

〈論 文〉

복합재 적층셀의 비선형 수치해석 및 실험

조원만* · 이영신** · 윤성기***

(1993년 3월 5일 접수)

Nonlinear Numerical Analysis and Experiment of Composite Laminated Shell

Won-Man Cho, Young-Shin Lee and Sung-Kie Youn

Key Words : Composite Laminated Shell(복합재 적층셀), Finite Element Method(유한요소법), Nonlinear Behavior(비선형 거동), Geometric Nonlinear(기하학적 비선형), Material Nonlinear(재료적 비선형), Combined Nonlinear(복합적 비선형)

Abstract

A finite element program using degenerated shell element was developed to solve the geometric, material and combined nonlinear behaviors of composite laminated shell. The total Lagrangian method was implemented for geometric nonlinear analysis. The material nonlinear behavior was analyzed by considering the matrix degradation due to the progressive failure in the matrix and matrix-fiber interface after initial failure. The result of the geometric nonlinear analysis showed good agreement with the other exact and numerical solutions. The results of the combined analyses considered both geometric and material nonlinear analyses were compared with the experiments in which internal pressure was applied to the filament wound antisymmetric tubes.

기 호 설 명

$\{a\}$: 요소절점 변위벡터	N	: 요소의 형상함수
$[B]$: 변형률-변위행렬	n	: 요소의 절점수
$[C]$: 등가강성행렬	P	: 내압
$[D]$: 변환 등가강성행렬	$\{P\}$: 내부 등가힘벡터
$DF1, DF2, DF3$: 물성저하계수	q_0	: 균일등분포하중
F_i, F_{ij}	: Tsai-Wu파열기준에서의 제2 및 제4 차 강도텐서	$[S]$: 킴플라이언스행렬
$\{f\}$: 외부힘벡터	$[T], [T']$: 변환행렬
G_{12}, G_{13}, G_{23}	: 1-2, 1-3, 2-3면에서의 전단강성계수	$\{u\}$: 전체좌표계에서의 변위 벡터
$[K_T]$: 접선강성행렬	u_i, v_i, w_i	: 국부좌표계에서의 단위 벡터
$[K_\sigma]$: 기하학적 강성행렬	x, y, z	: 전체좌표계
L	: 길이	x', y', z'	: 국부좌표계
		α, β	: 국부좌표 y', x' 에 관한 회전
		δ	: 변위
		$\{\epsilon\}$: 재료좌표계에서의 변형률 벡터
		$\{\epsilon'\}$: 국부좌표계에서의 변형률 벡터
		ξ, η, ζ	: 곡선좌표계
		$\{\sigma\}$: 재료좌표계에서의 응력벡터

*정회원, 국방과학연구소

**정회원, 충남대학교 기계설계공학과

***정회원, 한국과학기술원 기계공학과

$\{\sigma\}$: 국부좌표계에서의 응력벡터
$\{\phi\}$: 잔류 절점력벡터
하첨자	
k	: 하중증분내에서의 반복회수 또는 적층재의 k 번째 층
i	: 절점
L	: 선형항
NL	: 비선형항
상첨자	
n	: 하중증분수

1. 서 론

그동안 2차 구조재료만 사용되어 오던 복합재료는 1980년대 이후 아라미드섬유(aramid fiber) 복합재, 탄소섬유(carbon fiber) 복합재 등의 재료발전 및 생산가격 하락, 물성 개선 등의 꾸준한 향상으로 높은 비강도(강도/무게), 비강성(강성/무게), 저열팽창계수 등이 필수 설계 요구 조건인 항공기의 날개 및 동체, 압력용기, 유도탄의 로켓 모터케이스(rocket motor case) 등의 항공우주 분야에서의 1차 구조재료로서 그 적용성이 점차 증대되고 있다.^(1,2) 특히 항공 우주 분야의 구조재료 사용되는 경우에는 무게경량화가 가장 중요한 설계조건으로 요구되고 있으므로 대부분 얇은 적층 구조물이 적용되고 있으며, 이에 따라 선형거동과는 많이 차이가 유발되는 기하학적 및 재료적 비선형거동이 유발되므로 비선형해석의 필요성이 요구된다.

지금까지 복합재 적층 구조물의 기하학적 비선형(geometrical nonlinear)에 관한 연구는 다소 제시되어 있으며,^(3,4,5) 이방성 재료로서 Huber-Mises항복 함수에 의한 이방성 적층구조의 탄소성거동연구^(6,7)가 일부 진행되었을 뿐이다. 그러나 복합재 적층 구조물은 하중이 증가됨에 따라 초기파손 이후 지지 물성저하가 유발되며 이에 따라 재료적 비선형(material nonlinear) 거동이 유발된다. 그러나 실제 구조물에서는 재료적 비선형 거동이 유발되면 기하학적 형상을 변화시키고, 이는 재료적 비선형 거동에 기하학적 비선형 거동이 함께 고려되는 복합적 비선형(combined nonlinear) 거동 해석이 요구되나 아직까지 거의 제시되어 있지 않다.

그러므로 본 연구에서는 지지(matrix)에서의 초

기파손 이후의 지지물성저하(matrix degradation)를 고려한 재료적 비선형 거동을 유한요소 해석 과정에 도입하여, 재료적 비선형 해석을 시도하였고, 또한 재료적 비선형과 기하학적 비선형 거동이 함께 고려된 복합적 비선형 해석도 수행하였다.

본 해석 프로그램의 기하학적 비선형 해석에 관한 유용성 및 정확도는 기존의 다른 수치해와 비교하여 입증하였으나, 복합적 비선형 해석치는 비교할 만한 기존 수치해가 없으므로 실제 실험을 통하여 내압이 작용되는 탄소섬유 역대칭 적층튜브의 내압-변위, 내압-변형률 선도를 구하여 복합적 비선형 해석치와 비교, 검토하였으며, 비교적 잘 일치하고 있음을 규명하였다.

