

보강재 박리에 의한 GFRP 휨 보강 RC보의 파괴강도에 관한 실험 및 해석적 연구

이종한* · 권혁배** · 강수태***

Lee, Jong-Han*, Kwon, Hyuck Bae**, Kang, Su Tae***

Experimental and Analytical Study on the Fracture Strength of RC Beams Strengthened for Flexure with GFRP Involving the Debonding of FRP Reinforcement

ABSTRACT

Reinforced concrete (RC) structures strengthened with FRP materials would cause the loss of the reinforcing effect and the sudden failure of the structure due to the debonding of FRP. The debonding fracture strength of the FRP-strengthened concrete structures has been evaluated using the same strength method as applied in RC structures based on the debonding strain of FRP. However, the values of the FRP debonding strain are different according to design guidelines. Thus, this study carried out an experimental study on RC beams reinforced with GFRP and evaluated the debonding fracture strength of the strengthened beams from each design guideline. Since the debonding failure occurs prior to reaching the ultimate value of concrete compressive strain, this study accounts for the nonlinear stress distribution of concrete. This study also proposed equations that can evaluate the debonding strength of GFRP-strengthened RC beams with similar safety to the ultimate flexural strength of non-strengthened RC beams.

Key words : Reinforced concrete, Structural reinforcement, FRP, GFRP, Nonlinear analysis, Ultimate flexural strength, Debonding fracture strength, Debonding strain

초록

섬유강화폴리머(FRP) 보강 철근콘크리트(RC) 구조물은 보강효과가 충분히 발휘되기 전에 보강재의 탈락으로 보강효과의 상실 및 구조부재의 갑작스러운 파괴를 야기할 수 있다. 현재 FRP 보강보의 박리파괴강도는 설계지침에서 제시된 보강재의 탈락변형률에 근거하여 무보강 RC보와 동일한 강도해석법을 적용하고 있다. 그러나, 각 설계지침에 따라 FRP 보강재의 탈락변형률이 달리 제시되고 있다. 따라서, 본 연구에서는 유리섬유강화폴리머(GFRP)로 보강된 RC보의 박리파괴 휨 강도 실험을 통해 각 설계기준에서 제시된 보강재 탈락변형률에 의한 박리파괴강도를 비교 평가하였다. 또한, 보강재 탈락에 의한 파괴는 콘크리트의 압축변형률이 극한변형률에 도달하기 전에 발생하므로, 본 연구에서는 재료의 비선형 응력분포를 고려한 해석을 수행하였다. 그리고, GFRP 보강 RC보의 설계 박리파괴강도 산정 시 강도설계법에 의해 산정된 무보강 RC보의 극한휨강도와 유사한 안전율을 나타낼 수 있는 강도식을 제시하였다.

검색어 : 철근콘크리트, 구조물 보강, 섬유강화폴리머, 유리섬유강화폴리머, 비선형해석, 극한휨강도, 박리파괴강도, 탈락변형률

* 정희원 · 대구대학교 토목공학과 조교수 (Daegu University · jonghan@daegu.ac.kr)

** 대구대학교 토목공학과 석사과정 (Daegu University · loveghrqo@naver.com)

*** 정희원 · 교신저자 · 대구대학교 토목공학과 조교수 (Corresponding Author · Daegu University · stkang@daegu.ac.kr)

Received September 15, 2014/ revised October 21, 2014/ accepted December 23, 2014

1. 서론

콘크리트는 경제성, 시공성, 내구성 등이 우수한 건설 재료로서 토목, 건축 구조물의 주재료로 사용되고 있다. 하지만, 콘크리트 구조물은 재료의 중성화와 열화현상, 구조물의 변형, 설계하중의 초과 등 다양한 원인에 의해 구조물의 기능과 내하력을 설계 성능으로 회복시키거나 증가시킬 필요가 있다. 이를 목적으로 초경량재료 이면서 높은 강도와 강성을 가지고 있는 섬유강화폴리머(Fiber Reinforced Polymer, FRP)를 이용한 보강기법이 우수한 시공성과 보강 기대효과로 널리 사용되어지고 있다.

철근콘크리트(Reinforced Concrete, RC) 구조물의 FRP 복합 재료를 이용한 휨 보강은 약 10~160%정도의 휨 강도 증가를 이룰 수 있다(Meier and Kaiser, 1991; Ritchie et al., 1991; Sharif et al., 1994). 하지만, FRP 보강 콘크리트 보의 사용성과 FRP의 연성현상을 고려하면 약 40% 정도의 강도증가를 합리적인 적용값으로 간주한다(ACI 440.3R-08). 그러나, FRP 보강기법은 보강효과가 충분히 발휘되기 전에 보강재가 탈락하여 보강효과 상실 및 구조부재의 파괴를 야기할 수 있다(Al-Zaid et al., 2010; Rosenboom and Rizkalla, 2008). 특히, 보강재 탈락에 의한 파괴는 갑작스러운 파괴현상으로 예측에 대한 어려움이 있으며, 최근에는 접착제의 발전으로 콘크리트 피복과 함께 탈락하여 구조부재 자체에도 손상을 줄 수 있다.

현재 FRP 보강 콘크리트 구조물의 극한휨강도는 RC 구조물과 동일하게 단면의 휨 평형과 변형을 적합조건에 근거한 등가직사각형 응력분포를 이용한다(Ziraba et al., 1994; El-Mihilmy and Redesco, 2000; Park et al., 2002; Hong et al., 2003). 그러나, FRP 휨 보강 콘크리트 구조물의 일반적인 파괴형태인 박리파괴는 콘크리트의 압축변형률이 극한변형률에 도달하기 전에 발생한다. 정진환 외(2003)의 연구에 의하면 FRP 보강보의 박리파괴강도 산정 시 콘크리트의 극한변형률에 근거한 강도설계법을 적용하기에는 한계가 있다고 하였다.

주요 설계지침(ACI 440.2R-08, 2008; CSA-S806, 2002; Fib Bulletin 14, 2001; Fib Bulletin 35, 2006)에서는 FRP 박리탈락변형률을 제시하여 보강 RC보의 박리파괴강도를 평가하도록 하고 있다. 그러나, 각 설계지침에 따라 FRP 보강재의 탈락변형률을 달리 제시하고 있어, 이의 평가가 필요하다. 따라서, 본 연구에서는 유리섬유강화폴리머(Glass Fiber Reinforced Polymer, GFRP)로 보강된 RC보의 박리파괴 휨 강도 실험을 실시하여 각 설계기준에서 제시하고 있는 FRP 보강재 탈락변형률의 적용성과 안전성을 비교 평가하였다. GFRP 보강 RC보의 박리파괴는 일반적으로 콘크리트의 압축변형률이 극한변형률에 도달하기 전에 발생하므로 콘크리트 재료의 비선형 응력분포를 고려한 해석을 수행하였다. 또한,

본 연구에서는 강도설계법에 의해 산정된 무보강 RC보의 극한휨강도와 유사한 안전율을 가질 수 있는 GFRP 보강 RC보의 박리파괴강도 평가식을 제안하였다.

