



단부 및 중앙부 플랫플레이트의 철근 분배율에 따른 모멘트 재분배 실험

최정욱¹⁾ · 송진규^{2)*}

¹⁾한국콘크리트학회 공학연구소 ²⁾전남대학교 건축학부

Tests for Moment Redistribution in Flat Plates with Different Reinforcement Details according to End and Midspan Moment Distributions

Jung-Wook Choi¹⁾ and Jin-Kyu Song^{2)*}

¹⁾KCI Research Center, Korea Concrete Institute, Seoul 135-703, Korea

²⁾School of Architecture, Chonnam University, Kwanju 500-757, Korea

ABSTRACT Three interior slab-column connections designed by equal static moments and by different distribution of end and midspan moments were tested. Each test specimen consists of a 4.2 m square slab and a 355 mm square column stub. The slab thickness is 152 mm. Test results showed not only that flat plate systems can undergo considerable redistribution of moments from the uncracked state to final maximum capacity, but also that the distribution of moments is controlled largely by the distribution of reinforcement adopted by the designer. Tests also indicated that the punching shear strength of slabs can be affected by the redistributed moments.

Keywords : moment redistribution, punching shear strength, distribution of end and midspan moments

1. 서 론

플랫플레이트 구조 (flat plate structures)는 슬래브를 기둥이 직접 지지하는 구조이다. 이것은 보와 지판 등의 돌출부가 없기 때문에 거푸집 공사가 단순하며 층고 절감과 공기 단축 등에 있어 매우 경제적이다. 또한 수직 부재로 기둥을 사용하기 때문에 벽식 구조에 비해 공간 구성이 쉽고 리모델링이 자유스럽다.

플랫플레이트 구조는 단순한 구조 형식에도 불구하고 휨과 전단에 있어 매우 복잡한 거동을 보인다. 플랫플레이트 구조에서 슬래브의 휨 모멘트는 콘크리트 균열과 철근의 항복 등의 역학적인 과정을 통하여 재분배 되고 접합부의 최종 파괴는 일반적으로 편칭전단 성능에 지배된다.

Rangan과 Hall¹⁾은 6개의 기둥을 갖는 플랫플레이트 실험 결과에 기초하여 “슬래브는 비 균열 상태에서부터 최종 파괴 상태에 이르기까지 매우 현저한 모멘트 재분배 과정을 갖는다”라고 주장하였다. 그러나 Rangan과 Hall의 연구에도 불구하고 슬래브-기둥 접합부는 급작스런 취성파괴로 인해 모멘트 재분배 능력이 충분하지 않은

것으로 인식되고 있다²⁾. 또한, 현재까지 Rangan과 Hall의 연구를 뒷받침할 수 있는 추가적인 연구가 전무한 실정이며, 연직하중을 받는 기존 플랫플레이트 실험은 대부분 부모멘트 영역 (슬래브 경간의 약 40%)만을 모델링한 것이므로, 이를 통하여 모멘트 재분배 현상을 파악하는 것은 불가능하다.

플랫플레이트의 모멘트 재분배 현상은 단부 및 중앙부에 배치된 철근 상세에 많은 영향을 받을 것이며, 이것은 접합부의 편칭 파괴까지 지속될 것이다. 그러므로 철근비에 따른 슬래브의 편칭강도는 모멘트 재분배와 관련된 또 하나의 주요 관심사이다. 우리나라와 미국의 설계 기준 (KCI 2003³⁾과 ACI 318⁴⁾)은 편칭전단강도 계산식에 철근비의 영향을 반영하지 않은 반면, EC 2⁵⁾, CEB-FIP 1990⁶⁾ 등의 유럽 설계기준은 이를 적극적으로 반영하고 있다. 연직하중을 받는 기존 슬래브-기둥 접합부 실험 (부모멘트 영역만을 모델링한 실험) 결과는 일반적으로 전단 파괴 영역에 철근이 많아지면 편칭전단강도가 증가한다. 이에 대한 이유를 ASCE-ACI Committee 445⁷⁾는 “철근비가 증가하면 콘크리트 균열 폭이 감소하고 이것이 전단 저항에 있어 골재의 맞물림 작용과 철근의 장부 작용을 증가시키기 때문이다”라고 언급하였다. 그러나 파괴영역에 철근이 많이 배치되었기 때문에 편칭강도가 무조건 증가한다고는 단정할 수 없다. 그 이유는 철근이 파괴영역

*Corresponding author E-mail : jksong@chonnam.ac.kr

Received January 30, 2007, Accepted July 23, 2007

©2007 by Korea Concrete Institute

에 집중 배치되던 재분배 과정을 통하여 변화하는 작용 모멘트 또한 증가하고 증가된 모멘트는 파괴영역에 균열 등의 손상을 증진시켜 편칭강도를 감소시킬 수 있기 때문이다.

본 연구의 목적은 ① 플랫플레이트 구조에서 슬래브가 충분한 모멘트 재분배 능력이 있는지를 평가하고 ② 우리나라의 편칭강도 설계식에 철근비에 따른 영향을 고려할 것인지 여부를 검토하기 위한 것이다. 상기 목적을 위하여, 본 연구는 동일한 총 정적 모멘트와 서로 다른 단부 및 중앙부 모멘트에 대하여 배근 설계된 총 3개의 실험체 (MRA, MRB, MRC)를 제작 실험하고 그 결과를 분석하였다. MRA는 65% 단부 모멘트와 35% 중앙부 모멘트에 기초하여 배근 설계한 기준 실험체이고, MRB는 각각 50% 단부 및 중앙부 모멘트 그리고 MRC는 35% 단부 모멘트와 65% 중앙부 모멘트에 대하여 배근 설계한 비교 실험체이다.

2. 구조 실험

2.1 실험체 설계

실험체는 플랫플레이트 구조의 내부 슬래브-기둥 접합부를 모델링한 것으로, 콘크리트구조설계기준에서 설계대 (design strip)로 정의하는 슬래브 대칭선을 따라 구획한 것이다. 실험체는 4.2m 정사각형 슬래브와 356mm 정사각형 단면을 갖는 기둥으로 구성된 모델이다 (Fig. 1).

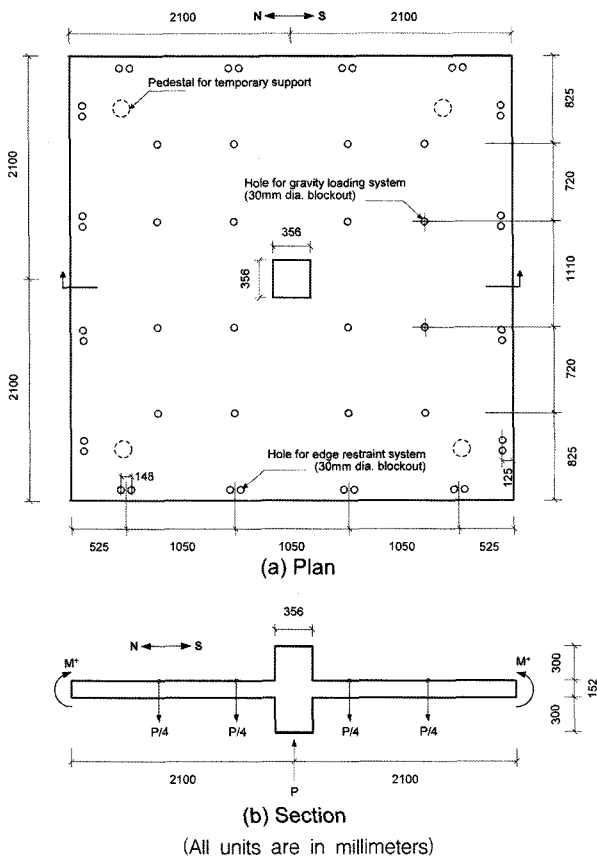


Fig. 1 Specimen geometries

슬래브의 두께는 152 mm이다. 실험체에 30 mm 직경의 구멍을 48개소 만들었는데, 단부의 32개소는 단부 구속 시스템 (edge restraint system)을 고정하기 위한 것이고, 내부의 16개소는 연직 재하 시스템 (gravity loading system)을 연결하기 위한 것이다.

