비대칭 연결재를 갖는 조립식 압축부재의 좌굴 거동에 관한 실험 연구 II - 연결재 종류의 영향 -

An Experimental Study of Buckling Behavior in Built-up Compression Member with Unsymmetric Connectors II - Effect of Type of Connection Members -

강상훈* · 한만엽** · 조병두***

Kang, Sanghoon · Han, Manyop · Cho, Byeongdu

Abstract

Structural behavior of built-up compression members with unsymmetric connectors under buckling status has been studied through these experiments. When the distance between adjacent H-300 beams of built-up compression member is 2 m in length, and the H-300 beams are lengthened up to 30 m in length with three-10 m-H-beams by bolts and double arrayed, three specimen having each connector plate, single channel, double channel are experimented for evaluating buckling loads. The buckling loads from the experiments are compared with buckling loads of structural analysis using FEM and buckling loads of Timoshenko Eq. in order to figure out how the connectors' type affects on longitudinal and lateral displacements, also strain of the built-up compression members as well. The result from the experiments show that the buckling loads 4.2% decreases in double channel connectors and 36.6% decreases in single channel connectors than plate connectors.

Keywords : built-up compression member, type of connector, boundary condition, buckling load, experimental study

요 지

본 연구에서는 비대칭 연결재를 갖는 조립식 압축부재의 연결재 종류에 따른 좌굴 거동을 알아보기 위한 실험을 실시하였다. 압축부재인 H-300 형강 10 m 부재 3개를 볼트 연결하여 총 길이 30 m가 되도록 2 m 간격으로 2열 배치한 후 연결재 종류가 판판, C형강, 복 C형강인 경우에 대하여 압축 실험을 실시하였다. 본 논문에서는 연결재 종류에 따른 실험 좌굴 하중을 평가하고 이를 유한요소해석 결과인 좌굴하중과 Timoshenko 식에 의한 좌굴하중과 비교·분석하였으며, 연결재 종류에 따른 조립식 압축부재의 좌굴 거동으로 인한 중방향 변위, 횡방향 변위, 변형률 등을 분석하였다. 실험 결과 비대칭 연결재를 갖는 조립식 압축부재의 연결재가 판판일 때 보다 복 C형강일 때의 좌굴 하중은 4.2%, C형강일 때는 36.6% 감소하는 것으로 나타났다.

핵심용어 : 조립식 압축부재, 연결재 종류, 경계조건, 좌굴 하중, 실험 연구

1. 서 론

본 논문에 앞서 제시한 논문, “비대칭 연결재를 갖는 조립식 압축부재의 좌굴 거동에 관한 실험 연구 I- 연결재 간격의 영향”에서는 연결재 간격에 따른 조립식 압축부재의 좌굴 거동에 대하여 제시하였다. 본 논문에서는 연결재 종류에 따른 연결재의 휨강성, 전단강성의 차이와 연결재와 압축부재의 연결부 체결 정도에 따라서 조립식 압축부재의 좌굴거동에 어떠한 영향을 미치는지에 대하여 제시하였다.

앞서 제시한 논문에서 거론하였듯이 조립식 압축부재는 건설 분야에서 널리 사용되어지고 있다. 그럼에도 불구하고 국내 설계기준에서는 그 설계기준이 명확히 제시되어 있지 않다. 조립식 압축부재의 파괴 거동은 좌굴에 의해 지배되며 그 좌굴 파괴 형태는 연결재 사이의 단일 부재의 좌굴과 조립된 전체 부재의 좌굴이 있을 수 있으나 국내 설계기준에는 단일부재의 좌굴하중 식만을 제시하고 있고 조립식 압축부재의 전체 좌굴에 대한 설계기준 및 좌굴하중 식이 명확히 제시되어 있지 않고 있다. 예를 들어 도로교설계기준(2008)

*정회원 · 교신저자 · 아주대학교 건설교통공학과 박사과정 (E-mail : kkang007@hanmail.net)

**정회원 · 아주대학교 환경건설교통공학부 교수 · 공학박사 (E-mail : myhan@ajou.ac.kr)

***아주대학교 건설교통공학과 석사과정 (E-mail : 3ddembang@hanmail.net)

에서도 트러스 구조물의 전체 좌굴에 대하여는 주위를 환기시키는 정도로만 규정하고 있다.

