

# 직교 직물 복합재료 물성치 예측을 위한 가상 수치 실험

이창성\*·신헌\*·김승조\*\*

## Virtual Experimental Characterization of 3D Orthogonal Woven Composite Materials

Chang Sung Lee\*, Hun Shin, Seung Jo Kim

**Key Words:** 3D orthogonal woven composite, virtual material characterization, inconsistent filler yarn distribution, filler yarn waviness

### Abstracts

In this work, virtual material characterization of 3D orthogonal woven composites is performed to predict the elastic properties by a full scale FEA. To model the complex geometry of 3D orthogonal woven composites, an accurate unit structure is first prepared. The unit structure includes warp yarns, filler yarns, stuffer yarns and resin regions and reveals the geometrical characteristics. For this virtual experiments by using finite element analysis, parallel multifrontal solver is utilized and the computed elastic properties are compared to available experimental results and the other analytical results. It is founded that a good agreement between material properties obtained from virtual characterization and experimental results. Using the method of this virtual material characterization, the effects of inconsistent filler yarn distribution on the in-plane shear modulus and filler yarn waviness on the transverse Young's modulus are investigated. Especially, the stiffness knockdown of 3D woven composite structures is simulated by virtual characterization. Considering these results, the virtual material characterization of composite materials can be used for designing the 3D complex composite structures and may supplement the actual experiments.

### 1. 서론

3D 구조물의 Preform을 만들기 위해서 3D 직교 직조(3D orthogonal weaving) 방식이 일반적으로 사용되고 있으며, 최근엔 3D 직교 이방성 직물 복합재료(3D orthogonal woven composite)가 두꺼운 금속 재료를 대체하여 항공기 구조물에 이용되어 왔는데, 면내(in-plane) 하중뿐만 아니라 두께 방향 하중까지 전달하는 역할을 한다. 3D 직교 이방성 직물 복합재료의 기계적 물성에 대해서 Cox et al.[1], Emehel et al.[2], 그리고 Tan et al.[3]에 의해 연구가 주로 수행되어 왔다. 기계적 물성에 대한 실험적인 연구는 비용이 많이 들고 모든 물성치를 구할 수 없기 때문에 단위 구조(Unit cell)를 이용한 FEA 모델링(Finite Element Analysis modeling)에 의한 해석이 많이 수행되고 있다[4].

그러나 이런 단위 구조 접근 방식은 복잡한 하중 조건 하에서의 완전한 응력 해석을 수행하는 것이 불가능하다. 단위 구조 접근 방식에는 응력과 변형률에 대한 몇몇 가정이 도입되는데다가, 섬유다발 간격의 불균일(inconsistency of yarn spacing)이나 섬유다발의 굴곡(yarn waviness)과 같은 기하학적인 불규칙성이 물성에 미치는 영향이 충분히 고려되지 않을 수도 있다. 섬유다발 간격의 불균일은 종종 섬유다발의 불균등한 퍼짐이나 압축을 초래하며 섬유 부피 비율(fiber volume fraction)의 변화를 가져온다. 섬유다발의 굴곡과 핀칭(pinching) 또한 면내 강성을 떨어뜨린다. crimp factor와 같은 유효 인자를 이용해서 이러한 기하학적 불규칙성으로 인한 효과를 어느 정도 고려할 수 있다. 그러나 많은 실제 응용 문제에서는 복합재료 전반에 걸쳐서 응력 분포를 더욱 완전하게 기술하는 것이 필요하다. 이런 부류의 문제들은 복잡한 형상에서 3차원으로 보강된 복합재료의 탄성학적인 물성치를 계산하는 것을 포함한다. 그리고 섬유다발이 불규칙적일 때 각각의 보강된 섬유다발에서 임의의 하중 분포를

\* 서울대학교 항공우주공학과 대학원

\*\* 서울대학교 항공우주공학과

해석하는 것을 포함한다. 이런 문제들에 대해서는 고정밀 응력 해석이 불가피하다.

