프리스트레스트 경량 콘크리트 보의 휨 거동에 대한 부분 프리스트레싱 비와 유효 프리스트레스의 영향

양근혁^{1)*} · 문주현²⁾ · 변항용³⁾

¹⁾경기대학교 건축공학과 ²⁾목포대학교 건축공학과 ³⁾고려 E&C

Effect of Partial Prestressing Ratio and Effective Prestress on the Flexural Behavior of Prestressed Lightweight Concrete Beams

Keun-Hyeok Yang,^{1)*} Ju-Hyun Moon,²⁾ and Hang-Yong Byun³⁾

¹⁾Dept. of Architectural Engineering, Kyonggi University, Suwon 443-760, Korea

²⁾Dept. of Architectural Engineering, Mokpo National University, Muan, Chonnam 534-729, Korea

³⁾Korea E&C. Co. Ltd., Chonnam 519-807, Korea

ABSTRACT The present investigation evaluates the flexural behavior of pre-tensioned lightweight concrete beams under two-point symmetrical concentrated loads according to the variation of the partial prestressing ratio and the effective prestress of prestressing strands. The designed compressive strength of the lightweight concrete with a dry density of $1,770 \text{ kg/m}^3$ was 35 MPa. The deformed bar with a yield strength of 383 MPa and three-wire mono-strands with tensile strength of 2,040 MPa were used for longitudinal tensile reinforcement and prestressing steel reinforcement, respectively. According to the test results, the flexural capacity of pre-tensioned lightweight concrete beams increased with the increase of the partial prestressing ratio and was marginally influenced by the effective prestress of strands. With the same reinforcing index, the normalized flexural capacity of pre-tensioned lightweight concrete beams was similar to that of pre-tensioned normal-weight concrete beams tested by Harajli and Naaman and Bennett. On the other hand, the displacement ductility ratio of pre-tensioned lightweight concrete beams increased with the decrease of the partial prestressing ratio and with the increase of the effective prestress of strands. The load-displacement relationship of pre-tensioned lightweight concrete beam specimens can be suitably predicted by the developed non-linear two-dimensional analysis procedure. In addition, the flexural cracking moment and flexural capacity of pre-tensioned lightweight concrete beams can be conservatively evaluated using the elasticity theorem and the approach specified in ACI 318-08, respectively.

Keywords : pre-tensioned beams, lightweight concrete, flexural capacity, ductility, partial prestressing ratio

1. 서 론

인공 경량골재를 활용한 경량 콘크리트는 낮은 단위용적중량으로 구조체의 자중을 감소시킬 수 있어 부재응력 감소와 단면의 축소를 통해 콘크리트와 철근 등의 구조재료 사용량을 감소시킬 수 있다.¹⁾ 또한 경량 콘크리트의 낮은 열전도율은 건축물에서 소비되는 에너지의 효율성을 높여 결과적으로 건축물의 냉·난방을 위한 화석연료에서 방출되는 온실가스를 줄일 수 있다.²⁾ 이와 같이 경량 콘크리트는 자원절약 및 온실가스 저감 측면에서 지속가능 재료로 간주되면서 최근 많은 관심을 받고 있다. 하지만 경량 콘크리트는 동일 강도의 보통중량

콘크리트에 비해 탄성계수와 인장저항력이 낮다.³⁾ 낮은 탄성계수와 인장저항력은 구조부재의 큰 변형과 많은 균열을 유발하여 부재 사용성과 내구성을 현저하게 감소시키므로 이에 대한 다양한 보완이 이루어진다면 구조용 경량 콘크리트의 적용성이 높아질 것이다.

프리스트레싱은 콘크리트 휨 부재의 균열과 처짐제어에 매우 효율적이다.⁴⁾ 또한 프리스트레스트 콘크리트 휨 부재는 동일 인장 철근비를 갖는 철근콘크리트 휨 부재에 비해 강성, 사용성 및 내력이 일반적으로 높기 때문에 부재의 단면크기를 줄일 수 있고, 이는 사용 구조재료의 양을 줄일 수 있다.⁴⁾ 이로 인해 프리스트레스트 콘크리트 구조는 지속가능 구조시스템의 일환으로 해외에서는 최근에 더 큰 관심을 받고 있다. 따라서 경량 콘크리트 휨 부재에 프리스트레싱을 도입하면 경량 콘크리트의 구조적 단점을 보완하면서 지속가능측면에서 시너지 효과가 큰 시스템으로 발전시킬 수 있다.

*Corresponding author E-mail: yangkh@kgu.ac.kr

Received July 20, 2010, Revised August 30, 2010,

Accepted September 6, 2010

©2011 by Korea Concrete Institute

프리스트레스트 구조는 크게 프리텐션과 포스트텐션으로 구분할 수 있는데,⁴⁾ 이들은 대부분 보통중량 콘크리트를 사용한 구조부재에서 연구⁵⁻¹⁰⁾가 진행되었으며, 이들 결과에 기반하여 설계기준^{11,12)}이 작성되었다. 또한 프리스트레스트 보의 휨 설계에서 가장 중요한 보의 최대 내력시 프리스트레스트 텐션의 응력도 보통중량 콘크리트 단순 보의 실험 결과에 기반하여 경험적으로 제시되었다. 따라서 프리스트레스트 경량 콘크리트 보의 안전한 설계를 위해서는 부재의 휨 거동을 실험적으로 평가하고 그 실험 결과를 설계기준과 비교함으로써 보통중량 콘크리트 보의 실험 결과에 근거한 설계기준의 적용성이 우선 평가될 필요가 있다.

