

굴곡각에 따른 3차원 평직 복합재료의 등가 물성치 예측

최윤선* · 우경식**†

Crimp Angle Dependence of Effective Properties for 3-D Weave Composite

Yun-Sun Choi*, Kyeongsik Woo**†

ABSTRACT: In this study, geometric modeling and finite element analysis of 3-dimensional plain weave composite unit cell consisting of 3 interlaced fiber tows and resin pocket were performed to predict effective properties. First, tow properties were obtained from micro-mechanics finite element unit cell analysis, which were then used in the meso-mechanics analysis. The effective properties were obtained from a series of unit cell analyses simulating uniaxial tensile and shear tests. Analysis results were compared to the analysis and experimental results in the literature. Various crimp angles were considered and the effect on the effective properties was investigated. Initial failure strengths and failure sequence were also examined.

초 록: 본 논문에서는 3차원 평직 복합재료의 3-방향 섬유다발의 굴곡각에 따른 다양한 모델링을 구축하고, 제시한 모델에 대하여 등가 물성치를 예측하였다. 3차원 평직복합재료의 단위셀을 정의하고 미시역학 계산결과인 섬유다발 물성치를 사용하여 섬유다발에 굴곡각에 따라 물성치가 변화하도록 요소 물성치를 설정 후 3차원 평직 복합재료의 중시해석을 수행하였다. 계산결과 등가물성치는 참고문헌에 제시된 해석 및 실험값을 비교하여 타당성을 확보하였으며 계산결과 3-방향 섬유다발 굴곡각이 미치는 영향에 대하여 고찰하였다. 또한 초기파손 강도와 파손순서에 대해서도 조사하였다.

Key Words: 직물복합재료(Textile composite), 3차원 평직(3-D weave), 단위구조(Unit cell), 중시해석(Meso-scale analysis), 굴곡각(Crimp angle)

1. 서 론

최근 직물복합재료는 비강도 및 비강성 등의 기계적 특성이 우수하기 때문에 항공우주 산업, 자동차, 레저와 의료 산업 등에서 광범위하게 사용되고 있다. 일방향 섬유복합재료의 경우는 면내 특성이 매우 우수하나 두께방향으로의 인장강도가 상대적으로 낮아 층간분리(Delamination), 기지균열(Matrix cracking), 섬유 파단(Fiber breaking) 등의 손상 패턴이 쉽게 발생하는 특성을 보이는데 이에 대한 개

선 방안으로 횡 방향의 하중에 저항성이 우수한 직물 복합재의 적용이 증가하고 있다[1]. 그 중에서도 3차원 직물복합재료는 기계적 특성에서 면내특성, 박리에 대한 저항성이 우수하고 충격에 강하며 강도 및 강성이 뛰어나다. 또한 공정과정의 측면에서 단일 적층을 통해서도 두꺼운 구조물을 생산할 수 있으며 공정과정이 쉽고 비용절감이 가능하기 때문에 최근 3차원 직물복합재의 사용이 늘어나고 있다[2]. 그러나 3차원 직물구조는 현실적으로 모델링이 매우 어렵기 때문에 특성예측에 대한 문제점이 있다.

Received 23 November 2015, received in revised form 24 February 2016, accepted 24 February 2016

*Dept. of Civil Systems Engineering, Chungbuk National University, Chungbuk 28644

**†School of Civil Engineering, Chungbuk National University, Chungbuk 28644, Corresponding author (E-mail: kw3235@chungbuk.ac.kr)

직물 복합재료는 섬유다발과 수지로 이루어져 있으며 섬유다발은 다시 섬유와 수지로 구성된다. 해석적인 관점에서 이를 개별적으로 모델링하여 해석하는 것은 현실적으로 불가능하다. 따라서 섬유-기지 복합재료 구조의 미시역학, 직물 복합재료 단위구조의 중시역학과 전체 구조 거동을 예측하는 거시역학으로 나누어 순차 진행하게 되는데 이를 전역-국지(Global-local)해석 또는 다중스케일(Multi-scale)해석이라고 한다[3].

1980년대 Fowser[4]이 제시한 3차원 평직복합재료의 유효요소 해석을 시작으로 지금까지 많은 연구가 이루어지고 있다[4-6]. 대부분의 연구들은 섬유다발 단면 모양을 직사각형과 같이 단순하게 모델링 하였으나 최근에 이르러 보다 실제 섬유다발의 형상과 유사한 모습으로 수치적 모델링 및 해석이 수행되고 있다[6].

