

[24]全国共同利用研究成果報告

<https://doi.org/10.15017/4763148>

出版情報：全国共同利用研究成果報告. 24, 2021-03. Research Institute for Applied Mechanics,
Kyushu University

バージョン：

権利関係：



2021 年 2 月 16 日

東京都立大学 和田圭二

次世代パワーエレクトロニクス信頼性向上技術

1. まえがき

近年、従来の交流配電システムに替わり、直流による配電システムが推進されている [1]。直流配電システムは、直流でエネルギーを送電する方式で、太陽光発電システムといった再生可能エネルギーや大容量バッテリーを搭載する電気自動車の普及によりその必要性が増している。また、送電される電力量は近年急激に増加しており、直流給電システムの高信頼性を達成するために直流遮断器の設置は必要不可欠である。しかし、広く用いられている機械式遮断器は、大型のアーク消弧機構が必要であり、直流システムの高電圧化に伴う短絡事故時における高速動作が要求されている。さらに、繰り返し使用に際しては接点劣化が生じるために遮断回数に制限がある [2,3]。これらの課題は、機械接点をパワー半導体デバイスに置き換えた半導体直流遮断器で解決できる可能性がある [4-6]。本研究で提案する半導体直流遮断器は、ハイブリッド遮断器 [5] や限流機能を付した半導体遮断器 [6] とは異なり、パワーデバイスのアバランシェ耐量を積極的に利用し、デバイス自体にエネルギーを消費させることで電流遮断を達成する [4]。そのため、追加の機械接点や消弧機構、スナバ回路を持たず、小型化が容易に実現可能である。

一般に、パワーデバイスのオン抵抗は機械式遮断器の接点と比べて大きいために、直流遮断器として適用するためには定常損失に影響を与える。近年では、オン抵抗が既存の Si パワーデバイスよりも小さい炭化ケイ素 (SiC) を用いたパワー半導体デバイスが提案・実用化されている。その中でも、SiC-接合型電界効果トランジスタ (JFET) はゲート酸化膜を持たないノーマリオンの半導体デバイスであり、繰り返し使用による劣化特性に優れ、半導体直流遮断器用途に適している [7]。

しかしながら、実用的な定常損失を低減させるためには、オン抵抗を低減させるために、パワーデバイスを多数並列接続することが必要不可欠となる。しかし、電流遮断が行われる期間は、パワーデバイスに過電圧が伴うアバランシェ降伏動作となり、この期間における素子間の電流分担の達成には、降伏電圧を揃える必要があることが報告されている [8]。

本研究では、SiC-JFET を適用した直流遮断器の大容量化を可能とする並列接続されたデバイスの電流分担を達成可能なゲート駆動回路を提案する。

まず、単一の 1.2 kV 定格 SiC-JFET を適用した直流 400 V 半導体遮断器の実機検証を行い、電流遮断動作の期間においてドレイン電流がゲート側に流入することが明らかとなった。また、ゲート駆動回路におけるゲート抵抗において、ゲート電流の電圧降下が発生することを明らかとした。

続いて、降伏電圧差が 2.0 V を有する、2 つの 1.2 kV 定格 SiC-JFET を並列接続した半導体直流遮断器の実機実験を行い、ドレイン電流がゲート側に流入することによって、デバイスのしきい値電圧付近で電圧降下が発生し、デバイスの動作に影響を与えることを明らかとした。さらに、しきい値電圧付近における電圧降下の問題を解決するため、ゲート抵抗を通常よりも低い 0 Ω 、ゲート電圧を通常よりも高い -30 V のゲート駆動回路を製作し、SiC-JFET を並列接続した半導体直流遮断器に適用した。この結果、電流分担は従来手法よりも改善したことが確認された。

次に、降伏電圧差が 2.0 V、11 V、及び 30 V を有する、3 組の SiC-JFET のペアを選定し、前述に示したゲート駆動回路を適用した半導体直流遮断器において実機実験を行った。この結果、パワーデバイスの特性差が電

流分担に大きく影響を与えることを実験により明らかにした。この時、降伏電圧差が小さいほど電流分担割合が均等になることが確認され、素子の電流分担を達成するには降伏電圧差は概ね 10 V 程度に抑える必要があることを示した。さらに、直流 400 V、電流 5.7 A、回路時定数 R/L が 6.0 ms の実験装置により、提案するゲート駆動回路を適用した半導体直流遮断器の 5,000 回の繰り返し電流遮断実験を行い、その前後のドレイン電流-ゲート-ソース間電圧特性、及びドレイン電流-ドレイン-ソース間電圧特性の評価を行った。その結果、素子の特性変動が認められなかったため、繰り返し使用による長期信頼性に優れていることが確認された。

2. 試験回路構成

SiC-JFET の電流遮断時における特性評価を行うために、非クランプ誘導性スイッチング (UIS: Unclamped Inductive Switching) 試験回路によるデバイス特性評価を行った。図 2.1(a) に実験回路構成、図 2.1(b) に理想波形を示す。UIS 試験回路は直流電圧源、インダクタンス、DUT で構成されている。半導体直流遮断器の評価にあたって、直流系統に存在する配線インダクタンスに蓄積されたエネルギーに起因して生じるパワーデバイスの過電圧を考慮する必要がある。そこで、本研究では、この過電圧を模擬するために Unclamped Inductive Switching (UIS) 試験回路によるデバイス評価を行う。

UIS 試験回路の被試験素子 (DUT) がオン状態となり、再びオフ状態となる期間 t_0 - t_1 において負荷インダクタンス L に蓄えられたエネルギーは、期間 t_1 - t_2 において素子にアバランシェエネルギーとして印加される。この時のアバランシェエネルギー E_{AS} は、ドレイン-ソース間電圧 v_{ds} 、ドレイン電流 i_d を用いて

$$E_{AS} = \int_{t_1}^{t_2} v_{ds}(t) \cdot i_d(t) dt \quad (2.1)$$

となる。ここで、素子が遮断動作し、アバランシェ降伏状態において過電圧が印加されている期間 t_1 - t_2 の時間 T_{AV} は、素子の降伏電圧 V_{BR} 、UIS 試験回路の電源電圧 V_{DD} を用いて

$$T_{AV} = \sqrt{\frac{2LE_{AS}}{V_{BR}(V_{BR} - V_{DD})}} \quad (2.2)$$

である。また、UIS 試験における遮断時のアバランシェ電流 I_{AS} は、素子が導通しているオン時間 T_{ON} とすると

$$I_{AS} = \frac{V_{DD} \cdot T_{ON}}{L} \quad (2.3)$$

と算出される。

本研究においては、直流電圧及び配線インダクタンスを考慮し、電源電圧 $V_{DD} = 400$ V、負荷インダクタンス $L = 1.4$ mH において実験を行った。これは、車載用 EV リレーが想定している回路時定数 $\tau = 1.0$ ms [3] よりも厳しい $\tau (= R/L) = 6.0$ ms の条件である。

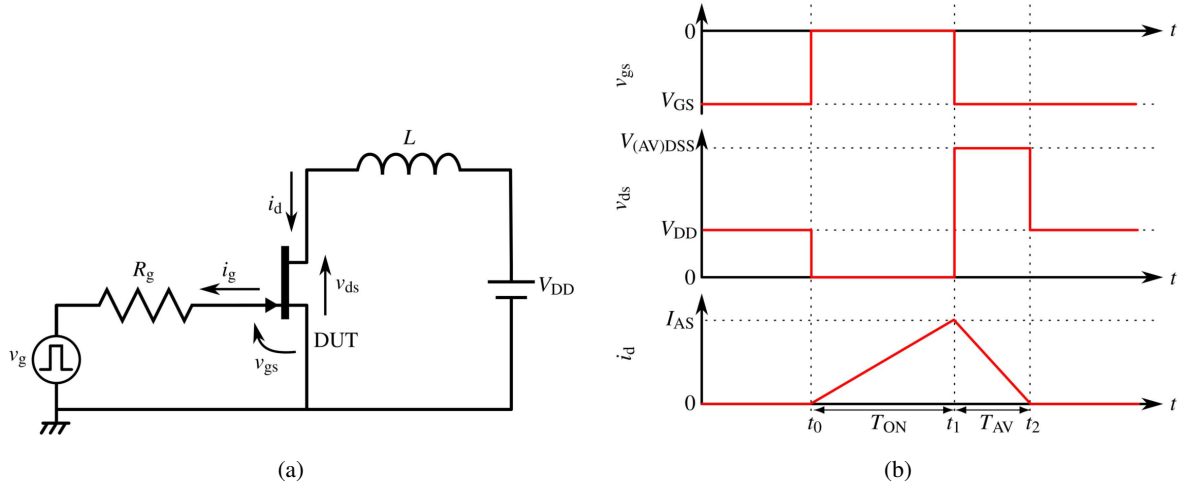


図 2.1. (a) 半導体直流遮断器の評価回路, (b) 理想波形

3. SiC-JFET のアバランシェ降伏時における動作

SiC-JFET のアバランシェ降伏時における動作を明確化するため、前述の試験回路及びゲート駆動回路を用いて単体の SiC-JFET 素子を用いた UIS 試験を行った。ゲート駆動回路におけるゲート電圧 $v_g = 0/-15 \text{ V}$ とし、外部ゲート抵抗 $R_{g(\text{ext})} = 47 \Omega$ とした。また (2.3) 式より、UIS 試験のオン時間 $T_{ON} = 20 \mu\text{s}$ に設定し遮断時のアバランシェ電流 $I_{AS} = 5.7 \text{ A}$ とした。

図 3.1 に実験波形を示す。ゲート信号 v_{sig} が立ち上がりと同時に、素子のドレイン-ソース間電圧 v_{ds} には素子の降伏電圧を上回る 1.4 kV の過電圧が発生する。また、遮断時のドレイン電流 $i_d = 5.7 \text{ A}$ であり、 $10 \mu\text{s}$ 後に遮断動作が完了することが確認できる。これは式 (2.2) 及び式 (2.3) による算出結果と一致する。

次に、ゲート-ソース間電圧 v_{gs} に注目すると、アバランシェ降伏動作の期間において、設定したゲート電圧 v_g を上回る約 -10 V となり、この状態は素子がアバランシェ降伏状態である $10 \mu\text{s}$ 後まで確認できる。このゲート-ソース間電圧 v_{gs} において発生する電圧降下をバイアス電圧 $V_{gs,\text{bias}}$ と表記する。この間、ゲート電流 i_g は 120 mA 程度を維持することが確認できる。これは SiC-JFET の通常動作時のゲート電流と比べて大きく、素子のドレイン側から電流の一部が流入している。

以上の結果から、SiC-JFET がアバランシェ降伏動作時において、遮断電流の一部がゲート電流 i_g として流入する。これは、ゲート電流 i_g がゲート抵抗 R_g において電圧降下を起こし、ゲート-ソース間電圧 v_{gs} のバイアス電圧 $V_{gs,\text{bias}}$ が発生する要因となる。

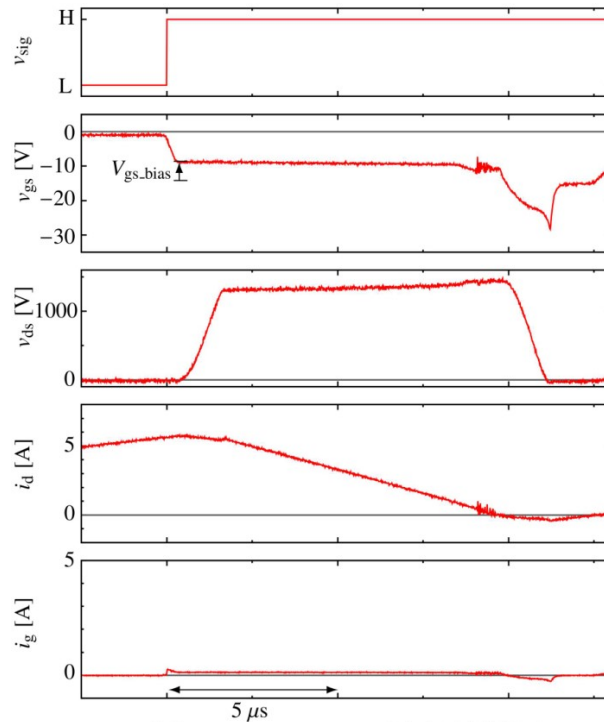


図 3.1. 単体の SiC-JFET による電流遮断実験結果

4. パワーデバイスの電気的特性のばらつき

パワーデバイスの特性のばらつきを特定するため、1.2 kV 耐圧の SiC-JFET [9] 23 個を半導体カーブトレーサー（岩通 CS-3200）で測定を行った。図 4.1 にデバイスの電気的特性差異の測定結果を示す。測定の結果、降伏電圧が最大 41.7 V の特性差異が確認された。そこで本研究では、表 4.1 に示すような素子 A を基準とし、降伏電圧差 ΔV_{BD} が異なる素子 B、素子 C、及び素子 D を選定し、電流分担への影響の検討を行った。

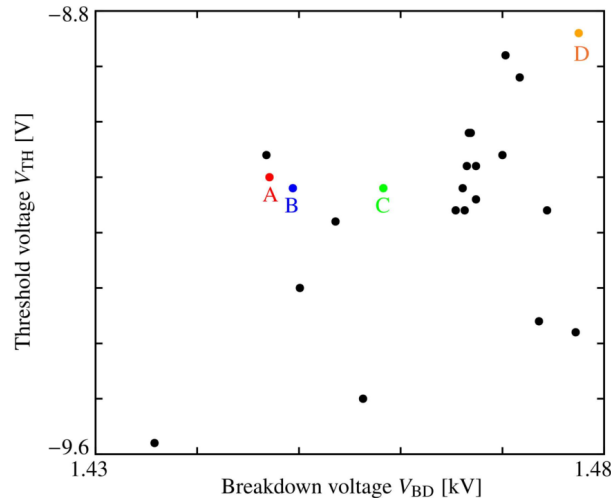


図 4.1. 閾値電圧 V_{TH} 及び降伏電圧 V_{BD} の測定結果 ($n = 23$)

表 4.1 SiC-JFET の電氣的特性の測定結果

No.	V_{BD} [kV]	ΔV_{BD} [kV]	V_{TH} [V]	R_{ON} [m Ω]
A	1.447	–	–9.10	31.11
B	1.449	0.002	–9.12	31.71
C	1.458	0.011	–9.12	31.86
D	1.477	0.030	–8.84	32.79

5. 並列接続 SiC-JFET の電流分担

5.1. 実験回路構成

図 5.1(a) に SiC-JFET を並列接続した直流遮断器の回路構成，図 5.1(b) にゲート駆動回路構成を示す。並列接続 SiC-JFET 直流遮断器の試験回路は，直流電圧源 V_{DD} ，系統インダクタンスに相当する L ，2 並列された SiC-JFET から構成される。また，ゲート駆動回路は一般的にゲート駆動に使用されるフォトカプラを使用しており，パルス電圧源 v_g とそれぞれにゲート抵抗 R_{g1} ， R_{g2} を挿入している。

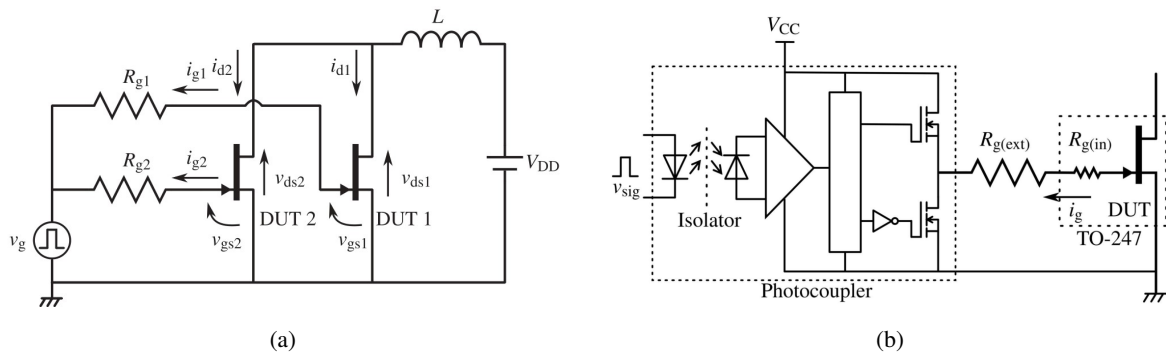


図 5.1. (a)SiC-JFET を並列接続した直流遮断器の回路構成，(b) ゲート駆動回路構成

5.2. 従来手法を適用した場合の電流分担

本実験では、並列接続する SiC-JFET を素子 A、及び素子 A との降伏電圧差 $\Delta V_{BD} = 0.002 \text{ kV}$ の素子 B を使用した。以下、各素子における測定値の説明は適用した素子名を下付き文字に添えて表記する。ゲート駆動回路におけるゲート電圧 $v_g = 0/-15 \text{ V}$ とし、外部ゲート抵抗 $R_{g(\text{ext})} = 47 \Omega$ とした。また、遮断時のアバランシェ電流 I_{AS} は単体の素子を使用した実験と同様に 5.7 A とした。

図 5.2(a) に実験結果を示す。ドレイン電流 i_d に注目すると、素子がアバランシェ降伏状態の期間において素子 A と B に流れるドレイン電流 i_{dA} , i_{dB} の素子 A 側への偏りが確認できる。また、ゲート-ソース間電圧 v_{gs} に注目すると、素子 A の $v_{gsA} = -10 \text{ V}$ を維持している一方、素子 B の $v_{gsB} = -15 \text{ V}$ となる期間があることから、双方の素子に異なるバイアス電圧 $V_{gs,\text{bias}}$ が生じることが確認できる。同時に、ゲート電流 i_g に注目すると、素子 A と B に異なるゲート-ソース間電圧 v_{gs} が生じる期間、素子 A を流れるゲート電流 $i_{gA} = 120 \text{ mA}$ が確認できるが、素子 B を流れるゲート電流 $i_{gB} = 0 \text{ A}$ である。

以上から、素子 A と B に流入するゲート電流 i_g が異なるため、ゲート-ソース間電圧 v_{gs} におけるバイアス電圧 $V_{gs,\text{bias}}$ の発生の有無に影響している。同時に、バイアス電圧 $V_{gs,\text{bias}}$ が素子の閾値電圧付近において発生しているため、ドレイン電流 i_d のアバランシェ降伏動作時における電流分担に影響を与える。すなわち、従来手法のゲート駆動回路を適用した SiC-JFET を並列接続した半導体直流遮断器では、電流及びエネルギー分担が達成できない。

5.3. 提案手法

前述の通り、ゲート電流 i_g が起因して生じるゲート抵抗 R_g でのバイアス電圧 $V_{gs,\text{bias}}$ が電流分担に影響を与えることが確認された。これらの問題点から、バイアス電圧 $V_{gs,\text{bias}}$ の閾値電圧付近での影響を低減するためのゲート駆動回路の手法を適用する。

ゲート電流 i_g の流入により、ゲート抵抗 R_g において発生していたバイアス電圧 $V_{gs,\text{bias}}$ を低減するため、外部ゲート抵抗 $R_{g(\text{ext})} = 0 \Omega$ に設定した。また、素子の閾値電圧は -9 V 前後であり、内部ゲート抵抗 $R_{g(\text{in})}$ においてバイアス電圧が発生してもドレイン電流に影響を与えない電圧レベルに引き下げるため、ゲート電圧 $v_g = 0/-30 \text{ V}$ に設定した。

図 5.2(b) に本手法のゲート駆動回路を適用した遮断器の実験結果を示す。外部ゲート抵抗 $R_{g(\text{ext})} = 0 \Omega$ とし、ゲート電圧 $v_g = 0/-30 \text{ V}$ とした。また、使用した素子は前述の実験と同様の素子 A と B である。ドレイン電流 i_d に注目すると、アバランシェ降伏動作時における電流分担が改善されていることが確認できる。また、ゲート-ソース間電圧 v_{gs} に注目すると、アバランシェ降伏動作時において常に閾値電圧以下で推移することが確認できる。

さらに、ゲート電流 i_g に注目すると、ゲート抵抗 $R_{g(\text{ext})} = 47 \Omega$ に設定時よりも電流量が増加することが確認できる。すなわち、SiC-JFET がアバランシェ降伏動作時において電流遮断を行う際、ゲート駆動回路のゲート抵抗値が低い場合、大部分の遮断電流がゲート側に流入する。ここまでの議論によって得られた従来手法との比較を表 5.1 に示す。

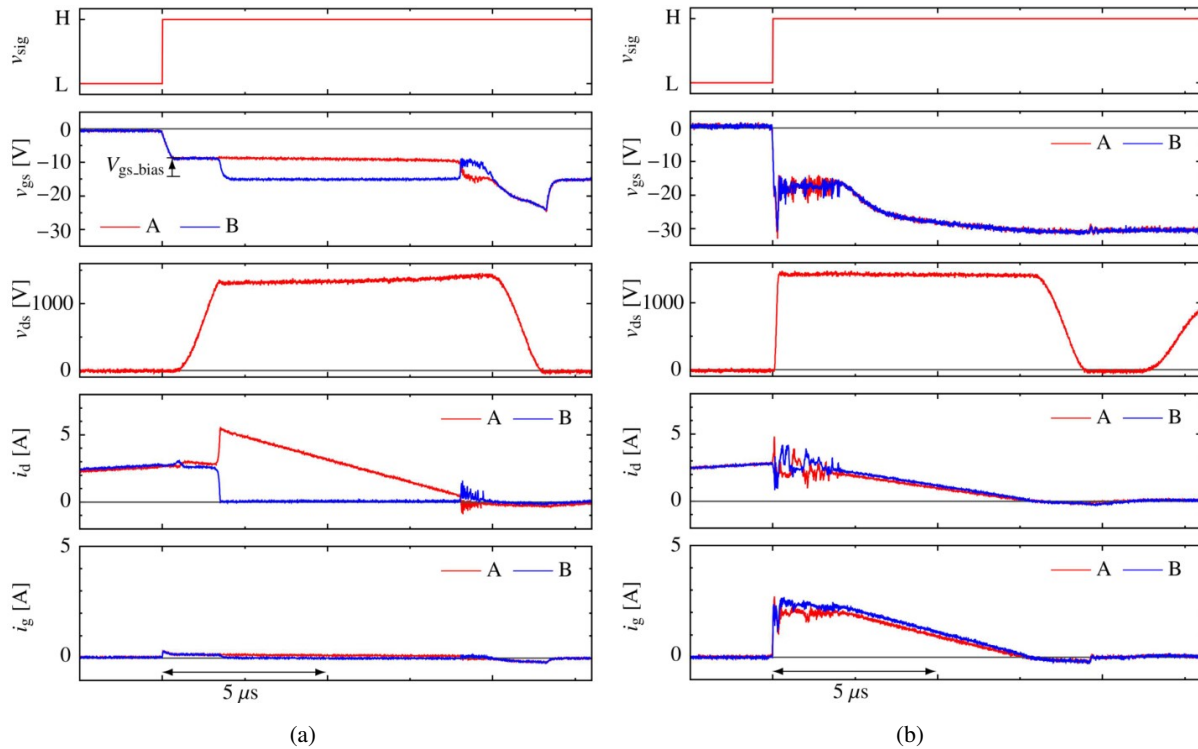


図 5.2. SiC-JFET 並列接続時の実験結果 (a) 従来手法, (b) 提案手法

表 5.1 ゲート駆動回路の比較

	Conventional	Proposed
Gate voltage v_g	0/ - 15 V	0/ - 30 V
Gate resistance $R_{g(ext{ext})1}, R_{g(ext{ext})2}$	47 Ω	0 Ω
Maximum gate current i_{g1}, i_{g2}	301 mA	2.71 A

6. 本手法を適用した直流遮断器の有効性検証

6.1. 降伏電圧差を有する素子の使用による電流分担

前述において、ゲート電流に起因する電流不平衡について議論を行い、それを解決するゲート駆動手法について論じた。一方、素子の降伏電圧差 ΔV_{BD} を起因とする電流分担への影響についても報告されている [8]。そのため、本手法を適用した場合における降伏電圧差を持つ素子の組み合わせによる電流分担の議論を行う。

素子の降伏電圧差による電流分担への影響を検証するため、素子 A と B に加え、素子 A との降伏電圧差 ΔV_{BD} がそれぞれ 0.011 kV, 0.030 kV の素子 C, D を用いて実験を行った。

図 6.1 に実験結果を示す。実験結果より、降伏電圧が低い素子に分担電流の偏りが生じることがわかる。また、分担エネルギーの分担割合についても降伏電圧差が大きい素子の組み合わせのほうが片方の素子に集中することが確認できる。

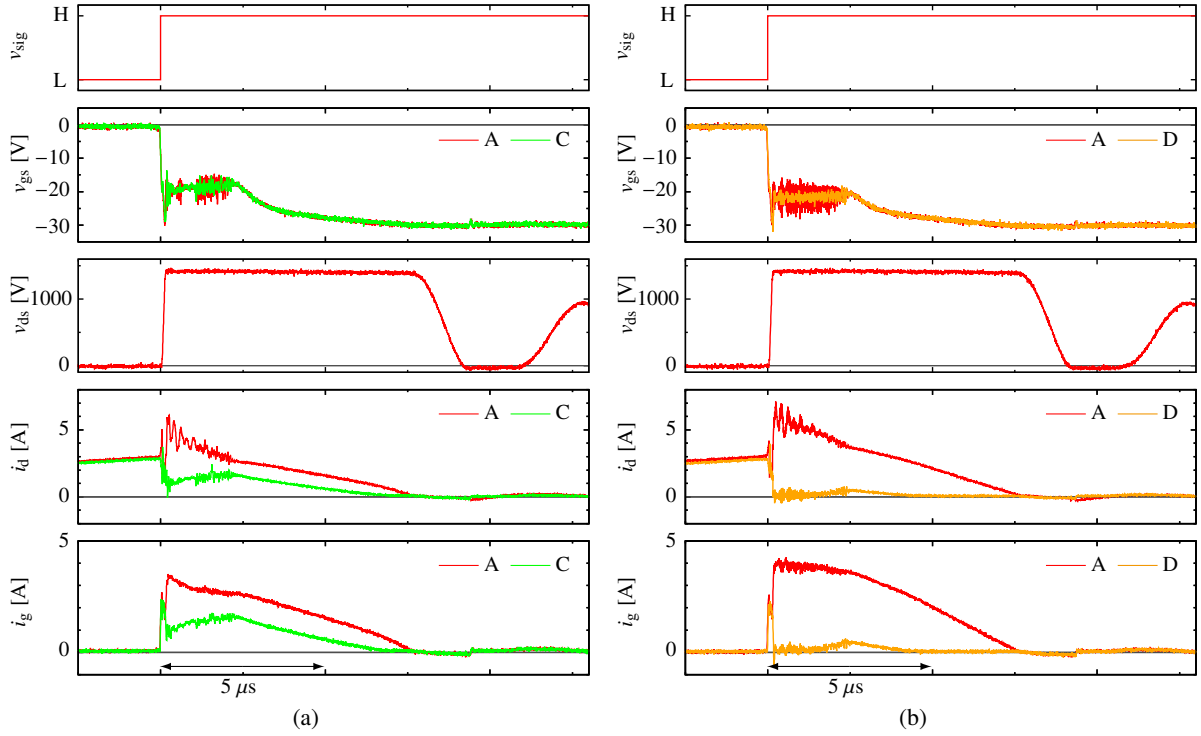


図 6.1. 本手法を適用した実験結果 (a) 降伏電圧差 $\Delta V_{BD} = 11$ V, (b) 降伏電圧差 $\Delta V_{BD} = 30$ V

6.2. 繰り返し遮断による特性変動

先行研究において SiC-JFET を用いた繰り返し電流遮断による劣化特性の優位性が示されている [7] が、本手法のようにゲート側に大きな電流が流入するような使用条件下では検証されていない。そこで、本手法を適用した場合における素子の長期信頼性を検証するため、5,000 回の繰り返し電流遮断による特性劣化評価を行った。使用した素子は素子 A と B である。なお、素子発熱の影響による特性変化を防ぐため、強制空冷により室温 25°C の一定温度下において 5 s 間隔で行った。

図 6.2 及び図 6.3 に繰り返し遮断前後の静特性測定結果を示す。ここで、 I_D - V_{GS} 特性はゲート-ソース間電圧 $V_{GS} = -20$ V, I_D - V_{DS} 特性はゲート-ソース間電圧を $-2\text{ V} \leq V_{GS} \leq 2\text{ V}$ として測定を行った。静特性測定結果より、繰り返し遮断後の素子の静特性はほぼ変化がないことが確認できる。この結果から、適用した電流分担保手法は繰り返し電流遮断による素子劣化に影響することなく、繰り返し使用による長期信頼性に優れていることが確認できた。

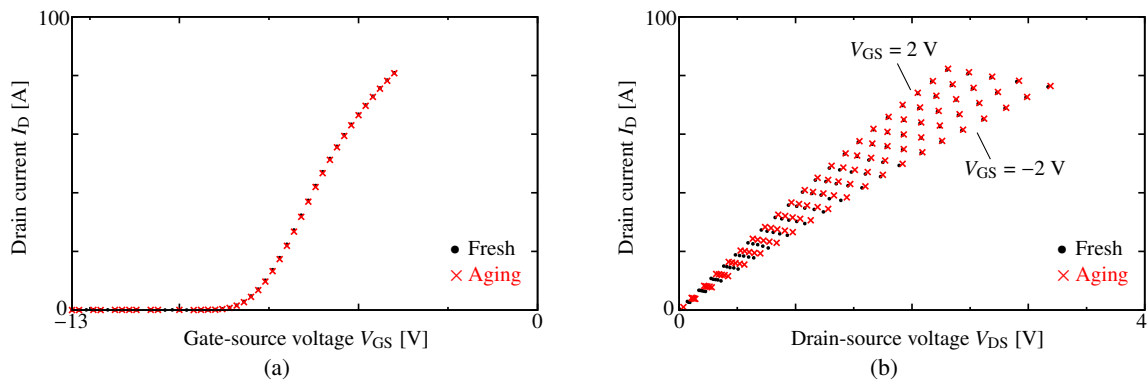


図 6.2. 静特性測定結果（素子 A）(a) I_D - V_{GS} 特性, (b) I_D - V_{DS} 特性

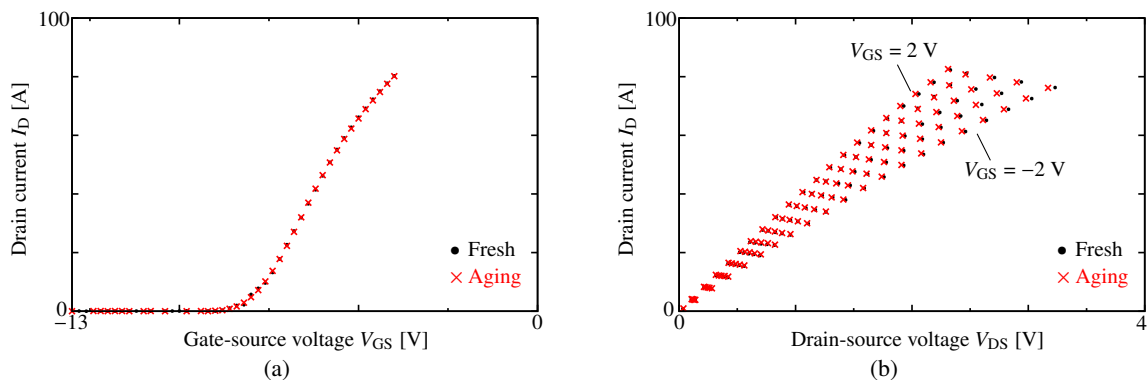


図 6.3. 静特性測定結果（素子 B）(a) I_D - V_{GS} 特性, (b) I_D - V_{DS} 特性

研究実績

学術論文（査読付き）

- **T. Takamori**, K. Wada, W. Saito, and S. Nishizawa, “Gate drive circuit for current balancing of parallel-connected SiC-JFETs under avalanche mode,” *Microelectronics Reliability*, vol. 114, 113776, Nov. 2020.

国際会議（査読付き）

- ○ **T. Takamori**, K. Wada, W. Saito, and S. Nishizawa, “Gate drive circuit for current balancing of parallel-connected SiC-JFETs under avalanche mode,” *31st European Symposium on Reliability of Electron Devices, Failure Physics and Analysis (ESREF 2020)*, F3-134, Athens, Greece (Online), Oct. 2020. (ポスター発表)

国内会議（査読なし）

- ○ **高森太郎**, 和田圭二, 齋藤渉, 西澤伸一, “直流 400-V 系統への適用を目的とした SiC-JFET を並列接続した半導体遮断器の電流分担”, 電気学会 半導体電力変換/家電・民生/自動車合同研究会, SPC-20-

235/HCA-20-085/VT-20-090, pp.41-46, 神戸 (Online), 2020 年 12 月.(口頭発表)

参考文献

- [1] A. Werth, N. Kitamura, and K. Tanaka: “Conceptual study for open energy systems: distributed energy network using interconnected DC nanogrids”, in *IEEE Trans. Smart Grid*, vol. 6, no. 4, pp. 1621-1630 (2015)
- [2] M. Naidu, T. J. Schoepf, and S. Gopalakrishnan: “Arc fault detection scheme for 42-V automotive DC networks using current shunt”, in *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 21, no. 3, pp. 633-639 (2006)
- [3] Panasonic, EV Relays datasheet, [Online]. Available: <https://www3.panasonic.biz/ac/e/index.jsp>
- [4] Y. Sato, Y. Tanaka, A. Fukui, M. Yamasaki, and H. Ohashi: “SiC-SIT circuit breakers with controllable interruption voltage for 400-V DC distribution systems”, in *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 29, no. 5, pp. 2597-2605 (2014)
- [5] A. Suzuki and H. Akagi: “HVDC circuit breakers combining mechanical switches and a multilevel PWM converter: verification by downscaled models”, in *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 34, no. 5, pp. 4259-4269 (2019)
- [6] K. Watanabe, Y. Yokomizu, Y. Ogura, and T. Ogawa: “Evaluation of junction temperature and transient voltage during large direct current interrupting process with SiC-MOSFET –power supply voltage 380 V–”, the 2020 Annual Meeting of IEEJ, 6-061 (2020) (in Japanese).
渡邊幹太・横水康伸・小椋陽介・小川拓真: 「SiC-MOSFET を用いた直流電流の遮断過程における接合部温度と過渡電圧の評価 –電源電圧 380 V–」 令和 2 年電気学会全国大会, 6-061 (2020)
- [7] M. Sagara, K. Wada, and S. Nishizawa: “Degradation characteristics of SiC power devices for DC circuit breaker by repetitive unclamped inductive switching test”, *Microelectronics Reliability*, vol. 100-101, 113417 (2019)
- [8] A. Fayyaz, B. Asllani, A. Castellazzi, M. Riccio, and A. Irace: “Avalanche ruggedness of parallel SiC power MOSFETs”, *Microelectronics Reliability*, vol. 88-90, pp. 666-670 (2018)
- [9] United Silicon Carbide Inc., SiC-JFET UJ3N120035K3S Datasheet, [Online]. Available: <https://unitedsic.com>

デジタルゲートドライブ回路を用いた 次世代パワーエレクトロニクス用パワーモジュールに関する研究

横浜国立大学 工学研究院 小原 秀嶺

1. 研究の背景と目的

小容量の用途で広く用いられているパワーデバイスである Si-MOSFET は、その物理的な制約から、オン抵抗が耐圧の 2.5 乗で増加するため、高耐圧の素子を 1 つ用いるよりも低耐圧素子を直列接続の方が導通損失を低減できる場合がある。また、スイッチング時間も一般に低耐圧素子の方が短いため、直列接続することによりスイッチング損失も低減することが可能である。そのため、Si-MOSFET を多直列接続することによって、高耐圧の SiC-MOSFET 単体よりも性能やコストの面で優れたパワーモジュールを実現できる可能性がある。

しかしながら、パワーデバイスの多直列化を行う場合、全ての素子のスイッチングの過渡的なタイミングを一致させ、各素子の印加電圧をバランスさせる必要があり、従来のゲートドライブ回路ではこの点が困難であった。本研究では、デジタルゲートドライブ回路技術を用いた Si-MOSFET 直列接続時の電圧バランス制御について検討し、電圧バランスの実現に必要なゲート駆動パターンの決定方法を明らかにすることで、次世代パワーモジュールの実現可能性を示すことを目的とする。

2. デジタルゲートドライブを用いたパワーモジュール

本研究で想定するパワーモジュールの構成を図 1 に示す^[1]。モジュールの外側から見るとパワーデバイス 1 つと同じ 3 端子素子であり、使い勝手は変わらないが、内部は所要耐圧に合わせた数の Si-MOSFET が直列に接続され、全ての MOSFET がデジタルアクティブゲートドライブで駆動される。所望の性能を実現するためには、全ての MOSFET が同期して電圧のアンバランスを生じることなくスイッチング動作を行う必要がある。図 1 の構成が従来のパワーデバイス 1 つと等価なので、例えば三相インバータを構成する場合には、この構成のパワーモジュールを 6 つ用いることとなる。

3. 実験回路

提案するパワーモジュール内部において各 MOSFET の電圧バランス制御を実現するため、まずは図 2 の最も簡単な回路構成を用いて実験を行った。2 直列の MOSFET (IRFB5620) において、一方は通常の 23Ω のゲート抵抗を用いた 2 値的な電圧形ゲートドライブで駆動し、もう一方はデジタルアクティブゲートドライブを用いて、スイッチング遷移時に 2 つの MOSFET のドレイン-ソース間電圧の偏りが生じないように制御を行う。実験は、装置簡素化のためダブルパルス試験で行った。実験回路の外観を図 3 に示す。デジタルアクティブゲート制御には、パラレル 12 ビット入力のアクティブゲートドライバ IC を用い、FPGA によりゲート駆動パターンの制御を行った。

4. 実験結果

実験で用いたデジタルゲートドライバ IC は 63 並列の CMOS ドライバを有しており、クロック周期毎に駆動力を変えられるため、電圧バランスを実現可能なゲート駆動パターンが無数に存在すると予想される。自由度を制限し、探索を容易にするため、始めにゲート駆動レベルを最初の 320ns の間固定し、等価的に従来ゲートド

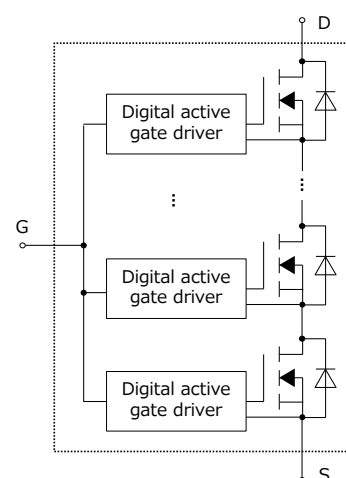


図 1 デジタルゲートドライブを用いた
次世代パワーモジュールの構成

ライバにおけるゲート抵抗を変更する場合と等価の動作をデジタル制御で行った。図 4 および図 5 は、ゲート駆動レベルを 15 および 14 に固定した際の実験波形である。ゲート駆動レベルを 15 にした際には、2 つの MOSFET のドレイン-ソース電圧がバランス状態に近くなったが、まだ偏りが残っていることが分かる。ゲート駆動レベルを 16 に増やすと、駆動力が強くなりすぎ、アンバランスになっていることが分かる。これより、ゲート駆動レベルを固定した場合には、本実験条件ではレベル 15 が最も電圧バランスを実現するのに近い駆動レベルということが分かった。これは、等価的なゲート抵抗と MOSFET の入力容量との積が一定になるような一般的なデバイス直列接続におけるゲート駆動と同様に考えられることが分かった。この結果を元にアクティブゲート制御を実装し、パラメータを調整して実験した結果が図 6 である。アクティブゲートにより、電圧バランス制御が実現できていることが確認できる。検証を重ねた結果、スイッチング遷移時の始めのゲート駆動レベルが電圧バランスに顕著に影響することが分かり、図 4 の実験で得たレベル 15 にすることで、電圧バランスを実現するゲート駆動パターンを見つけやすくなることが分かった。

5. まとめ

本研究では、複数の低耐圧 Si-MOSFET を用いた次世代パワーモジュール実現に向けて、デジタルゲート制御による直列 MOSFET の電圧バランス制御について検討を行った。実験の結果、ゲート駆動の基本的な方針として、等価的なゲート抵抗と MOSFET の入力容量との積が一定になるように設定した上で、寄生成分やばらつきを考慮した微調整をアクティブゲート制御により行うことで電圧バランスを実現できることを示した。以上より、デジタルゲートドライブを用いることで性能やコストの面で優れた次世代パワーモジュールが実現可能であることを示した。

参考文献

- [1] 蔵野雅尚・和田圭二：「アクティブゲート駆動回路を用いた MOSFET 多直列接続の電圧バランス制御」, 電気学会半導体電力変換/モータドライブ研究会, SPC-21-059/MD-21-059, 2021-1

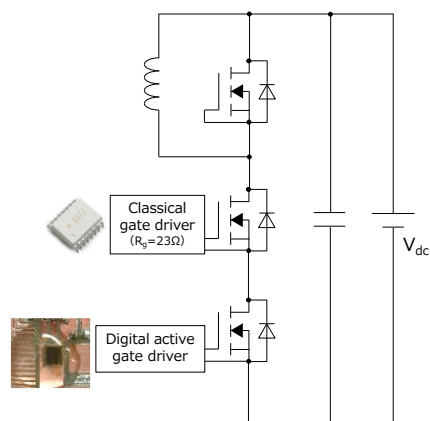


図 2 回路図

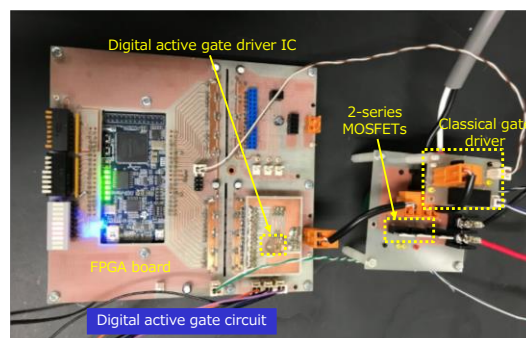


図 3 実験回路の外観

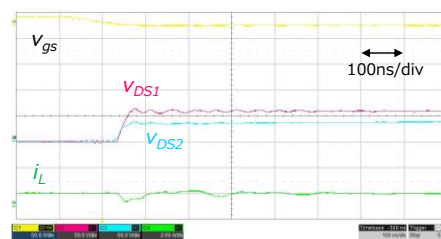


図 4 実験波形 (ゲートレベル 15 固定)

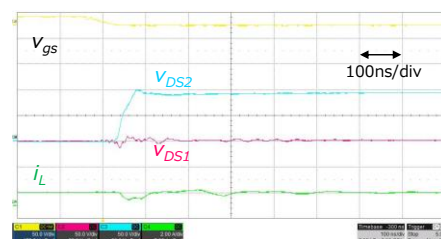


図 5 実験波形 (ゲートレベル 16 固定)

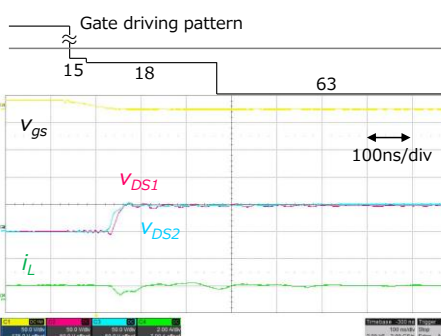


図 6 実験波形 (アクティブゲート制御)

次世代パワーエレクトロニクスシステム用ヘルスマニタリング技術

九州工業大学 大学院工学研究院 電気電子工学研究系 長谷川 一徳

1. 研究目的

自然エネルギー有効活用にはパワーエレクトロニクス（パワエレ）機器の普及拡大が必要不可欠であるがパワエレ機器の導入数増加とともにその信頼性向上も急務となっている。パワエレ機器を構成するパワー半導体デバイスの故障は、パワエレ機器の中で主な故障原因の一つとなっている。近年、パワー半導体デバイスが複数搭載されたパワーモジュールの信頼性研究が盛んに行われており、パワーデバイスが発生する損失による自己発熱に起因した金属接合劣化が故障要因として明らかになっている。本研究の目的は、パワーモジュールの劣化状況を観測する技術の構築である。

2. 研究の具体的方法

パワエレ機器の動作状態におけるパワーモジュールの劣化観測技術として、インバータ動作におけるモニタリングする手法を開発する。インバータ回路を動作させた状態で、パワーモジュールの温度と電流を計測し、モジュール内で発生する損失を演算し、そこからパワーモジュールの熱抵抗の変動量を求めることで、モジュールの劣化を観測する。従来、パワーモジュールの劣化評価試験では、実際のパワエレ機器動作ではなく、モジュール内に一定損失を繰り返し発生させた条件で試験が行われてきた。提案手法はインバータ動作における実温度・電流波形を用いてパワーモジュールの劣化を抽出できる点に特長がある。

提案手法を用いてパワーモジュールの劣化観測を行い、インバータの動作条件（電流・電圧波形）と計測間隔、演算モデルの関係を明らかにすることで劣化検出技術を構築する。

本研究のパワーモジュールの高精度な劣化検出技術はパワエレ機器の設計最適化につながり、高寿命化と信頼性向上に大きく貢献する。

3. パワーモジュール V-I 特性の測定

パワーモジュール内で発生する損失の演算にあたっては、導通損失とスイッチング損失特性の取得が必要である。導通損失の測定のため、半導体カーブトレーサを用いてコレクタエミッタ電圧-コレクタ電流特性（V-I 特性）を測定した。図 1 に試験対象のパワーモジュール（Infineon 1200 V 75 A 定格、6 in 1 の IGBT）の内部の写真を示す。インバータ連続運転下で試験を行うため、6 素子すべての V-I 特性を測定する。

図 2 にモジュール内 6 素子の室温（25℃）における V-I 特性測定結果を示す。また、図 3 に 1 素子の V-I 特性の温度依存性を示す。以上を含め、3 モジュ

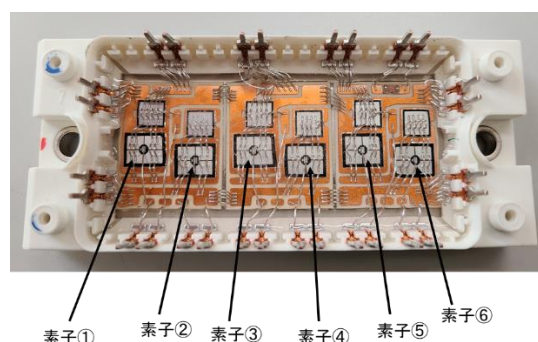


図 1 試験対象のパワーモジュール

ール×6 素子×温度 4 点（25, 75, 125, 175℃）の特性を取得しており、今後のモニタリングに活用する。紙面では割愛しているが、ゲート電圧変化時の V-I 特性も測定している。

4. 試験用インバータ回路の設計

図 4 に連続運転試験用の三相インバータの回路構成を示す。パワーモジュールの電圧・電流定格に対応するため、直流電源電圧 700 V、出力ピーク電流 170 A としている。パワーモジュールの損失は 1 kW 以上に達するとため、図 5 に示すとおり水冷ヒートシンクを導入しモジュールのケース温度を十分に下げられるようにしている。これに合わせインバータ出力、直流電源入力、ゲートドライブ回路接続用の実装基板を製作している。

5. まとめ

本研究では、パワーモジュールの劣化状況を観測するため、モジュールの導通損失演算のための V-I 特性の測定と、試験用三相インバータ回路の設計を行った。今度の課題は以下の通りである。

- ダブルパルス試験によるスイッチング損失の見積り
- ゲートドライブ回路の設計・製作
- コレクタエミッタ飽和電圧 ($V_{CE(sat)}$) 検出回路の作製と素子温度の推定
- インバータ連続運転時のモニタリング試験

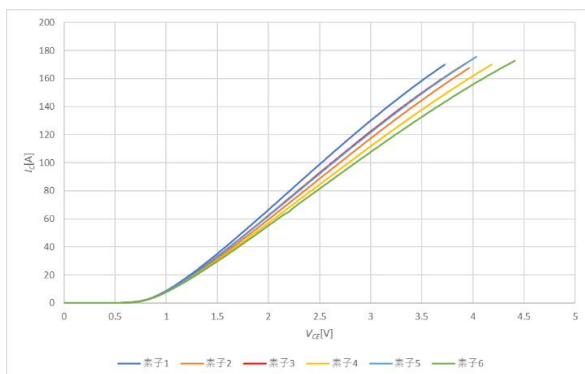


図 2 6 in 1 モジュール内各素子の V-I 特性

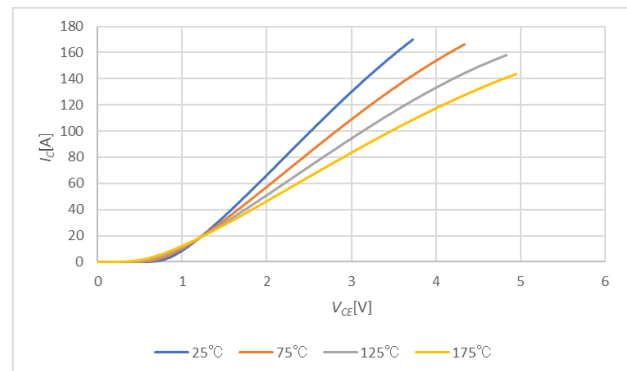


図 3 1 素子の V-I 特性温度依存性

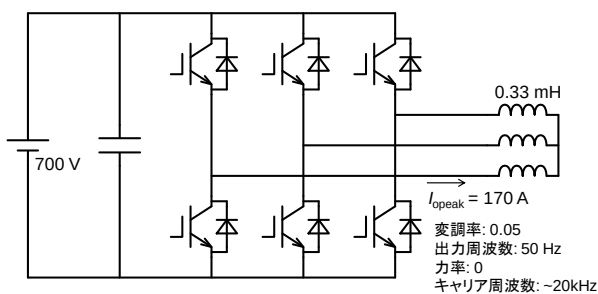


図 4 連続運転試験三相インバータ回路構成

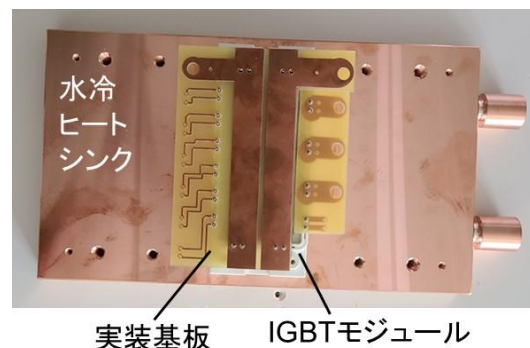


図 5 三相インバータ用ヒートシンク・実装基板

次世代パワーデバイス用のアイソレーション・信号伝送技術

茨城工業高等専門学校 成 慶珉

A Study on Gate Drive Circuit Using Wireless Power Transfer for Power Semiconductors

Kyungmin SUNG

Abstract: In power converters that use a large number of power devices, such as matrix converters, the gate drive circuit to drive each power device hinders miniaturization and makes the circuit more complicated. Therefore, using contactless power transfer (WPT) to drive the gate of power semiconductors can not only isolate the main circuit from the control circuit, but also make the circuit smaller. The modulation scheme for WPT used in the previous study had the problem that the turn-off and turn-on times of the power semiconductors were very long. When the turn-on and turn-off times are long, a lot of losses are generated during the switching of power semiconductors, which hinders the high efficiency of power converters. In this study, a new modulation method is proposed to improve these problems, and in addition, a gate drive circuit is designed. The proposed modulation method is based on ASK modulation, and the operation is inverted ASK modulation. In the gate driver circuit, the signal detection and the power supply are separated, and the gate driver is used to drive the power device to increase the drive capability. Furthermore, experiments were conducted to check the switching of the power semiconductors using the proposed modulation method and the designed gate drive circuit, and compared with the conventional method.

