



T형 외다이어프램과 매입형강 상세를 사용한 CFT기둥 접합부의 반복하중 실험

최인락^{1*} · 김영훈² · 정경수³ · 최현수⁴

¹조교수, 호서대학교, 건축토목환경공학부, ²석사과정, 호서대학교, 건축공학과, ³전문연구원, 포스코, 철강솔루션연구소,
⁴연구소장, 덕암테크, 연구소

Cyclic Loading Test for CFT Column Connection using T-type Exterior Diaphragm and Embedded H-type Connection Detail

Choi, In Rak^{1*}, Kim, Young Hoon², Chung, Kyoung Soo³, Choi, Hyun Soo⁴

¹Assistant Professor, Dev. of Architecture, Civil & Envi. Engineering, Hoseo University, Asan, 31499, Korea

²Graduate Student, Dept. of Architectural Engineering, Hoseo University, Asan, 31499, Korea

³Principal Researcher, POSCO Steel Solution Research Center, Incheon, 21985, Korea

⁴Director of Research Center, Dukam Tech., Jeollanam-do, 57514, Korea

Abstract - In this study, to investigate the seismic performance of CFT column-steel beam joint using different type of connection details in the orthogonal direction of steel tube, beam-column joint cyclic load tests were performed. In cyclic loading test, depending on the type of joint configuration strong joint of external diaphragm using the T- stiffeners and weak joint of orthogonal direction upper flange connection and π or H shape embedded lower flange connection were analyzed for deformation capacity and failure mode. Experimental results show that flexural capacities at the column face of strong connection and weak connection specimens were 1.1 and 1.26 times higher than the plastic moment of steel beam, respectively, except for weak connection specimen WC-01 in which early welding fracture occurred at the flange and web welded joint of embedded π -section. Also, deformation capacities of strong and weak connection specimens were 3% and 4%, respectively. Based on ordinary external diaphragm joint flexural capacity equation, proposed top and bottom flange joint axial capacities for strong connection and weak connection were proposed. Comparing to the required axial capacities of joints, failure mechanism of the specimens can be conservatively predicted using the proposed equations.

Keywords - CFT column; Steel beam; Beam-column joint, Exterior Diaphragm; Joint cyclic loading test

1. 서론

콘크리트충전강관 기둥(CFT: Concrete-Filled Steel Tube Column)은 외부강관에 의한 구속효과로 충전된 콘크리트의 압축 변형률을 증가시키고, 충전된 콘크리트는 강관의 좌굴강도를 증

가시키기 때문에 우수한 구조성능을 발휘한다. 또한 CFT 기둥은 일반적인 H형강 기둥부재와 마찬가지로 자립구조이며 유사한 합성기둥인 철골철근콘크리트(SRC) 기둥 구조와 달리 강관이 거푸집 역할을 하기 때문에 시공상의 이점이 있어 최근 건축물이나 공장구조물에 적용이 확대되고 있다. 하지만, CFT 기둥은 폐쇄형 강관 단면을 사용하기 때문에 보-기둥 접합부의 강도 및 강성확보를 위하여 다이어프램 형식의 보강 접합부를 사용하게 되어 H형강 기둥 접합부 대비 접합부 제작 비용이 증가하는 단점이 있다.

CFT 기둥 접합부 다이어프램 구조는 일반적으로 내다이어프램, 관통다이어프램, 외다이어프램 형식의 접합부가 사용된다^[1]. 내다이어프램과 관통다이어프램 형식의 접합부에서는 접합되는 보 부재의 플랜지 두께 이상의 판재를 상하부 보 플랜지 위치에서

Note.-Discussion open until October 31, 2019. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on December 30, 2018; revised March 01, 2019; approved on March 02, 2019.

Copyright © 2019 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-41-540-5777 Fax. +82-41-540-5778

E-mail. irchoi@hoseo.edu

강관 내부에 용접하거나 강관을 절단 후 관통시켜 용접하는 방식으로 제작된다. 외다이어프램 형식의 접합부의 경우 강관 외부로 보 부재의 하중을 전달하기 위한 판재를 용접하여 설치하는 방식으로 강관과 다이어프램 사이의 접합은 상하부 모살용접이나 일면 또는 양면을 개선한 부분용입용접 상재가 적용된다. 이 외에 AISC 358-16^[2]에서는 강관 모서리를 보강하여 접합하는 ConXL 모멘트 접합과 사이드플레이트 모멘트 접합부를 제시하고 있다. ConXL 접합부는 CFT 기둥 모서리에 수직재를 설치하고 여기에 보 단부에 설치한 보강판을 끼워 넣어 볼트접합하는 방식으로, 조건에 따라 특수모멘트골조 또는 중간모멘트 골조의 성능을 발휘할 수 있다. CFT 기둥의 다이어프램 접합부에 대한 설계는 일반적으로 일본건축학회 설계기준^[3] 또는 CIDECT Design Guide 9^[4]이 있으며, 국내에서는 콘크리트충전 강관구조 설계 및 시공매뉴얼^[5]에 따르고 있다.

CFT 기둥의 다이어프램 접합부 형식의 개선을 위해서 많은 연구가 진행되었다. Matsui et al.^[6]은 외다이어프램의 좌우에 사이드플레이트로 보강한 CFT 기둥 접합부 플랜지의 축강도 설계식을 제시하였으며, Choi et al.^[7]은 강관 내부에 복잡자형 다이어프램을 설치하는 접합부 형식을 제안하였고 실험연구와 유한요소 해석을 통해서 접합부의 내력식을 제안하였다. Kim et al.^[8]과 Ghobadi et al.^[9]은 보 플랜지 좌우에 T형 스티프너를 부착한 외다이어프램 형태를 제안하였으며 접합부 반복하중 실험과 유한요소 해석을 통해서 접합부 형상에 따른 파괴거동을 연구하였다. Jang et al.^[10]은 엔드플레이트, 수직 스티프너, 사이드플레이트 보강 상재를 적용한 각형강관 기둥을 관통다이어프램 상재를 적용한 시험체와 비교하여 접합부 내진성능을 비교하였다. Lee et al.^[11]은 외다이어프램 형식의 각형 CFT 기둥-보 접합부의 반복하중 실험을 통하여 접합부 내력식을 검증하였다. 그러나 폐단면 형태의 CFT 기둥 접합부의 시공성을 개선하기 위해서는 다양한 다이어프램 접합상재에 대한 연구가 필요하며 이에 대한 실험적 검증이 수반되어야 한다.

본 연구에서는 CFT 기둥과 강재보의 접합부에 일반적으로 사용되는 외다이어프램 형식을 개선하여 T형 접합부 형식을 제시하

였으며, 강관의 직교방향으로 서로 다른 타입의 접합방법을 제안하였다. 제안된 T형 외다이어프램 CFT 기둥-강재보 접합부의 반복하중 실험을 통해 접합부의 내진성능을 검증하고자 한다.

