



FRP-UHPC 복합 보강기법으로 보강된 RC 슬라브의 휨 파괴를 위한 설계 조건

김정중¹ · 노혁천² · 마흐무드 레다 타하³

세종대학교 공과대학 건설환경공학과 연구교수¹, 세종대학교 공과대학 건설환경공학과 부교수, 교신저자²
뉴멕시코 주립대학교 공과대학 토목공학과 교수³

Flexural Failure Design Criteria for Retrofitted RC Slabs using FRP-UHPC Hybrid System

Kim, Jung Joong¹ · Noh, Hyuk-Chun² · Reda Taha, Mahmoud M.³

¹Research Professor, Department of Civil and Environmental Engineering, Sejong University, Seoul, Korea

²Associate Professor, Department of Civil and Environmental Engineering, Sejong University, Seoul, Korea

³Professor, Department of Civil Engineering, University of New Mexico, Albuquerque, USA

Abstract: This study proposes flexural failure design criteria of continuous slabs enhanced by a hybrid system of fiber reinforced polymer (FRP) and ultra high performance concrete (UHPC). The proposed hybrid retrofit system is designed to be placed at the top surface of the slabs for flexural strengthening of the sections in both positive and negative moment zones. The enhancing mechanisms of the proposed system for both positive and negative moment regions are presented. The neutral axis of the enhanced sections in positive moment zone at flexural failure is enforced to be in UHPC overlay for preventing the compression in FRP. From this condition, a relationship between design parameters of FRP and UHPC is established. Although the capacity of the proposed retrofit system to enhance flexural strength and ductility is confirmed through experiments of one-way RC slabs having two continuous spans, the retrofitted slabs failed in shear. To prevent this shear failure, a design criteria of flexural failure is proposed.

Key Words: FRP, Retrofit system, RC, Flexural strengthening

1. 서론

건축물의 노화와 재하하중의 증가로 인한 철근콘크리트(RC) 구조물의 보강에 대한 요구는 증가하는 추세이다. 또한 내폭설계에 적합한 수준으로 기존의 구조물을 보강하는 방안에 대한 연구도 많은 관심을 끌고 있다 (Mosalam and Mosallam, 2001; Mosallam and Mosalam, 2003; Nam et al., 2010). RC 슬라브의 휨 보강은 Fig. 1에서 보여지는 것처럼 일반적으로 구조용 강재나 섬유보강플라스틱 (FRP) 같은 인

장재를 구조 단면의 인장지역에 보강함으로써 이루어진다 (Fleming and King, 1967; Emmonds et al., 1998; Rizkalla et al., 2003). 그러므로 슬라브의 정(+)의 모멘트 구간의 휨 보강을 위해서는 슬라브의 하부에 인장재를 부착해야 하는데, 일반적으로 건물 내 슬라브의 하부에는 소방파이프, 전기배선 등의 설비가 설치되어 있다. 이러한 슬라브 하부의 설비들은 인장재 시공에 방해 요소가 될 뿐만 아니라 설비들을 철거 후 재설치 해야 하는 추가비용을 발생시킨다. 또한, 접착제를 이용하여 슬라브의 하부에 인장재를 시공 시 균일한 상향의 초기 부착압을 주기가 매우 어렵다. 이러한 시공상의 어려움은 인장

주요어: 섬유보강폴리머, 보강구조, 철근콘크리트, 휨보강

Corresponding author: Noh, Hyuk-Chun

Department of Civil and Environmental Engineering, Sejong University, 98 Gunja-dong, Gwangjin-gu, Seoul 143-747, Korea
Tel: +82-2-3408-3292, Fax: +82-2-3408-4332, E-mail: cpebach@sejong.ac.kr

투고일: 2012년 3월 21일 / 수정일: 2012년 4월 2일 / 게재확정일: 2012년 5월 15일

재의 구조물에 대한 부착력의 품질을 저하시키는 원인이 될 수 있다. 인장보강재로써 외부에 부착된 FRP의 구조적 거동은 주로 구조물과의 부착력에 의해 지배되기 때문에 (Ziraba et al., 1994; Malek et al., 1998; Ahmed et al., 2001; Coronado and Lopez, 2005; Meshgin et al., 2009), FRP 부착력의 품질의 저하는 보강된 단면의 구조적 성능의 저하를 발생시킬 것이다. 외부 부착 FRP를 이용한 구조물의 보강방안에 대한 설계 및 시공상의 주의점은 여러 시방서에 잘 정립되어져 있다 (ACI 440, 2008; FIB2001, 2001; CAN/CSA-S806-02, 2002).