2. FRP 휨 보강 RC보의 박리파괴강도

2.1 파괴모드별 극한휨강도 해석

FRP 보강 RC보는 단순 철근콘크리트 보에 비해 파괴 메커니즘이 복잡하여 파괴모드를 고려한 해석이 필요하다. FRP 보강보의 휨 파괴모드는 FRP의 조기박리에 의한 국부파괴를 제외하고 인장철근의 항복 유무, 콘크리트의 극한변형률 도달 유무에 따라 휨 파괴모드를 정의할 수 있다.

인장철근 항복 이전의 콘크리트 압축파괴는 콘크리트 구조물의 급작스런 파괴를 유발하여 설계 시 피해야 되는 파괴모드이다. 그리고, 인장철근 항복 이전의 FRP 파단 및 FRP 박리는 인장철근이 단면의 중립축 근처에 위치하는 경우에만 가능하므로 사실상 실제 구조물에서는 발생할 가능성이 거의 없다. 따라서, FRP 보강 RC보의 파괴모드는 인장철근의 항복 이후 콘크리트의 압축파괴와 FRP 파단파괴, FRP 박리파괴로 구분할 수 있다. 이러한 파괴모드는 많은 휨 균열을 발생시켜 FRP의 제한적인 인성에도 어느 정도의 파괴 경고를 제공할 수 있다.

인장철근 항복 이후 콘크리트 압축에 의한 FRP 보강보의 파괴는 현재 RC 구조물의 강도해석법인 변형을 적합조건에 근거한 등가직사각형 응력분포를 이용할 수 있다. 따라서, FRP 보강 RC보의 극한휨강도 M_n 는 Eq. (1)과 같이 계산된다.

$$M_n = A_s f_y \left(d - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + A_f E_f \epsilon_{fc} \left(d_f - \frac{\beta_1 c}{2} \right) \quad (1)$$

여기서, A_s 와 A_f 는 각각 인장철근과 보강재의 양, f_y 는 인장철근의 항복강도, E_f 와 ϵ_{fc} 는 각각 보강재의 탄성계수와 변형률, d 와 d_f 는 각각 단면의 압축연단에서 인장철근과 보강재의 도심까지의 거리이다. Eq. (1)에서 중립축의 깊이 c 는 휨의 평형방정식으로부터 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$c = \frac{A_s f_y + A_f E_f \epsilon_{fc}}{\alpha_1 f'_c \beta_1 b} \quad (2)$$

Eq. (2)에서 FRP 변형률과 인장철근의 변형률은 중립축 c 의 값을 포함하고 있기 때문에 중립축 c 의 계산은 초기값 가정에 의한 반복계산에 의해서 결정되어진다. 이때, α_1 과 β_1 는 콘크리트의 비선형 응력분포를 등가직사각형 응력분포로 정의하는 계수로써 콘크리트 보의 파괴가 콘크리트 압축파괴, 즉 콘크리트의 압축변

형률이 극한변형률에 도달 시 $\alpha_1=0.85$ 를 사용하고, β_1 는 콘크리트 강도에 의해 아래와 같이 결정한다(ACI 318-05).

$$\beta_1 = \begin{cases} 0.85 & \text{for } 17 \text{ MPa} \leq f'_c \leq 28 \text{ MPa} \\ 0.85 - \frac{0.05(f'_c - 28)}{7} \geq 0.65 & \text{for } f'_c > 28 \text{ MPa} \end{cases} \quad (3)$$

인장철근 항복 이후 FRP 보강재 파단에 의한 파괴는 FRP 파단변형률로부터 변형률 적합조건과 Eq. (1)을 이용하여 보강보의 휨 파괴강도를 계산할 수 있다. 이 때 등가직사각형 응력분포 계수는 콘크리트의 압축변형률이 가정된 극한변형률에 도달한 경우에 대해서만 설계기준에서 정의하고 있다(ACI 318-05, EN 1991-1-1, KCI 2012). 따라서, 엄격한 의미에서 콘크리트의 비선형 응력분포를 고려한 비선형 해석이 필요하지만, 기존의 연구사례에 의하면 인장철근 항복 이후 FRP 보강재 파단에 의한 파괴는 콘크리트의 압축변형률이 극한변형률 이상의 값을 나타낸다. 따라서, FRP 파단에 의한 파괴모드는 설계기준에서 제시하고 있는 등가직사각형 응력분포 계수를 동일하게 적용할 수 있으리라 판단된다.

인장철근 항복 이후 FRP 보강재 박리에 의한 파괴는 현재 설계지침(ACI 440.2R-08, CSA-S806, Fib Bulletin 35)에서 제시된 보강재 탈락변형률을 적용시켜 무보강 RC보와 동일한 강도해석법인 Eq. (1)에 의해 휨극한강도, 즉 보강재의 박리에 의한 파괴강도를 계산하고 있다. 그러나, 각 설계지침에 따라 FRP 보강재의 탈락변형률을 달리 제시하고 있어, 이의 실험적 비교 평가가 필요하다. 또한, 보강재 탈락에 의한 박리파괴는 일반적으로 콘크리트의 압축 변형률이 극한변형률에 도달하기 전에 발생하므로 설계기준에서 제시하고 있는 콘크리트의 등가직사각형 응력분포 형상 및 계수를 적용하는데 주의가 필요하다.

2.2 설계기준별 보강보의 박리탈락변형률

FRP 휨 보강 콘크리트 구조물은 일반적으로 FRP 보강재 박리에 의한 파괴가 지배적이다. 따라서, 각 국의 설계지침에서는 FRP 박리탈락변형률을 제시하여 FRP의 실제 변형률이 박리탈락변형률 이하가 되도록 하고 있다. 즉, 보강 RC 구조물이 콘크리트의 압축 또는 보강재의 파단에 의한 파괴 이전 보강재 박리에 의한 파괴 시는 설계지침에서 제시된 FRP의 박리탈락변형률에 의해 극한휨 강도를 계산하도록 하고 있다.

캐나다 CSA-S806에서는 FRP 보강재의 박리탈락변형률을 0.007이하로 제한하고 있으며, 유럽의 Fib Bulletin 35에서는 0.0065-0.0085로 제시하고 있다. 그러나, 박리파괴는 다양한 원인에 의해 발생하며, 특히 콘크리트의 강도와 적용 보강재의 강성에 큰 영향을 받기 때문에 일정한 박리탈락변형률에 의해 파괴강도를

평가하는 것은 보강 구조물의 실제 휨 성능보다 과대평가할 수 있는 문제점이 있다. 따라서, 미국의 ACI 440.2R-08에서는 보강재의 박리탈락변형률 ϵ_{fd} 를 적용 보강재의 강성과 콘크리트의 강도를 고려하여 다음과 같이 제시하고 있다.

$$\epsilon_{fd} = 0.41 \sqrt{\frac{f'_c}{nE_f t_f}} \leq 0.9\epsilon_{fu} \quad (4)$$

여기서, n 은 FRP 보강재의 층 수, t_f 는 보강재의 두께, E_f 는 보강재의 탄성계수이다.

