平成24年度

新エネルギー力学分野 共同研究成果報告

共同研究報告 特定研究

海洋空間を利用した新エネルギー開発に関する研究

所内責任者 胡 長洪

標記の特定研究は、本年度(平成24年度)から公募を開始したものであり、改組により「新エネル ギー力学部門」になってから初めての特定研究課題である。本年度は下記の研究集会・共同研究を実施 し、それぞれの研究成果を上げている。次年度は引き続き幅広い内容でテーマを公募し、共同研究を受 け入れていく予定である。

24 特 4-1: 実用に向けた高度な流体・構造物相互作用数値解析ツールの開発 研究代表者:肖 鋒(東京工業大学) 洋上発電用海岸構造物の安全性設計に欠かせない基盤技術である極限海況下での波,海流, 風などの荷重に対する定量評価法として CFD 手法の開発を行っており,今年度は自由界面捕 獲法である THINC 法の改良に関する研究を行った。

24 特 4-2:振動水柱型波力発電装置の波浪中応答試験 研究代表者:永田 修一(佐賀大学) 振動水柱型波力発電装置に関して,波向きによる一次変換効率への影響と,実用化に向けて, 係留方法の違いでの一次変換効率への影響を明らかにするために実験的検討を行った

24 特 4·3: 内部回転振子付き浮体による波浪エネルギー吸収に関する研究 研究代表者:柏木 正(大阪大学) 内部回転振子型波力発電装置に関する基礎的な研究として,3つの運動モードを連成させた連 立運動方程式を立て,浮体と小円柱それぞれの運動を求め,さらに最大波エネルギー吸収効 率を求めた。

24 特 4・4:洋上風力発電浮体の構造強度の解析法に関する研究 研究代表者:陳 献(山口大学) 極限海況における波浪荷重に対して有限要素法による洋上風力発電浮体の構造強度評価法の 開発を目的とし,波浪荷重を CFD、構造動的解析を有限要素法で求める流体・構造弱連成解 析手法の開発を行った。

24 特 4-5:海洋エネルギー利用に関するテクノロジー (研究集会)

研究代表者:経塚 雄策(九州大学)

海流発電、潮汐発電、洋上風力発電、波浪発電など、種々の海洋エネルギー利用方法に関し て、多くの分野から研究者が集まって情報交換を行った。今回は韓国から著名な研究者を招 き、韓国における海洋エネルギー開発現状の紹介が行われた。そのために1日目の講演・議 論を英語で行った。また、大阪大学、大阪府立大学、広島大学、鹿児島大学、沖縄科学技術 大学からの研究発表が行われた。 24 特 4-6:海流発電用新型水車の開発研究

研究代表者:経塚 雄策(九州大学)

潮流発電用水車に最適な形状のブレードの開発を目指して,水槽実験と数値シミュレーションを行い,新型ブレードを使った2種類の3枚翼水車と,従来型ブレードと新型ブレードの2 種類の8枚翼水車を比較して性能を調べた。

24 特 4-7:フラッタ水力発電装置流れレンズの小型化に関する実験的検討 研究代表者:阿比留 久徳(福岡工業大学) 風レンズ風車で実用化されているディフューザを用いて出力を増加する技術を利用し,新し い小規模水力発電技術について実験的検討を行った。

24 特 4-8:垂直軸型発電タービンの性能向上に関する研究

研究代表者:岩下 英嗣(広島大学) OIST(沖縄科学技術大学院大学)と共に、水深 100m より深い海流を利用する浮体式海流発 電システムの開発を目指して,水平軸型タービンに使用するブレードの最適設計、ローター の性能解析を行った。

24 特 4-9: 浮体式風車の弾性挙動に関する研究 研究代表者:二瓶 泰範(大阪府立大学) 風車タワーの曲げ剛性や風車プロペラの曲げ剛性等を考慮したスケール模型を製作して水槽 試験を行い、洋上風力発電の弾性挙動について知見を得ることができた。

24 特 4-10:船舶向け波浪エネルギー回収システムの開発

研究代表者:橋本 博公(大阪大学) 航行中の船舶を動揺させる波浪エネルギーの一部を回収する目的で、船体内に設置した液体 タンクとその両端に置く浮体を基本とするシステムを考案し、その効果・実現性について検 討を行った。

24 特 4-11:マルチカラム型波力発電浮体の性能評価に関する研究

研究代表者:安澤 幸隆(九州大学) マルチカラム型波力発電浮体システム(MC-WEC)では、複数のOWC がデッキ下に並ぶの

で、カラム間の相互干渉を調べる必要がある。本研究では OWC カラム間の相互作用とエネ ルギー変換性能に及ぼす影響について実験により調べた。

船舶海洋工学分野では現在重要な研究課題である「海洋空間を利用した新エネルギー開発」に関する 研究を応用力学研究所の特定研究課題として設定し、積極的に推進する体制を整備して頂きましたこと に対して深謝いたします。 24 特 4-1

実用に向けた高度な流体・構造物相互作用数値解析ツールの開発

東京工業大学・大学院総合理工学研究科 肖 鋒

目的

九州大学応用力学研究所では,自然エネルギーを利用するための総合的な洋上発電施設の実用化に向けて活発な研究を 展開している。そのうち,洋上発電用海岸構造物の安全性設計に欠かせない基盤技術である極限海況下での波,海流,風 など荷重に対する定量評価法の開発が重要な研究課題としてあげられ,実験と数値解析の両面から研究を行い,多数の研 究成果を成し遂げてきた。一方,代表者の研究グループでは,数値流体力学の基礎研究及び数値モデルの開発研究を行っ ている。本共同利用研究計画は,我々の研究グループで提案した数値流体力学計算手法を適用することで高度な流体・構 造体相互作用の数値解析ツールを開発することを目的とする。本共同利用研究によって九州大学応用力学研究所のこれま での研究結果及び水槽実験を生かし,数値モデルの検証を行い,実用に向けた数値解析ツールの確立を目指す。

研究実施状況及び結果

(1) 自由界面捕獲スキームの改良

代表者の研究グループでは、代数型 VOF (volume of fluid) 自由界面捕獲法である THINC 法を提案した。この手法 は、従来の VOF 法と異なり、幾何的な界面再構築は不要であるため、計算手順が大幅に簡素化されている。しかし、既存 の THINC 法は、多次元問題に適用する際に各方向に沿う断面における界面厚さが等しいであることを仮定しているため、 流れ方向と界面法線方向は互いに垂直に近い場合、自由界面に皺のような変形を引き起こす。この問題点を解消するため に、本研究では、再構築関数のジャンプ領域が自由に調整できる利点を利用し、座標軸に沿う断面の界面厚みを変化する ようにした。ジャンプの厚みを界面の向きに従って随時調整する手法を導入した。具体的には、図1に示すように、まず

界面の向き(法線方向 (n_x, n_y))を求める。本来の界面厚み η をxとy方向の断面に射影した場合、それぞれにおける 境界の厚みを次の式で計算する、



Fig.1界面の向きにより、断面における界面の厚みを計算する。

図 2,3 に移動境界計算法の検証によく用い られるベンチマーク問題における改良された THINC 法の計算結果を示す。本手法は従来の VOF 法に必要とされる幾何的再構築を行わなくても

$$\eta_x = \eta / |n_x|, \ \eta_y = \eta / |n_y|.$$

次に,THINC 補間関数の再構築にあたって各方向のジャンプ・スロープ(勾配)を以下のように求める,

$$\beta_x = \frac{1}{\eta_x} \tanh^{-1}(1-2\varepsilon), \ \beta_y = \frac{1}{\eta_y} \tanh^{-1}(1-2\varepsilon).$$

これによって、方向分離計算の際に適切な境界面厚みを考慮することができ、従来のTHINC法で生じる幾何形状の劣化が回避される。



Fig. 2 Zalesak の固体回転テスト問題。

数値拡散・数値振動が生じず、移動境界を捉えている。また、界面の形状について PLIC 再構築に基づく VOF 法に比べて

も遜色がない。本手法は,既存の THINC 法に比べ計算負荷はほぼ同じであり,また,計算手順も単純な移流スキームと同等であるため,非常に使いやすく,実用的な手法である。

(2)数値モデルの検証

上述改良型の THINC 法をマルチモーメント有限体積法を用いた数値流体計算 モデルに組込み, Kleefsman ら (J. Comput. Phys., 2004) による実験及び数値シミ ュレーション研究をもとに検証テストを行った。Fig.4に示すように,初期にタン クの右側に止めた水が開放され,左へ流す。実験に合わせ,幾つかの検査点で水 面高度の時系列変化を測る。また,構造物に水撃による圧力インパクトを定量的 に評価するために,流路中央に立方体障害物を設置し,その表面に圧力を計測する。



Fig. 3 界面変形テスト問題。





Fig. 4 ダム崩壊実験模型図(Kleefsman etal. 2004, JCP)。



Fig. 5 検査点 H2 での水面時間変化。

ダム崩壊問題において水面が障害物あるいはタンクの壁にぶつ かることによって分離し,複雑な形状に変形する。このような界 面を精確に捉えるのが非常に難しいである。Fig.5に水面高さ検査 点H2における水面変化の時系列を示す。Kleefsmanらによって開 発された数値モデル COMFLOW に比べ,本計算では,障害物及び壁 面に衝突した後(2秒以後)の水面変化はよく実験結果に一致して いる。圧力検査点P3及びP5の圧力時間変化はFig.6に示す。本 モデルは,水波によって発生する圧力負荷を精確に予報できた。 全般的に COMFLOW モデルに比べ,明らかに本数値モデルは高精度 で実験結果を再現できたことが確認できる。



Fig. 6 圧力検査点 P3 (左) と P5(右) における圧力の時間

その他に,自由界面ソリトン波,海底地形変化による砕波現象などにおいても本数値モデルの数値精度,計算効率, また実際問題への適用性について様々な検証を行った。今後,九大応力研の水槽実験及び現地観測結果をもとに,さらに 数値モデルの実証を行い,実用に向けて取り組んでいきたい。

研究組織

役割	氏 名	所属·身分	滞在延べ日数
研究代表者	肖鋒	国立大学法人東京工業大学・准教授	2 日
研究協力者	謝彬	国立大学法人東京工業大学・博士1年生	3 日
研究協力者	孫紫尭	国立大学法人東京工業大学・修士1年生	3 日
所内世話人	胡長洪	国立大学法人九州大学・准教授	

24 特 4-2

振動水柱型波力発電装置の波浪中応答試験

佐賀大学 海洋エネルギー研究センター 永田修一

1. 序論

波エネルギーから電気エネルギーへ変換する波力発電シ ステムとして、数多くの方法が提案されている.なかでも、 波エネルギーを空気エネルギーへ変換し、空気エネルギー を電気エネルギーへと変換を行う振動水柱型波力発電装置 は大波浪下での安全性も高く、実用化に近い.本研究は振 動水柱型波力発電装置の一種である「後ろ曲げダクトブイ」 (Backward Bend Duct Buoy:以後 BBDB)について研究した ものである.BBDBの特徴として、浮体と水室内の水柱の 共振時に空気圧力が非常に高くなること、装置自体が小型 で浅い海でも使用可能である、波浪中で波の入射方向に微 速前進することが挙げられる.

これまでの研究で全長 2.5m の中型模型での実海域実験 において、有義波高の振幅が等しく、有義波向きが違う場 合、最大発電出力が大きく違うことが分かった. 結果を Fig.1 に示す.

本研究では、波向きによる一次変換効率(波のエネルギー を空気のエネルギーに変換する効率)への影響と、実用化に 向けて、係留方法の違いでの一次変換効率への影響を明ら かにすることを目的に行った。



2. 実験方法

実験は九州大学応用力学研究所深海機器力学実験水槽で 実施した. 波周期 $T = 1.044 \sim 1.808$ (sec)の規則波におけ る内部波高,内部圧力,浮体の運動を計測した.実験で用 いた BBDB の供試体を Fig.2 に示す.係留方法の影響を調 べるために Fig.3 のように供試体を 4 点係留したものを normal free,係留を張ったものを normal とした.次に,入 射波の入射角度の影響を調べるために Fig.4 のようにアン カーを時計回りに回転させ,供試体が造波器に対して 10deg になるようにした.この状態を 10deg とした.また,実験 装置と配置を Fig.5 に示す.



Fig. 2 BBDB Model





normal



Fig. 5 Arrangements of Experimental Equipment

BBDBの一次変換効率は次式で求めた.

$$\bar{\eta} = \frac{E}{E_i} \tag{1.1}$$

$$E_i = \frac{1}{2} \rho g \varsigma^2 C g B \qquad [W] \tag{1.2}$$

$$Q(t) = \frac{\partial}{\partial t} \left\{ \frac{\eta_1(t) + \eta_2(t)}{2} \right\} S \qquad \left[m^3 / s \right] \qquad (1.3)$$

$$W(t) = p(t) \frac{\partial}{\partial t} \left\{ \frac{\eta_1(t) + \eta_2(t)}{2} \right\} S \qquad [W] \qquad (1.4)$$

$$E = \frac{1}{T} \int_{0}^{T} W(t) dt$$

$$= \frac{S}{T} \int_{0}^{T} p(t) \frac{\partial}{\partial t} \left\{ \frac{\eta_{1}(t) + \eta_{2}(t)}{2} \right\} dt \qquad [W]$$
(1.5)

η:--次変換効率 E:1 周期における平均波エネルギー吸収 量 E_i:入射波の仕事率 ρ:水の密度 ς:入射波の振幅

C_g:群速度 B:入射波の幅 Q_t:空気流量 η₁:空気室内水面 変動(波上) η₂:空気室内水面変動(波下) S:空気室水線面積 W_t:空気に与える仕事

3. 実験結果及び考察

Fig. 6~Fig. 13 に normal free, normal, 10deg の一次変換効率, 内部波高の無次元値,内部圧力の無次元値,浮体の Surge, Heave, Sway, Roll, Pitch の無次元値の周波数特性を示す. Fig. 14, Fig. 15 はそれぞれ Surge, Pitch 基準での内部波高の位相 差を示している. 横軸は、入射波の波長を えとし、BBDB の模型長さを L としたときに、それらの比である λ/L と した.

係留方法による影響

係留方法の違いによる影響は, normal free, normalを比較 したらよい. Fig. 6からわかるように最大一次変換効率の値 は, normal freeがnormalより4割ほど落ち, $\lambda / L = 4.0$ 以外 の周期帯も全体的に効率が悪い. 一次変換効率の値が下がっているので, Fig. 7, Fig. 8からもわかるように, 内部波高, 内部圧力も値が小さい. 運動の違いを見ると, Fig. 9~Fig. 12 からもわかるようにSurge, Heave, Sway, Rollにおいては, 最 大値や極大値を示すなどの傾向が同じであり, 値もさほど 変わらない, しかしPitchにおいては, Fig. 13よりnormalは 極大値を示しているが, normal freeは極大値を示しておらず 増加変化し, $\lambda/L = 5.0$ において極大値を示す結果となっ た. 位相差はこの違いによりFig. 14,Fig. 15から分かるよう に, 以下のことが言える.

normalの方がnormal freeよりSurge基準ではダクト内部の水 運動と模型の運動が同期され水の運動が加速される. Pitch 基準ではダクト内部の水運動と模型の運動が逆位相となり 水運動と模型の運動がぶつかり合う形となる. これらの運 動が同時に起きるため、ダクト内部に大量の水が出入りし、 内部波高が上昇し、内部圧力が最大値をとり、一次変換効 率が最大となったと考えられる. よって、係留方法はnormal がよいと考えられる.

・入射波の角度による影響

入射波の角度の違いでの影響は, normal, 10deg を比較し たらよい. Fig. 6 からわかるように最大一次変換効率の値は 落ちているが,全体的にはそれほど変わらない. また, Fig. 7~Fig. 13 より,内部波高,内部圧力,Surge, Heave, Pitch もほぼ変わらない. しかし, Sway, Roll の値が normal に対 し 10deg の方が大きい. つまり一次変換効率の低下は,こ の Sway, Roll により,入射波エネルギーが損失したと言え る.







Fig. 14 NORMAL and NORMAL FREE Phase (Base : Surge)

R	1	Inner	wave '	, Fa		<u>م.</u>	normal -	_
ase/	0.5	F	5	<u>^/</u>	/∖^/	noi	mal free -	· ·▲·· ·
й'	-0.5		A	▲¥ ⊾]				
	-1	0	2		••4	6	8	

Fig. 15 NORMAL and NORMAL FREE Phase (Base : Pitch)

4. 結論

BBDBの3次元における係留方法の違いと入射波の角度 による一次変換効率への影響を明らかにした.

・normalの係留方式では、Surge基準では水運動と模型の運動が同期され水の運動が加速され、Pitch基準では水運動と 模型の運動が逆位相となり水運動と模型の運動がぶつかり 合う形となる.これらの運動が同時に起きるため、ダクト 内部に大量の水が出入りし、内部波高が上昇し、内部圧力 が最大値をとる。

・入射波の角度の違いによる一次変換効率への影響は、正面から波が入ってこないのでSway, Rollによる影響でエネ ルギー損失があり、最大一次変換効率が低下する.しかし、 全体的には角度を変えていない状態とほぼ変わらない結果 になったため、角度による影響は少ないと言える.

以上より, BBDBを実用化するためには, 係留方法として はnormalの方がいいと言える. しかし, 引っ張りすぎると 模型の動きを妨げてしまう恐れもあるためどのくらいの力 で引っ張ったらよいかは, 今後の課題と言える.

また,設置向きについては多少の入射波向きの変化では, 最大効率は下がるが、全体的にはあまり効率への影響はな いと言える.そのため、複数の波が重なり合い、波向きも 違う実際の海域などの環境では、ある程度の波向き方向に BBDBを向けておくなどの大まかな向きを合わせていれば 良いと言える.

内部回転振子付き浮体による波浪エネルギー吸収に関する研究

大阪大学大学院工学研究科 柏 木 正

1. 緒言

波力発電装置に関する研究は、これまで世界各国でさまざまなものが行われてきた。しかし一般に、波 力発電装置の波エネルギー吸収効率は、ある特定の波周波数に対して高い値を示し、その周期を外れると 急激に低下すると言われている。従って、波力発電装置を実用化するためには、広い範囲の波周期におい て高い吸収効率を得ることが重要である。

本研究では,波エネルギー吸収効率の向上を目的として,内部回転振子型波力発電装置に関する基礎的 な検討を行っている。この装置は,浮体の内側面は円筒形状をしており,その円筒面上に沿って小円柱が 滑ることなく回転するとしている。小円柱の中心軸に発電機の軸を取り付けておく。波エネルギーによっ て浮体は横揺れ運動し,さらに内部の小円柱も回転運動をするので,それらの相対運動が大きくなるよう に工夫すればエネルギー吸収効率を高めることができる。

この内部回転振子型浮体についてのこれまでの研究では、浮体の動揺に関して左右揺れと上下揺れを固定し、横揺れ運動のみを考慮した数値計算を行ってきた。しかし実海域では浮体の運動を横揺れ運動のみ に拘束することは難しく、また左右非対称浮体では2次元の場合、左右揺れ、上下揺れ、横揺れの3つの 運動モードがすべて連成する。従ってより現実の運動に近い計算を行って波エネルギー吸収効率に関する 考察を行うためには、3つの運動モードすべてを連成させた数値計算が必要である。本研究では、まず装 置に関して3つの運動モードを連成させた連立運動方程式を立て、浮体と小円柱それぞれの運動を求め、 さらに最大波エネルギー吸収効率を求めている。

2. 理論

2.1 波エネルギー吸収装置の概要

内部回転振子型波力発電装置の断面図を Fig.1 に示す。以下では2次元理論として考える。内面が半径 R の円筒となっている浮体が水面に浮かんでおり、その内側を半径r の小円柱が滑ることなく回転する場合を考える。小円柱の中心軸に回転振子型発電機の軸を取り付けると、小円柱の回転によって発電機を駆動することができる。この発電機の回転運動を求めるためには、内面が半径 R の円筒となっている浮体の横波中での横揺れ運動と半径r の小円柱の回転運動との連成運動を考えることが必要である。

浮体の左右揺れの変位(左向きを正)をx,上下揺れの変位(鉛直下向きを正)をyとする。また浮体の回転角(時計回りを正方向)を ϕ とし、半径Rの円筒中心Oと小円柱の中心Cを結ぶ直線OCが鉛直線となす角(反時計回りを正方向)を θ とする。浮体の内側円筒表面から小円柱に働く摩擦力をFとすると、作用・反作用の法則によって、-Fの摩擦力が小円柱から浮体の内側円筒に働く。この内力を考慮することによって、浮体の運動と小円柱の運動を分けて考えることができる。



Fig.1 The cross section of a wave-power generator

2.2 波エネルギー吸収効率

波エネルギーの変換効率は、入力である規則波の単位長さあたりのパワー P_wと、出力である小円柱の軸 に取り付けられた発電機を駆動するパワー P_xを用いて P_x/P_w から求められる。

$$\eta \equiv \frac{P_E}{P_W} = 2\beta B_{33} \left(KR \right)^4 \left| \frac{\Phi}{K\zeta_a} + (1-r) \frac{\Theta}{K\zeta_a} \right|^2 = 2\beta B_{33} \left(KR \right)^4 \left| \frac{\Phi + \Theta}{K\zeta_a} - r \frac{\Theta}{K\zeta_a} \right|^2$$

3. 数値計算

3.1 数値計算に用いた左右非対称浮体

前節で示した式を用いて、浮体と小円柱の揺れ角や吸収効率に関する数値計算を行った。浮体の断面形 状は波浪発電装置 Salter Duck の形状を参考に、没水円筒に指数関数状の断面を波上側に重ね合わせたもの とした(Fig.2 参照)。



Fig.2 The section shape of floating body

浮体に働く流体力は、ポテンシャル理論に基づいた 2 次元境界要素法を用いて計算した。揺れ角と吸収 効率を求めるため、浮体と小円柱に関する各係数を設定する必要がある。浮体の質量Mと小円柱の質量mの比をM/m = 4.0とした。メタセンタ高さ \overline{GM} 、慣動半径 κ 、小円柱の半径rはすべて浮体の内側円筒の半径Rを基準値とした無次元値で $\overline{GM}/R = 0.2, \kappa/R = 0.5, r/R = 0.1$ とした。浮体の喫水DはRを基準値とした無次元値でD/R = 2.0とした。

浮体の慣性モーメント I_0 は浮体の質量と慣動半径を用いて $I_0 = M\kappa^2$ とし、小円柱の慣性モーメント I_c は小円柱を一様な円柱と仮定して $I_c = mr^2/2$ とする。発電機の抵抗による減衰力係数に関する係数 β は roll の造波減衰力係数の $\beta = 0.70$ とした。

3.2 計算結果

数値計算の結果を、Fig.3~Fig.4 に示す。各グラフの横軸は無次元波数 $KR = \omega^2 R/g$ である。Fig.3 は波エ ネルギー吸収効率 η である。また、Fig.4 に反射波係数 C_r と透過波係数 C_R を示した。

4. 考察

Fig.3 を見ると,波エネルギー吸収効率はKR = 0.425 で $\eta = 0.671$, KR = 0.825 で $\eta = 0.993$ の極大値をとって いる。浮体と小円柱それぞれの同調が起こるため吸収効率にも2つのピークがあり、その結果広範囲の波 周波数において高い吸収効率を得ることができると考えられるが、各同調周波数と吸収効率がピークとな る周波数の間には少しのずれが確認できる。

次に反射波係数 C_r ,透過波係数 C_R (Fig.7)と波エネルギー吸収効率 (Fig.4)の関係について考える。 今回計算を行った断面形状は、ある特定の周波数の波に対して透過波が非常に小さくなると考えられて



Fig.3 Energy transmission efficiency



Fig.4 Coefficients of reflected and transmitted waves

いるが、Fig.4 を見ると KR = 0.800 付近で透過波係数が極小値となっており、この傾向が確認できる。また 波エネルギー吸収効率が最大値となる KR = 0.825 において透過波係数と反射波係数が共に 0 に近い値とな っており、入射波のエネルギーをほとんど吸収できているため吸収効率が1 に近い値になっていることも 確認できる。またもうひとつの吸収効率のピーク(KR = 0.425)でも透過波係数と反射波係数が比較的小さく なっていることが確認できるが、どちらも 0 付近まで小さくなっているわけではないため、吸収効率が $\eta = 0.671$ となっていることも納得できる。この浮体の同調点付近のピークにおいても吸収効率を1 近くま で高めることができれば、より広範囲の周波数で高い波エネルギー吸収効率が得られると考えられる。

5. 結言

本研究では、波エネルギーを力学的エネルギーに変換する際の効率を向上させる目的で、浮体の横揺れ によって浮体内部の円筒面を滑ることなく回転する小円柱の中心軸に取り付けた内部回転振子型浮体によ る波エネルギー吸収効率についての検討を行った。これまでの研究では、左右非対称浮体の動揺に関して 左右揺れと上下揺れを固定し、横揺れ運動のみを考慮した数値計算を行ってきた。本論文では、左右揺れ、 上下揺れ、横揺れの3つの運動モードを連成した数値計算を行った。その結果、最大波エネルギー吸収効 率が1となることや、反射波係数と透過波係数がともに小さくなる周波数において最大吸収効率となるこ となどの傾向は、これまでの数値計算と一致するものであった。しかし浮体と小円柱の揺れ角に関しては、 以前の計算結果と比べ2つの同調点がより明らかに確認できる結果となった。従って、今後の課題として は、波力発電装置としてより現実的な計算を行うために、非線形影響を考慮した計算や不規則波中での計 算、さらには3次元問題としての計算も行う必要がある。またこれまでは左右対称浮体の模型実験しか行 ってこなかったが、今後左右非対称浮体の模型実験も行い、数値計算の妥当性を確かめる必要がある。ま た波力発電装置としての実用化のために、装置の構造の詳細を決定し、数値計算と模型実験の両方から吸 収効率を向上させる方法を研究する必要がある。

氏名	所属	職名	役割・担当
柏木 正	大阪大学大学院工学研究科	教授	代表者
酒井克弘	大阪大学大学院工学研究科	修士課程1年	研究補助
西松早紀	大阪大学大学院工学研究科	修士課程2年	研究補助
胡 長洪	九州大学応用力学研究所	准教授	共同研究者

研究組織

洋上風力発電浮体の構造強度の解析法に関する研究

山口大学工学部 陳献

• 目的

大規模浮体式洋上風力発電構想の実現には、極力にコストを抑えつつ、台風を含む極 限海況を耐える浮体の安全性確保が不可欠である。洋上における波浪と浮体構造が互いに 及ぼす影響を反映するため、流体構造連成解析が必要となるが、構造解析では有限要素法、 流体解析では差分法の場合、流体と構造解析を完全に連成して行う(いわゆる強連成)こ とは困難である。そこで、本研究では、構造解析と流体解析を独立に行い、反復計算によ って両者の境界面での境界条件を整合させる弱連成解析の実現を目指して、構造解析コー ドの選定及び弱連成解析に適した構造解析アプローチの確立を目的とする。

・構造解析コードの選定

極限海況における波浪負荷による浮体の大変形を考慮するため、非線形有限要素法に 基づく構造解析コードが必要となる。現在非線形有限要素解析汎用ソフトとして、MARC

(MSC software 社)、Abaqus (ダッソー・システムズ)、Ansys (ANSYS, Inc.) などが市 販されている。これらのソフトはそれぞれの長短所はあるが、機能が豊富な反面、ブラッ クボックス的側面が強く、ユーザによる操作の自由度が限られていることは例題を用いた 検討により確認されている。従って、浮体の流体構造連成解析に適した専用の非線形有限 要素解析コードを作成することが必要であると考えられる。

・弱連成に適した構造解析アプローチ



図1 構造解析フローチャート

極限海況における波浪負荷は動的荷重として浮体構造にあたえ、また浮体の大変形に よる非線形性を考慮するため、動的非線形構造解析を行う必要がある。動解析における時 間積分には Newmark 型アルゴリズムを用いる.空間・時間的離散化で得られる非線形連 立方程式の解は Newton-Raphson 法を用いた反復解析によって求められる.図1は構造解 析のアプローチを示す。

また、流体・構造境界面においては整合するメッシュを用いることは望ましいが、流体解析と構造解析の性格上、両者による解析メッシュ密度に対する要請が大きく異なるため、境界面における整合メッシュの使用は計算規模を大幅に増大させることになる。そこで図2に示すように、構造の外郭に仮想的領域を設け、流体解析から得られた負荷を補間することにより構造節点力を求める手法を提案した。



図2 仮想領域法概念図

• 研究組織

氏名	所属	職名	延滞在日数
陳献	山口大学工学部	教授	6 日
胡長洪	九州大学応用力学研究所	准教授	

・成果発表: 無し

(研究集会)

海洋エネルギー利用に関するテクノロジー

研究代表者

九州大学総合理工学研究院教授 経塚 雄策

1. 目的

近年、CO2 排出による地球温暖化や化石エネルギー資源の枯渇が深刻な問題になっており、日本でも 地球温暖化防止会議(COP3)で決定された CO2 排出削減目標に向けて、さまざまな努力が続けられている。 その中、自然エネルギー利用技術の確立は急務となり、特に海洋エネルギーの利用は重要な位置つけに なっている。

応用力学研究所は、H24 年度に共同利用の特定研究として「海洋空間を利用した新エネルギー開発に 関する研究」を設定しており、多数の共同研究の予想されている。本研究集会では、海上風、潮汐、波浪を 利用した発電技術の開発に関わる水槽実験、理論解析及び数値シミュレーションにより、基礎的・実用的な 研究を行っているこれらの共同研究者を始め、いろいろな分野の研究者が一堂に会し、研究成果の発表、 研究情報の交換を行うことが目的である。

2. 研究集会の開催日時,場所

開催日時:平成25年1月25日(金)13:00~18:00 1月26日(土) 9:00~12:00 開催場所:九州大学応用力学研究所本館6階W601室

3. 講演プログラムと概要

講演プログラムは末尾に示しているので、ここでは講演の順番に従ってその概要、並びに全体的な雰囲気、参加者からの感想などについて述べておく。なお、目的にも書いたように、この研究集会は既に国際研究集会として認知されており、今回も講演、討論はすべて英語で行われたことを申し添えておく。

Technical Review of Wave Energy Utilization

Beom-Soo Hyun (Korea Maritime University, Korea) Due to the shortage of energy resources and due to the global warming problems, efforts to secure new renewable energy resources are ever growing. Among various renewable resources wave energy resources are huge but largely unutilized energy resources because of technical barriers involved. But there have been developed many concepts and some of them are closing to the pre-commercial stage. This presentation introduces the general status of wave energy concepts by showing various device types which represent current wave energy converter (WEC) technology. Also this presentation introduces research activities and governmental renewable energy policy, particularly focusing on the work being done in South Korea. Finally this presentation concludes with suggestions of the perspectives of wave energy technologies in general.

