

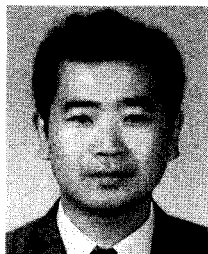
## 섬유강화복합재료의 계면과 기계적 성질

문 창 권 · 조 현 폭 · 이 장 우

### 서 론

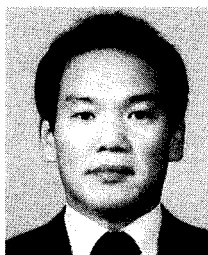
복합재료에서 계면은 복합재료의 심장부분에 속한다. 섬유와 matrix 자체의 물리화학적 성질이나 역학적 성질에는 큰 차이가 있으므로 복합화할 때 이종재료간의 계면의 성질이 복합재료의 기계적 성능에 지대한 영향을 미친다.<sup>1~7</sup> 예를들면 계면강도가 낮으면 복합화된 재료에서의 강도는 낮은 계면강도에 의해 지배되어지기 때문에 고강도 섬유를 복합하여도 섬유의 성능을 충분히 복합재료에 반영하기 어려운 것이다. 그리고 계면강도가 너무 높아도 크랙전파에 대한 저항력이 낮아지므로 파괴인성이 저하될 우려가 있다.<sup>8,9</sup> 이와 같이 복합재료에서 계면강도는 재료성능에 큰 영향을 미치는 중요한 인자이며 섬유와 matrix의 종류, 섬유의 표면상태(표면처리제의 종류, 표면처리의 유무) 섬유와 matrix와의 결합조건

등에 의해 계면강도의 크기는 영향을 받는다. 그러므로 재료의 용도에 의해 계면강도를 적절히 제어할 필요가 있다. 또한 섬유와 matrix의 계면강도를 정확하게 평가하는 것도 중요하며, 단섬유와 matrix의 계면강도를 평가하는 것은 복합재료의 강도에 관한 기본적인 문제이다. 본 해설에서는 복합재료의 계면



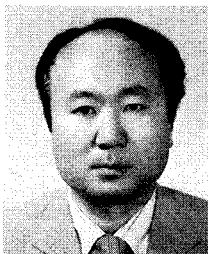
문 창 권

1980 부산 수산대학 기관학과 (공학사)  
1982 부산 수산대학 기관학과 (공학석사)  
1989 동경공업대학 유기재료공학과 (공학박사)  
현재 부산 수산대학 재료공학과 전임강사



조 현 폭

1971 부산대학교 섬유공학과 (공학사)  
1983 동경공업대학 유기재료공학과 연구원  
1984 부산대학교 섬유공학과 (공학박사)  
1987~ 동경공업대학 유기재료공학과 객원연구원  
1988 부산대학교 섬유공학과 교수



이 장 우

1968 서울대학교 섬유공학과 (공학사)  
1973 서울대학교 응용화학 (공학석사)  
1980 경도대학교 고분자화학 (공학박사)  
1980~ 위스콘신대학 및 1983 미네소타대학 화학과 post doc. 연구원  
현재 부산대학교 고분자공학과 교수

### The Interface and mechanical properties of a Fiber/Matrix Composites

부산수산대학교 재료공학과(Chang Kwon Moon, Department of Material Science and Engineering, Pusan National Fisheries University 608-737, Korea), 부산대학교 섬유공학과(Hyun Hok Cho, Department of Textile Engineering, Pusan National University, Pusan 609-735, Korea), 부산대학교 고분자공학과(Jang-oo Lee, Department of Polymer Science and Engineering, Pusan National University, Pusan 609-735, Korea)

강도에 관한 여러가지 평가방법 등을 소개하고 계면 강도가 섬유강화 복합재료의 기계적 성질에 미치는 영향에 대해 기술한다.

## 계면강도의 평가

### 단섬유(single fiber)에 의한 평가방법

복합재료에서의 계면강도는 섬유와 matrix의 접착 강도를 말하며, 다른말로 표기하면 계면전단강도라 한다.

계면전단강도는 계면에 전단응력을 작용시켜 계면을 파괴시킴으로서 평가할 수가 있는데, Fig. 1은 Greszczuk<sup>10</sup>가 제안한 것으로 섬유가 matrix에 묻혀 있는 단섬유 pull-out model이다.

그림에서 섬유직경을  $D_f$ , 계면전단응력을  $\tau$ , 섬유의 미소길이를  $dx$ 라 하면 섬유방향에 인장력  $F$ 가 작용했을 때  $dx$ 부분의 힘의 평형방정식은 다음과 같다.

$$F - (F + dF) + \pi D_f dx \tau = 0 \quad (1)$$

(1)식에서  $dF = \pi D_f dx \tau$ 이다. 계면전단응력( $\tau$ )이 일정하면 (1)식은 다음과 같이 된다.

$$F = \pi D_f \tau X \quad (2)$$

(2)식에서 섬유물힘길이  $X$ (fiber embedded length)와 섬유의 인장력  $F$ 는 비례관계가 있으며 인장력이 점차 커지면 계면이 파괴하는데, 그때의 계면전단응력을 계면전단강도( $\tau_d$ )라 한다. 그리고 섬유물힘길이가 커지면 섬유의 인장력  $F$ 는 섬유의 파괴하중에 도달한다. 이때의 섬유물힘길이를 임계섬유물힘길이  $L_c$ (Critical fiber embedded length)라 하며 (2)식으로 부터 다음식과 같이 나타낼 수 있다.