그리고, 유럽의 Fib Bulletin 35에서는 FRP 보강재의 부착강도로 박리파괴강도를 평가하는 방법을 추가적으로 제안하였다. 보강재의 부착강도 N_{fd} 는 콘크리트의 인장강도와 보강재의 강성, 보강재의 부착길이 l_b 를 고려하여 다음과 같이 계산한다.

$$N_{fd} = \begin{cases} \alpha k_c k_b 0.64 \sqrt{nE_f t_f f_r} & \text{for } l_b \geq l_{b,\max} \\ \alpha k_c k_b 0.64 \sqrt{nE_f t_f f_r} \frac{l_b}{l_{b,\max}} \left(2 - \frac{l_b}{l_{b,\max}}\right) & \text{for } l_b < l_{b,\max} \end{cases} \quad (5)$$

여기서, α 는 콘크리트 균열에 의한 영향계수, k_c 는 콘크리트의 충전 상태를 고려하는 계수, k_b 는 단면의 기하학적 영향계수이다. 본 연구에서는 $\alpha=1.0$, $k_c=1.0$ 을 사용하였으며, k_b 는 다음과 같이 계산한다.

$$k_b = 1.06 \sqrt{\frac{2 - b_f/b}{1 + b_f/400}} \quad (6)$$

본 연구에서는 적용 보강재의 강성과 콘크리트의 강도 영향을 고려하는 ACI 440.2R-08과 일정한 FRP 박리탈락변형률을 제시하는 Fib Bulletin 35에 의해 산정된 보강 RC보의 박리파괴강도를 평가하였다. 그리고, 추가적으로 Fib Bulletin 35에서 제시한 보강재 박리파괴 시의 부착강도에 의한 보강재의 박리탈락변형률과 파괴강도를 평가하였다.

2.3 비선형 해석

철근콘크리트 구조물의 휨 거동은 인장철근 항복이후 콘크리트의 압축변형률이 극한변형률에 도달한 후 파괴되는 형태이다. 그러나, FRP 휨 보강 RC 구조물은 대부분이 콘크리트의 압축에 의한 파괴 이전 보강재의 박리로 인해 파괴가 발생한다. 따라서, 본 연구에서는 재료의 비선형 응력분포를 고려하여 FRP 보강 RC보의 박리파괴강도를 계산하였다. 콘크리트 재료의 응력(f_c)-변형률(ϵ_c) 관계는 Eq. (7)과 같이 응력의 증가부분과 이후의 감소부분이 하나의 함수로 표현이 가능한 Desayi and Krishnan (1964) 모델을

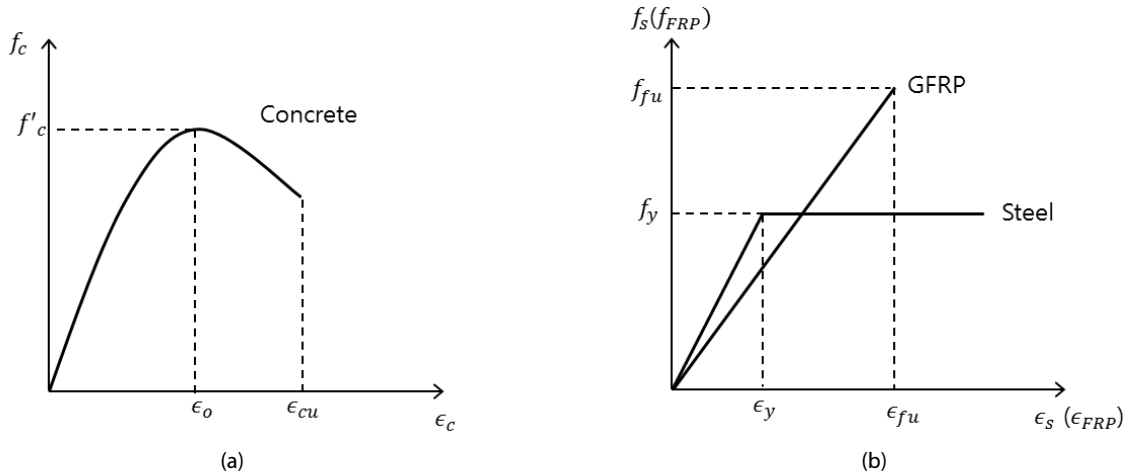


Fig. 1. Stress and Strain Relationship of (a) Concrete and (b) Steel Rebar and GFRP

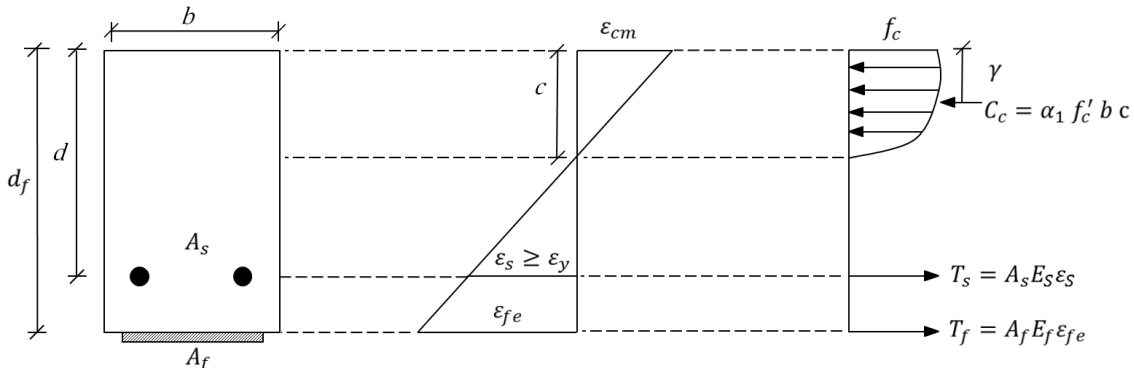


Fig. 2. Stress and Strain Distribution for the Rectangular Section of a FRP-reinforced RC Beam Under Flexure at the Debonding Failure

사용하였으며, Fig. 1(a)가 콘크리트 재료의 응력-변형률 관계를 보여준다.

$$f_c = \frac{E_c \epsilon_c}{1 + \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_o}\right)^2} \quad (7)$$

여기서, E_c 는 콘크리트 탄성계수로 콘크리트구조설계기준(KCI, 2012)에 의해 $E_c = 8500 \sqrt[3]{f'_c + 4}$ 로 계산되며, ϵ_o 는 콘크리트 설계기준압축강도 f'_c 에 해당하는 변형률로 Eq. (8)과 같이 계산한다.

$$\epsilon_o = 2 \left(\frac{f'_c}{E_c} \right) \quad (8)$$

콘크리트 내의 철근은 Fig. 1(b)와 같이 항복강도와 탄성계수로 정의되는 완전소성 모델로 정의하였으며, 보강재 GFRP는

파괴 시까지 선형탄성으로 거동하는 재료로 모형화하였다. GFRP 휨 보강 RC 구조물의 박리파괴는 인장철근 항복 이후 발생하므로 보강 단면의 변형률과 응력 분포는 Fig. 2과 같이 나타낼 수 있다. 이 때, 콘크리트 압축력은 $C_c = \alpha_1 f'_c b c$ 로 계산되며, α_1 는 콘크리트 평균 압축응력에 대한 상수로 응력의 비선형 분포를 고려하여 Eq. (9)와 같이 계산할 수 있다. 중립축 깊이 c 는 앞서 기술한 바와 같이 콘크리트의 압축력과 철근 및 보강재의 인장력과의 힘의 평형으로부터 계산되어진다. 그러나, 콘크리트의 압축변형률이 중립축 c 의 변수로 정의되기 때문에 중립축 c 의 계산 및 압축력은 초기값 가정에 의한 반복계산으로 결정되어진다.

