

등가 보 및 등가 바이모프 보를 이용한 IPMC 작동기 모델링

Equivalent Beam and Equivalent Bimorph Beam Models for Ionic Polymer-Metal Composite Actuators

이 상 기, 박 훈 철*, 김 광 진, 윤 광 준

(Sang-Ki Lee, Hoon-Cheol Park, Kwang-Jin Kim, and Kwang-Joon Yoon)

Abstract : In the present paper, equivalent beam and equivalent bimorph beam models for IPMC(Ionic Polymer-Metal Composite) actuators are described. Physical properties of an IPMC, such as Young's modulus and electro-mechanical coupling coefficient, are determined from the rule of mixture, bimorph beam equations, and measured force-displacement data of a cantilevered IPMC actuator. By using a beam equation with estimated physical properties, actuation displacements of a cantilevered IPMC actuator was calculated and a good agreement between the computed tip displacements and the measured data was observed. Finite element analysis(FEA) combined with the estimated physical properties was used to reproduce the force-displacement relationship of an IPMC actuator. Results from the FEA agreed well with the measure data. The proposed models might be used for modeling of IPMC actuators with complicated shapes and boundary conditions.

Keywords : IPMC modeling, equivalent beam, equivalent bimorph beam, finite element analysis

I. 서론

현재 미국을 중심으로 의공학 및 기계, 항공우주 등 다양한 분야에 활용이 가능한 인공근육형 작동기의 연구가 활발히 수행되고 있다[1]. 이러한 인공근육형 작동기의 구현 재료로서 EAP(Electro-Active Polymer)가 널리 연구되고 있는데, EAP는 다양한 전기/화학적 반응을 통해 작동력과 작동 변위를 발생시킨다. EAP 작동기들 중 특히 IPMC (Ionic Polymer-Metal Composite)는 낮은 인가 전압 하에서 큰 굽힘 변위를 발생하는 특성이 소개된 이후[2], 효과적인 인공근육 시스템을 구현할 수 있는 유연 작동기로서 많은 관심을 받고 있다.

Shahinpoor 등[3-6]은 제작 방법의 최적화, 재료의 조성비 및 미세구조의 최적화, 그리고 수학적 모델 및 각종 계측방법 등의 개발을 통해 IPMC의 성능을 개선하고자 하는 연구를 수행하였다. Nemat-Nasser 등[7,8]은 각종 IPMC의 작동 특성을 계측하고, 미소 역학(micromechanics)을 바탕으로 한 수학적 모델을 제시하였다.

IPMC 작동기의 모델링은 크게 물리적 모델 (physical models), 검은 상자 모델(black box models), 그리고 회색 상자 모델(gray box models)의 세가지 범주로 구분된다[9]. Shahinpoor[4] 및 Nemat-Nasser[8] 등에 의해 제시된 물리적 모델의 경우, 물리와 화학에 기반을 두고 IPMC의 거동을 예측하였으나, 매우 복잡하고 여러 물리량 등을 정확히 계측하기가 어려워 적절히 가정된 물리량을 사용해야 하는 단점을 갖고 있다. Kanno[10] 및 Xiao[11] 등에 의해 제시된 검은 상자 모델은 인가 전압에 대

한 IPMC의 작동 변위나 곡률 등을 간단한 수식으로 표현하는 모델로 특정 형상이나 경계조건 등에 대해서만 모델을 적용해야 하는 한계가 있다. 반면 Kanno[12] 및 DeGennes[13] 등이 제시한 회색 상자 모델은 지나치게 복잡한 물리적 모델이나 특정 형상과 경계조건에 제약되는 검은 상자 모델의 대안으로, 기본적인 물리법칙에 기초를 두고 실험을 통해 계측한 물리량을 이용해 IPMC 작동기를 모델링하며 다양한 형상과 경계조건에 대해 적용이 가능하다.

