

論文

성층권 비행선 기낭 막재료에 대한 비선형 거동 연구

서영욱*, 우경식**+

Non-Linear Behavior Analysis for Stratospheric Airship Envelope

Young Wook Suh*, Kyeongsik Woo**+

ABSTRACT

In this paper, geometrically non-linear finite element analyses were performed to study the mechanical behavior of the material system of the envelope of stratospheric airships. The microstructure of the load-bearing plain weave layer was identified and modeled. The Updated Lagrangian formulation was employed to consider the geometric non-linearity as well as the induced structural non-linearity for the fiber tows. The stress-strain behavior was predicted and the effective elastic modulus was calculated by numerical experiments. It was found the non-linear stress-strain curves were largely different from those by linear analysis. And non-linear elastic moduli were much higher than linear elastic moduli. The difference was more distinguishable when the tow waviness ratio was smaller.

초 록

본 논문에서는 평직구조를 갖는 성층권 비행선 기낭의 하중막재에 대한 비선형 유한요소 해석 결과를 기술하였다. 평직구조를 갖는 하중막재의 미세구조를 3차원적으로 구현하였고, Updated Lagrangian 방법을 사용하여 기하학적 비선형성을 고려하였다. 계산결과, 큰 변형률에서 비선형해석으로부터 얻은 응력-변형률 곡선은 선형해석의 결과와 큰 차이를 보였다. 또한 응력-변형률 곡선으로부터 얻은 비선형 탄성계수 값은 선형 탄성계수보다 큰 값을 보였는데 그 차이는 섬유의 굴곡도가 작은 경우 더욱 두드러지게 나타났다.

Key Words: 성층권 비행선의 기낭(envelope of stratospheric airship), 하중막(load-bearing plain weave layer), 평직(plain weave), 기하학적 비선형성(geometric non-linearity)

1. 서 론

성층권 비행선 분야는 현재 세계적으로도 실용화 과정에 있는 시스템으로 우리나라를 비롯하여 미국, 영국, 일본 등이 개발 중에 있다. 성층권 비행선은 고도 20-50km의 성층권에서 장기간 채공하면서 통신 중계 및 지구 관측 등의 임무를 담당하게 된다.

성층권 비행선은 공기의 밀도가 지상의 약 1/14~1/20 정

도인 고도에서 부력을 이용하여 채공한다. 보통 비행선은 최대 고도가 2-3km 정도이지만, 만일 보통의 비행선을 성층권에 뜨게 하려고하면 부력이 1/10 정도가 되기 때문에 중량을 1/10 정도로 줄이거나 같은 중량을 유지하면서 본체의 부피를 10배 정도 늘여야 한다. 일반적으로 중량을 줄이는 것과 부피를 늘이는 것은 모두 한계가 있으므로 두 가지 방식을 병행하여 사용한다. 즉, 본체의 길이를 크게 하는 한편, 보다 경량화 된 구조물과 설계기법을 사용하여

* 충북대학교, 구조시스템공학과 대학원, 박사과정

**+ 충북대학교, 구조시스템공학과, 부교수 교신저자(E-mail:kw3235@cbungbuk.ac.kr)

비행선을 설계하게 된다. 비행선의 구조 중 중량의 50% 이상의 압도적인 비율을 차지하는 것이 비행선의 기낭 막재이다. 따라서 중량을 최소화 할 수 있는 기낭 막재의 개발은 성충권 비행선 성공의 중요 요소라 할 수 있다.

현재 비행선의 기낭에 주로 사용되는 재료는 합성수지 계열이다. 그러나 성충권 비행선에 사용되는 막재료의 경우에는 고강도이어야 할 뿐만 아니라, 헬륨 가스의 누출을 막을 수 있어야 하고 자외선 등의 환경적 영향을 최소화 할 수 있는 재료이어야 한다. 현재까지는 이러한 특성을 모두 충족시키는 단일 재료는 개발되지 않았다. 그 대신 각 기능을 담당할 수 있는 재료들을 접착해서 사용하는 방법이 널리 쓰이고 있다. 각각의 막을 구성하는 재료들은 그 기능에 따라 보호막, 가스차단막, 하중막, 접착막으로 구분된다[1,2]. 여기서 하중막은 내압과 공기력 등을 지지하게 되는데 성충권 비행선의 특성상 경량화와 함께 높은 강도가 요구된다. 특히 비행 중 링클(wrinkle)이 발생하지 않을만한 충분한 내압을 수용할 수 있어야 할 뿐만 아니라, 기낭 내부 또는 외부에 부착되는 패치에 의해 발생하는 응력집중을 수용할 수 있을만한 강성/강도를 지니고 있어야 한다[3]. 한편 강도, 강성 및 중량적인 부분 외에 기낭 재료는 기본적으로 유연성이 요구되기 때문에 하중막으로는 직물(woven fabric)이 적합하며, 현재 성충권 비행선의 하중막재료로 평직복합재료의 사용이 거의 확실히 되고 있다. Fig. 1은 평직복합재료를 하중막재료로 하여 비행선 기낭 막의 구성도를 개념적으로 보인 것이다.

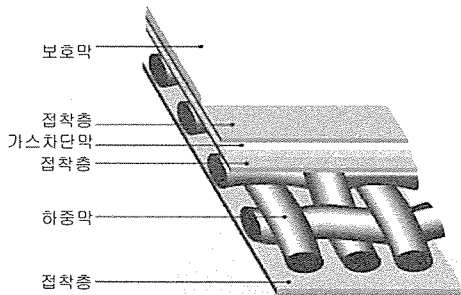


Fig. 1 Laminate system of envelope material.

