



## 이질 보강근 및 섬유와 함께 보강된 FRP 보강근 보강 고강도 콘크리트 보의 휨 강도 및 처짐 평가

양준모<sup>1)</sup> · 류두열<sup>1)</sup> · 신현오<sup>1)</sup> · 윤영수<sup>1)\*</sup>

<sup>1)</sup>고려대학교 건축사회환경공학부

### Flexural Strength and Deflection Evaluation for FRP Bar Reinforced HSC Beams with Different Types of Reinforcing Bar and Fiber

Jun-Mo Yang,<sup>1)</sup> Doo-Yeol Yoo,<sup>1)</sup> Hyun-Oh Shin,<sup>1)</sup> and Young-Soo Yoon<sup>1)\*</sup>

<sup>1)</sup>School of Civil, Environmental and Architectural Engineering, Korea University, Seoul 136-701, Korea

**ABSTRACT** The test results of high-strength concrete beam specimens, which have various combinations of different types of flexural reinforcement and short fibers, were compared with the prediction results of codes, guidelines and models proposed by researchers. The theoretical calculation based on the ultimate strength method of the KCI and ACI Code underestimated the ultimate moments of FRP bar-reinforced beams without fibers. The models proposed by ACI 544.4R and Campione predicted the ultimate moment capacities inaccurately for the FRP bar-reinforced beam with steel fibers, because these models do not consider the increased ultimate compressive strain of fiber reinforced concrete. Bischoff's deflection model predicted the service load deflections reasonably well, while the deflection model of ACI Committee 440 underestimated the deflection of FRP bar-reinforced beams. Because the ACI 440 expression, used to predict member deflection, cannot directly apply to the beams reinforced with different types of reinforcing bars, an alternative method to estimate the deflections of beams with different types of reinforcing bars using the ACI 440 expression was proposed. In addition, Bischoff's approach for computing deflection was extended to include deflection after yielding of the steel reinforcement in the beams reinforced with steel and FRP bars simultaneously.

**Keywords :** fiber reinforced polymer (FRP) bar, fiber, deflection, flexural moment, different types of reinforcing bar

#### 1. 서 론

최근 콘크리트 구조물의 보강재로 사용되는 철근의 대체재로 FRP(fiber reinforced polymer) 보강근을 사용하려는 연구가 전 세계적으로 활발히 진행되고 있다. 이는 비부식성을 가진 FRP 보강근이 철근의 부식 문제를 해결해 줄 수 있기 때문이다. FRP 보강근은 비부식성이라는 특징 이외에 강도 대비 중량비가 상당히 작고, 비전도성이라는 장점 역시 가지고 있다. 이러한 FRP 보강근을 콘크리트 구조물에 활용하기 위해 몇몇 나라에서는 FRP 보강근 보강 콘크리트 구조물의 해석, 설계 및 시공에 대한 가이드라인을 제시하고 있다.<sup>1-3)</sup> 그러나, FRP 보강근은 철근과 물리·역학적 특성에서 큰 차이를 보이고 있어 콘크리트 구조물에 FRP 보강근을 적용하는 데에는 상당한 주의가 필요하다.<sup>4)</sup>

FRP 보강근의 탄성계수는 철근보다 작기 때문에 FRP 보강근 보강 보는 동일 보강근 비를 가지는 철근콘크리트 보보다 더 큰 처짐 및 균열폭을 가진다. 또한, FRP 보강근은 파괴 시까지 완전 탄성 거동을 보이고 항복 구간을 가지지 않고 취성적으로 파괴되기 때문에 FRP 보강근 보강 콘크리트 보에서는 철근콘크리트 보와 같은 연성 파괴는 나타나지 않는다. 이러한 FRP 보강근의 큰 변형 및 취성 파괴 거동을 살펴보고 또한 여러 변수의 영향을 살펴보기 위해 휨 보강근의 종류, 배열 조합 및 섬유 혼입을 변수로 하는 총 10개의 고강도 콘크리트 보를 제작하고 구조 실험을 수행하였다.<sup>5)</sup> 모든 실험체는 2,300 mm 길이와 230 × 250 mm의 단면적으로 구성되어 있고, 외측 보강근 깊이( $d_1$ ) 206 mm와 내측 보강근 깊이( $d_2$ ) 162 mm를 가지고 철근, GFRP 보강근, CFRP 보강근의 조합으로 2단으로 배열되었다. 섬유 보강 콘크리트가 사용된 부재는 1.0% 부피비의 강섬유 및 2.0% 부피비의 합성섬유가 혼입되었다. 자세한 실험 변수 및 상세는 Table 1과 같다. 기본적인 재료 특성에 대한 사항은 참고문헌 5에 상세히 제시되어 있다.

\*Corresponding author E-mail: ysyoon@korea.ac.kr

Received December 2, 2010, Revised February 7, 2011,

Accepted February 15, 2011

©2011 by Korea Concrete Institute

**Table 1** Details of test specimens

Specimen	$E_{r1}$ (GPa)	$E_{r2}$ (GPa)	$A_{r1}$ (mm <sup>2</sup> )	$A_{r2}$ (mm <sup>2</sup> )	$A_r E_r$ ( $\times 10^3$ kN)	Type of fiber	$v_f$ (%)
SS	200.0	200.0	485	485	194.0	-	0.0
CC	146.2	146.2	128	128	37.4	-	0.0
CC-SN	146.2	146.2	128	128	37.4	Synthetic	2.0
CC-ST	146.2	146.2	128	128	37.4	Steel	1.0
GG	48.1	48.1	381	381	36.7	-	0.0
GG-SN	48.1	48.1	381	381	36.7	Synthetic	2.0
GG-ST	48.1	48.1	381	381	36.7	Steel	1.0
CS	146.2	200.0	128	485	115.7	-	0.0
GS	48.1	200.0	381	485	115.3	-	0.0
GC	48.1	146.2	381	128	37.0	-	0.0

Where,  $E_{r1}$ ,  $E_{r2}$  = modulus of elasticity of outer layer and inner layer reinforcements, respectively;  $A_{r1}$ ,  $A_{r2}$  = area of outer layer and inner layer flexural reinforcements, respectively;  $v_f$  = percentage by volume of fibers.

※ Identification code : AB-XX

A and B = type of outer and inner reinforcement, respectively (S = steel, C = CFRP, G = GFRP), and XX = type of fibers (ST = steel fiber, SN = synthetic fiber)

이 논문에서는 구조 실험을 통해 나타난 균열 모멘트, 극한 모멘트, 처짐 등을 각종 설계기준 및 가이드라인, 여러 연구자들에 의한 예측식과 비교하였다. 또한 이질의 보강근으로 보강된 보에 대한 새로운 처짐 예측 방법을 제안하였다.

