

반복하중을 받는 십자형 수직 다이어프램 콘크리트 각형강관(CFT) 기둥-H형보 모멘트접합부 구조거동에 관한 실험적 연구

이병희¹ · 조용현^{2*} · 김태수³ · 서수연⁴

¹박사과정, 한국교통대학교, 건축공학과, ²연구교수, 한양대학교 에리카, 친환경건축기술연구소,
³교수, 한양대학교 에리카, 건축학부, ⁴교수, 한국교통대학교, 건축공학과

Experimental Study of H-Beam to CFT Column Connection Using Vertical Passing Plates

Lee, Byung-Hee¹, Cho, Yong-Hyun^{2*}, Kim, Tae-Soo³, Seo, Soo-Yeon⁴

¹Ph.D. Candidate, School of Architecture, Korea National University of Transportation, Chungju, 27469, Korea

²Research professor, School of Architecture & Architectural Engineering, Hanyang University ERICA, Ansan, 15588, Korea

³Professor, School of Architecture & Architectural Engineering, Hanyang University ERICA, Ansan, 15588, Korea

⁴Professor, School of Architecture, Korea National University of Transportation, Chungju, 27469, Korea

Abstract - Conventional internal diaphragm joints provide a reliable path for load transfer from beam to column, but require excessive welding inside column tube. Similarly, external diaphragm may still not be practical due to large volume of steel consumption. To overcome these issues, the present study proposed a new easy-to-fabricate moment connection between H-shaped steel beams and concrete filled tubular (CFT) columns. The connection consists of a vertical plates passing through the aligned slots made on column wall, and end plate welded to H-steel beam, resulting in various advantages from the fabrication and structural points. Four full-scale exterior beam-column connections are design for cyclic loading tests as per KDS 41 31 10 and AISI/AISC 341-16 seismic design provisions. The ductility, moment-rotation hysteretic performance, initial stiffness, energy dissipation capacity are examined based on the laboratory test results. It shows that all specimens failed in plastic hinge on H-steel beam. The proposed connection exhibit stable hysteretic curves up to 3 % story drift without damage in the column, which satisfy the KDS 41 31 10 and AISI/AISC 341-16 design provisions as a intermediate moment connection.

Keywords - Seismic performance, Concrete filled tubular, Cruciform diaphragm, Vertical passing plate, Cyclic loading

1. 서론

건축물의 고층화·대형화 추세에 맞추어 기존의 강재 기둥 또는 RC기둥에 비해 우수한 구조성능과 시공성을 발휘하는 합성기둥의 적용이 증가하고 있다. 콘크리트 충전 각형강관(concrete filled tubular, CFT)의 구조성능

상 주요 이점은 내력과 변형능력 향상이다. 충전된 콘크리트는 강관에 의해 구속을 받는 3축응력 상태에 놓이게 되어 이에 따른 압축력에 대한 저항성능이 증진되며, 외부 강관은 내부의 콘크리트로 인하여 국부좌굴 발생이 억제되어 높은 연성능력을 발휘한다^[1]. 하지만, CFT기둥은 폐단면이 갖는 강관의 기하학적 특성으로 상하부 기둥 이음 접합과 보-기둥 접합이 개방형 단면 대비 비교적 제한적인 접합상세를 갖는다. 또한, 극저사이클 피로(extremely low cycle fatigue, ELCF) 특성을 갖는 지진 발생 시 보-기둥 접합부 상·하부에서 급격히 변화되는 하중흐름으로 인한 보 플랜지 취성파괴와 강관의 국부파괴를 방지하기 위해 다이어프램이 설치되기 때문에 제작성

Note.-Discussion open until October 30, 2023. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on March 07, 2023; revised on March 20, 2023; approved on March 21, 2023.

Copyright © 2023 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

E-mail. choyh2013@hanyang.ac.kr

및 경제성이 저하되는 문제를 가지고 있다^{[2],[3]}.

Fig. 1과 같이, 일반적으로 사용되는 다이어프램은 크게 내다이어프램, 외다이어프램과 관통다이어프램으로 분류할 수 있다. 외다이어프램은 강관 외부에 용접하여 설치되기 때문에 작업공간의 확보가 용이하나, 보 플랜지 하중을 기둥에 원활하게 전달하기 위해서 다이어프램의 폭이 커지는 단점이 있다. 이에 반해 관통 다이어프램은 보 플랜지 하중을 반대쪽 보에 원활하게 전달이 가능한 장점이 있으나, 다이어프램을 삽입할 때 강관을 절단하고 다시 연결하는 추가공정이 필요하여 제작비용이 상승된다. 또한, 양쪽 보의 춤이 상이할 경우 강관 내부에 설치된 다이어프램의 복잡한 상세로 인하여 콘크리트 충전에 어려움이 발생한다^[4].

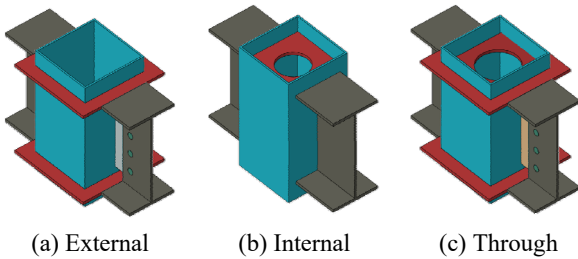


Fig. 1. CFT column to H-steel beam connections commonly used in construction

이러한 기존 CFT기둥-H형강 보 모멘트 접합부의 문제점을 보완하기 위하여, 국내 연구자들은 다양한 다이어프램 접합상세를 제안하고 있다. Kim *et al.*^[5]은 수직 다이어프램이 적용된 각형 CFT기둥-보 접합부 실험·해석적 연구를 수행하여 수직 다이어프램의 두께 변화에 따른 접합부의 성능을 확인하였다. Lee *et al.*^[6]은 기둥-보 접합부의 용접부 취성파괴에 따른 내진성능 저하를 개선하고자 슬롯형 다이어프램과 원웨이 볼트(oneway

bolt)가 적용된 엔드플레이트 모멘트 접합부를 제안하였다. Kim *et al.*^[7]은 기존 내다이어프램의 시공성을 개선하고자 2개의 절곡 강판을 적용하여 다이어프램을 기둥 제작과정에 선시공 가능한 새로운 형태의 접합부를 제안하였다.