2. 적용모델 및 이론

2.1 구성 방정식(constitutive equation)

복합재 적층 구조물의 각층이 3차원 응력상태에 있을 때, k 번째 적층의 재료방향(1, 2, 3 방향)에 대한 응력-변형률 관계는 다음과 같다.

$$\{\varepsilon\}_k = [S]_k \{\sigma\}_k \quad (1)$$

여기서 $[S]_k$ 는 k 번째 층에서의 컴플라이언스 행렬이다.

중양면에 수직인 응력성분에 관한 변형률 에너지는 무시한다는 가정에 의하여 3방향으로의 수직응력이 없다고 하면 응력성분은 다음과 같다.

$$\{\sigma\}_k = \{\sigma_1, \sigma_2, \sigma_{12}, \sigma_{13}, \sigma_{23}\} \quad (2)$$

만일 재료방향이 국부좌표계에 대하여 θ° 회전되어 있다면(Fig. 1 참조)국부좌표계에 대한 응력 및 변형률 성분은 다음과 같다.

$$\{\sigma\}_k = [T] \{\sigma'\}_k \quad (3)$$

$$\{\varepsilon\}_k = [T'] \{\varepsilon'\}_k \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \{\sigma'\}_k &= [T]^{-1} [C]_k [T'] \{\varepsilon'\}_k \\ &= [D]_k \{\varepsilon'\}_k \end{aligned} \quad (5)$$

여기서 $[D]_k$ 는 k 번째 층에서의 변환 등가 강성행렬로서, 섬유 적층각 θ 에 따라서 각 층마다 달라진다.

또한 복합재 적층재는 등방성 재료에 비하여 면내강성 계수에 대한 횡전단 강성계수의 비가 매우 작으므로 횡전단 변형 효과는 두께/폭이 1/30 이상인 경우에도 무시할 수 없다.⁽⁷⁾ 복합재 적층구조에 대한 전단 변형이론은 아직 정립되어 있지 않으나,

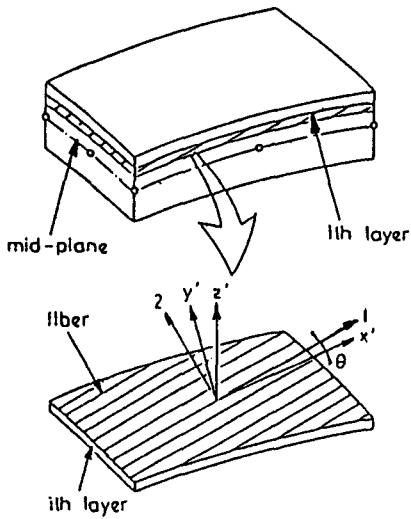


Fig. 1 Material and local axes in the laminated structure

본 연구에서는 변형전에 중앙면에 수직이며 직선인 선은 변형후에도 직선은 유지하나 반드시 중앙면에 수직을 유지하지 않는다는 가정하에 층간 전단변위의 연속조건을 만족시킨 1차 전단 변형이론을 적용하여 전단 수정계수를 구한 후 전단강성계수에 적용시켰다.

2.2 재료 비선형 모델

지금까지 일반적으로 적용해 온 고전 적층 이론(classical laminate theory)에서는, 거시적 관점에서 초기파손 이후에는 손상된 층의 기지강성이 전혀 없고 섬유만이 하중을 견디다고 가정하여 해석하였으나, 실제 적층구조물에서는 최종 파손에 이를때까지 상당한 부가적 하중을 견디므로 이는 실제 거동과는 차이가 있다. 즉 초기파손이후 섬유에 연하여 균열이 진전되어 하중증가에 따라 포화 수준에 이르면 극한 파손된다. 그러나 균열이 진전됨에 따라 국부적 응력집중으로 내부 응력에 변화를 주며 유효강성이 감소된다고 가정하여 초기파손이후 균열이 진전된 층을 낮은 강성으로 대체하는 방법이 제안되고 있다.⁽⁸⁾ 또한 초기파손 부위가 점차 증가됨에 따라 그 적층구조는 변형이 점차 증가되므로 재료적 비선형 거동을 보이게 될 것이다.

본 연구에서는 좀 더 실질적 거동에 가깝도록 초기파손 이후 손상된 층의 국부적 손상부위를 기지 물성 감소계수(degradation)를 적용한 저하된 물

성으로 대체시켜가면서 유한 요소 계산 과정에 적용시켜 부가적 하중에 따른 재료적 비선형 거동을 해석하였다.

복합 응력상태의 초기파손 조건식은 일반적으로 적용되고 있는 3차원 Tsai-Wu파손식을 사용하였다. 그러나 Tsai-Wu식으로 파손모드를 결정할 수 없으며, 단지 초기파손 여부를 판별하는데 적용하였다.

$$f(\sigma) = F_{ij}\sigma_i\sigma_j + F_i\sigma_i \leq 1 \quad i, j=1, 2, \dots, 6 \quad (6)$$

(6)식을 정리하여 표현하면 다음식과 같다.

$$F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 + F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 + F_{44}\sigma_4^2 + F_{55}\sigma_5^2 + F_{66}\sigma_6^2 \leq 1 \quad (7)$$

여기서 $\sigma_4 = \sigma_{23}$, $\sigma_5 = \sigma_{13}$, $\sigma_6 = \sigma_{12}$ 이다.