## 2. 섬유가 혼입되지 않은 보의 휨강도

섬유를 혼입하지 않은 6개 부재들의 실험 결과 나타난 균열 모멘트와 이론적 균열 모멘트 값을 정리하여 Table 2에 나타내었다. 실험적 균열 모멘트에는 자중이 고려되었고, 이론적 균열 모멘트 산정에는 콘크리트 구조설계기준<sup>6)</sup> 및 ACI code<sup>1,7)</sup>에서 제안하고 있는 콘크리트 부재 전체 단면에 대한 탄성 거동을 고려한 식 (1)을 이용하였다.

$$M_{cr} = \frac{f_t I_g}{y_t} \quad (1)$$

여기서,  $f_t$  = 콘크리트의 파괴계수 ( $0.63 \sqrt{f_{ck}}$ ),  $I_g$  = 보강근을 무시한 콘크리트 전체 단면의 중심축에 대한 단면 2차모멘트,  $y_t$  = 보강근을 무시한 전체 단면의 중심축에서 인장 연단까지의 거리이다. Table 2에 나타난 바와 같이 모든 부재는 균열 모멘트의 실험값이 이론식에 의한 예측값보다 더 작게 나타났고, 특히 FRP 보강근으로만 보강된 부재들의 경우 그 차이가 더 크게 나타났다. 일반적으로 철근콘크리트 부재의 균열 모멘트는 무근 콘크리트의 휨강도를 이용한 이론적 균열 모멘트값 보다 더 작게 나타난다. 이는 콘크리트 내부의 철근이 콘크리트의

**Table 2** Experimental and theoretical moments at first cracking and at ultimate for beams without fibers

Specimen	$M_{cr}$ (kNm)		$M_u$ (kNm)		Ratio of $M_{cr}$ (2)/(1)	Ratio of $M_u$ (4)/(3)
	Theor. (1)	Exp. (2)	Theor. (3)	Exp. (4)		
SS	12.9	11.0	76.8	79.8	0.85	1.04
CC	12.9	9.5	68.7	85.4	0.74	1.24
GG	12.9	9.7	68.0	83.3	0.75	1.22
CS	12.9	10.5	72.9	78.2	0.81	1.07
GS	12.9	10.7	72.4	82.8	0.83	1.14
GC	12.9	9.4	68.2	82.0	0.73	1.20

수축을 구속하여 보 인장부 부근에 인장응력을 유발시키기 때문이다. 특히, 낮은 물-결합재비와 실리카폼의 사용으로 인해 타설 초기에 상당히 큰 수축이 발생하는 고강도 콘크리트의 경우 그 영향이 더 크게 나타날 수 있다.

섬유가 혼입되지 않은 모든 부재에 대한 극한 모멘트의 실험값 및 이론값을 Table 2에 정리하였다. 콘크리트 구조설계기준<sup>6)</sup> 및 ACI code<sup>1,7)</sup>를 바탕으로 중립축 깊이를 구하고, 이론적 극한 모멘트값은 식 (3)을 통해 구하였다.

$$M_n = A_{r1} f_{r1} \left( d_1 - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + A_{r2} f_{r2} \left( d_2 - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + A'_s f'_s \left( d' - \frac{\beta_1 c}{2} \right) \quad (3)$$

여기서,  $A_{r1}$ ,  $A_{r2}$ ,  $A'_s$  = 각각 외측 휨 보강근, 내측 휨 보강근, 압축 철근의 단면적;  $b$  = 부재의 폭;  $d_1$ ,  $d_2$ ,  $d'$  = 각각 외측 휨 보강근, 내측 휨 보강근, 압축 철근의 깊이;  $f_{r1}$ ,  $f_{r2}$ ,  $f'_s$  = 각각 외측 휨 보강근, 내측 휨 보강근, 압축 철근의 응력;  $\beta_1$  = 등가 직사각형 응력 블록의 깊이에서 중립축 깊이를 나눈 값;  $\epsilon_{cu}$  = 콘크리트의 극한 압축 변형률, 0.003;  $\epsilon_{r1}$ ,  $\epsilon_{r2}$ ,  $\epsilon'_s$  = 각각 외측 휨 보강근, 내측 휨 보강근, 압축 철근의 변형률이다. Table 2에 나타난 바와 같이 철근으로만 보강된 SS 부재는 극한 모멘트의 실험값이 이론값과 유사하게 나타난 반면 FRP 보강근으로만 보강된 CC, GG, GC 부재의 이론값은 극한 모멘트를 20% 이상 과소평가하는 것으로 나타났다. 이는 FRP 보강근 보강 콘크리트 보의 공칭 모멘트가 콘크리트의 압축강도 및 극한 변형률의 영향을 지배적으로 받기 때문으로,<sup>8)</sup> 모든 실험체는 콘크리트의 압괴에 의해 파괴되도록 설계되었고 콘크리트의 극한 압축 변형률을 0.003으로 가정되었지만, 실제 콘크리트의 극한 압축 변형률은 0.003보다 더 크기 때문인 것으로 판단된다.

## 3. 섬유가 혼입된 보의 휨강도

여러 연구자들에 의해 강섬유가 혼입된 철근콘크리트 보의 휨강도를 예측하는 방법들이 제안되었다.<sup>9,12)</sup> 이러한 예측 방법은 대부분 ACI 318 code<sup>7)</sup>의 극한강도 설

계법에 기초하고 강섬유가 콘크리트 보의 인장부에 기여하는 것을 고려한다는 공통점을 가지고 있고, 섬유 보강 콘크리트(FRC)의 극한 압축 변형률 산정, FRC의 인장응력 산정 방법 및 FRC의 압축 연단에서 인장응력 블록까지의 거리 산정 방법 등의 차이점을 가지고 있다.