Development of Marine Renewable Energy Generation System based on Seawater Exchange Breakwater

Hee-Su Lee, Jong-Chun Park (Pusan National University, Korea) Yong-Jin Cho (Dong-Eui University, Korea)

Both laboratory experiment and CFD have been carried out for development of marine renewable energy generation system based on seawater exchange breakwater. The CFD simulation is used for understanding the flow field of tidal jet. The experiment is carried for validation of the CFD result. Finally, estimation of the

possibility of development using the proposed tidal jet generator is discussed.

On-sea Experiment of the Offshore Wind Power Generation by a Floating Platform in Hakata Bay

Yusaku Kyozuka (Kyushu University) 日本における浮体式洋上風力発電の賦存量および現在進行中の2つのプロジェクト(福島沖と長崎・五 島)の紹介と九大が実施中の博多湾海上風力発電浮体の実海域実験結果が報告された。特に、2012 年 9 月の台風 16 号来襲時の浮体運動と係留張力の計測値と、10 月に海中潜水工事で有名な渋谷正信氏が浮 体周辺で撮影された水中ビデオによる浮体表面の状況と環境影響などが紹介された。.

CFD Simulation of a Floating Wind Turbine Platform in Harsh Sea Condition

Changhong Hu (Kyushu University) Numerical Simulation of a catenary moored floating wind turbine platform in large waves is carried out by using the CFD code RIAM-CMEN. The effect of wind turbine and mooring line is included in the computation. The strongly nonlinear wave-body interaction phenomenon of the platform is studied by the CFD simulation.

R&D activities for the development of tidal stream energy in Korea

Beom-Soo Hyun (Korea Maritime University, Korea) Korea relies on imported fossil fuels to meet its energy consumption demands. As such, there is a need to investigate alternative energy resources such as renewable energy. In this presentation, the potential of tidal stream energy R&D in Korea is introduced. Tidal energy and tidal current energy are likely to play an important role in meeting the future energy needs of Korea, whereas the potentials of wave energy and ocean thermal energy for the same are relatively low. The level of technical development and the renewable energy market in Korea is currently in an early stage. The government will have to be more aggressive in the promotion of renewable energy to achieve sustainable development in Korea.

海潮流発電に関連した九州周辺海域での黒潮と潮流調査

山城 徹(鹿児島大学) 海洋の利用・開発については、九州の島々に存在する豊富な海洋エネルギーに注目し、九州周辺海域 における潮流や黒潮の観測、数値計算、文献調査などを行って、潮の流れで海中のプロペラを回転させる 潮流発電や海流発電の適地を明らかにしています。

水平軸型タービンによる海流発電システムの研究

徳永紘平,岩下英嗣(広島大学工学部) この程、沖縄科学技術大学院大学(OIST)が浮体式海流発電システムを提案し、広島大学との共同研究 が開始された。広島大学では主として海流発電タービン用ブレードの設計及びローター性能解析を担当し ている。今回の研究では、今後予定しているローターブレードの風洞試験、水槽曳航試験を念頭に置いて、 最適設計時の入力となる諸条件について種々の検討を行っている。その結果、R=0.73m,V=1.2m/s,λ =4.0,P=610Wの条件でローター性能 CPmax=0.43 のブレード形状が得ら、その性能および最終的には発電 機とのマッチングを考慮した発電性能予測を行っている。試験用ブレードは現在製作中であり、今後広島大 学で風洞実験を、九州大学応用力学研究所で曳航試験を行う予定である。

Development of an ocean current generator at OIST

Katsutoshi Shirasawa (Okinawa Institute of Science and Technology) 沖縄科学技術大学院大学(通称OIST:オイスト)では、2012年度より黒潮を目的とした海流発電機の開発 を開始した。典型的な風車と同じ3枚ブレードの発電機を,水深100m程度に海底から係留する。波浪の影 響が小さい中層で,安定に流れる黒潮を利用するためである。我々は,最初の取り組みとしてブレード直径 2mの試作機を製作した。発電機の上部にフロート,下部に重りを備えブレードトルクを抑えるのが特徴であ る。海流を模擬した船による曳航試験を沖縄近海で行い,予測通りの発電量,機体の安定性を確認した。

Performance Characteristics of a Shrouded Tidal Current Turbine

Huihui Sun, Yusaku Kyozuka (Kyushu University) Tidal current power generation is attracting more and more attention these days for its cleanliness, predictability and reliability. A brimmed diffuser from wind-lens technology is tested in this study in order to observe its effect on power generation efficiency in tidal current turbine systems. Validation experiments were carried out in the circulating water channel for the bare turbine and the shrouded turbine, results of which proved that the diffuser improved the performance of the tidal turbine. The computational fluid dynamics (CFD) method and the blade element momentum (BEM) theory were used to evaluate the performance of the bare turbine and the shrouded turbine. For tip speed ratios (TSRs) of 2.5 to 4.0, both CFD and BEM calculations for the bare turbine were well-correlated with the experimental data. For the shrouded turbine, CFD results failed to exactly reproduce the experimental results with the turbulence model and mesh size utilized, but BEM results did succeed with TSRs greater than 3.0. Considering correlation with experimental data and calculation time cost, BEM is a satisfactory method for evaluating the performance of a tidal current turbine.

振動水柱型波力発電装置の波浪中応答試験

今井康貴 (佐賀大学海洋エネルギー研究センター)

本研究は振動水柱型波力発電装置の一種である「後ろ曲げダクトブイ」(Backward Bend Duct Buoy: BBDB)について研究した. BBDB の特徴として,浮体と水室内の水柱の共振時に空気圧力が非常に高くなること,装置自体が小型で浅い海でも使用可能である,波浪中で波の入射方向に微速前進することが挙げられる.本研究では,全長2.5m,全幅2.3m,全高1.76m,喫水1.1mの模型に衝動タービンを取り付け、規則波中における発電効率を計測し、発電特性や運動特性を計測した。

Elastic characteristics of TLP type offshore wind turbines -Tank tests and simplified calculation method

Minori Kozen, Yasunori Nihei (Osaka Prefecture University)

Kazuhiro Iijima(Osaka University)

In this presentation, we will discuss about structural problems affecting TLP type offshore wind turbines under wind and wave conditions. For TLP type offshore windturbines, structural problems haven't been found yet, however when talking about the use of wind turbines on a TLP structure we come to realize certain problems. For example the bending vibration of the tower and the blades, the bending moments and inertia of the upper structure under heavy sea conditions that might affect the mooring lines. Those are pressing issues and it is therefore important to take them into consideration. So, in this study, we will perform some experiments using appropriate "elastic model" of TLP type offshore wind turbines to observe those effects. We have not only measured the loads on tension legs in waves and wind but also the bending stresses acting on the tower and blades. We observed some phenomenon that will be reported later on, in this study.

船舶向け波浪エネルギー回収システムの開発

橋本博公 (大阪大学)

近年,船舶分野においても省エネや環境負荷の低減が強く求められている。一航海あたりに長期間を要する海上輸送では,航行中に何らかの手段で自然エネルギーを吸収することが期待されるが,風力や太陽光では,限られた甲板スペースのため発電容量が不足する。本研究では,航行時に巨大な船体を動揺させる 波浪エネルギーを吸収するシステムの開発を目指している。

内部回転振子付き浮体による波浪エネルギー吸収に関する研究

柏木 正 (大阪大学) 波力発電装置の波エネルギー吸収効率の向上を目的として,内部回転振子型波力発電装置に関する基 礎的な検討を行ってきた。この装置は,浮体の内側面は円筒形状をしており,その円筒面上に沿って滑るこ となく回転する小円柱の中心軸に発電機の軸を取り付けておく。波エネルギーによって浮体は横揺れ運動 し、さらに内部の小円柱も回転運動をするので、それらの相対運動が大きくなるように工夫すればエネルギ 一吸収効率を高めることができる。この内部回転振子型波力発電装置に関するこれまでの研究で、浮体の 外部形状が左右対称な場合、入射波のエネルギーのうち浮体の左右で反対称な波のエネルギーしか吸収 することができず、波エネルギー吸収効率の最大値は0.5 であることが示された。この吸収効率を0.5 以上と するためには、浮体の外部形状を左右非対称にし、浮体の左右反対称な波だけでなく対称な波も発生させ、 その結果として入射波のエネルギーをすべて吸収するという考え方であり、片側波なし浮体を使えばそれが 可能であることを本論文で示している。

4. おわりに

「海洋エネルギー利用に関するテクノロジー」をキーワードに多くの分野から研究者が集まり,海流発電、 潮汐発電、洋上風力発電、波浪発電など、種々の海洋エネルギー利用方法に関して知見を深め,情報交 換を行った。今回は韓国から著名な研究者を招き、韓国における海洋エネルギー開発現状の紹介が行わ れた。そのために一日目の講演・議論を英語で行った。また、大阪大学、大阪府立大学、広島大学、鹿児島 大学、沖縄科学技術大学からの研究発表が行われ、日本の海洋エネルギー開発を行う研究者にとって有 意義な研究集会として認知されていることを確信した。

プログラム

期 日: 2013 (平成 25) 年1月25日 (金), 26日 (土)

場 所: 九州大学応用力学研究所本館6階W601室

1月25日(土)

13:10 - 13:50	Technical Review of Wave Energy Utilization
	Seok Won HONG (Korea Institute of Ocean Science and Technology, Korea)
13:50 - 14:20	Development of Marine Renewable Energy Generation System based on Seawater
	Exchange Breakwater
	Hee-Su Lee, Jong-Chun Park (Pusan National University, Korea)
	Yong-Jin Cho (Dong-Eui University, Korea)
14:20 - 15:50	On-sea Experiment of the Offshore Wind Power Generation by a Floating Platform in
	Hakata Bay
	Yusaku Kyozuka (Kyushu University)
14:50 - 15:10	CFD Simulation of a Floating Wind Turbine Platform in Harsh Sea Condition
	Changhong Hu (Kyushu University)
(休憩)	
(
15:30 - 16:10	R&D activities for the development of tidal stream energy in Korea
	Beom-Soo Hyun (Korea Maritime University, Korea)
16:10 - 16:40	海潮流発電に関連した九州周辺海域での黒潮と潮流調査
	山城 徹(鹿児島大学)

16:40-17:00 水平軸型タービンによる海流発電システムの研究

徳永紘平, 岩下英嗣 (広島大学工学部)

- 17:00 17:30 Development of an ocean current generator at OIST Katsutoshi Shirasawa (Okinawa Institute of Science and Technology)
- 17:30 18:00 Performance Characteristics of a Shrouded Tidal Current Turbine Huihui Sun, Yusaku Kyozuka (Kyushu University)
- (懇 親 会)

1月26日(土)

- 9:00-9:30 振動水柱型波力発電装置の波浪中応答試験 今井康貴(佐賀大学海洋エネルギー研究センター)
- 9:30 10:00 Elastic characteristics of TLP type offshore wind turbines -Tank tests and simplified calculation method Minori Kozen, Yasunori Nihei (Osaka Prefecture University) Kazuhiro Iijima(Osaka University)
- 10:00-10:30 船舶向け波浪エネルギー回収システムの開発 橋本博公 (大阪大学)
- 10:30-11:00 内部回転振子付き浮体による波浪エネルギー吸収に関する研究 柏木 正 (大阪大学)

11:00-12:00 総合討論

海流発電用新型水車の開発研究

九州大学大学院総合理工学研究院 経塚雄策

1. はじめに

東日本大震災による原発事故を受け、自然エネルギー に対する関心や期待が高まっている。自然エネルギーに も様々な種類があるが、日本は周囲を海に囲まれた海洋 国家であり、海洋エネルギーを利用しない手はないと考 える。自然エネルギーを利用した発電の多くは天候に左 右されやすいが、潮流エネルギーは周期的で予測可能で あり、安定した稼働が見込めるというメリットがある。 そこで、本研究室では潮流エネルギーに着目し、潮流発 電用水車に関する研究を進めてきた。

潮流発電用水車は風車と原理は同じであり、これまで は風車で使用されるブレードをそのまま用いることが多 かった.(Fig.1)しかし、使用環境や目的が異なる場合、 航空機のプロペラのブレードと船舶のスクリューのブレ ードの形状が異なるように、最適なブレードは異なる形 状になるのではないかと考えられる。例えば、Fig.2は OpenHydroと呼ばれる水車と発電機が一体化した装置で ある。そこで、本研究では潮流発電用水車に最適な形状 のブレードの開発を目指す.



Fig.1 MCT のタービン Fig.2 OpenHydro Fig.3 8 枚翼水車

2. 実験

2.1 実験概要

実験は応用力学研究所の深海機器力学実験水槽(幅 5m・長さ65m・水深7m)において行なった.水車模型は 水車直径 φ 300[mm]で、工学府の古川雅人教授を中心に開 発された風レンズ用ブレード(従来型ブレード)と昨年 度作成した翼端を広げた潮流発電用ブレード(新型ブレ ード)の2種類の3枚翼水車と,従来型ブレードと新型 ブレードの2種類の8枚翼水車を使用した.8枚翼水車に は翼端損失の減少,非接触発電の実現を目的として,Fig.3 のように覆いを取り付けた.ソリディティを一定にする ためブレードの幅は3枚翼の3/8とした.また、風レンズ 有無における水車性能を確認するため、ディフューザー 幅 68[mm]、入口径 φ 322[mm]、出口径 φ 410[mm]の風レ ンズ模型も使用した.

実験方法として、水車をモータで回転数制御し特定の 周速比における流力特性を計測した.

2.2 実験結果

本研究で用いる無次元数の定義を以下に示す。 ・周速比 λ $\lambda = \frac{r\omega}{u}$

・パワー係数(水車効率)Cp Cp
$$= \frac{P}{\frac{1}{r} \rho A U^3} = Ct \times Z$$

ただし、1 回転中の平均トルク T[N・m], 水密度 ρ=1000[kg/m³], 水車半径 r=150[mm], 水車投影面積 A[m²], 流入速度 U=1[m/s], 水車の回転角速度 ω[rad/s]

Fig.4 にブレード単独時のパワー係数 Cp の比較結果を 示す.ブレード単独時は3枚翼水車よりも8枚翼水車の 方がパワー係数が低くなった.

Fig.5 に風レンズ装着時のパワー係数 Cp の比較結果を 示す.風レンズ装着時も3枚翼水車よりも8枚翼水車の 方がパワー係数が低くなった.また,3枚翼水車では新型 ブレードよりも従来型ブレードの方がパワー係数が高く, 8 枚翼水車では従来型ブレードよりも新型ブレードの方 がパワー係数が高くなった.

風レンズの有無に関わらず,8枚翼水車の方がパワー係 数 Cp が全体的に低い値になった.これは,8枚翼水車は 翼幅が小さく、レイノルズ数が低くなったことで揚力係 数が低下したためと考えられる.また,8枚翼水車では覆 いによる抵抗の増加や,翼枚数が多いことによる流力干 渉の増加が生じたことも要因の一つと考えられる.



3 数值解析

3-1 数值解析概要

汎用の3次元熱流体計算ソフトウェア SCRYU/Tetra for Windows V8を用いた数値計算を行う.SCRYU/Tetra では, 移動境界に固定した回転メッシュとその外側の静止座標 に固定したメッシュをマッチング可能である.解析領域 は,実験水槽の寸法を参考にして幅 5.0[m],深さ 7.0[m], 長さ 3.5[m]とした. 流入条件は,流入速度 1.0[m/s] とし た. 解析手法は,有限体積法(非構造格子)を使用した. 乱 流モデルには,SST k-ωモデル(低レイノルズ乱流モデル) を使用した.

3-2 ブレード設計

数値解析に向けて、NACA0030 翼型を基にキャンバー の違う3 種類のブレードを、NACA9330 翼型を基に厚み 比の違う5 種類のブレードを、NACA9310 翼型を基にテ ーパー比の違う5 種類のブレードを作成した.水車は直 径 φ 300[mm]で、ソリディティが一定となるように設計を 行い、計算時間短縮のため1 枚翼水車とした.Fig.6 にキ ャンバー別の翼型断面図を、Fig.7 に厚み比別の翼型断面 図を、Fig.8 にテーポー翼、Fig.9 に逆テーパー翼を示す.



Fig.6 キャンバー別翼型断面図



Fig.7 厚み比別翼型断面図



Fig.8 テーパー翼 Fig.9 逆テーパー翼

3. 数值解析結果

Fig.10にキャンバー別のパワー係数 Cp の比較結果を示 す.キャンバーを下流側に付けるとパワー係数が向上し, 上流側に付けると低下することが分かる.これは,キャ ンバーにより流入する流れと翼面の間の角が変わり,揚 力が変化したためと考えられる.

Fig.11 に厚み比別のパワー係数 Cp の比較結果を示す. 厚み比を小さくするほどパワー係数が向上することが分 かる.これは、キャンバーと同様に、厚み比を変えたこ とにより流れと翼面の間の角が変化したことが要因と思 われる.

Fig.12 にテーパー比別のパワー係数 Cp の比較結果を示す. パワー係数がテーパー翼では向上し, 逆テーパー翼では低下した. これは, 翼端損失が, 翼幅の狭いテーパ

ー翼では減少し,翼幅の広い逆テーパー翼では増加したからだと考えられる.また,テーパー翼ではテーパ比0.3のブレードよりも0.5のブレードの方がパワー係数の最大値がわずかながら高くなった.これは,テーパー比0.3のブレードはかなり先細りな形状になっているため,流れが外に逃げ,翼端失速を起こしたためと考えられる.

5 結言

実験結果から,8枚翼水車の性能が芳しくないことが分かった. これは,8枚翼水車模型は翼幅が小さく,レイノルズ数が低くなったことが影響していると思われるので,今後、もっと大きな模型によって再実験が望ましい.

数値解析結果から、キャンバーを流れの下流側に付け、 厚み比は小さく、テーパー比は 0.5 付近になるように設計 すると性能が良くなることが分かった.しかし、周速比 の高いところでは 0.3 のブレードの方がパワー係数が高 いため、使用条件によって使い分けるのが良いと思われ る.



研究代表者	経塚雄策
研究協力者	古賀寿和、松本聖馬
所内世話人	胡長洪

24 特 4-7

フラッタ水力発電装置流れレンズの小型化に関する実験的検討

福岡工業大学 工学部 知能機械工学科 阿比留久徳

1. 目的

潮流などの流れを利用し,翼にフラッタを生じさせて,その動きによって効率的に発電する新しい小規模水 力発電技術について,これまでに10Wクラスの小型の基礎試験装置を用いた実験で発電効率 32-37%が得られ ¹⁾,また200-400Wクラスの実験装置で設計通りの発電量が得られることを検証している²⁾.

一方,風レンズ風車で実用化されているディフューザを用いて出力を増加する技術を利用し,23年度に小型の水力発電基礎試験装置を用いて2次元ディフューザ(流れレンズ)による出力性能向上の可能性を調べる 実験を行い,出力が1.5-3.3倍に増加する結果を得た³⁾.本研究では実用化に向けて,23年度の実験で用いた大型流れレンズの小型化について,応用力学研究所の深海機器力学実験水槽を利用して実験的に検討を行う.

2. 実験装置及び実験方法

本年度用いた2種類の流れレンズの断面を図1 に示す.流れレンズの流路方向の長さは、レンズ 大が翼弦長100 mmの3倍、レンズ小が2倍の長 さとした.これは、昨年度の流れレンズのそれぞ れ約2/5、3/10の長さに相当する.インレット角、 ディフューザ角は、それぞれ昨年度最適であった 10 deg,20 degとした.組立後の形状を図2に示 す.実験は、レンズ大、レンズ小、レンズ小のつ ばを外した(つばなし)の3パターンで行った. またスロート幅は250 mm ~450 mmの範囲で変化 させた.使用するフラッタ発電装置は昨年と同様 である.曳航台車へ取付けた状況を図3に示す



図2 流れレンズ組立状態







図3 曳航台車への取付け状況

3. 実験結果

流速をパラメータにしてスロート幅と発電量の関係を流れレンズなしの場合も含めて図4に示す.スロート 幅が狭まるにつれて発電量は増加しており,スロート幅250mmでは,流速1.25 m/s で12W強の発電量が 得られた.また同図を流れレンズなしの場合に対する比率にして図5に示す.発電量の増加は,スロート幅が 広い 450 mm において, 流速が遅い 0.75m/s で 2.2 倍, 流速の速い 1.25m/s で 1.5 倍になる.スロート幅が狭い 250 mm においては, 流速 0.75m/s で 3.2 倍, 1.25m/s で 1.9 倍になる.これは大きな流れレンズを用いた 昨年度と同等の効果である.



因4 ハロード幅と光电里(レンハ八)

レンズ小の結果を図6に示す.発電量はスロート幅450 mmでは, 流速0.75m/sで2倍, 1.25m/sで1.5倍 増加する.スロート幅250 mmでは, 流速0.75m/sで3倍, 1.25m/sで2.1倍増加する. これはレンズ大と比 較すると効果はやや劣るものの,実用的にはレンズ小の規模で充分な効果があると言える.

レンズ小(つばなし)の結果を図7に示す.スロート幅450 mmでは,流速0.75m/sで1.8倍,1.25m/sで1.5 倍である.スロート幅250 mmでは,流速0.75m/sで2.4倍,1.25m/sで1.8倍である.これはつばがある場 合の約80%に相当しており,つばが無くてもかなりの効果のあることが確認できた.



4. 結言

翼弦長の2倍の長さの流れレンズで,実用上充分な発電量増加効果のある事が確認できた.

参考文献

(1) 阿比留久徳, et.al,"フラッタ水力発電システムの研究",日本機械学会論文集(B編)75巻758号,2009

(2) (株)技術開発コンサルタント,"農業の6次産業化に資する,超低落差用フラッタ方式マイクロ水力発電システム導入 による農業用水路のエネルギー利用の可能性調査",平成23年度農山漁村6次産業化対策事業緑と水の環境技術革命プロ ジェクト事業報告書,平成24年3月

(3) 阿比留久徳, "2 次元流れレンズによるフラッタ水力発電装置の出力性能向上", 平成 23 年度九州大学応用力学研究所 新エネルギー力学分野共同研究成果報告 23ME-3

垂直軸型発電タービンの性能向上に関する研究

広島大学大学院工学研究院 教授 岩下 英嗣

1. 研究目的

日本はエネルギー資源に乏しく、石油をはじめとするエネルギー資源の大部分を海外に依存しており 日本のエネルギー自給率は4%と低いものとなっている。片や発展途上国の経済発展により世界のエネ ルギー需要は高まる一方であり、エネルギー資源の枯渇が懸念されている。また、世界の多くの国が化 石燃料を使用しており、化石燃料を燃やすと二酸化炭素、窒素酸化物、硫黄酸化物などを発生する。こ のために地球温暖化や大気汚染による酸性雨など深刻な環境汚染問題の要因となっている。このような エネルギー問題の解決にむけ、風力発電や太陽光発電といった再生可能エネルギーが注目を集めている。

そんな中、海洋発電の一つとしてタービンを用いた発電システムを提案し、研究する目的で本課題を 提出していた。当初、システムとしては垂直軸型タービンを用いることを考えていたが、その後より効率 の高い水平軸型タービンを用いたシステムを採用するに至っている。全体のシステムとしては、OIST(沖 縄科学技術大学院大学)と共に、浮体式海流発電を考えることにしている。この海流発電の特徴である 浮体式は水深 100m より深い海流が安定したところで発電を行うことである。OIST は風力発電タービ ンブレードを転用して試作機を製作し、海で船による曳航試験を行った。試作機は振動や回転すること なく安定して発電を行うことができ浮体式海流発電は可能であることが分かった。

本研究では海流発電における水平軸型タービンに使用するブレードの最適設計、ローターの性能解析を行う。

2. 研究方法

- (1) 海流発電タービンブレードを Adkins & Liebeck 理論に従い、最適設計を行う。
- (2) 翼素運動量理論により、ローターの性能解析を行う。
- (3) 供試模型を製作し、風洞実験を行い実験結果を取得する。得られた結果を理論計算値比較して性 能推定法の検証および性能確認を行う。

3. 研究組織

本研究は次のような組織で行った。

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
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	修士課程1年	実験補助
小川 恭平	広島大学大学院工学研究科 輸送・環境システム専攻	修士課程1年	実験補助
梶野 恭平	広島大学工学部 第四類 輸送機器工学課程	学部4年	実験補助
高橋 悠	広島大学工学部 第四類 輸送機器工学課程	学部4年	実験補助
徳永 紘平	広島大学工学部 第四類 輸送機器工学課程	学部4年	実験補助
胡 長洪	九州大学応用力学研究所	准教授	実験指導

4. 研究結果

4.1 ブレードの設計

海流発電タービンブレードは、沖縄近海を流れる定常的な黒潮をターゲットとしているので設計流速 を1.2m/sまでとし、所有している発電機から最低出力 500W を得ることができる最も Span 長が短いブ レードを設計した。スパン長を短くしたのは、性能確認用の風洞試験を行う際に供試模型の重量が重い と危険であるからである。また設計周速比も *λ* = 4.0 とし実験時の安全性を考慮している。

ブレードの設計には翼素運動量理論の一種である Adkins & Liebeck 理論を用いている。この理論に 従い、最適設計を行う際にはブレード翼素の2次元翼性能が必要である。本研究では2次元翼性能解析 ツール"X-foil"を使用して、2次元翼性能を把握している。

最適設計したブレードの主要目を以下に示す。Fig.1 にブレードの Chord 長分布と Pitch 角分布を示 している。横軸 ξ はブレード Span 長の無次元値である。ξ=0 がブレードの根元であり、先端がξ=1 の グラフとなっている。海流発電タービンブレードは、風力タービン用ブレードと比べると、Pitch 角の 捩じりが大きい低回転高トルク型のブレードになっていることが分かる。

Table 1: 主要目					
Diameter (m)	D(=2R)	1.46			
Skew angle (degs.)		0.0			
Rake angle (degs.)		0.0			
Number of blade	N_B	3			
Power (W)	P	610			
Design wind speed (m/s)	U	1.2			
Design tip speed ratio	λ	4.0			
Wing section		NACA 642-415			



Fig.1: Chord 長分布 & Pitch 角分布

4.2 ローターの性能解析

翼素運動量理論によりローターの性能解析を行った。性能を比較する際に用いる無次元値 C_P と C_T を定義する。 C_P はパワー係数を表し、 C_T は推力係数を表す。

$$C_P = \frac{P}{1/2\rho SV^3}, \quad C_T = \frac{T}{1/2\rho SV^2}$$
 (1)

Fig.2 に得られた結果を示す。最適設計された海流発電タービンのローター性能は λ =4.0 の時に C_{Pmax} =0.43 であることが確認される。Fig.3 に P - N 曲線を示す。横軸 N(rpm) はローターの回 転数である。発電機のギア比は 1:3.5 であり、図中の N はロータの回転数を示している。ローターと発 電機の P - N 曲線を重ね合わせ、交点を求めることにより Fig.3 に示す発電機の P-V 曲線を得ること ができる。設計流速 1.2m/s のときに発電機の出力は 507W である。

4.3 風洞実験

設計したローターを製作し、広島大学の風洞において性能試験を行った。実験概要図を Fig.4 に示す。 供試模型を2分力風車天秤に取り付け、風洞の吹き出し口には風速計が設置されており、ここで風速



Fig.2: C_P-λ 曲線 & P-N 曲線



Fig.3: P - N曲線 & P - V曲線

V(m/s) を計測する。また、コントローラーでローターの回転数 N(rps) を制御し、AD 変換ボードを通 じて風速 V(m/s)、回転数 N(rps)、スラスト T(kgf)、トルク Q(kgf m) を PC にデジタルデータとして 得る。データ収録は 100Hz で5 秒間行い、データの平均値を実験解析に使う。パワー P(W) については これらのデータから算出する。

4.3.1 供試模型

海流発電タービンブレードの模型を製作した。ブレードの材質は強度計算より、ABS 樹脂とした。ブレード1枚当たりの重量は1940g である。実験の時はローターのボス部分の抵抗を減らすために、発砲 スチロールで作ったボスキャップを取り付けて行った。