본 논문에서는 IPMC 작동기의 정적 거동을 예측할 수 있는 등가 보(equivalent beam) 및 등가 바이모프 보(equivalent bimorph beam) 모델을 새로운 회색 상자 모델로서 제시한다. 등가 보 및 등가 바이모프 보 모델에서는 보 및 바이모프 보의 거동을 나타내는 식들과 혼합법칙(Rule of Mixture), IPMC의 하중-변위 관계(force-displacement)를 계측한 실험값 등에 의해 등가 하중 및 등가 전기/기계적 물리량들을 결정한다. 이렇게 결정된 IPMC의 등가 물리량들은 해석적 방법이나 수치적 방법에 의해 IPMC의 거동을 예측하는데 활용된다.

특히 IPMC의 굽힘 강성(bending stiffness)에 기여하는 영 계수(Young's modulus)는 IPMC의 재료적 특성상 단순히 인장실험 등에 의해 계측된 영 계수와는 차이가 있는데[5], 등가 바이모프 보 모델에서는 IPMC의 굽힘 강성에 실제로 기여하는 영 계수를 실험적으로 측정된 IPMC의 하중-변위 관계로부터 등가적으로 구하는 방법을 제시한다.

II. IPMC의 하중-변위 관계 측정

본 논문에서 제시하는 등가 모델들의 등가 하중 및 등가 전기/기계적 물리량들은 그림 1과 같은 방법으로 측정된 외팔보 IPMC 작동기의 하중-변위 관계로부터 결정된다.

그림 1(a)는 좌측 단이 외팔보 조건으로 고정되고 우측 단은 하중측정기(force transducer)와 접촉하고 있는 IPMC를 나타낸다. 이와 같은 경계조건 하에서 인가 전압을 가하게 되면 작동변위(δ)가 0인 경우에 대해 작동기 끝 단에서 발생하

* 책임저자(Corresponding Author)

논문접수 : 2004. 6. 30., 채택확정 : 2004. 8. 13.

이상기, 박훈철, 윤광준 : 건국대학교 항공우주공학과

(lsk387@konkuk.ac.kr/hcpark@konkuk.ac.kr/kjyoon@konkuk.ac.kr)

김광진 : 네바다 주립대학교 기계공학과 (kwangkim@unr.edu)

※ 본 연구는 한국과학기술기획평가원의 국제공동연구와 한국과학재단의 해외공동연구지원사업의 지원으로 수행되었으며, 지원에 감사 드립니다.

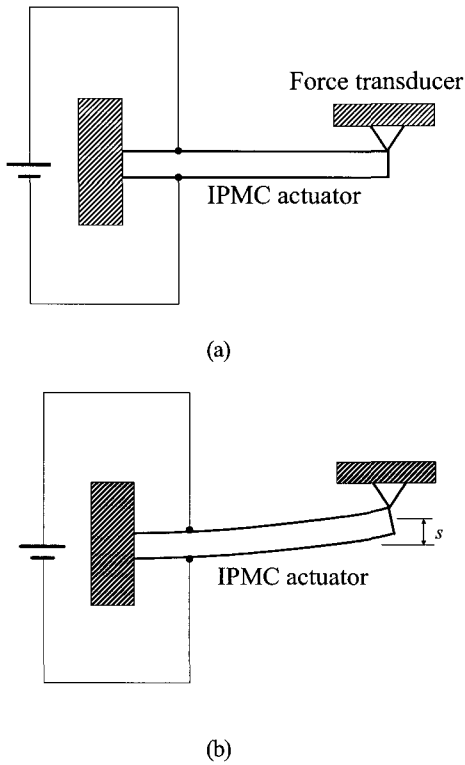


그림 1. 하중-변위 관계 측정 실험.
Fig. 1. Test for the force-displacement relationship.

는 작동력(actuation force)이 계측되는데, 이 하중은 반발력(reaction force) 혹은 막힘 하중(blocking force)에 해당한다. 또한 만약 그림 1(b)와 같이 하중 측정기의 위치를 IPMC 끝 단에서 수직 방향으로 일정 거리만큼 이동시켜 하중을 측정하면 특정 작동변위에서의 IPMC 끝단의 작동력을 계측할 수 있다. 이와 같은 방법으로 반복적으로 작동변위를 증가시키면서 작동력을 계측하면 최종적으로 작동기의 최대 작동변위가 발생하는 지점에서 작동력은 0으로 계측된다.

