Journal of Korean Society of Steel Construction
Vol.30, No.4, pp.225-236, August, 2018

ISSN(print) 1226-363X ISSN(online) 2287-4054
DOI http://dx.doi.org/10.7781/kjoss.2018.30.4.225

매입형 합성기둥에 사용된 앵글 단부강판접합부의 거동 및 성능평가

엄태성[1] · 양종민[2*] · 김대경[3] · 이승환[4]

[1]부교수, 단국대학교, 건축공학과, [2]대리, ㈜센구조연구소, [3]과장, ㈜센벡스, [4]대표이사, ㈜센코어테크

Behavior and Performance Evaluation of Bolted End-Plate Splice of Angles Used in Encased Composite Columns

Eom, Tae Sung[1], Yang, Jong Min[2*], Kim, Dae Kyung[3], Lee, Seung Hwan[4]

[1]Associate Professor, Dept. of Architectural Engineering, Dankook University, Yongin-si, Kyeonggi-do, Korea
[2]Assistant Manager, SEN Structural Engineers Co. Ltd, Seoul, Korea
[3]Manager, SENVEX Co. Ltd, Seoul, Korea
[4]President, SEN Coretech Co. Ltd, Seoul, Korea

Abstract - In this study, a bolted end plate splice method of steel angles for concrete-encased composite columns is proposed. For the splice, thick end plates are welded at the end of spliced angles, and are snug-tightened face-to-face with one or three high-strength bolts. Since the geometrical centers of angle and bolt sections do not coincide, the prying force caused by deformation of the end plate needs to be addressed in the splice design. Thus, a minimum thickness of the end plate is proposed based on the yield line theory, and the connection strength addressing the prying force is suggested. The performance of the bolted end plate splice of angles are investigated through direct tension tests of angle splices and flexural tests of encased composite columns with angle splices. The tests show that the bolted end plate splice of angle is susceptible to slip and rupture in the threaded portion of the bolts, due to the deformation of the connection and the prying action. The proposed minimum end plate thickness and connection strengths correlate reasonably with the test results.

Keywords - End plate connection, Bolted Connection, Prying action, Encased composite column, Column splice

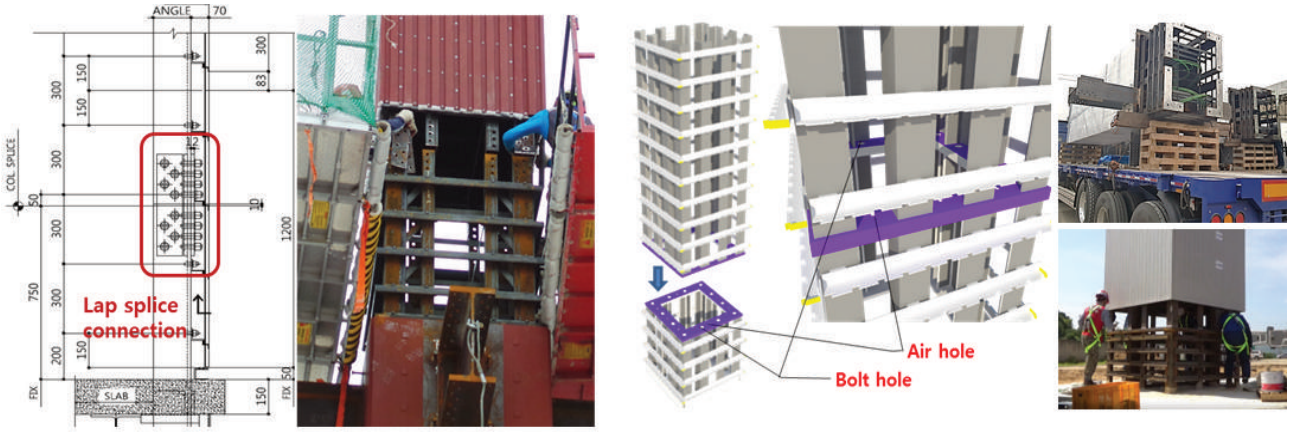
1. 서 론

ㄱ형강(이하 앵글)을 콘크리트 내부에 매입시킨 PSRC기둥(Prefabricated Steel-Reinforced Concrete 기둥)은 H형강을 단면중심에 배치하는 기존 매입형 합성기둥과 달리, 앵글을 단면 둘레를 따라 외곽에 배치한다.[1]-[5] 이 경우 앵글에는 휨모멘트에 의하여 큰 인장력이 작용하므로, PSRC기둥은 이음부 설계에 주의해야 한다. Fig. 1.(a)는 종래에 마찰접합을 이용한 앵글 볼트이음방법을 보여주는데, 이러한 방법은 현장시공이 불편하고 소요 볼트개수가 증가한다. 이러한 단점을 극복하기 위하여, Fig. 1.(b)에 나타낸 바와 같이 단부강판(end plate)을 이용하여 앵글을 이음하는 볼트접합공법(앵글 단부강판이음, bolted end-plate splice of angle)이 개발되었다. 볼트접합 단부강판이음은 상·하 앵글 단부에 두꺼운 단부강판을 미리 용접하여 설치하고, 두 단부강판은 고장력볼트로 밀착조임(snug-tight)하여 현장에서 연결하는 인장접합 방식이다. 앵글 단부에 넓은 면적의 단부강판이 설치되므로 현장세우기가 편리하고, 인장접합을 사용하므로 앵글이음에 소요되는 볼트 개수가 감소한다.

앵글 단부강판이음부에 압축력이 작용할 경우, 단부강판 접합면에서의 지압작용에 의하여 앵글 압축력이 전달된다. 반면 인장력이 작용하는 경우에는 고장력볼트의 인장저항에 의하여 앵글 인장력이 전달되며, 이때 앵글과 고장력볼트의 인장력 중심이 일치하지 않으므로 이음부에는 편심에 의한 지레작용(prying

Note.-Discussion open until February 28, 2019. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on April 9, 2018; revised July 10, 2018; approved on August 2, 2018.
Copyright ⓒ 2018 by Korean Society of Steel Construction

***Corresponding author.**
Tel. +82-2-2629-3187 Fax. +82-2-2629-3110
E-mail. jmyang@senkuzo.com



(a) Bolted lap splice of angles (b) Bolted end-plate splice of angles

Fig. 1. Bolted splice methods of angles used in PSRC columns

action)이 발생한다. (Fig. 2. 참조) 이러한 지레작용은 단부강판의 변형과 볼트 소요인장력의 증가를 수반한다. 따라서 AISC 360-16,[6] KBC 2016[7] 등 현행 설계기준에서는 볼트 인장설계 시 이음부 변형에 의한 지레작용을 고려하여 산정한 소요인장력을 사용하도록 규정한다. (KBC 2016 0710.3.3. 참조)

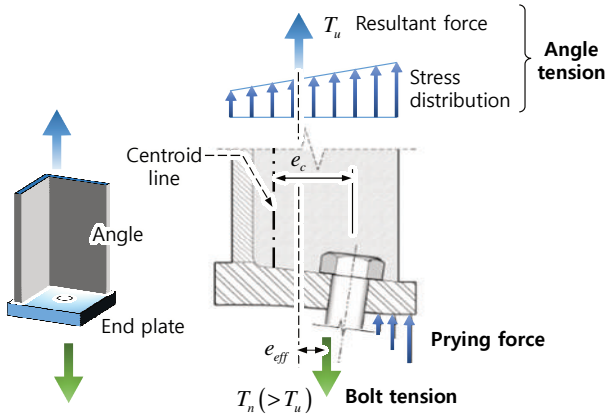


Fig. 2. Prying action in bolted end-plate splice

T형강 및 L형강을 이용한 전통적인 볼트인장접합 방법이 'Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints (Kulak et al., 2001)'에 제시되어 있다.[8] 이 설계가이드는 기존에 수행된 접합부의 하중전달메커니즘에 대한 실험 및 해석 연구를 바탕으로, 지레작용력을 고려한 접합부 해석 및 설계방법을 제시한다. (Douty and McGuire, 1965[9]; Munse et al., 1959[10]; Nair et al., 1974[11]; Agerskov 1976[12]) 또 다른 유형의 인장접합방법으로는 강구조모멘트골조의 보-기둥 접합부를 위한 단부강판모멘트접합(end-plate moment connection) 방법이 있다. AISC 358-10[13], AISC Design Guide 4[14], AISC Design Guide 16[15] 등에는 항복선이론(yield line theory)에 근거한 단부강판모멘트접합부의 해석 및 설계방법이 체계적으로 정립되어 있다.

