



순환골재를 사용한 철근콘크리트 보의 장기 처짐 특성 및 평가

지상규¹⁾ · 윤현도^{1)*} · 김선우¹⁾ · 이연영²⁾

¹⁾충남대학교 건축공학과 ²⁾대한주택공사 대전충남지역본부

The Time Dependent Deflection Characteristics and Evaluation of Reinforced Recycled Aggregate Concrete Beams

Sang-Kyu Ji¹⁾, Hyun-Do Yun^{1)*}, Sun-Woo Kim¹⁾, and Eon-Young Lee²⁾

¹⁾Dept. of Architectural Engineering, Chungnam National University, Daejeon 305-764, Korea

²⁾Korea National Housing Corporation, Daejeon 302-828, Korea

ABSTRACT This paper presents experimental and analytical results on the long-term behavior of the reinforced recycled aggregate concrete beams under sustained loading. In this experimental program, three beams with different conditions of aggregates replacement (natural aggregate 100%, recycled coarse aggregate 100%, recycled fine aggregate 50%) were subjected to the sustained flexural loading that was a half of the nominal flexural capacity over a period of 1 year. The beam were designed with net span of 2,000 mm and rectangular cross-section of 170 mm width and 170 mm effective depth. The beams were instrumented and monitored to observe the change in the long-term behavior due to creep and shrinkage of concrete under sustained loading. The predictions of long-term deflection by ACI code, Branson, Mayer, Neville, EMM and AEMM were compared with the experimental results. From the experimental results, the reinforced concrete beams with recycled aggregates showed the same performance as that of a beam with natural aggregate. The proposed method to predict the long-term deflections of reinforced recycled aggregate concrete beams gives a good estimation for experimental results.

Keywords : recycled aggregate concrete, reinforced concrete beams, long-term behavior, deflection

1. 서 론

최근 국내 건설 사업의 규모가 증가함에 따라 주거환경개선, 재건축, 재개발 사업의 활성화 등으로 건설폐기물 발생량이 증가하고 있으나 이러한 건설폐기물의 처리 및 재건축시 소요되는 골재 확보에 막대한 자연환경의 훼손이 발생하고 있다. 건설교통부에 따르면, 현재 건설 산업에 사용되는 골재는 하천 및 바다골재보다 산림에서의 골재공급량 증가세가 두드러지며, 상대적으로 민원 발생 소지가 적은데 주된 이유가 있는 것으로 발표되고 있다¹⁾. 그러나 갈수록 민원 및 환경 단체의 영향이 커짐에 따라 허가권자인 지자체장의 소극적인 골재 채취 허가가 예상되고 있어, 이에 대한 대책이 시급한 실정이다. 또한 연간 소요량에 비하여 개발 가능한 골재 부족량을 고려하면 골재자원의 고갈 현상이 점차 심각한 수준에 이를 것으로 예상된다²⁾. 따라서 대체 골재 자원에 대한 개발이 시급히 요구되고 있으며, 이러한 현 시점에서 새로운 골재 공급원으로써 재건축시 발생하는 건설폐기물에

대한 관심이 고조되고 있다. 또한 건설폐기물 중 대부분을 차지하고 있는 폐콘크리트에서 생산된 순환골재는 재활용될 수 있는 잠재력이 있다는 것으로 많은 국내·외 연구 결과에서 보고되고 있다³⁻⁵⁾. 최근 정부에서 이러한 사회적 문제를 인식하고 ‘건설폐기물 등의 재활용 촉진에 관한 법률안⁶⁾’을 제정하여 천연골재의 대체 자원으로 활용 가능한 양질의 순환골재 생산을 유도하고 일정 규모 이상의 공사에 한하여 순환골재의 사용을 의무화하고 있어, 향후 순환골재에 대한 사회적인 요구는 한층 더 증가할 것으로 예상된다. 그러나 순환골재가 건설 현장에서 다양한 부재에 폭넓게 활용되기 위해서는 정부의 순환골재 촉진을 위한 정책 수립 이외에 국내에서 생산되는 순환골재 및 이를 사용한 콘크리트의 특성과 구조적 성능 구명에 대한 연구를 기반으로 한 신뢰성 확보가 우선적으로 요구된다.

콘크리트구조물은 재료적 특성에 따른 크리프 및 건조수축으로 인하여 장기 변형이 발생하며, 구조물의 사용성에 문제를 초래하는 경우가 있어 구조물의 장기거동을 정확히 예측하는 것이 필요하다. 장기 변형에 영향을 미치는 크리프와 건조수축은 사용 골재의 종류와 물성에 따라 다르게 나타나는 것으로 보고되고 있다⁷⁾. 또한 천

*Corresponding author E-mail : wiseroad@cnu.ac.kr

Received April 13, 2007, Accepted July 31, 2007

©2008 by Korea Concrete Institute

연골재와 물리적 성질이 다른 순환골재를 사용한 순환골재 콘크리트의 크리프 및 건조수축변형은 순환골재의 대체율이 높을수록 크게 나타난다고 보고되고 있다⁸⁻¹¹⁾. 따라서 순환골재 콘크리트 부재의 장기거동은 천연골재 콘크리트 부재와 다를 것으로 예상되어 순환골재 콘크리트 부재의 장기 휨 성능에 대한 평가가 요구된다. 그러나 현재까지 순환골재 콘크리트 구조 부재의 휨, 전단 등 단기구조거동에 관한 연구만이 일부 이루어지고 있을 뿐 상대적으로 장기 안정성이 중요한 순환골재 콘크리트에서 장기 휨거동 특성에 대한 연구는 전문한 실정이다¹²⁻¹⁵⁾. 이에 본 연구에서는 장기 지속하중을 받는 순환골재 콘크리트 보의 장기거동 특성을 실험적으로 평가하여 순환골재 콘크리트의 구조 부재에 적용을 위한 기초 자료를 제시하고자 한다. 또한 실험 결과와 천연골재에 대한 장기거동 특성의 기준 및 제안식 [ACI¹⁶⁾, Branson¹⁷⁾, Mayer¹⁸⁾, Neville⁷⁾, EMM (effective modulus method)⁷⁾, AEM (adjusted effective modulus method)¹⁹⁾]을 비교함으로써 현행 기준 및 제안식의 순환골재 콘크리트 보에 적용 가능성을 검토하고 순환골재 콘크리트 보의 장기거동을 예측할 수 있는 기법을 제시하고자 한다.

