건축방재

슬래브의 구속효과를 고려한 기둥-슬래브 접합부의 유효압축강도 예측 Prediction of Effective Compressive Strength of Column-slab Joint Considering Slab Confinement Effect

이주하* · 윤영수**

Lee, Joo Ha* and Yoon, Young Soo**

Abstract

In this study, rational prediction models for the effective compressive strengths of high-strength concrete (HSC) interior columns with intervening normal strength concrete (NSC) slabs are developed. A structural analogy between HSC column-NSC slab joint and brick masonry is used to develop the prediction models. In addition, the aspect ratio of slab thickness to column dimension and the surrounding slab confinement effect are considered in the models. The proposed prediction model is verified by comparison with experimental results and various prediction expressions. As a result, the proposed equation provided superior predictions over all of the existing effective strength prediction approaches including KCI structural concrete design code (2012).

Key words : Column-slab joint, High-strength concrete, Effective compressive strength, Slab confinement, Prediction model

요 지

본 연구에서는 고강도 콘크리트 기둥 사이로 일반강도 콘크리트 슬래브가 연속 타설된 경우에 대해, 슬래브로 둘러싸인 내부기둥의 유효압축강도를 합리적으로 예측할 수 있는 모델을 개발하였다. 예측식 개발을 위해서 고강도 기둥-일반강도 슬래브 접합부와 조적조의 구조적 유사성을 이용하였다. 또한 예측식은 기둥 단면치수에 대한 슬래브 두께의 형상비와 기둥 주변을 둘러싸고 있는 슬래브의 구속효과를 고려하였다. 제안된 예측식은 실험값과의 비교를 통해 검증하고 다른 여러 예측식들과의 비교를 통해 우수성을 판단하였다. 연구결과, 제안식은 콘크리트구조기준 (2012)을 포함한 타 유효강도 예측식들에 비해 우수한 결과를 나타냈다.

핵심용어 : 기둥-슬래브 접합부, 고강도 콘크리트, 유효압축강도, 슬래브 구속, 예측모델

1. 서 론

최근에는 고층 빌딩이 많이 건설되면서 기둥과 같은 압축부재에 고강도 콘크리트가 적용되는 사례가 증가하고 있다. 이때 경제성과 시공성 측면에 따라, 일반적으로 기둥과의 접합부를 포함하여 슬래브에 일반강도 콘크리트가 연속적으로 타설되게 된다. 이로 인해 고강도 콘크리트 기둥 사이로 일반강도 콘크리트 슬래브가 지나가는 형상이 되며, 이 경우 고강도 콘크리트 기둥-일반강도 콘크리트 슬래브 접합부의 유효압축강도를 파악할 필요가 있다.

현행 콘크리트구조기준(2012)에는 고강도 콘크리트 기둥과 일반강도 콘크리트 슬래브가 적용될 경우, 기둥하중이 적절히

전달될 수 있도록 접합부의 유효강도 사용을 비롯한 세 가지 방법을 제시하고 있다. 하지만 콘크리트구조기준(2012)에서 제시하는 유효강도 산정식은 매우 보수적이며 구조형식에 따라 예측치의 편차가 심하다.

본 연구에서는 우선 국내 설계기준을 포함한 여러 연구자들과 설계기준에서 제안하는 고강도 기둥-일반강도 슬래브 접합부의 유효압축강도 예측식을 조사, 분석하고, 이어서 고강도 기둥-일반강도 슬래브 접합부와 조적조(Masonry Structure)의 구조적 유사성을 이용해 정확도 높은 유효압축강도 예측식을 개발하였다. 이를 기존의 실험결과들과 비교를 통해 검증하고 타 예측식과의 비교를 통해 우수성 입증하였다.

*교신저자. 정회원. 수원대학교 토목공학과 조교수(Tel: +82-31-220-2159, Fax: +82-31-220-2522, E-mail: leejooaha@suwon.ac.kr)

Corresponding Author: Member, Assistant Professor, Department of Civil Engineering, The University of Suwon

**정회원. 고려대학교 건축사회환경공학부 교수

Member, Professor, School of Civil, Environmental and Architectural Engineering, Korea University

2. 문헌조사

기둥의 위치에 따라 모서리(corner), 외부(edge), 내부(interior) 기둥으로 나눌 수 있으며, 이들은 기둥을 둘러싸고 있는 슬래브 면의 개수에 따라 슬래브 구속 효과가 각각 다르게 나타날 것이다. 본 연구에서는 이들 중에서 내부기둥에 대해 슬래브 구속 효과를 고려하여 기둥-슬래브 접합부의 유효압축강도 모델을 개발하고자 하였다. 이에 따라 내부기둥의 유효압축강도에 관해 타 연구자 및 기존의 설계기준에서 제안하고 있는 예측식을 조사, 분석하였다.

