レーザ偏心加工に用いる 磁気・静圧ハイブリッドレンズ駆動アクチュエータ*

森本 貴景^{*1}, 進士 忠彦^{*2}, 中井 孝洋^{*3}, 福岡 輝章^{*3}

Magnetic/Aerostatic Hybrid Lens Drive Actuator for Off-Axis Laser Beam Cutting Machine

Yoshihiro MORIMOTO, Tadahiko SHINSHI^{*2}, Takahiro NAKAI and Teruaki FUKUOKA

^{*2} Precision and Intelligence Laboratory, Tokyo Institute of Technology
R2-38, 4259 Nagatsuta-cho, Midori-ku, Yokohama, 226-8503 Japan

This paper describes a magnetic/aerostatic hybrid lens drive actuator to realize off-axis laser beam cutting. In the off-axis cutting, the distance between an assist gas nozzle axis and a laser beam axis is speedily and widely controlled in order to improve the removal capability of the molten material by an assist gas jet. The proposed actuator supports a triangular-shaped lens holder with three aerostatic bearing pads placed under each vertex of the lens holder and drives it in two translational and one rotational directions with three pairs of electromagnetic actuators not facing each other. In order to realize the stable positioning of the lens holder in a wide range, a nonlinear positioning control method of the three pairs of electromagnetic actuators is proposed. Furthermore, a disturbance compensation method is discussed to cancel the inertia force on the lens holder while the lens actuator body is accelerated and decelerated by a laser cutting machine. Experimental results show the prototype actuator possesses a positioning stroke of $\pm 1\text{mm}$ within $3\mu\text{m}$ of tracking error and bandwidths of nearly 90Hz in the controlled directions. In the acceleration test at a maximum acceleration of 4G driven by a linear motion system, the prototype actuator maintains the relative displacement between the lens holder and the actuator body within $30\mu\text{m}$.

Key Words : Laser Beam Cutting, Off-Axis, Electromagnetic Actuator, Aerostatic Bearing

1. 緒 言

レーザ切断加工は、レンズで集光した高エネルギー密度のレーザ光で、局部的に材料を溶融・蒸発させ、さらに高圧のアシストガスを加工面に吹き付けることで、溶融材料の除去を行う加工法である。非接触かつ、材料を溶融する加工のため、加工歪みの大きな材料や、超硬、セラミック等の難削材にも適用が可能である⁽¹⁾⁽²⁾。板金加工では、図 1(a)に示す様な、平面での切断を行う 2 軸走査型のレーザ加工機が用いられる。

板金の切断加工における課題の一つが、厚板加工における高速・高品質化である。厚板切断では、薄板切断と比較し、切断面へ十分にアシストガスが供給されないため、溶融材料の除去効果が低下する。そのため、レーザの走査速度を遅くせざるを得なくなり、加工速度が低下する。また、レーザの走査速度の低下に伴い、材料の特定のポイントを加熱する時間が長くなり、切断幅を増加させ、溶融材料が切断部に付着して残ることで、バリやドロスを発生させる^{(3)~(5)}。加工時間の増加は、アシストガスの消費量の増加にもつながる。

上記課題の解決策の一つとして、Ketting により、図 1(b)に示す、アシストガス用ノズル中心軸に対し、レーザ光軸を加工方向に偏心させる方法が提案されている⁽⁶⁾。ノズルが、レーザ照射位置に対して相対的に後方に移動

* 原稿受付 2012 年 4 月 17 日

^{*1} 学生員, 東京工業大学大学院 総合理工学研究科 メカノマイクロ工学専攻

^{*2} 正員, 東京工業大学 精密工学研究所 (〒226-8503 神奈川県横浜市緑区長津田町 4259)

^{*3} 三菱電機(株)

E-mail: shinshi@pi.titech.ac.jp

Fig. 1 Off-axis laser beam cutting

することで、切断面に十分にアシストガスが供給されるため、加工速度、品質を向上させ、アシストガスの消費量を抑制することができる。本手法は、アシストガス用ノズルが、レーザ光と同軸上に配置されているレーザ加工機⁽⁶⁾において、レンズをアシストガス用ノズル軸からずらして固定することで、また、アシストガス用ノズルが光軸上にあるレーザ加工機⁽⁷⁾⁽⁸⁾において、ノズルの位置、角度を調整することで、直線切断での加工面品質の向上効果が実証されている。

そこで、著者らは、本手法を2軸走査型レーザ加工機に適用するため、加工レンズの偏心量、方向を加工形状、速度に合わせ、連続的に変化可能な、弾性ヒンジ案内と複数の電磁石で構成された、平面内の2自由度駆動アクチュエータを提案、試作した⁽⁹⁾。1自由度位置決め機構の積み重ねではなく、レンズホルダに多自由度方向の電磁力を直接働かせる構造をとることで、高速かつ精密な位置決めを達成した。また、実際に加工機に搭載して直線、円形加工を実施、加工速度と切断面品質の向上に有効であることを実証した⁽⁹⁾。しかしながら、弾性ヒンジの変形量の限界から、最大ストロークが $\pm 500\mu\text{m}$ と限られ、また、アクチュエータのサイズが $200\times 200\times 30\text{mm}$ 、質量が 4.9kg と大きく、本手法の実用化のためには、更なる大ストローク化と小型化、軽量化が求められた。

