

탄소섬유시트에 의해 휨보강된 RC보의 휨강도 추정

박종섭^{1)*} · 정우태¹⁾ · 유영준¹⁾ · 박영환¹⁾

¹⁾ 한국건설기술연구원

(2004년 4월 1일 원고접수, 2005년 3월 31일 심사완료)

An Estimate of Flexural Strength for Reinforce Concrete Beams Strengthened with CFRP Sheets

Jong-Sup Park^{1)*}, Woo-Tai Jung¹⁾, Young-Jun You¹⁾, and Young-Hwan Park¹⁾

¹⁾ Korea Institute of Construction Technology, Goyang, 411-712, Korea

(Received April 1, 2004, Accepted March 31, 2005)

ABSTRACT

Carbon fiber reinforced polymer (CFRP) sheets are becoming increasingly popular for strengthening deteriorated concrete bridges due to their excellent strength and stiffness-to-weight ratio, corrosion resistance, and convenience of construction work. The purpose of this study is to compare the performance of CFRP-strengthened reinforced concrete (RC) beams and to develop a new design formula. Simple beams with 3m span length were tested to investigate the effect of reinforcing steel ratio and CFRP-reinforcing ratio on the flexural behavior of strengthened RC beams. The test results were analyzed with the special emphasis on the failure mode, the maximum load, and the strain distribution in the section.

It is shown that the strain of the strengthened beams is not linearly distributed in the section. A new design formula based on the non-linear distribution of the strain has been derived and showed that it has a good agreement with the various domestic and foreign test results.

Keywords : carbon fiber reinforced polymer, reinforced concrete bridge, strengthening, strain distribution, design formula

1. 서 론

노후화된 철근콘크리트 구조물에 대한 보강기술은 다양하게 개발되어 적용되고 있으며, 최근에는 섬유복합재료 (fiber reinforced polymer, 이하 FRP)를 보강재로 이용하는 사례가 급증하고 있다. FRP에 의한 RC구조물의 보강은 대부분 접착용 에폭시에 의해 기존 콘크리트 표면에 FRP를 부착하는 방법으로 이루어지고 있으며, 지금까지의 연구 또한 주로 FRP 부착공법의 보강효과와 파괴모드를 규명하는데 집중되어 왔다.

특히, FRP의 부착과 파괴가 부재의 성능을 좌우하는 중요 파괴모드임이 규명된 이후 부착파괴를 방지하기 위한 다양한 정착기법들이 제안되고 있다. 아직까지 FRP와 콘크리트와의 부착거동에 대해 명확히 밝혀진 바는 없으나, ACI 440-2R을 비롯한 최근의 보강설계지침에서는 이러한 부착 파괴 거동에 대해서 FRP의 변형률을 제한하는 방법 등에

의해 설계에 반영하고 있다¹⁻⁴⁾.

한편, 기존 연구에 따르면 FRP로 보강된 RC보의 경우 이론적으로 추정된 최대 휨성능을 발현하기 이전의 낮은 하중레벨에서 파괴되는 현상을 나타내고 있으며, 이러한 현상은 부착파괴시 뿐만 아니라 FRP 복합재료가 파단되는 인장파괴시에도 동일하게 나타나는 것으로 보고되어 있다⁵⁾.

이처럼 보강된 RC보에 대한 기존의 해석방법은 보강된 보의 휨성능을 과대평가하고 있어 이는 보강설계시 과소설계로 이어질 우려가 있다. 따라서, 적절한 보강성능을 확보하기 위해서는 보강된 RC보의 거동특성을 반영한 합리적인 설계방법의 마련이 필요하다고 할 수 있다.

본 연구에서는 보강된 부재의 실제 거동을 반영한 보강설계식을 제안하기 위하여 탄소섬유시트로 보강된 RC보에 대한 정적재하시험을 수행하고, 여기서 측정된 실측 변형률을 이용하여 보강단면의 변형률 분포를 고찰하였으며, 이를 바탕으로 보강부재의 변형률 분포에 근거한 실용적인 휨강도 추정방법을 제안하고자 하였다.

* Corresponding author

E-mail : jspark1@kict.re.kr

©2005 by Korea Concrete Institute

2. FRP로 보강된 RC보의 변형을 분포 고찰을 위한 실험

2.1 실험 계획

지금까지 FRP로 보강된 철근콘크리트보의 단면거동을 해석할 때에는 단면내에서의 변형을 분포를 선형으로 가정하는 일반적인 Bernoulli-Navier의 가정을 적용해 왔다. 또한, 해석에 있어서 균열부에서의 국부적인 부착 슬립이나 박리에 의한 영향은 무시하는 것이 일반적이었다. 그러나, 실제 보강된 보에 있어서는 보강재의 박리 등에 의한 영향이 크게 나타나기 때문에 FRP와 콘크리트가 일체 거동을 하는 것으로 가정하여 단면내에서의 변형을 적합조건을 이용해서 보강된 보의 휨강도를 추정하는 기존의 단면해석방법은 수정될 필요가 있다⁵⁾.

본 연구에서는 탄소섬유쉬트로 보강된 철근콘크리트보에 대한 정적재하 시험을 통해 하중단계별 변형을 측정하고 보강된 보의 단면내에서의 변형을 분포를 고찰하였다.

2.2 시편제작 및 FRP 보강

실험을 위하여 제작된 보시편의 제원은 Fig. 1과 같으며, 설계기준강도 26.5MPa의 레미콘을 사용하여 제작하였다. 인장철근은 SD40의 D10 철근을 철근비 0.0041로 배근하였으며, 압축철근에는 D13를 세 가닥 배근하였다. 전단파괴를 방지하기 위하여 전단구간에는 D10의 전단철근을 100mm 간격으로 배치하였다. 탄소섬유쉬트는 실험변수에 따라 보 하면에 120mm의 폭과 2.9m의 길이로 1~4매까지 시공하였다. 실험에 사용된 재료의 물리적 성질은 Table 1과 같다.