Fig. 2.는 이 논문에서 연구하고자 하는 단일 앵글에 대한 단부강판이음부의 하중전달메커니즘을 보여준다. 전체적으로 지레작용력을 포함한 앵글이음부에서 기본적인 하중전달거동은 Kulak et al.이 제안한 볼트 및 리벳 접합부 설계가이드에 제시한 전통적인 인장볼트접합부의 하중전달거동과 동일하다. 하지만 피접합재 및 접합요소의 기하학적인 특성과 접합상세가 다르므로, 기존 설계방법을 앵글이음부 설계에 그대로 적용할 수 없다. 예를 들어, 기존 설계방법은 주로 지레작용력이 양쪽 플랜지에 대칭으로 발생하는 T스터브(T-stub)에 대한 것으로서, Fig. 2.에 나타낸 바와 같이 지레작용력이 한쪽 방향에서만 발생하는 앵글 이음부에 적합하지 않다. 지레작용력이 볼트접합부의 거동과 성능에 큰 영향을 미친다는 것을 고려할 때, 앵글이음부의 설계에는 각별한 주의가 요구된다.

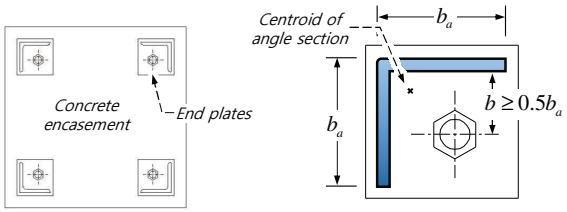
이 논문에서는 PSRC기둥에 사용된 앵글의 볼트접합 단부강판이음을 연구하였다. 항복선이론을 바탕으로 단부강판 두께를 제안하고, 지레작용을 고려하여 앵글 단부강판이음 인장접합강도를 평가하였다. 제안된 단부강판 두께와 접합부 강도는 단일앵글 이음부의 직접인장실험과 PSRC기둥 이음부 휨실험을 통하여 검증하였다. 특히 실험결과의 분석을 통하여 콘크리트에 매입된 앵글 단부강판이음부의 파괴모드와 극한한계상태를 분석하였다.

2. 단부강판 최소두께 및 이음부 강도

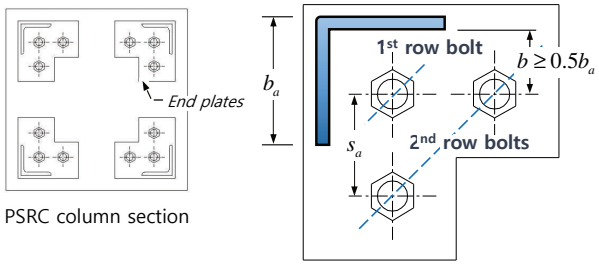
Fig. 3.에 나타낸 바와 같이, PSRC기둥에 사용되는 앵글 단부강판이음에는 앵글당 1개 또는 3개의 고장력볼트를 배열한다. 기본적으로 단부강판의 중앙에 고장력볼트 1개를 설치한 '1볼트 이음'이 사용된다. 이음부 내력이 부족하면 볼트의 개수를 3개로 증가시킨 '3볼트 이음'이 사용되며, 이 경우 지레작용을 최소화하기 위하여 추가되는 2열 볼트는 1열 볼트에 최대한 가깝게 배치한다.

2.1 단부강판 최소두께

단부강판이음부에서는 앵글과 볼트의 단면중심이 일치하지 않으므로, 지레작용에 의하여 단부강판의 변형이 발생하고 인장이음강도가 저하될 수 있다. 이를 최소화하기 위해서는 단부강판의 두께(t_p)를 충분히 확보해야 하는데, 요구되는 t_p의 최소값은 항복선이론을 사용하여 다음과 같이 산정할 수 있다.[14]



(a) 1-bolt connection



(b) 3-bolt connection

Fig. 3. Types of bolted end-plate splice of angles

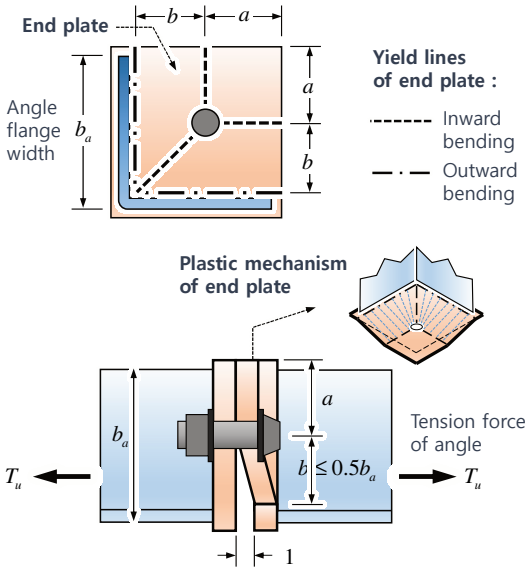


Fig. 4. Yield lines of end plate in tension

Fig. 4.는 극한한계상태에서 지레작용에 의한 단부강판의 변형과 항복선을 보여준다. 앵글과 단부강판의 용접접합부 근처에는 부모멘트에 의한 항복(볼록)이 발생하고, 반면 볼트 주변에는 정모멘트에 의한 항복(오목)이 발생한다. 소성이론에 따르면, 오른쪽 앵글의 단부강판에 단위변위(=1)가 발생할 때 항복선을 따라 저장된 단부강판의 내부에너지 W_I는 앵글 인장력(= T_u)에 의한 외부일 W_E과 같아야 한다.

$$T_u = m_p(2b+4a)\left(\frac{1}{b}\right)+m_p\sqrt{2}\,b\left(\frac{\sqrt{2}}{b}\right) = 4\,m_p\left(1+\frac{a}{b}\right) \quad (1)$$

식(1)에서 좌변과 우변은 각각 외부일 W_E과 내부일 W_I을 나타내고, a와 b는 단부강판의 항복선을 나타내는 치수이며, m_p는 단위길이당 단부강판 소성모멘트강도이다. m_p는 다음과 같다.

$$m_p = \frac{F_y\,t_p^2}{4} \quad (2)$$

여기서, F_y는 단부강판의 항복강도이다. 식(2)를 식(1)에 대입하면, 단부강판의 최소두께 $t_{p,\min}$는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$t_{p,\min} = 1.1\sqrt{\frac{T_u}{F_y\left(1+\frac{a}{b}\right)}} \quad (3)$$

실제 앵글의 단부강판이음부에서는 Fig. 4.에 나타낸 이상적인 항복선이 완전하게 형성되지 않으므로, 이를 고려하기 위한 안전계수 1.1를 식(3)의 오른쪽 항에 추가하였다.[14] 만약 단부강판의 두께가 $t_{p,\min}$ 보다 작지 않다면, 앵글의 소요인장력 T_u에 대하여 단부강판에는 완전한 항복소성메커니즘이 발생되지 않는다. 따라서 접합부에서 발생하는 단부강판 변형과 지레작용은 상대적으로 제한적이다.