本論文では、まず上記課題の解決を目的に、レンズおよびそのホルダを、静圧空気軸受で非接触支持し、面内方向に電磁吸引力で高速駆動する、磁気・静圧ハイブリッドレンズ駆動アクチュエータを提案、試作した。静圧空気軸受は無摩擦案内であるため、高速、精密位置決めを実現するのに適している^{(10)~(12)}。電磁吸引力の増加には、電磁石とレンズホルダのギャップを出来るだけ狭くすることが有効であるため、ギャップに大きな余裕を持たせず、ほぼ全領域で位置決めすることが望ましい。この時、アクチュエータの構造として、図2(a)に示す四角形状とすることで、電磁石が対向配置となり、電磁力の制御が容易となるが、本報では、3点支持によるレンズホルダのがたつき防止と、同時に小型、軽量化の要求を満たすため、図2(b)に示す三角形形状を検討する。各制御方向の駆動力が、レンズホルダの複数の方向の運動と干渉する構造であるため、このような、対向しない電磁石配置をもつ多自由度電磁アクチュエータでの、大ストローク、高速位置決めを実現するための制御法を検討した。

Fig. 2 Lens holder structure

また、アクチュエータはレーザ加工ヘッドに内蔵され、共に加減速されるために、レンズホルダに慣性力が働く。これに対して、加減速時、レンズホルダと、レーザ加工ヘッド本体との相対変位を出来るだけ抑える必要がある。そのため、レーザ加工ヘッドの加減速時の慣性力を相殺する制御方法に関しても検討した。

2. 磁気・静圧ハイブリッドレンズ駆動アクチュエータ

2・1 アクチュエータの構成

図 3(a)に提案するアクチュエータの概略図、図 3(b)にレンズホルダを非接触支持する案内の構造を示す。レンズホルダの頂点部に 3 つの静圧空気軸受を配置する。静圧空気軸受の Z 方向および X, Y 軸周りの支持、回転剛性を確保するために、自励振動が発生しない範囲で、空気供給圧を高く、軸受隙間を狭くする必要がある。軸受隙間は静圧空気軸受に働く荷重により変化するが、レンズホルダ自体は高応答を求めるため、質量はできるだけ小さいことが望まれる。このため、永久磁石による吸引力を用い、レンズホルダを静圧空気軸受に押し付けることで剛性を確保する。三角形 1 辺に対して、Z 方向位置が調整可能な 2 個の円筒永久磁石を、装置全体で 6 個配置する。これら永久磁石と磁性体製のレンズホルダ間で磁気吸引力を発生させ、予圧としている。

電磁アクチュエータについて、ボイスコイル式は、力と電流が線形性を有し、制御が容易であるため、精密な位置決め制御を必要とする機構によく用いられている⁽¹¹⁾⁽¹²⁾。しかし、大きな力を発生させるためには、コイルに多くの電流を流す、巻数を増やす、もしくは、コイルを貫く磁束密度を高めるため、コイルを挟み込むような磁気回路を構成する、磁石を大型にする、などが必要である。一方、リラクタンس方式では、力が電流、変位に対し非線形性を持つが、比較的小型のコイルで、単純な構造で大きな力を得ることができる^{(13)~(15)}。本アクチュエータでは小型化の要求が高いため、リラクタン스方式を採用した。

レンズホルダ位置決めのための電磁石を、正三角形のレンズホルダの各辺に対向するように設置する。ここで、静圧空気軸受は無摩擦案内のため、レンズホルダは、X, Y 方向の並進及び Z 軸周りの運動に関して自由となる。このため、3 自由度の位置決め制御が必要となる。この時、底辺 2 個、斜辺 1 個のように、1 辺のみ電磁石を 2 個配置することでも 3 自由度制御は可能である。しかし、電磁石の吸引力は距離の 2 乗に反比例するため、底辺側から離れた位置での回転制御を行う際、底辺側に近い場合と比較して、レンズホルダに与えられる吸引力が減少し、制御性能を低下させてしまう。そのため、他の辺の電磁石でも、トルクを発生可能とするため、1 辺あたり 2 個、全体で 6 個の電磁石を用い、各電磁石の特性は同一とする。

2・2 レンズホルダの駆動原理

レンズホルダの駆動は、レンズホルダ周囲に配置された、電磁石の吸引力を用いて行われる。電磁石を $E_{1\sim6}$ で表わし、添え字の番号は図 3(a)に準ずるものとする。並進駆動の場合、レンズホルダの 1 辺に隣接する 2 個の電磁石を 1 組と考え、例えば X 正方向には E_1 と E_2 、 E_5 と E_6 の組を、Y 正方向には E_3 と E_4 、 E_5 と E_6 の組を用いることで駆動させることができる。また、回転駆動の場合、レンズホルダに対し、同じ方向のモーメントを発生させる 3 個の電磁石を 1 組と考え、例えば Θ 正方向には E_1 、 E_3 、 E_5 の組を用いることで駆動させることができる。

Fig. 3 Configuration of the lens drive actuator

3. 位置決め制御設計

3・1 電磁力非線形補償法

本アクチュエータは、全ての電磁石が、X、Y、 Θ 方向の、2方向もしくは3方向の運動と干渉する構造となっている。これに対し、各制御方向に独立な補償器を動作させ、座標変換を行い、各電磁石に電流を供給する方法を採る。また、電磁石のサイズ、供給電流を最小限に抑え、且つ、電磁力を有効活用するため、軸受隙間のほぼ全領域での駆動を目標とする。このため、電磁力の非線形性の影響が大きな領域でも駆動が求められるため、従来の磁気軸受に多用される、バイアス法では系の安定性が保証できない。非線形補償を実現するため、バイアス電流を用いない補償法（ゼロバイアス法）があるが、電磁石の切換え点において、電磁力のスルーレートの問題があるため、位置決めの分解能や、応答性が低下する懸念がある⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾。そこで、低いバイアス電流を印加し、バイアス電流を超えない駆動条件ではバイアス法を用い、大ストロークや高加減速等の、バイアス電流を超える駆動条件ではゼロバイアス法を用いる、部分バイアス法を適用する⁽¹⁸⁾。