평직복합재료의 경우 섬유다발의 굴곡으로 인해 재료적 및 기하학적 비선형 거동을 나타낸다는 것은 이미 기존의 논문을 통해 잘 알려져 있다[4-6]. 참고문헌[4]의 경우, 섬유다발 사이에 채워진 기지의 강성이 매우 크고 하중이 전달되는 과정에서 변형이 발생하지 않도록 가정했음에도 불구하고 1장짜리 평직복합재료에 인장하중을 가한 수치 실험에서 갭 부분에 변형률의 집중현상이 나타났다. Ishikawa [6]등의 연구에서는 1장짜리 탄소/에폭시 평직복합재료가

작은 인장응력에도 두드러진 비선형거동을 보였는데, 이는 굴곡을 가진 섬유다발들이 인장응력을 받아 곧게 펴질 때 뒤틀림 현상이 함께 발생하기 때문이라고 설명하고 있다.

기존의 평직복합재료의 비선형 거동에 관한 연구는 대부분이 평직복합재료의 초기 파단을 예측하기 위해 진행된 연구가 대부분이었고, 초기 파단의 발생은 기하학적 비선형성보다는 재료적 비선형성(특히, 기지의 소성과 같은 재료적 비선형성)의 영향을 크게 받는 것으로 알려져 있어 기하학적 비선형성에 관한 연구는 단편적으로만 이루어져 왔다. 그러나 비교적 강한 수지를 사용하여 섬유다발의 변형을 최소화 한 구조물의 경우에도 섬유다발의 굴곡으로부터 오는 기하학적 비선형성의 영향이 존재한다는 것은 이미 잘 알려진 사실이다. 특히 비행선 막재료의 경우 매우 얇고 유연한 재료로 구성되어 있고, 섬유다발 사이를 채우는 기지 역시 전통적으로 항공우주 구조물에 사용되어온 평직복합재료에 쓰인 것과는 달리 강성이 매우 작은 것이 사용된다. 따라서 하중이 가해졌을 때 굴곡 진 섬유다발의 변형은 훨씬 더 자유롭게 발생하고, 특히 갭 부분에서의 변형은 상대적으로 매우 커 섬유다발의 인장, 수축 및 회전 변형이 발생하고 이로 인해 기하학적 비선형성이 나타날 것으로 예상된다. 참고문헌[7]에서 실시된 1장짜리 막(membrane)구조의 탄소/에폭시 직물에 대한 진동시험의 결과에서는 일반적인 막에서보다도 더욱 심각한 비선형경화를 보여 매우 유연한 막 구조를 갖는 직물재료의 경우 비선형 특성이 얼마나 심각하게 나타나는지를 예측할 수 있다.

본 연구에서는 평직구조를 갖는 비행선의 하중막재료에 대한 비선형 거동을 연구하였다. 볼록렌즈 형상과 원형의 섬유다발 단면을 갖는 평직복합재료 단위구조의 미세구조를 3차원적으로 구현하였고, 인장하중이 작용하는 경우를 수치적으로 모사하여 다양한 섬유 굴곡도에 대해 하중 막재료의 응력-변형을 관계를 밝혔다. 또한 응력-변형을 관계로부터 등가탄성계수를 예측하여 굴곡도에 따른 등가탄성계수의 변화를 비교하였다. 하중막재의 재료로는 현재 그 사용이 가장 유력시되고 있는 벡트란 섬유를 고려하였고, 해석 시 막재료의 단면형상과 굴곡진 섬유다발의 회전에 의한 기하학적 비선형성을 고려하기 위해 개량 라그랑지(Updated Lagrangian)법[8]을 사용하였다.

2. 해 석

2.1 형상 모델링

Fig. 2는 평직복합재료의 미세구조와 기하학적 매개변수를 보이고 있다. Figure에 나타난 바와 같이 평직복합재료는 섬유다발의 넓이(a_w, a_f), 섬유다발의 단면의 두께(h_w, h_f), 섬유다발의 간격(g_w, g_f) 및 기지층의 두께(h_g)등의 매개변수로

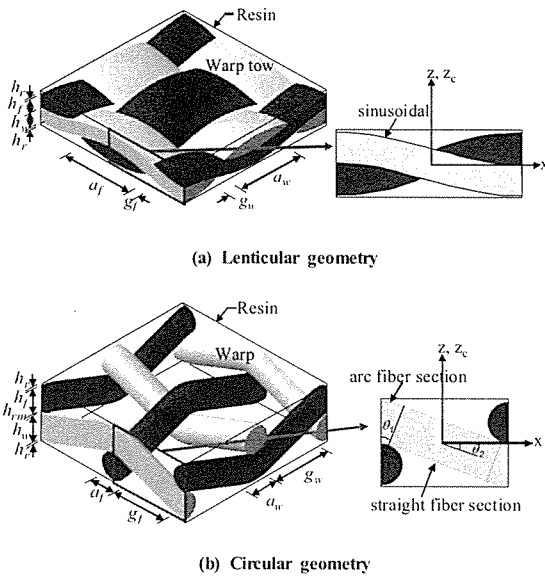


Fig. 2 Geometric parameters for microstructure of plain weave composite.