2.3 재하 및 측정방법

실험체에 대한 재하는 4점 재하방법을 선택하였으며, 25 tonf 용량의 액츄에이터(Actuator)를 사용하여 재하하였다.

Table 1 Material properties

CFRP sheets	Tensile strength	Elastic modulus	Ultimate strain	Thickness
	3479 MPa	230 GPa	1.5 %	0.11 mm
Concrete	Compressive strength : 26.5 MPa			
Steel	Yeild strength : 400 MPa			

Table 2 Parameters and test results

Specimen	Plies	Max. load(kN)		Displacements(mm)		Failure mode
		Theory	Test	Yeild	Ultimate	
COND10	None	39.2	57.33	7.56	57.67	Flexural
SH1D10	1 Ply	75.66	59.78	7.82	18.81	Debond
SH2D10	2 Plies	107.21	63.21	7.96	12.55	Debond
SH3D10	3 Plies	126.71	68.39	7.64	15.40	Debond
SH4D10	4 Plies	142.30	89.96	7.47	18.79	Debond

하중은 초기 20 kN까지는 하중제어로 초당 0.2 kN의 속도로 재하하였으며, 이후에는 변위제어로 제어방법을 변경하여 초기 15 mm 변위발생시까지 초당 0.02 mm의 속도로 재하하고, 15 mm 이상의 변위가 발생한 시점부터 파괴시까지는 초당 0.05 mm의 속도로 재하하였다. 각종 실험데이터의 계측은 정적데이터 로거 및 컴퓨터를 이용하였으며, 매 3초 간격으로 측정을 실시하였다. 변형을 측정하기 위하여 인장철근에는 경간 중앙과 L/4 위치에 전기저항식 변형률 게이지를 매설하였으며, 경간중앙의 측면에는 최상단과 최상단에서 50 mm 아래에 콘크리트를 게이지를 부착하였다.

2.4 실험결과 고찰

각 보시편에 대한 실험변수, 최대하중, 처짐 및 파괴모드는 Table 2와 같다. 여기서 최대하중의 이론값은 일반적인 Bernoulli-Navier의 가정을 적용한 단면해석에 의해 구해진 값을 해석방법은 3.2절에 나타났다. Table 2에서 항복변위는 인장철근 항복시에 측정된 변위이고 극한변위는 최대하중에서 측정된 변위이다. 보강된 실험체는 부착

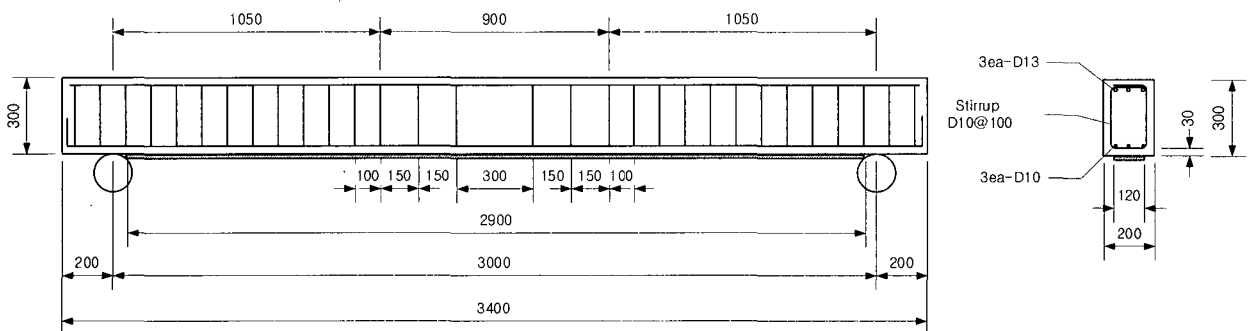


Fig. 1 Dimension of test specimen (unit : mm)

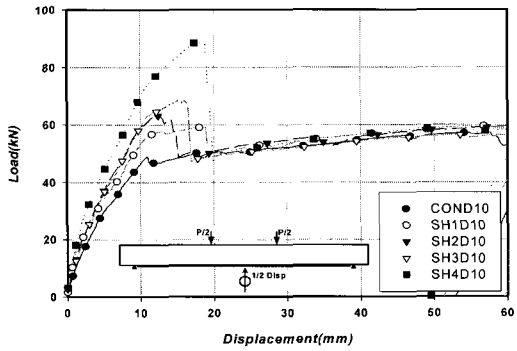


Fig. 2 Load-displacement curve

파괴로 인해 무보강 실험체에 비해 상당히 작은 변위에서 최대하중을 나타냈다.