그림 2는 그림 1에서 소개한 방법을 이용하여 IPMC 시편에 2V와 3V의 인가전압을 가하여 측정된 전형적인 하중-변위 관계를 나타낸다. 시편은 Nafion 멤브레인(membrane)에 백금(platinum) 전극을 입힌 후 리튬이온(Li⁺)을 충전한 IPMC로, 고정단 부분을 제외한 크기는 20mm×5mm×0.3mm이다.

그림 2에서 영역 A와 B는 각각 최대 작동력과 최대 작동변위 계측 값을 포함한다. 측정결과로부터 IPMC의 작동력은 작동변위가 증가함에 따라 선형적으로 감소하는 것을 알 수 있다. 이러한 하중-변위 관계는 실험결과를 선형 함수로 근사(approximation)한 (1)로 나타낼 수 있으며, 각 인가 전압에 대한 근사 식들의 결과를 그림 2에 실선으로 나타내었다.

$$\begin{aligned}
 F(s) &= -0.4712s + 1.3766 \text{ for } 2V \\
 F(s) &= -0.5150s + 1.7708 \text{ for } 3V
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

여기서 s 는 작동기 끝 단의 변위이고, F 는 작동기 끝 단에서 계측된 작동력이다.

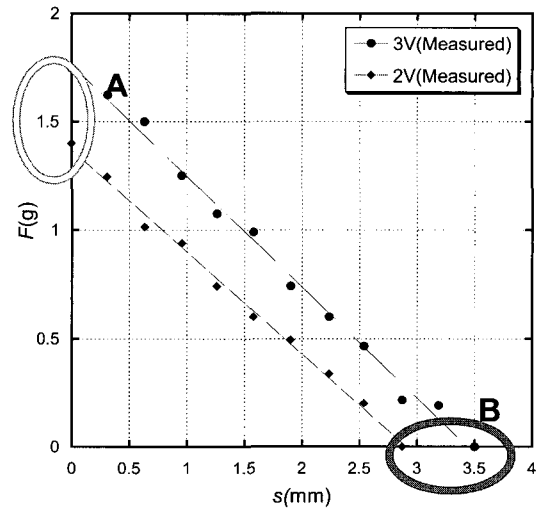


그림 2. IPMC의 하중-변위 관계 측정 결과.
Fig. 2. Force-displacement relationship of an IPMC actuator.

III. 등가 보 모델

1. 등가 보 모델링

그림 1(a)의 IPMC 작동기는 그림 3(a)와 같이 일정한 분포 하중을 받은 외팔보로 가정할 수 있다. 그림 3(b)는 자유물체도(free-body diagram)로서 보에 작용하는 하중들을 나타낸다.

보 이론으로부터 외팔보의 오른쪽 끝 단에 작용하는 반발력은 다음 식을 이용해 계산된다[14].

$$R_B = \frac{3pL}{8EI}
 \tag{2}$$

여기서 p 는 분포하중, L 은 보의 길이, E 는 보의 영 계수(Young's modulus), I 는 보의 단면 이차 관성 모멘트(second moment of inertia)이다.

그림 2와 같이 계측된 하중-변위 자료로부터 특정 인가전압에 대해 $s=0$ 일 때의 작동력 F 를 알 수 있으므로, 만약 IPMC 작동기의 굽힘강성 EI 를 안다면 (2)의 변형인 (3)으로부터 등가 보에 작용하는 등가 분포하중 p 를 결정할 수 있다.

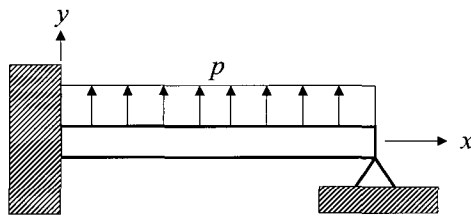
$$p = \frac{8EIR_B}{3L}
 \tag{3}$$

여기서 R_B 는 그림 2의 A 부분에 해당하는 반발력이다.