정의할 수 있다. 여기서 첨자 w, f, r 은 각각 경사(warp), 위사(fill) 그리고 기지(resin)를 의미한다. 평직복합재료의 섬유다발의 기하적 형상은 여러 방법으로 모델링 할 수 있으나 본 연구에서는 두 가지 형태로 섬유다발의 기하적 형상을 정의하였고, 각 모델의 미세구조를 Fig. 2에 보였다. 첫 번째 모델은 Fig. 2-(a)에 보인 바와 같이, 섬유다발의 단면은 볼록렌즈 형태(lenticular)이고 섬유다발의 경로는 사인곡선을 따른다고 가정하였다. 또한 경사와 위사는 서로 완전히 겹쳐져 있다고 가정하였다. Fig. 2-(a)에 보인 단면의 경우 x -방향으로 나열된 경사의 중심선 경로는 다음과 같이 표현된다.

$$z_c = \frac{(h_w + h_f)}{4} \sin \left(\frac{2\pi}{\lambda} x \right) \quad (1)$$

여기서, λ 는 섬유다발의 파장을 나타낸다. y -방향으로 나열되어 있는 위사에 대해서도 유사한 방법으로 정의할 수 있다.

두 번째 모델은 Fig. 2-(b)에 보인 것으로, 경사와 위사는 섬유다발이 아닌 1개의 섬유로 직조되어있고 섬유의 단면은 원형을 갖는다고 가정하였다. 또한 섬유의 경로는 호와 직선을 따라 이동하도록 모델링 하였다. 한 예로 Fig. 2-(b)에 보인 단면의 경사에 대한 중심선 경로는 다음과 같이 표현된다.

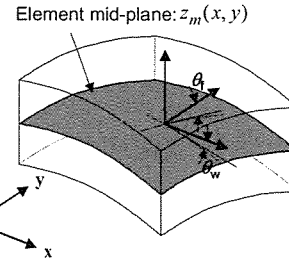


Fig. 3 Crimp angle.

$$\text{For } -\frac{\lambda}{4} \leq x < -\frac{\lambda}{4} + (h_w + \frac{h_{rm}}{2}) \sin \theta_1 : \quad z_c = \sqrt{(h_w + h_{rm})^2 - \left(x + \frac{\lambda}{4}\right)^2} - \frac{(h_w + h_{rm})}{2}$$

$$z_c = \sqrt{(h_w + h_{rm})^2 - \left(x + \frac{\lambda}{4}\right)^2} - \frac{(h_w + h_{rm})}{2}$$

$$\text{For } -\frac{\lambda}{4} + (h_w + \frac{h_{rm}}{2}) \sin \theta_1 \leq x < 0 : \quad z_c = |x| \tan \theta_2 \quad (2)$$

$$\text{For } 0 \leq x < \frac{\lambda}{4} - (h_w + \frac{h_{rm}}{2}) \sin \theta_1 : \quad z_c = -x \tan \theta_2$$

$$\text{For } \frac{\lambda}{4} - (h_w + \frac{h_{rm}}{2}) \sin \theta_1 \leq x < \frac{\lambda}{4} : \quad z_c = -\sqrt{(h_w + h_{rm})^2 - \left(x - \frac{\lambda}{4}\right)^2} + \frac{(h_w + h_{rm})}{2}$$

$$z_c = -\sqrt{(h_w + h_{rm})^2 - \left(x - \frac{\lambda}{4}\right)^2} + \frac{(h_w + h_{rm})}{2}$$

식 (2)에서 θ_1 은 호지역에 대한 중심각을 그리고 θ_2 는 x -축에 대한 직선지역 섬유의 회전각을 의미한다. 경사와 위사는 기하학적으로 동일하게 모델링 하였으므로 위사에 대해서도 동일한 방식으로 중심선이 정의된다. 한편 원형의 단면을 갖는 모델의 경우에는 경사와 위사 사이에 두께가 매우 얇은 기지층(h_{rm})이 존재한다고 가정하였다.

2.2 굴곡각의 정의

Fig. 2에 보인 바와 같이 평직복합재료에서 경사 및 위사는 굴곡 되어 있는데 그 구부러진 정도는 굴곡도(waviness) 또는 굴곡각(crimp angle)으로 나타낼 수 있다. 본 연구에서는 각 요소에서 섬유의 방향은 요소의 중앙면(mid-plane)으로 근사할 수 있다고 가정하였다. 또한 일축인장하중 하에서 경사와 위사는 x - z 및 y - z 평면 밖으로도 변형되지만 그 정도는 크지 않다고 가정하여 무시하였다. 이상의 가정에 따라 경사 및 위사의 굴곡각은 Fig. 3과 같이 중앙면의 접선과 전체좌표계의 x - y -축과의 각도로 다음과 같이 정의하였다.

$$\theta_w = \tan^{-1} \left(\frac{\partial z_m(x, y)}{\partial x} \right), \theta_f = \tan^{-1} \left(\frac{\partial z_m(x, y)}{\partial y} \right) \quad (3)$$

직물복합재료에 인장하중이 가해지면 인장하중 방향의 섬유는 곧게 펴지게 되므로 굴곡각은 하중의 정도에 따라서 변하게 된다. 본 연구에서는 Updated Lagrangian 정식화를 사용하므로 직전 계산에서 갱신된 절점좌표를 사용하여 요소의 중앙면 $z_m(x, y)$ 를 계산하고 다시 식 (3)에 따라 굴곡각을 계산하여 섬유다발의 물성치를 변환하였다.

