

論文

DOI: <http://dx.doi.org/10.5139/JKSAS.2012.40.8.670>

Biomorphic C/SiC 복합재료의 기계적 물성 연구

정재연*, 우경식**, 이동주***, 홍순형***, 김연철****

Prediction of Mechanical Property of Biomorphic Composites

Jaeyeon Jeong*, Kyeongsik Woo**, Dongju Lee***, Soonhyung Hong*** and Yunchul Kim****

ABSTRACT

In this paper, mechanical property of biomorphic C/SiC composite was calculated by unit cell analysis. The microstructural arrangements of carbonized pine and radiata pine which were impregnated with silicon, were idealized as square and hexagonal arrays. Unit cell was then defined and equivalent elastic constants were calculated. A single and double unit cell structures were considered. The effect of void distribution was also studied by monte carlo simulation.

초 록

본 논문에서는 Biomorphic C/SiC 복합재료에 대하여 단위구조해석을 수행하였다. 소나무와 뉴송을 탄화하고 실리콘을 함침해 제조한 복합재료의 미세조직을 사각배열과 육각배열로 가정해 단위구조를 정의하고 등가물성치를 계산하였다. 단위구조의 크기가 동일하지 않은 경우도 고려하였고, 또한 공극의 배열에 따른 물성치의 변화를 몬테카를로 시뮬레이션을 통해 조사하였다.

Key Words : Biomorphic C/SiC composites(바이오모프 C/SiC 복합재료), Unit cell analysis(단위구조해석), Equivalent elastic constants(등가탄성계수), Monte carlo simulation(몬테카를로 시뮬레이션)

1. 서 론

초음속 우주 추진체는 마찰과 열에 의해 손상이 많이 생기기 때문에 구조물을 재사용하기가 쉽지 않다. 최근 이러한 초음속 우주비행체 구조물의 재사용을 가능하게 하는 재료에 대한 요구가 생겨났는데 이러한 경우 구조물이 1000℃ 이

상의 고온 산화 분위기 하에서 사용되므로 내산화, 내삭마 특성이 필수 조건이다[1].

또한 최근에는 천연 목재를 이용하여 제조하는 바이오모프(Biomorphic) C/SiC 복합재료에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. 바이오모프 복합재료는 천연의 목재를 탄화시켜 저밀도 탄소 프리폼을 만들고 고온 진공로를 이용해 액상 실리콘을 함침하는 방법으로 만들어진다. 이 과정에서 C와 Si의 반응을 통해 생성된 SiC는 함침 전의 Si와 C에 비해 매우 강한 물성치를 가지기 때문에 SiC의 비율이 증가하고 기공의 비율이 감소하여 복합재료의 강도가 증가하게 된다.

천연 목재를 이용해 탄소 프리폼을 만드는 바이오모프 복합재료는 제조 공정이 복잡하고 비용이 많이 드는 이전의 탄소 복합재료에 비해 제조

† 2012년 6월 5일 접수 ~ 2012년 7월 24일 심사완료

* 정희원, 충북대학교 대학원 토목시스템공학과

** 정희원, 충북대학교 토목공학부

교신저자, E-mail : kw3235@chungbuk.ac.kr

충청북도 청주시 흥덕구 내수동로 52

*** 정희원, 한국과학기술원 신소재공학과

**** 정희원, 국방과학연구소

과정이 비교적 간단하다. 또 2D 구조였던 이전의 프리폼과 비해 3D 네트워크 구조로 탄소 프리폼이 생성되기 때문에 기계적 강도와 내삭마 특성이 이전 프리폼에 비해 약 1.5~2배 정도 우수하다는 것이 실험을 통해 입증되었다. 이 복합재료는 목재의 종류에 따라 기공의 크기와 분포가 달라 미세조직의 모양이 다양하고 실리콘 함침 시 탄소 프리폼의 미세구조를 유지하면서 3차원의 SiC 골격구조를 형성하기 때문에 목재의 종류에 따라 다양한 구조와 물성의 재료를 만들 수 있다[2].

바이오모프 탄소 프리폼 제작에 사용되는 목재에는 참나무, 단풍나무, 오동나무 등 활엽수와 소나무, 뉴송 등의 침엽수, 그리고 가공목재 MDF(Medium-Density Fibreboard)가 있다. 활엽수는 기공의 크기가 미세하지만 일부 큰 기공이 존재해 기공의 크기가 일정하지 않고 침엽수의 경우 기공의 크기는 활엽수에 비해 상대적으로 크지만 그 모양이나 크기가 균일하다는 특징이 있다. 또 가공목재 MDF의 경우 천연목재와 달리 기공의 크기와 분포가 불규칙해 일정한 특징을 나타내지 않는다[3].

