

## 연속섬유에 의하여 보강된 철근콘크리트 보의 전단강도 평가

이정윤<sup>1)\*</sup>·황현복<sup>1)</sup>·김지현<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup> 성균관대학교 건축공학과

(2005년 5월 16일 원고접수, 2005년 9월 13일 심사완료)

### Evaluation of the Shear Strength of Reinforced Concrete Beams Strengthened with Continuous Fiber Reinforced Polymer

Jung-Yoon Lee<sup>1)\*</sup>, Hyun-Bok Hyang<sup>1)</sup>, and Ji-Hyun Kim<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup> Dept. of Architectural Engineering, Sungkyunkwan University, Suwon, 440-746, Korea

(Received May 16, 2005, Accepted September 13, 2005)

#### ABSTRACT

The shear failure modes of fiber reinforced polymer(FRP) strengthened concrete beams are quite different to those of the beams strengthened with steel stirrups. When the beams are strengthened with larger amount of FRP composites, the beams normally fail in shear due to concrete crushing before the FRP reaches its rupture strain. In order to predict the shear strength of such beams, the actual rupture strain must be known. The equations previously reported in the technical literature adopt an effective reduction factor for the rupture strain. These equations may not be applicable to FRP strengthened RC beams that are beyond the experimental application limits, because most of these equations are empirical in nature. This paper presents the results of an analytical study on the performance of reinforced concrete beams externally wrapped with FRP composites and internally reinforced with conventional steel stirrups.

**Keywords :** fiber reinforced polymer, shear strength, reinforced concrete beams, failure modes, effective strength of FRP

#### 1. 서 론

최근 노후화된 건물의 보수·보강을 위하여 섬유보강 콘크리트(이 논문에서 섬유는 연속섬유를 의미함)사용이 증가하고 있다. 섬유는 보강 목적에 따라서 철근콘크리트 부재의 휨내력, 횡구속압, 전단내력을 향상시킨다. 섬유에 의하여 보강된 철근콘크리트 부재의 전단강도는 다양한 요소에 의하여 영향을 받는다. 섬유의 종류 및 섬유의 배근방향과 폭은 전단강도에 큰 영향을 주며, 섬유의 부착형태에 따라서 부재는 섬유부착파괴를 일으키기도 한다. 특히, 섬유파단선행 또는 콘크리트 압축파괴선행과 같은 부재의 파괴모드에 따라서 부재의 전단거동에 차이가 있다. 이는 파괴모드에 따라서 재료의 도달응력값이 달라지기 때문이다.

1990년대 이래 섬유보강된 철근콘크리트 부재의 전단거동 예측에 대한 연구가 활발하게 진행되어 오고 있다. 그러나 휨보강재로 사용된 섬유보강 철근콘크리트에 대한

연구에 비하여, 전단보강된 섬유보강 철근콘크리트에 대한 연구는 부족하며, 특히 섬유보강된 철근콘크리트의 전단거동은 섬유의 종류, 전단파괴모드, 섬유의 배근방향, 섬유의 부착방법에 따라 달라지므로 다양한 변수에 적용할 수 있는 전단거동 예측모델이 필요하다.

Chaallal등<sup>1)</sup>은 섬유보강 철근콘크리트의 전단실험에 근거하여 전단강도를 현행 ACI전단강도식에 섬유의 전단저항분( $V_{frp}$ )을 추가하여 제안하였다. Chaallal등의 제안한 식에서는 부재가 전단강도에 도달할 때 섬유는 파단강도( $f_{frp,r}$ )에 도달한다고 가정하고 있다. 이러한 평가법은 철근 항복이후 섬유파단파괴에 대해서는 타당하지만 섬유가 파단하지 않는 철근 항복이후 콘크리트 압축파괴(섬유는 탄성 상태) 및 철근 및 섬유파단 이전의 콘크리트 압축파괴에 대해서는 섬유의 응력( $f_{frp}$ )이 파단강도( $f_{frp,r}$ )에 도달하지 않으므로 실제의 전단강도를 과대평가할 위험성이 있다.

Triantafillou 등<sup>2-4)</sup>은 실험 결과에 대한 정량분석을 통하여 섬유의 유효변형률( $\epsilon_{frp,e}$ )을 계산하고 이를 이용하여 섬유의 전단저항분( $V_{frp}$ )를 계산하였다. Triantafillou등의 제안식에서는 섬유의 유효변형률( $\epsilon_{frp,e}$ )을 사용하여 섬유

\* Corresponding author

E-mail : jylee@skku.ac.kr

©2005 by Korea Concrete Institute

의 전단저항분( $V_{frp}$ )을 평가하고 있지만, 제안된 식에서 섬유변형률과 파괴모드의 관계가 명확하지 못하여 실제의 섬유보강콘크리트의 전단강도를 정확하게 예측하지 못하고 있다.

Khalifa등<sup>5)</sup>도 실험 결과 및 Maeda의 부착강도모델<sup>6)</sup>에 근거하여 섬유유효강도/섬유파단강도의 비(또는 섬유유효변형률/섬유유효변형률의 비)를 제안하여 Triantafillou등이 제안한 평가식을 개선하였다. Khalifa등의 평가식도 철근 항복이후 섬유파단파괴하는 섬유보강 철근콘크리트 부재의 전단강도는 적절히 평가하고 있지만 섬유가 파단하지 않는 콘크리트 압축파괴(섬유는 탄성 상태) 및 철근 및 섬유파단 이전의 콘크리트 압축파괴에 대해서는 실제의 전단강도를 과대평가할 위험성이 있다.

Teng 등<sup>7)</sup>은 섬유유효강도( $f_{frp,e}$ )를 사용한 섬유의 전단저항분( $V_{frp}$ )을 제안하였다. Teng 등의 제안식은 부착파괴와 섬유의 파단파괴를 구별하여 전단강도를 예측하고 있다. 그러나 식에 사용되고 있는 섬유유효강도( $f_{frp,e}$ ) 평가법은 콘크리트의 압축강도와는 무관하고 섬유의 양만에 의하여 제한되고 있어, Triantafillou등의 제안식과 같이 섬유가 파단하지 않는 콘크리트 압축파괴(섬유는 탄성 상태) 및 철근 및 섬유파단 이전의 콘크리트 압축파괴에 대해서는 실제의 전단강도를 정확히 평가할 수 없다.

섬유에 의하여 보강된 철근콘크리트 부재의 전단거동 평가에 대한 선행연구는 대부분 실험 결과에 근거하여 제안되어 실험적용범위를 벗어나는 경우 실제 전단강도를 정확하게 예측하지 못한다. 또한 이들 실험은 콘크리트 압축강도, 섬유시트의 두께, 섬유의 배근간격, 섬유의 부착길이 등과 같이 재료의 물량에 관련된 실험이 대부분<sup>8-10)</sup>이며, 섬유보강 콘크리트의 전단강도와 밀접한 관련이 있는 전단파괴모드에 대한 정보를 충분히 제공하지 못하고 있다. 따라서 대부분의 제안식은 파괴모드의 구분 없이 제안되어 파괴모드가 다른 섬유보강콘크리트의 전단강도를 과대 또는 과소평가하는 경향이 있다. 국내에서는 심 등<sup>11-13)</sup>이 섬유보강된 철근콘크리트 보의 전단강도를 예측하기 위한 해석모델을 제안하였다. 심 등은 소성이론과 계면전단파괴를 고려하여 섬유도달응력을 평가하였다.

이 연구에서는 섬유의 파괴모드 경계점을 섬유의 양과 콘크리트 강도의 비에 의하여 정한 후에 이를 이용하여 섬유에 의하여 보강된 철근콘크리트 보의 전단강도를 예측하였다. 예측한 전단강도를 기존 연구자에 의하여 수행된 실험 결과와 비교·검토하였다.