4.3.2 実験方法

実験方法は比較的単純であり、下記の方法で行っている。

- (1) ボスキャップのみを取り付け、風速を一定で吹かし回転数Nを0~20(rps) まで0.5(rps) ずつ上げ、 スラストT₁(kgf) とトルクQ₁(kgf m)を測定する。
- (2) ブレードを取り付け、同じ風速で回転数Nを C_P が0になる回転数まで0.5(rps) ずつ上げていき、 スラスト $T_2(kgf)$ とトルク $Q_2(kgf m)$ を測定する。





Fig.4: 実験概要図

ローター性能の解析においては、ローターを付けた状態の計測量 T_2, Q_2 からボス部分のみの計測量 T_1, Q_1 を差し引く必要がある。

4.3.3 実験結果・考察

実験値と計算値の比較を行ったグラフを Fig. 7 に示す。 C_P curve を比較した場合、設計周速比 λ =4.0 の C_P は計算値と実験値は一致している。 C_T curve を比較した場合、設計周速比 λ =4.0 の C_T は実験値 の方が計算値より 5% 大きくなっている。設計したブレードは chord 長が大きいため、空気の摩擦抗力 が影響していると考えられる。さらに翼素理論は 2 次元翼性能を使っているため 3 次元影響もあると考えられる。

 C_P curve と C_T curve ともに、周速比 λ =4.0 から遠ざかるほど計算値とのずれが大きくなっている。 このローターは設計周速比 λ =4.0 の時に最大パワーを発揮するように設計している。つまり、設計周速 比 λ = 4.0 の時に最も翼性能が高くなるような Pitch 角を計算している。そのため周速比 λ = 4.0 から 遠ざかるほど、ブレードの翼素の流入角が大きくなる。このため 2 次元翼性能データベース範囲以外の 翼素性能が必要となる。翼素性能は迎角が -90~90(degs.) までデータベースとしてストアしておくこと が望ましいが、"X-foil"では不可能である。このような場合の性能解析では 2 次元翼素性能データベー スの最大迎角値もしくは最小迎角値を使用して計算を行った。このために実験値と計算値には λ = 4.0 以外で差がみられる。



Fig.5: ブレードと取り付け治具



Fig.6: ブレード取り付け図



Fig.7: C_P curve & C_T curve

4. まとめ

本研究では海流発電タービンブレードの最適設計及び性能解析を行った。本研究の成果を以下に記す。

- (1) Adkins & Liebeck 理論により海流発電タービンブレードの最適設計を行った。制約条件について は種々検討した結果、R = 0.73m、V = 1.2m/s、P = 0.61kW、 $\lambda = 4.0$ としている。
- (2) 理論解析によりローターの性能を把握した。今回設計したローター性能は $\lambda = 4.0$ のとき $C_{Pmax} = 0.43$ である。
- (3) 供試模型を製作し、風洞実験により性能確認を行った。計算値と実験値の比較を行い、両結果が良い一致を示すことを確認している。

浮体式風車の弾性挙動に関する研究

大阪府立大学大学院・工学研究科 二瓶 泰範

目的

日本の沖合の排他的経済水域を利用した、洋上風力発電利用に関する研究開発は昨今取り上げられる陸上風力発電の 様々な問題(風車ブレードが作り出す振動音による人体の影響や山間部に設置する際の森林伐採等々)の観点からも喫緊 の課題であると考えられる。沖合は水深が深く、着底式工法には限界があり、浮体式工法により風力発電を実現する必要 がある。洋上では安定した風が吹くことが既に報告されているが、浮体式洋上風力発電においては風車ブレードの回転影 響が係留索や浮体動揺に大きな影響を及ぼすことが懸念される。またタワーの弾性影響は、洋上風車のメンテナンス時に ナセルで作業する作業員の安全性確保という意味で大きな意味を持つと考えられる(実際、陸上では14m/sの風速で作業 は中止される)。

そこで本申請課題研究では、風車タワーの曲げ剛性や風車プロペラの曲げ剛性等を考慮したスケール模型を製作し、応 用力学研究所が所有する水槽を用いて風や波浪という複合環境下での水槽試験を行い、洋上風力発電の弾性挙動について 詳細な知見を得ることを研究目的とする。

研究の具体的方法

[1]模型試験

本研究において浮体は TLP を想定している。TLP は波浪中での動揺に優れ洋上風力発電用の下部構造物としては 優位性があると考えている。スケール模型は、アメリカ国立再生可能エネルギー研究所(NREL)が既にモデル風車と して提示している 5MW 風車の曲げ剛性等のパラメータを用いる。申請者の事前検討において曲げ剛性をそのままス ケールダウンすると製作上適当な材料がないことが分かっている。そこで、曲げ「振動」のパラメータをスケール ダウンすることによりスケール模型を製作することとする。弾性の相似則は風車タワー、風車ブレードに適用する こととする。

[2]水槽試験

水槽試験においてタワー基部や風車ブレードに作用する曲げモーメント、ねじれのみならず、浮体の運動計測、 索張力、ナセル部の加速度等の計測を行う。

結果

[1] 模型主要目

本研究では想定実機の 1/50 スケール模型を使用する.模型風車の主要目を Table1 に示す.

Table1 Principal particulars of the scale model of the wind turbine

Items	Unit	Value
Scale ratio	-	50
Number of blades	-	3
Blade diameter	[cm]	232
Height of the hub	[cm]	160
Tower diameter	[cm]	3.2~5.5
Tower thickness	[mm]	1

また Fig.1 に模型風車の外観図を示す.



Fig.1 Exterior design of the TLP type wind turbine

模型にはタワー基部、ブレード基部、係留索にひずみゲージを取り付けている。

[2]水槽試験結果

ここではブレードの回転によって誘起されたと考えられるタワー基部に生じる曲げモーメントの結果について示す。風 単独試験及び風・波共存場試験において,波単独試験では観測されなかったタワーのx軸回りの曲げ振動が観測された.こ れよりこの曲げ振動はブレードの回転に起因すると考えられる.そこでこのブレード回転による曲げ振動を BIV(Blade Induced Vibration)と呼ぶこととする.Fig.2 に風単独試験(Wind velocity 1.08[m/s]),波単独試験(Wave period 1.20[sec],Wave height 10[cm])におけるタワー基部のx軸回りに作用する曲げモーメントの時系列データを示す.



around *x*-axis due to constant wind

実験で観測された x 軸回りの曲げモーメントの振幅は,波単独試験における共振時のタワー基部に作用する y 軸回りの 曲げモーメントの値と同等の値であった.さらに Fig.2 からこの x 軸回りの曲げ振動はうねり現象を起こしていることが確 認できる.

• 成果報告

- i. TLP 型洋上風力発電の弾性応答について, 幸前穂, 二瓶泰範, 飯島一博, 日本船舶海洋工学会春季講演会,2012 年6月
- ELASTIC CHARACTERISTICS OF TLP TYPE OFFSHORE WIND TURBINE, Yasunori Nihei, Minori Kozen, Kazuhiro Iijima, ASME OMAE2012, 2012
- 研究組織

役 割	氏 名	所属·身分	滞在延べ日数
研究代表者	二瓶 泰範	公立大学法人大阪府立大学・助教	2 日
所内世話人	胡 長洪	国立大学法人九州大学・准教授	

船舶向け波浪エネルギー回収システムの開発

大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻 橋本博公

研究目的

近年、化石燃料の枯渇問題や地球温暖化への関心の高まりを受けて、船舶分野においてもグリーンイ ノベーションが強く求められている。一航海に長期間を要する海上輸送では、航行中に何らかの手段で エネルギーを回収することが期待されるが、船舶においては定速航行が航海の大部分を占めるため、自 動車分野などで行われている減速時のエネルギー回生などはほとんど見込めない。また、風力や太陽光 といった自然エネルギー吸収では、限られた甲板スペースのため発電容量が絶対的に不足する。そこで、 巨大な船体を動揺させる波浪に着目し、本来であれば船体運動に与えられて造波エネルギーとなって消 費される波浪エネルギーの一部を吸収するシステムを開発し、その効果・実現性について検討を行う。

波浪エネルギー回収システムの概要

波浪によって引き起こされる船体運動としては、縦揺れが最も顕著であり、この運動を介した波浪エ ネルギー吸収システムを目指す。今回検討したシステムは、図1のような液体タンクとその両端に設置 した浮体を基本とするものであり、エネルギー回収の原理は次の通りである。

- 入射波に応じてタンクは船体縦揺れと同じ運動をするが、タンク内の液体は常に水平を保つので、 船体運動に応じてタンクと水面が相対傾斜角を持つ。
- ・ 浮体は水面に追従するので、タンクから見ると浮体が上下動することになる。仮にピッチ角が小さい場合でも、タンクの長さを乗じて得られる両端位置での上下変位量は小さくない。
- ・ 浮体の上下動を利用して、油圧ポンプ、油圧モータを駆動し、発電機を回すことで電気エネルギー を得る。
- ・ 専用タンクの搭載は様々な制約があるので、バラストタンク・バラスト水を利用する。



図1 波浪エネルギー回収原理

ばら積み貨物船を対象とした試設計

本研究では国内造船所の主力であるばら積み貨物船を対象とした。ばら積み貨物船は空荷が航海の半 分を占めるため、バラストタンク・バラスト水を用いた波浪エネルギー回収システムに最適な船種であ る。タンクはスロッシング防止のためU字型形状とし、固有周期を船体縦揺れ運動が発達し始める出会 い波周期より短く設定することで、ピッチングが発生する全ての出会い波周期に対して発電が可能であ る。垂線間長 190m のハンディマックス型ばら積み貨物船を対象に、そのバラストタンクサイズから設 計した波浪エネルギー回収装置のイメージ図と諸元を図2、表1に示す。



4.3 m

図2 バラストタンクを利用した発電システムの設計案

-++ 1	=+/
- 	三方一丁
11 1	ゴロノロ

浮体寸法 [m]	$L \times B \times D = 3.0 \times 2.3 \times 2.0$
浮体+ピストン+回転アームの質量 [kg]	6900
浮体の復原力係数 [N/m]	67600
タンクの固有周期 [sec]	6.7
航海速度 [knot]	14 (Fn=0.17)
ピッチングが見込める最小出会い波周期 [sec]	6.9 (λ/L=0.8)

続いて、4 種類の波条件に対する最大トルクの計算結果を表 2 に示す。浮体の上下力に回転軸から浮体ピストンまでの水平距離を乗じて得られるトルクは非常に大きな値となっていることが分かる。

	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4		
波長船長比	0.8	0.8	1.2	1.2		
波高 [m]	2.0	4.0	2.0	4.0		
ピッチ振幅 [deg]	0.6	1.2	2.0	4.0		
最大上下力 [N]	9700	19400	32000	64000		
最大トルク [Nm]	262000	523000	872000	1740000		

表2 最大トルク

今後の課題

今後は入射波に対する船体およびタンク内浮体の上下運動予測モデルの構築を行う。併せて、油圧ポ ンプ、油圧モータ、発電機の選定を行い、発電量シミュレーションに必要な諸係数を決定する。これを 用いて、規則波中でのエネルギー回収量を算出する。さらに、想定航路の波浪頻度表および個別波の発 生確率にもとづき、一航海あたりの総回収エネルギーの期待値を求めることで、本システムの実現性を 検討する予定である。

マルチカラム型波力発電浮体の性能評価に関する研究

九州大学大学院工学研究院 准教授 安澤 幸隆

1. 研究目的

地球温暖化対策や従来の化石エネルギーなどの枯渇の可能性から、近年、世界的に再生可能エネル ギーの利用が注目されている。海洋再生可能エネルギーの一つである波力エネルギーの利用に関する 研究は、日本では1980年代におこなわれたが、当時の社会的な事情や経済性などの理由により実用 化が遅れているが、欧州では次世代の代替エネルギーの有力な選択肢として活発に研究開発が行われ ている。そこで、われわれは、日本における波力発電の早期実用化を目指して、平成20年度より新 型のマルチカラム型波力発電浮体システム(MC-WEC)の研究を開始し、振動水柱(OWC)型発電を 利用した、複数の発電用 OWC カラムおよび浮力用カラムが、広いデッキに連結された波力発電浮体 システムを提案している。

これまで研究において、発電機をノズルに置き換えることで省略し、波エネルギーから空気エネル ギーへの変換性能に主眼を置いて調査してきた。しかし発電システムとしての性能を評価するために は最終的な発電性能を評価する必要がある。そこで本研究ではOWCカラムにタービンと発電機から なる発電ユニットを取り付けて規則波中の水槽実験を行った。

2. 研究方法

(1) OWC カラムを想定したアクリル製円筒カラム、およびそれを取り付けるための上面のプレート、 ノズル部、タービン部などを設計・製作する。

(2) カラム内の水位変動および圧力変動、タービン回転数、出力電力を計測する。また、周辺の波浪およびカラム内の自由表面挙動を録画する。

(3) シミュレーションと実験と比較検討を行う。

3. 研究組織

本研究は次のような組織で行った。

氏名	所属	職名	役割・担当
安澤幸隆	九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門	准教授	代表者
木下順二	九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門	技術職員	計測
中尾圭輔 九州大学大学院工学府海洋システム工学専攻		修士2年	実験補助
高松直登	九州大学大学院工学部地球環境工学科	学部4年	実験補助
胡 長洪	九州大学応用力学研究所	准教授	実験指導

4. 実験概要

本研究において実験に使用する OWC カラムは先行研究の結果を踏まえて設計したものである。また、タービンについては 16 枚翼と 8 枚翼の 2 つのウエルズタービンを製作し、等価なノズルで置き換えた場合の実験も行った。ここに、タービンの空気通過面積とノズルの面積を等しくすることで発電機をつけた場合とノズルで置き換えた場合を対応させている。表 1 に OWC カラムの寸法、図 1 に実験模型を示す

実験は応用力学研究所の深海機器力学実験水槽にて行った。周波数応答特性を調べるために波周期 を 0.8[sec]~3[sec]まで変化させ、それぞれの波周期に対して、OWC によるエネルギー吸収を調べ るために空気室内圧力とカラム内水位を計測した。水位の計測には超音波式変位センサを用い、圧力 の計測には圧力センサを用いた。また発電性能を調査するためにタービンの回転数を回転検出器によ り計測した。実験モデル及び計測器の水槽配置を図2に示す。これらの計測結果を分析し、OWC 発 電性能の特性を調べた。

表 1 OWC カラムの寸法				
直径(mm)	高さ(mm)	吃水(mm)		
600	300	70		



図1 実験模型



ウェールズタービン(16枚翼と8枚翼)とノズル



図 2 水槽配置

5. 実験結果と考察

5.1 タービン回転数の時刻歴応答

図3、図4、図5に代表例として波周期1.8秒、2.4秒、2.8秒のタービン回転数の時刻歴応答を示 す。時刻歴応答の特性として、タービンが全く回転しないものと、入射波を受けて回転数が立ち上が り、その後回転数が一定となる期間があり、その後さらに回転数が上がるものと下がるものに大別さ れる。また16枚翼タービンと8枚翼タービンで挙動がよく一致している。



図 3 時刻歴応答(波周期 1.8 秒)


時刻歴応答(波周期2.8秒) $\boxtimes 5$

5.2 周波数応答特性

図 6 に回転数が立ち上がった後に一定となっている状態での回転数、図 7 に最大回転数の周波数 応答を示す。16枚翼、8枚翼どちらも波周期2.3秒と2.6秒にピークがある。また一定状態、最大値 どちらのグラフも全域で16枚翼のほうが大きくなっている。



図6 回転数(一定状態)

図 7 回転数(最大値)

図 8~12 に圧力振幅、変位振幅、圧力に対する変位の位相遅れの周波数応答を示す。圧力振幅の 値をみると、ほぼ全ての範囲でタービンの時の方がノズルの場合より高くなっている。このことから、 タービンの空気通過面積とノズルの面積を等しくして置き換えをするということが想定どおりにい っていないと考えられる。また位相を見ると、波周期が大きいときは変位が圧力に対して 90 度の位 相差をもつ一次遅れ系となっていることがわかるが、波周期が短くなっていくと波上側変位が圧力の 180 度遅れ、波下側変位が圧力と同位相となるような傾向がみられる。また数値計算と実験結果を比 較すると、波周期の短いところで食い違いが見られる。



図 8 圧力振幅





図 9-12 に波上側変位、波下側変位、位相差を示す。波周期が大きいときは波上と波下の変位の位 相差が無く振幅の差も小さくカラム内の水面が一様に振動しているが、波周期が小さいと水位の振幅 と位相がずれていき、最終的に1次モードのスロッシングがおこっていることがわかる。





図 20,21 に波上変位で計算した場合と波下変位で計算した場合の一次変換効率を示す。一次変換効率は OWC カラムの性能を示す指標となり、入射波エネルギーEw と波吸収エネルギーEa を用いて、 Ea/Ew で表すことができる。ここで一次変換効率は以下の式で表せる。

$$\frac{E_a}{E_w} = \frac{\frac{1}{2} PzA_w \omega \sin \theta}{\frac{\rho_w g^2 a^2}{8\pi} (1 + \frac{2kh}{\sinh 2kh})(\tanh kh)TB}$$

ここに、P:空気室内圧力、z:空気室内水位、Aw:空気室断面積、θ:水位と圧力の位相差、h: 水深、k:波数、a:波長、ρw:海水密度、B:空気室幅、T:波周期

数値計算と実験結果を比較すると、波周期の大きいところでは概ね整合性が見られるが、波周期が 小さくなると波上変位による計算では数値計算結果より小さい値となり、波下変位による計算結果は 大きくなる。



6. 結言

先行研究の結果を踏まえて一次エネルギー変換性能が高くなるように設計した OWC カラムにつ いて実験を行ったところ、OWC 内においてスロッシング現象が発生しエネルギー変換性能に悪影 響を及ぼすことがわかった。また、16 枚翼タービンと 8 枚翼タービンをもちいて発電実験をした結 果、失速する現象が見られた。さらに、発電用モーターの選択が適切でなかったため、発電性能の 計測には失敗した。適切なモーターの選択およびノズルと対応する等価なタービン制作する必要が ある。一次変換効率とタービン回転数のピークは違ったところにあるため、設計時に一次変換と二 次変換の両面を考慮する必要がある。タービンは周期の短い入射波に対しては回転せず、周期の長 い入射波に対しては不安定な挙動を示したが、その時刻歴挙動は 16 枚翼タービンと 8 枚翼タービ ンの間で同様な傾向が見られた。等価ノズルとタービンの圧力振幅と変位振幅の比較から、タービ ンの翼間の開口部を広げることで適切な圧力と水位変動にできる可能性を見出した。

機械的伸縮刺激に対する間葉系幹細胞の分化に関する研究

名古屋大学 森田 康之

1. まえがき

生体内の細胞は様々な力学的刺激を受けており、これらの刺激が細胞の機能の調整に重要な役割を果たしうることが近年明らかになっている。特に繰り返し伸縮は、細胞の整列化や、幹細胞を腱・じん帯細胞へ分化させる作用を持つことが報告されている^{(1),(2)}.このような伸縮による細胞制御は、難治性である腱障害の再生医療において応用が期待されている。しかしながら、細胞の腱細胞分化において、どのような条件の伸縮が最も有効であるかに関しては、未だ明確に評価されてない。また細胞の分化評価には、PCR 法による遺伝子発現量の解析が主に用いられるが、より直接的に分化細胞の機能を評価できる Western blot 法による細胞内たんぱく質の発現量の変化はあまり報告されていない。そこで本報では、伸縮条件の違いによる幹細胞の配列変化および腱細胞への分化促進効果を遺伝子とたんぱく質の両面から評価し、最適な分化条件について検討した。

2. 実験方法

2. 1. 伸縮実験

実験にはヒト骨髄由来間葉系幹細胞 (BMSCs) を用いた.フィブロネクチンをコーティ ングしたシリコンチャンバーに細胞を接着させ、コンフルエント直前になるまで2日間 培養した.その後、自動伸展装置を用いてチャンバーを引っ張ることで細胞に繰り返し 一軸伸縮刺激を与えた(Fig. 1).伸展装置は温度37℃,CO2濃度5%に設定したインキュ ベータ内で作動させた.伸展率は5%,10%,15%の3種類とし、各伸展率で24h および48hの伸縮を行った.伸縮周波数は全条件において1Hzとした.また、伸縮を与 えず培養した細胞をコントロール群とし、ストレッチ群と比較した.



Fig.1 Cell stretching device.

2.2.解析法

伸縮後の細胞の遺伝子とたんぱく質の発現量変化を解析し, 腱細胞への分化を評価した.本実験では腱細胞への分化を示す因 子として, 腱細胞から分泌される腱の主な構成たんぱく質 Collagen I (Col I)と Collagen III (Col III), 腱やじん帯などの結合組織に 生じる糖たんぱく質 Tenascin-C (TNC), さらに骨格結合組織系の転写因子 Scleraxis (SCX)を用いた.これらの発現量の増加が腱 細胞への分化促進を示す.ストレッチ群,コントロール群共に, Real-time PCR 法により Col I, Col III, TNC, SCX の遺伝子の 発現量を調べ, Western blot 法により Col I と TNC のたんぱく質の発現量を調べた.各因子の発現量は GAPDH の発現量により 標準化した.さらにストレッチ群の遺伝子およびたんぱく質の発現量をコントロール群における発現量で除し,伸縮後の発現量 が非伸縮の場合における発現量に対して何倍に増加したかを解析した.

3. 結果および考察

3.1.細胞の整列

各伸縮条件における細胞の変化を, 位相差顕微鏡により観察し, 細胞の 配列を画像処理により解析した. 伸縮開始から 48 h 後の各伸展率におけ る細胞の様子と、各整列角における細胞の割合を Figs. 2,3 にそれぞれ示 す.ここで伸縮方向と細胞の長軸方向がなす角度を整列角と定義した.図 から示されるように、非伸縮の状態では細胞に配向性は見られなかった.伸 展率5% では細胞が垂直向きに変化する傾向を示したが、非伸縮に対して 優位差は見られなかった. 伸展率 10 % では、全細胞の 69 % の細胞が整列 角 60 度以上に位置し、配向性を示した. 伸展率 15% ではより垂直方向に整 列し, 整列角 60 度以上に整列した細胞は全体の 77 %であった. これらの結 果より、細胞が伸展振幅を感知し、異なる伸展率において異なる応答を示したと 言える. この整列は、伸縮による細胞の長軸方向の歪み (軸歪み)を、細胞 が耐えられる限界値である許容限界軸歪み⁽³⁾以下に低減し,環境に適応し ようとするため生じると考えられる.また、軸歪みは細胞が伸展方向に対 して平行(0度)に位置するとき最大となり、垂直に近づくにつれ減少す る. さらに、同角度に位置しても、より大きな伸展率で伸縮される細胞 ほど大きな軸歪みを受ける. そのため, 高伸展を受ける細胞ほどより垂 直向きに整列したと考えられる.

3. 2. 遺伝子のおよびたんぱく質の発現量の変化

Fig. 4 に各条件における遺伝子発現量の変化を示す. 図に示されるよう に、伸展率 10 % では全ての分化因子が非伸縮時の発現量に比べて増加 した. また、伸縮時間 24 h と 48 h を比べると、SCX は時間の経過によっ て増加したが、Col I, Col III は停滞傾向を示した. 一方、5 % では 24 h での SCX 以外増加は示さなかった. また 15 % では、時間の経過により



Fig.2 Phase contrast micrographs of BMSCs around 48 h stretch.



全因子が大きく減少した. これらの結果は, 伸展 率5%,15% に比して10%のほうが腱細胞への 分化促進効果が高く,特に10%,48h伸縮におい て最も腱細胞への分化が促進されたことを意味す る.

3.3.たんぱく質の発現量の変化

Fig.5に各条件におけるたんぱく質の発現量の変 化を示す.遺伝子における結果と同様に, Col I, TNC 共に伸展率 10 % で最大の増加を示し,実際 に腱細胞の働きを有することが分かった.特に TNC の増加量は伸縮時間を延長することでより増 加した.一方,5%では,48hまで伸縮を続けて も発現量は増加しなかった.15%でも因子の発現 量はほぼ増加せず,また48h伸縮を行うことで Col I の発現量がより減少した.これらの結果よ り,伸縮条件10%,48hで伸縮した細胞が,腱 細胞として最も高い機能を持つことが分かった.

3.4. 腱細胞の分化条件

3.2, 3.3 節に示したように, 腱細胞への分化が 最も促進された伸展率は10% であり,5% では 非伸縮と比べほとんど変化がなかった.伸縮時間 で比べると,伸展率10% では24 hよりも48 h のほうが SCXや TNCの伸びが著しいという結果 となった.また,過去に行われた幹細胞の伸縮刺 激に関する研究において,腱細胞への分化を示す たんぱく質・遺伝子の発現量の急増を示す立ち上 がり時間の存在が示唆されている⁽¹⁾.別の研究で は,10%,48 hの伸縮により腱細胞への分化が



Fig.4 Gene expression of Col I, Col III, TNC and SCX after 5 % , 10 % and 15 % stretch. *P<0.05



Fig.5 Protein expression of Col I and TNC after 5 %, 10 % and 15 % stretch, *P<0.05

促進されているが、3% では促進されなかったと報告されている⁽⁴⁾.本研究の結果は上記の報告を支持する結果となった.つま り、腱細胞への分化は伸展率と伸縮時間の大小によって制御され、その負荷がある閾値以上になると分化促進が始まると示唆さ れる.よって5% においては、伸縮時間48hでも負荷が閾値に達さず、分化促進性が低かったと推測される.しかし、伸縮時 間を延長し細胞への負荷を増大させることにより、分化が促進されると思われる.一方、10% では、伸縮時間24h以下で閾値 に達し、分化が促進されたと考えられる.ただし、細胞の整列に伴い細胞に加わる負荷は小さくなっていくため、整列後に伸縮 を加えて続けても因子の大きな増加は生じないと考えられる.また、15% では、24hから48hの間で因子の発現量の低下が生じた. この原因は、伸展率が大きいため最も早く分化に必要な負荷に達するが、長時間の伸展では負荷が大きすぎ、伸展を続けること で細胞に悪影響が生じたためと考えられる.以上より、伸縮による細胞の分化条件には、分化開始に必要な下限閾値と、細胞に 悪影響が生じ始める上限閾値の存在が示唆される.

4. 結論

ヒト骨髄由来間葉系幹細胞を用い,伸展率(5,10,15%)および伸縮時間(24,48h)の違いが分化に与える影響を検討した.伸展率10%では、腱細胞への分化を示す因子の増加が、遺伝子とたんぱく質の両面から確認された.特に伸縮時間を48hとすることで分化因子の更なる増加が生じた.また伸展率5%では、48hまで伸縮を行っても負荷が不十分であり分化促進性は低かった.一方伸展率15%では、伸縮負荷が大きすぎ、伸縮を続けることで遺伝子・たんぱく質の発現量が減少した.以上より、全条件中最も腱細胞へ分化促進効果が高い条件は伸展率10%かつ伸縮時間48hであることが分かった.また、伸縮は腱細胞への分化に有効であるが、伸縮条件に依存し、分化に必要な下限閾値と上限閾値が存在すると考えられる.

参考文献

- (1) Zhang, L., et al, Effect of uniaxial stretching on rat bone mesenchymal stem cell orientation and expressions of collagen type I and III and tenascin-C, *Cell Biol Int.*, 2008, 32(3), 344-52
- (2) Altman, G.H., et al, Cell differentiation by mechanical stress, FASEB J., 2002, 16(2), 270-72
- (3) Neidlinger-wilke, C., et al, Cell alignment is induced by cyclic changes in cell length: studies of cells grown in cyclically stretched substrates, J Orthop Res., 2001, 19(2), 286-93
- (4) Chen, Y.J., et al, Effect of cyclic mechanical stretching on the mRNA expression of tendon/ligament-related and osteoblastspecific genes in human, *Connect Tissue Res.*, 2008, 49(1), 7-14

24 MF-2

種々の回転軸方向まわりに回転するサッカーボールに加わる空気力の風洞実験 福岡工業大学 工学部 知能機械工学科 溝田武人 (平成24年度応用力学研究所一般研究 報告書)

卒業研究発表会(2013.2.15)の前刷りによりご報告させて致します。

1. 緒言

近年、ブレ球や無回転シュートなどと呼ばれ揺れな がら飛翔するサッカーボールについてのメカニズムを 解明するため、研究が進められてきた¹⁾.しかし、実際 に使われている回転するサッカーボールについてはス ムーズに回転させる機構の実現や、様々な回転軸方向 についての測定が困難であり,精度の高い空力実験デ ータが得られていない.

そこで,本研究ではサッカーボールを滑らかに回転 させ、さらに様々な回転軸の方向について測定できる 機構を開発した。また、大型風洞を使って回転したサ ッカーボールに加わる空気力の測定を行った.

2. 関係する無次元量及び座標系と実験方法

2.1 使用記号及び計算式

回転するサッカーボールに作用する空気力(抗力D, 揚力L, 横力S)は,

- 進行方向と回転軸の方向の関係
- (2) レイノルズ数 Re
- (3) スピンパラメータ Sp
- でまとめられる.

 C_{D} : 抗力係数 C_L : 揚力係数 Cs: 横力係数 ν:動粘性係数[m²/s] ρ:空気密度 [kg/m³]

- U:流速「m/s]N:ボールの回転数「rps]
- d:ボールの直径 [m] A:ボール直径断面積 [m²] より,

$$C_{D} = \frac{2D}{\rho U^{2}A}, \quad C_{L} = \frac{2L}{\rho U^{2}A}, \quad C_{S} = \frac{2S}{\rho U^{2}A}$$

$$Sp = \frac{\pi Nd}{U}, \quad Re = \frac{Ud}{\omega}, \quad \beta^{S} \overline{p} \overline{y} \overline{y} \overline{z} \overline{z}.$$

ピアノ線抗力等は上記Dには入れていない.