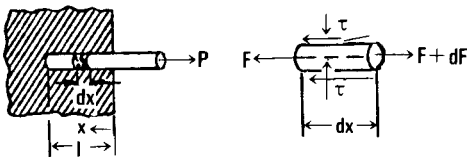


Fig. 1. Pull-out model.

$$L_c = F_f / \pi D_f \tau_d \quad (3)$$

$F_f$ 는 섬유의 파괴하중이다. 섬유의 파괴하중  $F_f$ 는 섬유의 인장강도 ( $\sigma_{fu}$ )와 섬유단면적 ( $\pi D_f^2 / 4$ )으로 나타낼 수 있으므로 (3)식을 정리하면 (4)식과 같이 된다.

$$L_c = \sigma_{fu} D_f / 4 \tau_d \quad (4)$$

(4)식에서 임계섬유물힘길이  $L_c$ 는 섬유의 인장강도에 비례하고 계면전단강도에 반비례하고 있음을 알 수 있다. 결국 단섬유 pull-out 시험에서 계면전단강도를 구하기 위해서는 섬유물힘길이가 임계섬유물힘길이( $L_c$ )보다 작아야 한다. 즉 섬유물힘길이가  $L_c$ 보다 큰 경우에는 pull-out 되기 전에 섬유가 오히려 파괴됨을 (4)식으로 부터 알 수가 있다.

철근이나 철사와 같이 직경이 큰 경우에는 pull-out 시험편의 제작이 쉬우나 탄소섬유, 유리섬유, kevlar 섬유와 같이 섬유직경이  $10 \mu m$  정도의 섬유는 시험편을 제작하기가 매우 어렵다.

예를 들면 인장강도  $300 \text{ kgf/mm}^2$ , 섬유직경이  $7 \mu m$ 의 탄소섬유의 경우 계면전단강도가  $5 \text{ kgf/mm}^2$ 이라고 하여 (4)식으로 부터 계산을 하면 임계섬유물힘길이 ( $L_c$ )는  $105 \mu m$ 가 된다. 이것은 탄소섬유의 pull-out 시험편을 제작할 때 섬유물힘길이를  $105 \mu m$  이하로 하면 섬유가 pull-out 되지만  $105 \mu m$  이상이 되면 pull-out이 일어나기 전에 섬유가 파단하는 것을 의미한다. 섬유가 파단해 버리면 섬유-matrix의 계면전단강도를 평가하지 못하므로, 탄소섬유와 같이 섬유직경이 작은 경우에 섬유물힘길이가  $100 \mu m$  정도인 pull-out 시험편을 만드는 것은 아주 어렵다. 그러므로 지금까지 섬유-matrix의 계면전단강도를 쉽게 평가할 수 있는 방법이 많이 연구되어 왔다.

Fig. 2는 단섬유를 matrix에 묻어 압축하중을 가함으로써 섬유와 matrix 계면에 전단응력을 발생시켜 섬유와 matrix의 debonding 거리를 측정함으로써 계면전단강도를 구하는 microdebonding 시험법<sup>11</sup>이다. 섬유와 matrix는 역학적인 성질의 차이에 의해 압축하중을 가하면 계면에 전단응력이 발생하는 것

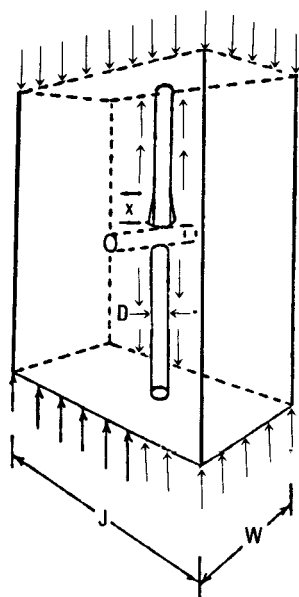


Fig. 2. Microdebonding specimen.

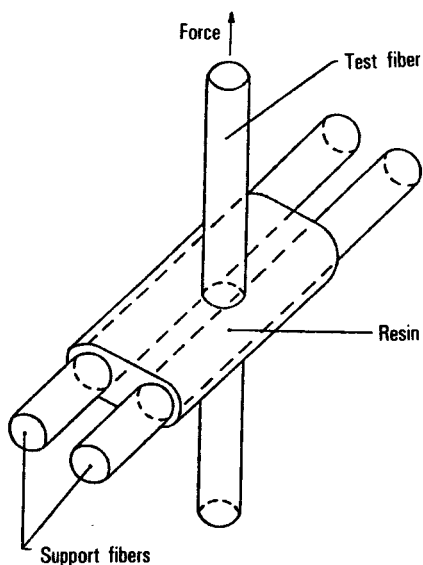


Fig. 3. Schematic representation of the 3-fiber method.

이며, 이 방법 역시 시험편을 만들기가 용이하지 않으며 debonding 거리를 정확하게 측정하는 것도 어려운 방법이다.

Fig. 3은 3가닥의 섬유로 시험편을 만드는 방법으

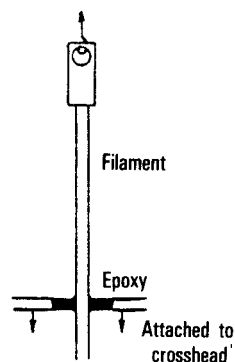


Fig. 4. Schematic of single fiber pull-out test using special jig.