이 연구의 목적은 프리스트레스트 경량 콘크리트 단순 보의 휨 내력과 연성을 파악하고, 보통중량 콘크리트 보의 실험 결과에 근거한 설계기준의 적용성을 평가하는 것이다. 이를 위해 상부 2점 집중하중을 받는 프리텐션 경량 콘크리트 단순 보 6개를 실험하였다. 실험된 보의 최대 휨 내력은 프리텐션 보통중량 콘크리트 보^{6,7)}의 내력 및 ACI 318-08¹¹⁾의 등가응력블록을 사용하여 계산된 내력과 비교하였다. 또한 프리텐션 경량 콘크리트 보의 하중-변위 관계는 양근혁 등¹³⁾에 의해 개발된 비선형 해석모델과 비교하였다.

2. 실험

2.1 실험체 상세

프리스트레스트 경량 콘크리트 단순 보의 휨 거동을 평가하기 위해 선택한 주요 변수는 Table 1에 나타낸 바와 같이 부분 프리스트레싱 비($PPR = A_p f_{pu} / (A_p f_{pu} + A_s f_y)$)와 긴장재의 유효 프리스트레스(f_{pe})인데, 여기서 A_p 와 f_{pu} 는 각각 긴장재의 단면적과 인장강도이며, A_s 와 f_y 는 각각 인장철근의 단면적과 항복강도이다. 따라서 이 1.0과 0은 각각 일반 철근이 없는 완전 프리스트레스트 콘크리트 보와 프리스트레스트 긴장재가 없는 일반 철근콘크리트

트 보를 의미한다. 이 연구에서는 f_{pe} 가 $0.6f_{pu}$ 일 때 PPR 이 0.66, 0.74 및 1.0으로 있으며, PPR 이 0.74일 때 f_{pe} 는 $0.4f_{pu}$ 에서 $0.7f_{pu}$ 로 있도록 계획하였다.

보의 기하학적 특성 및 철근과 긴장재의 배근상세를 Fig. 1에 나타내었다. 공칭 단면 폭(b_w)과 전체 깊이(h)는 각각 205 mm와 330 mm이다. 보의 전체길이는 5,710 mm이며, 양단부 지점 중심간의 거리는 5,310 mm이다. 프리스트레싱 긴장재로서 공칭 직경 2.9 mm의 3연선을 직선으로 배근하였다. 프리스트레싱 긴장재의 유효깊이는 270 mm로서 e_p/h 는 0.32인데, 여기서 e_p 는 환산단면 도심에서 긴장재 중심까지의 거리이다. 보의 전단파괴를 방지하기 위하여 전단경간에서는 직경 6 mm의 폐쇄형 전단철근을 300 mm 간격으로 배근하였다. 보의 양단부에서는 프리스트레싱력에 의한 지압 및 할렬파괴를 방지하기 위하여 전단철근을 50 mm 간격으로 배근하였다. 프리스트레싱은 콘크리트 타설 전에 정착 손실율을 고려하여 유압 잭에 설치된 압력게이지 및 보 양단에 설치된 로드셀을 이용하여 제어하였다.

2.2 재료특성

모든 시험체에는 목표 슬럼프 150 mm와 설계기준 강도 35 MPa를 갖는 레미콘 배합의 경량 콘크리트를 타설하였다. 인공 경량골재는 팽창점도를 이용하여 생산된 작은 환약형상의 알갱이들로서 표면은 매끄럽고 내부는 다공성 구조이다. 인공 경량골재의 연속 입도분포를 위해 천연모래 30%를 인공 경량 잔골재에 치환하였다. 경량 굵은골재, 경량 잔골재 및 천연모래의 비중은 각각 1.21, 1.30 그리고 2.56이었다. 실내 실험으로부터 결정된 경량 콘크리트의 배합설계를 Table 2에 나타내었다. 레미콘 배합 시 배합조건으로서 물-시멘트비와 잔골재율은 각각 32%와 46%이었다.

시험체의 압축강도는 시험체와 동일 환경에서 양생된 150 × 300 mm 실린더를 이용하여 측정하였다. 각 보의 가력 시 측정된 콘크리트 압축강도를 Table 1에 나타내

Table 1 Details of beam specimens and summary of test results

Specimen	PPR	f_{pe} / f_{pu}	ω	A_p (mm ²)	A_s (mm ²)	A_s' (mm ²)	d_e (mm ²)	L / d_e	f_{ck} (MPa)	P_{cr} (kN)	P_n (kN)	ε_{cu}	Δ_y (mm)	Δ_n (mm)	μ
PLB1	1.0	0.59	0.083	79.28	0	0	262.1	20.2	35.2	13.7	41.1	0.0037	50.1	310.3	6.20
PLB2	0.74	0.58	0.104		142	56.5	270.3	19.6	32.1	23.4	62.5	0.0032	38.3	212.2	5.54
PLB3	0.66	0.58	0.112		213		273.0	19.4	34.6	20.8	71.9	0.0029	50.0	222.2	4.45
PLB4	0.74	0.39	0.108		142		270.1	19.6	31.7	20.7	61.6	0.0030	41.8	189.8	4.54
PLB5		0.48	0.101				270.4	19.6	33.8	21.7	63.8	0.0033	42.7	223.2	5.23
PLB6		0.68	0.109				270.1	19.6	31.5	24.9	63.3	0.0035	35.3	216.6	6.14

Note) PPR = partial prestressing ratio, f_{pe} = effective prestress applied in prestressing tendons, f_{pu} = tensile strength of prestressing tendons, A_p , A_s and A_s' = areas of prestressing tendons, mild tensile reinforcement and mild compressive reinforcement, respectively, d_e = effective depth of tensile reinforcement, L = beam length between both end supports, f_{ck} = concrete compressive strength, P_{cr} = first flexural crack load, P_n = ultimate load, ε_{cu} = concrete compressive strain at extreme fiber at the ultimate state of beam, Δ_y and Δ_n = deflections at the yielding of the longitudinal tensile reinforcement and the ultimate state of beam, respectively, and μ = displacement ductility ratio

