

2방향 슬래브의 펀칭전단성능 향상을 위한 고성능 철근의 적용

Application of High-Performance Steels to Enhance the Punching Shear Capacity of Two-Way Slabs

양 준 모¹⁾
Yang, Jun Mo

신 현 오²⁾
Shin, Hyun Oh

이 주 하³⁾
Lee, Joo Ha

윤 영 수^{4)*}
Yoon, Young Soo

Abstract

Two-way slabs reinforced with high-performance steels, which have several practical advantages of a reduction of congestion in heavily reinforced members, savings in the cost of labor and repair, the higher corrosion resistance, and a reduction of construction time, were constructed and tested. The influences of the flexural reinforcement ratio, concentrating the reinforcement in the immediate column region, and using steel fiber-reinforced concrete (SFRC) in the slab on the punching shear resistance and post-cracking stiffness were investigated, and compared with the punching shear test results of the slabs reinforced with conventional steels and GFRP bars. In addition, the strain distribution of flexural reinforcements and crack control were investigated, and the effective width calculating method for the average flexural reinforcement ratio was estimated. The use of high-performance steel reinforcement increased the punching shear strength of slabs, and decreased the amount of flexural reinforcements. The concentrating the top mat of flexural reinforcement increased the post-cracking stiffness, and showed better strain distribution and crack control. In addition, the use of SFRC showed beneficial effects on the punching shear strength and crack control. It was suggest that the effective width should be changed to larger than 2 times the slab thickness from the column faces.

Keywords : High-performance steel, Punching shear, Stiffness, Fiber-reinforced concrete, Effective width

1. 서론

콘크리트의 성능 및 강도 향상을 통해 철근 콘크리트 구조물이 대형화, 경량화 되면서 콘크리트를 보강하는 보강 재료의 성능 향상 특히 내 부식성 및 강도 향상에 대한 요구가 증가하고 있다. 최근 이러한 요구사항을 만족시켜 주기 위해 ASTM A1035 (2007) 고성능 철근이 개발되었다. 이 고성능 철근은 일반 철근과 비교해 5배 이상 높은 내 부식성, 2배 이상 높은 항복강도를 가진 철근이다 (MMFX Technologies Corporation, 2007). 고성능 철근을 사용하면 철근 밀집 감소, 노무비 절약, 공기 단축 등의 효과를 볼 수 있지만, 실제로는 고성능 철근의 사용을 주저하는 것이 사실이다. 사용성 규정을 만족하지 못하는 큰 균열 및 처짐에 대한 우려와 항복점이 뚜렷하지 않아 설계에 반영하기 힘들다는 이유 때문이다. 이러한

우려를 불식시키고 고성능 철근의 적극적인 적용을 위해 고성능 철근을 적용한 콘크리트 부재에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. 일반 철근으로 보강된 부재와 동일한 휨 및 전단 성능을 가지도록 철근비가 감소되고 고성능 철근으로 휨 및 전단 보강된 부재에 대한 실험 결과 일반 철근으로 보강된 부재와 동일하거나 증가된 휨 및 전단 성능을 나타내었다 (Sumpter et al., 2009; Seliem, 2007; Hassan et al., 2008). 또한, 고성능 철근을 사용한 부재의 휨 설계 방법을 제안하기도 하였다 (Mast et al., 2008).

본 연구에서는 고성능 철근으로 휨 보강된 슬래브-기둥 접합부 부재를 제작하여 펀칭 전단강도 성능을 평가하였다. 일반 철근 및 GFRP (Glass Fiber Reinforced Polymer) 바로 배근된 부재와 비교 평가하였고, 기둥 인접부 집중 배근 효과 및 강섬유 보강 효과 등을 파악하였다.

1) 정희원, 고려대학교 건축사회환경공학부 박사후연구원
2) 고려대학교 건축사회환경공학부 박사과정
3) 삼성물산(주) 건설부문 기술연구소 선임연구원
4) 정희원, 고려대학교 건축사회환경공학부 교수

* Corresponding author : ysyoon@korea.ac.kr 02-3290-3320

• 본 논문에 대한 토의를 2011년 4월 30일까지 학회로 보내주시면 2011년 5월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

2. 2방향 슬래브의 편칭 전단성능

2방향 슬래브의 편칭 전단성능에 영향을 미치는 인자는 콘크리트 압축강도, 휨 철근비, 휨 철근 배근 방법, 섬유보강 콘크리트, 유효 깊이 (크기효과) 등 여러 가지가 있다. 먼저, 콘크리트 압축강도가 편칭 전단강도에 영향을 미치는 것은 자명한 사실이고, 전 세계 모든 설계기준은 콘크리트 압축강도 효과를 편칭 전단 설계식에 반영하고 있다. 단, 콘크리트 구조설계기준 (2007) (한국콘크리트학회, 2007), ACI 318-08 (2008), CSA A23.3-04 (2004)에서는 콘크리트 압축강도의 제곱근 항을 포함하고 있고, BS 8110-97 (1997), Eurocode 2-2003 (2003)에서는 콘크리트 압축강도의 세제곱근 항을 편칭 전단강도 설계식에 포함하고 있다는 점이 상이하다.

휨 철근비가 감소할수록 편칭 전단 성능이 감소한다. BS 8110-97, Eurocode 2-2003에서는 이를 설계에 반영하기 위해 휨 철근비 항을 설계식에 포함하고 있다. 또한, 기둥 주변 휨 철근의 집중 배근은 편칭 전단 성능을 향상시킨다. 선행 연구자들 (Ghannoum, 1998; McHarg et al, 2000; 이주하 등, 2007)의 연구 결과, 집중 배근은 부재의 편칭 전단강도를 증진시키는 것으로 확인되었고, CSA A23.3-04에서는 기둥면으로부터 슬래브 두께의 1.5배에 해당하는 슬래브 폭 이내에 상부 휨 철근의 최소량을 집중 배근 시키도록 규정하고 있다. BS 8110-97에서는 편칭 전단강도 예측식에 필요한 평균 휨 철근비를 기둥면으로부터 슬래브 유효깊이의 1.5배인 곳까지에 대해 산정한다.