2. 장기처짐 예측에 관한 기준 및 제안식 분석

2.1 크리프 및 건조수축을 고려한 장기거동 기준식

콘크리트구조물에서 시간에 따른 장기거동을 예측하기 위해서는 크리프와 건조수축이 중요한 지표가 된다. 현행 국내 콘크리트구조설계기준 (KCI)에서는 콘크리트의 크리프 예측식에 CEB-FIP 1990 Model Code 기준을 따르고 있으며, 본 연구에서는 국외 기준식 중에서 대표적인 CEB-FIP²⁰⁾와 ACI-209²¹⁾ 기준에 따라 크리프계수와 건조수축을 구한 후 장기 처짐 예측식에 적용하였다.

CEB-FIP 기준에서는 크리프계수를 식 (1)과 같이 규정하고 있으며, 건조수축 변형률은 식 (6)과 같다.

$$\phi(t, t_0) = \phi_0 \beta_c(t - t_0) \quad (1)$$

$$\phi_0 = \phi_{RH} \beta(f_{cm}) \beta(t_0) \quad (2)$$

$$\phi_{RH} = 1 + \frac{1 - RH/RH_0}{0.46(h/h_0)^{1/3}} \quad (3)$$

$$\beta(f_{cm}) = \frac{5.3}{(f_{cm}/f_{cm0})^{0.5}} \quad (4)$$

$$\beta(t_0) = \frac{1}{0.1 + (t_0/t_1)^{0.2}} \quad (5)$$

$$\varepsilon_{cs}(t, t_s) = \varepsilon_{cso} \beta_s(t - t_s) \quad (6)$$

$$\beta_s(t - t_s) = \left[\frac{(t - t_s)/t_1}{350(h/h_0)^2 + (t - t_s)/t_1} \right]^{0.5} \quad (7)$$

$$\varepsilon_{cso} = \varepsilon_s(f_{cm}) \beta_{RH} \quad (8)$$

$$\beta_{RH} = -1.55 \beta_{sRH} \quad \text{for } 40\% \leq RH < 90\% \quad (9)$$

$$\beta_{RH} = +0.25 \quad \text{for } RH \geq 90\% \quad (10)$$

$$\beta_{sRH} = 1 - \left(\frac{RH}{RH_0} \right)^3 \quad (11)$$

$$\varepsilon_s(f_{cm}) = [160 + 10\beta_{sc}(9 - f_{cm}/f_{cm0})] \times 10^{-6} \quad (12)$$

ACI-209 기준에서 크리프계수를 식 (15)와 같이 규정하고 있으며, 건조수축 변형률은 식 (16), (17)과 같다.

$$\nu = \frac{t^{0.6}}{10 + t^{0.6}} \nu_u \quad (13)$$

$$\nu_u = 2.35 \gamma_{CR} \quad (14)$$

$$\gamma_{CR} = \gamma_{la} \cdot \gamma_{\lambda} \cdot \gamma_h \cdot \gamma_s \cdot \gamma_{\psi} \cdot \gamma_{\alpha} \quad (15)$$

$$(\varepsilon_{sh})_t = \frac{t}{35 + t} (\varepsilon_{sh})_u \quad (16)$$

(7일간 습윤양생한 콘크리트)

$$(\varepsilon_{sh})_t = \frac{t}{55 + t} (\varepsilon_{sh})_u \quad (17)$$

(1~3일간 증기양생한 콘크리트)

$$(\varepsilon_{sh})_u = 780 \gamma_{sh} \times 10^{-6} \quad (18)$$

$$\gamma_{sh} = \gamma_{\lambda s} \cdot \gamma_{hs} \cdot \gamma_{ss} \cdot \gamma_{\psi s} \cdot \gamma_{cs} \cdot \gamma_{\alpha s} \quad (19)$$

여기서 건조수축 보정계수는 크리프계수를 구하는 방법과 유사하다.

2.2 기존 장기처짐 예측 방법 및 제안식

장기처짐 예측 방법은 ACI-318 기준식, Branson의 방법, Mayer의 방법, Neville의 방법, EMM, AEMM 등이 있으며 대부분 실험을 근거로 제안된 식들이다.

ACI-318¹⁶⁾ 기준식에서는 즉시 처짐 계산에 유효단면이차모멘트를 도입하고 있으며 식 (20)과 같다.

$$\Delta_i = K_a \frac{M_{max} I^2}{E_c I_e} \quad (20)$$

여기서 K_a 는 보의 지지조건 및 하중상태에 따라 결정되는 계수이며 E_c 와 I_e 는 각각 콘크리트의 탄성계수와 유효단면이차모멘트이다.

크리프와 건조수축에 의한 장기처짐 ($\Delta_{(cr+sh)}$)은 탄성 즉시 처짐 (Δ_i)에 계수 λ_{Δ} 를 곱하여 계산한다.

$$\Delta_{(cr+sh)} = \lambda_{\Delta} (\Delta_i) \quad (21)$$

$$\lambda_{\Delta} = \frac{\xi}{1 + 50\rho'} \quad (22)$$

여기서, Δ_i 는 유효단면이차모멘트를 도입하여 계산한 즉시 처짐이며 ξ 는 크리프와 건조수축의 영향을 고려하기

위한 시간에 따른 계수이다. 그리고 ρ' 는 압축철근비이다. 이 식은 장기처짐에 영향을 주는 여러 인자들은 고려하지 못하고 한 개의 계수 ξ 를 사용하여 고려하고 있다.

