

모듈러 유닛 골조용 비대칭 합성기둥의 설계강도

박금성^{1)*}, 이상섭²⁾, 문지호³⁾

Design Strength of Non-symmetric Composite Column for Modular Unit Frames

Keum-Sung Park^{1*}, Sang-Sup Lee², Ji-Ho Moon³

Abstract Modular structural systems have been used increasingly for low- and mid-rise structures such as school and apartment buildings. Studies have recently been conducted on the application of the modular structural system to high-rise buildings. To provide sufficient resistances and economical construction for the high-rise modular structural system, a composite unit modular structure was proposed. In this study, the strength of the non-symmetric composite column for the proposed composite unit modular structure was investigated through a series of tests. The experimental study focused on the effect of the slenderness of the column, eccentricity, and through bars on the strength of such a column. Design equations for the non-symmetric column for a modular unit structure were also proposed. From the results, it was found that the proposed design equations provide reasonable strength prediction of the non-symmetric composite column for the modular unit structure.

Keywords: Modular structural system, Non-symmetric column, Steel-concrete composite structure, Buckling of structure

1. 서론

모듈러 구조 시스템은 건축물을 완성하기 위해 조립된 반복 단위 모듈 구조로 구성된다. 모듈형 구조시스템은 학교나 아파트 중저층 건물로의 적용이 증가하고 있다. 모듈러 구조 시스템에 대한 여러 연구가 수행되었고(Annan, 2009; Lawson, 2012,2010; Hong, 2011), 모듈형 구조시스템은 연구 개발을 통한 실증으로 국내에서 중층(5층 이상) 모듈형 공동주택이 성공적으로 건설되었다.

모서리 지지형은 일반적으로 모듈러 구조시스템에 주로 사용되어진다. 이러한 시스템의 경우, 외부하중은 모듈의 가장자리 보와 기둥을 통해 전달된다. 이러한 모듈 구조시스템에는 일반적으로 강재가 사용된다. 그러나, 강재-콘크리트 합성형 구조물을 사용함으로써 보다 경제적인 모듈의 구성이 가능하다. 또한, 강-콘크리트 합성 구조물은 향상된 축방향 하중 및 휨모멘트 저항으로 인해 고층 모듈 구조시스템에 적합한 구조형식이다. 더불어 합성구조는 일반 강재 구조물에 비해 우수한 내화

성능을 제공할 수 있다(Hernández-Figueirido, 2014).

제안된 모서리 지지형의 합성 모듈러 유닛의 구성 요소는 Fig. 1(a)에 나타내었다. 이 모듈은 비대칭 기둥, 합성보, 바닥 및 천장으로 구성된다. 이러한 모듈러 유닛은 Fig. 1 (b)와 같이 적층하여 조립할 수 있다.

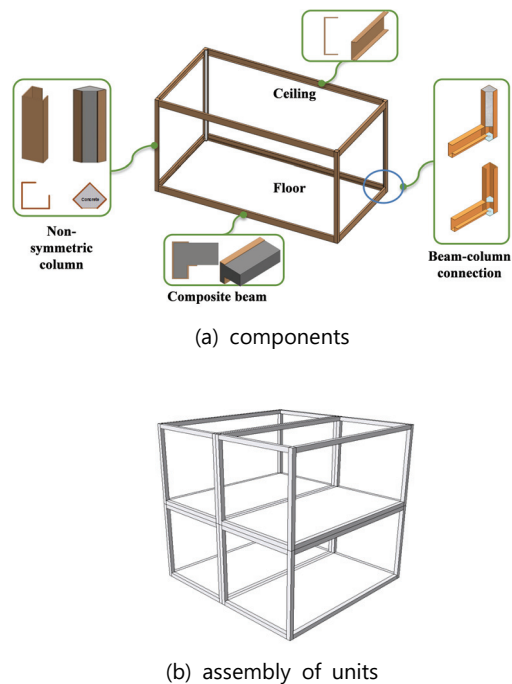


Fig. 1. Proposed composite modular unit structure

¹정회원, 한국건설기술연구원, 연구위원, 교신저자

²정회원, 한국건설기술연구원, 연구위원

³정회원, 강원대학교, 교수

*Corresponding author: kspark1@kict.re.kr

Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, 283, Goyangdae-Ro, Ilsanseo-Gu, Goyang-Si, Gyeonggi-Do, 10223, Korea

•본 논문에 대한 토의를 2018년 10월 1일까지 학회로 보내주시면 2018년 11월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

이 연구의 목적은 Fig. 1(a)에 제시된 합성형 모듈러 단위 구조물에서 비대칭 합성 기둥의 강도를 평가하는 데에 있다. Fig. 2(a)에 나타난 바와 같이, 기둥 단면의 형상은 비대칭이다. 외측 강재 부재는 프레스 성형법을 사용하여 제조되며, 제조비용은 압연된 부재를 사용하는 비용보다 적게 소요된다. 강재의 내부에는 콘크리트로 채워져 내력 및 내화성을 향상시킨다. Fig. 2(b)는 모듈간 사이의 접합되는 형상을 개략적으로 나타내었다. 개방부위는 모듈간 접합 구조를 용이하게 조립하기 위한 작업 공간을 제공한다. 연결 구조의 시공이 완성된 이후, 접합부에는 콘크리트가 충전될 수 있다. 비대칭 얇은 강판(또는 합성)에 대한 연구가 수행되었지만, (Debski, 2016; Yadav, 2017; Young, 2008; Taras, 2017) Fig. 2 (a)에 도시된 것과 같이 비대칭 박판벽 부재에 콘크리트를 충전한 단면의 사용은 매우 제한적이며, 적절한 설계 방법을 이용할 수 없다.