Keywords: Wireless Power Transfer, Gate Drive Circuit, Power Semiconductors, Modulation Method

1. はじめに

マトリックスコンバータ等をはじめとする多数のパワー半導体を使用する電力変換器では、ゲート回路が巨大化し、配線も複雑化してしまう問題点があった。一方、非接触電力伝送(WPT)の高周波化が進み、高効率での電力伝送が実現されたおかげで、小電力のものから大電力の電気製品の充電まで幅広く応用が行われるようになった。WPTは、電源供給側と負荷側の電氣的絶縁を保ちながらも負荷側に電力を供給できる事が特長である。

先行研究では、WPTにより MOSFET(Metal-Oxide – Semiconductor Field – Effect Transistor)や IGBT(Insulated Gate Bipolar Transistor)をはじめとするパワー半導体を駆動するための電力とスイッチングの信号を同時に伝送するゲート駆動回路を提案し、小型化や高い絶縁性能など様々な利点があることを示した。しかしながらドライブ能力が少なく、立ち上がりの時に多くの時間がかかってしまうことなどが問題となっていた。またコンデンサによって信号の遅延時間も発生するため、遅延時間を短くすることも課題となっていた。

本研究では、先行研究で用いていた ASK(Amplitude Shift Keying)を改良し、新たな変調方式を提案するとともに、ゲート駆動回路を

設計する。先行研究で提案されたゲート駆動回路は、基本的にアナログ素子だけで構成されていた。一方で、本提案ゲート駆動回路(Proposed Gate Drive Circuit ; PGDC)は、コンパレータやゲートドライバを用いた回路構成のため、ゲートドライブ能力がより高いことが予想される。本提案ゲート駆動回路がパワー半導体の駆動に必要な性能を満たすことを、スイッチング実験を通して検証する。

2. 非接触電力伝送法を用いたゲート駆動

2.1 提案ゲート駆動方法

本研究で用いた PGDC を Fig. 1 に示す。この回路では、送信側の回路はハーフブリッジのインバータによって構成されている。ハーフブリッジインバータは2つの GaN MOSFET で構成されているためスイッチング周波数の高周波化にも対応することができる。スイッチング周波数は f_{sw} は LC 共振周波数で決定される。

$$f_{sw} = \frac{1}{2\pi\sqrt{LrC1}} \quad (1)$$

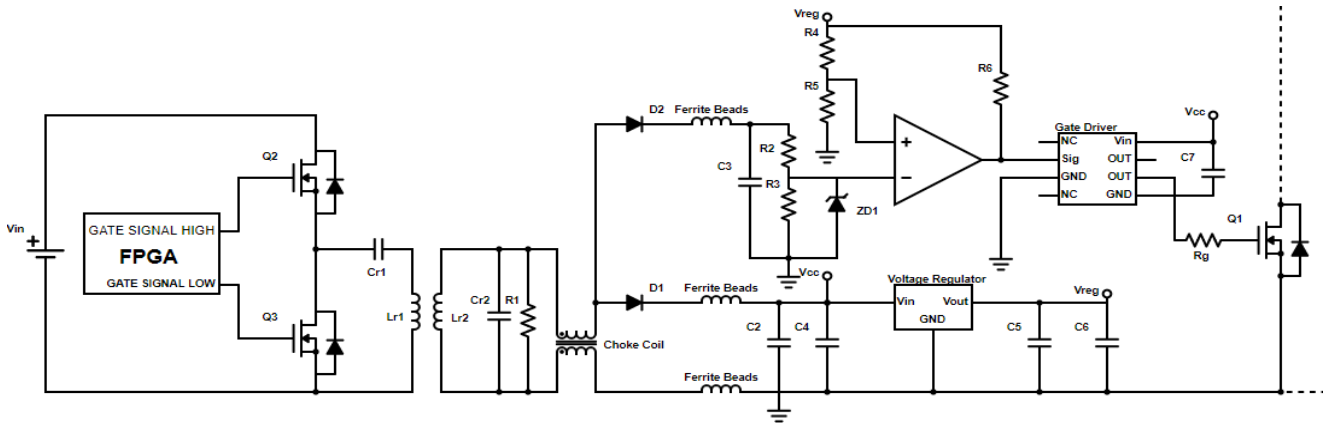


Fig. 1. Circuit diagram of PGDC

送信側と受信側の電力のやり取りは, PCB(Printed Circuit Board)上で平面的に巻かれた直径 2 cm サイズのコイルで行われる. LC 共振を利用した磁界共振方式の WPT によってコイルの中心に鉄心などがなくても高い電力伝送の効率を保つことができる. そのため, 従来の鉄心コアが必要なパルストランスなどを使ったゲート駆動方式よりも小型化や軽量化が実現できる.

受信側の回路は, 主に 2 つの回路で構成されている. ひとつは, Fig. 1 上部に示すコンパレータ等で構成される信号検出部である. もう一方は, 電圧レギュレータ等で構成される電源供給部である. コンパレータの入力に接続される C_3 は, 電源供給部の C_2 や C_4 よりも, 静電容量が小さく, Fig. 2 に示すターンオン, ターンオフのタイミングで放電しきるように設計されている. ただし, スイッチング周波数 f_{sw} などの MHz 帯の信号では放電しきらないようにしている. 一方, C_2 や C_4 は, ゲートドライバやコンパレータの電源電圧を生成する必要がある. そのため, 一定の電圧をためておく必要があるため, ターンオン, ターンオフのタイミングで放電しきらないようにできるだけ高い静電容量の値で設計されている.

信号の変調方式は, Fig. 2 に示すような方式を提案する. この方式は, ASK 変調を反転させた方式となっている. FPGA の信号は, 送信側の MOSFET のスイッチング周波数である. 本研究では, 式(1)から 0.934 MHz と 1.93 MHz の 2 つの周波数を算出し, 実験に使用した. 周波数の変更に伴い, LC の共振周波数も変わるため C_{r1} と C_{r2} の静電容量を変更した. ダイオード D_2 で整流し, C_3 にチャージした電圧波形をコンパレータで検出し, ゲートドライバの入力信号を生成する. 一方, 電源供給部では, コンパレータを動作させるための電源を電圧レギュレータで生成し, C_2 と C_4 のコンデンサにゲートドライバの供給電圧を蓄えている.

Table.1 Circuit parameters of PGDC

Circuit parameters	Value
f_{sw}	0.934 MHz/1.93 MHz
C_{r1}/C_{r2}	20 nF/4.7 nF
C_2/C_6	10 μ F
C_3	10 nF/4.7 nF
$C_4/C_5/C_7$	0.1 μ F
R_1	30 Ω
R_2	180 Ω
R_3	300 Ω
R_4/R_5	1.2 k Ω
R_6	5.1 k Ω
R_G	4.7 Ω
L_{r1}/L_{r2}	1.45 μ H
V_{in}	15 V

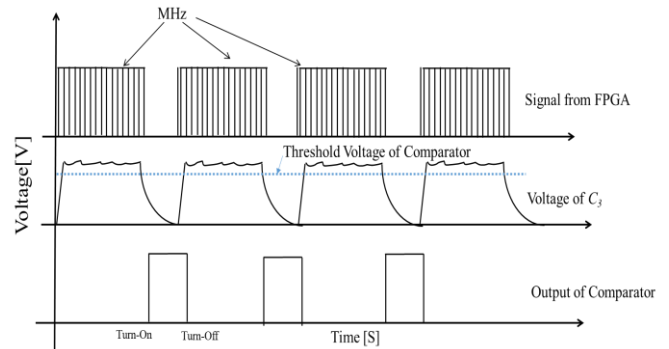


Fig. 2. Proposed modulation method

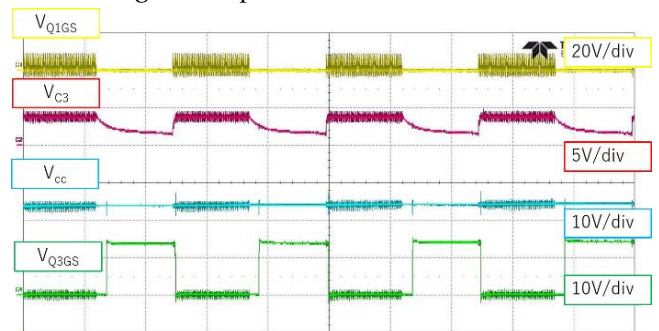


Fig. 3. Waveform of PGDC (20 μ S/div)

2.2 提案ゲート駆動回路動作確認

実際に PGDC を動作させた時の出力波形が Fig. 3 である。 V_{Q1GS} は、送信側回路の MOSFET のゲートソース電圧である。 V_{C3} は、コンパレータの反転入力電圧である。コンパレータの閾値電圧は、2.5V で設定している、 V_{cc} は電源供給部のコンデンサに蓄えられている電圧である。 V_{cc} は約 15 V 出力しており、パワー MOSFET を飽和領域で使用するのに十分な値を達成している。 V_{cc} を供給電圧とし、コンパレータの出力信号を入力信号としてゲートドライバが動作している。このゲートドライバによって駆動したパワー MOSFET Q_3 のゲートソース間の電圧が、 V_{Q3GS} である。ゲートドライバは、スイッチング素子 2 つ使ったプッシュプル出力となっている。ゲートドライバを用いることで従来の方式よりも多くの電流を流すことができるため、ドライブ能力が高いことがわかる。実際に、ゲートソース電圧 V_{Q3GS} の立ち上がり時間と立下り時間が従来の方式より短くなっている。そのため、スイッチング損失が少なくなることが予想される。Fig. 3 の結果から PGDC が動作し、パワー MOSFET Q_3 のスイッチングのタイミングを伝える信号とゲート駆動のための電力を同時に送ることができることを確認した。

しかしながら、コンパレータを用いて信号電圧を検出するときに、コンパレータ反転入力部に接続されるコンデンサ C_3 とツェナーダイオードの電流制限用抵抗 R_2 と R_3 による RC 回路で遅延時間が発生してしまうことが考えられる。

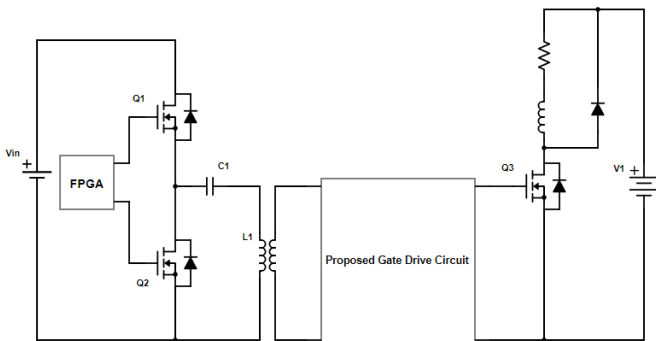


Fig. 4. Circuit diagram of switching experiment

Table 2. Experimental conditions and rating

V_I	150 V / 200 V
Switching Frequency of Q_3	20 kHz
Rated Voltage and Current $Q1, Q2$; LMG5200	80V, 10A
Rated Voltage and Current $Q3$; SCT3120	650V, 21A

3. 提案ゲート駆動法を用いたスイッチング実験

3.1 スイッチング実験回路

スイッチング実験の回路図を Fig. 4 に示す。パワー回路側の基本的な構成はチョッパ回路と同様である。 Q_3 がオンの時は、RL 負荷に電流が流れる。 Q_3 がオフの時は、負荷の電流が帰還ダイオードに転流される。

実験条件と使用する素子の定格電圧、電流を、Table 2 に示す。パワー回路の電源電圧 V_I は 150 V と 200 V の二つの条件で実験を行った。 Q_3 のスイッチング周波数は 20 kHz である。 Q_3 には SiC(Silicon Carbide) MOSFET を使用した。また、ダイオードには、駆動するパワー MOSFET をもう一つ使って、そのボディーダイオードを使用する。

3.2 スイッチング実験結果

スイッチング実験の出力波形を Fig. 6 に示す。駆動するパワー MOSFET Q_3 のゲートソース電圧波形が V_{Q3GS} である。 V_{Q3GS} は、約 18 V 出力している。パワー MOSFET の飽和領域の電圧である 15V 以上を出力することができている。パワー回路電源電圧 V_I は、200 V である。また、ドレイン電流 I_D は、最大値で 8 A 程度流れていることがわかる。

以上のことから、提案ゲート駆動方法を用いてパワー MOSFET を駆動し、パワー半導体のゲート駆動回路として十分な有用性があることを示した。

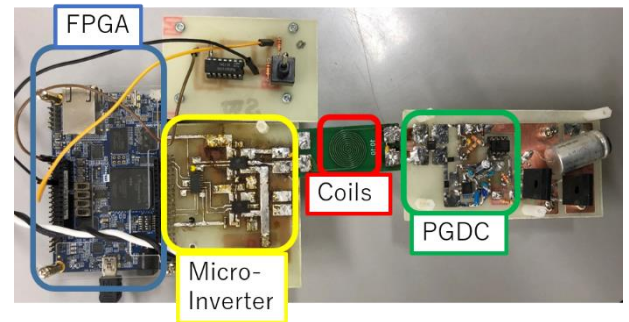


Fig. 5. Photograph of PGDC used in experiment

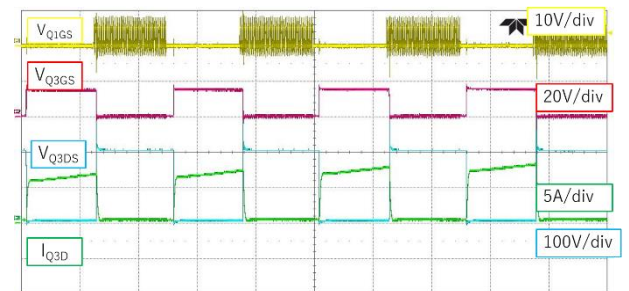


Fig. 6. Waveform of switching experiment (20μS/div)

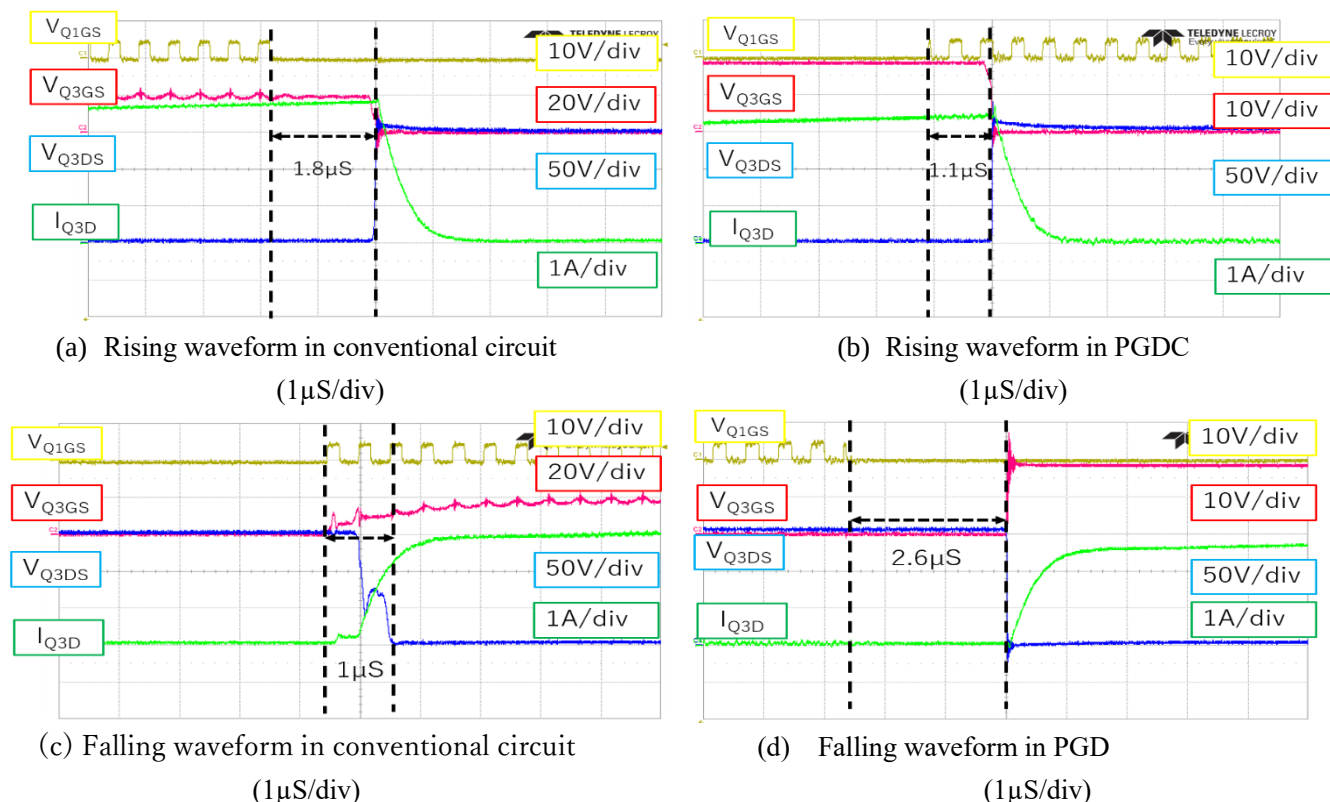


Fig. 7. Comparison with conventional Circuit

3.3 従来方式と提案ゲート駆動方法の比較

従来のゲート駆動方法と PGDC を用いた駆動方法の立ち上がりと立下りの電圧波形の比較を Fig. 7 に示す。(a)と(b)は、立ち上がり電圧波形である。PGDC によってパワーMOSFET のゲート駆動を行うことで、立ち上がりの遅れ時間は、 $1.1\ \mu\text{S}$ となっている。従来の回路でのゲート駆動より立ち上がりの遅れ時間を短縮することができた。

(b)と(d)の波形は、立下り電圧波形である。PGDC によるパワーMOSFET のゲート駆動を行った場合、立下りの遅れ時間は従来の方式よりも長くなってしまっている。原因としては、コンデンサ C_3 と抵抗 R_2 と R_3 による放電によって発生している遅延時間であると考えられる。また、(c)に示すように、従来方式の電圧立ち下り時間は、 $0.5\ \mu\text{S}$ 程度かかっている。一方、(d)に示すように、PGDC を用いた駆動の場合、電圧立下り時間をより短縮することができている。これは、ゲートドライバを用いたことにより、ドライブ電流を多く流せることで、ゲートの入力容量を早くチャージできるようになったからである。また、立下りの時間が短いため、スイッチング損失の低下を実現できるだろう。

4 まとめ

本研究では、WPT を用いたゲート駆動方法として、ゲート駆動回路と変調方式を提案した。先行研究で提案されたゲート駆動方法の小型化や高い絶縁性能という利点は残しつつ、問題点であった、立下り時間等の短縮をすることが実現できた。また、スイッチング実験を通して、パワー半導体のゲート駆動方法として有用なものであることを示した。

文献

- (1) 大内洋佑, 塚本脩仁, 秋山裕信, 成慶珉:「非接触多重伝送を用いたゲート駆動回路のスイッチング特性」, 電気学会研究会, SPC-18-156, pp7-12(2018)
- (2) 大内洋佑, 成慶珉:「非接触多重伝送を用いたゲート駆動方式に関する研究」, 平成 31 年電気学会全国大会, 4-032.

高耐圧パワーデバイス高温動作技術

近畿大学理工学部 宍戸信之

緒言

パワーデバイスは電力有効利用のためのキーデバイスである。安心安全なエレクトロニクスシステムの実現には、そのパワーデバイスからなるパワーモジュールの高信頼性・長寿命化が必須となる。特に、次世代高耐圧パワーデバイスは高温下での動作が要求されるため、異種材接合部であるデバイス電極実装部での熱疲労による破壊が深刻な問題となる。標準的な電極接合技術としてワイヤボンディングが多用されるが、次世代パワーエレクトロニクスで想定される 200°C 以上の高温環境下での寿命の定量予測には至っていない。金属の熱疲労における寿命 N_f は非弾性ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_{in}$ を用いて $\Delta \varepsilon_{in} (N_f)^w = C$ のような Coffin-Manson 則で表されることが知られている。ここで、 w と C は材料定数である。材料の非弾性変形量が寿命を決定する指標であることから、その寿命予測には、材料の変形を正しく評価する必要があることを意味する。さらに、200°C 以上の熱サイクル試験においてワイヤボンディング接合の寿命が飽和し、それ以上では低下しないとする報告もある。これは現状の最高温度 175°C 許容設計よりもさらなる高温化も想定されるパワーモジュール実装においてアルミワイヤの適用可能性を判断する上で重要な実験事実である。アルミニウムの融点が 930K 程度であるため、200°C 以上 ($> 0.5T_m$) の温度域では低温ではあまり問題とされなかったクリープが変形の支配的機構となることが予想される。したがって、このような飽和現象の理解をはじめとする高温域での寿命の予測、設計には対応する温度範囲で正しく非弾性変形量を見積もることがより一層重要となる。ただし、現状ではこのような過酷な環境下での材料物性データの蓄積が乏しく、そこでの寿命も定性的な予測ないしは実機試験による事後評価が主体となっている。

本研究では、材料物性データを正しく反映した数値シミュレーションによる疲労予測・設計を目的として、まずは基本となる材料の非線形変形特性を実測により評価した。これにより、次世代パワーエレクトロニクスにおいて求められている超高パワー密度モジュールを実現するための、接合形態・材料の探索、抜熱技術の定量的予測評価を可能とし、次世代パワーエレクトロニクスの開発・普及を加速することを狙う。

実験方法

引張り試験 パワーモジュール用アルミワイヤとして一般的な、直径 400 μm のアルミ太線ワイヤ(田中電子工業社製 TANW)を供試材とし、温度制御槽付き万能試験機 (INSTRON 社製)を使用した。このとき、ひずみ速度がそれぞれ 0.025%/sec、0.25%/sec、2.5%/sec となるようにクロスヘッド速度を制御することで 3 つの異なる速度で引張り試験を実施した。引張り試験によって得られた応力-ひずみを図1に示す。

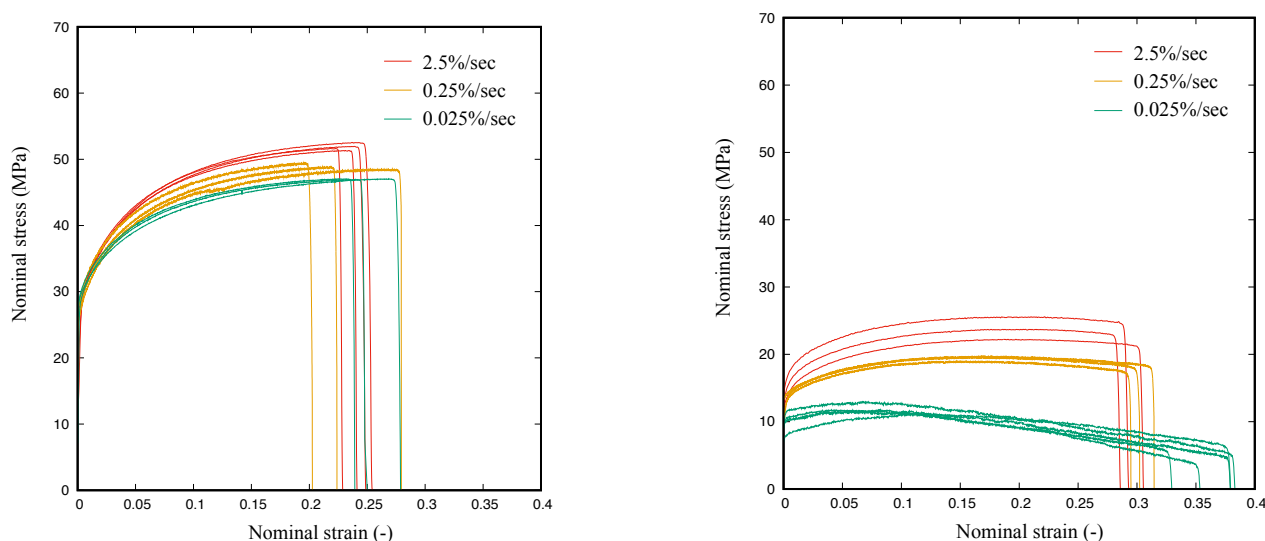


図1 引張り試験によって応力ひずみ曲線の温度依存性(左:20°C、右:250°C)

実験結果

室温近傍ではその速度依存性が小さい一方、250℃ では速度依存性が大きく、顕著な応力緩和が発生するなど時間依存型の変形であるクリープが支配的であることがわかる。

考察

引張試験より得られたクリープ特性を Bailey-Norton 型の遷移クリープモデルに従うと仮定した場合、クリープひずみ ε_c は応力 σ 、時間 t に依存し、

$$\varepsilon_c = A\sigma^n t^m$$

として表すことができる。このとき、 A 、 n 、 m はクリープ変形に関わる材料定数であり、その温度依存性を記述する温度補間関数として次式を仮定した。

$$A(T) = 5.223 \times 10^{-4} \exp\left(\frac{-1.607 \times 10^3}{T + 273.15}\right)$$

$$n = 2.103$$

$$m(T) = 1.046 \times 10^{-5} T^2 - 2.203 \times 10^{-3} T + 0.4139$$

得られた非弾性特性を用いて 20℃、250℃ の引張り試験を有限要素解析によって再現した。実験より求まる真応力-真ひずみ線図と得られた有限要素解析結果を図2に示す。いずれの温度条件においても、各速度に対して試験片毎のばらつきの範囲に収まる程度で応力ひずみ線図が再現できていることがわかる。ただし、250℃ の最も遅い速度条件(0.025%/sec)においては全ひずみが 10%以上の範囲で実験結果と解析結果の傾向が一致していない。これはクリープひずみが支配的な状況で、変形初期の遷移/定常クリープ領域ではなく、加速クリープに近い領域までクリープ変形が進行しているためと考えられる。一方、純アルミは他の金属材料に比べて遷移域が卓越していることが知られており、このような加速クリープ領域と考えられる以前の応力ひずみ関係は得られた式によってかなりの的確に表現できていることがわかる。

まとめ

パワーモジュール用の太線アルミワイヤ材料を対象として、等温条件で引張り試験を実施し、20℃ から 250℃ までの温度範囲においてクリープ特性を評価した。さらに得られた非弾性特性を任意の温度条件を対象とした有限要素解析に反映させるため、その温度依存性を仮定した温度補間関数についても検証したところ、実験事実とよい一致を示した。

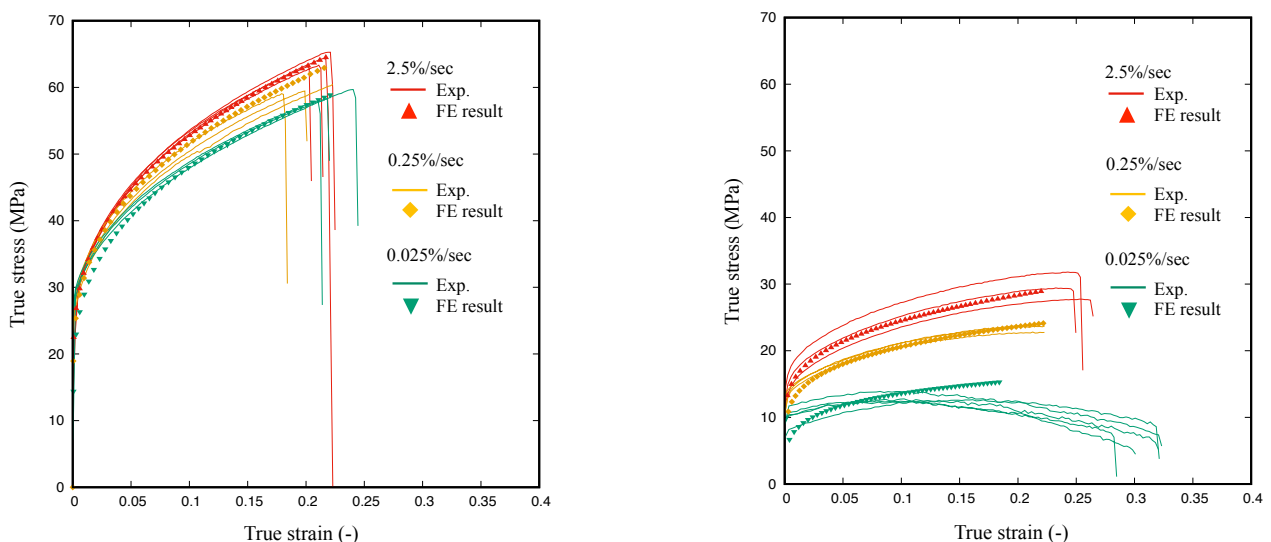


図2 引張り試験における応力ひずみ曲線のシミュレーション(左:20℃、右:250℃)

高品質多元系熱電材料の単結晶成長と特性評価

宮崎大学 工学部 環境・エネルギー工学研究センター

永岡 章

宮崎大学 工学部 電子物理工学科

上水樽 昂樹、吉野 賢二

世話人 九州大学応用力学研究所 柿本 浩一 教授

1. はじめに

連続鋳造や熱間圧延などの製鉄工程では、膨大な量の熱が発生する。これらは工業的に得やすい「熱エネルギー」ではあるが、近年このエネルギーを有効に利用することが求められている。現在実用化されている熱電材料は Bi 系や Pb 系の化合物で効率は 10% 程度であり環境負荷が大きい「低コスト・安全性」と「熱電特性の向上」が求められる。元素の組合せによる物性制御の観点から 3 元系以上の多元系材料探索が行われており大きなポテンシャルを持っていると期待されている。熱電材料の指標の一つとして低い熱伝導率があるが、多元系化合物は大きなユニットセルで構成され、組合せによって重元素も導入出来るため、熱電材料の条件に適している。しかしながら、3 元以上の多元系熱電材料はまだ未知な部分が多い現状がある。本研究では、熱電材料として期待されている $I_2-II-IV-VI_4$ 化合物 Ag_2ZnSnS_4 (AZTS) とチムニーラダー型化合物 $Sr_9Ti_8S_{24}$ (STS) の結晶成長過程を調査した。STS サンプルについては、熱電特性としてゼーベック係数と熱伝導率評価を行った。

2. 実験方法

AZTS バルク結晶は融液成長、STS バルク結晶は固相成長であるホットプレス法から作製した。両サンプルとも化学量論組成となるように原料を調整した。AZTS 結晶成長については示差熱分析(DTA)測定から状態図を作製し、結晶成長過程を調査した。X 線回折(XRD)法、エネルギー分散型 X 線分析(EDX)、ホール効果測定から基礎物性を評価した。電気伝導度、熱伝導度、ゼーベック係数から熱電特性を評価した。

3. 結果と考察

図 1 に Ag_2SnS_3 -ZnS 擬二元系状態図を示す。AZTS 相は、液相(L)+ZnS による包晶反応によって形成され、包晶点は、ZnS:20 mol% と 700 °C である事を明らかにした。この状態図を基に、包晶温度 700 °C から室温まで 30 °C/h の冷却速度で包晶反応を完了させ単相 AZTS バルク結晶が得られた。STS バルク結晶は、650 °C において 7.7 MPa で 1 時間ホットプレス後、石英管に真空封入し 900 °C で 24 時間アニールする事で単相が得られた。図 2 に(a) AZTS 結晶インゴットと(b) STS ウエハーを示す。

図 3 に単相 AZTS と STS サンプルの XRD 測定から得られた結晶構造を示す。(a) AZTS はケステライト構造 (a 軸 = 5.78 Å、 c 軸 = 10.87 Å)、(b) STS はチムニーラダー構造(a 軸 = 12.12 Å、 c 軸 = 42.30 Å)

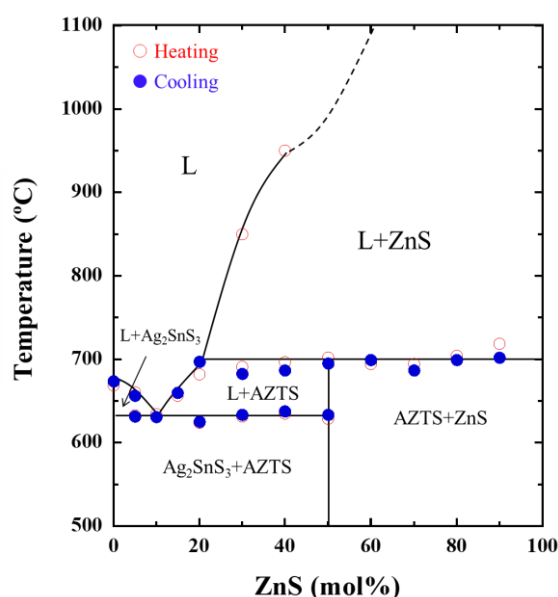


図1 Ag_2SnS_3 -ZnS 擬二元系状態図



図2(a)AZTS インゴットと(b)STS ウエハー

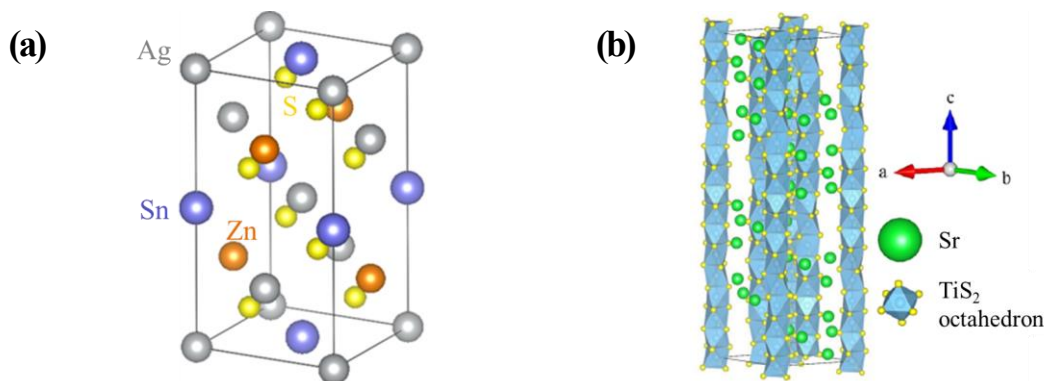


図3 結晶構造 (a)AZTS:ケステライト構造と(b)STS:チムニーラダー構造

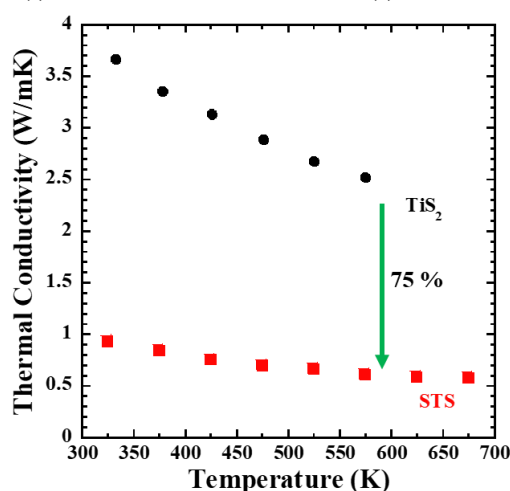


図4 STS の熱伝導率温度変化

を持ち、両構造とも大きなユニットセルのため低い熱伝導率達成のためにアドバンテージがある。特に、STS は、 c 軸方向に $42.30 \text{ \AA}$ と大きな格子定数を示すため、高い熱電特性を達成するために必要な低い熱伝導率 $< 1 \text{ W/mK}$ が期待できる [1]。

ホール効果測定から室温における AZTS と STS のキャリア濃度と伝導率を評価した。両化合物とも負のホール係数を示したことから n 型半導体であった。両化合物ともに 3%程度 S -poor 組成であったため、支配的な n 型欠陥は S 空孔であると考えられる [2]。AZTS は、キャリア濃度 $(3.0\text{--}6.3) \times 10^{15} \text{ cm}^{-3}$ 、伝導率 $(5.6\text{--}9.2) \times 10^{-4} \text{ S/cm}$ を示した。STS は、キャリア濃度 $(7.5\text{--}9.2) \times 10^{15} \text{ cm}^{-3}$ 、伝導率 $(1.1\text{--}4.6) \times 10^{-2} \text{ S/cm}$ を示した。両化合物は、キャリア濃度が 10^{15} cm^{-3} オーダーであったため、熱電材料として必要な $10^{18}\text{--}10^{19} \text{ cm}^{-3}$ まで向上させることが今後の課題である。今後は、カチオン組成変化やドーピングを適用してキャリア濃度向上へアプローチする。図 4 に 323-673 K における STS 熱伝導率温度変化を示す。関連化合物である TiS_2 と比較して、測定温度域において 75%程度低い熱伝導率を実現した [3]。これは、ユニットセルの大きなチムニーラダー構造が影響していると考えられる。さらに、測定温度域において低熱伝導率 $0.58\text{--}0.94 \text{ W/mK}$ を有するため、STS の熱電材料としてポテンシャルを示した。

4. まとめ

新規多元系 AZTS と STS 材料の熱電材料としてのポテンシャルに注目した。結晶成長過程を調査し、得られたサンプルから熱電特性を評価した。両材料ともにキャリア濃度と伝導率の電気特性は、今後改善が必要であるが、大きなユニットセルを持つことから低い熱伝導率は達成可能である。特に、STS は 323-673 K において熱伝導率 $0.58\text{--}0.94 \text{ W/mK}$ と低い値を実現した。

参考文献

- [1] J. He *et al.*, Science **357** (2017) eaak9997.
- [2] Z. -K. Yuan *et al.*, Adv. Funct. Mater. **25** (2015) 6733.
- [3] D. R. Clarke *et al.*, materialstoday **8** (2005) 22.

