

고강도 콘크리트를 적용한 얇은 RC 판부재의 정적 강도 안전성 평가

황훈희[†] · 박성용^{*}

한국도로협회 · *한국건설기술연구원

(2017. 9. 6. 접수 / 2017. 9. 18. 수정 / 2017. 9. 19. 채택)

Structural Safety Evaluation for Static Strength of Thin Plate RC Member with High Strength Concrete

Hoon-Hee Hwang[†] · Sung-Yong Park^{*}

Korea Road Association

^{*}Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology

(Received September 6, 2017 / Revised September 18, 2017 / Accepted September 19, 2017)

Abstract : Structural safety evaluation for static strength of thin plate RC member with high strength concrete is conducted in this study. Static strengths were predicted and compared with the experimental values. Predicted values were calculated by the evaluation formula based on the punching shear behavior and the yield line theory which can appear in the plate members. Static load tests were carried out for the specimens with high strength concrete and the test results were compared with the required performance in design. The comparison results show that the specimens with high strength concrete have sufficient structural safety for flexural and punching shear performance required in design. High strength concrete specimens exhibited excellent strength despite their small thickness. The range of concrete strengths applied in this study was about 60 MPa to 100 MPa.

Key Words : high strength concrete, RC deck slabs, flexural strength, punching shear strength, plate member

1. 서론

고강도 재료의 활용은 구조적 성능을 확보하면서 자중에 의한 하중부담을 경감시키므로 안전하고 경제적이며 아름다운 구조물을 건설하기 위한 방안으로 주목받고 있다. 특히 최근에는 압축강도 80 ~ 180 MPa급 고성능 맞춤형 콘크리트의 개발과 적용을 위한 연구¹⁾를 통하여 초고성능콘크리트를 적용한 사장교를 건설하는 등 혁신적인 실용화 성과가 나타나고 있다²⁾.

이와 같은 실용적 성과가 지속되기 위해서는 재료의 특성과 구조 부재별 거동 특성을 고려한 개선과 안전성에 대한 평가가 반드시 필요하다. 구조물을 구성하는 다양한 부재 중 판형태의 부재는 넓은 면적을 가지므로 고정하중의 상당 부분을 차지한다. 또한 일반적으로 활하중 등을 직접적으로 지지하는 역할을 하므로 고강도 재료를 적용한 경량화와 고성능화가 요구된다. 교량의 바닥판은 대표적인 판부재로서 두께를 줄여 자중을 경감시

키고 보다 넓은 지간에 적용하기 위한 연구가 수행되어 왔다. 최소두께 기준이 적용되는 일반적인 지간을 갖는 구간에 대하여 바닥판의 두께를 약 10% 감소시켜도 80 MPa급 고강도콘크리트를 적용하면 충분한 구조적 성능이 유지될 수 있음이 실험적 연구를 통하여 보고되었다^{3,4)}. 고강도 콘크리트의 활용이 주로 예상되는 장지간 영역에서는 이론적 접근을 통하여 안전성과 사용성을 확보할 수 있는 최소 수준의 지간별 두께가 제안되었다⁵⁾. 이러한 성과는 고강도 재료를 활용하여 보다 효율적인 설계를 시도하려는 실무기술자에게 판단의 근거를 제공한다. 따라서 대상 부재의 구조적 거동을 고려한 단계적 실험적 검증이 반드시 선행되어야 한다.

이 연구에서는 장지간 바닥판에 대해 요구되는 최소 수준의 두께를 고려하여 고강도철근콘크리트 구조를 갖는 얇은 판부재의 강도 안전성을 평가하였다. 이를 위해 4 m의 지간에 대해 150 mm의 얇은 두께로 최소의 구조적 안전성을 확보할 수 있도록 80 MPa급 콘크리트의 기본배

[†] Corresponding Author : Hoon Hee Hwang, Tel : +82-02-3490-1041, E-mail : poonhee@kroad.or.kr
R&D Center, Korea Road Association, 113 Jungdaero, Songpa-gu, Seoul 05728 Korea

합을 이용한 단면설계를 실시하고, 양생 기간을 달리하여 강도의 변화를 구현하였다. 항복선 이론에 따른 이방향 휨과 풀림전단 거동에 기반하여 실험체의 파괴형태와 강도를 예측하고 실험 결과와 비교하였다.