2.3 개량 라그랑지법

평직복합재료는 섬유다발의 굴곡 때문에 국부적으로 하중방향에 대해 비직각(off-axis)각을 갖게 되고 이로 인해 비선형 전단변형이 발생하게 된다. 이러한 비선형의 전단변형은 응력-변형률 관계에 영향을 끼쳐 비선형성을 유발하게 된다. 이러한 비선형성을 재료적 비선형성이라 하는데, 이는 재료 자체가 갖고 있는 소성(plasticity)에 의해 나타나는 비선형성과는 구별되는 특징이다. 한편 하중에 따라 섬유다발의 굴곡각이 커지거나 작아질 수 있는데 특히, 겹 지역에서는 굴곡각이 커질수록 섬유다발의 변형은 쉽게 발생하게 된다. 이렇게 섬유다발의 변형이 쉽게 발생하는 지역에서는 국부적으로 변형률 집중 현상이 생기고, 이는 섬유다발의 회전을 유발한다. 이때 발생하는 섬유다발의 회전은 미시적 입장에서 볼 때 매우 큰 회전으로 이것 역시 응력-변형률의 비선형성을 초래하게 된다. 이와 같은 섬유다발의 회전에 의한 비선형성을 기하학적 비선형성이라 한다. 본 논문에서는 이와 같은 기하학적 비선형성을 고려하기 위해 개량 라그랑지법을 사용하였고, 그 이론을 본 절에서 기술하였다.

일반적인 3차원 연속체에서 시간 t 에서의 평형상태를 가상일의 원리를 이용해서 나타내면 다음과 같다.

$$\int_V {}^t\tau_{ij} \cdot \delta {}^t\epsilon_{ij} dV = {}^tP \quad (4)$$

where, ${}^t\tau_{ij}$ = Cauchy stress tensor

$${}^te_{ij} = \delta \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) : \text{Strain tensor}$$

tP = External virtual work at time t

개량 라그랑지안(Updated Lagrangian:UL)방법은 식 (4)의 운동방정식에서의 기준 형상을 변형 전의 형상이 아니고 가장 최근에 개량된 형상을 기준 좌표계로 사용하는 방법이다. UL방법을 개략적으로 요약하면 다음과 같다.

1. 먼저 $t=0$ 에서의 초기 형상을 기준 형상($x_{ref}, \epsilon_{ref}, \sigma_{ref}$)으로 정의한다.

2. 각각의 increment step에서는 $x_{ref}, \epsilon_{ref}, \sigma_{ref}$ 변수를 사용하여 문제를 풀고, 다음과 같이 변수를 갱신한다.

$$x_{new} = x_{ref} + \Delta u_k, \epsilon_{new} = \epsilon_{ref} + \Delta \epsilon_k, \sigma_{new} = \sigma_{ref} + \Delta \sigma_k \quad (5)$$

3. Increment의 마지막 단계에서 정의된 상태 변수를 사용하여 기준형상을 재정의 한다.

(6)

$$x_{ref} = x_{new}, \epsilon_{ref} = \epsilon_{new}, \sigma_{ref} = \sigma_{new}$$

4. 정의된 increment step 만큼 2-3의 과정을 반복하여 해석을 완료한다.

위의 절차에서 나타난 바와 같이 UL방법에서는 각 increment step의 마지막 단계에서 새로운 기준형상이 정해지면, 다음 번 step의 전 과정에 걸쳐서는 새로 정의된 기준 형상을 사용하게 되므로 각각의 step에서는 토탈 라그랑지안(Total Lagrangian)방법이 적용된다.

즉, $t(i+1, k)$ 에 대해 풀려고 할 때, $t(i, k)$ 까지의 축차가 끝난 경우라면 이 $t(i, k)$ 를 기준 형상으로 선택하게 된다. 이때 Cauchy 응력 및 미소변형률 대신에 2nd Piola-Kirchhoff 응력 및 green 변형률을 이용하여 운동방정식을 나타낸다. 따라서 UL방법에서는 $t(i+1, k)$ 에서 t 의 운동방정식으로 식 (4)대신 다음의 식을 고려한다.

$$\int_V {}^tS_{ij} \cdot \delta {}^t\epsilon_{ij} dV = {}^tP \\ (t' = t(i+1, k), t = t(i, k)) \quad (7)$$

where, S_{ij} = 2nd Piola - Kirchhoff stress tensor

ϵ_{ij} = Green strain tensor

위의 식에서 좌상단의 첨자는 그 변수가 발생하는 때의 시점을 나타내고, 좌하단의 첨자는 그 변수의 측정 기준이 되는 형상에 대응하는 시점을 나타낸다.

식 (7)은 이미 계산하여 알고 있는 시간 t 에서의 형상을 기준으로 표시되어 있으며, 증분이론을 이용하여 선형화한 후 해를 구하게 된다. 시간 t' 에서의 응력 및 변형률을 시간 t 에서의 응력 및 변형률과 t 와 t' 사이의 증분의 합으로 표시하면 다음과 같다.

$${}^tS_{ij} = {}^t\tau_{ij} + {}^tS_{ij} \\ {}^t\epsilon_{ij} = {}^te_{ij}, \quad {}^t\epsilon_{ij} = {}^te_{ij} + {}^t\eta_{ij} \quad (8)$$

$$\text{where, } {}^te_{ij} = \frac{1}{2} ({}^tu_{i,j} + {}^tu_{j,i}), \quad {}^t\eta_{ij} = \frac{1}{2} ({}^tu_{k,i} {}^tu_{k,j})$$

식 (8)을 식 (7)에 대입하고, Taylor series를 이용하여 전개한 후, ${}^tS_{ij}$ 및 δ_{ij} 의 변형률 증분의 고차 항을 무시하면 다음의 식을 얻게 된다.

$$\int_V {}^tC_{ijrs} {}^te_{rs} \delta_{ij} e_{ij} d^tV + \int_V {}^t\tau_{ij} \delta_{ij} \eta_{ij} d^tV = {}^{t(n+1)}P - \int_V {}^t\tau_{ij} \delta_{ij} e_{ij} d^tV \quad (9)$$

여기서 ${}^tC_{mn}$ 는 Kirchhoff 응력 증분과 Green 변형률 증분의 관계를 나타내는 접선탄성계수텐서이다.