물성저하는 기지의 강성저하에 의한 횡방향 강성계수, 전단강성계수, 푸아송 비를 감소시켜 적용하였으며 다음식과 같다.

$$E_2 = (DF1) \cdot E_2^0 \quad (8)$$

$$G_{12} = (DF2) \cdot G_{12}^0 \quad (9)$$

$$\nu_{12} = (DF3) \cdot \nu_{12}^0 \quad (10)$$

단, 윗첨자는 0은 손상이 되지 않은 물성값이다. 기지물성저하에 관한 정립된 방법은 아직 확실히 제시되어 있지 않다. 그러나 기지 강성의 상대적 감소는 횡방향 강성 및 전단강성의 상당한 감소에 의한 것이며, 수정된 혼합법칙(modified rule of mixture)에 의한 미시적-거시적해석(micromacro mechanics analysis; MIC-MAC) 및 인장 시험치에 의하여 반경험적으로 DF를 계산한 값을 각종 적층 재료에 대하여 Tsai가 제시⁽⁸⁾하였으며, 본 해석에서는 이 값을 적용하여 해석하였다(Table 1 참조). 그러나 DF값 정립에 있어서는 상당한 연구

Table 1 Degradation factor(DF) values based on matrix degradation

Properties	Material	Carbon T300/epoxy
DF(E ₁ [*])		0.20
DF1(E ₂ [*])		0.31
DF2(G ₁₂ [*])		0.27
DF3(ν ₁₂ [*])		0.20

* means degradation from intact to degraded matrix.

와 각종 재료에서의 적층각, 적층수를 달리한 실험적 보증으로 보완되어야 한다.

본 연구에서는 증분/반복 계산과정을 적용하여 해석하였으며, 점진적 물성 저하(progressive degradation)의 수치계산은 Newton-Raphson 방법을 사용하였다.

3. 유한요소 정식화

셀이론의 복잡성을 피하고 직접 요소분할이 가능하며, 독립적인 3차원 변위와 회전을 갖는 등계수 요소에 degeneration과정을 통하여 두께방향을 처리한 degenerated셀 요소^(9,10)를 적용하였다.

3.1 좌표 및 변위장

Fig. 2에 도시된 바와 같이 셀요소의 외표면은 곡면이며, 주어진 직교좌표계에서의 절점좌표는 중앙면 좌표 i_{mid} 로 표시하였고, ξ, η 및 셀요소 중앙면에서의 곡선좌표 ζ 는 두께 선형좌표로써 -1, 1 사이에서 변화하는 값이므로 직교좌표와 곡선좌표 계간에는 다음식들을 얻을 수 있다.

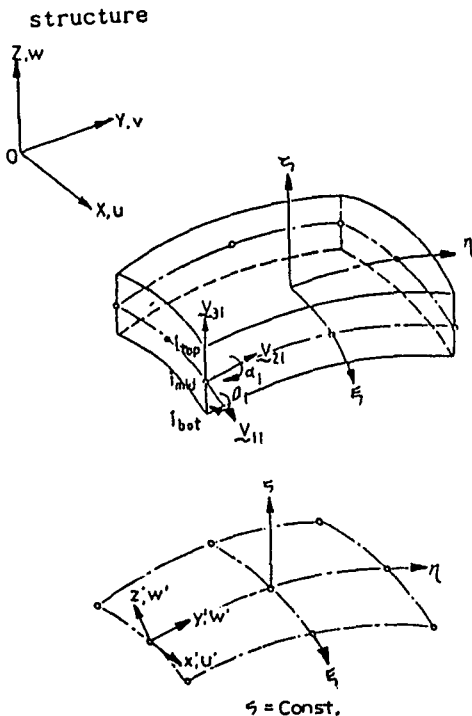


Fig. 2 Global and nodal coordinate system

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta) \begin{Bmatrix} x_i \\ y_i \\ z_i \end{Bmatrix}_{mid} + \sum_{i=1}^n N_i \frac{\zeta}{2} \tilde{V}_{3i} \quad (11)$$

(11)식에서 벡터 \tilde{V}_{3i} 는 Fig. 2에서 알 수 있는 바와 같이 윗면과 아랫면을 연결하는 두께 방향 벡터로서 정의한다.

$$\tilde{V}_{3i} = \begin{Bmatrix} x_i \\ y_i \\ z_i \end{Bmatrix}_{top} - \begin{Bmatrix} x_i \\ y_i \\ z_i \end{Bmatrix}_{bottom} \quad (12)$$

또한 중앙면에 수직한 방향의 변형률을 무시한다고 가정하고, Fig. 2에 표시된 바와 같이 두 직교 방향 단위벡터 $\tilde{V}_{2i}, \tilde{V}_{3i}$ 에 대한 회전을 α_i, β_i 라 하면 전체 좌표계에 대한 변위성분은 다음식과 같다.⁽¹⁰⁾

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} = \sum_{i=1}^n N_i \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \\ w_i \end{Bmatrix}_{mid} + \sum_{i=1}^n N_i \zeta \frac{t_i}{2} [V_{1i}, -V_{2i}] \begin{Bmatrix} \alpha_i \\ \beta_i \end{Bmatrix} \quad (13)$$

여기서 등계수 형상함수 N_i 값은 적합조건을 만족하는 함수이므로, 변위의 적합성은 이웃 요소간에 유지된다. 또한 Fig. 2에서 벡터 \tilde{V}_{1i} 는 \tilde{V}_{3i} 에 수직하여 xz 평면에 평행하다고 정의하면 다음식으로 표현된다.

$$\tilde{V}_{1i} = \tilde{i} \times \tilde{V}_{3i} \quad (14)$$

여기서, \tilde{i} 값은 x 방향의 단위벡터이다. 그러므로 \tilde{V}_{2i} 는 다음식과 같다.

$$\tilde{V}_{2i} = \tilde{V}_{3i} \times \tilde{V}_{1i} \quad (15)$$

3.2 기하학적 비선형 공식화

기하학적 비선형해석을 위하여 총 라그랑지안(total lagrangian) 방법을 적용하였으며, 적절한 회전을 고려한 von Karman가정을 도입하였다. 재료적 비선형 해석방법과 마찬가지로 기하학적 비선형해석에서도 증분/반복과정을 적용하였고, 이 과정에서 항상 잔류력이 존재하며 다음식과 같다.