$$\alpha_1 = \frac{\int_0^{\epsilon_{cm}} f_c(\epsilon_c) d\epsilon_c}{f'_c \epsilon_{cm}} \quad (9)$$

계산되어진 콘크리트 압축력은 압축연단에서부터 γc 만큼 떨어진 곳에 작용하며, 작용점 거리를 나타내는 변수 γ 는 Eq. (10)과 같이 계산할 수 있다. 따라서, GFRP 휨 보강 RC 구조물의 파괴강도는 Eq. (11)과 같이 계산된다.

$$\gamma = 1 - \frac{\int_0^{\epsilon_{cm}} \epsilon_c f_c(\epsilon_c) d\epsilon_c}{\epsilon_{cm} \int_0^{\epsilon_{cm}} f_c(\epsilon_c) d\epsilon_c} \quad (10)$$

$$M_n = A_s f_y (d - \gamma c) + A_f E_f \epsilon_{fc} (d_f - \gamma c) \quad (11)$$

3. GFRP 보강보 실험

3.1 실험체 제작 및 실험변수

RC 실험보는 가로 20cm, 높이 30cm의 직사각형 단면으로 길이 320cm로 제작하였다. 인장철근은 보강 전·후의 단면 최소철근비와 최대철근비를 고려하여 각각 2개의 D13, D16, D19 이형철근, 즉 철근비 0.00507, 0.00791, 0.001146로 배근하였다. 본 실험에서 사용된 철근의 항복강도는 350MPa이며 콘크리트의 설계

Table 1. Test Specimens and Variables

Specimen	Steel ratio(%)	FRP ratio(%)	FRP thickness(mm)
D13-S0	0.507	-	-
D13-S1	0.507	0.5125	2.05
D13-S2	0.507	0.9350	3.74
D13-S3	0.507	1.3500	5.40
D16-S0	0.791	-	-
D16-S1	0.791	0.5125	2.05
D16-S2	0.791	0.9350	3.74
D16-S3	0.791	1.3500	5.40
D19-S0	1.146	-	-
D19-S1	1.146	0.5125	2.05
D19-S2	1.146	0.9350	3.74
D19-S3	1.146	1.3500	5.40

기준강도는 28MPa이다. 적용된 보강재 양은 현장에서 많이 사용되고 있는 GFRP 두께 2.05mm, 3.74mm, 5.40mm를 선택하였으며, 철근콘크리트 보 하부에 폭 15cm, 길이 250cm 크기로 부착하였다. 본 연구에서 사용된 보강재는 유리섬유와 필라멘트매트를 적층시킨 요철형 유리섬유강화패널(prominence and depression glass fiber plate)로 부착면에 접착강화요철을 형성하여 부착성능을 향상시키고, 동시에 박리방지 앵커 설치를 가능하게 함으로써 국부파괴의 염려를 최소화시켰다. 또한, 단부에는 사용된 보강재 두께와 동일하게 폭 50cm의 U-밴드를 시공하여 보강재의 조기탈락을 방지하였으며, 보의 전단파괴를 방지하기 위하여 D10 스트립 철근을 10cm 간격으로 전단구간에 배근하였다. Fig. 3은 보강 RC 실험보의 단면 형상과 치수를 보여주며, 각각의 실험체에 대한 철근비와 적용된 보강재 양은 Table 1과 같다.

3.2 보강재의 재료적 특성

보강 RC보의 거동은 보강재료의 역학적 특성에 크게 좌우된다. 따라서, 본 연구에서는 적용한 요철형 유리섬유강화패널 보강재의 인장강도(tensile strength), 파괴변형률(rupture strain), 탄성계수(modulus of elasticity)를 실험적 방법으로 규명하였다. Fig. 4는 적용 두께별 GFRP 보강재의 응력-변형률 곡선을 보여준다. 인장강도 실험 결과 파괴 시까지 선형거동을 보였으며, 보강재 양에 따른 GFRP 보강재의 인장강도 특성은 매우 균일하게 나타났다. Table 2에 적용 보강재 양에 따른 측정된 인장강도와 극한변형률, 탄성계수를 정리하였다. 평균값으로 인장강도는 592MPa, 파괴변형률은 0.0133, 탄성계수는 44.7GPa이다.

Table 2. Material Properties of the GFRP Reinforcement from the Tension Tests

Thickness (mm)	Modulus of Elasticity (GPa)	Tensile Strength (MPa)	Rupture Strain
2.05	44.7	589	0.0133
3.74	44.2	594	0.0136
5.40	45.3	592	0.0131

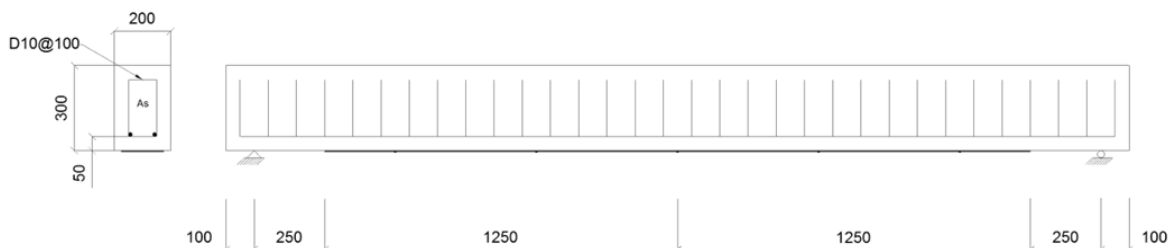


Fig. 3. Geometry and Cross Section of the Strengthened RC Specimen (Units: mm)

3.3 실험체 설치 및 실험

지지조건은 실험보의 양쪽 단부에서 각각 10cm 떨어진 지점에 강재 롤러를 설치하여 단순지지 경계조건을 만족하도록 하였다. 따라서, 실험보의 순지간은 300cm가 된다. 휨 실험은 순수 휨 구간 생성을 위해 1,000kN 용량의 UTM 액츄에이터를 사용하여

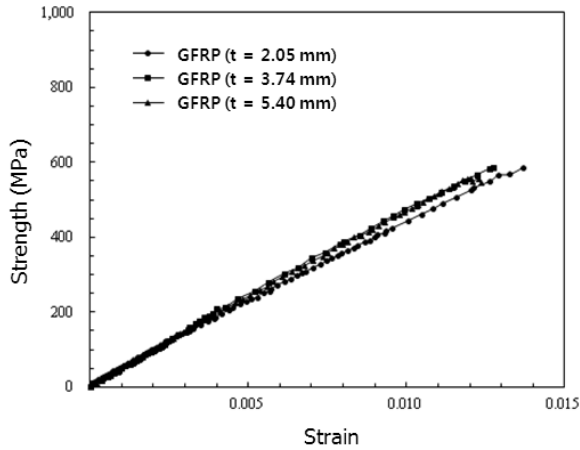


Fig. 4. Stress and Strain Curves from the Tension Tests of the GFRP Reinforcement

