

노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 내력평가를 위한 수치적 연구

이광호^{1*}, 유영찬², 최기선³, 구혜진⁴, 유미나⁵

The Numerical Study on Capacity Evaluation of Exposed Steel Column-Base Plate Connection

Kwang-Ho Lee^{1*}, Young-Chan You², Ki-Sun Choi³, Hye-Jin Koo⁴, Mi-Na Yoo⁵

Abstract: The failure modes of steel column-base plate connection arranged on the basis of AISC Design Guide-#1 and -#10 are base plate tension and compression side flexural yielding, yielding, pull-out and shear failure of anchor rod, concrete crushing in concrete footing and steel column yielding. The bending moment capacity and failure mode in this connection are predicted using limit-state function and we compare these results and test result. In the case that thickness of base plate is relatively thick, bending moment capacity and failure mode in steel column-base plate connection accurately predicted. But in the case that thickness of base plate is relatively thin and axial force do not exist, prediction of failure mode in this connection is somewhat inaccurate.

Keywords: Exposed steel column-base plate connection, Failure mode, Capacity evaluation, Limit state function

1. 서 론

노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부는 고정하중, 활하중과 같은 수직하중뿐만 아니라 풍하중, 지진하중과 같은 횡하중을 견딜 수 있도록 설계된다. 구조 엔지니어들은 이 접합부를 핀접합 또는 강접합으로 가정하여 강구조물을 설계한다. Structural design criteria and commentary for one and two story small buildings(Shin et al., 2011)에서는 철골기둥의 크기에 따른 베이스 플레이트 접합부 상세를 정의하고 있으며 이 접합상세는 고정주각(강접합)이라고 설명되어 있다.

노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 경계조건을 강접합으로 가정하고 강구조물 설계시, 기둥의 횡강성이 증가하여 철골 기둥의 부재 크기를 줄일 수 있다. 하지만 이러한 접합상세에 대한 근거가 미약하므로 많은 구조 엔지니어들은 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 경계조건을 핀접합으로

가정하여 건물을 설계하고 있다. 하지만 핀접합으로 가정하여 설계된 철골기둥-베이스 플레이트 접합부는 실제로는 모멘트를 어느 정도 받을 수 있는 반강접이다.

본 연구에서는 AISC Design Guide-#1(Fisher and Kloiber, 2006)의 설계내용을 토대로 이 접합부의 휨성능을 평가할 수 있는 수치적 근거를 마련하고자 한다. 접합부의 경계조건을 핀접합으로 가정하는 것이 아닌 반강접으로 평가함으로써 철골기둥의 부재 크기 및 물량을 줄일 수 있는 근거자료를 마련하는 것이 본 연구의 목적이다. 이를 위해 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 휨성능을 이론적으로 예측하였으며 연구자들(Gomez et al., 2010)의 실험결과와 휨성능 예측값을 비교하였다.

2. 노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부 파괴유형

노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 파괴유형은 베이스 플레이트 파괴, 앵커볼트 파괴, 콘크리트 기초 파괴, 접합부 용접부위 파괴, 기둥 파괴 등으로 분류되며 Fig. 1에서 확인할 수 있다. 접합부 용접부위 파괴는 용접의 불량으로 발생하는 파괴이므로 본 연구에서는 제외하였다.

철골기둥의 강축방향으로 휨모멘트가 작용한다고 가정시,

¹정회원, ㈜ 드림구조 기업부설연구소 책임연구원, 교신저자

²정회원, 한국건설기술연구원 건축도시연구소 소장

³정회원, 한국건설기술연구원 건축도시연구소 연구위원

⁴정회원, 한국건설기술연구원 건축도시연구소 석사후 연구원

⁵정회원, 한국건설기술연구원 건축도시연구소 박사후 연구원

*Corresponding author: kwangho.leep@dreamse.co.kr

Dream Structural Engineers, 2F Hwashin B/D, 31, Sinbanpo-ro 43-gil, Seocho-gu, Seoul, 06529, Korea

•본 논문에 대한 토의를 2016년 10월 1일까지 학회에 보내주시면 2016년 11월 호에 토론결과를 게재하겠습니다.