2.1 국내외 설계기준

국내 콘크리트구조기준(2012)과 미국 ACI 318(2011)의 기둥하중 전달에 관한 기준은 동일하며, Bianchini *et al.* (1960)의 연구결과에 기초하고 있다. 기둥 콘크리트의 설계기준압축강도가 바닥판 구조에 사용된 콘크리트 강도의 1.4배를 초과하는 경우에 대해 서로 다른 세 가지의 설계 전략을 제시하고 있다.

첫 번째는 기둥 주변의 슬래브를 기둥면에서 600 mm까지 기둥과 동일한 고강도의 콘크리트로 시공하는 것이며, 두 번째는 기둥-슬래브 접합부를 연직 다월철근과 나선철근으로 보강하는 것이다. 이러한 방법들은 시공성이 다소 떨어지는 단점이 있다. 세 번째 방법은 모든 면이 슬래브로 둘러싸인 경우, 기둥-슬래브 접합부에 대해 식 (1)의 유효압축강도 산정식을 이용하여 설계하는 것이다.

$$f'_{ce} = 0.35f'_{cs} + 0.75f'_{cc} \quad (1)$$

여기서, f'_{ce} 는 기둥-슬래브 접합부의 유효압축강도, f'_{cc} 는 기둥 콘크리트의 압축강도, f'_{cs} 는 슬래브 콘크리트의 압축강도를 나타낸다. 식 (1)의 적용시 f'_{cc}/f'_{cs} 비는 2.5를 초과할 수 없다. 이는 기둥의 콘크리트 강도가 슬래브 콘크리트 강도의 2.5배를 초과하는 경우, 큰 하중이 작용하는 슬래브는 작은 하중이 작용하는 슬래브에 비하여 횡구속 효과가 저하된다는 연구결과를 반영하여 제한 규정이 추가된 것이다(Ospina and Alexander, 1998).

캐나다 설계기준 CSA A23.3 (2004)은 ACI 318 (2011)의 내용과 유사하나, 접합부의 유효강도산정식은 아래의 식 (2)를 제안하고 있다.

$$f'_{ce} = 1.05f'_{cs} + 0.25f'_{cc} \leq f'_{cc} \quad (2)$$

2.2 타 연구자에 의한 유효강도에측 제안식

Gamble and Klinar (1991)은 슬래브 콘크리트 강도에 대한 기둥 콘크리트 강도의 비가 상당히 큰 경우에 대해서 ACI의 유효강도식이 과대평가하는 문제를 보완하여 다음의 식 (3)을

제안하였다.

$$f'_{ce} = 0.67f'_{cs} + 0.47f'_{cc} \leq f'_{cc} \quad (3)$$

Ospina and Alexander (1998)는 슬래브 하중의 재하 및 비재하에 따른 내부기둥-슬래브 접합부의 실험결과를 보고했다. 그들은 슬래브 하중에 대한 영향 뿐만 아니라 기둥 단면 치수에 대한 슬래브 두께의 형상비 (h/c)가 접합부의 압축강도에 미치는 영향을 조사하였다. 실험 결과에 따르면, 접합부의 압축강도는 슬래브에 작용하는 하중이 증가함에 따라 감소하였다. 또한 형상비 h/c 가 증가하여도 마찬가지로 접합부 압축강도는 감소하는 것으로 보고하였다. 이러한 결과를 바탕으로 기둥 콘크리트의 강도가 슬래브 콘크리트 강도의 1.4배를 초과하는 경우에 대해 다음의 식 (4)와 같이 제안하였다. 하지만 기둥과 슬래브의 강도비가 1.4 이하인 경우에는 Gamble and Klinar (1991)과 마찬가지로 접합부는 기둥과 동일한 강도를 사용하는 것으로 제시했다.

$$f'_{ce} = \left(1.4 - \frac{0.35}{h/c}\right)f'_{cs} + \left(\frac{0.25}{h/c}\right)f'_{cc} \quad (4)$$

단, h/c 는 1/3보다 작은 값을 사용할 수 없다.

