

## FRP 보강 콘크리트에 대한 ACI 440.1R의 현 설계동향

Current FRP-Reinforced Concrete Design Trends in ACI 440.1R

유영준\*  
Young-Jun You

본 기사는 2007년 7월에 개최된 FRPRCS-8 국제컨퍼런스에서 Carlos E. Ospina와 Antonio Nanni가 발표한 논문을 번역한 것이다. 캐나다, 미국, 일본 등을 중심으로 철근콘크리트구조물의 철근부식 문제를 해결하기 위해 비부식 재료인 FRP로 보강근을 개발하여 구조물에 적용하기 위한 연구가 활발히 진행 중이며 일부 국가에서는 FRP 보강근이 실제 교량에 시공되고 있다. 국내에서도 최근 이에 관한 연구가 점차 증가하고 있는 추세이기 때문에 향후 FRP 보강근의 재료적 우수성에 대한 인식이 확산되고 많은 국내 연구 결과가 축적되면 FRP 보강 콘크리트구조물의 설계기준 마련 요구가 자연스럽게 증가할 것으로 기대된다.

## 1. 머리말

ACI에서는 2001년부터 FRP 보강 콘크리트(FRP-reinforced concrete) 부재의 설계에 관한 기준 마련 작업을 시작하여 ACI 440.1R 2006년판을 발간하였다. 이 지침서에는 전 세계에서 수행된 다양한 프로젝트를 통하여 성공적으로 FRP 보강근이 RC(reinforced concrete) 부재로 적용된 사례와 FRP 보강 콘크리트 설계에 있어서 수용될 만한 단계에 이룬 이론들과 권장사항들이 담겨 있다.

ACI 440.1R-06<sup>1)</sup>에서 개선된 내용은 FRP 보강 콘크리트 보와 일방향 슬래브의 전단설계, 간접적인 처짐 계산과 휨균열 계산에 대한 사항들이고, FRP 보강 이방향 슬래브의 편칭전단 설계규정이 추가되었다. 이전 ACI 440.1R에는 간접 처짐 계산과 편칭전단설계규정이 포함되어 있지 않았다. 새롭게 채택되거나 개정된 내용에서 가장 중요한 특징은 이 기준들이 기계적이고 일반화된 성격을 가지고 있다는 것이다. 이는 보통 종래의 철근콘

크리트(철근 보강 콘크리트, steel-reinforced concrete) 설계기준을 수정하거나 수정계수를 사용하여 실험 결과를 보정하는 방법으로 기준을 만들던 기존 ACI 440.1R 방식을 상당히 탈피했음을 의미한다. ACI 440.1R-06이 가지는 주요 장점은 설계기준의 대부분이 FRP 보강 콘크리트구조물이나 철근콘크리트구조물 모두에 동일하게 적용될 수 있다는 점이다. 이러한 설계개념은 설계자들이 설계 방법론을 좀 더 명확하게 이해할 수 있도록 하며, 향후 FRP 보강 콘크리트와 철근콘크리트구조물의 설계기준을 통합할 수 있는 발판을 마련한 것이다.

본 논문에서는 ACI 440.1R-06에서 채택된 최근 내용들을 개정된 내용과 새로운 내용으로 나누어 자세히 기술한다. 또한 ACI 440.1R의 다음 개정판 작업을 위해 위원회에서 현재 논의되고 있는 내용들을 다루고, ACI 440.1R-06에 현재 명시되어 있지 않은 사항에 대해 FRP 보강 콘크리트구조물이나 부재를 설계해야 하는 경우에 설계자들로 하여금 미리 계획하고 일을 수월하게 처리할 수 있게 하기 위해 연구가 추가적으로 필요한 분야에 대해서도 언급하기로 한다.

## 2. ACI 440.1R-06의 개선된 설계기준

## 2.1 FRP 보강 콘크리트 보와 일방향 슬래브의 휨균열 계산

2006년 이전 ACI 440.1R에서는 종래의 Gergely-Lutz<sup>2)</sup> 모델을 수정하는 방법(Gergely-Lutz의 원래 모델에 FRP 보강근의 성질을 고려하는 실험인자를 도입)으로 휨균열을 직접적으로 다루었다. ACI 440 위원회에서 이 균열 계산모델을 채택한 것은 ACI 318 코드<sup>4)</sup>에 있는 전통적인 Gergely-Lutz 모델을 Frosch 모델로 교체하려는 ACI 318 위원회의 결정에 큰 영향을 받았는데, 피복두께가 큰 콘크리트 보와 슬래브의 경우에 실험적인 Gergely-Lutz 모델을 사용하면 납득하기 힘든 균열폭이 산정되기 때문이다.