2. 구조실험

2.1 실험체

실험체는 콘크리트의 양생 기간 및 철근에 따라 재료적 특성은 달리하지만 2.2 m × 2.2 m의 정방형 형상에 두께 150 mm의 동일한 제원의 판부재로 제작되었다. 단면설계는 4 m 지간의 바닥판에서 요구되는 휨성능을 충족시키도록 수행되었으나 교축직각 및 교축 방향으로 연속된 넓은 바닥판의 부분실험체로서 2 m 간격의 지지점을 갖는 4면 지지 조건의 정적 재하 실험을 계획하였다. 실험체의 제원 및 구성을 Table 1에 나타내었다. 여기서 f_c 는 실험 당일에 측정된 콘크리트 압축강도, f_y 는 철근의 항복강도, h 는 두께, d 는 인장 철근의 유효깊이, A_s 는 단위폭 당 철근량, ρ 는 철근비이다. 한편, 단면 정보의 아래첨자 중 t 및 l 은 각각 주철근 및 배력철근 단면을 나타낸다.

고강도실험체의 콘크리트는 80 MPa급 고강도 콘크리트의 기본배합(Table 2)에 따르되 양생 기간을 달리하여 60 MPa ~ 100 MPa 범위의 강도가 발휘되었다. 이 배합은 28일 간의 자연양생을 통해 80 MPa의 압축강도가 발현되도록 설계되었으며, P1 실험체는 7일, P2 실험체는 14일 및 P3 실험체는 60일의 기간을 유지하여 각각 59.41 MPa, 68.69 MPa 및 104.0 MPa의 강도를 갖는다. P4는 비교 실험체로서 일반적인 바닥판을 모사하기 위해 레미콘사에 주문하여 공급받은 40 MPa의 일반적인 콘크리트를 대상으로 220 mm 두께로 제작되었으나 콘크리트의 실측 강도가 이를 상회하여 48.82

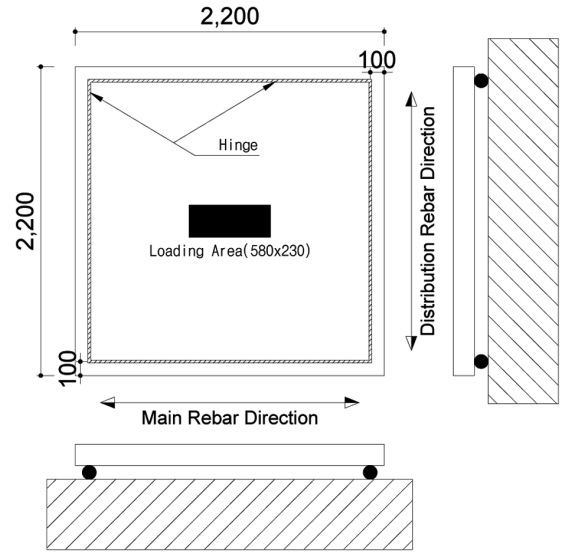
Table 1. Variables of specimens

Specimen		P1	P2	P3	P4
Material	f_c (MPa)	59.41	68.69	104.0	48.82
	f_y (MPa)	400	500	600	400
Section	h (mm)	150		220	
	d_t (mm)	112		170.5	
	d_b (mm)	96		151.4	
	$A_{s,t}$ (mm ²)	10 - H16 = 1986 mm ²	10 - H16 = 1986 mm ²	8 - H16 = 1589 mm ²	5 - H19 = 1433 mm ²
	$A_{s,l}$ (mm ²)	6 - H16 = 1192 mm ²	6 - H16 = 1192 mm ²	5 - H16 = 993 mm ²	3 - H19 = 859.5 mm ²
	ρ_t	0.0177	0.0177	0.0142	0.0084
	ρ_l	0.0124	0.0124	0.0103	0.0057

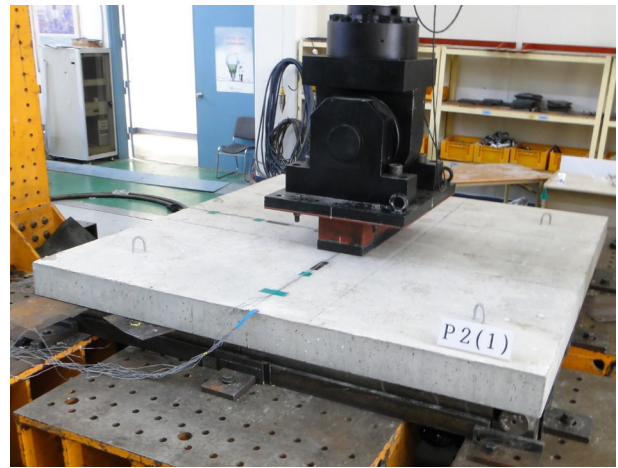
Table 2. Basic mix proportions of concrete³⁾