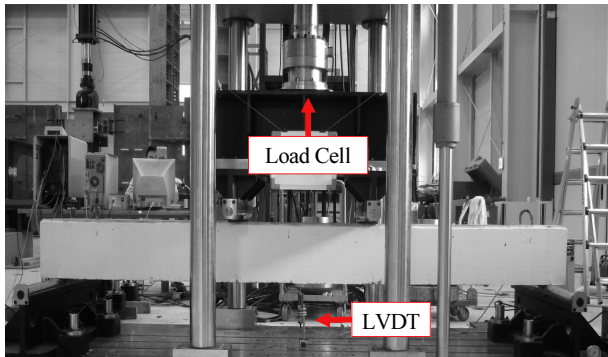


Fig. 5. Installation and Instrumentation of the Strengthened RC Specimen

변위제어방식으로 2.0mm/min.의 속도로 네 점 휨 실험을 실시하였다. 작용하중은 로드셀(load cell)를 사용하여 측정하였으며, 보의 처짐은 실험보의 중앙에 설치된 변위계(LVDT)를 사용하여 측정하였다. Fig. 5는 보강보 RC보의 실험 설치 및 가력 상황을 보여준다.

4. 실험결과 및 고찰

4.1 하중 변위 관계

GFRP 보강 D13, D16, D19 RC보의 휨 실험 하중값과 변위선도를 Fig. 6에 나타내었다. 하중-변위 선도를 이용하여 균열 전·후의 강성 변화와 항복 전·후의 강성 변화를 이용하여 균열하중, 항복하중, 극한하중을 평가하였다. 보강재의 양, 즉 보강재의 강성이 증가할수록 균열하중, 항복하중, 극한하중의 증가율을 Fig. 7에 도시하였다. 균열하중은 보강재의 적용에 따라 최대 16%의 증가를 보였으

Table 3. Cracking, Yielding, and Ultimate Loads Obtained from the Experiment (Units: kN)

Specimen	Cracking Load	Yielding Load	Ultimate Load
D13-S0	16.9	42.5	57.2
D13-S1	18.0	54.2	67.0
D13-S2	19.3	60.0	76.3
D13-S3	19.5	63.9	78.1
D16-S0	19.6	64.2	77.7
D16-S1	19.6	78.0	97.7
D16-S2	19.8	86.2	102.0
D16-S3	19.9	99.1	110.7
D19-S0	19.6	81.2	99.1
D19-S1	20.1	80.2	104.9
D19-S2	22.1	96.6	110.1
D19-S3	22.8	107.2	121.1

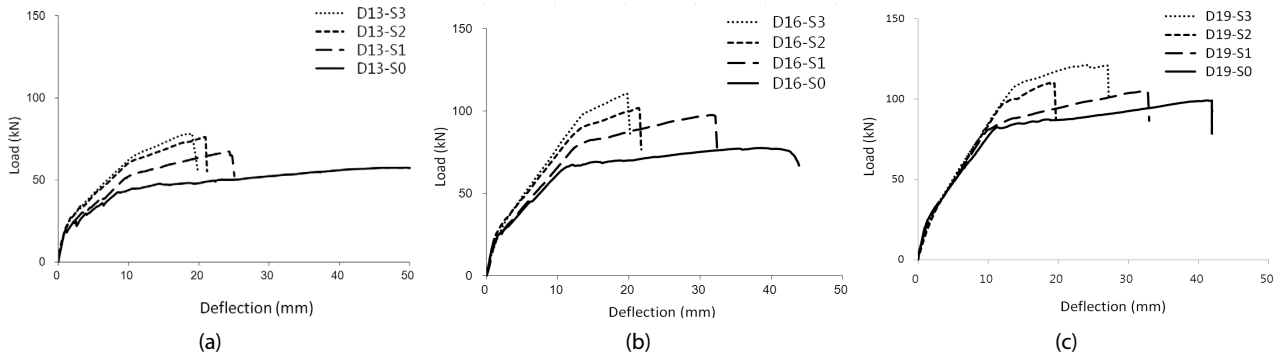


Fig. 6. Load and Deflection Curves for (a) D13, (b) D16, and (c) D19 Strengthened RC Beams

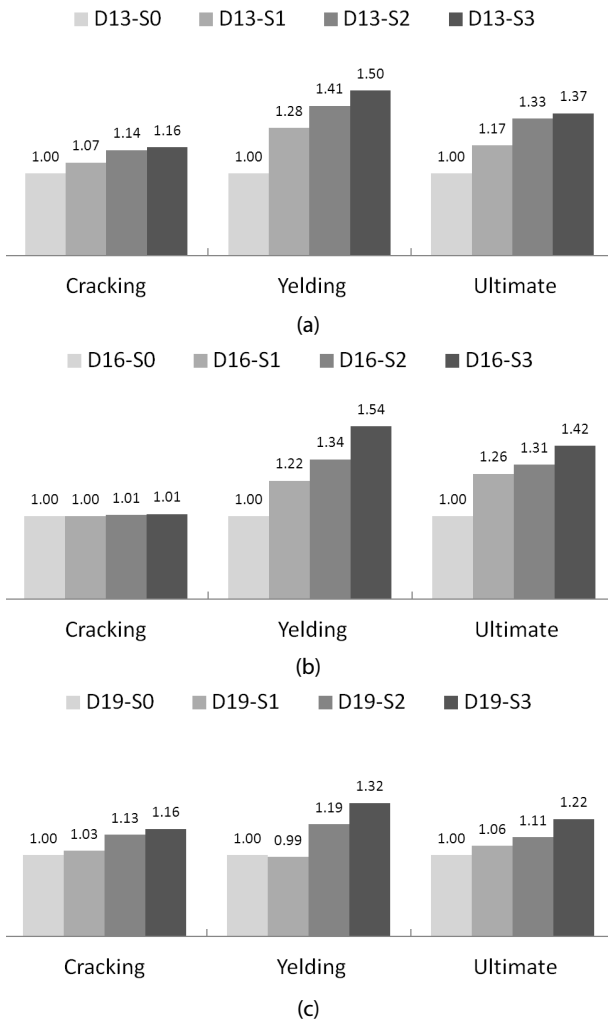


Fig. 7. Rate of Increase in the Cracking, Yielding, and Ultimate Loads According to the Increase in the GFRP Reinforcement for (a) D13, (b) D16, and (c) D19 Strengthened RC Beams

나 항복하중과 극한하중에 비해 상대적으로 낮은 증가율을 나타냈다. 특히, 2.05mm 두께의 GFRP, 즉 적용 보강비가 0.5125%인 보강 RC보에서의 균열하중 증가는 매우 미비하였다. 항복하중은 보강재의 양이 증가함에 따라 거의 선형적으로 증가하였으며 D13 보강보는 약 28~50%, D16 보강보는 약 22~54%, D19 보강보는 약 19~32% 증가를 각각 보였다. 극한하중도 항복하중의 증가 경향과 비슷하게 보강재의 양에 비례하여 증가하여 D13 보강보는 최대 약 37%, D16 보강보는 약 42%, D19 보강보는 약 22% 강도 증가를 보였다. 다만, Fig. 7에 보인 바와 같이 D16 보강보의 균열하중과 D19-S1 실험체의 항복하중의 뚜렷한 증가는 확인할 수 없었으며, 이는 실험체 제작과 계측 시의 오차에 의해 발생한 것으로 판단된다.