현재 바이오모프 복합재료를 마이크로파, 스펙트럼 등을 이용하여 분석을 하거나[4~5] Si 함침 사이클이나 온도, 밀도가 복합재료의 기계적 물성에 미치는 영향 등을 연구한 실험적인 연구[6~9]가 활발히 진행되고 있다. 기계적 물성과 파괴 거동 등을 실험하는 연구 외에도 바이오모프 복합재료의 미세구조를 관찰하고 균질화 기법을 이용해 복합재료의 미세조직을 단순화시켜 모델링하는 연구[10~12] 및 기계적 물성과 파괴 거동 등을 컴퓨터를 통해 해석하는 연구[13~14] 또한 진행되고 있다. 다공성 복합재료에서는 공극이 복합재료의 물성에 적지 않은 영향을 미치기 때문에 김 등[15]은 다공성 복합재료에서 기공의 분포와 모양이 기공 탄성 인자에 미치는 영향에 대해서 연구한 바 있다.

본 연구에서는 소나무와 뉴송을 재료로 한 바이오모프 C/SiC 복합재료의 기계적 물성을 계산하였다. 불규칙적으로 배열되어 있는 복합재료의 미세구조를 일정하게 이상화해 단위구조를 정의하고, 정의된 단위구조에 적절한 경계조건을 가해 선형 해석을 수행하였다[16~17]. 목재의 미세조직과 공정이 다양하고 특성평가 조건에서 차이가 있을 수 있기 때문에 결과의 오차범위가 넓을 것이라 예상해 통계적 접근방법을 이용해 결론을 도출하였다. 해석은 상용 해석프로그램인 ABAQUS를 사용하였다.

II. 본 론

2.1 해석 방법

Fig. 1은 소나무와 뉴송을 탄화하여 만들어진 탄소 프리폼(왼쪽)과 그에 실리콘을 함침해 생성된 바이오모프 C/SiC 복합재료의 미세조직(오른쪽)을 보여준다. 두 모델 모두 미세조직에서 주기적으로 반복되는 격자구조를 가지는 것이 특성인데, 이 때문에 같은 구조가 계속 반복된다고 가정하고 전체 구조가 아닌 단위구조를 해석하여 전체 구조의 성질을 예측하는 단위구조해석을 통해 등가물성치를 예측하였다.

복합재료의 등가물성치를 계산하기 위해 다양한 하중상태를 모사하였는데 Fig. 2는 단위구조의 일축인장하중시험(uniaxial tensile test)과 순수전단시험(pure shear test)을 모사하는 해석방법을 도시한다. 일축인장하중시험 모사해석을 통해 복합재료의 등가탄성계수와 푸아송 비를 구할 수 있으며 순수전단시험 모사해석으로는 복합재료의 전단계수를 구할 수 있다.

Fig. 2의 (a)는 단위구조의 x-방향으로 일축인장하중이 가해진 경우인데, 등가탄성계수와 푸아송 비를 다음 식으로 구할 수 있다.

$$\overline{\sigma_{xx}} = R_x / (\Delta y \cdot t) \tag{1}$$

$$\overline{\epsilon_{xx}} = \hat{u} / \Delta x, \overline{\epsilon_{yy}} = \bar{v} / \Delta y \tag{2}$$

$$E_{xx} = \overline{\sigma_{xx}} / \overline{\epsilon_{xx}} \tag{3}$$

$$\nu_{xy} = -\overline{\epsilon_{yy}} / \overline{\epsilon_{xx}} = (\bar{v} \cdot \Delta x) / (\hat{u} \cdot \Delta y) \tag{4}$$

여기서 \hat{u} 는 해석 시 가한 x-방향의 임의의 변위이고 \bar{v} 는 \hat{u} 로 인해 줄어든 y-변위가 된다. 전체 구조는 단위구조가 반복되는 구조이기 때문에 왼쪽면의 x-변위, 아래쪽 면의 y-변위, 뒤쪽 면의 z-변위를 고정하였다. 단위구조해석이므로 단위구조의 변형형상이 직육면체가 되어야 하기 때문에 y-방향 변위가 일정하게 줄어들게끔 상부면에는 다중점 구속조건(MPC, Multi-Point Constraint)을 가하였다. x-방향의 변위 u 를 \hat{u} 로 정해 단위구조의 오른쪽 면에 변위를 가해 해석을 수행하고, 변위를 가한 면에서 x-방향의 반력 R_x 를 계산하면 (1)식을 통해 x-방향의 명목응력을 구할 수 있다. x-방향의 탄성계수 E_{xx} 는 (3)식으로 정의되며 (4)식으로 ν_{xy} 를 구할 수 있다. 여기서 $\overline{\epsilon_{yy}}$ 는 (2)의 식으로 정의할 수 있다.

