



## 수직 오정렬된 기둥을 위한 대형구멍 단부강판이음

임종진<sup>1</sup> · 이승환<sup>2</sup> · 엄태성<sup>3\*</sup>

<sup>1</sup>과장, (주)센벡스, <sup>2</sup>대표, (주)센벡스, <sup>3</sup>부교수, 단국대학교 건축공학과

## Oversized Hole End-Plate Splice for Columns with Vertical Misalignment

Lim, Jong Jin<sup>1</sup>, Eom, Tae Sung<sup>2</sup>, Lee, Seung Hwan<sup>3\*</sup>

<sup>1</sup>Manager, Senvex Co. Ltd, Seoul, Korea

<sup>2</sup>CEO, Senvex Co. Ltd, Seoul, Korea

<sup>3</sup>Associate Professor, Dept. of Architectural Engineering, Dankook University, Yongin-si, Gyeonggi-do, Korea

**Abstract** – In this study, the results of experimental and analytical investigations on an oversized hole end-plate splice for columns with vertical misalignment are presented. Three column specimens with or without vertical misalignment at the splice zone were tested under lateral cyclic loading. The details of the oversized hole end-plate splice, such as the thickness of the end plate and size and arrangement of high-tension bolts, were designed based on the 'thick plate design' philosophy specified in AISC Design Guide 4. The test results show that, despite vertical misalignment equivalent to 2% of the section height, the oversized hole end-plate splice exhibited a good performance without any detrimental effects, such as excessive connection deformations and prying forces. Finite element modeling of the oversized hole end-plate splice was proposed, and the results of the analysis such as the overall load-displacement relationship and bolt strains were compared with the test results. In addition, the force transfer mechanism at the splice connection through the end plates and bolts were investigated in detail.

**Keywords** - Bolted Connection, End-Plate Connection, Prying Action, Column Splice, Erection Tolerance

### 1. 서론

Fig. 1.(a)에 나타난 바와 같이 강기둥을 이음하는 방법으로는 고장력볼트 및 겹침강판을 이용한 마찰접합(slip-critical connection)이 사용되고 있다<sup>[1],[2]</sup>. 이러한 기존 기둥이음 방법은 이음되는 상·하기둥 중심선이 정확히 일치하므로 이음부에서 확실한 힘전달 기구 및 우수한 이음성능을 확보할 수 있다. 하지만 경간 및 층고가 커지는 대형건물에서는 건설공사표준시방서에서 허용하는 시공 오차를 준수하여 시공하더라도 이음부에서 시공오차가 커질 수 있다. 특히 공기단축을 위하여 선조립된 상부구조물의 기둥을 이음하는 경우, 기둥 이음부의 시공오차는 공기 및 시공성에 큰 영향을 미치게 된다.

마찰접합을 사용한 기둥 이음부에서는 볼트 구멍을 크게 하여

시공오차를 일부 흡수할 수 있다. 여러 연구에 의하면, 대형구멍을 사용한 볼트접합부의 성능은 표준구멍을 사용한 볼트접합부에 비하여 접합성능이 다소 감소될 수 있다. Kim et al.<sup>[3]</sup>은 최대 볼트직경의 2배에 이르는 대형구멍 및 장슬롯구멍을 사용한 겹침이음 마찰접합부에 대하여 인장실험을 수행하였다. 실험결과 대형구멍 사용에 따른 단면적 감소는 마찰저항에 영향을 미치지 않았다. Yang<sup>[4]</sup>은 대형구멍을 사용한 볼트 겹침이음부의 인장접합성능을 평가하였다. 실험결과, 대형구멍으로 인한 단면적 감소로 인하여 이음부에서 피접합재의 인장파단 강도가 감소하였다. Heistermann et al.<sup>[5]</sup>은 열린 형태의 장슬롯 볼트접합부에 대하여 마찰접합 실험을 수행하였다. 실험결과, 장슬롯구멍을 사용한 접합부에서 접합면의 마찰계수는 표준구멍 접합면의 마찰계수에 비하여 약 5% 감소하였다. 이처럼 마찰접합을 사용할 경우 대형구멍 사용으로 인한 접합성능 저하에 대한 큰 우려 없이 이음부의 시공 오차 문제를 해결할 수 있다.

하지만 Fig. 1.(b)에서 보듯이 이음되는 상·하기둥의 중심선이 일치하지 않는 경우에는 마찰접합을 이용한 기둥이음이 불가능하다. 이처럼 수직 오정렬된 기둥을 이음하는 경우에는 Fig. 1.(b)에 나타난 단부강판(end plate)을 이용한 볼트인장접합이 Fig. 1.(a)의 마찰접합보다 더 유리하다. 예를 들어, 베이스플레이트 및 앵커볼

Note.-Discussion open until December 31, 2019. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on February 06, 2019; revised April 09, 2019; approved on April 12, 2019.

Copyright © 2019 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-32-8005-3730 Fax. +82-2-2629-2600

E-mail. tseom@dankook.ac.kr

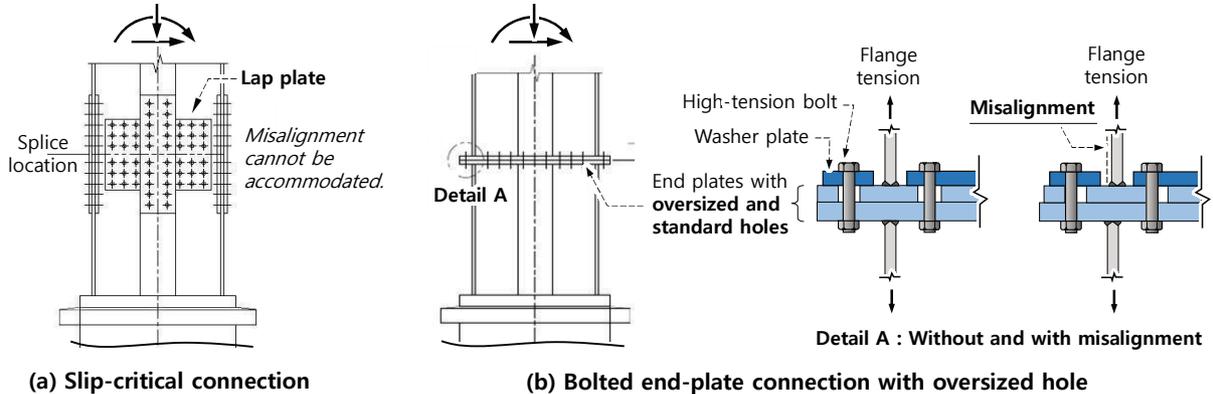


Fig. 1. Concept of oversized hole end plate splice for columns with vertical misalignment

트 설계에 관한 AISC Steel Design Guide 1<sup>[6]</sup>에서는 주각부에서 앵커 배열이 기둥 또는 베이스플레이트의 구멍 위치와 일치하지 않을 경우에 대비하여 시공오차를 흡수할 수 있는 대형구멍(oversized hole)을 사용하도록 제안하고 있다.  $\phi 19 \sim \phi 51$  mm 앵커에 대하여 AISC Steel Design Guide 1에서 권장하는 대형구멍의 직경은 33.3 ~ 82.6 mm 수준으로써, 직경 차이는 앵커 직경에 비례하여 증가한다.

Fig. 1.(b)는 이 연구에서 제안하는 기둥이음 대안공법인 대형구멍 단부강판이음공법(oversized hole end-plate splice)의 개념을 보여준다. 제안된 공법은 이음하고자 하는 상·하 기둥의 단부에 두꺼운 단부강판을 용접하고, 두 단부강판의 접합면을 고장력볼트로 묶어주는 인장접합 방법이다. 이음부에서는 시공오차로 인한 상·하 기둥 중심의 편차(약 10~20 mm 수준)를 흡수하기 위해 상부 단부강판에 볼트머리보다 큰 직경의 대형구멍을 뚫는다. 볼트머리와 단부강판 사이에는 넓고 두꺼운 와셔플레이트(washer plate)를 설치하여 볼트조임 및 인장접합에 요구되는 지압면적을 확보한다. 반면, 하부 단부강판에는 표준구멍을 사용하여 접합면 미끄러짐을 최소화한다.

기둥 이음을 위한 단부강판이음공법은 기본적인 힘전달기구가 보-기둥 내진접합을 위한 단부강판모멘트접합공법<sup>[7][9]</sup>과 거의 같다. 다만, 대형구멍 및 기둥 시공오차와 관련하여 다음과 같은 검토가 추가로 요구된다(Fig. 2. 참조).

- 기둥에 압축력이 작용할 경우, 상·하 단부강판이 맞닿는 접합면에서 지압작용에 의하여 기둥 압축력이 전달된다. 하지만 휨모멘트에 의하여 기둥 플랜지에 인장력이 작용할 경우, 그 인장력은 단부강판을 통해 볼트인장으로 전달되어야 한다. 만약 단부강판 두께와 볼트 개수/직경이 불충분하다면 상·하 단부강판 사이 접합면에 틈이 벌어지며 지레작용(prying action)에 의하여 볼트 인장력이 증가할 수 있다.<sup>[7][12]</sup> 즉, 접합부 변형과 지레작용을 고려한 볼트인장설계가 필요하다.
- 이음되는 상·하 기둥 중심선이 불일치할 경우, 플랜지 인장력의 중심이 일치하지 않으므로 이음부에서 접합부 변형과 지레작용

이 더욱 증가할 수 있다(Fig. 2.(a) 참조). 또한 접합부에는 시공오차에 의한 편심모멘트가 추가로 작용된다. 따라서 시공오차 접합부의 거동에 미치는 영향에 대해서 추가 검토가 필요하다.