앵글의 플랜지 폭(b_a)에 비하여 단부강판의 치수가 커지면, a가 증가하여 식(3)으로 정의되는 $t_{p,\min}$이 지나치게 작아진다. 또한 볼트가 앵글로부터 먼 곳에 배치되면, b가 증가하여 지레작용이 커질 수 있다. 이는 a와 b에 대하여 적절한 제한이 필요함을 의미한다. 이 연구에서는 접합부에서 볼트배열과 관계된 길이변수 a와 b를 다음과 같이 제한한다. (Fig. 4. 참조)

- 볼트 위치: b는 앵글 단면의 치수의 절반(= $0.5b_a$) 이하이어야 한다.
- 단부강판의 치수와 두께: a와 b의 합은 앵글 단면치수보다 작지 않아야 한다. (즉, $a+b \geq b_a$) 하지만, 식(3)을 이용하여 $t_{p,\min}$을 계산할 때에는 단부강판의 소요두께를 저평가하지 않도록 a대신 $(b_a - b)$를 사용한다. 즉, $a = (b_a - b)$를 대입하면, 식(3)에 의한 단부강판 최소두께 $t_{p,\min}$는 다음과 같이 다시 쓸 수 있다.

$$t_{p,\min} = 1.1\sqrt{\frac{T_u}{F_y}\frac{b}{b_a}} \quad (4)$$

Fig. 3.(b)에 나타낸 '3볼트 이음'의 경우에도, 보수적인 설계를 위하여 식(4)로부터 계산되는 단부강판 최소두께를 사용할 수 있다.

2.2 이음부 인장저항강도

단부강판 중앙부에 고장력볼트 1개가 배치된 '1볼트 이음'의 경우(Fig. 3.(a) 참조), 볼트파단에 의한 이음부 인장저항강도 T_n은 다음과 같이 계산할 수 있다.[7]

$$T_n = \lambda F_{nt} A_b \quad \text{for 1-bolt splice} \quad (5)$$

여기서, F_{nt}는 나사산에 의한 단면감소를 고려한 고장력볼트의 순인장강도로 인장강도 F_u의 75%를 사용하고,[7] A_b는 볼트 단면적이다. 식(5)의 접합부 인장강도 T_n은 앵글에 작용하는 인장력으로 표시된다. 접합부에서 지레작용에 의하여 볼트인장력이 증가하는 점을 고려하여, 식(5)에 의한 접합부의 인장강도 T_n에는 감소계수 $\lambda(\leq 1.0)$가 곱해져 있다. 사실 접합부에 발생하는 지레작용력은 단부강판의 두께와 치수, 볼트의 배열과 치수 등 다양한 설계변수의 영향을 받는다. 따라서 이는 지레작용을 고려하는 감소계수 $\lambda(\leq 1.0)$는 접합부의 힘전달 메커니즘을 고려하여 결정해야 한다.

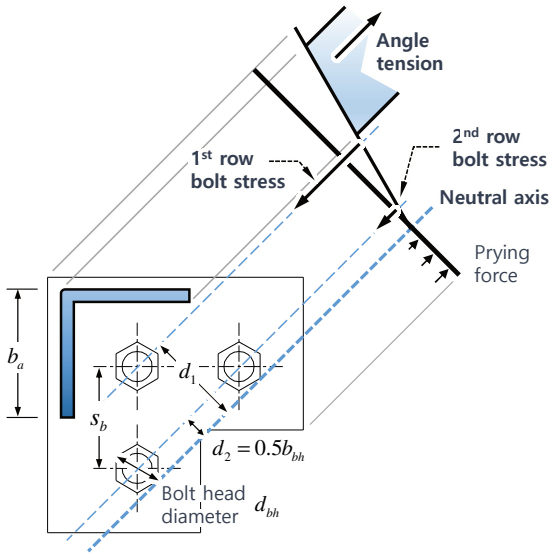


Fig. 5. Bolt stress distribution in 3-bolt splice

Fig. 2.에 나타낸 바와 같이 앵글과 볼트의 단면중심은 상당한 편심거리(e_c)를 갖지만, 앵글 소요인장력 T_u와 볼트 인장저항강도 T_n 사이의 유효편심거리(e_{eff})는 e_c보다 작다. 그 이유는 단부강판 변형에 의하여 앵글 및 볼트 단면에서 응력분포가 불균일하기 때문이며, 이는 앵글의 응력이 탄성범위에 있을 때 특히 더욱 그러하다. 앵글의 단면응력은 중앙 모서리보다는 단부 자유단에서 더 크므로, 앵글 소요인장력 T_u의 중심이 볼트에 가깝게 이동한다. 볼트의 경우, 휨변형으로 인하여 단면 내측으로 응력집중이 발생하여 볼트 인장저항강도 T_n의 중심이 앵글과 가깝워진다.[8] 공칭편심거리 e_c보다 작은 유효편심거리 e_{eff}는 앵글 단부

강판접합부에서 지레작용의 영향이 상당히 완화될 수 있음을 의미한다.

비록 정확한 감소계수 λ는 접합부의 기하학적 특성과 접합상세에 따라 다르지만, 이음하고자 하는 앵글의 치수가 일정한 범위에 있을 경우 접합부에 사용하는 단부강판의 치수와 볼트배열 또한 그 변화가 크지 않으므로 합리적인 수준에서 λ값을 근사화할 수 있다. 이 연구에서는 3장과 4장에 정리한 실험결과를 근거로, L-100x100x10 및 L-130x130x12 앵글단면에 대하여 λ계수를 0.9로 제안한다.

Fig. 3.(b)에 나타낸 '3볼트 이음'의 경우에는 1열 및 2열 볼트의 기여를 고려하여 이음부 볼트인장저항 T_n을 산정해야 한다. Fig. 5.는 단부강판 변형을 고려한 이음부의 볼트응력 분포를 보여준다. 중립축이 2열 볼트의 볼트머리 끝선을 잇는 대각선을 따라 형성된다고 가정하면(즉, $d_2 = 0.5d_{bh}$), 1열 볼트(중립축거리 d_1)가 순인장강도 F_{nt}(= $0.75F_u$)를 발휘하는 극한한계상태에서 2열 볼트(중립축거리 d_2)는 중립축거리에 비례하여 감소시킨 탄성응력(= $F_{nt}[d_2/d_1]$)을 발휘하는 것으로 볼 수 있다. 따라서 '3볼트 이음'에서 이음부의 볼트인장저항강도 T_n는 다음과 같다.

$$T_n = \lambda\left(F_{nt}A_b + 2\left[F_{nt}\frac{d_2}{d_1}\right]A_b\right) \text{ for 3-bolt splice} \quad (6)$$

식(6)에서 중립축거리비(= d_2/d_1)는 볼트 배열간격(s_b)과 볼트머리 직경(d_{bh})을 사용하여 다음과 같이 다시 쓸 수 있다. (Fig. 5. 참조)

$$\frac{d_2}{d_1} = \frac{d_{bh}}{\sqrt{2}\,s_b + d_{bh}} \text{ for 3-bolt splice} \quad (7)$$

2열 볼트가 앵글로부터 지나치게 멀리 배치될 경우 ($s_b \gg d_{bh}$), $d_2/d_1 \approx 0$이므로 식(6)에 의하여 계산되는 볼트인장저항강도 T_n에서 2열 볼트의 기여는 사라진다. 이는 앵글 단부강판접합부의 강도를 증가시키기 위해서는 2열 볼트가 가능한 1열 볼트에 가까이 배치되어야 함을 가리킨다. 식(6)과 식(7)은 L-100x100x10 및 L-130x130x12와 유사한 앵글 단면치수에 대하여 적용할 수 있으며, 이 경우 '3볼트 이음'에 사용하는 감소계수 λ는 '1볼트 이음'과 동일하게 0.9를 사용할 수 있다.