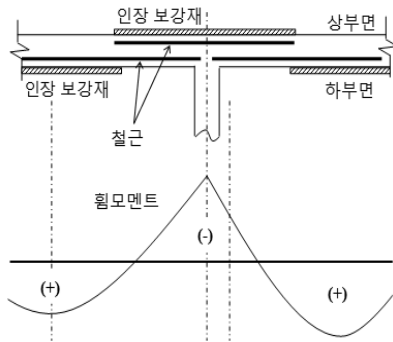


Fig. 1 Typical bonding location of flexural retrofit system for the one-way RC slab corresponding to bending moment diagram

슬라브의 하부에 부착해야하는 시공상의 어려움과 인장재 부착품질 저하를 방지하기 위하여, 정(+)의 모멘트 구간과 부(-)의 모멘트 구간 모두 Fig.2와 같이 RC 슬라브의 상부면에 시공할 수 있는 초고거동 콘크리트 (UHPC)와 FRP의 하이브리드 구조가 제안되었다 (Mosallam et al., 2012). 부(-)의 모멘트 구간에서는 주로 FRP의 인장력에 의한 휨 보강 기능을 발휘하는 반면, 정(+)의 모멘트 구간에서는 파괴시 구조단면의 중립축을 UHPC의 내에 위치하도록 설계함으로써 UHPC가 압축재로 FRP가 인장재로 작용하게 하는 구조이다.

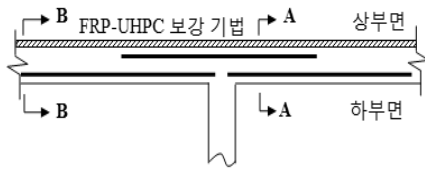


Fig. 2 The set-up of the proposed FRP-UHPC flexural retrofit system

2경간 연속 RC 슬라브의 실험을 통하여 제안된 보강기법의 사용이 슬라브의 휨 강도와 연성을 증가 시킴을 확인하였으나 보강된 슬라브는 휨 강도의 증

가로 인해 콘크리트의 전단에 의한 파괴가 발생하였다. 제안된 보강기법 사용 시 이러한 전단파괴를 방지하고 휨 파괴를 유도하기 위한 연속 슬라브 단면의 휨 강도 보강 한계가 검토되었으며, 정(+), 부(-)의 모멘트 구간의 단면의 휨강도와 전단력 사이의 관계를 고려한 새로운 설계기준이 제시되었다.

2. 보강기법

2.1 부(-)의 모멘트 구간의 휨 보강

부(-)의 모멘트 구간 (Fig. 2의 단면 A-A)의 보강 단면의 휨 파괴 시에는 Fig. 3에 보인 힘의 평형과 변형률 적합조건을 가질 것이다. 단면의 공칭 휨 강도는 철근의 인장력과 슬라브 콘크리트의 압축력, FRP의 인장력과 슬라브 콘크리트의 압축력의 우력 모멘트의 합인 식 (1)과 같이 계산될 것이다.

$$M_n = T_s \left(d - \frac{a}{2} \right) + T_f \left(h + \frac{t_f}{2} - \frac{a}{2} \right) \quad (1)$$

식에서 a 는 콘크리트 등가응력 사각형의 깊이로, 단면의 힘의 평형방정식으로부터 구할 수 있다. 이에 필요한 FRP의 인장력은 변형률 적합조건으로부터 FRP의 변형률을 계산하여 얻을 수 있다. 부(-)의 모멘트 구간 단면의 공칭 휨 강도 계산에서 UHPC의 인장력과 철근의 압축력은 무시되었다. 철근은 항복한 것으로 가정하였으며, 변형률 적합조건을 이용하여 이를 확인할 수 있다.

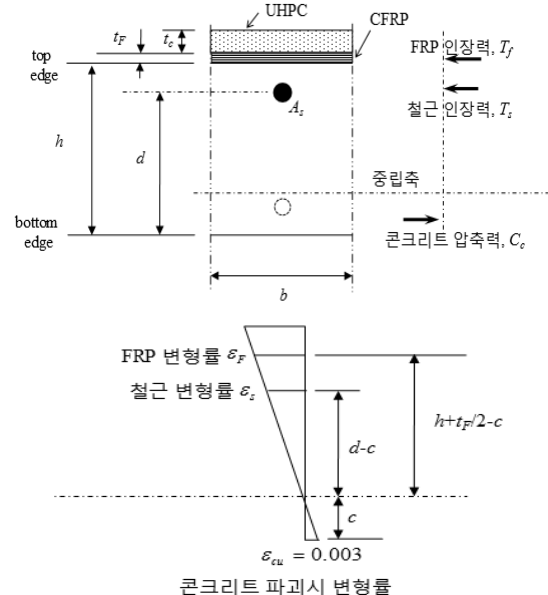


Fig. 3 Force equilibrium and strain compatibility at failure for the retrofitted section subjected to negative moment

2.2 정(+)의 모멘트 구간의 휨 보강

다음으로 정(+)의 모멘트 구간 (Fig. 2의 단면 B-B)의 보강된 단면의 휨 파괴 시 요구되는 힘의 평형과 변형률 적합조건을 고려할 수 있다. 파괴 시 Fig. 4에 보인 힘의 평형과 변형률 적합조건을 만족한다면, 단면의 공칭 휨 강도는 철근의 인장력과 UHPC의 압축력, FRP의 인장력과 UHPC의 압축력의 우력 모멘트의 합인 식 (2)와 같이 계산될 것이다.

$$M_n = T_s \left(d + t_H + t_f - \frac{a}{2} \right) + T_f \left(t_H + \frac{t_f}{2} - \frac{a}{2} \right) \quad (2)$$

이 때 철근은 항복한 것으로 가정한다.