조립식 압축부재에 대한 연구는 Engesser(1891)에 의해 전단변형을 고려한 해석연구가 소개된 이후 Bleich(1952)가 에너지 개념을 도입하여 조립식 압축부재를 해석하였으며, Timoshenko and Gere(1961)는 여러 종류의 조립식 압축부재에 대해 전단변형을 고려한 좌굴하중 식을 제시하였다. 그 후 Aslani와 Goel(1991)은 Bleich가 제시한 식을 수정하여 일반화된 식을 제시하였다. 또한 Temple와 Elmahdi(1993)는 조립식 압축부재의 해석을 실험과 병행하여 조립식 압축부재의 강도를 AISC-LRFD 시방서와 비교 분석하였다. 국내에서는 최성준 등(1997)과 신영재 등(2001), 김성보 등(2005)이 전단의 영향을 고려한 조립식 압축부재의 좌굴에 대한 연구가 발표되었다. 또한 연결재가 비대칭인 경우에 대한 연구는 김진용 등(2011)이 해석에 관한 연구뿐이며 실험에 대한 연구는 찾아볼 수 없다. 이처럼 조립식 압축부재에 대한 연구는 대부분 이론 및 해석에 대한 연구가 대부분이고 실험적 연구는 미비한 상태이다.

본 논문에서는 비대칭 연결재를 갖는 조립식 압축부재의 연결재 종류에 따른 좌굴거동을 실험 대형 실험을 통하여 연결재의 휨강성, 전단강성 및 볼트 연결수의 차이가 좌굴 거동에 어떠한 영향을 미치는지에 대하여 평가하고, 실험 결과와 유한요소해석 및 Timoshenko and Gere(1961)가 제시한 이론값을 비교·분석하였다. 본 논문을 통하여 조립식 압축부재의 전체좌굴에 대한 설계기준을 정립함에 있어서 연결재 종류 및 연결재 연결 방법에 대한 기초자료로 활용할 수 있을 것으로 기대한다.

2. 조립식 압축부재의 좌굴

조립식 압축부재에 대한 설명은 앞서 제시한 논문 “비대칭 연결재를 갖는 조립식 압축부재의 좌굴 거동에 관한 실험 연구 I - 연결재 간격의 영향”에서 제시하였다.

본 논문에서는 조립식 압축부재의 좌굴 형태에 대하여 제시하고 이론 좌굴 강도에 대하여 언급하였다.

2.1 좌굴 형태

조립식 압축부재의 좌굴 형태로는 크게 단일부재의 좌굴과 전체부재의 좌굴을 고려할 수 있다. Fig. 1은 조립식 압축부재로 많이 쓰이는 흠막이 가시철구조물의 좌굴형태를 제시한 것이다. 이 조립식 압축부재의 좌굴은 4가지 형태로 좌굴이 일어날 수 있다. (a)는 연결재 사이의 좌굴로써 Y축(면내)방향 단일부재 좌굴을 나타내고 있다. 이중I는 연결재의 연결이 소수의 볼트로 연결되어 절점이 힌지인 형태가 되었을 때 Y축(면내) 방향으로 연결부간 단일부재가 하프 사이클(half cycle) 형태의 좌굴을 일으킬 것이고 II와 같이 연결재의 연결이 다수의 볼트로 연결되거나 용접에 의해 절점이 고정단 형태가 되었을 때 Y축(면내) 방향으로 연결부간 단일부재가 풀 사이클(full cycle) 형태의 좌굴을 일으킬 것이다. (b)는 받침보 사이의 좌굴로써 Z축(면외) 방향 단일부재 좌굴을 나타낸다. 일반적으로 받침보와 압축부재는 볼트 2~4개로 연결이 되어 힌지 조건이 될 가능성이 크다. 따라서

Fig. 1 Buckling pattern of built-up compression member

(b)처럼 Z축(면외) 방향으로 받침보간 단일부재가 하프 사이클(half cycle) 형태의 좌굴을 일으킬 것이다. 마지막으로 (c)처럼 Y축(면내) 방향으로 전체 조립식 압축부재가 좌굴할 수 있다. 중간 파일은 지면에 박혀있고 각 단별 버팀보와 연결되어 있기 때문에 Z축(면외) 방향으로 전체좌굴이 발생할 가능성은 거의 없다.

2.2 좌굴 강도

조립식 압축 부재의 좌굴과 관련하여 Timoshenko and Gere(1961)는 띠판을 갖는 기둥(column with batten plates)에 대하여 작용하중에 따른 기둥의 전단변형을 고려한 좌굴하중 식을 제시하였다.

