

# 축력 변동에 따른 H-형강 콤팩트 단주의 휨 성능에 관한 실험적 연구

오상훈<sup>1</sup> · 박해용<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>교수, 부산대학교, 건축공학과, <sup>2</sup>연구교수, 부산대학교, 지진방재연구센터

## Experimental Study About Flexural Strength of H-Shaped Compact Stud Column Under Varying Axial Load

Oh, Sang Hoon<sup>1</sup>, Park, Hae Yong<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>Professor, Dept. of Architecture Engineering, Pusan National University, Busan, 46241, Korea

<sup>2</sup>Research Professor, Seismic Research and Test Center, Pusan National University, Yangsan, 50612, Korea

**Abstract** - In general, exterior columns of a structure are subjected to varying axial load caused by the flexural behavior of the structure. This variation in the axial load may affect the seismic performance of columns, however there is not enough research in this regard. Accordingly, this study conducted static loading test to investigate the effect of the varying axial load on stud column members. The H-beam rolled compact member was selected as the specimen, and experimental variables are the variation of axial load and the initial axial load. As the test results, it has been found that the flexure capacity of the column is predominantly affected by the applied axial load changed in the initial axial load, and the increasing axial load reduces flexural strength and plastic deformation of the column. Although it is found that the relationship between the applied axial load and the flexural strength in consideration of the varying axial load effect properly satisfies the axial load-moment interaction curve of the design criteria, when a column is designed only by the initial axial force, there is a possibility that the flexural strength is overestimated.

**Keywords** - Stud column, Varying axial load, Interaction curve, Flexural strength, Static loading test

### 1. 서론

건축물의 기둥부재는 중력하중과 함께 풍하중, 지진하중에 의한 수평 외력에 저항함에 따라 일반적으로 휨-압축 조합력을 받는 보-기둥 부재로서 설계된다. 국내 강구조 설계기준<sup>[1]</sup>의 근간이 되는 American Institute of Steel Construction (AISC)는 기둥부재의 조합력(특히, 압축력과 휨)을 고려하기 위하여 1936년 최초로 휨응력과 축응력에 대한 상호작용식(interaction equation)을 제시하였고, 1986년 AISC-LRFD에 제시된 휨과 축력에 대한 상호작용 설계개념이 현재까지 사용되고 있다<sup>[2],[3]</sup>. 이 설계개념에 따라 기둥부재가 수반하

여야 하는 부재변형에 의한 2차 효과(부재효과,  $P-\delta$ )를 반영한  $P-M$  강도곡선을 사용하여 수직축력 하의 휨 강도를 산정할 수 있으며, 또한 경계조건에 따른 모멘트 구배 및 골조변형에 의한 2차 효과(골조효과,  $P-\Delta$ )는 실무에서 주로 모멘트증폭계수를 적용하여 산정된 중첩값을 설계에 반영하고 있다<sup>[4]</sup>. 좌굴이론을 바탕으로 한 다수의 선형실험연구 결과<sup>[5]-[7]</sup>는 이 설계개념의 타당성을 입증하였고, 특히 강축 휨에 대하여 충분히 보수적인 설계치를 제시하고 있는 것으로 평가되고 있다.

하지만 건물의 형상비(너비에 대한 높이의 비)가 커질 경우, 수평하중에 대한 구조물의 거동은 전단변형보다 휨 변형의 영향이 커지게 되고, Fig. 1과 같이 건물의 기둥은 부가적으로 축력의 증감이 발생하게 된다. 이러한 변동축력은 이론적으로 최외측 기둥에서 가장 크게 작용한다. 변동축력은 부재의 작용축력을 변화시키므로 항복 및 최대내력에 영향을 미치며, 부재가 한계상태에 도달할 때까지 증가 또는 감소하는 축력 변동량이 커지게 되므로 좌굴 이후 내력저하영역에도 지대한 영향을 미칠 것으로 사료된다. 따라서 축력

Note.-Discussion open until April 30, 2021. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on August 10, 2020; revised September 11, 2020; approved on September 16, 2020.

Copyright © 2020 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-51-510-8516 Fax. +82-51-510-8181

E-mail. haeyong@pusan.ac.kr

변동에 따른 기둥부재의 한계상태를 보다 명확히 확인할 필요성이 있으며, 이것은 성능기반설계를 위한 필수적으로 고려되어야 할 사항이라고 판단된다.

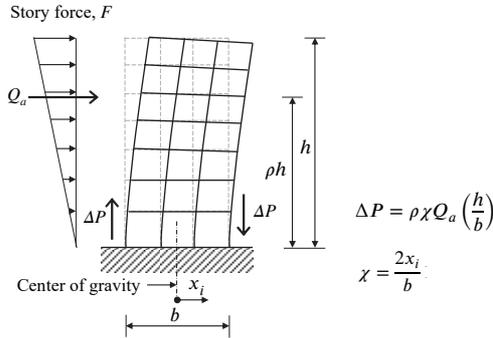


Fig. 1. Additional axial load due to cantilever behavior of a structure

강구조 기둥의 휨 성능에 관한 실험적 연구는 대다수 중심압축 또는 편심압축을 가하여 부재의 휨 저항모멘트를 추정하는 방법<sup>[8],[9]</sup> 및 일정 축력 조건에서의 기둥부재 휨 실험 방법<sup>[10]-[15]</sup>으로 수행되었다. 이에 반해 변동축력을 고려한 강구조 기둥부재 휨 성능 실험연구는 국내·외적으로 극히 드물다. 2011년 Oh *et al.*<sup>[16]</sup>은 H형강 기둥을 대상으로 축력이 증가 또는 감소하는 경우에 대한 수평방향 단조가력 실험을 수행하였다. 연구의 주요 관심은 다양한 축력상태에 대한 철골기둥의 좌굴시점에 있었으며, 제한된 실험체 개수로 인해 구조성능의 경향을 분석하기에는 한계가 있었으나, 변동축력이 기둥부재의 휨 강도와 내력저하영역의 거동에 상당한 영향을 미치고 있음을 확인하였다.

본 연구에서는 선행연구<sup>[16]</sup>의 실험변수를 확장한 후속 실험연구를 수행하였다. 대상부재는 압연 H형강 콤팩트 단주로 설정하였고, 초기축력과 변동축력범위를 변수로 하여 강축방향 단조가력 휨 실험을 수행하였다. 실험결과에 따라 축력상태에 따른 기둥부재의 휨 강도, 초기강성 및 내력저하영역에서의 구조거동의 경향을 살펴보고, 기존의 축력-모멘트 상호작용식과 비교하였다.

## 2. 실험 프로그램

### 2.1 실험체 조건

축력을 저항하는 하나의 기둥부재를 구축하기 위하여 Fig. 2(a)와 같이 전도모멘트에 의한 변동축력을 받는 모멘트 골조의 기둥 하부 절반을 고려하였다. 층고는 대략 3 m로 가정하였고, 채취한 실험체의 길이는 1.6m로 설정하였다. 실험체는 공통적으로 SS275 강재로 제작된 압연 H형강, H-300×150×6.5×9를 사용하였다. 강축방향 휨 거동을 구현하기 위하여 초기 경계조건에서 약축은 축방향 이외의 변위를 제어하였다. 따라서 유효좌굴길이비,  $K$ 는 실험체 부재길이  $L$ 에 대하여 면내방향은 2, 면외방향은 0.5로 설정될 수 있다(Fig. 2(b) 참조). 설정조건에 따른 실험체의 단면특성과 설계압축력을 Table 1에 정리하였다. 국내 기준 및 AISC 360에 따라 실험이 수행되는 보-기둥 부재는 콤팩트 비세장요소에 속하며 거의 단주영역에 해당된다. Fig. 3은 기둥성능곡선을 나타낸 것이며 부재의 임계 압축강도,  $P_{cr}$ 은 약축에 대해 결정되었다.

