

ロータ角速度を用いた クワッドロータの接触力制御



三重大学大学院工学研究科
電気電子工学専攻

2019(令和元) 年度修士論文

学籍番号 418M232

林 佑樹

目 次

| | | |
|----------|---------------------------|-----------|
| 1 | 序論 | 3 |
| 1.1 | 研究背景 | 3 |
| 1.2 | 本論文の構成 | 4 |
| 2 | 制御対象のモデリング | 6 |
| 2.1 | 機体の定義 | 6 |
| 2.2 | ロータの動力学 | 6 |
| 2.3 | ロータが機体に及ぼす力とトルク | 8 |
| 2.4 | 機体の動力学 | 9 |
| 2.5 | 接触環境のモデリング | 10 |
| 3 | 制御器設計 | 11 |
| 3.1 | 位置・力ハイブリッド制御器 | 11 |
| 3.2 | 力指令値変換器 | 12 |
| 3.3 | 姿勢制御器 | 14 |
| 3.4 | ロータ指令計算器 | 14 |
| 3.5 | ロータ制御器 | 15 |
| 3.5.1 | 従来のロータ制御器 | 15 |
| 3.5.2 | 提案するロータ制御器 | 15 |
| 4 | 制御器のゲイン調整 | 17 |
| 4.1 | ロータ制御系 | 17 |
| 4.1.1 | 従来のロータ制御系 | 17 |
| 4.1.2 | 提案するロータ制御系 | 18 |
| 4.2 | 姿勢制御系 | 18 |
| 4.3 | 機体推力制御系 | 20 |
| 4.3.1 | X_G 軸方向 | 20 |
| 4.3.2 | Z_G 軸方向 | 21 |
| 4.4 | 位置・力ハイブリッド制御系 | 22 |

| | | |
|----------|-----------------------------------|-----------|
| 5 | シミュレーション | 24 |
| 5.1 | シミュレーション条件 | 24 |
| 5.2 | シミュレーション結果 | 25 |
| 5.2.1 | ロータ制御系のステップ応答 | 25 |
| 5.2.2 | Trajectory 1 (X_G 軸) | 25 |
| 5.2.3 | Trajectory 2 (Z_G 軸) | 26 |
| 6 | 実験 | 29 |
| 6.1 | 実験環境 | 29 |
| 6.2 | 実験条件 | 30 |
| 6.3 | 実験結果 | 31 |
| 6.3.1 | Trajectory 1 (X_G 軸) | 31 |
| 6.3.2 | Trajectory 2 (Z_G 軸) | 32 |
| 7 | 結論 | 33 |
| | 参考文献 | 34 |

第 1 章

序論

1.1 研究背景

現在，無人航空機（UAV：Unmanned Aerial Vehicle）の一種である電動ヘリコプタの研究，実用化が盛んにおこなわれている．ヘリコプタはホバリング・垂直離着陸といった特徴的な飛行形態を持ち，精密な作業をすることが可能である．特に，近年のモータ性能の向上や MEMS（Micro Electro Mechanical Systems）技術の進歩，半導体の小型化などによって実現可能となったマルチロータ型ヘリコプタは機体構造が単純，可搬重量が大きい，機動性が高いなどの特徴を持つ．これらの利点から，電動ヘリコプタは空撮などによる調査や農薬散布，機体に固定した荷物の運搬といった非接触作業に応用されている．また，近年では橋梁の打音点検やビルの窓拭きなどの高所における接触作業への応用も期待されており，環境との接触作業を行う電動ヘリコプタについて様々な研究が行われている．

環境に対し接触作業を行う場合，接触力が過大となって環境を破壊したり不安定化することを避けるために接触力の制御は必要不可欠である．電動ヘリコプタで力制御を実現する手法の一つとして接触力制御を適用した多自由度マニピュレータをヘリコプタに搭載する方法が提案されている [1-3]．しかし，機構の複雑化，大型化，重量増加によりヘリコプタの利点である機動性が低下し，可搬重量も減少してしまう．一方，ヘリコプタのみにより接触力を制御できれば，機動性や可搬重量を犠牲にせずに接触作業ができる．

多自由度マニピュレータを搭載せず、ヘリコプタの機体自身で接触力を制御するものとしてフィードフォワード力制御が提案されている。機体の推力の方向が所望の方向となるような姿勢やロータの推力を動力学モデルから計算し、機体姿勢とロータ角速度を調整している [4,5]。しかし、フィードフォワード力制御はモデル化誤差の影響を受けやすい。そこで、接触力をフィードバック制御する手法も提案されている。

フィードバック制御を適用した手法は、インナーループで機体を位置制御する手法と推力制御する手法に分類される。位置制御する手法とは、アウトーループの接触力制御器の出力信号から機体位置指令を生成し、機体位置を制御することで間接的に接触力を制御するものである [6]。この手法は機体の位置決め精度に性能が支配されるが、一般的に浮遊する機体位置を精密に計測・制御することは容易ではない。

機体を推力制御する手法としては、これまでにロータ角速度を用いない手法が複数提案されている [7-10]。これらの文献では推力制御器の中に電圧制御によるフィードフォワードロータ制御器を用いている。しかしながら、フィードフォワードロータ制御では入力電圧や逆起電力などの電気系のモデル化誤差、プロペラの反トルクや軸受けの摩擦などのロータ軸周りに加わる機械的外乱の影響を受けやすい。

そこで、本研究ではロータ角速度を用いることで外乱オブザーバ、フィードバック線形化制御器、閉ループロータ角速度制御器を内包するロータ制御器を提案し、機体の推力制御に用いる。さらに、この推力制御系をインナーループに持つ位置・力ハイブリッド制御系をクワッドロータを用いて構築し、提案するロータ制御器の有効性をシミュレーションと実験により確認する。

1.2 本論文の構成

本論文の構成を以下に述べる。第2章では、クワッドロータと環境をモデリングする。第3章では、位置・力ハイブリッド制御器、力指令値変換器、姿勢制御器、ロータ指令計算器、ロータ制御器を設計する。第4章では、これらの制御器のゲイン調整法を示す。第5章と第6章では、シミュレーションと実験により提案するロータ制御器の有効性を示す。最後に第7章で結論を述べる。

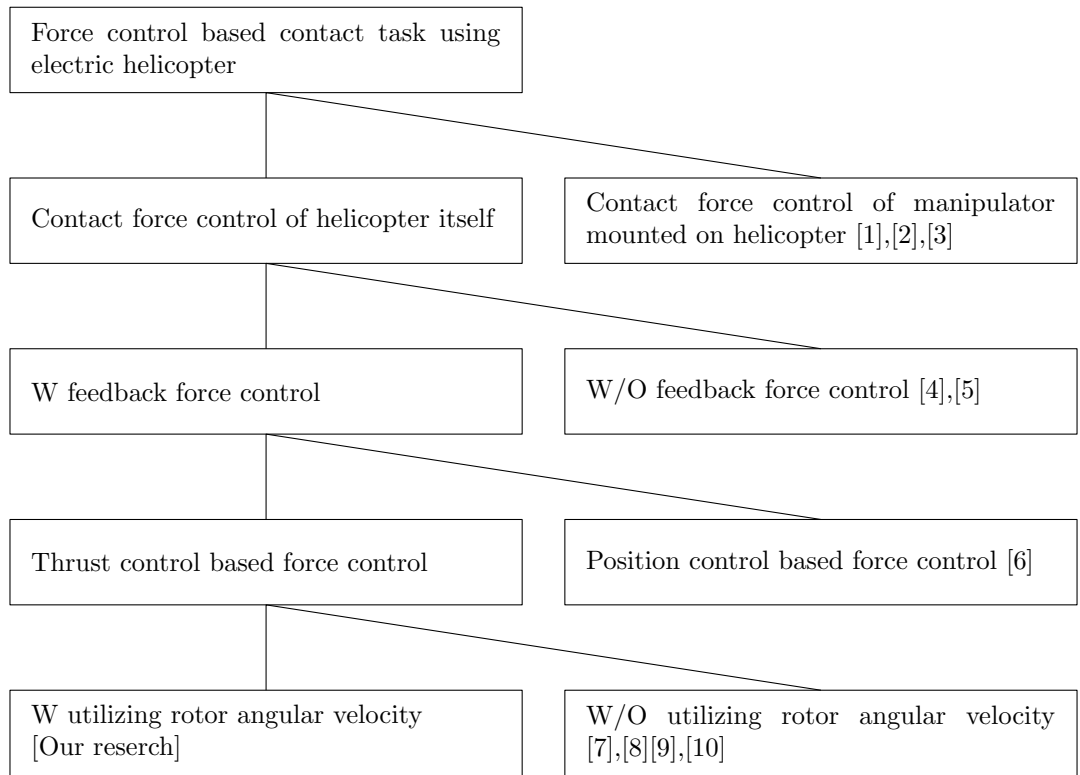


Fig. 1-1: Logic tree diagram of this research

第 2 章

制御対象のモデリング

本章ではクワッドロータと接触環境をモデリングする.

2.1 機体の定義

機体基準の座標系の定義とロータの配置を Fig. 2-1 に示す. l はロータ間距離の半分を表す. 機体基準の座標系を Σ_B とし, その原点を O_B , 直交する 3 軸を X_B, Y_B, Z_B とする. O_B はクワッドロータの重心である. また, $\phi^{res}, \theta^{res}, \psi^{res}$ はそれぞれ Σ_B における機体のロール角, ピッチ角, ヨー角とし, 機体の角速度ベクトルは $\omega^{res} := [\dot{\phi}^{res} \ \dot{\theta}^{res} \ \dot{\psi}^{res}]^T$ と定義する.

2.2 ロータの動力学

ロータの推力および反トルクはロータの角速度の 2 乗に比例し, ロータが角速度 Ω_i^{res} で回転するときに発生する推力 T_i^{res} および反トルク Q_i^{res} はそれぞれ (2.1) 式と (2.2) 式で表されるものとする [11].

$$T_i^{res} = C_T \Omega_i^{res2} \quad (2.1)$$

$$Q_i^{res} = C_Q \Omega_i^{res2} \quad (2.2)$$

ここで, C_T および C_Q はそれぞれロータ推力係数, ロータ反トルク係数であり, \circ_i は i 番目 ($i = 1, 2, 3, 4$) のロータの変数を表す.

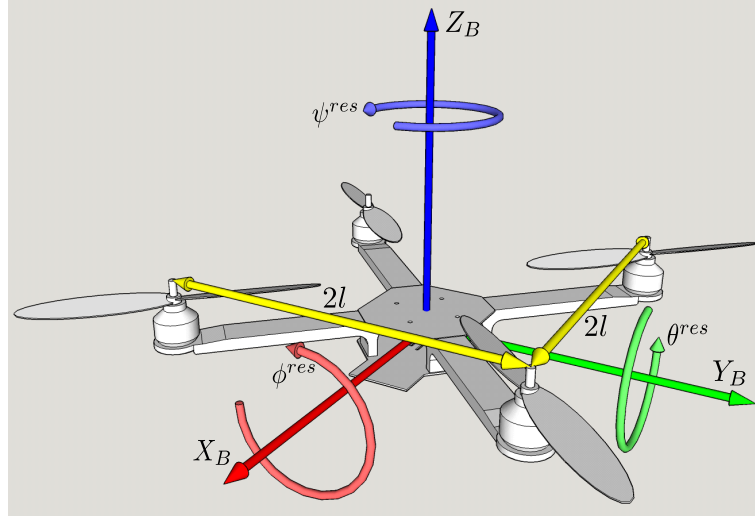


Fig. 2-1: Definition of body and Σ_B .