- 대형구멍을 사용하므로 단부강판 접합면은 수평 미끄러짐에 취약할 수 있다. 따라서 기둥 전단력에 대하여 접합면의 마찰저항이 충분하지 검토해야 하며, 필요할 경우 볼트조임력 확보를 통해 접합면의 미끄럼강도를 증가시켜야 한다(Fig. 2.(b) 참조)<sup>[1][2]</sup>.
- 기둥 플랜지와 단부강판 사이 용접부는 응력 흐름이 급격히 바뀌는 곳이므로 과도한 응력 집중에 주의해야 한다. 따라서 기둥 플랜지와 단부강판은 완전용입용접으로 접합되어야 하며, 극한한 계상태에서 접합부의 변형과 지레작용에 의한 용접부 조기파단이 발생하지 않도록 주의해야 한다.

이 논문에서는 +자형 단면형상을 갖는 강제기둥에 사용된 대형구멍 단부강판이음의 설계방법 및 구조성능을 연구하였다. AISC Steel Design Guide 4<sup>[8]</sup>를 제시된 설계·해석 이론을 토대로 기둥 이음을 위한 대형구멍 단부강판모멘트접합 설계 절차를 정립하였다. 기둥실험체에 대한 반복가력실험을 통해 오정렬된 이음부의 구조안전성과 제안된 설계방법의 적합성을 검증하였다. 또한 비선형 유한요소해석을 수행하여 해석 및 실험 결과를 비교하고, 단부강판이음부에서 힘전달기구를 조사하였다.

## 2. 대형구멍 단부강판이음 설계

### 2.1 KBC 0710 및 0713의 설계 요구사항

건축구조기준<sup>[1]</sup>의 0710에는 강구조물의 접합을 위한 설계요구사항이 규정된다. 이 중 대형구멍 단부강판접합을 이용한 기둥 이음부와 관련된 설계규정은 다음과 같다.

#### ① 이음부 최소 인장내력 (KBC 0710.1.5)

이음부에서는 피접합재 압축강도의 1/2 이상 인장내력을 확보해야 한다. 다만, 원 출처에 해당하는 AISC 360<sup>[2]</sup>의 J1 5항에는 기둥 이외 부재에 대하여 이 규정을 적용하도록 규정되어 있다.

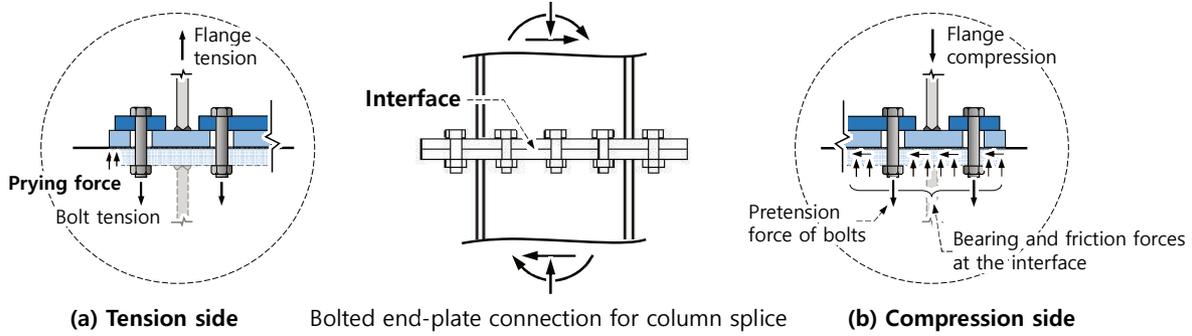


Fig. 2. Force transfer mechanism at the interface of oversized hole end plate splice

② 볼트의 인장강도와 전단강도 (KBC 0710.3.3)

볼트의 인장파단 및 전단파단 한계상태에 대하여 설계강도를 산정한다. 특히 볼트인장 접합부에 대해서는 접합부 변형에 의한 지레작용을 고려해야 한다.

③ 접합면의 미끄러짐강도 (KBC 0710.3.6)

접합면에 미끄러짐이 발생하면, 구조물에 변형을 초래하고 2차 하중이 추가로 작용될 수 있다. 따라서 대형구멍이 사용된 이음부에서는 미끄러짐이 방지되도록 볼트장력을 고려한 접합면의 설계미끄러짐강도가 소요전단력보다 커야 한다.

④ 고장력볼트의 조임 (KBC 0710.3.1)

원칙적으로 대형구멍 단부강판접합에 사용된 볼트는 인장을 포함한 조합력을 받으므로, 규정된 설계볼트장력을 확보한 전 인장조임(fully-tensioned)을 적용한다. 이 경우 접합면에서 별도 마찰면 처리는 불필요하다.

⑤ 내진설계 고려사항 (KBC 0713.7.2)

지진력저항시스템을 구성하는 부재 및 접합부에서는 전인장 조임에 의한 고장력볼트를 사용하고, 마찰면에서는  $\mu = 0.35$  이상의 미끄럼계수를 확보해야 한다. 다만, 이 규정은 볼트접합부에서 미끄러짐을 허용하지 않는다는 것을 의미하지 않으며, 단부강판접합과 같이 마찰접합면이 주로 인장이나 압축을 받는 경우에는 이러한 마찰면에 대한 요구조건을 완화할 수 있다. 또한 실험에 의하여 검증된 경우 대형구멍을 사용할 수 있으며, 미끄러짐을 최소화하기 위하여 대형구멍은 마주보며 접합된 두 단부강판 중 한 쪽에만 설치해야 한다.

2.2 기둥이음부 설계방법 및 절차

대형구멍 단부강판접합 기둥이음부의 힘전달(지레작용, 항복 메커니즘 등)은 기본적으로 AISC 358<sup>[7]</sup>의 사전인증 보-기둥 내진 접합부인 단부강판모멘트접합(bolted end plate moment connection)의 힘전달과 같다. 따라서 이 연구에서는 AISC 358<sup>[7]</sup> 및 AISC Steel Design Guide 4<sup>[8]</sup>에 제시된 해석/설계 이론을 준용하여 다음의 기둥 이음부 설계방법 및 절차를 제안하였다.

2.2.1 단부강판의 두께( $t_p$ ) 결정

항복선이론(yield line theory)을 사용하여 단부강판의 두께를 결정한다. Fig. 3은 십자형 기둥단면에 대한 단부강판의 항복선과 변형메커니즘을 보여준다. 단부강판의 휨저항을 보수적으로 평가하기 위하여, 항복선은 인장 플랜지 주변에만 발생하고 모멘트저항의 중심은 압축 플랜지를 중심으로 위치하는 것으로 가정하였다. Meng<sup>[13]</sup>의 연구에 따르면, 인장 플랜지의 외측 및 내측 첫 번째 열에 배치된 볼트에 대하여 단부강판이 저항하는 소성휨강도  $M_{pl}$ 은 항복선이론에 의하여 다음과 같이 결정된다.

$$M_{pl} = F_{yp} Y_p t_p^2 \tag{1}$$

$$Y_p = \frac{b_p}{2} \left[ h_i \left( \frac{1}{p_f} + \frac{1}{s} \right) + h_o \left( \frac{1}{p_f} \right) - \frac{1}{2} \right] + \frac{2}{g} [h_i(p_f + s)] \tag{2}$$

$$s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g} \leq p_f \tag{3}$$

여기서  $F_{yp}$ 는 단부강판의 항복강도,  $b_p$  및  $t_p$ 는 각각 항복선이 형성된 부분에서 단부강판의 폭 및 두께,  $h_i$  및  $h_o$ 는 모멘트 회전중심으로부터 인장 플랜지의 내측 및 외측 첫 번째 열에 배열된 볼트 중심까지의 거리,  $p_f$ 는 플랜지 표면으로부터 내측 또는 외측 볼트 중심까지의 거리,  $s$ 는 인장플랜지 내측에 형성되는 항복선을 정의하기 위한 변수, 그리고  $g$ 는 플랜지 길이방향의 볼트 간격 중 가장 작은 값이다.

단부강판의 두께  $t_p$ 는 식 (1)에 의한 단부강판의 설계휨강도( $= \phi_y M_{pl}$ )가 기둥 이음부에 작용하는 소요강도( $M_u$ )보다 작지 않도록 결정한다. ( $\phi_y = 0.9$ )

2.2.2 볼트 직경 및 배열

이음부에서 볼트가 저항하는 공칭휨강도  $M_{nb}$ 는 인장 플랜지의 내측 및 외측 첫 번째 열에 배치된 볼트가 저항하는 인장력을 바탕으로 다음과 같이 계산한다.

$$M_{nb} \approx (n_o h_o + n_i h_i) A_b F_{nt} \tag{4}$$

여기서,  $n_o$  및  $n_i$ 는 각각 인장 플랜지의 외측 및 내측 첫 번째 열에 배치된 볼트의 개수이고,  $A_b$ 는 볼트 1개의 공칭단면적이며,  $F_{nt}$ 는

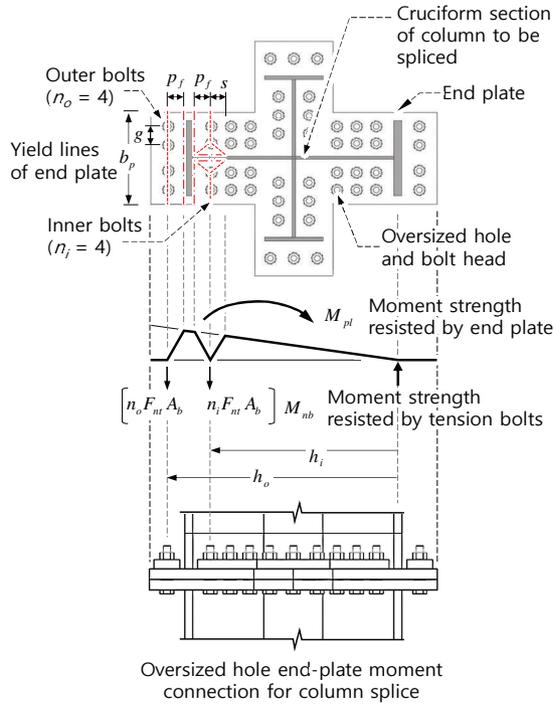


Fig. 3. Yield lines of end plate and moment resistance of bolts

볼트의 순인장강도로써 인장강도  $F_u$ 의 75%를 사용한다. Fig. 3.에서 기둥단면의 웹 주변에 배치된 볼트 또한 모멘트저항에 어느 정도 기여할 수 있다. 하지만 실험<sup>[8],[11],[13]</sup>에 따르면 웹 주변의 볼트 응력은 인장 플랜지 주변의 볼트 응력에 비하여 그 크기가 작다. 따라서 식 (4)에서 웹 주변에 배치된 볼트의 기여는 고려하지 않았다.

