

비원형 단-탄소섬유 보강 시멘트 복합재의 내구성 및 파괴인성

이 영 석[†] · 김 태 진^{*}

순천대학교 화학공학과, *쌍용중앙연구소
(1999년 6월 16일 접수, 1999년 7월 7일 채택)

Durability and Fracture Toughness of Noncircular Type-Carbon Fiber Reinforced Cement Composites

Young-Seak Lee[†] and Tae-Jin Kim^{*}

Department of Chemical Engineering, College of Engineering, Suncheon National University, Chonnam 540-742, Korea

*Ssangyong Research Center, Taejon 305-345, Korea

(Received June 16, 1999; accepted July 16, 1999)

요약: 본 연구에서는 비원형의 단-탄소섬유를 이용하여 시멘트 복합재를 제조하고 이 복합재의 특성(건조 수축, 동결 융해저항성, 파괴 인성)을 원형 탄소섬유보강 복합재와 비교하여 연구하였다. 그 결과 섬유의 형상과 길이에 크게 의존하였다. C형 탄소섬유보강 시멘트 복합재의 건조수축저감 효과가 다른 형상의 섬유보강 복합재에 비해 우수하였다. 이 효과는 섬유의 종횡비가 클수록 증가하였다. 또한, 동결융해 저항성은 섬유형상의 영향은 두드러지지 않았으나 섬유길이와 섬유함유율에 따라 증가하였다. 특히, C형 보강 시멘트 복합재의 파괴 인성 및 균열 저항성은 다른 것에 비해 크게 개선되었다. 이는 더 큰 계면으로 파괴에너지를 더 많이 흡수하였기 때문으로 생각된다.

Abstract: In this study, carbon fiber reinforced cement composites(CFRCs) reinforced with short noncircular type carbon fibers were fabricated and properties(drying shrinkage, resistance to freezing and thawing, and fracture toughness) were compared with those of the CFRCs reinforced with circular type carbon fibers. It was found that these properties greatly depended on the shape and length of carbon fibers. The drying shrinkage of CFRCs reinforced with C-type carbon fiber was superior to other CFRCs. This effect was increased with a high aspect ratio of fiber. The resistance to freezing and thawing was increased with the fiber length and fiber volume percent, but there was on remarkable effect to fiber shape. Fracture toughness and resistance to crack propagation of CFRCs reinforced with C-CFs were improved compared with other CFRCs. It was believed that the more absorption of fracture energy into the larger interface caused an increase in fracture toughness and resistance to crack propagation.

Keywords: CFRCs, Drying shrinkage, Freezing and thawing, Fracture toughness, Noncircular carbon fiber

1. 서 론

탄소섬유는 그 탁월한 물성때문에 고성능 복합재료의 보강제로서 종래부터 우주, 항공 분야와 스포츠 용품 분야에서 사용되어 왔으나, 최근 철도, 자동차, 선박, 해양구조물, 토목, 건축 등의 기능성 산업용 재료로 전환 움직임이 활발히 진행되고 있다[1,2]. 토목, 건축분야에 있어서의 탄소재료는 시멘트 페이스트가 강알칼리(pH: 12~12.5)이고, 경화물의 압축강도는 우수한 반면 취성이 강한 단점을 가지고 있어 이의 개선 방법으로 이용되고 있는데, 거의 탄소섬유의 역학적 특성을 이용하고 있다.

섬유 보강 시멘트 복합재료(fiber reinforced cement & concrete, FRC)에서 사용되는 섬유는 최근, 강섬유, 내알칼리성 유리섬유, CF, 비닐론 섬유 등이 실용화되고 있다[3]. 그러나, 석면(asbestos)의 경우 분진성을 갖고 발암성을 유발하여 선진국에서는 사용이 금지되고 있으며, 강섬유 및 유리섬유는 시멘트 콘크리트에 가장 보편적으로 사용하고 있으나, 강섬유는 주로 토목·건축 구조재로 사용되고, 외벽재에 사용시에는 철분의 산화로 인한 변색이 문제가 되기 때문에 스테인레스강으로 전환되고 있으나 비중이 큰 단점을

갖고 있다. 한편 유리섬유의 경우 강알칼리인 시멘트 내에서 열화 발생으로 인하여 주로 비구조용 재료에 사용하고 있으며, 구조재로 사용하기 위해서는 지르코니아가 20% 이상 첨가된 내알칼리성 유리섬유 또는 유리섬유용 저알칼리 시멘트의 개발이 요구된다[4]. 한편 폴리프로필렌과 비닐론, 아라미드 섬유는 영국, 이태리, 미국, 일본 등에서 석면(asbestos)대체용으로 일부 시험적용 하고 있다[5,6]. 이런 이유로 탄소섬유가 건축·토목 분야에 확대 적용되고 있으며 장섬유는 시트를 사용한 보수·보강재(교각, 다리, 건물기둥, 보, 패널, 터널, 수로, 바닥덮개, 수문 등)와 rod, fabric, strand 등을 활용한 콘크리트 구조물에 주로 사용되며[7], 단섬유의 경우 내·외장용 장식패널(커튼월), 바닥용 패널, 보수용 모르타르, 거푸집, 전열 및 발열성 콘크리트, 전도성 및 정전기 방지용 콘크리트, 전자파 차폐성 콘크리트, CF보강 외벽재용 구조도 복합재료, 운동주거용 원적외선 시멘트 몰탈 등 용도가 매우 다양하다[4,8,9]. 그러나 원형 섬유로 복합재료 제작시 압축강도는 우수하나 기타 기계적 물성은 매트릭스와 섬유간의 계면 접촉 표면적이 한정되어 있기 때문에 섬유를 표면처리해서 계면 부착 강도를 증진시키고 있으나 단면적이 원형인 섬유는 물성 향상에 그 한계가 있어 왔다.