### 3.1 ACI 544 위원회의 휨강도 예측

ACI 544 위원회에서 제안하는 강섬유 보강 콘크리트(SFRC) 보의 설계 방법<sup>9)</sup>에서는 Fig. 1에 제시된 기본 가정을 바탕으로 다음 식 (4)~(6)을 이용하여 SFRC 보의 공칭 모멘트( $M_n$ )를 예측한다.

$$0.85f_{ck}\beta_1bc + A_s'f_s' = A_{r1}f_{r1} + A_{r2}f_{r2} + \sigma_t b(h - e) \quad (4)$$

$$M_n = A_{r1}f_{r1}\left(d_1 - \frac{\beta_1c}{2}\right) + A_{r2}f_{r2}\left(d_2 - \frac{\beta_1c}{2}\right) + \frac{\sigma_t b}{2}(h - e)(h + e - a) + A_s'f_s'\left(d' - \frac{\beta_1c}{2}\right) \quad (5)$$

$$\sigma_t = 0.00772 \frac{l_f}{d_f} v_f F_{be} \quad (6)$$

여기서,  $d_f$ = 섬유 직경,  $e$ =FRC의 압축연단에서 인장응력 블록까지의 거리,  $F_{be}$ = 섬유의 부착 능력(1.0~1.2),  $h$ =보의 전체 깊이,  $l_f$ = 섬유 길이,  $v_f$ = 섬유의 부피 대비 혼입비(%),  $\varepsilon_f$ = 섬유 인발시 섬유 응력에 기초한 변형률( $\sigma_f/E_s$ ),  $\sigma_t$ =FRC의 인장응력이다. ACI 544 위원회 방법에서는 FRC의 극한 압축 변형률  $\varepsilon_{cu} = 0.003$ 으로 후크 타입(hooked type) 강섬유의  $F_{be} = 1.2$ 로 가정한다.

### 3.2 Compione의 휨강도 예측

Campione이 제안한 SFRC 보의 휨강도 예측식<sup>11)</sup>은 ACI 544.4R<sup>9)</sup>의 방법과 동일한 설계 가정을 사용하고 섬유 보

강 콘크리트의 인장응력으로 다음과 같은 잔류 인장강도를 사용한다.

$$\sigma_t = 0.2v_f\left(\frac{l_f}{d_f}\right)\beta\sqrt{f_{ck}} \quad (7)$$

$$\varepsilon_f = \frac{f_t}{E_{ct}} \quad (8)$$

여기서,  $E_{ct}$ = 콘크리트의 인장 탄성계수,  $f_t$ = 콘크리트의 최대 인장강도( $0.7\sqrt{f_{ck}}$ ),  $\beta$ = 섬유의 부착계수이고 후크 타입 강섬유의 경우  $\beta = 1.0$ 이다.

### 3.3 Abdul-Ahad and Aziz의 휨강도 예측

Abdul-Ahad and Aziz가 제안한 SFRC 보의 휨강도 예측 방법<sup>12)</sup>에서 FRC의 인장강도는 다음 식에 의해 계산될 수 있다.

$$\sigma_t = 0.82 \cdot \tau \cdot v_f D_f \left(\frac{l_f}{d_f}\right) \quad (9)$$

$$\tau = \frac{10PL_p}{21D_f v_f d_p b_p l_f / d_f} \quad (10)$$

여기서,  $D_f$ = 강섬유의 부착 계수로서 후크 타입 강섬유의 경우 0.75;  $P$ ,  $L_p$ ,  $b_p$ ,  $d_p$ = 각각  $100 \times 100 \times 500$  mm 보 휨실험의 극한 하중, 유효 지간, 폭, 깊이;  $\tau$ = 섬유와 매트릭스 사이의 계면 부착 응력이다. 이 모델에서 압축 연단에서 인장응력 블록까지의 거리( $e$ )는 압축 연단에서 중립축까지의 거리( $c$ )와 같다. 또한, 등각 직사각형 응력 블록의 강도 계수( $\gamma$ ), 직사각형 응력 블록의 깊이와 중립축 깊이와의 관계 계수( $\beta_1$ ), 콘크리트의 극한 압축 변형률( $\varepsilon_{cu}$ )은 섬유의 혼입에 따라 변하며 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$\gamma = 0.85 + 0.03 \frac{w_f l_f}{450 d_f} \leq 0.88 \quad (11)$$

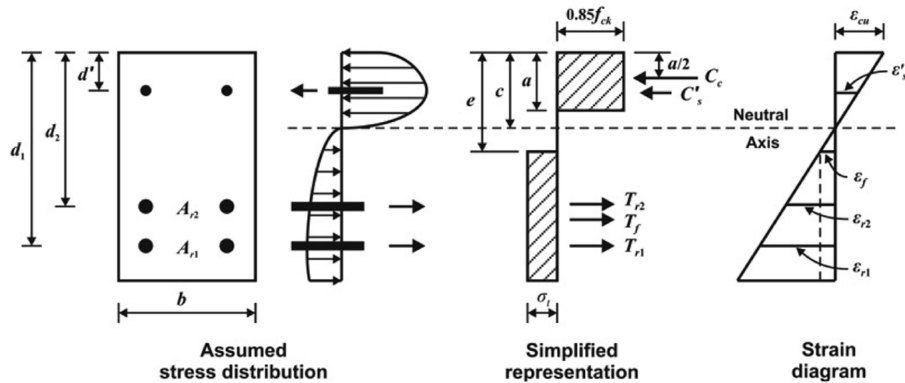


Fig. 1 Design assumptions for analysis of FRP bar reinforced concrete beams containing fibers

$$\beta_1 = 0.65 \quad \text{for } f_{ck} > 56.16 \text{ MPa} \quad (12)$$

$$\varepsilon_{cu} = 0.003 + 0.001 \frac{w_f l_f}{450 d_f} \leq 0.004 \quad (13)$$

여기서,  $w_f$ = 섬유 중량 대비 혼입비(%)이다.

### 3.4 휨강도 예측값 비교

Table 3에 극한 모멘트의 실험값과 ACI 544.4R,<sup>9)</sup> Campione,<sup>11)</sup> Abdul-Ahad and Aziz<sup>12)</sup>에 의해 제안된 극한 모멘트의 이론적 예측값을 비교 정리하였다. 합성섬유 보강 콘크리트의 휨강도 예측에 대한 연구는 아직 미진한 단계이므로 Table 3에서는 강섬유가 혼입된 CC-ST, GG-ST 실험체만을 그 대상으로 하였다. CC-ST 부재의 경우 설계 시 예측한 바와는 다르게 FRP 보강근의 파단에 의해 종국 파괴되었으므로 FRP 보강근이 극한 변형률에 도달하였을 때 압축부 콘크리트는 극한 압축 변형률에 도달하지 않았다. 따라서 CC-ST 부재의 경우는 FRC의 비선형적인 응력-변형률 관계를 이용하여  $c$ ,  $\gamma$ ,  $\beta_1$ 을 반복적으로 계산한 후 압축부 콘크리트의 변형률 및 응력을 계산하여야만 한다. 이를 위해 이 논문에서는 Soroushian and Lee<sup>13)</sup>가 제안한 SFRC의 비선형 응력-변형률 모델을 이용하였다.