2.4.1 파괴모드

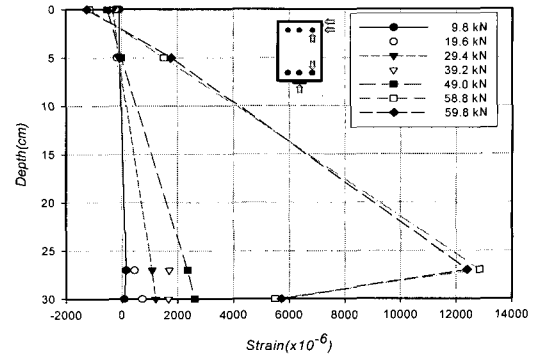
실험 결과 무보강 실험체는 인장철근 항복 후에 압축파괴로 진행되는 전형적인 휨 파괴 형태를 나타냈다. 보강 실험체에 있어서는 모든 실험체에서 휨 균열부에서부터 시작하는 중간부 부착파괴가 발생하였으며, 인장철근의 항복 이후 부착파괴가 발생하여 급격히 진행되었다. 보강량이 적은 SH1D10, SH2D10 실험체는 중앙 휨 균열부에서 발생한 부착파괴가 단부쪽으로 진행하는 양상을 보이며 파괴되었으며, 보강량이 상대적으로 많은 SH3D10, SH4D10 실험체는 가력점 하단 균열부에서 발생한 부착파괴가 중앙과 단부쪽으로 진행하여 최종 파괴에 도달하였다. 보강된 실험체에서 부착파괴의 시작점이 콘크리트의 인장균열폭이 확대된 부분인 점으로 미루어 콘크리트 균열이 보강재의 부착파괴 모드를 결정짓는 중요한 인자임을 판단할 수 있다.

2.4.2 역학적 거동

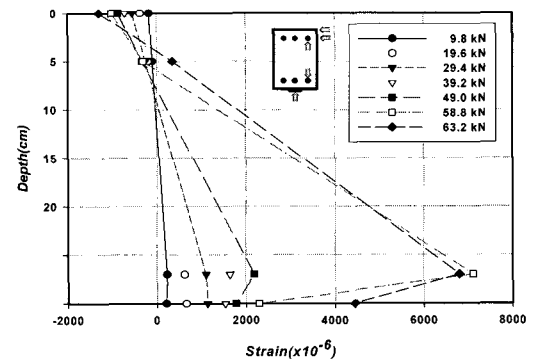
보강 실험체는 보강량에 따라 무보강 실험체에 비해 항복하중은 15~44%까지 증가하는 것으로 나타났으며, 최대하중은 4~57%까지 증가하는 것으로 나타났다. 탄소섬유슈트 1매로 보강된 SH1D10 실험체의 경우에는 인장철근의 항복 이후 확대된 중앙 균열부에서 부착파괴가 발생함에 따라 보강효과를 거의 발휘하지 못한 것으로 나타났다. 탄소섬유슈트의 보강량이 증가할수록, 비록 부착파괴가 발생하는 경우라도 보강량에 따라 보강효과도 증가하고 있음을 알 수 있다. 이러한 경향은 문헌에 나타난 기존의 유사한 실험들과도 일치하고 있다⁶⁻⁸⁾.

2.4.3 단면내에서의 변형률 분포

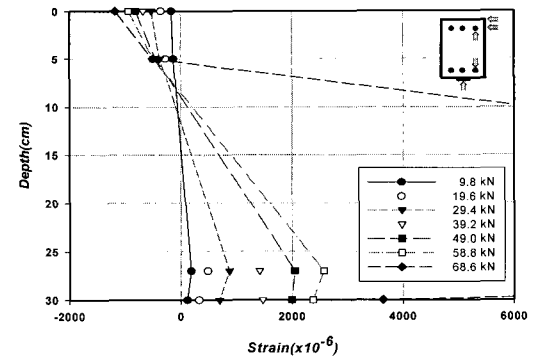
Fig. 3에는 보강된 실험체의 경간 중앙단면에서의 하중단계별 변형률 분포를 나타내었다. SH1D10을 비롯한 대부분의 보강실험체에서 인장철근이 항복한 이후에는 단면에서의 변형률 분포가 선형을 벗어나 있는 것으로 측정되었다.



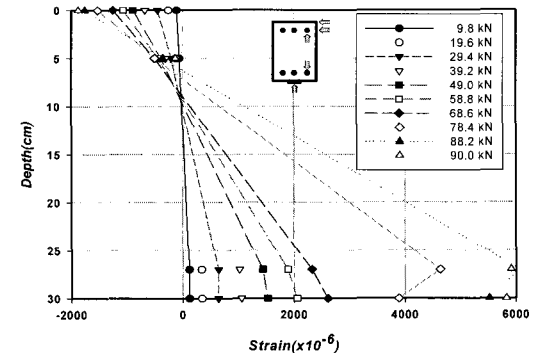
(a) SH1D10



(b) SH2D10



(c) SH3D10



(d) SH4D10

Fig. 3 Strain distribution at center section

특히 항복하중까지는 중립축의 변화가 거의 없는 것으로 나타났으나, 인장철근 항복이후에는 중립축이 급격히 압축측으로 이동하는 경향을 나타내었다.

실측된 단면 내에서의 변형률이 선형 분포를 이루지 못하는 가장 큰 원인은 단면 내에서의 각 부재가 일체 거동을 하지 못하기 때문이다. 즉, 인장측 최하단에 부착된 FRP 복합재료의 경우에는 콘크리트에 인장균열이 발생한 후, 계면방향으로 균열이 점차 진행되며 국부적인 박리가 진행되기 때문에 가정한 것과 같은 완전한 일체 거동을 기대하기 어렵게 된다. 이러한 원인으로 인해 인장철근은 항복 후 급격하게 변형률이 증가하는 경향을 나타내게 되며, FRP 복합재료의 변형률은 비부착된 부재의 거동과 같이 인장철근에 비해 상대적으로 낮은 변형률의 증가를 나타내게 되는 것으로 판단된다(Fig. 4).

Sergio(2003)는 실험을 통해 인장철근 항복시까지 단면 내에서의 변형률 분포가 선형을 이루지만 극한상태에서는 인장철근의 변형률에 대한 FRP 복합재료의 변형률비가 0.25 ~ 0.88 범위에 있는 것을 규명하고, 변형률 분포를 선형으로 가정한 기존의 설계방법에 문제점이 있음을 지적하였다.