이 연구에서는 기존 접합부 대비 시공성과 구조성능이 개선된 새로운 내진접합부를 제안하고, 실험형 구조실험을 수행하여 내진성능을 검증하였다. 제안된 접합부의 내진성능 목표는 중간모멘트골조로 설정하였고, 기준치인 0.02 rad 회전각 성능 확보를 목표로 한다.

2. 제안 접합부 상세

Fig. 2에 나타난 것과 같이, 제안한 다이어프램은 콘크리트 충전성을 개선하기 위하여 내부 수평판 대신 수직 플레이트를 십자형태로 교차한 상태로 그루브용접(CJP)하여 결합하였다. 용접품질 확보를 위해 각 수직플레이트 끝에 엔드플레이트를 설치하여 기둥 외부에서 H형강 보와 현장 용접접합이 가능하다.

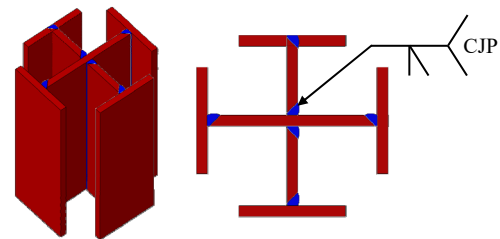


Fig. 2. Configuration and welding details of proposed cruciform diaphragm

접합부 조립 순서는 Fig. 3와 같다. (1) 공장에서 상하부 각형강관기둥 단부에 슬롯(slot)을 설치한다. (2) 십자

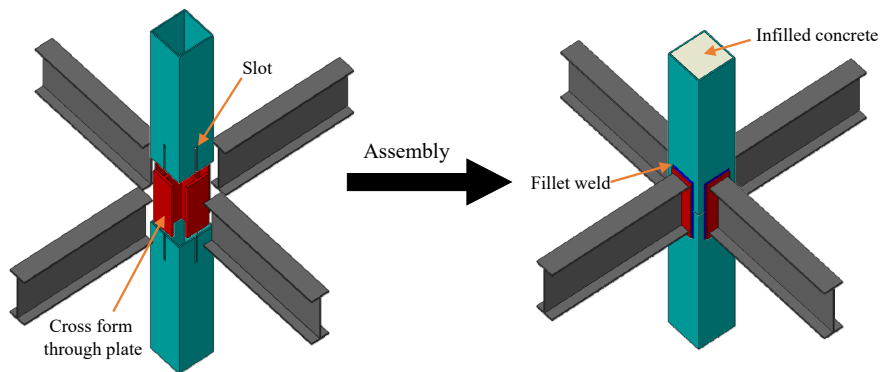


Fig. 3. Orthogonal-form configuration of proposed CFT column to H-steel beam connection

형 다이어프램을 기둥 슬롯에 삽입하고 필릿용접으로 접합한다. (3) 현장에서 다이어프램 엔드플레이트와 H형강 보를 필릿용접으로 접합한다.

제안한 접합상세는 십자형 관통다이어프램으로 보 플랜지의 하중을 맞은편 보까지 원활하게 전달되며, 양쪽 보의 춤 변화와 무관하게 강관 내부에 동일한 다이어프램 상세가 적용되어 콘크리트 충전성 확보에 용이한 이점을 지니고 있다. Kim *et al.*^[5]의 수직다이어프램이 적용된 접합부의 유한요소해석결과로부터 각형강관 기둥과 H형강 보가 직접 접합된 경우, 기둥 플랜지와 수직 다이어프램에서 변형이 집중된다. 그러나 제안된 접합부는 다이어프램의 엔드플레이트에서 기둥보다 먼저 항복하여 외다이어프램과 유사하게 강관기둥 내 변형을 억제하는 것을 사전 유한요소해석^[8]을 통하여 확인하였다. 따라서, 강관 기둥 플랜지 두께 감소가 가능할 것으로 판단된다.

3. 보-기둥 접합부 설계

이 연구에서 제안한 CFT기둥-H형강 보 모멘트접합부의 구조성능을 검증하기 위해서 다이어프램의 엔드플레이트 두께(T_d)와 웨브(T_{vd})의 두께를 변수로 총 4개의 실험체를 제작하였다. 각 실험체의 구성에 사용된 부재의 크기 및 종류는 Table 1과 같으며 접합부 상세는 Fig. 4에 나타냈다. 각형강관 기둥과 H형 보에는 각각 □-400×400×12(mm)와 H-600×200×12×18(mm)이 사용되었으며, KDS 41 31 00 건축물 강구조 설계기준에 근거하여 내진 조밀단면으로 계획하였다. 각형강관 내부에 충전된 콘크리트의 설계기준 압축강도(f_{ck})는 45 MPa이다. 모든 부재는 건축구조용 압연강재인 SN355 판재를 개선한 후에 SAW(submerged arc welding) 용접하여 제작하였다. 또한 기둥의 높이는 3,500 mm, 보의 길이는 3,200 mm로 설정하였다.

Table 1. Details of specimens

Specimen	Cruciform diaphragm		Column	Beam
	T_d (mm)	T_{vd} (mm)		
C1-25-25	25	25	□-400× 400×12	BH-600× 200×12×18
C2-25-18	25	18		
C3-20-25	20	25		
C4-20-18	20	18		