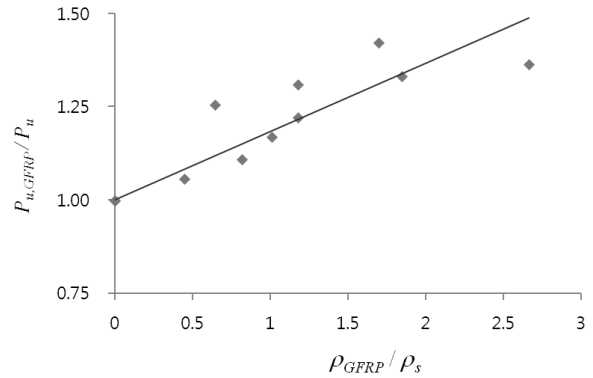


Fig. 8. Ratio of the Debonding Fracture Strength of the Strengthened RC Beam to the Ultimate Flexural Strength of the RC Beam with the Ratio of GFRP to Steel Reinforcements

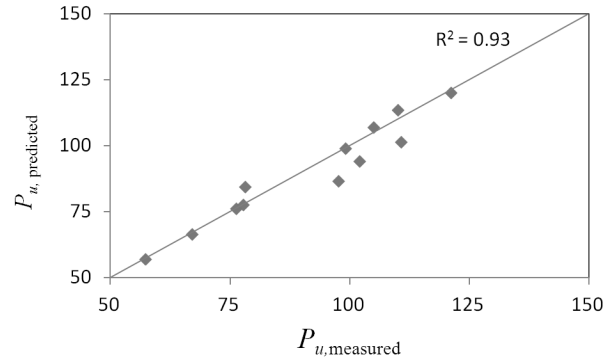


Fig. 9. Comparisons between the Predicted and Measured Debonding Ultimate Loads

4.2 인장철근비 및 보강비에 따른 박리파괴하중 평가

기존의 철근콘크리트 구조물의 극한휨강도식을 이용한 FRP 보강보의 박리파괴하중 평가는 콘크리트의 극한변형률, 보강재의 탈락변형률 등에 따라 결과의 편차가 크게 발생하며, 일반적으로 비안전측으로 과대평가하고 있다. 따라서, 본 연구에서는 Fig. 8에 보인 바와 같이 실험값의 직선회귀분석을 통해 보강 전 RC구조물의 인장철근비 ρ_s 와 극한휨하중 P_u 로부터 적용될 GFRP 보강재의 보강비 ρ_{GFRP} 에 따른 보강 RC보의 박리파괴하중 $P_{u,GFRP}$ 을 평가할 수 있는 Eq. (12)를 제안하였다.

$$\left(\frac{P_{u,GFRP}}{P_u} \right) = 0.18 \left(\frac{\rho_{GFRP}}{\rho_s} \right) + 1.0 \quad (12)$$

Eq. (12)에 의해 예측되어진 보강보의 박리파괴하중과 실험에 의해 측정되어진 파괴하중을 Fig. 8에 비교하였다. 보강 RC보의 박리파괴하중 예측값은 실험값과 Eq. (13)에 의해 계산되어진 R-제곱(R^2)이 0.93으로 높은 상관관계를 보였다.

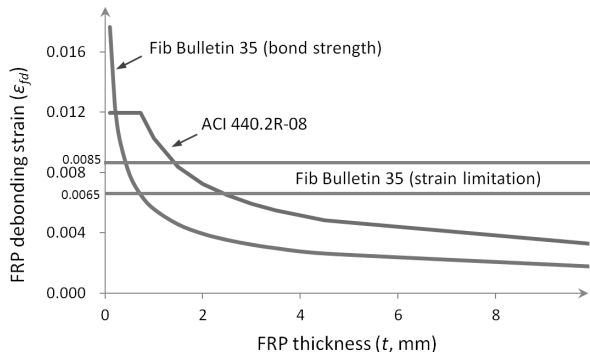


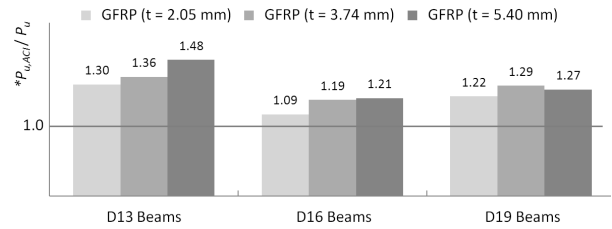
Fig. 10. Debonding Failure Strain of FRP According to Design Guidelines

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_i (x_i - x_i^p)^2}{\sum_i (x_i - \bar{x})^2} \quad (13)$$

여기서, x_i 와 x_i^p 는 각각 실험에서 측정되어진 박리파괴강도와 Eq. (12)에 의해 예측되어진 파괴강도이며, \bar{x} 는 실험 파괴강도의 평균값이다.

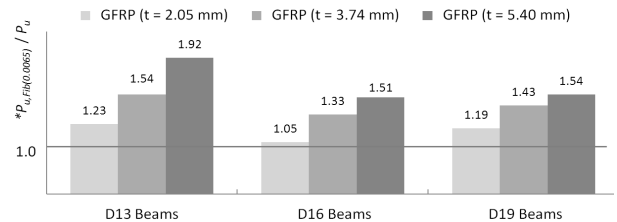
4.3 설계기준 박리탈락변형률에 따른 박리파괴강도 평가

FRP 보강재 박리에 의한 파괴강도는 현재 설계지침에서 제시하고 있는 보강재 탈락변형률을 이용하여 계산할 수 있다. 따라서, 본 연구에서는 주요 설계지침이 ACI 440.2R-08과 Fib Bulletin 35에서 제시하고 있는 보강재 탈락변형률을 고려하여 FRP 보강 RC구조물의 휨에 의한 보강재 박리파괴강도를 평가하였다. ACI 440.2R-08에서는 적용 보강재의 강성을 고려하여 Eq. (4)과 같이 탈락변형률을 제시하였으며, Fib Bulletin 35에서는 0.0065~0.0085로 제한하였다. 또한, Fib Bulletin 35에서는 보강재의 부착강도로써 박리파괴강도를 평가하는 방법을 제시하였다. 따라서, 본 연구에서는 각각의 설계지침에서 제시하고 있는 박리탈락변형률과 부착강도에 해당하는 락변형률을 고려하여 박리파괴강도를 비교 평가하였다. Fig. 10는 실험체 단면에 대한 콘크리트와 인장철근, 보강재의 재료적 특성을 고려하여 계산되어진 보강재의 적용 두께 증가에 따른 보강재의 탈락변형률 변화를 보여준다. Fig. 10에 보는 바와 같이, ACI 440.2R-08 설계지침은 보강재의 두께 0.218 mm, 즉 보강재비가 0.05%이하일 때는 보강재의 탈락변형률을 보강재의 파단변형률 90%로 일정하게 제시하고 있다. Fib Bulletin 35에서 제시하고 있는 보강재의 부착강도에 의해 계산되어진 박리탈락변형률은 보강재의 강성 증가에 따라 ACI 440.2R-08와 유사한 감소경향을 보이고 있으나, ACI 440.2R-08에 비해 약 46% 감소된 값을 보였다.