ACI 440.1R-06에서 FRP 보강 보나 일방향 슬래브의 인장

\* 정회원, 한국건설기술연구원 복합구조연구실 선임연구원  
yjyou@kict.re.kr

측 최대 휨균열폭은 식 (1)과 같이 계산된다.

$$w = 2 \frac{f_r}{E_r} \beta k_b \sqrt{d_c^2 + \frac{s}{2}} \quad (1)$$

여기서  $f_r$ 은 보강근의 응력이며 탄성-균열 조건을 가정하여 계산한다.  $E_r$ 은 보강근의 탄성계수이고,  $\beta$ 는 중립축에서 인장보강근 도심까지의 거리에 대한 중립축에서 부재 인장연단까지의 거리 비,  $d_c$ 는 인장연단과 인장연단에서 제일 가까운 보강근의 중심까지의 피복두께,  $s$ 는 배근간격(단일 보강근의 경우에는 부재 폭을 취함), 그리고  $k_b$ 는 보강근의 부착 특성을 나타내는 값이다. 보통철근과 유사한 부착 특성을 가진 FRP 보강근인 경우에는 1이고, 우수할 경우에는 1보다 작은 값, 부착 특성이 철근보다 낮은 경우에는 1보다 큰 값을 취한다.  $k_b$ 가 주어지지 않은 경우 Bakis 등<sup>5)</sup>은 표면이 매끄럽지 않은 바에 대해 1.4를 취할 것을 제안하였다.

CHBDC<sup>6)</sup>에서는 위 식에 대한 균열폭 한계값을 외기와 내부에 노출된 경우에 대해 각각 0.5mm와 0.7mm로 채택하였다. 이것은 FRP가 우수한 부식 저항성을 가지고 있기 때문에 기존 RC 설계의 한계값보다 완화된 것이다. 위 식의 주요 장점은 과정이 기계적이기 때문에 철근 또는 FRP 보강 콘크리트 보와 일방향 슬래브 모두에 적용할 수 있다는 장점을 가지고 있다.

### 2.2 FRP 보강 콘크리트 보와 일방향 슬래브의 전단설계

ACI 318에서와 같이 ACI 440.1R에서 RC 단면의 공칭전단강도  $V_n$ 은 콘크리트에 의한 전단저항력  $V_c$ 와 전단철근의 전단저항력  $V_s$ 의 합으로 정의된다. 2006년 이전에는 FRP 보강 콘크리트 보에 대한 콘크리트의 전단저항력은 철근이 분담하는 전단저항력에 대한 FRP의 축방향 강성효과 비에 실험으로부터 구한 가중치를 적용한 형태로 계산되었다.

설계기준의 신뢰성을 좀 더 확실하게 하기 위해 ACI 440.1R-06에서는 Tureyen 등<sup>7)</sup>에 의해 제안된 보 전단모델을 채택하였다. FRP 보강근을 사용한 휨부재의 콘크리트 전단성능  $V_c$ 는 다음과 같이 계산된다.

$$V_c = \frac{2}{5} \sqrt{f'_c} b_w c \quad (2)$$

여기서  $b_w$ 는 복부폭,  $c$ 는 환산균열단면의 중립축 깊이이다. 단일 보강근을 가진 직사각형 보에 있어서  $c$ 는  $kd$ 로 계산되며, 다음과 같다.

$$k = \sqrt{2\rho_f n_{f+} (\rho_f n_f)^2} - \rho_f n_f \quad (3)$$

여기서  $\rho_f = A_f/b_w d$ 이다. 식 (2)는 중립축 깊이  $c$ 를 이용하여 FRP 보강근의 축방향 강성을 고려하며 Tureyen 등이 지금까지 실험한 보강비와 콘크리트 강도의 범위 내에서는 FRP 보강 콘크리트 시편에 대해 합리적인 안전율을 제공한다. 식 (2)는 식 (4)와 같이 쓸 수 있는데, 이것은 ACI 318의 철근으로 보강된 보의 전단식을 단순히 FRP의 축방향 강성을 고려하는 인자  $12/5k$ 를 사용하여 수정한 것이다.

$$V_c = \left(\frac{12}{5}k\right) \frac{1}{6} \sqrt{f'_c} b_w d \quad (4)$$

### 2.3 직선 FRP 보강근의 정착길이

ACI 440.1R-06의 FRP 보강근에 대한 정착길이 산출식은 Orangun 등<sup>9)</sup>에 의해 도입된 개념과 GFRP 보강 보의 부착 실험에 대한 자료 조사를 통해 Wambeke와 Shield<sup>8)</sup>가 제안한 연구 결과를 토대로 작성되었으며, 식 (5)와 같이 콘크리트 압축강도의 제곱근 값으로 정규화된 평균부착응력  $u$ 와 정규화된 보강근 중심까지의 피복두께  $C/d_b$ , 정규화된 이음길이  $d_b/l_e$  사이의 관계식으로 표현된다.