실험체 슬래브는 접합부의 편칭강도와 휨강도가 동일하도록 설계하였다 (Fig. 2(a)). 이때, 편칭 및 휨강도는 콘크리트구조설계기준³⁾에 기초하여 계산하였다. 설계기준에서, 슬래브의 휨강도는 인장 철근비에 대하여 거의 비례관계이고 편칭강도는 철근비와 상관관계를 갖지 않기 때문에, Fig. 2(a)에서 각각 하나의 사선과 수평선으로 표현된다. 여기서, 사선과 수평선이 교차하는 점은 연성과 취성파괴를 결정하는 전이점이다. 편칭전단에 관한 대부분의 연구는 접합부의 취성파괴를 유도하기 위하여 철근을 과다하게 배근하는 경향이 있고, 반면 구조 설계자는 접합부의 충분한 연성을 확보하기 위하여 휨 파괴영역을 대상으로 설계를 수행한다.

본 실험은 슬래브의 휨 파괴 하중과 편칭 파괴 하중이 동일한 전이점을 대상으로 설계를 수행하였다 (Rangan과 Hall의 실험⁸⁾은 슬래브의 휨 파괴하중이 편칭 파괴하중의 대략 50% 정도). 만약, 슬래브의 휨과 편칭 파괴하중이 동일한 상황에서 슬래브가 충분한 모멘트 재분배 능력을 갖는다면, 편칭강도보다 작은 휨강도를 갖는 일반적인 설계 상황에서 슬래브는 더욱 큰 모멘트 재분배 능력을 가질 것이다.

콘크리트구조설계기준에 기초하여 실험체 설계를 위한 편칭하중 V_{KCI} 를 식 (1)과 같이 계산하였다.

$$V_{KCI} = 1/3 \sqrt{f_{ck}} b_o d \quad (1)$$

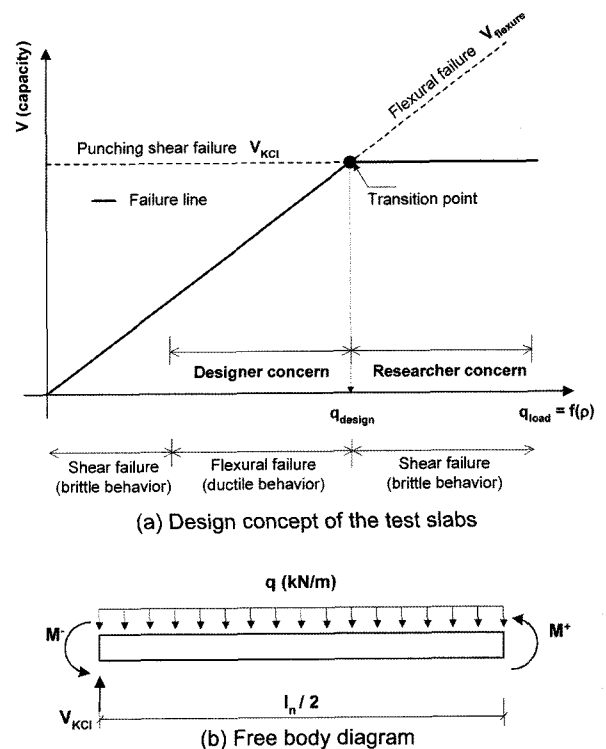


Fig. 2 Flat slab design

여기서, f_{ck} 는 콘크리트의 설계기준강도, b_o 는 2방향 전단에 대한 위험단면의 둘레, 그리고 d 는 슬래브의 유효두께이다. 이때, 콘크리트의 설계기준강도는 30 MPa로 가정하였다. 식 (1)에 의해 계산된 편칭하중을 슬래브에 작용하는 분포하중으로 변환하고 자유 물체도 (Fig. 2(b))를 이용하여 총 정적모멘트 M_o 를 계산하였다. 총 정적모멘트를 각 실험체의 계획된 단부 및 중앙부 모멘트 (M^- , M^+) 분담 비율에 의해 배분하고, 이에 기초하여 슬래브의 배근 설계를 수행하였다 (Table 1). 이때, 철근의 설계기준강도는 400 MPa로 가정하였다. 실험 수행 직전에 얻은 콘크리트와 철근의 재료적 성질은 Table 2와 같다. 여기서, 공시체 ($\phi 150 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$)를 이용한 각 실험체의 콘크리트 강도 시험 결과는 대단히 큰 차이를 보였는데, 이러한 차이는 하나의 거푸집을 이용하여 3개의 실험체를 제작하는 과정에서 생긴 문제로 판단된다. 본 실험은캐나다 알버타대학 (Alberta university)의 I.F. Morrison Structural Laboratory에서 수행하였고 실험체 제작에서 이

용한 콘크리트와 철근은 모두 현지에서 일반적으로 사용하는 재료이다.

Fig. 3은 각 실험체의 배근 상세를 나타낸 것이다. 슬래브 상부는 주열대 폭에 15M ($\phi 16 \text{ mm}$) 이형철근을 이용하여, 단부 모멘트에 해당하는 철근을 배근하였다. 슬래브 하부는 2개의 10M ($\phi 11.3 \text{ mm}$) 연속철근이 기둥을 관통하도록 배근하고, 나머지 중앙부 모멘트 철근은 설계대 폭에 걸쳐 균등 배근 하였다. 정착을 위하여, 상부철근은 정착 길이 250 mm정도를 양방향으로 확장하였고 하부철근은 철근의 양단을 $75 \times 75 \times 9 \text{ mm}$ 철판에 용접하여 정착 하였다. 슬래브 상부 및 하부 철근의 피복두께는 20 mm이다.

2.2 실험체 설치

연직하중에 대한 슬래브의 하중 및 경계 조건을 정확히 구현하기 위하여, 연직 재하 시스템 (gravity loading system)과 단부 구속 시스템 (edge restraint system)을 구성하였다(Fig. 4).