본 연구에서는, 탄성학적인 물성치를 예측하기 위해 3D 직교 이방성 직물 복합재료의 가상 수치 실험을 수행하였다. 3D 직교 이방성 직물 복합재료의 복잡한 기하학적 형상을 모델링하기 위해, 먼저 단위 구조를 준비하였다. 단위 구조는 warp yarn, filler yarn, stuffer yarn 그리고 기지(resin) 부분을 포함하며 기하학적인 특성들을 나타낸다. 유한 요소 해석 코드를 사용하여 이런 가상 수치 실험을 수행하기 위해서 병렬 다중 프린트 해법[6]을 이용하고 계산된 탄성학적인 물성치들을 이용 가능한 실험 결과들과 비교하였다. 또한 섬유다발의 굴곡이나 섬유다발 간격의 불균일과 같은 기하학적인 불규칙성이 물성에 미치는 영향을 가상 수치 실험에 의해 알아보았다.

## 2. 직교 이방성 직물 복합재료 구조물의 단위 구조

Fig. 1에 3D 직교 이방성 직물 복합재료의 개략도가 제시되어 있다. Fig. 1에서와 같이 직교 이방성 직물 복합재료 구조물은 단위 구조를 x, y, z, 방향으로 반복적으로 배치하여 모델링할 수 있으며 하나의 단위 구조는 8개의 laminate block으로 구성된다. Fig. 2는 단위 구조의 개략도이다. Fig. 2에서와 같이, 하나의 단위 구조 내에서 stuffer yarn, filler yarn, warp yarn 들은 각각 3차원 8절점 요소(8-node solid element)를 사용하여 모델링하였다. 기지 부분 역시 3차원 8절점 요소를 사용하여 모델링하였다. 하나의 단위 구조에서 전체 절점(node) 수는 13,200이고 요소(element) 수는 11,520이다.

## 3. 가상 수치 실험

3D 직교 이방성 직물 복합재료의 가상 수치 실험을 위해서, 앞에서 언급한 바와 같이 병렬 다중 프린트 해법이 사용되었고 체적 평균값들이 도입되었다. 유한 요소 격자(mesh)는 x, y, z 방향으로 반복적으로 배치된 단위 구조들로 구성되어 있다.

Fig. 3은 가상 수치 실험용 시편에 대한 FEM 격자를 나타낸 것이다. 인장 시험에는 108개(27×4×1)의 단위 구조를 사용하였고 전체 자유도(degree of freedom)는 2,671,534이었다. 전단 시험에는 48(12×4×1)개의 단위 구조를 사용하였고 전체 자유도는 1,789,488이었다. 복합재료 구성 요소들의 물성치들을 Table 1.에 정리하였다. Chamis가 제안한 micromechanics equation[8]과 복합재료 구성 요소들의 탄성 계수들을 사용하여 stuffer yarn, filler yarn, warp yarn의 탄성 계수들을 계산하였고 Table 2.에 정리하였다. 본 연구에서는, 섬유다발의 중심 축에 수직인 임의의 두 방향으로 섬유 분포가 동일하기 때문에 각각의 섬유다발을 transversely isotropic material로 간주하였다. 실제 직물 복합재료의 섬유다발은 보통 단방향(unidirectional) 복합재료보다 더 복잡한 내부 구조를 갖는다. 하나의 섬유다발 내에서 섬유들은 완벽하게 정렬되어 있지 않으며 비틀리거나 서로 얽혀 있다. 그러나 섬유다발 내

에서 섬유들의 비틀림이나 다른 불규칙성들이 거시 탄성계(macroscopic elasticity)에 미치는 영향은 무시하였다[9].

Fig. 4는 E<sub>1</sub>에 대한 가상 수치 실험의 결과를 보여주고 있다. Fig. 4-(c)에 나타나 있는 것처럼, 외부 하중은 stuffer yarn에 의하여 지지된다. G<sub>12</sub>에 대한 전단 시험의 경우 가상 수치 실험의 결과는 Fig. 5에 나타나 있다. 기지 부위와 warp yarn 부위에서 응력 집중이 발생한다. 가상 수치 실험의 결과로부터 체적 평균치를 이용하여 탄성 계수들을 계산할 수 있다. 예측된 기계적 물성치들을 Table 3.에 정리하였다. 실제 실험에서는 3개의 물성치를 얻었지만 가상 수치 실험에서는 직교 이방성 직물 복합재료 판의 모든 9개 물성치를 구할 수 있다.