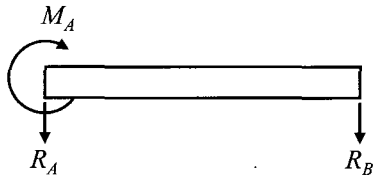
(3)에서 작동기의 굽힘강성에 기여하는 이차 관성 모멘트 I 는 작동기의 주어진 단면형상에 의해 결정되고, IPMC 작동기의 등가 영 계수 E 는 다음과 같은 혼합법칙(Rule of mixture)을 이용하여 근사한다.

$$E = E_{PT}V_{PT} + E_{Poly}V_{Poly}
 \tag{4}$$

여기서 E_{PT} , E_{Poly} 는 각각 IPMC를 구성하는 백금 전극(platinum electrode)과 멤브레인(membrane)의 영 계수이고, V_{PT} , V_{Poly} 는 각각 백금과 멤브레인의 부피비(volume



(a) 지지된 외팔보



(b) 자유물체도

그림 3. 등가 보 모델.
Fig. 3. Equivalent beam model.

fraction)이다. 일반적으로 백금 전극의 두께는 1~20 μm 이므로 (4)를 이용하면 IPMC의 등가 영 계수를 구할 수 있다.

이와 같이 구한 등가 영 계수와 측정된 반발력 (그림 2의 A 영역)을 (3)에 대입하여 등가 분포하중을 계산한다.

2. 등가 보 모델의 검증

(4)에 사용된 백금과 멤브레인의 영 계수는 각각 $E_{PT}=156\text{GPa}$, $E_{poly}=50\text{MPa}$ 이고, 백금 전극의 두께는 1 μm 로 가정하였다. 실제 IPMC에 전극으로 입혀지는 백금은 화학적 환원을 통해 생성되므로, 일반적인 제련에서 얻어진 백금의 강성보다 작은 값을 가질 것으로 예상된다. 하지만 이에 대한 정확한 실험적 계측치를 얻기가 매우 어렵다. 따라서 본 논문에서는 일반적인 백금의 강성을 IPMC의 백금 전극의 강성과 같다고 가정하였다. 이로부터 계산된 IPMC 작동기의 등가 영 계수는 1.01GPa이고, (3)을 이용해 계산된 2V 와 3V인가 전압에 대한 등가 분포하중은 각각 1.800 N/m, 2.315 N/m이다.

이와 같이 구한 등가 분포하중의 검증을 위하여, 계산된 등가 분포하중을 이용하여 IPMC 작동기의 최대 끝단 변위를 계산하고, 이를 그림 2의 실험값($F=0$ 일 때, B 영역)과 비교하였다. $F=0$ 일 때는 그림 3(a)의 등가 보 모델에서 우측 지지가 없는 경우이므로, IPMC 작동기의 최대 끝단 변위는 다음과 같은 분포하중을 받는 외팔보의 끝단 변위 계산식을 이용해 구할 수 있다[14].

$$y_{\max} = \frac{PL^4}{8EI} \tag{5}$$

(5)를 이용하여 계산한 IPMC 작동기의 최대 끝단 변위와 실험에서 측정된 값(그림 2의 B영역)을 비교하여 표 1에 정리하였다. 2V, 3V 인가전압에 대해 상대 오차가 각각 2.4%, 8.0%로 등가 보 모델은 IPMC의 정적 거동을 비교적 잘 모사할 수 있음을 알 수 있다.

표 1. IPMC 작동기의 최대 끝 단 변위.

Table 1. Maximum tip displacement of an IPMC.

	2V Input	3V Input
Equivalent Beam (mm)	2.94	3.78
Measurement (mm)	2.87	3.50
Relative error (%)	2.4	8.0

IV. 등가 바이모프 보 모델

1. 등가 바이모프 보 모델링

그림 4는 전형적인 바이모프 보의 형상을 나타낸다. 등가 바이모프 보 모델에서는 IPMC를 두께가 같은 가상의 두 층으로 구분하고, 인가 전압에 대해 위 층과 아래 층이 서로 크기는 같고 부호가 반대인 면내 변형이 발생하여 굽힘 거동을 일으킨다고 가정한다. 이때 등가 바이모프 보로 가정된 IPMC의 인가 전압과 끝단 변위(s)와의 관계는 (6)으로 표현된다[15].

$$s = \frac{3d_{31}VL^2}{2H^2} \tag{6}$$

여기서 $d_{31}(\text{m/V})$ 은 전기-기계 연성계수(electro-mechanical coupling coefficient)이고, V 는 인가 전압이다.

