

OpenFOAM による風車ウエイクの数値風況解析と気流性状の把握

東京大学生産技術研究所 加藤 千幸
九州大学応用力学研究所 内田 孝紀
東京大学生産技術研究所 鶴沢 憲

要旨

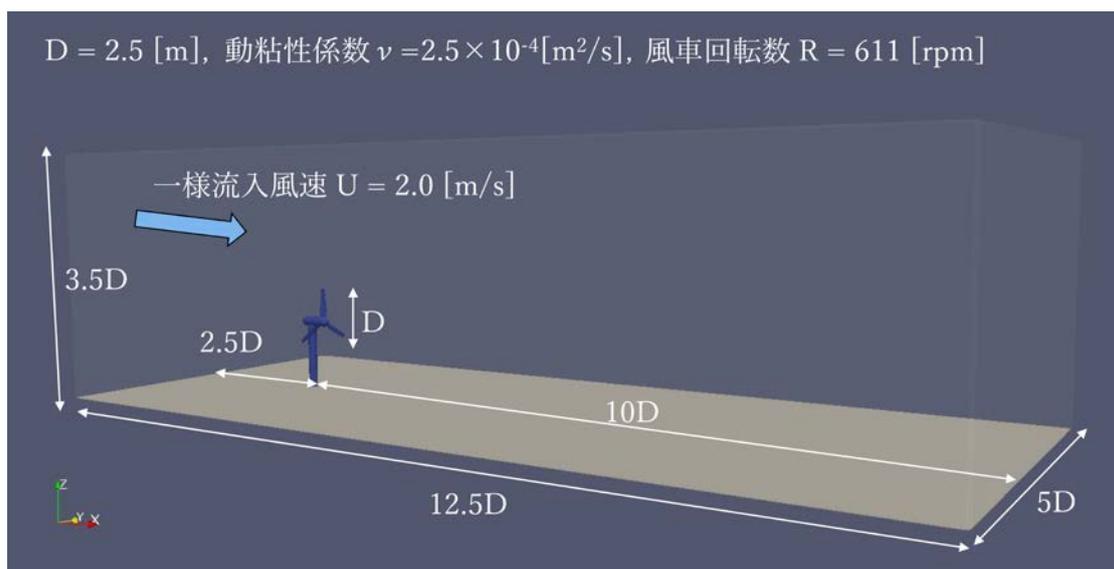
最適周速比で稼動する風車単体を対象に、代表的なオープンソースソフトウェアであるOpenFOAMによる風車ウエイクのシミュレーションを行った。その結果、ブレードの回転を伴う風車ウエイクの長時間積分が数値的に安定して実施できることを確認した。

序論

我が国の自然エネルギー利用を推進するため、2020年代に複数機の洋上ウインドファームの建設計画が予定されており、現在シミュレーションの立場からウインドファームの高効率化を実現するための解析技術の研究開発が進められている[1]。ウインドファームの性能向上には、風車間の干渉によるウインドファーム全体の電力量低下を避けるための高精度のウエイクモデルを開発する必要がある、これまでにアクチュエータディスクやアクチュエータラインなどのモデルに基いた風車ウエイクの気流性状解析結果が報告されている[2,3]。本研究では、高精度のウエイクモデルの開発に資するため、まずは第一歩として、代表的なオープンソースソフトウェアであるOpenFOAM(Open Field Operation And Manipulation)[4]を用いて最適周速比で稼動する風車ウエイクのシミュレーションが可能かどうかの数値的な基礎検証を実施するとともに、定性的なウエイクの気流性状を把握することとした。

方法

ブレードの回転を伴う風車の数値シミュレーションには境界適合座標系を用いた重合格子法が採用されることがあるが、本研究では保存性の精度が高い利点を有するスライディングメッシュ法を採用することとした。計算領域を図1に示す。ロータ直径を $D(=2.5[m])$ とすると、主流(x)方向・スパン(y)方向・地面鉛直(z)方向の大きさはそれぞれ $12.5D$, $5D$, $3.5D$ であり、x-面から一様流入風速 $U(=2.0[m/s])$ を与えた。動粘性係数は $\nu=2.5 \times 10^{-5} [m^2/s]$ であり、 D と U に基づいたレイノルズ数は 2×10^4 である。計算格子は、まず計算領域を x, y, z 方向にそれぞれ 128, 64, 64 分割した基本格子を作成し、ブレード近傍には snappyHexMesh により自動生成した細分化格子を配置した。細分化格子の格子幅は基本格子の格子幅の $1/4$ であり、総格子点数は約 108 万点となる。風車の回転数は $R=611[rpm]$ であり、最適周速比の 4 に設定した。乱流モデルは LES を、SGS モデルは標準スマゴリンスキーモデル(スマゴリンスキー定数:0.1)を用いた。速度と圧力の連成解法には同時緩和手法である SIMPLE(Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations)法の収束性を改善した PISO(Pressure Implicit with Splitting of Operators)アルゴリズムを用いた。線形ソルバは代数的マルチグリッド(GAMG)法、時間方向の離散化は 2 次精度後退差分で最大クーラン数が 0.1 を超えないように時間刻み幅を設定し、空間方向の離散化は流束差比に応じて TV 安定となるように 2 次精度中心差分に 1 次精度風上差分をブレンド(Gauss limited linear 0.05)した。



結果と考察

計算開始直後 ($t=0.2$ [s]) の主流方向瞬時速度ベクトルを図 2 に示す。一般に計算直後はクーラン条件の観点から計算が不安定になりやすいこと知られているが、問題なく計算が実施できることを確認した。

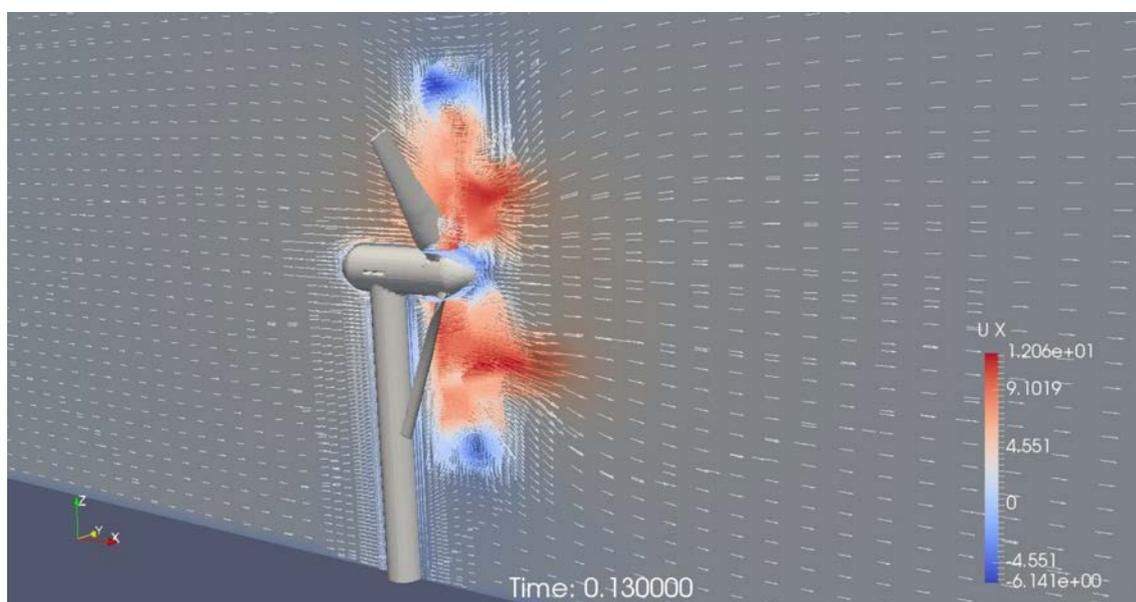


図 3 は (a) $t=1$ [s] および (b) $t=30$ [s] の主流方向瞬時速度成分 (x - z 断面図) を示す。現時点で統計的定常状態に至っていないために定量的な評価は今後の課題だが、 $t=1$ [s] において $x=5D$ 付近で上下方向に分かれた主流は時間とともに中央部に収束することを確認した。同様に、 $t=30$ [s] において $x=7.5D$ 付近で 3 方向に分裂した流れも過渡的な現象であり、現時点までの時間平均を行うことで先行研究 [5] と同様の流れ

場が取得できる見通しを得た。また、全シミュレーション時間において、数値的な不安定性を起こすことなくウエイクの計算が実施できることが確認できた。

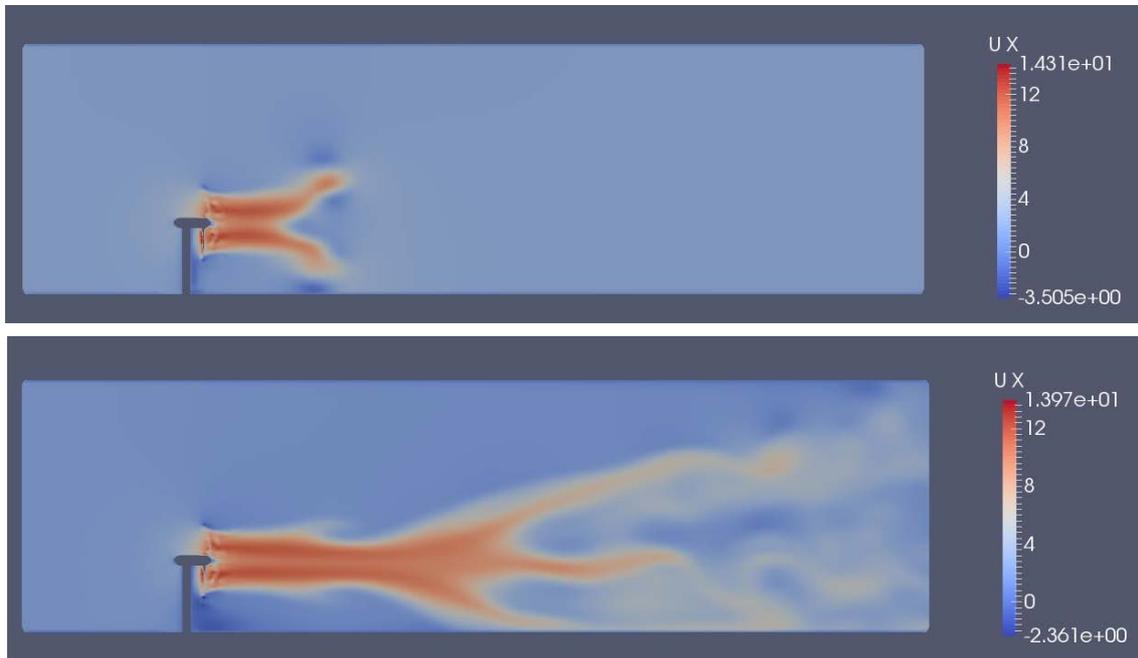


図3 (a) $t=1[s]$ および (b) $t=30[s]$ の主流方向平均速度 ($x-z$ 断面図)

結論

最適周速比で稼動する風車単体を対象に、代表的なオープンソースソフトである OpenFOAM による風車ウエイクのシミュレーションを実施した。その結果、ブレードの回転を伴う風車ウエイクの長時間積分が数値的に安定に実施できることを確認した。今後は、統計的定常状態に至るまで計算を継続し、ロータ直径 D の 10 倍下流の地点における主流方向平均速度欠損量などの定量的評価を実施したいと考える。

論文と学会発表のリスト

特になし

謝辞

本研究は平成 28 年度九州大学共同利用研究の助成を受けたものです。本研究で議論頂いた九州大学応用力学研究所の内田孝紀先生に感謝致します。

- [1] ポスト「京」で重点的に取り組むべき社会的・科学的課題に関するアプリケーション開発・研究開発重点課題⑥「革新的クリーンエネルギーシステムの実用化」サブ課題 C: 洋上風力発電。
- [2] 内田孝紀, 大屋裕二, 杉谷賢一郎, 第 19 回風工学シンポジウム論文集, pp. 187-192, 2006.
- [3] 内田孝紀, 大屋裕二, 第 21 回風工学シンポジウム論文集, pp. 233-238, 2010.
- [4] <http://www.openfoam.com/>
- [5] 内田孝紀, 九州大学応用力学研究所所報第 150 号, pp. 25-33, 2016.

レンズ風車翼のブレーキによる衝撃ひずみ測定

鹿児島工業高等専門学校 機械工学科 小田原 悟

要旨

風車翼にはブレーキ時に回転力と制動力によって曲げ荷重が生ずる。この曲げ荷重によって風車翼根元に圧縮、引張応力が生じき裂が発生する問題の原因を明らかにする。そして、ブレーキの安全性を向上させることを本研究の目的とする。実験方法は風車翼の根元にひずみゲージを貼り付ける。そして、回転している風車翼のひずみの計測を行う。計測結果から風車翼の破損にはブレーキの制動時間が影響していることが明らかになった。制動時間が極端に短いとき、風車翼には引張応力と圧縮応力の両方が作用した。一方、制動時間が長い場合、圧縮応力のみが作用した。引張り応力と圧縮応力が繰り返し作用したときに疲労破壊が生じる。測定に使用している風車翼にもこの作用が適用されると考えられる。そのため、ブレーキは引張り応力と圧縮応力の両方が作用しない制動時間において使用する必要がある。しかし、今回の実験から得られたひずみは疲労限度におけるひずみの大きさを超えていなかった。そのため、き裂発生には圧縮、引張応力以外の要因が影響していることが考えられる。

1. 緒言

2003年に低速域でも発電可能であり、風向の変化に追従できる小型風車として「風レンズ風車」が九州大学の研究グループによって開発された。図1に示すようにこのレンズ風車においてブレーキの影響による疲労き裂が確認された。過去の研究では過回転および風向の急激な変化で風車翼に負荷がかかり破損する事故を受け、風レンズ風車翼の実働ひずみ計測と疲労強度計測が行われている。これによりき裂発生の原因を調査した。しかし、ブレーキ時の風車翼のひずみに関しては計測された例がない。そこで、本研究ではブレーキ時のひずみ計測を行いき裂発生の原因を明らかにし、レンズ風車翼の安全性、信頼性の向上を目指す。九州大学では3kWの風車翼に関して機械式ブレーキを用いた0.2秒で静止する急制動でのひずみの計測が行われた。本校では同出力の3kW風車翼の実験機を準備することは困難であったために1kW風車翼で回転数によって制動力が変化する短絡ブレーキの実験機を製作した。この実験機を用いてひずみ計測を行い、ブレーキ時に大きなひずみ変動が生じることを明らかにする。さらに、得られた計測結果からき裂発生の原因、およびブレーキの安全性を検討する。



Fig. 1 Fatigue crack initiation.

2. 実験方法

図2に示すように九州大学応用力学研究所で3kWの風車翼を用いて実験を行った。回転速度が100rpm, 300rpm, 500rpmの際の反復制動試験であり、ひずみゲージを回転している風車に取り付け、実験的にひずみが測定された。図3に示すようにひずみゲージは風車翼の根元の回転方向側にハブでより強く支えられている内側と蓋に抑えられているだけの外側の2ヶ所に取り付けられた。回転方向に対して平行な面の計測を行っていないのは、垂直な面に生ずるひずみの大きさと比較して1000分の1にも満たない非常に小さい値であったため、ブレーキ時のき裂の発生に影響はないものと仮定したためである。反復制動試験は風車翼にき裂が発生する、もしくは1800回まで行われた。この研究ではブレーキがかかってからの制動時間が0.2秒と非常に短い時間で静止する急制動のブレーキであった。そのため32回と少ない回数でもき裂が発生してしまう風車翼も確認された。

本研究では短絡ブレーキを用いてひずみを実験的に計測する。ひずみゲージの取り付け位置は九州大学の実験との同様の位置に取り付けている。これは風車翼にき裂が発生した部分を基準に貼り付けられている。まずモータの短絡ブレーキのみで静止させる実験機を製作した。モータに回転速度を制御するモータコントローラを接続し、電磁接触機により短絡ブレーキをかける。電磁接触器は電源を入れることでモータとモータコントローラを接続し、電源が切れることで短絡ブレーキをかけることができる単純な実験機である。

しかし、制作した実験機はブレーキ開始から完全に静止するまでに約30sec.を要した。これは本校に設置されている風レンズ風車翼が静止までに要した約4秒と比較にならないものであった。また、計測されるひずみもほとんど確認できなかった。そこでインバータを介することで風車翼の速度を制御し、十分に回転速度が小さくなった時に短絡ブレーキをかけることで、擬似的に強い制動力を有する短絡ブレーキを再現する。図4に使用した実験機の外観を示す。600rpmで回転しているモータを1秒で約10rpmにまで減速させた後にモータによる短絡ブレーキを行うシステムを構築した。しかし、実際に一秒では減速しきれておらず約2秒を減速までに要していた。この操作により実験機の風車翼を約7秒で静止に近づけることができたようになった。また、回転数の制御によって制動時間を変更することも容易となった。



Fig. 2 Experimental equipment of RIAM, Kyusyu- Univ.



Fig. 3 Position of strain gauges.



Fig. 4 Test equipment of NIT, Kagoshima College.

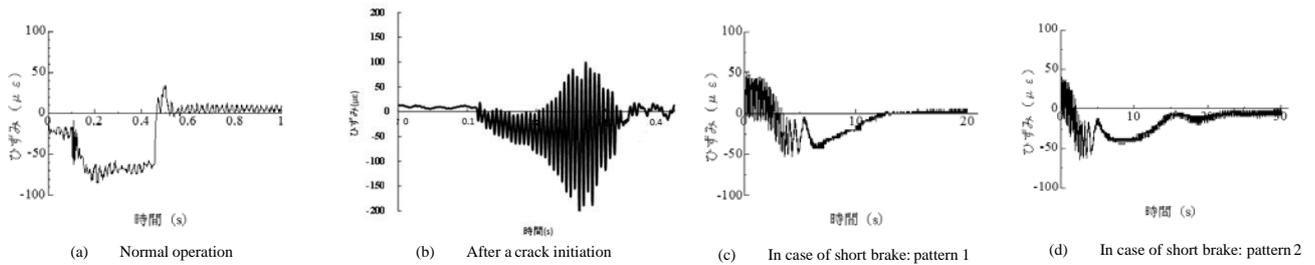


Fig. 5 Wind turbine blade appearance.

3. 実験結果

図5に九州大学の3kWの実験機と鹿児島高専の1kWの実験機の計測結果を示す。図5(a), (b)は九州大学の実験機にて計測されたひずみの計測結果である。(a)はき裂発生前の通常運転時のひずみで、(b)はき裂発生直前の回転のひずみをそれぞれ計測しており、共通点としてはどちらも引張り、圧縮ひずみが生じていることである。また、(b)は引張りひずみが100 $\mu\epsilon$ 、圧縮ひずみが200 $\mu\epsilon$ と通常運転時の約2倍のひずみが生じている。

図5(c), (d)は鹿児島高専の実験機にて測定されたひずみの波形である。ともに圧縮ひずみしか生じておらず、(c)は最大ひずみから直線的にひずみが小さくなっている。最大圧縮ひずみはどちらも70 $\mu\epsilon$ 程度であった。

4. 考察

今回実験に使用した風車はそれぞれ大きさが異なるためひずみ変動の大きさに関して単純比較を行うことはできないが制動時間とひずみの波形の関係について考察する。2つの実験機はブレーキシステムも異なるものを採用している。常に一定の制動力を加え続ける機械式ブレーキ、回転数の大きさによって制動力が変動する短絡式のブレーキである。最大制動力が同じであれば制動時間が短くなるのは機械式ブレーキであり多くの風車のブレーキに用いられている。制動時間が1秒以内と極端に短い場合、制動力を加える時間は一瞬である。従って、実際に短絡ブレーキを用いて一瞬で風車翼を静止させることは困難ではあるが二つのブレーキに差異はなくなる。今回は実験を行い確認することはできなかったものの制動時間が極端に短くなれば1kWの風車翼にも引張り、圧縮ひずみが生じることが予測される。結論としてブレーキ時の風車翼のひずみの波形を決定する大きな要因のひとつは制動時間であると考えた。制動時間が短くなれば引張り、圧縮ひずみが生じることから繰り返し作用すると疲労破壊が起きる可能性が大きくなるため危険である。静止まで圧縮のみが作用する制動時間のブレーキを使用することが安全性を高める方法の一つである。

鹿児島高専で測定された実験機のブレーキによるひずみは図5(c), (d)のグラフのものであるが材料が大きく圧縮されていることは明らかである。そこで回転数、減速時間からひずみの理論値を算出し、測定値と理論値の比較を行うことで風車翼破損の可能性を考察する。

ブレーキ時のモーメントによる曲げ応力 σ_b は次の式で求められる。

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

Z は断面係数[mm³]である。モデル化した寸法を $b=30\text{mm}$, $h=80\text{mm}$ を代入して計算すると $Z=15.7 \times 10^3 \text{mm}^3$ となる。

したがって、曲げ応力 $\sigma_b=0.32\text{MPa}$ であるまたこれによりひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ を求めることができる。

$$\Delta\epsilon = \frac{2\sigma_b}{E}$$

縦弾性係数 $E=70\text{GP}$ とすると、 $\Delta\epsilon=9.14\mu\epsilon$ が求められた。

ここで疲労限度の値に相当するひずみの計算を行う。CFRPの疲労限度を514MPaとすると、疲労限度に相当するひずみ振幅は14.7 $\times 10^3\mu\epsilon$ となる。このひずみの値を超えた時に疲労限度より大きい応力が生じたと判断できるが、今回の測定されたひずみは最大でも190 $\mu\epsilon$ であった。したがって、今回計測に用いたブレーキシステムは安全に使用できる範囲内で作動していたことになる。ただし、今回平均応力は0としたときの疲労限度である。疲労限度は大きめに見積もっていると考えるべきである。計算結果ではブレーキは安全に使用できる範囲で作動していたとされたが、実際には3kWの風車翼を0.2秒で静止するブレーキではき裂が発生している。今回は引張り、圧縮のみに注目し計測を行ったが、き裂発生には風車翼の複雑な形状からねじれが生じている可能性がある。き裂発生に関わる引張り、圧縮応力以外の要因の発見を今後の課題としたい。

5. 結論

現在世界中で注目されている風力発電システムにおいて従来よりも発電効率に優れた風車「風レンズ風車」が開発された。過去に過回転によるブレードの破損事故が発生したことをきっかけに実働ひずみの測定を行い、破損の原因を調査した。本研究ではブレーキによる破損が起きた報告を受けブレーキ時のひずみ測定を行いブレーキの安全性について検討した。次にその結果を述べる。

- (1) テレメータ式無線ひずみゲージを用いて風レンズ風車翼のブレーキ時のひずみ測定に成功した。
- (2) 九州大学で3kWの風車翼の実験機を用いてひずみを測定した。制動時間が0.2秒と極めて短いブレーキの場合引張りひずみが30 $\mu\epsilon$ 、圧縮ひずみ70 $\mu\epsilon$ が生じた。
- (3) 鹿児島高専で1kWの風車翼の実験機を用いてひずみの計測を行った。制動時間が4sec.以上と長い場合静止するまで圧縮のひずみのみが生じた。
- (4) 計測したひずみの波形からひずみ振幅を読み取り、発生するひずみの理論値と比較した。計算結果ではブレーキが安全に使用できる範囲内でひずみは生じていた。
- (5) ブレーキ時にき裂が発生していることから引張り、圧縮以外のき裂発生の要因があると予測された。

垂直軸風車のエネルギーハーベスティングへの応用研究

鳥取大学大学院 工学研究科 機械宇宙工学専攻 原 豊

1. はじめに

本研究では身近に存在するエネルギーから発電を行うエネルギーハーベスティングの1つとして、小形垂直軸風車による発電への応用を様々に検討している。これまで排気ダクトから噴出する流体エネルギーを回収する

「ダクト発電」の有効性を実験と数値解析の両面から示し、翼端形状の出力への影響を数値解析してきた。本年度はそれらの研究結果の取りまとめを実施するとともに、より小さな風車による発電の可能性を示すことを目的として、3Dプリンタで製作したミニチュア風車の小型風洞実験とCFD解析を実施した。

2. 方法

3Dプリンタで製作したミニチュアバタフライ風車を図1に示す。ロータ高さ H は60 mm、ロータ最大直径 D は80 mmである。翼は逆テーパー状であり、赤道部の最大翼弦長は30 mmである。赤道面における翼断面形状は図1に示すようにキヤンバー翼となっている。実験装置模式図を図2に示す。風車モデルの回転軸は床面に対して水平に設置し、微小トルク計に接続した。回転数は可変速モータで段階的に変化させてトルクを計測した。風車モデルは小形射出型風洞の出口から0.5 mの位置に設置し、風速はピトー管で計測した。

本研究ではSTAR-CCM+ ver.11.02 を使用してRANSにより実験風車の3次元数値解析を実施した。乱流モデルにはSST $k-\omega$ を選択し、 $\gamma-Re_{\theta}$ 遷移モデルのオプションを用いた。計算条件は回転数 $N = 1200$ rpm、風速は6 m/sとした(先端周速比: 0.8378)。



図1 ミニチュアバタフライ風車モデル($D = 80$ mm, $d = 30$ mm)

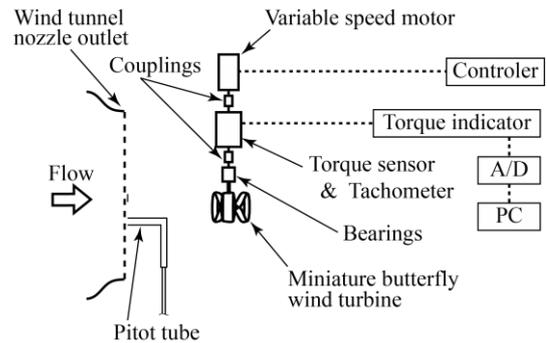


図2 実験装置模式図

3. 主な結果と考察

図3に風速が5.7 m/sの場合の実験で得られた出力特性を示す。回転数が1200 rpmの状態に最大軸出力30.5 mWが得られている。図4は同じ回転数におけるCFD解析の結果であり、 Q 値(速度勾配テンソルの第2不変量)の

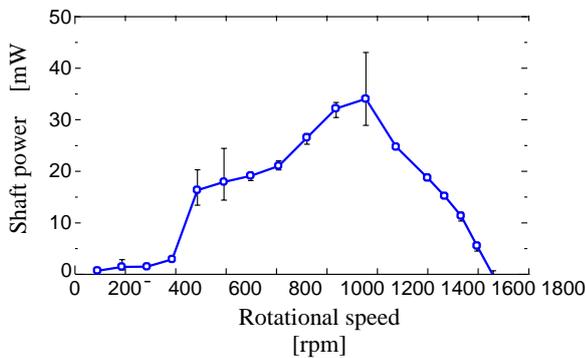


図3 実験風車の出力特性 (5.7 m/s)

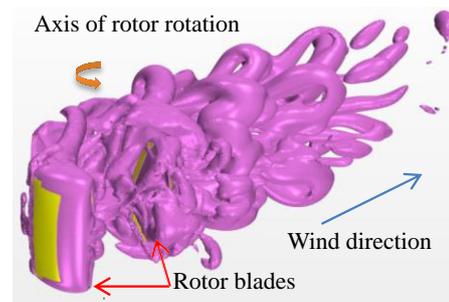


図4 Q 値(2500s^{-2})の等値面(5.5833 回転時)

等値面($Q=2500\text{s}^{-2}$)を示している。CFD解析で得られた出力は21.1mWであり、実験値と数値解析の間でオーダ的に対応一致が得られた。本風車の特色に合う発電効率の向上、例えば効率50%のミニチュア発電機が開発されるならば、風速6 m/sにおいて発電効率：約2.4%（発電電力：約15 mW）が期待される。

【研究組織】

原 豊	代表者	鳥取大学大学院	准教授	男	52 歳
川 西 誠	協力者	鳥取大学大学院	修士2 年	男	26 歳
山中勇弥	協力者	鳥取大学・工学部	学部4 年	男	23 歳
山 本 柊	協力者	鳥取大学・工学部	学部4 年	男	22 歳
住 隆 博	協力者	佐賀大学大学院	准教授	男	43 歳
吉田茂雄	所内世話人	九州大学応用力学研究所	教授	男	50 歳

【成果報告】

- (1) 原 豊, 高垣 雄大, 住 隆博, 吉田 茂雄, 垂直軸風車によるダクト排気流体エネルギー回収に関する2次元数値解析, 日本機械学会 2016 年度年次大会, J0550205, 2016.9.11-14, 九州大学.
- (2) Makoto Kawanishi, Yutaka Hara, Katsuhiko Takagaki, Takahiro Hara, Kazuya Hori, Shigeo Yoshida, Effects of Relative Rotor Location to Duct Exit on Energy Recovery from Duct-Exhaust Flow Using a Butterfly Wind Turbine, The 6th Joint Symposium on Mechanical and Materials Engineering (JSMME 2016), B3-5, 2016. 9. 24-27, 鳥取大学.
- (3) Makoto Kawanishi, Yutaka Hara, Katsuhiko Takagaki, Takahiro Hara, Kazuya Hori, Shigeo Yoshida, EXPERIMENTAL STUDY ON THE EFFECTS OF RELATIVE ROTOR LOCATION TO DUCT EXIT ON ENERGY RECOVERY FROM DUCT-EXHAUST FLOW USING A BUTTERFLY WIND TURBINE, The 15th World Wind Energy Conference and Exhibition (WWEC2016 TOKYO), D-4-4, 2016.10.31-11.2, 東京大学.
- (4) Yutaka Hara, Yuuki Furukawa, Takahiro Sumi, Hiromichi Akimoto, Shigeo Yoshida, NUMERICAL ANALYSIS OF FLOW FIELD AROUND AN ENDPLATE OF STRAIGHT-BLADE VERTICAL AXIS WIND TURBINE, The 15th World Wind Energy Conference and Exhibition (WWEC2016 TOKYO), D-5-2, 2016.10.31-11.2, 東京大学.
- (5) 原 豊, 堀 和也, 川西 誠, 山中勇弥, 山本 柊, 吉田茂雄, エネルギーハーベストへの応用を目指したミニチュア風車の研究, 日本機械学会 第94 期流体工学部門講演会, Paper_No. 621, 2016.11.12-13, 山口大学.
- (6) 原 豊, 川西 誠, 山中勇弥, 山本 柊, 堀 和也, 吉田茂雄, ミニチュアバタフライ風車のトルク計測とCFD解析, 第38 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 482-485, 2016.11.30-12.1, 科学技術館(東京).
- (7) Y. Hara, K. Hori, M. Kawanishi, Y. Yamanaka, S. Yamamoto, S. Yoshida, POTENTIAL OF MINIATURE BUTTERFLY WIND TURBINE FOR APPLICATION TO ENERGY HARVESTING, International Symposium on Micro-Nano Science and Technology 2016, SuP1-A-2, 2016.12.16-18, 東京大学.
- (8) Yutaka Hara, Shohei Kogo, Katsuhiko Takagaki, Makoto Kawanishi, Takahiro Sumi, Shigeo Yoshida, Experimental and Numerical Studies on the Possibility of Duct Flow Low-power Generation Using a Butterfly Wind Turbine International Journal of Fluid Machinery and Systems, Vol. 10, No. 1, pp.19-29, 2017.01. [査読有].

八代海の潮流場に及ぼす長島海峡での潮流エネルギー抽出の影響について

鹿児島大学理工学研究科（工学系） 山城 徹

1. はじめに

鹿児島県は長島海峡と黒之瀬戸（図-1）を潮流エネルギーの実証フィールドに提案し、2015年7月には利用者の確定が確認された時点で実証フィールドに選定することが決まった。一方、これらの海峡、瀬戸の背後には八代海が存在し、昔から鹿児島県、熊本県のノリやブリの養殖漁業の拠点となっている。したがって、長島海峡や黒之瀬戸での潮流発電装置の設置が八代海の流況に与える影響を評価しておくことは重要である。本研究は、長島海峡や黒之瀬戸に複数の発電装置を設置したときの抽出可能なエネルギーと周囲の潮位、潮流への影響を明らかにすることを目的とする。

2. 数値計算と現場観測

本研究は、八代海、有明海を含む図-2 に示す海域を計算領域とし、数値実験は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 Finite Volume Coastal Ocean Model (FVCOM) (Chen et al., 2006年) で実施した。長島海峡以外の領域については、日本水路協会が出版した水深データを、長島海峡については本研究で測定したデータを利用した。メッシュ幅は最大6km、最小180m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。また、発電装置の設置による潮流場への影響については、Yang et al. (2013年) によって提案された外力項をモデルの運動方程式に加えることとした。

長島海峡に最も近い阿久根における潮位変動の観測結果と計算結果の相関を図-3 に示す。計算結果は観測結果と強い正の相関関係（相関係数：0.99）を示し、観測結果を良く再現できていると言える。長島海峡の潮流については、大潮期下げ潮時に海峡で最も幅の狭い赤島付近で、東シナ海に向かう流速2m/s以上の強い流れが鹿児島県によって観測されており（図-4）、このような流速分布は数値計算でも定性的には再現されている。図示はしないが、大潮期上げ潮時においても赤島付近で分布する強流域を再現できている。図-5 は、鹿児島県が長島海峡と黒之瀬戸で実施した15昼夜以上の定点連続観測で得られた流速散布図（赤丸）に、同

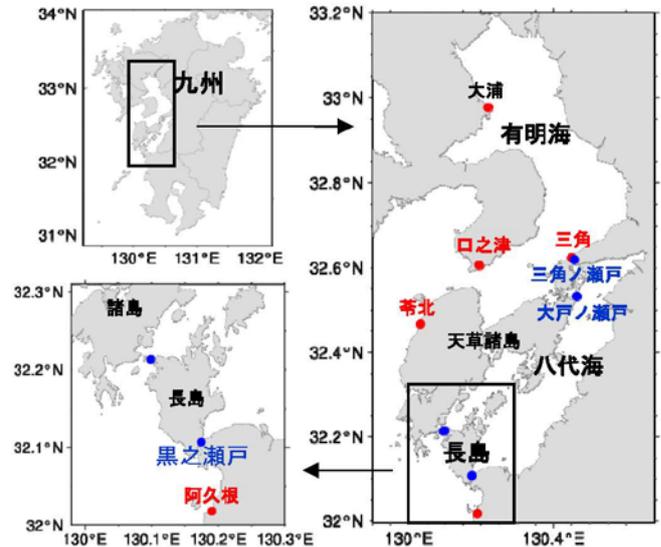


図-1 長島海峡、黒之瀬戸と検潮所（赤丸）、測流点（青丸）の位置

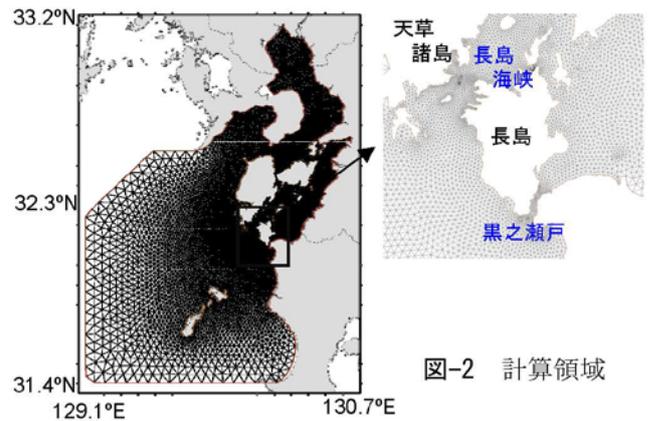


図-2 計算領域

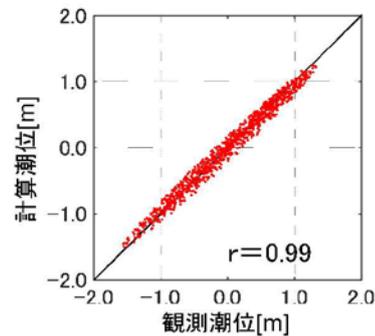


図-3 阿久根の観測潮位と計算潮位の相関

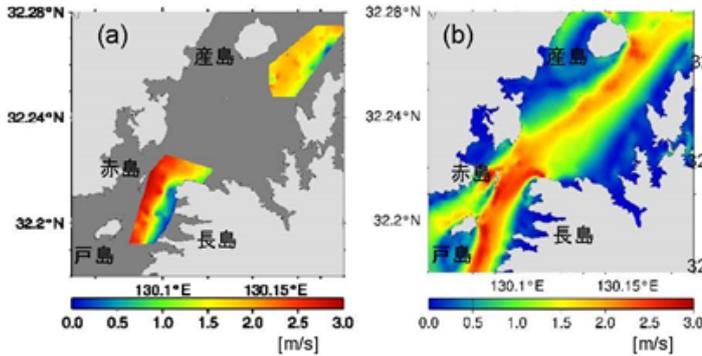


図-4 長島海峡の大潮期下げ潮時における観測流速 (a) と計算流速 (b) の水平分布

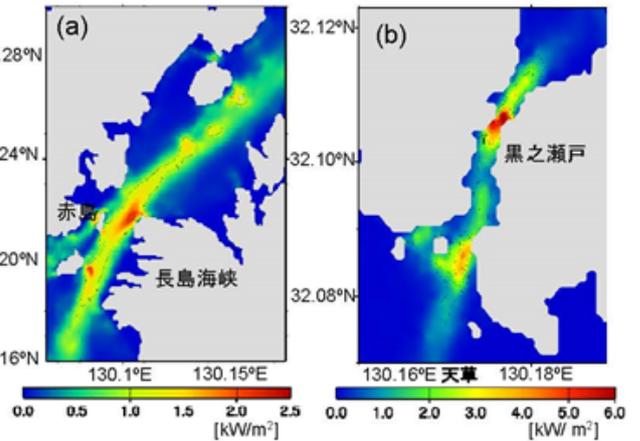


図-6 長島海峡(a)と黒之瀬戸(b)における15昼夜平均潮流パワーポテンシャル

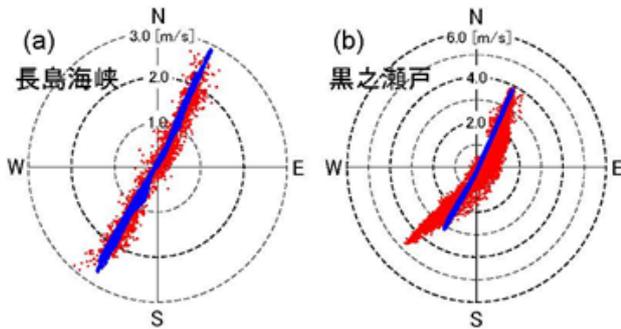


図-5 長島海峡(a)と黒之瀬戸(b)における観測流速(赤丸)と計算流速(青丸)の散布図

時期の数値計算の流速散布図(青丸)を重ねたものである。長島海峡については、上げ潮、下げ潮共に流向、流速の分布が良く一致し、再現性の高いことが示されている。黒之瀬戸については、上げ潮では流速、流向とも概ね一致しているが、下げ潮時では計算流速が最大で1.5m/sほど過小に見積もられ、流向が南に若干ずれている結果となった。図示はしないが、三角ノ瀬戸と大戸ノ瀬戸については再現性があまり良くなく、使用した海岸・海底地形データだけでは測流点近傍の複雑な地形を十分に反映できなかったかもしれない。

