

論文

미소접합시험과 유한요소법을 통한 섬유/에폭시 복합재의 계면 전단강도 해석

강수근*, 최낙삼*+, 이덕보*

Analysis of Interfacial Shear Strength of Fiber/Epoxy Composites by Microbond Test and Finite Element Method

Soo-Keun Kang*, Nak-Sam Choi*+ and Deok-Bo Lee*

ABSTRACT

Interfacial shear strength between epoxy and carbon fiber has been analyzed utilizing the microbond specimen with an epoxy micro-droplet adhered onto single carbon fiber. The interfacial shear stress distributions along the fiber/matrix interface were calculated by finite element analysis using three kinds of finite element models such as droplet model, circular-crosssection model and pull-out model. Conclusions were obtained as follows. (1) Interfacial shear stress distribution showed that larger stresses were concentrated in the fiber/matrix interface for microbond test than for pull-out test. Thus, debonding at the fiber/matrix interface during microbond test was liable to occur at low load level. (2) Microbond test showed higher interfacial strength which was caused by various effects of micro-droplet geometry and size as well as stress concentration in the region contacting with the micro-vise tip.

초 록

미소 드랍렛 시편을 이용한 탄소섬유와 에폭시 수지 사이의 계면전단강도에 대해 시험분석하였다. 또한 드랍렛 모델, 원형 단면 모델, 인발모델의 3종류의 유한요소해석을 통해 섬유/수지간의 응력분포를 계산하였다. 본 연구결과는 다음과 같다. (1) 미소드랍렛 시험의 경우는 인발시험보다 섬유/수지의 계면에서 큰 응력집중이 나타났으며 계면박리가 낮은 하중수준에서도 발생하기 용이함을 알수 있었다. (2) 미소드랍렛시험에서 높은 계면강도를 보였는데, 이는 미소드랍렛의 형상과 사이즈, 바이 스탱과 접촉하는 부위의 응력집중효과를 함께 받았기 때문으로 해석되었다.

Key Words : 계면 전단강도(Interfacial Shear Strength), 미소드랍렛 접합 시험(Micro-Droplet Bond Test), 탄소섬유/에폭시 복합재료(Carbon Fiber/Epoxy Composite), 유한요소법(Finite Element Method)

기호설명

F : 인장 하중

 τ_d : 계면 전단강도D_r : 섬유 지름

dx : 섬유의 미소 길이

X : 섬유물침길이

F_d : 최대하중F_s : 섬유와 모재간의 마찰에 의한 인장력 τ_{xy} : 전단 응력 τ_{oct} : 팔면체 전단 응력 $\sigma_{oct-dist}$: 단위체적당 전단변형 에너지로 구한 팔면체 전단응력

* 한국표준협회 신뢰성기술경영센터, E-mail:skk76@daum.net

*+ 한양대학교 공학대학 기계정보경영공학부, 교신저자(E-mail:nschoi@hanyang.ac.kr)

σ_{oct} : 팔면체 수직 응력
 U_s : 단위 체적당 전단변형 에너지
 \bar{U}_s : 단위 체적당 전단 변형에너지의 계면전체평균
 U_s^e : 요소의 단위 체적당 전단 변형 에너지
 V^e : 요소의 체적
 E : 탄성 계수
 G : 전단 계수
 ν : 푸아송 비

1. 서론

섬유강화 복합재료는 금속재료에 비하여 높은 비강도와 비강성 등의 기계적 특성뿐만 아니라 내구성, 내열성 및 내마모성 등이 우수하여 항공기, 우주선, 로켓, 고속선박, 스포츠 용품, 군사용품 구조물의 경량화 설계를 위한 소재로 활용되고 있다. 복합재료는 이종재료간의 계면을 형성하는데 계면의 전단강도는 복합재료의 물성치에 큰 영향을 미친다[1-2]. 또한 계면 전단강도는 섬유와 수지의 종류, 섬유의 표면상태, 섬유와 수지간의 결합조건 등에 영향을 받는것으로 알려져 있다.[3-4]

계면 전단강도의 시험평가 방법은 pull-out test[5,6], microbond test[7-9], microdebonding test[10,11], fragmentation test[12,13] 등이 있다. 최근에는 미소접합 시험(microbond test)에서 드랍릿에 접하는 바이스팁의 형상, 바이스팁 양날 사이의 갭크기의 변화가 계면 전단강도에 미치는 영향정도[14,15] 및 유한요소법을 통한 드랍릿의 응력분포에 관한 연구가 수행된 바 있다[16]. 하지만, 미소접합 시험편의 드랍릿형상의 차이에 의해 발생하는 계면 전단응력 분포의 변화가 기존에 사용하는 계면 전단강도 계산식에 적용할 경우 생기는 문제점에 대해 검토할 필요가 있다고 생각된다.

