

불균형 휨모멘트를 받는 플랫 플레이트의 변형능력

최경규¹⁾ · 박홍근^{1)*}

¹⁾ 서울대학교 건축학과

(2003년 2월 25일 원고접수, 2003년 5월 22일 심사완료)

Deformability of Flat Plate Subjected to Unbalanced Moment

Kyoung-Kyu Choi¹⁾ and Hong-Gun Park^{1)*}

¹⁾ Dept. of Architecture, Seoul National University, Seoul, 151-742, Korea

(Received February 25, 2003, Accepted May 22, 2003)

ABSTRACT

Flat plate structures subjected to lateral load have less deformability than conventional moment frames, due to the brittle failure of plate-column connection. In the present study, parametric study using nonlinear finite element analysis was performed to investigate the deformability of flat plates. The numerical results show that as number of continuous spans increases, the deformability of flat plates considerably decreases. Therefore, existing experiments using sub-assemblages with 1 or 2 spans may overestimate the deformability of flat plates, and current design provisions based on the experiments may not be accurate in estimating the deformability. A design method estimating the deformability was developed on the basis of numerical results, and verified by comparison with existing experiment. In the proposed method, the effects of primary design parameters such as direct shear force, punching shear capacity, aspect ratio of connection, number of spans, and initial stiffness of plate can be considered.

Keywords : flat plate, connection, eccentric shear, unbalanced moment, deformability, performance based design

1. 서 론

지진 등 횡력을 재하받는 플랫 플레이트 구조는 슬래브-기둥 접합부(Fig. 1)의 취성거동으로 인하여 일반적으로 모멘트골조 구조보다 변형능력이 크게 부족한 것으로 알려져 있으며, 과거 많은 지진피해 사례⁷⁾가 보고되고 있다. 따라서 구조체에 큰 변형능력이 요구되지 않는 우리나라 등의 중약진지역에서는 중력과 횡력 모두를 지지하는 구조로서 플랫 플레이트 구조를 활용할 수 있지만, 큰 변형능력이 요구되는 강진지역에서는 전단벽 등 횡력저항시스템과 함께 플랫 플레이트를 사용하는 복합구조형식이 요구된다.^{5,13)} 그러나 이처럼 전단벽 등의 횡력저항시스템을 사용하는 구조에서도 구조물의 취성과파괴를 방지하기 위해서는, 구조물 전체의 횡변형을 수용할 수 있도록 플랫 플레이트 접합부의 변형능력이 충분히 확보되어야 한다. 플랫 플레이트 구조는 슬래브와 기둥만으로 구성되므로 형태적으로는 매우 단순하여 시공이 편리하지만, 구조역학적 면에서 볼 때 면부재와 선부재가 접합되는 구조이므로

강도 및 변형능력의 평가가 매우 어렵다. 현재까지 슬래브-기둥 접합부의 강도 및 변형능력을 규명하기 위하여 많은 실험 연구가 이루어졌으나 다음과 같은 이유로 인하여 접합부의 변형능력에 대해 보다 면밀한 연구가 필요하다.

Mochle와 Kreger¹¹⁾는 기존의 실험결과에 근거하여 뿔립전단강도에 대한 직접전단력의 비율 V_G/V_c 을 40 퍼센트 이하로 제한하면 변형각능력 0.015가 확보된다고 보고하고 있다. 그러나 연속슬래브에 대한 실험결과는 매우 적으며 대부분의 기존실험들은 기둥과 주위의 슬래브로 구성된 축소모델(Fig. 2)을 사용하고 있다. 비선형해석을 이용한 선행연구^{3,4)}에 의하면, 이 경우 실험상의 경계조건이나 하중조건이 여러개의 연속 경간으로 이루어진 슬래브의 조건과는 다르며, 그 결과 기존실험은 연속슬래브의 강도를 저평가하고 변형능력을 과대평가하는 것으로 밝혀졌다.(Fig. 3) 따라서 Mochle 등의 실험결과에 근거한 ACI 318-02⁵⁾는 플랫 플레이트의 변형능력을 과대평가할 수 있으므로 안전측의 설계조건이라고 할 수 없다. 또한 플랫 플레이트의 변형능력은 전단력의 크기 뿐 아니라 슬래브 경간 대 두께비, 접합부 단면의 형상비 등 여러 가지 변수에 의하여 영향을 받는다고 판단되므로 이들 변수의 영향에 대한 연구가 필요하다.

* Corresponding author

Tel : 02-880-7055 Fax : 02-871-5518

E-mail : hgpark@gong.snu.ac.kr

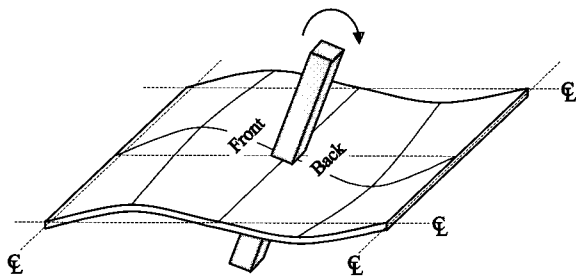
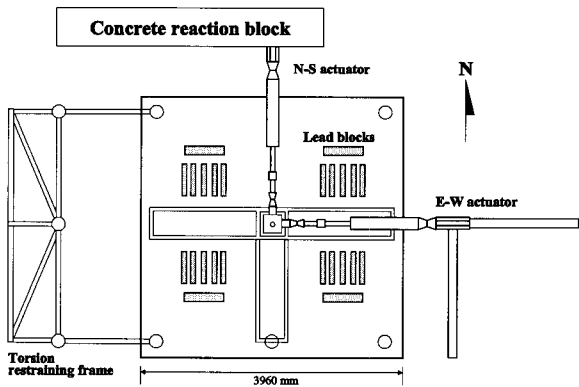
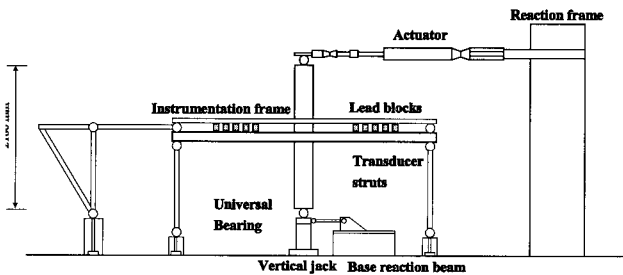


Fig. 1 Deformed shape of plate-column subassemblage



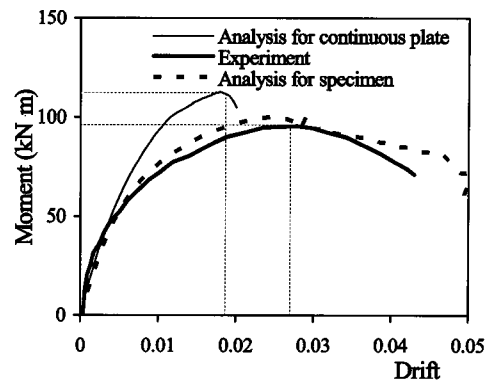
(a) Plan



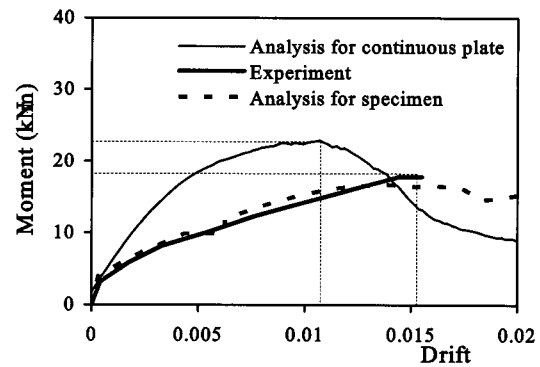
(b) Elevation

Fig. 2 Test setup: Pan and Moehle's experiment

ACI 318-02⁵⁾의 준연성모멘트골조(Intermediate moment frame)에 대한 내진기준에서는 플랫 플레이트 구조의 연성거동을 확보하기 위하여, 보-기둥으로 구성되는 모멘트 골조와 마찬가지로 슬래브의 휨모멘트 소성내력과 중력하중에 의하여 발생하는 총 전단력이 슬래브 접합부의 전단강도를 초과하지 못하도록 규정하고 있다. 그러나 위험단면의 위치가 보의 단부로서 명확히 정의되는 보-기둥 접합부와는 달리 슬래브-기둥 접합부(Fig. 1)는 기둥 둘레의 전후면과 측면을 포함하는 4면에 동시에 편심전단력이 발생하므로 슬래브의 휨모멘트 내력을 정확히 정의하기 어려우며, 따라서 위의 규정을 실무에서 직접 적용하기가 어렵다.