3. 앵글 이음부 직접인장실험

예비실험으로서 등변앵글 L-100x100x10(b_a=100mm)의 단부강판이음부에 대한 인장실험을 수행하였다. Fig. 6.은 실험체 EPS1와 EPS2의 상세도면을 보여준다. 두 실험체에 사용한 단부강판의 평면치수는 120x120mm이고, 두께는 t_p= 25mm이다. 하지만 볼트직경은 다른데, EPS1과 EPS2에는 각각 F10T M24 및 M30 고장력볼트를 사용하였다. 볼트 위치는 밀착조임을 위한 공간 확보가 가능하도록 a=b=50mm로 결정하였는데, 이는 볼트 위치 및 단부강판의 치수에 대한 요구사항($b \le b_a$ 및 $a + b \ge b_a$)을 만족한다. 실험에 사용한 앵글 L-100x100x10, 단부강판 PL-120x120x25, 고장력볼트(F10T) M24 및 M30의 재료강도는 Table 1에 나타냈다.

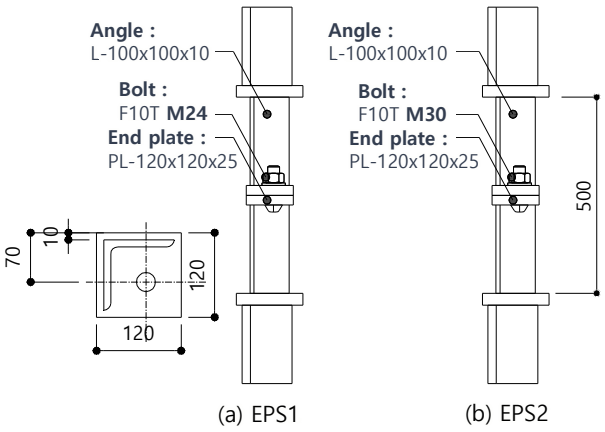
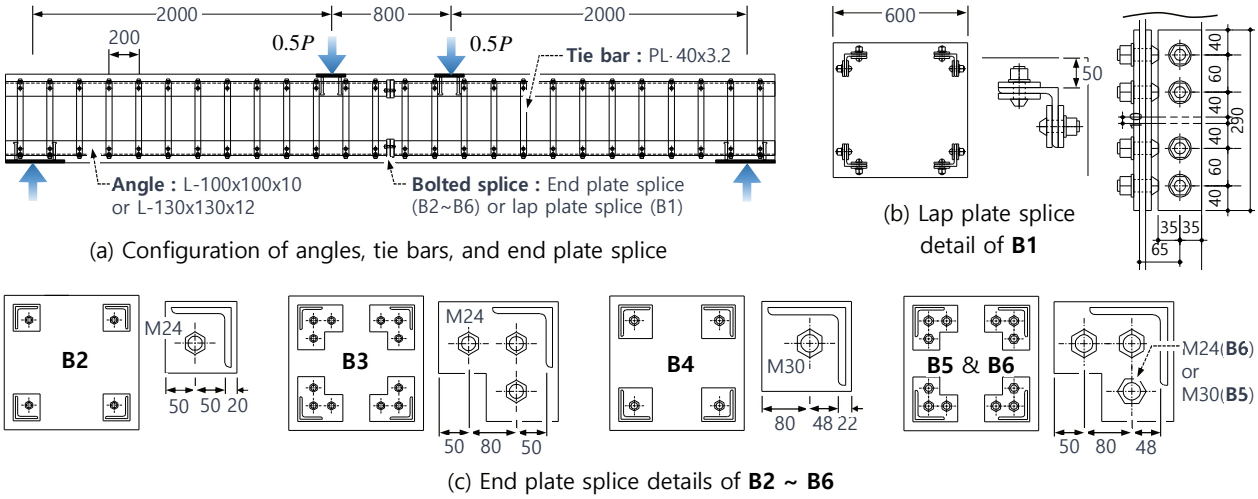


Fig. 6. Details of direct tension test specimens

Table 1. Strengths of steels used in direct tension test

Steel	Dimension	Yield F_y	Ultimate F_u
Angle	L 100x100x10	408 MPa	577 MPa
End plate	PL 120x120x25	403 MPa	560 MPa
Bolt	M24	-	1100 MPa
Bolt	M30	-	1097 MPa

Table 2는 직접인장실험에 의한 EPS1과 EPS2의 파괴모드와 실험 최대강도 T_u(즉, 앵글의 최대인장하중)를 보여준다. EPS1과 EPS2의 실험 최대강도는 각각 T_u= 344 및 402 kN으로서, 앵글의 항복강도의 절반(즉, $0.5F_yA_a$ = 388 kN)수준이었다. 이는 실험 동안 앵글의 단면응력이 탄성수준에 머물러 있었음을 보여준다. 비교를 위하여 접합부의 예측강도 T_n과 단부강판에 요



(a) Configuration of angles, tie bars, and end plate splice

(b) Lap plate splice detail of **B1**

(c) End plate splice details of **B2 ~ B6**

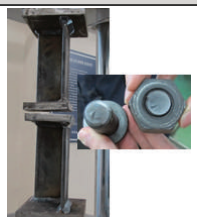
Fig. 7. Dimensions and splice details of PSRC column specimens

구되는 최소두께 $t_{p,\min}$을 동일한 표에 나타냈다. EPS1과 EPS2의 예측강도는 각각 T_n= 336 및 523 kN인데, 이 값들은 λ= 0.9와 순인장파단강도 F_{nt}(= 0.75F_u)를 사용하여 식(5)로부터 계산된 값이다. EPS1과 EPS2의 최소두께는 각각 $t_{p,\min}$= 22.3 및 27.8 mm인데, 이 값들은 식(4)에서 T_u 대신 예측강도 T_n을 대입하여 계산한 값이다.

M24 볼트를 사용한 EPS1의 경우, 사용된 단부강판 두께(t_p= 25mm)가 요구되는 최소두께($t_{p,\min}$= 23.7mm)보다 컸고, 따라서 접합부에서 단부강판의 변형과 지레작용이 최소화 되었다. 결과적으로 EPS1의 실험 최대강도 T_u= 344 kN은 볼트 인장파단에 의한 예측강도 T_n= 336 kN과 거의 같았다. EPS1의 파괴모드는 나사부의 인장파단이다. (Table 2의 사진 참조) 반면 M30 볼트를 사용한 EPS2의 경우, 사용된 단부강판의 두께(t_p= 25mm)가 요구되는 최소두께($t_{p,\min}$= 27.8mm)보다 작았다. 그 결과 Table 2의 사진에 나타난 바와 같이 접합부에서 단부강판의 변형이 크게 발생되었다. 결과적으로 EPS2의 실험 최대강도 T_u= 402 kN은 예측강도 T_n= 523 kN보다 크게 작았다. EPS2의 파괴모드는 EPS1과 동일하게 나사산의 미끄러짐 및 인장파단이다.