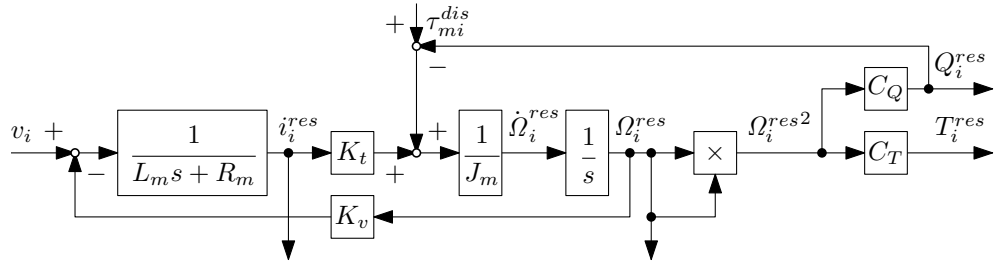


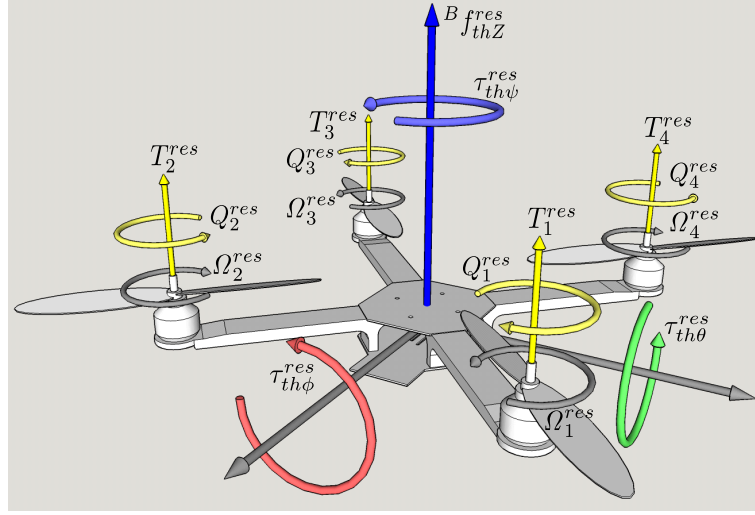
Fig. 2-2: Rotor dynamics.

ロータのモータに印加される電圧を v_i としたとき、ロータの動力学は (2.3) 式と (2.4) 式で表される。

$$\dot{\Omega}_i^{res} = \frac{K_t i_i^{res}}{J_m} - \frac{C_q \Omega_i^{res2} - \tau_{mi}^{dis}}{J_m} \quad (2.3)$$

$$i_i^{res} = \frac{v_i - K_v \Omega_i^{res} - R_m i_i^{res}}{L_m} \quad (2.4)$$

また、ロータの動力学のブロック線図を Fig. 2-2 に示す。ここで、 i_i^{res} はモータに流れる電流、 τ_{mi}^{dis} はロータ軸周りに加わる外乱トルク、 L_m はモータの巻線インダクタンス、 R_m はモータの巻線抵抗、 K_t はモータのトルク定数、 K_v はモータの起電力定数、 J_m はロータの慣性モーメントである。


 Fig. 2-3: Schematic of T_i^{res} , Q_i^{res} , $B f_{thZ}^{\text{res}}$, and τ_{th}^{res} .

2.3 ロータが機体に及ぼす力とトルク

4つのロータで発生する推力および反トルクの合力は Fig. 2-3 のように、機体に及ぼされる力ベクトル $B \mathbf{f}_{th}^{\text{res}} := [B f_{thX}^{\text{res}} \ B f_{thY}^{\text{res}} \ B f_{thZ}^{\text{res}}]^T$ とトルクベクトル $\boldsymbol{\tau}_{th}^{\text{res}} := [\tau_{th\phi}^{\text{res}} \ \tau_{th\theta}^{\text{res}} \ \tau_{th\psi}^{\text{res}}]^T$ へ分解することができ、それぞれ (2.5) 式と (2.6) 式で与えられる。

$$B \mathbf{f}_{th}^{\text{res}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \sum_{i=1}^4 T_i^{\text{res}} \end{bmatrix}^T \quad (2.5)$$

$$\boldsymbol{\tau}_{th}^{\text{res}} = \begin{bmatrix} l(T_1^{\text{res}} - T_2^{\text{res}} - T_3^{\text{res}} + T_4^{\text{res}}) \\ l(-T_1^{\text{res}} - T_2^{\text{res}} + T_3^{\text{res}} + T_4^{\text{res}}) \\ \sum_{i=1}^4 (-1)^i Q_i^{\text{res}} \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

(2.1) 式, (2.2) 式, (2.5) 式, (2.6) 式をまとめると (2.7) 式が得られる。

$$\begin{bmatrix} B f_{thZ}^{\text{res}} \\ \tau_{th\phi}^{\text{res}} \\ \tau_{th\theta}^{\text{res}} \\ \tau_{th\psi}^{\text{res}} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} C_T & C_T & C_T & C_T \\ lC_T & -lC_T & -lC_T & lC_T \\ -lC_T & -lC_T & lC_T & lC_T \\ -C_Q & C_Q & -C_Q & C_Q \end{bmatrix}}_A \begin{bmatrix} \Omega_1^{\text{res}2} \\ \Omega_2^{\text{res}2} \\ \Omega_3^{\text{res}2} \\ \Omega_4^{\text{res}2} \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

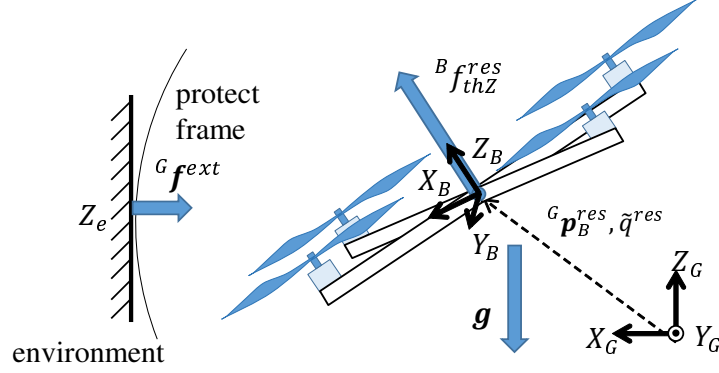


Fig. 2-4: Schematic of each coordinates and vectors.

2.4 機体の動力学

地面基準の直交座標系を Σ_G とし、その原点を O_G 、直交する3軸を X_G, Y_G, Z_G とする。 Σ_G において、 O_G から O_B に向かうベクトル、すなわちクワッドロータの重心の位置ベクトルを $G \mathbf{p}_B^{res} := [G p_{XB}^{res} \ G p_{YB}^{res} \ G p_{ZB}^{res}]^T$ と定義する。クワッドロータの姿勢表現には Σ_G から Σ_B への座標変換を用いる。この座標変換を、(2.8) 式の回転を表すクォータニオン \tilde{q}^{res} によって定義する。

$$\tilde{q}^{res} = q_0^{res} + \mathbf{q}^{res} = \cos \frac{\theta_q^{res}}{2} + \mathbf{n}^{res} \sin \frac{\theta_q^{res}}{2} \quad (2.8)$$

このクォータニオン \tilde{q}^{res} は Σ_G において単位ベクトル \mathbf{n}^{res} を回転軸として回転角 θ_q^{res} だけ回す回転を表し、 Σ_G をそれだけ回転させると Σ_B と一致する。 \tilde{q}^{res} を用いて ${}^B \mathbf{f}_{th}^{res}$ を座標変換することで、 Σ_G における重力を含めた機体推力ベクトル $G \mathbf{f}_{th}^{res} := [G f_{thX}^{res} \ G f_{thY}^{res} \ G f_{thZ}^{res}]^T$ は (2.9) 式となる。

$$G \mathbf{f}_{th}^{res} = \tilde{q}^{res} \otimes {}^B \mathbf{f}_{th}^{res} \otimes (\tilde{q}^{res})^* + m \mathbf{g} \quad (2.9)$$

ここで、 m は機体の質量、 \mathbf{g} は Σ_G における重力加速度ベクトルである。 \mathbf{g} は重力加速度 g を用いて (2.10) 式で定義する。

$$\mathbf{g} = [0 \ 0 \ -g]^T \quad (2.10)$$

また、 \otimes はクォータニオン積， \circ^* は \circ の共役クォータニオンを表し，それぞれ (2.11) 式と (2.12) 式で計算できる [12].

$$\tilde{q} \otimes \tilde{p} = q_0 p_0 + q_0 \mathbf{p} + p_0 \mathbf{q} - \mathbf{q} \cdot \mathbf{p} + \mathbf{q} \times \mathbf{p} \quad (2.11)$$

$$\tilde{q}^* = q_0 - \mathbf{q} \quad (2.12)$$

クォータニオンとベクトルのクォータニオン積の場合，例えばベクトル \mathbf{w} をクォータニオン $\tilde{w} = 0 + \mathbf{w}$ として計算できる.

機体の動力学はクォータニオンを用いることで (2.13)–(2.15) 式で表される [13].

$$\mathbf{J} \dot{\boldsymbol{\omega}}^{res} = \boldsymbol{\tau}_{th}^{res} + \boldsymbol{\tau}^{dis} - \boldsymbol{\omega}^{res} \times (\mathbf{J} \boldsymbol{\omega}^{res}) \quad (2.13)$$

$$\dot{\tilde{q}}^{res} = \frac{1}{2} \tilde{q}^{res} \otimes \boldsymbol{\omega}^{res} \quad (2.14)$$

$$m^G \ddot{\mathbf{p}}_B^{res} = \mathbf{f}_{th}^{res} + \mathbf{f}^{ext} + \mathbf{f}^{dis} \quad (2.15)$$

ここで， $\mathbf{J} := \text{diag}(J_\phi, J_\theta, J_\psi)$ は Σ_B における機体慣性行列， $\mathbf{f}^{ext} := \begin{bmatrix} G f_X^{ext} & G f_Y^{ext} & G f_Z^{ext} \end{bmatrix}^T$ は Σ_G における環境反力ベクトル， $\boldsymbol{\tau}^{dis}$ は Σ_B における，機体重心の偏差や風などによる外乱トルクベクトル， \mathbf{f}^{dis} は Σ_G における，風などによる外乱力ベクトルである.