Table 3에 제시된 바와 같이 모든 모델은 FRP 보강근의 파단에 의해 종국 파괴된 CC-ST 실험체의 극한 모멘트를 비교적 잘 예측하는 것으로 나타났다. 콘크리트의 압괴에 의해 종국 파괴된 GG-ST 실험체의 경우 콘크리트의 극한 압축 변형률을 0.003으로 가정한 ACI 544.4R,<sup>9)</sup> Campione<sup>11)</sup> 모델은 콘크리트의 극한 압축 변형률이 0.00343으로 계산된 Abdul-Ahad and Aziz<sup>12)</sup>의 모델보다 부정확한 예측을 하는 것으로 나타났다. FRC의 연화된 postpeak 거동을 고려하여 콘크리트의 극한 압축 변형률을 0.0035, 0.004로 증가시켜 ACI 544.4R,<sup>9)</sup> Campione<sup>11)</sup> 모델의 예측 결과를 재계산하여 Table 3에 제시하였다. 그 결과 콘크리트의 극한 압축 변형률이 증가함에 따라 ACI 544.4R,<sup>9)</sup> Campione<sup>11)</sup> 모델이 보다 정확한 예측 결과를 보였다. 이는

**Table 3** Flexural strength prediction for SFRC beams

Specimen	Exp. $M_u$ (kNm) (1)	Theor. $M_u$ (kNm)			Ratio		
		ACI (2)	Campione (3)	Abdul-Ahad (4)	(1) / (2)	(1) / (3)	(1) / (4)
CC-ST	90.5	87.6	91.4	86.8	1.03	0.99	1.04
GG-ST	$\varepsilon_{cu} = 0.0030$	104.4	82.2	83.5	87.7 <sup>(1)</sup>	1.27	1.25
	$\varepsilon_{cu} = 0.0035$	104.4	88.0	89.3		1.19	1.17
	$\varepsilon_{cu} = 0.0040$	104.4	93.3	94.6		1.12	1.10

<sup>(1)</sup>The value was based on  $\varepsilon_{cu} = 0.00343$  calculated by Eq. (13)

여러 연구자들이 제안한 바와 같이 섬유 보강 콘크리트 부재를 설계할 때 콘크리트의 극한 압축 변형률을 0.003 이상으로 가정하는 것이 바람직하다는 것을 의미한다.<sup>14,15)</sup> 또한 FRP 보강근 보강 콘크리트 부재에 섬유가 혼입된 경우 증가된 콘크리트의 극한 압축 변형률의 정확한 값이 극한 휨모멘트 예측 시 매우 중요함을 알 수 있다.

## 4. 보의 처짐 평가

### 4.1 기존 처짐 예측식

콘크리트 휨부재의 처짐을 예측하기 위해 ACI 318 Code<sup>7)</sup>에서는 Branson<sup>16)</sup>에 의해 제안된 철근콘크리트 보의 유효단면2차모멘트( $I_e$ ) 개념을 사용한다. 그러나 ACI 440 위원회<sup>1)</sup>에서는 FRP 보강근 보강 보의 처짐 예측을 위해 감소계수  $\beta_d$ 를 사용하여 다음 식 (14)와 같은 수정된 유효단면2차모멘트 식을 제시하였다. 감소 계수  $\beta_d$ 는 FRP 보강근 보강 부재의 감소된 인장 증강(tension stiffening) 효과를 고려한 계수로써 Branson 식이 FRP 보강근 보강 보, 특히 보강근 비가 작은 보의 유효단면2차모멘트를 과대평가하기 때문에 도입된 보정 계수이다.<sup>17,18)</sup>

$$I_e = \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^3 \beta_d I_g + \left[1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^3\right] I_{cr} \leq I_g \quad (14)$$

$$\beta_d = \frac{1}{5} \left(\frac{\rho_f}{\rho_{fb}}\right) \leq 1.0 \quad (15)$$

여기서,  $M_a$ = 부재의 최대 휨모멘트,  $I_{cr}$ = 균열 단면의 단면2차모멘트,  $\rho_f$ = FRP 보강근 보강비,  $\rho_{fb}$ = 균형 FRP 보강근 보강비이다.

Bischoff and Scanlon<sup>19)</sup>은 Branson 식이 FRP 보강근 보강 콘크리트 보뿐만 아니라 1% 이하의 철근비를 가지는 철근콘크리트 보에도 잘 맞지 않는다는 것을 지적하고 다음과 같은 새로운 유효단면2차모멘트 식을 제안하였다.

$$I_e = \frac{I_{cr}}{1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^2 \left[1 - \frac{I_{cr}}{I_g}\right]} \leq I_g \quad (16)$$

이 식은 보정 계수를 필요로 하지 않을 뿐만 아니라 보강근의 종류 및 보강근 비에 상관없이 적용이 가능하다. 또한 Bischoff<sup>20)</sup>은 ACI 440위원회의 기본 가정과는 달리 FRP 보강근이 철근보다 더 작은 인장 증강 효과를 가지지 않는다고 언급하였다.

ACI 440 위원회 식과 Bischoff 식을 이용하여 예측한 사용 하중 하에서의 중앙부 처짐을 실험 결과와 비교하여 Table 4에 나타내었다. FRP 보강근 보강 부재의 설계는 처짐과 균열의 지배를 주로 받는 것을 감안하여 사용 하중은 56 kN(0.33  $M_n$ )으로 가정하였다. 섬유가 혼입

**Table 4** Experimental and theoretical maximum deflections at service load level

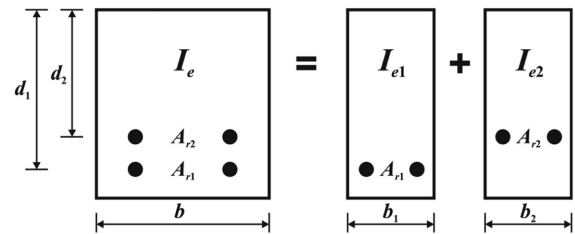
Specimen	$\Delta_s$ (mm)			Ratio of $\Delta_s$	
	Exp. (1)	ACI440 (2)	Bischoff (3)	ACI440 (1)/(2)	Bischoff (1)/(3)
SS	1.73	1.73	1.80	1.00	0.96
CC	6.00	5.96	6.41	1.01	0.94
CC-SN	3.98	5.96	6.41	0.67	0.62
CC-ST	2.14	5.96	6.41	0.36	0.33
GG	6.84	4.97	6.52	1.38	1.05
GG-SN	3.59	4.97	6.52	0.72	0.55
GG-ST	2.65	4.97	6.52	0.53	0.41
CS	3.30	2.75	3.13	1.20	1.05
GS	3.32	2.71	3.14	1.23	1.06
GC	5.30	5.46	6.48	0.97	0.82

되지 않고 단일 보강근으로 보강된 부재 중 SS, CC 부재의 경우 ACI 440 위원회 식과 Bischoff 식 모두 사용 하중에서의 처짐을 잘 예측한 반면, GG 부재의 경우는 ACI 440 위원회 식이 사용 하중에서의 처짐을 과소평가 하였다. 전체적으로 Bischoff 식이 ACI 440 위원회 식보다 정확하고 보수적인 예측을 하는 것으로 나타났다.