본 연구에서는 미소접합강도의 실험을 수행하기 위한 시험장치를 구성하고 그 시험결과값들의 세밀한 분석과 함께 계면강도의 평가를 위한 방법을 강구하고자 한다. 탄소섬유와 에폭시(AER-250)를 사용하여 미소드랍릿 시험편을 제작하고, 미소접합 시험을 수행한다. Pull-out시험과 미소접합 시험을 대상으로 탄소섬유와 에폭시 수지의 계면의 전단응력 분포를 분석하기 위하여 상용 유한요소프로그램인 ANSYS를 이용하여 드랍릿(droplet) 모델과 원형단면(circular) 모델, 그리고 복합재료 계면강도 평가를 위한 일반적 시험법에 해당하는 인발(pull-out) 모델에 대한 유한요소수치해석을 수행하고 비교 검토 한다.

Table 1 Material properties of test materials

Material System	Young's modulus, E , (GPa)	Poisson's ratio, ν
Carbon Fiber	230	0.30
Epoxy(AER-250)	3.84	0.31

2. 미소접합 시험

2.1 재 료

섬유로는 지름 $7.5\mu\text{m}\pm 0.06$ 의 탄소섬유(AS4-W-12K, Hercules)를 사용하였고, 섬유의 인장강도는 ASTM(D3379-75)에 따른 인장시험결과 3.86GPa였다. 모재는 비스페놀 A형(DGEBA) 에폭시(AER-250, Nagase-Ciba Co.)를, 경화제로는 피페리딘(HY956, Nagase-Ciba Co.)을 사용하였다. Table 1은 탄소섬유와 에폭시의 물성치로서 수치해석의 입력값으로 사용된다.

2.2 시험편 제작

입수된 탄소섬유다발을 100mm의 길이로 절단한 후 단일섬유를 다발로부터 분리해 냈다. 단일 섬유를 고정시키기 위한 금속고정틀은 알루미늄 판과 철선을 이용하여 폭 20mm, 길이 100mm, 높이 75mm 크기로 제작했다. 단일 섬유를 이 틀에 고정시키고 섬유표면에 결합이 생기지 않도록 주의하여 취급하고, 시험편이 완성된 후 드랍릿의 지름을 측정하는 과정에서 제작된 미소시험편의 정상 여부를 선별 작업했다.

에폭시와 경화제는 20:1의 비율로 혼합하여 드랍릿의 형성에 알맞은 점도를 가지게 했다. 드랍릿은 Fig. 1과 같이 지름 $150\mu\text{m}$ 의 금속 섬유를 이용하여 단일섬유에 에폭시 레진을 묻혀 형성시켰다.

본 연구에서 사용한 에폭시는 120°C 에서 16시간동안 오토 클레이브를 이용하여 경화시켰다. 드랍릿의 성형을 마친 후 $20\text{mm}\times 40\text{mm}$ 의 크기로 제작된 모눈종이 틀에 드랍릿이 형성된 섬유가 모눈종이 틀에 수직이 되도록 양단을 고정시켰다. 시험편이 완성되면 비디오 광학현미경을 사용하여 드랍릿의 문힘길이를 측정했다.

Fig. 2는 비디오 광학 현미경으로 찍은 드랍릿의 사진으로 (a)와 (b)는 각각 문힘길이가 $85.7\mu\text{m}$, $140\mu\text{m}$ 이다. 진원에서 벗어나는 바깥꼬리모양의 수지부분이 섬유와 액상수지 사이의 표면장력에 의하여 생긴 메니스커스부분으로 미소시험평가에 오차를 유발시키는 부분이다.

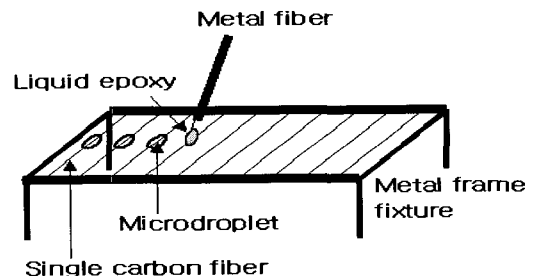


Fig. 1 Schematic representation for the formation of resin droplets onto single fibers.

2.3 미소시험

Fig. 3은 미소접합 시험의 배치도를 보여주는 것으로 10N Load Cell이 장착된 인장시험기에 섬유용 지그, 마이크로 바이스 (microvises) 가 부착된 XYZ stage등을 구성하여 섬유 고정용 지그로 시험편을 고정시켜 놓고 시험을 수행했다. 2개의 마이크로바이스 팁 사이의 간격을 섬유직경 7.5 μ m와 드랍릿 매니스커스부 형상과 크기를 감안하여 약 20 μ m로 일정하게 유지시켰다. 이때 섬유와 마이크로 바이스 팁의 가운데를 XYZ 스테이지의 미세조정을 통하여 정확하게 맞췄다.

시험편을 고정한 후 인장시험을 0.1mm/min의 이송속도로 변위 제어하여 섬유가 드랍릿으로부터 인발(pull-out)될 때까지 수행하였으며, 문힘길이가 50~150 μ m인 50개의 시험편을 대상으로 시험하였다.