Branson¹⁷⁾은 초기처짐에 압축철근비에 따른 감소계수 K_ϕ 와 크리프계수 $\phi(t, t_0)$ 을 곱하여 크리프 처짐을 식 (23)과 같이 계산하도록 제안하고 있으며, 건조수축에 의한 처짐은 식 (25)로 계산한다.

$$\Delta_{cr} = K_\phi \phi(t, t_0) \Delta_i \quad (23)$$

$$K_\phi = 0.85 / (1 + 50\rho') \quad (24)$$

$$\Delta_{sh} = \phi_{sh} l^2 / 8 \quad (25)$$

$$\phi_{sh} = A_{sh} \varepsilon_{sh} / h \quad (26)$$

여기서 A_{sh} 는 건조수축곡률이다.

Mayer¹⁸⁾는 Branson의 식 (23)에서 계수 K_ϕ 를 식 (27)과 같이 수정하여 제시하였다.

$$K_\phi = \frac{1}{2} \sqrt{100\rho n_o} \times \frac{1}{1 + \rho' / \rho} \quad (27)$$

여기서 ρ 는 인장철근비이며 n_o 은 철근과 콘크리트의 탄성계수비이다.

Neville⁷⁾은 균열과 인장강성 증진 효과를 고려하여 다음과 같은 식을 제시하였다.

$$\Delta_i + \Delta_{cr} = \alpha_i K_\alpha \frac{M_{max} l^2}{(EI)_{2t}} \quad (28)$$

$$\alpha_i = 1 - \frac{6\sqrt{f_c}}{\rho_w \sigma_s^2 [1 + \phi(t, t_0)]} \quad (29)$$

여기서 $(EI)_{2t}$ 는 균열단면에서의 크리프 효과를 고려하여 계산한 휨 강성이며 σ_s 는 단면에 모멘트 M_{max} 가 작용할 때 철근의 응력이다.

EMM⁷⁾은 콘크리트의 탄성계수를 크리프의 영향을 고려하여 다음과 같이 유효탄성계수 (effective modulus)를 제안하였다.

$$E_e = \frac{E(t_0)}{[1 + \phi(t, t_0)]} \quad (30)$$

Table 1 Parameters of specimens

Specimen	b×d (mm)	Net span (mm)	f_{ck} (N/mm ²)	f_y (N/mm ²)	Reinforcement (A_s, ρ) (mm ² , %)	Stirrup ρ_s (%)
C30-0.5 ω *	170 × 170	2,000	30	429	D10 2ea (142.6, 0.49)	D6@100, 0.333
RL30-0.5 ω						
RH30-0.5 ω						

*C 30-0.5 ω

C : natural coarse aggregate + natural aggregate

RL : recycled coarse aggregate + natural fine aggregate

RH : natural aggregate + natural fine aggregate (50%) + recycled fine aggregate (50%)

30 : specified strength ($f_{ck} = 30$ N/mm²)

0.5 ω : 0.5 M_n

크리프를 고려한 처짐은 식 (20)에서 E_c 를 식 (30)의 E_e 로 대체하여 계산한다.

AEMM¹⁹⁾는 재령계수 (ageing coefficient)를 고려하여 다음과 같이 보정유효탄성계수 (adjusted effective modulus)를 제안하였다.

$$E_{ea} = \frac{E(t_0)}{[1 + \chi(t, t_0)\phi(t, t_0)]} \quad (31)$$

여기서 (t, t_0) 는 재령보정계수로 1.0과 0.5 사이의 값을 갖으며 크리프를 고려한 처짐은 식 (30)에서 E_c 를 식 (31)의 E_{ea} 로 대체하여 계산한다.

3. 실험

3.1 실험체 계획

본 연구에서는 지속하중을 받는 철근콘크리트 보에서 골재 종류에 따른 거동 특성을 파악하기 위하여 천연골재만을 사용한 C30-0.5 ω , 순환굵은골재를 100% 대체한 RL-0.5 ω , 순환잔골재를 50% 대체한 RH-0.5 ω 등 총 3개의 실험체를 계획 및 제작하였다. 각 실험체의 단면 크기는 170 × 200 mm (d : 170mm)이며 경간은 2,300 mm (순경간 2,000 mm)이고 실험체 배근상세 및 특성은 Fig. 1 및 Table 1에 각각 나타내었다.

3.2 사용 골재

본 연구에서 사용된 순환골재는 국내 I사의 굵은골재 및 국내 S사의 잔골재로써 실 구조물을 파쇄하여 생산하였으며 사용 골재의 물리적 입형 및 성질은 Fig. 2 및 Table 2에 각각 나타내었다. Table 2에 나타난 바와 같이 순환골재의 흡수율은 골재 표면에 붙어있는 시멘트페이

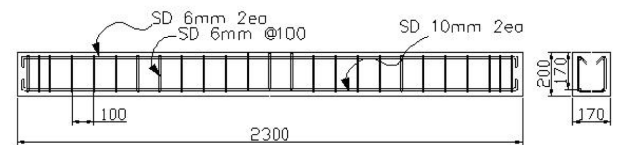


Fig. 1 Specimen configuration and reinforcements (mm)

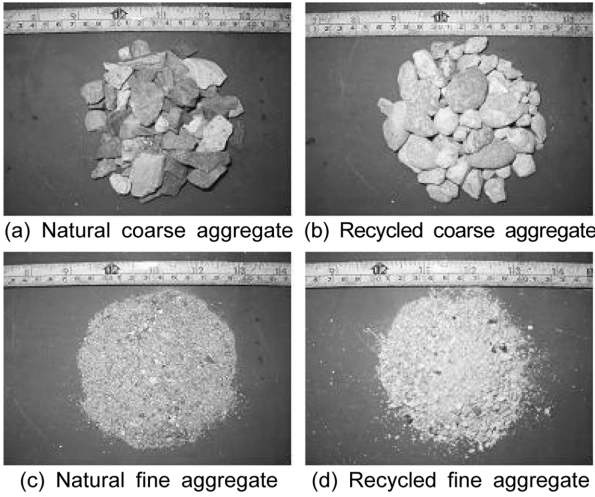


Fig. 2 Shape of aggregates

Table 2 Summary properties of aggregates

Aggregate	Specific gravity	Water absorption (%)	Fineness modulus
Natural coarse aggregate	2.65	1.39	6.02
Recycled coarse aggregate	2.54	1.86	6.74
Natural fine aggregate	2.56	1.42	2.84
Recycled fine aggregate	2.47	3.64	2.89

스트에 의해 천연골재보다 비교적 높게 나타났으나 「순환골재품질기준」²²⁾에서 제한하고 있는 기준 「순환골은 골재 (흡수율 3% 이하, 절건비중 2.5 g/cm³ 이상), 순환 잔골재 (흡수율 5% 이하, 절건비중 2.2 g/cm³ 이상)을 모두 충족시키는 것으로 나타났다.