2.5 接触環境のモデリング

クワッドロータが接触する環境は (2.16) 式の粘弾性モデルで表す.

$$G f_{\#}^{ext} = \begin{cases} 0 & (G p_{\#B}^{res} < G p_{\#}^{env}) \\ -(G p_{\#B}^{res} - G p_{\#}^{env}) k_e - G \dot{p}_{\#B}^{res} d_e & (G p_{\#B}^{res} \geq G p_{\#}^{env}) \end{cases} \quad (2.16)$$

ここで， $\# = X, Y, Z$ であり， $G p_{\#}^{env}$ は $\#_G$ 軸方向の環境の位置を表す. また， k_e ， d_e はそれぞれ環境の弾性係数および粘性係数である. $G p_{\#B}^{res} \geq G p_{\#}^{env}$ ， $G p_{\#}^{env} = 0$ を仮定すると，伝達関数 $Z_e(s) := G f_{\#}^{ext} / G p_{\#B}^{res}$ は (2.17) 式で表される.

$$Z_e(s) = -(k_e + d_e s) \quad (2.17)$$

第 3 章

制御器設計

本章ではクワッドロータの制御器を設計する。

3.1 位置・力ハイブリッド制御器

Fig. 3-1 に位置・力ハイブリッド制御系のブロック線図を示す。ここで、 ${}^G\mathbf{p}_B^{ref} := \begin{bmatrix} {}^Gp_{XB}^{ref} & {}^Gp_{YB}^{ref} & {}^Gp_{ZB}^{ref} \end{bmatrix}^T$, ${}^G\mathbf{f}^{ref} := \begin{bmatrix} {}^Gf_X^{ref} & {}^Gf_Y^{ref} & {}^Gf_Z^{ref} \end{bmatrix}^T$ はそれぞれ位置指令値, 接触力指令値である。位置制御系はフィードバック位置制御器 C_p により ${}^G\mathbf{p}_B^{res}$ を制御し, 力制御系はフィードバック力制御器 C_f により ${}^G\mathbf{f}^{ext}$ を制御する。また, 力制御器は接触力を補償するためのフィードフォワード制御器を併用する 2 自由度制御器を用いる。接触力 ${}^G\mathbf{f}^{ext}$ は, 力センサの値に (3.1) 式のローパスフィルタ $Q(s) := {}^G\hat{\mathbf{f}}^{ext}/{}^G\mathbf{f}^{ext}$ を掛けたものを計測値 ${}^G\hat{\mathbf{f}}^{ext}$ として用いる。

$$Q(s) = \frac{\omega_c}{s + \omega_c} \quad (3.1)$$

ここで, ω_c はローパスフィルタのカットオフ角周波数である。各軸方向を位置制御するか力制御するかは選択行列 $\mathbf{S} := \text{diag}(S_X, S_Y, S_Z)$ で選ぶ。制御目標は (3.2) 式である。

$$\mathbf{S}^G\mathbf{f}^{ext} + (\mathbf{I} - \mathbf{S}){}^G\mathbf{p}_B^{res} = \mathbf{S}^G\mathbf{f}^{ref} + (\mathbf{I} - \mathbf{S}){}^G\mathbf{p}_B^{ref} \quad (3.2)$$

(3.2) 式を満たすために, Σ_G における機体推力指令値 ${}^G\mathbf{f}_{th}^{ref} := \begin{bmatrix} {}^Gf_{thX}^{ref} & {}^Gf_{thY}^{ref} & {}^Gf_{thZ}^{ref} \end{bmatrix}^T$ を (3.3) 式で生成し, Fig. 3-2 の機体推力制御系に入力する。

$${}^G\mathbf{f}_{th}^{ref} = (1 + C_f)\mathbf{S}({}^G\mathbf{f}^{ref} - {}^G\mathbf{f}^{ext}) + C_p(\mathbf{I} - \mathbf{S})({}^G\mathbf{p}_B^{ref} - {}^G\mathbf{p}_B^{res}) \quad (3.3)$$

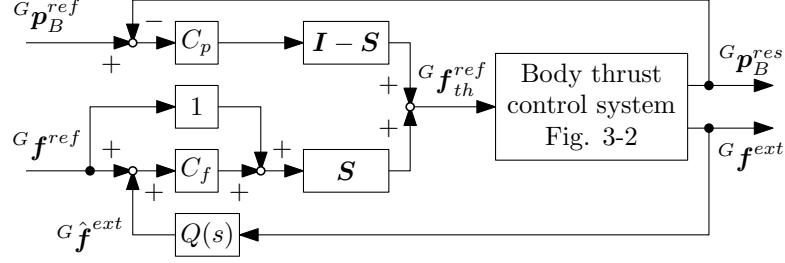


Fig. 3-1: Position-force hybrid control system.

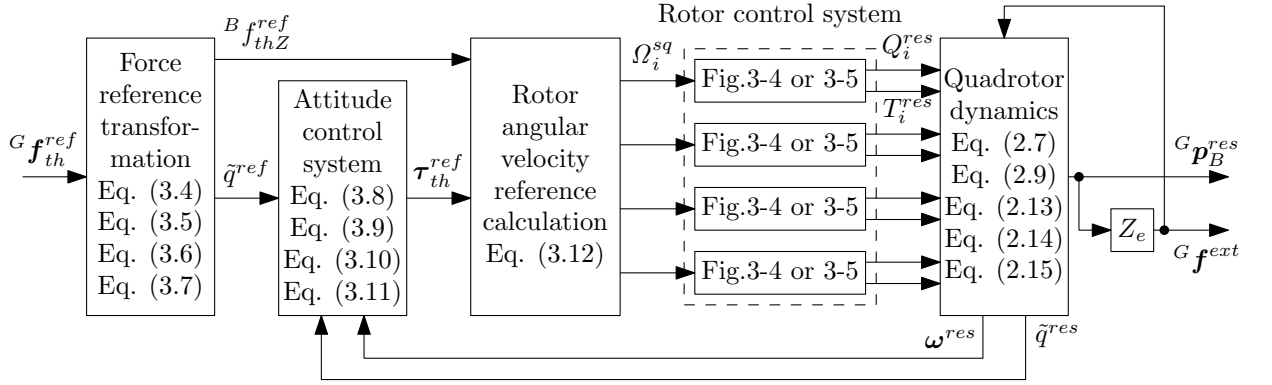


Fig. 3-2: Body thrust control system.

機体推力制御系は力指令値変換器，姿勢制御系，ロータ指令計算器，ロータ制御系からなる。

3.2 力指令値変換器

Fig. 3-3 に基づいて指令値の変換を行う．(2.5) 式から分かるように，ロータの回転によって機体が発揮する力は $B \mathbf{f}_{thZ}^{res}$ のみであるため，(3.4) 式のようにフィードフォワード的に重力を補償した推力指令値のノルムを Σ_B における推力指令値 $B \mathbf{f}_{thZ}^{ref}$ として与える．

$$B \mathbf{f}_{thZ}^{ref} = \|G \mathbf{f}_{th}^{ref} - m\mathbf{g}\| \quad (3.4)$$

この $B \mathbf{f}_{thZ}^{ref}$ が $G \mathbf{f}_{th}^{ref} - m\mathbf{g}$ の方向となるような姿勢を考える．回転軸 \mathbf{n}^{ref} を X_G - Y_G 平面上に置き，その軸周りにおける Z_G 軸に対する回転角 θ_q^{ref} を考えると，指令値 \mathbf{n}^{ref} と θ_q^{ref} は (3.5) 式

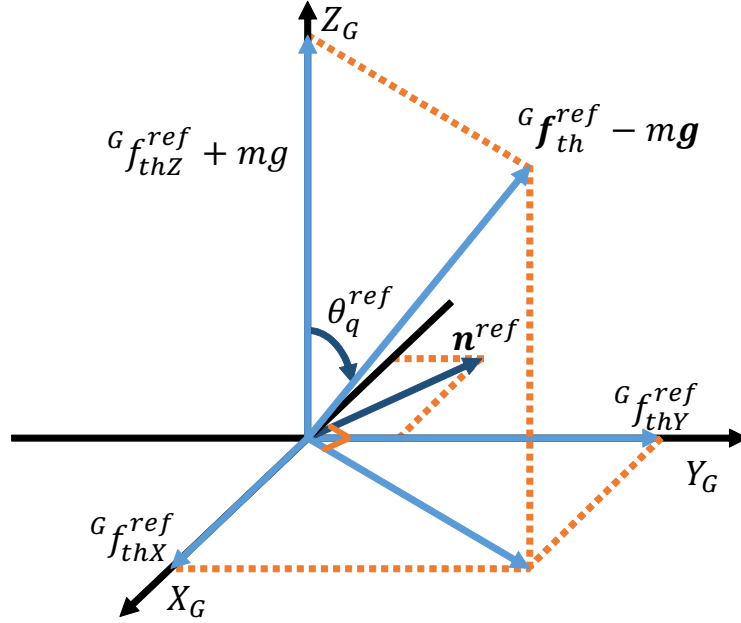


Fig. 3-3: Calculating quaternion.

と (3.6) 式のように計算できる.

$$\mathbf{n}^{ref} = \begin{bmatrix} \frac{-G f_{thY}^{ref}}{\sqrt{G f_{thX}^{ref2} + G f_{thY}^{ref2}}} & \frac{G f_{thX}^{ref}}{\sqrt{G f_{thX}^{ref2} + G f_{thY}^{ref2}}} & 0 \end{bmatrix}^T \quad (3.5)$$

$$\begin{aligned} \theta_q^{ref} &= \cos^{-1} \frac{G f_{thZ}^{ref} + mg}{B f_{thZ}^{ref}} \\ &= \sin^{-1} \frac{\sqrt{G f_{thX}^{ref2} + G f_{thY}^{ref2}}}{B f_{thZ}^{ref}} \end{aligned} \quad (3.6)$$

(2.8) 式のクォータニオンと回転軸および回転角の関係より, (3.5) 式と (3.6) 式を用いて姿勢指令値 \tilde{q}^{ref} を (3.7) 式で与える.

$$\tilde{q}^{ref} = \cos \frac{\theta_q^{ref}}{2} + \mathbf{n}^{ref} \sin \frac{\theta_q^{ref}}{2} \quad (3.7)$$

3.3 姿勢制御器

文献 [14] で用いられている姿勢制御系により姿勢制御を行う．機体の姿勢 \tilde{q}^{res} と機体の姿勢指令値 \tilde{q}^{ref} の誤差 \tilde{q}^{err} は (3.8) 式で表される．

$$\tilde{q}^{err} = (\tilde{q}^{res})^* \otimes \tilde{q}^{ref} \quad (3.8)$$

\tilde{q}^{err} は Σ_G において、機体の姿勢が指令値と一致するのに必要な回転を表すクォータニオンに等しい． \tilde{q}^{err} から、機体の姿勢指令値 \tilde{q}^{ref} に追従するような機体の角速度指令値 ω^{ref} を (3.9) 式より生成する．

$$\omega^{ref} = \frac{2}{T_{att}} \text{sgn}(q_0^{err}) \mathbf{q}^{err} + \omega_{ff} \quad (3.9)$$

ただし、 $\tilde{q}^{err} = q_0^{err} + \mathbf{q}^{err}$ である．また、 ω_{ff} は \tilde{q}^{ref} の時間変化分から角速度指令をフィードフォワード的に補償する項で、(3.10) 式で求められる．

$$\omega_{ff} = 2\tilde{q}^{err} \otimes (\tilde{q}^{ref})^* \otimes \dot{\tilde{q}}^{ref} \otimes (\tilde{q}^{err})^* \quad (3.10)$$

次に、 ω^{ref} に追従するようなトルク指令値 τ_{th}^{ref} を (3.11) 式より生成する．

$$\tau_{th}^{ref} = \frac{1}{T_\omega} \mathbf{J}(\omega^{ref} - \omega^{res}) + \omega^{res} \times (\mathbf{J}\omega^{res}) \quad (3.11)$$

ここで、(3.11) 式の右辺第2項によりジャイロ効果によるトルクをフィードフォワード的に補償している．また、 T_{att} および T_ω は設計パラメータであり、それぞれ姿勢制御時定数、機体角速度制御時定数を意味する．

3.4 ロータ指令計算器

(2.7) 式の逆モデルを用いて、 ${}^B f_{thZ}^{ref}$ 、 τ_{th}^{ref} から各ロータの角速度2乗指令値 Ω_i^{sq} を (3.12) 式で計算する．

$$\begin{bmatrix} \Omega_1^{sq} \\ \Omega_2^{sq} \\ \Omega_3^{sq} \\ \Omega_4^{sq} \end{bmatrix} = \mathbf{A}^{-1} \begin{bmatrix} {}^B f_{thZ}^{ref} \\ \tau_{th\phi}^{ref} \\ \tau_{th\theta}^{ref} \\ \tau_{th\psi}^{ref} \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

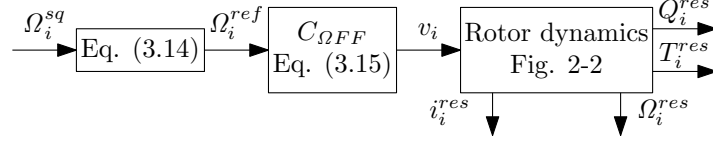


Fig. 3-4: Conventional rotor control system.