$$\frac{u}{0.083 \sqrt{f'_c}} = 4 + 0.3 \frac{C}{d_b} + 100 \frac{d_b}{l_e} \quad (5)$$

여기서  $C$ 는 보강근 중심까지의 피복두께와 정착구간 내 배근간격의 1/2 중 작은 값이고,  $l_e$ 는 정착길이이다. 대부분의 경우 GFRP 보강근의 상대 리브면적(relative rib area)은 작기 때문에 식 (5)에서 구속효과가 부착강도에 미치는 영향은 무시된다는 이점이 있다. 피복두께와 정착길이가 주어진 경우, 식 (5)로 정착구간 내 보강근에 발생하는 응력을 계산하면 다음과 같다.

$$f_{fe} = \frac{0.083 \sqrt{f'_c}}{\alpha} \left( 13.6 \frac{l_e}{d_b} + \frac{C}{d_b} \frac{l_e}{d_b} + 340 \right) \leq f_{fu} \quad (6)$$

여기서  $C/d_b$ 는 3.5보다 커서는 안되며,  $\alpha$ 는 상부배근효과(top-bar effect)를 나타내는 인자로서 콘크리트가 300mm 이상 타설된 위치에 배근되는 경우에는 1.5이다. 식 (6)은 첫 번째  $20d_b$  만큼의 정착길이 내에서 보강근의 응력이 0에서  $f_{fe}$ 까지 선형적으로 변한다는 가정으로부터 도출된 것이며, AFRP와 CFRP 보강근에도 적용 가능하다. ACI 440.1R-06에서는 정착길이를 최소한  $20d_b$ 로 할 것을 권장하고 있고, 식 (6)은  $100d_b$  이상의 정착길이에 대해서는 사용할 수 없다.

### 3. ACI 440.1R-06의 새로운 설계기준

#### 3.1 FRP 보강 콘크리트 보와 일방향 슬래브의 간접적인 처짐 계산

이 규정은 이전 버전인 ACI 440.1R에서 FRP 보강 콘크리트 보와 일방향 슬래브의 단면설계에 관한 지침이 부족하여 작성된 것으로, ACI 318과 같이 최소 부재두께에 대한 요구사항이 만족되면 처짐을 직접 계산하지 않아도 되는 종래의 콘크리트 구조설계기준과 달리 ACI 440.1R-06의 처짐 계산은 단면 설계 목적으로만 사용할 수 있다. 왜냐하면 FRP 보강 콘크리트 부재의 처짐은 FRP 보강근의 취성-선형적인 성질과 가변적인 강성, 독특한 부재 특성 등 처짐에 영향을 미치는 인자들로 인해 철근콘크리트 부재에 비해 좀 더 민감하게 반응하기 때문이다. ACI 440.1R-06의 간접 처짐 계산은 깊이에 대한 최대 스패 비  $L/h$ 에 의해 정의되는 콘크리트 보와 일방향 슬래브의 최소 깊이  $h$ 를 정의한 Ospina 등<sup>10)</sup>의 연구에 근거하고 있으며 식 (7)과 같이 계산된다.

$$\frac{L}{h} \leq \frac{48\eta}{5K_1} \left( \frac{1-k}{\epsilon_f} \right) \left( \frac{\Delta}{L} \right)_{\max} \quad (7)$$

여기서  $\eta = d/h$ 이고,  $(\Delta/L)_{\max}$ 는 사용하중에 대한 처짐-스팬 한계비, 그리고  $k$ 는 균열단면에 있어서 유효깊이에 대한 중립축 비이다.  $K_1$ 는 경계조건에 대한 인자로써 등분포 하중이 재하된 단순지지, 일단 연속, 양단 연속, 그리고 캔틸레버에 대해 각각 1.0, 0.8, 0.6과 2.4를 취한다.  $\epsilon_f$ 은 중앙 스패 또는 (캔틸레버 부재인 경우) 지점에서 보강근의 사용변형률이다.

식 (7)에 의한 최대 스패-깊이 비의 한계값은 주어진 보강근 변형률과 목표 처짐-스팬 비  $\Delta/L$ 에 관련된 한계곡률과 일치한다. 이 간접적인 처짐 계산 과정은 처짐을 계산하고자 하는 구간 내에서 보강근의 응력이 Hooke의 법칙을 따른다면 어떤 종류의 보강근에 대해서도 적용 가능하다.

