

밀착조임 볼트체결방법에 따른 엔드플레이트 접합부의 구조성능평가

Evaluation of Structural Behavior of Tapered Member with Snug-tightened Flush End-plate Connection

정 경 수¹⁾ · 김 우 식²⁾ · 박 만 우³⁾ · 도 병 호⁴⁾
Chung, Kyung Soo Kim, Woo Sik Park, Man Woo Do, Byung Ho

요 약 : 저층 장스팬 철골프레임에는 강제절감을 위해 휨모멘트 저항에 극대화한 판폭 두께비가 큰 변단면 부재를 사용하고 있다. 게다가, 밀착조임 볼트접합은 고장력 볼트조임에 비하여 공사비 절감과 시공용이성의 장점을 지니고 있다. 한편, 밀착조임 엔드플레이트 접합사용에 다수 장점을 가지고 있음에도 불구하고 구조적 거동 및 해석상의 복잡함이 존재한다. 이에 본 연구에서는 밀착조임 엔드플레이트 접합형 변단면 부재에 대한 실험을 행하였다. 변수로는 체결 토크치, 재하패턴, 볼트종류, 접합부 파괴형이다. Silva et al.과 AISC(2003)에서 제시한 강성 및 내력식을 이용한 예측결과를 실험결과와 비교하였다.

ABSTRACT : The current trends in steel construction involve the use of tapered sections to minimize the use of excess materials to the extent possible, by choosing cross-sections that are as economical as possible abandoning the classical approach of using prismatic members. In addition, snug-tightened connections, especially the end-plate type, have the advantage of fetching less construction costs and shorter assembly times as opposed to fully tightened joints. Although they have many merits, however, snug-tightened bolted end plates are extremely complex in their structural behavior. In this study, an experimental investigation of the snug-tightened flush end-plate connections of tapered beams were conducted. The primary test parameters were the torque for the clamping bolt, the loading pattern, the bolt type and the connection failure type. Using initial stiffness and load-carrying capacity as proposed by Silva et al. and AISC (2003), the moment-rotation curve of a linearly tapered member with a snug-tightened flush end-plate connection was predicted. Moreover, numerical and experimental data for moment-rotation curves were compared.

핵심용어 : 밀착조임, 엔드플레이트 접합, 장스팬 철골프레임, 변단면 부재

KEYWORD : snug-tightened connection, flush end plate connection, long-span steel frame, tapered member

1. 서론

농촌시설물(축사, 온실), 창고 및 공장 등과 같이 저층 장스팬 구조로 이용되는 철골프레임은 P.E.B 시스템이 이용된다. 이 시스템은 휨모멘트의 크기에 따라 부재형상을 최적화 한 변단면 부재를 설계사용하는 경제적인 시스템이다. 게다가, 이 시스템의 효과를 극대화하기 위하여 공기단축을 위한 현장조립이 간편한 엔드플레이트타입의 볼트 접합방식이 사용되고 있다.

한편, 미국 AISC (2003) 등에서는 엔드플레이트 타입의 볼트 접합에 대하여 밀착조임을 허용하고 있다. 밀착조임에 대하여 ASTM에서는 Impact Wrench로 약간 충격을 주거나 혹은 작업자가 보통의 Spud Wrench로 최대한 조이는 것으로 정의하고 있다.

기존의 연구를 보면, 심현주(2007)는 웨브 변단면의 구조 안정성을 평가하였으며, 김용환(2009)는 PEB시스템의 해석을 통한 개선방향으로 볼트체결방법에서 밀착조임 도입의 필요성을

1) 교신저자. 포항산업과학연구원 강구조연구소, 공학박사
(Tel. 031-370-9578, Fax. 031-370-9909, E-mail: kschung@rist.re.kr)

2) 포항산업과학연구원, 강구조연구소(kimwoosik@rist.re.kr)

3) 동부제철(주) 건설사업부, 사원(imwpark@dongbu.com)

4) 동부제철(주) 건설사업부, 부장, 건축구조기술사(pebdo@dongbu.co.kr)

본 논문에 대한 토의를 2010년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

언급하였다. 김종성(2005)는 구조 성능실험을 통한 접합부의 PEB시스템 적용성을 평가하였다. Faella et al. (1998)과 Silva et al. (2002)는 밀착조임에 따른 구조실험과 스프링 모델을 통한 구조성능 평가를 행하였다. Bursi와 Jaspert (1997)는 볼트 접합부의 FEM모델링 제안과 실험검증을 하였다.

국내에서는 KBC 2009 (한국강구조학회, 2009)에 밀착조임에 대한 규정이 포함되었다. 그러나, 국내에서 밀착조임에 대한 접합부의 거동에 대한 연구가 미비하다. 보다 많은 실험 데이터 축적이 필요한 실정이다.

본 연구는 ASTM A325와 동등한 성능의 F8T볼트와 현장에서 주로 사용되고 있는 F10T에 대한 볼트체결방법에서 밀착조임 조건으로 한 인장과 전단이 조합된 엔드플레이트 접합형 변단면 부재의 구조성능을 평가하고자 한다. 이를 위하여 먼저, 밀착조임 볼트체결방법에 따른 볼트 및 엔드플레이트 파괴형에 대한 구조적 거동을 파악하고자 실험을 행하였다. 다음으로, 볼트의 축력변화, 엔드플레이트 접합부의 초기강성과 내력에 대해서 실험결과를 분석하였다. 마지막으로, 평면유지를 가정한 변단면의 수치해석과 엔드플레이트 접합부의 모델링을 통한 부재의 거동을 예측하고자 하였다.