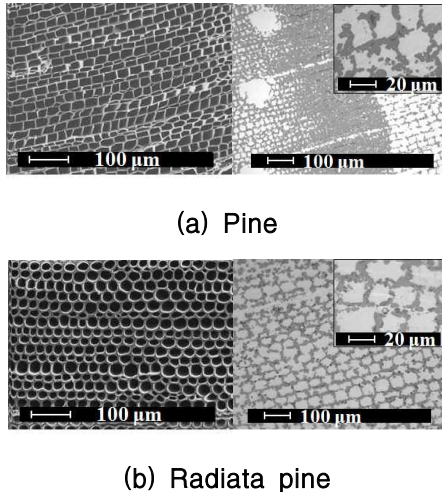


Fig. 1. Microstructure of carbon preform and processed composites (Ref. [3])

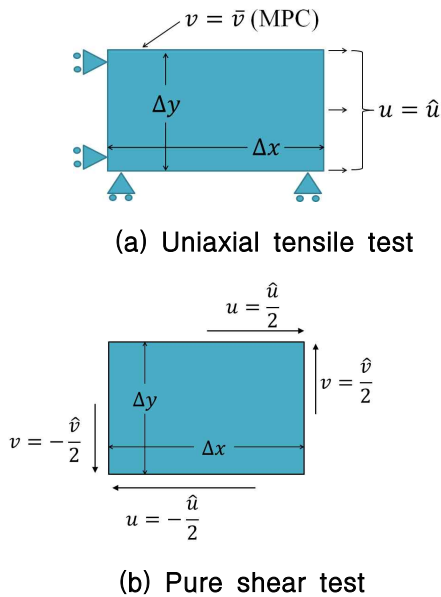


Fig. 2. Analysis load and boundary conditions

또한 순수전단시험을 통해 전단탄성계수는 다음과 같이 구해진다.

$$\overline{\sigma}_{xy} = (R_{xy}/(\Delta y \cdot t) + R_{yx}/(\Delta x \cdot t))/2 \quad (5)$$

$$\gamma_{xy} = \hat{u}/\Delta y + \hat{v}/\Delta x \quad (6)$$

$$G_{xy} = \overline{\sigma}_{xy}/\overline{\gamma}_{xy} \quad (7)$$

Fig. 2의 (b)는 앞뒤면의 변위를 고정하고 전단력만을 가해 xy-방향의 전단계수를 구하는 순수전단시험 모사해석을 표현한 그림이다. 그림과 같이 변위를 가한 후 $+u/2$ 변위를 가한 면에서 x-방향의 반력(R_{yx})을 계산하고 $+v/2$ 변위를 가

한 면에서 y-방향의 반력(R_{xy})를 계산해 (4)의 식으로 명목응력을 계산한다. γ_{xy} 는 식 (6)으로 구할 수 있으며 G_{xy} 는 (7)의 식으로 정의된다.

2.2 해석 모델

단위구조해석을 위해서는 복합재료 미세조직의 단위구조를 정의하여야 한다. 일반적으로 복합재료의 배열은 불규칙하게 분포되어 있으나 수치해석 과정에서 이것을 규칙적인 배열로 가정하게 된다.

소나무 탄소프리폼의 미세구조를 보면 미세조직의 형태가 사각형으로 되어 있고 크기가 거의 비슷한 것으로 보이는 반면 뉴송은 하나하나의 기공이 원의 형태로 되어 있으며 위 아랫줄에서 원형이 엇갈리게 겹쳐있는 것을 볼 수 있다. 따라서 본 연구에서는 소나무의 단위구조는 사각형으로, 뉴송의 단위구조는 육각형으로 가정하였다.

또한 뉴송은 위 아랫줄의 크기가 다른 부분이 다수 존재하기 때문에 동일한 크기의 단위구조로 이루어진 모델과 다른 크기로 이루어진 모델 두 가지를 정의하여 해석에 사용하였다.

복합재료는 C, Si, SiC의 세 가지 재료로 이루어져 있으며 Table 1은 미세구조의 각 구성성분별 물성치를, 그리고 Table 2는 실험[2]으로 구한 부피분율을 나타낸다. 본 연구에서 구성성분재료들은 등방성(Isotropic)으로 가정하였다.

Fig. 3의 (a)는 해석시 정의한 소나무 단위구조 모델의 개략도이다. 여기서

- a : 탄소 프리폼 벽두께의 1/2
- b : SiC의 가로, 세로의 길이
- c, d : Si의 가로, 세로의 길이
- e : 공극의 가로, 세로의 길이

이며 세 모델 모두 L은 단위구조의 가로길이이며 H는 단위구조의 높이이다. SiC의 가로와 세로 두께가 동일하고 6%의 내부공극은 정사각형 형태로 정 가운데에 위치해 있다고 가정하고 단위구조 모델을 정의하였다. 이 치수들을 이용하여 재료 각각의 면적을 나타낼 수 있고 치수는 각 재료의 부피분율을 통해 계산할 수 있다.