실험체 기둥 하단부에는 치올립 하중을 위한 잭과 이를 계측하기 위한 수직 하중계 (L1)를 배치하였다. 기둥 하부의 치올립에 의한 작용 하중은 슬래브의 16개 하중점을 통하여 연직 재하 시스템으로 전달된다. 연직 재하 시스템은 각각의 하중점과 연결되는 16개의 수직 강봉 ($\phi 19 \text{ mm}$), 수평으로 배치된 8개의 각형 강관 ($100 \times 200 \times 5 \text{ mm}$)과 4개의 각형 강관 ($150 \times 150 \times 9.5 \text{ mm}$), 그리고 4개의 수직 강봉 ($\phi 25 \text{ mm}$ Dywidag rods)으로 구성된다. 이때, 연직 재하

Table 1 The distribution of negative and positive moments for the test slab design

Specimen	Negative moment bar		Positive moment bar	
	Distribution ratio (%)	Amount type	Distribution ratio (%)	Amount type
MRA	66	14-15M	35	14-10M
MRB	52	11-15M	50	20-10M
MRC	35	8-15M	64	26-10M

Table 2 Material properties of concrete and reinforcement

Specimen	Material properties of concrete (MPa)			Material properties of reinforcement (MPa)			
	Compressive strength (f_{cu})	Tensile strength (f_{sp})	Elastic modulus (E_c)	Reinforcement type	Yield strength (f_y)	Ultimate strength (f_u)	Elastic modulus (E_s)
MRA	37.0	2.68	22,444	10M (area: 100 mm^2)	400	605	193,740
MRB	30.5	2.32	21,079				
MRC	34.6	2.56	21,696	15M (area: 200 mm^2)	404	592	195,854

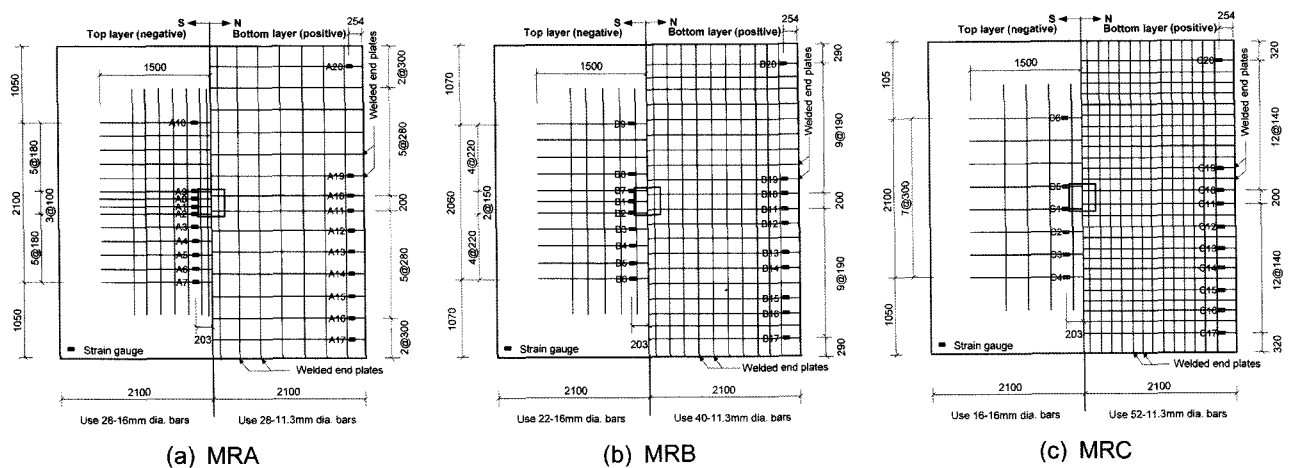


Fig. 3 Top and bottom reinforcement layout

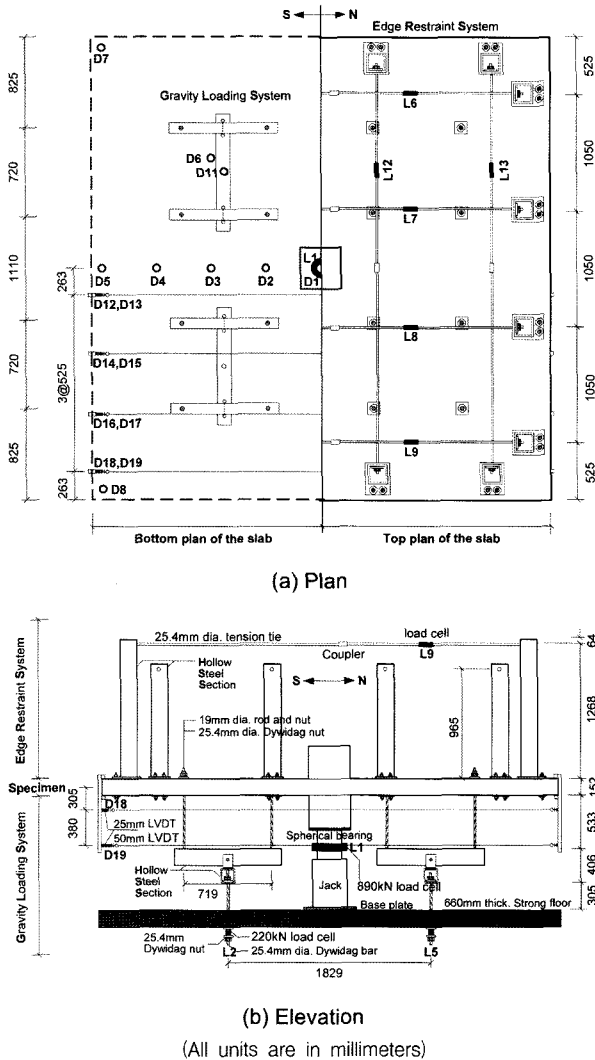


Fig. 4 Typical test setup

시스템의 모든 연결은 핀 접합으로 처리하여, 재하된 연직하중이 16개소의 하중점에 동일하게 작용하도록 하였다. 연직 재하 시스템으로 전달된 하중은 660 mm 두께의 반력 바닥으로 최종 전달되도록 하였고 각각 25 mm 직경의 수직강봉과 반력 바닥 연결부에는 수직 하중계(L2~L5)를 설치하여 실험체의 반력을 계측하였다.

실험체의 슬래브 단부는 실제 플랫폼 구조의 슬래브 중심선을 묘사하므로, 연직하중에 대하여 처짐이 발생하면서 처짐각이 없는 변형이어야 한다. 이러한 조건을 구현하기 위해 제작한 단부 구속 시스템은 8개의 독립적인 골조로 구성되는데, 하나의 골조는 슬래브 양단에 각각 고정할 2개의 각형 강관(160×160×10 mm)과 이를 연결하는 수평 강봉(φ25 mm)으로 구성하였다(Fig. 4). 수평 강봉은 2부분으로 만들어 이를 커플러로 연결하였고, 각각의 강봉에 수평 하중계(L6~L13)를 설치하여 계측된 축력으로부터 슬래브의 중앙부 모멘트를 계산하도록 하였다. 그리고 남-북방향(N-S dir.)과 동-서방향(E-W dir.)으로 배치되는 각형 강관은 높이에 차이를 두어, 서로 가로지르는 강봉이 충돌하는 것을 방지하였다. 연직 재하 시스템과 단부 구속 시스템으로 인한 하중 전

달과 실험체의 변형은 Fig. 5와 같다.

슬래브 단부에 4개조의 알루미늄 수직 바를 설치하고 슬래브의 단면 중심으로부터 305 mm와 685 mm 떨어진 위치에 각조마다 2개의 수평 변위계(D12~D19)를 설치하여 실험체의 단부 회전각 및 확장을 계측하였다. 실험체 설치에 관한 사진은 Fig. 6과 같다.