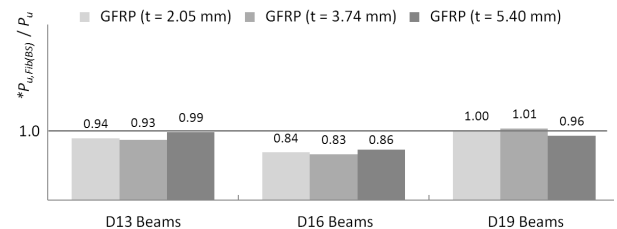
* $P_{u,ACI}$ calculated from ACI 440.2R-08

(a)



* $P_{u,Fib(0.0065)}$ calculated using strain limitation of 0.0065 defined in Fib Bulletin 35

(b)



* $P_{u,Fib(BS)}$ calculated from bond strength defined in Fib Bulletin 35

(c)

Fig. 11. Comparisons between the Debonding Ultimate Loads Calculated using the FRP Debonding Strain of the Design Guidelines and Those from the Experiments for (a) D13, (b) D16, and (c) D16 Strengthened Beams

보강재 탈락에 의한 박리파괴는 일반적으로 콘크리트의 압축변형률이 극한변형률에 도달하기 전에 발생한다. 따라서, 본 연구에서는 2.3절에서 기술한 바와 같이 재료의 비선형 응력분포를 고려하여 설계지침에서 제시된 FRP 탈락변형률에 의해 보강보의 박리파괴강도를 평가하였다. Fig. 11은 각 설계지침에서 제시된 보강재의 박리탈락변형률에 의해 계산되어진 파괴하중과 실험값을 비교하였다. ACI 440.2R-08에 의해 계산되어진 파괴하중은 Fig. 11(a)에 보인 바와 같이 실험값과 비교 시 약 9~48% 과대평가하였다. Fib Bulletin 35에서 제시된 보강재 탈락변형률의 하한값인 0.0065에 의해 계산되어진 파괴하중은 Fig. 11(b)에서 보는 바와 같이 보강재의 강성이 증가함에 따라 실험값과의 차이가 증가하였다. 보강재비가 1.35%로 보강재비와 인장철근비의 합이 최대인장철근비 근처로 보강되어진 경우, 예측되어진 보강보의 파괴강도가 실험값에 비해 약 51~92%로 약 1.5~1.9배 과대평가하였다. Fib Bulletin 35에서 제시된 보강재의 부착강도로 계산되어진 박리탈락

Table 4. Debonding Ultimate Loads Predicted from the Proposed Method and Those Measured from the Experiments (Units: kN-m)

Specimen	Measured (M_u)	Predicted		Predicted	
		$*M_{n,GFRP\rho}$	Ratio	$*M_{n,GFRP\varepsilon}$	Ratio
D13-S0	62.9	42.7	0.68	-	-
D13-S1	73.7	50.4	0.68	58.9	0.80
D13-S2	83.9	56.9	0.68	66.4	0.79
D13-S3	85.9	63.1	0.73	72.0	0.84
D16-S0	85.5	65.5	0.77	-	-
D16-S1	107.4	73.1	0.68	76.8	0.71
D16-S2	112.2	79.3	0.71	78.9	0.70
D16-S3	121.7	85.5	0.70	88.8	0.73
D19-S0	109.0	91.8	0.84	-	-
D19-S1	115.4	99.2	0.86	97.9	0.85
D19-S2	121.1	105.3	0.87	104.0	0.86
D19-S3	133.2	111.3	0.84	108.7	0.82

* $M_{n,GFRP\rho}$ and $M_{n,GFRP\varepsilon}$ are debonding ultimate strength calculated using Eqs. (11) and (12), respectively.

변형률에 의해 예측되어진 보강보의 파괴강도는 Fig. 11(c)에 보는 바와 같이 인장철근비와 보강재의 강성 증가와 무관하게 실험값에 비해 과소평가하였다.

4.4 GFRP 휨 보강 RC구조물의 박리파괴 설계강도 산정

GFRP 휨 보강 콘크리트구조물은 압축파괴에 도달하기 전 보강재의 박리에 의한 파괴가 지배적이다. 그리고, 기존의 RC구조물의 강도설계법을 이용한 보강보의 박리파괴강도 평가는 안전측으로 예측하지 못하고 있는 실정이다. 따라서, 본 연구에서는 RC구조물의 설계 극한휨강도와 유사한 안전율을 유지하면서 박리파괴 설계 강도를 산정할 수 있는 Eqs. (14) and (15)를 각각 제안하였다.

$$M_{n,GFRP} = M_{n,RC} \left(0.18 \frac{\rho_{GFRP}}{\rho_s} + 1.0 \right) \quad (14)$$

$$M_{n,GFRP} = \Phi M_n \quad (15)$$

Eq. (14)는 실무에서 편히 사용할 수 있는 방법으로 기존의 강도설계법으로 산정된 비보강 RC보의 극한휨강도 $M_{n,RC}$ 에서 보강재비 ρ_{GFRP} 를 고려하여 보강보의 파괴강도를 평가하는 방법이다. Table 4에 Eq. (11)에 의해 예측되어진 극한강도값과 실험값을 비교하였다. 강도설계법으로 산정된 무보강 D13, D16, D19 RC보의 극한휨강도는 실험값의 0.68, 0.77, 0.84로 안전측으로 약 16~32% 과소평가하고 있다. 무보강 RC보의 안전율과 비슷하게 Eq. (14)에 의해 예측되어진 보강보의 박리파괴 설계강도도 약 13~32% 과소평가하였다. 해석적인 방법인 Eq. (14)는 Fib Bulletin

35에서 제시된 보강재의 부착강도에 해당되는 박리탈락변형률을 이용하여 보강보의 박리파괴강도 M_n 를 평가하고 FRP 휨 보강에 대한 강도감소계수 $\phi = 0.85$ 을 고려하는 것이다. Eq. (15)에 의해 평가되어진 설계 박리파괴강도도 Table 4에 나타난 바와 같이 무보강 RC보와 유사하게 약 14~30% 과소평가하였다.

5. 결론

GFRP 휨 보강 RC 구조물의 보강재 박리탈락에 의한 파괴강도 평가를 위해 실험 및 해석적 연구를 수행하였으며, 본 연구에서 얻은 결론은 다음과 같다.