위 식을 2차원 행렬식으로 간단히 표현하면,

$${}^tK \cdot \Delta u = {}^tP - {}^tF \quad (10)$$

가 되고, 여기서 Δu 는 변위의 증분, P 는 외력에 의한 등가 절점하중, F 는 요소내부의 응력에 의한 등가절점하중(internal resisting load)을 나타내며 K 는 접선탄도매트릭스라고 다음과 같이 정의된다.

$$K = \sum_e K^e = \sum_e \left(\int_V B_L^T C B_L dV + \int_V B_{NL}^T \tau B_{NL} dV \right) \quad (11)$$

식 (11)의 첫 번째 항은 변형률 증분의 선형 항에 의한 강도매트릭스이고, 두 번째 항은 변형률 증분의 비선형 항에 의해서 생기는 강도매트릭스이다.

한편 식 (10)을 풀어서 얻게 되는 변위증분은 근사해가 되는데, 선형화에 따른 오차는 반복계산을 통하여 수렴시킬 수 있다. 반복계산을 통하여 잔여하중을 줄여나가는 방법에는 여러 가지가 있으나 Newton-Raphson method와 Modified Newton-Raphson method[9]가 널리 쓰이고 있으며, 본 연구에서는 Modified Newton-Raphson method를 사용하였다.

2.4 재료의 속성

본 연구에 사용된 볼록렌즈 단면으로 정의된 모델은 섬유다발과 기지로 구성되어 있는데 이때 섬유다발은 다시 벡트란 섬유와 폴리에탄 기지로 구성되었다고 가정하였다. 섬유다발의 물성치는 섬유다발의 섬유부피분율을 0.67로 가정하여 Chamis이론[10]을 사용하여 계산하였고, 계산에 사용된 섬유다발과 기지의 물성치는 다음과 같다.

- 섬유다발

$$E_{11} = 43.34 \text{ GPa}, E_{22} = E_{33} = 0.11 \text{ GPa}$$

$$G_{12} = G_{13} = G_{23} = 43.5 \text{ MPa}$$

$$\nu_{12} = \nu_{13} = 0.23, \nu_{23} = 0.25$$

- 기지(Polyurethane)

$$E = 0.5 \text{ GPa}, \nu = 0.25$$

한편 원형 단면으로 정의된 모델의 경우, 계산에 사용된 섬유와 기지의 물성치는 다음과 같다.

- 섬유(Vectran)

$$E = 65 \text{ GPa}, \nu = 0.23$$

- 기지(Polyurethane)

$$E = 0.5 \text{ GPa}, \nu = 0.25$$

3. 계산결과 및 고찰

본 연구에서는 평직의 구조를 갖는 비행선 기강의 하중 막재에 대한 기하학적 비선형 유한요소 해석을 수행하였다. 계산은 서로 다른 두 가지 기하적 형상으로 정의된 평직복합재료 단위구조에 대해 수행하였고 본 절에서는 각각의 모델에 대한 해석 결과를 기술하였다.

3.1 Lenticular geometry model

Fig. 4는 섬유다발의 단면이 볼록렌즈 형태로 정의된 모델의 1/4 단위구조에 해당하는 유한요소 메쉬를 보여주고 있다. 본 연구에서는 이 모델의 기하학적 매개변수들의 값을 $a_w = a_f = 0.45 \text{ mm}$, $h_w = h_f = 0.15 \text{ mm}$, $h_r = 0.012 \text{ mm}$ 로 정의하였다. 또한 0~0.9mm의 섬유다발 사이의 간격($g_w = g_f$)을 고려하였는데, 섬유다발의 굴곡도(waviness ratio.WR)는 $2h_w/\lambda$ 로 정의되고, $\lambda = 2(g_w + a_w)$ 이므로 이는 0.333~0.111의 굴곡도에 해당한다. 또한 섬유다발의 섬유부피분율은 0.67로 일정하나 전체 섬유부피분율은 섬유다발 사이의 간격이 증가함에 감소하여 0.198~0.066의 값을 가지게 된다.

Fig. 4에 보인 메쉬는 x-y-방향으로 대칭이므로 x-축에

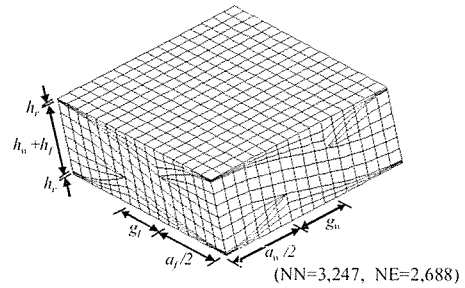


Fig. 4 Unit cell mesh for lenticular geometry model.