3. 発電装置を設置した場合の抽出可能エネルギーと周辺の潮汐、潮流への影響

黒之瀬戸では下げ潮時の再現性は必ずしも良くない

が、長島海峡と黒之瀬戸4m深の15昼夜平均を求めると(図-6)、長島海峡では赤島と長島との間で2.0kW/m²、黒之瀬戸では6.0kW/m²のパワーポテンシャルがあることが分かった。さらに、ポテンシャルの高い場所(図-7の黒丸)に直径18mのブレードを有する発電装置20機を設置すると、長島海峡では日平均して447MW、黒之瀬戸では540MWのエネルギーポテンシャルを抽出できることが示唆された。発電装置を20機設置した場合でも、潮位への影響はほとんど確認されなかったが、潮流については、長島海峡、黒之瀬戸とも、その周辺に流速低下がはっきりと確認され(図-7)、長島海峡では最大で10cm/s、黒之瀬戸では最大で15cm/sの流速減少が発電装置の下流域に発生することが示唆された。

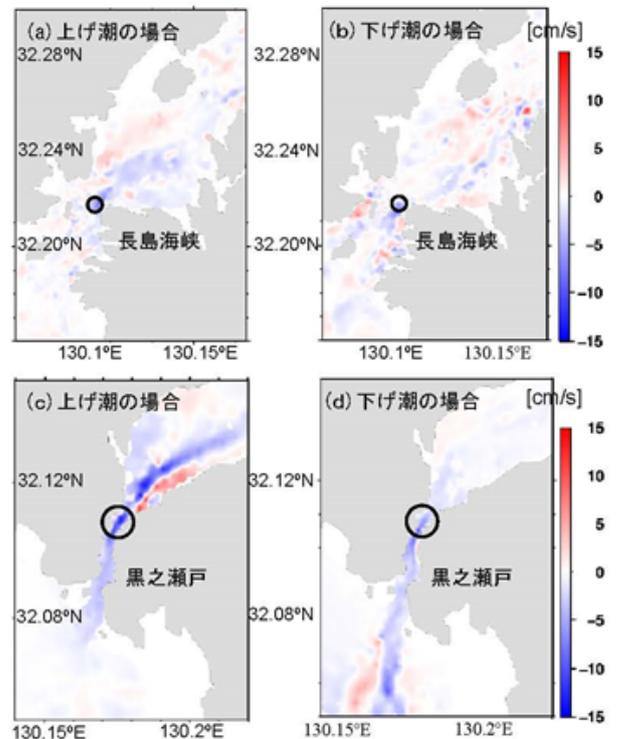


図-7 長島海峡 [(a), (b)] と黒之瀬戸 [(c), (d)] において、20機の発電装置を設置したときの絶対流速値から発電装置を設置していないときの流速値を引いた残差の水平分布

研究組織 研究代表者 鹿児島大学/山城 徹(男, 59歳)

研究協力者 鹿児島大学/小牧弘幸(男, 26歳) 堀田正資(男, 24歳), 九州大学/胡 長洪

洋上発電機器開発のための材料強度評価

琉球大学工学部 真壁 朝敏

1 緒言 自然エネルギーによる発電手法が確立され、大型の発電設備が設置されることが望まれる。海洋の面積が広い我が国においては、洋上発電の展開についても検討する必要があると思われる。また、近年、沖縄トラフに海底資源が存在することが分かり、金属鉱物の発生源であるチムニーが発見されている。そのような背景から海洋に関連した新産業の発掘の可能性があり、洋上での電力供給も関連産業として展開すれば幸いに思うが、洋上の発電システムにおいては、潮風と塩水のしぶき等による材料の腐食の問題を解決する必要がある。そのようなことに関連し、本研究室でも海洋で使用される材料の腐食の問題を基礎的な観点から検討している。まず、腐食の機構に関することを検討するため、炭素鋼を用いた検討を行っている。本報においては3%食塩水を噴霧した場合の炭素鋼の腐食について検討した結果を報告する。腐食の進行には溶存酸素の問題や乾燥・湿潤環境の影響等¹⁾を検討する必要がある。本研究では腐食の促進と疲労寿命の観点から検討し、塩水を間欠的に噴霧した場合の効果について検討した。また、基本的な観点から平滑試験片の寿命低下の傾向とスリット試験片におけるき裂進展挙動に関して実験を行っている。

2 素材および実験方法 用いた材料は炭素鋼 S35C である。素材を 830℃で1時間焼きなまし試験片を製作し表面仕上げを行った。その後、600℃で1時間真空焼きなましを行っている。実験は引張圧縮方式で、応力比 R は-1 と 0 に設定した。それらの定性的な結果はほぼ同じであったので、本報告では $R=-1$ の場合の結果を示す。周波数は腐食環境下では 3~5Hz、大気環境下では 10Hz とした。腐食環境下の実験においては、試験片の試験部のみを腐食させるためのチャンバーを用いて、試験機が腐食で損傷しないように工夫した。塩水噴霧はある一定応力繰返し毎に行うことを基本とし、試験片に布を巻きつけて噴霧した場合や一定期間の中断後に腐食疲労試験を再開する等の条件で行っている。Fig. 1 に試験片形状の例を示す。各タイプで試験部と試験片端部の形状は同じであるが、腐食疲労試験のためにチャンバーを用いる場合は、試験片の長さが 260mm であり、それを用いない大気中での試験片の場合が 140mm である。丸棒試験片では平滑と小穴を加工した場合の実験を行った。平板部を有する試験片は両端にスリットを加工している。塩水噴霧は霧吹きを利用して、手動で約 35mm 離れた位置から試験片に噴霧している。噴霧量は片面あたり約 2cc / 回である。なお、室温はほぼ 25℃に調整して実験を行っている。

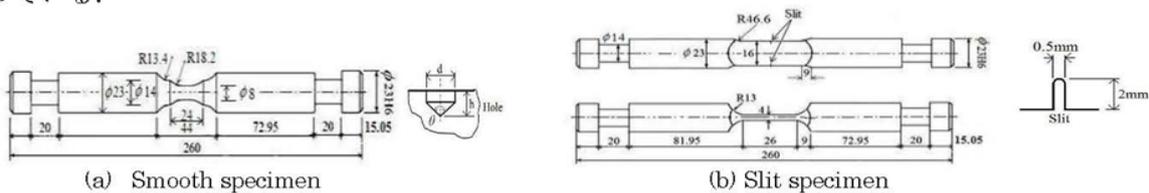


Fig. 1 Geometry of the specimen (mm)

3 実験結果および考察 まず、基本的な疲労寿命の低下傾向について説明する。間欠腐食による基本的な疲労寿命の低下について考察するため、丸棒試験片 (Fig.1(a)) を用いて得られた $S-N$ 曲線を Fig. 2 に示す。平滑試験片および小穴を加工した試験片 (穴径 d 、穴深さ h) において、当然の結果であるが、腐食によって寿命が低下する。そして、平滑試験において、応力振幅 199MPa の場合の本実

験での塩水噴霧の条件は寿命の低下にほとんど影響せず、3000 回毎の応力繰返し後の噴霧の場合も約 1 週間の実験停止による乾燥期間をおいた場合も結果はほぼ同じであった。また、小穴を加工した場合、大気環境下では、穴の寸法が大きくなると寿命が低下するが、腐食環境下においては本実験範囲という条件下では、平滑試験片と小穴を加工した試験片の寿命に大きな差は見られない。つまり、本実験条件の範囲内では応力集中の差は腐食の作用にほとんど関係しない結果になっている。また、観察した破面では試験片表面の腐食が激しく、内部での腐食損傷は大きくなかった。この結果から、本実験条件では表面の腐食が破断寿命に大きな影響を及ぼしていると考察される。

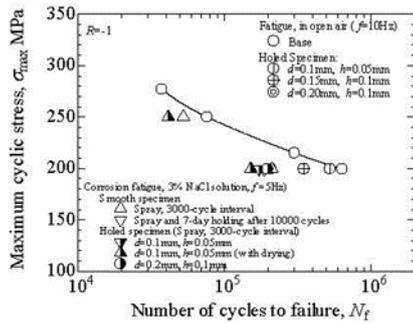


Fig. 2 $S-N$ curves of smooth specimens

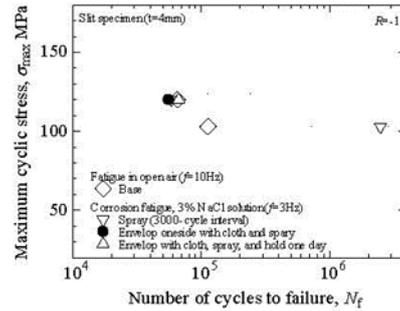
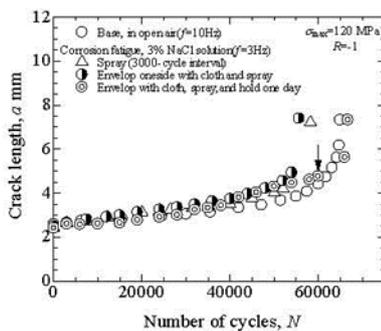
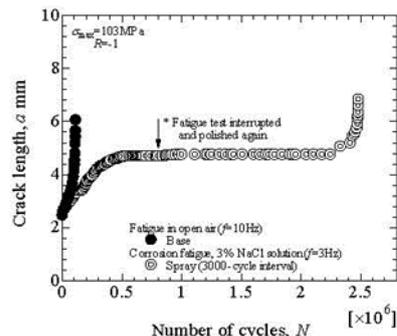


Fig. 3 $S-N$ curves of slit specimens

長いき裂の進展傾向について平板試験片(Fig.1(b))を用いて検討した。き裂長さの計測を行う際、腐食によってき裂先端が確認できなくなることから、試験片の片面のみを腐食させ、他の面はセロハンテープを貼り表面を保護して実験を行った。つまり、本実験ではき裂の観察し易い片面からのき裂長さの測定を行っている。Fig. 3 はスリット試験片の応力振幅と破断寿命の関係である。Fig. 4 はき裂進展曲線である。き裂長さはスリット両側の長さの平均値 a を示している（その長さはスリットの長さを含んでいる）。



(a) $\sigma_{max} = 120$ MPa



(b) $\sigma_{max} = 103$ MPa.

Fig.4 Crack growth curve of corrosion specimen

Fig. 4(a) は、応力振幅が 120MPa の場合の結果である。全体的傾向としては、大気環境下と腐食環境下でのき裂進展曲線（破断寿命）に大きな差はないように見える。表面での腐食が最も激しい、布（ガーゼ）を試験片に巻きつけて腐食させた場合には、途中のき裂進展速度が他の場合に比べて遅くなった（矢印の位置で表面の酸化部分を削り取っている）。この場合、最終的には不安定的にき裂が進展して、腐食なしの場合とほぼ同じ破断寿命となった。Fig. 4 (b) では、応力振幅が低い(103MPa)ので、腐食さ

れる時間が長いという条件になる。Fig. 3 から分かるように、その応力振幅の場合、間欠的に塩水を噴霧した場合の破断寿命が大気中の場合よりも長くなることが明瞭である。Fig. 4 (b) に示したき裂進展曲線から分かるように、ある腐食時間の経過後にき裂進展がほぼ停止するような状態になっている。矢印の時点で実験を中断し表面の腐食部分を削り取ったが、それは実験結果にほとんど影響を及ぼしていない。試験片の破断直前には、スリット先端から黒っぽい粉が噴出し流れ出たが、それはき裂の不安定進展によって錆部が剥離したものである。

Fig.5 は腐食疲労試験において、試験片表面の状態が変化していく状況を観察したものである。テープを貼り付け表面を保護した部分を観察している。Fig.5 から時間の経過によって徐々にき裂面が腐食されていくことがわかる。

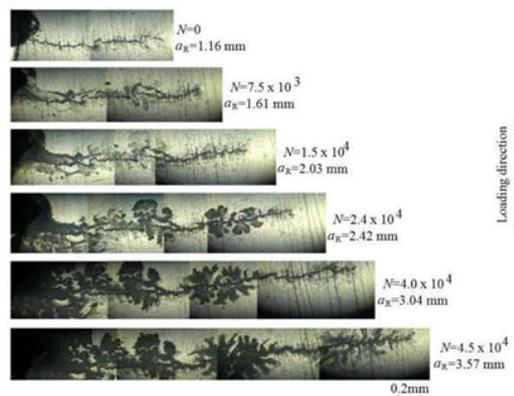


Fig. 5 Example of observation of crack growth
($\sigma_{max}=120\text{MPa}$, a_{cr} = length from slit bottom to crack tip)

Fig. 6 は、Fig.4(b)の矢印の時点で試験を中断し試験片表面を観察したものである。Fig.6(a)は試験中断直後の表面状態であり、腐食が激しいことが分かる。Fig.6(b)は試験中断後に試験片の表面を研磨した際の状態である。この表面状態から、酸化物の生成がき裂先端の開閉口挙動に影響したことが分かる。そして、き裂閉口挙動によって、き裂進展が一時的に遅延したことが考察される。平滑試験片において、応力振幅が高い場合に腐食環境下の実験の方が大気中の場合よりも寿命が長い場合がある。その場合においても、すべり帯での酸化物の形成がすべり挙動を妨げてき裂の発生を遅らせるという可能性もある。今後、き裂発生とピット発生を比較し、そのことを検討する予定である

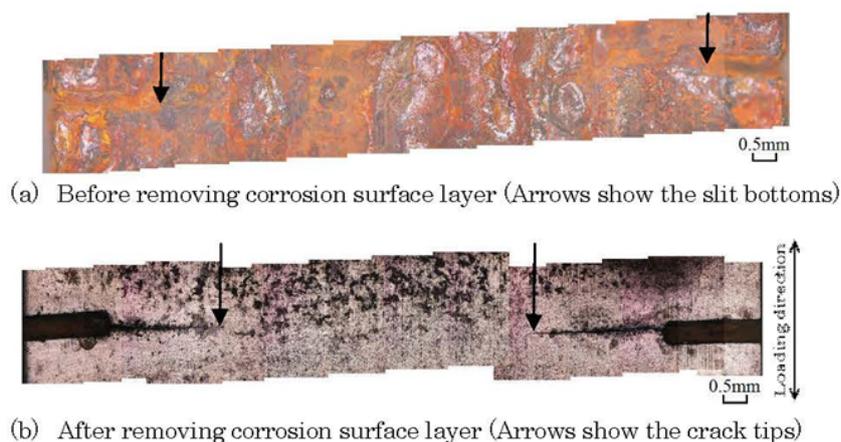


Fig.6 Observation of corrosion surface in the case of slit specimen

4 結言 本研究においては、間欠腐食作用を受ける炭素鋼の疲労特性の例について検討した。特に、スリットを加工した試験片での長いき裂の進展について検討しており、腐食生成物がき裂先端に蓄積する場合はき裂進展が遅延する場合があることを示した。

参考文献 1) P. P. Milella, Fatigue and Corrosion in Metals, 2012, Springer, New York.

EFFECT OF NaCl SOLUTION SPRAYING ON FATIGUE LIVES OF SMOOTH AND SLIT SPECIMENS OF 0.37% CARBON STEEL

CHOBIN MAKABE^{*,§}, MD. SHAFIUL FERDOUS^{†,¶},
AKIMICHI SHIMABUKURO^{†,||} and ANGGIT MURDANI^{‡,**}

**Department of Mechanical Systems Engineering, Faculty of Engineering,
University of the Ryukyus, 1 Senbaru, Nishihara, Nakagami-gun,
Okinawa 903-0213, Japan*

*†Visiting Researcher at Faculty of Engineering, University of the Ryukyus,
1 Senbaru, Nishihara, Nakagami-gun, Okinawa 903-0213, Japan*

*‡Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering,
Politeknik Negeri Malang, Malang 65141, Indonesia*

§makabe@tec.u-ryukyu.ac.jp

¶munazeer_218@yahoo.com

||akimichi@neo.ie.u-ryukyu.ac.jp

***anggitmurdani@yahoo.com*

Received 11 February 2016

Revised 18 May 2016

Accepted 26 May 2016

Published 5 July 2016

The fatigue crack initiation life and growth rate are affected by experimental conditions. A corrosive environment can be created in a laboratory by means of dropping salt water onto the specimen surface, spraying chloride mist into the experimental chamber, etc. In the case of smooth specimens of some metals, fatigue life is shortened and the fatigue limit disappears under such corrosive experimental conditions. In this study, the effects of intermittent spraying of 3% NaCl solution-mist on corrosion fatigue behavior were investigated. The material used was 0.37% carbon steel. This is called JIS S35C in Japan. Spraying of 3% NaCl solution-mist attacked the surface layer of the specimen. It is well known that the pitting, oxidation–reduction reaction, etc. affect the fatigue strength of metals in a corrosive environment. We carried out corrosion fatigue tests with smooth specimens, holed specimens and slit specimens. Then the effects of such specimen geometry on the fatigue strength were investigated when the NaCl solution-mist was sprayed onto the specimen surface. In the case of lower stress amplitude application in slit specimens, the fatigue life in a corrosive atmosphere was longer than that in the open air. It is discussed that the behavior is related to the crack closure which happens when the oxide builds up and clogs the crack or slit.

Keywords: Corrosion fatigue; smooth specimen; holed specimen; slit specimen; 3% NaCl solution.

1. Introduction

When constant stress amplitudes are applied to smooth specimens of steel, the fatigue limit can be

obtained in the natural atmospheric conditions or in the open air. For example, this behavior is summarized in books by Murakami,¹ McEvily,² Nishida,³

Milella,⁴ etc. Usually, the fatigue limit is defined by the maximum stress level in which the specimen does not break even after 10^7 times of stress repetition. However, the fatigue limit becomes unclear or disappears when constant stress amplitudes are applied in a corrosive environment.^{5,6} The number of cycles and time of applied stress are related to the accumulation of fatigue damage. Such corrosive damage can be somewhat detected in paint, electric protection and so on,⁷ because corrosive damage is surface behavior which includes cracked surface. In a corrosive environment, the initiation of fatigue cracks is affected by the growth of corrosion pits.^{8–13} The crack growth behavior is affected by the oxidization conditions of the metal used. The behavior of oxide induced crack closure was examined by Endo *et al.*¹⁴ and Ritchie *et al.*¹⁵ Also, it is explained by Staehle¹⁶ and Kawagoishi *et al.*¹⁷ that the behavior of hydrogen is important to understand corrosion damage.

In the present study, the effect of spraying NaCl solution-mist (salt water-mist) on the fatigue lives of smooth specimens, and slit specimens was investigated. Also, a holed specimen was used to compare its experimental results with that of smooth specimen. To investigate the effect of a corrosive atmosphere on the fatigue behavior of a structural material, 0.37% carbon steel was chosen for testing material. That material has been widely used for machine elements and structures in Japan. For the limitation of experimental conditions, continuous spraying was not done but intermittent spraying was performed. The period of spraying would affect the fatigue life of the specimen. However, from the view point of the basic study of corrosion fatigue, the spraying interval was fixed with definite cycles, and the effects of the spraying on the fatigue life and crack growth were discussed. Especially, the crack growth behavior is discussed in this paper. The fatigue life of a slit specimen in a corrosive environment was longer than in the open air. This is related to the crack growth rate. Environmental conditions are expected to affect the crack opening and oxidization behavior in a specimen with a cracked surface.

2. Material and Experimental Procedure

The material used for the specimens was a round bar of 0.37% carbon steel. Pieces of bar were annealed at

870°C for 1 h. and then machined on a lathe and a milling machine. The chemical composition and mechanical properties of the material are shown in Tables 1 and 2, respectively. The material used was supplied by Sumikura Steel Co. Ltd. in Japan. The data of mechanical properties were obtained by tensile test after annealing. The geometries and sizes of specimens are shown in Fig. 1. The length of the specimen in the case of testing in the open air was 140 mm, and that in the case of testing in corrosive conditions was 260 mm.

Figure 1(a) is the geometry of a smooth or holed specimen. Figure 1(b) is that of a slit specimen, and it is shown that the slits were cut at both edges of the plate test section. After drilling a hole or cutting the slit, the specimen surface was polished again. Then, the specimen was annealed at 600°C in an electric vacuum furnace.

The mist of 3% NaCl solution was sprayed onto the specimen surface at every 3000 cycles in most cases of corrosion fatigue tests. Two cc of the mist (3% NaCl solution) were sprayed at a time. A chamber as shown in Fig. 2 was used to protect the testing machine from corrosion. Push–pull tests were performed with stress ratios (minimum cyclic stress/maximum cyclic stress) R was -1 and 0 . The frequency of testing was 10 Hz in the case of an open air fatigue test and 3–5 Hz in the case of corrosion fatigue test. In corrosive conditions, the fatigue life is affected by the frequency. When the frequency is lower, the effect of corrosive conditions on fatigue life is severer. So, we chose 3–5 Hz in the cases of testing with NaCl solution. On the other hand, the fatigue life is hardly

Table 1. Chemical composition (wt.%).

C	Si	Mn	P	S	Fe
0.37	0.17	0.7	0.019	0.016	Bal.

Table 2. Mechanical properties of the material (σ_S : Yield stress, σ_B : Tensile strength, σ_T : True fracture stress, φ : Reduction of area).

Yield strength σ_S (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	True fracture stress σ_T (MPa)	Reduction of area φ (%)
292	493	975	62

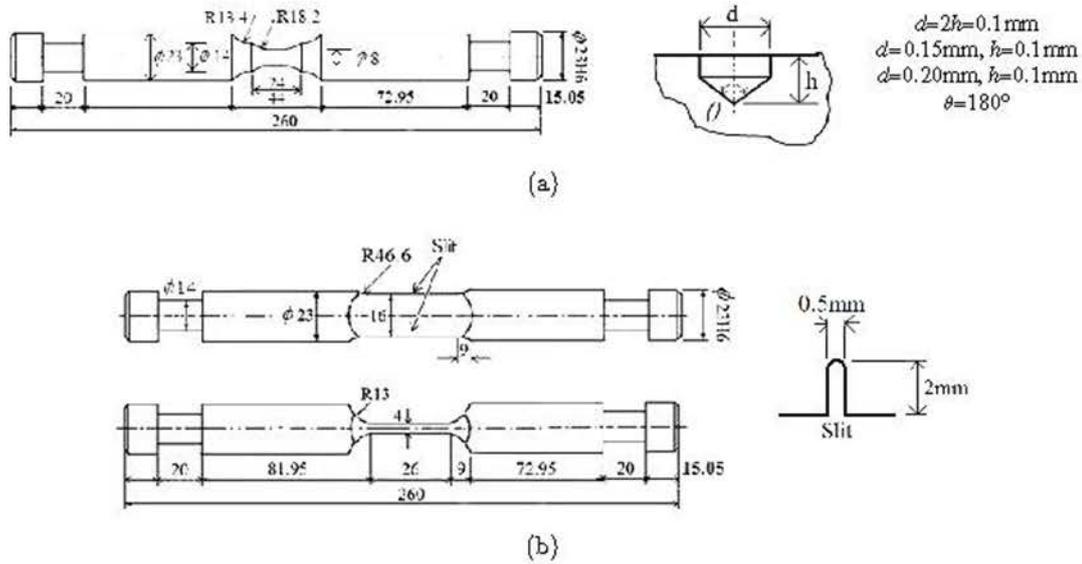


Fig. 1. Geometry of the specimens: (a) Specimen with test section of hour-glass type and (b) slit specimen with test section of plate type (thickness = 4 mm).

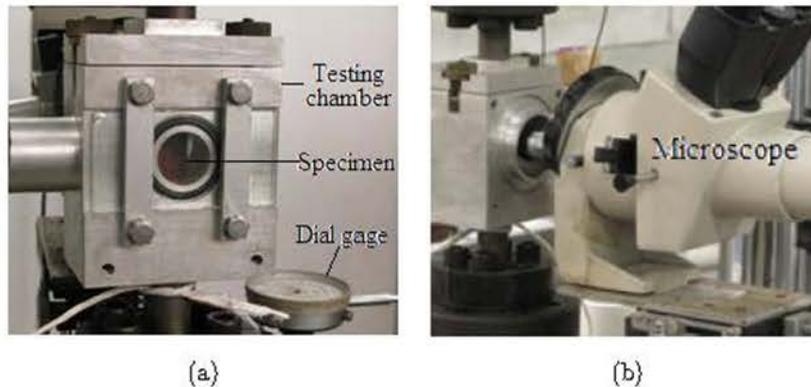


Fig. 2. Testing apparatus: (a) A chamber to protect the machine from corrosion and (b) a microscope for measurement of the crack length.

affected by the frequency in the cases of testing with open air. So, 10 Hz was chosen in the cases of testing with open air to get the data faster. Now, testing was performed by using an electrohydraulic servo-type material testing machine which was made by Shimadzu Co. Ltd. in Japan. The capacity of applied load in this testing machine is 49 kN.

Detailed observation of the crack growth was performed in the case of slit specimens. The initial cracks were introduced in the slit bottoms and cellophane tape was taped to one face of the plate section of the specimen to observe the crack growth. Thus, the corrosion was prevented at that face and spraying was carried out only on the opposite side of that face.

3. Experimental Results and Discussion

3.1. In the cases of smooth and holed specimens

Figure 3 shows the S N curves or the relationships between maximum cyclic stress σ_{max} and number of cycles to failure N_f in the cases of smooth specimens and holed specimens. The hole diameters d were 0.1 mm and 0.2 mm and hole depths h were 0.1 mm and 0.05 mm, respectively. The fatigue tests were performed with $R = -1$. Table 3 shows the relationship between experimental conditions and fatigue life.

In the cases of open air fatigue tests or ordinary fatigue tests, the fatigue life of a holed specimen with $d = 0.1$ mm and $h = 0.05$ mm was shortened

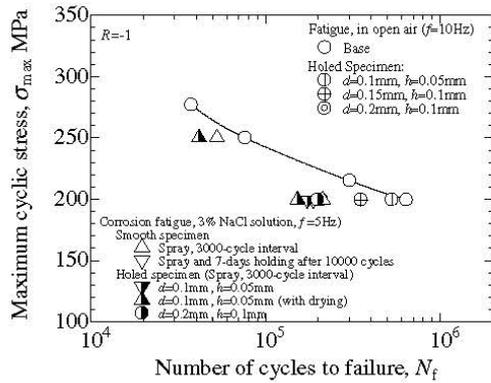


Fig. 3. $S-N$ curve of smooth specimens.

compared to that of a smooth specimen. Because of small stress concentration at hole edges, there was small difference between either fatigue lives as shown by symbol * in Table 3. Also, in the cases of corrosion fatigue tests, the fatigue lives of smooth specimens and holed specimens were almost the same. Also, the small effect of the spraying manner on fatigue life was confirmed. In some specimens, after the corrosion fatigue test was stopped for one week at a definite number of stress applications, that test was restarted. In that case, the fatigue life was almost the same as for the nonstopped corrosion fatigue tests. In those cases, the spraying was carried out after every 3000 cycle stress application. Therefore, the effect of stopping the test on fatigue life of the smooth specimen was small in the present corrosion fatigue tests. In the case of the corrosion fatigue test of a holed specimen, the effect of drying conditions on fatigue life was examined. After spraying, hot dry air was blown onto the holed section. The effect of this on

fatigue life was very small. Therefore, the tendencies of fatigue lives for both the smooth specimen and holed specimen with $d = 0.1$ mm and $h = 0.05$ mm are almost the same in the present study.

In the case of smooth specimens, when the specimen surface was attacked under a corrosive atmosphere, the cracks initiated from the corrosion pits from the surface and fatigue life became shorter. That behavior is important to understand that the fatigue life in a corrosive atmosphere is shorter than that in the open air. Also, it is expected that the fatigue lives of smooth specimens and holed specimens were affected by the initiation stage of a crack from the corrosion pit or hole. Thus, the tendency of corrosion fatigue in the present study in the cases of smooth specimens shows the crack initiation behavior from the surface defect (pit) is important for evaluation of fatigue life, and the stress concentration at the defect in the case of smooth specimens is related to the crack initiation as well as in holed specimens. Also, it is expected that the crack growth behavior of small cracks in a corrosive atmosphere¹⁸⁻²⁰ is important to evaluate the fatigue life. It is shown that the material used in the present study behaves normally in the corrosion fatigue conditions, that is, the fatigue life of a smooth specimen in the present carbon steel is strongly related to the pit initiation and the surface crack growth behavior.

Figure 4 shows examples of the fracture surface. From the view from inclined direction on the right side of Figs. 4(a) and 4(b), it is understood that the surface area was damaged by corrosion, but the inside area was not so much damaged by corrosion. It shows that the fatigue lives of those were determined by

Table 3. Testing result in the case of Fig. 3.

Fatigue in open air		Corrosion fatigue, 3% NaCl solution			
Symbol in Fig. 3	σ_{max} , MPa	N_f	Symbol in Fig. 3	σ_{max} , MPa	N_f
BS	○	277	S	△	2.1×10^5
BS	○	250	S	△	5.2×10^4
BS	○	215	S	▽	1.8×10^5
BS	○	200*	H	▽	1.7×10^5
H	⊕	200*	H	▲	1.5×10^5
H	⊕	200	H	▲	4.1×10^4
H	⊕	200	H	●	1.9×10^5

Note: BS: Base (Smooth specimen), H: Holed specimen, S: Smooth specimen, σ_{max} : Maximum cyclic stress, N_f : Number of cycles to failure.

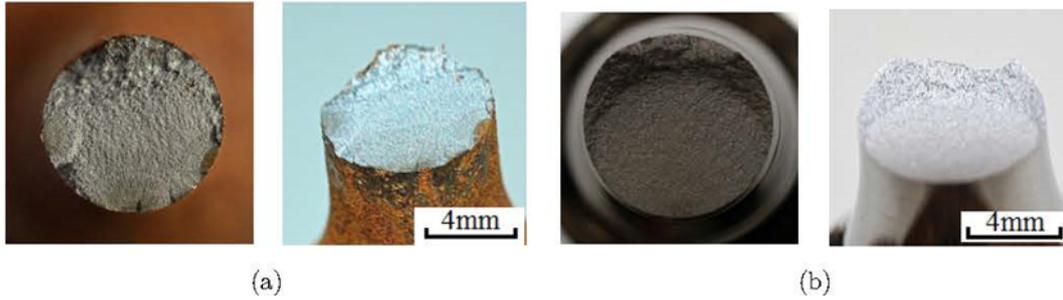


Fig. 4. Top and inclined view of smooth specimen at $\sigma_{\max} = 200$ MPa: (a) Corrosion fatigue, $N_f = 187870$ and (b) open air fatigue, $N_f = 639730$ (In each case, left side shows the top view and right side shows the view from inclined direction).

damage to the surface area during the initiation and growth stages of very small cracks and pits. Next, we will discuss the results of slit specimens. The tendency of corrosion fatigue behavior was different from that in the smooth specimens, and the behavior of long cracks was interesting for us.

3.2. In the cases of slit specimens

Figure 5 shows the S-N curves of slit specimens with $R = -1$ and $R = 0$. When relatively high stress was applied, the number of cycles to failure was almost the same in the cases of open air and corrosion fatigue tests in the case of $R = -1$. On the other hand, the fatigue life in corrosive conditions was shorter than that in the open air in the case of $R = 0$. In the case of some corrosion fatigue tests in $R = -1$, the test section was enveloped by cloth, then the spraying was done. The fatigue damage in this case was severe than in other cases. It is shown that the fatigue life in those tests was not so much different. From that result, we expected that the surface damage by corrosion would not much affect the fatigue lives when higher stress

amplitude was applied to the slit specimen. The reason for this will be shown in a later section.

In the cases of lower applied stress, when $R = -1$ and 0, the fatigue life in a corrosion fatigue test was longer than that in an open air fatigue test, clearly. This behavior is very interesting because the fatigue life is shortened in a corrosive atmosphere in general cases. To understand those tendencies of fatigue lives, we examined the crack growth behavior of slit specimens.

Figure 6 shows the crack growth curves when the maximum cyclic stress σ_{\max} was 120 MPa and 103 MPa when $R = -1$. In the case of Fig. 6(a), the crack growth curves for open air fatigue tests and corrosion fatigue tests were almost the same. Small differences in behavior were observed in the corrosion fatigue tests, but this did not so much affect the fatigue life.

In some cases, the test was stopped and the surface layer was polished at the arrowed point in Fig. 6, then the test was restarted. This process did not affect the crack growth behavior. In the case of Fig. 6(b), the applied stress was lower, and the crack growth

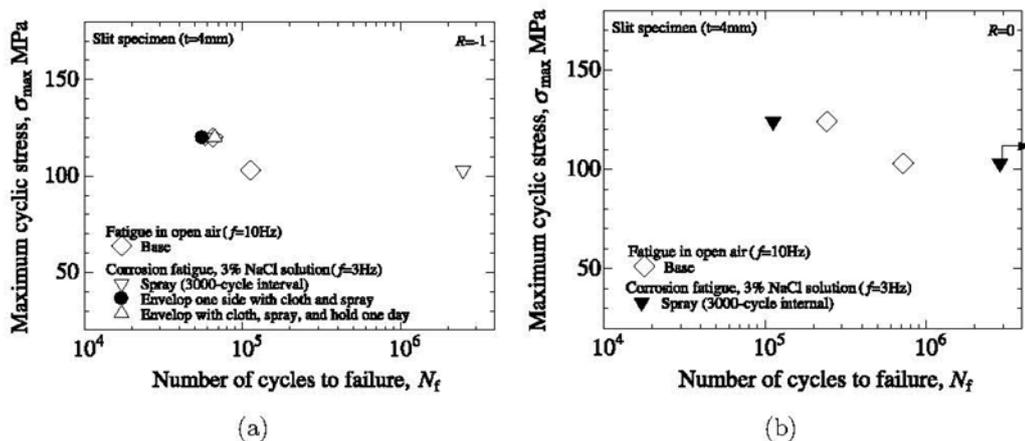


Fig. 5. S-N curve and effect of corrosion on slit specimens: (a) $R = -1$ and (b) $R = 0$.

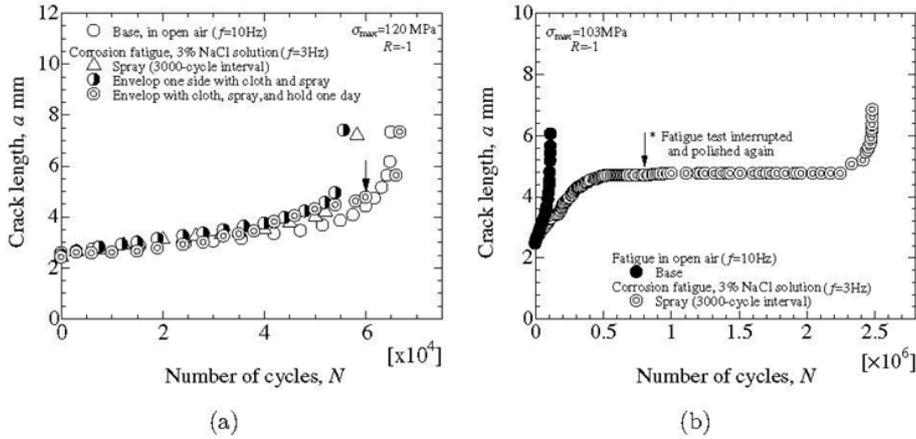


Fig. 6. Crack growth curves in the case of $R = -1$: (a) $\sigma_{\max} = 120$ MPa and (b) $\sigma_{\max} = 103$ MPa.

behavior was different for both the open air fatigue and corrosion fatigue tests. Due to the corrosion behavior, a kind of crack-bridging effect²¹ and an oxide crack closure^{14,15} are expected to have worked, and then the crack opening displacement was decreased. However, even if the crack-bridging happens, its effect on the crack growth behavior is very small. Because, only corrosion products were formed in the crack wake and those could not connect the upper and lower crack faces during the cyclic loading. On the other hand, those corrosion products could strongly induce crack closure. The crack closure is related to the compressive residual stress in front of the crack tips. Therefore, the crack closure affected the fatigue crack growth rate and life in the case of longer fatigue life in the present cases. Now, the left side crack length a_L and right side crack length a_R measured from slit edge were different. So, we defined average

crack length a , which includes 2 mm of slit length. Thus, $a = 2 \text{ mm} + (a_L + a_R)/2$. In the early stage of crack growth in the case of corrosion fatigue test, the crack growth rate was almost the same level as that in the case of ordinary fatigue test. However, after spending time in corrosion conditions, the crack growth rate in corrosion test was getting smaller and smaller. Also, it is interesting that there is a noncrack-growth period.

Figure 7 shows the crack growth curves in the case of $R = 0$. The situation of crack growth between the ordinary and corrosion fatigue tests at lower stress application is similar to that of the case of $R = -1$. In the cases of Figs. 6(b) and 7(b), the specimen surface was removed by polishing at arrowed point; then the tests were restarted. Before and after the surface removal, the crack growth tendencies of those cases were not so different. This means that the cause of the delay

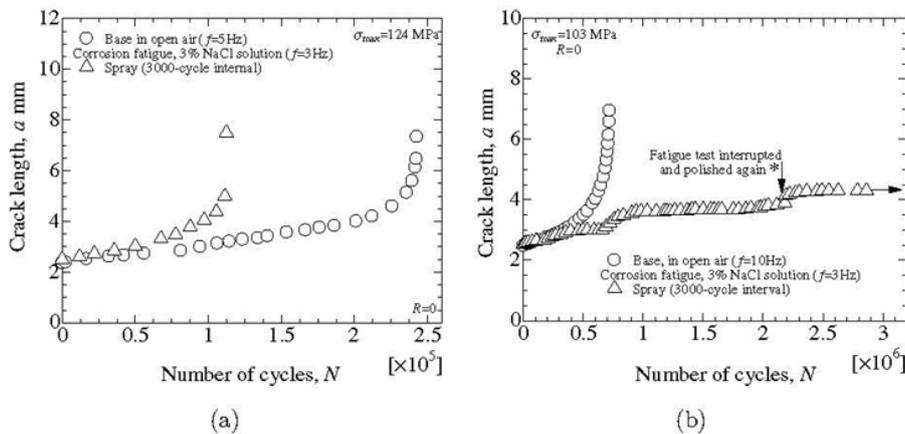


Fig. 7. Crack growth curves in the case of $R = 0$: (a) $\sigma_{\max} = 124$ MPa and (b) $\sigma_{\max} = 103$ MPa.

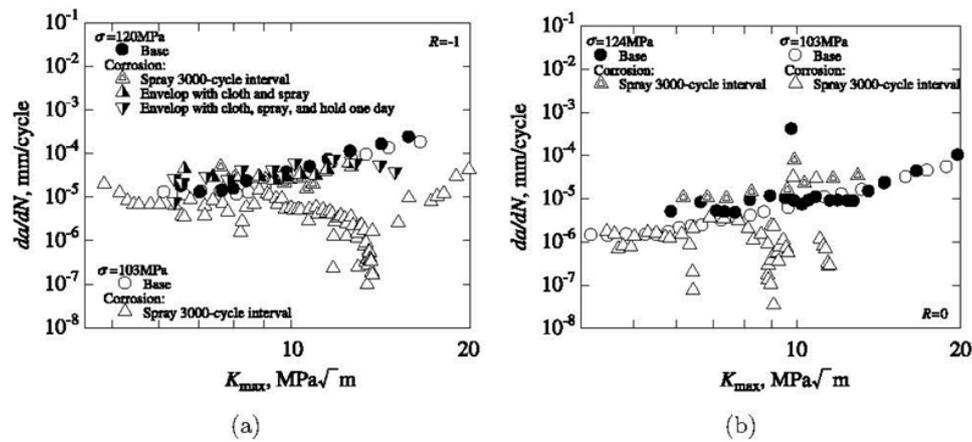


Fig. 8. Cyclic fatigue crack growth rate, da/dN vs stress intensity K_{max} for both side slit specimens: (a) $R = -1$ and (b) $R = 0$.

of crack growth by corrosion was not limited to the damage to the surface layer. Thus, the behavior of oxide into the crack and slit was important to understand the delay of crack growth in the present study.