3.5 ロータ制御器

ロータ制御器を設計する．制御目標は (3.13) 式である．

$$\Omega_i^{sq} = \Omega_i^{res2} \quad (3.13)$$

(3.13) 式が成り立つとき，(2.7) 式と (3.12) 式より， $B f_{thZ}^{ref} = B f_{thZ}^{res}$ ， $\tau_{th}^{ref} = \tau_{th}^{res}$ が成り立つ．

3.5.1 従来のロータ制御器

Fig. 3-4 に従来のロータ制御系の概要を示す．角速度司令値 Ω_i^{ref} を逆システムを用いて (3.14) 式で与える．

$$\Omega_i^{ref} = \sqrt{\Omega_i^{sq}} \quad (3.14)$$

また， $v_i := C_{\Omega FF}(\Omega_i^{ref})$ を (3.15) 式で与える．

$$v_i = \frac{R_m C_Q}{K_t} \Omega_i^{ref2} + K_v \Omega_i^{ref} \quad (3.15)$$

$\dot{\Omega}_i^{res} = 0$ ， $L_m = 0$ ， $\tau_{mi}^{dis} = 0$ を仮定すると，(2.3) 式，(2.4) 式，(3.14) 式，(3.15) 式より (3.13) 式が成り立つ．

3.5.2 提案するロータ制御器

Fig. 3-5 に本論文で提案するロータ制御系を示す．ここで， a_i^{ref} はロータ角加速度指令値， i_i^{ref} は電流指令値， $\hat{\tau}_{mi}^{dis}$ は外乱トルク推定値， J_{mn} ， K_{tn} はそれぞれ J_m ， K_t のノミナル値である．Fig. 3-5 ではモータを電流制御器 C_i で電流制御することで入力電圧や抵抗などのモデル化誤差の影響を抑えている．その外側には外乱オブザーバ (DOB) を用いることでロータのモデル化誤差や反トル

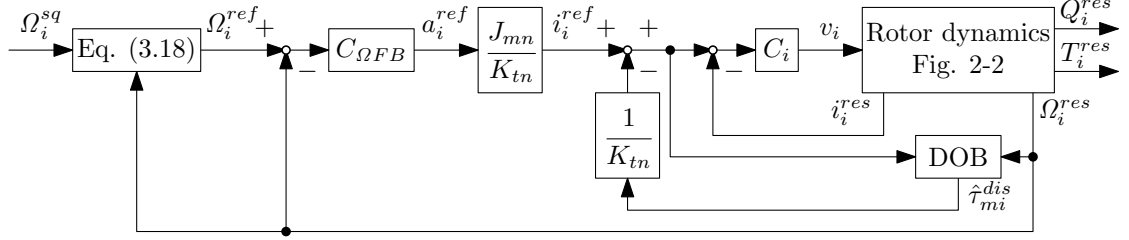


Fig. 3-5: Proposed rotor control system.

ク，軸受け摩擦などの外乱の影響を抑えている．もし DOB が理想的に働くととき，(3.16) 式が成り立つ．

$$a_i^{ref} = \dot{\Omega}_i^{res} \quad (3.16)$$

DOB の外側に角速度制御器 $C_{\Omega FB}$ で閉ループ角速度制御系を組むことで目標値追従特性を調整する．

$$a_i^{ref} = C_{\Omega FB}(\Omega_i^{ref} - \Omega_i^{res}) \quad (3.17)$$

指令値 Ω_i^{sq} から応答値 Ω_i^{res} までの伝達関数は非線形要素を含むため，(3.18) 式のフィードバック線形化を適用して系の線形化を行い，ロータ推力，反トルクの制御における過渡特性の向上を図る．

$$\Omega_i^{ref} = \Omega_i^{sq} / \Omega_i^{res} \quad (3.18)$$

$C_{\Omega FB} \rightarrow \infty$ を仮定すると，(3.16)–(3.18) 式より (3.13) 式が成り立つ．ただし， $C_{\Omega FB} \rightarrow \infty$ は現実的な仮定でないため， $C_{\Omega FB}$ を有界としたときの解析を第 4.1.2 章で行う．

第 4 章

制御器のゲイン調整

本章では第 3 章で設計した制御器のゲイン調整法を示す.

4.1 ロータ制御系

従来のロータ制御系および提案するロータ制御系の伝達関数モデルを求める.

4.1.1 従来のロータ制御系

$L_m = 0$, $\tau_{mi}^{dis} = 0$ を仮定すると, (2.3) 式と (2.4) 式より (4.1) 式が得られる.

$$\dot{\Omega}_i^{res} = \frac{K_t v_i - K_t K_v \Omega_i^{res}}{R_m J_m} - \frac{C_q \Omega_i^{res2}}{J_m} \quad (4.1)$$

(3.15) 式と (4.1) 式より (4.2) 式を得る.

$$\dot{\Omega}_i^{res} = \frac{K_t K_v}{R_m J_m} (\Omega_i^{ref} - \Omega_i^{res}) + \frac{C_q}{J_m} (\Omega_i^{ref2} - \Omega_i^{res2}) \quad (4.2)$$

(4.2) 式において, 右辺第 2 項が無視できるほど小さいと仮定すると, (4.3) 式と (4.4) 式が得られる.

$$\dot{\Omega}_i^{res} = C_{conv} (\Omega_i^{ref} - \Omega_i^{res}) \quad (4.3)$$

$$C_{conv} = \frac{K_t K_v}{R_m J_m} \quad (4.4)$$

すなわち, 一次系の伝達関数で近似できる.

さらに Ω_i^{sq} から Ω_i^{res2} までの伝達関数について, (3.14) 式と (4.3) 式より (4.5) 式が得られる.

$$\frac{d}{dt}(\Omega_i^{res2}) = C_{conv}(\Omega_i^{sq} - \Omega_i^{res2}) - \frac{(\frac{d}{dt}\Omega_i^{res})^2}{C_{conv}} \quad (4.5)$$

(4.5) 式において, ロータの角加速度が小さいとして $(\frac{d}{dt}\Omega_i^{res})^2 \simeq 0$ とみなすと (4.6) 式が得られる.

$$\frac{d}{dt}(\Omega_i^{res2}) = C_{conv}(\Omega_i^{sq} - \Omega_i^{res2}) \quad (4.6)$$

すなわち, 伝達関数 $G_{rot}(s) := \Omega_i^{res2}/\Omega_i^{sq}$ は (4.7) 式で線形近似できる.

$$G_{rot}(s) = \frac{C_{conv}}{s + C_{conv}} \quad (4.7)$$

4.1.2 提案するロータ制御系

(3.16) 式と (3.17) 式より (4.8) 式を得る.

$$\dot{\Omega}_i^{res} = C_{\Omega FB}(\Omega_i^{ref} - \Omega_i^{res}) \quad (4.8)$$

さらに (4.8) 式に (3.18) 式を代入すると (4.9) 式となる.

$$\frac{d}{dt}(\Omega_i^{res2}) = 2C_{\Omega FB}(\Omega_i^{sq} - \Omega_i^{res2}) \quad (4.9)$$

よって伝達関数 $G_{rot}(s) := \Omega_i^{res2}/\Omega_i^{sq}$ は (4.10) 式で表される.

$$G_{rot}(s) = \frac{2C_{\Omega FB}}{s + 2C_{\Omega FB}} \quad (4.10)$$

本論文では (4.11) 式とすることで従来のロータ制御系と提案するロータ制御系の目標値追従特性を揃える.

$$C_{\Omega FB} = C_{conv}/2 \quad (4.11)$$

4.2 姿勢制御系

(4.12) 式と (4.13) 式の条件下での姿勢制御系の伝達関数モデルを求める.

$$\mathbf{n}^{ref} = \mathbf{n}^{res} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}^T \quad (4.12)$$

$$\boldsymbol{\tau}^{dis} = \mathbf{0} \quad (4.13)$$

まず (2.13) 式, (4.12) 式, (4.13) 式より (4.14) 式が得られる.

$$\ddot{\theta}^{res} = \frac{\tau_{th\theta}^{res}}{J_\theta} \quad (4.14)$$

また, (2.14) 式と (4.12) 式より (4.15) 式が得られる.

$$\dot{\theta}_q^{res} = \dot{\theta}^{res} \quad (4.15)$$

次に制御器について, (3.8) 式, (3.9) 式, (3.10) 式, (4.12) 式より (4.16) 式が得られる.

$$\dot{\theta}^{ref} = \frac{2}{T_{att}} \sin \frac{\theta_q^{ref} - \theta_q^{res}}{2} + \dot{\theta}_q^{ref} \quad (4.16)$$

ここで姿勢角 θ_q^{ref} の変化が少ないため $\theta_q^{ref} - \theta_q^{res} \simeq 0$ が成り立つとすると, (4.16) 式は (4.17) 式に近似できる.

$$\dot{\theta}^{ref} = \frac{1}{T_{att}} (\theta_q^{ref} - \theta_q^{res}) + \dot{\theta}_q^{ref} \quad (4.17)$$

また, (3.11) 式と (4.12) 式より (4.18) 式が得られる.

$$\tau_{th\theta}^{ref} = \frac{1}{T_\omega} J_\theta (\dot{\theta}^{ref} - \dot{\theta}^{res}) \quad (4.18)$$

さらに $\tau_{th\theta}^{ref}$ から $\tau_{th\theta}^{res}$ までの伝達関数は (2.7) 式と (3.12) 式より (4.19) 式となる.

$$\frac{\tau_{th\theta}^{res}}{\tau_{th\theta}^{ref}} = \frac{\Omega_i^{res2}}{\Omega_i^{sq}} = G_{rot}(s) \quad (4.19)$$

(4.7) 式, (4.14) 式, (4.15) 式, (4.17) 式, (4.18) 式, (4.19) 式より, 姿勢制御系のブロック線図は Fig. 4-1 で表され, 閉ループ伝達関数 $G_{att}(s) := \theta_q^{res} / \theta_q^{ref}$ は (4.20) 式で表される.

$$G_{att}(s) = \frac{(T_{att}s + 1)C_{conv}}{D_{att}(s)} \quad (4.20)$$

$$D_{att}(s) = T_{att}T_\omega s^3 + T_{att}T_\omega C_{conv}s^2 + T_{att}C_{conv}s + C_{conv} \quad (4.21)$$

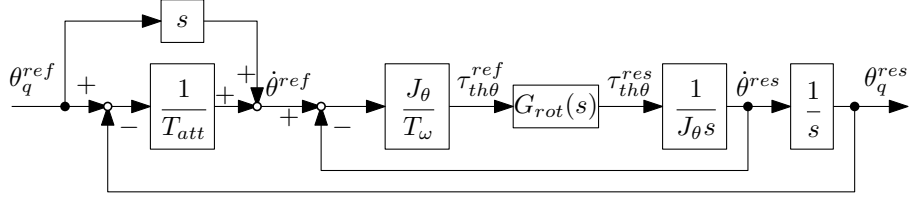
本論文ではパラメータ設計の簡単化のため, $D_{att}(s) = T_{att}T_\omega(s + \lambda_{att})^3$ となるように極配置する. このとき, λ_{att} , T_{att} , T_ω はそれぞれ (4.22) 式, (4.23) 式, (4.24) 式で与えられる.

$$\lambda_{att} = C_{conv}/3 \quad (4.22)$$

$$T_{att} = 3/\lambda_{att} \quad (4.23)$$

$$T_\omega = 1/\lambda_{att} \quad (4.24)$$

これらの式より, λ_{att} , T_{att} , T_ω は (4.4) 式で与えた C_{conv} に依存して一意に定まる事が分かる.


