特定研究報告書

タ イ ト ル:　次世代パワーエレクトロニクス信頼性・設計技術
研究代表者:　首都大学東京　理工学研究科　和田圭二
所内世話人:　西澤　伸一

1. 緒言

本研究では，パワーエレクトロニクス技術の信頼性向上とそれを実現する回路設計技術の確立を目的とする。特に，次世代のパワーデバイスとしての利用拡大が期待されている SiC (シリコンカーバイド)パワーデバイスの利用を前提とした検討を行う。パワーエレクトロニクス回路は，パワーデバイスのスイッチングにより電力の変換を行う。この技術は，太陽光・風力で発電した電気エネルギーを有効利用するためには必須の技術であり，さらには EV(電気自動車)にも必要不可欠な技術である。

本研究では，現在利用が想定されている 1,200V 耐圧のパワーデバイスを対象として，実際に産業用途で使用される動作環境下でパワーデバイスのスイッチング試験および連続動作による試験を行い，デバイスの劣化性能を評価検証する。さらに，動作制限値近傍(電圧・電流・温度)条件下におけるスイッチング試験を行い，SiC パワーデバイスの劣化性能評価を行う。これらの研究成果により，既存の SiC パワーデバイスの``弱点''を明確にする。さらに，この研究成果から，SiC パワーデバイスの劣化を防ぐための回路設計と制御範囲の制約条件について検討を行う。

2. 研究方法

既存の Si(シリコン)パワーデバイスを対象とした耐量評価試験法を参考にして，SiC パワーデバイスを対象とした評価回路を設計・製作する。なお，SiC パワーデバイスの特長の一つとして，従来素子よりも高速にスイッチングできるために，電気的特性を評価するための電圧・電流計測技術が重要となる。そのため，測定手法を考慮した評価回路試作が必須となる。また，現在 SiC パワーデバイスは国内外の複数のメーカより販売されているが，それぞれの電気的特性が異なるために代表的なメーカ 3 社程度を抽出し，性能評価試験を行う。このとき，パワーデバイス周辺にはインダクタ・キャパシタの受動素子も必須となるので，これらの電気的なパラメータによる違いも評価する。

3. 実験結果

図1に評価回路を、図2に評価時のテストパターンを示す。また、表1に試験したデバイスを、表2に評価回路パラメータを示す。図3に JFET の評価欠陥一例を示す。繰り返し評価試験として、5000 回のスイッチング試験を行い、初期および 5000 回スイッチング後の IV 特性の変化を実測した。その結果、JFET では繰り返し試験前後の抵抗変化は初期抵抗値に対して数%増加し、MOSFET では 30～70%と大きく抵抗値が増加することがわかった。つまりMOSFET は動作に伴い特性劣化を呈する。この差異が、MOSFET のゲート酸化膜の劣化に起因するのか、JFET と MOSFET のデバイス物理の差異に起因するのかは、今後、評価を進めていく予定である。あわせて、シリコンパワーデバイスとの比較を行う。

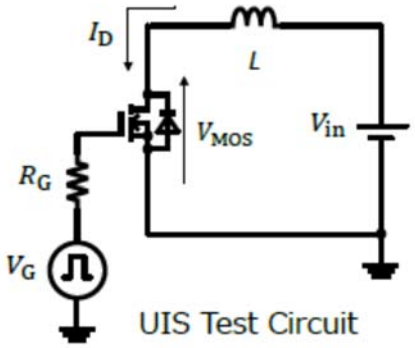


図1　評価回路

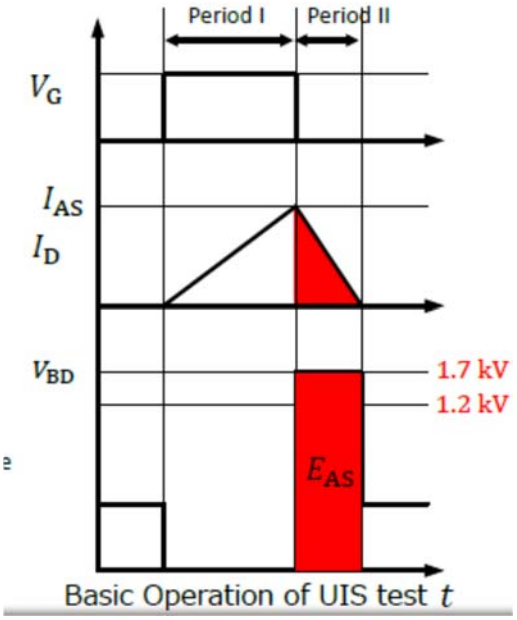


図2　評価テストパターン

表1　デバイスパラメータ

Device Parameters

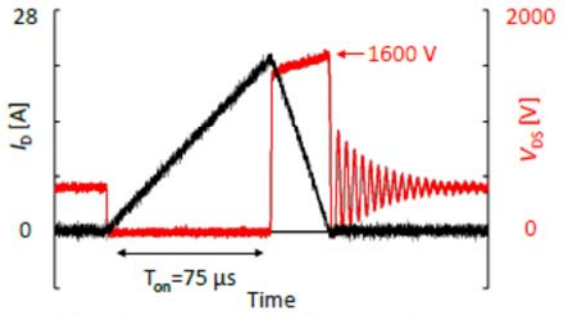
	SiC-MOSFET	SiC-JFET
V_{DSS}	1200 V	1200 V
I_D	10 A	38 A
V_{BR}	1200 V	1200 V
E_{AS}	280 mJ ※	

※V_{in} = 50 V, I_D = 6 A

表2　評価回路パラメータ

Circuit parameters	
Input voltage V_{in}	400 V
Inductance L	1.4 mH & 10 mH
Gate resistor R_G	47 Ω

DC Voltage V_{in}	400 V	Inductor L	1.4 mH
ON period T_{on}	75 µs	Current I_{AS}	22.2 A



✓ The avalanche energy is 448.9 mJ in each test

✓ 5000 times repetitive test

図3　JFET 評価結果の一例

振動発電マルチフェロイック薄膜における 3D 応力解析

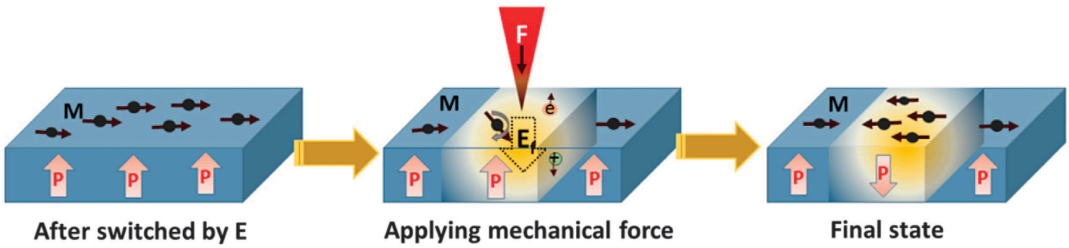
物質・材料研究機構・機能性材料研究拠点　木村秀夫

目的

マルチフェロイック体は、電気・磁気・力学特性を結びつけるものとして注目を集め、電気磁気効果を中心に基礎的研究が進められている。研究代表者は早くからマルチフェロイック体の振動発電応用を進め、マルチフェロイック体薄膜に走査プローブ顕微鏡のカンチレバーを通して応力を加えることで、強誘電性ドメイン、強磁性ドメインがスイッチできることを明らかにし（Sci. Rep., 6, (2016), 31867 ; NPG Asia Mater., 9, (2017), e349）、自然振動エネルギーの発電応用を目指している。しかしながら、応力印加効果を詳細に明らかにすることは困難で、実験的には応力印加とドメインスイッチの関係を明らかにできず、シミュレーションにより応力印加状態を調べる必要がある。応用力学研究所は結晶に関するシミュレーションに実績があるため、共同研究により応力印加ドメインスイッチの応力状態シミュレーションを実施したい。ドメインスイッチのシミュレーションにより、どのように 3D で応力が伝達されるのか、結晶成長において欠陥が発生した場合の影響を明らかにして実験結果と比較することで、最終的な振動発電へと繋げる。

実験方法

マルチフェロイック体薄膜は、レーザー堆積法（PLD 法）にて研究代表者機関で作製する（研究代表者）。作製条件を変えて成膜し、作製条件と欠陥との関係及び走査プローブ顕微鏡によるドメインスイッチの条件を実験的に明らかにしておく（研究協力者）。応用力学研究所では、スーパーコンピューターシステムを用いて、有限要素法等による応力印加シミュレーションを実施する（所内世話人）。走査プローブ顕微鏡のカンチレバーを通しての応力印加は、ナノメートルオーダーの局所領域への応力印加になるため、カンチレバー周辺での応力状態はシミュレーションでなければ明らかにすることができない。さらに、ドメインスイッチについての新しい概念として、応力勾配によるフレクソエレクトリック効果の影響が議論され始めているため、本共同研究においても、シミュレーションで応力勾配の程度を 3D で明らかにし、実験結果と比較する。



応力印加強誘電ドメインスイッチ、強磁性ドメインスイッチの概念図【NPG Asia Mater, 9, (2017), e349】

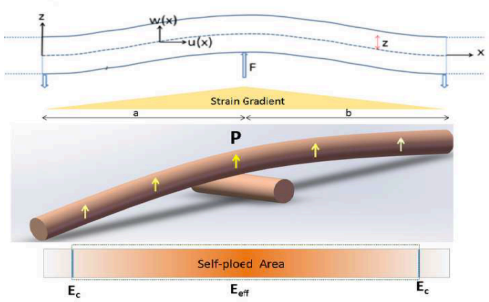
実験結果

まず、3Dシミュレーションと比較する実験を実施した。実験に使用する薄膜は $Bi_4Ti_3O_{12}$-$nBiFeO_3$ (BTFO: n = 1–3, 5) で、PLD法により膜厚350mmとなるようにPt/Si基板結晶上に成膜した。すでに化学溶液法により作製した$0.5Ba(Z_{0.8}Ti_{0.2})O_3$-$0.5(Ba_{0.7}Ca_{0.3})TiO_3$ ファイバー結晶を用いて応力勾配Flexoelectric

効果によるセルフポーリングを検討しており、それをベースとして研究を進めた。

薄膜については、走査プローブ顕微鏡により微細な表面、ポーリング状態を観察するとともに、マクロなポーリング状態観察には強誘電体テスタを使用するが、強誘電体テスタが故障したため、マクロ観察は実施できなかった。

今年度が共同研究の初年度であったため、3Dシミュレーションの条件設定までができた程度で、3Dシミュレーション実施までには至らなかった。



ファイバー結晶による Flexoelectric 効果セルフポーリングの概念図【Nano Energy 50, (2018), 97】

今後の展開

マルチフェロイック体に関する研究は基礎研究にとどまっていたが、本研究により応力のファクターを考慮することが可能となり、マルチフェロイック体の応用研究への展開が期待される。マルチフェロイック体は、応力センサー、振動発電デバイス、セルフチャージングパワーセルへの展開が期待でき、センサー材料研究に貢献することができる。

これまでは 14nN から 1300nN の応力印加を行ってきたが、デバイス応用、時間経過後の再ポーリングを考えると、できるだけ小さな応力であることが望ましい。10nN 応力印加を目指す。その応力評価には 3D シミュレーションの実施が必要不可欠である。走査プローブ顕微鏡の圧電応答顕微鏡（PFM）、磁気力顕微鏡（MFM）を利用して、カンチレバーを介して応力印加を行ってきたが、カンチレバー先端の曲率半径（50μm）はカンチレバーの種類ごとに異なるため、今後は異なる曲率半径のカンチレバー（20μm, 7μm）を用いることで応力勾配を変化させ、Flexoelectric 効果利用に必要な応力勾配の値を明確にする。

研究成果報告

発表論文：無し

学会発表：(1) Domain switch by multi-field in multiferroic thin films using SPM, Hideo Kimura, Tingting Jia, Hongyang Zhao, Zhenxiang Cheng, The 2019 International Symposium on Future Materials, No. T4.4, (30th January -1st February, 2019, Wollongong).

研究組織

物質・材料研究機構：木村 秀夫 グループリーダー
JIA Tingting NIMS ポスドク研究員
応用力学研究所：西澤 伸一 教授

次世代パワーエレクトロニクスシステム用受動部品

九州工業大学 大学院生命体工学研究科　長谷川 一徳

要旨

省エネルギーに必要不可欠であるインバータ回路の構成要素であるキャパシタ（コンデンサ）は他の部品に比べ低寿命であり，キャパシタの寿命がインバータ回路自身の寿命を決定している。研究代表者はこれまでに，加速劣化試験により電解コンデンサ劣化の直流バイアス依存性を実験的に検討し，劣化の進行に伴なう ESR 増加率とキャパシタンス低下率では異なる傾向を有することを確認した。これは，電解コンデンサの劣化診断には ESR・キャパシタンス双方のモニタリングが必要であることを示している。本研究では，回生の必要ないモータドライブにおいて広く利用されているダイオード整流器・三相 PWM インバータを用いたシステムにおける直流リンクコンデンサのモニタリング手法を提案し，実リプル電圧・電流から ESR とキャパシタンスを独立に抽出できることを確認した。

1. 序論

インバータにおける直流リンクコンデンサは信頼性低下の大きな要因であることが指摘されている。コンデンサの健康状態の診断のため，コンディションモニタリングが注目されている。コンデンサの劣化は等価直列抵抗(ESR: Equivalent Series Resistance)の増加率またはキャパシタンスの低下率で判断される。

研究代表者らは先に，加速劣化試験により電解コンデンサ劣化の直流バイアス依存性を実験的に検討し，劣化の進行に伴なう ESR 増加率とキャパシタンス低下率では異なる傾向を有することを確認した。これは，電解コンデンサの劣化診断には ESR・キャパシタンス双方のモニタリングが必要であることを示している。

本研究では，回生の必要ないモータドライブにおいて広く利用されているダイオード整流器・三相 PWM インバータを用いたシステムにおける直流リンクコンデンサのモニタリング手法を提案する。これは，コンデンサの実リプル電圧・電流から ESR とキャパシタンスを独立に抽出できる点に特長がある。

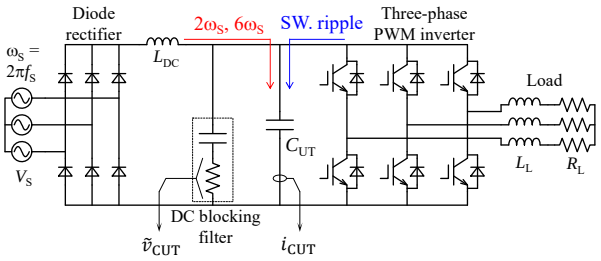


図 1　ダイオード整流器・三相 PWM インバータ実験回路図

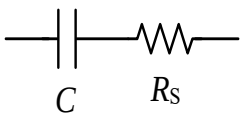


図2　被測定キャパシタ等価回路

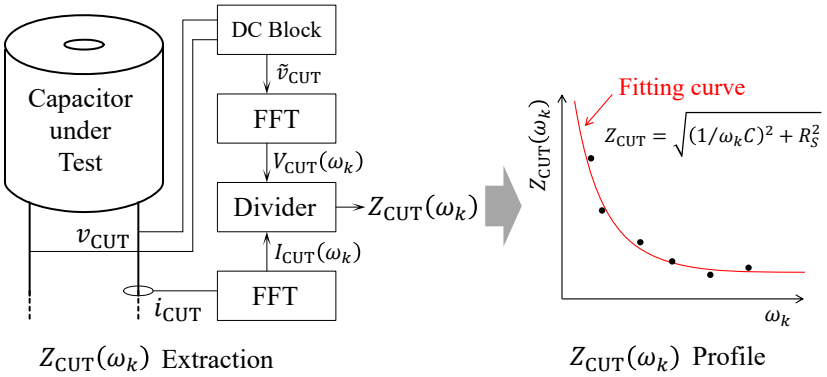


図 3　ESR/キャパシタンスモニタリング提案法のブロック図

2.　実験回路構成

図 1 に電源側にダイオード整流器を用いた三相 PWM インバータの回路構成を示す。ダイオード整流器は電源周波数の 6 倍成分($6\omega_S$)のリプル電流を理論的に発生する。これに加え，実際には三相電源電圧のわずかな不平衡に伴い電源周波数の倍成分成分($2\omega_S$)も生じることがある。一方で，三相 PWM インバータはキャリア周波数成分とその整数倍成分のリプル電流を発生する。そのため，直流リンクコンデンサのリプル電流には数 10 Hz から数 10 kHz にわたる広い周波数成分が含まれる。

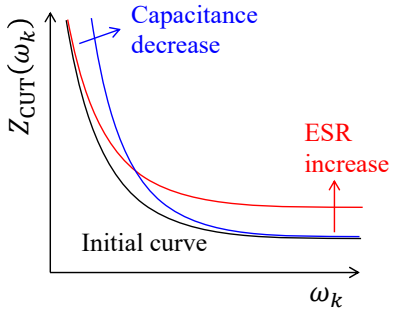


図 4　インピーダンスプロファイルの変化

後述の ESR/キャパシタンスモニタリングにあたっては，直流リンクコンデンサ電圧のリプル成分の検出が必要であるが，ダイオード整流器・三相 PWM インバータシステムにおいてはリプル成分よりも直流電圧成分の方がはるかに大きな振幅を有する。本論文では Fig. 1 中に示す直流ブロックフィルタを導入し，リプル成分$\tilde{v}_{CUT}$のみを検出する。これは一次のハイパスフィルタで構成されており，カットオフ周波数は次式で与えられる。

$$\omega_F = \frac{1}{C_F R_F} \quad [\text{rad/s}] \tag{1}$$

ここで，C_F と R_F はそれぞれ一次ハイパスフィルタを構成するキャパシタンスと抵抗である。実験では，ダイオード整流器が発生する $2\omega_S$ 以上の周波数成分を通過させるため，カットオフ周波数を 33 Hz とした。一方で，リプル電流検出はコンデンサの負側に電流センサを挿入している。

3.　ESR/キャパシタンスモニタリング法

リプル電流は多数の周波数成分で構成されており，次式で表される。

$$i_C = \sum_{k=1}^{n} I_{CUT}(\omega_k)\sin(\omega_k t + \varphi_k) \tag{2}$$

ここで，$I_{CUT}(\omega_k)$とφ_kはそれぞれ各周波数成分の振幅と初期位相を表している。図2に解析で用いる被測定キャパシタの等価回路を示す。R_SはESR値を表している。直流リンクコンデンサのリプル電圧v_{CUT}は

次式で与えられる。

$$v_{CUT} = \frac{1}{C}\int i_C dt + R_S i_C$$
$$= \frac{1}{C}\int \sum_{k=1}^{n} I_{CUT}(\omega_k)\sin(\omega_k t + \varphi_k)\, dt + R_S \sum_{k=1}^{n} I_{CUT}(\omega_k)\sin(\omega_k t + \varphi_k)$$
$$= \sum_{k=1}^{n} I_{CUT}(\omega_k)\left\{-\frac{1}{\omega_k C}\cos(\omega_k t + \varphi_k) + R_S \sin(\omega_k t + \varphi_k)\right\} \quad (3)$$

(3)式から各周波数成分の振幅は次式で与えられる。

$$V_{CUT}(\omega_k) = I_{CUT}(\omega_k)\sqrt{\left(\frac{1}{\omega_k C}\right)^2 + R_S^2} \quad (4)$$

(4)式を(3)式で除算すると，各周波数におけるインピーダンスが次式で得られる。

$$Z_{CUT}(\omega_k) = \frac{V_{CUT}(\omega_k)}{I_{CUT}(\omega_k)} = \sqrt{\left(\frac{1}{\omega_k C}\right)^2 + R_S^2} \quad (5)$$

(5)式は被測定コンデンサの電流・電圧波形の各周波数成分を，FFT を用いて抽出することでインピーダンスプロファイルを作成できることを示している。実験から得られるインピーダンスプロファイルにフィッティングカーブを導入することで，複数の周波数成分を含む波形からも ESR・キャパシタンスを算出できる。

図 3 にモニタリング手法のブロック図を示す。FFT を用いてリプル電流･電圧の各周波数成分 $I_{CUT}(\omega_k)$ と $V_{CUT}(\omega_k)$を抽出し，各周波数におけるインピーダンス $Z_{CUT}(\omega_k)$を算出する。$Z_{CUT}(\omega_k)$のプロットによりインピーダンスプロファイルを作成し, 最小二乗法を用いてフィッティングカーブを描くことで ESR とキャパシタンス値を独立に算出する。図 4 に ESR 増加・キャパシタンス低下時のインピーダンスプロファイルの変化を示す。ESR 増加時は高周波域のインピーダンスが増加し，キャパシタンスの低下は低周波域の傾きが増加する。

4. 実験結果と考察

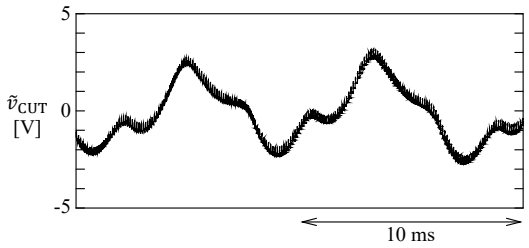
Table I に実験回路の定格と回路定数を示す。本研究では ESR とキャパシタンス値の変化を模擬するため以下の 3 条件で実験を行った。

- Condition A: C_{UT} = 1100 μF
- Condition B: C_{UT} = 1100 μF，150 mΩの抵抗を直列に挿入 (ESR 増加を模擬)
- Condition C: C_{UT} = 1000 μF (キャパシタンス低下を模擬)

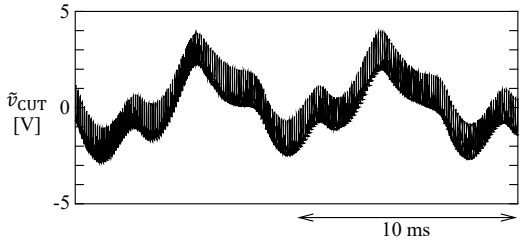
図 5 にコンデンサのリプル電圧波形$\tilde{v}_{CUT}$を示す。(b)では(a)の結果に比べ ESR 増加に伴いインバータのキャリア周波数成分が増加している。一方, (c)ではキャパシタンスの低下に伴いダイオード整流器の $2\omega_S$ と $6\omega_S$ 成分が増加している。

表 1　実験回路の定格と回路定数

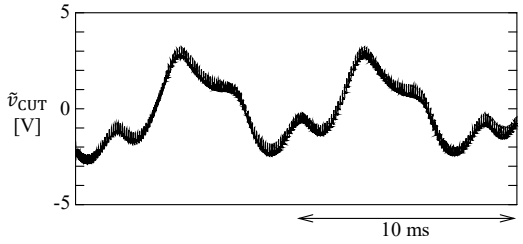
System Power rating	P	1.5 kVA
AC current rating	I_S	5.8 A
AC voltage rating	V_S	150 V
Line frequency	f_S	60 Hz
DC inductor	L_{DC}	2.5 mH (6.3%)
Load inductor	L_L	4 mH (12.5%)
Load resistor	R_L	10 Ω
Carrier frequency	f_C	10 kHz
Output frequency	f_O	50 Hz
Capacitors under test	C_{UT}	1100 or 1000 μF
Unit capacitance constant of the capacitors	H_{CUT}	15.0 ms (1100 μF) 13.7 ms (1100 μF)



(a) Condition A.

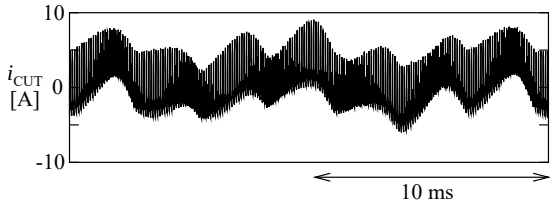


(b) Condition B: ESR increase of 150 mΩ.

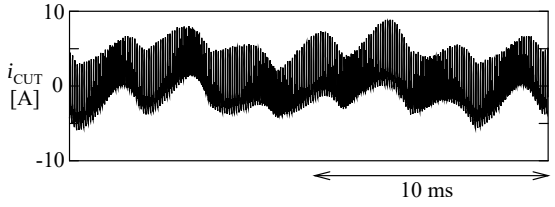


(c) Condition C: Capacitance decrease of 100 μF.

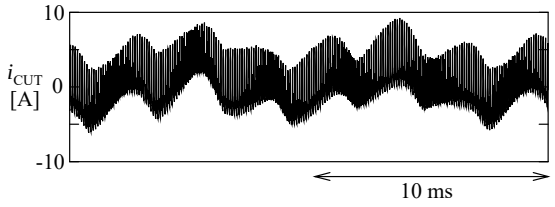
図 5　リプル電圧 $\tilde{v}_{CUT}$ 実験波形



(b) Condition A.



(b) Condition B: ESR increase of 150 mΩ.



(c) Condition C: Capacitance decrease of 100 μF.

図 6　リプル電流 i_{CUT} 実験波形

図 6 にコンデンサのリプル電流波形を示す。Condition A~C ともほぼ同一の波形であった。これはインバータが発生するリプル電流がリプル電圧に依存せず電流源と見なせるためである。ダイオード整流器からのリプル電流も DC リアクトルの影響でほぼ変化しない。

図 7 にインピーダンスプロフィルを示す。これは図 5 のコンデンサ電流波形と図 6 の直流リンク電圧波形それぞれの FFT 結果を用いて作成している。フィッティングカーブは(5)式を用いてモデリングしている。図 7(a)においてキャパスタンス値は使用したコンデンサの公称値 1100 μF とほぼ一致している。図 7(b)では ESR が 261 mΩに増加しており，この変化は直列接続した抵抗値におよそ一致している。図 7(c)ではキャパシタンス低下し，使用したコンデンサの公称値にほぼ一致している。

5. まとめ

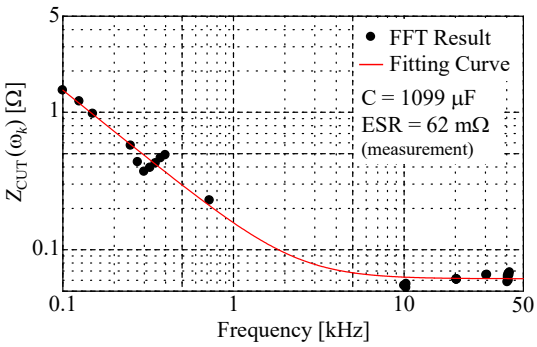
本研究では，ダイオード整流器を電源側に使用した三相 PWM インバータにおける直流リンクコンデンサのモニタリング手法を提案した。実験により，提案法はコンデンサの実リプル電圧・電流波形から ESR とキャパシタンス値を独立に抽出できることを実証した。

提案法では，コンデンサを取り外すことなく，かつ検出用の電流なども必要としないため，コンデンサの実動作環境におけるオンラインのモニタリングが可能である。

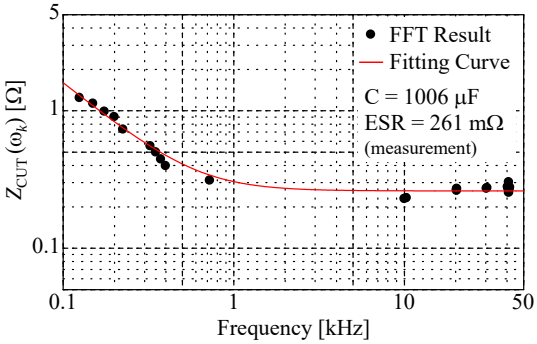
研究代表者: 長谷川 一徳
所内世話人: 西澤 伸一

成果報告

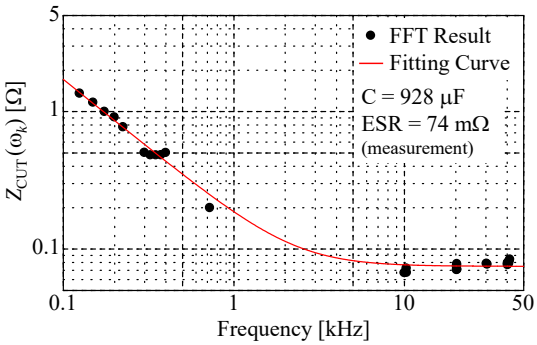
K. Hasegawa, S. Nishizawa, and I. Omura, “ESR and capacitance monitoring of a dc-link capacitor used in a three-phase PWM inverter with a front-end diode rectifier,” *Microelectron. Rel.*, vol. 88-90 pp. 434-437, Sep. 2018.



(c) Condition A.



(b) Condition B: ESR increase.



(c) Condition C: Capacitance decrease.

図 7　インピーダンスプロファイル

特定研究報告書

タ イ ト ル:　高耐圧パワーデバイス用電極の接合信頼性
研究代表者:　北九州市環境エレクトロニクス研究所　宍戸　信之
所内世話人:　西澤　伸一

1. 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ているが、次世代パワーエレクトロニクスで想定される 200 度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。高温下での材料の変形は弾塑性のみならずクリープまでもが複雑に絡み合うが、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いために、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って、熱疲労における損傷モデルの構築を目指す。また、あわせて高温動作に並列する技術として抜熱技術(冷却技術)の定量的検討を行う。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行うことで、次世代パワーエレクトロニクスの開発・普及を加速する。

2. FS 検討

図1にパワーデバイスモジュールの故障モードの模式図を示す。

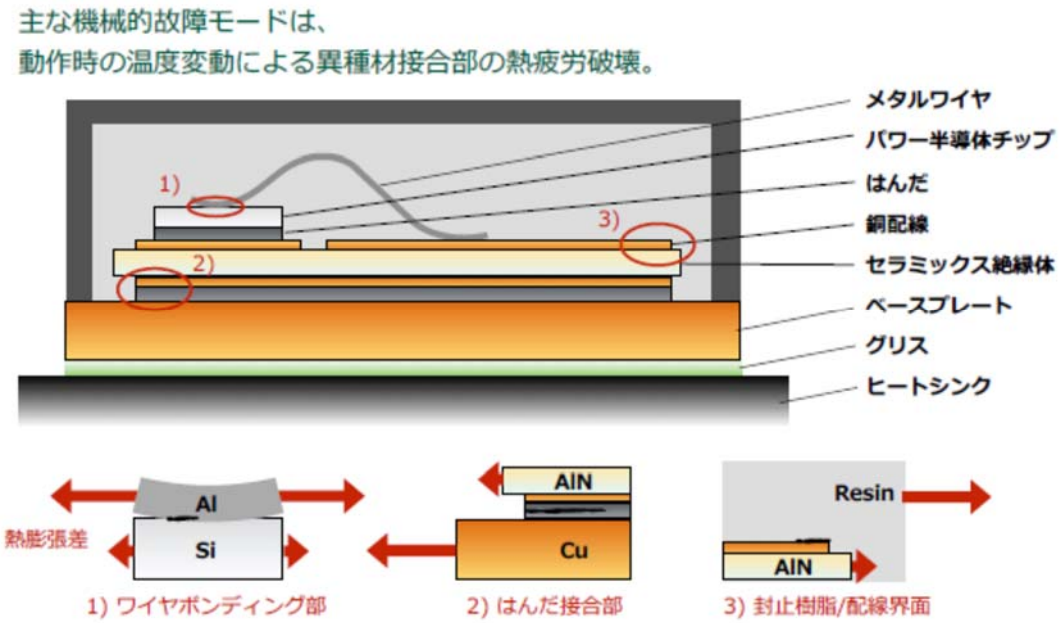


図1　パワーモジュールの構造、および故障モードの例

現状のパワーモジュールは、図1に示すように、パワーデバイス下部は絶縁基板などの複数層接合により形成され、またパワーデバイス上部は、メタルワイヤ―ボンディングにより形成されている。パワー半導体動作に伴い、損失に伴う発熱が発生し、モジュール温度が上昇する。その際、図1に示すような複合構造系では、熱膨張係数の差異により、各部位に大きな応力、変形が発生し、亀裂故障などが誘発される。主な故障モードは、1)ワイヤ―ボンディング接合部での温度変動、それに伴うシリコンパワーデバイスおよびワイヤーの熱膨張係数の差異に伴う変形、その結果として生じる疲労亀裂、(2)絶縁基板とベースプレートの接合部に代表されるはんだ系材料により接合されている異種材料接合部での熱膨張係数の差異に伴う変形、はんだ内部および、はんだ・ベースプレート界面などに生じる疲労亀裂、(3)モジュール内に充填されているレジンなどの封止材料とモジュール構成部材の熱膨張係数際に伴う疲労亀裂、がある。

図2にワイヤーボンド部の疲労解析モデルの例を示す。図2のモデルを用いて有限要素法により、弾性ひずみの定量的解析を行った。その結果、(1)式で表される相当非弾性ひずみ成分は最大温度に対して単調に増加する傾向が示すことが分かった。

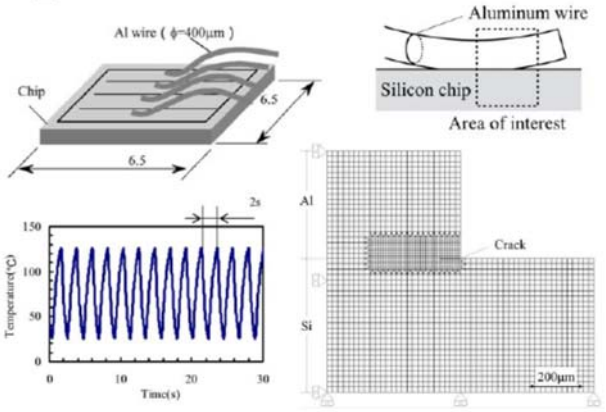


図2　ワイヤ―ボンディング疲労解析モデル

$$d\bar{\varepsilon}^{in} = \sqrt{\frac{2}{3} d\varepsilon_{ij}^{in} d\varepsilon_{ij}^{in}} \qquad (1)$$

しかしながら、一般に報告されている実験結果では、室温から温度が上昇するにしたが、疲労故障の発生頻度が上昇するが、200℃を超えると発生頻度は一定である。そこで、疲労亀裂は界面近傍に発生することから、(2)式により、界面近傍の非弾性ひずみエネルギーを評価した。すると、200℃までは温度上昇とともに非弾性ひずみエネルギーが上昇し、200℃を超えると上昇がおさまり変曲することがわかった。そのため、界面近傍の塑性ひずみに注目することで、ワイヤ―ボンディングの疲労亀裂を定量的に評価できる可能性があることがわかった。

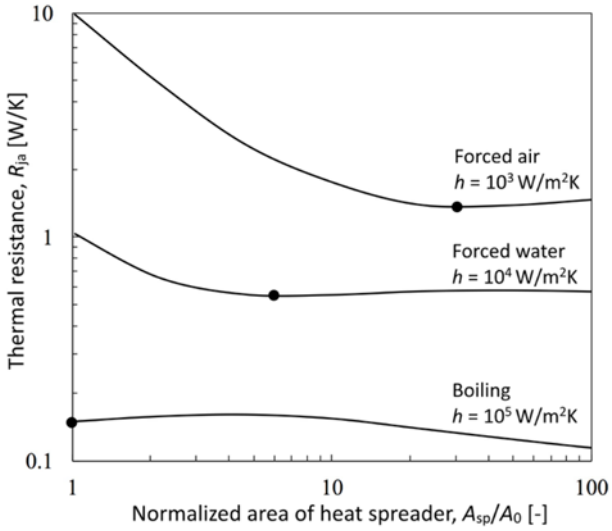


図3　冷却技術毎の熱抵抗

$$\Delta w^{in} = \sum \int \sigma \, d\varepsilon^{in} \qquad (2)$$

図3に抜熱技術に関しる定量的推算結果を示す。横軸はパワーデバイスに対する熱拡散面積効果を意味する。図3から、小型パワーモジュールでは、パワーデバイスからの発熱を小面積で抜熱する必要があるため、熱抵抗が大きくなることがわかる。また冷却技術として、空冷、水冷、二相流の順で、熱抵抗が小さくなり抜熱効果が大きいことがわかる。

補足:

本研究の一部は、PCIM Europe 2019(Nuremberg(独)、2019 年 5 月)において発表を行う予定である。

Si 絶縁ゲートバイポーラトランジスタによる少数キャリアライフタイム劣化に関する研究

明治大学　理工学部　小椋　厚志

1.　背景および目的

Si 絶縁ゲートバイポーラトランジスタ(Si-IGBT)は高耐圧パワーデバイスとして今後の主流になると期待され様々な開発が進められている[1]。その中でも耐圧を維持したまま、キャリアの注入効率を上げることでキャリアの蓄積量を増やし、ON 抵抗を低減させる IE(Injection Enhancement)効果の発見および向上は Si-IGBT 高性能化の大きなきっかけとなった。IGBT の更なる高性能化のためにはドリフト層により多くのキャリアを蓄積させることが必要であり、IE 効果に加えて高キャリアライフタイムが必要になる。しかしキャリアライフタイムは IGBT 作製プロセスの際に劣化してしまう。そこで、本研究では IGBT 作製プロセスがキャリアライフタイムに与える影響について評価を行い、キャリライフタイム劣化の要因を特定することを目的とした。

2.　実験手法および測定試料概要

図 1 に本研究で評価した IGBT 作製プロセスの一例を示す。図 1 のプロセスは IGBT のゲート形成プロセスである。本研究では特にゲート酸化膜作製及びトレンチゲート形成とその後の活性化熱処理プロセスに着目してキャリアライフタイムの評価を行なった。試料は n 型の FZ-Si(Floating Zone-Si), 抵抗率 55 Ω cm の 3 inch ウエハを用いた。測定試料は Dry 酸化, Wet 酸化のみを施した試料(Dry 酸化, Wet 酸化)、トレンチ形成後に Dry 酸化, Wet 酸化をそれぞれ施した試料、Dry 酸化, Wet 酸化後にそれぞれ活性化熱処理を施した試料の合計 6 種類の試料と未処理ウエハ(As-grown)を用いた。これらの試料のキャリアライフタイムを測定することで IGBT ゲート作製プロセスにおけるキャリアライフタイムへの影響を評価した。また、本測定ではゲート酸化膜がついている状態と酸化膜除去後にキンヒドロンメタノールパッシベーションを行った 2 種類の状態でキャリライフタイムの測定を行った。図 2 に酸化膜除去前後における Si 基板の断面状態を示す。図 2 より酸化膜除去前は酸化膜中の固定電荷や Si/SiO_2 の界面準位とバルク欠陥などにキャリライフタイムは影響されるのに対して酸化膜除去後は終端されなかったダングリングボンドとバルク欠陥によりキャリライフタイムは影響されることになる。

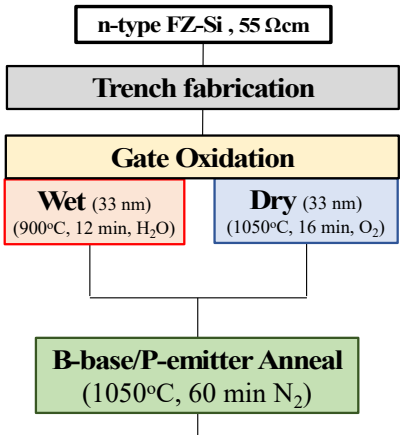


図 1.　IGBT ゲート作製プロセス

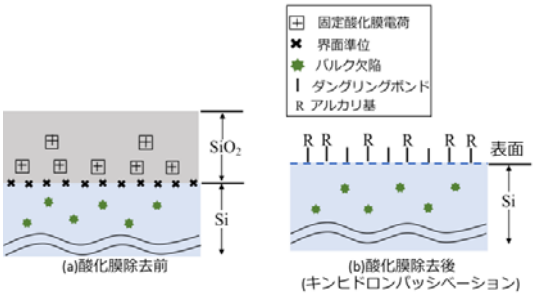


図 2. 酸化膜除去前(a)と除去後(b)の Si 基板の断面状態

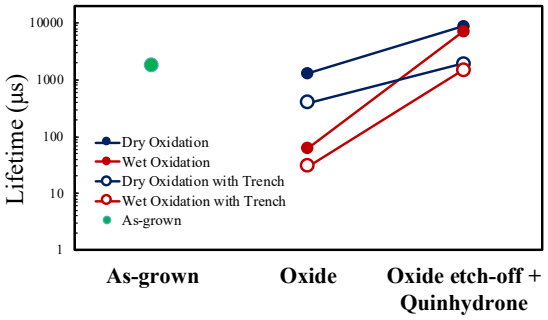


図 3. キャリアライフタイム測定結果

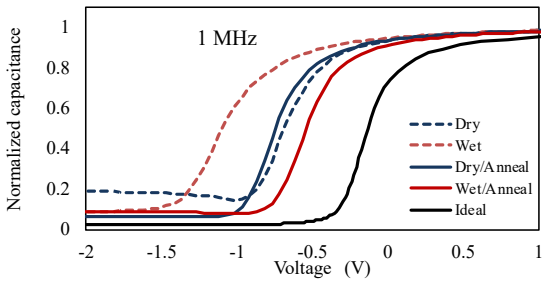


図 4. 高周波 C-V 特性の測定結果

3. 結果及び考察

3.1 キャリライフタイム測定結果

図 3 に各試料のキャリアライフタイム測定結果を示す。図 3 より Dry 酸化, Wet 酸化の双方ともゲート酸化プロセスによりキャリアライフタイムは劣化しているが、酸化膜除去後はキャリライフタイムがほぼ同等の値まで大きく向上していることが分かる。この結果よりゲート酸化プロセスにおけるキャリライフタイムの劣化は Si バルク中ではなく酸化膜に起因していると考えられる。また、Dry 酸化, Wet 酸化の双方ともトレンチ形成によってキャリライフタイムが劣化しているが同様に酸化膜除去後にキャリライフタイムは回復している。トレンチ形成によるキャリアライフタイムの劣化はトレンチ形成により酸化膜部分の密度が増えたからだと考えられる。

3.2 C-V 特性とキャリライフタイムの関係

図 4 に Dry 酸化, Wet 酸化, 及びその後活性化熱処理を行った試料の高周波 C-V 特性の測定結果を示す。また、表 1 に同試料の界面準位密度、固定酸化膜電荷、キャリライフタイムの関係を示す。図 4 より Wet 酸化プロセスでは活性化熱処理後に C-V 特性が理想曲線に近づくのに対して、Dry 酸化プロセスでは活性化熱処理前後でほとんど変化がみられない。また表 1 より Wet 酸化プロセスでは活性化熱処理後にキャリライフタイムは向上するが Dry 酸化プロセスでは活性化熱処理前後でほとんど変化がみられない。この結果も酸化膜

表 1. 界面準位密度, 固定酸化膜電荷, キャリアライフタイムの関係

Process	Interface State Density (cm^{-2} eV^{-1})	Fixed Oxide Charge (cm^{-2})	Lifetime (μs)
Dry	6×10^{10}	3.1×10^{10}	1280
Wet	3×10^{11}	5.6×10^{10}	63
Dry/Anneal	7×10^{10}	4.1×10^{10}	1320
Wet/Anneal	6×10^{10}	3.0×10^{10}	1190

がキャリアライフタイム劣化の要因であることを示している。更に n 型の場合において酸化膜固定電荷は上昇することで電界効果パッシベーションの効果をもたらし、キャリライフタイムは向上すると報告されているが表 1 ではその傾向は見られない。しかし表 1 より界面準位密度の大きさによりキャリライフタイムは依存していることが分かる。以上よりゲート形成プロセスでは酸化膜の中でも特に Si/SiO_2 界面準位密度がキャリライフタイムの劣化要因であると考えられる。

参考文献

[1] K. Kakushima *et al*., IEDM2016, 268 (2016).

