

生物模倣型水中ロボットののための弾性体胸鰭アクチュエータ

学正員 有 吉 友 和* 正員 加 藤 直 三*
 正員 鈴 木 博 善* 正員 安 藤 義 人**
 非正員 鈴 森 康 一*** 非正員 神 田 岳 文***
 非正員 遠 藤 聡***

Elastic Pectoral Fin Actuators for Biomimetic Underwater Vehicle

by Tomokazu Ariyoshi, *Student Member* Naomi Kato, *Member*
 Hiroyoshi Suzuki, *Member* Yoshito Ando, *Member*
 Koichi Suzumori, *Non-Member* Takefumi Kanda, *Non-Member*
 Satoshi Endo, *Non-Member*

Summary

This paper describes the developments of new pectoral fins made of elastic materials with the functions of flexibility and multifunctionality for biomimetic underwater vehicles to use as not only a propulsive device, but also other applications such as grippers, avoiding damages to environment by rigid fins. We developed two types of elastic pectoral fins, an actively controlled pneumatic fin and a passively controlled flexible fin in this study. We carried out the verification tests for generating the propulsive forces and FEM analyses of the behaviors of two elastic pectoral fins.

1. 緒 言

自然淘汰によって水中環境に適応してきた水棲生物の機能の再現を目指して、魚型水中ロボットの研究、開発が盛んに行われている。それらに用いられる推進器としては魚の鰭の動きを模倣した鰭推進器が用いられることが多い。

Lindsey¹⁾の分類によれば、一般に魚の遊泳運動は魚体尾鰭型、中央鰭型に大別され、さらにそれぞれ屈曲型、振動型に分けられる。この分類に従えば、水中ロボットの遊泳運動も同様に分類できる。これまで開発されたロボットのほとんどが魚体尾鰭型に分類される²⁾³⁾⁴⁾⁵⁾⁶⁾⁷⁾。大阪大学では、中央鰭型の振動型に分類される魚の胸鰭の推進法に注目して胸鰭運動装置を4基搭載した水中ロボット“PLATYPAS”を開発し実用化に向けた研究を行ってきた⁸⁾⁹⁾¹⁰⁾。剛体平板を鰭としたこの水中ロボットは、胸鰭の推進法である揚力型と抗力型^{11) 12) 13)}の鰭運動が可能である¹⁴⁾。

一方、実際の魚の鰭に見られる柔軟な動きを模倣した鰭型アクチュエータについての研究も様々な研究機関で行われている。前述の魚体尾鰭型のアクチュエータには、山本ら

^{15) 16)}の剛体部と弾性部を組み合わせたものや福田ら¹⁷⁾やRediniotisら¹⁸⁾、Wilburら¹⁹⁾、山口ら²⁰⁾の形状記憶合金(SMA)、福田ら²¹⁾のチタン酸ジルコン酸鉛(PZT)を用いたもの、Mojarradら²²⁾やGuoら²³⁾のICPF (Ionic Conductive Polymer Film)、Laneら²⁴⁾の内部圧を油圧で制御するフレキシブルパイプ、中坊ら²⁵⁾のIPMC (Ionic Polymer Metal Composite)を用いたものが挙げられる。中央鰭型の機能の再現を目指した鰭型アクチュエータには戸田ら²⁶⁾の波状運動を行う側鰭、Epsteinら²⁷⁾のリボンフィン、中央鰭型に分類される胸鰭アクチュエータに限ればSandburgら²⁸⁾のうねりを表現できる胸鰭、市来崎ら²⁹⁾の弾性体の胸鰭が挙げられる。

柔軟な鰭の観点から、これまで開発された胸鰭アクチュエータに揚力型・抗力型双方の鰭運動を実現できるアクチュエータは存在しない。

本研究では、これらの鰭運動を行うことができる胸鰭アクチュエータの流体力特性の工学的知見を得るため、柔軟な構造を有する胸鰭アクチュエータを開発した。一つは、人工筋肉として利用されている空気圧アクチュエータを用いた空気圧アクチュエータ鰭であり、他方は、シリコンゴムを用いた受動的変形鰭である。本論文では、これら2種類の胸鰭アクチュエータの流体力特性の調査及び流体-構造連成解析のための基礎研究として空中作動時の挙動に関するFEM解析を行った。ここに、これらの結果を報告する。

* 大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻

** 三菱重工業(株)長崎研究所(研究当時 大阪大学大学院)

*** 岡山大学大学院自然科学研究科産業創成工学専攻

2. 胸鰭運動

2.1 基本運動

魚の胸鰭の基本的な運動は、ローイング運動(鰭を前後に振動させる運動)、フラッピング運動(鰭を上下に振動させる運動)、フェザリング運動(鰭を捻る運動)、ベンディング運動(鰭を屈曲させる運動)、スピニング運動(鰭の幅を伸縮させる運動)の5種類から構成される(Fig.1)。

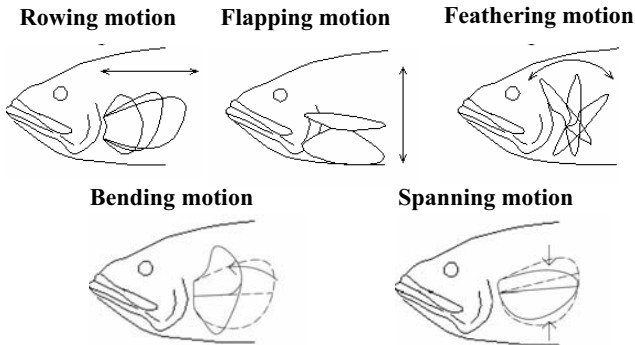


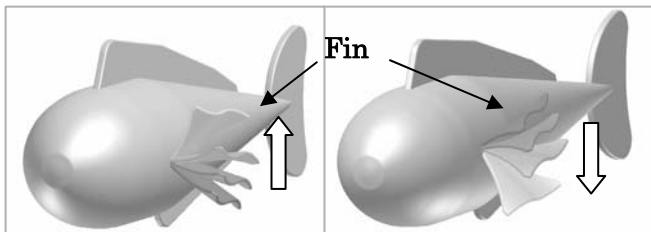
Fig.1 Basic motion of pectoral fin

2.2 胸鰭運動による推進法

胸鰭による推進運動には、前述のように以下の2種類がある。

1) 揚力型鰭運動

鰭の流れに対する相対迎角を小さくして上下運動を行うことにより推力を得る鰭運動である(Fig.2)。

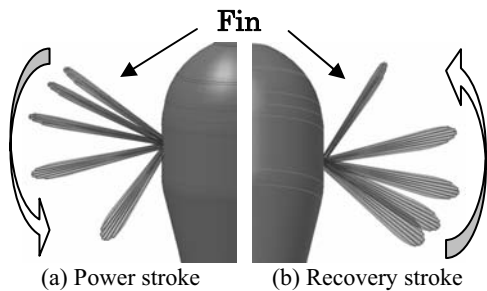


(a) Up stroke (b) Down stroke

Fig.2 Lift-based swimming mode

2) 抗力型鰭運動

鰭の流れに対する相対迎角を大きくして前後運動を行うことにより推力を得る鰭運動である(Fig.3)。



(a) Power stroke (b) Recovery stroke

Fig.3 Drag-based swimming mode

空気圧アクチュエータ鰭は、揚力型・抗力型双方に対応し、受動的変形鰭は、抗力型の場合のみに対応するが、本研究で

は、空気圧アクチュエータを利用した鰭のベンディング運動で揚力型鰭運動に必要なフェザリング運動を代用させることで、揚力型での推進の実現を目指し、受動的変形鰭では、抗力型での推進の実現を目指すことにする。