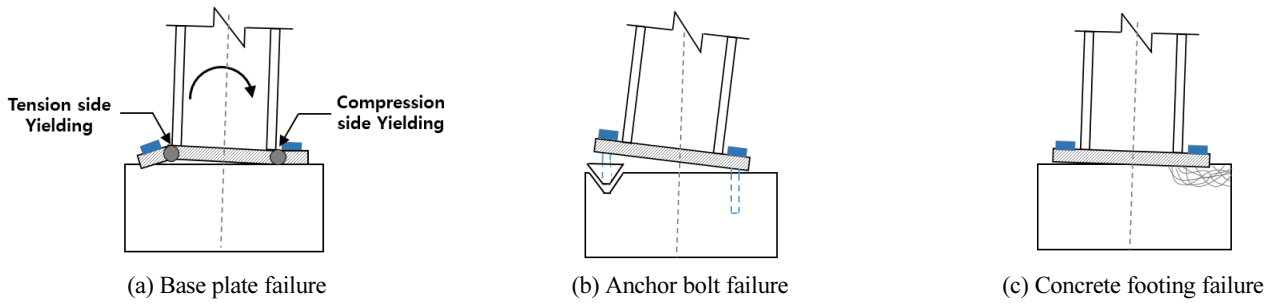


Fig. 1 Failure Mode of Exposed Steel Column-Base Plate Connection

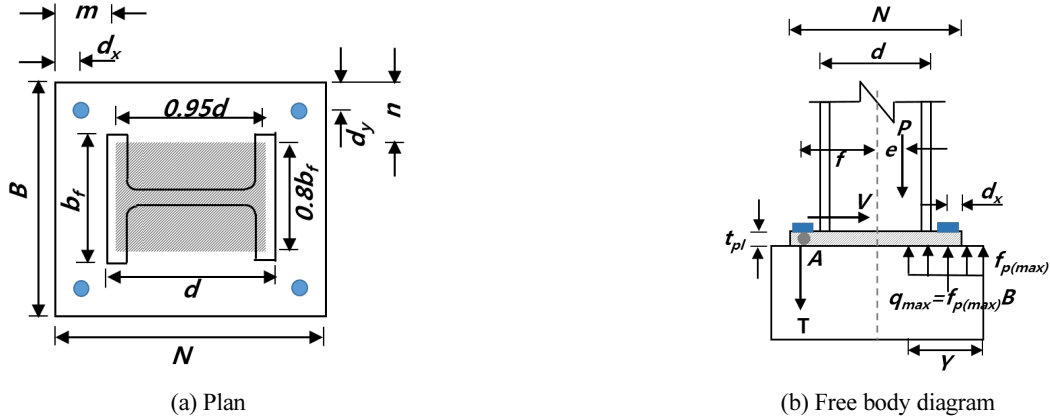


Fig. 2 Plan and free body diagram of steel column-base plate connection

노출형 철골기둥-베이스플레이트 접합부의 파괴유형은 베이스플레이트 압축면과 인장면의 항복에 의한 파괴, 앵커볼트의 인장, 뺨힘, 전단에 의한 파괴, 콘크리트 기초 파괴, 철골기둥 항복이며, 각각의 파괴유형에 대한 한계상태함수를 정리하였다. 여기서, 한계상태함수는 부재의 내력과 외력을 비교하기 위한 함수이며 강도저감계수는 사용되지 않았다.

2.1 지압길이

노출형 철골기둥-베이스플레이트의 평면과 자유도는 Fig. 2에 표현되어 있다. 철골기둥-베이스플레이트에 작용하는 편심(e)과 임계편심(e_{crit})의 크기에 따라 베이스플레이트의 설계방법이 다르다(Fisher and Kloiber, 2006) 편심(e)은 주각부에 작용하는 모멘트(M)를 축력(P)으로 나누어 계산되며 임계편심(e_{crit})은 식 (1)을 이용하여 계산된다. 편심이 임계편심보다 작으면 전도는 발생하지 않으며 철골기둥-베이스플레이트 접합부에 작용하는 모멘트는 매우 작지만, 편심이 임계편심보다 크면 이 접합부에 작용하는 모멘트는 크다.

콘크리트 지압응력은 식 (2)를 이용하여 계산되며 최대지압응력($f_{p(max)} = 0.85kf_{ck}$)을 초과할 수 없다. 여기서 f_{ck} 는 콘크리트 압축강도, k 는 콘크리트 기초 또는 페데스탈의 면적(A_2)

과 베이스플레이트의 면적(A_1)의 제곱근비($\sqrt{A_2/A_1}$)이며 2보다 작다. 축력과 휨모멘트의 조합하중에 의한 압축력과 평형을 이루는 힘은 콘크리트 지압응력에 베이스플레이트의 폭(B)과 지압길이(Y)를 곱해 계산된다. 편심이 임계편심보다 작으면 지압길이는 식 (3)을 이용하여 계산된다. 반면 편심이 임계편심보다 크면 식 (4)와 같은 하중 평형방정식과 앵커볼트 중심(Fig. 2(b)의 점 A)에서의 모멘트 평형 방정식(식 (5))을 이용하여 식 (6)의 지압길이가 계산된다. 여기서, T 는 앵커볼트에 작용하는 인장력이다.

$$e_{crit} = \frac{1}{2} \left(N - \frac{P}{B \times f_{p(max)}} \right) \quad (1)$$

$$f_p = \frac{P}{BN} + \frac{M}{BN^2/6} \leq f_{p(max)} \quad (2)$$

$$Y = \frac{P}{f_{p(max)}B} \quad (3)$$

$$q_{p(max)}Y - (T + P) = 0 \quad (4)$$

$$q_{\max} Y \times (N/2 - Y/2 + f) - P(e + f) = 0 \quad (5)$$

$$Y = (0.5N + f) - \sqrt{(0.5N + f)^2 - \frac{2P(e + f)}{0.85k_f c_k B}} \quad (6)$$

2.2 파괴모드

2.2.1 베이스 플레이트

노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부에 작용하는 편심이 임계편심보다 작으면 베이스 플레이트 압축면의 휨파괴만을 고려한다. 반면 편심이 임계편심보다 크면 베이스 플레이트 압축면과 인장면의 휨파괴뿐만 아니라 앵커볼트의 인장파괴도 고려된다. 축력과 휨모멘트에 의한 압축력으로 인하여 콘크리트 기초에 작용하는 지압응력은 Fig. 2(b)에 표현되어 있으며, Fig. 2(a)에 표현된 위험단면으로부터 베이스 플레이트 압축면 끝단까지의 거리는 캔틸레버 팔길이(m)라고 가정한다. 이러한 가정사항을 적용하면 베이스 플레이트 압축면에 작용하는 휨모멘트($M_{pl,c}$)와 공칭 모멘트($M_{n,c}$)는 각각 식 (7), (8)과 같으며 베이스 플레이트 압축면 파괴는 휨모멘트가 공칭 소성모멘트보다 클 때 발생한다. 여기서, $F_{y,pl}$ 은 베이스 플레이트의 항복강도이며 t_p 는 베이스 플레이트 두께이다.