Fig. 1 Details of beam geometry and arrangement of reinforcements (mm)

Table 2 Mixing proportion of lightweight concrete

W/C	S/a	Unit weight (kg/m ³)					
		C	W	S	L _f	L _G	S _p
0.32	0.46	185	578	215	330	386	5.78

Note) W/C = water(W)-to-cement(C) ratio by weight, S/a = fine aggregate-to-total aggregate ratio by volume, S = normal-weight aggregate(natural sand), L_f = lightweight fine aggregate, L_G = lightweight coarse aggregate and S_p = polycarboxylic-based water-reducing admixture

Table 3 Mechanical properties of metallic materials

Type	Diameter (mm)	Net area (mm ²)	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elastic modulus (GPa)
Deformed bar	6	28.26	399	445	204
	10	71.0	383	570	205
3-wire strand	2.9	19.82	1,741	2,048	202

관계는 100 × 200 mm 실린더를 이용하여 측정하였으며, 그 결과를 Fig. 2(a)에 나타내었다.

Table 3 및 Fig. 2(b)와 (c)에는 사용된 강재들의 역학적 특성 및 응력-변형률 관계를 각각 나타내었다. 인장철근으로 이용된 직경 10 mm 이형철근의 항복강도는 383 MPa이며, 압축철근 및 전단철근으로 이용된 직경 6 mm 철근의 항복강도는 399 MPa이다. 1% 변형률¹⁴⁾에 기반한 3연선의 항복강도는 1,741 MPa인데, 이는 인장강도의 약 85%에 해당한다.

2.3 가력 및 측정 방법

가력 직전에 3연선에 작용된 유효 프리스트레스를 보의 양단부에 설치된 로드셀로부터 측정하였다. 모든 보는 Fig. 3에 나타낸 바와 같이 3,000 kN 용량의 만능시험기(UTM)를 이용하여 상부 2점 대칭으로 가력하였다. 보의 경간 중앙 및 가력점 하부에서의 처짐은 300 mm 용량의 변위계(LVDT)를 이용하여 측정하였다. 최대 모멘트 구간에서 휨 균열 폭의 진전은 5 mm 용량의 변위계로부터 측정하였다. 압축 연단에서 콘크리트의 변형률 거동은 75 mm 전기저항 게이지를 이용하여 측정하였다. 부착 인장철근의 변형률 거동은 시험체 PLB2 및 PLB3

Fig. 2 Stress-strain curve of different materials

었다. 배합된 경량 콘크리트의 평균 ρ 는 1,770 kg/m³이었다. 한편 배합된 경량 콘크리트의 전형적인 응력-변형률

Fig. 3 Test set-up

에서만 5 mm 전기저항 게이지를 이용하여 측정하였다.

3. 실험 결과 및 분석

3.1 균열진전 및 파괴모드

모든 보는 최대 모멘트 구간에서 압축측 콘크리트의 압괴에 의해 휨 파괴되었다. 보의 최대 내력 시 콘크리트 압축연단 변형률은 0.0029에서 0.0037 사이에 있었다 (Table 1). 최초의 휨 균열은 최대 모멘트 구간에서 발생하였으며, 하중의 증가와 함께 전단경간에서도 휨 균열이 발생하였다. 부분 프리스트레스트 보에서 휨 균열의 평균 간격은 Fig. 4에 나타내 바와 같이 PPR 에 거의 영향을 받지 않았다. 하지만 $PPR=1.0$ 인 완전 프리스트레스트 보인 PLB1의 평균 휨 균열 간격은 부분 프리스트레스트 보인 PLB1의 평균 휨 균열 간격은 부분 프리스트레스트 보에 비해 현저히 컸다. 프리스트레스트 보의 휨

균열 간격은 f_{pe} 에 의해서도 다소 영향을 받았다. 동일 하중에서 f_{pe} 가 클수록 휨 균열 간격이 좁고 균열진전 높이는 낮았다. 휨 균열들은 최대 모멘트에 도달하기 바로 전에 균열 선단에서 두, 세 갈래로 나누어 진전하며 옆 휨 균열 갈래들과 연결되고, 이는 압축측 콘크리트의 압괴로 발전하였다.

3.2 하중-처짐 거동

프리텐션 경량 콘크리트 보의 하중-처짐은 Fig. 5에 나타낸 바와 같이 4단계의 거동으로 이상화 될 수 있었다. 휨 균열이 발생하기 전까지 보의 선형거동을 보였다. 이때의 하중-처짐 곡선의 기울기는 PPR 과 f_{pe} 가 증가할수록 컸지만 그 차이는 매우 작았다. 두 번째 단계로서 하중 증가에 따른 처짐의 증가속도는 휨 균열의 발생과 함께 변하였다. 휨 균열 내력은 PPR 에 거의 영향을 받지

Fig. 4 Crack patterns and failure modes of beam specimens

Fig. 5 Mid-span deflection against total applied load

않았지만 f_{pe} 가 증가할수록 컸다(Table 1). 세 번째 단계는 하중의 증가가 거의 없는 상태에서 처짐이 급격하게 증가하는 소성흐름 역으로 이상화될 수 있었다. 세 번째 단계에서 부착철근은 시험체 PLB2와 PLB3에서 보는 바와 같이 일반적으로 항복한다. 소성흐름 역은 압축 콘크리트의 압괴가 발생할 때까지 계속되는데, PPR 과 f_{pe} 가 증가할수록 소성흐름 역이 길었다. 네 번째 단계에서는 압축 콘크리트가 파괴하면서 하중이 점차로 감소한다. 하중이 감소하는 기울기는 PPR 이 증가할수록 더 급격한 반면 f_{pe} 에는 거의 영향을 받지 않았다.