Fig. 2와 같이 띠판(batten)만 있는 조립식 압축부재의 경우에는 전단력 Q에 의한 횡변위를 얻기 위해, m-n단면과 m1-n1단면 사이의 압축부재 요소의 변형을 고려하였다. 채널의 휨 곡선이 이 점들에서 변곡점을 가진다고 가정하면, 요소의 휨은 Fig. 2의 (b)와 같이 요소는 휨 것이다. 그래서

Fig. 2 Built-up compression member with batten plate

주부재에 작용하는 전단력 Q에 의한 띠판의 휨 변형 δ 와 주부재인 채널의 휨 변형 δ_c 를 고려한 좌굴하중 식 (1)을 제시하였다. 그리고 식 (1)에 띠판에 작용하는 전단력 Q를 고려하여 식 (2)를 제시하였다. 여기서 E는 탄성계수이고 I는 조립식 압축부재의 전체 단면2차모멘트이며 I_b 와 I_c 는 각각 띠판과 압축부재인 C-형강의 단면2차모멘트이다.

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{l^2} \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 EI}{l^2} \left(\frac{ab}{12EI_b} + \frac{a^2}{24EI_c} \right)} \quad (1)$$

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{l^2} \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 EI}{l^2} \left(\frac{ab}{12EI_b} + \frac{a^2}{24EI_c} + \frac{na}{bA_b G} \right)} \quad (2)$$

편심하중을 받는 기둥 또는 중심축하중과 양단에서 모멘트를 함께 받는 기둥의 최대압축응력으로 식 (3)을 사용한다. 그래서 조립식 압축부재의 편심축하중이 작용하는 압축부재의 합성응력은 압축응력과 휨응력을 동시에 고려한 식 (4)를 제시하였다.

식 (4)에서 M_1 은 편심에 따른 1차모멘트이고 M_2 는 횡변위에 따른 2차모멘트이다. 따라서 e 는 편심거리이고 δ 는 하중에 의한 횡변위이다. 또한, 조립식 압축부재는 종방향으로 전 단면에 걸쳐 합성이 되지 않은 불완전합성 구조체임으로 합성단면2차모멘트 감소계수 α 를 사용하였다.

식 (4)를 P에 대하여 정리하면 식 (5)와 같다.

$$f_{max} = \frac{P}{A} + \frac{Mc}{I} \quad (3)$$

$$f = \frac{P}{A} + \frac{M_1 y}{\alpha I} + \frac{M_2 y}{\alpha I} = \frac{P}{A} + \frac{Pe y}{\alpha I} + \frac{P \delta y}{\alpha I} \quad (4)$$

$$P = f \left(\frac{1}{A} + \frac{e y}{\alpha I} + \frac{\delta y}{\alpha I} \right) \quad (5)$$

2.3 연결재 종류

조립식 압축부재의 연결재 종류에 따른 좌굴거동을 평가하기 위하여 연결재를 띠판과 C-형강으로 실험하였다.

띠판은 폭이 750 mm, 길이 2350 mm, 두께 12 mm인 판

Fig. 3 Connection members

Table 1. Stiffness of connection members

	λ_z	I_z (cm ⁴)	A (cm ²)	EI_z (kN·mm ²)	GA (kN)
PL	9.0	42,200	90	8.86×10^{10}	7.47×10^5
DC	17.4	4,040	54	8.50×10^9	4.48×10^5
SC	17.4	2,020	27	4.25×10^9	2.24×10^5

*E=2.1×10⁵ MPa, G=8.3×10⁴ MPa

에 압축부재에 각각 볼트 12개를 체결할 수 있도록 구멍을 형성하고 띠판이 국부좌굴이 일어나는 것을 방지하기 위하여 띠판 상부에 보강 판을 용접하여 Fig. 3의 (a)와 같이 제작하였다.

C-형강은 기성 제품인 300×90×9/13을 이용하여 버팀보에 볼트 6개를 체결할 수 있도록 Fig. 3의 (b)와 같이 제작하였다.

Table 1은 연결재 종류에 따른 세장비(λ_z), 단면계수(I_z), 휨강성(EI_z), 전단강성(GA)을 정리한 표이다. 여기서 좌표축은 3.1 모델링의 좌표축과 동일하며 PL은 띠판, DC는 복 C-형강, SC는 단일 C-형강을 의미한다.

3. 유한요소해석

비대칭 연결재를 갖는 조립식 압축부재가 중심축하중을 받을 때의 좌굴하중을 평가하기 위하여 상용유한요소해석 프로그램인 MIDAS를 이용하여 좌굴 해석을 수행한 후 고유치 값을 도출하여 좌굴하중을 산출하였다.

3.1 모델링

전체적으로 좌표계는 Fig. 4의 (a)와 같이 압축부재 종방향을 X축, 횡방향을 Y축, 나머지를 Z축으로 설정하여 X-Y 평면 내에 조립식 압축부재를 모델링하였고 SI단위계를 사용하였으며 X-Y 평면, X-Z 평면 Y-Z 평면의 거동을 허용하기 위하여 3차원 해석을 수행하였다.