W/B (%)	W (kg)	S/a (%)	SP/B (%)	Unit Mass(kg/m ³)				
				OPC	BS	FA	S	G
23.6	165	45	1.0~1.5	420	224	56	677	828

W(water), B(binder), S(sand), G(gravel), SP(superplasticizer), a(aggregate), OPC(ordinary portland cement), BS(blast slag), FA(fly ash)



(a) Boundary condition and load area



(b) Example of P2 specimen

Fig. 1. View of experimental test.

MPa의 강도를 갖는다. 철근은 400 MPa에서 600 MPa의 항복강도를 가지는 고강도 제품을 사용하였다.

2.2 정적재하실험

실험체의 각 변을 따라 연속으로 지지된 힌지 지점 도구를 이용하여 4면이 단순지지된 경계조건을 구현하였다. 이와 유사한 경계조건을 갖는 실험체에 대한 선

행 연구에서 두께에 대한 지점 비가 6 ~ 12 범위 이내에서는 뚫림전단강도에 영향을 미치지 않음이 보고되었다⁶⁾. 이 연구에 사용된 실험체들은 3.1절과 같이 뚫림전단에 의한 파괴가 예상되므로 이를 고려하여 지점 거리를 2 m로 결정하였다. 즉, 고강도콘크리트 실험체는 두께 150 mm에 대해 재하면적을 제외한 순지점의 비가 주철근 방향과 배력철근 방향으로 각각 9.46과 11.8이며, 비교실험체는 220 mm 두께에 대해 각각 6.45와 7.82로서 모두 선행연구의 범위 내에 분포된다. 실험체의 제작 시에는 단부와 지점 사이에 100 mm의 여유를 확보하여 변위 또는 변형 발생에 따른 실험 시의 안전을 고려하였다. 이러한 지점조건은 단부에서의 회전과 이동을 구속하지 않아 연속된 실제 구조물의 강성 조건을 재현해주시 못하지만 불리한 조건에서 실험이 수행되므로 안전측의 결과를 제공한다.

하중은 판부재의 상면 중앙부에 580 mm × 230 mm 강재 재하판을 놓고 그 위에 유압가력기를 통해 전달되도록 하여 일정한 크기의 재하면적이 유지될 수 있게 하였다. 이 재하면적은 실험체의 단면설계 시 교량에서 요구되는 성능을 참고하였으므로 도로교의 표준트럭하중인 KL-510의 윤하중 접지면적(577 mm × 231 mm)⁷⁾을 적용하였다. 강재 재하판의 강성에 따른 응력집중 현상을 완화하기 위해 실험체 상면과의 접촉면에 고무판을 삽입하고 변위제어방법(Displacement control method)를 통해 0.02 mm/sec의 재하속도를 유지하였다. 지점, 재하면적 등의 실험조건과 실험 전경은 Fig. 1에 나타내었다.

3. 결과 및 비교

3.1 파괴형태 및 강도 예측

정적재하실험에서는 4변이 단순지지된 얇은 두께의 넓은 판부재에 상대적으로 좁은 면적을 갖는 하중이 재하된다. 이러한 조건에서 예상되는 판부재의 파괴거동은 뚫림전단 또는 이방향 휨파괴로 구분된다.

뚫림전단 거동은 휨변형이 지연되면서 재하면으로부터 경사진 압축대를 따라 하중을 저항하는 메커니즘인 아치작용(Arching action)에 의하여 발생되므로 펀칭 콘(Punching cone)이라 불리는 원추형 파괴면이 형성되는 특징을 나타낸다⁸⁾. 여기에서는 실험체의 뚫림전단 강도를 예측하기 위해 파괴면의 경사각을 변수로 하는 Graddy 등(2002)의 일반식⁹⁾과 도로교설계기준(한계상태설계법)의 평가식을 적용하였다.