(a) Pan and Moehle specimen 3



(b) Farhey specimen 3

Fig. 3 Variations of moment-rotation relationships with boundary conditions (Pan and Moehle 1992; Farhey et al. 1993)

또한 전단철근이 배근되는 보의 경우 전단내력의 확보에 의해 보의 연성도가 명확히 확보될 수 있으나, 선행연구^{3,4)}에 의하면 전단철근이 없는 슬래브-기둥 접합부에서는 슬래브의 휨거동시 접합부의 전단과파괴가 필수적으로 동반되므로 극한강도가 유지되지 못하고 급격히 저하되므로 연성을 확보하기 어렵다.(Fig. 3)

이러한 현 설계기준과 실험연구의 미비점을 보완하기 위하여, 선행연구^{3,4)}에서는 연속 플랫 플레이트에 대해 비선형 유한요소해석을 이용한 변수연구를 수행하였으며, 그 결과에 근거하여 접합부 강도산정 모델이 제시되었으며, 기존실험과의 비교에 의해 검증되었다. 본 연구에서는 선행연구^{3,4)}의 해석결과에 근거하여 슬래브-기둥 접합부의 변형능력을 분석하고 변형능력을 평가할 수 있는 방법을 개발하고자 한다.

2. 연속슬래브에 대한 변수연구

불균형 휨모멘트를 재하받는 플랫 플레이트 접합부의 거동을 분석하기 위한 재료모델 및 해석방법은 이전 연구^{3,4)}에서 제시하였으며, 또한 기존 실험연구결과와의 비교

를 통해 해석프로그램의 타당성을 검증하였다. 그러나 대부분의 기존실험들은 기둥과 그 주위의 슬래브로 구성된 축소모델을 사용하는데, 각 실험장치 및 실험방식에서 차이가 있으며 실험결과 사이에도 큰 편차가 나타난다. 또한 연속슬래브와 각기 다른 하중 및 경계조건을 사용하고 있으므로 연속 슬래브의 거동과 차이를 보이고 있다. (Fig. 3)

따라서 본 연구에서는 연속슬래브의 하중 및 경계조건을 이상적으로 실현할 수 있도록 수치해석을 이용한 변수 연구를 실시하였다. 해석연구에 사용한 유한요소모델은 Fig. 4에 나타나 있다. 연속 슬래브의 경계조건을 만족하기 위하여 C-C축에 대한 회전을 구속하였고 A와 B 면에서는 두 면에서 서로 대응하는 모든 자유도의 변위가 일치하도록 하였으며, 대칭성을 고려하여 D-D축에 대한 회전도 구속하였다.

슬래브의 기하학적 조건과 재료적 조건 그리고 수직하중 수준 등 다양한 변수 조합 별로 실제 설계범위를 포괄할 수 있는 넓은 변수범위에 대해 해석연구를 수행하였으며, 각 해석모델은 참고문헌 [3]에 제시되어 있다. Table 1

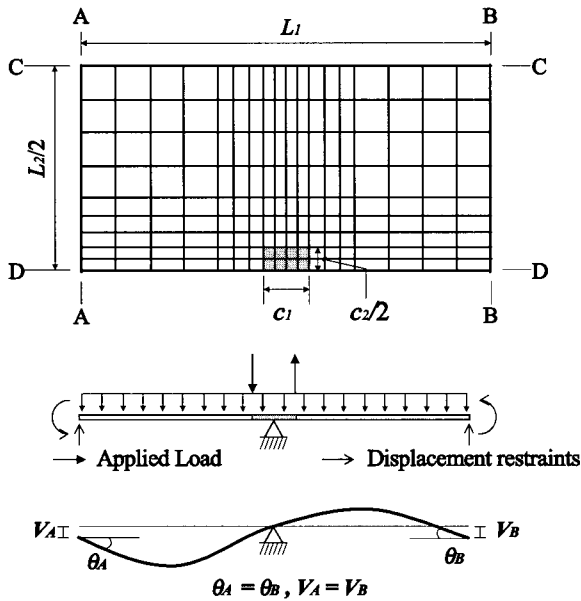


Fig. 4 Finite element model for interior flat plate

에 나타난 모델명은 주요변수를 나타내고 있는데, 모델명은 계열- $c_1 - c_2 - h - \rho_t - \rho_b - V_G/V_c$ 이며 이때, $c_1, c_2 =$ 횡하중 재하방향과 그 직교방향의 기둥 폭 (mm), $h =$ 슬래브 두께 (mm), $\rho_t =$ 상부철근비 (%), $\rho_b =$ 하부철근비 (%), $V_G/V_c =$ 접합부의 공칭전단강도 대비 중력하중에 의한 뚫림전단력의 재하비율 (%), $L_1, L_2 =$ 횡하중 재하방향과 그 직교방향의 스패ん길이 (mm), $d =$ 슬래브 유효두께 (mm)이다. 주요 변수에 대한 해석범위는 다음과 같다.

$$0 \leq V_G/V_c \leq 75 (\%), \quad 0.3 \leq \rho_t, \rho_b \leq 1.2 (\%),$$

$$0.05 \leq c_1/L_1, c_2/L_2 \leq 0.15, \quad 0.03 \leq h/L_1 \leq 0.06,$$

$$3000 \leq L_1, L_2 \leq 6000 \text{ (mm)이다.}$$

Table 1에는 각 해석모델에 대하여 최대모멘트 재하능력에 해당하는 변위각이 제시되어 있으며, Fig. 5에는 접합부의 변형능력과 변수간의 상관관계가 나타나 있다. Table 1과 Fig. 5(a)에 나타난 바와 같이 슬래브의 변형능력은 건축물하중기준¹⁾에서 허용하는 지진하중에 대한 최대 변형각인 1.5 퍼센트를 대체로 충족시키지 못하고 있는데, 이러한 결과는 $V_G/V_c \leq 0.4$ 인 경우 만족할 만한 연성을 발휘한다고 보고한 ACI 318-02⁵⁾와 Moehle¹²⁾의 연구와 상이한 결과이다. Moehle의 연성도에 대한 제안은 기존 실험결과에 근거하고 있는데, 앞서 언급한 바와 같이 이 실험들은 실제 연속슬래브와 하중 및 경계조건이 다르며 따라서 연속슬래브 보다 변형능력을 과대평가하고 있다. 한편 슬래브의 변형능력이 최대강도에 도달한 이후 최대강도의 80% 시점까지 유지된다고 가정하면 연성도가 어느 정도 증가하게 되지만, 중력하중이 큰 경우에는 슬래브의 파괴형태가 취성적이므로 최대강도 이후 접합부의 변형능력이 유지된다고 보기 어렵다.

Fig. 5(b)와 (c)에는 $V_G/V_c = 0.25$ 로 일정한 경우 슬래브의 두께비 L_1/d 와 접합부 측면의 형상비 $(c_1 + d)/d$ 에 따른 변형능력의 변화가 나타나 있다. 이 그림에 나타난 바와 같이 슬래브의 변형능력은 L_1/d 및 $(c_1 + d)/d$ 와 밀접한 상관관계를 가지고 있다.