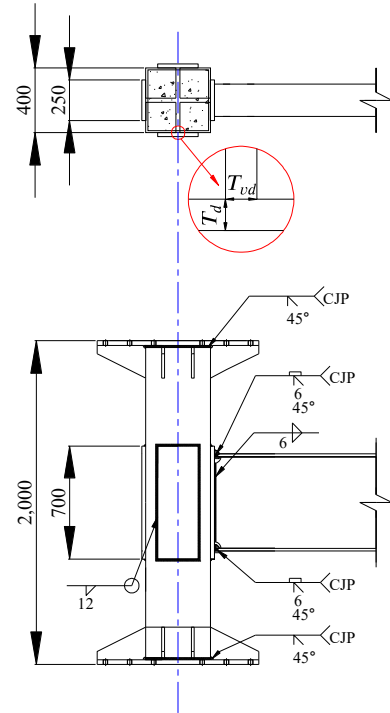


Fig. 4. Configuration and dimensions of the test specimen

AISC 358-16^[9]에 따르면 보통모멘트 골조(IMF)에 사용되는 접합부는 소성힌지 영역의 감소와 영역 내 변형 집중을 방지하기 위한 보의 순경간-춤 비는 5 이상이어야 한다. 실제 사용된 H형 보의 순경간-춤 비는 10으로 나타났다. 한편 AISC 358-16^[9]에서 제시된 ConXL 모멘트 접합부 설계법을 바탕으로 제안한 모멘트 접합부의 역량설계(capacity design)^[10]를 실시하였다. 먼저, 강재의 변형도경화, 국부저항, 추가적인 보강조건, 접합부 상태 등을 고려하여 예상항복강도($R_y F_y$)와 증폭계수(C_p)를 사용함으로써 소성힌지 발생지점의 H형 보 소성모멘트강도(M_{pr})를 다음과 같이 산정한다.

$$M_{pr} = C_p R_y F_y Z_b \tag{1}$$

$$C_p = \frac{F_{yb} + F_{ub}}{2F_{yb}} \leq 1.2 \quad \text{for RBS} \tag{2}$$

$$C_p = 1.1 \quad \text{for non-RBS} \tag{3}$$

여기서, R_y : 실제 강재항복응력과 설계기준 항복응력 사이의 차이를 고려한 계수이며 KDS 14 31 60^[13] 기준에 따라 1.1 적용, F_{yb} :보 강재의 공칭항복응력, F_{ub} :보 강재의 공칭인장강도, Z_b :보 단면의 유효소성단면계수.

Fig. 5와 같이 기둥과 보의 위험단면을 가정하고 KDS 41 40 10^[11]에서 제시하는 소성응력분포법을 사용하면 보와 기둥 중심선의 교점에서의 H형 보 소성모멘트 강도(M_{pb}^*)와 CFT기둥 소성모멘트 강도(M_{pc}^*)를 다음과 같이 산정할 수 있다.

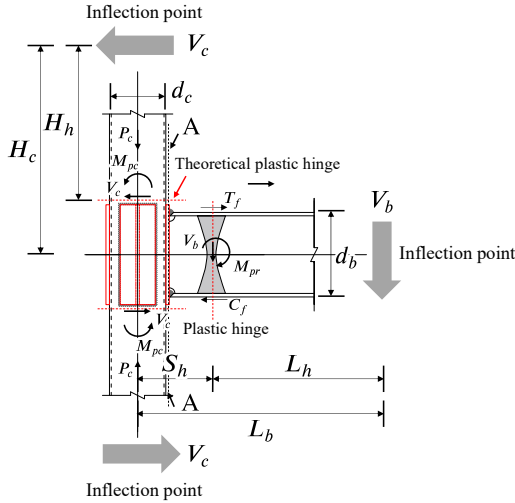


Fig. 5. Forces acting on the beam-column connection

$$M_{pb}^* = M_{pr} + M_{nv} \quad (4)$$

$$M_{nv} = V_b \left(\frac{d_c + d_b}{2} \right) \quad (5)$$

$$M_{pc} = c^2(d_c - 2t_c) \frac{0.85f_{ck}}{2} + (d_c - 2t_c)(d_c - t_c)t_c F_{yc} + [c^2 + (d_c - c)^2]t_c F_{yc} \quad (6)$$

$$c = \frac{2F_{yc}d_c t_c + 0.85f_{ck}(d_c - 2t_c)t_c}{4t_c F_{yc} + 0.85f_{ck}(d_c - 2t_c)} \quad (7)$$

$$M_{pc}^* = M_{pc} \frac{H_c}{H_h} \quad (8)$$

여기서, V_b : 소성힌지 발생지점에서의 보 전단력, d_c : 각형강관의 너비, d_b : 보의 총높이, F_{yc} : 강관 강재의 공칭항복응력, t_c : 강관의 두께, f_{ck} : 충전된 콘크리트의 설계압축강도.

미국강구조학회의 ANSI/AISC 341-16^[12]과 국내 강구조물설계기준(KDS 14 31 60)^[13]에서는 강기둥-약보 조건을 구현하려면 다음의 관계식을 만족시켜야 한다.

$$\frac{\sum M_{pc}^*}{\sum M_{pb}^*} > 1.0 \quad (9)$$

여기서, $\sum M_{pc}^*$: 보와 기둥 중심선의 교점에서 접합부 상하 기둥모멘트의 합, $\sum M_{pb}^*$: 보와 기둥의 중심선의 교점에서의 보 모멘트의 합.

KDS 14 31 60^[13] 기준에서는 접합부 패널존 내에서 비탄성변형을 제한하려면 접합부의 설계전단강도가 보 단부에서의 플랜지 축 강도보다 커야 한다. 보의 소요전단강도(V_b)는 식 (1)에 의하여 산출된 소성모멘트강도(M_{pr})를 소성힌지 발생지점과 가력지점 사이의 거리(L_h)로 나누어 산정할 수 있다. 보수적으로 패널존을 설계하기 위하여 M_{pr} 을 기둥플랜지면으로 외사하여 구한 접합부의 소요휨모멘트(M_r) 값을 보 플랜지 중심거리의 우력으로 치환하여 H형 보의 휨항복 파괴시 소요전단력을 산출하고, 기둥 소요전단강도(V_c)만큼 저감시켜 패널존 소요전단력(V_r)을 구하였다.

$$V_b = \frac{M_{pr}}{L_h} \quad (10)$$

$$V_c = V_b \frac{L_b}{2H_c} \quad (11)$$

$$V_r = \frac{M_r}{d_b - t_f} - V_c \quad (12)$$

$$M_r = M_{pr} + V_b(S_h - d_c/2) \quad (13)$$

접합부의 전단강도는 식 (14)와 같이, 각형강관의 웨브(V_{tube}), 충전된 콘크리트 코어(V_{core})와 다이어프램(V_{tp}) 등의 전단력의 총합으로 예측할 수 있다. Wu *et al.*^[14]의 각형강관 유효전단면적(A_{tube}), AISC^[15]의 한계상태설계법에서 사용하는 Von Mises 항복기준의 전단응력계수 $1/\sqrt{3}$, Sheikh^[16]의 콘크리트 유효전단면(A_{core}), CFT기둥에 충전된 콘크리트와 유사한 구속조건을 갖는 RC 접합부의 수평저항에 대한 ACI 352-R85^[17]의 식 (16) 등을 적용하여 제안된 접합부의 전단내력(V_n)을 산출하였다^[12].

