

# 취성기지 복합재료에서 연성 단섬유의 함유량 및 형상에 관한 보강특성

신익재\* · 이동주\*\*  
(1999년 5월 15일 접수)

## Reinforcing Characteristics on Volume and Shape of Ductile Short-Fiber in Brittle Matrix Composites

Ick-Jae Shin and Dong-Joo Lee

**Key Words** : Brittle Matrix Composites(취성기지 복합재료), Ductile Short-fiber(연성 단섬유), Volume Fraction(체적비), Aspect Ratio(종횡비), Bridging Effect(브리징효과)

### Abstract

The reinforcing effects of ductile short-fiber reinforced brittle matrix composites are studied by measuring flexural strength, fracture toughness and impact energy as functions of fiber volume fraction and length. The parameters of fracture mechanics, K and J are applied to assess fracture toughness and bridging stress. It is found that fracture toughness is greatly influenced by the bridging stress in which fiber pull-out is occur. For the reinforcing effects as functions of fiber volume fraction( $V_f = 1, 2, 3\%$ ) and length( $L = 3, 6, 10\text{cm}$ ), the flexural strength is maximum at  $V_f = 1\%$  and both fracture toughness

### 1. 서론

일반적으로 취성재료는 인장, 휨, 충격강도가 낮고 에너지 흡수능력이 작아 낮은 파괴인성을 가지고 있다. 이러한 단점으로 인하여 크랙(crack)에 대한 저항이 작고 파괴진행속도가 빨라 갑작스런 파괴가 이루어진다. 이러한 단점을 개선하기 위해서 각종 섬유를 취성재료속에 보강시킴으로서 크랙에 대한 저항성을 증가시킬 수 있다. 최근에는 시멘트에 다양한 종류의 보강재를 혼합하여 취성재료의 단점을 보완하기 위한 연구<sup>(1~4)</sup>가 활발해지고 있다. 일반적으로 콘크리트에 강(steel)섬유를 보강하여 토목·건축 구조재에 직접 타설공법으로 사용하고, 유리 와 탄소(carbon) 섬유

는 비구조용에서 구조용으로 사용범위를 확대하고 있다. 또한 최근에는 폴리에틸렌(polyethylene)과 같은 합성섬유를 보강하는 연구<sup>(3~4)</sup>가 행하여지고 있다. 그리고 섬유형태에 따라 장섬유는 교각, 다리, 건물기둥, 보, 패널, 터널, 수로, 바닥덮개, 수문 등에 사용되며, 단섬유는 내·외장용 장식패널, 바닥용 패널, 보수용 모르타르, 거푸집, 전열 및 발열성 콘크리트, 전도성 및 정전기 방지용 콘크리트, 전자파 차폐성 콘크리트, CF보강 외벽재용 구조토 복합재료, 온돌주거용 원적외선 시멘트 모르타르 등에 사용되고 있다.

시멘트의 보강에 대한 최근 연구로는 1994년 Bantia<sup>(1)</sup>는 보강섬유를 탄소(carbon), 폴리프로필렌(polypropylene), 강(steel)을 사용하였고, 섬유길이 25, 60mm, 함유량 1, 2, 3%를 모르타르와 혼합하여 함유량에 대한 파괴인성을 평가하였다. 1997년에는 Mingguang<sup>(2)</sup>은 5mm의 탄소섬유를 함유량 0.35%로 보강하고 표면처리를 하여 계면전단응력(interfacial shear stress)을 측정하였고, Zhong<sup>(3)</sup>은 길이 12.7mm, 함유량 2%의 폴리에틸렌

\* 영남대학교 대학원 기계공학과

\*\* 회원, 영남대학교 기계공학부

E-mail : djlee@ynucc.yeungnam.ac.kr

TEL : (053)810-2469 FAX : (053)813-3703

(polyethylene)을 플라즈마 처리(plasma treatment)하여 브리징응력이 증가하는 결과를 얻었다. 그리고 1998년에는 Victor<sup>(4)</sup>가 보강섬유의 종류를 달리하면서 브리징응력에 기인한 파괴인성의 증가 여부를 연구하였다. 이때 사용된 섬유는 폴리에틸렌과 폴리비닐(polyvinyl)이며, 각각 길이는 12.7mm와 6, 12mm이고, 함유량은 2%이다. 이처럼 보강되는 섬유를 최근에는 합성섬유로 사용하는 경우가 많아지고 있으나 단섬유의 함유량과 길이에 대한 보강효과를 체계적으로 연구한 적이 없어 이에 대한 연구의 필요성이 증대되고 있다.

본 연구에서는 보강섬유를 기존의 연구에서는 사용되지 않은 폴리에스터(polyester)로 하고, 체적 함유량 1, 2, 3% 뿐만 아니라 길이를 30, 60, 100mm까지 증가시킴으로써 섬유의 체적함유량 및 길이의 보강효과를 파악하고자 한다. 그리고 함유량과 길이의 상호관계에 의한 보강효과를 평가함으로써 기존의 연구와 더불어 단섬유강화 취성기지 복합재료의 보강역학에 있어서 한층 더 높은 보강 기구(reinforcing mechanisms)를 개발하고자 한다.