2방향 슬래브의 편칭 전단 성능을 향상시켜주는 또 하나의 방법은 바로 강섬유 보강 콘크리트 (SFRC)를 이용하는 것이다. 선행 연구에서는 기둥 주위에 0.5% 강섬유를 혼입하여 편칭 전단강도가 각각 38%, 33% 향상되었고, 연성 역시 향상되었다 (McHarg et al, 2000; 이주하 등, 2007).

3. 실험

3.1 실험체 상세

본 연구에서는 휨 철근비, 휨 철근의 강도, 휨 철근의 집중배근 및 강섬유 보강을 변수로 하는 총 4개의 이방향 슬래브 실험체를 제작하였다. 기존 연구와의 비교를 위해,

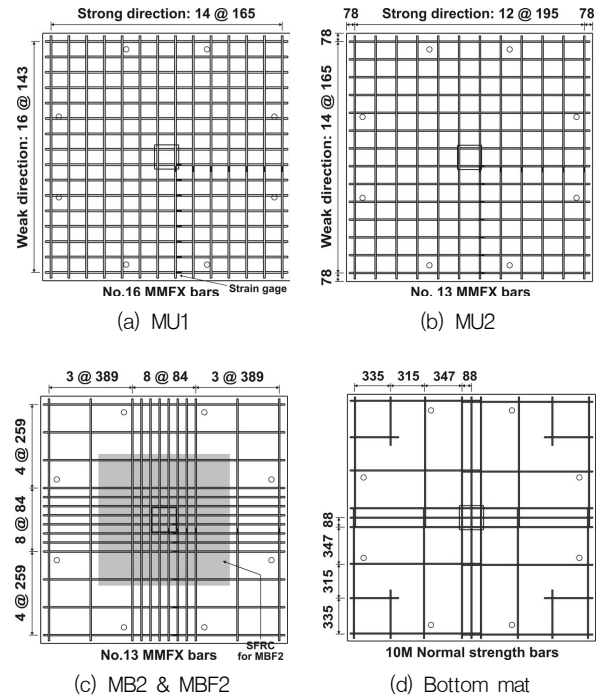


Fig. 1 Reinforcement layout

모든 실험체는 두께 150mm의 2.3m 정방형 슬래브와 슬래브 중앙의 상·하부로 길이 300mm의 225mm 정방형 기둥으로 구성되어, 기존 연구 (Ghannoum, 1998; 이주하 등, 2007))에 사용된 부재 크기와 동일하도록 하였다. 모든 실험체의 휨 철근은 고성능 철근을 사용하였다.

Fig. 1은 슬래브 상부와 하부의 철근 배근 상세를 보여준다. Fig. 1에 나타난 Strong direction (강방향)은 $A_s f_y d$ 값이 큰 방향을 Weak direction (약방향)은 $A_s f_y d$ 값이 작은 방향을 의미하고, 철근은 “철근개수@철근간격(mm)”으로 표현하였다. 실험체 MU1은 슬래브 상부 철근비가 1.18%이고 상부 철근은 균등한 간격으로 배근되었다. Ghannoum (1998)의 연구에 사용된 실험체 S1-U, 이주하 등의 연구에 사용된 실험체 GFU1과 동일한 철근비, 배근 간격을 유지하고 휨 보강근의 재료만 고성능 철근으로 교체한 실험체이다. 실험체 MU2는 고성능 철근의 고강도 효과를 반영하기 위한 실험체로서, 실험체 S1-U, GFU1과 동일한 휨 강도를 가지도록 슬래브 상부 휨 철근비를 0.64%로 낮추고 균등 배근하였다. 실험체 MB2는 휨 철근의 집중배근 효과를 보기 위한 실험체이다. 실험체 MU2와 동일한 슬래브 상부 철근비를 가지고, CSA A23.3-04의 규준에 따라 기둥으로부터 슬래브 두께의 1.5배인 지점까지 상부 철근을 집중 배근하였다. 실험체 MB2의 기둥 인접부 상부 철근비는 1.36%

Table 1 Concrete properties

	f'_c (MPa) (st. dev.)	ϵ'_c (mm/mm) (st. dev.)	f_{sp} (MPa) (st. dev.)	f_r (MPa) (st. dev.)
Column	60.6 (3.14)	0.0020 (0.0003)	4.79 (0.18)	5.93 (0.13)
Slab	35.3 (1.02)	0.0020 (0.0001)	4.20 (0.17)	5.10 (0.25)
SFRC	30.8 (0.77)	0.0019 (0.0002)	4.44 (0.10)	5.22 (0.23)

Table 2 Conventional steel properties

Designation	Area (mm ²)	f_y (MPa)	ϵ_y (%)	f_u (MPa)	Function
10M	100	461	0.23	578	slab bottom reinforcement column stirrup
15M	200	458	0.23	594	column main reinforcement

Table 3 High-performance steel properties

Designation	Area (mm ²)	ASTM (0.2% offset) (MPa)	ACI (0.35% strain) (MPa)	Max. strength (MPa)
No.13	129	894	666	1137
No.16	199	904	685	1123

로 하였다. 실험체 MBF2는 실험체 MB2와 동일하게 상부 철근을 배근하였으나 기둥으로부터 500mm 지점까지 SFRC를 부분 타설하였다.

모든 부재의 휨철근비는 실험체의 휨파괴를 방지하면서 편칭 전단에 의한 파괴를 유도할 수 있도록 결정되었다. 또한 모든 실험체의 슬래브 하부는 일반 철근을 사용하였고, 동일한 배근 상세를 가지도록 하였다. MU1 실험체의 유효깊이는 109.1mm, MU2, MB2 및 MBF2 실험체의 유효깊이는 112.3mm 이다.