2.4 실험결과 및 고찰

Fig. 4는 pull-out 시험에서 얻어지는 전형적인 하중-변위 선도(load-displacement curve)로서 이는 섬유문힘길이가 100 μ m인 경우의 실험 결과이다. 하중이 최대하중(F_d)까지는 거의 선형적으로 증가하다가 섬유와 에폭시의 계면이 급히 파괴되고 하중이 크게 감소한 뒤에는 에폭시와 섬유표면의 마찰에 의하여 마찰하중(F_s)이 작은 수준으로 검출됨을 보여주고 있다. 따라서 섬유와 수지간의 계면전단 강도(interfacial shear strength) τ_d 는 다음 식과 같이 구할 수 있다[7].

$$\tau_d = \frac{F_d}{\pi D_f X} \quad (1)$$

여기서 D_f 와 X 는 각각 섬유직경과 문힘길이이다. 또한, 계면에서 응력분포가 일정하지 않은 사실로부터 다음과 같은 섬유축 미분형 계면전단 강도식을 고려할 수 있다[7].

$$\tau_d = \frac{dF}{\pi D_f dx} \quad (2)$$

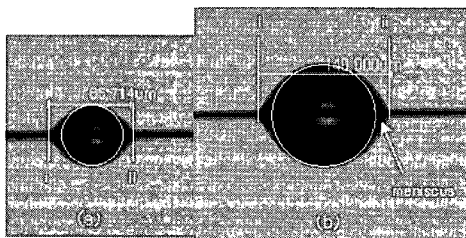


Fig. 2 Typical epoxy resin droplet onto a carbon fiber.

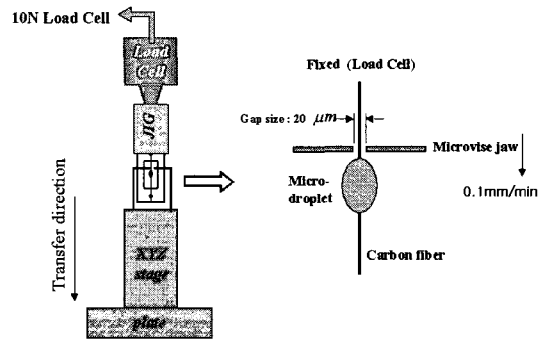


Fig. 3 Experimental arrangement for microbond test.

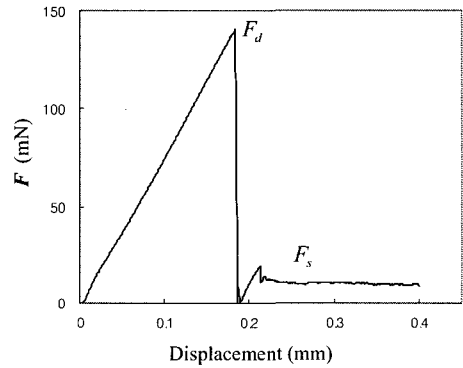


Fig. 4 Load versus displacement of a microbond droplet specimen.

Fig. 5는 본 미소접합 시험으로 구한 섬유문힘길이와 최대 하중의 측정값들을 나타낸다. 상당한 산포를 보이고 있으나 섬유문힘길이가 증가 할수록 최대하중 역시 전반적으로 증가하는 경향을 보이고 있다. 또한 섬유문힘길이가 약 120 μ m 이상인 경우는 계면파괴가 일어나지 않고 섬유가 파단되었다. 이것으로 섬유파단의 발생에 대응하는 임계섬유문힘길이가 120 μ m근방임을 알 수 있다.

따라서 계면강도를 평가하기 위한 데이터로서 섬유파괴가 일어나지 않은 문힘길이 120 μ m 이하에서의 최대하중값들을 대상으로 다음과 같이 분석할 수 있다.

실험 결과로부터 계면 전단강도를 측정하는 방법에는, 식 (1)을 이용하여 각 드랍릿의 최대하중을 이용하여 계면 전단강도의 평균을 구하는 방법과, 식 (2)를 이용하여 다양한 형상의 드랍릿 형상을 갖게 되는 시험편의 섬유문힘길이에 따른 최대하중 데이터값의 비를 회귀분석을 통해 구하는 방법이 있다. 전자의 경우 55.3MPa의 평균값이 계산되었으며(기울기는 원점을 지나지 않음), 후자는 Fig. 6(b)와 같은 회귀선을 보인다. 한편, Fig. 6(a)는 원점을 지나는 회귀선으로 섬유문힘길이가 80 μ m를 기준으로 보다 큰 경우는 회귀선보다 높은 하중수준으로, 보다 작은 경우는 회귀선보다 낮은 하중수준으로 값이 분포하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 6(b)는 원점을 지나지 않도록 하여 전체데이터에 대한 회귀선과, 문합길이 80 μ m를 기준으로 나눈 두 그룹의 회귀선을 나타낸다. 두 그룹의 회귀선 경사는 전체 회귀선의 경사보다 완만하지만, 문합길이 80 μ m 보다 작은 경우는 큰 경우보다 회귀선의 기울기가 컸다. 이는 응력집중 및 드랍렛형상 효과와 미소사이즈 효과로 인한 것일 것이다. 즉, 섬유문합길이 가 작아질 경우에는 드랍렛의 크기가 작으므로 마이크로 바이 스 팁과 드랍렛의 접촉부위에서 생기는 응력집중 효과가 상대적으로 커지기 때문에 정상하중 보다 낮은 하중에서 파괴가 일어나게 되어 회귀선의 기울기가 급해진 것이다. 또한, 드랍렛의 크기가 작을수록 메니스커스의 크기가 상대적으로 크게 되어 원형단면에서 크게 이탈되어 마이크로 바이 스 팁사이의 일정한 간격 20 μ m에 의해서 전단변형을 받는 부위가 상대적으로 작아 지고 드랍렛시험의 형상조건이 변화하게 되므로, 원형단면일 경우보다 낮은 하중에서 파괴가 일어나 회귀선의 기울기가 급해 질 것이다. 이와 같이 회귀선의 기울기가 급해지면 식 (2)에 의거하여 계면전단강도는 상대적으로 크게 계산되게 된다.