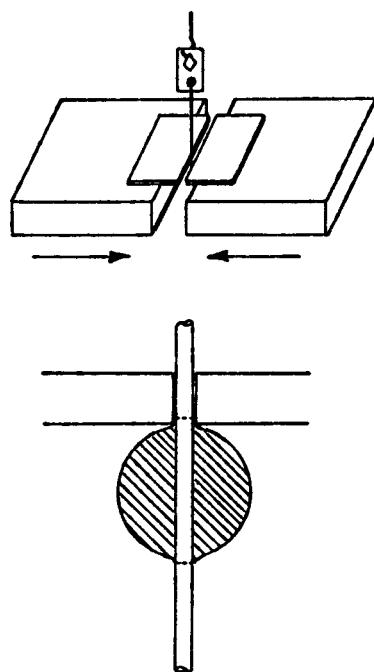


Fig. 5. Arrangement for shear debonding(top) and enlarged schematic of a resin droplet on a fiber under the shearing plates(bottom).

로 섬유분할길이는 support 섬유의 직경으로 조절을 할 수 있는 방법<sup>12</sup>이다.

Fig. 4는 특수한 지그(jig)를 이용하여 섬유분할길이를 조절할 수 있는 방법<sup>13,14</sup>이다.

Fig. 5는 단섬유상에 matrix의 droplet을 형성시켜 droplet을 microvis에 고정시켜 섬유방향으로 인장

하여 계면에 전단응력을 발생시켜 계면을 파괴하므로써 계면전단강도를 구하는 microbonding법<sup>15</sup>이다. 이 방법은 전술한 방법과는 달리 시험편을 제작하기가 용이할 뿐만 아니라 섬유문힘길이의 조절도 용이한 방법이다.

그리고 전술한 방법 등에서는 Fig. 6과 같은 meniscus의 영향이 크기 때문에 섬유문힘길이의 측정이 매우 곤란하지만 microbonding법에서는 meniscus의 영향이 섬유문힘길이의 1% 이하이므로 전술한 다른 방법보다는 아주 우수한 방법이라 하겠다.

하지만 상온에서 액체상태인 열경화성인 epoxy matrix에는 microdroplet을 형성하기가 쉽다. 그러나 상온에서 고체상태인 열가소성 matrix에는 적용하기가 어렵다. pull-out시험용 시험편 제작시 열가소성 matrix에 적용가능한 방법으로서 먼저 polymer를 실로 만들어서 그 실을 섬유에다 뭍음을 한 후, 가열 용융시켜서 시험편을 만드는 방법<sup>16</sup>이 있으며 이는 실의 직경으로 섬유문힘길이를 조절할 수 있다. 그리고 아주 얇은 film을 적당히 가열하여 섬유로 뚫은 후, 냉각시켜서 시험편을 만드는 방법<sup>17</sup>이 소개되고 있는데, 이는 섬유직경이 어느정도 이상 크면 가능하지만 탄소섬유와 같이 섬유직경이 매우 작은 것에는 불가능한 방법이다. 전술한 열가소성 matrix에 대한 두 방법은 어느 것이나 시험편의 제작에는 아주 어려움이 뒤따르고 있다. 사실 pull-out 시험에서는 data편차가 크기 때문에 계면전단강도의 평가에는 많은 수의 시험편이 필요하므로 방법상 무엇보다도 중요한 것은 시험편 제작의 용이함과 meniscus의 영향이 적은 방법이라 할 수 있다. 최근에

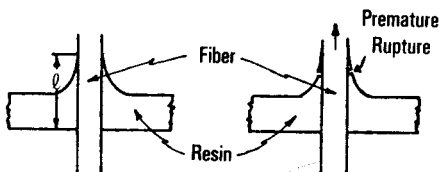


Fig. 6. Extended embedded length produced by a meniscus and potential rupture of the meniscus before debonding.

제안된 열가소성수지를 용매에 용해시킨 후 단섬유상에 resin-droplet를 형성시키는 solution microbonding법<sup>18</sup>은 이러한 결점을 모두 만족시키고 있는 방법이다. 이 방법에서는 적당한 용매의 선택이 중요하며, 용매에 용해하는 열가소성 matrix에는 쉽게 적용 가능한 방법이다.

Fig. 7은 단섬유(single fiber) pull-out시험의 전형적인 하중과 변위의 관계를 나타낸 것이다. 그림에서  $F_d$ 의 하중에서 섬유와 matrix의 debonding이 일어나고  $F_s$ 의 하중은 섬유와 matrix의 debonding 후, 섬유와 matrix의 순수한 마찰에 의한 인장력을 나타낸다.

