

< 논문 >

## CFRP 배향각에 따라 변화하는 PZTCA의 작동변위( $\Delta h$ )와 곡률반경( $\rho$ )의 관계식 제안

김철웅\* · 홍정화\* · 윤광준\*\*

(2005년 9월 8일 접수, 2006년 1월 20일 심사완료)

### Proposal of Equation on Changable Performance Stroke ( $\Delta h$ ) and Radius of Curvature ( $\rho$ ) According to the CFRP Ply Orientation in PZTCA

Cheol-Woong Kim, Jung-Hwa Hong and Kwang-Joon Yoon

**Key Words:** PZT Composite Actuator (압전세라믹 복합재료 작동기, PZTCA), CFRP Ply Orientation (탄소섬유강화복합재 배향각), Total Effective Moment (총유효모멘트,  $M^E$ ), Bernoulli-Euler Bending Moment (베르누이-오일러 굽힘모멘트,  $M$ ), Fiber Ply Orientation Factor (섬유배향계수,  $F_{po}$ ), Classical Lamination Theory (고전적층이론, CLT)

#### Abstract

Due to the diversified use of recent Piezoelectric Zirconate Titanate Composite Actuator (PZTCA), various PZTCAs with the different ply orientation of the fiber layer have been applied. For this reason, the applicable bending moment equation is necessary even though the fiber layer ply orientation and the laminate configuration are changed. The aim of this research is to evaluate the relationship between the total effective moment ( $M^E$ ) and Bernoulli-Euler bending moment ( $M$ ) when the ply orientations of UD CFRP are changed. In conclusions, firstly, as the performance test results by the CFRP ply orientation, the performance of [0] and [90] were stable. However, while the performance of [+45] was suddenly decreased after 5 hours. Secondly, the change of  $M^E$  by the CFRP ply orientation was evaluated. As the CFRP ply orientation was increased from [0] to [+60], the  $M^E$  were gradually decreased. However, they became a little bit increased from [+60] to [90]. Finally, after the change of  $M$  by the CFRP ply orientation was evaluated, it was found that  $M^E=2.2M$  was valid for just [0] and that there was a relationship between  $M^E$  and  $M$  according to the ply orientation.

#### 1. 서론

기존의 단일 압전 작동기는 변형률이 작기 때문에 큰 작동변위가 요구되는 경우 한계성이 있다. 또한, 피로하중에 의한 작동성능의 급격한 저

하가 항상 문제점으로 대두되고 있다. 이러한 문제점을 해결하기 위해 최근 NASA에서는 박판 유니모프 작동기인 THUNDER (THin layer UNimorph DrivER)를 개발하여 상용화에 성공했다.<sup>(1-3)</sup> 그러나 PZT와 알루미늄 박판, 스테인리스 스틸의 적층구조로 이루어져 있는 THUNDER는 피로하중에 장시간 노출될 경우, 알루미늄 박판의 미세한 스크래치에 의해서도 급격한 피로파손이 발생할 수 있다. 또한, 균열개구변위(COD)와 응력확대계수(K)를 효과적으로 감쇄할 수 없으므로 균열진전은 매우 빠른 속도로 진행되고 결국 PZT 층의 갑작스런 취성파괴를 야기하게 된다.

† 책임저자, 회원, 고려대학교 공학기술연구소, 유엔아이(주) 고려대부설연구소 (www.youic.com) E-mail : woong25@korea.ac.kr TEL : (02)929-5152 FAX : (02)923-4834

\* 고려대학교 제어계측공학과

\*\* 건국대학교 항공우주공학과

THUNDER를 항공기의 조정면 등에 적용할 경우, 이러한 파손은 대형사고로 직결되므로 급격한 취성과파괴를 효과적으로 방지할 수 있는 새로운 압전세라믹 작동기의 개발은 매우 중요한 과제이다. 본 연구그룹에서는 최근 THUNDER의 피로 및 파괴특성의 취약점을 개선하고 더욱 우수한 작동성을 발휘할 수 있는 압전세라믹 작동기를 개발하기 위해 수년간 연구를 수행한 결과, 피로특성이 매우 향상된 압전 복합재료 작동기(PZT Composite Actuator, 이하 PZTCA)를 개발하게 되었다.<sup>(4,5)</sup> 이 새로운 작동기는 THUNDER에 사용되던 알루미늄 박판과 스테인리스 스틸을 섬유강화 복합재료(일방향 CFRP 및 평직 GFRP)로 대체하고 적층설계를 최적화하여 PZT층에서 섬유층으로의 응력전달 및 섬유가교효과(fiber bridging effect)를 극대화시켰다. 작동주파수 조절을 통해 변위를 제어하는 PZTCA는 피로성능시험을 수행하기 위해 작동변위와 작용모멘트의 관계를 우선적으로 평가해야한다. 시험편의 제작조건과 환경적 요인, 실험장치의 미세한 변화에 매우 민감한 반응을 보이는 PZTCA는 주파수-작동변위의 관계뿐만 아니라 변위-작용모멘트의 관계도 매우 중요한 설계인자이므로 필히 수행되어야 할 중요한 연구과제이다. 따라서 선행 연구<sup>(6)</sup>를 통하여 작동변위를 최소 1mm부터 최대변위인 20mm까지 증가시켰을 경우, PZTCA에 작용하는 총유효모멘트(total effective moment,  $M^E$ )를 산출할 수 있는 방법을 제안하였다. 또한, 제안된 총유효모멘트( $M^E$ )와 복합재료 적층층의 베르누이-오일러 굽힘모멘트(Bernoulli-Euler bending moment,  $M$ )의 상관관계를 파악해 보았다. 그 결과, PZTCA는 총유효모멘트( $M^E$ )와 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )가 2.2배의 관계성이 있음을 확인할 수 있었다. 그러나 선행 연구에서 제안한  $M^E=2.2M$ 의 관계는 Fig. 1에 제시된 일방향 CFRP층의 배향각이 [0] 일 때만 성립되는 결과이다. 최근 들어 PZTCA의 활용방안 다각화로 섬유층 배향을 변화시킨 다양한 PZTCA가 등장하고 있다.<sup>(7)</sup> 따라서 CFRP 배향각을 변화시켜도 적용이 가능한 굽힘모멘트 계산식이 필요하다. 본 연구에서는 PZTCA의 다양한 구조적 변수 중에서 CFRP층의 배향각이 [0], [+30], [+45], [+60] [90]로 변화할 경우 총유효모멘트와 베르누이-오일러 굽힘모멘트가 어떻게 변화하는지 평가하고자 한다. 또한, 그 결과를 이용하여 CFRP 배