3.3 최대 휨 균열 폭

프리텐션 경량 콘크리트 보의 하중-휨 균열 폭의 관계를 Fig. 6에 나타내었다. 동일 하중에서 휨 균열 폭은 PPR 이 증가할수록 증가하였다. 특히 휨 균열 폭의 증가 속도는 부분 프리스트레스트 보에 비해 $PPR = 1.0$ 인 완전 프리스트레스트 보에서 현저히 컸다. 유효 프리스트레스트도 보의 휨 균열 폭에 영향을 미쳤는데, 시험체 PLB6에서의 휨 균열 폭이 PLB4 및 PLB5에 비해 현저히 작았다. 이는 프리스트레스트에 의한 종방향 압축력이 균열 폭의 증가를 구속하기 때문이다.

3.4 휨 내력 및 연성

프리텐션 경량 콘크리트 보의 휨 내력은 부착 철근 양의 증가와 함께 증가하는데, 부분 프리스트레스트 보인 PLB2의 휨 내력은 완전 프리스트레스트 보인 PLB1보다 1.5배 높았다. 한편 프리텐션 경량 콘크리트 보의 휨 내력은 f_{pe} 에 거의 영향을 받지 않았다. 시험체 PLB6의 f_{pe} 는 시험체 PLB4에 비해 1.74배 높지만 PLB6의 휨 내력은 PLB4에 비해 단지 1.02배 높았다(Table 1).

Figure 7에는 프리텐션 콘크리트 보의 무차원 모멘트 내력($\lambda_n = M_n / f_{ck} b h^2$)에 대한 보강지수(ω)의 영향을 콘크리트 종류에 따라 나타내었다. 프리스트레스트 보에서 보강지수는 다음 식에 의해 산정된다.

Fig. 7 Effect of ω on λ_n of pre-tensioned concrete beams

$$\omega = \frac{A_p f_{ps} + A_s f_y - A'_s f'_y}{b d_e f_{ck}} \quad (1)$$

여기서 f_{ps} 는 보의 최대내력 시 긴장재의 응력으로서 ACI 318-08의 경험식을 이용할 수 있으며, A'_s 와 f'_y 는 각각 압축철근의 단면적과 항복강도이며, b 는 보의 단면 폭이며, d_e 는 압축연단에서 인장철근과 텐던의 도심까지의 거리이다. Harajli and Naaman⁶⁾과 Bennett⁷⁾에 의해 실험된 프리텐션 보통중량 콘크리트 보의 실험 결과를 Fig. 7에 함께 나타내었다. 프리텐션 콘크리트 보의 λ_n 은 ω 의 증가와 함께 증가하였는데, 그 증가기울기는 콘크리트 종류에 거의 영향을 받지 않았다. 또한 동일 값에서 프리텐션 경량 콘크리트 보의 λ_n 은 프리텐션 보통중량 콘크리트 보와 비슷한 수준이었다.

콘크리트 휨 부재의 연성은 일반적으로 변위연성비^{15,16)} ($\mu = \Delta_n / \Delta_y$)에 의해 평가되는데, 여기서 Δ_n 과 Δ_y 는 각각 보의 최대내력과 인장철근의 항복 시 처짐이다. 대부분의 시험체는 인장철근의 응력거동을 평가할 수 있는 장치가 부착되지 않았기 때문에 각 시험체의 Δ_y 는 비선형 해석으로부터 평가된 항복하중일 때의 변위로 산정하였다. 프리텐션 경량 콘크리트 보의 μ 는 PPR 의 감소와 함께 감소하였다(Table 1). 프리스트레싱 긴장재의 단면적

Fig. 6 Maximum flexural crack width against total applied load

이 일정한 프리스트레스트 콘크리트 보에서 PPR 의 감소는 보강지수의 증가를 의미하는데, 일반적으로 철근콘크리트 보의 연성은 보강지수의 증가와 함께 감소한다. 따라서 완전 프리스트레스트 보인 PLB1의 연성은 부분 프리스트레스트 보인 PLB2 및 PLB3에 비해 높은 μ 값을 보였다. 프리스트레스트 콘크리트 보의 연성은 f_{pe} 에 의해서도 중요한 영향을 받았는데, f_{pe} 가 클수록 μ 는 증가하였다. 유효스트레스 비(f_{pe}/f_{pu})가 0.68인 시험체 PLB6의 μ 는 f_{pe}/f_{pu} 가 0.39인 PLB4에 비해 약 1.35배 높았다.

4. 실험 결과와 해석모델의 비교

프리스트레스트 콘크리트 단순 보의 휨 거동은 2차원 비선형 해석모델¹³⁾에 의해 합리적으로 모사될 수 있다. 한편 프리텐션 콘크리트 보의 휨 균열 내력은 탄성이론에 의해, 그리고 최대내력은 변형률 적합조건과 등가응력블록을 이용한 ACI 318-08의 경험식에 의해 비교적 쉽게 예측될 수 있다.

4.1 비선형 해석모델

4.1.1 해석방법 및 절차

양근혁 등^{13,17)}은 Alkhaiiri and Naaman¹⁵⁾에 의해 제시된 프리스트레스트 콘크리트 단순 보의 휨 거동에 대한 비선형 해석모델을 확장하였다. 부착 긴장재를 갖는 프리스트레스트 경량 콘크리트 단순 보의 휨 거동에 대한 비선형 2차원(2-D) 해석모델에서의 기본가정은 다음과 같다; 1) 평면은 휨 변형 후에도 평면이다; 2) 작용하중 및 긴장재 배치는 대칭이다; 3) 휨 균열 발생 후 콘크리트의 인장응력 전달은 무시한다; 4) 철근과 부착 긴장재는 콘크리트와 완전부착이다; 5) 부재의 전단파괴를 방지할 만큼 충분한 전단철근이 배근되어 있다. 모멘트와 곡률 분포를 산정하기 위하여 부재는 길이 방향으로 경간중앙 단면에서 단부 지점까지 ($n-1$)개의 요소를 갖도록 n 개의 절점으로 분할한다(Fig. 8(a)). 모든 절점에서의 변형률과 응력분포는 단면분할법에 기반하여 비선형 해석한다. 이때, 전단경간에서 사인장 균열로 인한 부가 모멘트와 곡

Fig. 8 Generalized distributions of strains and stresses for non-linear analysis

를 Park and Paulay¹⁶⁾에 의해 제시된 트러스 기구를 사용하여 반영한다.