$$\{\phi(a)\}_k^n = \int_v [\bar{B}]^T \{\sigma\}_k^n - \{f\}^n \cong 0 \quad (16)$$

(16)식의 변위 변화량 da 에 관한 변분을 취한 후 정리하면 다음과 같다.

$$\{\delta\phi\} = \int_V [d\bar{B}]^T \{\sigma\} dV + \int_V [\bar{B}]^T \{\delta\sigma\} dV \quad (17)$$

변형률-변위행렬 $[\bar{B}]$ 는 선형항 $[B_L]$ 과 비선형항 $[B_{NL}]$ 로 나눌수 있다.

$$[\bar{B}] = [B_L] + [B_{NL}] \quad (18)$$

$$[d\bar{B}]^T = [dB_{NL}]^T \quad (19)$$

윗 식들을 이용하여 정리하면 (17)식은 (20)식과 같이 표현된다.

$$\{\delta\phi\} = \int_V [dB_{NL}]^T \{\sigma\} dV + \int_V [\bar{B}]^T [D] [\bar{B}] dV = [K_T] da \quad (20)$$

$$\text{여기서 } [K_T] = [K_\sigma] + [K_L] + [K_{NL}] \quad (21)$$

$$[K_\sigma] = \int_V [dB_{NL}]^T \{\sigma\} dV \quad (22)$$

$$[K_L] + [K_{NL}] = \int_V [\bar{B}]^T [D] [\bar{B}] dV \quad (23)$$

또한 각층의 중앙면에 대한 Green-Lagrange 변형률은 다음과 같다.

$$\{\varepsilon'\} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_{x'} \\ \varepsilon_{y'} \\ \varepsilon_{x'y'} \\ \varepsilon_{x'z'} \\ \varepsilon_{y'z'} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u',_{x'} \\ v',_{y'} \\ u',_{y'} + v',_{x'} \\ u',_{z'} + w',_{x'} \\ v',_{z'} + w',_{y'} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \frac{1}{2}(w',_{x'})^2 \\ \frac{1}{2}(w',_{y'})^2 \\ (w',_{x'}) \cdot (w',_{y'}) \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} = \{\varepsilon_L\} + \{\varepsilon_{NL}\} \quad (24)$$

3.3 적용요소

등계수 요소중에 가장 널리 적용되는 8절점 요소를 적용하였으며, 정상적분(normal integration, 3×3 Gauss 적분)을 사용하면 두께감소에 따라 해의 고정(locking) 및 무에너지(zero energy) 현상이 발생되므로 이러한 문제점을 개선하기 위하여 감소적분(reduced integration)을 적용하였다.

• 구석절점

$$N_i = \frac{1}{4}(1 + \xi \xi_i)(1 + \eta \eta_i)(\xi \xi_i + \eta \eta_i - 1) \quad (25)$$

• 중간절점

$$N_i = \frac{\xi_i^2}{2}(1 + \xi \xi_i)(1 - \eta^2) + \frac{\eta_i^2}{2}(1 + \eta \eta_i)(1 - \xi^2) \quad (26)$$

3.4 비선형 방정식의 수치계산

본 연구에서는 복합 적층 구조물의 두가지 형태의 비선형 거동을 포함하였다. 우선 초기파손(initial failure) 이후의 기지재료에서의 결함발생, 진전에 의한 물성저하를 고려한 재료 비선형 거동과 구조물의 기하학적 형상변화에 의하여 야기되는 기하학적 비선형 거동을 고려하였다. 비선형 문제의 해를 얻기 위해서는 근본적으로 선형화시킨 연립방정식을 연속적으로 해석하며, 일반적으로 증분/반복과정을 거치게 된다. 이때 평형 방정식은 정확히 만족될 수 없으며 항상 잔류력 $\{\phi\}$ 가 존재하게 된다. 즉 각각의 하중 증분에서 잔류력 $\{\phi\}$ 을 소거하기 위한 변위장 $\{a\}$ 와 이에 대응한 응력장 $\{\sigma\}$ 를 얻기 위한 일련의 반복 계산 과정을 수행하며, 또한 변위는 각 반복 과정에서 다시 계산된다.

본 연구에서는 수렴성이 좋은 Newton-Raphson 방법을 사용하였으며, 반복과정에서의 변위변화는 다음식으로 계산된다.

$$\{\Delta a\}_k^n = -[K_T]_{k-1}^{-1} \{\phi\}_{k-1} = -[K_T]_{k-1}^{-1} (\{f\}^n - \{P\}_{k-1}^n) \quad (27)$$

여기서 $[K_T]_{k-1}^{-1}$ 은 k 번째 반복과정의 시작점에서 계산된 접선강성행렬이다.

비선형 구조해석의 증분 하중 방법(incremental load method)에서는, 각 하중 증분에서 잔류력 $\{\phi\}$ 를 없애기 위한 변위장 $\{a\}$ 를 구하게 되며, 이때 각 하중 증분값을 초기값으로하여 수렴될때까지 반복 계산하게 된다.

각 하중증분의 반복 계산과정에서의 수렴 기준은 에너지 수렴 조건, 힘수렴 조건(force convergence criteria), 변위 수렴 조건등이 있으나, 본 연구에서는 비선형 구조해석의 증분 하중 방법에서 흔히 적용되고 있는 힘 수렴 조건으로서, (28)식에 제시한 바와 같이 매하중 증분단계에서 첫번째 반복계산에서의 잔류력벡터의 norm에 대한, 연속반복계산의 k 번째와 $k-1$ 번째의 잔류력 벡터 norm의 차의 비가 0.001이내로 하였다.

$$\frac{\sqrt{[\sum_{i=1}^n (\phi_i^k)^2]} - \sqrt{[\sum_{i=1}^n (\phi_i^{k-1})^2]}}{\sqrt{[\sum_{i=1}^n (\phi_i^k)^2]}} \leq \text{수렴오차} \quad (28)$$

여기서 $(\phi_i^k)^2$ 은 첫번째 반복 계산 과정에서의 잔류력벡터 norm, $k-1$, k 는 연속 반복수, n 은 총 절점수를 나타낸다.