形状可変円弧翼の形状制御による垂直軸風車の出力評価

弘前大学・地域戦略研究所 久保田 健

目的

8枚翼の垂直軸風車の翼材に帆布を採用し、長期使用による経年劣化で伸びた場合に翼は弛むが、受風時にカタナリ一様の円弧を形成するため、順回転力と反回転力はそれぞれ増大すると予想される。そのため、風車の回転性能は直線翼の場合と比して、複数の複雑な事象をも考慮する必要があるが、システムとして利用するに際してはそれら事象の統合結果としてのトルク係数 C_t やパワー係数 C_p の増大もしくは低減の抑制を図りつつ、制御可能な回転速度とすることが必要になる。本実験では、翼材の弛み量を意図的に調節し、その際の風車の空力性能を計測・評価すること、ならびにその際の負荷を回転角度依存性のない電磁ブレーキおよび脈動のある回転ベーンポンプとしたときの結果の差異を解析することを目的とした。

実験方法

本研究は、応用力学研究所の地球大気動態シミュレーション装置（大型境界層風洞）で令和元年度に実施したデータに加え、本年度の弘前大学での追加実験とそれらの解析によって構成されている。

図1に垂直軸ローテーション・フロー風車の基本仕様（鉛直断面）と、前述する風洞実験時の風車仕様の一例として外観図を示す。タービンは直径1000mm、周均等8枚の帆布製直線翼で構成され、各翼外端と回転中心のなす角は 35° である。帆布のz方向（縦）長さは740mmであって、軸方向に縮めることで弛み量を調整した。また、弛みを有する翼に対しては、完全

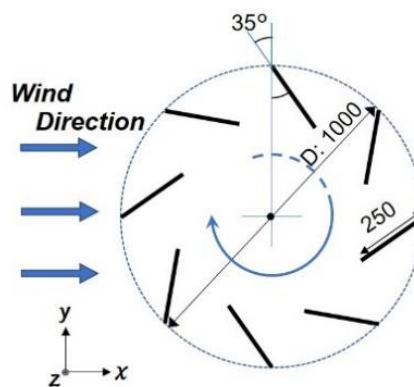


図1 実験に用いたローテーション・フロー風車の基本形状の断面図（左）、ならびに実験時の風車仕様の一例（右）。

にフリー、くの字型の支柱を翼幅中央（1/2）や外端から1/4および3/4位置に入れた矯正形状の4条件を、各軸長ごと設定した。なお、図1（右）に見える上下面の天板の有無についても仕様ごとに変更した。設定風速については、帆布が確実に張る（自重で上下非対称とならない）ように7m/s固定を基本とし、ポンプ実験のみ4~10m/sと変化させた。

風車の空力性能の確認には小倉クラッチ社製の直流電流制御式電磁ブレーキ AMB-80 を負荷として用い、風車の周速比を制御した。また、揚水システムを想定した実験に用いたポンプはアクアシステム社製 HRP-25Z で、仕切り板2枚をバネで容器内壁に押し付ける回転ベーン式であって、摺動抵抗および汲み上げ水の吸込みと押し上げのため回転中にトルクの脈動がある。またこれらの他、ユニパルス社製トルクメータ UTMG-10Nm でトルク計測を、同 UTMII-0.1NmR で2000pulse/cycleの回転信号をそれぞれ1000C/secで30sec計測し、弘前大学における実験では仮想風車としてオリエンタルモータ社製のACサーボモータ（ギアード）NXM940Aをトルク制御モードで使用した。

結果と考察

図2には、風速7m/sにて電磁ブレーキ負荷制御で得られた各翼仕様のパワー曲線を示す。ここで、L740は基本形状となる直線翼で、L730とL700はそれぞれ翼の軸長を意味しており、L730は軸方向に僅かに、L700はさらに弛みを有しており、Fix-1/2は翼幅中央位置に支柱を入れて弛んだ翼のバタつきに抑制を加えた仕様、Freeは支柱を入れずに受風時は自由に帆布が動ける仕様である。なお、いずれも上下面の天板はない。ここから、僅かに弛みを持たせることで、パワー係数が増加すること、極大点は低周速比にシフトすること、弛み量が過剰になると回転可能な周速比が低下する

ことが見て取れる。また、支柱の効果を考えると、パワー係数極大値は低下すること、ならびに低周速比側で値の低下傾向が減少するように見られ、トルク曲線からは低周速比でのトルク増大が確認された。

よって同風車を、変動する自然風下において揚水システムに組み込んで使用する際、帆布翼に僅かな弛み量を設定することは始動性の向上と運転効率の漸増に、ならびに明瞭ではないものの、支柱を中央部に設置することは始動性の向上に、それぞれ寄与すると考えられる。

図3は帆布軸長700mmとし、やや弛み量の多い(サグ率18%)で支柱の有無および支柱設定位置を調整してパワー力線を計測した結果であって、1/4、1/2、3/4は支柱設置位置の外端からの翼幅比を意味する。ここから、内側(3/4)に設置した場合と比べ、中央(1/2)や外側(1/4)に設置した方がパワー曲線の値は大きいこと、ならびに高周速側でも風を捉えて回転することがわかる。

支柱位置から判断するに、受風によって反回転力が生まれる角度領域では、支柱により帆布は傘型となって風を受け流して抗力を減じるとみられるが、風を風車の外に受け流すよりも内側に取り込んだ方が正回転力は増大したと考えられる。この点については風車内部や交流の流れ場可視化実験やCFDによる気流解析と照合することでメカニズムの解明が必要である。

図4には、帆布翼直線仕様での風車上下天板の有無を確認した結果を示す。図から明らかなように、天板の設置は風車の空力性能の顕著な向上をもたらす。本風車はサボニウス風車とクロスフロー風車の中間的性質を有すると考えられている¹⁾が、上流から風車内部に流れ込んだ風が流

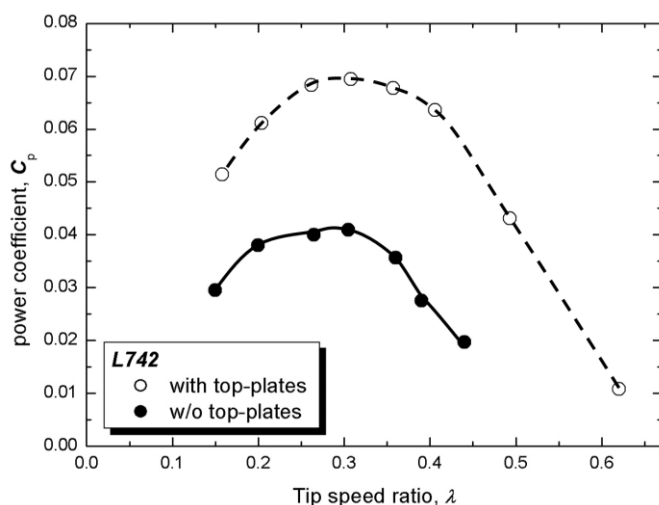


図4 翼直線状態での風車天板のパワー曲線に及ぼす影響。

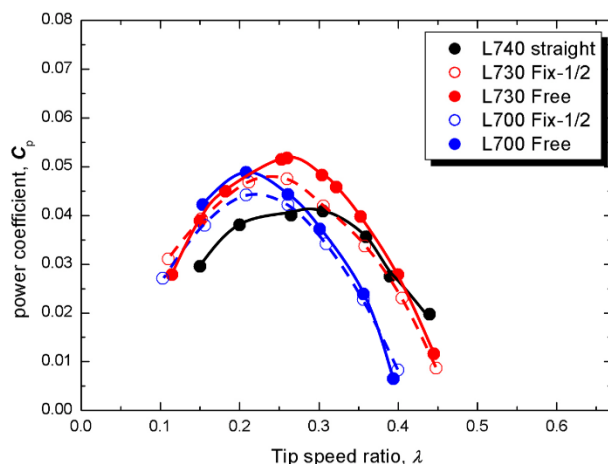


図2 帆布翼の弛み量と支柱設置(中央)のパワー曲線に及ぼす影響。

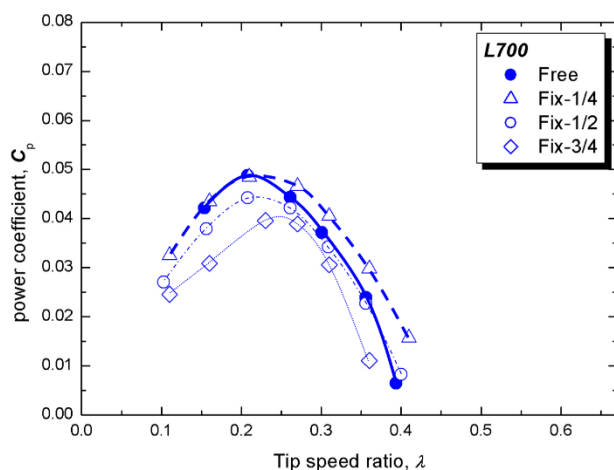


図3 帆布翼軸長700mm時の支柱の設定位置別パワー曲線。

れ出る際、上下に天板が無い場合は流入風の出口として機能し、逆に天板がある場合は下方の翼を正回転方向に押しながらか流出すると考えられる。

風車をエネルギー変換デバイスとして捉えると、本研究の風車に天板を設置することは空力性能に劇的な性能向上をもたらすが、その一方でシステムとして組み込んだ折には高速回転化は接続する機械部品への負荷や安全上の懸念が生じる。

図5は、最大効率を示す帆布力線翼(天板付き)、ならびに一例として軸長700mmの弛み翼(支柱位置:外1/4、天板なし)の結果に、風車直動式ポンプによる揚水実験の結果を合わせて示したものである。まず、電磁ブレーキによる実験と揚水実験の結果で引いた近似線は良い一致を示し、手法の違いによる差はほとんどな

いと認識できる。揚水実験では揚程高 1.4m、全揚程 1.8m と設定しており（逆止弁あり）、風速 5m/s 以上でゆっくりではあるが吸上げ揚水は可能であった。風速を最大 10m/s まで増加させるに伴い、徐々に周速比が大きい方向へと計測値は移動して搬送流量も増加したが、今回の実験条件内ではパワー係数の極大点近傍までは到達しなかった。

実験では動力を固定容量式の回転ポンプに直接接続した。実質的なポンプの負荷要素は摺動抵抗と流体搬送に伴う量と速度であるため、パワー曲線の極大点を超える高速回転化は起こりえない。本風車のパワー係数の極大点は周速比で 0.2~0.35 付近であることを踏まえれば、天板を付けたとしても決して天板無し風車の無負荷回転よりも遅く、高速回転と言えるものではない。よって、高速回転化がもたらす機能保守上、安全上の懸念を思慮するよりは、性能追及を優先することが得策と考えられる。また、パワー係数のより高い領域で運転を可能とすることはシステムの機能効率の向上に必要であることは異論の余地はない。風力直動式揚水に限れば、翼型制御によってパワー係数の極大点をさらに低周速比側へ、なおかつ極力低下させずに設計することも興味深いと考える。

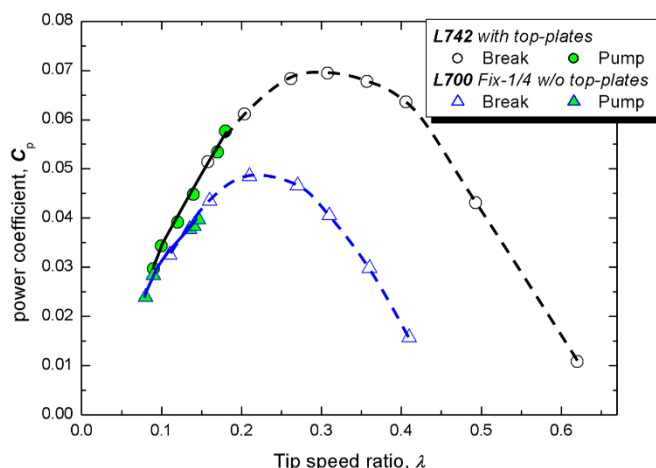


図5 風車2仕様における揚水実験を含めたパワー曲線。

まとめ

今年度実施した形状可変な帆布翼の翼型制御による風車出力の調査を通じて、以下の知見を得た。

- ・ 弛み帆布翼 8 枚で構成する抗力式垂直軸風車における帆布弛み量と形状が風車の空力性能に及ぼす影響の調査から、弛み量と帆布形状のいずれにも基本姿勢となる直線翼の場合よりも性能を向上させる最適点が存在する。
- ・ 風車天板の影響調査から、天板を設置することで風車の性能は顕著に向上することから、天板の設置は上流から内部に流入した風が下方の翼を正回転方向に押す役割を担う。

いずれの知見についても、トルクと回転数を計測した実験とその解析結果からの予想であって、今後は流れ場の可視化実験や数値流体解析と合わせてメカニズムを解明し、更なる研究を通じて、学術的な観点からは風車の更なる性能向上、工業的な観点からは意図的な仕様制御法の確立を目指したい。

謝辞

本実験の遂行に際し、弘前大学技術職員の葛西 昭治氏にはデータ解析と討論において格別の支援を賜りました。また、風洞実験においては九州大学応用力学研究所技術職員の松島 啓二氏、高田 青氏にご指南とご協力を賜りました。この場を借りて三氏に感謝申し上げます。

研究組織

代表者 久保田 健 弘前大学地域戦略研究所・准教授
 協力者 本田 明弘 弘前大学地域戦略研究所・教授
 桐原 慎二 弘前大学地域戦略研究所・教授
 志田 崇 弘前大学大学院理工学研究科・博士後期課程3年

参考文献

1. 南條 宏肇, “抗力型風力発電の力学的モデルと発電出力の最適化評価”, Journal of JWEA, Vol. 32, pp. 102-108 (2008).

大気乱流による気圧変動の直接測定のための多孔ピトー型プローブの性能評価

海上保安大学校基礎教育講座 近藤文義

1. 実験目的

大気境界層内において乱流により生じる気圧変動を計測する際に問題となる、風が生む動圧について、その影響を取り除くために用いられているプローブの性能評価を行うことを目的とした実験を行った。一昨年度の円盤型、昨年度の注射針型に続き、これらの利点を生かした多孔ピトー型のプローブを作成して、任意の風速値に設定することのできる大型境界層風洞を利用し、風速と風向を変えることによりプローブが動圧の影響をどの程度除去できているのか定量的に把握した。

2. 実験方法

本実験に用いた多孔ピトー型のプローブは外径 8.0 mm のシームレスパイプに直径 25mm の球を接着した全長 80 mm のアルミ製のプローブである (図 1)。球には直径 0.3 mm の静圧孔が正面からみると中心から 15 度間隔で設けられた任意の半径の円を形成し、また、その円が多重となりおりシャワーヘッドのような形状に見える。これらの静圧孔は球の内部とパイプ内の空洞部で繋がっており、内部の圧力を計測することで場の静圧値を得ることができる。実験では、外径 6.0 mm のシームレスパイプと直径 20mm の球に同様の形状で直径 0.3 mm の静圧孔を設けたプローブも用い、これらの比較も行った。

多孔ピトー型プローブは水平固定時に高さが 1.20 m となるよう、また風洞の中央と左右に固定設置したピトー管に挟まれるよう設置した。風洞外には Vaisala 社の微差圧計 (PDT101) を設置、差圧計の片方の計測部に多孔ピトー型プローブ、もう片方にはピトー管の静圧孔をブレードホースで接続した。実験ではピトー管の静圧孔内を風洞内の静圧 (基準圧) とし、風洞内で風を起こすことで生じる動圧を除去した多孔ピトー型プローブ内の圧力値との差を差圧計で計測し、多孔ピトー型プローブによる動圧の除去程度を把握した。実験の手順は昨年度と同様、またピトー管の器差、また設置位置を変えることによって実験結果に影響が出ないことも確認している。



図 1 多孔ピトー型プローブの外観 (左) と球に設けられた静圧孔の様子 (右)

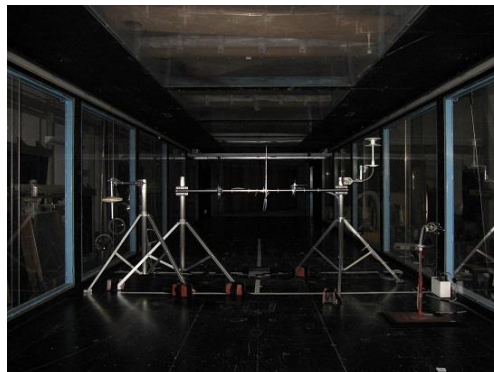


図 2 多孔ピトー型とピトー型の両プローブの風洞内での設置の様子

3. 実験結果

図3は球の直径が25mm(図左)および20mm(図右)の多孔ピトー型プローブを水平風向に対して正対させた時のプローブの姿勢を0度とし、鉛直上向きに+45度(図上)もしくは鉛直下向きに-45度(図下)まで5度間隔で変えながら、角度毎に風速を0 m/s から25 m/s まで5 m/s 間隔で変えた時のピトー管(P_{ref})に対する多孔ピトー型プローブ(P_{mes})の静圧孔内の圧力値の差を風速の関数として示したものである。本実験においても一昨年度の円盤型と同様に、球の直径に関わらず多孔ピトー型も鉛直姿勢に対し風速を変数とする2次関数的な依存性を示した。また直径25mmと20mmのプローブともに30度程度まではピトー管の測定値より大きな圧力値を示す結果となり、さらに25度程度までは風速が25m/sにおいても計測差は10Pa以内に一致した。注射針型については15度までが一致したのに対し、多孔ピトー型はより広範囲の鉛直姿勢に対して一致する結果となった。また鉛直姿勢が25度をを超えてから注射針型と同じく角度毎に異なる風速依存性を示したものの、注射針型とは異なり風速を関数とする2次関数的な依存性を示し、この結果は円盤型と同様であった。一方で、円盤型プローブは水平方向の姿勢に関して、角度が大きくなるにつれ風速依存性が収束していたが、多孔ピトー型は鉛直方向の姿勢と同じ風速依存性を示し、多孔ピトー型は風を受ける面に対して静圧孔の位置が水平・鉛直に姿勢角を変えても角度に対して一致するためであると考えられる。

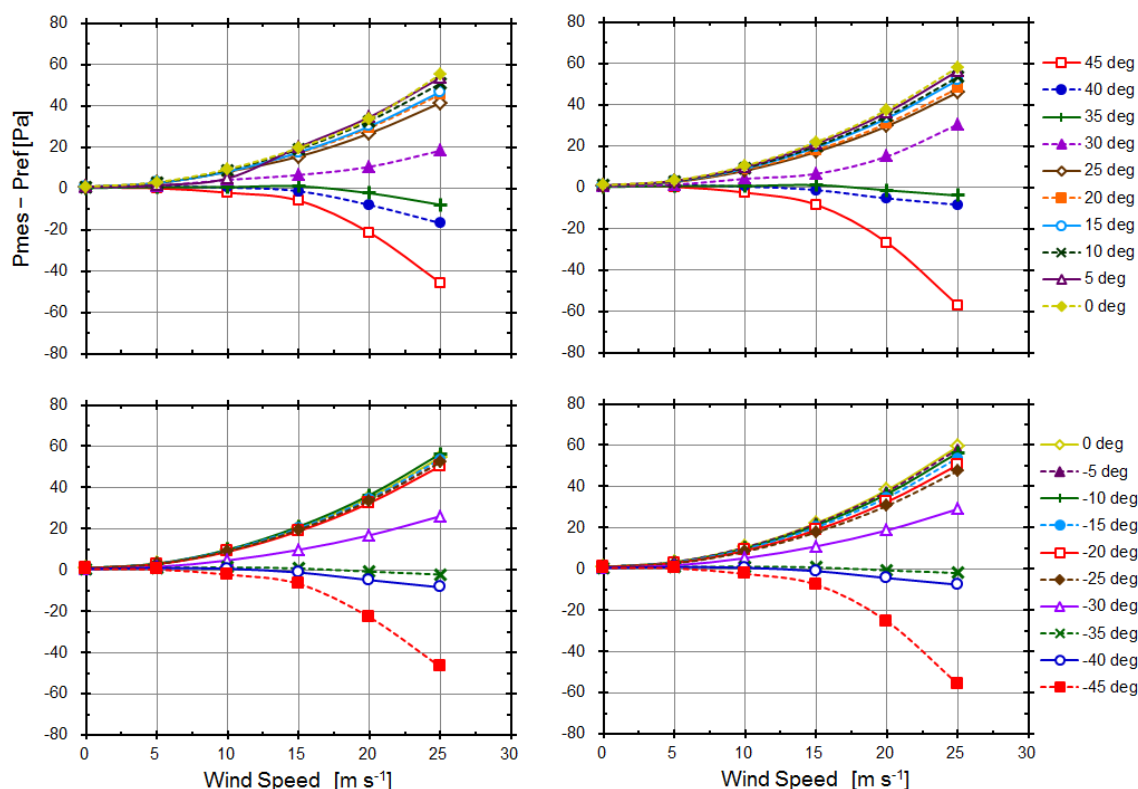


図3 球の直径が25mm(左)と20mm(右)の多孔ピトー型プローブの風速と風向に対する依存性

4. 研究成果報告

柚谷啓, 近藤文義, 内田孝紀: 大気圧観測プローブの計測確度に対する風速・風向の影響, 日本設計工学会東海支部令和2年度研究発表講演会, 2021年3月

5. 研究組織

研究代表者・近藤文義(海上保安大学校) / 研究世話人・内田孝紀(九州大学)

強非線形境界要素法を用いた 3 次元浮体動揺解析プログラムの開発

秋田大学理工学部 平川知明

1 研究背景

持続可能な社会の実現・地方創生という観点から、洋上風力発電や波力発電が期待されており、波-構造物相互作用や波-浮体相互作用の数値解析の要請が増えている。波の相互作用の数値解析手法として、境界要素法 (BEM) と混合オイラー・ラグランジュ法 (MEL) を組み合わせた方法が長く研究開発されてきた。非線形ポテンシャル理論を基にした、速度ポテンシャル ϕ とその法線方向微分 ϕ_n に関する境界値問題を境界積分方程式を使って解く方法が BEM であり、水面の水粒子をラグランジュ的に時間発展させる方法が MEL である。

境界要素法の支配方程式は境界積分方程式であり、ポテンシャル理論の場合、3 次元の計算領域は、計算領域の表面 2 次元の問題になる。解くべき連立 1 次方程式の数を格段に減り効率的だが、一方で、境界積分方程式の離散化に膨大な計算時間を要することがボトルネックであった。しかし、最近では並列計算 (Dombre et al., 2019) や高速多重極展開法 (Fochesato and Dias, 2006) によって離散化を高速化できるようになり、BEM の有用性が高まっている。また、計算機演算速度が向上し、さらに海洋構造物が複雑化したことに伴い、構造格子よりも三角非構造格子が広く使われるようになってきている (Feng and Bai, 2017)。

2 研究目的

三角非構造格子と BEM と MEL を使って、構造物上の自由表面が、次の時刻にどこに移動するかを計算するプログラムを作成することは困難である。仮に、次の時刻における水粒子 (格子点) の位置が構造物上のある位置に決まったとしても、格子点同士を結ぶ線 (水面と構造物の交線) を引く困難が次に生じてしまう。そのため、複雑形状を有する構造物が水面を貫くような計算対象は、BEM において扱われてこなかった。

本研究の目的は、任意形状の浮体の動揺解析が可能な境界要素解析プログラムを開発することである。その前段階として、まず上に挙げた問題を解決し、波-構造物相互作用解析が可能な境界要素解析プログラムを開発する。計算ステップ毎に拡張した水面と構造物の交線を計算し、格子を生成する境界要素解析プログラムを開発する。高次の補間では非構造格子間の交線を計算することが難しいため、線形要素を採用する。従って境界積分方程式は線形補間によって離散化する。しかし、パラメトリックな線形補間の微分を使っては、速度ポテンシャルから流速を正確に計算できないので、流速の計算においては、ノンパラメトリックな放射関数基底補間を採用することにする。

3 計算方法

3.1 境界要素法

水面波のシミュレーションのために、非粘性非圧縮渦なし流れを仮定し、速度ポテンシャル ϕ に関するラプラス方程式とベルヌーイの式を解く：

$$\begin{aligned} \Delta \phi &= 0, \\ \frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{1}{2} \nabla \phi \cdot \nabla \phi + gz + \frac{p - p_a}{\rho} &= 0. \end{aligned} \quad (1)$$

ただし、ラプラス方程式は、グリーンの定理 $\iiint_V (\phi \Delta G - G \Delta \phi) dV = \iint_S (\phi \nabla G - G \nabla \phi) \cdot \mathbf{n} dS$ と合わせ、 $G = 1/|\mathbf{x} - \mathbf{a}|$ として、次の境界積分方程式で置き換える。

$$c\phi(\mathbf{a}) = \iint_S (\phi \nabla G - G \nabla \phi) \cdot \mathbf{n} dS. \quad (2)$$

滑らかな境界面では定数 c は $c = -2\pi$ となる。境界面 S を、ディリクレ、ノイマンの境界条件別に分割した後、それら各境界面をさらに細かく要素で分割する。要素とは、境界面上のいくつかの節点からなるパラメトリック補間のことで、(2) の境界積分方程式は、この補間を適用することで離散化できる（選点法）。

3.2 混合オイラー・ラグランジュ法

時間発展に関する常微分方程式は、流体粒子の位置と速度ポテンシャルに関するものである：

$$\frac{DX}{Dt} = \nabla \phi. \quad (3)$$

$$\frac{D\phi}{Dt} = \frac{\partial \phi}{\partial t} + \nabla \phi \cdot \nabla \phi = \frac{1}{2} (\nabla \phi \cdot \nabla \phi) - g\zeta \quad \text{on surface} \quad (4)$$

ステップ毎に計算格子を生成すると、角点付近は歪な三角形が発生し得る。速度ポテンシャルのパラメトリックな線形補間の微分を流速とすると、歪な三角形の悪影響が著しく現れる。一方、放射関数基底補間はノンパラメトリック補間であるため、歪な三角格子の悪影響を抑えることができる。本計算において放射関数基底には多重二乗を選んだ：

$$\phi(\mathbf{x}) = \sum_{i=0}^{N-1} w_i f(\|\mathbf{x} - \mathbf{a}_i\|), \quad f(r) = \left((\varepsilon r)^2 + 1 \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (5)$$

流速は多重二乗を使って次のように表される。

$$\nabla \phi(\mathbf{x}) = \varepsilon^2 \sum_{i=0}^{N-1} w_i \frac{\mathbf{x} - \mathbf{a}_i}{f(r_i)} \quad (6)$$

ここで ε は、スケールパラメタでサンプル点間隔の平均の逆数とした。パラメトリック補間と比べて、ノンパラメトリック補間は計算コストが高くなる可能性があり、補間に用いるサンプル点数を少なく抑える必要がある。三角非構造格子のデータ構造を利用すれば、補間したい位置の周辺にあるサンプル点を効率的に取得することができるため、計算コストは抑えることができる。

3.3 計算格子生成方法

従来方法では、以下の理由から、水面を直線的に貫かない物体と波との相互作用を計算することは困難である。

- 物体表面上を這うように角点を時間発展させることが困難
- うまく這わせることができたとしても、角点同士を繋ぐ線を適切に決定することが困難

解決策として考えられる方法は、水面を実際よりも広く設定し、構造物との交点及び交線を時間ステップ毎に計算する方法である。ステップ毎に角点（交点）の位置を計算し計算格子を生成するので、角点はディリクレ境界上にあるにも関わらず時間発展させることができない。しかし、角点はノイマン境界条件でもあるので、 ϕ_n は既知であり、角点は時間発展させる必要はないのである。

計算格子は複雑な形状となるため、三角非構造格子を採用した。三角非構造格子には、構成要素である点・辺・面が互いに参照できるようなデータ構造を持たせた。このデータ構造を利用することで、境界面間の交点及び交線が計算できれば、計算格子を生成できる（図1）。

4 結果

4.1 円筒水槽中の波の伝播シミュレーション例

シンプルな境界条件として円筒水槽中の波の伝播シミュレーションを行なった．中央の波は sech^2 型の波形で，振幅 0.5 に対し水深は 1.5 である．この境界条件は，従来の BEM と MEL でも計算が可能である．要素数が少ない場合，線形補間の微分を使って流速を計算すると時間発展とともに波形が不自然に崩れてしまう．しかし，図 2 に示すように，本研究では，ノンパラメトリックな放射基底関数補間を使うことで，少ない要素数でも波形は崩れることなく計算されている．

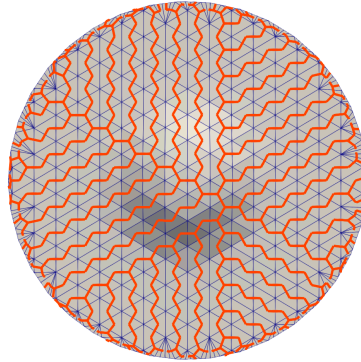


図 1: 三角非構造格子のデータ構造を利用した計算面の取得経路

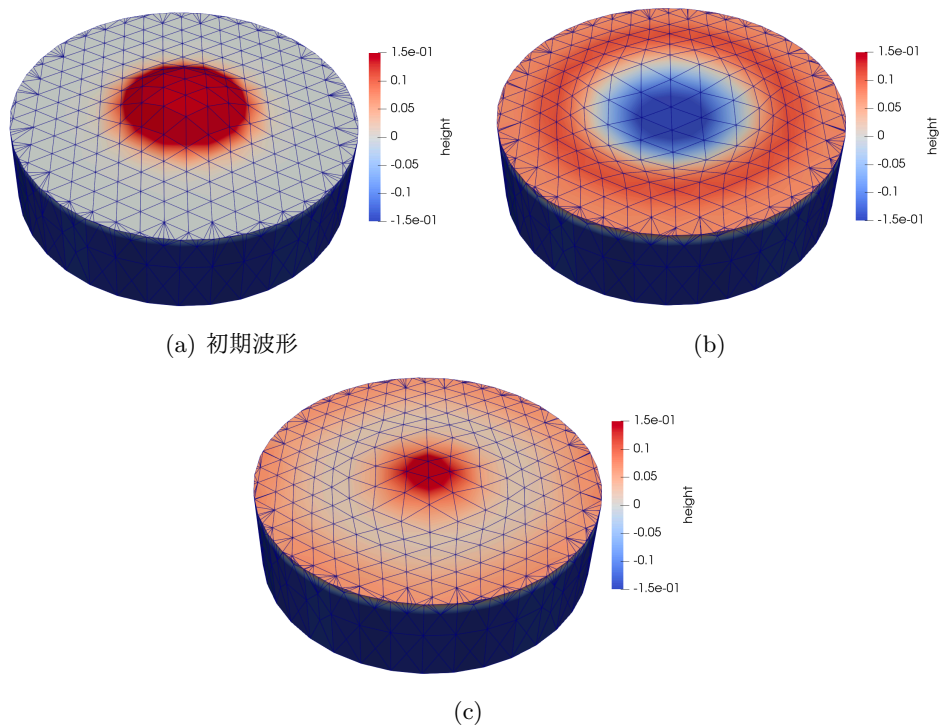


図 2: 円筒水槽中の波の伝播シミュレーション

4.2 複雑形状水槽中の波の伝播シミュレーション例

次に，図 3 に示す複雑形状水槽中の波の伝播シミュレーションを図 4 に示す．

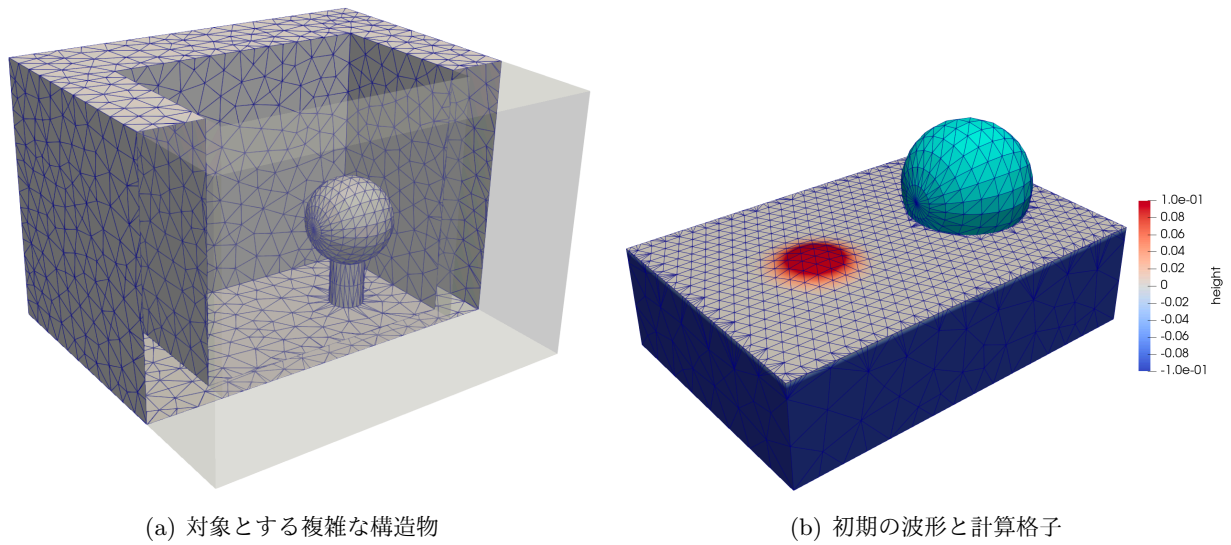


図 3: 複雑な構造物

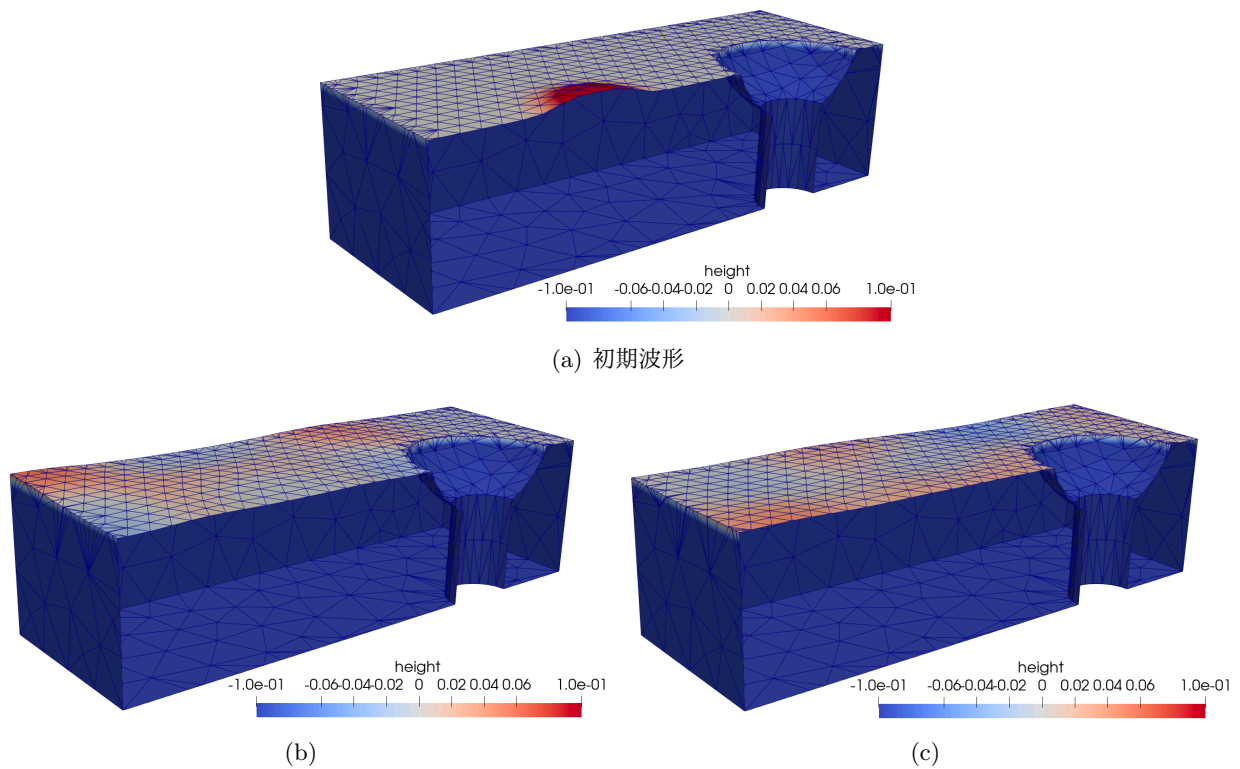


図 4: 複雑形状水槽中の波の伝播シミュレーション物

5 まとめ

従来の BEM と MEL では対象とできなかった，球体構造物を対象とした波-構造物相互作用解析を行うことに成功した．計算が長時間に及ぶと，計算格子間隔の均一性が徐々に崩れ，それに伴い水面が不自然な形状となってしまう問題が未だ残っているものの，これは従来の BEM と MEL においても生じる問題であり，計算格子の再配置を時間ステップ毎に行うことで解消できると考えられる．次の段階として，本解析手法を浮体動揺解析へと拡張する予定である．

6 成果報告

なし

参考文献

- Dombre, E., J. C. Harris, M. Benoit, D. Violeau, and C. Peyrard, 2019: A 3D parallel boundary element method on unstructured triangular grids for fully nonlinear wave-body interactions. *Ocean Engineering*, **171**(September 2018), 505–518.
- Feng, X. and W. Bai, 2017: Hydrodynamic analysis of marine multibody systems by a nonlinear coupled model. *Journal of Fluids and Structures*, **70**, 72–101.
- Fochesato, C. and F. Dias, 2006: A fast method for nonlinear three-dimensional free-surface waves. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, **462**(2073), 2715–2735.

ウルトラワイドギャップ半導体ダイヤモンドおよび酸化ガリウムの欠陥の同定と素子への影響

佐賀大学大学院工学研究科 嘉数 誠

1. 序論

β 型酸化ガリウム(β -Ga₂O₃)は 4.8 eV のワイドバンドギャップ半導体で高効率大電力パワーデバイスとして期待され、実用化に向け研究が進んでいる。しかし同一ウエファー上でもデバイスが逆方向でリーク電流や低い破壊電圧を示し、その起因となる結晶欠陥、いわゆるキラ欠陥を明らかにする必要がある。我々は超高感度エミッション顕微鏡で逆方向リーク電流に關与したショットキーバリアダイオード (SBD) からのエミッション発光を捉え、走査型電子顕微鏡によりその起因となる欠陥構造を同定した。

2. 実験方法

用いたのは EFG 成長 (001) β -Ga₂O₃基板上に直接作製した n 型 β -Ga₂O₃縦型 SBD と基板上に HVPE 成長したエピ層 (膜厚約 10 μ m) に作製した n 型 β -Ga₂O₃縦型 SBD である。まず裏面全面にイオン注入、Ti/Au 蒸着、アニールを施しオーミック電極を形成し、つぎに表面に Ni/Au を蒸着し SB 電極を形成した。SBD の電流電圧特性測定後、裏面のオーミック電極をウエファー中央部のみエッチングし、裏面から、超高感度 EM-CCD カメラを備えたエミッション顕微鏡で逆バイアス印加時の SBD を観察した。

エミッション顕微鏡観察後は SB 電極のみをエッチングし、 β 型 Ga₂O₃表面を AFM やシンクロトロン X 線トポグラフィーで観察した。用いたのは EFG 成長 n 型(001) β 型 Ga₂O₃基板の縦型 SBD である。まず裏面全面にイオン注入、Ti/Au 蒸着、アニールを施しオーミック電極を形成し、つぎに表面に Ni/Au を蒸着し SB 電極を形成した。SBD の電流電圧特性測定後、裏面のオーミック電極をエッチングし、裏面から、超高感度 EM-CCD カメラを備えたエミッション顕微鏡で動作中の SBD を観察した。エミッション顕微鏡観察後は SB 電極のみをエッチングし (基板結晶をエッチングせずに)、 β 型 Ga₂O₃表面を AFM やシンクロトロン X 線トポグラフィーで観察した。

3. 実験結果と議論

EFG 成長(001)基板に作製された SBD では、図 1 に示すように、逆バイアス-60 V、リーク電流 -2.06mA で動作時にリーク電流による発光がエミッション顕微鏡により観察された。図から 7 つのエミッションパターンが観察されるが、#2~7 では[010]方向に延びるパターンが観察された。つぎに#7 のエミッションパターンの箇所を AFM 観察したところ、図 2 のような幅 300nm、深さ 83nm、角度 75°の断面形状をもった[010]方向に延びる溝形状のピットが観察された。この SBD の#7 付近の電界強度分布をシミュレーション計算したところ、9MV/cm の電界が溝の底で集中していること

がわかった。これは完全に平坦な表面の場合の3倍に相当することがわかった。

つぎにHVPE成長(001) β -Ga₂O₃SBDについて調べた。図3(a)のSBD #D0505 (500 μ m 径)の逆方向電流電圧特性が示すように-150Vで10 μ Acm²のリーク電流が観察された。またそのSBDのシンクロトロンX線トポグラフィ像[図3(b)]から、約2.5 $\times 10^5$ cm⁻²の密度で微粒子の歪によると思われるコントラストが観察された。さらにその断面TEM観察を行ったところ(図3(c))に示すようにエピ層中で表面まで続く積層欠陥が観察された。リーク電流はこの積層欠陥を介して流れていたことがわかった。

4. 結論

酸化ガリウムSBDのリーク電流、耐電圧をもたらすキラ欠陥は、EFG基板結晶のボイド欠陥およびHVPEエピ膜中の積層欠陥とわかった。

発表、論文リスト

- [1] S. Sdoeung, K. Sasaki, K. Kawasaki, J. Hirabayashi, A. Kuramata, T. Oishi, and M. Kasu, Appl. Phys. Lett. 117, 022106 (2020).
- [2] S. Sdoeung, K. Sasaki, K. Kawasaki, J. Hirabayashi, A. Kuramata, and M. Kasu, Applied Physics Express 14, 036502 (2021).