완전부작 긴장재를 갖는 프리텐션 콘크리트 보의 하중-변위 관계를 위한 해석절차를 요약하면 다음과 같다.

(1) 경간 중앙단면($j=1$)에서 임의의 콘크리트 압축연단 변형률($\varepsilon_c(i,1)_m$)에 대한 모멘트($M_n(i,1)$)와 곡률($\psi(i,1)$)을 산정하는데, 이때의 i 는 하중단계를 의미한다(Fig. 8(b)). 하중단계 i 에 대한 경간 중앙단면에서 중립축 깊이($c(i,1)$)는 변형률 적합조건과 힘의 평형조건으로부터 결정된다. 이 연구에서는 중립축 깊이를 보다 빠르게 결정하기 위하여 수치해석법 중 이분법을 이용하였다. 각 미소층(k)에서 콘크리트와 철근 및 긴장재의 변형률은 단면의 변형률 분포로부터 산정된다. 프리스트레싱 긴장재의 변형률($\varepsilon_p(i,1)$)은 다음과 같이 산정된다.

$$\varepsilon_p(i,1) = \varepsilon_{pe} + \varepsilon_{dc}(1) + \frac{d_p(1)}{c(i,1)} \varepsilon_c(i,1)_m \quad (2)$$

여기서 ε_{pe} 는 유효 프리스트레스 변형률이며, $\varepsilon_{dc}(1)$ 은 경간 중앙에서 압축응력 이완 시의 긴장재 추가 변형률로서 탄성해석에 의해 산정되며, $d_p(1)$ 은 경간 중앙에서 긴장재의 유효깊이다. 각 콘크리트 미소층에서의 응력 및 철근과 긴장재의 응력은 각 재료의 구성방정식을 이용하여 산정한다.

(2) 각 절점에서 작용된 외부 모멘트($M_x(i,j)$)는 힘 모멘트도를 이용하여 경간 중앙에서 산정된 $M_n(i,1)$ 로부터 계산된다. 각 절점에서 작용 전단력이 콘크리트의 전단내력보다 크면 사인장 균열발생을 가정하고 트러스 기구로부터 산정된 부가 모멘트 $\Delta M_{sh}(i,j)$ 가 $M_x(i,j)$ 에 더해진다.

(3) 각 절점에서 콘크리트 압축연단 변형률($\varepsilon_c(i,1)_m$)과 중립축 깊이($c(i,j)$)는 모멘트 평형과 힘의 평형조건을 경계조건으로 하는 반복절차에 의해 결정되며, 이들로부터 각 절점에서의 곡률($\psi(i,j)$)이 산정된다. 각 절점의 $c(i,j)$ 산정절차는 단계 (1)에서의 방법과 같다.

(4) 작용하중($P(i)$)은 부재의 기하학적 조건과 모멘트 분포로부터 결정된다. 경간 중앙의 처짐($\delta(i)$)은 곡률분포에 대한 모멘트 면적법을 이용하여 다음과 같이 산정된다.

$$\delta(i) = \sum_{j=1}^{n-1} A_{\psi(i,j)} \cdot y_L(i,j) \quad (3)$$

여기서 $A_{\psi(i,j)}$ 와 $y_L(i,j)$ 는 각각 하중단계 i 에서 단면 j 와 $j+1$ 사이의 요소 곡률분포 면적 및 지점에서 요소 곡률분포 도심까지의 거리이다.

단계 (1)에서 (4)의 절차는 $\varepsilon_p(i,1)$ 이 긴장재의 연신율에 도달할 때까지 반복된다. 이상의 절차는 컴퓨터 프로그램으로 작성되었으며, 그 순서도를 Fig. 9에 나타내었다.

4.1.2 재료의 구성방정식

경량 콘크리트는 보통중량 콘크리트에 비해 탄성계수가 낮고 최대응력 이후 응력저하 기울기도 더 급격하다.¹⁸⁾ 이

Fig. 9 Flow chart for non-linear 2-D analysis

러한 경량 콘크리트의 특성을 고려하기 위하여 Thorenfeldt et al¹⁹⁾에 의해 제시된 압축응력-변형률 관계를 EC 2¹²⁾에 규정된 경량 콘크리트 수정계수를 이용하여 다음과 같이 확장하였다.

$$f_c = \frac{n(\varepsilon_c/\varepsilon_0)}{n-1 + (\varepsilon_c/\varepsilon_0)^{nr}} f_{ck} \quad (4)$$

$$\varepsilon_0 = \frac{f_{ck}}{E_c} \frac{n}{n-1} \quad (5)$$

$$n = \left(0.8 + \frac{f_{ck}}{17.2}\right) \frac{1}{\eta_E} \quad (6)$$

$$r = 1.0 \quad \text{for } \varepsilon_c/\varepsilon_0 \leq 1.0 \quad (7)$$

$$r = 0.67 + f_{ck}/62 \geq 1.0 \quad \text{for } \varepsilon_c/\varepsilon_0 > 1.0$$