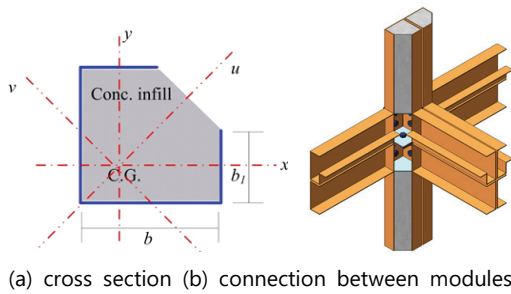


Fig. 2. Non-symmetric composite column

이에 본 연구에서는 모듈러 유닛 구조체에 적용하기 위해 제안된 비대칭 합성기둥의 강도에 대해 몇 개의 실험을 통해 조사하였다. 4개의 실험 크기의 실험체를 제작하여 실험을 수행하였다. 주요 변수로는 세장비와 편심 그리고 강재 단면의 축방향 변형을 방지하기 위해 설치한 관통 부재의 효과이다. 또한, EC4 (CEN, 2002)에 기초하여 이 기둥의 설계식을 제안하고 실험 결과를 이용하여 검증하였다. 제안된 설계식은 일반적인 조합하중 하에서 단위 모듈 구조의 비대칭 합성기둥의 적절한 강도 예측을 제공할 수 있는 결과를 나타내었다.

2. 실험적 연구

2.1 실험체 설명 및 설치

실험체의 치수 및 재료 특성은 Table 1에 요약되어 있다. 4개의 실험체는 동일한 단면 치수로 구성되었다. 강재 단면의 장변 폭과 짧은 폭 (b_1 및 b)은 각각 150mm 및 75mm이다 (Fig. 2(a) 참조). 모든 실험체에 대해 강재의 두께(t)는 4.5 mm이다. 콘크리트는 Fig. 2(a)와 같이 강재 단면 내부에 타설되었다. 콘크리트 충전재의 압축강도(f_c)와 외부 강재(f_y)의 항복강도는 각각 39.69 MPa와 472.60 MPa이다. 이 값은 재료시험을 통해 얻었

다. 콘크리트와 강재의 탄성계수(E_c 와 E_s)는 재료시험을 통해 평가하였다. E_c 와 E_s 는 각각 23,975 MPa 및 199,090 MPa이다.

Table 1에 설명된 PAL15 및 PAL25는 세장효과를 조사하는데 사용되는 실험체로 편심비(e)는 0이다. PAL15 및 PAL25의 길이는 각각 1,500mm와 2,500mm이다. CL25 실험체의 목적은 편심비를 75mm로 설정하고, 다른 크기는 PAL25와 동일하게 결합되어 압축하중과 휨모멘트의 효과를 조사하기 위한 것이다. Fig. 3에 나타내는 바와 같이, CL25-TB의 크기는 관통 부재를 제외하고는 CL25 실험체와 동일하다. 추가된 관통 부재는 CL25-TB 실험체에 대한 강재 단면의 변형을 효과적으로 방지하기 위해 설치되었다.

Table 1. Description of test specimens

Name	e (mm)	b (mm)	b_1 (mm)	t (mm)	L (mm)	f_c (MPa)	f_y (MPa)	Remark
PAL15	0	150	75	4.5	1500	39.69	472.6	-
PAL25					2500			-
CL25	75	150	75	4.5	2500	39.69	472.6	-
CL25-TB					2500			bar

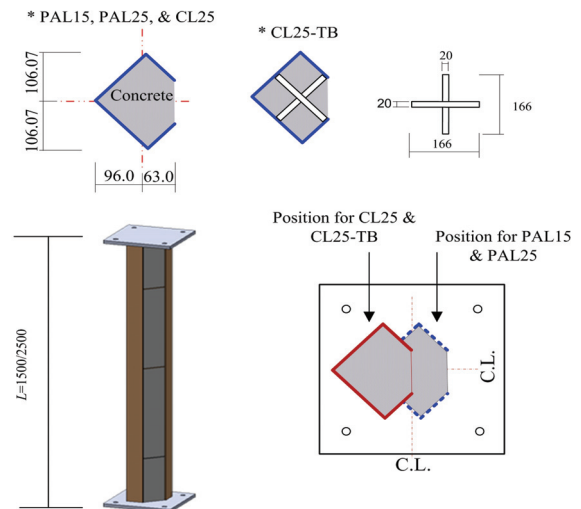


Fig. 3. Schematic view of test specimens (Unit: mm)

Fig. 3은 비대칭 합성기둥 실험체의 개략적인 그림으로 4.5 mm의 두께이며 모든 다이어그램은 실험체에서 500mm 간격으로 설치된다. Fig. 3에 나타난 바와 같이 강판이 실험체의 양단에 용접된다. 실험체는 비대칭 단면으로 45도 회전되어 용접되어 있고, 주축은 실험 단면에 대한 수평방향으로 45도 회전되어 있다. 주축에 대한 각도는 3장에서 상세하게 설명되어 있다. Fig. 4에 나타난 바와 같이 용접된 강판은 구형 지지대에 결합되어 있어 현지 경계조건을 제공하게 된다. 하중은 2000kN Universal Testing Machine (UTM)을 통해 가해진다. 실험의 가력은 변위제어로 진행되었으며, 하중가력 속도는 0.01 mm/sec 이다.

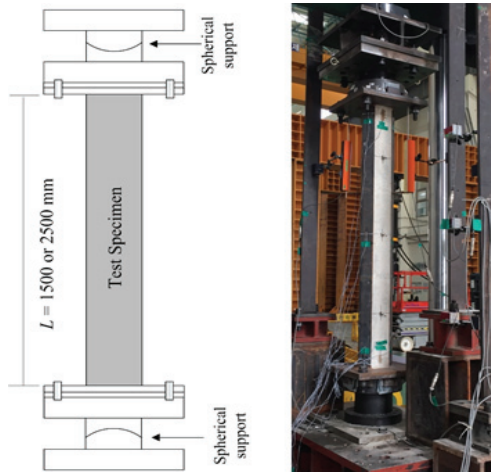


Fig. 4. Test setup

횡변위 및 변형률은 LVDT 및 일방향 변형률게이지를 사용하여 실험 중에 측정되었다. 데이터 측정을 위한 위치가 Fig. 5에 나타내었다. 3개의 LVDT는 실험체의 횡방향 변위를 측정하는데 사용되었다. 수직변위는 실험체의 상단과 하단에 설치된 2개의 LVDT를 사용하여 측정되었다. Fig. 5에 나타낸 바와 같이, 12개의 변형률게이지가 강재 단면의 변형을 측정하기 위해 사용되었다.