Shah *et al.* (2005)는 슬래브로 둘러싸여 있지 않은 독립기둥과 슬래브 하중이 작용하는 기둥-슬래브 접합부를 실험하였다. 슬래브 하중의 접합부 유효압축강도에 대한 영향을 관찰한 그들의 실험결과는 Ospina and Alexander (1998)의 결론과 일치했다. 또한 슬래브의 철근비가 증가함에 따라 접합부의 유효압축강도가 증가한다는 것을 발견했다. 이에 따라 다음과 같은 내부기둥 접합부의 유효압축강도식을 제안하였다.

$$f'_{ce} = 0.35f'_{cc} + 0.384 \left(\frac{\rho_{slab} + 4.12}{h/c + 1.47} \right) \lambda f'_{cs} \quad (5)$$

여기서, λ 는 슬래브 구속에 대한 영향계수로써 1.385이고, ρ_{slab} 는 백분율로 표현된 슬래브의 휨보강 철근비이다.

3. 예측 모델 개발

3.1 예측식의 기본 형태

고강도 콘크리트 기둥-일반강도 콘크리트 슬래브의 구조적 특징은 조적조와 매우 흡사하다. 단단한 벽돌과 상대적으로 연약한 모르타르, 이렇게 두 가지 형태의 재료로 구성되어 있는 조적조의 구조 형식은 강성이 더 작은 슬래브가 고강도의 기둥 사이에 끼어있는 형태와 유사하다. 따라서 기둥-슬래브 접합부의 유효압축강도 예측을 위해 Eurocode 6 (CEN, 1996)에서 제시하고 있는 조적조의 압축강도 계산식을 도입

하여 수정하였다. Eurocode 6 (CEN, 1996)의 조적조 압축강도식은 다음과 같다.

$$f'_m = K(f'_b)^\alpha (f'_j)^\beta \quad (6)$$

여기서, f'_m 은 조적조의 압축강도, f'_b 는 벽돌의 압축강도, f'_j 는 모르타르의 압축강도이며, K , α , β 는 상수이다. 특히 K 는 벽돌-모르타르 접합부의 형상에 따른 상수값이다.

따라서 위 식 (6)을 고강도 기둥-일반강도 슬래브 접합부에 적용하여 수정하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$f'_{ce} = K(f'_{cc})^\alpha (f'_{cs})^\beta \quad (7)$$

식 (7)은 주변 슬래브에 의한 횡방향 구속 효과에 대한 변수는 포함되어 있지 않다. 따라서 고강도 콘크리트 기둥과 일반강도 콘크리트 슬래브의 강도에 대한 영향계수 α 와 β 를 구하기 위해서 슬래브 구속효과가 없는 모서리 기둥 또는 독립기둥의 기존 실험결과를 이용하였다(Bianchini *et al.*, 1960; Lee *et al.*, 2007; McHarg *et al.*, 2000; Shah *et al.*, 2005; Shu and Hawkins, 1992). 실험값들의 회귀분석 결과를 바탕으로 α 와 β 는 각각 0.72와 0.25로 결정되었다.

α 와 β 를 결정하고 난 후, 기둥의 단면 치수에 대한 슬래브 두께의 형상비 (h/c)를 고려하기 위해 K 를 정의하였다. Fig. 1에서 보듯이, 슬래브 콘크리트 강도에 대한 기둥 콘크리트 강도의 비(f'_{cc}/f'_{cs})가 1.4 보다 클 경우, K 는 h/c 가 증가함에 따라 감소하는 경향을 보였지만, 그렇지 않은 경우에는 h/c 의 변화에 상관없이 K 는 1.0의 일정한 값을 나타냈다. 따라서 식 (7)은 다음과 같이 다시 나타낼 수 있다.

$$f'_{cc}/f'_{cs} \leq 1.4; \quad f'_{ce} = f'_{cc} \quad (8a)$$

$$f'_{cc}/f'_{cs} > 1.4; \quad f'_{ce} = \left[\frac{0.91}{(h/c)^{0.29}} \right] (f'_{cc})^{0.72} (f'_{cs})^{0.25} \leq f'_{cc} \quad (8b)$$

Fig. 1. Factor K Versus Aspect Ratio of h/c .