3. FRP로 보강된 RC보에 대한 휨해석

3.1 보강된 RC보의 파괴모드

부착파괴와 같은 조기파괴가 없다면 FRP로 보강된 RC보의 휨파괴 모드는 극한상태에서의 콘크리트, 인장철근, FRP 복합재료의 변형률에 따라 콘크리트 압축파괴와 FRP 복합재료 파단에 의한 인장파괴로 대별할 수 있다. 보다 파괴모드를 세분화하면 다음과 같은 5가지의 파괴모드로 나타낼 수 있으며, FRP 복합재료의 보강량에 따라 파괴모드가 결정된다.

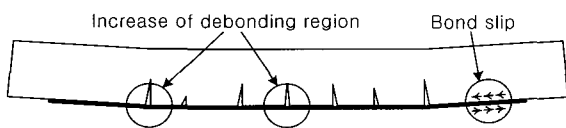


Fig. 4 The cause of strain decrease in FRP sheets

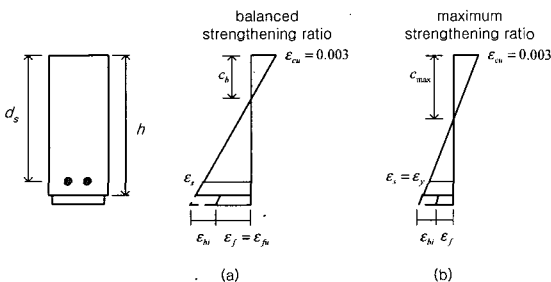


Fig. 5 Strain distribution in strengthened beam

- ① 철근 항복 → FRP 파단 → 콘크리트 압축파괴
- ② 철근 항복 → FRP 파단 및 콘크리트 압축파괴 (균형보강량 상태)
- ③ 철근 항복 → 콘크리트 압축파괴 → FRP 파단
- ④ 철근 항복 및 콘크리트 압축파괴 → FRP 파단 (최대보강량)
- ⑤ 콘크리트 압축파괴 → 철근 항복 → FRP 파단

콘크리트의 압축변형률이 극한변형률에 도달하기 전에 FRP 복합재료가 파단하게 되는 ①번 파괴모드와 인장철근 항복 이전에 콘크리트가 압축파괴되는 ⑤번 파괴모드는 매우 취성적인 파괴모드이기 때문에 FRP 복합재료의 보강량을 균형보강량 이상 최대보강량 미만으로 하여 FRP 보강보가 인장파괴에 의해 휨성능이 지배되도록 설계하는 것이 중요하다⁹⁾.

3.2 보강된 RC보의 기존 휨 해석방법

FRP 복합재료의 보강량이 앞에서 언급한 ③번 파괴모드를 유도하는 범위내에 있는 경우, 극한상태에서의 보강된 단면에서의 변형률 분포 및 응력상태는 Fig. 6과 같이 나타낼 수 있다. Fig. 6으로부터 극한상태에서의 FRP 복합재료의 변형률 ϵ_f 는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\epsilon_f = \epsilon_{cu} \frac{(h-c)}{c} - \epsilon_{bi} \quad (1)$$

$$\text{where } \epsilon_{bi} = M \frac{(h-kd)}{I_{cr} E_c} ; [\text{reference 1}]$$

여기서, ϵ_{cu} 는 콘크리트의 최대 압축변형률, h 는 보의 높이, c 는 보의 중립축 위치를 나타내며, ϵ_{bi} 는 보강 전 하중에 의해 발생한 콘크리트 하면의 변형률을 나타낸다. 한편, 인장철근의 변형률 ϵ_s 는 식(1)과 마찬가지로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_s = \epsilon_{cu} \frac{d_s - c}{c} \quad (2)$$

Fig. 6으로부터 휨의 평형방정식을 이용하여 정리하면 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$0.85 f_{ck} \beta_1 c b = A_s E_s \epsilon_s + A_f E_f \epsilon_f \quad (3)$$

여기서, f_{ck} 는 콘크리트의 압축강도를 나타내며, β_1 와 b 는 각각 등가응력사각형 계수와 보의 폭을 나타낸다. 또한 E_s 와 E_f 는 각각 인장철근과 FRP 복합재료의 탄성계수를 ϵ_s 와 ϵ_f 는 각각의 변형률을 A_s 와 A_f 는 각각의 단면적을 나타낸다. 한편 식(3)에서 ϵ_s 는 철근의 항복 변형률 ϵ_y 보다 크기 때문에 식(3)은 철근의 항복강도 f_y 를 대입하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

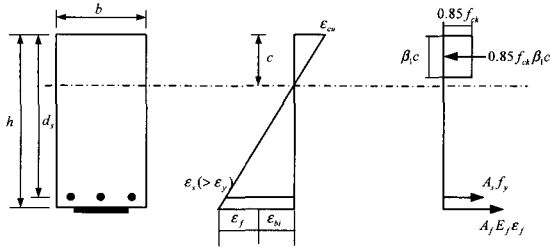


Fig. 6 Strain and stress distribution in strengthened beam at ultimate state

$$0.85f_{ck}\beta_1cb = A_s f_y + A_f E_f \epsilon_f \quad (4)$$

식(4)에 식(1)를 대입하여 중립축 c 에 대해 정리하면 식(5)와 같은 이차식을 구할 수 있으며, 이 식의 해를 구하면 보강된 RC보의 중립축을 구할 수 있다.