3. 空気圧アクチュエータ鰭

前述のように、推力発生方法として揚力型鰭運動を適用する。Fig.4が空気圧アクチュエータ鰭であり、Fig.5は空気圧アクチュエータ鰭の概略図である。



Fig.4 Active Pneumatic Actuator Fin

空気圧アクチュエータ鰭は3本のFMA(3.1を参照)とその3本を覆うシリコン膜及び湾曲した水掻き部と翼根部から構成されている。鰭の根元部分からシリコンゴム製のチューブが出ており、FMAが有する空気室に繋がっている。チューブに圧搾空気を送り込むことにより屈曲・伸展運動を発生させる。今回この空気圧アクチュエータ鰭を推進装置としての取り扱おうが、これ以外にも水中で物を掴むといった把持機能や歩行機能を有させることができるものと考えられる。

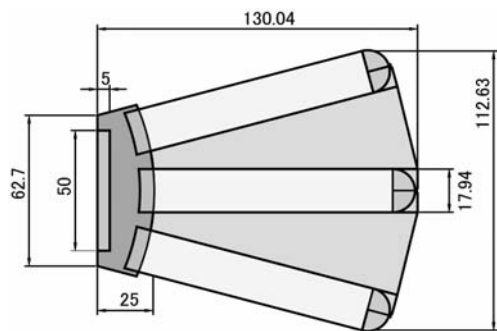


Fig.5 Dimensions of Active Pneumatic Actuator Fin [mm]

3.1 FMA (Flexible Micro Actuator)

空気圧アクチュエータには様々な種類のものがある。その中でもFMAをはじめとする空気圧ゴム人工筋は、軽量かつ高出力であり、ロボットハンドや管内移動ロボットに応用されている³⁰⁾。共著者の一人によって開発されたFMAには、1)構造が簡単で小型化が容易である、2)しゅう動部がないため動作が滑らかである、3)動きが柔軟で、壊れやすい

ものをソフトに扱える、等の特徴がある³¹⁾。FMAは他のアクチュエータと比べ、応答速度は低い、胸鰭運動の周波数に対しては、十分である。また空気圧アクチュエータは、水中で用いる場合、水深の影響を受けるが、今回は、水深が変わっても、内圧と外圧の差を一定に保てるとして、水深の影響を無視している。上記の特徴から Fig.6 に示すようにシリコンゴム製のチューブ内に3つ空気室を持っており、チューブ周りに繊維を巻くことによって幅方向への膨張を拘束している。3つの空気室内の圧力を制御することによって、FMA 自体の伸縮運動を含む3自由度を持つ。

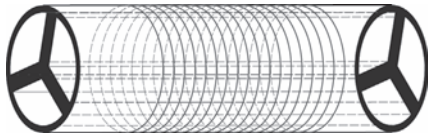


Fig.6 Flexible Micro Actuator

3.2 空気圧アクチュエータ鰭による運動

Fig.7 は胸鰭運動装置での空気圧アクチュエータ鰭の制御図である。空気圧アクチュエータ鰭は各 FMA の3つの空気室内、合計9つの空気室内の圧力を制御することにより鰭単独で屈曲運動、捻り運動、伸縮運動を行うことができる。揚力型鰭運動を実現させるには鰭がフラッピング運動とフェザリング運動を行う必要がある。前者は鰭全体を駆動させる胸鰭運動装置のモータにより実現し、後者は鰭自体を空気圧により変形させ、Fig.8 に示すような捻り運動を行うことでフェザリング運動を実現することとする。

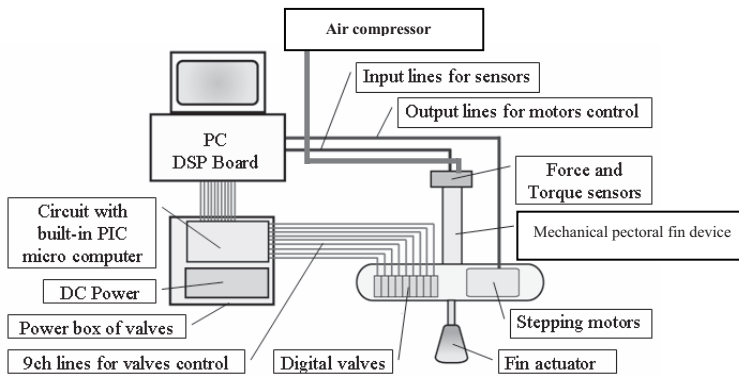


Fig.7 Control system of air pressure

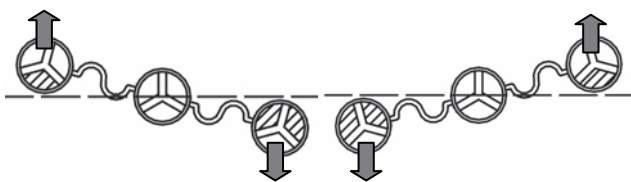


Fig.8 Feathering Motion by Active Pneumatic Actuator Fin (Left: Clockwise rotation, Right: Anticlockwise rotation)

すなわち、中央の FMA を軸とする時計周り・反時計周り

の捻り運動がフェザリング運動に相当する。この運動は斜線部の空気室を加圧することで実現可能である。このとき、空気圧アクチュエータ鰭の中央の FMA には空気圧を加えずに両端の FMA には位相差 π で屈曲運動を行うように各空気室内の圧力を制御する。Fig.9 は各空気室の番号を示す。Fig.10 にはその番号に対応した空気圧の入力波の時系列を示している。Fig.11 は実際のフェザリング運動の様子である。



Fig.9 Numbering of FMA chambers

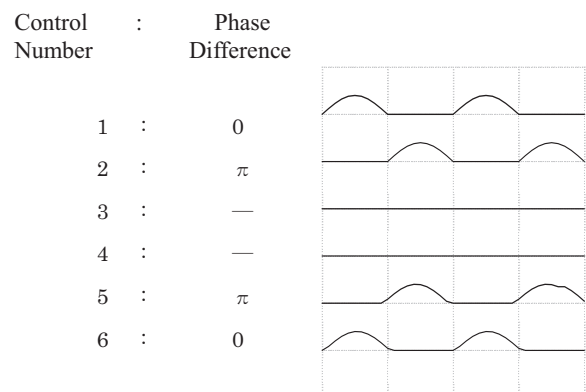


Fig.10 Pressure variation with time in each chamber



Fig.11 Photograph of a feathering motion

3.3 空中での挙動に関する FEM 解析

空気圧アクチュエータは、水中で用いる場合、水深の影響を受けるが、今回は、水深が変わっても、内圧と外圧の差を一定に保てるとして、空中での挙動に関して FEM 解析を実施した。しかし、水中での運動によって、流体力による鰭の変形が生じるが、今回はその基礎研究として FMA 単体と空気圧アクチュエータ鰭の空中での挙動に関して FEM 解析を行った。FEM 解析を行うにあたり、FMA 単体と空気圧アクチュエータ鰭に用いたシリコンゴムの試験片の引張試験を行い、FEM 解析ソフト MSC.Marc を用いて材料特性を同定し