Fig. 4 Flowchart of partial-bias method

本位置決め機構に部分バイアス法を適用する場合の制御アルゴリズムを、図4のフローチャートに示す。図4中の $\mathbf{C}_{A-I}$ は、本章2, 3節で示す行列を表わす。本フローチャートは、レンズホルダ変位、回転角度と、力、トルク目標値入力から、バイアス法、もしくはゼロバイアス法を用いて、各電磁石 E_{1-6} への目標供給電流 i_{rl-6} を決定、電磁石への電流出力を行う過程を示す。以下、3, 4章で用いる主な記号の定義と、両操作での、 i_{rl-6} を導く過程の詳細について説明する。

x, y	: 並進方向変位	i_{rl-6}	: 各電磁石の目標供給電流
θ	: Z軸回り回転角度	i_{l-6}	: 各電磁石の供給電流
x_r, y_r, θ_r	: 目標変位, 角度	k_0	: 電磁石の電流・変位・力定数
$\mathbf{f}_r$	: 目標並進駆動力ベクトル	g_0	: 電磁石, レンズホルダ間初期ギャップ
f_{rx}, f_{ry}	: 目標並進駆動力	g_{l-6}	: 電磁石, レンズホルダ間ギャップ
$\tau_{r\theta}$	: 目標回転駆動トルク	f_{12}, f_{34}, f_{56}	: 並進に必要な各電磁石組の目標発生力
f_x, f_y	: 並進駆動力	ϕ	: 目標並進駆動力ベクトルのX軸と成す角度
τ_θ	: 回転駆動トルク	$f_{\theta x}, f_{\theta y}$	: 回転に必要な各電磁石組の目標発生力
f_{rl-6}	: 各電磁石の目標発生力	f_{rxyl-6}	: 各電磁石の目標並進発生力
f_{l-6}	: 各電磁石の発生力	$f_{r\theta l-6}$	: 各電磁石の目標回転発生力
i_0	: バイアス電流	f_{xAF}, f_{yAF}	: X, Y方向の外乱補償信号
$i_{rx}, i_{ry}, i_{r\theta}$	: 各制御方向の目標駆動電流	g_{s0}	: 変位センサ, レンズホルダ間初期ギャップ
i_x, i_y, i_θ	: 各制御方向の駆動電流		

3・2 バイアス法

バイアス法では、全ての電磁石にあらかじめ同一のバイアス電流を供給する。駆動電流 i_x, i_y, i_θ 中心位置からのレンズホルダ変位量 x, y がバイアス電流 i_0 、初期ギャップ g_0 に比べて微小で、レンズホルダのZ軸回り回転角度 θ も微小の場合、電磁力が、電流と変位、角度に対して線形に変化する。レンズホルダの1辺に隣接する2個の電磁石の中心軸間距離を $2r$ とすると、各電磁石とレンズホルダ間ギャップ g_{l-6} は式(1)で表される。

$$\begin{pmatrix} g_1 \\ g_2 \\ g_3 \\ g_4 \\ g_5 \\ g_6 \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} 0 & -1 & r \\ 0 & -1 & -r \\ -\sqrt{3}/2 & 1/2 & r \\ -\sqrt{3}/2 & 1/2 & -r \\ \sqrt{3}/2 & 1/2 & r \\ \sqrt{3}/2 & 1/2 & -r \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} g_0 \\ g_0 \\ g_0 \\ g_0 \\ g_0 \\ g_0 \end{pmatrix} = \mathbf{C}_I \cdot \begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} g_0 \\ g_0 \\ g_0 \\ g_0 \\ g_0 \\ g_0 \end{pmatrix} \quad (1)$$

さらに、各電磁石への供給電流 i_{l-6} を、式(2)と定義する。

$$\begin{pmatrix} i_1 \\ i_2 \\ i_3 \\ i_4 \\ i_5 \\ i_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & -1 & 1 \\ 0 & -1 & -1 \\ -\sqrt{3}/2 & 1/2 & 1 \\ -\sqrt{3}/2 & 1/2 & -1 \\ \sqrt{3}/2 & 1/2 & 1 \\ \sqrt{3}/2 & 1/2 & -1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_x \\ i_y \\ i_\theta \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} i_0 \\ i_0 \\ i_0 \\ i_0 \\ i_0 \\ i_0 \end{pmatrix} = \mathbf{C}_C \cdot \begin{pmatrix} i_x \\ i_y \\ i_\theta \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} i_0 \\ i_0 \\ i_0 \\ i_0 \\ i_0 \\ i_0 \end{pmatrix} \quad (2)$$