한편 섬유문합길이 80 μ m이하의 그룹에서, 섬유문합길이(드랍렛의 크기)가 작아질수록 드랍렛 내부의 초미세결합이 상대적으로 적어지므로(미소 사이즈 효과) 상대적으로 높은 하중에서 파괴가 일어나 회귀선의 기울기를 오히려 완만하게 할 수 있으며 이 경우 식 (2)에 의거하여 계면전단강도는 작게 계산될 가능성이 있다. Fig. 6(b)에서 섬유문합길이 80 μ m 보다 큰 데이터에 의해 구한 계면 전단강도(37.1MPa)와 비교할 때 섬유문합 길이가 80 μ m 보다 작아질 경우에는, 위에서 설명한 바와 같이 응력집중 및 형상 효과와 미소 사이즈 효과가 나타나 계면강도에 서로 상반된 영향을 미치며 이것이 그래프상의 x축의 +절편의 크기로 대변되면서 계면전단강도를 상대적으로 크게 하거나 혹은 작게 하여 적절한 평가에 어려움을 주게 된다.

회귀선의 기울기로부터 계면 전단응력을 구하게 되면, 원점을 지나는 회귀선(Fig. 6(a))으로부터 식 (1)을 이용하여 구한 계면 전단강도는 57.6MPa이다. 이는 위에서 언급한 각 시험편의 계면 전단응력의 평균값 55.3MPa과 유사한 수준임을 알 수 있다. 평균으로 구한 값과 원점을 지나는 회귀선으로 구한 값은 동일식인 식 (1)을 사용하였기 때문이다.

한편 전체 회귀선의 기울기(Fig. 6(b))를 이용하여 식 (2)로 구한 계면 전단강도는 73.3MPa이었다. 그런데, Fig. 6(b)의 전체 회귀선은 Fig. 6(a)의 원점을 지나는 회귀선과 비교하여 결과들의 분산 정도가 덜함을 알 수 있으며 이는 전체 회귀선이 미소접합 시험결과를 더 잘 반영하고 있다고 볼 수 있다.

Table 1은 위에서 언급한 각종 방식에 의해서 평가된 계면 전단강도 τ_d 를 나타내며 평가방식에 따라 값의 차이가 큼을 알 수 있다. 섬유문합길이 80 μ m 보다 큰 데이터만으로 구한 계면전단강도 37.1MPa은 single lap shear test에 의해 별도로 측정된 본 실험의 에폭시의 평균전단강도 36.2MPa에 근접 하였으며 섬유문합길이 80 μ m를 경계로 하여 계면전단강도의 평가가 매우 크게 달라졌음을 주지할 필요가 있다.

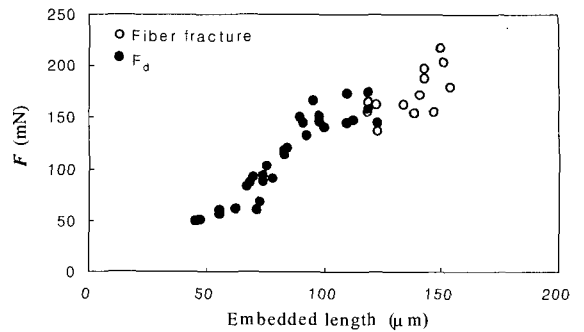


Fig. 5 Maximum load versus embedded length of a microbond droplet specimen.

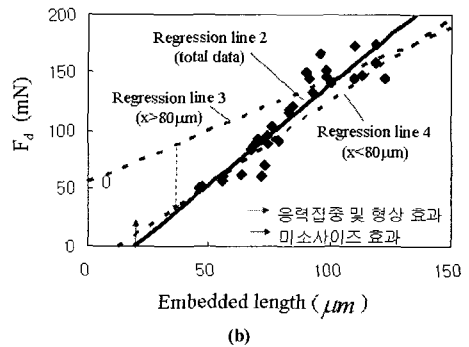
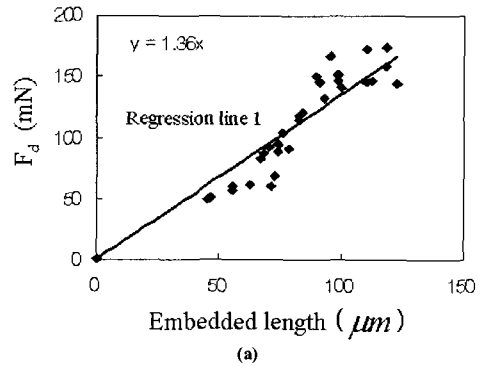


Fig. 6 Regression approximation for the data of the maximum load versus embedded length.