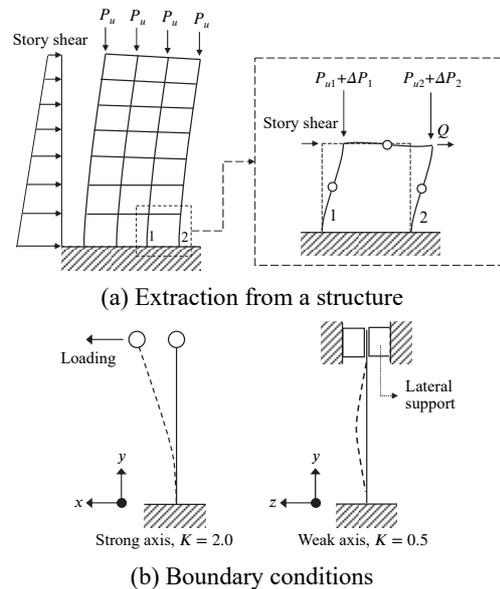


Fig. 2. Setting concept of specimen

Table 1. Sectional properties and strength capacity of the specimen

Member type	Section	Steel grade	$L$ (mm)	$r_y$ (mm)	$Z_x$ (mm <sup>3</sup> )	$P_y$ (kN)	$P_{cr}$ (kN)	$M_p$ (kN·m)
Column	H-300×150×6.5×9	SS275 (Korean)	1,600	33.4	522,077	1,266	1,171	145.8

Where,  $L$ : length of member,  $r_y$ : radius of gyration of area at weak-axis ( $r_y = \sqrt{I_y/A}$ ),  $Z_x$ : plastic section modulus at strong-axis,  $P_y$ : axial strength for yielding of full cross section,  $P_{cr}$ : critical axial strength for flexural buckling,  $M_p$ : full plastic moment at strong axis

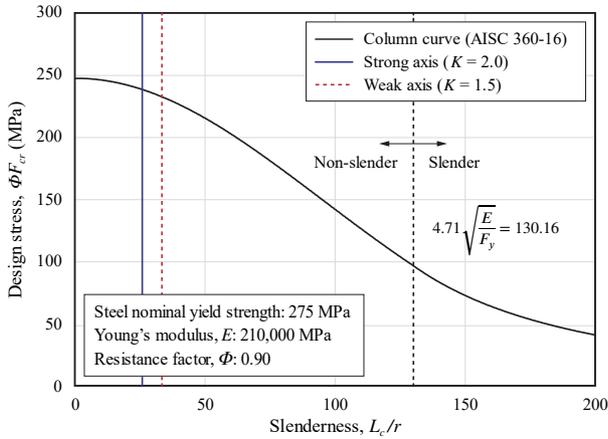


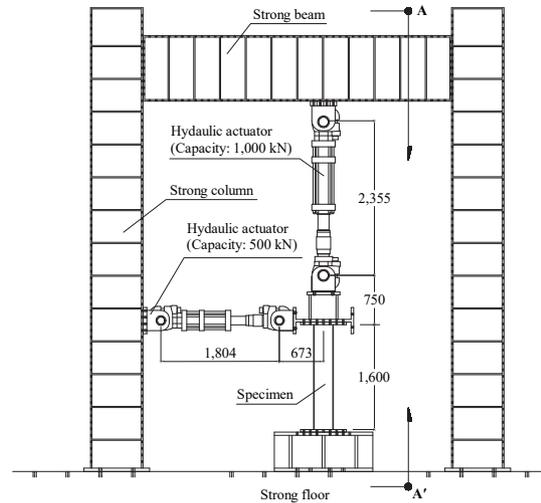
Fig. 3. Slenderness of the specimen

### 2.2 실험 세팅

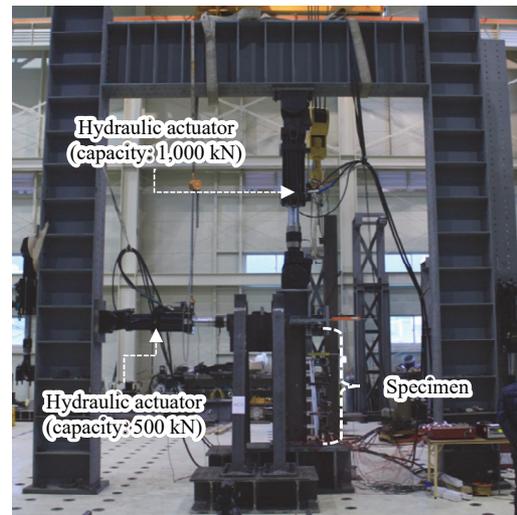
실험체의 설치전경은 Fig. 4와 같다. 실험체에 각 수직력과 수평력을 부여하기 위하여 2대의 유압식 액추에이터를 실험체의 축방향과 직각방향으로 설치하였다. 수직축력을 가하는 1,000 kN 용량의 유압식 액추에이터와 수평력을 가하는 500 kN의 용량의 유압식 액추에이터는 Fig. 4(c)에 나타난 가력지그의 상·하부에 고력볼트로 접합되어 가력지그 아래에 볼트접합된 실험체에 계획한 수직축력과 수평방향 강제변위를 부여한다. Fig. 2(b)에 나타난 경계조건을 구현하기 위하여 실험체의 약축방향으로 가력지그의 전·후면에 횡좌굴 버팀대를 설치하여 실험체의 면외방향 변위를 구속하였다. 이 때 가력지그와 횡좌굴 버팀대 사이의 마찰력을 최소화하기 위하여 합성재질의 시트를 부착하였다. 따라서 실험체는 약축방향 중간높이에서 횡지지되어 있는 철골기둥부재를 모사한다.

### 2.3 실험축력 조건

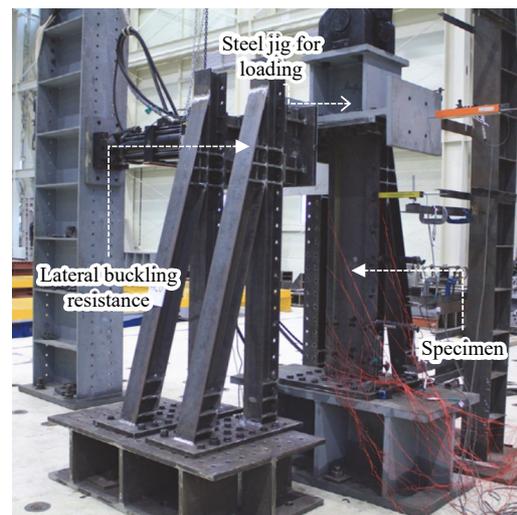
본 실험에서 고려한 실험축력 조건에 따른 실험체 분류는 Table 2와 같다. 실험체의 수직축력 변동조건은 (1) 초기도입축력에서 축력이 일정, (2) 초기도입축력에서 축력 증가, 그리고 (3) 초기도입축력에서 축력이 감소하는 경우로 분류하였다. 초기도입축력에서 축력이 일정한 실험체(C-0)의 경우, 초기축력은 부재의 전단면 항복강도,  $P_y$ 의 대략 24%인 300 kN으로 설정하였다. 변동축력 실험체의 경우, 각기 다른 초기도입축력에서 시작하여 부재 변형각이 0.03 rad (= 48 mm) 지점에서 수직축력이 300 kN에 도달할 수 있도록 설정하였다. 이때 초기축력에서 목표부재각에 도달하기까



(a) Test plan



(b) Test setup (front view)



(c) Test setup (installation detail)

Fig. 4. Test plan and test setup

지 50 kN, 150 kN, 250 kN의 변동축력이 발생할 수 있도록 설정하여 축력이 증가하는 패턴과 감소하는 패턴으로 총 6개의 실험체(IC/DC series)를 구축하였다. 또한 초기축력 300 kN에서 시작하여 150 kN의 축력 증감이 발생하는 두 종류의 실험체(CI-150, CD-150)를 포함하여 총 9개의 실험체를 구축하였다. 실험체별 축력조건 및 축력가력패턴은 Table 2, Fig. 5와 같다. 이때 0.03 rad은 부재가 충분한 수평 변형을 일으켜 항복점과 최대내력지점을 확실하게 포락할 수 있도록 하기 위하여 선택되었다. 즉, 골조가 층간변형각 0.03 rad까지 변형한 경우 전도모멘트에 의해 최대 축력은  $P_y$ 의 4% - 20%까지 변화할 수 있는 것으로 설정하였다.