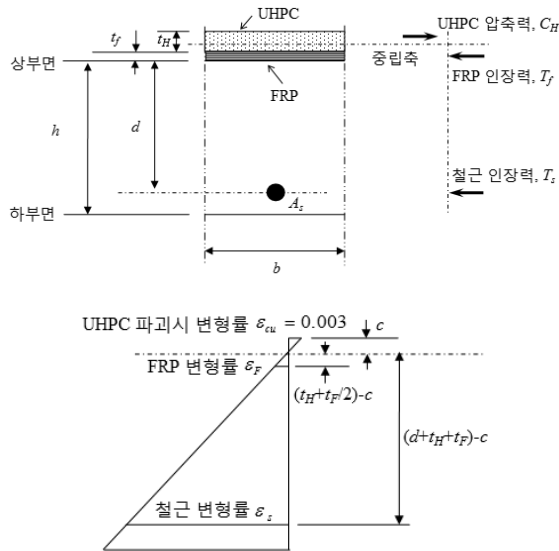


Fig. 4 Force equilibrium and strain compatibility at failure for the retrofitted section subjected to positive moment

2.3 설계조건식

휨 보강을 위해 시공되는 FRP는 압축력에 의해 미세좌굴을 일으킬 수 있으므로, FRP를 휨 보강재로써 휨 단면의 압축지역에 설치하는 것은 바람직하지 않다. 제안된 보강기법에서는 정(+)의 모멘트 구간의 휨 보강단면에서 Fig. 4와 같이 파괴 시 FRP가 인장을 받도록 설계하였다. 파괴 시 중립축이 UHPC 내에 위치하게 하기 위해서는 Fig. 4와 같이 가정된 변형률 적합조건에서 계산된 중립축의 깊이 c 가 타설된 UHPC의 두께 t_H 보다 작아야 할 것이다. 이로부터 UHPC의 강도, 타설 두께와 FRP의 두께 t_f 간의 관계식이 식 (3)과 같이 유도될 수 있다.

$$f_H \geq 0.0021 E_f \left(\frac{t_f}{t_H} \right)^2 + \frac{f_y (A_s/b)}{0.7225 t_H} \quad (3)$$

또 다른 조건으로 Fig. 5와 같이 FRP가 압축력을 받는 것으로 가정된 변형률 적합조건에서 계산된 중립축의 깊이 c 가 타설된 UHPC의 두께 t_H 보다 작게 계산되어 가정을 만족하지 않아야 할 것이다. 이로부터 식 (4)의 관계식이 유도될 수 있다.

$$f_H \geq 0.15 f'_c + 0.0018 E_f \left(\frac{t_f}{t_H} \right)^2 + \frac{f_y (A_s/b)}{0.85 t_H} \quad (4)$$

식 (3)과 (4)의 유도과정에서 콘크리트의 극한변형률은 0.003이 사용되었고, 콘크리트 등가응력 사각형의 응력의 크기와 깊이의 계수인 α_1 과 β_1 은 모두 0.85를 사용하였다.

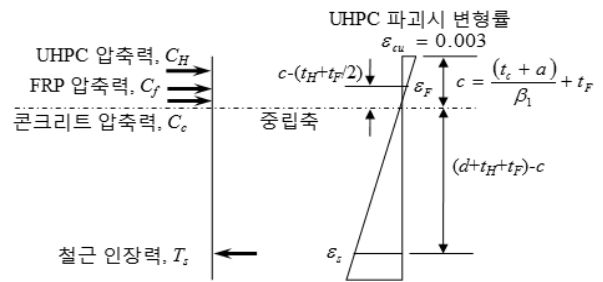


Fig. 5 Undesirable force equilibrium and strain compatibility at failure for the retrofitted section subjected to negative moment (For this case, the strain in FRP is compression at failure)

3. 실험결과

FRP와 UHPC의 보강기법을 사용한 2경간 연속 RC 슬라브의 실험이 수행되었다 (Mosallam et al. 2012). 실험을 위해 제작된 2경간 연속 RC 슬라브는 한 경간의 길이가 2413 mm 이고 폭이 1219.2 mm 이다. 단면의 치수와 재료의 물성치가 Table 1에 제시되었다. RC 슬라브의 휨 보강을 위하여 FRP의 두께 1 mm ($E_f = 72.6$ GPa)와 UHPC의 두께 24.4 mm ($f_H = 97.2$ MPa)가 사용되었다. 실험결과 보강된 RC 슬라브의 하중재하 능력은 기존 RC 슬라브의 하중능력에 비하여 60% 이상 증가함을 볼 수 있었다. 그렇지만, 기존의 연속 RC 슬라브가 경간의 중앙과 지점에서 휨 파괴를 일으키며 파괴형상을 유지하고 있는 반면에, 보강된 RC 슬라브는 지점에서 휨 파괴 이후 콘크리트의 전단파괴가 발생하였다.