Table 2에 정리된 인장실험 결과는 앵글 단부강판이음과 관련하여 다음의 두 가지 주요한 사항을 시사한다. 첫째, 접합부의 극한한계상태는 앵글의 인장항복보다는 볼트의 인장파단이다. 따라서 앵글의 단면응력은 대부분 탄성 범위에 있다. 둘째, 접합부의 강도 및 거동은 단부강판의 두께에 크게 영향을 받는다. 단부강판의 변형과 그로 인한 지레작용력을 줄이기 위해서는, 식(4)에 의한 최소두께 $t_{p,\min}$보다 작지 않은 충분한 두께의 단부강판을 사용하여야 한다.

Table 2. Results of direct tension test of angle splice

Specimen	EPS1	EPS2
Failure mode	 Bolt rupture in threaded portion	Slip and rupture in threaded portion
T_u	344 kN	402 kN
T_n(=$\lambda F_{nt} A_b$)	336 kN	523 kN
$t_{p,\min}$	22.3 mm[1)]	27.8 mm[1)]

1) The requried thickness of the end plate, $t_{p,\min}$, was computed by substituting T_n for T_u in Equation (4).

4. PSRC기둥 이음부의 휨실험

4.1 실험계획

휨실험을 통하여 제안된 앵글 단부강판이음방법을 적용한 PSRC기둥 이음부의 구조성능을 평가하였다. Fig. 7.은 PSRC기둥 실험체 B1~B6의 상세도면을 보여준다. PSRC기둥의 단면크기는 600x600mm이고, 길이는 5200mm이다. 길이방향 앵글 보강재로 B1~B3에는 L-100x100x10를, B4~B6에는 L-130x130x12를 4개씩 사용하였다. 각 실험체의 경간 중앙에

위치한 단부강판이음에는 두께 25mm 및 30mm 단부강판과 M24 및 M30 고장력볼트(F10T)가 사용되었다. 직각방향으로는 두께 3.2mm, 폭 40mm의 띠판(tie bar)을 200 mm 간격으로 M16 볼트를 사용하여 설치하였다. 띠판의 치수와 간격은 기둥 전단력과 콘크리트 부착력에 충분히 저항하도록 설계하였다.[2]

Table 3은 실험체별 설계변수를 보여준다. B1은 겹침강판을 이용한 기존 마찰접합이음 실험체이고, B2와 B4는 '1볼트 이음'을 적용한 단부강판이음 실험체이며, 나머지 B3, B5, B6은 '3볼트 이음'을 적용한 단부강판이음 실험체이다. 실험체별 이음상세는 Fig. 7.에 자세히 나타냈다.

B1의 경우, Fig. 7.(b)에 나타낸 바와 같이 앵글(L-100x100x10) 한 개당 12개의 M12 볼트를 마찰접합이음을 위하여 사용하였다. 겹침강판의 두께는 9mm이다. B2의 경우 앵글(L-100x100x10) 한 개당 1개의 M24볼트를 사용한 단부강판접합을 적용하였다. (1볼트 이음) 단부강판의 치수는 120x120 mm이고, 두께는 t_p= 25mm이다. 단부강판의 길이 변수로는 a=b= 50mm를 사용하였다. B3의 경우 앵글(L-100x100x10) 한 개당 3개의 M24볼트를 사용하였다. (3볼트 이음) 단부강판의 치수는 200x200 mm로 증가시켰지만, 두께는 t_p= 25mm를 유지하였다. 단부강판의 형상은 콘크리트 타설시 간섭을 최소화하기 위하여 오목한 모양을 적용하였다. 앵글 단면중심에 가깝게 배치되는 1열 볼트는 B2의 볼트와 동일한 위치에 배치되었고, 2열 볼트는 1열 볼트로부터 80mm 떨어진 위치에 배치하였다. B4와 B5의 경우, 앵글 단면치수 및 볼트 직경이 각각 L-130x130x12 및 M30으로, 단부강판의 두께는 30mm로 증가되었다. 증가된 앵글 단면치수에 맞추어 단부강판의 치수와 볼트배열이 일부 조정된 것을 제외하고는, B4와 B5의 접합부 상세는 각각 B2와 B3의 접합부 상세와 거의 동일하다. B6의 경우, B5와 동일한 접합부 상세를 갖지만, 볼트의 직경을 M24로 줄였다.

Table 4는 PSRC기둥 실험체에 사용한 강재의 항복강도와 극한인장강도를 보여준다. 콘크리트의 압축강도는 f_{ck}= 26.0MPa 이었다.

Table 3. Design parameter of PSRC column specimens

Spec.	Splice type	Angle	t_p	Bolt
B1	Lap splice	L-100x10	9mm[1)]	48-M24
B2	1-bolt	L-100x10	25mm	4-M24
B3	3-bolt	L-100x10	25mm	12-M24
B4	1-bolt	L-130x12	30mm	4-M30
B5	3-bolt	L-130x12	30mm	12-M30
B6	3-bolt	L-130x12	30mm	12-M24

Table 4. Strengths of steels used for PSRC columns

Steel	Dimension	Yield F_y	Ultimate F_u
Angle	L 100x100x10	349 MPa	461 MPa
	L 130x130x12	348 MPa	493 MPa
End plate	Thickness 25	403 MPa	560 MPa
	Thickness 30	368 MPa	527 MPa
Bolt	M24	-	1025 MPa
Bolt	M30	-	1060 MPa

Fig. 7.(a)에 나타낸 바와 같이, 휨실험은 PSRC기둥 실험체을 수평으로 설치한 후 상부에서 UTM으로 2점을 아래로 누르면서 단조가력실험을 진행하였다. 공칭강도의 75% 수준에 도달하면 UTM의 하중을 제하(unloading)하였다가 다시 가력하였다. 실험은 PSRC기둥의 이음부에서 최종 파괴가 발생할 때까지 수행하였다.

4.2 실험결과: 최대강도 및 파괴모드

Fig. 8.은 B1~B6의 중앙부 모멘트(M)-처짐(Δ) 관계, 이음부 파괴양상, 변형률 게이지 측정결과(S2 및 S4)를 보여준다. 각 그래프에서 세로축은 기둥의 모멘트하중(M)을 나타내는데, 이 값은 UTM 하중(P)의 1/2에 전단경간 2m를 곱하여 계산하였다.

앵글 겹침강판이음을 사용한 B1의 경우, 경간 중앙의 하부에서 수직 휨균열이 비교적 균일한 간격으로 발생하였다. 균열폭은 경간 정중앙으로부터 양쪽 방향으로 300mm 떨어진 위치에서 최대로 발생하였는데, 이는 앵글 마찰접합이음부에서 슬립이 거의 발생하지 않았음을 가리킨다. $M-\Delta$ 관계에서는 휨항복 이후 연성거동을 보였으며, 파괴 직전 최대하중(M_u= 581kN·m)에 도달하였다. 최종 파괴모드는 앵글-띠판 사이 볼트접합부에서 발생된 앵글 순단면 파단이다. 이음부를 강하게 설계한 결과, 겹침강판의 변형률(S2)은 탄성영역에 머물렀고 반면 앵글 변형