고장력볼트의 직경  $d_b$ 는 식 (4)로부터 계산되는 인장볼트에 의한 설계휨강도(=  $\phi_r M_{nb}$ )가 기둥 이음부에 작용하는 소요강도 ( $M_u$ )보다 작지 않도록 결정한다. ( $\phi_r = 0.75$ )

### 2.2.3 접합면 미끄러짐 강도

단부강판 사이 접합면의 미끄러짐강도  $V_{ns}$ 은 접합면에 작용하는 수직력에 마찰계수  $\mu$ 를 곱하여 산정한다.

$$V_{ns} = \mu(P_u + NT_o) \quad (5)$$

여기서, 접합면의 마찰계수  $\mu$ 는 기준에서 요구하는 표면처리를 수행할 경우 0.55를 사용하고,  $P_u$ 는 이음부에 작용하는 기둥의 소요압축력이며,  $P_o$ 는 볼트 한 개에 도입된 조임장력이고,  $N$ 은 이음부에 사용한 볼트의 총 개수이다<sup>[11]</sup>.

단부강판 접합면에서는 기둥 소요전단력  $V_u$ 가 식 (5)에 의한 접합면의 설계미끄러짐강도(=  $\phi_s V_{ns}$ )보다 작지 않도록 설계한다( $\phi_s = 0.75$ ).

### 2.2.4 이음부 최소인장내력 검토

건축구조기준<sup>[11]</sup> 0710.1.5에 따르면, 기둥 이음부에서는 피접합

재 압축강도의 1/2 이상의 인장내력을 확보해야 한다. 단부강판접합부에서는 볼트가 인장에 저항하므로, 이음부 인장저항  $T_n$ 은 다음 조건을 만족해야 한다.

$$T_n = N A_b F_{nt} \geq \frac{1}{2} A_g F_y \quad (6)$$

여기서,  $A_g$ 는 기둥 총단면적이고,  $F_y$ 는 강재 항복강도이다.

### 2.2.5 시공오차에 의한 2차하중

이음부의 기둥 오정렬은 구조설계 단계에서 고려된 사항이라 기보다는 공사 중 발생하는 시공오차에 해당하므로 그 크기가 대부분 크지 않다. 따라서 시공오차에 의한 2차하중은 원칙적으로 설계에 고려할 필요가 없다. 다만, 오정렬로 인한 상·하 기둥 중심 사이의 편심거리(=  $e$ )가 큰 경우, 기둥 압축력에 의한 편심모멘트(=  $P_u e$ )를 2차하중으로 이음부 설계에 고려해야 한다. 이 경우 2차하중은 지레작용을 악화시켜 접합부 변형과 볼트 인장력을 증가시킬 수 있으므로 주의해야 한다.

## 3. 구조실험을 통한 안전성 검증

### 3.1 실험계획

대형구멍 단부강판접합이 적용된 기둥 이음부의 구조안전성을 검증하기 위하여, 기둥실험체 C1~C3에 대하여 횡하중 반복가력 실험을 수행하였다. 기둥 단면은 십자형이며 2개의 강재단면 H-550x200x20x10 및 H-445x150x12x8를 직각방향으로 용접하여 제작하였다. 세 실험체 모두 기둥 하부 위험단면(스티프너 단부)으로부터 이음부 및 횡하중 가력점 사이까지 거리는 각각  $l_s = 1250$  mm 및  $h = 2260$  mm이다. Fig. 4.(a)에 나타낸 바와 같이 구조 실험은 공장건물에 사용된 높이 7.7 m인 대형 기둥 이음부의 안전성 검증을 위하여 수행된 것으로서, 기둥 실험체는 실험여건을 고려하여 1/2로 축소하였다. 또한 이음부가 포함된 변곡점(inflexion point) 아래에 대하여 켈틸레버로 기둥 실험체를 계획하였다.

Fig. 5.는 C1에 사용된 대형구멍 단부강판접합 이음부의 상세를 보여준다. 단부강판 두께는  $t_p = 25$  mm이고 치수 750 mm x 646 mm인 직사각형 강판을 기둥 단면에 따라 네 모서리를 잘라내어 십자형으로 제작하였다. 상부 기둥에 용접되는 단부강판은 M16 볼트를 위한 표준구멍(즉, 직경  $d_b + 2 = 18$  mm)을 뚫었다. 반면 하부 기둥에 용접되는 단부강판에는 볼트직경에 20 mm 를 더한 36 mm 대형구멍을 뚫었다. C1은 이음부에서 상·하 기둥 중심선을 10 mm 어긋나게 배치하였다. 총 52개의 F10T M16 볼트를 사용하고, 이 중 인장 및 압축 플랜지에 가깝게 배치된 18개의 볼트가 볼트저항 휨강도( $M_{nb}$ )에 기여하였다( $n_o = 5$  및  $n_i = 4$ , Fig. 3. 참조). 대형구멍이 사용된 하부 단부강판의 하부에는 볼트체결을 위하여

표준구멍을 갖는 와셔플레이트(두께 30 mm)를 배치하였다. Fig. 5.에 나타난 바와 같이, 와셔플레이트는 여러 개의 볼트를 그룹으로 체결할 수 있도록 3가지 형태로 제작하였다.

Fig. 5.(c)에 나타난 바와 같이, C2는 C1과 동일하지만 이음부

에서 기둥 중심을 일치시킨 실험체이다. C3의 경우, 단부강판 두께와 볼트 직경을 각각 30 mm와 M22로 증가시켰다. 대형구멍 크기는 42 mm이며, 이음부에서 기둥 중심선이 8 mm 어긋나도록 접합하였다.

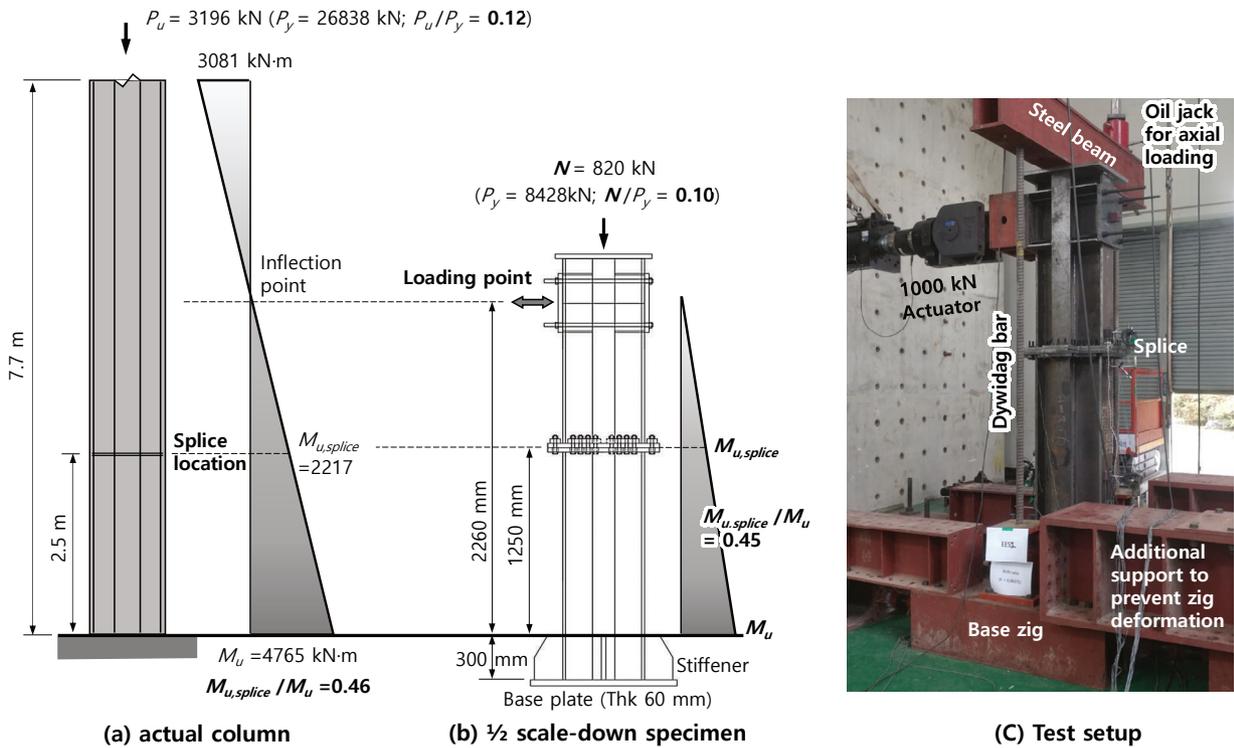
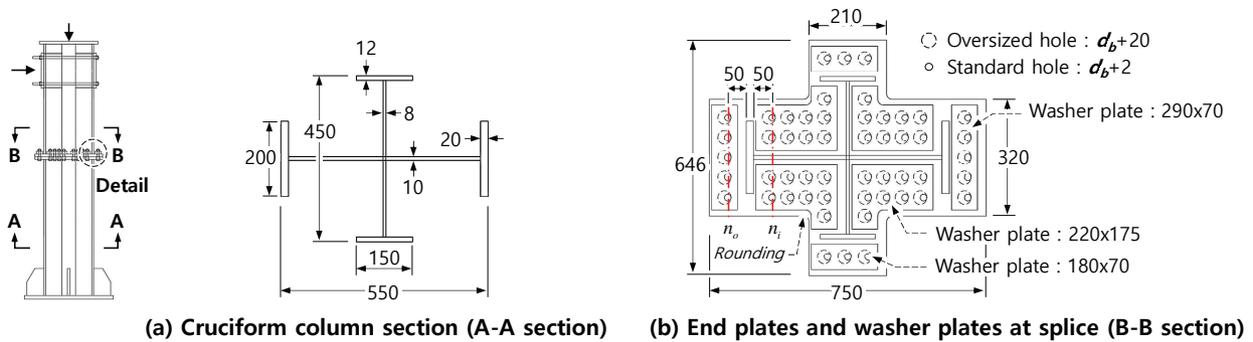