Figure 8 shows the relationship between the crack growth rates da/dN and K value at maximum cyclic stress σ_{max} . Results are compared with two stress value of σ_{max} : 120 MPa (or 124 MPa) and 103 MPa in the cases of $R = -1$ and 0. Crack growth behavior in Figs. 6 and 7 was confirmed from Fig. 8. When the maximum stress was higher, the tendency of crack

growth rate under corrosive conditions is almost the same as that of the base. The reduction in the crack growth rate is clear in the case of low stress levels in corrosive conditions.

Figure 9 shows a photograph of the specimen surface in the case of the corrosion fatigue test with $\sigma_{max} = 103$ MPa and $R = -1$. The fatigue test was stopped once and the specimen surface was polished. Then the fatigue test was started again. Before the specimen surface was polished, the surface was fully damaged by corrosion. After polishing the specimen

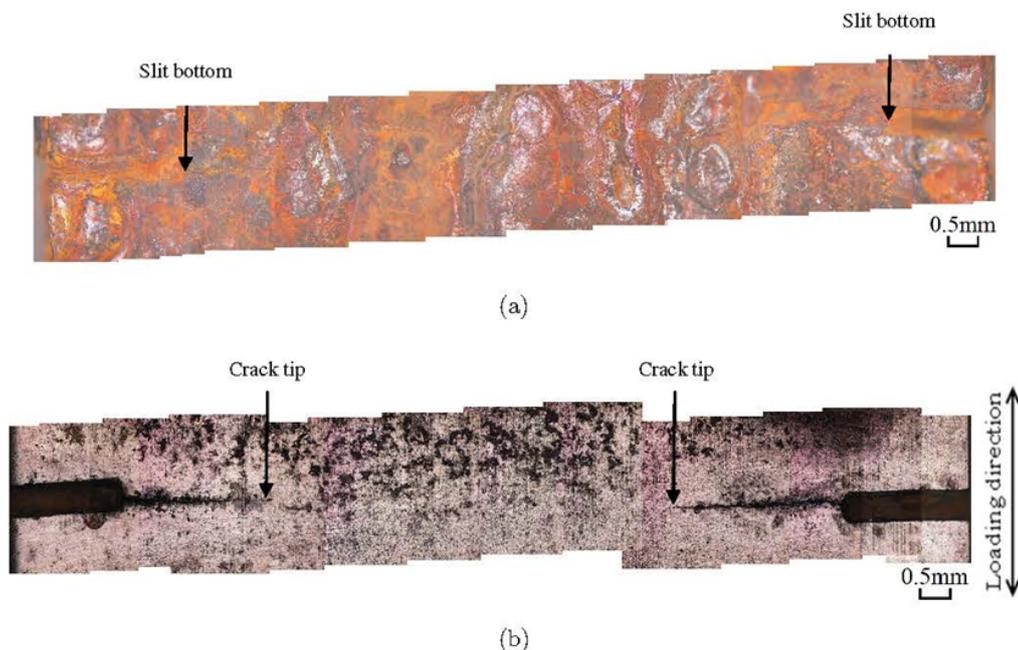


Fig. 9. Surface conditions of the specimen before and after surface polishing at $a = 4.3$ mm in the case of $\sigma_{max} = 103$ MPa: (a) Before polishing specimen surface and (b) after polishing specimen surface.

surface, the slit sites became clear. It was observed that oxide was clogging the slits. Therefore, the crack growth would be delayed because the crack opening behavior was prevented by the clogging oxide. After Elber²² discussed that the crack opening stress is an important factor to evaluate the crack growth rate, that factor has been applied to many cases of fatigue crack growth. It was discussed that the surface deformation in the vicinity of a crack tip after overloading related to the crack closure by Bao and McEvily.²³ Endo *et al.*¹⁴ and Ritchie *et al.*¹⁵ showed that the behavior of crack closure appeared under corrosive conditions. The retardation of crack growth happened after observation of some crack growth. The obvious reduction in the crack growth rate was observed in the present experimental case. When the crack opening displacement is reduced by creating compressive residual stress in front of cracks due to the crack closure, the crack growth rate becomes low. We would like to investigate the detailed mechanism of crack closure under corrosive conditions and clarify the relationship between variations in crack opening stress and the creation-processes of corrosion products at cracked surface in the future.

Figure 10 shows an example of observation of crack growth behavior. Observation of the specimen

surface was performed on the surface taped by cellophane tape. It was observed that the clogging oxide was expected to develop in the crack when the enough time was spent for cyclic loading. In the case of $N = 0$, initial crack length of the right side edge was 1.61 mm. This crack grew with the application of stress cycles. After $N = 2.4 \times 10^4$, some dark marks appeared on the specimen surface, clearly. Those were marks showing the appearance of clogging oxide from inside the crack. Therefore, it is expected that the crack growth rate would be affected by the clogging oxide after the crack length reached a critical length. Also, it is expected that the critical length is different depending on experimental conditions. Until a crack length is shorter than a critical length, the corrosion attacking is not so severe. Therefore, the crack opening level under NaCl spraying is not so different from that under open air, and there is little effect of corrosion on the crack growth rate. However, after time is spent for cyclic stress under NaCl spraying, clogging oxide accumulates in the cracked surface. Then the crack opening level becomes higher and the crack growth rate becomes lower after the crack reaches a critical crack length.

Figure 11 shows the observation in the vicinity of the crack tip in the case of $R = -1$. When the crack

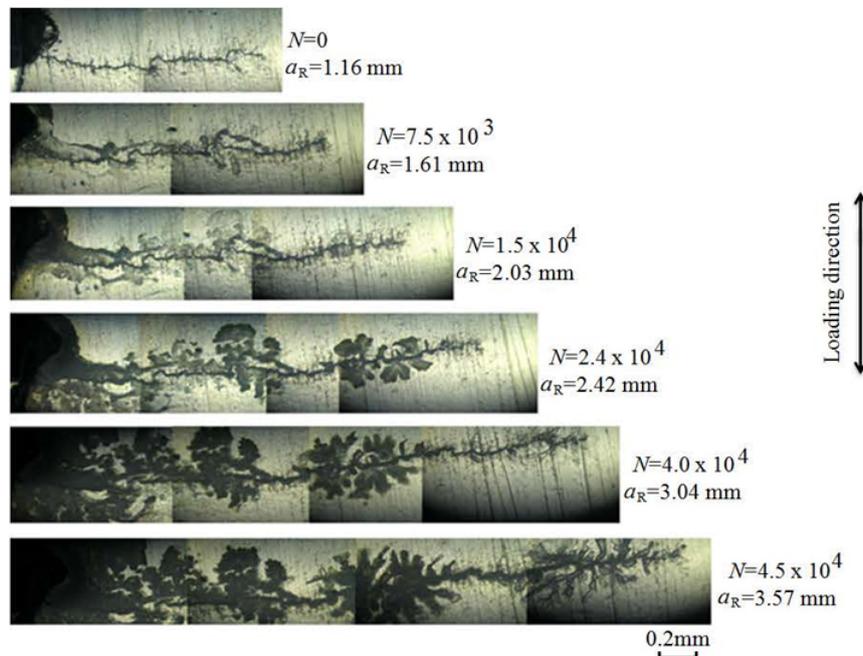


Fig. 10. Example of observation of crack growth in corrosion fatigue test in the case of $R = -1$, $\sigma_{\max} = 120 \text{ MPa}$ (a_R is the length from slit bottom to crack tip at the left-hand side edges of plate section of the specimen).

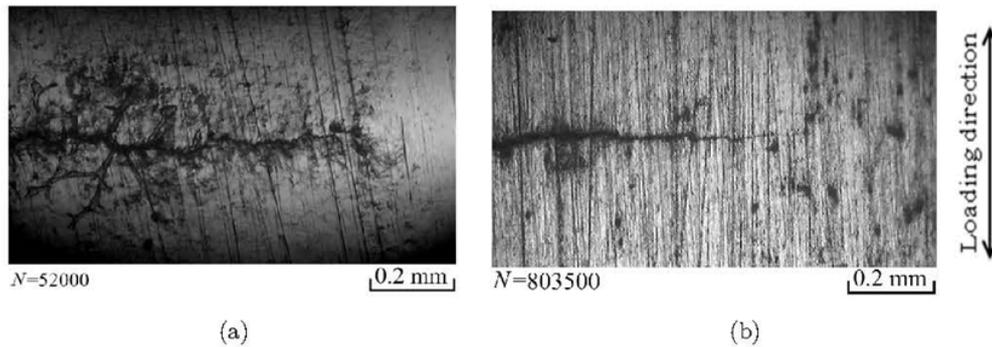


Fig. 11. Observation of crack growth with $R = -1$: (a) $\sigma_{\max} = 120$ MPa, $N = 52000$ and crack length was 2.6 mm and (b) $\sigma_{\max} = 103$ MPa, $N = 80350$ and crack length was 2.7 mm.

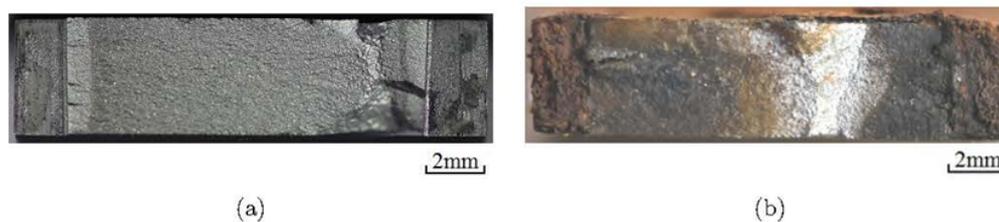


Fig. 12. Fracture surface at $R = -1$: (a) Ordinary fatigue test of $\sigma_{\max} = 103$ MPa and $N_f = 112830$ and (b) corrosion fatigue test of $\sigma_{\max} = 103$ MPa and $N_f = 2481920$.

growth rate was higher, the crack tip clearly opened at maximum stress point in the case of the maximum cyclic stress $\sigma_{\max} = 120$ MPa as shown in Fig. 11(a). However, the crack opening displacement at maximum stress point was smaller when the clogging oxide was in the slit in the case of $\sigma_{\max} = 103$ MPa as shown in Fig. 11(b). When the maximum cyclic stress was 120 MPa, it was expected that the development of clogging oxide in the slit was not enough to delay the crack growth rate for the extension of fatigue life more than for an open air fatigue test. On the other hand, when the maximum cyclic stress was 103 MPa, the crack growth rate and crack opening displacement were so small that the oxide could work to cause a closure effect. The salt water flow was prevented by the cellophane tape which was on one surface of the plate section. This method may affect the crack growth behavior. In the future, we will measure the crack closure point to understand the delay of crack growth when oxide is in the crack face in the vicinity of the crack tip. Also, the bridging effect will be investigated by using a specially shaped specimen. Figure 12 shows the fracture surfaces of slit specimens. It is observed that the condition of the cracked area in the case of a corrosion test is different from

that in the case of an ordinary fatigue test. The condition of fracture surface in the case of corrosion test of slit specimens is also different from that of smooth and holed specimens which are shown in Fig. 4. The fracture surface shows that the delay of crack growth is related to the development of oxide in the crack surface. It is discussed that the effect of oxide on the fatigue life is dependent on the crack size, the crack opening displacement and loading conditions. In the future, we will investigate the detailed mechanism of crack growth behavior in corrosive conditions by observing the crack closure behavior.

4. Conclusions

Ordinary fatigue tests in the open air and corrosion fatigue tests in salt-water conditions were performed. Salt-water mist was sprayed onto the specimen surface when the corrosion fatigue test was performed. Smooth, holed and slit specimens were used. The main results obtained are as follows:

- (1) In the cases of smooth and holed specimens, fatigue life was shortened when salt mist was

sprayed. This is a general phenomenon for the fatigue test with environmental effects.

- (2) In the case of lower stress amplitude application in slit specimens, the fatigue life in a corrosive atmosphere was longer than that in the open air.
- (3) The crack growth rate became lower when oxide clogged the slit or crack. This phenomenon made the fatigue life longer in the case of the corrosion fatigue test of a slit specimen. This behavior is strongly related to the crack closure.

Acknowledgment

This work was supported in part by the Collaborative Research Program of the Research Institute for Applied Mechanics, Kyushu University. Also, the authors are grateful to Prof. R. Ebara at Fukuoka University and K. Arakawa at Kyushu University for their aid in the present study. Also, we are grateful to Mr. Tada for his aid in the present experiment.

References

1. Y. Murakami, *Metal Fatigue, Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions* (Elsevier Science, Netherlands, 2002).
2. A. J. McEvily, *Metal Failures: Mechanisms, Analysis, Prevention*, 2nd edn. (John Wiley & Sons, US, 2013).
3. S. Nishida, *Failure Analysis in Engineering Applications* (Butterworth Heinemann, UK, 1992).
4. P. P. Milella, *Fatigue and Corrosion in Metals* (Springer, Verlag, 2013).
5. R. Ebara, *Eng. Fail. Anal.* **13** (2006) 516.
6. C. Laird and D. J. Duquette, *Nat. Assoc. Corros. Eng.* **2** (1973) 88.
7. R. P. Gangloff, *Corr. Fatigue* Available at: http://www.virginia.edu/ms/facultygangloffASTM_CH_26.pdf (accessed on 21 September, 2015).
8. Y. Nakai, D. Shiozawa and S. Okada, 4D Observation of Fit and Crack Initiation under Corrosion Fatigue of High-Strength Aluminum Alloy by Micro CT Imaging Ultra-bright Synchrotron Radiation, *Int. Conf. Advanced Tech. in Engg. Mech. 2015, The 14th Asian Conf. on Exp. Mech. (ACEM14), ATEM 15* (Toyohashi, Japan, 2015).
9. Y. Kondo, *Corrosion* **45** (1989) 7.
10. M. Goto, *Eng. Fract. Mech.* **42** (1992) 893.
11. B. R. Crawford, C. Loader, Q. Liu, T. J. Harrison and P. K. Sharp, *Int. J. Fatigue* **61** (2014) 304.
12. H. Noguchi, H. Nishitani and T. Ogawa, *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng.* **55** (1989) 386.
13. K. M. Perkins and M. R. Bache, *Int. J. Fatigue* **27** (2005) 1499.
14. K. Eudo, K. Komai and Y. Matsuda, *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng.* **46** (1980) 1337.
15. R. O. Ritchie, S. Suresh and C. M. Moss, *J. Eng. Mater. Tech., A* **102** (1980) 293.
16. R. W. Staehle, A. J. Forty and D. Rooyen (eds.), *National Association of Corrosion Engineers* (Texas, 1969).
17. N. Kawagoishi, K. Kariya, Y. Nu, S. Furumoto and E. Kondo, *Key Eng. Mater.* **452 453** (2011) 745.
18. Y. Nakai, K. Tanaka and R. P. Wei, *Eng. Fract. Mech.* **24** (1986) 433.
19. R. Perez-Mora, T. Palin-luc, C. Bathias and P. C. Paris, *Int. J. Fatigue* **74** (2015) 156.
20. Y. Horose and T. Mura, *Eng. Fract. Mech.* **22** (1985) 859.
21. G. Bao and Z. Suo, *Appl. Mech. Rev.* **45** (1992) 355.
22. W. Elber, *Am. Soc. Test. and Mat., Philadelphia* **486** (1971) 230.
23. H. Bao and A. J. McEvily, *Metall. Mater. Trans., A* **26** (1995) 1725.

波浪中浮体の圧力場の面分布計測技術に関する研究

広島大学大学院工学研究院エネルギー・環境部門
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のも事実である。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所的な物理量であり、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構築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院 エネルギー・環境部門	教授	代表者・実験解析
伊藤 悠真	広島大学大学院工学研究科 輸送・環境システム専攻	博士2年	実験補助
片野 彬	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
胡 長洪	九州大学応用力学研究所	教授	実験指導

3. 実験の概要

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、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
V [m]	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。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。

今回の実験で使用した歪みゲージ式圧力計を Fig. 3、FBG センサーを Fig. 4 に示す。FBG センサーの計測部が小さく薄いため、データの伝達も髪の毛ほどの細さの光ファイバーで行われる。Fig. 5 に FBG センサーの設置位置を示す。そのため、船を巨大化させることなく、従来のひずみゲージ式圧力センサーでは取り付けが困難であった船首尾のような曲率の大きな場所での計測を可能にしている。また、1本の光ファイバーに複数のFBGを設置できるため、少ないケーブルで多点同時に計測が行える。本研究では1本の光ファイバーに13個のFBGセンサーを設置したものを使用した。また、FBGセンサーとの比較用として、ひずみゲージ式圧力センサーを Ord. 9.5、9.0、5.0 に設置した。31断面でFBGセンサー220点、ひずみゲージ式圧力センサー18点の計238点で圧力計測を行った。貼り付け位置は各断面ごとに船体表面の水線面を90 degs. 船底を0 deg.として角度ベースで表している。

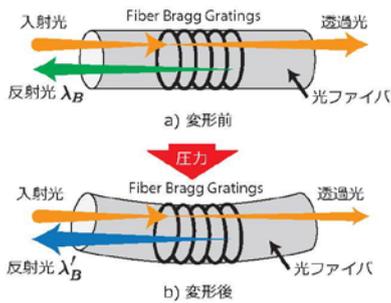


Fig. 2: FBG 圧力計測原理 Fig. 3: 歪みゲージ式圧力計 Fig. 4: FBG 圧力計

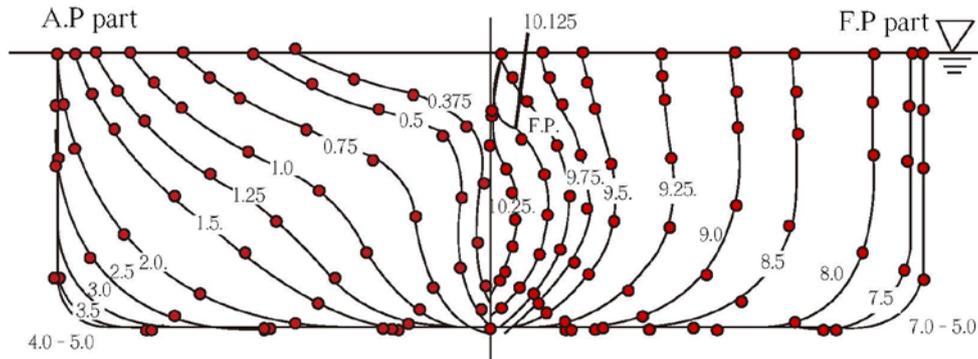


Fig. 5: 圧力計設置位置

3.3. 水槽試験

運動計測試験については、速度なしの状態で行き波、速度あり ($F_n = 0.18$) の状態で行き波と追い波について、それぞれ波条件 $\lambda/L = 0.3 \sim 2.0$ の範囲で8パターン計測した。強制動揺試験については速度ありの状態で行き波と追い波の λ/L で1.0、1.25、1.5に相当する波条件で行った。波強制力試験についても速度ありの状態で行き波と追い波の $\lambda/L = 1.0、1.25、1.5$ で行った。船体運動はポテンシオメータ、抵抗増加は歪みゲージを用いて計測している。解析位置は船体表面圧力が船体中央、船体運動、抵抗増加を船体中央から x_G 離れた重心周りにしている。運動計測装置設置図を Fig. 6、強制動揺装置設置図を Fig. 7 に示す。

運動計測試験システム図を Fig. 8 に示す。船体表面に取り付けられたFBGセンサーは、光ファイバーを通してデータを伝達し、測定器に集約されPC2で記録される。ひずみゲージ式センサー、船体運動 (surge, heave, pitch)、抵抗、波振幅の計測値はそれぞれアンプ、フィルターを経由してA/D変換器へと集約される。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るようになっている。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。

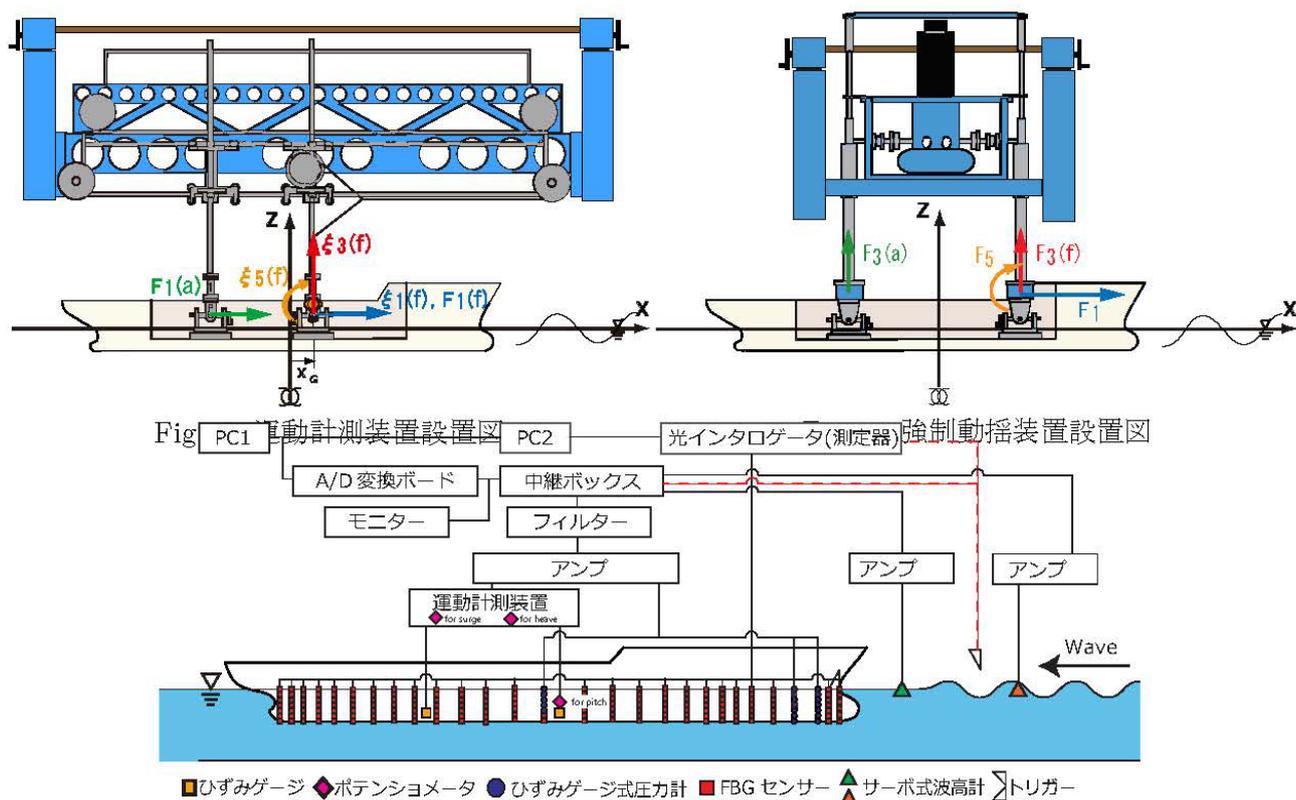


Fig. 8: 計測システム図

4. 結果・考察

4.1. 正面向い波

本実験において数値計算の手法は、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)) を用いている。速度なしの場合には定常流場を一樣流とし、加えてグリーン関数法による計算結果も示してある。速度ありの場合には定常流場を一樣流と二重模型流れ (2種類) としている。

4.2. 船体運動

Fig. 9 に速度なし、Fig. 10 に速度ありの船体運動を示す。左から surge, heave, pitch の運動のグラフで、横軸に λ/L をとり、上段の縦軸にそれぞれの運動の振幅を入射波振幅で除した無次元値をとり、下段の縦軸は入射波に対する位相を取っている。速度なしの状態では良く一致している。速度ありの結果は heave 運動において $\lambda/L = 1.25$ 付近に同調点が見られ、計算結果が大きく推定されている。

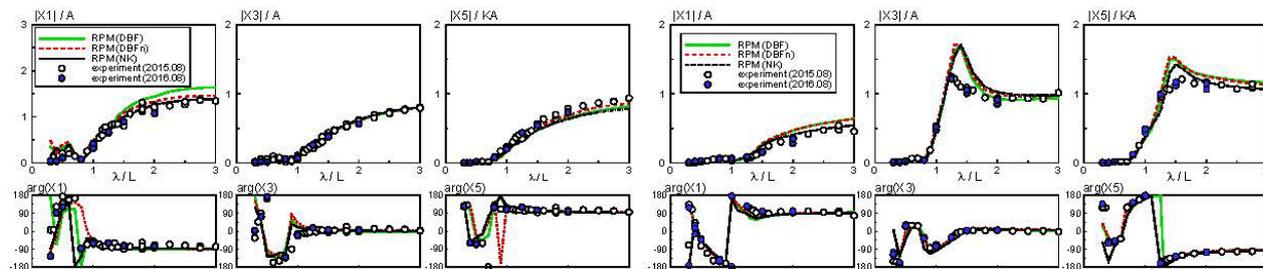


Fig. 9: 船体運動 ($F_n=0.0$, $\beta = 180$ degs.).

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

4.3. 船体表面非定常圧力

$\lambda/L = 1.25$ の速度なし ($F_n = 0.0$)、速度あり ($F_n = 0.18$) で試験した時の非定常圧力の等高線図を Fig.11 にそれぞれ示す。速度なしと速度ありの両方とも計算結果と計測値の傾向が良く一致していることがわかる。これを細かく見るために Ord. 0.5, 1.0, 5.0, 9.0, 9.5 での断面非定常圧力を Fig.12、Fig.13 に示す。グラフの縦軸は圧力の振幅を ρg と入射波振幅 A で除した無次元値をとり、横軸はセンサーの位置 θ をとっている。速度なしについて見ると、それぞれの断面で計測値と計算結果がほぼ一致している。一方、速度ありの場合は船尾側では一致が見られるが、船首側で圧力の大きさに差があることがわかる。この原因として、 $\lambda/L = 1.25$ は同調点付近であるため船体運動が大きくなり、運動が圧力値に影響を与えているものだと考えられる。

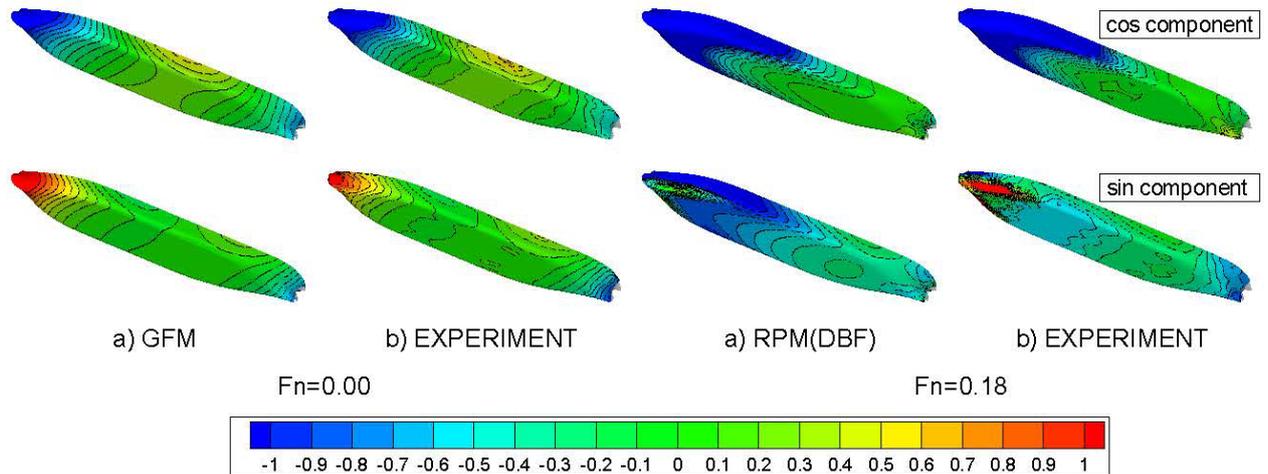


Fig. 11: 非定常圧力分布 ($\lambda/L=1.25$, $\beta = 180$ degs.)

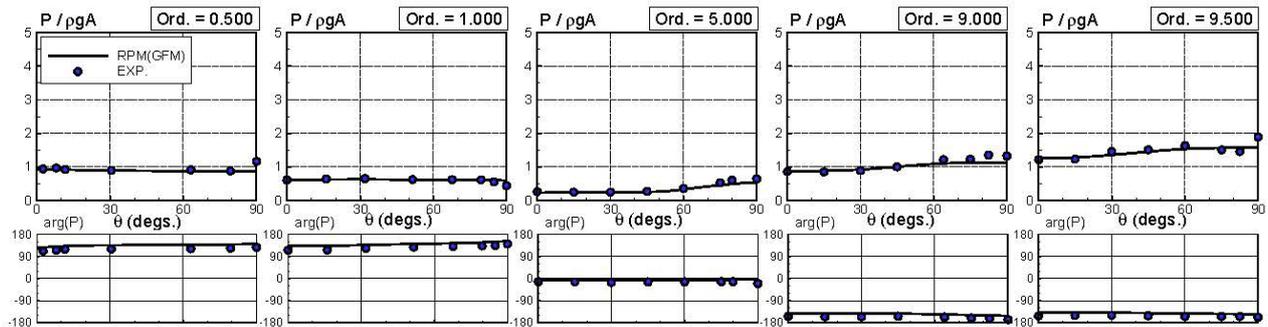


Fig. 12: 非定常圧力分布 ($F_n=0.00$, $\lambda/L=1.25$, $\beta = 180$ degs.)

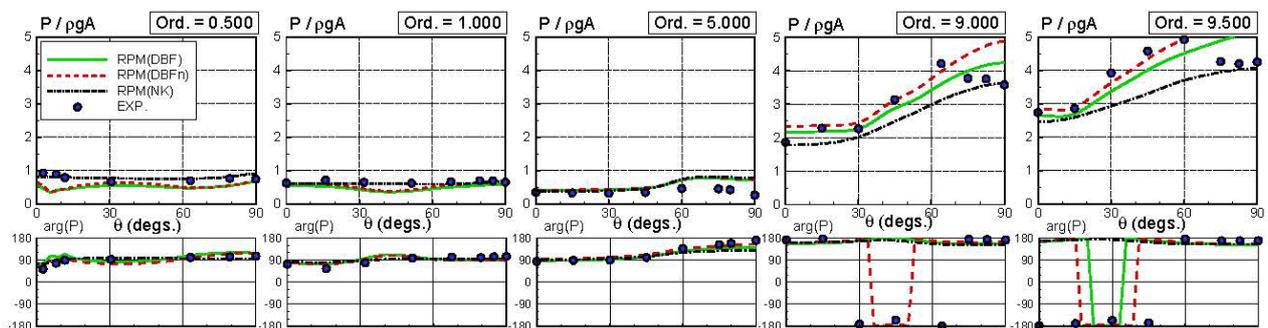


Fig. 13: 非定常圧力分布 ($F_n=0.18$, $\lambda/L=1.25$, $\beta = 180$ degs.)

4.5. 船体運動影響

計測値と計算結果にはそれぞれで静水圧変動項が含まれているが、Fig.10 の heave 運動を見てもわかるように、計測値と計算結果には船体運動の相違がある。静水圧変動項 $-\rho g(X_3 - xX_5)$ を両者から除いた圧力の等高線図を Fig.14 に示す。計測値と計算結果の一致度は良くなっていることが確認できる。

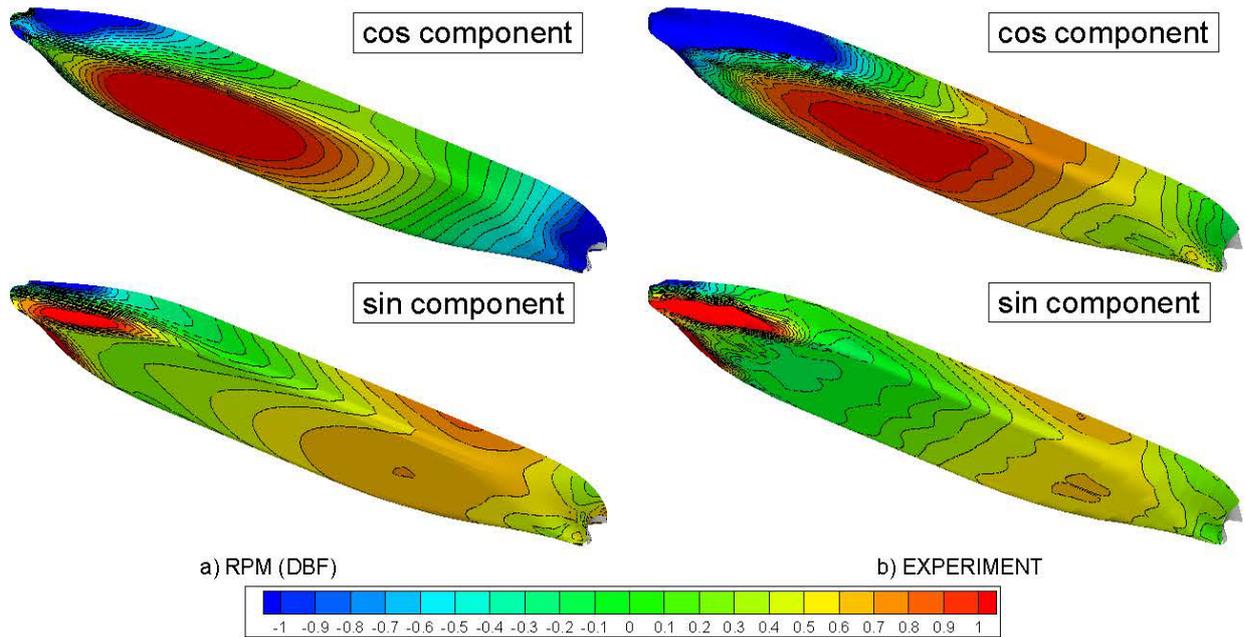


Fig. 14: 静水圧変動項を除いた非定常圧力分布 ($F_n = 0.18$, $\lambda/L=1.25$, $\beta = 180$ degs.).

4.6. 波浪中の定常圧力分布

$\lambda/L=1.25$ 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線形重ね合わせを行ったものを Fig.15 に示す。これを Fig.11 の速度ありの結果と比べると、船首船底付近で計測値とは傾向が似ているが、計算結果とは傾向が異なる。重ね合わせ解は非線形影響が小さいことを考えると、船首船底付近での数値計算での推定精度があまり良くないと考えられる。各波条件について定常成分を抽出し、別途行った定常試験で得られた定常圧力と差を取ったものを Fig.16 に示す。船首部分を拡大しレンジも細かくしている。同調点付近である $\lambda/L=1.25$ では定常成分が大きくなり、船体動揺に起因する波や波の攪乱が波浪中抵抗増加に影響していると考えられる。

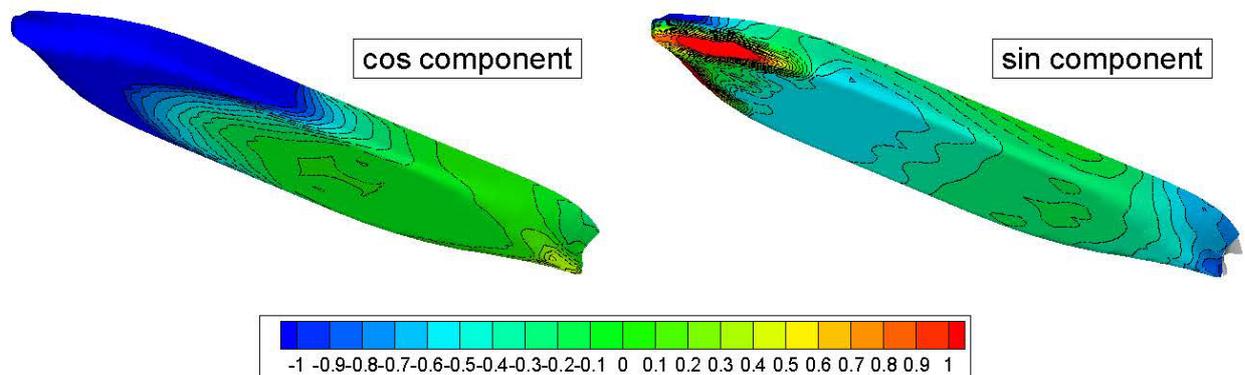


Fig. 15: 線形重ね合わせによる非定常圧力分布 ($F_n = 0.18$, $\lambda/L=1.25$, $\beta = 180$ degs.).