$$\eta_E = \left(\frac{\rho}{2200}\right)^2 \leq 1.0 \quad (8)$$

여기서 f_c 는 임의의 변형률 ε_c 에서의 응력, f_{ck} 는 콘크리트 압축강도(MPa), $E_c (= 0.043 \rho^{1.5} \sqrt{f_{ck}})$ 는 탄성계수(MPa), ρ 는 단위용적중량(kg/m^3)이다. 경량 콘크리트의 특성은 수정계수 η_E 와 탄성계수 E_c 에 ρ 의 함수로 반영되었다. 위의 제안모델에 의한 경량 콘크리트의 응력-변형률 관계는 Fig. 2(a)에 나타낸바와 같이 실험 결과와 잘 일치하였는데, 특히 최대응력 시 변형률 및 최대응력 이후 하강 기울기도 실험 결과를 잘 반영하였다. 한편, 경량 콘크리트의 인장응력-변형률 관계는 최대 인장응력시까지만 탄성식에 의해 고려되었다. 보통 중량과 경량 콘크리트의 최대 인장응력은 Slate 등²⁰⁾의 제안 값을 고려하여 각각 $0.63 \sqrt{f_{ck}}$ 와 $0.3 \sqrt{f_{ck}}$ 로 가정하였다.

철근의 구성방정식은 변형률 경화를 고려하기 위하여 Wang²¹⁾의 제안모델을 따랐다. 반면 고강도 긴장재의 구성방정식은 비선형으로서 Menegotto and Pinto²²⁾에 의해

제시된 다음의 기본식을 따랐다.

$$f_{pi} = \varepsilon_{pi} E_p \left[Q + \frac{1-Q}{(1 + \varepsilon_p^R)^{1/R}} \right] \leq f_{pu} \quad (9)$$

$$\varepsilon_{p*} = \frac{\varepsilon_{pi} E_p}{K f_{py}} \quad (10)$$

여기서 f_{pi} 는 임의의 변형률 ε_{pi} 에서의 긴장재 응력이며, E_p , f_{py} 및 f_{pu} 는 각각 긴장재의 탄성계수, 항복강도 및 인장강도이며, 계수 K , Q 및 R 은 실험상수이다. 이 연구에서 사용된 3연선에서 측정된 응력-변형률 관계로부터 식 (9) 및 (10)의 상수 K , Q 및 R 은 각각 1.1, 0.019 및 3.9로 제시될 수 있었다(Fig. 2(b)).

4.2 ACI 318-08¹¹⁾ 기반 예측모델

4.2.1 휨 균열 내력

프리텐션 콘크리트 보의 휨 균열 내력(M_{cr})은 탄성이론으로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$M_{cr} = f_r \frac{I_g}{y_t} + f_{pe} A_p \left(\frac{I_g}{A_g y_t} + e_p \right) \quad (11)$$

여기서 I_g 와 A_g 는 보 환산 단면의 2차모멘트와 단면적이며, y_t 는 단면 도심에서 인장연단까지의 거리이고, f_r 은 콘크리트 파괴계수이다. 식 (11)로부터 프리텐션 콘크리트 보의 M_{cr} 은 긴장재의 위치와 f_{pe} 에 의해 중요한 영향을 받을 수 있다. 한편, 전경량 콘크리트 파괴계수에 대해 ACI 318-08은 $0.465 \sqrt{f_{ck}}$ 를 제시하고 있다. 반면 Slate 등²⁰⁾은 ACI 318-08의 모델은 전경량 콘크리트 파괴계수를 과대평가하고 있으며, 실험 결과들의 회귀분석으로부터 $0.3 \sqrt{f_{ck}}$ 로 나타낼 수 있음을 보였다. 이 연구에서도 경량 콘크리트의 파괴계수를 $0.3 \sqrt{f_{ck}}$ 로 가정하였다.

4.2.2 최대 휨 내력

경량 콘크리트의 등가응력블록에 대한 연구는 매우 부족하므로 보통중량 콘크리트의 등가응력블록에 기반한 프리텐션 경량 콘크리트 보의 최대 휨 내력(M_n)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.^{4,11)}

$$M_n = A_p f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) + A_s f_y \left(d_s - \frac{a}{2} \right) - A_s' f_y' \left(d_s' - \frac{a}{2} \right) \quad (12)$$

여기서 A_s' , f_y' 및 d_s' 는 각각 압축철근의 단면적, 항복강도 및 유효깊이이며 a 는 등가응력블록의 깊이이다. 프리스트레스트 콘크리트 보의 최대 휨 내력 시 부착 긴장재는 Fig. 2(b)에 나타낸 바와 같이 비선형으로서 명확한 항복강도를 나타내지 않는다. ACI 318-08¹¹⁾은 실험

결과들에 근거하여 보의 최대 휨 내력 시 부착 긴장재의 응력(f_{ps})를 다음과 같이 제시하고 있다.

$$f_{ps} = f_{pu} \left[1 - \frac{\gamma_p}{\beta_1} \left(\rho_p \frac{f_{pu}}{f_{ck}} + \frac{d}{d_p} (\omega_s - \omega_s') \right) \right] \quad (13)$$

$$\rho_p \frac{f_{pu}}{f_{ck}} + \frac{d}{d_p} (\omega_s - \omega_s') \geq 0.17, \quad d_s' \leq 0.15 d_p \quad (14)$$

여기서 γ_p 는 프리스트레싱 긴장재의 종류에 따른 계수이며, β_1 은 응력블록 깊이 계수이며, $\rho_p \left(= \frac{A_p}{b d_p} \right)$ 는 긴장재 비이며, $\omega_s \left(= \frac{A_s f_y}{b d f_{ck}} \right)$ 는 인장 주철근 보강지수이며, $\omega_s' \left(= \frac{A_s' f_y'}{b d f_{ck}} \right)$ 는 압축 주철근 보강지수이다.

