

発電機制御を考慮した浮遊式海流発電装置の制御

Control System of the Ocean Current Turbine Considering Generator Control

学籍番号 47-186642 佐藤 淳之

指導教員 高木 健 教授

(2020年1月29,30日発表予定)

Keywords: 海流発電、浮遊式、姿勢制御、出力変動抑制、発電機制御、PID制御、モデル予測制御

Keywords: Ocean Current Turbine, Floating Type, Motion Control, Output Power Fluctuation Suppression, Generator Control, PID Control, Model Predictive Control

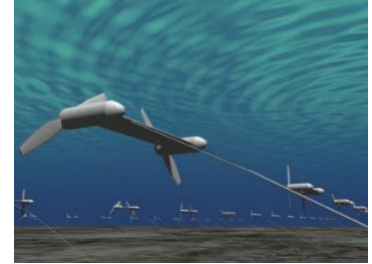


Fig. 1 System of the ocean current turbine[1]

1. 研究背景

浮遊式海流発電システムは Fig.1 のように Y 字型係留索により海底に係留され、海流の流れによって回転させることでエネルギーを取り出すものである。一方、実用化にあたっては実海域流速条件における装置の運動について適切に把握し安定的に浮遊させた上で、出力変動が少なく効率の良い発電を求められる。

2. 本研究の目的・手法

先行研究[1]にてブレードピッチ角と発電機トルクを変化させることで装置の姿勢・出力変動抑制に対しての有効性が示された。しかし、発電機モデルが簡易であること、発電効率を考慮していないといった課題が挙げられる。そのため本研究では実際の発電機を参考にモデルを作成し、流入流速に応じて最大出力を得られる発電機トルクを目標値とする最大出力追従制御を発電機制御に適用した。

また黒潮流域の計測[2]から得た減衰係数を元に相関を考慮した乱流場を生成することでより現実に近い条件下で PID 制御・モデル予測制御を用い姿勢制御・発電機制御をシミュレーションにより検討を行った。

3. 海流発電装置の運動シミュレーション

3.1 乱流場の生成

本研究では Fig.1 のように浮遊式的双発タービン海流発電装置を用いているため、左右タービンに異なる流速が流入する場合に姿勢の安定性が失われる危険性がある。そのため流速に対して垂直な平面を 1 辺 4m の正方形格子 800 個に分割し、距離による相関を考慮して 3 次元方向成分の乱流場を生成した。ただしノード  $x, y$  のコヒーレンスは以下の式で表されるものとした[3]。

$$Coh_{xy}(f) = \exp\left(-\frac{C\Delta r_{xy}}{\bar{U}}f\right) \tag{1}$$

ただし  $\Delta r_{xy}$  ノード  $x, y$  の距離を表すものとする。

相関の大きさを規定する減衰係数  $C$  については、鉛直方向に離れた 2 点間における ADCP 観測データから  $7.349 \leq C \leq 8.1959$  と算出されたため [3]、本研究では  $\bar{U} = 1.3, 1.5 [m/s]$ ,  $C = 2.0, 8.0, 12.0$  の 6 パターンについて乱流場を作成した。なお、装置の基本的な挙動については  $C$  の値によらず同様であったため、本要旨では紙幅の都合上、 $C = 8.0$  の場合の結果についてのみ掲載する。

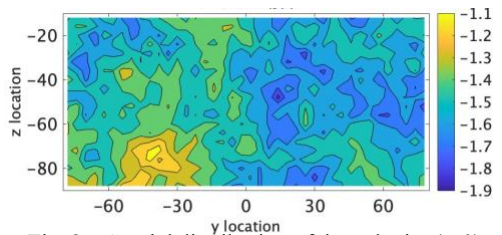


Fig. 2 Spatial distribution of the velocity (t=0)

3.2 発電機モデル

1M 級の AEM 社 SE500L[4] を使用し、慣性力を考慮したドライブトレインの運動式は以下で表す。添字はロータ軸を  $R$ 、発電機を  $g$  で表し、 $I$ : 慣性モーメント、 $a$ : ギア比である。

$$\begin{aligned} \dot{\omega}_R &= \frac{1}{I} (Q_R - aQ_g) \\ I &= I_R + a^2 I_g \end{aligned} \tag{2}$$

3.3 最大出力追従制御

発電機回転数により制御領域を 3 分割しでそれぞれの領域において発電機トルクの目標値  $Q_{g0}$  を以下の式のように算出する。ただし定格回転数を  $\omega_{g0}$  とする。