3.2 재료 특성

슬래브의 일반 강도 콘크리트 및 SFRC, 기둥의 고강도 콘크리트의 강도 측정을 위해 $\phi 100 \times 200$ mm 공시체로 압축강도시험 및 쪼갬 인장강도시험이 수행되었으며, 3등분점 재하 실험을 통해 휨강도를 구하였다. Table 1에 실험체에 사용된 콘크리트의 물성을 나타내었다. 본 실험에서는 MBF2 실험체의 기둥 인접부 슬래브에 타설할 SFRC의 강섬유 혼입률을 체적당 0.5%로 선택하였다. 사용된 강섬유는 30mm 길이의 갈고리형으로 지름 0.5mm,

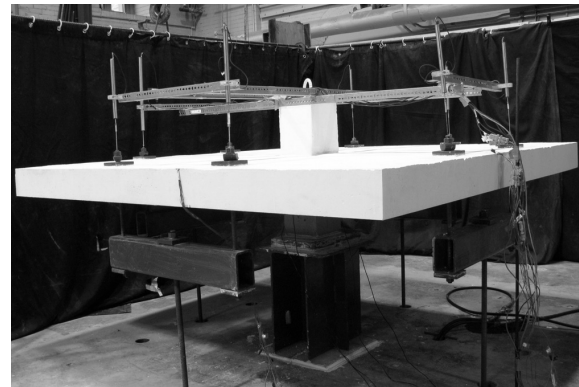


Fig. 2 Test setup

최대 인장강도 1,200MPa이다. 섬유 보강 콘크리트의 인성을 결정하기 위해 인성 성능 등급 (Morgan et al, 1995)을 사용하였고, 그 결과 level III 이상의 인성 성능 등급을 나타내었다.

Table 2는 모든 실험체의 기둥 및 슬래브 하부 철근으로 사용된 일반 철근의 물성을 정리한 것이고, Table 3은 모든 슬래브의 상부 철근으로 사용된 고성능 철근의 물성을 정리한 것이다. 본 연구에 사용된 고성능 철근은 뚜렷한 항복구간을 나타내지 않기 때문에 ASTM A370-08 (2008)의 0.2% offset 방법 혹은 ACI 318-08 (2008)의 0.3% 변형률 방법으로 항복강도를 환산하였다. 부재 설계 시에는 고성능 철근 공급업체에서 제공하는 값인 690MPa을 항복강도로 가정하였다.

3.3 실험체 셋팅

Fig. 2는 실험체의 셋팅 모습을 나타내고 있다. 실험체의 하부 기둥은 강재 블록에 의해 지지되었고, 실험체에 등분포하중을 모사하기위해 슬래브 외곽 8지점에 집중하중을 적용하였으며, 슬래브의 각 변에 인접한 750mm의 하중 지점 사이로 하중 적용을 위해 슬래브 아래에 강재보가 설치되었다. 그리고 각 강재보와 연결된 4개의 강재봉에 각각 유압잭을 설치한 후, 각 유압잭은 다시 하나의 유압 펌프에 연결되어 제어함으로써 모든 하중 지점에 동일한 하중이 작용하도록 하였다 (Ghannoum, 1998; McHarg et al, 2000; 이주하 등, 2007).

단조하중을 천천히 가함과 동시에 하중, 처침, 변형률을 자동으로 기록하였다. 또한 주요 하중 단계마다 균열의 형태와 균열폭을 기록하였다. 작용 하중은 각 유압잭에 설치되어 있는 로드셀을 통해 기록하였으며, 슬래브의 처

짐은 8개의 하중 지점에 설치된 LVDT (Linear Voltage Differential Transformer)를 통해 측정되었다. 슬래브의 처짐을 기둥의 처짐과 보정해 주기 위해 Fig 2와 같이 상부 기둥 위에 격자형 앵글을 배치하고 그 앵글에 LVDT를 설치하였다. 또한, 슬래브의 기둥에 대한 상대 처짐과 편칭 전단파괴의 시작을 모니터링하기 위해 슬래브 밑면의 기둥면 가까이 추가로 4개의 LVDT를 설치하였다. 스트레인 게이지는 슬래브 상부 철근의 변형률을 측정하기 위해 슬래브의 양방향으로 기둥면과 나란한 열을 따라 매설되었다. LVDT 및 스트레인 게이지 배치 상세는 Fig. 3에 나타내었다.

4. 실험 결과 및 고찰

Table 4는 최초 균열 발생시, 보강재의 최초 항복시 그

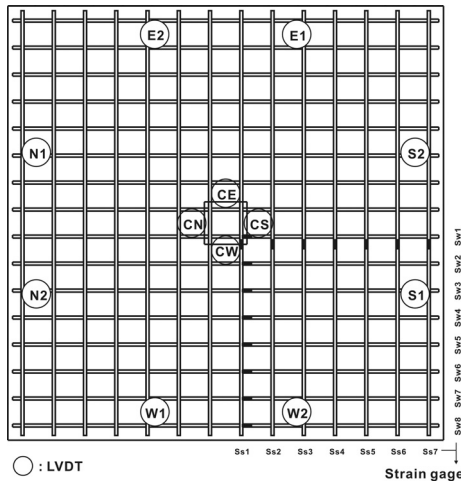
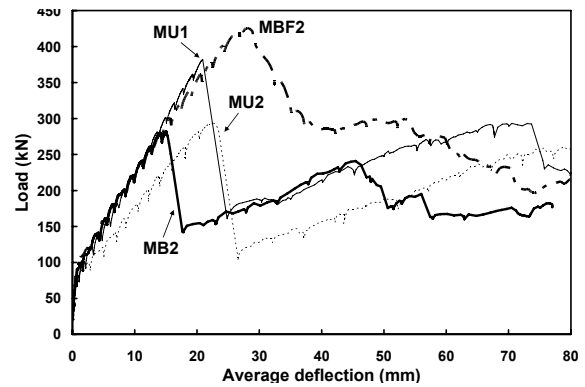
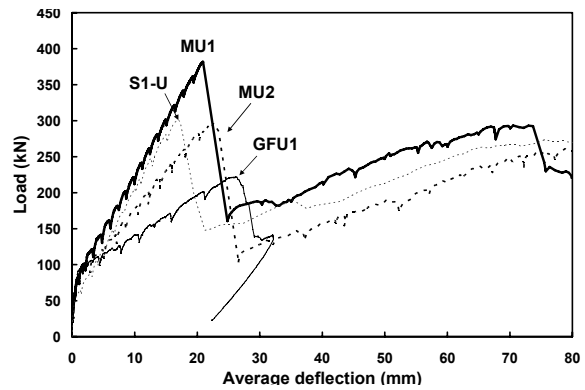