4. 유한요소 해석

본 해석 프로그램의 정확도 및 유용성 확인을 위하여 다음의 문제들을 해석하였으며, 기존의 다른 수치해가 대변위 해석결과뿐이므로, 대변위 해석 결과만을 비교하였다. 복합적 비선형 해석결과는 기존 비교 자료가 없어서 다음절의 실험을 통하여 실험결과와 비교하였다.

· 내압을 받는 얇은 복합재 실린더의 비선형 해석

내압을 받는 얇은 두께의 glass/epoxy 적층 원통 실린더의 양끝단이 고정되어 있는 경우의 선형 및 기하학적 비선형 해석을 수행하였다. 원통 실린더의 치수는 내경이 508 mm이고 두께가 25.4 mm이며 재료물성으로써 $E_1=517.13 \text{ GPa}$, $E_2=13.79 \text{ GPa}$, $\nu_{12}=0.25$ 인 glass/epoxy 실린더의 대변위 해석을 수행하여, 곡선 셀요소(48 d.o.f. curved shell element)를 적용한 Saigal⁽³⁾의 수치해와 압력변화에 따른 반경방향 변위를 비교하였으며(Fig. 3), 잘 일치하고 있다.

또한 두께 및 적용재료를 달리하여 기하학적 비선형, 재료적 비선형 및 복합적 비선형 해석을 수행하여 그 영향을 검토하였다.

양끝단이 고정되고, 내경이 508 mm, 두께가 25.4 mm, 2.54 mm이며 적용재료가 glass/epoxy와 T300/epoxy 인 적층 실린더에 대한 비선형 해석을 수행하였다. 계산에 적용한 glass/epoxy의 재료물성은 $E_1=517.13 \text{ GPa}$, $E_2=13.79 \text{ GPa}$, $\nu_{12}=0.25$, $G_{12}=8.62 \text{ GPa}$, $G_{13}=G_{23}=4.31 \text{ GPa}$, $X=1061.83 \text{ Mpa}$, $X'=610.21 \text{ Mpa}$, $Y=34.47 \text{ Mpa}$, $Y'=117.22 \text{ Mpa}$, $S=71.98 \text{ Mpa}$ 이고, T300/epoxy의 재료물성은 $E_1=132.11 \text{ GPa}$, $E_2=8.18 \text{ GPa}$, $G_{12}=5.0 \text{ GPa}$, $G_{13}=G_{23}=3.5 \text{ GPa}$, $\nu_{12}=0.33$, $X=141 \text{ Mpa}$, $X'=1020 \text{ Mpa}$, $Y=33.65 \text{ Mpa}$, $Y'=141.2 \text{ Mpa}$, $S=70.0 \text{ Mpa}$ 이다. 적층배열이 $[0/90/\pm 55]_s$ 인 튜브에 대한 기하학적, 재료적 및 복합적 비선형 해를 구하여 그 결

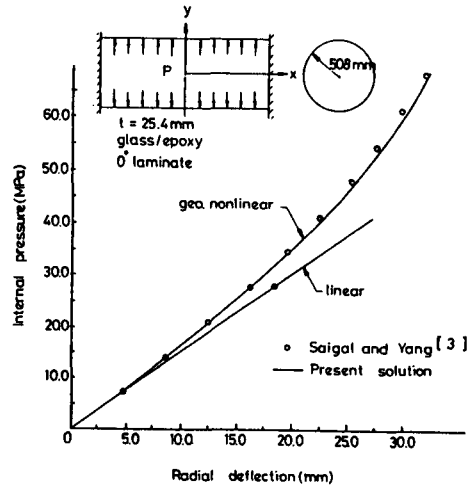


Fig. 3 Internal pressure-central radial deflection curve for large deflection of the glass/epoxy thin walled cylinder

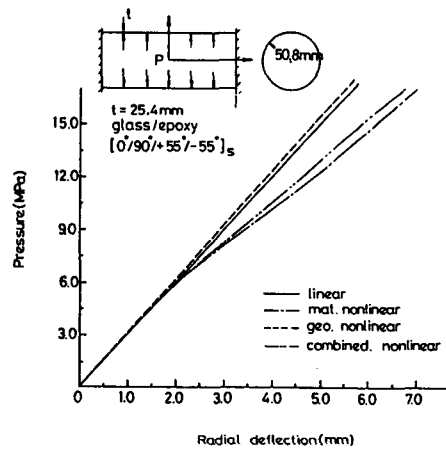


Fig. 4 Internal pressure-deflection curve of the glass/epoxy laminated cylinder($t=25.4 \text{ mm}$, $[0^\circ/90^\circ/55^\circ/-55^\circ]_s$)

과를 Fig. 4~6에 제시하였다. Fig. 5와 Fig. 6에서 보면 두께 25.4 mm보다 두께를 1/10로 감소시킨 매우 얇은 실린더에서 내압에 대한 반경방향변위가 선형해석치보다 크게 감소되었으며 이 결과로서 두께 감소에 따라 기하학적 비선형효과가 커짐을 알 수 있다. 또한 Fig. 5의 재료 비선형 해석결과로부터 압력에 대한 강성 감소로 인하여 가장 큰 변위가 유발됨을 알 수 있다. Fig. 4와 Fig. 5에서 보면 강성차이에 의하여 glass/epoxy 실린더의 변위가

T300/epoxy 실린더의 변위보다 상대적으로 매우 큼을 알 수 있다. 그러나 재료적 및 복합적 비선형 해석 결과에 대한 실험 결과가 없어서 본 해석 프로그램의 유용성을 확인하기 위하여 다음절에서 실험을 수행한 후 그 결과를 분석하였다.