섬유가 혼입되고 단일 보강근으로 보강된 부재의 경우 ACI 440 위원회 식과 Bischoff 식 모두 사용 하중에서의 처짐을 과대평가하였다. 이는 두 처짐 예측 방법에 사용되는 균열 모멘트( $M_{cr}$ )를 산정할 때 섬유 혼입으로 인해 지연되는 첫 균열 시점을 반영하지 못하기 때문이다. 첫 균열이 발생한 후의 부재 강성은 섬유를 혼입하지 않은 보와 큰 차이를 보이지 않으나 첫 균열 시점이 지연되면서 강성이 매우 큰 상태 즉 균열이 나지 않은 상태를 보다 오래 유지하게 되었기 때문이다. 섬유가 혼입된 보의 균열 모멘트를 예측할 수 있는 방안이 마련된다면 위의 두 처짐 예측 방법을 이용하여 섬유가 혼입된 보의 처짐을 보다 정확히 예측할 수 있을 것이다.

#### 4.2 이질 보강근 보강 보의 처짐 예측

서로 다른 종류의 휨 보강근으로 보강된 CS, GS, GC 부재의 경우에는 각 보강근에 대해 서로 다른 감소 계수를 동시에 적용하여야 하기 때문에 사용 하중의 처짐을 예측하는데 있어 ACI 440 위원회 식의 직접적인 적용이 불가능하다. 이 논문에서는 ACI 440 위원회 식을 이용하여 이질 보강근이 동시에 적용된 부재의 처짐을 예측하는 방법을 제안하였다. Fig. 2와 같이 두 개의 이질 보강근이 동시에 보강된 보를 각 보강근이 1단으로 각각 배근된 동일한 깊이를 가지는 두 개의 가상 보로 나누어진다. 각 가상 보의 균열단면2차모멘트의 합은 원래 보의 균열단면2차모멘트와 같아야 하고( $I_{cr} = I_{cr1} + I_{cr2}$ ), 원래 보, 가상 보 모두의 중립축 깊이는 같아야 한다( $c = c_1 = c_2$ ). 이 관계와 두 가상 보 폭의 합은 원래 보의 폭과 같아야 한다( $b = b_1 + b_2$ )는 관계를 이용하면 각 가상 보의



**Fig. 2** Alternative method to estimate the deflections of different types bar reinforced beams

폭  $b_1$ 과  $b_2$ 를 계산할 수 있다(CS:  $b_1=49.0$ ,  $b_2=181.0$  mm, GS:  $b_1=48.2$ ,  $b_2=181.8$  mm, GC:  $b_1=130.7$ ,  $b_2=99.3$  mm). 그리고 각 가상 보의 유효단면2차모멘트( $I_{e1}$ ,  $I_{e2}$ )는 각 가상 보의 폭을 사용해 계산된 각 가상 보의  $I_g$ ,  $I_{cr}$ ,  $\beta_d$  값을 이용하여 구해지고, 원래 보의 유효단면2차모멘트는 각 가상 보의 유효단면2차모멘트 합으로 구할 수 있다( $I_e = I_{e1} + I_{e2}$ ).

Bischoff 식은 ACI 440 위원회 식과는 달리 감소계수를 사용하지 않기 때문에 이질 보강근이 동시에 적용된 부재에 직접적으로 적용이 가능하다. 이질 보강근이 동시에 적용된 부재(CS, GS, GC)의 중앙부 처짐 예측값을 위에서 설명한 ACI 440 위원회 식을 응용한 방법과 Bischoff 식을 이용하여 Table 4에 나타내었고 Fig. 3에 그래프로 도시하였다. Table 4와 Fig. 3에 나타난 바와 같이 두 방법은 사용 하중의 처짐을 비교적 잘 예측하였다. 그러나 동일 보강근으로 보강된 보의 예측 결과와 마찬가지로 Bischoff 식을 이용한 방법이 ACI 440 위원회의 방법보다 더 정확하고 보수적인 결과를 보였다.

#### 4.3 철근 항복 이후의 처짐 예측

Fig. 3에서 철근이 FRP 보강근 내측에 보강된 CS, GS 부재의 경우를 살펴보면, 내측에 배근된 철근이 항복한 후부터 두 방법이 CS, GS 부재의 처짐을 매우 과소평가 한다는 것을 알 수 있다. 이 연구에 사용된 부재들은 사용 하중 이후에 철근이 항복하기 때문에 위의 두 방법으로 처짐을 예측할 수 있겠으나 내측에 배근된 철근의 보강비가 FRP 보강근에 비해 크게 작을 경우 사용 하중 이전에 철근이 이미 항복하는 경우도 발생할 수 있다. 따라서 이 논문에서는 철근의 항복 이후의 처짐 역시 예측할 수 있는 방법을 제안하였다. Bischoff의 방법인 식 (16) 제안에 사용된 인장 증강 접근법(tension stiffening approach)을 이용하였다.

Fig. 4는 FRP 보강근과 철근이 동시에 배근된 부재의 모멘트-곡률 관계 거동을 인장 증강 효과를 반영하여 보여주고 있다. 철근이 항복하기 전 인장 증강에 의한 곡률차는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta\phi_{(1)} = \chi_{ts(1)}\Delta\phi_{\max(1)} \quad (17)$$

여기서,  $\chi_{ts(1)}$  = 철근의 항복 전 인장 증강 계수( $= M_{cr} / M_u$ )