2.3 실험 과정 및 계측

실험의 진행 단계는 다음과 같다. 1) 단부 구속 시스템의 수평 강봉에 매우 작은 프리텐션하중을 가하여, 시스템이 연직하중 재하와 함께 바로 작동할 수 있도록 하였다. 2) 슬래브를 지지하는 임시 지주를 제거하여, 슬래브가 자중에 의해 처짐이 발생하도록 하였다. 3) 실험체와 철물 사이의 슬립으로 인한 오차(sitting error)를 최소화하기 위하여, 연직 재하 시스템에 매우 작은 프리텐션하중을 가하였다. 4) 기동 하부에 배치한 잭을 통하여, 반복연직하중을 가력하였다. 실험에 이용한 반복하중 이력은 Fig. 7과 같다.

본 실험은 슬래브-기동 접합부 거동에 관한 자료를 얻기 위해 13개의 하중계(L1-L13)와 19개의 변위계(D1-D19)를 사용하였다. 그리고 슬래브 철근의 변형을 얻기 위하여 55개의 스트레인게이지를 철근에 부착하였다. 하중계 및 변위계의 설치 위치는 Fig. 4, 그리고 게이지의

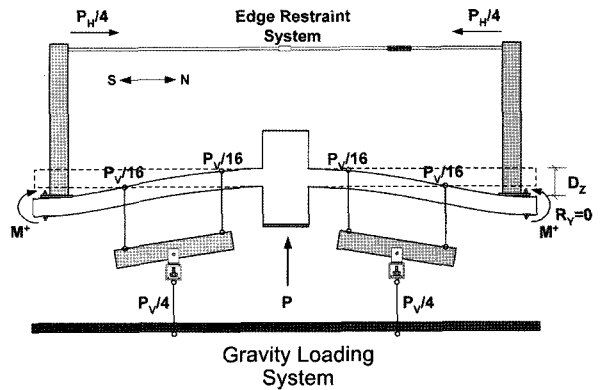


Fig. 5 Load and deformations of the specimens

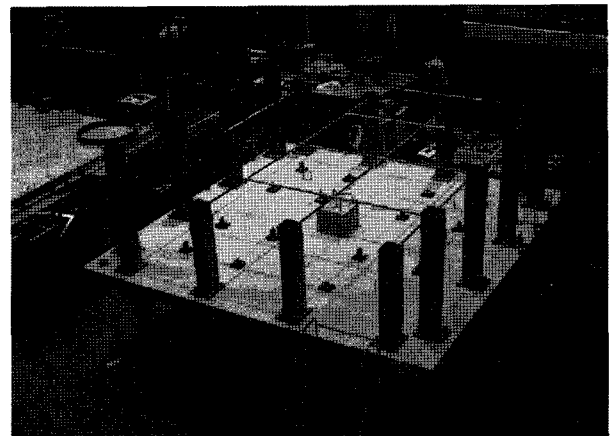


Fig. 6 Test setup view

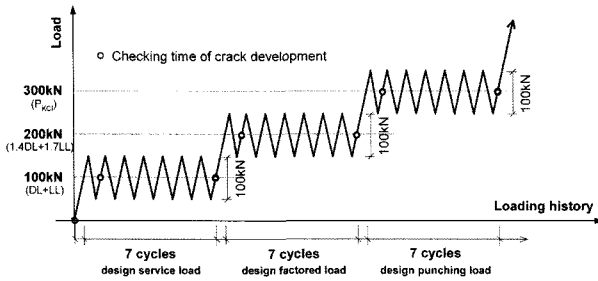


Fig. 7 Gravity loading history for specimen

부착 위치는 Fig. 3에 표기하였다.

3. 실험 결과

각 실험체의 1) 슬래브 회전 및 확장 2) 모멘트 재분배 3) 하중-회전 관계 그리고 4) 균열의 진전 등의 응답을 비교 분석하였다.

3.1 실험체 슬래브의 회전 및 확장

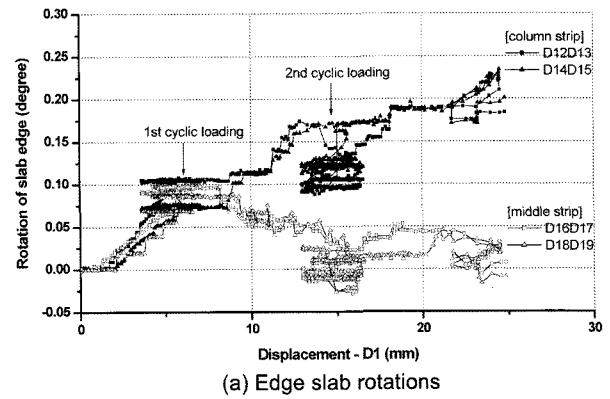
Fig. 8은 실험체 슬래브의 단부 회전 및 확장에 관하여 기존 실험체 MRA의 결과를 대표적으로 나타낸 것이다. 각 실험체 슬래브의 단부 회전 및 확장은 변위계 D12부터 D19까지의 계측치(Fig. 4(a) 참조)를 이용하여 구하였다.

실험체 슬래브 단부는 실제 플랫폼 구조의 슬래브 중심선을 묘사하기 때문에 회전이 없어야 한다. 그러나 실험체는 Fig. 8 (a)와 같이 슬래브 단부에 회전이 발생하였다. 이것은 단부 구속 시스템을 구성하는 각형 강관에 휨 변형과 이를 연결하는 강봉에 축 변형이 발생하기 때문이고 단부 구속 시스템이 실험체 슬래브 단부를 부분적으로 구속하고 있는 것 또한 단부 회전의 원인이라 판단된다. 결국, 4.2 m의 실험체 슬래브는 연직하중에 대하여 보다 긴 구조 경간을 묘사하였다.

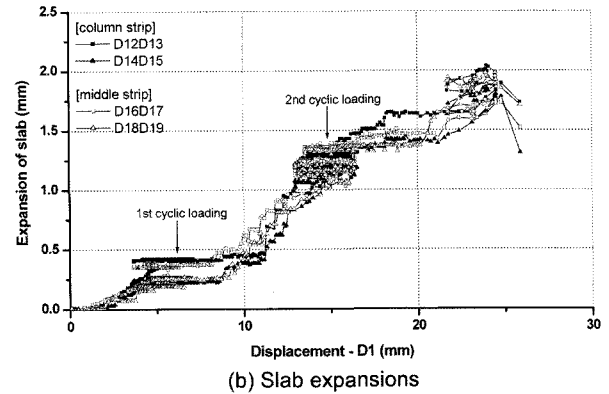
실험체 슬래브의 단부 회전은 첫 번째 반복하중 이력까지 단부 회전의 계측 위치와 관계없이, 전반적으로 일정하게 증가하였다. 첫 번째 반복하중 이력 이후, 주열대 영역은 단부 회전의 증가율이 감소하였고 더욱이 중간대 영역은 단부 회전이 반전하는 경향까지 보였다. 이것은 단부 구속 시스템의 강성은 일정한 반면, 슬래브는 왕성한 균열 진전으로 인해 강성이 급격히 감소되었기 때문이다. 반복하중이 진행되는 동안은 균열의 진전이 매우 작았고 이때의 단부 회전각의 변화는 거의 없었다.