2. 제안 접합부 상세

일반적인 강구조 건축물의 경우 작은보 부재와 접합되는 장스팬 보의 경우 춤이 큰 부재가 사용되고 이와 직교되는 방향으로는 상대적으로 보의 길이도 짧아지고 하중을 부담하는 영향면적도 감소하므로 춤이 작은 부재가 사용된다. 따라서, CFT 기둥의 직교방향으로 서로 춤이 다른 부재가 사용되는 것을 감안하여 춤이 큰 보 부재가 접합되는 강한 접합부 형식과 춤이 작은 보 부재가 접합되는 약한 접합부 형식을 제안하였다.

Fig. 1.은 제안한 접합부 상세를 나타낸다. 춤이 큰 보와 접합되는 강한 접합부의 경우 보의 상부 플랜지는 강관 외부의 T형 스티프너와 접합되는 수평스티프너에 접합되며, 보의 하부 플랜지는 사이드플레이트와 접합되는 수평스티프너에 접합된다. 춤이 작은 보와 연결되는 약한 접합부는 보의 상부 플랜지가 T형 스티프너의 웹에 연결되며, 보의 하부 플랜지는 별도의 관통 상재를 적용하여 하중을 전달하게 된다. 이때, 강한 접합부와 약한 접합부에 접합되는 보의 춤은 강관 외부에 부착되는 스티프너 높이에 따라 100 mm 이상의 단차가 확보되어야 한다. 약한 접합부의 하부 플랜지와 접합되는 관통 상재는 ‘ σ ’자 형 부재를 사용하거나 H형강 단면에서 웹의 좌우측에 플레이트로 보강하는 상재를 적용하여 구조성능을 검증하고자 한다.

3. 보-기둥 접합부 반복하중 실험

3.1 실험 계획

본 연구에서 제안한 강한접합부와 약한접합부의 구조성능을 검증하기 위하여 외부접합부 형태의 CFT 기둥-강재보 접합부 실험체를 구성하였다. 접합부 실험체는 총 3개로 강한접합부 실험체

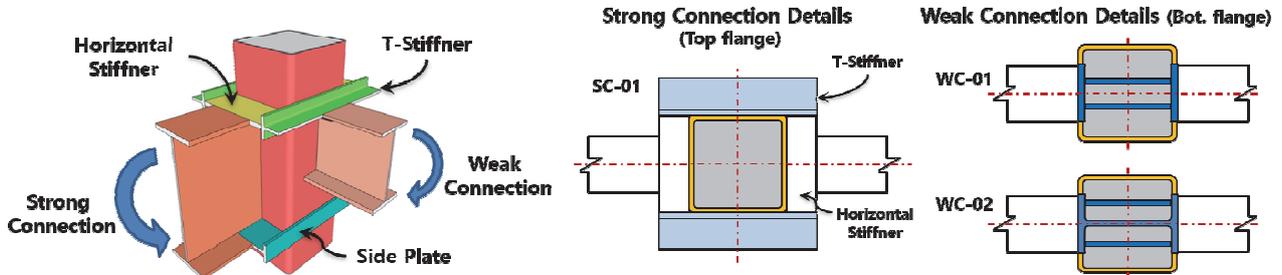


Fig. 1. Proposed Connection Detail

1개와 약한접합부 실험체 2개로 구성하였다. 각 실험체의 구성은 Table 1과 같으며, 접합부 상세는 Fig. 2.에 나타내었다.

접합부 실험체의 CFT 기둥은 모두 □-400×400×12 (SM570, SM460: KS 신규격) 단면을 사용하였으며, 충전된 콘크리트의 공칭압축강도는 35MPa로 계획하였다. 실험체에 사용된 각형강관은 판재를 프레스로 가공하여 2면 SAW (Submerged Arc Welding) 용접하여 제작하였으며, 강관의 폭두께비(b/t)는 31.3으로서 건축구조기준(KBC 2016)^[12]의 CFT 기둥의 단면 분류로는 조밀단면에 해당된다. 기둥의 길이는 양 단부 엔드플레이트를 포함하여 2,000mm로 제작하였으며, 기둥의 양단에 각각 길이 750mm의 단부 핀 지그를 연결하였다. (Fig. 3. 참조) 강재보는 용접H형강으로 제작하였고, 실험결과와 상대적인 비교를 위하여 강한접합부와 약한접합부 모두 강재 단면은 BH-630×300×12×19 (SM490, SM355: KS 신규격)를 사용하였다.

다이어프램에 구성에 사용된 판재는 모두 SM490 강재를 사용하여 용접조립하여 제작하였다. 강한접합부 실험체는 상하부 플랜지는 모두 PL-400×175×25 단면에 용접하여 제작하였다. 약한접합부는 상부플랜지와 접합되는 T형 스틱프너는 T-125×125×25 단면을 사용하였으며, 관통 접합부 내력을 평가하기 위하여 하부플랜지와와의 접합부에 Φ -432×300×25×16 단면을 사용한 WC-01과 2-PL16T를 H-400×300×21×21 (SHN490, SHN355: KS 신규격) 단면의 웨브의 양 옆에 보강한 WC-02로 구성하여 강관에 관통부재를 삽입하여 접합하는 방법을 사용하였다. WC-02 실험체의 하부플랜지 관통부에 사용한 형강은 H-400×408×21×21 단면에서 플랜지의 양 단을 각각 50mm씩 절단하여 사용하였다.

접합부 실험체 제작시 모든 실험체의 용접부는 -20°C에서 27J 이상의 CVN 인성값을 갖는 인장강도 580MPa급의 전자세용

Table 1. Summary of test specimens

Specimens	Connection details	CFT column		Steel beam
		Steel tube	Concrete	
SC-01	Top: PL - 400×120×25 (SM490) Bot.: PL - 400×120×25 (SM490)			
WC-01	Top: T - 125×125×25 (SM490) Bot.: π - 432×300×25×16 (SM490)	□ - 400×400×12 (SM570)	35 MPa	BH - 630×300×12×19 (SM490)
WC-02	Top: T - 125×125×25 (SM490) Bot.: H - 400×300×21×21 (SHN490) + 2 - PL16 (SM490)			