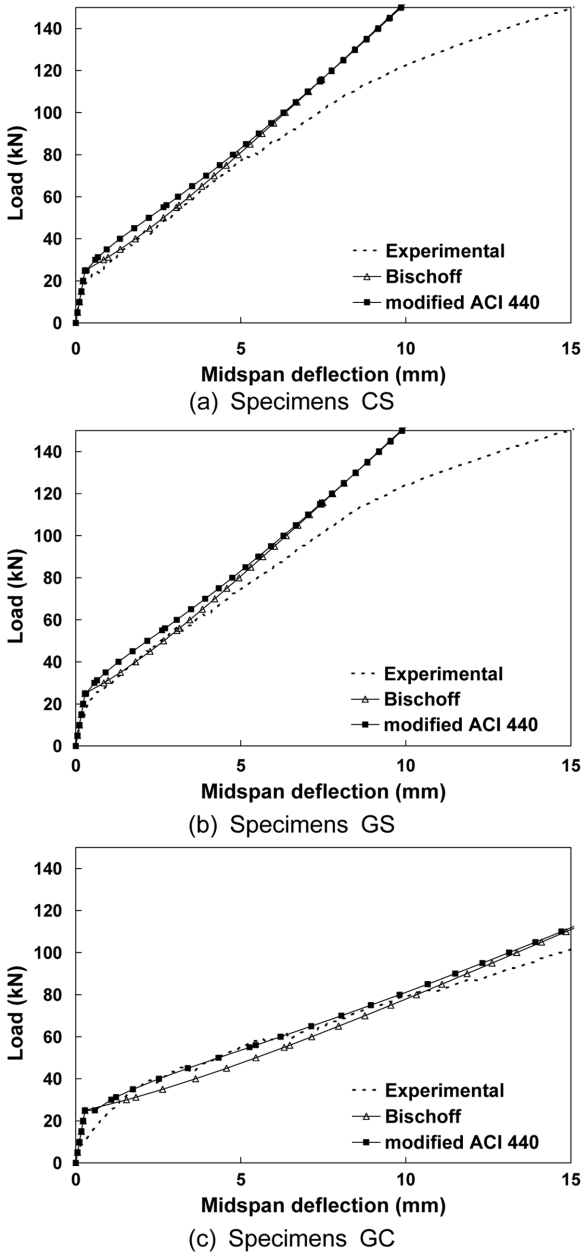


Fig. 3 Load versus midspan deflection measurements and predictions

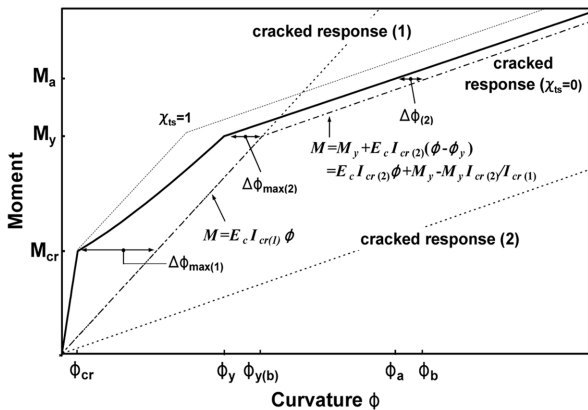


Fig. 4 Flexural member response incorporating tension stiffening for hybrid reinforced beam with steel and FRP bars

for  $M_a \leq M_y$ ,  $\Delta\phi_{\max(1)}$  = 균열 모멘트에서의 인장 증강에 의한 최대 곡률차(=  $M_{cr}/E_c I_{cr(1)}(1 - I_{cr(1)}/I_g)$ )이다.  $I_{cr(1)}$ 은 균열환산 단면2차모멘트로서 다음과 같이 정의된다.

$$c_{(1)} = k_{(1)}d_1 \quad (18)$$

$$k_{(1)} = \frac{\sqrt{[n_1\rho_1 + n_2\rho_2(d_2/d_1)]^2 + 2[n_1\rho_1 + n_2\rho_2(d_2/d_1)^2] - [n_1\rho_1 + n_2\rho_2(d_2/d_1)]}}{2} \quad (19)$$

$I_{cr(1)} = bc_{(1)}^3/3 + n_1A_{r1}[d_1 - c_{(1)}]^2 + n_2A_{r2}[d_1 - c_{(1)}]^2$  (20)  
 철근 항복 후의 인장 증강에 의한 곡률차( $\Delta\phi_{(2)}$ )는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta\phi_{(2)} = \chi_{ts(2)}\Delta\phi_{\max(2)} \quad (21)$$

여기서,  $\chi_{ts(2)}$  = 철근의 항복 후 인장 증강 계수,  $\Delta\phi_{\max(2)}$  = 철근 항복 모멘트에서의 인장 증강에 의한 최대 곡률차이다. Fig. 4에 나타난 바와 같이  $\Delta\phi_{\max(2)}$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$\Delta\phi_{\max(2)} = \frac{M_y}{E_c I_{cr(1)}} - \frac{M_y}{E_c I_{e(1),y}} = \frac{M_y}{E_c I_{cr(1)}} \left(1 - \frac{I_{cr(1)}}{I_{e(1),y}}\right) \quad (22)$$

여기서,  $M_y$  = 철근의 항복 모멘트,  $I_{e(1),y}$  = 철근 항복 직전의 유효단면2차모멘트이다. 식 (22)의  $\Delta\phi_{\max(2)}$ 를 식 (21)에 대입하면  $\Delta\phi_{(2)}$ 는 다음과 같이 정리된다.

$$\Delta\phi_{(2)} = \chi_{ts(2)} \frac{M_y}{E_c I_{cr(1)}} \left(1 - \frac{I_{cr(1)}}{I_{e(1),y}}\right) \quad (23)$$

철근 항복 후 인장 증강 계수는  $\chi_{ts(2)} \doteq M_y/M_a$ 이고, Fig. 4에서  $I_{e(1),y} = I_{cr(1)}/[1 - (M_{cr}/M_y)^2(1 - I_{cr(1)}/I_g)]$ 이기 때문에, 이들을 식 (23)에 대입하면  $\Delta\phi_{(2)}$ 는 다음과 같다.

$$\Delta\phi_{(2)} = \frac{M_a}{E_c I_{cr(1)}} \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^2 \left(1 - \frac{I_{cr(1)}}{I_g}\right) \quad (24)$$

한편, 철근 항복 후의 곡률은 철근 항복 후의 유효단면2차모멘트( $I_{e(2)}$ )의 향으로 표현할 수 있고, 따라서 Fig. 4의 'a'점의 곡률은  $\phi_a = M_a/E_c I_{e(2)}$ 로 나타낼 수 있다. 또한, Fig. 4에서 철근 항복 후 순수 FRP 보강근의 곡률을 나타내는 'b'점의 곡률( $\phi_b$ )은 다음 식 (25)과 같이 주어진다.

$$\phi_b = \frac{M_a - M_y + (I_{cr(2)}/I_{cr(1)})M_y}{E_c I_{cr(2)}} \quad (25)$$

여기서,  $I_{cr(2)}$ 는 철근 항복 후 환산 단면의 균열 단면2차모멘트로서 다음의 과정을 통해 구할 수 있다.

$$c_{(2)} = k_{(2)}d_1 \quad (26)$$

$$k_{(2)} = \sqrt{[n_1\rho_1]^2 + 2[n_1\rho_1] - [n_1\rho_1]} \quad (27)$$

$$I_{cr(2)} = bc_{(2)}^3/3 + n_1A_{r1}[d_1 - c_{(2)}]^2 \quad (28)$$

여기서,  $d_1$ ,  $n_1$ ,  $\rho_1$ ,  $A_{r1}$ 은 모두 FRP 보강근에 해당하는 값들이다.