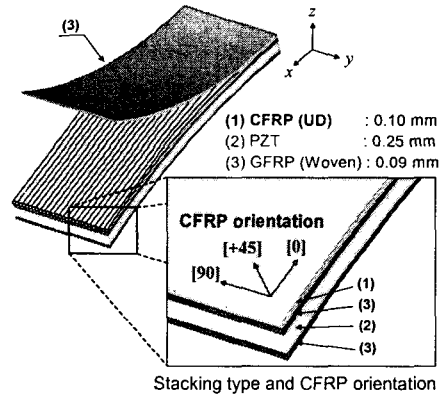


Fig. 1 Arrangement of UD CFRP layer in PZTCA

Table 1 Engineering constants of lamina strength for PZTCA component<sup>(3)</sup>

Component Materials	Modulus					CTE	
	$E_1$ (GPa)	$E_2$ (GPa)	$G_{12}$ (GPa)	$\nu_{12}$	$\nu_{21}$	$\alpha_1^*$	$\alpha_2^*$
PZT	67.0	67.0	25.6	0.31	0.31	3.0	3.0
UD** CFRP	231.2	7.2	4.3	0.29	0.01	-1.58	32.2
Woven GFRP	21.7	21.7	3.7	0.13	0.13	14.2	14.2

\* unit : ( $1 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{K}^{-1}$ ) / \*\*UD = unidirectional

향각이 [0]일 때만 적용 가능했던 기존의 작동변위와 곡률반경의 관계식을 수정하고, 섬유배향각이 변화하여도 적용 가능한 수정된 작동변위와 곡률반경의 관계식을 제안하고 이를 기존의 식과 비교해 보고자 한다.

## 2. PZTCA의 제작 및 작동성능시험

### 2.1 PZTCA 시험편의 제작

PZTCA는 Table 1과 같이 각층마다 열팽창계수가 크게 다른 재료를 적층하여 경화 후 냉각 과정을 거치므로 곡률을 형성하게 된다. 일반적인 열경화성 에폭시 성형온도인 130 $^\circ\text{C}$ 보다 40 $^\circ\text{C}$  이상 증가시키면 음의 열팽창계수(CTE)를 보유한 일방향 CFRP층에서 CTE 차가 더욱 증가하여 큰 곡률을 유도할 수 있다. 또한, 작동시 편심을 증가시키기 위하여 Fig. 2와 같이 비대칭 적층구조로 설계하였다. Fig. 2(a)는 PZTCA 시험편의 형상과 치수를 나타낸 것이고, Fig. 2(b)는 Fig. 2(a)에

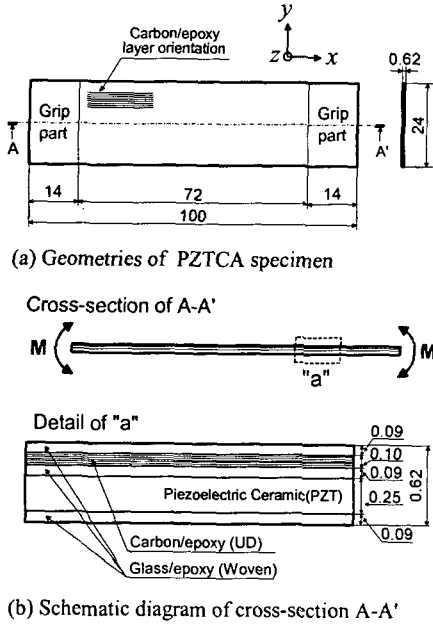


Fig. 2 Geometries and stacking sequence of PZTCA specimen (unit : mm)

제시된 A-A' 단면을 확대하여 적층순서와 각층의 두께를 나타낸 것이다. Table 1은 PZTCA를 구성하는 PZT, UD CFRP, Woven GFRP의 공학적 상수들을 나타낸 것이다. Table 1을 이용하여 고전 적층이론(CLT) 해석을 수행하였고, PZTCA의 공학적 상수 계산에 활용하였다. CFRP 배향각이 PZTCA의 작동성능에 미치는 영향을 평가하기 위하여 Fig. 1에 제시한 바와 같이 CFRP 배향각을 각각 [0], [+45], [90]으로 구분하여 세 가지 종류의 피로시험용 PZTCA 시편을 제작하였다.

2.2 작동성능시험을 위한 장치구성 및 방법

PZTCA에 전력을 공급하기 위한 파워 서플라이어(power supplier : TD-2, Face International Co.)와 공급전력을 확인하기 위한 오실로스코프(TDS-224 Tektronix), 그리고 안정적 작동구현을 위한 반고정지그를 구성하였다. 또한, 작동변위를 측정하기 위해 비접촉식 레이저 변위 측정기 시스템(laser sensor : Keyence LK-2101, indicator : RJ-800, DC voltage supplier : KV-U3)을 구축하였다. 측정된 데이터를 아날로그 신호에서 디지털 신호로 전환하고 저장하기 위한 데이터 저장 시스템(NI PCI-6024E DAQ board, LabVIEW program)을 활용하

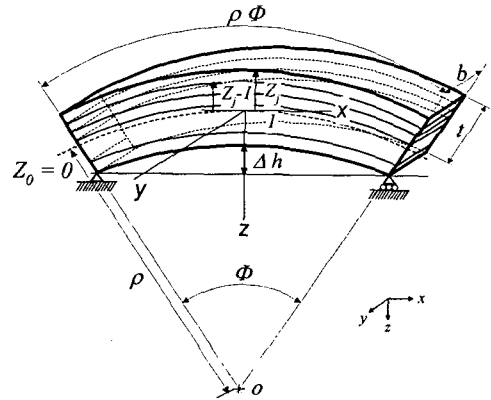


Fig. 3 Schematic diagram of flexural deformation under cyclical bending moment in PZTCA

여 1초 단위로 데이터를 습득하였다. 작동성능시험은 PZTCA가 최대 진폭 10mm까지 구현할 수 있는  $\pm 200V_{pp}$ , 공진주파수 10.2Hz의 조건에서 수행되었다. 만약 시험 도중 전력공급의 중단으로 인한 제하가 이루어지면 PZTCA는 일시적 회복이 발생되어 작동변위가 다시 증가하게 된다. 따라서 부하초기부터 10시간동안 제하없이 연속적으로 작동성능시험이 수행되었다.

