120 대한기계학회논문집 A권, 제30권 제2호, pp. 120~127, 2006

〈 논문 〉

경량압전 복합재료 작동기의 작동범위를 이용한 총유효 모멘트(M^E)의 예측

김 철 웅†· 윤 광 준*

(2005년 6월 1일 접수, 2006년 1월 15일 심사완료)

Prediction of the Total Effective Moment (M^E) Using Stroke Range in Lightweight Piezoelectric Composite Actuator(LIPCA)

Cheol-Woong Kim and Kwang-Joon Yoon

Key Words: Lightweight Piezoelectric Composite Actuator(경량압전 복합재료 작동기, LIPCA), Stroke Range(작동범위, Δh), Total Effective Moment(총유효모멘트, M^E), Bernoulli-Euler Bending Moment(베르누이-오일러 굽힘모멘트, M), Residual Stress(잔류응력)

Abstract

The fatigue behavior of LIPCA was so sensitive to the manufacturing condition, the environmental factors and the change of the test apparatus. Therefore, we could be considering not only the relationship between the stroke range (Δh) and actuating frequency but also the relationship between the stroke range (Δh) and the total effective moment (M^E). Thus, this study proposed the calculation method of the applying M^E when the Δh of LIPCA was increased from 1mm to 20mm. To estimate the relationship between the total effective moment (M^E) and the Bernoulli-Euler bending moment (M) was reviewed. And the residual stress distribution of LIPCA and THUNDER using the CLT was evaluated. In conclusions, converting the Δh of LIPCA to the radius of curvature (ρ) and calculating the M^E, it was found that the ρ by the M^E changed similarly as the Δh. It was found that the M^E was 2.2 times as the M. While CFRP and PZT of LIPCA, which had the superior compressive characteristic, had the compressive residual stress, GFRP was subject to the tensile residual stress. Since this reversed configuration between the compressive residuals stress and the tensile one was made, the requirement of the stroke range (Δh) increase was satisfied.

1. 서 론

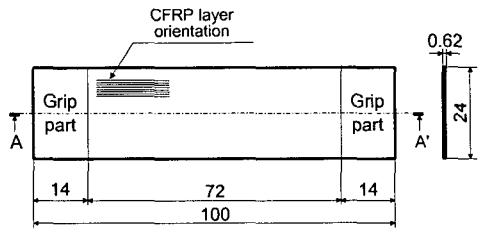
최근 내구성이 강하고 피로특성이 우수한 경량 압전세라믹 복합재료 작동기에 대한 연구가 매우 활발하게 진행되고 있다. 기존의 유니모프(unimorph) 압전 작동기는 변형률이 작기 때문에 큰 작동변위가 요구되는 경우 한계성이 있다. 또한, 피로하중에 의한 작동성능의 급격한 저하가 문제점으로 대두되고 있다. 이러한 단점을 해결하기 위해 바이모프(bimorphs) 압전 작동기가 개발된 바 있고, 내부물성을 변화시켜 산화물 세라믹층을 삽입한 RAINBOW(Reduced And INternally Biased Oxide Wafer) 압전 작동기가 개발된 바 있다. 최근 NASA에서는 박판 유니모프 작동기인 THUNDER(THin layer UNimorph DrivER)를 개발하여 상용화에 성공했다. 그러나 이상의 압전 작동기는 큰 작동변위에 비해 작동력이 작다는 단점이 있다. 특히, THUNDER는 PZT(lead zirconate titanate)와 알루미늄 박판, 스테인리스 스틸의 적

