

상세 유한요소 모델을 이용한 섬유 보강사의 등가물성 유도

송 정 인* · 조 진 래†

(2004년 6월 10일 접수, 2004년 9월 6일 심사완료)

Derivation of Effective Material Properties of Reinforced Braid Layer Using Detailed 3-D Finite Element Model

Jeong-In Song and Jin-Rae Cho

Key Words: Power Steering Hose(파워스티어링 호스), Reinforced Braid(보강사), Effective Material Property(등가물성), Helix Angle(나선각), Woven Textile Composites(직물 복합재), Orthotropic Material Property(직교이방성 물성)

Abstract

Reinforced braid layer (RBL) in automobile power steering hose plays an important role in power steering system. When the working oil is applied to the power steering hose, RBL suppresses rubber hose deformation from internal pressure and heat expansion. RBL is woven textile composites having a double-row structure of nylon cords twisted with the specific helix angle. In this paper, effective material properties of RBL are estimated using a detailed 3-D finite element model considering its complicated geometry. Numerical experiments based on a superposition method are carried out to simulate uniaxial tensile loading condition.

1. 서 론

파워스티어링(Power Steering, PS) 시스템은 운전자가 조향핸들을 작동하는 힘을 유압을 사용하여 작은 힘으로도 작동해 주는 시스템이다. 이 시스템은 이전에는 트럭, 버스 등의 대형 차량에만 적용되었으나, 전륜구동 자동차가 보급되면서부터 소형차에도 장착하게 되었다. PS호스는 이 시스템에 사용되는 작동유를 PS펌프로부터 조향기어박스로 전달하는 역할을 하는 유압호스를 말한다. Fig. 1은 본 연구대상의 PS호스 형상을 나타내고 있으며 현재 상용차에 사용되고 있는 제품이다. PS호스는 크게 고무호스 부분과 금구

로 나눌 수 있으며 고무호스는 3개의 고무층으로 이루어져 있고 각 고무층 사이에는 Nylon66 재질의 보강사 층이 삽입되어 있다.

대부분 자동차 부품과 마찬가지로 PS호스도 아주 가혹한 환경에서 작동된다. 호스 내부는 작동유에 의해 150°C의 고온과 140bar의 고압이 작용하고, 호스 외부는 엔진으로부터 135°C 이상의 고온을 받게 된다.⁽¹⁾

이러한 가혹한 환경에서 장시간 반복적인 열내압 하중을 받게 되면 호스 성능이 저하될 뿐 아



(a) Metal fitting

(b) Rubber hose

Fig. 1 Power steering hose used in automobiles

† 책임저자, 회원, 부산대학교 기계공학부

E-mail : jrcho@hyowon.pusan.ac.kr

TEL : (051)510-2467 FAX : (051)514-7640

* 부산대학교 대학원 기계설계공학과

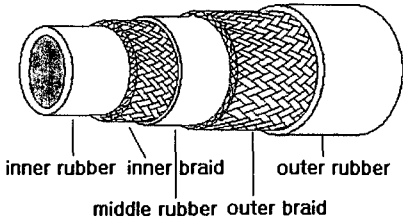


Fig. 2 Schematic view of rubber hose

나라 누유와 파손을 초래하게 된다.⁽²⁾ PS호스가 펌프로부터 유입되는 고압의 작동유에 의해 파손이 발생하게 되면 조향 성능을 저하시킨다. 그 결과, 차량사고 발생의 직·간접적인 원인이 되므로 가혹한 환경에서도 호스의 파손 방지를 위해 호스의 내구성을 요하게 된다. 이러한 필요성에 부합하기 위하여 각 고무 층에 보강사를 삽입한다. 보강사 층은 PS호스가 고온, 고압의 작동유에 의해 심한 변형이나 열팽창으로부터 PS호스가 파손되는 것을 막는 중요한 역할을 한다. 따라서, PS호스의 기계적 특성을 분석할 때 보강사 층의 거동을 어떻게 반영하는가는 중요한 문제이다. 하지만, 보강사 층은 형상이 복잡한 직물 복합재 구조로 이루어져 있고 각 섬유가닥에 대한 정확한 형상을 반영한 구조해석은 비현실적이기 때문에 재료의 평균적인 등가물성을 유도하여 반영한다.