3. CFRP 배향각에 따른 작동성능 시험결과 및 총유효모멘트( $M^E$ ) 변화

3.1 CFRP 배향각에 따른 PZTCA의 작동변위 ( $\Delta h$ ) 시험결과

PZTCA는 압전효과로 나타나는 작동변위( $\Delta h$ )를 측정하는 것은 가능하지만 압전효과로 인해 PZTCA에 가해지는 굽힘모멘트 값을 측정하기는 매우 어렵다. 따라서 Fig. 3에 제시한 작동변위 ( $\Delta h$ )를 1mm부터 10mm까지 증가시켰을 경우, CFRP 배향각이 PZTCA에 작용하는 총유효모멘트( $M^E$ )에 미치는 영향을 평가할 수 있는 관계식이 필요하다. PZTCA에 가해지는 총유효모멘트( $M^E$ )의 평가는 CFRP 배향각에 따른 PZTCA의 작동성능시험 결과를 기초로 수행되어야 하므로 본 절에서는 PZTCA의 CFRP 배향각이 각각 [0], [+45], [90]인 경우의 작동성능시험을 수행하였다. 그 결과는 Fig. 4와 같다. Fig. 4는 CFRP 배향각에 영향을 받는 PZTCA의 작동성능을 10시간동안 측정

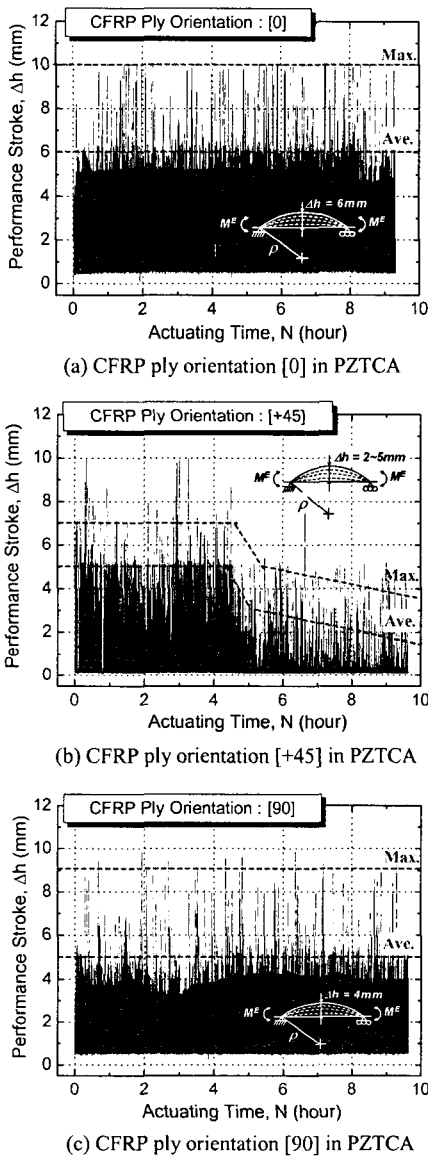


Fig. 4 Relationship between actuating time ( $N$ ) and performance stroke ( $\Delta h$ ) by UD CFRP ply orientations such as [0], [+45] and [90]

하여 LabVIEW 프로그램을 통해 습득한 결과이다. CFRP 배향각에 따른 작동변위를 살펴보면 Fig. 4(a)에 제시한 CFRP 배향각 [0]의 경우 평균 작동변위 6mm, 최대작동변위 10mm 정도로 10시간동안 큰 변화없는 안정적인 작동성능과 작동변위를 나타내었다. 또한, Fig. 4(c)에 제시한 CFRP 배향각 [90]의 경우도 평균작동변위는 5mm, 최대

작동변위는 9 mm 정도로 CFRP 배향각 [0]일 때에 비해 1 mm 정도 작동변위는 저하하였지만, 10 시간동안 비교적 안정적인 작동성능을 나타냈다. 그러나, Fig. 4(b)의 CFRP 배향각 [+45] 경우는 [0], [90]와 많은 차이를 나타냈다. 초기 5시간 동안은 비교적 안정적인 작동성능을 나타내며 평균 작동변위 5mm, 최대작동변위 7mm를 유지하였지만, 작동시간 5시간 이후부터는 급격한 작동성능의 저하와 그로 인한 작동변위의 감소가 관찰되었다. 이러한 현상은 고전적층이론(CLT) 해석을 통하여 평가할 수 있다. 즉, CFRP 배향각 [+45]의 경우는 [0], [90]의 경우와 달리 PZTCA 시험편이  $x$ - $y$ ,  $x$ - $z$ ,  $y$ - $z$  평면상에서 좌우대칭을 이루지 않으므로 인장강성행렬 [A], 키플링강성행렬 [B], 굽힘강성행렬 [D] 상에서 전단성분에 해당되는  $A_{16}$ ,  $A_{26}$ ,  $B_{16}$ ,  $B_{26}$ ,  $D_{16}$ ,  $D_{26}$ 에 0이 아닌 값이 존재한다. 이 결과는 안장형(saddle type)의 변형을 야기할 수도 있다. 그러나 강한 취성의 PZT 역할로 변형은 발생하지 않았지만 변형을 야기할 수 있는 내부응력은 존재하는 상태이다. 따라서 CFRP 배향각 [+45]의 PZTCA는 부하가 진행될수록 비대칭에 따른 불안정 구조가 심화되고, CFRP와 PZT의 층간에서는 미소기공의 확장이 발생된다. 미소기공 확장은 이후 미소기공합체(Micro Void Coalescence, MVC)의 단계에 이르고, 이러한 미소기공합체는 거시적으로 층간분리의 발생 및 성장을 촉진한다.<sup>(8)</sup> MVC로 인해 발생된 층간분리는 비대칭 불안정 구조를 심화시키는 주요원인이 된다. 따라서, CFRP 배향각 [+45]의 경우는 이상 언급한 메커니즘에 의해 작동시간 5시간이후부터 작동변위의 급격한 저하가 관찰된다.