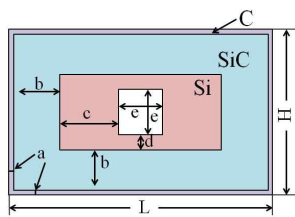
Fig. 3의 (b)는 크기가 동일한 단위구조로만 이루어진 뉴송 Model-I의 개략도이고 (c)는 크기가 서로 다른 단위구조로 이루어진 뉴송 Model-II의 개략도이다. 단위구조 정의 시 하나의 단위구조는 한 변의 길이가 12 μm인 정육각형이며, 탄소는 육각형의 형태로 외벽에 동일한 두께로 분포되어 있다고 가정하였다. 안쪽의 Si와 공극의 경

Table 1. Constituent properties

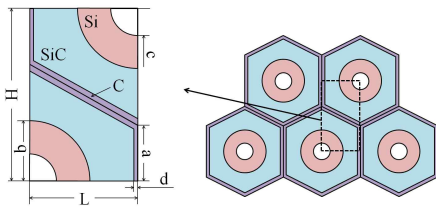
	Si	SiC	C
Young's modulus(GPa)	185	410	10
Poisson's ratio	0.28	0.14	0.2

Table 2. Volume fraction of composites

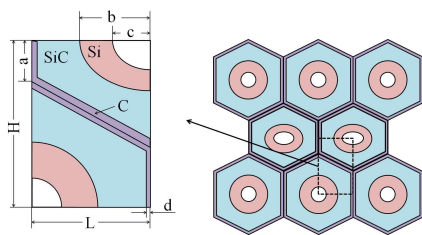
	SiC	Si	C	Pore
Pine	62.6%	29.3%	2.1%	6.0%
Radiata pine	66.7%	26.9%	2.0%	4.4%



(a) Pine



(b) Radiata pine(Model-I)



(c) Radiata pine(Model-II)

Fig. 3. Representative unit cell

계는 원형으로 가정하였다. 위 아랫줄의 크기를 다르게 정의한 모델에서는 높이비를 1:1.5로 보고 Model-I의 사이사이에 높이가 16 μm인 육각형이 한 층씩 분포되어 있는 형태로 모델링하였다. 단위구조 정의 시 탄소벽은 크고 작은 두 육각형에 동일한 두께로 분포하며 작은 육각형의 실리콘과 공극의 경계는 육각형의 가로 세로의 비에 맞춰 장축과 단축의 비가 1:0.8인 타원으로 가정하였다. Fig. 3의 (b)와 (c)에서

- a : 육각형 탄소 프리폼의 한 변의 길이의 1/2
- b : 실리콘의 반지름(Model II의 경우 장축)
- c : 공극의 반지름(Model II의 경우 장축)
- d : 탄소 프리폼 벽두께의 1/2

이고, Table 3은 위의 과정을 통해 구한 모델들의 치수이다.

유한요소 해석 시 단위구조를 8절점 고체요소(C3D8)로 모델링 하였고, z방향으로는 응력분포가 변하지 않아 두께방향의 요소는 1개로 모델링 하였다.

2.3 해석 결과

일반적으로 복합재료의 등가물성치는 복합재 혼합이론(Rule of mixtures)[18]을 통해 그 최대값과 최소값을 예측할 수 있다.

$$E_{max} = \sum E_i v_i \tag{8}$$

$$1/E_{min} = \sum (v_i/E_i) \tag{9}$$

위 식에서 E_i 는 복합재료를 이루고 있는 각각의

Table 3. Dimensions of the unit cell models

(unit : μm)

	pine	R. pine (Model-I)	R. pine (Model-II)
L	21	10.392	10.392
H	15	18	14
a	0.092	6	2
b	3.426	6.105	5.088
c	4.808	2.289	1.908
d	1.808	0.104	0.109
e	4.347	.	.

Table 4. Elastic constants of processed pine

(E, G unit : GPa)

	pine(7:5)	R-pine I	R-pine II
E_x	223.9	200.7	203.3
E_y	200.7	200.7	192.6
E_z	312.4	324.7	324.7
ν_{xy}	0.161	0.257	0.274
ν_{xz}	0.121	0.107	0.107
ν_{yz}	0.118	0.107	0.104
G_{xy}	60.82	80.2	81.3
G_{xz}	97.2	97.6	99.3
G_{yz}	84.8	97.5	92.7