Graddy 등(2002)⁹⁾은 원추형의 파괴면을 육면체로 단순화하고 이 파괴면에서 발생하는 콘크리트의 인장강도에 의한 저항을 뚫림전단강도로 환산하였다. 이러한

개념은 매우 일반적인 것이나 파괴면의 경사각을 다양한 변수의 함수관계로 정의하면 정확한 예측이 가능하다. 식(1)에 일반식을 나타내었으며, 파괴면의 경사각에 따른 각 실험체의 뚫림전단강도 예측값의 변화를 Fig. 2에 나타내었다. 식(1)은 철근의 영향을 변수로 포함하고 있지 않으므로 이를 고려하기 위해서는 파괴면의 경사각과 철근 변수와의 상관관계가 정의되어야 한다. 그러나 이에 대한 연구는 선행되지 못하였으므로 모든 실험체에 대해 파괴면의 경사각을 45°로 가정하여 예측값을 계산하였다.

$$V_c = 2 \left(b_1 + b_2 + \frac{2\bar{d}}{\tan\theta} \right) \frac{\bar{d}}{\tan\theta} f_t \quad (1)$$

여기서 $f_t : \frac{1}{6} \left(1 + \frac{2}{\beta_c} \right) \sqrt{f'_c}$ (MPa)

b_1 : 재하면의 짧은 변의 길이 (mm)

b_2 : 재하면의 긴 변의 길이 (mm)

\bar{d} : 유효높이 (mm)

θ : 파괴면의 경사각 (deg.)

β_c : 재하면 짧은 변에 대한 긴 변의 비

f'_c : 콘크리트 압축강도 (MPa)

도로교설계기준(한계상태설계법)은 식(2)와 같이 콘크리트의 강도, 재하면의 영향, 교축직각 및 교축방향 철근비 등 다양한 변수의 영향을 반영한 뚫림전단강도 예측식을 제공하고 있다⁷⁾.

$$v_{cd} = 0.85 \phi_c \kappa (\rho_l f_{ck})^{1/3} - 0.10 f_n \geq (0.4 \phi_c f_{ak} - 0.10 f_n) \quad (2)$$

여기서, f_{ck} : 콘크리트 기준압축강도(MPa)

f_{ak} : 콘크리트 인장강도(MPa)

κ : $1 + \sqrt{200/d} \leq 2.0$

d : 유효높이(mm)

ρ_l : $\sqrt{\rho_{ly}\rho_{lz}} \leq 0.02$

ρ_{ly} : y-방향 인장철근비

ρ_{lz} : z-방향 인장철근비

여기서 축력 또는 프리스트레스에 의하여 단면에 수직하게 작용되는 응력은 없으므로 f_n 은 변수에서 제외하였고, 실험체별로 실측된 콘크리트의 강도를 적용하였으므로 과도한 안전측의 예측 경향을 배제하기 위하여 콘크리트의 재료계수 ϕ_c 도 고려하지 않았다. 식(2)에 따른 각 실험체의 예측 강도는 식(1) 및 선행 연구

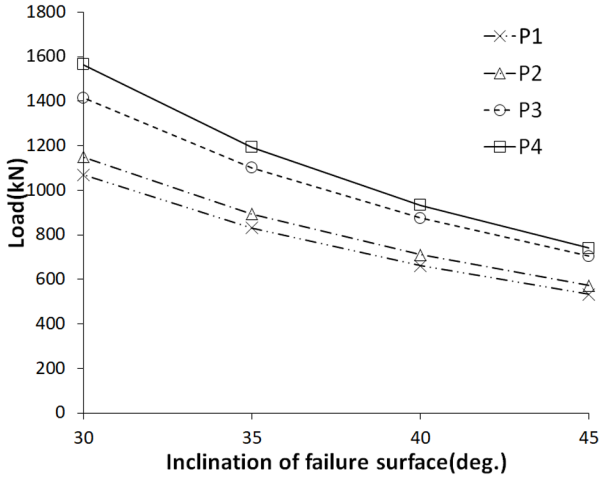


Fig. 2. Predicted punching shear strength by General formula.

Table 3. Predicted static strength of specimens

Specimen		P1	P2	P3	P4
Punching sheat strength (kN)	Eq (1)	532.4	572.3	704.2	740.8
	Eq (2)	549.0	576.8	625.8	706.4
Two way flexural strength (kN)	Yield line theory	661.8	823.4	819.1	747.8
Predicted failure mode		Punching shear			

Table 4. Experimental static strength of specimens

Specimen	P1	P2	P3	P4
Ultimate load(kN)	765.9	807.0	721.1	754.8
Typical failure mode	Flexural	Punching	Punching	Punching
$P_{\text{experimental/predicted}}$	1.16	1.41	1.02	1.02
		1.40	1.15	1.07

와 동일한 방법으로 계산된 항복선이론에 의한 이방향 휨강도¹⁰⁾와 함께 Table 3에 나타내었다.