Fig. 4의 (a)는 3D 모델 형상이고 (b)는 Y-Z 평면상의 모델링 형상이다. 압축부재와 연결재는 Fig. 4의 (b)와 같이 두 부재의 중심이 불일치함으로 Fig. 4(a)의 (111111)와 같이 Rigid Link 기능을 이용하여 강체 연결하였고 전체적으로 상부 플랜지에만 연결재를 갖도록 모델링하였다.

해석모델의 모든 요소부재는 보요소로 모델링 하였고 부재

Fig. 4 Modeling

Table 2. Element properties of beam model

Member	Element	Material property	Cross-Section
Compression member	Beam	SS400	H 300×300×10/15
Connecting member	Beam	SS400	PL-2000×750×12

Table 3. Boundary conditions of beam model

	D_x	D_y	D_z	R_x	R_y	R_z
End support	Fix	Fix	Fix	Free	Free	Free
Loading support	Free	Fix	Fix	Free	Free	Free
Middle Support	Free	Free	Fix	Free	Free	Free

Fig. 5 Load conditions of beam model

Table 4. Results of buckling analysis

	Analysis result	
	Eigenvalue	Buckling load (kN)
PL	1.184	4737
DC	1.181	4725
SC	1.031	4124

는 실험체와 동일하게 Table 2와 같이 모델링하였으며 30 m의 압축부재는 1 m 간격으로 분할하여 모델링하였다.

지점조건 또한 실험 조건과 동일하게 6 m 간격으로 받침보를 형성하여 압축부재의 솟음을 구속하기 위해 받침부는 Z축 변위만을 구속하였고 가력부는 종방향(X축) 변위만 발생할 수 있도록 Y축, Z축 변위를 고정 시켰으며 지점부는 X, Y, Z축 변위를 모두 고정시켰다. 회전은 전체적으로 허용하였으며 Table 3에 지점조건을 정리하여 표로 제시하였다.

하중 조건은 총 하중이 4000 kN이 되도록 중심축하중을 받을 수 있도록 각 압축부재에 2000 kN 씩 대칭으로 Fig. 5와 같이 재하 하였다.

3.2 해석 결과

각 조건별 실험 좌굴하중 값과 비교하기 위하여 유한요소 해석을 수행하여 고유치 값을 도출하여 좌굴하중을 산출하였다. Table 4는 좌굴 해석 결과를 정리한 표이다.

4. 실험 대형 실험

비대칭 연결재를 갖는 조립식 압축부재의 좌굴 거동에 대한 연결재 종류의 영향을 평가하기 위하여 실제 흙막이 가설구조물에 쓰이는 총 길이 30 m인 조립식 압축부재가 4 m 간격으로 연결재가 연결되었을 때에 대하여 실험을 실시하였다. 실험 조건은 연결재 종류가 띠판, 복 ㄷ형강, 단일

(a) Connection of compression members

(b) Setting of plate members

(c) Setting of single channel members

(d) Setting of double channel members

(e) specimen of plate connectors

Fig. 6 Setting of specimens

ㄷ형강인 경우에 대하여 실험하였다.

4.1 실험체 설치

실험체는 10 m 압축부재 6개를 2 m 간격으로 2열로 3개씩 받침대 위에 올려놓고 Fig. 6의 (a)와 같이 볼트 4개로 두 압축부재를 연결하였다. 그리고 4 m 간격으로 Fig. 6의 (b), (c), (d)와 같이 띠판, ㄷ형강, 복 ㄷ형강 연결재를 압축부재의 상부 플랜지에만 연결하여 비대칭 연결재를 갖는 조립식 압축부재를 형성하였다. Fig. 6의 (e)는 연결재가 띠판인 실험체의 전체 형상을 나타낸 그림이다.

실험체의 지점 조건을 형성하기 위하여 하중 가력부는 Fig. 7의 (a)와 같이 횡(면내)방향 변위 및 솟음(면외 변위)을 구속하기 위하여 콘크리트 바닥에 ㄷ형강을 고정시킨 후 ㄷ형강으로 두 ㄷ형강을 연결하여 솟음(면외 변위)이 발생하지 않도록 고정시켰으며 압축부재와 ㄱ형강이 맞게 하여 횡(면내)변위를 구속하였다.

