymbol{\theta} = B_{s}\delta\boldsymbol{p}$$

$$A_{s} = diag[l(-u_{ix}\sin\theta_{i} + u_{iz}\cos\theta_{i})]$$

$$\in R^{3\times3}$$

$$B_{s} = \begin{pmatrix} \cdots \\ b_{s,i}R_{i}^{T} \\ \cdots \end{pmatrix} \in R^{3\times3} \quad (33)$$

ここで

$$b_{s,i} = \left[egin{array}{ccc} u_{ix} & u_{iy} & u_{iz} \end{array}
ight]$$

また, 圧電素子の伸縮量 $\delta s_i \geq \delta \theta_i \geq \sigma$ の関係は,

$$\delta\theta_i = \frac{1}{l\cos\theta_i} \delta s_i, \ \theta_i \neq \pi/2 \tag{34}$$

と示すことができる.そこで最終的にエンドエフェクタの微小 変位 δp と圧電素子の伸縮量 s との関係は,

$$A'_{s}\delta \boldsymbol{s} = B_{s}\delta \boldsymbol{p}$$

$$A'_{s} = diag[-u_{ix}\tan\theta_{i} + u_{iz}]$$

$$\in R^{3\times3}$$

$$B_{s} = \begin{pmatrix} \cdots \\ b_{s,i}R_{i}^{T} \\ \cdots \end{pmatrix} \in R^{3\times3}$$

$$CCC$$

$$b_{s,i} = \begin{bmatrix} u_{ix} & u_{iy} & u_{iz} \end{bmatrix}$$

$$\theta_{i} \neq \pi/2$$
(35)

変位角 $\theta \in \pi/4$ [rad] とし,エンドエフェクタの位置 $p = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \sqrt{2}l \end{bmatrix}^T$ 近傍における式 (35) は,以下のように簡単な定数行列として表すことができる.

$$A'_{s} = I$$

$$B_{s} = \begin{pmatrix} -\frac{1}{2} & 0 & \frac{1}{2} \\ \frac{1}{4} & -\frac{\sqrt{3}}{4} & \frac{1}{2} \\ \frac{1}{4} & \frac{\sqrt{3}}{4} & \frac{1}{2} \end{pmatrix}$$
(36)

一般に Fig. 10 ような小型の立体的機構を機械加工で製作す

ることは困難であるが、光造形装置を用いることによって比較 的容易に製作することができる。光造形装置の液面を XY 平面, 深さ方向を Z 軸としたとき、一般に X, Y 軸方向に関しては紫 外線レーザーをミラーでスキャンするため比較的高精度を実現 しやすいが、Z 軸方向に関しては造形物を固定するステージの 全体をサーボ機構で移動させるため他の軸方向に比べ精度は劣 化する。今回使用した造形装置では、X, Y 軸方向における精度 は 10 [μ m] であり、Z 軸方向に関する精度は 100 [μ m] となって いる。そこで本モジュールの円弧ヒンジにおける最小部分のヒ ンジ幅は 100 [μ m] とした。Fig.7 で示すプロトタイプのリンク 幅に対するヒンジ幅の割合と同率でフィンガーモジュールを構 成すると、本機構のサイズは全体として 23 × 23 × 40 [mm] 程 度に小型化される。

製作された小型フィンガーモジュールの機構パラメータを確認するため、5章で行ったキャリプレーションを小型フィンガー モジュールに対して行った.以下にキャリブレーションで求め られた変換行列 *B*_{s,real} を示す.

$$B_{s,real} = \begin{pmatrix} -0.1439 & 0.0074 & 0.5005\\ 0.0857 & -0.1356 & 0.4953\\ 0.0808 & 0.1592 & 0.5052 \end{pmatrix}$$
(37)

ここで、理論値 B_s の各要素から誤差 e_s を求めると

$$e_{s\ ij} = (B_{s,real\ i,j} - B_{s\ ij})/B_{s\ ij}$$
(38)

$$e_{s} = \begin{pmatrix} -0.7123 & (0.0074) & 0.0010 \\ -0.6571 & -0.6868 & -0.0094 \\ -0.6769 & -0.6323 & 0.0104 \end{pmatrix}$$

()は絶対誤差を示す

これを見ると、Z軸方向についてはほぼ理論通りであるが、X、 Y軸方向では大きな誤差が存在していることが分かる.