다중스케일을 가지는 직물복합재료의 등가물성치는 전체 구조의 기하학적 형상과 기계적 거동을 대표하는 단위구조를 고려함으로써 예측할 수 있는데 이를 단위구조해석이라고 한다[7,8]. 직물복합재료를 중시적 관점에서 단위구조를 모델링하고, 다시 섬유다발의 섬유와 기지에 대한 미시적 단위구조를 모델링한 다음 순차적으로 해석을 수행하여 전체 직물복합재료의 등가물성치를 구하게 된다. 이때 미시/중시 단위구조의 기하학적 형상 및 기계적 거동의 반복성은 주기경계조건(Periodic boundary condition)을 적용하여 구현된다.

본 논문에서는 다중 스케일 단위구조 해석을 통하여 3차원 평직복합재료의 등가 물성치와 파손 예측을 하였다. 우선 미시역학을 통하여 정사방형배열의 일방향 복합재 물성치를 구한 후 중시해석단계에서 이를 사용하여 섬유다발 굴곡각에 따라 물성치를 변환하도록 요소들의 물성치를 정의하여 해석을 수행하였다. 먼저 3-방향 섬유다발의 굴곡각이 90°인 경우에 대하여 참고문헌에 제시된 실험값과 비교하여 해석 모델링의 타당성을 검토하고, 다음으로 3-방향 섬유다발의 굴곡각이 등가 물성치에 미치는 영향에 대하여 고찰하였다. 또한 최대응력이론을 사용하여 초기파손이 발생하는 응력과 순서에 따른 파손이 일어나는 지역을 예측하였다.

2. 본 론

2.1 해석 방법

직물복합재료의 등가물성치를 예측하기 위해 먼저 미시 해석을 통하여 섬유-수지 복합재의 등가물성치를 계산하고 이를 중시 단위구조의 섬유다발 물성치로 사용하여 중시해석을 수행하게 된다.

미시역학 단위구조는 실제의 무작위적 섬유-수지 배열을 정사방형 또는 정육방형 배열 등으로 이상화하여 정의할 수 있는데 본 연구에서는 정사방형 배열로 가정하여 해

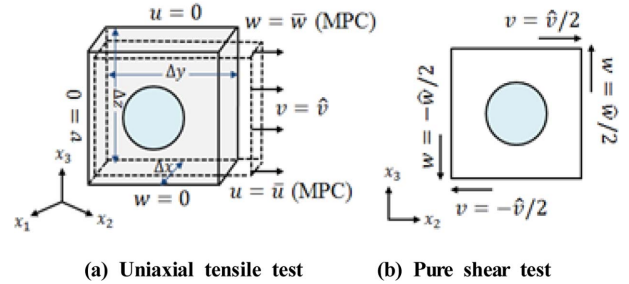


Fig. 1. Schematic of unit cell analysis

석을 수행하였다. 미시 단위구조의 섬유 체적분율은 섬유다발만의 체적분율로서 전체 기지분율과 순기지지역의 분율을 고려하여 결정하였다. 결정된 섬유부피분율에 따라 미시 단위구조를 정의한 후 일축인장 및 전단시험을 모사하는 하중 및 주기경계조건을 가하였는데 경계면에서의 변위의 주기조건은 다중점 구속조건(Multi-Point Constraint, MPC)을 통하여 모사하였다.

Fig. 1은 미시 해석에서 섬유-기지 복합재료의 등가물성치를 계산하기 위하여 각 방향으로 일축인장하중시험(Uniaxial tensile test)과 순수전단(Pure shear test) 시험을 모사하는 하중 및 주기경계조건을 보이고 있다[7,8]. 여기서 일축인장 시험을 모사하는 해석을 통하여 등가탄성계수와 푸아송비를 계산하고 순수전단시험을 모사하는 해석을 통하여 전단계수를 계산한다.

Fig. 1(a)는 2-방향으로 일축인장시험을 모사한 경우를 나타내며 해석결과를 사용하여 다음과 같이 탄성계수와 푸아송비를 구한다.

$$\sigma_{22} = R_2 / (\Delta x \cdot \Delta z) \quad (1)$$

$$\epsilon_{22} = \hat{v} / \Delta y, \epsilon_{11} = \bar{u} / \Delta x, \epsilon_{33} = \bar{w} / \Delta z \quad (2)$$

$$E_{22} = \sigma_{22} / \epsilon_{22} \quad (3)$$

$$\nu_{23} = \epsilon_{33} / \epsilon_{22}, \nu_{21} = \epsilon_{11} / \epsilon_{22} \quad (4)$$

그림에 보인 바와 같이 2-방향에 수직인 경계면에서 변위 \hat{v} 를 가하여 하중을 모사하고 1-방향 및 3-방향에 수직인 경계면에서 푸아송 수축변형이 일정하게 발생하도록 다중점 구속조건을 가한다.