받침부는 하중가력에 따른 솟음을 제어하기 위하여 Fig. 7의 (b)와 같이 앵커볼트를 이용하여 콘크리트 바닥에 ㄷ형강을 고정시킨 후 ㄱ형강으로 두 ㄷ형강을 연결하여 솟음(면외 변위)이 발생하지 않도록 고정시켰으며 압축부재와 ㄱ형강 사

Fig. 7 Details of boundary conditions

이에 공간을 두어 압축부재가 횡(면내)방향으로 변위가 발생할 수 있도록 구속하지 않았다.

지점부는 Fig. 7의 (c)와 같이 종(면내)방향 변위와 횡(면내) 변위를 구속하기 위하여 1형강을 가력대에 용접 구속하였다.

4.2 하중 가력

하중 재하는 Fig. 8의 (a)와 같이 P1에 4000 kN 실린더를 설치하고 P2에 2000 kN 실린더를 설치하여 Fig. 8의 (b)와 같이 전동펌프 2개에 각각 연결하여 25 kN/min의 속도로 중심축하중을 받도록 하중을 재하하면서 5초 간격으로 계측을 실시하였다.

4.3 계측

Fig. 9는 계측기 위치도를 나타낸 것이다.

하중 가력에 따른 조립식 압축부재의 종방향 압축변위를

(a) Cylinders

(b) Electric pumps

Fig. 8 Static loading

계측하기 위하여 2개의 LVDT를 설치하였고 부재의 횡방향 수평변위를 계측하기 위하여 LVDT 10개를 설치하였으며 솟음을 계측하기 위하여 중앙부에 2개의 LVDT를 설치하였다.

조립식 압축부재의 압축변형, 휨변형, 전단변형을 계측하기 위하여 Strain Gauge를 총 47개를 설치하였다.

압축부재의 길이에 따른 종방향 변형률의 변화를 알아보기 위하여 10 m 압축부재의 복부 끝단에 2개씩 6개, 양쪽 압축부재에 총 12개의 Strain Gauge를 부착하였다.

하중 가력에 따른 압축부재와 연결재의 연결 주변의 하중 전달이 어떻게 이루어지는지를 계측하기 위하여 연결재 주변 압축부재 상부 플랜지와 연결재와 압축부재가 고정력 볼트에 의해 체결된 부위에 Strain Gauge를 한쪽 압축부재 당 13개씩 양쪽으로 26개를 설치하여 계측하였다.

연결재에 작용하는 하중을 계측하기 위하여 연결부 중앙에 Strain Gauge를 3개씩 총 9개를 설치하여 계측하였다.

5. 실험 결과 및 분석

비대칭 연결재를 갖는 조립식 압축부재의 좌굴 거동에 대한 연결재 종류의 영향을 평가하기 위하여 실 대형 실험을 실시한 결과 Table 5와 같다.

PL, DC 실험의 경우 한쪽 실린더의 한계가 2000 kN으로 인하여 좌굴하중까지 가력을 못하였다. 그래서 동일한 실험 조건하의 편심하중을 적용한 실험체를 근거로 좌굴 하중을 추정하였다.

PL 실험체의 좌굴하중 추정근거는 앞서 제시한 논문인

Fig. 9 Position of measuring instruments

Table 5. Test results

*Estimate

	Load (kN)			Longitudinal (mm)		Lateral (mm)
	P1	P2	P	P1	P2	
PL	1948	1948	3896 (4800*)	27.4	25.6	13.7
DC	1749	1788	3537 (4600*)	27.0	26.7	14.4
SC	1527	1514	3041	21.1	20.7	8.5

Table 6. Results of DC with eccentricity

	Load (kN)			Longitudinal (mm)		Lateral (mm)
	P1	P2	P	P1	P2	
DC-E1	2176	1452	3628	32.2	23.8	20.6

$$P = P_1 + P_2 = 3628 \text{ kN}$$

Fig. 10 Results of DC-E1

“비대칭 연결재를 갖는 조립식 압축부재의 좌굴 거동에 관한 실험 연구 I- 연결재 간격의 영향”에 제시하였으며 같은 방법으로 본 논문에서는 DC 실험체의 좌굴하중 추정 근거만을 제시하였다.

Table 6은 편심하중을 적용한 DC 실험체의 실험 결과를 정리한 표이고 Fig. 10은 DC 실험체의 편심하중을 적용한 실험체의 실험결과를 도시한 것이다.

DC 실험체의 좌굴하중을 추정하기 위하여 다음과 같은 가정을 하였다. “부재의 제작 및 시공오차에 의한 초기결함, 잔류응력, 단면형상 등의 이유로 좌굴 파괴는 항복응력 (240MPa) 이전에 발생할 것이다.”

식 (4)에서 α 를 결정하기 위하여 α 를 변화시키면서 DC-E1의 합성응력을 구해보면 Table 7과 같다. 그래서 합성응력이 항복응력과 유사한 값을 보이는 α 값을 0.4로 결정하였다.