Fi tem

2.2 測定方法

った.

風速 10~28[m/s]の範囲を 2[m/s]刻みで行った. ボ ールを 10[rps]まで回転させ、自由回転(120~420[s]) が止まるまで測定を行う. サッカーボールの回転は, 風洞床下から伸ばしたエアーノズルからジェット流を 当てることによりボールに初期回転を与えた. 回転軸の方向 φ を 0°, 30°, 60°, 90°の4 種類で, さらに正回転 (CW), 逆回転 (CCW), 無回転の場合を行

3. ボールの回転機構と支持方法 3.1 サッカーボールの回転機構

シャフト位置を決めるために幾何学的な中心位置を 求める.まずベアリングの付いたピンでボールの両端 を固定させて、スクリーンにボールの影を映し、あら かじめスクリーンに映した円との誤差を小さくする. その位置に穴をあけ、ベアリング付きのシャフトを挿 入し実験用ボールを製作した.ボールのバランスはお

もり(0.007[N])を埋め込む ことでとることが出来た.

空気漏れの問題があったが, プロのサッカー選手が蹴った ボールの回転数である約 10[rps]まで回転させても,ボ ールの形状を保ったまま回転 していたので、その問題は 無視できた.



Photo.1 Soccer ball and Bearing

3.2 ボールの回転軸方向の変更

ボールの回転軸を X-Z 平面上で $\phi = 0^\circ$, 30°, 60°, 90°と変更させて測定を行った.

Fig.2 は軸を $\phi = 30^{\circ}$ 傾かせているものである.





Fig.2 Change of an axis (Top view)

Photo.2 Change of an axis (Front view)

ボールの周りに一辺 40[cm]の枠をピアノ線 (0.45[mm])で製作することで、装置全体を動かすこと なく回転軸が変更できた. その結果, 直線性は良く他 方向への干渉も少なかった.

3.3 ボール支持と空気力検出機構

Fig.3 に実験に使用するために製作したサッカーボ -ルの支持の様子を示す.



Photo.3 Rear view of the device



⁷ spring turnbuckle

Fig.3 Rear view of the device

実験に使用する 3 分力ロードセルの許容荷重は 50[N]であり、装置をその範囲以内に抑えるためフレ ームは軽量化しなければならない.そのため、アルミ 角パイプを使用している.本実験でのフレームの重量 は約 28[N]であった.

4. 実験結果

4.1 風洞実験結果



次に示す各グラフは風速 22[m/s], φ=0°時の回転 減衰(Fig4),抗力(Fig5),揚力(Fig6)の計測結果である.

U=22m/sの結果を見てみると,

- 抗力:CW, CCW 共に同じような結果が得られた.
- 揚力: CW, CCW で $C_L = 0$ を中心に対照的に測定された. このことよりマグナス力が発生したことがわかる.

揚力の結果が 100[s]付近で測定値がブレだしたの がわかる.これは回転数が減少しブレ球(弱回転)に 似た結果が出たと予想される.

4.2. 発射実験と発射実験の軌道解析の比較

風洞実験より得た空気力から求めた飛翔軌道を,屋 外で行った発射実験で得た飛翔軌道と比較した. Photo.4に回転方向がCWでN=6[rps], $U_0=21.6[m/s]$ で発射した時のボールのストロボ画像を示す.

Fig.7の(a)にストロボから求めた軌道, (b)にU=

22 [m/s]時の風洞実験で得られた空気力から求めた軌 道を示す.



Photo.4 Orbital flight of a soccer ball



Fig.7 Comparison of orbital flight

Fig.7 のグラフはどちらも飛翔しているボールを上 から見たものである.

飛翔軌道は,発射装置と同様に風洞実験の飛翔軌道 もカーブした軌道が得られた.

軌道を比較してみると,発射実験で得た軌道が風洞実験の結果を解析した軌道よりあまり曲がっていないことがわかる.これは,発射実験を屋外でやった為,自然風の影響等について充分に考えられていないからである.この日の風速は最大 2.7[m/s]であった.今後屋内での実験が必要である.

6. 結言

- 1)風洞天井と床面にアルミフレームをX型に組み、ピアノ線でボールを吊るすことで、中空のサッカーボールを滑らかに回転させる機構を完成させた.
- 2)大型風洞装置を使用して回転するサッカーボー ルに加わる空気力の測定に成功した.また、回転 軸の方向を変えた実験も成功した.
- 3)発射装置で実際にサッカーボールを発射した時の 軌道と、風洞実験の空気力から求めた軌道を比較 した。

7. 今後の課題

- ボールの回転軸を Y 軸方向にも変更させて測定を行う.(θ角を 30°, 60°, 90° 傾ける.)
- 2) 回転する滑面球に加わる空気力の測定を行う.

8. 参考文献

 黒木康平(福岡工大院):2009 年度福岡工業大学工 学研究科知能機械工学専攻 修士研究論文:弱回転 サッカーボールの魔球的変化に関する発生メカニ ズムの空気力学的研究, (2009) pp. 4-94

カルコパイライト型化合物半導体太陽電池基板の作製

宮崎大学 工学部 電子物理工学科 永岡章、吉野賢二

1. はじめに

太陽電池発電は、無尽蔵にある太陽エネルギーを利用し、CO₂ 未排出、発電時の 安全性が高い点等を他の発電機構、現在の我が国の状況を総合的に考慮して、エネ ルギー解決を担うリーダーになると考えられる。現在の太陽電池市場では最高クラ スのパフォーマンスを持つと期待され、Cu(InGa)Se₂ (CIGS) 化合物太陽電池は、光 吸収係数 10⁵ cm⁻¹を示し、太陽電池の主流である Si の 10³ cm⁻¹と比較して 100 倍の 値を持つ点、In/Ga 比を調整することでバンドギャップが最大変換効率達成理論値の 1.4 eV を持つ点を利用し、現在変換効率 20.3%を達成している。しかし、In や Ga の レアメタルは、透明導電膜産業などでも必要なため、将来相対的な不足という問題 を抱えている。

近年、CIGS と同様の物性値を持ち、レアメタルフリーで、構成元素が豊富にある 環境配慮した Cu₂ZnSnS₄ (CZTS)、Cu₂ZnSnSe₄ (CZTSe)、Cu₂ZnSn(S, Se)₄ (CZTSSe)化 合物が注目を浴び、ここ3年間で着実に研究報告が増加している。「T. K. Todorov, K. B. Reuter and D. B. Mitzi: Adv. Mater. 22, 1 (2010).」の IBM の研究チームから CZTSSe 薄膜太陽電池において変換効率が 9.6%を達成の報告があり、2012 年 8 月には同じ IBM グループから変換効率 11.1%が達成されており、実用化へ向けて着実に進歩し ている。しかし、現在の CZTS 系化合物の問題点は、太陽電池における窓層やバッ ファ層のデバイス構造問題、格子整合の界面問題、固有点欠陥制御も挙げられるが、 一番の問題は、「良質な単結晶を用いた基礎物性値の評価の報告が圧倒的に少ないと いう現状」が考えられる。そのため、半導体の重要物性値であるバンドギャップも CZTS 1.4-1.6 eV、CZTSe 0.9-1.6 eV と正確な値も決定していない。

更なる高効率太陽電池作製を目指すため良質な CZTS 系単結晶作製、および単結 晶を用いた基礎物性の評価が早急さを求められる課題である。しかし、CZTS 系化合 物は、I-III-VI2 族カルコパイライト化合物同様、融点以上において一致融解せず、 包晶反応などの相転移によって CZTS 相となる。これまで I-III-VI2 族カルコパイラ イト化合物の単結晶を移動ヒーター(THM)法によって得られている。本研究では、 良質な単相 CZTS 系化合物単結晶成長を確立し、電気的特性、光学的特性などの基 礎部生評価を行い、CZTS 系太陽電池の変換効率増加へ繋げることを目的とする。

2. 実験方法

THM 成長において最も重要な溶媒には、構成元素であり、低融点金属である Sn を 選択し溶質である CZTS、CZTSe の溶解度を求めた。CZTS 多結晶溶質と Sn 溶媒を高真 空下で石英管に封入し 600-1000℃において 3 時間保持した後、CZTS の Sn 溶媒に取 り込まれた量から溶解度を求めた。図1に CZTS の Sn に対する溶解度曲線を示す。 溶解度は 600℃において 0.01 mol%、1000℃において 0.28 mol%であった。この値は、 同じ硫化物系化合物である CuGaS₂の In 溶媒に対する値と同程度であったため Sn を 溶媒として使用した。 図2に THM 成長原理を示す。CZTS (CZTSe)多結晶 feed と Sn 溶媒をカーボンコートした石英アンプルに真空封入後、温度勾配の付いた炉内を低温側に移動させることで結晶を成長させる。最適な単結晶条件を求めるために CZTS-Sn と CZTSe-Sn の擬二元系状態図を作製した。



3. 結果と考察

図3と4に CZTS-Sn 状態図、CZTSe-Sn 状態図を示す。図3より CZTS 溶質が 30 mo1%以下の Sn 溶液においては CZTS 相と Sn 相に相分離し、30~60 mo1%の溶液においては SnS_x相と CZTS 相に相分離した。60 mo1%以上においては CZTS 溶質が Sn に完全に溶解し相分離は見られない単一相であった。60 mo1%以上の Sn 溶液、成長温度 780~980℃において CZTS 単結晶成長が可能であることを突き止めた。

図4より CZTSe 溶質が40 mol%以下のSn 溶液においてはCZTSe 相とSn 相に相分離し、40~60 mol%の溶液においてはSnSe_x相とCZTSe 相に相分離した。60 mol%以上においてはCZTSe 溶質がSn に完全に溶解し相分離は見られない単一相であった。60 mol%以上のSn 溶液、成長温度720~900℃においてCZTSe 単結晶成長が可能であることを突き止めた。表1にCZTSとCZTSe の最適条件を示す。

図5に CZTS、CZTSe 単結晶インゴットの断面図を示す。直径 10 mm、長さ 15~20 mm 程度の単結晶が得られた。鏡面研磨を行い、粒界は確認出来ず、クラックフリーの単結晶となっている。図6に(112)面の背面ラウエ回折パターンを示す。3 軸対称の格子像が得られ単結晶であることを確認した。得られた CZTS、CZTSe 単結晶が単相であるかどうかを調べるために XRD、Raman 測定を行った。図7に CZTS、CZTSe の 粉末 XRD 測定結果を示す。CZTS、CZTSe の XRD ピークは、ICDD (The International Centre for Diffraction Data)パターンと一致した。また、異相として考えられる二元系化合物(Cu₂S、ZnS、SnS、Cu₂Se、ZnSe、SnSe)のピークは XRD 測定からは観察されなかった。しかしながら、ZnS や Cu₂Se 化合物の XRD ピークは、CZTS や CZTSe の ピークとほぼ一致するため XRD 測定のみでは単相とは言えないため、構成元素間特有の格子振動を観察する Raman 測定を行った。



表1 CZTS、CZTSeの最適成長条件

	CZTS	CZTSe	
Growth temperature	900°C	850°C	
Solution X [mol%]	70 [mol%] 80 [mol%]		
Growth speed	4~5 mm/day		



図5 CZTS、CZTSe 単結晶インゴット断面図



(112) Back Laue pattern

図6 (112) 面背面ラウエ回折



図8 CZTS、CZTSe Raman スペクトル

図8に CZTS、CZTSeのRaman スペクトルを示す。CZTS において 287、338、371cm⁻¹ でピークが観察され、これらは報告されている値と一致している。特に IBM が報告 している 9.6%を達成した CZTS 薄膜の Raman スペクトルと比較して 371 cm⁻¹ピークは 半値幅も小さく、強度の大きなものが観察されている。Cu₂S 475cm⁻¹、SnS₂ 315cm⁻¹、 ZnS 219, 386, 422cm⁻¹、Cu₂SnS₃ 303, 351cm⁻¹のような異相ピークは観察されなかっ たため単相の CZTS が得られていると判断した。CZTSe において 170、193、231 cm⁻¹ でピークが観察され、これらは報告されている値と一致している。Cu₂Se 263 cm⁻¹、 SnSe₂ 186 cm⁻¹、ZnSe 205, 251 cm⁻¹のような異相ピークは観察されなかった。最終 的に XRD と Raman 測定の二つの測定から単相 CZTS、CZTSe が得られた。

4. まとめ

THM によって CZTS および CZTSe 単結晶の作製に成功した。直径 10 mm、長さ 15~20 mm 程度の単結晶が得られた。背面ラウエ回折パターンより、3 軸対称の格子像が得られ単結晶であることを確認した。XRD、ラマン測定により良質な単相 XR 単相 CZTS、CZTSe が得られた。

Research Development of Lightweight and High-strength Materials for a Wind-lens Turbine

学	尹 祥在	(九大院)	学	陳	丁丁 (九大院)
	具 滋旭	(漢陽大院)		崔	洛三 (漢陽大)
正	新川 和	夫 (九大)			

Sang-Jae YOON : Graduate School, Kyushu University, 6-1, Kasuga-Koen, Kasuga, Fukuoka, 816-8580 Dingding CHEN : Graduate School, Kyushu University, 6-1, Kasuga-Koen, Kasuga, Fukuoka, 816-8580 Ja-Uk GU : Graduate School, Hanyang University, 17 Haengdang-dong, Seongdong-gu, Seoul, 133-791, Korea Nak-Sam CHOI : Hanyang University, 1271 Sa3 dong, Sangrok-gu, Ansan-si, Gyeonggi-do, 426-791, Korea Kazuo ARAKAWA : Kyushu University, 6-1, Kasuga-Koen, Kasuga, Fukuoka, 816-8580

1 Introduction

Wind power electric generation has attracted attention as one of the clean and renewable energies to prevent the earth environment from the increase of carbon dioxide. A lot of wind turbines have been installed at towers on flatlands and coasts in most places. The selection of the installation site is extremely important because wind velocity is largely affected by the surface friction caused by geographical features, and wind power is a function of the cube of wind velocity. To minimize the surface friction, offshore wind farms have also been developed in an attempt to increase the use of renewable energy sources. Research Institute for Applied Mechanics in Kyushu University has developed a new type of offshore wind farm with wind-lens turbines installed on a hexagonal shape float in Hakata Bay. For the next field study, it is planed that the research team will place larger wind-lens turbines on a wider float outside of the bay. Hence, it is required the research development of a lightweight and high-strength material such as carbon fiber reinforce plastic (CFRP) for the components of wind-lens turbines to generate higher electric generation.

This study investigated the effect of non-uniformity on property of CFRP fabricated by a vacuum assisted resin transfer molding (VaRTM). Two kinds of tensile specimens were sectioned from an inlet and vent location of the CFPR plate. Acoustic emission (AE) signals were monitored during tensile fracture test. Fracture surfaces were observed after the tensile test. AE signals were analyzed to study the delamination fracture behavior of the CFRP specimens. The fracture behavior was characterized from the amplitudes and first peak frequencies of the AE signals.

2 Experimental methods

Laminated composite specimens with single edge notch was fabricated by VaRTM process. The transverse flow VaRTM setup, which is usually employed for fabrication of vary large components, was chosen as shown in Fig. 1. Unidirectional carbon fiber fabric (SAERTEX) were laid up in a one-side mold with sequences of [+30/-30]₆. Teflon films were inserted as a starter crack in the two edges as shown in Fig.2a. The fabrics were sealed in a vacuum bag, and then the resin (Nagase ChemetX) was impregnated with fiber layers using vacuum pressure. Whole process was performed at room temperature.

To make tensile specimens, ten pieces were sectioned from the inlet and vent location of the plate (See Fig.2a). The test piece has the geometry as shown in Fig. 2b. The piece was packed between two rectangular epoxy plates as shown in Fig. 3. The epoxy plates were used for clamping the specimen to the fixture of a universal tensile testing machine (Zwick250, testXpert). All tensile specimens were tested under a displacement-controlled condition using the tensile machine at a constant crosshead rate of 1mm/min.

The AE signals were monitored during tensile loading in real time. Two-channel AE detection system MSTRAS 2001 (Physical Acoustic Corp.) was used to record the AE data. Two AE sensors, S1 and S2 (Physical Acoustic Corp.), were attached to the epoxy plate surface using vacuum grease and mechanical fixture, and the distance between either of the two sensors and starter crack was 35 ± 1 mm (See Fig. 3). AE measurement conditions of a pre-amp 40dB, threshold level 40dB and sampling rate 4MHz were applied. To verify fracture mechanism, the fracture surface was observed using scanning electron microscope (SEM) and a CCD camera after the tensile test.

3 Experimental results

Figures 4 and 5 show typical tensile load and amplitude of AE signal as function of a time for the inlet and vent specimens, respectively. Although there was data scattering, the average tensile load of the inlet part (348N) was higher than that of the vent part (321N). However, the two specimens showed similar AE characteristics regardless of the inlet and vent location (see Figs.4 and 5).

Two principal AE parameters, the amplitude and frequency of fast Fourier transform (FFT), were investigated at each AE signal. Refers to AE and fracture surface characteristics, the crack propagation behavior can be classified into five stages as shown in Fig. 6: (i) crack initiation (40-45dB, 110-170KHz), (ii) opening over the starter crack (AE signal weaker than threshold value), (iii) slow crack growth (40-60dB, 110-260 KHz), (iv) crack propagation (80-100dB, 110-260KHz), and (v) fast crack propagation (40-80dB, 110-260KHz).

4 Reference

 Enhancement of flow in VARTM using localized induction heating , Composite Science and Technology Vol. 63 15, 2201-2215, 2003



Fig. 2 CFRP plate and samples from inlet and vent location



Fig. 3 Specimen geometry for tensile test of CFRP sampled from inlet and vent location



Fig. 4 The load-displacement curve and corresponding AE behavior for CFRP sampled from inlet location



Fig. 5 The load-displacement curve and corresponding AE behavior for CFRP sampled from vent location



Fig. 6 Interlaminar fracture behaviors CFRP manufacture by VaRTM process

風レンズ風車のブレードの振動原因の究明と実働ひずみ計測

鹿児島高専 機械工学科 小田原 悟

1. 緒言

従来の小型風車に比べ 2~3 倍の発電効率を持つ風レンズ風車が九州大学応用力学研究所のグループを中 心として開発されてきた.しかし,現在の小型風車の設計要件に関する JIS1400-2 には集風体構造の風レン ズ風車のことは明示されていない.風レンズ風車の設計要件を JIS 規格に追加するためには各条件が必要と なってくる.そこで、3kW 級の風レンズ風車のブレードに作用する回転中の実働ひずみを測定し,風速や風 向の変動および集風体の有無がブレードに生じる実働ひずみにどのように影響するかを実験的に解明する.

2. 実験条件および実験方法

九州大学応用力学研究所(春日キャンパス)において、図1に示すように大型風洞装置²⁾に設置した3kW 級 風レンズ風車を用いて実験を行った.今回の実験では、ブレードの根元部に計3枚のひずみゲージを貼りつけた.図2にひずみゲージを貼付けた様子を示す.ブレードの表と裏の半径方向にそれぞれ1枚ずつ、表の45度方向に1枚とした.以下、それぞれのひずみゲージから測定したひずみの値を&(表の半径方向), *e*(裏の半径方向), *e*(表の半径方向)と呼ぶ.これらから、ブレードに作用する遠心力や曲げモーメントを計算することができる.

計測は風速 U=15[m/s], 20[m/s], 25[m/s], 発電機の負荷の有無,角度 0°,15°,30°,集風体の有無の条件を組み合わせて行った.図3に風レンズ風車の構造と風向の定義¹⁾を示す.また,集風体の振動を測定するためにレーザー変位計を使用した.





図2 ひずみゲージの翼への貼り付け位置



図3 風レンズ風車の構造と風向の定義¹⁾

3. 実験結果および考察

3.1 ひずみ計測実験

測定したひずみより,遠心力 P および曲げモーメント M を算出した.ここで,ブレードの質量 m,ハブ中 心からブレード重心位置までの距離 r,ブレードの回転角速度 ω とすると遠心力 P,の理論式は次式となる.

 $P_r = mr\omega^2$

また、曲げモーメントの理論式は次式である.

$$M_r = \frac{1}{2} \rho U^2 C_D A r$$

ここで、流速 U, 空気密度 ρ , 抵抗係数 C_D , ブレード表面積 A とする.

次に、計測された平均ひずみ $G_F \geq G_F$ を用いて、それぞれの風速 Uでブレードに作用する遠心力 P_m と曲げモーメント M_m を算出した. 遠心力 P_m は次式である.

$$P_m = \frac{EA_c \left(\varepsilon_f + \varepsilon_r\right)}{2}$$

ここで、Acはブレードのひずみゲージを貼り付けた位置の断面積である.曲げモーメント Mm は次式である.

$$M_m = \frac{EZ(\varepsilon_f - \varepsilon_r)}{2}$$

Eはブレードの縦弾性係数,Zは断面係数である.表1に理論値及び計測値をまとめた.

表 I 退心力と囲けモーメント						
0°	集風体あり		集風体なし			
速度 U[m/s]	15	20	25	15	20	25
回転数[rpm]	201	270	291	122	153	196
発電量[W]	482	1078	1801	158	343	721
ひずみ ε _f [με]	141	232	285	56.9	72.8	83.7
ひずみ ε _r [με]	76.0	137	231	5.09	11.0	29.4
遠心力 P _r (理論値)[N]	420	758	880	155	243	399
遠心力 P _m (計測値)[N]	998	1697	2374	285	385	520
曲げモーメント <i>M_r</i> [Nm] (理論値)	7.78	13.8	21.6	7.78	13.8	21.6
曲げモーメント <i>M_m</i> [Nm] (計測値)	7.07	10.3	5.87	5.63	6.72	5.90

表1 遠心力と曲げモーメント

計測値において遠心力 P および曲げモーメント M は集風体有りの場合,同じ風速であれば集風体無しに比べて大きい.これは,集風体による風速の増加に伴う回転数上昇により,ブレードに生じる遠心力が増加したためである.また,曲げモーメントの増加はブレードの表面に生じる風圧によるひずみ増加が原因だと考えられる.理論値と計測値には大きな誤差が見られた.この原因は断面形状が複雑なため長方形断面と仮定した断面積 A_cや断面係数 Z から理論値を求めたこと,ブレードだけでなく風車全体の振動による影響,測定した風速とブレードが受ける風速の違いなどが挙げられる.

3.1.1 角度一定

図4及び表2に風向0[°]一定とした場合の風速とひずみの関係を示す.ブレード表側のひずみ & は風速の 増加に伴い増加している.これは風速の増加に伴う回転数上昇によりブレードに生じる遠心力が増加したた めであると考えられる.またブレードの表面に生じる風圧もひずみ増加の原因であると考えられる.また, これらのことは集風体無しでも同じことが言える.集風体の有無で平均ひずみに差があるが,これは集 風体の増速効果が関係していると考えられる.



表 2 唐	乳速と-	ド羽ひす	ーみの	阕侪
-------	------	------	-----	----

風速	平均ひずみ ε _f [με]		
[m/s]	集風体有	集風体無	
15	141	56.9	
20	232	72.8	
25	285	83.7	

3.1.2 風速一定

図 5 及び表 3 に風速 U=15[m/s]一定とした場合の風向とひずみの関係を示す. 0[°], 15[°]に比べ 30[°]は平均 ひずみが減少している.これは、風向の変化によってブレードの表面に生じる風圧が小さくなったことが原 因と考えられる.これにより、風車の回転数が減り遠心力が小さくなった.



図5角度と平均ひずみの関係



3.2 集風体の振動

図7に風速と集風体の変位の関係を示す.風速20[m/s]で集風体の変位は大きくなっている.

4. 結言

風レンズ風車のブレードに作用する実働ひずみを計測し,集風体の有無や風向,風速の違いがブレードに 生じる実働ひずみにどのように影響するかを実験により調査した.

- (1) 遠心力と曲げモーメントの理論値と計測値に誤差が生じた.断面形状が複雑なため長方形断面と仮定して理論値を求めたことが原因の1つである.
- (2) 風速増加に伴って、ブレードに生じる半径方向の平均ひずみは大きくなった.
- (3) ひずみ振幅は集風体の有無によって明確な違いは見出せなかった.
- (4) 風速の増加に伴い集風体の振動振幅は増加した.また、振動数も増加した.

参考文献

- 1) 小田原 悟・井上 雅弘・福田 孝之:「風レンズ風車ブレードの実働ひずみ計測と疲労強度・寿命測定」, 日本機械学会 2008 年度年次大会講演論文集, (2008).
- 2) 九州大学応用力学研究所新エネルギー力学部門風工学分野, http://www.riam.kyushu-u.ac.jp/windeng/index.php
- 3) 小田原 悟:風レンズ風車の翼振動の原因究明,日本機械学会年次大会講演論文集 CD-ROM, 2011-9-12, 東 京工業大学.
- 4) 小田原 悟:風レンズ風車ブレードの実働ひずみ計測,日本機械学会論文集 C 編, Vol. 76, No. 772, pp. 3336-3342, (2010).

表3 角度と平均ひずみの関係

▲ 귵 [⁰]	平均ひずみ ε _f [με]		
円皮[]	集風体有	集風体無	
0	141	56.9	
15	144	62.7	
30	90.0	40.0	

薬剤徐放機能を有するバイオセラミックス/ポリマー 複合系多孔体の創製と評価

九州大学大学院歯学研究院 古谷野潔

1. 緒言

近年、コレステロールを低減させる薬剤であるスタチンが、骨形成能を促進する作用をもつことが明 らかになり、骨再生用薬剤としてのスタチンに関する様々な研究が行われている.しかし、これらの研 究は、そのほとんどがスタチンの効能に着目したものであり、骨再生治療への応用を検討した研究は少 ない.一方、現在臨床応用されている骨再生用の人工骨はバイオセラミックス単体で製造いるために、 有機・無機複合材料である骨に比べると脆性的破壊挙動が問題となっている.したがって、バイオセラ ミックスと生体適合ポリマーを複合化させた新規骨再生用材料の開発が進められている.

そこで本研究では、スタチンを含有した骨再生用有機・無機複合材料の開発を目指し、スタチンを2 種類の生分解性樹脂中に分散させ、臨床応用が進んでいるバイオセラミックスであるハイドロキシアパ タイト多孔体にコーティングした複合系多孔体を開発し、電解放射形走査型電子顕微鏡(FE-SEM)を 用いて微視構造を観察すると共に、圧縮力学特性を測定した.さらに分光光度計を用いて薬剤徐放速度 を測定し薬剤徐放性を評価した.

2. 実験方法

塩化メチレン (DCM) を溶媒として,生体適合性に優れる生分解性樹脂のポリ乳酸・グリコール酸共 重合体 (PLGA) あるいはポリカプロラクトン (PCL) の溶液を調整した.次に,フルバスタチン (Fluvastatin, Sodium Salt, 分子式 C₂₄H₂₅FNNaO₄, 分子量 433.45) を各溶液に分散させた.ハイドロキシアパタイト (HA) 多孔体はテンプレート法により作製した.ポリウレタンスポンジを HA 微粒子を分散させたポリビニー ルアルコール (PVA) に含浸し余分な HA 分散 PVA 溶液を除去御,電気炉を用いて 1300℃で3時間焼結し 多孔体を作製した.作製した HA 多孔体を上述のスタチン分散 PLGA あるいは PCL 溶液に含浸させ乾燥さ せることで,多孔体の表面にスタチン/PLGA あるいはスタチン/PCL をコーティングしたスタチン含有型 複合系多孔体を作製した.また,スタチンを含まない PLGA と PCL を HA 多孔体にコーティング後,スタ チン水溶液に PLGA/GA あるいは PCL/HA 多孔体を含浸させ乾燥させることで,表面付着型複合系多孔体 を作製した.Table 1 に作製した複合系多孔体の各表記と混合条件を示す.

作製した複合系多孔体の微視構造を FE-SEM を用いて観察した.また,汎用力学試験機を用いて圧縮 力学特性を評価した.次に,多孔体をリン酸緩衝生理食塩水(PBS)に浸漬し,インキュベーターを用 いて一定温度 37℃で保管後,分光光度計を用いて PBS の吸光度を測定することで,薬剤徐放による PBS 中のスタチン濃度の変化を評価した.

3. 結果と考察

Fig.1 に HA 多孔体,スタチン含有型多孔体,表面分散型多孔体の微視構造を示す.Fig.1(a)より海綿 骨に類似の多孔質構造が形成されていることがわかる.一方,図(b)において,網目状構造は PLGA,棒 状構造はスタチンであり,網目状 PLGA により十分にスタチンが保持されていることが分かる.なお, PCL/HA 複合系多孔体においても,図1と同様の微視構造が観察された.

図2に圧縮弾性率と圧縮強度の測定結果を示す. 圧縮弾性率はポリマーコーティングにより増加する 傾向にある. また, PLGA コーティング材の方が PCL コーティング材よりも高い弾性率を示すが, これ は PLGA の方が PCL より弾性率が高いことに起因する. また, スタチン含有型の方が表面分散型より 弾性率が高く, スタチンの混合状態が弾性率に影響しているものを思われるが, その詳細なメカニズム は不明である.

図3に薬剤徐放試験の結果を示す.図3より,PLGA/HAはPCL/HAに比べて,スタチンの徐放速度が速いことがわかる.これは,PLGAがPCLよりも生分解速度が速いことに起因すると考えられる.また,表面分散型の方がスタチン含有型よりも早い徐放速度を示している.