(6)을 변형하면 IPMC의 등가 전기-기계 연성계수는 다음 식과 같이 표현된다.

$$d_{31} = \frac{2sH^2}{3VL^2} \tag{7}$$

IPMC의 하중-변위 측정에서 계측된 $F=0$ 일 때의 최대 작동변위를 (7)에 대입하면 특정 인가 전압에 대한 IPMC의 등가 전기-기계 연성계수를 구하게 된다.

본 논문에서 제시한 등가 바이모프 보 모델에서는 다음과 같은 바이모프 보의 막힘 하중(blocking force) 계산 식인 (8)로부터 IPMC의 등가 영 계수를 계산한다[15].

$$F_{bl} = \frac{3WH^2E}{8L}d_{31}E_3 \tag{8}$$

여기서 F_{bl} 은 그림 2의 하중-변위 관계에서 작동변위(s)가 0

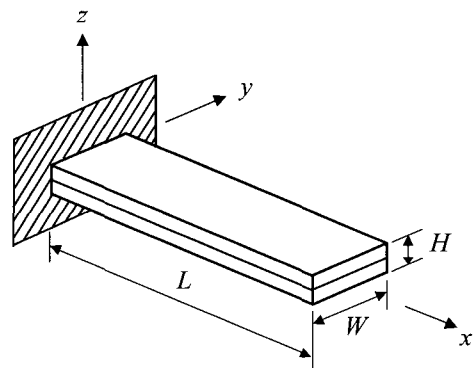


그림 4. 바이모프 보의 형상.
Fig. 4. A typical shape of bimorph beam.

인 경우에 측정된 끝단 하중이고, E_3 는 인가 전기장(electric field)으로 인가 전압을 작동기의 두께로 나눈 값이다. 전기-기계 연성계수 (d_{31})는 (7)로부터 계산된 값이다.

(8)을 (9)와 같이 변형하여 IPMC의 등가 영 계수 계산식을 다음과 같이 얻는다.

$$E = \frac{8LF_{bl}}{3WH^2d_{31}E_3} \tag{9}$$

(9)에 의해 계산되는 등가 영 계수는 IPMC의 굽힘 거동 특성을 측정된 하중-변위 관계로부터 계산되었으므로, IPMC의 실제 굽힘 강성에 기여하는 영 계수에 해당하는 것으로 판단된다.

2. 등가 바이모프 보 모델의 검증

등가 바이모프 보 모델의 검증을 위해 그림 2에 제시된 IPMC의 하중-변위 관계를 수치적으로 모사하였다. 수치모사를 위해 상용 유한요소해석 프로그램인 MSC/NASTRAN[16]을 이용하였고, 작동력(혹은 반발력) 계산을 위해 접촉요소(contact element)를 이용한 정적비선형해석(nonlinear static analysis)을 수행하였다.

MSC/NASTRAN은 전기-기계 연성 해석을 직접적으로 지원하지 않아 Taleghani 등[17]에 의해 소개된 열 등가(thermal analogy) 기법을 적용하였다. 열 등가 기법에서는 (10)을 이용해 전기-기계 연성계수를 등가의 열팽창계수(thermal expansion coefficient)로 치환하고, 인가전압(V)은 동일한 값의 인가 온도로 대체된다.

$$\alpha_1 = \frac{d_{31}}{t} \tag{10}$$

여기서 t 는 전압이 인가되는 두께를 의미하는데, 본 모델링에서는 그림 4에서와 같이 IPMC를 두 개의 가상 층으로 나누었기 때문에 $t=H/2$ 로 하였다. 이때 가상 층에 인가되는 전압의 크기는 IPMC의 두께방향으로 인가되는 전체 전압의 절반 크기에 해당한다.

유한요소해석에 사용된 IPMC의 등가 물성값들은 (7)과 (9)을 이용하여 구하였으며, 2V와 3V인가 전압에 대해 등가 전기-기계 연성계수는 각각 $2.153 \times 10^{-7} \text{m/V}$, $1.750 \times 10^{-7} \text{m/V}$ 이고, 등가 영 계수는 각각 1.133GPa, 1.158GPa이다. 푸아송비(Poisson's ratio)는 등가 바이모프 보 모델이 보 이론에 기초하기 때문에 0으로 하였다.