단위 구조 모델링 접근 방식을 사용하여 예측한 탄성 계수는 다소 크게 계산되고 있는 반면, 가상 수치 실험의 경우 측정된 결과와 예측한 결과의 차이는 길이 방향(longitudinal) 탄성 계수의 경우 0.9%, 횡방향(transverse) 탄성 계수의 경우 3.5%, 면내 포아송 비(Poisson's ratio)의 경우 5.4%보다 작다.

이런 결과로부터, 본 연구에서 제안된 가상 수치 실험이 3D 직교 이방성 직물 복합재료의 기계적 물성치들을 예측하는데 효과적이고 유용하며 실험적인 접근 방식을 보완 또는 대체할 수 있다고 할 수 있다.

## 4. 기하학적인 불규칙성의 영향

기하학적인 불규칙성은 모든 직물 복합재료에서 발견된다. 기하학적인 불규칙성에는 섬유다발 간격의 불균일(inconsistency in tow spacing), 섬유다발의 굴곡(tow waviness), 섬유다발의 핀칭(tow pinching)[9]이 포함된다. 본 연구에서는, 섬유다발의 분포가 탄성 계수에 미치는 영향을 알아보고 가상 수치 실험을 통해 3D 직교 이방성 직물 복합재료의 섬유다발의 굴곡에 의한 축 방향 강성의 감소를 정확하게 계산해보았다.

### 4.1 Inconsistent Tow Spacing

섬유다발 간격의 불균일은 섬유 부피에 변화를 일으킨다. 섬유 부피가 감소하면 그에 비례해서 강성도 감소한다. 대부분의 연구에서, 불균일한 섬유다발 간격의 효과는 단순하게 textile geometry를 기술하는 입력 파라미터를 조정함으로써 반영하였다. 본 연구에서는 이런 섬유다발 간격의 불균일이 복합재료의 전단 계수(shear modulus)에 미치는 영향을 알아보기 위해서 고정밀 유한 요소 법을 사용하였고, 3D 직교 이방성 직물 복합재료의 2가지 모델(모델 A, 모델 B)을 해석하였다. 모델 A의 경우 Fig. 2에 나타나 있는 단위 구조를 사용하였고 전체 16(4×4×1)개의 단위 구조가 사용되었다. 모델 B의 경우 Fig. 6에 나타나 있는 것과 같은 단위 구조 B를 사용하였다. 모델 B에는 상대적으로 filler yarn이 한쪽 면에 많이 분포되어 있다. 두 모델 모두 전체 자유도는 대략 30만이었다.

모델 A의 경우, Fig. 7에서와 같이 면내 전단 응력의 분포 형태가 주기적이고 규칙적이지만 모델 B의 경우, Fig. 8에서와 같이 응력 집중이 더 심하게 나타난다.

모델 A와 모델 B로부터 계산된 면내 전단 계수는 각각 2.17 GPa과 4.22 GPa이었고 횡방향 탄성 계수는 두 모델 모두 47.10 GPa로 거의 같았다. 이는 매우 흥미로운 결과이다. 면내 전단 응력은 섬유다발의 지역적 분포에 의해 크게 영향을 받고 있다는 것을 나타내기 때문이다. 실제로, 직조 과정(textile process)과 Preform을 만드는 동안 섬유다발 인장의 불균일이 종종 섬유다발의 불균등한 퍼짐이나 압축을 일으킨다.

#### 4.2 Tow Waviness

Fig. 2에서와 같이, stuffer yarn과 filler yarn들을 직선으로 모델링했지만 실제로 이것들은 직선이 아니라 굴곡이 있는 형태이다. 직조 과정동안 stuffer yarn에는 충분한 인장력이 작용하지만 filler yarn은 그렇지 않기 때문에[5] stuffer yarn보다 filler yarn의 굴곡이 더 크다. Fig. 9는 SEM(Scanning Electron Microscope)를 사용하여 얻은 3D 직교 이방성 직물 복합재료의 미세 구조 사진이다. 이 그림에서 filler yarn의 굴곡을 볼 수 있다. 본 연구에서는, 가상 수치 실험에 의해 filler yarn의 면외(out-of-plane) 굴곡의 영향을 알아보았다. 섬유다발의 굴곡이 탄성에 미치는 가장 큰 영향은 섬유다발의 축 방향 강성을 감소시키는 것이다.