$$V_n = V_{tube} + V_{core} + V_{tp} \quad (14)$$

$$V_{tube} = A_{tc} (F_{yc}/\sqrt{3}) \quad (15)$$

$$V_{core} = 1.99 \sqrt{f'_c} A_c \quad (16)$$

$$V_{tp} = A_{tp} (F_{ytp}/\sqrt{3}) \quad (17)$$

$$A_{tube} = 2t_c(d_c - 2t_c) \quad (18)$$

$$A_{core} = (d_c - 2t_c - T_{vd})^2 \quad (19)$$

$$A_{tp} = T_{vd}d_c \quad (20)$$

H형강 보 단부에서 소성힌지 발현을 유도하기 위해서는 위험단면 내 수직다이어프램의 소성모멘트저항(M_{pp}) 이 기둥 외주면에서의 접합부 소요휨모멘트(M_r) 값보다 커야 한다. 즉,

$$M_{pp} = w_{tp}h_e^2F_{yp}/4 > M_r \quad (21)$$

여기서, w_{tp} : 다이어프램 엔드플레이트의 폭(= 250 mm), h_e : 다이어프램 엔드플레이트 높이(= 700 mm), F_{yp} : 다이어프램 강재의 공칭항복응력.

접합부에 적용된 다이어프램의 높이(h_e)와 폭(w_{tp})은 식 (21)의 관계식을 만족하도록 설계되었으며, 제안된 접합부의 사전 유한요소해석결과를 바탕으로 20 mm 이상의 다이어프램의 엔드플레이트 두께(T_d)를 적용할 경우, 엔드플레이트 내에 변형이 미미한 것으로 나타나, 국부 좌굴에 대한 검토는 수행하지 않았다. 사전 유한요소해석결과와 세부내용은 기존 연구^[8]에서 확인할 수 있다.

Table 2에 나타낸 바와 같이, 이 연구에서 사용된 H형강 보 소성모멘트강도에 대한 기둥 소성모멘트 강도의 비($\sum M_{pc}^*/\sum M_{pb}^*$)는 1.80으로 현행 건축물 강구조기준^{[12],[13]}에서 제시하는 강기둥-약보 조건을 만족하는 것으로 나타났으며, 접합부의 전단강도가 패널존의 소요전단강도가 월등히 높아 패널존의 항복 없이 H형강 보가 휨항복에 지배되도록 설계하였다.

Table 2. Design summary of Specimen C4-20-18

M_r (kN·m)	$\sum M_{pb}^*$ (kN·m)	$\sum M_{pc}^*$ (kN·m)	$\frac{\sum M_{pb}^*}{\sum M_{pc}^*}$	V_b (kN)	V_r (kN)	V_n (kN)
1,455	1,552	2,796	1.80	485	726	5,036

4. 접합부 내진성능실험 계획 및 방법

4.1 구조재료시험

실험체 제작에 사용된 모든 강재 인장시험편의 형태와 치수는 한국산업규격(KS) KS B 0801^[18]에 따라 설정하였으며, 절단가공에 발생하는 열영향을 최소화하기 위

하여 워터젯을 사용하여 판재를 압연방향으로 절취하여 두께별로 3개씩 채취하였다. 시편 3개에 대한 재료시험 결과 평균값을 Table 3에 나타냈다. 콘크리트는 KS F 2403^[19] 기준을 준용하여 3개의 원주형 공시체를 제작하였고, KS F 2405^[20]의 시험방법에 따라 압축시험을 실시하였다. 28일 재령 콘크리트 평균압축강도는 45.3 MPa로 확인하였다.

Table 3. Material properties of SN355 in different thickness

t (mm)	E (GPa)	F_y (MPa)	F_u (MPa)	F_y/F_u	ϵ_u (%)
12	223	368	533	69.1	41.8
18	206	372	541	68.8	36.2
20	206	373	543	68.6	33.5
25	220	363	531	68.4	36.2

4.2 실험체 세팅

Fig. 6는 반복하중을 받는 CFT기둥-H형강 보 모멘트 접합부 내진성능실험 세팅을 보여준다. 기둥 상하부 단부는 힌지조건으로 설정하였고 보 가력점에는 최대용량 2,000 kN, 최대 스트로크 ± 250 mm의 actuator를 설치하여 변위제어 방식으로 실시하였다. H형강 보의 횡좌굴을 방지하기 위하여 횡지대를 설치하였다.

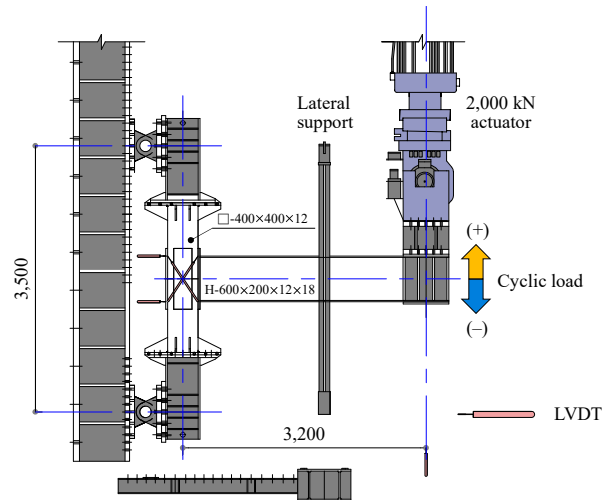


Fig. 6. Test set-up

4.3 가력 및 계측 계획

ANSI/AISC 341-16^[12]의 Section K2와 KDS 41 31 00^[24]

의 ‘4.19.2.6 보-기둥 모멘트접합부의 가력방법’에 따라 기둥 중심에서 가력점까지의 거리 3,200 mm를 기준으로 층간변위각을 산정하여 0.375 %, 0.5 %, 0.75 %일 때 6회씩, 1 %일 때 4회씩, 1.5 % 이상일 때 2회씩 반복가력을 실시하였다. Actuator 용량을 고려하여 층간변위각은 최대 5 %로 설정하였다. 위의 방법에 따라 작성된 하중프로토콜은 Fig. 7과 같다. 실험체에 반복재하 하중이 가해지는 동안의 보의 수직변위는 가력점에 설치한 와이어 변위계(LVDT)를 통해 측정되었으며, 기둥 패널존의 변형은 X자 형태로 설치한 2개의 LVDT에 의해 측정되었다. 또한, 보 플랜지, 웨브에 스트레인 게이지를 일정한 간격으로 설치하여 국부적인 변형을 파악하였다.