계산된 등가 전기-기계 연성계수는 인가 전압에 대해 변하는데, 이는 IPMC가 인가 전압에 대해 재료 비선형적으로 거동하는 특성을 나타낸다. 반면 등가 영 계수가 인가 전압에 대해 약간의 차이를 나타내는 것은 수분함량에 따라 영 계수가 변하는 IPMC의 재료적 특성[8]에 기인하는 것으로 판단된다.

등가 바이모프 보 모델을 이용한 수치 해석 결과를 실험값과 비교하여 그림 5에 나타내었다. 각각의 인가전압에 대해 등가 바이모프 보 모델은 여러 작동 변위에 대한 IPMC의 작동력을 거의 정확히 예측함을 알 수 있다. 특히, $F=0$ 일 때 계

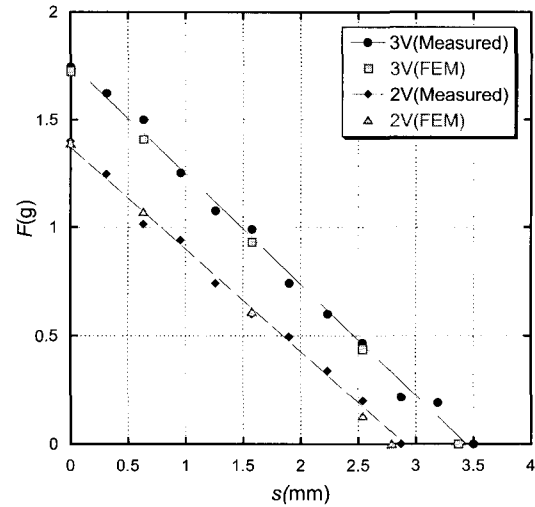


그림 5. IPMC의 하중-변위 관계 모사.

Fig. 5. Reproduction of force-displacement relationship of an IPMC actuator.

산된 끝단 변위와 측정치가 2V, 3V일 때에 상대 오차가 각각 2.8%, 3.7%로 잘 일치하였다.

한편 등가 보 모델에서 혼합법칙을 이용해 계산된 등가 영 계수(1.01GPa)와 등가 바이모프 보 모델에서 계산된 등가 영 계수(1.133~1.158GPa)가 서로 매우 근접한 값을 나타냄을 알 수 있으며, IPMC 작동기의 하중-변위 실험값과 두 방법으로부터 계산된 최대 변위를 비교하면, 등가 바이모프 보 모델에서 계산된 등가 영 계수가 실제 IPMC 시편의 굽힘 강성에 기여하는 영 계수에 보다 근접한 값으로 판단된다.

V. 결론

본 논문에서는 등가 보와 등가 바이모프 보를 이용한 IPMC 작동기의 모델링 기법을 소개하였다. 등가 보 모델에서는 혼합법칙을 이용하여 등가 영 계수를 구하고, IPMC의 막힘 하중 측정결과와 보의 반발력 식을 이용하여 전기적 하중을 등가의 기계적 분포하중으로 치환하였다. 이후 분포하중을 받는 보의 끝단 변위 계산식을 이용하여 IPMC 작동기의 최대 작동변위를 계산하였고, 실험값과 비교하여 잘 일치함을 확인하였다.

등가 바이모프 보 모델의 경우에는 바이모프 보의 변위 계산식을 이용하여 IPMC의 등가 전기-기계 연성계수를 구하였고, 등가 전기-기계 연성계수와 바이모프 보의 막힘 하중 계산식으로부터 등가 영 계수를 구하였다. 이후 등가 바이모프 보 모델의 검증을 위해 유한요소해석을 수행하였고, 해석결과는 IPMC의 하중-변위 관계를 잘 모사함을 확인하였다.

논문에서 제시한 등가 보 및 등가 바이모프 보 모델로부터 IPMC의 전기기계적 등가 물성값을 구하고, 이들을 유한요소해석에 적용하면 다양한 형상과 경계조건을 갖는 IPMC 작동기에 대한 정적 거동해석이 가능할 것으로 판단된다.