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

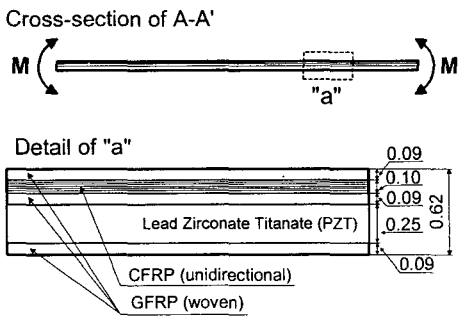
층구조로 이루어져 있어서 피로하중에 장시간 노출될 경우, 알루미늄 박판의 미세한 스크레치에 의해서도 급격한 피로파손이 발생할 가능성이 매우 크다. 또한, 균열발생시 균열개구변위(COD)와 응력확대계수(K)를 효과적으로 감쇄해 줄 수 있는 섬유강화 복합재료 보강층이 존재하지 않으므로 섬유가교효과(fiber bridging effect)와 같은 균열전파 억제기구를 기대할 수 없다. 따라서 THUNDER 표피층의 균열전파속도는 매우 빠르게 진행되고 이로 인해 PZT층의 갑작스런 취성파괴가 야기된다. 최근 본 연구그룹에서는 이상과 같은 THUNDER의 취약한 피로특성을 개선하고 더욱 우수한 작동성능을 발휘할 수 있는 압전세라믹 복합재료 작동기를 개발하는데 성공했다.[1~5] LIghtweight Piezoelectric Composite Actuator (이하, LIPCA)라고 명명된 고성능 압전세라믹 복합재료 작동기는 THUNDER에 사용되던 알루미늄 박판과 스테인리스 스틸을 CFRP 및 GFRP와 같은 섬유강화 복합재료로 대체하고 적층설계를 최적화하여 PZT층에서 섬유층으로의 응력전달 및 섬유가교효과를 극대화하였다. LIPCA의 적층구조가 THUNDER의 적층구조에 비해 피로특성이 우수함을 검증하기 위해 최근 다양한 연구가 수행되었다. 적용주파수의 조절을 통하여 작동범위(Δh)를 제어하는 LIPCA는 시험편의 제작조건과 환경적 요인, 실험장치의 미세한 변화에 매우 민감한 반응을 보인다. 이와 같이 주변 환경에 민감한 LIPCA의 피로특성 시험을 수행하기 위해서는 작동범위-주파수의 관계뿐만 아니라 작동범위-작용모멘트의 관계도 우선적으로 파악되어야 한다. 그러나 지금까지 LIPCA와 관련된 일련의 연구에서 작동범위와 작용모멘트의 관계를 평가한 연구는 아직 보고되지 않았다. 따라서 본 연구에서는 다음과 같은 내용을 수행하였다. 1) LIPCA의 작동범위(Δh)를 측정하여 총유효모멘트(total effective moment, M^E)를 산출하는 방법을 제안하였다. 총유효모멘트(M^E)를 산출해야하는 이유는 LIPCA의 작동범위를 결정하는 성형온도, 흡습, CFRP의 방향성이 총유효모멘트 계산에 의해 평가될 수 있기 때문이다. 또한, 예측된 M^E는 추후 LIPCA의 피로특성 평가 파라미터로 활용할 수 있기 때문이다. 2) 총유효모멘트(M^E)와 베르누이-오일러(Bernoulli-Euler) 굽힘모멘트(M)의 관계를 파악하였다. M^E는 LIPCA의 흡습열 영향과 CFRP의 이방성을 고려한 모멘트지만 M은 LIPCA를 단일재로 가정한 모멘트이다. 따라서 M^E와 M의 관계 해석을 통해서 CFRP의 흡습열과 이방성이 LIPCA의 작동범위에 미치는 영향을 파악할 수 있다. 3) 고전적층이론(Classical Lamination Theory, CLT)을 기초로 한 LIPCA와 THUNDER의 잔류응력 평가를 수행하고, 그 결과를 바탕으로 새로운 제작법을 제안하였다. 이상과 같은 연구목적으로 수행된 결과는 본 저자가 다년간 수행했던 섬유강화 복합재료의 피로거동 연구결과[6~12]와 접목하여 LIPCA의 피로특성을 현재보다 더욱 향상시키기 위한 자료로 활용될 것이다.

2. LIPCA의 제작

LIPCA는 열팽창계수가 크게 다른 재료가 적층되어 있는 구조이므로 경화 후 냉각과정에서 점차로 곡률(radius of curvature, ρ)을 형성하게 된다. 본 연구에서는 일반적인 열경화성 에폭시 수지의 성형온도인 130℃보다 40℃ 증가된 170℃에서 경화하여 음(-)의 열팽창계수(CTE)를 보유한 CFRP



(a) Geometries of LIPCA specimen



(b) Schematic diagram of cross-section A-A'

Fig. 1 Geometries and laminate configuration for LIPCA (unit : mm)

Table 1 Engineering constants of lamina strength for LIPCA component

Component Materials	Modulus					CTE	
	E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	G_{12} (GPa)	ν_{12}	ν_{21}	α_1^*	α_2^*
Piezoelectric Ceramic (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 : $(1\times10^{-6}\ ^{\circ}K^{-1})$, **UD : unidirectional