- (1) GFRP 휨 보강 RC 구조물의 균열하중은 보강재의 적용에 따라 다소 지연시키는 효과는 있지만, 그 영향은 미비한 것으로 평가된다. 항복하중과 파괴 시의 극한하중은 보강재의 양이 증가함에 따라 거의 선형적으로 증가하였다. GFRP 적용 보강비가 1% 증가함에 따라 인장철근비에 따라 항복하중은 약 25~39%, 극한하중은 약 15~30% 강도 증가를 보였다.
- (2) 현재 설계지침에서 FRP 보강 RC보의 박리파괴강도는 보강재의 탈락변형률을 이용하여 기존의 철근콘크리트의 극한휨강도식을 이용하여 평가한다. 보강재의 일정한 박리탈락변형률에 의해 계산되어진 파괴강도는 보강재의 양이 증가함에 따라 과대평가될도 증가하여 적용 보강재의 양과 강성을 고려한 박리탈락변형률 제시가 필요하다. 보강재의 강성을 고려하고 있는 ACI 440.2R-08의 박리탈락변형률에 의해 계산되어진 파괴강도는 적용 보강재의 양에 따른 차이는 보이지 않으나,

실험값과 비교 시 파괴강도를 약 9~48% 비안전측으로 과대평가하였다.

- (3) Fib Bulletin 35 설계지침에서 제시하고 있는 보강재의 극한부착강도에 해당되는 박리탈락변형률로 계산되어진 보강보의 박리파괴강도는 실험값의 약 0.86~1.01배로 안전측 평가가 가능하였다. 따라서, 본 연구에서는 Fib Bulletin 35에서 제안한 보강재의 부착강도로써 박리파괴강도 평가를 제안하였으며, 설계 박리파괴강도 산정 시에는 강도감소계수 0.85 적용을 통해 보강 전의 RC 구조물의 설계 극한휨강도와 유사한 안전율을 유지할 수 있는 방법을 제안하였다.
- (4) 추가적으로 실무에서 쉽게 적용이 가능한 GFRP 보강보의 박리파괴 설계강도 평가식을 제안하였다. 이는 기존의 강도설계법으로 산정된 무보강 RC보의 극한휨강도에서 인장철근비와 보강재비를 고려하여 GFRP 보강보의 박리파괴 설계강도를 산정하는 방법으로 실험과 비교 시 약 13~32% 과소평가하여 무보강 RC보와 유사한 안전율을 유지했다.

본 연구에서 제시한 GFRP 휨 보강 RC 구조물의 박리파괴강도 평가식은 실험에 근거한 것으로 향후 추가적인 실험 연구 등을 통해 그 적용성과 객관성을 확보할 계획이다. 또한, 콘크리트 및 철근, FRP의 강도 및 강성변화에 따른 영향을 평가하기 위한 실험 및 해석적 연구도 필요하리라 여겨진다.

감사의 글

이 논문은 2013년 대구대학교 학술연구비 지원에 의해 수행되어졌으며, 이에 감사드립니다.

References

- Al-Zaid, R. Z., Shuraim, A. B., El-Sayed A. K., Al-Negheimish A. I. and Al-Huzaimy, A. M. (2010). "Flexural strengthening of shallow reinforced concrete beams using CFRP plates." *2nd International Structural Specialty Conference*, CSCE, Winnipeg, Canada.
- American Concrete Institute (ACI) Committee 318 (2008). *Building code requirements for structural concrete and commentary*, ACI 318-08, Farmington Hills, MI.
- American Concrete Institute (ACI) Committee 440 (2008). *Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures*, ACI 440.2R-08, Farmington Hills, MI.
- Canadian Standards Association (CSA) (2002). *Design of buildings with fibre reinforced polymers*, CSA-S806-02, Canada.
- Cheung, J. H., Kim, S. D., Cho, B. S. and Lee, W. C. (2003). "Nominal moment of RC beams strengthened with carbon fiber sheets - I. Experimental Investigation." *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol. 23, No. 5A, pp. 921-929 (in Korean).
- Cheung, J. H., Kim, S. D., Cho, B. S. and Lee, W. C. (2003). "Nominal moment of RC beams strengthened with carbon fiber sheets - II. Analytical Investigation." *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol. 23, No. 5A, pp. 931-938 (in Korean).
- Desayi, P. and Krishnan, S. (1964). "Equation for the stress-strain curve of concrete." *ACI Journal Proceedings*, Vol. 61, No. 3, pp. 345-350.
- El-Mihilmly, M. T. and Redesco, J. W. (2000). "Analysis of reinforced concrete beams strengthened with FRP laminates." *Journal of Structural Engineering*, Vol. 126, No. 6, pp. 684-691.
- European Committee for Standardization (CEB) (2004). *Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings*, EN 1992-1-1:2004, Brussels, Belgium.
- Hong, G. H. and Shin, Y. S. (2003). "Structural performance evaluation of reinforced concrete beams with externally bonded FRP sheets." *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 15, No. 1, pp. 78-86 (in Korean).
- International Federation for Structural Concrete (FIB) (2001). *Externally bonded FRP reinforcement for RC structures*, fib Bulletin 14, Lausanne, Switzerland.
- International Federation for Structural Concrete (FIB) (2006). *Retrofitting of concrete structures by externally bonded FRPs*, fib Bulletin 35, Lausanne, Switzerland.
- Korea Concrete Institute (KCI) (2012). *Concrete design code and commentary* (in Korean).
- Meier, U. I. and Kaiser, H. (1991). "Strengthening of structures with CFRP laminates." *Advanced Composite Materials in Civil Engineering Structures*, ASCE Specialty Conference, pp. 224-232.
- Park, T. and Bu, J. (2002). "Flexural analysis of RC beams strengthened with soffit and web fiber sheets." *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol. 22, No. 5A, pp. 1045-1057 (in Korean).
- Ritchie, P., Thomas, D., Lu, L. and Conneley, G. (1991). "External reinforcement of concrete beams using fiber reinforced plastics." *ACI Structural Journal*, Vol. 88, No. 4, pp. 490-500.
- Rosenboom, O. and Rizkalla, S. (2008). "Experimental study of intermediate crack debonding in fiber-reinforced polymer strengthened beams." *ACI Structural Journal*, Vol. 105, No. 1, pp. 41-50.
- Sharif, A., Al-Sulaimni, G., Basunbul, I., Baluch, M. and Ghaleb, B. (1994). "Strengthening of initially loaded reinforced concrete beams using FRP plates." *ACI Structural Journal*, Vol. 91, No. 2, pp. 160-168.
- Teng, J. G. and Yao, J. (2005). "Plate end debonding failures of FRP- or steel- plated RC beams: A new strength model." *Proceedings of the International Symposium on Bond Behavior of FRP in Structures(BBFS 2005)*, Hong Kong, pp. 283-290.
- Ziraba, Y. N., Bsluch, M. H., Sharif, A. M., Azad, A. K. and Al-Sulaimani, G. J. (1994). "Guidelines toward the design of concrete beams with external plates." *ACI Structural Journal*, Vol. 91, No. 6, pp. 639-646.