OAM(Orientation Averaging Method)[12]과 같은 직물 복합재료에 대한 해석적인 방법에서는 감소 인자(knockdown factor)를 도입하여 섬유다발의 굴곡의 영향을 고려한다. 굴곡이 면내 섬유다발의 경로를 따라 파장이  $\lambda$ 이고 진폭이  $d$ 인 사인파 곡선(sinusoidal oscillation)의 형태를 취한다고 가정한다. 섬유다발의 길이 방향을 따라 응력이나 변형률이 균일하게(uniform) 유지된다면, 정렬된 하중 하에서 강성은 다음과 같은 인자만큼 감소하게 된다[3,2].

$$\eta = \left[ 1 + 2 \left( \frac{\pi d}{\lambda} \right)^2 \left[ \frac{E_x}{G_{xy}} - 2(1 + \nu_{xy}) \right] \right]^{-1} \quad (6)$$

여기서  $E_x$ 는 섬유다발의 인장 탄성 계수이고  $G_{xy}$ 는 섬유다발의 전단 탄성 계수이며  $\nu_{xy}$ 는 포아송 비이다. stuffer yarn과 filler yarn의 굴곡으로 인한 강성의 감소는 stuffer와 filler 영역에서  $E_x$ 를  $(1 - \eta)E_x$ 로,  $\nu_{xy}$ 를  $(1 - \eta)\nu_{xy}$ 로 대체함으로써 물성치 계산에 반영되었다. 모델 C의 filler yarn의 감소 인자는 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} & \text{- 파장 } \lambda = 3.14 \\ & \quad (0.5 \times \text{단위 구조의 } y \text{ 방향 길이}) \\ & \text{- 진폭 } d = 0.2 \end{aligned}$$

$$\eta = \left\{ 1 + 2 \left( \frac{\pi \cdot 0.2}{3.14} \right)^2 \left[ \frac{150.74}{3.49} - 2(1 + 0.2477) \right] \right\}^{-1} = 0.235$$

감소 인자  $\eta$ 를 도입하여 계산한 횡방향 탄성 계수는 49.0 GPa에서 37.5 GPa로 감소하였다. (대략 23.5%)

다음, filler yarn의 굴곡을 직접 모델링하여 수치 해석을 통해 강성의 감소를 모의 실험하였다. stuffer yarn의 굴곡은 여기서는 고려하지 않았는데, 그 이유는 앞에서 언급했던 바와 같이 stuffer yarn의 굴곡이

filler yarn보다 작아서 길이 방향(x 방향) 탄성 계수를 정확하게 예측할 수 있기 때문이다. filler yarn의 사인파 경로는 3차원 요소와 Fig. 10에 나타나 있는 filler yarn의 굴곡을 포함하는 단위 구조(모델 C)를 사용하여 모델링하였다. 가상 수치 실험에 의해 탄성 계수를 예측하기 위해서, 16개의 단위 구조가 사용되었고 전체 자유도는 대략 30만이었다. 횡방향 응력과 변형률의 분포가 Fig. 11과 12에 각각 나타나 있다. 가상 수치 실험으로부터 구한 탄성 계수는 31.0 GPa이었다. 대략 36%가 감소하였다.

가상 수치 실험에 의해 얻은 물성치와 단순히 감소 인자를 이용하여 계산한 물성치를 비교하였다. 이 결과들을 고려해볼 때, 섬유다발의 굴곡에 의해 발생하는 강성의 감소는 감소 인자를 이용하여 충분히 예측할 수 없으며 감소 인자를 이용하면 물성치가 실제보다 크게 계산된다는 결론을 내릴 수 있다.

#### 5. 결론

본 연구에서는, full scale FEA에 의해 탄성학적인 물성치들을 예측하기 위해서 3D 직교 이방성 직물 복합재료의 가상 수치 실험에 의해 물성치를 계산해 보았다.