た。加圧により FMA が屈曲・伸展運動を行うため、シリコンゴムの膨張・収縮が引き起こされる。この点を考慮してシリコンゴム材の弾性ポテンシャル関数 W を表すモデルとして圧縮性のゴムの挙動を表現できる Ogden モデルを適用することとした。Ogden モデルの弾性ポテンシャル関数 W については、Appendix “弾性ポテンシャル関数”において詳述する。

3.3.1 FMA 単体の挙動に関する FEM 解析

Fig.12 は FMA の FE モデルである。空中で3空気室のうち1つのみを加圧したときの FMA の挙動に関する FEM 解析を行い、画像解析により計測した実際の挙動と比較した。

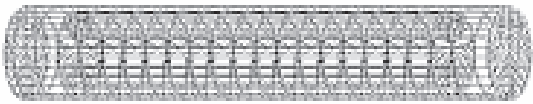


Fig.12 FE model of FMA

Fig.13 のように X - Y 座標を定義し、変位の測定点を FMA 先端部とした。FMA 単体の一つの空気室のみ 0 から 0.2[MPa] まで加圧した。Fig.13 は 0.2MPa まで空気室を加圧したときの実際の挙動と FEM 解析結果である。Fig.14 はそのときの FMA 上端部の X - Y 方向への変位の計測値と FEM 解析から求められた変位を示す。空気圧と変位には、非線形関係があることが見て取れる。これより FMA 単体の非線形挙動を解析することが可能であることがわかる。

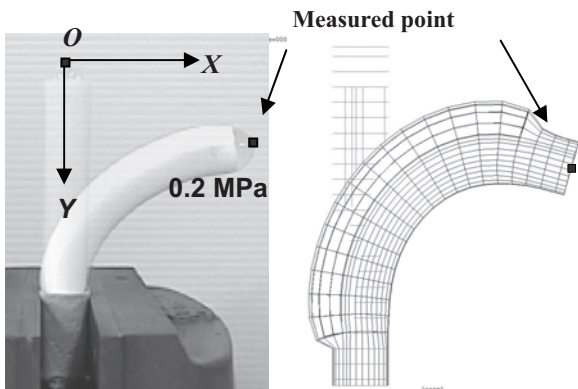


Fig.13 Measured Behavior and FEM Analysis of FMA [0.2MPa] (Left: Measured image, Right: FE analysis)

3.3.2 空気圧アクチュエータ鱭の挙動に関する FEM 解析

Fig.15 に示す空気圧アクチュエータ鱭の FE モデルを作成して、空中で周波数 1Hz のフェザリング運動を行ったときの空気圧アクチュエータ鱭の挙動に関する FEM 解析を行い、画像解析により計測された実際の挙動と比較した。この場合

の空気室の加圧方法は 3.2 に示したのと同じである。

原点を中央の FMA の先端部として X - Y 座標を定義し、変位の測定点を両端の FMA の先端部とした。鱭に内蔵されている 3 本の FMA を区別して表わすため、Fig.16 のように各 FMA を画面上から順番に A, B, C とする。

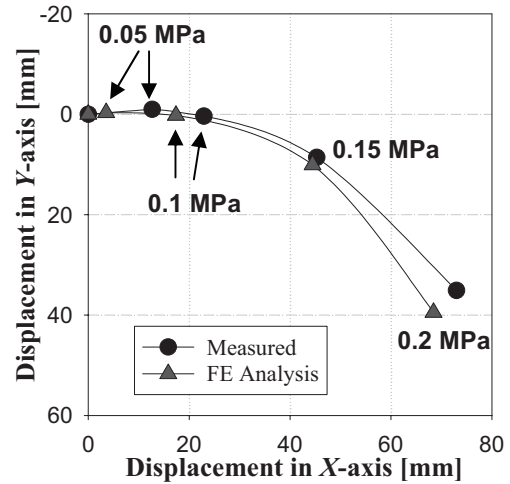


Fig.14 Comparison of displacements in X and Y axes of FMA

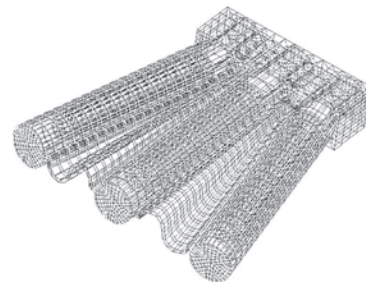


Fig.15 FE model of Active Pneumatic Actuator Fin

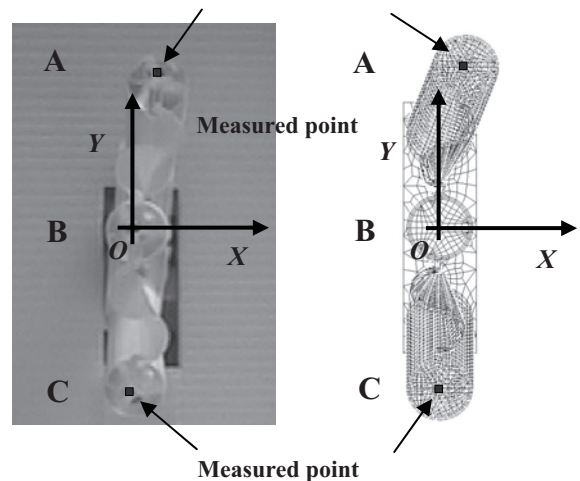


Fig.16 View of experiment (Left: Measured image, Right: FE analysis)

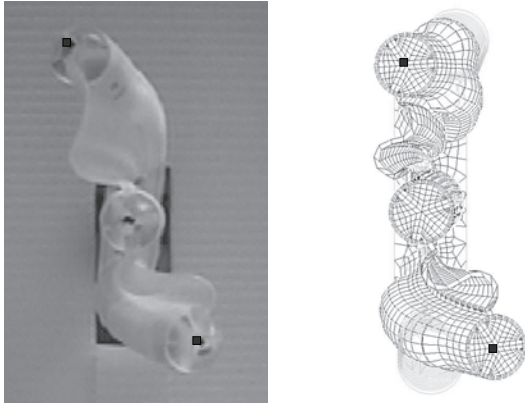


Fig.17 Comparison of a maximum displacement in anticlockwise rotation (Left: Measured image, Right: FE analysis)

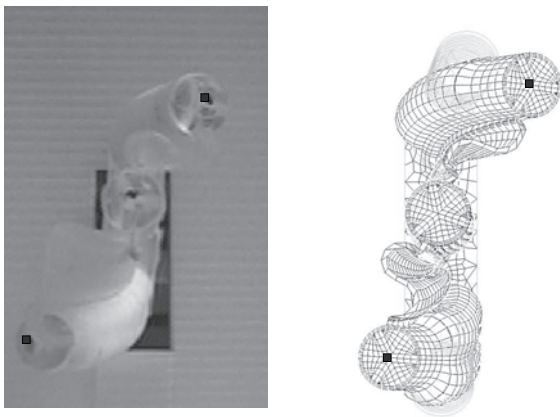


Fig.18 Comparison of a maximum displacement in clockwise rotation (Left: Measured image, Right: FE analysis)