## 2. 최대 섬유량

### 2.1 섬유보강 철근콘크리트 보의 파괴모드

섬유보강 콘크리트의 전단파괴모드는 일반적인 철근콘

크리트 부재에 비하여 복잡하다. 그 이유는 철근과 함께 섬유가 전단보강에 사용되기 때문이다. Fig. 1은 FIB의 기술보고서<sup>14)</sup>에 근거한 섬유보강 콘크리트의 전단파괴모드별 하중-변위관계이다. 그림에서 부착파괴 및 전단보강철근이 항복하기 이전에 전단파괴를 일으킬 경우에 부재는 취성적인 거동을 나타낸다. 그러나 전단보강철근이 항복한 이후에 콘크리트의 압축파괴(섬유는 탄성 상태) 또는 섬유가 파단하여 전단파괴하는 부재는 다른 두 가지 파괴모드에 비하여 연성적인 파괴를 나타낸다. 따라서 설계에서는 가능하면 부착파괴 및 전단보강철근 항복이전의 콘크리트 압축파괴를 억제하고 아래의 두 가지 파괴모드를 유도하고 있다. 파괴모드 1과 파괴모드 2의 재료의 응력상태를 정리하면 Table 1과 같다.

- 파괴모드 1 (콘크리트 선행파괴) : 전단보강철근이 항복한 이후에 콘크리트의 압축파괴(섬유는 탄성 상태)
- 파괴모드 2 (섬유 선행파괴) : 전단보강철근이 항복한 이후에 섬유 파단

### 2.2 최대 섬유량의 계산

섬유에 의하여 보강된 철근콘크리트 보에 사인장균열이 발생한 이후에 섬유에 의하여 지지되는 전단저항성분을 트러스이론에 기초하여 계산하면 식 (1)과 같다.

$$V_{frp} = A_{frp} f_{frp} \frac{(\sin\beta + \cos\beta)d}{s_{frp}} \cot\alpha \quad (1)$$

여기서,  $A_{frp}$ 는 섬유의 단면적,  $f_{frp}$ 는 섬유의 응력,  $\beta$ 는 섬유의 배근방향,  $s_{frp}$ 는 섬유의 배근간격,  $\alpha$ 는 부재축과 콘크리트 압축대 사이의 각도를 나타낸다. 식 (1)에서 섬

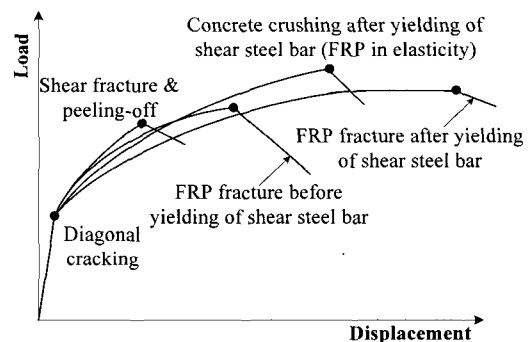


Fig. 1 Failure modes of RC beams strengthened by FRP composites

Table 1 Material stress conditions of failure modes

Failure mode	Steel stirrups	Fiber	Concrete
Failure mode 1	$f_s = f_y$ (yield)	$f_{frp} < f_{frp,r}$ (in elasticity)	$v_{fck} = \sigma_2$ (crush)
Failure mode 2	$f_s = f_y$ (yield)	$f_{frp} = f_{frp,r}$ (rupture)	$v_{fck} = \sigma_2$ (crush)

유의 응력( $f_{frp}$ )은 파괴모드에 따라서 달라진다. 파괴모드 1에서는 부재가 전단파괴 할 때 섬유가 파단강도에 도달하지 않기 때문에 식에서는 Fig. 2와 같이 섬유의 탄성계수( $E_{frp}$ )에 섬유변형률( $\epsilon_{frp}$ )을 곱하여 섬유의 전단기여분을 평가한다. 그러나 파괴모드 2에서는 부재가 전단파괴 할 때 섬유는 파단강도( $f_{frp,r}$ )에 도달하므로  $f_{frp} = f_{frp,r}$ 를 사용하여 섬유의 전단저항분을 계산하여야 한다.

이 논문에서는 파괴모드 1(콘크리트 선행파괴)과 파괴모드 2(섬유 선행파괴)의 경계점, 즉 섬유파단과 콘크리트 압축파괴가 동시에 발생하는 경계점을 파괴시의 재료의 응력상태에 의하여 구하였다. Fig. 3과 같이 사인장균열이 발생한 섬유보강 철근콘크리트 보의 응력상태에서 식(2)를 유도할 수 있다.

$$0 = \sigma_2^c \sin^2 \alpha + \sigma_1^c \cos^2 \alpha + \rho_t f_t + \rho_{frp} f_{frp} \sin \beta \quad (2)$$

여기서,  $\sigma_2^c, \sigma_1^c$ 는 콘크리트의 주압축 및 주인장응력,  $f_t$ 는  $t$ 방향(부재축과 직각방향) 철근의 인장응력(전단보강철근의 응력),  $\alpha$ 는 콘크리트 압축대와 부재축의 각도,  $\rho_t$ 은  $t$ 방향의 철근비(전단보강철근비)이다.

파괴모드 1과 파괴모드 2에서는 전단보강철근이 항복한 후에 콘크리트가 압축파괴 또는 섬유가 파단하므로 식(2)의 전단보강철근 응력( $f_t$ )은 항복응력( $f_{ty}$ )으로 대체할 수 있다. 따라서 섬유가 파단하면서 콘크리트가 압축파괴할 때의 섬유보강비는 식(3)과 같다.

$$\rho_{max} = \frac{1}{f_{frp,r} \sin \beta} (-\sigma_2^c \sin^2 \alpha - \sigma_1^c \cos^2 \alpha - \rho_t f_{ty}) \quad (3)$$

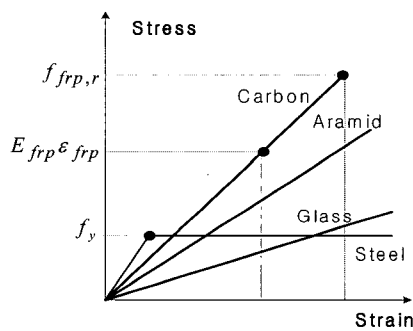


Fig. 2 Stress versus strain curve of FRP

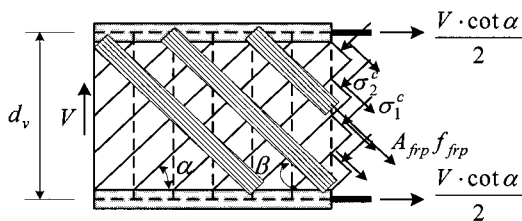


Fig. 3 Truss model of RC beams strengthened with FRP composites

파괴모드 1과 2의 경계점은 전단보강철근이 항복한 이후에 콘크리트가 압축파괴 함과 동시에 FRP가 파단강도에 도달하게 된다. 따라서 파괴모드 1과 2의 경계점에서의 보의 응력과 변형률 상태를 표시하면 Fig. 4와 같다. Fig. 4에서 콘크리트의 주응력  $\sigma_2^c$ 는 유효압축강도  $v f_{ck}$ 에 도달하고 FRP는 파단강도  $f_{frp,r}$ 에 도달하였다. 또한 FRP 변형률은 파단변형률  $\epsilon_{frp,r}$ 에 도달하였다. 콘크리트의 인장강도와 압축변형률은 매우 작은 값이므로 무시할 수 있다.