30特3-6

特定研究報告書

タ イ ト ル:　ダイヤモンドパワーデバイスのシミュレーションに関する研究
研究代表者:　東京工業大学　工学院　角嶋　邦之
所内世話人:　西澤　伸一

1. 緒言

半導体ダイヤモンドは、広いバンドギャップと高い絶縁耐圧を示すため、高電圧用の高効率電力変換パワーデバイスとして期待されている。同じくワイドバンドギャップとして研究がされている SiC や GaN と比較すると、電子・正孔共に高い移動度を示し、更に高い熱伝導率を示す利点がある。特に良好な pn 接合が形成できるため、バイポーラ動作のならず、アバランシェによる高電圧印加時の保護機能など、デバイス設計の自由度が高い利点もある。近年のダイヤモンドの成長技術の進展により、高品質な p,i,n 層の形成が可能となっており、不純物濃度も広い範囲で実現することができるようになっている。しかし、ダイヤモンドデバイス設計に関しては、Si パワーデバイスを模倣した報告が多く、ダイヤモンドならではのデバイス構造が提案されているわけでは必ずしもない。この要因は、電子・正孔のキャリア輸送が Si のそれとは異なっており、適切にシミュレーションができていないことが要因である。

本研究の目的はダイヤモンドのキャリア輸送をモデル化し、汎用デバイスシミュレータの中にパラメータを取り込み、ダイヤモンドデバイスの特性を示すことである。高濃度ドーピングを行ったダイヤモンドで発現するホッピング伝導、低キャリア注入でみられるエキシトン形成など、極低温 Si でみられる現象が室ゴンでも起こるため、これらの効果をデバイスシミュレータ中に取り込み、報告されている実デバイスを再現することを試みる。応用力学研究所の西澤教授で有するダイヤモンド物性の知見とパラメータ、新しい基板構造を有効にシミュレーションに取り込むことで、迅速にシミュレータを立ち上げることを試み、ダイヤモンドならではのデバイス構造の創出につなげる。

2. 基本方程式の導出

電子および正孔の連続式は以下で記述できる。

$$-\frac{\partial n}{\partial t} = divJ_n + R_n \qquad (1)$$

$$-\frac{\partial p}{\partial t} = divJp + Rp \qquad (2)$$

ここで、(1)、(2)右辺第 2 項が、キャリア生成と再結合を表している。ダイヤモンドでは、シリコンと異なり、エキシトン生成による再結合を考慮する必要がある。しかし、エキシトンに関する定量的理論式はいまだ成立していない。そこで、今回は、エキシトン生成を含めた総合キャリア生成・消失過程として、これまでに報告されている実験結果を用いることとする。

また、電子および正孔の電流方程式は以下で記述できる。

$$Jn = q\mu_n nE + qD_n gradn \quad (3)$$

$$Jp = q\mu_p pE + qD_p gradp \quad (4)$$

ここで、(3)、(4)の右辺第1項が、バンド伝導およびホッピング伝導を総合的に考慮したドリフト電流を表している。またホッピング伝導の物理に関しては、n型ダイヤモンドでは nearest-neighbor hopping (NNH)が優勢であり、p型ダイヤモンドでは variable-range hopping (VRH)が優勢である。そのため、n型およびp型ダイヤモンドのホッピング伝導の移動度は以下で記述できる。

$$\mu_H = \frac{1}{6}\cdot\frac{qR_H^2}{kT}\exp\left(-2\alpha R_H\right)\cdot\nu_{ph}\exp\left(-\frac{W_H}{kT}\right), \quad (5)$$

$$\mu_m = \frac{qR_m^2}{kT}\nu_{ph}\exp\left(-2\alpha R_m - \frac{W_m}{kT}\right)$$

$$= \frac{qR_m^2}{kT}\nu_{ph}\exp\left\{-\left(\frac{T_m}{T}\right)^m\right\}, \quad (6)$$

さらにポアソン方程式は、以下で記述できる。

$$\vec{E} = -gradV \quad (5)$$

$$divgradV = -\frac{q}{\varepsilon}(p - n + N_D - N_A) \quad (6)$$

なお、ポアソン方程式は通常のシリコン半導体での式と同一であり、ダイヤモンド固有の記述はない。

3. 今後の計画

上述の通り、本年は、ダイヤモンドパワーデバイスを記述する半導体基本方程式の導出を行った。今回はダイヤモンド特有の物理であるホッピング伝導およびエキシトンに関して、前者はn型およびp型の場合のホッピング伝導モデルを特定した。また後者は現段階で定量的理論式の報告がなく、新たな構築も困難であることから既に報告されている実験結果から総合値としての参照値を用いることとした。

今後、これらの半導体基本方程式を連立、数値解析を行うことで、ダイヤモンドパワーデバイスの構造および動作の定量的な検討を行っていく。なお、数値解析対象とするパワーデバイスは、先行的に実験結果が報告されているダイオード、および JFET などのトランジスタ構造を考えている。

小形風力発電用パワーコンディショナの単独運転検出における回転機負荷の影響

東京理科大学 理工学部 電気電子情報工学科　近藤　潤次

1. 序論

系統連系規程[1]により分散型電源のパワーコンディショナ（PCS: Power Conditioning System）は停電時に 0.2 秒以内に PCS の運転を停止する単独運転防止機能を具備しなければならないと定められている。定格 10kW の小形風力発電用パワーコンディショナを用いて小形風車の系統連系に関する暫定対応方法[2],PV 用 PCS の認証試験方法[3]を参考に, 単独運転試験を行ったところ, 定格 200V の回転機負荷を接続した場合に, 判定基準である 0.2 秒以内に単独運転を検出できない場合が見られた。そこで, 試験に用いる回転機負荷の種類を変えて実験を行い, 何が検出時間に影響を与えるのかを調べた。その結果, 回転機負荷が消費する無効電力が大きい程, 検出時間が長くなる結果を得た。またこの傾向が, 共振回路の特性を用いて定性的に説明できることを示した。また，単独運転防止試験においては測定結果に大きなばらつきが出るが，このばらつきの要因を特定するため、任意の位相で系統模擬電源から遮断可能な遮断器を作成し遮断位相の固定を行った。さらに、回転機負荷の無効電力が周期的に変動するので、その値を参照しタイミングを計り遮断を行うことで、遮断時の無効電力を従来よりも高い精度で一致させることでばらつきを低減することを試みた。

2. 実験概要

単独運転試験を行うにあたり, 図 1 のような回路を用いた。また, 負荷装置としては, 回転機負荷(定格 200V および定格 100V 駆動), 共振負荷を用いた。試験した PCS に搭載された単独運転検出方式は, ステップ注入付き周波数フィードバック方式である。まず，共振負荷のみの場合と共振負荷と回転機負荷の両方がある場合（回転機負荷は A と B の 2 種類を用意し，かつ前段に絶縁変圧器を付けた場合と付けない場合を実施）について，それぞれ単独運転事件を計測する実験を行った。次に，単独運転時間のばらつきを提言する手段として，任意の位相で系統模擬電源から遮断可能な遮断器を作成し遮断位相の固定を行ったこと，および回転機負荷の無効電力が周期的に変動するのでタイミングを計り遮断を行うことの効果を調べた。

3. 回転機負荷と単独運転時間の関係

単独運転状態になるローカル回路から系統への潮流（図 1 内のΔPとΔQ）を PCS 出力電力 P_{PCS}=2.5kW の-10%, -5%, 0%, 5%, 10%とした場合の単独運転時間の実験結果を表 1～3 に示す。表 1 より，共振負荷のみの場合は単独運転時間が常に 0.1 秒未満であった。これに対し，共振負荷と回転機負荷 A の両方があり，回転機負荷の前段に絶縁変圧器を付けない場合は，表 2 のように単独運転時間が長くなり，かつ単独運転が維持されやすいΔP=0, ΔQ=0 では認証試験の判定条件[2]である 0.2 秒を超えた。しかし表 3 より，回転機負荷の前段に絶縁変圧器を付けた場合は，ほぼすべての条件において付けない場合より単独運転時間が短くなった。

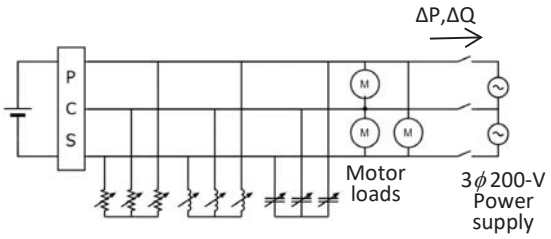


図 1　単独運転試験回路

表 1　単独運転時間（回転機負荷無）

		ΔP				
		-10%	-5%	0%	5%	10%
ΔQ	-10%	54ms	58ms	54ms	56ms	53ms
	-5%	56ms	55ms	64ms	64ms	65ms
	0	75ms	70ms	76ms	76ms	79ms
	5%	70ms	65ms	60ms	63ms	61ms
	10%	55ms	59ms	59ms	63ms	60ms

表 2　単独運転時間（回転機負荷有・変圧器無）

		ΔP				
		-10%	-5%	0%	5%	10%
ΔQ	-10%	173ms	124ms	113ms	120ms	95ms
	-5%	180ms	159ms	129ms	115ms	107ms
	0%	150ms	166ms	213ms	134ms	123ms
	5%	127ms	143ms	168ms	187ms	151ms
	10%	118ms	124ms	140ms	161ms	176ms

表 3　単独運転時間（回転機負荷有・変圧器無）

		ΔP				
		-10%	-5%	0%	5%	10%
ΔQ	-10%	94ms	90ms	80ms	80ms	77ms
	-5%	107ms	101ms	96ms	97ms	80ms
	0%	126ms	101ms	175ms	141ms	114ms
	5%	99ms	106ms	115ms	140ms	168ms
	10%	92ms	94ms	99ms	109ms	112ms

絶縁変圧器の有無が何に影響するかを考えると，まず絶縁変圧器と回転機負荷が定常状態で消費する有効・無効電力が変わる。絶縁変圧器には巻線抵抗や漏れインダクタンスがあるので，絶縁変圧器を付けるとそれらの連系点から見たインピーダンスが大きくなり，有効・無効電力消費が減る。別の回転機負荷 B を使って実験したところ，その定常状態での無効電力消費が一番小さかったが，単独運転時間も短かった。以上より，単独運転時間の長い順に定常状態での消費無効電力も大きいと言える。

この理由を，図 2 の共振回路での消費無効電力と周波数変動の関係に着目して説明する。図 2 の回路は単独運転状態のローカルな回路を単純化したもので, 交流電源が PCS, CとLが回転機負荷を含む共振負荷を表す。簡単のため, 抵抗負荷を省略している。電源電圧をV, 電源周波数をf, LとCの無効電力をそれぞれQ_L, Q_Cとする。この時, 電源が供給する無効電力ΔQは(1)式となる。

$$\Delta Q = Q_L - Q_C = \frac{V^2}{2\pi f L} - 2\pi f C V^2 = \frac{V^2}{2\pi f L}\left(1 - \frac{f^2}{f'^2}\right) \qquad (1)$$

ここに，共振周波数$f' \equiv 1/\left(2\pi\sqrt{LC}\right)$を用いた。(1)式において，$V$=200V, 共振周波数$f' = 50$ Hz (単独運転試験において$\Delta Q = 0$の実験時の状態)を代入した時の無効電力ΔQと周波数fの関係を図 3 に示す。Lには表 6 に示した 3 種類の回転機負荷の消費無効電力と同じQ_LになるLを代入した。図 3 からわかる通り, 50Hz 付近では, 回転機負荷の無効電力消費の大きい順に傾きが緩やかになっている。つまりQ_Lが大きいほど電源（単独運転試験時の PCS）が無効電力ΔQを供給した際の定常的な(最終的に落ち着く)周波数のずれ $|f - f'|$ が小さいことを意味する。これより, ステップ注入付き周波数フィードバック方式により PCS が無効電力を注入しても, 回転機負荷の無効電力消費が大きいと周波数変動が小さく, 単独運転検出に時間がかかると考えられる。

4. 単独運転時間のばらつき低減

使用した回転機負荷の消費無効電力の測定結果を図 4 に示す。なお、図 4 の無効電力は図 1 中の矢印のように回転機負荷から出ていく向きを正としているため負の値となっている。図 4 から今回使用した回転機負荷の消費無効電力は 2 秒ほどの周期で振動する 20 var 程度の変動成分を含むことが確認できた。

ΔP=0, ΔQ=0 の条件において，UV 相間電圧の遮断時の位相を IGBT を用いたスイッチで設定し，かつ回転機負荷の無効電力の時間変化を考慮したタイミングでの遮断を行った際の単独運転時間を図 5 に示す。なお、図 5 の直線は各位相の平均値を最小二乗法で直線近似したものである。図 5 より遮断時の系統電圧の位相により単独運転時間の平均値に 20 ms 程度のずれが生じることが確認できた。これは、PCS が移動平均値を求めるために行う系統周波数の演算を日本電機工業会の規格[4]により 1 サイクルごとにしていることに起因すると考えられる。同様に 270° において 20 ms ほど遅くなった結果が 1 回生じているのは、何らかの理由で検出が 1 サイクル遅くなってしまったものと考えられる。また、図 5 の全結果に関して単独運転時間の平均値は 224.87 ms、標準偏差は 10.00 ms であった。これは位相の固定および無効電力の調整を行わない場合と比べ、標準偏差が 40%程度減少した。

参考文献

[1] 日本電気技術規格委員会：「系統連系規程」，JEAC9701-2012，(2012)
[2] 日本小形風力発電協会:「小形風車の系統連系に関する暫定対応方法」, https://www.jswta.jp/
[3] 電気安全環境研究所:「多数台連系対応型太陽光発電システム用系統連系保護装置の個別試験方法」，JETGR0003-4-3.0，(2014)
[4] 日本電機工業会：「低圧配電線に連系する太陽光発電用三相パワーコンディショナの標準形能動的単独運転検出方式（ステップ注入付周波数フィードバック方式）」，JEM1505，(2015)

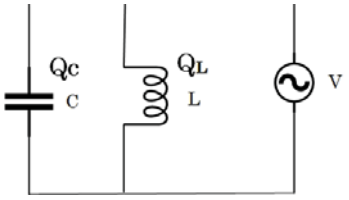


図 2　共振回路

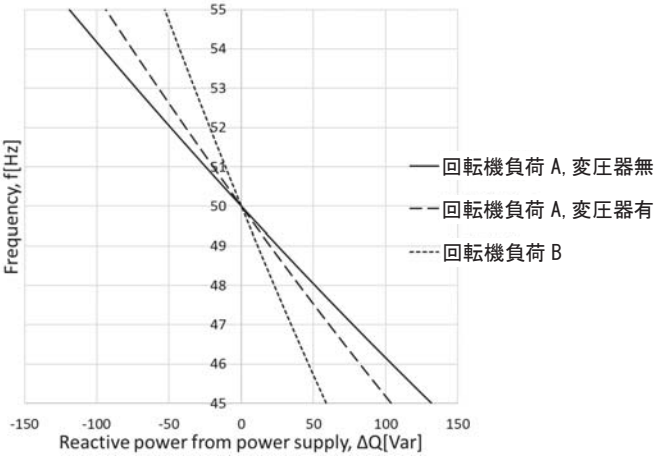


図 3　共振回路の無効電力と周波数の関係

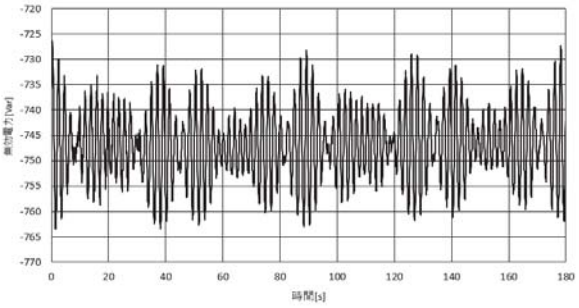


図 4　回転機負荷の無効電力の時間変化

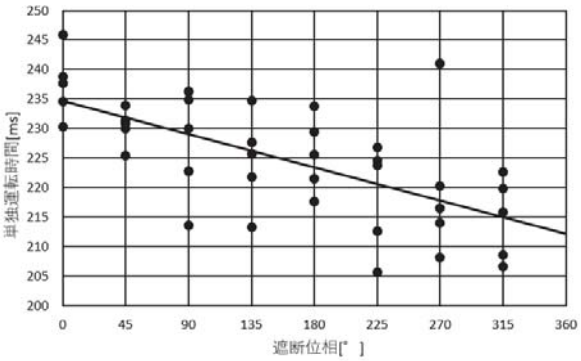


図 5　遮断位相と単独運転時間の関係

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　髙橋　江梨香
同志社大学　理工学部　髙田　稜一
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

目的

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-乱流遷移などと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．現象の強い非線形性が，解析および数値計算，実験の精度や信頼性に様々な技術的困難さをもたらす為である．本研究では水槽を用いた可視化実験を行い，得られた画像に PIV 解析をし，数値解析で得られた流れ場の可視化図との比較を行う．

実験方法

本実験では，翼モデル周りの流れの可視化として，作業流体に直接トレーサー粒子を混ぜる手法を行った．トレーサー粒子は比重が水に近い，ナイロンパウダーを用いた．トレーサー粒子の径は充分小さく，流れによく一致する．測定面は，翼スパン方向である

- **翼スパン方向から見た流れの撮影**

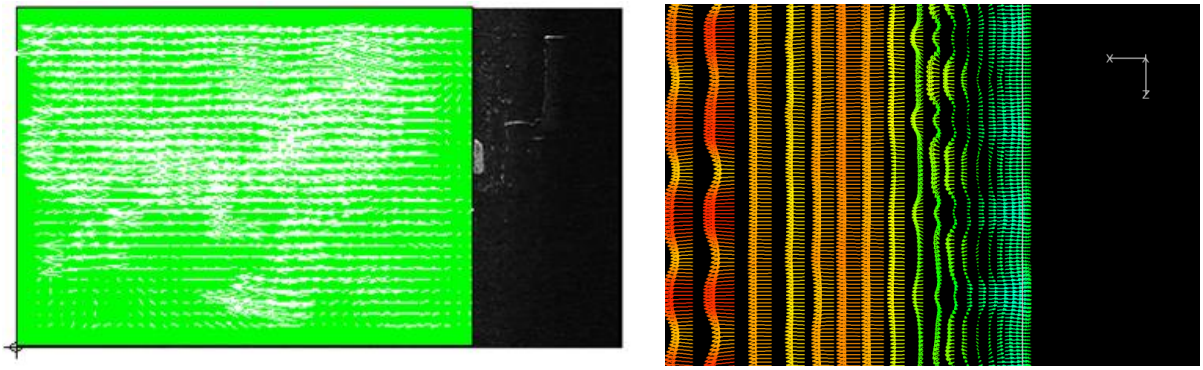
台車に設置したアクリル板は水面に対して平行であり，翼モデルは，そのアクリル板と水面に直角になるように取り付ける．この時，水中に沈んでいる部分は，水面から水底より 1cm 高くなるようにした．カメラは台車と同期運動するように取り付けた．また，光源にはスライドプロジェクターを利用し，自作のスリットによって光を収束させ，シート光になるようにした．尚，この光源も翼モデルを取り付けた台車に固定されており，撮影時は台車と同期して動く．シート光は翼モデルの後方に進行方向に対して平行な面に当たるようにし，さらに水中に浸かっている部分を長くすることで，撮影する流れが翼の端や水面の影響が極力出ないように留意した．

結果と考察

図 1(a)は，本実験で撮影した動画をもとに作成した PIV 解析画像の一例である．また，図 1(b)は数値計算の結果から得られた速度ベクトルの図である．どちらの図も $Re = 8.0\times10^2$，$\alpha = 18$ deg.である．

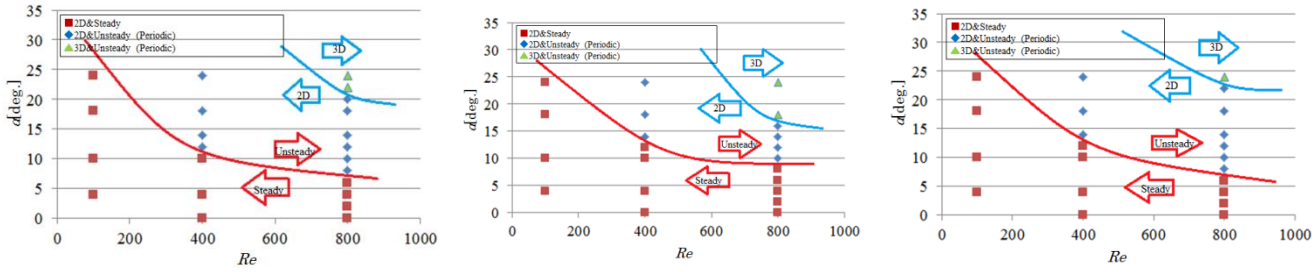
図 1 の(a)と(b)を比較すると，数値計算による可視化図では，翼の後方で流れが収束または広がるように振る舞う場所が見られ，実験による可視化図でもそれを部分的に確認できる．また，どちらの画像でも翼の後縁付近で，流れが翼に巻き込まれる形で逆流しているのが確認できる．

図 2 は，各翼型における流れの定常/非定常性と二次元/三次元性で分類した図である．NACA0015 は，FP や iNACA0015 とは，異なる特性を示すことがわかる．



(a) α = 18[deg.] (in experiment)　　(b) α = 18[deg.] (in computation)

Fig.1 Streamlines for FP at $Re = 8.0\times10^{2}$ and $\alpha = 18$ [deg.] The color represents speed of flow



(a) FP　　(b) NACA0015　　(c) iNACA0015

Fig.2 Stability diagram for each airfoil

まとめ

極低レイノルズ数での基本的翼型の空力特性と流れの可視化に関する実験と計算を実施した．その結果は $Re = 10^{1}$ 程度でも翼形状により空力特性や流れが，異なることを示している．この事実は，流れの強い制御能力を示唆しており，今後の研究により有効な応用可能性が期待できる．

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
竹内　麻奈人、吉野賢二

１．はじめに

多元系 I-III-VI_2 族や I_2-II-IV-VI_4 族化合物は、熱電変換材料や太陽電池材料といったエネルギー変換材料として期待されている。実際に $CuInTe_2$ 多結晶焼結体は 823 K において無次元性能指数 ZT=1.61、$Cu_2ZnSnSe_4$ 多結晶焼結体は 850 K において ZT= 0.95 が達成されている[1, 2]。これまで報告されている化合物サンプルは多結晶焼結体であり、粒界がフォノン散乱を促進するという利点もあるが、同時にキャリア輸送のバリアとなり電気的特性を低下させている。また、構成元素やドーパントにレアメタルである In や Ga を使用しているため環境負荷の点で問題がある。本研究では環境調和した $CuSbS_2$ や Cu_2ZnSnS_4 に注目し、これらの材料が持つカチオン元素の不規則構造によって固有の低熱伝導度を有していると考え、電気的特性を向上させるために独自の結晶成長による良質な単結晶サンプルを熱電材料に応用した。これまでに Cu-poor 組成 Cu_2ZnSnS_4 単結晶で、400 K において関連する I_2-II-IV-VI_4 化合物より 1.5-45 倍大きな ZT = 0.2 を示すことを報告している[3]。更なる熱電特性の向上のために結晶の高品質化、組成制御やドーピングによって格子欠陥によって物性制御し、環境調和した高効率熱電材料開発を目指す。本報告では、$CuSbS_2$ 単結晶の結晶成長と熱電特性について述べる。

２．実験方法

高純度原料(5N: Cu, Sb, S)を石英管に真空封入後、1100 ℃ で溶融させ Feed となる $CuSbS_2$ 多結晶を作製し、成長温度 600 ℃、温度勾配 40 ºC /cm、成長速度 4 mm/day の条件でゾーンメルト法を用いて $CuSbS_2$ 単結晶を成長させた。得られた単結晶を用いて電気的特性と熱電特性評価としてキャリア濃度 p、移動度 μ_h、電気伝導度 σ、熱伝導度 κ、ゼーベック係数 S を測定した。

３．結果と考察

Figure 1 に 3 ゾーンからなる結晶炉内の温度プロファイルを示す。中心ヒーター温度は 600 ℃ で融点より 50 ℃ 程度高く設定して液相を形成している。中心 - 下部ヒーター間の温度勾配は 40 ℃/cm に設定することで液相ゾーンの長さを 1 cm 程度にコントロールしている。Figure 2 に得られた $CuSbS_2$ 単結晶を示す。インゴットサイズは直径 10 mm、長さ 30 mm 程度である。

エネルギー分散型 X 線分析(EDS)から得られた組成分析結果は、インゴット全体においてに均一であり、平均組成として Cu: 25.7 atm.%, Sb: 24.8 atm.%, S: 49.5 atm.%であり、わずかに Cu-rich 組成を示した。サーモプローブ測定から伝導型は P 型を示した。これらの結果と第一原理計算による報告 [4]より、Sb サイトの Cu (Cu_{Sb})置換欠陥が支配的であると考えられる。

Table 1 に室温における電気的特性と熱電特性を示す。ホール移動度 μ_h は、これまで報告されていた多結晶サンプル 32 cm^2/Vs より 2 倍大きな 65 cm^2/Vs を示した [5]。

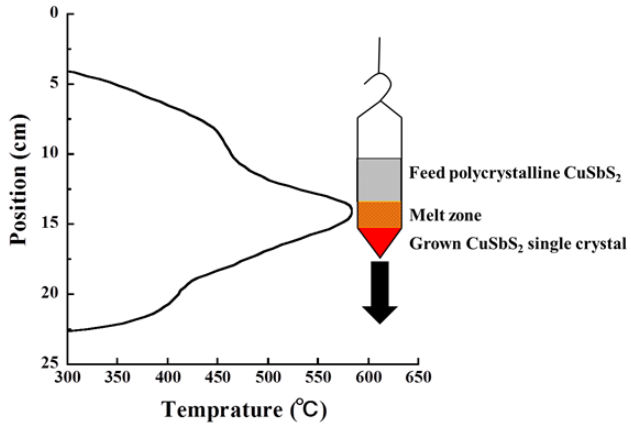


Fig. 1 結晶成長炉内の温度プロファイル

Fig. 2 $CuSbS_2$ 単結晶インゴット

Table 1 室温における $CuSbS_2$ 単結晶の電気的特性と熱電特性

p [cm^{-3}]	σ [S/cm]	μ_h [cm^2/Vs]	S [μV/K]	κ [W/mK]
8.08×10^{16}	0.85	65.7	490	0.92

熱伝導度 κ=0.92 W/mK は、ZT > 1 を達成している $CuInTe_2$ の 3.5 W/mK at 300 K よりも小さな値を示し [1]、熱電材料として高いポテンシャルを有する事を示した。この固有の低熱伝導度は、$CuSbS_2$ 中の電子のローンペアによる electrostatic repulsion のためと考えられる。

４．まとめ

本研究は、環境調和型 $CuSbS_2$ 材料の熱電特性に注目し、高品質な単結晶サンプルを用いて熱電材料としてのポテンシャルについて調査を行った。電気特性と熱電特性において、これまで報告されている $CuSbS_2$ 多結晶サンプルよりも優れた結果を示した。特に室温における熱伝導度 κ=0.92 W/mK は、ZT >1 を示す同系統の多元系材料よりも 3 分の 1 程度の小さい値を示し、熱電材料として大きなポテンシャルを持つ事を明らかにした。

５．謝辞

This work was supported in part by the Collaborative Research Program of Research Institute for Applied Mechanics, Kyushu University.

引用文献

[1] Y. Luo *et al.*, Adv. Energy Mater. **6**, 1600007 (2016).
[2] X. Y. Shi *et al.*, Appl. Phys. Lett. **94**, 122103 (2009).
[3] A. Nagaoka *et al.*, Appl. Phys. Express **11**, 051203 (2018).
[4] B. Yang *et al.*, Chem. Mater. **26**, 3135 (2014).
[5] L. Wan *et al.*, J. Alloys Compd. **680**, 182 (2016).

30ME–3　風レンズ風車用の炭素繊維強化複合材（CFRP）の衝撃圧縮特性に及ぼす負荷方向と温度の影響

岡山理科大学　工学部　　中井　賢治

１．緒　言

原子力発電所の事故以降、国内外において再生可能な新エネルギとして風力発電が注目されている。九州大学では、エネルギ効率を高めた次世代風車「風レンズ風車」を開発し、山間部や海上に設置して、様々な性能実験を行っている。今後、エネルギ効率を更に高めるためには、軽量でかつ高強度，高剛性である大型風車を開発する必要がある。このような観点から、風車の大型構造部材に金属材料に代わって炭素繊維強化複合材（CFRP）の使用が計画されている。九州大学応用力学研究所のエネルギ変換工学分野では、真空樹脂含浸製造（Vacuum assisted Resin Transfer Molding : VaRTM）法による CFRP の開発研究が新しいテーマとして開始されている。この手法を用いると、風車や集風体など複雑な大型部材を製作することが比較的容易になる。風レンズ風車が、台風や大波・高波浪による衝撃を受けた時の安全性を評価するために、CFRP の衝撃特性データが不可欠である。また、風レンズ風車を設置する場所によっては、直射日光などの影響により風車の温度が上昇することもあるため、設計する際には温度の影響も考慮する必要がある。

本研究の目的は、VaRTM 法により成形した直交積層カーボン／エポキシ複合材の主軸 3 方向すなわち繊維（1-），面内横（2-），板厚（3-）方向における静的・衝撃圧縮応力－ひずみ特性の温度依存性を、実験的に評価することである。高ひずみ速度（最大 10^3/s）での圧縮応力－ひずみ関係の温度依存性（T = 20, 40, 60, 80 °C）を、ホプキンソン棒法 [1] 及び電気炉により決定した。また、インストロン試験機及び恒温槽を用いて、低ひずみ速度（10^{-3}/s）における圧縮応力－ひずみ関係の温度依存性を求めた。これらの結果を比較することにより、ひずみ速度と温度が主軸 3 方向における圧縮特性（極限圧縮強度，極限圧縮ひずみ，極限圧縮ひずみ値までの吸収エネルギ）に及ぼす影響について考察した。

２．積層板と圧縮試験片の形状寸法

供試材として、VaRTM 法により成形された厚さ約 10 mm の直交対称積層（$[0/90]_{8S}$）カーボン／エポキシ複合材を使用した。この積層複合材の強化繊維材，マトリックス樹脂の種類及び繊維体積含有率を、表 1 に示す。この積層複合材から、最上・下面での繊維方向（1-d），面内横方向（2-d），板厚方向（3-d）に対して機械加工により直径 d = 8 mm の円柱状の静的および衝撃試験片を採取した。円柱状試験片の適正な細長比（長さ l／直径 d）の制約上、以下のように形状寸法を決定した。静的圧縮試験片の形状について、ASTM E9-89a[2] 規格で推奨されている細長比 l/d = 1.5～2.0 となるように長さ（l = 12 mm）を決定した（3-d についてのみ、板厚の制限により l = 8 mm とした）。一方、衝撃圧縮試験片の形状については、標準型ホプキンソン棒試験における適正な試験片細長比の範囲（$0.5 \leqq l/d \leqq 1.0$）[3] に入るように、長さ（l = 4 mm）を決定した。

表 1　本試験で使用した複合材の強化繊維材，マトリックス樹脂の種類及び繊維体積含有率

	Cross-ply carbon/epoxy laminated composite
Fiber	HTS40 F13 12K (Toho Tenax)
Matrix	Epoxy XNR/H 6815
Fiber volume ratio V_f	0.56

３．試験方法及び手順

３・１　静的圧縮試験　　インストロン試験機（モデル 5500R）及び恒温槽を用いて、室温及び高温（T = 20, 40, 60, 80 °C）下にて低ひずみ速度で圧縮試験を行なった。静的試験片を試験機の上下圧縮治具間に挟み、一定クロスヘッド速度 1 mm/min で試験片が破壊するまで圧縮負荷を行なった。繊維（1-），面内横（2-）方向の圧縮試験（図 1 参照）では、試験片端面での帯状変形（end brooming）に引続き縦割れが生じて非常に低い極限圧縮強度しか得られないので、この破壊モードを阻止するために円形（d = 8 mm）の孔をあけた高強度鋼リング[4]（直径 30 mm，厚さ 3 mm，ステンレス鋼 304 製）を試験片両端に取り付けている（図 2 参照）。また、試験片温度を正確に計測するため、試験片に直接熱電対（ST-23E-100-GW2-ASP，安立計器株式会社）を取り付けている。

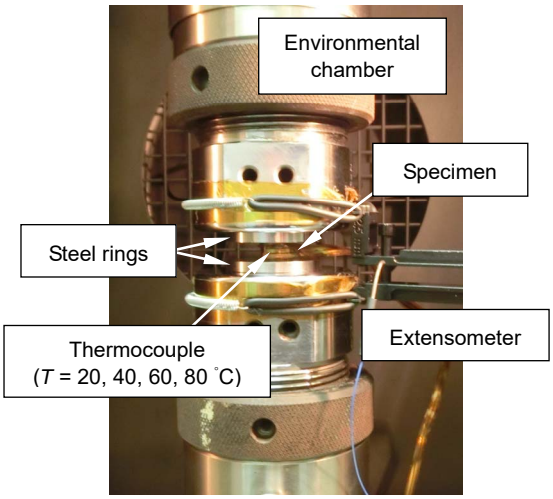


図 1　直交積層複合材の繊維（1-），面内横（2-）方向における静的圧縮試験の様子

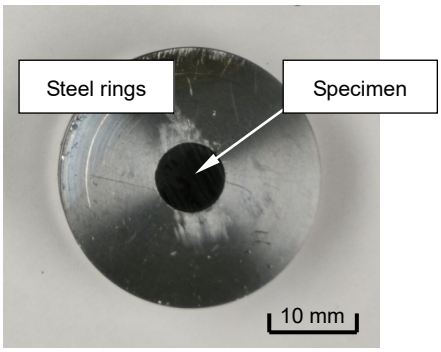


図 2　直交積層複合材の繊維（1-），面内横（2-）方向における静的試験に使用した鋼製リング

３・２　ホプキンソン棒法による衝撃圧縮試験　　図 3 に示す標準型ホプキンソン棒装置及び電気炉を使用して、室温及び高温下にて衝撃圧縮試験を行った。本装置は、主として入出力棒（JIS SUJ2，直径 16 mm，長さ 1500 mm）と打出し棒（JIS SK5，直径 15.9 mm，長さ 350 mm）から構成されている。衝撃試験片を入力棒と出力棒の間に挟み込んで取り付ける。棒／試験片間の摩擦の影響を軽減するために、試験片の両端面には二硫化モリブデンを塗布している。試験手順及び測定理論の詳細については、著者らの文献[5]を参照されたい。また、静的試験と同様、試験片に直接熱電対を取り付けている。

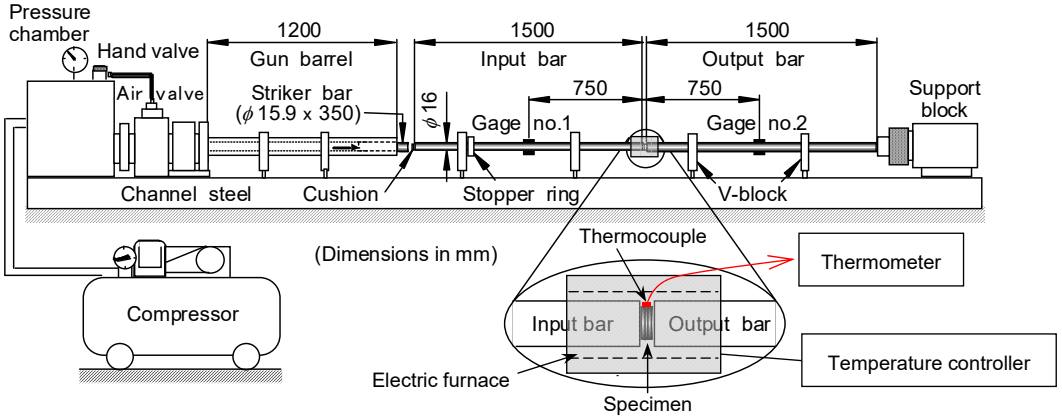


図 3　圧縮型ホプキンソン棒装置の概略図

4．試験結果及び考察

面内横（2-），板厚（3-）方向における、室温（T = 20 °C）及び高温（T = 60 °C）での静的・衝撃圧縮応力－ひずみ関係の比較を、図 4 に示す（繊維（1-）方向については、面内横方向と同じ傾向のため、省略する）。どの負荷方向，温度においても、ひずみ速度の上昇と共に初期の傾き（初期係数），極限圧縮強度（最大圧縮応力値）σ_C は増加しているが、極限圧縮ひずみ ε_C は低下していることがわかる。また、ひずみ速度に関係なく、両負荷方向とも温度の上昇と共に σ_C は低下しているが、ε_C は負荷方向により傾向が異なっている。静的及び衝撃における σ_C を、温度に対してプロットした結果を図 5 に示す。どの負荷方向，どの温度においても、σ_C は正のひずみ速度依存性を示している。また、温度，ひずみ速度に関係なく、板厚方向における圧縮特性値は、他の 2 方向におけるそれよりも非常に高い。これは、板厚方向では、母材であるエポキシ樹脂の固有の粘弾性特性による影響が大きいためである。さらに、低ひずみ速度（10^{-3}/s）において繊維，面内横方向では、温度 T が 60～80 °C の範囲において σ_C の急激な低下が認められる。また、板厚方向では、同温度範囲において σ_C はほとんど変化していないことがわかる。これは、母材が軟化しても、直交している繊維に支えられているためであると考えられる。

以上の結果を考察するために、面内横方向及び板厚方向における静的圧壊モードの温度依存性を調べた。それらの写真を、図 6, 7 に示す。面内横方向では、温度が 20～60 °C の範囲では母材内でのせん断破壊が生じている。一方、温度が 80 °C では、図 6 中の試験片側面の走査型電子顕微鏡（SEM）写真に示すように、繊維の座屈が生じている。これは、試験片温度が母材であるエポキシ樹脂（XNR/H 6815）のガラス転移点（T_g = 90 °C）に近づいたため、母材が著しく軟化したためである。また、板厚方向では母材内でのせん断破壊が生じており、温度が上昇するにつれてクラッシングも認められるが、基本的には破壊形態に大きな違いは認められない。

図 5 より、高ひずみ速度（約 10^3/s）での σ_C は、どの方向でも温度上昇による急激な低下が認められない。これは、衝撃試験では、試験片内を荷重ではなく応力波が作用するため、繊維の座屈が生じる前に完全に圧壊したと推測される。

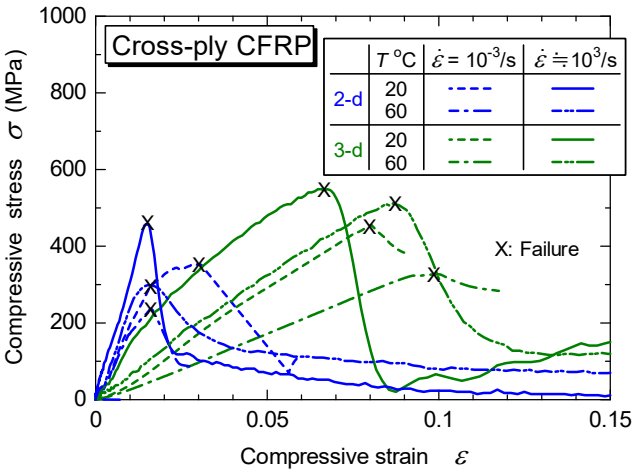


図 4　直交積層複合材の室温及び高温下での面内横，板厚方向における静的・衝撃圧縮応力－ひずみ関係

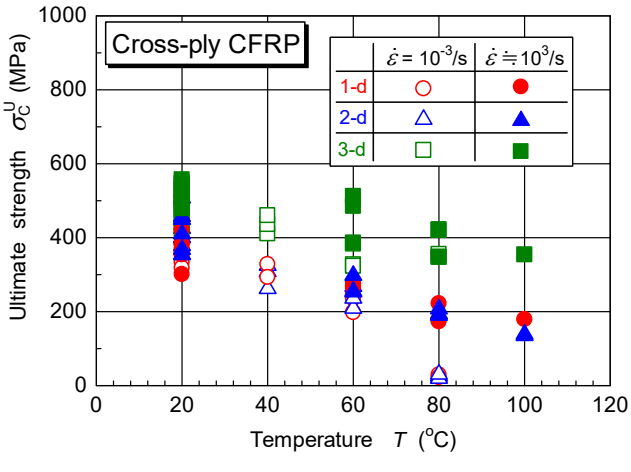


図 5　直交積層複合材の静的・衝撃極限圧縮強度の温度及び負荷方向依存性

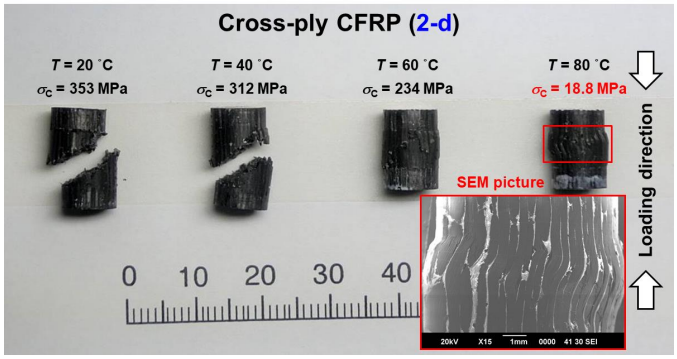


図 6　直交積層複合材の面内横方向における
静的圧壊モードの温度依存性

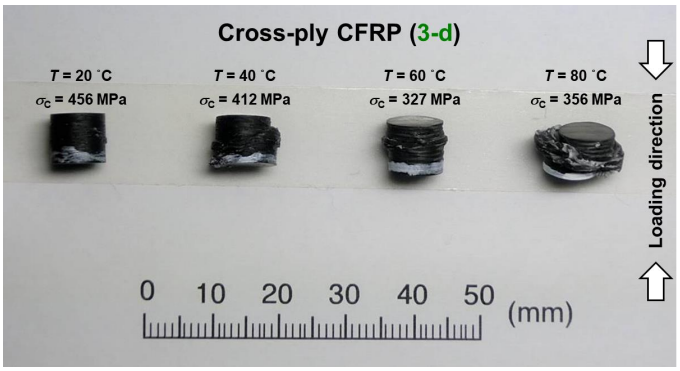


図 7　直交積層複合材の板厚方向における
静的圧壊モードの温度依存性

5．結　言

直交積層カーボン／エポキシ複合材の繊維（1-），面内横（2-），板厚（3-）方向の圧縮応力－ひずみ特性（極限圧縮強度，極限圧縮ひずみ，吸収エネルギ）のひずみ速度・温度依存性を、標準型ホプキンソン棒法及びインストロン試験機を用いて評価した。その結果、次のような結論を得た。

(1) どの負荷方向，温度においても、ひずみ速度が上昇するにつれて、極限圧縮強度はわずかに増加するが、極限圧縮ひずみ及び吸収エネルギは低下する。また、ひずみ速度，温度に関係なく、板厚方向の圧縮特性値は繊維・面内横方向のそれよりも非常に高い。

(2) 低ひずみ速度では、繊維及び面内横方向における極限圧縮強度の温度依存性は板厚方向におけるそれよりも非常に高い。これは、繊維及び面内横方向では、高温下にて繊維座屈が生じたためである。しかし、高ひずみ速度では、極限圧縮強度の温度依存性は負荷方向による影響はほとんど認められない。

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ある。ここに記して、感謝の意を表する。

参考文献

1) H. Kolsky: An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading, *Proceedings of the Physical Society*, Vol. B62 (1949), 676–700.

2) ASTM E9-89a: *Annual Book of ASTM Standards*, Vol. 03.01, American Society for Testing and Materials, Philadelphia (1995), 98–105.

3) G. T. Gray III: *ASM Handbook, Vol. 8, Mechanical Testing and Evaluation*, ASM International, Materials Park, OH (2000), 462–476.

4) J. Lankford: Compressive damage and failure at high loading rates in graphite fiber-reinforced polymeric matrix composites, *Advanced Composite Materials*, Vol. 19 (1991), 553–563.

5) 横山　隆，中井賢治，稲垣智也：一方向強化カーボン／エポキシ積層複合材の衝撃圧縮破壊挙動：直交異方性材料の主軸 3 軸における特性，材　料，Vol. 58, No. 11 (2009), 887–894.

研究組織

・ 研究代表者　　中井　賢治（岡山理科大学　工学部　機械システム工学科）
・ 研究協力者　　福島　　翼（岡山理科大学大学院　工学研究科　機械システム工学専攻）
・ 研究協力者　　氏峰　大地（岡山理科大学　工学部　機械システム工学科）
・ 所内世話人　　新川　和夫（九州大学　応用力学研究所　新エネルギー力学部門）

波浪中の浮体・船舶に関する革新的 EFD 技術に関する研究

広島大学大学院工学研究科輸送・環境システム専攻
教授　岩下　英嗣

1.　研究目的

波浪中の浮体や船舶に作用する流体力や動揺の計測技術はある意味完成された技術となっているが、近年の数値流体力学の進展に伴い、その結果を検証するためのより高精度な実験データが必要になって来ている。そこで切望されるデータとは、浮体や船舶に作用する流体力や、その外力を受けて生じる動揺など、いわゆる積分量としてのデータではなく、浮体や船舶が造波する波や物体表面の圧力などの局部的な物理量であり、これらを計測・解析する新たな技術の開発が急務となってきている。

こうした背景を受け、本研究では、水槽実験において船舶や浮体の圧力分布の新しい計測技術を確立することを目的としている。　昨年度までの共同利用研究を通じて、既に世界初となる表面全域での非定常圧力分布計測に成功しており、今年度からはその成果をベースに計測精度の更なる向上を目的とした研究を展開する。

2.　研究組織

氏　名	所　属	職　名	役割・担当
岩下 英嗣	広島大学大学院工学研究科 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
大西 宏尚	広島大学大学院工学研究科 輸送・環境システム専攻	修士 2 年	実験補助
福本 隆央	広島大学大学院工学研究科 輸送・環境システム専攻	修士 1 年	実験補助
伊藤 勇介	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
三浦 颯馬	大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻	修士 1 年	実験補助
胡 長洪	九州大学応用力学研究所	教授	CFD 解析

3.　実験の概要

圧力分布計測試験に加えて船側波形の計測を行うことで時々刻々の水面位置 (圧力が 0 の瞬間) を把握できるため，高解像度な圧力分布を得ることができる. 革新的な EFD 技術を導入したこの 2 つの試験により船体表面非定常波動場の可視化を行う.