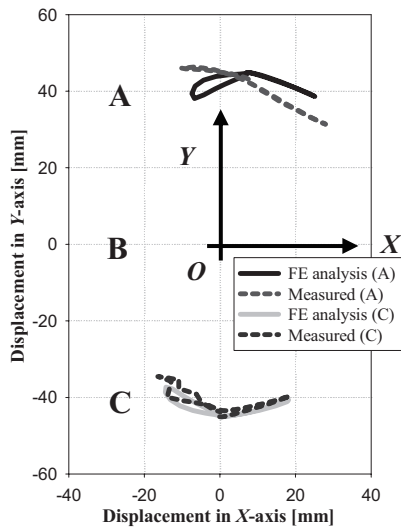


Fig.19 Comparison of displacements in X and Y-axes in feathering motion

Fig.17 は反時計周り運動における A, C の FMA 先端部の最大変位時、Fig.18 は時計周り運動における最大変位時の計測値と FE 解析値を示す。Fig.19 は A, C の FMA 先端部の X-Y 方向への変位の計測値と FE 解析値の比較である。

Fig.20~23 は、A, C の FMA 先端部それぞれの X, Y 方向

への変位の計測値、FE 解析値の時系列である。各 FMA 先端部の挙動は、A 点での Y 方向変位を除き、おおむね一致が見られる。A の FMA 先端部の挙動は X 方向への変位では誤差平均 0.8[mm]、Y 方向の変位では誤差平均 2.1[mm]となる。C の FMA 先端部の挙動は X 方向の変位では誤差平均 1.0[mm]、Y 方向の変位では誤差平均 2.0[mm]となる。

A 点での Y 方向変位では計測値と FE 解析値との間に差異が見られる。この原因は、A の FMA ではコーティング材のゴムの厚みの違いで局所的に硬い部分と柔らかい部分が存在するのに対し、FE モデルではコーティング材のゴムの厚みが全て均一であるとしていることが予想される。C の FMA 先端部の挙動では非常に良い精度の解析ができています。

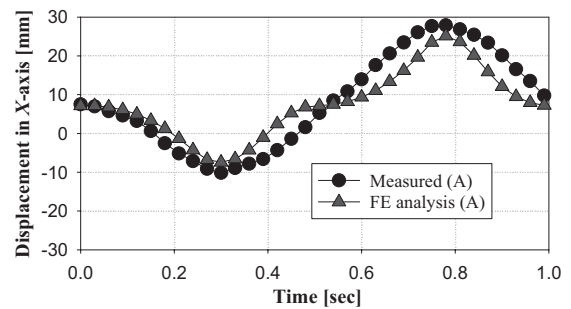


Fig.20 Comparison of displacement in X-axis of FMA (A) between measurement and FE analysis

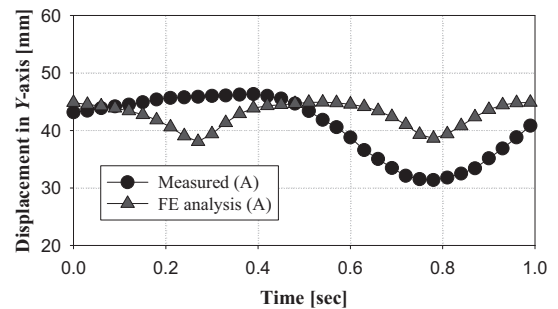


Fig.21 Comparison of displacement in Y-axis of FMA (A) between measurement and FE analysis

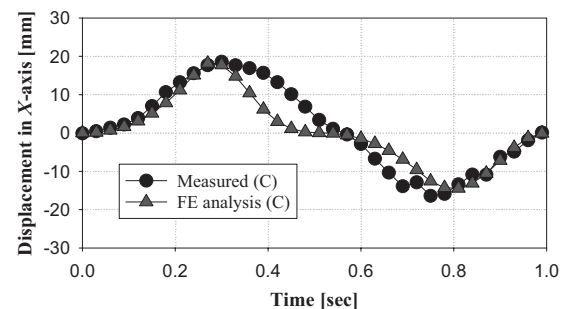


Fig.22 Comparison of displacement in X-axis of FMA (C) between measurement and FE analysis

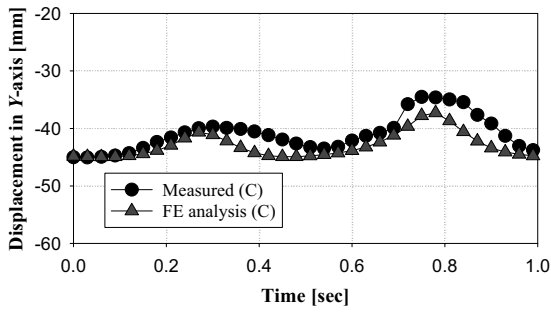


Fig.23 Comparison of displacement in Y-axis of FMA (C) between measurement and FE analysis

3.4 空気圧アクチュエータ鰭の流体力特性の調査

空気圧アクチュエータ鰭が発生する流体力特性の調査のため、大阪大学船舶海洋試験水槽(長さ 100[m]、幅 7.8[m]、深さ 4.35[m])で前進中と静水中での推力計測実験を実施した。

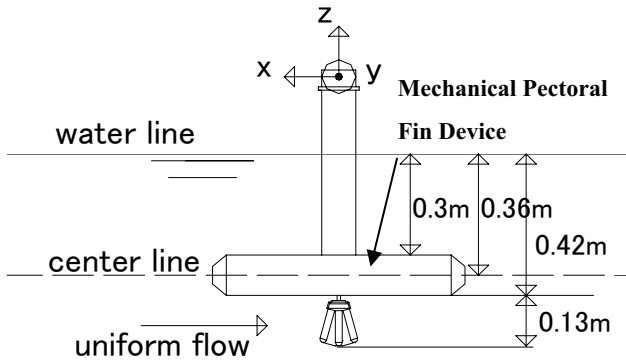


Fig.24 View of experiment at the Towing Tank

Fig.24 は実験時の概略図である。鰭が発生する流体力を計測するため、六分力計をストラットの上に取り付け、胸鰭運動装置 (Fig.24 参照) の胴体部を没水させた。胸鰭運動装置の胴体部の水深は 0.36[m]である。この方法では、装置全体に生じる流体力を同時に計測してしまうが、鰭を装着した状態の胸鰭運動装置全体にかかる流体力から鰭を未装着の状態の胸鰭運動装置全体にかかる流体力を差し引くことによって鰭のみにかかる流体力を計測することとした。

一様流中 ($U=0.16[m/s]$) と静水中で実験を行った。胸鰭運動装置内のモータで行うフラッピング運動の周波数、空気圧アクチュエータ鰭で行うフェザリング運動の周波数をともに 1Hz とし、揚力型鰭運動を行った。鰭全体を運動させるための装置内のモータのフラッピング角度 Φ_{FL} は式 (1) のように定義される。

$$\phi_{FL} = \phi_{FLA} \cdot \cos(\omega_{fin} \cdot t + \Delta\phi_{FL}) \quad (1)$$