3.2 슬래브 구속 효과

Fig. 2는 여러 연구자들에 의해 수행된 내부기둥과 독립(또는 모서리)기둥의 유효압축강도 실험값을 비교하여 나타낸 것이다(Bianchini *et al.*, 1960; Gamble and Klinar, 1991; McHarg *et al.*, 2000; Ospina and Alexander, 1998; Shah *et al.*, 2005; Shu and Hawkins, 1992). Fig. 2에서 볼 수 있듯이, 기둥-슬래브 접합부 주변을 둘러싸고 있는 슬래브의 구속 효과로 인해 내부기둥의 유효압축강도가 독립기둥에 비해 더 크게 나타나는 것을 알 수 있다. 따라서 내부기둥의 유효압축강도 예측시에도 이러한 슬래브 구속 효과를 반영해야만 한다. 슬래브 구속 효과는 동일한 재료 및 구조 상세를 지닌 내부기둥과 독립기둥의 유효압축강도 비교를 통해 정량적으로 파악할 수 있다. 이에 슬래브 구속효과 상수 λ 를 도입하였으며, 이는 식 (9)와 같이 내부기둥을 독립기둥의 유효압축강도로 나누어 구할 수 있다.

$$\lambda = \frac{f'_{ce, interior}}{f'_{ce, isolated}} \quad (9)$$

Fig. 2. Comparison of Strength of Interior and Corner Columns.

Fig. 3. Slab Confinement Effect for Interior Columns Without Slab Loads.

Table 1. Experimental Details and Results of Interior Columns without Slab Loads

Researcher	Specimen ID	h (mm)	c (mm)	h/c	f'_{cc} (MPa)	f'_{cs} (MPa)	f'_{cc}/f'_{cs}	P_{test} (kN)	$f'_{ce,test}$ (MPa)
Bianchini <i>et al.</i> (1960)	S30I1.5	177.8	279.4	0.64	25.59	13.38	1.91	1979.54	25.10
	S37I1.5	177.8	279.4	0.64	22.55	15.17	1.49	2001.78	25.31
	S40I2.0	177.8	279.4	0.64	25.93	16.97	1.53	1921.71	23.98
	S45I1.5	177.8	279.4	0.64	34.28	19.79	1.73	2669.04	35.48
	S50I2.0	177.8	279.4	0.64	40.62	21.31	1.91	2580.07	34.07
	S50I2.0	177.8	279.4	0.64	34.41	15.24	2.26	2446.62	32.22
	S60I2.0	177.8	279.4	0.64	45.66	23.66	1.93	3113.88	42.18
	S60I3.0	177.8	279.4	0.64	45.31	14.34	3.16	3069.40	41.71
	S75I3.0	177.8	279.4	0.64	51.31	22.21	2.31	3287.37	45.15
	S75I3.0	177.8	279.4	0.64	43.17	15.86	2.72	2891.46	38.92
	S90I3.0	177.8	279.4	0.64	51.03	17.10	2.98	3113.88	42.01
Gamble <i>et al.</i> (1991)	C	177.8	254.0	0.70	88.95	29.65	3.00	3781.14	59.94
	D	177.8	254.0	0.70	96.53	30.34	3.18	4670.82	76.45
	G	177.8	254.0	0.70	90.32	42.75	2.11	4893.24	80.58
	H	177.8	254.0	0.70	85.50	17.24	4.96	3336.30	51.68
	K	127.0	254.0	0.50	72.40	35.16	2.06	5315.84	88.42
	L	177.8	254.0	0.70	83.43	33.10	2.52	5115.66	84.71
McHarg <i>et al.</i> (2000)	NU	150.0	225.0	0.67	81.80	30.00	2.73	3008.00	62.83
	NB	150.0	225.0	0.67	81.80	30.00	2.73	3254.00	68.64
Ospina <i>et al.</i> (1998)	A1-A	100.0	200.0	0.50	105.00	40.00	2.63	3914.00	100.31
	A2-A	100.0	200.0	0.50	112.00	46.00	2.43	3820.00	97.43
	A3-A	150.0	200.0	0.75	89.00	25.00	3.56	3437.00	85.69
	A4-A	150.0	200.0	0.75	106.00	23.00	4.61	3272.00	80.64
	B-4	150.0	250.0	0.60	113.00	44.00	2.57	6298.00	113.99