3.1.　供試模型について

実験で使用したバルクキャリア船型を Fig. 1 に，主要目を Table 1 に示す.

Fig. 1: Bulker

Table 1: Bulker 主要目

L_{pp}[m]	2.4000	$x_B(=x_G)$[m]	0.0510
B[m]	0.4000	KB[m]	0.0662
d[m]	0.1280	BM_T[m]	0.1016
$\nabla[m^3]$	0.0983	BM_L[m]	3.2135
C_b	0.8000	KG[m]	0.1080
A_w[m^2]	0.8354	κ_{yy}/L	0.2500

3.2. 圧力計について

FBG センサーの仕組みを Fig. 2 に示す．FBG(Fiber Bragg Gratings) とは光ファイバーの中に回折格子を刻んだものである．入射光が FBG を通過する際，回折格子 (グレーチング) の間隔によって変化するブラッグ波長と呼ばれるある特定の波長を持った反射光を生じる (それ以外の波長の光は透過する)．センサーが圧力や温度変化などによりたわみ変形すると，回折格子の間隔が変化し，ブラッグ波長も変化する．この原理を利用して圧力の測定を行う．

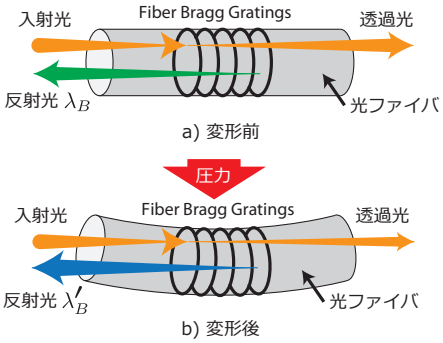


Fig. 2: FBG 圧力計計測原理

本試験で使用した FBG 圧力センサーの特徴として，以下の３つが挙げられる．

小さく，薄い

計測部は長さ 15mm，幅 9mm，厚さ 0.6mm，データを伝送する光ファイバーは直径 0.155mm とセンサー自体が小さいため，船首船尾のような局率の大きい箇所での計測も可能となっている．

多点同時計測

光の特性を活かした WDM(波長分割多重伝送) 方式により，一本の光ファイバーに複数の FBG を刻むことが可能である．これにより計測システムが簡素化し，多点同時計測を行うことができる．

温度影響の補正

１つの圧力センサーには圧力用と温度用の２つの FBG が刻まれている．この温度用の FBG は計測点近傍で温度影響を計測し，圧力の計測値から取り除くことを目的としている．

Fig. 3 と Fig. 4 に本試験で使用した FBG 圧力センサーとひずみゲージ式圧力センサーを示す．Fig. 5 には FBG センサーの設置位置を示す．本研究では，抵抗増加に寄与する喫水線より上部にも計測点を設け，FBG センサーは全 30 断面 333 点で計測を行う．比較用として, ひずみゲージ式圧力センサー 19 点埋め込み, 合計 352 点で圧力計測を行う．

Fig. 3: FBG 圧力計

Fig. 4: 歪みゲージ式圧力計

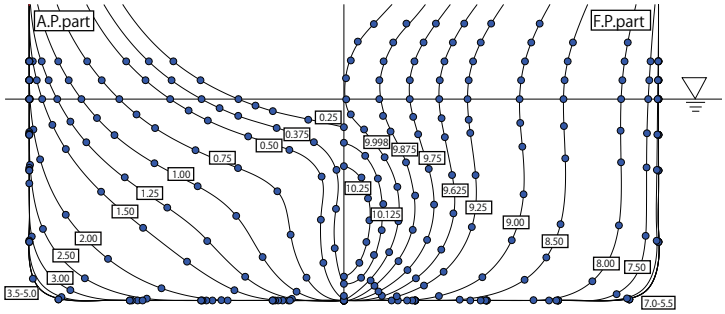


Fig. 5: FBG 圧力センサー設置位置

3.3. 船側波高計について

容量式波高計を応用して作成した波高計を計測断面のガースに沿って設置する．船体側面全域と船首部の合計 29 断面で計測を行う．Fig. 6 に波高計の設置位置を示す．計測位置ごとに断面形状が異なるため，キャリブレーションによって沈下量に対する出力電圧を算出しておき，曳航試験の計測値を解析する際はその値を利用する．

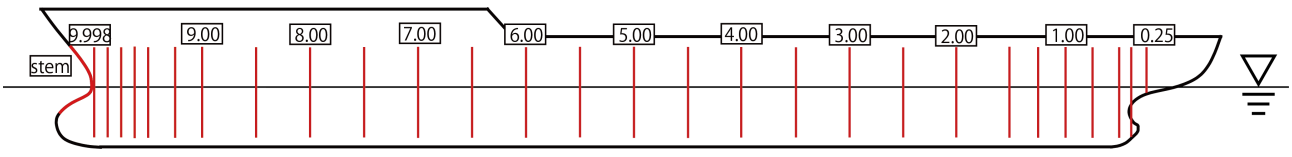


Fig. 6: 船側波高計の設置位置

3.4. 水槽試験

圧力分布計測試験と船側波形計測試験は同じ波条件で行う.

1) 運動計測試験

運動計測装置設置図を Fig. 7 に示す. 速度あり ($F_n = 0.18$) の向かい波状態で波条件 $\lambda/L = 0.3$〜2.0 の範囲で 8 パターン計測する. 船体運動はポテンショメータ, 抵抗 (F_x) は歪みゲージで計測する. $\lambda/L = 0.5, 0.8, 1.25$ の波条件については反復試験を行い, 平均と標準偏差を算出する.

2) 強制動揺試験 (Heave & Pitch) & 波強制力試験

強制動揺装置設置図を Fig. 8 に示す. 速度あり ($Fn = 0.18$) の向い波状態で λ/L =0.50, 0.80, 1.25 に相当する動揺周期で 3 パターンをそれぞれ計測する. 3 分力検力計で F_x, F_z, M_y を計測する.

船体表面圧力と船側波形は解析時の位相基準を船体中央とし, 船体運動, 抵抗は船体中央から x_G 離れた重心周りとしている.

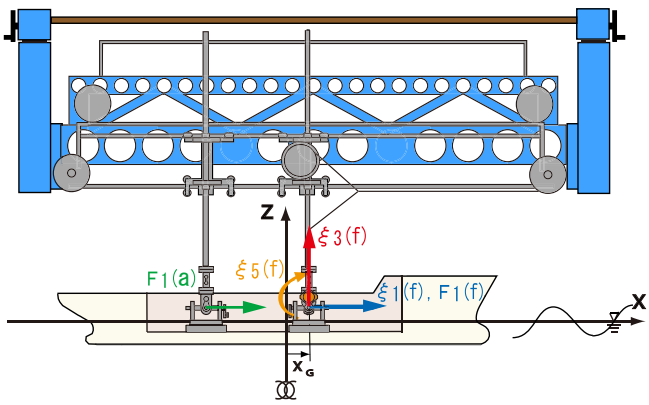


Fig. 7: 運動計測装置設置図

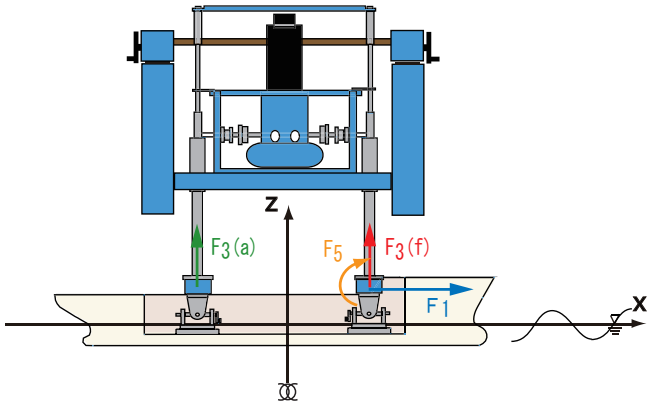


Fig. 8: 強制動揺装置設置図

圧力分布計測の運動計測試験時のシステム図を Fig. 9 に示す. 光ファイバー系の FBG 圧力センサーは測定器を介して PC2 で収録される. 電気系のひずみゲージ式圧力センサー, 船体運動 (surge, heave, pitch), 抵抗, 波振幅の計測値は [1]EDX(ユニバーサルレコーダ) で収録される. 水槽の中心付近のトリガーポイントを曳航電車が通過した際に両方の系にトリガーが入り, データを PC1 に集めた後トリガーを基準に時刻合わせを行い計測値の解析を行う. 全 360 チャンネルで同時計測を行う.

船側波高計測では電気系のシステムのみで計 37 チャンネルで計測する.

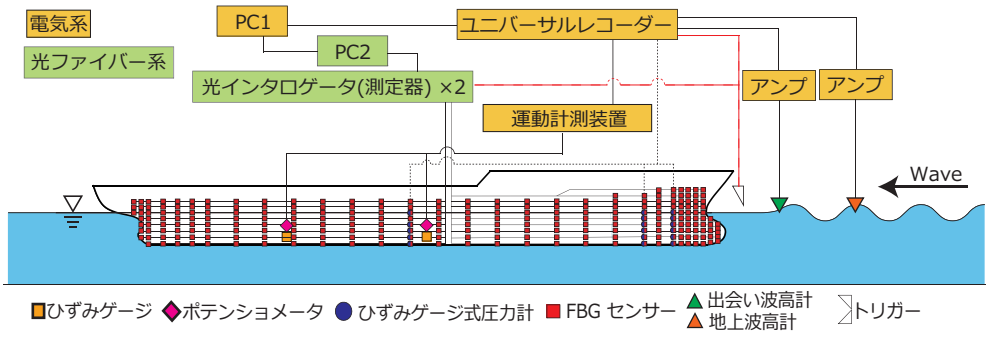


Fig. 9: 計測システム図

[1] EDX · · · アンプ, フィルター, A/D 変換を一括で行うことができる収録機器

4. 試験結果と考察

試験結果と比較する数値計算手法として，ストリップ法，Enhanced-Unified Theory, ランキンパネル法の結果を示している．ランキンパネル法は岩下 [3] により提案された無限遠条件をパネルシフト法（PSM）と簡易結合法（SCM）により満足させたランキンパネル法 (RPM(PSM+SCM)) を用いる．

4.1. 船体運動

Fig.10 に 2 つの計測試験で得られた船体運動の結果と数値計算による結果を示す．左から Surge, Heave, Pitch の運動の無次元値とそれに対応した位相を示しており，横軸は波長船長比 λ/L である．圧力分布計測時と船側波形計測時との船体運動の結果はよく一致しており，再現性も高い．同波条件での結果を入射波を基準として位相修正することで，時々刻々の水面位置を圧力計測に反映することが可能だと判断できる．Heave 運動の計測値には $\lambda/L = 1.25$ 付近に同調点が見られ，RPM と EUT では大きく推定している．Pitch 運動では $\lambda/L = 1.6$ に同調点が見られるが，数値計算による推定の誤差が大きい．

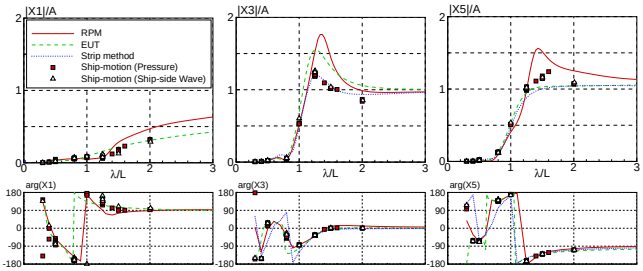


Fig. 10: 船体運動 (F_n=0.18, $\beta = 180$ degs.).

4.2. 船体表面非定常圧力

$\lambda/L = 0.80$ で試験した時の非定常圧力のコンター図を Fig.11 に示す．計測結果と計算結果 (RPM) を sin 項と cos 項に分けて描いている．計測結果の赤い長手方向の実線は喫水面を表しており，喫水より上部の広域でデータが得られている．Fig.12 には Ord. 1.25, 5.0, 9.0, 9.5 の断面での非定常圧力の振幅の 1 次成分を無次元化した値と位相について示している．横軸はセンサーの設置位置 θ(degs.) で，0 deg. が船底，90 degs. が喫水面を表している．船尾では RPM の計測結果は計測値とよく一致しているが，船首部では水面付近で大きな誤差が見られる．これはセンサーが水面を出入りすることが原因だと考えられる．

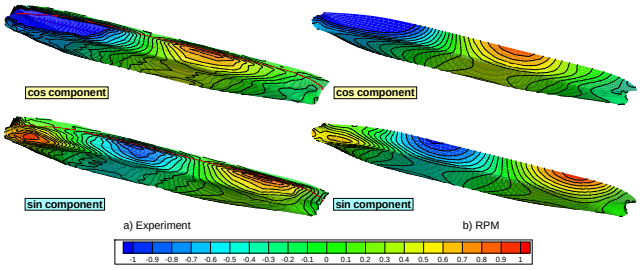


Fig. 11: 非定常圧力分布 (λ/L=0.80, $\beta = 180$ degs.)

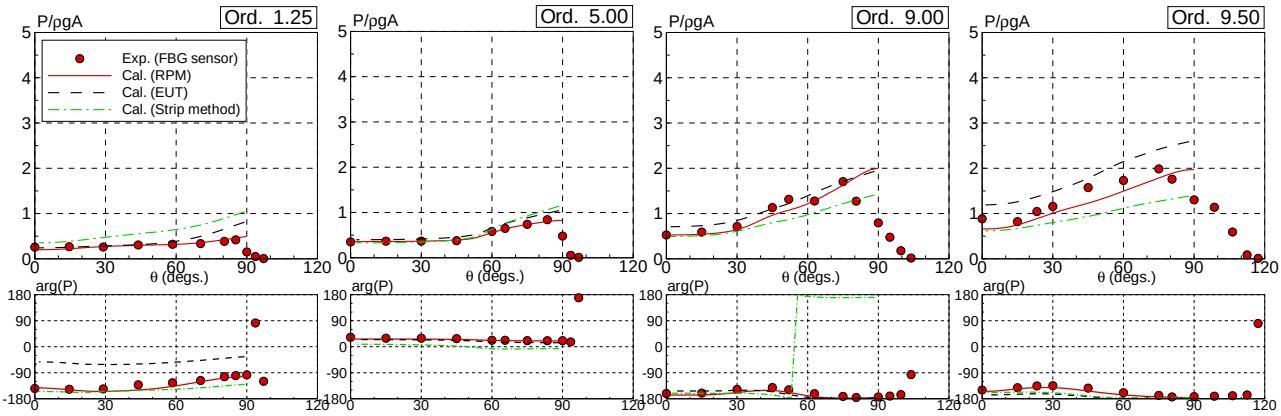


Fig. 12: 非定常圧力分布 (F_n=0.18, λ/L=0.80, $\beta = 180$ degs.)

4.3. 船側波形

λ/L=0.80 の向かい波条件における船側波形の結果を Fig.13 に示す．縦軸に波振幅を入射波で無次元化下値をとり，横軸は計測位置を半船長で無次元化した値である．上の図は船体表面上での波振幅の 1 次成分について，実線で計測値，破線でランキンパネル法による計算結果を示している．船首付近で計測値と計算結果との差が大きい．下の図は船体中央から 300mm の位置での波形を示している．船体近傍と比較して，数値計算による推定精度が高いことがわかる．

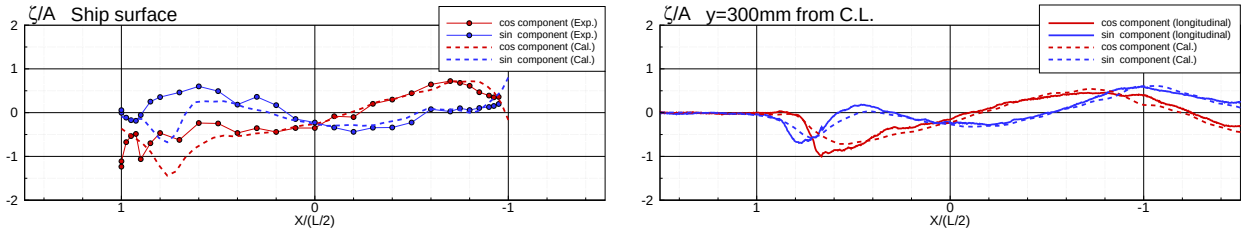


Fig. 13: 船側波形 (F_n=0.18, λ/L=0.80, β = 180 degs.)

4.4. 非定常圧力線形重ね合わせ

λ/L=0.80 における強制振動試験，波強制力試験から得られたデータをもとに非定常圧力の線形重ね合わせを行ったものを Fig.14 に示す．これを Fig.12 のと比べると，船首船底付近では運動自由の計測値と傾向が似ているが，船首水面付近では重ね合わせ解が少し小さくなっている．重ね合わせ解は非線形影響が小さいことを考えると，船首水面付近では運動自由計測時の結果には非線形影響が含まれていると考えれられる．

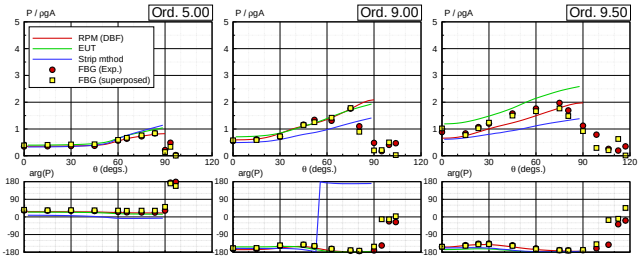


Fig. 14: 線形重ね合わせによる非定常圧力分布 (F_n = 0.18, λ/L=0.80, β = 180 degs.).

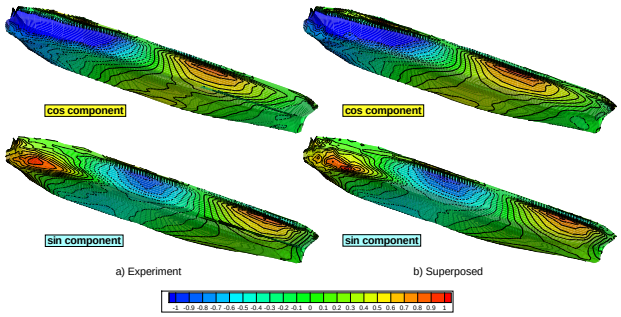


Fig. 15: 線形重ね合わせによる非定常圧力分布 (F_n=0.18, λ/L=0.80, β=180 degs.).

5. おわりに

本研究で得られた成果を以下に示す．

1. FBG 圧力センサーの導入や波高計の改良などで EFD 技術を向上させ，これまでにない広範なデータの取得に成功した．
2. 高解像度な圧力分布と船側波形から船体表面非定常波動場の可視化が可能である．
3. 計測結果をいくつかの数値計算法と比較し，その有用性も確かめられた．

REFERENCE

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) 岩下 英嗣，柏木 正，伊藤 悠真，関 裕太；周波数領域ランキンパネル法による低速/低周波数域での耐航性能計算 , 日本船舶海洋工学会論文集第 24 号，2016

3) 岩下 英嗣；周波数領域ランキンパネル法における無限遠条件の数値処理について，日本船舶海洋工学会論文集第 24 号，2016

4) 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.

高効率海上輸送用地面効果翼機の機体形状に関する研究

広島大学大学院工学研究科輸送・環境システム専攻
教授　岩下　英嗣

1. 研究目的

現在、世界の物流の 99% は低速大量輸送機器の船舶であり、高速少量輸送機器の航空機は旅客や高付加価値物の輸送に限られて利用されている。昨今、航空機を用いた高速かつ大量輸送を高効率で実現するための次世代の特殊航空機の研究開発が各国で進められている。それは地面効果を利用した地面効果翼機 (WIG) と称される特殊航空機であり、地球温暖化問題を抱えた将来において有望な輸送機器であると期待されている。本研究では、これまで当方で進めてきた前翼式地面効果翼機を離れて、より地面効果が確保できる高高率な機体形状について検討することを目的としている。

2. 研究組織

氏　名	所　属	職　名	役割・担当
岩下 英嗣	広島大学大学院工学研究科 輸送環境システム専攻	教授	代表者
大西 宏尚	広島大学大学院工学研究科 輸送環境システム専攻	修士 2 年	実験補助
新田 皓平	広島大学大学院工学研究科 輸送環境システム専攻	修士 1 年	実験補助
吉田 茂雄	九州大学応用力学研究所	教授	実験指導

3. 理論計算

非圧縮，非粘性，非回転の理想流体と仮定し，空気場を一定速度 U (m/s) で進む翼を考える．Fig.1 に物体固定座標系を示す．S_H は物体表面，S_W は後流面，S_F は自由表面を表している．法線ベクトル $\boldsymbol{n}$ は流体内向きとし，自由表面は剛体壁，後流面は主流に沿って平行に流れると仮定する. 空気の速度ポテンシャルを $\Phi(x,y,z) = U[-x+\phi(x,y,z)]$ と表し，空気の攪乱速度ポテンシャル ϕ は次の境界条件を満足する．

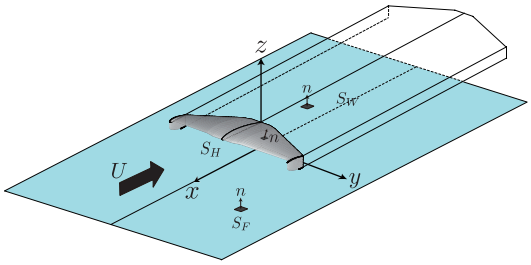


Fig. 1: Body-fixed coordinate system.

$$[L] \quad \nabla^2\phi = 0 \tag{1}$$

$$[H] \quad \frac{\partial\phi(x,y,z)}{\partial n} = n_x \qquad \text{on} \quad S_H \tag{2}$$

$$[F] \quad \frac{\partial\phi(x,y,z)}{\partial n} = 0 \qquad \text{on} \quad S_F \tag{3}$$

$$[K] \quad p^+ - p^- = 0 \qquad \text{on} \quad S_W \tag{4}$$

流体領域に Green の第 2 定理を適用すると，次の積分方程式が得られる．

$$\frac{\phi(P)}{2} - \iint_{S_H} \frac{\partial G(P,Q)}{\partial n}\phi(Q)dS - \iint_{S_W} \frac{\partial G(P,Q)}{\partial n}[\phi(Q_T^+) - \phi(Q_T^-)]dS = -\iint_{S_H} \frac{\partial\phi(Q)}{\partial n_Q} G(P,Q)dS \tag{5}$$

ただし，

$$G(P,Q) = \frac{1}{4\pi}\left(\frac{1}{r} + \frac{1}{r'}\right), \quad \left.\begin{matrix} r \\ r' \end{matrix}\right\} = \sqrt{(x-x') + (y-y') + (z \mp z')} \tag{6}$$

ここで，$\phi(Q_T^+)$ と $\phi(Q_T^-)$ は後縁上下面での速度ポテンシャルを表している．一定要素の仮定に基づき離散化した後，境界条件 (2)，(4) 式の下で数値的に解くことができる．このとき，S_H 上の圧力は，

$$\frac{p(\boldsymbol{x}) - p_0}{\rho U^2/2} = 2\frac{\partial \phi(\boldsymbol{x})}{\partial x} - \nabla\phi(\boldsymbol{x}) \cdot \nabla\phi(\boldsymbol{x}) \tag{7}$$

により求めることができる。ここで、p_0 は大気圧、ρ は空気密度である。(7) 式中の速度ポテンシャル ϕ の偏微分は、翼表面上の速度ポテンシャル分布を 2 次元のスプライン関数で表して数値微分により求めている。こうして得られた圧力を S_H 上で積分することにより、i 方向に作用する力とモーメントが

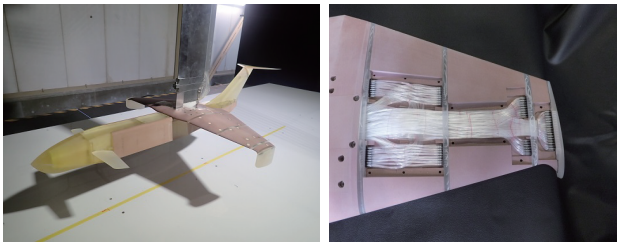
$$F_i = -\iint_{S_H} \{p(\boldsymbol{x}) - p_0\}\, n_i\, dS \quad (i = 1 \sim 6) \tag{8}$$

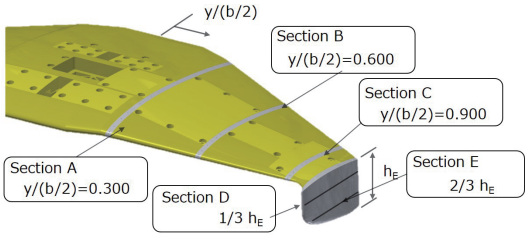
により得られる。ただし、$(n_1, n_2, n_3) = \boldsymbol{n}$, $(n_4, n_5, n_6) = \boldsymbol{x} \times \boldsymbol{n}$ である。

4. 実験の概要

4.1 供試模型について

本実験に用いた模型を Fig.2 に示す．ノーズ部，前翼部，尾翼部及び主翼部の圧力計測部は紫外線硬化型のアクリル系樹脂を用いて九州大学応用力学研究所所有の 3D プリンター (Project 3500 HDMax) で製作した．主翼は，翼中央部から左翼端への長さを y とし，無次元値 $y/b/2$ を定義し，$y/b/2 = 0.300$, 0.600，0.900 の 3 断面，翼端板高さ h_E の 1/3 の間隔で 2 断面の圧力計測部を有している．計測孔の数はそれぞれ，SectionA(32 点)，Secti on B(32 点)，Section C(29 点)，Section D(16 点)，Section E(16 点)，の合計 125 点ある．計測孔の位置は翼後縁からコード長を除した値 (x/c) は，Fig.2 中の表のように設定している．表面には直径 0.8mm の圧力計測孔が設けられており，圧力は計測孔から樹脂ピース内部に直径 1.5mm のポリウレタンチューブが差し込まれており，翼内部を通って微差圧式圧力センサーへと接続されている．圧力計測部以外の部品はケミカルウッド材 (サンモジュール) であり，大きめに製作された樹脂をケミカルウッド材で接着後，切削加工により表面を滑らかにしている．





Section A

No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c
1	0.954	5	0.823	9	0.603	13	0.205	17	0.104	21	0.338	25	0.737	29	0.917
2	0.947	6	0.779	10	0.470	14	0.161	18	0.132	22	0.470	26	0.779	30	0.934
3	0.919	7	0.737	11	0.338	15	0.124	19	0.161	23	0.603	27	0.844	31	0.942
4	0.867	8	0.658	12	0.249	16	0.095	20	0.249	24	0.658	28	0.894	32	0.952

Section B

No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c
1	0.864	5	0.769	9	0.610	13	0.323	17	0.249	21	0.418	25	0.707	29	0.837
2	0.859	6	0.738	10	0.514	14	0.291	18	0.270	22	0.514	26	0.738	30	0.850
3	0.838	7	0.707	11	0.418	15	0.264	19	0.291	23	0.610	27	0.784	31	0.856
4	0.801	8	0.650	12	0.354	16	0.243	20	0.354	24	0.650	28	0.821	32	0.863

Section C

No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c
1	0.774	5	0.677	9	0.531	13	0.421	17	0.420	21	0.642	25	0.747	29	0.773
2	0.770	6	0.642	10	0.499	14	0.404	18	0.459	22	0.677	26	0.757		
3	0.758	7	0.617	11	0.459	15	0.394	19	0.558	23	0.696	27	0.765		
4	0.715	8	0.558	12	0.440	16	0.405	20	0.617	24	0.724	28	0.769		

Section D

No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c
1	0.804	1	0.616	1	0.449	1	0.705
2	0.790	2	0.527	2	0.488	2	0.762
3	0.762	3	0.488	3	0.527	3	0.790
4	0.705	4	0.469	4	0.616	4	0.804

Section E

No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c	No.	x/c
1	0.755	1	0.589	1	0.442	1	0.667
2	0.743	2	0.511	2	0.476	2	0.718
3	0.718	3	0.476	3	0.511	3	0.743
4	0.667	4	0.459	4	0.589	4	0.755

Fig. 2: Experimental model.

4.2 風洞試験

Fig.3 に実験システムを示す．3 軸トラバーサーに 3 分力計 (日計電測製 Y113M1 型) とストラットを取り付け，その下部に供試模型を取り付ける．ストラット前方に取り付けられたピトー管は，全圧と静圧

により，流速を計測するとともに，静圧計測用チューブを途中で分岐させ，微差圧式圧力センサー (Cell Instruments 製 μ DAQ 32DTC) の基準静圧入力ポートに接続する．計測静圧入力ポートには，供試模型の表面圧力計測用ポリウレタンチューブををストラット後方を通して接続する．

発信機 (NF 製 DF1906) に信号を送り，外部トリガーを発信させ，μDAQ 32DTC と 3 分力計の計測を同サンプリング周波数 (500Hz)，同時刻で行う．3 分力計で得られた歪みはストレインメーター (日章電機製 DSA-100A) により電圧に変換され，ユニバーサルレコーダー (共和電業製 EDX-200A-4H) を経由して LAN ケーブルで計測用パソコンに出力される．μDAQ 32DTC に関しても同様にデータを LAN ケーブルで出力させ，3 分力と風速，圧力を合わせて 36 チャンネルの計測を行っている．

地面効果内での計測を行うに際し，境界層を低減させる手法として，地面板を設けている．発達した境界層を板前縁で再スタートさせることで境界層を低減させた結果，計測位置において，約 20mm の厚さまで境界層を低減できている．

飛行高度は，翼前縁から地面板までの高さ h を主翼のコード長 c で除した値である h/c を定義し，主翼単独と全機で飛行高度 h/c を変化させて実験を行っている．風洞の流速は $U = 20\mathrm{m/s}$ に設定し，$Re = 4.0 \times 10^5$ の領域で実験を行っている．

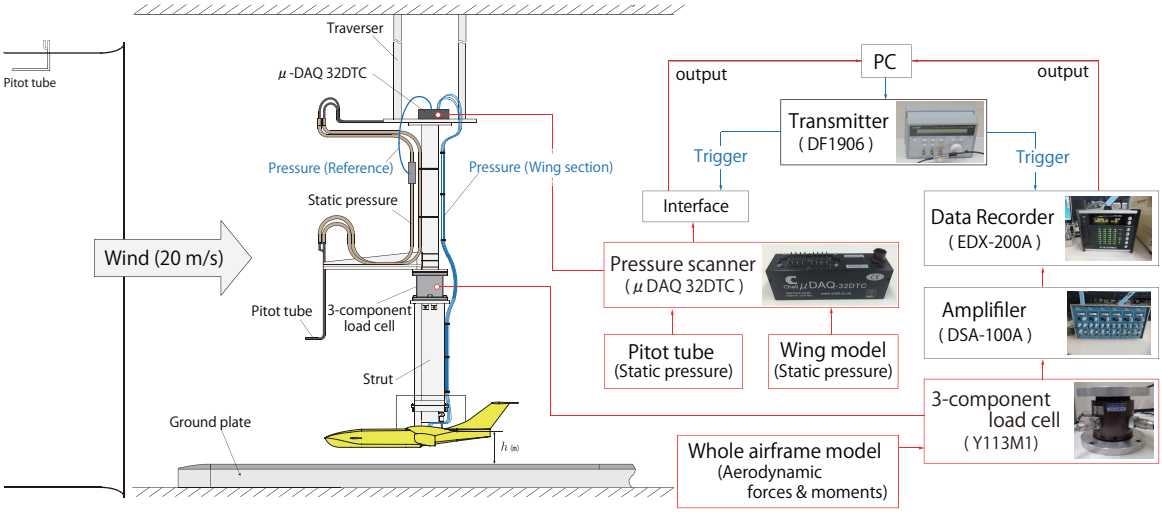


Fig. 3: Experimental system for measuring aerodynamic forces and moments and pressuredistribution simultaneously.

5. 実験結果と考察

5.1 飛行高度変化時の全機空力特性

まず，機体迎角 0.0deg. に固定し，前翼迎角を α_F，主翼迎角を α_M，尾翼迎角を α_T と定義し、前翼迎角と飛行高度 h/c を変化させた時の全機空力特性の計算結果と風洞試験の実験結果を Fig.4 に示す．実線が計算結果，プロットが実験結果である．

各前翼迎角において，揚力及びピッチングモーメントが実験結果は計算結果よりも高くなっている．この原因は尾翼に揚力が発生していないためではないかと考えられる．ここで，同時に計測した尾翼の翼断面 section G，H における表面圧力分布を Fig.5 に示す．本来，水平尾翼には，主翼による吹き降ろしの影響により，相対迎角が負となる流速が作用することで，下向きの揚力が発生している．しかし，Fig.5 の水平尾翼表面圧力を見ると上面と下面の圧力差がほとんど生じていないことが分かる．これは，実験システム上尾翼部の風上側にあるストラットが影響しているものと考えられる．これらのことより，尾翼に働くはずであった負の揚力が発生せず，結果として，全体の揚力が上昇し，機首下げ方向のピッチングモーメントが増えたものと思われる．

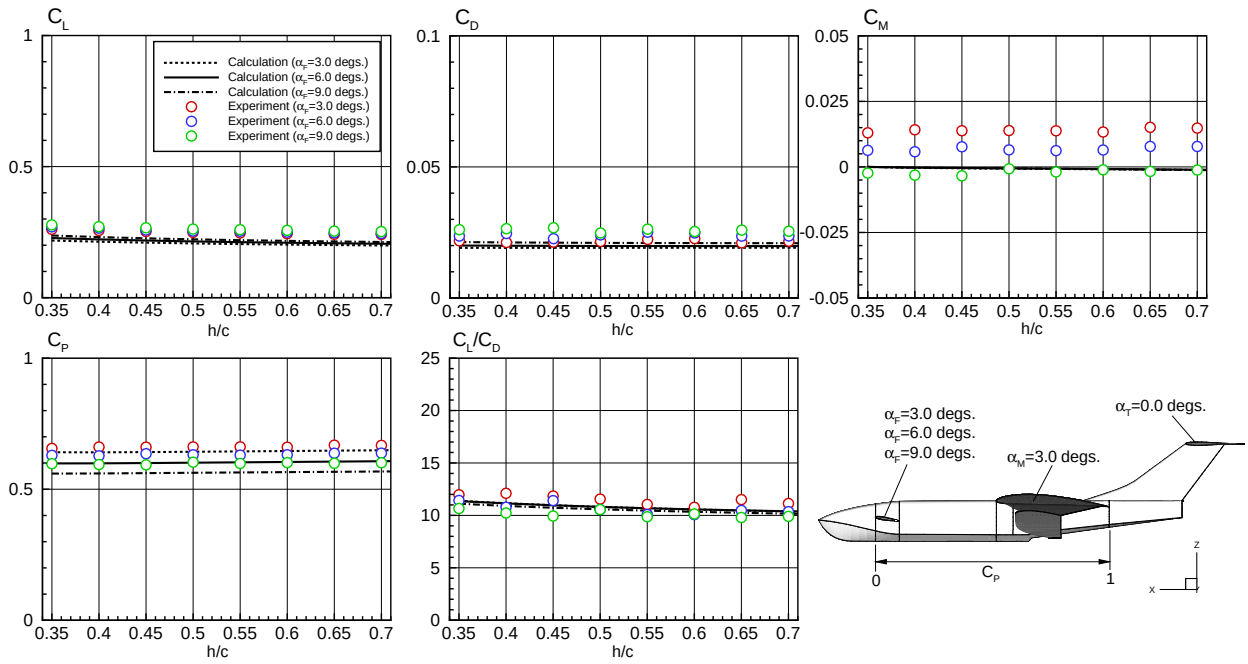


Fig. 4: Aerodynamic properties of the Canard-Configuration WIG with different angle of attack of front wing at $\alpha_B = 0.0\,\mathrm{deg.}$ ($\alpha_T = 0.0\,\mathrm{deg.}$, $\alpha_M = 3.0\,\mathrm{degs.}$).

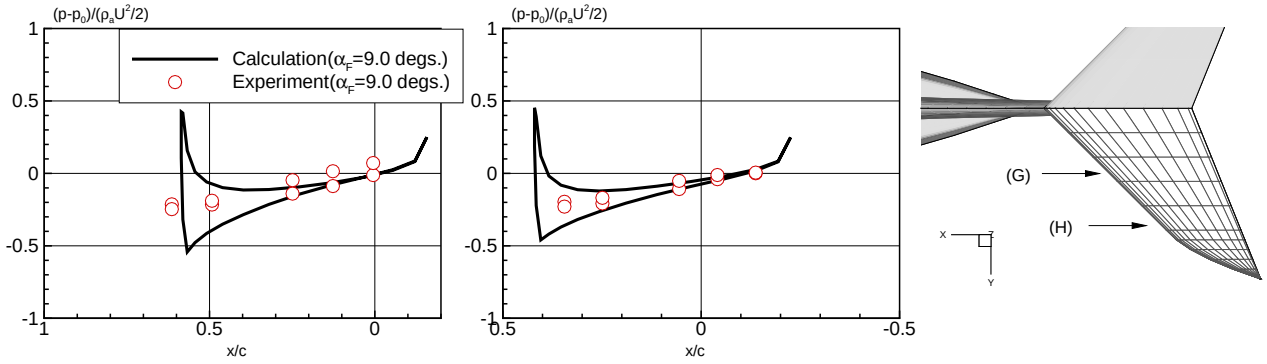


Fig. 5: Pressure distribution of horizontal tail wing ($\alpha_T = 0.0\,\mathrm{deg.}$, $\alpha_F = 9.0\,\mathrm{degs.}$, $h/c = 0.35$, $\alpha_B = 0.0\,\mathrm{deg.}$).

5.2 前翼の有無における全機での翼表面圧力分布の比較

主翼の風上側には，前翼が存在しているため，主翼の翼表面圧力に対しての干渉影響は存在すると思われる．そこで，主翼の翼表面圧力分布における，前翼ありとなしの結果を比較することによって，前翼と主翼の干渉影響を見ていく．飛行高度 $h/c = 0.35$ における前翼あり (前翼迎角 $\alpha_F = 9.0\,\mathrm{degs.}$) と前翼なしの結果を Fig.6 に示す．Section A から E にかけて，前翼ありとなしの結果にほとんど相違が見られないことが分かる．したがって，前翼が主翼の風上にあることによって主翼の翼表面圧力に対しての干渉影響はほとんど無いということが分かる．

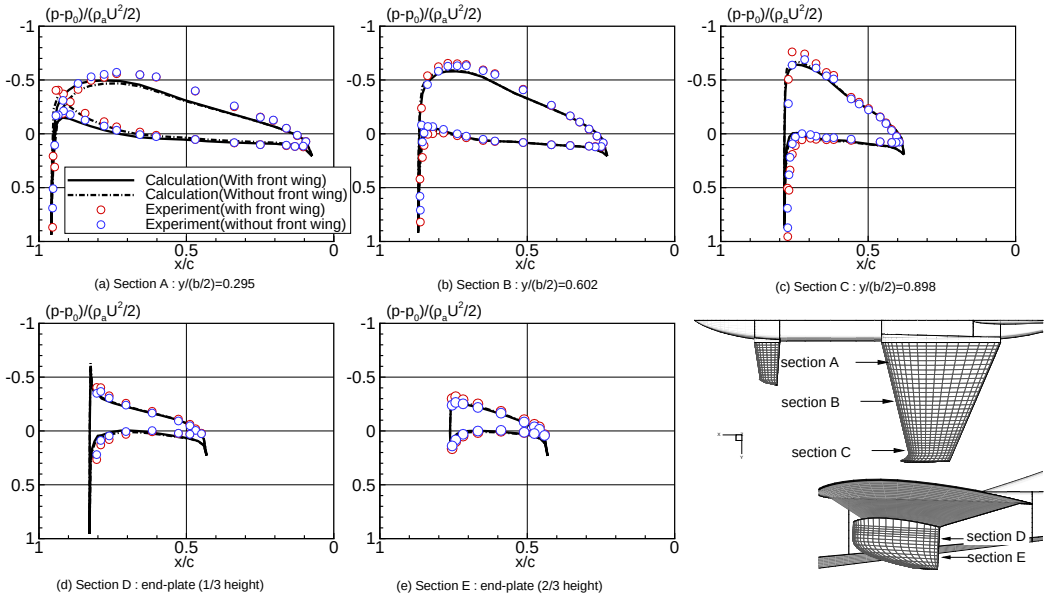


Fig. 6: Sectional pressure distribution on the main wing with end-plates of the Canard-Configuration WIG（$h/c = 0.35$，$\alpha_F = 9.0\,\mathrm{degs.}$）.

5.3 主翼単独時と全機における圧力分布の比較

ここで，Fig.7 に計算で得られた主翼単独及び WIG 全機における主翼の翼表面圧力分布を示す．主翼単独は，主翼迎角 $\alpha_M = 3.0\,\mathrm{degs.}$ の結果，WIG 全機は機体迎角 $\alpha_B = 0.0\,\mathrm{deg.}$，前翼迎角 $\alpha_F = 9.0\,\mathrm{degs.}$ の結果である．横軸には翼後縁からの距離をコード長で除した値を取っている．Section A，B，C において翼下面の正圧，及び，Section D，E において翼端板内側の正圧が，主翼単独時に比べ全機時の方が減少していることが分かる．

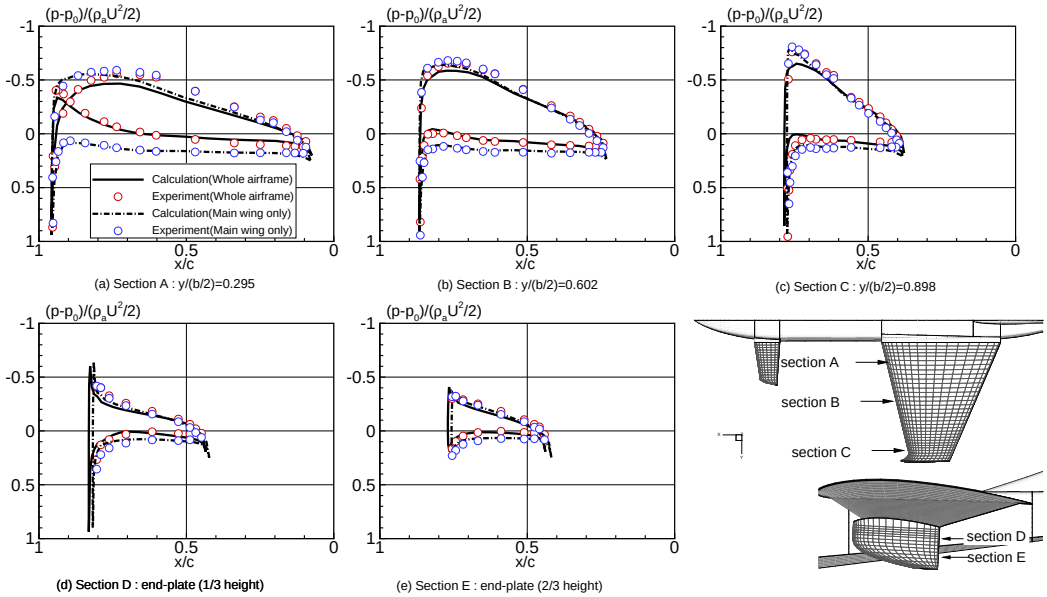


Fig. 7: Pressure distribution on the main wing for two conditions of main wing only ($h/c = 0.35$, $\alpha_M = 3.0\mathrm{degs.}$) and whole airframe ($h/c = 0.35$，$\alpha_F = 9.0\mathrm{degs.}$，$\alpha_B = 0.0\mathrm{deg.}$).