### 3.2 CFRP 배향각에 따른 총유효모멘트( $M^E$ )의 변화

CFRP 배향각에 따른 총유효모멘트( $M^E$ )의 변화를 살펴보기 위해 고전적층이론(CLT)을 바탕으로 한 총유효모멘트의 개념을 파악해야한다. PZTCA 제작시 상온 25°C와 경화온도 170°C의 온도차에 의한 열팽창계수(CTE)를 고려한 합력( $M$ )과 합모멘트( $M$ )는 식 (1), 식 (2)와 같다.

$$\begin{aligned}
 \{N\} &= \int \{o\}_k dz \\
 &= \int [\bar{Q}]_k (\{e^0\} + z\{k\} - \{a\}_k \Delta T - \{\beta\}_k c) dz \\
 &= [A]\{e^0\} + [B]\{k\} - \{N^T\} - \{N^M\}
 \end{aligned} \quad (1)$$

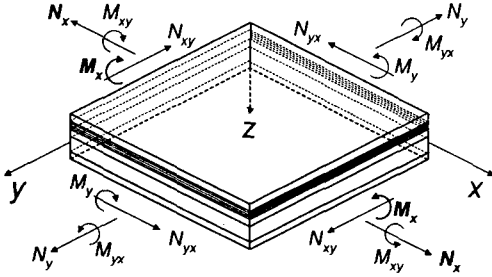


Fig. 5 Coordinate system for resultant forces ( $N$ ) and resultant moments ( $M$ ) in PZTCA

$$\begin{aligned} \{M\} &= \int \{o\}_k z dz \\ &= \int [\bar{Q}]_k (\{\varepsilon^0\} + z\{k\} - \{a\}_k \Delta T - \{\beta\}_k c) z dz \\ &= [B]\{\varepsilon^0\} + [D]\{k\} - \{M^T\} - \{M^M\} \end{aligned} \quad (2)$$

식 (1), 식 (2)에서  $M$ 과  $N$ 의 성분과 작용방향을 Fig. 5에 나타내었다. 식 (1), 식 (2)에서  $[A]$ 는 인장강성행렬,  $[B]$ 는 커플링강성행렬,  $[D]$ 는 굽힘강성행렬이다. 성형 온도에 의한 합력  $\{N^T\}$ 와 흡습에 의한 합력  $\{N^M\}$ 은 각각 식(3), 식(4)와 같다.

$$\begin{aligned} \{N^T\} &= \int [\bar{Q}]_k \{a\}_k \Delta T dz \\ &= \Delta T \sum_{k=1}^N [\bar{Q}]_k \{a\}_k (z_k - z_{k-1}) \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \{N^M\} &= \int [\bar{Q}]_k \{\beta\}_k c dz \\ &= c \sum_{k=1}^N [\bar{Q}]_k \{\beta\}_k (z_k - z_{k-1}) \end{aligned} \quad (4)$$

또한, 성형온도에 의한 합모멘트  $\{M^T\}$ 와 흡습에 의한 합모멘트  $\{M^M\}$ 은 각각 식(5), 식(6)과 같다.

$$\begin{aligned} \{M^T\} &= \int [\bar{Q}]_k \{a\}_k \Delta T z dz \\ &= \Delta \frac{T}{2} \sum_{k=1}^N [\bar{Q}]_k \{a\}_k (z_k^2 - z_{k-1}^2) \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \{M^M\} &= \int [\bar{Q}]_k \{\beta\}_k cz dz \\ &= \frac{c}{2} \sum_{k=1}^N [\bar{Q}]_k \{\beta\}_k (z_k^2 - z_{k-1}^2) \end{aligned} \quad (6)$$

따라서, 총유�효합력( $N^E$ )과 총유효모멘트( $M^E$ )는 각각 식(7), 식(8)과 같다.

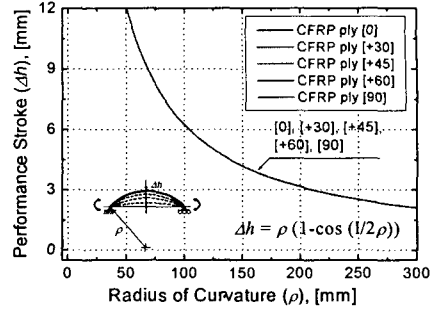


Fig. 6 Relationship between radius of curvature ( $\rho$ ) and performance stroke ( $\Delta h$ ) by Eq. (10) according to the CFRP ply orientation

$$\begin{aligned} \{N^E\} &= \{N\} + \{N^T\} + \{N^M\} \\ &= [A]\{\varepsilon^0\} + [B]\{k\} \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} \{M^E\} &= \{M\} + \{M^T\} + \{M^M\} \\ &= [B]\{\varepsilon^0\} + [D]\{k\} \end{aligned} \quad (8)$$

여기서,  $\{k\}$ 는 곡률이다. 이상의 내용을 종합하면 식 (9)와 같이 정리된다.

$$\begin{pmatrix} \varepsilon^0 \\ k \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} A' & B' \\ B' & D' \end{bmatrix} \begin{pmatrix} N^E \\ M^E \end{pmatrix} \quad (9)$$

식 (9)에서 곡률( $k$ )은 곡률반경( $\rho$ )과 역수 ( $\rho = 1/k$ )의 관계이다. 한편 Fig. 3에 제시한 PZTCA의 작동범위( $\Delta h$ )는 식 (1)부터 식 (9)까지를 이용하여 계산한 곡률반경( $\rho$ )을 Yoon 등<sup>(5)</sup>이 제안한 식(10)에 대입하여 구할 수 있다.

$$\Delta h = \rho \left( 1 - \cos \left( \frac{l}{2\rho} \right) \right) \quad (10)$$

식 (1)부터 (9)까지 살펴본 바와 같이 식 (10)에 적용할 곡률반경( $\rho$ )은 CFRP의 배향각에 따라 변화한다. 즉, CFRP 배향각에 따라 곡률반경과 높이의 관계는 변화함을 알 수 있다. 식 (10)을 통해서 계산된 CFRP 배향각에 따른 작동범위와 곡률반경의 관계는 Fig. 6과 같다. CFRP 배향각에 따른 영향을 더욱 구체적으로 살펴보기 위해 작동성능시험에 적용된  $[0]$ ,  $[+45]$ ,  $[90]$  외에  $[+30]$ 과  $[+60]$ 를 추가하여 비교하였다. Fig. 6을 살펴보면 CFRP 배향각의 영향은 나타나지 않고 모두

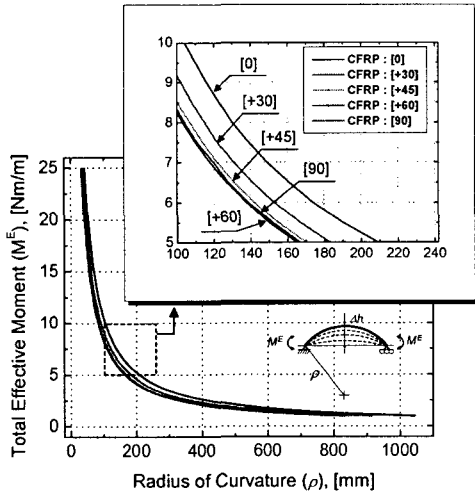


Fig. 7 Relationship between radius of curvature( $\rho$ ) and total effective moment( $M^E$ ) by Eq. (1)~(9)