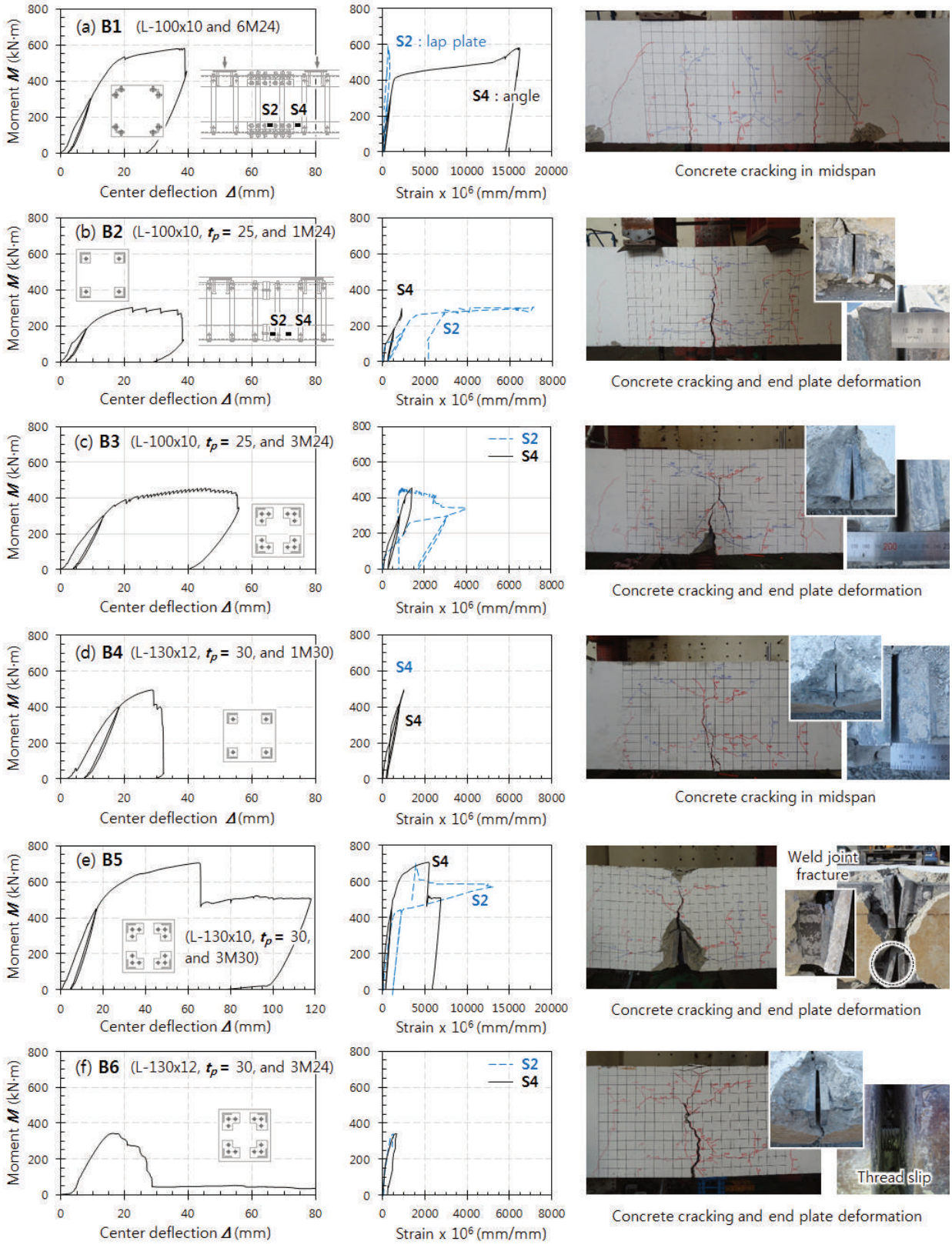


Fig. 8. Test results: Load-deflection relationships, strains, and failure modes

Table 5. Comparison between tests and predictions

Specimen	Strength verification at splice					Bolt size and end plate thickness			
	M_u	T_u [1]	T_n [2]	T_n/A_aF_y	T_u/T_n	Bolt size	t_p	$t_{p,\min}$ [3]	$t_p/t_{p,\min}$
B1	581 kN·m	-	-	-	-	M24	-	-	-
B2	303 kN·m	328 kN	313 kN	0.47	1.05	M24	25 mm	23.3 mm	1.07
B3	456 kN·m	494 kN	481 kN	0.73	1.03	M24	25 mm	28.9 mm	0.87
B4	495 kN·m	558 kN	506 kN	0.49	1.10	M30	30 mm	25.7 mm	1.17
B5	705 kN·m	794 kN	777 kN	0.75	1.02	M30	30 mm	31.8 mm	0.94
B6	344 kN·m	242 kN	481 kN	0.46	0.50	M24	30 mm	25.0 mm	1.20

1) All angle loads T_u calculated by cracked section analyses are less than F_yA_a (= 663kN for B2 and B3 and 1036kN for B4~B6).

2) The head diameters of M24 and M30 bolts are 41.6 mm and 53.1 mm, respectively.

3) The $t_{p,\min}$ is the values calculated from Eqn. (3) by substituting T_n for T.

률(S4)은 0.015mm/mm를 초과하여 항복이후 소성영역까지 증가하였다.

Fig. 8.(b)와 8.(c)에 나타낸 바와 같이 앵글 단부강판이음을 사용한 B2와 B3의 경우(t_p = 25mm 및 M24), 강성과 최대하중이 B1보다 작았다. '1볼트 이음'을 사용한 B2는 최대하중이 M_u = 303kN·m이었고, '3볼트 이음'을 사용한 B3는 최대하중이 M_u = 456kN·m로서 B2 대비 1.5배 증가하였다. B2 및 B3는 항복이후 연성거동을 보였는데, 이때 경간 정중앙에 발생된 휨균열 폭이 크게 증가하였다. 실험종료 후 주변 콘크리트를 파쇄하여 단부강판접합부의 파괴모드를 조사하였는데, 지레작용에 의하여 단부강판 변형이 크게 발생되었고 또한 볼트나사산의 미끄러짐 파괴도 관찰되었다. 앵글 변형률은 띠판 연결을 위하여 구멍을 뚫은 순단면(S2)에서 국부적으로 항복변형률을 초과하였지만, 앵글 총단면(S3)에서는 항복변형률보다 작았다.

B4와 B5의 경우(t_p = 30mm 및 M30), 최대하중이 각각 M_u = 495kN·m 및 705kN·m로 크게 증가하였다. (Fig. 8.(d) 및 8.(e) 참조) '1볼트 이음'을 사용한 B4는 취성파괴를 보인 반면, '3볼트 이음'을 사용한 B5는 항복 이후 연성거동을 보였다. B4와 B5 모두 경간 정중앙의 단부강판접합부 위치에서 발생한 휨균열의 폭이 크게 증가하였다. 특히 '3볼트 이음'을 사용한 B5의 경우, 수직처짐 Δ = 65mm에서 1열 볼트의 파단으로 인하여 갑작스러운 강도저하가 발생되었다. 하지만, 남아있는 2열 볼트들이 추가적인 인장저항을 제공한 결과 B5의 강도는 뒤이은 거동 동안 더 떨어지지는 않았다. Fig. 8.(e)에서 보는 바와 같이, 단부강판의 변형은 수직처짐 Δ가 증가함에 따라 크게 증가하였고, 결국 주변 콘크리트의 탈락과 앵글-단부강판 용접부의 인장파단이 뒤이어 발생하였다. 변형률 계측결과를 살펴보면, B4의 경우 앵글 변형률이 항복변형률에 이르지 못하여 탄성범위에 있었다. 이와 달리 B5는 앵글 순단면(S2)과 총단면(S4)에서 모두 항복변형률을 초과하는 소성변형이 발생되었는데, 이는 띠판 설치를 위하여 뚫은 볼트구멍 주위에서 국부적인 항복이 발생하였기 때문으로 판단된다.