5.4 胴体幅を小さくしたモデル

次に，胴体幅のみを小さくした計算格子モデルを作成し，その計算結果を比較する．現在の形状の胴体幅を基準 (100% として，胴体幅を 95%，90%，85%，80%に変更した時の全機における空力特性を Fig.8 に示す．現状の形状よりも胴体幅を変更した形状では，揚力係数が約 15%，抗力係数は約 10%の上昇が見られ，揚抗比を見ると $h/c = 0.35$ では約 5%減少している．また，h/c が上昇すると約 3%の減少になっている．

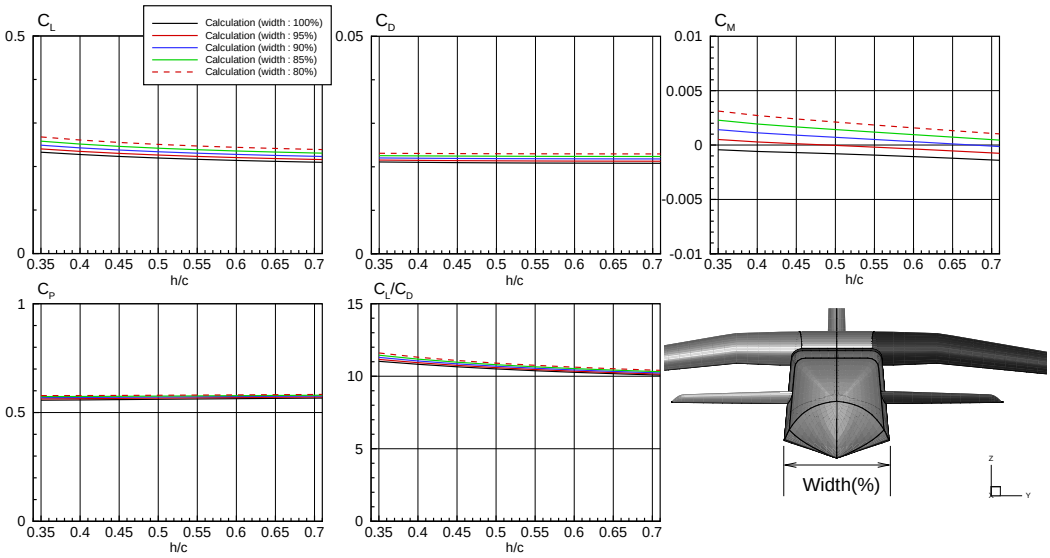


Fig. 8: Aerodynamic effect of the fuselage at $h/c = 0.35$, $\alpha_F = 9.0\,\mathrm{degs}$..

6. おわりに

本研究で得られた成果を示すと以下のようになる．

(1) 前翼式地面効果翼機に対し，前翼，主翼，尾翼，胴体間の空力干渉を圧力レベルで詳細に示した．

(2) 全機という複雑なモデルにおいても，境界要素法を用いた理論計算により，機体全体に働く空力及び主翼の翼表面圧力分布の推定が可能であることが確認された．

(3) 主翼単独時に比べ，全機では主翼下面における正圧が減少し地面効果が損なわれていることが理論計算及び実験結果に見られており，その原因として胴体との干渉影響が大きいことが明らかになった．地面効果の損失を小さくする機体形状として、中翼式、主翼の位置変更などの検討が必要である．

REFERENCE

1) 伊藤 悠真；地面効果内を飛行する 3 次元翼の空力に関する研究，卒業論文，2011

2) 伊藤 悠真；地面効果内を飛行する 3 次元翼の空力に関する後流影響と自由表面干渉影響について，修士論文，2013

3) 片野 彬；前翼式地面効果翼の圧力分布に関する研究，修士論文，2017

4) Jaspa PORANANONT；Asymmetric Aerodynamics of a Wing Flying in the Ground Effect, Master's Thesis，2015

5) 小頭 康孝；地面効果翼の水中曳航試験における自由表面影響に関する研究，2013

6) 田端 貴明，村上真貴；広島大学新型風洞の性能評価に関する研究，2015

7) Ahmed, M.R., Takasaki, T. and Kohama Y. ; Aerodynamics of a NACA4412 Airfoil inGround Effect, AIAA JOURNAL, Vol. 45, No. 1，2007

多層接結構造を有する多次元カーボン織物複合材料の開発

信州大学繊維学部
機械・ロボット学科　倪 慶清
九州大学応用力学研究所
汪 文学

１．目的

炭素繊維強化プラスチック（ CFRP）は，比強度および比剛性において金属材料よりも優れており，軽量かつ高強度な材料である．それらの優れた特徴により，自動車，航空機およびスポーツ用品等に広く使用される．また，CFRP は繊維方向に弾性率および強度が高いので，材料設計の際に繊維の配置方法を変えることによって，自由な設計が可能である．従来のCFRP は炭素繊維を一方向に揃えて配置されたものや，一重の炭素繊維織物に樹脂を含浸させ，必要な厚みの分だけ積層して製造される．しかし積層構造であるため，板厚方向の強化が不十分であり，さらに，層間は樹脂の硬化による接着のため，層間じん性が低いという問題がある．

そこで本研究では，接結糸を含む多重織物に着目した．接結糸とは，織物の組織内に含まれる，層と層を繋ぐ糸のことである．その織物を利用して CFRP を作製すれば，一層あたりの厚みを増加させることができる．その結果，設計した CFRP の板厚にするために必要な層数を減らすことができる．また，接結構造を有する CFRP の層間じん性は，単純な多重織物を用いた CFRP より大幅に向上されることが予想されており，新しい高じん性の積層板の開発が期待される．

２．実験手法

◆多重織物　多重織物は特注の高強度繊維対応型小幅織機を用いて製織した。今回は接結点と接結構造を最適化するため，４種類の多重織物を作製した。炭素繊維はT300 3000-40Bを用いた．製織した構造の一例はFig.1に示す．図１に示す4種類の四重織物の組織を設計し，構造材としての性能を比較検討する．織物Aでは接結構造のない四重織物である．織物Bでは各2層間を接結糸を6本用いる四重織物である．織物Cでは2層と3層を接結糸を4本用いる．

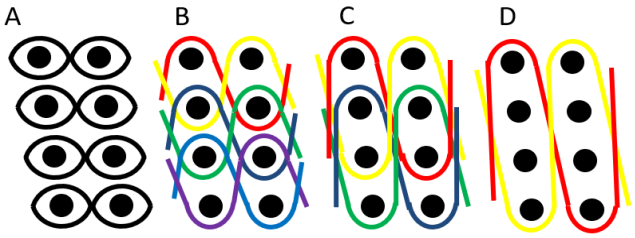


Fig.1. Four kinds of textile structures with different connecting patterns of yarns.

◆CFRP作製　作製した多重織物を用いてVaRTM 成形によりCFRPを作製した．本研究では成形型を使わずに，2枚の離型フィルムの間に積層させた織物を配置し作製した．エポキシ樹脂および硬化剤はナガセケムテックス株式会社製のDENATITE XNR 6815およびDENATITE XNH 6815を用いた．作製した四重織物を中央に配置し，その上下に東レ株式会社製トレカクロスC06343を4枚ずつ積層し計12層とした．作製した四重織物の中央がき裂進展面となる．初期き裂導入のため，6層目と7層目の間にフロン工業株式会社製のテフロンPFAフィルム(厚さ25μm)を50mm挿入した．

◆破壊じん性評価　JIS K 7086に基づきDCB(Double Cantilever Beam)試験を株式会社島津製作所製の万能材料試験機オートグラフAG-20kNDを行った．DCB試験により各試験片のき裂進展過程のモードI層間破壊じ

ん性値を求めた．モードI層間破壊じん性値G_{IR}はJIS K 7086に基づく式(1)を用いて得た．

$$G_{IR} = \frac{3}{2(2H)}\left(\frac{P}{B}\right)^2 \frac{(B\lambda)^{2/3}}{\alpha_1}$$

ここで，P(N)はき裂進展過程の荷重，λ(mm/N)はき裂進展過程のCODコンプライアンス，B(mm)，$2H$(mm)は試験片幅および厚さ，α_1(N$^{1/3}$/mm$^{2/3}$)は近似直線の傾きである．

３．結果および考察

3.1　モードI 層間破壊じん性値　開発された構造材料の力学的性能評価に曲げ試験と DCB(Double cantilever beam)試験を行った．各試料の DCB 試験の荷重-COD 曲線を図２に示し，階段状の曲線を示している．最初のき裂進展による荷重低下及びさらなるき裂進展に伴い，層間におけるき裂進展抵抗の様子がわかる．き裂進展過程のモードI層間破壊じん性値を Table 1 に示す．接結構造をもつ試験片 B,C,D が接結構造を持たない試験片 A よりも高い破壊靭性値を有していることが明らかである.接結構造をもつ試験片 D が最も高い破壊靭性値を示し，従来構造に比べ 3 倍弱増大している.CFRP 立体構造における接結糸によるき裂進展抵抗の向上は著しいことがわかる．

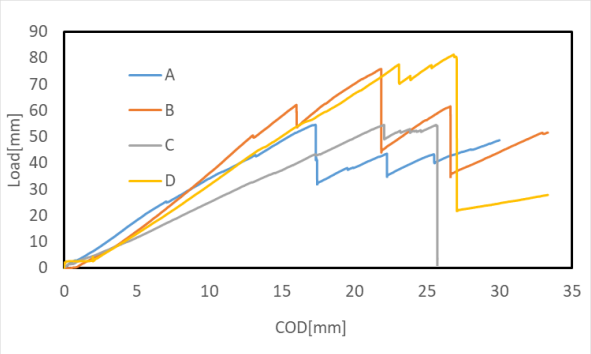


Fig.2. The load-COD curves of four kinds of textile structures with different connecting patterns of yarns.

Table 1 Mode I fracture toughness of four kinds of textile structures (kJ/m^2)

	1	2	3	4	5	average
A	0.205	0.326		0.444	0.478	0.363
B	0.912	0.845	0.879	0.842	0.669	0.869
C	0.961	0.566	1.033	0.777	0.913	0.850
D	1.128	0.900	1.200	0.762	0.963	0.990

４．まとめ

本研究では，層間じん性を向上させる方法として多重織物に着目し,複数の層を連続的な接続糸を介して層間を接合した織り方で一体化した多層構造の開発を行った．また，接結組織を変えた多重織CFRPを作製した．その結果，多重織技術を用い，層間の接合効果のある接結糸を入れた多重織物を創製することができた．また，き裂進展面に入れた接結糸は、CFRPのモードI層間破壊じん性値に対して非常に効果的であり，き裂進展量を抑制することができた．

５．研究組織

研究組織　１．信州大学繊維学部機械・ロボット学科　倪　慶清（研究代表者）
２．九州大学応用力学研究所　汪　文学

予見風速に基づくフィードフォワード制御による大型垂直軸風力発電システムの出力・荷重変動抑制

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．水平軸型タービンを用いた浮体式洋上風力発電システムの研究・開発は国内外で進められているが，垂直軸型タービンを用いたシステムの研究も行われている．垂直軸型タービンは，増速機や発電機などの重量物を低位置に設置できること，さらにはジャイロ効果による復元効果が期待できるなど浮体式洋上システムに用いた場合の利点を有している．風力発電システムでは，定格発電出力の制約を満たし，かつ設備利用率を向上させるために高風速域で出力制御を行う．浮体式システムに用いるような大形垂直軸型タービンでは，翼ピッチを操作することが技術的に困難である．したがって，タービン翼をストラットに固定し，一定回転数下でのタービン翼の空力（失速）特性を利用して出力制御を行う必要がある．この場合，定格発電出力が得られるのは定格風速が流入した場合のみとなり，それ以外の風速域では発電出力が低下して設備利用率の低下を招く．そこで本研究では，陸上設置式大形垂直軸型風力発電システムの高風速域での設備利用率を向上させることを目的とした出力制御方法を提案した．これまでに構築した回転数フィードバック制御を拡張し，風力タービン流入風速の予見値に応じて回転数フィードバック制御系の設定値をフィードフォワード操作することで発電出力を定格値に制御した．さらに，乱流変動風況下での動的シミュレーションを行い，構築した出力制御方法の有効性を明らかにした．

２．回転数設定値のフィードフォワード操作に基づく出力制御

出力制御を行う垂直軸型風力発電システムの応答を表すブロック線図を図 2 に示す．この出力制御方法では，まず，発電機トルク操作に基づく回転数のフィードバック制御系を構築し，その設定値を流入風速予見値に応じてフィードフォワード操作する．流入風速予見値に対して定格発電出力が得られるローター回転数は，垂直軸型タービンの空力特性に基づいて関数化する．ローター回転数の応答は慣性モーメントに起因する遅れ特性を有しており，その時定数はシステムが大型化するほど長くなる．したがって，回転数設定値を流入風速予見値に応じて逐次操作した場合には回転数偏差が増大し，発電機トル

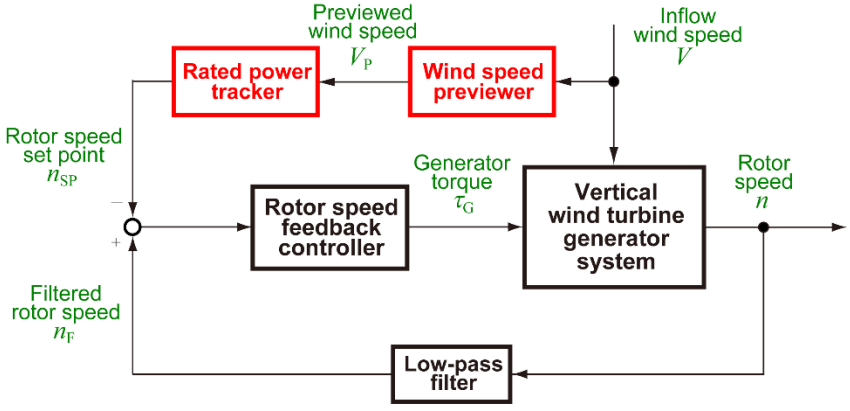


図 1 出力制御を行う垂直軸型風力発電システムのブロック線図

クや発電出力の変動が顕著になる．そこで，一次遅れフィルタを介した回転数設定値を回転数フィードバック制御系に入力することとする．発電機トルク操作に基づく回転数フィードバック制御には比例積分動作を採用する．ローター回転数の応答には，回転周波数の翼枚数倍で変動するタービントルクに起因した変動が重畳するため，一次遅れフィルタを介したローター回転数を制御量とすることでタービントルクの変動に伴う発電機トルクの過剰な操作を抑制する．

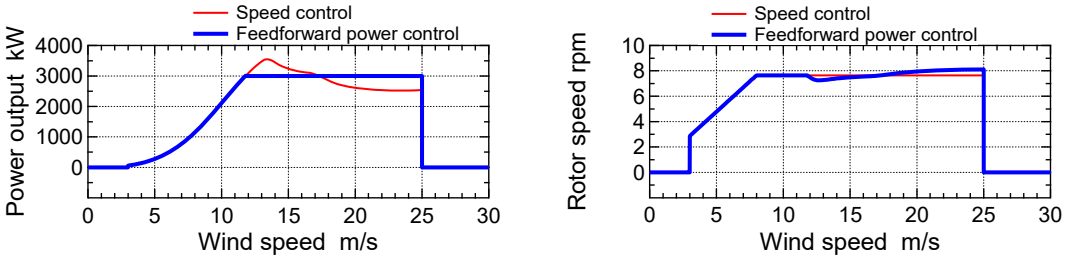
３．乱流変動風況下での出力制御挙動分析

３・１　計算条件

3 枚翼の直線翼垂直軸型風力タービンを用いた陸上設置式システムを対象とする．構築した連成解析モデルを浮体式洋上システムに適用することを視野に入れ，直径 86 m，翼長手方向長さ 103 m の大型風力タービンを想定した．主要諸元は複数の設計荷重ケースにおける空力荷重解析に基づいて決定した．定格発電出力は 3000 kW に設定した．対象システムは，出力運転中に流入風速に応じて 3 通りの運転モード（定周速比運転，定速運転，定出力運転）を有する．まず．定周速比運転から定出力運転に切り替える流入風速を 8 m/s に設定する．流入風速 8 m/s でのローター回転数は 7.648 rpm となり，これを定速運転下での回転数設定値とする．発電出力が定格値に到達するのは流入風速 11.8 m/s であり，これより高風速において定格発電出力を保持するように回転数設定値を変化させる．回転数設定値フィルタのカットオフ周波数は回転数制御系の共振周波数よりも低く設定し，流入風速の予見値は風力タービン受風面内の空間平均値が誤差なく計測できるものと仮定した．

３・２　定常特性分析

空力-弾性-制御連成シミュレーションを用いて算出したシステムの定常特性として，流入風速に対する発電出力およびローター回転数を図 2 に示す．本研究で構築した出力制御の比較対象として，回転数制御のみを行う場合の結果も併せて示している．流入風速 8 m/s 以下の定周速比運転および流入風速 8～12 m/s の定速運転ではどちらの制御方法でも同一の定常特性となる．しかし，流入風速 12 m/s 以上の高風速では，出力制御を行う場合には定格発電出力が保持されるのに対して，回転数制御のみを行う場合には流入風速 13 m/s 付近で最大値 3500 kW に到達する．これは，一定回転数下で風速が上昇すると周速比とパワー係数がともに低下するのに対して，流入気流動力が風速の 3 乗で増加することによる．出力制御を行う場合のローター回転数は，定格発電出力に到達した後に一度減少する．その後は風速の上昇に対してパワー係数の減少と流入気流動力の増加が相殺するようにわずかに増加する．以上の分析を踏まえ，風速変動下では回転数設定値を流入風速 1 m/s 刻みで離散化し，流入風速予見値に応じて内挿することとした．



(a) 発電出力　　(b) ローター回転数

図 2 システムの定常特性

３・３　乱流変動風況下での制御挙動分析

TurbSim で作成した乱流変動風況（平均風速 15，18 m/s）下での動的シミュレーション結果を図 3, 4 に示す．出力制御および回転数制御のみを行う場合の流入風速（タービン受風面平均値），ローター回転数，および発電出力を取り上げており，出力制御に関しては回転数設定値も併せて示す．出力制御を行う場合には，回転数設定値が流入風速予見値に応じて変化する．回転数設定値フィルタのカットオフ周波数を回転数制御系の共振周波数よりも低く設定しているため，いずれの平均風速においてもローター回転数は設定値の変動に良好に追従し，発電出力は定格値（3000 kW）付近で変動する．一方，回転数制御のみを行う場合は，平均風速 18 m/s の乱流変動風況下では出力制御を行う場合とほぼ同様の運転挙動になる．これは出力制御時の回転数設定値が回転数制御における回転数設定値（7.648 rpm）近傍で変動することによる．しかし，平均風速 15 m/s の場合には発電出力が定格値から大きく外れて変動していることがわかる．以上より，予見風速に基づくフィードフォワード制御を用いることによって，幅広い風速範囲において定格発電出力を良好に保持できることを明らかにした．発電出力の制御性能は流入風速の予見精度に依存するため，今後は予見誤差の影響を明らかにすることが課題となる．

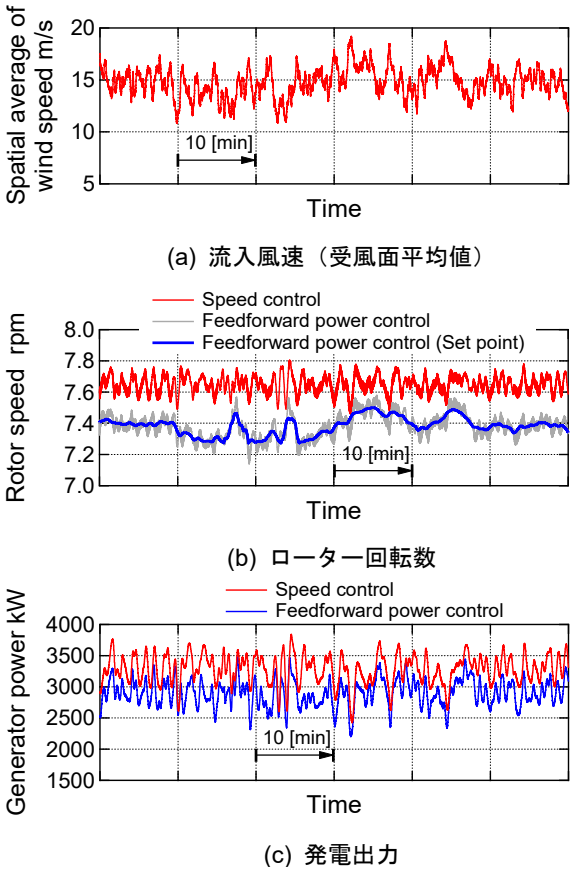


図 3 乱流変動下での運転挙動（平均風速 15 m/s）

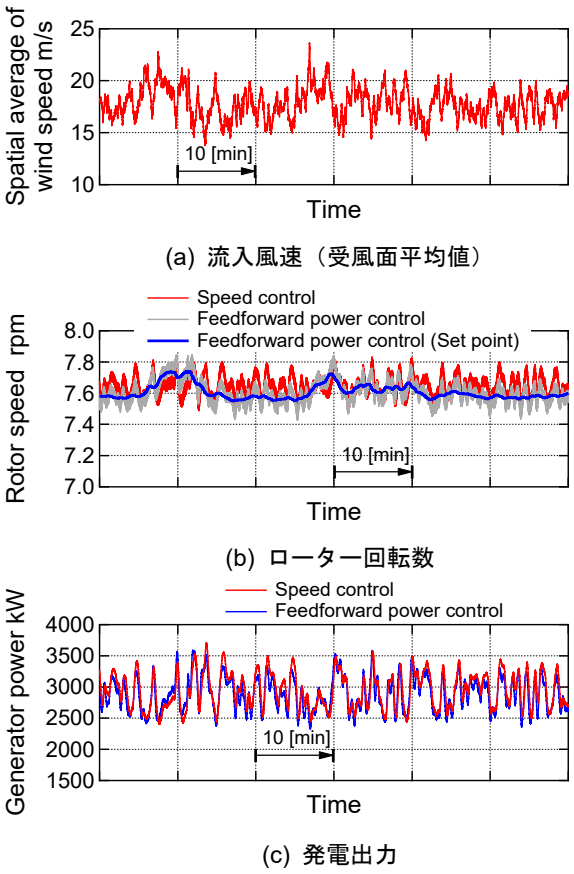


図 4 乱流変動下での運転挙動（平均風速 18 m/s）

４．論文と学会発表のリスト

(1) T. Wakui, T. Nishoka, R. Yokoyama, “Dynamic Load Analysis of a Large-Scale Vertical Axis Wind Turbine-Generator System Using Aero-elastic-control coupled simulation”, Proceedings of the Grand Renewable Energy 2018, Paper No. P-We-21, pp. 1–4.

(2) 涌井徹也，西岡拓哉，横山良平，回転軸動揺下での大形垂直軸型風力タービンの空力特性解析，第 40 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 273-276, 2018.12.04-2018.12.05，科学技術館.

(3) 涌井徹也，西岡拓哉，横山良平，回転数設定値のフィードフォワード操作に基づく大形垂直軸型風力発電システムの出力制御，第 40 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 409-412, 2018.12.04-2018.12.05，科学技術館.

風・波併存時の係留浮体に関する模型実験およびシステム同定

代表者　神戸大学海洋底探査センター　橋本 博公
所内責任者　九州大学応用力学研究所　末吉　誠

はじめに

我が国の浮体式洋上風力発電を考える際には，台風や津波来襲時の安全確保が重要な課題となる．洋上再生可能エネルギー利用の実現には，長期にわたる運用の安全を保障するための安全性評価の確立が欠かせない．特に浮体式プラットフォームの位置保持に係る係留索の破断は深刻な漂流事故に繋がりうるため，アンカーの把駐力や係留索の挙動を踏まえた浮体動揺の推定が重要となる．しかしながら，浮体動揺は係留系と複雑に連成するため，安全評価のための数値シミュレーションモデルの構築は容易ではない. こうした背景を踏まえて, 本研究では係留浮体模型に対する波・風併存時の水槽実験を実施し，このデータを用いたシステム同定を行うことで，複雑な連成影響を取り扱うための数学モデルの確立を目的としている．

今年度は，線形ばねで係留されたセミサブ浮体を対象に，水槽試験により水平方向の自由減衰振動の運動時刻暦を取得し，運動方程式中に含まれる付加質量および減衰力係数のパラメータ同定を行った．

模型実験の概要

セミサブ浮体を用いた模型実験は，神戸大学の浅水槽にて行った．本水槽は長さ 60.0 m，幅 6.0 m であり，水位は 0.8 m に設定した．排水量調整のためのバラスティングを行った後に，浮体の両端にばねを取り付けた．ばねは L 字アングル材を用いて両端を固定した．ばねの取り付け上下位置は，連成運動が誘起されないように，浮体の重心と同じ高さに調整した．さらに，水槽壁による反射波の影響を避けるため，浮体は水槽幅方向の中央に浮かべ，浮体の振動方向が水槽長手方向となるように曳航電車の副台車を利用して L 字アングル材を固定した．浮体とばねの取り付け状況を図 1 に示す.

1 自由度の自由振動試験については，水面が落ち着くまで待った後，浮体を水平に手で引くことで変位を与え，この状態から静かに浮体を離した．浮体運動については，2 台のカメラを用いて浮体に取り付けた複数のマーカーの動きを録画し，株式会社ディテクト社製 3 次元運動解析ソフトウェア DIPP-Motion V/3D を用いて取得した.

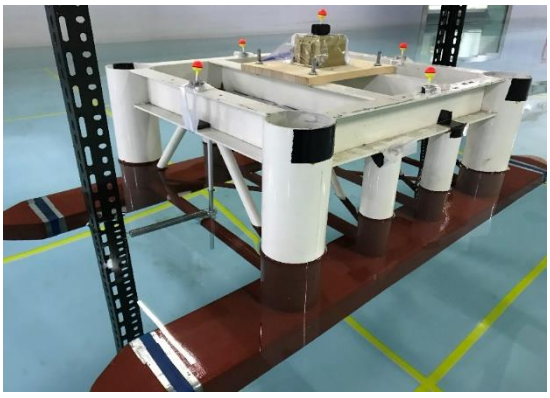


図 1　セミサブ浮体とばねの取り付け状況

なお，事前にばねの検定を行った結果，95 mm の変位まで線形性が確認されており，検定結果を用いて算出したバネ定数は k=0.409 N /mm であった．

パラメータ同定結果

本研究では寺田*によって提案された逐次型のデータ同化手法をセミサブ浮体の自由減衰振動に適用した．その詳細については参考文献を参照されたい．模型実験は水平方向の 1 自由度運動であり，他の運動との連成は考慮せず，式(1)で与えられる運動方程式中の付加質量 a および減衰力係数 b の推定を行った．なお，復原力係数 c にはばね定数 k を既知として与えている．m は浮体の質量であり 39.5 kg である．

$$(m+a)\ddot{x} + b\dot{x} + cx = 0 \qquad (1)$$

パラメータ同定における再現波形と実際の観測波形との比較を図 2，逐次パラメータ同定結果を図 3 に示す．推定されたパラメータの最終値は，付加質量 a=12.9 kg，減衰力係数 b=7.23 N·s/m であった．再現波形は観測波形を高精度に再現できており，パラメータ同定が正しく行われたものと考えられる．ただし，本来は固有周波数に対して一定値と考えられる付加質量と減衰力係数が時間の経過に伴って変化しており，ビデオカメラを用いた 3 次元の運動計測精度に問題があるように思われる．

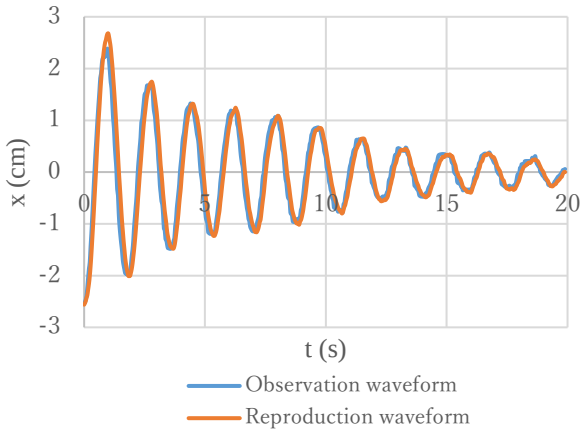


図 2　観測波形と再現波形の比較

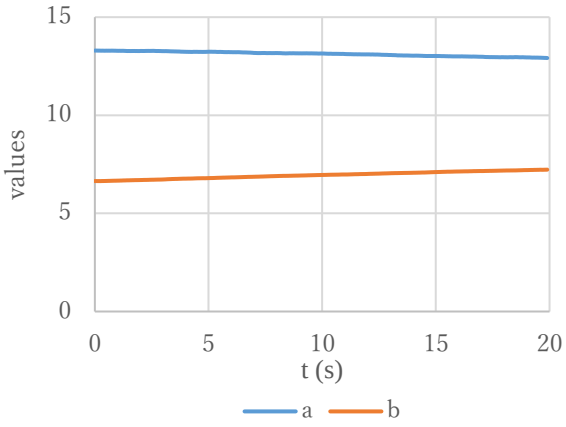


図 3　パラメータ同定結果

＊　寺田大介，時系列解析による動揺パラメータの直接推定法 － 一自由度モデルによる検証 －，日本船舶海洋工学会論文集，第 9 号，pp. 127−137，2009.

まとめ

セミサブ浮体模型を用いた水平方向の自由減衰振動の計測を行い，この時系列を用いた逐次データ同化の結果，観測波形と再現波形が良好に一致することが確認された．今後は模型実験の運動計測精度を向上させるとともに，6 自由度運動方程式のパラメータ同定へと発展させていきたい．

成果報告

なし

高空風力発電の有効な方式の検討

（株）ＴＭＩＴ・研究開発部・所長、
首都大学東京名誉教授

藤井　裕矩

要旨
風力エネルギー発電方法について、安定した豊富な風力が得られる空中風力発電について要素技術を含む基礎研究を行っている。世界的にも先進的な高度な技術が要求されるため、現在 4 つのタイプ：１）ポンピング型、２）テザー伝達型、３）ねじれ伝達型、４）フライゲン（発電機浮揚型）を念頭に置き、それらの重要な要素技術について検討を行っている。そのうち、テザー型についてはその基礎的な部分である軽量風車を改良し風洞実験の上、本年度は昨年に続きフィールドテストを行い所期の性能が得られることを検証した。

研究開発

風力発電においては風況の良いところとして、地表部のキャノピーを越えた高度の位置が一つとしてあげられる。このような高空における風力発電技術はいまだ未開発の分野として残されているが、海外でも米国、オランダなどで開発されつつあり実用開発も近いと思われる。本研究は、日本で関係する研究者たちが高空風力を利用した風力発電の研究を主軸にして結集したものである。高空風力発電手法として現在４つのタイプ：１）ポンピング型、２）テザー伝達型、３）ねじれ伝達型、４）フライゲン（発電機浮揚型）を念頭に置き、それらの重要な要素技術について検討を行っている。このうち２）のテザー型は、断続的な発電がおこなわれる主流に対して連続的な発電を継続することを目標とした極めて独創的なものである。このために用いられるテザー技術はエネルギー伝達機構として有望視されているものであり、一昨年度九州大学大型境界層風洞を用いたデモンストレーションによって伝達性能を実験的に調べた。昨年度は凧によって風車を浮上させて行うデモンストレーションを計画し実施したが、浮上させた風車の風向を安定させることが出来なかった。本年度は、風車の更なる改良とともに、昨年度に続いて凧によって風車を浮上させて行うフライトテストを行った（Fig.1）。これにより風車の風向の安定を得ることが出来るとともに。凧のように高度や位置が振れる場合の伝達機構を合わせた検討を行い、定格３０Ｗ発電機により３１Ｗの発電を得るなど所期の結果を得ることが出来た。

Fig.1　妻沼グライダー滑空場におけるフィールドテスト（2019 年 1 月 24-27 日）

九州大学応用力学研究所における共同研究の大きな枠組みとして平成 22 年度より「新エネルギー力学」の分野が作られ、九州大学でも風力発電技術の研究開発にかかわっており、この分野の研究者である吉田教授の参加により研究を進めている。このため、九州大学応用力学研究所の共同研究として研究の継続を行っている。

Fig.２　風車モデル（フェーズ 1.5）

実験日程と経過

フェーズ 1.5（0.2ｋW 級）の垂直軸風車を試作し（Fig.2)、本年度は実験研究フィールドテストを加えて以下のように実施した。

- 2018 年 6 月 17-22 日　GRE2018 に参加し下記のように発表した。
  Hironori A. Fujii, Hiroshi Okubo, Yusuke Maruyama, Tairo Kusagaya, Yasutake Takahashi, Takeshi Akasaka, and Hiroki Endo, “TETHERED HIGH SKY WIND ENERGY GENERATION (HSWG) PROGRESS REPORT IN 2018,” a90570. Grand Renewable Energy 2018 International Conference and Exhibition、2018, June 17 (Sun) -22 (Fri), Pacifico Yokohama, Yokohama, Japan
- 2018 年 11 月 13 日　空中風力発電の手法についてカイトによる発電システムを開発した。(福岡県奈多海岸)
- 2018 年 12 月５、６日　第 40 回風力エネルギーシンポジウム（科学技術館（千代田区））に「エアボーン風力発電・新コンセプト」のセッションを構成して６件の研究発表を行った。
- 2018 年 12 月６日　「第７回高空風力発電研究会全体会議」を科学技術館（千代田区）で開催した。(出席者 22 名)
- 2019 年 1 月 24-27 日　空中風力発電の手法について軽トラックによる走行実験を用いてフィールド試験を実施した。(埼玉県妻沼グライダー滑空場)
- 2019 年 3 月 19 日　「第８回高空風力発電研究会全体会議」を極地研究所（立川）で開催予定。

技術課題への成果

本年度の研究成果により、以下の２つの技術課題について、２）のようにフィールドテストによるデモンストレーションを行った。

１）高空風車において、軽量であることとともに、ブレードが十分な空力特性を持つこと、さらに、必要な強度を持つことが必要である。本年度においてはフェーズ 1.5（0.2ｋW 級）の直線翼風車をモーターで回転させてトルク特性を風洞で測定し風車性能の試験を行った。

２）風車の更なる改良とともに、風車を浮上させて行うフライトテストを行い、凧のように高度や位置が振れる場合の伝達機構を合わせた検討を行った上で、定格３０W 発電機により３１W の発電を得るなど所期の結果を得ることが出来た。

４）風車モデルの性能実験については、風力エネルギー利用シンポジウムなどの学会、さらに、フィールドテストの成果については（日本機械学会関東支部第 25 期総会・講演会、18E14, 2019 年 3 月 18-19

日、千葉工業大学)、ならびに第８回全体会議で研究成果としてまとめた。

主に以上の３点については結果と考察について、いずれも、「研究成果報告」の節で示したように学会、もしくは全体会議で発表し、議論した。(「研究成果報告」の項参照。)

研究組織

氏名	所属	役職
藤井　裕矩	ＴＭＩＴ	所長
大久保　博志	神奈川工科大学	教授
永尾　陽典	神奈川工科大学	教授
佐藤　強	神奈川工科大学	博士課程１年
新川　和夫	九州大学	教授
吉田　茂雄	九州大学	教授
赤坂　剛史	金沢工業大学	講師
関　和市	東海大学	教授
内山　賢治	日本大学	教授
草谷 大郎	都立産業技術高専	准教授
真志取 秀人	都立産業技術高専	准教授
山本　広樹	都立産業技術高専	准教授
冨田　匠	首都大学東京	学部４年
髙橋　泰岳	福井大学	准教授
近藤 智行	福井大学	修士課程２年
中嶋　智也	大阪府立大学	講師
遠藤　大希	TMIT	客員研究員
丸山　勇祐	前田建設	研究員
岩原　誠	(有) ザクシス	代表取締役
中台　章	ジオスポーツ (株)	代表取締役

研究成果報告（主なもの）

１）藤井裕矩,遠藤大希,草谷大郎, 内山賢治、「テザー係留型飛行体の運動に関する基礎研究」、第 49 期日本航空宇宙学会年会講演会、2E051C09、平成 30 年 4 月 19-20 日、東京大学。。

２）Hironori A. Fujii, Hiroshi Okubo, Yusuke Maruyama, Tairo Kusagaya, Yasutake Takahashi,

Takeshi Akasaka, and Hiroki Endo, “TETHERED HIGH SKY WIND ENERGY GENERATION (HSWG) PROGRESS REPORT IN 2018,” a90570. Grand Renewable Energy 2018 International Conference and Exhibition、2018,June 17 (Sun) –22 (Fri), Pacifico Yokohama, Yokohama, Japan
３）藤井裕矩、赤坂剛史, 大久保博志，草谷大郎, 丸山勇佑，中嶋智也, 高橋泰岳, 遠藤大希, 中台章, 菊池雅行「高空風力発電の極地での有効活用手法の研究」、「第15回南極設営シンポジウム」2018年6月4日（月）、国立極地研究所
４）草谷大郎、黒田茂将、冨田匠、藤井裕矩、「一体型オールインフレータブル飛行機モデルの無人展開から飛行まで」、第５回ブイヤント航空講演会、平成３０年7月１６日、東京都立産業技術高等専門学校
５）近藤智行、形川雅文、高橋泰岳、長尾晃一朗、東浦邦弥、「高空風力発電のためのヒステリシス制御によるカイト飛行の検証」第40回風力エネルギー利用シンポジウム、日本風力エネルギー学会、2018年12月4-5日, 科学技術館、千代田区、東京，Ｃ３－2.
６）丸山勇佑、原田恭輔、大久保博志、藤井裕矩、佐藤強、遠藤大希、岩原誠、関和市「直線翼風車を用いた高空風力発電システムの開発―風洞実験とフィールドテストー」第40回風力エネルギー利用シンポジウム、日本風力エネルギー学会、2018年12月4-5日, 科学技術館、千代田区、東京，Ｃ３－３.
７）大久保博志，畠山凌，小野寺未，佐藤強，藤井裕矩，丸山勇祐、「直線翼風車を用いた高空風力発電システムの開発」日本機械学会関東支部第25期総会・講演会、18E14, 2019年3月18-19日、千葉工業大学.

謝辞
本研究は、九州大学応用力学研究所の共同利用研究（一般研究）の助成を受けたものである。

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外科　梅林大督

1. 緒　　言

超高齢社会の到来とともに，骨粗鬆症患者が急増している．骨粗鬆症になると大腿骨の頸部骨折や椎体の圧迫骨折（図１）が容易に生じるようになり，骨折とともに患者の QOL は大幅に低下する．高齢者の場合に骨折の治癒が容易でないと，そのまま寝たきりの原因となることも多い．臨床における骨粗鬆症の判断は，主に DEXA 法等による骨密度の測定値から算出される YAM 値に基づいて行われるが，YAM 値は骨密度の平均的な値であるため，力学的な指標である骨強度に必ずしも対応しているとは言えない．骨強度を評価するためには，骨密度分布に加えて骨の形状や構造をも考慮することが必要である．そこで本研究では，脊椎疾患を有する 79 名の患者の脊椎 CT 画像より，178 個の椎体を抽出して３D 数値モデルを作成し，損傷力学を導入した FEA により椎体強度を求めて，YAM 値との相関関係について調査した．

2. 解析方法

脊椎疾患で稲沢市民病院脳神経外科を受診した 79 名（男性 24 名，女性 55 名，年齢 39 歳～96 歳）の脊椎 CT 画像より計 178 個の椎体を抽出し，３D 数値モデルを作成した（図２）．作成したモデルは，皮質骨に相当する表面をシェル要素，内部を４面体要素で分割し，底面を完全拘束，上面に分布荷重を与えることで椎体の圧縮状態を模擬し解析を行った．骨の力学モデルとしては，引張変形は線形弾性，圧縮変形は弾塑性を用いた．さらに，引張応力下での要素の損傷は，最大主応力が臨界値に達したときに発生し，一方，圧縮応力下での要素の損傷は，まず相当応力が降伏強度に達すると塑性変形が生じ，その後，最小主ひずみが臨界値に達すると圧潰が生じるとした．また，表面のシェル要素のひとつが損傷したときの荷重値を骨強度と定義した．CT 画像を用いたモデル作成と骨強度の評価までの一連の作業は，臨床用に開発された骨強度解析ソフトウェアの Mechanical Finder CLINIC（RCCM 社）を用いて行った．

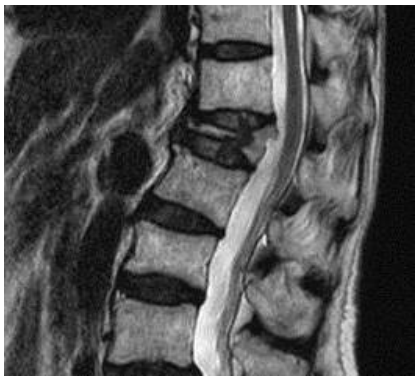


Fig.1 Vertebra compression fracture

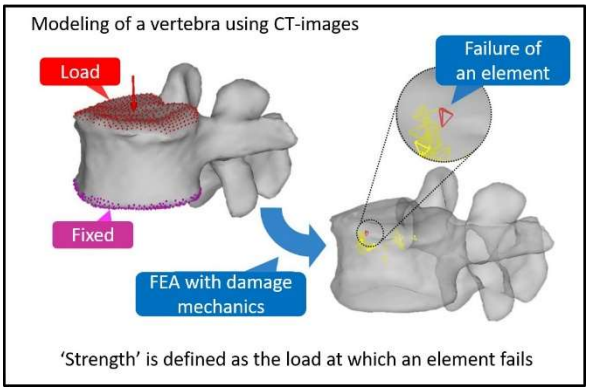


Fig.2 Procedure of 3D-modeling and strength analysis

各患者の YAM 値と CT-FEM により評価した椎体強度から，それぞれ次の式で定義される骨密度に基づく骨粗鬆症評価指標 OPI_{BMD} と骨強度に基づく骨折危険性評価指標 OPI_{BS} を求めた．

$$OPI_{BMD} = YAM/70 \qquad \text{and} \qquad OPI_{BS} = \text{Bone strength}/2500$$

ここで，70%と 2500N はそれぞれ YAM 値と骨強度の基準値であり，YAM 値が 70%より低いと骨粗鬆症と診断され，骨強度が 2500N より低いと骨折の危険性が高いことを示している[1]．したがって，$OPI_{BMD} < 1$ の場合は，骨粗鬆症と診断される可能性が高く，一方，$OPI_{BS} < 1$ の場合は，骨折の危険性が高いことに対応している．

3. 結果と考察

図３に 79 名の患者の大腿骨の YAM 値と腰椎の YAM 値の相関関係を示す．相関係数は 0.679 であり正の相関があることがわかり，大腿骨の骨密度が高いと腰椎の骨密度が高いことを示している．しかし，一部の患者では，腰椎の YAM 値が正常（70%以上）であるにも関わらず，大腿骨の YAM 値は 40%より低い値を示しており，大腿骨頸部骨折が生じる可能性があることを示唆している．このように，データ全体としては正の相関はあるものの，患者によっては一方の YAM 値が低い場合もあるので，大腿骨と腰椎の両方で YAM 値を評価する必要があると考えられる．

図４に OPI_{BMD} と OPI_{BS} の相関関係を示す．ここで，L1,2,3 はそれぞれ第 1, 2, 3 腰椎，T12 は第 12 胸椎を示している．$OPI_{BMD}<1$ は骨粗鬆症と診断される可能性が高い領域であり，$OPI_{BS}<1$ は骨折の危険性が高い領域を示している．$OPI_{BMD}<1$ の領域内に存在していても $OPI_{BS}>1$ を示している椎体が少なからず存在し，低骨密度でも強度的には問題がない椎体が存在することが分かる．一方，$OPI_{BMD}>1$ であり骨粗鬆症とは診断されないが，$OPI_{BS}<1$ となっている椎体が複数存在している．このことは，骨密度測定の結果では骨粗鬆症が認められないが，突然椎体が骨折する危険性を有していることを示唆している．今回の調査では，79 名中 10 名の患者が，正常骨密度・低骨強度の椎体を有していた．特にある患者は，$OPI_{BMD}=1.36$ であり十分に高い YAM 値を示していたが，L2 の OPI_{BS} は 0.54 でありかなり低い骨強度を示していた．なお，この患者の L3 の OPI_{BS} は 1.4 であり強度的には問題なく，椎体によっても強度が大きくばらつくことが分かった．

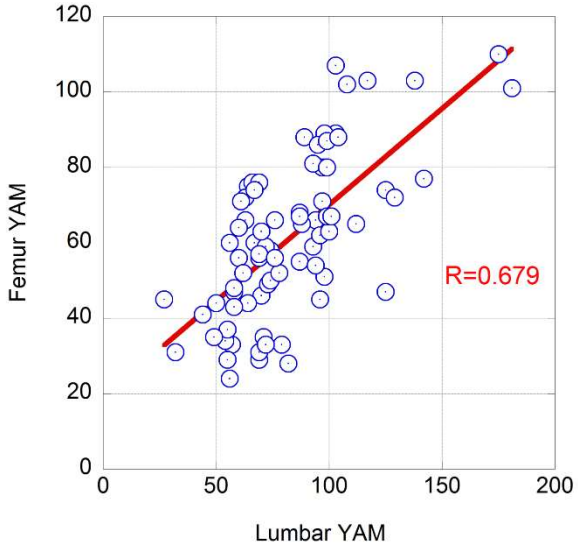


Fig.3 Correlation between femur YAM and lumbar YAM

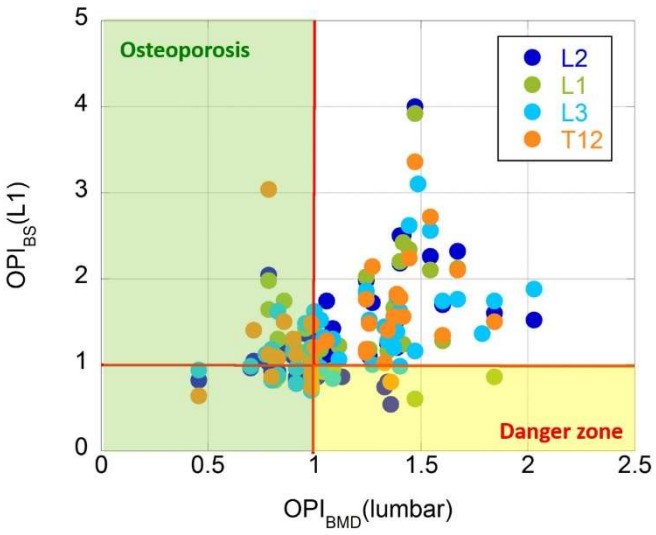


Fig.4 Correlation between OPI_{BS} and OPI_{BMD}

文　献

(1) Imai, K., et al., “Assessment of vertebral fracture risk and therapeutic effects of alendronate in postmenopausal women using a quantitative computed tomography-based nonlinear finite element method”, Osteoporosis International, 20 (2009), pp.801-810.