### 2.3 섬유파단시의 균열각도( $\alpha$ )

섬유파단시의 균열각도( $\alpha$ )는 트러스 모델에서 부재축과 이루는 콘크리트 주압축응력의 경사각이다. 균열 각도( $\alpha$ )는 트러스 모델에 대한 평균변형률의 관계와 Fig. 4의 Mohr의 변형률 원에 의하여 구할 수 있다. Mohr의 변형률 원을 이용하여 변형률의 관계를 정리하면 식 (4)와 같다.

$$\epsilon_1 = \epsilon_t + \epsilon_l - \epsilon_2 \quad (4)$$

여기서,  $\epsilon_l, \epsilon_t$ 는 각각 1-방향과 t-방향의 평균변형률을 나타내며,  $\epsilon_2$ 는 콘크리트의 주인장 및 압축 변형률이다.

식 (4)에서 콘크리트의 주압축변형률( $\epsilon_2$ )은 다른 변형률에 비하여 매우 작으므로  $\epsilon_2 = 0$ 로 가정할 수 있으며, 섬유는 파단하므로 부재축과 수직되는 방향의 변형률( $\epsilon_t$ )은 섬유의 파단변형률( $\epsilon_{frp,r}$ )로 대치할 수 있다. 섬유의 부착각도와 전단보강근의 배근각도가 일치할 경우에 식(4)는 식(5)와 같다.

$$\epsilon_1 = \epsilon_t + \epsilon_{frp,r} \quad (5)$$

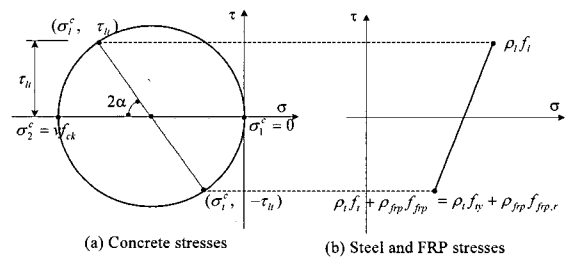


Fig. 4 Mohr's stress and strain circles at the boundary between failure mode 1 and failure mode 2

Mohr의 변형률 원에서 섬유과단시의 균열각도를 구할 수 있다.

$$\cos^2\alpha = \frac{-\epsilon_l + \epsilon_1}{\epsilon_1 - \epsilon_2} \quad (6)$$

식(6)에서  $\epsilon_2 = 0$ 로 가정하고 식(5)를 대입하면 각도  $\alpha$ 는 다음 식과 같다.

$$\cos^2\alpha = \frac{\epsilon_{frp,r}}{\epsilon_l + \epsilon_{frp,r}} \quad (7)$$

## 2.4 콘크리트 주압축응력 및 주인장응력

Fig. 5는 전단변형률의 변화에 의한 전단응력, 철근의 응력, FRP의 응력, 콘크리트의 주 압축응력 및 유효압축강도의 변화를 나타낸다. 그림에서 FRP로 보강된 보의 최종적인 파괴는 콘크리트의 주압축응력( $\sigma_2^c$ )이 콘크리트의 유효압축강도( $v f_{ck}$ )에 도달함으로써 발생한다. 주압축응력( $\sigma_2^c$ )는 전단변형률이 증가함에 따라서 증가하지만 유효압축강도( $v f_{ck}$ )는 전단변형률이 증가함에 따라서 감소한다. 따라서 보는 어느 시점에서  $\sigma_2^c$ 가  $v f_{ck}$ 에 도달하여 파괴하게 된다. 파괴모드 1에서는  $\sigma_2^c = v f_{ck}$ 이며  $\epsilon_{frp} < \epsilon_{frp,r}$ 이다. 그러나 파괴모드 1과 2의 경계점은 섬유가 파단함과 동시에 콘크리트가 압축파괴하는 점이다. 그러므로 콘크리트 압축대에 발생한 주압축응력( $\sigma_2^c$ )는 콘크리트의 유효압축강도( $v f_{ck}$ )에 도달하게 된다. 또한 FRP는 파단강도에 도달하여  $\epsilon_{frp} = \epsilon_{frp,r}$ 이다.

콘크리트의 유효압축강도는 여러 연구자들에 의하여 균열과 직각방향의 변형률(주인장변형률)과 밀접한 관계가

있어서 주인장변형률이 증가함에 따라서 콘크리트의 유효압축강도는 감소함이 지적되었다. 이 연구에서는 Collins 등<sup>15)</sup>에 의하여 제안된 식(8)을 이용하여 유효압축강도를 계산하였다.

$$\sigma_2^c = v f_{ck} = \frac{1}{0.8 + 170\epsilon_1} f_{ck} \quad (8)$$

여기서,  $v$ 는 콘크리트의 유효압축강도계수이다.

콘크리트의 주인장응력( $\sigma_1^c$ )은 사인장균열이 발생한 직후 급격히 감소한다. 주인장응력( $\sigma_1^c$ )에 대해서 Collins 등<sup>15)</sup>, Hsu 등<sup>16)</sup>이 철근콘크리트 패널실험에 근거한 평가식을 제안하였다. 패널실험에 의하면  $\sigma_1^c$ 는 균열발생이후 주인장변형률( $\epsilon_l$ )이 증가함에 따라서 급격하게 감소한다. 이 논문에서는 사인장균열 발생이후의  $\sigma_1^c$ 를 Hsu 등<sup>16)</sup>의 제안식(5)를 적용하여 구하였다.

$$\sigma_1^c = f_{cr} \left( \frac{\epsilon_{cr}}{\epsilon_l + \epsilon_{frp,r}} \right)^{0.4} \quad (9)$$

여기서,  $f_{cr}$ 은 콘크리트 인장균열강도,  $f_{cr} = 0.33 \sqrt{f_{ck}}$ 이며  $\epsilon_{cr}$ 은 인장균열 발생시의 콘크리트 인장 변형률,  $\epsilon_{cr} = 0.00008$ 이다.

## 2.5 부재축방향 변형률

사인장균열이 발생한 섬유보강 철근콘크리트 보에 대하여 Fig. 3과 같이 힘의 평형을 이용하여 식(10)을 유도할 수 있다.

$$0 = \sigma_2^c \cos^2\alpha + \sigma_1^c (1 - \cos^2\alpha) + \rho_l f_l + \rho_{frp} f_{frp} \cos\beta \quad (10)$$

여기서,  $f_l$ 는  $l$  방향(부재축방향) 철근의 인장응력,  $\rho_l$ 은  $l$  방향의 철근비이다. 파괴모드 1과 2는 주인장철근이 항복하기 이전에 전단파괴하는 부재의 파괴모드이므로 식(10)의  $f_l$ 는 탄성계수( $E_s$ )와 부재축방향 변형률( $\epsilon_l$ )로 표현할 수 있다.

$$0 = \cos^2\alpha (\sigma_2^c - \sigma_1^c) + \sigma_1^c + \rho_l E_s \epsilon_l + \rho_{frp} f_{frp} \cos\beta \quad (11)$$

식(11)에 식(7), (8), (9)를 대입하여 정리하면 아래와 같이 부재축방향 변형률( $\epsilon_l$ ) 계산식을 유도할 수 있다.

$$\frac{\epsilon_{frp,r}}{\epsilon_l + \epsilon_{frp,r}} \left( \frac{f_{ck}}{0.8 + 170(\epsilon_l + \epsilon_{frp,r})} - f_{cr} \left( \frac{\epsilon_{cr}}{\epsilon_l + \epsilon_{frp,r}} \right)^{0.4} \right) + f_{cr} \left( \frac{\epsilon_{cr}}{\epsilon_l + \epsilon_{frp,r}} \right)^{0.4} + \rho_l E_s \epsilon_l = 0 \quad (12)$$