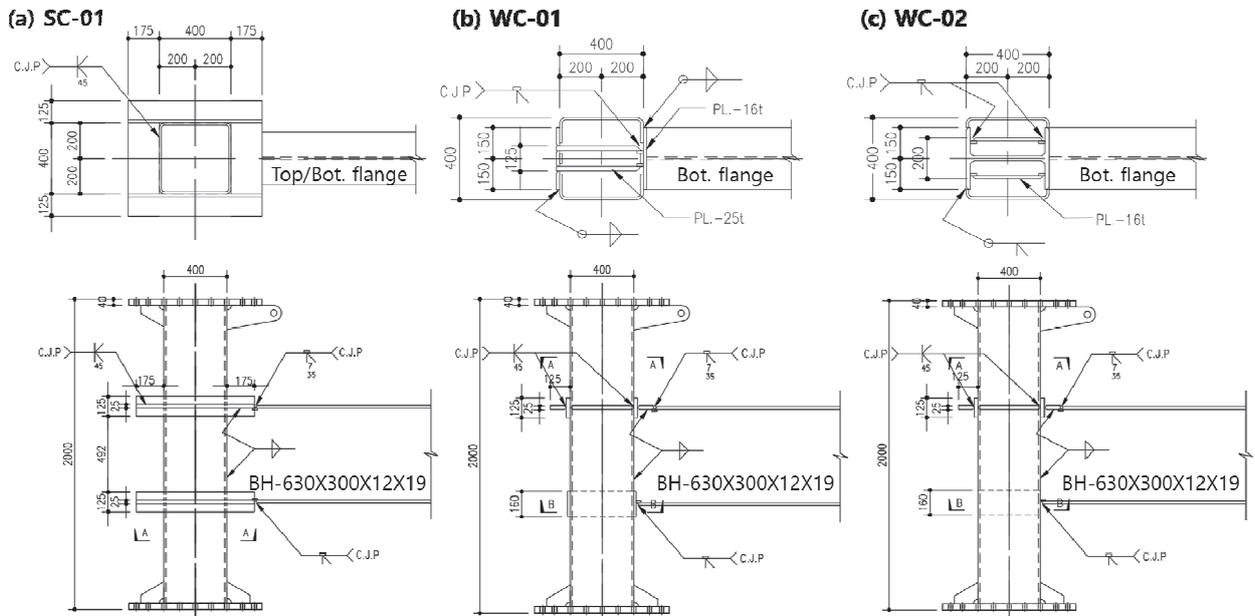


Fig. 2. Specimen details of test specimens (dimensions in mm)

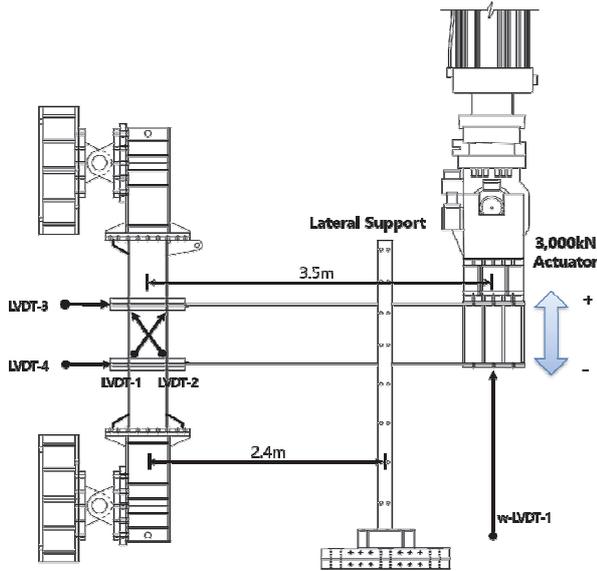


Fig. 3. Test set-up (dimensions in mm)

용접재(K71T0)를 사용하였으며, 보 상하부 플랜지의 뒷담재는 용접 후 그대로 남겨두었고 엔드캡은 용접 단부의 응력집중을 완화하기 위하여 일본 건축공사표준시방서인 JASS 6⁽¹³⁾에 제시된 것과 같이 부채꼴 형태로 제거하였다.

Table 2는 실험체에 사용된 재료의 소재시험 결과를 나타낸다. 두께 12 mm의 SM570 강관은 항복강도 462MPa, 인장강도 586MPa이었으며, 항복비는 79%였다. 용접형강의 웹에 사용된 두께 12mm의 SM490 판재의 항복강도는 345MPa, 인장강도는 526MPa 이었으며, 플랜지에 사용된 두께 19mm의 SM490 판재의 항복강도는 404MPa, 인장강도는 551MPa로 항복비는 각각 66%와 73% 이었다. 다이어프램에 사용된 두께 25mm 판재 (SM490)의 항복강도는 329MPa, 인장강도는 520MPa로 항복비는 63%로

Table 2. Material properties of test specimens

Material	Thickness (mm)	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
SM570 (Steel Tube)	12.1	461.4	585.6	22
SM490 (BH)	12.0	345.2	526.3	27
	18.9	403.6	550.6	26
SM490 (Diaphragm)	16.0	354.2	548.3	25
	25.0	328.7	520.3	30
SHN490 (Diaphragm)	21	421.1	541.2	26
Concrete strength		$f'_c = 45.5\text{MPa}$ (SC-01, WC-01)		
		$f'_c = 49.2\text{MPa}$ (WC-02)		

나타났다. CFT 기둥에 충전된 콘크리트의 압축강도는 강한접합부 SC-01과 약한접합부 WC-01에서는 45.5MPa 이었으며, 약한접합부 WC-02에서는 49.2MPa 이었다.

Fig. 3.은 실험 셋팅과 계측계획을 보여준다. 실험에는 3,000 kN 용량의 Actuator가 사용되었으며, 접합부 반복하중 실험은 T형 접합부의 외팔보 끝단에 수직하중을 반복하여 재하하는 방식으로 진행되었다. 기둥 상하부 수평반력 간 유효길이와 기둥 중심축에서부터 가력부까지의 길이는 모두 3.5m이고, 기둥면에서부터 가력부까지의 순길이는 3.3m이다. 실험 중 보의 횡좌굴을 방지하기 위하여 횡지지를 설치하였다(Fig. 3. 참조). 하중재하 방법은 건축구조기준 (KBC 2016)에 따라 보 회전각 0.375%, 0.5%, 0.75%를 각각 6 사이클 씩 반복가력하고, 1.0%를 4 사이클, 1.5%

Table 3. Summary of test results

Specimen	CFT Column			Beam				Test Results		
	Section	f_y (MPa)	f'_c (MPa)	Section	f_{yw} (MPa)	f_{yf} (MPa)	M_{pb} (kN-m)	$M_{p,test}$ (kN-m)	$M_{p,test} / M_{pb}$ (kN-m)	
SC-01	□ - 400×400×12	382.5	45.5	BH-630×300×12×19	345.2	403.6	1768.6	1967.4	1.11	
WC-01			45.5					1834.2	1.04	
WC-02			49.2					2230.5	1.26	
Specimens	Max. Moment		Min. Moment		Max. Rotation		Min. Rotation		Stiffness	
	θ (%)	M_{max} (kN-m)	θ (%)	M_{min} (kN-m)	θ_{max} (%)	M (kN-m)	θ_{min} (%)	M (kN-m)	+	-
SC-01	3.0	1905.8	-3.0	-1967.4	3.0	1905.8	-3.0	-1967.4	10.9	11.4
WC-01	1.7	1602.5	-2.7	-1834.2	1.7	1602.5	-2.1	-1765.8	10.0	11.0
WC-02	4.7	2230.5	-4.0	-2032.1	5.1	2157.7	-5.1	-1658.7	10.0	10.7

2.0%, 3.0%, 4.0%, 5.0%, 6.0%는 2 사이클씩 반복가력 하였다. 보 가력부의 변위와 실험체의 강체변형, 접합부 패널의 전단변형 등을 계측하기 위하여 LVDT를 설치하였으며, 강재의 국부적인 변형을 분석하기 위하여 변형률 게이지를 부착하였다.