## 2. 파괴인성치 계산

### 2.1 선형탄성 파괴역학(LEFM)

파괴인성을 구하기 위해 선형탄성 파괴역학을 적용하면 응력확대계수,  $K_I$ 은 다음과 같은 식으로 나타난다.

$$K_I = \frac{P}{N\sqrt{W}} F(A) \quad (1)$$

$F$ 는 부하 모드와 시편의 기하학적인 형태에 의존하는 무차원화된 상수이며 식은 다음과 같다.

$$F(A) = \frac{3\frac{S}{W}\sqrt{A}}{2(1+2A)(1-A)^{3/2}} [1.99 - A(1-A) \{2.15 - 3.93A + 2.7A^2\}] \quad (2)$$

여기서  $A$ 는  $a_0/W$ 이며  $a_0$ 는 초기노치,  $W$ 는 시편 높이,  $S$ 는 부하구간,  $t$ 는 시편 두께,  $P$ 는 최대하중이다.

### 2.2 J-integral

연성인 단섬유를 강화한 취성기지 복합재료의 파괴인성실험에서의 파괴거동은 Fig. 1과 같이 임계점(critical point)에서 기지재료가 완전히 파괴되고, 그 후부터는 보강섬유의 브리징효과(bridging effect)에 의해서 파괴에 저항한다. 이러한 파괴거동 평가를 위해 Rice와 Paris<sup>(5)</sup>의 J-적분에 의한 방법으로 파괴인성을 평가해 본다.

일반적으로 이 방법은 임계점까지의 파괴에너지인  $U_C$ 에 의하여 재료의 파괴인성을 평가하며 다음과 같은 식으로 나타낸다.

$$J_C = \frac{\eta U_C}{t(W-a_0)} \quad (3)$$

여기서  $\eta$ 는 일면크랙굽힘시험편(SENB)에서  $a_0/W \geq 0.282$ 일 때 2이고,  $a_0/W \leq 0.282$ 일 때  $F(a_0/W)$ 이다. 그러나 본 연구에 사용된 복합재료가 임계점후의 브리징효과에 의한 파괴에너지가 크기 때문에 본 연구에서는 재료가 완전히 파괴에 이르기까지의 에너지,  $U_T$ 에 의한 파괴인성,  $J_T$ 를 다음과 같은 식으로 정의하여 사용한다.

$$J_T = \frac{\eta U_T}{t(W-a_0)} \quad (4)$$

### 2.3 CTOD Test

섬유강화 취성기지 복합재료의 파괴에서는 Fig. 1에서 알 수 있듯이, 임계점에서 기지가 파괴된

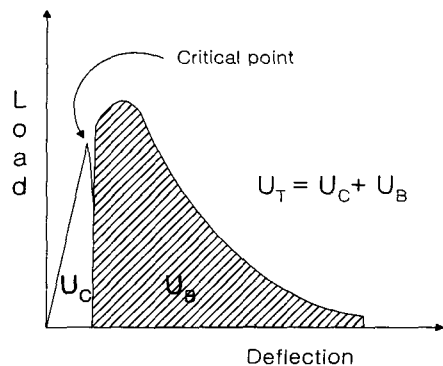


Fig. 1 Fracture behavior of ductile short-fiber reinforced brittle matrix composites with a notch

Table 1 Material properties of polyester

Tensile strength (MPa)	Tensile modulus (GPa)	Elongation at break (%)	Density (g/cm <sup>3</sup> )	Filament diameter (μ m)
81.2	3.98	30.0	1.32	27.2

후 섬유는 브리징응력에 의하여 크랙개구변위가 시작되고, 그 변위로부터 크랙선단개구변위(CTOD)와 파괴인성과의 관계를 얻을 수 있는데, 그 식은 다음과 같다.

$$J_I^{CTOD} = m\sigma_c\delta \quad (5)$$

여기서  $m$ 은 응력상태에 의존하는 무차원화된 상수이며, 평면응력에서는 1이고, 평면변형에서는 2이다. 그리고  $\sigma_c$ 는 임계응력이고,  $\delta$ 는 임계점에서의 크랙선단개구변위이다.

3점굽힘시험에서의 CTOD는 "Hinge model"로부터 계산되어질 수 있는데, 크랙선단개구변위인  $\delta$ 와 크랙개구변위인  $V$ 의 비례관계에 의하여 다음의 관계식으로 표현된다.

$$\delta = \frac{r(W-a_0)V}{r(W-a_0)+a_0} \quad (6)$$

여기서  $r$ 은 소성회전인자(plastic rotational factor)로 초기크랙선단에서부터 크랙진행방향으로의 상대적인 위치로 정의되고,  $V$ 는 크랙개구변위로 CMOD 게이지에 의하여 측정된다.

### 3. 실험

#### 3.1 실험재료 및 시험편

단섬유강화 취성기지 복합재료로서 사용된 기지재료는 시멘트, 모래, 물을 혼합한 모르타르(mortar)이고 보강재로서는 단섬유(short fiber)인 폴리에스터(polyester)를 사용한다. 그리고 섬유와 모르타르의 물성치는 각각 Table 1 및 2와 같다.