3D 직교 이방성 직물 복합재료의 모델링을 위해서, 단위 구조를 정의하였고 단위 구조를 x, y, z 방향으로 반복적으로 배치하여 복합재료 시편을 모델링하였다. 인장 시험에는 108(27×4×1)개의 단위 구조를 사용하였고, 전체 자유도는 2,671,534이었다. 전단 시험에는 48(12×4×1)개의 단위 구조를 사용하였고, 전체 자유도는 1,789,488이었다. 가상 수치 실험의 결과로부터, 가상 수치 실험에 의해 예측한 물성치와 실제 실험 결과를 비교해 볼 때 잘 일치하였다. 측정된 값(실제 실험 결과)과 예측한 값(가상 수치 실험에 의해 계산한 값)의 차이는 길이 방향(x 방향) 탄성 계수의 경우 0.9%, 횡 방향(y 방향) 탄성 계수의 경우 3.5%, 그리고 포아송 비의 경우 5.4%보다 작았다.

그리고, 가상 수치 실험을 이용하여 섬유다발 간격의 불균일이 전단 계수에 미치는 영향을 알아보았다. 불균일한 섬유다발 간격 모델(모델 B)로부터 구한 면내 전단 계수는 4.22 GPa이었던 반면, 원래 모델(모델 A)로부터 구한 전단 계수는 2.17 GPa이었다. 즉, 가상 수치 실험으로부터 섬유다발의 분포 형태가 탄성 계수를 결정하는 중요한 인자가 될 수 있음을 알 수 있다. 또, 가상 수치 실험을 이용하여 filler yarn의 굴곡에 의한 3D 직교 이방성 직물 복합재료의 강성 감소에 대한 모의 실험을 수행하였다. filler yarn의 굴곡에 의해 횡방향 탄성 계수가 대략 36% 정도 감소하였다.

이런 결과들로부터, 복합재료의 가상 수치 실험이 실제 실험적인 접근을 보완 또는 대체할 수 있으며, 복잡한 3D 복합재료 구조물을 설계하는데 사용될 수 있다고 할 수 있다.

#### 후기

본 연구는 과학기술부의 국가지정연구실 사업에 의해 지원되었습니다.

## 참고 문헌

- (1) Cox, B.N. 1994, Delamination and Buckling in 3D Composites, *Journal of Composite Materials*, 28(12): 1115-1126
- (2) Emehe, T. C. and K. N. Shivakumar, 1997, Tow Collapse Model for Compression Strength of Textile Composites, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 16(1):86- 101
- (3) Tan P, Tong L, Steven GP. Behavior of 3D orthogonal woven CFRP composites. Part I. Experimental investigation. *Composites, Part A: Applied Science and Manufacturing* 2000;31:259-71
- (4) Tan P, Tong L, Steven GP. Modeling approaches for 3D orthogonal woven composite s. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 1998;17(6):545-577
- (5) B. N. Cox and M. S. Dadkhah, The Macroscopic Elasticity of 3D Woven Composites, *J. Comp. Mater.*, 29, 795-819(1995)
- (6) Seung Jo Kim, Chang Sung Lee and Jeong Ho Kim, Large-scale Structural Analysis by Parallel Multifrontal Solver Through Internet PCs, 41st AIAA/ASME/ASCE/AH S/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference and Exhibit, The Westin Peachtree Plaza Atlanta, Atlanta, GA, 3-6 April 2000
- (7) Jin Yeon Cho, Jeong Ho Kim, Chang Sung Lee and Seung Jo Kim, Determination of Composite Material Constants by Direct Numerical Simulation , *Proceedings of the twelfth International Conference on Composite Materials*, Paris, July 5th-9th, 1999
- (8) Chamis CC., Simplified composite micromechanics equations for hygal, thermal, and mechanical properties, *SAMPE Quarterly* 1 984; April:14-23
- (9) Brian N. Cox, Gerry Flanagan, *Handbook o f Analytical Methods for Textile Composites Composites*, NASA Contractor Report 4 750.
- (10) Cox, B. N., M.. S. Dadkhah, W. L. Morris and J. G. Flintoff, Failure Mechanisms of 3D woven Composites in Tension, Compression, and Bending, *Acta Metall. Mater.*, 4 2:3967-3984, 1994
- (11) Cox, B. N., M. S. Dadkhah, R. V. Inman, J. Flintoff, M. R. Mitchell and W. L. Morris, Design and Reliability Guide for Triaxially Braided Composites, Rockwell International Science Center, Report to Rockwell Plastic Products Division, November, 1993
- (12) Kregers, A. F. and G. A. Teters, Determination of the Elasto-Plastic Properties of Spatially Reinforced Composites by the Aver aging Method, *Mech. Comp. Mater.*, 17:25-31, 1981