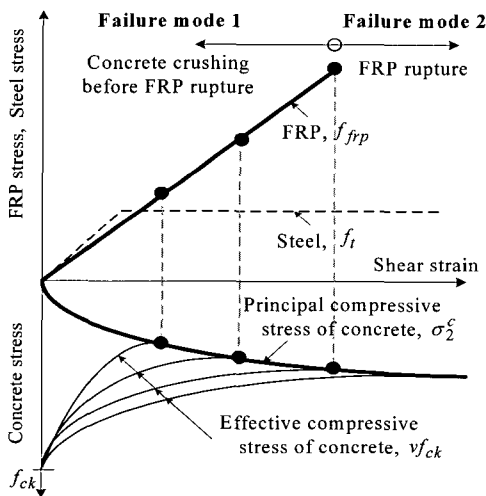


Fig. 5 Stresses of materials versus shear strain of RC beams

부재가 전단파괴할 때 콘크리트의 주인장변형률은 균열 발생변형률( $\epsilon_s$ )보다 매우 크므로 식(12)의 주인장응력( $\sigma_1^c$ )은 0에 가까워진다. 따라서 식(12)의  $\sigma_1^c$ 에 대한 항목을 무시할 수 있다.

$$\frac{\epsilon_{frp,r}}{\epsilon_t + \epsilon_{frp,r}} \left( \frac{f_{ck}}{0.8 + 170(\epsilon_t + \epsilon_{frp,r})} \right) + \rho_t E_s \epsilon_t = 0 \quad (13)$$

### 3. 섬유에 의하여 보강된 철근콘크리트 보의 최대 섬유비 평가식 및 평가식의 분석

#### 3.1 철근콘크리트 보의 최대 섬유비 평가식

식(3)에 제안된 최대 섬유비( $\rho_{frpm}$ ) 평가식은 2장에서 설명된 식(7), (8), (9) 및 (12)를 대입하여 구할 수 있다. 이 중에서 전단파괴시의 콘크리트의 인장응력은 압축응력에 비하여 매우 작으므로 무시할 수 있으므로 최대섬유의 양은 식(14)와 같이 계산할 수 있다.

$$\rho_{frpm} f_{frp} \sin \beta = \left( - \frac{f_{ck}}{0.8 + 170(\epsilon_t + \epsilon_{frp,r})} \frac{\epsilon_t}{\epsilon_t + \epsilon_{frp,r}} - \rho_t f_{ty} \right) \quad (14)$$

식(14)에서 최대 섬유비( $\rho_{frpm}$ )는 콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ ), 섬유의 항복강도( $f_{frp,r}$ ), 전단보강철근의 양( $\rho_t f_{ty}$ ) 등에 따라서 변화한다. 콘크리트의 압축강도가 증가함에 따라서 최대 섬유비는 증가하지만 철근의 양이 증가하면 감소한다. 또한 전단보강철근의 양이 증가할 경우에 최대 섬유비는 감소한다.

현행 ACI 318-02 구조설계기준식에서는 전단보강철근에 의한 전단저항성분을 식(15)와 같이 제안하고 있다.

$$\rho_t f_{ty} \leq \frac{2}{3} \sqrt{f_{ck}} \quad (15)$$

식(15)의 전단철근양의 제한은 첫째, 전단보강철근이 항복하기 이전에 콘크리트가 압축파괴하는 취성파괴를 방지하기 위함이다. 둘째, 전단보강철근의 양이 어느 한계점 이상 증가하면 사인장 균열각도가 변화하여 부재의 전단강도가 전단철근의 양과 선형적으로 비례하여 증가하지 않기 때문이다. 셋째, 사인장균열의 폭이 증가하여 사용상에 문제가 발생하기 때문이다. ACI 318-02 구조설계기준식에서는 전단연결철근의 전단저항성분을 식 (15)로 제한함으로써 전단연결철근의 응력( $f_t$ )을 항복응력( $f_{ty}$ )으로 대체할 수 있게 하였다. 만일 식 (15)가 없다면 트러스 이론에서 유도되는  $f_t$ 를  $f_{ty}$ 로 단순히 대체할 수 없게 된다. 이 연구에서는 제안식 (14)와 ACI 식을 비교하기 위하여 식 (15)에 섬유비 양( $\rho_{frp} f_{frp,r}$ )을 증첩하여 최대 섬유량을 식 (16)과 같이 계산하였다.

$$\rho_{frp} f_{frp,r} \leq \frac{2}{3} \sqrt{f_{ck}} - \rho_t f_{ty} \quad (16)$$

Fig. 6은 콘크리트의 압축강도가 증가함으로써 변화하는 제안식과 식(16)의 비교를 나타낸다. 그림에서 식(14)와 식(16)에 의하여 계산된 최대 섬유양은 큰 차이가 있음을 알 수 있다. 이와 같이 큰 차이가 나는 이유는 콘크리트의 유효압축강도 때문이다. ACI 기준식에서는 전단철근이 항복하거나 항복한 직후의 콘크리트의 유효압축강도를 사용한다. 따라서 철근 항복변형률(일반적으로 0.002)은 섬유의 파단변형률(일반적으로 0.015)보다 작기 때문에 콘크리트의 유효압축강도가 상대적으로 크게 되며 이 값은 대략  $2/(3\sqrt{f_{ck}})$ 라 할 수 있다. 식 (14)의 최대 섬유의 양도 섬유가 파단변형률 ( $\epsilon_{frp,r}$ )에 도달하였을 때의 콘크리트의 유효압축강도와 직접적인 관계가 있다. 만일 사용한 섬유의 파단변형률( $\epsilon_{frp,r}$ )이 0.015일 경우에는 콘크리트의 유효압축강도는 증가된 파단변형률 때문에 작아지게 되므로 최대 섬유양도 작아지게 된다. ACI 식과 유사하게 안전율을 고려하여 철근의 변형률이 0.005라 가정하고 이를 식 (14)의 섬유의 파단변형률에 대입하여 최대 섬유양을 계산하였을 경우에 식(14)에 의한 최대 섬유양은 식(16)의 ACI 기준식 계산 값과 유사함을 알 수 있다.

#### 3.2 파괴모드에 의한 전단강도 평가

섬유에 의하여 보강된 철근콘크리트 보의 전단강도는 Fig. 1과 같이 다양하게 나타난다. 이와 같은 파괴모드에 대하여 설계에서는 가능하면 부착파괴 및 전단보강철근 항복이전의 파괴를 억제하고 파괴모드 1과 파괴모드 2를 유도하고 있다. 이 연구에서는 파괴모드 1과 파괴모드 2의 경계를 식(14)에 의하여 예측하였다. 전단보강된 섬유양이 식 (14)이하일 경우에 부재는 파괴모드 2에 의하여 파괴한다. 그러므로 보의 전단강도는 식(1)의 섬유의 응력( $f_{frp}$ )을 파단강도( $f_{frp,r}$ )로 대체하여 전단기여분( $V_{frp}$ )을 평가

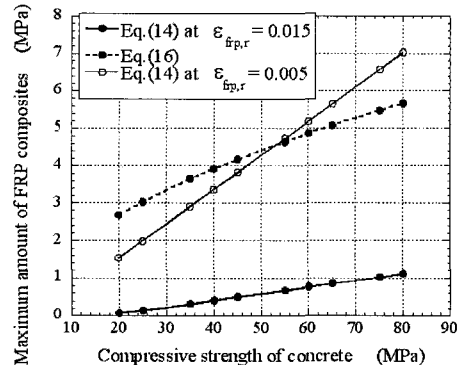


Fig. 6 Comparison of the maximum amounts of FRP composites calculated by Eqs.(14) and (16)

한다. 한편 섬유량이 식(14) 이상일 경우에 부재는 파괴모드 1에 의하여 파괴한다. 이 경우에 정확한 전단강도를 예측하기 위해서는 콘크리트가 압축파괴할 때( $\sigma_2^c = v f_{ck}$ )의 섬유의 유효응력을 계산하여야 한다.