Designation	Coating composition [%] (Post-processing [%])
НА	-(-)
HPS1	Statin [1] / PLGA [1] / DCM [98] (—)
HPS2	Statin [1] / PCL [1] / DCM [98] (—)
HPS3	PLGA [1] / DCM [99] (Statin [1] / DW [99])
HPS4	PCL [1] / DCM [99] (Statin [1] / DW [99])

Table 1 Designations of the scaffolds and details of the mixing conditions.



(a) HA scaffold (b) Statin contained type (c) Surface distribution type Fig.1 FE-SEM micrographs of PLGA/HA scaffold with statin.



人工股関節を置換した股関節における骨リモデリングに関する研究

九州大学大学院医学研究院 中島康晴

1. Introduction

Bone resorption has been recognized as one of the complications after total hip arthroplasty. Due to the implant with higher stiffness than bone tissue, stress shielding causes the bone density around the implant to decrease. Although such resorption is controlled by complicated biological factors under the influence of biomechanical conditions, simplified mechanical approach may be able to express the resorption behavior approximately. Creating bone remodeling models has had considerable amount of research and various algorithms and theoretical patterns using finite element method have been developed [1,2]. However, resorption within an inhomogeneous bone model is yet to be fully understood. In this study, a modified version of Huiskes et al was implemented into Mechanical Finder to see the effects of resorption of bone model with inhomogeneous material properties [3].

2. Analytical method

A three-dimensional femur model was constructed from CT data of a 68 year old male. The femoral head was removed and an implant with a ball diameter size of 26mm was fitted into the femur as shown in Fig.1. Contact between the implant and the femur was assumed to be bonded. Muscle forces were also ignored to simplify the simulation.



Fig. 1: Assembly of the model

Fig. 2: Boundary and loading condition and BMD evaluation points

Material properties of the bone were determined from the CT data as analyzed by Carter et al [4]. Material properties of the implant are shown in table 1. The boundary conditions are schematically shown in Fig.2. Loading of 218% BM was determined by averaging load values determined from routine activities by Bergmann et al. It was oriented at a frontal angle of 14-degrees and a transverse angle of 32-degrees. The distal end of the femur was completely fixed. The remodeling algorithm was repeated over a 5 year period, with the final age at 73 years old.

|--|

Property	Ti-6Al-4V	Alumina
Elastic Modulus (GPa)	113.8	370.0
Poisson ratio	0.342	0.220
Critical stress (GPa)	0.880	0.400
Yield Stress (GPa)	0.970	3.00
Density (g/cm ³)	4.43	3.96

3. Results and discussion

Fig. 3 shows a simulated radiograph of the bone from initial age to 5 years. Changes in bone mineral

density (BMD) are compiled in Fig.4 at six points in proximal side of the femur shown in Fig.2. Fig 5 shows the changes in BMD as a percent of the original BMD at initial age after 5 years. It can be seen that both the proximal and distal side experiences bone resorption. It is interesting to see that the density around the greater trochanter appears to decrease significantly despite having almost no relationship with the implant itself. Increase in BMD appears around the tip of the implant, which correlates with clinical studies as the tip has been known to increase stress concentration.







Bone remodeling algorithms have been known to overestimate bone resportion. Furthermore, using a simplified model (absence of muscle forces) also increases the chance of overestimation, as strain concentration around the attached area should result in a conservation effect. In order to realistically model bone resorption, it is necessary to implement muscle forces, as to not overestimate bone resorption, and to preserver bone density in areas that has does not undergo resorption.



Fig. 5: Bone loss

References

[1] Bitsakos, C. et al. The effect of muscle loading on the simulation of bone remodeling in the proximal femur. Journal of Biomechanics, 38 (2005) 133-139.

[2] Kerner, J. et al. Correlation between pre-operative periprosthetic bone density and post-operative bone loss in THA can be explained by strain-adaptive remodeling. Journal of Biomechanics, 32 (1999) 695-703.

[3] Gesso, H. Bone Density Equation in the Femur. Japan Clinical Biomechanics, Vol. 16, (1995).

[4] Carter, D. et al. The Compressive Behavior of Bone as a Two-Phase Porous Structure. The Journal of Bone and Joint Surgery, 59A No.7 (1977) 954-962.

バイオセラミックス/コラーゲン複合 scaffold を用いた 幹細胞培養と細胞外マトリックス形成挙動

大阪大学未来医療センター 名井 陽

1. 緒 言

骨の再生医療の分野では、再生培養骨に関する研究が活発に行われている。再生培養骨としては、多孔質 構造をもつ scaffold を用いて間葉系幹細胞を培養し増殖・分化させ、細胞外基質(ECM)の生成により骨様 組織を形成させたものが検討されている⁽¹⁾.しかし、骨細胞や軟骨細胞等の多種の細胞へ分化する幹細胞の 分化能制御の困難さ、生体外での細胞培養や組織化に時間がかかること、生体材料の力学特性や生体適合性、 生体親和性などが不十分であるといった問題点が指摘されている.また、scaffold としては生体適合性と生体 吸収性が要求されるため、使用可能な材料が限られており、最適な材料の選択が難しいのが現状である.

そこで本研究では、骨再生医療のための新規生体材料創製のための基礎的研究として、骨の成分であるコ ラーゲンと生体親和性に優れる生体活性セラミックス β -TCP からなる複合系 scaffold を作製し、ラット骨髄 由来間葉系幹細胞(rMSC)を播種し骨芽細胞へ分化させ、コラーゲン/ β -TCP 複合系 scaffold の圧縮力学特 性や生体親和性に及ぼす影響について調べることを目的とした.

2. 実験方法

コラーゲン/β-TCP scaffold は凍結乾燥法を用いて作製した.ブタ皮膚由来タイプIコラーゲン溶液のコラ ーゲン量とβ-TCP 粉末の重量比が 90:10 になるように混合させた後,直径 10mm の穴を空けた厚さ 5mm の シリコンゴム板に注入し,-80℃で凍結させ,その後-50℃で凍結乾燥を行った.凍結乾燥した試料は,25%グ ルタルアルデヒド水溶液による飽和蒸気下で架橋し,0.1M グリシン溶液での残存アルデヒド基の化学ブロッ ク処理後,洗浄し,再び凍結乾燥を行った⁽²⁾.また,コラーゲンのみで作製した scaffold を比較対象とした.

作製した scaffold にラット骨髄由来間葉系幹細胞(KE-400)を 1.0×10⁵cells/scaffold となるように播種し, インキュベータ内で1時間静置させた後,増殖用培地(α-MEM, 10%FBS, 1% penicillin-streptomycin)を添加し,1日間前培養を行った.翌日,培地を骨芽細胞分化サプリメントを増殖用培地に添加した分化誘導培 地と交換し,培養を開始した.細胞培養の一定期間ごとに試料を採取し,圧縮弾性率の測定を行った.また, 試料内の細胞数と ALP 活性をプレートリーダーを用いて測定した.これらは,コントロール群においても同 様の実験を行い,両者を比較検討した.さらに FE-SEM による表面観察を行い,細胞の増殖形態について評 価を行った.

3. 結果と考察

コラーゲン/ β -TCP scaffold の上面および壁面の SEM 画像を図 1 に示す. 孔径は 50~150 μ m の範囲に分散 しており、表面には β -TCP が付着している. 分散する β -TCP により表面の凹凸が増大しているが、このよ うな表面性状の変化が細胞の接着性に何らかの影響を及ぼすことが考えらえる.



(a) Porous structure
 (b) Surface morphology
 Fig.1 FE-SEM micrographs of collagen/β-TCP scaffold.

細胞数と ALP 活性の変化を図 2(a),図 2(b)にそれぞれ示す.細胞数と ALP 活性ともに培養期間経過に伴っ て増加している.細胞数は,培養1日目から28日目にかけて,およそ3.4倍に増加しており,ALP 活性に関 しても2倍に増加している.また,コラーゲン scaffold よりも増加率が高い結果となった.β-TCP が幹細胞の 増殖・分化および活性化に影響を及ぼしたことが推測される.

次に圧縮弾性率の結果を図3に示す. 図中の Cell culture 群は細胞播種した試験片, Control 群は細胞を播種 していない試験片の結果である. コラーゲン scaffold は両群とも, 培養2週間で弾性率は減少し, その後 Cell culture 群では増加, Control 群では一定となった. これは, 細胞増殖・分化の影響によるものと考えられる. ー方, collagen/ β -TCP scaffold は, β -TCP を含有させたことで初期圧縮弾性率がコラーゲン scaffold のおよそ 5.2 倍に増大した.また, Control 群に比べるとより高い増加挙動を示しており, 圧縮弾性率が培養 28 日目で およそ 1.6 倍増大した.また, Cell culture 群が Control



Fig.2 Effects of cell culture on cell number and ALP activity.

群よりも高い弾性率を維持していることも分かった.これらの結果より、細胞増殖と ECM 生成によって材料の圧縮力学特性が増加したことが明らかである.細胞増殖とコラーゲン生成や石灰化により材料表面や内部 空間の補間効果が影響していると考えられる.

図4に細胞培養日数7日,14日での scaffold 表面のSEM 画像を示す.培養7日目では,試料表面上に細胞 が接着・増殖している様子が確認できる.また,細胞接着以前の形態である球状の細胞が多数確認された. 培養14日目になると,より細胞は増殖しており,球状細胞は減少し細胞突起とみられる繊維状組織が多数確認された. 認された.

以上の結果より、コラーゲン中にβ-TCP 微粒子を分散させることで、β-TCP の持つ細胞の増殖・分化促 進機能が効果的に働き、細胞数・ALP 活性の増加、基質小胞もしくは石灰化球の多生産性、その結果として 圧縮弾性率の増大をもたらすことが示された. β-TCP の機能としては、カルシウムイオンやリン酸イオンの 放出があり、幹細胞の活性化につながると考えられるが、詳細は今後の検討課題である.









(a) 7 days (b) 14 days Fig.4 FE-SEM micrographs of scaffold surfaces.

生体吸収性高分子材料の高機能化に関する研究

山形大学大学院 理工学研究科 高山哲生

1. 緒言

超高齢化社会の進行に伴い、医療技術の低侵襲化は必要不可欠とされている. 生体吸収性材料 は生体内に埋入後,分解され代謝により流れていくため,例えば骨固定材用の材料として使用す れば,除去手術を必要としなくなり低侵襲化に適した骨固定材の開発が可能となる. 例で挙げた 骨固定剤用の生体吸収性材料としてはポリ(L-乳酸)(PLLA)が使用されているが,初期強度および 弾性率が骨と比べて低いこと,分解速度が遅く骨折治癒後も残存してしまうといった問題点があ る.本研究では骨固定材用としての生体吸収性材料の使用用途の拡大を目的として,吸収速度が PLLAよりも格段に早く,かつPLLAよりも高強度なポリグリコール酸(PGA)繊維を分散させた PGA 繊維強化 PLLA 複合材料に注目した. PGA の融点が約 225℃と PLLA よりも 40℃以上高い ことを利用すると,PLLA の融点以上で PGA の融点以下の温度域で溶融混練することにより, PGA を繊維の状態で分散させることが可能である.本研究では、PGA 繊維を溶融混練法にて PLLA 中に分散させることで PLLA 単体よりも高強度で,かつ分解速度に優れる PGA 繊維強化 複合材料を作製することを試みた.

2. 実験方法

原料は PLLA ペレット(三井化学製)と PGA 繊維(グンゼ製)である. PLLA の重量平均分子量は 1.38×10^{5} [g/mol],ガラス転移温度および融点はそれぞれ 65℃および 176℃である. また PGA の 繊維径,融点およびガラス転移温度は 20µm, 225℃および 55℃である. 混練比は PGA: PLLA =1:99 および 5:95wt%とした. また,比較の為に PLLA 単体も用意した. これらをバッチ式 溶融混練機(井元製作所製)に充填し,190℃,50rpm,5min の条件で溶融混練を行った. 得られ た混合物をホットプレス機にて加熱圧縮成形し,厚さが約 150 および 350µm となるフィルムを 得た. 得られたフィルムを機械加工することで 55×10×0.35mm³の Beam 試験片と厚さが 0.15mm となる JIS7 号ダンベル試験片を用意し,万能力学試験機(井元製作所製)を用いて 3 点曲 げ試験および引張試験を行った. 試験温度は 37℃とした. 3 点曲げ試験のスパン間距離は 14mm, 負荷速度は 5mm/min で行い,得られた荷重変位曲線より JIS7171 に基づいて曲げ強さ σおよび 曲げ弾性率 *B*を求めた. 引張試験のチャック間距離は 20mm,負荷速度は 2mm/min で行った. また,繊維の配向方向の影響を検討するために PGA 繊維を 5wt%の割合で一方向に配置してサン ドイッチ成形した試料も作製し,引張試験を上記と同様の条件で行い,比較検討を行った.





Fig.1 Stress-strain curves of PGA fiber reinforced PLLA composites obtained from 3-point bending tests.



3. 結果

3 点曲げ試験より得られた応力ひずみ曲線を Fig.1 に示す. 同図中には比較の為に PLLA 単体の結果も合わせて示す. PLLA に PGA を分散させることで負荷初期の傾きおよび最大応力は向上し、その増加分は PGA の含有量が増加するに従い増加している. 上記の応力ひずみ曲線より評価したのおよび Eの結果を Fig.2 に示す. 同図中には比較の為に PLLA 単体の結果も合わせて示す. PGA 添加量の増加に伴い、のおよび Ecともに増加しており、PGA を 5wt%分散することでのは約 48%、 Ecは約 36%増加する.

引張試験より得られた応力ひずみ曲線を Fig.3 に示す. 同図中には比較の為に PLLA 単体の結 果も合わせて示す. PLLA に PGA を分散させることで破断伸びは大きく低下し,その低下分は PGA の含有量が増加するに従い増加している. また, PGA 繊維を一方向に配列した場合(図中の Orientation), 破断伸びは低下しているが負荷初期の傾きおよび最大応力は向上している.

このことから PGA 繊維分散によって, 溶融混練法では引張特性は改善することはできないが, 曲 げ特性は改善することは可能であり, また PGA 繊維を一方向に配列することで引張特性も改善す ることが可能であることが分かった.

Fig.4 に引張試験にて得られた破面を走査型電子顕微鏡(SEM)にて観察した結果を示す. 溶融混 練にて PGA 繊維を 5wt%分散させた場合(Fig.4), 負荷軸に対して垂直方向に配向した繊維が多く 観察される. これは溶融混練で作製した場合に PGA 繊維がランダムに配向しているからであり, 負荷軸に対して垂直方向に配向した繊維が存在することで比較的小さなひずみ下でその界面から 剥離が生じて,そこから不安定破壊が誘起され結果として,破断伸びの大きな減少につながった と考えられる. 一方,一方向に PGA 繊維を配列した場合,ランダム配向している場合のような繊 維と母相との剥離は観察されず,繊維の破断が観察された. これは一方向に PGA 繊維が配列して いる場合には,負荷軸に対して垂直方向に配向した繊維が存在せず,十分に繊維に負荷が生じて いるため,比較的大きなひずみ下まで耐えることができ,結果として最大応力が向上したものと 考えられる.

4. まとめ

本研究では PGA 繊維強化 PLLA 複合材料を作製し, PGA 繊維分散が PLLA の曲げ特性および 引張特性に及ぼす影響について検討した.得られた結果は以下の通りである.

(1) 溶融混練法にて PGA 繊維を分散することで曲げ特性は向上し, PGA 繊維を 5wt%分散することでσt は約 48%, *E*t は約 36% 増加した.

(2) 溶融混練法にて PGA 繊維を分散することで引張特性は改善されず,破断伸びは大きく低下 した. PGA 繊維を一方向に配列することで破断伸びの低下を抑えつつ,最大応力が改善された. (3) PGA 繊維分散による破断伸びの低下は,負荷軸に対して垂直方向に配向した繊維が存在する ことで比較的小さなひずみ下でその界面から剥離が生じ,そこから不安定破壊が誘起されたこと が原因であると考えられた.

5. 研究機関

研究代表者:山形大学大学院 理工学研究科 助教 高山哲生 研究協力者:九州大学応用力学研究所 准教授 東藤貢







Fig.4 SEM micrographs of tensile fracture surface of random oriented PGA fiber reinforced PLLA composites.

分子動力学法による SiC 結晶中の点欠陥の拡散挙動解析

三重大学大学院工学研究科 河村貴宏

研究背景・目的

SiC はバンドギャップや絶縁破壊電界,熱伝導率等に関して優れた性質を有しており,次 世代のハイパワーデバイス用材料として期待されている.結晶成長中の成長界面やドーピ ング制御のためのイオン注入時に空孔や格子間原子などの点欠陥が生成され,それらが拡 散・凝集することでマクロな欠陥に成長し電気物性などに影響を与えることが知られてい るが,この問題の解決には SiC 結晶中における点欠陥の拡散挙動に関する知見が必要であ る.そこで本研究では欠陥・不純物拡散制御に関する知見を得ることを目的として,古典 分子動力学(MD)シミュレーションによって SiC 結晶中の点欠陥の拡散挙動解析を行った. 計算方法

図1にシミュレーションモデルを示す. 原子数 1024 個で構成される4H-SiC結晶中に格子間原子(Siまた はC原子)を1個配置し,格子間原子の拡散シミュレ ーションを行った. 拡散係数*D*は時間*t*の間に原子が 移動する距離|**r**(to+t)-**t**(to)|を使って次式より求めた.

 $D = \lim_{t \to \infty} \frac{1}{6t} \langle |\mathbf{r}(t_0 + t) - \mathbf{r}(t_0)|^2 \rangle$

図 1 点欠陥拡散のシミュレ ーションモデル

格子間原子の拡散は常に同一の原子が移動するわけではなく,結晶を構成する原子との入れ替わりが起きている.そこで実際に計算する際には全原子の平均2 乗変位 |r(to+t)-t(to)|2の総和を用いた.結晶を構成する原子は格子点まわりを振動しており 平均2 乗変位の時間平均はほぼゼロになるため,結果的に拡散原子の寄与のみを 見積もる事が出来る.

SiCのポテンシャル関数としてはBrennerポテンシャル[1-3]とTersoffポテンシャル[4,5] で使用するパラメータが報告されているので、それぞれのポテンシャル関数とパラメータ を用いて得られた結果の比較を行った.

結果及び考察

図 2(a)~2(d)に C と Si 原子の拡散係数のアレニウスプロットを示している. 図中の "interstitial"は初期条件として C または S 原子を格子間原子として配置した事を表わし ている. また図のキャプションに各グラフのポテンシャル関数とパラメータの組み合わせ を示している. これらの結果から,ポテンシャル関数とパラメータの組み合わせによって 結果が大きく異なることが分かる. 実験[6]や Gao らの MD 計算の結果[7]では C 原子の拡 散係数の方が Si 原子の値より一桁以上大きい事が報告されており,それらを考慮すると, 図 2(a), 2(c), 2(d)の結果がそれらの報告と同様の傾向を示していると考えられる. このよ うに結果が異なった理由として、古典 MD 計算では基本的に最近接原子間の相互作用のみ を考慮しているため、各文献のパラメータが SiC 結晶の計算に必要な Si-C 結合エネルギー を正確に表現出来ているとしても、格子間原子を計算する際に必要な C-C および Si-Si 結 合エネルギーを正確に表せていなかった可能性が考えられる. 今後実験結果との詳細な比 較を行い、各パラメータの妥当性についての検討が必要である.



図 2 拡散係数の温度依存性: (a) Brenner ポテンシャル[1,2], (b) Brenner ポテンシャル[3], (c) Tersoff ポテンシャル[4], (d) Tersoff ポテンシャル[5]

参考文献

[1] Donald W. Brenner, Phys. Rev. B 42 (1990) 9458.

[2] A. J. Dyson and P. V. Smith, Molecular Physics 96 (1999) 1491.

[3] Fei Gao and William J. Weber, Nucl. Instr. and Meth. B 191 (2002) 504.

[4] Lisa J. Porter et al., J. Nucl. Mater. 246 (1997) 53.

[5] J. Tersoff, Phys. Rev. B 39 (1989) 5566.

[6] J. D. Hong, R. F. Davis and D. E. Newbury, J. Mater. Sci. 16 (1981) 2485.

[7] Fei Gao, William J. Weber, M. Posselt and V. Belko, Phys. Rev. B 69 (2004) 245205.

研究成果報告

- 分子動力学法による SiC 結晶中の点欠陥の拡散挙動解析,速水義之,河村貴宏,鈴木泰之, 柿本浩一,第 59 回応用物理学関係連合講演会,2012.3., 早稲田大学,東京都.
- SiC 結晶成長の分子動力学シミュレーション,速水義之,河村貴宏,鈴木泰之,寒川義裕, 柿本浩一,第42回結晶成長国内会議,2012.11.,九州大学,福岡県.

大面積ダイヤモンドウエファーを目指した 単結晶ダイヤモンド CVD 成長の研究

佐賀大学大学院工学研究科 嘉数 誠

1. 目的

ダイヤモンドは、最高の絶縁破壊電界と熱伝導率をもつワイドギャップ半導体である。ダイヤモンド 半導体の p 型や n 型伝導と大面積ウエファー(基板)ができれば、SiC や窒化物半導体を越える、最も 高効率で大電力のパワーデバイスが実現する。そのデバイスは、電力ネットワークの電力制御回路を劇 的に効率化し、社会全体のエネルギー問題の解決の道を拓くことができる。

しかし、ダイヤモンドは十分な面積をもつ単結晶の成長が困難であるばかりでなく、結晶が内包する 結晶欠陥はデバイスでの電流リークや絶縁破壊の要因となるため、その形成過程を解明し、密度を低減 する必要がある[1]。

そこで本研究では、単結晶 CVD ダイヤモンドの X線トポグラフィー観察を行い、結晶欠陥の構造評価 を行った。

2. 実験方法

観察したダイヤモンド試料は、高温高圧合成(HPHT)法により成長したⅡa型の(001)面方位のバルク 単結晶(寸法、7.3×7.2×0.8 mm³)である[2]。

X線トポグラフィー測定は九州シンクトロン光研究センターのビームライン BL09A で行った。X線 エネルギーは 14.5keV(波長 0.8552Å)、裏面から照射する透過配置で測定を行い、強度の強い(220)回折 点をフィルムに撮影した。測定は、白色と単色の両方で行った。

3. 実験結果

図1は少しずつX線エネルギーを変化させて単色光で撮影した5枚の像を合成したものである。この 像で、台形の放射状に延びる黒い影が多数、内から外に向かって広がっているが、これは<111>面の積 層欠陥と思われる。面欠陥は、種結晶から結晶が肥大化する過程で、<111>面に沿って拡張したものと 思われる。

しかし、面欠陥の他に、刃状転位や混合転位は見られ ず、とても結晶の完全性に優れた結晶であることがわか った。

4. 歪みに関する測定と考察

つぎに、単色 X 線トポグラフでの入射 X 線エネルギ ーを僅かずつ変えながら、結晶の歪み解析を行った。結 晶上の照射スポットの位置をずらして、試料の X 線エネ ルギーを測定し、測定して得られたエネルギー差から歪



図1:高温高圧合成ダイヤモンド II a結晶のX線トポグラフィー像

が求めることができると考えた。

図2に示すように、単色光のX線を用い、試料の端から像の写る X線のエネルギー(A~H keV)を測定し、そのスポットの位置をずら して、試料全体のエネルギーを測定した。測定して得られたエネル ギー差を式(1)のブラッグの回折式に当てはめることで角度θを求 める。ここでのdはダイヤモンドの格子面間隔である。

$$2d\sin\theta = \frac{12.4}{E[keV]} \qquad (1)$$

これによって、試料の始端及び終端の角度 θ を求める。そ こで求めた、角度の差によって曲率半径が求められ、その 値から試料の形状を解析した。

図3より、試料のエネルギー差は0.010 keV であり、こ の値より同様に角度 θ = 14.3 mdeg と曲率半径 R = 20.0 m が 得られた。図4のように試料と曲率半径の関係図を示すと、 半径 20.0 m、角度 14.3 mdeg で作られる円弧の形状に沿っ たように歪みわずかに湾曲した形状になっていることが分 かった。

5. まとめ、今後の課題

高温高圧合成ダイヤモンド単結晶をシンクロトロン放射 光を用いた X線トポグラフィーで評価を行い、成長セクタ ーの内部に生じた積層欠陥の観察、および内部歪み の評価を行った。

今回、シンクロトロン放射光での X 線トポグラフ ィーが結晶構造評価に有力であることがわかったの で、今後、CVD ダイヤモンドやワイドギャップ半導体 の他材料の単結晶の測定を行っていく。



図2:単色光による試料の歪み測定







また九州大学応用力学研究所の他、結晶評価装置による評価と合わせて、多元的に結晶成長機構を解 明し、さらにデバイス特性との関連性を明らかにしていきたい。

謝辞 本研究で援助、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、佐賀大 学大学院、石渡洋一先生に感謝いたします。また測定で援助いただいた九州シンクトロン光研究センタ ーの石地耕太朗博士に感謝申し上げます。測定、解析は、佐賀大学、村上竜一君が協力してくれました。 参考論文

[1] 嘉数、日本結晶成長学会誌 39 巻、4 巻、2012 年、38-43 頁。

[2] H. Sumiya, K. Tamasaku, Japanese Journal of Applied Physics 51 (2012) 090102.

ポリマー系ナノコンポジットの高温耐久性評価

Evaluation of high temperature endurance in polymer matrix nanocomposites

福岡工業大学 朱 世杰

1. 研究の目的

近年の化石燃料の大量消費に伴う CO₂の急激な増加により,地球温暖化や地球環境の変化が懸念されている. CO₂排出量の削減の観点から,自動車用部品では,金属材料から軽量な高分子材料への代替が進んでいる. そうした背景から,複合材料の分野にナノテクノロジーの概念を取り入れたポリマー系ナノコンポジットが考案された. その中で,豊田中央研究所にて開発されたナイロン 6 クレイハイブリッド(NCH)が注目を集めている.

NCH は、層状構造を持つモンモリロナイト(粘土鉱物)の層間にナイロン6の原料である ε-カプロ ラクタムを挿入し、ナノメートルオーダーで分散させた複合材料である.従来のナイロン6に比べて、 高強度、高剛性、高耐熱性、高ガスバリア性などの今まで得られなかった特性を実現している.それら の特性を活かし現在は燃料チューブやタイミングベルトカバーに使用されている.しかし、高分子材料 は金属材料と比べて熱や光に対しての耐久性が劣るため、劣化解析を行う必要がある.また、未だに疲 労影響等に関する研究が少なく、設計方法や寿命評価方法が確立されていないのが現状である.

そこで本研究ではエンジンルーム内等の高温環境で使用した場合を想定して熱暴露処理を施し、熱暴 露が NCH の破壊に与える影響について調査を行った.具体的にはクレイ無添加のナイロン 6,及びク レイ含有率 2wt%の NCH-2 の 2 種類の材料をベースとして,比較として温度 80 °C,120 °C,150 °C で 100 時間熱暴露処理を施した試験片を用いて引張試験及び疲労試験を行い,データ解析及び SEM に よる破面観察を行った.

2. 材料と実験方法

ダンベル型形状の引張試験片の寸法を示す.本実験で使用したものは、モノマー重合法によって製造 されたナノコンポジットで、クレイ重量含有率 2wt%の NCH-2 を使用した.比較材料は無添加のナイ ロン 6 を用いた.

熱暴露試験には、定温乾燥機((株) ヤマト科学)を用いた.熱暴露は設定温度 80 ℃,120 ℃,150 ℃ にて行った。本実験では設定温度まで約 30 分で温度を上昇させ、設定温度に達した時間から 100 時間 熱処理を施し、約4時間で冷却を行い、炉内温度が室温になったのを確認して試験片を取り出した.

引張試験は、容量 50kN の油圧疲労試験機((株) 島津製作所製)を用いて、 試験条件は雰囲気制御 で、負荷ひずみ速度 10⁻²s⁻¹にて行った. 疲労試験は、引張試験と同じ試験機を用いて、雰囲気制御で、 2 種類の材料すべて応力比 0.1、周波数 0.1Hz の正弦波で行った. 試験片は熱暴露前のものと 80 ℃ で 熱暴露処理を施したものを用いた. 80 ℃ における最大応力は、ナイロン 6 では 58~68MPa, NCH-2 では 75~85MPa にて行った. また、引張試験同様、実験結果の比較のため室温における実験データを 用いた.

引張試験で破断した試験片の亀裂伝播経路および破断面を走査型電子顕微鏡(SEM)と電子顕微鏡に よって観察した. さらに,破断面の破壊形態の観察を行った. 3. 結果と考察

Fig. 1 に引張試験の結果から得られた引張強度と熱暴露温度の関係を示す. 熱暴露温度が上昇するとともに引張強度は低下していることが確認できる. まず, ナイロン6に注目すると, 引張強度は熱暴露前から 120 ℃ まではわずか 4%の減少であるが, 120 ℃ から 150 ℃ では 49%の減少であった. 次に, NCH-2 に注目すると, 引張強さは熱暴露前から 80 ℃ まで, わずか 2%の減少であるが, 80 ℃ から 120 ℃ までは 20%の減少, さらに 120 ℃ から 150 ℃ になると 54%の減少であった.



Fig. 1 Ultimate tensile strength versus thermal exposure temperature at room temperature

Fig. 2 に伸び率と熱暴露温度の関係を示す. 図中の矢印は,油圧試験機の変位稼働範囲(25mm)を 越えても,破断まで至らなかったことを表している. ナイロン6では,熱曝露前と80℃では変位稼働 範囲を越えたため破断まで至っていないが,80℃から150℃では93%減少した. NCH-2では,熱曝 露前から80℃では伸び率が249%増加し,80℃から150℃では95%も減少した.