ここで ϕ_{FLA} はフラッピング角度の振幅、 $\Delta\phi_{FL}$ はフラッピング運動と Fig.9 に示す空気室の番号 1,6 の運動の位相差、 t は時間を示している。 ϕ_{FLA} 、 ω_{fin} 、 $\Delta\phi_{FL}$ のパラメータによ

り胸鰭運動装置のモータの運動は制御される。これらの角度パラメータは剛体鰭による著者ら³²⁾の揚力型鰭運動の最適値パラメータを参考にして設定した。これらを Table.1 に示す。空気圧アクチュエータ鰭自体を運動させるための空気圧の入力波の時系列は、Fig.10 に示すものと同じであり、最大加圧時の圧力は 0.2[MPa]である。空気圧アクチュエータ鰭はゴム材であるので、鰭自体の運動の応答速度は、入力信号に比べ遅れるものと考えられる。そこで胸鰭運動装置内のモータによるフラッピング運動の位相差を -170° から 160° の範囲で 30° ごとに変化させ、空気圧アクチュエータ鰭の流体力特性を調査した。

Table.1 Motion parameters of the improved mechanical pectoral fin device

ϕ_{FLA}	$\Delta\phi_{FL}$	ω_{fin}
40.0°	$-170^\circ \sim 160^\circ$	1.0Hz

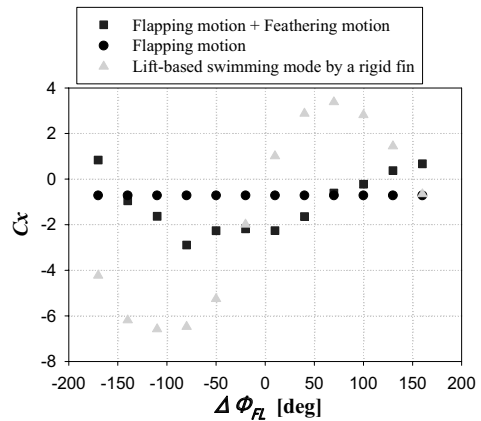


Fig.25 Experimental results in uniform flow

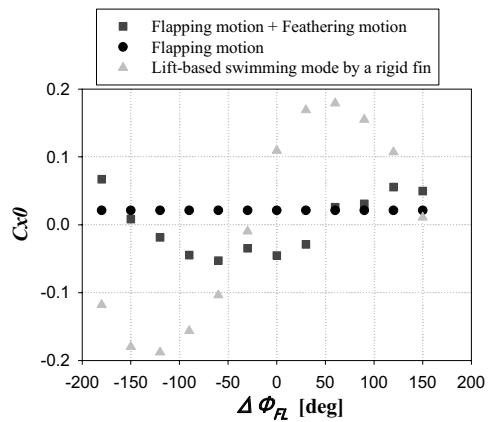


Fig.26 Experimental results in still water

Fig.25 は一様流中での推力計測結果、Fig.26 は静水中での推力計測結果である。ただし、一様流中における X 方向の

推力係数を C_x 、静水中における X 方向の推力係数 C_{x0} とし、それぞれ以下のように定義した。

$$C_x = F_x / (0.5 \cdot \rho \cdot U^2 \cdot S) \tag{2}$$

$$C_{x0} = F_x / \left(0.5 \cdot \rho \cdot (\omega_{fm} \cdot c)^2 \cdot S \right) \tag{3}$$

$$k = \frac{\omega_{fm} \cdot c}{U} \tag{4}$$

ただし、 F_x は流体力、 ρ は流体密度、 S は胸鰭の表面積、 ω_{fm} は胸鰭運動装置のモータによる鰭運動の角周波数、 c は胸鰭の最大弦長、 U は一様流速である。図中には、空気圧アクチュエータ鰭を動作させずに、装置内のモータでフラッピング運動を行った場合と鰭として剛体平板を用い、最大推力が発生する場合の鰭の運動パラメータを用いた場合の推力変化を同時に示している。

これらの計測結果から、空気圧アクチュエータ鰭を用いても胸鰭運動装置のモータによるフラッピング運動の位相差を変化させることにより正負の推力が発生することがわかる。一様流中での推力係数 C_x 、静水中での推力係数 C_{x0} ともに剛体平板の鰭を用いた場合の推力係数より小さくなるが、この原因は2つ考えられる。一つは空気圧アクチュエータ鰭のフェザリング運動は剛体平板のように鰭の基部からの運動ではないため変位が小さいこと、他方は空気圧アクチュエータ鰭がゴム材であるため流体力との干渉が起きていることである。

4. 受動的変形鰭

受動的変形鰭はシリコンゴム製であり、推力発生方法として抗力型鰭運動を適用する。ただし、従来の剛体平板による抗力型鰭運動とは異なり、受動的変形鰭では単純なローイング運動のみで推力を発生させる。Fig.27 が受動的変形鰭である。



Fig.27 Passive Flexible Fin

Fig.28 は受動的変形鰭の概略図である。パワーストロークは水の抵抗を出来る限り大きく発生させ、その反作用として推力を発生させる。リカバリーストロークでは抵抗の小さい状態を保ちつつ、次のパワーストロークの開始段階まで移行させることが求められる。

受動的変形鰭を用いて上記の2つのストロークを実現するには、パワーストローク時に鰭が硬化し抗力が大きくなり、リカバリーストローク時に鰭が軟化もしくは変形し抗力が小さくなる必要がある。そこで受動的変形鰭では、各ストロークで抗力差を出すために、横溝加工を施している。鰭に横溝を入れることで、パワーストローク時に溝の角同士が接触し、鰭の撓みを抑え硬化することで抗力を発生し、リカバリーストローク時には、溝が大きく開きJの字のように撓むことで、水の抵抗を抑える効果を持たせる (Fig.29)。

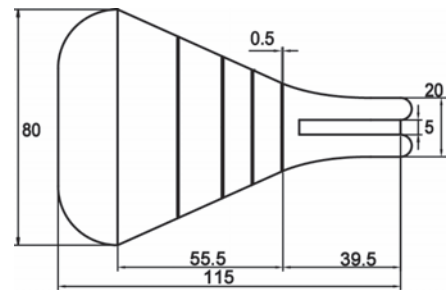


Fig.28 Dimensions of Passive Flexible Fin [mm]