Fig. 1(b)는 순수전단시험을 모사한 하중 및 주기경계조건을 보이고 있으며 전단탄성계수는 다음의 식으로 계산된다.

$$\sigma_{23} = R_{23} / (\Delta y \Delta x) + R_{32} / (\Delta z \Delta x) \quad (5)$$

$$\gamma_{23} = \hat{v} / \Delta z + \hat{w} / \Delta y \quad (6)$$

$$G_{23} = \sigma_{23} / \gamma_{23} \quad (7)$$

중시역학 단위구조 해석도 위와 유사한 방법으로 수행된다. 단일층 직물 복합재료 평판의 경우 면내 방향으로

주기적 반복성을 가지므로 다중점구속조건을 통하여 주기 경계조건을 가하였고, 면의 방향의 상하면은 자유경계면이므로 해당방향으로 강체변위를 발생시키지 않도록 구속조건을 가하고 Fig. 1에 보인 절차에 따라 단위구조해석을 수행하여 경사 및 위사방향(x_1 - 및 x_2 -방향)의 등가물성치를 계산한다.

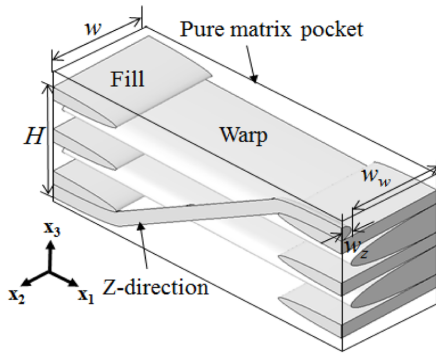
직물복합재의 파손을 예측하기 위해서 여러가지 이론을 사용할 수 있는데 본 연구에서는 최대 응력 이론(Maximum stress criterion)을 사용하였다. 이를 위해 먼저 (7)식과 같이 각각의 섬유다발과 순기지지역(Pure matrix pocket)에서 발생한 최대응력으로부터 파손지표(Failure index)를 계산하게 된다.

$$\frac{\sigma_1}{X} = 1, \frac{\sigma_2}{Y} = 1, \frac{\tau_{12}}{S} = 1 \quad (8)$$

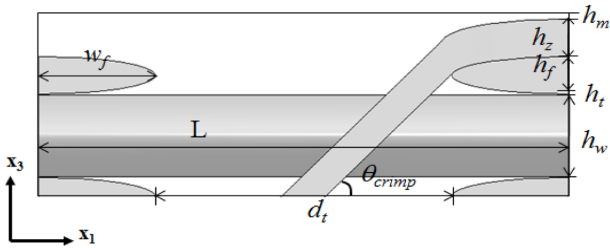
여기서 σ_1 , σ_2 , τ_{12} 는 명목상 인장하중을 가하였을 때 각각의 섬유다발 및 기지지역에서 발생한 섬유방향과 기지방향의 최대 수직응력 및 최대 전단응력을, 그리고 X , Y , S 는 수직 및 전단강도를 나타낸다. 따라서 초기파손은 계산된 파손지표의 값이 가장 높은 순서로 파손이 차례로 일어난다고 예측할 수 있다. 이 파손지표의 값을 정규화 하여 초기파손이 발생하는 응력(즉 파손강도)을 계산 할 수 있다.

2.2 해석 모델

미시역학 단위구조는 실제의 무작위적 섬유-수지 배열



(a) 3-D weave 1/2 unit-cell model



(b) Front view

Fig. 2. 3-D weave unit-cell

을 정사방형 또는 정육방형 배열 등으로 이상화 하여 정의할 수 있는데 본 연구에서는 정사방형 배열로 가정하여 해석을 수행하였다. 미시 단위구조의 섬유 체적분율은 섬유 다발만의 체적분율로서 전체 기지분율과 순기지지역의 분율을 고려하여 결정하였다.

중시역학 해석에서 3차원 평직복합재료의 단위구조는 참고문헌[4]에 제시된 단순 모델을 참조하고 보다 실제에 형상에 가깝게 수정하여 사용하였다. Fig. 2는 해석 시 정의한 3차원 평직 복합재의 단위구조 모델의 개략도를 보이고 있는데 x_1 - 및 x_2 -방향으로 나열된 경사/위사 섬유다발들과 이들을 면의 방향으로 꼬는 x_3 -방향 섬유다발(z-tow) 구성되어 있다. 이때 z-tow의 굴곡각은 θ_{crimp} 로 정의하였다. 본 논문에서는 섬유다발 단면형상을 타원으로 가정하였으며 z-tow의 형상이 평직복합재료의 기계적 거동에 미치는 영향을 조사하기 위해 다양한 굴곡각을 고려하여 모델링하였다. 각도에 따라 변화하는 섬유다발간의 거리는 d_f 로 정의하여 위사에 대한 비로 Table 1에서 정리하였으며 형상치수들은 Table 2에서 나타내고 있다.