Fig. 2 Elongation versus thermal exposure temperature at room temperature

これらの結果から、NCH・2 の 80 ℃ から 120 ℃ では引張強度がナイロン 6 と同程度になり,クレイ 強化の減少が起こっていると考えられる.また,120 ℃ から 150 ℃ ではナイロン 6,NCH・2 ともに引 張強度と伸び率が大きく減少しており,試験片の脆化が起きていると考えられる

Fig. 3 に疲労試験の結果から得られた最大応力と破断繰返し数の関係を示す. 試験片は未処理のもの と 80 °C のものを用いた. ナイロン 6 は熱暴露を施すことにより 14%疲労強度が減少したのに対し, NCH-2 では 8%減少とナイロン 6 に比べて熱暴露の影響が少ないことが分かった.

また,引張試験と比較して疲労強度は引張強度よりも減少率が大きく、熱暴露の影響が大きいことが 分かった.なぜこのような結果を示したのかはっきりした理由はわかっておらず,これから検討してい く必要がある.

Fig. 4 に熱暴露前の NCH-2 の引張破断面の写真を示す. Fig. 4 (a)より破断するまでに大きく塑性変形を起こし延性破壊したと考えられる. また, 試験片側面に Fig. 4 (b)に示すような亀裂を多数観察することができ, これらの亀裂が成長することで Fig. 4 (c)に示すような破壊起点となったと考えられる.



Fig. 3 Maximum stress versus number of cycles to failure



Fig. 4 Scanning electron micrographs of tensile fracture surface in NCH-2 as received

Fig. 5 に 80 ℃ で熱暴露処理を施した NCH-2 の引張破断面の写真を示す. 破断面を熱暴露前の試験 片と比較すると小さな塑性変形を起こし延性破壊していることがわかる. また, 周りの滑らかな場所か ら延性破壊特有のせん断縁が確認できる. Fig. 5 (b)には塑性変形を起こした部分に見られた亀裂を示す. また, 試験片中央に存在する楕円の中心には Fig. 5 (c) には試験片内部からも亀裂が発生している様子 を観察することができた.

Fig. 6 に 120 ℃ で熱暴露処理を施した NCH-2 の引張破断面の写真を示す. Fig. 6 (a)より 80 ℃ とは 違い試験片に伸びがほとんどみられず脆性破面となっている. 破断面の凹凸が激しいく, 破壊起点であ る側面から放射線状に一気に亀裂が伝播し破壊に至ったと考えられる. Fig. 6 (b)より脆性破面の特徴で あるリバーパターンを観察できた. また、Fig. 6 (c) より破壊起点付近が劣化していることが観察でき た. 150 ℃ で熱暴露処理を施した NCH-2 の引張破断面は、120 ℃ と比較すると非常に似通った破面と なっており、同じく側面から放射線状に一気に破壊した脆性破面となっている. 破壊起点付近は 120 ℃ と同じように劣化していることが観察できた. 脆性破面の特徴であるリバーパターンを観察できた.



Fig. 5 Scanning electron micrographs of tensile fracture surface in NCH-2 after thermal exposure at 80 $^{\circ}$ C.



Fig. 6 Scanning electron micrographs of tensile fracture surface in NCH-2 after thermal exposure at 120 °C.

Fig. 7 に,熱暴露処理前,最大応力 88MPa にて疲労試験を行った NCH-2 の疲労破断面の写真を示す.破壊に至るまでに小さな伸びを生じ,延性破壊したと考えられる.Fig.7(a)よりせん断縁が観察でき延性領域を観察できた.Fig.7(b)より材料内部に亀裂が発生していることがわかる.また,Fig.7(c)より,側面には微量亀裂が多数見られ,側面と内部両方に破壊起点があることがわかった.

Fig. 8 に, 熱暴露温度 80 °C, 最大応力 88MPa にて疲労試験を行った NCH-2 の疲労破断面の写真を 示す. 熱暴露前と比較して似た破面形態となっていることが分かる. また, Fig. 8 (b)より, 側面には微 小亀裂が成長し破壊起点となった様子を観察することができた. Fig. 8 (c)より材料内部に亀裂が発生し ていることがわかる.

この結果から,熱暴露処理前と 80 °C 熱暴露処理を施した試験片では破面の形態に変化していないこ とがわかった.これは 80 °C の熱暴露処理では結晶化度にあまり変化がないためと思われる. 伸びが ほとんどみられず脆性破壊していることがわかる. 試験片表面に酸化の影響により大きな亀裂が発生し ている様子を観察することができた.劣化した角部から亀裂が発生している様子を観察することができ た.試験片側面を内部から観察より、破面から内部に向かって亀裂が成長している様子を観察すること ができ,試験片両端が変色していることが観察できる.また,試験片内部には表面にみられた大きな亀 裂を観察することができなかった.試験片表面から 100µm ほど変色している様子が観察できた。今後, EPMA により酸化層かどうかの確認をする必要がある.



Fig. 7 Scanning electron micrographs of fatigue fracture surface in NCH-2 at the maximum stress of 88 MPa



Fig. 8 Scanning electron micrographs of fatigue fracture surface in NCH-2 after thermal exposure at 80 $^{\circ}$ C at the maximum stress of 80MPa
熱処理時間の上昇と共に黄変や茶変の原因となる共益系 C=C 結合の増大や C=O 結合の増大するという報告がなされている. これらと同様の現象が熱暴露温度の上昇に伴い起こっているものと思われる. これらの構造変化は色の変化や引張強度の低下をもたらした可能性がある. また, 150 ℃ の表層において亀裂の発生は,表層の結晶や非晶の状態が変化したためだと考えられる.

4. まとめと今後の展開

熱暴露温度の上昇に伴い,全ての材料で引張強度が減少した.熱暴露温度が 120 °C 以上のとき,クレイによる強化が減少することがわかった.疲労強度は引張強度と比較して熱暴露温度の影響を受けやすいことが分かった.引張破断面観察から,NCH-2 は未処理では延性破壊であったが,熱暴露温度の上昇に伴い試験片が脆化した.疲労破断面観察から,熱暴露処理前と 80 °C で熱暴露処理を施した試験 片では似た破面となった.

今後、各試験片の結晶化度及び結晶サイズの測定を行い,具体的に熱暴露が試験片に与える影響の調 査が必要である.

5. 成果報告

Y. Kodama, S.J. Zhu, Y. Nakahara, A. Usuki and M. Kato, Fatigue Fracture of Clay Reinforced Nylon Nanocomposites, Materials Science Forum, Vol. 750 (2013) 11-14.

6. 研究組織

研究代表者	福岡工業大学	教授	朱	世杰		
所内世話人	九州大学応用力	J学研究	師	准教授	汪	文学

「3次元環境下における細胞の力学エネルギー測定法の確立」

北海道大学先端生命科学研究院 水谷 武臣

・目的

3次元環境下に存在する細胞の運動機構を明らかにすることは、基礎分野のみならず、医療や生体組 織再構成の応用分野からも重要である。例えば、運動機構を利用して体組織における癌細胞の浸潤を制 御することや、細胞集団の移動を制御することで任意の3次元形状をもつ臓器の再生などを可能にする ことができると考える。細胞の運動にはどのような要素が必要であるか。静止状態の物体が運動状態を 変える際には力が必要である。これは細胞の運動においても同様である。これまでに進められてきた細 胞の力の測定に関する研究は、ガラスやゲル基盤上、マイクロピラーなどの2次元環境における細胞が 発生した力を対象としたものが主であった。しかしながら、3次元環境では、周囲を細胞外基質や組織 内の細胞に囲まれるなど2次元環境とは大きく異なるため、力の発生とそれに伴う細胞の運動について も新たな議論が必要である。

これまでに我々は、細胞が出す力学エネルギーに注目し、研究を進めてきた。細胞は力を発生させる ことで、様々な機能を持った細胞に分化したり、組織・器官を維持するために増殖したり、外部から生 体内への侵入者の元に運動したり、する。これらの活動は、もちろん、3次元環境下でなされている。 本研究では、3次元環境で細胞が出す力や力学エネルギーの空間分布を測定する手法の開発を目指した。 更には、この空間分布の時間変化と、細胞の運動の動態とを対応させることで、生体内における細胞の 機能発現のメカニズムを力学の観点から明らかにすることを試みた。

・実験方法

細胞をコラーゲンゲル中に培養し、力を発生することによって分化・増殖・運動する様子を蛍光顕微鏡 で観察する。実験の主な流れは以下の通りである。

GFP によって蛍光標識した細胞用意する。

② GFP とは別の波長の蛍光ビーズを用意し、コラーゲンゾルと混合する。

③ 細胞と上記コラーゲンゾルを混合し、ゲル化させる。

④ 細胞の動態とそれに伴うビーズの変位を蛍光顕微鏡で観察する。

⑤ ビーズの 3D 変位から歪および力を有限要素法によって数値計算する。

細胞の動態変化と 3D 下での力学量の変化とを対応させることで、3D 下における細胞の機能発現と力 学との関係を明らかにすることを試みた。

· 実験結果

GFPによって標識した細胞を蛍光顕微鏡で撮影することで、細胞の輪郭を取得した。さらに、細胞の 輪郭の情報を元に、細胞を3次元構造体に対するメッシュとして表現することに成功した。加えて、細 胞周辺に位置する蛍光ビーズの変位情報を元に、コラーゲンゲル中に生じた3次元変位情報をプロット することに成功した。変位情報から有限要素解析によって3次元歪分布情報の算出し、さらに、バルク のコラーゲンの弾性率と組み合わせることで、細胞が出す力の分布と歪エネルギーの分布を算出するこ とに成功した(図)。



図 3次元環境下培養細胞が細胞外基質に与える歪エネルギー分布

蛍光標識コラーゲンゲル中に細胞を培養し、3次元ライブイメージング画像を解析することで、細胞の 出す力と歪エネルギーの空間分布を測定することに成功した。白線で囲まれた領域は細胞を濃淡は歪エ ネルギーの大小をそれぞれ表している。

・考察

細胞が基質に与える応力ならびに歪エネルギーを評価することに成功した。細胞の3次元形状と応力 分布を照らし合わせたところ、細胞の形状が突出している箇所に特に大きな歪エネルギーが生じている ことが明らかとなった。一方、細胞の形状でくぼみが生じている箇所では、歪エネルギーはそれほど大 きくなかった。力やエネルギーに関しての分子機構を考えると、細胞骨格タンパク質の貢献が大きいと 考えられる。細胞の形状・力(エネルギー)・細胞骨格の空間分布、今後、これらの対応関係を調べてい く。

-現れてきた問題点と今後の展望-

現時点では、コラーゲンゲルの局所変位から応力分布と歪エネルギーを得ることに成功している。た だし得られた数値の妥当性については、検証が必要である。そこで、現在、磁力を用いた局所応力印加 とそれによる歪との対応をみることで、解析の妥当性を検証する予定である。

·研究成果報告

-学会発表-

①水谷 武臣:

「2次元と3次元環境下での細胞と細胞骨格の力学計測」

M&M2012 材料力学カンファレンス、松山 愛媛大学、9月22日 2012年

②田中良昌、水谷武臣、芳賀永、川端和重:

「細胞骨格に発生した不均一な歪み:ライブセルイメージングと画像解析による力学量測定法の提案」 日本生物物理学会北海道支部例会、旭川 旭川市民文化会館、3月6日 2012年.

·研究組織

水谷	武臣	北大·先端生命	助教 代表者	
吉村	遼	北大・先端生命	修士2年	研究協力者
田中	良昌	北大・先端生命	修士1年	研究協力者
東藤	貢	九州大学応用力学	学研究所 准教授	所内世話人

エネルギー効率向上のための船舶の耐航性能に関する研究

広島大学大学院工学研究院 教授 岩下 英嗣

1. 研究目的

CO2 削減に関連して船舶の波浪中の抵抗増加低減が課題として船型開発等が遂行されている.これまでの研究において,抵抗増加を低減し耐航性能を向上させるためには,船首部のフレアー形状を強くすることが有効な手段となることが分かっている.ただし,この手段はいくつかの特定の船型に対して有効性が確認されたものである.本研究では,その手段の一般性を確認するために,船首部で起こっている物理的な抵抗増加低減のメカニズムを探究することを目的とする.

2. 研究方法

船体の供試模型を用いて九州大学応用力学研究所の深海機器力学実験水槽において水槽試験を行い, 船体に作用する流体力や抵抗,船体運動を計測する.実施する試験は強制動揺試験,波強制力試験,運 動計測試験である.同時に船体近傍での非定常波の計測も行う,船体近傍での波形は,地上波高計を用 いて縦切り波形を計測する,いわゆる大楠法により得ることができるが,この方法では抵抗増加への寄 与の大きな船首近傍の波形を取得することができない.そこで,船体表面上のガースに沿って取り付け た容量式波高計を用いて,船首側壁に沿った非定常波を計測する方法を提案する.同様に,喫水面より 下に船体表面上のガースに沿って圧力ゲージを埋め込み,実験的に船首近傍における波形と圧力の計測 を行う.

3. 研究組織

本研究は下記のような組織で行った.

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	教授	代表者
澤田 俊紀	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2年	実験補助
池田 浩基	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2年	実験補助
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	修士課程1年	実験補助
小川 恭平	広島大学大学院工学研究科 輸送・環境システム専攻	修士課程1年	実験補助
徳永 紘平	広島大学 第四類 輸送機器工学課程	学部4年	実験補助
高橋 悠	広島大学 第四類 輸送機器工学課程	学部4年	実験補助
梶野 恭平	広島大学 第四類 輸送機器工学課程	学部4年	実験補助
胡 長洪	九州大学応用力学研究所	准教授	実験指導

4. 研究結果

4.1 供試模型

実験で使用する供試模型の図とその諸次元を Fig.1, Table1 に示す。実験には PCC 船型と tanker 船 型の供試模型を使用した. PCC 船型は船首部形状の違う3種類の船型を使用する. ベースとなる形状 (M12064), 強いフレアーを有す形状 (M12065), フレアー部に大きめのストライプが入った形状 (M12066) の3種類である.

また今回,新たに船側波形と船体表面圧力を計測する為に,tanker 模型に容量式波高計と圧力ゲージ を埋め込み、直接的に船首近傍での非定常波動場の計測を行う.容量式波高計については模型の ordinate 10.0, 9.75, 9.5, 9.25, 9.0, 8.75の6つの右舷側断面に (Fig.2), 圧力計については ordinate 9.5, 1.5 の2つの左舷側断面に沿って設置した. 圧力ゲージは、喫水面から船底へ垂線を下ろしたときの角度を 0度とし、各15度おきに7点設置する。船尾部には15度と90度を除いた5点に設置した(Fig.3)。



M12063 Tanker mode

供試模型 Fig. 1

		PCC	Tar	ıker
要	E	運動計測試験	強制動揺試験	運動計測試験
			波強制力試験	
L_{pp}	(m)	2.5000	2.4000	2.4000
В	(m)	0.4566	0.4000	0.4000
d	(m)	0.1148	0.1280	0.1280
∇	(m^{3})	0.0662	0.0983	0.0983
C_b		0.5046	0.8000	0.8000
$Aw = S_0$	(m^2)	0.8125	0.8354	0.8354
x_F	(m)	-0.1431	-0.0254	-0.0254
$x_f \cdot Aw = S_1$	(m^{3})	-0.1163	-0.0212	-0.0212
$x_B(=x_G)$	(m)	0.0955	0.0510	0.0510
$z_B(=KB-d)$	(m)	-0.0515	-0.0618	-0.0618
KB	(m)	0.0633	0.0662	0.0662
BM_T	(m)	0.1937	0.1016	0.1016
BM_L	(m)	3.9405	3.2135	3.2135
KG	(m)	0.1148	0.1010	0.1080
k_{yy}/L	(m)	0.2513	0.2530	0.2500
$z_G(=KG-d)$	(m)	0.0000	-0.0270	-0.0200

Table1 諸次元



Fig. 2 船側容量式波高計



(m)

 \overline{OP}



-0.0337



圧力計設置図 Fig. 3

4.2 水槽試験

試験項目は、PCC 船型に対しては運動計測装置を用いた運動・抵抗増加計測試験および大楠によって 開発された multifold method により非定常波形の計測を行う.実験中は静水中を航走する定常試験、ま た入射波中を航走する非定常試験を行った.解析位置は船体中央から x_G離れた重心周りである.Tanker 船型に対しては上記に加え,heave,pitch 方向における強制動揺試験と波強制力試験および船側波形, 圧力の計測も行う.Fig.4 に運動計測試験の装置設置図,運動計測試験時のシステム図を Fig.5 に示す. 供試模型と地上波高計との距離は PCC の場合,船体側面から y=100mm,tanker 船型の場合,船体中 央から y=300mm の位置である.強制動揺試験・波強制試験を行う場合,運動計測装置ではなく強制動 揺装置を使用した (Fig.6, Fig.7).





4.3 実験条件

実験条件は PCC 船型の場合 $F_n = 0.24 \ \ensuremath{\overline{\alpha}} \lambda/L = 0.3 \sim 3.0$ の範囲で行った. Tanker 船型の場合 $F_n = 0.18$ で計測範囲は PCC 船型同様 $\lambda/L = 0.3 \sim 3.0$ である. 入射波は正面向かい波 ($\chi = 180$ degs.). 強制 heave 試験の際の動揺振幅は $\overline{\xi}_3=0.01$ m となるが,強制 pitch 試験の際は強制動揺装置のシャフトを 180 度入れ替えることで pitch 運動を可能にしているため、動揺振幅 $\overline{\xi}_5$ をラジアン表記する. したがっ て $\overline{\xi}_5 = \tan^{-1}(0.01/0.42) = 0.0238$ rad. となる. 強制動揺試験の計測点として、他の試験時の実験条件 である λ/L を K_eL に換算した計測点で計測を行った. 計測範囲は強制動揺装置が再現出来る最大値で $\lambda/L = 0.453$ に相当する $K_eL = 38.700$ から、 $\lambda/L = 3.0$ に相当する $K_eL = 3.328$ までである.

4.4 結果・考察

4.4.1 流体力計測

Fig.8 に heave 運動, pitch 運動した際の tanker 船型の付加質量および減衰力係数を, Fig.9 に波強制 力を示す. 横軸に波数 K_e の無次元値を, 縦軸に各係数をとっている. 実験との比較に strip 法による理 論計算を載せている. Strip 法に用いた船舶データを Fig.10 に示す. 付加質量および減衰力係数の strip 法による推定と実験値とを比較すると, K_eL の低い領域において連成項に相違がみられるものの, 概ね 実験値と一致している. 同様に波強制力においても strip 法による推定値と実験値に大きな相違はみら れず, strip 法による流体力の算出が有用であることが確認できた.



Fig. 8 Tanker 模型の付加質量および減衰力係数



Fig. 9 Tanker 模型の波強制力



Fig. 10 理論計算に用いた船舶データ

4.4.2 船体運動

船首形状を変更した PCC 船型 M12064 から M12066 の船体運動を Fig.11 に, tanker 船型の船体運動 を Fig.12 に示す. 左から surge, heave, pitch となっており, 全グラフとも横軸には入射波の波長の無 次元値である λ/L ,縦軸には運動振幅を入射波で無次元化したもの,波浪に対する船体の位相を示して いる. Tanker 船型は strip 法による理論計算と,強制動揺・波強制力試験により得られた流体力から線 形運動方程式を解き船体運動を算出したものとの比較をした.

PCC 船型・tanker 船型とも heave, pitch 運動においては $\lambda/L=1.0$ を超えたあたりで運動の同調点が 存在するのに対して, surge 運動には同調点は存在しない.また, Fig.11の heave, pitch 運動を見ると, 長波長域においてフレアーを強くした船型の方が低い値を示している.Fig.12の strip 法による計算を 見ると, heave, pitch 運動の運動振幅が実験値と良好な一致を示した.surge, heave 運動の位相におい ては短波長域で実験値との相違がみられる.また,流体力から算出した船体運動と実験値とを比較する と, heave の運動振幅において,同調点付近から $\lambda/L=1.8$ の付近まで実験結果と比べ 10%程度の相違が みられるものの,その他の領域では運動振幅,位相ともに実験値と良好な一致を示しており,実験値が 線形の仮定の枠内で考えて良いことが確認できる.



Fig. 12 Tanker 模型の船体運動

4.4.3 非定常波形

Fig.13 に tanker 船が造波した波形を示す.上から強制 heave 試験で計測された波形,強制 pitch 試験 で計測された波形,波強制力試験で計測された波形,運動計測試験で計測された波形,強制動揺・波強 制力試験で計測された波形の重ね合わせ波形 (superposed wave) と運動計測試験で計測された波形の比較となっている.計測は地上波高計 (space-fixed wave probes (SFWP)) と船側波高計 (ship-side wave probes(SSWP))の2ヵ所で行う.計測された波形は sin 成分 (Fig.13;右), cos 成分 (Fig.13;左) に分けて 出力している. 横軸は船体中央を0とし船体中央からの距離 x を半船長 L/2 で割った値を,縦軸は振幅 を無次元化した値をとっている.

Fig.13 をみると、地上波高計で計測された波形と船側波高計で計測された波形、両解析結果とも、重ね合わせ波形に比べ運動計測試験で計測された実際の波形の方が振幅が小さい.また、heave radiation wave, pitch radiation wave, diffraction wave をそれぞれ見てみると、重ね合わせ波形は diffraction wave の影響を強く受けることが分かる. λ/L を変更しても同様の傾向を示している.



Fig. 13 Tanker 模型の船側波形 ($F_n=0.18$, $\lambda/L=1.2$, $K_eL=10.44$, $\zeta_a=0.01$ m)

4.4.4 船体表面圧力

Fig.14 に λ/L=1.2 における船体表面非定常圧力を示す. ordinate9.5 と 1.5 における断面に沿った圧力を. 振幅と 位相に分けて示している。横軸は喫水面から船底へ垂線 を下ろしたときの角度を0度、喫水面を90度としたとき の角度 θ. 縦軸は振幅の無次元値となっている. 理論計 算との比較のために、strip 法と二重模型流れ近似におけ るランキンパネル法の計算結果も同時に示しておく.こ れを見ると、ordinate9.5の断面における θ =75、90degs. で、ランキンパネル法による理論計算より小さい値が計 測された.これは船体運動が大きくなるにつれ,水線面 付近に埋め込んだ圧力ゲージが空中に飛び出してしまい、 計測された圧力データが鋸歯状になったことが原因であ ると考えられる. Fig.14 に示す解析結果はこの鋸歯状の データのなかで,正常に計測された圧力を使い,最小二乗 近似を適用し修正を行ったものであるが、完全なデータ の再現は難しいため、水線面付近の圧力が小さくなった.

Strip 法による結果をみると、船首と船尾の圧力にラン



Fig. 14 Tanker 船型の非定常圧力 (F_n =0.18, λ/L =1.2, ζ_a =0.01m)

キンパネル法で算出した結果程の相違は見られず,実験結果と比較してもランキンパネル法による算出 結果がよく一致している.以上から,船体表面圧力の算出には,定常流場の影響や3次元影響を考慮し たランキンパネル法の方が精度の高い推定を行うことができることが分かる.

4.4.5 抵抗增加

Fig.15 に PCC 船型の各船首形状ごとの造波抵抗を比較したグラフを, Fig.16 に tanker 船型の運動計 測試験で得られた波形から算出された造波抵抗と重ね合わせ波形から算出された抵抗, 検力計から得ら れた実際の抵抗の比較を示している. 横軸は入射波の波長の無次元値である λ/L, 縦軸は抵抗の無次元 値とした. 波形から抵抗を算出する場合, 計測された波を波形解析理論を用いて解析することにより, 素成波の振幅や位相を表す Kochin 関数, 及びそれに重みをかけて積分することにより抵抗増加が算出 できる.

Fig.15を見ると、短波長域において、フレアーを強くした船型の造波抵抗が小さいことが確認できる. M12065の船型と M12066の船型を比べると、短波長域においては僅かに M12066 船型の方が抵抗が小

さく,同調点付近では M12065 船型の抵抗が小さいことがわかる.Fig.16 を見ると,短波長域では 3 つの抵抗に大きな相違は見られないが,同調点付近では運動計測試験で計測された波形から算出された抵抗が実際の抵抗と比べ 33%程度低い値となった.これは線形重ね合わせを行った波形から抵抗を算出した場合,実験値との間に大きな相違が見られないことから,運動計測試験で計測された波形が本来船舶が造波する非定常波形より波振幅が小さくなったためと考えられる.



5. まとめ

船首形状のフレアーを変更した3種類のPCC船の運動と抵抗,非定常波形を計測比較し,船首形状 の変更による影響について考察を行った.また,tanker船模型に対しても同様の計測を行った.Tanker 船型の場合,上記に加え,強制動揺試験,波強制力試験を実施し,船体に働く流体力を求め理論計算と の比較を行った.加えて,船首近傍の非定常波形,船首尾の非定常圧力の計測を行い,より精緻に物理 現象を調査した.本研究より得られた結論を次のように示す.

- (1) 船体に働く流体力を算出する際に, strip 法による推定により, 精度の高い流体力を算出すること ができることを確認した.
- (2) 船首フレアーを強くすることで長波長域における船体運動が小さくなり, 短波長域から同調点付近の領域において, 造波抵抗を低減する効果を確認した.
- (3)運動計測試験で得られた波形から造波抵抗を算出し、計測された造波抵抗と比較すると、同調点 付近で33%程度低い値となった.これは線形重ね合わせ波形と比べた場合、運動計測試験で計測 された波形の波振幅が小さくなっており、本来船舶が造波する波振幅より小さい波が計測されたこ とに起因していると考えられる.
- (4) 船体断面の非定常圧力を計測し,理論計算との比較を行うことで,船体運動全般に高い推定精度 で算出できる strip 法も,圧力のレベルで見てみると,定常流場や3次元影響の取り入れが不十分 であり,より3次元性を考慮したランキンパネル法による推定が優れていることが確認できた.

洋上エネルギープラントへの輸送用航空機に関する研究

広島大学大学院工学研究院 教授 岩下 英嗣

1. 研究目的

現在,洋上風力発電に代表されるように,我が国周辺に広がる広大な洋上にエネルギープラントを建 造し,集中的に高効率で自然エネルギーを生成するプロジェクトが各所で進行中である.将来の建造,運 転を考えた場合,エネルギープラントへの人や物資の輸送手段についても検討を行う必要があり,その 候補として洋上を高速で飛行する地面効果翼機が考えられる.滑走路などのインフラが不要であり,低 空で飛行するため与圧機も不要かつ,揚抗比が通常航空機よりも10~20%もよいことから,主機として プラントで得た電力で駆動するモーターを利用することもできるであろう.本研究では,こうした利点 を有する地面効果翼機に関して,大型 RC 模型の自航を模擬した風洞実験を行い,その空力性能や飛行 安定性を検討することを目的としている.

2. 研究方法

本研究で提案している地面効果翼機は水平尾翼を船首近傍に有するカナード式であり、その空力性 能についてはこれまでの風洞試験や理論解析等により、概略把握できてきている.昨年度は、プロトタ イプ機体の主翼形状に改良を施し、NC切削された主翼模型を用いて風洞試験、または理論解析を行い、 その性能向上を確認している.今年度は洋上エネルギープラント用の輸送機としてペイロードを設定し、 機体全体の設計案を提案すると共に、NC切削により全機模型を製作して空力試験を実施する.空力試 験は推進器を稼働させたパワー付き風洞試験も行う.平行して全機理論解析を行い、実験との比較を通 じてその妥当性を確認した後、理論解析をベースに機体のマイナー改良を行っていく.一連の研究を通 して、機体形状を確定することを最終目的としている.

本実験の内容を以下に示す.風速は全ての実験において 20 m/s で行っており,ブロッケージ影響を低 減させるため,風洞の上面,左右の壁面を 3 枚取り除いて実験を行った.

- (1) 地面効果内の空力を模擬するためには、境界層を極力小さくする必要がある. その厚みを把握するため、境界層厚さの計測を行う.
- (2) 矩形翼を用いて迎角変化,飛行高度変化させた実験を行い,理論計算の妥当性を確認する.
- (3) 全機模型に搭載する,下反角・テーパー付き主翼について,翼端板の有無による空力特性の変化, また,翼端板の長さを変更した時の空力特性の変化を確認する.
- (5) 全機模型において、主翼の吹き上げ、吹き降ろしが前翼、尾翼に与える干渉影響について考察する.
- (6) 全機模型に関して、最適な前翼迎角・尾翼迎角の設定値を見つける.
- (7) 最適な設定迎角において推進器搭載状態での機体迎角変化,飛行高度変化の実験を行う.
- (8) 推進器非搭載状態での機体迎角変化,飛行高度変化の検証を行い,推進器搭載状態との空力と比較する.
- (9) 推進器単独実験を行う.

3. 研究組織

本研究は次のような組織で行った.