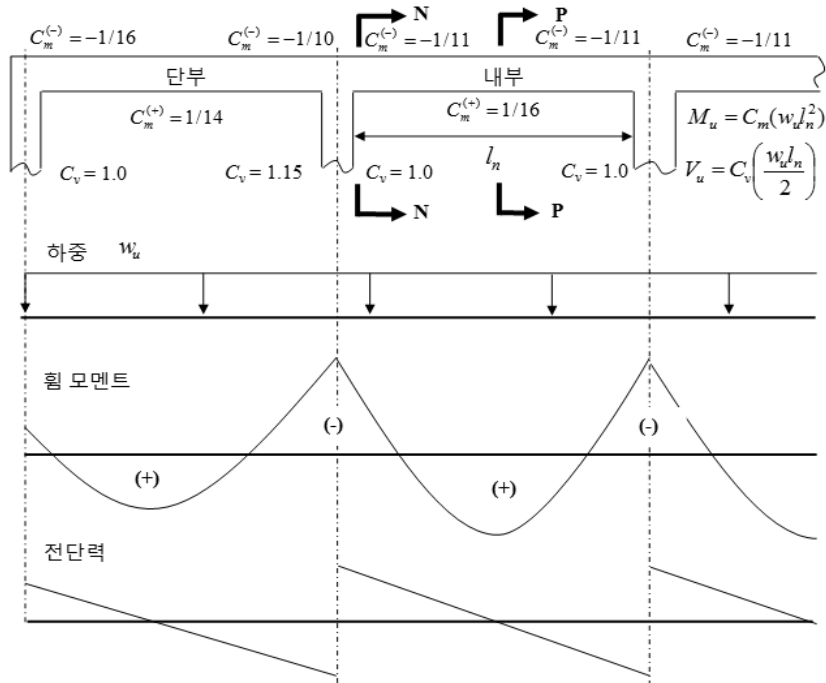


Fig. 6 The moment and shear coefficients with the factored distributed load proposed for continuous slab design (ACI 318, 2005)

Table 1. Section properties of the slab used for loading test (Mosallam et al., 2012)

h (mm)	d (mm)	A_s (mm ²)	f'_c (MPa)	f_y (MPa)	E_s (GPa)
152.4	127	774.2	20.7	410	200

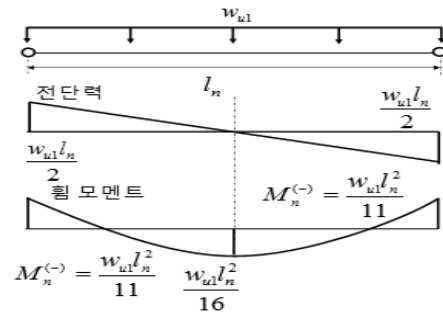
4. 휨 파괴를 위한 설계조건

일반적으로 RC 슬라브의 파괴는 휨이 지배하기 때문에 전단에 대한 보강은 이루어지지 않고 있다. 하지만 휨 보강된 슬라브 단면의 휨 강도는 단면의 전단 강도를 상회할 수 있고 전단에 의한 파괴가 발생할 수 있다. 이러한 전단파괴는 갑작스럽기 때문에 설계상 바람직하지 않다. 보강된 RC 슬라브의 휨 파괴를 유도하기 위하여 FRP의 사용량을 조절할 수 있으며, 이를 위해 휨 파괴를 일으키기 위한 RC 슬라브 단면의 휨강도와 전단강도 간의 관계를 살펴본다.

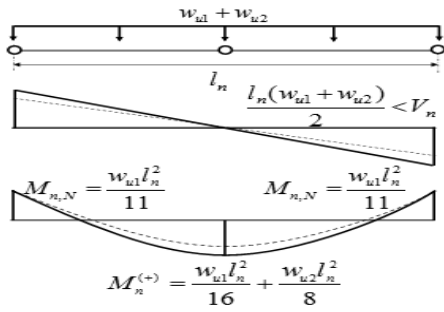
일방향 RC 슬라브의 설계에 있어서 Fig. 6의 내부 슬라브의 위험단면 N-N 과 P-P에 작용하는 재하하중에 의한 모멘트와 전단력은 Fig. 6에서 제안된 (ACI 318, 2005) 모멘트 계수와 전단력 계수를 이용하여 계산할 수 있다. 단면 N-N 과 P-P 의 공칭 휨 강도를 각각 $M_n^{(-)}$ 과 $M_n^{(+)}$ 라고 하면 작용 모멘트와 휨 강도 사이의 관계를 식 (5)와 같이 고려할 수 있다.