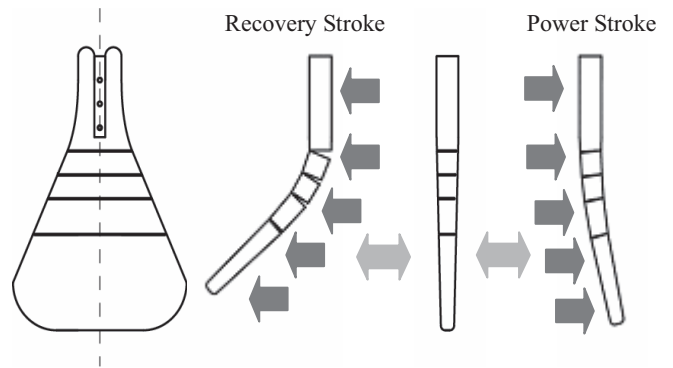


Fig.29 Principle of the drag-based swimming mode by the Passive Flexible Fin

4.1 空中での挙動に関する FEM 解析

空気圧アクチュエータ鰭と同様に受動的変形鰭を空中で運動させたときの挙動に関して FEM 解析を行った。FEM 解析を行うにあたり、空気圧アクチュエータ鰭の解析時と同様に引張試験を行い MSC.Marc を用いて受動的変形鰭に用いたシリコンゴムの材料特性を同定した。ゴム材の柔軟性を考慮してシリコンゴム材の弾性ポテンシャル関数 W を表すモデルとして Mooney-Rivlin モデルを適用することとした。Mooney-Rivlin モデルの弾性ポテンシャル関数 W については、Appendix “弾性ポテンシャル関数” において詳述する。

Fig.30 に示す受動的変形鰭の FE モデルを作成し、振幅 30°、周波数 2.0Hz の鰭運動を行ったときの挙動に関する FEM 解析を行った。Fig.31 に示すように画像解析を行うことにより、実際の鰭運動の X-Y 方向変位と比較した。測定点は最も大きな変位が出る鰭先端としている。

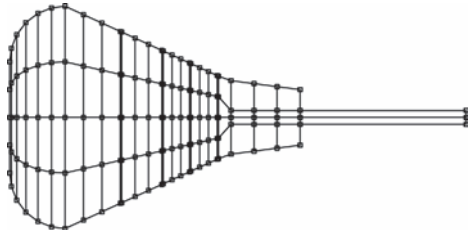


Fig.30 FE model of Passive Flexible Fin

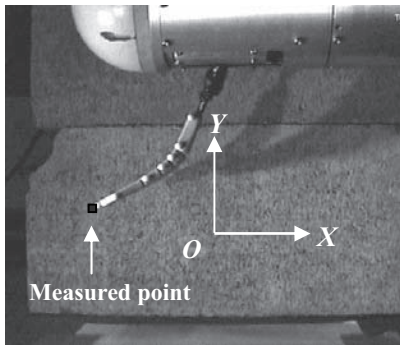


Fig.31 Measured behavior of Passive Flexible Fin

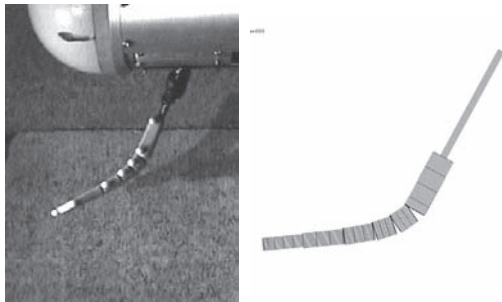


Fig.32 Comparison of maximum displacement in X-axis (Left: Measured image, Right: FE analysis)

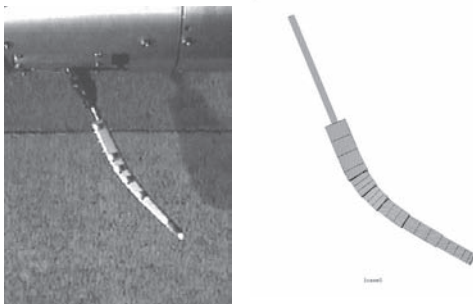


Fig.33 Comparison of minimum displacement in X-axis (Left: Measured image, Right: FE analysis)

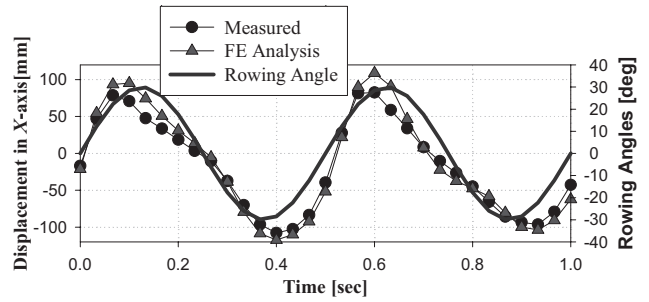


Fig.34 Comparison of Displacement in X-axis of Passive Flexible Fin between measurement and FE analysis

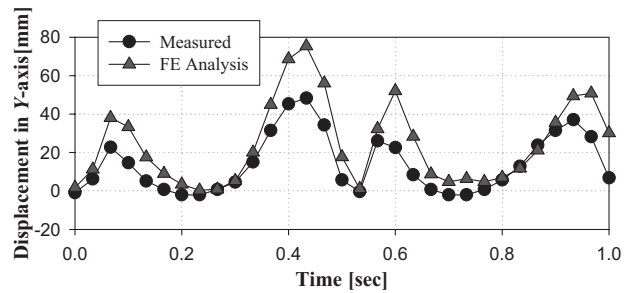


Fig.35 Comparison of Displacement in Y-axis of Passive Flexible Fin between measurement and FE analysis

画像解析のために取得した画像と FEM 解析結果を示す。Fig.32, Fig.33 は X 方向への最小・最大変位時の解析結果である。Fig.34 は画像解析によって計測した X 方向への変位と FE 解析によって求めた変位であり、鰭装置のシャフト部のローイング角度とともに示している。Fig.35 は Y 方向への変位である。

X 方向への変位について、計測値と FE 解析値とでは誤差平均 2.3[mm]という精度の良い解析を行うことができた。Y 方向への変位では、実際の傾向をよくとらえているが、誤差平均 10.26[mm]であった。誤差が発生する原因として実際の鰭の溝部分では丸みを帯びているのに対し FE モデルの溝部分では角立っていることが挙げられる。

4.1 受動的変形鰭の流体力特性の調査

流体力特性の調査として、静水中で受動的変形鰭に単純なローイング運動を行わせ、パワーストローク・リカバリーストローク時での、X 方向流体力を計測し、受動的変形鰭の有効性を調べる。Fig.36 は実験時の様子である。推力を計測するために鰭のシャフト部にひずみゲージを装着し、計測された力を用いて静水中における X 方向の推力係数 C_{X0} をとめた。

計測実験は、鰭運動の振幅 30°、鰭運動周波数 1.25Hz とした。1 周期分の推力変化を鰭装置シャフト部のローイング角度と共に Fig. 37 に示す。剛体鰭では各ストロークで同じ流体力が正負に発生し、結局推力を発生できないが、受動的

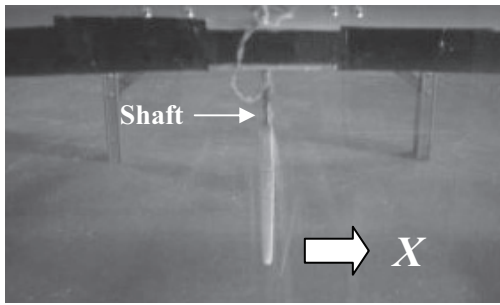


Fig.36 View of experiment

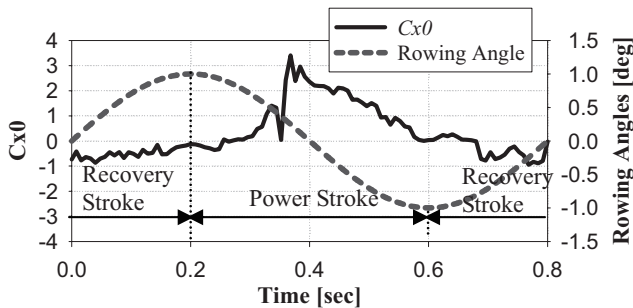


Fig.37 Experimental result of Passive Flexible Fin

変形鰭では各ストロークで発生する流体力に差を確認することができ、これにより推力が発生する。事実 X 方向 1 周期の平均推力係数は 0.299 となることより、前進方向への推力発生を確認できた。