Table 2. Axial load control plan

Specimen*	Initial axial force (kN)	Axial load at drift angle of 3 % rad (kN)	Varying axial load $\Delta P$ (kN)	Range of varying axial load ratio
C-0	300	300	0	0.24-0.24
IC-50	250	300	50	0.20-0.24
DC-50	350	300	50	0.28-0.24
IC-150	150	300	150	0.12-0.24
DC-150	450	300	150	0.36-0.24
IC-250	50	300	250	0.04-0.24
DC-250	550	300	250	0.44-0.24
CI-150	300	450	150	0.24-0.36
CD-150	300	150	150	0.24-0.12

\*Specimen name specifies variable pattern of axial force (C: constant, IC: increase to constant value, DC: decrease to constant value, CI: increase from constant value, CD: decrease from constant value) and axial force varying to the drift angle of 0.03 rad (numbers after hyphen).

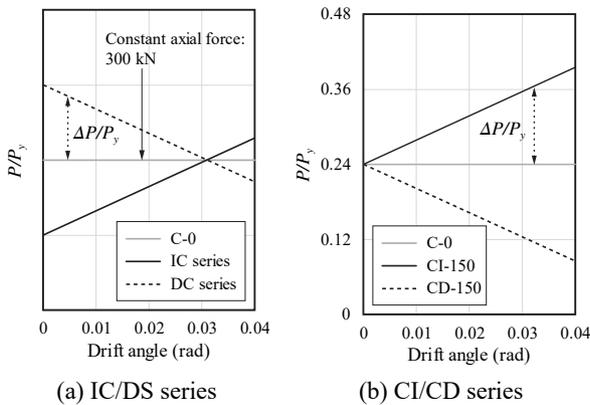


Fig. 5. Loading pattern of vertical direction

2.4 측정계획

실험이 수행될 경우 Fig. 6과 같이 실험체의 변형, 액추에이터의 회전에 의해 각 요소는 각도를 형성하게 된다. 관찰하고자 하는 실험체에 작용하는 수직하중,  $P$ 와 수평하중,  $Q$  그리고 수평변위,  $\delta_h$ 는 수직과 수평 액추에이터의 출력하중( $F_v, F_h$ )과 출력변위( $\Delta_v, \Delta_h$ ) 및 각 요소의 길이를 이용하여 기하학적 관계에 따라 다음과 같이 결정될 수 있다.

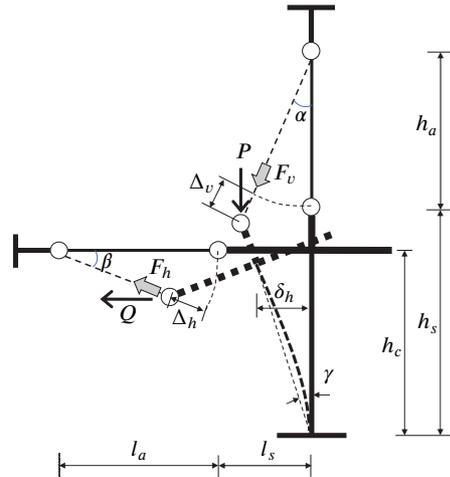


Fig. 6. Predicted deformation

$$P = F_v \cos \alpha - F_h \sin \beta \tag{1a}$$

$$Q = F_h \cos \beta + F_v \sin \alpha \tag{1b}$$

$$\delta_h = l_a - (l_a - \Delta_h \cos \beta) \tag{1c}$$

여기서, 실험수행에 따라 변화하는 수직 액추에이터의 변형각,  $\alpha$ 와 수평 액추에이터의 변형각,  $\beta$  및 실험체의 부재각,  $\gamma$ 는 제2코사인법칙을 사용하여 다음과 같이 표현된다.

$$\alpha = \cos^{-1} \left[ \frac{\Delta_h^2 + 2h_a(h_a + h_s + \Delta_v)}{2(h_a + h_s)(h_a + \Delta_v)} \right] \tag{2a}$$

$$\beta = \cos^{-1} \left[ 1 + \frac{\Delta_h^2 - 2(h_c^2 + l_s^2)(1 - \cos \gamma)}{2l_a(l_a - \Delta_h)} \right] \tag{2b}$$

$$\gamma = \cos^{-1} \left[ 1 - \frac{\Delta_v(2h_a + \Delta_v)}{2h_s(h_a + h_s)} \right] \tag{2c}$$

본 연구에서는 실험결과에 의한 장비의 기계변위와 하중을 식 (1)에 대입하여 실험체의 구조성능을 도출하였다. 또한 주요 3개의 실험체(C-0, CI-150, CD-150)에 변형률 게이지를 부착하였으며 부착 위치는 Fig. 7과 같다.

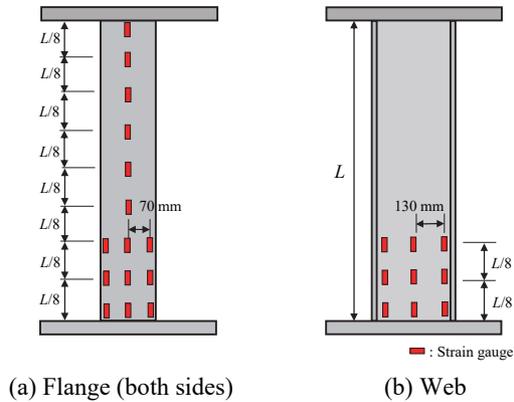


Fig. 7. Arrangement of strain gauges

### 3. 실험결과

#### 3.1 재료특성

재료의 물성치를 확인하기 위하여 재료인장실험을 실시하였다. 인장시편은 각 보와 기둥 단면에서 압연방향으로 3개씩 절취하였다. 인장시편의 규격은 한국산업규격(KS B 0801)<sup>[17]</sup>에 따라 5호 형태로 채취하였다. 재료인장실험에 따른 평균적인 기계적 특성은 Table 3에 나타내었다. Table 3에서의 항복강도는 하항복점을 의미하며 항복비는 재료인장

강도( $\sigma_u$ )에 대한 항복강도( $\sigma_y$ )의 비를 뜻한다. 본 실험에 사용된 재료의 항복강도, 인장강도, 연신율은 관련 기준에서 제시하고 있는 요구조건을 모두 만족하고 있는 것으로 나타났다.