내부기둥에 대한 실험데이터를 Table 1에 정리하였다 (Bianchini *et al.*, 1960; Gamble and Klinar, 1991; McHarg *et al.*, 2000; Ospina and Alexander, 1998). 상수 λ 를 구하기 위해 식 (9)에서 내부기둥의 유효압축강도는 Table 1의 실험값을 이용하였으며, 각 내부기둥에 상응하는 독립기둥의 유효압축강도는 Table 1과 동일한 부재 상세를 식 (8)에 대입하여 구하였다. 이 때 순수한 슬래브 구속 효과를 평가하기 위해 슬래브 하중이 재하되지 않은 경우에 대한 실험값만을 사용하였다. 앞서 언급한 바와 같이, 슬래브 하중은 슬래브 구속 효과를 저감시키는 효과를 가져다 줄 수 있으므로, 슬래브 하중에 대한 영향은 별도로 분석하여 예측식에 반영하고자 하였다. Fig. 3에 내부기둥의 유효압축강도 실험값과 그에 상응하는 독립기둥의 유효압축강도 계산값을 나타냈다. 그 결과 접합부 주변의 슬래브에 의한 구속효과로 인해 내부기둥의 유효압축강도가 약 23% 향상되는 것으로 나타났다.

시편에 대한 실험값을 정리하였다(Lee *et al.*, 2007; Ospina and Alexander, 1998; Shah *et al.*, 2005). Fig. 4는 슬래브 하중의 작용에 따른 슬래브 구속 효과의 변화를 나타내고 있다. 여기서 슬래브 구속효과 상수 λ 는 식 (9)를 이용하여 구하였으며, 이 때 독립기둥의 유효압축강도 $f'_{ce,isolated}$ 는 Table 2의 실험데이터를 이용해 식 (8)에 대입하여 계산하였다. 또한 f'_s 는 슬래브 하중으로 인해 발생하는 슬래브 상부 휨철근의 인장응력이다. 이는 기둥면 위치에서의 슬래브 철근의 종방향 변형률, ϵ_{int} 에 철근의 탄성계수를 곱하여 계산하였다. f'_s 가 커질수록 슬래브 재하 하중이 큰 것을 의미하며, Fig. 4에서 보는 바와 같이, 슬래브 하중이 증가할수록 슬래브 구속 효과는 감소하는 경향을 보였다. 따라서 슬래브 구속효과 상수 λ 는 슬래브 하중이 없을 경우의 평균값 1.23에서 슬래브 휨철근 응력의 증가에 따라 선형적으로 감소하는 것으로 나타낼 수 있으며, 이는 다음의 식 (10)과 같다.

3.3 슬래브 하중 효과

Table 2에 슬래브 하중이 재하된 내부기둥-슬래브 접합부

$$\lambda = 1.23 - (0.345 \times 10^{-3}) f'_s \geq 1.0 \quad (10)$$

Table 2. Experimental Details and Results of Interior Columns with Slab Loads

Researcher	Specimen ID	h (mm)	c (mm)	h/c	f'_{cc} (MPa)	f'_{cs} (MPa)	f'_{cc}/f'_{cs}	P_{slab} (kN)	ϵ_{init} ($\mu\epsilon$)	P_{test} (kN)	$f'_{ce,test}$ (MPa)
Lee <i>et al.</i> (2007)	NT	150	250	0.60	88.33	46.89	1.88	130.0	2000	5138.00	91.12
Ospina <i>et al.</i> (1998)	A1-B	100	200	0.50	105.00	40.00	2.63	48.0	1000	3678.00	93.08
	A1-C	100	200	0.50	105.00	40.00	2.63	94.0	2000	3498.00	87.56
	A2-B	100	200	0.50	112.00	46.00	2.43	33.2	1000	3807.00	97.03
	A2-C	100	200	0.50	112.00	46.00	2.43	86.0	2000	3591.00	90.41
	A3-B	150	200	0.75	89.00	25.00	3.56	100.0	1000	3174.00	77.63
	A3-C	150	200	0.75	89.00	25.00	3.56	157.2	2000	2275.00	50.09
	A4-B	150	200	0.75	106.00	23.00	4.61	93.2	1000	2927.00	70.07
	A4-C	150	200	0.75	106.00	23.00	4.61	135.2	2000	2376.00	53.19
	B-1	250	250	1.00	104.00	42.00	2.48	173.2	750	4072.00	71.54
	B-2	150	250	0.60	104.00	42.00	2.48	130.0	1600	5359.00	96.08
	B-3	250	250	1.00	113.00	44.00	2.57	173.2	600	5078.00	90.72
	B-5	250	250	1.00	95.00	15.00	6.33	173.2	1500	2703.00	45.44
	B-6	150	250	0.60	95.00	15.00	6.33	130.0	2000	3720.00	64.83
Shah <i>et al.</i> (2005)	ICSA-1	120	200	0.60	85.00	32.00	2.66	348.0	516	2858.00	73.72
	ICSA-2	120	200	0.60	83.00	30.00	2.77	442.0	310	3180.00	83.38
	ICSA-3	120	200	0.60	70.00	28.00	2.50	300.0	146	2729.00	69.85
	ICSA-4	120	200	0.60	84.00	29.00	2.90	459.0	308	3191.00	83.71
	ICSC-1	180	200	0.90	82.00	28.00	2.93	624.0	249	2821.00	72.61
	ICSD-1	240	200	1.20	79.00	32.00	2.47	871.0	160	2713.00	69.36