3.2 실험결과

Fig. 4.와 Fig. 5.는 각각 접합부 실험체의 모멘트 - 회전각 관계 및 파괴양상을 나타낸다. Table 3은 실험결과를 요약하여 정리한 것이다. 여기서, 접합부에 작용하는 휨모멘트 값은 기둥면에서의 휨모멘트 값으로 계산하여 나타냈다. 실험결과 약한접합부 WC-01을 제외한 강한접합부 SC-01과 과 약한접합부 WC-02는 보 단부에 뚜렷한 소성힌지가 발생하였으며 우수한 에너지 소산 능력을 나타냈다. 기둥면에서의 휨모멘트 값은 강재보의 전소성 모멘트 값과 비교하여 최대 111%~126% 값을 나타냈다 (Table 3 참조).

강관 외측에 T-스티프너와 사이드 플레이트로 보강한 외다이아프램 형식의 SC-01은 회전각 1%에서 보 상부 플랜지 엔드탭 접합면 약간의 벌어짐이 발생하였다. 회전각 1.5%에서 플랜지 페인

트칠이 떨어지기 시작하였으며, 2% 회전각 1st Cycle에서 상하부 보 플랜지 엔드탭에 균열이 발생하였다. 회전각 3%에서 상하부 보 플랜지 단부에 균열이 증가하면서 하중이 저하되기 시작하였고, 4% 회전각 1st Cycle에서 하부플랜지에 파단이 발생하였다. 실험체의 하부 플랜지에 파단이 발생함에 따라 이후 4% 회전각까지 가력과 다시 부방향으로 단조가력하여 보의 상부 플랜지 접합부의 파괴형태를 확인한 후 실험을 종료하였다. 실험결과 보의 상부 플랜지에서 용접면을 따라 연결된 다이어프램으로 균열이 전진하면서 플랜지를 관통하는 균열이 발생하였다.

용접조립하여 제작한 Φ -432 \times 300 \times 25 \times 16 부재를 강재보의 하부 플랜지와 접합되는 강관면에 관통시켜 제작한 WC-01은 회전각 1%에서 보 플랜지 하부 페인트가 떨어지기 시작하였고, 1.5% 회전각에서 보 하부플랜지 좌측 엔드탭 접합면에서 균열이 발생하기 시작하였다. 회전각 2% 1st Cycle에서 강관에 삽입된 용접 부재의 내력이 부족하여 하부 플랜지 접합부에서 파단이 발생하여 강도가 저하되었다. 이후 부방향으로 가력하였으며 2% 회전각에서 상부플랜지 우측 엔드탭 접합면에서 균열이 발생하기 시작하였다. 그 후 최종 파괴시까지 단조가력하여 실험을 진행하였으며, 최종적으로 4.5% 회전각에서 보의 우측 상부플랜지 용접부에