$$Ac^2 + Bc + C = 0 \quad (5)$$

여기서, $A = 0.85f_{ck}\beta_1b$

$$B = -A_s f_y + A_f E_f (\epsilon_{cu} + \epsilon_{bf}) \quad (6)$$

$$C = -A_f E_f \epsilon_{cu} h$$

$$c = \frac{-B + \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad (7)$$

최종적으로 중립축 c 를 식(1)에 대입하여 극한상태에서의 FRP 복합재료의 변형률을 계산할 수 있으며 보강된 RC보의 공칭모멘트 M_n 은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$M_n = A_s f_y \left(d_s - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + A_f E_f \epsilon_f \left(h - \frac{\beta_1 c}{2} \right) \quad (8)$$

3.3 기존 해석값과 실험값의 비교

보강보에 대한 3.2절 해석방법의 적정성을 검토하기 위하여 본 논문의 실험결과 및 문헌에 나타난 실험결과를 휨해석 결과와 비교하였다. 해석에 사용된 재료 물성은 각 문헌에서 실험에 의해 제시된 값을 사용하였으며, 19편의 문헌에 나타난 총 133개의 보강 실험체에 대한 실험값을 분석대상으로 하였다⁶⁻²⁴⁾.

Table 2에는 본 논문의 실험값과 해석값을 비교하여 나타냈으며, Fig. 7에는 해석값에 대한 문헌 조사된 실험값의 관계를 나타내었다. 본 논문의 실험체에 대해 해석값은 모두 과대평가되는 것으로 나타났으며, 문헌에 나타난 실험체에 대해서는 전체의 62%에 해당하는 82개의 실험체

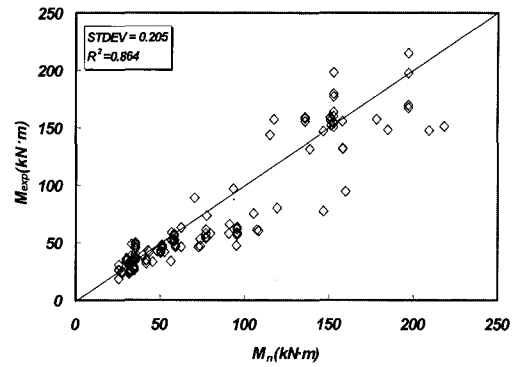


Fig. 7 Comparison of nominal strength with test results

Table 3 FRP strength reduction factor

	Design equation	Reduction factor
Traditional analysis	$M_n = A_s f_s \left(d - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + A_f f_{fe} \left(h - \frac{\beta_1 c}{2} \right)$	-
statistic eq. ¹⁰⁾	$M_{n_Lec} = T_s (d-k) + T_c f_s (h-k)\gamma$	$\gamma = (0.23 + 0.58X_1 + 0.69X_2), X_2 \leq 0.25$
ISIS CANADA ⁴⁾	$M_{n_ISIS} = \phi_s f_y A_s \left(d - \frac{a}{2} \right) + \phi_{frp} A_{frp} E_{frp} \epsilon_{frp} \left(h - \frac{a}{2} \right)$	$\phi_{frp} = 0.8$
ACI440 ¹⁾	$M_{n_ACI} = A_s f_s \left(d - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + \psi A_f f_{fe} \left(h - \frac{\beta_1 c}{2} \right)$	0.85

에서 기존의 해석방법에 의한 해석값이 보의 휨성능을 과대평가하는 것으로 나타났다. 따라서, 기존의 해석방법을 적용하여 보강설계를 하는 경우에는 과소설계가 될 우려가 있으며, 적절한 보강성능을 보증할 수는 없을 것으로 판단된다.

기존의 연구자들은 이처럼 FRP로 보강된 보에 있어서 해석값이 실험값보다 크게 평가되는 문제를 주로 FRP 복합재료가 분담하는 강도를 적절히 감소시키는 방법으로 해결하고자 하였다. Table 3에는 기존에 제시된 대표적인 강도감소계수를 나타내었다.

3.4 FRP 복합재료의 유효변형률 제안

본 연구에서는 앞서 실험에서 측정된 변형률 분포를 바탕으로 보강된 보의 공칭휨강도를 저감시키기 위한 FRP 복합재료의 유효변형률을 제안하였다.

Fig. 4에 나타난 바와 같이 FRP로 보강된 RC보에서 항복 이후의 FRP 복합재료 변형률은 부분적인 박리 등에 의해 선형분포로 이상화된 변형률보다 낮아지며, 보의 공칭강도는 감소된 FRP 복합재료의 변형률에 의해 결정된다. 이와 같이 선형으로 이상화된 변형률보다 낮은 FRP의 변형률을 유효변형률이라고 정의하면, 유효변형률은 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_{fe} = \epsilon_{fy} + \Delta\epsilon_f \quad (9)$$

여기서, ϵ_{fy} 는 인장철근 항복시의 FRP 복합재료의 변형률이며, $\Delta\epsilon_f$ 는 항복하중 이후에 증가된 FRP 복합재료의 변형률 증분으로 다음과 같이 나타낼 수 있으며. 보의 공칭강도는 식(11)의 유효변형률을 식(8)의 ϵ_f 항에 대입하여 구할 수 있다.

$$\Delta\epsilon_f = (\epsilon_f - \epsilon_{fy})\Omega \quad (10), \quad \epsilon_{fe} = \epsilon_{fy} + (\epsilon_f - \epsilon_{fy})\Omega \quad (11)$$

여기서, Ω 는 비부착 효과로 인한 변형률감소를 고려하는 계수로서 선형분포로 가정했을 경우 예측되는 변형률 증분에 대한 감소된 변형률 증분의 비율을 의미한다. 본 연구에서는 Fig. 4의 실험결과 및 문헌에 나타난 실험결과를 이용하여 Table 4와 같이 Ω 를 결정하였다^{5,25,26}.