Fig. 3 Locations of LVDTs and strain gages(MU1)

리고 최대 하중 작용시의 총 전단력과 처짐량을 정리한 것이고, Fig. 4는 총 전단력과 슬래브의 평균 처짐과의 관계를 나타낸 것이다. 일반 철근으로 보강된 실험체와 GFRP 바로 보강된 실험체와의 비교를 위해 Ghannoum (1998) 의 연구에 사용된 실험체 S1-U, 이주하 등 (2007)의 연구에 사용된 실험체 GFU1의 실험 결과를



(a) High-strength steel specimens



(b) Comparison with previous researches

Fig. 4 Load versus average deflection responses

Table 4 Summary of test results

	ρ_{av} (%)	Type of top bar	d_{av} (mm)	P_{cr} (kN)	P_y^* (kN)	P_u (kN)	Δ_{cr} (mm)	Δ_y^* (mm)	Δ_u (mm)	Stiffness (kN/mm)	V_{ACI} (kN)
MU1	1.18	H-P No.16	109.1	78	-	382	0.74	-	20.91	15.04	286
MU2	0.64	H-P No.13	112.3	76	221	296	0.69	14.51	22.58	10.32	297
MB2	1.36	H-P No.13	112.3	92	281	282	1.08	15.02	15.05	13.73	297
MBF2	1.36	H-P No.13	112.3	102	296	426	1.19	15.15	28.34	13.81	297
S1-Ua	1.18	N-S 15M	109.0	56	203	301	0.75	9.82	16.95	16.21	293
GFU1b	1.18	GFRP No.16	109.1	81	163	222	0.72	14.16	26.15	6.10	129

where, ρ_{av} = average reinforcement ratio; d_{av} = average effective depth; P_{cr} , P_y , P_u = load at first cracking, yielding of steel bars, and ultimate, respectively; and Δ_{cr} , Δ_y , Δ_u = deflection at cracking, yielding, and ultimate load, respectively; V_{ACI} = predicted punching shear by ACI 318-08 (2008) and ACI 440.1R-06 (2006).

* For the specimens reinforced with high-performance steels and GFRP bars, the load and deflection at 0.0035 of the high-performance steel's strain and 0.0045 of the GFRP bars were taken to correspond to the yield, respectively.

^a Specimen tested by Ghannoum(1998).

^b Specimen tested by 이주하 등(2007).

이용하였다. 실험체 S1-U와 실험체 GFU1은 MU1 실험체와 동일한 실험체 크기, 철근비, 배근 간격을 가지고 있고, 상부 휨 보강근의 재료만 각각 Gr400 일반강도 철근 ($f_y = 445\text{MPa}$), GFRP 바 ($E = 48.2\text{GPa}$, $f_u = 683\text{MPa}$)인 실험체이다. 실험체 S1-U와 실험체 GFU1의 슬래브 콘크리트 압축강도는 각각 37.2MPa, 36.3MPa으로 실험체 MU1의 슬래브 압축강도와 유사하였다. 고성능 철근 및 GFRP 바는 뚜렷한 항복 구간이 없으므로 고성능 철근의 변형률 0.0035와 GFRP 바의 변형률 0.0045를 항복 상태로 간주하여 그때의 하중과 처짐을 기록하였다.

총 하중은 8개 하중 지점에 재하된 하중과 임계 전단 둘레의 외부 슬래브 자중 및 하중 재하 장치의 무게를 포함하는 자중의 합으로 계산되었다. 슬래브의 평균 처짐은 8개의 하중 지점에서 측정된 처짐의 평균으로 계산되었다. 또한, ACI 설계식에 의한 예상 편칭 전단 하중의 약 60%인 160kN을 사용하중으로 설정하였다.

4.1 하중-처짐 관계

Table 4와 Fig. 4를 통해 알 수 있듯이, 실험체의 강성(하중-처짐 관계 곡선에서 최초 균열점과 최초 항복점을 이은 직선의 기울기)은 기둥 주변의 철근비에 직접적인 영향을 받는다. 균열이 발생하기 전까지는 모든 슬래브가 동일한 거동을 보이나 균열발생 이후, MU2 실험체는 슬래브 상부 철근비가 작아 MU1 실험체와 비교할 때 강성이 현저히 저하된다. 휨 철근비의 감소는 압축력을 받는 콘크리트 깊이를 감소시켜 전단에 저항하는 균열이 나지 않는 콘크리트의 면적을 감소시키고, 이는 곧 균열폭의 증가, 골재 맞물림 작용력의 감소, 장부 작용의 저하로 이어지게 된다. 휨보강근의 집중 배근이 슬래브의 강성을 증진시켜준다는 것은 MB2 실험체의 강성이 MU2 실험체 보다 33% 증가된 것을 통해 확인할 수 있다. 그러나 MBF2와 MB2의 하중-처짐 관계 곡선의 기울기를 보면 파괴시 까지 거의 동일한 것으로 보아 강섬유 보강 콘크리트의 사용이 강성증진에는 영향을 미치지 않는 것으로 판단된다.