研究組織：嘉数 誠（佐賀大学大学院理工学研究科）、東藤 貢（九州大学応用力学研究所）

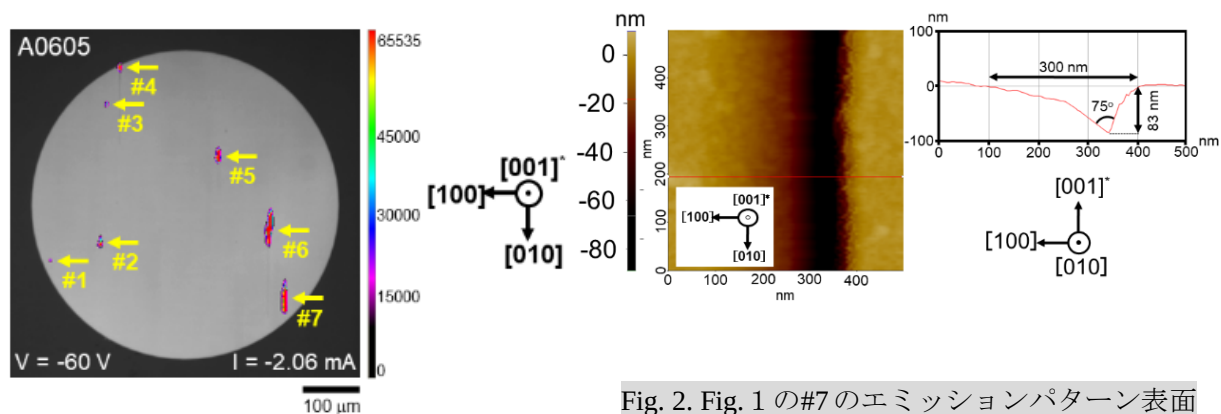


Fig. 1. SBDのエミッション顕微鏡像。

Fig. 2. Fig. 1の#7のエミッションパターン表面のAFM像と断面形状。

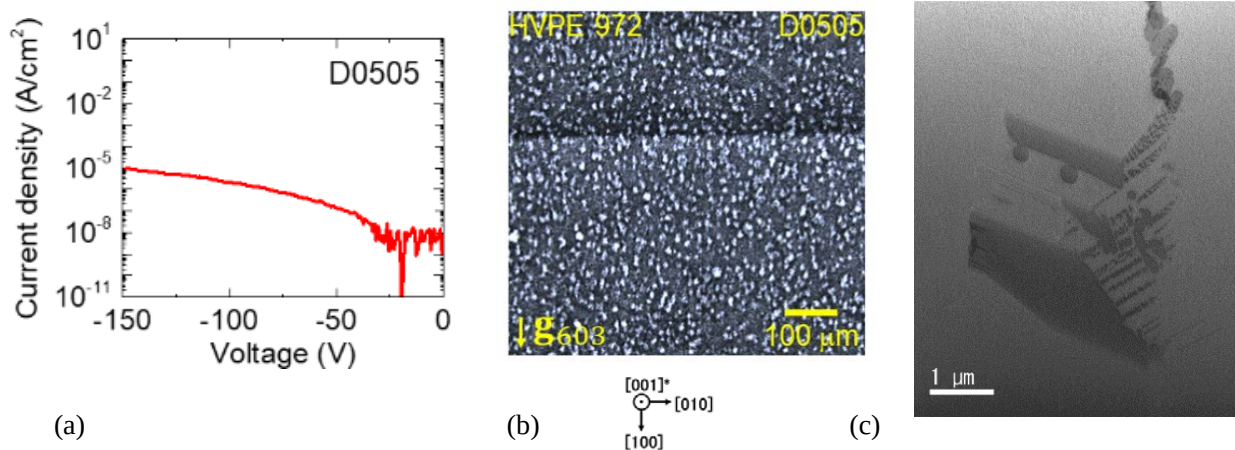


Fig. 3. HVPE成長(001) β -Ga₂O₃SBDの(a)逆方向I-V特性、(b)X線トポ像、(c)断面TEM像。HVPE

風車後流の可視化に係る基礎研究 (2020 ME-6)

弘前大学 本田明弘

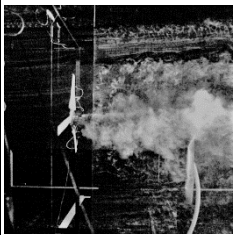
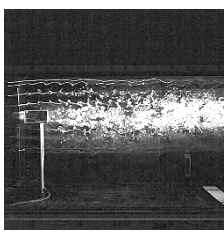
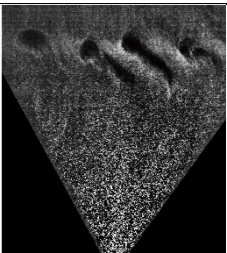
要旨 昨年度は風洞内における風車後流の流れを PIV を用いて流速分布を得る事が出来、実機での計測にも適用できる目途を得た。本年度は、室内実験におけるトレーサーなどの撮影方法をパラメータに結果に対する影響を調査するとともに、降雪時の屋外において得られた動画を対象に PIV の適用を図った。

目的 PIV で評価が可能な風車後流の可視化方法を模索する事。

実験方法

昨年度の実験方法と下表に比較して示す。

表 1 実験条件の比較

区分	項目	2019 年度	2020 年度		2014-2018 年 (ミソタ大)
風		大型風洞	温度成層風洞	屋外	屋外
	風速	1m/s	1m/s	ほぼ無風	5-13m/s
風車	ロータ直径	500mm	442mm	—	96m
	回転数	140rpm	184rpm	—	
	備考				2.5MWClipper
トレーサ		スモークワイヤ (ロータ下流)	スモークワイヤ (ロータ上流)	雪	雪
光源		スライドプロジェクター にスリット板	レーザーライトシート カウ光研社製 G4000-NB	LED サーチライト	サーチライト
撮影画像	カメラ	フoton社製 Nova-S12	フoton社製 FASTCAM Mini WX100	iphone-x	Sony-A7RII camera coupled with a 50 mm f/1.2 lens
	速度	250fps (0.004 秒)	125fps (0.008 秒)	30fps (0.033 秒)	30-120fps
	画素数		117 万	1,200 万	約 4,240 万
	画像				

実験結果

(1) 温度成層風洞における可視化実験

今回は、ロータの上流側に設置したスモークワイヤから発生したトレーサに、レーザーライトシートを用いた面状の光源を照射する形で可視化を実施した。

その結果得られる流跡線は図1に示すようにトレーサのない領域では情報が得られず、PIVの対象領域からは除外した。

さらにナセル及びタワーの部分についても解析領域からはマスキングして除外した。

なおこの時の画像解像度は $1,080 \times 1,080$ ピクセルである。

PIVはPIVlab 2.38を用いて画像のプレ処理はCLAHE(Contrast-limited adaptive histogram equalization)を、アルゴリズムはFFTを選択し、相関範囲を64ピクセルとして得られた流速ベクトルを図2に示す。

可視化された流跡線ではトレーサが拡散して識別しにくい風車後流の下流側においても、比較的明確なベクトルが得られていることが判る。

さらに解析領域における瞬間の軸流速および渦度の分布を表したものが図3である。

これにより、ロータの外縁部で軸流速が増加し、ロータ内側さらにナセルの後流では軸流速が減少しており、下流側になるに従い流速が回復している様子が判る。さらに渦度分布ではナセル上面およびロータ上端からは負の渦、ナセル下面およびロータ下端からは負の渦が放出されている。

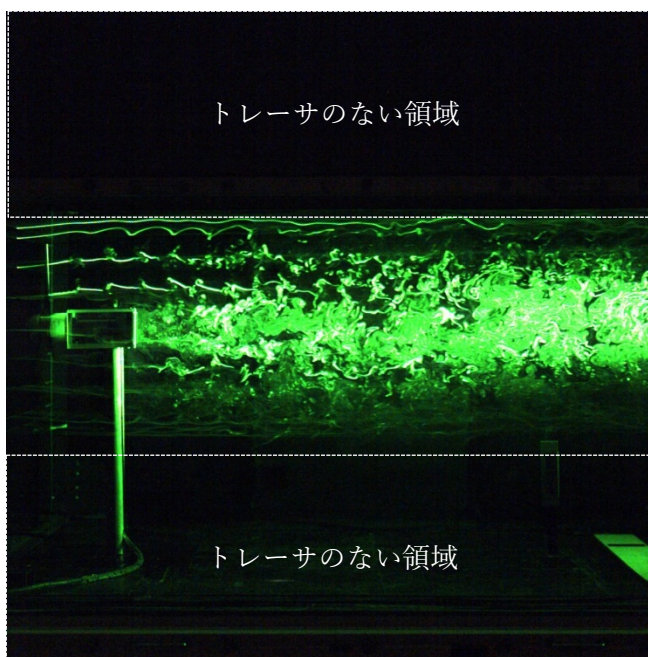


図1．瞬間の可視化された流跡線

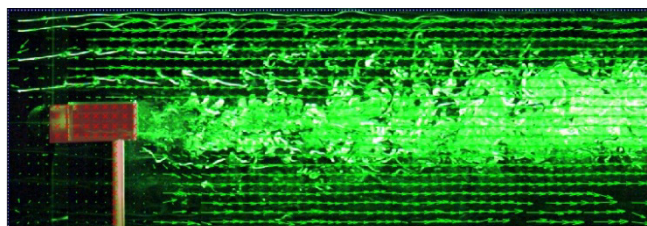


図2．瞬間流速ベクトル

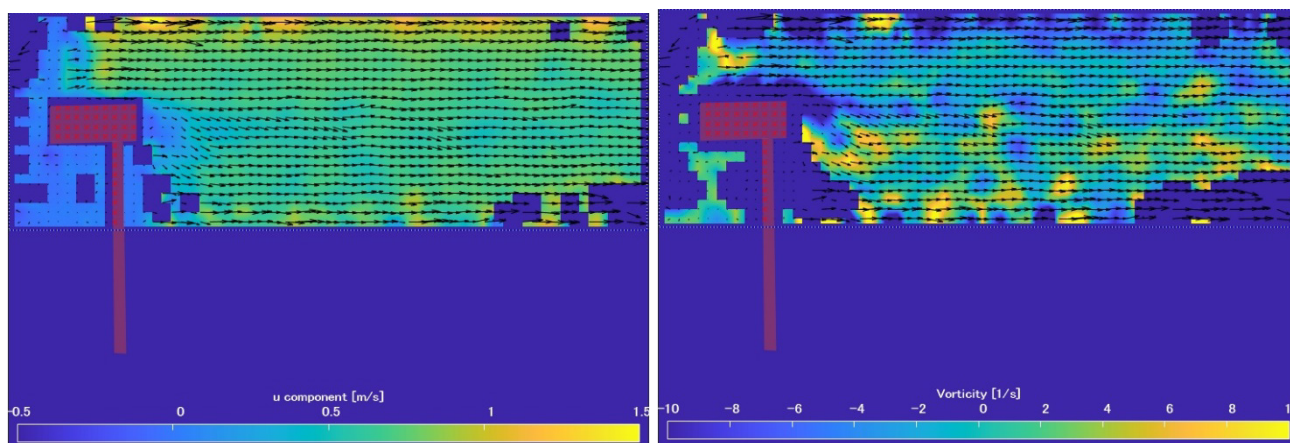


図3．瞬間の軸流速分布（左）および渦度分布（右）

この結果から、流れ方向に 1.8、2.9D 位置における流れの鉛直プロファイルを図 4、5 に示す。

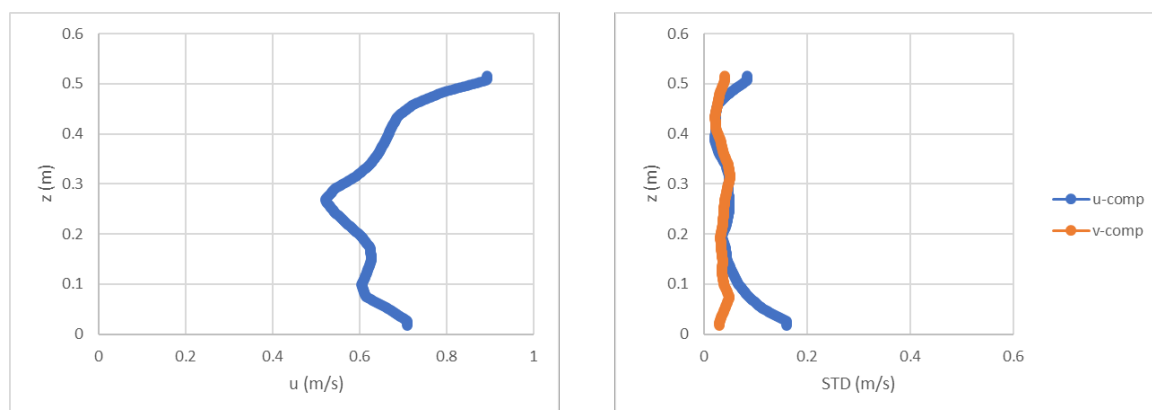


図 4．X=1.8D における流れの鉛直プロファイル（左：軸流速、右：軸流および鉛直方向標準偏差）

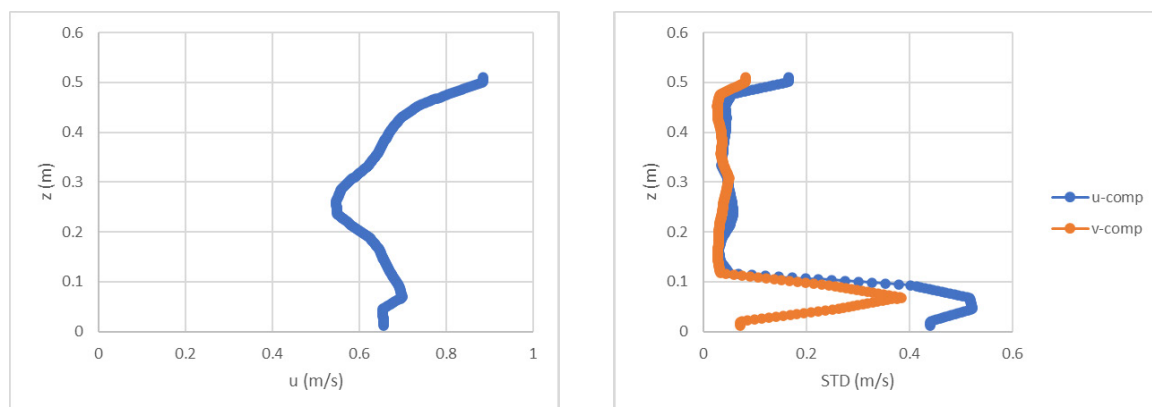


図 5．X=2.9D における流れの鉛直プロファイル（左：軸流速、右：軸流および鉛直方向標準偏差）

（2）屋外での降雪を用いた PIV

トレーサとして実際の雪を用いたときの課題を把握するために、降雪時における屋外で上空にサーチライトを照射して映像を保存、PIVlab にて評価を試みた。 ほぼ無風であり、建屋の軒下から撮影したために、トレーサの方向は不規則に変動していたが、時間平均の速度ベクトルおよび風速の分布を下図に示す。これより、光源が届く範囲においては雪による可視化結果から PIV 処理して流速分布を求めることは可能であり、その際のカメラとしては必ずしも高速度は必要なく、30fps 程度で評価可能と考えられる。

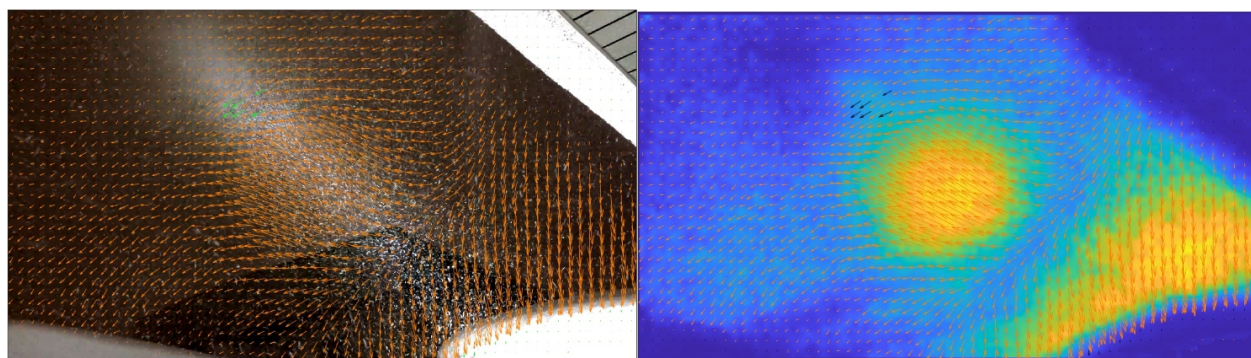


図 6． 時間平均ベクトル（左）と風速の分布（右）

(3) 風車の後流における降雪を用いた PIV

ミネソタ大において撮影された 2.5MW 風車の後流に地上からサーチライトを照射して風車近傍の流れを可視化した結果¹⁾から、PIVlab を用いて時間平均の流速ベクトルと風速分布を求めたものが図 5 である。この時の流速はロータ下端と地面との間で黄色の 4m/s 以上を示していることが判る。

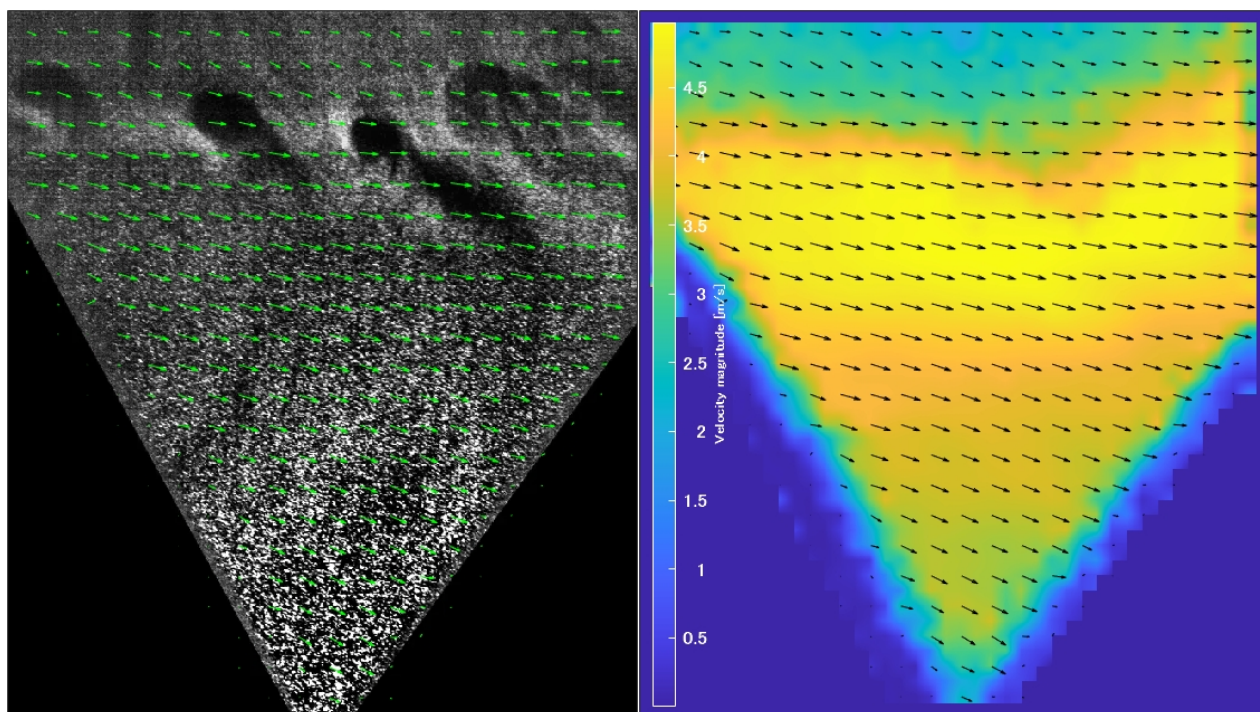


図 7 時間平均ベクトル（左）と風速の分布（右）

考察

本年度得られた結果を、図 6 に示す昨年度の結果を比較した場合、以下の特徴が認められる。

- ① シードを発生させるスモークワイヤをロータの上流側に設置し、発生点も疎であるためにロータ後流よりもナセル後流に多くのシードが拡散した。そのために PIV 処理できる高さ方向の範囲が狭くなった。しかしながら、降雪による可視化を考えれば問題はない。
- ② 光源としてレーザーライトシートを用いたことによりシードの輝度は安定した特性を示し、ロータ下流での流速分布も安定した。

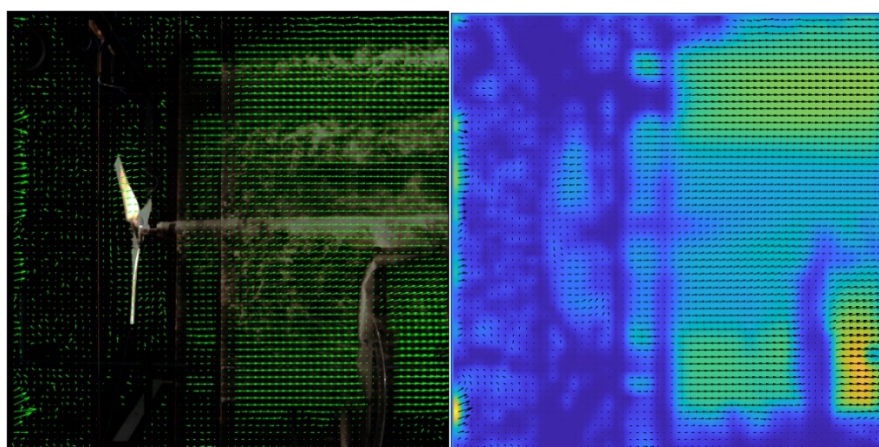


図 8 2019 年度実験の時間平均 PIV 処理結果（左：流速ベクトル、右：流速絶対値）

更に、実機風車への適用を想定すると、実機の回転数は 10rpm 程度であり、30fps 程度の通常のカメラ撮影で可能と考えられる。ただし、撮影範囲が広くなるために複数台のカメラや広角レンズ及び PIV 処理での歪み補正は必要となると考えられる。

参考文献

1] Jiarong Hong, et.al., ‘Natural snowfall reveals large-scale flow structures in the wake of a 2.5-MW wind turbine’, NATURE COMMUNICATIONS, DOI: 10.1038, 2014

成果報告

今後発表予定（現時点では未）

密度成層を考慮した長島海峡周辺海域で抽出可能な潮流エネルギーポテンシャルの数値計算

鹿児島大学 山城 徹

1. はじめに

鹿児島県の長島海峡、黒之瀬戸は東シナ海と八代海を結ぶ海峡で潮流発電の有望海域の一つである。著者らは 2013 年度から九州大学応用力学研究所／胡教授と共同で、長島海峡周辺海域における潮流発電に関する研究を行っている。発電適地を選定するために開発した高分解能潮流数値モデルを用いて、海水密度を一定とした場合、長島海峡では鳴瀬鼻沖地点で最大潮流パワーポテンシャル 2.0 kW/m^2 、黒之瀬戸では梶折鼻沖地点で最大潮流パワーポテンシャル 6.0 kW/m^2 が発生していることを明らかにした（堀田他，2016 年）。2017 年度の共同研究からは、密度成層を考慮した数値モデルの開発を行い、長島海峡の鳴瀬鼻沖地点では潮流パワーポテンシャルが 2 月に 2.3 kW/m^2 、7 月に 1.8 kW/m^2 、黒之瀬戸の梶折鼻沖地点では 2 月に 6.7 kW/m^2 、7 月に 5.9 kW/m^2 になることを示し、長島海峡、黒之瀬戸ともに潮流パワーポテンシャルは成層期 7 月の方が混合期 2 月より小さく、およそ 1～2 割減少することを明らかにした（濱添他，2019 年）。本研究では、長島海峡／鳴瀬鼻沖地点、黒之瀬戸／梶折鼻沖地点に潮流発電装置を設置した場合に抽出できるエネルギー量を算定した。

2. 数値計算

長島海峡周辺海域の潮流計算には、非構造系三角系格子の FVCOM（Chen et al., 2006 年）を用いた。計算対象領域を図-2 に示す。計算領域内の水深は日本水路協会の海底地形デジタルデータから入手した。さらに、データの充実を図るために本研究が実施した長島海峡と黒之瀬戸の水深観測の結果もこれに加えた。格子幅は開境界で 5 km 、長島海峡で 180 m とし、鉛直座標は σ 座標 20 層に分割した。開境界では NAO.99Jb

（Matsumoto et al., 2000 年）の主要 8 分潮を与えた。外洋域については、JAMSTEC と気象庁が共同提供する FORA-WNP30 の水温、塩分の計算値を入手し、これを数値計算の境界条件、初期条件として与えた。八代海と有明海の内湾については、熊本県水産研究センターの浅海定線調査、内湾調査で得られた水温、塩分実測値を初期条件として与えた。海面熱収支は東海大学の J-OFURO3 を利用することにした。

3. 長島海峡周辺海域において抽出可能なエネルギーポテンシャルの算定

2019 年度の共同研究により、潮流発電の適地は長島海峡で鳴瀬鼻沖 St.1、黒之瀬戸で梶折鼻沖 St.2 にあることが分かった（図-3）。そこで、これらの地点に直径 18 m のブレードを有する発電装置を 1 台設置した場合に抽出可能なエネルギー（ E ）を下式から求めた。

$$E = \frac{1}{2} \rho c_e A_b u^3$$

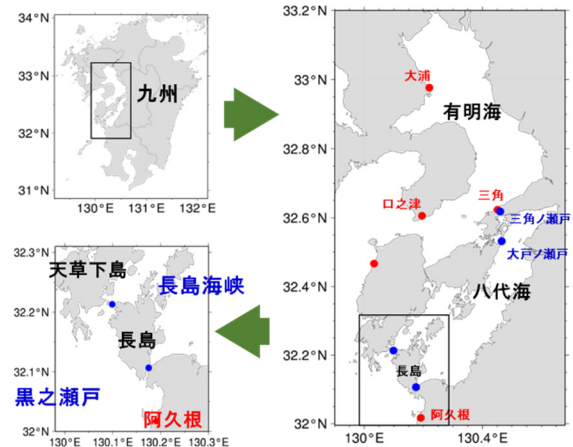


図-1 長島周辺海域

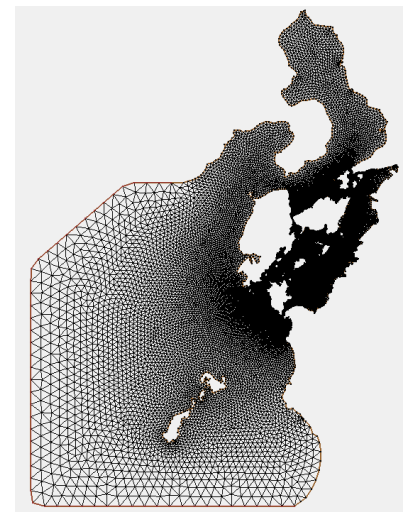


図-2 計算領域

ここで、 ρ は海水密度、 u は絶対流速である。 c_e はタービン効率係数で、0.33 とした。 A_b は直径 18m のブレードの面積 (254 m²) である。

抽出可能な月別の日平均潮流エネルギーを表-1 に示す。長島海峡の鳴瀬鼻沖 St.1 では、日平均潮流エネルギーが 3.7～4.6 MWh の範囲を変動し、2 月に最大値、7 月に最小値が出現している。7 月のエネルギー減少は、海水の密度成層を弱めるために、潮汐エネルギーの一部が消費されたと推察される。しかし、8～10 月のエネルギーが 6～7 月程に減少しない理由をよく分かっていない。黒之瀬戸の梶折鼻沖 St.2 では、日平均潮流エネルギーが 11.9～13.5 MWh の範囲を変動し、2 月に最大値、7 月に最小値が出現することは長島海峡の鳴瀬鼻沖 St.1 と共通した特徴である。また、8～10 月のエネルギーが 6～7 月程に減少しないことも同じである。

日平均潮流エネルギーの変動幅については黒之瀬戸の方が長島海峡よりも大きい。2 月のエネルギーに対する 7 月の減少率については、長島海峡が 19.6%、黒之瀬戸が 11.9% であり、長島海峡の方が黒之瀬戸よりも大きい。この理由として、長島海峡は黒之瀬戸と比べて、海峡の幅が広く、水深が深いために、成層構造の緩和に消耗するエネルギーを多く必要とすることが挙げられるかもしれない。

St.1, St.2 とともに抽出可能なエネルギーは冬の方が夏より大きい傾向にある。年平均すると、抽出可能なエネルギーは長島海峡の発電適地で 4.1 MWh (314 世帯分)、黒之瀬戸で 12.8 MWh (984 世帯分) である。

4. まとめ

長島海峡、黒之瀬戸において密度成層を考慮した潮流の数値計算を実施し、潮流発電の適地において抽出可能なエネルギーポテンシャルを算定した。年平均すると、抽出可能なエネルギーは長島海峡で 4.1 MWh (314 世帯分)、黒之瀬戸で 12.8 MWh (984 世帯分) あることが分かった。

5. 研究組織

研究代表者：鹿児島大学／山城 徹

研究協力者：鹿児島大学／池田佳樹，ナカボーテック（株）／濱添洸也

九州大学／胡 長洪

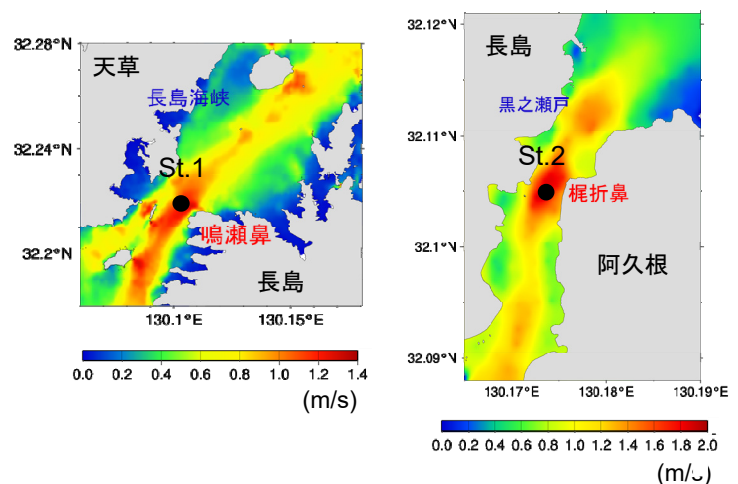


図-3 海面に年間平均絶対流速の水平分布
(濱添他 (2019 年) から)

表-1 長島海峡 St.1, 黒之瀬戸 St.2 における
抽出可能な月平均エネルギー (MWh)

月	St.1	St.2
1	4.0 (306)	12.3 (994)
2	4.6 (354)	13.5 (1041)
3	4.4 (339)	13.0 (1001)
4	4.4 (339)	13.0 (1004)
5	4.0 (304)	13.0 (998)
6	3.9 (301)	12.8 (986)
7	3.7 (287)	11.9 (918)
8	4.2 (321)	13.4 (1028)
9	4.3 (334)	13.2 (1016)
10	4.1 (314)	13.2 (1015)
11	3.8 (290)	12.0 (920)
12	3.8 (294)	12.0 (922)
平均	4.1 (314)	12.8 (984)

* 括弧内の数字は、一般家庭の 1 日の消費電力を 13kWh とした場合に電力を賄える世帯数を示している。

CT 画像を利用した数値解析法の脳神経外科への応用

京都府立医科大学・脳神経機能再生外科学 梅林大督

1. Introduction

Traditional diagnosis criterion of osteoporosis is mainly based on Bone Mineral Density (BMD). Generally, there are two approaches to indicate one's BMD: areal BMD (aBMD) measured by DEXA and volumetric BMD (vBMD) calculated from QCT. The aBMD is a readily available indicator of global bone mass (total bone mineral content) of a specific site. Further, a percentage of one's aBMD of five lumbers divided by average of young lumbers aBMD derives a value called Young Adult Mean (YAM). YAM quantify the osteoporosis as $YAM < 70\%$ [1]. However, single YAM method ignores the strength of vertebra itself, another dimension of osteoporosis. So far, assessment of vertebral strength can be achieved by CT-image based FEA well [2]. However, the assessment of vertebral strength via FEA is a very time-consuming processing, and requires good understanding on mechanics. This research aims to (1) develop a two-dimensional criterion to diagnose osteoporosis combining YAM and BS, and (2) discover factors of vBMD inhomogeneities that correlate with BS strongly.

2. Method

Department of neurosurgery, Inazawa Community Hospital supplied CT images of 88 patients (23 males, 65 females), aged from 42 to 96. YAM ranged from 32 to 142. After eliminating vertebrae with surgical treatment or fractures, total 247 vertebrae was analyzed, including 19 vertebrae of T11, 47 of T12, 51 of L1, 71 of L2 and 59 of L3. Then, a generic CT-based FEA software, Mechanical Finder Clinic (MFC, RCCM), was used to extract Region of Interest (ROI) of vertebral bodies without pedicle and generate mesh. The vBMD of elements was transferred from grey degree of voxels. Material properties was determined automatically by vBMD [3]. The load of axial compression was applied by MFC automatically, see Fig. 1. The vertebral BS was defined as the load when any element of vertebral body started to generate damage.

Mechanical Finder (RCCM) was used to study the further vBMD distribution. MFC is a simplified version of MF. It cannot obtain vBMD distribution and specification of vertebral body. There were 26 vertebrae selected to create a more complex three-dimensional finite element model of vertebral body in MF. Mesh size and shape was determined as 1 mm and tetrahedron. The methodology of material property arrangement was same as MFC. Then, the capture tools in MF helped to calculate the average vBMD of cross-sections in transverse plane of vertebrae 1 mm by 1 mm from upper to bottom surface along axial direction. Then, an axial vBMD distribution curve obtained. The trabecular area was considered by an area between local maximum values nearest to central position for upper limit and the lowest value in the curve for lower limit, as showed in Fig. 2. Trabecular vBMD (Tr.vBMD) was calculated by the average vBMD value in this trabecular area.

The critical YAM is 70% for diagnosing osteoporosis [1], and the critical BS was assumed as 2500 N. Therefore, two osteoporosis indicators such as the strength based OPI_{BS} and the YAM based OPI_{YAM} are defined by Equations 1 and 2, respectively.

$$OPI_{BS} = \frac{BS}{2500} \quad OPI_{YAM} = \frac{YAM}{70} \quad (1)$$

Furthermore, the Tr.vBMD based indicator $OPI_{Tr.vBMD}$ is also defined by:

$$OPI_{Tr.vBMD} = \frac{Tr.vBMD}{0.12} \quad (3)$$

where 0.12 is an osteoporotic Tr.vBMD value suggested by American College of Radiology [6].

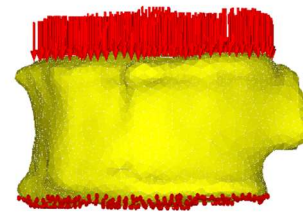


Fig. 1 load and constraint conditions

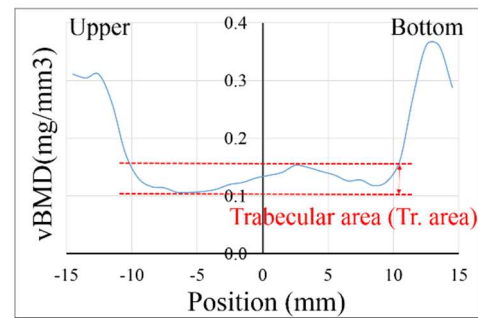


Fig. 2 The definition of Trabecular area for vertebrae.

3. Result and Discussion

To study the effect of vBMD inhomogeneities on BS, the relationship between OPI_{BS} and OPI_{YAM} (see Fig.3 in the 2019 report) can be divided into 4 groups: Group A (Both OPI_{YAM} and $OPI_{BS} > 1$), B ($OPI_{YAM} > 1$, $OPI_{BS} < 1$), C ($OPI_{YAM} < 1$, $OPI_{BS} > 1$) and D (both OPI_{YAM} and $OPI_{BS} < 1$). The 26 vertebrae selected for the vBMD measurement in MF were evenly distributed in 4 groups, see Fig.3(a).

Then, OPI_{BS} - OPI_{YAM} relations corresponding to the 4 groups were redrawn in Figure 3 (a). The OPI_{BS} - $OPI_{Tr.vBMD}$ relations for the 4 groups are also shown in Fig.3(b). Based on $OPI_{Tr.vBMD}$ and OPI_{BS} , the new two-dimensional diagnosis method revealed a considerable reduction on the ratio of vertebra in orange zone from 23% to 7.7%, see in Fig.3(b). The yellow area in Fig.3(b) cover more vertebrae with low strength than Fig.3(a). $Tr.vBMD$ is more appropriate as a single indicator to diagnose osteoporosis.

On the other hand, the strength may change considerably due to the irregular geometry. The most common abnormality arises from Ligament Ossification (LO) and Spondylosis Deformans (SD), see in Fig.4(a) and (b). The existence of these abnormalities may introduce too variables for strength estimation from vBMD indicators. The orange points in Fig.4(c) displayed such deviation. Therefore, excluding abnormal vertebral bodies help to understand the correlation between BS and vBMD inhomogeneities.

The results revealed that a significantly linear correlation between BS and log scale of volume ratio of EL elements in vertebrae without LO and SD. Compared with FEA, the vBMD measurement in CT images could be more operative and accessible clinically. Hence, the logarithmic volume ratio of vertebral EL element show a great potential to estimate BS.

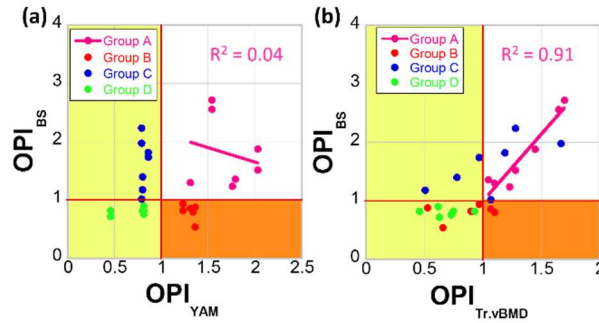


Fig. 3(a) OPI_{BS} - OPI_{YAM} two-dimensional method.
(b) OPI_{BS} - $OPI_{Tr.vBMD}$ method.

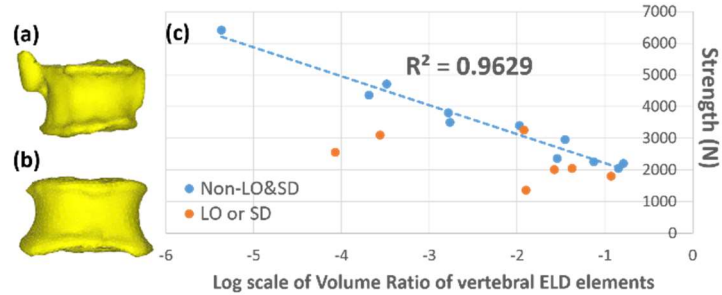


Fig. 4(a) vertebral body with LO and (b) SD. (c) The correlation between BS and log scale of volume ratio of vertebral ELD elements.

4. Conclusion

This research first developed a two-dimensional osteoporosis based on YAM and FEA-predicted BS. It helped to reduce the misdiagnosis rate that simply using YAM value failed to detect fracture risk. Then, the study revealed that $Tr.vBMD$ is more mechanically correlated with BS than YAM. $Tr.vBMD$ can diagnose osteoporosis better than YAM, if as a single indicator. The indicator to estimate BS directly also been studied. Logarithmic volume ratio of vertebral EL element shows a great potential. The further vBMD-related factors, such as spatial distribution, will be considered next. Following, the investigation will focus on quantifying the effect of geometric features on BS. If so, the strength of abnormal vertebrae with LO or SD can also be estimated accurately. The vertebral cases should also increase to verify the effectiveness further.

5. REFERENCES

- [1] Orimo H, Nakamura T, Hosoi T, Iki M, Uenishi K, Endo N, Ohta H, Shiraki M, Sugimoto T, Suzuki T. Japanese 2011 guidelines for prevention and treatment of osteoporosis—executive summary. Arch. Osteoporos. 7(2012)3-20.
- [2] Crawford RP, Cann CE, Keaveny TM. Finite element models predict in vitro vertebral body compressive strength better than quantitative computed tomography. Bone. 33(2003)744-750.
- [3] Keyak JH, Rossi SA, Jones KA, Skinner HB. Prediction of femoral fracture load using automated finite element modeling. J Biomech. 31(1998)125-33.

CT-FEM を用いた骨粗鬆症に起因する骨折メカニズムの解明

産業医科大学・整形外科学 塚本 学

1. はじめに

骨粗鬆症とは、加齢により骨密度が低下することで骨構造が変化する病気である。骨粗鬆症になると骨の強度が低下して骨折が生じやすくなり、たとえば大腿骨等が骨折すると歩行に支障をきたすため、超高齢者の場合はそのまま寝たきり状態になることもある。したがって、骨折危険性を評価することが重要であり、臨床的には骨密度を測定し「低骨密度は低骨強度に対応する」という仮定のもとで診断を行うが、骨強度は骨の形状や構造が強く影響するために、単純に骨密度のみで正確な評価を行うことは難しい。また、高齢女性者の場合、骨粗鬆症に加えて変形性股関節症（OA）を発症している場合もあるため、OA による大腿骨の変形も骨強度に影響を及ぼすことが十分考えられる。そこで本研究では、産業医科大学病院より OA 患者の下肢 CT データを提供してもらい、正常な大腿骨と OA 大腿骨の 3D モデルを作成し、大腿骨の骨折解析を試みた。また、骨頭と頸部を含む大腿骨近位部の平均的骨密度を求め、骨密度と強度の関係を調査した。

2. モデル作成と解析方法

産業医科大学病院から CT 画像データとして提供を受けた大腿骨は、男性正常 2 股、OA 1 股、女性正常 16 股、OA 17 股である。CT 画像から骨解析ソフトウェア Mechanical Finder を用いて 3 次元大腿骨モデルを作成した。作成した 3D 大腿骨モデルを図 1 に示す。大腿骨の骨密度は HU 値から推定し、ヤング率と圧縮降伏応力は Keyak[1]の予測式を用いて算出した。ヤング率の分布状態の例を図 2 に示す。要素分割には四面体要素を用い、メッシュサイズは最小 1mm、最大 2mm とし、シェルの厚さは 0.3mm とした。境界条件は図 2 に示すように大腿骨遠位端から小転子頂点下 25mm までの範囲を完全拘束、骨頭の負荷範囲は、骨頭中心を頂点とする頂角 90 度の円錐の範囲に含まれる骨頭表面の節点約 500 点に最大 10kN の圧縮荷重を加えた。骨の力学特性としては、引張状態では線形弾性、圧縮状態では弾塑性を仮定した。さらに、引張応力下での破壊条件として最大主応力を用い、圧縮下では、塑性変形開始後、最小主ひずみ-10000 $\mu\epsilon$ を破壊条件として用いた。本研究ではシェル要素の圧縮破壊か引張破壊どちらかの個数が 15 個に達すると大腿骨が骨折したと定義した。このときの荷重をその大腿骨の骨折強度と定めこれを求めた。また壊死による変形と骨密度が強度に及ぼす影響を調べるため、骨頭と頸部の平均骨密度も求めた。

3. 結果と考察

解析によって得られた骨折強度と骨密度（BMD）の関係を図 3 に示す。平均骨密度の増加とともに強度は増加する傾向にあり、両者には正の相関があることが理解できる。しかし、データには大きなばらつきが存在し、BMD のみでは骨折危険性を正確には判定できないことが分かる。臨床では骨密度に基づく YAM 等の指標を用いて診察が行われるが、必ずしも高骨密度であれば骨折の危険性が低いということではないことが示唆される。図 3 では青いマークが正常大腿骨、赤いマークが OA 大腿骨をそれぞれ示しており、正常大腿骨の強度と BMD の相関係数は 0.73 であり、比較的強い正の相関が存在した。一方、OA 大腿骨の場合は、強度と BMD の間の相関係数は 0.42 であり、正の相関は存在するが正常大腿骨ほどは強くはない。このことは変形性股関節症が大腿骨強度に大きな影響を及ぼしていることを示唆している。

ひとつの正常モデルにおける破壊要素の分布状態を図 4 に示す。破壊要素は頸部に集中しており、頸部骨折の発生を示す結果となった。

4. まとめ

本研究では，変形性股関節症を有する大腿骨と正常大腿骨の比較検討を行った．正常大腿骨の強度は骨密度と強い正の相関を示したが，OA 大腿骨と骨密度の相関は弱い正の相関であった．このように OA 大腿骨では，変形した骨頭や頸部が強度に大きな影響を及ぼすと考えられる．

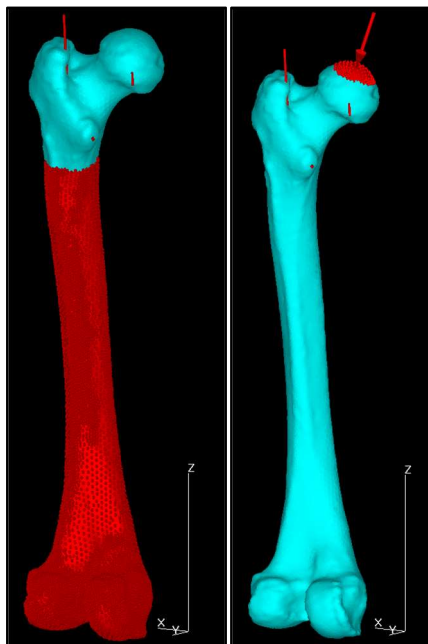


図1 大腿骨モデルと境界条件

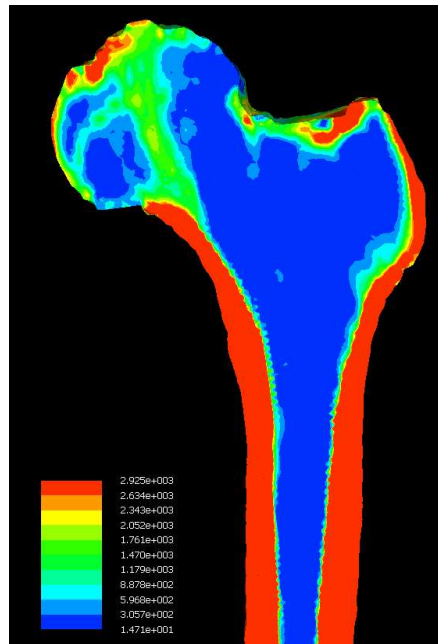


図2 ヤング率分布状態

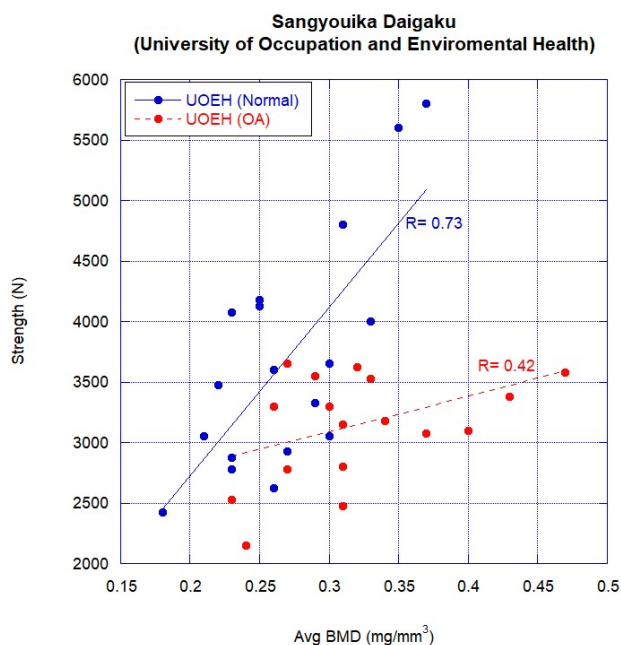


図3 大腿骨強度と骨密度の関係

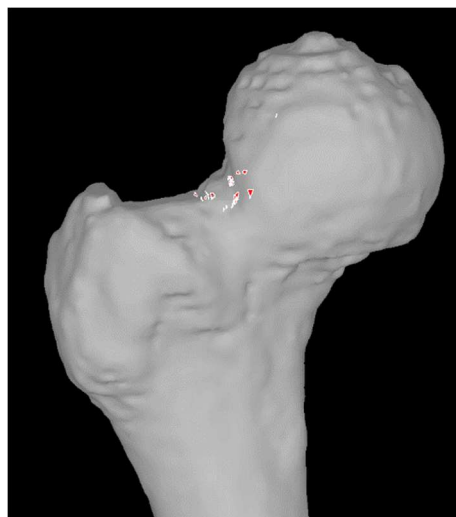


図4 大腿骨頸部に発生した破壊要素

文 献

- (1) Keyak. J.H., Stephen A. Rossi., Kimberly A. Jones., Harry B. Skinner., “Prediction of femoral fracture load using automated finite element modeling”, *Journal of Biomechanics*, Vol. 31 (1998), pp. 125-133.