Table 4 Strain reduction factor

Refer	Specimen	$\Delta\epsilon_{f,exp}$ ①	$\Delta\epsilon_{f,ideal}$ ②	①/②
This paper	SH1D10	3647	11836	0.31
	SH2D10	2696	5935	0.45
	SH3D10	1435	30975	0.05
	SH4D10	3682	4591	0.80
Refer. 25	CB-60-1	3510	6010	0.58
	CB-60-2	540	6040	0.10
	CB-80-2	5100	12100	0.42
Refer. 26	CON27SH	5000	10500	0.48
	SHLP227	6000	17000	0.35
	SHCWU27	7500	14500	0.46
Refer. 5	A1	4100	11600	0.35
	A2	3300	16700	0.20
	A3	7000	17300	0.40
	A4	5000	12000	0.42
	B1	4300	13400	0.32
	B2	8300	19000	0.44
	B3	7800	17100	0.46
	B4	8400	20000	0.42
	B5	9200	13000	0.71
	C1	5000	11000	0.45
	C2	3100	10300	0.30
	C2	5400	12500	0.43
Average(Ω)		13,335.77		

Table 5 Standard deviation and coefficient of determination (R^2)

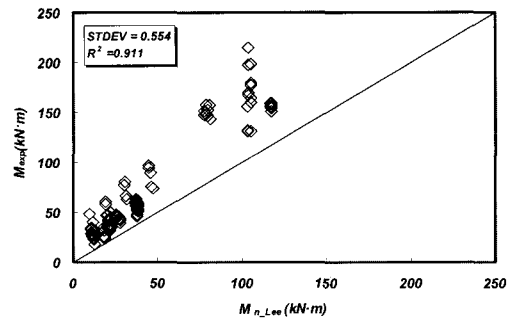
	ST. DEV.	Average	R^2
$M_{exp}/M_{n,prop}$	0.217	1.290	0.981
$M_{exp}/M_{n,Lee}$	0.554	1.815	0.911
$M_{exp}/M_{n,ACI}$	0.207	0.982	0.889
M_{exp}/M_n	0.205	0.910	0.865

M_{exp} : Experiment, $M_{n,prop}$: Proposed Eq.,
 $M_{n,Lee}$: Refer.10, $M_{n,ACI}$: Refer.1, M_n : nominal strength

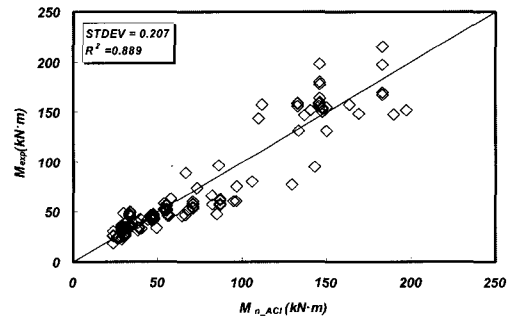
3.5 제안 해석방법의 검증

3.5.1 국내 실험결과와의 비교

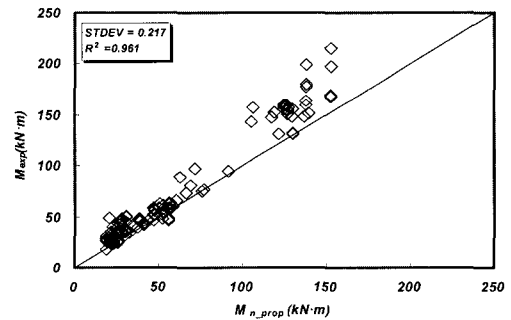
Fig. 8에는 Fig. 7에서 분석했던 실험체들에 대해 ACI 440-2R의 강도감소계수를 고려한 경우, 식(9)의 통계적 방법에 의한 강도감소계수를 고려한 경우 및 본 연구에서 제안한 유효변형률을 고려한 경우의 해석값과 실험값을 비교하여 나타내었다. 그림에서 데이터가 직선에 가까울수록, 표준편차가 작을수록 실험값과 잘 일치하는 것으로 볼 수 있으므로 본 연구에서 제안한 유효변형률 개념이 FRP로 보강된 RC보의 휨강도를 예측하는데 적절함을 알 수 있다. 또한, 본 연구에서 제안한 유효변형률에 의한 해석값은



(a) previous statistic eq.



(b) ACI 440-2R design eq.



(c) Proposed eq.

Fig. 8 Comparison of various design formula with domestic test results

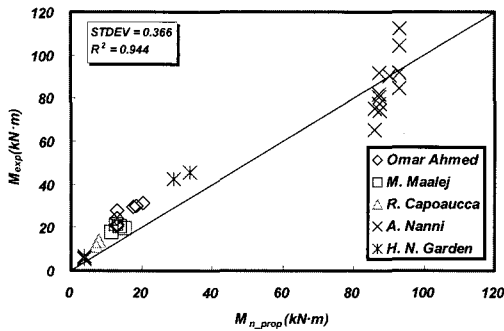


Fig. 9 Comparison of proposed formula with foreign test results

전체 실험체중 62%에 대해 과소설계 되는 기존의 해석방법에 비해 5%만이 과소설계 되는 것으로 나타나 설계에 있어서도 적절한 대안이 될 수 있을 것으로 판단된다.

Table 5에는 실험값과 각 휨강도식의 결과값의 비에 대해 표준편차 및 결정계수를 나타내었다.