$$\frac{M_n^{(-)}}{M_n^{(+)}} = \frac{C_m^{(-)}}{C_m^{(+)}} \quad (5)$$

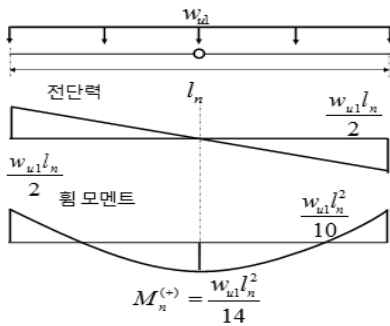
일반적으로 정(+), 부(-) 모멘트 구간의 단면의 휨 강도는 같게 설계되는데, 이 경우 식 (5)의 왼쪽 항은 1.0이 된다. Fig. 6의 내부 슬라브의 경우 식 (5)의 오른쪽 항은 (부호를 고려하지 않은 상태로) 1.45로 계산된다. 이렇게 왼쪽 항이 오른쪽 항보다 작게 설계된 슬라브의 경우에는 Fig. 7(a)와 같이 슬라브의 끝단 (단면 N-N)에서 일차적으로 휨 파괴가 발생할 것이다. 이후 Fig. 7(b)와 같이 끝단의 모멘트는 유지된 상태에서 슬라브 중앙의 모멘트가 단면의 휨 강도에 도달할 때까지 증가되는 단순보와 같은 거동을 할 것이다.



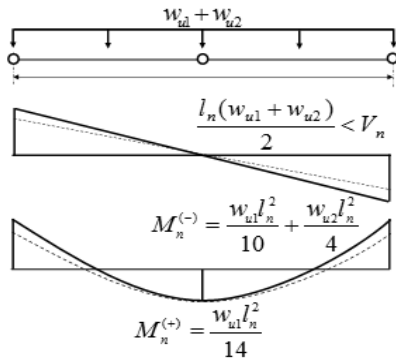
(a) first plastic hinge (section N-N)



(b) second plastic hinge (section P-P)

Fig. 7 Flexural failure consisting two plastic hinges in the order of the end section and the middle section


(a) first plastic hinge (section P-P)



(b) second plastic hinge (section N-N)

Fig. 8 Flexural failure consisting two plastic hinges in the order of the middle section and the end section

반대로 식 (5)의 왼쪽 항이 오른쪽 항보다 크게 설계된 슬라브의 경우에는 Fig. 8과 같이 슬라브의 중앙에서 휨 파괴가 발생된 후 끝단의 휨 파괴에 의해서 슬라브의 최종파괴가 일어날 것이다.

이제 RC 슬라브 단면의 전단강도를 휨 강도와 함께 고려해 보면, Fig. 7(a)와 같은 끝단에서의 일차 휨 파괴 후 추가적인 작용하중에 의한 최종파괴가 전단 파괴인 Fig. 9와 같은 경우를 고려해 볼 수 있다. 이러한 경우, 즉 $M_n^{(-)}/M_n^{(+)} < C_m^{(-)}/C_m^{(+)}$ 일 때,

단면력 간의 관계는 식 (6)과 같이 나타낼 수 있을 것이다.

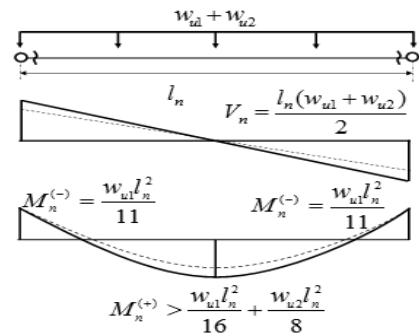
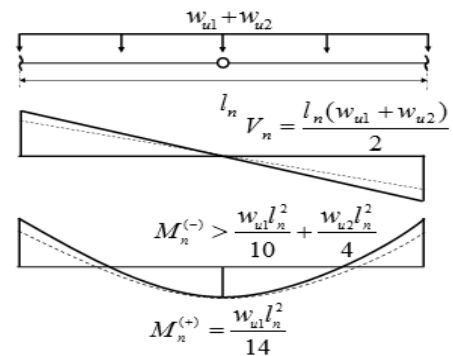
$$M_n^{(-)} \left(\frac{C_v/8 - C_m^{(+)}}{C_m^{(-)}} \right) + M_n^{(+)} = \frac{V_n l_n}{4} \quad (6)$$

식 (6)의 왼쪽 항이 작으면 Fig. 7(b)와 같은 휨에 의한 최종파괴가 일어날 것이고, 클 경우에는 Fig. 9와 같은 전단에 의한 최종파괴가 일어날 것이다.