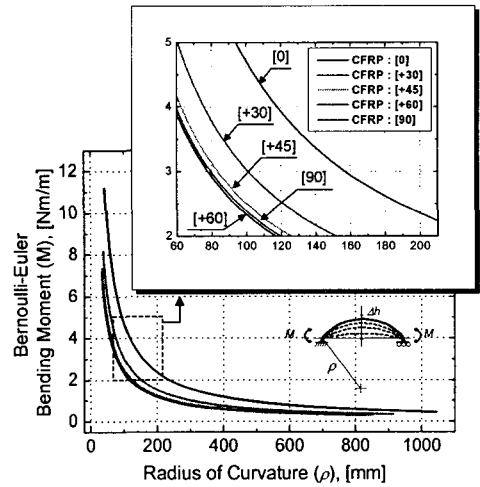


Fig. 8 Relationship between radius of curvature( $\rho$ ) and Bernoulli-Euler bending moment( $M$ )

Table 2 Laminate engineering constants due to the CFRP layer ply orientations by CLT

Engineering constant	CFRP ply orientation of PZTCA				
	[0]	[+30]	[+45]	[+60]	[90]
$E_1$ (GPa)	71.1	45.8	37.9	35.3	36.1
$E_2$ (GPa)	36.1	35.3	37.9	45.8	71.1
$\nu_{12}$	0.26	0.35	0.34	0.27	0.13
$\nu_{21}$	0.13	0.27	0.34	0.35	0.26
$G_{12}$ (GPa)	11.7	15.9	17.9	15.9	11.7

동일한 결과를 나타낼 수 있다. 따라서 PZTCA의 섬유배향각이 변화할 경우 식 (10)의 적용은 불가능해진다. 식 (10)은 기존의 CFRP 배향각 [0]의 경우에만 적용가능한 식이다. 따라서 CFRP 배향각이 변화하여도 적용가능한 식을 다음절에서 제안하고자 한다. 한편, Fig. 7은 식 (1)부터 식 (9)까지를 이용하여 곡률반경( $\rho$ ) 변화에 따른 총유효모멘트( $M^E$ )의 변화를 계산한 결과이다. 3.1절의 작동변위시험에서 최대작동변위가 각각 [0]=10mm, [+45]=7mm, [90]=9mm를 나타낸 점을 감안하여 Fig. 7에서 작동변위 5~10mm 영역을 자세히 살펴보면 다음을 알 수 있다. 첫째, CFRP의 배향각이 [0]부터 [+60]까지 증가할수록 동일 곡률반경 상에서 총유효모멘트( $M^E$ ) 값은 꾸준히 감소하다가 [+60]부터 [90]에서는 미소량 증가함을 알 수 있다. 그러나 CFRP 배향각과 총유효모

멘트( $M^E$ )의 증감 폭은 비례하지는 않는다. 둘째, [+45]부터 [90]까지의 범위에서 총유효모멘트( $M^E$ )는 미소한 차이만 나타낸다. 그러나 이러한 미소한 차이에도 불구하고 3.1절의 작동성능시험에서 [+45]의 경우와 [90]의 경우는 작동변위의 거동이 큰 차이를 나타냈으므로 CFRP 배향각에 따른 총유효모멘트( $M^E$ )만으로 PZTCA의 작동성능을 평가하기에는 한계성이 있다고 판단된다.

#### 4. 총유효모멘트( $M^E$ )와 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )의 관계를 이용한 작동변위-곡률반경 관계식 제안

##### 4.1 CFRP 배향각에 따른 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )의 변화

본 절에서는 순수굽힘을 받는 베르누이-오일러(Bernoulli-Euler) 적층보 이론<sup>(9)</sup>을 이용하여 CFRP 배향각에 따른 굽힘모멘트( $M$ )의 변화를 살펴보았다. 그리고 총유효모멘트( $M^E$ )와 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )의 관계를 평가해보았다. PZTCA는 5장의 적층체가 비대칭적 구조로 이루어져 있지만 적층판의 수가 홀수인 경우 식 (11)을 적용할 수 있다.

$$M = \frac{2bt^3}{3\rho N^3} \sum_{j=1}^{N/2} (E_x)_j (3j^2 - 3j + 1) \quad (11)$$

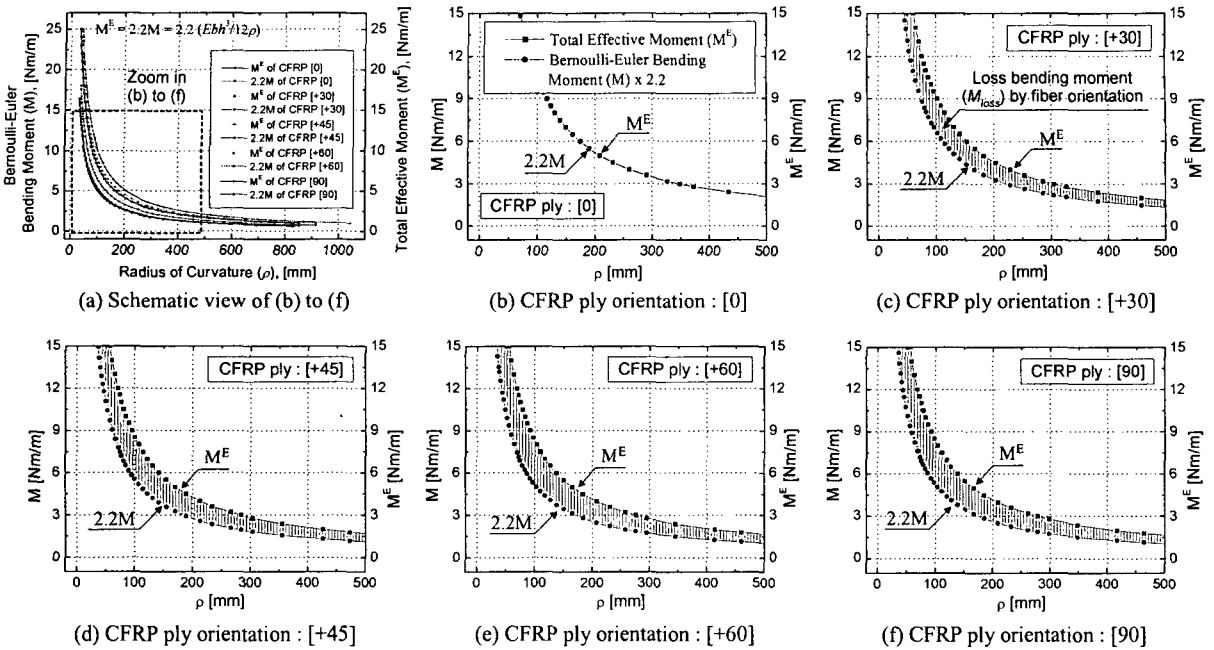


Fig. 9 Relationship between total effective moment ( $M^E$ ) and 2.2 times Bernoulli-Euler bending moment ( $M$ ) by CFRP ply orientation