Fig. 4. Slab Confinement Effect Considering Slab Loads.

3.4 기둥-슬래브 접합부의 유효압축강도 예측식

조적조와의 구조적 유사성을 이용한 기본 예측 모델인 식 (8)과 슬래브 하중을 고려한 슬래브 구속 효과 식 (10)으로부터 내부기둥-슬래브 접합부의 유효압축강도 예측 모델을 다음의 식 (11)과 같이 제안하였다.

$$f'_{cc}/f'_{cs} \leq 1.4; \quad f'_{ce} = f'_{cc} \quad (11a)$$

$$f'_{cc}/f'_{cs} > 1.4; \quad f'_{ce} = \lambda K [(f'_{cc})^{0.72} (f'_{cs})^{0.25}] \leq f'_{cc} \quad (11b)$$

여기서, $\lambda = 1.23 - (0.345 \times 10^{-3}) f_s \geq 1.0$

$$K = \frac{0.91}{(h/c)^{0.29}}$$

4. 예측 모델 검증 및 분석

Fig. 5에 여러 연구자들에 의해 제안된 내부기둥-슬래브 접합부의 유효강도 예측값과 실험결과를 비교하여 나타내었다. Fig. 5에서 각 점들의 모양은 서로 다른 연구자별 실험데이터를 나타내며, 점의 색상은 슬래브 하중 재하 유무를 나타낸다. 또한 각 예측값들은 국내 콘크리트구조기준 (2012) 및 ACI 318 (2011), CSA A23.3 (2004), Gamble and Klinar (1991), Ospina and Alexander (1998), 그리고 Shah *et al.* (2005)이 각각 제안한 예측 모델 식 (1) ~ (5)과 본 연구에서 제안된 식 (11)에 의해 계산된 값이다.

Fig. 5(a)와 (b)에서 보는 바와 같이, 국내 콘크리트구조기준 (2012) 및 ACI 318 (2011)과 CSA A23.3 (2004)의 유효압축강도 예측식은 매우 보수적인 결과를 보여주고 있다. 특히 슬래브 콘크리트 강도에 대한 기둥 콘크리트 강도의 비 (f'_{cc}/f'_{cs})가 상대적으로 큰 경우에 대해서는 과도하게 보수적인 예측치를 나타낸다. 더욱이 국내 콘크리트구조기준 (2012)과 ACI 318 (2011)은 실험값과 예측값의 비 ($f'_{ce,test}/f'_{ce,pred}$)가 표준편차 0.218, 변동계수 19.4%를 보였으며, CSA A23.3 (2004)는 표

Fig. 5. Comparison of Experimental Results And Predictions by Various Models.

준편차 0.192, 변동계수 14.4%를 보여 다른 예측식들보다도 예측값들의 편차가 심하게 나타났다.

Fig. 5(c), (d), (e)에서 보는 바와 같이, Gamble and Klinar (1991), Ospina and Alexander (1998), 그리고 Shah *et al.* (2005)이 각각 제안한 유효압축강도 예측식들은 설계기준의 식들보다는 상대적으로 더 정확한 결과를 나타내고 있지만 각 점들이 다소 분산되어 있는 것을 볼 수 있다.