Fig. 8(a)와 같은 중앙에서의 일차 휨 파괴 후, 즉 $M_n^{(-)}/M_n^{(+)} > C_m^{(-)}/C_m^{(+)}$ 인 경우, 추가적인 하중에 의한 최종파괴가 전단 파괴인 경우를 Fig. 10에 보였으며, 그 관계조건은 식 (7)과 같이 나타낼 수 있다.

$$M_n^{(-)} \left(\frac{C_v/4 - C_m^{(-)}}{C_m^{(+)}} \right) + M_n^{(+)} = \frac{V_n l_n}{2} \quad (7)$$

마찬가지로 식(7)의 왼쪽 항이 작으면 Fig. 8(b)와 같은 휨에 의한 최종파괴가 일어날 것이고, 클 경우에는 Fig. 10과 같은 전단에 의한 최종파괴가 일어날 것이다.


Fig. 9 Shear failure with one plastic hinge at the end section

Fig. 10 Shear failure with one plastic hinge at the middle section

가장 바람직하지 않은 경우는 휨 파괴 없이 전단에 의한 파괴만을 일으키는 경우로 정(+), 부(-)의 모멘트 구간의 공칭 휨 강도가 모두 식 (8)과 (9) 이상이면 휨 파괴 없이 전단에 의한 파괴가 발생할 것이다.

$$M_n^{(-)} = \frac{2C_m^{(-)}}{C_v} V_n l_n \quad (8)$$

$$M_n^{(+)} = \frac{2C_m^{(+)}}{C_v} V_n l_n \quad (9)$$

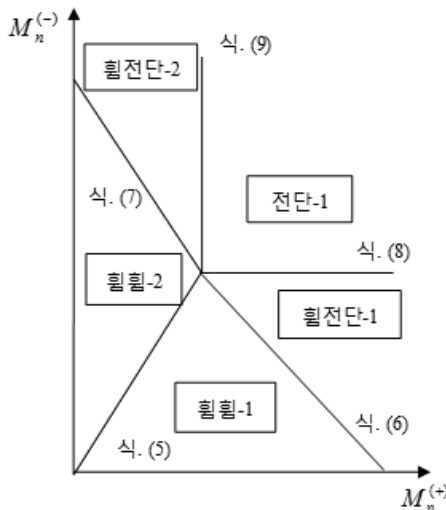


Fig. 11 Failure modes according to $M_n^{(-)}$, $M_n^{(+)}$ and V_n

결정된 단면의 공칭 휨 강도와 전단강도의 관계식 (5)~(9)를 이용하여 Fig. 11과 같은 경계면을 도시할 수가 있다. 어떤 연속 슬라브의 정(+), 부(-)의 모멘트 단면의 공칭 휨 강도와 전단강도를 이용하여 Fig. 11의 관계식을 도시한 후 정(+), 부(-)의 모멘트 단면의 공칭 휨 강도가 위치한 영역을 확인할 수 있다. Table 2에 파괴모드를 요약하였다.

Table 2. Failure modes

파괴모드	일차 휨 파괴	이차 휨 파괴	전단파괴
휨전단-1	끝단	중앙	-
휨전단-2	중앙	끝단	-
휨전단-1	끝단	-	끝단
휨전단-2	중앙	-	끝단
전단	-	-	끝단

5. 토 의

검토된 파괴모드를 고려하여 제안된 FRP-UHPC 보강기법 (Mosallam et al. 2012)으로 휨 보강된 슬라브의 전단파괴를 방지하고 휨 파괴를 유도하는 설계가 가능할 것이다. 예를 들어 살펴보면, 정(+), 부(-)의 모멘트에 대하여 모두 Table 3에 제시된 공칭 휨 강도를 가지는 RC 슬라브 단면에 FRP의 두께 1 mm ($E_f = 72$ GPa)와 UHPC의 두께 25 mm ($f_H = 70$ MPa)로 제안된 보강기법을 적용하였을 때, 보강된 단면의 공칭 휨 강도는 정(+), 부(-)의 모멘트 구간에서 44.8 kN-m, 부(-)의 모멘트 구간에서 87.8 kN-m로 계산된다.

Table 3. RC slab properties for the case study (1m width)

h (mm)	d (mm)	A_s (mm ²)	f'_c (MPa)	f_y (MPa)	M_n (kN-m)
150	125	664	21	400	31.2

Fig. 6의 내부 슬라브에 대한 모멘트와 전단력 계수 ($C_m^{(-)} = 1/11, C_m^{(+)} = 1/16, C_v = 1.0$)에 대하여 보강 전 슬라브의 파괴모드를 검토해 보면 Fig. 12와 같은 양 끝단에서의 휨 파괴 후 중앙에서 휨 파괴되는 파괴모드를 가짐을 알 수 있다.