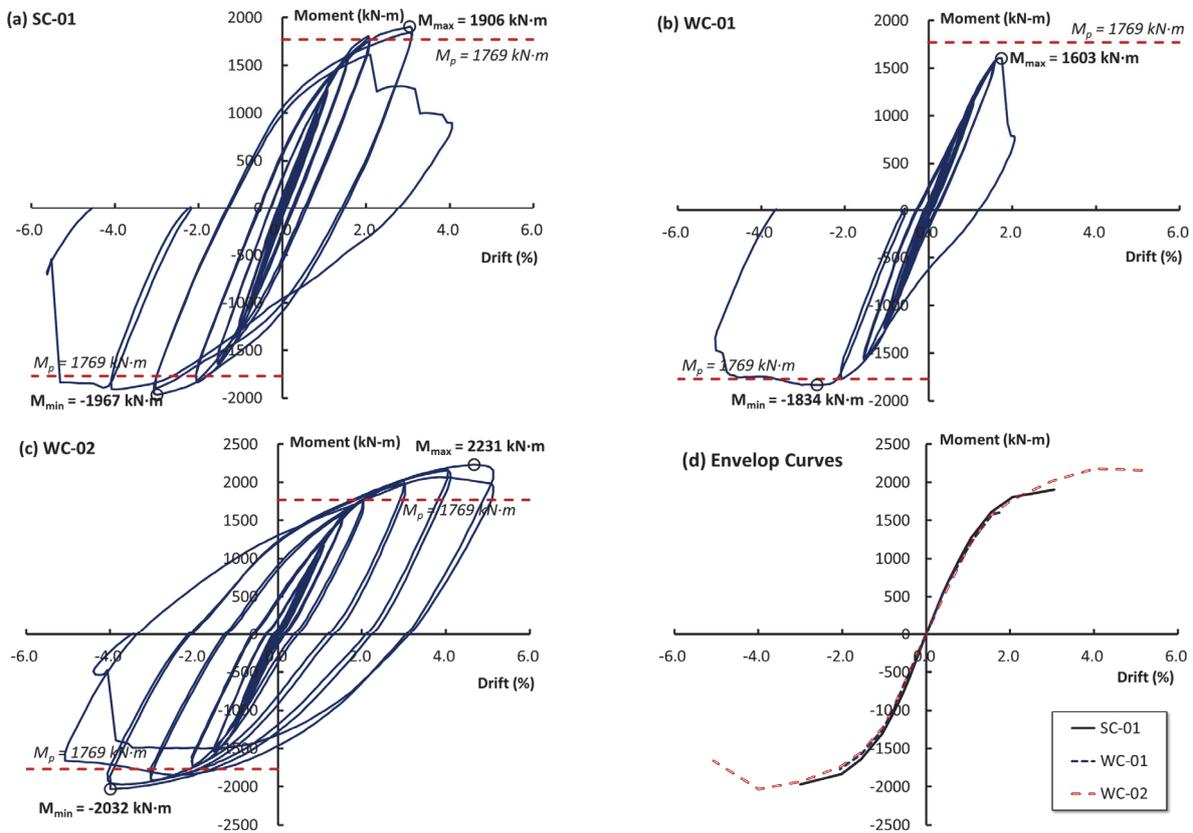


Fig. 4. Moment - rotation relationships for test specimens

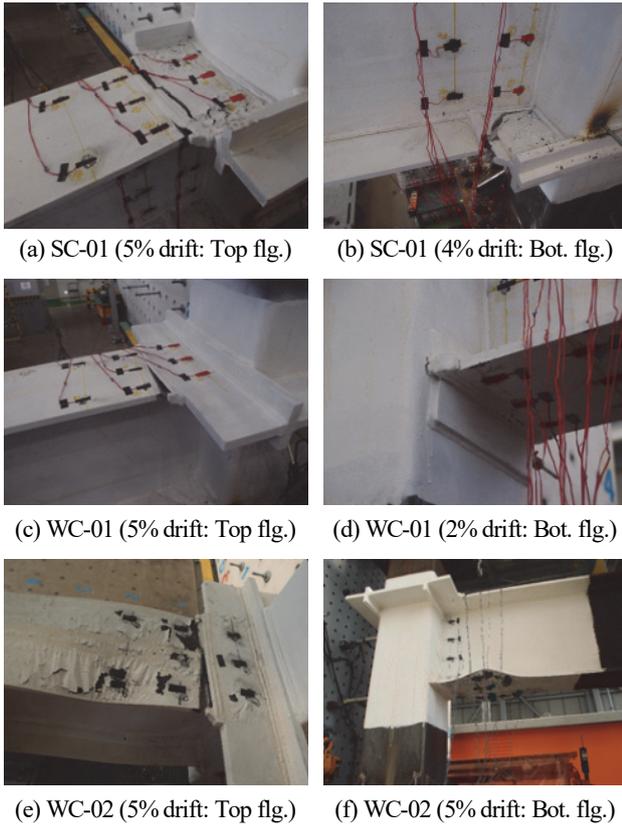


Fig. 5. Failure modes of test specimens

서 파단이 발생하여 실험을 종료하였다.

WC-02 실험체는 전반적으로 WC-01 실험체와 접합 상세는 유사하지만, 강재보의 하부 플랜지와 접합되는 강관 매입부의 내력을 증가시키기 위하여 압연형강 H-400×300×21×21의 웹의 양 옆에 추가로 16mm 두께의 플레이트로 보강하여 접합부의 강도와 면외방향 강성을 증가시킨 실험체이다 (Fig. 1. 참조).

WC-02 실험체는 1% 회전각에서 보 하부 플랜지 엔드캡 접합면이 벌어지기 시작하였고, 1.5% 회전각에서 상부 플랜지 엔드캡에도 접합면에서 균열이 발생하기 시작하였으며, 하부 플랜지에도 항복선이 발생하기 시작하였다. 2% 회전각에서 보의 하부 플랜지 엔드캡에서 발생한 균열의 폭이 증가하였고, 플랜지의 항복선도 증가하였다. 3% 회전각에서 보의 하부 우측 용접 접합부에서 균열이 발생하기 시작하였으며, 상부 플랜지와 다이어프램부도 항복하여 페인트가 떨어지기 시작하였다. 4% 회전각 1st Cycle에서 보의 하부 플랜지에서 좌굴이 발생하였고 상부 플랜지의 용접면에서도 균열이 발생하기 시작하였으며, 이후 2nd Cycle에서 보의 상부 플랜지에 발생한 균열의 폭이 증가하였다. 5% 회전각에서 하부 플랜지의 좌굴 발생으로 인하여 플랜지의 변형이 급격히 증가하였으며, 상부 플랜지에서 용접부를 따라 균열이 증가하면서 하

중이 감소하기 시작하였고, 2nd Cycle에서 상부 플랜지를 관통하는 파단이 발생하여 실험을 종료하였다.

4. 실험결과 분석

4.1 강성 및 내력

Table 3에 각 실험체별 초기강성, 최대휨모멘트, 최대회전각을 정리하여 나타냈다. 접합부 형상과 관계없이 각 실험체의 초기강성은 유사한 값을 나타냈으며, 이러한 결과는 Fig. 4.(d)의 포락곡선에서도 확인할 수 있다. 외다이어프램 형식의 수평 스티프너에 강재보를 접합한 강관접합부 실험체인 SC-01의 경우 최대 휨성능은 부모멘트 방향으로 1967.4 kNm로 나타났으며, 강재보 하부 플랜지 접합부 파단시까지 3% 이상의 회전성능을 나타냈다. 강재보의 상부 플랜지는 T-스티프너에 접합하고 하부 플랜지는 관통형 부재에 접합한 약한접합부의 경우 강관을 관통한 상세에 따라 최대 휨성능에 큰 차이를 보였다. 강재보의 하부플랜지를 용접조립 π 형강에 접합한 WC-01 실험체는 2% 회전각에서 매입된 π 형강 웹의 내력이 하부 플랜지의 인장강도보다 부족하여 접합부에서 파단이 조기에 발생하여 휨성능이 보의 소성강도에 도달하지 못하였다. 하지만, 강재보의 상부 플랜지에 인장력이 작용하는 부모멘트 방향의 가력시에는 최대 휨성능이 1834.2 kNm로 나타나 보의 소성강도를 초과하는 값을 보였다. 강재보의 하부 플랜지 접합부에 웹을 보강한 압연형강을 매입한 WC-02 실험체는 4% 회전각까지 접합면 파괴는 발생하지 않았고 큰 휨성능을 발휘하였다. WC-02 실험체의 최대 휨성능은 2230.5 kNm로 보의 소성강도를 초과하는 값을 나타냈으며, 최대 5%의 회전성능을 발휘했다.

4.2 에너지소산능력

Fig. 6.은 목표변위별 누적 에너지 소산능력을 나타낸다. 에너지는 소산능력은 구조물의 중요한 내진 특성 중의 하나이다. 소산 에너지는 모멘트-회전각 이력곡선의 내부 면적으로 계산하였으며, 목표변위별 에너지 소산능력을 모두 더하여 누적 에너지 소산능력을 산정하였다. 각 실험체의 파단시까지 소산한 누적 에너지를 비교하면 변형능력이 가장 우수한 WC-02 실험체가 가장 우수한 에너지소산능력을 나타냈으며, WC-01 실험체는 하부 플랜지에 접합된 강관 매입부의 용접부 파단으로 가장 낮은 에너지소산능력을 나타냈다. 하지만, 동일한 3% 회전각까지 소산된 에너지는 SC-01 실험체가 WC-02 실험체보다 약 1.2배 많은 에너지를 소산한 것으로 나타났다.

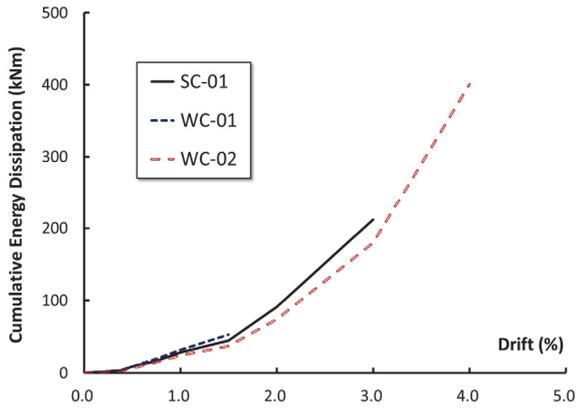


Fig. 6. Cumulative energy dissipation capacity

4.3 변형률 분포

Fig. 7.은 SC-01과 WC-02 실험체의 상부 플랜지에 부착한 변형률계의 계측값 분포를 강재보의 회전각에 따라 나타낸 것이다. 변형률계의 위치는 Fig. 7.에 같이 나타내었다. 계측결과 보의 회전

각이 증가함에 따라 보의 중앙부 보다는 양단부에서의 변형률 값이 높게 나타났다. SC-01 실험체의 경우 강관 외측에 T-스티프너와 사이드 플레이트로 보강하여 1% 변형각 이후 다이어프램의 변형률이 보 플랜지의 변형률보다 크게 나타났다. T형 스티프너의 웹에 보 플랜지를 접합한 WC-02 실험체의 경우에는 보 플랜지의 하중전달 방향으로 보강요소가 존재하지 않아 2% 변형률까지 보 플랜지의 변형률이 다이어프램의 변형률 보다 높게 나타나 최종 파괴가 보 플랜지의 용접부에서 발생하는 차이점이 있었다.