電流・変位・力定数 k_0 、式(1)、(2)を用いると、一例として、電磁石 E_1 の発生力 f_1 は式(3)で算出される。

$$f_1 = k_0 \frac{i_1^2}{g_1^2} = k_0 \frac{(i_0 - i_y + i_\theta)^2}{(g_0 + y - r\theta)^2} = k_0 \frac{i_0^2}{g_0^2} \left(1 - \frac{i_y}{i_0} + \frac{i_\theta}{i_0}\right)^2 \left(1 + \frac{y}{g_0} - \frac{r\theta}{g_0}\right)^{-2} \quad (3)$$

k_0 の値は、試作電磁石を用い、実験的に同定する。 $i_0 \gg i_x, i_y, i_\theta$ 、 $g_0 \gg x, y, r\theta$ の関係を用い、1 次の項までテイラー展開を行い、2 次以上の微小項を無視して式の整理を行うと、式(4)となる。

$$f_1 \cong k_0 \frac{i_0^2}{g_0^2} \left(1 - \frac{2i_y}{i_0} + \frac{2i_\theta}{i_0}\right) \left(1 - \frac{2y}{g_0} + \frac{2r\theta}{g_0}\right) \cong k_0 \frac{i_0^2}{g_0^2} + 2k_0 \frac{i_0}{g_0^2} (-i_y + i_\theta) + 2k_0 \frac{i_0^2}{g_0^3} (-y + r\theta) \quad (4)$$

他の電磁石の発生力 f_{2-6} についても同様な操作を行い、図 3 における各電磁石の位置を考慮すると、並進駆動力 f_x, f_y 、回転駆動トルク τ_θ は式(5)となる。

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} f_x \\ f_y \\ \tau_\theta \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} 0 & 0 & -\frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \\ -1 & -1 & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \\ r & -r & r & -r & r & -r \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_1 \\ f_2 \\ f_3 \\ f_4 \\ f_5 \\ f_6 \end{pmatrix} \\ &= \begin{pmatrix} 6k_0 \frac{i_0^2}{g_0^2} & 0 & 0 \\ 0 & 6k_0 \frac{i_0^2}{g_0^2} & 0 \\ 0 & 0 & 12rk_0 \frac{i_0^2}{g_0^2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_x \\ i_y \\ i_\theta \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 6k_0 \frac{i_0^2}{g_0^3} & 0 & 0 \\ 0 & 6k_0 \frac{i_0^2}{g_0^3} & 0 \\ 0 & 0 & 12r^2k_0 \frac{i_0^2}{g_0^3} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (5)$$

式(5)の関係を用いると、各制御方向の目標駆動電流 $i_{rx}, i_{ry}, i_{r\theta}$ は、 x, y, θ と、目標並進駆動力 f_{rx}, f_{ry} 、目標回転駆動トルク $\tau_{r\theta}$ を用いて、式(6)と表わされる。

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} i_{rx} \\ i_{ry} \\ i_{r\theta} \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} \frac{g_0^2}{6k_0 i_0} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{g_0^2}{6k_0 i_0} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{g_0^2}{12rk_0 i_0} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_{rx} \\ f_{ry} \\ \tau_{r\theta} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} -\frac{i_0}{g_0} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{i_0}{g_0} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{i_0}{g_0} r \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} \\ &= \mathbf{C}_A \cdot \begin{pmatrix} f_{rx} \\ f_{ry} \\ \tau_{r\theta} \end{pmatrix} + \mathbf{C}_B \cdot \begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (6)$$

よって、式(6)より i_{rx} , i_{ry} , $i_{r\theta}$ が導かれるため、式(2)で i_{rl-6} が求まる。

3・3 ゼロバイアス法

バイアス法では、全電磁石に常に電流を供給するが、ゼロバイアス法では、特定の電磁石のみ通電する。並進駆動では、1 辺に隣接する 2 個の電磁石を 1 組と考え、図 5 に示す、目標並進駆動力ベクトル $\mathbf{f}_r$ の X 軸と成す角度 ϕ より、 $\mathbf{f}_r$ の方向が $-90^\circ < \phi < 30^\circ$ の範囲では、 E_1 と E_2 , E_5 と E_6 の電磁石の組合せを用いる。残りの範囲も同様に、 $30^\circ < \phi < 150^\circ$ の範囲では、 E_3 と E_4 , E_5 と E_6 の、 $150^\circ < \phi < 270^\circ$ の範囲では、 E_1 と E_2 , E_3 と E_4 の電磁石の組合せを用いる。 E_1 と E_2 , E_3 と E_4 , E_5 と E_6 の電磁石組の目標並進発生力は、それぞれ f_{12} , f_{34} , f_{56} と表記する。

回転駆動では、レンズホルダに対し、同じ回転方向のモーメントを発生する 3 個の電磁石を 1 組と考え、 $\tau_{r\theta}$ の方向より、正の場合は E_1 と E_3 と E_5 の、負の場合は E_2 と E_4 と E_6 の電磁石の組合せを用いる。 E_1 と E_3 と E_5 , E_2 と E_4 と E_6 の電磁石組の目標回転発生力は、それぞれ $f_{\theta+}$, $f_{\theta-}$ と表記する。