 Fig. 4-1: Transfer function model $G_{att}(s)$ of attitude control system.

4.3 機体推力制御系

${}^G \mathbf{f}_{th}^{ref}$ から ${}^G \mathbf{f}_{th}^{res}$ までの伝達関数モデルを X_G 軸方向と Z_G 軸方向に分けて求める。 Y_G 軸方向は X_G 軸方向と同様であるので省略する。

4.3.1 X_G 軸方向

(4.25) 式のようにクワッドロータが X_G 軸方向に推力を発揮する場合を考える。

$${}^G \mathbf{f}_{th}^{ref} = \begin{bmatrix} {}^G f_{thX}^{ref} & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \quad (4.25)$$

(4.25) 式を (3.4) 式, (3.5) 式, (3.6) 式に代入すると, それぞれ (4.26) 式, (4.27) 式, (4.28) 式となる。

$${}^B f_{thZ}^{ref} = \sqrt{{}^G f_{thX}^{ref\,2} + (mg)^2} \quad (4.26)$$

$$\mathbf{n}^{ref} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}^T \quad (4.27)$$

$$\theta_q^{ref} = \sin^{-1} \frac{{}^G f_{thX}^{ref}}{{}^B f_{thZ}^{ref}} \quad (4.28)$$

ここで, ${}^G f_{thX}^{ref} \ll mg$ のとき, (4.26) 式と (4.28) 式はそれぞれ (4.29) 式と (4.30) 式に近似できる。

$${}^B f_{thZ}^{ref} \simeq mg \quad (4.29)$$

$$\theta_q^{ref} \simeq \frac{{}^G f_{thX}^{ref}}{mg} \simeq 0 \quad (4.30)$$

(4.27) 式と (4.29) 式より ${}^B f_{thZ}^{ref}$, \mathbf{n}^{ref} は定数とみなせるため, ${}^B f_{thZ}^{res} \simeq {}^B f_{thZ}^{ref}$, $\mathbf{n}^{res} = \mathbf{n}^{ref}$ を仮定し, (2.8) 式と (2.9) 式に代入することで (4.31) 式を得る。

$${}^G \mathbf{f}_{th}^{res} = \begin{bmatrix} mg \sin \theta_q^{res} & 0 & mg \cos \theta_q^{res} - mg \end{bmatrix}^T \quad (4.31)$$

ここで, (4.20) 式と (4.30) 式より $\theta_q^{res} \simeq 0$ を仮定すると, (4.31) 式は (4.32) 式に近似できる.

$${}^G \mathbf{f}_{th}^{res} = \begin{bmatrix} mg\theta_q^{res} & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \quad (4.32)$$

(4.30) 式と (4.32) 式より (4.33) 式が得られる.

$$\frac{{}^G f_{thX}^{res}}{{}^G f_{thX}^{ref}} = \frac{\theta_q^{res}}{\theta_q^{ref}} = G_{att}(s) \quad (4.33)$$

4.3.2 Z_G 軸方向

(4.34) 式のようにクワッドロータが Z_G 軸方向に推力を発揮する場合を考える.

$${}^G \mathbf{f}_{th}^{ref} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & {}^G f_{thZ}^{ref} \end{bmatrix}^T \quad (4.34)$$

(4.34) 式を (3.4) 式, (3.6) 式に代入すると, それぞれ (4.35) 式, (4.36) 式となる.

$${}^B f_{thZ}^{ref} = {}^G f_{thZ}^{ref} + mg \quad (4.35)$$

$$\theta_q^{ref} = 0 \quad (4.36)$$

(4.20) 式と (4.36) 式より $\theta_q^{res} \simeq 0$ を仮定し, (2.8) 式と (2.9) 式に代入することで (4.37) 式を得る.

$${}^G \mathbf{f}_{th}^{res} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & {}^B f_{thZ}^{res} - mg \end{bmatrix}^T \quad (4.37)$$

ここで, ${}^B f_{thZ}^{ref}$ から ${}^B f_{thZ}^{res}$ までの伝達関数は (2.7) 式と (3.12) 式より (4.38) 式となる.

$$\frac{{}^B f_{thZ}^{res}}{{}^B f_{thZ}^{ref}} = \frac{\Omega_i^{res2}}{\Omega_i^{sq}} = G_{rot}(s) \quad (4.38)$$

(4.35) 式, (4.37) 式, (4.38) 式より (4.39) 式が得られる.

$${}^G f_{thZ}^{res} = G_{rot}(s){}^G f_{thZ}^{ref} + G_{rot}(s)mg - mg \quad (4.39)$$

(4.39) 式において $G_{rot}(s)mg \simeq mg$ とすると (4.40) 式となる.

$$\frac{{}^G f_{thZ}^{res}}{{}^G f_{thZ}^{ref}} = G_{rot}(s) \quad (4.40)$$

4.4 位置・力ハイブリッド制御系

${}^G\mathbf{f}^{dis} = \mathbf{0}$ と仮定して位置・力ハイブリッド制御系の伝達関数モデルを求める。

(4.25) 式, $S_X = 0$, ${}^G\mathbf{f}^{ext} = \mathbf{0}$ の条件下において, (2.15) 式, (3.3) 式, (4.33) 式より X_G 軸方向における位置制御系のブロック線図は Fig. 4-2 で表され, 開ループ伝達関数 $G_{pX}(s)$ は (4.41) 式となる。

$$G_{pX}(s) = \frac{C_p(s)G_{att}(s)}{ms^2} \quad (4.41)$$

一方で, (4.25) 式, $S_X = 1$ の条件下において, (2.15) 式, (2.17) 式, (3.3) 式, (4.33) 式より X_G 軸方向における力制御系のブロック線図は Fig. 4-3 で表され, 開ループ伝達関数 $G_{fX}(s)$ は (4.42) 式となる。

$$G_{fX}(s) = \frac{C_f(s)G_{att}(s)Z_e(s)Q(s)}{ms^2 + Z_e(s)} \quad (4.42)$$

また, (4.34) 式, $S_Z = 1$ の条件下において, (2.15) 式, (2.17) 式, (3.3) 式, (4.40) 式より Z_G 軸方向における力制御系のブロック線図は Fig. 4-4 で表され, 開ループ伝達関数 $G_{fZ}(s)$ は (4.43) 式となる。

$$G_{fZ}(s) = \frac{C_f(s)G_{rot}(s)Z_e(s)Q(s)}{ms^2 + Z_e(s)} \quad (4.43)$$

(4.41)–(4.43) 式に基づき $C_p(s)$ と $C_f(s)$ を設計する。 $C_p(s)$ は X_G 軸方向において設計したゲインを X_G , Y_G , Z_G 軸方向すべての制御に用いる。また, $C_f(s)$ は X_G 軸方向において設計したゲインを X_G , Y_G 軸方向の制御に, Z_G 軸方向において設計したゲインを Z_G 軸方向の制御に用いる。

PD 制御器 $C_p(s)$ のゲインは 40° 以上の位相余裕を持ちつつ, できるだけゲイン交差周波数が高くなる値を用いる。また, P 制御器 $C_f(s)$ のゲインは 10 dB 以上のゲイン余裕を持ちつつ, できるだけゲイン交差周波数が高くなる値を用いる。

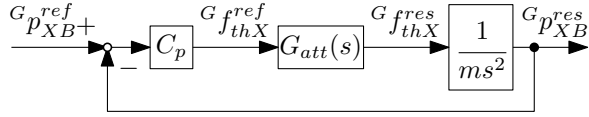


Fig. 4-2: Transfer function model of position control system in X_G -axis.

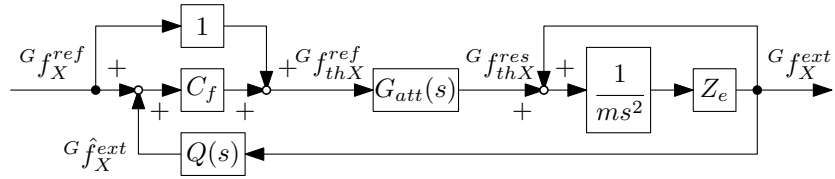


Fig. 4-3: Transfer function model of force control system in X_G -axis.

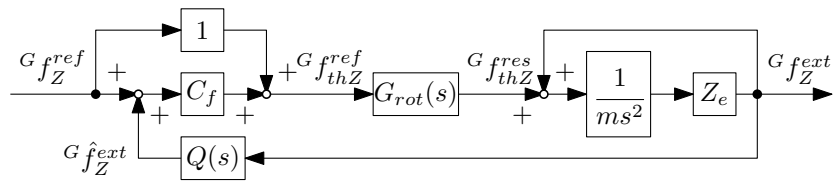


Fig. 4-4: Transfer function model of force control system in Z_G -axis.

第 5 章

シミュレーション

本章ではクワッドロータの位置・力ハイブリッド制御のシミュレーションを行う。ロータ制御系単体のステップ応答, X_G 軸および Z_G 軸方向への接触力制御のシミュレーション結果を示す。 Y_G 軸方向については X_G 軸と同様の結果が得られたため省略する。それぞれにおいて従来のロータ制御系と提案するロータ制御系で比較した。また, 第 4 章で求めた伝達関数モデルの妥当性を確認するため, (4.7) 式, Fig. 4-3, Fig. 4-4 の伝達関数モデルの応答も比較した。

5.1 シミュレーション条件

使用した物理パラメータおよび設計パラメータを Table 5.1 と Table 5.2 に示す。 C_i は時定数が 1 ms となるように設計し, ω_c は使用した力センサ値に混入するノイズが十分に遮断できる角周波数とした。また, 制御周期は 0.5 ms とした。接触力制御の初期状態として, クワッドロータが原点 O_G でホバリングしている状態から Table 5.3 の動作計画に従ってシミュレーションを行う。第 5.2.2 節および第 5.2.3 節で用いた選択行列 \mathbf{S} , 位置指令値 ${}^G \mathbf{p}_B^{ref}$, 接触力指令値 ${}^G \mathbf{f}^{ref}$ を Table 5.4 に示す。

Table 5.1: Physical parameters.

| | | | | | |
|----------|------------------------|-------------------------------------|------------------|--|-----------------------|
| C_T | 1.014×10^{-5} | $\text{N}/(\text{rad}/\text{s})^2$ | \mathbf{J} | $\text{diag}(0.01845, 0.01845, 0.03689)$ | kgm^2 |
| C_Q | 1.700×10^{-7} | $\text{Nm}/(\text{rad}/\text{s})^2$ | m | 1.7 | kg |
| K_{tn} | 0.0113085 | Nm/A | g | 9.8 | m/s^2 |
| K_v | 0.0130579 | $\text{V}/(\text{rad}/\text{s})$ | k_e | 400.0 | N/m |
| J_{mn} | 3.06×10^{-5} | kgm^2 | d_e | 10.0 | Ns/m |
| L_m | 6.33 | μH | ${}^G p_X^{env}$ | 0.05 | m |
| R_m | 85.5 | $\text{m}\Omega$ | ${}^G p_Z^{env}$ | 0.47 | m |
| l | 0.16 | m | | | |

Table 5.2: Designed parameters.