재료들의 탄성계수를, 그리고 v_i 는 각 재료의 부피분율을 의미한다. 실제 복합재료의 등가물성치는 이론식 (8)~(9) 사이에 존재하게 된다. 식을 통해 구한 복합재료의 소나무의 예상 물성치는 $E_{\max} = 311.1$ GPa, $E_{\min} = 191.9$ GPa이며 뉴송의 예상 물성치는 $E_{\max} = 323.4$ GPa, $E_{\min} = 196.8$ GPa이다. 본 연구에서 해석한 복합재료의 형태는 z-방향(두께방향)으로 부피분율이 항상 일정하기 때문에 z-방향에서 탄성계수의 최대값이 나올 것이라고 예상할 수 있다. Table 4는 각각의 모델에 대해 해석해 나온 등가물성치인데 여기서 E 는 탄성계수, ν 는 푸아송 비, G 는 전단계수이고 탄성계수와 전단계수의 단위는 GPa이다. 해석 전 예상한대로 z-방향에서 예상 등가탄성계수의 최대값이 나오는 것을 확인할 수 있다. 소나무 모델에서 x-방향과 y-방향의 물성치가 적지 않은 차이가 나기 때문에 이 부분에 대한 해석이 더 필요하다고 판단되었다. 뉴송 모델에서는 단일단위구조 모델과 2중 단위구조모델의 물성치 값에 큰 차이가 없으므로 작은 단위구조가 섞여있더라도 물성치에 큰 영향을 주지는 않는다는 것을 알 수 있었다.

2.4 실험 결과

바이오모프 복합재료의 기계적 물성을 구하기 위해 상온에서 4점 굽힘강도 실험을 수행하였다. Fig. 4에 보인 굽힘강도 실험을 통하여 굽힘 탄성계수는 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$E = \frac{\text{stress}}{\text{strain}} = \frac{L^3 \cdot m}{4bd^3} \quad (10)$$

여기서

- L : 굽힘강도 시편의 span
- b : 굽힘강도 시편의 width
- d : 굽힘강도 시편의 depth
- m : 하중-변위 곡선의 초기 기울기

를 의미한다. Table 5는 실험에 사용한 시편의 치수 및 하중-변위 곡선의 초기기울기이다.

실험 결과로 계산된 굽힘탄성계수는 소나무 163 GPa, 뉴송 168 GPa로 해석으로 구한 값보다 낮게 나타났으며 오차는 최대 37%로 계산되었다. 오차의 원인으로는 실험 시에 재료측과 구조측이 일치하지 않았을 가능성이 있고, 미세구조의 가로세로의 비율이 달라지거나 기공의 크기와 분포가 변화할 수 있는 것 등을 들 수 있다. 본 연구에서는 이들에 의해 물성치가 얼마나 변화하

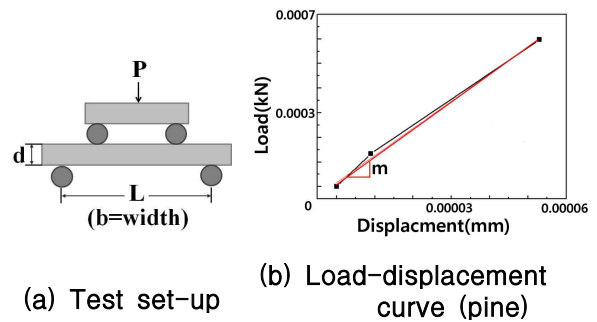


Fig. 4. Schematic of four-point bending test

Table 5. Specimen dimensions and initial slope of load-displacement curve

	L (mm)	b (mm)	d (mm)	m (KN/mm)
소나무	40	4	3	11.03
뉴송	40	3.85	3	10.89

는지 알아보기 위하여 미세구조의 가로세로비를 매개변수로 하여 별도의 해석을 수행하였다. 또한 몬테카를로 시뮬레이션을 통하여 기공의 분포가 물성치에 미치는 영향을 조사하였다.

2.5 가로세로비에 따른 물성치 변화 분석

앞에서 소나무의 미세조직을 확대한 사진을 보았을 때 단위격자의 가로세로비가 일정하지 않은 것을 알 수 있었다. 해석 결과와 실험 결과가 차이 나는 원인을 미세구조의 가로세로비의 변화 때문인지 알아보기 위해 가로세로비를 7:3에서 7:7까지 변화시킨 5개의 모델을 만들어 물성치의 변화를 비교하였다.

Fig. 5는 소나무 모델의 가로세로비의 변화에 따른 물성치의 변화를 그래프로 그린 것인데, 가로에 대한 세로의 비가 커질수록 E_x 는 감소하고 E_y 는 증가하는 양상을 띠는 것을 볼 수 있으며 모델의 형태가 정사각형이 되면 두 방향의 탄성계수가 같게 나오는 것을 확인할 수 있다. 이와 같은 탄성계수의 변화는 구성성분별로 탄성계수가 가장 큰 것이 SiC인데 전체 모델에서 높이(H)에 비하여 길이(L)가 증가하면 b/L 이 감소하게 되고 따라서 y-방향으로 배치된 SiC의 면적이 비율이 상대적으로 작아지게 되어 E_y 의 감소, 그리고 E_x 의 상대적 증가를 가져오는 것으로 판단된다. E_z 의 경우 모델의 가로세로비에 관계없이 일정하며 그 값은 복합재 혼합이론으로 계산한 예상 등가물성치의 최대값과 거의 같다. 푸아송 비는 모델이 정사각형에 가까워질수록 감소했지