Ospina와 Gross<sup>11)</sup>는 최소 부재두께 설계에 있어서 콘크리트 인장경화 효과를 고려하기 위해  $I_e/I_g$  비를 도입하여 식 (7)을 수정하였다. 그들은 ACI 440.1R-06에서 정의된  $I_e$ 와  $I_g$  값을 사용하여 <표 1>을 도출하였고, 이것은 ACI 440.1R-06의 FRP 보강 콘크리트 보와 일방향 슬래브의 단면설계 지침으로 채택되었다. 표의 값들은 보강비를 보와 슬래브에 대해 각각  $3.0\rho_{fb}$ ,  $2.0\rho_{fb}$ , 사용하중에 의한 처짐을  $L/240$ 로 제한하여 산출된 것이다. 따라서 <표 1>의 최소 부재두께가 모든 처짐을 만족하는 것은 아니다.

표 1. 프리스트레스 되지 않은 보와 일방향 슬래브의 최소 두께

부재	최소 두께, h			
	단순지지	일단연속	양단연속	캔틸레버
일방향 슬래브	$l/13$	$l/17$	$l/22$	$l/5.5$
보	$l/10$	$l/12$	$l/16$	$l/4$

#### 3.2 FRP 보강 이방향 콘크리트 슬래브의 편칭전단

ACI 440.1R 초기 버전에서는 FRP 보강 이방향 슬래브의 편칭전단설계에 대한 지침이 명시되어 있지 않았다. 단기등으로 지지된 FRP 보강 이방향 슬래브에 대한 실험 결과<sup>12-14)</sup>로부터 콘크리트 압축강도  $f'_c$ 와 FRP 보강근의 축방향 강성이 FRP 보강 이방향 슬래브의 횡방향 전단거동에 큰 영향을 미치는 것이 관찰되었으며, 이로부터 이 설계규정이 도입되었다. 실험에서는 또한 상부 FRP 보강근망의 강성이 증가할수록 편칭전단강도는 증가하고 슬래브의 극한처짐은 감소한다는 것과 FRP 보강 슬래브의 편칭전단 파괴는 순간적으로 발생하여 취성적이라는 결과가 관찰되었다. ACI 440.1R-06에 직접적으로 명시되어 있지는 않지만 FRP 격자(grid)를 사용한 이방향 슬래브의 편칭시 전단 응답은 FRP 보강근이나 철근을 사용한 슬래브에서 관찰된 것과 같이 갑작스런 하중감소는 보이지 않고, Ospina 등<sup>14)</sup>과 Bank와 Xi<sup>15)</sup>의 연구에서 입증된 바와 같이 이 슬래브는 초기파괴 후에 상대적으로 안정되게 에너지를 계속해서 흡수한다.

Tureyen과 Frosch의 보 전단모형을 이방향 슬래브로 확장한 Ospina<sup>16)</sup>의 연구로부터 ACI 440.1R-06에서는 집중하중을 받거나 내부 기둥으로 지지된 이방향 FRP 보강 콘크리트 슬래브의 집중 편칭전단강도를 식 (8)과 같이 도입하였다.

$$V_c = \frac{4}{5} \sqrt{f'_c} b_0 c \quad (8)$$

여기서  $b_0$ 는 슬래브와 기초에 대한 위험단면의 윤변장이다.  $c$ 는 환산균열단면의 중립축 깊이로  $kd$ 와 동일하고,  $k$ 는  $\rho_f$ 가 슬래브 보강비를 나타내는 것 외에는 식 (3)에서와 같이 계산된다. 보강근이 매트형태로 직교하여 배근된 FRP 보강 슬래브에 있어서 슬래브 보강비는 각 방향 보강비의 평균값으로 계산된다. 식 (8)에서  $b_0$ 는 기둥이나 재하면적으로부터  $0.5d$  만큼 떨어진 곳에서 계산되어야 하고 위험단면의 모양은 기둥 모양과 같아야 한다. 식 (8)은 다음과 같이 다시 쓸 수 있다.

$$V_c = \left( \frac{12}{5} k \right) \frac{1}{3} \sqrt{f'_c} b_0 d \quad (9)$$

이것은 단순히 ACI 318의 집중하중을 받는 철근 보강 슬래브의 편칭전단 식에 FRP 보강근의 축방향 강성 효과를 고려하

는 인자  $12/5k$ 를 곱한 것이다. Ospina<sup>16)</sup>의 논문에 발표된 식 (9)의 원형은 다음과 같다.