4.3 실험 결과와 해석모델의 비교

4.3.1 하중-변위 관계

비선형 2-D 해석질차에 의해 예측된 시험체들의 하중-변위 관계와 실험 결과의 비교를 Fig. 10에 나타내었다. 비선형 2-D 해석모델에 의해 예측된 하중-변위 관계는 휨 균열 발생 후 강성저하가 실험 결과에 비해 약간 작게 있지만 최대 휨 내력 및 최대 휨 내력 이후 거동이 실험 결과와 잘 일치하였다. 따라서 프리텐션 경량 콘크리트 단순 보의 휨 거동은 이 연구에서 제시된 비선형 2-D 해석모델을 이용하여 적합하게 평가될 수 있다.

4.3.2 휨 균열 내력

보의 자중과 작용하중으로부터 산정한 M_{cr} 의 실험값과 예측값의 비교를 Table 4에 나타내었다. 식 (11)과 비선형 2-D 해석에 의해 예측한 M_{cr} 값들은 매우 비슷하였는데, 이들 예측값은 실험값보다 낮았다. 따라서 프리텐션 경량 콘크리트 보의 휨 균열 내력은 $f_r = 0.3 \sqrt{f_{ck}}$ 를 적

Fig. 10 Comparisons of measured and predicted load-deflection relationships of beam specimens

Table 4 Comparisons of measured and predicted flexural moments

Specimen	Flexural cracking moment, M_{cr} (kN·m)					Flexural capacity, M_n (kN·m)				
	Exp.* (1)	Non-linear analysis (2)	Elastic model (Eq. 11) (3)	Exp./Pre.		Exp.* (4)	Non-linear analysis (5)	ACI 318-08 (6)	Exp./Pre.	
				(1)/(2)	(1)/(3)				(4)/(5)	(4)/(6)
PLB1	16.2	21.5	22.0	0.756	0.737	40.5	40.4	40.5	1.002	1.000
PLB2	24.7	22.6	22.3	1.093	1.104	59.4	57.3	55.5	1.037	1.072
PLB3	22.5	23.0	22.4	0.978	1.006	67.7	65.2	62.9	1.038	1.076
PLB4	22.4	18.3	17.0	1.222	1.317	58.6	56.7	55.3	1.034	1.061
PLB5	23.3	20.5	19.6	1.139	1.191	60.6	57.4	55.6	1.056	1.090
PLB6	26.1	23.9	24.5	1.092	1.065	60.1	57.1	55.3	1.053	1.087

*The measured M_{cr} and M_n include the moments due to the applied load and self-weight of beams

용한 식 (11)로부터 안전측에서 쉽게 산정할 수 있다고 판단된다.

4.3.3 최대 휨 내력

각 시험체에서 보의 자중과 작용하중으로부터 산정한 M_n 과 해석모델로부터 구한 예측값과의 비교를 Table 4에 나타내었다. ACI 318-08 및 비선형 2-D 해석에 의해 예측한 M_n 값들은 실험값에 비해 낮았다. 비선형 2-D 해석에 의한 예측값은 ACI 318-08에 의한 예측값보다 실험값에 가까웠지만 두 모델에 의한 해석값 사이의 차이는 작았다. 따라서 프리텐션 경량 콘크리트 단순 보의 최대 휨 내력은 ACI 318-08의 등가응력블록 및 f_{ps} 를 이용하여 안전측에서 평가될 수 있다고 판단된다.

5. 결 론

부분 프리스트레싱 비(PPR)와 긴장재의 유효 프리스트레스(f_{pe})에 따라 프리텐션 경량 콘크리트 단순 보의 휨 거동을 평가한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 부분 프리스트레스트 보의 휨 균열 간격은 PPR에 영향을 받지 않았지만 $PPR = 1.0$ 인 완전 프리스트레스트 보의 평균 휨 균열 간격은 부분 프리스트레스트 보에 비해 현저히 컸다. 또한 동일 하중에서 f_{pe} 가 클수록 프리스트레스트 보의 휨 균열 간격은 좁고 균열진전 높이는 낮았다.
- 2) 동일 하중에서 프리스트레스트 보의 휨 균열 폭은 PPR이 증가할수록 그리고 f_{pe} 가 작을수록 증가하는데, 그 증가속도는 부분 프리스트레스트 보에 비해 $PPR = 1.0$ 인 완전 프리스트레스트 보에서 현저히 컸다.
- 3) 프리스트레스트 경량 콘크리트 보의 휨 내력은 f_{pe} 에 거의 영향을 받지 않는 반면, 보강지수의 증가와 함께 증가하는데, 그 증가기울기는 프리스트레스트 보 보통중량 콘크리트 보와 비슷하였다.
- 4) 프리스트레스트 경량 콘크리트 보의 변위 연성비는 보강지수의 증가와 함께 감소하는 반면, f_{pe} 가 클수록 증가하였다.

5) 비선형 해석모델에 의해 예측된 하중-변위 관계는 휨 균열 발생 후 강성저하가 실험 결과에 비해 약간 작게 있지만 최대 휨 내력 및 최대 휨 내력 이후 거동이 실험 결과와 잘 일치하였다.

6) 프리텐션 경량 콘크리트 보의 휨 균열 내력과 최대 휨 내력은 각각 탄성이론 및 ACI 318-08의 등가응력블록과 긴장재의 응력평가식을 이용하여 안전측에서 예측될 수 있었다.

감사의 글

이 연구는 교육과학기술부와 한국산업기술재단의 지역 혁신 인력양성사업 및 2009년 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구이다(No. 2009-0076894).