3.3 사용 철근 및 콘크리트

본 연구에서 사용된 인장철근은 SD400급의 D10과 전 단보강근으로 SD300급의 D6의 이형철근이 각각 사용되었으며, 철근의 기계적 특성은 Table 3과 같다. 콘크리트의 배합조건은 현재 국내 건설 현장에서 주로 사용되는 물-시멘트비 및 잔골재율 하에서 예비 배합 실험을 실시하여 예비 시험 결과를 근거로 설계기준강도 30 N/mm²

Table 3 Mechanical properties of reinforcements

Type of reinforcement	Yielding stress f_y (N/mm ²)	Yielding strain ϵ_y ($\times 10^{-6}$)	Tensile strength f_t (N/mm ²)	Young's modulus E_s (kN/mm ²)
D6	291.19	1900	375.01	182.76
D10	413.56	2400	600.74	203.07

Table 5 Mix proportions of concretes

Specimens	W/C (%)	Unit weight (m ³)						Slump (mm)	Percentage of fly ash replacement	Percentage of sand	Mixing water (kg/m ³)
		C	FA	NF	RF	NC	RC				
C30-0.5 ω	45	331	58	763	0	927	0	230 \pm 20	15	46	175
RL30-0.5 ω	45	331	58	763	0	0	888	230 \pm 20	15	46	175
RH30-0.5 ω	50	298	53	409	402	979	0	150 \pm 20	15	47	175

를 충족하도록 하였으며 콘크리트의 강도 특성 및 배합 표는 Tables 4 및 5에 나타난 바와 같다.

3.4 실험 방법

실험은 실험체가 외기에 노출되도록 설치하여 실제 현장 조건과 동일하도록 계획하였으며, Fig. 3은 실험체 설치 및 지속하중의 재하 상황을 나타낸 것이다. 지속하중은 그림에서와 같이 500 \times 500 \times 10 mm의 철판 및 일정한 크기로 제작된 콘크리트 추를 사용하여 실험체 보 중앙부에 공칭모멘트 (M_n)의 50%가 작용하도록 재하 하였으며, 하중 재하 기간은 약 1년 (380일)으로 하였다. 실험체의 수직 처짐량을 측정하기 위하여 Fig. 3과 같은 방식으로 실험체의 양단 지점 부분에 앵글을 고정하여 설치 후 앵글 위에 SDT (strain displacement transducer)를 설치하여 실험체의 수직 처짐량을 측정하였다. 시간 경과에 따른 실험체의 장기거동을 파악하기 위하여 T사의 데이터 로거를 통하여 처짐량 및 기후조건 (습도, 온도)을 4회/일 측정 및 저장하였으며 균열발생 및 진전 상황을 육안으로 관찰하고 기록하였다.

4. 실험 결과 및 분석

4.1 균열 양상

Fig. 4에 지속하중 1일, 21일, 380일 경과 시점을 기준

Table 4 Strength properties of concretes

Specimens	Specified 28-day strength f_{cu} (N/mm ²)	Young's modulus E_c (kN/mm ²)	Maximum strain ϵ_{cu} ($\times 10^{-6}$)
C30-0.5	31.61	26.25	2460
RL30-0.5	39.66	28.48	3140
RH30-0.5	36.10	27.53	2510

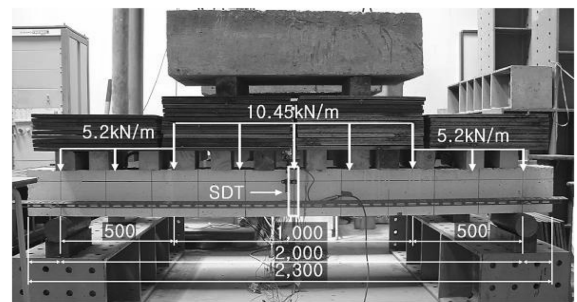


Fig. 3 Setup of sustained loading (mm)

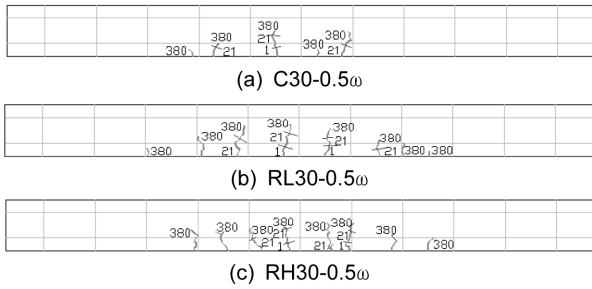


Fig. 4 Cracking patterns (1-day, 21-day, 380-day)

으로 지속하중을 받는 각 실험체의 균열발생 양상을 비교하여 나타내었다. 계획된 하중을 재하 후, 천연골재를 사용한 C30-0.5 ω 실험체에서 보 중앙부에 휨균열이 1개 나타났고 순환골재를 사용한 RL30-0.5 ω 및 RH30-0.5 ω 실험체에서는 각각 3개의 휨균열이 나타났다. 재하 후 시간(일)이 경과됨에 따라 균열이 인접한 부분에 추가로 발생하거나 상부로 진전되는 특성을 나타내었다. 순환골재를 사용한 실험체의 경우 균열의 진전 및 발생량이 천연골재를 사용한 C30-0.5 ω 실험체에 비하여 다소 크게 나타났으나, 전반적인 균열 패턴 및 균열 양상은 유사하게 나타났다.