Table 2 Material properties of mortar

Water/Cement (%)	Fine/Aggregate (%)	Specific gravity		Tensile strength of cement (MPa)
		Cement	Fine	
50	100	3.15	2.48	2.45

시험은 3점굽힘에서의 강도와 파괴인성시험, 샤르피 충격시험을 시행하는데, 3점굽힘시험편의 형상은  $S$ (부하구간) :  $W$ (시편 높이) :  $t$ (시편 두께)가 400 : 100 : 50mm이고, 파괴인성시험편은 일면크랙굽힘시험편(SEN3)을 사용하고, 그때의 초기 노치인  $a_0$ 는 30mm로 한다. 그리고 충격시험편은  $S$  :  $W$  :  $t$ 의 비를 55 : 20 : 20mm로 하고 초기노치는 4mm인 노치시험편을 사용한다. 시멘트기 시험편이 최적의 조건을 가지기 위해서 양생기간은 14일, 온도는 13에서 23 °C를 유지하도록 하였다. 시험편의 혼합 중량비는 시멘트 : 모래 : 물의 비를 1.0 : 2.4 : 0.5로 하고, 혼합할 때에 섬유가 골고루 분산되게 하기 위해서 육안으로 확인하면서 직접 섬유를 뿌려 분산시켰다. 섬유의 길이는 3, 6, 10cm인 3종의 단섬유로, 그리고 함유량은 1, 2, 3%의 체적비로 한다.

#### 3.2 실험방법

시험은 먼저 3점굽힘시험을 시행하고, 섬유길이와 함유량을 달리하면서 휨강도를 측정한다. 굽힘시험기는 Shimadzu사의 Autograph이고, 최대용량은 5000Kg이며 변위제어방식이다. 시험시 시편에 가하는 하중의 부하시간을 ASTM E 813-89에 의하여 강도 측정에는 2mm/min, 파괴인성 측정에는 1mm/min으로 변위를 제어하였다.

크랙개구변위(CMOD)의 측정에 있어서는 Fig. 2와 같은 CMOD-gage<sup>6)</sup>를 직접 제작하여 크랙개구에 부착하여 그 변위를 측정하였다. 장치의 재료는 두께가 0.2mm이고 폭이 10mm인 고탄소강을 사용하였다.

섬유의 Pull-out 현상을 관찰하기 위해서 각 섬유길이에 대한 파단시 연신율 30%를 적용하고, 시편의 파단면에서 연신율보다 길이가 긴 섬유를 버어니어 캘리퍼스 측정하여 평균 산출하였다.

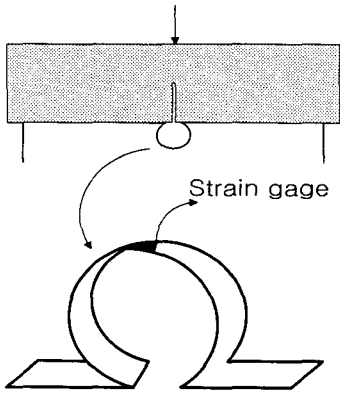


Fig. 2 Schematic of CMOD-gage to measure crack opening

충격시험은 샤르피(Charpy) 시험에 의해 시행되었고, 해머하중은 25.221kg이며, 해머의 회전축 중심에서 해머중심까지의 거리는 1.075m이다. 그리고 초기각은 60°로 설정한다. 또한 시험기의 용량은 13.556kg.m이고, 해머의 시편 타격속도는 3.25m/s이다.

#### 4. 결과 및 고찰

##### 4.1 휨강도

일반적으로 섬유가 보강된 복합재료에 극한하중이 가해지면 재료내부에는 미소크랙이 생성되고 크랙성장을 하게된다. 이러한 크랙은 성장하면서 진행되지만 보강된 섬유에 의해 크랙저항이 생기고 재료는 보강된다.

Fig. 3은 휨강도시험에서의 보강섬유의 함유량과 길이의 증가에 따른 하중-변위곡선을 나타낸 것으로 보강된 섬유의 브리징효과는 임계점을 전후로 하여 나타나지만 임계점후의 브리징효과에 의한 하중이 임계점에서의 하중보다 작아 기지재료가 완전히 파괴되는 임계점까지의 브리징효과가 휨강도에 영향을 미친다는 것을 알 수가 있다. 즉 임계점에서의 하중이 재료의 휨강도로 계산된다.

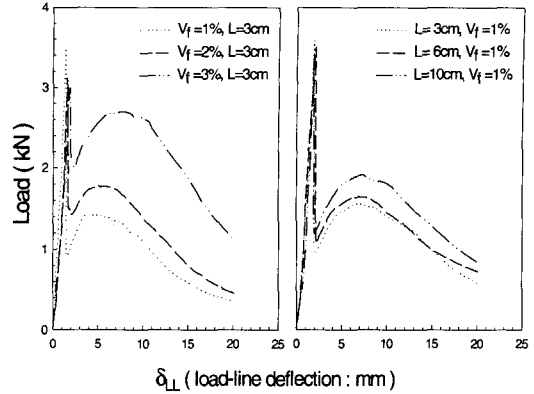


Fig. 3 Load-deflection curves as functions of fiber volume fraction and length for unnotched specimens