Fig. 4. Loading condition and test setup of 1/2 scale down column specimen



(c) Details of Specimens C1, C2, and C3

Fig. 5. Details of oversized hole end plate splice connections (mm)

실험체에 사용된 강판 및 볼트에 대하여 재료인장시험을 수행하였다. 두께 20 mm인 기둥 플랜지 시편의 항복강도는  $F_y = 405$  MPa이고, 두께 25mm 및 30 mm인 단부강판의 항복강도는 각각  $F_y = 407$  및 349 MPa이었다. 또한 M16 및 M22 고장력볼트의 인장강도는 각각  $F_u = 1147$  및 1137 MPa이었다. 두께 30 mm 와셔플레이트는 단부강판과 동일한 강재를 사용하였다.

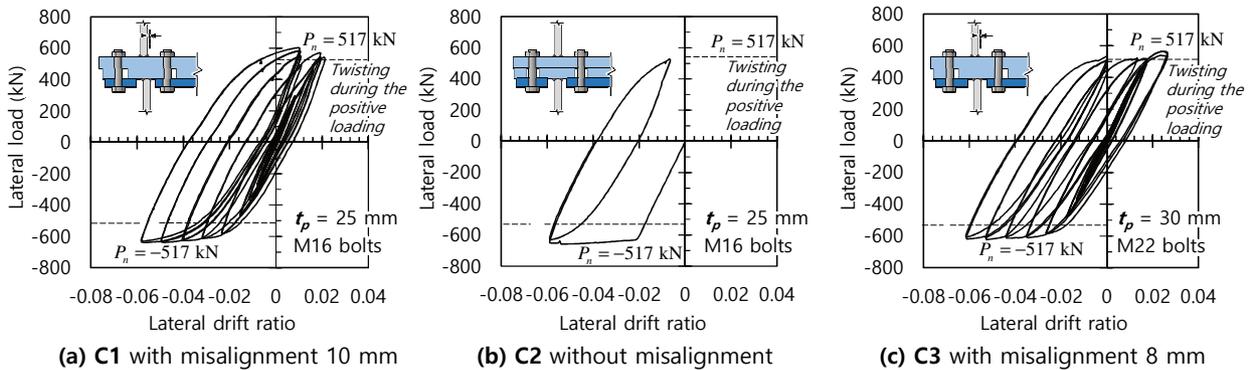
Table 1은 실제 재료강도를 사용하여 계산한 기둥 이음부의 모멘트강도를 보여준다. 모든 실험체에서 이음부는 식 (1)에 의한 단부강판의 휨강도  $M_{pl}$ 보다 식 (4)에 의한 볼트저항 휨강도  $M_{nb}$ 가 더 작도록 설계하였다. 기둥 단면의 소성휨강도는  $M_p = 1170$  kN · m이며, 기둥 하부 위험단면에서  $M_p$ 가 발휘될 때 이음부에 작용하는 소요모멘트는  $M_{p,splice} = 523$  kN · m이다. C1 및 C2는 이음부에서 볼트저항 휨강도  $M_{nb} (= 602$  kN · m)가  $M_{p,splice}$  보다 약간 컸고, C3는 이음부에서  $M_{nb} (= 1139$  kN · m)는 기둥 소성휨강도  $M_p$ 와 거의 같았다.

Fig. 4.(c)는 기둥 실험체의 실험셋팅을 보여준다. 실험은 먼저 기둥 축압축하중을 목표값인  $N_u = 820$  kN(=  $0.10F_yA_g$ )까지 가력

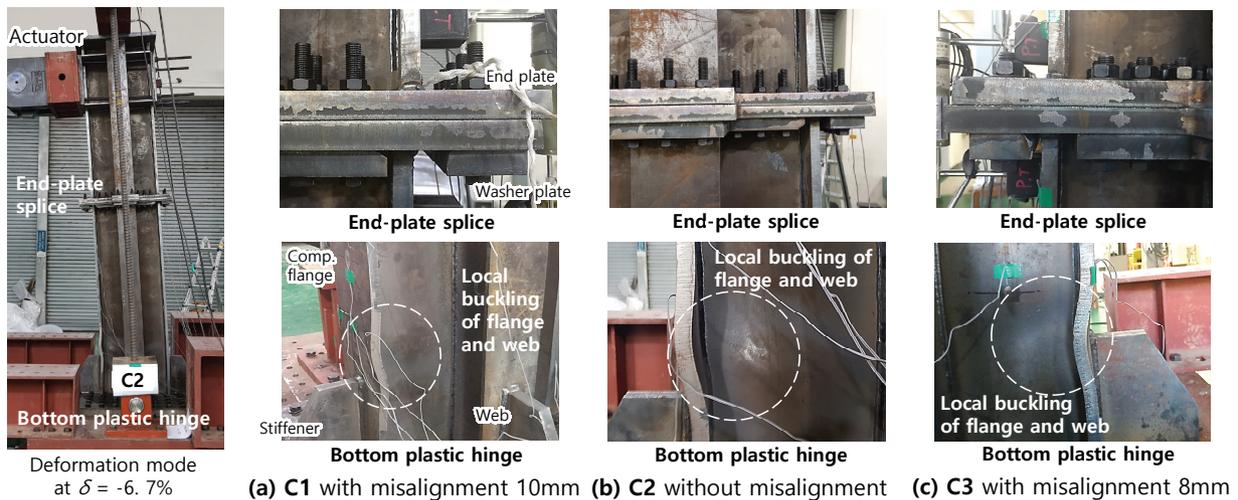
**Table 1.** Moment strengths at the splice connection (kN · m)

Specimen	End plate yielding $M_{pl}$	Bolt rupture $M_{nb}$	Column section yielding $M_{p,splice}(M_p)$
C1 and C2	1217	602	523 (1170)
C3	1510	1139	523 (1170)

한 다음, 횡변위  $\Delta$ 를 제어하며 가력하였다. 다만, 정방향으로 횡하중을 밀어내는 과정에서 십자형 기둥단면에 비틀림이 발생하였고, 따라서 실험은 주로 부방향으로 기둥을 잡아당기며 수행하였다. 기둥의 축압축하중은 목표값( $N_u = 820$  kN)을 중심으로 780 ~ 840 kN 범위에서 약간의 변동이 있었지만 횡가력 동안 거의 일정하게 유지되었다. 시공오차가 고려된 C1 및 C3의 경우, 기둥 횡변위비( $\delta = \Delta/h$ )를 기준으로  $\delta = 2\%$  미만에서는 정 · 부방향으로 횡변위를 늘리며 주기재하를 6~2회 반복하였고, 비틀림변형이 커지는  $\delta = 2\%$  이후로는 부방향으로만 횡변위를 늘리며 주기재하를 2회씩 반복하였다. 시공오차가 고려되지 않은 C2의 경우,  $\delta$ 를 -5.8%까지 부방향으로 가력하였다.



**Fig. 6.** Lateral load-displacement ratio relationships



**Fig. 7.** Failure modes at the splice location and bottom plastic hinge at  $\delta = -6.7$  or  $-7.0\%$

### 3.2 결과 분석

#### 3.2.1 하중-변위 관계 및 파괴모드

기둥실험체의 횡방향 하중-변위비( $P-\delta$ ) 관계를 Fig. 6.에 나타냈다. 이음부 시공오차 10 mm를 적용한 C1의 경우(단부강판 두께  $t_p = 25$  mm 및 M16 볼트 사용,  $M_{nb} / M_{p,splice} = 1.15$ , Fig. 6.(a) 참조),  $\delta = 0.8\%$ 까지 강성저하 없는 탄성거동을 보였고 약  $\delta = 2.2\%$ 에서 휨항복이 발생하였다. 정방향 가력시 비틀림변형이 크게 발생하였고, 따라서 이후로는 부방향으로 횡변위를 증가시키며 약  $\delta = -5.8\%$ 까지 실험하였다. C1은 대형구멍 및 시공오차에도 불구하고 슬립 및 강성저하 거동이 없었고, 정방향 및 부방향의 최대하중 또한 기둥 하부 위험단면의 휨항복에 의한 공칭강도  $P_n (= M_p / l_s = 1170/2.26 = 517$  kN)보다 컸다.