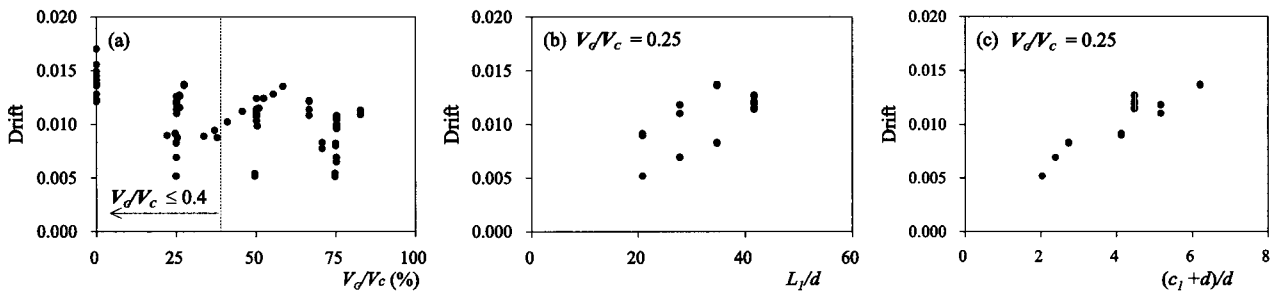


Fig. 5 Drift at maximum moment-carrying capacity

Table 1 Numerical results and ductility prediction for analytical models (continued)

Model	L_i (mm)	V_G/V_c (%)	$\frac{(c_1+d)}{d}$	Drift ⁽¹⁾ at M_n (%)	Drift ⁽²⁾ at $0.8 M_n$ (%)	θ_e	$\frac{\text{Drift}_{\text{anal.}}}{\text{Drift}_{\text{pred.}}}$	Drift for 2bay (%)	Drift for 3bay (%)	Drift for 4bay (%)
E-500-500-180-0.3-0.3-0	6,000	0	4.47	1.49	1.67	0.048	1.05	3.37	2.80	2.03
E-500-500-180-0.3-0.3-25	6,000	25	4.47	1.26	1.50	0.036	1.01	2.60	2.02	1.51
E-500-500-180-0.3-0.3-50	6,000	50	4.47	1.03	1.33	0.023	1.00	1.60	1.42	1.42
E-500-500-180-0.3-0.3-75	6,000	75	4.47	1.08	1.21	0.014	1.31	1.30	1.21	1.2
E-500-500-180-0.6-0.6-0	6,000	0	4.47	1.38	1.52	0.048	0.97	2.92	2.58	1.55
E-500-500-180-0.6-0.6-25	6,000	25	4.47	1.27	1.47	0.038	0.99	2.40	2.10	1.47
E-500-500-180-0.6-0.6-50	6,000	50	4.47	1.13	1.32	0.029	1.00	1.61	1.50	1.31
E-500-500-180-0.6-0.6-75	6,000	75	4.47	1.08	1.20	0.019	1.16	1.51	1.42	1.11
E-500-500-180-0.9-0.9-0	6,000	0	4.47	1.28	1.49	0.048	0.90	2.59	2.31	1.52
E-500-500-180-0.9-0.9-25	6,000	25	4.47	1.26	1.44	0.039	0.97	2.50	2.10	1.29
E-500-500-180-0.9-0.9-50	6,000	50	4.47	1.14	1.32	0.031	0.98	1.80	1.48	1.18
E-500-500-180-0.9-0.9-75	6,000	75	4.47	1.04	1.19	0.023	1.03	1.49	1.09	1.10
E-500-500-180-1.2-1.2-0	6,000	0	4.47	1.21	1.37	0.048	0.85	2.52	1.80	1.53
E-500-500-180-1.2-1.2-25	6,000	25	4.47	1.16	1.34	0.040	0.88	2.00	1.71	1.32
E-500-500-180-1.2-1.2-50	6,000	50	4.47	1.10	1.31	0.033	0.92	1.83	1.52	1.21
E-500-500-180-1.2-1.2-75	6,000	75	4.47	0.98	1.15	0.025	0.93	1.40	1.20	1.09
C-300-600-180-0.6-0.6-50	6,000	50	3.08	0.98	1.21	0.019	1.05	-	-	-
C-450-600-180-0.6-0.6-50	6,000	50	4.13	1.15	1.35	0.026	1.07	-	-	-
C-600-600-180-0.6-0.6-50	6,000	50	5.17	1.24	1.51	0.032	1.05	-	-	-
C-750-600-180-0.6-0.6-50	6,000	50	6.21	1.28	1.72	0.035	1.04	-	-	-
C-900-600-180-0.6-0.6-50	6,000	50	7.25	1.35	1.96	0.038	1.06	-	-	-
T-600-600-180-0.6-0.6-50	6,000	50	5.17	1.24	1.51	0.032	1.05	-	-	-
T-600-600-195-0.6-0.6-50	6,000	50	4.77	1.12	1.32	0.031	0.97	-	-	-
T-600-600-210-0.6-0.6-50	6,000	50	4.45	1.02	1.16	0.028	0.91	-	-	-
T-600-600-225-0.6-0.6-50	6,000	50	4.17	0.94	1.07	0.026	0.87	-	-	-
T-600-600-240-0.6-0.6-50	6,000	50	3.94	0.89	0.97	0.024	0.86	-	-	-
U-500-500-180-0.3-0.15-0	6,000	0	4.47	1.49	1.69	0.048	1.05	-	-	-
U-500-500-180-0.3-0.15-25	6,000	25	4.47	1.21	1.55	0.036	0.97	-	-	-
U-500-500-180-0.3-0.15-50	6,000	50	4.47	1.24	1.41	0.023	1.20	-	-	-
U-500-500-180-0.3-0.15-75	6,000	75	4.47	1.06	1.19	0.014	1.28	-	-	-
U-500-500-180-0.6-0.3-0	6,000	0	4.47	1.41	1.59	0.048	0.99	-	-	-
U-500-500-180-0.6-0.3-25	6,000	25	4.47	1.19	1.45	0.038	0.93	-	-	-
U-500-500-180-0.6-0.3-50	6,000	50	4.47	1.14	1.32	0.028	1.02	-	-	-
U-500-500-180-0.6-0.3-75	6,000	75	4.47	0.99	1.17	0.018	1.07	-	-	-
U-500-500-180-0.9-0.45-0	6,000	0	4.47	1.23	1.47	0.048	0.87	-	-	-
U-500-500-180-0.9-0.45-25	6,000	25	4.47	1.14	1.39	0.040	0.88	-	-	-
U-500-500-180-0.9-0.45-50	6,000	50	4.47	1.07	1.27	0.031	0.92	-	-	-
U-500-500-180-0.9-0.45-75	6,000	75	4.47	0.96	1.16	0.022	0.96	-	-	-
U-500-500-180-1.2-0.6-0	6,000	0	4.47	1.21	1.42	0.048	0.85	-	-	-
U-500-500-180-1.2-0.6-25	6,000	25	4.47	1.14	1.36	0.040	0.87	-	-	-
U-500-500-180-1.2-0.6-50	6,000	50	4.47	1.09	1.26	0.032	0.92	-	-	-
U-500-500-180-1.2-0.6-75	6,000	75	4.47	0.97	1.16	0.024	0.93	-	-	-
S1-150-150-180-0.3-0.3-25	3,000	25	2.04	0.52	0.72	0.009	0.75	-	-	-
S1-150-150-180-0.3-0.3-75	3,000	75	2.04	0.51	0.66	0.006	0.90	-	-	-
S1-150-150-180-1.2-1.2-25	3,000	25	2.04	0.52	0.73	0.010	0.73	-	-	-
S1-150-150-180-1.2-1.2-75	3,000	75	2.04	0.54	0.66	0.008	0.86	-	-	-
S1-450-450-180-0.3-0.3-25	3,000	25	4.13	0.92	1.21	0.019	0.98	-	-	-
S1-450-450-180-0.3-0.3-75	3,000	75	4.13	0.83	0.92	0.012	1.07	-	-	-
S1-450-450-180-1.2-1.2-25	3,000	25	4.13	0.89	1.06	0.020	0.93	-	-	-
S1-450-450-180-1.2-1.2-75	3,000	75	4.13	0.77	0.87	0.016	0.90	-	-	-
S2-200-200-180-0.3-0.3-25	4,000	25	2.39	0.69	0.85	0.014	0.84	-	-	-
S2-200-200-180-0.3-0.3-75	4,000	75	2.39	0.65	0.76	0.008	1.02	-	-	-
S2-200-200-180-1.2-1.2-25	4,000	25	2.39	0.69	0.84	0.015	0.81	-	-	-
S2-200-200-180-1.2-1.2-75	4,000	75	2.39	0.69	0.76	0.011	0.93	-	-	-

⁽¹⁾ Drift at maximum load-carrying capacity

⁽²⁾ Drift at 80 percents of maximum load-carrying capacity

Table 1 Numerical results and ductility prediction for analytical models (Continued)