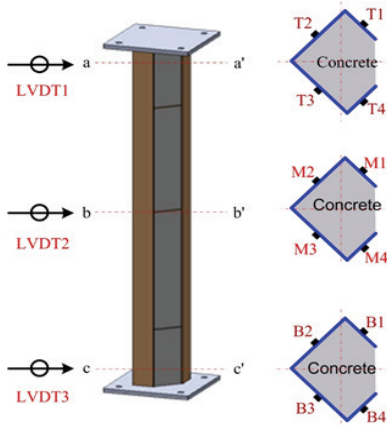


Fig. 5. Data acquisition location

2.2 실험 결과

Fig. 6은 실험 후의 PAL15 및 PAL25 실험체의 파괴형상을 보여주고 있다. PAL15와 PAL25 실험체의 편심비는 0으로 동일하며, 축하중은 단면 무게중심을 통해 적용된다.

Fig. 6 (a)와 (b)에 나타낸 바와 같이 PAL15와 PAL25 파괴 모드는 외측 강재 부재의 국부좌굴과 단면의 오픈 부분에서 콘크리트가 파괴되었다. 장변과 단변의 폭두께비는 (B/T 및 B1/t) 각각 33.3과 16.7임을 주목해야 한다. 이 값들은 EC4 (CEN, 2002)에 명시된 최대 폭두께비를 만족한다. EC4의 최

대 폭두께비는 직사각형 중공 단면과 부분 매입된 단면에 대해 최대 폭두께비는 52ϵ 과 44ϵ 으로 규정하고 있다. 여기서, ϵ 은 $\sqrt{235/f_y}$ 이다. 짧은 폭 (B1)의 가장자리 중 하나는 비구속요소이며 EC4 (CEN, 2002)에 규정된 부분 매입된 단면의 플랜지와 동일하다. 긴 폭(b)은 직사각형 중공 단면의 폭 중의 하나로 간주 될 수 있다. 따라서, 최대 폭두께비(B/T 및 B1/t)는 각각 52 ϵ 과 44 ϵ 과 같이 얻을 수 있다. 실험 단면의 B/t 및 b1/t가 상대적으로 52 ϵ 와 44 ϵ 보다 작은 값을 갖더라도 강재와 콘크리트 국부 좌굴은 실험의 최종 단계에서 발생하고 강도는 이러한 국부 파괴에 의해 제한된다.

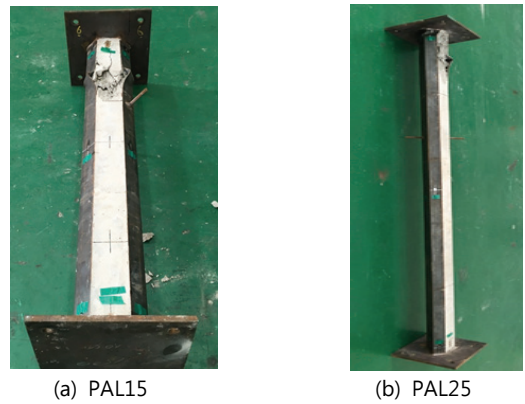


Fig. 6. Failure shape

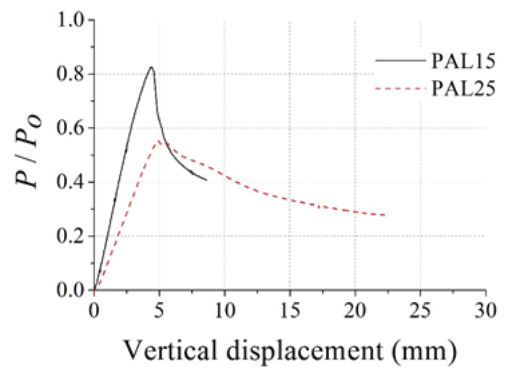


Fig. 7. Dimensionless axial load vs. vertical displacement for PAL15 and PAL25

실험 도중에 전체 좌굴은 관찰되지 않았으며, 횡방향 변위는 무시할 정도이다. 축 방향 하중과 수직 방향 변위 사이의 관계는 Fig. 7에 나와 있으며, 여기서 Y축의 정적하중(P_0)은 정규화된 무차원 축방향 하중을 나타낸다. P_0 는 $f_y A_s + 0.85 f_c' A_c$ (CEN, 2002)로 얻을 수 있으며, 실험체에 대한 P_0 는 1,621 KN이다. Fig. 7로부터, 축방향 하중은 빠르게 두 실험체에 대한 최대하중 이후 감소함을 알 수 있다. PAL15 및 PAL25 실험체의 최대 P/P₀비는 각각 0.83 및 0.55이다.

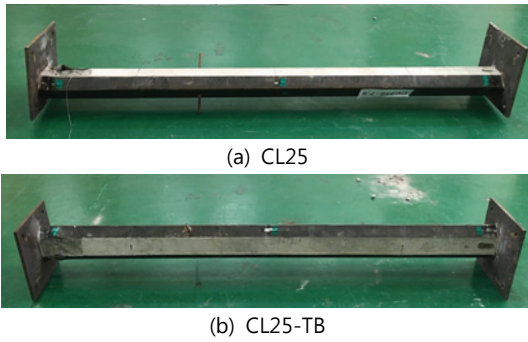
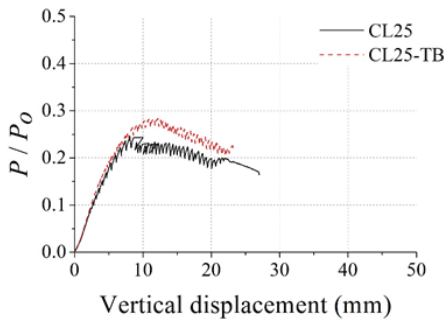
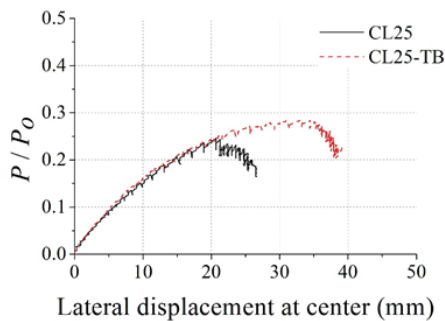


Fig. 8. Failure shape

CL25와 CL25-TB 실험체의 치수는 기둥 내부에 관통 부재를 제외하고는 동일하다. 편심비(e)는 두 실험체 모두 75 mm 이다. 따라서 휨모멘트는 발생하는 P 와 Δ 가 각각 축방향 하중과 기둥의 횡변위로 $P(E+\Delta)$ 로서 계산 될 수 있다. Fig. 9의 (a) 과 Fig. 9(b)는 각각 실험 후의 CL25과 CL25-TB 실험체의 파괴 형상을 나타낸다. PAL15 및 PAL25 실험체와 유사하게 강 부재와 콘크리트 파괴의 국부좌굴은 실험체의 상단에서 관찰되었다. 그러나, 국부적인 파괴 이전에 상당한 횡변위가 실험 동안 관찰되었다. Fig. 9의 (a)와 Fig. 9 (b)에 도시된 P/P_0 와 수직변위 곡선 및 P/P_0 비교에서 중앙 곡선에서의 측면 변위를 나타낸다. CL25과 CL25-TB의 최대의 P/P_0 는 각각 0.25 및 0.28이었다.