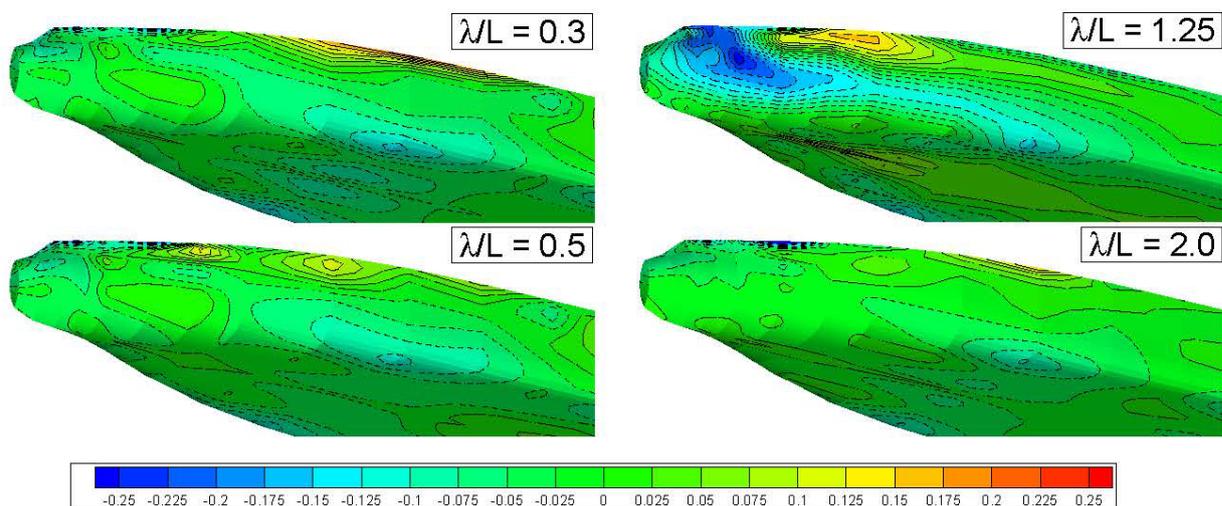


Fig. 16: 波浪中の定常圧力分布 ($F_n=0.18$, $\beta=180$ degs.)。

5. まとめ

本研究で得られた成果を以下に示す。

- (1) FBG センサーを用いて船体表面非定常圧力分布の多点同時計測に成功した。このレベルの多点計測は世界初である。また、歪式圧力センサーで計測された値との比較を通じて、FBG センサーにより得られた計測値の精度が十分であることを確認している。
- (2) 計測で得られた船体表面非定常圧力をランキンパネル法による理論数値計算結果と比較することで、得られた計測値が理論数値計算の検証用データとして極めて有用であることを例示した。
- (3) 今後は、追試を行い、計測値のばらつき具合等について統計的な調査を行い、計測精度をより詳細に評価する予定である。また、取得したデータを用いて理論数値計算法の改善を図ることも今後の課題となる。

参考文献

- 1) 柏木正、岩下英嗣：船体運動 耐航性能編、船舶海洋工学シリーズ、成山堂書店、2012.
- 2) 澤田俊紀、波浪中を航走する船舶の船首近傍非定常波動場に関する研究、修士論文、2012.
- 3) 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ーの開発、日本船舶海洋工学会論文集第 7 号、2007.
- 4) 日本造船技術センター、SRC NEWS No.97 DEC 2015
- 5) 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
- 6) 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

高効率輸送のための地面効果翼機の翼空力に関する研究

広島大学大学院工学研究院エネルギー・環境部門
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、韓国では実用機を開発建造して将来、国際線として黄海上を飛ぶ計画であり、国際法の整備も含めた開発計画が進行中である。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の新形式地面効果翼機に関して、その主翼の風洞試験を行い、地面効果内圧力分布や空力性能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 地球環境工学講座	教授	代表者
伊藤 悠真	広島大学大学院工学研究科 輸送・環境システム専攻	博士課程3年	実験補助
片野 彬	広島大学大学院工学研究科 輸送・環境システム専攻	修士課程1年	実験補助
大屋 裕二	九州大学応用力学研究所	教授	実験指導

3. 風洞実験の概要

本研究では、地面効果内での翼表面圧力分布と空力特性の同時計測を行い、ポテンシャル理論を用いた境界要素法の理論計算と比較を行うことで、計算結果の推定精度の検証、並びに地面効果が翼表面圧力に及ぼす影響について明らかにする。まず、九州大学応用力学研究所の大型境界層風洞を使用する前に、広島大学所有のゲッチングン型風洞装置を用いて仮試験を行った。広島大学の風洞ノズルは一辺2.0mの正方形断面であり、テストセクションの長さは4.0m、最大風速は25m/sである。

3.1. 供試模型

Figure 1 に実験に使用した供試模型の外観を示す。供試模型は、これまで当方で進めてきた前翼式の新形式地面効果翼機に搭載される翼端板付き主翼である。本主翼のテーパー比は0.4、後退角は4.0degs. であり、8.0degs. の下反角がついた翼形状である。翼型はNACA3409を用いており、主翼の翼端板部分には対称翼型であるNACA0006を使用している。翼の投影面積(S)は 0.15m^2 である。

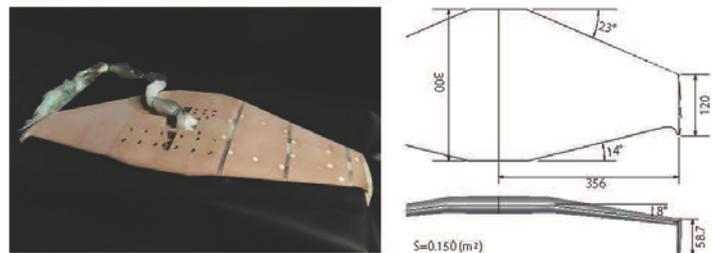


Fig. 1: Experimental model of main wing with end-plates with 126 holes for measuring pressure distributions.

Figure 2 に翼端板付き主翼の圧力計測部を示す。圧力の計測位置は、翼中央から左翼端にかけて $y/(b/2) = 0.300, 0.600, 0.900$ 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、Section A (32点)、Section B (32点)、Section C (30点)、Section D (16点)、Section E (16点) の合計126点である。計測孔の位置 x/c は、翼中央後縁を原点として基線上に取

られた x 座標として Fig.2 中の表の様に設定している。断面部のピースは紫外線硬化型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 3-D プリンター (Project 3500 HDMax) で製作されており厚みは 7mm である (圧力計測断面自体はその中央)。その表面には直径 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配された直径 0.8mm のホースラインを通過して、断面ピース側面のステンレスチューブへと誘導される。ステンレスチューブには直径 1.5mm のポリウレタンチューブを差し込み、翼内部を通過して微差圧式圧力センサーへと接続される。樹脂ピース以外の部分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ピースをケミカルウッド材に接着後、全体を 5 軸 NC で切削加工して仕上げている。

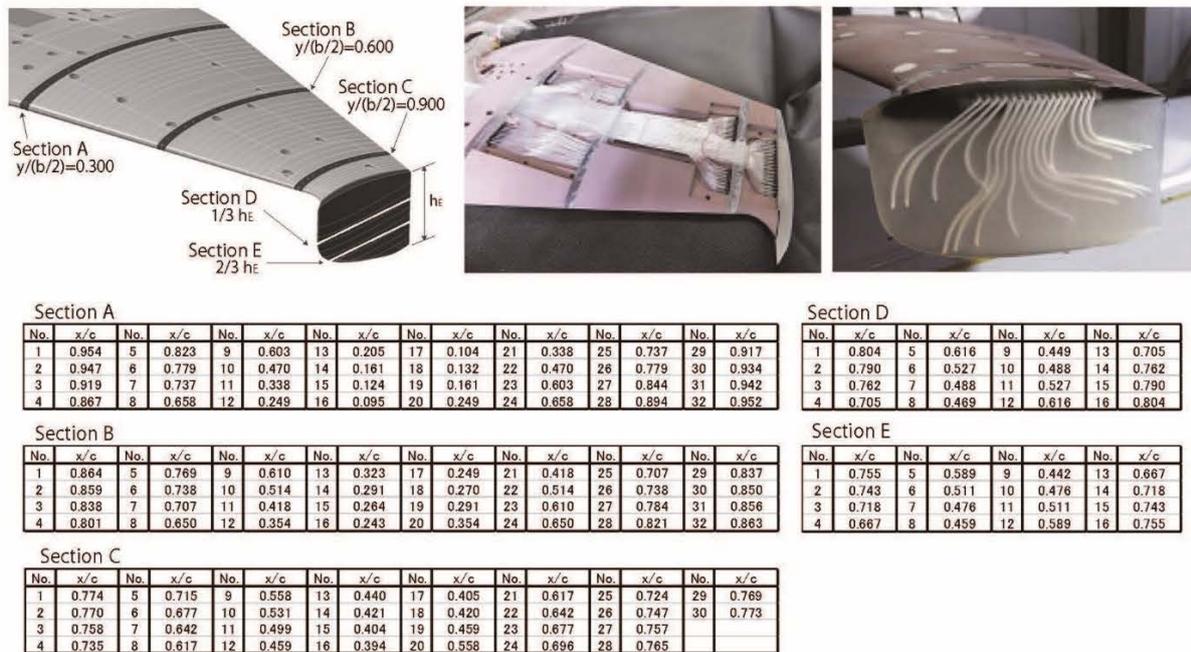


Fig. 2: Wing sections for measuring pressure distribution of a main wing with end-plates.

3.2. 実験セットアップ及び計測システム

Figure 3 に実験の概略図を示す。3 軸トラバースに 6 分力計 (日章電機製 LMC-6124) とストラットを取り付け、最下部に翼模型を取り付ける。翼中央の後縁部分に取り付けられたネジで迎角を変更し、3 軸トラバースで飛行高度を設定する。

ストラット前方に取り付けられたピトー管では、全圧と静圧から流速を計測すると同時に、ピトー管の静圧孔から出るチューブを分岐させ、微差圧式圧力センサー (Chell Instruments 製 μ DAQ 32DTC) の基準静圧計測用ポートに入力する。また、翼表面圧力計測用のポリウレタンチューブはストラット後部を通し μ DAQ 32DTC の計測圧力入力ポートへと接続する。

Figure 4 に実験システムを示す。デジタルファンクションジェネレータ (NF 製 DF1906) で外部トリガーを発信させ、6 分力計と μ DAQ 32DTC を用いた計測を同時刻、同サンプリング周波数 (500 Hz) で行う。6 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) で電圧に変換され、ユニバーサルレコーダ (共和電業製 EDX-200A-4H) を経て LAN ケーブルでノートパソコンに出力される。 μ DAQ 32DTC についても同様に LAN ケーブルでデータ出力させ、6 分力と風速、圧力 (一度に最大 32 点) を合わせ、合計 39 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、風洞床面に底上げ板 (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 Point 3 において、約 2 cm (コード長の 6.7%) の厚さまで境界層を低減できている。前縁形状や床の高

さ、板厚などは地面中央位置における境界層が小さくなる様に2次元CFDを用いて設計しており、地面前縁断面はsin関数形状にしている。

飛行高度は、翼後縁から地面までの高さ h をコード長 c で除した値である h/c を定義し、翼の飛行高度 h/c と迎角 α (degs.)を変化させて実験を行っている。風洞の流速は $U = 20$ m/sに設定し。 $Re = 4.0 \times 10^5$ の領域で実験を行っている。

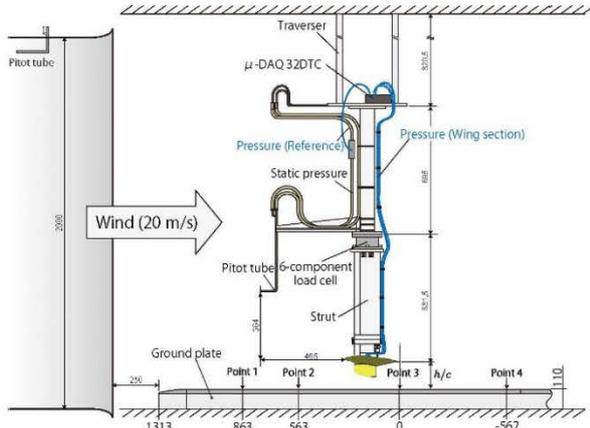


Fig. 3: Experimental setups of wind tunnel experiment.

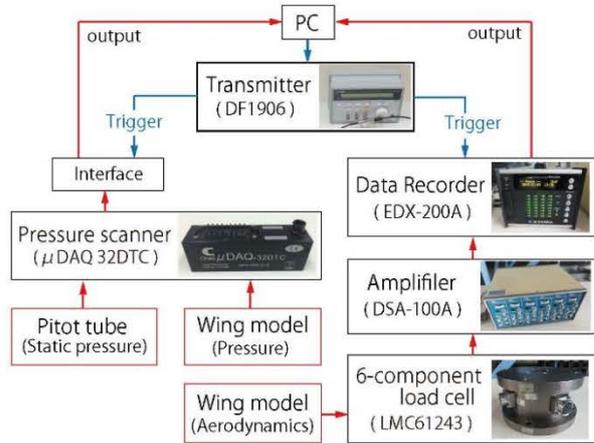


Fig. 4: Experimental system for measuring aerodynamics and pressure distributions simultaneously.

4. 理論計算

非圧縮非粘性の空気場を速度 U (m/s)、高度 h (m) で定常飛行する翼を考え、Fig.5 に示した物体固定座標系を取る。流れは非回転であるとする。 x 軸は翼の進行方向を正、 z 軸は $z = 0$ を静水面に取り鉛直上向きを正とし、図中の S_H 、 S_F 、 S_W はそれぞれ、物体表面、自由表面、後流面を表している。各境界面上に取られた法線ベクトル \mathbf{n} は流体内向きを正とする。後流面は翼後縁から主流に沿って静水面と平行に流出し、自由表面は平らな剛体壁として扱うことができるとする。なお、この仮定が精度良く成立することが論文 [1] において確認されている。

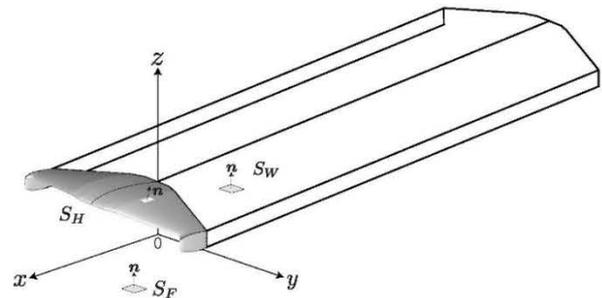


Fig. 5: Body fixed coordinate system.

任意の点 $\mathbf{x} = (x, y, z)$ において空気の速度ポテンシャルを $\Phi(\mathbf{x}) = U[-x + \phi(\mathbf{x})]$ と表す。このとき、攪乱速度ポテンシャル ϕ はラプラス方程式と次の境界条件を満足しなくてはならない。

$$[H] \quad \frac{\partial \phi(\mathbf{x})}{\partial n} = n_x \quad \text{on } S_H \quad (1)$$

$$[F] \quad \frac{\partial \phi(\mathbf{x})}{\partial n} = 0 \quad \text{on } S_F \quad (2)$$

$$[K] \quad p^+(\mathbf{x}) - p^-(\mathbf{x}) = 0 \quad \text{on } S_W \quad (3)$$

(3) 式は Kutta 条件であり、 $p^+(\mathbf{x})$ 、 $p^-(\mathbf{x})$ はそれぞれ後流の上下面における圧力を表している。流体領域に Green の第二定理を適用すると、次の積分方程式が得られる。

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

where, $G(P, Q) = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{1}{r} + \frac{1}{r'} \right), \left. \begin{matrix} r \\ r' \end{matrix} \right\} = \sqrt{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z \mp z')^2}$ (4)

ここで、 $P = (x, y, z)$, $Q = (x', y', z')$ である。また、 $\phi(Q_T^+)$ と $\phi(Q_T^-)$ は翼後縁上下位置における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 (1), (3) 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

$$\frac{p(\mathbf{x}) - p_0}{\rho U^2/2} = 2 \frac{\partial \phi(\mathbf{x})}{\partial x} - \nabla \phi(\mathbf{x}) \cdot \nabla \phi(\mathbf{x}) \quad (5)$$

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。(5) 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

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

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

5. 結果と考察

5.1. 迎角、飛行高度の変化による翼表面圧力分布

Figure 6 に $\alpha = 3.0$ degs. における翼端板付き主翼の断面圧力分布を示す。飛行高度による影響を調査するため、 $h/c = 0.35$ と 1.00 について比較している。ストラットと翼との空力干渉影響を考慮して計算した結果も図中点線で示している。矩形翼と同様に、翼幅中央近傍の Section A の翼上面においてストラットと翼との空力干渉影響による負圧の絶対値の増加が確認できる。また、Fig. 7 に $h/c = 0.35$ で迎角を変化させた時の圧力分布の結果を示す。図中 (a) ~ (c) に示す主翼本体上の圧力分布は、 $\alpha = -1.0$ の時に翼下面前縁部においても負圧を生じる特徴的な分布になっており、理論計算は実験結果の特徴を良く捉えている。また、複雑な形状である翼端板周辺の Section C ~ E においても実験と計算結果が良好に一致していることが分かる。翼端でコード長がゼロになる様な、翼端が閉じている翼の場合には、本報告書で使用している理論計算を用いて、翼全域での高精度な圧力分布の推定が可能であると言える。

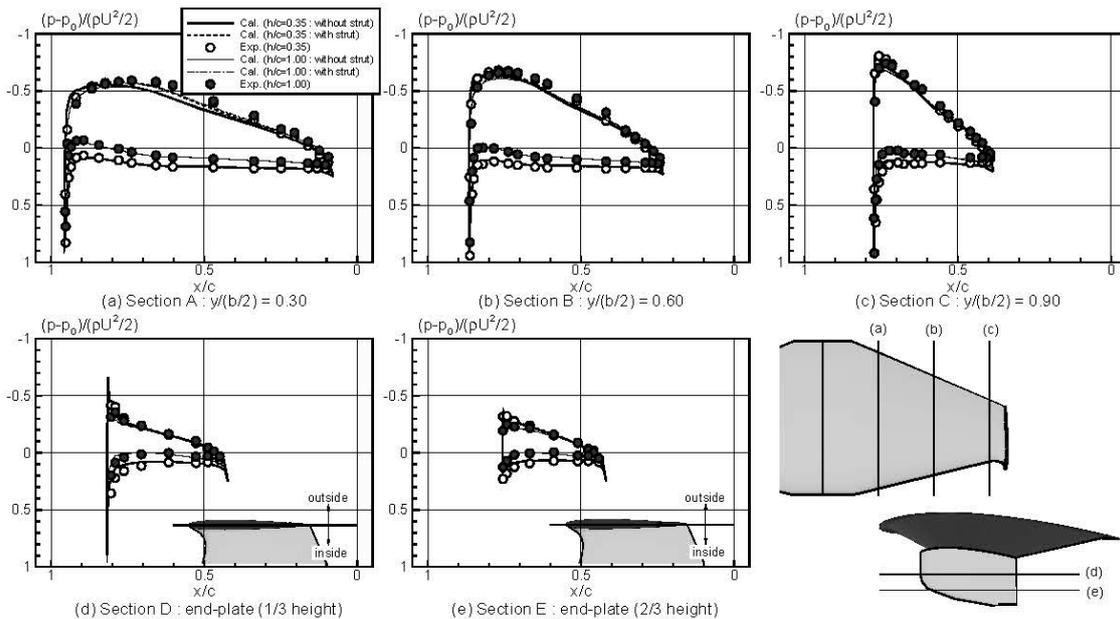


Fig. 6: Sectional pressure distributions on the main wing with end-plates at $\alpha = 3.0$ degs. ($Re = 4.0 \times 10^5$ in wind tunnel experiment).

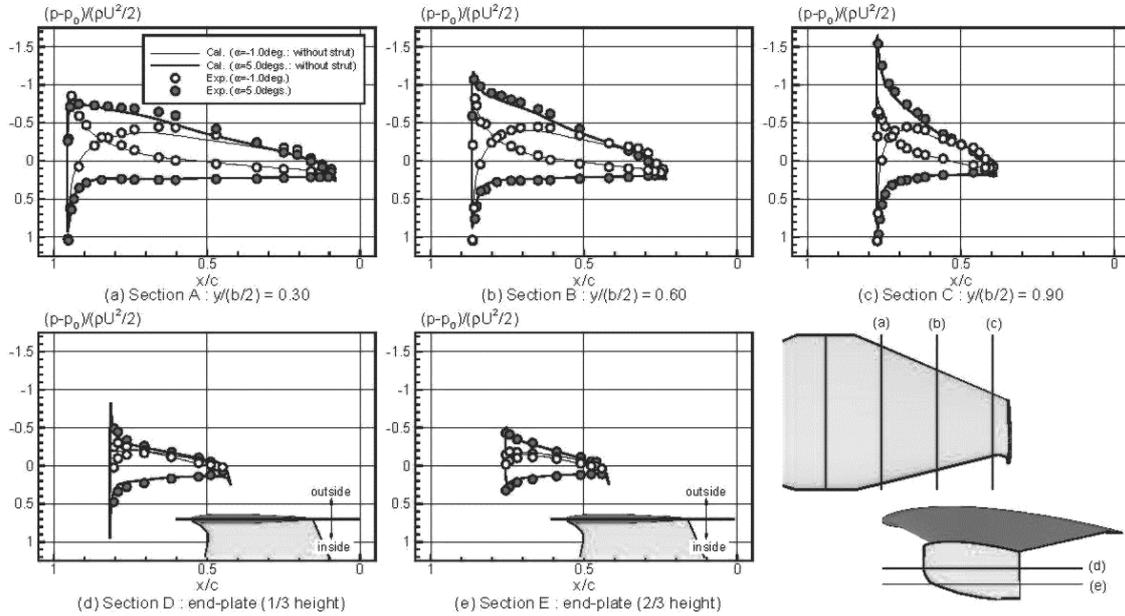


Fig. 7: Sectional pressure distributions on the main wing with end-plates at $h/c = 0.35$ ($Re = 4.0 \times 10^5$ in wind tunnel experiment).

5.2. 翼端板に作用する圧力分布

次に Fig. 6 の (d)、(e) に示す翼端板の圧力分布に着目する。翼端板に使用した翼型は対称翼 NACA0006 であるが、主翼本体部との空力干渉影響により非対称な圧力分布が形成されている。飛行高度が低くなると、翼端板の内側に働く正圧が大きくなっているが、翼端板外側へ作用する負圧は飛行高度にほとんど影響を受けていない。同じ飛行高度における、迎角変化による翼端板断面圧力分布を比較するために、Fig. 6、 $h/c = 0.35$ ($\alpha = 3.0$ degs.) の結果と、Fig. 7 の $\alpha = 5.0$ degs. ($h/c = 0.35$) に着目してみる。 $\alpha = 5.0$ degs. のときは翼端板の内側に働く正圧、外側に働く負圧の絶対値が共に大きくなっていることが分かる。特に、内側に働く正圧の相違は顕著である。一方で、揚力係数が小さくなる Fig. 7 の $\alpha = -1.0$ degs. ($h/c = 0.35$) においては、主翼本体周りの循環流も小さくなり、翼端板の内側と外側の圧力分布の差はほとんどなくなることが分かる。つまり、対称翼のゼロ迎角の圧力分布に近づいている。各飛行高度で翼端板表面のみで圧力積分した結果を Fig. 8 に示す。飛行高度が低くなるにつれ翼の内側から外側に働く y 方向の力と推力成分が大きくなっていることが分かる。飛行高度変化時における推力成分の増加が翼端板付き主翼の揚抗比向上に寄与していると考えられる。

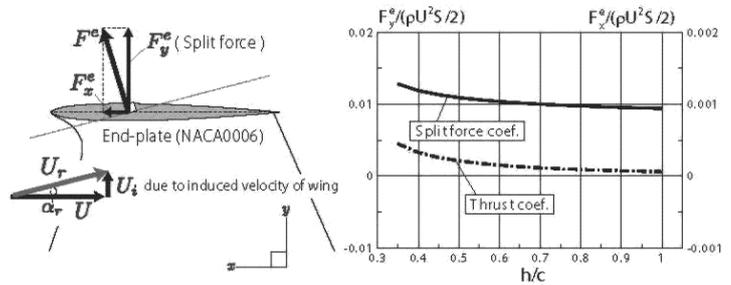


Fig. 8: Split force and thrust coefficient acting on the end-plates ($\alpha = 3.0$ degs.).

5.3. 翼端板付き主翼の空力特性

Figures 9、10 に圧力と同時計測された翼端板付き主翼の空力特性を示す。図中、点線及び一点鎖線は、ストラットと翼との空力干渉を考慮した計算結果である。理論計算結果と実験結果を比較することで、ストラットと翼との空力干渉影響は無視できないことが分かる。

Figure 10 からは、地面効果を確認することができる。翼端板付き主翼の C_L は $h/c = 1.00$ から 0.35 にかけて約 15% 向上し、 C_D については約 9% 減少している。その結果、揚抗比は約 26% 向上しており、地面効果による著しい空力性能の向上が確認できる。 C_P については、高高度 $h/c = 1.0$ から低高度

$h/c = 0.35$ への変化でコード長の約 1.2% 前縁側に移動している。このように、飛行高度変化、迎角変化のいずれにおいても、翼表面圧力分布と空力特性の同時取得に成功している。本論文で用いた理論計算はこれらの実験結果を的確に推定できており、形状が複雑化する翼端板付き主翼の場合であっても、翼の細部にわたる最適設計等において活用できるものと期待される。

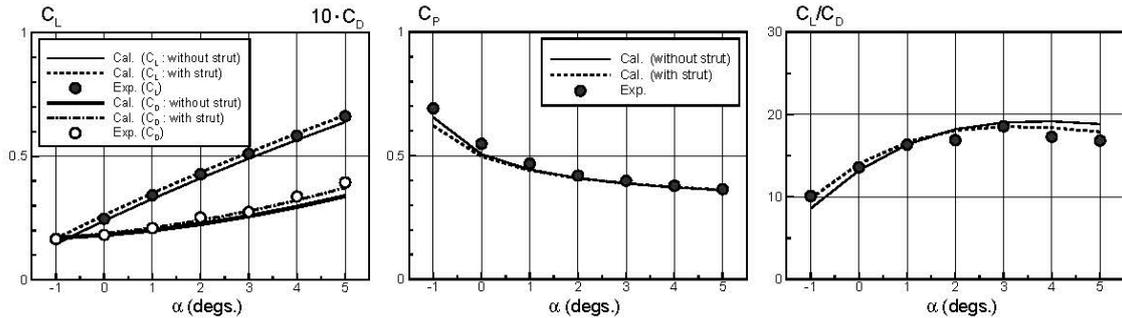


Fig. 9: Aerodynamic properties of the main wing with end-plates at $h/c = 0.35$ ($Re = 4.0 \times 10^5$ in wind tunnel experiment).

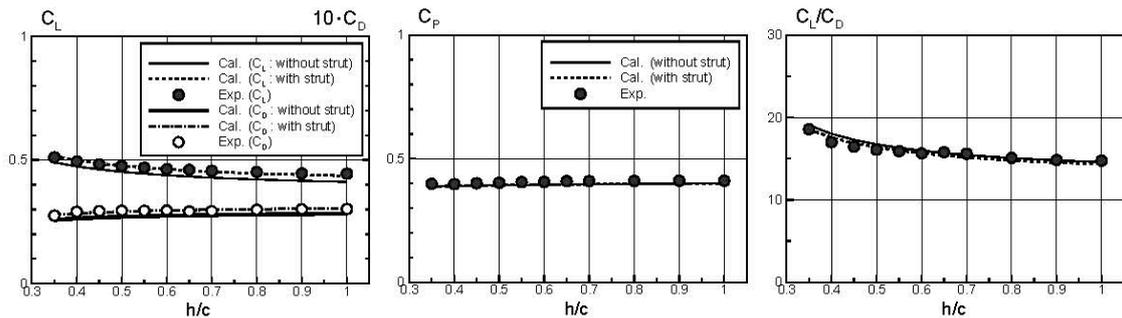


Fig. 10: Aerodynamic properties of the main wing with end-plates at $\alpha = 3.0$ degs. ($Re = 4.0 \times 10^5$ in wind tunnel experiment).

6. まとめ

本研究により得られた成果を示すと以下のようなになる。

- (1) 翼表面圧力と空気力の同時計測を行う実験システムの構築、3-D プリンターで製作した圧力計測断面を組み込んだ模型を設計・製作し、精度の高い翼表面圧力及び空力特性の取得に成功した。
- (2) 圧力分布において、地面効果は翼下面側の正圧の増加となって現れることが確認された。翼上面の圧力分布にはほとんど影響を与えない。また、主翼本体と翼端板と間の空力干渉により、翼端板の圧力分布はその内側と外側で非対称となることが分かった。翼端板表面で圧力を積分すると、翼端板から発生する推力成分が地面効果内での揚抗比向上に寄与していることが分かった。
- (3) 本研究で用いた境界要素法は、翼端が閉じた翼であれば、圧力といった局所量においても良好に推定できることが分かった。翼端板付き主翼のような複雑な翼に対しても、圧力レベルで推定精度が良好であったことから地面効果翼の設計ツールとして有用と言える。

参考文献

- 1) Yuma Ito, Hidetsugu Iwashita : Influence of the Wake Deformation and the Free-Surface on Steady Aerodynamics of Wings in the Ground Effect, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.24, pp.87 - 105, 2017

OVPE 成長条件下における安定な GaN(0001)表面構造の検討

三重大学大学院工学研究科 河村貴宏

研究背景・目的

窒化ガリウム(GaN)の気相成長法の1つである Oxide Vapor Phase Epitaxy (OVPE)法は固体副生成物が無く、原理的には連続成長が可能であることからバルク GaN 結晶成長法として期待されている[1]。しかしながら、酸素(O)を含む原料を用いるため O 不純物量の制御が課題となっている。エピタキシャル成長は結晶表面で起こる現象であるため、その理解にはまず成長条件下における結晶表面構造に関する知見が必要である。そこで本研究では第一原理計算を用いて OVPE 成長条件下における GaN(0001)表面構造について解析を行い、安定な表面構造と O 不純物の取り込みについて考察した。

計算方法

計算には第一原理分子動力学プログラム“STATE-Senri”を用いた[2]。図1に GaN(0001)の基準表面構造モデルを示す。表面積は約 $6.3 \times 5.5 \text{ \AA}^2$ であり、4分子層の wurtzite 構造と 15 \AA の真空層で構成されている。また底面は原子番号が 0.75 の仮想的な H 原子で終端されている。この結晶表面に Ga, N, H, O で構成される原子・分子を吸着させた表面構造モデルについて解析を行い、その結果をもとに表面生成エネルギー

$$E_f = E_{tot} - E_{ref} - n_{Ga}\mu_{Ga} - n_N n_{NH_3} - \left(\frac{1}{2}n_H - \frac{3}{2}n_N\right)\mu_{H_2} - n_O\mu_O$$

を計算した[3]。ここで、 E_{tot} と E_{ref} はそれぞれ検討した表面構造モデルと基準表面構造の全エネルギー、 $n_{(Ga,N,H,O)}$ と $\mu_{(Ga,NH_3,H_2,O)}$ はそれぞれ吸着原子数と温度・圧力を考慮した各原子・分子のケミカルポテンシャルである[4]。各表面構造モデルの表面生成エネルギーを比較して、温度・Ga 圧力と安定な表面構造の関係を表面状態図にまとめた。

結果および考察

図2(a)と(b)にそれぞれ O 原子種を考慮した場合と考慮しなかった場合の表面状態図を示す。ここで、 NH_3 圧力と H_2 圧力は両方とも 0.1 atm 、O 圧力は Ga 圧力の半分とした。図中の Ga decomposition は GaN が成長しない範囲を示しており、その境界線は Akiyama らの論文[5]を参考にして描いた。OVPE 成長条件を温度 1500 K 、Ga 圧力が $1 \times 10^{-3} \text{ atm}$ と仮定すると、図2(a)の結果から OVPE 成長条件下では最表面の Ga 原子に OH と H_2O が吸着した $3OH+H_2O$ モデルの表面構造(図3)が安定であることが分かった。次に、GaN(0001)面から OH と H_2O を取り除くために必要な脱離エネルギーと、反応速度式 $k = A \exp\left(\frac{-E}{k_B T}\right)$ ($A=1 \times 10^{13} \text{ 1/s}$, $T=1500 \text{ K}$, k_B はボルツマン定数、 E は活性化エネルギー)を用いて評価し

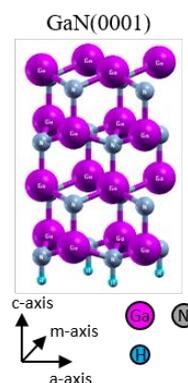


図1 GaN(0001)表面構造の計算モデル

た脱離頻度を表 1 にまとめた. この結果から, OH は脱離し難いが, H₂O は容易に脱離すると考えられる. 結晶表面に吸着した OH が O 不純物の原因の 1 つと考えられるので, O 不純物量の低減には成長温度を上げることで OH を脱離しやすくする, または H₂ ガスにより OH を H₂O に還元することで脱離させることが有効であると考えられる.

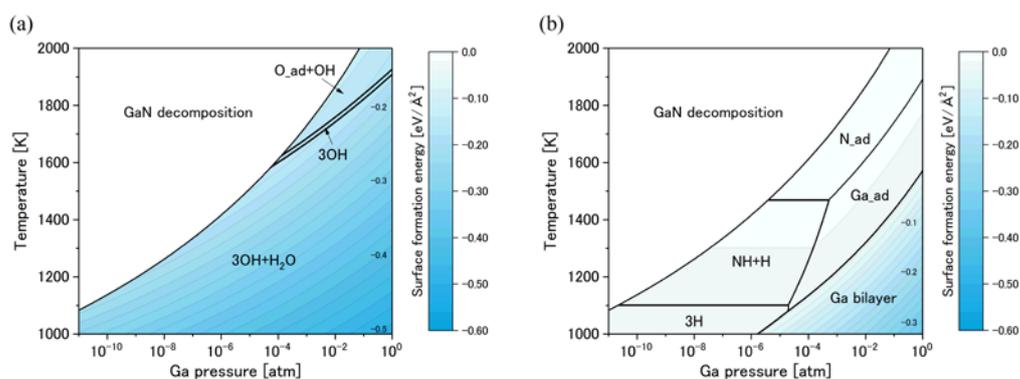


図 2 GaN(0001)の表面状態図: (a) 酸素を考慮した場合と (b) 考慮しなかった場合. 等高線は表面生成エネルギーを表しており, 値が小さい方がより安定なことを示す.

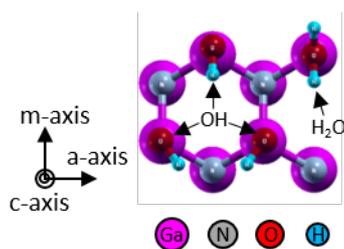


図 3 “3OH+H₂O”の表面構造モデル

表 1 1500K での OH と H₂O の脱離エネルギーと脱離頻度

	Desorption energy [eV]	Desorption rate [1/s]
OH	5.31	1.14×10^{-5}
H ₂ O	1.63	3.34×10^7

- [1] M. Imade et al., J. Cryst. Growth **312**, 676 (2010).
- [2] Y. Morikawa, Phys. Rev. B **51**, 14802 (1995).
- [3] C. G. Van de Walle et al., Phys. Rev. Lett. **88**, 66103 (2002).
- [4] Y. Kangawa et al., Surf. Sci. **493**, 178 (2001).
- [5] T. Akiyama et al., J. Cryst. Growth **318**, 79 (2011).

研究組織

研究代表者 河村貴宏 (三重大)

研究協力者 柿本浩一 (九大応力研), 寒川義裕 (九大応力研)

研究成果報告

“First-principles study of the surface phase diagrams of GaN(0001) and (000-1) under oxide vapour phase epitaxy growth conditions”, T. Kawamura, A. Kitamoto, M. Imade, M. Yoshimura, Y. Mori, Y. Morikawa, Y. Kangawa, and K. Kakimoto, Physica Status Solidi B, accepted.

カルコパイライト型化合物半導体太陽電池基板の作製と電気物性評価

宮崎大学 工学部 電子物理工学科
永岡章、富永姫香、今井正人、吉野賢二

1. はじめに

エネルギー問題を解決するキーテクノロジーの代表格である太陽電池は、低コスト、高効率達成が急務とされている。その中でも、 $\text{Cu}_2\text{ZnSn}(\text{S}, \text{Se})_4$ (=CZTS, CZTSe, CZTSSe)は、In や Ga 等のレアメタルを含まず、且つ構成元素が地球上に豊富にあり、S/Se 比をコントロールする事でバンドギャップも 0.9~1.5 eV と制御可能であり、光吸収係数も Si の 10 倍程度大きいという観点から低毒素低コスト材料として注目を浴びている。現在 CZTS 系太陽電池は、CZTS:8.8%¹⁾、CZTSe:11.6%²⁾、混晶である CZTSSe:12.6%³⁾という変換効率が達成されている。しかしながら、実用化に向けて更なる変換効率向上のため応用研究が活発に報告される一方で、正確なバンドギャップや光吸収係数の値など基礎物性に関する報告は非常に少ない現状がある。工業分野において技術的な問題は、時代経過とともに解決されることが多く、対象とする物質の本質を理解し更なる発展のために基礎研究から議論することは必要不可欠である。我々は、これまでに基礎研究である CZTSSe 単結晶技術を確立し、単結晶を用いて電気伝導メカニズムを中心とした報告を行ってきた^{4,5)}。

現在 CZTS 系太陽電池の変換効率向上の制限要因となっているのは、開放端電圧 V_{oc} が理論値(バンドギャップ値)の半分程度(V_{oc} 達成率 42-50%)しか得られていない事である。他の化合物太陽電池の世界記録と比較すると、変換効率 22.3%を達成している $\text{Cu}(\text{In}, \text{Ga})\text{Se}_2$ (CIGS)において V_{oc} 達成率 60-65%、21.5%を達成している CdTe 太陽電池において V_{oc} 達成率 55-60%であり、CZTS 系は 10%程度低い値となっているが同じ課題を抱えている⁶⁾。 V_{oc} の制限要因としてキャリアの再結合によるもので、主に①吸収層バルク内、②空乏層内、③PN 接合界面、④裏面電極近傍の 4 つが挙げられる。特に材料自体の物性に依存する①から③の再結合を改善する必要がある、キャリア濃度をコントロールする事が重要である。キャリア濃度をコントロールするためにドーピング技術は有効的であり、特に CIGS 太陽電池において Na は高効率を達成するために必要な不純物である。そこで本研究では、Na-doped CZTS 単結晶を作製し、Na ドーピング量とキャリア濃度を含む電気物性の相関性の基礎研究面と既に得られている良質な CZTS 単結晶を用いた単結晶太陽電池デバイス作製の応用研究面から V_{oc} 向上へアプローチを行った。

2. 実験方法

Na_2S をドーパントとして高純度原料と一緒に石英管に真空封入後、1100℃ で熔融させ Feed となる CZTS 多結晶へドーピングし、CZTS-Sn 擬二元系状態図から成長温度 900℃、80 mol% CZTS-20 mol% Sn 溶液、成長速度 4 mm/day の条件で移動ヒーター法(THM)を用いて Na-doped CZTS 単結晶を成長させた。結晶構造は、粉末 X 線回折(XRD)と X 線ロックアップカーブ(XRC)測定を用いて解析を行った。組成分析は、高周波誘導結合プラズマ発光分光法(ICP-AES)を用いて行った。電気的特性はホール効果測定を用いて測定温度 20~300 K、磁場 0.55T の条件下で行った。サンプルサイズは、5 mm×5mm×0.5 mm とし、表面は粗さ 0.01 μm の Al_2O_3 粉末で研磨した。直径 1 mm、厚さ 300 nm の Au 電極をサンプルの四角に真空蒸着法を用いて形成した。Au 電極はオーミック特性を示し、各電極間の抵抗値は磁場と電流を反転させ均一であることを確認している。

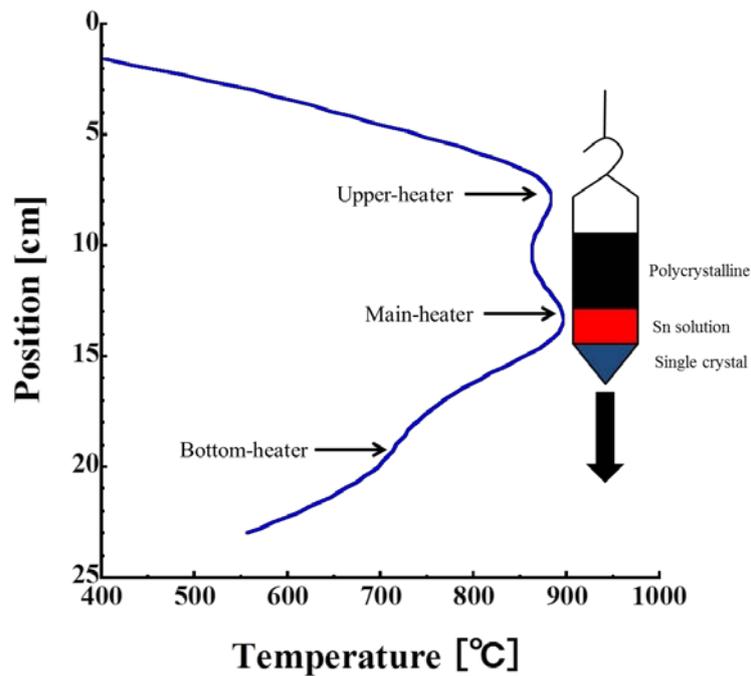


Fig. 1 THM 炉内温度プロファイル



Fig. 2 Na-doped CZTS 単結晶サンプル

3. 結果と考察

Fig. 1 に3ゾーンからなる THM 炉内の温度プロファイルを示す。中心ヒーター温度は 900℃ で液相温度より 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(過飽和領域)の温度勾配は 45℃/cm に設定することで溶液ゾーンの長さを 1 cm 程度にコントロールしている。Fig. 2 に Na-doped CZTS 単結晶ウエハーを示す。インゴットサイズは直径 10 mm、長さ 40 mm 程度で 5 mm 以上の単結晶が得られた。