(Region1)  $\omega_g \leq 0.94\omega_{g0}$  のとき、最大出力係数を与えるような  $Q_{g0}$  とする。

$C_{popt}$ : 最大出力係数,  $\lambda_{opt}$ :  $C_{popt}$  を与える周速比,  $a$ : ギア比とする。

$$Q_{g0} = \frac{\pi\rho R^5 C_{pOpt}}{2a^3 \lambda_{Opt}^3 \eta} \omega_g^2 \quad (3)$$

(Region2)  $\omega_{g0} \leq \omega_g$  のとき、定格出力  $P_0$  を超えないように  $Q_{g0}$  を与える。

$$Q_{g0} = \frac{P_0}{\omega_g} \quad (4)$$

(Region1.5)  $0.94\omega_{g0} \leq \omega_g \leq \omega_{g0}$  のとき、Region1 と Region2 を線形内挿した  $Q_{g0}$  を与える。

$$Q_{g0} = A\omega_g + B \quad (5)$$

### 3.4 運動方程式の線形化

装置の運動について記述するにあたり、6自由度運動を Fig.3 のように定義する。加納により両タービンにかかるスラスト力の和の増減が Surge・Heave・Pitch 方向の連成運動に、スラスト力の差が Sway・Roll・Yaw 方向の連成運動にそれぞれ繋がることわかった。さらに左右タービンにかかるスラスト力をブレードピッチ角を変化させることで、装置の姿勢制御が可能であることが示された。そのため本研究の姿勢制御は加納の手法を用いることとする。

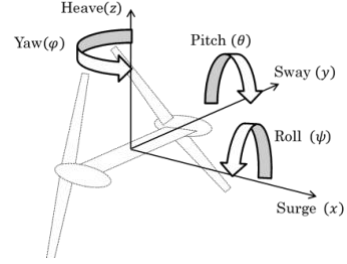


Fig 3 Definition of 6 degrees of freedom

装置の運動は線形ではないがモデル予測制御では非線形モデルを線形化した数学モデルによる予測に基づく制御を行うため、Heave・Yaw の線形化した次の運動方程式を用いる。

$$\frac{M}{\tan \theta} \ddot{h} + \frac{\frac{1}{2}\rho v C_D V^2 + \rho \pi R^2 C_T V \tan \theta}{\tan \theta} \dot{h} + \frac{k}{\tan \theta} h = -\delta f_{sum} \quad (6)$$

$$\frac{I}{l_b} \ddot{\phi} + 2\rho \pi R^2 C_T V l_b \dot{\phi} + \frac{k'}{l_b} \phi = \delta f_{def} \quad (7)$$

後述するモデル予測制御のために以下のように係数を定義する。

$$D = \frac{M}{\tan \theta}, E = \frac{\frac{1}{2}\rho v C_D V^2 + \rho \pi R^2 C_T V \tan \theta}{\tan \theta}, F = \frac{k}{\tan \theta}, G = \frac{I}{l_b}, H = 2\rho \pi R^2 C_T V l_b, I = \frac{k'}{l_b} \quad (8)$$

Heave・Yaw 制御に必要なスラスト力の和  $\delta f_{sum}$ 、スラスト力の差  $\delta f_{def}$  から、タービン A,B のスラスト力操作量  $\delta f_A, \delta f_B$  を計算した上で、スラスト力とピッチ角の関係から操作量  $\delta \beta$  を以下の関係式で算出する。

$$\delta f = \frac{\partial C_T}{\partial \beta} \frac{1}{2} \rho \pi R^2 V^2 * \delta \beta \quad (8)$$

また発電機制御についてはタービン中心への流入流速を 2Hz で観測できるとし、そこから  $\lambda_{Opt}$  のときの発電機回転数を求め、発電機トルク目標値を決定する。

また、Heave, Yaw のゲインは加納の値を用い、Table1 に PID 制御パラメータを示す。

Table 1 PID Control Parameters

Param.	Heave	Yaw	$Q_g$
$K_P$	17720.706	7092622.132	0.9
$K_I$	72.399	681489.844	4e-4
$K_D$	885.854	352927.382	0.07