반면에, Fig. 5(f)에서 보듯이, 본 연구에서 제시한 예측식은 실험값과 예측값의 비가 평균 1.02, 표준편차 0.120, 변동계수 11.8%로 다른 모든 예측식들에 비해 더 우수한 예측결과를 보였다. 더욱이 기둥과 슬래브 콘크리트의 강도비(f'_{cc}/f'_{cs})가 큰 경우에 대해서도 실험값과 매우 유사한 결과를 나타내고 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 내부기둥-슬래브 접합부의 유효압축강도 예측식을 개발하고자 하였으며, 이를 통해 다음의 결론을 도출하였다.

- 1) 기둥-슬래브 접합부의 유효압축강도는 기둥 단면 치수에 대한 슬래브 두께의 형상비 (h/c)가 증가함에 따라 감소하는 경향을 보였다. 하지만 기둥 콘크리트의 강도가 슬

래브 콘크리트 강도의 1.4배 이하인 경우에는 형상비 (h/c)가 유효압축강도에 미치는 영향은 거의 없는 것으로 나타났다. 또한 슬래브 구속 효과로 인해 접합부의 유효압축강도는 증가하나, 슬래브 하중이 증가할수록 구속 효과는 감소하는 경향을 보였다.

- 2) 설계기준(KCI, 2012; ACI 318, 2011; CSA A23.3, 2004)의 예측식들은 보수적이고 편차가 심하게 나타났으며, 타 연구자들(Gamble and Klinar, 1991; Ospina and Alexander, 1998; Shah *et al.*, 2005)에 의한 제안식들은 설계기준의 예측값에 비해 상대적으로 더 정확한 결과를 나타냈지만 예측결과와 일관성이 다소 떨어지는 편차를 보였다.
- 3) 고강도 기둥-일반강도 슬래브의 조적조와의 구조적 유사성을 바탕으로 접합부의 형상, 슬래브 구속효과, 슬래브 하중 등을 고려한 유효압축강도 예측식을 개발하였다. 제안된 식은 다른 모든 식들에 비해 높은 정확도와 일관성 등 우수한 예측결과를 보였다.

감사의 글

이 연구는 국토교통부 건설기술연구사업 방호·방폭 연구단 (과제번호: 13건설연구S02)의 연구지원에 의해 수행되었습니다.

References

- ACI Committee 318 (2011) *Building code requirements for structural concrete and commentary (ACI 318-11)*, American Concrete Institute, Farmington Hill, Michigan.
- Bianchini, A.C., Woods, R.E., and Kesler, C.E. (1960) "Effect of floor concrete strength on column strength." *ACI Journal Proceedings*, Vol. 56, No. 5, 1149-1170.
- Canadian Standards Association (2004) *Design of concrete structures (CSA A23.3-04)*. Canadian Standards Association, Mississauga, Ontario.
- European Committee of Standardization (CEN) (1996). *Eurocode 6: Design of masonry structures. Part 1.1: General rules for buildings-reinforced and unreinforced masonry*. ENV 1996-1-1, Brussels.
- Gamble, W.L. and Klinar, J.D. (1991) "Tests of high-strength concrete columns with intervening floor slabs." *Journal of Structural Engineering-ASCE*, Vol. 117, No. 5, pp. 1462-1476.
- Lee, J.-H., Yoon, Y.-S., Cook, W.D., and Mitchell, D. (2007) "Benefits of using puddled HSC with fibers in slabs to transmit HSC column loads." *Journal of Structural Engineering-ASCE*, Vol. 133, No. 12, pp. 1843-1847.
- Korea Concrete Institute (2012) *Structural concrete design code*, Korea Concrete Institute, Seoul (in Korean).
- McHarg, P.J., Cook, W.D., Mitchell, D., and Yoon, Y.-S. (2000) "Improved transmission of high-strength concrete column loads through normal-strength concrete slabs." *ACI Structural Journal*, Vol. 97, No. 1, pp. 157-165.
- Ospina, C. E. and Alexander, S.D.B. (1998) "Transmission of interior concrete column loads through floors." *Journal of Structural Engineering-ASCE*, Vol. 124, No. 6, pp. 602-610.
- Shah, A.A., Dietz, J., Tue, N.V., and Koenig, G. (2005) "Experimental investigation of column-slab joints." *ACI Structural Journal*, Vol. 102, No. 1, pp. 103-113.
- Shu, C.C. and Hawkins, N.M. (1992) "Behavior of columns continuous through concrete floors." *ACI Structural Journal*, Vol. 89, No. 4, pp. 405-414.

Received ■ June 20, 2014

Revised ■ June 30, 2014

Accepted ■ July 9, 2014