$\Delta\phi_{(2)} = \phi_b - \phi_a$ 이기 때문에 철근 항복 후의 인장 증강에 의한 곡률차( $\Delta\phi_{(2)}$ )는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta\phi_{(2)} = \frac{M_a}{E_c} \left[ \frac{1 - (M_y/M_a) + (M_y/M_a)(I_{cr(2)}/I_{cr(1)})}{I_{cr(2)}} - \frac{1}{I_{e(2)}} \right] \quad (29)$$

식 (29)와 식 (24)는 같다고 두고 철근 항복 후 유효단면2차모멘트( $I_{e(2)}$ )에 대해 정리하면 다음 식 (30)과 같다.

$$I_{e(2)} = \frac{I_{cr(1)}}{\xi - \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^2 \left[1 - \frac{I_{cr(1)}}{I_g}\right]} \quad (30)$$

여기서,

$$\xi = 1 \quad \text{for } M_a \leq M_y$$

$$\xi = \frac{I_{cr(1)}}{I_{cr(2)}} + \frac{M_y}{M_a} \left[1 - \frac{I_{cr(1)}}{I_{cr(2)}}\right] \quad \text{for } M_a > M_y$$

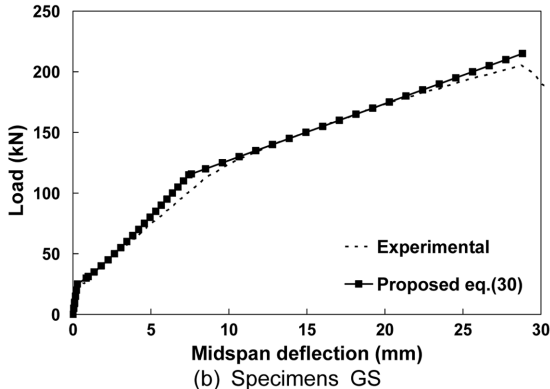
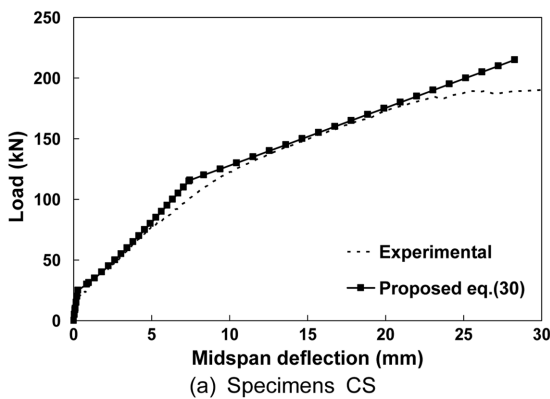


Fig. 5 Load versus midspan deflection measurements and predictions after yielding of steel

식 (30)을 이용하여 CS, GS 부재의 철근이 항복한 후의 처짐까지 예측하여 Fig. 5에 실험 결과와 함께 도시하였다. Fig. 5에 나타난 바와 같이 제안된 식 (30)은 CS, GS 부재의 처짐을 매우 잘 예측하였다. 따라서 이 연구에서 제안된 식 (30)은 동일 보강근으로 보강된 보뿐만 아니라 철근과 FRP 보강근이 함께 보강된 보의 처짐 예측에 유용하게 사용될 수 있을 것이다. 뿐만 아니라 일반 철근과 고강도 철근이 동시에 배근된 부재의 처짐 역시 효과적으로 예측할 수 있을 것이다.

## 5. 결 론

휨 보강근의 종류 및 조합, 섬유 혼입을 변수로 하는 고강도 콘크리트 보의 구조 실험 결과를 균열 모멘트, 극한 모멘트, 처짐 등에 대해 각종 설계기준 및 가이드라인, 여러 연구자들에 의한 예측식과 비교 검토하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- 1) 휨 보강근이 콘크리트의 수축을 구속함으로 인해 균열 모멘트의 실험값이 콘크리트 구조설계기준<sup>6)</sup> 및 ACI code<sup>17)</sup>에서 제안하는 이론값 보다 더 작게 나타났다.
- 2) FRP 보강근 보강 콘크리트 보의 극한 모멘트는 콘크리트의 극한 압축 변형률에 매우 민감하고, 실제 콘크리트의 극한 압축 변형률은 0.003보다 더 크기 때문에 섬유를 혼입하지 않은 FRP 보강근 보강보의 이론값은 극한 모멘트를 과소평가하였다.
- 3) 강섬유가 혼입되고 CFRP 보강근의 파단에 의해 중국 파괴된 CC-ST 부재의 극한 모멘트는 비교된 모든 예측식들이 실험값에 잘 부합하였다.
- 4) 강섬유가 혼입되고 콘크리트의 압축 파괴가 나타난 GG-ST 부재에 대해 ACI 544.4R,<sup>9)</sup> Campione<sup>11)</sup>의 모델은 극한 모멘트를 부정확하게 예측하였다. 이는 섬유 보강 콘크리트의 증가된 극한 압축 변형률 때문에 섬유가 혼입된 FRP 보강근 보강 콘크리트 부재를 설계할 때 콘크리트의 극한 압축 변형률을 0.003 이상으로 가정하는 것이 바람직하겠다.
- 5) ACI 440 위원회의 처짐 모델은 이질 보강근이 동시에 적용된 부재에 대해 서로 다른 보강근에 대한 감소 계수를 따로 설정하여야 하기 때문에 직접적인 적용이 불가능하다. 이에 이 논문에서는 ACI 440 위원회 식을 이용하여 이질 보강근이 동시에 적용된 부재의 처짐을 예측하는 방법을 제안하였다.
- 6) Bischoff의 처짐 모델은 섬유가 혼입되지 않은 부재들의 사용 하중 하에서의 처짐을 정확하게 예측한 반면, ACI 440 위원회 모델은 사용 하중 하에서의 처짐을 비보수적으로 예측하였다.
- 7) Bischoff의 처짐 예측식 제안에 사용된 인장 증강 접근법을 이용하여 철근과 FRP 보강근이 동시에 보강된 보에서 철근이 항복한 이후의 처짐을 예측할 수 있는 방법을 제안하였다. 제안된 예측식(식 (30))

은 철근과 FRP 보강근이 동시에 적용된 CS, GS 부재의 처짐을 잘 예측하는 것으로 나타났다.