기둥 중심선이 일치하는 C2의 경우(단부강판 두께  $t_p = 25$  mm 및 M16 볼트 사용,  $M_{nb} / M_{p,splice} = 1.15$ , Fig. 6.(b) 참조),  $\delta = -5.8\%$ 까지 잡아당긴 후  $\delta = -0.5\%$  및  $-5.8\%$  사이에서 주기재하를 1회 반복한 이후 실험을 종료하였다. C2의 강도 및 강성은 이음부 상세가 동일한 C1과 거의 동일하였다.

단부강판 두께와 볼트 치수를 각각  $t_p = 30$  mm와 M22로 증가시킨 C3의 경우( $M_{nb} / M_{p,splice} = 2.17$ ,  $M_{nb} / M_p = 0.97$ , Fig. 6.(c) 참조),  $\delta = -6.1\%$ 까지 슬립 또는 강도저하 없이 양호한 주기거동을 보였으며 전체적인 주기거동은 C1과 유사하였다.

Fig. 7.은 최대변형상태에서 기둥 이음부와 하부 소성힌지 영역

의 파괴양상을 보여준다. C1~C3 모두 이음부에서 슬립 및 단부강판의 면외변형이 육안으로 관찰되지 않았다. 또한 단부강판 용접부에도 균열 및 파단이 없었다. 반면 기둥 하부에서는 압축 플랜지 및 웨브에서 국부좌굴이 관찰되었다.

#### 3.2.2 플랜지 변형률

Fig. 8.(a)는 시공오차가 고려된 C1에 대하여 기둥 플랜지에서 측정된 변형률을 보여준다. 플랜지 변형률은 기둥 축방향으로 부착된 변형률 게이지로부터 측정하였다. TSF2와 BSF2는 이음부 주변에서 측정한 변형률이고, BCF1과 BCF2는 하부 소성힌지에서 측정한 변형률이다. 이음부 주변에서 측정한 TSF2 및 BSF2는 대부분 항복변형률  $\epsilon_y = \pm 0.00193$  mm/mm보다 작은 탄성변형률을 보였다. 기둥에 축압축력이 재하되었음에도 불구하고 압축변형률보다는 인장변형률이 더 컸다. 이는 넓은 접합면에 분포된 지압응력에 의하여 힘전달이 이루어지는 압축력과 달리 인장력 전달은 지레작용 및 접합부 변형을 수반하므로 이음부에서 국부적인 응력집중이 발생하기 때문으로 판단된다. 그 결과 기둥 이음부는 탄성모멘트가 작용함에도 불구하고 플랜지 변형률 BSF2가 항복변형률에 도달하였다. 기둥 하부에서는 플랜지 변형률 BCF1 및 BCF2 모두 인장 및 압축에 대하여 큰 소성변형률을 보였다. Fig. 7.(a)에서 볼 수 있듯이 압축 플랜지 및 웨브에는 국부좌굴이 발생하였다. 하지만 변형률 게이지를 웨브에 의하여 황지되지 않는 플랜지 정중앙에 설치한 결과 BCF1에는 국부좌굴에 의한 변형률 교란

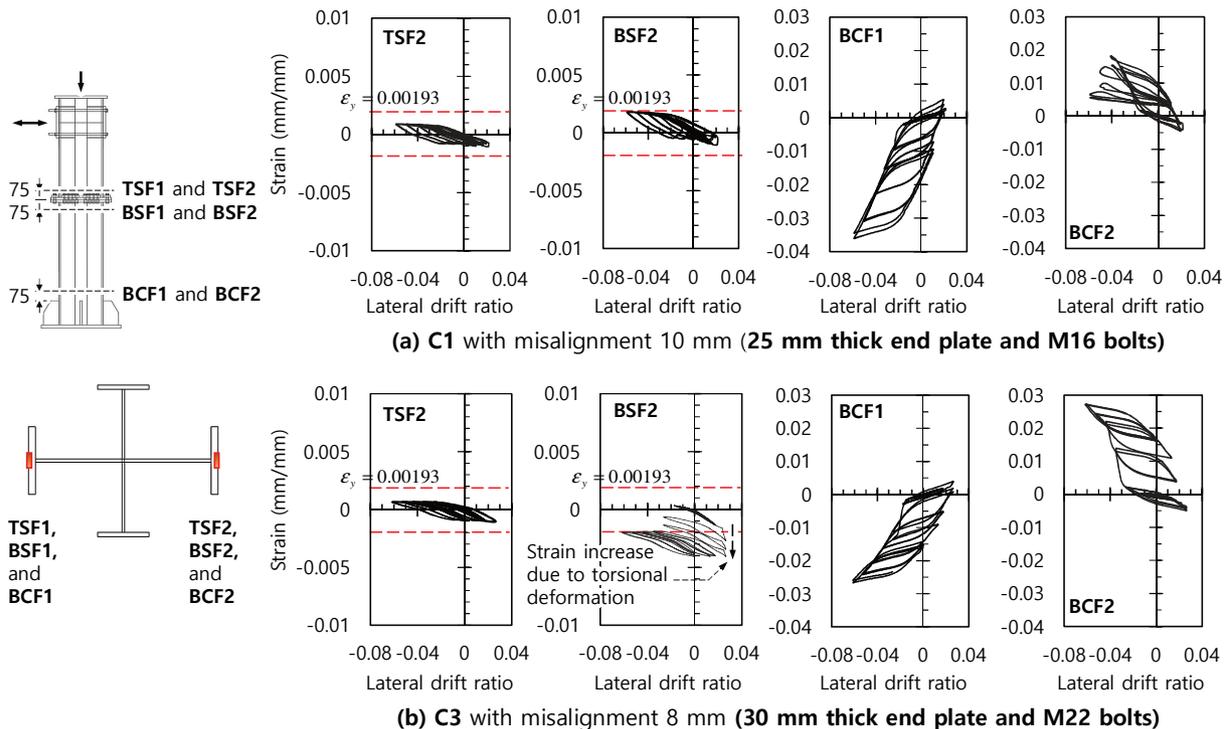


Fig. 8. Column flange strains measured near the splice location and at bottom plastic hinge

이 거의 없었다. Fig. 8.(b)에 나타난 바와 같이, 단부강판 두께와 볼트 직경을 증가시킨 C3 또한 C1과 거의 유사한 변형률 계측 결과를 보였다. 이음부에서 계측한 TSF2 및 BSF2는 거의 탄성상태에 있었다. 다만 BSF2는  $\delta = +3.0\%$ 에서 압축변형률이 증가하였는데, 이는 정방향하역시 +자형 단면의 기둥에 비틀림 변형이 크게 발생하면서 나타난 현상으로 판단된다. 이음부와 달리, 기둥 하부 소성 힌지에서는 플랜지 변형률 BCF1 및 BCF2 모두 항복변형률보다 훨씬 큰 소성변형률을 보였다.

### 3.2.3 볼트 변형률

Fig. 9.는 이음부 시공오차가 고려된 C1과 C3에서 계측한 볼트 변형률을 보여준다. 이음부에서는 접합면의 미끄럼저항을 보수적으로 평가하기 위하여, 조립시 별도의 볼트장력을 고려하지 않았다. 다만, 접합면에서 유격(gap)이 없도록 밀착조임(snug-tight) 방법으로 볼트를 조였는데, 이 과정에서 볼트장력이 일부 도입되었다. Fig. 9.(a)에서 보는 바와 같이, 단부강판의 두께가  $t_p = 25$  mm인 C1의 경우 BN1과 BN2에서 약 0.0003 ~ 0.0005 mm/mm 수준의 압축변형률이 계측되었는데, 이는 밀착조임에 의하여 도입된 초기 볼트장력이 풀리면서 발생된 것으로서 볼트 초기변형률로 간주할 수 있다. 단부강판의 두께가  $t_p = 30$  mm인 C3의 경우 용접에 의한 단부강판 변형이 상대적으로 작았고 그 결과 Fig. 9.(b)에서 보는 바와 같이 밀착조임에 의한 볼트 초기장력(또는 초기변형률)이 크

지 않았다.

Fig. 9.에서 보는 바와 같이 M16 볼트를 사용한 C1과 M22 볼트를 사용한 C3 모두 볼트의 최대 순변형률이 약 0.001 ~ 0.0012 mm/mm 수준으로 항복변형률( $= 0.9F_y/E_s \approx 0.005$  mm/mm)보다 훨씬 작았다. 이는 C1 및 C3 모두 단부강판 이음부가 큰 안전여유를 갖도록 설계되었음을 보여준다. 또한 플랜지 주변에 배치되는 BN1 및 BN2와 비교하여 웹 주변에 배치된 BN3에서는 볼트 변형률이 상대적으로 작았다. 이는 Fig. 3. 및 식 (4)에 나타난 볼트 저항 휨강도  $M_{nb}$ 에서 플랜지 주변에 배치된 볼트 기여만 고려하는 가정이 적절함을 뒷받침하는 계측 결과이다. 다만, 단부강판의 두께가 25 mm인 C1에서는 BN1 및 BN2 사이에서 변형률 차이가 컸는데, 이는 접합부에서 단부강판의 변형 및 그로 인한 지레작용이 있었음을 의미한다. 이와 달리 단부강판의 두께를 30 mm로 증가시킨 C3에서는 단부강판의 변형 및 지레작용이 감소하였고, 그 결과 BN1 및 BN2 사이 변형률 차이가 크게 감소하였다.