층의 ΔT 값을 극대화하였고, 그 결과 냉각 후 큰 곡률을 유도할 수 있다. 또한, 작동시 편심을 증가시키기 위하여 비대칭 적층구조로 설계하였다. Fig. 1(a)는 LIPCA 시험편의 형상과 치수를 나타낸 것이고, Fig. 1(b)는 Fig. 1(a)에 제시된 A-A' 단면을 확대하여 적층순서와 각층의 두께를 나타낸 것이다. Table 1은 LIPCA를 구성하는 PZT, UD CFRP, woven GFRP의 공학적 상수들을 나타낸 것이다. Table 1을 이용하여 고전적층이론(CLT) 해석을 수행하였고, 잔류응력 계산과 LIPCA의 공학적 상수 계산에 활용하였다.

3. 총유효모멘트(M^E)와 베르누이-오일러 굽힘모멘트(M)의 관계

3.1 LIPCA의 작동범위(Δh)를 이용한 총유효모멘트(M^E) 계산법

LIPCA는 압전효과로 나타나는 작동범위의 측정은 가능하지만, 가해지는 작용 모멘트 값을 예측하기는 매우 어렵다. 따라서 본 장에서는 Fig. 2에 제시한 Δh를 1mm부터 20mm까지 증가시켰을 경우, LIPCA에 작용하는 총유효모멘트(M^E)는 어떠한 변화를 나타내는지 예측할 수 있는 방법을 제안해 보았다. LIPCA에 적용된 CFRP, GFRP는 흡습열 영향(hygrothermal effect)을 고려해야 한다. 상온 25℃와 경화온도 170℃의 온도차(ΔT)에 의한 열팽창계수(CTE)의 영향과 흡습에 의한 영향을 고려하기 위해 식 (1), 식 (2)와 같이 전개하였다. 식 (1), 식 (2)에서 α는 열팽창계수(Coefficient of Thermal Expansion, CTE)이고, β는 수분확산계수(Coefficient of Moisture Expansion, CME)이다. 또한, [A]는 인장강성행렬, [B]는 커플링강성행렬, [D]는 굽힘강성

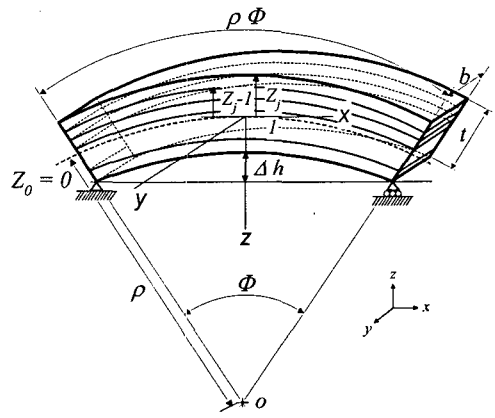


Fig. 2 Schematic diagram of flexural deformation under cyclic bending moment in LIPCA

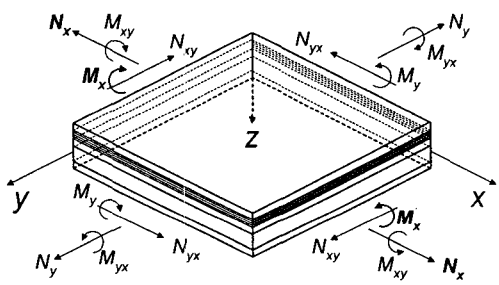


Fig. 3 Coordinate system for resultant forces (N) and resultant moments (M) in LIPCA

행렬이다. 식 (1), 식 (2)에서 M과 N이 작용하는 성분과 방향을 Fig. 3에 제시하였다.

$$\begin{aligned}\{N\} &= \int \{\sigma\}_k dz \\ &= \int [\overline{Q}]_k (\{\varepsilon^0\} + z\{k\} - \{\alpha\}_k \Delta T - \{\beta\}_k c)\, dz \\ &= [A]\{\varepsilon^0\} + [B]\{k\} - \{N^T\} - \{N^M\}\end{aligned} \tag{1}$$

$$\begin{aligned}\{M\} &= \int \{\sigma\}_k z\, dz \\ &= \int [\overline{Q}]_k (\{\varepsilon^0\} + z\{k\} - \{\alpha\}_k \Delta T - \{\beta\}_k c)\, z\, dz \\ &= [B]\{\varepsilon^0\} + [D]\{k\} - \{M^T\} - \{M^M\}\end{aligned} \tag{2}$$