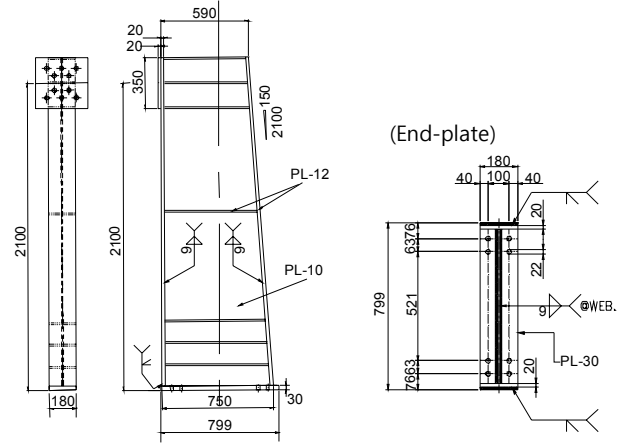


그림 1. 실험체(Flush End-plate connection)

표 1. 기계적 성질

종류	항복강도 (MPa)	인장강도 (MPa)	항복비	연신율 (%)	
Bolt	F8T	765	0.87	17	
	F10T	977	1095	0.89	16
Plate (SM490)	PL-12mm	421	530	0.79	22
	PL-10mm	366	522	0.70	30
	PL-30mm	320	518	0.62	23

표 2. 실험체 일람

Specimen	파괴형	M20의 강종	체결 토크치 (Nm)	재하패턴
B_8_300_M	Bolt	F8T	300	Mono
B_8_300_C		F8T		Cycle
B_10_300_M		F10T		Mono
B_10_300_C		F10T		Cycle
P_10_150_M	End-plate	F10T	150	Mono
P_10_150_C			150	Cycle
P_10_300_M			300	Mono
P_10_300_C			300	Cycle

2. 엔드플레이트 접합형 변단면 부재실험

2.1 실험체

실험체는 그림 1에서 보는 바와 같이, 플랜지는 등단면이고, 변단비(γ)는 0.27로 웹 변단면 부재 설계기준(KBC 2009 설계기준)을 만족시키고 있다. 볼트 또는 엔드플레이트 파괴형에 대해서 실험체는 엔드플레이트의 강판 두께를 30t와 12t로 한 것 외에 동일하다. 실험체 접합으로 플랜지와 웹, 웹와 엔드플레이트는 필릿용접으로 하였으며, 플랜지와 엔드플레이트는 Bevel형 개선용접으로 하였다. 엔드플레이트와 반력 지지간의 접합면에 대해서는 제철공장의 압연과정에서 생기는 흑피(mill scale)가 부착된 상태이다.

볼트 및 강재의 기계적 성질을 표 1에 나타내었다. 볼트의 항복강도는 0.2% offset방법에 의하여 산정하였다.

밀착조임 체결방식은 미끄러짐이 구조물의 성능저하를 가져 오거나 반복하중에 의해 너트가 풀릴 가능성이 있는 경우에 사용이 제한되고 있다. 이에 밀착조임 체결방식의 구조성능을 평가하고자, 변수로는 접합부 파괴형, 볼트 체결정도(체결 토크치), 볼트 종류, 재하패턴에 대해서 실험체 일람을 표 2에 나타내었다. 여기서, 볼트 체결 토크치 산정방법에 대해서는 2.2.3절에 보다 자세히 기술하였다.

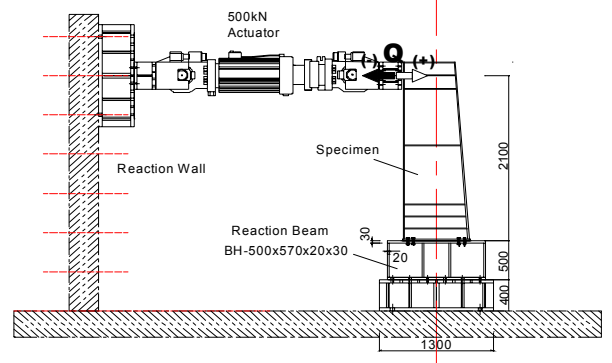
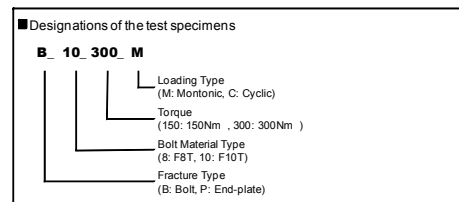


그림 2. 실험체 셋업

2.2 실험방법

2.2.1 셋업

그림 2에서 보는 바와 같이 실험체를 설치한다. 실험체에는 외부강성 프레임에 설치된 횡구속용 보로 실험체의 면외변형을 구속하였다.

그림 3(a)에서 보는 바와 같이 변위계(LVDT)를 설치하여 휨 변형 및 엔드플레이트 접합부의 회전각(θ_c)을 계측하였다. LVDT 3과 4는 반력 보(Reaction beam)에 대한 엔드플레이트 접합부의 상대변형을 측정하였다. 엔드플레이트 접합부의 회전각은 볼트 변형과 엔드플레이트 변형을 포함한 회전각이다. 볼트의 축력변화를 알고자 1축 스트레인게이지 2개를 그림 3(b)에서 보는 바와 같이 볼트 몸체(Shank)부분에 첨부하였다.

실험체의 가력방식은 그림 4에서 보는 바와 같이 ANSI/AISC SSPEC-2002 Cyclic Loading Program(AISC, 2002)에 준하여 실시하였으며, 실험체의 부재 회전각(상대적인 횡변형을 부재길이로 나눈 값)을 기준으로 변위제어 하였다. 하중가력은 부재각을 기준으로 0.375%, 0.5%, 0.75% 일때 각각 6회, 1% 4회, 1.5%이상의 경우 2회씩 반복가력하였다. (그림 4 참조). 볼트 및 엔드플레이트 파단시에 실험 종료 하였다.