실험체 슬래브는 Fig. 8 (b)와 같이 하중이 증가하면서 점진적으로 슬래브가 확장되는 현상을 보였다. 실험체에서 슬래브가 확장되는 현상은 주열대와 중간대 구분에 관계없이 거의 일정하게 나타났다. 그리고 반복하중 과정에서 실험체 슬래브의 확장은 회전에 대한 실험 결과와 같이 거의 일정한 것으로 나타났다.

실험체 슬래브의 중간대 영역에는 상부 철근이 배근되어 있지 않아, 중간대 영역의 휨 균열 폭은 주열대에 비해 약 4배 정도 크게 발생하였다. 만약, 중간대에 균열



(a) Edge slab rotations



(b) Slab expansions

Fig. 8 Edge slab rotations and expansions of MRA

제어를 위한 상부 철근을 배근하였다면, Fig. 8의 결과에 비해 실제 중간대 영역의 회전은 좀 더 증가하고 확장은 감소할 것이다. 반면, 주열대 영역은 이와 상반되는 경향을 보였을 것이다.

실제, 플랫폼 구조는 슬래브 중심선에서 회전과 확장이 발생하지 않는다. 실제 슬래브와 동일하게, 실험체의 회전과 확장을 구속할 경우 편칭전단강도가 증가한다는 연구 문헌들²⁾이 있다. Alexander와 Simmonds⁹⁾은 실험체 슬래브의 회전 구속에 관한 실험을 통하여, 단부의 회전 구속 정도가 증가할수록 접합부의 편칭전단강도가 증가한다고 언급하였다. 그리고 실험체는 콘크리트의 균열과 철근의 항복으로 인해 슬래브가 확장되는 현상이 발생하나 실제 플랫폼 구조에서는 확장 현상이 주변 슬래브로 인하여 구속된다. 이에 대하여, Rankin과 Long¹⁰⁾은 이러한 구속이 슬래브에 압축 면내하중 (compressive membrane action)을 발생시키고 이로 인해 편칭전단강도가 증가한다고 주장하였다.

연직하중에 대하여 슬래브의 변곡점까지를 일반적으로 모델링 (실제 슬래브 경간의 약 40%)하는 기존의 독립 슬래브-기둥 접합부 (isolated slab-column connection) 실험체는 실제 슬래브의 경계 조건과 면내 하중 구속에 따른 영향을 고려할 수 없다. 또한, 하중 단계에 따라 변화하는 모멘트 재분배 현상을 고려하는 것은 전혀 불가능한 것이다. 비록, 본 실험의 단부 구속 시스템이 슬래브의 단부 회전과 확장을 완벽하게 구속하지는 못하였지만 기존의 접합부 실험에 비해 실제 조건에 가까운 실험으로서 그 의의가 있다.

3.2 모멘트 재분배

Fig. 9는 각 실험체의 단부 및 중앙부 모멘트 분배 비율을 나타낸 것이다. 여기서, 중앙부 모멘트는 단부 구속 시스템의 강봉에 설치한 수평 하중계의 계측치를 이용하여 계산하고, 단부 모멘트는 정적 모멘트에서 중앙부 모멘트를 뺀 값이다. 각 실험체의 모멘트 분포를 분석한 결과, 본 실험체가 휨과 편칭 파괴하중을 동일하게 설계하였음에도 불구하고, 총 정적 모멘트에 대한 단부 및 중앙부 모멘트 비율은 비균열 상태에서부터 최종 파괴 상태에 이르기까지 일정한 수치를 갖지 않고 계속 변화하는 것으로 나타났다. 이러한 결과는 Rangan과 Hall¹⁾의 연구 결과와도 일치하는 것이다. 현재, 플랫폼플레이트 구조의 연직하중 해석에 일반적으로 사용하는 직접 설계법과 등가골조법은 구조물의 탄성거동에 기초하여 하나의 정해진 모멘트 분포를 제시하나 실제 플랫폼플레이트 구조의 모멘트 분포는 하중 증가에 따라 변화하고 이것은 철근 배근 상재에 큰 영향을 받는다. 그러므로 탄성 거동만을 고려한 정밀한 해석을 수행하고자 하는 노력과 이러한 해석 결과를 신봉하여 배근 설계하는 것은 큰 의미가 없을 것이다.

첫 번째 반복하중 이력까지, 각 실험체의 중앙부 모멘트 분배 비율은 작용 하중의 증가와 함께 증가하였다. 첫 번째 반복하중 이력 이후, 단부 및 중앙부 모멘트 분배 비율은 각 실험체에 따라 서로 다른 경향을 나타냈다. 65% 단부 모멘트와 35% 중앙부 모멘트에 대하여 배근 설계한 기준 실험체 MRA는 단부 모멘트 분배율이 점진적으로 증가한 반면, 35% 단부 모멘트와 65% 중앙부 모멘트에 대하여 설계한 비교 실험체 MRC는 오히려 중앙부 모멘트 분배율이 증가하는 경향을 보였다. 결국, 이것은 “설계에서의 단부 및 중앙부 모멘트 분배율이 실제 플랫폼플레이트 구조 슬래브의 작용 모멘트 분배에 큰 영향을 미친다”는 것이다.

그리고 또 하나 주목할 점은 Fig. 9의 결과에 기초하

여, 단부 모멘트 철근의 일부를 중앙부 모멘트 영역에 배근할 경우, 기준 실험체 MRA에서 나타나는 현상 즉 “최종 파괴 단계로 갈수록 모멘트가 단부에 점점 집중하는 현상”을 완화시킬 수 있다는 것이다.

약 20 mm 변위에서 MRA, MRB 그리고 MRC 실험체의 중앙부 모멘트 분배율은 대략적으로 각각 25%, 32% 그리고 40%이다. 이것은 실험체를 설계할 때의 각각의 목표 중앙부 모멘트 분배율 35%, 50% 그리고 65%에 비해 매우 작은 수치이다. 이러한 차이는 단부 구속 시스템이 실험체 단부의 회전을 완벽하게 구속하지 못하여 중앙부 모멘트 분담 비율이 감소된 것으로 판단된다. 만약, 실험체 단부에 대한 회전을 완벽하게 구속하였다면, 실험 결과는 초기 설정하였던 단부 및 중앙부 모멘트 분배 비율에 근접하였을 것으로 판단된다.

3.3 하중-변위 관계

Fig. 10은 각 실험체의 하중-변위 관계를 나타낸 것으로, 하중 (L1)과 변위 (D1)는 기둥 하부에 배치된 하중계와 변위계의 계측치이다. 여기에 슬래브의 자중 (약 63 kN), 단부 구속 및 하중 재하 시스템의 중량 (약 19 kN), 그리고 수직 방향의 프리텐션 하중 (약 18 kN)의 영향은 포함되어 있지 않다.