## 4. 유한요소해석을 통한 상세평가

### 4.1 모델링 및 해석 방법

시공오차가 고려된 기둥 실험체 C1에 대하여 ABAQUS 6.14<sup>[15]</sup>를 사용하여 유한요소해석모델을 구축하였다. Fig. 10.에 보는 바

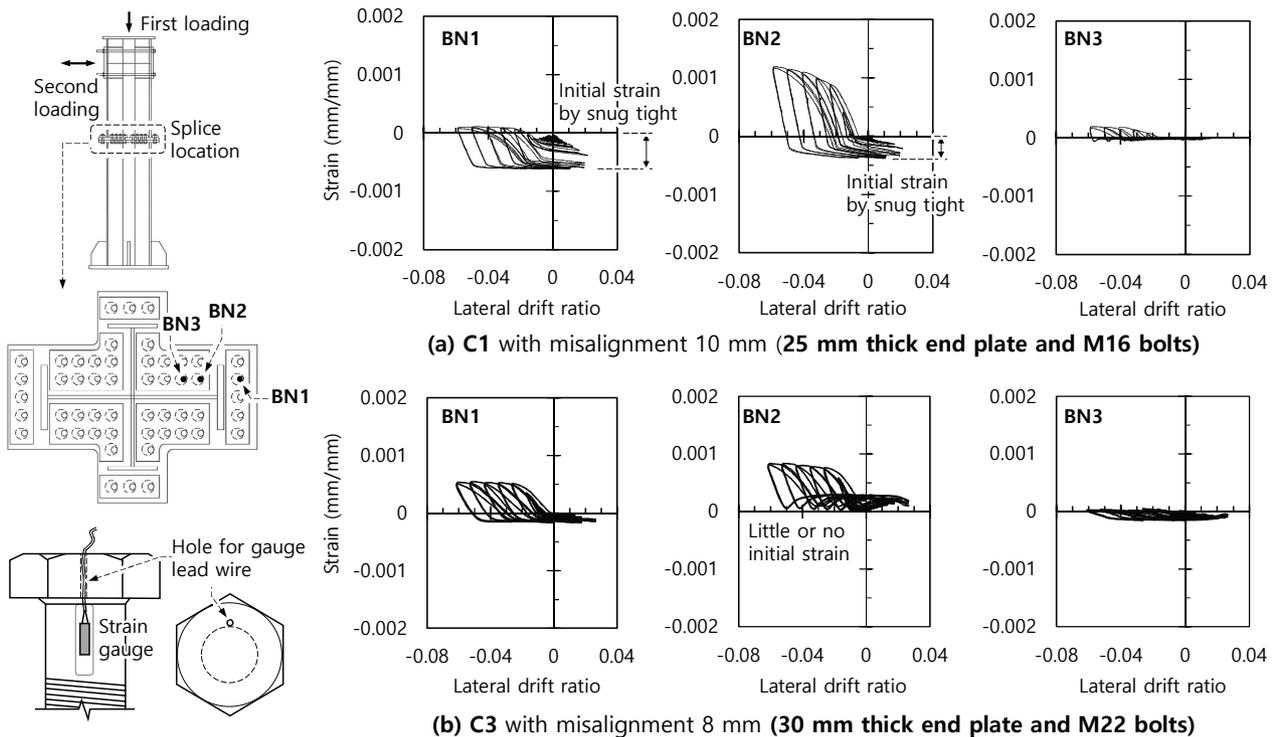


Fig. 9. Bolt strains at the splice connection

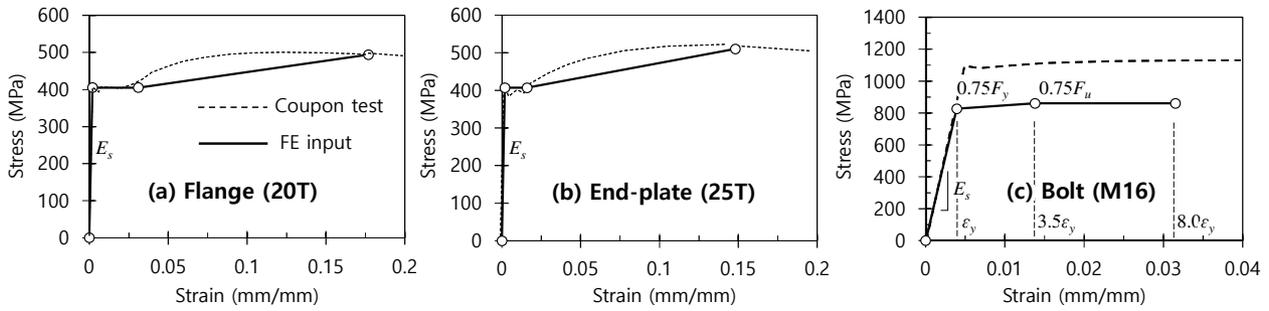


Fig. 10. Uniaxial stress-strain models of structural steel and high-tension bolts

와 같이 기둥, 단부강판, 볼트 등 강재의 재료모델은 1축 재료인장 시험을 통해 얻은 강재의 응력-변형률 관계를 바탕으로 이상화한 3선형관계를 적용하였다<sup>[4],[16]</sup>. 기둥 및 단부강판의 항복강도( $F_y$ ) 및 극한강도( $F_u$ )는 재료인장시험으로 구한 값을 사용하였다. 반면 볼트는 직접 모델링하기 어려운 나사부의 단면 손실(즉, 25%)을 고려하기 위하여, 재료시험으로 구한 항복강도(즉,  $0.9F_u$ ) 및 인장강도( $F_u$ )에 75%로 줄여 사용하였다. 3축 응력상태에 대한 항복기준은 최대전단응력을 기반으로 항복 여부를 판정하는 Von Mises 항복기준을 사용하였다. 주기거동을 나타내기 위하여, 항복면의 이동 및 확장(kinematic and isotropic hardening)을 동시에 고려하는 복합경화규칙(combined hardening rule)을 적용하였다.

Fig. 11.은 ABAQUS 해석모델을 보여주는데, 이음부, 스티프너 보강 기둥 하부, 바닥 지그 등을 실제 실험조건과 동일하게 모델링하였다. 기둥의 플랜지와 웹은 메쉬 사이즈를 20 mm로 설정하여 충분한 개수의 요소로 분할하였고, 이음부를 구성하는 볼트, 단부강판, 와셔플레이트의 경우에는 메쉬 사이즈를 각각 2.3 mm, 10 mm, 10 mm로 설정하여 세밀한 요소로 분할하였다. 단부강판 용접부를 포함하여 모든 용접부는 ‘tie’로 접합면을 모델링하였다. 반면 압축에 대한 지압저항, 인장에 의한 분리, 전단에 대한 마찰저항 등이 모사되어야 하는 상·하 단부강판 사이 경계면, 볼트-단부강판 접촉면, 볼트-와셔플레이트 접촉면, 단부강판-와셔플레이트 접촉면에서는 ‘interaction’을 적용하였다. 강재와 강재가 맞닿는 접촉면에서는 별도의 표면처리가 없는 경우를 가정하여 마찰계수  $\mu=0.33$ 을 적용하였다<sup>[2]</sup>. ABAQUS를 이용한 상세한 모델링 방법은 참고문헌 [16]에 제시되었다.

#### 4.2 해석 및 실험 결과 비교

해석은 볼트조임력 도입, 압축하중 재하, 횡하중 재하 등 단계적으로 수행하였다(Fig. 11. 참조). 첫 재하단계에서는 밀착조임에 의한 볼트 초기장력을 모사하기 위하여 단부강판에 설치된 모든 볼트에 균일하게 22.1 kN( $=0.1F_yA_b$ )의 초기 응력을 가하였다. 일반적으로 밀착조임에 의한 볼트 장력은 단부강판의 표면상태 및 초기변형에 따라 다르다<sup>[2],[10]</sup>. 이 연구에서는 Fig. 9.(a)의 C1에서

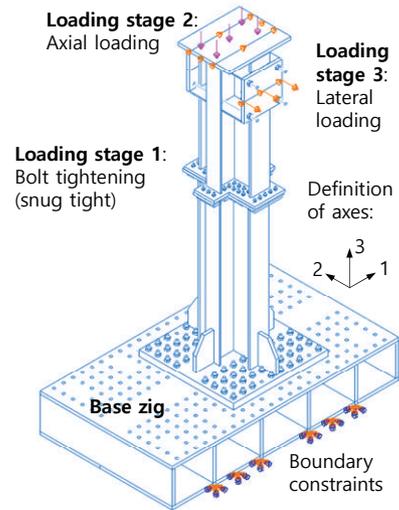


Fig. 11. Finite element analysis model (ABAQUS)

계측된 볼트 변형률을 바탕으로 초기변형률  $\epsilon_0 \approx 0.0005$  mm/mm에 해당하는 볼트 인장력 22.1 kN을 초기장력으로 간주하였다. 두 번째 재하단계에서는 기둥 상부에 균등한 압축응력을 가하는 방법으로 목표 압축하중  $N_u = 820$  kN까지 하중제어해석을 수행하였다. 세 번째 재하단계에서는 기둥 횡변위를 증가시키거나 또는 감소시키는 방식으로 변위제어해석을 수행하였다. 첫 재하단계에서 도입된 볼트 초기장력은 두 번째 및 세 번째 재하단계에서 일정하게 유지되었다(Fig. 12.(c)의 Fixed at current length 참조).