본 연구에서 제안된 유효변형률 개념에 의한 휨강도 M_{n_prop} 은 Table 5와 같이 밀면만 보강한 실험체의 실험값/예측값 비의 표준편차가 0.217이고 결정계수 R^2 은 0.981로 나타났다. Table 5에서 알 수 있듯이 ACI 식과 공칭휨강도식은 평균이 1보다 작은 값으로 나타나 전체적인 예측값이 안전측이 아닌 것으로 나타났다. 기존 통계식은 실험값/예측값 비의 표준편차가 0.554로 매우 크게 나타나며, 전반적으로 실험값에 비해 지나치게 안전측으로 해석되는 것으로 나타나 설계식으로 적용하기에는 무리가 있는 것으로 판단된다.

3.5.2 국외 실험결과와의 비교

본 절에서는 국내 실험결과에 의해 제안된 유효변형률 개념에 의한 휨강도 추정식이 일반성을 갖는가를 검토하기 위하여 국외에서 수행된 실험결과와 비교하였다. 국외 실험결과는 5편의 논문에서 제시된 31개의 실험체로서, 본 연구에서 제안된 식에 의해 추정된 휨모멘트와 실험결과에 의한 휨모멘트를 비교하여 Fig. 9에 나타내었다²⁷⁻³¹⁾. Fig. 9에 나타난 바와 같이 제안된 식은 보강보의 실제 휨강도를 적절하게 추정하고 있음을 알 수 있다. 따라서, 본 연구에서 도출된 제안식은 탄소섬유쉬트로 보강된 보의 휨강도를 실용적으로 예측하여 보강설계에 반영할 수 있을 것으로 판단된다.

4. 결 론

본 연구는 FRP 복합재료로 보강된 RC보의 실측 변형률을 이용하여 보강된 단면에서의 변형률 분포를 고찰하고, 이를 바탕으로 보강부재의 변형률 분포에 근거한 휨강

도 추정방법을 제안하고자 하는 연구로서 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- 1) 탄소섬유쉬트로 보강된 보의 휨균열 확대부에서 박리가 발생하여 보강재 단부쪽으로 박리가 진행되면서 파괴되는 경향을 나타내었다. 콘크리트의 균열은 FRP 보강보의 부착파괴를 결정짓는 중요 변수로 판단된다.
- 2) 보강된 단면에서 측정된 실측변형률에 따르면 인장철근 항복이후에 FRP 복합재료에 발생하는 변형률은 변형률 분포를 선형으로 가정했을 때에 비해 현저하게 낮은 것으로 나타나 단면에서의 변형률분포를 선형으로 가정하여 해석하는 방법은 보강보의 성능을 과대평가할 수 있는 것으로 나타났으며, 단면 내에서의 변형률분포를 선형으로 가정하는 기존의 해석방법에 의해 FRP로 보강된 RC보에 대한 휨강도를 추정하는 경우에는 최대 2배까지도 실험값과 차이가 나는 것으로 나타났다.
- 3) 선형으로 이상화시켜 추정된 항복이후의 FRP 복합재료의 변형률 증분에 비해 실측된 변형률 증분은 평균 0.4배 작은 값을 나타냈다.
- 4) 본 연구에서는 실측된 항복 이후의 FRP 복합재료 변형률 증분을 바탕으로 비부착 효과에 따른 변형률 감소계수를 0.4로 제안하였으며, 이를 적용한 FRP 복합재료의 유효변형률을 정의하였다. 기존의 국내외 실험 연구에서 인용한 164개의 보강보에 대해 본 연구에서 제안한 유효변형률 개념으로 추정된 휨강도는 실험값을 적절하게 예측하는 것으로 나타났다. 단, 본 연구에서 제안한 변형률감소계수는 한정된 실험결과를 활용한 것으로서 향후 보다 많은 연구 및 실험결과에 대한 분석을 통해 수정할 필요성이 있다. 또한 실제 보강설계에 적용하기 위해서는 변형률 감소계수가 보다 안전측으로 수정되어야 할 것이다.

참고문헌

1. ACI committee 440, *Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures*, American Concrete Institute, 2002.
2. Concrete Society, *Design Guidance for Strengthening Concrete Structures Using Fibre Composite Materials*, Concrete Society Technical Report No. 55, The Concrete Society, 2000.
3. CEB-FIP, *Externally Bonded FRP Reinforcement for RC Structures*, Bulletin 14., International Federation for Structure Concrete(fib), 2001.
4. Isis Canada, *Strengthening Reinforced Concrete Structures with Externally-Bonded Fibre Reinforced Polymers*, Design Manual No. 4, ISIS Canada Co., 2001.
5. Sergio, F. and Brena, et al., "Increasing Flexural Capacity of Reinforced Concrete Beams Using Carbon Fiber-Reinforced Polymer Composite," *ACI Structural Journal*, Vol.100, No.1, 2003. pp.36~46.