Mechanical influence of implant number on the mucosal tissue under implant-retained overdentures using a combination method of mechanical reaction analysis and Finite Element Analysis.

Yasuyuki Matsushita, Kyushu university

Summary

Stress in the mucosal tissue under the denture base was evaluated using a combination of mechanical reaction analysis and FEM analysis.

Differeces in the mucosal stress distribution were detected among CD, 1-, 2-, 3- and 4-IOD.

3- and 4-IOD reduced the mucosal stress in posterior part more than in 1- and 2-IOD did.

Purpose:

This study was performed to investigate and compare the mechanical influence of implant number on the mucosal tissue under implant retained-overdentures using a combination method of mechanical reaction analysis in experiment model and finite element analysis.

Methods:

Five implants were placed between left and right mental foramina in edentulous mandibular experiment model. Following four types of implant overdentures (IOD) were established. 1-IOD; retained by single mid implant. 2-IOD; retained by two implants. 3-IOD; retained by mid and left and right most distal implants. 4-IOD; retained by four implants except for mid implant. Locator attachment was chosen as overdenture retainer. Complete denture (CD) was established as a control model. A 50N load was applied onto the right first molar position of the overdenture, and the bending moment on each implant and the overdenture displacement were measured.

Additionally, a FEA model was prepared based on DICOM data of the experiment model. The interface between the denture base and mucosal tissue was assumed to be a contact interface and the interface between bone and mucosal tissue was assumed to be continuous interface. Displacement data measured by the experiment model analysis were inputted into the FEA model, and the stress distribution and maximum stress value in the mucosal tissue under the posterior part of the denture was evaluated.

Results:

1. Displacement
   The vertical displacement of the posterior part of denture base in loaded side showed the greatest, there was no difference in vertical displacement among CD, 1- and 2-IOD. However, the displacement of denture base significantly decreased in 3- and 4-IOD.
2. Mucosal stress
   1) Loaded side
      Higher stress distribution was shown in posterior part in CD. Moderate stress distribution in loaded side was shown in 1- and 2-IOD. In addition, the lowest stress distribution in loaded side was observed in 3- and 4-IOD.
   2) Non-loaded side
      Except for CD, maximum stresses in unloaded side were lower than those in loaded side.
      The highest stress value was shown in CD. The highest stress peak value was observed in 4-IOD, followed in order by 3-, 2- and 1-IOD.

From standpoint of mucosal stress reduction, 3- and 4-IOD were better for stress distribution than 1- and 2-IOD. Additionally, from standpoint of minimum intervention and economical effect, 3-IOD was better plan.

Conclusion:

Within this limited study, stress in the mucosal tissue under the denture base was able to be evaluated using a combination of mechanical reaction analysis and FEM analysis.

Differeces in the mucosal stress distribution were detected among CD, 1-, 2-, 3- and 4-IOD.

3- and 4-IOD reduced the mucosal stress in posterior part more than in 1- and 2-IOD did.

心筋組織のエネルギー変換メカニズムに関する研究

国際医療福祉大学　医学部　松本拓也

1.　緒言

疾患や欠損した組織・臓器を治療する技術として、再生医療技術が注目されており、**三次元組織体の活用が期待されている。**中でも特に注目が集まっているのが細胞シート工学である。細胞シート工学は細胞-細胞間および細胞-ECM 間の接着を保持できる。細胞シート工学は、臨床において心臓疾患の治療に応用されている。患者の細胞から作製した骨格筋細胞シートを心臓に移植することにより拡張型心筋症の治療に成功したという報告がなされている。また、自己複製能と多分化能を有する人工多能性幹細胞(iPS 細胞)の樹立により再生医療分野は著しい発展を遂げている。このヒト iPS 細胞から心筋細胞への分化誘導が確立されつつあり、再生医療や創薬研究における重要な細胞源として期待されている。そこで本研究の発想は図 1 のようにスキャホールドとヒト iPS 細胞由来心筋細胞 (hiPS-CM) を組み合わせることにより心筋組織の拍動を動力とするポンプ様デバイスの作製を目指した。まずは、hiPS-CM による組織体の構築と足場材の評価を行うことを目的とした。今回スキャホールドの材料としてポリジメチルシロキサン(PDMS)に着目した。PDMS とはガス透過性、透明性が高く、加工が容易な生体適合性材料である。よって、hiPS-CM の拍動挙動と PDMS の力学的特性について検討を行った。

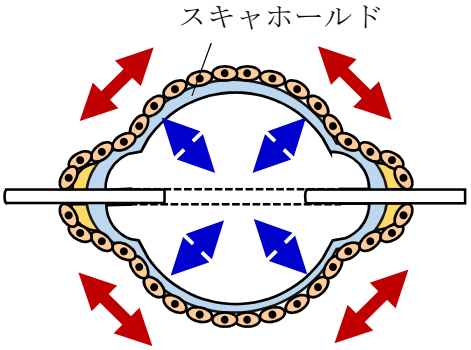


図 1 . 本研究の発想

2.　実験方法

1) hiPS-CM による組織体形成

心筋組織を構築するために使用された hiPS-CM は、Carmy A であった。Carmy A は、Myorige によって iPS 細胞から心筋細胞に分化した細胞である。細胞組織体を調製するために使用した培養基板は、温度応答性 24 ウェル平底プレート (CellSeed) であった。 hiPS-CM を 1.0×10^{6} cells / well で播種し、37℃、湿度 100%、5%CO_2-95%air のインキュベーターで培養した。このとき、培地としては、10μMRock inhivitor を添加した解凍用培地 (Myorige) を用いた。培地は毎日交換し、初日は全量交換し、その後半量交換した。このとき使用した培地は維持培地 (Myorige) であった。 7 日後に培地を 4 ℃に冷却した培地に交換して細胞組織体を調製した。作製した細胞組織体を毎日撮影し、拍動を観察した。

2)PDMS の作製

今回用いた PDMS (Dow Corning Toray) は主剤と副剤の 2 つの液剤からなるものであった。主剤と副剤を混合後、脱気を行い 3 日間静置させた。このとき主剤と副剤の混合比を 5 : 1、10 : 1、15 : 1、20 : 1 と変化させた。作製した PDMS に対し引っ張り試験を行った。

3)PDMS 上での hiPS-CM の培養

主剤と副剤の混合比が 5 : 1 の PDMS と一般的な細胞培養に用いられるポリスチレン製ディッシュ上で hiPS-CM を 1.0×10^{6} cells ずつ播種し 1) 同様培養を行った。このとき、各条件では、材質の違いにより、表面の組成が異なる可能性があるため、コラーゲンコートを行い、基板の表面物性の均一化を図った。

3. 結果および考察

１）hiPS-CM 組織体の評価

hiPS-CM 組織体は作製後 7 日間培養を行った。図２に hiPS-CM 組織体の形態を示す。hiPS-CM 組織体のサイズは徐々に減少し、そして凝集しているように見えた。これは細胞間の結合が増加することにより細胞間の距離が縮まったためであると考えられる。図３に心筋細胞の拍動振動数を示す。拍動振動数は、BV Workbench を使用してアニメーションを分析することによって得た。１日目から４日目に拍動振動数が減少し、4 日目から 7 日目にかけて増加することが示唆された。組織体形成後初期はそれぞれの細胞が局所的に拍動することで安定せず振動数が減少しそれから細胞間のギャップ結合形成により組織体全体が同調し拍動が安定したと考えられる。

２）PDMS の力学的特性

図４は、作製した PDMS の引っ張り試験から得た応力―ひずみ線図である。ヤング率は図４のグラフの傾きから求められ、得られた弾性率は、5:1－1100[kPa]、10:1－860[kPa]、15:1－530kPa　20:1－75kPa となった。、このことから異なる弾性率を持つ PDMS の作製に成功したことを確認した。

３）PDMS 上での hiPS-CM の拍動挙動

図５に培養 7 日目の輝度の変化を示す。このグラフを BV Workbench により解析した拍動振動数は TCP-0.146[Hz]、PDMS5：1-0.391[Hz]となった。TCP のヤング率は約 2[GPa]といわれており、作製した PDMS のほうがヤング率が低く生体環境により近いため拍動周期が短くなったと考えられる。また、ヤング率の低い基板上では細胞の進展が抑制されることにより、立体的になり細胞間の接地面積が増加することで細胞間の情報伝達が促進されたことも考えられる。

4. 結言

本研究では、温度応答性培養プレートを用いた iPS-CM 構造体の作製と混合比を変化させることによる硬さの異なる PDMS の作製、PDMS 上での hiPS-CM の培養と拍動挙動の観察に成功した。hiPS-CM は凝集や基板の硬さによって拍動挙動が変化することが示唆された。

[1]Okita K, Yamanaka S. Induction of pluripotency by defind factors. EXPERIMENTAL CELL RESEARCH 316: 2565-2570, 2010

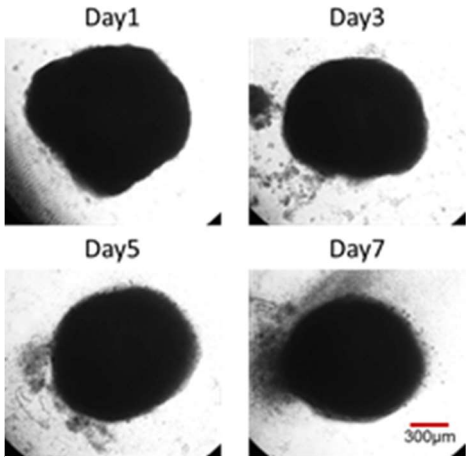


図２. 形態写真

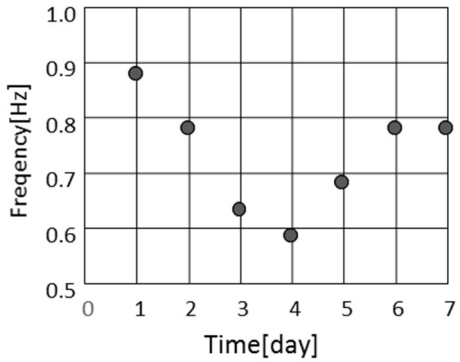


図３. 拍動振動数の変化

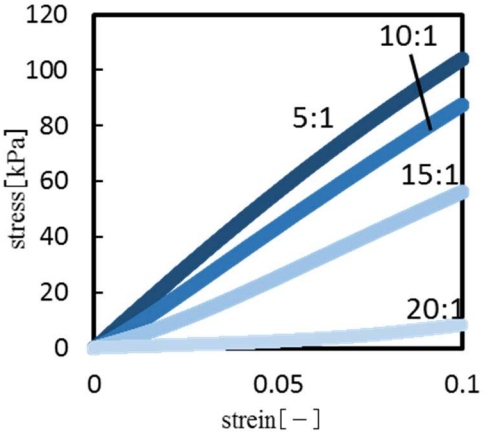


図４. 応力-ひずみ線図

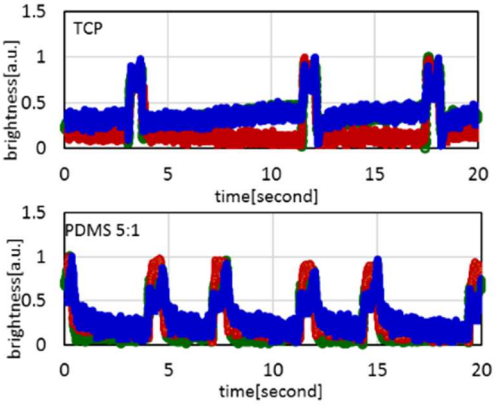


図５. PDMS 上の輝度変化

30ME-13

CT 画像を利用した数値解析法の脊椎外科への応用
～びまん性特発性骨増殖症のバイオメカニクス解析～

佐賀大学整形外科　馬渡正明，森本忠嗣

1. 緒　言

背骨を支える靭帯には，椎体の後方を縦に走る後縦靭帯，前面を走る前縦靭帯，椎弓をつなぐ黄色靭帯等があり，後縦靭帯と黄色靭帯は椎骨と共に脊柱管を形成している．これらの靭帯（とくに前縦靭帯を中心に）に骨化を生じ、広範囲に脊柱が癒合し強直化する病態はびまん性特発性骨増殖症（diffuse idiopathic skeletal hyperostosis; DISH）と称される。近年の高齢者外傷の増加とともに、DISH 例の骨折は増加している。DISH 例では、軽微な外傷で骨折を生じ、癒合していない脊椎とは異なる骨折形態を呈する。さらに、不安定が強く骨癒合不全や遅発性麻痺を生じることも問題となっており、その病態の解明は喫緊の課題である。

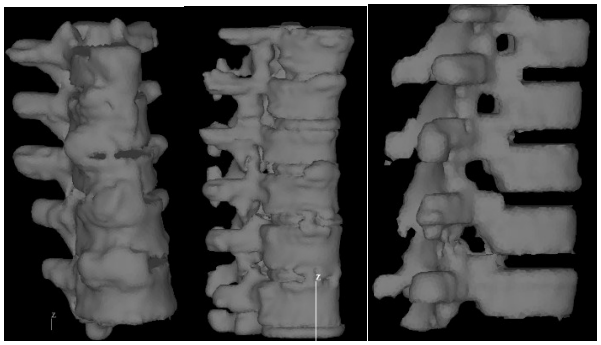
本研究では，胸椎の DISH 例２名の患者の CT 画像から椎体モデルを作成し，圧縮と引張負荷が作用した場合の微視的骨損傷の発生について，正常椎体モデルとの比較検討を試みた．

2. 解析方法

61 歳と 75 歳の男性 DISH 症例の脊椎 CT データより，5 個および６個の胸椎と椎間板で構築される脊椎モデルを構築した．また比較のために 56 歳の女性の CT 画像を基に骨化を含まない正常脊椎モデルを構築した．以下，61 歳骨化症モデルを First case，75 歳骨化症モデルを Second case，56 歳正常モデルを Third case と略記する．これらのモデルを図１に示す．CT 値から骨密度を推定し，さらに keyak の式を用いてヤング率を計算した．底部を固定し，上部に圧縮と引張荷重を最大 2000N まで加えて応力解析を試みた．また，要素単位で破壊が生じる骨損傷モデルを用いて逐次的に生じる骨破壊現象を再現した．

3. 結果および考察

図２に T8-T10 でのヤング率の平均値の分布状態を示す．56 歳の女性(Third)が最も低いヤング率分布を示しており，3 人の内で平均的骨密度が低いことに対応している．一方，First と Second では T8 と T9 の境界領域で高いヤング率を示しているが，これは靭帯の骨化による骨密度の上昇を示している．



First　　Second　　Thrid

図１　骨化症モデル(First&Second)と正常モデル

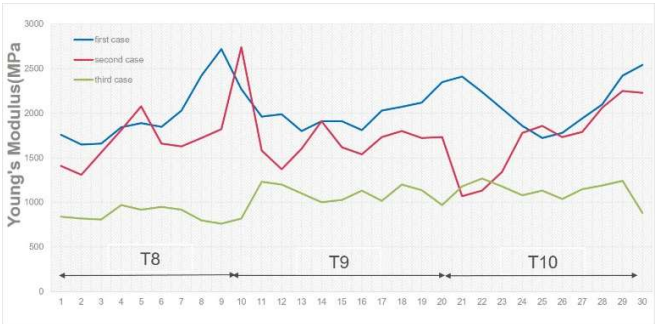
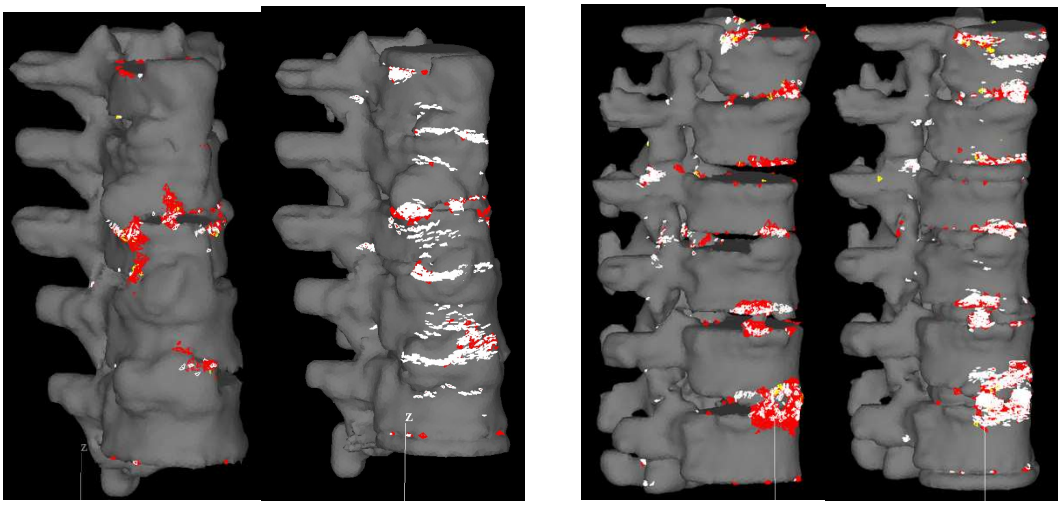


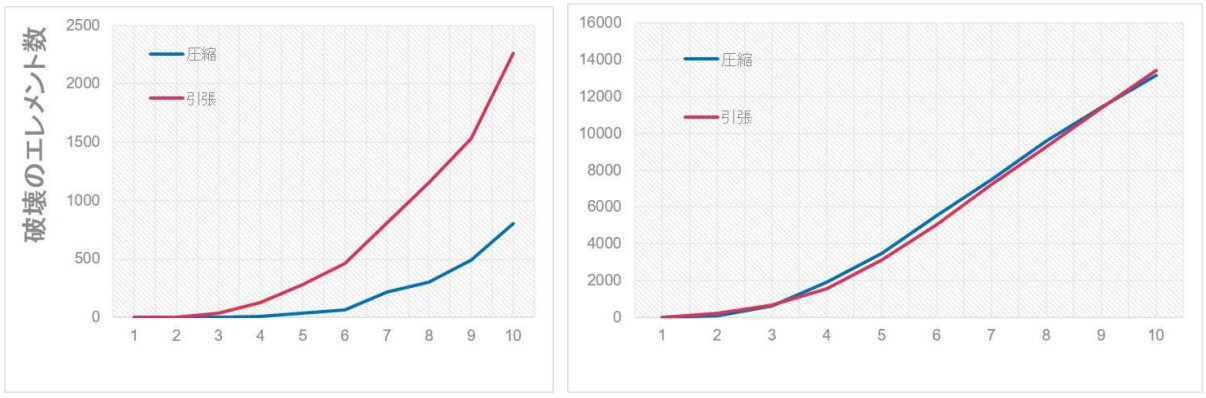
図２　ヤング率の分布状態(T8-T10)

モデル上面に 2000N の圧縮荷重（左図）と引張荷重（右図）を負荷したときの破壊した要素の分布状態を図３に示す．圧縮と引張の両条件ともに，骨化した靭帯と椎体の接合部から破壊が生じていることが分かる．また，破壊要素の累積状態を First case と Third case の場合について図４に示す．横軸は step 数を表しており，1 step は 200N に対応している．DISH 例の First case では圧縮よりも引張りの方が破壊要素の発生数が多く，荷重の増加とともにその差も広がっていく．一方，正常モデルの Third case の場合，破壊要素の発生数は圧縮と引張でほとんど同じであり，負荷形態の差が生じていない．これらの結果より，DISH 例は骨折が生じる負荷形態に影響を及ぼすことが示唆される．なお，Third case の方が First case よりも破壊要素数が多いが，これは図２に示すように Third case の方が低骨密度を示しており，今回用いた損傷モデルでは，低骨密度は低破壊条件に対応することに起因していると考えられる．



First case　　Second Case

図３　破壊要素の分布状態（2000N）



First case　　Third Case

図４　破壊要素の累積状態．横軸は step 数を表し 1 step は 200N に対応する．

3.　結　言

今回初めて DISH 例に CT-FEM の手法を応用し，靭帯の骨化が椎体骨折の形態に重要な影響を及ぼす可能性があることが示唆された．次年度の研究では，症例数を増やして解析を行い，骨化が椎体骨折に及ぼすメカニズムについてより詳細な検討を進めていく予定である．

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整形外科　松浦　佑介

1. 緒　　言

整形外科分野における骨強度を評価する手法として，X 線 CT 画像を用いた有限要素解法（CT-FEM）による骨強度解析が行われている．患者自身の骨の X 線 CT 画像から 3D-CAD モデルを作成するため，個人の骨とほぼ同一の構造を有する 3 次元骨モデルを作成できる．また，CT 画像から骨密度を推定し，骨密度から Keyak らが作成した予測式により，ヤング率や降伏応力といった材料特性を推定することもでき，有限要素解析を行うことで患者個別に骨強度の予測や評価が可能である．しかし，最近の研究から Keyak の式では実験結果を十分に表現できないことが明らかになっている．そこで本研究では，Keyak や Keller の実験式を用いた CT-FEA と大腿骨の力学試験結果を比較し，問題点を検討するとともに，新たな材料特性予測式の検討を行った．

2. 方　　法

献体 4 名の大腿骨の CT 画像を Mechanical Finder ver.9.0 で読み込み，3 次元大腿骨モデルを作成した．1 人目の献体からは左大腿骨モデル（モデル A）を作成し，2，3，4 人目の献体からは右大腿骨モデル（モデル B，C，D）を作成している．実際の圧縮試験（以下実験）と同様の条件を想定し，図 1 のように大腿骨の遠位部には骨固定用の樹脂の 3D-CAD モデルを作成し，骨頭部には圧縮試験機の治具の 3D-CAD モデルを作成した．次に，大腿骨の骨密度を HU 値から推定した．さらに，ヤング率や降伏応力といった材料特性を予測式により骨密度から算出した．荷重拘束条件として，骨固定用樹脂の底面を完全拘束とし，治具の 3D-CAD モデルの上面に 10mm の強制変位を与えた．そして，破壊要素数が一定値を越えた時点で解析を終了した．

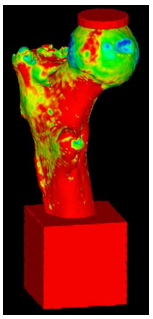


Fig.1 Distribution of bone density.

本研究では，現行の材料特性予測式や修正式（新たに提案した予測式）など，複数の予測式ごとに解析を行っており，それぞれの解析結果と実験結果の荷重-変位関係を比較検討を行っている．

まず初めに，現行の材料特性予測式である Keyak，Keller-original（以下 Keller-o）を用いて有限要素解析を行った．これはモデル A，B の 2 つで行い，現行の材料特性予測式と実験結果の整合性の確認を行った．

次に，複数の新たな材料特性予測式を定義し，それぞれの予測式ごとに材料特性を推定して解析を行った．低骨密度領域 0.23（g/cm^3）以下の要素数の割合が多いモデルで実験結果と解析結果の整合性が特に低く，さらに解析結果の最大荷重が実験結果の最大荷重に比べ大きくなる傾向があることがわかっている．つまり現行の予測式では低骨密度領域の要素数の割合の多いモデルの剛性が高く見積もられており，整合性が低く十分に表現できていない．そこで，このモデルの剛性を下げるために，低骨密度領域 0.23（g/cm^3）以下のときヤング率を小さくする必要があると考えられた．

これらを踏まえ Keller-o の式を基本に，指定範囲内（0<BMD≦0.23）の骨密度からヤング率を算出する際にヤング率を 0.5 倍にした Keller-modified（0.5）（以下 Keller-m（0.5）），0.25 倍とした Keller-m（0.25）を新たな材料特性予測式とした．この予測式と Keller-o の関係を図 2 に示す．骨密度 0.23（g/cm^3）以下で Keller-m のヤング率が 0.5，0.25 倍に低下しているのがわかる．

なお，剛性の整合性を高めるために新たな材料特性予測式では非破壊解析を行った．剛性値とその値が実験結果の剛性に対してどの程度変化しているか（変化率）を比較検討することで，より実験結果と解析結果の整合性を高める材料特性予測式について検討を行った．

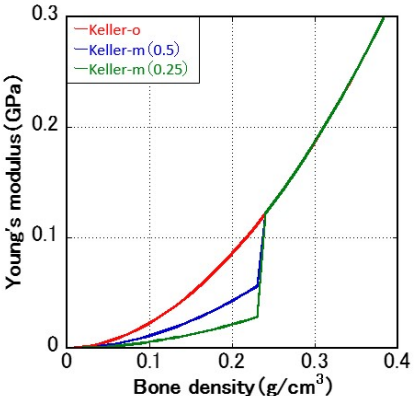


Fig.2 Prediction formula
(Keller-o, Keller-m(0.5) and Keller-m(0.25))

3. 結果と考察

モデル A，B の実験結果と Keyak，Keller-o の式を用いた解析により得られたモデルの荷重-変位曲線を図 3 に示す．モデル A と B の実験結果を比較したところ，モデル A よりも B の方がより剛性が高く，最大荷重も大きな差が生じている．Keyak での解析結果を比較すると，2 つのモデルの解析結果はあまり差がなく，2 つのモデル共ほぼ同じ荷重-変位関係を示した．実験結果と解析結果を比較した際，大きな差が生じており，解析結果では剛性は非常に高いものの，実験では早い段階で破壊が生じている．

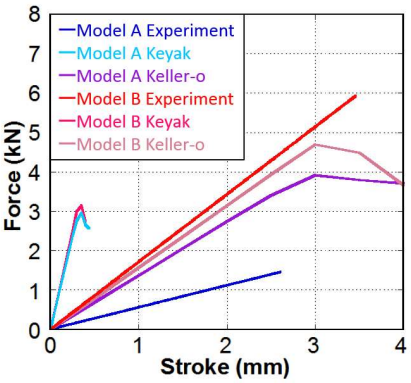


Fig.3 Compressive mechanical properties. (Experiment, Keyak and Keller-o)

実験結果と Keller-o での解析結果を比較したところ，全てのモデルについて Keyak の式よりも整合性が高いことが確認された．特にモデル B の整合性は高く，剛性や最大荷重は近い値となった．しかし，モデル A の実験結果と解析結果では整合性が見られなかった．

これらの結果より，実験結果と解析結果の整合性を高めるにはヤング率と降伏応力を骨密度より算出する際により低ヤング率で高降伏応力となる予測式を用いる必要があると考えられる．

実験結果と Keller-m（0.5），Keller-m（0.25）の式を用いて解析により得られた剛性と変化率を表 1 に示す．変化率は最大でモデル A の Keller-m（0.5）の 95（%）となったが，最小ではモデル C の Keller-m（0.5）の -2（%）と非常に小さな値となった．全体で見ると，モデル B，C，D は変化率が小さいため，Keller-m は実験結果と整合性が高いと言える．モデル A は変化率が 95，61（%）と大きくはなったが，図 1 のように現行の材料特性予測式と実験結果では Keller-m を用いた場合以上に整合性が低いことがわかる．これより，モデル A においても，Keller-m は整合性が高いと言える．

これらより，今回検討を行った新たな材料特性予測式 Keller-m は他の予測式と比べ実験結果と解析結果との整合性がより高いものとなっており，実験結果を表現できていることがわかった．これはモデルの骨密度分布を分析し，補正を行う骨密度の範囲を決定したためであると考えられ，新たに提案した材料特性予測式が実験と解析の整合性を高めるのに有効であると考えられる．

4. 結　　言

本研究では，献体大腿骨の実験結果と CT-FEA の結果を比較し，現行の材料特性予測式（Keyak，Keller-o の式）では，実験結果を予測することができなかったことを踏まえ，Keller-o を元に Keyak の式よりも低ヤング率，高降伏応力な新たな予測式を提案し，実験と解析の比較検討を行った．その結果，指定範囲内の骨密度から算出されるヤング率を補正することで実験結果と解析結果の高い整合性が示され，提案する修正式の妥当性が示された．

Table.1 Stiffness and rate of change

Model	Prediction formula	Stiffness (kN/mm)	Rate of change (%)	Model	Prediction formula	Stiffness (kN/mm)	Rate of change (%)
A	Experiment	0.56	−	C	Experiment	0.29	−
	Keller−m(0.5)	1.09	95		Keller−m(0.5)	0.25	−2
	Keller−m(0.25)	0.90	61		Keller−m(0.25)	0.20	−5
B	Experiment	1.71	−	D	Experiment	2.61	−
	Keller−m(0.5)	1.46	−15		Keller−m(0.5)	2.04	−33
	Keller−m(0.25)	1.38	−19		Keller−m(0.25)	1.95	−38

30ME-15

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. 緒言

大規模な骨欠損の治療には,自家骨やバイオセラミックス製人工骨を用いた骨移植治療が施される[1]. しかし,人工骨は自家骨に比べて骨形成能が遅いことが問題として挙げられており,近年研究が進められている再生培養骨は,組織工学的手法を用いて多孔質構造の足場材料と細胞を組み合わせることで,骨形成能の向上が期待されている. 再生培養骨の開発においては, 足場材料が重要な役割を持っており, 生体適合性と力学特性を有する足場材料について検討されている. 原材料としては, ハイドロキシアパタイト(HA)やβ-リン酸三カルシウム(β-TCP)等のバイオセラミックスが中心であるが, 最近では, 力学的特性を向上させるためにバイオセラミックスと生分解性ポリマー等の生体適合性ポリマーを複合化した材料も検討されている[2].また,生分解性ポリマーのポリ L 乳酸(PLLA)とポリカプロラクトン (PCL) はブレンドすることで力学特性の制御が可能であることが知られている.本研究では, HA 多孔体にポリマーブレンド PLLA/PCL 多孔質構造を導入した新規複合系足場材料を作製し, 圧縮変形挙動と力学特性に及ぼすブレンド比の影響について調査した.

2. 実験方法

HA 多孔体はテンプレート法を用いて作製した. HA 粉末と PVA 溶液の混合溶液に PU(ポリウレタン)スポンジを含浸し乾燥させた後, 電気炉を用いて 400℃,6 時間で PVA 溶液および PU スポンジを焼失させたのち,1300℃, 4 時間で焼結させ HA 多孔体を得た. 次にペレット状の PLLA と PCL をジオキサン溶液に溶解して 3wt%の溶液を調整した. PLLA/PCL の混合比は 100/0, 80/20, 60/40, 40/60, 20/80, 0/100 とした. これらの溶液に HA 多孔体を浸漬し凍結乾燥を施すことで, 複合多孔質構造体を作製した. 以降,これらの複合多孔質構造体を H-L100/C0,H-L80/C20,H-L60/C40,H-L40/C60,H-L20/C80,H-L0/C100 と略記する. これらの複合多孔質構造体に関して, FE-SEM による微細構造の観察,XRD による結晶構造解析, 小型材料試験機を用いた圧縮試験を行い力学特性の評価を行った.

3. 結果および考察

作製した HA/PLLA/PCL 複合多孔質構造体の FE-SEM 画像を Fig.1 に示す.海綿骨に類似した構造が HA により形成されており,HA 骨格構造の内部に PLLA/PCL による多孔質構造が形成されていることが確認できた. また,HA 多孔体に PLLA/PCL 多孔体を複合化することで気孔率は 97.9%から 90.9%程度まで減少した. 平均気孔径も約 333 μmから約 37 μmまで減少した. これは,HA 多孔体の空隙に PLLA/PCL の多孔質構造が形成されることにより,気孔率および気孔径が減少したものと考えられる. この結果より,ポリマーブレンドは細孔形状に依存しないと考えられる.

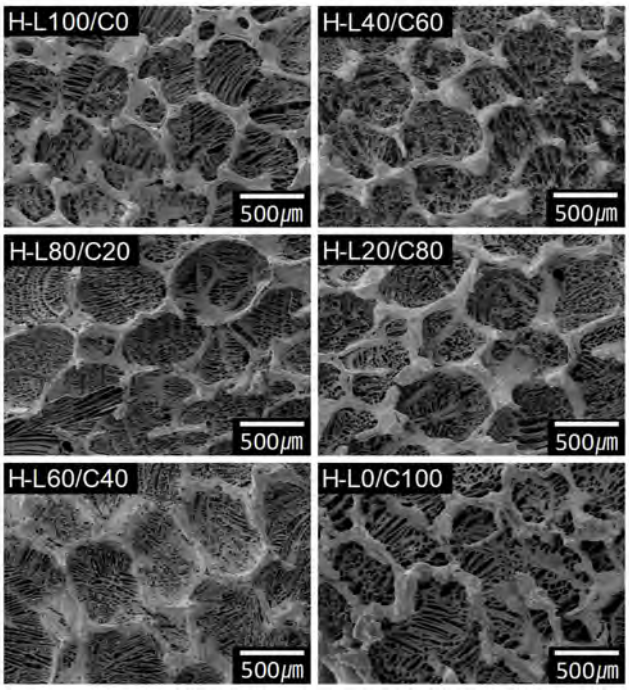


Fig.1 FE-SEM micrograph of HA/PLLA/PCL

加熱による HA 粉末の結晶相の変化を Fig.2 に示す. 焼結前の HA 粉末では,HA 単一の結晶相が認められた. この HA 粉末を加熱すると,400℃では HA 単一の回折線が認めら

れ，1300℃では HA の他にβ-TCP の回折線が認められた．このβ-TCP も HA と同様に人工骨に使用されるバイオセラミックスの一種で，徐々に患者自身の骨に置換する性質を持つことで知られている．また，加熱温度の上昇とともに，HA のピーク強度は増加している．

Fig. 3 に HA 多孔体および HA/PLLA/PCL 複合多孔質構造体の圧縮試験の結果を示す．HA 多孔体では，応力の増減を繰り返しながら圧縮変形が進んでいった．これは，変形過程において HA の脆性破壊が支配的となり，HA 骨格構造が局所的な破壊を繰り返したことによるものと考えられる．一方で HA/PLLA/PCL 複合多孔質構造体では，ひずみ初期に弾性変形を示した（領域Ⅰ）のち応力がほぼ一定のまま圧縮が進行するプラトー領域を示した（領域Ⅱ）．さらに圧縮が進行すると，多孔質構造が圧縮により緻密化し，応力が上昇していった（領域Ⅲ）．HA 多孔体と HA/PLLA/PCL 複合多孔質構造体の圧縮変形挙動の違いは，HA 多孔体の骨格構造内部に多孔質構造のポリマーが存在することで，HA 多孔体の柱構造が破壊した後も全体の構造が維持されることにより変形の連続性が保たれ，形態安定性が向上したものによると考えられる．

HA/PLLA/PCL 複合多孔質構造体の力学特性を調べるために，応力-ひずみ曲線より，領域Ⅰの圧縮弾性率，ひずみ 0.4 までのエネルギー吸収量を算出した結果を Fig. 4 に示す．PCL 含有量の増加に伴い圧縮弾性率およびエネルギー吸収量が減少する傾向を示した．ポリマー部分の多孔質構造は，すべてのブレンド比において類似しているため，細孔形状による力学特性への影響は小さいと考えられる．PCL 含有量の多い H-L0/C100 から H-L20/C80 までは圧縮弾性率および吸収エネルギーはほぼ一定の値を示すが，PLLA 含有率の増加に伴い H-L40/C60 から H-L100/C0 までは圧縮力学特性は直線的に増加する傾向を示した．これらの結果より混合比を変化させた PLLA/PCL ポリマーブレンドの導入により複合多孔質構造体の圧縮力学特性の制御が可能であることが示唆された．

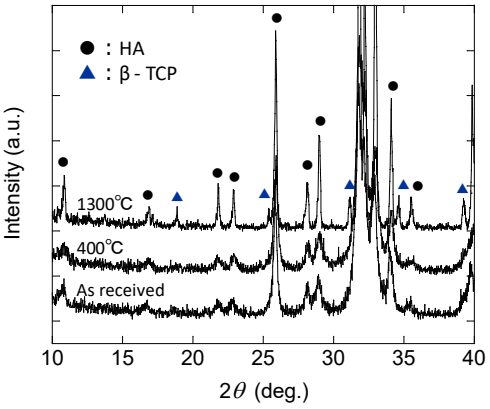


Fig.2 XRD results of HA

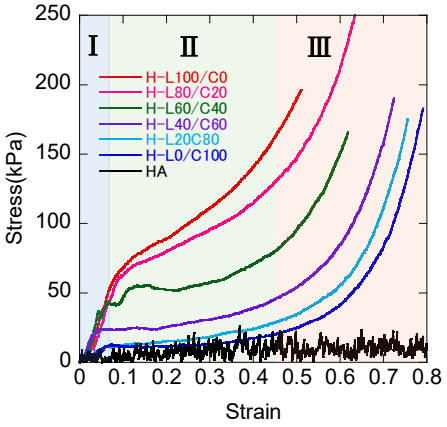


Fig.3 Compressive test results of HA and HA/PLLA/PCL

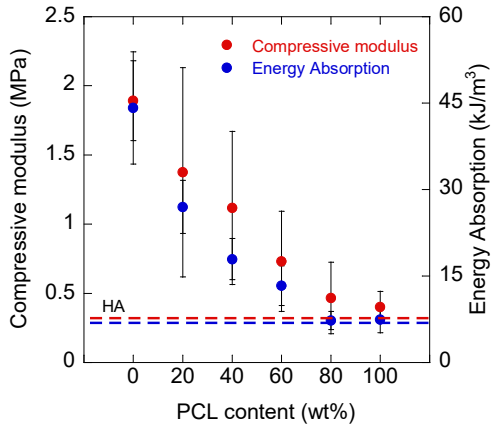


Fig.4 Mechanical properties of HA and HA/PLLA/PCL

4. 結言

本研究では，新規骨再生用足場材料の開発を目指し，HA 多孔体と生分解性ポリマーブレンド PLLA/PCL の複合多孔質構造体の作製を行った．HA 多孔体の骨格構造内に PLLA/PCL ポリマーブレンドの多孔質構造を有する複合多孔質構造体の作製に成功した．HA 多孔体にポリマー相を導入することで，HA 単体に比べて圧縮弾性率および吸収エネルギーが増加した．力学特性は PLLA 100%において最大となり，PCL の含有率が増加するにしたがって低下する傾向にあった．

参考文献

(1) S. V. Dorozhkin, Biomaterials, 31(2010), pp. 1465-1485

(2) P. Yos and M. Todo, Advanced Materials Research, 858(2014),pp. 96-102.