$$M_{pl,c} = \begin{cases} f_p B Y \left(m - \frac{Y}{2} \right) & \text{for } Y < m \\ f_p B \left(\frac{m^2}{2} \right) & \text{for } Y \geq m \end{cases} \quad (7)$$

$$M_{n,c} = F_{y,pl} \times B \times \frac{t_p^2}{4} \quad (8)$$

베이스 플레이트 인장면의 유효폭(B_e) 계산 방법은 Fig. 3에 표현되어 있다. 베이스 플레이트가 강체 거동을 하고 앵커볼트의 중심으로부터 기울기가 $\pm 45^\circ$ 인 직선이라고 가정하면, 인장면의 유효폭은 식 (9)와 같다. 휨모멘트($M_{pl,t}$)는 앵커볼트에 작용하는 인장력과 앵커볼트에서 위험단면까지의 거리(L_T)를 곱해서 계산된다. 앵커볼트에 작용하는 인장력은 식 (4)의 하중 평형방정식을 이용하여 계산되는데, $q_{p(max)}$ 계산시

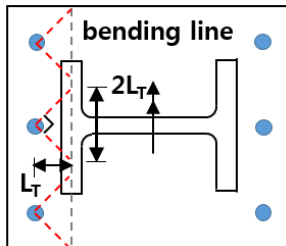


Fig. 3 Effective width of base plate on tension side

사용된 베이스 플레이트 폭(B)대신 유효폭(B_e)이 사용된다. 베이스 플레이트 인장면에 작용하는 휨모멘트($M_{pl,t}$)와 공칭 소성모멘트($M_{n,t}$)는 각각 식 (10), (11)과 같으며 베이스 플레이트의 인장면 파괴는 휨모멘트가 공칭 소성모멘트보다 클 때 발생한다.

$$B_e = \min(B, n_{bt} \times 2L_T) \quad (9)$$

$$M_{pl,t} = (0.85f_{ck}k_f B_e Y - P) \times L_T \quad (10)$$

$$M_{n,c} = F_{y,pl} \times B_e \times \frac{t_p^2}{4} \quad (11)$$

2.2.2 앵커볼트

앵커볼트의 파괴는 인장력에 의한 앵커볼트의 인장파괴, 뽑힘 그리고 전단력에 의한 앵커볼트의 전단파괴로 분류된다. 식 (4)의 수직하중 평형방정식을 이용하여 계산된 앵커볼트에 작용하는 인장력은 식 (12)와 같다. 앵커볼트의 공칭 인장강도는 식 (13)과 같으며 앵커볼트의 파괴는 인장력이 공칭 인장강도보다 클 때 발생한다. 여기서, F_u 는 앵커볼트의 인장응력, n_{bt} 는 베이스 플레이트 인장면에 위치한 볼트 개수, d_b 는 앵커볼트의 지름이다.

$$T = 0.85k_f c_k B Y - P \quad (12)$$

$$T_{n,t} = n_{bt} (0.75F_u) \frac{\pi d_b^2}{4} \quad (13)$$

콘크리트 기초에 앵커볼트가 충분히 매립되어 있지 않을 때, 앵커볼트의 뽑힘이 발생한다. AISC Design Guide-#10 (Fisher and West, 1997)은 앵커볼트의 뽑힘은 매립깊이, 콘크리트 기초 두께, 인접한 앵커 간격 등에 따라 다르며, 콘크리트 콘 파괴(cone failure)와 후크가 퍼지면서 뽑히는 앵커볼트의 지압강도를 고려해야 한다고 하였다. 이러한 문헌내용을 바탕으로 앵커볼트의 뽑힘은 콘크리트 콘 파괴와 앵커볼트의 지압강도 중 작은 값에서 앵커볼트가 뽑힌다고 가정하였다. 인장력에 의한 콘크리트 콘 파괴강도는 콘크리트 인장응력 ($4\sqrt{f_{ck}}$, USCS단위) $\rightarrow 0.33\sqrt{f_{ck}}$, SI단위)에 Fig. 4(b)에 표현된 투상면적(A_e)을 곱하여 계산된다(식 (14)). 투상면적은 식 (15)를 이용하여 계산되며, 콘크리트 기초 또는 페데스탈의 면적이 투상면적보다 작을 경우, 투상면적은 콘크리트 기초 또는 페데스탈의 면적이다. 여기서, L_d 는 앵커볼트의 매립깊이이며 s 는 앵커볼트의 간격이다. 장력에 저항하기 위해 L자 또는 J자형 후크는 충분한 정착길이를 확보해야 하는데 인장력에