참고문헌

1. 심재일, 양근혁, “굳지 않은 경량골재 콘크리트의 공기량, 유동성 및 블리딩 특성,” 콘크리트학회 논문집, 22권, 4호, 2010, pp. 559~566.
2. Kayali, O., “Fly Ash Lightweight Aggregates in High Performance Concrete,” *Construction and Building Materials*, Vol. 22, No. 12, 2008, pp. 2393~2399.
3. 日本建築學會, 建設工事標準示方書・同解説, JASS 5 鉄筋コンクリート工事, 1997.
4. Collins, M. P. and Mitchell, D., *Prestressed Concrete Structures*, Prentice-Hall, 1991, 766 pp.
5. Warwaruk, J., Sozen, M. A., and Siess, C. P., “Investigation of Prestressed Concrete for Highway Bridges, Part III: Strength and Behavior in Flexure of Prestressed Concrete Beams,” *Bulletin No. 464*, Engineering Experiment Station, University of Illinois, 1962, 105 pp.
6. Harajli, M. H. and Naaman, A. E., “Static and Fatigue Tests on Partially Prestressed Beams,” *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 111, No. 7, 1985, pp. 1602~1617.
7. Bennett, E. W. and Veerasubramanian, N., “Behavior of Non-Rectangular Beams with Limited Prestress after Flexural Cracking,” *ACI Journal*, Vol. 69, No. 9, 1972, pp. 533~542.

8. Harajli, M. H. and Naaman, A. E., "Evaluation of the Ultimate Steel Stress in Partially Prestressed Flexural Members," *PCI Journal*, Vol. 30, No. 5, 1985, pp. 54~81.
9. Loov, R. E., "A General Equation for the Steel Stress for Bonded Prestressed Concrete Members," *PCI Journal*, Vol. 33, No. 6, 1988, pp. 108~127.
10. Skogman, B. C., Tadros, M. K., and Grasmick, R., "Flexural Strength of Prestressed Concrete Members," *PCI Journal*, Vol. 33, No. 5, 1988, pp. 96~123.
11. ACI Committee 318, Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-08) and Commentary (ACI 318R-08), American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2008, 473 pp.
12. The European Standard EN 1992-1-1: 2004. Eurocode 2: Design of Concrete Structures, British Standards Institution, UK, 2004, 225 pp.
13. 양근혁, 문주현, 변항용, "프리스트레스드 콘크리트 보의 휨 거동에 대한 비선형 해석," 대한건축학회 학술발표대회 논문집, 29권, 1호, 2009, pp. 255~258.
14. ASTM A 416, *Standard Specification for Steel Strand, Uncoated Seven-Wire for Prestressed Concrete*, American Society for Testing and Materials, 1996, pp. 572~575.
15. Alkhairi, F. M. and Naaman, A. E., "Analysis of Beams Prestressed with Unbonded Internal or External Tendons," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 119, No. 9, 1993, pp. 2680~2700.
16. Park, R. and Paulay, T., *Reinforced Concrete Structures*, Wiley Interscience, 1975, 769 pp.
17. Yang, K. H. and Kang, T. H.-K., "Equivalent Strain Distribution Factor for Unbonded Tendon Stress at Ultimate," *ACI Structural Journal*, Accepted for Publication, 2010.
18. MacGregor, J. G. and Wight, J., *Reinforced Concrete: Mechanics and Design*, Prentice-Hall, 2005, 1111 pp.
19. Thorenfeldt, E., Tomaszewicz, A., and Jensen, J. J., "Mechanical Properties of High Strength Concrete and Application to Design," *Proceedings of the Symposium: Utilization of High-Strength Concrete*, 1987, pp. 149~159.
20. Slate, F. O., Nilson, A. H., and Martinez, S., "Mechanical Properties of High-Strength Lightweight Concrete," *ACI Journal*, Vol. 83, No. 4, 1986, pp. 606~613.
21. Wang, P. T., "Complete Stress-Strain Curve of Concrete and its Effect on Ductility of Reinforced Concrete Members," PhD thesis, University of Illinois, 1977, 257 pp.
22. Menegotto, M. and Pinto, P. E., "Method of Analysis for Cyclically Loaded Reinforced Concrete Plane Frames," *IABSE Preliminary Report for Symposium on Resistance and Ultimate Deformability of Structures Acted on by Well-Defined Repeated Loads*, 1973, pp. 15~22.

요 약 이 연구에서는 상부 2점 집중하중을 받는 프리텐션 경량 콘크리트 보의 휨 거동을 부분 프리스트레싱 비와 긴장재의 유효 프리스트레스에 따라 평가하였다. 절건비중 $1,770 \text{ kg/m}^3$ 의 경량 콘크리트 설계강도는 35 MPa 이었으며, 항복강도 383 MPa 의 일반 이형철근과 인장강도 $2,040 \text{ MPa}$ 의 3연선을 각각 주 인장철근과 프리스트레싱 긴장재로 사용하였다. 실험 결과, 프리텐션 경량 콘크리트 보의 휨 내력은 부분 프리스트레싱 비의 증가와 함께 증가하지만 긴장재의 유효 프리스트레스에는 거의 영향을 받지 않았다. 동일 휨 보강지수에서 프리텐션 경량 콘크리트 보의 무차원 휨 내력은 Harajli and Naaman 및 Bennet에 의해 실험된 프리텐션 보통중량 콘크리트 보와 비슷한 수준이었다. 한편 프리텐션 경량 콘크리트 보의 변위 연성비는 부분 프리스트레싱 비의 감소와 함께 그리고 유효 프리스트레스의 증가와 함께 증가하였다. 프리텐션 경량 콘크리트 보의 하중-변위 관계는 비선형 2차원 해석모델에 의해 적절하게 평가될 수 있었다. 또한 프리텐션 경량 콘크리트 보의 휨 균열 내력 및 최대 휨 내력은 각각 탄성이론 및 ACI 318-08의 등가응력블록과 긴장재의 응력평가 식을 이용하여 안전측에서 예측될 수 있었다.

핵심용어 : 프리텐션 보, 경량 콘크리트, 휨 내력, 연성, 부분 프리스트레싱 비