$$V_c = Nk\sqrt{f'_c} b_0 d, \quad N = 5/6 \quad (10)$$

식 (10)은 현재까지 실험된 보강비와 콘크리트 강도 범위 내에서 이방향 FRP 보강 슬래브의 편칭전단강도를 매우 안전측으로 예측한다. Ospina<sup>16)</sup>가 지정한 바와 같이  $N=5/4$ 로 취하면 좀 더 정확한 예측값을 얻을 수 있지만 FRP 보강 슬래브의 편칭전단에 대해 현재까지 실험 결과가 많지 않기 때문에 ACI 440.1R-06에서는 이방향 슬래브의 전단강도가 보에 비해 2배가 되도록 하고, 설계시 추가적인 안전율을 고려하기 위해  $N=5/4$ 을 채택했다. 이 규정은 더 많은 실험 데이터가 축적된다면 수정될 것으로 기대된다.

#### 4. ACI 440H에서 논의 중인 사항

현재 ACI 440H에서는 향후 ACI 440.1R 설계지침에 도입하기 위해 처짐과 균열에 대한 논의가 진행 중에 있는데, 그 내용은 직접적인 처짐 계산과 간접적인 휨균열 계산에 관한 것이다.

##### 4.1 FRP 보강 콘크리트 부재의 직접적인 처짐 계산

ACI 440.1R-06에서 처짐은 식 (11)에서 계산되는 유효 단면이차모멘트  $I_e$ 를 사용하여 계산된다. 이것은 잘 알려진 Branson의 식으로부터 많은 영향을 받은 식이다.

$$I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 \beta_d I_g + \left[ 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 \right] I_g \leq I_g \quad (11)$$

$\beta_d$  항은 실험 보정값으로 ACI 440.1R-06에서는 “FRP 보강 부재에서 나타나는 감소된 인장경화에 관련된 감소계수”로 정의하고 있다. 식 (11)은 2004년 샌프란시스코에서 열린 ACI 440H 부위원회 모임에서 FRP 보강 콘크리트 보의 실험결과를 통계적으로 분석한 값을 근거로 하여 Gross가 정의한  $\beta_d$  외에는 이전 버전인 ACI 440.1R의  $I_e$ 와 동일하다.  $\beta_d$  항은 다음과 같이 정의된다.

$$\beta_d = \frac{1}{5} \left( \frac{\rho_f}{\rho_{bf}} \right) \leq 1 \quad (12)$$

여기서  $\rho_{bf}$ 는 다음과 같이 정의되는 균형보강비이다.

$$\rho_{bf} = 0.85\beta_1 \frac{f'_c}{f_{fu}} \frac{E_f \epsilon_{cu}}{E_f \epsilon_{cu} + f_{fu}} \quad (13)$$

식 (13)은 직사각형 단면에 대한 실험으로부터 보정된 것이

기 때문에 FRP 보강 T형 보에는 직접 적용할 수 없다. Bischoff<sup>17)</sup>은 이 식의 적절성에 대해 의문점을 제기하였다. 첫째는  $\beta_d$ 가  $\rho_{bf}$ 의 함수라는 것은 개념상으로 옳지 않다는 것인데 왜냐하면 GFRP와 AFRP의 경우처럼, 강성은 같지만 극한 인장강도  $f_{fu}$ 가 서로 다른 FRP 보강근이 사용된다면 동일한 처짐값이 산출되지 않는다는 것을 내포하고 있기 때문이다. 처짐계산은 사용한계상태와 관련된 문제이기 때문에 계산에  $f_{fu}$ 와 같은 극한상태를 나타내는 값이 포함되어서는 안된다. 처짐에 대한 ACI 부위원회 440H 그룹에서는 440.1R의 내용을 나중에 교정하기로 하고 현재 이 내용을 널리 알리고 있다. 두 번째는 ACI 440.1R-06의  $\beta_d$ 에 대한 정의이다. FRP 보강근의 특성 때문에 FRP 보강 콘크리트 보와 일방향 슬래브에서는 인장경화 효과가 감소되어 나타난다. 하지만 Branson의 본래 식에서 인장경화 성분이 FRP 보강 콘크리트 보와 일방향 슬래브에 대해서는 너무 크게 나타나므로  $\beta_d$ 를 통하여 현실적인 수준으로 감소되어야 한다<sup>17)</sup>.