기존의 연구⁽³⁾에서는 보강사 층을 등방성 재료로 가정하고 등가물성은 고무호스 완제품의 시편으로 압축시험을 통하여 보강사의 종탄성계수를 계산하였다. 하지만, 보강사는 직물 복합재료로 두개의 섬유다발 그룹(warp and fill tow)이 서로 꼬여 있는 구조로 재료가 가지는 이방성으로 인해 보다 정확한 해석을 위해서는 등가물성 평가시 이방성을 고려하는 것이 필요하다.

본 연구에서는 보강사 층의 복잡한 기하학적 형상을 3차원으로 유한요소 모델링하고, 보강사 층의 거동을 직교이방성 물성(orthotropic material property)으로 가정하였다. 그리고 참고문헌에서 제시한 단위구조 해석 기법(unit cell analysis method)^(4,5)을 활용하여 등가물성을 수치해석적으로 유도한다. 또한 나선각 변화에 따른 등가물성의 변화를 분석하기 위해 나선각을 변수로 한 파라메트릭 해석을 수행하였다.

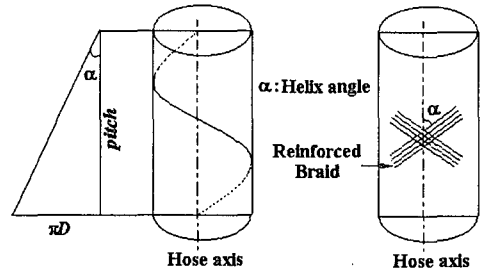


Fig. 3 Helix angle of reinforced braid

본 연구에 적용된 보강사는 3가닥 12줄의 2겹의 직물 복합재 구조로 이루어져 있으며 각 피치는 36.5mm로 구성되어 있다. Fig. 2는 고무호스의 개략적인 형상을 개략적으로 도시하고 있으며, Fig. 3은 보강사가 꼬여있는 형상을 설명해 주고 있다. 내면보강사와 외면보강사의 지름을 각각 적용했을 때 나선각은 각각 52.61°, 57.16°로 되어 있다.

2. 보강사의 등가물성 평가

2.1 직교이방성 재료의 구성방정식

평직 복합재료의 거동을 직교이방성 재료라 가정했을 때 구성방정식을 순응도 행렬 형태로 나타내면 다음과 같다.⁽⁶⁾

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\nu_{21} & -\nu_{31} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12} & \frac{1}{E_2} & -\nu_{32} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13} & -\nu_{23} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (1)$$

푸아송 비는 $\nu_{ij} = -\frac{\epsilon_j}{\epsilon_i}$ 로 정의되며, 일반적으로 $\nu_{ij} \neq \nu_{ji}$ 이며 식 (1) 행렬의 대칭조건으로부터 $E_1\nu_{21} = E_2\nu_{12}$, $E_1\nu_{31} = E_3\nu_{13}$, $E_3\nu_{23} = E_2\nu_{32}$ 의 관계가 성립한다. 따라서 직교이방성 거동을 나

타내기 위한 구성방정식의 독립적인 공학상수 (engineering constant)는 9개이고 직교 이방성 등가물성 평가시 이를 구하면 된다.

2.2 단위구조 해석

재료의 등가물성을 평가하기 위해서는 재료의 평균적인 응답을 나타내는 단위구조의 선정이 중요하다. 단위구조는 기하학 및 경계조건의 관점에서 반복되는 최소 기본단위로 선정할 수 있으며 이렇게 선정된 단위구조에 대해서 수치실험을 통하여 등가물성을 평가하게 된다. 즉 i -방향 등가탄성계수 E_i 는 실제 실험과 같은 일축인장상태를, 그리고 전단강성계수 G_{ij} 는 순수 면내 전단하중상태를 수치적으로 모사함으로써 구하게 된다.