Fig. 8.은 강재보의 높이에 따른 휨인장 변형률의 분포를 보의 회전각에 따라 나타낸 것이다. 보의 상하부 플랜지의 변형률은 플랜지의 중앙부와 단부 계측값의 평균값을 나타낸다. 계측결과 보의 웹에서의 수평방향 인장변형률은 보의 회전각이 증가함에 따라 크게 증가하지 않는 경향을 보였으며, 약한접합부 WC-01과 WC-02의 경우 하부 플랜지에 형강을 관통하는 접합부 상재를 사용하여 웹의 하부에서 수평방향 인장변형률이 비례적으로 증가하는 것을 볼 수 있다. 따라서, 강재보에 작용하는 휨모멘트는 주로

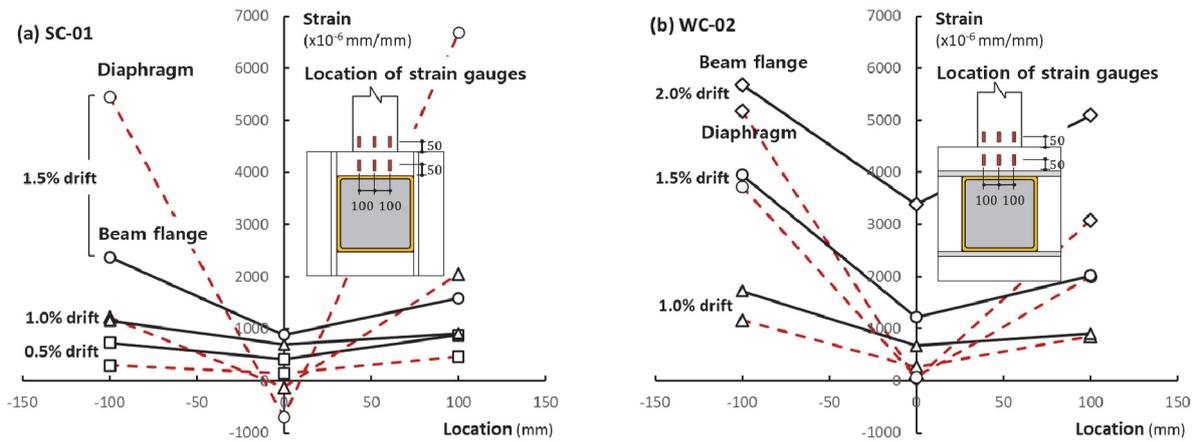


Fig. 7. Strain distributions of beam flange and diaphragm (Top flange connections)

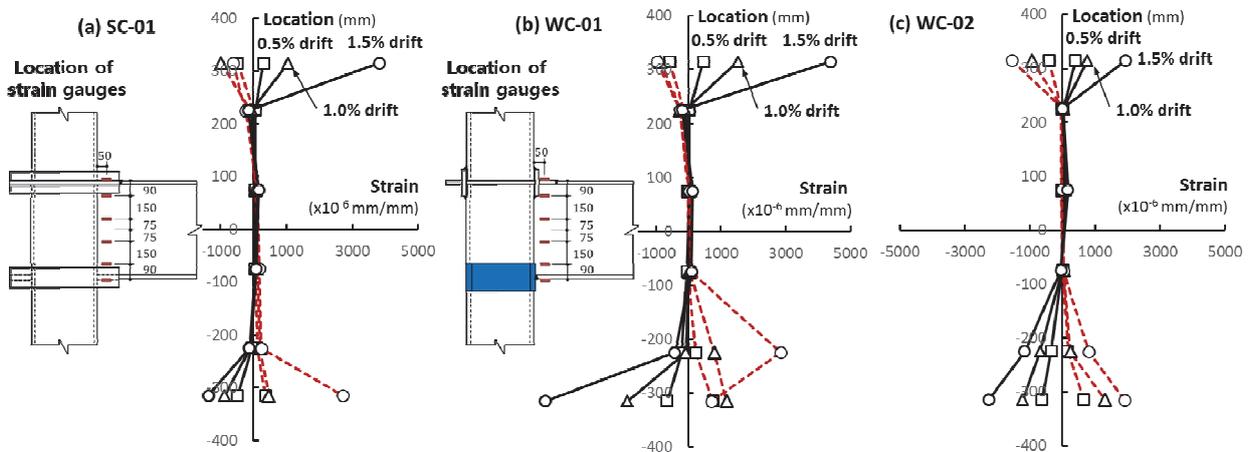


Fig. 8. Strain distributions according to beam depth

상하부 플랜지의 접합부를 통해 전달되며, 강관 관통접합부의 경우 강관의 면외방향강성 확보로 보의 웹을 통해 일부 하중이 전달되는 것을 알 수 있다.

4.4 접합부 강도 평가

일반적인 외다이어프램 플랜지의 축강도는 강관에 접합된 외다이어프램의 전단강도와 강관 측면의 항복강도의 합으로 계산한다^{[3],[4]}. 또한, Matsui et al.^[6]은 외다이어프램의 좌우에 사이드플레이트로 보강한 CFT 기둥 접합부 플랜지의 축강도를 측면 사이드플레이트의 항복강도와 강관 측면의 항복강도의 합으로 계산하는 것을 제안하였다. 따라서 T형 스틱너를 사용한 강한접합부의 상하부 플랜지 축강도도 이와 유사한 하중 경로 메커니즘을 가정하여 ① 강재보와 접합되는 수평 스틱너 (Fig. 1. 참조)의 전단강도와, ② 이와 접합되는 강관 측면의 T형 스틱너나 사이드플레이트의 항복강도, ③ 추가적인 강관의 기여도로 평가할 수 있다. Fig. 5.(a), (b)의 SC-01 실험체의 파괴모드와 같이 강관 측면의 T형 스틱너나 사이드 플레이트가 충분히 강하게 설계된 경우 접합부 플랜지의 이음부 강도는 수평 스틱너의 전단강도와 강관의 기여도의 합으로 평가할 수 있으며, 여기서는 보수적으로 수평 스틱너의 전단강도(①)에 대해 평가해 보고자 한다.