#### 3.2 실험응답 및 파괴모드

9개의 기둥 실험체에 대한 실험하중과 수평변위( $\delta_h$ )의 관계를 Fig. 8에 나타내었다. 축력의 변동비와 초기축력의 크기에 따라 분류하여 표시하였으며 기준이 되는 C-0 실험체의 결과를 Fig. 8(a) - 8(d)에 공통적으로 표시하였다. 각 그래프는 수직하중( $P$ )과 수평하중( $Q$ )에 대한 2개의 그래프로 구성되어있고, 가로축은 동일한 스케일의 수평변위로 나타내었다. 여기서  $P, Q, \delta_h$ 는 실험장비 출력결과에 따라 식 (1)을 통해 도출되었다. 실험변위이력의 결과를 통해 초기축력과 축력의 변동은 실험체의 항복하중, 최대하중 및 내력저하영역에서의 거동에 상당한 영향을 미치고 있는 것을 확인할 수 있다. 축력이 증가하는 실험체는 최대 휨 내력 이후 열화역에서의 강도저하가 축력이 일정하게 유지되는 C-0 실험체에 비해 가파른 경향을 보였다. 축력이 감소하는 실험체는 상대적으로 강도저하가 더딘 경향을 보였으며 특히 DC-150과 DC-250 실험체에서는 내력저하 이후 다시 내력이 상승하는 결과가 나타났다. 이것은 축력이 저하됨에 따라 부재의

Table 3. Average material properties of structural members from coupon tests

Steel grade	Location	Thickness (mm)	Young's modulus $E$ (MPa)	Yield strength $\sigma_y$ (MPa)	Tensile strength $\sigma_u$ (MPa)	Elongation (%)	Yield ratio $\sigma_y/\sigma_u$
SS275	Flange	9.0	204,653	279.25	440.56	32.7	0.63
	Web	6.5	211,137	311.23	445.08	31.8	0.70
Requirements ( $t \leq 16$ )				$\geq 275$	410-550	$\geq 21$	-

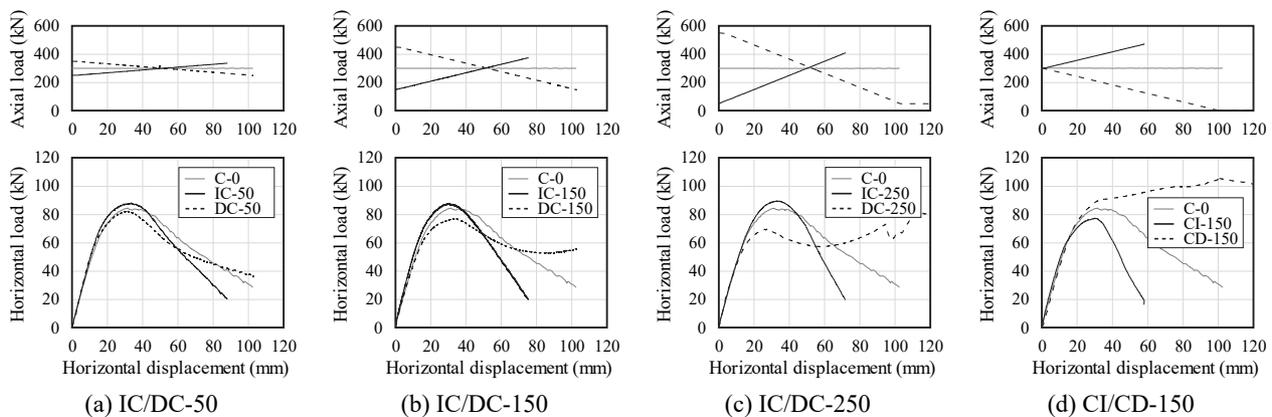


Fig. 8. Load-horizontal displacement relationship

보유 휨 성능이 차츰 증가하기 때문인 것으로 사료된다. 또한 동일한 축력 변동비를 가지더라도 초기축력이 상이한 경우, 예를 들어 IC-150 실험체와 CI-150 실험체, DC-150 실험체와 CD-150 실험체의 최대 휨 내력은 초기축력이 클수록 작게 나타났으며, 선행연구<sup>16)</sup>의 경향을 답습하였다.

실험체의 파괴형태는 모든 실험체에 대하여 유사하게 나타났다. 대표적인 실험체인 C-0의 종국상황은 Fig. 9와 같다. 설정한 경계조건에 따라 손상은 기둥 하부에서 집중적으로 나타났으며 전형적인 캔틸레버 보의 거동을 하고 있음이 확인되었다. 좌굴형태는 강축 휨에 의한 압축플랜지와 웨브의

국부좌굴로 나타났고 재료파단은 발생하지 않았다. 또한 면외방향 횡변위는 실험종료 시까지 적절히 구속되었으며, 비틀림은 관찰되지 않았다. 전반적으로 실험 전 고려하였던 부재의 경계조건이 적절하게 반영되었음을 확인하였다. Fig. 10은 C-0, CI-150, CD-150 실험체의 변위이력에 따른 기둥하부 좌굴 진전 상황을 나타낸 것이며 Fig. 11은 웨브와 압축, 인장 플랜지 최대응력지점에서의 변형률 분포를 나타낸 것이다. Fig. 11 그래프 내의 탄성한계(elastic limit) 변형률,  $\epsilon_y$ 는 각 플랜지와 웨브에서 절취한 인장시편의 재료실험결과에 따른 탄성한계 변형률의 평균값을 나타낸 것이다. 3개의 실