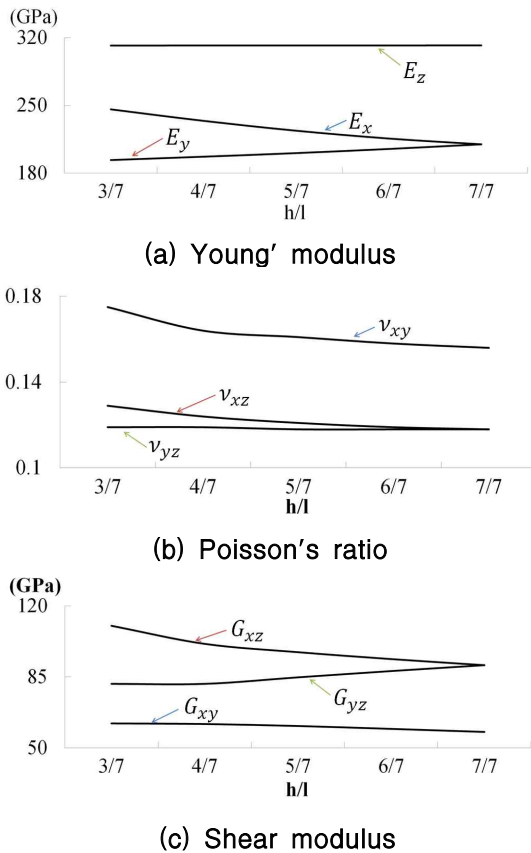


Fig. 5. Variation of elastic modulus versus the height-length ratio

만 그 차가 매우 작아 뚜렷한 경향을 나타낸다고 할 수는 없다. 전단계수는 모델이 정사각형에 가까워질수록 G_{xz} 는 감소하고 G_{yz} 는 증가하였으며 정사각형 모델에서는 두 전단계수의 값이 같았다. G_{xy} 는 차이를 거의 보이지 않았고 이 변화양상은 탄성계수와 비슷하게 나타났다.

2.6 공극 분포에 따른 물성치 변화 분석

지금까지의 결과는 구성성분들이 모든 단위구조에 균등하게 분포되어 있으며 공극이 정 가운데에 위치해 전체 구조에 공극이 균일하게 분포되어 있다는 가정 하에 나온 결과이다. 실리콘 함침을 끝낸 후 복합재료의 미세구조를 살펴보면 기공의 위치가 불규칙하게 분포되어 있는 것을 알 수 있다. 이처럼 미세구조에서 공극이 균일하게 분포하지 않을 수 있기 때문에 본 연구에서는 이에 따른 물성치의 변화를 알아보기 위해 소나무 모델을 기준으로 몬테카를로 시뮬레이션에 의한 통계적 해석을 수행하였다.

해석에는 소나무 모델을 기준으로 100개의 요소로 이루어진 모델을 만들었으며 그 중 94개에는 공극이 없도록 계산한 소나무 모델의 물성치

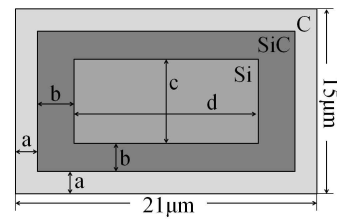


Fig. 6. Representative unit cell of pine without void

를 입력하고 나머지 6개 요소에는 공극의 성질을 띠는 물성치를 입력해 공극률 6%의 모델을 만들었다. 공극이 없는 모델의 형태는 Fig. 6과 같고 이는 공극의 부피 6%를 각각의 재료에 부피분율에 따라 부피분율을 배분해 C 2.23%, SiC 66.6%, Si 31.19%로 이루어진 모델이다. 여기서 $a = 0.0981 \mu\text{m}$, $b = 3.725 \mu\text{m}$, $c = 6.676 \mu\text{m}$, $d = 3.676 \mu\text{m}$ 이다.

해석 결과 $E_x = 254.5 \text{ GPa}$, $E_y = 242 \text{ GPa}$ 로 기공이 6% 존재했던 원래의 모델에 비해 약 15% 정도 탄성계수가 증가하였으며 푸아송비의 경우 $\nu_{xy} = 0.163$, $\nu_{xz} = 0.134$, $\nu_{yz} = 0.128$ 로 약 10% 미만의 차이를 보였다. 전단계수 $G_{xy} = 75.9 \text{ GPa}$ 로 25%의 꽤나 큰 차이를 보이는 것을 확인하였다.

이 모델의 공극의 위치를 무작위로 하여 150개 모델에 대한 통계적 해석을 수행하여 그 결과를 Table 6과 Fig. 7에 나타내었다. 공극이 불규칙하게 분포하더라도 물성치가 크게 변화하지 않고 그 평균은 공극이 중앙의 위치한 원래 모델의 값과 거의 같다는 것을 알 수 있다. E_z 는 공극의 변화에 관계없이 항상 일정한 값이 나왔기 때문에 그래프에 따로 표기하지 않았다.