MU1은 S1-U와 동일한 휨 철근비를 가지고 있어 강성은 유사하게 나타났고, 편칭 전단강도는 27% 더 크게 나타났다. 이는 고성능 철근의 높은 항복강도와 향상된 장부력 때문인 것으로 판단된다. 또한, MU2는 S1-U 보

다 평균 철근비가 거의 절반 정도 작아 강성은 36% 낮게 나타났지만, 편칭 전단 강도는 거의 유사하게 나타났다. 이를 통해 슬래브의 편칭 전단강도는 휨 철근비뿐만 아니라 휨 철근의 항복강도의 영향을 받는다는 것을 알 수 있다. MU2는 탄성계수가 매우 낮은 GFRP 바를 가진 GFU1 실험체 보다 69% 더 높은 강성과 33% 더 높은 편칭 전단강도를 보였다. 이는 휨 보강근의 탄성계수가 슬래브의 편칭 전단강도에 큰 영향을 미친다는 것을 나타내고, 또한, 고성능 철근의 향상된 부식 저항성이 GFRP 바와 동일하다는 전제하에 고성능 철근의 활용 가능성이 매우 높음을 시사한다.

일반적으로, 균등 배근된 실험체에 비해 집중배근된 실험체의 편칭 전단강도 및 강성이 더 크게 나타난다. 집중 배근된 경우, 슬래브에 작용하는 휨모멘트에 더욱 효과적으로 저항할 수 있어서 더 작고 균일한 변형률을 유도하기 때문이다. 그러나 MU2 실험체와 동일한 휨강도를 가지고 기둥 인접부에 상부철근이 집중배근된 MB2 실험체의 경우, MU2 실험체에 비해 향상된 강성을 나타내었지만, 편칭 전단강도의 증가는 나타나지 않았다. 이는 기둥 인접부에 집중배근된 철근 사이에 부착 파괴가 발생하였기 때문으로 판단된다 (Alexander and Simmonds, 1992; Whitney, 1957). 특히 고성능 철근을 적용한 경우, 감소된 철근 간격은 휨 철근을 따라 작용하는 부착강도의 감소를 가져온다. 고성능 철근의 높은 항복강도는 증가된 정착 및 부착길이를 요구하기 때문이다. 고강도 철근의 부착특성에 대해 연구한 Seliem et al. (2009)은 ASTM A1035 (2007)의 고성능 철근을 적용할 경우 ACI 318-08 (2008)의 정착길이 산정식은 비보수적이고, ACI 408 위원회 (2003) 정착길이 산정식이 보다 합리적인 예측을 한다고 보고하였다. 결국, ACI 408 위원회 정착길이 산정식을 적용할 경우 고성능 철근은 보다 더 증가된 정착길이를 필요로 하게 되고, 일반 강도 철근에 요구되는 정착길이와 큰 차이를 보이게 된다. 이는 고강도 철근으로 보강된 슬래브를 설계할 경우 고강도 휨 철근의 확실한 정착이 매우 중요하고, 기둥 주위에 휨 철근을 집중배근할 경우 휨철근의 간격 및 휨 철근비의 한계를 두는 것이 필요하다는 것을 나타낸다.

강섬유의 첨가는 보강재의 집중배근보다 편칭 전단강도 증진에 더욱 효과적인 것으로 확인되었다. MBF2 실험체는 MB2 실험체에 비해 51% 증가된 상당히 큰 편칭 전단강도를 보였으며 심지어 휨강도가 훨씬 더 큰 MU1

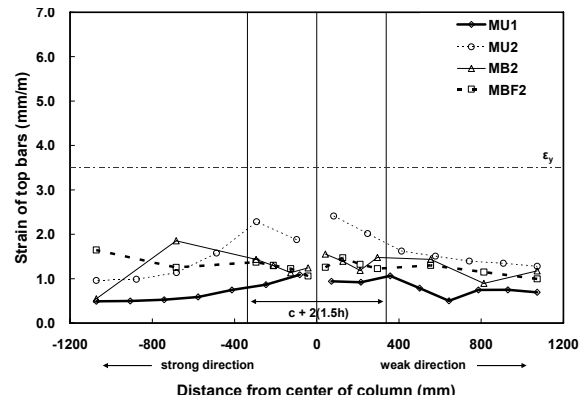
실험체 보다도 뛰어난 성능을 보였다. 이는 고성능 철근을 사용하여 철근량을 줄일 때 발생할 수 있는 큰 균열폭의 문제에 대하여 SFRC의 사용이 그 해결책이 될 수 있음을 시사한다.

4.2 상부 힘 철근의 변형률 분포

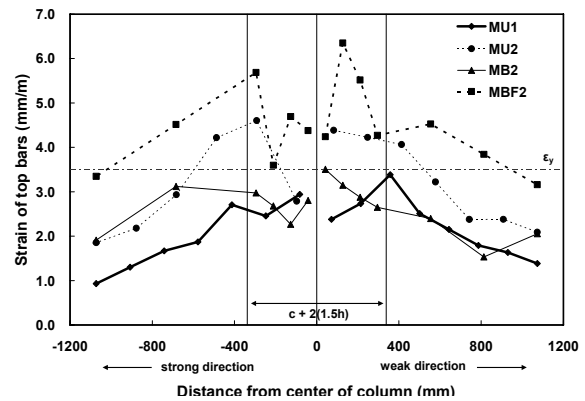
Fig. 5는 슬래브의 유효깊이가 더 큰 강방향의 상부 철근과 그 내측으로 배근된 약방향의 상부 철근에 대한 사용하중 및 최대하중에서의 변형률 분포를 나타내고 있다. 슬래브의 기둥 인접구역에서 약방향의 변형률이 강방향에 비해 대체적으로 더 높았다. 이는 약방향과 수직하게 발생한 균열의 폭이 일반적으로 더 컸던 것과 일치하는 결과이다. 사용하중에서는 기둥 인접 구역 내부와 외부의 변형률이 거의 유사하게 나타났는데, 최대하중에서는 기둥 인접 구역이 그 외곽부보다 더 큰 변형률이 관찰되었다. 이는 최대하중으로 갈수록 슬래브의 2방향 작용으로 인해 작용 모멘트가 최대인 기둥면 근처에서 변형률이 국부적으로 집중되는 경향이 있음을 나타낸다. 사용하중 하에서 힘 철근이 집중배근된 MB2와 MBF2의 변형률은 MU2의 변형률 보다 더 낮고 더 균일하게 분포하였다. 이는 집중배근된 실험체의 힘 철근 분포가 균등 배근된 실험체의 철근 분포 보다 작용 모멘트에 저항하는데 있어 더 유리하기 때문인 것으로 판단된다. MU1 실험체 힘 철근의 최대 변형률은 0.00338으로 나타나 MU1의 고성능 철근은 비선형 거동까지 도달하지 않았다.