참고문헌

[1] Y. Bar-Cohen, "Electroactive polymer(EAP) actuators as

artificial muscles - reality, potential, and challenges," *SPIE Press*, USA, 2001.

[2] K. Oguro, K. Asaka and H. Takenaka, "Actuator element," US Patent Specification 5 268 082, 1993.

[3] M. Shahinpoor, D. Adolf, D. Segalman and W. Witkowski, "Electrically controlled polymeric gel actuators," US Patent Specification 5 250 167, 1993.

[4] M. Shahinpoor, "Micro-electro-mechanics of Ionic polymer gels as electrically controllable artificial muscles," *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, vol. 6, no. 3, pp. 307-317, 1995.

[5] M. Shahinpoor and K. J. Kim, "Ionic polymer-metal composites: I. fundamentals," *Smart Materials and Structures*, vol. 10, pp. 819-833, 2001.

[6] K. J. Kim and M. Shahinpoor, "Ionic polymer-metal composites: II. manufacturing techniques," *Smart Materials and Structures*, vol. 12, pp. 65-79, 2003.

[7] S. Nemat-Nasser and J. Y. Li, "Electromechanical response of ionic polymer-metal composites," *Journal of Applied Physics*, vol. 87, no. 7, pp. 3321-3331, 2000.

[8] S. Nemat-Nasser, "Micromechanics of actuation of ionic polymer-metal composites," *Journal of Applied Physics*, vol. 92, no. 5, pp. 2899-2915, 2002.

[9] K. Newbury, "Characterization, modeling, and control of Ionic polymer transducers," Dissertation, Virginia Polytechnic Institute and State University, September 2002.

[10] R. Kanno, A. Kurata, M. Hattori, S. Tadokoro, T. Takamori and K. Oguro, "Characteristics and modeling of ICPF actuators," *Proceedings of the Japan-USA Symposium on Flexible Automation*, vol. 2, pp. 691-698, 1994.

[11] Y. Xiao and K. Bhattacharya, "Modeling electro-mechanical properties of ionic polymers," *Proceedings of the SPIE*, vol. 4329, pp. 292-300, 2001.

[12] R. Kanno, S. Tadokoro, T. Takamori and M. Hattori, "Linear approximate dynamic model of ICPF actuator," *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 219-225, 1996.

[13] P. DeGennes, K. Okumura, M. Shahinpoor and K. Kim, "Mechanoelectric effects in ionic gels," *Europhysics Letters*, vol. 40, no. 4, pp. 513-518, 2000.

[14] S. P. Timoshenko and D. H. Young, *Elements of Strength of Materials*, 5th edition, Prentice Hall, 1968.

[15] Q. Wang, Q. Zhang, B. Xu, R. Liu and E. Cross, "Nonlinear piezoelectric behavior of ceramic bending mode actuators under strong electric fields," *Journal of Applied Physics*, vol. 86, no. 6, pp. 3352-3360, 1999.

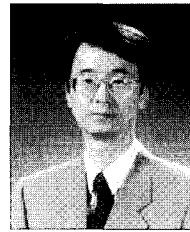
[16] MSC, *MSC/NASTRAN User's Guide*, 2001.

[17] B. K. Taleghani and J. F. Campbell, "Non-linear finite element modeling of THUNDER piezoelectric actuators," NASA/TM-1999-209322, 1999.



이 상 기

2000년 8월~현재 건국대학교 대학원 항공우주 공학과 박사과정 재학중. 2004년 3월~현재 University of Nevada at Reno 기계공학과 방문 연구원. 관심분야는 유한요소법, 지능구조, 인공근육 시스템 등.



박 훈 철

1995년 3월~현재 건국대학교 기계항공공학부 조교수 및 부교수. 관심분야는 구조해석, 플래핑 시스템, 인공근육 시스템, 생체모사 등.



김 광 진

2001년 7월~현재 University of Nevada at Reno 기계공학과 조교수 및 부교수. 관심분야는 지능재료, 인공근육, thermal Sciences, 에너지 시스템, nanotechnology 등.



윤 광 준

1991년 4월~현재, 건국대학교 기계항공공학부 조교수, 부교수 및 교수. 관심분야는 복합재료 역학, 지능구조, 압전 작동기, 인공근육 시스템 등.