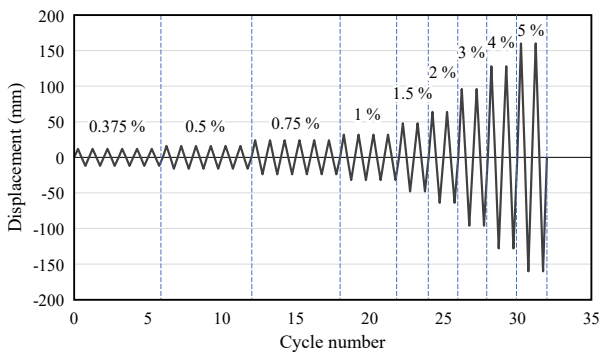


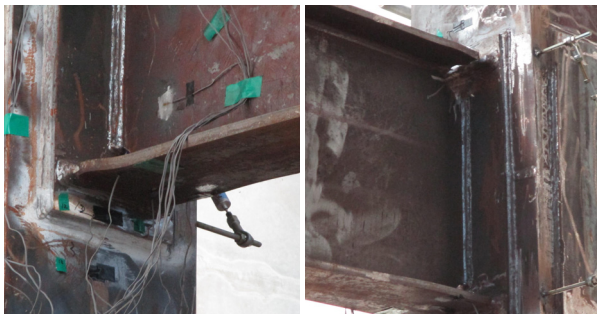
Fig. 7. Loading history

5. 접합부 내진성능평가

5.1 접합부 파괴양상 및 이력거동

접합부 실험체의 파괴양상과 모멘트-회전각 관계를 Fig. 8과 Fig. 9에 각각 나타냈다. 모든 실험체는 회전각 3 %에서 보상하부플랜지에 국부좌굴이 발생하였으며, 다음 단계인 회전각 4 %에서 웨브 좌굴과 함께 횡비틀림 좌굴이 발생하였다. 최대모멘트에 도달한 이후, 보 플랜지와 웨브 용접부에서 균열이 발생하였고, 이후 균열이 용접부를 따라 확장하면서 하중이 급격하게 감소하기 시작하였다. 최종적으로는 플랜지를 관통하는 파괴가 발생하면서 실험이 종료되었다. 접합부의 휨모멘트는 기둥플랜지면에 작용하는 휨모멘트 값이다. KDS 14 31 60^[13]과 ANSI/AISC 341-16^[12] 기준에서 요구하는 중간모멘트 접합부의 최소 층간변위각은 2 %이며, 접합부의 최대내력은 보 공칭소성모멘트(M_{pb})의 80 % 이상 확보되어야 한다. Table 2의 보 웨브 및 플랜지의 평균항복강도를 적용하여 산정된 H형강 보의 강축방향 소성모멘트(M_{pbe})는 1,130.6 kN·m이다.

각 접합부 실험체의 항복, 최대강도와 파괴시점에서의 강도와 회전각을 Table 4에 요약하였다. 실험체의 항복모



(a) C1-25-25

(b) C2-25-18



(c) C3-20-25

(d) C4-20-18

Fig. 8. Failure modes of the test specimens

멘트와 항복 시 회전각은 ‘General yield moment method’를 사용하여 산정하였다. 각 실험체의 포락곡선(envelope curve)에서 최대휨모멘트(M_{max})의 수평선과 초기강성 구배를 갖는 직선의 교점을 항복모멘트(M_y)로 정의하였고 이에 대응되는 회전각을 항복회전각(θ_y)으로 정의하여 산정하였다. 실험 결과, 다이어프램의 엔드플레이트 두께(T_d)와 웨브(T_{vd})의 두께와 무관하게 모든 실험체는 회전각 3% 이후에서 최대휨모멘트에 도달하였으며, H형보의 전소성모멘트 대비 31% - 33% 높은 휨강도가 발휘되는 것으로 나타났다. 실험체는 회전각 4%에서 보 전소성

모멘트(M_{pbe})의 80% 이상 유지하여 이 연구의 목표인 중간모멘트 골조의 요구사항을 만족한 것으로 판단된다.

AISC 341-16^[12] 기준에 따라 보 플랜지 두께와 동일한 웨브가 적용된 실험체 C4-20-18는 실험체 C1-25-25와 동등한 성능을 발휘하였다. 이러한 결과는 관통형 다이어프램의 하중흐름 특성상 기둥플랜지면의 인장항복내력이 일반 접합부 대비 2배 이상 큰 값을 나타내며(Kosteski and Packer^[21]), 충전된 콘크리트는 패널존 내에 압축스트럿을 형성함으로써 접합부의 내진성능에 상당히 기여(Minouei and Mirghadenri^[22])하여 실험체의 파괴모드는