### 3.5 モデル予測制御 (MPC)

本研究のような多入力多出力系の制御システムにおいてはそれぞれの相互影響を考慮する必要がある。そこで、多入力多出力系を容易に扱え、かつ制約条件を最適化問題に取り組むことで定量的に考慮することができるモデル予測制御を導入する。ブレードピッチ角  $\beta$  と発電機トルク  $Q_g$  を制御入力とし、装置の姿勢を安定させつつ最大出力を得ることを目指す。装置の運動については PID 制御と同様に装置の連成運動特性を利用して制御を行う。Heave, Yaw 方向の運動は以下のように記述することができる。

$$D\delta \dot{h} + E\delta \dot{h} + F\delta h = -\left(\frac{\partial f}{\partial Q_{gA}} * \delta Q_{gA} + \frac{\partial f}{\partial \beta_A} * \delta \beta_A + \frac{\partial f}{\partial V_A} * \delta V_A\right) - \left(\frac{\partial f}{\partial Q_{gB}} * \delta Q_{gB} + \frac{\partial f}{\partial \beta_B} * \delta \beta_B + \frac{\partial f}{\partial V_B} * \delta V_B\right) \quad (7)$$

$$G\delta \ddot{\phi} + H\delta \dot{\phi} + I\delta \phi = \left(\frac{\partial f}{\partial Q_{gA}} * \delta Q_{gA} + \frac{\partial f}{\partial \beta_A} * \delta \beta_A + \frac{\partial f}{\partial V_A} * \delta V_A\right) - \left(\frac{\partial f}{\partial Q_{gB}} * \delta Q_{gB} + \frac{\partial f}{\partial \beta_B} * \delta \beta_B + \frac{\partial f}{\partial V_B} * \delta V_B\right) \quad (8)$$

またドライブトレインの運動方程式については(2)より以下のように表せる

$$\dot{\omega}_{RA(B)} = \frac{1}{I_R + a^2 I_g} \left( \frac{\partial Q_R}{\partial \beta_A} * \delta \beta_A + \frac{\partial Q_R}{\partial V_A} * \delta V_A - a \delta Q_g \right) \quad (9)$$

各偏微分項については、 $f, Q_R$  をそれぞれ  $\beta, \lambda$  で近似することで求める。  
ピッチ角と発電機トルクのアクチュエータは以下のような 1 次モデルで表すことができるとした。

$$\delta \dot{\beta}_{A(B)} = \frac{1}{\tau_\beta} (\delta \beta_{A(B).ref} - \delta \beta_{A(B)}), \quad \delta \dot{Q}_{A(B).gen} = \frac{1}{\tau_{gen}} (\delta Q_{A(B).gen.ref} - \delta Q_{A(B).gen}) \quad (12)$$

これらの式を使い状態空間モデルを構築する。PID 制御の場合と同様に左右タービン中心部への流入流速を測定可能な外乱  $\mathbf{d}$  とすると、海流発電プラントは以下のような測定外乱を持つ 6 入力 6 出力の離散時間状態空間モデルとして表すことができる。

$$\mathbf{x}(k+1) = \mathbf{A}\mathbf{x}(k) + \mathbf{B}\mathbf{u}(k) + \mathbf{B}_d \mathbf{d}(k), \quad \mathbf{y}(k) = \mathbf{C}\mathbf{x}(k) + \mathbf{D}\mathbf{u}(k) \quad (13)$$

状態ベクトル  $\mathbf{x}$ 、出力ベクトル  $\mathbf{y}$ 、入力ベクトル  $\mathbf{u}$  は以下のようになる。 $\mathbf{A}, \mathbf{B}, \mathbf{B}_d, \mathbf{C}, \mathbf{D}$  係数マトリクスとする。

$$\begin{aligned} \mathbf{x}(k) &= [\delta h \quad \delta \dot{h} \quad \delta \varphi \quad \delta \dot{\varphi} \quad \delta \omega_A \quad \delta \omega_B \quad \delta \beta_A \quad \delta \beta_B \quad \delta Q_{gA} \quad \delta Q_{gB}]^T \\ \mathbf{y}(k) &= [\delta h \quad \delta \varphi \quad \delta \omega_A \quad \delta \omega_B \quad \delta Q_{gA} \quad \delta Q_{gB}]^T \\ \mathbf{u}(k) &= [\delta \beta_{A.ref} \quad \delta \beta_{B.ref} \quad \delta Q_{gA.ref} \quad \delta Q_{gB.ref}]^T \\ \mathbf{d}(k) &= [\delta V_A \quad \delta V_B]^T \end{aligned} \quad (14)$$