ICP-AES から得られた Na-doped CZTS 単結晶サンプルの組成分析結果は、全てのサンプルにおいて金属組成比 $[Cu]/([Zn]+[Sn])=0.92-0.98$ 、 $[Cu]/[Zn]=1.73-1.86$ 、 $[Zn]/[Sn]=1.06-1.15$ であり Cu-poor、Zn-rich 組成を示した。Na 濃度は、0.04–0.13 at% を示した。

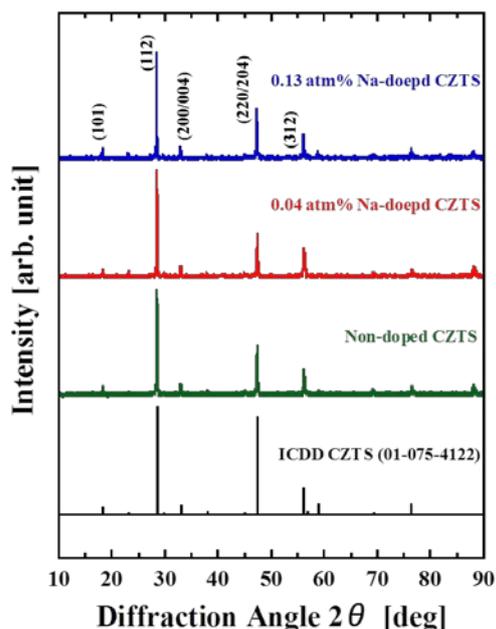


Fig. 3 Na-doped CZTS 単結晶粉末 XRD

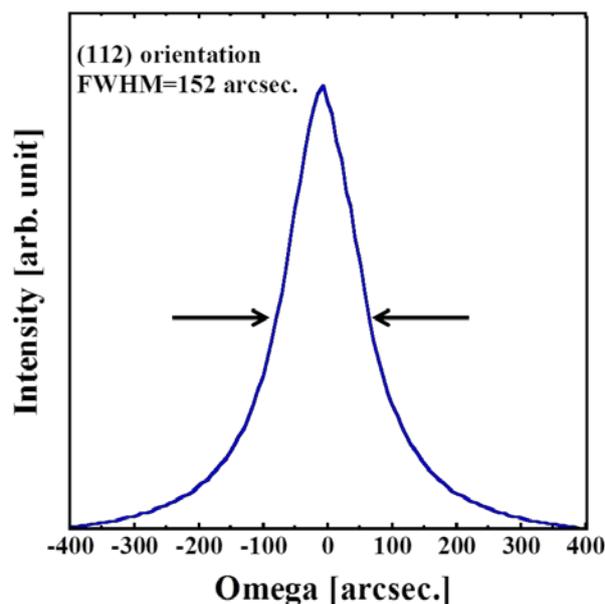


Fig. 4 Na 0.13 at% サンプル(112)面 XRC

Table 1 室温ホール効果測定結果

Na [at%]	Carrier concentration [cm^{-3}]	Conductivity [$\Omega^{-1}\text{cm}^{-1}$]	Mobility [$\text{cm}^2\text{V}^{-1}\text{s}^{-1}$]
0	8.80×10^{16}	2.22×10^{-2}	8.35
0.04	2.03×10^{17}	1.46×10^{-2}	13.9
0.13	7.42×10^{17}	1.07×10^{-1}	15.4

各組成の Na-doped CZTS サンプルの粉末 XRD パターンを Fig. 3 に示す。結晶構造は、kesterite タイプの正方晶を示し、全ての主要な回折ピークは ICDD データ(#01-075-4122 kesterite CZTS)と一致した。Kesterite 相は、Cu/Zn の配置が違う disordered kesterite 相を形成する場合もあるが、disordered 相では観察されない $2\theta=18.3^\circ$ のピークが観察されたため kesterite 相と判断した⁷⁾。Fig. 4 に Na 0.13 at% CZTS サンプル (112) 面における XRC 結果を示す。半値幅は 152 arcsec を示し、これは同じ多元系材料である CIGS 単結晶と同程度の値であった。これらの結果から高品質の単結晶サンプルが得られたと判断した。

Table 1 に室温のホール効果測定結果を示す。得られたキャリア濃度、伝導率、移動度は Na 濃度が増加するにつれて向上した。第一原理計算によると Cu サイトの Zn(Zn_{Cu})が CZTS 中の支配的なドナー性欠陥である⁸⁾。Na ドープによってこの支配的なドナーが置換され(=Na_{Cu})、ドナーによるキャリア補償の減少によってキャリア濃度が向上したと考える。さらに XRD 測定結果から Na 濃度増加とともにユニットセル体積が増加するので Na の置換の影響は確認できる。Fig. 5 に移動度温度変化を示す。低温側と室温付近においてそれぞれ T^k に比例しており、これらは不純物散乱と格子散乱に起因している。特に低温側において指数 k の値が Na 濃度増加により減少しているため不純物散乱の減少によって移動度が増加していると考えられる。この結果はドナー性欠陥 Zn_{Cu} が Na の置換によって中性欠陥 Na_{Cu} へ変化する推察と良い一致をする。

Fig. 6 に CZTS 単結晶太陽電池 IV カーブを示す。CZTS 単結晶上に Chemical bath deposition (CBD)法で n 型 CdS を製膜し pn 接合形成後にスパッタリング法で透明電極と電極を形成した。変換効率 3.2%、フィルファクター 35.1%、開放端電圧 V_{oc} 0.66 V、短絡電流 J_{sc} 14.1 mA/cm の結果が得られた。

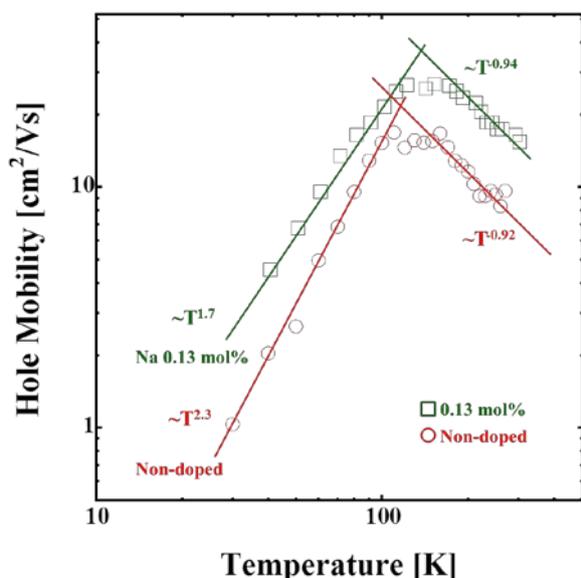


Fig. 5 ホール移動度温度変化

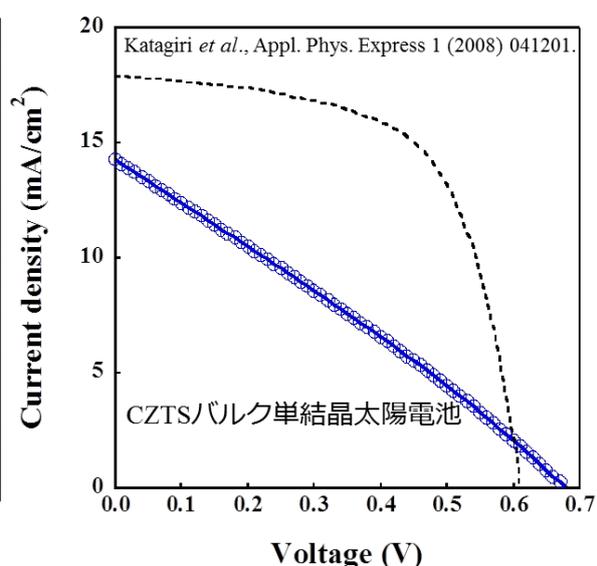


Fig. 6 CZTS 単結晶セル IV カーブ

効率は報告されているものよりも小さいが初めて CZTS 薄膜太陽電池が 6%を超えたセル⁹⁾と比較すると V_{oc} の値が大きいことが分かる。これは点欠陥が少なく結晶性の良い単結晶の特性が反映しているからだと考える。

4. まとめ

本研究は、CZTS 系太陽電池の変換効率向上のために開放端電圧 V_{oc} 改善に注目し Na-doped CZTS 単結晶を作製し、Na ドーピング量とキャリア濃度を含む電気物性の相関性の基礎研究面と既に得られている良質な CZTS 単結晶を用いた単結晶太陽電池デバイス作製の応用研究面からアプローチを行った。①Na ドーピング量増加とともに変換効率向上に関わるキャリア濃度や移動度の向上が確認された。②CZTS 単結晶セルにおいて初期の CZTS 薄膜太陽電池よりも大きな開放端電圧 V_{oc} が得られた。

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) S. Tajima *et al.*, Appl. Phys. Express. **8** (2015) 082302.
- 2) Y. S. Lee *et al.*, Adv. Energy Mater. **5** (2015) 1401372.
- 3) W. Wang *et al.*, Adv. Energy Mater. **4** (2014) 1301465.
- 4) A. Nagaoka *et al.*, J. Crystal Growth **423** (2015) 9.
- 5) A. Nagaoka *et al.*, Appl. Phys. Lett. **103** (2013) 112107.
- 6) M. A. Green *et al.*, Prog. Photovolt: Res. Appl. **24** (2016) 3.
- 7) A. Ritscher *et al.*, J. Solid State Chem. **238** (2016) 68.
- 8) S. Chen *et al.*, Adv. Mater. **25** (2013) 1522.
- 9) H. Katagiri *et al.*, Appl. Phys. Express 1 (2008) 041201.

血管内治療用カテーテルにおける耐久性と操作性の検証

九州大学病院消化器・総合外科 松本 拓也

1. 緒言

バルーンカテーテルとは、カテーテルの先端部のバルーンを膨張させることで、狭くなった動脈の内腔を押し広げ、心臓や腎臓および下肢への血行を改善し、狭心症、高血圧、および壊疽のような動脈硬化性の疾患を軽減する治療に使用するカテーテルの一種である⁽¹⁾。バルーンカテーテルによる経皮的冠動脈形成術(percutaneous transluminal coronary angioplasty: PTCA)は、すでに20年以上の歴史を持ち、現在では虚血性心疾患における主要な治療法となっている。狭心症例の30~40%はPTCAの適応があるといわれているが、その施行数は近年爆発的に増加しており、日本では年間4~5万件、米国および欧州ではそれぞれ約50万件のPTCAが行われていると推定されている⁽²⁾。

しかし、PTCAの安全性および成功率はバルーンカテーテルの改良などによって著しく高まってはいるものの、血管挿入時におけるバルーンの破裂例^{(3),(4)}やシャフトの破損例^{(5),(6)}が報告されている。そのため、カテーテルの力学的特性を定量的に把握しておく必要があるが、そのような力学特性を詳細に評価した研究はほとんど行われていない。そこで本研究では、実際に臨床で使用されているカテーテルの引張試験を行い、接合部とシャフト部の荷重-変位挙動を評価した。さらに、バルーンカテーテルは2層構造を形成するが、その外筒と内筒についてそれぞれ引張試験を行い、応力-ひずみ挙動を求めるとともに、塑性の全ひずみ理論に基づいて力学挙動のモデリングを試みた。

2. 実験方法

臨床で世界的に広く利用させているPTAバルーンカテーテルを2本試験体として使用した。バルーンカテーテルは2層構造を形成しており、内部をガイドワイヤーが通る内筒と空気を注入しバルーンを膨張させる外筒から構成されている。強度的に弱いとされるのはバルーンの根元の部分の接合部であるため、本研究では、1本の試験体は接合部を含む部分(接合部と呼ぶ)とそれ以外の部分(シャフト部と呼ぶ)に2分割し、それぞれ引張試験を行った。もう1本の試験体は、内筒と外筒のそれぞれの基本的な応力-ひずみ挙動を得るために、内筒と外筒に分解して引張試験を行った。

引張試験には小型卓上試験機(島津製作所(株))を使用し、負荷速度600mm/min、引張部分の長さ30mmで試験を実施し荷重と変位の時間変化を記録した。試験の様子はビデオで記録し、破断までの様子を確認した。また、内筒と外筒の試験ではビデオ撮影した画像を解析することで、ひずみを計測した。さらに、内筒と外筒の断面をSEM観察し、断面形状の観察と断面積の計測を行った。また、真応力-真ひずみ関係を算出し、初期の線形弾性領域より弾性率を評価した。

3. 結果と考察

引張試験より得られたカテーテルの接合部とシャフト部の荷重-変位曲線をそれぞれ図1に示す。図1(a)より、接合部では変位が52.3mmとなったときに外筒が破断して荷重が大きく減少し、その後内筒のみの変形により再び荷重は増加するが、変位が100mmのときに内筒も破断に至った。また、外筒の破断点に至るまでに降伏点と思われる変曲点が存在している。このような荷重-変位曲線は、2層構造のバルーンカテーテルにおいて外筒が先に破断する場合の典型的な挙動であり、我々が提案した単純なモデルがよく一致する⁽⁷⁾。内筒と外筒の弾塑性荷重-変位挙動をそれぞれ2段階に分けて直線近似すると、カテーテル全体の荷重-変位挙動はそれらの組み合わせとして次のように4段階に分けて表現でき

- 1) 内筒と外筒と一緒に弾性変形する
- 2) 外筒が塑性変形し内筒は弾性変形する
- 3) 外筒, 内筒ともに塑性変形する
- 4) 内筒のみ塑性変形する (外筒破断後)

さらに, 各変形様式に対して荷重-変位関係は次式で表される.

$$F = \begin{cases} (k_{1e} + k_{2e})d \\ (k_{2e} + k_{1p})d + (k_{1e} - k_{1p})d_{1y} \\ (k_{1p} + k_{2p})d + (k_{1e} - k_{1p})d_{1y} + (k_{2e} + k_{2p})d_{2y} \\ k_{2p}d + (k_{2e} - k_{2p})d_{2y} \end{cases} \quad (1)$$

ここで, k_e , k_p はそれぞれ剛性係数と硬化係数であり, 1は外筒を2は内筒を表している. d_y , d_f はそれぞれ降伏点と破断点における変位である. このモデルを用いて予測した結果を図 1 に点線で示す. 接合部において実測値と力学モデルがよく一致することが確認された.

一方, 図 1 (b)に示したシャフト部では, 接合部とは異なり内筒が先に破断した. 内筒破断後の変位が 90-150mm の領域では, 外筒の塑性変形により荷重がほとんど増加することなく変形した. その後, 再び荷重が増加するが, この現象は, 外筒の変形により内筒に作用する圧縮力が増加して内筒が強く拘束されるために, 再び外筒と内筒が一体化して変形を開始することに対応していると考えられる. このように, バルーンカテーテルでは, 外筒と内筒のどちらが先に破断するかで, その引張変形挙動が異なることが明らかになった.

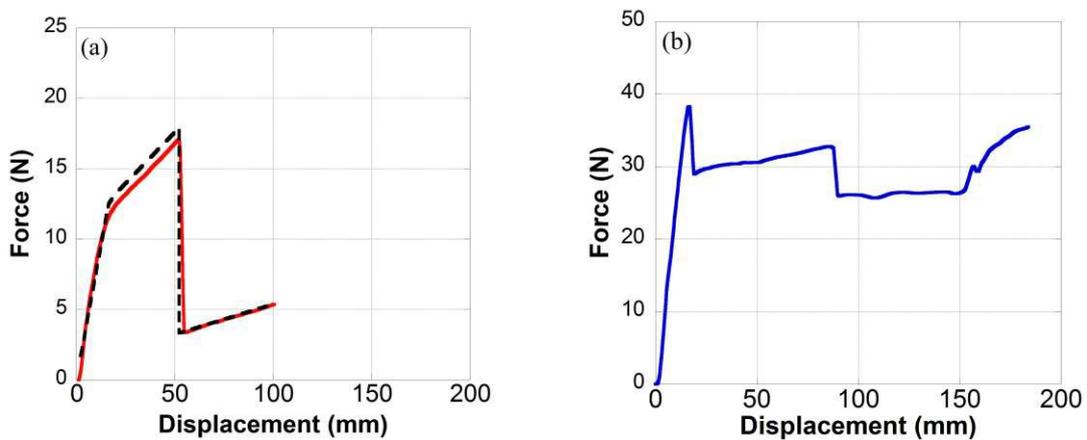


Fig.1 Load-displacement curves; (a) joint, (b) shaft.

内筒と外筒の断面の SEM 画像を図 2 に示す. この画像から分かるように, 外筒の厚さは内筒の 2 倍程度であり, 強度的により高いことが予測される. この画像を元に断面積を算出し, 応力の算出時に利用した.

得られた真応力-真ひずみ曲線を図 3 に示す. 内筒, 外筒ともにポリマーでみられる典型的な弾塑性の応力-ひずみ挙動を示している. 初期の線形弾性領域より弾性率を算出したところ, 内筒は 113MPa, 外筒は 258MPa であり, 外筒の方が高い弾性率を示した. 内筒と外筒はともにポリアミド系の樹脂であることが分かっているが, 同じ材質ではなく共重合化により材質を変えていることが予想される. 次に内筒と外筒の

弾塑性挙動を全ひずみ理論を用いて表すことを試みた。全ひずみ理論では、塑性域でのひずみは、弾性ひずみと塑性ひずみの和として表される。

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p \quad (2)$$

応力と弾性ひずみの関係は、弾性率 E を用いてフックの法則で表される。

$$\sigma = E\varepsilon_e \quad (3)$$

また、応力と塑性ひずみの関係には、次式のような指数関数的な関係が成り立つと仮定する。

$$\sigma - \sigma_y = k\varepsilon_p^n \quad (4)$$

ここで σ_y は降伏応力であり、 k , n は定数である。(2)式に(3)式と(4)式を代入して整理すると、弾塑性域での応力—ひずみ関係は次式で表される。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma - \sigma_y}{k}\right)^{1/n} \quad (5)$$

(3)式と(5)式を用いて予測した結果を図4に破線で示しており、実験値と理論値がよい一致を示していることが分かる。

文 献

- (1) ジェイムズ・E・ワスコ, 医学最前線からの報告, 24-28 (1978)
- (2) 鈴木 紳, 心臓カテーテル, 115-123 (2000)
- (3) C.J. Tegtmeier, et al., Radiology, 139 (1981), pp. 231-232
- (4) T. Katayama, et al., J. Cardiol., 1 (2010), pp. e17-e20
- (5) V. Trehan, et al., S., Catheter. Cardiovasc. Interv., 58 (4) (2003), pp. 473-
- (6) J.H. Kim, et al., J. Invasive Cardiol., 24 (2012), pp. 74-75
- (7) Mitsugu Todo, et al., Journal Mech. Behav. Biomed. Maters, Vol 62, (2016), pp. 236-239

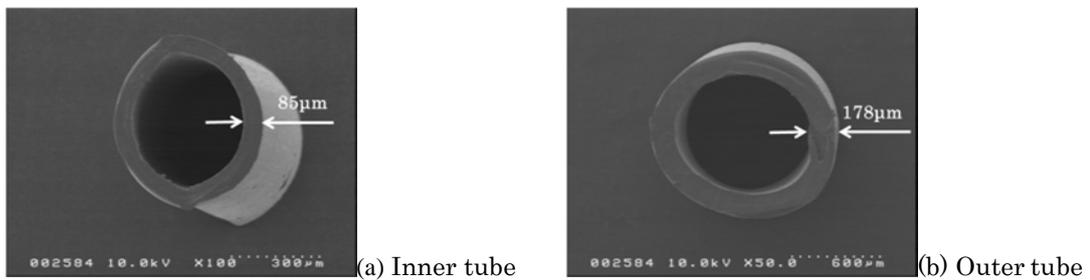


Fig.2 SEM images of the cross-sections of inner and outer tubes.

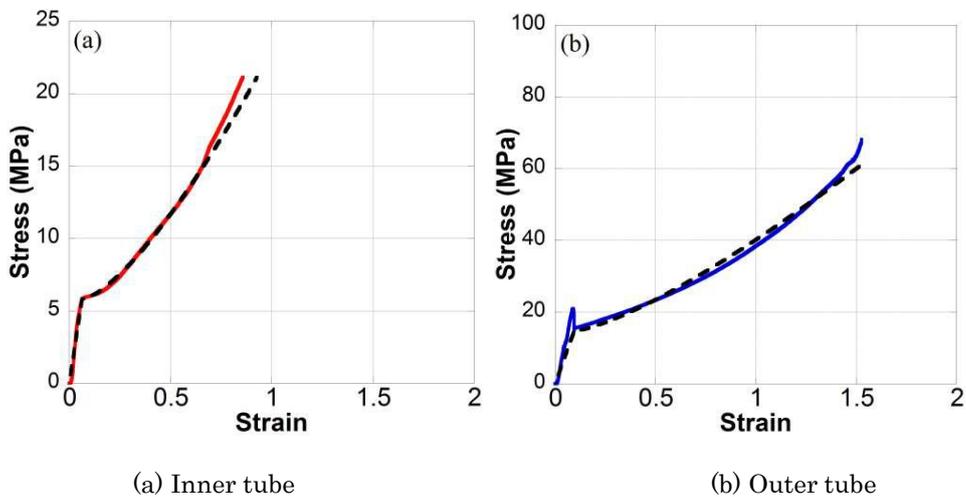


Fig.3 Stress-strain curves of inner and outer tubes.

CT-FEM を用いた大腿骨頭壊死症による骨頭圧潰メカニズムの解明

横浜市立大学医学部整形外科 稲葉

裕

1. 緒言

大腿骨頭壊死症は、大腿骨頭が阻血性壊死に陥って破壊され、圧潰変形を生じることで痛みをもたらす難治性疾患である。大腿骨頭壊死による圧潰の進行状態が深刻な場合は、大腿骨頭回転骨切り術や人工股関節置換術などが行われる。大腿骨頭壊死に関する医学的な研究は進んでおり、血管内皮細胞において細胞周期の停止や細胞死が誘導され、血管の再生や新生の障害を介して発症するというメカニズムが提唱されているが、壊死発症後の圧潰の力学的メカニズムは明らかになっていない。

これまで大腿骨頭壊死症に対して有限要素解析 (FEA) が行われてきた。しかし大腿骨頭に直接荷重を与えており、軟骨、骨盤との接触が考慮されていない、また骨を等質材料として扱っており、骨強度の大部分を担保するアパタイトの影響が考慮されていない。これまでに大腿骨頭壊死の病期によって治療法を決定することを目的とした FEA が行われてきた[1][2]が、圧潰の力学的メカニズムは明らかになっていない。

そこで本研究では、大腿骨頭壊死による圧潰メカニズムを明らかにすることを目的として、FEA を行い、大腿骨頭壊死症による圧潰現象の再現を試みた。CT 画像から損傷モデルを組み込んだ FEA モデルを作成し、そのモデルに対して力学試験により得られた壊死および軟骨の材料特性を適用することで、解析を行った。

2. 方法

成人女性 (79 歳, 体重 60kg) 左股関節, 成人女性 (61 歳) 左股関節, 成人男性 (55 歳) 右股関節の CT 画像を Mechanical Finder ver.8.0 で読み込み、骨盤、軟骨、大腿骨からなる股関節モデルの作成を行った。股関節モデルの全体像を Fig.1 右図に示す。次に、Solid Works 2008 を用いて長径 24mm, 短径 10mm からなる楕円体の壊死部を作成し、正常大腿骨モデルに挿入することで、大腿骨頭壊死モデルとした。壊死部は骨頭の表面に沿って挿入した。3種類の骨頭モデルを Fig.1 左図に示す。Table 1 にそれぞれのモデルの骨盤の体積と大腿骨の体積を示す。また、Fig.1 で示す 79 歳女性モデルを①とし、①の壊死の位置を基準に 2mm, 4mm, 6mm 下方へ移動させていくことで作成したモデルを②, ③, ④とする。

大腿骨と骨盤のヤング率、最大応力、降伏応力は Keyak らの計算式を用いて骨密度より算出した。壊死部と軟骨の弾性率はこれまで実際に大腿骨頭壊死症患者から人工股関節術の際に摘出した大腿骨頭から試験片を作製し、力学試験を行うことにより算出した平均値 0.017MPa, 0.52MPa を使用した。Table 2 に本研究で使用した材料特性を示す。また骨損傷を再現するために、要素単位で破壊が進行する損傷モデルを導入した。引張り破壊は主応力基準、圧縮降伏変形は Drucker-Prager 相当応力基準、圧縮破壊は主ひずみ基準で生じるものとした。拘束条件としては、Fig.1 右図に示すように、大腿骨骨端部を完全拘束し、腸骨と恥骨の一部を左右方向に拘束した。荷重条件として、骨盤近位より 1800N の分布荷重を 10 分割して与えた。

3. 結果と考察

Fig.2 に 180N の分布荷重を与えた際の壊死部の最小主応力分布図を示す。+の値は引張応力、-は圧縮応力を示す。いずれのモデルでも壊死部と正常組織の境界部に高い圧縮応力が分布していることが分かる。これは正常組織と壊死部の弾性率の差により応力集中が生じたためだと考えられる。

Fig.3 に 79 歳女性モデルに骨盤近位より 1800N の分布荷重を 180N→360N→・・・→1800N と 10分割して与えた際の破壊要素分布状態を示す。黄色の要素は圧縮塑性変形、赤い要素は圧縮破壊、青い

要素は引張破壊が生じた要素を示している。低荷重を与えた際に橢円体形壊死部と正常組織の境界部から破壊が発生し、荷重を増加させていくと、壊死部と正常組織の境界部に破壊領域がドーナツ状に形成され、次第に破壊領域が橢円体形壊死部の中心部へと進行していった。

Fig.4 に79歳女性、61歳女性、55歳男性のモデルの破壊要素数の比較を示す。破壊要素数は79歳女性>61歳女性>55歳男性の順に多く、Table.1 に示した大腿骨全体の体積および骨盤の体積に比例していることがわかる。荷重を与えた際に、骨盤や大腿骨が大きいとより広範囲で荷重を受けることで、壊死に加わる荷重が軽減されるため、壊死部の破壊要素数の減少につながったと考えられる。

4. 圧潰メカニズムの提唱

Fig.5 に大腿骨頭壊死発症後の圧潰をもたらす力学的メカニズムを示す。荷重は軟骨を介して大腿骨頭の正常組織及び壊死に加わる (I)。壊死に荷重が加わるとポワソン効果により、荷重と垂直方向に広がろうとする (II)。壊死は広がろうとするが壊死周囲に存在する正常組織は剛性が高く、広がることができないため壊死部と正常組織の境界面で高い圧縮応力が生じる (III)。境界面から徐々に破壊が生じ (IV)。最終的に圧潰にいたる (V)。

参考文献

- [1] Yang J.W., et al., Mechanics of femoral head osteonecrosis using three-dimensional finite element method, Arch Orthop Trauma Surg, Vol.122(2002), p88-92
- [2] Volokh K.Y., et al., Prediction of Femoral Head Collapse in Osteonecrosis, J Biomech Eng, Vol.128(2006), pp467-470

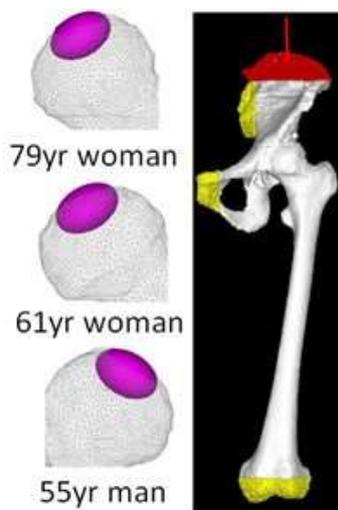


Fig.1 Hip joint model and three different femoral head models with elliptical necrosis.

Table.1 Pelvis and femur volume

	79 year woman	61 year woman	55 year man
Pelvis volume (cm ³)	262	292	350
Femur volume (cm ³)	344	408	544

Table.2 Material property

Tissue	Young's Modulus (MPa)	Poisson's Ratio	Critical Stress (MPa)	Yield Stress (MPa)	Density (g/cm ³)
Necrosis	0.013	0.4	1(kPa)	1(kPa)	0.01
Cartilage	0.52	0.4	20.6	20.6	2.4
Femur& Pelvis	Keyak (1998)	0.4	Keyak (1998)	Keyak (1998)	Keyak (1998)

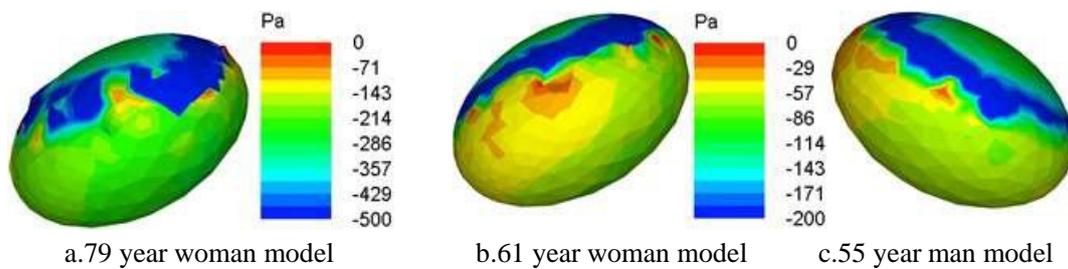


Fig.2 Minimum stress distribution of necrosis on 180N

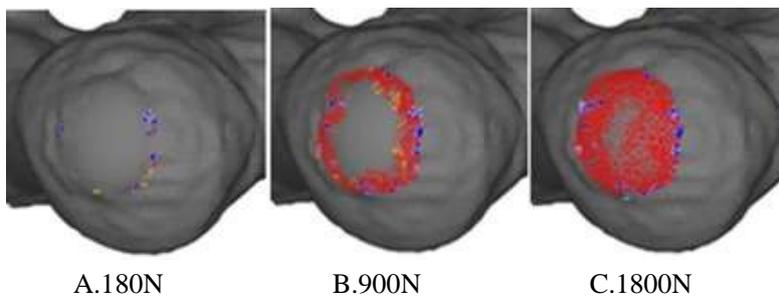


Fig.3 Distribution of fracture elements.

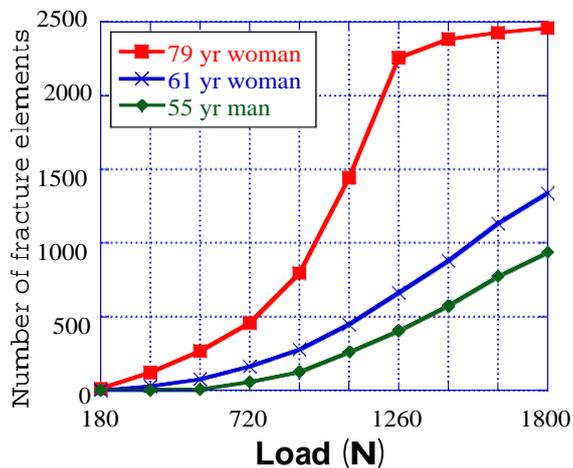


Fig.4 Fracture elements of 3 model

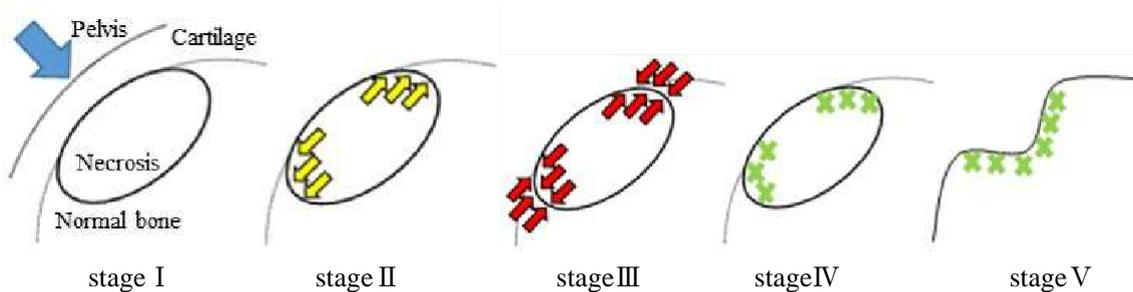


Fig.5 Mechanism of compressive crushing

CT-FEM を用いた腱板腱骨付着部のバイオメカニクス解析

金澤 知之進

要旨：正常な腱組織が骨に付着している部位（腱骨付着部）は、物理的剛性の全く異なる骨組織と腱組織を連結しており、運動において強大な力学的負荷がかかる部位である。このような特殊な環境から、整形外科領域において腱骨付着部は炎症性疼痛を引き起こし、その治療に難渋することが知られている。正常腱骨付着部組織は、線維軟骨を介した特殊な構造をしているが、運動時においてどのような応力分布をなしているのか不明である。本研究では、CT-FEM を用いて、正常と腱板縫合モデルそれぞれの応力分布を定量的に解析し、腱骨付着部障害の治療に資する、基盤的な知見を得ることを目的とする。

序論：整形外科領域において、腱骨付着部はその構造の特性上、運動時に強大な力学的ストレスがかかる為、炎症性疼痛が遷延し、治療に難渋することが広く知られている。このような組織構造は、腱が骨につく身体の各所に存在しており、つまるところ過度な力学的負荷がかかる状況下におかれれば、身体のあらゆる部位に、難治性の炎症性疼痛を生じ得るものである。その結果、スポーツ選手のスポーツ活動はもちろんのこと、正常人においても ADL を著しく低下させてしまう。しかしながら、腱骨付着部障害がどのような構造/メカニズムによって発症するのか、また、過度なストレスが加わった場合、超微形態レベルにおいて、どのような組織形態変化が起こっているのかは依然として不明であり、それが腱骨付着部症治療を難渋させている要因の1つとなっている。

方法：実験1) 正常骨・靭帯付着部における応力分布の検討

ラットを用い、出生直後から出生後1か月まで1週ごとに、正常骨・靭帯付着部を摘出し、CT-FEM により正常骨・靭帯付着部の応力分布を解析する。

実験2) ラット靭帯再建モデルを用いた、骨・腱間固着の応力分布の検討

正常骨・靭帯付着部の構造が、実際の靭帯再建手術を行った後に生じる骨・移植腱間の応力分布がどのように異なっているのか検討する。

結果・考察：現在応用力学研究所スタッフとともに、棘上筋腱付着部の応力分布解析に必要な、ラット上腕骨の CT 情報から、シュミレーションソフトのセッティング調整中である。

論文と学会発表のリスト：なし

CT-FEM を用いた人工股関節置換術後の大腿骨折のバイオメカニクスの検討

九州大学医学研究院 中島康晴

I. INTRODUCTION

Total hip arthroplasty (THA) and Resurfacing hip arthroplasty (RHA) are two common approaches for hip osteoarthritis treatment. Issues of long term stability of implant and bone growth are part of the debate in promoting both procedures. Biomechanical factors such as bone absorption, bone fractures and prosthesis loosening are to be considered for primary and long term successful. Also, clinical and patient-reported outcomes have to be taken into account, including return to function, pain relief and increase mobility.

Computational biomechanical analysis had widely implemented to promote the primary and long term prediction. Different loading behavior for daily activities such as walking and stair climbing were demonstrated in predicting stress behavior, potential of failure and implant stability [1]. In addition, patients with hip osteoarthritis and hip arthroplasties were also at risk of bone fractures especially to elderly. Instead of having weaker bone, they are more likely to fall due to imbalance, medication side effects and difficulty avoiding environmental hazards [2]. The external loading created during sideway falls will initiate to sudden and high impact loading to the hip contact. Risks of falling for hip arthroplasties patients are higher due to gait adaptation and instability [3].

The purpose of the current study are (i) to develop inhomogeneous 3D model of intact femur and femur with arthroplasties (THA and RHA) based on CT-based data and (ii) to examine the bone fractures mechanism of intact, RHA and THA femurs under different loading configuration of sideway falls.

II. MATERIALS AND METHOD

A. Development of Inhomogeneous Bone Model

A 3D femur model was constructed from computed tomography (CT) based images of 54-years old male. The models are designed using tetrahedral solid element with a size of 3 mm for the whole bone. The mechanical properties of the bone element are computed by Hounsfield unit value to determine inhomogeneous model. Young modulus and yield stress of each element are calculated based on Keyak et al. [4] while Poisson ratio for each element is set as 0.4. Distribution of young modulus in the inhomogeneous model was illustrated in Fig. 1.

B. Material Properties

CAD data of hip resurfacing and total hip arthroplasty are imported and implanted into femoral bone and presented as

RHA and THA femur models, respectively. The femoral head is resurfaced and implanted with arthroplasty in RHA while it is cut off in THA femur, as illustrated in Fig. 2. Prosthesis stem of THA is modeled as Ti-6Al-4V material while femoral ball as Alumina properties. Meanwhile, RHA implant is assigned as Co-Cr-Mo material. Details of material properties for each component are summarized in Table 1 [4]. Contact between both implants and bone are considered to be perfectly bonded at the interface.

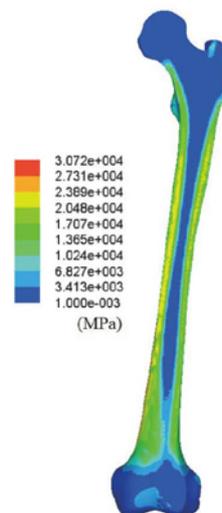


Fig. 1. Distribution of young modulus in inhomogeneous femur model.



Fig. 2. 3-dimensional models of intact, RHA and THA femurs

TABLE I: MATERIAL PROPERTIES OF HIP ARTHROPLASTIES

Properties	Ti6Al4V	Alumina	Co-Cr
Elastic Modulus (GPa)	114	370	230
Poisson Ratio	0.34	0.22	0.30
Critical Stress (GPa)	0.88	0.40	0.94
Yield Stress (GPa)	0.97	3.00	2.70
Density (g/cm ³)	4.43	3.96	8.28

C. Loading and Boundary Conditions

Four different types of loading and boundary conditions are assigned to demonstrate different sideways falls [5]. Each configuration exhibits different loading directions at angle α (with reference to the long axis of femur in frontal plane) and β (with reference to femoral neck axis in horizontal plane) as proposed in Bessho et al [5]. Fig. 3 and Table 2 described the different angle α and β for each configuration. The variety of falling configurations (FC) are labeled as FC1, FC2, FC3 and FC4 and illustrated in Fig. 4.

Experimental study to measure the impact forces at the hip during sideways falls was previously conducted by Groen et al [6]. The study concluded that proper fall techniques (eg. Martial arts) will reduce impact velocity and loading. Hip impact force (normalized to body weight, BW) may reduce from 3.9BW to about 2.8BW in proper fall techniques. In this study, different loading magnitudes are assigned for each configuration to predict sudden impact of falls. Increments of loading from 1BW to 5BW are considered to predict the fracture patterns and stress behavior during falls with different configurations. Finite element analyses combined with a damage mechanics model are performed to predict bone fractures in both arthroplasty models and intact femur.