따라서, 본 연구에서는 취성재료인 시멘트 몰탈 매트릭스에 비원형 단-탄소섬유를 보강재로 사용하여 섬유의 형상 효과에 의한 보

[†] 주 저자 (e-mail: leeys@suncheon.suncheon.ac.kr)

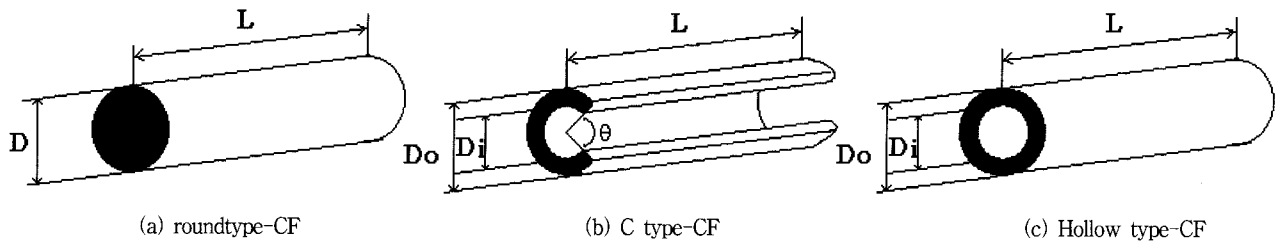


Figure 1. Reinforcing effect of carbon fiber according to circular and non-circular type.

강효과를 파악하고자 메조페이스 핏치계 비원형(C형, 증공형, 원형) 탄소섬유를 실험실적으로 제조하여 단섬유를 만들고 시멘트 시편을 제작하여 치수안정성과 동결융해 저항성 실험을 수행하고, 초기 균열보(single edge notched beam)에 대한 가상균열해석(2-parameter method) 등을 통하여 비원형 탄소섬유의 형상별, 길이별, 함량별 보강 효과를 검토하였다.

2. 이론적 배경

2.1. 섬유의 형상에 의한 보강효과

비원형 탄소섬유를 복합재의 보강재로 사용할 때 탄소섬유의 특성에 따라 달라지고, 그 형상에 의한 보강효과는 단면적에 영향을 받는다[11]. 즉, 단면적은 Figure 1에서, 원형섬유는 $\pi D^2/4$, C형은 $\{(360-\theta)/360\} \times \{\pi(D_o^2-D_i^2)/4\}$, H형은 $\pi(D_o^2-D_i^2)/4$ 로 표현되며 형상별 모두 단면적이 같다고 가정할 때 C형 단면적과 같은 단면적을 갖는 원형섬유의 직경은 식 (2.1)과 같다.

$$\frac{\pi D^2}{4} = \left[\frac{(360-\theta)}{360} \right] \times \left[\frac{\pi(D_o^2 - D_i^2)}{4} \right] \quad (2.1)$$

여기서 θ : open angle이며 전자현미경을 이용하여 실측한 평균 값(120°)으로 이 값을 식 (2.1)에 적용하면 식 (2.2)와 같이 된다.

$$D = \sqrt{\left(\frac{2}{3}\right)(D_o^2 - D_i^2)} \quad (2.2)$$

한편, 매트릭스와 섬유간 계면 접촉 표면적은 aspect ratio (L/D) $\gg 10$ 인 경우에 단면적을 제외한 섬유의 표면적은 다음과 같다.

$$\text{원형섬유의 표면적 } S_{AR} = \pi L \sqrt{\frac{2(D_o^2 - D_i^2)}{3}}$$

$$\begin{aligned} \text{C형섬유의 경우 } S_{AC} &= \left(\frac{2\pi L}{3}\right)(D_o + D_i) + L(D_o - D_i) \\ \text{H형 섬유의 경우 } S_{AH} &= (\pi L) \times (D_o + D_i) \end{aligned}$$

이때 같은 섬유길이에 대한 원형 및 C형 섬유의 비표면적 비는 식 (2.3)과 같다.

$$\frac{S_{AC}}{S_{AR}} = \frac{\left(\frac{2\pi L}{3}\right)(D_o + D_i) + L(D_o - D_i)}{\pi L \sqrt{\frac{2(D_o^2 - D_i^2)}{3}}} \quad (2.3)$$

예를 들어 $D_i = 22.8 \mu\text{m}$, $D_o = 40.2 \mu\text{m}$, thickness = $8.7 \mu\text{m}$, open angle θ : 120°인 C형섬유와 원형섬유의 비표면적비(S_{AC}/S_{AR})는

C형의 경우가 1.66배 크며, 또한 증공형과 원형의 경우 (S_{AH}/S_{AR}) = 2.33배로 증공형이 매우 크게된다. 이에 따라 복합재료 구성시 단순 보강효과가 원형섬유대비 증가됨을 예측할 수 있다.

2.2. 균열개구변위(CMOD) [12]

복합재료에 하중 P가 가해질 때, 균열개구변위(CMOD)가 선형 탄성 파괴역학에서 계산되는 균열길이와 일치한다고 가정할 때 CMOD는 다음 식과 같다.

$$CMOD = \left[\frac{-6Ps_a}{E_c b^2 t_c} \right] V_1(a/b) \quad (2.4)$$

$$\begin{aligned} V_1(a/b) &= [0.76 - 2.28(a/b) + 3.38(a/b)^2 \\ &\quad - 2.04(a/b)^3 + \frac{0.66}{(1-a/b)^2}] \end{aligned}$$

여기서 t_c 와 E_c 는 복합재료 보의 두께와 탄성계수, s, b는 보의 거리와 길이, a는 균열길이이다.

한편 섬유와 매트릭스가 각각 받는 변형률이 같다고 가정할 때 균열성장과, 변형은 같게 되며, 섬유에 의해 제어되는 하중 P_f 는 CMOD값이 측정된 뒤 추정되며, 하중변화에 따른 균열길이가 일치할 때 식 (2.5)과 같이 표현된다.

$$P_f = \frac{E_f t_f b^2 CMOD}{6 s a V_1(a/b)} \quad (2.5)$$

E_f 는 섬유의 탄성계수, $t_f = \eta b V_f$ 로 보에서 섬유함유량 두께, η 는 섬유 유효성계수이다. 섬유가 지지하는 하중 P_f 는 섬유의 탄성계수에 의존하기 때문에 탄성계수가 큰 섬유를 보강재로 사용할 때 유리하다.

2.3. 응력확대계수(stress intensity factor)

2-parameter 파괴모형은 재료의 역학적 특성과 초기 인공균열비에 근거하는 유효균열모형과는 달리 실측된 하중-균열개구변위 거동에 근거하고 있어 균열전단의 미세 균열거동을 엄밀히 파악할 수 있는 것으로 알려져 있다.