電磁石組を選択した後、並進、回転別々に考慮し、 f_{rx} , f_{ry} , $\tau_{r\theta}$ から、 f_{12} , f_{34} , f_{56} , $f_{\theta+}$, $f_{\theta-}$ を求める。その後、各電磁石に必要な目標並進、回転発生力 f_{rxy1-6} , $f_{r\theta1-6}$ の計算を行い、目標発生力 f_{rl-6} に換算後、各電磁石への目標供給電流 i_{rl-6} を求める。 f_{12} , f_{34} , f_{56} , $f_{\theta+}$, $f_{\theta-}$ と f_{rxy1-6} , $f_{r\theta1-6}$ の関係は、式(7)と定義する。

$$\begin{pmatrix} f_{rxy1} \\ f_{rxy2} \\ f_{rxy3} \\ f_{rxy4} \\ f_{rxy5} \\ f_{rxy6} \end{pmatrix} = \frac{1}{2} \cdot \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_{12} \\ f_{34} \\ f_{56} \end{pmatrix} = \mathbf{C}_G \cdot \begin{pmatrix} f_{12} \\ f_{34} \\ f_{56} \end{pmatrix}, \quad \begin{pmatrix} f_{r\theta1} \\ f_{r\theta2} \\ f_{r\theta3} \\ f_{r\theta4} \\ f_{r\theta5} \\ f_{r\theta6} \end{pmatrix} = \frac{1}{3} \cdot \begin{pmatrix} 1 & 0 \\ 1 & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & 1 \\ 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_{\theta+} \\ f_{\theta-} \end{pmatrix} = \mathbf{C}_H \cdot \begin{pmatrix} f_{\theta+} \\ f_{\theta-} \end{pmatrix} \quad (7)$$

a. 並進駆動

E_1 と E_2 , E_3 と E_4 , E_5 と E_6 の内、選択された電磁石組と、図 5 に示す電磁石の配置を考慮すると、 ϕ の範囲に対し、 f_{rx} , f_{ry} と f_{12} , f_{34} , f_{56} の関係は、それぞれ以下に表わされる。

$-90^\circ < \phi < 30^\circ$ の場合

$$\begin{pmatrix} f_{rx} \\ f_{ry} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} \\ -1 & \frac{1}{2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_{12} \\ f_{56} \end{pmatrix} = \mathbf{C}_D^{-1} \cdot \begin{pmatrix} f_{12} \\ f_{56} \end{pmatrix}, \quad f_{34} = 0 \quad (8)$$

Fig. 5 Definition of ϕ and arrangement of electromagnets

$30^\circ < \phi < 150^\circ$ の場合

$$\begin{pmatrix} f_{rx} \\ f_{ry} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_{34} \\ f_{56} \end{pmatrix} = \mathbf{C}_E^{-1} \cdot \begin{pmatrix} f_{34} \\ f_{56} \end{pmatrix}, \quad f_{12} = 0 \quad (9)$$

$150^\circ < \phi < 270^\circ$ の場合

$$\begin{pmatrix} f_{rx} \\ f_{ry} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ -1 & \frac{1}{2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_{12} \\ f_{34} \end{pmatrix} = \mathbf{C}_F^{-1} \begin{pmatrix} f_{12} \\ f_{34} \end{pmatrix}, \quad f_{56} = 0 \quad (10)$$

b. 回転駆動

E_1 と E_3 と E_5 , E_2 と E_4 と E_6 の内, 選択された電磁石組と, 図 5 に示す電磁石の配置を考慮すると, $\tau_{r\theta}$ の方向に対し, $\tau_{r\theta}$ と $f_{\theta+}$, $f_{\theta-}$ の関係は, それぞれ以下に表わされる.

$\tau_{r\theta} \geq 0$ の場合

$$f_{\theta+} = \frac{\tau_{r\theta}}{r}, \quad f_{\theta-} = 0 \quad (11)$$

$\tau_{r\theta} < 0$ の場合

$$f_{\theta-} = -\frac{\tau_{r\theta}}{r}, \quad f_{\theta+} = 0 \quad (12)$$

c. 供給電流の導出

式(8)~(12)より求めた f_{12} , f_{34} , f_{56} , $f_{\theta+}$, $f_{\theta-}$ を, 式(7)に代入することで, f_{rxy1-6} , $f_{r\theta1-6}$ が算出され, 各電磁石の目標発生力 f_{rl-6} はそれらの合計により求められる. よって, 電磁力と電流, 変位の関係から, i_{rl-6} が求められる.

$$f_{rj} = f_{rxyj} + f_{r\theta j}, \quad i_{rj} = g_j \sqrt{\frac{f_{rj}}{k_0}} \quad (j = 1 \sim 6) \quad (13)$$

4. 実験システム

4・1 アクチュエータの要求仕様

提案するアクチュエータは, 従来のレーザ加工機に搭載し, 高速加工において, より広い範囲で, 高速かつ精密な, アシストガス用ノズルに対するレーザ光軸の偏心位置の調整を実現するため, 面内方向に 100~200Hz 程度の応答性, 10 μ m 以下の位置決め分解能, $\pm 1000\mu$ m の位置決め範囲, およびレーザヘッド加減速時の, 25 μ m 以下の位置偏差が要求される. レーザヘッドの加速度は, 将来的な高加速度化を予想して, 4G に目標値を設定した.