Model	L_1 (mm)	V_c/V_c (%)	$(c_1+d)/d$	Drift(1) at M_n (%)	Drift(2) at $0.8 M_n$ (%)	θ_e	$\frac{\text{Drift}_{\text{anal.}}}{\text{Drift}_{\text{pred.}}}$
S2-600-600-180-0.3-0.3-25	4,000	25	5.17	1.18	1.52	0.030	1.03
S2-600-600-180-0.3-0.3-75	4,000	75	5.17	0.98	1.15	0.015	1.14
S2-600-600-180-1.2-1.2-25	4,000	25	5.17	1.10	1.37	0.032	0.93
S2-600-600-180-1.2-1.2-75	4,000	75	5.17	1.00	1.16	0.023	0.98
S3-250-250-180-0.3-0.3-25	5,000	25	2.74	0.83	1.01	0.019	0.88
S3-250-250-180-0.3-0.3-75	5,000	75	2.74	0.80	0.87	0.009	1.20
S3-250-250-180-1.2-1.2-25	5,000	25	2.74	0.82	0.97	0.021	0.83
S3-250-250-180-1.2-1.2-75	5,000	75	2.74	0.82	0.90	0.014	0.99
S3-750-750-180-0.3-0.3-25	5,000	25	6.21	1.37	1.96	0.039	1.07
S3-750-750-180-0.3-0.3-75	5,000	75	6.21	1.09	1.60	0.015	1.29
S3-750-750-180-1.2-1.2-25	5,000	25	6.21	1.36	1.70	0.043	1.01
S3-750-750-180-1.2-1.2-75	5,000	75	6.21	1.13	1.47	0.028	1.02
F-500-500-180-0.3-0.3-0	6,000	0	4.47	1.70	1.90	0.048	1.20
F-500-500-180-0.3-0.3-65	6,000	66	4.47	1.08	1.38	0.019	1.14
F-500-500-180-0.6-0.6-0	6,000	0	4.47	1.56	1.76	0.048	1.10
F-500-500-180-0.6-0.6-65	6,000	66	4.47	1.14	1.31	0.023	1.10
F-500-500-180-0.9-0.9-0	6,000	0	4.47	1.45	1.68	0.048	1.02
F-500-500-180-0.9-0.9-65	6,000	66	4.47	1.22	1.36	0.027	1.12
F-500-500-180-1.2-1.2-0	6,000	0	4.47	1.36	1.62	0.048	0.96
F-500-500-180-1.2-1.2-65	6,000	66	4.47	1.21	1.35	0.028	1.08
Mean	-	-	-	-	-	-	0.99
Standard deviation	-	-	-	-	-	-	0.117

⁽¹⁾ Drift at maximum load-carrying capacity.

⁽²⁾ Drift at 80 percents of maximum load-carrying capacity.

Fig. 5(b)에서 접합부의 변형능력은 슬래브의 길이에 선형비례관계를 가지는 것으로 나타났다. 이는 슬래브의 길이 또는 폭이 증가할수록 강성이 감소하므로 접합부에 전달되는 불균형모멘트가 작아지게 되며, 따라서 접합부의 최대강도에 해당하는 접합부의 변형능력이 증대하는 결과를 가져오기 때문이다. 또한 Fig. 5(c)에 의하면 슬래브의 변형능력은 접합부 측면의 단면 형상비에 따라 증가하는 것으로 나타나는데, 이는 슬래브의 변형능력이 접합부 측면의 비틀림 강성 및 강도와 밀접한 관계가 있음을 보여주고 있다.

3. 슬래브의 변형능력

플랫 플레이트의 변형능력을 정확히 산정하기 위해서는 접합부 및 슬래브의 휨변형이 동시에 고려되어야 하며, 따라서 적절한 재료비선형모델을 이용한 유한요소해석이나 등가골조 해석, 유효보폭해석 등 골조해석이 필요하다. 그러나 실제 접합부에 의한 변형과 슬래브의 변형을 구분하기는 어려우며, 또한 이러한 비선형해석을 실제 구조설계에서 사용하기 어려우므로 근사적으로 변형능력을 평가할 수 있는 설계식이 필요하다.

선행연구^{3,4)}에서는 기둥의 둘레로부터 각각 0.5 d 만큼

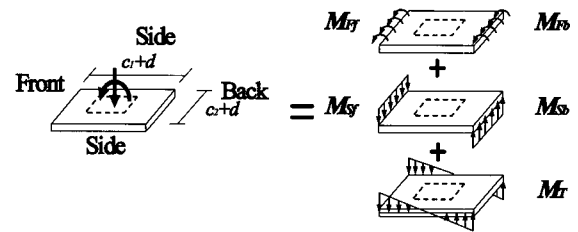


Fig. 6 Components of resistance moment at connection

떨어진 단면을 접합부 강도계산을 위한 위험단면으로 간주하였다. (Fig. 6) 또한 전면(Front)과 후면(Back)은, 횡하중에 의한 휨모멘트가 수직하중에 의한 휨모멘트에 부가되는 면과 상쇄되는 면을 각각 가리킨다. 위험단면에서 기둥 중심에 대한 총 휨모멘트 M 은 전후면의 휨모멘트 성분 M_{Ff} , M_{Fb} 와 전후면의 전단력에 의한 휨모멘트 성분 M_{Sf} , M_{Sb} 그리고 측면의 비틀림모멘트 M_T 의 합으로 정의하였다. (Fig. 6) 그리고 각 모멘트 성분들은 다음과 같이 산정하였다. M_F =전후면 슬래브의 공칭휨모멘트 강도, $M_S = v_u(c_2 + d)c_u \cdot (c_1 + d)$, $M_T = (v_{us} - v_g)2J / (c_1 + d)$ 이다. 여기서 c_u = 접합부 전후면의 평균압축대, v_g = 중력하중에 의해 접합부의 측면에 재하되는 평

균전단응력, $v_u =$ 접합부 전후면의 압축대의 최대전단응력, $v_{us} =$ 접합부 측면의 최대전단응력, 그리고 $J =$ 접합부 측면의 비틀림상수이다. 이 위험단면의 전후면에는 중력하중과 함께 횡하중에 의해 극한의 휨모멘트가 유발되고 반면 측면에는 중력하중에 의해서만 휨모멘트가 발생하므로, 접합부의 전단강도 v_u, v_{us} 를 정확히 산정하기 위해서는 전단응력과 수직응력간의 상호작용을 고려하여야 한다. 근사적으로 $v_u = v_c, v_{us} = 3.5 \cdot v_c$ 이며 접합부 강도산정 방법은 선행연구⁴⁾에 자세히 소개되어 있다.

Fig. 7(a)와 (b)는 E-500-500-180-0.9-0.9-25에 대한 해석 결과로서 총모멘트와 변형각의 관계, 모멘트저항성분들과 변형각의 관계를 각각 나타내고 있다. 그림에 나타난 바와 같이 극한상태에서 전체 저항모멘트 M 중 측면의 비틀림모멘트 M_T 가 상대적으로 큰 비중을 차지하고 있으며, 또한 슬래브의 최대변형능력은 M_T 가 최대값에 도달하는 시점과 대략적으로 일치하고 있다. 따라서 접합부

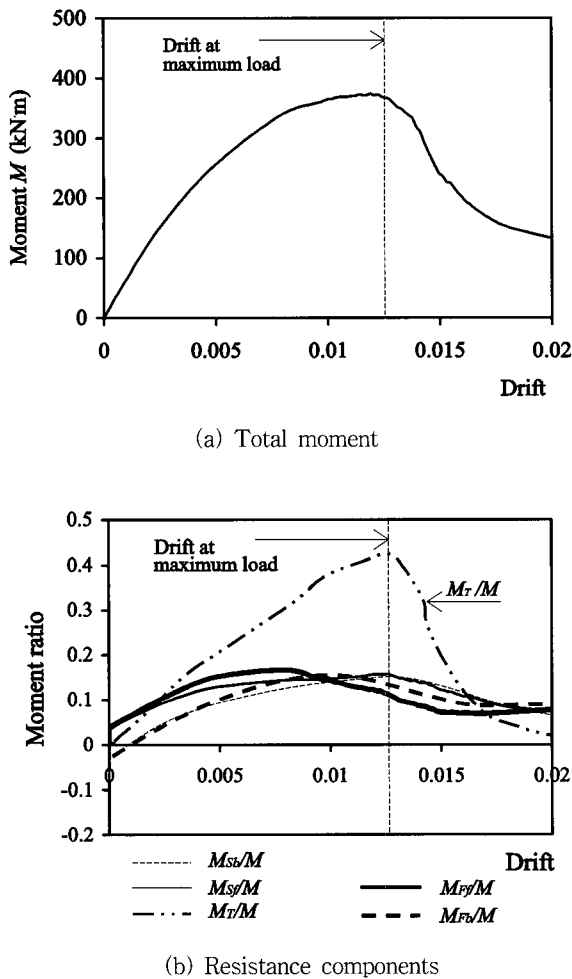


Fig. 7 Comparison of behaviors of resistance components: E-500-500-180-0.9-0.9-25

의 비틀림 강도와 슬래브의 변형능력의 관계를 정의하고자 한다.