임계 균열크기에서 응력확대계수 K_{IC} 는 N. Banthia 등에 의해 휨하중을 받는 복합재에서 식 (2.6)과 같이 간단하게 표현된다[13].

$$\begin{aligned} K_{IC} &= \sigma \sqrt{\pi a} F_1(a/b) \quad (2.6) \\ F_1(a/b) &= 1.122 - 1.40(a/b) + 7.33(a/b)^2 - 13.08(a/b)^3 + 14.0(a/b)^4 \end{aligned}$$

σ 는 인장력이고, $F_1(a/b)$ 는 모재와 초기균열의 형상 및 크기에 따라 결정되는 계수이다.

Table 1. Properties of AR-mesophase Pitch Based Carbon Fiber

Fiber Shape	Tensile strength (MPa)	Tensile modulus (GPa)	Elongation (%)	average Dia. (μm)	Cross sectional area (μm^2)	Specific Gravity	Surface Area (m^2/g)	Lc (nm)	d ₀₂ (Å)
C	922	79.5	1.2	Do 40.2 Di 22.8	574.0 open $\theta=120^\circ$	1.77	2.3036	8.39	3.4839
H	830	94.3	0.9	Do 36.1 Di 23.8	589.8	1.78	2.8267	7.63	3.5014
R	859	113	0.7	26.8	564.1	1.74	1.7545	9.80	3.4424
* KR	734	30.6	2.2	18.0	254.5	1.65	-	-	-

* Kureha chemical Co의 catalogue(C-101S) 기준

Table 2. Mixing Ratios of Cement Matrix for CFRCs

Cement	Aggregates			Admixtures (wt %)			Carbon fibers	W/C	Remarks
	S. B	Micro cell	S. Fume	BMC	A-803	M-150			
OPC & Micro Cement	0.15	0.15	0.16	0.25	0.5	3.0	1~3 Vf% 3~25 mm C,H,R,KR	0.465	S. Fume addition
	0.36								
OPC	0.31	0.15	-						without S. Fume
	0.36								

3. 실험 재료 및 방법

3.1. 실험재료 및 시편 제작

실험에 사용된 복합 재료 보강용 섬유는 방향족 메조페이즈 핏치(Japan Mitubishi Gas Chemical)로부터 제조한 탄소섬유(C형(C), 중공형(H), 원형(R))로, JIS R 7610 방법에 의해 측정된 물성을 Table 1에 나타내었다[10]. 또한, 실험실에서 제조한 CF와 비교하기 위하여 상품화되고있는 등방성 핏치계 섬유로 Kureha C-101T (KR)범용성 섬유도 사용하였다. 복합체의 매트릭스는 국내 S사의 보통 포틀랜드 시멘트(OPC, Blain; 0.325 m^2/g)를 사용하였으며 경량골재로는 Sirasu Balloon (Japan Calceed Co, SC-50)과 Micro cell(Austria Micro cell Co, SL-125)을 사용하였고, 섬유의 분산성과 충전성을 향상시키기 위하여 실리카흄(Austria Simcoa's Co, silica fume)을 첨가하였다. 또한 화학 혼화제류는 첨가 수량 감소를 위한 고유동화제((Japan Mighty-150)와 섬유의 분산 및 재료의 분리 방지용 증점제(German BMC 324)를 사용하고 거대기공 감소를 위해서 소포제(German Agitan 803)를 첨가하였다. 복합체 제조 시 그 배합비는 선행연구가의 경량 CFRCs 외장재(curtain wall)의 실용 배합비를 기준으로 예비실험을 통하여 Table 2에 선정하였다. 이와 같은 배합비로 omni mixer를 이용하여 건조시료를 모두 넣고 1차 5분 동안 혼합 후 2차로 고유동화제와 물량을 넣고 5분 동안 습식 혼합을 했으며, 섬유분산 상태는 육안으로 관찰하였다. 양생 공정은 2일 동안 양생 후 탈형 시켜 autoclave(180 $^\circ\text{C}$, 10 atm, 4시간)에서 양생하고 실온에서 7일간 보관 후 측정에 사용하였다. 한편 탄소섬유의 사용은 시멘트 매트릭스 내에서 사용할 때 경제성의 문제점을 고려하여 대부분 2% 범위에서 사용되고 있으며 이 점을 감안하여 본 실험에서는 3%를 최대량으로 사용하였다.

3.2. 실험방법

3.2.1. 길이변화를 및 동결융해 저항 실험

길이변화를 측정 및 동결융해 저항성 측정을 위한 동탄성 계수 측정 실험은 각각 시편 크기 40×40×160 mm로 KS F 2424, KS F 2456방법에 의거 길이변화율은 양생 전 및 양생 후 수준별로 comparator(일본 이화학연구소, Model; 76160)를 이용하여 측정하

였으며, 동결융해 저항실험은 시멘트 매트릭스와 상대평가를 위하여 4~-18 $^\circ\text{C}$ 를 1일 6 cycle로 반복 변화시키며 30 cycle주기로 300 cycle이 될 때까지 동탄성주파수와 무게를 측정하여 매트릭스에 대한 섬유형상 효과에 따른 내구성 시험을 하였다.

3.2.2. 개구변위 측정

균열개구변위(crack mouth opening displacement: CMOD) 측정은 ACI-SP155-2의 Notched beam test와 SP155-5의 R-Curve 실험에 준하여 시편 크기 40×40×160 mm를 측정 전에 중앙부에 절단용 톱(hack saw)을 이용하여 1 mm로 single edge notch를 0.275d(d=시편의 폭)크기로 절단 후 CMOD 지그를 순간 강력접착제로 시편에 부착하였다. 여기에 CMOD 게이지를 부착시켜 3점 부하법(Three-point loading)으로 0.3 mm/min의 속도로 하중을 가하며 측정하였고, 동시에 CMOD 측정값을 기록하였다. 시편을 형상별, 수준별 6개씩을 측정하여 data를 구하였다. 한편, CMOD 게이지는 일본 Tokyo Sokki Kenkyujo Co(TML PI-2-50 변위계, SER NO 521975) 제품을 사용하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1. 내구성 시험

4.1.1. 건조수축

건조수축은 일반적으로 콘크리트가 양생후 내부에 포함되어있는 수분이 증발되면서 수축하게 되는 현상으로 길이가 수축되기 때문에 크랙이나 또는 콘크리트 재료의 변형을 일으키고 있으므로 수축되는 변형율을 제어하는 것이 현재 관심사이다. 콘크리트의 건조수축은 콘크리트의 단위 수량, 단위 시멘트량이 많을수록, 골재량이 적을수록, 상대습도가 낮을수록, 시편의 크기가 작을수록, 건조수축이 크다고 알려져 있다. 또한 균열의 원인은 콘크리트의 건조수축, 온도변화, 진동 등이 있으며 대책으로는 수축 저감제를 사용하거나 단위수량, 골재류들을 조절하고 있다. 이 수축저감은 공기 중 이산화탄소 기체에 의한 콘크리트 중성화를 막을 수 있으며 따라서 균열을 억제할 수도 있다.