본 연구에서 해석에 Abaqus를 사용하였다. 유한요소해석 시 요소의 종류는 6절점 고체요소(C3D6)와 8절점 고체요소(C3D8)를 사용하였으며 Fig. 3은 θ_{crimp} 에 따른 3차원 평직복합재료의 단위구조 요소망을 나타내고 있다. 여기서 요소망의 상세도와 요소수는 섬유다발의 단면형상 및 경로에 대한 기하학적 모델링의 정확도 관점과 z-tow의 방향

Table 1. Normalized tow distance for various crimp angle

θ_{crimp} (°)	30	45	60	90
d_f/w	1.692	1.007	0.621	0.128

Table 2. 3-D weave modeling parameters

h_t	h_f	h_w	h_z	w_f
0.0018H	0.292	0.637	0.292	1.514
w_w	w_z	h_m	L	w
2.060	0.2775	$0.1h_z/2$	$2w_f+d_t$	2.2875

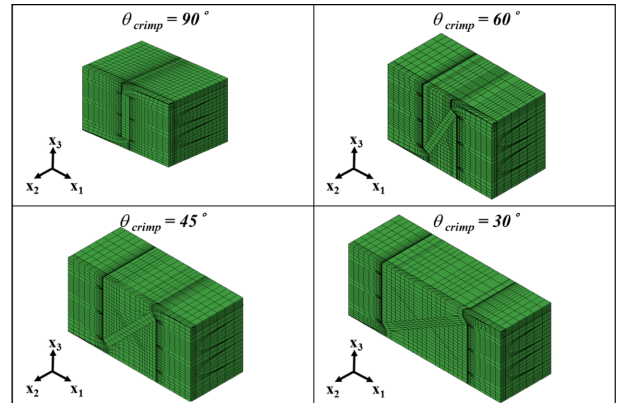


Fig. 3. FE mesh for 1/2 unit-cell

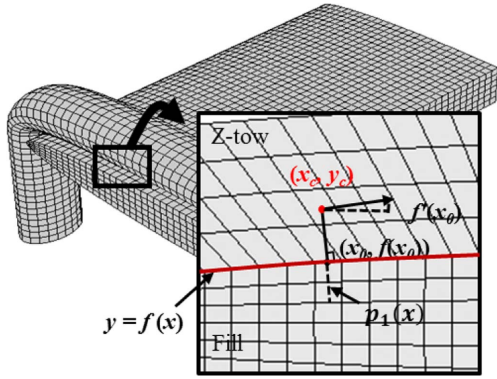


Fig. 4. Definition of fiber tow orientation

각에 따른 유한요소해석 결과의 정확도의 관점에서 사전 해석을 통하여 충분히 수렴한 결과를 주도록 결정하였다.

중시역학 해석에서 각각의 섬유다발들은 직교이방성 (Orthotropic) 재료이므로 물성 축을 정의하여야 한다.

섬유다발의 굴곡도가 없는 위사와 경사의 경우 비교적 쉽게 재료의 물성 축을 정의 할 수 있으나 z-tow는 섬유다발이 연속적으로 굴곡되어 있으므로 매 요소마다 각각의 굴곡 각을 계산하여 재료 축을 개별적으로 설정하기에는 어려움이 따르기 때문에 자체프로그램을 제작하여 사용하였다. Fig. 4에 보인 바와 같이 요소의 중심(x_c, y_c)과 섬유다발의 진행방향을 나타내는 함수 $f(x)$ 가 수직으로 교차하는 직선 $p_1(x)$ 이 수직으로 교차하게 되는데 이를 수식으로 나타내면 다음과 같다.

$$p_1(x) = y_c - \frac{x - x_c}{f'(x_0)} \quad (9)$$

$$\phi(x_0) = f(x_0) - y_c + \frac{x - x_c}{f'(x_0)} = 0 \quad (10)$$

여기서 교차점 (x_0, y_0)는 미지수로 (9)식을 풀어 구하게 되고 이 점에서의 함수 $f(x)$ 의 기울기가 해당 요소의 물성축 방향으로 정의된다.

Table 3은 본 연구에서 사용한 섬유와 기지의 탄성물성치를 보이고 있다[4].