| | | |
|----------------------|------------------------|-------|
| C_i | $0.006225 + 26.9625/s$ | V/A |
| ω_c | 10 | rad/s |
| $C_p(X_G, Y_G, Z_G)$ | $7.5 + 5.0s$ | N/m |
| $C_f(X_G, Y_G)$ | 0.1 | N/N |
| $C_f(Z_G)$ | 0.3 | N/N |

5.2 シミュレーション結果

5.2.1 ロータ制御系のステップ応答

$\Omega_1^{sq} = 500^2 \text{ rad}^2/\text{s}^2$ のステップ入力に対する Ω_1^{res2} の時間応答を Fig. 5-1 に示す．制御目標は (3.13) 式である．ただし，時刻 0.5 s に外乱トルク $\tau_{m1}^{dis} = 0.01 \text{ Nm}$ を入力した．図の $\Omega_1^{res2}\text{analysis}$ は $G_{rot}(s)$ のステップ応答を意味する． $\Omega_1^{res2}\text{conventional}$, $\Omega_1^{res2}\text{proposed}$, $\Omega_1^{res2}\text{analysis}$ を比較すると，それぞれほぼ同等の立ち上がり時間となっている．これは，(4.11) 式により従来手法と提案手法の目標値追従特性を揃えているためである．外乱抑圧特性について，従来手法では時刻 0.5 s 以降に定常誤差が発生している．これは，ロータ角速度をフィードバックしていないためにロータ軸周りの外乱の影響を受けやすいからである．

5.2.2 Trajectory 1 (X_G 軸)

Trajectory 1 では X_G 軸方向に接触力制御， Y_G ， Z_G 軸方向に位置制御を行った．接触力制御を開始したときの時間応答を Fig. 5-2 に示す．ただし，時刻 32 s に外乱トルク $\tau_{mi}^{dis} = 0.01 \text{ Nm}$ を入力し

Table 5.3: Time table.

| time [s] | operation |
|----------|-------------------------------|
| 0~10 | sensor initializing |
| 10~20 | rotor start up |
| 20~30 | position control |
| 30~ | position/force hybrid control |

Table 5.4: References and selection matrix elements.

| | trajectory 1 | trajectory 2 |
|------------------------------|--|---|
| \mathbf{S} | diag(1, 0, 0) | diag(0, 0, 1) |
| ${}^G\mathbf{p}_B^{ref}$ [m] | $\begin{bmatrix} 0.05 & 0.30 & 0.40 \end{bmatrix}^T$ | $\begin{bmatrix} 0.0 & 0.30 & 0.47 \end{bmatrix}^T$ |
| ${}^G\mathbf{f}^{ref}$ [N] | $\begin{bmatrix} 2.0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T$ | $\begin{bmatrix} 0 & 0 & 2.0 \end{bmatrix}^T$ |

た. 図の ${}^Gf_X^{ext}$ analysis は Fig. 4-3 に示す伝達関数モデルのステップ応答を意味する. ${}^Gf_X^{ext}$ proposed と ${}^Gf_X^{ext}$ analysis がほぼ等しい軌跡となっていることから, 伝達関数モデルは妥当と言える. 従来手法と提案手法を比較すると, 目標値追従特性について同等の性能が得られている. しかしながら, Fig. 5-2(c) を見ると, 時刻 32 s 以降に従来手法では定常誤差が発生している. この理由は, Fig. 5-2(d) に示されているように, 従来のロータ制御器はロータ角速度をフィードバックしていないためにロータ軸周りの外乱の影響を受けやすいからと考えられる.

5.2.3 Trajectory 2 (Z_G 軸)

Trajectory 2 では Z_G 軸方向に接触力制御, X_G , Y_G 軸方向に位置制御を行った. 接触力制御を開始したときの時間応答を Fig. 5-3 に示す. ただし, 時刻 32 s に外乱トルク $\tau_{mi}^{dis} = 0.01$ Nm を入力した. 図の ${}^Gf_Z^{ext}$ analysis は Fig. 4-4 に示す伝達関数モデルのステップ応答を意味する. ${}^Gf_Z^{ext}$ proposed と ${}^Gf_Z^{ext}$ analysis がほぼ等しい軌跡となっていることから, 伝達関数モデルは妥当と言える. 従来手法と提案手法を比較すると, 目標値追従特性について同等の性能が得られている. 外乱抑圧特性については, 従来手法では定常誤差が発生していることが Fig. 5-3(a) から確認できる.

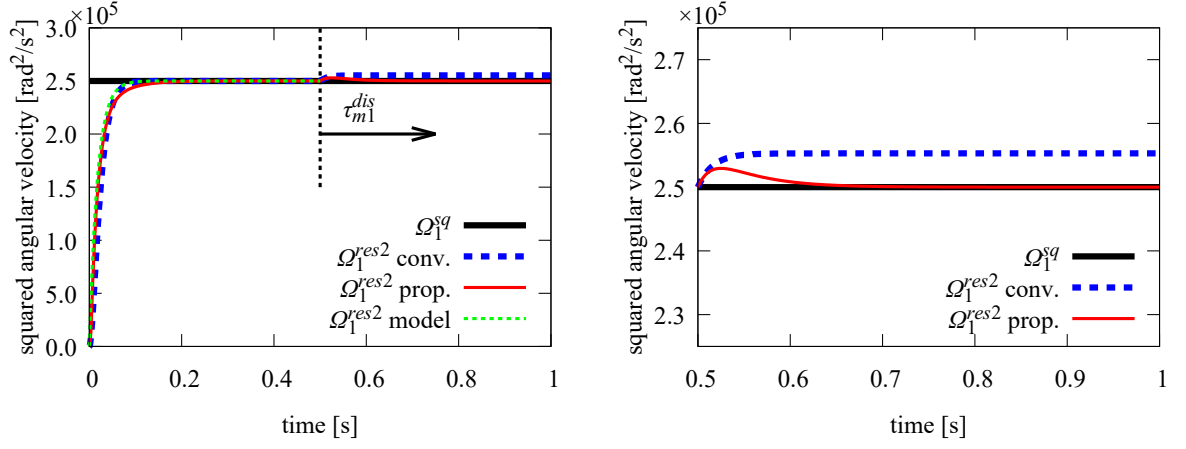


Fig. 5-1: Simulation results of rotor control.

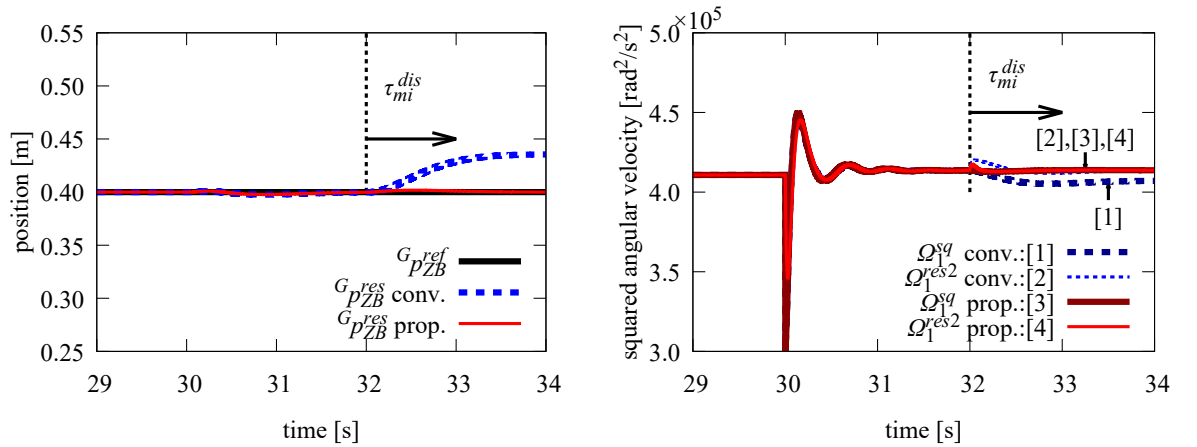
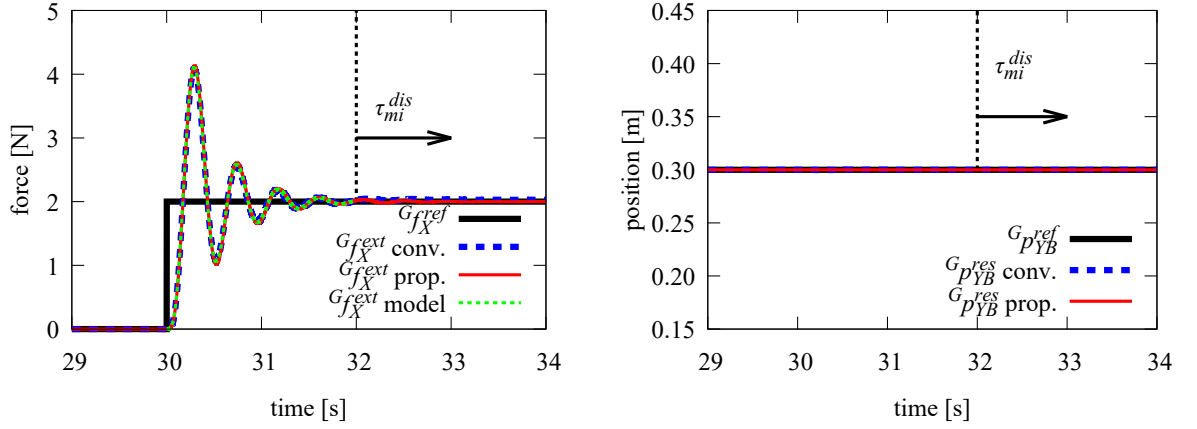
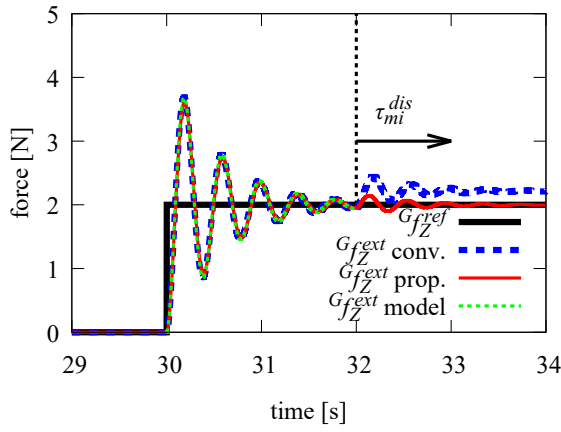
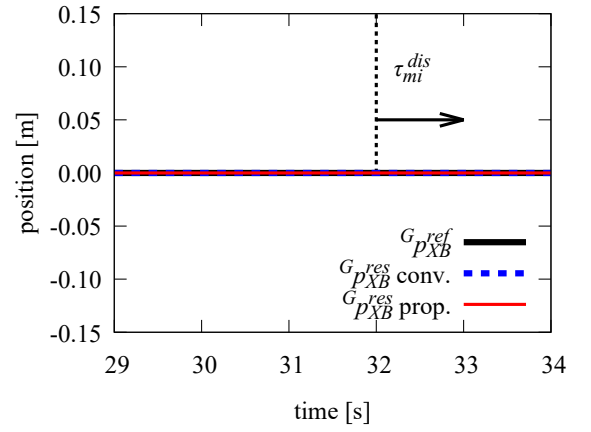


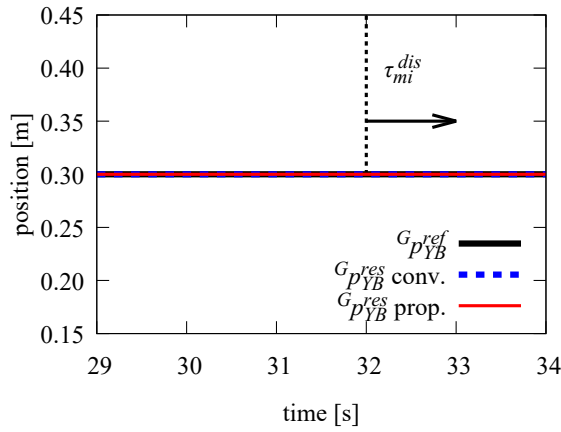
Fig. 5-2: Simulation results of contact force control on X_G -axis.