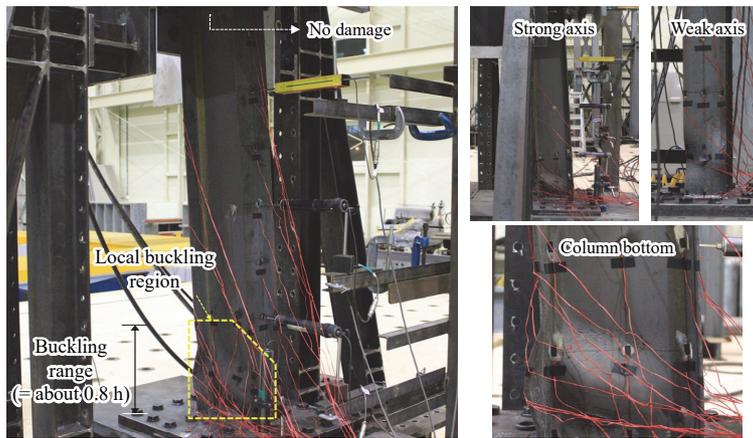


Fig. 9. Ultimate state of the C-0 specimen

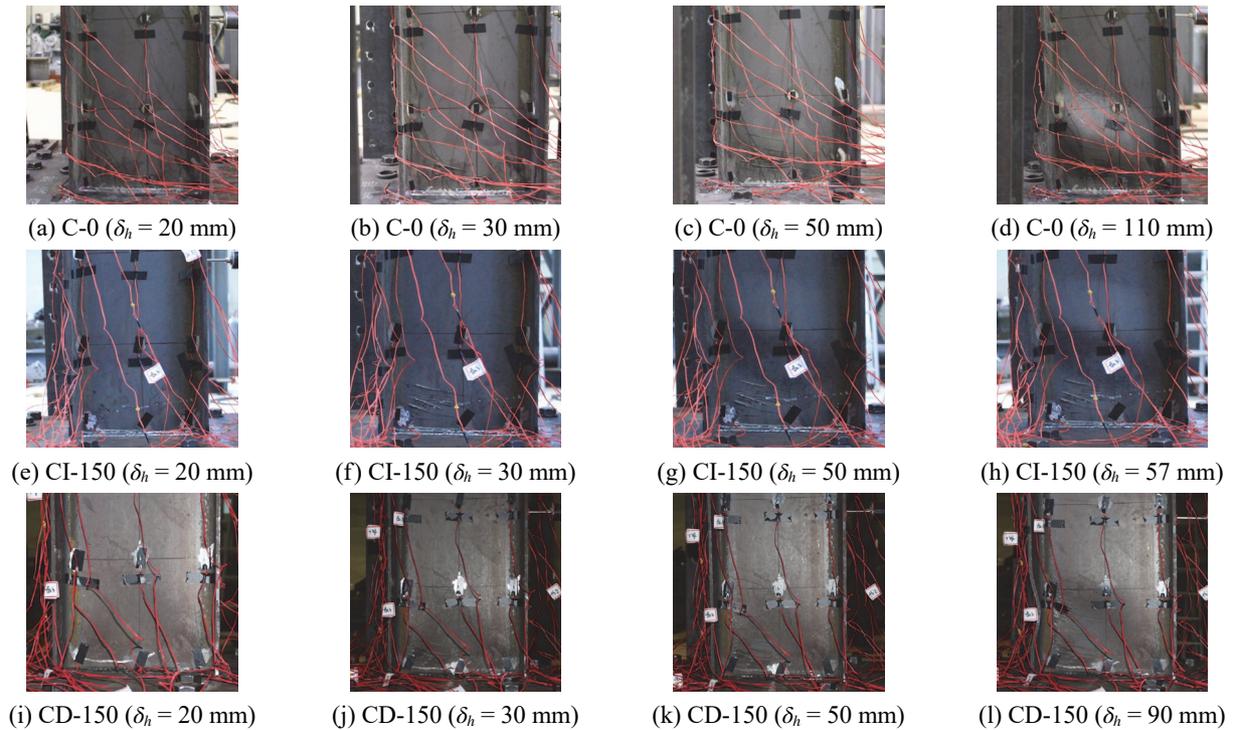


Fig. 10. Damage state at the bottom of the column

험체는 공통적으로 항복이 발생한 이후인 수평변위 20 mm에서 뚜렷한 좌굴형태는 나타나지 않았으며 최대하중지점인 30 mm 근처에서 플랜지와 웨브의 압축좌굴이 확인되었다. Fig. 10(c), 10(g), 10(k)는 수평변위 50 mm에서의 각 실험체의 상황을 나타내며 최대내력 이후의 열화역에 해당된다. Fig. 10과 Fig. 11의 결과에 따라 국부좌굴의 진전정도는 CI-150 > C-0 > CD-150의 순으로 뚜렷이 확인되었고 이는 증가하는 축력이 기둥부재의 초기 국부좌굴을 심화시키는 것으로 판단된다. 부재의 좌굴이후 인장영역은 압축영역의 크기에 따라 줄어들게 되고 이러한 경향은 Fig. 11의 플랜지에서의 인장변형률 분포를 통해 확인할 수 있다. 다만, 웨브의 인장변형률 분포는 실험변수에 따른 뚜렷한 경향이 나타나지 않았고, 이는 면외방향 좌굴 이후의 기하학적인 변형이 인장변형률의 결과에 반영된 것으로 판단된다.

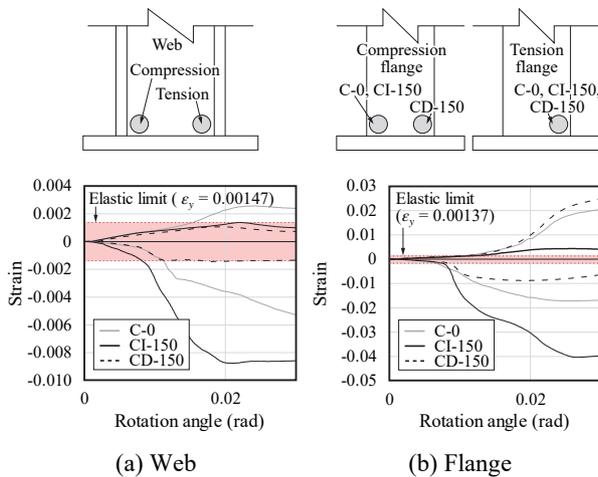


Fig. 11. Strain distribution at maximum stress point

### 3.3 주요 구조성능

실험결과에 따른 실험체의 주요 구조성능지표를 확인하기 위하여 본 연구에서는 Fig. 12에 나타난 방법을 사용하여 항복점과 한계상태를 도출하였다. 항복점의 경우 실험체의 초기강성( $K_i$ )의 1/3 기울기를 가지는 직선을 y방향으로 평행이동을 시켜 하중-변위 이력곡선과 맞닿게 한 후 초기강성 연장선과의 교점으로 산출하였다. 한계상태 좌굴이후 최대강도의 80% 지점으로 정의하였다. Fig. 12를 통해 도출된 항복변위( $\delta_y$ )와 한계상태에서의 변위( $\delta_u$ )를 통해 연성률,  $\mu$ 를 평가하였고, 최대하중 이후 한계상태까지의 감소하는 직선기울기를  $K_u$ 로 정의하여 내력저하영역에서의 거동을 평가하고자 하였다. 실험체별 주요 구조성능을 Table 4에 정리하였다. 실험 중의 수직축력은 C-0 실험체를 제외한 모든 실험체에 대하여 수평가력변위에 따라 변화한다. 수평방향 항복하중( $Q_y$ ), 최대하중( $Q_m$ ) 및 한계상태에서의 작용축력을 각  $P_{qy}$ ,  $P_{qm}$ ,  $P_{qu}$ 로 정의하였으며, 각 축력값과 초기축력( $P_i$ )과의 차를 부재 전단면 압축강도( $P_y$ )에 대한 비로서, 각  $\Delta P_{qy-i}/P_y$ ,  $\Delta P_{qm-i}/P_y$ ,  $\Delta P_{qu-i}/P_y$ 로 표현하여 그 값을 Table 5에 정리하였다.

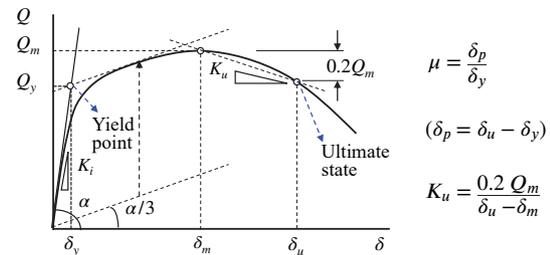


Fig. 12. Derivation of yield point and ultimate state

Table 4. Summary of experimental results

Specimen	$K_i^*$ (kN/mm)	$\theta_y$ (rad)	$Q_y$ (kN)	$\theta_m$ (rad)	$Q_m$ (kN)	$\theta_u$ (rad)	$\mu$ ( $\theta_p/\theta_y$ )	$K_u$ (kN/mm)
C-0	5.28	0.0091	77.05	0.0197	84.55	0.0354	2.67	0.68
IC-50	5.44	0.0092	80.36	0.0211	88.30	0.0309	2.35	1.12
DC-50	5.23	0.0089	74.71	0.0196	82.36	0.0307	2.43	0.93
IC-150	5.97	0.0084	79.93	0.0192	88.00	0.0294	2.52	1.07
DC-150	4.93	0.0087	68.66	0.0210	77.15	0.0348	3.01	0.70
IC-250	5.69	0.0089	81.36	0.0207	89.85	0.0309	2.24	1.11
DC-250	4.91	0.0081	63.31	0.0165	69.71	0.0347	3.31	0.48
CI-150	5.69	0.0077	69.67	0.0187	77.43	0.0249	2.26	1.55
CD-150	5.16	0.0100	82.98	0.0630	105.52	-	-	-

\* $K_i$ : initial stiffness

### 3.3.1 수직축력의 변화

Table 5의 결과에 따라 실험체별 축력분포를 Fig. 13에 나타내었다. CI-150, CD-150 실험체를 제외한 모든 실험체는 부재각 0.03 rad에서 모두 동일한 축력상태에 도달하도록 설정이 되어있고, 실제 실험체의 한계상태가 대략 0.03 rad 내외에서 발생함에 따라 한계상태에서의 축력,  $P_{qu}$ 는 대체적으로 유사한 수치를 나타내었다. 실험체 항복시점까지 대략  $0.015P_y - 0.06P_y$ 만큼의 추가적인 축력변동이 적용되었고, 한계상태에 도달할 때까지의 축력의 변동비,  $\Delta P_{qu-i}/P_y$ 는  $P_y$ 의 3% - 20% 분포로 나타났다. 동일한 축력변화율을 가지는 IC/DC-150 실험체들과 CI/CD-150 실험체들을 서로 비교하면, DC-150, CI-150 실험체가 CD-150, IC-150 실험체에 비해 항복과 최대 휨 강도 지점에서 더욱 작은 축력 변화폭을 나타내었다. 이것은 부재의 항복과 한계상태가 상대적으로 선행되었음을 의미하며 Table 4의  $\theta_y, \theta_m$  값을 통해 확인할 수 있다. 이러한 경향은 초기 수직축력이 클수록

압축재의 휨 성능과 변형능력이 저하되는 기존의 경험적인론에 부합한다.