(a) Dimensionless axial load vs. vertical displacement



(b) Dimensionless axial load vs. lateral displacement at center

Fig. 9. Test results for CL25 and CL25-TB

Fig. 9 (b)에서 알 수 있듯이, 실험 최대하중에 도달하기 전에 무시할 수 없는 휨거동이 관찰되었다. 또한, CL25와 CL25-TB 실험체의 강성이 거의 동일함을 알 수 있다. 그러나, CL25-TB의 축하중은 CL25 실험체에 비해 약 15% 더 높게 나타났다. 이것은 관통 부재 내부에 강재의 좌굴지연 및 CL25-TB의 실험체의 축하중이 증가한다는 것을 의미한다.

이전에 언급 한 바와 같이 b/t 와 b_l/t 비는 EC4 한계를 만족시킨다. 따라서, 단면의 힘은 전체적인 거동에 의해 지배될 필요가 있다. 그러나 실험 결과에서 국부적인 거동의 실험체는 강 부재에 영향을 미치는 것을 알 수 있다. 따라서 EC4 (CEN, 2002)의 최대 폭두께비가 만족된다 할지라도 제안된 기둥 단면에 대해 균일한 하중 분배와 국부좌굴을 지연 (또는 방지)하기 위한 관통 부재가 필요하다는 결론을 도출할 수 있다.

3. 설계식

3.1 축방향 강도

제안된 기둥 단면은 대칭이 아니므로 축방향 하중에 대해 비대칭 휨 및 비틀림 거동이 발생할 수 있다. 그러나 축방향 하중 하에서의 비틀림 거동은 단면이 콘크리트로 채워지므로 무시하기에 충분히 작다.

제안된 비대칭 합성기둥에서는 Fig. 10과 같이 주축이 수평 축에서 45도 회전하였으므로 제안된 기둥은 주축을 중심으로 하여 휨모멘트가 거동을 지배하도록 설계되어 있다. Fig. 10에서 u 및 v 는 주축이다. 따라서, 임의의 편심 하중을 갖는 전자에 대한 u 와 v 는 전자의 하중 중심에서 상기 주축, 즉 u 및 v 전자에 대한 모멘트에서 축 방향 하중으로 나누어 구할 수 있다. 여기서 e_u 와 e_v 는 u 및 v 방향에서의 편심비이다. 예를 들어, CL25과 CL25-TB 실험체의 경우에 즉 e_u 및 e_v 에서 각각 75mm 및 0mm이다. 따라서 단지 v 축에 대한 모멘트와 중심에서 축방향 하중은 유효하기 때문에 이것은 2차원 문제로서 취급할 수 있다.

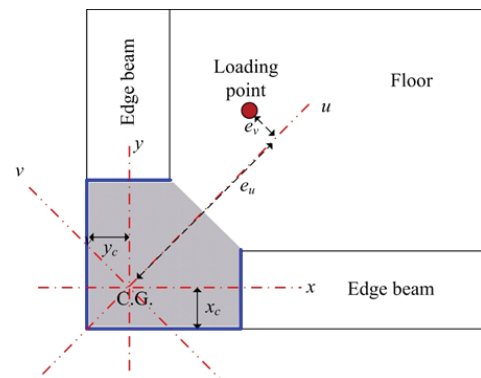


Fig. 10. Non-symmetric composite column and loading position

축방향 압축력 하에서 비틀림 거동이 작고 제안된 기둥의 1차 좌굴모드인 것으로 가정함으로써, 기존 오일러 좌굴이론을 적용할 수 있다. 더욱이 국부좌굴은 이 이론을 사용하지 못하게 되어 있다. 실험결과로부터, EC4에 지정된 최대 폭두께의 비율을 만족하는 경우라도 판통 부재를 통해 제안된 기둥단면에 대한 국부파괴가 지연되기 위해 필요하다는 것을 발견하였다. 이에, 비대칭 기둥 단면은 최대 폭두께비가 만족되는 것으로 가정하였으며, 판통 부재를 통해서 충분하다.

주요 축에 대해 우력 모멘트 효과를 방지하도록 편리하게 사용되어진다. 주축과 주축에 대한 관성 효과의 2차모멘트 위치는 이렇게 좌굴 강도를 계산하기 위해 필요하다. 합성 부재의 중심은 식(1)과 같이 계산될 수 있다.

$$x_c = \frac{E_s \sum A_s \bar{x}_s + E_c \sum A_c \bar{x}_c}{E_s A_s + E_c A_c} \text{ 와}$$

$$y_c = \frac{E_s \sum A_s \bar{y}_s + E_c \sum A_c \bar{y}_c}{E_s A_s + E_c A_c} \quad (1)$$

여기서 x_c 와 y_c 의 중심까지의 거리는 x 및 y방향으로 각각 이동한다. 실험단면에서 x_c 및 y_c 는 둘 다 57.84 mm이다. 주축의 위치는 다음 (2)식에 의해 발견될 수 있다(Heins, 1975).

$$\tan 2\theta = \frac{2I_{xy}}{I_y - I_x} \quad (2)$$

주어진 단면에서 I_x 그리고 I_y 는 동일하다. 그래서 식(2)에서 θ 는 45°와 같다. 합성 단면의 유효강성은 다음과 같이 구할 수 있다(CEN, 2002).

$$EI_{eff} = E_s I_{s,p} + 0.6 E_c I_{c,p} \quad (3)$$

콘크리트의 장기거동 효과는 식(3)으로 계산되지 않는다. 이 점에 유의하는 것이 매우 중요하다. 식(3)에서 $I_{s,p}$ 와 $I_{c,p}$ 는 각각 주축에 대한 강재와 콘크리트의 단면2차모멘트이다.