大気乱流による気圧変動の直接測定のための円盤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。本実験においては、市販されている２種の円盤型のプローブについて、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って動圧の影響を円盤型プローブが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

図１のように、Paroscientific 社と Young 社の異なる形状の円盤型のプローブを水平固定時に両者の高さが 1.40m となるよう三脚を用いて風洞の左右に設置した。また風洞の中央には、測定感部が円盤型のプローブと同じ高さになるよう３つのピトー管を水平に並べ、同じく測定感部が 1.55m の高さになるよう超音波風速計をピトー管より風下側に設置した。超音波風速計より風上側にある円盤型プローブとピトー管の設置位置については、それぞれが有る無しによって測定値に影響が出ないことを確認した。さらに風洞の外には Vaisala 社の微差圧計を設置し、微差圧計の片側の測定部に円盤型プローブ、もう片方の測定部にはピトー管の静圧測定部をブレードホースでそれぞれ接続した。ピトー管の静圧測定部を風洞内の静圧（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円盤型プローブ内の圧力値との差を微差圧計で測定して、円盤型プローブによる動圧の除去程度を把握した。また風速値は超音波風速計の出力値を用いた。

実験では先ず始めに、プローブの姿勢を水平に、かつ水平風向に対して正対にして、風速を 0 ~ 25 m/s まで 5 m/s 間隔で変えていき、それぞれの風速値に対して微差圧計の出力値を記録する。次に、各姿勢に対する動圧の影響も把握するため、プローブの姿勢を鉛直方向に 5 度間隔で±45 度まで変えながら、風速値を先と同様の間隔で変えた。さらに水平風向に対しても動圧の影響も把握するため、30 度間隔でプローブの水平方向の姿勢を 90 度まで変えて、先の正対時と同様に風速とプローブの鉛直方向の姿勢を変えながら、動圧の除去程度が変わるのかといった実験も実施した。

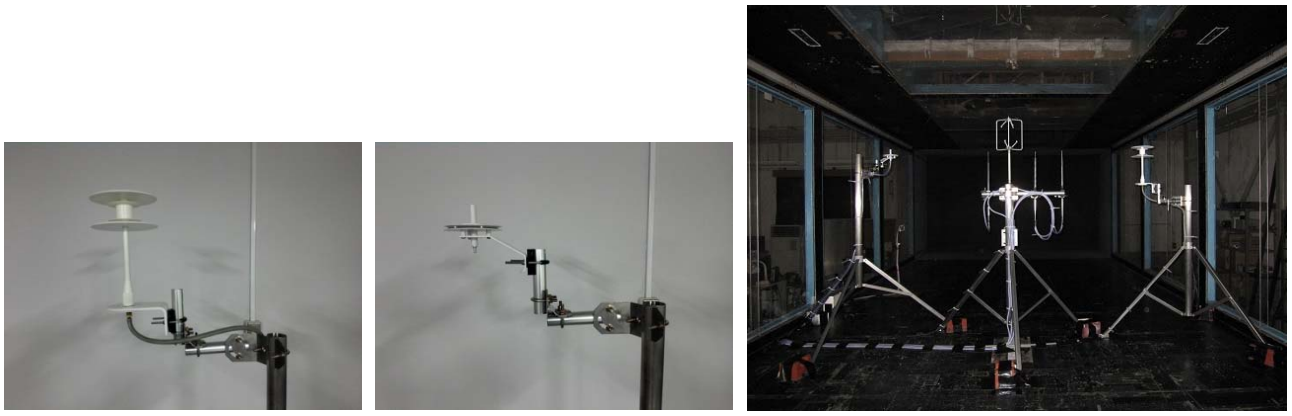


図１　Paroscientific 社（左）と Young 社（中）の円盤型プローブの外観、および実験風景（右）

３．実験結果

図２は Paroscientific 社（図左）と Young 社（図右）の円盤型のプローブを水平風向に対して、正対（図上）もしくは直角（図下）に向け、プローブの姿勢を鉛直方向に+45 度まで 5 度間隔で変えながら風速を 0～25 m/s まで 5 m/s 間隔で変えた時のピトー管の測定値（Pref）に対する円盤型プローブ内の圧力値（Pmes）との差を示したものである。Paroscientific 社のプローブ内の圧力測定値は水平風向に対して正対した時、風速が増加するに連れて２次関数的にピトー管の静圧測定値よりも小さな圧力値を示し、また鉛直風向が大きくなるほど小さな値をとる結果となった。この結果は Young 社のプローブについても同様の傾向であるといえるが、風速そのものの大きさに対する動圧の除去の程度は Paroscientific 社の方が大きいことが分かった。一方で、プローブの姿勢を水平風向に対して直角に向けたときも風速に対して２次関数的に変化し、ピトー管の静圧測定値よりも小さな圧力値を示したが、鉛直風向の変化に対して依存性は、Paroscientific 社と Young 社のプローブともにみられなかった。図には示さないが、プローブの水平風向に対する傾き角が大きくなるにつれて鉛直風向の変化に対しての鉛直風向の変化に対する依存性は小さくなっていた。この傾向は、プローブの姿勢を鉛直方向に−45 度まで変化させたときにも同様であった。

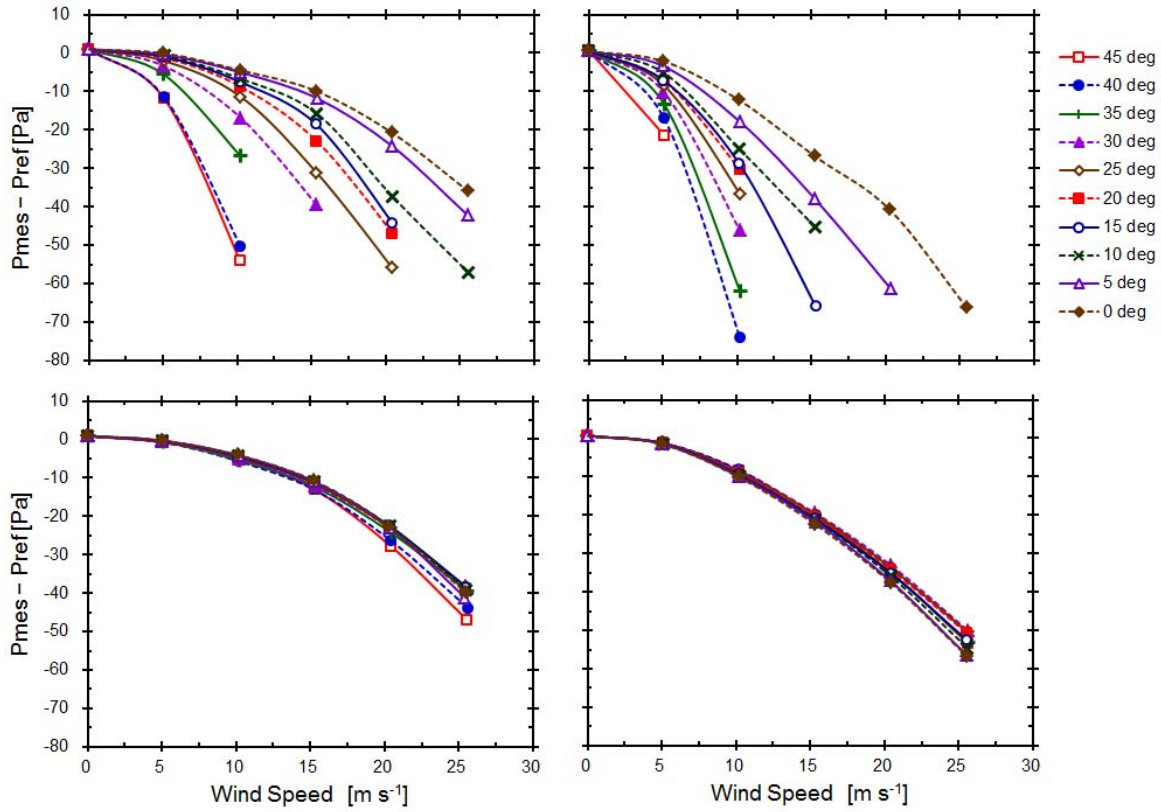


図２　Paroscientific 社（左）と Young 社（右）の円盤型のプローブの風速と風向に対する依存性

４．研究成果報告

なし

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）

30ME-17

九州大学　平成30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

赤外線加熱浮遊帯溶融(Infrared convergent floating zone: IR-FZ)法は坩堝不要の帯溶融法の一つである。適切な組成の溶媒を用いることで偏析制御したり、分解熔融化合物の単結晶も育成できたりする。しかし、育成結晶の大口径化が難しいため、育成結晶の大口径化技術の確立も一つの研究課題である。代表者らが見出した回転楕円面鏡の傾斜効果はその１つである[1]。従来同一水平面内にあった回転楕円面鏡のランプが配置される焦点位置と加熱光が集中する焦点位置を傾けることによりルチル単結晶の育成において固液界面の形状を制御でき、20度傾けた条件で直径19 mmまで育成結晶を大口径化することができた。しかし、回転楕円鏡の傾斜角度を大きくすると加熱効率が著しく低下した。また、20度傾けた条件では、直径12 mm程度を超える大口径原料を利用した育成が困難であったため、育成結晶の大口径化には原料供給速度を結晶育成速度に比べて3倍大きくする必要があった。その結果、育成長が原料長に比べて著しく短くなった。

最近、代表者らは、IR-FZ法によるルチル単結晶の育成において回転楕円鏡の集光位置を溶融帯表面近傍に近づける効果を調べた結果、集光位置を最適化することで回転楕円面鏡を傾けなくても溶融帯が安定化されることがわかった[2]。原料供給速度と結晶育成速度を等しくした条件で、従来、育成結晶と原料棒の回転軸上にあった集光位置を溶融帯表面に近づく方向に2, 4 mm移動させた条件で結晶育成すると直径16 mmの原料でも安定な溶融帯を形成し、直径15 mmのルチル単結晶を育成できた。そこで本研究では、原料供給速度と結晶育成速度を等しくした条件で、IR-FZの回転楕円面鏡の配置と原料径を系統的に変化させ、各配置で利用可能な原料径と育成可能な結晶径の上限を調べた。

実験

TiO_2粉末を原料として使用し、ラバープレス法により25～37 mmφ×70～80 mmLの円柱状に原料棒を成形し、冷間等方圧加圧法(CIP)を用いて300MPaまで加圧した。空気雰囲気中で1200℃，5時間焼結するなどして結晶育成に用いた。

回転楕円面鏡の集光位置を変化できる赤外線集中加熱炉を使用した。集光位置が育成結晶と原料の回転軸上にある場合を0とし、溶融帯表面に近づく方向を正と定義した。この装置を用いて表1に示したように+4~+8 mmの異なる集光位置で結晶育成に用いる原料径を変化させ、育成可能なルチル結晶径の上限を系統的に調

Table I. Summary of growth condition of Rutile crystals

M-L position /mm	+4	+6	+8
Feed dia. (sintered) /mm	16, 18	18, 21, 23, 25	23
Rotation rate (upper/lower) /rpm	3~5/40		
Feeding rate /mm/h	5.0		
Growth rate /mm/h	5.0		
Atmospheric gas	Air, 3L/min.		

べた。表1には、原料と育成結晶の回転速度や移動速度、育成雰囲気についても記した。

結果と考察

図 1 に代表的な育成結晶の例として直径 18mm の原料棒を用いて集光位置を回転軸上から 4 mm と 6 mm 溶融帯表面近傍に近づけた条件で育成した結晶の写真を示した。図 1a に示した集光位置を 4 mm とした条件での育成では、融液が垂れやすく、溶融帯を安定に保持することが困難であり、融液垂れなしに結晶育成を行うことは困難であった。一方、6 mm とした条件での育成では、図 1b に示したように 4 回対称のファセットを示す直径 16mm の結晶を育成することができた。

異なる集光位置で様々な直径の原料棒を用いて育成した結果を丸印と十印で図 2 にまとめた。図 2 には文献 2 の結果を三角印と×印で合わせて記した。どちらの場合も塗りつぶした記号は安定な溶融帯を保持することが可能で育成結晶に良好な 4 回対称のファセットを確認できたことを示している。一方、白抜き記号は、育成中の溶融帯が不安定で育成結晶と原料棒との接触がしょうじやすかったことを示している。十印と×印は融液が垂れ易く溶融帯の形成すら困難であったことを示している。集光位置を 6 mm とすることで直径 21 mm の原料棒まで安定に溶融し、結晶育成を行うことができ、育成結晶径は 20 mm に達した。しかし、より一層大口径の原料棒を用いた育成では、集光位置を変化させても溶融帯を安定化させることができず、結晶育成は困難であった。

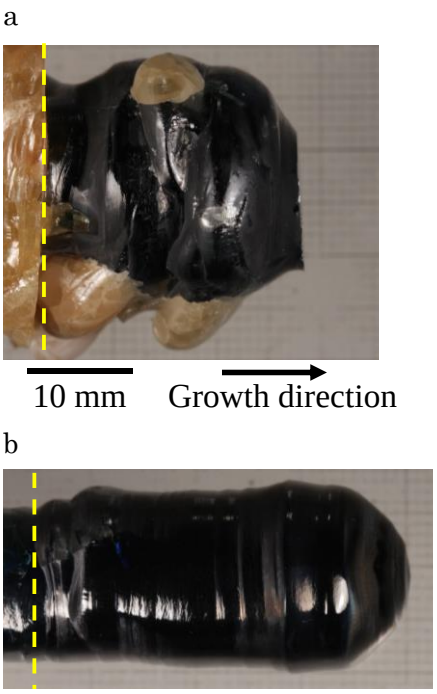


Fig. 1. Rutile crystals grown using feed of 22 mm in diameter at the M-L system position of +4 mm (a) and +6 mm (b).

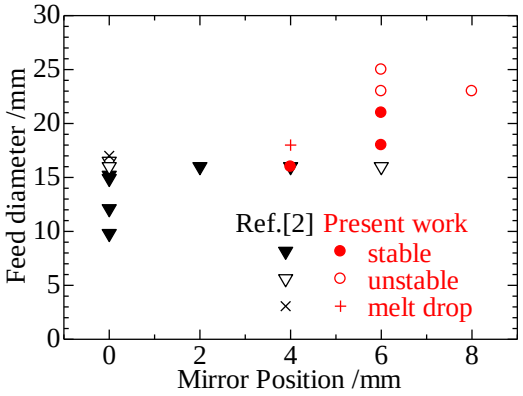


Fig. 2. Summary of the growth of rutile crystals using feed rods with various diameters at the various M-L system positions.

結論

集光位置を最適化することで直径21mmまでの大口径原料棒を用いたIR-FZ育成が可能となり、育成結晶を直径20 mmまで大口径化することができた。

参考文献

[1] S. Watauchi et al., *J. Cryst. Growth*, **360** (2012) 105–110.

[2] S. Watauchi et al., *J. Cryst. Growth*, **496** (2018) 69-73.

波浪中を低速航行する船舶に働く流体力と動的応答に関する研究
A Study on Hydrodynamics and Dynamic Responses of Vessel with Low Forward Speed in Waves

広島大学　肥後　靖

Summary

When we operate big ships like bulk carrier, we have no choice but to sail in rough weather for financial and environmental reason. Then, it is usual to slow down consciously. Research about ship performance of normal speed has been conducted a lot, but research in the case of low speed is very few.

The objectives of this research is to inspect the appropriateness of theory numerical calculation by theory formulation on the assumption of low speed and experiment on low speed using model ship (F_n=0.05).

In this study, it can be counted the term of U^2 as 0 on the assumption that the ship speed is extremely slow. Then, the author attempt to create the new calculation method that can be easily calculated the velocity potential at low speed.

In this year, an experiment on model ship at Kyusyu University was implemented, and those will be used for validation of numerical code which will be developed based on the new low speed approximation by using Green function method.

1. 緒言

タンカーやコンテナ船、貨物船のような大きな商船を運用する際、経済的或いは環境的理由によって、荒天の地域を航行せざるを得ないことがある。この時、船舶は波浪による船速低下を起こすが、さらに運行者が船舶の安全を考慮して意識的減速を行うのが通常である。もし、船舶が荒天の地域を通常の速度で航行した場合、高波などにより船体が煽られ、スラミング現象やスクリューが露出し空転に近い状態になるプロペラレーシング現象や、甲板冠水などを起こす。特に、スラミング現象は重大海難事故の主原因であり、船体の折損事故に繋がる危険性がある。

これは船の運行上好ましくない状態である。これらを踏まえて、耐航性能の観点から船体の構造および強度を考える場合には、定常航行の速度ではなく、荒天時の低速航行時の耐航性を基に構造設計する方が実用的と考えられる。

低速航行時の耐航性能を基に構造設計することで、経済性が重要となる商船を安全に運

行させることが必要があると考えられるが、耐航性能研究では、F_n=0.2 程度の通常航行の性能に関する研究は多く実施されているものの、低速時の耐航性能に関する研究は少ない。

そこで本研究では、船舶の速度が低速であることを前提とした理論定式化を行い、一般にノウハウの集積である三次元有速境界要素法の簡便化を試みる。さらに、模型を用いた低速航行試験（Fn=0.05 程度）を行い、理論数値計算の妥当性について検証することを目的として実施する。今年度は、将来、理論を定式化し、それに対応する数値計算コードを開発した際の妥当性検証のために、九州大学応用力学研究所深海水槽で、低速条件下での模型試験を実施する。

2. 水槽試験

本研究において、計測および定式化に用いた座標系は Fig.1 の通りである。実験は 2018 年 8 月に九州大学応用力学研究所の深海機器力学実験水槽(L×B×D=65m×5m×7m)にて(Photo 1)、運動計測試験を実施し、この実験により船体運動および波浪中抵抗増加の計測を行った。

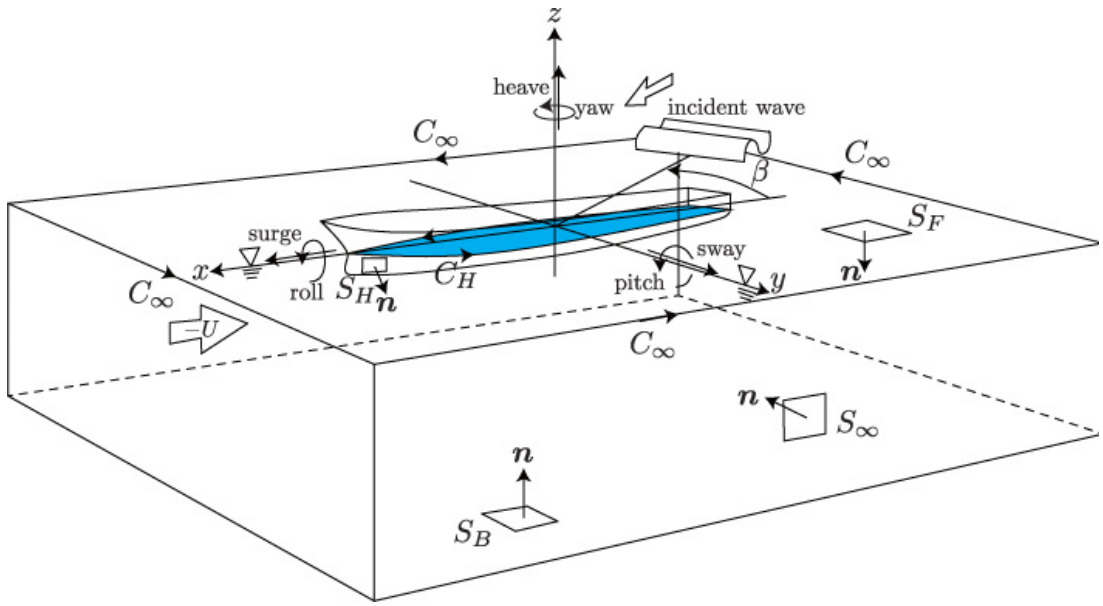


Fig.1 Coordinate system

尚、波入射角については、水槽形状の制限から、正面向い波(β=180 度)の場合のみ実施した。

Photo 1 Tank of RIAM

2.1 供試模型

本実験で用いた供試模型はFig. 2に示すRIOS（Research Initiative on Oceangoing Ships）プロジェクトで使用したバルクキャリアー船型である。

RIOSの主要目をTable 1に、Body planをFig. 3に示す。

Fig. 2 Model

Table 1 Principal particulars of model

L_{pp} (m)	2.4000	K_{yy}/L_{pp}	0.2500
B (m)	0.4000	x_B (m)	0.0510
d (m)	0.1280	KB (m)	0.0662
∇ (m^3)	0.0983	KG (m)	0.1080
C_b	0.8000	BM_T (m)	0.1016
A_w	0.8354	BM_L (m)	3.2135

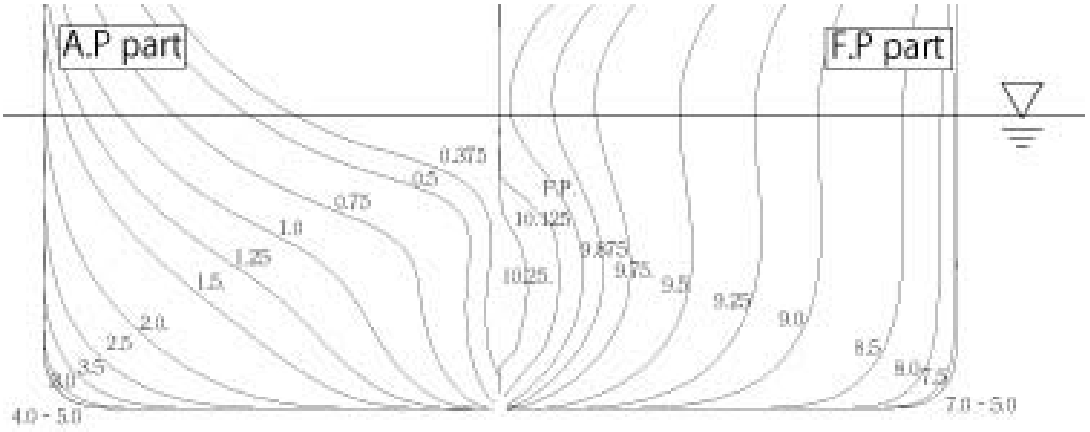


Fig.3 Body plan of RIOS bulker

2.2 運動計測試験

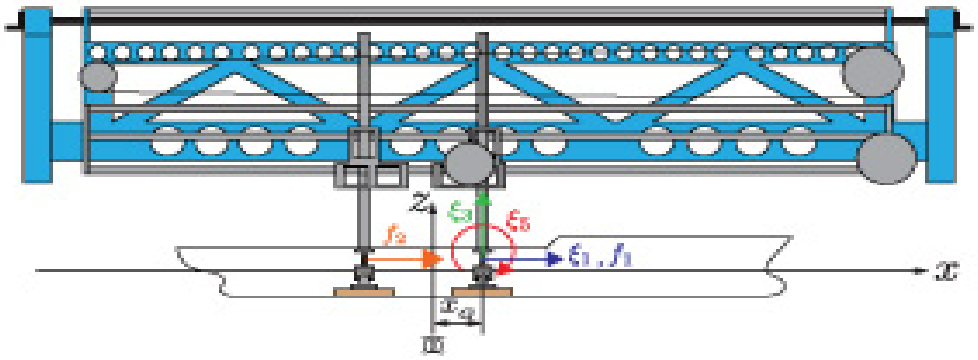


Fig.4 Test set-up

曳航電車に Fig.4 に示すような運動計測装置を設置し、当該装置に付属しているポテンショメータにより surge、 heave、 pitch の計測を行った。また、前後のロッドに取り付けた三分力計で抵抗増加の計測を行った。運動（surge、heave、pitch）、トリガー、波高計の計測値はそれぞれ、アンプを経由して EDX 装置に集約され、PC に収録される。集められたデータは後述する解析方法にて解析される。本実験の計測システムを Fig.5 に、計測データ項目を Table 2 に示す。

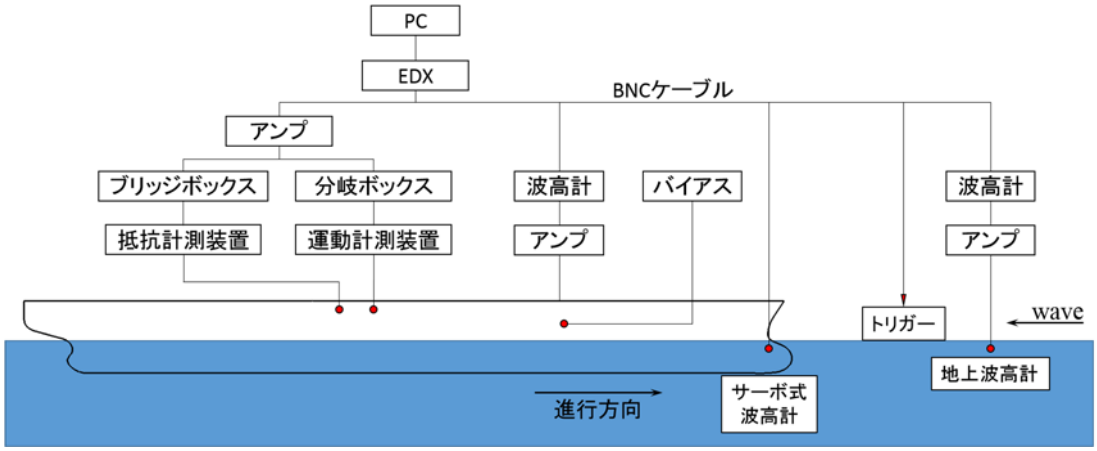


Fig.5 Measurement system of motion-free test

Table 2 Measurement items

チャンネル番号	計測項目	計測装置
Ch. 1	トリガー	
Ch. 2	出会い波	サーボ式波高計(電車固定)
Ch. 3	Surge	ポテンショメータ
Ch. 4	Heave	ポテンショメータ
Ch. 5	Pitch	ポテンショメータ
Ch. 6	抵抗（f_1）	三分力計
Ch. 7	抵抗（f_2）	三分力計
Ch. 8	入射波	容量式波高計(地上固定)

ここで、出会い波高計は動的応答の位相差を求めるために使用し、入射波高計は同振幅比を求めるために使用する。また、トリガーは船体と地上に固定した入射波高計の間に生じる距離位相を補正するために、出会い波高計が入射波高計の真横を通過した際に加えられる信号で、動的応答の位相差を補正する。

運動計測試験の入射波の条件及び実験条件を Table 3 に示す。

Table 3 Experimental condition

フルード数 F_n	λ/L
0.05	0.3、0.5、0.55、0.7、0.75、0.8、0.9、1.0、1.1、1.2、1.4、1.8、2.0、2.5、3.0
0.10	0.3、0.5、0.6、0.7、0.8、0.9、0.95、1.0、1.1、1.2、1.4、1.8、2.0、2.5、3.0

尚、入射波高 H は、基本的に波岨度 H/λ が 1/30 以下になるように決定している。

2.3 解析方法

本実験においては、入射波を入力データとして、運動応答特性および抵抗増加などの出力データを取得し、それらのフーリエ解析を介して最終的に各出力データの応答特性を得る。その際、応答特性については、入力データとの振幅比および位相差（位相遅れ）でまとめられる。すなわち、入射波の振幅を ζ_a、波長を λ、円周波数を ω、出会い円周波数を ω_e としたとき、波入射角 β が 180 度であるので、入射波の式は

$$\zeta(x;t)=\zeta_a\cos(\omega_e t+kx)$$

と書ける。ただし、k は波数で無限水深を考えているので $k=\omega^2/g$ である。この入射波の中で模型は

$$\xi 1(t)=|\xi 1|\cos(\omega_e t+\varepsilon 1)$$
$$\xi 3(t)=|\xi 3|\cos(\omega_e t+\varepsilon 3)$$
$$\xi 5(t)=|\xi 5|\cos(\omega_e t+\varepsilon 5)$$

で運動を行う。ここで、ξi は i=1,2,3 に対して、各々surge、heave、pitch が対応している。

各運動モードの応答特性は、入射波の振幅との比、$|\xi 1|/\zeta_a$、$|\xi 3|/\zeta_a$、$|\xi 5|/k\zeta_a$ 並びに入射波との位相差 $\varepsilon 1$、$\varepsilon 3$、$\varepsilon 5$ で示す。

また、抵抗増加については、予め平水中で各速度に対する造波抵抗 F_0 を計測しておき、非定常造波抵抗 F_S から F_0 を差し引く方法で抵抗増加を求めている。従って、抵抗増加係数 R_{AW} は

$$R_{AW}=-(F_0-F_S)/\rho g\zeta_a^2(B^2/L)$$

で表される。

3. 結果と考察

3.1 運動の検証

Fig.6 に F_n=0.05 における船体運動の応答関数を示す。各運動モードにおいて、上図が振幅比、下図が位相差を表している。現段階では低速近似法による数値計算コードの開発が完了していないので、比較の対象として、EUT（Enhanced Unified Theory）と Strip 法の計算結果もあわせて示す。船体運動の応答特性は振幅、位相差共に計算結果(特に Strip 法)と良く一致しており、実験そのものの精度に問題はないと思われる。今後、低速近似法による計算方法を確立し、実験結果と比較考察するための対象とする。

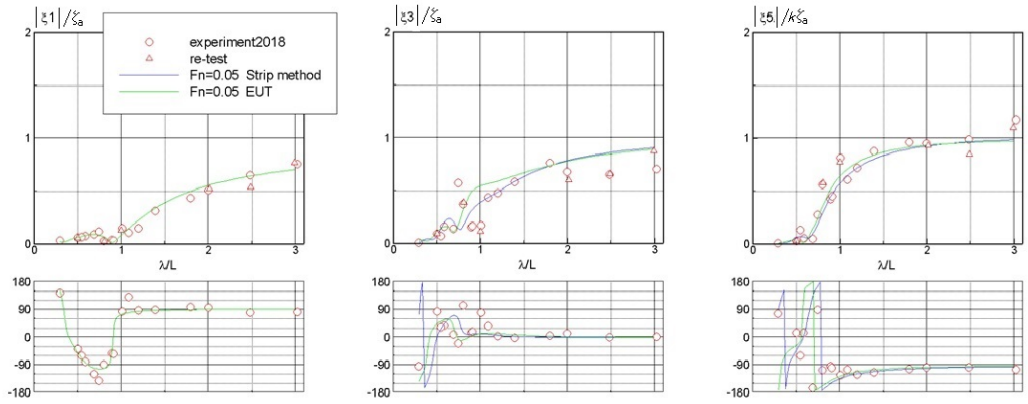


Fig.6 Ship motion in F_n=0.05

一方で、F_n=0.10 における船体運動の応答関数を Fig.7 に示す。F_n=0.10 の場合は、F_n=0.05 の場合と異なり、実験結果にばらつきが見られる。特に、pitch においてはこのばらつきが看過できない程度のため、その原因を調査するためにばらついた波周期で繰り返し実験を実施したが、改善は見られなかった。後で判明したことであるが、実はこのばらつきは水槽側壁の影響であることが分かった [1)]。本実験で使用した模型船の船長、水槽の幅などの条件が、柏木ら [1)]が想定した条件と偶然ではあるが酷似しており、実験値がばらつく入射波長も柏木ら [1)]が予想した波長と一致しており、はからずも柏木ら [1)]の計算の妥当性を証明する実験結果を提供することになった。逆の言い方をすると、柏木ら [1)]の計算方法の優秀さを証明する実験となった。さわさりながら、実験としての精度には問題があると思われるので、本実験結果は低速近似法の妥当性検証には使用しないと判断した。いずれにしても、F_n=0.10 は想定している低速域(F_n=0.05 程度)とは大きく外れるので参考程度に止めることにした。

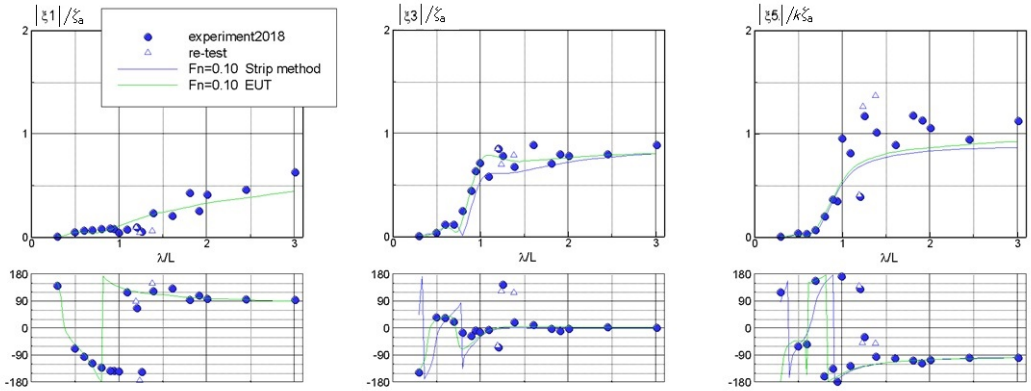


Fig.7 Ship motion in F_n=0.10

3.2 抵抗増加の検証

F_n=0.05 および F_n=0.10 における抵抗増加係数の実験結果を Fig.8、Fig.9 に各々示す。運動と同様に F_n=0.05 の場合は、計算の妥当性検証の使用に耐える程度の精度と考えられるが、F_n=0.10 の結果はばらつきが見られる。これは前述のように水槽側壁の影響と考えられる。

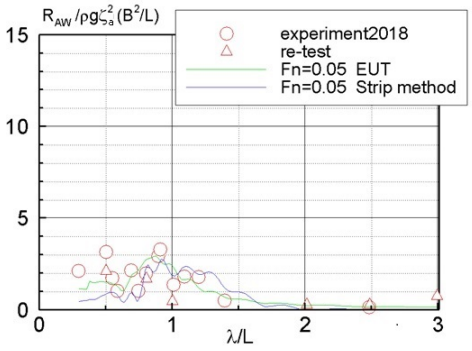


Fig.8 Added resistance in F_n=0.05

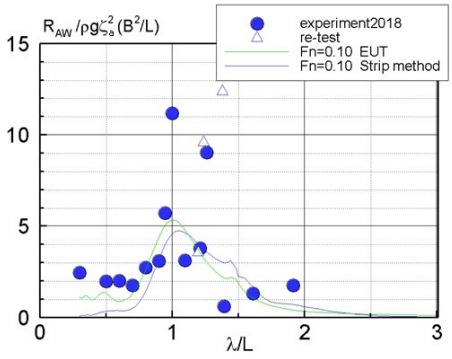


Fig.9 Added resistance in F_n=0.10

4. 結言

低速航行に対する計算法を確立し、当該方法の妥当性を検証するための低速条件下での水槽試験を遂行した。その結果、F_n=0.05 での運動応答試験は妥当性検証の使用に耐えると考えられる程度の適正な精度で遂行されたことが確認された。

今回は、時間の関係上、運動計測試験のみを実施したが、今後流体力計測試験も実施し、低速近似理論による数値計算コードによる計算結果との比較検討を行う必要がある。

尚、境界値問題の解法については、U^2 を高次の微小量として無視することによって、積分方程式とその核関数である Green 関数を求める定式化は一応完了しており、その結果を参考として本報告書に添付する。この定式化に沿った数値計算コードの開発が急がれる。

参考文献

1) 柏木 正、大楠 丹、稲田 勝：波浪中を前進する船に働く流体力への水路側壁影響の研究、日本造船学会論文集、168 号、p. 227-242 (1990)

2.3　低速近似法を用いた数値計算法

本研究では前進速度を有する場合のグリーン関数法を用いて，規則波中での船舶に働く流体力を求める低速近似法が提案されている．基本的な定式化の流れは船速を有する場合と同様であるが，自由表面条件において，船速が低速であるという前提をもとに速度Uの二乗の項は高次として無視するという方法を提案している．

2.3.1　座標系

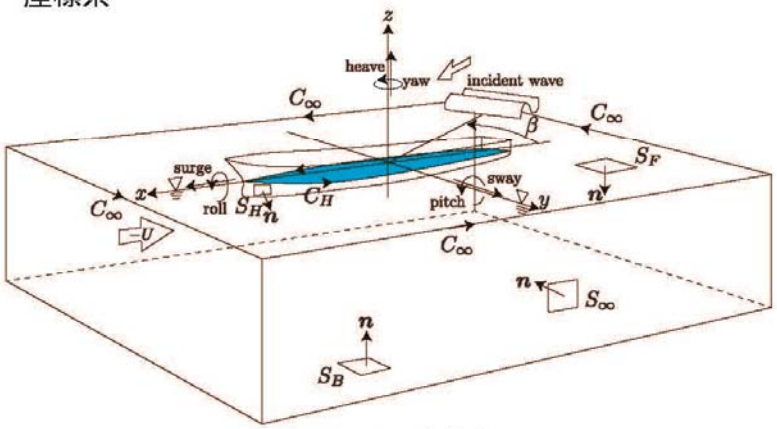


Fig. 2.3.1: 座標系

Fig. 2.3.1 のような座標系を考え，船舶は速度Uでx軸正方向に進んでいるものとし，ω_eは出会い円周波数でωを入射波の円周波数，Kを入射波の波数，βを追い波を0deg.としたときの入射波の入射角，としたとき$\omega_e = \omega - KU\cos\beta$で表される．また，$\boldsymbol{x} = (x, y, z)$とする．このとき，定常流場を一様流れとして近似する場合，j $(1 \sim 6)$ モードの運動により形成される波動場の速度ポテンシャルφ_jは Fig. 2.3.1 に示す流体を取り囲む境界面，すなわち自由表面S_F，船体表面S_H，無限水深の水底S_B，無限遠方の検査面S_∞の各境界面上で次式の境界条件を満足しなくてはならない．

$$[F] \quad \left(i\omega_e - U\frac{\partial}{\partial x}\right)^2 \varphi_j + g\frac{\partial \varphi_j}{\partial z} = 0 \quad \text{on } z = 0 \tag{2.3.1}$$

$$[B] \quad \frac{\partial \varphi_j}{\partial z} = 0 \quad \text{on } z = -\infty \tag{2.3.2}$$

$$[H] \quad \frac{\partial \varphi_j}{\partial n} = n_j + \frac{U}{i\omega_e} m_j \quad (j = 1 \sim 6) \tag{2.3.3}$$

ただし，

$$\left.\begin{aligned}(n_1,n_2,n_3)&=\boldsymbol{n},\quad (n_4,n_5,n_6)=\boldsymbol{x}\times\boldsymbol{n}\\(m_1,m_2,m_3)&=(0,0,0),\quad (m_4,m_5,m_6)=(0,n_3,-n_2)\end{aligned}\right\}\tag{2.3.4}$$

である．このとき低速であることから，速度U^2の項は無視できるものとして，自由表面条件の式 (2.3.1) を書き換えると，

$$\left\{-\omega^2+2\omega U\left(K\cos\beta-i\frac{\partial}{\partial x}\right)\right\}\varphi_j+g\frac{\partial\varphi_j}{\partial z}=0\tag{2.3.5}$$

船体表面条件 (2.3.3) も同様に，

$$\frac{\partial\varphi_j}{\partial n}=n_j+\frac{U}{i\omega}m_j\tag{2.3.6}$$

ここで (2.3.6) 式の右辺第二項は

$$f(U)=\frac{U}{\omega-KU\cos\beta}$$

としたとき，

$$\begin{aligned}f(0)&=0\\f'(0)&=\left.\frac{(\omega-KU\cos\beta)+KU\cos\beta}{(\omega-KU\cos\beta)^2}\right|_{U=0}=\frac{1}{\omega}\end{aligned}$$

より

$$f(U)=f(0)+f'(0)U+O(U^2)$$

であることを考慮する．

2.3.2 グリーン関数

船速が低速であるという前提で積分方程式の核関数であるグリーン関数を $G(P;Q)$，ただし P を field point，$P=(x,y,z)$，Q を source point，$Q=(x',y',z')$ とすると，

$$G(P;Q)=-\frac{1}{4\pi}\left[\frac{1}{r}-\frac{1}{r_1}\right]+\frac{1}{4\pi^2}T(X,Y,Z) \tag{2.3.7}$$

で表される．ただし，

$$\left.\begin{matrix} r \\ r_1 \end{matrix}\right\}=\sqrt{(x-x')^2+(y-y')^2+(z\mp z')^2} \tag{2.3.8}$$

$$\begin{aligned} T(X,Y,Z)=&\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}}\left[\frac{1}{(1+2\hat{\tau}\cos\theta)\alpha}+\frac{1}{(1-2\hat{\tau}\cos\theta)\overline{\alpha}}\right]d\theta \\ &-\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}}\left[\frac{I^+(X,Y,Z)}{1+2\hat{\tau}\cos\theta}+\frac{I^-(X,Y,Z)}{1-2\hat{\tau}\cos\theta}\right]d\theta \end{aligned} \tag{2.3.9}$$

$$\left.\begin{aligned} I^+(X,Y,Z)&=K^+e^{K^+\alpha}\left[E_1(K^+\alpha)-2\pi i\cdot H[-\mathrm{Im}(K^+\alpha)]\right] \\ I^-(X,Y,Z)&=K^-e^{K^-\overline{\alpha}}\left[E_1(K^-\overline{\alpha})-2\pi i\cdot H[-\mathrm{Im}(K^-\overline{\alpha})]\right] \end{aligned}\right\} \tag{2.3.10}$$

$$\left.\begin{aligned} K^+&=\frac{K_0\hat{\tau}(2\tau-\hat{\tau})}{(1+2\hat{\tau}\cos\theta)}=\frac{\omega}{g}\frac{2\omega_e-\omega}{1+2\hat{\tau}\cos\theta} \\ K^-&=\frac{K_0\hat{\tau}(2\tau-\hat{\tau})}{(1-2\hat{\tau}\cos\theta)}=\frac{\omega}{g}\frac{2\omega_e-\omega}{1-2\hat{\tau}\cos\theta} \end{aligned}\right\} \tag{2.3.11}$$

$$\left.\begin{aligned} &\alpha=Z+i(X\cos\theta+Y\sin\theta),\quad X=x-x',\quad Y=|y-y'|,\quad Z=z+z' \\ &K_0=\frac{g}{U^2},\quad \hat{\tau}=\frac{\omega U}{g},\quad \tau=\frac{\omega_e U}{g} \\ &H(t)=\begin{cases} 1 & (t>0) \\ 0 & (t<0) \end{cases},\quad E_1(z)=\int_z^\infty\frac{e^{-t}}{t}dt \end{aligned}\right\} \tag{2.3.12}$$

ここで，$H(t)$ はステップ関数，$E_1(z)$ は積分指数関数，τ は花岡のパラメータを表す．

2.3.3 積分方程式

速度ポテンシャル φ_j とグリーン関数 $G(P;Q)$ を用いると，グリーンの公式から，

$$\varphi_j(P) = \iint_S \left[\frac{\partial \varphi_j(Q)}{\partial n_Q} - \varphi_j(Q)\frac{\partial}{\partial n_Q}\right] G(P;Q)dS(Q) \tag{2.3.13}$$

が導ける．ただし $S = S_F + S_H + S_B + S_\infty$ である．さらに，

$$\left[-\omega^2 + 2\omega U\left(K\cos\beta - i\frac{\partial}{\partial x'}\right)\right]\varphi_j(Q) + g\frac{\partial \varphi_j(Q)}{\partial z'} = 0 \quad \text{on } z' = 0 \tag{2.3.14}$$

となることと，グリーン関数の相反定理より

$$\left[-\omega^2 + 2\omega U\left(K\cos\beta + i\frac{\partial}{\partial x'}\right)\right]G(P;Q) + g\frac{\partial G(P;Q)}{\partial z'} = 0 \quad \text{on } z' = 0 \tag{2.3.15}$$

となるので，

$$\left.\begin{aligned}\frac{\partial \varphi_J(Q)}{\partial z'} &= -\frac{1}{g}\left[-\omega^2 + 2\omega U\left(K\cos\beta - i\frac{\partial}{\partial x'}\right)\right]\varphi_j(Q) \\ \frac{\partial G(P;Q)}{\partial z'} &= -\frac{1}{g}\left[-\omega^2 + 2\omega U\left(K\cos\beta + i\frac{\partial}{\partial x'}\right)\right]G(P;Q)\end{aligned}\right\} \text{on } z' = 0 \tag{2.3.16}$$

と書ける．(2.3.1)，(2.3.2)，(2.3.3) の境界条件と発散波条件から (2.3.13) における S_B と S_∞ に関する積分の寄与はなくなり

$$\begin{aligned}\varphi_j(P) = &\iint_{S_H}\left[\frac{\partial \varphi_j(Q)}{\partial n_Q} - \varphi_j(Q)\frac{\partial}{\partial n_Q}\right]G(P;Q)dS(Q) \\ &- \iint_{S_F}\left[\frac{\partial \varphi_j(Q)}{\partial z'} - \varphi_j(Q)\frac{\partial}{\partial z'}\right]_{z'=0} G(P;Q)dS(Q)\end{aligned} \tag{2.3.17}$$

となるが (2.3.16) を用いて

$$\begin{aligned}&-\iint_{S_F}\left[\frac{\partial \varphi_j(Q)}{\partial z'} - \varphi_j(Q)\frac{\partial}{\partial z'}\right]_{z'=0} G(P;Q)dS(Q) \\ &\quad= \frac{1}{g}\iint_{S_F}\left[G(P;Q)\left\{-\omega^2 + 2\omega U\left(K\cos\beta - i\frac{\partial}{\partial x'}\right)\right\}\varphi_j(Q)\right. \\ &\qquad\left. -\varphi_j(Q)\left\{-\omega^2 + 2\omega U\left(K\cos\beta + i\frac{\partial}{\partial x'}\right)\right\}G(P;Q)\right]_{z'=0} dS(Q) \\ &\quad= -\frac{2i\omega U}{g}\iint_{S_F}\left[G(P;Q)\frac{\partial \varphi_j}{\partial x'} + \varphi_j(Q)\frac{\partial G(P;Q)}{\partial x'}\right]_{z'=0} dS(Q) \\ &\quad= -\frac{2i\omega U}{g}\iint_{S_F}\frac{\partial}{\partial x'}\left[\varphi_j(Q)G(P;Q)\right]_{z'=0} dx'dy' \\ &\quad= 2i\hat{\tau}\oint_{C_H}\left[\varphi_j(Q)G(P;Q)\right]_{z'=0} dy'\end{aligned} \tag{2.3.18}$$

と書き換えられる．ただし，最後の変形にはストークスの定理を用いており，線積分の方向は Fig 2.3.1 に示す C_H の方向である．(2.3.18) を (2.3.17) に代入すると

$$\varphi_j(P) = \iint_{S_H} \left[\frac{\partial \varphi_j(Q)}{\partial n_Q} - \varphi_j(Q) \frac{\partial}{\partial n_Q} \right] G(P;Q) dS(Q) + 2i\hat{\tau} \oint_{C_H} \left[\varphi_j(Q) G(P;Q) \right]_{z'=0} dy' \qquad (2.3.19)$$

となる．点 P が船体表面 S_H 上にあるとき

$$\frac{1}{2}\varphi_j(P_0) = \iint_{S_H} \left[\frac{\partial \varphi_j(Q)}{\partial n_Q} - \varphi_j(Q) \frac{\partial}{\partial n_Q} \right] G(P_0;Q) dS(Q) + 2i\hat{\tau} \oint_{C_H} \left[\varphi_j(Q) G(P_0;Q) \right]_{z'=0} dy' \qquad (2.3.20)$$

で表される積分方程式となるので，(2.3.20) を解くことによって船体表面上の速度ポテンシャル $\varphi_j(P_0)$ が求められる．ただし，P_0 は船体表面上の点である．

大島海峡における潮流パワーポテンシャルの季節変動

鹿児島大学理工学研究科（工学系）　　山城　徹

１．はじめに

九州南方海上にある奄美大島周辺海域には潮流の強い海峡や瀬戸が複数存在し，奄美大島と加計呂麻島の間にある大島海峡（図-1）は九州離島の潮流発電の適地の一つとされている．國里ら（2015 年）によると，大島海峡の潮流パワーポテンシャルは海峡東部の待網岬沖で約 1.5kW/m² に達することが指摘されている．しかし，これは水温と塩分を一定とした数値計算の結果であるため，密度成層を与えると，ポテンシャルはもっと小さくなることが予想される．本研究の目的は，海水密度の鉛直構造の季節変化に伴って，大島海峡の潮流パワーポテンシャルがどのように変動するか，明らかにすることである．