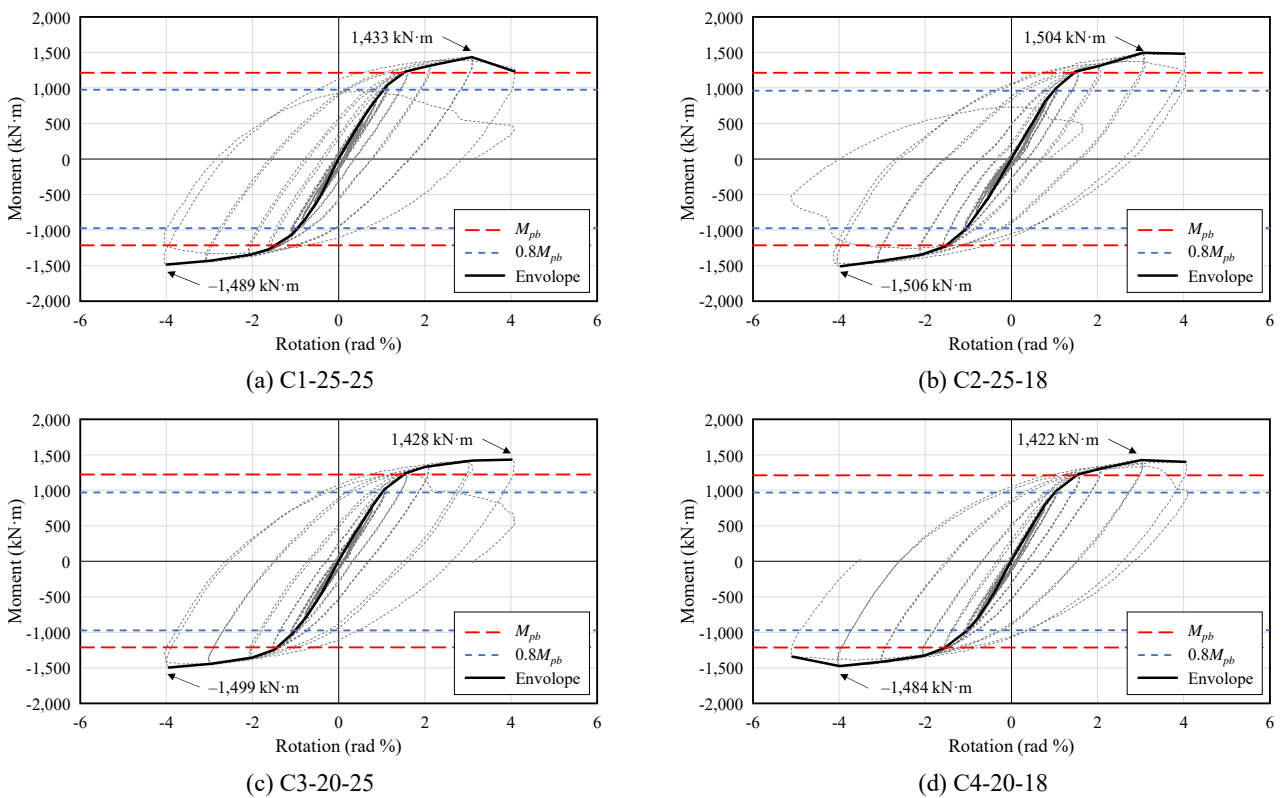


Fig. 9. Moment-story drift angle response for the test specimens

Table 4. Summary of the test results

Specimen	At yield				At peak				At failure				$\frac{M_{max}}{M_{pbe}}$	K_m	μ		E_t (kN·m)		
	M_y (kN·m)		θ_y (%)		M_{max} (kN·m)		θ_{max} (%)		M_u (kN·m)		θ_u (%)								
	+	-	+	-	+	-	+	-	+	-	+	-							
C1-25-25	1,165	1,136	1.42	1.28	1,433	1,489	3.08	3.99	1,232	1,489	4.11	3.99	1.27	1.32	20.4	23.0	2.89	3.12	991
C2-25-18	1,208	1,177	1.45	1.43	1,504	1,506	3.05	3.95	1,484	1,506	4.02	3.95	1.33	1.33	21.4	20.4	2.77	2.76	1,085
C3-20-25	1,168	1,176	1.41	1.35	1,428	1,499	3.65	3.96	1,421	1,371	4.01	4.00	1.26	1.33	20.7	21.8	2.84	2.95	963
C4-20-18	1,192	1,204	1.38	1.44	1,422	1,484	3.03	3.98	1,395	1,237	4.03	5.11	1.26	1.31	21.8	22.0	2.91	3.54	1,070

보 휨항복에 결정되었기 때문인 것으로 판단된다. 추후, 유한요소해석을 통하여 제안된 CFT기둥-H형강 보 모멘트접합부의 하중전달 메커니즘과 콘크리트 충전유무와 다이어프램 형상변화에 따른 내력 기여도를 정량적으로 평가하여 합리적인 설계식을 도출할 필요가 있다.

5.2 패널존 거동

전체변형에 대한 기둥, 패널존과 H형보의 변형기여도는 이전 연구^{[7],[23]}를 바탕으로 다음의 식을 사용하여 평가하였다.

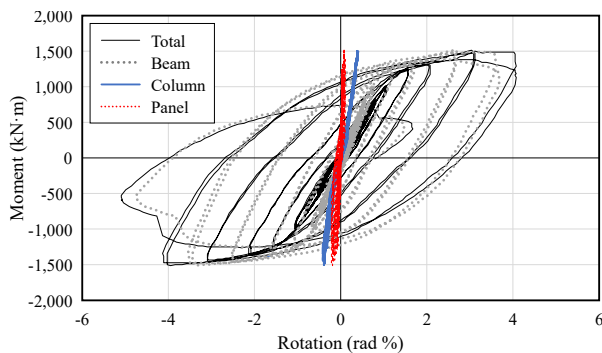
$$\theta_t = \theta_c + \theta_y + \theta_b, \quad (22)$$

$$\theta_y = \frac{\delta_{pz1} - \delta_{pz2}}{2} \frac{\sqrt{b^2 + h^2}}{bh} \quad (23)$$

$$\theta_c = \frac{\delta_{c1} - \delta_{c2}}{d_c - b_f} - \gamma \left(1 - \frac{d_c - b_f}{2H_c} \right) \quad (24)$$

여기서, θ_t : 전체 회전각, θ_y : 패널존 회전각, θ_c : 기둥 회전각, θ_b : H형보 회전각, δ_{pz1} 과 δ_{pz2} : 패널존 내 대각선으로 설치된 LVDT 변위량, b 와 h : 대각선으로 설치된 LVDT 고정지점의 폭과 높이, δ_{c1} 과 δ_{c2} : 기둥 플랜지면에 설치된 VLDT 변위량.