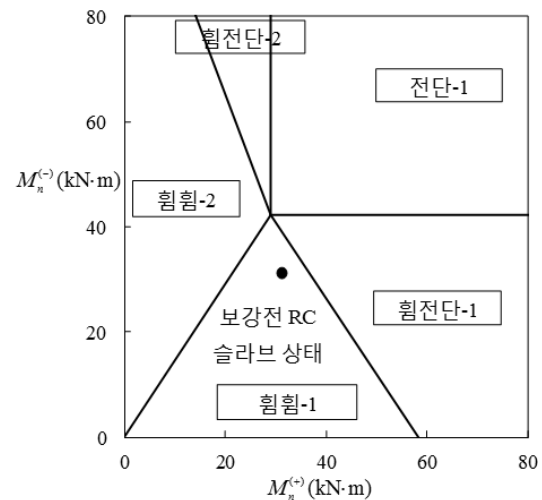


Fig. 12 Failure modes for RC slab for the case study

FRP 1 mm 와 UHPC의 두께 25 mm 로 보강된 단면의 경우 Fig. 13에서 보이는 것처럼 휨 파괴 없이 전단파괴가 발생하는 것으로 해석되었다. Fig. 13의 경계조건의 변화는 UHPC에 의한 RC 슬라브 단면의 전단강도의 증가 때문이다. 보강된 단면의

공칭 휨 강도는 정(+), 부(-) 의 모멘트 구간에서 44.8 kN-m, 87.8 kN-m로 증가하였으나, 보강된 RC 슬라브는 극한상태에서 갑작스러운 전단파괴를 일으킬 것이다.

보강된 RC 슬라브의 휨 파괴를 유도하기 위하여 Fig.14에서처럼 FRP의 사용량을 줄여서 부(-)의 휨 강도 보강량을 줄일 수 있다. 같은 종류와 두께의 UHPC에 대하여 FRP 0.5 mm를 사용할 경우, 보강된 단면의 공칭 휨 강도는 정(+), 부(-)의 모멘트 구간에서 43.1 kN-m, 부(-)의 모멘트 구간에서 71.1 kN-m로 계산된다. 이 경우 Fig.14에서 보이는 것처럼 보강된 RC 슬라브의 파괴모드는 전단파괴이다. 다시 FRP의 양을 0.2 mm로 줄이면, 보강된 단면의 공칭 휨 강도는 정(+), 부(-)의 모멘트 구간에서 41.3 kN-m, 부(-)의 모멘트 구간에서 54.4 kN-m로 계산되고, 이제 보강된 RC 슬라브의 파괴모드는 휨 파괴(끝단에서 일차 휨 파괴 후 중앙에서 최종 휨 파괴)로 예측된다.

검토된 파괴모드를 고려하여 휨 보강된 슬라브의 전단파괴를 방지하고 휨 파괴를 유도하는 설계과정을 FRP의 두께를 조절하는 예를 들어 살펴보았다. 제안된 설계방안은 FRP의 파괴나 탈착에 의한 파괴모드는 배제된 상태에서 유도되었다. 전단파괴를 방지하는 방안으로 전단보강을 하는 방안을 사용할 수도 있으며, 이 경우 경계조건이 변하여 보강된 슬라브가 휨 파괴 상태로 설계될 수 있을 것이다. 경제적인 측면 등을 고려하여 효과적인 방안을 선택할 수 있다. FRP-UHPC 보강기법의 실제적인 설계에 있어서 FRP 판넬이 사용될 수도 있으며, 이 경우 FRP의 두께에 대한 설계 외에 FRP 판넬의 폭과 설치 간격에 대한 설계도 가능할 것이다. 향후 제시된 방법에 따라 도출된 결과를 유도할 수 있는 실험을 통하여 구체적인 설계방안으로 제시될 수 있을 것이다.

6. 결론

본 연구에서는 FRP와 UHPC의 하이브리드 구조를 이용하여 보강된 RC 슬라브의 휨 파괴를 유도하는 설계에 대하여 소개하였다. FRP와 UHPC의 하이브리드 구조는 정(+), 부(-)의 모멘트 구간에 위치한 모든 슬라브 단면에 대하여 단면의 상부에 FRP와 상부타설 UHPC를 차례로 시공하여 휨 보강을 하는 구조이다. 부(-)의 모멘트 구간의 단면에서는 FRP 인장력과 기존 슬라브 콘크리트의 압축력에 의한 우력의 추가에 의해 휨 보강이 되며, 정(+), 부(-)의 모멘트 구간의 단면에서는 FRP 인장력과 UHPC 압축력, 기존철근 인장력과 UHPC 압축력에 의한 우력이 기존 슬라브의 우력을 대체하여 휨 보강이 되는 구조이다. 실험을 통하여 보강기법의 효과가 입증되었으나, 휨 부재의 구조적 기능상 바람직하지 않은 전단파괴가 발생하였다. 보강된 단면의 정(+), 부(-) 모멘트 구간의 공칭 휨 강도와 전단강도의 관계를 이용한 RC 슬라브의 휨 파괴를 위한 설계한계가 제시되었다. 이를 이용하여 FRP-UHPC 구조로 보강된 RC 슬라브의 휨 파괴를 유도하기 위한 FRP의 사용량을 설계하는 방안이 예와 함께 제시되었다.