모든 실험체에서 두 가지 평가식에 의하여 계산된 뚫림전단강도가 이방향 휨파괴 강도보다 작게 예측되고 있으므로 실험체의 주된 파괴형태는 뚫림전단 거동에 기반할 것으로 예측된다. 뚫림전단강도를 예측하는 식(1)과 식(2)는 전반적으로 유사한 결과를 나타내며 콘크리트의 강도에 비례하여 증가되는 경향을 보인다. 단, P3 실험체에 대해서는 상대적으로 큰 차이를 보이는데 이는 식(1)에서와는 달리 식(2)에서는 철근비의 감소에 따른 강도저하를 고려할 수 있기 때문이다.

3.2 실험 결과

정적재하실험을 통하여 각 실험체의 하중-처짐 관계와 파괴형태를 관찰하였다. 고강도콘크리트를 적용한



(a) Top surface (b) Bottom surface

Fig. 3. Failure of P1 specimen.



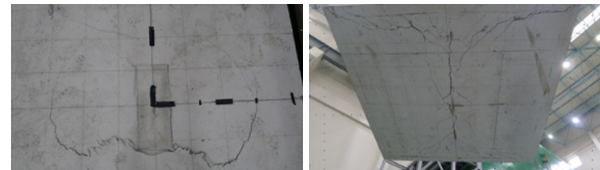
(a) Top surface (b) Bottom surface

Fig. 4. Failure of P2 specimen.



(a) Top surface (b) Bottom surface

Fig. 5. Failure of P3 specimen.



(a) Top surface (b) Bottom surface

Fig. 6. Failure of P4 specimen.

실험체인 P1, P2와 P3는 각각 765.9 kN, 807.0 kN와 721.1 kN의 최대하중을 나타내었다(Table 4). P1 실험체는 뚫림전단 형태의 파괴를 보이며 실험체 중 가장 낮은 강도를 나타낼 것으로 예측되었다. 그러나 재하면 끝단으로부터 실험체의 모서리로 이어지는 항복선이 상면에 형성되었으며, 하중-처짐 관계에서도 다른 고강도콘크리트 실험체와는 달리 연화구간이 관찰되는 등 이방향 휨파괴를 주된 형상으로 뚫림전단이 혼재된 거동을 보였다. P2와 P3 실험체에서는 예상대로 재하면의 함몰과 펀칭콘(punching cone) 형성에 의한 전형적인 뚫림전단 파괴가 관찰되었다. 각 실험체의 파괴형상은 Fig. 3에서 Fig. 6에 나타내었다.

고강도콘크리트를 적용한 P1, P2와 P3 실험체는 얇은 두께로 높은 구조적 성능을 구현하기 위해 높은 철근비를 갖도록 설계되었다. 주된 파괴형상을 고려한 최대하중의 비교를 위하여 이방향 휨파괴가 우선된 P1

실험체는 항복선 이론에 의한 예측값을 적용하였다. 예측값에 대한 실험값의 비는 1.16이므로 비교적 잘 일치하고 있으므로 고강도콘크리트와 설계기준에서 허용하는 연성한계 이내의 철근비를 갖도록 설계된 판부재에 대해 일반적인 휨이론이 부합되고 있음을 확인하였다. 전형적인 뚫림전단 파괴의 특징을 갖는 P2, P3와 P4 실험체는 예측 단계와 일부분 차이를 보였다. 식(1)에서는 철근비 감소에 따른 영향을 고려하지 못하고 콘크리트 강도의 증가에 따른 최대하중 상승 요인만이 반영되므로 P2보다 P3 실험체의 최대하중이 크게 예측되었다. 식(2)에서는 철근비를 변수로 포함하고 있어 식(1)에 비해 상승폭은 감소하였으나 여전히 P3 실험체의 최대하중을 크게 예측하였다(Table 3). 그러나 실험에서는 P3 실험체의 최대하중이 721.1 kN으로서 807.0 kN인 P2의 실험값보다 작게 측정되었다. 이는 주철근비가 뚫림전단 거동에 미치는 영향이 크기 때문이며, 배근상세를 달리한 교량 바닥판 모형 실험체의 실험에서 주철근비가 뚫림전단강도에 주된 영향을 미치는 요소임을 확인한 Khanna 등(2000)¹¹⁾의 결과와도 일치한다. 또한, 교량의 바닥판과 같은 판부재의 뚫림전단 거동에서는 철근의 인장 저항 이외에 거더 등에 의한 단부의 변위 및 회전의 구속에 의하여 아치작용(arching action)이 유발되지만 이 실험에서는 네 변이 단순지지된 경계조건을 적용하였기 때문에 철근의 인장 거동이 보다 중요한 변수로 작용되었다¹²⁾.