Fig. 12.는 시공오차가 있는 C1에 대하여 해석 및 실험계측 결과를 비교하여 보여준다. Fig. 12.(a)에서 보는 바와 같이 횡하중-변위비 관계에서는 실험과 해석에 의한 초기 탄성거동, 항복시점, 항복 이후 소성거동 등이 잘 일치하였다. 다만, 정방향 가력시 실험에 의한 강성이 해석결과보다 작는데, 이는 실험 중 비틀림변형이 발생하였기 때문이다. Fig. 12.(b)에 나타난 기둥 하부 플랜지 변형률(BCF1) 또한 해석 및 실험 결과가 잘 일치하였다. 하지만 Fig. 12.(c)에 나타난 볼트 변형률(BN2)의 경우, 초기변형률과 변형률 증가양상은 유사하였지만 인장변형률의 최댓값은 해석이 실험보다 약 2배 더 크게 평가되었다. 이처럼 볼트 변형률이 과평가된 이

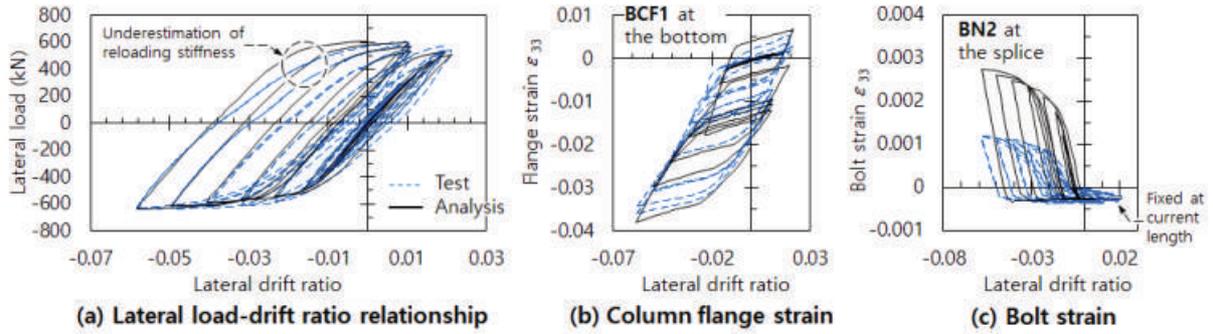


Fig. 12. Comparison of finite element analysis results with test results

유는 다음과 같다. Hu et al.<sup>[17]</sup>의 연구에 의하면, 인장에 저항하는 볼트에서 변형은 상대적으로 단면적이 작은 나사부에 집중된다. 따라서 Fig. 9.와 같이 나사부가 아닌 볼트 몸체에서 계측된 변형률은 실제 볼트 변형률보다 작다. 이와 달리 해석모델에서는 볼트를 나사산이 없는 균일단면의 강봉으로 모델링하므로 볼트 변형률이 몸체 전체길이에 대하여 균일하게 발생한다. 이러한 이유로 인하여, 해석에 의한 볼트 변형률이 몸체에서 계측된 실제 변형률보다 더 크게 평가되었다.

Fig. 13.은 해석에 의한 Mises 응력( $S$ ) 분포를 보여준다.  $S$ 가 항복강도(강재의 경우  $F_y$ , 볼트의 경우  $0.9F_{nt}$ )보다 크다면 항복에 도달한 것으로 볼 수 있다. 해석 결과, 기둥의 휨항복은 주로 하부 소성힌지 영역에 집중되었고, 이음부에서는 기둥 단면 및 단부강판이 거의 탄성 상태에 머무는 것으로 예측되었다. 이러한 응력 분포는 Fig. 7.에 나타난 기둥의 실제 변형모드에 부합하였다.

### 4.3 단부강판접합부의 힙전달기구 분석

Fig. 14.는 볼트조임 및 압축력 재하단계에서 단부강판 접합면에 작용하는 지압응력(contact pressure)의 분포를 보여준다. Fig. 14.(a)에 나타난 볼트조임에 의한 초기장력(= 22.1 kN)이 도입된 시점에서는 워셔플레이트 주변으로 0 ~ 10.7 MPa의 지압응력이 고르게 분포하였다. Fig. 14.(b)에 나타난 바와 같이, 압축하중이 도입되면서 단부강판 접합면 전체에 0~19.4 MPa의 지압응력이 고르게 분포되는데, 이는 기둥 압축력이 이음부에서 단부강판의

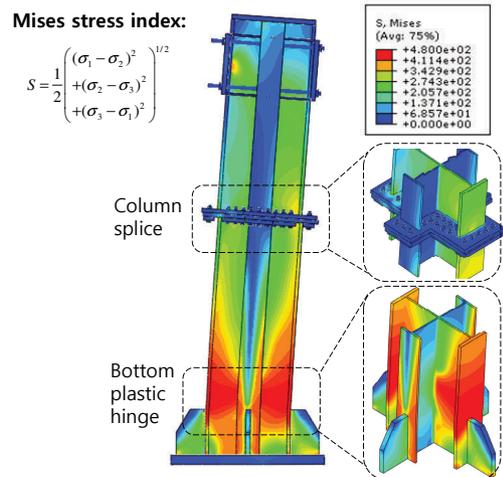


Fig. 13. Mises stress contour at  $\delta = -5.8\%$

지압작용을 통해 효과적으로 전달됨을 보여준다.

Fig. 15.는 최대 횡변위비  $\delta = -5.8\%$ 에 도달한 시점에서 단부강판 접합면의 지압응력 분포와 접합부 변형형상을 보여준다. Fig. 15.(a)에서 보는 바와 같이 압축 플랜지 위치에서 지압응력이 최대 186 MPa까지 증가한 반면 인장 플랜지 및 웨브 주변에는 지압응력이 거의 작용하지 않았다. Fig. 15.(a)의 지압응력 분포는 Fig. 3 및 식 (4)에서 이음부 휨강도를 회전중심이 압축 플랜지에 위치한다고 가정하여 산정한 것이 타당함을 보여주는 해석결과이다. 특히, 압축력은 주로 플랜지 주변으로 확산되어 접합면 지압작용으로 전달되고 있다는 점을 고려할 때, 이러한 모멘트 회전중심 위치

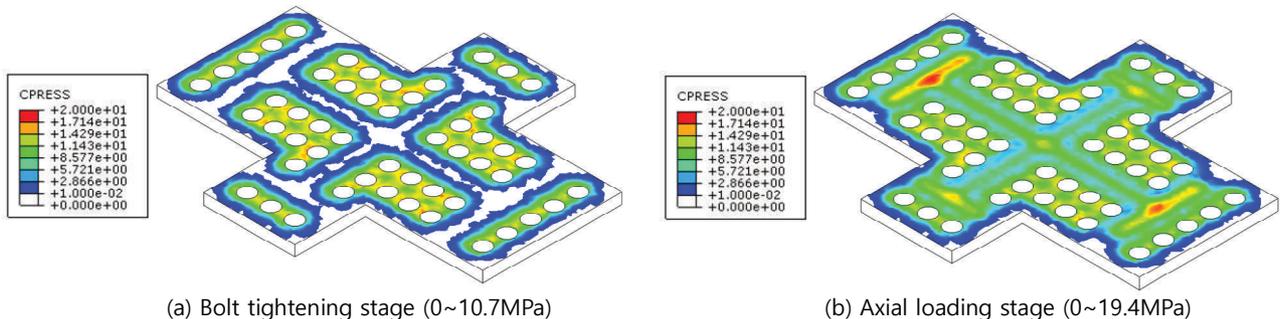
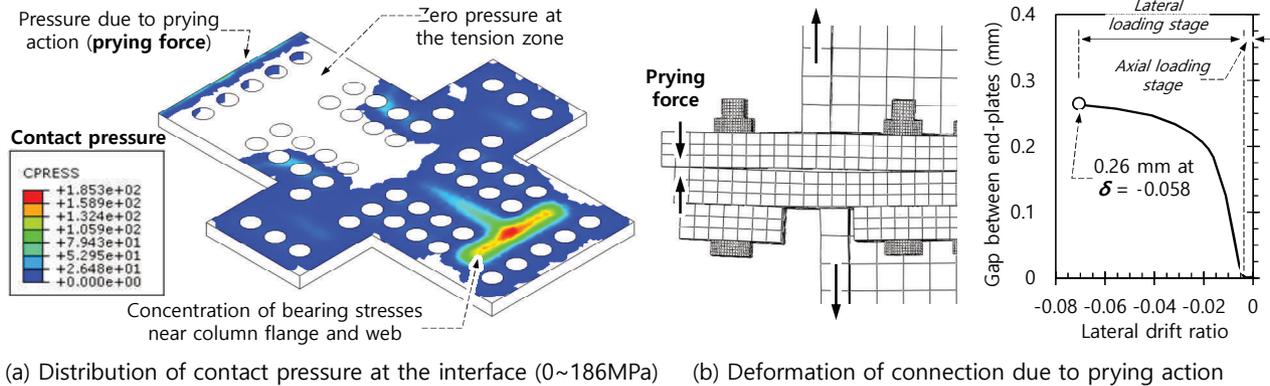


Fig. 14. Distribution of contact pressure at end plate



(a) Distribution of contact pressure at the interface (0~186MPa) (b) Deformation of connection due to prying action

Fig. 15. Contact pressure and connection deformation due to prying action at the column splice

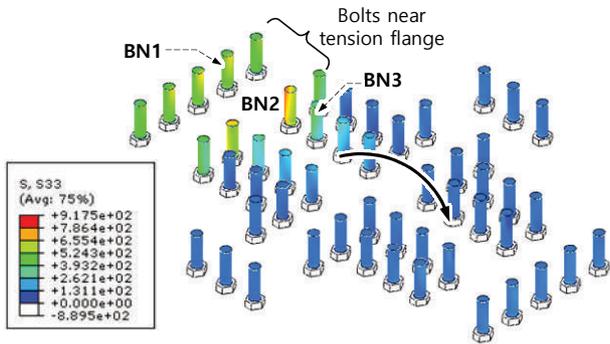


Fig. 16. Bolt stresses (S33) at  $\delta = -5.8\%$

가정은 큰 압축력을 받는 기둥에서도 유효할 것으로 판단된다.