Fig. 8은 비틀림모멘트 $M_T/2$ 를 재하받는 이상화된 비틀림부재를 보여주고 있다. Fig. 8(b)에 나타난 바와 같이, 계산의 단순화를 위해 단면에 전단응력만을 일으키는 순수비틀림(pure torsion)과 타원형 편심전단응력의 분포를 가정한다. 이때 비틀림 부재의 평형조건과 적합조건으로부터 다음의 지배방정식⁸⁾이 유도된다.

$$\frac{\partial \tau_{yz}}{\partial x} - \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial y} = 2G \frac{\theta_e}{L_2/2} \quad (1)$$

식 (1)의 해를 구하기 위해서 평형조건을 만족시키는 응력함수(stress function) Φ 를 가정하는데, 이때 전단응력은 식 (2)와 같이 응력함수의 편미분으로 정의된다.

$$\tau_{xz} = \frac{\partial \Phi}{\partial y}, \quad \tau_{yz} = -\frac{\partial \Phi}{\partial x} \quad (2)$$

식 (2)를 식 (1)에 대입하면 다음과 같다.

$$\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} = -2G \frac{\theta_e}{L_2/2} \quad (3)$$

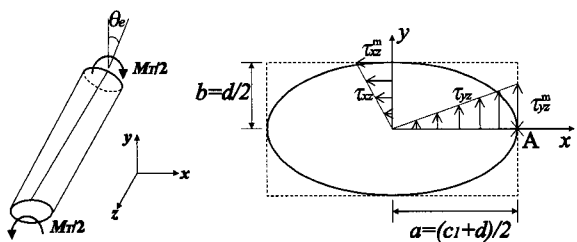
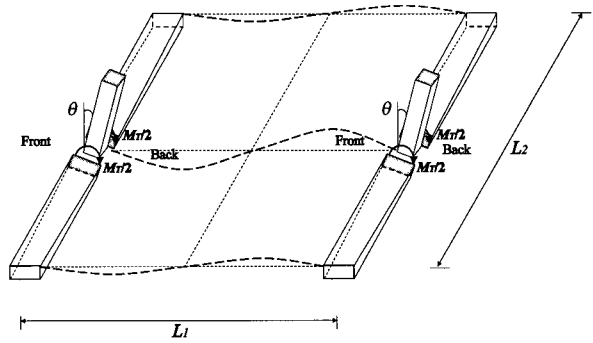


Fig. 8 Idealized torsional element

Fig. 8(b)에 제시된 타원형 경계조건을 만족하는 응력함수를 식 (4)로 가정하였다.⁸⁾

$$\phi = H\left(1 - \frac{x^2}{a^2} - \frac{y^2}{b^2}\right) \quad (4)$$

식 (4)를 식 (3)에 대입하면 $H = G(2\theta_e/L_2) \cdot a^2b^2/[a^2 + b^2]$ 이며, 비틀림모멘트 M_T 는 응력함수 ϕ 의 적분을 통해 계산된다.

$$M_T = 2 \cdot 2 \int \int \phi \, dx dy \quad (5a)$$

$$= \frac{G\theta_e}{L_2/2} \left[\frac{\pi(c_1+d)a^3}{8} \right] = \frac{G\theta_e}{L_2/2} J_{ellip}. \quad (5b)$$

여기서 J_{ellip} 은 접합부 측면의 거동을 이상화한 타원형 비틀림부재의 비틀림상수를 가리킨다.

또한 전단응력 τ_{xz} , τ_{yz} 는 식 (6)으로 정의된다.

$$\tau_{xz} = -\frac{4G(\theta_e/L_2)a^2y}{a^2 + b^2} \quad (6a)$$

$$\tau_{yz} = \frac{4G(\theta_e/L_2)b^2x}{a^2 + b^2} \quad (6b)$$

Fig. 8(b)의 A 지점에서의 편심전단응력 τ_{yz}^m 으로 비틀림각 θ_e 를 정의하기 위하여, 식 (6b)에 $x = a$, $a^2 + b^2 \approx a^2$ 를 대입하게 되면 θ_e 를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\theta_e = \left(\frac{\tau_{yz}^m}{2G}\right) \left(\frac{c_1+d}{d}\right) \left(\frac{L_2}{d}\right) \quad (7)$$

선행연구에 의하면 불균형힘모멘트를 받는 접합부 측면의 최대전단응력과 비틀림모멘트의 관계는 다음과 같이 정의된다.

$$(v_{us} - v_g) = \frac{M_T(c_1+d)/2}{J} \quad (8)$$

반면, 본 연구에서 τ_{yz}^m 은 식 (5)와 (7)로부터 식 (9)로 정의된다.

$$\tau_{yz}^m = \frac{8M_T}{\pi(c_1+d)^2d} \quad (9)$$

식 (8)과 (9)에 의하여 τ_{yz}^m 과 $(v_{us} - v_g)$ 는 다음의 상관관계를 가지게 된다.

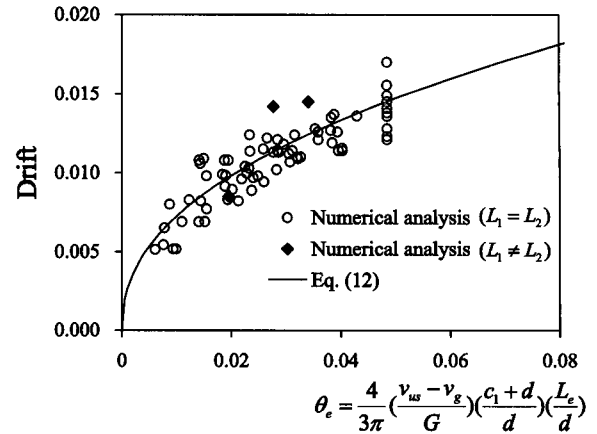


Fig. 9 Relationship between

$$\theta_e = \frac{4}{3\pi} \left(\frac{v_{us} - v_g}{G}\right) \left(\frac{c_1+d}{d}\right) \left(\frac{L_e}{d}\right) \text{ and drift}$$

$$\tau_{yz}^m = \frac{8}{3\pi} (v_{us} - v_g) \quad (10)$$

따라서, 비틀림회전각 θ_e 는 접합부 측면에 발생하는 최대전단응력 v_{us} 에 의해 식 (11)로 정의할 수 있다.

$$\theta_e = \frac{4}{3\pi} \left(\frac{v_{us} - v_g}{G}\right) \left(\frac{c_1+d}{d}\right) \left(\frac{L_2}{d}\right) \quad (11)$$

Fig. 9는 연속슬래브에 대해, 해석결과에 의한 변형능력 θ 와 비틀림회전각 θ_e 의 관계를 나타내고 있다. 그림에 나타난 바와 같이 변형능력 θ 는 비틀림회전각 θ_e 와 밀접한 관계가 있으며, 이 해석결과에 근거하여 본 연구에서는 슬래브의 변형능력을 다음과 같이 제한한다.

$$\theta = k_1 \theta_e^{k_2} \quad (12)$$

여기서 $k_1 = 0.055$, $k_2 = 0.44$.

한편, 양방향 경간의 길이가 동일한 연속 플랫 플레이

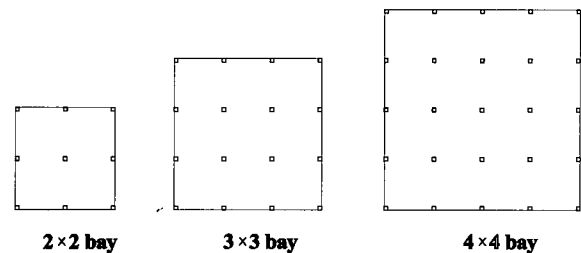


Fig. 10 Multiple span model

트에 대해 식 (12)가 제안되었으나, 경간의 길이가 서로 다른 실제 설계조건에 적용하기 위해서는 설계식의 개선이 필요하다. 양방향 경간의 길이가 다른 경우 변형능력의 변화를 연구하기 위하여, $(L_1, L_2) = (6,000, 6,000)$ (mm)인 E-500-500-180-0.6-0.6-50에 대하여 $(L_1, L_2) = (3,000, 6,000), (6,000, 3,000), (9,000, 6,000)$ (mm)로 변경하여 해석을 수행하였다. Fig. 9는 이 해석결과에 의한 변형각과 변수 $[(4/3\pi)(v_{us} - v_g)/G \cdot (c_1 + d)/d \cdot L_e/d]$ 의 관계를 나타내고 있다. 여기서 L_2 대신 $L_e = (L_1 + L_2)/2$ 를 사용하였다. 그림에 나타난 바와 같이 식 (11)의 θ_e 에서 L_2 대신에 평균 경간길이 L_e 를 사용하게 되면, 제안식 (12)가 $L_1 \neq L_2$ 인 플레이트에 대한 해석결과를 비교적 잘 나타낸다.