DC 실험체의 좌굴 하중을 추정하기 위하여 식 (5)를 이용하여 합성응력 값을 변화시키면서 좌굴하중을 산출해 본 결과 Table 8과 같다.

따라서 부재의 제작 및 시공오차에 의한 초기결함, 잔류응

Table 7. Combined stresses of DC with eccentricity by α (MPa)

α	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5
f_{E1}	483.6	317.5	262.1	234.5	217.8
α	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
f_{E1}	206.8	198.9	192.9	188.3	184.6

Table 8. Buckling Loads of DC-E1 by Combined stresses

DC	f (MPa)	210	220	230	240
	P (kN)	4,475	4688	4901	5115

Fig. 11 Buckling loads by type of connection members

력, 단면형상 등의 이유로 항복응력의 약 10% 정도가 감소된 216MPa 정도에서 좌굴할 것이라 판단하여 좌굴하중을 4600 kN으로 추정하였다.

5.1 좌굴 하중

Fig. 11은 연결재 종류에 따른 좌굴 하중을 비교한 그래프이다. 연결재가 띠판일 때와 복 ㄷ형강을 사용할 때의 좌굴 하중은 추정 좌굴하중으로써 띠판일 때를 기준으로 복 ㄷ형강일 때의 좌굴 하중은 4.2% 감소한 것으로 나타났고 ㄷ형강일 때는 36.6% 감소하는 것으로 나타났다.

띠판의 세장비 $\lambda_z = 9.0$ 이고 ㄷ형강의 세장비는 $\lambda_z = 17.4$ 이며 복 ㄷ형강의 세장비 또한 합성이 되지 않았기 때문에 $\lambda_z = 17.4$ 이다. 따라서 연결재 세장비의 증가로 인한 좌굴 하중 감소 효과라고 추정하기 어렵다.

그리고 띠판의 휨강성은 복 ㄷ형강의 약 10배 ㄷ형강의 약 20배로 연결재 휨강성의 감소로 인한 영향이라고 판단할 수도 없다.

또한, 띠판의 전단강성은 복 ㄷ형강의 약 2배, ㄷ형강의 약 4배로 전단강성의 감소로 인한 좌굴하중 감소 효과로 판단하기 어렵다.

이런 결과를 보인 주된 원인은 주부재와 연결재의 연결 정도 즉, 볼트 체결 수에 따른 경계조건의 차이라고 판단된다. 띠판과 복 ㄷ형강의 경우 12개의 볼트를 이용하여 압축 부재와 연결되었고 ㄷ형강의 경우는 6개의 볼트로 연결되어 2배의 볼트로 체결된 띠판과 복 ㄷ형강의 좌굴하중이 크게 나타난 것으로 판단된다.

따라서 압축부재와 연결재의 결합 조건에 따라 두 부재의 연결부 경계조건이 조립식 압축부재의 전체 좌굴 하중에 큰 영향을 주는 것으로 판단된다.

Table 9는 조립식 압축부재의 Timoshenko Eq.의 좌굴 하중, 유한요소해석의 좌굴 하중, 실험 좌굴 하중을 비교 한 표이다.

Table 9. Buckling loads by type of connection members

	Timoshenko (kN)		F.E.M (kN)	Experimental (kN)	Differences (%)	
	(1)	(2)			Timoshenko (1)	F.E.M
PL	4383	4322	4737	4800	-9.5	-1.3
DC	4291	4195	4725	4600	-7.2	2.6
SC	2650	2577	4124	3041	-14.8	26.3

PL 실험의 좌굴 하중은 Timoshenko Eq. 및 유한요소해석 결과의 좌굴 하중 보다 각각 9.5%, 1.3% 높게 나타났고 DC 실험의 좌굴 하중은 Timoshenko Eq.의 좌굴하중보다 7.2% 높게 유한요소해석 결과의 좌굴하중보다 2.6% 낮게 나타났으며 SC 실험의 좌굴 하중은 Timoshenko Eq.의 좌굴하중보다 14.8% 높게 유한요소해석 결과의 좌굴하중보다 26.3% 낮게 나타났다.

5.2 종방향 변위

Fig. 12는 하중 가력에 따른 종방향 변위를 나타낸 그래프이다. 그래프의 이론값은 $\delta = PL/EA$ 식을 이용한 전단면이 유효한 그래프이고 실험값은 계측값에 계측오차를 보정한 값이다.