### 3.3.2 초기강성

Fig. 14에 나타내었듯이 실험체의 초기강성은 4.93 kN/mm-5.69 kN/mm의 분포로 나타났다. 일반적으로 압축재의 휨 강성은 수직축력이 클수록 작아지는 경향이 있으며 본 실험 결과에서도 초기축력에 반비례하는 경향을 보였으나 편차는 크지 않다. 실험결과에 따른 초기강성은 자유단에 집중하중을 받는 캔틸레버의 휨과 전단변형에 대한 초기강성 이론값(= 9.9 kN/mm)에 비해 작게 나타났으며 강재 지그들의 탄성강성과 실험적 오차가 반영된 것으로 판단된다.

### 3.3.3 휨 강도

Fig. 15는 실험체의 항복강도,  $M_y$ 와 최대 휨 강도  $M_m$ 을 나타낸 것이며 크게 두 영역으로 나누어 표시하였다. 왼쪽은 주요변수가 변동축력의 크기로 구성된 IC series, DC series

Table 5. Variation of the axial load in test

Specimen	$P_i$ (kN)	$P_{qy}$ (rad)	$P_{qm}$ (kN)	$P_{qu}$ (kN)	$P_i/P_y^*$	$\Delta P_{qy-i}/P_y$	$\Delta P_{qm-i}/P_y$	$\Delta P_{qu-i}/P_y$
C-0	300.1	300.1	300.0	299.4	0.2371	0.0000	-0.0002	-0.0006
IC-50	250.7	270.1	282.1	298.2	0.1980	0.0154	0.0248	0.0376
DC-50	350.7	330.2	320.9	302.9	0.2770	-0.0162	-0.0235	-0.0378
IC-150	150.5	211.3	240.1	289.7	0.1189	0.0480	0.0708	0.1100
DC-150	450.4	396.9	355.6	289.2	0.3558	-0.0422	-0.0748	-0.1273
IC-250	50.1	165.4	215.2	296.5	0.0396	0.0911	0.1304	0.1946
DC-250	549.8	477.0	433.7	287.5	0.4344	-0.0576	-0.0918	-0.2072
CI-150	300.2	355.6	385.9	415.9	0.2372	0.0438	0.0676	0.0914
CD-150	300.4	223.1	0.0	-	0.2373	-0.0610	-0.2373	-

\* $P_y$ : axial yield strength of full cross-section of a column (=  $\sigma_y A$ )

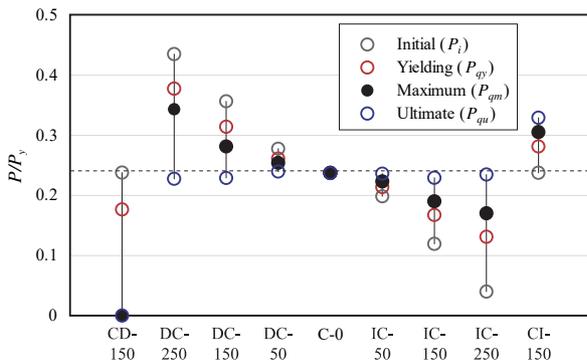


Fig. 13. Experimental axial load distribution

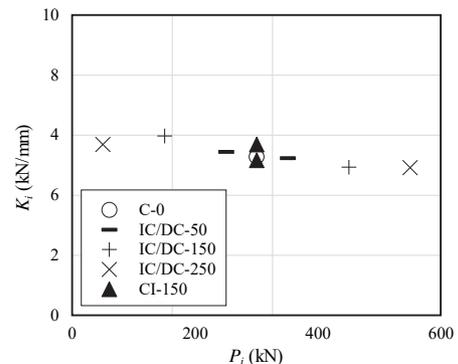


Fig. 14.  $P_i - K_i$  relationship

를 나타낸 것이고 오른쪽은 C-0 실험체와 동일한 축력에서 출발하여 각 축력의 증가·감소가 발생하는 CI-150, CD-150 실험체의 결과이며, C-0 실험체의 결과는 양쪽 모두 표시하였다. 그래프 내의 수평파선은 축력이 없는 상태에서의 보 단면 전소성모멘트( $M_p$ )를 나타낸 것이다. 설정한 실험변수 내에서 실험체의 휨 강도는 Fig. 13에 도식화한 수직축력 분포결과에 비추어 볼 때 변위이력에 따라 변화하는 작용축력에 크게 의존하는 것을 알 수 있으며 Fig. 16에 나타낸 바와 같이 휨 강도와 작용축력은 대략적인 선형 반비례 관계를 가진다. 작용축력  $0.2P_y$  이하의 실험체는 결과는 상대적으로 작은 편차의 휨 강도를 나타내었다. IC-50, IC-150, IC-250 실험체는 초기축력 및 항복점에서 작용축력의 차이가 있음에도 휨 강도는 유사하게 나타났는데, 이것은 낮은 축력상태에서의 휨 내력 변화율이 상대적으로 작다는 것과 함께, 축력의 변동크기가 클수록 국부좌굴시점이 조기에 형성되는 경향이 반영된 것으로 판단된다. 초기축력이 동일한 C-0와 CI-150 실험체를 비교하면 최대내력지점까지 수직축력이  $0.068P_y$ 만큼 증가(Table 5 참조)하였고 이에 따라 휨 강도는 대략 10% 저하되었다.

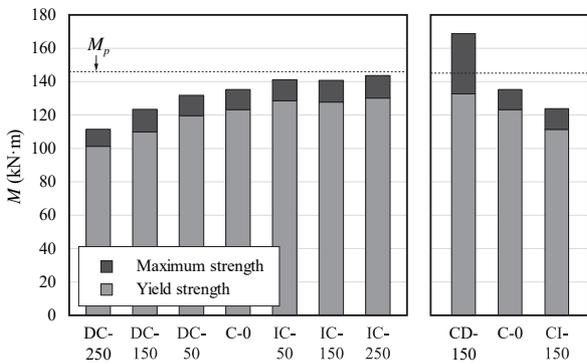


Fig. 15. Yield strength and maximum strength

## 4. 고찰

### 4.1 내력저하영역에서의 거동

내력저하영역에서의 거동을 살펴보기 위하여 축력 변동비에 따른 내력저하율,  $K_u$ 와 연성비,  $\mu$ 를 도출하였다.

Fig. 17은  $K_u$ 를 초기강성,  $K_i$ 로 나누어 한계상태까지의 축력의 변화 비율,  $\Delta P_{u-i}/P_y$ 에 따라 도식화한 것이다. 그래프의 가로축은 0을 기준으로 양의 방향은 축력이 증가하는 경우, 음의 방향은 축력이 감소하는 경우이다. 도출결과에 따라  $K_u$ 는  $\Delta P_{u-i}/P_y$ 가 커질수록 뚜렷한 증가추세를 보이고 있다.  $K_u$ 는 또한 초기축력에 지배적인 영향을 받는 것으로 알려져 있으며<sup>[6],[7]</sup> 본 실험결과만으로도 그 경향을 일반화하기에는 무리가 있다. 하지만 Fig. 17의 결과는 건축물의 외주에 작용하는 변동축력의 크기에 따라 내력저하영역에서의 거동이 상당히 다르게 나타날 수 있음을 보여준다.