등가탄성계수 E_1 을 구하기 위하여 Fig. 4와 같이 일방향 인장하중이 가하여졌다고 가정하자. 여기서 실선은 변형전의 형상을 그리고 점선은 변형후의 형상을 나타내고 있다. 이때 얼마만큼의 x -방향의 인장변형률 $\bar{\epsilon}_1$ 및 y, z -방향의 푸아송 수축변형률 $\bar{\epsilon}_2, \bar{\epsilon}_3$ 이 발생하게 되는지는 미지이다. 이 변형량들은 중첩법을 사용하여 구할 수 있다. 즉, 이 문제를 Fig. 4에 나타난 것과 같이 3개의 부분제(sub-problem)로 나누어 정의하고 이를 각각 푼 후 이들의 결과를 선형 중첩하면 일축인장 하중상태를 모사할 수 있다. 부분제 1에서는 x -방향의 인장변형을 제외하고 나머지 면의 변형을 모두 0 이 되도록 구속한다. 부분제 2에 대해서는 y -방향의 인장변형을 제외하고 나머지 면의 변형을 모두 0 이 되도록 구속한다. 부분제 3에 대해서도 같은 방법으로 변위경계조건을 가한다.

부 문제들에 대하여 해석을 수행하게 되면 경계면에서의 반력을 구할 수 있고, 이 결과들을 일축인장 상태가 되도록 부 문제 1, 2, 3에 각각 α, β, γ 를 곱하여 다음과 같이 조합하면 x -방향 단순인장상태를 모사할 수 있다.

$$\begin{aligned} \alpha F_x^1 + \beta F_x^2 + \gamma F_x^3 &= P \\ \alpha F_y^1 + \beta F_y^2 + \gamma F_y^3 &= 0 \\ \alpha F_z^1 + \beta F_z^2 + \gamma F_z^3 &= 0 \end{aligned} \tag{2}$$

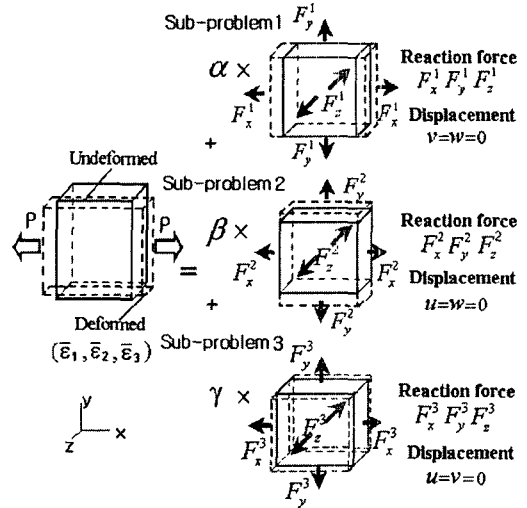


Fig. 4 Representation of superposition method under simple tension

식 (2)를 연립하여 풀면 계수 α, β, γ 를 구할 수 있고 따라서 인장하중 P 하에서의 변형률을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\bar{\epsilon}_1 = \alpha \epsilon_{xx}^1, \bar{\epsilon}_2 = \beta \epsilon_{yy}^2, \bar{\epsilon}_3 = \gamma \epsilon_{zz}^3 \tag{3}$$

여기서 부분제의 변형률 및 반력은 부 문제를 표시하는 위첨자와의 구별을 위해 첨자표기법을 사용하지 않았다.

Fig. 4에서 인장하중에 의한 일 W 와 단위구조 내부에 저장된 에너지 U 는

$$W = \frac{1}{2} Pu = \frac{1}{2} P(\Delta x \bar{\epsilon}_1) \tag{4}$$

$$U = \frac{1}{2} \int_V \bar{\sigma}_1 \bar{\epsilon}_1 dV = \frac{1}{2} E_1 (\bar{\epsilon}_1)^2 V \tag{5}$$

이 되고, $W=U$ 의 관계로부터 등가탄성계수는 다음과 같이 구해진다.

$$E_1 = \frac{P}{(\Delta y \Delta z) \bar{\epsilon}_1} = \frac{P}{(\Delta y \Delta z) \alpha \epsilon_{xx}^1} \tag{6}$$

여기서 $(\Delta x, \Delta y, \Delta z)$ 는 단위구조의 치수를 나타낸다. 또한 등가 푸아송 비는 정의에 의하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\nu_{12} = -\frac{\bar{\epsilon}_2}{\bar{\epsilon}_1} = -\frac{\beta \epsilon_{yy}^2}{\alpha \epsilon_{xx}^1} \tag{7}$$

한편, 식 (2)에서 x, z-방향의 힘의 합력이 0, y-방향의 힘의 합력이 P가 되도록 놓으면 y-방향 단축인장을 모사하고, x, y-방향의 힘의 합력이 0, z-방향의 힘의 합력이 P가 되도록 놓으면 z-방향 단축인장을 모사하게 되므로 동일한 계산과정을 통하여 y, z-방향 등가 탄성계수 E_2 와 E_3 를 구할 수 있다.