4.2 시간에 따른 보의 처짐 특성

Fig. 5 (a)는 시간 경과에 따른 실험체의 전체 처짐 곡선을 비교하여 나타낸 것으로 초기 처짐은 RH30-0.5 ω > C30-0.5 ω > RL30-0.5 ω 순으로 크게 나타났으나 큰 처짐량의 차이를 보이지 않았다. 재하 후 380일 경과시까지 점차 처짐량이 증가하여 RH30-0.5 ω (2.286 mm) > C30-0.5 ω (2.103 mm) > RL30-0.5 ω (1.802 mm) 순으로 순환골재를 사용한 실험체의 처짐량이 천연골재를 사용한 실험체에 비하여 다소 작게 나타났다. 이러한 이유는 Table 4에 나타난 바와 같이 순환골재를 사용한 실험체가 천연골재를 사용한 실험체보다 압축강도와 탄성계수가 크기 때문에 처짐이 적게 발생한 것으로 판단된다.

Fig. 5 (b)는 전체 처짐에서 순간 처짐을 제외한 순간 처짐 이후의 장기처짐 곡선을 나타낸 것이다. 순환골재를 사용한 실험체와 천연골재를 사용한 실험체를 동등한

조건으로 비교하기 위하여 식 (20)을 사용하여 압축강도와 탄성계수가 각 실험체의 처짐량에 적용되는 영향을 고려하였으며 Fig. 5 (b)에 순환골재 콘크리트 실험체의 압축강도와 탄성계수를 고려한 보정한 값과 실험값을 비교하여 나타내었다. 순환골재를 사용한 실험체가 천연골재를 사용한 실험체보다 처짐량이 크게 나타났지만 큰 차이를 보이지 않아 순환골재를 사용한 실험체가 천연골재를 사용한 실험체와 대등한 장기 휨성능을 갖는 것으로 판단된다.

Fig. 5(c)는 순간 처짐 이후의 장기처짐량을 순간 처짐량으로 나누어 순간 처짐에 대한 장기처짐의 비를 나타낸 것으로 100일 경과시까지의 순환골재 대체율 50%인 RH30-0.5 ω 실험체와 천연골재를 사용한 C30-0.5 ω 실험체가 유사하게 나타났으나 이후 380일 경과시까지 점차 증가하여 C30-0.5 ω (1.07) > RL30-0.5 ω (0.98) > RH30-0.5 (0.95) 순으로 순환골재를 사용한 실험체가 천연골재를 사용한 실험체 보다 작게 나타났다.

4.3 장기거동 제안식의 비교 및 분석

순환골재는 천연골재에 비해 상대적으로 표면에 미분말이 다량 포함되어 있어 순환골재를 사용한 콘크리트는 천연골재를 사용한 콘크리트보다 크리프 변형 및 건조수축량이 크게 나타나는 것으로 보고되고 있다⁸⁻¹¹⁾. 그러나 기존의 처짐 예측 식^{7,16-19)}에서는 순환골재 콘크리트가 보통콘크리트와 상이한 특성을 제대로 반영하지 못하여 순환골재 콘크리트 보의 처짐에 대한 실험값과 예측식의 값이 다소 큰 오차를 나타낸다. 일반적으로 순환골재는 천연골재보다 작은 비중 및 높은 흡수율을 보이지만 경량골재에 비하여 높은 비중과 낮은 흡수율을 갖는다. 따라서 순환골재는 흡수율과 비중에 있어서 천연골재와 경량골재의 중간적인 특성을 보인다고 할 수 있다. 또한 처짐에 영향을 주는 인장강도와 휨강도는 순환골재를 사용한 경우 보통콘크리트에 비해 낮은 수준을 보이는 것으로 보고되고 있다^{23,24)}. 현행 국내 및 ACI-318에서 경량콘크리트의 파괴계수는 일반콘크리트의 파괴계수를 구하는 식에 계수 (all-lightweight concrete : 0.75, sand-lightweight concrete : 0.85)를 적용하도록 하고 있다¹⁶⁾. 본 연구에서는 경량콘크리트의 파괴계수를 구하는 방법으로 순환골재의

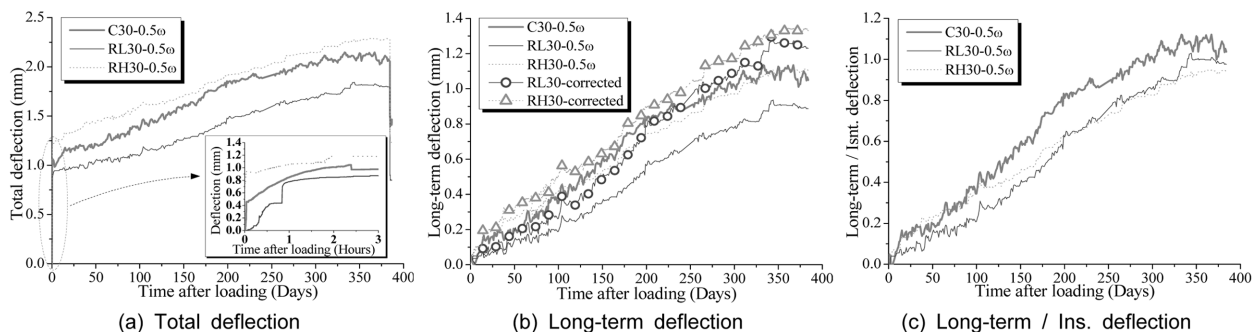


Fig. 5 Deflection at midspan

파괴계수 (f_r)를 구하는 방법에 적용하였으며 식 (32)와 같이 보통콘크리트보다 낮은 파괴계수를 갖는 순환골재 콘크리트의 특성을 고려하여 계수 (α_r)를 적용하도록 제안하였다.

$$f_r = \alpha_r 7.5 \sqrt{f'_c} \quad (32)$$

여기서 α_r 은 예측식의 순간처짐량이 순환골재를 사용한 실험체의 순간처짐 실험값에 근접하도록 산출하였으며

RL30-0.5 ω (순환굵은골재 100%)와 RH30-0.5 ω (순환잔골재 50%) 실험체에 각각 0.92와 0.86을 적용하였다. 제안된 처짐 예측식에서 크리프계수와 건조수축은 CEB-FIP 기준식에서 제안된 방법인 식 (1)과 (6)을 사용하였다.