以上の状態空間モデルを用いて制御出力の予測を行う。

このとき、タイムステップ  $k$  における最適化問題は以下のように表すことができる。

$$\begin{aligned} \min_{\hat{\mathbf{u}}(k+i|k)} V(k) &= \sum_{i=1}^{H_p} \|\hat{\mathbf{y}}(k+i|k)\|_{Q^2(i)}^2 + \sum_{i=0}^{H_c-1} \|\Delta \hat{\mathbf{u}}(k+i|k)\|_{R_u^2(i)}^2 + \sum_{i=0}^{H_c-1} \|\hat{\mathbf{u}}(k+i|k)\|_{R^2_{\Delta u}(i)}^2 + \rho \epsilon^2 \\ \text{Subject to: } & -1.5 * \frac{\pi}{180} \leq \beta_{A(B).ref} \leq 2.0 * \frac{\pi}{180}, \quad 0 \leq Q_{gA(B).ref} \leq 1.1 * Q_0, \quad -5.0 * \frac{\pi}{180} \leq \Delta \beta_{A(B).ref} \leq 5.0 * \frac{\pi}{180}, \\ & -inf \leq \Delta Q_{A(B).ref} \leq inf, \quad -0.02 - \epsilon V_{min}^{y_2} \leq \varphi \leq 0.02 + \epsilon V_{max}^{y_2} \end{aligned}$$

シミュレーションではタイムステップごとに MATLAB Model Predictive Control Toolbox で最適化問題を解き、評価関数  $V(k)$  が最小になるような入力  $\hat{\mathbf{u}}(k+i|k), i = 0, 1, \dots, H_c - 1$  を求めている。制御出力である Yaw 方向変位は外乱によってはピッチ角や発電機トルクを最大限変化させても制約を遵守できず実行不可能となり出力や姿勢が不安定となる可能性があるため、スラック変数  $\epsilon$  を導入することで必要に応じて制限を緩和し、そうした事態を避けるようなシステムとした。また、重み付け行列  $Q(i), R(i), R_u(i)$  は加納[2]の値を元に、ギア比・発電機出力と発電機トルクの間関係を考慮し求めた。

### 3.6 シミュレーション結果

PID 制御、MPC を行った場合と制御を行っていない場合の 6 自由度運動のうち違いが明らかであった Sway・Yaw・ $\beta$  を Fig2,3 に示す。PID・MPC とともに Yaw 変動に応じてスラスト力を打ち消すように左右の  $\beta$  が変化することで Yaw を制御することでそれに連成する Sway についても変位を制御することが出来ていることがわかる。しかし MPC では  $\beta$  の変動が少なく、Sway が一度変位したあとにゆったりと戻ることによって PID 制御に比べ短周期変動が低減されることがわかった。次に PID 制御・MPC の発電効率を調べるために  $C_p$  と  $\lambda$  についての関係を Fig3 に、定常状態における  $C_p, \lambda, \beta$  を Fig4 に示した。Fig3 より最大出力追従制御を発電機制御に適用することで PID 制御・MPC とともに  $C_p$  が大きな効率の良い範囲であることを確認できた。さらに、MPC・PID 制御・制御なしの場合で姿勢制御・出力変動抑制について定量的評価を行った。指標には左右係留索張力  $T$ ・発電機出力・発電機トルク・ロータ回転数の分散を用いた。本要旨では紙幅の都合上発電機出力・張力の分散についての指標を示す。張力の分散を用いた理由は長期的な張力の変動により疲労破壊に繋がることと一般には 6 自由度運動の変動が小さいとき張力の分散が小さいと考えられるためである。

MPC の重みを変え、姿勢制御メイン ( $\delta h, \delta \varphi$  の重みを大きくした場合) 出力変動抑制メイン ( $\delta Q_{gen}, \delta \omega$  の重みを大きくした場合) についてそれぞれ PID 制御・制御なしと比較を Table2 に記す。いずれの重みでも MPC を用いた場合、PID 制御や制御を行わない場合よりも出力変動を抑制させ、張力の分散が小さいことがわかった。また MPC で係留索張力変動の低減が期待された運動制御では必ずしも変動が低減されないことがわかる。