4.3 균열 및 파괴 양상

모든 실험체의 최초 균열은 슬래브 상부 보강근 중 내측의 철근에 수직한 방향으로 슬래브-기둥 접합부에서 발생하였고 곧이어 이와 유사한 양상으로 외측의 철근에 수직한 방향으로 균열이 발생하였다. 그 후에 기둥 근처에서 방사형 균열이 발생하여 슬래브 가장자리로 진전되었다. 이와 동시에 기둥 근처에서는 방사 균열을 연결하는 원주형 균열이 발생하였다. Fig. 6은 모든 실험체의 사용하중 하에서의 균열 양상을 나타내고 있다. 상부 철근이 집중 배근된 MB2, MBF2는 힘 철근이 균등배근된 MU1, MU2와는 달리 기둥 주변에 잔 균열들이 많이 발생되었고, 슬래브 가장자리에는 균열이 거의 나타나지 않았다. 이는 집중배근의 훌륭한 균열 제어 효과를 나타낸다.



(a) At service load



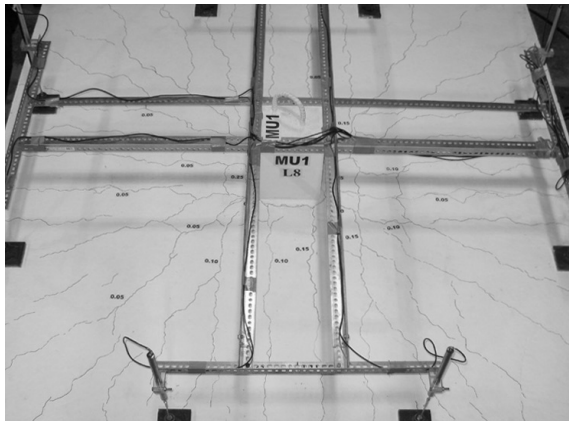
(b) At peak load

Fig. 5 Strains in the top mat reinforcing bars

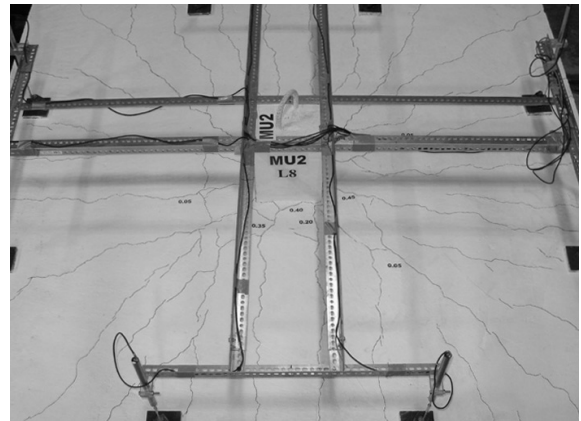
상부 철근을 집중배근한 MB2 실험체와 MBF2 실험체의 경우 상부 철근을 균등배근한 실험체들과는 달리 사용하중 하에서 기둥 인접부 외부의 균열폭이 기둥 인접부 내부의 균열폭 보다 더 크게 나타났다. 이는 기둥 인접 구역에 집중 배근된 실험체의 경우 외곽부에서는 상대적으로 철근 배근 간격이 크기 때문이다. Fig. 7은 기둥 인접부에서 하중과 최대 균열폭의 관계를 보여주고 있다. MU2는 기둥 주위의 낮은 힘 철근비 때문에 균열폭이 매우 크게 나타났다. 반면, 집중배근을 하고 SFRC가 적용된 MBF2는 균열폭이 작고 다수의 균열이 고르게 분포하는 등 훌륭한 균열 제어 효과를 보였다.

4.4 유효폭 산정

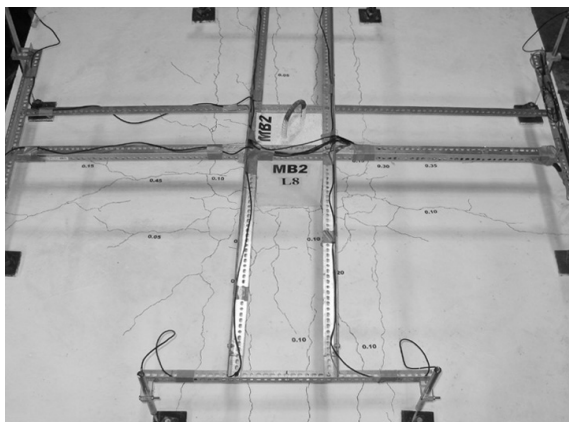
앞서 언급한 바와 같이 슬래브의 균열 후 강성은 상부 힘 철근비의 영향을 직접적으로 받는다. 그러나 Table 4에 제시된 철근비 및 강성을 살펴보면, MB2와 MBF2의 철근비는 S1-U 및 MU1의 철근비보다 더 크지만, MB2