여기서  $b$ ,  $t(=h)$ ,  $\rho$ 는 Fig. 3에 제시된 바와 같고,  $z_i$ 는  $jh/N$ 와 같다. 식 (11)은 동일한 단일재를 적용한 경우에도 적용이 가능하므로 식 (12)와 같이 간단한 형태의 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )로 표현된다.

$$M = \frac{EI_{yy}}{\rho} = \frac{Ebt^3}{12\rho} \quad (12)$$

식 (12)에서  $E$ 는 Table 2에 제시한 CFRP 배향각에 따라 달라지는  $E_I$ 를 적용해야 한다. 또한, 곡률반경( $\rho$ )은 식 (1)-(9)를 통하여 계산된 값을 적용할 수 있다. 그 결과, CFRP 배향각에 따른 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )의 변화는 Fig. 8과 같다. Fig. 8의  $M$ 은 Fig. 7의  $M^E$ 와 값의 차이는 나타나지만 CFRP 배향각에 따른 변화는 유사한 경향을 나타냈다. 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )는 충유효모멘트( $M^E$ )와 같이 CFRP 배향각이 [0]부터 [+60]까지 증가할수록  $M$  값은 꾸준히 감소하다가 [+60]부터 [90]까지의 구간에서는 미소량 증가한다. 그러나 CFRP 배향각과 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )의 증감 폭은 비례하지 않는다.

또한, [+45]이상 [90]이하의 범위에서 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )는 아주 미소한 차이만 나타낸다. 이상과 같이 섬유배향각에 따른  $M^E$ 와  $M$ 의 거동이 유사한 점을 이용하여 선행연구<sup>(6)</sup>에서 제안한  $M^E = 2.2M$ 의 관계가 CFRP 배향각 [0] 뿐만 아니라 [+30], [+45], [+60], [90]에서도 적용 가능한가에 대한 여부를 파악하기 위해 Fig. 9를 제시하였다. Fig. 9(a)는 CFRP 배향각 [0], [+30], [+45], [+60], [90]의 경우에 대한  $M^E$ 와  $2.2M$ 의 관계를 전체적으로 나타낸 것이고, 각각의 경우를 Fig. 9(b)-(f)에 나타내었다. 기존에 제작되어 오던 PZTCA의 CFRP 배향각 [0] 경우(Fig. 9(b))는 선행연구에서 제안한  $M^E = 2.2M$ 의 관계가 매우 잘 일치됨을 관찰할 수 있다. 그러나 Fig. 9(c)-(f)는  $M^E = 2.2M$ 의 관계가 성립하지 않는다. [0]을 제외한 모든 배향각에서  $M^E$ 가  $2.2M$ 보다 큰 값을 나타냈다. 그 이유는 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )의 식 (12)에서 CFRP 배향각에 따라  $E$ 값과  $\rho$  값이 변화하기 때문이다. 따라서 Fig. 9(c)-(f)에서  $M^E$ 와  $2.2M$ 의 차이를 나타낸 해칭영역은 CFRP 배향각 [0]을 기준으로 각도변화에 의해 손실된 굽힘모멘트(loss bending moment,  $M_{loss}$ )를 의

미한다. Fig. 9(c)~(f)를 전체적으로 살펴보면  $M_{loss}$ 의 값이  $\rho=50\sim 100\text{mm}$ 의 구간에서는 미소량 증가하다가  $\rho=100\sim 500\text{mm}$ 의 구간에서는 미소량 감소함을 알 수 있다. 또한 CFRP 배향각이 [0]부터 [+60]까지 증가할수록 해칭된  $M_{loss}$  영역의 전체면적은 미소한 증가를 나타내다가 [+60]부터 [90]까지는 미소한 감소를 나타냈다. 결과적으로  $M^E=2.2M$ 의 관계는 CFRP 배향각이 [0]일 때만 성립되는 식이고, 작동변위( $\Delta h$ )에 대한 식 (10)은 CFRP 배향각이 [0]일 때의 초기높이( $\Delta h_0$ )를 기초로 유도된 식이므로 Fig. 4와 같이 CFRP의 배향각이 변화한 경우에는 작동성능시험의 동일한 입력조건에서도 작동변위가 다르게 나타나게 된다.

#### 4.2 총유효모멘트( $M^E$ )와 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )의 관계를 이용한 새로운 작동변위 계산식 제안

본 연구의 목적은 CFRP 배향각에 따라 달라지는 PZTCA의 총유효모멘트( $M^E$ )와 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )의 관계성을 파악한 후 이를 이용하여 CFRP 배향각이 [0]일 때만 적용되는  $M^E=2.2M$ 의 관계식을 개선하고, 다양한 섬유배향각 조건에서도 적용할 수 있는 작동변위 계산식을 제안하고 평가하는 것이다. Fig. 9를 통하여 [+30], [+45], [+60], [90]의 배향각에서도  $M^E$ 와  $M$  사이에 일정한 관계성이 있음을 확인할 수 있었다. 그러므로 Fig. 9에서 CFRP 배향각에 따라 조금씩 변화하는  $M^E=2.2M$ 의 관계를 보정할 인자가 필요하다. 따라서 CFRP 배향각에 따른 보정계수, 즉 섬유배향계수(fiber ply orientation factor,  $F_{po}$ )를 제안해 보았다. Fig. 10은 Fig. 9에서 CFRP 배향각에 따라 달라지는  $M^E$ 와  $M$ 의 차이(해칭영역)가 손실굽힘모멘트( $M_{loss}$ )인 점을 착안하여 두 모멘트 값의 차이를 섬유배향계수( $F_{po}$ )로 나타낸 것이다. Fig. 10에서 CFRP 배향각이 [+30], [+45], [+60], [90]일 때  $F_{po}$  값은 각각 3.1, 3.4, 3.5, 3.3을 나타냈다. 결국, [+30]부터 [90]사이에서의  $F_{po}$  값은 미소한 차이를 나타내며, 대략 3.1~3.5의 값을 갖는다. 식 (12)에 섬유배향계수( $F_{po}$ )를 고려하면 식 (13)과 같이 CFRP 배향각에 따른 곡률반경( $\rho_{po}$ ) 식을 유도할 수 있다.