직교이방성 재료에서 전단응력은 해당 성분의 전단변형만 발생시키므로 등가전단탄성계수의 계산은 분리되어 수행된다. 즉 Fig. 5와 같이 단위구조가 순수 전단변형 상태에 있도록 경계조건을 가하고 해석을 수행한 뒤 전단 하중에 의한 일 W와 단위구조 내부에 저장된 에너지 U의 관계로부터 등가 전단탄성계수를 다음과 같이 유도할 수 있다.

$$W = \frac{1}{2} P \delta_s = \frac{1}{2} P \gamma \Delta y, \quad (\tan \gamma \approx \gamma = \frac{\delta_s}{\Delta y}) \quad (8)$$

$$U = \frac{1}{2} G_{12} \gamma^2 V = \frac{1}{2} G_{12} \gamma^2 (\Delta x \Delta y \Delta z) \quad (9)$$

$$G_{12} = \frac{P}{\gamma_{12} (\Delta x \Delta z)} \quad (10)$$

등가전단탄성계수 G_{23} , G_{13} 도 같은 방법으로 구할 수 있다.

$$G_{23} = \frac{P}{\gamma_{23} (\Delta x \Delta y)} \quad (11)$$

$$G_{13} = \frac{P}{\gamma_{13} (\Delta y \Delta z)} \quad (12)$$

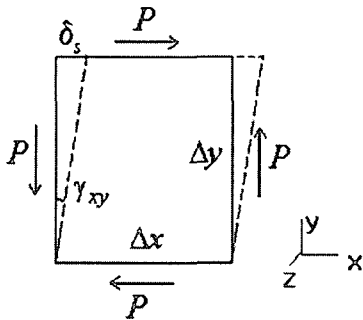


Fig. 5 Unit cell under pure shear

2.3 보강사 층의 유한요소 모델링

보강사 층의 유한요소 모델링 시 보강사 층의 기하학적 형상을 반영하기 위해 보강사 층의 직물 패턴을 정확히 구현하고 너비나 단면적을 정확히 반영해야 한다. Fig. 6은 외면 고무를 입히기 전 PS호스의 보강사를 보여주고 있다. 보는 바와 같이 일반적인 직교 평면 직물 복합재의 직물형태⁽⁷⁾와는 다소 다른 양상을 보여주고 있음을 알 수 있다.

보강사 층에 있어 하나의 섬유다발은 3가닥의 단위 섬유들로 구성되어 있는데, Fig. 8과 같이 섬유다발의 성형 후 변형된 단면의 형상을 렌즈 (lenticular) 형태로 가정하고 보강사의 상하 경로는 사인곡선 형태로 모델링하였다. 섬유다발의 너비는 외면 보강사의 나선각 57.16°를 적용하여 섬유다발 12개가 고무호스 축방향으로 1피치를 이루므로 섬유다발 1개의 피치는 Fig. 7과 같이 3.04mm가 된다. 따라서 피치와 나선각의 관계로부터 보강사 섬유다발의 너비는 2.55mm가 된다.