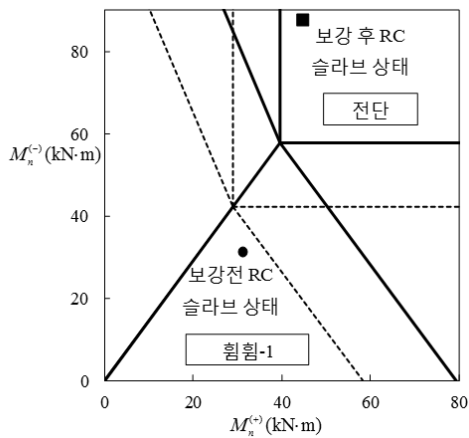


Fig. 13 Failure modes for the retrofitted RC slab

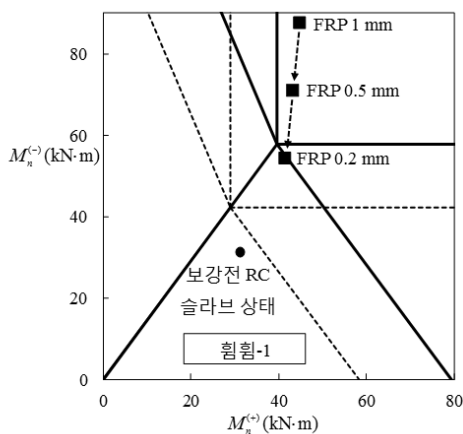


Fig. 14 Sequence to induce flexural failure of the retrofitted RC slab by controlling FRP thickness

감사의 글

본 연구는 2011년도 지식경제부의 재원으로 한국 에너지 기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구과제입니다(No. 20104010100520).

REFERENCES

- ACI Committee 318. (2001) Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-05) and Commentary (318R-05), American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2005.
- Mosalam KM., Mosallam AS. (2001) Nonlinear transient analysis of reinforced concrete slab subjected to blast loading and retrofitted with CFRP composites. *Composite Part B*; 32: 623-36.
- 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.
- Ahmed O, Gemert DV, Vandewall L. (2001) Improved model for plate-end shear of CFRP strengthened RC beams. *Cem Concr Compos*, 23(1), pp.3-19.
- Coronado CA, Lopez MM. (2005) Modeling of FRP-concrete bond using nonlinear damage mechanics. In: Proceedings of the seventh international symposium on fiber reinforced polymer (FRP) reinforcement for concrete structures, Kansas City, MO, SP-230-22; November 6-9.
- CSA Standards CAN/CSA-S806-02. (2002) Design and construction of building components with fiber-reinforced polymers. Mississauga, Ontario.
- Emmons PH, Vaysburd AM, Thomas J. (1998) Strengthening concrete structure, part II. *Concr Int*, 20(4), pp.56-60.
- Fleming CJ, King GEM. (1967) The development of structural adhesives for three original uses in South Africa. RILEM International Symposium, Synthetic Resins in Building Construction, Paris, pp.75-92.
- International Federation for Structural Concrete. (2001) FIB 2001 Externally Bonded FRP Reinforcement for RC Structures, FIB, Lausanne.
- Malek AM, Saadatmanesh H, Ehsani MR. (1998) Prediction of failure load of RC beams strengthened with FRP plate due to stress concentration at the plate end. *Struct Eng*, 95(2), pp.142-52.
- Meshgin P., Choi K., Reda Taha MM. (2009) Experimental and analytical investigations of creep of epoxy adhesives at the concrete-FRP interface. *Int. Journal of Adhesion & Adhesives*, 56, pp.56-66.
- Mosalam, A., Reda Taha, M.M., Kim J.J. and Nasr, A. (2012) Strength and ductility of RC slabs strengthened with hybrid high-performance composite retrofit system. *Engineering Structures*, Vol.36, No.1, pp.70-80.
- Mosallam, A.S. and K.M Mosallam. (2003) Strengthening of two-way concrete slabs with FRP composite laminates. *Construction and Building Materials*, 17, pp.43-54.
- Mosalam KM., Mosallam AS. (2001) Nonlinear transient analysis of reinforced concrete slab subjected to blast loading and retrofitted with CFRP composites. *Composite Part B*, 32, pp.623-36.
- Nam J., Kim H, Kim S., Yi N., Kim JJ. (2010) Numerical evaluation of the retrofit effectiveness for GFRP retrofitted concrete slab subjected to blast pressure. *Composite Structures*, 92, pp.1212-22.
- Rizkalla S, Hassan T, Hassan N. (2003) Design recommendations for the use of FRP for reinforcement and strengthening of concrete structures. *Prog Struct Eng Mater*, 5(1), pp.16-28.
- Ziraba YN, Baluch MH, Basunbul IA, Sharif AM, Azad AK, Al-Sulaimani AJ. (1994) Guidelines toward the design of reinforced concrete beams with external plates. *Struct Eng*, 91(6), 639-46.