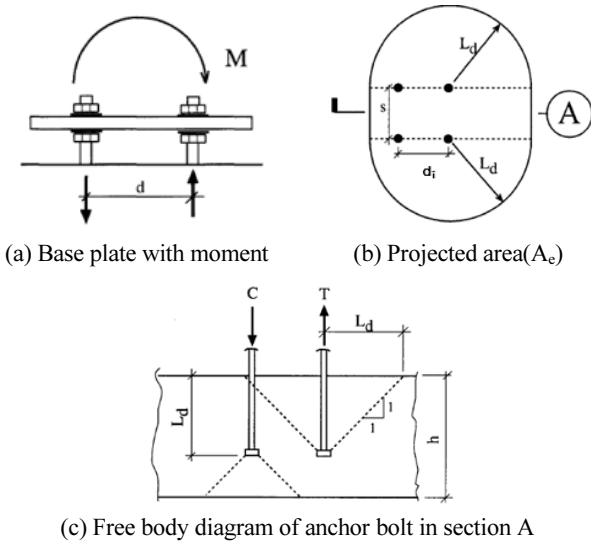


Fig. 4 Cone failure of base plate with moment and projected area

의한 후크의 퍼짐 및 뽑힘에 저항하는 지압강도는 식 (16)과 같으며 여기서 숫자 2와 L_{hook} 는 각각 콘크리트 구속에 의한 강도증가 계수(AISC Design Guide-#10, Fisher and West, 1997)와 후크 길이이다. 콘크리트 콘 파괴는 AISC Design Guide-#10 (Fisher and West, 1997)에서는 45° 로 가정하고 있는 반면 AISC Design Guide-#1(Fisher and Kloiber, 2006)에 명기된 CCD(Concrete Capacity Design) 방법은 $34^\circ(1/1.5)$ 의 경사로 가정하고 있다. 또한 앵커볼트의 지름과 매립깊이가 50 mm와 635 mm를 초과하지 않을 때, CCD 방법을 사용하는 것이 타당하다고 하였다. AISC Design Guide-#1(Fisher and Kloiber, 2006)에 명기된 콘크리트 앵커볼트의 인장강도는 식 (17)에서 보듯이 앵커볼트 매립깊이에 따라 계산식이 달라진다. 여기서, ψ_3 는 서비스 하중에서 콘크리트에 균열이 발생하지 않는다면 1.25, 그렇지 않다면 1.0, L_d 는 앵커볼트의 매립깊이, A_{NO} 와 A_N 는 각각 단일 앵커와 앵커그룹 파괴면의 투상면적이며 계수 10.7과 18.3은 USCS단위를 SI단위로 변환하는데 사용된 계수이다. 앵커볼트의 뽑힘은 앵커볼트에 작용하는 인장력이 공칭 인장강도보다 클 때 발생한다. 앵커볼트 매립깊이가 635 mm보다 작은 경우, 앵커볼트의 뽑힘에 저항하는 강도는 식 (17)을 이용하여 앵커볼트 매립깊이가 635 mm보다 큰 경우, 앵커볼트의 뽑힘강도는 식 (14)와 (16) 중 작은 값이다.

철골기둥-베이스 플레이트에 작용하는 전단력은 모든 앵커 볼트가 균등하게 분담한다고 가정하였다. 식 (18)은 앵커볼트가 저항하는 공칭 전단력이며 앵커볼트의 파괴는 앵커볼트에 작용하는 전단력이 공칭 전단력보다 클 때 발생한다. 여기서, n_b 는 앵커볼트의 전체 개수이다.

$$T_{n,p-1} = 0.33 \sqrt{f_{ck}} A_e \quad (14)$$

$$A_e = \pi(L_d + 0.5d_b)^2 + 2(L_d + 0.5d_b)(s + 0.5d_b) - n_{ut}(\pi d_b^2/4) \quad (15)$$

$$T_{n,p-2} = n_{ut}(2)0.85f_{ck}d_bL_{hook} \quad (16)$$

$$N_{cbg} = \begin{cases} \left(n_{bt}\psi_3 24 \sqrt{f_{ck}} L_d^{1.5} \frac{A_N}{A_{NO}} \right) / 10.7 & \text{for } L_d < 280 \\ \left(n_{bt}\psi_3 16 \sqrt{f_{ck}} L_d^{(5/3)} \frac{A_N}{A_{NO}} \right) / 18.3 & \text{for } L_d \geq 280 \end{cases} \quad (17)$$

$$V_{n,s} = n_b(0.5F_u) \frac{\pi d_b^2}{4} \quad (18)$$

2.2.3 콘크리트 기초파괴 및 철골기둥 소성힌지 발생

콘크리트 기초 파괴는 식 (2)를 이용하여 계산된 콘크리트 지압응력이 최대 지압응력($f_{p(max)}$)보다 클 때 발생한다. 철골기둥의 소성힌지는 기둥에 작용하는 휨모멘트가 기둥의 공칭 소성모멘트($M_{n,col}$)보다 클 때 발생한다. 공칭 소성모멘트는 식 (19)을 이용하여 계산되며 $Z_{x,col}$ 은 기둥의 강축방향 소성단면계수, $F_{y,col}$ 은 기둥의 항복강도, A_{col} 은 기둥의 단면적이다.

$$M_{n,col} = F_{y,col} Z_{x,col} \left(1 - \frac{P}{F_{y,col} A_{col}} \right) \quad (19)$$

2.3 한계상태 함수를 이용한 노출형 철골기둥-베이스 플레이트 설계절차

2.2절에서 기술된 내용을 바탕으로 정리된 철골기둥-베이스 플레이트 접합부 파괴 유형별 한계상태함수는 Table 1에 정리되어 있다. 한계상태 함수는 공칭강도(휨모멘트, 인장력, 전단력)에서 작용력을 빼서 계산되며 여러 한계상태 함수들 중에서 가장 먼저 0에 도달한 값에서 파괴가 발생한다. 예를 들어, 한계상태 함수 $F_1(\bar{X}) \sim F_6(\bar{X})$ 의 값이 양수이지만, $F_7(\bar{X})$ 의 값이 음수로 측정되었다면, 이 접합부는 기둥의 소성힌지 발생으로 인해 접합부가 파괴된다.

한계상태함수를 이용한 노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 설계절차는 Fig. 5에 정리되어 있다. 접합부의 접합상세, 부재내력과 작용력을 이용하여 한계상태함수를 구한 후, 파괴모드 및 강도를 결정한다. 계산된 부재내력이 작용력보다 크면 이 접합부의 설계는 완료되지만 반대로 계산된 부재내력이 작용력보다 작으면 접합상세를 수정해야 한다. 접합상세는 기둥의 크기, 베이스 플레이트, 앵커볼트, 콘크리트 재료특성, 베이스 플레이트와 기둥, 페데스탈 또는 콘크리트 기초의 면적 등을 포함한다.