[파괴모드 1]

$$V_{frp} = A_{frp} E_{frp} \epsilon_{frp,e} \frac{(\sin\beta + \cos\beta)d}{s_{frp}} \cot\alpha \quad (17a)$$

[파괴모드 2]

$$V_{frp} = A_{frp} f_{frp,r} \frac{(\sin\beta + \cos\beta)d}{s_{frp}} \cot\alpha \quad (17b)$$

섬유의 파단변형률( $\epsilon_{frp,r}$ )이 0.0015,  $f_{frp,r}$  가 4,000 MPa이며,  $f_{ck}$ 가 40 MPa인 경우에 식 (14)에 의하여 계산된 최대 섬유의 양( $\rho_{frp,m} f_{frp,r}$ )은 Fig. 7의 ㉠점이 되며 최대 섬유비( $\rho_{frp,m}$ )는 0.000244가 된다. 보에 사용한 섬유의 비( $\rho_{frp}$ )가 0.000244이면 식 (18)에 의하여 계산된 섬유의 양은 섬유의 변형률이 증가함에 따라서 증가하여 그림 ㉠점에서 식 (14)의 최대 섬유량과 같게 된다. 따라서 파괴는 파괴모드 1과 2의 경계가 되며 보의 전단강도는 식(17b)를 사용하여 계산할 수 있다. 만일 보에 사용한 섬유의 비가 0.0008이 되면 식(18)에 의하여 계산한 섬유의 양이 증가하여 그림의 ㉡점에서 식 (14)에 의하여 계산된 섬유의 양과 같게 된다. 이러한 보에 사용한 섬유비(0.0008)가 최대 섬유비(0.000244)보다 많기 때문에 섬유가 파단하지 않았음을 의미하며(파괴모드 1), 콘크리트가 압축파괴할 때( $\sigma_2^c = v f_{ck}$ , Fig. 5 참조) 섬유의 유효변형률( $\epsilon_{frp,e}$ )은 Fig. 7의 ㉢점 0.01이 된다. 섬유의 비가 더욱 증가하여 0.0016일 경우에는 식 (18)에 의하여 계산되는 섬유의 양은 더욱 증가하여 ㉢점에서 식 (14)의 최대 섬유량과 같게 된다. 따라서 섬유의 유효변형률은 0.0077이 되며, 이 값을 식 (17a)에 대입하여 섬유전단강도를 계산할 수 있다.

#### 4. 기존 실험 결과와 최대 섬유의 양 및 전단강도의 비교

##### 4.1 최대 섬유비 평가식

연구자들에 의하여 실시된 섬유보강 철근콘크리트 보의 실험값을 이용하여 제안된 최대 섬유의 양과 섬유의 유효 변형률을 검증하였다. 검증에 사용된 실험체의 재료 물성 및 실험 결과를 부록 1<sup>(8,17-20)</sup>에 상세히 기록하였다. 비교된 실험체의 총 수는 28개이며 콘크리트의 압축강도는 25.00 MPa에서 43.00 MPa로 변화하고, 보강된 섬유의 양( $\rho_{frp} f_{frp,r}$ )은 0.72 MPa에서 9.50 MPa까지 변화하였다. 섬유의 종류는 탄소 및 아라미드 섬유가 사용되었다. 접착 형태는 감싸기(rapping)와 스트립(strip)의 두 가지 형태의

보강 방법이 사용되었다. 실험체는 모두 전단 파괴하였으며 섬유의 부착파괴를 일으키거나 전단보강철근만이 사용된 실험체는 비교에서 제외하였다.

섬유의 파단은 부재가 최대 전단하중에 도달한 이후에 하중이 급락하면서 발생할 가능성이 있으므로 비교에서는 최대 하중 이전에 섬유가 파단하는 실험체의 파괴모드를 파괴모드 2로 구별하였고, 최대 하중 도달시까지 섬유가 파단하지 않은 실험체를 파괴모드 1로 구별하였다. 비교에 사용된 총 28개의 실험체 중에서의 섬유의 파단 여부를

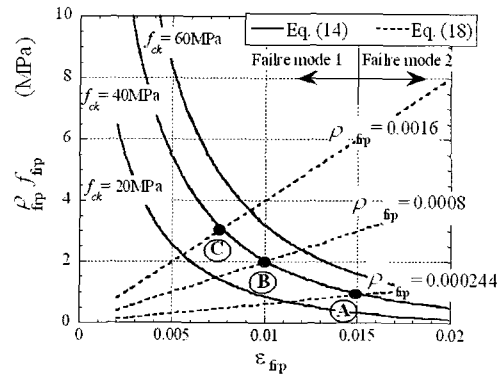
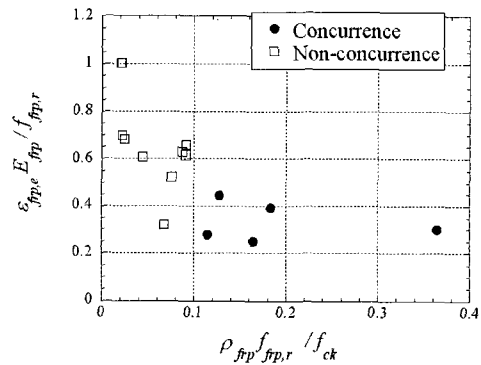
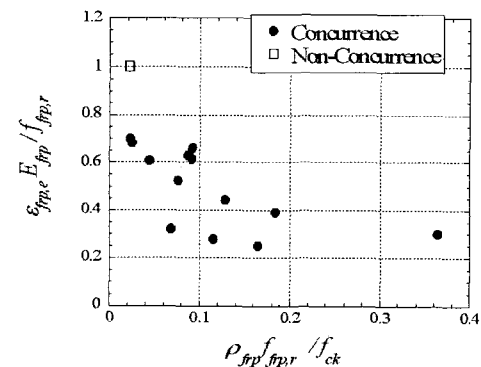


Fig. 7 Calculation of the effective strain of FRP composites using the maximum amount of FRP composites



(a) Eq. (16)



(b) Proposed equation (14)

Fig. 8 Comparison between the proposed and observed failure modes

표시한 실험체는 16개이며 이 연구에서는 16개 실험체의 파괴모드를 비교하여 Fig. 8에 표시하였다. Fig. 8은 섬유 양을 콘크리트의 압축강도로 나눈 값에 대하여 파괴모드를 구별하여 나타내고 있다. 그림의 y축은 섬유의 도달 강도를 파단강도로 나눈 값이다. 그림에서 ●로 표시된 실험체는 예측한 파괴모드와 실험체의 파괴모드가 일치하는 경우이며, □ 표시는 예측한 파괴모드와 실험체의 파괴모드가 일치하지 않는 경우이다. Fig. 8에서 대부분의 실험체는 파괴모드 1에 의하여 파괴됨을 알 수 있다. 이는 섬유의 파단변형률이 철근의 항복변형률에 비하여 크기 때문에 콘크리트의 유효압축강도가 작아져서 최대 섬유양이 작아지기 때문이다. Fig. 8(a)의 ACI 식에 기본적인 식(16)에 의한 파괴모드는 실험결과에 많은 차이가 있음을 알 수 있다. 그러나 제안식은 대부분의 실험체에 대하여 파괴모드를 비교적 정확하게 예측하고 있음을 Fig. 8(b)를 통하여 알 수 있다.