Fig. 18은 축력 변동비에 따른 실험체의 소성변형비,  $\mu$ 의 분포를 나타낸 것이다.  $\mu$ 는 단면의 형상비, 세장비 및 초기축력의 영향을 받는다<sup>[11]</sup>. 본 실험에서는 실험체의 형상비와 세

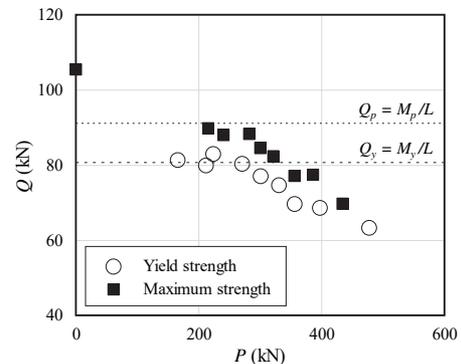


Fig. 16. Flexural strength and applied axial load relationship

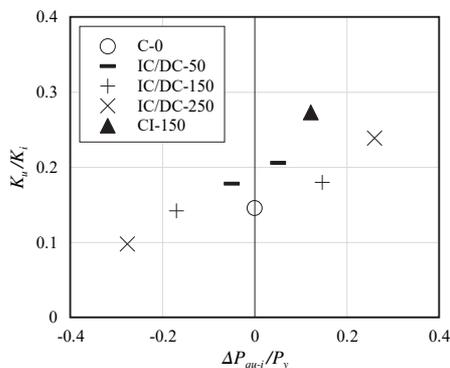


Fig. 17. Strength degradation ratio and varying axial load ratio relationship

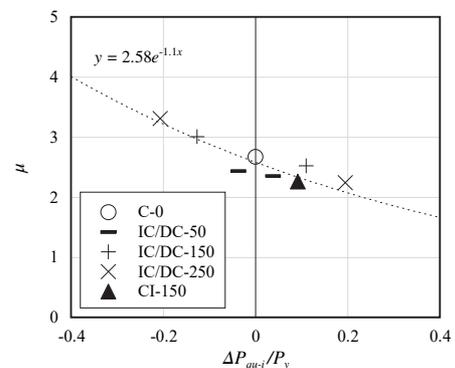


Fig. 18. Ductility according to varying axial load ratio

장비는 모두 동일하며, 초기축력의 경우 0.05 - 0.45 범위를 가진다. 이상의 조건에서 변동축력비와 소성변형능력의 관계는 Fig. 18에 나타난 추세선을 따르며, 경향에 따라 변동축력비 0.2 이상에서는  $\mu$ 가 2 이하의 열등한 소성변형능력을 나타낼 것으로 예상된다.

#### 4.2 P - M 상관곡선과의 비교

Fig. 19는 실험결과에 따른 휨 모멘트와 작용축력을 무차원화하여, “AISC 360 - Commentary”에 소개된 3가지의 축력-모멘트 상호작용에 관한 식과 비교한 것이다. 각 식은 다음과 같다.

- P - M strength curve (AISC-LRFD, 1986)

$$\text{For } \frac{P}{P_y} \geq 0.2, \quad \frac{P}{P_y} + \frac{8}{9} \left( \frac{M_{pc}}{M_p} \right) = 1.0 \quad (3a)$$

$$\text{For } \frac{P}{P_y} < 0.2, \quad \frac{P}{2P_y} + \frac{M_{pc}}{M_p} = 1.0 \quad (3b)$$

- Average curve for strong axis of H section (AISC 360)

$$\text{For } \frac{P}{P_y} \geq 0.15, \quad \frac{M_{pc}}{M_p} = 1.18 \left( 1 - \frac{P}{P_y} \right) \leq 1 \quad (4a)$$

$$\text{For } \frac{P}{P_y} < 0.15, \quad M_{pc} = M_p \quad (4b)$$

- Exact curve for H section (ASCE, 1971)

$$\text{For } \frac{P}{P_y} \leq \frac{t_w(d - 2t_f)}{A}, \quad \frac{M_{pc}}{M_p} = 1 - \frac{A^2(P/P_y)^2}{4t_w Z_x} \quad (5a)$$

$$\text{For } \frac{t_w(d - 2t_f)}{A} < \frac{P}{P_y} \leq 1, \quad \frac{M_{pc}}{M_p} = \frac{A(1 - P/P_y)}{2Z_x} \left[ d - \frac{A(1 - P/P_y)}{2b_f} \right] \quad (5b)$$

여기서,  $M_{pc}$ 는 부재의 휨 저항능력,  $t_w, t_f, b_f$ 는 각 웨브와 플랜지의 두께 및 플랜지의 너비를 의미하며  $Z_x$ 는 소성단면 계수를 의미한다. 상기 식들 중에서 식 (3)은 다양한 단면의 기동설계를 위한 기초가 되는 식이며 3가지의 식 중 가장 보수적인 휨 강도 예측치를 제공하고 있다.

Fig. 19(a)에 나타난 바와 같이 실험결과에 따른 P - M 상관관계 분포를 살펴보면, 우선 C-0 실험체는 H형강 단면에 대한 정밀식인 식 (5)에 거의 일치하는 대응을 나타내었다. 변동축력 실험체들의 경우 식 (3)을 포락하는 형태를 보이고 있으며, 부분적으로 식 (4), 식 (5)의 예측값에 비해 작은 휨 강도를 나타내었다. 초기축력과 실제 작용축력에서의 휨 강도를 비교하기 위하여 각 실험체별 초기축력과 최대 휨 강도에서의 작용축력을 함께 표시하여 Fig. 19(b)에 나타내었다. 작용축력( $\Delta$  표시)과 휨 강도의 관계는 대략 축력비  $0.25P_y$ 를 기준으로 그 이상일 경우 점차 식 (3)의 강도곡선에 근접하고 있는 것을 확인할 수 있다. 이는 축력감소모델의 경우 작용축력에 비해 큰 초기축력이 초기 구조거동을 지배하고, 축력증가모델의 경우 증가되는 축력이 최대내력 및 내력저하영역에서 구조성능을 저하시키기 때문이다. CD-250 실험체의 최대 휨 내력은 부재의 전소성모멘트( $M_p$ )를 크게 상회하였는데, 이는 Fig. 8(d)에 나타내었듯이 실험 중간 작용축력이 0에 도달함에 따라 축력이 없는 상태의 휨 거동에 수렴한 결과로 판단된다. 초기축력( $\circ$  표시)과 휨 강도의 관계는 C-0, DC 시리즈 실험체들의 경우 식 (5)에 적절

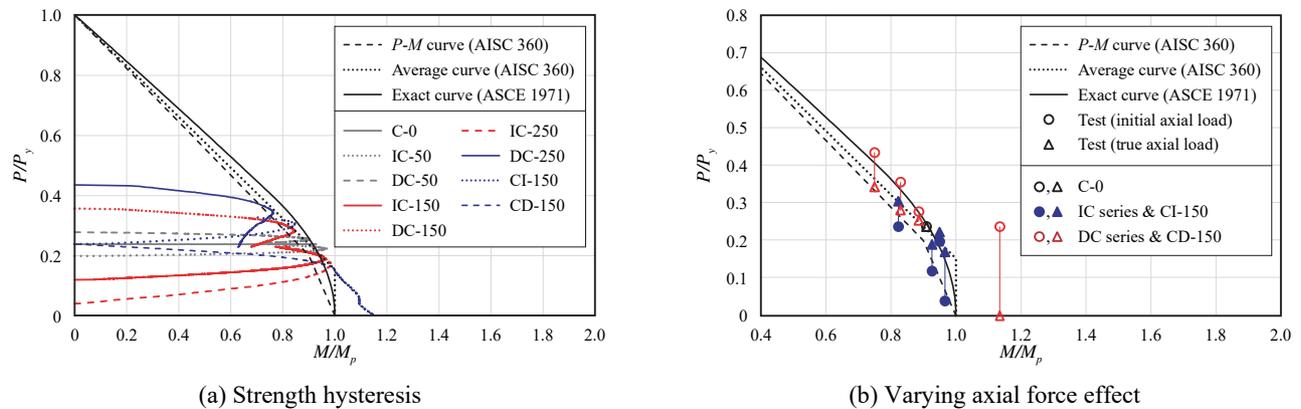


Fig. 19. Comparison with test results and P - M interaction curve

한 대응을 이루고 있다. 하지만 축력 증가 모델은 IC-50 실험체를 제외한 모든 실험체들이 식 (3)의 상관곡선에 미치지 못하는 결과를 나타내었다. 이것은 초기축력이 실무에서 조합력 하의 휨 강도를 산정하기 위한 소요강도로 적용된다는 것을 고려할 때, 구조물의 중량 및 형상비에 따라 예상치 못한 휨 강도 저하가 발생할 수 있음을 시사한다.