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
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	修士課程1年	実験補助
池田 浩基	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2年	実験補助
徳永 紘平	広島大学工学部 第四類 輸送機器工学課程	学部4年	実験補助
梶野 恭平	広島大学工学部 第四類 輸送機器工学課程	学部4年	実験補助
高橋 悠	広島大学工学部 第四類 輸送機器工学課程	学部4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

4. 研究成果

4.1 供試模型

Fig. 1に今回使用した模型とその主要目を示す.いずれも模型の製作精度による誤差を限りなく小さくするため,NC切削による模型としている.主翼 (テーパー・下反角付き翼)については翼端板の脱着が可能となっており,翼端板の間にスペーサーを入れることで,長さの変更も可能になっている.全機 模型については,前翼,尾翼の迎角が変更できる様になっている他,推進器の搭載が可能な様に,バッ テリー等の電装部品を内部に収められる構造としている.主翼,全機模型の迎角はスウォードに取り付けてある迎角調整用のネジで設定し,飛行高度は昇降装置により設定することとしている.

Principal dimensions						
	Main wing Front wing Tail wing Fuselage					
Span (m)	1.34	0.42	0.45	0.19		
chord length (m)	0.56	0.15	0.19	1.80		
Project area (m^2)	0.53	0.06	0.06	0.29		
Airfoil	NACA3409	NACA0012	NACA0009	-		



Fig. 1: NC models and its principal dimensions

4.2 境界層対策

WIGの風洞試験は地面近傍の飛行を模擬して行うため、境界層影響ができる限り入らないように低減 方策を検討することが非常に重要である。そこで模型の下にFig. 2の様な新たに板を設け底上げするこ とで、風洞吹き出し口から発達する境界層を板の前縁から新たに再発達させて、模型付近での境界層影 響の低減を図る工夫を行っている。昨年度からの改善点として、境界層板の製作精度を上げるため、前 縁部はNC切削により製作、板部分はアクリル板により製作することとした。この様な非常に製作精度 の高い境界層板を用いて床上4点における風速分布を計測した結果、CFD計算による数値計算結果と非 常によく一致しており、境界層板前縁部 (Point1)ではわずか1 cmの境界層厚さにとどまっていること が確認された。今回使用する模型寸法に比べて境界層厚さは十分に小さく、実験における境界層影響は 小さいと推察される。



Fig. 2: Velocity distribution in vertical direction at several points (U = 20 m/s, L = 3.75 m))

4.3 実験セットアップ図

本実験の実験装置の概略図を Fig. 3 に示す. 検力計は 3 分 力計を用い, x 方向 (F_1), z 方向 (F_3), y 軸周りのモーメン ト (F_5)を計測し, x 方向は主翼進行方向を正, z 方向は鉛直上 向きを正, モーメントは頭下げ方向を正とした.

実験の考察に際して,飛行高度は翼後縁の高さ*H*をコード 長*c*で除して無次元化した,*H/c*を用いることとする.また, 主翼単独の圧力中心位置の定義は前縁から後縁までを1とし たときの前縁からの距離とし,全機圧力中心位置は前翼の前縁 から主翼の後縁までを1とした時の,前翼前縁からの距離とし て考察している.



Fig. 3: Experimental setup

4.4 実験結果·考察

4.4.1 下反角・テーパー付き主翼

機体の巡航飛行高度 H/c = 0.350 について、迎角変化を翼端板有り状態、無し状態においてそれぞれ 比較した実験結果を Fig. 4 左に示す、横軸に迎角変化、縦軸に揚力係数 C_L ・抗力係数 C_D ・圧力中心係 数 C_P ・揚抗比 C_L/C_D を取り、境界要素法の数値計算結果と比較している、粘性影響に関する抗力は 2 次元翼型解析ツール"X-foil"の抗力値を修正係数で補正したものとして定義している、実験値と計算結 果は精度よく一致しており、計算結果の妥当性が確認できる.

揚抗比を縦軸にとったグラフから、最も高い揚抗比をとる迎角は3°であることが分かり、翼端板を付けると、約25%もの揚抗比増加が得られることが分かる.この様な揚抗比の増加が見られるのは、翼端板の効果により揚力係数が増加すると共に、抗力係数が減少することにあることが分かり、地面効果内の揚力傾斜は弓なりになるという、非線形な現象も見て取ることができる. 圧力中心位置は、翼端板の 有無で変わらないが、迎角1°の増加により、約2 cm 前縁側に移動することが分かる.

次に、最大揚抗比をとる迎角 3° での飛行高度変化 (Fig. 4) 右について検証する. $H/c = 0.35 \sim 0.55$ にかけて、揚抗比の上昇がはっきりと見て取れ、H/cが 0.2の増加 (模型スケールで約 10 cm 上昇) で約 25% もの差が出ており、地面効果の影響が確認できる. 飛行高度が高くなるにつれて、翼端板有無での性能差が小さくなることも見て取れ、地面効果内での翼端板の効果の大きさが確認できる.



Fig. 4: Aerodynamics properties of the main wing model with and without end plate

4.4.2 翼端板長さに関する影響

Fig. 5に飛行高度は一定とし, 翼端板の長さを通常から, 6 cm 伸ばしたものと比較したグラフを示 す. 揚抗比を表したグラフで検証すると, 飛行高度が低い場合, 翼端板が長い方が性能は上がることが 分かるが, 飛行高度が高くなるにつれ, 揚抗比の差は小さくなり, *H/c* = 0.7 においては, 翼端板を伸 ばした方が性能は低くなることが分かる. 翼端板を伸ばすことは, 翼の表面積を増やすこととなり, 揚 抗比の低下が懸念される. 実験結果からも, 飛行高度が高い場合においては揚抗比は通常の翼端板の状 態と変わらない値まで低下しており, さらに高い飛行高度では, 翼端板が短いほうが揚抗比が上がると 考えられる. 一方で, 飛行高度が低い場合においては翼端板を伸ばした方が, 揚抗比は高い. このこと から, 飛行高度が低い状態においては, 抗力の増加よりも, 翼下面をより閉じられた空間にすることに よる地面効果の作用の方が大きく働いているということができる.

したがって、地面効果翼機の主翼を設計する際の一つの指標として、より大きな地面効果による性能 向上を受けるために、翼端板長さは抗力増加に関わらずできるだけ長くして設計するべきだと言えるで あろう.



Fig. 5: Aerodynamics properties of the main wing model (Normal type & 6 cm added end plate)

4.4.3 推進器単独性能試験

パワー付き風洞試験を行うに際し、全機に搭載するダクテッドファンの性能試験を行った. 搭載するダクトファンは2機あるため、2機のダクトファンを機体搭載時の間隔で並列させた状態でスウォードに取り付け計測した. 使用するダクテッドファンは内径 90 mm,外形 114 mm,最高回転数が 40000 rpm である. 推進器のファンの回転数を一定に保ち、風速を 0 ~25 m/s の間で 2.5 m/s ごとに変化させ、各風速におけるパワー(W), F_X を計測する. レイノルズ数影響を考慮して、エンジン回転数は 12000 rpm, 15000 rpm, 20000 rpm の 3 通りで行った. Fig. 6 はダクトファン 1 発分の性能曲線であり、左図に前進率 J とスラスト係数 Kt,効率 η の関係、および右図にスラスト係数を基に求めた機体の巡航速度 20 m/s におけるファンの回転数 N と推力 T の関係を示す. 今回想定している自航試験用模型については、重量は 7.6 kgf であり、想定巡航速度 70 km/h での揚抗比を 12 とすると、必要推力は 1 機当たり 0.3kgf、即ち、グラフから約 15000 rpm で充分ということになる.



Fig. 6: Aerodynamics properties of the dacted fan (15000 rpm)

4.4.4 パワー付き風洞試験

推進器を稼働させた状態で風洞試験を行い,推進器を搭載していない状態と比較する.機体は定常飛 行状態では,推力と全機の抗力は釣り合っている状態で飛行している.実験で同じ状態を模擬するため に, Eメーターという計測機器により,ダクトファンの回転数を計測しながら実験を行った.計測され る抗力が0になる回転数をコントローラーで合わせることが難しいので,先の推進器単独実験で求めた, 15000 rpm 近傍での空力データを3,4点計測した後,回転数と各空力係数の関係をグラフにし,抗力が 0となる時の回転数,揚力,モーメントを得ることで,推進器搭載時の全機空力特性を求めた.

4.4.4-1 前翼迎角が機体に及ぼす影響

想定している地面効果翼機は離水性能の向上を考慮して,前翼を有するカナード式の地面効果翼機と している.そのため,機体の圧力中心位置を重心位置とするため,全機圧力中心位置は機体の安定性を 考える上で非常に重要となる.全機圧力中心は前翼迎角によって大きく変動するので,前翼迎角 6°と 9°において機体空力に及ぼす影響を把握した.なお,尾翼迎角は0°で固定してある.Fig.7に推進器を 稼働させた状態での機体迎角に対する,揚力係数,全機圧力中心位置をとったグラフを示す.揚力係数 については前翼迎角 6°と 9°により発生する揚力が違うので,機体迎角 0°,前翼迎角 9°において,約 4% 揚力係数が大きくなっている.

続いて、圧力中心位置から、機体の復元性能について考察する.前翼を9°で設定した時は、*C*_P曲線 は右上がりである.このグラフから、機体が頭上げ状態になった時に、圧力中心は機体重心位置よりも 後退するため、頭下げモーメントを発生させることが分かる.したがって、*C*_P曲線が右上がりである ほど大きな復元力を発生していると言え、静的安定性が満たされている.さらに、機体迎角が 2.5~3° になったところで、*C*_P位置がより大きく後方に動くという非線形性も確認できる.これは機体迎角が 大きくなった時に前翼が先に失速角を迎えるためであり、この特性を用いて、機体が高迎角をとった時 に前翼を先に失速させ、機体姿勢を元の状態に戻すといった姿勢制御ができる.前翼迎角 9°では、この 様な特性が把握できるが、前翼迎角 6°の時は、*C*_P曲線はほぼ横ばいとなっており、十分な復元モーメ ントが発生できていないため、以後の実験では前翼迎角を 9°に設定して行っている.



Fig. 7: Aerodynamics properties of the whole airframe model with thrust $(H/c = 0.350, \alpha_T = 0.0^{\circ})$

4.4.4-2 機体迎角・飛行高度変化

前翼迎角は9°に固定し,機体迎角,飛行高度変化を行い,現段階で想定している地面効果翼機の空力 特性を把握する.Fig.8に推進器搭載状態と非搭載状態での実験結果を示す.推進器を搭載した場合, 圧力中心位置が機体迎角0°において約2 cm 後退していることが分かるが *C*_P 曲線は右上がりになって おり,静的安定性を確保できている.また,揚力係数に関しては,推進器を稼働させることで,約4% の向上が得られる.これは,推進器により主翼上面を流れる流速が増加し,主翼に働く揚力が増えてい るためだと考えられる.

全機空力特性について, 揚抗比は機体迎角 0° において約 12.5 であるが, 最も高い揚抗比が得られる 迎角は 1.5° であることが分かった. 飛行高度変化に関しては, 主翼単独実験と同様に地面効果の影響を 見て取ることができ, 飛行高度 $H/c = 0.35 \sim 0.70$ において実に約 18% もの揚抗比増加が得られる機体 であることが分かった. 全機試験においては実験結果と計算結果が主翼単独実験に比べあまりよく一致していない. 全機模型 に作用する流体力の実験結果と角翼に働く流体力の計算結果から, 胴体にも揚力が作用していることが 分かったが, 数値計算により胴体の流体力が精度よく見積もれていないことが判明した. 揚力体には圧 力の境界条件として, クッタ条件を満足する様に翼後縁に後流面を付けて数値計算を行っているが, 胴 体に関しては, 計算格子の都合上後流面は付けていない. このことが原因で胴体に働く揚力を過小評価 している可能性がある. 今後の課題として, 数値計算により胴体の流体力を精度よく見積もることがで きれば, 実験結果と計算結果がより精度よく一致してくると考えられる.



Fig. 8: Aerodynamics properties of the whole airframe model with and without thrust (H/c = 0.350, $\alpha_F = 9.0^\circ$, $\alpha_T = 0.0^\circ$, $\alpha_M = 3.0^\circ$)

5. まとめ

本研究により,地面効果翼内での主翼の空力特性に加え,推進器単独性能試験,全機模型を用いたパワー付き風洞試験を行うことで洋上エネルギープラントに用いる輸送用航空機の全機空力特性を把握した.本研究の成果を以下に示す.

- (1) 製作誤差が極めて小さい模型,境界層板を用い,ブロッケージ対策で風洞壁面を取り外す等の対策を講じることで,極めて精緻な実験データを得ることができた.これらのデータは数少ない地面効果内での実験結果の中でも,極めて有用なデータであると考えられる.
- (2) 現主翼形状に翼端板を付けることで、揚抗比は約25%増加する. 翼端板は地面効果内でより大き な効果を発揮する.
- (3) より大きな地面効果を得るには、なるべく長く翼端板を設計するのが良い. 低高度時においては、 表面積増加による摩擦抗力の増加よりも、地面効果の影響の方が顕著に表れると言える.
- (4) 前翼迎角 9°で, 機体の静的安定性が確保され, 推進器により揚力係数は約 4% 向上する.
- (5) 現理論計算の中で胴体に作用する流体力をより精度よく見積もることができれば、全機における 計算精度をより向上させることができる.

エネルギー効率向上のための船舶の風圧抵抗低減に関する研究

広島大学大学院工学研究院 教授 岩下 英嗣

1. 研究目的

近年, CO2の削減は世界的な課題であり,輸送機器関連分野でも取り組みが展開されている.船舶分野の取り組みの一つに,船体の風抵抗の軽減がある.船は無風の場合でも航行速度Vの2乗に比例する抵抗を大気から受ける.空気の密度は海水の1/800程度ではあるが,究極的な抵抗削減を考える際には風抵抗は無視できない.こうした背景を受け,本研究では船首形状,及び居住区・ホールドファンの有無による風抵抗の変化を,供試模型を用いた風洞試験による計測を通じて実験的に調べることを目的としている.

2. 研究方法

船体の供試模型を用いて風洞通風型実験棟において風洞試験を行い,船体に対する風抵抗を計測する. L=2.0mの供試模型をターンテーブルにセットし,10度刻みで±30度まで模型を回転させ,それぞれの 角度で風抵抗を計測した.風速は12.0m/sとしている.船体の船首形状と居住区形状を変更,居住区・ ホールドファン有無による風抵抗の調査,及びそれらの組み合わせについて実験を行った.

3. 研究組織

本研究は下記のような組織で行った。

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	教授	代表者
澤田 俊紀	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2年	実験補助
池田 浩基	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2年	実験補助
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	修士課程1年	実験補助
小川 恭平	広島大学大学院工学研究科 輸送・環境システム専攻	修士課程1年	実験補助
徳永 紘平	広島大学 第四類 輸送機器工学課程	学部4年	実験補助
高橋 悠	広島大学 第四類 輸送機器工学課程	学部4年	実験補助
梶野 恭平	広島大学 第四類 輸送機器工学課程	学部4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

4. 研究結果

4.1 供試模型

本実験で使用した供試模型は分割模型となっており,船首部形状,を容易に取り替えることができる. 船首形状としては,カウリング(囲い)形状が少しずつ異なる物を種類準備した.Table 1 に船体番号と 実験状態,船首形状を示す.Fig. 1 に本実験で使用した船首形状の異なる模型を模型を示している.



Table 1	船体番号,実験状態及び船首形状			
船体番号	装備	高さ	角度	
001	カウリング	45mm	30 度	
002	カウリング	$45 \mathrm{mm}$	45 度	
003	カウリング	$45 \mathrm{mm}$	60度	
004	カウリング	$15 \mathrm{mm}$	30 度	
005	カウリング	$15 \mathrm{mm}$	45 度	
006	カウリング	$15 \mathrm{mm}$	60度	
007	カウリング	$30 \mathrm{mm}$	30 度	
008	カウリング	$30 \mathrm{mm}$	45 度	
009	カウリング	$30 \mathrm{mm}$	60度	
010	フルカバー	-	30 度	
011	フルカバー	-	45度 逆ぞり	
012	フルカバー	-	45 度	
013	フルカバー	-	60度	

Fig. 1 船首形状の異なる供試模型

4.2 風洞試験

6分力計を用いて、 F_x , F_y , F_z 及び M_x , M_y , M_z を計測する.6分力計は模型の船体中央部下直に 設置している.今回の実験では F_x において船首方向を正方向、 F_x において鉛直上向きを正方向とする. 模型船体の模式図と主要目を Fig.2 に示す.模型をターンテーブルに設置しており、角度を 10 度刻み で-30 度から 30 度まで変えて実験を行う.船首が風洞の方向に向いている時を 0 度としている.また、 風速は風洞設備の関係上 12.0m/s で行うことにした.Fig.3 は通風型風洞と模型の設置状態を示してい る.風洞の直径は 1.7m であり、上部に設置してある風速計で風速を測っている.



Fig. 2 模型図および模型主要目

4.3 実験条件

風速V,風向角 ψ での F_x を無次元化した前後風圧力係数 C_x を、次式のように定義する.

$$C_x(\psi) = \frac{F_x(\psi)}{qS} \tag{1}$$

$$q = \frac{\rho}{2} V^2 \tag{2}$$

ただし、S は船体の正面投影面積、 ρ は空気の密度であり、S=0.102(m²)、 ρ =1.230(kg/m³) で計算を行っている.

4.4 結果・考察

(1) カウリング装備 45mm

船首形状を変更した船型 001 から 003 の, C_x の増減率と最大減少率を Table 2 に示す. 何も取り付け ていない船型 Normal の C_x を基準としている. Fig. 4 は各カウリング切り上げ角度ごとに,船体角度 degs. と C_x の関係を示している.

左右対称である模型船の計測結果に 30 度と-30 度に対称性が見られないのは、風洞の左右で風速が違う ことに起因していると考えられる.また、0度におけるC_xの絶対値が小さい.これは船首下部の形状が 流線型となっており、抵抗を低減しているためである.カウリングを装備することで、正面の投影面積 Sが増加しているにも関わらず、C_xを軽減する効果を得られた. この 45mm のカウリング装備では 30 度切り上げた型が Normal 船型と比べ C_x を 8.4% 軽減することが確認された.

Table 2



船首形状変更時のC_xの風向角に対 Fig. 4 する分布

船体番号 $|| C_x$ の増減率 $| C_x$ の最大減少率

船首形状変更時の風圧力係数の増減率

001	-8.4	-15.2% (20 度)
002	-1.6	-13.5% (20 度)
003	+6.3	-3.5% (20 度)

(2) カウリング装備 15mm

船首形状を変更した船型 004 から 006 の, C_x の増減率と最大減少率を Table 3 に示す. 何も取り付け ていない船型 Normal の C_x を基準としている. Fig. 5 は各カウリング切り上げ角度ごとに,船体角度 degs. と C_x の関係を示している.

この 15mm のカウリング装備では 45 度切り上げた型が Normal 船型と比べ C_x を 4.6% 軽減することが 確認された.



Fig. 5 船首形状変更時の*C_x*の風向角に対 する分布

Table 3 船首形状変更時の風圧力係数の増減率

-					
	船体番号	C_x の増減率	C_x の最大減少率		
	004	-0.7%	-11.3% (20度)		
	005	-4.6%	-11.3% (20度)		
	006	+5.3%	-2.6% (20 度)		

(3) カウリング装備 30mm

船首形状を変更した船型 007 から 009 の, C_x の増減率と最大減少率を Table 4 に示す. 何も取り付け ていない船型 Normal の C_x を基準としている. Fig. 6 は各カウリング切り上げ角度ごとに, 船体角度 degs. と C_x の関係を示している.

この 30mm のカウリング装備では 30 度切り上げた型が Normal 船型と比べ *C_x* を 5.0% 軽減することが 確認された.

Table 4

009



船体番号	C_x の増減率	C_x の最大減少率
007	-5.0%	-10.8% (30 度)
008	-2.6%	-15.0% (20 度)

-1.6%

船首形状変更時の風圧力係数の増減率

-14.9% (20度)

する分布

(4) フルカバー装備

船首形状を変更した船型 010 から 013 の, C_x の増減率と最大減少率を Table 5 に示す. 何も取り付け ていない船型 Normal の C_x を基準としている. Fig. 7 は各カウリング切り上げ角度ごとに, 船体角度 degs. と C_x の関係を示している.

このフルカバー装備では 30 度切り上げた型が Normal 船型と比べ C_x を 8.1% 軽減することが確認された.



Fig. 7 船首形状変更時の*C_x*の風向角に対 する分布

Table 5 船首形状変更時の風圧力係数の増減率

船体番号	C_x の増減率	C_x の最大減少率
010	-8.1%	-19.8% (30 度)
011	-2.6%	-13.4% (20度)
012	-6.2%	-16.9% (30 度)
013	-2.1%	-8.9% (30度)

(5) カウリング装備とフルカバー装備の比較

 C_x の減少効果が大きかった船型 007 と 008 のカウリング装備と,船型 010 のフルカバー装備の比較 を行うために再度計測を行った.その結果を Fig. 8 に示す.船首形状を変更した船型 007,008,010 の C_x の増減率と最大減少率を Table 5 に示す.

切り上げ角度 30 度, 高さ 30mm のカウリングを装備することで C_x を 8%, 切り上げ角度 30 度のフル カバーを装備することで C_x を 8.8% 軽減する効果を確認した.また, フルカバーを追加した方がカウリ ングを追加するよりも, C_x を低減できることが分かった.



 Fig. 8
 船首形状変更時の C_x の風向角に対

 する分布

Table 6 船首形状変更時の風圧力係数の増減率

船体番号	C_x の増減率	C_x の最大減少率
007	-8.0%	-18.0% (20 度)
008	-5.6%	-14.0% (20度)
010	-8.8%	-17.7% (20 度)

5. まとめ

風抵抗増減率を船首形状を変更した計13種類の供試模型で計測比較し,船首形状の変更による影響に ついて考察を行った.本研究より得られた結論を次のように示す.

- (1) カウリングやフルカバーを装備することで,正面の投影面積 S が増加しているにも関わらず,風 圧力係数 C_x を軽減する効果を得られた.
- (2) 0 度において *C_x* の絶対値が小さい. これは船首下部が流線型の形状であるため,抵抗を低減して いると考えられる.
- (3) 切り上げ角度 30 度, 高さ 30mm のカウリングを装備することで C_x を 8%, 切り上げ角度 30 度の フルカバーを装備することで C_x を 8.8% 軽減する効果を確認した.
- (4) フルカバーを追加した方がカウリングを追加するよりも、C_xを低減できることが分かった.

風レンズ風車翼の空力設計法の開発

九州大学 大学院工学研究院機械工学部門 古川雅人

1. 諸言

風車による発電量は風速の3乗に比例することから,風 車まわりに風を局所的に集中させることができれば,発電 量は大幅に増加し,年間平均風速の低い日本に適した風力 発電方式の構築が可能となる.このような集風機能を有す る風レンズ風車が九州大学において独自に開発された⁽¹⁾. この風レンズ風車では,図1のとおり,ディフューザとつ ばを組み合わせた「風レンズ」(集風体)を翼車の外周部 に装着することによって,翼車まわりに風を局所的に集中 させる.大型の風レンズを装着することで約5倍の,コン パクト型の風レンズでも約2~3倍の風車出力の向上を 実現することができることから,日本の風況に適した風車 として注目されている.

集風効果, すなわち風レンズ内部へ流入する風量は風レ ンズ風車の空力設計において最も重要なパラメータであ るが, 集風効果が風レンズと翼車の両流れ場の干渉の結果 決まることから, 設計段階で集風効果を定量的に予測する ことは容易でない.また, 風レンズ風車の場合, 図2のと おり, 風レンズ内の内部流れと風レンズまわりの外部流れ が混在すること, 風レンズ後方で流れの剥離が発生するこ と, 集風効果に伴う流入流線の曲率発生によって風レンズ への流入風速に大きな半径方向分布が現れることから, 従 来の風車よりも極めて複雑な流れ場が形成される.

以上のような特徴をもつ風レンズ風車に対して,従来の 風車設計法を適用することには限界があり,高性能な風レ ンズ風車を開発するためには,従来の設計法にとらわれな い斬新な発想に基づく空力設計法の新たな創出が不可欠 である.この観点から本研究では,子午面粘性流れ解析と 翼の三次元逆問題設計とを組み合わせた風レンズ風車用 翼車の三次元空力設計法を創出することを目的として,本 三次元空力設計法を適用した風レンズ風車翼を設計する とともに,試作および風洞試験を実施した.



2. 風レンズ風車用翼車の三次元空力設計法

本翼車設計法は以下に述べる子午面粘性流れ解析と翼 の三次元逆問題設計とを組み合わせた革新的な空力設計 法である.

子午面粘性流れ解析⁽²⁾においては,子午面(r-z 面)内 の軸対称かつ粘性流れを仮定するが,軸対称流れの仮定の もとで翼作用(翼負荷分布)を考慮するために,翼両面の 圧力差に基づいた翼力(体積力)として翼作用をモデル化 する.設計条件として与えられる風レンズの形状および翼 負荷(角運動量)分布のもとに,翼力を体積力として付加 した軸対称ナビエ・ストークス方程式を数値的に解いて, 風レンズの内部流れと外部流れを連成して解析すること により,風レンズの集風量(風レンズ内部を通過する風量) および流入風速分布を求める.

翼の三次元逆問題設計では、風レンズで囲まれた内部流 れ場において、上述の子午面粘性流れ解析で求まった風レ ンズの集風量と流入風速分布を流入境界条件とし、設計条 件として与えられた翼負荷分布を翼面上の境界条件とす る三次元の逆問題を構成することにより翼の形状を求め る.この逆問題解法⁽³⁾では、翼のキャンバー面を渦層で近



図3 風レンズ風車用翼車の三次元空力設計法

似し、その束縛渦分布を翼負荷分布(周方向平均角運動量 分布)から定め、渦層が誘起する流速ベクトルが翼面に沿 って流れるという条件から翼の三次元形状を数値計算に より求める.本逆問題解法においては、入口流れの非一様 性および翼後縁から流出する随伴渦を考慮した翼の三次 元設計が行えるという利点を有する.

3. 設計法の適用および試作・性能試験の結果

表1に示す設計仕様の下に前述の三次元空力設計法を 適用して,翼車を設計した.スパン方向の翼負荷分布とし ては,図4に示すとおり,翼根元から75%スパン位置で 最大負荷をかけ,翼根元および翼先端では負荷を極力小さ くした.また,コード方向の翼負荷分布として,図5のよ うに,翼前縁から10%位置で最大負荷を,翼前縁で正の 入射角となるように若干の負荷を,ならびに翼後縁で負荷 なしを与えた.設計された翼車を試作して,応用力学研究 所の大型風洞(地球大気動態シミュレーション装置)によ りその空力性能を計測した.

風車翼	S50
風車半径 R [mm]	500
近寄り風速 V [m/s]	10
回転数 n [rpm]	670
周速比λ [-]	3.5
翼枚数 N [枚]	3
負荷係数 Ψ [-]	0.932
ハブ比λ [-]	0.139
スタッキング位置	50%コード位置
風レンズ体	C-ii type つば高さ 10%









図5 コード方向翼負荷分布



図6は風洞試験により得られた供試風レンズ風車の全体性能を示している.図中の丸シンボルが三次元空力設計法を適用した新モデル風車の性能であり,近寄り風速が6.0 m/s および8.0 m/s の場合の性能をそれぞれ赤および青のシンボルで示している.また,図中の縦軸は,風レンズ体の受風面積を基準とした出力係数である.さらに,図中には,スパン方向の流入速度分布および翼負荷分布を一様として同じ設計仕様で一次元理論に基づいて設計された従来モデル(MT モデル)の風洞試験結果も×シンボルであわせて示している.同図によると,三次元空力設計法を適用した新モデル風車と従来モデルの最高出力係数に大きな差異は認められないが,新モデル風車の方が正の失速特性が大幅に改善されており,その結果,従来モデルと比べて低周速比まで高出力を保持していることがわかる.

4. 結言

子午面粘性流れ解析と翼の三次元逆問題設計とを組み 合わせた風レンズ風車用翼車の三次元空力設計法を構築 した上で,その設計法を適用した風レンズ風車翼を設計・ 試作し,その空力性能を風洞試験により検証した.その結 果,本空力設計法は失速特性に優れた風レンズ風車翼の設 計が可能であることが明らかになった.

参考文献

- "Development of a Shrouded Wind Turbine with a Flanged Diffuser", Ohya, Y., 他 4 名, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 96, Issue 6, pp. 524-539, 2008.
- (2) "Axisymmetric Viscous Flow Modeling for Meridional Flow Calculation in Aerodynamic Design of Half-Ducted Blade Rows", Tabata, S., Hiratani, F., Furukawa, M., Memories of the Faculty of Engineering, Kyushu University, Vol.67, No.4, pp.199-208, 2007.
- (3) "A Compressible Three Dimensional Blade Design Method for Radial and Mixed Flow Turbomachinery Blades", Zangeneh, M., Int. J. Numerical Methods in Fluids, Vol. 13, pp. 599-624, 1991.

電磁波遮蔽材料の創製とその評価法の確立

信州大学繊維学部 機能機械学課程 倪慶清 九州大学応用力学研究所 汪 文学

1. 目的

カーボン繊維強化樹脂(CFRP)をはじめとする軽量・高強度複合材料は,飛躍的に産業 用途へ展開されている.一例として,CFRPを主翼や胴体にまで利用拡大し,複合材料が 構造重量の50%を占めることになった中型旅客機B787が挙げられる.また,省エネとエコ の観点から,次世代の自動車構造材料にもFRP複合材料は一部利用されている.複合材料 は従来の金属や高分子材料を単純に置換するものではなく,微視的な構成素材から構造ま での種々の階層での「複合化」「機能化」「知能化」を集結できる新しい材料・構造であり, その材料用途の可能性は今後も広く深まっていくものと予想している.現在のフロンティ アとして,スマートコンポジット,グリーンコンポジット,ナノコンポジットなどの分野 での研究が展開されている.