섬유다발의 단면적 및 보강사 단위구조의 3차원 유한요소 모델링을 Fig. 8에 도시하였는데,

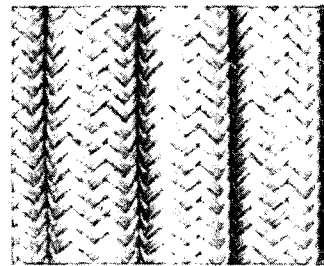


Fig. 6 Shape of reinforced braid in PS hose

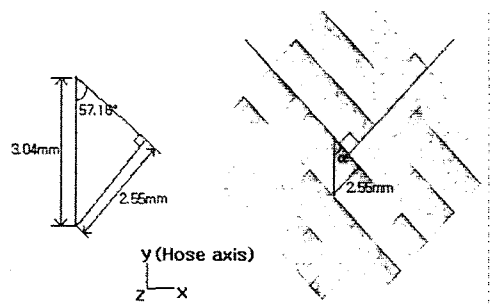


Fig. 7 Width of braid fiber tow

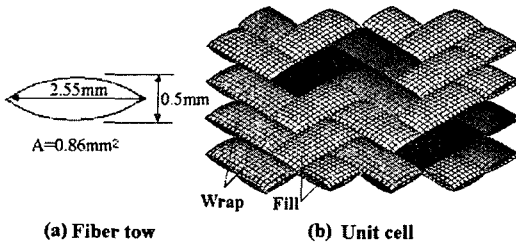


Fig. 8 3-D finite element model

우측으로 경사진 위사(fill) 다발층과 좌측으로 경사진 경사(wrap) 다발층으로 구분할 수 있다.

섬유다발의 물성은 등방성으로 가정하여 종탄성계수는 보강사 섬유(Nylon66)의 인장 실험을 통하여 얻어진 값 541kgf/mm²을 사용하였고, 푸아송 비는 0.3, 마찰계수는 0.5로 가정하였다. 단위구조의 유한요소 모델은 3차원 8절점 직육면체 요소⁽⁸⁾를 사용하였고, 요소 수는 10,197개, 절점 수는 16,390개이다.

접촉조건은 각각의 섬유다발을 하나의 변형접촉물체로 설정하여 총 16개이며, 각각의 섬유다발을 접촉조건을 사용하였다. 접촉조건은 두 물체 사이에서 접선방향의 상대 미끄럼 운동이 제한되며, 법선방향의 운동을 구속한다.

2.4 수치해석

앞 절에서 설명한 단위구조 해석을 3차원 유한요소 모델에 적용한다. 단위구조 해석 시 경계조건 부여 및 단위구조 선정은 상당히 중요한 문제이다. 특히, 경계조건 부여 시 위사와 경사의 특별한 구속 조건이 없기 때문에 하중을 가할 경우 위사와 경사가 풀려서 저항 없이 대 변형을 일으켜 해석이 되지 않을 수 있다.

따라서 이러한 문제를 해결하기 위해서 Fig. 8(b)의 끝단 모서리 부분 전체를 구속하여 개개의 섬유다발 전체에 변위경계 조건을 부여하여 강제 운동이 발생하는 것을 막고, 위사와 경사가 저항 없이 대 변형을 일으키는 것을 방지할 수 있다. 결과적으로 Fig. 8(b)가 단위구조가 된다. Table 1은 세 가지 나선각에 대한 단위구조의 크기 $\Delta x, \Delta y, \Delta z$ 를 나타낸다.

위 설명을 바탕으로 부 문제에 대한 경계조건을 부여하고 해석을 수행해서 등가 종탄성계수

Table 1 Dimensions of unit cell

Helix angle	Δx (mm)	Δy (mm)	Δz (mm)
53.5°	21.45	15.854	1.022
50°	19.643	16.453	1.022
45°	18.027	18.03	1.022

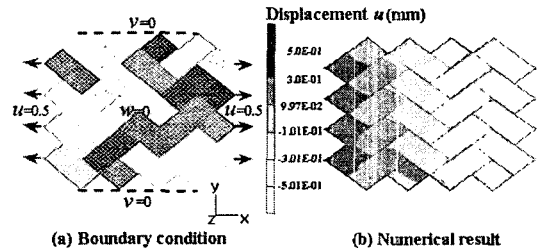


Fig. 9 Analysis of the sub-problem 1

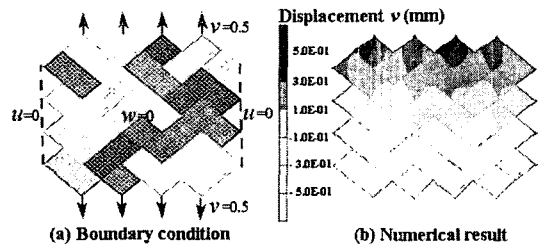


Fig. 10 Analysis of the sub-problem 2

및 등가 푸아송 비를 구한다. 전단해석 3가지 경우에 대해서도 경계조건 부여 및 해석결과를 바탕으로 등가 전단탄성계수를 유도한다. 해석결과 분석 시 구속되는 각 면의 4개 지점의 국부적인 응답은 전체적인 거동과 차이를 나타내지만 전체적인 등가물성의 관점에서 전체 응답이 균일하다고 가정하여 수치해석을 수행한다.