다만, Azad 등(1994)¹³⁾은 철근비에 비례하여 뚫림전단강도가 증가하지만 일정 수준 이상의 철근비는 뚫림전단강도의 증가에 영향을 미치지 않는다고 주장하였으므로 고강도콘크리트 판부재에서 뚫림전단강도에 영향을 미치지 않는 철근비 수준을 확인하기 위한 추가적인 실험과 검토가 필요하다.

한편, 철근콘크리트 바닥판의 최소두께 규정을 적용하고 일반적인 재료를 활용한 비교 실험체인 P4의 경우에는 실험 중 편심의 영향으로 재하판의 한 쪽으로 치우친 함몰이 발생하였으나 예측값과 실험값이 매우 근접한 결과를 나타내었다.

3.3 정적 강도 안전성 평가

판부재의 설계에서 요구되는 강도를 구하고, 각 실험체의 하중-처짐 관계 곡선과 함께 나타내어 정적 강도 안전성을 평가하였다(Fig. 7, Fig. 8).

판부재는 휨과 뚫림전단에 대한 저항 성능이 요구된다. 실험체는 교량의 바닥판을 참고하여 설계되었으므로 교량에 대한 1차 유한요소해석을 통해 극한한계상태의 하중조합에 대한 설계모멘트(74.37 kN·m)를 구

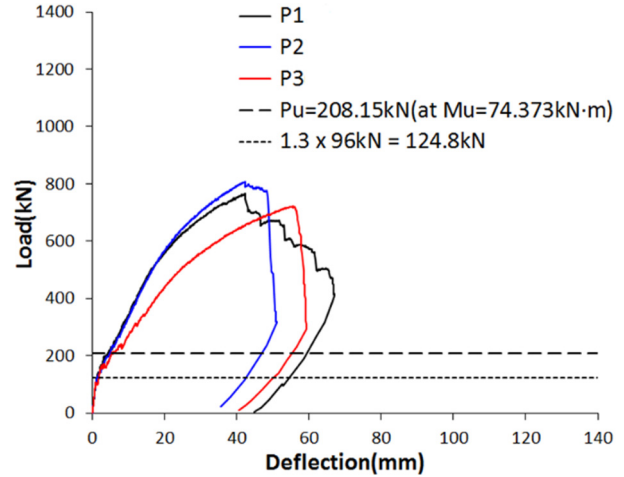


Fig. 7. Load-deflection relationship of P1, P2 and P3.

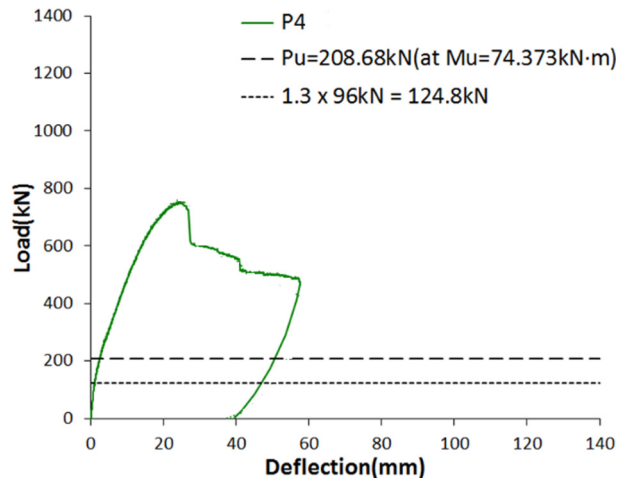


Fig. 8. Load-deflection relationship of P4.