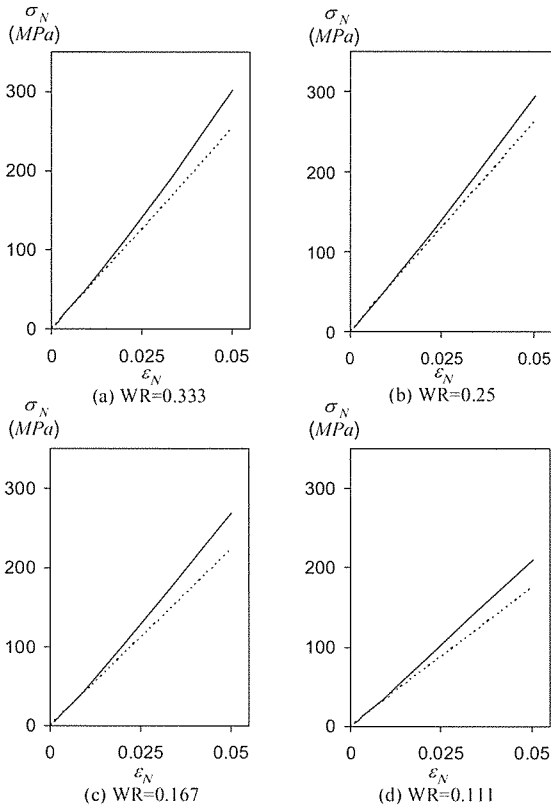


Fig. 5 Nominal stress-strain relation under uni-axial tension for lenticular geometry model.

수직한 경계면에 명목변형률(ϵ_N)을 가하고 y-축에 수직한 경계면에는 다중점 구속조건(multi-point constraint)을 가하여 일축인장 하중상태를 모사하였다.

Fig. 5는 계산결과 x-방향으로 부가한 변형률에 따른 명목응력값(σ_N)의 변화를 보이고 있다. Figure는 경계면의 반력의 합을 변형 후의 단면적으로 나눈 Cauchy 응력과 로그 변형률을 사용하여 나타내었다. 여기서 실선으로 표시된 것이 변형에 따른 굴곡각의 변화를 고려한 기하학적 비선형 해석의 결과이고 점선은 선형해석의 결과이다. Figure에 나타난 바와 같이 대변형을 수반하는 평직복합재료의 응력-변형률 곡선은 비선형성을 가짐을 볼 수 있다. 낮은 변형률 상태에서 응력값은 선형응력값과 거의 비슷한 값을 가지나, 변형률의 값이 증가함에 따라서 선형 값에서 벗어나 상대적으로 큰 값을 보이고 있는데, 이와 같은 변화의 주 원인은 변형에 의해 굴곡 된 섬유다발이 퍼지는 것에 기인하는 것으로 생각된다. 즉, 인장하중이 증가함에 따라서 섬유의 굴곡각은 초기의 값에서 점차 감소하여 직선에 가깝게 되므로 동일한 변형률 증가분에 대해 더 큰 응력의 증가분이

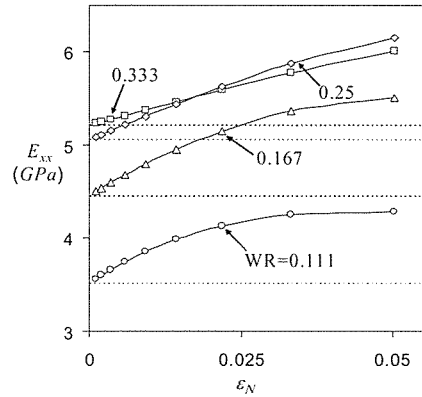


Fig. 6 Variation of E_{xy} for lenticular geometry model.

요구되게 되는 것이다. 응력의 증가율은 굴곡각의 변화가 큰 초기에 크게 나타나고 있으며 변형률이 증가하면서 굴곡각의 변화도 감소하고 따라서 응력의 증가율도 점차 감소함을 알 수 있다.

Fig. 6은 응력-변형률 관계식으로부터 계산한 등가탄성계수(E_{xy})의 변화를 나타내고 있다. Figure에서 보는 바와 같이 평직복합재료의 등가탄성계수는 변형률에 따라 탄성계수의 값이 크게 변하고 있음을 볼 수 있다. 전체적으로 섬유다발의 굴곡도(WR)가 큰 경우 높은 등가탄성계수의 값을 보이고 있는데, 이는 굴곡도가 증가함에 따라서 전체 섬유부피분율 값도 증가하기 때문이다. 5% 변형률에서 비선형탄성계수는 선형탄성계수에 비해 굴곡도가 0.111일 때 22.1%, 그리고 굴곡도가 0.333일 때 15.3% 증가된 값을 보여 굴곡도가 낮은 경우에 더 심각한 변화율을 보였는데, 이는 섬유다발이 퍼지기 위해서 굴곡도가 큰 경우가 굴곡도가 낮은 경우에 비해 더 큰 인장-전단연계변형(stretching-shearing coupling deformation)을 요구하기 때문으로 보인다. 즉, 굴곡도가 낮은 경우에 작은 연계변형을 요구하므로 변형이 상대적으로 쉽게 발생하여 굴곡도가 큰 경우에 비해 굴곡각이 더 빠른 속도로 감소하게 되고 따라서 더 현저한 탄성계수의 증가를 보이게 되는 것이다. 이와 같은 연계변형에 의한 탄성계수의 값의 변화는 굴곡도가 0.25인 경우와 0.333인 경우를 비교하면 잘 이해될 수 있는데, 굴곡도가 0.25인 경우 굴곡도가 0.333의 경우에 비하여 초기에는 낮은 탄성계수를 가지나 변형이 증가함에 따라서 크게 증가하여 약 2%의 변형률에서 값이 역전되는 것을 볼 수 있다.