分かりやすくするため,理論上の作業領域と,実験による作 業領域を提示する. Fig. 11 に理論値による作業領域, Fig. 12 に実際の作業領域を図示する.

座標系は Fig. 10 と同様の向きである. これを見ると, Z 軸に



Fig. 11 Theoretical workspace of the small–sized finger module $(\mu m/div)$



Fig. 12 Actual workspace of the small-sized finger module $(\mu m/div)$

ついては、共にほぼ同じレンジ幅を持っていることが分かるが、 X, Y 軸における作業領域は、実際の作業領域が理論値よりも 広いことが確認できる。これは純粋な並進成分に加え、微小で はあるが X, Y 軸周りに回転成分が発生していることが原因と 考えられる. すなわち, Fig.7 で製作されたアルミによる試作 モジュールで円弧ヒンジに応力が集中し、機構全体に対し、円 弧ヒンジを回転ジョイントとして見なせていたものが、小型モ ジュールにおいては、光造形装置で使用した紫外線硬化性樹脂 の物性の違いおよび小型化による円弧ヒンジの変位角の増大に よって,円弧ヒンジだけでなく,他の部材にも曲げが生じている と考えられる. すなわち円弧ヒンジを回転ジョイント, 他の部材 が剛体であると見なすことができない.ただし,式(38)で誤 差の大きい部分の割合はほぼ 70%とばらつきは一定となってい る.これは、動かす方向に関しては理論通り動作するが、単位 入力当たりの移動距離が拡大されていることを意味する.よっ て、Fig.7の機構と同様に、キャリブレーションの際、理論値 から実際の変換行列がある程度推測できるため、キャリブレー ションは容易になると考えられる.また,結果的に作業領域が 回転成分によって拡大していることは望むべきことであり、複 数のモジュールを製作したときに、作業領域にばらつきがなけ れば、実用上問題はないと考えられる. そのためにもヒンジお よび他の部材の厳密な剛性を考慮した理論上の作業領域を評価 する必要があると考えられる.

また素材はエポキシ樹脂であることから、位置決めに関して ヒステリシスを持つことが懸念された.そこで繰り返し精度を 評価するため、作業領域内のある XY 平面の適当な 4 点に対し、 指先の位置決め操作を数回行った.これを顕微鏡画像から目視 により指先位置を測定したが、どの点においても誤差は画面上 の読み取り分解能以下であった.ここで倍率は対物レンズ 60 倍、 接眼レンズ 7.5 倍、CCD カメラによる電子倍率 5 倍で全体とし て 2250 倍となり、画面上では横方向(X 軸)に 60 [μ m],縦方 向(Y 軸)に 40 [μ m] の範囲を観察できる.画素数を 640×480 とすると、測定限界は 0.1 [μ m] 以下である.これにより、繰り 返し精度は 0.1 [μ m] 以下であると確認した.

Fig. 13 にキャリブレーションで求めた変換行列を用いたと きの, XY 平面に対する指令値と実測値を示す.これは絶対位置 決め精度を表している.これより,絶対位置決め精度は 1 [μm]



Fig. 13 Absolute positioning accuracy after the calibration



 ${\bf Fig.\,14} \quad {\rm Two-fingered\ micro\ hand\ with\ small-sized\ finger\ modules}$



Fig. 15 Picture of two-fingered micro hand with small-sized finger modules

以下に押さえられていることが確認できる.

本フィンガーモジュールを二つ直列に組み合わせることで、 はしの操作を模倣する2本指マイクロハンドが構成できる[3]. Fig. 14 は小型フィンガーモジュールを二つ直列にし, 各エン ドプレートに操作用の指であるガラス針(直径1[mm],先端径 0.1 [µm] 以下)を取り付け2本指マイクロハンドとしたもので ある.単純に二つのモジュールを並列に組み合わせ、2本指機構 にすることも考えられるが、その場合、微小対象物を把持、位 置決めする際, 双方に非常に高い絶対位置決め精度が要求され る.しかし二つのモジュールを直列にすることで、上部に固定 したモジュールは下部のモジュールに対して相対的な動作を実 現する.よって、上部モジュールの指先をある位置に固定する ことで,一定の指先間隔が維持され,対象物の把持が安定に実 現できる.対象物の位置決め,搬送に関しては下部モジュール の動きのみで制御できるため、安定な位置決め操作が実現でき る. また,自律的に微細作業を可能とするためには高い絶対位 置決め精度が必要であるが、遠隔操作で操作者が微細作業を行 うことを前提とすれば、高い繰り返し精度があれば操作性の面 から十分であり,対象物への正確な位置決めは顕微鏡画像から 操作者が確認できる. 今後, 自動化を検討するならば, 画像処 理系を付加することで、高い絶対位置決め精度を実現すること も可能となる.