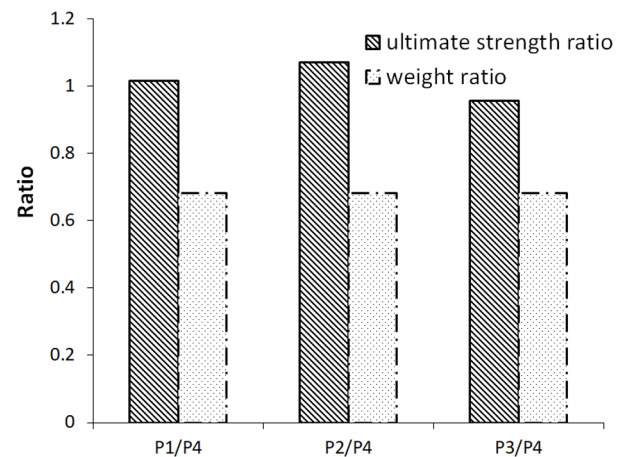


Fig. 9. Ratio of ultimate load.

하고, 실험체에 대한 2차 유한요소해석을 실시하여 설계모멘트를 유발하는 실험 조건에서의 등가 집중하중(208.2 kN)을 결정하였다. 뚫림전단에 대해서는 설계기

준⁷⁾에서 규정하는 표준설계트럭하중의 가장 무거운 윗하중 크기에 충격계수를 곱한 124.8 kN을 요구되는 정적 강도 성능으로 규정하였다.

고강도콘크리트를 적용한 실험체인 P1, P2와 P3 실험체의 최대하중은 휨성능에 대한 지표인 극한한계상태의 설계모멘트에 대한 등가집중하중과 비교할 때 3.5배에서 3.9배의 여유를 나타내었으며, 뚫림전단에 대해 요구되는 정적 강도에 대해서 5.8배에서 6.5배의 비교 성능을 보였다(Fig. 7).

이상으로부터 고강도콘크리트를 적용한 실험체들은 150 mm의 얇은 두께임에도 불구하고 설계에서 요구하는 충분한 강도 안전성을 확보할 수 있을 것으로 판단된다. 한편, 고강도콘크리트 실험체의 하중-처짐 관계 곡선을 나타낸 Fig. 7에서 초기 균열 발생 이후 P3 실험체의 기울기가 P1 및 P2 실험체보다 완만해지는 경향을 보이고 있는데 이는 P3 실험체의 철근비가 상대적으로 작기 때문이다.

비교 실험체인 P4의 경우에는 설계모멘트에 대한 등가집중하중에 대해 3.6배, 충격계수를 곱한 윗하중 크기에 대해 6.0배의 강도비를 나타내었다. 따라서 150 mm의 얇은 두께를 갖는 고강도콘크리트 실험체들은 220 mm 두께의 일반적인 바닥판 부분 실험체와 유사한 정적 강도 안전성을 보이고 있음을 알 수 있다. 비교실험체에 대한 고강도콘크리트 실험체들의 최대하중 비를 Fig. 9에 나타내었다. 모든 실험체의 단위중량이 동일하다고 가정하면 자중에 의한 고정하중은 두께에 비례한다. 따라서, 고강도콘크리트 실험체는 일반콘크리트 실험체에 비해 약 68% 수준의 경량 구조임에도 불구하고 유사한 강도 성능을 유지할 수 있음을 알 수 있다(Fig. 9).

4. 결론

이 연구에서는 약 60 MPa에서 100 MPa 범위의 고강도콘크리트를 적용한 판부재의 정적 강도 안전성을 평가하였다. 판부재에서 나타날 수 있는 파괴 형상인 뚫림전단과 이방향 휨거동에 기반한 평가식으로부터 정적 강도를 예측하고 실험값과 비교하였다. 고강도콘크리트 및 비교실험체에 대한 정적재하실험을 수행하였으며 설계에서 요구되는 성능과 비교하였다. 이러한 과정을 통하여 다음의 결론을 도출하였다.

1) 약 60 MPa에서 100 MPa 범위의 고강도콘크리트를 적용한 실험체는 설계에서 요구하는 휨성능에 대해 3.5배에서 3.9배, 뚫림전단에 대해 5.8배에서 6.5배의 정적 강도 안전성을 확보하였다.

2) 고강도콘크리트 실험체들은 150 mm의 얇은 두께에도 불구하고 220 mm 두께를 갖는 일반콘크리트 비교실험체와 비교하여 0.96에서 1.07의 극한강도 비를 나타내므로 기존 구조물과 거의 동일한 수준의 정적 강도를 유지하면서도 경량 구조의 실현이 가능할 것이다.

3) 고강도콘크리트 실험체의 뚫림전단 거동에서는 철근비의 감소에 따라 최대하중의 감소폭이 상대적으로 큰 것으로 실험을 통해 관찰되었으므로 평가식을 이용한 예측 과정에 철근비의 영향을 적절하게 반영하기 위한 검토가 필요하다.