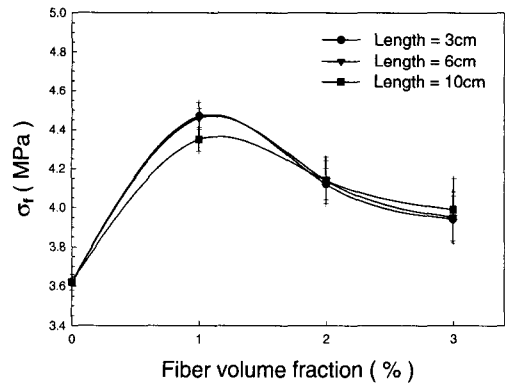


Fig. 4 Flexural strength,  $\sigma_f$  as functions of fiber volume fraction and length

Fig. 4에서는 휨강도의 보강에 대해서 평가하였는데, 섬유의 함유량으로 볼 때 1%에서 가장 큰 보강효과를 보였고, 2와 3%에서는 함유량 1%보다 작은 보강효과를 보였다. 그러나 모든 함유량에 대해 길이의 보강효과는 거의 없었다. 그러나 Fig. 3에서 보면 함유량과 길이가 증가할수록 임계점후의 브리징효과에 의한 하중이 증가하는 것을 볼 수 있는데, 이러한 현상은 인성의 증가에 영향을 미친다.

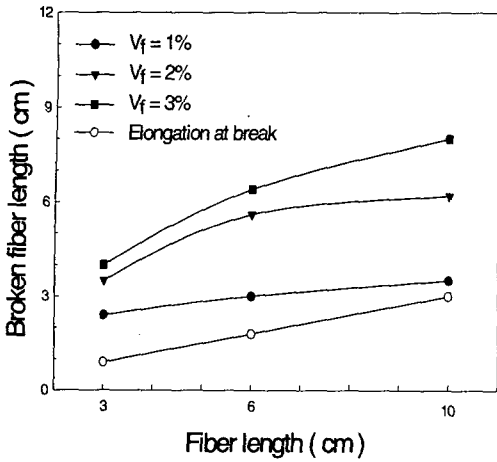


Fig. 5(a) Average broken fiber length on the fracture surface

4.2 Pull-out 현상

Fig. 5는 연성을 가진 합성섬유가 보강된 취성 기지 복합재료에서 Pull-out 현상의 존재 여부를 확인시켜 주고 있는데, 함유량과 길이가 증가할수록 파단면에 끊어져 생긴 섬유의 길이가 길고, 그 값도 섬유의 파단시 연신율인 30%보다는 큰 것을 알 수 있어 Pull-out 현상이 존재하고 있음을 보여주고 있다. 만약에 Pull-out 현상이 나타나지 않는다면 파단면의 섬유길이는 같거나 연신율보다 크지 않을 것이다.

보강섬유에 의한 Pull-out 현상은 섬유의 계면 전단응력(interfacial shear stress) 및 인장강도와 더불어 브리징효과와 중요한 요인으로 작용한다. 본 복합재료의 보강재가 합성섬유이어서 섬유들 간에 엉킴이나 꼬임현상이 생기고, 보강섬유가 기지재료에서 Pull-out 되면서 기지재료인 모르타르에 비해 상대적으로 낮은 정도를 가진 합성섬유가 기지재료의 표면과의 접촉으로 인해 표면마모가 생겨 보강섬유의 잔해가 기지재료에 축적된다. 그리고 이러한 표면마모는 섬유의 Pull-out을 멈추게 하는데, 이러한 현상을 "Jamming" 효과라 한다. 이러한 효과로 인해 섬유와 기지재료의 계면전단력응력은 증가하게 된다. 또한 이러한 Jamming 효과에 의한 브리징효과는 임계점후부터 나타나서 파괴인성의 증가에 중요한 요소로 작용한다.<sup>(3)</sup>

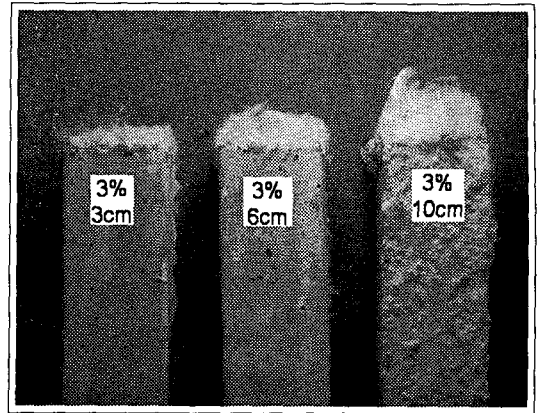


Fig. 5(b) Photograph showing the broken fiber on the fracture surface of bend specimens

4.3 파괴인성

단섬유가 강화된 취성기지 복합재료의 파괴인성이 보강섬유의 브리징효과(bridging effect)에 관련하여 어떻게 영향을 받는지를 알아보고, 취성재료의 보강에 있어서 섬유의 체적함유량과 길이에 따른 파괴에너지의 증감을 비교하고 경향을 분석했다.