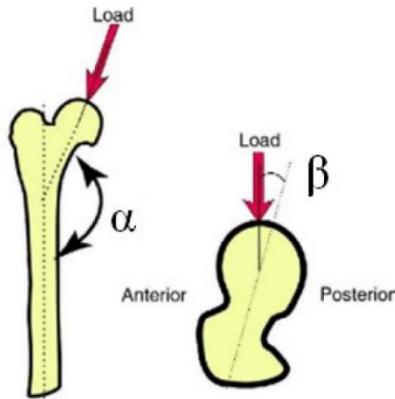


Fig. 3. Definition of different loading direction α and β at coronal (left) and axial (right) views

TABLE II: DESCRIPTION OF DIFFERENT ANGLE DEGREE

Configuration	α	β
FC1	120	0
FC2	60	0
FC3	60	15
FC4	60	45

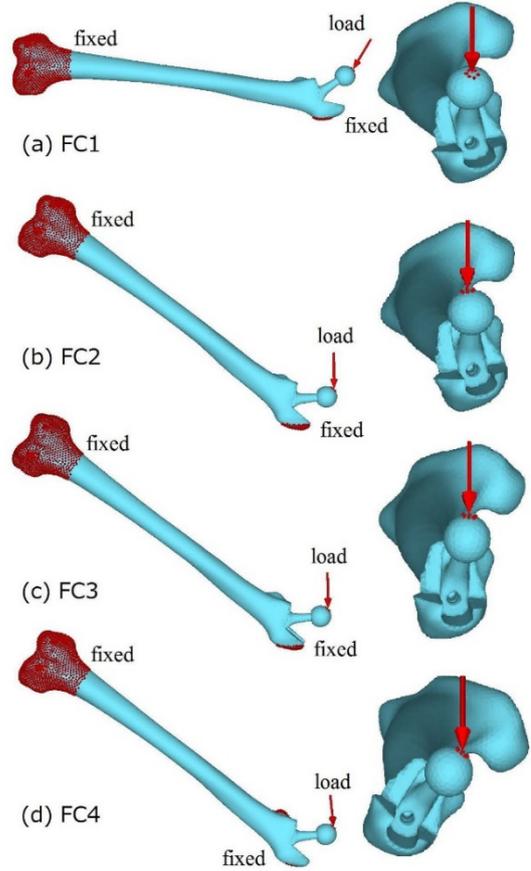


Fig. 4. Loading & boundary conditions for different falling configurations

III. RESULTS AND DISCUSSION

Risk of femoral fracture in all femurs is predicted computationally using commercial biomedical software, Mechanical Finder, v6.1 in corresponding to damage formation criterion. Fracture mechanism of femurs was calculated based on prediction by Keyak et al. [7]. The load bearing strain was set to 3000micron which representing bone loading that leads to bone formation. The test tensile strength was set to 80% of the yield strength determined from the CT images [8,9].

A. Changes in the distribution and numbers of element failure

Increments of failure elements by increasing of body weight (BW) loading are presented in Fig. 5 for different configurations. Total of elements failure are considered for both tensile and compressive direction. Patterns of changes for failure element are increased exponentially for all configuration and femur models. Configuration FC1 shows less numbers of failures as compare to other configurations which range up to 1700 elements at 5BW.

Configuration FC1 indicates that risk of bone fractures are high in THA femur followed by RHA and intact femurs. But, the intact femur shows higher number of element failures when the loading exceed 5BW as projected in Fig. 5(a). Differs to other configurations, fractures or failure element of bone are expected to be dominant in RHA femurs while minimum in THA femurs. The patterns are almost

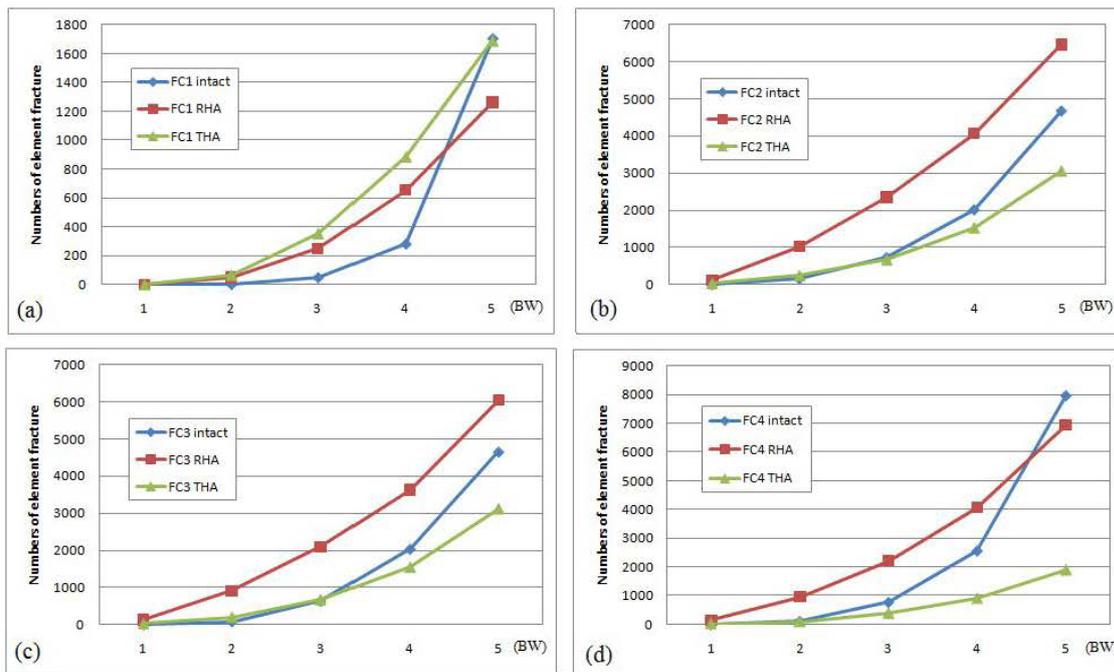


Fig. 5. Changes of element failures by increasing of body weight (BW) loading for different falling configurations (a) FC1, (b) FC2, (c) FC3 and (d) FC4 between intact, RHA and THA femurs

comparable between configuration FC2, FC3 and FC4 along the increasing body weight loading as shown in Fig. 5(b), 5(c) and 5(d), respectively. Nevertheless, the elements of failures are expected to be peak up to 8000 element in intact femur at 5BW in configuration FC4 (Fig. 5d). The incidence may be occurred due to collateral damage of the femoral bones caused by the high impact.

Changes of element failure distribution in increased body weight loading contribute to the pattern of bone fractures in intact, RHA and THA femurs. Fig. 6 illustrated the changes in the distributions of the elements failure for configuration FC4 for all femur models at posterior-anterior (P-A) view. Tensile fractures are indicated in red while compression fractures in yellow. No sign of fractures are expected at lower impact loading at 1BW. The failures of elements are expected to initiate at 2BW and 3BW for RHA and THA models, respectively. While fractures of the intact femur are clearly indicated at 5BW and dominated at the upper neck of femoral.

Fractures of RHA femur are expected to occur at femoral neck when the load reached 3BW. In higher load at 5BW, the additional fractures location is pointed out along the inter-trochanteric crest region. For THA femur model, the bone fractures are projected to locate at proximal medial and lateral region of femoral cutting. The direction of hip loading during fall may lead to lateral-medial bending effects to the prosthesis stem and replicate force to the proximal cut of the femur. Fall area at lesser trochanter region may also contribute to stress concentration and continue to fail.

B. Prediction of bone fracture location in intact, RHA and THA femurs

Damage formation of bone fractures occurred in all configurations with different locations. Fig. 7 illustrated the different predicted locations of bone fractures for configurations FC1-FC4 at 5BW loading. In general, loading direction and boundary condition which differentiate the falling configurations contribute to the fracture locations. FC1 and FC2 configurations defined similar loading angle (0°) of β but contrast in α (120° and 60°). Different β angle of loading direction are applied in FC2, FC3 and FC4 configurations at 0° , 15° and 45° , respectively.

Bone fractures occurred at the area of impact loading and boundary conditions due to high stress concentrations. In addition, direct impact hip loading to the femoral head of intact femur give high stress concentration. Fractures in tensile direction are designated in red element while yellow element shows compression failures. At 5BW of hip loading, fractures are projected to occur in all falling configurations and all femur models.

Consequently, the proximal resection area of the femur is reflected and stresses are dominated. Higher stress concentrations at low elastic modulus material are tended to fracture. Damage formation that occurred inside the proximal canal femurs may lead to prosthesis loosening and decrease implant stability. Bone fractures also projected at the greater trochanteric region for all configurations at the higher hip loading (5BW).

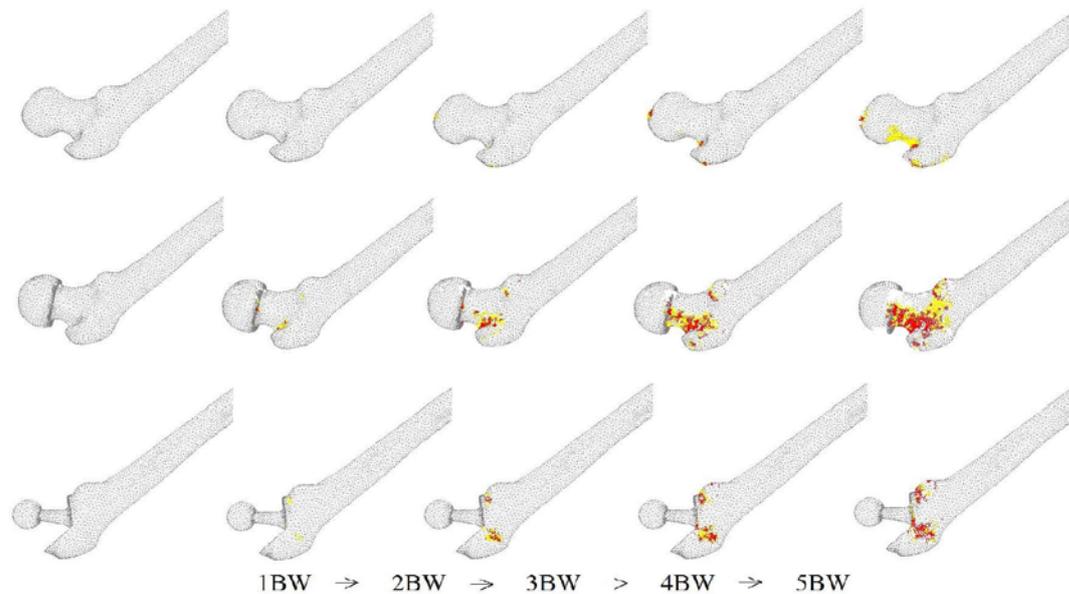


Fig. 6. Patterns of bone fractures in intact, RHA and THA femurs in increasing body weight from 1BW to 5BW loading (left to right) for configuration FC4

IV. CONCLUSION

The inhomogeneous FE models of femurs are well developed in this study to predict bone fractures for intact, RHA and THA femurs during sideways falls. Different locations of fracture are predicted in each configuration due to different loading direction and boundary conditions. Predicted fractures for intact and RHA femurs are dominant at femoral neck region in all configurations. While, trochanteric region and proximal canal for THA femurs and expected to lead for stem loosening and instability.

REFERENCES

- [1] Speirs A.D., Heller M.O., Taylor W.R., Duda G.N. and Perka C., Influence of changes in stem positioning on femoral loading after THR using a short-stemmed hip implant, *Clinical Biomechanics*, vol. 22 (2007), pp. 431-439.
- [2] Brunner L.C., Eshilian-Oates L., Kuo T.Y., Hip fractures in adults, *Am Fam Physician*, vol. 67-3 (2003), pp. 537.
- [3] Beaulieu M.L., Lamontagne M. and Beaulieu P.E., Lower limb biomechanics during gait do not return to normal following total hip arthroplasty, *Gait and Posture*, vol. 32 (2010), pp. 269-273.
- [4] Keyak J.H., Skinner H.B., Fleming J.A., Effect of force direction on femoral fracture load for two types of loading conditions, *J Orthop Res*, Vol. 19 (2001), pp. 539-544.
- [5] Bessho M., Ohnishi I., Matsumoto T., Ohashi S., Matsuyama J., Tobita K., Kaneko M., Nakamura K., Prediction of proximal femur strength using a CT-based nonlinear finite element method: Differences in predicted fracture load and site with changing load and boundary conditions, *Bone*, Vol. 45 (2009), pp. 226-231.
- [6] Groen B.E., Weerdesteyn V., Duysens J., Martial arts fall techniques decrease the impact forces at the hip during sideways falling, *J Biomech*, Vol. 40 (2007), pp. 458-462.
- [7] Keyak J.H., Rossi S.A., Jones K.A., Skinner H.B., Prediction of femoral fracture load using automated finite element modeling, *J Biomech*, Vol. 31 (1998), pp. 125-133.
- [8] Kaneko T.S., Pejic M. R., Tehranzadeh J., Keyak J.H., Relationships between material properties and CT scan data of cortical bone with and without metastatic lesions, *Med Eng & Phy*, vol. 25 (2003), pp. 445-454.
- [9] Taylor D., Hazenberg J.G. and Lee T.C., The cellular transducer in damage-stimulated bone remodeling: a theoretical investigation using fracture mechanics, *J Theo Bio*, vol. 225 (2003), pp. 65-75.

3Dプリンターを利用した骨再生用多孔質足場材料の開発

大阪大学未来医療センター 名井 陽

Introduction.

Polylactic acid (PLA) has been used as scaffold and bone plate in the medical field because of its biodegradable characteristics. 3D printing (3DP) is one of the rapid prototyping methods and has ability to control matrix architectures, construct biomimetic structures, ^[1,2]. In this study; three different structures of porous PLA cylinder were fabricated using a 3DP machine. Compressive properties and morphology were then examined.

Material and Method.

The raw material used in the 3DP was PLA filament (Kenbill Co), with diameter 1.75 mm and natural color. A commercial 3D printer (Scoovo X9) with the minimum thickness layer of 50 μm was used. Porous structures were designed using a 3D-CAD software. 3 designs introduced were A. conetube, B. spherical and C. octahedron cylinders as shown in Fig.1. The designs were exported as a rapid prototyping stereolithography format and uploaded to the 3DP software (Slic3r™ v. 0.9.10b). A G-code file was created and sent to the 3DP machine. The printing temperature (220°C) and layer height were controlled during 3DP process. Finally, 2D sliced layers were built layer by layer by the printer. The nozzle travel speed was set at 60 mm/s. The printed samples are also shown in Fig.1

Compression tests were conducted using a conventional machine at a crosshead speed of 1 mm/min. The microstructures were also examined using a FE-SEM.

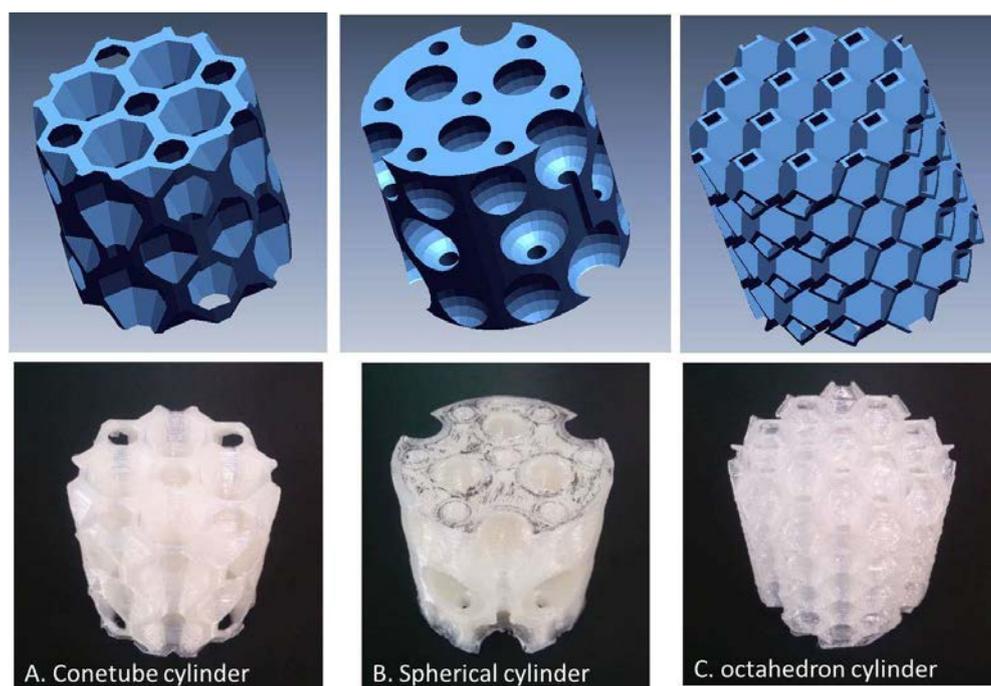


Fig.1: Designs and printed structures of three different porous cylinders (a) cone, (b) sphere, and (c) octahedron

Result and Discussion.

Table 1 shows that the theoretical porosity ranges between 88~90%. However, the experimental value showed lower porosity for A and B. The theoretical value agrees well with the experimental in C. It was found that the printed structures did not perfectly coincide with the original designs because of the nature of 3DP in which melted PLA filaments were used to construct the structures. Heterogeneous micro structures were actually observed by FE-SEM.

The compressive moduli are shown in Fig.2. It is seen that C had the highest modulus of 836 MPa, suggesting that the octahedron structure created the stiffest structure of three designs.

Table 1: Porosity values of porous cylinders

Cylinder	Designs	Theoretical	Experimental
A	Cone.	90 %	67 %
B	Sph.	89 %	61 %
C	Octa.	88 %	86 %

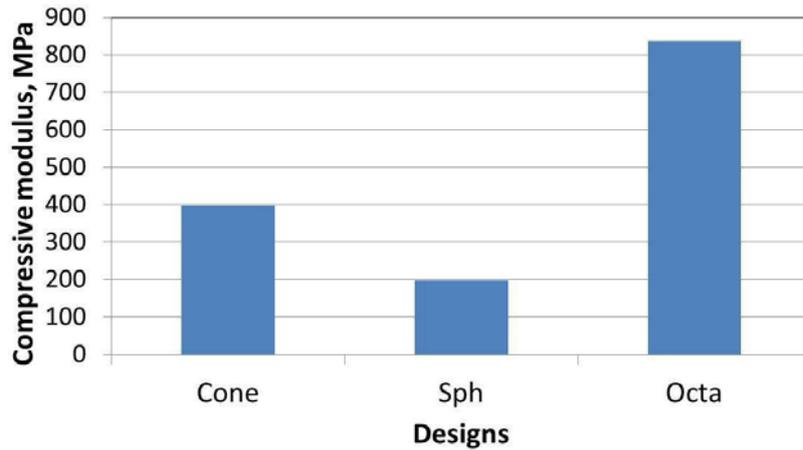


Fig.2: Compressive moduli of porous cylinders

Conclusions.

3D printing technique was used to fabricate three different porous structures of PLA. Those structures could be used as scaffolds in tissue engineering field. The theoretical porosity was different from the experimental, suggesting that the printed microstructures could be different from the original designs. Such structural change should be considered in the designing process. The modulus of the octahedron cylinder was the highest, indicating that the mechanical properties can be controlled by changing the porous structure with use of 3D printing.

References.

- (1)C.X.F. Lam, X.M. Mo, S.H. Teoh, D.W. Hutmatcher; Mater. Sci. and Engineering C20(2002) 49-56.
- (2)Supia, J. Kundu, S.C. Kundu (2010); Tissue Engineering, Daniel Eberli(Ed.), ISBN:978-953-307-079-7.

骨粗鬆化脊椎における骨損傷メカニズムに関する研究

順天堂大学医学部整形外科

米澤郁徳

1. 緒 言

日本は超高齢化社会を迎え、特に女性高齢者の骨粗鬆症が社会的問題となっている。骨粗鬆症になると骨密度が大幅に減少し骨強度が大きく低下する。その結果、骨折が容易に生じることになる。骨折を含めた骨関節障害は、現在脳卒中に次ぐ寝たきり原因の第2位であり、高齢者の寝たきりはQOL (Quality of Life) を大きく低下させる(1)。骨粗鬆症に関連した骨折は、大腿骨頸部や脊椎椎体で多く見受けられるが、特に椎体の圧迫骨折は、たとえば椅子への着席等の低レベルの圧縮荷重の作用下でも生じることがあるので注意を要する。さらに連続して他の椎体に骨折が生じる続発性圧迫骨折も重要な問題となっている。比較的新しい椎体圧迫骨折の手術方法として、骨折部をバルーンで拡張後骨セメントを注入するバルーン椎体形成術 (BKP: Balloon kyphoplasty) が行われている。しかし、この BKP 後の脊椎においても続発性圧迫骨折が生じることが問題となっているが、このような現象をバイオメカニクスの解析した研究はほとんど見受けられない。

そこで本研究では、実際に椎体圧迫骨折が生じ、BKP を行った患者の手術前後のCT 画像から、骨折が生じた椎体及びその上下の椎体の計3つの椎体からなる3D-FEモデルを作成し、損傷モデルを導入したFEAをおこなった。BKP 前後の応力分布状態と隣接する椎体での損傷の発生状態を比較することで、BKP が及ぼす力学的影響について検討した。

2. モデル作成と解析方法

78歳女性の脊椎のCT画像をMechanical Finder ver.8.0で読み込み、骨の輪郭を抽出し、その輪郭線を結合することで脊椎モデルを作成した。今回の患者は、T12に手術を行っていたため、その上下のT11とL1の3つの椎体からなる脊椎モデルを作成した。作成した脊椎モデルを図1に示す。骨部の材料特性はKeyakの計算式を用いて骨密度より算出した(2)。BKP後のモデルの中央椎体の内部には骨セメントの存在を仮定している。各組織の材料特性値を表1に示す。骨損傷を再現するために、要素単位で破壊が進行する損傷モデルを導入した。引張破壊は最大主応力、圧縮降伏は相当応力、圧縮破壊は最小主ひずみで制御される損傷モデルを用いている。境界条件として、椎間板に850N、椎間関節に150Nの合計1000Nの分布荷重を10分割にして加えた。また、モデル底部は完全拘束とした。

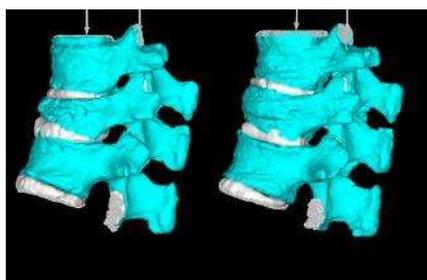


Fig.1 3D spine models

Table 1 Material properties

Tissue	Young's Modulus (MPa)	Poisson's Ratio	Critical Stress (MPa)	Yield Stress (MPa)
Bone cement	3700	0.37	30	110
Intervertebral disk	8.4	0.45	20.6	20.6
Facet joint	11	0.2	20.6	20.6

3. 結果と考察

図2に3段階の分布荷重 (A)100N, (B)500N, (C)1000N)における相当応力の分布状態を示す。それぞれ左側がBKP前、右側がBKP後である。BKP前に比べてBKP後の方が全体の相当応力の値が減少する傾向にあることが分かる。この現象の要因として、手術前は圧潰していたT12がBKPを行うことによって形状がある程度復元され、応力がBKP前よりも均等に分散されるようになったことが考えられる。また、内部に充填した骨セメントの影響によりT12の剛性が上昇したことも要因の一つであると思われる。

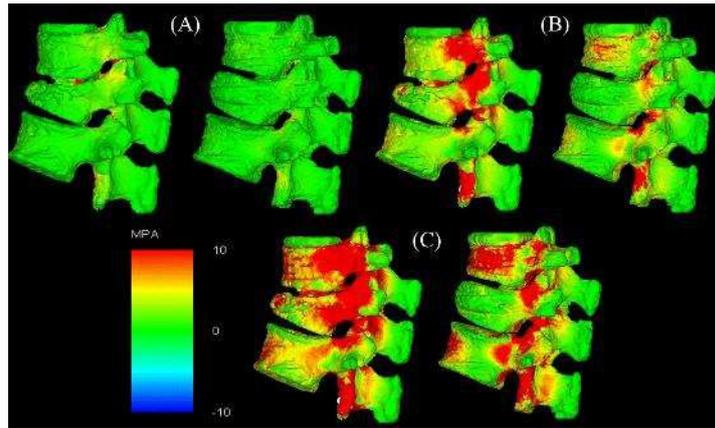


Fig.2 Equivalent stress distribution before and after BKP.

図 3 に 1000N の負荷での損傷要素数の分布状態を示す。また、図 4 に 2 種類のモデルにおける損傷要素数の増加挙動を示す。BKP 前のモデルの方が損傷要素の発生が多く、特に T11 において多くの損傷要素が生じている。また、損傷形態としては引張破壊が最も多く、圧縮破壊の 2 倍程度生じていた。BKP 後のモデルでは、損傷要素の発生数は大きく減少しており、BKP により続発性圧迫骨折が抑制される可能性があることを示唆している。

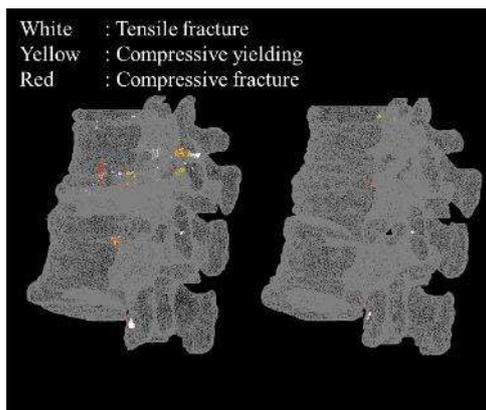


Fig.3 Distribution of damaged elements

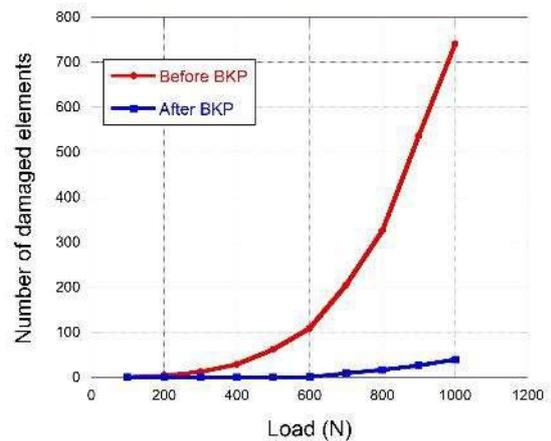


Fig.4 Variation of damaged elements in the two FE models.

4. 結 言

圧迫骨折が生じた患者のBKP 手術前後でのCT 画像より 2 種類のFE モデルを作成し、損傷モデルを導入した FEA を行った。解析結果より、BKP により手術後の力学的安定性が向上し、続発性圧迫骨折が生じる危険性を低減できることが示唆された。

文 献

- (1) 森 論史, “骨粗鬆症患者の椎体圧迫骨折, 脊柱変形と ADL 低下の関連”, 日本腰痛会誌, 8 (1) : 58-63, 2002
- (2) Keyak JH, et al. Prediction of femoral fracture load using automated finite element modeling, J Biomech, 31, 1998, 125-133.

歯根膜における 3 次元超微形態およびバイオメカニクス解析

中村桂一郎

要旨

歯根膜はその機能として歯牙の固定、咬合圧の緩衝等があげられる。また、歯根膜は咬合力や矯正力による力学的負荷により、歯根膜線維の改変が行われ、歯槽骨およびセメント質のリモデリングに関わるとされている。歯根膜の機能や組織構築は咬合力（力学的負荷）と密接な関わりを持つ。

本研究は、歯根膜の組織構築における線維と細胞との関わり、力学的負荷に対する歯根膜線維の配向性、ひいては歯根膜恒常性維持のメカニズムを、機能形態学的及び力学的に解明することを目的とする。

マウスの歯牙-歯根膜を含む顎骨の μ CT 撮影を行い、歯牙-歯根膜-歯槽骨の 3 次元モデルを構築し、有限要素法にて解析する。解析対象組織が複雑な形態をしているため、 μ CT 撮影後の画像処理により効率的な 3 次元モデル構築が今後の課題である。

序論

歯根膜はその機能として歯牙の固定、咬合圧の緩衝等があげられる。また、歯根膜は咬合力や矯正力による力学的負荷により、歯根膜線維の改変が行われ、歯槽骨およびセメント質のリモデリングに関わるとされている。さらには歯根膜中には幹細胞が存在し、歯周組織における恒常性維持の中心的役割を担っていると考えられている。歯根膜の機能や組織構築は咬合力（力学的負荷）と密接な関わりを持つ。

本研究は、歯根膜の組織構築における線維と細胞との関わり、力学的負荷に対する歯根膜線維の配向性、ひいては歯根膜恒常性維持のメカニズムを、機能形態学的及び力学的に解明することを目的とする。

方法

組織解析用サンプルの採取前にマウスの歯牙-歯根膜を含む顎骨の μ CT 撮影を行い、歯牙-歯根膜-歯槽骨の 3 次元モデルを構築する。その後、有限要素法を用いた歯根膜における力学的解析を行う。組織学的解析および μ CT 撮影は久留米大学医学部動物実験センターにて行う。得られた μ CT データを九州大学 応用力学研究所へ持参し、歯牙-歯根膜-歯槽骨における力学的解析（応力分布、程度）を行う。

結果・考察

歯根膜線維の組織学的評価と細胞の 3 次元再構築は達成できたが、歯牙-歯根膜-歯槽骨

は組織学的に複雑な形態をしており、歯牙-歯根膜-歯槽骨の3次元モデル構築は実験中である。解析対象組織が複雑な形態をしているため、 μ CT撮影後の画像処理より効率的な3次元モデル構築が今後の課題である。

論文と学会発表のリスト

なし

金属フタロシアニンを吸着したグラファイト表面における電子状態の観測

宇部工業高等専門学校電気工学科 碓智徳

1. 目的

金属フタロシアニン(MePc)は機能性色素であり、有機半導体や色素増感太陽電池への応用が期待されている。グラファイト等の炭素材料は、様々なエネルギー貯蔵デバイスの電極として活用されている。また、MePc とフラーレン(C60)により pin 型やバルクヘテロ型の構造をした有機薄膜太陽電池の開発が行われている。エネルギー貯蔵デバイス分野における課題として、高効率化や小型化が挙げられる。そのため、炭素材料表面上での有機分子の振舞いを構造的及び電子状態的見地の両面から解明することで、その解決の一助となると考えた。ここでは、有機分子の配向や原子・分子層界面及び表面状態の情報抽出を試みた。そのため、本研究では、グラファイト及びグラフェン表面上或いは界面中でのアルカリ金属原子の吸着位置や挿入される過程の解明について、準安定原子誘起電子分光法(MIES: Metastable-atom Induced Electron Spectroscopy)や紫外線光電子分光法(UPS: Ultraviolet Photoelectron Spectroscopy)などを用いて観測し、電子状態により評価することを目的とした。

2. 実験方法

炭素材料表面として 4H-SiC(0001)基板上に表面分解法によって形成したグラファイトと高配高熱分解黒鉛(HOPG)基板を選び、MePc 原子として中心金属(Me)が銅である CuPc を選んだ。また、SiC 基板では表面分解後の表面を、HOPG 基板ではテープ剥離法により劈開後の表面を加熱することで清浄表面を得て、低速電子線回折(LEED: Low Energy Electron Diffraction)により表面構造を確認した。試料温度は非接触放射温度計で測定した。MIES 及び UPS 測定では、励起したヘリウム準安定原子(He^{*})を生成する際にパルス電圧による放電を行い、エネルギー分析器で検出する試料からの放出電子を飛行時間により区分することで、同時に測定した。MIES 測定では、入射粒子として He^{*}を用いることで、最表面の局所的な電子状態を非破壊で抽出することができ、吸着した有機分子の配向や吸着形態の観測に適している。

3. 実験結果と考察

図 1 に graphite/4H-SiC 基板上に CuPc 分子を蒸着した表面及びその表面の加熱時の MIES 測定を行った結果を示す。graphite/4H-SiC 表面での MIES スペクトルでは、3[eV]及び 7.5[eV]付近にグラファイトの特徴を示す σ^* 軌道と π 軌道による電子放出のピークが確認できる[1,2]。さらに、LEED により(1×1)構造を示すスポットを観察できたことから、SiC 表面上にグラファイトが形成されていることが分かった。この表面に CuPc を 2340[sec]までの蒸着を行った。各ピークの帰属については、他研究者らによる CuPc 単分子層での電子状態密度の理論計算結果を参考に行った[3]。まず、360[sec]蒸着した表面では、6[eV]付近と 14.3[eV]に CuPc 分子中に含まれるベンゼン環とピロール環からの電子放出に起因する新たなピーク P₁ と P_{Pc} が出現した。MIES では、最表面の局所的な電子状態を反映するため、これらの電子放出は入射粒子である He^{*}と CuPc 分子中のフタロシアニンとの作用によるものであることが分かる。そのため、低蒸着量では CuPc 分子が基板に対して垂直に立つような吸着形態をとったと考えられる。蒸着時間 720[sec]では 13.4[eV]に中心金属の Cu に起因する P_{Cu} が現れ、2340[sec]では 12.2[eV]に CuPc 中のそれぞれの状態

密度を反映した P_{CuPc} が現れた。中心金属 Cu の状態に起因した電子放出強度が増加したことから、CuPc 分子は基板に対して水平方向へ横たわるような吸着形態へと変化したと考えられる。

CuPc/graphite/4H-SiC 表面を 600[°C]で 1[min]の加熱を行った際の MIES スペクトルでは、CuPc を 120[sec]蒸着したスペクトル形状と近似しており、基板表面より CuPc 分子が脱離していることが分かった。さらに 1000[°C]までの加熱を行った際には、5[eV]付近に Cu-C の結合に起因するピークが出現した。よって、中心金属である Cu は 1000[°C]の加熱温度でも表面から完全には脱離せず、基板表面の C 原子と結合することで表面に残ることが分かった。

HOPG 表面においても、CuPc 蒸着及び基板加熱と言った同様の実験を行った。CuPc 分子の HOPG 表面上の吸着初期としては、基板に対して立つような配向を示し、蒸着量の増加に伴って水平方向へ横たわるような結果を得ることができた。加熱時にも、Cu は HOPG 基板に残存することを確認できたことから、グラファイト表面からは加熱温度 1000[°C]では完全に脱離しないことが分かった。

今回の研究成果では、グラファイト表面上での CuPc 分子の蒸着量変化及び加熱温度時の挙動を確認することができたが、膜厚測定や面直方向の詳細な配向に関する検討までは至らなかった。そのため、今後も貴研究所の寒川義裕准教授との共同研究を継続し、中心金属を変えた際の MePc 分子配向や脱離メカニズムに関するモデルを提案したいと考えている。

4. 参考文献

- [1] S. Kera et al., *Surf. Sci.*, 566–568 (2004) 571–578.
- [2] S. Masuda et al., *Phys. Rev. B*, 49, 6 (1990) 3582.
- [3] B. Bialek et al., *Thin Solid Films*, 436 (2003) 107–114.

5. 学会発表

- [1] 平山楓、中村拓人、村岡幸輔、石井純子、寒川義裕、黒木伸一郎、内藤正路、碓智徳；
「4H-SiC 再構成表面における初期酸化過程に関する研究」, 九州表面・真空研究会 2016
(兼第 21 回九州薄膜表面研究会), 2016 年 6 月 11 日, 九州大学筑紫キャンパス

6. 謝辞

本研究は、九州大学応用力学研究所の共同利用研究(28ME-17)の助成を受けたものです。

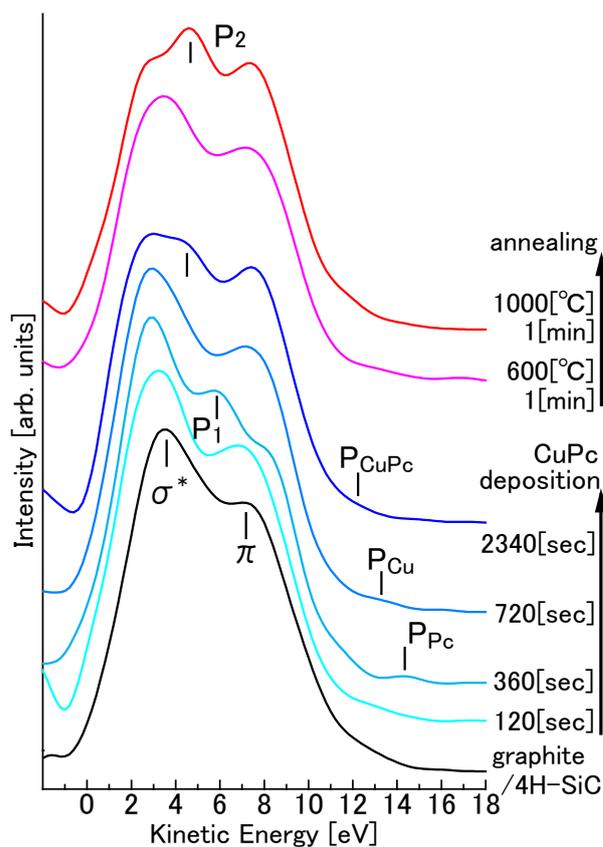


図 1 CuPc/graphite/SiC(0001)表面における MIES 観測結果

ダイヤモンドおよび酸化ガリウム半導体結晶の欠陥構造の解明と
電力素子特性との関連に関する研究

佐賀大学大学院工学研究科 嘉数 誠

1. 緒言

ダイヤモンドは 5.47eV のバンドギャップや高い絶縁破壊電界(>10MV/cm), 高いキャリア移動度(電子 : 4500cm²/Vs, 正孔 : 4500cm²/Vs), 高い熱伝導(22W/cmK)など優れた物性値から次世代のパワーデバイスとして期待されている。しかし, 基板中の結晶欠陥はデバイス応用時に耐圧低下やリーク電流の発生など, 素子特性劣化に繋がるため課題である。これまで Sumiya らによって無欠陥の(001)HPHT 単結晶が報告されてきたが[1], 最近では高品質の(111)HPHT 単結晶が報告されている[2]。そこで今年度は我々は, 低欠陥密度の(111)HPHT ダイヤモンド単結晶のシンクロトロン X 線トポグラフィー観察を行った。

2. 実験

試料は(111)面の種結晶から成長させた(111)面 IIa 型 HPHT ダイヤモンド単結晶である。これまで超高純度, 高品質結晶が報告されているが[2], 本研究では欠陥の観察の為, 比較的欠陥密度の高い試料を用いた。寸法は 4.5×8.0×0.4 mm³である。X 線トポグラフィー観察は九州シンクロトロン光研究センター(SAGA-LS)のビームライン BL09 で行った。入射 X 線は, 二つの Si 単結晶を平行に配置した分光器を用いて単色化した後, ブラッグ配置に設置した試料で回折させ, X 線フィルムを用いて反射像を撮影した。

3. 結果

図 1 に(111)面 HPHT ダイヤモンド単結晶の X 線トポグラフ像を示す。回折条件はそれぞれ $\mathbf{g}=220, 022, 202$ である。主に積層欠陥が観察され, それぞれの向きから SF-A, SF-B, SF-C と分類した。 $\mathbf{g}=220$ のトポグラフ像では SF-A が観察されるが, SF-B と SF-C はコントラストが消滅している。同様に $\mathbf{g}=022$ のトポグラフ像では SF-B が観察されるが, SF-A と SF-C はコントラストが消滅しており, $\mathbf{g}=202$ のトポグラフ像では SF-C が観察されるが, SF-A と SF-B はコントラストが消滅している。これは積層欠陥のすべり面を示す欠陥ベクトル \mathbf{f} と回折ベクトル \mathbf{g} の消滅則によるものと考えられる。従って, SF-A は $\mathbf{g}=022, 202$ の時 $\mathbf{f} \cdot \mathbf{g}=0$ を満たしている。同様に, SF-B は $\mathbf{g}=220, 202$ の時 $\mathbf{f} \cdot \mathbf{g}=0$ を満たし, SF-C は $\mathbf{g}=220, 022$ の時 $\mathbf{f} \cdot \mathbf{g}=0$ を満たしている。これらの結果より SF-A, SF-B, SF-C のすべり面をそれぞれ(111 $\bar{1}$), ($\bar{1}$ 11), (1 $\bar{1}$ 1)と同定した。

また積層欠陥像が消滅しているトポグラフ像には, 積層欠陥端部に部分転位が観察された。これらの部分転位はバーガーズベクトルからショックレー部分転位であることがわかった。従ってこれらの積層欠陥をショックレー型と同定した。

4. 結論

(111)面 HPHT ダイヤモンド単結晶のシンクロトロン X 線トポグラフィ観察を行い、結晶欠陥を評価した。主に積層欠陥が観察され、欠陥ベクトル \mathbf{f} と回折ベクトル \mathbf{g} の消滅則から、それぞれのすべり面を同定した。また、積層欠陥の部分転位を観察し、これらの積層欠陥をショックレー型積層欠陥と同定した。

謝辞

本研究は、九州大学応用力学研究所の共同利用研究の助成を受けて行われました。本研究で議論いただいた九州大学応用力学研究所、柿本浩一先生、寒川義裕先生に感謝いたします。

参考文献

- [1] H. Sumiya, K. Tamasaku, Jpn. J. Appl. Phys. 51 (2012) 090102.
- [2] H. Sumiya, K. Harano, K. Tamasaku, Diam. Relat. Mater. 58 (2015) 221.