강한접합부 SC-01에서 강재보 웹을 통한 하중 전달을 고려하지 않은 보의 소성휨모멘트 (M_{pb} , Table 3 참조)에 대한 접합부의 소요 축강도 (P_{nd})는 식 (1)과 같이 계산할 수 있다.

$$P_{nd} = M_{pb} / (d_b - t_{bf}) \quad (1)$$

여기서, d_b , t_{bf} 는 각각 보의 춤과 플랜지의 두께이다. 강재보에 연결된 수평 스틱너 (PL-400×175×25, $f_y = 328.7$ MPa, $f_u = 520.3$ MPa) 양단에서의 전단항복강도와 전단인장강도는 각각 1,661 kN과 2,629 kN이다. 따라서 이는 접합부의 소요 축강도인 2,895 kN 보다 작은 값이므로 최종 파괴모드는 Fig. 5.(a)와 같이 강재보 보다 수평 스틱너가 먼저 항복하면서 최종 파단이 수평 스틱너에서 발생하는 것을 확인할 수 있다.

약한접합부의 상부 플랜지는 수평 스틱너가 아닌 T형 스틱너의 웹에 강재보의 플랜지가 접합되므로 (Fig. 1. 참조), 강한접합부와 마찬가지로 T형 스틱너 (T-125×125×25, $f_y = 328.7$ MPa, $f_u = 520.3$ MPa)의 전단강도를 계산하면 전단항복강도와 전단인장강도는 각각 2,135 kN과 3,379 kN이다. 따라서, T형 스틱너의 전단인장강도가 접합부의 소요 축강도 (2,895 kN) 보다 큰 값이므로 강한접합부의 상부 플랜지와 달리 약한접합부의 상부

플랜지 접합부에서는 최종 파괴가 강재보 플랜지에서 발생하는 것을 확인할 수 있다 (Fig. 5.(c), (e) 참조).

형강 관통상재를 사용한 약한접합부 하부 플랜지의 축강도는 강재보 플랜지의 축하중이 강관에 매입된 형강의 웹과 강관면으로 나누어 전달되는 것으로 가정하여 ① 강재보와 연결되는 매입형강 웹의 항복강도와, ② 강관면의 면외방향 저항력으로 평가할 수 있다. 여기서는 보수적으로 강관면의 면외방향 저항력을 무시하고 매입형강 웹을 통해 전달되 축강도(①)에 대해 평가해 보았다.

강재보와 연결되는 매입형강 웹을 통한 축강도 ($P_{nd,bw}$)는 식(2)와 같이 매입형강의 웹과 측면 보강 스틱너에 의한 강도의 합으로 계산할 수 있다 (Fig. 9. 참조). 이때, 강도 평가에 기여하는 하부 매입 형강의 높이는 강재보의 웹 크리플링 강도 평가와 마찬가지로 플랜지에서의 하중흐름을 고려한 유효높이 ($d_s = t_{bf} + 5t_{sf}$, 여기서, t_{sf} 는 매입형강 플랜지의 두께)로 제시하였다.

$$P_{nd,bw} = (t_{sw} + 2t_{st})d_s f_{yw} \quad (2)$$

여기서, t_{sw} , t_{st} 는 각각 매입형강 웹의 두께와 보강 스틱너의 두께, f_{yw} 는 매입형강의 항복강도이다.

약한접합부 WC-01 실험체의 하부 플랜지 접합부의 축강도는 매입형강 웹의 유효높이에 따른 내력으로 계산하면 1,753 kN으로 접합부 플랜지의 소요 축강도 (2,895 kN) 보다 작은 값이기 때문에 Fig. 5.(d)와 같이 매입형강이 조기 항복하여 강재보의 소성강도에 도달하지 못하는 것으로 나타났다. 약한접합부 WC-02 실험체의 하부 플랜지 접합부의 축강도는 2,328 kN으로 소요 축강도인 2,895 kN 보다 작은 값이지만, 식 (2)에서 고려하지 않은 강관면의 면외방향 저항력과 Fig. 8.(c)와 같이 강재보의 웹을 통해서도 휨강도가 전달되므로 하부 플랜지 접합부에서 최종적으로 파괴는 발생하지 않았고 하부 플랜지가 좌굴하는 파괴형태를 보였다 (Fig. 5.(f) 참조).

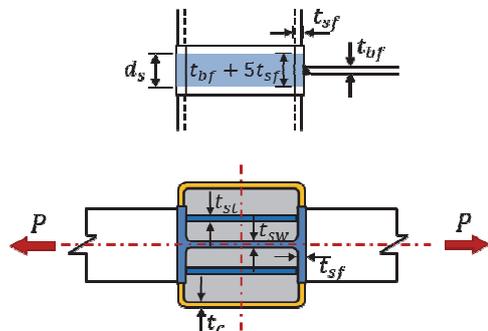


Fig. 9. Beam-to-column joint of weak connection bottom flange

앞에서 살펴본 접합부 축강도 평가식을 적용하여 각 실험체의 파괴모드를 보수적으로 평가할 수 있음을 알 수 있다. 하지만 보 단부에서의 소성거동을 유도하기 위해서는 접합부 스티프너의 전단 항복강도가 소요 축강도 이상이 되도록 설계하는 것이 바람직하며, 유한요소 해석 등을 통하여 제안한 접합부의 하중전달 메커니즘을 명확히 규명하는 추가적인 연구가 필요하다.

5. 결론

본 연구에서는 CFT 기둥과 강재보의 접합부에 일반적으로 사용되는 외다이어프램 형식을 개선하여 T형 접합부 형식을 제시하였으며, 강관의 직교방향으로 서로 다른 타입의 접합방법을 제안하였다. 제안된 T형 외다이어프램 CFT 기둥-강재보 접합부의 내진성능을 평가를 위해 접합부 반복하중 실험을 수행하였으며, 접합부 설계식을 제안하였다. 이를 통하여 얻은 주요 결과는 다음과 같다.

- (1) CFT 기둥 접합부의 상하부에 T형 스티프너를 사용한 외다이어프램 형식의 강한접합부 실험체 SC-01과 하부 플랜지 접합면에 항강을 관통시킨 접합상세를 적용한 약한접합부 실험체 WC-01, WC-02 실험체의 접합부 반복하중 실험 결과 WC-01 실험체를 제외한 SC-01과 WC-02에서 강재보 단부에 뚜렷한 소성한지가 발생하였으며, 기둥면에서의 휨모멘트 값은 강재보의 전소성모멘트 값과 비교하여 각각 1.1배와 1.3배 높은 값을 나타냈다.
- (2) 약한접합부 WC-01 실험체는 2% 회전각에서 강관 접합면에 삽입된 π 형 부재에서 플랜지와 웹 용접면에서 용접부 파단이 발생하여 강도가 저하되었다.
- (3) SC-01 실험체는 최대 3%, WC-02 실험체는 최대 4% 이상의 변형능력을 나타냈으며, 누적에너지소산량 비교 결과 SC-01 실험체가 WC-02 실험체보다 3% 회전각까지 1.2배 많은 에너지를 소산하였다.
- (4) 강재보 플랜지와 다이어프램의 변형률 측정 결과 전반적으로 강재보의 중앙보다 양단부의 변형률이 높게 나타났으며, 강재보의 높이에 따른 휨인장 변형률 측정 결과 강재보의 웹에서는 변형률이 크게 발생하지 않아 강재보의 휨모멘트는 주로 상하부 플랜지 접합부를 통해 전달되는 것을 확인할 수 있었다.
- (5) 제안한 접합부의 강도는 강한접합부의 경우 강재보와 연결되는 수평 스티프너의 전단강도로, 약한접합부의 경우 상부 플랜

지는 T형 스티프너의 전단강도로 하부 플랜지는 매입형강 웹과 웹 보강스티프너의 항복강도로 보수적으로 평가할 수 있었다.