실험값과 이론값의 차이는 Fig. 13과 같이 횡변위에 따른 압축부재와 압축부재의 연결부에서의 벌어짐 또는 휨변위 발생으로 인한 인장부 발생 등으로 전체 유효단면적이 감소한 것으로 판단된다.

PL 실험의 경우 이론값의 단면적을 5% 감소시킨 0.95A 그래프와 유사함을 알 수 있고, DC 실험의 경우 이론값의 단면적을 19% 감소시킨 0.81A 그래프와 유사함을 알 수

(a) PL

(b) DC

(c) SC

Fig. 12 Longitudinal displacements with load step

Fig. 13 Decreases of effect area by lateral displacements at compression member's connecting parts

있으며 SC 실험의 경우 이론값의 단면적을 10% 감소시킨 0.90A 그래프와 유사함을 알 수 있다.

종방향 변위는 연결재의 종류와 무관한 변위를 보이고 있으며 3개의 실험체 모두 전체좌굴 직전까지 비선형 구간은 나타나지 않았다.

5.3 횡방향 변위

Fig. 14는 실험체 위치별 하중 재하에 따른 좌굴 직전까지의 횡방향 변위를 나타낸 그래프이다.

PL, DC, SC의 실험체의 횡변위 형상이 각각 다른 이유는 10 m 압축부재의 길이 제작오차 ± 2 mm로 인하여 압축부재 연결부 단면에서 하중 재하에 따라 Fig. 15와 같이 꺾임이 발생하여 나타난 현상이라고 판단된다.

PL 실험의 최대 횡방향 변위는 총 하중 3896 kN까지 L5

(a) PL

(b) DC

(c) SC

Fig. 14 Lateral displacements by position

Fig. 15 Bend at compression member's connecting parts

(a) PL

(b) DC

(c) SC

Fig. 16 Shape in final loads

에서 13.7 mm가 발생하였고 하중이 증가함에 따라 횡방향 변위는 3.5 mm/1000 kN의 일정한 값으로 증가하였다.

DC 실험의 경우 최대 횡방향 변위는 4 m 지점에서 14.4 mm가 발생하였으며 총 하중 2,500 kN까지는 하중이 증가함에 따라 횡방향 변위도 2.1 mm/1,000 kN의 일정한 값으로 증가하다 2,500 kN에서 3,000 kN으로 증가되면서 3.4 mm/1,000 kN의 다소 크게 증가하고 3,000 kN에서 3,600 kN까지는 4.8 mm/1,000 kN로 점점 증가 추세를 보였다.

SC 실험의 최대 횡방향 변위는 L11에서 8.6 mm가 발생하였으며 총 하중 2,500 kN까지는 하중이 증가함에 따라 횡방향 변위는 1.7 mm/1,000 kN의 일정한 값으로 증가하다 2,500 kN에서 3,000 kN으로 증가되면서 5.6 mm/1,000 kN의 다소 크게 증가하다가 3,100 kN까지는 15 mm/1,000 kN의 급격한 증가를 보이다 전체 좌굴파괴에 이르렀다.

좌굴 전까지의 횡변위 형태는 Fig. 14와 같으나 최종적인 좌굴 파괴는 하중을 재하 하는 도중 어느 순간 갑자기 횡변위가 급격히 커지면서 Fig. 16의 (c)와 같이 단일 곡선 형태로 전체좌굴 파괴를 보였다. Fig. 16의 (a)와 (b)는 PL 실험과 DC 실험의 최종 하중 재하 시의 모습을 나타낸다.

5.4 종방향 변형률

Fig. 17은 종방향 변형률을 나타낸 그래프이다. 여기서 식 $\epsilon_{th} = P/EA$ 을 이용하여 계산한 이론값이고 ϵ_{avg} 는 계측값을

(a) PL

(b) DC

(c) SC

Fig. 17 Longitudinal Strains by Loads

평균한 값이다.

PL 실험의 종방향 변형률 그래프를 보면 평균 변형률은 이론 변형률보다 다소 크게 측정이 되었고 S42의 하중 가력부와 S47의 지점부 변형률은 각각 $1161\mu\epsilon$ 과 $1173\mu\epsilon$ 의 변형률을 보였으며 이는 이론 변형률 $796\mu\epsilon$ 보다 각각 46%, 47% 크게 계측이 되었다.

DC 실험의 종방향 변형률 그래프를 보면 모든 변형률이 이론 변형률 $710\mu\epsilon$ 과 유사한 값을 보이고 S45에서 최대 $728\mu\epsilon$ 으로 이론값의 2.6% 크게 계측되었으며 최소 $677\mu\epsilon$ 으로 이론값의 6.6% 작게 계측되었다.