5. 結言

今回、弾性体胸鰭アクチュエータの開発を試み、次の結論を得た。

- 1) FMA を 3 組用いた空気圧アクチュエータ鰭を開発し、これが、鰭自体の運動を実現できることがわかった。
- 2) 空気圧アクチュエータ鰭の流体力特性の調査では、鰭自体を運動させることによりフェザリング運動を行い、揚力型鰭運動を実現させることで正負の推力の発生を確認できた。
- 3) FMA 単体と空気圧アクチュエータ鰭の空中での挙動に関する FEM 解析では、FMA 単体及び空気圧アクチュエータ鰭の非線形挙動を定量的に解析することが可能であることがわかった。
- 4) 受動的変形胸鰭の流体力特性の調査では、横溝加工を鰭に施すことにより、各ストローク時で発生する流体力に差が生じ、推力発生を確認できた。
- 5) 受動的変形胸鰭の挙動に関する FEM 解析では、非線形挙動を定量的に解析することが可能であることがわかった。

今後は、FEM 解析と CFD 解析を連成することにより両鰭とも運動による変形だけでなく流体力による変形についても研究を実施し、水中での挙動の解析を行う。また FEM 解

析手法を、翼の構造設計に取り込み、設計ツールとして用いる予定である。空気圧アクチュエータ鰭に関しては将来的に水中で物を掴むことができるマニピュレータ機能を有する推進器、干潟を這うように歩行することができる水陸両用水中ロボットの推進器として開発していく予定である。

謝 辞

本研究は、平成 16-18 年文部科学省科学研究費基盤研究 (B) (課題番号 16360435) 「フレキシブルマイクロアクチュエータの水中ロボットへの応用」を受けて実施した。

参考文献

- 1) Lindsey, C.C.: Form, Function and Locomotion Habits in Fish, In "Fish Physiology VII Locomotion", edited by W.S. Hoar and D.J.Randall, Academic Press, pp.239-313, 1978
- 2) Nagai, M., Teruya, I., Harada, Y. and Makiya, J.: Investigation of the Aqua-Animal's Oscillating Wing Propulsion Mechanism, Proc. of ASME FEDSM'98, 1998
- 3) 森川裕久、中尾誠太郎、小林俊一：高速魚の尾ひれ型振動機構における翼挙動制御、第 1 回ロボットシンポジウム、pp.327-330、1996
- 4) Triantafyllou, M., Yue, D.K.P. and Grosenbaugh, M.: Fluid Mechanics and Robotics of Fish-Like Locomotion, Proc. of the Special Session on Bio-Engineering Research Related to Autonomous Underwater Vehicles, pp.11-26, 1997
- 5) Hirata, K., Takimoto T. and Tamura, K.: Study on Turning Performance of a Fish Robot, Proc. Of 1st Int. Sym. On Aqua Bio-Mechanisms, pp.287-292, 2000
- 6) Kobayashi, S., Furihata, K., Mashima, T., and Morikawa, T.: "Thrust-Force Characteristics of Enlarged Propulsion Mechanisms Modeled on Eukaryotic Flagellar Movement and Ciliary Movement in Fluid," in "Bio-mechanisms of Swimming and Flying," edited by N.Kato, J. Ayers and H. Morikawa, Springer-Verlag, Tokyo, pp.79-92, 2004
- 7) Nakajima, M., Takahashi, Y., Tsubaki, T., and Ono, K.: "Three-Dimensional Maneuverability of the Dolphin Robot (Roll Control and Loop-the-Loop Motion)," in "Bio-mechanisms of Swimming and Flying," edited by N.Kato, J. Ayers and H. Morikawa, Springer-Verlag, Tokyo, pp.79-92, 2004
- 8) Kato, N., Liu, H. and Morikawa, H. "Biology-Inspired

- Precision Maneuvering of Underwater Vehicles,” in “Bio-mechanisms of Swimming and Flying,” edited by N.Kato, J. Ayers and H. Morikawa, Springer-Verlag, Tokyo, pp.111-125, 2004
- 9) Kato N, Liu H and Morikawa H, “Biology-Inspired Precision Maneuvering of Underwater Vehicles (Part 3)”, *Int. J. Offshore and Polar Eng.*, Vol.15, No.2, pp.81-87, 2005
- 10) Kato, N., Ando, Y. and Shigetomi, T, “Biology-Inspired Precision Maneuvering of Underwater Vehicles (Part 4)”, *ISOPE International Journal of Offshore and Polar Engineering Conference*, pp.81-87, 2005
- 11) Blake, R.W., 1979, “The Mechanics of Labriform Locomotion. I. Labriform Locomotion in the Angelfish (*Pterophyllum eimekei*): An Analysis of the Power Stroke”, *J. Exp. Biol.*, 82, pp.255-271
- 12) Webb, P.W., 1973, “Kinematics of Pectoral Fin Propulsion in *Cymatogaster Aggregate*”, *J. Exp. Biol.*, 59, pp.697-710.
- 13) Webb, P.W., and Blake, R.W., 1985, in *Functional Vertebrate Morphology*, M. Hildebrand, D.M.Bramble, K. F. Liem, and D.B. Wake, eds., Harvard University Press, Cambridge MA, pp.110-128
- 14) Kato, N., “Median and Paired Fin Controllers for Biomimetic Marine Vehicles,” *Applied Mechanics Reviews*, *Transactions of the ASME*, Vol.58, No.4, pp.238-252, 2005
- 15) Yamamoto I.; Terada Y.; Nagamatu T.; Imaizumi Y.; “Propulsion system with flexible/rigid oscillating fin : Advanced control and signal processing for oceanic applications”, *IEEE journal of oceanic engineering (IEEE j. oceanic eng.)* 1995, vol. 20, no1, pp. 23-30
- 16) Yamamoto I.: “Robotic Fish Technology, Flexible Oscillating Fin Propulsion System and Its Application to Vehicle and Robotic Fish”, *Proc. ISABMEC2003*, S.6-12, pp.1-6
- 17) Fukuda, T., Hosokai and Kikuchi: Distributed Type of Actuators by Shape Memory Alloy and its Application to Underwater Mobile Robotic Mechanism, *Proc. of 1991 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol.2, pp.1316-1321 (1991)
- 18) Rediniotis, O.K., Schaeffer, N.W.: Shape Memory Alloy in Aquatic Biomimetics, *Proc. of the Special Session on Bio-Engineering Research Related to Autonomous Underwater Vehicles*, pp.52-61(1997)
- 19) Wilbur, C., Vorus, W., Cao, Y. and Currie, S.N. :A lamprey-based undulatory vehicle, in “Neurotechnology for biomimetic robots” edited by Ayers, J., Davis, J.L. and Rudolph, A., 285-296(2002)
- 20) 山口悟、鍵山溪、寺田昌史：魚類型ロボットのための運動機構の開発、*日本船舶海洋工学会論文集第1号*、pp27-34、2005
- 21) Fukuda, T., Kawamoto, A. Arai, F. and Matsuura, H.: Steering Mechanism of Underwater Micro Mobile Robot, *Proc. of 1995 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol.1, pp.363-368 (1995)
- 22) Mojarad M. and Schahinpor, M.: Biomimetic Robotic Propulsion Using Polymeric Artificial Muscles, *Proc. of 1997 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp.2152-2157 (1997)
- 23) Guo, S., Fukuda, T., Kato, N. and Oguro, K.: Development of Underwater Microrobot Using ICPF Actuator, *Proc. of 1997 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp.1829-1834 (1998)
- 24) Davies, J.B.C., Lane, D.M., Robinson, G.C., O’Brien, D.J., Pickett, M., Sfakiotakis, M. and Deacon, B.: Subsea Applications of Continuum Robots, *Proc. of 1998 International Symp. on Underwater Technology*, pp.363-369(1998)
- 25) Nakabo Y., Mukai T., Ogawa K., Ohnishi N., and Asaka K.: “Biomimetic Soft Robot Using Artificial Muscle”, *Proc. 2004 IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems (IROS 2004)*, Sendai, 2004 - 9~10, IEEE/RSJ, Sendai, pp.1 - 9 (2004)
- 26) Toda, Y., Suzuki, T., Uto, S. and Tanaka, N. “Fundamental Study of a Fishlike Body with Two Undulating Side-Fins,” in “Bio-mechanisms of Swimming and Flying,” edited by N.Kato, J. Ayers and H. Morikawa, Springer-Verlag, Tokyo, pp.93-110, 2004
- 27) M. Epstein, et. al. , "Generating Thrust with a Biologically-Inspired Robotic Ribbon Fin", *Proc. IROS2006*, pp.2412-2417, 2006
- 28) William C. Sandberg and Ravi Ramamurti: “3-D Unsteady Computations of Flapping Flight in Insects, Fish, and Unmanned Vehicles”, *ISAMBEC, 2006015 MAV session*, S44, 2006
- 29) 市来崎哲雄、山本郁夫：多様な遊泳機能を持つ魚型ロボットの開発、*日本船舶海洋工学会講演会論文集第3号*、2006A-0S2-4、pp27-30、2006