각 실험체는 두 번째 반복하중 이력까지 유사한 거동을 보였으나 극한 상태에서 내력 및 변위 성능은 큰 차이를 나타냈다. 각 실험체의 편칭강도는 각각 357 kN (MRA), 291 kN (MRB), 334 kN (MRC), 그리고 최대 변위는 각각 25.9 mm (MRA), 20.8 mm (MRB), 27.2 mm (MRC)로 나타났다. 여기서, 하나의 문제는 상기 편칭강도와 최대 변위에 대한 실험 결과가 단부 및 중앙부 모멘트 설계 비율에 따른 철근 배근 상재에 따른 일관성이 전혀 없다는 점이다. 예를 들어, 파괴영역의 철근비 증가에 따른 편칭강도 증가 영향만을 고려한다면 실험체의 편칭강도 크기는 MRA > MRB > MRC로 예측되고 모멘트 재분배

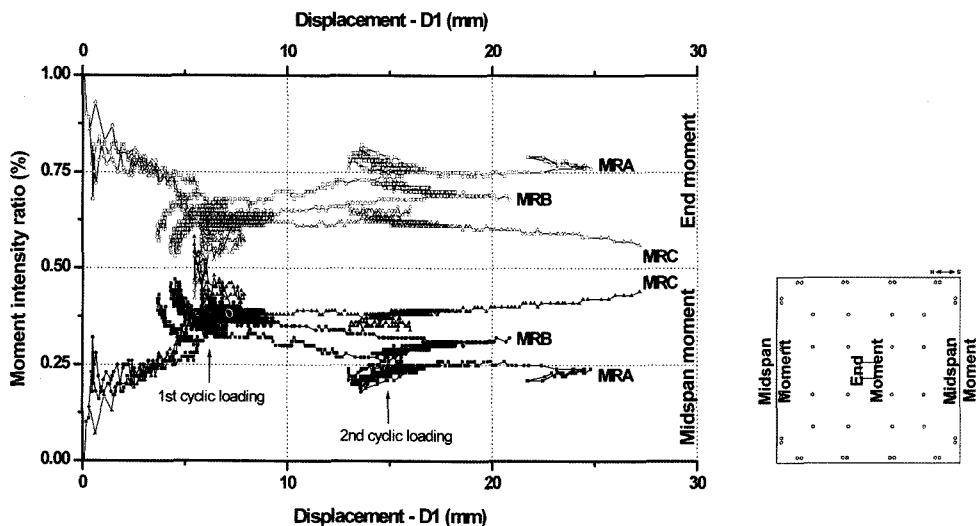


Fig. 9 Moment redistribution

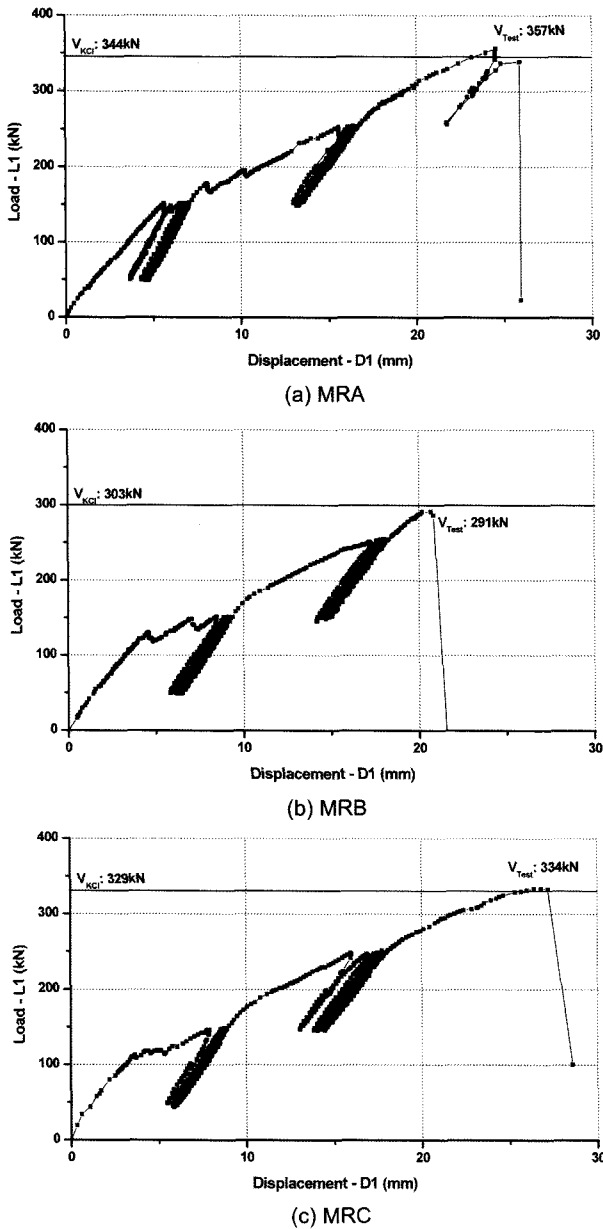


Fig. 10 Load-displacement response

로 인한 작용 모멘트 크기 변화만을 고려한다면 실험체의 편칭강도는 $MRC > MRB > MRA$ 가 되어야 할 것이다. 그런데 본 실험에서의 편칭강도는 $MRA > MRC > MRB$ 로 나타났다. 실험체의 편칭강도에 있어 일관성이 결여된 것은 주로 각 실험체 마다 현저히 다른 콘크리트의 압축강도 때문인 것으로 판단된다. 상기 언급하였듯이 (Table 2), 실험 수행 직전에 얻은 콘크리트의 압축강도는 각각 37 MPa (MRA), 30.5 MPa (MRB), 34.6 MPa (MRC)로 상당히 큰 차이를 보이고 있으며 이러한 차이가 실험 결과에 큰 영향을 미친 것으로 판단된다.

각 실험체마다 서로 다른 콘크리트의 압축강도 차이로 인해 편칭강도의 단순 비교는 불가하다. 그러므로 본 연구에서는 이를 보정하기 위하여 콘크리트구조설계기준에서 제시하는 수식 (1)을 이용하여 V_{KCI} 를 계산하고 이것을 Fig. 10에 표기하였다. 각 실험에서의 편칭강도 V_{Test} 는 설계편칭강도 V_{KCI} 에 비하여 각각 1.04배 (MRA), 0.96배

(MRB), 1.02배 (MRC)로 이들의 상대적인 차이는 모두 4% 미만이었다.

ASCE-ACI Committee 445는 전단파괴영역에 철근비가 증가하면 편칭전단강도가 증가한다고 주장하였다. 그리고 CEB-FIP 1990은 파괴영역에서의 철근비가 편칭강도에 미치는 영향을 $f(\rho) = \rho^{1/3}$ 로 정의하고 있다. 이에 의하면, MRA의 철근비는 MRC에 비하여 약 1.75배 이므로 MRA의 편칭강도는 MRC에 비하여 약 1.21배 증가하여야 한다. 그러나 본 실험 결과에서는 이러한 차이가 전혀 나타나지 않았다.