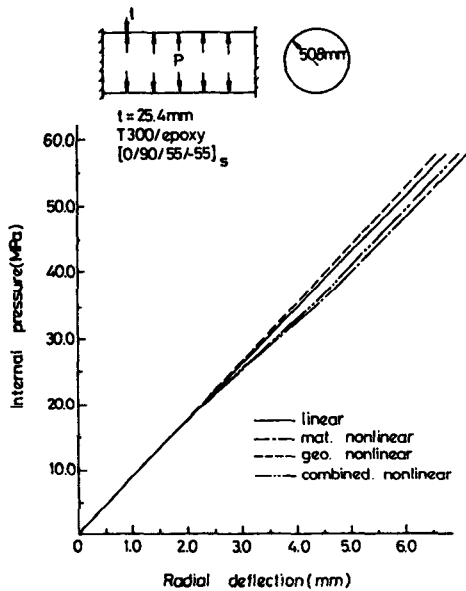


Fig. 5 Internal pressure-deflection curve of the carbon/epoxy laminated cylinder ($t=25.4$ mm, $[0^\circ/90^\circ/55^\circ/-55^\circ]_s$)

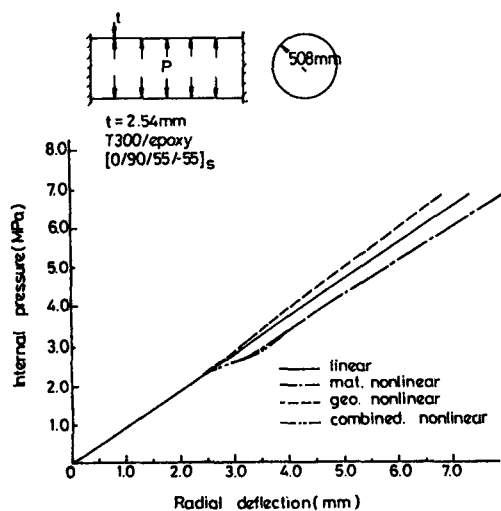


Fig. 6 Internal pressure-deflection curve of the carbon/epoxy laminated cylinder ($t=2.54$ mm, $[0^\circ/90^\circ/55^\circ/-55^\circ]_s$)

5. 실험

5.1 실험 목적

본 해석프로그램의 복합적 비선형 해석치는 비교할만한 기존의 다른 수치해가 없어서 실험결과치와 비교하여 그 유용성을 검증하기 위하여, 실제로 적층튜브를 제작하여 실험하였으며 내압에 따른 변위 및 변형률 거동을 측정하였다.

5.2 적층튜브 시편제작

적층튜브 시편은 습식 헬리칼 필라멘트 와인딩 (wet helical filament winding; F/W) 공법으로 제작한 후 일정속도로 회전하는 가열로 (oven) 안에서 Fig. 7과 같은 경화사이클로 경화시켰다.

제작된 튜브시편의 형상 및 치수는 Fig. 8과 같다.

사용재료의 물성시험값은 Table 2에 제시하였으며, F/W 적층튜브 시편의 적층각 및 공정조건을 Table 3에 제시하였다.

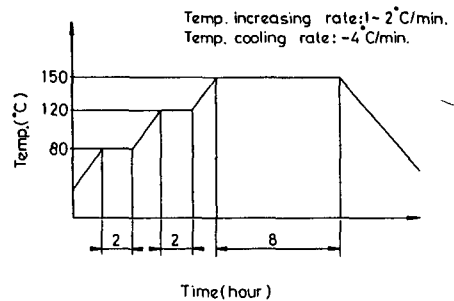


Fig. 7 Dry oven curing process of F/W tube specimen

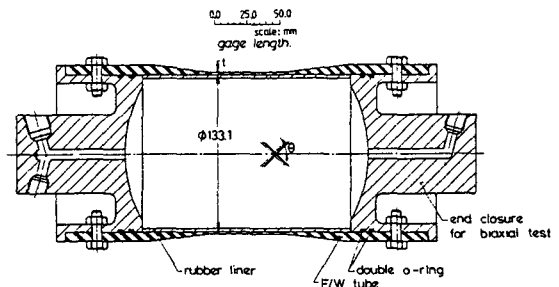


Fig. 8 Configuration of F/W tube specimen and end closures

Table 2 Composite properties of F/W tube specimen

Properties	Material	T300/6005 carbon epoxy
E_1 (Gpa)		132.11
E_2 (Gpa)		8.18
G_{12} (Gpa)		5.00
ν_{12}		0.33
F_{LT} (Mpa)		1416.00
F_{LC} (Mpa)		1020.00
F_{TT} (Mpa)		33.65
F_{TC} (Mpa)		141.20
F_s (Mpa)		70.00

Table 3 Winding angle and other conditions of F/W tube specimen

Material		Pattern	$\pm 45^\circ$	$\pm 55^\circ$
T300/6005 carbon epoxy	Band width (mm)		7.5	7.5
	Counter		53.0	37.0
	End		3.0	3.0
	Tension(kg/end)		1.2	1.2
	Thickness		0.9	0.9
	Layer		1.0	1.0

5.2 실험 방법

튜브시편 실험에서는 최대용량 618 kgf/cm²의 공기 가압형 수압펌프를 사용하였으며, 불연속 충격을 흡수하기 위하여 300 kgf/cm² 용량의 완충기(accumulator)를 설치하여 튜브시편에 균일한 압력으로 가압하였다.

튜브시편은 내압에 의한 양측 인장조건이 만족되도록 양단에 마개(end closure)를 조립하였고, 내면에는 초기결함 발생에 의한 누수(leakage)를 방지하기 위하여 2.0 mm 두께의 고무라이너를 튜브시편 내면에 부착하였으며, 또한 마개에는 두개의 고무 O-링을 각각 설치하여 변형후에도 확실하게 기밀이 유지될 수 있도록 설계, 제작하였다.