접합부 각 구성요소의 변형도를 분석한 결과 Fig. 10(a)에서 나타난 것과 같이 기둥과 패널존은 손상 없이 탄성 거동을 하는 것을 확인하였다. Fig. 10(b)의 전체변형에 대한 각 구성요소들의 기여도를 살펴보면, 기둥과 패널존은 전체변형의 15% 미만으로, 3장에서 접합부 설계시 계획한 강기둥-약보를 잘 구현하여 비탄성변형이 H형보에서 발생한 것을 확인하였다.



(a) Specimen C2-25-18

5.3 초기강성에 따른 접합부 구분

AISC 360-16^[15] 현행 미국 강구조 기준에서는 보-기둥 접합부를 식 (4)를 사용하여 완전강접합(fully restrained, FR), 부분강접합(partial restraint, PR), 단순접합(simple connection)으로 분류한다. 실험체의 K_m 기준으로 $K_m \geq 20$ 인 경우 완전강접합으로, $20 > K_m > 2$ 일 경우 부분강접합으로 정의한다. 그리고 $K_m \leq 2$ 일 경우 단순접합으로 정의한다. AISC 341-16^[12] 내진규정에서는 중간모멘트 골조의 접합부에 대해 완전강접합에 해당하는 강성 확보를 요구하고 있다.

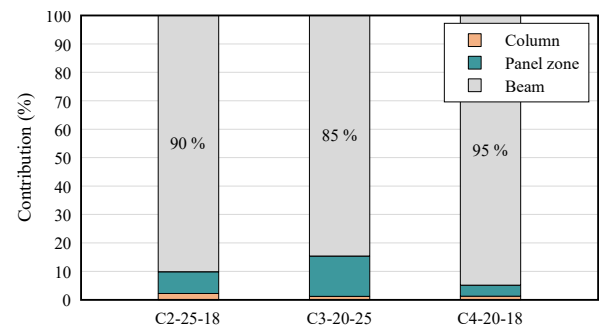
$$K_m = \frac{k_s L}{EI_b} \quad (25)$$

여기서, k_s : 사용하중에서 접합부의 회전강성(이 연구에서는 강재 보 전소성모멘트의 2/3 지점을 사용하여 산정함), I_b : 강재 보의 단면2차모멘트.

이 연구에서 수행된 모든 실험체들의 강성은 H형보의 20배 이상으로 완전강접합으로 고려될 수 있는 것으로 나타났다.

5.4 에너지 소산능력

누적 에너지 소산능력은 접합부의 구조성능을 평가하는 중요한 지표이다. 각 실험체의 목표회전각별 누적 에너지 소산능력을 Fig. 11에 나타냈다. 에너지 소산능력은 목표변위별 모멘트-회전각 이력곡선의 내부 면적을 모두 합산하여 누적 에너지 소산능력을 산정하였다. 강성이 가장 높은 실험체 C1-25-25는 회전각 3%까지 가장 우수한 에너지 소산능력을 발휘하는 것으로 나타났으나, 실험종료 시점까지의 총 에너지 소산능력(E)을 기준으로 웨브



*Specimen C1-25-25 was excluded from the above due to LVDT data error.

(b) Percentage contribution

Fig. 10. Contribution of the components to the total story drifts

두께 18 mm를 갖는 실험체들(C2-25-18, C4-20-18)이 높은 변형능력을 발휘하여 실험체 C1-25-25에 비해 최대 10 % 이상의 많은 에너지가 소산되는 것으로 나타났다.

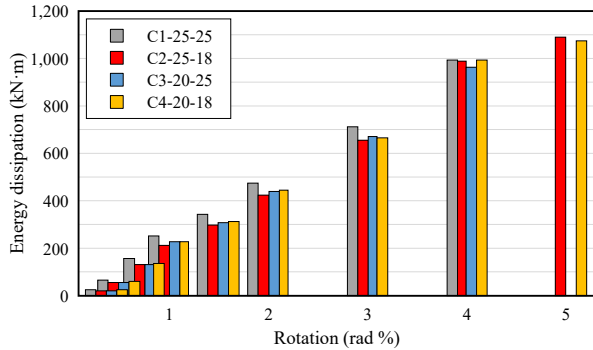


Fig. 11. Comparison of energy dissipation

6. 결론

이 연구에서는 내다이어프램의 어려운 용접작업성, 외다이어프램의 제한된 하중전달능력, 관통형 다이어프램의 복잡한 형상으로 인한 콘크리트 충전성 저하 등의 문제를 개선하고자 십자형 수직다이어프램 CFT기둥-H형강 보 모멘트접합부를 제안하고, 내진성능을 실험을 통해 평가하였다. 다이어프램의 엔드플레이트 두께 (T_d)와 웨브(T_{wd})의 두께를 주요 변수로 설정하고 총 4개의 실험체를 제작하여 반복가력실험을 수행하였다. 실험 결과를 요약하면 아래와 같다.

- (1) 제안한 접합부 모두 회전각 3%에서 보 플랜지 국부좌굴이 발생하였으며, 이후 회전각 4% - 5%에서 플랜지와 웨브의 용접부 파괴로 인하여 하중이 급격히 저하되었다.
- (2) 제안한 접합부 모두 회전각 3% - 4%에서 최대휨모멘트에 도달하였으며 H형 보의 전소성모멘트와 비교했을 때 1.26배에서 1.33배 높은 값을 확보하였고, 회전각 4%에서 보 전소성모멘트(M_{pbe})의 80% 이상을 유지하여 현행 국내 및 미국 강구조 기준 내진규정에서 요구하는 중간모멘트골조의 요구성능을 초과하여 만족하는 것으로 나타났다.
- (3) 제안한 접합부의 초기강성은 H형 보의 휨강성 대비 20배 큰 값을 나타내 완전강접합에 대한 AISC 360-16 기준의 요구조건을 충족시켰다.
- (4) AISC 341-16 기준에 따라 보 플랜지 두께와 동일

한 웨브가 적용된 실험체 C2-25-18과 C4-20-18는 실험체 C1-25-25와 동등한 최대휨모멘트를 발휘하였으며, 10% 이상 높은 총 에너지 소산능력을 지닌 것으로 나타났다. 향후, 해석적 연구를 수행하여 제안된 CFT기둥-H형강 보 모멘트접합부의 하중전달 메커니즘을 명확히 규명하고, 다이어프램 형상을 최적화하기 위해 충전된 콘크리트 코어, 다이어프램, 각형강관 등 각 구성요소들의 내력 기여도를 정량적으로 평가하여 합리적인 설계식을 도출할 필요가 있다.