Table 1 Interfacial shear strengths evaluated on various methods and embedded ranges

τ_d	A	B	C	D	E
MPa	55.3	57.6	73.3	37.1	65.3

A: average on equation (1), B: average on regression line crossed with origin point in Fig. 6(a), C: average on regression line 2 non-crossed with origin point in Fig. 6(b), D: average on regression line 3 with embedded length $\geq 80\mu$ m in Fig. 6(b), E: average on regression line 4 with embedded length $< 80\mu$ m in Fig. 6(b)

3. 유한 요소 해석

3.1 모델링

Fig. 7은 각각 메니스커스부위를 고려한 드랍릿 모델(Fig. 7(a)), 메니스커스가 없는 이상적인 구형 모델(Fig. 7(b)), 원통형 인발(pull-out)모델(Fig. 7(c))인 세 경우에 대한 2차원 유한요소수치해석 모델을 나타내고 있다. 실제로는 작은 크기의 드랍릿을 형성시키면 Fig. 7(a)와 같은 메니스커스 형상을 가지게 되나, 섬유물침길이가 커지게 되면 메니스커스 부위가 상대적으로 작아지고 점차 Fig. 7(b)와 같은 원형단면의 형상에 가까워지게 된다.

세 모델 모두 물침길이 100 μ m로 4-node 사각형, 6-node 삼각형 요소를 조합하여 모델링하였다. Table 2는 각 모델에 사용된 요소의 개수를 나타낸다.

작용하중은 실험에서 인발(pull-out)과파가 일어난 최대하중인 140mN으로 일정하게 하였으며, Fig. 7과 같이 섬유의 단면적에 작용하는 인장형 분포하중으로 부여하였다.

3.2 해석결과 및 고찰

유한요소해석에 의하여 먼저, 계면에 평행하는 면에서 직교좌표 전단응력 τ_{xy} 의 분포를 검토했다. 계면에서의 팔면체 전단응력의 분포 및 전단 변형에너지 분포를 살펴보았다.

Fig. 8은 세가지 모델에 대한 섬유와 에폭시 사이의 계면전단응력 τ_{xy} 의 분포를 나타낸 것으로 드랍릿 모델은 바이스팁과의 접촉부위 근처에서 응력집중의 발생으로 pull-out모델의 최대전단응력보다 훨씬 더 커졌다. 또한 전단응력값이 x축의 -50 μ m에서 -40 μ m으로 감에 따라 작아졌다가 다시 커지는 현상을 보이는데, 이는 마이크로 바이스 팁 ($x \cong -45\mu$ m 근처에 위치)에 의하여 하중이 에폭시에 가해지므로 팁(tip)의 아랫부분은 인장응력이 발생하는 반면 윗부분은 압축응력이 발생함에 따라 인장과 압축의 전환부위에서 응력값이 최소화되었기 때문이다. Table 3은 팁부위의 응력집중에 따른 최대 전단응력과, 전체 계면길이에 걸친 평균 전단응력을 비교하여 정리한 것으로 드랍릿 모델의 최대 전단응력과 평균 전단응력이 pull-out모델보다 월등히 커졌음을 알 수 있다. 원형단면(circular) 모델에서는 Fig. 8에서 볼수 있듯이 마이크로 바이스 팁의 위치가 $x \cong -49\mu$ m로 거의 -50 μ m에 위치하여 응력분포의 피크가 하나만이 생겨 τ_{xy} 의 최대응력값이 드랍릿 모델보다도 약간 더 컸다.

재료의 항복과피기준은 팔면체 전단응력(τ_{oct})의 크기로 판단하므로, 팔면체 전단응력(τ_{oct})을 식 (3)과 같이 구한다[17].

$$\tau_{oct} = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad (3)$$

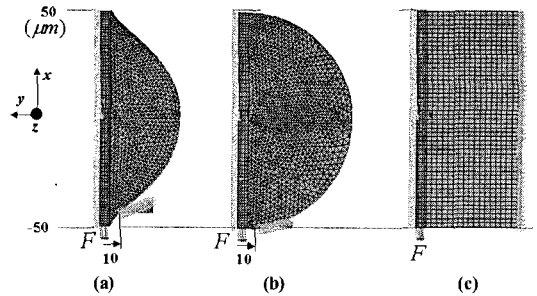


Fig. 7 FEA model of droplet model(a) for small-size droplet, circular model(b) for large-size droplet and pull-out specimen model(c) (unit: μ m).