Fig. 6 Magnetic/aerostatic hybrid actuator

駆動対象とするレーザ加工用対物レンズは、直径約 50mm、質量約 50g を想定し、アクチュエータ全体のサイズ 160×160×40mm 以下、全体質量 2~3kg 程度、レンズを含めたレンズホルダを出来るだけ軽量にすることを目標とする。

4・2 アクチュエータ試作

図 6 に試作したアクチュエータの、ステータと、可動部となるレンズホルダを分離した写真を示す。レンズホルダ中央の空孔部に、レンズが配置される。レンズホルダ質量は 0.52kg、組立時の全体のサイズは 142×160×36mm、全体質量は 2.43kg であり、レンズホルダが原点に位置する場合の、レンズホルダと電磁石間距離は 1.1mm と設計した。

レンズホルダ駆動に用いる電磁石は、渦電流の発生を抑制するため、珪素鋼板製の E 型コアを用い、線径 0.35mm、巻数 420 のコイルをはめ込み、組み立てられる。電磁石、変位センサは、コロケーション条件を満たすように配置されるべきである。そのため、電磁石、変位センサの高さを、レンズホルダ重心の高さに揃える。レンズホルダの重心線に変位センサを配置できないため、レンズホルダの底辺と頂点付近にそれぞれ 2 本、合計 4 本の渦電流変位センサ (PU-05, AEC Corp.) を配置することで、レンズホルダ変位、角度の計測を行う。

静圧空気軸受には多数孔給気型のエアパッド (AL-30-HS, AeroLas GmbH) を用い、軸受面直径は 30mm である。供給圧 0.4MPa と設定し、予圧に直径 12mm、高さ 8mm のネオジウム磁石を 6 個用いることで、軸受隙間を 10 μ m に調整する。これにより、1 個の静圧空気軸受に対し、10N/ μ m の剛性が得られるため、Z 軸並進、X、Y 軸周り回転方向の固有振動数をそれぞれ 1211Hz、976Hz、908Hz と、制御方向の目標バンド幅より十分に大きな値に設計できる。

レンズホルダは磁気吸引力による予圧を発生させるため、磁性ステンレス (SUS430) を用い、電磁石ターゲットには珪素鋼板が用いられる。静圧空気軸受の軸受隙間は狭いため、静圧空気軸受に対向するレンズホルダ底面と、渦電流変位センサのターゲットとなるレンズホルダ側面は、研削加工されている。

4・3 制御システム

図 7 に制御システム全体のブロック線図を、図 8 に非線形補償により線形化したシステムの X 方向のブロック線図を示す。非線形補償系の前段に、各方向に、系を安定化させるための分母 2 次、分子 2 次で表されるレギュレータと、応答性や定常偏差を改善するための PI 補償器を配置した。また、電流の遅れを補償するため電流フィードバックを採用し、バンド幅は 450Hz に設定した。レンズホルダの位置情報をフィードバックする際、変位センサの高調波ノイズを除去するために、A/D 変換後、カットオフ周波数 3000Hz 程度の、移動平均によるデジタルローパスフィルタを配置している。

部分バイアス法のコントローラパラメータの設計において、アクチュエータの初期起動時、レンズホルダの初期位置に関わらず、タッチアップ出来ることを最優先とした。また、本アクチュエータのストロークとバンド幅はトレードオフの関係にあるため、本研究では、最大ストローク $\pm 1000\mu$ m が実現できることを優先し、その上で、

Fig. 7 Block diagram of the control system

Fig. 8 Block diagram to design the regulator parameters (in X direction)

最も制御系のバンド幅を広くするパラメータを探索した。各方向のレギュレータの係数 A_0 , A_1 , B_0 , B_1 , B_2 は、図7に示すブロック線図のPI補償器を除くマイナーループの全ての極を、X, Y方向は166Hz, Θ 方向は175Hzに設定するように決定される。電流フィードバックのバンド幅を考慮し、時定数 T_{CD} を $1/(460 \times 2\pi)$ sとした。PI補償器の比例ゲイン β , 積分ゲイン γ は実験的に決定し、X, Y方向は $\beta = 0.3$, $\gamma = 220$, Θ 方向は $\beta = 0.4$, $\gamma = 200$ とした。バイアス電流は、コイルの発熱や破損を考慮して、0.7Aに設定した。位置決め制御を実現するため、DSP (DS1103 PPC Controller Board, dSPACE Japan Corp.) を用い、サンプリング周波数は20kHzに設定した。

さらに、レーザヘッドの加減速運動に伴う慣性力を相殺するため、X, Y方向の位置決め制御系に外乱補償を採用した。アクチュエータのステータに加速度ピックアップ (353B34, PCB Piezotronics Inc.) を取り付け、X, Y方向の加速度を計測する。そこから、レンズホルダに働く外乱を推定し、並進方向の力目標値に補正を加えることで、慣性力の影響を相殺する。外乱補償を効果的に行うため、PD補償器を用いた。加速度ピックアップのノイズを除去するために、A/D変換後、カットオフ周波数900Hz程度となるような、移動平均のデジタルローパスフィルタを配置している。D補償器には疑似微分を用い、時定数 T_{AF} は $1/(300 \times 2\pi)$ sと設定した。比例ゲイン β_{AF} , 積分ゲイン δ_{AF} は実験的に決定し、X方向は $\beta_{AF} = 2.2$, $\delta_{AF} = 0.00017$, Y方向は $\beta_{AF} = 2.0$, $\delta_{AF} = 0.00015$ とした。

4・4 変位計測

使用する渦電流変位センサの測定範囲は2mm, センサのノイズ幅は、センサプローブとターゲット間距離に依存し、1mmの場合、約5 μ mで、最もセンサプローブとターゲットが離れた、2mmの場合、約9 μ mである。 θ は微小であり、レンズホルダとセンサプローブ間の初期ギャップ g_{s0} , 変位センサの中心軸間距離 l_s を用いると、 x , y , θ と各センサ出力 g_{s1-4} の関係は、式(14)で表される。

$$\begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{\sqrt{3}} & -\frac{1}{\sqrt{3}} & \frac{1}{\sqrt{3}} & -\frac{1}{\sqrt{3}} \\ \frac{1}{3} & \frac{1}{3} & -\frac{1}{3} & -\frac{1}{3} \\ -\frac{1}{l_s} & \frac{1}{l_s} & 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} g_{s1} \\ g_{s2} \\ g_{s3} \\ g_{s4} \end{pmatrix} \quad (14)$$