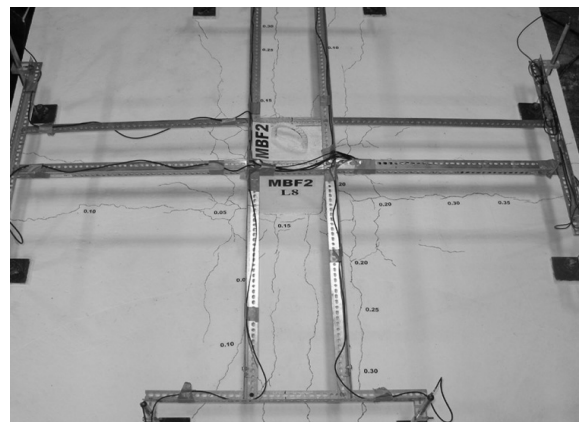
(a) MU1



(b) MU2



(c) MB2



(d) MBF2

Fig. 6 Crack patterns at service load

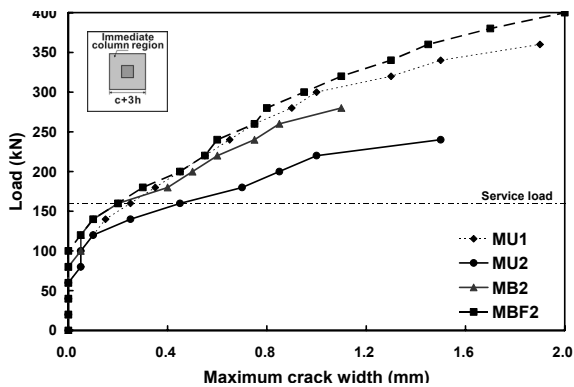


Fig. 7 Load versus maximum crack width inside immediate column region

와 MBF2의 강성은 S1-U와 MU1의 강성보다 낮게 나타났다. CSA A23.3-04 (2004)는 기둥면으로부터 슬래브 두께의 1.5배 만큼 떨어진 곳까지를 유효폭으로 규정하고 휨철근의 최소량을 집중배근할 것으로 규정하고 있다. Table 4에 제시된 철근비는 CSA A23.3-04에서 규

정한 유효폭 내에서 계산한 철근비이다. BS 8110-97 (1997) 역시 편칭 전단강도 예측식에 필요한 평균 휨 철근비를 기둥면으로부터 슬래브 유효깊이의 1.5배인 곳까지에 대해 산정한다.

슬래브의 강성에 직접적인 영향을 끼치는 합리적인 휨 철근비의 산정을 위해 유효폭을 기둥면으로부터 슬래브 두께의 1.5배에서 3배까지 달리하여 휨 철근비를 다시 계산해 보았다. 그리고 그 휨 철근비와 강성의 관계를 Fig. 8에 나타내었다. Fig. 8과 같이 유효 폭을 기둥면으로부터 슬래브 두께의 2배 이상으로 산정하였을 경우, 휨 철근비의 증가에 따라 강성 역시 증가하는 것으로 나타났다. 따라서 CSA A23.3-04와 BS 8110-97는 집중배근 구역 혹은 유효 폭을 기둥면으로부터 슬래브 두께의 2배 이상으로 확장하여야 할 것으로 판단된다. Regan (1986)은 이러한 유효폭을 기둥면으로부터 슬래브 두께의 3배로 확장하는 것을 제한하였고, Dilger et al. (2005)는 편칭 콘의 범위가 기둥면으로부터 슬래브 두께

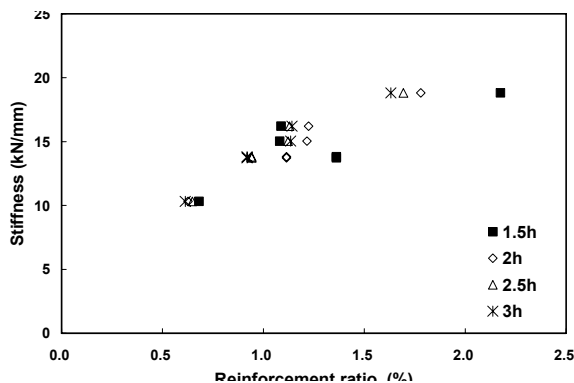


Fig. 8 Stiffness versus reinforcement ratio

의 2.5배 이내에 발생하기 때문에 Regan의 제안은 합당하다고 언급하였다.

5. 결론

고성능 철근을 상부 휨철근으로 사용한 2방향 슬래브의 편칭전단 구조실험 결과를 통해 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- 1) 슬래브 휨 철근비를 유지시키고 고성능 철근의 사용을 통해 철근의 항복강도를 증가시켰을 경우, 강성은 유사하게 나타났고 편칭 전단강도는 27%의 큰 증가를 나타냈다.
- 2) 철근의 항복강도 증가를 통해 슬래브의 휨강도를 유지시키면서 휨 철근비를 감소시킨 경우, 균열후 강성은 감소하였지만, 편칭 전단강도는 유사하게 나타났다.
- 3) 슬래브의 휨철근을 집중배근한 경우, 철근비의 감소 때문에 작아진 강성을 다시 회복할 수 있었다. 또한, 균등배근한 경우보다 휨철근의 변형률 분포, 균열폭 측면에서 향상된 거동을 나타내었다.
- 4) 강섬유의 사용은 편칭 전단강도의 증가와 균열 제어에 탁월한 효과를 보였다. 기둥 인접부에 상부 휨철근을 집중배근하고 강섬유 보강 콘크리트를 확대 타설한 경우, 강성, 편칭 전단강도의 향상을 보였고, 작은 균열폭과 양호한 균열양상을 나타내었다.
- 5) 기둥면으로부터 슬래브 두께의 1.5배 만큼 떨어진 곳까지로 규정하고 있는 CSA A23.3-04 및 BS 8110-97의 유효폭은 기둥면으로부터 슬래브 두께의 2배 이상으로 확대하는 것이 합리적이라 판단된다.