Table 1과 Fig. 9는 경간의 길이가 동일하고 무한히 연속된 이상적인 슬래브에 대한 연구결과이다. 그러나 실제 플랫 플레이트 구조는 몇 개의 경간으로 구성되는 경우가 많다. 이러한 연속 경간수의 영향을 연구하기 위하여 Table 1의 E계열 해석모델 16개에 대해 각각 양방향 2경간, 3경간, 4경간 슬래브로 변경하여 수치해석을 수행하였다.(Fig. 10)

이 해석에서는 슬래브의 다이아프램(diaphragm) 역할로 인하여 모든 접합부의 변형각이 동일하게 유지된다고 가정하였다. Fig. 11은 E-500-500-180-0.6-0.6-50에 대한 2, 3, 4 경간 슬래브와 연속슬래브의 거동을 비교하고 있는데, 경간수가 작을수록 강도는 감소하며 변형능력이 증가함을 보여주고 있다. 그 이유는 연속 경간수가 작을수록 플랫 플레이트 구조의 초기강성이 작아지면서 변형의 추가로 인하여 접합부에 전달되는 불균형모멘트의 크기가 작아지며 따라서 최대하중재하능력에 해당하는 최대변형각이 증가하기 때문이다. 한편 수치해석결과에 의하면, 횡하중 재하방향에 직교하는 방향의 경간수는 슬래브의 강성과 변형능력에 그다지 큰 영향을 미치지 않는 것으로 나타났으며, 따라서 슬래브의 변형능력은 횡하중 재하방향에 평행한 슬래브 경간수에 따라 결정된다.

Fig. 12에 나타난 수치해석결과에 의하면, 슬래브 경간수에 따른 슬래브 최대변형각의 비 $\text{Drift}(2, 3, 4 \text{ bay})/\text{Drift}(\text{conti.})$ 는 슬래브 경간수에 따른 플랫 플레이트의 초기 강성비 K_{con}/K 에 근사적으로 비례하는 것으로 나타났다. 이때 $\text{Drift}(\text{conti.})$ 와 $\text{Drift}(2, 3, 4 \text{ bay})$ 는 연속슬래브와 실제 슬래브의 변형능력, K_{con} 과 K 은 중력하중의 영향을 고려한 연속슬래브와 실제 슬래브의 초기강성이다. 따라서 본 연구에서는 식 (12)를 개선하여 다음과 같이 슬래브의 변형능력을 정의한다.

$$\theta = k_1 \theta_e^{k_2} \left(\frac{K_{con}}{K} \right) \quad (13)$$

불균형 휨모멘트를 받는 플랫 플레이트의 변형능력

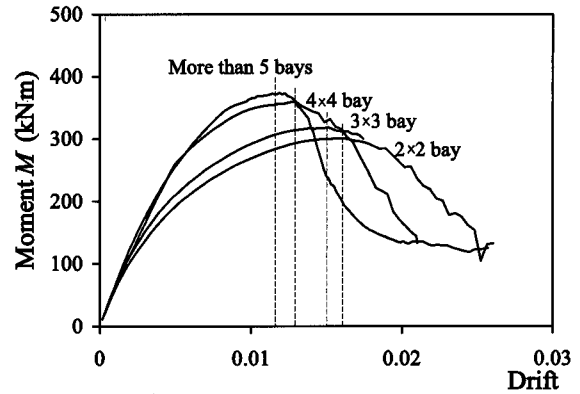


Fig. 11 Variation of drift with number of spans: E-500-500-180-0.6-0.6-50

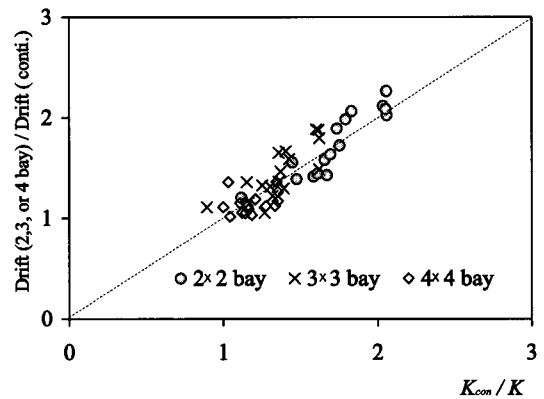


Fig. 12 Relationship between initial stiffness and drift

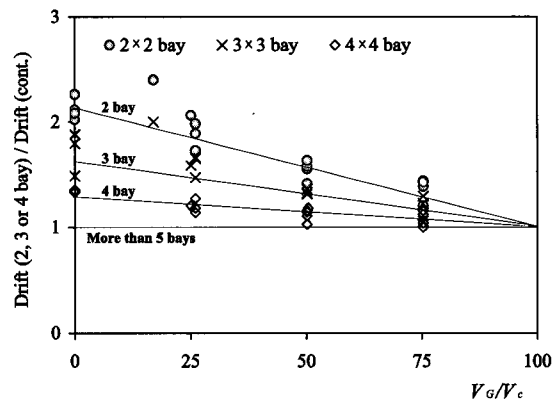


Fig. 13 Ratio of drift of 2x2 bay, 3x3 bay, and 4x4 bay to continuous plate

Fig. 13은 2, 3, 4 경간 슬래브에 대한 해석결과와 연속 슬래브의 변형능력에 대한 비율을 나타내고 있다. 그림에 나타난 바와 같이 연속경간수가 작을수록 변형능력은 크게 증가하며, 이러한 경향은 중력하중비 V_g/V_c 가 작을수록 두드러진다. 본 연구에서는 플랫 플레이트의 변형능력에 대한 설계식을 유도하기 위하여, Table 1과 Fig. 13에 제시된 수치해석결과에 근거하여 제안식 (13)의 초기

강성비 K_{con}/K 의 설계값을 다음과 같이 제시하였다.

$$\frac{K_{con}}{K} = \frac{V_G}{V_c} \left(1 - \frac{K_{cono}}{K_o} \right) + \frac{K_{cono}}{K_o} \quad (14)$$

여기서 K_{cono} , K_o = 중력하중의 영향을 고려하지 않은 연속슬래브와 실제 슬래브의 초기강성으로써, 탄성해석을 통해 구할 수 있다. 본 연구에서는 안전측으로 2경간, 3경간, 4경간에 대해 각각 $K_{cono}/K_o = 2.1, 1.7, 1.3$ 의 값을, 5경간 이상의 경우에는 $K_{cono}/K_o = 1.0$ 을 제안한다.

슬래브의 최대변형능력이 내진설계기준에서 제시하는 한계 횡변위비를 만족할 수 있도록 설계하기 위해, 제안식 (13)은 다음과 같은 설계식으로 변경할 수 있다.

$$\left(\frac{v_{us} - v_g}{G} \right) \left(\frac{c_1 + d}{d} \right) \left(\frac{L_e}{d} \right) > k(\theta)^{2.3} \quad (15)$$

여기서 2, 3, 4, 5 또는 그 이상의 경간에 대해 각각 $k = 320, 510, 950, 1720$ 이다. 일반적으로 플랫 플레이트 구조에서 기둥의 횡변위 기여도는 크지 않으므로, 슬래브의 최대허용변형각 $\theta = \Delta/h$ 로 정의할 수 있다.

식 (15)는 뚫림전단강도에 대한 직접전단력의 비율을 제한하고 있는 현행 설계기준과 같이 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{V_G}{V_c} \leq 3.5 - 6200 \cdot k \left(\frac{d}{c_1 + d} \right) \left(\frac{d}{L_e} \right) \left(\frac{\Delta}{h} \right)^{2.3} \quad (16)$$

여기서 측면의 전단강도는 선행연구결과에 의하여 $v_{us} = 3.5v_c$ 로 가정하였다.

예를 들면, 경간수가 4개이고 기둥의 크기가 500×500 (mm), 경간의 길이 $L_1, L_2 = 6000$ (mm), $d = 170$ (mm)인 슬래브는, 식 (16)에 의하면 $V_G/V_c < 0.32$ 이어야 건축물하중기준¹⁾에서 제시하는 1.5%의 변형능력을 확보할 수 있다.