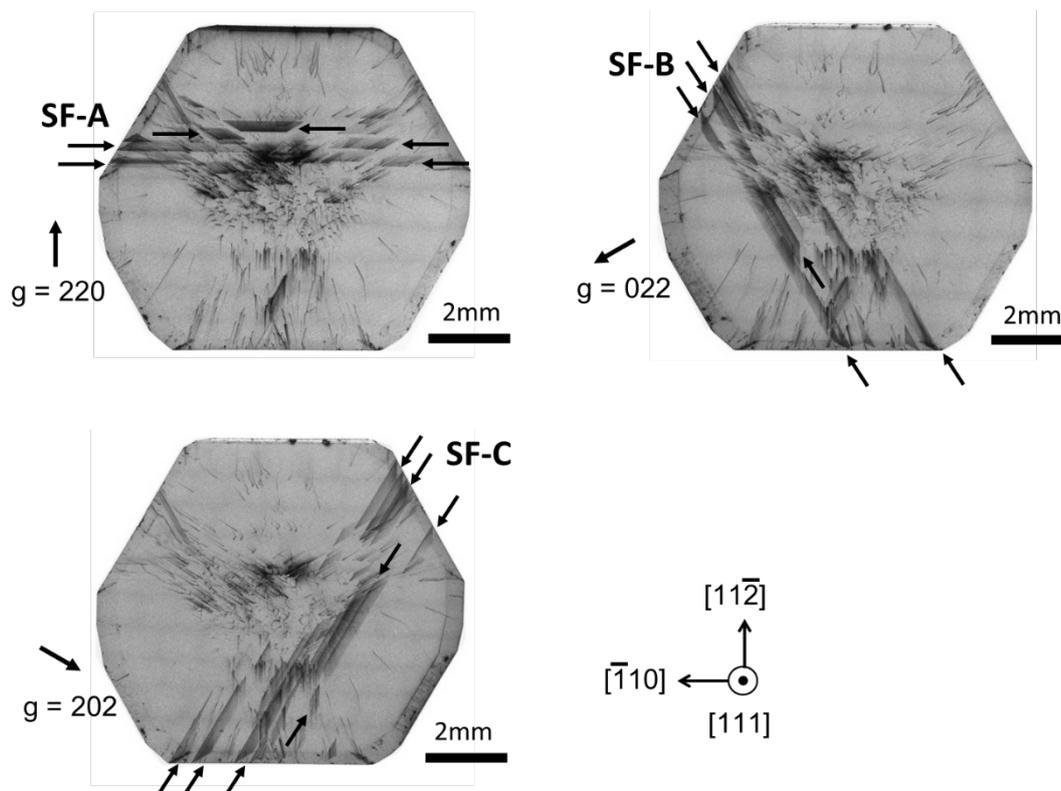


Fig.1 X-ray topography images of (111) HPHT diamond single crystal for $\mathbf{g} = 220, 022$ and 202 .

レーザードップラ流速計を用いた風車翼近傍流れの計測

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

水平軸風車の回転翼周りの流れ場を解明するため、風洞において風車スケールモデルを運転し、レーザードップラ流速計により翼近傍の速度分布を測定した。測定した速度場から、翼の失速特性、循環および翼端渦について考察した。

2. 序論

水平軸風車の翼は、一般に翼素運動量理論によって設計される。翼素運動量理論は、二次元翼の空気力学的特性を用いる設計手法であり、数値流体解析と比較して計算負荷が少ない。しかし、風車周りの流れは三次元であり、実測される風車出力と翼素運動量理論に基づいて計算される風車出力に差を生じる。これの解決策として、翼素運動量理論に三次元効果の補正が導入されているが、正確な補正に必要な風車翼近傍の三次元速度場を示した例は少ない。

本研究の目的は、風車翼近傍の三次元的な速度場を実験的に明らかにすることである。そのためにレーザードップラ流速計を用いて、翼近傍の三次元速度場を明らかにする。

3. 方法

本研究ではスケールモデル風車を風洞内で運転し、速度場に外乱を与えないように静止系に設置されたレーザードップラ流速計により三次元速度を計測する。レーザードップラ流速計による測定体積は約0.15mmの球形状であり、翼近傍の速度を高い空間分解能で計測する。静止系に設置されたレーザードップラ流速計の検査体積は空間的に固定されているため、翼回転中のアジマス角ごとの速度データを取得することより、翼に対する相対位置での速度を計測し、得られた速度データから回転速度を差し引くことにより翼に対する相対速度を算出する。また、回転中の翼は振動し、翼面と速度測定点との距離が変化するため、レーザー変位計により翼面に対する相対的な測定位置を正確に計測する。

4. 結果と考察

- (1) 無次元半径位置 $r/R=0.70, 0.80, 0.85, 0.90, 0.95$ では、前縁付近で流れは増速し、後縁にかけて減速していく。これは順圧力勾配、逆圧力勾配によるものである。また、半径位置が翼端に向かうに従い、前縁における増速領域は減少する。翼端位置 $r/R=1.00$ での翼前縁付近では、他の半径位置と比較すると増速領域が減少するとともに減速領域も生じている。この理由として、翼端渦により翼断面の循環量が大きく低下したためと考えられる。
- (2) 翼周りの流れの三次元性について、 $r/R=0.70$ の半径位置では、流れの翼幅方向速度は、前縁から後縁の全体にわたり翼端方向流れとなる。これよりもやや翼端寄りの $r/R=0.80$ の位置では、流れの翼幅方向速度は、無次元翼弦位置 $0 \leq x/c \leq 0.4$ で緩やかな翼端方向流れとなる。一方、最大翼厚位置よりも後縁よりの $0.5 \leq x/c \leq 1.0$ の翼面近傍では、翼根方向流れとなる。さらに翼端に近い $r/R=0.85$ の場合、 $0 \leq x/c \leq 0.7$ で翼端方向流れを持つ。また、 $0.7 \leq x/c \leq 1.0$ で翼近傍において翼根方向流れとなる。また前縁から後縁の全体にわたり翼端方向流れとなる。翼端に近い $r/R=0.95$ の場合、 $0 \leq x/c \leq 0.7$ で翼端方向流れとなる。また $0.7 \leq x/c \leq 1.0$ で翼根方向流れとなる。翼端位置 $r/R=1.00$ の場合、翼端方向速度を有した流れ場が翼に流入している。 $0 \leq x/c \leq 0.3$ で翼端方向流れとなり、 $0.3 \leq x/c \leq 1.0$ において翼後縁に向かうにしたがい大きな翼端方向流れとなる。

- (3) 翼近傍の速度場から翼断面の循環量分布を計算すると、無次元半径位置 $r/R=0.70, 0.80$ では、循環量は概ね一定の値を示す。 $r/R=0.80$ から翼端に向かうにしたがい循環量は低下する。この理由として、翼端から生成される翼端渦の影響によるものと考えられる。
- (4) 翼端よりも半径外側の速度ベクトルの計測から、翼端位置 $r/R=1.00$ 付近で渦コアを確認でき、翼端渦の発生を可視化することができた。発生した翼端渦は、下流方向で半径外側へ移動していく。なお、翼端渦の循環量は翼端からの距離の増加にしたがい低下する。また、翼端付近では正圧面と負圧面の圧力差を埋めるために、翼の外側から気流の流れ込みが発生するため、翼端近傍の負圧面で半径内向きの流れが生じている。

5. 学会発表

N. Sugimoto, Y. Kamada, T. Maeda, J. Murata, S. Ito, Wind tunnel study on the flow characteristics of a rotating blade of a horizontal axis wind turbine in three-dimensional analysis, Proceedings of 15th World Wind Energy Conference and Exhibition, Website, 4p., 2016.

6. 研究組織

研究代表者 前田太佳夫 (男・53 歳), 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 (男・48 歳), 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 杉本 規彰 (男・24 歳), 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 伊藤 駿平 (男・23 歳), 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

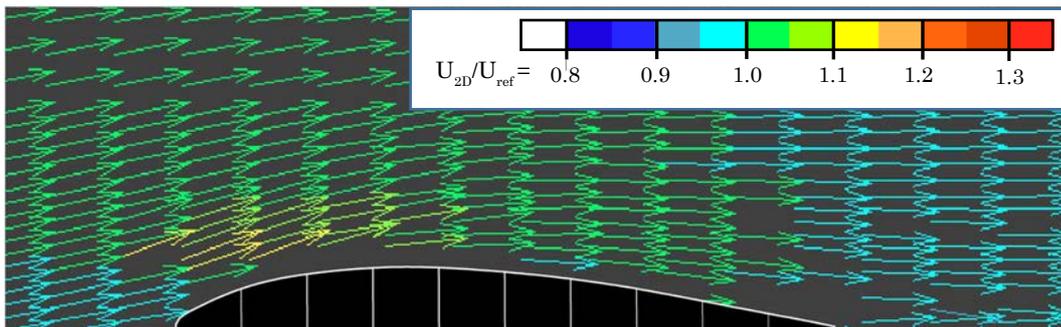


図1 最適周速比 6.0 におけるロータ翼面上の速度ベクトル ($r/R=1.00$)

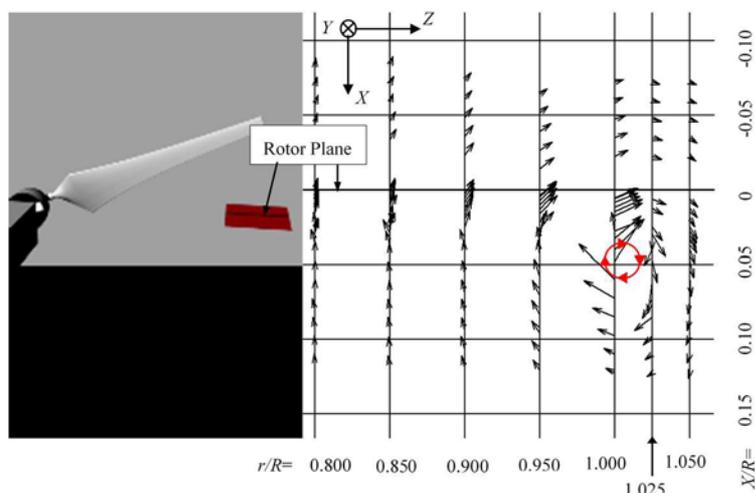


図2 翼端近傍における速度ベクトルと翼端渦

ドップラーライダーを用いた水平軸風車の制御

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

流入風変動に対して、時間遅れのない風車制御を構築することで、風速変動による出力変動を抑制する風車制御手法の開発を行う。そのため、風計測ドップラーライダーにより風車上流の風速を観測し、風車翼のピッチ角を操作することにより予測値と実測値の比較を行った。

2. 序論

風力発電の導入課題として、自然風に起因する出力変動が挙げられる。そのため、風車の出力変動の抑制に注目が集まっているが、従来の方法としては、風車の発電量を監視することにより、風車の出力を制御しているため、風の変動に対して出力制御に遅れが生じる。また、従来の風車制御にはカットイン、カットアウト等の限られた運転制御に対して風速の観測値が使われ、常用運転時の出力制御には風速は活用されていない。

本研究は、風車上流の風速をドップラーライダーにより計測し、計測した風データを風車の空力制御に反映し、風速変動に対して出力変動を抑制することを目的とする。そのためにライダーの観測結果を用いたフィードフォワード制御を構築し、その制御をフィールド風車に適用して実証試験を行う。

3. 方法

3.1 テストサイトおよび実験装置

本実験は三重大学生物資源学邪附属紀伊・黒潮生命地域フィールド・サイエンスセンター附帯施設農場にあるテストサイトにて行った。本サイトは三重県津市高野尾町に位置する。実験設備は 100kW アップウィンド式水平軸風車（ロータ直径 21m, ハブ高 30m）、9 ビーム式ドップラーライダー、風況観測マストに取り付けられた各種風況測定機器等の実験装置で構成されている。なお、供試風車から見た風況観測マストの方位は 303°、ライダーの観測方位は 296°である。供試風車と風況観測マストおよびライダー間の距離はそれぞれ 19.69, 184.8m である。本サイトで、初秋から春先まで、日本海側から琵琶湖、鈴鹿山脈を越えて吹き降ろす通称「鈴鹿おろし」と呼ばれる季節風が吹くため、実験結果は主として冬季のデータを整理した。

3.2 制御方法

本研究では、ライダーで観測した風速を用いて、ピッチ角操作のフィードフォワード制御を構築する。出力変動抑制を目的としたフィードフォワード制御は、ライダーで観測された流入風速およびそのときの風車運転状態に対応して目標出力を導くようにピッチ角を操作する。流入風速の観測は、ナセル搭載ライダーが望ましいが、実証試験用風車のナセルスペースの都合上、風車後方の地表面に設置されたライダーにより行う。ピッチ角の指令値は、空力解析コード FAST、加速度ポテンシャル法 APM または蓄積した運転データから作成したデータベースを参照し決定する。また、ピッチ角は風車上流で観測された風がロータ面に到達する時に指令ピッチ角になるよう操作する。このピッチ制御により、風車翼の迎角を変化させ、ロータトルクおよび出力を制御する。ピッチ角操作を伴うフィードフォワード制御の出力変動抑制効果を、通常制御時の出力変動と比較・評価する。

4. 結果および考察

- (1) ライダーにより取得された風速を超音波風速計により取得された風速と比較した。その結果、両者で取得された風速は良く一致し、ライダーを流入風観測機器として使用できることを検証した。
- (2) 空力弾性モデル FAST と加速度ポテンシャル法 APM を用いた定常数値解析結果を風車性能試験結果と比較した。数値解析結果と実験値は広範囲の風速、ピッチ角でよく一致した。そ

の結果から数値解析の妥当性を検証した。また、数値解析により、風速およびピッチ角の風車出力との関係を示すデータベースを構築した。

- (3) 出力変動抑制を目的としたライダ支援のフィードフォワード制御およびフィードバック制御の導入により、風変動により、風車の設定出力よりも実際の出力が高くなることが予測されるときには、導入した制御により風車出力を抑制することができた。
- (4) ライダ支援制御およびフィードバック制御において参照する風速とピッチ角と風車出力の関係を示すデータベースの変数に風車回転数を加えた。そのデータベースを参照することにより、より設定出力に近い出力を得ることができた。
- (5) ライダ支援制御とフィードバック制御から得られた結果を、設定出力からの差に対する出現頻度で表すことにより、ライダ支援制御の方がフィードバック制御よりも出力変動を抑制できることを示せた。

5. 学会発表

A.Sawaki, Y.Kamada, T.Maeda, J.Murata, K.Morimoto, Experimental studies on load suppression of wind turbine by Lidar associated control, Proceedings of 15th World Wind Energy Conference and Exhibition, Website, 4p.,2016.

6. 研究組織

研究代表者 前田太佳夫 (男・53歳), 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 (男・48歳), 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 村田 淳介 (男・35歳), 三重大学大学院工学研究科機械工学専攻, 助教
 研究協力者 澤木 淳 (男・24歳), 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 森本 昂太 (男・23歳), 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

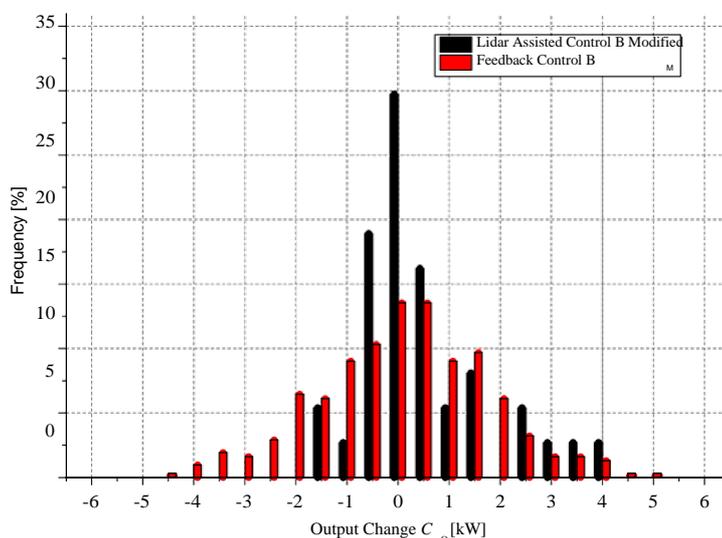


図1 ライダ支援制御 (B) または従来型制御 (B_M) を適用したときの風車出力変動の出現頻度

AlN 系窒化物半導体の基板作製と結晶成長の熱力学解析

Study on Thermodynamics of Crystal Growth and Fabrication of AlN Nitride Substrates

代表： 三宅秀人（三重大学大学院 地域イノベーション学研究所）

所内世話人： 寒川義裕（九州大学 応用力学研究所）

背景

窒化物アルミニウム (AlN) 厚膜 (テンプレート) の開発を目的とする。AlN 基板および関連材料 (AlGa_xN 薄膜) を用いたデバイスの応用例として、電子線励起および LED (Light Emitting Diode) による深紫外光源が挙げられる。この光源では AlGa_xN 混晶の組成を制御することで、単色発光のみでなく、スペクトル幅の調整も可能な発光特性が期待できる。また、AlN、Ga_{1-x}Al_xN は次世代パワーデバイス用材料としても応用可能であり、電力の高効率利用、変換効率の低減に資する材料である。本研究は継続課題であり、今年度は AlGa_xN/AlN の成長条件について熱力学解析を基にした理論解析手法により検討した。

研究方法

本研究では、AlGa_xN/AlN 薄膜の高品質化・組成制御を目的としている。AlGa_xN 薄膜は一般に有機金属気相成長 (Metalorganic Vapor Phase Epitaxy: MOVPE) 法により作製される。ここで、AlGa_xN のエンドメンバーである AlN と GaN の分解温度を比較すると後者の方が低く、この材料特性に起因して成長温度の上昇とともに Ga 取込み効率が低下することが知られている。また、Al-N 結合長よりも Ga-N 結合長の方が長いため、AlN 基板上にコヒーレント成長した AlGa_xN は基板面に平行な 2 次元の圧縮応力を受けている。ここで「コヒーレント成長」とは、下地基板の格子定数を引き継いで成長することである。本研究では、(1) 2 次元の圧縮応力を受けた AlGa_xN の有効混合エンタルピーを原子間ポテンシャル計算により求め、(2) その物性値を用いて熱力学解析を行うことにより基板の格子拘束を考慮した気相-固相関係の相図を作成した。

研究結果および進捗状況

図 1 に計算モデルの模式図を示す。本理論解析では、AlN 基板上にコヒーレント成長した Al_xGa_{1-x}N 薄膜について、ガス原料供給比 ($R_{Al} = p_{Al}/(p_{Al} + p_{Ga})$) と固相組成 x の相関を解析する。上述のように、Al-N 結合長よりも Ga-N 結合長の方が長いため、AlGa_xN/AlN は 2 次元の圧縮応力を受けている。ここで、一般的なバルク結晶 (混晶) の混合エンタルピーは 2 次関数により近似できることが知られている。この場合、理想系と実存系との誤差を修正するための物理量 (活量) は次式により求められる。

$$a_{\text{AlN}} = x \exp\left[\frac{(1-x)\Delta H}{xRT}\right], \quad (1)$$

$$a_{\text{GaN}} = (1-x) \exp\left(\frac{x\Delta H}{(1-x)RT}\right). \quad (2)$$

しかし、AlGaN/AlN は 2 次元の圧縮応力を受けているため混合エンタルピーは x の 2 次関数では近似できず、 n 次の多項式で近似することになる。(紙面の都合により原子間ポテンシャル計算により求めた有効混合エンタルピーの結果は省略する。) この場合、式(1)、(2)を使用することはできないので以下のように式変形を行った。

$$a_{\text{AlN}} = x \exp\left[\frac{(1-x)\frac{d}{dx}\Delta H + \Delta H}{RT}\right], \quad (3)$$

$$a_{\text{GaN}} = (1-x) \exp\left[\frac{-x\frac{d}{dx}\Delta H + \Delta H}{RT}\right]. \quad (4)$$

式(3)、(4)を用いて行った熱力学解析の結果を図 2 に示す。横軸は R_{Al} ($= p_{\text{Al}}/(p_{\text{Al}} + p_{\text{Ga}})$)、縦軸は固相組成 x である。図から、成長温度を 1200°C から 1300°C に上げると、Ga の取込み効率が低下し、Al 組成 x が増加することがわかる。例えば、 $R_{\text{Al}} = 0.4$ において、1200°C では $x \sim 0.4$ であるのに対し、1300°C では $x > 0.5$ となっている。ここで得られた知見を実験にフィードバックし、高品質の AlGaN/AlN テンプレートの開発を推し進めて行く。

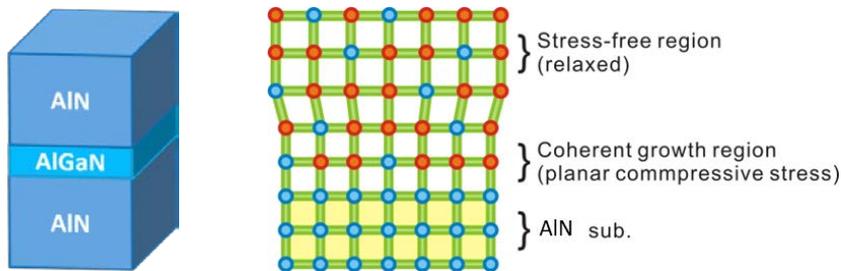


図 1 計算モデルの模式図。

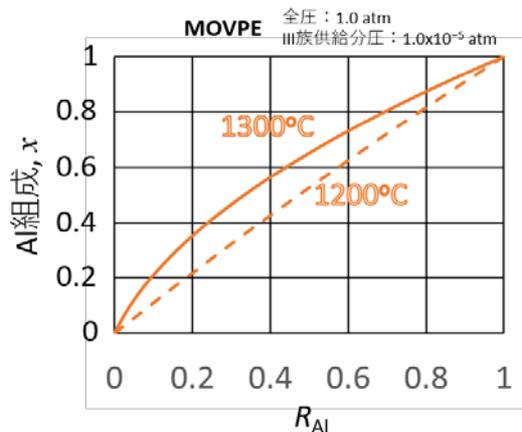


図 2 熱力学解析により求めた、AlGaN/AlN MOVPE における気相－固相関係の一例。

浮体式洋上風力発電システムのモデル予測制御による出力変動と浮体動揺の安定化

大阪府立大学 大学院工学研究科 涌井徹也

1. 序論

風力発電の世界的な普及を推進するためには洋上風力発電の導入が不可欠である。特に、大水深海域の広大な日本では浮体式洋上風力発電への期待が高まっている。浮体式洋上風力発電システムでは高風速域において定格出力を保持するために翼ピッチ操作を行うと、風力タービンによる負性減衰効果の影響を受けて浮体動揺が増大する。これまでに、トレードオフ関係にある出力変動と浮体動揺の抑制を両立するための制御方策に関する研究が行われてきた。しかし、風速や波高変化が浮体式洋上風力発電システムに対して外乱として作用するため、システムの出力に応じたフィードバック制御のみでは、出力変動と浮体動揺の抑制が十分に行えない場合がある。そこで本研究では、有限時間先の制御対象システムの推定挙動に基づいた多変数制御動作を最適化するモデル予測制御に着目し、空力弾性解析を通して浮体式洋上風力発電システムの出力変動と浮体動揺をともに安定化しうる制御手法を開発した。

2. モデル予測制御手法

開発した浮体式洋上風力発電システムのためのモデル予測制御手法のブロック線図を図1に示す。モデル予測制御では、予測区間において、現在のシステム出力（制御量）の計測値とその設定値、現在の制御入力（操作量）、さらには予測区間における外乱入力予測値を与条件として、システムの制御挙動を評価するコスト関数が最小となるように制御区間の制御入力を決定する最適化問題を解く。この際に、内部モデルによるシステムの状態および出力の推定挙動、システム出力および制御入力の変化範囲などを制約条件として考慮する。得られた最初の時間ステップの制御入力のみを実際に適用し、次の制御周期において新たな与条件の下で最適化問題を解いていく後退ホライズン手法を採用する。

予測区間におけるシステム出力の推定値は状態空間方程式で表す内部モデルより算出する。状態空間方程式は平衡点でシステムの挙動を線形化することで得られ、離散的な風力タービンアジマス角の下で得られた値を平均化する。また、内部モデルにおける状態変数は、システム出力計測値、制御入力、外乱入力計測値よりカルマンフィルタを用いて推定する。システム出力に対しては、その上・下限値制約を考慮する。また、制御入力には上・下限値制約に加えて、一制御周期経過後の変化量の上・下限値制約を考慮する。さらに、現在のシステム出力の測定値および制御入力を初期条件として入力する。また、ライダーによる風速場の計測より算出した予測区間における外乱入力予測値も初期条件として入力する。

最小化すべきコスト関数は、予測区間におけるシステム出力の設定値に対する追従誤差と制御入力の変化量のノルム、およびスラック変数の2乗値の重み付け和とし、多目的の制御性能評価を行う。

定式化した各時間ステップにおける最適化問題は二次計画問題に帰着し、MATLAB Model Predictive Control Toolbox を用いてコード化して解いた。

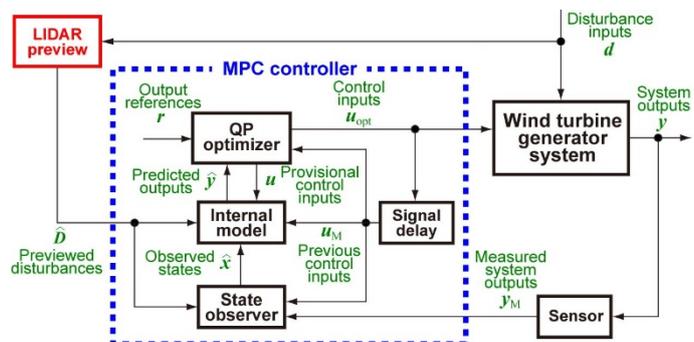


図1 モデル予測制御のブロック線図

3. 空力弾性解析による動特性評価

対象とする浮体式洋上風力発電システムの空力弾性解析には NREL が開発した FAST を使用した。風力タービンには NREL で設計された 5 MW 機を、また、浮体にはスパー型の OC3-Hywind spar-buoy モデルを用いた。モデル予測制御におけるシステム出力は、ローター回転数、タワー上部の前後・左右変位ならびにその速度、浮体のサージ、スウェイ、およびヒープの変位ならびにその速度、ロール、ヨー、およびピッチの角度ならびにその角速度の 17 つとした。その内、ローター回転数と浮体ピッチ角速度に設定値を与えて制御量とした。制御入力は同期翼ピッチ操作と発電機トルクとした。状態空間方程式の線形化は流入風速 18 m/s、ローター回転数 12.1 rpm（定格値）、および静水で行った。

乱流変動風況および不規則波高変化に対する浮体式洋上風力発電システムの挙動解析例を図 2 に示す。ローター回転数のフィードバック制御のみを行った場合に比べて、モデル予測制御を行った場合には発電出力と浮体ピッチの変動が減少することを明らかにした。また、ハブ高さへの流入風速もしくはローターへの流入平均風速を予測値として用いることで、発電出力と浮体ピッチの変動抑制効果が向上することを明らかにした。

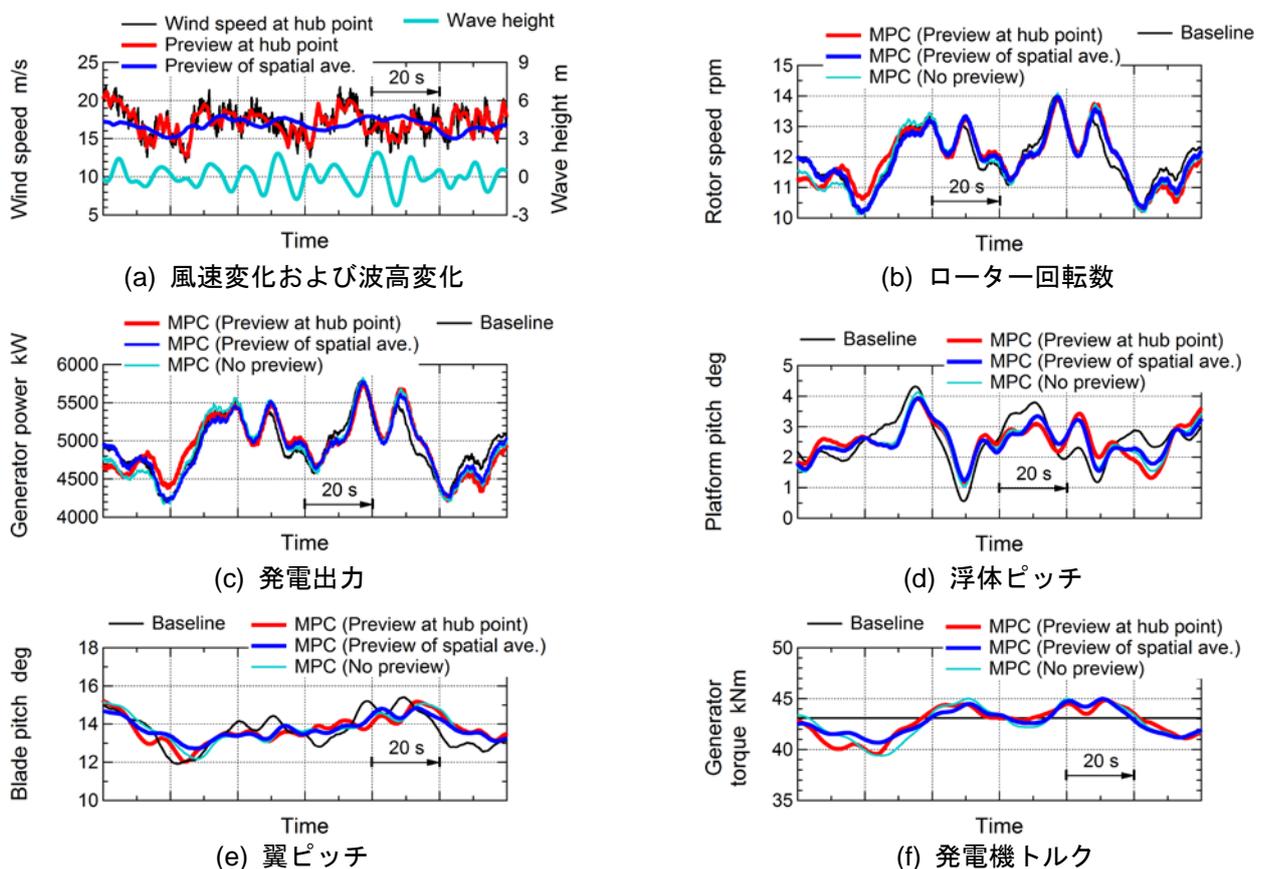


図 2 乱流変動風況および不規則波高変化時の浮体式洋上風力発電システムの挙動

4. 論文と学会発表のリスト

- (1) T. Wakui, D. Miyana, M. Yoshimura, R. Yokoyama, “Model Predictive Control for Reducing Power Output Fluctuations and Platform Motions in a Floating Offshore Wind Turbine-Generator System”, Proceedings of the 15th World Wind Energy Conference, Paper No. PS-B-3, 4 pages.
- (2) 涌井徹也, 宮長大輔, 横山良平, モデル予測制御を用いた水平軸型風力発電システムの出力変動抑制, 第 38 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 380-383, 2016.11.30-2016.12.1, 科学技術館.

風レンズ風車用の炭素繊維強化複合材 (CFRP) の衝撃圧縮特性の 負荷方向依存性

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ーとして風力発電が注目されている。九州大学では、エネルギー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、エネルギー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ー変換工学分野では、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作製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、設計するには温度の影響も重要である。

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-ひずみ特性を、実験的に評価することを目的とした。高ひずみ速度 (最大 $10^3/s$) での圧縮応力-ひずみ関係を、ホプキンソン棒法により決定した。また、インストロン試験機及び恒温槽を用いて、低および中間ひずみ速度 ($10^{-3} \sim 10^{-1}/s$) における圧縮応力-ひずみ関係の温度依存性 ($T = 20, 60, 80 \text{ }^\circ\text{C}$) 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ー) 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 $d = 8 \text{ mm}$ 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 (厚さ h /直径 d) の制約上、以下のように形状寸法を決定した。静的圧縮試験片形状について、ASTM E9-89a¹⁾ 規格で推奨されている細長比 $h/d = 1.5 \sim 2.0$ となるように厚さ ($h = 12 \text{ mm}$) を決定した (3-d についてのみ、板厚の制限により $h = 8 \text{ mm}$ とした)。一方、衝撃圧縮試験片形状については、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 ($0.5 \leq h/d \leq 1.0$)²⁾ に入るように、厚さ ($h = 4 \text{ mm}$) 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. 試験方法と手順

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・高温下（ $T = 20, 60, 80\text{ }^{\circ}\text{C}$ ）にて静的・中間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, 50 mm/min で試験片が破壊するまで圧縮負荷を行なった。試験片の両端面と上下圧縮治具間での摩擦拘束による樽形変形の影響を極力少なくするために、固体潤滑剤である工業用ワセリンを試験片の両端面に塗布した。また、繊維（1-）、面内横（2-）方向の圧縮試験（図 1 参照）では、試験片端面での帚状変形（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（ $d=8\text{ mm}$ ）の孔をあけた高強度鋼リング（直径 30 mm，厚さ 3 mm，インコネル鋼 625 製）を試験片両端に取り付けている（図 2 参照）。

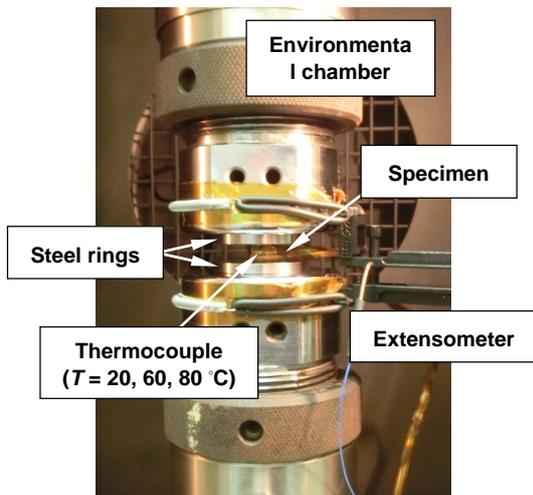


図 1 直交積層複合材の繊維（1-）、面内横（2-）方向における静的圧縮試験の様子

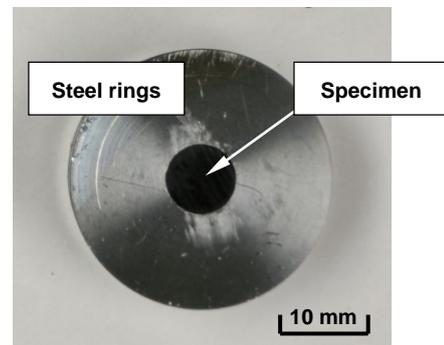


図 2 直交積層複合材の繊維（1-）、面内横（2-）方向における静的試験に使用した鋼製リング

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を使用して、衝撃圧縮試験を室温にて行った。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。静的試験と同様、試験片の両端面には工業用ワセリンを塗布している。試験手順及び測定理論の詳細については、著者らの文献³⁾を参照されたい。

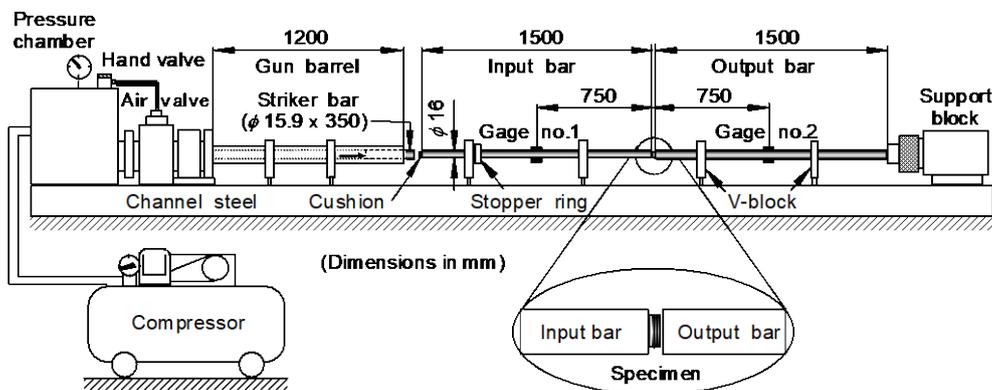


図 3 圧縮型ホプキンソン棒装置の概略図

4. 試験結果および考察

4・1 室温におけるひずみ速度の影響

繊維 (1-)，面内横 (2-)，板厚 (3-) 方向における静的および衝撃圧縮応力-ひずみ関係 (室温) の比較を、図 4 に示す。実線が衝撃試験，破線が低ひずみ速度試験の結果を示している。どの方向においても、ひずみ速度の上昇と共に極限圧縮強度 (最大圧縮応力値) はわずかに増加しているが、極限圧縮ひずみは顕著に低下していることがわかる。極限圧縮強度 σ_C を圧壊時のひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_f = \epsilon_C / t_f$; t_f は圧壊開始時刻) に対してプロットした結果を、図 5 に示す。どの荷方向においても、極限圧縮強度は正のひずみ速度依存性を示している。また、ひずみ速度に関係なく、板厚 (3-) 方向における極限圧縮強度は、他の 2 方向におけるそれよりも非常に高い。これは、板厚 (3-) 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。