- (6) 제안한 접합부의 축강도 평가식을 사용하여 강한접합부 및 약한접합부 플랜지의 파괴모드를 근사적으로 예측할 수 있었으며, 보다 상세한 설계식 개발을 위하여 유한요소 해석을 통한 상세한 하중전달 메커니즘 분석이 필요하다.

감사의 글

본 연구는 (주)포스코의 연구비 지원에 의해 수행되었습니다. 이에 감사드립니다.

참고문헌(References)

- [1] Morino, S., and Kawaguchi, J. (2005) Research on and Construction of the Concrete-Filled Steel Tube Column System in Japan, *International Journal of Steel Structures*, KSSC, Vol.5, No.4, pp.277-298.
- [2] American Institute of Steel Construction (2016) *Prequalified Connections for Special and Intermediate Steel Moment Frames for Seismic Applications* (ANSI/AISC 358-16), USA.
- [3] 日本建築学会(2008) 콘크리트 충전강관構造設計施工指針 (第2版), 日本建築学会, 日本.
Architectural Institute of Japan (2008) *Recommendations for Design and Construction of Concrete Filled Steel Tubular Structures* (2nd Ed.), AIJ, Japan (in Japanese).
- [4] Kurobane, Y., Packer, J.A., Wardenier, J., and Yeomans, N. (2004) *Design Guide for Structural Hollow Section Column Connections (CIDECT Series of "Construction With Hollow Sections" No. 9)*, Verlag TUV Rheinland, Germany.
- [5] 대한건축학회(2004) 콘크리트충전 강관구조 설계 및 시공매뉴얼, 기문당.
Architectural Institute of Korea (2004) *Design and Construction Manual of Concrete Filled Steel Tube Structures*, Kimoon dang, Korea (In Korean).
- [6] 松井千秋, 河野昭彦, 李燾曙(1996) 中空およびコンクリート充填角形鋼管柱とH形鋼梁の新接合形式に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 日本建築学会, 第61巻, pp.133-142.
Matsui, C., Kawano, A., and Lee, C.-S. (1996) An Experimental Study on New Connection System of H-Shaped Beams to Vacant or Concrete-Filled Box Columns, *Journal*

- of *Structural Construction Engineering*, Architectural Institute of Japan, Vol.61, pp.133-142 (in Japanese).
- [7] 최성모, 정도섭, 김대중, 김진호(2005) 복십자형 CFT 기둥-보 접합부의 내력식에 관한 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제17권, 제4호, pp.419-429.
- Choi, S.M., Jung, D.S., Kim, D.J., and Kim, J.H. (2005) A Study on the Equations for Load Carrying Capacities of Concrete Filled Tubular Square Column-to-Beam Connections with Combined Cross Diaphragm and Sleeves, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.17, No.4, pp.419-429 (in Korean).
- [8] Kim, Y.-J., Shin, K.-J., and Kim, W.-J. (2008) Effect of Stiffener Details on Behavior of CFT Column-to-Beam Connections, *International Journal of Steel Structures*, KSSC, Vol.8, No.2, pp.119-133.
- [9] Ghobadi, M.S., Ghassemieh, M., Mazroi, A., and Abolmaali, A. (2009) Seismic Performance of Ductile Welded Connections Using T-Stiffener, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.65, No.4, pp.766-775.
- [10] 장보라, 심현주, 김용익, 정진안, 오영석, 김상섭, 최병정, 이은택(2010) 내진 각형강관 기둥-H형강 보 접합상체의 구조성능 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제4호, pp.305-312.
- Jang, B.R., Shim, H.J., Kim, Y.I., Chung, J.A., Oh, Y.S., Kim, S.S., Choi, B.J., and Lee, E.T. (2010) Structural Performance Evaluations of Seismic Wide-Flanged Beam-to-Rectangular Steel Tube Column Connection Details. *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.22, No.4, pp.305-312 (in Korean).
- [11] 이성희, 김영호, 최성모(2016) 용접조립 각형 CFT 기둥-보 외다이어프램 접합부의 구조 거동, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제28권, 제2호, pp.75-83.
- Lee, S.H., Kim, Y.H., and Choi, S.M. (2016) Structural Behavior of Welded Built-up Square CFT Column to Beam Connections with External Diaphragm, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.28, No. 2, pp.75-83 (in Korean).
- [12] 대한건축학회(2016) 건축구조기준 및 해설, 기문당. Architectural Institute of Korea (2016) *Korean Building Code and Commentary*, Kimundang, Korea (in Korean).
- [13] 日本建築学会(2007) 建築工事標準仕様書 JASS6 鉄骨工事, 日本建築学会, 日本. Architectural Institute of Japan (2007) *Japanese Architectural Standard Specification (JASS 6) for Structural Steelwork Specification for Building Construction*, AIJ, Japan (in Japanese).

요약: 본 연구에서는 강관의 직교방향으로 서로 다른 접합형식을 갖는 CFT 기둥과 강재보 접합부의 거동특성과 내진성능을 평가하기 위하여 보-기둥 접합부에 대한 반복하중 실험을 수행하였다. 접합부 구성형식에 따라 T형 스티프너를 사용한 외다이어프램 형식의 강관접합부와 이와 직교방향에서의 상부 플랜지 접합부와 하부 플랜지는 형강 관통형식의 접합형식을 갖는 약한접합부에 대하여 변형능력과 파괴모드를 분석하였다. 실험결과, 하부 플랜지 접합면에 삽입된 T형강의 내력이 부족한 WC-01 실험체를 제외하고는 접합부 구성형식에 관계없이 기둥면에서의 휨모멘트 값은 강재보의 전소성모멘트 값과 비교하여 최대 1.1배와 1.26배 높은 값을 나타냈으며 변형능력은 최대 3%와 4% 이상의 회전각을 나타냈다. 기존의 외다이어프램 접합부 강도 평가식을 근거로 강관접합부와 약한접합부의 상하부 플랜지 축강도를 평가하였으며, 접합부 플랜지의 소요 축강도와 비교한 결과 제안한 평가식은 접합부 파괴모드를 보수적으로 예측 가능한 것으로 나타났다.

핵심용어: CFT 기둥, 강재보, 보-기둥 접합부, 외다이어프램, 접합부 반복가력실험