2.3 해석 결과

본 연구에서는 우선 섬유다발의 등가 물성치를 일축인장시험과 순수 전단 시험을 모사하는 미시역학 단위구조

해석을 수행하여 구한 후 다음 단계에서 이를 사용하여 중시역학 단위구조해석을 수행하여 3차원 평직복합재료의 등가물성치를 계산하였다. 각각의 섬유다발(경사, 위사, z-tow)내에서 섬유의 체적분율은 모두 동일하다고 가정 하였으며 섬유의 배열은 정사방향으로 이상화 하였다. 섬유다발 자체의 체적분율은 참고문헌[4]의 전체 단위구조의 섬유 체적분율로부터 역 추적하여 66.2%로 결정하여 미시역학 해석을 수행하였다. 미시해석 결과 구해진 섬유다발의 등가물성치는 다음과 같다.

$$E_1 = 58.744 \text{ GPa}, E_2 = E_3 = 20.254 \text{ GPa}$$

$$\nu_{12} = \nu_{13} = 0.2539, \nu_{23} = 0.2311$$

$$G_{12} = G_{13} = 6.171 \text{ GPa}, G_{23} = 4.225 \text{ GPa}$$

3차원 평직 복합재료의 등가물성치를 계산하기 위해 중시역학 단위구조 모델에 대해 일축인장시험을 모사하는 해석을 수행하였다. Fig. 5는 기준 모델인 θ_{crimp} 가 90° 일 때 x_1 -방향으로의 일축인장시험을 모사한 해석을 수행한 결과 변형형상을 나타내고 있다. Table 4는 본 연구의 해석결과와 참고문헌[4]에서 제시한 해석 및 실험값을 비교한 것이다. 표에 보인 바와 같이 x_1 -방향(경사)과 x_2 -방향(위사)의 등가탄성계수가 약 1% 정도의 미소한 차이를 보이므로 본 연구의 3차원 평직복합재료의 해석모델이 타당한 것으로 판단되었다.

본 연구에서는 z-tow의 굴곡각에 따른 등가물성치의 변화를 조사하였다. Fig. 2에서 보는 바와 같이 3차원 평직복

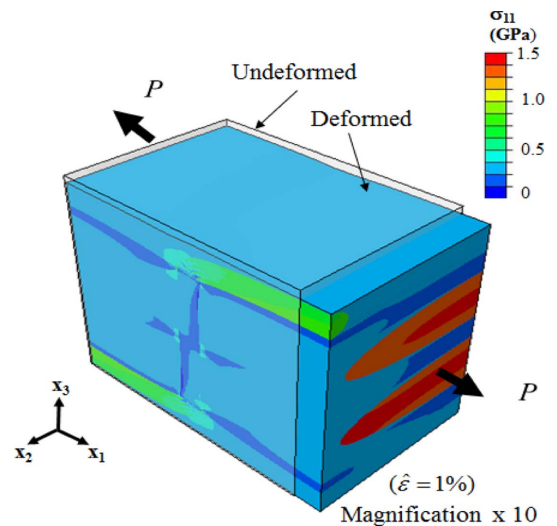


Fig. 5. Deformed shape of meso-mechanics 1/2 unit cell

Table 3. Constituent material property

	Type	E (GPa)	ν
Fiber	S-2 Glass	86.9	0.22
Matrix	Epoxy (Dow Derakane 8084)	3.17	0.35