3.2 Circular geometry model

Fig. 7은 섬유 단면이 원형으로 정의된 평직복합재료의 1/4 단위구조에 해당하는 유한요소 매쉬를 보여주고 있다.

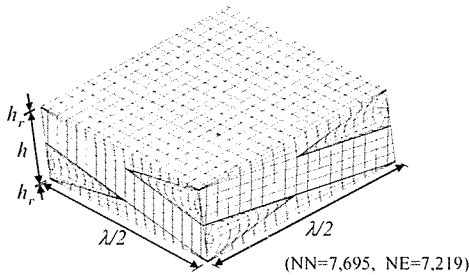


Fig. 7 Unit cell mesh for circular geometry model.

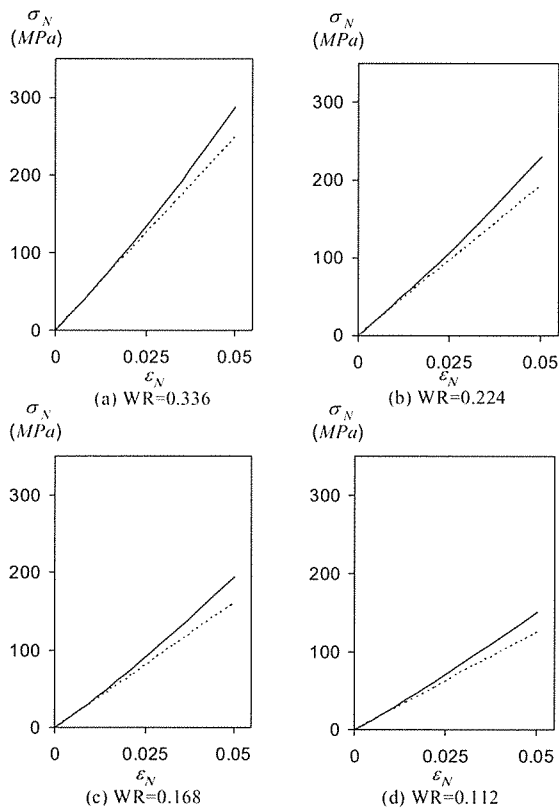
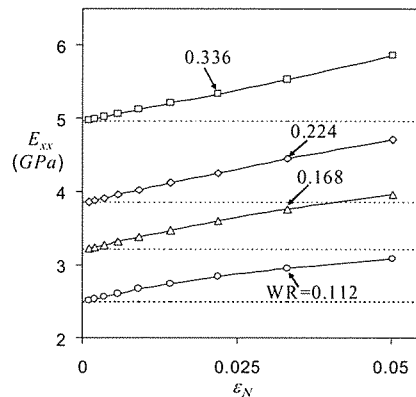


Fig. 8 Normal stress-strain relation under uni-axial tension for circular geometry model.

원형 단면을 갖는 모델의 경우 파장에 대한 섬유다발의 두께의 비(h_w/λ)가 1/6, 1/9, 1/12, 1/18에 해당하는 모델을 고려하였고, 기하학적 매개변수들의 값은 $a_w=a_l=0.15\text{mm}$, $h_w=h_l=0.15\text{mm}$, $h_r=0.005\text{mm}$, $h_{rm}=0.002\text{mm}$ 로 정의하였다. 여기서 섬유다발의 굴곡도(WR)는 h/λ 로 정의되므로 ($h=h_w+h_l+h_{rm}$, $\lambda=2(g_w+a_w)$) 이들 모델의 굴곡도는 각각 0.336, 0.224, 0.168, 0.112로 정의되고, 전체 섬유부피분율은

Fig. 9 Variation of E_{xx} for circular geometry model.

각각 0.24, 0.17, 0.13, 0.08의 값을 갖는다. 이와 같이 정의된 모델에 대해 앞의 3.1절에서와 동일한 방법으로 일축인장 하중 상태를 묘사하여 응력-변형률 관계를 조사하였다.

한편 이 모델의 경우 Fig. 2-(b)에서 정의한 바와 같이 경사와 위사는 서로 교차하는 지역에서 완전히 붙어있지 않고 그 사이에 두께가 매우 얇은 기지층이 존재한다고 가정하였는데, 단위구조가 인장하중을 받게 되면 이 지역의 기지층에 해당하는 요소에서 변형이 크게 발생하면서 일정 변형률 이상에서는 더 이상 체적을 유지하지 못하고 결과적으로 경사와 위사가 서로의 요소를 침투하는 변형을 보였다. 이는 섬유재료로 사용된 벡트란의 탄성계수에 비해 기지로 사용된 폴리우레탄의 탄성계수가 매우 작기 때문으로 생각된다.

Fig. 8은 x-방향의 부가한 변형률에 따른 명목 응력값의 변화를 보이고 있다. Figure의 결과값은 Cauchy 응력과 로그변형률을 사용하여 나타내었고, 실선은 기하학적 비선형성을 고려한 해석 결과를 그리고 점선은 선형해석의 결과를 나타낸다. 원형단면으로 정의된 모델에서도 변형률이 작은 경우에는 선형과 비선형 해석의 결과가 유사한 값을 보였으나 변형률이 커짐에 따라 응력-변형률 곡선은 선형에서 크게 벗어나 상대적으로 큰 값을 보여, 섬유의 굴곡각의 변화에 의한 기하학적 비선형성의 영향이 존재한다는 것을 알 수 있다.