4. 변형능력산정모델의 검증

대부분의 기존 실험들은 기둥과 그 둘레의 단판 슬래브로 구성된 축소실험이며, 본 연구에서는 제안된 변형능력 모델의 유효성을 검증하기 위해 이러한 축소실험 중에서 시험체의 재료 및 부재 특성이 정확히 제시되어 있는 Farhey⁹⁾, Moehle¹²⁾, Ghali¹⁵⁾의 시험체에 대해 제안모델을 적용하였다. 시험체들의 부재특성 및 하중조건은 참고문헌

[3]에 자세히 소개되어 있으며, 경계조건과 중력하중 및 횡하중의 재하방식은 각기 상이하다. 이처럼 다양한 실제 실험체의 하중조건과 경계조건의 영향을 고려하기 위하여, 제안식 (13)의 초기강성비 K_{con}/K 의 값으로 비선형유한 요소해석의 결과를 그대로 사용하였다.

Table 2에는 각 시험체의 변형능력을 산정하는 과정이 나타나 있다. Fig. 14에 나타난 바에 의하면, 추정된 변형능력 대비 실험결과는 평균 1.02, 표준편차 19.8%로써 제안모델이 비교적 정확하게 실험결과를 추정하고 있다. 또한 슬래브의 초기강성비를 정확히 구할 수 있다면 제안모델은 단판슬래브를 비롯해 다양한 실제조건인 슬래브에도 적용할 수 있음을 보여주고 있다.

본 연구에서는 제안된 변형능력모델의 유효성을 검증하기 위해, Hwang과 Moehle¹⁰⁾의 실험연구에 대해 제안식을 적용하였다.

Table 2 Drift prediction for experimental specimens

Specimen	θ_e	$\frac{K_{con}}{K}$ (1)	Driftexp ⁽²⁾ (%)	Driftpred ⁽³⁾ (%)
Pan and Moehle ¹²⁾	1	0.031	1.71	1.54
	3	0.034	2.25	3.20
Farhey et al ⁹⁾	3	0.062	1.59	2.50
	4	0.054	1.58	1.80
Amin Ghali ¹⁵⁾	SM 0.5	0.014	3.59	4.00
	SM 1.0	0.014	2.93	2.60
	SM 1.5	0.015	2.97	2.00
	DM 0.5	0.015	3.74	4.00
	DM 1.0	0.014	2.91	3.00
	DM 1.5	0.015	2.86	2.50

⁽¹⁾ Stiffness ratio in numerical results.

⁽²⁾ Drift at maximum load-carrying capacity in experiment.

⁽³⁾ Drift predicted by Eq. (13).

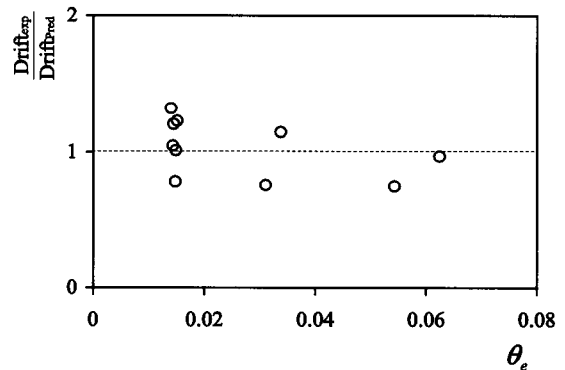


Fig. 14 Comparison of experiments and predicted drift

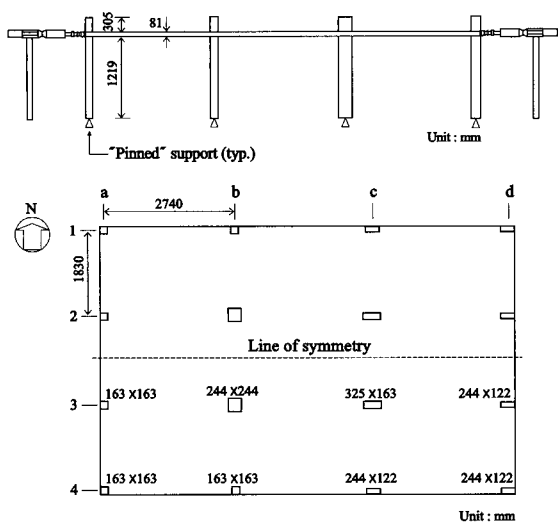


Fig. 15 Layout and steel mat of Hwang and Moehle's test slab

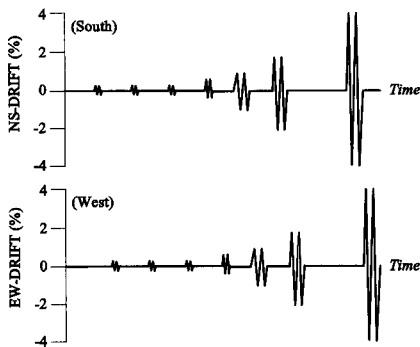


Fig. 16 Loading history

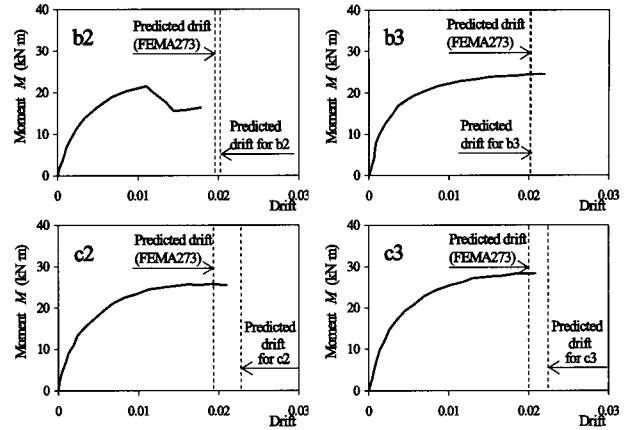


Fig. 17 Drift prediction for Hwang and Moehle's specimen (E-W direction)

Fig. 15에 나타난 바와 같이 실험체는 3경간으로 구성되었고 기둥의 크기 및 형상이 각각 다르며 슬래브의 철근배근이 매우 복잡하다. 내부 접합부에 해당하는 b2, b3, c2, c3의 부재형상 및 재료특성은 Table 3에 제시되어 있다. 이 실험장치에서 중력하중은 균등하게 분포된 납블럭에 의해 재하 되었으며, 횡하중은 가력기에 의해 N-S 방향과 E-W 방향으로 교대로 재하되었다. (Fig. 16)

Fig. 17에는 최종파괴가 일어나는 E-W 방향의 횡하중에 대해 휨모멘트와 변형각의 관계가 제시되어 있다. Moehle¹⁰⁾는 전체변형 중 기둥의 변형이 대략 40 퍼센트를 차지하는 것으로 보고하였으며, 따라서 본 연구에서는 전체 실험체의 변형중 60 퍼센트를 슬래브의 변형각으로 사용하였다. Fig. 17에 나타난 바에 의하면, 제안식에 의해 추정된 접합부의 변형능력은 실험결과와 대략적으로 일치하는 것으로 나타났다.

Table 4에는 각 내부 접합부의 변형능력을 산정하는 과정이 제시되어 있다. 내부 접합부 b2의 경우, $L_e = 2286$ (mm) 이며 선행연구⁴⁾와 식 (11)로부터 $v_{us}/v_c = 4.6$, $\theta_e = 0.0317$ 로 추정되었고, 그 결과 최대변형능력은 2.05 퍼센트이다. 같은 방법으로 b3, c2, c3의 변형능력은 각각 2.05, 2.26, 2.27 퍼센트로 예측된다.

Table 3 Dimensions and properties of Hwang and Moehle's specimens

Specimen	L_1 (mm)	L_2 (mm)	c_1 (mm)	c_2 (mm)	d (mm)	f_{ck} (MPa)	f_y (MPa)	Reinforcement ratio (N-S) (%) ⁽¹⁾		Reinforcement ratio (E-W) (%) ⁽¹⁾		Thickness (mm)	V_G/V_c (%)
								Top	Bottom	Top	Bottom		
b2	2740	1830	244	244	64.3	21.8	456	0.66	0.32	0.64	0.27	81.0	28
b3	2740	1830	244	244	70.6	21.8	456	0.81	0.36	0.74	0.27	81.0	28
c2	2740	1830	325	163	64.3	21.8	456	0.65	0.30	0.66	0.27	81.0	28
c3	2740	1830	325	163	70.6	21.8	456	0.69	0.33	0.77	0.28	81.0	28

⁽¹⁾ The ratios were calculated for gross area.