Table 1 Failure mode and limit state function of steel column-base plate connection on the case of applied external moment along strong axis of the column section

Failure Mode		Limit state function
Base plate	Compression side	<ul style="list-style-type: none"> • Small eccentricity ($e \leq e_{crit}$) $F_1(\bar{X}) = \begin{cases} B \left[\frac{F_{y,pl} t_p^2}{4} - \left(\frac{P}{BN} + \frac{M}{BN^2/6} \right) (N-2e) \times \left(m - \frac{N-2e}{2} \right) \right] & \text{for } Y < m \\ B \left[\frac{F_{y,pl} t_p^2}{4} - \left(\frac{P}{BN} + \frac{M}{BN^2/6} \right) \times \left(\frac{m^2}{2} \right) \right] & \text{for } Y \geq m \end{cases}$
	Tension side	<ul style="list-style-type: none"> • Large eccentricity ($e > e_{crit}$) $F_1(\bar{X}) = B \left[\frac{F_{y,pl} t_p^2}{4} - \left(\frac{P}{BN} + \frac{M}{BN^2/6} \right) \times \left(\frac{m^2}{2} \right) \right]$ <p style="text-align: center;">where, $m = 0.5 \times (N - 0.95d)$</p>
	Tension yielding	$F_2(\bar{X}) = \left[\frac{F_{y,pl} B_e t_p^2}{4} - \{0.85k f_{ck} B_e Y - P\} \times L_T \right]$
Anchor Bolt	Pull-out	<ul style="list-style-type: none"> • Depth of embedment $L_d \geq 635$ • Depth of embedment $L_d < 635$ $F_4(\bar{X}) = \min \left(0.33 \sqrt{f_{ck}} A_e n_{bt} (2) 0.85 f_{ck} d_b L_{hook} \right) - [0.85k f_{ck} B Y - P]$ $F_4(\bar{X}) = \begin{cases} \left(n_{bt} \Psi_3 24 \sqrt{f_{ck}} L_d^{1.5} \frac{A_N}{A_{NO}} \right) / 10.7 - [0.85k f_{ck} B Y - P] & \text{for } L_d < 280 \\ \left(n_{bt} \Psi_3 16 \sqrt{f_{ck}} L_d^{(5/3)} \frac{A_N}{A_{NO}} \right) / 18.3 - [0.85k f_{ck} B Y - P] & \text{for } L_d \geq 280 \end{cases}$
	Shear	$F_5(\bar{X}) = n_b (0.5 F_u) \frac{\pi d_b^2}{4} - V = n_b F_{nv} \frac{\pi d_b^2}{4} - \frac{M}{L_{col}}$ <p style="text-align: center;">where, $L_{col} = \text{column length}$</p>
	Concrete footing	concrete crushing
Steel Column	yielding (plastic hinge)	$F_7(\bar{X}) = F_{y,col} Z_{x,col} \times \left(1 - \frac{P}{F_{y,col} A_{col}} \right) - M$

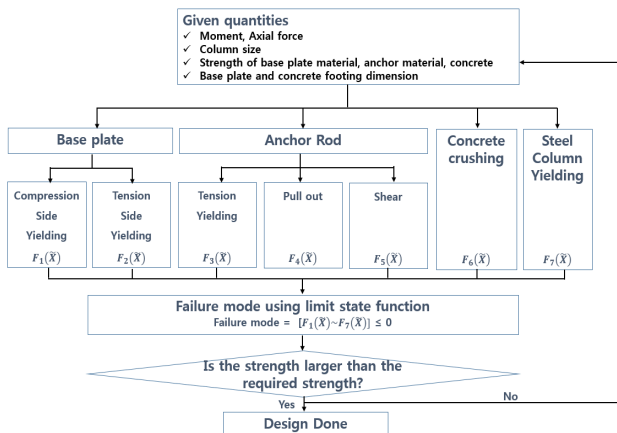


Fig. 5 Flowchart demonstrating possible design process using proposed strength design method with limit state function

3. 접합부 내력평가

Gomez et al.(2010)의 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 실험결과와 Table 1의 한계상태함수에서 계산된 수치결과를 비교함으로써 이론식에 의한 수치값을 검증하였다. Gomez et al.(2010)이 실험한 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 실험체 세팅장면은 Fig. 6에 표현되어 있으며 반복가력실험이 진행되었다. 실험체 형상은 Fig. 7과 같으며 실험변수 및 재료 특성은 Table 2에 표현되어 있다. 2번 실험체와 5번 실험체의 변수는 실험체의 축력, 4번 실험체와 5번 실험체 및 6번 실험체의 변수는 각각 앵커볼트의 인장강도와 베이스 플레이트 두께이다. 앵커볼트의 뽑힘강도 산정에 사용된 Ψ_3 는 1.25로 가정하였다.

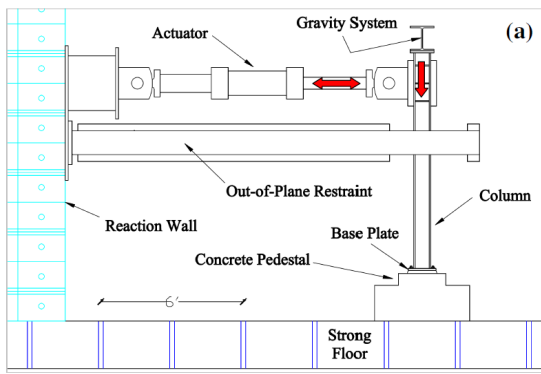


Fig. 6 Test setting in Gomez et al.(2010)

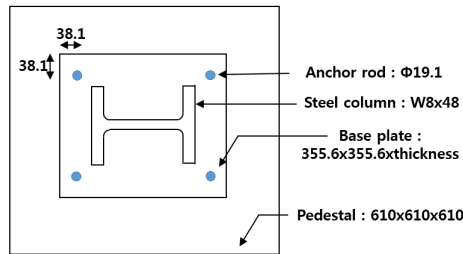


Fig. 7 Plan of steel column-base plate connection in Gomez et al.(2010)