탄성계수의 정규분포 그래프를 살펴보면 기준 모델보다 탄성계수가 높게 나오는 모델이 많다는 것을 알 수 있는데, E_x 를 기준으로 그 이유에 대해 확인해 보았다. Fig. 8은 공극을 무작위로 배치한 모델 중에서 E_x 가 가장 높은 두 개의 모델의 공극 분포 형태이다. 두 모델 모두 x-방향으로 공극이 길게 분포되어 있는 형상을 하고 있다. 각 모델의 물성치를 평균과 비교해 보면 E_x 는 평균에 비해 높게 10 GPa 가까이 높게 나온 반면 E_y 는 평균값에 크게 미치지 못하는 것을 알 수 있다. 발생확률은 낮지만 공극이 완전히 길게 모여 있으면 각 방향의 물성치가 더 크게 차이날 것이라고 가정하고 Fig. 9처럼 공극을 길게 배치한 모델을 제작하여 해석을 수행하였다.

Table 6. Normal distribution of properties

	계산값	평균	표준편차
E_x	223.9GPa	224.1GPa	5.5GPa
E_y	200.7GPa	197.4GPa	7.0GPa
E_z	312.1GPa	312.3GPa	0.01GPa
ν_{xy}	0.161	0.162	0.006
ν_{xz}	0.121	0.125	0.003
ν_{yz}	0.118	0.116	0.0003

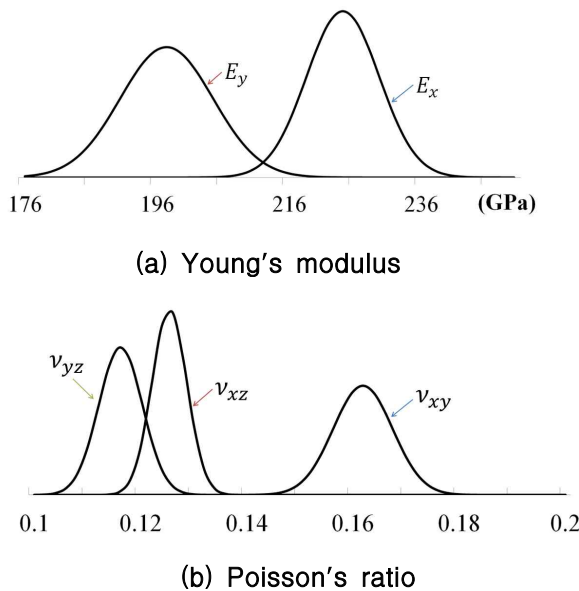


Fig. 7. Normal distribution of elastic constants

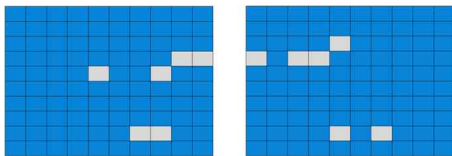


Fig. 8. Porosity distributions for the highest elastic constants considered in Monte Carlo simulation

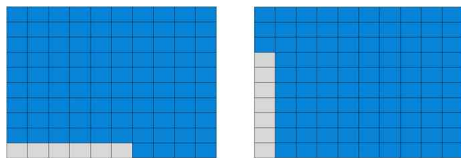


Fig. 9. Extreme porosity distribution models

공극이 x-방향으로 모여 나열된 모델은 $E_x = 235.6$ GPa, $E_y = 118.0$ GPa을 보였고, 공극이 y-방향으로 모여 나열된 모델은 $E_x = 153.8$ GPa,

$E_y = 212.5$ GPa로 나타나 각각 양쪽방향에서 몬테카를로 시뮬레이션을 수행했을 때의 최대값 보다 더 크고 최소값 보다 작은 더 값을 보였으며 또한 그 차이도 매우 컸다. 이를 통해 탄성계수는 공극의 분포에 크게 의존하고 있으며 탄성계수가 정규분포그래프의 평균값보다 크게 다르게 나타날 수 있음을 알 수 있다.

III. 결 론

본 연구에서는 단위구조해석을 통해 소나무와 뉴송을 재료로 하여 만든 바이오모프 C/SiC 복합재료의 기계적 물성을 계산하였다. 소나무와 뉴송의 미세구조를 각각 사각배열과 육각배열로 이상화한 뒤 일축인장하중시험과 순수전단시험을 모사하는 해석을 통하여 복합재료의 등가물성치를 계산하였다.

계산 결과 소나무 모델은 가로와 세로의 비에 따라서 물성치가 변화하는 양상을 보였다. 뉴송은 단일단위구조모델과 단위구조의 크기가 다른 이중단위구조모델을 고려하여 계산을 수행하였으나 등가물성치는 크게 차이가 나지 않았다. 소나무와 뉴송 모두 z-방향으로는 부피분율이 변하지 않기 때문에 E_z 는 항상 동일한 값으로 계산되었으며 복합재료에서 예상되는 최대 물성치를 나타내었다.