Fig. 6은 단섬유강화 취성기지 복합재료에서 보강섬유의 종류에 따른 파괴인성시험에서의 파괴거동을 나타낸 것으로, 본 연구에 사용된 보강섬유인 폴리에스터(polyester)만이 임계점후의 섬유의 브리징효과에 의한 하중이 임계점에서의 하중보다 크게 나타났다. 이것은 폴리에스터가 단섬유로 보강된 취성기지 복합재료가 가지는 특성이 다. 다른 섬유로 보강된 복합재료는 선형탄성 영역의 임계점에서 최대하중이 나타나지만 폴리에스터는 보강섬유의 함유량이나 길이가 증가할수록 임계점에서의 하중보다는 섬유의 브리징효과에 의한 하중이 커지는 것을 볼 수가 있다. 이러한 특성으로 인해 임계점후의 파괴에너지가 강(steel)과 합성섬유인 폴리프로필렌(polypropylene)보다 상당히 크다는 것을 알 수가 있다. 그리고 탄소(carbon)는 인장강도가 폴리에스터보다 상당히 크지만 임계점 후의 파괴거동이 비슷한 형태로 진행된다. 일반적으로 섬유의 길이가 파괴인성치에 영향을 미치므로 섬유의 길이가 길수록 좋으나 탄소는 취성적인 성질 때문에 혼합시 부러져

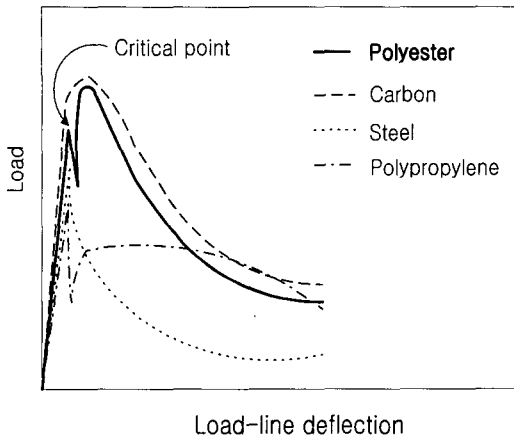


Fig. 6 Fracture behaviors of short-fiber reinforced brittle matrix composites with a notch for different fiber types

원래의 길이를 유지하지 못하기 때문에 길이에 대한 효과도 한정되어 있다. 더욱이 재료의 가격 면에서도 고가이다. 그러나 폴리에스터는 연성으로 길이에 대한 손상이 없어 함유량뿐만 아니라 길이에 대한 보강효과도 기대할 수가 있어 이에 대한 연구가 필요하다라는 것을 보여주고 있다. 그리고 본 복합재료의 파괴인성을 평가하는데 있어서도 보강섬유의 브리징효과를 반영한 파괴인성 평가를 위해 다양한 파괴역학이론을 적용해야 한다는 것도 알 수가 있다.

Fig. 7은 파괴인성시험에 의한 하중-변위 곡선을 보강섬유의 함유량과 길이에 따라 나타낸 것으로, 함유량이 1%의 길이가 10cm에서는 보강섬유의 브리징효과에 의한 하중이 임계점에서의 하중보다 작지만, 함유량 2%와 3%의 길이 10cm에서는 브리징효과에 의한 하중이 임계점에서의 하중보다 더 큰 것을 알 수가 있다. 이것은 본 복합재료가 가지는 특성이며, 파괴인성은 보강섬유의 브리징효과의 영향에 의해서 지배된다는 것을 알 수가 있다. 또한 이러한 현상은 Fig. 3에서 나타났듯이 임계점후의 브리징효과에 의한 하중이 함유량 3%, 길이 10cm에서 가장 큰 것을 알 수가 있어, 파괴인성치가 함유량과 길이의 증가에 따라 증가할 것이라는 것을 보여주고 있다.

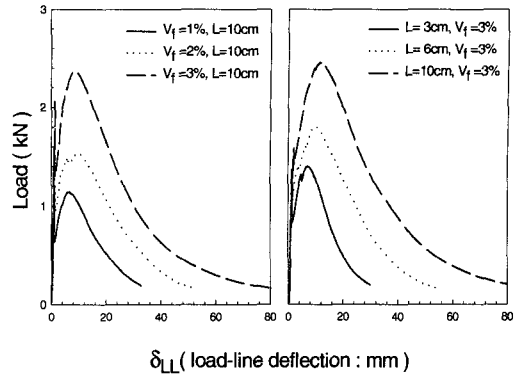


Fig. 7 Load-deflection curves as functions of fiber volume fraction and length for notched specimens

Fig. 8에서는 선형탄성 파괴역학에서의 파괴인성을 나타내는 응력확대계수를 함유량과 길이에 따라 그 보강효과를 보여주고 있는데, 임계점에서의 하중을 적용하여 구한 응력확대계수,  $K_I^c$ 는 섬유의 길이가 길어질수록 보강효과는 증가하지만 함유량이 2%이상에서는 보강효과가 감소하는 경향을 보이고 있다. 이렇게 길이에 대한 보강효과는 있는 반면에 함유량에 대한 보강효과가 함유량이 커지면서 감소하는 것은 본 복합재료의 특성인 임계점후의 보강섬유에 의한 브리징효과를 충분히 반영하지 못한다는 것을 의미한다. 또한 임계점에서의 하중보다 임계점후의 브리징효과에 의한 하중이 크게 나타나므로 임계점후의 파괴거동을 무시할 수 없게 된다. 그래서 일반적으로 적용되어지는 선형탄성 파괴이론에서의  $K_I^c$ 와 함께 임계점 전후의 모든 영역에서 최대하중을 적용한 파괴인성을  $K_I^{max}$ 라 정의하고 본 복합재료의 특성을 파악하기 위하여 적용시켜 보기로 한다.