Table 4 Drift prediction for Hwang and Moehle's specimens (E-W direction)

Specimen	L_e (mm)	$\frac{v_{us}}{v_c}$	θ_e	$\frac{K_{ocorr}^{(1)}}{K_o}$	Drift ⁽²⁾ (%)	Drift ⁽³⁾ (%)	Drift ⁽⁴⁾ (%)
b2	2286	4.6	0.0317	1.7	1.80	2.05	1.96
b3	2286	4.6	0.0319	1.7	2.20	2.05	2.04
c2	2286	4.5	0.0398	1.7	2.10	2.26	1.92
c3	2286	4.6	0.0400	1.7	2.06	2.27	2.00

⁽¹⁾ Stiffness ratio for 3 bay in the proposed method.
⁽²⁾ Drift at maximum load-carrying capacity in experiment.
⁽³⁾ Drift predicted by Eq. (13).
⁽⁴⁾ Drift predicted by FEMA 273.

한편, FEMA 273⁽⁴⁾은 직접전단력과 전단강도의 비율 V_G/V_c 에 따라 소성변형능력을 제안하고 있다. FEMA 273에 의하면, 연속된 하부철근을 가지고 있으며 $V_G/V_c = 0.28$ 인 Hwang과 Moehle⁽¹⁰⁾의 실험체는 소성변형능력이 1.6 퍼센트이며, 탄성변형각을 포함한 전체 변형능력이 대략 2.0 퍼센트이다.(Table 4) Fig. 17에 나타난 바와 같이 FEMA 273은 실험체의 변형능력을 비교적 정확하게 추정하는 것으로 나타났다. 그러나 슬래브의 경간수가 증가하게 되면 슬래브의 초기강성이 증가하고 최대변형능력이 크게 감소하게 되므로 이러한 점을 고려하지 않은 FEMA 273은 안전측의 설계조건이라 할 수 없다.

이 실험에는 크기가 다른 기둥이 사용되었으므로 각 접합부에서 각기 다른 변형능력이 발생하였으나, 대부분의 실제 구조물에서는 내부 접합부들의 크기가 거의 같으므로 일반적으로 동일한 변형능력을 나타낸다. 본 연구에서는 외부접합부가 먼저 최대강도에 도달하더라도 하중이 재분배되므로 내부접합부가 파괴될 때까지는 구조체 전체의 강도가 유지될 수 있다고 가정하며 내부접합부의 변형능력에 근거하여 구조체의 변형능력을 예측하였다. 외부접합부의 변형능력이 크게 작거나 외부 접합부의 강도가 최대강도 이후 급격하게 저하되는 경우에는, 외부 접합부의 변형능력에 의하여 구조체의 변형능력이 지배될 수 있으므로, 이에 대한 추후연구가 필요하다.

5. 결 론

플랫 플레이트 구조의 내부 접합부가 발휘하는 변형능력을 연구하기 위하여 비선형 유한요소해석을 실시하였다. 변수연구를 통하여 변형능력에 영향을 미치는 주요변수를 연구하였으며, 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 연속 경간의 수가 증가할수록, 플랫 플레이트의 변형능력이 크게 저하된다. 따라서 축소시험체를 사용하는 대부분의 기존 실험은 플랫 플레이트의 변형능력을 과대평가할 수 있다.
- 2) 플랫 플레이트의 변형능력은 중력하중의 크기, 전단성

능, 경간길이 대 슬래브 두께비, 접합부 측면의 단면형상비, 그리고 연속경간의 수 등 다양한 변수에 의하여 영향을 받는다. 따라서 연성도를 확보하기 위하여 뚝림전단강도에 대한 직접전단력의 비율을 일괄적으로 40 퍼센트 이하로 제한하고 있는 현행 설계기준^(2,6)은 안전측이라고 할 수 없다.

- 3) 극한상태에서는 슬래브-기둥 접합부에 응력이 집중되므로 플랫 플레이트의 변형은 접합부의 변형에 의하여 지배되며, 특히 접합부 측면의 비틀림변형의 기여도가 크다.

변수연구결과에 근거하여 플랫 플레이트 내부 접합부의 변형능력을 평가할 수 있는 설계방법이 개발되었으며, 기존 실험과의 비교를 통하여 검증하였다. 이 설계방법은 다양한 경간수를 가지며 부정형으로 기둥이 배치되는 실제의 플랫 플레이트 구조물에도 적용할 수 있다. 또한 다양한 영향변수에 따라 변화하는 슬래브의 변형능력을 산정할 수 있으므로 성능기초 설계에 유용하게 사용될 수 있다.

감사의 글

본 연구는 지진공학센터(KEERC), 공대교육연구재단, 그리고 동부건설의 재정적 지원에 의해 수행되었으며 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

1. 대한건축학회, “건축물 하중기준 및 해설”, 2000.
2. 한국콘크리트학회, 대한건축학회, “콘크리트구조 설계기준”, 1999.
3. 최경규, 황영현, 박홍근, “불균등 휨모멘트를 받는 플랫 플레이트-기둥 내부 접합부의 강도에 대한 해석연구”, 한국콘크리트학회 논문집, 제14권 6호, 2002, pp. 949-960.
4. 최경규, 박홍근, “불균등 휨모멘트를 받는 플랫 플레이트-기둥 접합부의 강도산정모델”, 한국콘크리트학회 논문집, 제14권 6호, 2002, pp.961-972.
5. American Concrete Institute, “Building Code Requirements for Structural Concrete,” ACI 318-02, pp.184-186, pp.213-232, 337-342.
6. ACI-ASCE Committee 352, “Recommendations for Design of Reinforced Concrete Slab-Column Connections in Monolithic Reinforced Concrete structures,” *ACI Structural Journal*, Vol.85, No.6, November-December 1988, pp.675-696.
7. “Building collapse blamed on Design, Construction,” *Engineering News Record*, July 15, 1971, 19pp.
8. Chakrabarty, J., “Theory of Plasticity,” McGraw-Hill, New York, 1987.

9. Farhey, D. N., Adin, Moshe A., and Yankelevsky, D. Z., "Flat Slab-Column Subassemblages under Lateral Loading," *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vo. 119, No. 6, June 1993, pp.1903-1916.
10. Hwang, S. J. and Moehle, J. P., "An Experimental Study of Flat-Plate Structures under Vertical and Lateral Load," Report No.UCB/EERC-93/03, Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, Feb, 1993, 278pp.
11. Moehle, J. P., Kreger, Michael E., and Leon, Roberto, "Background to Recommendations for Design of Reinforced Concrete Slab-Column Connections," *ACI Structural Journal*, Vol.85, No.6, November-December 1988, pp.636-644.
12. Pan, Austin D., and Moehle, J. P., "An Experimental Study of Slab-Column Connections," *ACI Structural Journal*, Vol.89, No.6, November-December 1992, pp.626-638.
13. International Conference of Building Officials, "Uniform Building Code," 1997.
14. FEMA, "NEHRP Guidelines for the Seismic Rehabilitation of Buildings," Report No. FEMA 273, Federal Emergency Management Agency, 1997.
15. Ghali, A., Elmasri, M. Z., and Diler, W., "Punching of Flat Plates under Static and Dynamic Horizontal Force," *ACI Journal*, October, 1976, pp 566-572.

요 약

횡하중을 재하받는 플랫 플레이트 구조는 슬래브-기둥의 접합부의 취성적 거동으로 인하여 모멘트골조 구조보다 변형능력이 크게 부족하다. 본 연구에서는 슬래브의 변형능력을 연구하기 위해 비선형 유한요소해석을 이용한 변수연구를 수행하였다. 해석 결과, 슬래브의 경간수가 증가함에 따라 슬래브의 변형능력이 크게 감소되는 것으로 나타났으며, 따라서 기둥과 슬래브로 이루어진 축소시험체를 사용하는 기존의 실험연구는 실제 연속슬래브의 변형능력을 과대평가하고 있으며 이에 근거한 현행 설계기준 역시 접합부의 변형능력을 정확히 예측하지 못하고 있다. 해석결과에 근거하여 슬래브의 변형능력을 평가할 수 있는 방법을 개발하였고 기존 실험결과와의 비교를 통해 검증되었다. 제안된 방법에서는 뚫림전단력의 크기 뿐 아니라 접합부의 뚫림전단성능과 형상 단면비, 슬래브 경간수 그리고 슬래브의 초기강성 등 주요 영향변수가 고려되었다.

핵심용어 : 플랫 플레이트, 접합부, 편심전단, 불균형 모멘트, 변형능력, 성능기초설계