$$\rho_{po} = \frac{F_{po} E b t^3}{12 M^E} \quad (13)$$

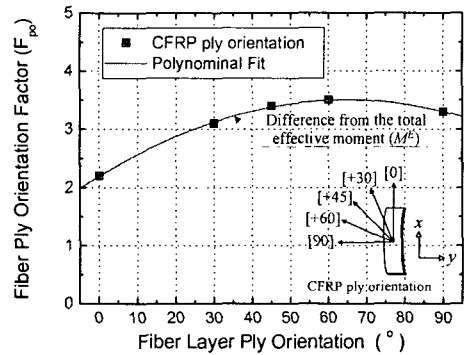


Fig. 10 Relationship between fiber layer ply orientation and fiber ply orientation factor in PZTCA

Table 3 Components of radius of curvature take into considered CFRP ply orientation

Ply orientation	$F_{po}$	$E$ (GPa)	PZTCA geometry (mm)		$M^E$
			$b$	$t$	
[0]	2.2	71.1	24	0.62	from Eq. (8)
[+30]	3.1	45.8			
[+45]	3.4	37.9			
[+60]	3.5	35.3			
[90]	3.3	36.1			

여기서,  $b$ 는 PZTCA 시험편의 폭이고  $t$ 는 두께이다. 식 (13)에서  $F_{po}$ ,  $E$ ,  $M^E$ 는 CFRP 배향각에 따라 달라지는 값으로 상기 내용에서 이미 구한 바 있고, 정리하면 Table 3과 같다. 기존의 작동변위 계산식인 식 (10)에 CFRP 배향각을 고려한 곡률반경( $\rho_{po}$ ) 식 (13)을 적용하면 식 (14)와 같이 정리된다.

$$\Delta h = \left( \frac{F_{po} E b t^3}{12 M^E} \right) \left\{ 1 - \cos \left( \frac{6 M^E l}{F_{po} E b t^3} \right) \right\} \quad (14)$$

제안한 식 (13)과 식 (14)를 검증하기 위해 CFRP 배향각에 따른 작동변위와 곡률반경의 관계를 나타내면 Fig. 11과 같다. Fig. 11은 Fig. 6과 달리 CFRP 배향각에 따라 작동변위와 곡률반경의 관계가 변화하고 있음을 관찰할 수 있다. 실제 PZTCA 작동성능시험에서 최대 작동변위로 나타나는  $\Delta h = 6\sim 12\text{mm}$ 의 구간에서 식 (10)과 식 (14)가 어떠한 차이를 나타내는지 파악하기 위해 Fig. 12와 같이 나타내었다.



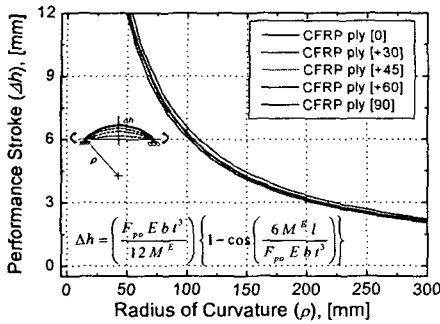


Fig. 11 Relationship between radius of curvature ( $\rho$ ) and performance stroke ( $\Delta h$ ) by result from Eq. (14)

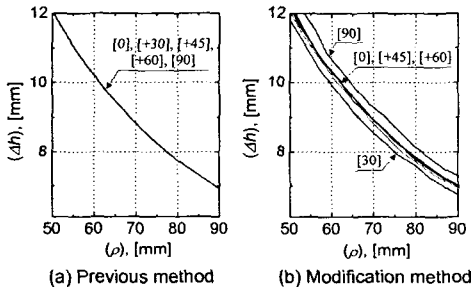


Fig. 12 Compare with (a) previous method by result from Eq. (10) and (b) modification method by result from Eq. (14) on the five different ply orientation

식 (10)을 이용한 Fig. 12(a)를 살펴보면 CFRP 배향각의 영향과 무관하게 모든 조건에서 동일한 결과가 나온다는 것을 확인할 수 있다. 그러나 본 연구에서 제안한 식 (14)를 이용한 Fig. 12(b)를 살펴보면 CFRP의 배향각에 따라 약간씩 다른 경향이 나타남을 확인할 수 있다. 동일 곡률반경에서 CFRP 배향각 [90]의 경우가 가장 큰 작동변위를 나타냈고, [0], [+45], [+60]의 경우가 중간 정도의 작동변위를 나타냈으며 [+30]의 경우가 가장 낮은 작동변위를 나타내고 있다. Fig. 4의 CFRP 배향각에 따른 작동성능시험의 경우는 동일한 입력전압과 진동수 하에서의 작동변위를 비교한 것이고, Fig. 12는 동일한 곡률반경 상에서의 작동변위를 비교한 것이므로 Fig. 4와 Fig. 12의 결과를 직접적으로 비교할 수는 없다. 따라서 추후에는 동일 작동변위 상에서 섬유배향각과 입

력전압의 관계를 파악해볼 필요가 있다고 생각된다. 본 절을 요약하면 다음과 같다. 기존에 활용되어 오던 식 (10)은 CFRP 배향각이 [0]인 경우에는 적용 가능하다. 그러나 CFRP 배향각이 변화하여도 항상 동일한 결과를 보여주므로 CFRP 배향각이 변화하면 적용할 수 없다는 한계점이 있다. 본 연구에서 제안한 식 (14)는 CFRP 배향각에 따른 곡률반경의 변화를 고려한 식이므로 PZTCA의 CFRP 배향각의 변화에 따른 작동변위 ( $\Delta h$ )와 곡률반경( $\rho$ )의 관계를 명확히 제시해준다는 것을 알 수 있다. 이상의 연구결과를 더욱 명확하게 평가하기 위해서는 본 저자가 과거 수행하였던 섬유강화 복합재료의 섬유배향각에 따른 층간분리 거동연구<sup>(10-12)</sup>와 연계하여 후속 연구를 지속해야할 것으로 생각된다.