위와 같은 결론으로부터 이 연구 범위 내의 고강도콘크리트를 적용한 판부재는 설계에서 요구되는 수준에 비해 충분한 정적 강도 안전성을 갖는 것으로 평가되었다. 특히 40 MPa급의 일반적인 강도를 갖는 철근콘크리트 판부재와 비교할 때 자중에 의한 고정하중을 약 68% 수준으로 경감시키면서도 거의 동일한 정적 강도 안전성을 유지할 수 있을 것으로 기대된다. 단, 이 연구에서는 실제 구조물에서의 경계조건을 구현하지 않은 소수의 실험체를 사용한 제한적인 실험이 수행되었으므로 보다 객관적인 결론을 위한 추가적인 검토가 요구되며, 이 연구의 결과는 관련 연구를 수행함에 있어 기초적인 참고자료로 활용될 수 있을 것이다.

감사의 글: 이 논문은 국토교통부/국토교통과학기술진흥원 건설기술연구사업의 연구비지원(13건설연구 A02)에 의해 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

References

- 1) B. S. Kim, K. T. Koh, S. Y. Park and K. J. Jung, "Development of SUPER Concrete with Compressive Strength of 80 ~ 180 MPa and its Applications", The Magazine of the Korean Society of Civil Engineers, Vol. 62, No. 11, pp. 10-24, 2014.
- 2) B. B. Lee, D. J. Lee, H. S. Choi and J. K. Youn, "Planning and Construction of Legoland Bridge by Korean Highway Bridges Design Code(Limte State Design Method)", Daelim Technical Review-civil Engineering, Second Half, pp. 36-43, 2015.
- 3) J. H. Bae, H. H. Hwang, S. Y. Park and K. H. Joh, "Evaluation of Structural Performance of RC Deck Slabs by High-Strength Concrete", Journal of the Korean Society of Safety, Vol.31, No.3, pp. 89-95, 2016.
- 4) J. H. Bae, H. H. Hwang, D. M. Yoo and S. Y. Park, "Evaluation of Fatigue Performance of RC Deck Slabs by

- 80 MPa High-Strength Concrete”, Journal of the Korean Society of Safety, Vol.32, No.4, pp. 66-72, 2017.
- 5) J. H. Bae, D. M. Yoo, H. H. Hwang and S. T. Kim, “Minimum Thickness of Long-Span RC Deck Slabs for 2-girder Bridges Designed by 80 MPa Concrete”, Journal of the Korean Society of Safety, Vol.29, No.5, pp. 97-103, 2014.
 - 6) J. S. Lovrovich and D. I. McLean, “Punching Shear Behavior of Slabs with Varying Span-Depth Ratio”, ACI Structural Journal, Vol.87, No.5, pp. 507-512, 1990.
 - 7) Ministry of Land, Infrastructure, and Transport, Korean Highway Bridges Design Code(Limte State Design Method), Korea Road Association, 2015.
 - 8) J. S. Kuang and C.T. Morley, “Punching Shear Behavior of Restrained Reinforced Concrete Slabs”, ACI Structural Journal, V.89, No. 1, p. 13-19, 1992.
 - 9) J. C. Graddy, J. B. Kim, J. H. Whitt, N. H. Burns and R. E. Klingner, “Punching Shear Behavior of Bridge Decks under Fatigue Loading”, ACI Structural Journal, Vol. 99, No.3, pp. 257-266, 2002.
 - 10) H. H. Hwang, D. M. Yoo, S. Y. Park, B. S. Kim, “Optimized Design of UHPC Bridge Deck Slab for Hybrid Cable-stayed Girder Bridge”, Proceeding of 13th REAAA Conference, 04-19, 2009.
 - 11) O. S. Khanna, A. A. Mufti and B. Bakht, “Experimental Investigation of the Role of Reinforcement in the Strength of Concrete Deck Slabs”, Canadian Journal of Civil Engineering, Vol.27, p. 475-480, 2000.
 - 12) J. S. Kuang and C. T. Morley, “Punching Shear Behavior of Restrained Reinforced Concrete Slabs”, ACI Structural Journal, Vol.89, No.1, p. 13-19, 1992.
 - 13) A. K. Azad, M. H. Baluch, M. S. Abbasi and K. Kaiser, “Punching Capacity of Deck Slabs in Girder-slab Bridges”, ACI Structural Journal, Vol.91, No.6, pp. 656-662, 1994.