조립이 완료된 후 튜브시편 중앙부에 최대 20% 까지 측정가능한 Micro-Measurement사(미)의 EP-08-125BB-120형의 대변형률(large strain) 측정용 스트레인 게이지를 부착하여 축방향 및 원주방향의

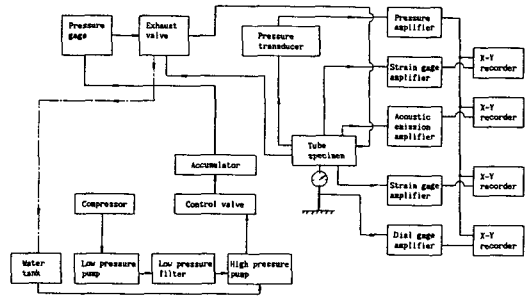


Fig. 9 Block diagram of experimental measuring system for F/W tube specimen

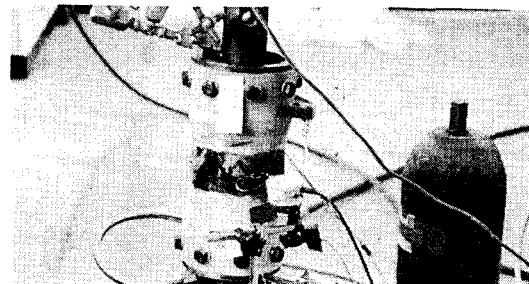
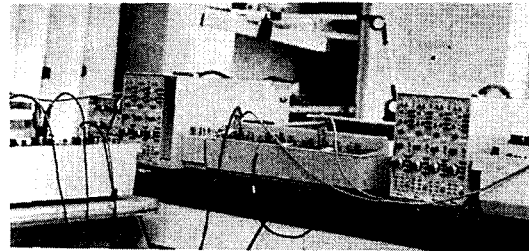
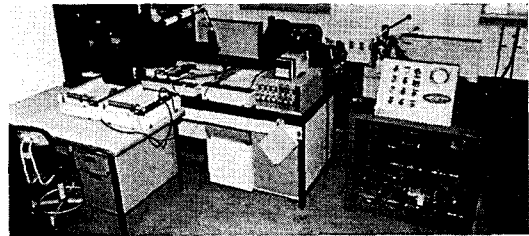


Fig. 10 Overview of test set-up for the F/W tube specimen

작용압력에 대한 변형률을 측정하였다. 튜브시편의 실험장치 구성도는 Fig. 9 및 Fig. 10과 같다.

6. 결과 및 고찰

6.1 실험 결과

두께 0.9 mm인 [$\pm 45^\circ$] 적층튜브의 실험결과

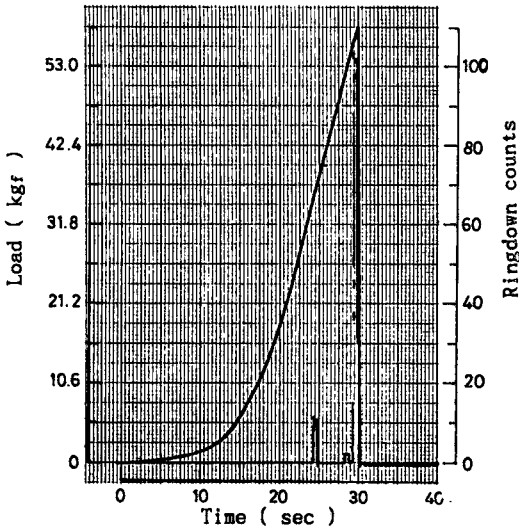


Fig. 11 Acoustic emission signal-internal pressure curve in the $[\pm 45^\circ]$ T300/6005 carbon epoxy F/W tube

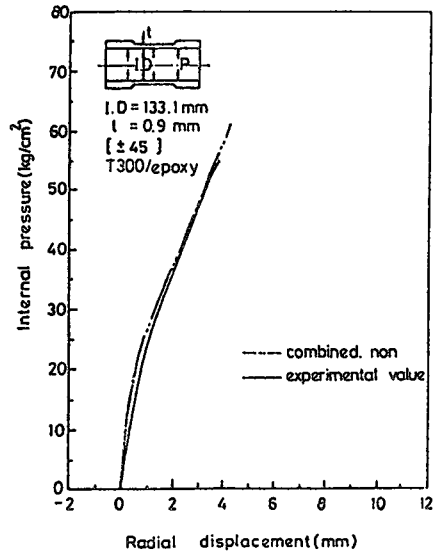
Fig. 11에 나타낸 바와 같이 약 $15\sim 16\text{kgf/cm}^2$ 의 내압에서 AE 신호에 의하여 초기파손이 검출되었고, 파괴양상은 섬유에 연하여 진전되었다. 최종파손시의 반경방향 변위는 3.9mm 이었고 압력이 제거된 후의 잔류변위량은 1.2mm 남아있었으며, 반경방향으로 팽창변형하였고, 축방향으로 다소 줄어들었다.

두께 0.9mm 인 $[\pm 55^\circ]$ 적층튜브의 실험결과 내압 $42\sim 43\text{kgf/cm}^2$ 에서 기지의 초기파손이 발생되었으며, $80\sim 81\text{kgf/cm}^2$ 에서 누수가 발생되었다. 시험후 각도 측정결과 57° 로 압력에 의한 잔류변형이 남아 있었고, 원주방향 변형률도 1.2% 이내로 크지 않았으며 축방향 변형률은 미소한 인장변형이 발생되었다. 큰 파손진전은 검출되지 않았으며, 압력-변형률 선도도 거의 선형분포를 보이고 있었다. 최대 반경방향 변위는 1.2mm 로 측정되었으며, 내압 87.6kgf/cm^2 에서 최종 파손되었다.