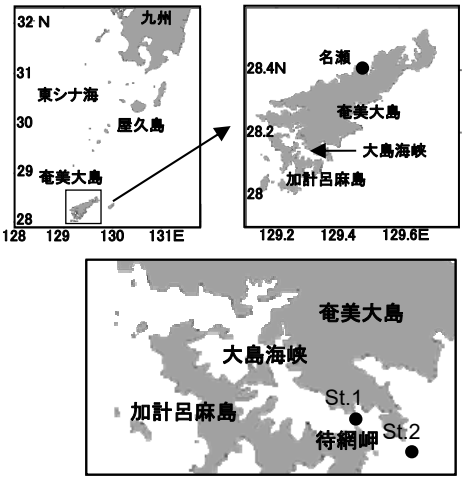


図-1　奄美大島周辺海域

２．数値計算

本研究では，図-2 に示す海域を計算領域とし，非構造系三角系格子を用いた 3 次元有限体積法数値モデル（FVCOM）（Chen et al.，2006 年）によって，数値実験を実施した．モデルの海岸・海底地形については，日本水路協会と本研究室が収集したデータを使用した．メッシュ幅は開境界において最大（3 km），大島海峡において最小（30 m）とし，鉛直座標は σ 座標 20 層に分割した．開境界では海洋潮汐予測モデル NAO.99Jb（Matsumoto et al.，2000 年）の主要 8 分潮（S2，M2，N2，K2，K1，P1，O1，Q1）を与えた．初期条件，境界条件で与える水温と塩分については，気象庁の FORA-WNP30 再解析データを使用した．海面を通して与える熱フラックスは，東海大学の J-OFURO3 データセットを使用した．

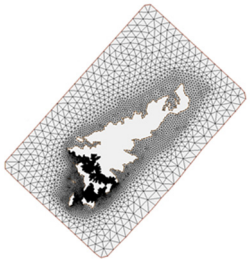


図-2　計算領域

第十管区海上保安本部が名瀬検潮所（図-1）において 2010 年 1～3 月に収集した実測潮位データと比較すると，計算結果が観測結果と強い正の相関（相関係数：0.99）を示し（図-3），観測結果を良く再現している．第十管区海上保安本部が 2010 年 1～3 月に大島海峡 St.1 で実施した定点観測で収集した流速データと比較すると，流れの向きについては，計算結果（図-4 中の青点）が上げ潮時で観測結果（図-4 中の赤点）よりもやや南寄り，下げ潮時でやや北寄りになり，両者に若干の違いがみられるが，流れの大きさについては，計算結果が観測結果にほぼ匹敵している．2010 年の大島海峡南方 St.2 における海水密度（σ_t）の鉛直分布の季節変動を図-5 に示す．σ_tは 1～3 月では鉛直方向に一様で，4～7 月にかけてσ_tの鉛直勾配は徐々に大きくなり，8～9 月に最大となっている．その後，10～11 月で鉛直勾配は急激に小

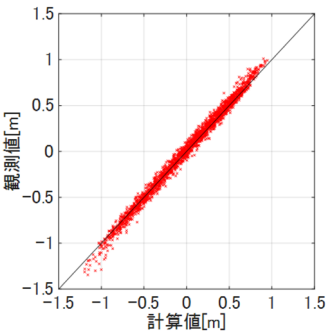


図-3　名瀬の潮位の観測と計算の比較

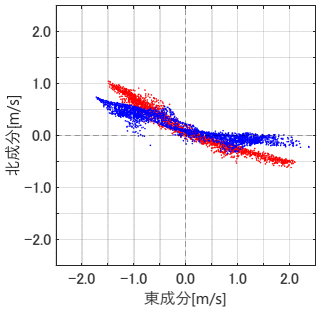


図-4　St.1 の潮流の観測と計算の比較

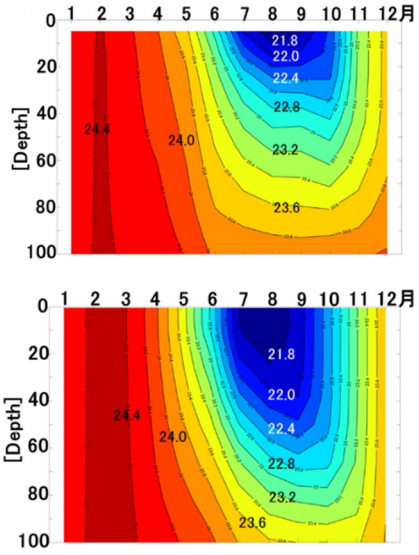


図-5　St. 2 におけるσ_tの鉛直分布の季節変動（上：本研究の計算結果，下：FORA-WNP30 再解析データ結果）

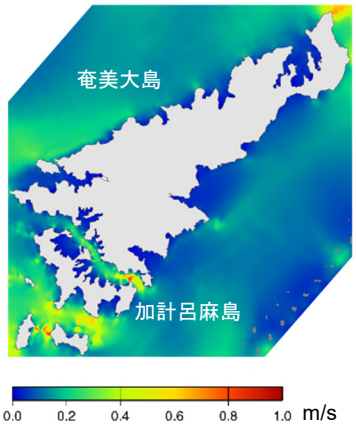


図-6　奄美大島周辺の絶対流速の水平分布

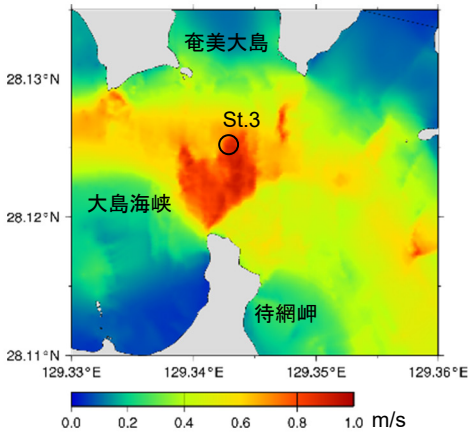


図-7　待網岬沖の絶対流速の水平分布

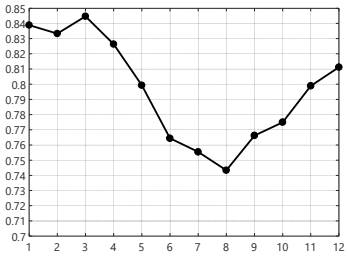


図-8　St. 3 における月別平均絶対流速（m/s）

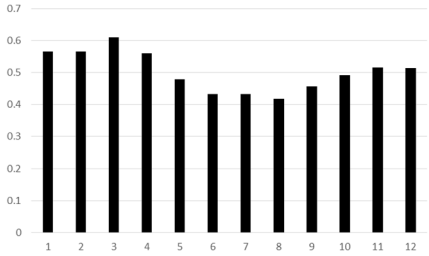


図-9　St. 3 における月別平均した潮流パワーポテンシャル（kW）

さくなり，12 月ではσ_tが鉛直方向にほぼ一様となっている．この結果は，密度成層の一般的な季節変動を良く再現している．FORA-WNP30 再解析データでは夏季に密度の大きな鉛直変化が出現し，これと比較すると，本研究の夏季の成層強度は若干弱い結果となっている．

３．大島海峡における潮流パワーポテンシャルの季節変動

2010 年の場合について密度成層を考慮した潮流数値計算を実施し，奄美大島周辺海域表層の年平均絶対流速の水平分布を図-6 に示す．強い潮流が奄美大島北部と大島海峡周辺に出現している．大島海峡の強潮域は海峡東部に存在し，待網岬沖 St.3（図-1）付近で最大流速を示している（図-7）．

St.3 の海面における絶対流速の月別平均の時系列を図-8 に示す．流速は 3 月に最大値（0.84 m/s）を持って冬季に大きく，8 月に最小値（0.74 m/s）を持って夏季に小さくなっている．この流速変化に対応して，潮流のパワーポテンシャルも 3 月に最大（0.61 kW/m²）と 8 月に最小（0.42 kW/m²）をとり（図-9），冬と較べると，夏は約 31%減少している．年平均すると，パワーポテンシャルは 0.5 kW/m² で，國里ら（2015 年）の結果と比較してかなり小さいことが示唆された．

４．結論

FORA-WNP30 の水温と塩分データ，J-OFURO3 の熱フラックスデータを FVCOM に与えて，奄美大島周辺海域における密度成層を考慮した潮流数値計算を行った．潮位，潮流の計算結果は観測結果をほぼ再現し，計算結果の妥当性が確認された．そこで，流速の計算結果を用いて大島海峡の潮流を調べ，潮流が最強となる地点が待網岬沖に存在することを示した．さらに，その地点の潮流パワーポテンシャルは季節によって変動し，3 月に最大，8 月に最小をとることを明らかにした．

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／小牧弘幸，鹿児島大学／濱添洸也，九州大学／胡　長洪

強制動揺試験による円筒型 OWC 装置のエネルギー変換特性に関する研究

九州大学大学院工学研究院　安澤　幸隆

1. 目的

著者らは波力発電の実用化に向けて，仕組みが単純で可動部が水中になく，広範な普及に有利である発電用振動水柱(以下：OWC)カラムを有するマルチカラム型発電浮体の研究開発を行っている．先行研究において複数 OWC カラムの相互干渉影響を含んだ波浪中応答を計算するプログラムを開発し，水槽サイズにおいては広い波長域にわたって定性的・定量的にほぼ推定できることが確認されたが、実機サイズになるとスケール影響があり、それを考慮した性能推定が必要であることを理論的に示した。そこで、そのスケール影響を水槽試験で確認することと、当波力発電浮体が動揺したときの応答特性を明らかにすることを目的として、深海機器力学実験水槽で OWC 装置を鉛直方向に上下させる強制動揺試験を行った。

2. 中型 OWC 装置模型による鉛直方向強制動揺試験

本研究では OWC 装置の中型模型(想定している実機の 1/12 のサイズ)を使用している。OWC 装置はアクリル製である。また、今回 OWC 装置の中型模型を強制上下動させるための強制動揺装置に OWC 装置の中型模型を適切な喫水で取り付けるために、冶具とフレーム構造を設計・製作した。OWC 装置模型が強制動揺装置に取り付けられた状態を Fig. 1 に示す。今回使用した OWC 装置の主要目とノズル比を Table2 に示す。

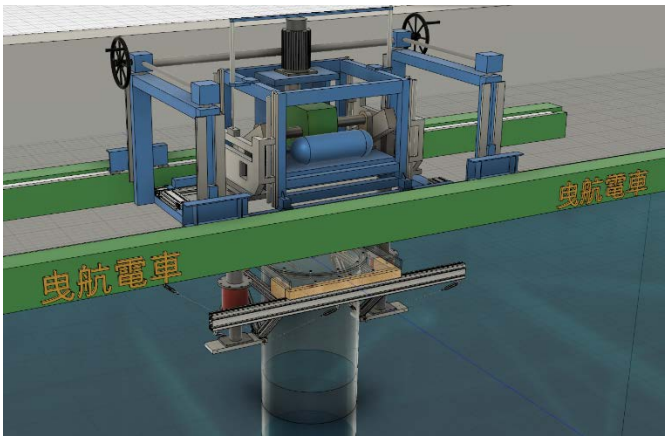


Fig.1 強制動揺装置の下に取り付けられた円筒形 OWC 装置

Table 1 円筒型 OWC 装置模型（1/12 スケール）の主要目

カラム直径 D	カラム高さ H	喫水 d	ノズル比 ε
500mm	1000mm	375mm	1/200

本研究で使用する模型は、Fig.2 の左に示すような円筒形の OWC 型装置の模型である。

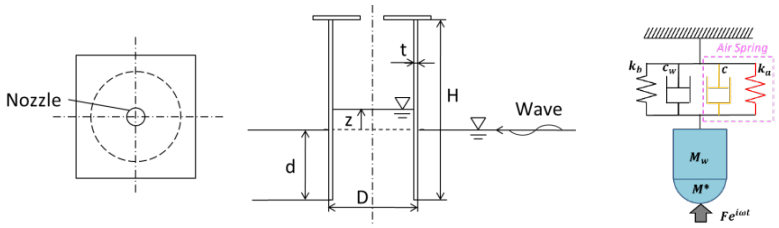


Fig.2 円筒形 OWC 装置と等価空気ダンパ力学モデル

3. 水槽試験結果と考察

力学的には、波によって、円筒下部の水が上下方向に波強制力によって励振され、上部の空気室の体積を変化させるときに、空気エネルギーになるエネルギーの一次変換を表している。この空気エネルギーが最終的に電気エネルギーに変換されることになる。ここでは一次変換における力学を対象としている。空気室の体積の変動と、圧力の変動を計測することによって、圧力と空気室高さ変動、またはその速度との関係が得られる。

$$\Delta p = C_a \Delta \dot{z} + K_a \Delta z \qquad (1)$$

ここに Δp：空気室の圧力変動（圧力が大きくなる方を正とする）、Δz：空気室高さ変動（空気室高さが小さくなる方を正とする）。

これまでの研究により係数 Ca、Ka は、Δz の振幅の大きさや、周期に依存することがわかっている。また、Fig.2 右図の中の Cw は、流体（水）の造波減衰、粘性減衰、渦によるエネルギー散逸などが含まれる。

計測から得られた、空気室高さの変動を heave 運動の振幅で割って無次元化したものの振幅と位相の周波数応答を Fig.3 に示す。

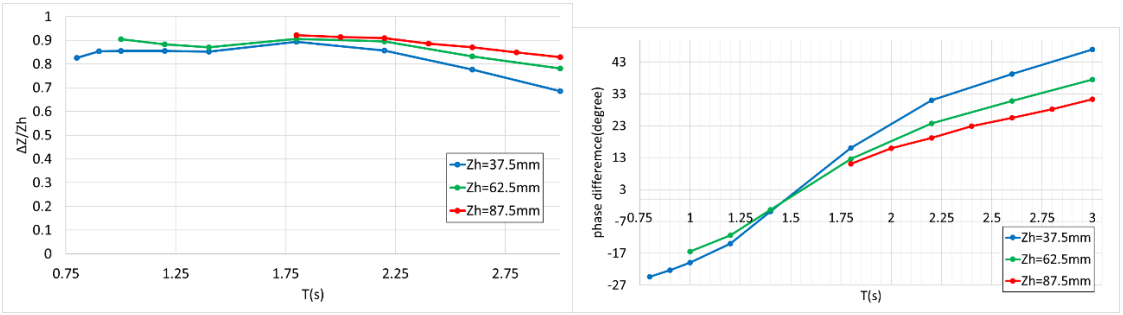


Fig.3 Heave 運動変位に対するカラム内水面の変動振幅(左)と位相（右）

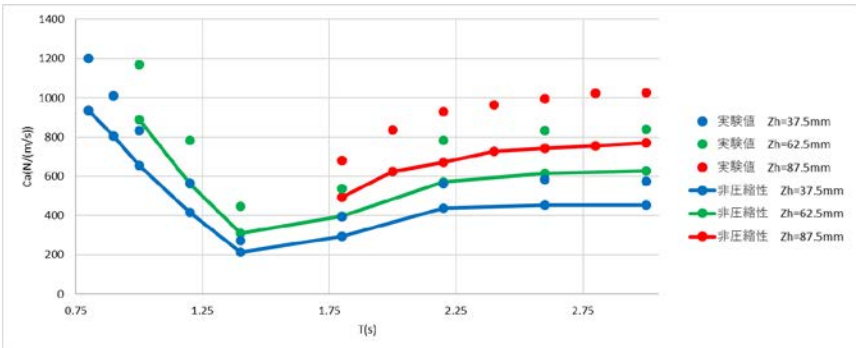


Fig.3 空気室等価減衰係数の強制動揺周期による変化

その結果から、ノズル付き空気室の等価減衰係数を同定した結果を、Fig.4 に示す。グラフ中の実線は、空気室を非圧縮性の理想流体と仮定して得られる次の理論式から計算した結果である。また、Fig.4 に、空

気室の空気エネルギー以外で消費されるエネルギーに関する等価粘性減衰を表す。周期 1.75 秒を最小として、周期の長い側、短い側に単調に増加していることがわかった。

$$C_a=\frac{8}{3\pi}\left(\frac{1}{2}\right)\rho_a\left(\frac{A_w}{A_N C_s}\right)A_w\Delta\dot{z} \qquad (2)$$

ここに縮流係数　C_s=0.72、空気密度　ρ_a=1.3 (kg/m^3)

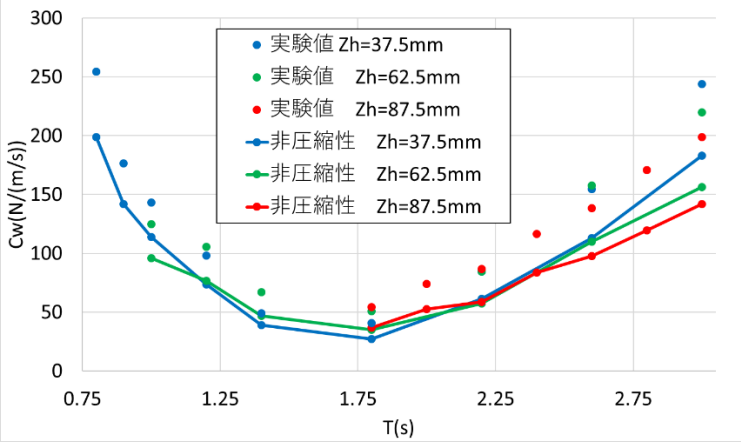


Fig.4 空気室のエネルギー消費以外の等価減衰係数の周期による変化

5. 研究成果報告

OWC 装置中型模型の強制動揺実験を行うために強制動揺装置の治具に合わせたフレームの設計を行い空気室内圧力、空気室高さなどの計測を行った。その計測結果をもとに空気室の等価空気ばね定数と等価減衰係数を動揺周期ごとに求めた。その結果、空気室の等価ばね定数の値については実験結果から有意な値を得ることができなかったが、等価減衰係数については、空気室内空気を非圧縮性としたときの減衰係数の理論値より、実験計測から導出した等価減衰に理論解の方が大きくなった。

また、強制動揺の周期の違いによって、OWC 内の水位変動振幅はあまり変動せず、OWC 装置の heave 変位とカラム内水面変動の位相差が大きく変化することが明らかになった。

今後、空気の圧縮性影響およびスケール影響が明確になるための実験を行う必要がある。

6. 研究組織

安澤　幸隆（九州大学大学院工学研究院　海洋システム工学部門　教授）

岡本　侑都（九州大学大学院工学部地球環境工学科 4 年）

木下　順次　（九州大学工学部　技術部　）

胡　長洪　（九州大学応用力学研究所　教授）

垂直軸風車の主要コンポーネントに作用する空力荷重の研究

三重大学　大学院工学研究科　機械工学専攻　前田 太佳夫

１．要旨

垂直軸風車の主要部材として支持材に注目し，支持材の根元に作用する空力荷重を測定した．また，支持材荷重を発生させるのは翼であるため，翼周りの流れの数値解析を行い，翼に作用する荷重について考察を行った.

２．序論

垂直軸風車は水平軸風車とは異なり，主要部材として風車の回転軸と翼を接続する支持材を有する．支持材には，翼の空力荷重に起因するモーメントに加えて，支持材自体に加わる空気抵抗も作用するうえ，垂直軸風車特有の複雑な流れにより，複雑な力が作用する．そのため，垂直軸風車の導入を促進するため，支持材に加わる荷重の測定とその要因となる翼の数値解析を行った.

３．方法

垂直軸風車の支持材に加わる荷重の解明を目的とし，風洞実験により，直線翼垂直軸風車の支持材根元に加わる荷重の計測を行い,翼枚数やロータ直径と荷重の関係を明らかにした.一方,実験結果には,翼が回転していることで，流入風速と周速度から計算される幾何学的な迎角に基づいて予測される荷重とは，異なる挙動も見られた．そのため，回転による影響が大きい空力中心まわりのモーメントに注目し，モーメント変動の原因を解明するため，CFD 解析を実施した.

４．結果と考察

(1) 垂直軸風車の翼に流入する相対流れの角度(迎角)はアジマス角により大きく変動する．注目している翼がアジマス角 90° のとき上流，180° のとき下流にあると定義すると，翼枚数 3 枚でロータ直径 2m の風車の場合，翼の迎角はアジマス角 35° と 130° で正負が入れ替わる．そのため，翼で発生する半径方向力は 1 回転中に正負が入れ替わる．また，相対流れが半径外側から翼に流入する場合（迎角が負の場合），翼で発生する半径方向力は半径内側に働き，アジマス角 70° で半径内向きの半径方向力は最大となる.

(2) 翼に発生する接線方向力や単独翼トルクは，揚力の向きと大きさにより最適な条件が決まる．翼枚数 3 枚でロータ直径 2m の風車の場合，アジマス角 90° で最大値を示す.

(3) 風車 1 回転中，翼の空力中心まわりのモーメントは変動する．この変動は，翼の負圧面から正圧面にまわり込む流れや，相対流入角および翼面の剥離によって発生した渦の影響を受け，アジマス角に応じて複雑に変動する.

(4) 半径内側の翼面では，剥離しかけた流れが遠心力を受けて，翼から剥離せず表面に沿って流れる．この流れは，失速の遅れおよび翼で発生する揚力の増加を引き起こすと考えられる

５．学会発表

(1) Keiichirou Kawai, Takao Maeda, Yasunari Kamada, Yuhei Hoshino, MEASUREMENT OF AERODYNAMIC FORCE ACTING ON SUPPORT STRUCTUREOF A STRAIGHT-BLADED VERTICAL AXIS WIND TURBINE, Proceedings of GRAND RENEWABLE ENERGY (2018), CD-ROM, 4p.

(2) Yuhei Hoshino, Takao Maeda, Yasunari Kamada, Keiichirou, Kawai, EXPERIMENTAL STUDY ON LOAD IMPACT ACTING ON STRAIGHT-BLADED VERTICAL AXIS WIND TURBINE, Proceedings of GRAND RENEWABLE ENERGY (2018), CD-ROM, 4p.

６．研究組織

研究代表者　前田太佳夫，三重大学大学院工学研究科機械工学専攻，教授
研究協力者　鎌田　泰成，三重大学大学院工学研究科機械工学専攻，准教授
研究協力者　河合慶一郎，三重大学大学院工学研究科機械工学専攻，博士前期課程
研究協力者　星野　雄平，三重大学大学院工学研究科機械工学専攻，博士前期課程
研究協力者　松田健太郎，三重大学大学院工学研究科機械工学専攻，博士前期課程
所内世話人　吉田　茂雄，九州大学応用力学研究所，教授

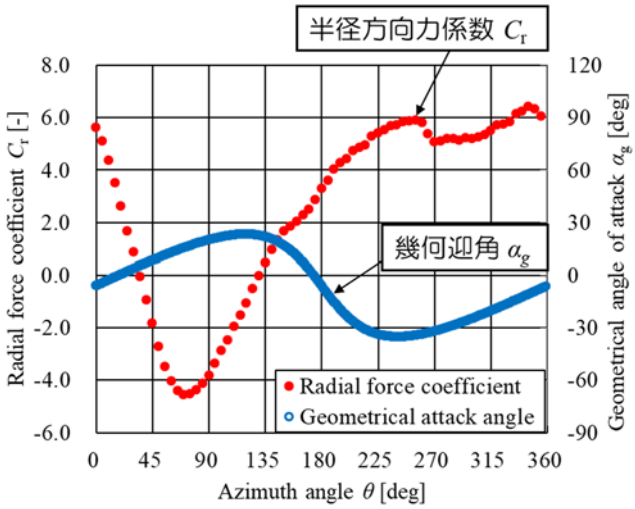


図１　幾何学的迎角と半径方向力係数の変化

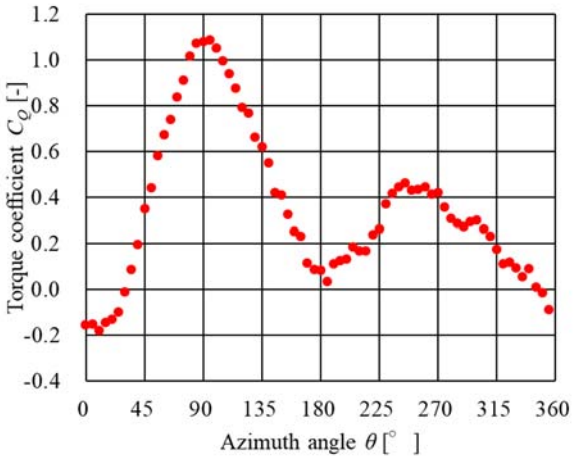


図２　単独翼トルクの変化

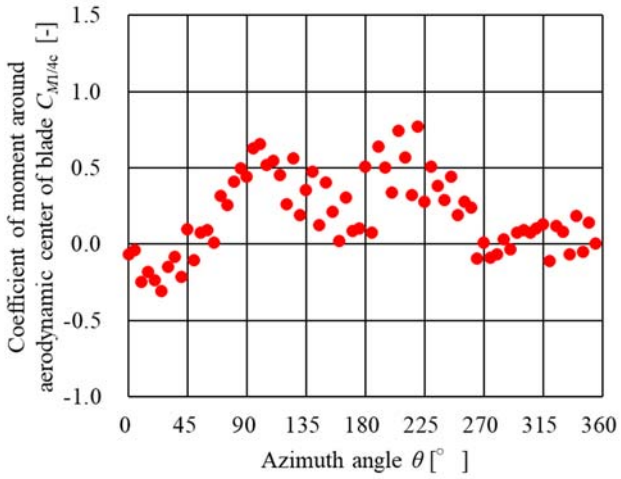


図３　空力中心まわりのモーメントの変化

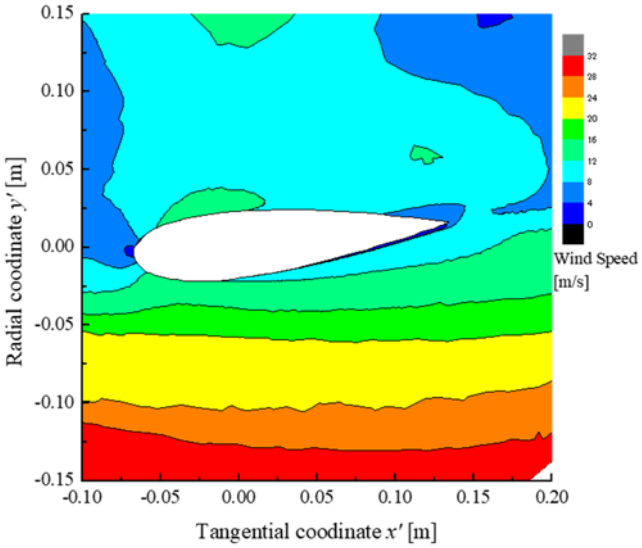


図４　翼近傍の相対速度のコンター図

津軽海峡フェリーの船体が風速計の出力に及ぼす影響

弘前大学･地域戦略研究所　　本田　明弘

序論

筆者は洋上における風況に関する調査を行う簡便な方法の一つとして、図１に示す定期航行フェリーに設置された風向・風速計の出力を分析する事を試みている。その中で風向・風速計の出力が、船体によって歪められている可能性について実験的に調査を実施した。

風速計の海面上の高さは 27.3m と比較的高いものの、ブリッジの上方に位置しているために船体の影響を受けやすいものと想定された。

図１　観測を実施している定期航行フェリー

実験方法

本実験は、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）で実施した。図２に風洞内に設置した海面板の上に設置した船体模型（縮尺 1/200、発泡ウレタン製）と模型上部に設置した熱線風速計を示す。なお熱線風速計は２成分のＸ型でありプローブの向きは主流方向と鉛直方向の風速成分が測定可能なように設置され、遠隔で高さ方向の位置が制御できるトラバース装置で支持されている。

風洞で発生する風速は 5m/s 程度として、海面板上の風速の高度分布はほぼ一様流であることを確認し、各風向において風向風速計の位置において船体模型の有無での平均風速の比率を、高さ方向に求めた。

図２　実験に用いた船体模型（縮尺 1/200）

実験結果

図３は、風速約５ m/s における、各風向における測定結果を、縦軸対数目盛で示す。ここで風向角を０°における結果を見ると、風速計の設置されているデッキ上 10m 付近の風速は 10%程度増速していることを示している。まら風向角が３０°～６０°と増大するにつれて、風速の増速率はさらに大きくなる傾向にある。

考察

試験結果においては、デッキ上比較的低い位置から 70m 程度まで船体の影響で増速している結果となり、風向６０°においては高さ方向の分布形状は風向０°、３０°の形状と異なる傾向にある。

この結果は、今回の試験における模型上の風向風速計の計測位置が、大きな風向となるにつれて風路の側壁に近づくことも影響しているものと考えられるが、ブリッジの上部における流れの剥離は比較的小さく抑えられ、増速域が広がっているためと考えられる。

いずれにしても、今回対象とした船舶に設置された風向・風速計で測定される風速は、10%程度の増速が生じている

ものと考えられ、評価に際しては考慮する必要があることが判明した。

謝辞

本実験の遂行に際し、データ解釈と討論でご議論頂いた九州大学応用力学研究所の内田 孝紀准教授、大屋 裕二特任教授、実験に際して格別のご助力を頂いた松島 啓二氏、渡邉 公彦氏、高田 青氏に感謝いたします。

研究組織

代表者　本田　明弘　弘前大学地域戦略研究所・教授
協力者　久保田　健　弘前大学地域戦略研究所・准教授

参考文献

1．本田　明弘, “津軽海峡フェリーの観測データを用いた洋上風 況の調査”, 第 25 回 風工学シンポジウム (2018)

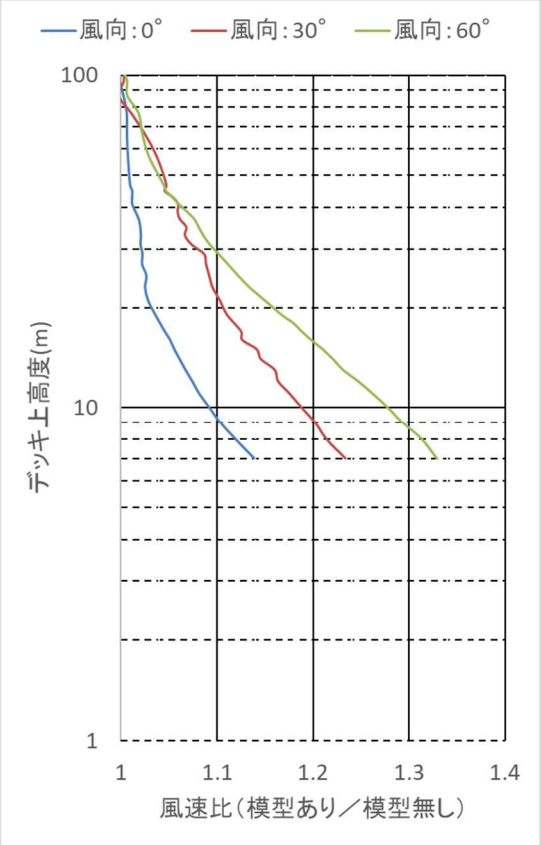


図３ 風向ごとの船体による風速歪

帆布を用いた小型風車のトルク特性に関する実験的研究

弘前大学･地域戦略研究所　　久保田　健

序論

再生可能エネルギーの利用促進が叫ばれる中、風車は電力利用を目的とした大型機の高効率化・高性能化と社会実装が進んでいる。小型の風力エネルギー利用機器については、エネルギー製造コストが大型のものに比して割高になるため、一般的には商用化（系統連携しての売電）は難しい。この状況において、非電化地帯である海上や山岳部などにおいて、生成したエネルギーをその場で消費する局所完結型のシステムとしては利用価値が見込まれる場合がある。

我々は小型のローテーション･フロー･タービンと命名した抗力式垂直軸風車を用いたエネルギー利用システムの構築を目指している[1]。件の風車の回転原理はクロスフロー風車に類するも、上流側入力風の抗力による回転力、加えてタービン内部で形成される旋回流が翼の内側を多段に押すことで順方向の回転力を生じる。また、抗力式特有の低風速下でも機能すること、ならびに鳥や人間に害をおよび雄懸念の少ない低回転性（過剰に回転しないこと）に特徴をもつ。

本研究では、ローテーション･フロー･タービンの翼材に帆布を用い、帆布素材の利点（柔らかく容易に形状をアレンジできる）を活かして、垂直軸風車の軸長を変えつつ、翼の弛み（サグ）を調整した場合の風車性能を調査した。

実験方法

本実験は、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）で実施した。図 1 に垂直軸風車 : ローテーション･フロー･タービンの仕様（左～鉛直断面）と実験時の外観図を示す（中央、右）。タービンは直径 1000 mm、周均等化位置 8 枚の帆布製直線翼で各翼の外端と回転中心のなす角を 35° とした。帆布自体の縦長さは 755 mm であって、基準軸長 750 mm のときに直線翼、軸長を 610 mm まで短縮することで弛み割合（サグ率＝翼全長/弛み長）を変えた。帆布材質は、ポリエステル系ゴム引布（厚み : 0.53mm）を用いている。

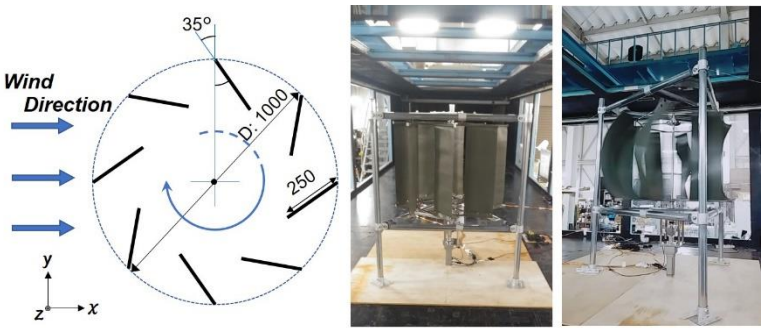


図 1 実験に用いたローテーション・フロー（垂直軸抗力式）タービンの断面形状（左）と、実験時の構成機器の外観写真（中央 : サグ率 0%（L:750mm）の直線翼、右 : サグ率 19%（L:610mm）.

風洞で発生する風速は 3, 5, 7m/s としたが、低風速下では帆布の重力由来の下弛みがみられることを考慮し、本稿では、帆布がカテナリー曲線形状と認識される風速 7m/s の結果のみを考察した。また、周速比の制御は、減速機付きサーボモータ（オリエンタルモータ製 NX94MS-PS10）を回転数制御モードにて用い、トルクと回転数計測にはトルクメータ（UNIPALSE 製 UTM2-10Nm）を用いて計測した。トルクデータは 2000 Count/sec で取得し、30 秒間の平均値について、サーボモータ駆動のインバータノイズを除去して評価した。得られたトルク値と周速比から、トルク係数―周速比（C_Q―λ）曲線を見積もった。

実験結果

図 2 は、風速 7 m/s における帆布製垂直軸風車の翼長別トルク係数の周速比依存性を示す。直線翼となる L:755 mm では周速比に対して直線的な挙動を示し、λ=0.1 で約 0.28 のトルク係数が得られ、$\lambda \fallingdotseq 0.55$ でトルクは消失する。翼長が短くなるとトルクが消失する周速比は低下する傾向がみられ、L:610 mm では $\lambda \fallingdotseq 0.32$ でトルク係数は消失、すなわち回転力が消失することがわかった。一方、λ<0.2 の低周速比域におけるトルク係数は翼長に単調に依存しない。尚、各計測点で若干の計測値のばらつきがみられるが、この原因は低速運転におけるサーボモータの剛性パラメータの設定が必ずしも最適ではなかったことに起因して時折スムーズに回転しないバックラッシュの影響と考えている。

λ=0.1 におけるトルク係数について翼長依存性としてまとめた結果を図 3 に示す。総じて低周速域におけるトルク係数は、帆布翼の翼長を短くすることで顕著に変化することがみてとれるが、直線状態からわずかに弛ませることでトルク係数は増大する。一方、過剰に弛ませるとトルク係数は低下する傾向がみられ、今回の風車仕様ではサグ率で 3%付近が極大値となる。

考察

λ=0.1 において最高値を示した L:730 mm の風車では、風速 7 m/s にて 3.8 Nm のトルクを生じている。風速 5 m/s では、実測、理論値ともに約 2 Nm であって矛盾しない結果が得られている。また直線翼（L: 755 mm）の場合は風速 7 m/s にて約 3 Nm のトルクを発生していることが確認された。

本研究の風車を用いたエネルギー利用機器として、ピストンポンプを組み込んだ風力直動式の送気ポンプシステムが既に実証試験に供されており（図 4）、ピストンポンプであるためにクランク機構を介するが、回転角に依存したトルク変動が生じる。仔細は割愛するも、現仕様のシステムでは送気時に要求される最大トルクは 3 Nm であって、直線翼で運転していることを踏まえると、システムは風速 7 m/s 程度で機能していることがわかった。翼長を増長することでトルクは増大するため、低風速でも対応する仕様とできるが、コストに直結するため好ましいとは言えない。今回得られた、僅かなサグ率の設定による 20%強のトルク向上は、システムコストの低減、設計風速の改善に寄与するものであって、有用な知見が得られたと考える。

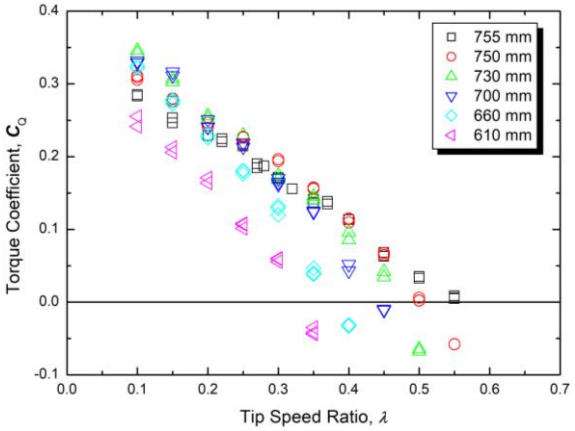


図 2 トルク係数（C_Q）—周速比（λ）曲線の翼長依存性.

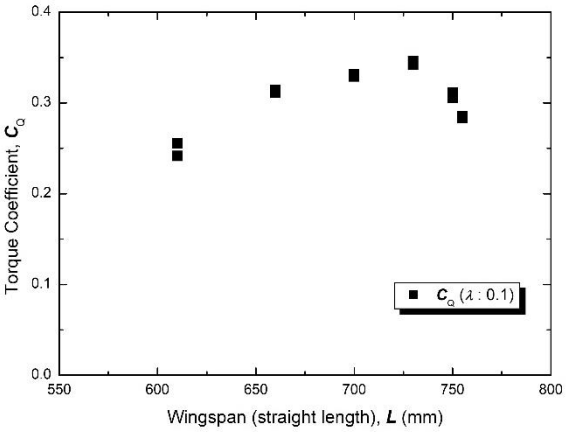


図 3 λ=0.1 におけるトルク係数の翼長依存性.

図 4 青森県北部沿岸域に設置した風力式送気ポンプシステム実証機の外観写真.

謝辞

本実験の遂行に際し、データ解釈と討論でご議論頂いた九州大学応用力学研究所の内田 孝紀准教授、大屋 裕二特任教授、実験に際して格別のご助力を頂いた松島 啓二氏、渡邉 公彦氏、高田 青氏に感謝いたします。

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 2 年
　　沈　健　弘前大学大学院理工学研究科・博士後期 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).