성형 온도에 의한 외력 $\{N^T\}$와 흡습에 의한 외력 $\{N^M\}$은 각각 식 (3), 식 (4)와 같다. 또한, 성형온도에 의한 모멘트 $\{M^T\}$와 흡습에 의한 모멘트 $\{M^M\}$은 각각 식 (5), 식 (6)과 같다.

$$\{N^T\} = \int [\overline{Q}]_k \{\alpha\}_k \Delta T \, dz = \Delta T \sum_{k=1}^{N} [\overline{Q}]_k \{\alpha\}_k (z_k - z_{k-1}) \quad (3)$$

$$\{N^M\} = \int [\overline{Q}]_k \{\beta\}_k c \, dz = c \sum_{k=1}^{N} [\overline{Q}]_k \{\beta\}_k (z_k - z_{k-1}) \quad (4)$$

$$\{M^T\} = \int [\overline{Q}]_k \{\alpha\}_k \Delta T z \, dz = \Delta \frac{T}{2} \sum_{k=1}^{N} [\overline{Q}]_k \{\alpha\}_k (z_k^2 - z_{k-1}^2) \quad (5)$$

$$\{M^M\} = \int [\overline{Q}]_k \{\beta\}_k c z \, dz = \frac{c}{2} \sum_{k=1}^{N} [\overline{Q}]_k \{\beta\}_k (z_k^2 - z_{k-1}^2) \quad (6)$$

따라서, 총유효외력(N^E)과 총유효모멘트(M^E)는 각각 식 (7), 식 (8)과 같이 나타낼 수 있다.

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

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

식 (7), 식 (8)에서 $\{k\}$는 곡률(curvature)이다. 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(ρ)과 역수($\rho = 1/k$) 관계이다. 한편 Fig. 2에 제시한 LIPCA의 작동범위(Δh)는 레이저 변위측정계로 측정이 가능하므로 Δh 값을 Yoon 등[4]이 제안한 식 (10)에 대입하면 곡률반경(ρ)을 산출할 수 있다.

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

따라서, 식 (10)에서 계산된 곡률반경(ρ)을 곡률(k)로 환산하여 식 (8)에 대입하면 M^E를 계산할 수 있다. 식 (8)로부터 계산된 결과는 Fig. 4와 같다.

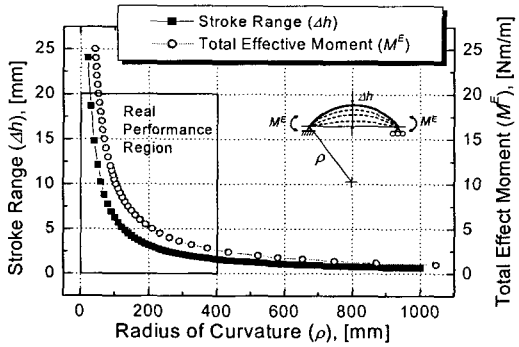


Fig. 4 Relationship between stroke range and radius of curvature (Δh-ρ) and total effective moment and radius of curvature (M^E-ρ) results from Eq. (1)~(10)

있다. 식 (8)로부터 계산된 결과는 Fig. 4와 같다. Fig. 4는 작동범위와 곡률반경의 관계 및 총유효모멘트와 곡률반경의 관계를 동시에 나타낸 것이다. 동일한 곡률반경(ρ) 범위 내에서 총유효모멘트(M^E)와 작동범위(Δh)의 변화는 거의 유사한 경향을 나타낸다. 그러나, LIPCA의 실제작동범위 영역 내에서 살펴보면 곡률반경 200mm를 전후하여 M^E와 Δh의 관계가 다른 구간에 비해 다소 편차가 나타났다.

3.2 총유효모멘트(M^E)와 베르누이-오일러 굽힘 모멘트(M)의 관계 해석

본 절에서는 LIPCA에 작용하는 총유효모멘트(M^E)와 베르누이-오일러의 적층보 이론[13]의 관계성을 파악해 보았다. M^E는 LIPCA에 작용하는 흡습열 영향과 CFRP의 이방성이 고려된 모멘트이다. 그러나 M은 LIPCA를 단일재로 해석한 모멘트이므로 M^E와 M의 관계 해석을 통해서 CFRP의 흡습열과 이방성 영향을 간접적으로 살펴볼 수 있다. LIPCA는 5장의 적층재가 비대칭적 구조로 이루어져 있지만 적층판의 수가 홀수인 경우 식 (11)을 적용할 수 있다.