Table 2 Number of element

	Droplet model	circular model	pull-out model
Fiber	600	600	1000
Epoxy	4474	6242	4400

Fig. 9는 τ_{oct} 의 분포를 나타내는 것으로 각 모델에서의 최대전단응력값은 τ_{xy} 의 경우와 달리 $x = -50\mu$ m에서 발생하였다. 최대 τ_{oct} 값의 크기는 드랍릿 모델에서 236MPa이었으며 pull-out모델보다 44MPa이나 더 컸다. Circular모델에서는 최대 τ_{oct} 값이 261MPa로서 드랍릿 모델보다도 월등히 더 컸다. -48 μ m= $x=30\mu$ m의 영역에서 τ_{oct} 의 변동거동은 τ_{xy} 의 경우와 유사했지만 τ_{oct} 의 크기가 -20MPa 정도 오히려 낮아졌다. Table 4는 τ_{oct} 의 최대값과 평균값을 비교 정리한 것으로 각 모델의 최대 τ_{oct} 는 τ_{xy} 의 최대값과 비교하여 크기가 6-45MPa 만큼 커졌으나 평균 τ_{oct} 는 오히려 약 10MPa 정도 작아졌다. 드랍릿모델과 circular모델의 평균 τ_{oct} 는 55.8MPa로서 일치하였고 이 값은 실험에서 구한 평균 계면 전단강도 55.3MPa 과 원점을 지나는 회귀선으로 구한 57.6MPa에 근접하였다. 이는 미소드랍릿 시험편의 계면강도는 바이스팁과의 접촉부에서의 응력집중상태보다도 계면부에 걸리는 평균응력의 크기에 주로 의존함을 보여준다.

한편, 섬유-에폭시 계면의 에폭시부의 요소에 생성된 전단 변형 에너지(distortional energy)로부터 구한 팔면체 전단응력 분포를 구했다. 즉, 단위 체적당 전단 변형 에너지(U_s)는 식 (4)와 같이 구해지며 식 (4)로부터 팔면체 전단응력 $\tau_{oct-distortion}$ 은 식 (5)와 같이 구할 수 있다[17].

$$U_s = \frac{1}{12} \frac{1}{G} \{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)\} + \frac{1-2\nu}{6E} (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)^2 \quad (4)$$

$$U_s = \frac{1}{6G} \sigma_{oct}^2 = \frac{3}{4G} \tau_{oct-dist.}^2 \quad (5)$$

Fig. 10은 식 (4)로 구한 계면에서의 단위 체적당 전단변형 에너지 U_s 의 분포이다. 마이크로 바이스 팁에 접하는 부위에서 U_s 의 변동정도는 Fig. 9의 τ_{oct} 보다 훨씬 컸음을 알 수 있다. 계면 전체의 요소에 대해 단위 체적당 전단변형 에너지의 평균 (\bar{U}_s)을 식 (6)을 통하여 구하였다.

$$\bar{U}_s = \frac{\sum U_s^e V^e}{\sum V^e} \quad (6)$$

Table 5는 식 (6)으로 구한 \bar{U}_s 와 식 (5)로 구한 팔면체 전단 응력의 평균 $\bar{\tau}_{oct-distortion}$ 을 나타낸다. 계면 전체의 평균 $\bar{\tau}_{oct-distortion}$ 은 Table 4의 τ_{oct} 와 비교해 보면 높은 전단응력 값을 가짐을 알 수 있다. 이는 식 (4)에서 알 수 있듯이 직교좌표계 전단응력과 수직응력을 연산과정에서 제공하므로 높은 전단응력값의 효과가 더욱 크게 반영되기 때문이다. 전단응력 분포의 편차가 크지 않은 원통형 pull-out 모델의 경우, 평균 $\bar{\tau}_{oct}$ 와 평균 $\bar{\tau}_{oct-distortion}$ 의 차이가 별로 크지 않았으며, 드랍렛 모델은 평균 $\bar{\tau}_{oct-distortion}$ 값이 pull-out 모델보다 훨씬 커져 74.3MPa를 보이고 있다. 이 값은 전체 실험데이터에 대해 식 (2)의 회귀선으로 구한 계면전단강도 73.3MPa에 가장 근접하였다.

또한 각 모델들의 평균 $\bar{\tau}_{oct-distortion}$ 을 비교하면 드랍렛 모델이 가장 크고 원통형 pull-out 모델이 가장 작았으며 드랍렛 모델에서 메니스커스를 제거한 원형단면 모델은 계면 전체적인 응력집중효과가 드랍렛 모델보다 적어 평균 $\bar{\tau}_{oct-distortion}$ 값이 작게 계산되는 것이다. 이로부터 메니스커스 형상이 응력집중의 효과에 큰 영향을 주고 있음을 알 수 있다.

즉, 원통형 pull-out 시험은 전단응력 분포의 기복이 그리 크지 않아 섬유와 모재사이의 계면에서 전단응력이 일정하다는 가정에 부합하여 식 (1)으로 평가가능할 수 있으나 본 미소드랍렛 접합시험편의 경우, 메니스커스부를 따라 단면의 기하학적 형상의 변화로 인해 바이스팁에 의해 계면부에 미치는 응력집중효과가 커서 계면전단응력 τ_{xy} , τ_{oct} , $\tau_{oct-distortion}$ 의 각 경우에 있어서의 최대값과 평균값의 차이가 크게 나오므로, 식 (1)이나 식 (2)로 평가하기에는 상당한 무리가 따르는 것으로 생각된다.