Figure 2 및 Figure 3에 형상이 각기 다른 탄소섬유를 보강한

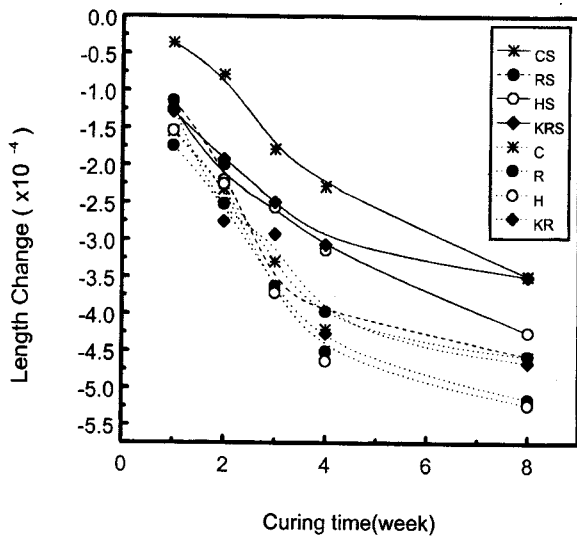


Figure 2. Relationship between length change and curing time of CFRCs according to fiber shapes(Fiber length = 6 mm, V_f = 2%, C : C-CF, R : R-CF, H : H-CF, KR : Kureha R-CF, S : silica fume addition).

CFRCs의 건조 수축에 대한 실험 결과를 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이, 실리카흙을 첨가하지 않은 경우가 첨가시 보다 건조수축이 크게 나타났다. 또한 실리카흙의 첨가 여부와 관계없이, 형상 효과는 C형 탄소섬유 보강의 경우가 원형 및 중공형의 형상에 비해 건조수축 저감에서도 우수한 효과를 보이고 있으며, 원형과 중공형은 거의 유사함을 알 수 있다. 이것은 이론적 고찰에서 살펴본 바와 같이, 형상효과에 의한 부착력 증대에 의해 건조수축 저감면에서도 C형이 원형에 비해 유리하기 때문으로 생각된다. 중공형의 경우에는 동일 단면적에 대하여 표면적이 가장 크지만 매트릭스가 중공형 섬유 내부와는 거의 부착되지 못하고 섬유 외부와의 부착으로 부착력이 원형인 경우와 같은 양상으로 되기에 원형과 거의 유사한 것으로 판단된다. 이는 CFRCs가 탄소 섬유에 의하여 그 수축과 팽창이 영향을 받아 건조 수축이 저감되고, 특히 오토크레이브 양생시 양생 직후에는 큰 폭으로 저하되다가 서서히 감소되며 12주 이후에는 매우 안정적이며, 섬유함유량이 증가될수록 보강 효과가 우수하다는 선행연구 결과[14,15]와 일치하였다. 특히, Figure 3은 오토크레이브 양생 후 8주 동안 실내에서 보관 후 측정된 길이 변화율과 종횡비(aspect ratio)의 관계에서도 C형의 경우가 원형 및 중공형에 비해, 그리고 종횡비가 클수록 저감율이 다소 낮아지는 경향이 있는데, 이는 종횡비가 클수록 매트릭스 내에서 계면 부착력과 매트릭스로 전달되는 응력이 섬유로 전달되어 섬유내에서 유지되기 때문에 팽창, 수축력을 억제할 수 있는 능력이 크기 때문으로 생각된다.

4.1.2. 동결융해 저항성

탄소섬유보강 시멘트 복합체인 curtain wall은 이라크 알샤히드 사원의 외벽재로 사용된 것처럼 가혹한 환경하에서 내구성이 공인 되었으며 또한 동결 융해 저항성 측면에서도 우수한 재료로 평가 되고 있다[14,15]. 따라서, 본 실험에서도 탄소 섬유의 동결 융해저항성을 알아보고자 시험하였고 또한, 그 형상에 대한 시험결과를 Figure 4 및 Figure 5에 나타내었다. 이는 전보[10]에서 살펴본 것처럼 CFRCs의 물리적, 역학적 특성(압축 강도, 휨강도, 휨인성, 인장 강도)과 더불어 CFRCs의 응용을 확대하는데 중요하리라 생각된다.

Figure 4는 탄소섬유의 형상과 더불어 섬유길이에 따른 동결 융

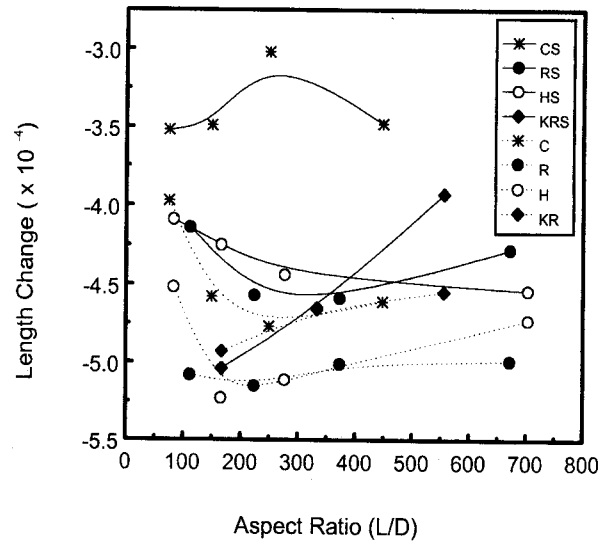


Figure 3. Relationship between length change and aspect ratio of CFRCs after 8 weeks age according to fiber shapes(V_f = 2%, C : C-CF, R : R-CF, H : H-CF, S : silica fume addition).