2.2.2 실험데이터 정리

실험체의 부재 회전각, 변단면 부재각과 접합부 회전각은 아래식에 의해 산출하였다. 또한, 각각의 변위와 회전각에 대한 정의는 그림 3과 그림 5에 나타내었다.

$$\text{부재 회전각: } \theta = \theta_b + \theta_c \quad (1)$$

$$\text{변단면의 부재각: } \theta_b = \frac{d_1 - d_2}{L} \quad (2)$$

$$\text{접합부 회전각: } \theta_c = \frac{d_3 - d_4}{H_o} \quad (3)$$

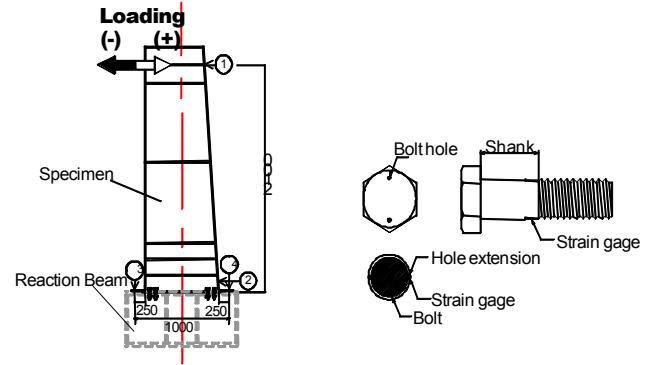
d_1, d_2, d_3, d_4 : LVDT에 의한 측정값

L : 변단면 부재 길이

H_o : d_3 과 d_4 LVDT 간격

2.2.3 볼트 체결방법

밀착조임의 볼트체결 방식으로 KBC 2009 (대한건축학회, 2009)에서 임팩트렌치로 수 회 또는 일반렌치로 최대로 조여서 접합판이 완전히 밀착되도록 정의하고 있다. 본 논문에서는 보다 표준적이며 정량적인 볼트 체결방식을 적용하고자 아래와 같은 볼트체결 방법에 대해서 볼트에 걸리는 평균 변형률 변화를 그림 6에 나타내었다.



(a) 변위계 (b) 볼트게이지 위치
그림 3. 변위계 설치 및 볼트게이지 위치

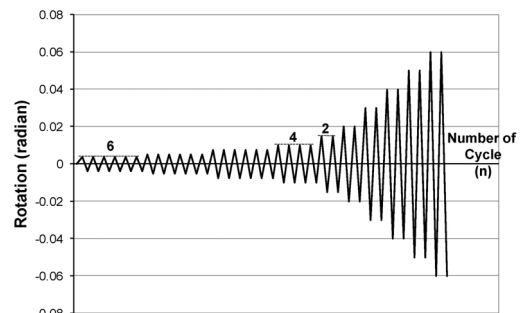


그림 4. 재하이력 패턴

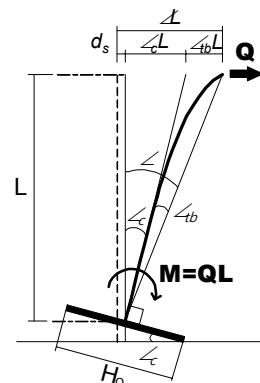


그림 5. 회전각 정의

Case 1. 토크값 150Nm로 체결을 종료하는 기점 (고력볼트 접합시공지침(한국강구조학회, 2009)에 근거 M20에 대한 1차 체결시의 토크값과 동등)

Case 2. 토크값 300Nm로 체결을 종료하는 기점 (M20에 대한 1차체결시의 토크값의 2배)

Case 3. 볼트 손 조임을 한 후 너트회전량 150° 전후 기점

Case 4. 일반렌치(회전반경: 400mm)로 인력으로 최대한 조인 기점 (2인 적용)

일반렌치로 최대로 조여서 접합판이 완전히 접촉되도록 체결한 기점(Case 4 경우)에서 볼트의 변형률은 토크값 300Nm로 체결을 종료하는 기점(Case 2 경우)과 유사한 값을 보였

다. 따라서, 본 연구에서는 볼트 체결 토크치 300Nm을 기준으로 하여, 엔드플레이트 접합부의 구조성능을 평가하였다. 토크치 300Nm는 실제 고력볼트접합의 토크치 363~495Nm보다 17%~40%정도 작은 값이다.

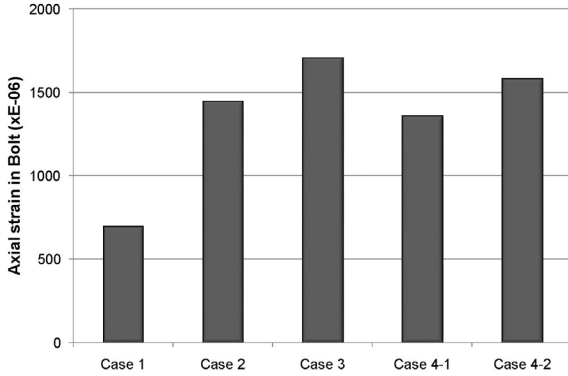


그림 6. 볼트 체결방법에 따른 볼트 축변형률

3. 실험결과

3.1 실험체 종국상황

실험종료시의 실험체의 종국상황은 크게 2가지로 나눌 수 있다. 그림 7(a)에서 보는 바와 같이, 볼트 파괴의 경우는 볼트 강중에 상관없이 인장부분 4개 볼트가 동시에 파괴가 일어났으며, 볼트의 파단면은 볼트 강중에 따른 차이는 없었다.