또한 유한요소 해석상에서 작용하중을 드랍렛에서의 파괴하중인 140mN의 일정값으로 선정한 것을 고려한다면, 식 (1)에 의해 실험적으로 구해진 평균 계면강도 55.3MPa 보다 작은 τ_{oct} 평균값을 보여주는 pull-out 모델은 아직 파괴가 일어나지 않았다고 볼 수 있어 평가절하된 계면 전단강도가 구해진 것이다.

따라서, 미소접합 시험에서는 바이스팁 접촉에 의한 응력집중 및 드랍렛형상 효과와 미소사이즈 효과를 고려하여 회귀식(2)를 수정할 필요가 있으며 이를 통한 평균 계면 전단강도의 평가가 적절하리라 생각된다.

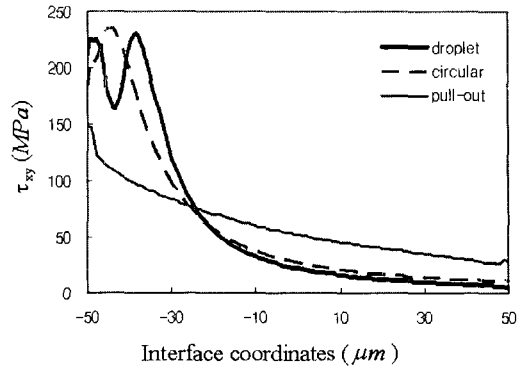


Fig. 8 Distribution of shear stress(τ_{xy}).

Table 3 Maximum and mean shear stress(τ_{xy})

	Maximum τ_{xy} (MPa)	Mean $\bar{\tau}_{xy}$ (MPa)
droplet model	230	66.6
circular model	235	66.1
pull-out model	148	59.6

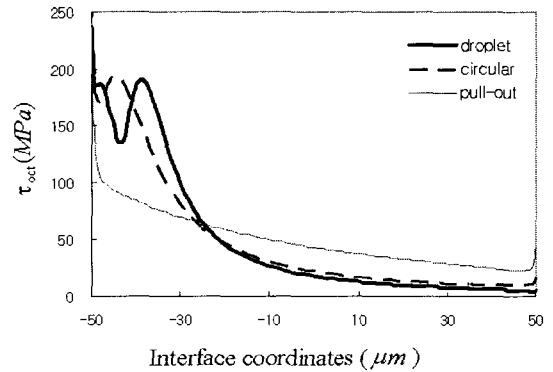


Fig. 9 Distribution of octahedral shear stress(τ_{oct}).

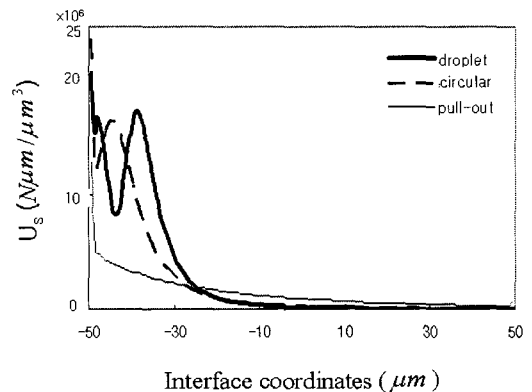


Fig. 10 Distribution of distortional energy per unit volume.

Table 4 Maximum and mean octahedral shear stress(τ_{oct})

	Maximum τ_{oct} (MPa)	Mean τ_{oct} (MPa)
droplet model	236	55.8
circular model	261	55.8
pull-out model	193	50.6

후 기

본 연구는 한국과학재단 특정기초연구(과제 번호R01-2005-000-10566-0) 지원으로 수행되었으며 이에 감사합니다.

참고문헌

Table 5 Mean octahedral shear stress ($\bar{\tau}_{oct-dist.}$) calculated by total distortional energy per unit volume (\bar{U}_s)

	\bar{U}_s ($\times 10^{-6}$ N μ m/ μ m ³)	$\bar{\tau}_{oct-dist.}$ (MPa) by dist. energy
Droplet model	2.82	74.3
Circular model	2.43	68.9
pull-out model	1.46	53.3

4. 결 론

본 연구에서는 미소접합시험편의 계면강도시험을 수행하기 위한 미소 드랍렛 시편의 시험장치를 구성하고, 탄소섬유와 에폭시(AER-250)로 구성된 미소드랍렛 접합 시험편을 제작하여 시험을 수행하였다. 또한, 실험을 통하여 구한 계면전단강도의 해석을 위해 droplet 모델과 circular 모델, pull-out 모델을 선정하고 유한요소수치해석을 통해 탄소섬유와 에폭시간의 계면 전단응력 분포를 구하였다.