Table 4. Young's modulus for $\theta_{crimp} = 90^\circ$

	FEM	Ref. [4] - FEM	Ref. [4] - Exp
E_1	25.11	25.15	24.68
E_2	20.62	20.81	20.75

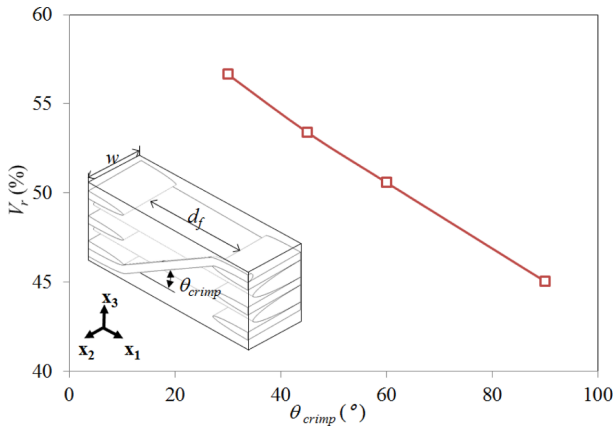


Fig. 6. Variation of resin fraction versus crimp angle

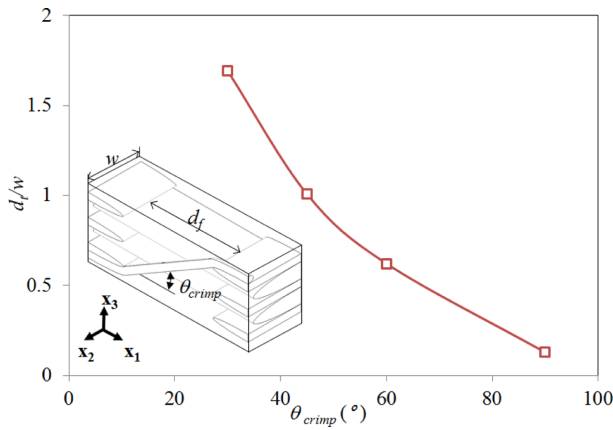


Fig. 7. Variation of normalized tow distance versus crimp angle

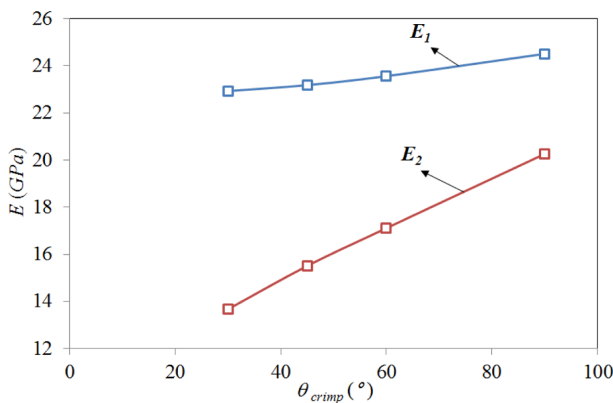


Fig. 8. Variation of effective moduli versus crimp angle

합재료에서 z-tow의 굴곡각이 작아지면서 위사들사이의 간격이 증가하므로 순기지 지역의 크기가 증가하여 전체 섬유체적분율이 감소하게 된다. Fig. 6은 θ_{crimp} 에 따른 순수기지 체적분율 변화를 도시 하였으며 Fig. 7은 앞서 정의한 d_f/w 의 변화를 θ_{crimp} 에 따라 나타내었다. 순수기지 체적분율과 d_f/w 변화는 θ_{crimp} 가 증가함에 따라 감소하는 양상을 보이는데 d_f/w 에 비하여 기지의 체적분율은 선형적인 분포를

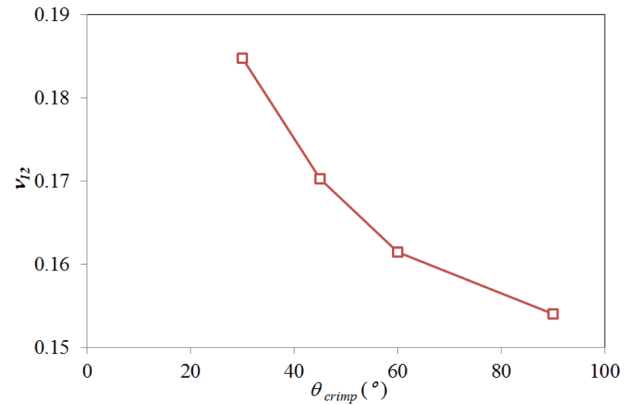


Fig. 9. Variation of effective Poisson's ratio versus crimp angle

Table 5. Tow strengths

S_L^+	S_L^-	S_T^+	S_T^-	S_{LT}
1380 MPa	770 MPa	47 MPa	137 MPa	50 MPa

보인다.

Fig. 8은 굴곡각에 따른 x_1 - 및 x_2 -방향의 등가 탄성계수의 변화를 나타내고 있다. 그림에서 볼 수 있듯이 탄성계수는 굴곡각의 감소에 따라(즉, 섬유체적분율의 감소에 따라) 감소하였다. x_2 -방향의 탄성계수는 선형적으로 변화하였는데 이는 x_2 -방향의 경우 단순히 섬유체적분율의 감소분의 영향에 기인한 것으로 보인다. 그러나 x_1 -방향의 탄성계수는 비선형적으로 변화하여 섬유체적분율과 함께 x_1 -방향으로 배열된 z-tow의 굴곡각의 변화에도 영향을 받는 것으로 생각된다. 또한 x_1 - 방향의 등가탄성계수가 x_2 -방향에 비하여 변화의 폭은 상대적으로 작게 나타났는데 이는 섬유다발과 순기지지역이 x_1 -방향의 경우 직렬로, 그리고 x_2 -방향의 경우 병렬로 연결되는 형태를 지니고 있기 때문으로 판단된다.