SC 실험의 종방향 변형률 그래프를 보면 평균 변형률은 이론 변형률보다 다소 크게 측정이 되었다. S46-S47의 변형률은 이론 변형률과 유사한 값을 보이고 S42는 평균 변형률과 유사한 값을 보이고 있으며 이론 변형률 $614\mu\epsilon$ 보다 14% 크게 계측되었다. S43과 S44의 변형률은 각각 $949\mu\epsilon$ 과 $873\mu\epsilon$ 의 변형률을 보였으며 이는 이론 변형률 $614\mu\epsilon$ 보다 각각 54%, 42% 크게 계측이 되었다.

종방향 변형률은 연결재 종류와 무관하게 전체적으로 평균 변형률은 이론 변형률보다 다소 큰 값이 계측되었고 국부적으로 큰 압축력을 받는 것으로 나타났으며 이는 자재 제작

오차 및 횡변위로 인한 압축부재 연결부의 유효단면적 감소로 판단된다.

6. 결 론

비대칭 연결재를 갖는 총 길이 30 m의 조립식 압축부재의 연결재 종류(따판, 복 ㄷ형강, ㄷ형강)에 따른 좌굴거동을 평가하기 위해 실험 대형 실험, 유한요소해석, Timoshenko식에 의한 좌굴하중 산정을 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1. 비대칭 연결재를 갖는 조립식 압축부재의 연결재가 따판 일 때 보다 복 ㄷ형강일 때의 좌굴 하중은 4.2%, ㄷ형강 일 때는 36.6% 감소하는 것으로 나타났다.
2. 압축부재와 연결재를 볼트 6개로 결합한 ㄷ형강 실험체에 비하여 볼트 12개로 결합한 복 ㄷ형강 실험체와 따판 실험체의 좌굴 하중은 각각 51%, 58% 증가한 결과를 보였다.
3. 조립식 압축부재의 횡방향 변위는 연결재 강성과 연결재 체결이 감소함에 따라 횡변위 증가량이 증가되고 적은 횡변위에 좌굴되는 것으로 나타났고 좌굴 파괴 전 횡변위 형상은 압축 부재의 연결부 조립 상태의 영향을 보이고 있으며 좌굴 파괴 형상은 전체부재가 단일 곡선 형태의 파괴를 보이는 것을 알 수 있었다.
4. 조립식 압축부재의 종방향 변위와 종방향 변형률은 연결재 종류와 무관한 결과를 보였으며 조립 부재의 제작 오차의 영향을 받는 것으로 나타났다.
5. 조립식 압축부재의 좌굴강도에 대한 설계기준을 정함에 있어서 압축부재와 연결재의 연결부 경계조건에 대한 반영과 조립부재의 제작오차로 인한 내하력 감소 효과를 적절히 반영하여야할 것으로 사료된다.

감사의 글

본 연구는 (주)씨포텍의 연구비 지원으로 수행되었으며, 저자는 연구비 지원에 감사드립니다.

참고문헌

- 김성보, 한만엽, 김문영, 김낙경, 한진희(2005) 혁신적 프리스트레스트 가시철 구조시스템(IPS)에 적용되는 중간 압축부재의 해석 및 설계. **한국강구조학회 논문집**, 한국강구조학회, pp. 627-636.
- 김진용, 김성보(2011) 강재 조립 기둥의 좌굴거동에 대한 매개변수 해석. **대한토목학회 논문집**, 대한토목학회, 제31권 제2호, pp. 79-87.
- 도로교설계기준**, 대한토목학회(2008).
- 신영재, 김재호, 정인식(2011) GDQM에 의한 따판 갖는 조립 칼럼의 좌굴해석. **한국소음진동공학회 논문집**, 한국소음진동공학회, Vol. 11, No. 9, pp. 462-474.
- 최성준, 윤종열, 윤순중(1997) 좌굴강도를 고려한 더블 L형 압축재의 설계. **대한토목학회 논문집**, 대한토목학회, 제17권 제6호, pp. 947-955.
- Aslani, F. and Goel, S.C. (1991) Analytical criterion for buckling strength of built-up compression members. Eng. J. AISC, Vol. 28, No. 4, pp. 159-168.
- Bleich, F. (1952) Buckling strength of metal structures. 2nd ed., McGraw-Hill Book Company, New York.
- Engesser, F. (1891) Die knickfestigkeit grader stabe. *zeitralblatt der bauverwaltung*, Vol. 11, pp. 483, German.
- Temple, M.C. and Elmahdy, G (1993) Buckling of built-up compression members in the plane of the connectors. *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 20, pp. 895-909.

(접수일: 2012.2.28/심사일: 2012.4.4/심사완료일: 2012.6.11)