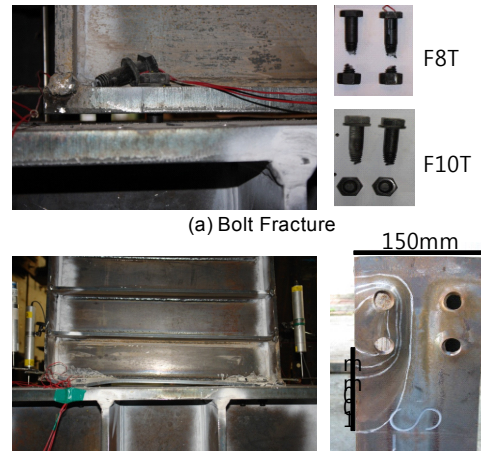
다음으로, 엔드플레이트 파괴형의 종국 상황은 그림 7(b)에 나타내었다. 엔드플레이트의 파대 판변형후에 웨브와 엔드플레이트간의 파단후 볼트파단으로 실험 종료하였다. 실험종료후 엔드플레이트의 항복라인을 보면, 볼트구멍에서 중앙부로 약 100mm 정도로 보 플랜지 반쪽(75mm) 보다 약간 크게 나왔다.

3.2 모멘트-회전각관계

밀착조임 볼트체결한 엔드플레이트 접합부가 반복 인장과 전단을 받았을 경우의 모멘트-회전각관계를 단조재하와 비교한 것을 그림 8에 나타내었다. 볼트 파괴형인 경우, 반복재하의 envelopment curve는 단조재하의 모멘트-회전각 곡선과 거의 일치하였다. 한편, 엔드플레이트 파괴형인 경우, 볼트체결 토크치가 300Nm인 경우는 볼트파괴형과 같은 양

상을 보였으나, 체결 토크치가 150Nm인 경우는 항복이후 단조재하의 모멘트-회전각곡선이 반복재하의 envelopment curve에 비하여 작게 나왔다.

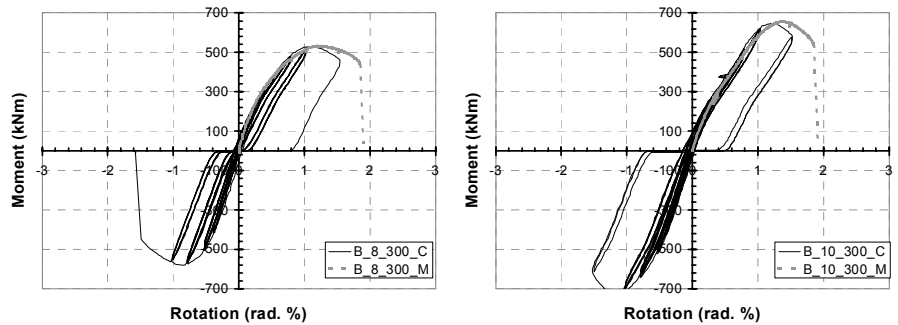
각 실험체의 단조재하의 모멘트-회전각관계를 그림 9와 표 3에 나타내었다. 먼저, 볼트 파괴형에 대해서 비교하면, 초기강성에서 약 10% 이내로 볼트종류에 따른 큰 차이가 없었다. 한편, 최대내력에서 F10T를 사용한 B_10_300_M 실험체가 약 23% 크게 나왔다. 이는 F10T의 소재 인장강도가 F8T의 소재 인장강도에 약 25%로 크게 나왔기 때문이다 (표 1 참조). 한편, 볼트 파괴시의 회전각에서는 차이가 거의 없었다. 이는 볼트의 소재인장실험에서 연신율에 대해서 볼트간의 차이가 없었



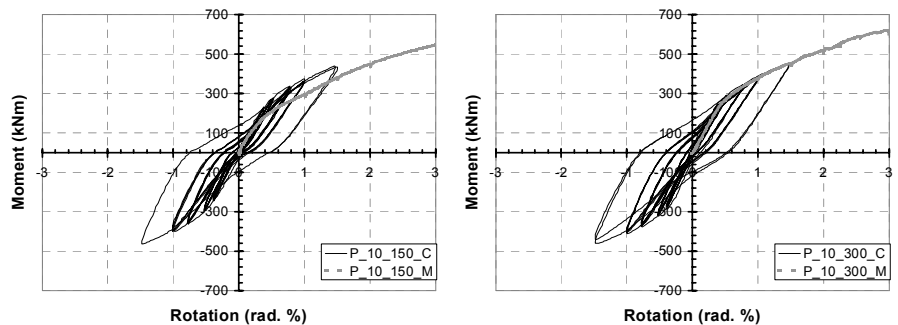
(a) Bolt Fracture

(b) End-Plate Fracture

그림 7. 실험체 종국상황



(a) 볼트 파괴형



(b) 엔드플레이트 파괴형

그림 8. 단조 및 반복재하의 모멘트-회전각관계 비교

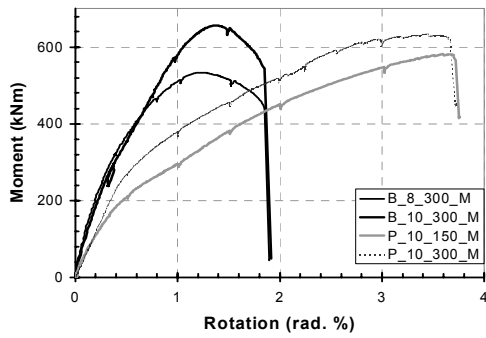


그림 9. 모멘트-회전각관계(단조재하의 경우)