Fig. 9는 굴곡각에 따른 푸아송비 ν_z 의 변화를 도시한 것으로 푸아송비의 경우에도 굴곡각에 크게 의존하는 분포를 보였다. 굴곡각각이 증가할수록 비선형적으로 감소하는 분포를 보이게 되는데 이는 섬유다발간의 간격이 좁아 x_2 -방향으로의 변위가 자유롭게 발생하지 못하기 때문이라 판단되었다.

본 연구에서는 3차원 평직복합재료 단위구조에 일축인장시험을 모사하는 해석을 수행하여 초기파손이 발생하는 응력을 예측하였다. 전술한 바와 같이 섬유다발의 파손은 최대응력파손지표를 사용하였고 Table 5는 파손해석에 사용된 섬유다발의 인장 및 전단강도를 나타내고 있다. 순기지지역의 파손은 von Mises 파손지표를 사용하였으며 사용한 강도는 125 MPa이다.

x_1 - 및 x_2 -방향으로 일축인장시험을 모사한 해석결과, z-tow의 굴곡각 θ_{crimp} 에 따라 각 지역별 파손모드에 대한 파손응력 값을 Fig. 10에, 그리고 파손순서를 Fig. 11에 도시 하

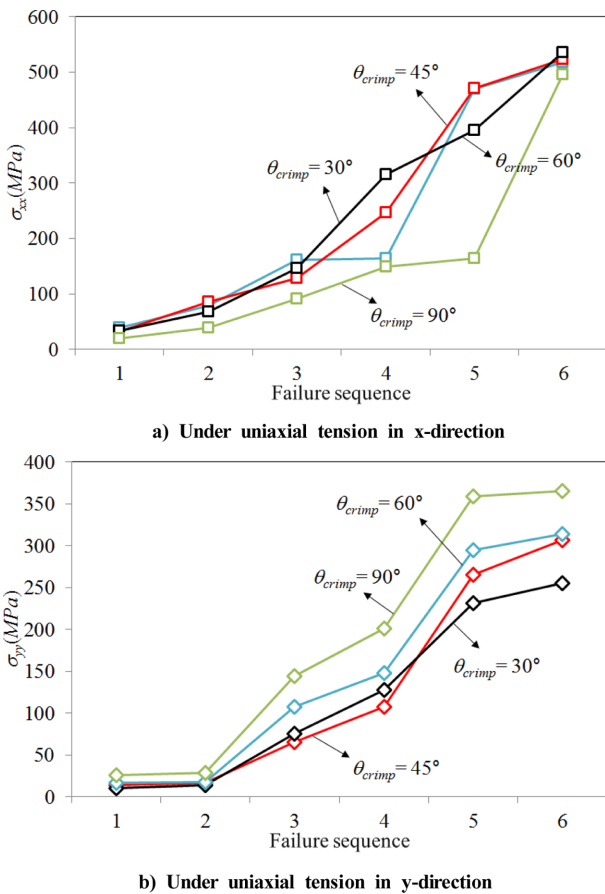


Fig. 10. Failure strength

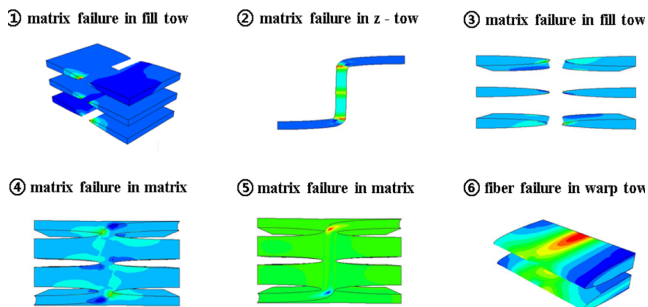


Fig. 11. Order of failure in 3-D weave composite under uniaxial tension in x-direction for 90° crimp angle

였다. 전체적으로 파손은 섬유다발의 기지방향의 파손에서 시작하여 순기지지역의 파손을 거쳐 섬유다발의 섬유방향 파손의 순서로 나타났다. 최종파손은 하중방향의 섬유다발의 파손에 의해 발생될 것으로 판단되며 θ_{crimp} 가 90°인 경우 경사다발의 최초파손 응력은 495 MPa로 예측되었는데 이 값은 참고문헌[2]의 해석 값과 유사하게 나타났다.

x_1 -방향으로 일축인장을 가한결과 마지막 파손이 발생하는 응력은 굴곡각에 따라 큰 변화가 없으나 x_2 -방향으로 일축인장을 가한결과 파손이 발생하는 응력은 굴곡각에 따라 다양하게 나타나며 굴곡각이 클수록 초기파손강도는 높

게 나타나게 된다. 따라서 굴곡각이 클수록 강도적 측면에서 우수한 기계적 특성을 갖는다고 판단 할 수 있다.