유효강성을 결정한 후 탄성 좌굴강도와 좌굴계수는 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$P_{cr,e} = \frac{\pi^2 EI_{eff}}{(kL)^2}, \quad \lambda = \sqrt{\frac{P_0}{P_{cr,e}}} \quad (4)$$

$P_{cr,e}$ 는 합성 부재의 탄성 좌굴 강도이고, k는 (k는 단순지지 부재의 동일함) 유효길이를 계수이며, λ 는 좌굴매개계수이다. EC3(CEN, 2003)은 다양한 불완전 매개변수에 대한 좌굴

곡선을 제공한다. 설계식에서 λ 를 갖는 EC3에서 좌굴 곡선을 사용함으로써 식(4)에 따라 좌굴강도를 계산할 수 있다. EC3에 아래의 좌굴곡선(CEN, 2003)으로 주어진다.

$$\frac{P_{cr,e}}{P_0} = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \lambda^2}} \leq 1 \text{ 그리고,}$$

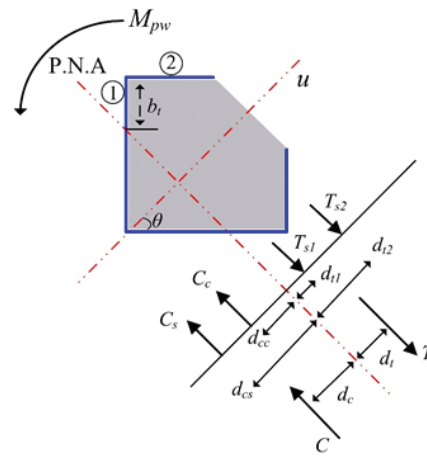
$$\Phi = 0.5 [1 + \alpha(\lambda - 0.2) + \lambda^2] \quad (5)$$

식 (5)에서 P_{cr} 은 임계좌굴강도이고, α 는 불완전계수이며 좌굴곡선 a, b 및 c에 대해 각각 0.21, 0.34 및 0.49값을 갖는다. 좌굴곡선 c를 사용할 때 $L=1,500$ mm (PAL15의 경우) 및 $L=2,500$ mm (PAL25, C L25 및 CL25-TB의 경우)에 대해 P_{cr}/P_0 는 각각 0.79 및 0.54로 계산된다.

3.2 휨강도

기둥의 길이 효과가 고려되지 않은 경우에 축방향 하중과 휨모멘트의 조합에 대한 휨강도 및 상호작용곡선을 평가하기 위해 변형률 적합방법(SCM) (ACI, 2011)과 소성응력분포방법(PSDM) (CEN, 2002; AISC, 2010)이 일반적으로 사용된다. Moon et al. (2013)은 PSDM이 더 간단하고 사용하기 쉽지만 결과는 SCM과 크게 다르지 않다고 보고했다. 따라서 PSDM을 적용하여 본 연구에서도 비대칭 합성기둥 단면의 휨강도를 평가하였다.

PSDM의 경우에 다음의 가정이 적용된다. (1)변형률 분포는 단면에 걸쳐 선형이며, 선형 탄성 및 완전 소성재료 거동이 적용된다. (2)콘크리트는 압축변형률 0.003에서 파괴되고, 콘크리트의 응력 $0.85f_c$ 의 단면이 직사각형의 응력블록이다. (3)강재의 항복응력 f_y/E_s 를 초과한다. (4)콘크리트의 인장 기여는 무시한다.



(a) Weak axis

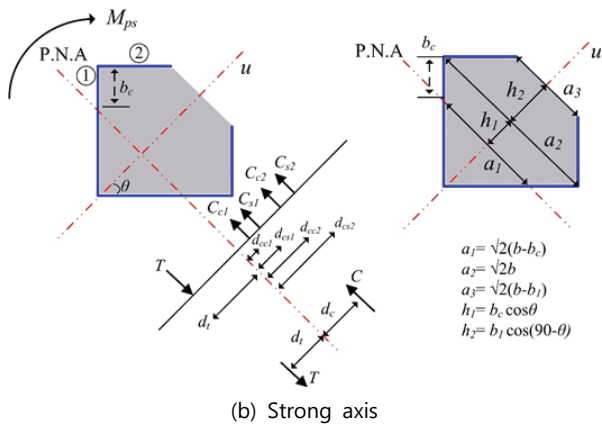


Fig. 11. Force distributions in the proposed column section under plastic moment

Fig. 11은 제안된 기둥 단면에 대한 소성모멘트 평가의 예를 보여준다. 이러한 CL25과 CL25-TB로 실험체의 경우, e_v 는 0이고 하중의 분포는 Fig. 11과 같이 적용할 수 있다. 두 가지 다른 소성모멘트 (M_{ps} 및 M_{pw})로 평가할 수 있다. Fig. 11에서 M_{ps} 와 M_{pw} 는 강축 방향과 약축 방향에 대한 주축 v 을 중심으로 한 소성모멘트이다.

Fig. 11(a)에서 C_c 와 C_s 는 각각 콘크리트와 강재의 압축 강도이다. T_{s1} 과 T_{s2} 는 구성된 강 부재의 ①과 ② 부분에서의 인장강도이다. 그리고 C_c , C_s 와 T_{s1} , T_{s2} 는 다음과 같이 계산 될 수 있다.