一方,軽量・超高強度複合材料の航空,自動車分野への応用やIT技術の発展による情報 量の増大に伴う高速通信の普及につれて,電磁波がますます重要視されている.高速通信 を実現するために,マイクロ波帯からミリ波帯への高い周波数の利用が望まれている.こ れらの応用にあたり,部品ごとに応じて電磁波の遮蔽と透過がそれぞれ要求され,機器の 誤作動や人体への影響が懸念される.そこで,広範囲の周波数領域にわたる電磁波の遮蔽 や抑制は必要不可欠であり,今後も益々重要視される.本研究では高性能の電磁波遮蔽材 料・構造を開発するとともに,電磁波遮蔽性能の評価方法を確立することを目的とする.

2. 実験手法

◆試料作製 カーボン繊維強化樹脂複合材料 (CFRP)は,軽量・高強度部材として,多くの 分野での応用が期待されている.一方,電磁波遮蔽効果の観点から,従来の金属材料と比 べ,著しく小さい.そこで,カーボン繊維強化樹脂材料の構造設計を行い,カーボンブラ ックやカーボンナノチューブなどの充填材との複合化により,よりよい電気的特性,電磁 波遮蔽特性を得られることが期待され,新規材料構造の開発を行った.

◆導電性の評価 試料の導電性の評価のために直流導 電率を測定した. 試料の導電率は電磁波遮蔽特性にお いて重要なパラメータである. 端子の接触抵抗を排除 するために4 端子法を用いた.

◆電磁波遮蔽の評価 試料の電磁波遮蔽特性を評 価するために電磁は遮蔽効果(SE, Shielding Effectiveness)を測定した.SE は材料に入射する電磁波 および伝送後の電磁波の比率で表される.本測定では, 電磁波遮蔽効果の測定はホーンアンテナの前方に誘電 レンズを設置した自由空間法を採用した.装置にはベク



Fig.1 The schematic of an EMI shielding measurement system.

トルネットワークアナライザおよび透過減衰量測定装置を用いた.装置の概略図をFig.1 に 示す. 電界の振動方向に対して CFRP の上層の繊維方向が等しいときの角度を0°とした. 電界の振動方向に対して繊維配向角を変化させ,それぞれの条件下での CFRP 電磁波遮蔽 効果を測定した.測定周波数は0.5-18 GHz である.電磁波遮蔽効果 SE は電磁波の入射波 および伝送波の比により定義され、次式により表される.

$$SE = 10\log(P_i / P_o)$$

= 20log(E_i / E_o) (1)

P_iおよびP_oは電磁波の入射および伝送電力である. E_iおよびE_oは電磁波の入射および伝送電界である. 電磁波遮蔽効果の単位はdBである.

3. 結果および考察

3.1 伝播方向による電磁波遮蔽特性

一方向 CFRP の 45 。および 90 。の時における
SE の測定結果を Fig.2 に示す.45 。の時,層数の
増加に伴い SE は比例的に増加を示した.よって、
SE は CFRP の厚さ増加に対して比例的に増加する
といえる.他の方向に対しても同様の傾向を示した.同じ層数において、45 。の時の方が 90 。の
時より SE は高かった.2CFRP では、45 。において
SE は約 12 dB であり、90 。における SE より約
6 dB 高かった.これは 90 。の時より高い 45 。の
時の導電率が関係していると考えられる.



3.2 電磁波遮蔽効果の予測

SE の方向依存曲線についてさらに検証するため, SE は VNA の S パラメータ測定を基に 算出しており、次式のように表される.

$$SE = -10\log T = -10\log |S_{21}|^2$$
⁽²⁾

T は伝送率,そして S_{21} は順方向伝送する S パラメータである. SE は対数により表示されるため, SE の方向依存性が示す曲線について判断が難しい. そこで, $|S_{21}|$ の方向依存性より, SE の方向依存曲線を導いた.

$$|S_{21}| = A \sin\left(2\theta - \frac{\pi}{2}\right) + B \qquad 0 \le \theta \le \pi$$
(3)

 θ (rad)は電界の振動方向に対する一方向 CFRP の繊維方向である. *A* および *B* は振幅および 45 °の時の| S_{21} |である.式(2),(3)より,SE の方向依存性は次式のように表せる.

$$SE = -20\log\left(A\sin\left(2\theta - \frac{\pi}{2}\right) + B\right) \quad 0 \le \theta \le \pi$$
(4)

4. まとめ

一方向CFRP 積層板の電磁波遮蔽特性を評価し,明確な電磁波方向依存性を明らかにした. その上,電磁波遮蔽メカニズムを検討し,予測式を提案した.また,CFRPは電磁波遮蔽材 料として有効であることが確認された.

5. 研究組織

研究組織 1. 信州大学繊維学部機能機械学科 倪 慶清(研究代表者)

2. 九州大学応用力学研究所 汪 文学

24 ME-S1

第5回九大グラフェン研究会

「グラフェンナノ構造の形成と物性」

平成25年1月18日(金) 10:00~16:30 於 九州大学大学院工学研究院 伊都キャンパス・ウエスト2号館921号室

上述の日時、場所において共同研究集会を開催した。研究集会の講演内容を下記に示している。 本研究集会では、グラフェンのラマン分光/格子振動に関する研究発表3件([1]、[2]、[3])、 ARPES (Angle-Resolved PhotoEmisison Spectroscopy;角度分解光電子分光)による電子状態分析に 関する研究発表1件([4])、第一原理計算および Tight-Binding 計算によるグラフェン形成プロセ スに関する研究発表2件([5]、[6])、SiC 熱分解によるグラフェン形成実験に関する研究発表2 件([7]、[8])がなされた。ラマン分光/格子振動に関する研究発表では、特にグラフェンのエ ッジ(端)や欠陥に焦点を当てて、ラマン散乱スペクトルや STM (Scanning Tunneling Miroscopy; 走査トンネル顕微鏡)による解析事例等が詳細に報告された。ARPES による研究成果報告では、 SiC 表面のナノ構造に起因するグラフェンシートの反り(たわみ)や終端構造が材料の電子状態に 与える影響について議論された。第一原理計算および Tight-Binding 計算による理論解析では、初期 のグラフェン核形成プロセスについて原子レベルでの詳細な説明がなされた。特にステップ端にお ける核形成過程に焦点が当てられて議論が展開した。SiC 熱分解によるグラフェン成長実験では、 ステップ端近傍におけるグラフェンの形成過程、表面モフォロジー等に注目して研究が行われてい た。実験環境(雰囲気)や供給原料分子種などがグラフェン成長に与える影響、ステップの傾斜方 向とナノ構造の相関について詳細な議論がなされた。

本研究集会では、理論、評価、実験の専門家が集い、「グラフェンナノ構造の形成と物性」に関 する詳細な議論が行われた。焦点を絞って講演者を選別し、また個々の講演時間を確保したプログ ラム構成としたため、白熱した議論が展開し参加者の十分な理解が得られた。本研究集会を通じて 新たな共同研究、共同プロジェクトが立ち上がることを期待する。

[1] Md. Sherajul Islam、橋本明弘 (福井大学 院工)

[Numerical analysis on phonon properties of defective graphene by forced vibrational method]

[2] Mark A. Bissett、吾郷浩樹 (九州大学 先導研)

Raman spectroscopy of mechanically strained and chemically functionalised graphene

[3] 佐々木健一 (NTT 物性基礎研)

「ラマンDバンドの起源:グラフェンにおける結合性・反結合性軌道」

[4] 小森文夫 (東京大学 物性研)

「SiC 基板に成長したナノグラフェンの電子状態」

[5] 影島博之 (NTT 物性基礎研)

「第一原理計算からみた SiC 上グラフェンの形成と構造」

[6] 井上仁人、寒川義裕(九州大学 院工、応研)

「エピタキシャルグラフェン成長初期のC凝集課程-SiC表面構造とCクラスター構造の相関ー」

[7] 金子忠昭 (関西学院大学) 「超高温 Si 分圧可変環境を用いた熱分解 SiC グラフェン成長制御」

[8] 梶原隆次/栗栖悠輔 (九州大学 院工)

「田中研の最近の話題/グラフェンナノリボンとファセット上グラフェン」

研究代表者:田中 悟(九州大学 院工) 所内世話人:寒川義裕(九州大学 応研)

第5回九大グラフェン研究会(主催:応用力学研究所)

~グラフェンナノ構造の形成と物性~

平成25年1月18日(金) 10:00~16:30 於 九州大学大学院工学研究院 伊都キャンパス・ウエスト2号館921号室

1. 10:00 - 10:05

はじめに 九大院工 田中 悟

2. $10:05 \sim 10:35$ (30分)

福井大学院工 Mr. Md. Sherajul Islam, 橋本 明弘 教授

Numerical analysis on phonon properties of defective graphene by forced vibrational method

3. 10:35~11:05 (30分)

九大先導研 Dr. Mark A. Bissett, 吾郷 浩樹 准教授

Raman spectroscopy of mechanically strained and chemically functionalised graphene

4. 11:05~11:55 (50分)

NTT 基礎研 佐々木 健一 氏

「ラマン D バンドの起源:グラフェンにおける結合性・反結合性軌道」

昼食 11:55~13:00

5.13:00~13:50(50分)
東大物性研 小森 文夫 教授
「SiC 基板に成長したナノグラフェンの電子状態」
6.13:50~14:40(50分)
NTT 基礎研 影島 博之 氏
「第一原理計算からみた SiC 上グラフェンの形成と構造」
7.14:40~15:10(30分)
九大院工 井上 仁人氏,寒川 義裕 准教授
「エピタキシャルグラフェン成長初期のC凝集課程-SiC表面構造とCクラスター構造の相関-」

休憩 15:10-15:30

8.15:30~16:20(50分)
関西学院大 金子 忠昭 教授
「超高温 Si 分圧可変環境を用いた熱分解 SiC グラフェン成長制御」
9.16:20~16:50(30分)
九大院工 梶原 隆次/栗栖 悠輔 氏
「田中研の最近の話題/グラフェンナノリボンとファセット上グラフェン」

研究会に関するお尋ねは、エネルギー量子工学部門 田中 まで (伊都 内線3535, stanaka@nucl.kyushu-u.ac.jp)

参加者名簿

1. アントン ビシコフスキー (九大 院工) 2. 梶原隆次(九大 院工) 萩原良人 (九大 院工) 3. スレイ チェンダー (九大 院工) 4. 5. 栗栖悠輔(九大 院工) 高木勝也(九大 院工) 6. 中森弓弦(九大 院工) 7. 8. 林 真吾 (九大 院工) 木本真一 (九大 院工) 9. 加藤喜峰(九大 院工) 10. 11. 水野清義(九大 総理工) 栃原 浩(福岡大学) 12. 13. 荒木 (旭化成) 14. Md. Sherajul Islam (福井大学) 15. 橋本明弘(福井大学) 16. Mark A. Bissett (九大 先導研) 佐々木健一 (NTT) 17. 18. 小森文夫(東京大学) 19. 影島博之(NTT) 20. 金子忠昭(関西学院) 21. 井上仁人(九大 院工)

- 22. 寒川義裕(九大 応研)
- 23. 田中 悟 (九大 院工)

計23名(学内15名、学外8名)

CT 画像を利用したバイオメカニクス・シミュレーション法の開発と臨床問題への応用

横浜市立大学医学部 稲葉 裕

1.序言

近年、コンピュータとシミュレーション技術の発展により、CT や MRI 等の医療用生体画像を利用して、実3次元構造を模擬した生体の数値モデルを作成し、有限要素法を用いて生体力学的解析を行うことが可能となってきている。しかし、境界条件をいかに生体内の条件に適合させて設定するか、あるいは、得られた応力状態等の解析結果をいかに医学的考察に反映させるか等の問題が残されている。これらの問題を解決するためには、計算力学や生体力学を専門とする工学者と、臨床において骨を扱う整形外科医や歯科医が共同して研究を進める必要がある。一方、国産の骨解析ソフトウェアであるMechanical Finder ((株)計算力学研究センター)は、骨モデル作成からインプラント等を挿入したモデルへの発展、および応力解析までの一連の作業を1パッケージで行うことができる簡便なソフトウェアであり、最近では、整形外科、歯科および工学の各分野で着実にユーザが広がっている。

そこで,整形外科,歯科,工学の各分野において Mechanical Finder のユーザである者が一堂に会し,研究紹介と議論を通して親交を深め,最終的にはシミュレーション技術を骨関係の臨床問題へ応用することを目的として,本研究集会を企画し開催する運びとなった.

今回,一昨年,昨年に続いて第3回研究集会を開催でき,異なる分野から多くの方にご参加頂いた ことは感銘深いことである.研究集会開催にご協力いただいた諸先生方,ならびに遠方よりご参加い ただいた各先生方に心より深謝申し上げます.

2. プログラム

日時:2012年8月25日(土)

- 会場:東京国際フォーラム G 棟会議室 409 号室 東京都千代田区丸の内 3-5-1
- 13:20-13:30 開会の辞 東藤 貢 (九州大学)

 13:30-13:40 講演1「人工股関節インプラント形状が大腿骨に及ぼす影響 -SL-PLUS と SL-PLUS MIA との比較-」 池 裕之(横浜市立大学整形外科)
 13:40-13:50 講演2 「Mechanical Finder を用いた肩腱板修復用 suture anchor の引き抜き 強度予測」 佐野 博高(東北大学整形外科)
 13:50-14:00 講演3「インプラントアンカーを利用した下顎歯列遠心移動の有限要素解析」

- 13.50-14.00 講員3 インノノンドノンルーを利用したド嶺歯列速心移動の有限要素牌が 金井 悠佑(日本工業大学工学部)
- 14:00-14:10講演4「Acetabular retroversion の股関節有限要素解析」田中啓仁(埼玉医科大学整形外科)
- 14:10-14:20 講演5「脊椎固定術における複数椎体と固定ロッドのモデリングと応力解析」 田原 大輔(龍谷大学理工学部)
- 14:20-14:30 講演6「口腔内実測荷重を用いた MECHANICAL FINDER による歯科インプラント 埋入方向の検討」
 - 水戸 武彦(東北大学歯学研究科)
- 14:30-14:40 講演7「腫瘍用人工関節で置換された大腿骨の力学状態と問題点」
 - 荒平 高章(九州大学総合理工学府)
- 14:40-14:50 講演8「変形性股関節症における骨嚢胞の3次元シミュレーションの試み」 月僧 博和(福井医療短期大学)
- 14:50-15:05 休 憩
- 15:05-15:20 デ モ「Mechanical Finder を使った解析モデル作成のテクニック」

15:20-15:30	講演9「腰椎すべり症に対する脊椎後方固定術後の力学的影響について」 小林 奏(昭和大学藤が丘病院整形外科)
15:30-15:40	講演 10「The Finite Element Analysis of the Orthodontic Miniscrews:
	The Effect of the Insertion Direction and Proximity to Tooth Root
	Albogha Hassan(九州大学歯学研究院)
15:40-15:50	講演 11「ステムデザインの違いによる人工股関節手術後の大腿骨近位部
	の応力分布の比較」
	大庭 真俊(横浜市立大学整形外科)
15:50-16:00	講演 12「有限要素解析を用いた前腕骨骨幹部の骨強度評価」
	松浦 祐介 (千葉大学整形外科)
16:00-16:10	講演 13「人工股関節置換が大腿骨の骨リモデリングに及ぼす影響について」
	福岡航世(九州大学総合理工学府)
16:10-16:20	講演 14「インプラント周囲骨における線形解析および非線形解析の結果」
	坂本 太郎 (北海道医療大学)
16:20-16:30	講演 15「腰椎固定術における生体力学的研究 -固定隣接椎間への影響について-」
	塩原 恭介(昭和大学藤が丘病院整形外科)
16:30-16:45	デ モ「Mechanical Finder 最新バージョンリリースのご案内」
16:45-17:00	全体の質疑応答とディスカッションおよび Mechanical Finder へのご要望
17:00-17:10	閉会の辞 稲葉 裕(横浜市立大学整形外科)

3. 講演の概要

(1) 講演1「人工股関節インプラント形状が大腿骨に及ぼす影響」

近年、人工股関節全置換術において侵襲を最小限にする MIS 法の概念が導入されている. MIS では皮切りが小さいために、インプラント挿入時に周囲組織が損傷されることがある. SL-PLUS MIA stem は SL-PLUS standard stemを基に、MIS に対応できるように開発されたインプラントであり、ステム近位外側ショルダー部のデザイン等が変更されている. ステムデザイン変更がステム周囲大腿骨の応力分布や回旋固定性、術後の BMD 変化に影響を与える可能性がある. 今回、我々は有限要素法を用いて SL-PLUS MIA stem および SL-PLUS standard stem の大腿骨相当応力を測定した.また、dual-energy X-ray absorptiometry 法を用いて大腿骨 BMD を測定し、これらの関連を検討したので報告する.

(2) 講演2 [Mechanical Finder を用いた肩腱板修復用 suture anchor の引き抜き強度予測]

肩腱板断裂は中高年者における肩痛の代表的な原因疾患であり、手術治療を要することが多い.本 疾患に対する手術術式として、近年 suture anchor と呼ばれるインプラントを用いて、関節鏡視下に 修復する術式が急速に普及してきている.この術式は従来の直視下修復術よりはるかに容易であるが、 反面骨粗鬆症を合併する女性などでは骨内に挿入したアンカーが緩みを来すことがあり、再断裂の原 因になると報告されている.したがって、個々の症例においてアンカーが緩みをきたす荷重を術前に 予測できれば、術後の再断裂を防止するためにきわめて有用であると考えられる.こうした背景に基 づいて、本研究では、実際の腱板断裂手術症例において Mechanical Finder を用いたアンカーの破断 強度の予測方法を確立することを目的とした.

(3) 講演3「インプラントアンカーを利用した下顎歯列遠心移動の有限要素解析」

歯の噛み合わせ異常の一つである下顎前突症の治療法として、歯性の場合には歯科矯正治療を単独 で、骨格性の場合には歯科矯正と共に外科的な顎矯正手術を適用することが多い.しかし、近年にお いては、骨格性下顎前突症の場合であっても、外科的侵襲を避けるために、従来から用いられている ワイヤーとブラケットに矯正用インプラントアンカーを併用し、歯科矯正治療単独で行われる場合が ある.このような矯正治療においては、従来の治療法とはまったく異なった力が作用するものと考え られ、どれくらいの力をどの方向に作用させればよいかを事前に把握しておく必要がある.本研究で は、下顎前突症の歯科矯正治療を想定して、ワイヤーとブラケットおよびインプラントアンカーを併 用して下顎歯列全体を遠心方向に移動する場合について、X線CT 画像から作成した3次元下顎歯列モ デルに不均一材料特性を割り当て、ワイヤーとブラケットをモデル化して有限要素解析した.

(4) 講演4「Acetabular retroversionの股関節有限要素解析」

Closs-over sign を有する acetabular retroversion や global dyplasia は femoroacetabular

inpingement を生じ変形性股関節症の原因となることが近年報告されている.この研究の目的は FAI 例の股関節有限要素解析をおこない、力学的な問題点を明らかにすることである.本研究では、FAI の診断で受診した2例2股および正常股1股を対象とし、この3股を骨構造解析ソフトウェア Mechanical Finder を用いて解析した.その結果より、FAI 例では臼蓋縁にかかる相当応力が大きく、応力集中に偏りがみられた.

(5) 講演5「脊椎固定術における複数椎体と固定ロッドのモデリングと応力解析」

脊椎圧迫骨折の手術として、骨折部位の上下の椎体にスクリューを挿入し、ロッドで固定する方法 が採用されている.しかし、骨のこの方法は、時間経過に伴うスクリューとロッドの緩みや脱転の発 生が多いため、ロッド部分の変位の自由度をより高くするための構造の改良が試みられている.この ため、ロッドの最適な設計には、その構造の変化とスクリューの緩みや脱転現象との関連を明らかに することが必要であり、有限要素モデルを用いた力学的評価が有用となる.本研究では、ロッドの構 造の変化を見かけの剛性の変化と捉え、脊椎圧迫骨折部を有する複数椎体モデルを構築し、力学解析 により、ロッドの剛性の変化が椎体内応力分布に及ぼす影響を検討した.

(6)講演6「ロ腔内実測荷重を用いた MECHANICAL FINDER による歯科インプラント埋入方向の検討」 歯科インプラント埋入計画に際して、CT データ等から骨形状や骨質を取得して歯科インプラント埋 入位置、方向を決定する診断補助ツールが現在広く普及している.しかし、これらはインプラント機 能時の周囲顎骨における荷重状況などは考慮されておらず、生体力学的には改善の余地がある.今回 は、最大かみ締め時に口腔内で歯科インプラントに加わる生体内実測荷重データと、同一被験者にお けるCTデータを基にして顎骨幾何形状を反映したFEモデルを用いて、インプラント埋入方方向の 変化がインプラント周囲骨における応力状態におよぼす影響を生体力学的観点から検証を行った.

(7) 講演7「腫瘍用人工関節で置換された大腿骨の力学状態と問題点」

骨肉腫のような悪性腫瘍の切除によって、大腿骨に大規模な骨欠損が生じた場合、腫瘍用人工膝 関節置換による再建が行われている.しかし、術後の経過において人工関節周囲での骨吸収、人工関 節のルースニング、あるいは大腿骨ステムの折損など懸念される.本研究では、CT 画像を用いて骨密 度分布を考慮した大腿骨から脛骨上部までの詳細な3次元下肢モデルを構築し、腫瘍用人工膝関節を 置換したモデルへと発展させた.次いで、月僧による骨リモデリング理論を導入した Mechanical Finder を用いて、加齢に伴う大腿骨や人工関節周囲骨の骨密度変化やひずみエネルギー密度の変化について 評価を行った.

(8) 講演8「変形性股関節症における骨嚢胞の3次元シミュレーションの試み」

変形性股関節症において、骨頭や骨盤に骨嚢胞が発生する場合がみられる.この骨嚢胞の発生について病理組織学的研究はこれまで多く行われてきたが、コンピュータを使った骨嚢胞の形成シミュレーションについてはあまりおこなわれていない.骨嚢胞の3次元シミュレーションが可能になると、その形成メカニズムがわかるだけでなく、骨嚢胞と関節軟骨との関係、骨嚢胞と筋力との関係を実際的状態で明らかにすることができ、変股症の進展予防にも貢献すると考えられる.そこで、本研究では変股症における骨嚢胞の3次元シミュレーションを実施し、骨嚢胞と関節軟骨や外転筋力との関係について検討を行ったので報告する.

(9) 講演9 「腰椎すべり症に対する脊椎後方固定術後の力学的影響について」

腰椎変性疾患において椎間不安定性を有する症例に対して pedicle screw を併用し cage を用いた PLIF は標準的な手術となっている.しかし術後の骨癒合の得られるまで,または,癒合後の骨や使用 instrument の力学的特性に対する報告は少ない.今回 Mechanical Finder を用いて PLIF 術後の固定椎 および instrument への力学的影響につき検討した.その結果,上位よりも下位 screw への応力が大き い傾向があった.また,骨癒合後は骨や instrument への応力は減少するが,消失することはなかった.

(1 0)講演 10「The Finite Element Analysis of the Orthodontic Miniscrews:

The Effect of the Insertion Direction and Proximity to Tooth Root

To study the change in stress and strain in bone around mini-implant in response to change in insertion angle of mini-implant and also to change in its proximity to tooth ro ot. Angulation of mini-implants revealed variation in stress and strain distribution around them, which reached highest when the implants touch to the cortical bone at 50. Al so, the mini-implant that interferes with the PDL
showed highest stresses and strain. At least, 0.5mm of cancellous bone around the mini-implant in all directions is required to avoid the cortical and cancellous bone the high stresses and strains. Thus, it could be concluded that mini-implants are stable when they have sufficient cancellous and cortical bones.

(11)講演11「ステムデザインの違いによる人工股関節手術後の大腿骨近位部の応力分布の比較」 セメントレスステムを使用した人工股関節全置換術後,大腿骨近位部の骨密度は低下する.ステム 近位部で stress-shielding が起こることがその原因と言われている.現在,様々なデザインのセメン トレスステムが発売されているのは,適切な初期固定を得るための方法論の違いがデザインに反映さ れているためである.本研究では、2つの異なるコンセプトに基づいたデザインのセメントレスステ ムにおける,術後の大腿骨の応力分布の際を有限要素法の手法を用いて求め,その比較を行う.また, 各々のステムを使用した患者の大腿骨近位部の骨密度変化の観察結果より,近位部での固定を意図さ れたデザインのステムでは,骨密度の低下が抑制されることを証明する.

(12) 講演12「有限要素解析を用いた前腕骨骨幹部の骨強度評価」

前腕骨骨幹部骨折に対して, plate を用いた観血的整復固定術が行われるが, その術後に骨萎縮を来す 症例をしばしば経験する. 我々は, 非侵襲的な手法を用いて生体内の骨強度を測定し, plate 抜去後の 再骨折リスクを判定できないかと考えた. 本研究の目的は前腕骨骨幹部骨折術後患者における骨密度, 骨強度を Mechanical Finder を用いて測定し, 骨萎縮の程度を検討することである.

(13) 講演13「人工股関節置換が大腿骨の骨リモデリングに及ぼす影響について」

Bone resorption has been recognized as one of the complications after total hip arthroplasty. Due to the implant with higher stiffness than bone tissue, stress shielding causes the bone density around the implant to decrease. Although such resorption is controlled by complicated biological factors under the influence of biomechanical conditions, simplified mechanical approach may be able to express the resorption behavior approximately. In this study, a modified version of Huiskes et al was implemented into Mechanical Finder to see the effects of resorption of bone model with inhomogeneous material properties.

(14)講演14「インプラント周囲骨における線形解析および非線形解析の結果」

我々はメカニカルファインダーを使用して、無歯顎のヒト乾燥頭蓋骨骨体標本のCTデータから解析 モデルを作成し、歯科インプラント治療における応力解析を行ってきた.メカニカルファインダーは、 CT 撮像時に得られた DICOMデータからモデル形状を作成できる.また、CT 値から骨の重量密度を求め、 重量密度からヤング率を算出することで骨の非均質性をモデルに反映することが可能である.骨を近 似的な連続体として応力の挙動を解析しているのだが、この際に非均質材料の解析を行うにあたり線 形解析で行って良いのかについて疑問に感じた.今回は条件を同じくしたモデルに対して線形解析と 非線形解析を行い、双方の比較を試みた.

(15) 講演15「腰椎固定術における生体力学的研究-固定隣接椎間への影響について-」

近年不安定性を有する腰椎変性疾患に対し,pedicle screw を用いた腰椎固定術が普及している.し かし,その強固な固定力ゆえに隣接椎間障害が大きな問題になっている.本研究の目的は有限要素解 析プログラムを用いて腰椎後方椎体間固定術の患者の CT から腰椎3次元モデルを作成し,隣接椎間, 椎体への力学的特性及び隣接椎間障害との関連を調査することである.

4. あとがき

本研究集会は、「シミュレーション」と「硬組織」をキーワードとして、医学(特に整形外科)、歯 学、工学において関係する研究者を一堂に会し、将来的な医歯工連携を目指して開催したものである. 整形外科を中心とした医学、歯学、工学および関連する医療機器メーカから多くの方にご参加頂き、 各講演とも活発な議論を展開して頂いた.次年度も引き続き第4回研究集会を開催する予定であり、 本研究集会が、この分野の発展に貴重な役割を果たしたことを信じて止まない.

24ME-S2 応用力学研究所研究集会

「CT画像を利用したバイオメカニクス・シミュレーション法の開発と臨床問題への応用」

登録番号	氏 名	所属
1	盧 炳周	筑波大学スポーツ医学専攻
2	金子 雅子	社会保険中央総合病院整形外科
3	村上 憲治	筑波大学大学院人間総合科学研究科
4	大久保 知幸	茨城県立医療大学放射線技術科学科
5	奥山 藍	茨城県立医療大学放射線技術科学科
6	池 裕之	横浜市立大学 附属病院 整形外科
7	稲葉 裕	横浜市立大学 附属病院 整形外科
8	富塚 慶徳	日本工業大学
9	東藤 貢	九州大学応用力学研究所
10	福岡 航世	九州大学大学院総合理工学府
11	荒平 高章	九州大学大学院総合理工学府
12	ALBOGHA Hassan	九州大学大学院歯学研究院
13	北原 亨	九州大学大学院歯学研究院分野
14	田原 大輔	龍谷大学理工学部機械システム工学科
15	水戸 武彦	東北大学歯学部
16	月僧 博和	福井医療短期大学
17	小林 奏	昭和大学藤が丘病院整形外科
18	大庭 真俊	横浜市立大学 附属病院 整形外科
19	松浦 佑介	千葉大学大学院医学研究院整形外科
20	及川	千葉大学大学院医学研究院整形外科
21	稲毛	千葉大学大学院医学研究院整形外科
22	中田	千葉大学大学院医学研究院整形外科
23	及川	千葉大学大学院医学研究院整形外科
24	小林	千葉大学大学院医学研究院整形外科
25	岡本 聖司	千葉大学大学院医学研究院整形外科
26	崇根	千葉大学大学院医学研究院整形外科
27	芝山	千葉大学大学院医学研究院整形外科
28	小川	千葉大学大学院医学研究院整形外科
29	村上 賢一	千葉大学大学院医学研究院整形外科
30	國吉 一樹	千葉大学大学院医学研究院整形外科
31	田中 啓仁	埼玉医科大学整形外科

参加者リスト