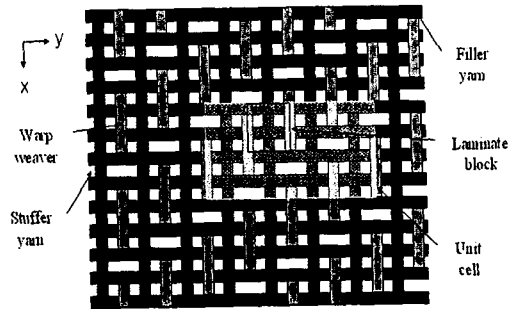


Fig. 1 A schemativ view of 3D orthogonal woven composite structures

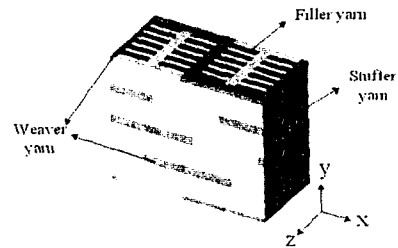


Fig. 2 FEM modeling of a unit structure



(a) FEM mesh for pure tensile test (27×4×1)



(b) FEM mesh for pure shear test (12×4×1)

Fig. 3 FEM mesh for virtual experiments

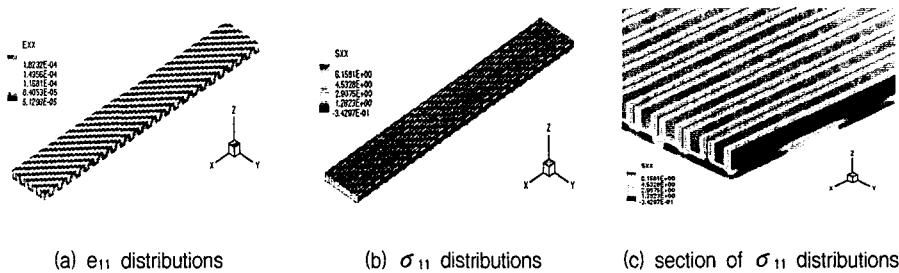


Fig. 4 Results of pure tensile test for  $E_1$

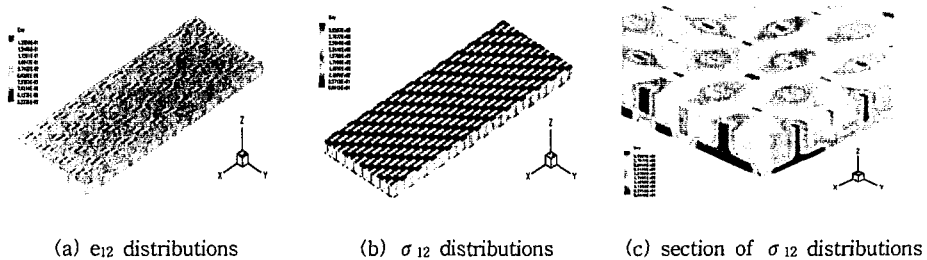


Fig. 5 Results of pure shear test for  $G_{12}$

Material	$E_L$ (GPa)	$E_T (= E_{Z'})$ (GPa)	$G_{LT'} (= G_{LZ'})$ (GPa)	$G_{TZ}$ (GPa)	$\nu_{LT}$ (= $\nu_{LZ}$ )	$\nu_{TZ}$	Tensile strength $F_{Tj}$ (Mpa)
Fiber	220	13.8	11.35	5.5	0.2	0.25	3102.3
Matrix	2.2	2.2	0.815	0.815	0.35	0.35	159