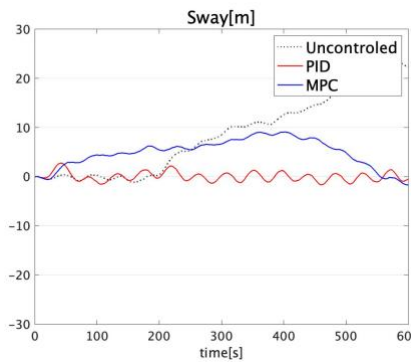


Fig 4 Motion of Sway and Yaw in turbulence

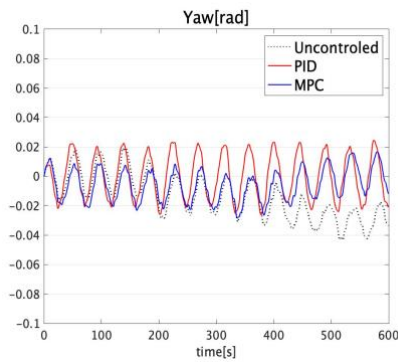


Fig 5 Blade Pitch Angle(With PID Control ,MPC)

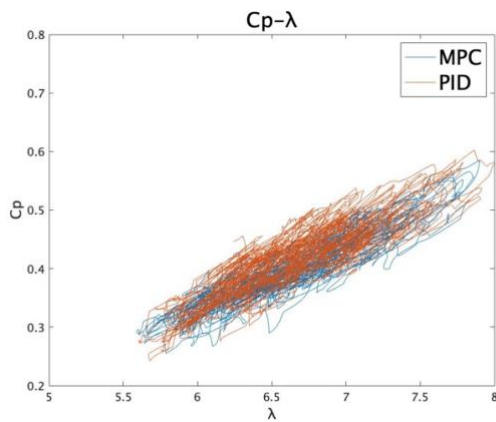
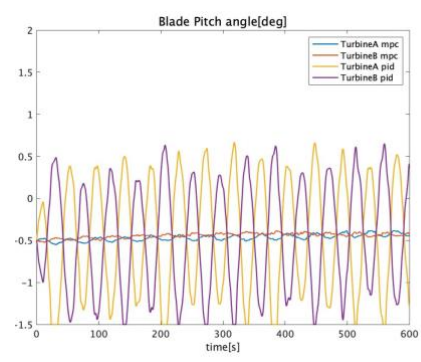


Fig 5  $C_p - \lambda$  Curve (With PID MPC)

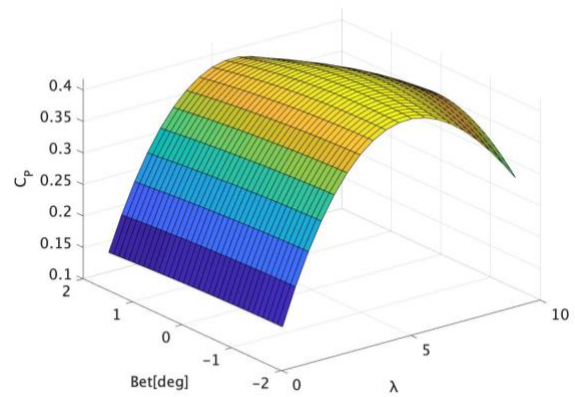


Fig 6  $C_p(\lambda, \beta)$  in steady state

Table 2 index with MPC ,PID Control ,No Control

	MPC					PID	No Control
	Base	$\Delta Q \uparrow$	$\Delta \omega_R \uparrow$	$\Delta h \uparrow$	$\Delta \varphi \uparrow$		
$T_A$	4.60e+3	4.87e+3	4.73e+3	4.30e+3	5.10e+3	4.91e+3	5.51e+3
$T_B$	2.83e+3	3.07e+3	2.87e+3	3.04e+3	3.16e+3	3.77e+3	4.74e+3
$P$	5.29e+3	5.18e+3	5.24e+3	5.29e+3	4.69e+3	6.71e+3	5.98e+3

#### 4. 結論

本研究により以下の知見が得られた。

- (1) モデル予測制御・PID制御の発電機制御に最大出力追従制御を適用することで、出力係数が大きく効率の良い範囲で安定的に動作することができた
- (2) 実海域条件下でモデル予測制御・PID制御を両方用いて姿勢制御・発電機制御の同時制御を検討した結果、モデル予測制御ではPID制御よりも出力変動抑制し係留索張力の変動を低減できることを示した。

#### 参考文献

- [1] (株)IHI 技報 Vol.53 No.2 2013
- [2] 加納大義:修士論文,東京大学(2019年).
- [3] J.Imamura, Engineering analysis of turbulent flow measurements near Kuchinoshima Island(2018)
- [4] AEM - Three-phase synchronous generators - Catalogue 2011