Fig. 9~Fig. 11은 나선각 53.5°에 대한 각 부 문제의 경계조건 및 해석 결과를 나타낸다. 경계조건 중 인장은 힘을 가하지 않고 일정 변위를 주었다. 이렇게 하면 보강사 층의 모델 전 영역에 대해 일정한 변형을 유지할 수 있어 변형을 측정이 용이하며, 인장력은 반력을 측정해서 쉽게 구할 수 있다.

z-방향 경계조건은 보강사 층의 각 섬유다발에서 제일 볼록한 지점과 그 주위의 절점 일부에 대해 구속하여 전 후면 각각 절점 88개를 구속하였다. Fig. 12는 단위구조 전후면에 z-방향으

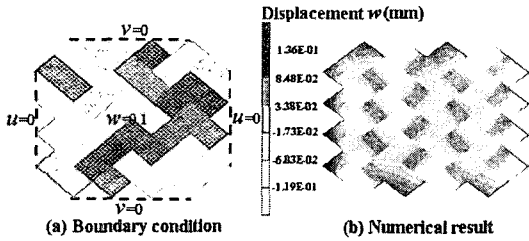


Fig. 11 Analysis of the sub-problem 3

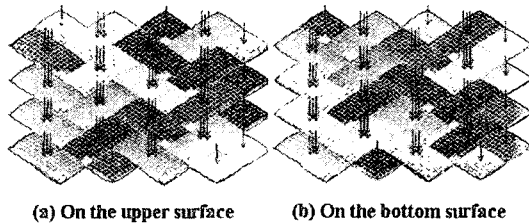


Fig. 12 Specification of w for the sub-problem 3

Table 2 Numerical results of reaction force

Reaction force	F_x^i (kgf)	F_y^i (kgf)	F_z^i (kgf)
Sub-problem 1	63.705	11.128	23.803
Sub-problem 2	12.25	100.126	17.09
Sub-problem 3	2.708	2.249	112.676

로 변위를 지정한 절점을 도시하고 있다.

부 문제 1의 x-방향 변형량은 좌우방향으로 0.5mm씩 인장하여 총 1mm가 되고, 부 문제 2의 y-방향 변형량 역시 1mm이며, 부 문제 3의 z-방향 변형량은 0.1mm이다. 치수와 변형량으로부터 각 부 문제의 변형률은 다음과 같다:

$$\epsilon_{xx}^1 = 0.04662, \epsilon_{yy}^2 = 0.06308, \epsilon_{zz}^3 = 0.097821$$

그리고 Table 2는 해석 결과 나타난 반력을 나타내고 있다.

인장하중 P 를 50kgf라 했을 때 Table 2의 반력으로 단순인장 상태를 모사하는 연립방정식을 구성하여 α, β, γ 및 변형률을 구하면 Table 3, 4와 같다. 위의 결과와 단위구조의 치수, 인장하중 P 를 적용하여 등가 종탄성계수 및 등가 푸아송비를 구할 수 있다.

Table 3 Coefficients for superposition method

Simple tension	α	β	γ
x-direction	0.80816	-0.08627	-0.15764
y-direction	-0.09589	0.51132	-0.05730
z-direction	-0.01751	-0.00813	0.44869

Table 4 Strains under simple tension

Simple Tension	$\bar{\epsilon}_1$	$\bar{\epsilon}_2$	$\bar{\epsilon}_3$
x-direction	0.037676	-0.005442	-0.01542
y-direction	-0.004470	0.032254	-0.00561
z-direction	-0.000816	-0.000513	0.043891