Branson의 원식은 4보다 작은  $I_g/I_{cr}$ 을 가진 철근 보강 보에 대한 실험으로부터 유도된 것이다. Branson의 식은 FRP 보강비가 작은, 즉  $I_g/I_{cr} > 5$ 인 부재의 강성을 과대평가하는 경향이 있어서 처짐을 과소평가하게 된다. 그러므로  $\beta_d$  항은 FRP 보강 부재의 처짐에 대한 Branson의 식에서 인장경화 성분을 좀 더 현실적인 수준으로 감소시키는 인자로 단순히 정의되어야 한다. Branson의 식은  $2 < I_g/I_{cr} < 3$ 인 보에 대해서는 잘 맞기 때문에 감소된 강성비  $I_g/I_{cr}$ 을 4보다 크지 않도록 제한해야 FRP RC 부재에 대한 인장경화를 합리적으로 예측할 수 있어서 현 ACI 440.1R의 문제점을 보완할 수 있다.

철근이나 FRP 보강근으로 보강된 콘크리트 보와 일방향 슬래브의 유효 단면이차모멘트를 계산함에 있어서 가중치가 적용된 평균값  $I_e$ 에 대한  $I_g$ 의 영향을 감소시키도록  $\beta_d$ 를 정의하는 방법 대신에 Bischoff<sup>18,19)</sup>는 강성보다는 연성의 평균값에 가중치를 적용하지는 아이디어로부터 다음과 같은 식을 제안하였다.

$$I_e = \frac{I_g}{1 - \eta \left( \frac{M_{cr}}{M_a} \right)^2} \leq I_g \quad \text{with } \eta = 1 - \frac{I_{cr}}{I_g} \quad (14)$$

식 (14)는 적용된 모멘트가 균열모멘트와 같거나 클 경우에만 유효하다. 만약  $M_a$ 가  $M_{cr}$ 에 비해 상당히 작다면 처짐 계산에는  $I_g$ 를 사용해야 한다. 만약  $M_a$ 가  $M_{cr}$ 에 비해 별로 작지 않다면 건조수축이나 온도 등이 단면에 균열을 발생시킬 수 있으므로 설계자는 균열단면으로 가정하는 것이 좋다. 식 (14)

의 장점 중 하나는 실험을 통해 보정해야 하는  $\beta_d$  항이 삭제되었다는 것이다. 처짐에 대한 ACI 부위원회 440H에서는 보고된 실험 결과들을 토대로 식 (14)의 적절성을 평가하고 있다.

#### 4.2 FRP 보강 콘크리트 보와 일방향 슬래브의 간접적인 휨균열 계산

균열을 직접 계산하기보다 Ospina와 Bakis<sup>20)</sup>는 최대 보강근 간격을 사용하여 휨균열을 간접적으로 계산하는 과정을 제안했다. 이것은 철근콘크리트 보와 일방향 슬래브 설계에 대한 종래의(Gergely-Lutz 모델에 근거한) z-인자 접근법을 노출 환경에 대한 의존성을 제거하고 최대 보강근 간격을 계산하여 간접적으로 균열을 계산하는 방법으로 대체한 ACI 318의 휨균열 계산 형태를 따른다. 제안 식은 현 ACI 440.1R-06의 균열 모델과 크게 다르지 않고 다만 ACI 440.1R-06의 기존 균열 계산 내용을 정리한 것이다. Frosh의 균열폭 식을 풀어서 최대 보강근 간격에 대해 정리하면 다음과 같다.

$$s = 2 \sqrt{\left(\frac{w E_r}{2 f_r \beta k_b}\right)^2 - d_c^2} \quad (15)$$

Ospina와 Bakis<sup>20)</sup>는 다음과 같이 제안했다.

$$s = 1.2 \frac{E_r w}{f_r k_b} - 2.5 c_c \leq 0.95 \frac{E_r w}{f_r k_b} \quad (16)$$

이것은 단지 ACI 318의 균열 계산식 형태를 따르는 식 (15)의 불연속적인 표현이다. 보강근 간격에 대한 요구사항이 균열폭 한계값과 연관되기 때문에 식 (16)은 휨균열을 간접적으로 계산하는 것이다. 이 식은 보강근이 철근이든 FRP든 관계없이 적용할 수 있고, 보강근 간격에 대한 균열폭의 한계값 영향을 확실하게 고려하고 있다. 식 (16)은 코드에 명시된 균열폭 한계값과 연관되어 사용되어야 한다.

#### 5. 연구가 필요한 사항들

ACI 440.1R-06은 첫 세대 설계기준이 기계적이고 좀 더 일반적인 모델로 대체되고 있는 단계로 이제 막 진입한 상태이기 때문에 연구가 필요한 분야가 여전히 많이 남아있다.