Fig. 9는 응력-변형률 곡선으로부터 계산한 등가탄성계수의 변화를 나타내고 있다. 원형 단면을 갖는 평직복합재료의 등가탄성계수도 굴곡도가 큰 모델일수록 높은 값을 보였는데, 이 역시 굴곡도가 큰 모델일수록 섬유부피분율이 크기 때문에 나타나는 결과라고 할 수 있다. 비선형 등가탄성계수는 변형률이 증가함에 따라 크게 증가하였는데 이는 특히 굴곡도가 낮은 모델일수록 두드러지게 나타나 5% 변형률에서 굴곡도가 0.112인 모델은 선형등가탄성계수에 비해 약 23.6%, 굴곡도 0.336의 경우는 약 18.1%증

가된 값을 보였다. 한편, 이들 증가율은 유사한 굴곡도를 갖는 볼록렌즈형 모델의 증가율과 비교했을 때 훨씬 큰 증가율에 해당한다. 이는 볼록렌즈형 모델보다 원형 모델이 기하학적 비선형성의 영향을 더 많이 받는다는 것을 의미하는 것인데, 원형 모델의 경우에는 동일한 굴곡도를 갖는 볼록렌즈형 모델에 비해 갭지역(g_u , g_l)이 훨씬 넓은 지역에 대해 정의된다. 따라서 갭지역이 많은 원형 모델에서는 동일한 변형률에 대해 이 지역에서의 섬유다발의 변형이 훨씬 쉽게 발생하게 되고 섬유다발의 크게 회전하면서 더 큰 비선형성을 초래하게 되는 것이다.

4. 결론

본 연구에서는 기하학적 비선형성을 고려하여 평직의 구조를 갖는 성층권 비행선 기낭 막의 하중막재에 대해 유한요소 해석을 수행하였다. 막 재료로는 현재 성층권 비행선 기낭의 하중막 재료로 가장 유력한 백트란 섬유와 폴리우레탄 기지를 고려하였고, 섬유다발이 볼록렌즈와 원형의 단면을 갖는 평직복합재료의 미세구조를 3차원적으로 정의하였다. 해석 시 기하학적 비선형성은 Updated Lagrangian 방법을 사용하여 고려하였다.

계산결과, 평직복합재료의 응력-변형률 곡선은 변형률이 작은 경우에는 선형의 결과와 유사한 값을 보였으나 변형률이 커짐에 따라 선형의 결과에서 크게 벗어난 값을 보였다. 응력-변형률 곡선으로부터 계산된 비선형 등가탄성계수는 변형률이 커짐에 따라 크게 증가하는 것으로 나타났는데, 동일한 변형률에서 선형 등가탄성계수에 대한 비선형 등가탄성계수의 증가율은 굴곡도가 작은 모델에서 그리고 볼록렌즈형 모델보다는 원형 모델에서 더욱 심각하게 나타났다.

이상의 결과로부터 성층권 비행선의 막재와 같이 대변형을 수반하는 평직복합재료 구조물의 경우에는 섬유다발의 굴곡으로 인해 기하학적 비선형성이 두드러지게 나타나므로 해석 시 이를 반드시 고려해야 한다는 것을 알 수 있다.

후 기

본 연구는 한국과학재단의 “지역대학우수과학자 지원연구사업” 지원으로(과제번호:R05-2003-000-11521-0) 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

1) G. A. Khoury and J. D. Gillett, *Airship Technology*,

Cambridge University Press, 1999.

- 2) 강왕구, 김동민, 이진우, 염찬홍, 임철호, “특보: 비행선의 구조 및 재료,” 한국복합재료학회지, 제 29권 제 2호, 2001, pp. 141-151.
- 3) 김동민, 강왕구, 이진우, 염찬홍, “비행선용 막구조 설계 기법 연구,” 한국복합재료학회 2002년도 추계학술발표대회, 한국복합재료학회, 2002, pp. 224-227.
- 4) Naik, N. K. and Ganesh, V. K., “Failure Behavior of Plain Weave Fabric Laminates under On-Axis Uniaxial Tensile Loading: II-Analytical Predictions,” *Journal of Composite Materials*, Vol. 30, No. 16, 1996, pp. 1779-1822.
- 5) Ishikawa, T. and Chou, T. W., “Nonlinear Behavior of Woven Fabric Composites,” *Journal of Composite Materials*, Vol. 17, No. 5, 1983, pp. 399-413.
- 6) Ishikawa, T., Matsushima, M. and Hayashi, Y., “Geometrical and Material Nonlinear Properties of Two-Dimensional Fabric Composite,” *AIAA Journal*, Vol. 25, No. 1, 1987, pp. 107-113.
- 7) Kibe, S., Kai, T., Hanawa, T., Tanizawa, T., Imura, N. and Ogata, Y., “Developments of Membrane Structure Under Tension and Its Vibration Properties,” *Proceedings of 28th Space Sciences and Technology Conference*, Japan Society of Space and Aeronautical Sciences, Oct. 1984, pp. 566-567.
- 8) Bathe, K. J., *Finite Element Procedures*, Prentice-Hall International, Inc. 1996.
- 9) Crisfield, M. A., *Non-Linear Finite Element Analysis of Solids and Structures*, John-Wiley & Sons Ltd., 1991.
- 10) Chamis, C. C., “Mechanics of Composite Materials: Past, Present, and Future,” *Journal of Composites Technology & Research*, Vol. 11, No. 1, 1989, pp. 3-14.