$$C_c = 0.425(b - b_t)^2 f_c' \quad (a)$$

$$C_s = 2(b - b_t) t f_y \quad (b)$$

$$T_{s1} = 2b_t t f_y \quad (c)$$

$$T_{s2} = 2b_1 t f_y \quad (d)$$

압축의 총 크기 C 는 $C_c + C_s$ 와 같다. 유사하게 총 인장력 T 는 $T_{s1} + T_{s2}$ 와 동일하다. 순수 휨 상태의 경우, 소성중립축 (PNA)의 위치는 $C-T=0$ 로 평가할 수 있다. 실험된 단면의 경우 PNA는 $b_t = 55.29$ mm에 있다. PNA 위치를 결정한 후, 모멘트 팔 길이 d 는 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$d = d_c + d_t \quad (a)$$

$$d_c = \frac{C_c d_{cc} + C_s d_{cs}}{c} \quad (b)$$

$$d_t = \frac{T_{s1} d_{t1} + T_{s2} d_{t2}}{c} \quad (c)$$

$$d_{cc} = \frac{1}{3}(b - b_t) \cos \theta = \frac{1}{3\sqrt{2}}(b - b_t) \quad (d)$$

$$d_{cs} = \frac{1}{2}(b - b_t) \cos \theta = \frac{1}{2\sqrt{2}}(b - b_t) \quad (e)$$

$$d_{t1} = \frac{1}{2} b_t \cos \theta = \frac{1}{2\sqrt{2}} b_t \quad (f)$$

$$d_{t2} = b_t \cos \theta + \frac{1}{2} b_1 \cos (90 - \theta) = \frac{1}{2\sqrt{2}}(2b_t + b_1) \quad (g)$$

식 (7)에서 d_c , d_t , d_{cc} , d_{cs} , d_{t1} , d_{t2} 는 각각 PNA에서 C , T , C_c , C_s , T_{s1} , T_{s2} 까지의 절대거리이다. θ 는 실험된 단면에 대해 45° 이다. 최종적으로 M_{pw} 은 $C \times d$ 또는 $T \times d$ 로 얻을 수 있다.

Fig. 11(b)에 기초한 M_{ps} 평가의 경우, 힘 성분은 다음과 같이 계산 될 수 있다.

$$C = C_{c1} + C_{s1} + C_{c2} + C_{s2} \quad (a)$$

$$C_{c1} = 0.425(2bb_c - b_c^2) f_c' \quad (b)$$

$$C_{s1} = 2b_c t f_y \quad (c)$$

$$C_{c2} = 0.425(2bb_1 - b_1^2) f_c' \quad (d)$$

$$C_{s1} = 2b_1 t f_y \quad (e)$$

$$T = 2(b - b_c) t f_y \quad (f)$$

여기서 C_{c1} , C_{s1} , C_{c2} 및 C_{s2} 는 콘크리트 부분①, 강재 부분①, 콘크리트 부분② 및 강재 부분②의 압축력의 크기이다.

순수 굽힘 상태에서 $C-T=0$ 로부터 실험 단면에 대해 $b_c=2.54$ mm이다. Fig. 11(b)의 모멘트는 다음과 같이 주어진다.

$$d = d_c + d_t \quad (a)$$

$$d_c = \frac{C_{c1} d_{cc1} + C_{s1} d_{cs1} + C_{c2} d_{cc2} + C_{s2} d_{cs2}}{C} \quad (b)$$

$$d_{cc1} = h_1 - \frac{h_1(2a_1 + a_2)}{3(a_1 + a_2)} \quad (c)$$

$$d_{cs1} = \frac{1}{2} b_c \cos \theta = \frac{1}{2\sqrt{2}} b_c \quad (d)$$

$$d_{cc2} = h_1 + \frac{h_2(2a_3 + a_2)}{3(a_3 + a_2)} \quad (e)$$

$$d_{cs2} = b_c \cos \theta + \frac{1}{2} b_1 \cos \theta (90 - \theta) = \frac{1}{2\sqrt{2}}(2b_c + b_1) \quad (f)$$

$$d_t = \frac{1}{2}(b - b_c) \cos \theta = \frac{1}{2\sqrt{2}}(b - b_c) \quad (g)$$

식 (9)에서 d_{cc1} , d_{cs1} , d_{cc2} 및 d_{cs2} 는 각각 PNA에서 C_{c1} , C_{s1} , C_{c2} 및 C_{s2} 까지의 절대 거리이다. M_{pw} 와 유사하게 M_{ps} 는 $C \times d$ 또는 $T \times d$ 로 계산 될 수 있다. 계산 결과로부터 M_{pw} 와 M_{ps} 는 각각 42.39 kN·m과 48.97 kN·m이다.

3.3 일반 조합하중에서의 강도

AISC(2010)와 EC4(2002)는 합성기둥에 대한 일반적인 압축과 휨모멘트를 결합한 P-M 상관 곡선을 제공한다. 두 기준으로부터 상관 곡선은 PSDM에 기초하여 구성된다. PSDM에서 상관 곡선은 기둥의 길이 효과를 고려하여 수정된다. 본 연구에서는 EC4에 기반한 접근법으로 길이 효과를 고려하기 위해 사용되었다.

3.2장에서 C-T는 순수 휨강도를 평가하기 위해 0과 같다. 일반적인 조합하중의 경우에 압축 P는 제로가 될 수 없고 P는 C-T로 평가될 수 있다. 소성 중심에 대한 모멘트는 소성 중심에서 편심 불평형 압축력 P를 고려하여 얻을 수 있다. 시험 단면에 대해 e_v 는 0과 같다(즉, 주축(v)에 대한 휨모멘트만이 이용 가능하며, Fig. 10 참조). 모멘트의 방향은 강한 축에 관한 것이다. 따라서, b_c 의 임의의 값에 대하여 P와 M사이의 관계는 Fig. 12로부터 얻어 질 수 있다. Fig. 12로부터 P와 M이 계산되어진다.

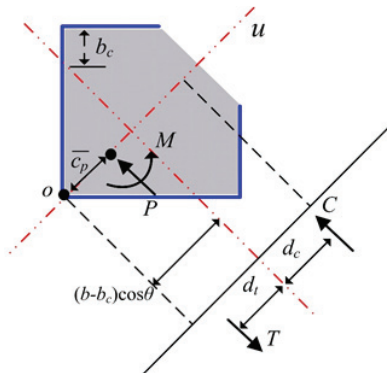


Fig. 12. Relationship between P and M for arbitrary value of bc

$$P = C - T \quad (a) \quad (10)$$

$$M = Td + P \left[(b - b_c) \cos \theta + d_c - \bar{c}_p \right] \quad (b)$$

$$= Td + P \left[\frac{(b - b_c)}{\sqrt{2}} + d_c - \bar{c}_p \right]$$

식 (10)에서 \bar{c}_p 는 O에서 소성중심까지의 거리이다. 식 (10)은 b_c 의 양의 값에 대해서만 적용 가능하다. 식 (10)에서 PSDM에 기초한 상관 곡선은 실험된 기둥에 대해 얻어 질 수 있다. 또한, 이 연구에서 소성중심 모멘트를 계산하는 데 사용된다는 점에 유의해야 한다. 비대칭 단면의 경우, 탄성 중심이 소성중심과 같지 않을 수 있다. 또한, 중심 축하중(P)에 해당하는 휨모멘트를 소성중심을 사용함으로써, 0으로 계산 될 수 있다.