##### 5.1 휨설계

ACI 440.1R-06의 인장 및 압축 관련 용어들은 ACI 318-05에서 정의된 휨설계 내용들과 완전히 일치하지는 않는다. 철근과

FRP 보강근은 서로 본질적으로 다름에도 불구하고 ACI 440.1R-06의 휨설계는 여전히 균형보강비의 초과 여부를 기준으로 하고 있다. 이 변수는 ACI 318 코드에서 폐기되었다. 보류되어야 할 만한 이유가 없는 한 ACI 440H는 균형보강비를 기준변수로 사용하지 않는 대체 휨설계법을 작성하려 하고 있다.

FRP 보강 이방향 슬래브에 대한 휨설계 규정은 실질적으로 존재하지 않는다. FRP 보강 이방향 슬래브를 어떻게 설계해야 하는가에 대한 지침이 전혀 없으며 실험 결과도 거의 없고 기둥에서 휨모멘트를 할당하고 비틀림 효과를 다루는 분배법칙에 대한 정보도 없다.

#### 5.2 전단설계

보의 전단설계에 있어서 FRP 보강 T형 보에 대해 Tureyen-Frosch 모델이 적절한지 실험을 통해 검증할 필요가 있다. 교량 바닥판은 FRP가 가장 널리 적용될 수 있는 대상 중 하나임에도 불구하고 일방향 슬래브와 교량 바닥판의 편칭전단설계에 대한 지침은 거의 없다. El-Gamal, El-Salakawy와 Benmokrane<sup>21)</sup>에 의해 제안된 편칭모델은 훌륭하고, 저자가 아는 한 이것은 FRP 보강근이 사용된 슬래브의 편칭강도에 대해 현재까지 유일하게 측면 구속효과를 고려한 모델이다. 그러나 설계과정이 사실상 경험적이기 때문에 전단설계에 있어서 기계적인 Tureyen-Frosch 모델을 채택하려는 ACI 440의 결정과 상충될 수 있다. Zaghoul과 Razaqpur<sup>22)</sup>의 실험 결과와 더불어 FRP 보강 이방향 슬래브의 편칭전단성능에 관해 내부 기둥에서의 모멘트 전달효과를 조사하기 위한 연구가 좀 더 필요하다. 또한 비균형 모멘트가 존재하는 내부 기둥에서 현재의 편칭전단모델을 이방향 슬래브에 적용할 수 있는지 평가해 보아야 한다. 기둥의 가장자리와 귀퉁이 부분의 전단응답도 또한 살펴볼 필요가 있다.

#### 5.3 기둥의 축방향 보강근

몇몇 실제 예에서 자기장이 투과되는 특징 때문에 FRP 보강근을 산업시설의 기둥에 적용할 수 있는 가능성이 커지고 있다. 부재가 충분히 구속되어 있다면 FRP 보강근을 기둥의 축방향 부재로 사용하는 것을 금할 이유가 없다.

#### 5.4 사용성

FRP 보강 콘크리트 보와 일방향, 이방향 슬래브의 장기처짐을 조사한 실험 결과가 많지 않다. <표 1>의 최소 두께는 실험을 통해 검증되어야 한다.

#### 5.5 정착길이와 앵커

대직경 보강근에 대해 긴 겹침이음 길이와 구부리기를 대신할 수 있는 앵커에 대한 연구도 또한 필요하다.

## 5.6 FRP 격자 보강근

FRP 격자로 보강된 콘크리트 부재의 설계를 뒷받침할 만한 이론이나 실험 결과가 많지 않다. 여기에는 격자 보강근이 교량 바닥판, T형 보, 더블티 보, 건축 판넬 등의 주 보강근이나 이차적인 보강근으로 사용되는 구조 요소들이 포함된다.

## 6. 결 론

본 논문에서는 실험을 통해 모델을 보정하던 첫 세대 설계방법을 기계적이고 일반화된 방법으로 대체한 ACI 440.1R-06의 최신 내용을 개념적으로 소개하였으며, 또한 현재 논의가 진행되고 있어서 ACI 440.1R 다음 버전에 포함될 가능성이 있는 사항들과 연구가 필요한 분야에 대해 서술하였다. □