患者 CT データを用いた三次元有限要素法による歯科矯正用
アンカースクリューの植立角度ならびに矯正力の強さと応力分布の関係

九州大学大学院歯学研究院 高橋一郎

【研究の背景】

矯正歯科治療は、マルチブラケット装置という口腔内に装着する矯正装置により発生する矯正力を歯に伝達し、歯を動かすことによって不正咬合に伴う生理的機能障害や、歯並びの審美欠陥に起因する社会心理学的障害を改善するための治療である。この治療では、それぞれの歯に加わる力を適切に制御することが治療の成果に直結するため、その制御技術を身につけることが矯正歯科医としての高い能力を身につけるために必須である。特に、歯の位置を適切にコントロールするためには、動かしたい歯にどのように力を付加するかを考えるより、動かすべきではない歯を適切に動かさないように制御することが重要である。この動かしたくない歯を動かさないという概念を「固定」という。「固定」を適切にコントロールするのは大変困難であり、この能力を身につけることが矯正歯科医として最も重要なことでもあるが、それを劇的に改善したのが歯科矯正用アンカースクリュー（以下、スクリュー(図 1)）である。スクリューは患者の協力を必要とせず絶対的な固定を実現できるなど多くの利点があり、現代矯正歯科治療の主役の一つであるといっても過言ではない。しかしながら、このスクリューは一度植立したら脱落することはない、ということではなく、一定確率で脱落することが知られており、これが治療の進行の妨げになるため、その成功率を改善することが急務である。いくつかの臨床報告から、スクリューの成功率は 80%前後との報告があり、脱落因子として患者性質・埋入方法・スクリュー形状など様々な因子が挙げられてはいるが、スクリューの脱落を予測することは未だ困難であるというのが現状である（図 2）。



図 1

骨や歯などの生体硬組織は、場所により材料や密度が異なる不均質性材料であり、生体内部に存在するため、その形状や力学的特性を直接的に求めることは不可能である。その一方で、CT や MRI などの医療画像情報に基づいて生体の力学モデルを構築し力学解析を行うイメージ連成バイオメカニクス技術が発達し、有限要素法（FEM）を用いて患者の骨強度を解析する方法の必要性は高まってきている。この個別最適モデルを使ったシミュレーションシステムの構築は急務である。三次元有限要素法を用いたスクリュー成否要因に関する過去の研究の多くは骨の不均質性を考慮しておらず、個々の状況を詳細に反映していない。当講座では先行研究として、上顎骨に植立されたスクリューに対して骨の不均質性を反映した FEM 解析を行い脱落予測因子としての機械的パラメータを検討した。しかし、皮質骨が上顎骨より厚いとされる下顎骨の脱落予測因子は未だ特定されていない。

研究の背景

アンカースクリュー成功率: **83.6% (± 10.2)**

(Crismani AG. Miniscrews in orthodontic treatment: Review and analysis of published clinical trials. Am J Orthod Dentofacial Orthop 2010;137:108-113.)



→ スクリューの脱落予測因子は... ?

図 2

【目的】

本研究は、下顎骨に植立したスクリューに対する矯正力負荷が歯槽骨に与える力学的影響を、骨の不均質性を反映したモデルを用いて 3 次元有限要素法により解析し、植立の成否に関連する機械的パラメータを検索することを目的とした。

【資料および方法】

マルチブラケット装置を用いた矯正治療の対象となった症例のうち、抜歯が必要と診断された症例において犬歯遠心移動時の固定原として下顎第二小臼歯、第一大臼歯間に植立された計 30 本（成功 26 本、脱落 4 本）のスクリューを解析の対象とした。植立前 CT データより骨、第二小臼歯、第一大臼歯、歯根膜のモデルを作成した。マイクロ CT データより作成した直径 1.4mm 長さ 6mm のスクリューのモデルを、植立後 CT データより作成したモデル上で重ね合わせ、骨モデルに植立した。三次元有限要素解析ソフトウェア(Mechanical Finder)を用いて 2N の荷重を近心方向に加えた。スクリュー表面からの距離によって骨を 4 つの領域：領域 1 (0.0～0.5 mm)、領域 2 (0.5～1.0 mm)、領域 3 (1.0～1.5 mm)、領域 4 (その他の骨) に分割し、応力とひずみに関連する 20 の機械的パラメータのピーク値を求めた。

【結果および考察】

領域 2 (0.5～1.0 mm) の主ひずみににおいて成功群と脱落群の間に差があると考えられた。2 群間の相当応力には顕著な差異は認められなかった。スクリュー成否の評価基準として、機械的パラメータは主ひずみ、歯槽骨の領域では領域 2 (0.5～1.0 mm) が適切であると推察された (図 3)。

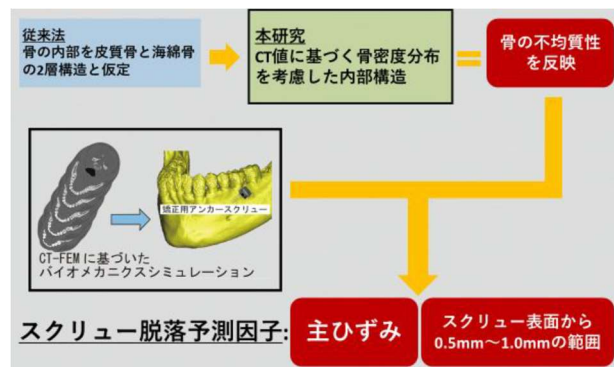


図 3

【今後の展望】

スクリューの一次安定性と埋入部位の皮質骨の厚さとの間には正の関連があるものの、臨床試験数が不足している状況であり、実際の臨床現場で起こるスクリューの成功または失敗を決める要因は未だ明確ではない。したがって、今後も症例数の増加が必要である。また、スクリューは近年顎整形力への応用が盛んであり、コントロールが難しいとされる成長期の治療に今後革命をもたらす可能性がある。しかし、スクリューの患者毎の耐荷重量は未だ解明されていないのが現状である。これまでの研究で上下顎骨ともに主ひずみの増加がスクリューの脱落に関連することが推察された。そこで、主ひずみの増加に關与する臨床的リスク要因を特定することを考えた。この点を検討するために、まず、ブタの下顎骨を CT スキャンして作成したモデルの有限要素解析を行うことで骨の状態と脱落との関連を検討し、次に、ブタの下顎骨に実際にスクリューを植立し、スクリューが脱落するまで荷重を増加させていく実験とを実施し、患者固有の耐荷重量を推察することができるモデルを策定することをめざして研究を展開することとした。

【今後の研究目的】

下顎骨に植立されたスクリュー表面から 0.5～1.0 mm の範囲の主ひずみの増加に關与する臨床的リスク要因の特定を目的とする。また、ブタの下顎骨を用いてスクリュー脱落の起こる荷重量や脱落のメカニズム解明を目的とする。

【今後の研究方法・研究内容】

CT 画像データおよび有限要素モデルより骨密度・皮質骨の厚み・スクリューと隣接歯根との距離・スクリュー植立角度などのデータを取得し、回帰分析を行うことで下顎骨に植立されたスクリュー表面から 0.5～1.0 mm の範囲の主ひずみの増加に關与する臨床的リスク要因の検索を行う。ブタの下顎骨にスクリューの植立を行い、実際に脱落が起こるまで荷重を増加させていく。ブタの下顎骨のスクリュー植立前後の CT データより不均質性骨モデルを作成し有限要素解析を行う。実際にスクリュー脱落が起きた荷重値まで段階的に荷重を上げていくシミュレーションを行う。

骨密度分布を利用した骨の力学特性予測法の構築

千葉大学大学院医学研究院 松浦 佑介

1. 緒 言

CT 画像を利用して患者ごとに骨の 3 次元数値モデルを作成し、有限要素法 (FEM) を用いて応力解析を行うことで骨の力学的特性を評価する CT-FEM が整形外科を中心に広く用いられるようになってきている。また以前は実際の複雑な骨の力学的特性分布に反して、単純化されたモデル化 (たとえば皮質骨と海綿骨の 2 層構造体) が行われていたが、CT 値から骨密度値を予測し、さらに骨密度から弾性率を推定する方法が確立され、患者ごとの骨密度分布を考慮した数値解析が行われている。しかし、最近、千葉大学整形外科の研究グループにより、主に欧米諸国で確立された骨密度と弾性率および降伏強度を関係づける実験式が、日本人の骨には適合しないことが明らかになった。そこで本研究では、より日本人の骨に適合した力学特性予測式を提案することを目的とした。千葉大学で実施されたご検体から摘出した大腿骨の力学試験結果 (荷重-変位曲線) を、我々が提案した新しい弾性率予測式を用いた CT-FEM による解析結果と比較し、その有効性について検討を行った。

2. 献体実験の結果と従来法との比較

4 名のご検体から大腿骨を摘出し、下部を固定し骨頭部の上方から負荷をかけて力学試験を行い荷重-変位関係を記録した。図 1 に示した緑色の曲線が実験から得られた荷重-変位曲線である。力学試験前に各大腿骨の CT 画像を撮影し、Mechanical Finder を用いて CT 画像から 3 D 数値モデルを作成した。この時、各画像の CT 値の分布状態 (画像上はグレースケールとして表わされる) から骨密度分布を推定した。また、1990 年代に Keyak や Keller により骨片を用いた実験から導き出された弾性率や降伏応力等の材料定数を骨密度から予測する式を用いて弾性率分布を求めた。次いで、強度試験を模擬した境界条件を設定し、強制変位を与えて数値実験を行い、荷重-変位関係を取得した。得られた結果を図 1 に示す。一般的に広く利用されている Keyak の式では剛性 (荷重-変位曲線の傾き) が非常に高くなり、実験とは大きく異なった結果になっていることがわかる。一方、椎体に対して提案された Keller の式の方が、より実験値に近い剛性を示しているが、しかし実験値よりも高い値を示している。また、強度 (最大荷重) については、Keller の方が Keyak より高い値を示す結果となった。

3. 弾性率予測式の提案と解析結果

献体実験で用いた二つの大腿骨の有限要素モデルにおける骨密度分布を比較したところ、明らかに異なる骨密度分布を示していた。低骨密度の要素数で比較すると、要素数が少ないモデルの方が高剛性を示し、強度においては低骨密度の要素数が多い方のモデルの 3 倍以上の高い強度を示していた。また、共通の内容としては、低骨密度 (特に 0.5 g/cm^3 以下) の要素数が多いことが明らかになった。以上の結果より、低骨密度領域が大腿骨の力学的特性に強い影響を及ぼすことが示唆された。さらに、Keyak や Keller の式が剛性と強度の両方に対して実験値よりも高い解析結果を与えることから、特に低骨密度領域の予測に対して過大評価の可能性があることが示唆された。

そこで、まずは剛性のみについて、より実験値に近づけることを検討した。骨密度範囲として 0.23 g/cm^3 以下が特に強い影響を及ぼしていると仮定して、この部分に対して低下係数 K をかけることで弾性率を低下させ、 0.23 g/cm^3 以上については、直線的に弾性率は変化し 0.4 g/cm^3 以上では Keller のオリジナルの式の結果に一致するように設定した。図 2 に $K=0.25$ とした Keller の修正式を用いて解析した結果を示す。4 つの結果ともに剛性は実験結果と良い一致を示している。

今回の研究成果より、大腿骨の剛性に関しては、我々が提案した Keller 修正式を用いることで解析結果が実験結果に近づくことが明らかになった。しかし、強度 (最大荷重) については未検討であり、今後、強度を一致させるような解析条件を検討していく予定である。

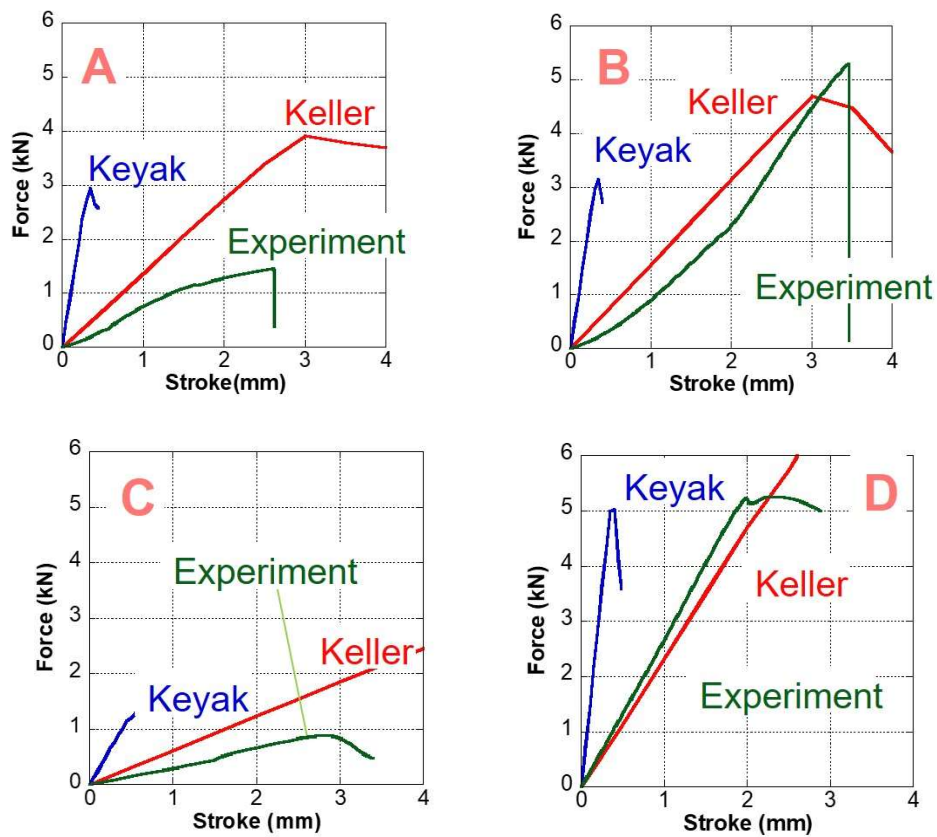


図 1 実験結果と既存の実験式(Keyak & Keller)との比較

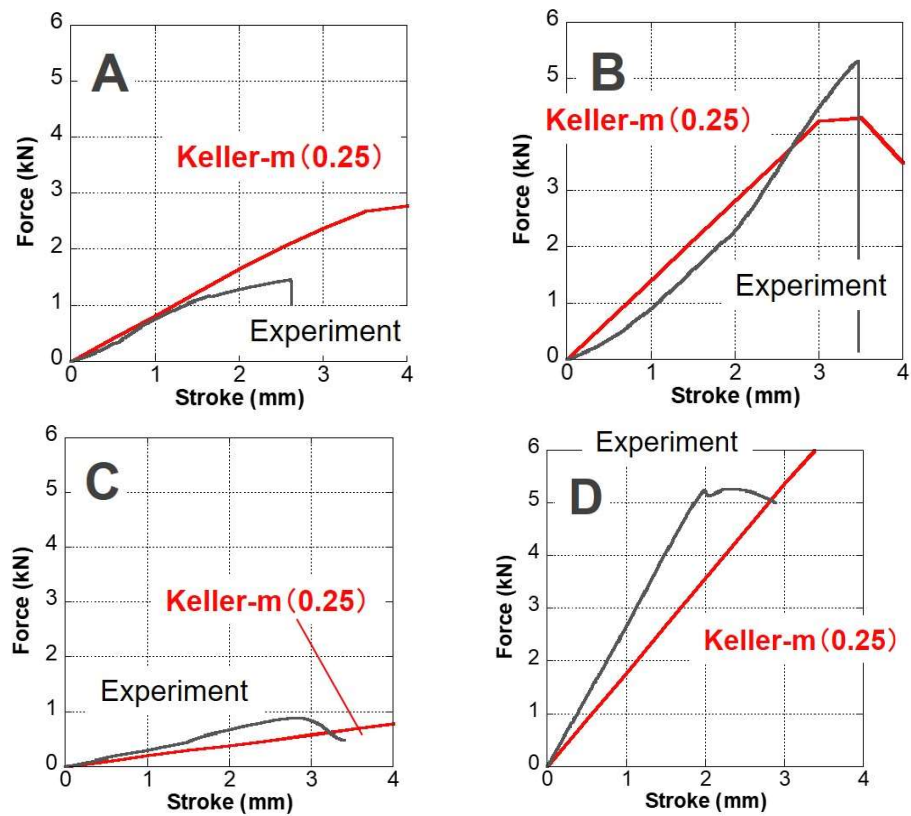


図 2 実験結果と修正 Keller 式との比較

CT 画像を用いた有限要素法による大腿骨頸部骨折メカニズムの解明

九州大学・大学院医学研究院 中島康晴

1. はじめに

変形性股関節症 (OA) は、股関節軟骨の変性・摩耗によって、大腿骨頭の変形や破壊、関節滑膜の炎症が生じ、疼痛や運動障害から ADL 障害をきたす股関節疾患である。OA は女性に多く 40 代、50 代で発症し、加齢にともない進行していく。高齢の特に女性患者の場合、骨粗鬆症を併発する恐れがあり、骨粗鬆症による骨折の危険性が増大する。正常な大腿骨と OA に罹患した大腿骨では、骨折のメカニズムが異なることが予想されるが、生体力学的観点での研究はほとんど行われていないのが現状である。そこで本研究では、九州大学病院と佐賀大学病院から提供して頂いた複数の OA 患者の CT データより大腿骨の数値モデルを作成し、損傷モデルを導入した有限要素法により骨折解析を試みた。得られた結果を正常大腿骨の骨折形態と比較検討することで、大腿骨骨折に及ぼす OA の影響について調べることを目的とした。

2. モデル作成と解析方法

大腿骨の CT 画像から骨解析ソフトウェア Mechanical Finder を用いて 3 次元大腿骨モデルを作成した。九大病院の患者モデルを KU、佐賀大学病院の患者モデルを SU と表記する。また、正常大腿骨を normal、変形性股関節症大腿骨を OA で示した。正常モデルと OA モデルの例を図 1 に示す。大腿骨の骨密度は HU 値から推定し、ヤング率と圧縮降伏応力は Keyak[1]の予測式を用いて算出した。要素は四面体要素を用い、メッシュサイズは最小 1mm、最大 2mm とし、シェル厚さは 0.3mm とした。境界条件は図 2 に示すように大腿骨遠位端から小転子頂点下 25mm までの範囲を完全拘束、骨頭の負荷範囲は、骨頭中心を頂点とする頂角 90 度の円錐の範囲に含まれる骨頭表面の節点約 500 点に最大 10kN の圧縮荷重を加えた。骨の力学特性としては、引張状態では線形弾性、圧縮状態では弾塑性を仮定した。さらに、引張応力下での破壊条件として最大主応力を用い、圧縮下では、塑性変形開始後、最小主ひずみ $-10000\mu\epsilon$ を破壊条件として用いた。本研究ではシェル要素の圧縮破壊か引張破壊どちらかの個数が 15 個に達すると大腿骨が骨折したと定義した。このときの荷重をその大腿骨の骨折強度と定めこれを求めた。また壊死による変形と骨密度が強度に及ぼす影響を調べるため、骨頭と頸部の平均骨密度も求めた。

3. 結果と考察

解析によって得られた骨折強度と骨密度 (BMD) の関係を図 3 に示す。平均骨密度の増加とともに強度は増加する傾向にあり、両者には正の相関があることが理解できる。しかし、データには大きなばらつきが存在し、BMD のみでは骨折危険性を正確には判定できないことが分かる。臨床では骨密度に基づく YAM 等の指標を用いて診察が行われるが、必ずしも高骨密度であれば骨折の危険性が低いということではないことが示唆される。次に図 3 よりほぼ同等の BMD を有するが骨強度が大きくことなる 2 つのモデル SUH12 (OA) と SUH16 (正常) について比較検討する。

SUH12 と SUH16 における破壊要素の累積状態を図 4 に示す。両大腿骨ともに荷重が増加すると破壊要素は増加するが、その挙動は大きく異なる。強度が低い SUH12 では荷重が 1000N 程度で急激に増大し、2000N に到達する前に大腿骨骨折が生じている。一方、SUH16 の方は、8000N 付近から徐々に破壊要素は増加し、最終的には 10000N 程度まで達している。骨折時の大腿骨表面における破壊要素の分布状態を図 5 に示す。SUH12 では頸部に多くの破壊要素が分布しているが、SUH16 では頸部にわずかに分布しているのみである。要素の降伏強度は骨密度で決まり、破壊を規定する最小主ひずみ (降伏変形後) は一定値で定義されるため、要素の破壊も骨密度に依存する。このことは SUH12 の頸部に多くの低骨密度領域が存在する、あるいは構造的に頸部に応力が集中しやすいことが示唆される。現時点ではその詳細なメカニズムは明らかになっていないが、骨頭と頸部の平均的骨密度は SUH12 と SUH16 ではほぼ同じなため、その分布状態すなわち皮質骨と海綿骨で形成された骨頭の構造に大きな差異があることが考えられる。

4. まとめ

本研究では、変形性股関節症を有する大腿骨と正常大腿骨の比較検討を行った。大腿骨強度は骨密度と正の相関があるが、必ずしも強い相関ではなく大きなばらつきを示していた。同程度の平均骨密度を有する OA モデルと正常モデルを比較したところ、OA モデルでは低荷重で急激に破壊要素が増大し、結果として低強度を示した。この結果は、OA 大腿骨の強度は大きく低下する可能性があることが示唆している。

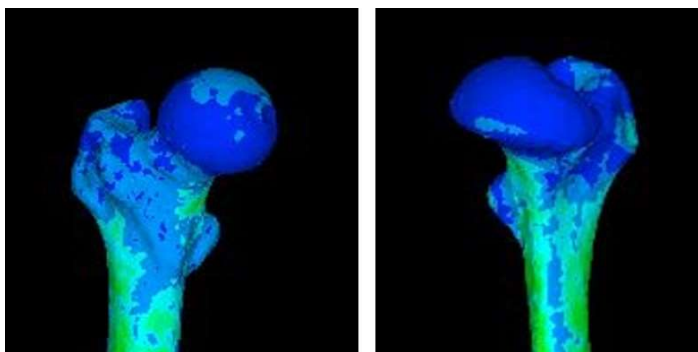


図1 正常モデル（左）と OA モデル（右）

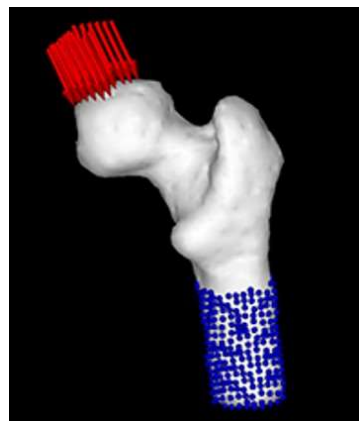


図2 境界条件

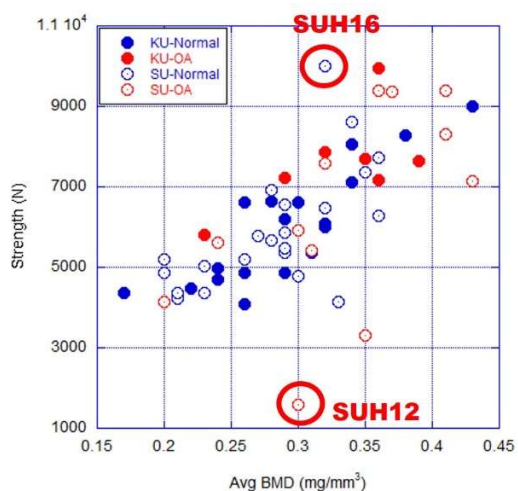


図3 大腿骨強度と骨密度の関係

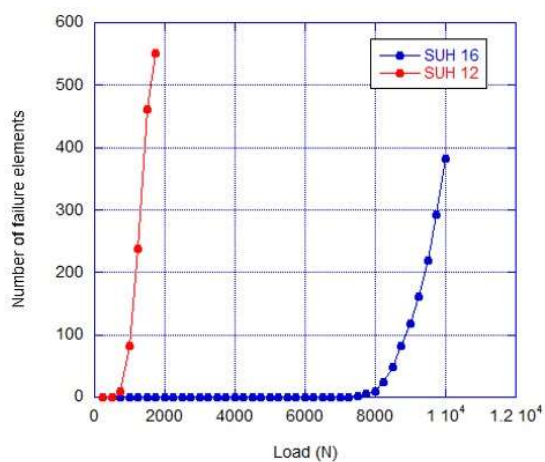


図4 破壊要素の増加挙動

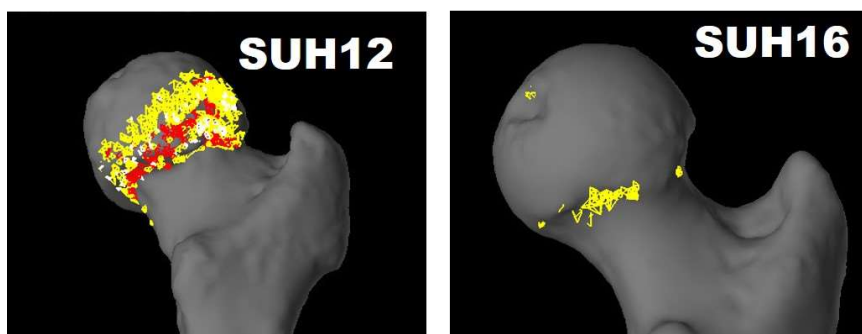


図5 大腿骨頸部に生じた破壊要素分布状態

文 献

- (1) Keyak. J.H., Stephen A. Rossi., Kimberly A. Jones., Harry B. Skinner., "Prediction of femoral fracture load using automated finite element modeling", *Journal of Biomechanics*, Vol. 31 (1998), pp. 125-133.

大腿骨頭骨折におよぼす大腿骨頭壊死症の力学的影響

福岡大学・医学部整形外科 山本 卓明

1. 緒 言

特発性大腿骨頭壊死症は、大腿骨頭の組織の一部が血流の低下等により壊死する難病指定の病気である。壊死部の存在は骨頭の形状と組織の力学的特性を変化させるため、大腿骨全体の力学的特性にも影響を及ぼすことが懸念される[1]。しかし、その詳細なメカニズムは明らかになっていない。そこで本研究では、複数的大腿骨頭壊死症患者の CT データより大腿骨の数値モデルを作成し、損傷モデルを導入した有限要素法により骨折解析を試みた。得られた結果を正常大腿骨の骨折形態と比較検討することで、大腿骨頭壊死症を有する大腿骨の骨折メカニズムについて明らかにすることを目的とした。

2. 3D モデル作成と解析方法

2・1 3D 解析モデルの作成と解析条件

献体 4 名の左右の大腿骨の CT 画像から骨解析ソフトウェア Mechanical Finder を用いて 3 次元大腿骨モデルを作成した。以下 7 種類のモデルを、モデル A, B, C, D (左, 右) と略記する。モデル D は左大腿骨のみである。モデル B (右) が正常大腿骨で、他は大腿骨骨頭壊死症を有している。大腿骨の骨密度は HU 値から推定し、ヤング率と圧縮降伏応力は Keyak[2]の予測式を用いて算出した。要素は四面体要素を用い、メッシュサイズは最小 1mm, 最大 2mm とし、シェルの厚さは 0.3mm とした。骨軸は小転子を指定することで自動計算される、大腿骨指定法を用いた。境界条件は、図 1 に示すように大腿骨遠位端から小転子頂点下 25mm までの範囲を完全拘束、骨頭の負荷範囲は、骨頭中心を頂点とする頂角 90 度の円錐の範囲に含まれる骨頭表面の節点約 500 点に最大 10000N の圧縮荷重を加えた。荷重方向は骨幹軸を骨頭中心に向けて 20 度傾けたベクトルである。このときステップ数は 10、サブステップ数は 4 とした。これにより 1 ステップあたり 250N の荷重が負荷される。骨の力学特性としては、引張状態では線形弾性、圧縮状態では弾塑性を仮定した。さらに、引張応力下での破壊条件として最大主応力を用い、圧縮下では、塑性変形開始後、最小主ひずみ-10000 $\mu\epsilon$ を破壊条件として用いた。本研究ではシェル要素の圧縮破壊か引張破壊どちらかの個数が 15 個に達すると大腿骨が骨折したと定義した。このときの荷重をその大腿骨の骨折強度と定めこれを求めた。また壊死による変形と骨密度が強度に及ぼす影響を調べるため、骨頭と頸部の平均骨密度も求めた。

3. 結果と考察

解析によって得られた骨折強度、骨頭と頸部の平均骨密度、シェルとソリッドの破壊形態、ソリッド要素の破壊数を表 1 に示す。強度は正常大腿骨であるモデル B (右) の 4875N が最大、モデル C (左) が最小の 1025N となった。しかし図 2 に示すように、モデル B (右) の骨頭と頸部の平均骨密度は高くなく、大腿骨において骨折強度と骨密度は必ずしも比例するものではないと思われる。

表 1 よりシェルの破壊形態は 7 つのモデルのうち 5 つが圧縮破壊を示しており、シェルにおいては圧縮破壊が支配的であるといえる。正常大腿骨と壊死症の大腿骨を比較すると、特にソリッドの破壊形態、破壊箇所、破壊個数で大きな違いが見られた。正常大腿骨ではソリッドの破壊形態は圧縮破壊のみであり、その破壊要素数が壊死モデルに比べ多い。これは骨頭の形状が均一であるため引張破壊が生じにくく圧縮破壊が支配的であり、壊死モデルより骨密度が小さいためソリッドの圧縮破壊要素数が多くなったと考えられる。

図 3 は壊死モデルの断面のヤング率分布である。シェルのヤング率が高くなっており、骨頭のヤング率に偏りがあることがわかる。図 4 は正常大腿骨、図 5 は壊死大腿骨の荷重が 5500N のソリッド要素の破壊箇所を示している。正常大腿骨では骨頭に圧縮破壊が集中するのに対し、壊死モデルでは圧縮破壊と引張破壊が骨頭だけでなく頸部、転子部、転子下にも破壊が見られた。

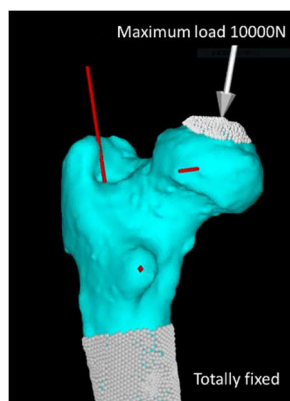


図1 3D解析モデル

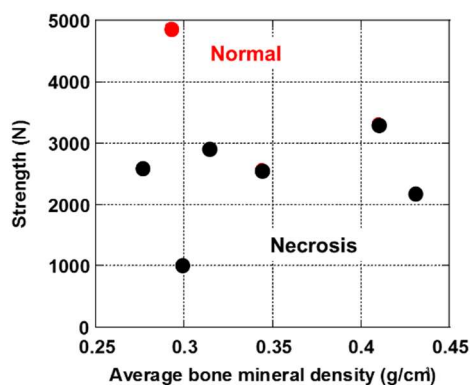


図2 骨密度と強度の関係

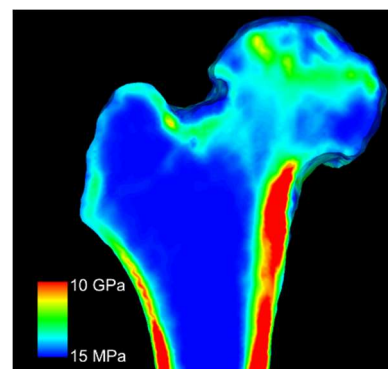


図3 壊死モデルでの弾性率分布

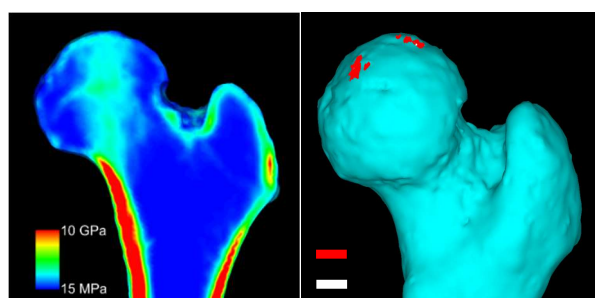


図4 正常モデルにおける損傷要素分布状態

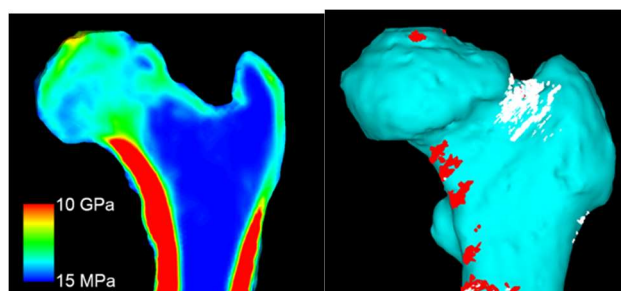


図5 壊死モデルにおける損傷要素分布状態

表1 解析結果のまとめ

Model		Strength (N)	Average bone density (g/cm ³)	Solid number of compression fracture	Solid number of tensile fracture	Shell fracture
A	Left	2175	0.43	0	27	Tensile
	Right	2900	0.31	6	28	Compression
B	Left	3325	0.41	0	12	Compression
	Right	4875	0.29	55	0	Compression
C	Left	2575	0.34	0	30	Tensile
	Right	1025	0.30	13	12	Compression
D	Left	2575	0.28	0	17	Compression

4. まとめ

本研究では、大腿骨頭壊死症を有する大腿骨と正常大腿骨の比較検討を行い、正常大腿骨は骨折強度が非常に高くなったことから、壊死症により骨頭が変形することで骨折強度が低下することが示された。骨折メカニズムは正常大腿骨ではソリッドの破壊箇所は骨頭に集中し圧縮破壊が支配的であるが、壊死大腿骨では骨頭だけでなく頸部等の部分も圧縮と引張破壊で破壊することが分かった。

参考文献

- (1) Volokh K.Y, et al.: Prediction of Femoral Head Collapse in Osteonecrosis. *Journal of Biomechanical Engineering* 126:467-470, 2006.
- (2) Keyak. J.H., et al., "Prediction of femoral fracture load using automated finite element modeling", *Journal of Biomechanics*, Vol. 31 (1998), pp. 125-133.

変形性股関節症患者の大腿骨強度に関する研究

佐賀大学大学院医学研究科 馬渡 正明

1. はじめに

変形性股関節症 (OA) は、股関節軟骨の変性・摩耗によって、大腿骨頭の変形や破壊、関節滑膜の炎症が生じ、疼痛や運動障害から ADL 障害をきたす股関節疾患である。OA は女性に多く 40 代、50 代で発症し、加齢にともない進行していく。高齢の特に女性患者の場合、骨粗鬆症を併発する恐れがあり、骨粗鬆症による骨折の危険性が增大する。OA の存在が大腿骨強度に影響を及ぼすことが考えられるが、骨の強度評価は高度に材料力学および構造力学的な問題であり、OA と骨強度との関係についてはほとんど行われていないのが現状である。そこで本研究では、佐賀大学附属病院から提供して頂いた OA 患者の CT データより大腿骨の数値モデルを作成し、損傷モデルを導入した有限要素法により骨折解析を試みた。得られた結果を正常大腿骨の骨折形態と比較検討することで、大腿骨骨折に及ぼす OA の影響について調べることを目的とした。

2. モデル作成と解析方法

佐賀大学附属病院から CT 画像データとして提供を受けた大腿骨は、男性正常 2 股、女性正常 9 股、OA22 股である。CT 画像から骨解析ソフトウェア Mechanical Finder を用いて 3 次元大腿骨モデルを作成した。大腿骨の骨密度は HU 値から推定し、ヤング率と圧縮降伏応力は Keyak[1]の予測式を用いて算出した。要素分割には四面体要素を用い、メッシュサイズは最小 1mm、最大 2mm とし、シェルの厚さは 0.3mm とした。境界条件として、大腿骨遠位端から小転子頂点下 25mm までの範囲を完全拘束、骨頭の負荷範囲は、骨頭中心を頂点とする頂角 90 度の円錐の範囲に含まれる骨頭表面の節点約 500 点に最大 10kN の圧縮荷重を加えた。骨の力学特性としては、引張状態では線形弾性、圧縮状態では弾塑性を仮定した。さらに、引張応力下での破壊条件として最大主応力を用い、圧縮下では、塑性変形開始後、最小主ひずみ-10000 $\mu\epsilon$ を破壊条件として用いた。本研究ではシェル要素の圧縮破壊か引張破壊どちらかの個数が 15 個に達すると大腿骨が骨折したと定義した。このときの荷重をその大腿骨の骨折強度と定めこれを求めた。また壊死による変形と骨密度が強度に及ぼす影響を調べるため、骨頭と頸部の平均骨密度も求めた。

3. 結果と考察

解析によって得られた正常大腿骨における相当応力分布とひずみエネルギー密度 (SED) 分布を図 1 と図 2 にそれぞれ示す。皮質骨の内側に高い応力集中と SED 集中が確認できる。また、この皮質骨における応力・SED 集中は、骨頭内部の応力・SED 集中と大腿骨頸部のところで連結しており、このような力学的集中部の存在が大腿骨頸部骨折と関係しているものと思われる。図 3 に頸部における塑性変形した要素の分布状態を示す。この塑性要素の発生個所は、前述の応力・SED 集中の連結部と一致していることが分かる。

大腿骨強度と平均骨密度 (BMD) との関係を示す。青いマークが正常大腿骨、赤いマークが OA 大腿骨を示しており、ともに BMD の増加とともに強度は増加する傾向にあり、両者には正の相関があることが確認できる。正常大腿骨における強度と BMD の相関係数は 0.9、OA 大腿骨における相関係数は 0.82 であり、両者とも強い正の相関を示している。しかし、OA 大腿骨ではデータのばらつきが大きく広範囲な分布を示しており、必ずしも BMD の値で骨強度を評価できるとは言いがたい。これらの結果は、BMD のみでは骨折危険性を正確には判定できないことを示している。臨床

では骨密度に基づく YAM 等の指標を用いて診察が行われるが、必ずしも高骨密度であれば骨折の危険性が低いということではないことが示唆される。

4. まとめ

本研究では、変形性股関節症を有する大腿骨と正常大腿骨の強度について比較検討を行った。正常大腿骨の強度と骨密度、OA 大腿骨の強度と骨密度はともに強い正の相関を示したが、OA 大腿骨のデータはばらつきが大きく、骨密度のみでは骨折危険性を評価することができないことを示す結果となった。

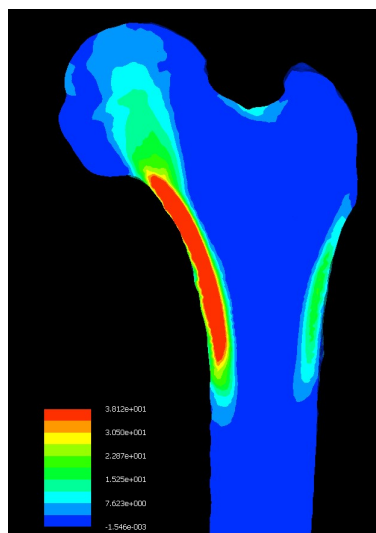


図 1 相当応力分布図

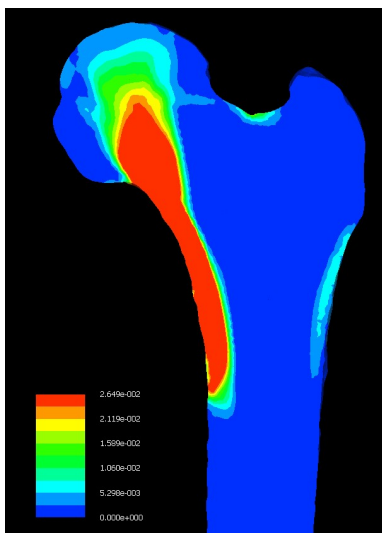


図 2 ひずみエネルギー密度分布

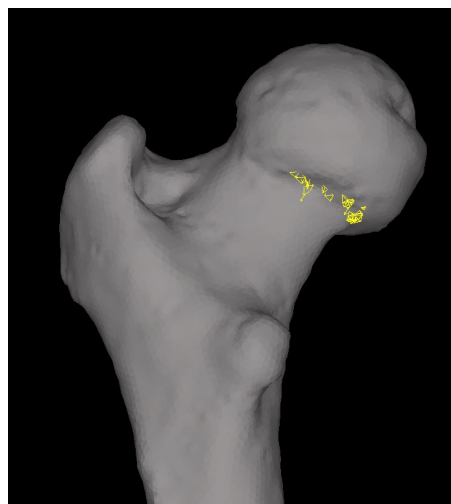


図 3 塑性要素の分布状態

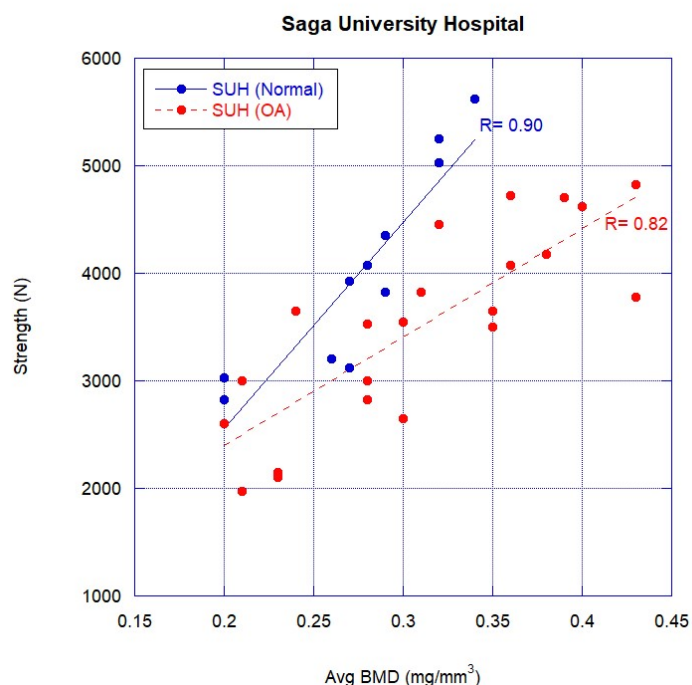


図 4 大腿骨強度と骨密度の関係

文 献

- (1) Keyak. J.H., Stephen A. Rossi., Kimberly A. Jones., Harry B. Skinner., “Prediction of femoral fracture load using automated finite element modeling”, *Journal of Biomechanics*, Vol. 31 (1998), pp. 125-133.

バイオセラミックスとポリマーの複合化による骨組織再生用材料の開発

大阪大学附属病院・未来医療センター 名井 陽

1. Introduction

In the present work, therefore, beam shape specimens of porous HA/ biopolymer composite scaffolds were fabricated by using two different kinds of medical grade bioresorbable polymer, namely, poly(Lactide-co- ϵ -caprolactone) (PLCL) and poly(L-lactide) (PLLA) as the secondary polymer phase. The fundamental mechanical properties such as load-displacement and stress-strain relations, elastic modulus, stress at crack initiation, and fracture absorbed energy were evaluated under a three-bending condition. The porous microstructures and fracture micromechanisms were also examined by using a field emission scanning electron microscope (FE-SEM).

2. Experimental

The fabrication method combining the template and freeze-drying methods was employed to construct two-phase porous beams of HA/PLCL and HA/PLLA. Firstly, HA slurry was prepared by mixing 5g micro-HA powder (Sangi Co., Ltd) with 5wt% PVA (Wako Chemical Industries Ltd). Then, PU sponges (HR-30, Bridgestone Co., Ltd.) of 10mm x 10mm x 70mm dimension were immersed into the HA slurry and the excess slurry was removed by applying pressure. The HA coated PU sponges were dried for 48 hours at room temperature, and then sintered at 400°C for 6 hours and 1100°C for 4 hours in an electric oven to fabricate porous HA beam specimens. PLCL pellets (BMG Co., Ltd.) and PLLA pellets were separately dissolved into 1,4-dioxane solution to prepare 3wt% solutions. Both polymer solutions were stirred overnight at 80°C, with 320 rpm speed. The HA porous beams were then dipped into two different solutions separately and then vacuumed for 1 hour to remove air bubbles. After the prefrozen process at -80°C overnight in a freezer, the frozen beams underwent the freeze-drying process at -50°C for 24 hours in order to create the secondary porous polymer structure inside the continuous pores of the HA porous beams. The porous microstructures of the composite beams were observed and characterized using FE-SEM. Porosity and average pore sizes were also calculated using the FE-SEM micrographs with ImageJ Software.

Three-point bending tests of the composite beams were performed at a crosshead speed of 1mm/min using a compact testing machine with 10N load cell, and the time histories of both load and cross-head displacement were recorded to obtain the load-displacement curves. Two different kinds of fracture absorbed energy, G_{crack} and G_{tot} , were calculated from the area under the load-displacement curve. G_{crack} was defined to be the mechanical energy absorbed by the specimen up to the crack initiation point, while G_{tot} was defined as the total fracture absorbed energy up to the complete fracture. Linear stress-strain relations up to the fracture initiation were also calculated from the load-displacement relations using the classical beam theory. The elastic modulus of each specimen, E , was then obtained as the slope of the stress-strain curve. The critical stress at crack initiation, σ_{crit} , can also be estimated at the point of crack initiation.