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

여기서 b, t, ρ는 Fig. 2에 제시된 바와 같이 LIPCA의 폭, 두께, 곡률반경이다. Fig. 2의 z_i는 jh/N 와 같다.

Table 2 Laminate engineering constants for LIPCA vs. THUNDER calculate to CLT

Engineering constant	LIPCA	THUNDER
E_1 (GPa)	71.1	78.9
E_2 (GPa)	36.1	78.9
ν_{12}	0.26	0.30
ν_{21}	0.13	0.30
G_{12} (GPa)	11.7	30.8

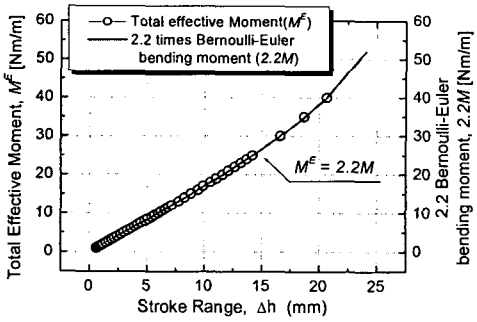


Fig. 5 Comparative analysis of the total effective moment(M^E) using Eq. (1)~(10) and 2.2 times Bernoulli-Euler bending moment (*2.2M*)

식 (11)은 동일한 재료를 적층한 경우도 단일재로 가정하여 해석할 수 있으므로 식 (12)와 같이 간단하게 표현된다.

$$M = \frac{EI_{yy}}{\rho} = \frac{Ebh^3}{12\rho} \tag{12}$$

식 (12)에서 E는 Table 2에 제시된 CLT에 의해 구해진 LIPCA의 E_1을 취할 수 있고, 곡률반경(ρ)은 Fig. 4에 제시된 범위를 취할 수 있다. 그 결과, 총유효모멘트(M^E)와 베르누이-오일러 굽힘모멘트(M)는 2.2배의 관계성이 있음을 알 수 있다. 따라서 식 (8)과 식 (12)를 이용하여 식 (13)과 같은 식을 제안할 수 있다.

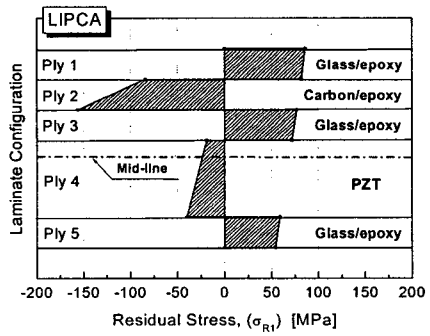
$$M^E = 2.2\,M = 2.2\left(\frac{Ebh^3}{12\rho}\right) \tag{13}$$

제안한 식 (13)을 검증하기 위해 LIPCA의 실제 작동범위 1~20mm일 때의 M^E와 2.2M의 관계를 Fig. 5와 같이 나타내었다. 식 (1)부터 식 (10)까지를 활용한 총유효모멘트(M^E)의 그래프와 식 (13)에서 제안한 2.2M의 그래프는 LIPCA의 실제 작동변위 내에서 정확히 일치되고 있음을 알 수 있다. 또한 LIPCA가 최대진폭(20mm)일 때, 가해지는 총유효모멘트(M^E)는 약 37Nm/m 임을 알 수 있었다. 이상과 같이 M^E=xM에서 x는 흡습열과 CFRP의 이방성이 모멘트에 미친 효과라고 설명할 수 있으며, 그 결과는 M^E=2.2M으로 정의된다. 즉, 식 (13)으로부터 흡습열과 CFRP의 이방성이 LIPCA에 미친 효과는 단일재로 해석된 경우에 비해 2.2배의 모멘트 증가를 유발했음을 알 수 있다. 그러나 제안한 식 (13)을 더욱 일반적인 해로 적용하기 위해서 CFRP의 배향이 변화하였을 때도 M^E=2.2M의 관계가 성립하는가에 대한 평가와 만약 M^E=2.2M의 관계가 변화한다면 CFRP의 섬유배향각이 모멘트에 어떤 영향을 미치는가에 대한 연구가 수행되어야 할 것이다. 따라서, 현재 본 저자는 후속연구로 CFRP의 섬유배향각이 총유효모멘트(M^E)와 베르누이-오일러 굽힘모멘트(M)의 관계에 미치는 영향에 대한 연구를 수행 중이다.