この小型フィンガーモジュールを使った2本指マイクロハンドにより、従来の6自由度機構によるマイクロハンドと同等の 微細作業、すなわち数ミクロンといった微小対象物の回転を含 む高度な遠隔操作が可能であることを確認した(Fig. 15).

7.まとめ

数ミクロンサイズの微小対象物を操作可能な小型2本指マイ クロハンドを実現するため,円弧ヒンジを受動ジョイントとし て利用し、組み合わせることで3自由度パラレル機構の設計試 作を行った.設計に当たっては群論に基づいた円弧ヒンジの組 み合わせ方法を示し、マイクロハンドに適した機構を検討した. 円弧ヒンジを用いたパラレル機構を評価するため、プロトタイ プフィンガーモジュールを製作し、そのキャリブレーションに より理論値にほぼ近い作業領域を持つことを確認した.その後. パラレルメカニズムの特徴を生かし、 ヒンジ機構で構成される 可動機構部と圧電素子の駆動機構部を分けることで可動機構部 の小型化を行い、機構全体の小型化を図った、製作に当たって は光造形装置を用いることで, 容易に小型プロトタイプ機構の 製作を行うことを可能とした.この小型モジュールに対し、キャ リブレーションによる動作解析を行い、6自由度フィンガーモ ジュールより高い精度を有することを確認し、その実用性を評 価した.

謝辞本研究の一部が(財)マイクロマシンセンターの研 究助成によって遂行されたことを記して感謝する.

参考文献

- 新井健生,谷川民生,R. Larsonneur: "マイクロハンドを構成する フィンガーモジュールの機構と制御",日本ロボット学会誌,vol.15, no.3, pp.402-407, 1997.
- [2] 谷川民生,新井健生: "二本指マイクロハンドの設計と微細作業",日本ロボット学会誌,vol.15, no.2, pp.284-289, 1997.
- [3] T. Tanikawa and T. Arai: "Development of a Micro-Manipulation System Having a Two-Fingered Micro-Hand," IEEE Trans. Robotics and Automation, vol.15, no.1, pp. 152-162, 1999.
- [4] Y. Ando: "Microgrippers," J. Robotics and Mechatronics, vol.2, no.3, pp.214–216, 1990.
- [5] A. Hara and K. Sugimoto: "Synthesis of Parallel Micromanipulator," ASME J. Mechanisms, Transmissions, and Automation in Design, vol.111, pp.34–38, 1989.
- [7] K. Suzuki, I. Shimoyama, H. Miura and Y. Ezura: "Creation of an Insect-based Microrobot with and External Skeleton and Elastic Joints," Proc. IEEE Workshop on Micro Electro Mechanical Systems, pp.190–195, 1992.
- [8] J. Herve: "Group Mathematics and Parallel Link Mechanisms," Proc. IMACS/SICE International Symposium on Robotics, Mechatronics and Manufacturing Systems '92 (Kobe, Japan), pp.459-464, 1992.
- [9] J.M. Paros and L. Weisbord: "How to design Flexure Hinges," Machine Design, pp.151–156, 1965.
- [10] 吉村靖夫:"弾性ヒンジの剛性解析",精密工学会誌,vol.64, no.11, pp.1589-1593, 1998.



谷川民生(Tamio Tanikawa)

1967 年 3 月 23 日生.93 年筑波大学大学院理工学 研究科修士課程修了.同年工業技術院機械技術研 究所に入所.現在産業技術総合研究所知能システム 研究部門技能・力学研究グループ主任研究員.マニ ピュレータの機構と制御系設計の研究に従事.工学 博士.自動制御学会,IEEE等の会員.

(日本ロボット学会正会員)



新井健生(Tatsuo Arai)

1952年1月6日生.77年東京大学大学院工学系 修士課程修了.工業技術院機械技術研究所を経て, 現在大阪大学大学院基礎工学研究科教授.マニピュ レータ,移動ロボットの機構と制御等の研究に従事. 工学博士.86年-87年MIT客員研究員.88年本学 会論文賞,95年科学技術庁長官賞受賞.日本機械学

会,計測自動制御学会, IEEE 等の会員. (日本ロボット学会正会員)