Fig. 11은 θ_{crimp} 가 90°의 경우 x_1 -방향으로 일축인장하중을 가하였을 때 파손순서와 파손발생 위치를 나타내고 있다. 최초 파손은 기지 파손으로 위사에서 z-tow와 맞닿은 부분에서 발생하였다. 또한 순기지지역의 파손도 z-tow와 접촉하는 부분에서 발생하였는데 이는 굴곡된 z-tow의 변형에 따라 상대적으로 해당부위에 응력이 집중되기 때문으로 판단된다. 최종파손에 직접적으로 영향을 주는 섬유파손은 경사의 중간 부분에서 발생하였는데 이 위치는 위사와 위사 사이의 순기지 지역과 접촉하는 부분으로서 해당 경사 지역에서 보다 많은 인장하중을 전달하기 때문으로 판단된다[6].

3. 결 론

본 논문에서는 단위구조해석 방법을 사용하여 다중 스케일을 가지는 3차원 평직 복합재료의 기계적 특성을 예측하였다. 우선 섬유-기지 미시해석을 통하여 일방향 섬유다발의 등가 물성치를 구한 다음, 이를 사용하여 중시해석에서 다양한 굴곡각을 가지는 3차원 평직 복합재료 단위구조에 대해 해석을 수행하였다. 미시/중시해석 모두 최소 반복단위구조를 정의하고 주기경계조건을 가하여 일축인장 및 전단시험 조건을 모사하였다.

계산결과 기준모델의 등가 물성치는 참고문헌의 결과와 잘 일치하여 본 연구의 미시/중시역학 모델링 및 해석이 타당함을 보였다. 평직 복합재료 등가물성치의 변화는 z-방향 섬유다발의 굴곡각에 크게 의존하는 것으로 나타났다. 굴곡각이 클수록 전체 섬유체적분율이 증가하여 등가 탄성계수는 증가하였다. 푸아송비의 경우 역시 굴곡각에 크게 의존하는 경향을 보이나 굴곡각이 클수록 섬유다발간의 간격이 좁아지기 때문에 경사 및 위사방향의 변위가 구속되어 감소하는 양상을 보였다. 또한 최대응력이론을 사용하여 초기파손을 예측하였는데 파손순서와 그에 따른 파손응력이 타당하게 나타났다.

후 기

이 논문은 2015년 방위사업청 재원으로 민군기술협력사업 중 민군점용기술개발사업의 지원을 받아 수행된 연구임.

REFERENCES

1. Badawi, S.S., "Development of the Weaving Machine and 3D Woven Spacer Fabric Structures for Lightweight Composites Materials", PhD Thesis, Dresden University, Germany, 2007.
2. Bogdanovich, A.E., "Multi-scale Modeling Stress and Failure

- Analyses of 3-D Woven Composites”, *Journal of Material Science*, Vol. 41, 2006, pp. 6547-6590.
3. Woo, K. and Whitcomb, J.D., “Three-dimensional Failure Analysis of Plain Weave Textile Composites Using a Global/Local Finite Element Method”, *Journal of Composite Materials*, Vol. 30, No. 9, 1996, pp. 984-1003.
 4. Fowser, S., “In: Proceedings of 3-D Composites, Working-group Meeting Sponsored by NASA Langley Research Center and the Department of the Navy”, *NASA Conference Publication 2420*, 1985, pp. 91-108.
 5. Rao, M.P., Sankar, B.V., and Subhash, G., “Effect of Z-yarns on the Stiffness and Strength of Three-dimensional Woven Composites”, *Journal of Composite Materials*, 2009, pp. 540-551.
 6. Topal, S., Ogin, S., Crocombe, A., and Potluri, P., “Finite Element Modeling of 3D Orthogonal Non-crimp Woven Composites”, Proceeding of the the 11th WCCM, Barcelona, Spain, 2014.
 7. Woo, K. and Suh, Y., “Prediction of Effective Properties of Laminated Plain Weave Textile Composites”, *Journal of The Korean Society for Aeronautical and Space Sciences*, Vol. 31, No. 10, 2003, pp. 10-20.
 8. Xia, Z., Zhou, C., Yong, Q., and Wang, X., “On Selection of Repeated Unit Cell Model and Application of Unified Periodic Boundary Conditions in Micro-mechanical Analysis of Composites”, *Journal of Solids and Structures*, Vol. 43, Iss. 2, 2006, pp. 266-278.