3. Results and discussion

SEM micrographs of the surface regions are shown in Fig.1. It is clearly observed that those composite beams had two-phase porous structures; the HA porous structures formed through the sintering process (larger pores) and the honeycomb-like polymer porous structures created by the freeze-drying process (smaller pores). It was found that for both the beams, the porosity and average HA pore size were more than 80% and 400 μ m, which are thought to be sufficient for nutrients transport, tissue formation and vascularization. On the contrary, the average pore sizes of both the polymeric phases were smaller than 100 μ m, and the PLLA pores are smaller than the PLCL pores due to the higher molecular weight of PLLA. The size of HA pore is mainly owing to the pore size of PU sponge, while the pore sizes of polymer phases are related to the solid-liquid phase separation process during the freezing process of polymer solution.

All the mechanical properties are shown in Table 1. It is clearly seen that both E and σ_{crit} of HA/PLLA were much higher than those of HA/PLCL. This originated in the higher mechanical properties of PLLA phase than those of PLCL phase. It is noted here that PLCL is recognized as a copolymer of lactide and ϵ -caprolactone, and caprolactone molecular chains provide ductility to the copolymer, while PLLA molecular chains are brittle in nature [34]. On the contrary, G_{crack} and G_{tot} of HA/PLCL were much greater than those of HA/PLLA as a result of ductility of PLCL phase introduced by the caprolactone molecular chains.

The microscopic damage mechanism initiating the macroscopic cracking was characterized by the micro-cracking of HA struts as clearly shown in Fig.4(a). FE-SEM micrographs of fracture surfaces of the composite beams are also shown in Figs.4(b) and (c). HA/PLCL beam exhibited rougher surface with ductile deformation of PLCL phase than HA/PLLA in which PLLA phase showed relatively brittle fracture pattern. On the HA/PLCL fracture surface, pores of PLCL phase were almost disappeared due to ductile elongation and rupture of cell-wall structures of PLCL; on the contrary, many pores were still clearly seen on the HA/PLLA surface because of brittle fracture of PLLA cell-walls. It is thus characterized that during the crack growth process main microdamage mechanisms are the microcracking of HA struts and the deformation and rupture of polymer cell-walls. It is noted that the ductile deformation and rupture of PLCL cell-wall structures are likely to absorb greater energy than the brittle fracture of PLLA cell-wall structures, resulting in the higher fracture energy of HA/PLCL.

4. Conclusions

Two kinds of porous composite beams, namely HA/PLCL and HA/PLLA, were successfully fabricated, and their bending mechanical properties and fracture mechanisms were characterized. Both composite beams exhibited the linear elastic deformation at the beginning of load-displacement curve until the crack initiation took place under three-point loading condition. The load-displacement curves showed nonlinear behaviour with progressive change of stiffness due to crack propagation as the load increased after the crack initiation. HA/PLLA possessed higher bending modulus and critical stress than HA/PLCL, due to the higher mechanical properties of PLLA secondary phase. However, the fracture energy of HA/PLCL was higher by about 38 % than that of HA/PLLA, owing to the ductility of PLCL phase. It was confirmed that the spongy polymer phase played an important role in supporting the entire beam structure from the catastrophic bending fracture of the composite beam.

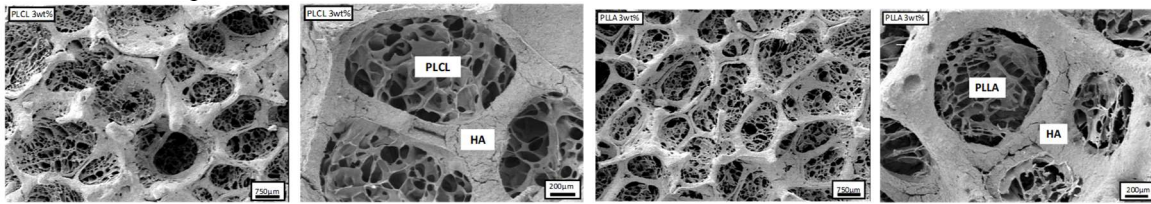
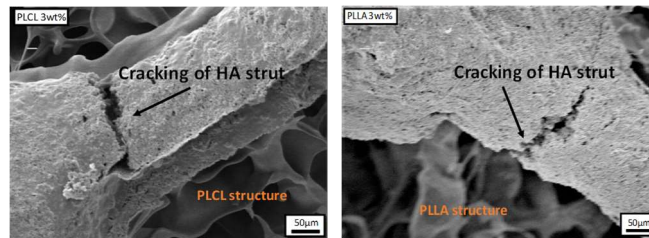


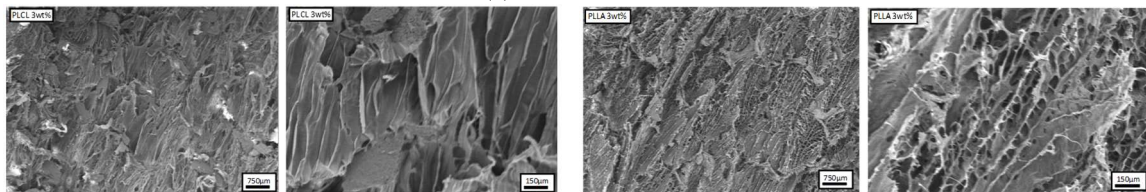
Fig.1 SEM micrographs. (a) HA/PLCL (b) HA/PLLA

Table 1. Mechanical properties of HA/PLCL and HA/PLLA

Mechanical properties	Pure HA	HA / PLCL	HA / PLLA
E (MPa)	1.59 ± 0.17	1.97 ± 0.23	6.73 ± 0.16
σ_{crit} (kPa)	$3.0 \times 10^{-3} \pm 0.8 \times 10^{-3}$	91.6 ± 6.7	163.4 ± 8.1
G_{crack} (J/m ²)	$2.0 \times 10^{-3} \pm 0.5 \times 10^{-3}$	5.41 ± 0.17	3.49 ± 0.07
G_{tot} (J/m ²)	$0.01 \pm 0.1 \times 10^{-3}$	217.5 ± 6.4	44.6 ± 2.1



(a) Cracked HA struts



(b) Fracture surface of HA/PLCL

(c) Fracture surface of HA/PLLA

Fig.2 FE-SEM micrographs of fracture surface morphology

波浪中の浮体・船舶に関する革新的 EFD 技術に関する研究

広島大学大学院先進理工系科学研究科
教授 岩下 英嗣

1. 研究目的

近年の数値流体力学の発展により、航空機や車両などの空力による物体表面圧力分布を、模型への加工を必要とせずに計測する技術として PIV や PSP などが用いられているが、船舶においては船体表面圧力分布を計測するためには船体模型への加工が必要であったり、静水中でのみ計測が可能などの制約があった。しかし FBG 圧力センサーを用いることで船体模型へ加工を行うことなく比較的容易に波浪中の船体表面圧力分布を計測することが可能であることが分かってきた。今年度からはこれまでの研究より得られた知見を用い、新型の FBG 圧力センサーを用いて計測精度の更なる向上を目的とする研究を展開する。

2. 研究組織

氏 名	所 属	職 名	役割・担当
岩下 英嗣	広島大学先進理工系科学研究科 輸送・環境システム専攻	教授	代表者・実験解析
柏木 正	大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻	教授	実験指導
若原正人	株式会社シミウス		実験指導
神原 達哉	広島大学先進理工系科学研究科 輸送・環境システム専攻	修士 2 年	実験補助
鈴木寛太郎	大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻	修士 2 年	実験補助
八木敬佑	広島大学先進理工系科学研究科 輸送・環境システム専攻	修士 1 年	実験補助
三浦一樹	大阪大学工学部地球総合工学科	学部 4 年	実験補助
福光竜晟	広島大学工学部第四類輸送機器環境工学プログラム専攻	学部 4 年	実験補助
安藤悠輔	広島大学工学部第四類輸送機器環境工学プログラム専攻	学部 4 年	実験補助

3. 実験の概要

船型を昨年の船速の遅いバルクキャリア船型 ($F_n = 0.18$) から船速の速い RIOS コンテナ船型 ($F_n = 0.25$) へ変更し船側波形計測、運動計測を行い、同時に従来の FBG 圧力センサー (ver. 6) から改良を施した新型 FBG 圧力センサー (ver. 7) を使用し ver. 6 と ver. 7 の温度干渉影響の比較実験を行った。また、ver. 7 の改良点のうち温度干渉影響に寄与している改良点を明らかにするための実験も行った。さらにサンモジュール製の RIOS コンテナ船供試模型に ver. 6 を 343 点貼りつけ、ウレタン製模型を用いて計測した船側波形の結果を用いて圧力データの水面処理を行い、船体表面圧力分布を求めた。

3.1. 供試模型について

実験で使用したウレタン製 RIOS コンテナ船型を Fig. 1、サンモジュール製 RIOS コンテナ船型を Fig. 2、主要目を Table 1 に示す。



Fig. 1: RIOS container model(ウレタン製, 船側波形計測用)

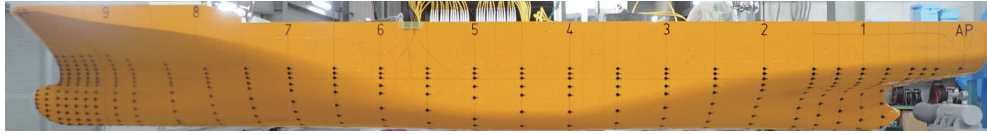


Fig. 2: RIOS container model(サンモジュール製, 圧力分布計測用)

Table 1: Principal particulars of RIOS container model

$L_{pp}[\text{m}]$	2.500	$x_B(=x_G)[\text{m}]$	-0.056
$B[\text{m}]$	0.385	$KB[\text{m}]$	0.078
$d[\text{m}]$	0.140	$BM_T[\text{m}]$	0.100
$\nabla[\text{m}^3]$	0.081	$BM_L[\text{m}]$	3.468
C_b	0.604	$KG[\text{m}]$	0.158
$A_w[\text{m}^2]$	0.767	κ_{yy}/L	0.250

3.2. 圧力計について

FBG センサーの原理を Fig. 3 に示す。FBG とは光ファイバーの中に回折格子を刻み込んだものであり、外力による歪や温度によりセンシング部分の光ファイバーの変形が生じると、入射光が光ファイバー内を通過する際に回折格子の間隔が変化し、それによりブラッグ波長と呼ばれる反射光の波長の変化が生じる。このブラッグ波長の計測を行うことで圧力の測定を行う。FBG 圧力センサーは船体表面へ貼りつけることにより容易に圧力計測ができ、かつ多点同時計測が可能である。温度補償用の FBG も刻まれているため光ファイバーの温度による伸縮の圧力計測値への影響を取り除くことができる。

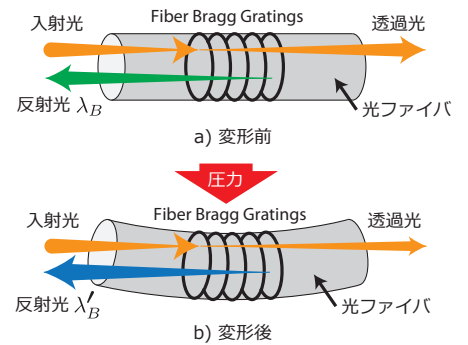


Fig. 3: 圧力計測原理

3.3. Ver. 6 から ver. 7 への改良点

Ver. 6 から ver. 7 への改良点は主に 3 点あり、ver. 7 の改良点に関する実験において、それぞれの改良点の一つずつ施した 3 種類のセンサーを用意し、それぞれを E01、E02、E03 と呼ぶことにした。以下にその 3 種類の改善点をまとめる。また、Fig. 4 には ver. 6 と ver. 7 の FBG 圧力センサーの写真を示す。

- フレームの剛性の向上 (E01)

センサー全体のサイズを変更することなくフレームの剛性を 40% 程度高めることで、船体表面に両面テープで接着した際にセンサーの変形を防ぐことが可能となり安定した計測が可能になる。

- ステンレスシートの追加 (E02)

感圧部に厚さ $10\mu\text{m}$ のステンレスシートを追加することで感温部と感圧部の温度による変形量を近づけることができ、また感圧部をフラットに近づけることができるため水面近傍での水切りが改善される。

- ガラス溶ダリングの追加適用 (E03)

光ファイバーはセンサーのフレームに一定のプリテンションをかけた状態で固定されており、その固定方法として従来では感温部のみに用いられていたガラス溶ダリングという強固な固定手法を感圧部にも用いることで、長時間の没水による固定部分の劣化を防ぐことが可能になる。

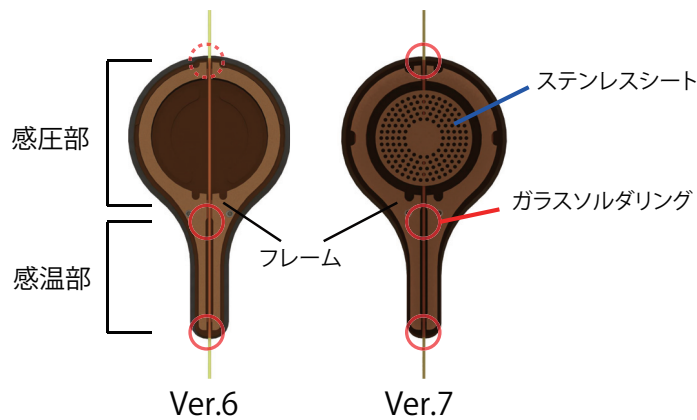


Fig. 4: Ver. 7 の改善点

Ver. 6 と ver. 7 の比較実験においては Fig. 5 のように、それぞれのセンサーを左舷の ord. 8.5 に 7 点貼りつけ、比較用として歪式圧力センサーも取り付けた。Fig. 6 には比較実験における FBG 圧力センサーの貼り付け位置を示す。

次に ver. 6 を用いた船体表面圧力分布の計測実験においては、ver. 6 を左舷側に 343 点貼りつけ比較用として歪式圧力センサーも埋め込んだ。Fig. 7 には圧力分布の計測実験における FBG 圧力センサーの貼り付け位置を示す。

最後に ver. 7 の改良点に関する実験では、3 点ある改良点をそれぞれ一つずつ施した 3 種類のセンサー E01、E02、E03 と ver. 7 を用意し、右舷の ord. 8.5 に E01 と E03 をそれぞれ 3 点、左舷の ord. 8.5 に E02 を 3 点、ver. 7 を 7 点 Fig. 5 と同様に貼りつけて実験を行った。

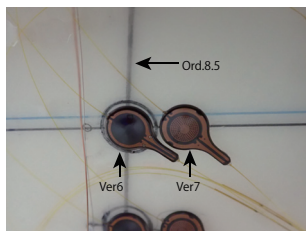


Fig. 5: センサーの貼り付け状態

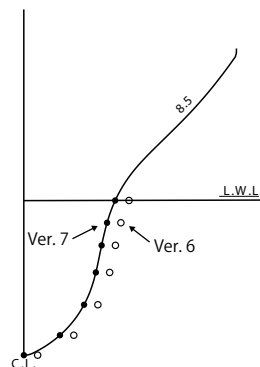


Fig. 6: FBG センサーの位置

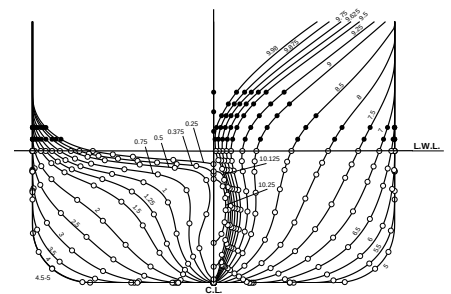


Fig. 7: Ver. 6 の位置

3.4. 船側波高計について

容量線を用いて自作した波高計を計測断面のガースに沿って設置する。Fig. 8 に示した船体側面全域と船首部の合計 29 断面に波高計を設置し計測を行う。計測位置の断面形状によっては波高と出力電圧は非線形の関係となる場合がある。キャリブレーションを行い波高に対する出力電圧を算出しておき、曳航試験の計測値の解析に使用する。

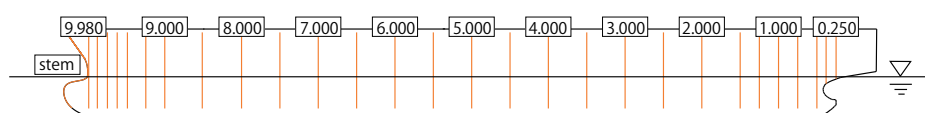


Fig. 8: 船側波高計の設置位置

4. 実験方法

本年度は ver. 6 と ver. 7 の比較実験、ver. 6 を用いた船体表面圧力分布の計測、ver. 7 の改良点に関する実験の 3 種類の実験を行った。以降ではそれぞれの実験を実験 1、実験 2、実験 3 と呼ぶことにする。

4.1. 実験 1：Ver. 6 と ver. 7 の比較実験

異なる ΔT (気温と水温の温度差) において、昇降装置を用いて船体を基準点から沈下、上昇させキャリブレーションを行った。その後微小振幅規則波の正面向い波で波条件 $\lambda/L = 0.3 \sim 2.0$ の範囲で曳航試験を行い圧力計測、船側波形計測、運動計測を行った。実験 1 の曳航試験による圧力計測、船側波形計測時の計測システムをそれぞれ Fig. 9、Fig. 10 に示す。

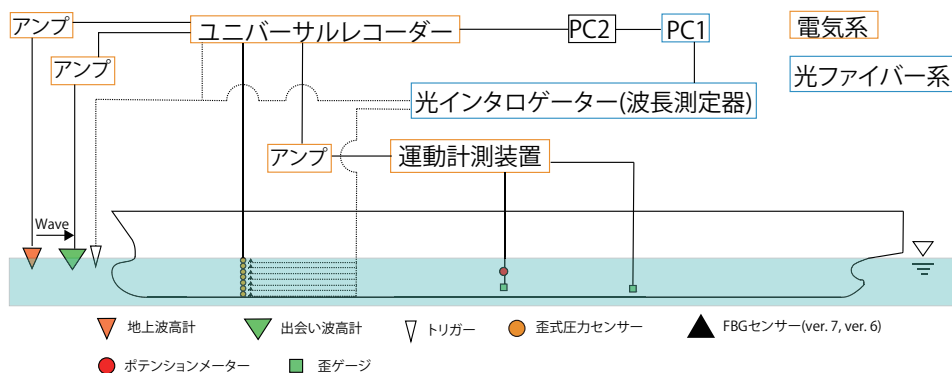


Fig. 9: 実験 1 の圧力計測システム図

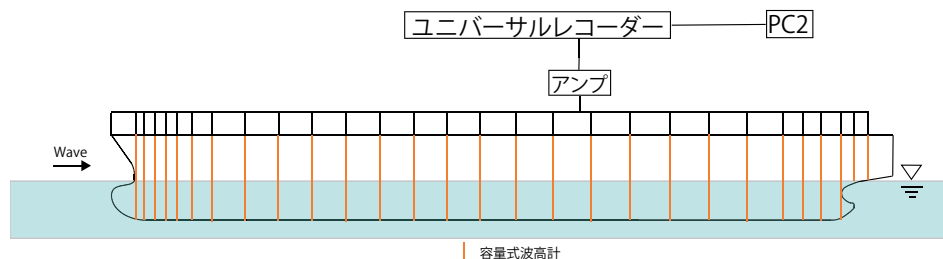


Fig. 10: 実験 1 の船側波形計測システム図

4.2. 実験 2：Ver. 6 を用いた船体表面圧力分布の計測

Ver. 6 を左舷に 343 点貼りつけたサンモジュール製模型を用いて、 $|\Delta T| \leq 1.0$ の条件下でキャリブレーションを行い、その後微小振幅規則波の波条件 $\lambda/L = 0.3 \sim 2.0$ (正面向い波) の範囲で曳航試験を行い圧力計測、運動計測を行った。また、解析の際にはウレタン製模型を用いた実験より得られた船側波形データを用いて水面を出入りする圧力センサーの補正処理を行った。実験 2 の曳航試験による圧力計測時の計測システムを Fig. 11 に示す。

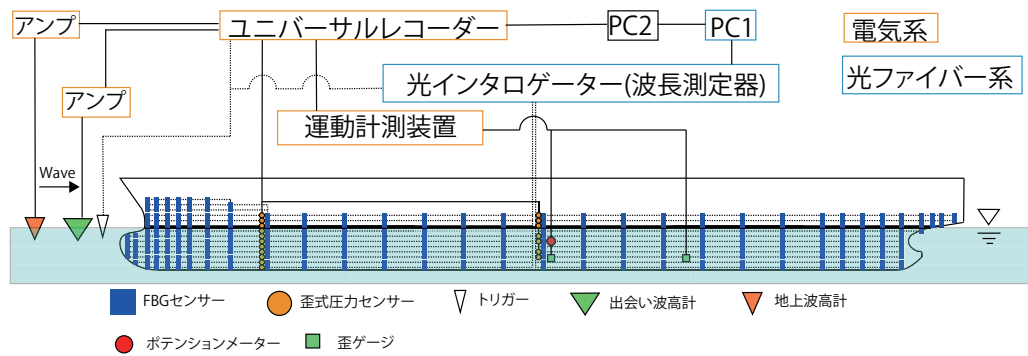


Fig. 11: 実験2の圧力計測システム図

4.3. 実験3：Ver. 7の改良点に関する実験

実験1の際に用いたウレタン製模型を再利用し、左舷の ord. 8.5 に ver. 7 と E02、右舷の ord. 8.5 に E03 と E01 を貼りつけて、様々な ΔT において船体を基準点から沈下、上昇させ、キャリブレーションを行った後に微小振幅規則波の波条件 $\lambda/L = 0.9$ (正面向い波) で曳航試験を行い圧力計測、運動計測を行った。実験3の曳航試験による圧力計測時の計測システムを Fig. 12 に示す。

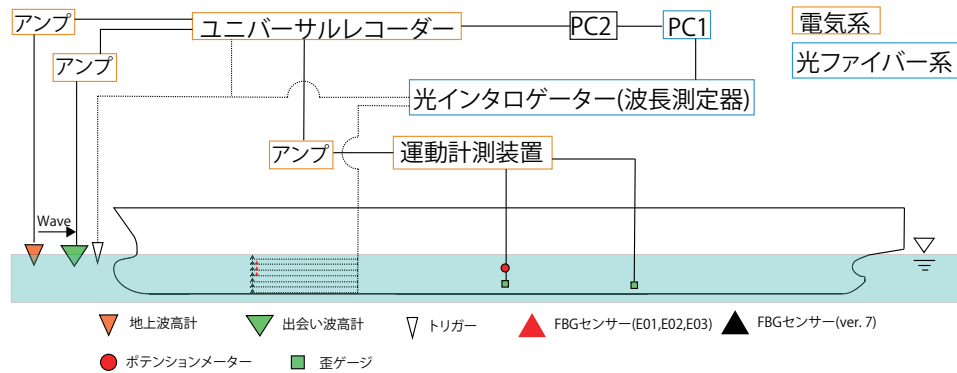


Fig. 12: 実験3の圧力計測システム図

5. 試験結果と考察

5.1. 実験1：Ver. 6 と ver. 7 を用いた比較実験

以下に実験1で得られた結果を示す。これまでの研究より ver. 6 は $\Delta T \leq 1.0^\circ\text{C}$ の時にはキャリブレーション、曳航試験ともに良好な計測精度で計測できること、 $|\Delta T| > 1.0^\circ\text{C}$ の時はキャリブレーションについては加圧、減圧段階においてヒステリシスな曲線になり、曳航試験については歪式圧力センサーでの計測値から外れた計測値となることが分かっている。

Fig. 13、Fig. 14 にそれぞれ $\Delta T = -0.5^\circ\text{C}$ 、 $\Delta T = 4.6^\circ\text{C}$ の時の ver. 6 と ver. 7 のキャリブレーションの比較結果、Fig. 15、Fig. 16 に ver. 6 と ver. 7 の $\Delta T = -0.5^\circ\text{C}$ 、 $\Delta T = 4.6^\circ\text{C}$ の時の曳航試験の結果を示す。波条件はともに $\lambda/L = 0.9$ である。キャリブレーションのグラフは横軸に基準点からの沈下量、縦軸に圧力値の変化量をとっており青線は理論値 $-\rho gh$ を示している。曳航試験のグラフは横軸は Ord. 8.5 におけるセンサー位置の船底からの角度、縦軸には非定常圧力を $\rho g A$ (A は入射振幅) で無次元化した値をとっている。

Fig. 13、Fig. 14 よりキャリブレーションについては、 $\Delta T = -0.5^\circ\text{C}$ の時は ver. 6、ver. 7 とともにグラフに線形性があり良好な結果が得られている。しかし、 $\Delta T = 4.6^\circ\text{C}$ の時は ver. 6 はグラフの線形性

が失われているが、ver. 7は線形性のある良好な結果が得られている。Fig. 15、Fig. 16の曳航試験結果については、 $\Delta T = -0.5^{\circ}\text{C}$ の時はver. 6、ver. 7ともに歪式圧力センサーでの計測値とよく一致していることがわかる。 $\Delta T = 4.6^{\circ}\text{C}$ の時、ver. 6は歪式センサーの計測値から大きく外れているのに対し、ver. 7はよく一致している。これらの結果よりver. 7はver. 6と比較してキャリブレーション、曳航試験ともに温度干渉影響が大幅に改善されていることが分かった。

5.2. 実験2：Ver. 6を用いた船体表面圧力分布の計測

実験2の結果をFig. 17、Fig. 18に示す。船側波形の計測結果を用いて周期的正弦パルス波的な圧力の時系列データに補正処理を施してある。Ord. 8.5、ord. 5.0には歪式圧力センサーによる計測結果も示している。歪式圧力センサーとの比較からRIOSコンテナ船型においても、FBG圧力センサーが $|\Delta T| \leq 1.0^{\circ}\text{C}$ の条件下で十分な計測精度を有していることがわかる。

5.3. 実験3：Ver. 7の改良点に関する実験

Fig. 19にE01、E02、E03の3種類のセンサーの ΔT と非定常圧力の関係を示す。グラフは横軸に ΔT 、縦軸に非定常圧力の無次元値をとっている。プロット点はver. 7のord. 8.5断面のセンサーの貼り付け角度における計測値であり、直線は3種類のセンサーのord. 8.5断面の各センサーの貼り付け角度における計測値である。

Fig. 19よりセンサーのフレームの剛性を上げたE01がver. 7における計測値と対応している。この結果より、ver. 7の温度干渉影響の大幅な改善にはセンサーフレームの剛性の向上が寄与していることが分かった。センサーフレームの剛性の向上によって感圧部における温度による変形量が減少し、感温部における温度による変形量に近づいたことで温度干渉影響が改善したと推察される。

5.4. 船体運動

Fig. 20に運動計測試験で得られた船体運動の結果と2013年の実験で得られた船体運動を示す。縦軸は左からsurge、heave、pitchのそれぞれの運動の無次元値と位相を示している。横軸は波長船長比 λ/L である。sswは船側波形計測実験、preはver. 6での圧力計測実験、FBG-compはver. 7の改良点に関する実験時の計測結果であることを示している。Surge、heave、pitchのいずれも過去の実験結果との合致が確認できる。Heave運動では $\lambda/L = 1.2$ 付近に同調点が見られる。一方、Pitch運動では $\lambda/L = 1.5$ 付近に同調点が見られる。

5.5. 抵抗増加

計測結果より得られた抵抗増加をFig. 21に示す。縦軸は抵抗増加の計測値を無次元化したものであり、横軸は波長船長比 λ/L である。データの分類は船体運動の時と同様である。過去の結果と比較して抵抗増加の無次元値は概ね合致していることが確認できる。

6. おわりに

本研究で得られた成果を以下に示す。

- (1) 船速の速いコンテナ船においてもFBG圧力センサー(ver. 6)を用いて精度の高い船体表面圧力分布を得られることが分かった。
- (2) Ver. 7はver. 6と比較して温度干渉影響が大幅に改善されていることが分かった。
- (3) Ver. 6からver. 7への改良点においてver. 7の温度干渉影響の改善に寄与しているのはセンサーフレームの剛性の向上であることが分かった。

参考文献

- 1) 柏木正, 岩下英嗣: 船体運動 耐航性能編, 船舶海洋工学シリーズ, 成山堂書店, 2012.
- 2) 若原正人, 谷上明彦, 新郷将司, 中島円, 深沢塔一, 金井健, FBG を用いた表面貼付型多点圧力センサの開発, 日本船舶海洋工学会論文集第7号, 2007.

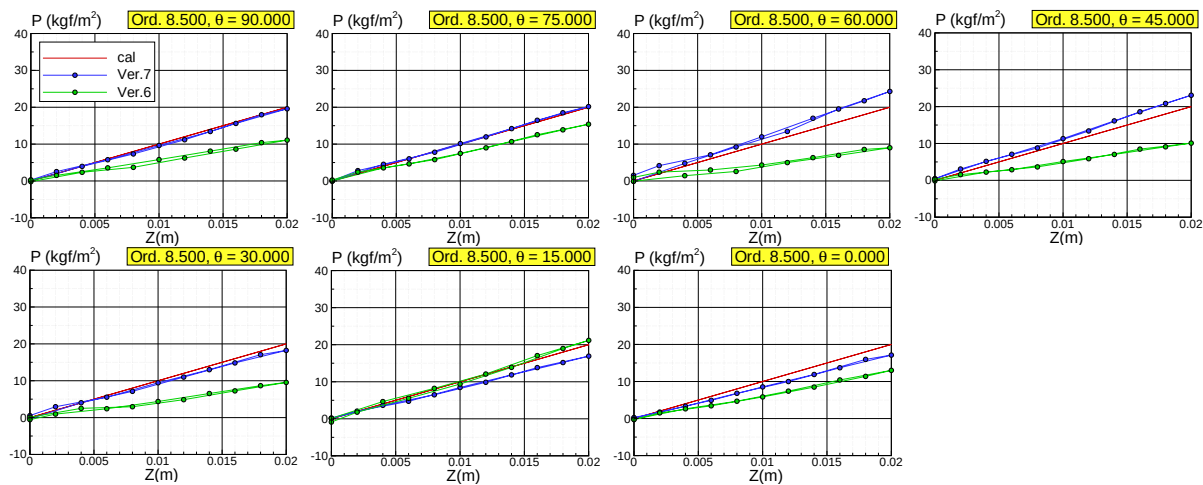


Fig. 13: $\Delta T = -0.5^{\circ}\text{C}$ でのキャリブレーション結果

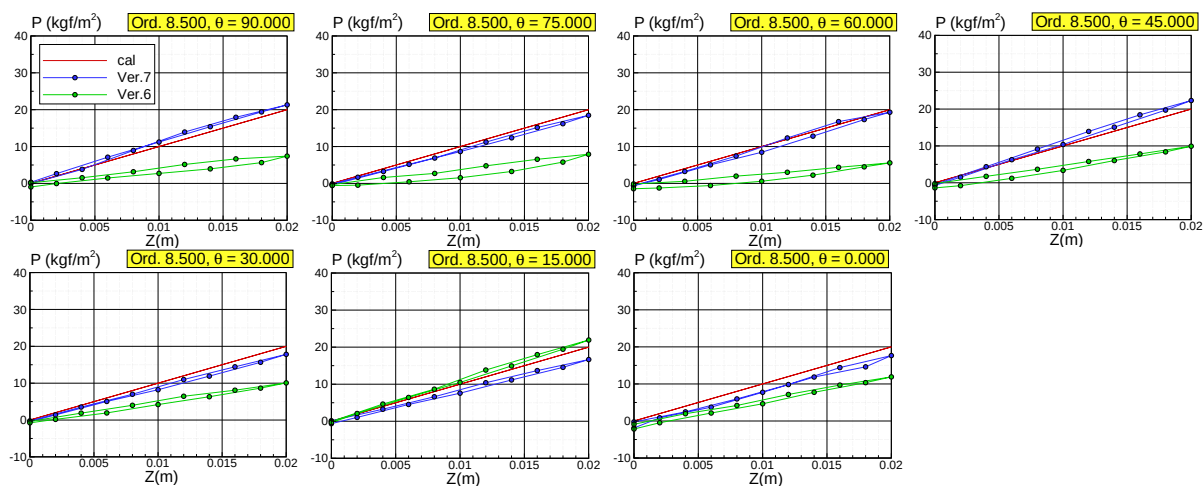


Fig. 14: $\Delta T = 4.6^{\circ}\text{C}$ でのキャリブレーション結果

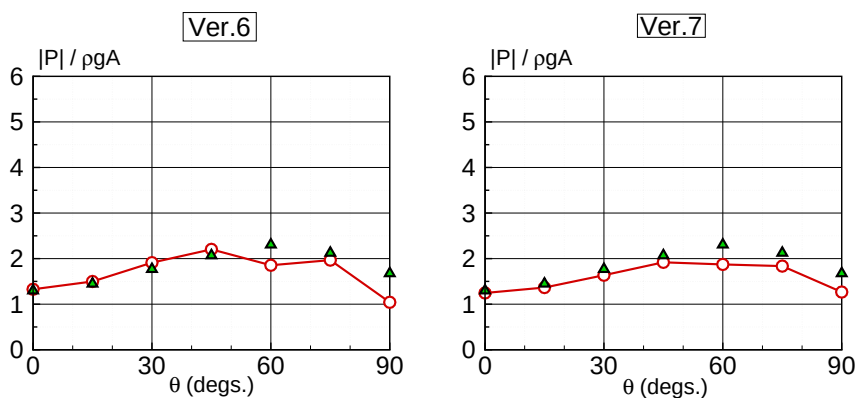


Fig. 15: $\Delta T = -0.5^{\circ}\text{C}$ での曳航試験結果における ver. 6 と ver. 7 の比較

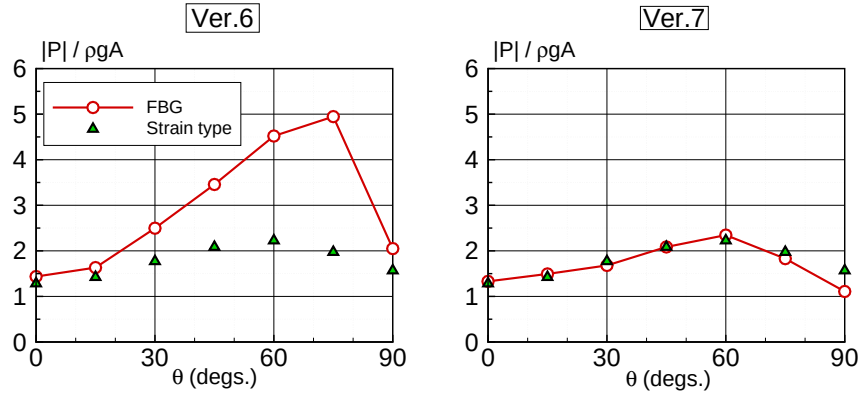


Fig. 16: $\Delta T = 4.6^\circ\text{C}$ での曳航試験結果における ver.6 と ver.7 の比較

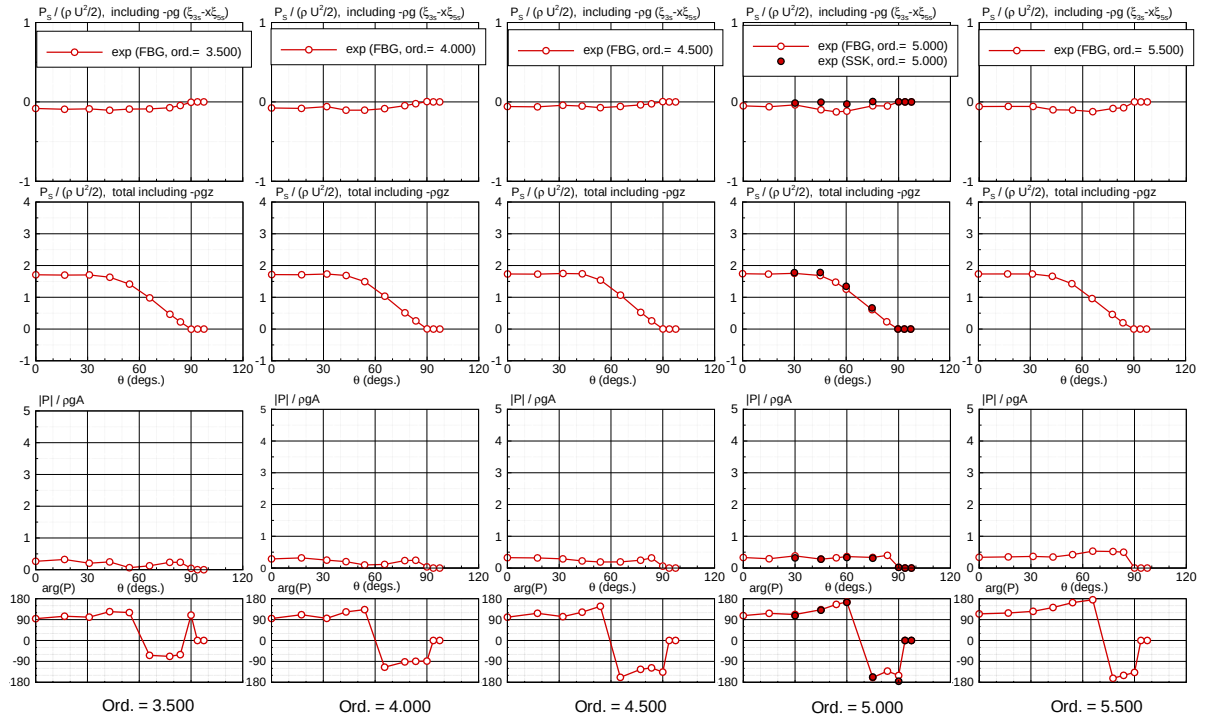


Fig. 17: 船体断面上の圧力分布 ($F_n = 0.25$, $\lambda/L = 1.4$, $\beta = 180\text{deg.}$)

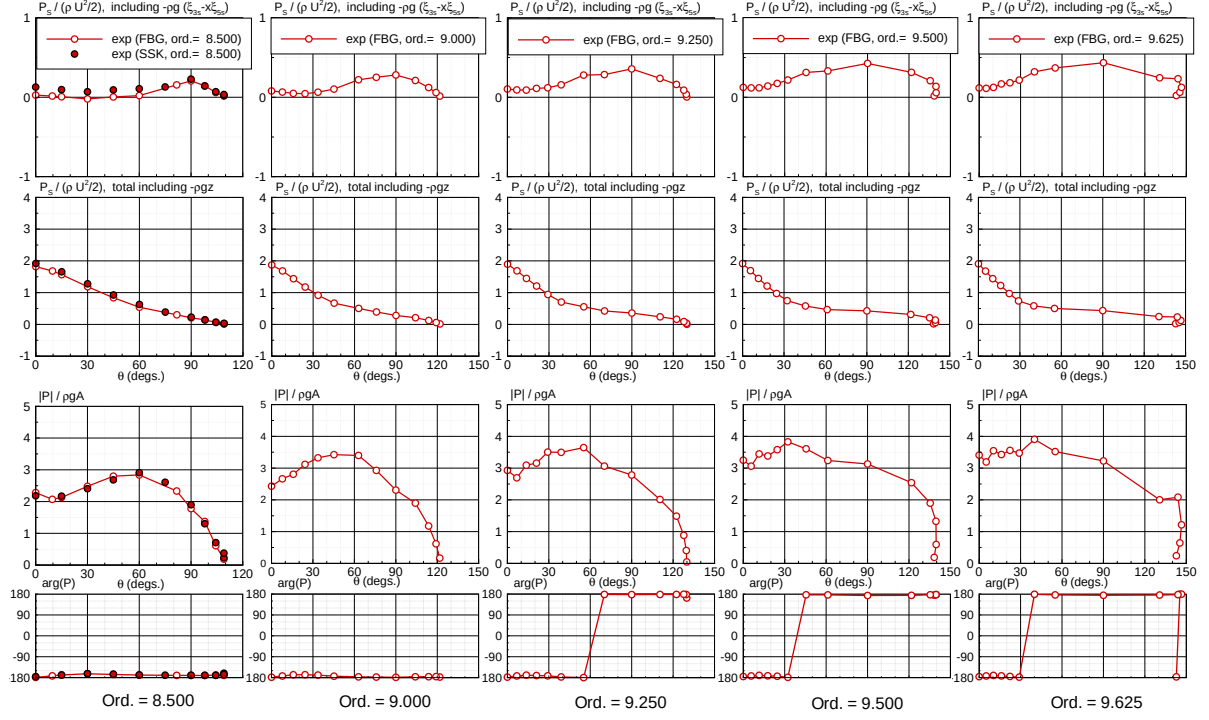


Fig. 18: 船体断面上的圧力分布 ($F_n = 0.25$, $\lambda/L = 1.0$, $\beta = 180\text{deg.}$)

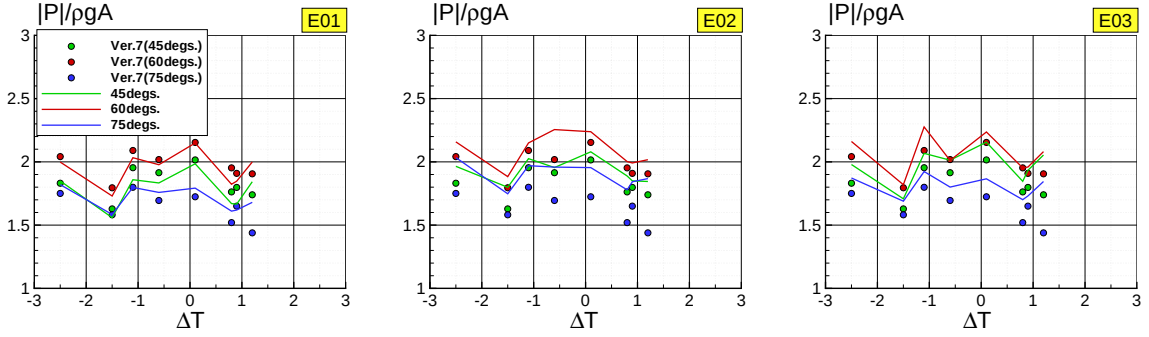


Fig. 19: E01、E02、E03 と ΔT の関係 ($F_n = 0.25$, $\lambda/L = 0.9$, $\beta = 180\text{deg.}$, ord. 8.5)

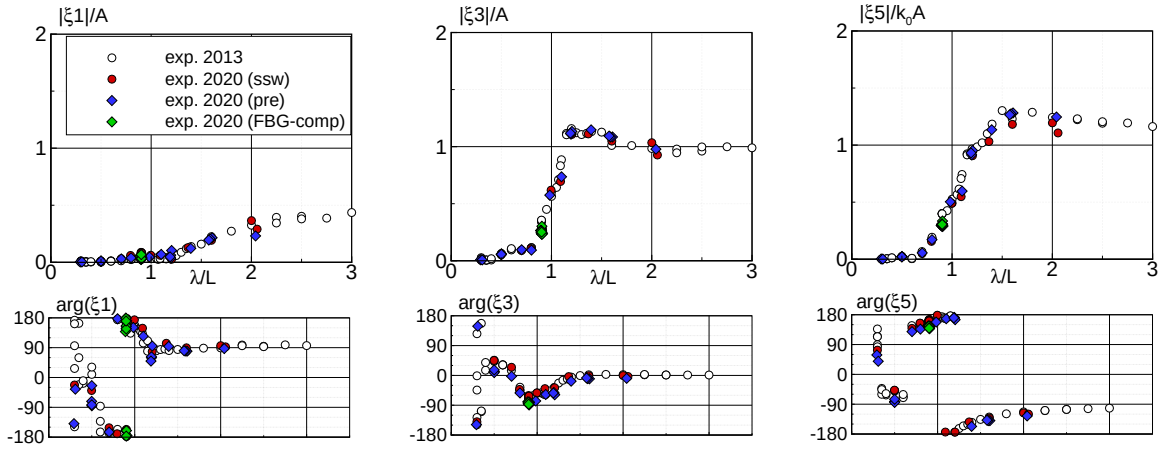


Fig. 20: 船体運動 ($F_n = 0.25$, $\beta = 180\text{deg.}$)

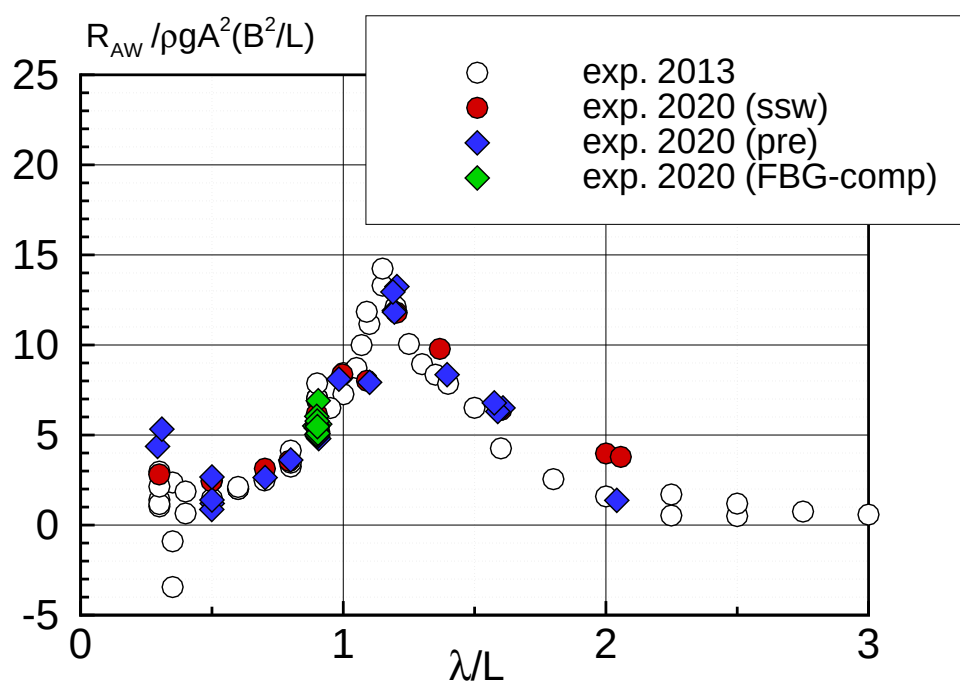


Fig. 21: 抵抗増加 ($F_n = 0.25$, $\beta = 180\text{deg.}$)