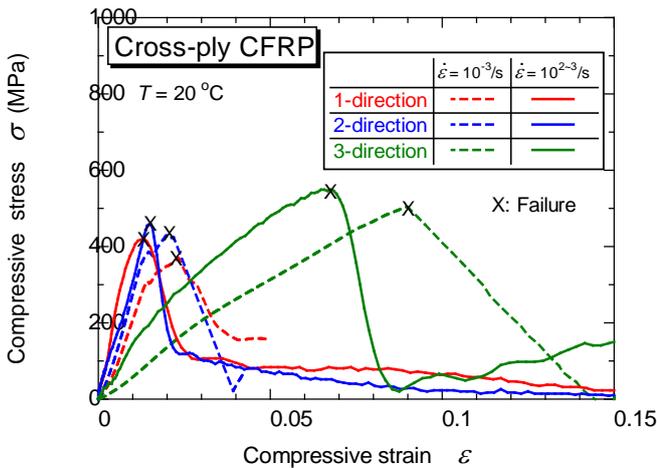


図 4 直交積層複合材の繊維，面内横，板厚方向における静的・衝撃圧縮応力-ひずみ関係 (室温)

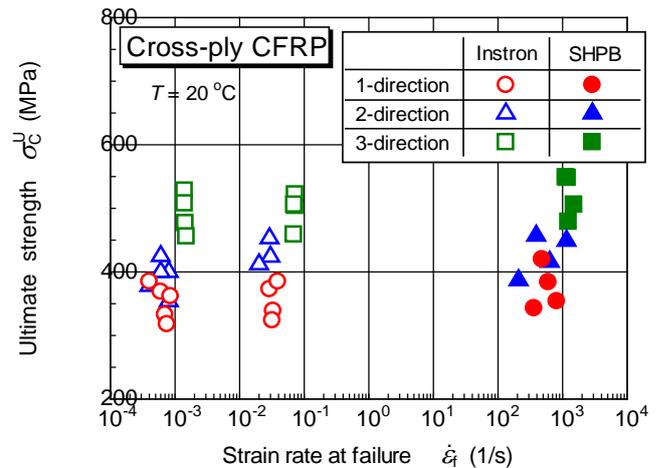


図 5 直交積層複合材の極限圧縮強度のひずみ速度及び荷方向依存性 (室温)

4・2 静的負荷下における温度の影響

面内横 (2-)，板厚 (3-) 方向における、低ひずみ速度 ($10^{-3}/s$) での圧縮応力-ひずみ関係の温度依存性を、図 6, 7 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)。面内横 (2-) 方向では、温度の上昇とともに極限圧縮強度 σ_C 及び極限圧縮ひずみ ϵ_C は低下していることがわかる。一方、板厚 (3-) 方向では、温度 T が $60 \sim 80$ °C の範囲において σ_C 及び ϵ_C はほとんど変化していないことがわかる。

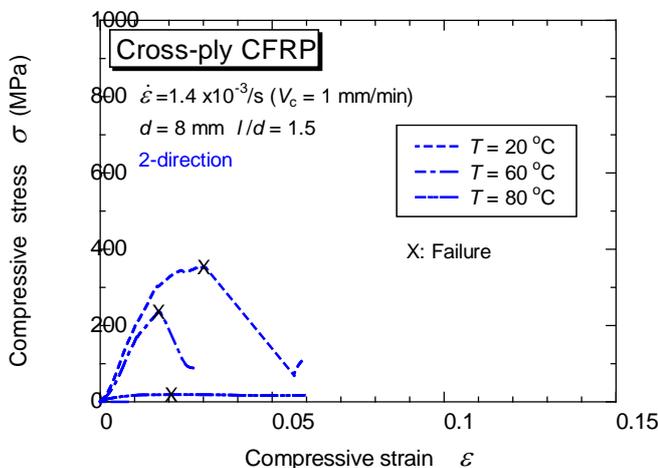


図 6 直交積層複合材の面内横方向における静的圧縮応力-ひずみ関係の温度依存性

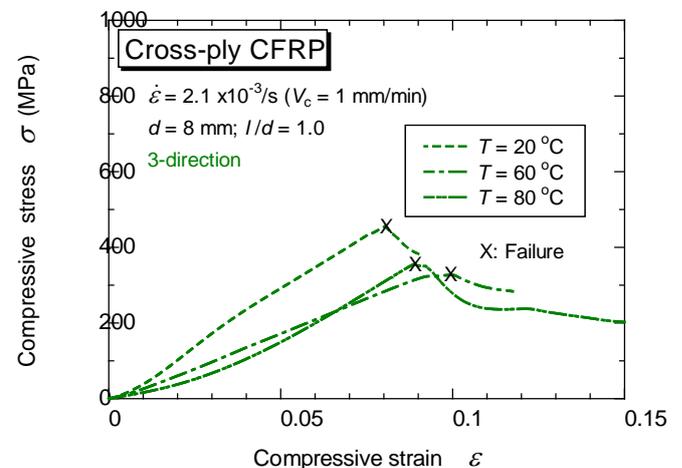


図 7 直交積層複合材の板厚方向における静的圧縮応力-ひずみ関係の温度依存性

低ひずみ速度 ($10^{-3}/s$) 及び中ひずみ速度 ($10^{-2} \sim 10^{-1}/s$) での極限圧縮強度 σ_C^U を温度 T に対してプロットした結果を、図 8, 9 に示す。ひずみ速度に関係なく、繊維 (1-) 及び面内横 (2-) 方向における極限圧縮強度の温度依存性は、板厚 (3-) 方向におけるそれよりも非常に高い。

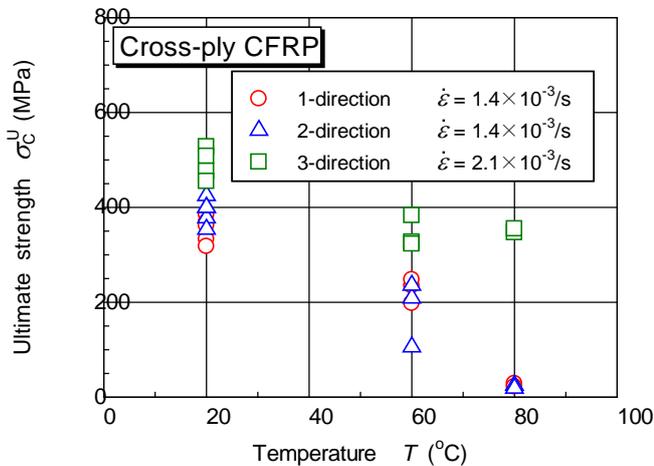


図 8 直交積層複合材の低ひずみ速度における極限圧縮強度の温度依存性

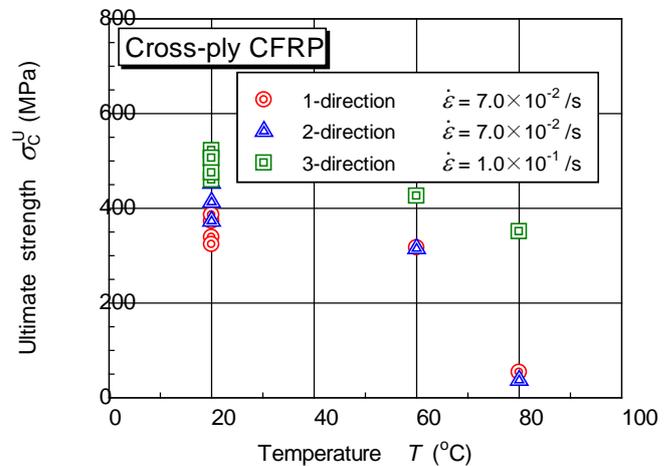


図 9 直交積層複合材の中ひずみ速度における極限圧縮強度の温度依存性

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、吸収エネルギー) 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) 負荷方向に関係なく、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、極限圧縮ひずみは顕著に低下する。
- (2) どのひずみ速度においても、繊維 (1-) 及び面内横 (2-) 方向における極限圧縮強度の温度依存性は、板厚 (3-) 方向におけるそれよりも非常に高い。

参考文献

- 1) ASTM E9-89a: Annual Book of ASTM Standards, Vol.03.01, American Society for Testing and Materials, Philadelphia (1995), 98–105.
- 2) G. T. Gray III: ASM Handbook, Vol.8, Mechanical Testing and Evaluation, ASM International, Materials Park, OH (2000), 462–476.
- 3) 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.

謝 辞

本研究は、九州大学応用力学研究所の共同利用研究の助成を受けたものである。ここに記して、感謝の意を表す。

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 横山 隆 (岡山理科大学 名誉教授)
- ・ 研究協力者 ABUSREA, M. Ramadan (九州大学大学院 総合理工学府 物質理工学専攻)
- ・ 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)

風力エネルギーの効率的利用に資するメソ気象モデルによる 局所風況場の再現・予測特性に関する研究

東京農工大学農学研究院

辰己 賢一

1. 目的

自然エネルギーの効率的な利用に資する技術開発は、持続可能かつ再生可能なエネルギーの安定的供給に向けて国内外で重要度を増している。特に、風力エネルギーは、コストが相対的に低く、自然環境にも優しい再生可能エネルギーとして近年注目されており、その利用量は少しずつ増えてきている。このため、風力エネルギーの導入量予想増加を見込み、風車を効率的に配置し、その性能を客観的に評価し予測するための技術が求められている。このような背景の下、風力発電の採算性・事業性をより性格に検討するためには、特に複雑地形上における局地風の解析およびその予測を高精度で行える手法の開発が不可欠である。

本研究では、メソ領域気象モデル WRF と RIAM-COMPACT®を用い、国見山ウィンドファームを対象に風況シミュレーションを行い、計算結果の比較を実施した。以上により、両モデルにより得られた再現計算結果等の実測値との比較・分析により、局地風解析を実施する上での最適手法のあり方と課題を明らかにすることを目的とした。

2. 計算方法・設定

本研究では、メソ領域気象モデル WRF および RIAM-COMPACT®を用い、数値風況シミュレーションを実施した。図 1 に計算領域を示す。第 1 領域（最外側の領域）は九州南部を含む格子点数 49(東西方向)×55(南北方向)で水平格子間隔は 9km、第 2 領域（第 1 領域の内側）は格子点数 61×61 で水平格子間隔は 3km、第 3 領域は薩摩半島を含む 100×100 で水平格子間隔は 1km、第 4 領域は国見山ウィンドファームを含む格子点数 82×61 で水平格子間隔は 333m とした。いずれの領域も鉛直層数レベルは地表から 50hPa 面までの 28 層とし、各レベル面は下層では蜜に、上層では粗に設定した。

解析対象期間は、2012 年 12 月 9 日 12 時から 2012 年 12 月 12 日 18 時 (UTC 時刻) とし、時間ステップは、第 1 領域が 27 秒、第 2 領域が 9 秒、第 3 領域が 3 秒、第 4 領域が 1 秒と設定した。また、シミュレーションのための初期値・境界値には気象場には米国環境予測センター NCEP/NCAR の全球客観解析データを用いた。

なお、本研究で使用した雲微物理・地表面過程・大気放射・大気境界層に対する物理過程オプションを表 1 に示す。前節で示した第 1 領域では、雲微物理を用いて積雲を陽に表現できない格子スケールであるため、積雲パラメタリゼーションを併用した。以上の WRF 計算設定により、国見山ウィンドファームを対象とした風況再現計算を実施した。

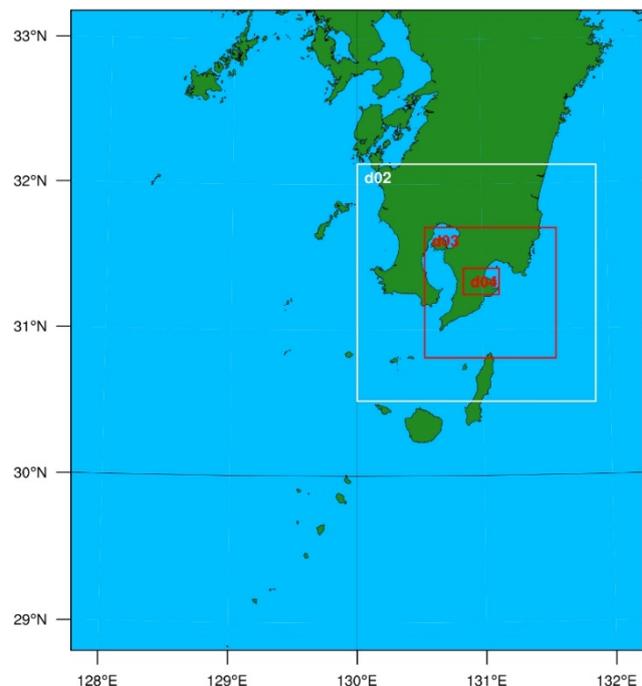


図 1 本研究で設定した計算領域

表 1 WRF 計算において採用した物理過程オプション

雲微物理スキーム	WSM5 (WRF-Single-Moment-MicroPhysics class 5)
積雲パラメタリゼーション	New Kain-Fritsch (第 1 領域), None (第 2, 3, 4 領域)
境界層乱流	Mello-Yamada-Janjic scheme
地表面スキーム	Thermal diffusion scheme
大気放射スキーム	RRTM scheme (longwave), Dudhia scheme (shortwave)

3. 結果および考察

図 2 に、WRF による再現計算により得られた第 4 領域における地上高 70m の地上水平風速 (2012 年 12 月 12 日 00 時 (UTC 時刻)) を示す。図より、ウインドファームのほぼ全領域で南よりの 10m/s を超える強風域が再現された。

本研究では、WRF による国見山ウインドファームにおける再現計算に加え、RIAM-COMPACT による風況再現計算を行っている。今後は実測値、両モデルによる風速・風向再現計算結果を比較することにより局地風解析を定量的に実施し、適切な風力エネルギーの持続可能な利用と風車の効果的な配置に資する風況予測システムの高精度化を図っていく予定である。

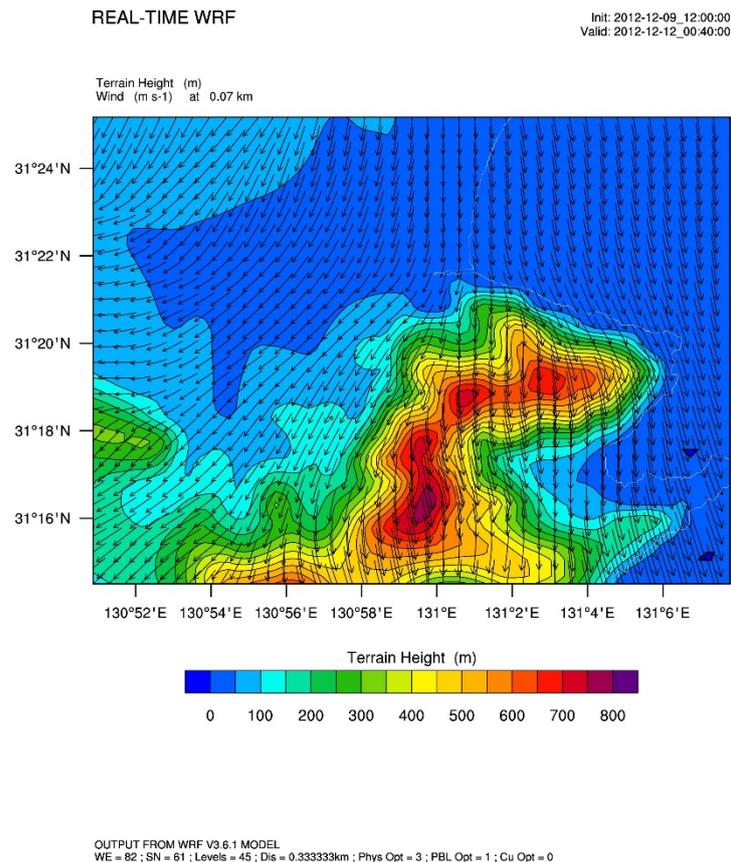


図 2 標高値と風速分布 (2012 年 12 月 12 日 00 時 (UTC 時刻))

多層接結構造を有する多次元カーボン繊維複合材料の開発

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。層間の接結箇所を変えた四重織物を5種類作製した。炭素繊維はT300 3000-40Bを用いた。四重織物の一番上を一層目とし、その次を二層目、同様に三層目、四層目とした。一層目と四層目を接結させた四重織物を1-4接結織物とした。また、一層目と四層目を接結し、二層目と三層目を接結させた四重織物を1-4・2-3接結織物とした。その他に1-2・2-3・3-4接結織物、1-2・3-4接結織物を作製した。代表例として1-4接結織物の繊維配向をFig. 1に示す。経糸および緯糸をそれぞれ、円および実線で示す。

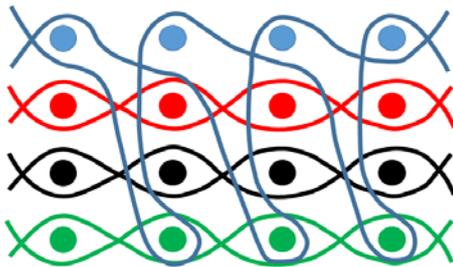


Fig. 1. Fiber orientation pattern for four-layer fabric.

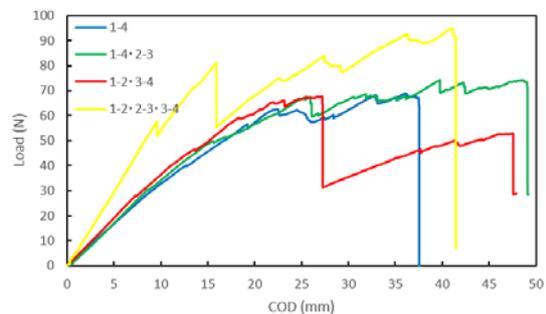


Fig. 2. Load-COD curves of DCB test.

◆**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。本研究では成型型を使わずに、2枚の離型フィルムの中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25 μ m)を50mm挿入した。予き裂長さを変化させる試験片はテフロンPFAフィルムを70mm挿入した。1-4接結織物を用いて作製したCFRPを1-4試験片とし、同様に1-4・2-3試験片、1-2・2-3・3-4試験片、1-2・3-4試験片を作製した。予き裂長さ70mmの試験片をそれぞれ1-2・3-4(70)試験片および1-4・2-3(70)試験片とした。

◆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。

$$G_{IR} = \frac{3}{2(2H)} \left(\frac{P}{B} \right)^2 \frac{(B\lambda)^{\frac{2}{3}}}{\alpha_1} \quad (1)$$

ここで、 $P(N)$ はき裂進展過程の荷重、 $\lambda(mm/N)$ 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、 $\alpha_1(N^{1/3}/mm^2/3)$ は近似直線の傾きである。各試験片につき5本ずつ測定を行い、5本の試験片の結果を平均してJIS Z 8401によって有効数字2桁に丸めた。

3. 結果および考察

3.1 DCB 試験結果 Fig.2 に予き裂 50mm の場合、1-4 接結試験片、1-4・2-3 試験片、1-2・2-3・3-4 試験片および 1-2・3-4 試験片の荷重-COD 曲線を示す。この結果から、1-4 接結試験片、1-4・2-3 試験片および 1-2・2-3・3-4 試験片は最初のき裂進展による荷重低下後も次のき裂進展時の限界荷重が低下していないことがわかる。これは層間にある接結糸により開口に必要な荷重が上昇しているからだと考えられる。一方、1-2・3-4 試験片(き裂進展面に接結糸がない)はき裂進展が起こるたび限界荷重が低下していることを示している。

各試験片のき裂進展過程のモードI層間破壊じん性値 G_{IR} は、き裂進展面に接結糸が入っていない1-2・3-4接結試験片の G_{IR} の平均値が2.7 kJ/m²であるのに対し、き裂進展層に接結糸が入っている試験片は2.7 kJ/m²を上回る数値となった。中でも四重織物の層間すべてを接結している1-2・2-3・3-4接結試験片は、1-4・2-3試験片(き裂面接結糸がない)の破壊じん性値 G_{IR} 2.7 kJ/m²と比べ、その2倍強5.6 kJ/m²であり、著しい破壊じん性値の向上が発現された。

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結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、接結組織と構造を変えた5種類の多重織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出来る。き裂進展面に接結糸が入っていない試験片に対し、最も効果があった接結糸では2倍強の層間破壊じん性値の向上が確認できた。

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

荒天下にて浮体式洋上風力発電プラットフォームの係留索に働く最大張力の推定

代表者 神戸大学大学院海事科学研究科 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性確保が重要な課題となる。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、係留索に作用する変動張力、最大張力の推定は破断の有無を検討するうえで不可欠である。本研究では浮体式洋上プラットフォームの定量的な安全性評価手法を構築すべく、粒子法にもとづく強非線形水波による波浪外力の推定と係留索の動的解析を組み合わせることで、極限的な荒天下における浮体式プラットフォームの動揺予測と係留索に作用する最大張力の推定法を構築してきた。今年度は、推定法の妥当性を検証するための模型実験実施に向けて、神戸大学が有する長さ 60m の浅水槽に送風装置を新たに設置し、その送風特性について調査を行った。

送風装置の概要

神戸大学の浅水槽は、完全排水状態から水深 1.5m までの範囲で水深を自由に変更可能であり、係留を要する洋上浮体の実験に適している。また、既設の造波装置にて一方向の規則波、不規則波の発生が可能である。浮体式洋上風力発電の水槽試験を実施するためには、新たに送風装置の設置が必要であり、本研究では送風装置の浅水槽への設置方法を検討した。なお、送風装置の設置に際しては、対象浮体や実験条件に応じて設置位置や高さを変更できるように自由度を持たせた。具体的には、図 1 のように、単管パイプで組み上げた設置台の上に、整流箱と送風機 3 台を設置することとした。送風機は複数枚の羽根を回転させることで造風するため、ハニカム構造の整流箱を送風機の前面に設置することで回転流を非回転流に変換している。さらに、整流箱の前面に細かな目の金網を張り、整流箱を通過した風を分散させて分布の一様性を高めている。また、インバータを介して送風機の駆動周波数を変更することにより、風速の調整が可能である。

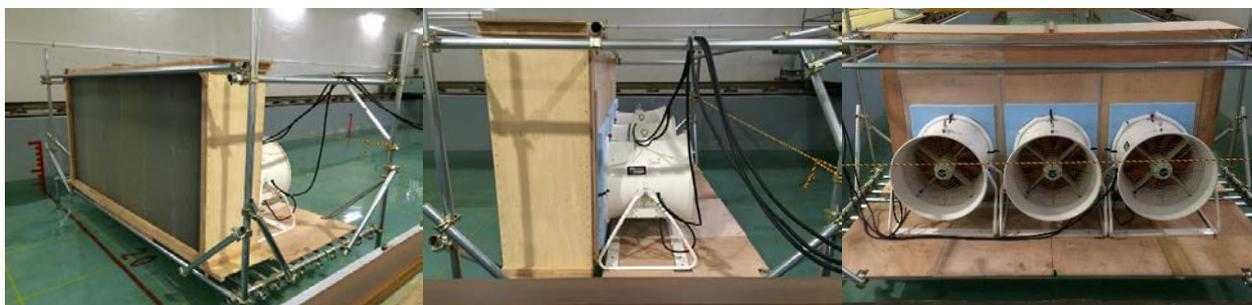


図 1 送風装置の設置

風速分布の計測

縮尺浮体・風車模型を使用した水槽での送風実験では、最大風速が限られているため、10 m/s 以下の低風速に対して高精度な計測が可能な熱線式風速計を風速計測に使用した。風速計固定用の C チャンネ

ル鋼を水槽のレール上を移動可能な鉄製ビームに一定間隔で固定し、ビームの移動およびCチャンネルへの取り付け位置を系統的に変更しながら風速計測を実施した。上下方向の計測点は、送風機の半径を基準として、送風機上端（水面から113.4cm）、送風機中心（水面から77.8cm）、送風機下端（水面から42.2cm）、水面付近（水面から6.6cm）である。計測距離は、整流箱の前面から7か所とし、2m、5m、8m、10m、12m、15m、17mである。左右方向の計測点は、送風機間距離を基準として、8mの距離に対してのみ計測を行った。送風機の駆動周波数は10Hz、30Hz、50Hzの3種類とし、いずれの条件でも3分間の計測を行い、計測開始後1分から3分までの平均値を採用した。

駆動周波数30Hzにおける整流箱の前面からの距離xに対する風速変化を図2に示す。計測距離5mをピークにゆるやかに風速が下がっていることが見て取れる。また、計測距離が2mと5mでは水面からの高さによって風速値の差が大きい。したがって、平均風速の低下が少なく、上下方向の風速差が小さい距離8mの位置に浮体模型を設置すべきである。

計測距離8m、駆動周波数50Hzの場合のyz平面の風速分布を図3に示す。水槽幅中心では高さ方向に風速の変化がほとんどなく、幅方向の一様性も良好である。この分布に従えば、均質な風速が必要な実験を行う際には左右位置-94cm~+94cm、水面からの高さ6.6~95.0cm程度の範囲内で行うと良い。また、±141cmの範囲であっても、高さが70cm程度以下であれば一様性が確保されているため、横長の連結浮体であっても実験は可能であるといえる。

図4に、計測距離8m、中央の送風機中心位置での駆動周波数と平均風速の関係を示す。今回計測を行った10Hz~50Hzの範囲では、線形近似が可能となっており、任意の風速を容易に設定することができそうである。

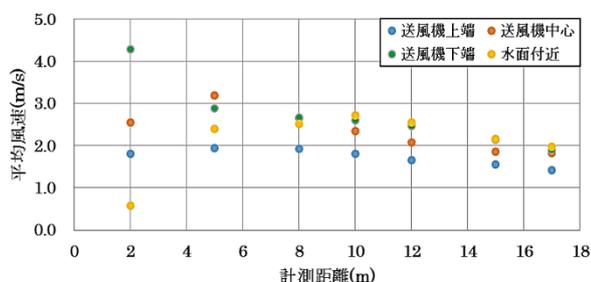


図2 風速計測結果 (30Hz)
(距離 x に対する変化)

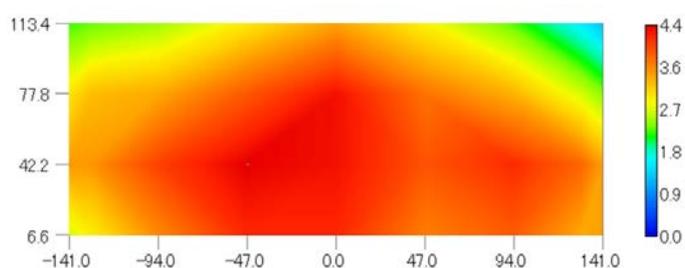


図3 風速計測結果 (50Hz)
(y-z 平面の風速分布)

まとめ

神戸大学・浅水槽での送風装置使用についての検討を行い、風速分布などの浮体式洋上風力発電の模型実験実施に必要な基礎的なデータを取得することができた。今後は、係留浮体模型を用いた水槽試験の実施により、数値シミュレーションの精度検証を行っていく予定である。

成果報告

なし

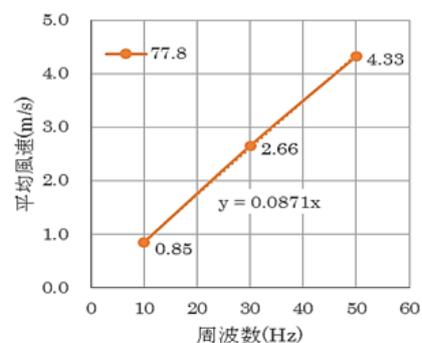


図4 駆動周波数と風速の関係
(距離8m、中央送風機の中心位置)

3D 造形を用いたテーラーメイドの骨造成法に関する研究 —骨造成におけるインプラントのリスクに関して—

九州大学病院再生歯科・インプラントセンター 松下恭之
九州大学応用力学研究所 東藤 貢

緒言

歯科インプラントの臨床を行いながら、臨床での成功や失敗について力学的に解析・考察をおこなっているが、多くの臨床家から受ける相談の一つに「下顎の臼歯部で骨造成した部位に3本のインプラントを埋入、連結すると、中央のインプラントがやられやすくないですか?」といったことがある。インプラントの機能当初はどのインプラントの骨レベルも問題のない状況であったが、機能開始から13カ月後、右側の3本のうちの中央のインプラントに骨吸収が認められた。こうした症例は多く目にする状況にあるものの、疫学調査されたことはないため、統計的に有意な差があるものかどうかは明らかではない。

造成骨部に3本を連結すると、中央のインプラントが力学的に厳しい状態にさらされるのであろうか? 3本インプラントの問題を力学的にとらえてみることにした。

材料と方法

まずは3点支持による連続梁の曲げとして作図的に考えてみると、後方:中央:前方で反力の相対比は3:10:3となり、中央のインプラントの負担過多の傾向が認められた。

次に有限要素法ではどうだろう。MFを用いて、骨吸収が生じた下顎骨に対して、造成した骨の状態をCTから数値モデル化した。機械的物性を表1に示す。Tadaらの報告に基づき、造成骨の弾性率を臨床的に硬い骨から柔らかい骨まで4段階を設定した。チタニウム製のスレッドインプラント(径4mm 長さ10mm)3本をそれぞれ2mm離して、埋入を行った。なおインプラントと骨とは完全に骨と接着が得られたとして、連続体としての取り扱いとした。上部構造はチタン製の平板と仮定した。臨床で使われるのと同様、上部構造がインプラントよりもやや大きくせり出している。底面の緻密骨を完全拘束し、上部構造の咬合面に面圧を負荷して、解析を行った。

次にMFを用いて、ヒト下顎骨のCTデータから有限要素法モデルを作成し、小臼歯部から大臼歯部にかけての範囲に3本のインプラントを埋入した。チタン製の平板を上部構造として設置し、ここでは上部構造の咬合面と を拘束し、咬筋付着部に咬合力を負荷して、解析を行った。

結果

歯列モデルでの相当応力分布では、硬い海綿骨より柔らかい海綿骨において、インプラントネック部周囲緻密骨の応力が大きくなっているのが認められる。しかしながら、インプラントに生じた応力は中央よりも端の2本のほうが大きい様子が認められた。さらに下顎骨全体をモデル化してシミュレーションしたが、この場合、中央よりも端のインプラント周囲、どちらかといえば、後方に大きな荷重負担が認められる。

考察と結論

有限要素法解析では、中央のインプラントが端のインプラントよりも大きな荷重負担を受けている様子は認められなかった。下顎骨として筋肉の走行を考えた拘束を行った場合には、むしろ後方のインプラントでの大きな荷重を負担する様子が認められた。これは三級の挺子による影響と思われる。実際の症例では、後方の場合が多いわけでもなく、前方インプラントに骨吸収が認められる症例も散見される（図9）。

インプラント自体が完全な点支持となっているわけではないため、理論モデルとFEMの結果は異なった荷重分担となったものと考えられる。今後は、実際口腔内で機能している3本のインプラントのケースで、ひずみゲージを貼って実測してみることで最終的な結論を出したいと考えている。

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、平成28年11月 MF研究会において発表した。

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 大西 一希
同志社大学 理工学部 高橋 江梨香
同志社大学 理工学部 井上 達哉
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

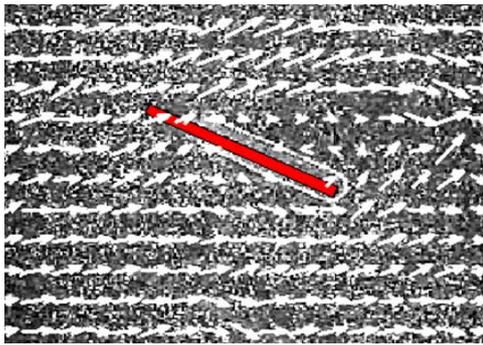
低レイノルズ数領域における翼の空力特性の把握は、無人航空機 UAV/超小型航空機 MAV の開発や昆虫/鳥/種子の飛行システムの解明、小型風力/水力発電機の開発などにおいて重要である。しかし、その様な低 Re 領域での翼の空力特性についての理解は、層流-乱流遷移などと関係した複雑かつ無視できない Re 数効果の為、未だに充分ではない。現象の強い非線形性が、解析および数値計算、実験の精度や信頼性に様々な技術的困難さをもたらす為である。本研究では水槽を用いた可視化実験を行い、得られた画像に PIV 解析をし、数値解析で得られた流れ場の可視化図との比較を行う。

実験方法

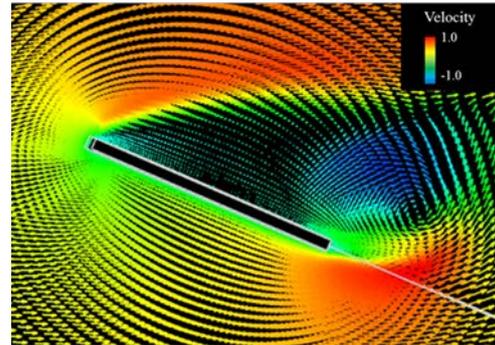
本実験では、翼モデル周りの流れの可視化として、作業流体に直接トレーサー粒子を混ぜる手法を行った。トレーサー粒子はポリエチレンビーズを用いて、それにエタノールや洗剤、染料などを塗布し、比重を水に近いものを作成した。トレーサー粒子の径は充分小さく、流れによく一致する。測定面は、翼モデルに対して断面方向からと、スパン方向から撮影した 2 種類である

● 翼断面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。カメラは台車上部に取り付けた。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。この光源を 2 台用いることによって、翼モデルを挟むように光を照射し、影ができないようにした。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中心に当たるようにし、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。

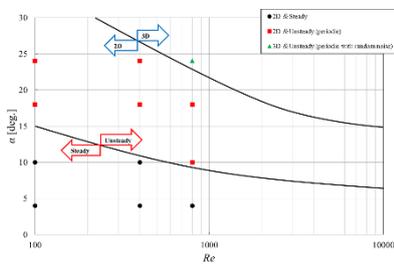


(a) $\alpha = 24[\text{deg.}]$ (in experiment)

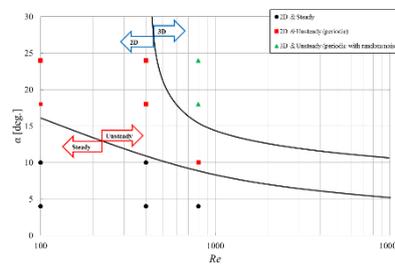


(b) $\alpha = 24[\text{deg.}]$ (in computation)

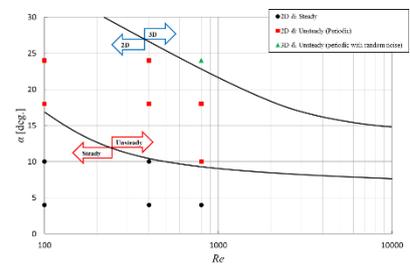
Fig.1 Streamlines for FP at $Re = 8.0 \times 10^2$ and $\alpha = 24$ [deg.]. The color represents speed of flow



(a) FP



(b) NACA0015



(c) iNACA0015

Fig.2 Stability diagram for each airfoil

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 $Re = 8.0 \times 10^2$ 、 $\alpha = 24 \text{ deg.}$ である。

図 1 の(a), (b)を比較してみると、とても類似していることがわかる。どちらの図共に翼上部の流れが乱れている為、渦が出来ており、翼下部の流体が流れ込んでいることが確認できる。(実験の際に翼の上部に渦が出来ている事は目視でも確認できた。) よってこの 2つの流れは定性的に同じ流れだと考えられる。これらの結果から、定性的な観点では実験と数値解析共に正しいことを示している。

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、かなり異なる特性を示すことがわかる。

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、かなり異なることを示唆している。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。

第9回九大2D物質研究会（主催：応用力学研究所（28ME-S1））

「2D物質の形成と物性」

日時：2017年1月27日（金）13:00 - 17:00

場所：応用力学研究所 W601

1. 13:00～13:05

はじめに 九大院工 田中 悟

2. 13:05～13:35（30分）

島根大学院工 影島 博之 教授

「二次元物質の原子空孔の物性」

二次元物質 MoS_2 の原子空孔の安定性と電子状態を第一原理計算によって検討した。その結果、負に帯電した原子空孔ほど形成されやすいことがわかった。これは同じ二次元物質である h-BN とよく似た性質である。ただ、 MoS_2 の場合は S-rich の時、大きな原子空孔が形成されてしまう可能性があることが明らかとなった。

3. 13:35～14:05（30分）

関西学院大理工 日比野 浩樹 教授

「グラフェンのドメイン構造の LEEM 観察」

2層グラフェンは電界によってバンドギャップを形成できるため、スイッチング素子応用への期待が高いが、電気伝導特性向上にバンドギャップ内準位の低減が求められている。バンドギャップ内準位の起源として、AB積層とBA積層による多結晶性が考えられており、本講演では、様々な手法で合成されたグラフェンの積層ドメインを、低エネルギー電子顕微鏡で観察した結果を報告する。

4. 14:20～14:50（30分）

NTT物性科学基礎研究所 佐々木 健一 氏

「電荷ドーピングにより反転するカーボンナノチューブ光吸収の偏光依存性」

通常カーボンナノチューブは軸に並行な偏光しか吸収しないことが知られているが、我々はドーピングすることにより垂直な偏光しか吸収しなくなることを提案している。今回、久保公式を用いて動的伝導度を計算し、光吸収スペクトルのドーピング依存性とカイラリティー依存性を明らかにした結果について報告する。

5. 14:50～15:20（30分）

九大院総理工 水野 清義 教授

「超高真空中における $\text{SiC}(0001)$ 上の $\text{Si}_4\text{O}_5\text{N}_3$ 層の作製」

$\text{SiC}(0001)$ 基板を 1300°C 以上で大気圧の水素エッチング後、同じ温度で水素を窒素に置換してから冷却して取り出すと、表面に $\text{Si}_4\text{O}_5\text{N}_3$ 層が形成する。この表面にはグラファイトのような不純物が生じてしまうことがあり、その制御が困難である。そこで、超高真空中での $\text{Si}_4\text{O}_5\text{N}_3$ 層の作製を試みている。まず、シリコン吸着表面を用意し、NOを導入して 950°C に加熱すると $\text{Si}_2\text{O}_3\text{N}_2$ 層が形成する。その上にシリコンを蒸着して 800°C で酸化させると $\text{Si}_4\text{O}_5\text{N}_3$ 層を形成させることができた。

6. 15 : 35 ~ 16 : 05 (30分)

名古屋大院工 乗松 航 助教

「SiC 上グラフェンの課題と界面制御」

SiC 上グラフェンのキャリア移動度は、グラフェンの品質、キャリア濃度、界面構造、および SiC 基板の種類と面方位に依存する。しかしながら、これらを全て考慮に入れても、六方晶窒化ホウ素上グラフェンの移動度には及ばない。本講演では、その状況と原因を議論し、最近取り組んでいる界面制御の一例について報告する。

7. 16 : 05 ~ 16 : 35 (30分)

東大物性研 小森 文夫 教授

「SiC ファセットに形成したナノリップルグラフェンの局所電子分光」

微傾斜 SiC(0001) 基板のマクロファセット上に形成したグラフェンの STM/STS 測定を行った。このグラフェンは、下地マクロファセットの構造を反映して、周期が数 nm で凹凸の高さが 0.1nm 程度の波状になっている。その結果、凹凸の周期と一致する電子格子相互作用の変調をみいだした。

8. 16 : 35 ~ 17 : 00 (25分)

九大院工 林 真吾 (D2), 田中 悟

「SiC(0001) 上の Sn 原子層の形成」

SiC(0001) 上には Si が様々な超構造で吸着する。Si 吸着量に応じて $(\sqrt{3} \times \sqrt{3}) \rightarrow (2\sqrt{3} \times 2\sqrt{3}) \rightarrow (3 \times 3)$ と変化し、その上の Sn の成長様式は影響を受ける。特に $(2\sqrt{3} \times 2\sqrt{3})$ 上では (3×3) を経て (4×4) 構造を呈し、原子層形成の可能性がある。グラフェン/SiC への Sn インターカレーションについても議論する。