$F_d$ 점의 하중으로 계면전단강도( $\tau_d$ )와  $F_s$ 의 하중으로 마찰전단강도( $\tau_s$ )를 구하면 (2) 식으로 부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.<sup>19</sup>

$$\begin{aligned}\tau_d &= F_d / \pi D_f X \\ \tau_s &= F_s / \pi D_f X\end{aligned}\quad (5)$$

여기서  $X$ 는 섬유문힘길이이다. 그리고  $\tau_d$ 는 임계 섬유문힘길이, 임계섬유장의 계산에 사용되며  $\tau_s$ 는 pull-out일의 계산에 사용되는 중요한 인자이다. Debonding하중  $F_d$ 와 섬유문힘길이  $X$ 를 도시하면 Fig. 8과 같이 된다. 이는 미처리 탄소섬유와 epoxy 수지와의 관계로 그림에서 ○표는  $F_d$ 를, +표는 섬유의 파괴하중을, ●표는  $F_s$ 를 나타내며 섬유문힘길

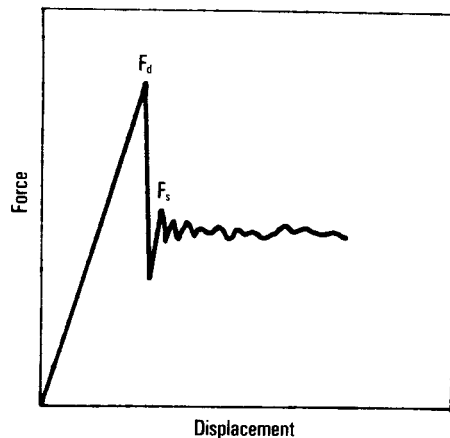


Fig. 7. Pull-out force vs. displacement.

이와 debonding하중은 섬유가 파괴될 때까지 비례 관계가 있음을 알 수 있다. 섬유가 파괴될 때까지의 섬유분할길이 임계섬유분할길이 ( $L_c$ )이며, Fig. 8에서는 100  $\mu\text{m}$  정도임을 알 수 있다. 그리고 최소자승법으로 계산한 기울기로부터 평균계면전단강도를 계산할 수 있다.

Fig. 9는 pull-out시험에서 free length(pull-out 시험편에서 섬유가 묻혀있는 matrix에서 섬유의 chunking부분까지의 길이를 말한다.)에 차이가 있을 때 계면전단강도의 영향<sup>20</sup>을 나타낸 것이다. Free length가 다르면 하중변위곡선의 기울기 및 면적은 달라지지만 같은 섬유분할길이에 대한 debonding

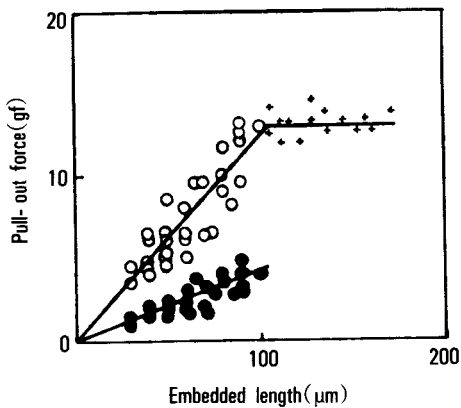


Fig. 8. Pull-out force vs. fiber embedded length (carbon fiber in epoxy resin droplet).

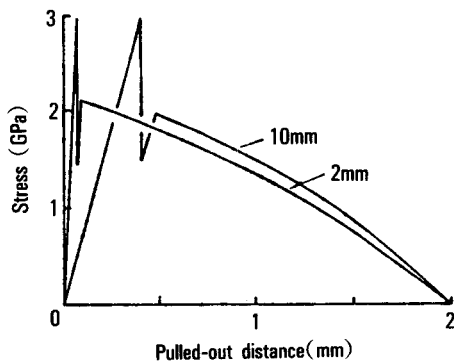


Fig. 9. Pull-out curves for glass fiber in polymer. free lengths : 2mm and 10mm

stress는 변화가 없는 것을 알 수 있다.

### 다섬유에 의한 평가방법

지금까지 서술한 것은 단섬유에 의한 계면전단강도의 평가방법이고 본 절에서는 다섬유에 의한 평가방법에 대해서 서술하겠다.

Fig. 10은 일방향복합재료(unidirectional composites)에서 적용 가능한 방법<sup>21</sup>이며 Fig. 2와 같은 원리를 이용한 다섬유 microdebonding법이다. 하지만 압축 probe의 형상에 의한 편차가 심한 결점과 시험편 제작상의 어려움이 있다.

Fig. 11은 많은 섬유발단이 길이  $\ell$ 만큼 겹치도록 배열한 시험편으로 급속섬유와 같은 섬유직경이 큰 경우에 적용 가능한 방법<sup>22</sup>이다.

Fig. 12 역시 다섬유의 일방향 복합재료에서 적용 가능한 방법으로서 파괴하중을 Fig. 13과 같이 섬유-matrix의 interface 파괴하중과 순수한 matrix의 전단파괴 하중으로 분리하여 계면전단강도를 계산하는

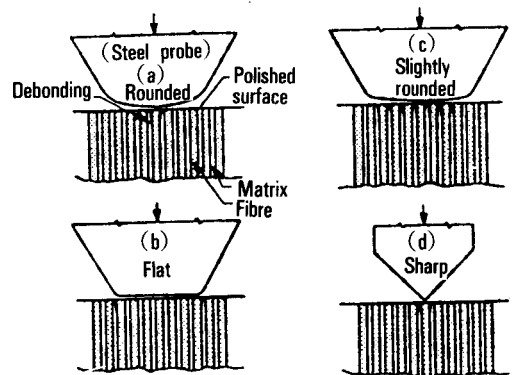


Fig. 10. Typical probe geometries and associated debonding patterns.