4번 실험체의 파괴유형별 성능은 Fig. 8에 표현되어 있다. 접합부에 작용하는 축력과 모멘트의 범위는 각각 1~500 kN과 1~600 kNxm으로 가정하였다. 휨모멘트의 성능이 600으로 표기된 부분은 한계상태함수가 음수가 되지 않았음을 의미하며 가정된 축력과 휨모멘트의 범위 내에서는 파괴가 발생하지 않았음을 의미한다. 각각의 파괴유형은 축력의 크기에 따라 달라진다. 베이스 플레이트 압축면은 축력의 크기가 증가함에 따라 저항할 수 있는 휨모멘트의 크기가 감소한다. 이는 축력이 증가함에 따라 콘크리트 기초면에서 베이스 플레이트에 작용하는 지압응력이 커지기 때문이다. 베이스 플레이트 인장면, 그리고 앵커볼트의 항복 및 뽑힘 파괴는 축력이 증가함에 따라 저항할 수 있는 휨모멘트도 증가하는데 이는 식 (10)과 (12)에서 보듯이 축력이 증가함에 따라 베이스 플레이트 인장면과 앵커볼트에 작용하는 인장력이 작아지기 때문이다. 콘크리트 지압파괴는 축력이 증가함에 따라 저항 가능한 휨모멘트가 감소되는데 이는 축력으로 인해 콘크리트 지압응력이 커지기 때문이다. 철골기둥의 항복 또한 콘크리트 지압파괴와 동일한 양상을 보이고 있는데 이는 축력으로 인해 철골부재가 압축되어 있는 상태에서 휨으로 인한 추가적인 압축력을 받기 때문이다.

철골기둥-베이스 플레이트 접합부에 작용하는 축력-휨모

Table 2 Test variables and material properties in Gomez et al.(2010)

Test number	Base plate		Anchor bolt			Concrete footing or pedestal		Steel column		Axial force (kN)			
	Thickness (mm)	Yield strength (MPa)	Number	Diameter (mm)	Depth of embedment (mm)	Tensile strength (MPa)	Size	Concrete compressive strength(MPa)	Section		Yield strength (MPa)		
2	25.4	278.8				1034		27.7		0			
4	38.1	255.1	4	19.1	558	492	610x610x610	29.3	W8-48	355			
5	25.4	278.8									1034	29.7	410
6	50.8	264.8									1034	30.0	

Table 3 Comparison of experimental results in Gomez et al.(2010) and predicted result using limit state function

Test No.	Experiment result		Predicted result		Error (%) $100 \cdot \text{abs}(M_{ex} - M_{pr}) / M_{ex}$
	Moment(M_{ex} , kNxm)	Failure mode	Moment(M_{pr} , kNxm)	Failure mode	
2	121.9	Base plate tension side yielding	119 ¹⁾	Base plate compression side yielding	2.4
			131 ²⁾	Base plate tension side yielding ¹⁾	7.5
4	127.6	Anchor bolt yielding	128 ¹⁾	Anchor bolt yielding	0.3
5	177.3	Base plate tension side yielding	95 ¹⁾	Base plate compression side yielding	46.4
			192 ²⁾	Base plate tension side yielding ¹⁾	8.3
6	185.7	Anchor bolt yielding and fracture	180 ¹⁾	Steel column yielding	3.1
			193 ²⁾	Anchor bolt yielding	3.9