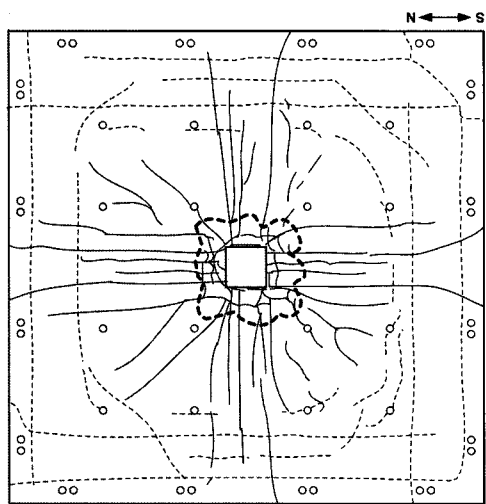
저자가 판단할 때, 본 연구에서 파괴영역의 철근비가 증가 ($MRA > MRB > MRC$)하는데도 편칭전단강도가 현저히 증가하지 않은 이유는 Fig. 9에서 보는 바와 같이 철근이 많이 배치된 슬래브 영역엔 작용 모멘트가 더욱 집중 (모멘트 재분배 영향)하고 이러한 모멘트 집중이 파괴영역에 손상을 증가시키기 때문인 것으로 판단된다. 결국, 철근비가 증가하면 ① 균열이 분산되어 균열 폭은 감소하지만 ② 모멘트 재분배로 인하여 작용 모멘트가 증가되고 파괴 영역의 손상을 증가시키는, 상기 2가지 영향이 서로 상쇄된다고 할 수 있다.

3.4 균열의 진전

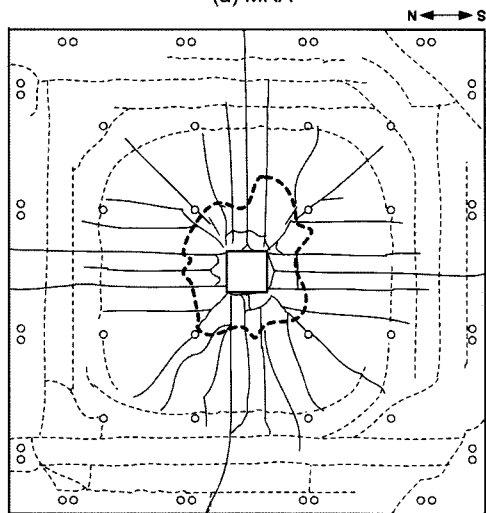
실험을 진행하는 동안 균열 조사를 실시하였고 조사 시점을 Fig. 7에 표기하였다. 기준 실험체 MRA는 Fig. 10과 같이 약 150 kN (5.6 mm)에서 현저한 균열 진전으로 인해 강성이 급격히 감소하였다. 그리고 비교 실험체 MRB와 MRC는 각각 약 130 kN (4.6 mm) 그리고 약 110 kN (3.6 mm)에서 균열이 크게 진전되었다. 각 실험체는 개념적으로 편칭과 휨강도를 동일하게 설계하였으므로, 모멘트 재분배는 대부분 콘크리트 균열에 의한 것이다. 그리고 각 실험체의 균열 발생으로 인한 강성 감소 시점이 다른 것은 실험체마다 서로 다른 단부 및 중앙부의 철근 상세 때문이다.

첫 번째 반복하중 이력까지 각 실험체의 균열 양상은 기둥을 중심으로 슬래브를 가로지르는 직교 휨 균열 (orthogonal crack)이 두드러지고 방사선 방향으로 미세한 균열이 발생하였다. 두 번째 반복하중 이력까지 기둥에 인접한 슬래브 상부는 방사선 균열(radial crack)이 많아지고 미세한 접선 균열 (tangential crack) 등이 발생하기 시작하였다. 슬래브 하부는 실험체 단부선과 평행한 균열이 두드러지게 나타났다. 각 실험체는 최종적으로 편칭전단에 의해 파괴되었으며, 편칭파괴 단계에서 각 실험체의 균열 양상은 Fig. 11과 같다.

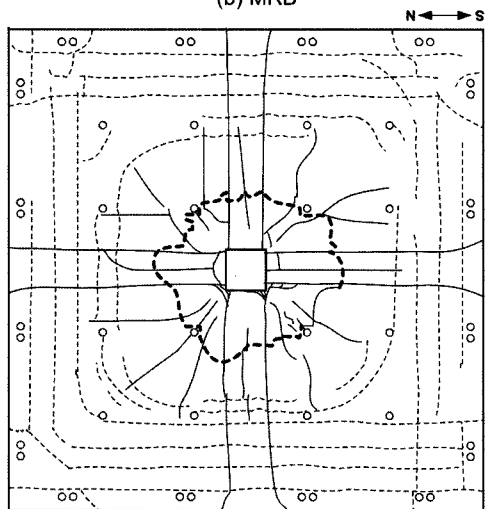
균열의 수에 있어, 단부 모멘트 영역에 상부 철근을 많이 배근한 MRA는 상부에 균열의 수가 상대적으로 많고 하부 철근을 많이 배근한 MRC는 다른 실험체에 비해 슬래브 하부에 균열의 수가 많았다. 균열의 폭은 철근 배근 개수가 적은 영역 (예를 들면, MRC의 단부 모멘트 영역에서 슬래브 상부)에 상대적으로 크게 발생하였다.



(a) MRA



(b) MRB



(c) MRC

— Top cracks - - - Bottom cracks - - - Punching cracks

Fig. 11 Crack pattern at failure

각 실험체 상하부에 발생한 직교 균열은 대부분 철근이 배근된 선을 따라서 발생하였다.

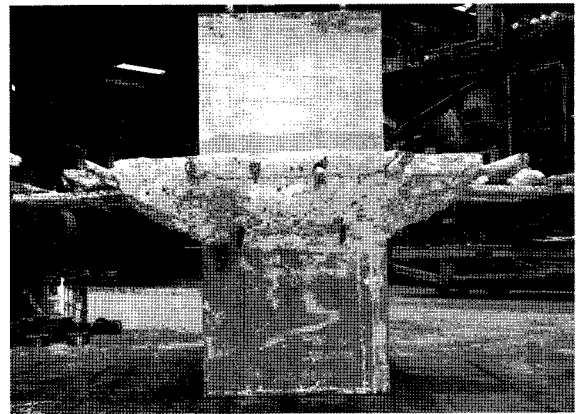
각 실험체는 기둥에 인접한 단부 모멘트 영역 철근비에 따라 펀칭파괴 각도에 상당한 차이를 보였다. 펀칭파괴 각도는 MRA, MRB 그리고 MRC로 갈수록 경사가

완만한 파괴 단면을 나타냈다. 이것은 파괴영역에 철근이 상대적으로 많은 MRA의 경우 전단에 의한 영향이 높고 MRC는 파괴영역에서의 작은 휨 저항 성능으로 인해 상대적으로 휨 변형이 크게 발생하였기 때문으로 판단된다. Fig. 12는 실험체의 최종 펀칭파괴 단면에 관한 사진이다.

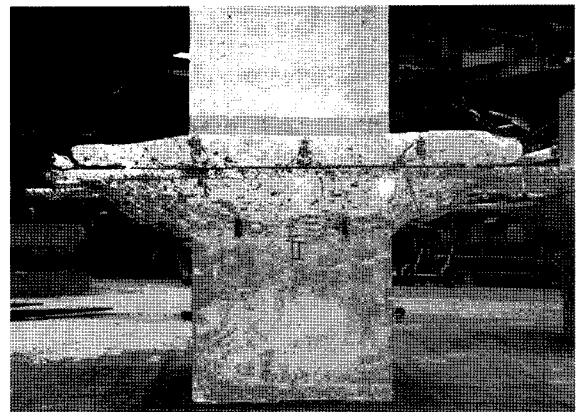
4. 결 론

반복연직하중을 받는 총 3개의 슬래브-기둥 접합부 실험의 결론은 다음과 같다.