즉시 처짐 이후 380일 경과에 따른 C30-0.5 ω , RL30-0.5 ω , RH30-0.5 ω 실험체의 전체 처짐 실험값과 각 처짐 예측식에 의한 계산 결과를 비교하여 Fig. 6에 나타내었다. Fig. 6 (a)는 실험 결과와 ACI318 예측 결과를 비교하여 나타

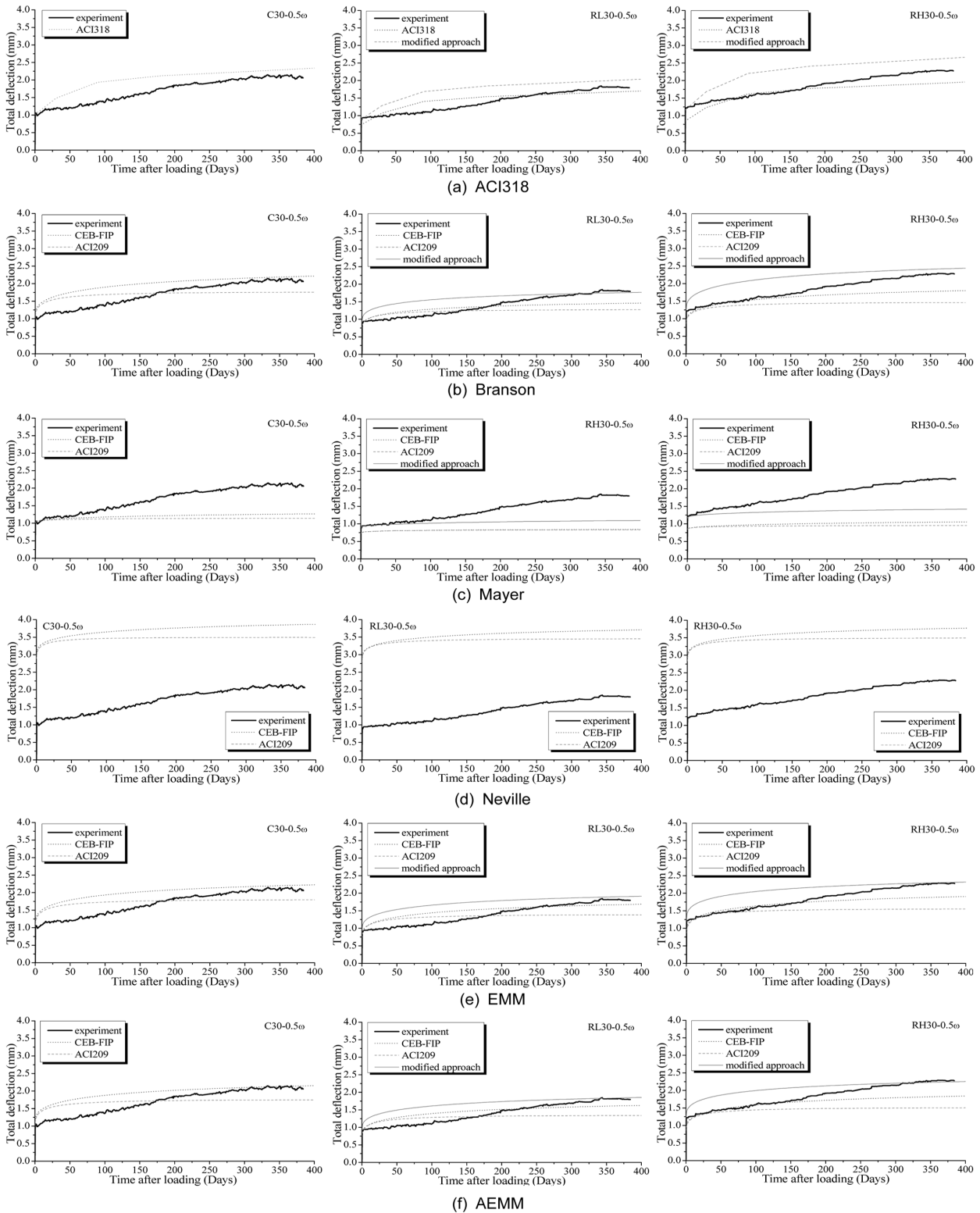


Fig. 6 Comparison of test results with predictions by code and empirical equations

낸 것으로 천연골재를 사용한 C30-0.5 ω 실험체의 즉시 처짐량은 양호하게 예측되고 있으나 순환골재를 사용한 RL30-0.5 ω 및 RH30-0.5 ω 실험체의 즉시처짐량은 실험값보다 각각 21 및 39% 작게 평가되었다. 본 논문에서 제안된 처짐 예측식은 순환골재를 사용한 실험체의 즉시 처짐을 양호하게 예측하고 있으며 380일 경과시 C30-0.5 ω 의 전체처짐량은 예측식보다 10% 작게 나타났다. 사용된 골재와 관계없이 모든 실험체의 전체 처짐량은 예측식보다 약 10% 작게 나타나 ACI-318 예측식은 오차를 보이며 장기처짐을 과대평가하고 있다. 이는 실제 장기 변형에 영향을 주는 지속하중 제하시의 재령, 철근의 배근 상태, 부재치수, 상대습도 및 온도, 콘크리트의 배합 등 여러 인자들을 ACI-318 예측식에서는 적절히 고려하지 못하고 한 개의 계수 ξ 만을 고려하기 때문인 것으로 판단된다.