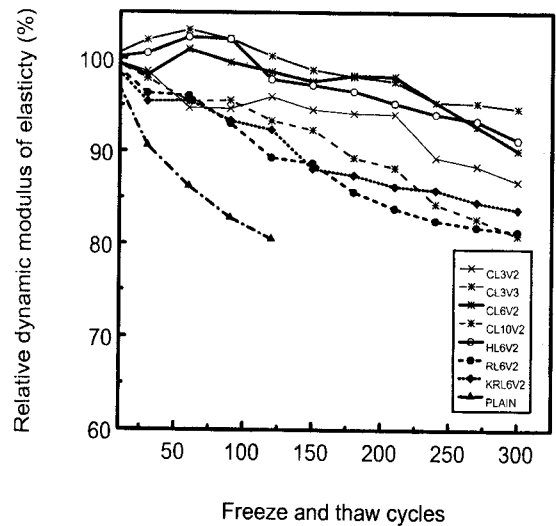


Figure 4. Relationships between relative dynamic modulus of elasticity and freeze/thaw cycles of CFRCs added silica fume according to fiber shapes, fiber length and fiber volume content (C, H, R, KR : carbon fiber type, L number: length of carbon fiber, V number : volume percent of carbon fibers).

해 저항성을 측정된 결과를 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이, 섬유를 보강한 모든 경우에서 그렇지 않은(Plain) 것에 비해 저항 효과가 크며 섬유형상에 의한 영향은 C형 및 중공형 보강 CFRCs가 원형 CFRCs에 비해 다소 안정적이었고, 섬유길이에 의한 경향은 3>6>10 mm 순으로 길이가 짧을수록 동결 융해 저항성은 높게 나타났다. 동결 융해 저항성에서 섬유의 길이효과가 건조 수축 특성과는 상이한 양상을 보이나, 이는 섬유의 3차원 랜덤 균일 분산 상태와 밀접한 관계가 있는 것으로 판단되며[16], 섬유의 함유율이 3% 이하에서 섬유의 길이에 따른 배향성은 유사하고, 섬유의 뭉침현상은 작지만, 그 범위내에서도 섬유의 길이가 짧을수록 균일 배향성이 잘 되고 섬유뭉침을 방지할 수 있기 때문에 동결 융해를 받았을 때 저항성이 증가되는 것으로 생각된다[17,18]. 또한 Figure

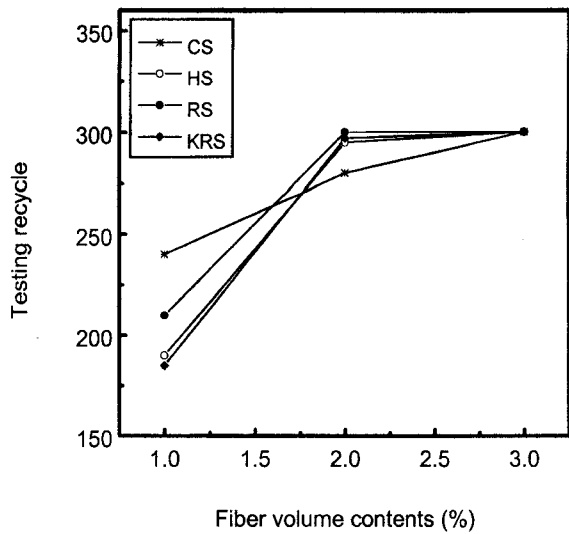


Figure 5. Relationship between testing cycle and fiber volume content for modulus of elasticity by KS F 2456. Elasticity modulus was measured until the 80% of initial modulus (fiber length 3 mm, C, H, R, KR : carbon fibers type, S : silica fume addition).

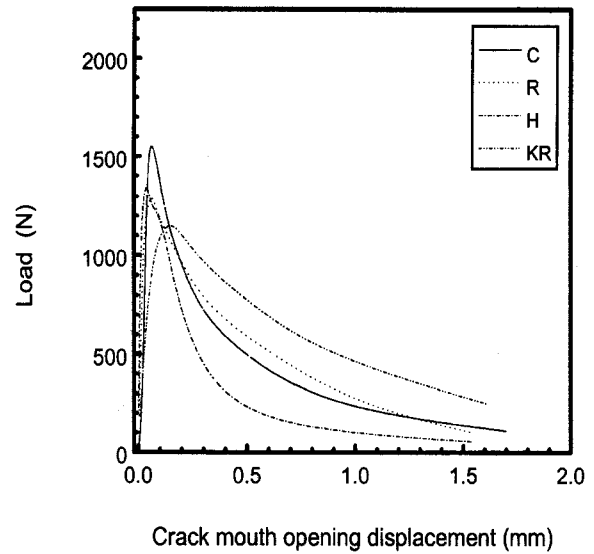


Figure 7. Effect of carbon fiber shapes : composite load vs. CMOD from bending test ($V_f = 2\%$, fiber length = 6 mm, without silica fume, S = 100 mm, a = 11 mm cross head speed = 0.3 mm/min, C, H, R, KR : carbon fibers type).

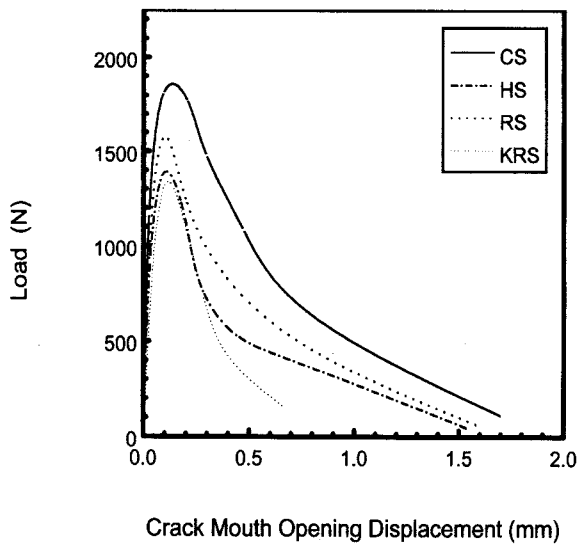


Figure 6. Effect of carbon fiber shapes: composite load vs. CMOD from bending test ($V_f = 2\%$, fiber length = 6 mm, with silica fume, S = 100 mm, a = 11 mm cross head speed = 0.3 mm/min, C, H, R, KR : carbon fibers type).