Table 5 Effective material properties

Young's modulus (kgf/mm ²)		Poisson's ratio	
E_1	81.88	ν_{12}	0.14445
E_2	70.7	ν_{23}	0.17378
E_3	3.35	ν_{31}	0.0186

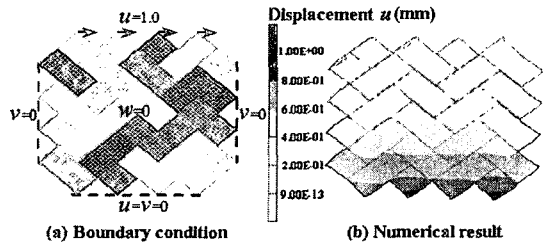


Fig. 13 Shear deformation analysis (G_{xy})

등가 전단탄성계수의 경우도 앞에서 언급한 바와 같이 해석을 수행한다. Fig. 13~Fig. 15는 나선각 53.5°에 대한 전단변형 문제의 경계조건 및 해석 결과를 보여주고 있다. Fig. 14와 Fig. 15의 전·후면에 경계조건을 부여한 절점은 Fig. 12의 절점과 일치하여 각각 88개이고 후면은 x, y, z-방향을 모두 구속하였다. 전면은 0.3mm씩 전단방향으로 일정 변위를 가하였고 반력을 구하여 전단하중을 계산하였다.

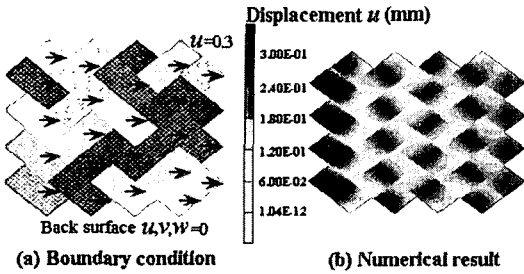


Fig. 14 Shear deformation analysis (G_{xz})

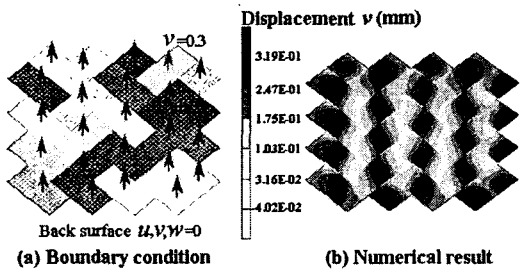


Fig. 15 Shear deformation analysis (G_{yz})

Table 6은 측정된 전단하중 및 전단 변형률과 이것으로부터 계산한 등가 전단탄성계수를 나타내고 있다. 똑같은 방법으로 나선각 50° 및 45° 에 대해서도 단위구조 해석을 통해 등가 물성을 구할 수 있다. 앞에서 구한 등가 물성을 포함해서 나선각의 경우별 등가물성을 나타내면 Table 7과 같다.

2.5 고찰

보강사 층은 섬유다발이 위사와 경사의 복잡한 형태를 갖추고 있음으로 인장변형이나 푸아송 수축변형, 전단변형 등에 의한 응답은 섬유다발의 형상이나 마찰력, 접촉조건 등 복잡한 여러 인자에 의해 일어난다. 축 방향 등가탄성계수 E_2 는 나선각이 작아짐에 따라 그 값이 증가하는데 이는 나선각이 작아짐으로 섬유다발의 x-y평면 경사각 ($90^\circ - \alpha$)이 커지고 작용하는 힘과 구속되는 절점 사이의 x-방향 수직거리가 줄어들어 모멘트의 회전변형에 의한 인장효과가 적어져 강성이 크게 나타난 것으로 사료된다.