본 연구에서는 또한 무작위로 분포된 공극에 따른 물성치의 변화를 몬테카를로 시뮬레이션을 통하여 알아보았는데, E_x 와 E_y 의 경우 공극이 단위구조의 가운데에 고정되어 있는 모델과 그 평균값이 거의 같았으며 편차 또한 크지 않았다. 공극이 전체적으로 서로 떨어져 분포되어 있을 경우에는 공극의 위치에 따른 물성치의 변화가 크지 않았으나 공극이 모여 있는 형태를 가질 경우에는 물성치의 편차가 크게 나타나 다공성 복합재료에서 공극의 분포는 물성치에 큰 영향을 주는 것으로 판단되었다.

참고문헌

1) Hermann, H., "Operational limits for reusable space transportation systems due to physical boundaries of C/SiC materials", Aerospace Science and Technology, Vol. 7, 2003, pp. 551-559.

2) Park, H. S., Jang, J. J., Lee, K. H., Lim, K. H., Park, S. B., Kim, Y. C., and Hong, S.

H., "Effects of microstructure on flexural strength of biomorphic C/SiC composites", *International Journal of Fracture*, Vol. 151, 2008, pp. 233-245.

3) Lee, Dong J., Jang, Jong J., Park, H. S., Kim, Y. C., Lim, K. H., Park, S. B. and Hong, S. H., "Fabrication of biomorphic SiC composites using wood preforms with different structures", *Ceramics International*, Vol. 38, 2012, pp. 3089-3095.

4) Vereda Alonso, E., García de Torres, A., Siles Cordero, M. T. and Cano Pavón, J. M., "Multivariate optimization of the synthesis and of the microwave dissolution of biomorphic silicon carbide ceramics", *Microchemical Journal*, Vol. 97, 2011, pp. 101-108.

5) Cano Pavón, J. M., Vereda Alonso, E., Siles Cordero, M. T., García de Torres, A. and Lopez-Cepero, J. M., "Use of spectroscopic techniques for the chemical analysis of biomorphic silicon carbide ceramics", *Analytica Chimica Acta*, Vol. 528, 2005, pp. 129-134.

6) Gordic, M. V., Babic, B. M., Stasic, J. M., Trtica, M. S., Volkow Husovic, T., Posarac, M. B. and Matovic, B. Z., "Mechanical properties of biomorphic silicon carbide ceramics", *Science of Sintering*, Vol. 43, 2011, pp. 215-223.

7) Presas, M., Pastor, J. Y., LLorca, J., Arellano-Lopez, A. R., Martinez-Fernandez, J. and Sepulveda, R. E., "Mechanical behavior of biomorphic Si/SiC porous composites", *Scripta Materialia*, Vol. 53, pp. 1175-1180.

8) Greil ,P., Lifka, T. and Kaindl, A., "Biomorphic cellular silicon carbide ceramics from wood: I. Processing and microstructure", *Journal of the European Ceramic Society*, vol. 18, 1998, pp. 1961-1973.

9) Greil ,P., Lifka, T. and Kaindl, A., "Biomorphic cellular silicon carbide ceramics

from wood: II. Mechanical properties", *Journal of the European Ceramic Society*, vol. 18, 1998, pp. 1975 - 1983.

10) Hoppe, R. H. W., Petrova, S. I., "Optimal shape design in biomimetics based on homogenization and adaptivity", *Mathematics and Computers in Simulation*, Vol. 65, 2004, pp. 257-272.

11) Hoppe, R. H. W., Petrova, S. I., "Optimal structural design of biomorphic composite materials", *Lecture Notes in Computer Science*, 2003, pp. 479-487.

12) Hoppe, R. H. W., Petrova, S. I., "Elasto-plasticity model in structural optimization of composite materials with periodic microstructures", *Mathematics and Computers in Simulation*, Vol. 74, 2007, pp. 468-480.

13) Bordas, S., Hoppe, R. H. W. and Petrova, S. I., "Mechanical failure in microstructural heterogeneous materials", *Lecture Notes in Computer Science*, 2007, pp. 533-541.

14) Hoppe, R. H. W., Petrova, S. I. and Vassilevski, Y. V., "Adaptive grid refinement for computation of the homogenized elasticity tensor", *Lecture Notes in Computer Science*, 2004, pp. 371-378.

15) 김성준, 한수연, 신의섭, "미시역학적 유한 요소 모델을 이용한 다공성 복합재료의 기공 탄성 인자 산출", *한국복합재료학회지* 25권 1호, 2012, pp. 1-8.

16) Klann, S. C., "Unit cell analysis of composite microstructures", Master Thesis, Michigan State University, 2008.

17) Whitcomb, J. D., "Three-dimensional stress analysis of plain weave composites", *NASA TM 101672*, 1989.

18) Gibson, R. F., "Principles of composite material mechanics", McGraw-Hill, 1994.