6. 오용복 외 1명, "탄소섬유쉬트로 보강된 철근콘크리트 보의 보강철근비에 따른 구조적거동", 콘크리트 학회지, 10권 2호, 1998, pp.119~126.
7. 신성우 외 3명, "탄소섬유쉬트의 보강량 및 정착길이가 RC보의 휨거동에 미치는 영향", 한국구조물진단학회, 2권 2호, 1998, pp.195~201.
8. 박정원 외 2명, "탄소섬유시트를 사용한 철근콘크리트 구조물의 휨보강에 관한 실험적 연구", 한국콘크리트학회 2000년도 봄학술발표회논문집, 12권 1호, 2000, pp. 781~786.
9. 박대호 외 1명, "밀면 및 옆면 섬유시트로 보강된 철근 콘크리트보의 휨해석", 대한토목학회논문집, 22권 5-A호, 2002, pp.1045~1057.
10. 이원호 외 2명, "탄소섬유쉬트에 의한 철근콘크리트 보의 휨보강", 대한건축학회논문집 구조계, 17권 1호, 2001, pp.11~19.
11. 심종성 외 1명, "강관 및 탄소섬유로 보강된 철근콘크리트보에 대한 해석적 연구", 콘크리트학회지, 9권 6호, 1997, pp.129~137.
12. 홍상균 외 2명, "보강재를 사용한 철근 콘크리트 보의 내력보강에 관한 실험적 연구", 한국콘크리트학회 1996년도 가을학술발표회논문집, 8권 2호, pp.495~500.
13. 황진석, "탄소섬유쉬트 보강 보의 실험 및 해석적 연구", 한국구조물진단학회 논문집, 2권 4호, 1998, pp. 177~185.
14. 신영수 외 3명, "탄소섬유쉬트로 밀면 보강된 철근콘크리트 보의 구조적 거동", 대한건축학회논문집, 11권 8호, 1995, pp.249~257.
15. 박칠림 외 3명, "탄소섬유쉬트로 보강된 철근콘크리트 보의 부착파괴거동에 관한 실험적 연구", 콘크리트학회지, 9권 6호, 1997, pp.157~164.
16. 신성우 외 3명, "탄소섬유쉬트의 정착보강방법이 RC 보의 휨거동에 미치는 영향", 한국구조물진단학회, 2권 2호, 1998, pp.202~208.
17. 구은숙 외 2명, "CFS의 휨보강성능에 관한 실험적 연구", 한국콘크리트학회 1998년도 봄학술발표회논문집, 10권 1호, pp.573~578.
18. 김지영 외 4명, "탄소섬유쉬트로 보강된 철근콘크리트 보의 휨거동에 관한 실험적 연구", 대한건축학회논문집, 14권 1호, 1998, pp.319~327.
19. 김성수 외 3명, "CFS로 보강된 RC보의 구조내력에 관한 연구", 대한건축학회논문집 구조계, 18권 4호, 2002, pp.27~34.
20. 강윤구, "탄소섬유쉬트로 보강한 철근 콘크리트보의 휨거동에 관한 실험적 연구", 한양대학교 석사학위논문, 1997. pp.7~22.
21. 박성수 외 1명, "CFS로 보강된 RC보의 가력상태에 따른 휨파괴 거동", 한국구조물진단학회 논문집, 7권 3호, 2003, pp.223~230.
22. 박현정 외 2명, "탄소섬유쉬트로 보강된 철근콘크리트 보의 시공불량시 휨 거동에 관한 연구", 한국구조물진단학회 논문집, 6권 1호, 2002, pp.95~102.
23. 정상인 외 3명, "섬유접착보강 철근콘크리트 보의 보강재료에 따른 휨 성능 비교", 한국콘크리트학회 2001년도 가을 학술발표회 논문집, 13권 1호, pp.751~756.
24. 오용복, "탄소섬유쉬트 보강된 철근콘크리트보의 구조적거동과 정착에 관한 실험연구", 대한건축학회논문집 구조계, 14권 7호, 1998, pp.3~10.
25. 한국건설기술연구원, "콘크리트 교량의 보수보강재료 품질 기준 및 공법평가기준개발", 한국건설기술연구원, 2003.
26. 한국건설기술연구원, "노후 교량의 성능향상 기술 개발", 한국건설기술연구원, 2003.
27. Omar Ahmed, et al., "Improved Model for Plate-end Shear of CFRP Strengthened RC Beams," *Cement and Concrete Composites*, Issue 23, 2001, pp.3~19.
28. Maalej, M. and Bian, Y., "Interfacial Shear Stress Concentration in FRP-Strengthened Beams," *Composites Structures*, Issue 54, 2001, pp.417~427.
29. Capoucca, R. and Nilde Cerri, M., "Static and Dynamic Behaviour of RC Beam Model Strengthened by CFRP-Sheets," *Construction and Building Materials*, Issue 16, 2002, pp.91~99.
30. A. Nami, et al., "Concrete Cover Delamination in Reinforced Concrete Beams Strengthened with Carbon Fiber Reinforced Polymer Sheets," *Proceedings of the Fourth International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures*, Maryland, USA, 1999, pp.725~735.
31. Garden, H.N., Quantrill, R. J., Hollaway, L.C., Thorne, A.M., and Parke, G.A.R., "An Experimental Study of the Length of Carbon Fibre Composite Plates Used to Strengthen Reinforced Concrete Beams," *Construction and Building Materials*, Issue 12, 1998, pp.203~219.

요 약

탄소섬유쉬트를 이용한 철근콘크리트 교량의 보강은 재료의 높은 중량-강도비, 중량-강성비, 내부식성 및 시공의 편리성 등과 같은 여러 가지 장점으로 인하여 최근 그 사용이 급증하고 있다. 본 연구의 목적은 탄소섬유쉬트로 휨보강된 철근콘크리트 보의 보강성능을 비교하고, 그 특성을 고려한 보강설계식을 제안하기 위함이다. 철근비 및 보강비에 따른 철근콘크리트보의 보강성능을 검토하기 위하여 3m 경간의 단순보에 대한 실험을 수행하였으며, 파괴모드, 최대하중 및 단면 내에서의 변형률분포에 비중을 두고 결과를 분석하였다.

실험 결과, 보강된 보는 단면 내에서의 변형률이 선형으로 분포하지 않는 것으로 나타났으며, 본 연구에서는 이러한 실험결과를 바탕으로 보강설계식을 제안하고 국내외 여러 실험결과들과의 비교를 통해 제안된 보강설계식이 타당함을 나타내었다.

핵심용어 : 탄소섬유복합재, 철근콘크리트 교량, 보강, 변형률분포, 보강설계식