기 때문이다. 다음으로, 엔드플레이트 파괴형에 대해서 비교하면, 볼트 체결방법에서 체결 토크치가 작은 P_10_150_M 실험체가 회전각 증가에 따라 조기에 강성저하가 나타났으나, 항복이후 2차 강성은 체결 토크치와 상관없이 거의 비슷하였다. 항복내력과 최대내력에서는 약 15% 이내로 볼트 체결정도에 따라 큰 차이를 보이지 않았으나, 항복 및 최대내력시에 회전각에서는 볼트체결 토크치가 작은 쪽이 최대 2배로 크게 나왔다. 이는 그림 10에서 보는 바와 같이 항복내력 정의와 볼트 체결 토크치가 작음에 따른 엔드플레이트 변형 범위가 증가 때문이라 판단된다.

각 실험체의 초기강성, 항복 및 최대내력을 정리하여 표 3에 나타내었다. 반복재하의 경우는 단조화를 통한 후에 산정하였다. 초기강성은 탄성구간에서의 초기강성이며, 항복내력 산정은 그림 10에서 보는 바와 같다.

와 볼트간의 접촉으로 볼트 축변형에 영향을 주었기 때문이다. 볼트 파괴형인 경우, 그림 11(a)에서 보는 바와 같이 밀착조임 볼트체결직후 볼트의 축변형률이 1600 μm 이었으나, 실험체에 있는 볼트를 전부 체결하면 1000 μm (가볼트 체결방식의 볼트 축변형률보다 약 20%정도 큼)으로 감소하였다. 한편, 엔드

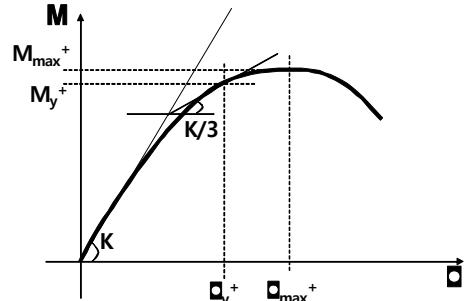


그림 10. 항복내력 산정방법

표 3. 실험결과

실험체명	초기강성: K(kNm/rad.%)	항복내력: M _y (kNm)	항복시 회전각q _y (rad. %)	최대내력: M _{max} (kNm)	최대내력시 회전각 q _{max} (rad.%)
B_8_300_M	1020	405	0.59	533	1.23
B_8_300_C	910	489	0.80	526	1.00
B_10_300_M	805	603	1.06	656	1.37
B_10_300_C	805	630	1.05	647	1.22
P_10_150_M	575	399	1.61	582	3.58
P_10_150_C	570	326	0.70	-	-
P_10_300_M	605	348	0.83	621	2.97
P_10_300_C	600	368	0.88	-	-

3.3 볼트의 변형률변화

볼트의 변형률 변화를 그림 11에 나타내었다. 볼트의 변형률은 외단에 위치한 볼트의 변형률 측정값의 평균을 나타내었다. 단조가력인 경우 볼트의 변형률은 그림 11(a)~(c)와 같이 회전각 증가에 따라 꾸준한 증가를 보였다. 반복가력인 경우 반복 사이클 수가 증가함에 따라 그림 11(d)와 같이 볼트의 변형률이 서서히 증가하였다. 또한, 부모멘트인 경우, 볼트의 변형률은 0근처로 감소하였으나, 반복 사이클 수가 증가할수록 부모멘트시의 볼트 변형률은 전사이클에 비하여 0근처로 감소하는 정도가 작았다. 이는 회전각 증가에 엔드플레이트 변형으로 엔드플레이트와 볼트간의 클리어런스가 없어져 엔드플레이트