B6의 경우(t_p = 30mm 및 M24), Fig. 8.(f)에 나타낸 바와 같이 재하초기에 슬립이 나타났다. 최대하중은 M_u = 344 kN·m로서 '1볼트 이음'을 사용한 B2 대비 강도가 14% 증가하였지만 '3볼트 이음'을 사용한 B3과 비교하여 강도가 75%수준에 불과하였다. 앵글 단면치수(L-130x130x12)와 단부강판 두께(t_p = 30mm)에 비하여 볼트 직경(M24)이 작은 B6에서는, 접합부의 변형이 대부분 앵글 단면중심에 가깝게 배치된 1열 볼트에 집중되었다. 이러한 접합부 변형 집중으로 인하여 1열 볼트의 나사산 슬립 및 파단이 조기에 발생하였고, 그 결과 2열 볼트에 의한 추가적인 강도 기여가 제한적이었던 것으로 판단된다. 결국 B6의 최대 실험강도는 '3볼트 이음'을 사용한 B3과 B5의 실험강도에 비하여 작았다.

4.3 공칭강도와 실험강도의 비교

실험체별 실험 최대하중 M_u과 이에 대응하는 인장측 앵글의 소요인장력 T_u를 Table 5에 나타내었다. T_u는 M_u에 대한 균열단면해석(cracked section analysis)[7]으로 결정하였는데, PSRC기둥의 균열단면해석은 철근콘크리트 부재와 동일한 방법을 사용하였다. (Fig. 9. 참조) 즉, 콘크리트의 인장응력을 무시하고, 압축응력은 탄성계수 E_c(= $8500\sqrt{f_{ck}+4}$)를 따르는 탄성거동을 가정하였다.[7] 앵글의 인장력으로 표현되는 접합부 예측

강도 T_n 또한 Table 5에 나타냈는데, T_n은 Table 4에 표기된 실제 재료강도를 바탕으로 식(5)와 식(6)으로 산정한 값들이다. Table 5에는 예측강도 T_n을 저항하기 위하여 요구되는 단부강판의 최소두께 $t_{p,\min}$(식(4)에서 T_u 대신 T_n을 대입하여 계산)을 비교를 위하여 나타냈다.

Table 5에서 보는 바와 같이, B2~B5에서는 앵글의 소요인장력(T_u) 대비 이음부 인장저항강도(T_n)의 비가 1.01 ~ 1.10이다. 이는 2.2절에서 제안된 이음부 인장저항강도가 실험결과와 잘 일치함을 가리킨다.

볼트 직경이 M24로 감소된 B6의 경우, 실험 최대강도 T_u= 379 kN이 예측강도 T_n= 481 kN보다 작았다. B6의 접합부강도는 1개의 M24볼트를 사용한 B2의 실험강도 T_u= 328 kN보다 컸지만 3개의 M24볼트를 사용한 B3의 실험강도 T_u= 456 kN보다 크게 작았다. 이는 '3볼트 이음'에서 주된 저항력을 발휘하는 1열 볼트에 나사산 파괴가 조기에 발생될 경우 2열 볼트의 강도 기여가 충분히 발휘되지 않기 때문이다. 이러한 결과는 '3볼트 이음'에서 2열 볼트에 의한 접합부 강도 증가를 위해서는 1열 볼트의 저항강도가 일정한 값보다 커야 함을 가리킨다. 예를 들어, Table 5에서 볼 수 있듯이, 실험강도가 예측강도보다 컸던 B3과 B5의 경우, 1열 볼트의 저항강도가 앵글 항복강도(= F_yA_a)의 47% 및 49%이다. ('3볼트 이음'을 사용한 B3와 B5에서 1열 볼트의 강도 기여는 각각 B2와 B4의 $T_n/[F_yA_a]$와 같다.) 반면 1열 볼트의 저항강도가 앵글 항복강도의 30.2%이었던 B6의 경우, 실험강도가 예측강도의 79%에 불과하여 앵글 단부강판접합부의 강도가 충분히 발휘되지 못하였다. 위와 같은 B6의 실험결과는 '3볼트 이음'에서 1열 볼트의 저항강도가 앵글 항복강도의 50% 이상 확보되어야 함을 보여준다.

5. PSRC기둥의 앵글 단부강판이음 설계

2~4장의 분석을 토대로 PSRC기둥에 사용된 앵글의 볼트접합 단부강판이음의 설계 절차를 다음과 같이 제안한다.

① **앵글 소요인장력 T_u의 결정:** PSRC기둥 이음부에 작용하는 부재력(계수모멘트 M_u, 계수압축력 N_u 등)에 대한 탄성 균열단면해석을 수행하여, 앵글의 소요인장력 T_u를 구한다. 만약 균열단면해석에 의한 앵글 인장력이 항복인장저항 F_yA_a를 초과하는 경우, F_yA_a를 T_u로 취한다. 또한 앵글 인장력이 F_yA_a의 1/2보다 작을 경우, 이음부의 최소강도를 확보하기 위하여 $0.5F_yA_a$를 T_u로 취한다.

② **접합방식 및 볼트배열 결정:** 단부강판이음에 사용할 접합방식을 정하고(즉, '1볼트 이음' 또는 '3볼트 이음'), 볼트 배열을 결정한다. 1열 볼트까지의 설계변수 b는 앵글 단면폭의 절반(= $0.5b_a$)보다 크지 않아야 한다. (즉, $b \le 0.5b_a$, Fig. 3. 참조) 또한 2열 볼트는 1열 볼트에 최대한 가깝게 배치한다.

③ **단부강판의 치수와 최소두께:** 단부강판의 크기는 설계변수 a와 b의 합이 앵글의 단면폭 b_a 이상이 되도록 결정한다. 또한 앵글의 소요인장력 T_u를 사용하여 식(4)로부터 단부강판의 최소두께 $t_{p,\min}$을 구한다. 단부강판의 두께 t_p는 $t_{p,\min}$ 이상이 되도록 결정한다.

④ **접합부 강도 산정:** 볼트의 직경과 배열을 정하고, 식(6) 또는 식(7)로부터 앵글의 인장력으로 표현되는 접합부강도 T_n을 구한다. 산정된 T_n은 $T_u \le \phi T_n$를 만족해야 한다. (ϕ= 0.75)

B6의 실험 결과에서 확인된 바와 같이, '3볼트 이음'에서 1열 볼트의 저항강도가 앵글 항복강도의 50% 이상 확보되어야 한다. 이 연구에서 제안된 단부강판 볼트접합은 앵글의 단면치수가 b_a = 100 및 130mm인 경우에 적용하여야 한다. 앵글 단면 크기가 증가하할 경우 추가적인 검증이 필요하다.

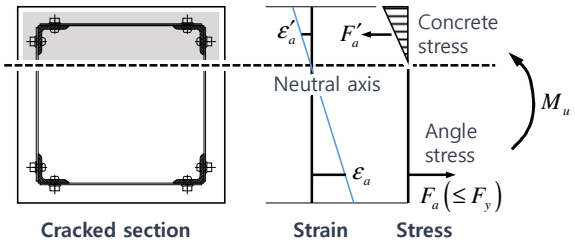


Fig. 9. Cracked section analysis of PSRC columns

6. 결론

이 연구에서는 앵글 매입 합성기둥(PSRC기둥)의 이음을 위한 앵글의 볼트접합 단부강판이음 설계방법 개발하고, 실험을 통하여 이음부 구조성능을 검증하였다. 이 연구의 결론은 다음과 같다.

1. 단부강판볼트접합을 사용하여 앵글을 인장이음할 경우, 이음부 인장강도는 지레작용에 의하여 볼트인장파단강도보다 작

다. L-100x100x10 및 L-130x130x12 등변단면 앵글의 이음부에서 볼트를 단부강판 중앙에 배열할 때, 이음부 접합강도는 볼트강도의 약 90%이다.