- 30) 永田義仁編：ソフトアクチュエータ開発の最前線 ～人工筋肉の実現をめざして～, エヌ・ティー・エス, pp291-337, 2004
- 31) 鈴森康一, 堀光平, 宮川豊美, 古賀章浩：マイクロロボットのためのアクチュエータ技術, コロナ社, pp81-96, 1998
- 32) Kato, N. and Liu, H. (2003), Optimization of Motion of a Mechanical Pectoral Fin, JSME Int. J., Series C, Vol.46, N0.4, pp.1356-1362.
- 33) “ENCYCLOPEDIA OF PHYSICS”, edited by S. Flugge, Vol III/3, The non-linear field theories of mechanics, Springer-Verlag, Berlin · Heidelberg · New York, pp117-415, 1965
- 34) 田中真人, 野口裕久：ひずみの主不変量を用いた Ogden 材料モデルの実装と数値解の収束性の評価、日本計算工学会論文集、Paper No.20070008、2007
- 35) 久田俊明, 野口裕久：非線形有限要素法の基礎と応用, 丸善株式会社, pp54-63, 1995

Appendix 弾性ポテンシャル関数

弾性体と超弾性体について紹介する^{33) 34) 35)}。

1)弾性体

一般的な等方性線形弾性材料の応力-歪み関係は以下の式で表される。

$$\sigma_{ij} = \lambda \varepsilon_{kk} \delta_{ij} + 2G \varepsilon_{ij} \tag{A1-1}$$

ここで λ 、 G は、以下の式を満たす Lamé 定数である。

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \tag{A1-2}$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \tag{A1-3}$$

但し、 E :ヤング率、 ν :ポアソン比、 δ_{ij} :Kronecker デルタ

シリコンゴム材をはじめとする非圧縮性のゴム材のポアソン比(0.48~0.5)を上式に代入すると、数値的に発散する。

2)超弾性体

シリコンゴム材は超弾性体と呼ばれており、一般的な等方性線形弾性材料とは異なる挙動を示す。超弾性体とは(A-1)式のように応力成分が弾性ポテンシャル関数 W のひずみ成分による微分から定められる物質として定義される。

$$S_{ij} = \frac{\partial W}{\partial E_{ij}} \tag{A2-1}$$

ここで E は(A-2)式のように定義される。

$$E = (C - I)/2 \tag{A2-2}$$

E はグリーンラグランジェ歪テンソルであり、 C は右コーシーグリーンテンソル、 S は第2種ピオラキルヒホッフ応力テンソルである。 W は伸縮比率 λ_1 、 λ_2 、 λ_3 を用いて(A-3)式のように定義されている。

$$W = f(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3) \tag{A2-3}$$

(1) Ogden モデルの弾性ポテンシャル関数

Ogden モデルの特性として以下の3点が挙げられる。

1. モデルが大変形する際、塑性変形することなく弾性変形を保ち続ける。
2. 応力歪関係は非線形関係である。
3. わずかだが圧縮性のゴムの働きを表現できる。

Ogden モデルの弾性ポテンシャル関数は(A-4)式のように定義される。

$$W = \sum_{n=1}^N \frac{\mu_n}{\alpha_n} \left[J^{-\alpha_n/3} (\lambda_1^{\alpha_n} + \lambda_2^{\alpha_n} + \lambda_3^{\alpha_n}) - 3 \right] + 4.5K \left(J^{1/3} - 1 \right)^2 \tag{A2-4}$$

但し、 μ_n 、 α_n : 材料定数、 K : 初期体積弾性率、 J : 体積率

ここで、 J は(A-5)式のように定義されている。

$$J = \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 \tag{A2-5}$$

(2) Mooney-Rivlin モデルの弾性ポテンシャル関数

Mooney-Rivlin モデルの特性として以下の2点が挙げられる。

1. 非圧縮性である。
2. 等方性材料である。

Mooney-Rivlin モデル (James-Green-Simpson モデル) の弾性ポテンシャル関数は(A-6)式のように定義される。

$$W = C_{10}(I_1 - 3) + C_{01}(I_2 - 3) + C_{11}(I_1 - 3)(I_2 - 3) + C_{20}(I_1 - 3)^2 + C_{30}(I_1 - 3)^2 \tag{A2-6}$$

但し、 C_{ij} :材料定数、 I_i :主要不変式

ここで、 I_i は伸縮比率 λ_i を用いて(A-7)式のように定義される。

$$\begin{cases} I_1 = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 \\ I_2 = \lambda_1^2 \lambda_2^2 + \lambda_2^2 \lambda_3^2 + \lambda_3^2 \lambda_1^2 \\ I_3 = \lambda_1^2 \lambda_2^2 \lambda_3^2 = 0 \end{cases} \tag{A2-7}$$