## 참고문헌

1. ACI Committee 440, *Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with FRP Bars (ACI 440.1R-06)*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2006, 44pp.
2. Gergely, P. and Lutz, L. A., *Maximum Crack Width in Reinforced Concrete Flexural Members, Causes, Mechanism and Control of Cracking in Concrete*, SP-20, R. E. Philleo, Ed., American Concrete Institute, Detroit, 1968, pp.87~117.
3. Frosch, R. J., "Another Look at Cracking and Crack Control in Reinforced Concrete", *ACI Structural Journal*, Vol.96, No.3, 1999, pp.437~442.
4. ACI Committee 318, *Metric Building Code Requirements for Reinforced Concrete and Commentary (ACI 318M-05)*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2005, 436pp.
5. Bakis, C. E., Ospina, C. E., Bradberry, T. E., Benmokrane, B., Gross, S. P., Newhook, J., and Thiagarajan, G., "Evaluation of Crack Widths in Concrete Flexural Members Reinforced with FRP Bars", *Third International Conference on FRP Composites in Civil Engineering*, Miami, USA, Accepted, 2006.
6. Canadian Standards Association, *Canadian Highway Bridge Design Code (CAN/CSA-S6-00)*, CSA International, Toronto, Ontario, 2000.
7. Tureyen, A. K. and Frosch, R. J., "Concrete Shear Strength: Another Perspective", *ACI Structural Journal*, Vol.100, No.5, 2003, pp.609-615.
8. Wambeke, B. and Shield, C., "Development Length of Glass Fiber Reinforced Polymer Bars in Concrete", *ACI Structural Journal*, Vol.103, No.1, 2006, pp.11~17.
9. Orangun, C., Jirsa, J. O., and Breen, J. E., "A Reevaluation of Test Data on Development Length and Splices", *ACI Journal, Proceedings*, Vol.74, No.3, 1977, pp.114~122.
10. Ospina, C. E., Alexander, S., and Cheng, J. J., *Behaviour of Concrete Slabs with Fibre-Reinforced Polymer Reinforcement*, Structural Engineering Report No.242, Department of Civil and Environmental Engineering, University of Alberta, 2001, 355pp.
11. Ospina, C. E. and Gross, S. P., "Rationale for the ACI 440.1R-06 Indirect Deflection Control Design Provisions", *Proceedings, 7th Intl. Symposium on FRP Reinforcement for Concrete Structures*, Kansas City, USA, 2005, pp.651~670.
12. Matthys, S. and Taerwe, L., "Concrete Slabs Reinforced with FRP Grids. II: Punching Resistance", *ASCE Journal of Composites for Construction*, Vol.4, No.3, 2000, pp.154~161.
13. El-Ghandour, A. W., Pilakoutas, K., and Waldron, P., "Punching Shear Behavior of Fiber Reinforced Polymers Reinforced Concrete Flat Slabs: Experimental Study", *ASCE Journal of Composites for Construction*, Vol.7, No.3, 2003, pp.258~265.
14. Ospina, C. E., Alexander, S. D. B., and Cheng, J. J. R., "Punching of Two-way Concrete Slabs with Fiber-Reinforced Polymer Reinforcing Bars or Grids", *ACI Structural Journal*, Vol.100, No.5, 2003, pp.589~598.
15. Bank, L. C. and Xi, Z., "Punching Shear Behavior of Pultruded FRP Grating Reinforced Concrete Slabs", *Proceedings, 2nd Intl. Symposium on Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures*, Ghent, Belgium, 1995, pp.360~367.
16. Ospina, C. E., "Alternative Model for Concentric Punching Capacity Evaluation of Reinforced Concrete Two-Way Slabs", *Concrete International*, Vol.27, No.9, 2005, pp.53~57.
17. Bischoff, P. H., "Deflection Calculation of FRP Reinforced Concrete Beams based on Modifications to the Existing Branson Equation", *ASCE Journal of Composites for Construction*, Accepted for Publication, 2006.
18. Bischoff, P. H., "Re-evaluation of Deflection Prediction for Concrete Beams Reinforced with Steel and FRP bars", *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol.131, No.5, 2005, pp.752~767.
19. Bischoff, P. H., "A Rational Proposal for Predicting Beam Deflection", *33rd Annual Conference of the Canadian Society for Civil Engineering*, Toronto, Ontario, June 2-4, 2005, GC-299-1/10.
20. Ospina, C. E. and Bakis, C. E., "Indirect Crack Control Procedure for FRP-Reinforced Concrete Beams and One-Way Slabs", *Third International Conference on FRP Composites in Civil Engineering*, Miami, USA, Accepted, 2006.
21. El-Gamal, S., El-Salakawy, E., and Benmokrane, B., "Behavior of Concrete Bridge Deck Slabs Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer Bars Under Concentrated Loads", *ACI Structural Journal*, Vol.102, No.5, 2005, pp.727~735.
22. Zaghoul, A. E. R. and Razaqpur, A. G., "Punching Shear Strength of Concrete Flat Plates Reinforced with CFRP Grids", *Proceedings 4th Conference on Advanced Composite Materials in Bridges and Structures*, ACMBS-IV, Calgary, Alberta, 2004.