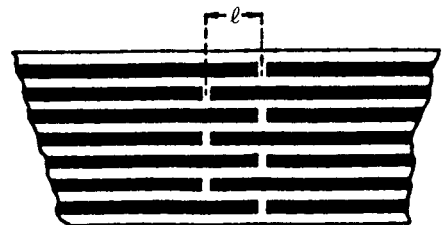


Fig. 11. Pull-out specimen for multiple fibers.

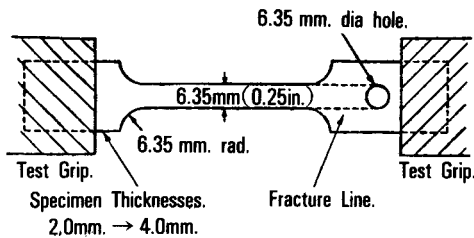


Fig. 12. Test specimen used for determining the shear strength of the composites.

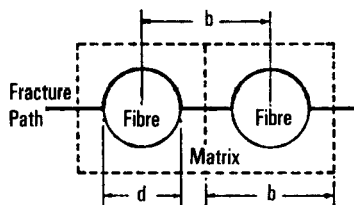


Fig. 13. Idealised shear fracture path in composites containing perfectly distributed fibers.

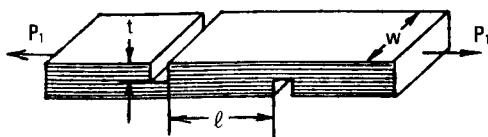


Fig. 14. Test specimen used for determining the shear strength of the unidirectional composites.

방법으로 계면전단강도를 과대평가할 우려가 있는 방법<sup>23</sup>이다.

Fig. 14는 Fig. 12와 같은 원리의 시험방법<sup>24</sup>이며 시험편의 파단하중으로부터 계면전단강도를 계산할 수 있다.

Fig. 15는 일방향복합재료의 양단을 단순지지하고, 중앙에 집중하중  $P$ 를 가하여 시험편의 중앙면에 최대전단응력을 발생시켜 전단파괴시킴으로서 계면전단강도를 측정하는 방법<sup>25</sup>으로 중앙면에 작용하는 최대전단응력은 다음식과 같다.

$$\tau_{\max} = 3P/4ab \quad (6)$$

전술한 3점굽힘시험에서는 span의 길이  $l$ 과 시험편 두께  $a$ 의 비에 따라 파괴시키는 응력은 전단응력

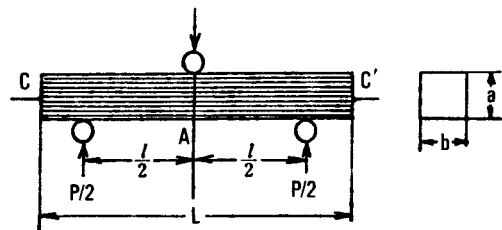


Fig. 15. Short beam bending test specimen.

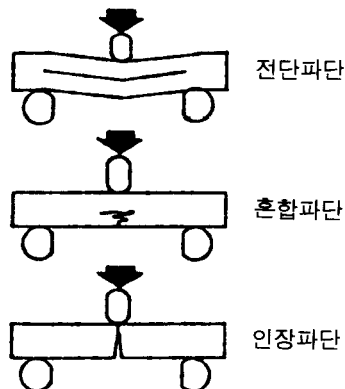


Fig. 16. Fracture mode of short beam bending test.

혹은 굽힘응력이되므로 보의 길이에 주의가 필요하다. 보통 span의 길이는 보의 높이의 4~5배로 하는데, Fig. 16과 같이 파단양식이 구별될 수 있다. 이 방법은 기계적 성질이 같은 종류의 섬유에 대해 계면전단강도의 대소는 평가 가능하지만 굽힘탄성율이 다른 종류의 섬유에 대해 계면전단강도를 정확하게 평가할 수 없는 결점이 있다.

이상과 같이 단섬유와 다섬유에 의한 섬유-matrix의 계면전단강도를 평가하는 방법을 서술했지만 실제 복합재료에서는 계면강도에 영향을 미치는 인자(섬유배열상태, 섬유함유율, 섬유길이, 섬유직경,<sup>26</sup> transcrystallinity<sup>19</sup> 등)가 많으므로 전술한 방법을 그대로 복합재료의 계면전단강도 평가에 적용하기란 문제점이 많다. 그리고 단섬유에 의한 방법은 복합재료의 섬유함유율이 낮을 경우에 적용 가능하지만 섬유함유율이 높아지면 섬유주위의 matrix상태가 단섬유 pull-out의 시험상태와는 달라지므로 그대로 적

용하기란 무리이다.

그러나 단섬유 pull-out시험으로 표면처리제의 효과, 여러가지 섬유-matrix와의 계면강도의 상대적 평가 등은 가능하다고 본다.

## 계면강도와 기계적 성질

### 계면강도와 인장강도

Fig. 17과 같은 장섬유 강화 복합재료에서의 강도는 다음식과 같다.

$$\sigma_1 = \sigma_{fu} V_f + \sigma_m V_m$$

$\sigma_1$ 은 복합재료의 섬유방향의 강도,  $\sigma_{fu}$ 는 섬유인장강도,  $\sigma_m$ 은 matrix 인장강도,  $V_f$ 는 섬유체적함유율,  $V_m$ 은 matrix체적함유율이다.