3本のセンサでも、レンズホルダのX, Y, Θ 方向の変位、角度を取得することは可能だが、4本用いることで、センサ出力の足し算と引き算が、いずれの式も対になるため、周囲の温度変化による、センサの温度ドリフトを相殺できる。

5. 位置決め性能評価

5・1 位置決め実験

位置決め性能を評価する。部分バイアス法の効果を評価するため、バイアス法のみを用いた位置決め実験結果と比較する。バイアス法のコントローラパラメータの設計方針は、部分バイアス法の場合と同じだが、どのようなパラメータでも、安定した $\pm 1000\mu\text{m}$ での位置決めが達成されなかった。そこで、レーザ偏心加工に最低限求められる、 $\pm 500\mu\text{m}$ の位置決め範囲を実現できる中で、最も制御系のバンド幅を広くするパラメータを探索した。

原点近傍、Xに $500\mu\text{m}$ 、Yに $500\mu\text{m}$ 移動したそれぞれの位置で、階段状のステップを目標入力とし、位置決め分解能を評価した。Y方向の結果を、図9に示す。原点近傍では、位置決め分解能は、バイアス法、部分バイアス法共に変わらず、X, Y, Θ 方向それぞれ、 $7\mu\text{m}$ 、 $5\mu\text{m}$ 、 $70\mu\text{rad}$ となった。これらはセンサノイズと同等である。同じ並進方向、X, Y方向での分解能の違いは、変位センサ出力から各方向への座標変換式の違いによるものである。原点から移動した場合、部分バイアス法ではほぼ変化しないものの、バイアス法では分解能が悪化しているのが確認できる。例えばY方向の場合、Xに $500\mu\text{m}$ 、Yに $500\mu\text{m}$ 移動した場合、バイアス法での位置決め分解能は、原点付近の $5\mu\text{m}$ から、それぞれ $7\mu\text{m}$ 、 $10\mu\text{m}$ となる。これは、原点から大きく移動し、電磁力の非線形性の影響が顕著に現れたことが原因である。

周波数1Hzで、各補償法で不安定化しない、最大半径の円軌跡制御を行った。結果を図10に示す。本図のデータはフィルタリング処理をしていない。バイアス法では半径 $550\mu\text{m}$ が最大で、それ以上の半径では振動的になるのに対し、部分バイアス法では振動することなく、追従誤差 $3\mu\text{m}$ 、半径 $1000\mu\text{m}$ の円軌跡追従を実現した。

原点付近において、X, Y方向に $10\mu\text{m}$ の、 Θ 方向に $100\mu\text{rad}$ の振幅の正弦波目標値で掃引した時の周波数応答特性を評価した。バンド幅はX, Y, Θ 方向それぞれ、バイアス法では60Hz、61Hz、85Hz、部分バイアス法では92Hz、90Hz、87Hzとなった。バイアス法に比べ、部分バイアス法ではストローク、バンド幅を広くできたが、目標バンド幅100Hz以上を満たすことはできなかった。X方向の周波数特性を、図11に示す。制御システムのPI補償器のゲインや極の設計を変更することでバンド幅の向上は可能だが、そのパラメータを用い、フルストロークでレンズホルダを駆動させた際、レンズホルダに振動が発生した。

5・2 加振実験

レーザヘッドの加減速運動を模擬するため、ボールねじで駆動するリニアテーブルにアクチュエータを設置した。図12にX方向加減速試験時の実験装置の構成を示す。Y方向加減速試験時には、アクチュエータの向きを変えて設置する。ステータには加速度ピックアップが2個、X, Y方向それぞれに取り付けられている。ボールねじのピッチは10mmであり、サーボモータの最大回転速度は1700rpm、リニアテーブル始動から、最大加速度4Gに到達するまでの時間は約5msに設定した。図13にリニアテーブルの加速度、図14にX方向の加減速試験時の、テーブルとステータの相対変位を示す。サーボモータからの電磁ノイズと思われる振動がセンサ出力に含まれたため、ローパスフィルタ通過後の振動波形を示す。X, Y方向どちらの加減速試験でも、非外乱補償時は最大で $400\mu\text{m}$ 程度の変位が見られたが、外乱補償を行うことで、レンズホルダの相対変位を $\pm 30\mu\text{m}$ 程度に抑えられていることを確認した。

Fig. 9 Positioning resolution (in Y direction)

Fig. 10 Circle trajectory tracking control (1Hz)

Fig. 11 Frequency response (in X direction)

Fig. 12 Configuration of acceleration test (in X direction)

Fig. 13 Acceleration of the moving table

(a) Total view

(b) Zoomed view

Fig. 14 Relative displacement between lens holder and stator during acceleration test (in X direction)

6. 結 言

本研究では、2軸走査レーザ切断加工の高速、高品質化を実現可能な、磁気・静圧ハイブリッドレンズ駆動アクチュエータを提案、試作した。また、電磁アクチュエータのギャップ内のほぼ全領域において、多自由度で干渉を持つアクチュエータの高速、高精度駆動のため部分バイアス法を、加工ヘッド移動に伴う加速度による慣性力の影響を抑えるため外乱補償を、それぞれ適用し、位置決め性能を評価した。各達成目標、結果を表1に示す。バンド幅と加速度環境下の位置偏差は目標を僅かに達成しておらず、制御系の見直しが求められる。今後の予定は、本アクチュエータを用いた、2軸走査レーザ偏心切断加工を実施、評価することである。