Fig. 15.(a)에 나타난 바와 같이 인장측 최외단에도 지압응력이 존재하였는데, 이는 인장 플랜지에서 단부강판의 변형에 의한 지레작용이 발생하였음을 나타낸다. Fig. 15.(b)는 인장측에서 지레작용에 의한 접합부의 변형 및 단부강판 사이의 유격(gap)을 보여준다. 이음부의 대형구멍 단부강판접합부가 감소된 휨모멘트 ( $M_{u,splice}$ , Fig. 4. 참조)에 대하여 설계되었음에도 불구하고, 단부강판(두께 25 mm)의 최대 유격이 0.26 mm로 매우 작았다. Fig. 15.(b)에서는 이음부 기둥 시공오차(= 10 mm)에 의하여 압축력 재하단계에서 약  $\delta = -0.24\%$ 의 횡변위가 발생됨을 확인할 수 있다.

Fig. 16.은 기둥 단부강판이음에 사용된 볼트의 축방향 응력 (S33) 분포를 보여준다. 모든 볼트에는 밀착조임에 의한 초기장력으로 110 MPa이 도입되었다. 이후 횡하중에 의한 모멘트가 이음부에 작용하면서 인장측 플랜지 주변에서는 볼트 인장응력이 국부적으로 항복강도(=  $0.9F_{nt} = 827$  MPa)에 도달하며 크게 증가하였다. (BN1 및 BN2) 모멘트에 의한 볼트 인장응력 증가는 플랜지 내측 첫 번째 열의 볼트인 BN2에서 가장 두드러지는 것으로 예측되었는데, 이는 Fig. 9.(a)에 나타난 볼트 변형률 계측 결과와 잘 일치한다. 이러한 볼트 응력 분포는 Fig. 3.과 식 (4)에서 플랜지 주변의 볼트의 저항만으로  $M_{nb}$  를 산정하는 것에 부합하는 해석결과이다.

## 5. 결론

이 연구에서는 기둥 이음부 시공오차를 흡수하기 위하여 개발된 대형구멍 단부강판이음공법을 연구하였다. AISC 358 및 AISC Steel Design Guide 4에 제시된 해석/설계 이론을 바탕으로 대형구멍 단부강판접합부의 거동 및 힘전달기구를 조사하였다. 그 결과를 토대로 기둥 이음 설계방법을 제안하였고, 구조실험 및 유한요소해석을 통해 설계된 기둥 이음부의 구조성능을 검증하였다.

제안된 대형구멍 단부강판접합에서는 휨과 압축의 조합력에 대하여 기본적으로 볼트인장 및 접합면 지압으로 저항한다. 이러한 접합부 저항강도는 단부강판의 변형 및 그로 인한 지레작용에 의하여 영향을 받는다. 따라서 항복선이론을 사용하여 지레작용을 최소화할 수 있는 적정 단부강판 두께를 결정하였고, 볼트파단 한계상태로부터 이음부 볼트저항 휨강도를 평가하였다. 반면 기둥 전단력은 접합면 마찰로 저항하는데, 구멍 및 볼트 사이 유격에 의한 미끄러짐에 대비하여 표면처리, 볼트장력 도입 등을 통해 접합면의 미끄럼강도를 확보하도록 하였다.

대형구멍 단부강판이음공법을 적용한 기둥에 대하여 구조실험을 수행한 결과, 이음부 시공오차 유무와 관계없이 모든 실험에서 우수한 이음부 구조성능이 확인되었다. 이러한 이음부 구조성능은 유한요소해석에 의해서도 동일하게 확인되었다. 특히, 유한요소해석을 통하여 확인된 지레작용, 볼트응력 분포, 접합면 지압응력 분포 등 단부강판접합부의 힘전달기구는 설계에 사용된 가정과 일치하였다.

이 연구는 이음부의 소요 휨강도가 기둥단면 소성휨강도의 50% 수준인 경우에 대한 것이다. 따라서 제안된 대형구멍 단부강판이음은 모멘트가 크지 않은 곳에서 사용해야 한다. 또한 연성거동 및 초과강도가 고려되는 고연성건물의 내진설계에는 제안된 단부강판이음의 적용에 주의해야 한다. 반복하중에 대하여 기둥 전항복강도를 전달해야 하는 대형구멍 단부강판이음에 대해서는 추가 연구가 필요하다.

## 감사의 글

이 연구는 한국연구재단의 2018년 중점연구소지원사업 연구비 지원(NRF-2018R1A6A1A070258)에 의해 수행되었습니다.

## 참고문헌(References)

- [1] 대한건축학회(2016) 건축구조기준, 대한건축학회. Architectural Institute of Korea (2016) *Korean Building Code-Structural* (KBC 2016), AIK, Korea (in Korean).
- [2] American Institute of Steel Construction (2016) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-16), USA.
- [3] 김용환, 노원경, 이성희, 김진호, 최성모(2008) 과대구멍과 슬롯구멍을 갖는 고력볼트 마찰이음부의 거동에 관한 실험적 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제20권, 제6호, pp.683-690.  
Kim, Y.H., Roh, W.K., Lee, S.H., Kim, J.H., and Choi, S.M. (2008) Experimental Study on Behavior of High Strength Bolted Friction Joint with Oversized and Slotted Holes, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.20, No.6, pp.683-690 (in Korean).
- [4] 양승현(2012) 표준공과 과대공을 갖는 고장력볼트 접합부의 강도변화, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제5호, pp.605-612.  
Yang, S.H. (2012) Change of Strength of High-Strength Bolted Connection Depending on Standard and Over Bolt Hole, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.5, pp.605-612 (in Korean).
- [5] Heistermann, C., Veljkovic, M., Simões, R., Rebelo, C., and Simões da Silva, L. (2013) Design of Slip Resistant Lap Joints with Long Open Slotted Holes, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.32, pp.223-233.
- [6] Fisher, J.M., and Kloiber, L.A. (2016) *AISC Steel Design Guide 1: Base Plate and Anchor Rod Design* (2nd Ed.), American Institute of Steel Construction, USA.
- [7] American Institute of Steel Construction (2010) *Prequalified Connections for Special and Intermediate Steel Moment Frames for Seismic Applications* (ANSI/AISC 358-10), USA.
- [8] Murray, T.M., and Summer, E.A. (2003) *Design Guide 4: Extended End-Plate Moment Connections: Seismic and Wind Applications* (2nd Ed.), AISC, USA.
- [9] Murray, T.M, and Shoemaker, W.L. (2003) *Design Guide 16: Flush and Extended Multiple-Row Moment End-Plate Connections* (2nd Ed.), AISC, USA.
- [10] Kulak, G.L., Fisher, J.W., and Struik, J.H.A. (2001) *Guide to Design for Bolted and Riveted Joints* (2nd Ed.), AISC, USA.
- [11] 임종진, 김동관, 이상현, 박철수, 이창남, 엄태성(2017) 경사 단부강판 보 이음을 갖는 강재 보-기둥 모멘트접합부의 내진 실험, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제29권, 제2호, pp.181-192.  
Lim, J.J., Kim, D.G., Lee, S.H., Park, C.S., Lee, C.N., and Eom, T.S. (2017) Seismic Tests of Steel Beam-to-Column Moment Connections with Inclined End-Plate Beam Splice, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.29, No.2, pp.181-192 (in Korean).
- [12] 엄태성, 양종민, 김대경, 이승환(2018) 매입형 합성기둥에 사용된 앵글 단부강판접합부의 거동 및 성능평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제30권, 제4호, pp.225-236.  
Eom, T.S., Yang, J.M., Kim, D.K., and Lee, S.H. (2018) Behavior and Performance Evaluation of Bolted End-Plate Splice of Angles Used in Encased Composite Columns, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.30, No.4, pp.225-236 (in Korean).
- [13] Meng, R.L. (1996) *Design of Moment End-Plate Connections for Seismic Loading*, Ph.D. Dissertation, Virginia Polytechnic Institute and State University, USA.
- [14] Sumner, E.A. (2003) *Unified Design of Extended End-Plate Moment Connections Subjected to Cyclic Loading*, Ph.D. Dissertation, Virginia Polytechnic Institute and State University, USA.
- [15] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2014) *Abaqus/Standard User's Manual, Ver. 6.14*, DSS, USA.
- [16] 임종진(2018) 박벽강관 CFT기둥, 기둥이음 및 보-기둥 접합부의 구조성능, 박사학위논문, 단국대학교  
Lim, J.J. (2018) *Structural Performance of Concrete-Filled Thin-Walled Tube Columns, Column Splices, and Beam-to-Column Connections*, Ph.D. Dissertation, Dankook University, Korea (in Korean).
- [17] Hu, Y., Shen, L., Nie, S., Yang, B., and Sha, W. (2016) FE Simulation and Experimental Tests of High-Strength Structural Bolts Under Tension, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.126, pp.174-186.

**요약**: 본 연구에서는 기둥 이음부에서 발생할 수 있는 시공 오차를 흡수하기 위하여 대형구멍을 사용한 단부강판이음공법을 개발하였다. 개발 상체에 대하여 AISC 358-16 및 AISC Design Guide 4에 제시된 단부강판 접합 해석/설계 이론을 바탕으로 설계절차를 정립하고, 반복가력실험 및 FE해석을 통해 이음부의 구조안전성을 검증하였다. 실험결과, 확대구멍 단부강판 이음부는 슬립변형 없이 우수한 하중재하능력과 변형능력을 보였다. 또한 FE해석으로부터 확인된 지레작용, 볼트응력 분포, 단부강판 접합면 지압응력 분포 등 단부강판접합부의 힘전달기구는 설계 가정과 잘 일치하였다. 이 연구는 이음부의 소요 휨강도가 기둥단면 소성휨강도의 절반수준에 대한 것으로, 고연성건물의 내진설계를 위한 확대구멍 단부강판 접합상체에 대해서는 추가 연구가 필요하다.

**핵심용어**: 볼트 접합부, 단부강판 접합부, 지레작용, 기둥이음, 허용오차