장섬유 강화 복합재료에서의 기계적 성질은 주로 강화섬유의 성질이 지배함으로 계면의 강약은 다소 영향은 있지만 큰 영향은 미치지 못한다. 하지만 Fig. 18과 같이 단섬유 강화 복합재료에서의 기계적 성질은 계면전단강도가 아주 큰 영향을 미친다.

단섬유(short fiber) 강화 복합재료의 강도는 다음식과 같다.

$$\sigma_1 = \bar{\sigma}_f \cdot V_f + \sigma_m V_m \quad (7)$$

(7)식에서  $\bar{\sigma}_f$ 는 강화섬유의 평균인장강도를 나타내며 섬유길이와 관계가 있다. 전술한 임계섬유문합

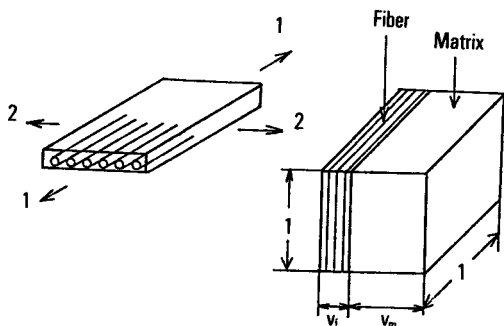


Fig. 17. Fiber reinforced unidirectional composites model.

길이( $\ell_c$ )의 2배가 복합재료에서의 임계섬유장<sup>27</sup> ( $\ell_c$  : critical fiber length)이 되며 다음식과 같이 나타난다.

$$\ell_c = \sigma_{fu} D_f / 2 \tau_d \quad (8)$$

(8)식에서 임계섬유장( $\ell_c$ )은 계면전단강도에 반비례하고 있는 것을 알 수 있다. 임계섬유장은 복합재료가 외력을 받았을 때 계면에서 섬유로 힘이 전달되는데 섬유가 받는 최대응력이 섬유인장강도에 도달하게 하는 최소한의 섬유문합길이를 말하며, 이것을 이해하기 쉽게 그림으로 표시하면 Fig. 19와 같다. 한가닥의 섬유의 길이에 대한 평균섬유강도( $\bar{\sigma}_f$ )를 나타내면 다음식과 같다.

$$\bar{\sigma}_f = \frac{1}{\ell} \int_0^{\ell} \sigma_f dx \quad (9)$$

Fig. 19로 부터 섬유길이에 따른 평균섬유강도를

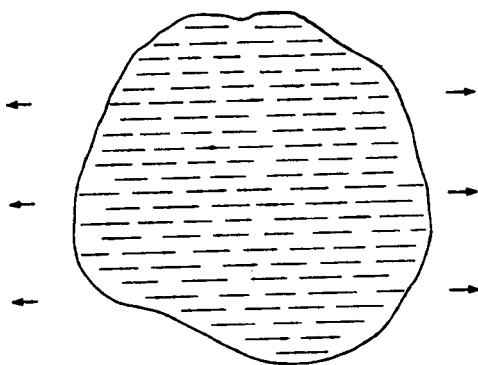


Fig. 18. Short fiber reinforced composites model.

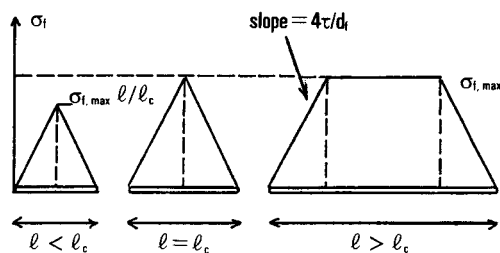


Fig. 19. Fiber length vs. stress distribution(fiber in resin matrix).

구하면 다음식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_f &= \sigma_{fu}(1 - \ell_c/2\ell) \quad (\ell > \ell_c) \\ \bar{\sigma}_f &= \sigma_{fu}(\ell/2\ell_c) \quad (\ell < \ell_c)\end{aligned}\quad (10)$$

(7)식과 (10)식으로 부터 단섬유 강화 복합재료의 인장강도는 다음식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned}\sigma_1 &= \sigma_{fu}(1 - \ell_c/2\ell)V_f + \sigma_m V_m \quad (\ell > \ell_c) \\ \sigma_1 &= \sigma_{fu}(\ell/2\ell_c)V_f + \sigma_m V_m \quad (\ell < \ell_c)\end{aligned}\quad (11)$$

(11)식은 단섬유 강화 복합재에서 섬유길이에 따른 인장강도를 나타낸 식으로 섬유길이가 임계섬유장( $\ell_c$ )보다 긴 경우와 짧은 경우를 나타낸 것이다.

Fig. 20은 일방향 단섬유 강화 복합재료에서 섬유 길이와 복합재료의 인장강도와의 관계를 나타낸 것이다.<sup>23</sup> 섬유길이가 길수록 복합재료의 인장강도가 커지고 있는 것을 알 수 있다.

(10)식에서 섬유길이가  $\ell = \ell_c$ 인 경우, 평균섬유 강도는 섬유인장강도의 50%이며  $\ell = 10 \ell_c$ 인 경우에는 95%이다. 결국, 단섬유 강화 복합재료에서는 섬유길이가 최소한 임계섬유장의 10배 이상을 필요로 하고 있는 것을 알 수 있으며, 또한 임계섬유장을 결정하는 섬유-matrix의 계면전단강도가 아주 중요한 인자임을 나타내고 있다.