### 5. 결론

본 연구에서는 PZTCA의 CFRP 배향각이 총유효모멘트( $M^E$ )와 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )의 관계에 미치는 영향을 평가하였다. 또한, 그 결과를 이용하여 CFRP 배향각이 [0]일 때만 적용가능했던 기존의 작동변위( $\Delta h$ )와 곡률반경( $\rho$ )의 관계식을 수정하고, CFRP 배향각이 변화하여도 적용가능한 작동변위( $\Delta h$ )와 곡률반경( $\rho$ )의 관계식을 제안하고 비교해 보았다. 본 연구에서 얻어진 결과를 정리하면 다음과 같다.

(1) CFRP 배향각에 따른 작동성능시험 결과, [0]과 [90]의 경우에는 10시간 동안 안정적인 작동성능과 작동변위가 나타났다. 그러나 [+45] 경우는 초기에 안정적인 작동성능을 나타낸 반면, 5시간 이후부터는 급격한 작동변위의 감소가 관찰되었다. 그 이유는 PZTCA의 적층구조상 CFRP 배향각 [+45]는 [A], [B], [D] 행렬에서 전단성분의 값이 존재하여 부하가 진행될수록 불안정 구조를 심화시켰기 때문이다.

(2) CFRP 배향각에 따른 총유효모멘트( $M^E$ )의 변화를 평가한 결과, [0]부터 [+60]까지 증가할수록 총유효모멘트( $M^E$ ) 값은 꾸준히 감소하다가 [+60]부터 [90]까지는 총유효모멘트( $M^E$ )가 미소량 증가함을 알 수 있었다.

(3) CFRP 배향각에 따른 베르누이-오일러 굽힘모멘트( $M$ )의 변화를 평가한 결과, CFRP 배향각 [0]일 때  $M^E=2.2M$ 이 성립되었고 이를 기준으로

배향각에 따라  $M^E$ 와  $M$  사이에는 관계성이 있었다. 따라서 CFRP 배향각에 따른  $M^E$ 와  $M$ 의 차이를 보정할 수 있는 섬유배향계수( $F_{\rho\theta}$ )를 제안하였고 이를 통해 다음과 같이 CFRP 배향각의 영향을 고려한 곡률반경 식을 제안하였다.

$$\rho_{\rho\theta} = \frac{F_{\rho\theta} E b t^3}{12 M^E}$$

4) CFRP 배향각이 [0]일 때만 적용가능한 기존의 작동변위( $\Delta h$ )와 곡률반경( $\rho$ ) 관계식의 한계성을 극복하고 다양한 배향각 조건에서도 적용가능한 작동변위( $\Delta h$ )와 곡률반경( $\rho$ ) 관계식을 다음과 같이 제안하였다.

$$\Delta h = \left( \frac{F_{\rho\theta} E b t^3}{12 M^E} \right) \left\{ 1 - \cos \left( \frac{6 M^E l}{F_{\rho\theta} E b t^3} \right) \right\}$$

위의 제안식을 기존의 식과 비교해본 결과, 제안식은 PZTCA의 CFRP 배향각의 변화에 따른 작동변위( $\rho$ )와 곡률반경( $\Delta h$ )의 관계를 명확히 제시해준다는 것을 확인할 수 있었다.

## 후 기

본 연구는 학술진흥재단 중점연구소 지원사업(과제번호: KRF-2004-055-D00047)으로 수행되었습니다. 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

## 참고문헌

- (1) Lawver, A., 2001, "Thunder<sup>®</sup>: A New Frontier in Research for Smart Materials," *Smart Materials Bulletin*, Issue 8, pp. 5-9.
- (2) Stephanie A. Wise, 1998, "Displacement Properties of RAINBOW and THUNDER Piezoelectric Actuators," *Sensors and Actuators A*, Vol. 69, pp. 33-38.
- (3) Karla M. Mossi, Gregory V. Selby and Robert G. Bryant, 1998, "Thin-layer Composite Unimorph Ferroelectric Driver and Sensor Properties," *Materials Letters*, Vol. 35, pp. 39-49.
- (4) Goo, Nam-Seo, Shin Seok-Jun, Park, Hoon-Cheol and Yoon, Kwang-Joon, 2001, "Design Analysis / Manufacturing / Performance Evaluation of Curved Unsymmetrical Piezoelectric Composite Actuator LIPCA," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 25, No. 10, pp. 1514-1519.
- (5) Yoon, Kwang-Joon, Park, Ki-Hoon, Lee, Sang-Ki, Goo, Nam-Seo and Park, Hoon-Cheol, 2004, "Analytical Design Model for Piezo-Composite Unimorph Actuator and Its Verification Using Lightweight Piezo-Composite Curved Actuators," *Smart Materials and Structures*, No. 13, pp. 459-467.
- (6) Kim, Cheol-Woong, Oh, Dong-Joon and Yoon, Kwang-Joon, 2005 "New Calculation Method for the Total Effective Moment of LIPCA Using Actuating Height," *International Pacific Conference on Automotive Engineering*, No. 186.
- (7) Dominique Gex, Yves H. Berthelot and Christopher S. Lynch, 2005, "Low Frequency Bending Piezoelectric Actuator with Integrated Ultrasonic NDE Functionality," *NDT&E International*, Vol. 38, pp. 582-588.
- (8) Kim, Cheol-Woong, Oh, Dong-Joon and Yoon, Kwang-Joon, 2005 "Performance Degradation due to the Interlaminar Conditions in Lightweight Piezoelectric Composite Actuator," *Advanced Materials Development & Performance*, No. 269.
- (9) Ronald F. Gibson, 1994, *Principles of Composite Material Mechanics*, McGraw Hill, pp. 190-269.
- (10) Song, Sam-Hong and Kim, Cheol-Woong, 2004, "Evaluation of Delamination Behavior in Hybrid Composite Using the Crack Length and the Delamination Width," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 28, No. 1, pp. 55-62.
- (11) Song, Sam-Hong and Kim, Cheol-Woong, 2004, "Evaluation of Delamination for Fiber Reinforced Metal Laminates Using a Pseudo Crack Model," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 28, No. 2, pp. 174-180.
- (12) Song, Sam-Hong and Kim, Cheol-Woong, 2004, "The Effect of Fiber Stacking Angle on the Relationship Between Fatigue Crack and Delamination Behavior in a Hybrid Composite Materials," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 28, No. 3, pp. 281-288.