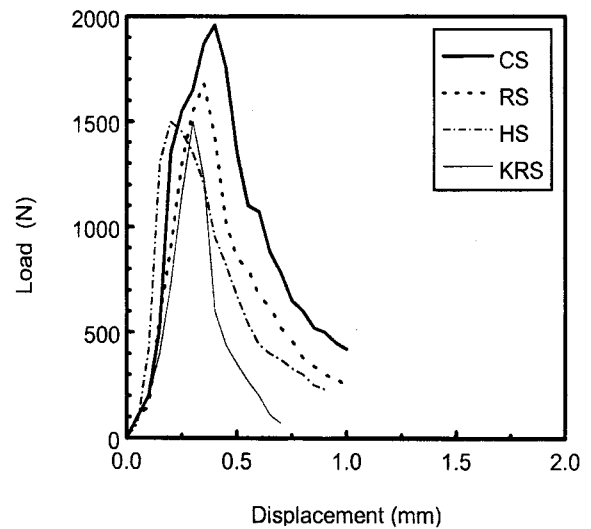


Figure 8. Effect of carbon fiber shapes : load vs. displacement from bending test ($V_f = 2\%$, fiber length = 6 mm, S = 100 mm, a = 11 mm, cross head speed = 0.3 mm/min, S : silica fume addition, C, H, R, KR : carbon fibers type).

5는 섬유 함유량에 따라 상대 동탄성계수가 초기치에 비하여 80%까지 저하되었을 때 반복 Cycle 횟수를 나타낸 것으로 섬유를 보강하지 않은 시멘트 복합재(plain)가 120 Cycle 정도에서 파괴되는 것 (Figure 4)에 비하면 섬유보강 효과는 매우 크다. 특히 $V_f = 2.0\%$ 에서는 300 Cycle까지도 동탄성 계수값이 80% 이상을 나타내고 있다.

4.2. 파괴특성

재료 역학에서는 일반적으로 주어진 외력에 대하여 구조물이 견딜 수 있는가를 검토하며 역학적 인자는 응력 및 변형률이지만, 파괴역학에서는 균열 또는 notch 부위의 응력집중을 고려하며 균열 선단에서의 응력 및 변형도의 분포를 파괴역학 개념으로 이용하고

있다. 한편 콘크리트의 파괴역학은 균열시작, 전파 등을 예측하고 구조물의 파괴하중을 예측함으로써 가능하다. 본 실험에서는 최대 하중에 도달하기 전에 발생하는 비선형 균열성상을 설명하기 위하여 균열개구변위(CMOD), 응력확대 계수를 주변수로 한 2-parameter 모델을 통해 실험하였다.

Figure 6 및 Figure 7은 각기 다른 형상의 탄소섬유길이 6 mm, 섬유함유량 $V_f = 2.0\%$ 에서 실리카흙 첨가 유·무에 따른 하중-크랙 개구변위 관계를 나타내었으며 동일조건에서 Figure 8과 Figure 9는 하중-처짐 곡선이다. Figure 6과 Figure 7에서 Single edge notched beam (SENB) 모형의 파괴 후 양상을 보면 실리카흙 첨가시(Figure 6)에는 급속한 하향 곡선을 보이고 있으며, 최대강도 이후 섬유가 지지하는 하중이 작고 최대강도 발생시 섬유가 대부

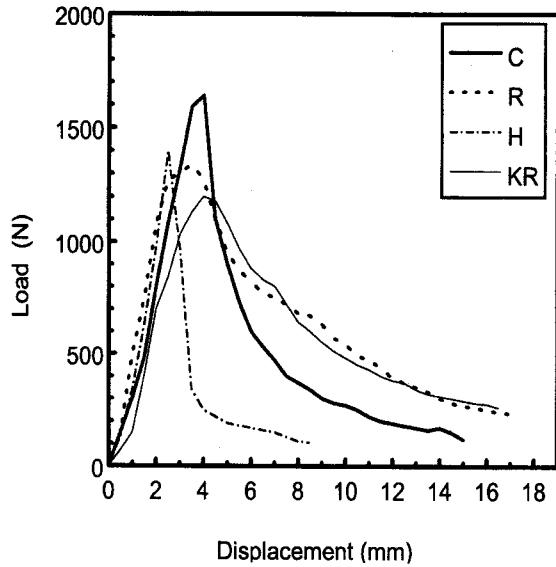


Figure 9. Effect of carbon fiber shapes : load vs. displacement from bending test($V_f = 2\%$, fiber length = 6 mm, $S = 100$ mm, $a = 11$ mm, cross head speed = 0.3 mm/min, without silica fume, C, H, R, KR : carbon fibers type).

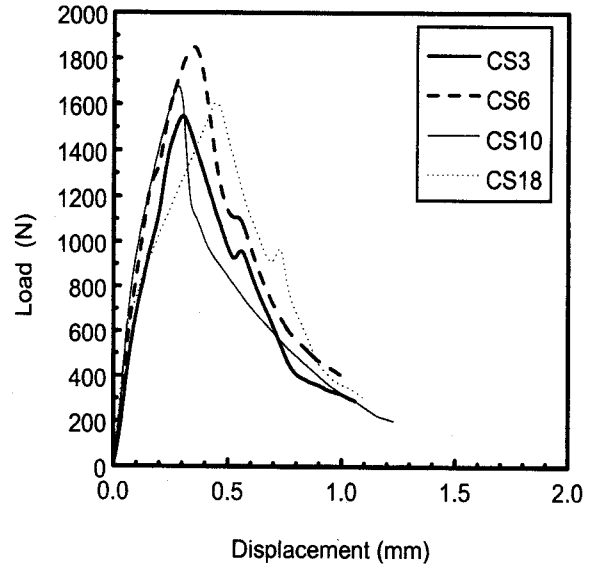


Figure 10. Effect of carbon fiber length : load vs. displacement from bending test($V_f = 2\%$, fiber length = 6 mm, $S = 100$ mm, $a = 11$ mm, cross head speed = 0.3 mm/min, S : silica fume addition, C, H, R, KR : carbon fibers type).