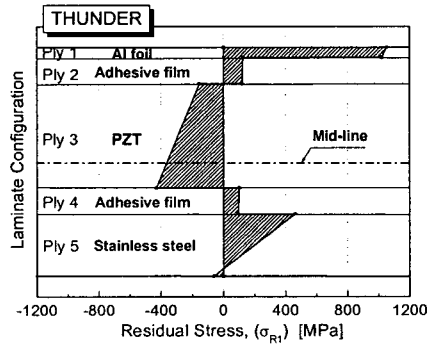
4. 고전적층이론(CLT)을 이용한 LIPCA와 THUNDER의 잔류응력 평가

본 장에서는 오토크레이브 진공성형 후 형성되는 LIPCA와 THUNDER의 잔류응력과 그 영향에 대해 평가하였다. LIPCA의 잔류응력 분포는 작동범위 및 작동효율에 큰 영향을 미친다. 압축응력에는 강하지만 상대적으로 인장응력에 약한 PZT 층에 인장과 압축이 동시에 걸린다면 LIPCA의 작동성능은 크게 저하하게 된다. Fig. 6은 Table 1에 주어진 LIPCA와 THUNDER의 공학적 상수 값을 고전적층이론(CLT)을 통하여 해석한 층간 잔류응력 분포 결과이다. Fig. 6(a)에 나타낸 LIPCA는 강한 방향성을 지닌 UD CFRP 층에 의해 x축방향 잔류응력(σ_{R1})과 y축방향 잔류응력(σ_{R2})이 전혀 다른 분포를 나타내지만, 작동시 x축 방향으로 순수굽힘을 받기 때문에 σ_{R2}의 영향은 극히 미소하다. 또한, Fig. 6(b)에 나타낸 THUNDER는 구성재료의 모든 층에서 x축 방향과 y축 방향의 공학적 상수가 같기 때문에 x축 방향의 잔류응력(σ_{R1})과 y축 방향의 잔류응력(σ_{R2})이 같은 분포를 나타낸다. 따라서 Fig. 6에서는 σ_{R2}에 대한 영향은 고려하지 않았다. 한

편, THUNDER의 성형 전 두께는 0.58mm이지만 성형 후 측정두께는 0.55mm로 나타났다. 성형 후 0.03mm의 두께 감소가 발생했다. 그 이유는 오토크레이브 진공성형 중 80℃ 이상에서 접착필름의 수지유동이 발생하였고, 진공압의 영향으로 A-stage 상태에서 잉여수지 배출이 이루어졌기 때문이다. 잉여수지 배출은 접착 필름의 초기두께 0.0775mm를 경화 후 각각 0.0625mm로 감소시켰다. 이는 접착필름 두께의 약 20% 정도가 감소된 것이다. 따라서 경화 후 발생된 잔류응력[Fig. 6(b)]은 성형 후 두께를 기준으로 THUNDER의 총 두께를 0.55mm로 적용하였다. Fig. 6(b)를 살펴보면 THUNDER는 알루미늄 박판층에 매우 큰 인장응력이 작용함을 알 수 있다. 일반적으로 알루미늄은 피로수명 향상을 위해 표면층에 압축 잔류응력이 존재하도록 국부 소성변형 처리[14]를 수행하여 인장하중에 의한 균열의 발생과 진전에 효율적으로 대처하고 있다.