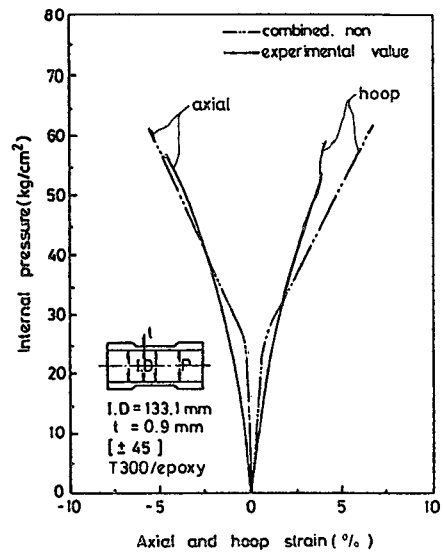
6.2 고찰

두께 0.9mm 인 $[\pm 45^\circ]$ 적층튜브의 경우에는 Fig. 12(a)에서 보인 바와 같이 내압에 대한 반경방향 변위거동은 복합적 비선형 해석결과치와 실험치가 거의 일치하고 있다.

또한 Fig. 12(b)에서 제시된 바와 같이 항상 양(+)의 원주방향 변형률과 음(-)의 축방향 변형률



(a)



(b)

Fig. 12 Comparison of internal pressure-deflection and strain behaviors between present FEM analysis and experiment in the T300/6005 carbon epoxy antisymmetric F/W tube($\theta = [\pm 45^\circ]$, $t = 0.9\text{mm}$)

이 발생되므로써 반경방향으로 팽창하고 축방향으로는 길이가 축소되는 현상은 해석치와 실험치가 일치하지만 내압변화에 따른 변형률값은 다소 차이를 보이고 있다. 이는 적용된 DF값의 영향 및 제

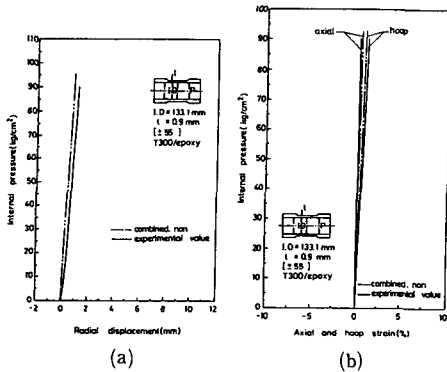


Fig. 13 Comparison of internal pressure-deflection and strain behaviors between present FEM analysis and experiment in the T300/6005 carbon epoxy antisymmetric F/W tube ($\theta = [\pm 55^\circ]$, $t = 0.9$ mm)

작공정에서 야기되는 불균일한 두께분포, 가공공정, 경화공정에서 발생할 수 있는 잔류응력, 미시적 재료 불균일 등의 영향에 기인된다.

두께 0.9 mm인 $[\pm 55^\circ]$ 적층튜브의 경우에는 Fig. 13(a)에서 보인 바와 같이 내압에 대한 반경 방향 변위는 복합적 비선형 해석결과와 유사한 거동을 보이고 있으며 거의 선형관계를 보인다. Fig. 13(b)에서 제시된 바와 같이 실험치가 원주 및 축 방향 변형률이 모두 2% 이내의 양(+)의 방향을 보이며, 비선형 해석치와 거의 유사한 거동을 보이고 있다.

7. 결 론

Degenerated 셀 요소에 의한 복합재 적층 셀 구조에 대한 비선형 유한 요소 정식화를 시도하여, 대변형 해석에 관한 정확도를 기존의 다른 수치해와 비교하여 잘 일치하고 있음을 입증하였다. 물성저하 모델에 의한 재료적 비선형 및 복합적 비선형 해석을 시도하여 재료적 비선형 해석치가 가장 큰 변위거동을 보이고 있으며, 복합적 비선형 해석치가 실제 거동치에 접근될 것으로 판단된다. 또한 복합적 비선형 해석결과를 F/W 적층튜브의 실험치와 비교하였으며, 복합적 비선형 해석결과와 실험치가 거의 유사한 거동을 보이고 있으므로 본 유

한요소 해석 프로그램의 유용성을 입증할 수 있었다.

참고문헌

- (1) Chamis, C. C., 1989, "Mechanics of Composite Materials: Past, Present and Future," Journal of Composites Technology & Research. Vol. 11, pp. 3~14.
- (2) Jones, R. M., 1975, "Mechanics of Composite Materials," McGraw-Hill, New York, pp. 1~29.
- (3) Saigal, S., Kapania, R. and Yang, T. Y., 1986, "Geometrically Nonlinear Finite Element Analysis of Imperfect Laminated Shells," Journal of Composite Material, Vol. 20, pp. 197~214.
- (4) Chang, T. Y. and Sawamiphakdi, K., 1981, "Large Deformation Analysis of Laminated Shells by Finite Element Method," Computers and Structures, Vol. 13, pp. 331~335.
- (5) Kim, Y. H. and Lee, S. W., 1988, "A Solid Element Formulation for Large Deflection Analysis of Composite Shell Structures," Computers and Structures, Vol. 30, pp. 269~274.
- (6) Chandrashekhara, K., 1985, "Geometrical and Material Nonlinear Analysis of Laminated Composite Plates and Shells," Ph. D. Thesis, V. P. I. University, USA.
- (7) Owen, D. R. J. and Figueriras, J. A., 1983, "Elasto-Plastic Analysis of Anisotropic Plates and Shells by the Semiloof Element," Int. J. Num. Meth. Engng, Vol. 19, pp. 521~539.
- (8) Tsai, S. W., 1988, Composites Design, 4th Edition, Think Composites: Dayton, pp. 10-1~12-25, 29-6~29-12
- (9) Ahmad, S., Irons, B. M. and Zienkiewicz, O. C., 1970, "Analysis of Thick and Thin Shell Structures by Curved Finite Elements," Int. J. Num. Meth. Engng., Vol. 2, pp. 419~451.
- (10) Zienkiewicz, O. C., 1977, "The Finite Element Method," 3rd ed., McGraw-Hill, New York, pp. 398~422.