Table 1. The mechanical properties of the composite constituents

	$V_f$ (%)	EL (GPa)	ET (=E2) (GPa)	GLT (=GLZ) (GPa)	GTZ (GPa)	νLT (=νLZ)	νTZ
Stuffer yarn	80.4	177.31	8.93	4.86	3.45	0.2294	0.2945
Filler yarn	68.2	150.74	7.194	3.49	2.75	0.2477	0.3087
Warp yarn	59.14	131.00	6.22	2.85	2.36	0.2613	0.3167
Matrix		2.2	2.2	0.815	0.815	0.35	0.35

Table 2. The mechanical properties of each yarn and matrix

	E1 (GPa)	E2 (GPa)	E3 (GPa)	ν12	ν13	ν23	G12 (GPa)	G23 (GPa)	G13 (GPa)	
Laminate block [5]	XYZ	38.39	50.88	9.42	0.034	0.215	0.216	1.658	1.805	1.788
	YNZ	38.80	50.82	9.61	0.034	0.212	0.216	1.647	1.717	1.854
	FEA	39.70	51.09	7.38	0.033	0.208	0.208	2.307	1.863	1.864
Unit cell [5]	XYZ	52.53	59.88	14.53	0.032	0.156	0.155	1.838	2.233	2.289
	YNZ	52.62	59.79	14.53	0.032	0.157	0.154	1.840	2.212	2.389
	ZNY	52.84	60.44	14.00	0.034	0.159	0.162	2.521	2.052	1.925
Exp [5]	YNZ	52.92	60.38	14.00	0.034	0.160	0.161	2.521	1.877	2.085
	FEA	52.76	60.25	14.00	0.034	0.161	0.163	2.558	2.263	2.243
Virtual Experiments	40.63	49.00	8.27	0.037	0.34	0.30	2.18	1.97	2.24	

Table 3. The obtained elastic constants

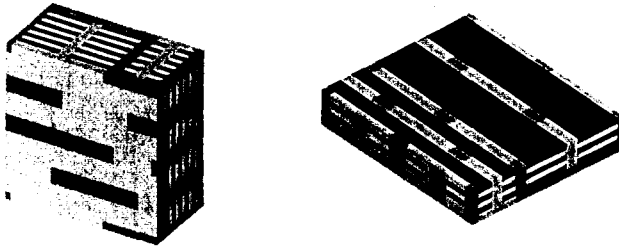


Fig. 6 The schematic drawing of unit structure B

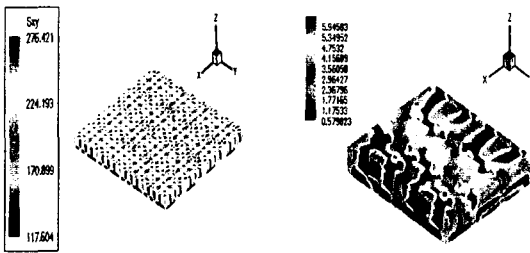


Fig. 7  $\sigma_{12}$  distributions in model A

Fig. 8  $\sigma_{12}$  distributions in model B



Fig. 9 FEM image of 3D orthogonal woven composite structures

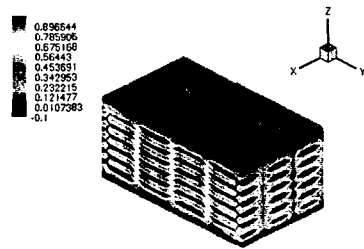


Fig. 11  $\sigma_{22}$  distribution in the finite element model including filler yarn waviness

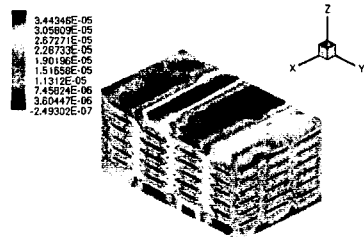


Fig. 12  $e_{22}$  distribution in the finite element model including filler yarn waviness

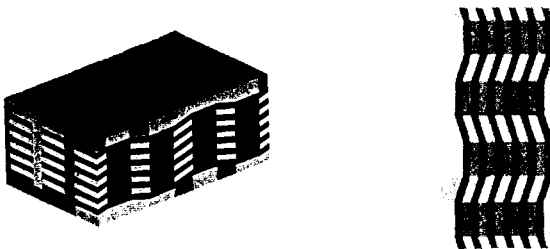


Fig. 10 The schematic drawing of unit structure C