ACI-318 예측식을 제외한 Branson의 방법, Mayer의 방법, Neville의 방법, EMM, AEMM에는 실제 장기 변형에 영향을 주는 여러 인자들을 고려하기 위하여 크리프계수와 건조수축을 적용하고 있으며 두 가지 방법 (ACI-209 기준식, CEB-FIP 기준식)으로 크리프계수와 건조수축을 구한 후 처짐 예측식에 적용하여 실험값과 비교하였다.

Fig. 6 (b)는 실험값과 Branson 예측식을 비교하여 나타낸 것으로 천연골재를 사용한 C30-0.5 ω 실험체에서 CEB-FIP 기준식의 크리프계수와 건조수축을 적용한 처짐 예측식이 5%의 오차를 보이며 20%의 오차를 보이는 ACI-209 기준식을 적용한 예측식보다 양호하게 예측을 보이고 있다. 순환골재를 사용한 RL30-0.5 ω 및 RH30-0.5 ω 실험체에 대하여 제안된 예측식이 각각 2% 및 6%의 오차를 보이며 좋은 일치를 나타내고 있다. 본 연구에서는 Branson의 방법이 좋은 예측을 보여주고 있으나 인장철근비 (ρ)가 0.007보다 큰 경우는 처짐을 과대평가하는 경향이 있어²⁵⁾ 인장철근비가 0.007보다 작은 경우에만 적용 가능할 것으로 사료된다.

Fig. 6 (c)는 실험값과 Mayer 예측식을 비교하여 나타낸 것으로 Mayer의 방법은 380일 경과시의 모든 실험체의 장기처짐을 실험값보다 작게 예측하며 큰 오차 (166%~217%)를 보였다. Fig. 6 (d)는 실험값과 Neville 예측식을 비교하여 나타낸 것으로 Neville의 예측식은 콘크리트의 파괴계수를 사용하지 않아 순환골재를 사용한 실험체에 대하여 본 논문에서 제안한 방법을 적용하지 못하였고 Neville의 방법은 모든 실험체의 즉시처짐을 실험값보다 크게 예측하고 있다. 기존 연구⁷⁾ (인장철근비 : 0.0159~0.0167)에서는 Mayer의 방법과 Neville의 방법이 처짐량을 양호하게 예측하고 있으나 본 연구에서는 낮은 인장철근비 (0.0049)로 장기처짐량과 즉시 처짐량을 큰 오차를 나타내며 예측을 보였다. 따라서 Neville과 Mayer의 방법은 본 실험과 같이 낮은 인장철근비를 갖는 경우에는 적용이 불가능할 것으로 사료된다.

Fig. 6 (e)는 실험값과 EMM을 비교하여 나타낸 것으

로 천연골재를 사용한 C30-0.5 ω 실험체에서 CEB-FIP 기준식의 계수를 사용한 경우 5%의 오차를 보여 17%의 오차를 보인 ACI-209 기준식의 계수를 사용한 경우보다 좋은 예측을 보였다. 순환골재를 사용한 RL30-0.5 ω 및 RH30-0.5 ω 실험체의 전체 처짐은 제안된 예측식이 각각 5% 및 1%의 오차를 보이며 좋은 일치를 나타내고 있다.

Fig. 6 (f)는 실험값과 AEMM을 비교하여 나타낸 것으로 천연골재를 사용한 C30-0.5 ω 실험체에서 CEB-FIP 기준식의 계수를 사용한 경우 2%의 오차를 보여 EMM 보다 좋은 예측을 보였다. 순환골재를 사용한 실험체의 전체 처짐은 제안된 예측식이 각각 1%의 오차를 보이며 EMM 보다 좋은 일치를 나타내고 있다. 그러나 본 연구에서 제안된 처짐 예측식이 초기 처짐 이후 300일 이전의 실험값과 다소 큰 차이를 나타내고 있어 보완이 필요한 것으로 판단된다.

5. 결 론

- 1) 순환골재를 사용한 실험체가 천연골재를 사용한 실험체보다 균열의 진전 및 발생량이 다소 크게 나타났으나 모든 실험체에서 유사한 균열 양상을 나타내었다.
- 2) 압축강도와 탄성계수의 차이를 고려한 시간 경과에 따른 처짐은 순환골재를 사용한 실험체가 천연골재를 사용한 실험체 보다 다소 크게 나타나지만 대등한 장기 휨 성능을 갖는 것으로 판단된다.
- 3) 장기처짐 예측식에 적용하는 크리프계수와 건조수축은 CEB-FIP 기준식을 적용하는 것이 ACI-209 기준식을 적용하는 것보다 장기처짐을 양호하게 예측하였다.
- 4) ACI-318 기준식은 장기처짐을 과대평가하여 예측을 하고 Mayer 및 Neville의 방법은 본 연구에서 낮은 철근비를 갖는 실험체로 인하여 실험값과 큰 오차를 보였다. Branson의 방법, EMM, AEMM은 장기 처짐을 잘 예측하고 있으며 특히, AEMM은 1% 이내의 오차를 보이며 양호하게 예측하였다.
- 5) 본 연구에서는 제안된 방법이 순환골재 콘크리트 보의 장기처짐을 양호하게 예측하여 순환골재 콘크리트 구조물의 장기거동을 합리적으로 반영할 수 있는 방안이 될 것으로 사료된다. 그러나 이는 본 연구에서 얻은 제한적인 결과를 토대로 내린 결론이므로, 추후 연구를 통하여 보다 합리적인 결과를 도출 할 계획이다.