### 계면강도와 파괴인성(Fracture Work)

금속재료와 같은 등방성 재료에서 파괴인성이라고 하면 보통 compact tension(CT) 시험이나 3점 굽힘 시험(TPB)에서 구한 Kc, Gc 및 Jc를 말하고 있지만 섬유강화 복합재료에서는 이것 못지않게 파괴할 때까지 행한 파괴일(fracture work) 또한 중요한 인자로 취급하고 있다.

섬유강화 복합재료에서 파괴일에 기여하는 메카니즘은 섬유파괴일, 섬유와 matrix의 debonding일, matrix파괴일, 섬유의 pull-out일 등이 있는데 가장 중요한 것은 섬유의 pull-out일<sup>28</sup>이다.

Fig. 1에서 섬유-matrix계면의 debonding후 섬유와 matrix와의 순수한 마찰전단강도를  $\tau_s$ ((5)식 참

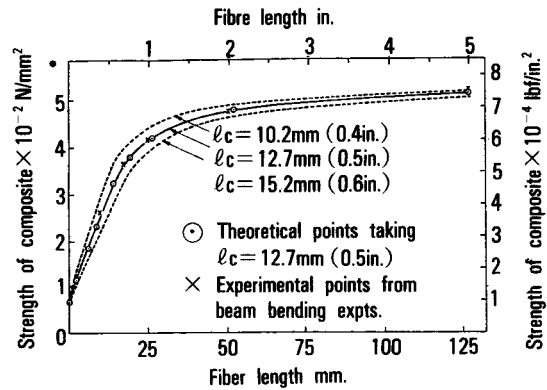


Fig. 20. Effect of fiber length on the strength of the fiber-reinforced composites.

조)라 하면 단섬유의 pull-out일은 다음식으로 나타내어 진다.

$$U_p = \int_0^{\ell} \pi D_f \tau_s x dx = \frac{1}{2} \pi D_f \tau_s \ell^2 \quad (12)$$

pull-out가능한 섬유길이는 0에서  $\ell_c/2$ 이다. 그러므로 단섬유 평균 pull-out일은 다음식으로 나타낼 수 있다.

$$\bar{U}_p = \frac{2}{\ell_c} \int_0^{\ell_c/2} \frac{1}{2} \pi D_f \tau_s \ell^2 d\ell = \frac{\pi D_f \tau_s \ell_c^2}{24} \quad (13)$$

복합재료에서의 pull-out일은 단섬유 평균 pull-out일에 총섬유수 ( $N = 4V_f/\pi D_f^2$ )를 곱하면 다음식과 같이 된다.

$$W_p = \bar{U}_p N = V_f \tau_s \ell_c^2 / 6 D_f \quad (14)$$

Fig. 21은 섬유길이와 pull-out일의 관계를 나타내고 있으며 단섬유 강화 복합재료에서의 pull-out일은 섬유길이가 임계섬유장까지는 섬유길이의 자승에 비례하고, 섬유길이가 임계섬유장보다 클 때는 섬유길이와 반비례하는 것을 나타내고 있다.<sup>29</sup> 결국 섬유길이가 임계섬유장과 같을 때 pull-out일이 가장 크게 나타나고 있음을 알 수 있다. 그러나 탄소섬유와 같은 취성섬유는 장섬유 강화 복합재료에서도 크랙면에서 섬유가  $0 \sim \ell_c/2$ 범위에서 파단될 가능성이 높으



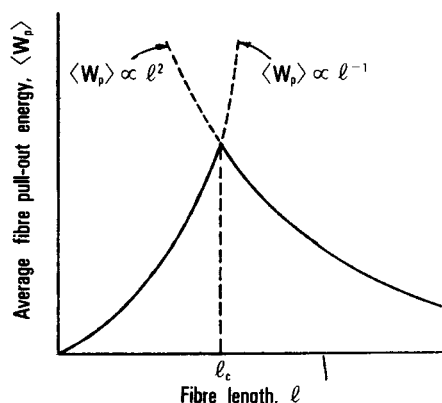


Fig. 21. The relation between fiber pull-out energy and fiber length.

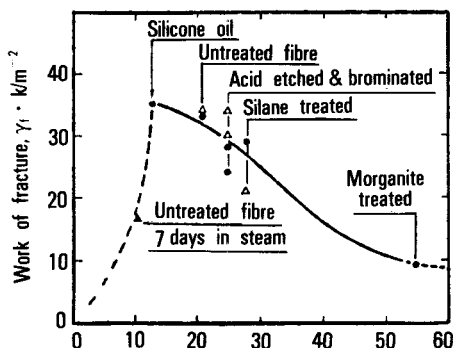


Fig. 22. The relation between interlaminar shear strength and fracture work : (●) charpy tests, (△) slow bend.

므로 pull-out되는 섬유길이는 역시  $0 \sim \ell_c/2$ 라고 볼 수가 있으며 (14)식은 탄소 장섬유 강화 복합재료에도 적용이 가능하다고 본다.