浮沈式潮流発電装置の係留システムに関する開発研究

長崎大学海洋未来イノベーション機構 経塚雄策

1. はじめに

潮流発電は世界的には着実な発展を遂げている。特に、スコットランドで実施中の MeyGen Project の Phase 1a においては、1.5MW の潮流発電装置 4 機が設備利用率 30% 以上の実績を上げており、商業発電も可能なレベルに到達していると伝えられている。潮流発電の大きな魅力は予測可能であるということであり、我国においても電力会社を含めて潮流発電への関心は高い。

一方、我国は島嶼国であり、多くの離島においては主としてディーゼル発電によって電力を確保している現状があるが、離島は当然海に囲まれており場所を選べば一定以上の流速の潮流が存在する。そこではメガワット級の潮流発電は難しいが、離島のニーズに合わせた規模の潮流発電は可能であると考えられる。

本研究では低流速潮流中においても使用可能な高効率な大型ディフューザー付きの潮流発電装置と低コストを実現するために設置工事費およびメンテナンス費を最小化する浮沈式潮流発電システムの開発を実施している。このシステムの成立性を検証するために行った長崎県五島市の奈留瀬戸において実験結果と発電量上げるための係留システムの改良案について報告する。

2. 五島の奈留瀬戸における実海域実験

五島市の奈留瀬戸は、五島の久賀島と奈留島との海峡であり、2014年に内閣府海洋総合政策本部によって潮流発電の実証サイトに認定された強潮流の場所である。我々が実験場所として選んだのは奈留島の篝火崎灯台から約85mの水深約12mの地点である。この設置点の付近の水深20m地点において2017年5月18日から11月12日までの潮流と波浪観測を実施した。

図1は水面下10m位置での潮流速の最大値を流向ごとに示したものである。これらの結果から、この地点では大潮時には流速が約6ノット(3m/s)であること、上潮と下潮の流向が一直線にはないこと、下潮時の流速の方が上潮時よりも大きいことなどが分かる。このような観測と並行して、全長1.9m、全幅1.05m、空中重量370kg、タービン直径0.64m、ディフューザー直径1.05mの実海域実験用の潮流発電装置を製作した。タービンプレードはアルミを切削して作ったが、スパン長は切削機の長さ制限によって決まった。ディフューザーは内側をステンレスの薄板を用いて曲線を出し、外側はウレタンフォームとFRPで製作した。全長は当初にはもっと短くする予定であったが製作途中で浮力が足りないことが判明したので長くなった。発電機は定格出力5kW、定格回転数600rpmの多極発電機(重量45kg)を用いた。

図1のような潮流の特性を考慮して、実海域におけるアンカーを図2のように配置した。すなわち、上潮時の平均流向は北西方向312°であり、下潮時は南方向



図1 奈留瀬戸における流速観測場所と水面下10mでの最大流速の流向



図2 アンカー設置位置と電力線敷設

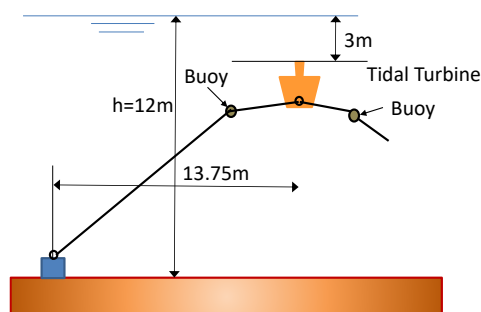


図3 係留ロープの最終形

186°であるので、2組のアンカーをそれらの角度に合わせて配置した。

本潮流発電システムは浮沈式で、憩流時には水面に浮上する計画であったが、地元の漁協からの要請で憩流時にも水面下3m以下に留めるようにした。ロープ係留の具体案は、最終的には図3のように、中間ブイを用いることとなった。

3. 実海域実験結果と新係留システムの提案

実海域実験を開始したのは2019年3月からであるが、当初は浮力材がトラブルの元であった。潜水士による設置工事に作業においては装置を一旦海底(約12m)まで沈める必要があるが、ディフューザーで用いたウレタンフォームが圧縮強度不足だったり、設置後に発泡スチロールが水圧によって縮小し浮力不足になったりした。幸い、ウレタンフォームには圧縮強度の大きなものがあるのでそれに変えた。

図4は第9回目(2020年8月)の実験期間中の1日当たりの発電量(Wh/day)および最高発電量(Max W)である。この期間中に2回の大潮があり、それにより発電量が大きくなっていることが分かる。最大の発電量は8月6日の663Wであったが、日当たり発電量の最高値は8月20日の919Wh/dayであった。

図5は、8月20日の流速(推定値)、発電量、潮位とナセルの没水深度、ナセルのピッチ角とロール角の変化を示したものである。流速は設置したAWACが不調だったため、2019年5月～7月までの同じポイントの観測値から推定したものである。この地点の潮流の特徴は図1でも分かるように上潮(8時と20時頃)は下潮(1時と13時頃)に比較して弱い。その下の図は、発電量の記録であるが、上記の潮流の特徴を反映して下潮時の発電量が大きい。データのサンプリングは1ヘルツで行ったが、データが激しく変動していることが分かる。この変動の原因が全て潮流の乱れによるものかどうかは現時点では不明であるが、今後、乱流観測なども行って明確にしたい。この発電量と潮流の記録を比較すると、本装置のカットイン流速は0.5m/s程度であることが分かる。

次に、その下の図は潮位と装置の水圧(ヘッド換算)の比較であり、両者の差は装置の海底からの高さを与えている。これによれば、発電量が最も大きかった13時頃の装置高さは海底から1～2mのところであり、その高さでは海底境界層により流速も小さくなっている。最後の図は、ナセルのロールとピッチ観測値である。発電量に大きく影響するのはピッチであるが、11:00～14:00頃のピッチは -12° 程度であり、これは頭下げとなって流れに正対していないと言える。

以上を総括すると、2020年8月の実験においては1か月間の安定した潮流発電には成功したが、発電量については不十分であったと言える。発電量が上がらなかった理由は、装置の深度が深すぎたこと、流れに対するピッチ角が大きすぎたことである。係留システムの改良案としては、4点係留から図6のように2点係留システムに変更する。これによって発電装置は常に潮流に正対可能となる。

4. まとめ

2020年8月に五島の奈留瀬戸で行った浮沈式潮流発電システムの実験の結果、発電量が目標値に達しなかったおもな原因は、潮流最強時の装置の深度と姿勢が不十分であった。これを解決するために新2点係留方式を考案し、1/10模型によって係留システムの設計を行った。

発表論文リスト

Y. Kyojuka, D. Sakaguchi, M. Sueyoshi and C. Hu : A floating/submersible shrouded tidal current turbine system applicable in low speed tidal flow, 13th European Wave and Tidal Energy Conference, Napoli, 1st-6th September 2019.

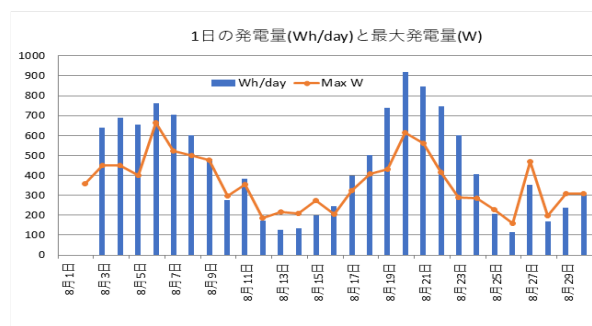


図4 日当たりの発電量と最大発電量(ピーク値)

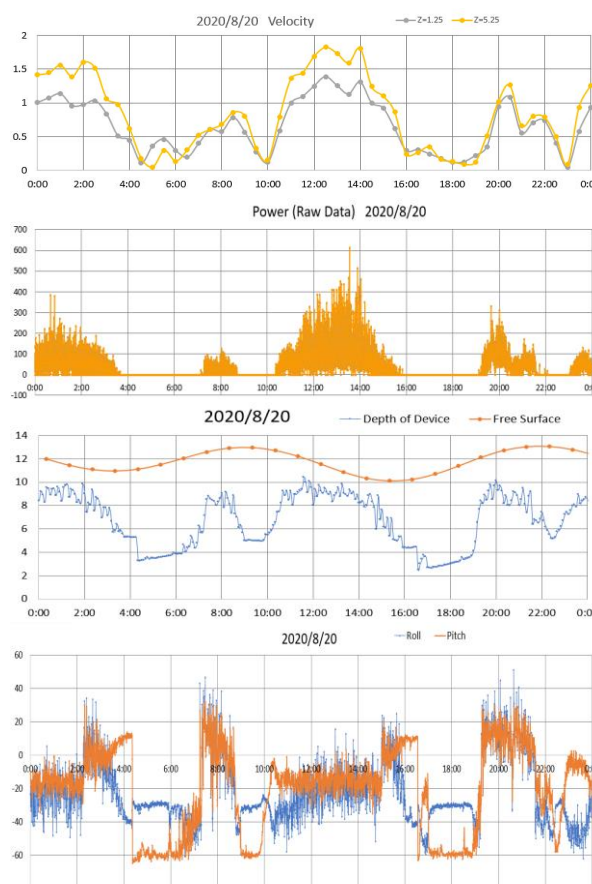


図5 2020年8月20日の流速(推定値)、発電量、潮位とナセルの没水深度、ナセルのピッチ角とロール角

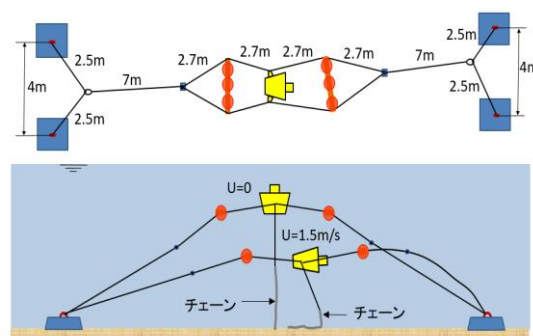


図6 新2点係留システム詳細

研究組織

研究代表者	経塚雄策
研究協力者	坂口大作、渡真利 大(M2)
所内世話人	胡 長洪

バイオミティクス技術を用いたブレードの翼端形状の空力設計

沖縄工業高等専門学校 機械システム工学科 森澤征一郎

1. 研究目的

風車などの流体機器は、風などのもつ流体エネルギーがブレードと呼ばれる翼を回転させ、そこから電力を生み出す。このブレード性能は翼型と 3 次元断面の形状に依存し、特に後者は翼端より大きな空力抵抗（特に、誘導抵抗）や空力騒音を生み出す。これらの原因は翼端から生じる渦の影響が大きく、この渦を減衰させる方法が必要となる。

一方、鷹などの鳥類は飛行効率及び静粛性に優れており、この 1 つの要因に翼端部が複数分岐した隙間のある形状が重要であり、この隙間によって翼端からの翼端渦を弱めていると言われている。このような自然界の形態や機能を模倣したもののバイオミティクス技術と呼ばれ、様々な分野で注目を集めている。本研究ではこのバイオミティクス技術の中で、上述した翼端部が複数分岐した隙間のある形状の wing_grid と呼ばれる翼端デバイスに注目し、効率の良い形状の探索を目指し、空力特性及びその流れ場の関係を考察することを目的とする。

2. 計算モデルとアプローチ方法

本研究で扱った計算モデルを図 1 で示す。計算モデルは wing_grid と同じ翼幅長さをもつ矩形翼の 2 種類とし、これらに対して数値流体力学 (CFD) を実施した。CFD の計算ソルバーには、JAXA 宇宙科学研究所（現、東京理科大）の藤井孝蔵教授らが開発した LANS3D を用いた。計算条件は、マッハ数 0.2（非圧縮性流れ）及び 0.74（遷音速・圧縮性流れ）に対してレイノルズ数（翼弦長さ基準） 6.0×10^6 、迎角 $0^\circ \sim 6^\circ$ (1° 刻み) とした。なお、計算コストを節約するため、半裁モデルで計算を実施し、これらの翼には上反角を設けていない平面形状を扱った。

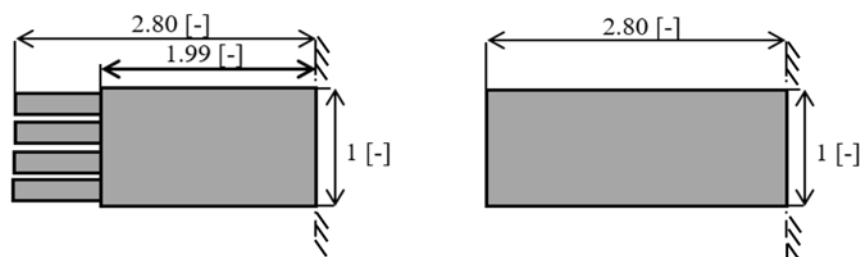


図 1 wing_grid と矩形翼

3. 結果と考察

迎角(AoA)に対する揚力係数(C_L)、抗力係数(C_D)、及び誘導抗力係数(C_{Di})の関係を算出した結果を図 2 に示す。図 2(c)の C_{Di} は $C_L=0$ となる際の C_D 値を 0 として差し引いた各 AoA での抗力係数である。なお、各空力係数に対する代表面積は wing_grid と矩形翼それぞれの翼面積を用いた。

図 2(a)よりマッハ数 0.2 での wing_grid の C_L 及びその傾斜は矩形翼より大きな値を示した。一方で、マッハ数 0.74 の wing_grid のではこの傾向が逆転し、悪化している。この結果より wing_grid は自然界で飛行している鳥類のように非圧縮流れで有効デバイスであり、巡航時よりむしろ離着陸時の高迎角飛行の

際に適してデバイスであることが言える。また、図 2(b)では wing_grid の C_D はマッハ数 0.20 及び 0.74 のいずれでも大きな値を示した。加えて、図 2(c)では wing_grid の C_{Di} は両翼で差が小さい。つまり、wing_grid の主要な抗力は誘導抗力ではなく、形状抗力の起因する。

次に、図 2(a)で示したマッハ数 0.2 での wing_grid がもつ揚力特性（高 C_L 及び大きな揚力傾斜）と流れ場の関係を調べた。図 3(a), (b)にマッハ数 0.2 での翼上面及び翼弦方向に対する翼断面で圧力分布を示す。なお、図 3(b)の断面は図 3(a)の赤線で示す位置である。図 3(a)より wing_grid の翼端は、矩形翼のそれより低圧領域となる。特にこの低圧領域については、wing_grid の前縁側で顕著であり、それが後縁側になると目立たなくなる。この結果を図 3(b)より wing_grid の前縁側の翼端部での圧力低下は矩形翼のそれよりで非常大さくなっている。以上、これらの結果は上述した揚力特性を示した一因になっていると考えられる。今後は、現在の揚力特性を維持しつつ、形状抗力の低減方法を模索することが課題となる。

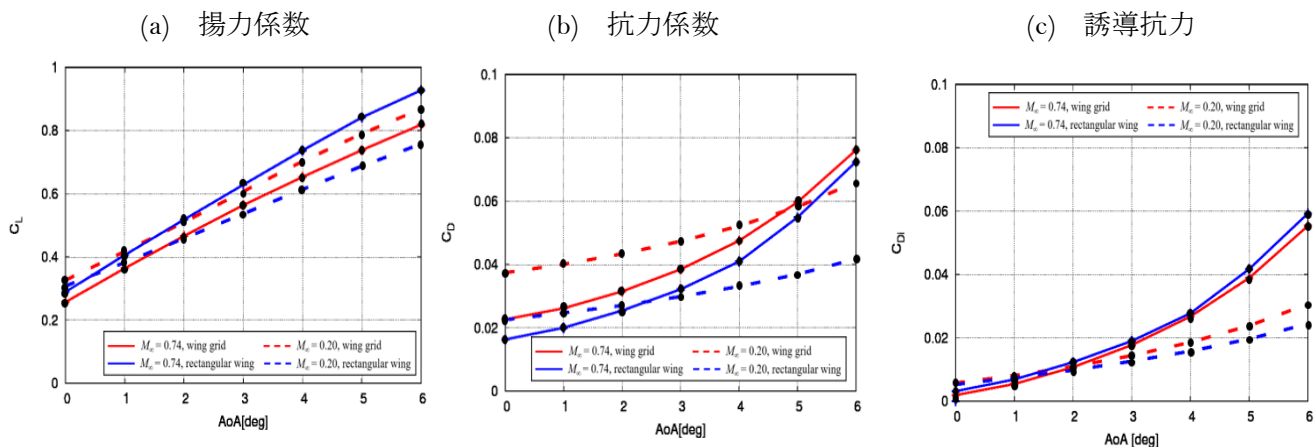


図 2 wing_grid と矩形翼の空力特性の結果

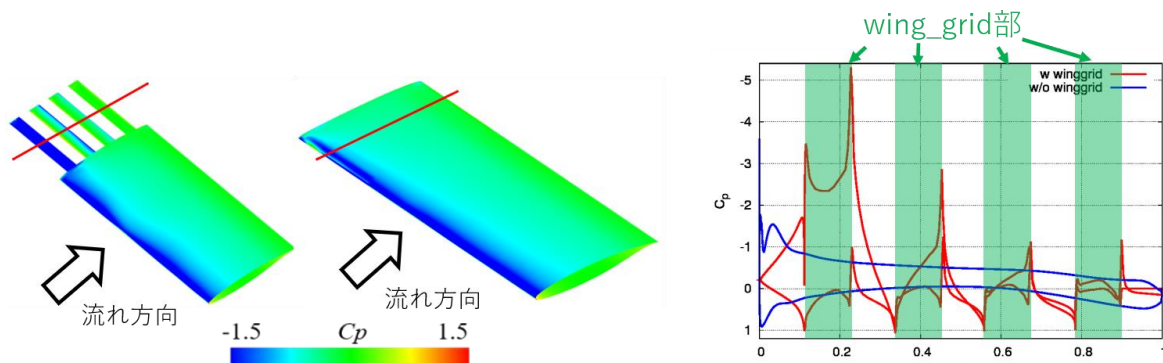


図 3 wing_grid と矩形翼の翼上面、及び断面での圧力分布(マッハ数 0.2, 迎角 6°)

5. 研究成果報告

なし

6. 研究組織

沖縄工業高等専門学校 機械システム工学科 森澤 征一郎 (研究代表者)

九州大学応用力学研究所 吉田 茂雄 (所内世話人)

空中風力発電に用いる自立離着陸可能な可変カイトの研究 ―可変カイトの操縦性向上―

熊本高等専門学校 拠点化プロジェクト系 葉山清輝

要旨

空中風力発電の飛行プラットフォームとして可変カイトを提案している。昨年度より機体を大型化して翼面荷重を低減し機体の安定化ができた。逆にロッドの摺動距離が十分でないために飛行姿勢を操作性は悪くなった。自立浮上用の機器を搭載すると重心位置の関係で飛行が困難になり、幾何学的な設計を変更する必要が生じた。今後はデルタ型以外の機体構造の空中風力発電用のカイトを検討する。

1. 目的

上空の地表より強く安定した風を利用する空中風力発電について、近年は欧州や米国にて空中風力発電の実証実験が進んでいる。カイト・グライダーなどの係留ウインチの張力を用いる発電法は、強度限界時には地上に避難できるので、台風が来襲するわが国では有望な発電方法だと考えられるが、カイト、グライダーのいずれも安全な離着陸方法が課題となっている。

一方で、飛行の自由度の高いマルチコプター型や長距離飛行が可能な固定翼機型の無人航空機の技術が発達し、空撮、測量など様々な用途が検討されている。以前我々は省電力・長距離飛行を目的として両者の利点を組み合わせ主翼を有するマルチコプターを開発しており[1]、これらの知見をもとに図2に示すような空中風力発電のプラットフォームとして離着陸のためのモーター・プロペラを有し、変形により空力特性を変えられることができる可変カイトを提案した[2]。昨年度は可変カイトの試作と飛行試験およびローターによる離着陸実験を行ったが、機体の操縦性が十分でなく、翼面荷重が大きくなってしまったために十分な飛行性能が得られなかった。本年度は、機体の操縦機構の改良と大型化による翼面荷重の低減により、飛行性能を向上させて安定な自立飛行を目指すことを目的とする。

2. 実験方法

2-1 機体の製作

カイトは、CFRP ロッドのフレームをサーボモータにより摺動可動に結合され開閉等の変形が可能な構造とする。フライトコントローラ(FC)には、ファームウェアが独自に改変できる Pixhawk4 または APM2.8 を用いる。本年度は、大型化と軽量化により翼面荷重を半分以上に低減した機体を設計・製作する。

2-2 飛行実験

屋外での飛行実験により操縦性と飛行安定性について調べる。その後、FC に搭載された各種センサによる段階的な自律自立飛行実験を行うことを予定した。

3. 実験結果と考察

今年度試作した可変カイトを図 3 に示す。また、浮上機器(FC とローター)の搭載の前後での機体の重量と翼面荷重について昨年度の試作1

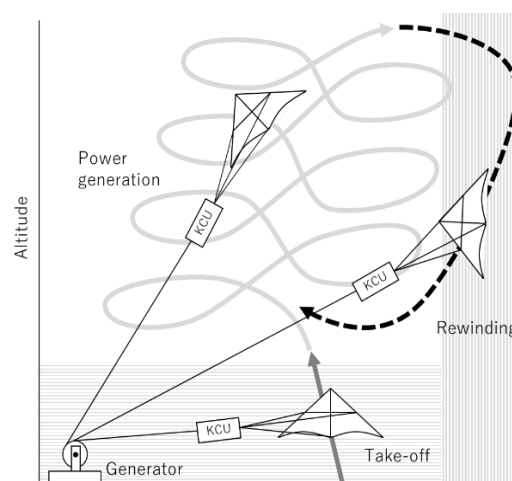


図1 カイトによる空中風力発電の概念図

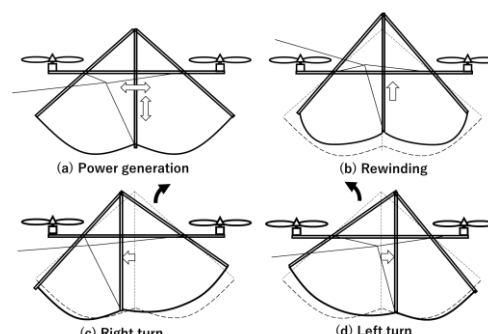


図2 マルチローター付き可変カイト



図3 可変カイトの試作2号機

号機と比較を表1に示す。機体の大型化に伴って接続部品の強化が必要だったので素材をPLAからカーボンPLAに変更し、内部充填率を上げて再設計、3Dプリンタにより出力させた。翼面積を増加したことにより翼面荷重は翼面積を増加したことにより低減できた。浮上機器搭載後も、翼面荷重は低減できていることがわかる。翼面積 1m^2 程度までの一般のカイトの翼面荷重は $0.1\text{--}0.3\text{kg}/\text{m}^2$ 、軽量模型飛行機で $10\text{--}50\text{kg}/\text{m}^2$ 程度である。試作2号機の浮上機器無しの場合で一般のカイト程度にまで低減できたが、浮上機器有りの場合はカイトとしては翼面荷重が大きくなっている。

表1 機体の翼面荷重の比較

機体	翼面積	浮上機器無し		浮上機器有り	
		重量	翼面荷重	重量	翼面荷重
試作1号機	0.4m^2	0.2kg	$0.5\text{kg}/\text{m}^2$	0.38kg	$0.95\text{kg}/\text{m}^2$
試作2号機	1.0m^2	0.3kg	$0.3\text{kg}/\text{m}^2$	0.52kg	$0.52\text{kg}/\text{m}^2$

カイトの摺動機構について図4に示す。試作1号機ではサーボモータによるリンク機構によりロッドの摺動を行っていたが、試作2号機では軽量化とロッドの摺動範囲を最大限にとるためにプーリーによりラインの巻取りで摺動を行うようにした。

試作2号機の飛行試験を行った。図5は浮上機器無しでの飛行中の写真である。通常状態では試作1号機より安定に飛行できるようになったが機体の寸法に対する摺動距離が十分でなかったため操作性は逆に悪くなってしまった。浮上機器はスプレッダー(横方向のロッド)に搭載した。これらを搭載後は重量の増加とともに重心位置が空力中心より上部に移動して静安定性を失ってしまい飛行が困難になってしまった。現状ではバッテリーの搭載位置をカイトの下端にして重心を調整しているが、重心位置を下げるためには必要以上に過大な容量(重量)のバッテリーを搭載しなければならない。

この問題を解決するためには、可変カイトの幾何学的構造からスプレッダーを現状より下部に変更し、摺動距離を更に長くしなければならない。

サーボモータによる摺動では難しく、別の直動機構を検討する必要がある。カイトの幾何学的寸法や構造も検討の余地がある。例えば空力中心と重心の関係で有利な逆デルタ翼型のカイトや、カイトの形状変化ではなく、サーボモータを使って糸目をリモートコントロールで変化させて左右旋回と迎角の制御も可能だと考えられる。

4. まとめ

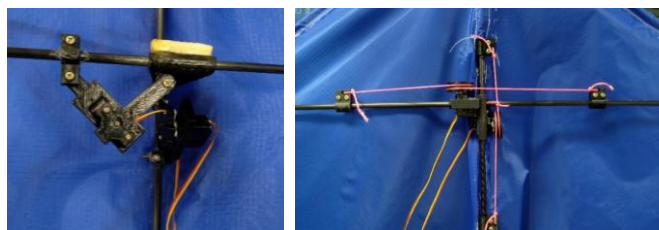
提案している可変カイトの大型化により翼面荷重を低減し機体の安定化ができた。逆にロッドの摺動距離が十分でないために飛行姿勢を操作性は悪くなってしまった。自立浮上用のFC,ローターを搭載すると重心位置の関係で飛行が困難になり、幾何学的な設計を変更する必要性が生じてきた。今後は、デルタ型以外の機体構造の空中風力発電用のカイトを検討していく。

5. 成果報告(論文、学会発表等)

なし

参考文献

- [1] 葉山清輝, 工藤友裕, 入江博樹, "高空風力発電に用いる可変カイト翼付きマルチコプターの検討", 第40回風力エネルギー利用シンポジウム論文集, 2018年12月4-5日.
- [2] Kiyoteru Hayama, Tomohiro Kudou, Hiroki Irie, "Prototype of Multirotor Attached Variable Wing Kite for Airborne Wind Energy Generation", The 15th International Conference on Intelligent Unmanned Systems (ICIUS2019), Beijing, China, August 27-30 2019, PaperID=90.



(a) 試作1号機 (b) 試作2号機
図4 可変カイトの摺動機構



図5 カイトの飛行試験飛行(浮上機器無し)

研究代表者 葉山清輝
研究協力者 工藤友裕

機械式過回転抑制機構による低コストバタフライ風車の開発研究

鳥取大学 工学部機械物理系学科 原 豊

1. はじめに

本研究グループでは、これまで垂直軸風車の主翼を傾斜させて空気ブレーキとする過回転抑制機構を研究してきたが、耐久性向上とコスト低減のため、可動部分の少ない機械式過回転抑制機構を新たに考案した。この新機構を備えた直径 14 m バタフライ風車の社会実装を早期に実現するため、垂直軸風車用の空力弾性解析(Aeroelastic Analysis)システムの開発に取り組んだ。今年度は完全なシステム開発には至っていないが、空力解析部分とマルチボディ解析の各々の基礎構築まで進んでいるので、現状の成果を報告する。

2. 解析対象風車と空力弾性解析システムの概要

図 1 に企業と協同して現在開発中の新規バタフライ風車の外形を示す。特徴の 1 つは、補強材として設置する水平アームの一部を補助翼付きの可動アームとしてあることであり、回転数が増加した場合に遠心力で可動アームが受動的に動き、空気ブレーキとして働いて過回転を抑制できる。本風車を対象として、本研究では、MATLAB-Simulink-Simscape を用いて、図 2 に示す空力弾性解析システムを構築した。Wind ブロックは乱流を含む入力風を生成可能である。空力解析部分(BEM および FlowField ブロック)は、2 重ロータ構造を持つバタフライ風車を解析するために、四重多流管流れ場モデル (Quadruple-Multiple Streamtube model: QMS)を採用し、翼素運動量複合理論(Blade Element Momentum theory: BEM)に基づき構築した。風車の構成部材の変形解析は Multibody Dynamics ブロックで行い、片持ち梁の理論値にモデルの挙動が一致するように、構成要素間のばね定数と減衰係数を調整した。Multibody Dynamics ブロックで算出される構成要素の変位 r_i や相対変形速度 v_{bi} およびトルク Q_i は、BEM ブロックと運動方程式ブロックにフィードバックされる。ただし、現状では、運動方程式ブロックの代わりに固定回転数を与えて計算を行うテスト用システムとしており、また、相対変形速度 v_{bi} のフィードバックは行っていない。さらに、脚部も含めた風車全体のマルチボディモデルの構築を行っているが、BEM ブロックを導入しているのは 1 翼のみであり、導入をしていない翼には、重力と遠心力のみが作用する計算条件となっている。

BEM ブロックに入力する翼の空力データは既存の NACA 0018 のデータを用いている。流れ場モデルとして、風車ロータ部は高さ方向に 21 分割($W=1\sim 21$)しており、水平方向には、アジマス 1 度毎に相当する 180 本の流管に分割されている。四重多流管モデルにより、流れ場は上流側(180 流管)と下流側(180 流管)に区別されるほかに、外翼(鉛直部)と内翼(斜翼)を通過する流速(V_{out} , V_{in})として区別され、それらに関連付ける通過後の流速($V_{f,out}$, $V_{f,in}$)とともに、FlowField ブロックで処理され記録される。

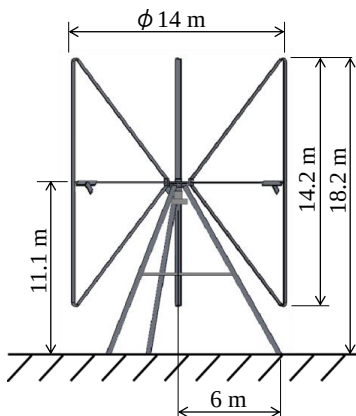


図 1 新規 14m バタフライ風車

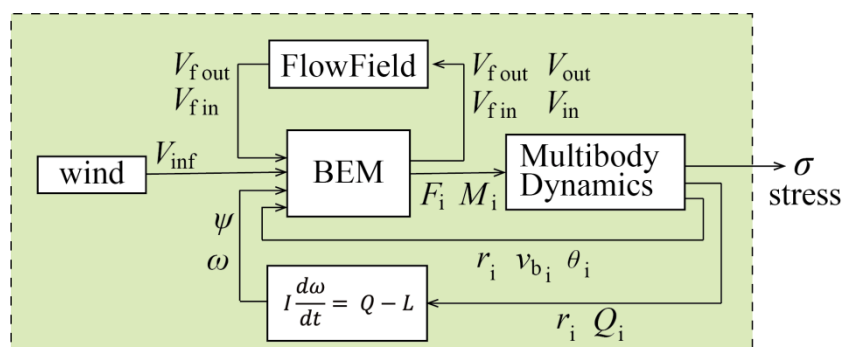


図 2 本研究で開発中の空力弾性解析システムのブロック図

3. 主な結果

図 3 に赤道面とロータ頂部のほぼ中間位置($W=6$)に相当する高さにおける外翼ロータを通過する流速分布を示す。赤色シンボルは入力風を 7 m/s の一定風とした場合であり、青色シンボルは同一の風速で 20%の乱れを入力した場合の結果である。上流側($0^\circ \sim 180^\circ$)ではアジマス 90° の最上流点で流速が低くなる分布となっており、下流側($0^\circ \sim -180^\circ$)では、中央部に内翼ロータによる速度欠損部があり、妥当な速度分布がシミュレートできている。

図 4 は 1 つの外翼(鉛直翼部)に作用する回転トルク Q のアジマス依存である。黄色はマルチボディモデルを含まない空力解析部分(BEM)による計算結果であり、入力風は 7 m/s の一定風条件である。赤色は同じ一定風入力の下で、空力弾性解析した結果である。上流部でトルクが減少しているのは、遠心力で半径方向に翼が膨らむことで、翼素に対する迎角が減少するためだと推測される。図 4 の青色のシンボルは 20%の乱流入力風における空力弾性解析の場合であるが、最上流点近傍でトルクが大きく変動する結果となっている。

今年度のシステムでは構築したシステムの要素数がやや多く計算に時間を要することが判明したので、今後、要素数を減少して、すべての翼に空力解析ブロックを組み込んだ空力弾性解析を行えるシステムに改良していく予定である。また、疲労解析や可動アームの挙動解析にも取り組むつもりである。

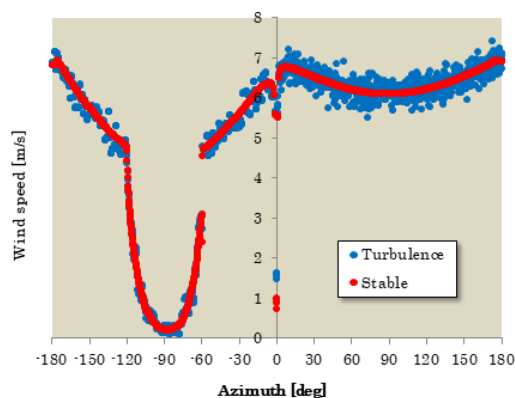


図 3 外翼ロータ(鉛直部)を通過する流速分布($W=6$)

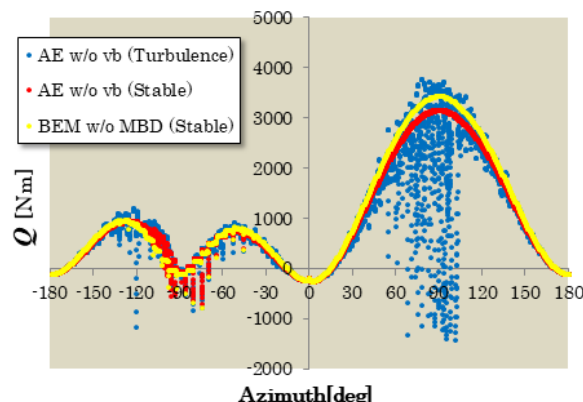


図 4 1 つの鉛直翼のトルクのアジマス依存

【研究組織】

原 豊	代表者	鳥取大学	教授
田川公太郎	協力者	鳥取大学	准教授
小野勇一	協力者	鳥取大学	教授
吉田茂雄	所内世話人	九州大学応用力学研究所	教授

【成果報告】

- (1) 長谷川裕紀, 原 豊, 三浦卓也, 安道緋呂, 吉田茂雄, 14m バタフライ風車の空力弾性解析のためのマルチボディモデルの構築, 日本機械学会中国四国学生会第 51 回学生員卒業研究発表講演会, 08b3, 2021.3.4, オンライン開催 (岡山理科大学)
- (2) 中西智哉, 原 豊, 宮下礼人, 吉田茂雄, 住隆博, 秋元博路, 2 枚翼バタフライ風車の後流回復に関する数値的研究, 日本機械学会中国四国学生会第 51 回学生員卒業研究発表講演会, 08b5, 2021.3.4, オンライン開催 (岡山理科大学)
- (3) 三浦卓也, 原 豊, 長谷川裕樹, 安道緋呂, 吉田茂雄, 14m バタフライ風車の空力弾性解析, 日本機械学会中国四国支部第 59 期総会・講演会, 07a3, 2021.3.5, オンライン開催 (岡山理科大学)

ME-21 医療情報を用いたデータサイエンス研究

九州情報大学 荒平 高章

1. 緒言

近年、人工知能(AI)に関する研究開発が国内外を通して活発に展開されており、その応用範囲は自然科学分野から人文社会分野まで多岐にわたっている。AI 技術を駆使することで、コンピュータに人のような振る舞いを再現させようとする研究は、医学・歯学・薬学・看護・介護分野では労働者の仕事効率のスマート化や、いち早い分析とその結果の提供を目指し、盛んに研究されている[1]。しかし、このような専門性の高い技術や思考を要する作業をコンピュータ上で再現させるには、AI 技術だけでなく、専門性の高い技術を持つ人の協力が必要不可欠である。

一方、歯科分野において、インプラントは長期に口腔内に残り、上部構造のデザインを変えて使用していくことが可能な治療法である。しかし患者の転勤やかかりつけ歯科医院の廃院等により、インプラント治療のやり替え、あるいは継続が必要となっても、口腔内のインプラントが「どの会社の製品」で「どの規格」のインプラントであるかが不明だと、治療は著しく困難となる。国内には 100 種類以上のインプラントが存在し、経験の浅い歯科医師ではどのインプラントが鑑別できるまで、治療が始められず、右往左往することになる。経験を積んだ歯科医師では、いろんなインプラントの形状を頼りにインプラントを鑑別することが可能であるが、その歯科医師数は少なく、今後より多くのベテラン歯科医師の鑑別眼が必要とされる。本研究では、歯科医師が CT 画像などに写る歯科用インプラントの形状から製品や規格を予測するという経験的判断をコンピュータ上で人工知能によって再現することを目的とする。

2. 方法

インプラント識別の基礎的検討として、インプラントの形状に似た工業用ネジを用いて画像識別を行った。使用したネジは、M4×15mm, M6×15mm, M5×19mm の 3 種類とした。これらのネジを様々な角度から撮影を行った。撮影した枚数は 403 枚、写真のサイズは縦が 4032, 横が 3024, 奥が 3 となっている。また画像の形式は JPEG である。この 403 枚の写真データをそれぞれ学習用データと検証用データに分類する必要があるため、364 枚を学習用、39 枚を検証用に分けた。

次に、データの前処理を行う。本実験では計算量が少なくなるように 4032×3024×3 の画像サイズを 500×500×3 にトリミングを施した。本研究では Python というプログラミング言語を使用して深層学習を記述した。

3. 結果と考察

図1に学習結果および損失関数のグラフを示す. 364枚の学習データをもとに学習させたデータで識別をさせたところ, 正答率は96.8%, 損失関数の値は0.12となった. しかし学習させたモデルで未知のデータを識別させたところ, 正答率は30.7%, 損失関数の値は1.51になった. 未知のデータに対しての正答率は既知のデータの正答率と大幅な乖離があるため, 今回準備した学習データに問題があると考えられる. 学習データにする際の画像は, 統一化されたデータである方が望ましく, また特長を捉えることができる画像であることが望ましい. また図1のグラフから4エポックと9エポックで過学習を起こしていたことが確認できた. このことから, 過学習を起こす要因として考えられるデータ量の不足が影響したのではないかと考えられる. また, 学習データを正則化する等の対処で過学習は抑制できるので, 今後, 学習データとなる画像の見直しやデータ数の検証を行い, より精度よく未知のデータの識別が行えるように検討をしていく.

今後は, 本実験を実際の歯科用インプラントに適用させていき, 歯科医師のインプラント治療をサポートすることのできるシステムを開発していく.

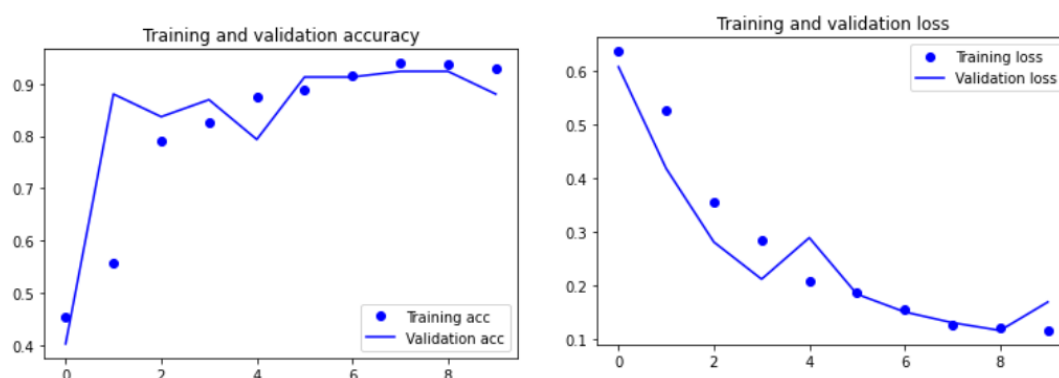


図1 学習結果および損失関数

4. 結言

本研究では, 歯科医師がCT画像などに写る歯科用インプラントの形状から製品や規格を予測するという経験的判断をコンピュータ上で人工知能によって再現することを目的とし, その基礎的検討としてインプラントの形状に似た工業用ネジを用いて画像識別を行った. 学習データに対する未知データの識別精度を向上させるために, 今後は, 学習データとなる画像の見直しやデータ数の検証を行い, より精度よく未知のデータの識別が行えるように検討をしていく.