Table 1 Targets and Results of the lens drive actuator

	Targets	Results
Total size	Less than 160×160×40mm	142×160×36mm
Total mass	2~3kg	2.43kg
Positioning stroke	±1mm	±1mm
Positioning resolution	Less than 10μm	5~7μm
Bandwidth	100~200Hz	87~92Hz
Maximum relative displacement during acceleration	Less than 25μm	30μm

謝 辞

本研究の一部は、独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構からの助成を受け、実施したものである。

文 献

- (1) Quintero, F., Pou, J., Lusquinos, F., Boutinguiza, M., Soto, R. and Perez-Amor, M., "Quantitative evaluation of the quality of the cuts performed on mullite-alumina by Nd:YAG laser", *Optics and Lasers in Engineering*, Vol. 42, No. 3 (2004), pp. 327-340.
- (2) Salem, H.G., Mansour, M.S., Badr, Y. and Abbas, W.A., "CW Nd:YAG laser cutting of ultra low carbon steel thin sheets using O₂ assist gas", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 196, (2008), pp. 64-72.
- (3) Golnabi, H. and Bahar, M., "Investigation of optimum condition in oxygen gas-assisted laser cutting", *Optics and Laser Technology*, Vol. 41, No. 4 (2009), pp. 454-460.
- (4) Kovalev, O.B., Yudin, P.V. and Zaitsev A.V., "Modeling of flow separation of assist gas as applied to laser cutting of thick sheet metal", *Applied Mathematical Modeling*, Vol. 33, No. 9 (2009), pp. 3730-3745.
- (5) Fieret, J., Terry, M.J. and Ward, B.A., "Aerodynamic interactions during laser cutting", *Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering*, Vol. 668, (1986), pp. 53-62.
- (6) Ketting, H.O. and Olsen, F.O., "High pressure off-axis laser cutting of stainless steel and aluminum", *Proceedings of International Conference on Laser Advanced Materials Processing (Science and Applications)*, No. 7-12 (1992), pp. 607-612.
- (7) Quintero, F., Pou, J., Fernandez, J.L., Doval, A.F., Lusquinos, F., Boutinguiza, M., Soto, R. and Perez-Amor, M., "Optimization of an off-axis nozzle for assist gas injection in laser fusion cutting", *Optics and Lasers in Engineering*, Vol. 44, No. 11 (2006), pp. 1158-1171.
- (8) Brandt, A.D. and Settles, G.S., "Effect of nozzle orientation on the gas dynamics of inert-gas laser cutting of mild steel", *Journal of Laser Applications*, Vol. 9, No. 6 (1997), pp. 269-277.
- (9) Morimoto, Y., Shinshi, T., Okamoto, T. and Nakai, T., "A TWO-DOF Controlled Lens Drive Actuator for Off-Axis Laser Beam Cutting", *Proceeding of The 6th International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century*, (2011), CD-ROM, 3376.

- (10) Onat Ekinici, T., Mayer J.R.R. and Cloutier, G.M., “Investigation of accuracy of aerostatic guideways”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 49, No. 6 (2009), pp. 478-487.
 - (11) Shinno, H., Yoshioka, H. and Taniguchi, K., “A Newly Developed Linear Motor-Driven Aerostatic X-Y Planar Motion Table System for Nano-Machining”, *Annals of the CIRP*, Vol. 56, No. 1 (2007), pp. 369-372.
 - (12) Shinno, H., Hashizume, H., Yoshioka, H., Komatsu, K., Shinshi, T. and Sato, K., “X-Y- θ Nano-Positioning Table System for a Mother Machine”, *Annals of the CIRP*, Vol. 53, No. 1 (2004), pp. 337-340.
 - (13) Zhang, X., Shinshi, T., Kajiwar, G., Shimokohbe, A., Imai, Y., Miyake, H. and Nakagawa, T., “A 5-DOF controlled maglev local actuator and its application”, *Precision Engineering*, Vol. 32, No. 4 (2008), pp. 289-300.
 - (14) Hofer, M., Schmidt, E. and Schrod, M., “Design of a Three Phase Permanent Magnet Biased Radial Active Magnetic Bearing Regarding a Position Sensorless Control”, *Proceedings of the 24th Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition, APEC2009*, (2009), pp. 1716-1721.
 - (15) 樋口俊郎, 山口智実, “電磁吸引力を利用した高速位置決め機構の開発”, 精密工学会誌, Vol. 59, No. 10 (1993), pp. 1619-1624.
 - (16) Meeker, D. and Maslen, E., “Analysis and Control of a Three Pole Radial Magnetic Bearing”, *Proceedings of the 10th International Symposium on Magnetic Bearings*, (2006).
 - (17) 有我祐一, 野波健蔵, 酒井克章 “ゼロパワー磁気軸受系の非線形制御 (第一報, リアプノフの直接法を基礎とした制御アルゴリズムの提案)”, 日本機械学会論文集 C 編, Vol. 67, No. 654 (2001), pp. 392-400.
 - (18) 進士忠彦, 張曉友, 飯島知弘, 崔起鳳, 李黎川, 下河辺明, “ラジアル磁気軸受の高精度制御”, 精密工学会誌, Vol. 67, No. 11 (2001), pp. 1803-1807.
-