2. 이음부 변형과 지레작용을 줄이기 위한 단부강판의 최소두께는 항복선이론을 사용하여 결정할 수 있다. 단부강판 최소두께는 앵글 소요인장력이 클수록 증가하지만, 강판 항복강도가 크고 볼트가 앵글 단면중심에 가깝게 배치될 경우 감소한다.
3. 앵글 이음부에 대한 직접인장실험 및 PSRC기둥 이음부에 대한 휨실험 결과, 단부강판접합부의 주된 파괴모드는 볼트 나사산의 슬립 및 인장파단이다. 접합부 강도는 앵글 항복강도의 47% ~ 75% 수준으로서, 접합상세에 따라 다르다.
4. '1볼트 이음'의 경우, 볼트는 앵글의 단면중심에 최대한 가깝게 배치되어야 한다. 실험 결과, 볼트 인장파단에 근거한 '1볼트 이음'의 접합부 예측강도는 실험강도와 잘 일치하였다.
5. '3볼트 이음'의 접합부 실험강도는 2열 볼트의 강도 기여로 인하여 '1볼트 이음'보다 약 50% 더 컸다. '3볼트 이음'의 접합부 강도는 1열 볼트의 전체 저항과 2열 볼트의 부분적인 저항을 합하여 구하였고, 이러한 예측강도는 실험결과와 잘 일치하였다.
6. '3볼트 이음'에서 1열 볼트의 저항강도가 앵글 항복강도의 절반보다 작은 경우, 2열 볼트의 강도 기여 또한 감소한다. 따라서 '3볼트 이음'에서 1열 볼트의 저항강도는 앵글 항복강도의 50% 이상이어야 한다.

이 연구에서는 이음부 강도가 앵글 항복강도보다 작은 경우에 대한 것으로서, 제안된 단부강판이음을 PSRC기둥에 사용할 때에는 기둥모멘트가 크지 않은 곳에 이음부를 설치해야 한다. 또한 연성거동 및 초과강도가 고려되는 고연성건물의 내진설계에는 제안된 단부강판이음을 적용에 주의하여야 한다. 반복하중에 대하여 앵글의 전항복강도를 전달해야 하는 단부강판이음부에 대해서는 추가 연구가 필요하다.

감사의 글

이 연구는 국토교통부가 지원하는 연구비(Code 17 CTAP-C129746-01, 국토교통기술촉진연구사업)에 의하여 수행되었습니다.

참고문헌(References)

[1] Hwang, H.-J., Eom, T.-S., Park, H.-G., and Lee, S.-H. (2016) Axial Load and Cyclic Lateral Load Tests for Composite Columns with Steel Angles, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol. 142, No.5, 04016001.

[2] 황현종, 엄태성, 박홍근, 이창남, 김형섭(2013) TSC 합성보 - PSRC 합성기둥 접합부에 대한 주기하중 실험, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제25권, 제6호, pp.601-612.
Hwang, H.J., Eom, T.S., Park, H.G., Lee, C.N., and Kim, H.S. (2013) Cyclic Loading Test for TSC Beam - PSRC Column Connections, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.6, pp.601-612 (in Korean).

[3] 엄태성, 황현종, 박홍근, 이창남, 김형섭(2012) 앵글과 철근을 조립한 PSRC 합성기둥의 휨실험, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제5호, pp.535-547.
Eom, T.S., Hwang, H.J., Park, H.G., Lee, C.N., and Kim, H.S. (2012) Flexural Test for Prefabricated Composite Columns Using Steel Angle and Reinforcing Bar, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.5, pp.535-547 (in Korean).

[4] 황현종, 엄태성, 박홍근, 이창남, 김형섭(2012) 고강도 앵글을 적용한 선조립 합성기둥의 압축 실험, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제4호, pp.361-369.
Hwang, H.J., Eom, T.S., Park, H.G., Lee, C.N., and Kim, H.S. (2012) Compression Test for Prefabricated Composite Columns Using High-Strength Steel Angles, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.4, pp.361-369 (in Korean).

[5] 황현종, 엄태성, 박홍근, 이창남, 김형섭(2013) PSRC 합성기둥의 반복가력 실험, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제25권, 제6호, pp.635-647.
Hwang, H.J., Eom, T.S., Park, H.G., Lee, C.N., and Kim, H.S. (2013) Cyclic Loading Tests for Prefabricated Composite Columns Using Steel Angle and Reinforcing bar, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.6, pp.635-647 (in Korean).

[6] American Institute of Steel Construction (2016) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-16), USA.

[7] 대한건축학회(2016) 건축구조기준, 대한건축학회.
Architectural Institute of Korea (2016) *Korean Building Code-Structural (KBC 2016)*, AIK, Korea (in Korean).

[8] Kulak, G.L., Fisher, J.W., and Struik, J.H.A. (2001) *Guide*

to Design for Bolted and Riveted Joints (2nd Ed.), American Institute of Steel Construction, USA.

[9] Douty, R.T., and McGuire, W. (1965) High Strength Bolted Moment Connections, *Journal of the Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.91, No.2, pp.101-128.

[10] Munse, W.H., Peterson, K.S., and Chesson, E., Jr. (1959) Strength of Rivets and Bolts in Tension, *Journal of the Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.85, No.3, pp.7-28.

[11] Nair, R.S., Birkemoe, P.C., and Munse, W.H. (1974) High Strength Bolts Subjected to Tension and Prying, *Journal of the Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.100, No.2, pp.351-372.

[12] Agerskov, H. (1976) High-Strength Bolted Connections Subject to Prying, *Journal of the Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.102, No.1, pp.161-175.

[13] American Institute of Steel Construction (2010) *Prequalified Connections for Special and Intermediate Steel Moment Frames for Seismic Applications* (ANSI/AISC 358-10), USA

[14] Murray, T.M., and Summer, E.A. (2003) *Design Guide 4: Extended End-Plate Moment Connections: Seismic and Wind Applications* (2nd Ed.), American Institute of Steel Construction, USA.

[15] Murray, T.M., and Shoemaker, W.L. (2003) *Design Guide 16: Flush and Extended Multiple-Row Moment End-Plate Connections* (2nd Ed.), American Institute of Steel Construction, USA.

요 약 : 앵글을 콘크리트에 매입시킨 PSRC기둥의 이음방법 중 앵글의 볼트접합 단부강판이음 설계법을 제안한다. 앵글의 볼트접합 단부강판이음 설계법은 앵글 단부에 두꺼운 강판을 용접하고, 단부강판의 면을 맞대어 1개 또는 3개의 고력볼트를 조여 밀착조임하는 방법이다. 하지만 앵글과 볼트의 중심이 일치하지 않기 때문에, 단부강판의 변형에 의해 발생되는 지레작용은 이음부 설계를 통해 다루어져야 한다. 따라서 항복선 이론에 근거하여 단부강판의 최소두께와 지레작용을 고려한 이음부 강도식을 제안한다. 이음부 강도는 이음부 직접인장실험과 볼트접합 단부강판이음을 사용한 PSRC기둥의 휨실험을 통하여 평가하였다. 실험결과, 이음부는 단부강판의 변형과 지레작용으로 인하여 볼트 나사산의 미끄러짐과 볼트 파단이 지배적인 파괴모드로 확인하였고 이는 본문에서 제안한 단부강판 최소 두께와 강도 제안식에 부합한 결과다.

핵심용어 : 단부강판이음, 볼트이음, 지레작용, 매입형 합성기둥, 기둥이음