Note : ¹⁾Predicted failure mode / ²⁾Assumed failure mode

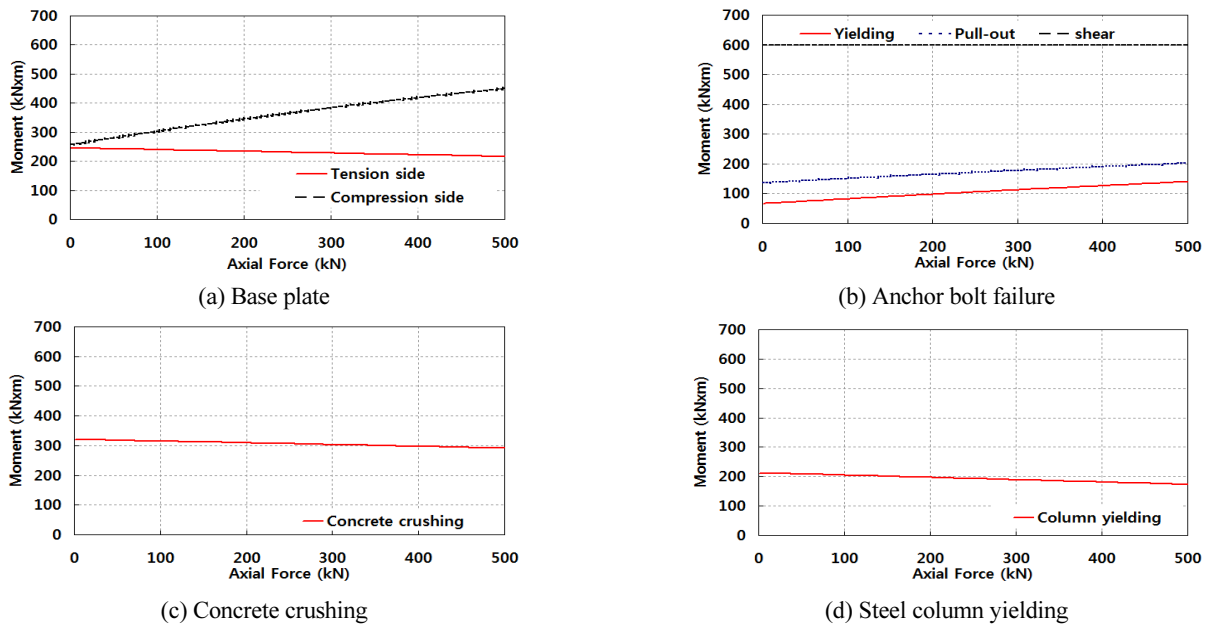


Fig. 8 Failure mode in Test #4

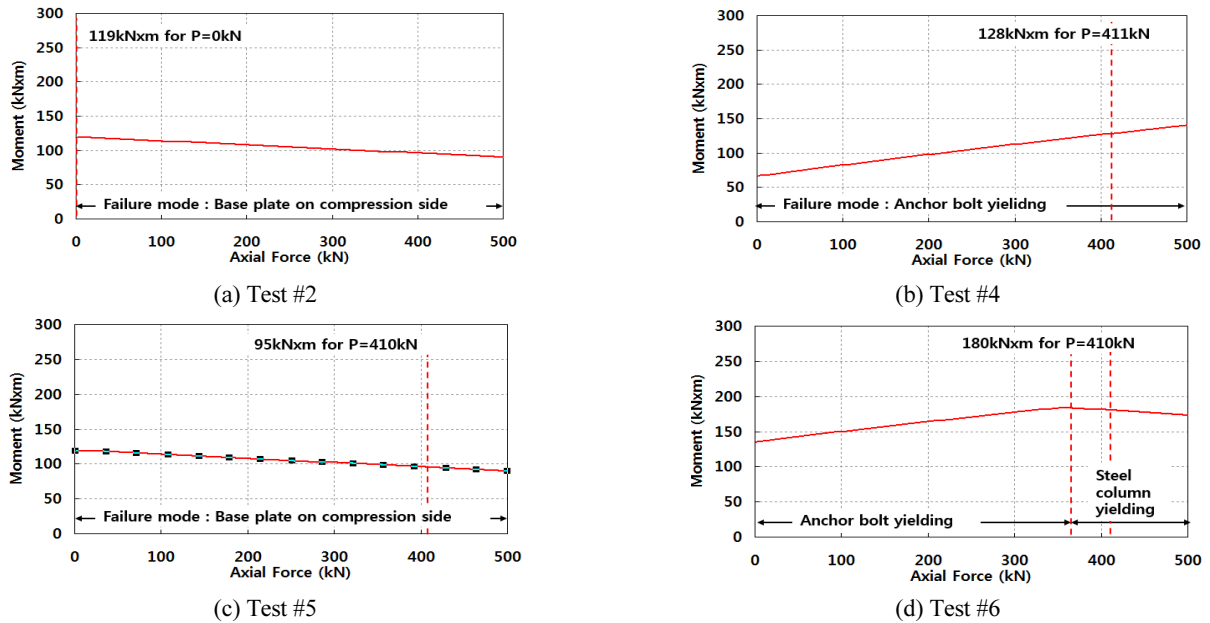


Fig. 9 Bending moment capacity of steel column-base plate connection

멘트에 따른 각각의 실험체 휨성능은 Fig. 9에 표현되어 있다. 2번과 5번 실험체는 다른 실험체에 비해 베이스 플레이트의 두께가 상대적으로 얇아 베이스 플레이트에서 파괴가 발생된 것으로 예측되었다. 베이스 플레이트의 두께가 상대적으로 두껍고 앵커볼트의 항복강도가 다른 실험체에 비해 상대적으로 작은 4번 실험체는 앵커볼트의 인장파괴로 예측되었다. 베이스 플레이트의 두께도 두껍고 앵커볼트의 항복강도도 높은 6번 실험체는 축력의 크기에 따라 파괴유형이 다르게 예상되

었는데, 축력이 358 kN보다 작으면 앵커볼트의 인장파괴, 이보다 크면 철골기둥의 파괴로 예측되었다.

한계상태함수를 이용하여 계산된 접합부의 휨성능, 파괴유형과 Gomez et al.(2010)의 실험결과와 비교결과(휨성능 및 파괴유형)는 Table 3에 표현되어 있다. 축력이 존재하지 않으며 베이스 플레이트 두께가 25 mm인 경우(2번 실험체)와 축력이 존재하며 베이스 플레이트 두께가 38 mm 이상인 경우(4번, 6번 실험체), 예측 휨성능과 실험결과 간의 오차는 거의 없

었다. 반면 축력이 존재하며 베이스 플레이트 두께가 25 mm 인 경우, 예측 휨성능과 실험결과(5번 실험체) 간의 오차는 상당히 큰 것(46%)을 확인하였다. 파괴모드가 베이스 플레이트 인 경우, 축력은 베이스 플레이트 인장면의 휨성능을 높여주지만 압축면의 휨성능을 줄인다. 5번 실험체의 오차가 크게 예측된 이유는 축력의 영향으로 인해 베이스 플레이트 압축면의 휨성능이 감소되었기 때문이다.

축력이 없는 2번 실험체의 파괴가 발생한 지점과 예측된 파괴지점은 베이스 플레이트로 동일하였다. 하지만 실험결과와 파괴유형은 인장면 파괴인 반면 예측결과는 압축면 파괴였다. 비록 베이스 플레이트의 파괴유형이 상이하더라도 5번 실험체처럼 휨성능 간의 차이가 크게 발생하지 않은 이유는 축력이 존재하지 않았기 때문이다. 예측결과를 베이스 플레이트 인장면 파괴라고 가정할 경우, 예상 휨성능은 131 kNxm이며, 휨성능 간의 오차는 7.5%이다. 축력이 존재하고, 앵커볼트의 항복강도가 상대적으로 작은 4번 실험체의 파괴유형과 예측 파괴유형은 동일하였다. 파괴유형이 앵커볼트의 항복으로 판별된 경우, 한계상태합수를 사용하면 접합부의 휨성능을 비교적 정확하게 예측할 수 있다고 판단된다. 축력이 존재하고 베이스 플레이트의 두께가 상대적으로 얇은 5번 실험체의 파괴유형은 상이하였다. 파괴유형을 베이스 플레이트 압축면이 아닌 인장면으로 가정할 경우, 예상 휨성능은 192 kNxm이며 오차는 8.3%이다. 베이스 플레이트 두께가 가장 두꺼운 6번 실험체의 파괴유형 또한 상이하였는데 파괴유형을 앵커볼트의 항복으로 가정할 경우, 예상 휨성능은 193 kNxm이며 오차는 3.9%이다.