기둥의 길이 효과를 고려하기 위해 PSDM에 기초하여 상관 곡선을 수정해야 한다. EC4의 길이 효과를 포함한 Fig.13의 상관 곡선 [12]에서 A점과 B점은 각각 중심 축하중과 순수 휨강

도를 나타낸다. A점은 P_{cr}/P_0 의 감소계수로 인하여 A'지점까지 감소되었다. A'점에서 휨강도는 μk 만큼이 상관 곡선에서 제거되고, 이 제거된 모멘트가 E점까지 선형적으로 감소하는 것으로 가정한다. E점을 결정하기 위한 세부 사항은 EC4 [12]에 제시되어 있다. PSDM에 기초하여 상관 곡선에서의 μd 를 제거함으로써 길이 효과를 포함하는 상관 곡선을 구성 할 수 있다. M/M_p 는 길이효과를 고려할 때 1을 초과할 수 없다는 것이 중요하다. 실험체의 경우, e_v 는 0과 같고 v축을 중심으로 한 모멘트만 사용할 수 있다. 따라서 상관 곡선은 Fig. 13에 도시된 바와 같이 2차원 (2D) 평면에서 구성될 수 있다.

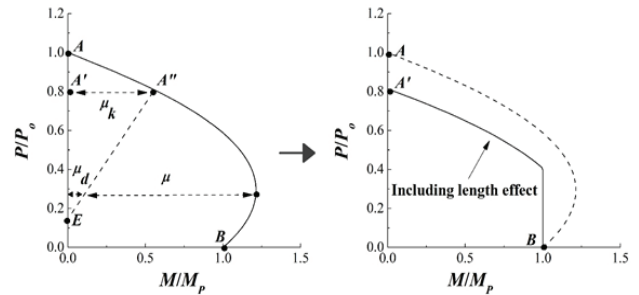


Fig. 13. Interaction curve form EC4

4. 설계식과 실험 결과의 비교

이 장에서는 3장에서 기술한 설계 과정에서 얻은 실험체의 강도를 실험 결과에서 얻은 결과와 비교한다. 단지 축방향 하중을 실험체에 적용한 PAL15 및 PAL25 대해서는 이론상의 좌굴강도(P_{cr}) 값은 식(5)로부터 계산 될 수 있다. 이 계산에서 좌굴곡선(c)이 적용되는 PAL15 및 PAL25의 경우에는 P_{cr}/P_0 는 각각 0.79 및 0.54이다. 실험에서의 임계하중과 파괴하중의 비($P_{cr,test}/P_0$)는 0.83과 0.55였다. 최대 불일치는 4%이고 평균의 차이는 2.5%이다. PAL15 및 PAL25에는 기둥 내부에 관통 부재(bar)가 없으므로 인해 국부파괴가 발생했음을 유의해야 한다. 국부파괴가 실험체의 강도를 제한하더라도 EC3에 좌굴곡선(c)은 상기 실험결과와 잘 일치하며, 이 관통 부재가 함께 제안된 기둥의 축방향 내력을 보수적으로 예측하는데 제공할 수 있다. 비교 결과는 Fig. 14에 도시되어 있으며, 좌굴곡선(c)가 단위 모듈 구조에 대한 비대칭 합성기둥의 축방향 강도에 대해 좋은 예측을 제공한다는 것을 입증한다고 생각된다.

실험체의 상관 곡선 ($L = 2,500 \text{ mm}$)은 3.3절에서 설명된 절차로 Fig. 15에서와 같이 구성된다. Fig. 15의 실선과 점선은 PSDM과 상호작용의 상관 곡선을 나타낸다. 곡선은 길이 효과를 각각 포함한다. 평형점은 대략 $P/P_0 = 0.22$ 에서 관찰되었

다. 이때 $M/M_p=1.06$ 으로 균형점에서 6% 모멘트 내력 증가가 기록되었다. 이것은 높은 강제 영역 A_s 와 콘크리트 영역 A_c 의 비율에 기인한다고 할 수 있다. 실험체의 경우, A_s/A_c 는 0.10이다. 길이 효과를 포함하는 상관 곡선은 Fig. 15에 도시되어 있다. 이 곡선은 감소계수가 고려되었으며, $P_{cr}/P_0=0.54$ 및 Fig. 13에서 0과 동일하게 가정된 E점으로 구성되어 있다.

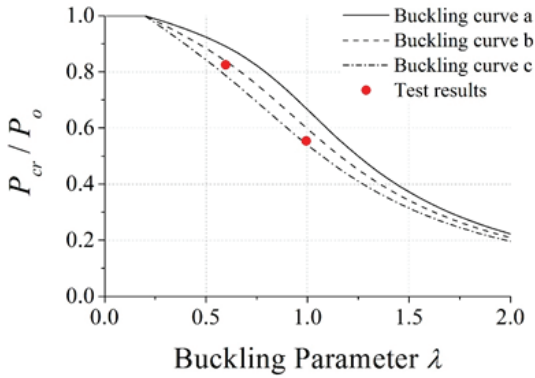


Fig. 14. Comparison of buckling curve from EC3 with test results

Fig. 15는 상관 곡선이 길이 효과를 포함 할 때 PAL25 및 CL25의 실험 결과와 잘 일치하지만, CL25-TB의 휨강도를 과소평가하고 있다. 따라서, 제안된 설계식이 단위 모듈 구조에 대한 비대칭 합성기둥의 강도 예측을 보수적으로 제공한다고 결론지을 수 있다.