(13)식에서 pull-out일은 계면전단강도가 낮으면 임계섬유장이 커지므로 증가한다는 것을 나타내고 있지만 계면전단강도가 낮아 질수록 반드시 pull-out일이 커지는 것은 아니다. 결국 pull-out일을 크게 하기 위해서는 계면전단강도는 적당히 낮추고 마찰 전단강도는 크게해야 한다는 것을 알 수 있다. 하지만 두가지 조건을 만족시키기는 어렵다.

Fig. 22는 pull-out일과 계면전단강도의 크기와의 관계를 나타낸 것으로 pull-out일이 제일 큰 적당한

계면전단강도가 있음을 나타내고 있다.<sup>30</sup>

## 맺는 말

섬유-matrix의 계면전단강도의 평가방법에는 각각 장단점이 있지만 단섬유 pull-out시험에서는 시험편 제작의 용이함과 meniscus의 영향등을 고려할 때 열경화성인 epoxy 수지인 경우에는 microbonding법이, 열가소성 수지인 경우에는 solution microbonding법이 우수한 방법이라고 생각된다.

그리고 단섬유에 의한 방법은 복합재료의 섬유함유율이 낮을 경우에는 적용 가능하지만 섬유함유율이 높아지면 섬유주위의 matrix상태가 단섬유 pull-out의 시험상태와는 달라지므로 그대로 적용하기란 무리이다. 하지만 같은 섬유함유율의 복합재료에서의 계면전단강도의 대소, 섬유의 표면처리제의 효과 및 여러종류의 섬유와 matrix와의 상대적 계면강도의 비교 평가등은 가능하다고 본다. 또 다섬유의 평가방법에서 일방향복합재료(unidirectional composites)의 경우에는 평가가 가능하지만 섬유가 random으로 배열된 복합재료에서는 평가가 불가능하다고 본다. 결국 섬유강화 복합재료에서의 계면의 특성이 인장강도, 파괴인성 등 재료의 기계적성질에 지대한 영향을 미치고 있는 것을 고려해 볼 때 재료 설계시에 요구되는 재료의 성능에 따라서 계면의 특성을 적절히 제어할 필요성이 있다고 생각된다. 그리고 계면은 섬유와 matrix의 선택, 섬유의 표면처리 및 섬유직경의 효과 등에 의하여 제어가 가능하다. 따라서 복합재료의 최종 특성에 따른 계면의 제어라는 관점에서 보면 금후 더욱 연구 개발해야 될 것으로 생각한다.

## 참 고 문 헌

1. R. K. Mittal and V. B. Gupta, *J. Mater. Sci.*, **17**, 3179 (1982).
2. A. R. Sandi and M. R. Piggott, *J. Mater. Sci.*, **20**, 421 (1985).

3. V. B. Gupta, et al, *comp : Sci., Tech.*, **28**, 45 (1987).
4. A. R. Sandi and M. R. Piggott, *J. Mater. Sci.*, **20**, 431 (1985).
5. G. C. Shin and L. J. Ebert, *J. Comp. Mater.*, **21**, 207 (1987).
6. H. S. Schwartz and J. T. Hartness, ASTM. STP, 937,150 (1987).
7. L. Dilandro, et al, *J. Mater. Sci.*, **22**, 1980 (1987).
8. J. Spandoukis and R. J. Young, *J. Mater. Sci.*, **19**, 487 (1984).
9. Idem., *Ibid*, **19**, 473 (1984).
10. L. B. Greszczuk, ASTM STP. 452,42 (1969).
11. J. O. Outwater and Mc. Murphy, *Modern plastics*, **47**, 160 (1970).
12. P. Jervela. et al, *Int. J. Adhesion and Adhesives*, **3**, 141 (1983).
13. J. P. Favre and M. C. Merienne, *Int. J. Adhesion and Adhesives* Oct, 311 (1981).
14. L. S. Peen and S. M. Lee, *Fiber. Sci., Tech*, **17**, 91 (1982).
15. B. Miller et al, *Comp. Sci., Tech.*, **28**, 17 (1987).
16. K. P. McAlea et al, ANTEC, 1458 (1987).
17. D. B. Eagles et al, *J. Appl. Polymer Sci.*, **20**, 435 (1976).
18. C. K. Moon et al, *J. Appl. Polym. Sci.*, in press.
19. C. K. Moon et al, *Polymer(Korea)*, **14**, 630 (1990).
20. P. S. Chua and M. R. Piggott, *Composite Sci, Tech.*, **22**, 33 (1985).
21. J. F. Mandell et al, *Int. J. Adhesion and Adhesives*, **40** (1980).
22. G. A. Cooper, A. Kelly, "Mechanics of Composite Materials", Pergamon Press, 653 (1967).
23. P. Hancock and R. C. Cuthbertson, *J. Mater Sci.*, **5**, 762 (1970).
24. ASTM D2733, Standard Test Methods for interlaminar shear strength of structural reinforced plastics (1976).
25. G. L. Hanna and S. Steingister, ASTM STP 460, 182 (1969).
26. C. K. Moon et al, *Polymer(korea)*, to be submitted.
27. A. Kelly and W. R. Tyson, *J. Mech. Phys Solids*, **13**,329 (1965).
28. A. Kelly, *Proc. Roy. Soc. Lond. A.*, 319,95 (1970).
29. J. K. Weiis and P. W. R. Beaumont, *J. Mater. Sci.*, **23**, 1274 (1988).
30. B. Harris et al, *J. Mater. Sci.*, 6,238 (1971).