Fig. 9는 최대하중에 의한 응력확대계수,  $K_I^{max}$ 를 나타낸 것으로 함유량과 길이가 증가할수록 파괴인성은 증가하며 함유량이 증가할수록 길이에 의한 보강효과는 커진다는 것을 알 수가 있다. 그리고 임계점에서의 응력확대계수인  $K_I^c$ 와 비교하면 함유량과 길이가 증가할수록 보강되는 경향이 확연히 달라지는 것을 보여주고 있다.

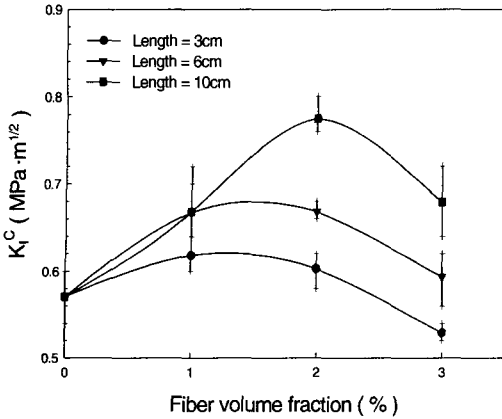


Fig. 8 Stress intensity factor at the critical point,  $K_I^C$  as functions of fiber volume fraction and length

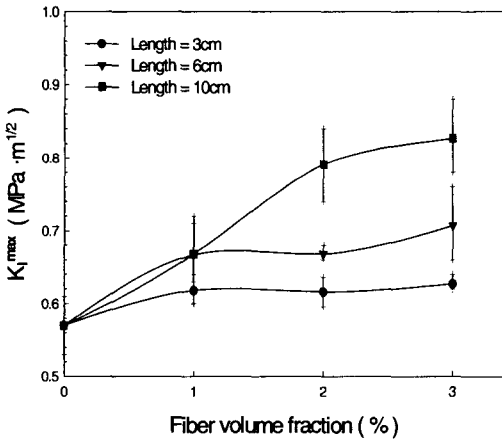


Fig. 9 Stress intensity factor at the maximum load,  $K_I^{max}$  as functions of fiber volume fraction and length

Fig. 10에서는 J-적분에 의한 파괴인성의 보강 효과를 나타낸 것으로서 재료가 완전히 파괴될 때까지의 전체 파괴에너지에 의한 파괴인성,  $J_T$ 는 섬유 함량의 체적함유량과 길이가 증가할수록 그 보강 효과도 계속해서 증가하고 길이가 길어질수록 함유량에 대한 효과가 더욱 커진다는 것을 보여주고 있다. 이것은 선형탄성 파괴이론의  $K$ 에 의한 파괴인성과는 달리 임계점후의 보강섬유에 의한 브리징효과가 고려됨으로써 폴리에스터 섬유로

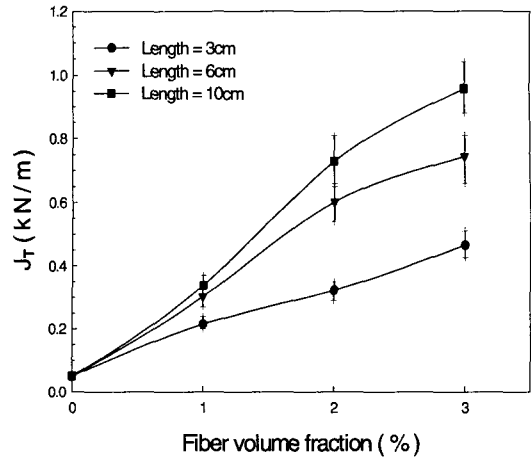


Fig. 10 Fracture toughness by total energy,  $J_T$  as functions of fiber volume fraction and length

보강된 취성기지 복합재료의 특성을 충분히 반영 하였음을 알 수 있다. 그리고 파괴인성값에 있어서 임계점후부터 재료가 완전히 파괴될 때까지의 브리징효과에 의한 파괴에너지,  $U_B$ 는 하중이 가해진 후부터 재료가 완전히 파괴될 때까지의 전체에너지,  $U_T$ 의 74%에서 93%까지 비율이 증가함으로 보강섬유의 브리징효과는 본 복합재료에 있어서 상당히 중요한 요소를 차지한다. 물론 임계점전에도 보강섬유의 브리징효과에 의한 에너지는 존재하지만 함유량과 길이가 증가함에 따라 임계점후의 에너지량에 비해 작은 값이므로 고려하지 않아도 파괴인성에 의한 보강효과를 충분히 평가할 수 있다고 본다.

Fig. 11은 크랙선단개구변위(crack tip opening displacement)에 의한 파괴인성을 나타내었는데, CTOD Test에 의한 파괴인성,  $J_I^{CTOD}$ 의 보강경향도 역시 J-적분에 의한  $J_T$ 와 비슷하게 함유량과 길이에 따라 뚜렷한 증가치를 보인다.