## 4.2 전단 강도

제안된 평가방법과 기존의 실험 결과를 비교·검토하기 위하여 기존 제안식을 이용하여 실험결과를 계산하였다. Chaallal 등<sup>1)</sup>은 FRP의 전단기여를 전단균열이 FRP를 지나간다는 가정과 콘크리트와 FRP가 완전부착이라는 가정을 바탕으로 FRP의 전단력을 다음과 같이 평가하였다.

$$V_{frp} = \phi_{frp} A_{frp} f_{frp,r} \frac{(\sin\beta + \cos\beta)d}{s_{frp}} \quad (19)$$

$\phi_{frp}$ 는 FRP의 전단강도에 대한 저감계수로 0.8,  $s_{frp}$ 는 부분보강 FRP의 간격이다. Triantafillou 등<sup>2)</sup>은 FRP의 전단력을 다음의 식으로 평가하였다.

$$V_{frp} = \frac{0.9}{\gamma_{frp}} \rho_{frp} E_{frp} \epsilon_{frp,e} b_w d (\sin\beta + \cos\beta) \quad (20)$$

여기서,  $\gamma_{frp}$ 는 탄소섬유, 아라미드섬유 및 유리섬유에 대한 안전계수로 각각 1.15, 1.20, 1.25이다,  $\epsilon_{frp,e}$ 는 FRP의 유효변형률로서 보 실험 결과에 근거하여 다음과 같이 계산하였다.

$$0 \leq \rho_{frp} E_{frp} < 1 \text{의 경우} \\ \epsilon_{frp,e} = 0.0119 - 0.0205 \rho_{frp} E_{frp} + 0.0104 (\rho_{frp} E_{frp})^2 \quad (21a)$$

$$\rho_{frp} E_{frp} \geq 1 \text{의 경우.} \\ \epsilon_{frp,e} = -0.00065 \rho_{frp} E_{frp} + 0.00245 \quad (21b)$$

여기서,  $E_{frp}$ 의 단위는 GPa이다. Khalifa 등<sup>5)</sup>은 Triantafillou 등<sup>2)</sup>의 유효변형률을 수정하여 FRP의 전단강도를 유효응력

비(또는 유효변형률비)인  $R = f_{frp,e} / f_{frp,r} = \epsilon_{frp,e} / \epsilon_{frp,r}$ 을 사용하여 평가하였다.

$$R = 0.5600 (\rho_{frp} E_{frp})^2 - 1.2188 \rho_{frp} E_{frp} + 0.778 \leq 0.50 \quad (22)$$

여기서,  $E_{frp}$ 의 단위는 GPa이다. Teng 등<sup>7)</sup>은 FRP의 전단강도를 다음과 같이 계산하였다.

$$V_{frp} = 2 f_{frp,e} t_{frp} w_{frp} \frac{h_{frp,e} (\cot\theta + \cot\beta) \sin\beta}{s_{frp}} \quad (23)$$

여기서,  $f_{frp,e}$ 는 전단균열에 의한 보의 파괴시점에 이르렀을 때의 FRP의 유효응력,  $t_{frp}$ 는 FRP의 두께,  $w_{frp}$ 는 FRP 스트립의 폭,  $h_{frp,e}$ 는 단면 복부에 부착된 FRP의 유효 높이이다.

$$h_{frp,e} = z_b - z_t \quad (24)$$

여기서,  $z_b$ 와  $z_t$ 는 부착된 FRP의 상단과 하단 끝의 유효 길이이다.

$$z_t = d_{frp,t} \quad (25)$$

$$z_b = [d - (h - d_{frp,t})] - 0.1d \quad (26)$$

여기서,  $d_{frp,t}$ 는 부착된 FRP의 상단 끝에서 압축면까지의 길이이며,  $d_{frp}$ 는 FRP의 하단에서 압축면까지의 길이이다. 식 (23)의 FRP 유효응력 ( $f_{frp,e}$ )은 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$f_{frp,e} = D_{frp} \cdot f_{frp,r} \quad (27)$$

여기서,  $D_{frp}$ 는 FRP의 응력분포계수로 다음 식과 같다.

[FRP 파단으로 인한 파괴시,]

$$D_{frp} = \frac{1 + \xi}{2} \quad (28)$$

여기서,  $\xi = z_t / z_b$ 이다.

기존의 평가식과 이 연구에서 제안한 평가식(17)을 이용하여 28개 철근콘크리트 보의 전단강도를 계산하였다. 보의 전단강도는 콘크리트의 전단저항성분( $V_c$ )과 철근의 전단저항성분( $V_s$ )를 섬유의 전단저항성분에 합한 값이며,  $V_c$ 와  $V_s$ 에 대해서는 ACI 318-02기준식의 전단평가식을 이용하였다. Fig. 9는 실험전단강도( $V_{exp}$ )를 기존식에 의하여 계산한 전단강도로 나눈 값과 섬유의 양과 콘크리트의 비( $\rho_{frp} f_{frp,r} / f_{ck}$ )를 비교하고 있다. Fig. 8에서 기존식에 의하여 계산한 전단강도는 실제전단강도를 크게 과소평가하고 있음을 알 수 있다. 4개의 기존식은 실제실험값을 1.4배 이상 과소평가하고 있으며 변동계수도 21% 이상으로 매우 높다.