Notation

- ϕ_0 : 기준 크리프계수
 β_c : 크리프 경시 변화를 나타내는 계수
RH : 상대습도
 $\beta(t_0)$: 제하시 재령에 의해 결정되는 계수

- β_s : 건조수축 경시변화를 나타내는 계수
- β_{sc} : 시멘트 형태에 따른 계수
- γ_{la} : 재하시 재령에 따른 계수
- γ_λ : 환경의 습도조건에 따른 계수
- γ_h : 평균 부재 두께에 따른 계수
- γ_s : 슬럼프에 따른 계수
- γ_{ψ} : 잔골재율에 따른 계수
- γ_a : 공기량에 따른 계수
- γ_{cs} : 시멘트 함유량에 따른 보정계수

참고문헌

1. 건설교통부, <http://www.moct.go.kr>, Jun. 2006.
2. 한국지질자원연구원, “골재부존조사 및 품질관리 기술개발 연구”, 한국지질자원연구원, 2004.
3. 김무한, “건설폐기물 및 재생골재 콘크리트”, 콘크리트학회지, 10권 6호, 1998, pp.52~60.
4. 한국콘크리트학회, 콘크리트의 재활용, 한국콘크리트학회, Dec. 2004.
5. Khaldoun Rahal, “Mechanical Properties of Concrete with Recycled Coarse Aggregate”, *Building and Environment*, Vol.42, No.1, 2007, pp.407~415.
6. 환경부, “건설폐기물의 재활용 촉진에 관한 법률”, 환경부, Dec. 2005.
7. Neville A. M., Dilger W. H., and Brooks J. J., *Creep of Plain Concrete and Structural Concrete*, Construction Press, London and New York, 1983.
8. 中川隆夫, 大野義照, 山崎順二, “再生コンクリートの乾燥収縮ひび割れ特性”, 콘크리트工学年次論文報告集, Vol.21, No.1, 1999.
9. Sagoe-Crentsil, K. K. and Taylor, A. H., “Performance of Concrete Made with Commercially Produced Coarse Recycled Concrete Aggregate”, *Cement and Concrete Research*, 31, 2001, pp.707~712.
10. 서치호, 김병윤, “순환골재 콘크리트의 내구특성”, 한국콘크리트학회 전문위원회 연구발표집, 2005, pp.77~91.
11. Hansen T., *Recycling of Demolished Concrete and Masonry*, Rilem Report 6, E&FN SPON, 1989.
12. 김선호, 한범석, 안종문, 신성우, “재생굵은골재의 함유량에 따른 철근콘크리트 보의 휨 거동에 관한 연구”, 대한건축학회 논문집, 22권 1호, 2002, pp.83~86.
13. 이경희, 재생골재를 사용한 철근콘크리트 보의 전단성능과 휨성능에 관한 실험적 연구, 충남대학교 대학원, 2002.
14. 주봉철, 재생골재를 사용한 철근콘크리트 보의 휨 및 전단거동 특성, 충북대학교 대학원, 2000.
15. Ipei Maruyama, Masaru Sogo, Takahisa Sogabe, Ryoichi Sato, and Kenji Kawai, *Flexural Properties of Reinforced Recycled Concrete Beams*, The International Center for Numerical Methods in Engineering, 2004, pp.29~36.
16. ACI Committee 318, *Building Code Requirement for Reinforced Concrete*, American Concrete Institute, Detroit, Mich., 2002.
17. Branson D. E., *Deformation of Concrete Structures*, McGraw-Hill Book Co., New York, 1977.
18. Mayer, H., “Die Berechnung der Durchbiegung von Stahlbeton-Bauteilen”, *Deutscher Ausschuss Für Stahlbeton*, No.194, 1967.
19. Bazant Z. P., “Prediction of Concrete Creep Effects Using Age-Adjusted Effective Modulus Method”, *ACI Journal*, Vol.69, No.4, 1972, pp.212~217.
20. CEB-FIP Model Code, *Comitee Euro-International Du Beton*, 1990.
21. ACI Committee 209, *Prediction of Creep, Shrinkage and Temperature Effect in Concrete Structures*, American Concrete Institute, Detroit, 1992.
22. 건설교통부, “순환골재 품질기준”, 건설교통부, 2005.
23. 서치호, “순환골재 콘크리트의 내구특성에 관한 실험적 연구”, 건국대학교 대학원, 2004.
24. Karaa T., *Evaluation Chnique des Possibilités d' Emplois des Dechets dans la Construction-Recherche Experimentale Applique au de Beton Fabrique a Partier de Granulats der Betons Recycles*, These de Doctorat de Universite Paris, France, 1986.
25. Hassad G. J., *Versuche über das Verhalten con Stahlbetonbalken unter ruhender Dauerbelastung*, Dissertation, Technische Hochschule Karlsruhe, 1960.
26. ACI Committee 435, *Control of Deflection in Concrete Structures*, American Concrete Institute, Detroit, 1995.

요약 본 연구는 지속하중 하에서의 골재 종류에 따른 철근콘크리트보의 장기거동 특성에 대한 연구의 일환으로 천연골재를 사용한 실험체와 순환굵은골재 대체율 100% 실험체, 순환잔골재 대체율 50% 실험체 총 3개로 제작하여 약 1년 동안 지속하중을 가력하였다. 탄성계수와 압축강도의 차이를 고려시 순환골재를 사용한 실험체의 장기처짐이 천연골재를 사용한 실험체보다 다소 크게 처짐이 발생하였으나 큰 차이를 보이지 않아 순환골재 실험체가 천연골재 실험체와 대등한 장기 휨 성능을 갖는 것으로 판단된다. 장기처짐 예측시 장기처짐 예측식에 적용하는 크리프계수와 건조수축은 CEB-FIP 기준을 적용하는 것이 ACI-209 기준을 적용하는 것보다 좋은 예측을 보였다. ACI-318의 예측 방법은 장기처짐을 과대평가하고 Mayer의 방법, Neville의 방법은 본 연구에서는 실험체의 낮은 인장철근비로 큰 오차를 보였다. Branson의 방법, EMM, AEMM은 장기처짐을 양호하게 예측하였으며 본 연구에서 제안된 방법이 순환골재 콘크리트 보의 장기처짐을 좋은 예측을 보여 순환골재 콘크리트 구조물의 장기거동을 합리적으로 반영할 수 있는 방안이 될 것으로 사료된다.

핵심용어 : 순환골재 콘크리트, 철근콘크리트 보, 장기거동, 처짐