垂直軸風車の3次元効果の数値解析

鳥取大学　工学部機械物理系学科　　原　豊

1. はじめに

揚力型の垂直軸風車では，多くの場合に翼を回転軸に結合するアームが必要であり，その断面形状によっては大きな損失が発生する．本研究では，昨年度，CFD 解析によってアームが風車性能に及ぼす３次元効果について調べたが，物体表面に垂直に作用する圧力しか考慮しなかった．本年度は，表面せん断応力の解析を主として行い，アームおよび翼面上に作用する摩擦力に起因する抗力と圧力起因の抗力の比較を行った．

2. 方法

計算対象は昨年度と同様の 2 枚翼 H 型ダリウス風車 DU-H2-5075(直径 : D = 0.75 m, 高さ : $2H$ = 0.5 m)である(図１参照)．直線翼の翼型は NACA 0018 であり，翼弦長は c = 80 mm である．この風車に，図 2 に示す３種類の断面形状のアームを仮定し CFD 解析を行った．翼型アームの断面は NACA 0018, アーム弦長は b = 40 mm とした．翼型アームの最大厚みは a = 7.2 mm である．矩形アームの断面は縦を a = 7.2 mm, 横を b = 40 mm の長方形とし，円形アームの直径は d = 7.2 mm である．最大厚み a (または直径 d) を基準とした各アーム断面の抗力係数は，翼型が C_d = 0.055, 矩形が C_d = 0.9，円形が C_d = 1.2 である．アーム長 L はいずれも 0.355 m とした．計算ソルバーに STAR-CCM+を使用した．計算は 3 次元非定常非圧縮を仮定した RANS であり，SST k-ω を乱流モデルとして採用した．計算設定は昨年度と同じであり，主流風速 U_∞は 7 m/s，先端周速比($\lambda = R\omega/U_\infty$ ，R はロータ半径，ω は角速度)は最大出力状態(λ = 2.9)にほぼ相当する λ = 3 とした(N = 535 rpm)．直線翼の翼弦長 c に基づくレイノルズ数は $Re_b = 1.1\times10^5$ である．

本研究では，CFD で計算した物体表面の圧力およびせん断応力の分布から，翼やアームの局所に作用する抗力を求める．図 3 に抗力の計算に用いた相対座標系(記載はないが x 軸は翼およびアームの弦方向を向いており，y 軸は r 軸と同じ方向を向く)，および圧力と表面せん断応力を抽出した断面位置(図中の赤色の点線)を示す．アームは半径方向(r 方向)に 5 mm 間隔の 70 断面を選択し，翼については，赤道面(z = 0)を基準として，1/2 翼 (長さ : H) について 5 mm 間隔で 50 断面を選んで，各断面まわりの圧力および表面せん断応力の分布を計算した．表面せん断応力の抽出断面と同じになるように, 圧力の抽出断面は, 昨年度の研究より個数を増やして解析を行った．

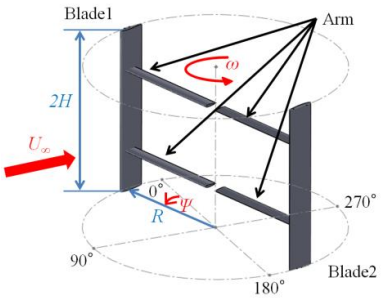


図１　計算対象

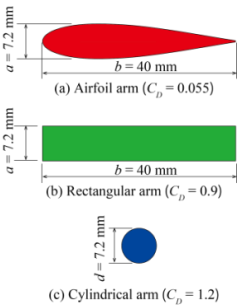


図２　アーム断面

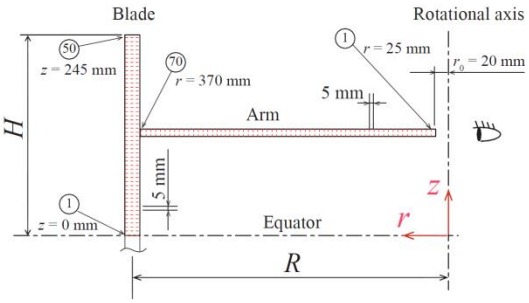
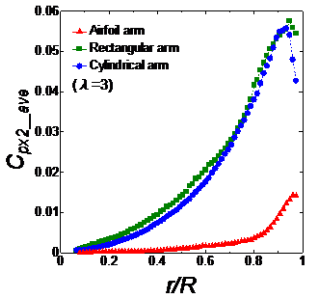


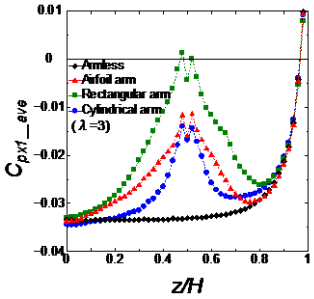
図３　表面せん断応力と圧力の計算位置

3. 主な結果と考察

図 4(a)にロータ 1 回転にわたって平均した圧力に起因する抗力係数のアームスパン方向分布を示す．同様に図 4(b)は平均圧力抗力係数の 1/2 翼スパン方向分布である．図 4(a)に示されるように，アーム断面形状に依らず，翼との接合部(r/R = 1)に近づくほど相対風速が増加するため圧力抗力が増す傾向にある．図 4(b)からは，翼とアームとの接合部(z/H = 0.5)付近において翼の回転力減少すなわち翼の圧力抵抗の増加が見られる．図 5(a)にロータ

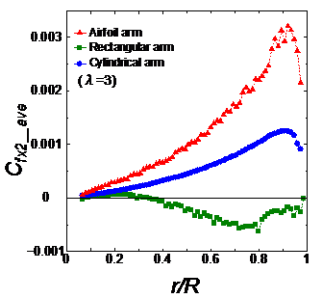


(a) アーム上の分布

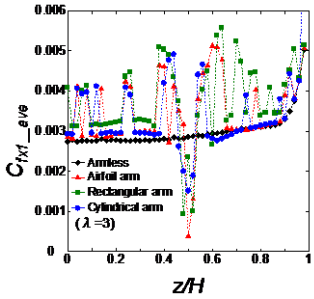


(b) 1/2 翼上の分布

図 4　1 回転平均の圧力抗力係数の分布



(a) アーム上の分布



(b) 1/2 翼上の分布

図 5　1 回転平均の摩擦抗力係数の分布

1 回転で平均した表面せん断力に起因する摩擦抗力係数のアームスパン方向分布を示す．同様に図 5(b)は平均摩擦抗力係数の 1/2 翼スパン方向分布である．図 5(a)に示すように，矩形アームのみアーム上の摩擦抗力係数がマイナスになっているが，これはアームの前縁角部からはく離が起こり，矩形アームの上下両面の前方部で逆流が発生し，それによって表面せん断応力が抗力ではなく，回転力として働いているためである．図 5(b)を見ると，アームが存在することによって，翼面上の摩擦抗力も増加する傾向があることがわかる．翼とアームとの接合部（$z/H = 0.5$）付近において，局所的に摩擦抗力係数の落ち込みがあるが，これはアームと翼の接合部の面積に相当する摩擦力が計算に含まれないためである．

アーム（図 4(a)）と翼（図 4(b)）を統合した圧力抗力は，矩形アーム>円形アーム>翼型アームの順で大きく，図 5(a),(b)を統合した摩擦抗力は，翼型アーム>円形アーム>矩形アームの順で大きい．圧力と摩擦力で傾向が異なるが，圧力抗力に比べて摩擦抗力が 1 桁以上小さいため，両者を合わせた総合抗力は，矩形アームを持つ風車が最大となる．これは，各アームを持つ 3 種類の風車の出力係数（$\lambda = 3$ の場合）の大小関係と符合する傾向である．

【研究組織】

原　豊	代表者	鳥取大学	准教授
堀田直希	協力者	鳥取大学	修士 2 年
住　隆博	協力者	佐賀大学	准教授
秋元博路	協力者	大阪大学	特任教授
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) Naoki Horita, Yutaka Hara, Chiasa Harada, Shigeo Yoshida, Hiromichi Akimoto, Takahiro Sumi, Numerical Analysis on the Effects of Arm on the Straight Blade of a Vertical Axis Wind Turbine, Grand Renewable Energy 2018 (GRE2018) International Conference, O-We-13-2, 2018.6.17-22, Yokohama, Japan

(2) 堀田直希, 原 豊, 吉田茂雄, 秋元博路, 住 隆博, 直線翼垂直軸風車のブレードとアームの粘性摩擦分布に関する数値解析, 日本機械学会 2018 年度年次大会, J0510303, 2018.9.10-12, 関西大学

(3) 堀田直希, 原　豊, 吉田茂雄, 秋元博路, 住 隆博, 直線翼垂直軸風車の異なる断面形状の水平アームに働く流体力分布とその翼への影響に関する数値解析, 第 40 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 397-400, 2018.12.4-5, 科学技術館

(4) 堀田直希, 垂直軸風車特性へのアームの影響に関する数値解析, 2018 年度修士論文, 50 ページ, 2019.2.15 公聴会, 鳥取大学

バタフライ風車の翼に作用するツイストモーメントに関する研究

鳥取大学　工学部機械物理系学科　　原　豊

1. はじめに

鳥取大学を中心とする研究グループは，小形風力発電の低コスト化を目指して，過回転抑制機構を備えた直径 7 m のバタフライ風車（図 1）を開発している．しかし，図 1 の試作機に搭載した過回転抑制機構は，翼が遠心力で半径方向に移動して翼軸まわりに傾斜(ツイスト)する機構であり，耐久性に懸念がある．そこで空気力すなわち翼を傾斜させる作用を持つツイストモーメント（以後 *TM*）を利用し，翼が半径方向に移動せずに過回転抑制動作が可能な機構を考案した．本研究では，この新しい機構における翼の *TM* を翼素運動量理論(以後 BEM)と数値流体力学解析(以後 CFD)を用いて予測し，両解析の比較から BEM による予測の妥当性を検討した．

2. 方法

図 2 は新たに考案した空気力で翼をツイストする過回転抑制機構の模式図である．図 2 では模型サイズ(ロータ直径約 38 cm ; 3 枚翼)を仮定した模式図となっており，翼は 1 枚のみ図示している．初期状態として翼には初期傾斜角(η_0)を設定しており，回転数が増加すると翼軸まわりに作用する *TM* が大きくなって翼は傾斜し，空力ブレーキとなる．翼軸は 2 つのベアリングで回転可能に保持され，半径方向には移動しない．翼軸の端には傘歯車(小)が取付けてあり，ロータ回転中心の傘歯車(大)と結合されている．この傘歯車の組み合わせによって，図 2 には図示されていない他の翼と同調した動作を可能とする．傘歯車(大)にはねじりバネ(定数 : k)を取付けてあり，回転数が減少した場合には，そのねじりバネの復元力によって翼を元の状態に戻す．本過回転抑制機構の特性を決定する重要なパラメータには，ねじりバネ係数と初期傾斜角の他に，翼の翼軸への取付位置(xa)がある．

本研究では，図 1 の 7 m バタフライ風車に，図 2 の新過回転抑制機構を取付けた仮想的な風車ロータを仮定する．この仮想ロータにおいて，現在の試作機で使用している 5 kW 発電機の特性に合った最適な設定値として，ねじりバネ係数 : k = 38 Nm/deg，翼取付位置 : xa = 57 % c，初期傾斜角 : η_0 = 2 deg を BEM 計算によって見出した．図 3 はその最適設定値を仮定した場合の *TM*, 傾斜角(η)，ロータ回転トルク(Q)，ロータ回転数(N)の風速依存である．図 3 に示すように，風速 26 m/s 以上では，ロータ回転トルク Q と回転速度 N が減少しており，高風速における過回転が抑制されることが予測されている．この BEM 予測結果の妥当性を調べるために，汎用計算ソフトウェア STAR-CCM+ ver.13.0 を使用して，URANS による CFD 解析を行った(乱流モデル : SST k - ω)．ただし，図 1 の実機は 5 枚翼ロータであるが，計算コストの問題から，CFD 解析の対象は，ロータ直径 : D = 7 m，ロータ高さ : H = 2.7 m の三角状の翼 1 枚から構成される 1 翼ロータとした．翼弦長は c = 242.3 mm であり，翼断面は NACA 0018 である．図 3 の中から，9 つの風速状態（V = 5, 10, 15, 20, 25, 30, 40, 50, 60 m/s）を選択し，これらの状態における回転数 N と翼傾斜角(ツイスト角)η を条件として与えて CFD 解析を行い，各状態における *TM* とロータ回転トルク Q を計算した．各状態において収束が早かったため，計算は 3 回転まで行い，最後の 1 回転のデータを解析した．

図 1　バタフライ風車

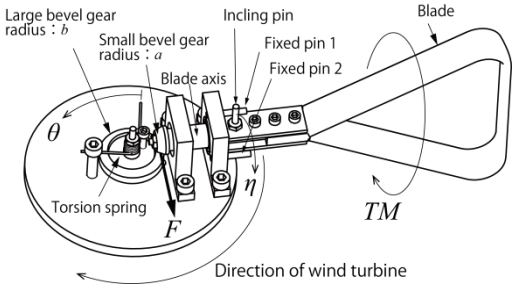


図 2　新規の過回転抑制機構の模式図

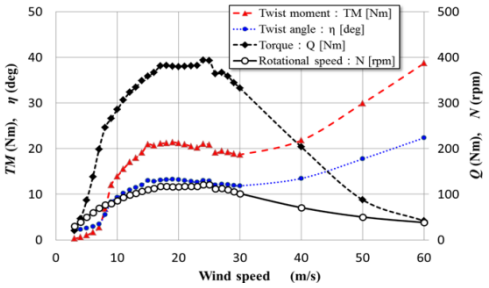


図 3　BEM による *TM* 等の予測

3. 主な結果と考察

図 4 は CFD 解析の一例であり，Q 値等値面（$Q = 5s^{-2}$）と等値面上の渦度(カラー表示)によって，翼からの渦放出を示している．図 4 の状態は，風速 $V = 20$ m/s，傾斜角 $\eta = 13.1$ deg であり，翼の上部と下部から放出される渦サイズが大きく異なっている．この差によって *TM* が生じると推測される．図 5 は図 4 と同じ状態におけるロータ 1 回転中の *TM* の変化に関する BEM と CFD の比較である．図 5 からわかるように，*TM* の変動の局所ピークについては，その大きさや位相が BEM と CFD で異なっているが，大局的には風車 1 回転の *TM* の挙動については，両者は定性的に一致している．1 枚翼ロータが 1 回転する間の平均 *TM* の風速依存性について，BEM 予想と CFD 解析の比較を図 6 に示す. 図 6 より，$V = 10$〜30 m/s の範囲では，平均 *TM* は BEM よりも CFD が上回り，$V = 40$ m/s 以上では逆転する結果となっている．$V = 10$〜25 m/s の範囲で BEM と CFD の差が大きいが，この範囲では回転数が 100 rpm 前後まで大きくなっており，ロータを横切る流れ場が広がることが推測される．したがって, 流れの広がりを考慮していない BEM と, 流れの広がりが考慮される CFD との間で差が生じたと考えられる．それでも，*TM* についての BEM 予測は CFD 解析とオーダー的に一致し，定性的にも良く合っていると言える．

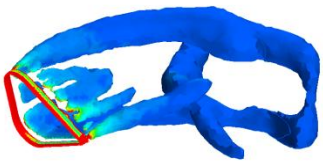


図 4　CFD による渦放出の予測

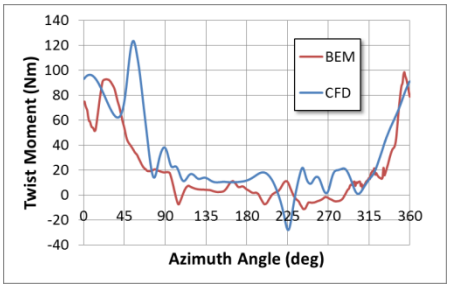


図 5　*TM* のアジマス依存性の予測

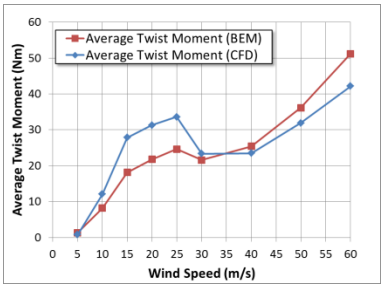


図 6　平均 *TM* の風速依存性の比較

【研究組織】

原　豊	代表者	鳥取大学	准教授
山本　柊	協力者	鳥取大学	修士 2 年
田川公太朗	協力者	鳥取大学	准教授
住　隆博	協力者	佐賀大学	准教授
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) Yutaka Hara, Kotaro Tagawa, Shigenori Saito, Keisuke Shioya, Takeshi Ono, Kenji Makino, Kazutoshi Toba, Takakazu Hirobayashi, Yousuke Tanaka, Kazuo Takashima, Susumu Sasaki, Kengo Nojima, Shigeo Yoshida, Development of a Butterfly Wind Turbine with Mechanical Over-Speed Control System, Designs, **2**(2), 17, 2018.06. published, https://www.mdpi.com/2411-9660/2/2/17

(2) 原 豊, 瀧本翔太, 三浦卓也, 田川公太朗, 吉田茂雄, バタフライ風車翼のツイストモーメントの数値解析, 日本機械学会流体工学部門講演会, OS6-6, 2018.11.29-30, 蓬峡殿(室蘭市)

(3) 三浦卓也, 原　豊, 田川公太朗, 吉田茂雄, 傾斜する三角状の風車翼に働くツイストモーメントの数値流体力学解析, 日本機械学会中国四国学生会第 49 回学生員卒業研究発表講演会, 612, 2019.3.6, 山口大学(宇部市)

(4) 箕田充志, 原 豊, 上代良文,「スッキリ！がってん！風力発電の本」, 146 ページ,　電気書院, 2018.8.27 出版, ISBN: 978-4-485-60034-4

(5) 特許出願：特願 2018-157631, 【発明者】原 豊, 斎藤栄徳, 塩谷啓介, 【出願日】2018.8.24

集流装置付き潮流発電装置の性能に及ぼすタービンハブ比の影響

佐賀大学 海洋エネルギー研究センター　　村上 天元

【要旨】

表題研究の予備段階として，以下の相反転方式潮流タービンを用いた曳航実験を実施した．具体的には，浮体の動揺状態における発電の可能性を調査するため，双胴フロートにタービン模型を設置し，この浮体モデルを種々の波周期および波高の向かい波条件において係留索で曳航し，浮体挙動を計測した．

【序論】

本研究の潮流発電装置には，前後二段のプロペラ（ランナ）が内外二重回転電機子をそれぞれ駆動する“相反転方式”を採用した．本相反転方式は，二重の回転電機子が互いに逆方向にトルクを釣り合わせながら回転し，両プロペラは流れの角運動量変化が相殺されるように相反回転する．すなわち，磁界を切る速度が速くなるので，発電機径の縮小，起電圧の増加，極数の減少，回転速度の減少（キャビテーション対策に有利）を可能にする．また，前後のプロペラ間および内外の回転電機子間で回転トルクが相殺され，外部に反作用が働かないので頑強な据え付けベッドやパイルを必要としない．本研究では，この相反転発電ユニットモデルを浮体に搭載し，波浪中における発電性能を実験的に検討した．

【実験方法】

Fig. 1 は曳航装置内の模型の配置を示す．実験は，九州大学応用力学研究所の深海機器力学実験水槽（全長 65 m，幅 5 m，水深 7.5 m）で行った．規則波の波高は，0.028 m，0.056 m，0.084 m の 3 通り，浮体と波の出会い周期は，0.464 s，0.541 s，0.788 s の 3 通り変化させて，向かい波の条件で計測を行った．タービン模型は，想定実機（プロペラ直径 7 m，流速 4 m/s の場合，出力 500 kW）の 1/35 スケールモデルであり，ハブ比は 0.25 である．実験では，浮体模型の左舷船首側に取り付けたモーションセンサ（MicroStone 社製 MVP-RF8-HC-500）によって角速度を計測し，Fig. 2 に示す浮体側面の光学式運動計測用マーカ 2 点の高速度カメラ（DITECT 社製 HAS-U2）による撮影および画像解析により，変位，速度，加速度のデータを取得した．また，右舷船首に設置したロードセル（Tokyo Measuring Instruments Lab.社製 TCLN-1KNA）によって張力を計測した．なお，実験では，まず造波機で波を発生させ，その後曳航装置の走行を開始し，曳航装置が 0.756 m/s 一定速度に達した時点から計測を開始した．

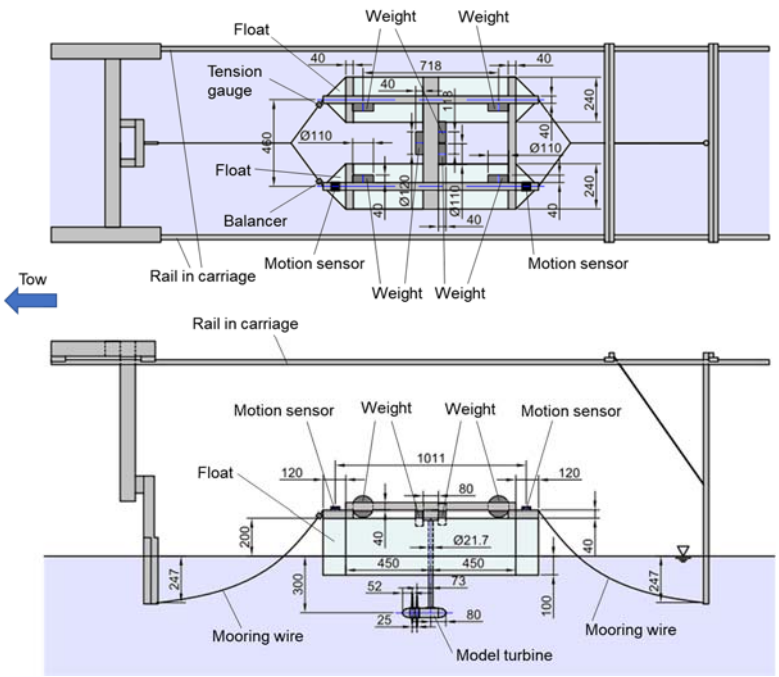


Fig. 1　浮体式潮流発電ユニットモデルの配置

【実験結果】

性能評価指標である出力比 P/P_0 は以下の式で定義される．

$$P/P_0 = Cp/Cp_0(Vt/V_0)^3$$

ここで，Cp/Cp_0，Vt，V_0 はそれぞれ

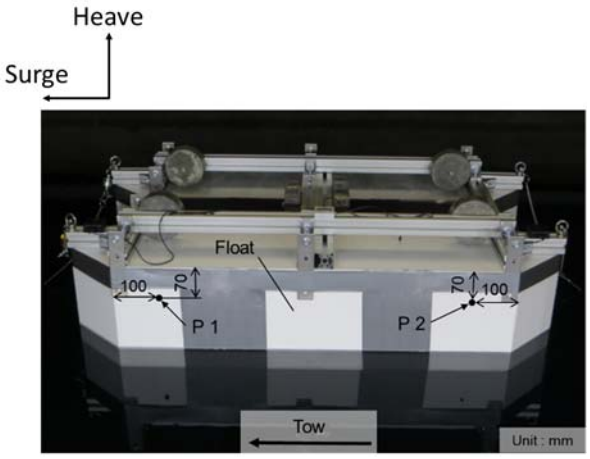


Fig. 2　光学式運動計測用マーカ（P1 および P2）

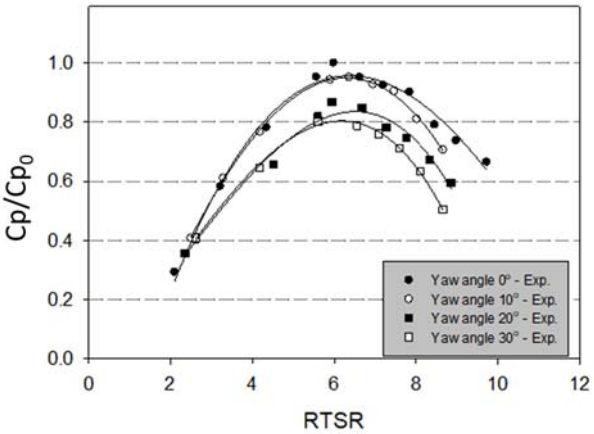


Fig. 3　Yaw 角による出力係数比の変化

出力係数比，Surge および Heave 方向速度の合成速度，曳航速度を表す．なお，Fig. 3 は従前の実験結果であり，出力係数比 Cp/Cp_0 の Yaw 角による変化を表している．Fig. 3 の Yaw 角は本実験における浮体の Surge および Heave 方向速度の合成速度ベクトルと Surge 方向速度ベクトルとのなす角に相当する．

Fig. 4 は実験結果の一例であり，波高 H = 0.056 m 一定で，出会い周期が T = 0.464 s，0.541 s，0.788 s の 3 通りの場合の出力比を比較している．T = 0.464 s および 0.541 s の場合，最高出力比は P/P_0 = 1.1~1.2 程度であり，T = 0.788 s の場合は最高出力比が P/P_0 = 1.5 と高い値を示した．浮体の運動においては，周期 T = 0.464 s，0.541 s，0.788 s いずれの場合も Surge 方向と比べて Heave 方向の運動が顕著であった．また，出会い周期 T = 0.464 s 一定で，波高を H = 0.028 m，0.056 m，0.084 m の 3 通り変化させた場合は，波高がいずれの場合も P/P_0 の最大値は 1.2 程度であり，出力比に及ぼす波高の影響は殆ど見られなかった．

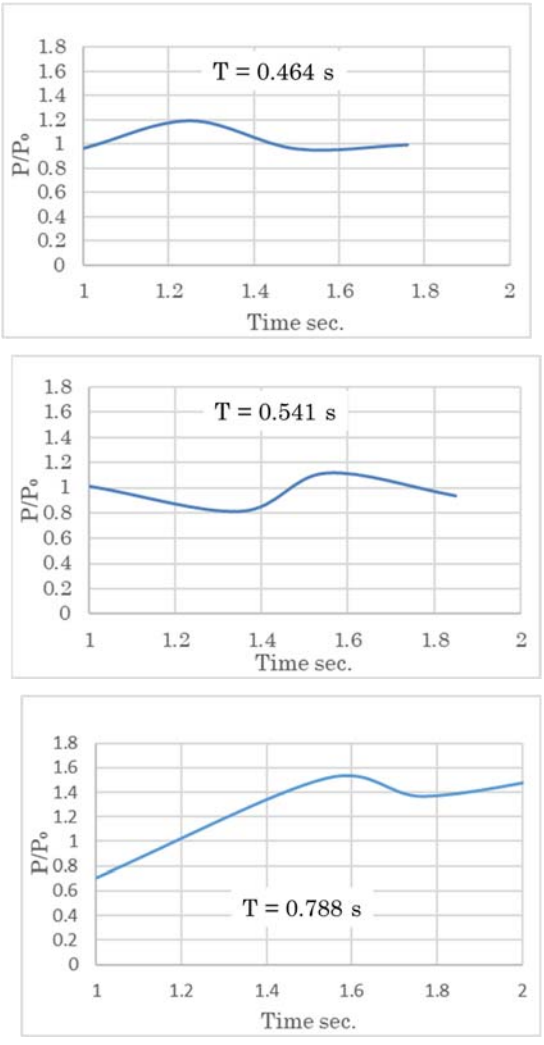


Fig. 4　出力比 P/P_0

【成果報告】

なし

【研究組織】

研究代表者　村上 天元　佐賀大学
研究協力者　永田 修一　佐賀大学
研究協力者　今井 康貴　佐賀大学

第 11 回 九大 2D 物質研究会

（主催：応用力学研究所 (30ME-S1)、共催：日本表面真空学会九州支部）

「2D 物質の形成と構造・物性評価」

日時：平成３１年２月２２日（金） １３：００～１７：１０

場所：九大西新プラザ 大会議室 A

０．１３：００～１３：１０

九大院工　田中　悟　教授

「研究会について」

１．１３：１０～１３：３０

九州大応力研　教授　寒川　義裕　教授

「窒化物半導体成長モデリングの進展：不純物混入機構の考察」

GaN（窒化ガリウム）は，電力変換システムに実装されるパワーデバイス用の次世代半導体として注目されている．例えば，電気自動車のモーター駆動用に応用される場合，デバイスには 1200V の耐圧が要求される．要求特性を実現するには，結晶材料中のキャリアー濃度を 10^{16} cm^{-3} 以下に制御する必要がある．一方，GaN 結晶成長に用いられる有機金属気相成長では，Ga 原料のトリメチルガリウムに炭素（C）原子が含まれているため，薄膜成長中に意図しない C 混入が生じることが知られている．n-GaN 結晶中の C 原子はアクセプターとして働くため，キャリアー濃度を 10^{16} cm^{-3} 以下に制御するには，C 不純物濃度も 10^{16} cm^{-3} 以下に制御する必要がある．本講演では，GaN 有機金属気相成長における C 混入機構を第一原理計算に基づく理論解析により考察し，C 不純物濃度の低減方法を議論する．

２．１３：３０～１３：５０

京都大院工　船戸　充　准教授

「GaN/AlN 極薄量子井戸構造の光学特性」

分子層レベルで薄い GaN 量子井戸構造を Al(Ga)N 障壁層でサンドイッチした構造は，高い内部量子効率を持った紫外光源として有望な構造である．加えて，偏光特性を利用した光取り出しの改善や直線偏光光源への応用も期待される．われわれは，GaN の結晶成長において GaN 膜厚の分子層レベルでの自己停止機能を見出し，それに基づいて GaN/AlN 極薄量子井戸構造を作製することに成功した．また，その光物性を効率および偏光に着目して評価している．それら結晶成長と光物性評価について報告する．

３．１３：５０～１４：１０

九州大院総理工　　水野　清義　教授

「電界放出低速電子回折装置の開発」

表面構造の解析には表面敏感な低速電子線を用いた低速電子回折が用いられることが多く，これまでに SiC(0001)上の $Si_4O_5N_3$ 層をはじめ，数多くの表面構造を決定してきた．しかし，長周期構造の場合，回折スポット間隔が狭くなり，強度測定ができなくなるという問題がある．そこで，コヒーレント長の長い電界放出電子線を用いることにより，回折スポットをシャープにすることを試みている．電界電子放出源は電解研磨により作製したタングステン針を，電界イオン顕微鏡を用いた

ガスエッチングによってさらに先鋭化し，1 kV 以下の低い引出電圧を達成している．得られた電界電子放出源を真空中を移動させて低速電子回折装置の電子源とし，シリコンや SiC 表面からの回折パターンを観察したところ，熱電子源の場合と比較して，回折スポットの広がりを半分以下に抑えることができるようになった．

４．１４：１０～１４：３０
筑波大院数理物質　神田　晶申　教授
「層状超伝導体原子層膜を用いた渦糸量子状態操作」
　層状物質には磁性や超伝導を示すものもあり，グラフェンと同様，劈開によって薄膜化することができる．我々は最近，層状超伝導体に着目している．
　超伝導体は完全導電性の他に完全反磁性を示すが，第 2 種超伝導体では磁場中で磁束量子Φ_0を単位とした磁束が貫く渦糸状態が出現する．この磁束と周りの環状電流を渦糸という．渦糸はバルクの超伝導体では三角格子を組むのに対し，微小な超伝導体中では試料形状に依存した配置をとる．我々は以前，独自の手法（微小トンネル接合法）を用いて微小なアルミニウム蒸着膜における少数渦糸の検出と配置の制御に成功した．この際，渦糸配置間の転移が巨視的量子トンネリングによって起きていることを示唆する結果を得たが，異なる試料間の再現性が悪く，厳密な議論ができなかった．これは蒸着膜の表面凹凸が原因であると考えている．そこで今回，表面凹凸が原理的には存在しない，層状超伝導体劈開膜を用いて，同様の実験を行うことを計画した．発表では，原理の説明と初期的な実験結果を報告する．

５．１４：３０～１４：５０
宇部高専　碇　智徳　教授
「MIES による異種原子吸着した SiC 再構成表面上の電子状態観測」
　アルカリ金属及び酸素を吸着した際の SiC 再構成表面を準安定原子誘起電子分光法(MIES)と低速電子線回折法(LEED)により観測した．MIES では，He 準安定原子をプローブとすることで表面構造を非破壊で再表面の電子状態を抽出できる．Si 基板表面において，アルカリ金属は触媒として酸素原子の表面への吸着を促進することが分かっている．その効果を利用して，アルカリ金属を前吸着し，酸素を曝露した後に基板加熱を施すことで SiC 再構成表面での酸化膜形成を試みた．同時に，この表面上でのアルカリ金属原子による挙動を調べた．

休憩　１４：５０～１５：１０

６．１５：１０～１５：３０
富士電機　藤井　氏
「金属/グラフェン/SiC 界面の電気特性とその制御」
　単原子層の炭素材料であるグラフェンはこれまでの基礎・応用を含めた多くの研究により，グラフェンの適応先は広がりを見せている．その一つとして半導体の接合制御が挙げられ，金属/グラフェン/n 型 SiC 接合では一般的な半導体の描像に従わずオーミック接触が形成されることが報告され[1]，さらに，水素インターカレーションによりショットキー接合へと劇的に変化することも示された．そこで今回，このメカニズム解明を目的に金属/グラフェン/p 型 SiC の界面特性を評価し，n 型の場合と比較することで界面での相互作用と界面のバンド構造について考察を行った結果，グラフェン/SiC 界面におけるバッファ層を介したダイポール生成と，その消失による現象が示唆された．今後，さらなる最適化による大きな変調が期待できる．

７．１５：３０～１５：５０
名古屋大院工　乗松　航　准教授
「SiC 上エピタキシャル炭化物からのグラフェン成長」
　我々はこれまでに，SiC に加えて炭化チタン，炭化アルミニウムの熱分解によるグラフェン成長について報告している．本研究では，炭化ホウ素薄膜および炭化タンタル薄膜の熱分解によって成長したグラフェンについて報告する．炭化ホウ素薄膜から得られたエピタキシャルグラフェンは，高濃度にホウ素ドープされることがわかっている．今回は特に，格子ミスマッチの大きいグラフェン/B4C および B4C/SiC 界面の原子配列について詳細に報告する．一方，炭化タングステンが特異な電子構造を持つトポロジカル半金属であることが最近報告されており，類似の構造を有する第三遷移金属炭化物である炭化タンタルもまた，トポロジカル物質としての新規物性が期待される．炭化タンタル表面に成長するグラフェンの構造的および電子状態を明らかにすると共に，大気中での炭化タンタル表面酸化抑制効果について議論する．

８．１５：５０～１６：１０
九州大 GIC Pablo Solís-Fernández 氏
「Synthesis of AB-Stacked Bilayer Graphene on Cu-Ni Films」
　Physical properties of graphene greatly depend on the number of layers and on their relative orientation. In particular, a tunable band gap can be obtained in bilayer graphene (BLG) by the application of a vertical electric field. This is interesting for a variety of electronic and optoelectronic applications for which the lack of a band gap of monolayer graphene is an issue. However, an almost perfect AB-stacking of the two layers is required, with misalignments below 0.1°. This demands efficient direct synthesis methods suited for large-scale production, unlike methods relying on layer-by-layer transfer.
　Here, we will introduce our recent progress on the CVD growth of BLG on Cu-Ni alloy thin films. The precise mixing of the two catalysts results effective for tuning the number of layers of the graphene, allowing to growth large-areas of BLG. Moreover, by controlling of the CVD synthesis parameters we could to increase the ratio of AB-stacked BLG from ~70 % to over ~99 %, with virtually no twisted areas. This highly-ordered BLG occurs during the CH_4 supply, in contrast to our previous work in which low AB/twist ratio BLG grows during the cooling down step of the CVD process. This new growth mechanism is expected to contribute to the realization of large-area semiconductor arrays based on AB-stacked BLG.

９．１６：１０～１６：３０
島根大院工　影島　博之　教授
「層状物質で覆われた Cu 表面でのグラフェン成長素過程の理論検討」
　表面がグラフェンや h-BN といった層状物質で覆われた場合，Cu 表面上でのグラフェンの成長はどのように影響を受けるのだろうか？我々は，成長の素過程を第一原理計算を使って調べることで，この問題について検討を行った．まず C 原子は，表面がグラフェンや h-BN で覆われていようと，グラフェンや h-BN 上よりも Cu 表面上に吸着しやすい．このため，グラフェン成長は Cu 表面上で起こることに変わりは無いと考えられる．この他，吸着サイトとその安定性を調べ，表面拡散パスを同定，拡散の障壁高さと障壁を越える遷移確率が表面を覆う層状物質によってどのように影響を受けるのかについても計算を行った．

１０．１６：３０～１６：５０
九州大院工　田中　悟　教授
「グラフェン直接転写によるモアレ系積層グラフェンの形成」
　グラフェンシートを 2 枚重ねた二層グラフェンは，面方位を互いに回転させることでモアレ系を形成し，そのモアレ超格子が電子状態に大きな影響を与える．しかし，積層グラフェンの作製は精密な回転角制御が困難であることや角度分解光電子分光(ARPES)などによる電子状態観察に必要な大面積化が難しい．そこで，本研究では剥離が容易な SiC-CVD 法によるグラフェンの真空中直接転写および反射高速電子線回折(RHEED)によって回転角を制御した大面積の二層グラフェンを作製した結果について報告する．

１１．１６：５０～１７：１０
東京大物性研　小森　文夫　教授
「ツイスト 2 層グラフェンの電子状態」
　ツイスト２層グラフェンでは，ツイスト角度に依存した層間の相互作用のために，パイバンドが大きく変化することが知られている．しかしながら，自然に形成されたツイストグラフェンや剥離グラフェンを張り合わせた試料は面積が狭く，層間相互作用にも一様でなくがあり，角度分解光電子分光(ARPES)による系統的な研究が困難であった．そこで，我々はグラフェン直接転写による大面積なツイストグラフェンを用いて ARPES による研究を行っている．４度ツイストした２層グラフェンでは，層間相互作用によるパイバンドの変形が観測された．

主催者：田中　悟（九大院工）
世話人：寒川義裕（九大応研）

第１１回九大 2D 物質研究会
主催：応用力学研究所，共催：日本表面真空学会九州支部
「２D 物質の形成と構造・物性評価」

平成３１年2月２２日（金）　１３：００～２０：００
於　九大西新プラザ　（発表１５分＋質疑５分＝２０分）
０．　１３：００～１３：１０
九大院工　田中　悟　教授
「研究会について」
１．１３：１０～１３：３０
九大応力研　教授　寒川　義裕　教授
「窒化物半導体成長モデリングの進展：不純物混入機構の考察」
２．１３：３０～１３：５０
京大院工　船戸　充　准教授
「GaN/AlN 極薄量子井戸構造の光学特性」
３．１３：５０～１４：１０
九大院総理工　　水野　清義　教授
「電界放出低速電子回折装置の開発」
４．１４：１０～１４：３０
筑波大院数理物質　神田　晶申　教授
「層状超伝導体原子層膜を用いた渦糸量子状態操作」
５．１４：３０～１４：５０
宇部高専　碇　智徳　教授
「MIES による異種原子吸着した SiC 再構成表面上の電子状態観測」

休憩　１４：５０～１５：１０

６．１５：１０～１５：３０
富士電機　藤井　氏
「金属/グラフェン/SiC 界面の電気特性とその制御」
７．１５：３０～１５：５０
名古屋大院工　乗松　航　准教授
「SiC 上エピタキシャル炭化物からのグラフェン成長」
８．１５：５０～１６：１０
九大 GIC Pablo Solís-Fernández 氏
「Synthesis of AB-Stacked Bilayer Graphene on Cu-Ni Films」
９．１６：１０～１６：３０
島根大院工　影島　博之　教授
「層状物質で覆われた Cu 表面でのグラフェン成長素過程の理論検討」
１０．１６：３０～１６：５０
九大院工　田中　悟　教授
「グラフェン直接転写によるモアレ系積層グラフェンの形成」
１１．１６：５０～１７：１０
東大物性研　小森　文夫　教授
「ツイスト２層グラフェンの電子状態」
１２．１７：１０～２０：００
総合討論

高空風力発電の技術動向の検討

（株）ＴＭＩＴ・研究開発部・所長
首都大学東京名誉教授

藤井　裕矩

要旨
風力エネルギー発電方法の新しい手法である高空風力発電について、国際会議において成果を公表するとともに研究集会を全体会議として 2 回開催しプロジェクトの遂行について議論を行った。本課題は世界的にも先進的で高度なプロジェクトであるため、種々の調査・研究発表と意見交換を行った。

１．はじめに

本研究グループは、高空風力を利用した風力発電の研究を主軸にして結集したものであり、大学・会社・研究所における航空宇宙技術ならびに風車技術に関して専門的な学識と経験を持つ研究者たちを核として構成して種々の技術調査と研究開発を行っており、これらを検討するために全体会議を適宜開催している。

一方、九州大学応用力学研究所における共同研究の大きな枠組みとして風力発電技術の研究開発にかかわっている。いま、九州大学応用力学研究所「新エネルギー力学」の分野の研究者である吉田教授の参加とともに研究範囲を充実することにした。このため、九州大学応用力学研究所の共同研究として研究集会を開催し、高空風力発電について議論を深め、我が国における本課題の進め方についてまとめた。

２．高空風力を用いた発電に関する研究会議について、

研究会議は、第７回全体会議を 2018 年 12 月 6 日に日本大学駿河台キャンパス「船橋共通会議室」で開催したほか、第８回全体会議を 2019 年 3 月 19 日に国立極地研究所において開催する。
さらに、高空風力の最先端の研究成果が発表される国際会議においても研究検討状況を公表した。

- 2018 年 6 月 17-22 日　GRE2018 に参加し下記のように発表した。
  Hironori A. Fujii, Hiroshi Okubo, Yusuke Maruyama, Tairo Kusagaya, Yasutake Takahashi, Takeshi Akasaka, and Hiroki Endo, “TETHERED HIGH SKY WIND ENERGY GENERATION (HSWG) PROGRESS REPORT IN 2018,” a90570. Grand Renewable Energy 2018 International Conference and Exhibition、2018,June 17 (Sun) –22 (Fri), Pacifico Yokohama, Yokohama, Japan
- 2018 年 12 月 6 日第７回全体会議（日本大学駿河台キャンパス）
- 2019 年 3 月 19 日第８回全体会議（国立極地研究所）

◎「高空発電研究会」第７回全体会議（2018 年 12 月 6 日）
「第７回高空風力発電研究会全体会議」　＆「第 5 回東京工芸大学・風工学共同研究拠点・共同集会」
2018 年 12 月 6 日（木）10 時より 16 時 30 分まで、場所：日本大学駿河台キャンパス「船橋共通会議室」
10:00-10:05　趣旨説明【藤井裕矩（TMIT）】
10:05-10:20　「高空風力発電研究会」活動中間報告【藤井、丸山勇佑（前田建設）】
・JWEA内に設置する研究会（空中風力発電研究会について）

・極地研との共同研究
・その他　全体スケジュールなど
＊技術検討課題【司会：大久保　博志（神奈川工科大）】
10:20-10:35　高橋　泰岳（福井大）「第2回フィールドテストに向けて」
10:35-10:50　丸山「直線翼風車風洞実験とフィールドテスト（仮題）」
10:50-11:05　草谷　大郎（都立産技高専）「空中風力発電実験の改善技術（仮題）」
11:05-11:20　遠藤 大希（TMIT）「高空風力発電用地上発電システムの実験的研究（仮題）」
11:20-11:35　葉山 清輝（熊本高専）「可変カイト翼付きマルチコプター（仮題）」
11:35-12:50　吉田　茂雄（九大）「九大における風力発電について（仮題）」
12:50-13:00　藤井「JWEAに設置する研究会について（仮題）」
〈昼食〉
＊高空風力発電I　【司会：草谷】
13:30-14:30　パネル：風車浮揚技術の課題その1【高橋、草谷、岩原　誠（ザクシス）、中台　章（ジオスポーツ）】
・プラットフォーム制御技術・プラットフォーム改善技術・発電要素技術
高橋、草谷、岩原、中台「フィールドテストの問題点と対策（仮題)」
＜休息＞
14:40-15:50　パネル：風車浮揚技術の課題その２【大久保、高橋、草谷、山本】都立産技高専）、丸山、藤井、赤坂剛史（金沢工業大学）、栗田篤（トライアス）、黒崎 保秀（BS-Tech）】
・動力伝達技術・地上基地技術・性能/安全性等評価
大久保、高橋、赤坂「次回フィールドテストに向けて（仮題)」を中心に
＜休息＞
＊高空風力発電II　【司会：丸山】
16:00-16:30　パネル「高空風力発電：今後の展開」

以上

◎「第８回高空風力発電研究会全体会議」(2019 年 3 月 19 日)
「九州大学応用力学研究所共同利用研究集会」＆「第 6 回東京工芸大学・風工学共同研究拠点・共同集会」＆「第 1 回極地研空中風力発電研究会」
2019 年 3 月 19 日 (火) 10 時より１７時 30 分まで、大学共同利用機関法人　情報・システム研究機構　国立極地研究所　5 階会議室　(National Institute of Polar Research)
■第一部. 空中風力発電研究会
司会【丸山（前田建設）】
10:00-10:15　趣旨説明【藤井裕矩（TMIT）】
10:15-11:30　空中風力発電研究会について
（１）. 日本風力エネルギー学会　空中風力発電研究会の設置について検討
（２）. 空中風力研究会　会則　の承認について検討
（３）. 日本風力エネルギー学会誌　空中風力発電特集号　発行について検討
（４）. 空中風力発電研究会の活動内容の検討

調査研究

（４－１）世界と日本の空中風力発電動向調査研究の進め方　藤井、遠藤、草谷

（４－２）寒冷地（北海道や極地研との共同研究）における
風力発電の実現に向けた調査研究の進め方　遠藤、佐藤

（４－３）空中風力発電用の飛翔体調査研究の進め方　草谷、高橋、赤坂、葉山

（４－４）空中風力発電用の風車調査研究の進め方　丸山、遠藤、関

（４－５）空中風力発電のマーケットリサーチの進め方　黒崎、遠藤

〈昼食〉

■第二部．高空風力発電に関する技術研究

12:30-12:50　趣旨説明【藤井裕矩（TMIT）】

（１）高空風力発電の基礎技術【司会：】（今年度のフィールド試験や風洞実験活動を中心に）

12:50-13:10　話題提供：大久保博志（神工大）「神工大における風量発電について（仮題）」

13:10-13:30　話題提供：（九大）「九大における風力発電について（仮題）」

13:30-13:50　話題提供：高橋泰岳（福井大）「福井大における風力発電について（仮題）」

13:50-14:10　ディスカッション：　岩原（ザクシス）、大久保（神奈川工大）
フライゲン、テザー関連、

（２）高空風力発電に向けた発電機の検討【司会：】

14:10-14:40　パネルディスカッション

Grougen：　遠藤、大久保、　　fligen：　中台、大渡

（３）高空風力発電に向けた飛翔体の検討【司会：】

14:40-15:00　話題提供：葉山「空中風力発電用カイトの研究（仮題）」

15:00-15:20　パネルディスカッション

・プラットフォーム制御技術・プラットフォーム改善技術・発電要素技術
高橋、赤坂、藤井、中台、遠藤、葉山

（４）高空風力発電に向けた風車の検討【司会：】

15:20-15:50　話題提供：　丸山　「風車用の翼の検討（仮題）」

15:50-16:10パネルディスカッション

コメンテーター　黒崎、中嶋

（５）高空風力発電に向けた飛行制御の検討【司会：】

16:10-16:30　話題提供：赤坂　　「ドローンにつて（仮題）」

（６）航空風力発電のマーケティングリサーチ　【司会：丸山】

16:30-16:50　話題提供：黒崎「小型風車の市場について（仮題）」
ディスカッション、関、

（７）まとめ　【司会：丸山（前田建設）】

16:50-17:20　藤井「空中風力発電研究会と今後の進め方（仮題）」

４．研究成果報告（主なもの）

１）藤井裕矩, 遠藤大希, 草谷大郎，内山賢治、「テザー係留型飛行体の運動に関する基礎研究」、第 49 期日本航空宇宙学会年会講演会、2E05 1C09、平成 30 年 4 月 19-20 日、東京大学。。

２）Hironori A. Fujii, Hiroshi Okubo, Yusuke Maruyama, Tairo Kusagaya, Yasutake Takahashi, Takeshi Akasaka, and Hiroki Endo, “TETHERED HIGH SKY WIND ENERGY GENERATION (HSWG) PROGRESS REPORT IN 2018,” a90570. Grand Renewable Energy 2018 International Conference and Exhibition、2018,June 17 (Sun) –22 (Fri), Pacifico Yokohama, Yokohama, Japan

３）藤井裕矩、赤坂剛史, 大久保博志， 草谷大郎, 丸山勇佑， 中嶋智也, 高橋泰岳, 遠藤大希, 中台章, 菊池雅行「高空風力発電の極地での有効活用手法の研究」、「第15回南極設営シンポジウム」2018年6月4日(月)、国立極地研究所

４）草谷大郎、黒田茂将、冨田匠、藤井裕矩、「一体型オールインフレータブル飛行機モデルの無人展開から飛行まで」、第５回ブイヤント航空講演会、平成３０年7月１６日、東京都立産業技術高等専門学校

５）近藤智行、形川雅文、高橋泰岳、長尾晃一朗、東浦邦弥、「高空風力発電のためのヒステリシス制御によるカイト飛行の検証」第40回風力エネルギー利用シンポジウム、日本風力エネルギー学会、2018年12月4-5日, 科学技術館、千代田区、東京，Ｃ３－2.

６）丸山勇佑、原田恭輔、大久保博志、藤井裕矩、佐藤強、遠藤大希、岩原誠、関和市「直線翼風車を用いた高空風力発電システムの開発―風洞実験とフィールドテスト―」第40回風力エネルギー利用シンポジウム、日本風力エネルギー学会、2018年12月4-5日, 科学技術館、千代田区、東京，Ｃ３－３．

７）大久保博志，畠山凌，小野寺未，佐藤強，藤井裕矩，丸山勇祐、「直線翼風車を用いた高空風力発電システムの開発」日本機械学会関東支部第25期総会・講演会、18E14, 2019年3月18-19日、千葉工業大学.

５．まとめ

再生可能エネルギーにおける風力発電の将来的な手法として、高空の強い恒常的な風力を利用する手法であり、世界的にも先進的な高度なプロジェクトであるため、種々の調査と研究発表と意見交換を行った。また、高空風力発電について研究集会を全体会議として２回開催し、国際会議において成果を公表するとともにプロジェクトの遂行について議論を行った。

謝辞

本研究は、九州大学応用力学研究所の共同利用研究（研究集会）の助成を受けたものである。