본 복합재료는 임계점에서 기지재료가 완전히 파괴되고, 임계점후부터 크랙개구(crack mouth opening)가 시작되어, 보강된 섬유의 브리징효과에 의해서 크랙에 대한 저항이 계속된다. 그러므로 크랙선단개구변위에 의한 파괴인성의 측정이 크랙선단에서의 응력집중을 보강섬유가 그 에너지를 흡수하기 때문에  $J_I^{CTOD}$ 가 보강섬유의 브리징효과를 충분히 반영한다는 것을 알 수가 있다.

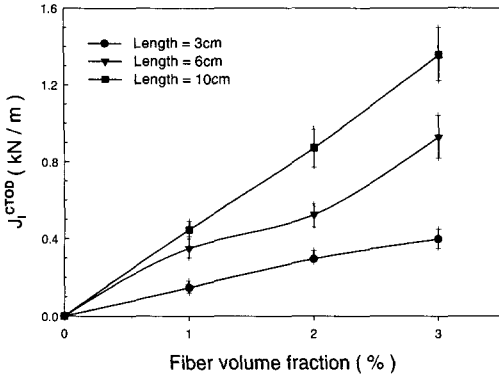


Fig. 11 Fracture toughness by CTOD test,  $J_I^{CTOD}$  as functions of fiber volume fraction and length

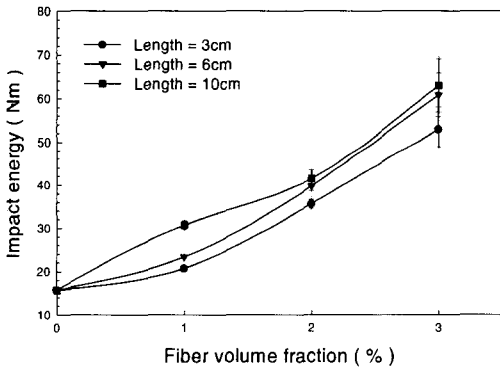


Fig. 12 Impact energy as functions of fiber volume fraction and length

4.4 충격에너지

샤르피 충격시험에 의한 흡수에너지의 값은 Fig. 12에서 보듯이 함유량에 따라 지속적인 증가를 보이지만, 길이에 대해서는 에너지 증가의 정도가 함유량에 비해서 작다는 것을 알 수 있다. 이렇게 섬유의 길이에 따른 보강효과가 작은 것은 충격시험의 부하속도가 3점굽힘시험에 비해 상당히 빨리 충격을 가하면 기지재료가 파괴되는 동시에 섬유가 Debonding 되거나 끊어지므로 브리징효과가 작게 나타나기 때문이다. 그러나 섬유 함유량에 대한 보강효과의 증가요인은 충격이 가해지는 순간 섬유가 기지재료에 생긴 크랙에 저항하는 에너지를 가지므로 함유량이 많으면 그만큼 크랙에 대한 저항이 커지고 충격에너지의 흡수율도 증가하기 때문이다.

5. 결론

본 연구에서는 취성재료를 보강하는데 있어 기존의 연구와는 달리 폴리에스터(polyester) 섬유를 사용하여 휨강도와 파괴인성뿐만 아니라 충격에너지도 측정하였고, 보강형태에 있어서도 섬유의 체적함유량( $V_f = 1, 2, 3\%$ )과 함께 길이( $L = 3, 6, 10\text{cm}$ )와의 상호관계도 평가하였다.

(1) 휨강도시험에서는 보강섬유에 의하여 강도가 증가하는 것으로 나타났고, 보강경향은 섬유의 함유량이 1%에서 최대이며 2, 3%에서는 증가량이 작았다. 그러나 길이에 대한 보강효과가 거의 없었다. 그리고 휨강도의 보강값에 있어서는 기지재료의 휨강도인 3.62 MPa에서 최대 4.47 MPa( $V_f = 1\%$ )로 25%가 증가하는 것으로 나타났다.

(2) 파괴인성에 대한 보강효과는 섬유의 함유량과 길이가 증가할수록 파괴인성은 뚜렷이 증가하는 것으로 나타났고, 함유량이 증가할수록 길이에 대한 영향은 더욱 커진다는 것을 알 수가 있었다. 그리고 파괴인성값은  $K_I^{max}$ 가 기지재료의 파괴인성치,  $0.570 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 에서 최고  $0.827 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ ( $V_f = 3\%, L = 10\text{cm}$ )으로 45%가 증가한 것으로 나타났고,  $J_T$ 에 대해서는 50 N/m에서 957 N/m( $V_f = 3\%, L = 10\text{cm}$ )로 19배의 증가를 보였다. 이렇게  $J_T$ 가 크게 보강된 것은 임계점후부터 보강섬유가 Pull-out 되면서 생기는 섬유의 표면 마모와 인장력이 충분히 반영되었기 때문이며, 이러한 현상은 브리징효과를 증가시키는 요인이 된다.