## 감사의 글

이 논문은 2007년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구이다(No. 2007-0056796).

## 참고문헌

1. American Concrete Institute (ACI), "Guide for the Design and Construction of Concrete Reinforced with FRP Bars," *ACI 440.1R-06*, Farmington Hills, MI, 2006, 44 pp.
2. Canadian Standards Association (CSA), "Design and Construction of Building Components with Fibre Reinforced Polymers," *CAN/CSA S806-02*, Rexdale, Ont., Canada, 2002, 206 pp.
3. Japan Society of Civil Engineers (JSCE), "Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials," Concrete Engineering Series 23, A. Machida ed., Tokyo, Japan, 1997, 325 pp.
4. 이주하, 양준모, 윤영수, "2방향 슬래브의 성능 향상을 위해 집중 배근된 FRP 바의 적용," 콘크리트학회 논문집, 19권, 6호, 2007, pp. 727~734.
5. 양준모, 신현오, 민경환, 윤영수, "이질 보강근 및 섬유와 함께 보강된 FRP 보강근 보강 고강도 콘크리트 보의 휨 거동," 콘크리트학회 논문집, 23권, 3호, 2011, pp. 273~280.
6. 한국콘크리트학회, 콘크리트 구조설계기준 해설, 기문당, 2007, 523 pp.
7. American Concrete Institute (ACI), "Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary," *ACI 318-08 and ACI318R-08*, Farmington Hills, MI, 2008, 473 pp.
8. Nanni, A., "Flexural Behavior and Design of RC Members Using FRP Reinforcement," *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 119, No. 11, 1993, pp. 3344~3359.
9. American Concrete Institute (ACI), "Design Considerations for Steel Fiber Reinforced Concrete," *ACI 544.4R-88* (Reapproved 1999), Farmington Hills, MI, 1988, 18 pp.

10. Swamy, R. N. and Al-Ta'an, S. A., "Deformation and Ultimate Strength in Flexure of Reinforced Concrete Beams Made with Steel Fiber Concrete," *ACI Journal Proceedings*, Vol. 78, No. 5, 1981, pp. 395~405.
11. Campione, G., "Simplified Flexural Response of Steel Fiber-Reinforced Concrete Beams," *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 20, No. 4, 2008, pp. 283~293.
12. Abdul-Ahad, R. B. and Aziz, O. Q., "Flexural Strength of Reinforced Concrete T-Beams with Steel Fibers," *Cement and Concrete Composite*, Vol. 21, No. 4, 1999, pp. 263~268.
13. Soroushian, P. and Lee, C. D., "Constitutive Modeling of Steel Fiber Reinforced Concrete under Direct Tension and Compression," *Proceedings of International Conference on Recent Developments in Fibre Reinforced Cements and Concretes*, Cardiff, UK, 1989, pp. 363~377.
14. Swamy, R. N. and Al-Ta'an, S. A., "Deformation and Ultimate Strength in Flexure of Reinforced Concrete Beams Made with Steel Fiber Concrete," *ACI Journal Proceedings*, Vol. 78, No. 5, 1981, pp. 395~405.
15. Hassoun, M. N. and Sahebjam, K., "Plastic Hinge in Two-Span Reinforced Concrete Beams Containing Steel Fibers," *Proceedings of Canadian Society for Civil Engineering*, Montreal, QC, 1985, pp. 119~139.
16. Branson, D. E., *Deformation of Concrete Structures*, McGraw-Hill Book Co., New York, NY, 1977, 576 pp.
17. Benmokrane, B., Chaallal, O., and Masmoudi, R., "Flexural Response of Concrete Beams Reinforced with FRP Reinforcing Bars," *ACI Structural Journal*, Vol. 93, No. 1, 1996, pp. 46~55.
18. Toutanji, H. and Saafi, M., "Flexural Behavior of Concrete Beams Reinforced with Glass Fiber-Reinforced Polymer (GFRP) Bars," *ACI Structural Journal*, Vol. 97, No. 5, 2000, pp. 712~719.
19. Bischoff, P. H. and Scanlon, A., "Effective Moment of Inertia for Calculating Deflections of Concrete Members Containing Steel Reinforcement and Fiber-Reinforced Polymer Reinforcement," *ACI Structural Journal*, Vol. 104, No. 1, 2007, pp. 68~75.
20. Bischoff, P. H., "Deflection Calculation of FRP Reinforced Concrete Beams Based on Modifications to the Existing Branson Equation," *Journal of Composites for Construction*, Vol. 11, No. 1, 2007, pp. 4~14.

**요약** 휨 보강근의 종류 및 조합, 섬유 혼입을 변수로 하는 고강도 콘크리트 보의 구조 실험 결과를 균열 모멘트, 극한 모멘트, 처짐 등에 대해 각종 설계기준 및 가이드라인, 여러 연구자들에 의한 예측식과 비교 검토하였다. 섬유를 혼입하지 않은 FRP 보강근 보강 보의 극한 모멘트 이론값은 실험값을 과소평가하였다. 강섬유가 혼입된 FRP 보강근 보강보에 대한 ACI 544.4R, Campione의 모델은 섬유 보강 콘크리트의 증가된 압축 변형률을 고려하지 않고 있어 극한 모멘트를 부정확하게 예측하였다. 섬유가 혼입되지 않은 부재에 대해 Bischoff의 처짐 모델은 섬유가 혼입되지 않은 부재들의 사용 하중 하에서의 처짐을 정확하게 예측한 반면, ACI 440 위원회 모델은 사용 하중 하에서의 처짐을 비 보수적으로 예측하였다. 이질 보강근이 동시에 적용된 부재에 대해 Bischoff 모델과는 달리 ACI 440 위원회의 처짐 모델은 직접적인 적용이 불가능하기 때문에 ACI 440 위원회 식을 이용하여 이질 보강근이 동시에 적용된 부재의 처짐을 예측하는 방법을 제안하였다. 또한 철근과 FRP 보강근이 동시에 보강된 보에서 철근이 항복한 이후의 처짐을 예측할 수 있는 방법을 제안하였다.

**핵심용어** : FRP 보강근, 섬유, 처짐, 휨모멘트, 이질 보강근