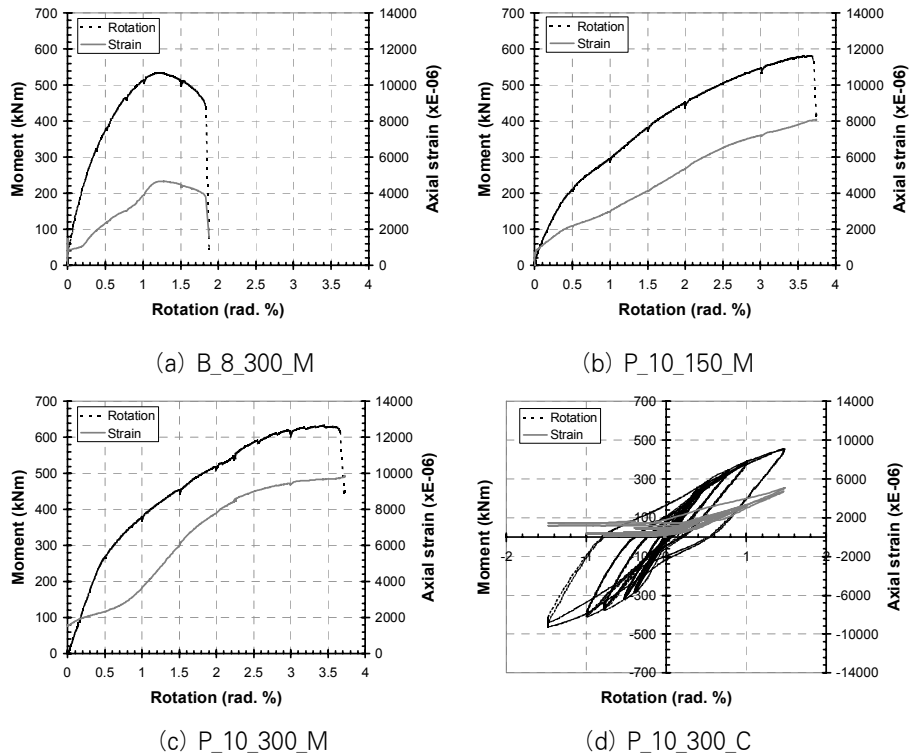


그림 11. 볼트의 축변형률 변화

플레이트 파괴형인 경우, 볼트파괴형과 같은 경향을 보이지 않았다. 이는 볼트 파괴형인 경우 두께가 30mm인 엔드플레이트가 약간의 제작오차에 의해 밀착조임 볼트체결 과정에서 볼트장력 손실이 발생하였기 때문이다.

4. 수치해석

4.1 접합부의 초기강성

접합부의 초기강성(k_c)은 아래식과 같이 볼트 강성(k_b)와 엔드플레이트 강성(k_p)의 합으로 산정한다.

$$\frac{1}{k_c} = \frac{1}{k_b} + \frac{1}{k_p} \quad (4)$$

볼트의 초기강성은 Silva et al.(2002)가 제시한 ${}_b k$ 를 이용하여 다음 식으로 산정한다.

$$k_b = 2 \cdot {}_b k \cdot t_m \cdot (h_1 + h_2 - t_f) \quad (5)$$

$${}_b k = 1.6 E_b \cdot A_b / L_b$$

A_b : 볼트의 공칭단면적

L_b : (볼트 체결두께) + (볼트머리와 너트두께 합)의 1/2배

E_b : 볼트의 탄성계수

t_m : 볼트 구멍 중심에서 엔드플레이트와 웨브가 만나는 용접면사이의 거리

t_f : 보 플랜지 두께

h_1, h_2 : 볼트에서 압축측 연단까지 거리 (그림 12(a) 참조)

엔드플레이트의 초기강성은 Silva et al.(2002)가 제시한 ${}_p k$ 를 이용하여 다음 식으로 산정한다.

$$k_c = {}_p k \cdot t_m \cdot (h_1 + h_2) / 2$$

$${}_p k = 0.85 E_p \cdot Y \cdot \left(\frac{t_p}{t_m} \right)^3 \quad (6)$$

Y : 엔드플레이트의 항복선 거리합

t_p : 엔드플레이트의 두께

E_p : 엔드플레이트의 탄성계수

4.2 접합부의 내력

먼저, 인장력과 전단력을 동시에 받는 볼트 최대내력(M_{nb})은 다음 식으로 산정한다.

$$M_{nb} = 2 \cdot F_{tb} \cdot A_b \cdot (h_1 + h_2 - t_f) \quad (7)$$

$$\left(\frac{F_{tb}}{0.75 F_t} \right)^2 + \left(\frac{\sqrt{3} F_s}{0.6 F_t} \right)^2 = 1.0 \quad (8)$$

F_{tb} : 인장력과 전단력을 동시에 받는 경우 볼트의 공칭 강도

F_t : 볼트의 인장강도

F_s : 볼트의 전단응력

다음으로 엔드플레이트 항복내력(M_{np})은 AISC(2003)에서 제시한 식으로 산정한다.

$$M_{np} = F_{py} \cdot t_p^2 \cdot X \quad (9)$$

$$X = \frac{b_p}{2} \left[h_1 \left(\frac{1}{p_f} \right) + h_2 \left(\frac{1}{s} \right) \right] +$$

$$\frac{2}{g} \left[h_1 (p_f + 0.75 p_b) + h_2 (s + 0.25 p_b) \right] + \frac{g}{2}$$

$$s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p \cdot g} \quad ; \text{if } p_f > s \Rightarrow p_f = s \quad (10)$$

F_{py} : 엔드플레이트의 항복강도

한편, 엔드플레이트 항복후, 회전각 증가에 따라 볼트와 웨브/플랜지간 엔드플레이트의 인장거동으로 최대내력이 결정되는 최대내력에 대해서는 본 논문에서는 모사하지 않았다.

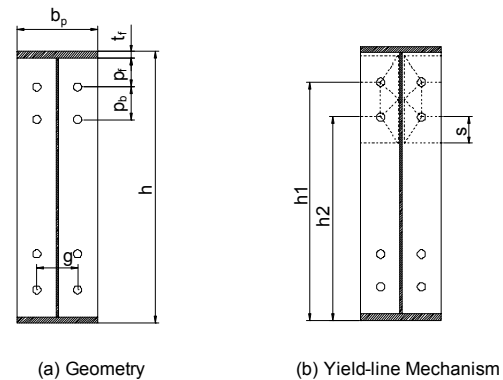


그림 12. 엔드플레이트 형상 및 항복선

4.3 수치해석방법

밀착조임으로 볼트 체결한 엔드플레이트 접합부를 가진 변단면 부재의 모멘트-회전각관계를 예측하고자 해석모델링은 그림 13에서 보는 바와 같다. 먼저, 접합부의 강성 및 내력은 4.1과 4.2절에서 기술한 방법으로 산정하며, 변단면 부재의 해석은 수치적분에 의한 면내해석방법에 의해 행하였다. 해석의 전제조건은 아래와 같다.

- 1) 평면유지를 가정한다.

- 2) 단면내 각점에 대해서 소재의 응력-변형률관계에는 Chung et al.(2004)의 이력모델을 이용한다.
- 3) 전단에 대해서는 탄성을 가정한다. 또한, 전단변형과 휨 변형은 서로 영향을 주지 않는 것으로 한다.