본 실험에서 나타난 축력변동에 따른 강도 저하는 식 (3)에 따른 이론치의 10% 이내이며 실무에서는 그 외의 충분한 안전계수를 포함하고 있으므로 본 실험의 결과가 당장의 구조물 파괴위험성을 암시하는 것은 아니다. 하지만 결과에서 보였듯이, 축력의 변동은 기둥부재의 휨 강도 및 소성변형능력을 저하시키는 인자임이 분명하며, 변동축력의 영향에 따라 구조물의 설계절차에 조건부로 반영되어야 할 것으로 판단된다. 이를 위해, 보다 다양한 부재 단면, 중간주 영역까지를 고려한 세장비의 범위 및 고축력 하에서의 추가적인 실험이 필요할 것으로 판단된다.

## 5. 결론

본 연구에서는 H형강 콤팩트 단주를 대상으로 하여 축력의 변동에 따른 부재의 강축방향 휨 성능을 실험적 방법으로 검토하였다. 초기축력의 설정범위는  $0.05P_y - 0.45P_y$ 이며, 변동축력은  $P_y$ 의 4% - 20%로 설정하였다. 주요 실험 결과는 다음과 같다.

- (1) 실험체의 초기강성은 초기축력에 크게 의존하는 것으로 나타났으며, 축력의 크기가 클수록 감소하는 경향을 나타내었다. 축력의 변동에 의한 영향은 미미하다.
- (2) 기둥의 휨 강도는 작용축력에 반비례 관계를 나타내었다. 초기축력이  $0.24P_y$ 로 설정된 실험체는 한계상태까지 대략  $P_y$ 의 7% 정도의 축력증가와 함께 10%의 휨 강도 저하를 나타내었다.
- (3) 축력의 변동은 내력저하영역에서 기둥부재의 소성거동에 지배적인 영향을 미치는 것으로 나타났다. 변동축력의 증가에 따라 급격한 내력저하의 경향이 뚜렷이 나타났다. 변동축력비가 0.2 이상이 될 경우 소성 변형능력,  $\mu$ 는 2 이하의 취성적인 거동이 예상된다.
- (4) 증가하는 변동축력이 작용하는 경우, 기둥의 휨 강도는 초기축력에 근거한 기존의  $P-M$  상관곡선을 만족하지 못하는 경우가 관찰되었다. 이것은 설계에서 예

상치 못한 휨 강도 저하가 발생할 수 있음을 의미하며, 변동축력의 영향이 큰 구조물에 대한 기둥 설계는 이와 같은 구조적 특성이 반영될 필요성이 있다.

본 논문의 내용은 비교적 작은 축력을 받고 있는 단주를 대상으로 한 실험결과이므로, 기둥부재의 휨 성능에 대한 변동축력의 영향력을 일반화하기 위해 보다 많은 실험 및 해석연구가 필요하다.

## 감사의 글

이 논문은 행정안전부 극한재난대응기술평가개발사업의 지원을 받아 수행된 연구임(2020-MOIS31-012).

## 참고문헌(References)

- [1] Korea Construction Standards Center (2017) *Design Standards for Steel Member (Load and Resistance Factored Design, KDS 14 31 10)*, Korea (in Korean).
- [2] American Institute of Steel Construction (2016) *Specification for Structural Steel Buildings (ANSI/AISC 360-16)*, USA.
- [3] Sputo, T. (1993) History of Steel Beam-Column Design, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.119, No.2, pp.547-557.
- [4] Architectural Institute of Korea (2014) *Understanding Steel Structures*, Kimoondang, Korea (in Korean).
- [5] Burgett, L.B. (1973) Selection of a Trial Column Section, *Engineering Journal*, American Institute of Steel Construction, Vol.10, No.2, pp.56-59.
- [6] Nakashima, M., Takanashi, K., and Kato, H. (1990) Test of Steel Beam-Columns Subject to Sidesway, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.116, No.9, pp.2516-2531.
- [7] Newell, J.D., and Uang, U.-M. (2008) Cyclic Behavior of Steel Wide-Flange Columns Subjected to Large Drift, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.134, No.8, pp.1334-1342.
- [8] Lee, K., Lee, M.J., Oh, Y.S., Oh, K., and Hong, S. (2014) A Experimental Study on Structural Behavior of Stub Columns with HSA800 High-Strength Steels Under Eccentric Loads, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.4, pp.289-297 (in Korean).

- [9] Kim, D.-K., Lee, C.-H., Han, K.-H., Kim, J.-H., Lee, S.-E., and Sim, H.-B. (2014) Strength and Residual Stress Evaluation of Stub Columns Fabricated from 800 MPa High-Strength Steel, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.102, pp.111-120.
- [10] Kim, H.D., and Lee, M.J. (2003) Stability of Steel Frames with Weak Column-Strong Beam Considering  $P-\Delta$  Effect, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.15, No.4, pp.457-466 (in Korean).
- [11] Ozkula, G., Harris, J., and Uang, C.-M. (2017) Observation from Cyclic Tests on Deep, Wide-Flange Beam-Columns, *Engineering Journal*, American Institute of Steel Construction, Vol.54, No.1, pp.45-60.
- [12] Fogarty, J., and El-Tawil, S. (2016) Collapse Resistance of Steel Columns Under Combined Axial and Lateral Loading, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.142, No.1, 04015091.
- [13] Elkady, A., and Lignos, D.G. (2018) Full-Scale Testing of Deep Wide-Flange Steel Columns Under Multiaxis Cyclic Loading: Loading Sequence, Boundary Effects, and Lateral Stability Bracing Force Demands, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.144, No.2, 04017189.
- [14] Hai, L.-T., Li, G.-Q., Wang, Y.-B., Sun, F.-F., and Jin, H.-J. (2019) Experimental Investigation on Cyclic Behavior of Q690D High Strength Steel H-Section Beam-Columns About Strong Axis, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.189, pp.157-173.
- [15] Zhu, Y., and Kanvinde, A. (2020) Estimating the Evolution of Strain Induced by Cyclic Local Buckling in Steel Beam-Columns, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.215, 110708.
- [16] Oh, S.H., Oh, Y.S., Hong, S.J., and Park, H.Y. (2011) A Study About Behavior of Steel Column Members Under Varying Axial Force, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.23, No.2, pp.179-188 (in Korean).
- [17] Korean Agency for Technology and Standards (2007) *Test Pieces for Tensile Test for Metallic Materials* (KS B 0801: 2007), Korea (in Korean).

---

**요 약:** 일반적으로 휨 거동을 하는 구조물의 외주부에서는 축력의 변동이 발생한다. 이러한 변동축력은 기둥의 내진성능에 영향을 미칠 수 있으나, 이와 관련한 연구는 충분치 않다. 본 연구에서는 변동축력이 단주 기둥의 휨 성능에 미치는 영향을 확인하기 위하여 정적 실험을 수행하였다. 실험체의 형상은 H형강 콤팩트 단면으로 채택하였고, 실험변수는 축력의 변동비 및 초기축력으로 설정하였다. 실험 결과, 기둥의 휨 성능은 초기축력에서 변화된 작용축력에 지배적인 영향을 받는 것으로 나타났고, 증가하는 축력은 기둥의 휨 강도 및 소성 변형능력을 저하시키는 것으로 확인되었다. 변동축력효과가 고려된 작용축력과 휨 강도의 관계는 설계기준의 축력-모멘트 상관관계를 적절히 만족하는 것으로 나타났으나, 초기축력만으로 기둥의 휨 강도를 설계할 경우 변동축력의 크기에 따라 과대평가될 우려가 있다.

**핵심용어:** 단주, 변동축력, 상호작용곡선, 휨 강도, 정적가력실험

---