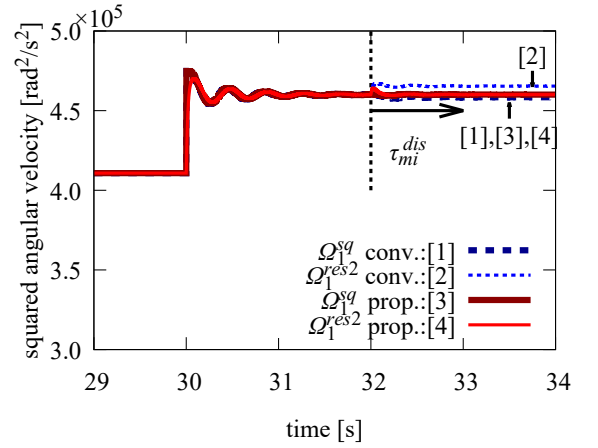
(a) Z_G -axis force.



(b) X_G -axis position.



(c) Y_G -axis position.



(d) 1st rotor response.

Fig. 5-3: Simulation results of contact force control on Z_G -axis.

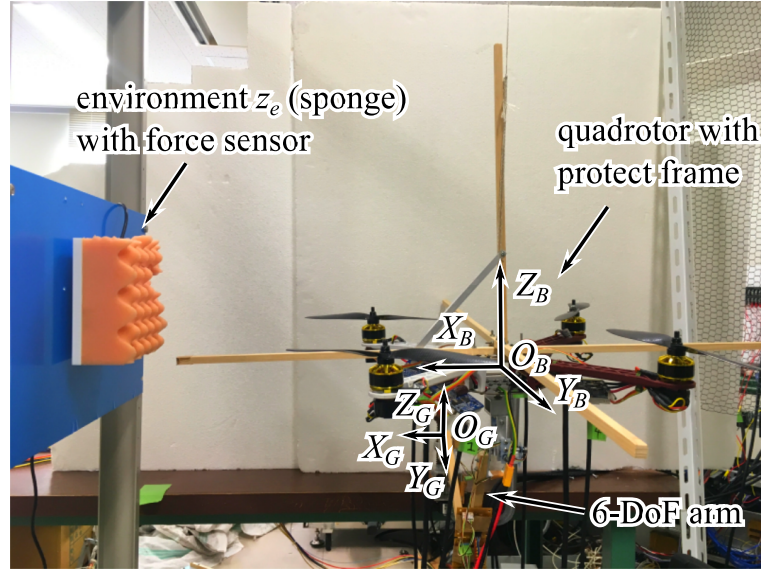
第 6 章

実験

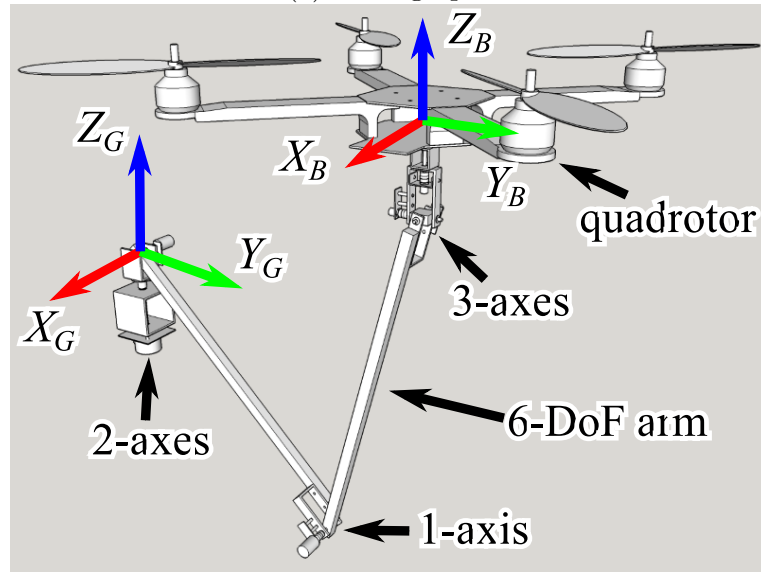
本章ではクワッドロータの位置・力ハイブリッド制御の実機実験を行う。シミュレーションと同様に X_G 軸および Z_G 軸方向への接触力制御の実験を行った。 Y_G 軸方向については省略する。また、それぞれにおいて従来のロータ制御系と提案するロータ制御系で比較した。

6.1 実験環境

提案するロータ制御器の有効性を実験的に確認するために新たに開発したマルチロータを Fig. 6-1 に示す。市販のマルチロータで提案するロータ制御器を実装できるものは著者の知る限りでは現存しない。機体は Erle Robotics 製 Erle-Copter からフライトコントローラ、プロペラ、モータ等を取り除いたものを用い、プロテクトフレームを別途加工して取り付けた。モータドライバは電流制御が可能かつクワッドロータに搭載できるほど小型であるという条件を満たすため、Trampa 製 VESC 6 を改造して用いた。ロータは Scorpion 製 M-3011-760KV を使用しているが、角速度を計測するために回転軸を交換し、角度エンコーダ Broadcom 製 HEDS-5540 を取り付けた。また、クワッドロータの位置・姿勢を計測するため、受動関節のみで構成された 6 自由度シリアルリンクアームも別途製作した。接触環境にはスポンジを使用し、環境側に 6 軸力センサを取り付けることで接触力を計測する。



(a) Photograph.



(b) 3D model.

Fig. 6-1: Experimental system.

6.2 実験条件

物理パラメータ, 設計パラメータ, 選択行列, 指令値, 実験手順は Table 5.1–5.4 に示したシミュレーション条件と同様である. 制御周期も 0.5 ms とした.

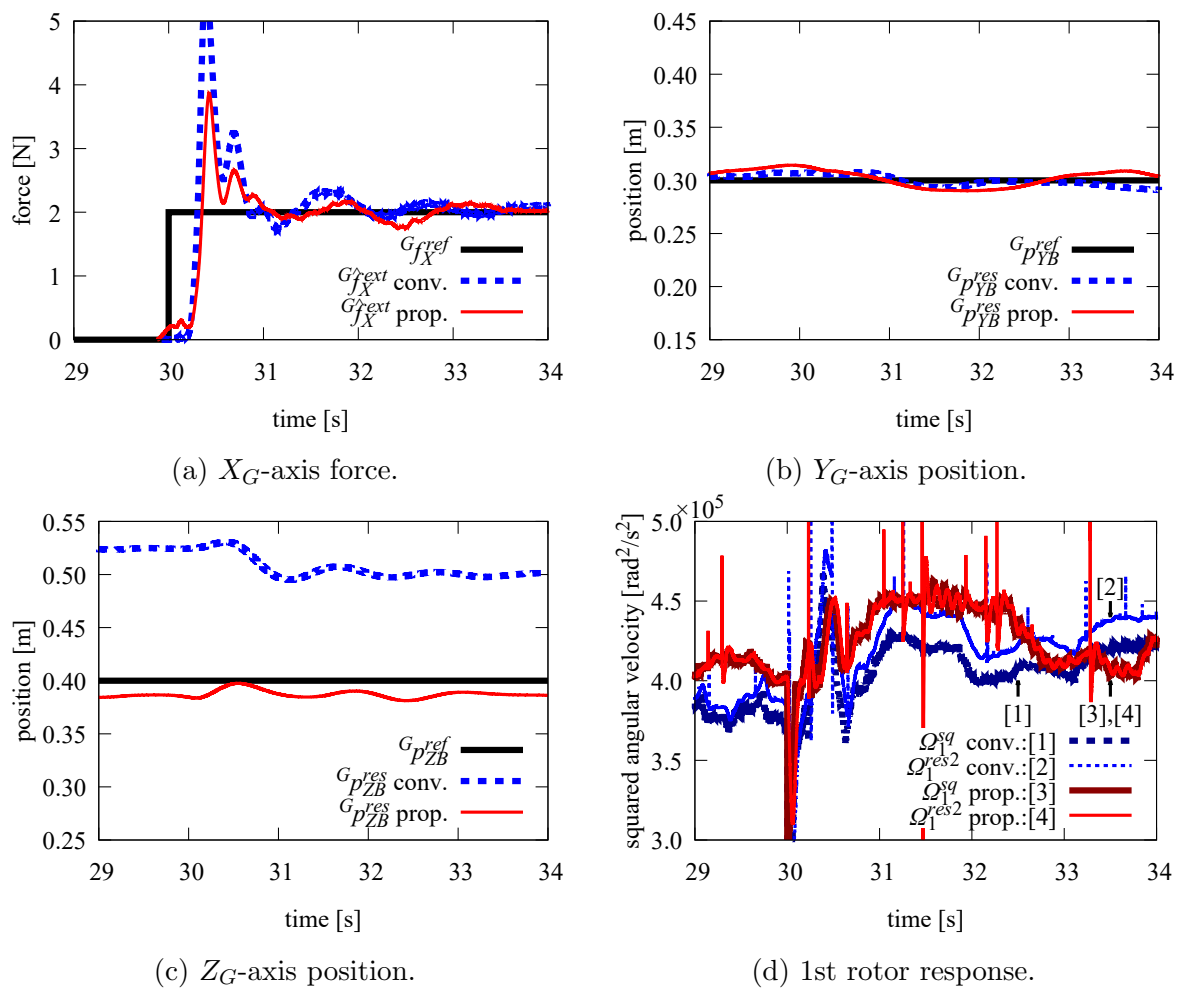


Fig. 6-2: Experiment results of contact force control on X_G -axis.

6.3 実験結果

6.3.1 Trajectory 1 (X_G 軸)

実験結果を Fig. 6-2 に示す. Fig. 6-2(a) について従来手法と提案手法を比較すると接触力の立ち上がり時間はほぼ等しい. これは (4.11) 式の設計条件によるものである. また, Fig. 6-2(c) によると定常偏差は提案手法の方が小さい. これは Fig. 6-2(d) から分かるように, 提案手法の方が τ_{mi}^{dis} に対する外乱抑圧特性が高いからと考えられる.