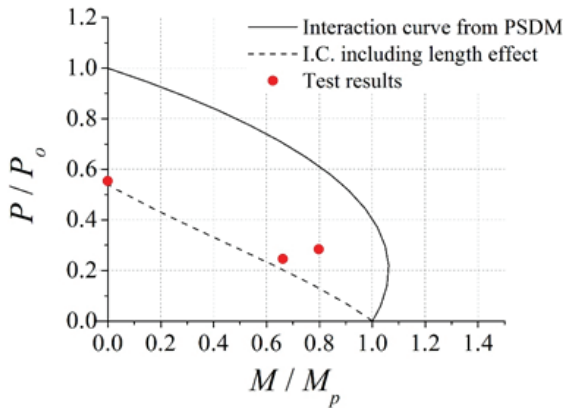


Fig. 15. Comparison of interaction curve from EC4 with test results [L=2,500 mm]

5. 결론

이 연구에서 단위 모듈 구조에 적용하기 위한 비대칭 합성 기둥의 강도를 실험적 연구를 통해 조사하였다. 특히 기둥 길

이, 편심 및 관통 부재의 영향 등을 조사하였다. 편심이 없는 축방향 하중 실험 (PAL15 및 PAL25)의 경우, 기둥의 강관 요소가 EC4에 명시된 최대 폭두께비를 만족하는 경우에 국부좌굴 및 콘크리트 파괴가 임계하중에서 관찰되었다. 최대 축방향 하중 이후에는 매우 급격한 강도 저하가 관찰되었다.

편심 (CL25 및 CL25-TB)이 있는 실험체의 경우, 파괴되기 전에 상당한 휨거동이 관찰되었다. 그 이후에 국부좌굴과 콘크리트 파괴가 관찰되었고, 강도 실험결과에서 기둥 내부의 관통 부재가 국부적인 파괴를 지연시키고 실험체의 길이를 따라 더 균일하게 하중을 분배함을 보여주고 있다. 따라서 EC4에 명시된 최대 폭두께 비율이 만족되는 경우에 제안된 기둥 단면 내부에 관통 부재가 필요한 것으로 판단된다.

EC3 및 EC4 기반으로 설계 절차가 제안되었다. EC3에서의 주축에 대한 유효 휨강성 및 좌굴곡선(c)에 기초하여 축방향 강도를 구하였다. 순수 휨강도 및 P-M 상관 곡선의 길이 효과를 제외하고 PSDM로부터 유도하였다. 기둥의 길이효과는 EC4에서의 설계절차에 기초하여 P-M 상관 곡선을 적용시켰다. 실험체의 강도는 제안된 평가 설계식으로부터 실험 결과에서 얻은 것과 비교하였다. 결과의 비교에서 제안된 설계식은 단위 모듈 구조에 대한 비대칭 합성기둥의 강도를 합리적으로 예측할 수 있다는 것을 증명하였다.

감사의 글

본 연구는 국토교통과학기술진흥원 주거환경연구사업 (과제번호 : 17RERP-B082884-04)의 연구비으로 지원되었습니다.

참고문헌

1. Annan CD, Youssef MA, Nagggar MH (2009) Experimental evaluation of the seismic performance of modular steel-braced frames. Eng Struct 31: 1435-46.
2. Lawson RM, Ogden RG, Bergin R (2012) Application of modular construction in high-rise buildings. J Archit Eng ASCE 18(2): 148-54.
3. Lawson RM, Richards J (2010) Modular design for highrise buildings. Proc Inst Civ Eng Struct Build 163(SB3): 151-64.
4. Annan CD, Youssef MA, El-Nagggar MH (2009) Seismic overstrength in braced frames of modular steel buildings. J Earthquake Engrg 13(1): 1-21.
5. Hong S-G, Cho B-H, Chung K-S, Moon J-H(2011) Behavior of framed modular building system with double skin steel panels. J Construct Steel Res 67: 936-46.

6. Hernández-Figueirido D, Piquer A (2014) Protected steel columns vs partially encased columns: Fire resistance and economic considerations. *J Construct Steel Res* 124: 47-56.
7. Debski H, Teter A, Kubiak T, Samborski (2016) Local buckling and collapse of thin-walled channel section composite columns subjected to quasi-static compression. *Composite structures* 136: 593-601.
8. Yadav A, Panda SK, Dey T (2017) Non-linear dynamic instability analysis of mono-symmetric thin walled columns with various boundary conditions. *International journal of mechanical sciences* 126: 242-254.
9. Young B, Chen J (2008) Column tests of cold-formed steel non-symmetric lipped angle sections. *J Construct Steel Res* 64: 808-815.
10. Taras A, Kugler P, Unterweger H (2017) On the behavior and eurocode design of T-section columns, beams and beam-columns with slender webs. *J Construct Steel Res* 129: 250-262.
11. CEN (2002) Eurocode 4 - Design of composite steel and concrete structures.
12. Heins CP (1975) Bending and torsional design in structural member, DC Heath and Company.
13. CEN (2003) Eurocode 3 - Design of steel structures.
14. ACI (2011) Building code requirements for structural concrete. ACI 318-11. Farmington Hills, Michigan.
15. AISC (2010) Specifications for structural steel buildings Chicago, IL.
16. Moon J, Lehman DE, Roeder CW, Lee H-E (2013) Strength of circular concrete-filled tubes (CFT) with and without internal reinforcement under combined loading. *J Struct Eng ASCE*, 139: 04013012.

Received : 07/16/2018

Revised : 08/08/2018

Accepted : 08/20/2018

요 지 : 모듈형 구조시스템은 학교 및 아파트 건물과 같은 저층 및 중층 구조물에 점점 더 많이 사용되고 있다. 최근에는 고층 건물에 모듈러 구조시스템을 적용하는 방법에 대한 연구가 수행되고 있다. 고층 모듈러 구조시스템에 대해 충분한 저항력과 경제적인 구조를 제공하기 위해 복합모듈 구조시스템이 제안되었다. 본 연구에서는 일련의 실험을 통해 단위 복합모듈 구조에 적용하기 위한 목적으로 비대칭 복합 기둥의 강도를 평가하고자 하였다. 실험적 연구는 기둥의 세장비, 편심율 및 관통바 유무에 따라 기둥의 강도에 미치는 영향에 중점을 두었다. 단위 모듈 구조에 대한 비대칭 기둥단면의 설계식을 제안하였다. 결과로부터, 설계식은 단위 복합모듈 구조에서 비대칭 기둥단면의 적절한 강도 예측을 제공한다는 것을 알 수 있다.

핵심용어 : 모듈러 구조시스템, 비대칭 기둥, 강-콘크리트 합성구조, 구조물 좌굴