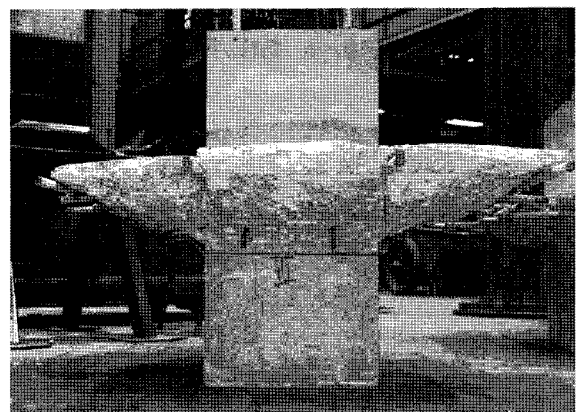
- 1) 본 실험체는 슬래브의 휨과 펀칭 파괴하중을 동일



(a) MRA



(b) MRB



(c) MRC

Fig. 12 Punching shear failure

하게 설계하였음에도 불구하고 슬래브의 단부 및 중앙부 모멘트 비율이 비균열 상태에서부터 최종 파괴 상태에 이르기까지 일정한 수치를 갖지 않고 계속 변화하는 것으로 나타났고 극한상태에서 실험체의 단부 및 중앙부 모멘트 분포는 설계 단계에서의 철근 분배에 크게 영향을 받는다.

- 2) 65% 단부 모멘트와 35% 중앙부 모멘트에 기초하여 설계한 기준 실험체 MRA는 최종 파괴 단계로 갈수록 모멘트가 기둥 근처에 점점 집중하는 현상이 나타났고, 단부 및 중앙부 모멘트 분배율을 각각 35%와 65%로 설계한 비교 실험체 MRC는 최종 파괴 단계로 갈수록 중앙부 모멘트 분담 비율이 점점 증가하여, MRA에서 나타나는 단부 모멘트 집중 현상이 훨씬 완화되었다.
- 3) 슬래브의 현저한 모멘트 재분배 현상은 결국 슬래브의 해석시, 탄성거동만을 고려하여 단부 및 중앙부 모멘트 분배를 정밀히 예측하고자 하는 노력과 이러한 해석 결과를 신봉하여 배근 설계하는 것은 큰 의미가 없다.
- 4) ASCE-ACI Committee 445는 전단파괴 영역에 철근비가 증가하면 편칭전단강도가 증가한다고 주장하였다. 그리고 CEB-FIP 1990은 파괴영역에서의 철근비가 편칭강도에 미치는 영향을 적극적으로 반영하고 있다. 그러나 콘크리트구조설계기준에 기초하여 각 실험체의 최대 강도를 분석한 결과, 각 실험에서의 편칭강도 V_{Test} 와 설계편칭강도 V_{KCI} 의 상대적인 차이는 모두 4% 미만으로 단부 및 중앙부 모멘트 철근 배치는 최종적인 편칭전단강도에 큰 영향을 주지 못하였다.
- 5) 저자가 판단할 때, 본 연구에서 파괴영역의 철근비가 증가 (MRA>MRB>MRC)하는데도 편칭전단강도가 현저히 증가하지 않은 이유는 철근비가 크면 작용 모멘트가 더욱 집중 (모멘트 재분배 영향)하고 이러한 모멘트 집중이 파괴영역에 손상을 증가시키기 때문이다.
- 6) 이러한 관점에서 볼 때, 만일 슬래브가 동일한 연직 하중에 대하여 휨 설계되었다면, 편칭파괴영역에 철근을 집중 배치하는 것은 편칭강도 증가에 별 영향을 주지 않을 것이며 우리나라의 편칭전단기준 또한 이에 대한 영향을 적극적으로 고려할 필요가 없을 것이다.

7) 슬래브는 모멘트 재분배에 대하여 충분한 능력을 확보하고 있고 또한 단부 및 중앙부 철근배치가 슬래브의 편칭전단강도에 큰 영향을 주지 않기 때문에, 슬래브의 배근상세는 필요시, 현장 상황에 따라 설계자가 능동적으로 조절할 수 있을 것이다.

감사의 글

이 논문은 “건설교통R&D정책인프라사업 성능중심의 건설기준 표준화과제”와 “2007년 정부 (교육인적자원부)의 재원으로 한국학술진흥재단 (지방연구중심대학육성사업/바이오하우징연구사업단)”의 지원을 받아 수행된 연구이다.

참고문헌

1. Rangan, B. V. and Hall, A. S., “Moment Redistribution in Flat Plate Floors”, *ACI Journal*, Vol.81, No.6, 1984, pp.601~608.
2. CEB-FIB, “Punching of Structural Concrete Slabs”, *CEB-FIB Technical Report*, Bulletin 12, April, 2001.
3. 한국콘크리트학회, “콘크리트구조설계기준 해설”, 한국콘크리트학회, 2003.
4. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Reinforced Concrete*, American Concrete Institute, Detroit, MI, 2002.
5. EC2, *Design of Concrete Structures Part1: General Rules and Rules for Buildings*, European Committee for Standardization Brussels, Oct. 1991.
6. CEB-FIP 1990, *Design of Concrete Structures, CEB-FIP-Model-Code 1990*, Thomas Telford, 1993.
7. ASCE-ACI Committee 445 on Shear and Torsion, “Recent Approaches to Shear Design of Structural Concrete”, *Journal of Structural Engineering*, Vol.124, No.12, 1998, pp.1375~1417.
8. Rangan, B. V. and Hall, A. S., “Moment and Shear Transfer Between Slab and Edge Column”, *ACI Journal*, Vol.80, No.3, 1983, pp.183~191.
9. Alexander, S. D. B. and Simmons, S. H., “Tests of Column-Flat Plate Connections”, *ACI Structure Journal*, Vol.89, No.5, 1992, pp.495~502.
10. Rankin, G. I. B. and Long, A. E., “Predicting the Enhanced Punching Strength of Interior Slab-Column Connections”, *Proc. of the Institution of Civil Engr.*, Vol.82, Part1, Dec. 1987, pp.1165~1186.

요 약 동일한 총 정적 모멘트를 갖지만 단부 및 중앙부 모멘트 분배가 서로 다른 총 3개의 슬래브-기둥 내부 접합부를 실험하였다. 각 실험체는 4.2 m 정사각형 슬래브와 356 mm 정사각형 단면을 갖는 기둥으로 구성되며, 슬래브의 두께는 152 mm이다. 실험 결과, 플랫플레이트 시스템은 비 균열 상태에서부터 최종 파괴 단계까지 상당히 큰 모멘트 재분배 현상이 나타나고, 극한 상태에서 실험체의 단부 및 중앙부 모멘트 분배는 설계에서의 철근 분배에 의해 크게 좌우되었다. 또한 이러한 모멘트 재분배 현상은 슬래브의 편칭전단강도에 영향을 준다.

핵심용어 : 모멘트 재분배, 편칭전단 강도, 단부 및 중앙부 모멘트 분배