감사의 글

이 논문은 2008년 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국학술진흥재단의 지원을 받아 수행된 연구임. (KRF-2008-621-D00049)

참고문헌

1. 이주하, 양준모, 윤영수, "2방향 슬래브의 성능 향상을 위한 집중 배근된 FRP 바의 적용", 한국콘크리트학회 논문집, Vol. 19, No. 6, 2007, pp.727-734.
2. 한국콘크리트학회, 콘크리트 구조설계기준 해설, 한국콘크리트학회, 2007, p.523.
3. ACI Committee 408, Bond and Development of Straight Reinforcing Bars in Tension, ACI 408R-03, American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich., 2003, 49pp.
4. Alexander, S. B. D. and Simmonds, S. H., "Test of Column-Flat Plate Connections", ACI Structural Journal, Vol. 89, No. 5, 1992, pp.495-577.
5. American Concrete Institute(ACI), Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary, ACI 318-08 and ACI 318M-08, Farmington Hill, MI, 2008, p.473.
6. American Concrete Institute(ACI), Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with FRP Bars, ACI 440.1R-06, Farmington Hill, MI, 2006, p.44.
7. ASTM International, Standard Specification for Deformed and Plain, Low-Carbon, Chromium, Steel Bars for Concrete Reinforcement, ASTM A1035-07, West Conshohocken, PA, 2007, p.47.
8. ASTM International, Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products, ASTM A370-08, West Conshohocken, PA, 2008, 47pp.
9. British Standard Institution(BSI), Structural Use of Concrete, Standard BS 8110, London, United Kingdom, 1997, p.168.
10. Canadian Standards Association(CSA), Design of Concrete Structures, CSA A23.3-04, Mississauga, ON, Canada, 2004, p.249.
11. Dilger, W., Birkle, G., Mitchell, D., "Effect of Flexural Reinforcement on Punching Shear Resistance", Punching Shear in Reinforced Concrete Slabs, SP-232, M. A. Polak, ed., American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2005, pp.57-73.
12. European Standard, Eurocode 2: Design of Concrete Structures-Part 1: General Rules and Rules for Buildings, prEN 1992-1-1, Final Draft, European Committee for Standardization, Brussels, 2003, p.226.
13. Ghannoum, C. M., Effect of High-Strength Concrete on the Performance of Slab-Column Specimens, M. Engrg. Thesis, Dept. of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill Univ., Montreal, QC, Canada, 1998, p.91.
14. Hassan, T. K., Seliem, H. M., Dwairi, H., Rizkalla, S. H. and Zia, P., "Shear Behavior of Large Concrete

- Beams Reinforced with High-Strength Steel," ACI Structural Journal, Vol. 105, No. 2, 2008, pp.173-179.
15. Mast, R. F., Dawood, M., Rizkalla, S. H. and Zia, P., "Flexural Strength Design of Concrete Beams Reinforced with High-Strength Steel Bars," ACI Structural Journal, Vol. 105, No. 4, 2008, pp.570-577.
 16. McHarg, P. J., Cook, W. D., Mitchell, D. and Yoon, Y.-S., "Benefits of Concentrated Slab Reinforcement and Steel Fibers on Performance of Slab-Column Connections," ACI Structural Journal, Vol. 97, No. 2, 2000, pp.225-234.
 17. MMFX Technologies Corporation, MMFX Steel Product Guide, MMFX Technologies Corporation of America, Las Vegas, NV, 2007, p.73.
 18. Morgan, D. R., Mindess, S. and Chen, L., "Testing and specifying toughness for fiber reinforced concrete and shotcrete," Proc., 2nd Univ. - Industry Workshop on Fiber-Reinforced Concrete and Other Advanced Composites - Fiber-Reinforced Concrete - Modern Developments, N. Banthia and S. Mindess, ed., Toronto, 1995, pp.29-50.
 19. Regan, P. E., "Symmetric Punching of Reinforced Concrete Slabs," Magazine of Concrete Research, Vol. 38, No. 136, 1986, pp.115-128.
 20. Seliem, H. M. A., Behavior of Concrete Bridges Reinforced with High-Performance Steel Reinforcing Bars, Ph.D Thesis, Dept. of Civil, Construction and Environmental Engineering, North Carolina State University, Raleigh, NC, 2007, p.259.
 21. Seliem, H. M., Hosny, A., Rizkalla, S., Zia, P., Briggs, M., Miller, S., Darwin, D., Browning, J., Glass, G. M., Hoyt, K., Donnelly, K. and Jirsa, J. O., "Bond Characteristics of ASTM A1035 Steel Reinforcing Bars," ACI Structural Journal, Vol. 106, No. 4, 2009, pp.530-539.
 22. Sumpter, M. S., Rizkalla, S. H. and Zia, P., "Behavior of High-Performance Steel as Shear Reinforcement for Concrete Beams," ACI Structural Journal, Vol. 106, No. 2, 2009, pp.171-177.
 23. Whitney, C. S., "Ultimate Shear Strength of Reinforced Concrete Flat Slabs, Footings, Beams and Frame Members without Shear Reinforcement," ACI Journal, Proceedings, Vol. 54, No. 4, 1957, pp.265-298.

(접수일자 : 2010년 11월 16일)

(수정일자 : 2010년 12월 24일)

(심사완료일자 : 2011년 1월 3일)

요 지

본 연구에서는, 철근 밀집 감소, 노무비 및 보수 보강비 절약, 향상된 부식 저항성, 공기 단축 등의 장점을 가지고 있는 고성능 철근으로 휨 보강된 이방향 슬래브를 제작하고 구조실험을 실시하였다. 상부 휨철근비, 기둥 인접부 휨철근의 집중배근, 강섬유 보강 콘크리트의 타설을 변수로 하여 실험하였고, 펀칭 전단강도 및 균열후 강성을 일반 철근 및 GFRP bar로 휨 보강된 슬래브의 펀칭 전단실험 결과와 비교하였다. 또한, 휨철근의 변형률 분포 및 균열제어 효과 등을 비교, 분석하였고, 휨철근비 계산을 위한 유효폭 산정 방법을 검토하였다. 고성능 철근의 사용으로 펀칭 전단강도가 향상되었고, 휨 철근량을 감소시킬 수 있었다. 기둥 인접부 휨철근의 집중배근을 통해 철근비의 감소 때문에 작아진 강성을 회복시킬 수 있었고, 훌륭한 변형률 분포 및 균열제어 효과를 나타내었다. 또한, 기둥 인접부에 대한 강섬유 보강 콘크리트의 타설은 펀칭 전단강도의 증가와 균열 제어에 탁월한 효과를 보였다. 휨철근비 산정을 위한 유효폭은 기둥면으로부터 슬래브 두께의 2배 이상으로 확대하는 것이 합리적이라 판단된다.

핵심 용어 : 고성능 철근, 펀칭 전단, 강성, 섬유보강 콘크리트, 유효폭