Table 3. Results from Tests on Notched Beams

Condition	Shape	t_f (mm)	η ($\frac{1}{9.1 \times 9.2}$)	CMOD (mm)	E_f (GPa)	P_f (eq 2.5) (MPa)	Remark
6 mm-2% SF addition	C	0.291	0.291	0.08	102.44	360.9	$V_f(a/b)$; (eq.2.4) $s = 100$ mm
	H	0.281	0.281	0.09	118.57	453.8	
	R	0.275	0.275	0.10	71.58	297.9	
6 mm-2% without SF	C	0.219	0.219	0.07	102.44	237.6	$a = 11$ mm
	H	0.204	0.204	0.04	118.57	146.4	$b = 40$ mm
	R	0.198	0.198	0.06	71.58	128.7	$d = 40$ mm

본 판단 되는 것으로 판단된다. 반면 실리카흙을 첨가하지 않은 경우(Figure 7)는 최대강도 후에도 섬유가 많은 양의 하중을 지지하고 있는 것으로 나타났다. 이 때 최대하중 발생시 측정된 균열개구 변위(CMOD) 값으로부터 섬유가 지지하는 하중, 즉 섬유에 의해 제어되는 하중 P_f 를 식 (2.5)에 대입하여 계산할 수 있으며 그 결과는 Table 3에 나타내었다. 식 (2.5)에서 알 수 있듯이 섬유가 지지하는 하중 P_f 는 섬유의 탄성계수에 의존되기 때문에, 탄성계수가 큰 C형 및 중공형 탄소섬유를 보강재로 사용할 때 유리할 것으로 예측할 수 있으며, Table 3의 결과와 일치하였다. 섬유길이 6 mm, $V_f = 2.0\%$ 에서 실리카흙(SF) 첨가 시에는 이론적으로 중공형 탄소섬유의 경우 가장 하중을 크게 유지하고 있는 것으로 나타났으며, 실리카흙 미첨가시에는 C형 탄소섬유가 복합재료 제작시 하중 재하 역할에 크게 작용하고 있음을 알 수 있다. 결국 이 의미는 실리카흙 첨가에 따라 중공형 섬유 내부에 매트릭스가 완전히 충전되면 계면 접촉면적 증대 및 섬유의 응력 구조 분포 안정화 등에 따라 C형 탄소섬유보다 우수할 수 있으나, 본 실험 범위 내에서는 중공형상 내부에 부분적 충전으로 실제로는 C형 섬유보다 낮은 물성을 나타낸 것으로 판단된다.

또한, 파괴인성계수 즉 임계점에서 응력확대계수 K_{Ic} 는 경화체내의 각 물질 사이의 결합력에 크게 영향을 받으며, 식 (2.6)에 의하면 시편 형상인자와 섬유의 인장력에 의존된다[13]. 본 실험에서 사용된 SENB 시편 형상치수와 섬유인장강도를 식 (2.6)을 근거로

Table 4. Critical Stress Intensity Factor of CFRCs

Shapes	K_{Ic} (MPa ^{3/2})	Remark
C	5,958	$a = 11$ mm $b = 40$ mm $K_{Ic} = \text{by eq. 2.6}$
H	5,363	
R	5,550	
KR	4,743	

계산한 값을 Table 4에 나타내었으며 C형 탄소섬유보강 시멘트 복합재가 원형 및 중공형 등의 다른 형상에 비해 상대적으로 파괴인성 계수값이 높게 나타나고 있다. 따라서 보강용 탄소섬유로 C형을 사용할 때, 파괴에 필요한 파괴에너지가 크기 때문에 시멘트 매트릭스 파괴인성 및 균열저항성을 크게 증진시킬 수 있어 기존의 원형-탄소섬유보강 시멘트 복합재나 중공형-탄소섬유보강 시멘트 복합재보다 강도와 인성을 동시에 증대시킬 수 있을 것으로 판단된다. 위의 결과로부터, Figure 10과 Figure 11에 시멘트 매트릭스의 파괴인성 및 균열 저항성이 다른 형상에 비해 크게 증진시킬 수 있는 C형-탄소섬유보강 시멘트 복합재에 대하여 인공초기 균열발생시 실리카흙첨가 유·무에 따른 섬유길이의 영향에 대한 하중-처짐 곡선을 나타내었다. 실리카흙을 첨가하였을 경우(Figure 10) 최대하중까지 인성은 상대적으로 큰 경향이나 최대강도 이후의 감소곡선양상은 비슷했다. 섬유길이에 의한 영향은 섬유길이 6 mm에서 휨강도와 마찬가지로 최대강도를 보이며 $6 > 10 > 18 > 3$ mm순으로 낮아지는데 10 mm와 18 mm가 6 mm보다 낮아지는 이유는 혼합 중 섬유길이가 길기 때문에 마모 또는 섬유 자체가 취성이 있기 때문에 최소강도를 유지하지 못하는 것으로 고려되며 또한 섬유의 길이가 길수록 시편 제조 과정에서 정상적인 3차원 랜덤 배향보다는 비이상적인 3차원 배향이 되기 때문으로 생각된다.

Figure 12는 C형, 중공형 및 원형 탄소섬유보강 시멘트 복합재에서 균열 전파방해 및 제어를 하는 섬유가교 효과와 골재의 가교 효과에 의한 현상을 전자현미경을 통하여 본 사진이며 이때 미세 균열이 매트릭스 내에서 발생되어 섬유로 전달될 때 섬유 및 골재

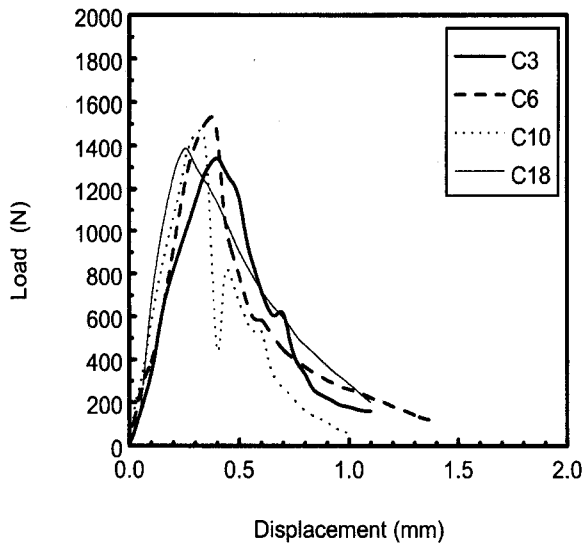


Figure 11. Effect of carbon fiber length : load vs. displacement from bending test ($V_f = 2\%$, fiber length = 6 mm, $S = 100$ mm, $a = 11$ mm, cross head speed = 0.3 mm/min, without silica fume, C, H, R, KR : carbon fibers type).