(a) LIPCA



(b) THUNDER

Fig. 6 Residual stress (σ_{R1}) distributions of LIPCA versus THUNDER

그러나 THUNDER는 반대로 표면인 알루미늄 박판층에 비교적 큰 인장 잔류응력이 작용하고 있다. 또한, 작동특성상 알루미늄 박판층에는 항상 응력비(R)가 양(+)으로 나타나기 때문에 알루미늄 박판층의 인장 잔류응력은 균열의 발생과 전파를 더욱 가속화시킨다. 따라서, THUNDER의 알루미늄 박판층에 미세한 스크레치가 발생된다면 비교적 큰 인장 잔류응력은 균열발생수명(N_i)을 단축시킬 뿐만 아니라, LIPCA에서 나타나는 섬유가교효과와 같은 균열진전억제기구를 기대할 수 없으므로 균열전파수명(N_p) 또한 현저하게 저하될 것이다. 결과적으로 THUNDER의 피로파손형태는 PZT의 취성특성과 부합하여 급격한 균열전파를 나타낼 것으로 판단된다. 한편, 적층구조의 특성을 비교해보면 Fig. 6(a)의 LIPCA는 응력전달의 효과적인 분배를 유도하고, CFRP와 PZT의 직접적인 접촉으로 인한 갈바닉 부식방지 및 CFRP의 외부노출을 방지하기 위해 직조형 GFRP를 삽입하여 PZT와 CFRP의 직접적인 접촉을 방지했음을 알 수 있다. 전체적인 잔류응력 분포를 살펴보았을 때 PZT에는 압축 잔류응력만 작용하여 압축에 강한 PZT 특성에 부합되게 설계되었음을 알 수 있다. 또한, E_1 값이 CFRP의 1/10에 불과한 GFRP 층은 3개의 층에서 모두 유사한 크기의 인장 잔류응력을 받고 있어서, 작동 시 CFRP 층과 PZT 층에 집중될 응력을 효과적으로 분산할 수 있는 구조임을 알 수 있다. CFRP 층은 섬유방향의 열팽창계수(α_1)가 음의 값을 나타내므로 경화시에는 수축하였다가 서냉 시에는 다시 팽창하는 특성으로 인해 LIPCA에 곡률을 부여하게 된다. 그 결과, CFRP 층의 잔류응력은 경화시 섬유방향 수축으로 인해 압축 잔류응력이 작용하고 있다. LIPCA의 각 층에 작용하는 잔류응력 분포에 대한 조화도를 살펴보았을 때, CFRP와 PZT 층은 압축 잔류응력이 작용하고, 그 사이에 삽입된 GFRP는 인장 잔류응력이 작용하므로 음(-)과 양(+)의 잔류응력이 서로 상응하는 구조를 이루고 있어서 작동범위를 증대시킬 수 있는 조건을 만족한다. 또한, 하나의 층에 압축과 인장 잔류응력이 공존하므로 발생할 수 있는 잔류응력의 상쇄는 발생하지 않는 구조이다. 다만, 잔류응력 분포에 있어서 향후 고려해야할 문제는 LIPCA의 작동성능 향상을 위해서 CFRP 층의 최적 곡률과 최적 압축 잔류응력 값을 구하는 것이다. 선행된

연구[2]를 살펴보면 THUNDER의 제작법과 같이 LIPCA도 경화 시에 인위적으로 곡률을 부여하여 성형한 경우도 있었다. 그러나 그 경우 CFRP 층의 압축 잔류응력은 부여된 곡률과 반대방향으로 작용하므로 오히려 잔류응력이 상쇄되는 역효과가 나타날 수 있다. 따라서 최적의 곡률과 압축 잔류응력의 생성은 경화온도의 조절을 통해 수행하는 것이 바람직하다고 판단한다. 경화온도를 증가시킬수록 CFRP 층의 압축 잔류응력은 더욱 증가하겠지만, 일반적으로 350℃ 이상의 온도에서는 PZT가 본래의 강유전적 특성을 잃을 수 있다. 또한, 열경화성 에폭시는 250℃에서 최대발열량과 최대 가교결합력을 나타낸다. 이상을 고려하여 현재의 경화온도(170℃)보다 높은 200℃~250℃의 경화온도에서도 높은강도와 화학적 안정성을 갖춘 에폭시 수지를 이용하여 곡률이 증가된 LIPCA를 제작해 볼 필요가 있다. 추후에는 이와 같이 제작된 LIPCA를 이용하여 잔류응력 변화와 피로특성 전반에 대한 연구를 수행할 예정이다.

5. 결 론

본 연구에서는 LIPCA의 작동범위(Δh)로부터 총유효모멘트(M^E)를 예측할 수 있는 방법을 제안하였다. 또한 총유효모멘트(M^E)와 베르누이-오일러 굽힘모멘트(M)의 관계를 파악하여 흡습열과 CFRP의 이방성이 LIPCA의 모멘트 특성에 미치는 영향을 평가하였다. 그리고, 고전적층이론을 이용하여 LIPCA와 THUNDER에 각각 작용하는 잔류응력을 비교·평가해보았다. 본 연구에서 얻어진 결과는 다음과 같다.

(1) LIPCA의 작동범위를 곡률반경(ρ)으로 환산하여 총유효모멘트(M^E)를 계산해보면, 곡률반경에 따른 총유효모멘트(M^E)와 작동범위(Δh)의 변화는 거의 유사한 경향을 나타냄을 알 수 있었다. 그러나 LIPCA의 곡률반경 200mm를 전후하여 M^E와 Δh는 다소 편차가 나타났다.