참고문헌(References)

- [1] Moon, A.H., Shin, J., Lim, C.G., and Lee, K. (2022) Finite Element Analysis Study of CJS Composite Structural System with CFT Columns and Composite beams, *Journal of the Earthquake Engineering Society of Korea*, EESK, Vol.26, No.2, pp.71-82 (in Korean).
- [2] Choi, S., Lee, S., Hong, S., and Kim, J. (2008) Structural Capacities of Tension Side for CFT Square Column-to-Beam Connections with Combined-Cross Diaphragm, *Advances in Structural Engineering*, Sage, Vol.11, No.2, pp.209-227.
- [3] Oh, J.Y., Lee, S.J., Jeon, J.W., Choi, S.-M., and Yang, I.S. (2021) An Experimental Study on the CFT Column in Which the Tensile Force Acts in the Axial Perpendicular Direction Through the Steel Plate, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.33, No.6, pp.395-401 (in Korean).
- [4] Wang, N., and Lee, M.J. (2015) Structural Characteristics of Beam-to-Column Connection of Circular CFT Columns by Using Mixed Diaphragms, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.27, No.3, pp.299-310 (in Korean).
- [5] Kim, K., Lee, H.-Y., Kim, Y.-K., Kim, T., and Kim, J.-H. (2017) Structural Strength of Beam-to-CFT Connections with Vertical Diaphragm, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.29, No.3, pp.237-247 (in Korean).
- [6] Lee, K., Jin, J., Shin J., Seo, H., and Park, K. (2021) Experimental Evaluation of Square Tubular Section Column to H-Shaped Beam Moment Connections with Slotted Diaphragm, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.33, No.6, pp.403-

- 411 (in Korean).
- [7] Kim, J., Kim, D., and Lee, K. (2022) Seismic Performance Evaluation of Connection with New Inner Diaphragm Between Steel Composite Column (POSCO-Column) and Built-up H-Beam, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.34, No.6, pp.401-410 (in Korean).
- [8] Lee, B.-H., and Seo, S.-Y. (2022) Development and Structural Behaviors of New Vertical-Diaphragm Connections to CFT Column-H Beam Under Cyclic Loading, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.34, No.6, pp.363-372 (in Korean).
- [9] American Institute of Steel Construction (2016) *Pre-qualified Connections for Special and Intermediate Steel Moment Frames for Seismic Applications* (ANSI/AISC 358-16), USA.
- [10] 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).
- [11] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2022) *Design Standard for Concrete-Steel Composite Structures* (KDS 41 40 10: 2022), Korea (in Korean).
- [12] American Institute of Steel Construction (2016) *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 341-16), USA.
- [13] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2017) *Seismic Design Standard for Steel Structure (Load and Resistant Factored Design)* (KDS 14 31 60: 2017), Korea (in Korean).
- [14] Wu, L.-Y., Chung, L.-L., Tsai, S.-F., Shen, T.-J., Lu, G.-F., and Huang, G.-L. (2005) Seismic Behavior of Bolted Beam-to-Column Connections for Concrete Filled Steel Tube, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.61, No.10, pp.1387-1410.
- [15] American Institute of Steel Construction (2016) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-16), USA.
- [16] Sheikh, T.M. (1987) *Moment Connections Between Steel Beams and Concrete Columns*, Ph.D. Dissertation, The University of Texas at Austin, USA.
- [17] ACI-ASCE Committee 352 (1985) *Recommendations for Design of Beam-Column Joints in Monolithic Reinforced Concrete Structures* (ACI 352R-85), American Concrete Institute, USA.
- [18] Korean Agency for Technology and Standards (2022) *Test Pieces for Tensile Test for Metallic Materials* (KS B 0801: 2007), Korea (in Korean).
- [19] Korean Agency for Technology and Standards (2010) *Standard Test Method for Making and Curing Concrete Specimens* (KS F 2403: 2010), Korea (in Korean).
- [20] Korean Agency for Technology and Standards (2010) *Standard Test Method for Compressive Strength of Concrete* (KS F 2405: 2010), Korea (in Korean).
- [21] Kostas, N., and Packer, J.A. (2003) Longitudinal Plate and Through Plate-to-Hollow Structural Section Welded Connections, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.129, No.4, pp.478-486.
- [22] Minouei, Y.B., and Mirghadenri, R. (2009) Effect of Through Plate Connection on Transferring Loads in CFT Columns, *Proceedings of the 2009 Technical Council on Lifeline Earthquake Engineering Conference*, American Society of Civil Engineers, pp.1464-1475.
- [23] Kim, H.-S., Lee, C.-N., Lee, S.-H., and Kim, B.-R. (2012) Seismic Performance Test of Concrete-Filled U-Shaped Steel Beam-to-Prefabricated Column Connections, *Journal of the Architectural Institute of Korea - Structure & Construction*, AIK, Vol.28, No.4, pp.55-64 (in Korean).
- [24] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2019) *Steel Structures Design Standard* (KDS 41 31 00: 2019), Korea (in Korean).

요약: 이 연구에서는 기존 CFT기둥-H형강 보 접합부의 용접작업성 확보, 복잡한 형상으로 인한 콘크리트 충전성 저하 등의 문제점을 개선하고자, 수직다이어프램이 적용된 새로운 모멘트접합부를 제안하고, 내진성능을 검증하기 위하여 실험형 구조실험을 수행하였다. 다이어프램 엔드플레이트 및 웨브의 두께 변화를 주요 변수로 설정하였고, 각 접합부의 주요 파단양상, 초기강성, 에너지 소산능력 등을 비교·분석하였다. 실험 결과, 제안한 접합부는 회전각 4%에서 보 전소성모멘트(M_{pbe})의 80% 이상을 유지하여 중간 모멘트골조의 요구성능을 만족시킬 뿐만 아니라 특수모멘트골조에 준하는 성능을 발휘하였다.

핵심용어: 내진성능, 콘크리트충전강관, 십자형 다이어프램, 관통형 수직플레이트, 반복가력