이상의 조건하에 먼저 단면을 그림 14(a)와 같이 분할하고, 단면내의 힘의 평형으로 모멘트-곡률관계를 구한다. 다음으로 부재를 그림 14(b)와 같이 분할하고, 각 미소구간에 일정하다고 가정한 곡률을 재축방향으로 적분하는 것으로 부재의 변형을 구한다.

4.4 실험결과와 비교

수치해석을 통하여 예측한 모멘트-회전각관계곡선을 실험결과와 비교를 그림 15와 표4에 나타내었다. 여기서, 접합부만의 모멘트-회전각과 부재전체의 모멘트-회전각관계를 나타내었다.

먼저, 볼트파괴형인 경우, 초기강성에서 실험값이 해석값에 비하여 최대 35%이상의 값을 보였다. 최대모멘트(내력)의 1/2배 이상에서는 강성이 저하하여 해석값에 비하여 작게 나타났다. 최대모멘트에서는 실험값이 해석값에 비하여 최대 2% 이내로 약간 높았다. 이러한 경향은 접합부 및 부재전체에 대해서 같은 양상은 보였다. 또한, 볼트의 강종에 상관없이 비슷한 경향을 보였다.

다음으로, 엔드플레이트 파괴형인 경우, 초기강성에서 실험값이 해석값과 비교하면, 실험값이 해석값에 비하여 최대 7%로 약간 크게 나왔다. 접합부에서도 초기강성이 해석값에 비하여 대체로 크게 나왔다. 볼트의 체결정도에서 토크값을 150Nm로 하였을 경우는 해석상의 항복모멘트 1/2이상에서 실험값의 강성은 해석값보다 작게 나왔다(그림 15(c) 참조). 한편, 체결 토크값이 300Nm인 경우, 해석상의 항복모멘트 90%수준까지 초기강성의 변화는 없었다. 엔드플레이트 파괴형 항복내력에서 체결정도에 상관없이 최대 17%로 실험값이 해석값에 비하여 약간 크게 나왔다(표 4 참조).

따라서, 본 연구에서 수행한 수치해석방법으로 산정한 초기강성 및 내력에 대해서, 볼트 및 엔드플레이트 파괴형에 상관없이 실험결과에 안전적으로 예측할 수 있음을 알 수 있다.

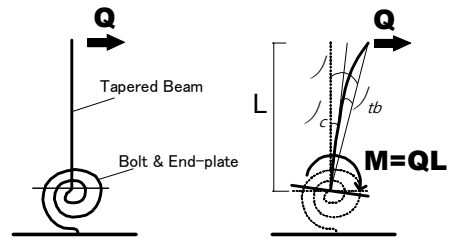
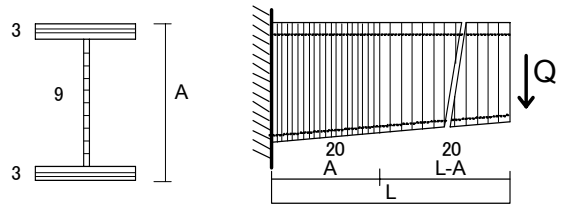


그림 13. 해석모델링



(a) (b)
그림 14. 변단면 부재의 모델링

표 4. 초기강성 및 내력비교

실험체명	실험값			이론값	
	초기강성: K(kNm/rad.%)	항복내력: My(kNm)	최대내력: Mmax(kNm)	초기강성: K _{th} (kNm/rad.%)	내력: M _{th} (kNm)
B 8_300_M	1020	405	533	755	522(최대)
B 8_300_C	910	489	526		
B 10_300_M	805	603	656	755	654(최대)
B 10_300_C	805	630	647		
P 10_150_M	575	399	582	567	309(항복)
P 10_150_C	570	326	-		
P 10_300_M	605	348	621	567	309(항복)
P 10_300_C	600	368	-		

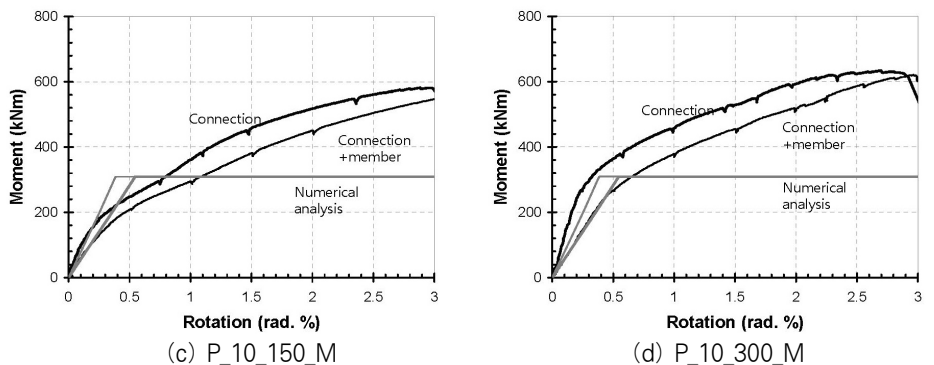
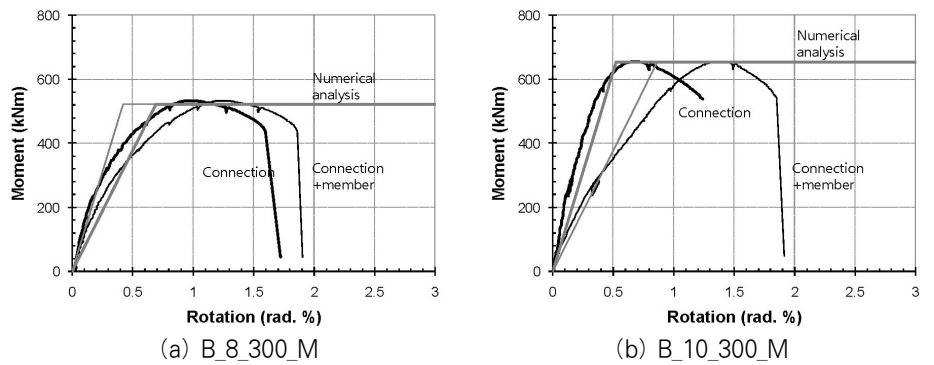