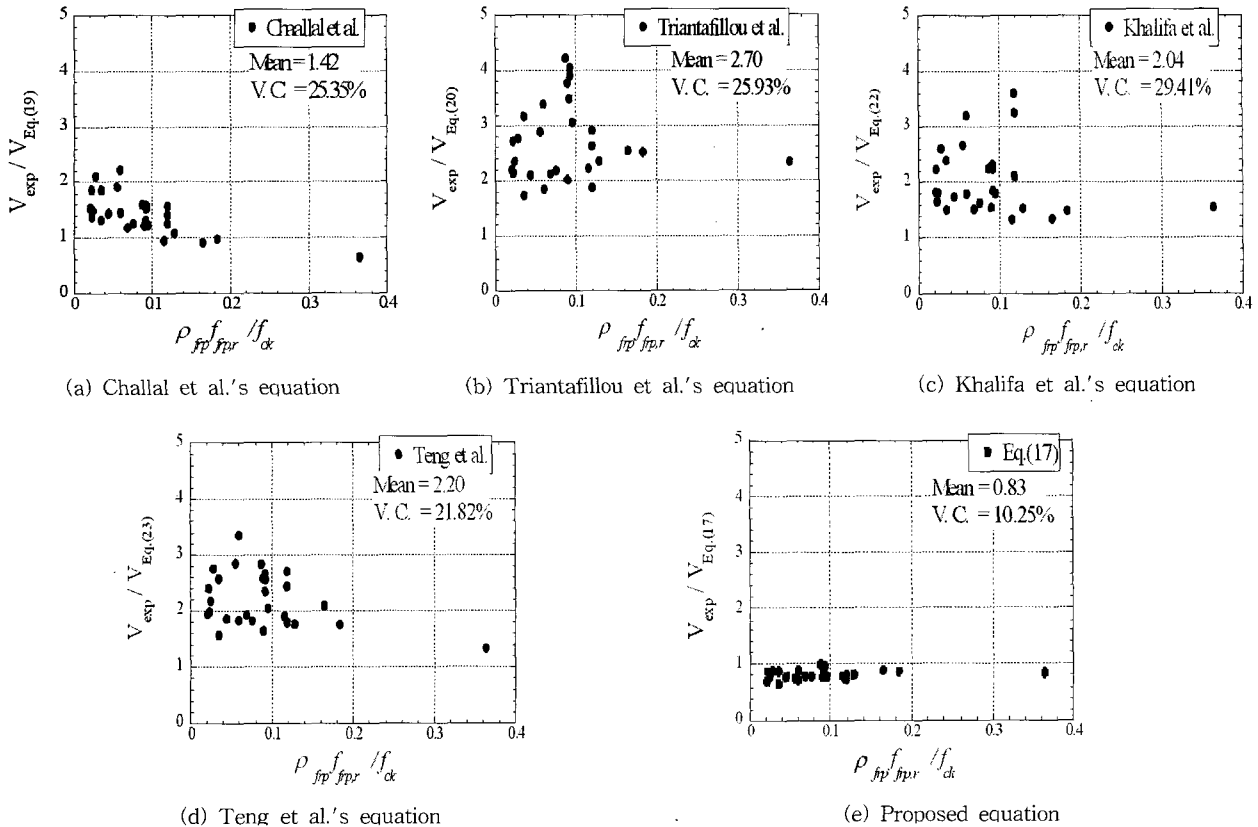


Fig. 9 Comparison between the observed and proposed shear strength

이와 같은 이유는 기존식에서는 섬유유�효강도( $f_{frp,e}$ , 또는  $\varepsilon_{frp,e}E_{frp}$ )를 일정한 계수나 섬유유량의 양( $\rho_{frp}f_{frp,r}$ )만으로 평가하였기 때문에 다양한 재료 조건을 갖고 있는 보의 전단강도를 정확히 평가할 수 없었던 것으로 판단된다. 실제로 섬유유�효강도는 Fig. 5와 같이 섬유유량, 전단보강철근의 양, 주인장철근의 양 및 콘크리트의 압축강도에 의하여 영향을 받고 있음을 알 수 있다. 특히 섬유유�효강도는 섬유유량과 콘크리트 압축강도의 상대비에 의하여 영향을 받으므로 이러한 재료조건을 고려하여 섬유유�효강도 산정이 필요하다. 이 연구에서 제안한 섬유유�효강도 평가식 (17)을 이용한 전단강도는 실제의 전단강도를 평균 0.83, 변동계수 10.25%로 기존 제안식보다 정확하게 예측하였다.

## 5. 결 론

섬유에 의하여 보강된 철근콘크리트 보의 전단강도를 평가하기 위해서는 부재의 파괴모드를 정확하게 구분하여야 한다. 섬유보강 콘크리트 보의 파괴모드는 전단보강철근만이 있는 철근콘크리트 보의 파괴모드에 비하여 복잡하다. 이 논문에서는 파괴시의 부재의 응력 및 변형상태를 고려하여 섬유보강 콘크리트 보의 파괴모드 경계점을 계산하여 섬유유�효도달 응력을 계산하였다. 이 연

구에서 제안한 전단강도 평가 방법의 특징은 다음과 같다.

- 1) 제안된 최대 섬유비( $\rho_{frp,m}$ )는 콘크리트의 압축강도, 섬유유량, 전단보강철근의 양 등에 따라 변화하였다. 콘크리트의 압축강도가 증가함에 따라 최대 섬유비는 증가하지만 철근의 양이 증가하면 감소하였다. 또한 전단보강철근의 양이 증가할 경우에 최대 섬유비는 감소하였다.
- 2) 기존식은 다양한 재료조건을 갖는 28개 철근콘크리트 보의 전단강도를 1.4배 이상 과소평가하였으며 변동계수도 21% 이상이었다. 이와 같은 이유는 기존식에서는 섬유유�효강도를 일정한 계수나 섬유유량만으로 평가하였기 때문에 판단된다.
- 3) 섬유유량, 콘크리트 압축강도 및 전단연결철근의 양을 고려하여 섬유유�효강도를 평가한 제안 평가법은 28개 철근콘크리트 보의 전단강도를 평균 0.83, 변동계수 10.25%로 기존 제안식보다 정확하게 예측하였다.
- 4) 이 연구에서 사용한 16개의 철근콘크리트 보의 실험체의 파괴모드에서 제안한 평가식은 14개의 파괴모드를 정확하게 예측하였다. 그러나 실험에서 측정된 파괴모드는 대부분 섬유파단 이전에 전단파괴를 일으킨 실험체로 다양한 파괴모드를 갖는 실험체와 제안식의 검증이 필요하다고 판단된다.



## 감사의 글

이 논문은 2004년도 한국학술진흥재단의 선도연구(KRF-2004-041-D00741) 지원으로 수행되었으며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

## 참고 문헌

1. Chaallal, O., Nollet, M. J., and Perration, D. "Strengthening of Reinforced Concrete Beams with Externally Bonded Fibre-Reinforced-Plastic Plates", *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol.25, No.4, 1998, pp.692~704.
2. Triantafillou, T. C., "Shear Strength of Reinforced Concrete Members using Composites", *Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures, Proceeding of the Third International Symposium*, Sapporo, Japan, 1997, pp.523~530.
3. Triantafillou, T. C., "Shear Strength of Reinforced Concrete Beams using Epoxy-Bonded FRP Composites", *ACI Structural Journal*, Vol.95, No.2, 1998, pp.107~115.
4. Triantafillou, T. C. and Fardis, M. N., "Strengthening of Historic Masonry Structures with Composite Materials", *Materials and Structures*, Vol.30, 1997, pp.486~496.
5. Khalifa, A., Gold, W. J., Nanni, A., and Aziz, A. "Contribution of Externally Bonded FRP to Shear Capacity of RC Flexural Members", *Journal of Composites for Construction*, ASCE, Vol.2, No.4, 1998, pp.195~203.
6. Maeda, T., Asano, Y., Sato, Y., Ueda, T., and Kakuta, Y., "A Study on Bond Mechanism of Carbon Fiber Sheet", *Non-Metallic(FRP) Reinforcement for Concrete Structures, Proceedings of the Third International Symposium*, Sapporo, Japan, 1997, pp.279~285.
7. Teng, J. G., Chen, J. F., Smith, S. T., and Lam, L. *FRP Strengthened RC Structures*, John Wiley Sons, 2002, 245pp.
8. Miyauchi, K., Inoue, S., Nishibayashi, S., and Tanaka, Y., "Shear Behavior of Reinforced Concrete Beam Strengthened with CFRP Sheet", *Transactions of the Japan Concrete Institute*, Vol.19, 1997, pp.97~104.
9. Uji, K., "Improving Shear Capacity of Existing Reinforced Concrete Members by Applying Carbon Fibre Sheets", *Transactions of the Japan Concrete Institute*, Vol.14, 1992, pp.253~266.
10. Triantafillou, T. C., "Shear Strengthening of Reinforced Concrete Beams Using Externally Applied Composite Fabrics", *ACI Structural Journal*, Vol.92, No.3, 1995, pp.295~303.
11. 심종성, 오홍섭, 유재명, "섬유보강재로 전단보강된 RC 보의 전단강도예측을 위한 해석모델에 대한 연구", 콘크리트학회논문집, 12권, 5호, 2000, pp.35~46.
12. 심종성, 오홍섭, 문도영, 박경동, "FRP로 보강된 철근 콘크리트보의 전단강도 예측(I)-전단강도 예측 모델 제안 및 검증", 콘크리트학회논문집, 17권, 3호, 2005, pp.343~351.
13. 심종성, 박철우, 문도영, 심재원, "FRP로 보강된 철근 콘크리트보의 전단강도 예측(II)-모델 검증 및 변수연구", 콘크리트학회논문집, 17권, 3호, 2005, pp.353~359.
14. FIB, *Externally Bonded FRP Reinforcement for RC Structures*, fib technical report 14, Jul., 2001, 130pp.
15. Vecchio, F. J. and Collins, M. P., "The Modified Compression-Field Theory for Reinforced Concrete Elements Subjected to Shear", *ACI Structural Journal*, Vol.83, No.2. Mar.-Apr. 1989, pp.219~231.
16. Belarbi, A. and Hsu, T.T.C., "Constitutive Laws of Concrete in Tension and Reinforcing Bars Stiffened by Concrete", *ACI Structural Journal*, Vol.91, No.4, Jul.-Aug. 1994, pp.465~474.
17. Kato, H., Kojima, T., Takagi, N., and Hamada, Y., "Experimental Study on Shear Reinforcement of RC Beams by Using Carbon Fiber Sheet", *Proceeding of the Japan Concrete Institute*, Japan, Vol.18, No. 2, 1996, pp.101~106.
18. Ishizaki, K., Maruyama, K., Shimomura, T., and Takada, K., "Size Effect in Shear Strength of RC beam Retrofitted with CFR Sheet", *Proceeding of the Japan Concrete Institute*, Japan, Vol.19, No.2, 1997, pp.201~206.
19. Araki, N., Matsuzaki, Y., Nakano, K., Kataoka, T., and Fukuyama, H., "Shear Capacity of Retrofitted RC Members with Continuous Fiber Sheets", *Non-Metallic(FRP) Reinforcement for Concrete Structures, Proceeding of the Third International Symposium*, Sapporo, Japan, 1997, pp.515~530.
20. Adhikary, B. B., Mutsuyoshi, H., and Ashraf, M., "Effective Shear Strengthening of Concrete Beams Using FRP Sheets with Bonded Anchorage", *FRPRCS-6, Proceeding of the 6th International Conference on FRP for RC Structures*, Cambridge, Singapore, 2003, pp.457~466.