한계상태합수를 이용하여 노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 휨성능을 비교적 정확히 예측할 수 있는 범위는 축력이 있는 경우, 앵커볼트의 항복 또는 철골기둥의 항복으로 판별되었을 때이며 축력이 없는 경우, 베이스 플레이트의 항복으로 판별된 경우이다. 단 파괴유형까지 같이 고려한다면 축력이 있으며 앵커볼트의 항복으로 판별된 경우에만 한계상태합수의 사용이 가능하다.

4. 결론

노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 파괴유형별 한계상태 합수를 정리하고 이 접합부의 예측 휨성능과 실험결과를 비교함으로써 아래와 같은 결론에 도달하였다.

- 1) 축력이 존재하고 앵커볼트의 항복강도가 낮은 실험체(4번 실험체)의 파괴유형은 실험결과와 예측결과가 동일하였으며 휨성능의 오차는 0.3%로 파괴유형과 휨성능은 정확

- 히 예측되었다. 축력이 존재하고 앵커볼트의 항복강도가 500 MPa이하이며 파괴유형이 앵커볼트의 항복으로 판별되면, 한계상태합수를 사용하여 노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부가 저항 가능한 휨모멘트 계산이 가능하다.
- 2) 축력이 존재하지 않으며 베이스 플레이트 두께가 25 mm 인 실험체(2번 실험체)와 축력이 존재하고 베이스 플레이트 두께가 50 mm인 실험체(6번 실험체)의 예측 휨성능 오차는 각각 2.4%와 3.1%이지만 Table 3에서 보듯이 파괴유형은 상이하였다. 2번 실험체처럼 파괴유형이 베이스 플레이트로 예측되면 한계상태합수를 사용하여 접합부의 휨모멘트 예측이 가능하다. 또한 6번 실험체처럼 파괴유형이 앵커볼트 또는 철골기둥의 항복으로 판별되면 한계상태합수를 이용하여 휨모멘트 예측이 가능하다.
- 3) 한계상태합수를 이용하여 노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 휨성능을 비교적 정확히 예측할 수 있는 범위는 축력이 있는 경우, 앵커볼트의 항복 또는 철골기둥의 항복으로 판별되었을 때이며 축력이 없는 경우, 베이스 플레이트의 항복으로 판별된 경우이다. 단 파괴유형까지 같이 고려한다면 축력이 있으며 앵커볼트의 항복으로 판별된 경우에만 한계상태합수의 사용이 가능하다.

본 논문에서는 한계상태합수를 이용하여 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 경계조건을 반강점으로 평가할 수 있는 기초 자료를 제공하고 있다. 하지만 실험체의 개수가 적어 모든 파괴유형을 검증하는데 어려움이 있다. 따라서 많은 실험체의 실험결과와 예측 휨성능을 비교·평가하기 위한 추가적인 연구가 필요하다.

감사의 글

본 연구는 국토교통과학기술진흥원에서 지원하는 도시건축연구사업(15AUDP-B066083-03)의 지원으로 수행되었습니다.

References

Fisher, J. M., and Kloiber, L. A. (2006), Design Guide 1: Base Plate and Anchor Rod Design, 2nd edition, American Institute of Steel Construction, 13-31.

Fisher, J. M., and West, M. A., Design Guide 10 (1997), Erection Bracing of Low-Rise Structural Steel Building, American Institute of Steel Construction, 11-18.

Gomez, I., Deierlein, G. G., and Kanvinde, A. M. (2010), Exposed

Column Base Connections Subjected to Axial Compression and Flexure, Final report presented to the American Institute of Steel Construction, AISC Report, 3.1-3.54; B.1.

Received : 03/28/2016

Revised : 04/05/2016

Accepted : 05/04/2016

Shin, Y. S., Kang, C. S., Kim, S. H., Kim, Y. M., Kim, H. D., Park, H. G., and Lee, K. K. (2011), Structural Design Criteria and Commentary for One and Two Story Small Buildings, The Korean structural engineers association, 75.

요 지 : 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 파괴유형은 베이스 플레이트 압축면과 인장면의 휨파괴, 앵커볼트의 인장파괴, 뿔힘, 전단파괴, 그리고 콘크리트 기초파괴 및 철골기둥의 소성힌지발생에 따른 파괴이다. 본 연구에서는 편접합 또는 강접합으로 가정하여 설계되는 노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부가 받을 수 있는 모멘트의 크기를 구하기 위하여, 한계상태 함수를 이용하여 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 휨성능 및 파괴유형을 예측하고 실험결과와 비교하였다. 한계상태함수를 이용하여 노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부의 휨성능을 비교적 정확히 예측할 수 있는 범위는 축력이 있는 경우, 앵커볼트의 항복 또는 철골기둥의 항복으로 판별되었을 때이며 축력이 없는 경우, 베이스 플레이트의 항복으로 판별된 경우이다. 파괴유형까지 같이 고려할 경우, 축력이 있으며 앵커볼트의 항복으로 판별된 경우에만 한계상태함수의 사용이 가능하다.

핵심용어 : 노출형 철골기둥-베이스 플레이트 접합부, 파괴유형, 내력평가, 한계상태함수