- (1) 드랍렛시험편의 크기(50~150 μ m)가 매우 작으므로 광학 현미경 및 마이크로 변위계, 미소 로드셀의 정밀한 조작을 통해 시험편 제작 및 시험을 수행하였다. 드랍렛 문힘길이의 영역에 따라 계면전단강도의 평가값이 현저히 달라졌으며, 이는 바이스 팁과의 접촉부위에서의 응력집중 및 드랍렛형상 효과와 미소사이즈 효과를 반영하는 것으로 해석되었다.
- (2) 유한요소수치해석에 의한 계면 전단응력 분포를 비교 분석한 결과 미소드랍렛 접합 시험편에서는 pull-out 시험편보다 훨씬 큰 응력집중 거동이 발생하였으며, 팔면체 전단응력에 의한 해석뿐만이 아니라 전단변형 에너지를 구하여 계산된 계면 전단응력의 경우 미소드랍렛 접합시험편에서는 보다 낮은 하중 레벨에서 섬유와 모재간의 계면분리가 발생할 것으로 해석되었다. 또한, 미소접합시험편의 계면강도해석에서는 바이스팁 접촉에 의한 응력집중 및 드랍렛형상 효과와 미소사이즈 효과를 고려하여 평균 계면전단강도를 평가하는 것이 적절한 것으로 생각되었다.

- 1) Yee, A. F. and Pearson, R. A., Yee, A. F. and Pearson, R. A., "Toughening Mechanisms in Elastomer-Modified Epoxies. Part 1: Mechanical Studies," *Journal of Materials Science*, Vol. 21 No. 7, 1986, pp. 2462-2474.
- 2) Pearson, R. A. and Yee, A. F., "Toughening Mechanisms in Elastomer-Modified Epoxies. Part 2: Microscopy Studies," *Journal of materials science*, Vol. 21 No. 7, 1986, pp. 2475-2488.
- 3) 문창권, 엄윤성, 조현욱, 이장우, 박천욱, "섬유의 표면처리가 탄소섬유강화 복합재료의 기계적특성에 미치는 영향," *Polymer (Korea)*, Vol. 14, No. 6, 1990, pp. 630-637
- 4) 문창권, 엄윤성, "섬유직경과 섬유표면처리가 계면전단강도에 미치는 영향," *Polymer(Korea)*, Vol. 15, No. 3, 1991, pp. 289-296.
- 5) J. P. Favre and M. C. Merienne, Oct. "Characterization of fibre/resin bonding in composites using a pull-out test," *INT. J. Adhesion and Adhesives*, 1981, pp 311-316
- 6) Lynn S. Penn, Shaw M. Lee, "Interpretation of the force trace for Kevlar/epoxy single filament pull-out tests," *Fibre Science and Technology*, Vol. 17, No. 2, September 1982, pp. 91-97.
- 7) Umesh Gaur, Bernard Miller, "Microbond Method for Determination of the Shear Strength of a Fiber/Resin Interface: Evaluation of Experimental Parameters," *Composites Science and Technology*, Vol. 34, 1989, pp. 35-51.
- 8) R. J. Day, J. V. Cauich Rodrigez, "Investigation of the Micromechanics of the Microbond test," *Composites Science and Technology*, Vol. 58, 1998, pp. 907-914.
- 9) Atsushi Wada, Hiroshi Fukuda, "Evaluation of Fiber/Matrix Interfacial Shearing Properties by Means of Microbond Test and Finite Element Analysis," *日本複合材料學會誌*, Vol. 26, No. 2, 2000, pp. 58-64.
- 10) J. F. Mandell, J. H. Chen, F. J. McGarry, "A microdebonding test for in situ assessment of fibre/matrix bond strength in composite materials," *INT. J. Adhesion and Adhesives*, 1980, pp. 40-44.
- 11) H. Ho, L. T. Drzal, "Evaluation of interfacial mechanical properties of fiber reinforced composites using the

- microindentation method," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing(Incorporating Composites and Composites Manufacturing)*, Vol. 27, No. 10, 1996, pp. 961-971.
- 12) Pedro J. Herrera-Franco, Venkatesh Rao, Lawrence T. Drzal, Martin Y. M. Chiang, "Bond Strength Measurement in Composites Analysis of Experimental Techniques," *Composites Engineering*, Vol. 2, No. 1, 1992, pp. 31-45.
- 13) H. D. Wagner, H. E. Gallis, E. Wiesel, "Study of the interface in Kevlar 49-epoxy composites by means of microbond and fragmentation tests: effects of materials and testing variables," *Journal of Materials Science*, Vol. 28, 1993, pp. 2238-2244.
- 14) H. Heilhecker, W. Cross, R. Pentland, C. Griswold, J. J. Kellar, L. Kjerengtroen, "The vice angle in the microbond test," *Journal of Materials Science Letters*, Vol. 19, 2000, pp. 2145-2147.
- 15) C. T. Chou, U. Gaur, B. Miller, "The Effect of Microvise Gap Width on Microbond Pull-out test results," *Composites Science and Technology*, Vol. 51, 1994, pp. 11-116.
- 16) J. T. Ash, W. M. Cross, D. S. valstad, J. J. Kellar, L. Kjerengtroen, "Finite element evaluation of the microbond test: meniscus effect, interphase region, and vise angle," *Composites Science and Technology*, Vol. 63, 2003, pp. 641-651.
- 17) 김영석, 소성역학, 시그마프레스, 2001, pp. 75-77.