(2) 총유효모멘트(M^E)와 베르누이-오일러의 적층보 굽힘모멘트(M)는 2.2배의 관계성이 있음을 평가할 수 있었다. 따라서 다음과 같은 간단한 형태의 식을 제안하게 되었다.

$$M^E = 2.2\,M = 2.2\left(\frac{Ebh^3}{12\rho}\right)$$

제안된 식으로부터 LIPCA에 작용하는 흡습열과 CFRP의 이방성은 2.2배의 모멘트 증가를 유발한다는 것을 알 수 있었다.

(3) THUNDER의 잔류응력 해석결과, 알루미늄 박판층에 큰 인장 잔류응력이 작용함을 알 수 있었다. 부하 시 응력비(R)가 양(+)으로 작용하는 알루미늄 박판층에 이와 같이 큰 인장 잔류응력이 작용할 경우 피로특성은 급격히 저하된다. 따라서, 알루미늄 박판층의 미세한 스크레치가 균열 진전을 가속화하고 PZT 층의 취성파괴는 매우 빠르게 진행된다.

(4) LIPCA의 잔류응력 해석결과, 압축특성이 우수한 CFRP와 PZT층에서는 압축 잔류응력이 작용하고, GFRP에서는 인장 잔류응력이 작용함을 알 수 있었다. 이처럼 압축과 인장 잔류응력이 각층마다 서로 상응하는 구조를 이루고 있으므로 작동범위의 증가와 회복을 원활히 수행할 수 있다. 또한, 하나의 층에 압축과 인장 잔류응력이 공존하며 발생하는 잔류응력 상쇄는 나타나지 않으므로 매우 안정적 구조임을 알 수 있다.

후 기

본 연구는 학술진흥재단 중점연구소 지원사업(과제번호: KRF-2004-005-D00047)으로 수행되었습니다. 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

(1) Goo, N. S., Shin, S. J., Park, H. C. and Yoon, K. J., 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.

(2) Park, K. H., Yoon, K, J. and Park, H. C., 2002, "Development of Lightweight Piezo-composite Curved Actuator," *Journal of the KSAS*, Vol. 30, No. 5, pp. 94~100.

(3) Kim, K. Y., Park, K. H., Yoon, K. J. and Park, H. C., 2003, "Experimental Performance Evaluation and Comparison for Lightweight Piezo-Composite Actuator LIPCA," *Journal of the KSCM*, Vol. 16, No. 2, pp. 41~47.

(4) Yoon, K. J., Park, K. H., Lee, S. K., Goo, N. S. and Park, H. C., 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.

(5) Yoon, K. J., Kim, K. Y., Goo, N. S., Park, H. C. and Haw, J. R., 2004, "Actuator Performance Degradation of Piezo-Composite Actuator LIPCA Under Cyclic Actuation," *Key Engineering Materials*, Vols. 261-263, pp. 1331~1336.

(6) Song, Sam-Hong and Kim, Cheol-Woong, 2001, "The Delamination and Fatigue Crack Propagation Behavior in Al5052/AFRP Laminates Under Cyclic Bending Moment," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 25, No. 8, pp. 1277~1286.

(7) Song, Sam-Hong and Kim, Cheol-Woong, 2003, "Fatigue Crack and Delamination Behavior in the Composite Material Containing a Saw-cut and Circular Hole (I)," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 27, No. 1, pp. 58~65.

(8) Song, Sam-Hong and Kim, Cheol-Woong, 2003, "The Analysis of Fatigue Behavior Using the Delamination Growth Rate (dA_D/da) and Fiber Bridging Effect Factor (F_{BE}) in Al/GFRP Laminates," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 27, No. 2, pp. 317~326.

(9) Song, Sam-Hong and Kim, Cheol-Woong, 2003, "Analysis of Delamination Behavior on the Stacking Sequence of Prosthetic Foot Keel in Glass Fiber Reinforced Laminates," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 27, No. 4, pp. 623~631.

(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.

(13) Ronald F. Gibson, 1994, *Principles of Composite Material Mechanics*, McGraw Hill, pp. 190~269.

(14) William D. Callister, Jr., 2003, *Materials Science and Engineering an Introduction*, John Wiley & Sons, Inc. pp. 217~220.