전단탄성계수 값의 변화는 나선각 변화에 따른 섬유다발의 꼬임형상의 변화에 의해 섬유다발간

Table 6 Numerical results of shear analysis

Loading case	Loads P (kgf)	Shear strain	Shear modulus (kgf/mm ²)
X-Y	20.45	0.063076	14.79
X-Z	602.93	0.293460	6.045
Y-Z	423.13	0.293462	4.242

Table 7 Effective material properties to the helix angle

	53.5°	50°	45°
E_1 (kgf/mm ²)	81.88	83.62	79.7
E_2 (kgf/mm ²)	70.7	81.97	90.5
E_3 (kgf/mm ²)	3.35	3.394	4.0135
ν_{12}	0.14445	0.12098	0.10509
ν_{23}	0.17378	0.27987	0.28579
ν_{31}	0.0186	0.01828	0.01748
G_{12} (kgf/mm ²)	14.79	15.6	16.9557
G_{23} (kgf/mm ²)	6.045	6.453	5.4237
G_{31} (kgf/mm ²)	4.242	5.15	6.3487

의 마찰저항의 정도가 바뀜에 따라 그 값이 변화하는 것으로 판단된다. G_{12} 의 경우는 그 값이 증가함으로 보아 마찰저항이 커지는 것을 알 수 있다. 두께 방향의 등가탄성계수는 실험치 4.02 kgf/mm^2 와 유사한 값의 분포를 가지는데 나선각이 작아짐에 따라 그 값이 커져서 45° 일 때 실험치와 제일 유사한 값을 가진다

3. 결론

나선각 3가지 경우에 대한 보강사 층의 복잡한 기하학적 형상을 3차원으로 상세 모델링하고 재료의 거동을 직교이방성 물성으로 가정하여 등가물성을 유도하였다. 수치실험을 통한 등가물성 유도 시 경계조건 부여의 어려움을 없애고 해석의 편리를 위하여 복잡하지만 중첩법을 이용하여 각각의 부 문제를 정의하고 등가 종단탄성계수 및 등가 푸아송비 유도에 적용하였다. 등가 전단탄성계수는 단위구조에 전단하중을 가하여 각 전단

탄성계수에 독립적으로 정의되어 유도되었다. 또한 나선각에 변화를 주어 세 가지 나선각에 대해 해석을 수행하여 각 경우별 등가물성의 변화 추이를 관찰할 수 있었다. z-방향 탄성계수의 경우는 실험치와 유사한 값을 가져 나선각 45° 경우에 실험치에 제일 근접하였다.

향후 이렇게 유도된 등가물성은 PS호스의 기계적인 특성 분석 시 중요한 자료가 될 수 있고, 나선각을 설계인자로 하여 PS호스의 기계적 거동을 개선시키는 방향에 대해서도 보다 심도있는 연구가 필요하리라 판단된다. 아울러, 등가물성 평가결과와 타당성을 검증하기 위한 실험 연구도 중요하리라 생각한다.

후 기

본 연구는 산업자원부의 지역혁신 인력 양성사업(2003.6~2006.4)과 (주)화승 R&A 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Jin-Rae Cho, Do-Hyung Jeon, Gi-Tae Roh, 2004, "Finite Element Analysis of Power Steering Hose Subject to Internal Pressure", *Transaction of the KSME, A*, Vol. 28, No. 1, pp. 181~188.
- (2) Dieter Lietze, 1997, "Requirements in the strength of rubber hose assemblies for high pressure acetylene", *Journal of Hazardous Materials*, Vol. 54, pp. 227~240.
- (3) Hyung-Je Kim, Byung-Tak Kim, 2001, "Effect of the Friction on the Mechanical Behavior of a P/S Hose in Swaging", *Proceedings of the KSME 2001 Autumn Annual Meeting*, Vol. 1, No. 2, pp. 1016 ~1022.
- (4) Foye, R. L., 1992, "Finite Element Analysis of the Stiffness of Fabric Reinforced Composites," *NASA Contractor Report 189597*.
- (5) Kyeong-Sik Woo, 2000, "Finite thickness and tow phase shift effects on the mechanical behavior of plain weave textile composites", *Journal of the Korean Society for Composite Materials*, Vol. 13, No. 1, pp. 11~24.
- (6) Carl T. Herakovich, 1998, "Mechanics of Fibrous Composites", John Wiley & Sons, Inc.
- (7) Kyeong-Sik Woo, 1995, "Effects of Fiber Tow Waviness and Harness Number on Mechanical Properties of Plain Woven Textile Composites", *Journal of the Korean Society for Composite Materials*, Vol. 8, No. 3, pp. 60~73.
- (8) Zienkiewicz, O. C. and Taylor, R. L. 1977, *The Finite Element Method*, McGraw-Hill, London.