## Appendix

Specimens	B (mm)	d (mm)	$f_{ck}$ (MPa)	a/d	$\rho_{frp}$ (%)	$E_{frp}$ (GPa)	$\epsilon_{frp,r}$ (%)	$f_{frp,r}$ (MPa)	$\rho_t$ (%)	$f_{ty}$ (MPa)	$\rho_l$ (%)	$f_{ly}$ (MPa)	$V_n$ (kN)	Fiber	Con1.	Con2.	Failure mode
N-E100Z <sup>17)</sup>	150	200	31	2.0	0.034	442	0.579	2560	0	0	2.4	1080	103	C	S	R	-
N-E100 <sup>17)</sup>	150	200	31	2.0	0.072	442	0.579	2560	0	0	2.4	1080	160	C	C	R	-
N10-E100 <sup>17)</sup>	150	200	31	2.0	0.072	442	0.579	2560	0.422	350	2.4	1080	169	C	C	R	-
N-E200 <sup>17)</sup>	150	200	31	2.0	0.144	442	0.579	2560	0	0	2.4	1080	165	C	C	R	-
N10-E200 <sup>17)</sup>	150	200	31	2.0	0.144	442	0.579	2560	0.422	350	2.4	1080	201	C	C	R	-
N-H100 <sup>17)</sup>	150	200	31	2.0	0.074	250	1.5	3750	0	0	2.4	1080	149	C	C	R	-
N10-H100 <sup>17)</sup>	150	200	31	2.0	0.074	250	1.5	3750	0.422	350	2.4	1080	169	C	C	R	-
N-E100ZX2 <sup>17)</sup>	150	200	31	2.0	0.067	442	0.579	2560	0	0	2.4	1080	132	C	S	R	-
N-E100x2 <sup>17)</sup>	150	200	31	2.0	0.144	442	0.579	2560	0	0	2.4	1080	183	C	C	R	-
AN-1/5Z-3 <sup>3)</sup>	125	165	35.8	3.0	0.0352	235	1.51	3550	0	0	4.91	385	76.7	C	S	R	-
AN-1/2Z-3 <sup>3)</sup>	125	165	33	3.0	0.00088	235	1.51	3550	0	0	4.91	385	87.7	C	S	R	-
AS150-1/5Z-2.7S <sup>8)</sup>	125	165	35.7	2.7	0.0352	235	1.51	3550	0.337	426.1	4.91	385	93.4	C	S	R	-
RB-CF-0451 <sup>9)</sup>	200	350	25.3	1.7	0.026	244	1.67	4280	0.19	351	2.77	570	241	C	S	R	1
RB-CF-0641 <sup>9)</sup>	200	350	25.4	1.7	0.045	244	1.67	4280	0.19	351	2.77	570	267	C	S	R	1
RB-CF-0971 <sup>9)</sup>	200	350	25.7	1.7	0.077	244	1.67	4280	0.19	351	2.77	570	313	C	S	R	1
RB-CF-1311 <sup>9)</sup>	200	350	25.9	1.7	0.111	244	1.67	4280	0.19	351	2.77	570	365	C	C	R	1
RB-CF-2431 <sup>9)</sup>	200	350	26.1	1.7	0.222	244	1.67	4280	0.19	351	2.77	570	415	C	C	R	1
RB-AF-0601 <sup>9)</sup>	200	350	26.3	1.7	0.059	84	3.41	3040	0.19	351	2.77	570	242	A	S	R	1
RB-AF-0901 <sup>9)</sup>	200	350	26.4	1.7	0.1	84	3.41	3040	0.19	351	2.77	570	264	A	S	R	1

Specimens	B (mm)	d (mm)	$f_{ck}$ (MPa)	a/d	$\rho_{frp}$ (%)	$E_{frp}$ (GPa)	$\epsilon_{frp,r}$ (%)	$f_{frp,r}$ (MPa)	$\rho_t$ (%)	$f_{ty}$ (MPa)	$\rho_l$ (%)	$f_{ly}$ (MPa)	$V_n$ (kN)	Fiber	Con1.	Con2.	Failure mode
RB-AF-120 <sup>9)</sup>	200	350	26.6	1.7	0.144	84	3.41	3040	0.19	351	2.77	570	318	A	C	R	1
NO.2 <sup>18)</sup>	250	400	32.6	2.5	0.018	244	1.64	3990	0	0	2.28	521	285	C	S	R	1
NO.3 <sup>18)</sup>	250	400	32.6	2.5	0.027	90	3.24	2920	0	0	2.28	521	236	A	S	R	1
NO.7 <sup>18)</sup>	400	600	34.6	2.5	0.018	244	1.64	3990	0	0	1.43	521	569	C	S	R	1
NO.8 <sup>18)</sup>	400	600	34.6	2.5	0.027	90	3.24	2920	0	0	1.43	521	530	A	S	R	1
C-2 <sup>20)</sup>	300	245	41	3.3	0.111	230	1.5	3400	0	0	4.32	395	457	C	C	PR	1
C-3 <sup>20)</sup>	300	245	41.1	3.3	0.111	230	1.5	3400	0	0	4.32	395	475	C	C	PR	1
A-2 <sup>20)</sup>	300	245	41.8	3.3	0.191	120	1.8	2000	0	0	4.32	395	400	A	C	PR	1
A-31 <sup>20)</sup>	300	245	43.9	3.3	0.191	120	1.8	2000	0	0	4.32	395	490	A	C	PR	1

Fiber (C: carbon, A: aramid), Con 1.(configuration, S : strip, C : continuous),  
Con 2.(configuration, R : rapping, PR : partial rapping)

## 요 약

섬유에 의하여 보강된 철근콘크리트 보의 파괴모드는 섬유가 파단하여 전단강도에 도달하는 경우와 섬유가 파단하기 이전에 전단강도에 도달하는 경우로 나누어진다. 이와 같이 섬유가 파단강도에 도달하지 않는 경우에 두 파괴모드의 전단강도는 상이하다. 섬유가 파단하지 않고 전단강도에 도달할 경우에 보의 전단강도를 예측하기 위하여 섬유의 파단강도를 사용할 수 없으므로 기존의 제안식에서는 섬유강도저감계수를 사용하여 섬유보강 보의 전단강도를 예측하였다. 그러나 기존 제안식의 대부분은 실험결과에 근거한 회귀분석을 통하여 일정한 상수값에 의하여 섬유강도저감계수를 평가하였으며, 섬유의 도달강도와 밀접한 관계가 있는 콘크리트의 압축강도를 고려하지 않고 있다. 이 연구에서는 변형률의 적합조건을 이용한 트러스모델에 근거하여 섬유보강 보의 파괴모드의 경계점을 구별하고, 이를 이용하여 섬유보강 보의 전단강도를 예측하였다.

**핵심용어 :** 섬유보강 폴리머, 전단강도, 철근콘크리트 보, 파괴모드, 섬유의 유효강도