参考文献

- (1) 勝又 明敏, 歯科画像情報の現状と将来展望, 日本歯科保存学雑誌, 2019年 62巻 5号, 238-242. DOI <https://doi.org/10.11471/shikahozon.62.238>

極低レイノルズ数翼の革新的空力向上の為の基礎研究

同志社大学 理工学部 平田 勝哉

同志社大学 理工学部 野口 尚史

同志社大学 理工学部 高田 稜一

同志社大学 理工学部 浜口 慶一郎

九州大学 応用力学研究所 内田 孝紀

九州大学 応用力学研究所 杉谷 賢一郎

1. 緒言

低レイノルズ数領域における翼の空力特性の把握は、無人航空機 UAV／超小型航空機 MAV の開発や昆虫／鳥／種子の飛行システムの解明／小型風力／水力発電機の開発などにおいて重要である。しかし、その様な低 Re 領域での翼の空力特性についての理解は、層流-乱流遷移などに関係した複雑かつ無視できない Re 数効果の為、未だに充分ではない。本研究では翼周りの流れの二次元構造及び三次元構造について、水槽を用いた可視化実験を行い、得られた画像から PIV 解析によって、速度ベクトルと渦度分布について計算結果と比較することで、両者の整合性の確認を行う。

2. 実験方法

実験装置は、水槽とモデル、曳航式台車、照明装置、撮影装置で構成されている（図 1）。水槽の寸法は、長さ 5m、幅 0.4m、高さ 0.4m である。台車に設置したモデルを一定速度で曳航する。モデルまわりの流れを可視化するために、流体に混ぜたトレーサー粒子を用いた。トレーサー粒子には、流体として用いた水に比重が近いナイロンパウダー（比重 1.03、直径 $50\mu\text{m}$ ）を用いた。測定面は、モデルの主流直角方向面である（図 1）。光源からの光をスリットによりシート状にして、シート面における粒子の動きを撮影する。撮影した動画を PIV 法によって解析し、速度ベクトルと渦度を求めた。

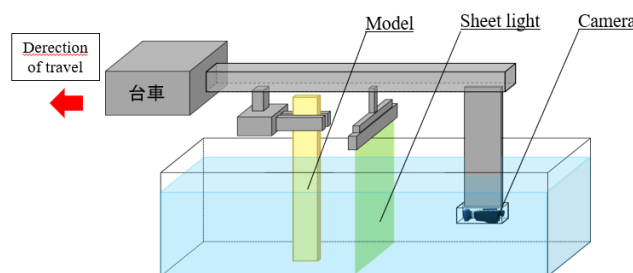


Fig.1 Experimental apparatus

3. 結果および考察

図 2、図 3 は平板における $Re = 8.0 \times 10^2$ の水槽実験と数値計算の結果を示す。これらの図は翼後縁から 2 翼弦長後流の面での主流方向渦度 ω_x の主流直角かつスパン直角方向平均と時間の関係を示す。図 2 と図 3 を比較すると、両者とも迎角の増加に伴い、3 次元構造の発達が見られる。また、これらの結果は、定性的にみて良い一致を示している。しかし、水槽実験のほうが、

数値計算に比べ、低い迎角で長波長の不安定性が確認できた。この要因として、数値実験で与えた擾乱条件よりも、実際の実験での擾乱成分が大きかったことなどが考えられる。

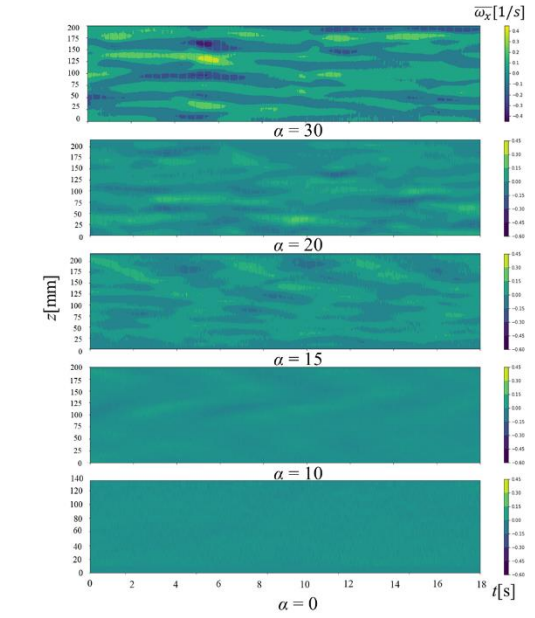


Fig.2 Mainstream vorticity on the plane perpendicular to towing direction for FP at $Re = 8.0 \times 10^2$ by water-tank experiment: ω_x

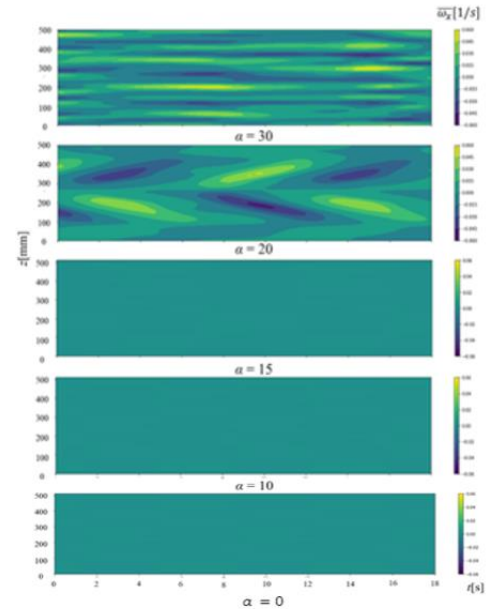


Fig.3 Mainstream vorticity on the plane perpendicular to towing direction for FP at $Re = 8.0 \times 10^2$ by computation: ω_x

4. 結言

極低レイノルズ数での平板翼の流れの可視化に関する実験と計算を実施した。三次元構造については確認が予想された条件に関して、計算と実験で定性的に良い一致が確認できた。しかし、水槽実験のほうが、数値計算に比べ、低い迎角で長波長の不安定性が確認できた。この要因として、数値実験で与えた擾乱条件よりも、実際の実験での擾乱成分が大きかったことなどが考えられる。今後、さらに定量的な比較を行うことで空力特性などに関する数値計算の結果についても整合性の検討が期待できる。

謝辞

本研究は、九州大学応用力学研究所の共同利用研究の助成を受けたものです。

九州大学 令和2年度 応用力学研究所 共同利用研究成果報告書
IR-FZ法による単結晶育成における集中加熱条件の最適化
山梨大学大学院 総合研究部 綿打敏司

緒言 Prを添加した $\text{Lu}_3\text{Al}_5\text{O}_{12}$ 単結晶(以下Pr:LuAG)は、医療用の撮像装置に用いられるシンチレータ結晶である。現在、Irを坩堝としたCZ法で量産されている。しかし、Prが均一に固溶しない、いわゆるPrの偏析が著しい。そのため、結晶育成の過程で、固化率を3割程度に抑制している。いわば、結晶育成過程の歩留まりが低い状況にある。そのため、Pr:LuAGは高コストでこれが撮像装置そのものやこの装置を用いた検査費用の高価格化を招いている。Prの偏析を制御することが可能な方法によりPr:LuAGを育成することができれば、低コスト化につながると期待される。本研究で用いた赤外線加熱浮遊帯溶融(Infrared convergent floating zone:以下IR-FZ)法は坩堝不要の偏析制御が可能な帯溶融法の一つである。本研究では、IR-FZ法によりPr:LuAGの育成を試みた。育成中に凹型の融液-結晶界面が確認されたことに加えて、育成結晶断面の中心部にリング状のクラックがみられた。そのことから、集中加熱に用いる回転楕円面鏡を下方に傾斜させる効果を調べた結果をここに報告する。

実験 純度が4N以上の Pr_6O_{11} 粉末、 Lu_2O_3 粉末、 $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ 粉末を出発原料として用い、組成式が $(\text{Pr}_{0.01}\text{Lu}_{0.99})_3\text{Al}_5\text{O}_{12}$ となるように秤量・混合した。その後、空气中で12時間の仮焼を 1200°C で行い、粉碎・混合の後、空气中で12時間の焼成を 1450°C で行った。単相であることを確認し、ラバープレス法により棒状に成形した。

成形した多結晶棒には、空气中で5時間の焼結を 1500°C で施した。焼結後の原料棒は、直径が9-11 mmで長さが50-70 mmであった。結晶育成には、赤外線集中加熱炉(型式FZ-10000-H-TY-1: (株)クリスタルシステム製)を使用した。この加熱炉には、定格出力が2.5 kWのハロゲンランプと回転楕円面鏡が4つずつ装着されており、図1に示したように回転楕円面鏡を水平配置から下方に 10° まで傾斜させることが可能である。本研究では、傾斜角度 0° と -10° の二通りでPr:LuAGの育成を行って比較した。育成後、育成結晶を育成方向に垂直な面で切断し、断面の観察を行った。傾斜角度を含めて主な育成条件を表Iにまとめた。

結果と考察 図2に回転楕円面鏡を水平に配置した従来の集中加熱条件でのPr:LuAGの育成中の集中加熱領域近傍の様子と育成結晶、育成結晶断面の写真を示した。図2(a)に示した育成中の集中加熱領域近傍の様子から溶融帯と育成結晶との界面位置が溶融

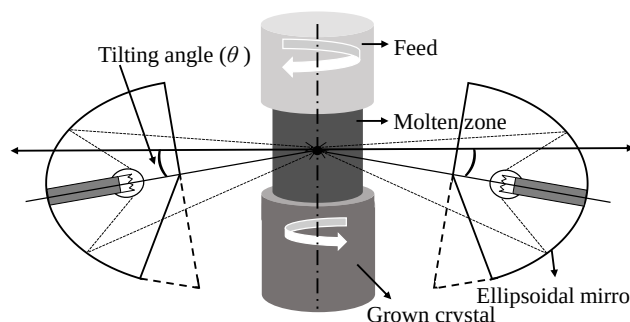


Fig. 1. Schematic illustration of the experimental setup for the downward (minus) tilting of the M-L systems.

Table 1 Typical growth conditions for Pr:LuAG crystals

Tilting angle θ ($^\circ$)	0, -10
Feed diameter (mm)	9-11
Rotation rate (upper/lower) (rpm)	3/40
Moving rate (upper/lower) (mm/h)	7.5/5.0
Growth atmosphere	Ar, 200 mL/min

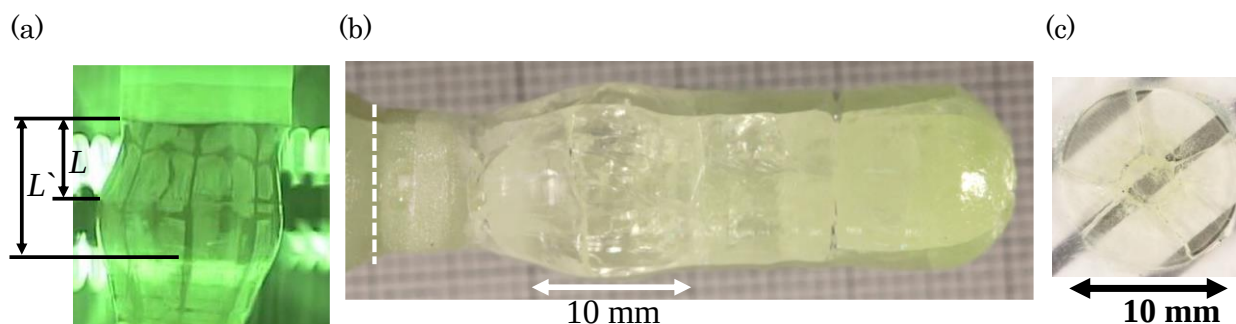


Fig. 2. IR-FZ Growth of Pr doped $\text{Lu}_3\text{Al}_5\text{O}_{12}$ crystal in non-tilted condition ($\theta = 0^\circ$). (a) Snap shot of the convergent area during the crystal growth, (b) Photo of the grown crystal of Pr doped $\text{Lu}_3\text{Al}_5\text{O}_{12}$, (c) Photo of the cross section of Pr doped $\text{Lu}_3\text{Al}_5\text{O}_{12}$.

帯表面と溶融帯内部で異なることがわかる．溶融帯表面における原料棒との界面を起点に育成結晶との界面までの長さをそれぞれ L , L' とすると L' の方が大きい．このことは，溶融帯と育成結晶との界面が凹型となっていることを示している．図2(b)に示した育成結晶を見ると多数のクラックがみられ，本来透明のPr:LuAGが不透明である．図2(c)に育成結晶の断面を示したが，中心部にリング状のクラックが確認され，周辺部には放射状のクラックが複数確認されている．育成界面が凹型であることから結晶断面で考えると育成結晶の外周部から結晶化され，育成結晶中心部が最後に固化されることになる．そうすると育成結晶中心部に応力が集中することが考えられる．これがリング状のクラックの生成要因と考えられる．

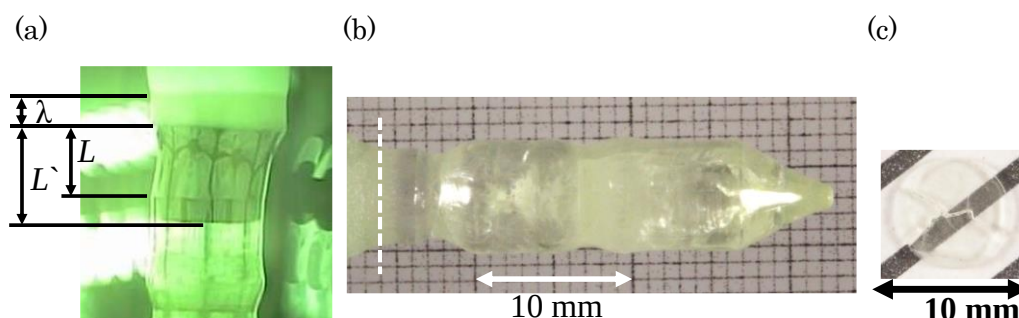


Fig. 3. IR-FZ Growth of Pr doped $\text{Lu}_3\text{Al}_5\text{O}_{12}$ crystal in tilted condition ($\theta = -10^\circ$). (a) Snap shot of the convergent area during the crystal growth, (b) Photo of the grown crystal of Pr doped $\text{Lu}_3\text{Al}_5\text{O}_{12}$, (c) Photo of the cross section of Pr doped $\text{Lu}_3\text{Al}_5\text{O}_{12}$.

図3には回転楕円面鏡を 10° 下方に傾斜させた条件 ($\theta = -10^\circ$) でのPr:LuAGの育成中の集中加熱領域近傍の様子と育成結晶，育成結晶断面の写真を示した．図3(a)に示した育成中の集中加熱領域近傍の様子から L' は L に比べて大きいものの図2(a)に示した従来の集中加熱条件に比べてその差は小さくなっている．これは，この集中加熱条件における固液界面形状が片単に近づいたことを示している．図3(b)に示した育成結晶の写真では，クラックが各印されるものの数は減少し，育成結晶の透明性が改善された．図3(c)に示した断面写真からこの条件では，リング状のクラックが抑制されたことに加えて，放射状のクラックも減少した．以上より，Pr:LuAGのIR-FZ育成において溶融帯と育成結晶との凹状の固液界面が確認されたものの回転楕円面鏡を下方に傾斜させることで界面形状を平坦に近づけることができ，それに伴って育成結晶の欠陥を低減できることが分かった．

スピナーマウント圧力センサーによる風車流入風計測

研究代表者 (独)三重大学大学院工学研究科 鎌田泰成

要旨

風車性能計測において流入風観測技術は重要である。本研究は、流入風観測マストに代わる簡易な流入風観測技術の構築を目指すものである。本年度、フィールド風車へ試験装置を設置し、観測結果から可能性を検討した。スピナーマウント圧力センサーは、風速変動に対する十分な応答速度を示し、流入風観測に使用できる可能性を示した。

目的

本研究は、風力発電の風速計測に関する新技术を構築する。風車性能の計測は、平坦な地形を用い発電量と参照風速計の計測風速で評価される。しかし、実際の風車設置場所は、平坦でなく、風車への流入風は観測困難であった。本研究では風車スピナーに設置した圧力センサーにより、流入風計測を行う。風車スピナーに設置するため風車ロータによる気流変化に影響されず、正確な流入風観測が期待できる。起伏の大きな地形に設置された風車の流入風を正確に把握することで、より風車の安全運用に資するものである。本技術は、ピトー管の流速測定原理をスピナーに取り付けた圧力センサーに適用して風速観測を行うものである。このため、よどみ点圧力をとらえることで、観測マストなしに流入風を把握するものである。

実験方法

三重大学の 30kW フィールド研究用風車に設置し、フィールド実験による精度検証を行う。スピナーマウント圧力センサーは、圧力センサーおよび記録用の小型 PC から構成され(図 1)、ハブに設置された複数の圧力測定孔の圧力を取得する。計測圧力は、無線 LAN システム経由で、計測 PC に取り込まれリアルタイムで処理される。図 2 にフィールド研究用風車を示す。風車はハブ高さ 13.4m、ロータ直径 10m の水平軸風車である。スピナーマウント圧力センサーは、ハブの先端部分に設置した。圧力センサーは、ロータ回転中心およびその周囲に 2 か所、合計 3 か所で圧力計測を行う。また、大気の状態は同形式の圧力センサーを地上に設置し計測する。圧力センサーの最大サンプリング周波数は 75Hz であるが、検証用の流入風センサーのサンプリング速度 50Hz であるので 50Hz に合わせ計測した。フィールド実験の流入風は、ロータ上流 10m に設置された超音波風速計の 3 次元風速成分を用いる。フィールドの観測では、風向風速ともに変化する。このため、正対流入時の観測データを用いて評価する。なお、により、観測風速とセンサー検出風速はスピナーと超音波風速計との距離 10m に相当する時間差を持つ。

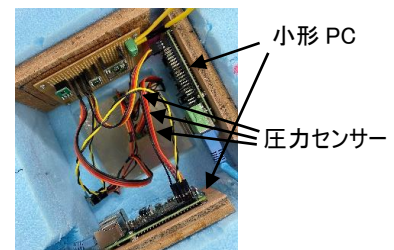


図 1 スピナーマウント圧力センサー



図 2 フィールド研究用風車

このため、流入風が 10m 流れるに要する時間分を時刻補正した。

実験結果

図 3 に超音波風速とスピナーマウント圧力センサーによる風速の時系列変化を示す。計測期間において平均風向は+5° 未満である。図は横軸に時間[s]、縦軸に風速[m/s]をとる。無線 LAN システムの伝送速度の制限により、圧力センサーのサンプリング周波数は 10Hz に設定し 60 秒間計測を行った。図よりセンサー風速 (U_{sensor}) は超音波風速 (U_{SAT}) とおおむね一致していることがわかる。これより、スピナーマウント圧力センサーは風速を捉えるができると考えられる。風車に正対している風向について評価を行ったが、ヨー流れ状態では風速の不一致が観測された。

考察

観測結果からスピナーマウント圧力センサーが風速を把握できることを示した。また、検証用の風速データを秒単位で合わせることは、困難であることが分かった。今後、長期連続計測を実施し、10 分平均による観測精度検証を行う。なお、観測時、圧力センサーのゼロ点移動もあり、また気象条件（降雨、降雪）、温度、気圧による精度も未解明であるので、今後の計測でこれらの影響を明らかにし、実用化につなげる予定である。また、ヨー流れ状態の場合、圧力センサー位置で流れの動圧を捉えられていないこと、および、超音波風速の時間補正および斜め流入に伴う風速の空間的不均一、などの理由により風速の不一致を示した。この斜め流入時の風速観測についても観測データを蓄積し、斜め流入角および流入風の計測精度の向上を目指す。

成果報告

本研究は、2020 年 6 月に採択され、初めて観測データを得たので研究発表はまだ行っていない。2021 年度に、風力エネルギー学会主催、風力エネルギー利用シンポジウムで発表予定である。

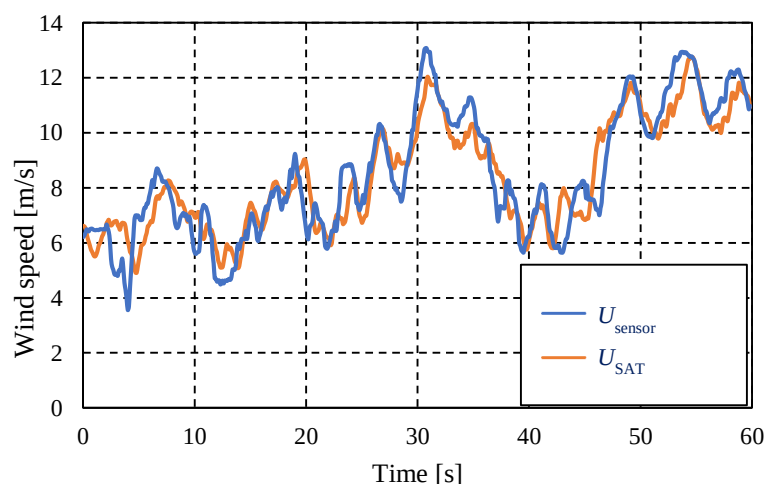


図 3 超音波風速とスピナーマウント圧力センサーによる風速の時系列変化

固定ハブ小形風車における可変ピッチローターの開発・研究

福岡大学名誉教授 江崎丈巳

供試風車は、運転風速域を広げるため、固定ピッチハブを可変化したもので、複数ハブを軸固定と遊動ハブに分け、トルク変動で遊動ハブ与圧が解除される際に差動でピッチ軸を回すようにした。この回転は、軸前後の異相間欠歯により、トルク変動に応じ正・逆回転を起し、起動・定格・停止運転を可能にする（cf. Fig. 1、Fig. 2）。

実験結果については、装置完成が2021年3月となるため次年度の報告としたい。

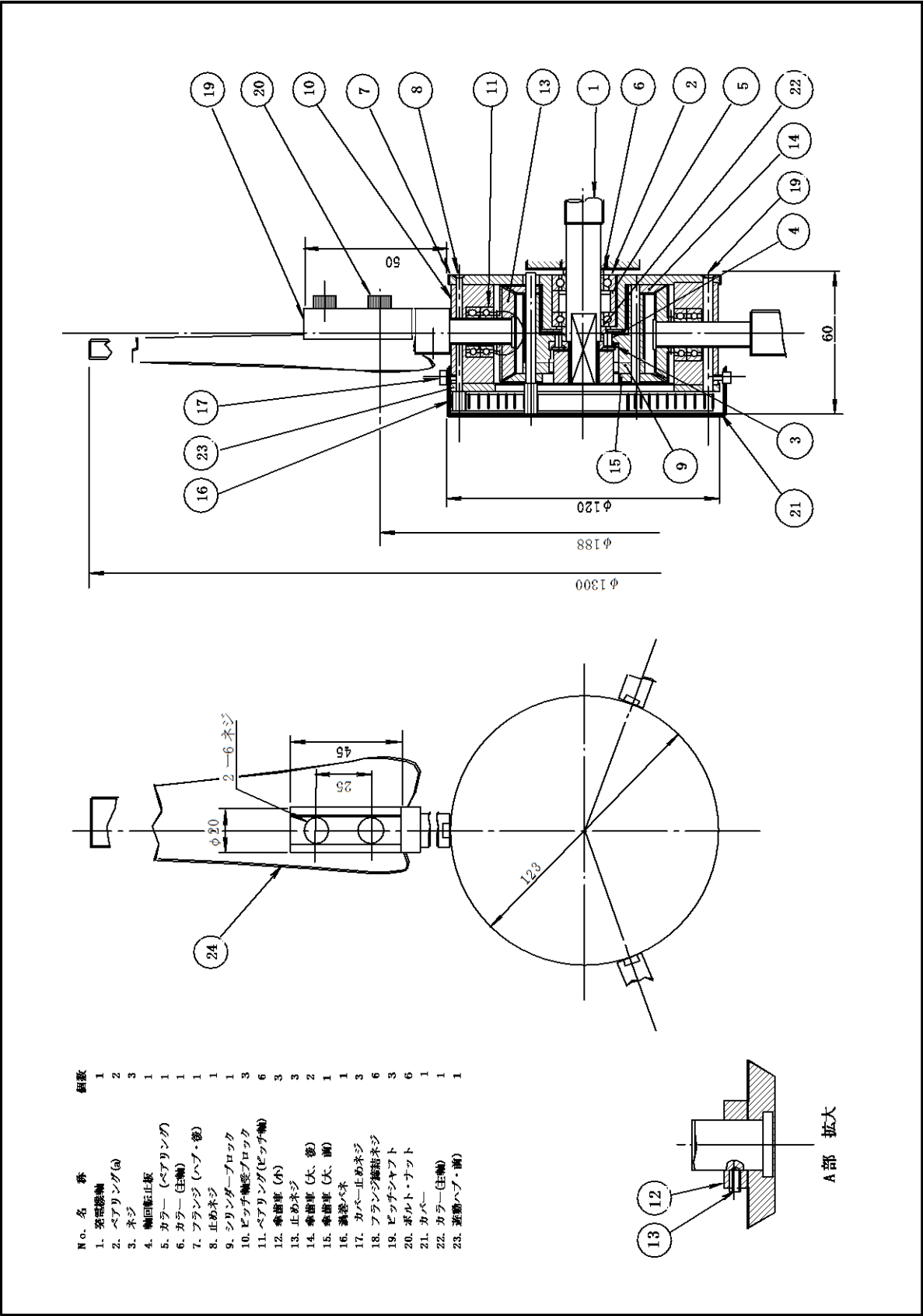


Figure 1 組立図

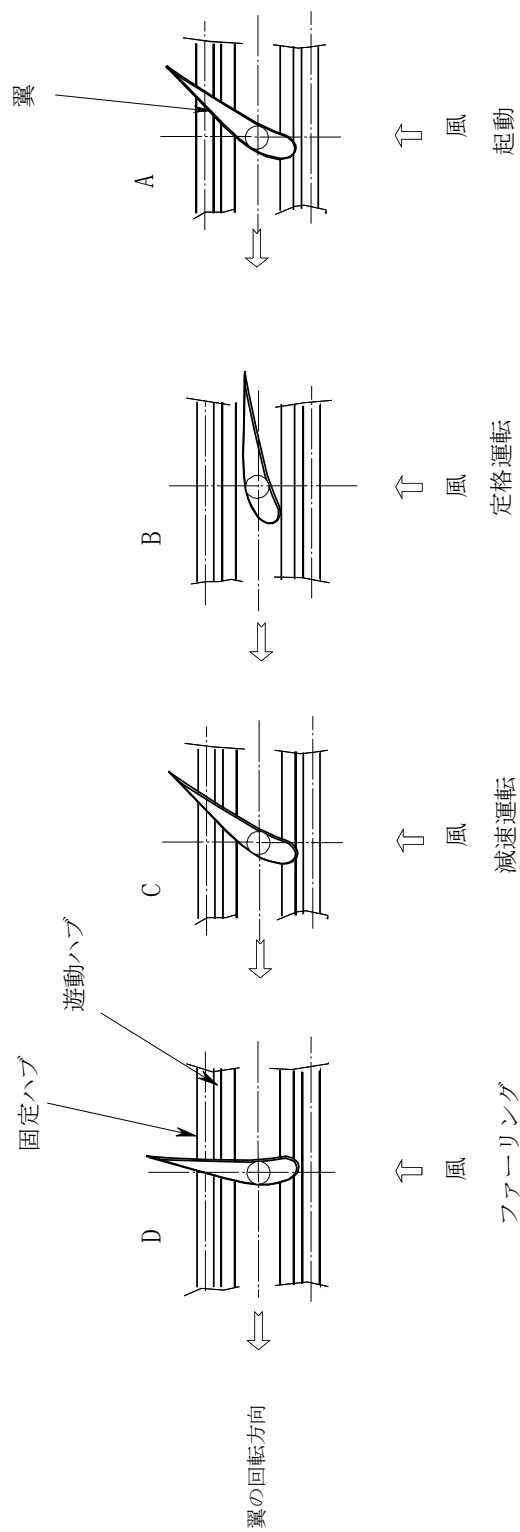


Figure 2 可変ピッチ状態

海ワシ類による海岸での飛翔と風況の関係の解明

研究代表者：徳島大学 河口洋一

1. はじめに

オジロワシが風車に衝突する事故、バードストライクは北海道で問題となっており、これまでの調査から、オジロワシのバードストライクは冬期、日本海側の海岸線に設置されている風車で多いことが報告されている。猛禽類は斜面を駆け上がる風を利用し飛翔するため、海食崖上に建てられた一部の風車で衝突事故が多く起きることが示唆されている。しかし、複雑に変化する海岸地形と、そこに発生する風況がオジロワシの飛翔行動に与える影響については不明な点も多い。さらに、風車とのバードストライクを考えていく上で、オジロワシの飛翔高度とブレードが回転する M ゾーンに関する知見は重要である。本研究では海岸地形と風況がオジロワシの飛翔高度に与える影響について調査解析を行った。

2. 方法

調査では、Vectronix 社の測距双眼鏡「VECTOR 21 AERO」を使用して、オジロワシの飛翔位置を測定した。調査は、オジロワシの風車事故が多く確認されている北海道の日本海側に位置する羽幌町から苫前町にかけて、平坦地 2 ヶ所と海食崖 4 ヶ所の計 6 ヶ所で実施した。調査期間は平成 31 年と令和 2 年の 1 月中旬から 2 月上旬にかけて合計 1 か月の調査を行った。また、海岸地形で発生する風況を詳細に再現するために、RIAM-COMPACT による風況シミュレーションを行った。調査期間における風況情報を苫前町が管理する風車 3 基で計算された風向・風速の情報を用いた。調査期間中の主要な風向は約 283.5 度（西風）で、この結果に基づき、崖地形と平坦地形の両地形で風況シミュレーションを行い、風向方向の風速（U 方向）と鉛直方向の風速（W 方向）について可視化を行った。

3. 結果・考察

本調査で得られた各飛翔における地上高度の中央値を、崖地形と平坦地形に分類し作成した箱髭図を図 1 に示す。この時、地上高度は観測された高度（海拔高度）から地上高を差し引いて求められた。ウィルコクソンの順位和検定の結果、崖地形の方が平坦地形よりも飛翔高度が高いことが示された。赤い網掛け部分は海岸線に建設されている風車のブレードが回転している M ゾーンの範囲を示している。さらに、図内にその範囲内を飛翔した割合を表示した。崖地形で 55%、平坦地形で 35%が風車のブレードが回転する範囲を飛翔していた。これまでは海岸部の崖地形におけるオジロワシの風車事故に注目が集まっていたが、今回の結果から、平坦地におけるオジロワシの飛翔と、最近海岸地形で建設が進む小型風車との関係も詳しく見ていく必要があると思われる。

図 2 に、RIAM-COMPACT で再現した、地上高 38mでの風向方向の風速（U 方向）を可視化したものを示す（左が崖地形、右が平坦地形）。図内に表示されているポイントは、崖地形に 2019 年まで設置されていた大型風車を表している。崖地形では、地形による上方

向の圧縮が懸かることにより、U 方向の風速が大きくなることが確認された。

図 3 に、鉛直方向の風速（W 方向）を可視化したものを示す（左が崖地形、右が平坦地形）。図内に表示されているポイントは、平坦地形に建設されている小型風車を表している。崖地形では、斜面を駆け上がる風が発生していることが確認された。

オジロワシは崖地形で発生する風況を利用して飛翔高度を維持しながら海岸線に沿って飛翔している。崖地形では水平方向、鉛直方向の風速が大きく、オジロワシの飛翔高度が高いことが示された。しかし、平坦地形では利用できる風速に制限があるため、徐々に飛翔高度が下がってくる。このような地形と風況の関係から、オジロワシの飛翔高度は平坦地形で低くなると考えられる。オジロワシの飛翔高度は海岸線で発生する地形に応じた風況が関係していると考えられる。

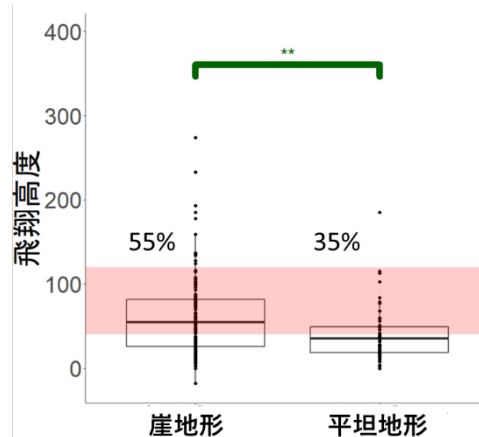


図 1 崖地形と平坦地形での飛翔高度



図 2 RIAM-COMPACT で再現した地上高 38m での U 方向の風速
(左：崖地形 右：平坦地形)

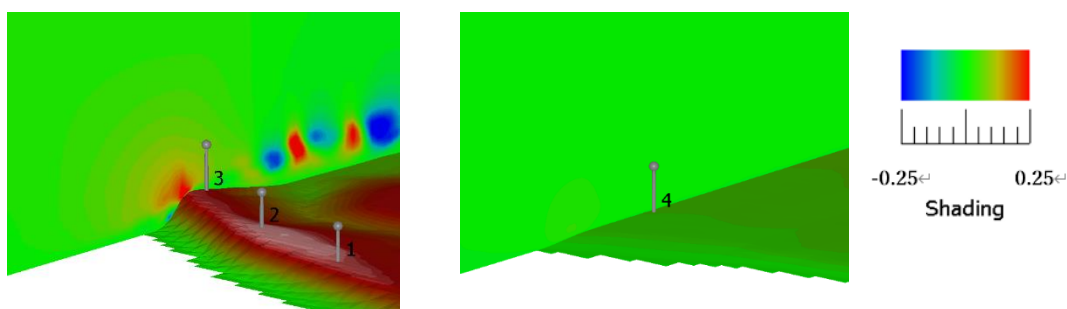


図 3 RIAM-COMPACT で再現した W 方向の風速
(左：崖地形 右：平坦地形)

4. 謝辞

本研究は、九州大学応用力学研究所の共同利用研究の助成を受けたものです。

洋上風力発電の無線電力伝送に向けた基礎検討—データ解析と検証試験

京都大学大学院情報学研究科 教授 梅野 健

洋上風力発電の無線電力伝送の鍵となるのは、伝送パワーの大容量化と伝送距離の長距離化である。このうち、大容量化については、単位周波数当たりの伝送パワーが電波法などにより限られてくることから、伝送パワーの大容量化につながる抜本的な解決策が望まれていた。今年度は、実際に行おうとしていた洋上風力発電との接続試験ができなかったため、この抜本的な解決策となる、一電力の多重化(無線電力カラーリング)—の基本検証を行った。ここでいう、無線電力カラーリングとは以下の様なものである。

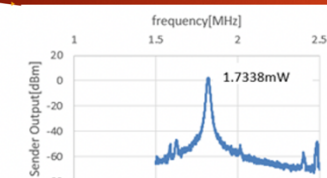
無線電力カラーリング(オリジナルコンセプト)

- A:マイクロ波無線電力伝送→ 周波数や符号による変調によって複数種類の無線電力信号を(区別可能な状態で)同時に送る。変調方式としてはパワー一定カオス拡散符号(オリジナル発明)を用いる。—まだ未実施
- B:磁界共鳴型無線電力伝送→ 複数の共振周波数を送電側に割り当てて同時に送る。受電側では共振周波数がマッチした送電電力のみ受け取るという、無線電力伝送の識別が可能となる。更に、受電側も送電側と同じ共振周波数のものをN個用意しておけば、結局、N対Nの無線電力伝送(N多重)が可能となる。→今年度2対1で実施(オリジナルコンセプト、世界初成功)。図1参照

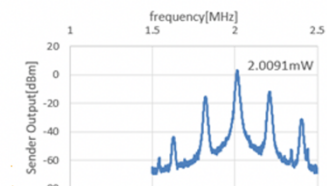
この成功の鍵となったのは、実は日本の技術がまだ残っているアナログフィルタにある。通常の無線電力伝送(磁界共鳴)の周波数特性はローレンツ型でブロードな周波数特性を持つが、これをCubic型に裾野の厚さを抑えられる様にしたことから、他の共振周波数からの電力の抑え込みに成功した。これは無線通信の多重化における干渉雑音の抑え込みの話と等価であり、フィルタで余分な電力を切り落とすことが必要である。(図2)。つまり無線電力伝送の多重化を行うためには、一つ一つはよりシャープな無線電力伝送の周波数特性(図2)を持たねばならず、そのためには、余分な電力を削ぎ落とす必要があるのである。今年度は、無線電力カラーリングの最初の実証というだけではなく、こういった基本特性が検証でき、今後の本格的大容量化につなげる基礎となるものと考えている。

2対1実験(コンセプト実証)

▶ 送電装置A,Bに対して受電装置 1

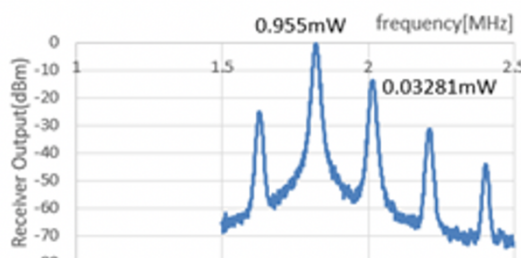


送電装置A



送電装置B

受電装置



共振周波数は送電装置Aと同じ1.8MHzにあわせ受電した。
送電装置Aからは効率55パーセント、送電装置Bからは
1.6パーセントに抑えられて受電した。

2021/3/8



図1：無線電力カラーリング2対1のコンセプト実証実験（世界初）

(Motoyama and Umeno, IEICE Electronics Express (2021))

$$\text{Lorentzian: } P = \frac{0.018}{\pi} \frac{\gamma}{\Delta f^2 + \gamma^2} \text{ [mW]}, \Delta f [\text{MHz}],$$

$$\gamma = 0.006 [\text{MHz}] \quad (1)$$

$$\text{Gaussian: } P = \frac{0.1221}{\sqrt{(2\pi\sigma^2)}} \exp\left(-\frac{\Delta f^2}{2\sigma^2}\right) \text{ [mW]},$$

$$\sigma = 0.00051 [\text{MHz}] \quad (2)$$

$$\text{Cubic: } P = \frac{\sqrt{2}}{70\pi} \frac{\beta^3}{(\Delta f^4 + \beta^4)} \text{ [mW]},$$

$$\beta = 0.0064 [\text{MHz}] \quad (3)$$

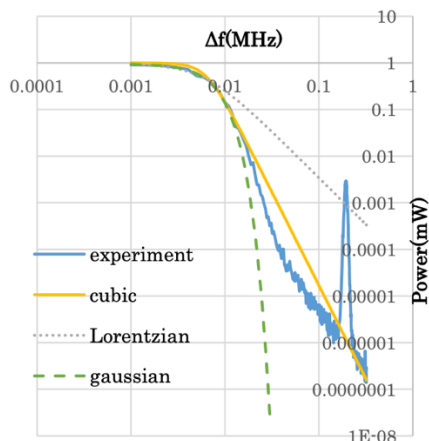


図2：無線電力伝送(2対1)の受電側の周波数特性。図1と同じく、Motoyama-Umeno, IEICE Electronics Express (2021)より転載。

通常のブロードな Lorentzian(点線, 通常)ではなく、Cubic 則(青色)で裾野を落としたことが無線電力カラーリングを可能にした真の技術的なポイントである。

確率モデル予測制御による浮体式洋上風力発電システムの 発電出力と浮体動揺の安定化

大阪府立大学 大学院工学研究科 涌井徹也

1. 序論

大水深海域の広大な日本では浮体式洋上風力発電に期待が寄せられている。浮体式洋上風力発電システムでは、風だけでなく波の影響を受けることで浮体の動揺が誘起され、出力変動や疲労荷重が増大する。これまでに、出力変動と浮体動揺の抑制を両立するための制御方策に関する研究が行われており、その多くではシステム出力に応じて翼ピッチや発電機トルクを操作する受動的な制御が行われている。しかし、ローター回転数や浮体の応答は大きな慣性要素（ローターや浮体）の影響を受けるため、受動的な制御のみによって良好な運転挙動を得ることは困難である。本研究では、外乱入力である風速および波高の予見に基づいて制御挙動を最適化するモデル予測制御に着目した。これまでに、空力-水力-弾性-制御連成シミュレーションを通して、予測区間の流入風速場と波高変化を既知とした条件下での動特性を推定する内部モデルを同定し、これを適用したモデル予測制御をスパー型浮体式洋上風力発電システムに導入した場合に、出力変動と浮体動揺を共に抑制できることを明らかにした。しかし、予測区間の流入風速と波高には予見誤差を伴うことから、これらの誤差に対する高いロバスト性を有する制御方策の構築が必要となる。本研究はその前段階として、風速や波高の予見誤差がモデル予測制御を用いた場合の制御性能に与える影響を、空力-弾性-水力-制御連成シミュレーションを通して分析した。

2. 風速と波高の予見に基づくモデル予測制御

定格風速以上の高風速域におけるモデル予測制御のブロック線図を図 1 に示す。予測区間において、現在のシステム出力（制御量）の計測値とその設定値，制御入力（操作量）とその設定値，さらに予測区間における外乱入力予見値を与条件として，制御挙動を評価するコスト関数が最小となるように，制御区間の制御入力を決定する最適制御問題（二次計画問題）を解く。得られた最初の時間ステップの制御入力のみを適用し，次の制御周期において新たな与条件の下で最適制御問題を解く後退ホライズン手法を採用する。コスト関数は，予測区間のシステム出力および制御入力の設定値に対する追従誤差と制御入力の変化量の 2-ノルム，および制約条件を緩和するためのスラック変数の 2 乗値の加重和とする。予測区間におけるシステムの状態および出力の推定値は状態空間方程式で表す内部モデルを用いて算出する。また，システム出力および制御入力の変化範囲などを制約条件として考慮する。

モデル予測制御において予測区間の制御挙動を推定するための内部モデルは、線形時不変の離散時間状態方程式で表現する。学習データとする運転データでは、システムの入力に相当する制御入力と外乱が持続的励振条件を満たす必要がある。しかし、開ループ下で制御入力を外乱に依存させずに操作すると、浮体式システムの挙動が不安定になりうる。そこで本研究では、閉ループ下での制御入力に $\mathbf{M}$ 系列

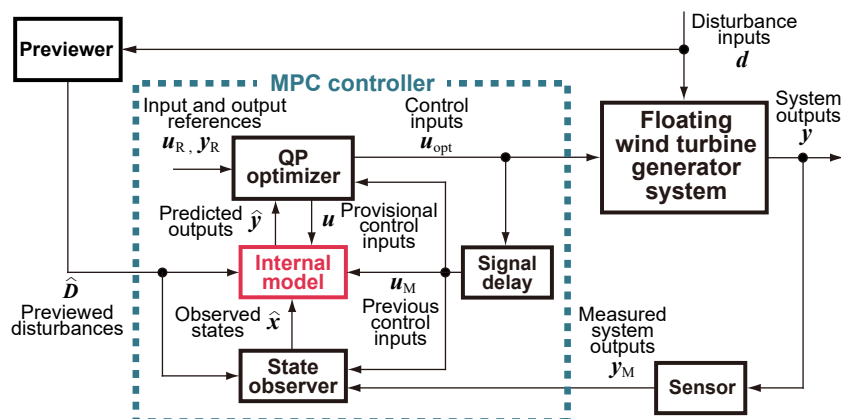


図 1 風速と波高の予見に基づくモデル予測制御

信号（疑似乱数信号）を重畳させた場合の運転データを学習データとする．閉ループ下での時系列データに基づくシステム同定を行うために，部分空間同定法を適用した．

3. 空力-水力-弾性-制御連成解析による制御挙動分析

対象とする浮体式洋上風力発電システムの空力弾性解析には FAST を使用した．風力タービンには NREL 5 MW 機を，また，浮体にはスパー型の NREL OC3-Hywind spar-buoy モデルを用いた．モデル予測制御において，ローター回転数と浮体ピッチ角速度に設定値（12.1 rpm および 0 deg/s）を与えて制御量とし，制御入力同期翼ピッチ操作と発電機トルクとした．ローター受風面空間平均風速と波高が誤差なく予見できる場合に対して，予見誤差を生じる場合の制御性能への影響分析を行った．風速の予見誤差については，ローター受風面での予見点数を 1 点から 9 点に変化させることでローター受風面空間平均値に対する標準偏差を評価した．また，波高の予見値には，実際の波高に対して一定（-20～20%）の誤差率を考慮した．予見誤差に対するシステム運転性能値を図 2 に示す．風速予見点数が減少すると空間平均値に対する風速予見誤差が大きくなり，いずれの運転性能値も増加する．特に，発電機回転数の RMS 誤差と翼ピッチの RMS 値の増加が顕著である．一方で，風速予見点数が 5 点以上あれば，ベースライン制御に比べて運転性能が優れていることがわかった．波高予見誤差については，実際に流入する波高を過剰に予見した場合には翼ピッチの RMS 値が増加し，翼ピッチが過剰に操作される．これにより浮体ピッチの RMS 値は予見誤差が無い場合よりも減少するが，風力タービンのスラスト力の変動量が増えるため，評価している DEL はいずれも増加した．

以上より，風速や波高に予見誤差が生じる場合でも出力変動と浮体動揺に加えて，タワー基部前後曲げモーメントの疲労等価荷重がベースライン制御に比べて低減できることを明らかにした．

4. 論文と学会発表のリスト

- (1) T. Wakui, A. Nagamura, R. Yokoyama, “Stabilization of power output and platform motion of a floating offshore wind turbine generator system using model predictive control based on previewed disturbances”, Proceedings of the 33rd International Conference on Efficiency, Cost, Optimization, Simulation and Environmental Impact of Energy Systems, pp. 1327–1339.
- (2) 涌井徹也，長村篤，横山良平，風速と波高の予見に基づく浮体式洋上風力発電システムのモデル予測制御（制御性能に対する風況および海況の影響分析），日本機械学会 2020 年度年次大会講演論文集，J05312, pp. 1–5, 2020.09.13–2020.09.16, オンライン開催．
- (3) 涌井徹也，長村篤，横山良平，風速と波高の予見に基づく浮体式洋上風力発電システムのモデル予測制御（荷重を出力とした内部モデルの導入），第 42 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 21–24, 2020.11.26–2020.11.27, オンライン開催．
- (4) 涌井徹也，長村篤，横山良平，風速と波高の予見に基づく浮体式洋上風力発電システムのモデル予測制御（制御性能に対する予見誤差の影響分析），日本機械学会関西支部第 96 期定時総会講演会，2021.3.17～2021.3.18, オンライン開催．

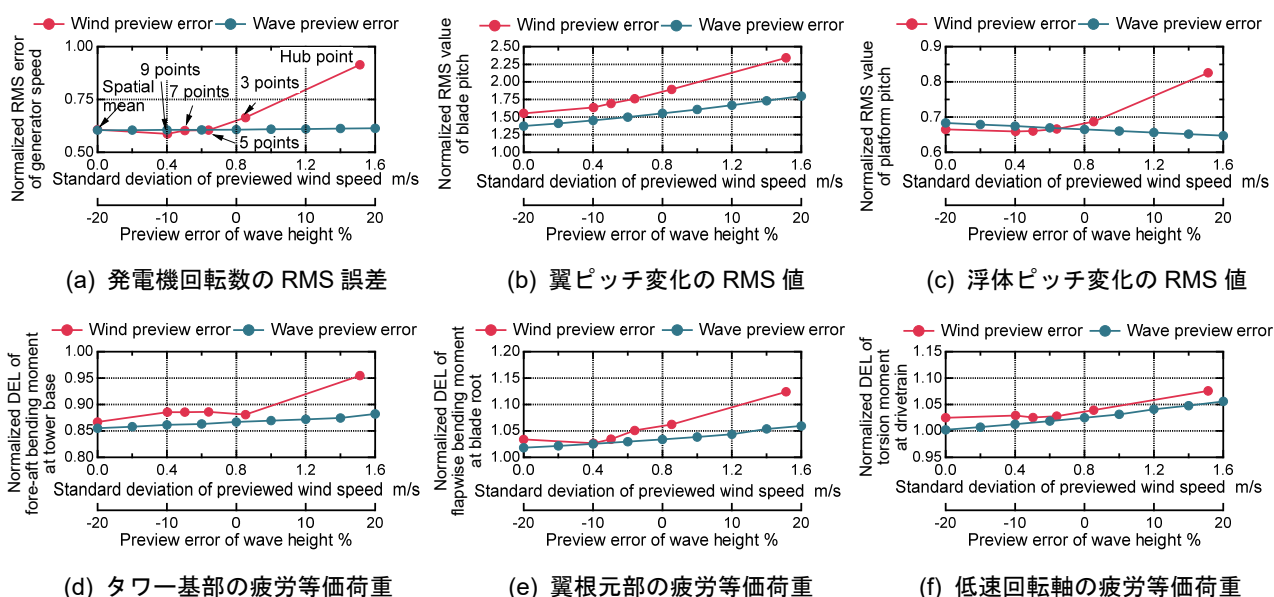


図 2 風速と波高の予見誤差が浮体式洋上風力発電システムの運転性能に与える影響