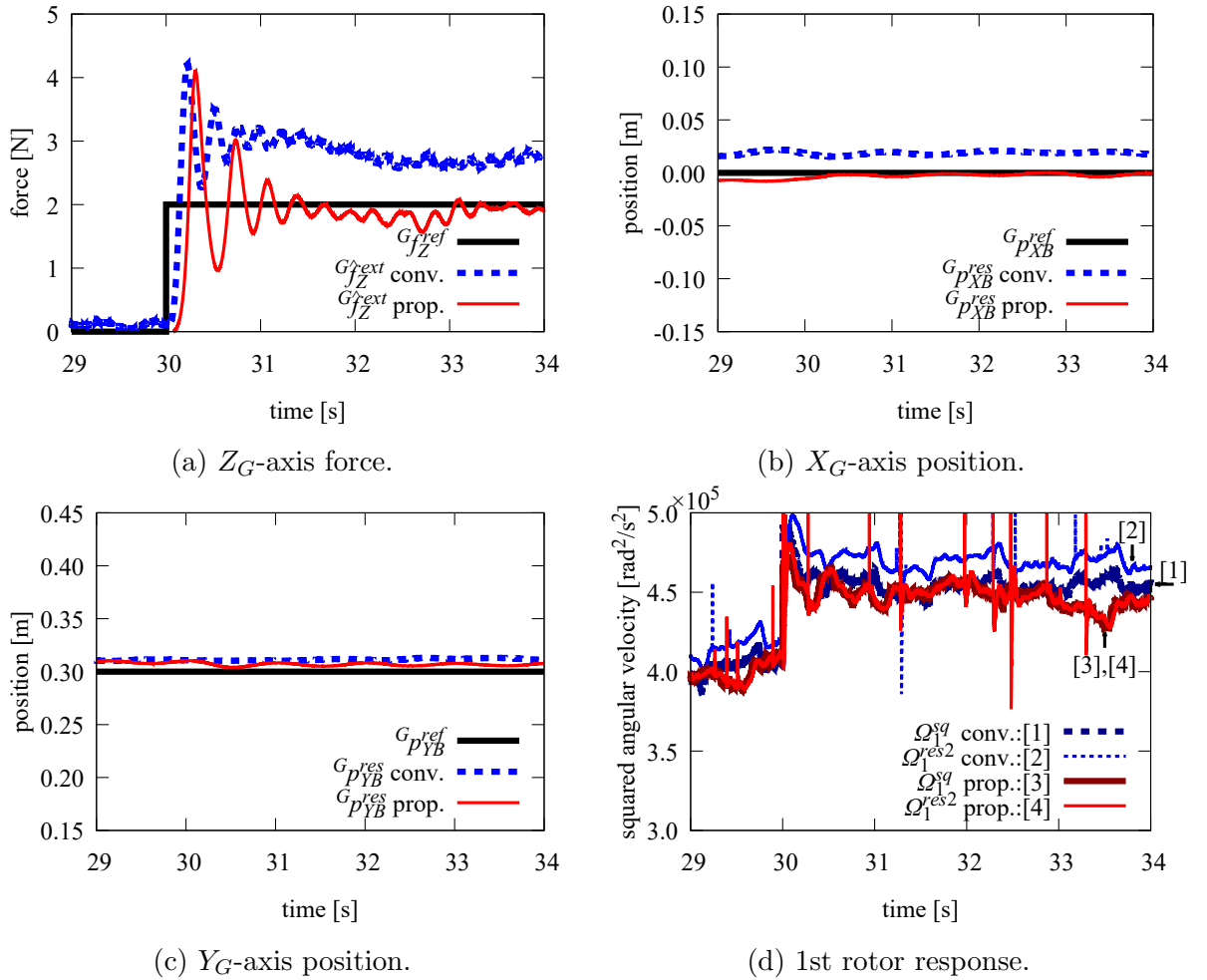


Fig. 6-3: Experiment results of contact force control on Z_G -axis.

6.3.2 Trajectory 2 (Z_G 軸)

実験結果を Fig. 6-3 に示す. Fig. 6-3(a) について従来手法と提案手法を比較すると, 接触力の立ち上がり時間はほぼ等しい. 一方, 定常偏差は提案手法の方が小さくなった. シミュレーションでも同様の傾向にあり, ロータ制御器の違いによるものと考えられる.

第 7 章

結論

従来のマルチロータヘリコプタの接触力制御系はロータ角速度を用いていないため、ロータ軸回りの外乱に弱かった。そこで、本論文ではロータ角速度を用いるロータ制御器を提案した。また、制御系の伝達関数モデルを導出し、各制御器のゲイン調整法を示した。提案手法の有効性はシミュレーションと実験により示した。従来手法に比べロータ制御性能が向上する結果、目標位置と目標接触力に対する定常偏差の減少が確認された。

参考文献

- [1] AE Jimenez-Cano, J Braga, Guillermo Heredia, and Aníbal Ollero, “Aerial manipulator for structure inspection by contact from the underside”, In Proc. of *2015 IEEE/RSJ international conference on intelligent robots and systems (IROS)*, pp. 1879–1884. IEEE, 2015.
- [2] Marco Tognon, Burak Yüksel, Gabriele Buondonno, and Antonio Franchi, “Dynamic decentralized control for protocentric aerial manipulators”, In Proc. of *Robotics and Automation (ICRA), 2017 IEEE International Conference on*, pp. 6375–6380. IEEE, 2017.
- [3] Salua Hamaza, Ioannis Georgilas, and Thomas Richardson, “An adaptive-compliance manipulator for contact-based aerial applications”, In Proc. of *2018 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, pp. 730–735. IEEE, 2018.
- [4] Kostas Alexis, Georgios Darivianakis, Michael Burri, and Roland Siegwart, “Aerial robotic contact-based inspection: planning and control”, *Autonomous Robots*, Vol. 40, No. 4, pp. 631–655, 2016.
- [5] Carlos Izaguirre-Espinosa, Aldo-Jonathan Muñoz-Vázquez, Anand Sanchez-Orta, Vicente Parra-Vega, and Pedro Castillo, “Contact force tracking of quadrotors based on robust attitude control”, *Control Engineering Practice*, Vol. 78, pp. 89–96, 2018.
- [6] 池田貴公, 安井彰悟, 藤原元春, 大原賢一, 芦澤怜史, 市川明彦, 沖野晃久, 大道武生, 福田敏男, “マニピュレータを搭載した橋梁点検用 UAV (第 1 報) 1 自由度マニピュレータを用いた床版への衝突を含む接触力制御の安定性”, 日本ロボット学会誌 = Journal of the Robotics Society of Japan, Vol. 36, No. 1, pp. 57–65, 2018.

- [7] 藤田真宜, 島田明, “力センサを用いた電動ヘリコプタの離着陸制御”, 電気学会論文誌 D (産業応用部門誌), Vol. 127, No. 2, pp. 112–117, 2007.
- [8] Seul Jung, “An impedance force control approach to a quad-rotor system based on an acceleration-based disturbance observer”, *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, Vol. 73, No. 1-4, pp. 175–185, 2014.
- [9] Hai-Nguyen Nguyen, ChangSu Ha, and Dongjun Lee, “Mechanics, control and internal dynamics of quadrotor tool operation”, *Automatica*, Vol. 61, pp. 289–301, 2015.
- [10] Sangyul Park, Jeongseob Lee, Joonmo Ahn, Myungsin Kim, Jongbeom Her, Gi-Hun Yang, and Dongjun Lee, “ODAR: Aerial Manipulation Platform Enabling Omnidirectional Wrench Generation”, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, Vol. 23, No. 4, pp. 1907–1918, 2018.
- [11] 佐貫亦男, “プロペラ. 第 10 版”, 富士出版, 1944.
- [12] 矢田部学, “クォータニオン計算便利ノート”, MSS 技報 (18), pp. 29–34, 2007.
- [13] Jossué Carino, Hernan Abaunza, and P Castillo, “Quadrotor quaternion control”, In Proc. of *Unmanned Aircraft Systems (ICUAS), 2015 International Conference on*, pp. 825–831. IEEE, 2015.
- [14] Dario Brescianini and Raffaello D’Andrea, “Design, modeling and control of an omnidirectional aerial vehicle”, In Proc. of *Robotics and Automation (ICRA), 2016 IEEE International Conference on*, pp. 3261–3266. IEEE, 2016.

謝辞

本研究の遂行にあたり、矢代大祐助教には日ごろからの適切なご指導，ご助言に加え，しっかりとした研究予算や研究環境の用意までしていただき，心から御礼申し上げます。また，平井淳二教授，石田宗秋教授，駒田諭教授，弓場井一裕准教授，山村直紀准教授，小山昌人助教には全体検討会等で適切な助言をたくさんいただきました。深く感謝いたします。ヘリコプタに関する研究の先輩である土屋洋輔先輩，山際創太先輩には非常に親切で多くのご指導をいただき，研究を円滑にすすめることができました。大変感謝いたします。同じヘリ班の後輩である西井勇輝君，犬飼将也君，加藤勇樹君は私の不十分な指導でも自主的にそれぞれの研究を遂行し，私の研究にも様々な意見をくれ，大変助かりました。日々のグループ検討会などで稲葉洋介先輩，山本優先輩，蘇明軒先輩，小栗淳生先輩，米本大輝先輩，近藤大智君には他班ながらも様々な助言を頂きました。大変感謝いたします。また，電機システム研究室，制御システム研究室，エネルギーシステム研究室の皆様にも，全体検討会等で多くの知識を頂き，非常に助かりました。中村俊哉君とは3年間同じ研究室の同期として，違う班ながらもさまざまな議論を重ね，互いに学び，高め合った仲間でした。学部で一年間同期であった阪春輝君，西岡拓也君，深川青君にもお世話になりました。彼らとの助け合いによって研究を遂行することができました。本当にありがとうございました。最後に，私の学生生活を様々な面から支えていただいた両親に心から感謝いたします。

令和2年3月25日

研究業績

原著論文

- [1] 林佑樹, 矢代大祐, 弓場井一裕, 駒田諭
“ロータ角速度を用いたクワッドロータの接触力制御”, 電気学会論文誌産業応用部門誌, Feb. 3rd, 2020 (条件付き掲載)

国内学会発表論文

- [1] 林佑樹, 矢代大祐, 弓場井一裕, 駒田諭
“ロータ角加速度制御に基づくクワッドロータの接触力制御”, 機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会演論文集, 北九州, Jun. 2nd-5th, 2018
- [2] 林佑樹, 矢代大祐, 弓場井一裕, 駒田諭
“ロータ角加速度制御に基づくクワッドロータヘリコプタの接触力制御”, 電気学会メカトロニクス制御研究会資料, 東京, No. MEC-18-015-022.024-025, pp. 31-36, Sep. 25th, 2018
- [3] 林佑樹, 矢代大祐, 弓場井一裕, 駒田諭
“ロータ角速度を用いたクワッドロータ UAV の接触力制御”, 電気・電子・情報関係学会東海支部連合大会講演論文集, 名古屋, Sep. 9th-10th, 2019
- [4] 林佑樹, 矢代大祐, 弓場井一裕, 駒田諭
“ロータ角速度を用いたクワッドロータ UAV の接触力制御器の設計”, 電気学会メカトロニクス制御研究会資料, 東京, No. MEC-19-017-024, pp. 33-38, Dec. 14th, 2019

国際学会発表論文

- [1] Yuki Hayashi, Daisuke Yashiro, Kazuhiro Yubai, Satoshi Komada, "Contact Force Control of Quadrotor Based on Rotor Angular Acceleration Control", Proceedings of 12th France-Japan Congress, 10th Europe-Asia Congress on Mechatronics, Tsu, Japan, Sep. 10th-12th, 2018
- [2] Yuki Hayashi, Daisuke Yashiro, Kazuhiro Yubai, Satoshi Komada, "Experimental Validation of Contact Force Control of Quadrotor Based on Rotor Angular Acceleration Control", Proceedings of IEEE International Conference on Mechatronics, Ilmenau, Germany, Mar. 18th-20th, 2019
- [3] Yuki Hayashi, Daisuke Yashiro, Kazuhiro Yubai, Satoshi Komada, "Design of Contact Force Controller of Quadrotor UAV Using Rotor Angular Velocity", Proceedings of the 9th International Symposium for Sustainability by Engineering at MIU, Dec. 4th, 2019
- [4] Yuki Hayashi, Daisuke Yashiro, Kazuhiro Yubai, Satoshi Komada, "Design of Contact Force Controller for Quadrotor with Rotor Angular Encoder", Proceedings of 6th IEEJ International Workshop on Sensing, Actuation, Motion Control, and Optimization, Tokyo, Mar. 14th-16th, 2020