파괴인성 평가방법에 있어서는 선형탄성 파괴이론을 적용하면,  $K_I^c$ 는 보강섬유의 브리징효과가 파괴인성에 미치는 영향을 반영하기 어렵다는 것을 알 수 있고,  $K_I^{max}$ 는 보강섬유의 브리징효과를 섬유의 함유량과 길이에 대해서 어느 정도는 고려하는 것으로 나타났다. 그리고  $J_T$ 적분에 의한 파괴인성,  $J_T$ 는 함유량과 길이의 증가에 따라 파괴인성이 상당히 증가하는 경향인데, 전체 파괴에너지에서 3/4이상을 차지하는 브리징효과가 충분히 반영되었기 때문이다. 더욱이  $J_T$ 는  $J_I^{CTOD}$ 와 거의 비슷한 보강경향을 보였다.

(3) 충격에너지는 함유량에 따라 뚜렷이 증가하지만, 길이가 길어질수록 증가치는 작았다. 이렇게 길이에 대한 보강이 함유량보다 작은 것은 충



격에서의 파괴속도가 길이에 대한 보강효과에 크게 영향을 미치기 때문이다. 즉 굽힘시험에서는 부하의 속도가 늦어 섬유 Pull-out 현상이 생기고 브리징효과가 증가하는데 비해 충격시험은 재료에 가하는 순간적인 파괴하중이 크기 때문에 기지재료의 파괴와 동시에 섬유가 끊어져서 섬유 길이의 증가에 따른 보강효과가 둔화되는 것이다. 그리고 충격에너지값은 기지재료의 충격에너지인  $15.7 \text{ N} \cdot \text{m}$ 에서 최고  $63.0 \text{ N} \cdot \text{m}$  ( $V_f = 3\%$ ,  $L = 10\text{cm}$ )로 약 300%가 보강된 것으로 나타났다.

(4) 본 연구에서 보강섬유로 사용된 폴리에스터 (polyester)는 기존에 연구되어진 다른 합성섬유 (polypropylene etc.)나 강(steel) 섬유보다 임계점후에 나타나는 브리징효과에 의한 파괴에너지가 커지는 파괴거동을 보였다.

### 참고문헌

- (1) Banthia, N. and Sheng, J., 1995, "Micro-fiber Reinforced Cement Composites. II. Flexural Response and Fracture Studies," *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 22, pp. 668~682
- (2) Mingguang Zhu, Wetherhold, Rober C. and Chung, D. D. L., 1997, "Evaluation of The Interfacial Shear in A Discontinuous Carbon Fiber/Mortar Matrix Composite," *Cement and Concrete Research*, Vol. 27, No. 3, pp. 437~451.
- (3) Lin. Zhong and Li. C. Victor, 1997, "Crack Bridging in Fiber Reinforced Cementitious Composites with Slip-Hardening Interfaces," *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 45, No. 5, pp. 763~787.
- (4) Li, V. C., Kanda, T. and Lin, Z., 1998, "Influence of Fiber/Matrix Interface Properties on Complementary Energy and Composite Damage Tolerance," *Key Engineering Materials*, Vol. 145-149, pp. 456~472.
- (5) Rice, J. R., Paris, P. C. and Merkle, J. G., 1973, "Some Further Aspects of J-integral Analysis and Estimates," *ASTM STP 536*, American Society of Testing and Material, Philadelphia, pp. 231~245.
- (6) Lee, D. J., 1995, "Simple Method to Measure The Crack Resistance of Ceramic Materials," *Journal of Materials Science*, Vol. 30, No. 18, pp. 4617~4622.
- (7) Malvar, L. J. and Warren, G. E., 1987, "Fracture Energy for Three-Point-Bend Tests on Single-Edge-Notched Beams," *Materials and Structures*, Vol. 20, pp. 448~454.
- (8) Kupfer, H., Hilsdorf, Hurbert. K. and Hurbert Rüsck, 1969, "Behavior of Concrete under Biaxial Stress," *ACI Materials Journal*, Proceedings Vol. 66, No. 8, pp. 656~666.
- (9) Rice, J. R., r Paris, P. C. and Merkle, J. G., 1973, "Some Further Aspects of J-integral Analysis and Estimates," *ASTM STP 536*, American Society of Testing and Material, Philadelphia, pp. 231~245.
- (10) Annual Handbook of ASTM Standard, 1995, "Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials," *ASTM E399-90*, pp. 412~442.
- (11) Annual Handbook of ASTM Standard, 1995, "Standard Test Method for  $J_{IC}$ , A Measure of Fracture Toughness," *ASTM E 813-89*, pp. 646~653.
- (12) Annual Handbook of ASTM Standard, 1995, "Standard Test Method for Flexural Strength of Concrete (Using Simple Beam with Center-Point Loading)," *ASTM C 293-94*, pp. 166~168.
- (13) Tada, H., Paris, P. C. and Irwin, G. R., 1973, *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, Del Research Corporation, Hellertown, PA.
- (14) Sumpster, J. D. G., Hackett, E. M., Schwalbe, K. H. and Dodds, R. H., 1993, "An Experimental Investigation of the T-stress Approach. In Constraint Effects in Fracture," *ASTM STP 1171*, Jr.(eds.), Indianapolis, pp. 492~502.
- (15) Jenq, Y. S. and Shah, S. P., 1988, "Mixed mode Fracture of Concrete," *International Journal of Fracture*, Vol. 38, pp. 123~142.