그림 15. 모멘트-회전각에 대한 실험결과와 비교

5. 결 론

본 연구는 밀착조임(밀착조임 볼트체결) 방식으로 볼트 체결을 함에 따른 엔드플레이트 집합형 변단면 부재의 구조성능을 평가하였다.

본 연구에서 얻어진 주요 결과를 요약해 보면 다음과 같다.

- (1) 인장과 전단 조합하중을 받는 밀착조임방식에 대해서 볼트파괴인 경우, 볼트강종(F8T와 F10T)에 대해서 초기강성과 파괴시 회전각에서 차이가 거의 없었다. 또한, 반복하중시 모멘트-회전각을 단조화한 모멘트-회전각관계는 단조시 모멘트-회전각관계와 거의 일치하였다.
- (2) 엔드플레이트 파괴인 경우, 볼트체결시 토크치를 300Nm와 150Nm로 함에 따라 초기강성에서는 차이를 볼 수 없으나, 체결정도가 작은 쪽에서 조기에 강성변화가 일어났다. 볼트체결정도에 따른 내력에서는 약 15% 이내로 큰 차이를 보이지 않았으나, 항복내력시 회전각에서는 볼트체결정도가 작은 쪽이 최대 2배로 크게 나왔다. 회전각 증가에 따라 체결정도가 큰 쪽이 모멘트가 크게 나왔다. 또한, 반복하중시 모멘트-회전각을 단조화한 모멘트-회전각관계는 체결정도가 큰 쪽에 대해서 단조시 모멘트-회전각관계와 거의 일치하였다. 한편, 체결정도가 작은 쪽은 단조시 모멘트-회전각관계가 회전각이 증가함에 따라 반복시 모멘트-회전각관계에 비하여 작게 나왔다.
- (3) Silva et al.과 AISC(2003)에서 제시한 볼트와 엔드플레이트의 초기강성 및 내력식을 이용하여 변단면 fiber element 수치해석으로 예측한 결과를 실험결과와 비교한 결과는 다음과 같다.
 - 예측한 초기강성은 실험결과에 비하여 볼트 파괴형에서 최대 35% 이내, 엔드플레이트 파괴형에서 최대 7%이내로 안전측에 있다.
 - 볼트파괴형 최대내력에서 예측결과는 볼트 타입에 상관없이 실험결과에 비하여 약 2% 이내로 작게 나왔다. 엔드플레이트 파괴형 항복내력에서 체결정도와 상관없이 실험결과가 예측결과에 비하여 최대 17% 크게 나왔다.

감사의 글

본 연구는 국토해양부 지역기술혁신사업의 연구비 지원(과

제번호 #’08지역기술혁신 B01-02)에 의해 수행되었습니다.

참 고 문 헌

- 김용환, 이성희, 최성모(2009) P.E.B 시스템 장스팬 박공형 창고 건물의 극한내력평가, 대한건축학회논문집 구조계, 대한건축학회, 제25권, 제10호, pp.11~18.
- 김종성(2005) PEB시스템 강골조에서 H형강기둥-Rafter접합부의 구조성능, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제17권, 제3호, pp.347~356.
- 심현주, 이성희, 김진호, 이은택, 최성모(2007) 춤이 큰 웹 변단면 H형 보의 휨내력에 대한 실험적 평가, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제19권, 제5호, pp.483~492.
- 한국강구조학회(2009) KBC 2009 강구조설계, 구미서관, pp.306~354.
- 한국강구조학회(2009) KBC-09 강구조기준에 따른 고력볼트 접합 시공지침, 구미서관, pp.30~65.
- AISC (2003) Flush and extended multiple-row moment end-plate connections, American Institute of Steel Construction, pp.17~30.
- AISC (2002) Seismic provisions for structural steel buildings, ANSI/ AISC 341-02, American Institute of Steel Construction, pp.37~43.
- Steel Structures Technology Center (2001) Structural bolting handbook, pp.4~35.
- Bursi, O.S. and Jaspart, J.P. (1997) Benchmarks for finite element modelling of bolted steel connections, *J. Construct. Steel Res*, Vol. 43, pp.17~42.
- Chung, K.S., Matsumoto, Y., and Yamada, S. (2004) Study on the constitutive relation of structural steel under multi-axial stress(part 1. In case of uni-axial loading history), *Council on Tall Buildings and Urban Habitat(CTBUH 2004)*, Korea, pp.539~544.
- Faella, B.C., Piluso, V., and Rizzano, G. (1998) Experimental analysis of bolted connection: snug versus preloaded bolts, *Journal of Structural Engineering ASCE*, Vol. 124, pp.765~774.
- Silva, L.S., Santiago, A., and Real, P.V. (2002) Post-limit stiffness and ductility of end-plate beam-to-column steel joints, *Computers and Structures*, Vol. 80, pp.515~531.
- (접수일자 : 2009. 12. 14 / 심사일 2009. 12. 22 / 게재확정일 2010. 4. 10)