를 관통치 못하고 섬유와 골재 주변을 돌아서 또는 섬유축방향을 따라 섬유주변에서 균열이 진행됨을 볼 수 있다. 따라서 이것이 급속한 크랙을 막고 균열전파를 제어하는 효과로 설명되며 매트릭스 균열후 추가 재하되는 하중은 섬유에 의해 최종 파괴 전까지 균열이 진행되다 관통파괴를 일으키거나 또는 pull out되는 것으로 매카니즘을 추정할 수 있으며, 이 현상은 인성증가 매카니즘의 중요 인자로 여겨진다.

Han[19] 등은 앞에서 언급한 섬유가교효과 현상을 섬유가 균열면을 연결시켜 균열전파를 방해하고, 섬유가 절단될 때나 시멘트 매트릭스 내에서 섬유가 뽑힐 때 균열을 일으키기 위해 가해진 응력에너지를 감소시키는 것으로 설명했다. 즉 섬유가 파단면 사이에 인장응력으로서 작용하여 균열선단 응력을 감소시키는 효과(stress shielding effect)가 발생하여 균열전파를 방해하기 때문에 파괴인성치를 증가시킨 것으로 판단했다. 또한 섬유와 매트릭스의 계면부착상태가 우수하여 매트릭스에서 섬유로 응력전달이 쉬울 때 섬유의 보강효과 즉 파괴 특성의 개선이 기대되며, 균열제어를 위한 경량골재크기, 섬유의 함유율, 섬유길이, 매트릭스 강도를 고려시 섬유보강 복합체의 파괴특성을 예측할 수 있다.

5. 결 론

단면적이 비원형 형상(C형 및 중공형)을 갖는 탄소섬유를 시멘트 매트릭스의 보강재로 사용할 경우에 있어서 내구성 시험으로 건조수축 및 동결융해저항 시험결과 길이변화율은 Autoclave 양생 전·후에 변화가 크고, 양생 후에는 치수가 매우 안정했으며, 특히 C형 탄소섬유로 보강한 경우에 수축저감 효과가 우수했다. 또한 동결융해 저항성에서는 섬유함유율을 증가에 따라 크게 의존되었으며, 섬유길이에 의한 영향으로는 길이가 짧을수록 우수하였고, 섬유형상에 의한 영향은 적었다. 시멘트 매트릭스의 파괴특성은 C형 탄소섬유를 보강한 경우에 파괴에너지 흡수가 급증되어 파괴인성 및 균열 저항성을 크게 개선시켰으며, 섬유형상에 의한 보강효과는 C-CF > R-CF > H-CF 순이었다. 또한 비원형 형상의 탄소섬유보강 시멘트 복합체의 초기균열 발생시 파괴 특성상수인 응력확대계수와 균열개구변위 등을 통하여 파괴거동을 예측할 수 있었다.

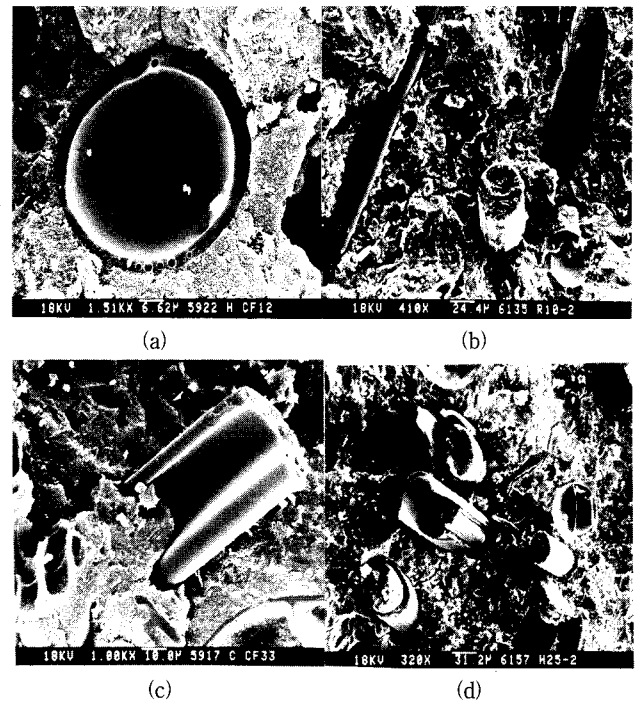


Figure 12. Bridging effect of crack propagation according to the fiber shapes and fine aggregates; (a) Fine aggregate bridging, (b) R-CF bridging, (c) C-CF bridging, (d) H-CF bridging.

참 고 문 헌

1. K. Sato, F. Sato, and T. Tomioka, 炭素, 157, 107(1993).
2. N. Banthia and J. Sheng, Concrete durability(SP 126-45), ACI, 837(1995).
3. 박승범, 콘크리트회지, 2, 5(1990).
4. 魚本健人, 콘크리트공학, 33, 31(1995).
5. 佐々木, 工業材料, 43, 48(1995).
6. 立澤幸夫, 工業材料, 43, 44(1995).
7. 今井義明, 콘크리트공학, 33, 37(1995).
8. S. P. Shah, 세멘트·콘크리트, 58, 2(1996).
9. 炭素材料學會, 新炭素材料 入門, “土木·建設分野 への 應用”, 224(1996).
10. T. J. Kim, Y. S. Lee, and B. S. Rhee, The Korean Society for Composite Materials, 10, 69(1997).
11. H. B. Shim, Y. J. Choi, Y. S. Lee, and B. S. Rhee, The Korean Society for Composite Materials, 6, 22(1993).
12. D. A. Lange, C. Ouyang, and S. P. Shah, Advanced Cem. Mat. 3, 20(1996).
13. N. Banthia and S. Dubeau, J. Materials Civil Engineering, 6, 88(1994).
14. FRC/KUREHA Co., 工業材料, 43, 53(1995).
15. 中川裕章, 工業材料, 43, 106(1995).
16. Y. Ohama, Carbon, 27, 729(1989).
17. R. Matusuo, and Y. Mitsui, JCA proceeding of cement & concrete, 48, 630(1994).
18. K. Murakami, Y. Mitsui, T. Urano, and H. Sakai, JCA proceeding of cement & concrete, 49, 960(1995).
19. K. S. Han, and Y. H. Cheon, J. Korean Ceramic Society, 30, 136(1993).