한국지진공학회 논문집 18권 1호 (통권 제95호)
2014년 1월

EESK J Earthquake Eng Vol. 18 No. 1, 63-71
http://dx.doi.org/10.5000/EESK.2014.18.1.063

강판 콘크리트(SC) 기둥과 H형강 보의 용접 접합부에 대한 반복 이력 실험

Cyclic Test of welding connections for Steel-Plate Concrete Column to H-shaped Steel Girders

박호영[1)] · 강철규[1)] · 최병정[1)*]
Park, Ho Young[1)] · Kang, Cheol Kyu[1)] · Choi, Byong Jeong[1)*]
[1)]경기대학교 플랜트·건축공학과
[1)]Department of Plant·Architectural Engineering, Kyonggi University

/ ABSTRACT /

This study presents an experimental study of the structural behavior for steel plate-concrete column-to-steel girder connections. Experiments were carried out to investigate the moment-rotation characteristics, failure behavior and ultimate moment capacity of these connections. The results of this experimental study involving three welded moment-resisting connections subjected to cyclic loading are presented. The specimens were fabricated at full scale to evaluate their hysteretic behavior. A description of the test specimens, the details of the joint, the test system and the testing methods are described. The test results showed that the structural behavior of these composite connections was influenced by the connection details.

Key words: SC Column, Hysteretic Behavior, Connection Detail

1. 서 론

강판콘크리트(Steel Plate-Concrete, 이하 SC)구조는 강판과 강판 사이에 콘크리트를 채워 넣고, 두 재료의 합성효과를 위해 전단연결재를 사용한 구조시스템이다. SC구조는 대부분의 형상이 사각형인 CFT(Concrete Filled Tube, 이하 CFT)기둥과 비교하여 자유로운 단면형상을 가질 수 있으며 강판을 거푸집 대용으로 사용 가능하므로 모듈화 공법에서 유리하다. 이에 국내에서는 2001년도부터 과학기술부의 제2차 원자력 종합계획을 시작으로 원자력 발전소의 모듈화공법을 실현하기 위한 구조로 SC구조를 선정하여 연구를 시작했으며 발전된 연구결과를 토대로 대한전기협회에서 강판콘크리트구조 기준안(KEPIC-SNG)이 2009년 인증되어 원자력 건물 설계에 활용되고 있다.

하지만 현재까지 SC구조와 관련된 연구는 원자력 발전소의 벽체 등과 같은 특수 구조물에 적용하기 위한 목적으로 연구가 수행되었고[1-4], SC 기둥과 유사한 형태의 CFT 기둥과 철골 보의 접합부에 대한 연구는 많은 연구자에 의해 이미 수행된 바 있다[5-12]. 하지만 CFT구조는 기둥구조에 국한되어 있어 모듈구조를 기반으로 하는 SC구조에 비해 다양한 단면형상을 기대할 수 없다. 따라서 현재 개발되어 있는 SC구조를 인반 건축물에 적용하면 모듈러 건축기술의 적용성을 확대할 수 있고 이를 위해서는 무엇보다도 보-기둥 접합부의 개발이 필수적이다. 또한 CFT기둥은 철골보의 접합에서 강접합을 위해 다이아프램을 사용하고 있으며 용접량이 많아 시공에 어려움이 많다. 하지만 SC구조는 다양한 형상으로의 적용뿐만 아니라 CFT에 없는 스터드가 강재와 콘크리트 사이에서의 하중전달에 있어 중요한 요소로 부분적으로 다이아프램의 역할을 기대할 수 있다[16]. 따라서 본 연구는 기초연구로서 SC구조의 용접에 따른 접합부의 파괴거동을 예측하고 실험을 통해 얻은 결과를 비교하여 접합부 설계의 기초자료로 활용하고자 한다.

본 논문에서는 일반 건축물에 SC구조를 적용시키기 위한 연구로 SC기둥과 철골 보의 접합부를 계획하고 이에 대한 반복이력 실험을 수행하였다. SC 기둥과 철골 보의 접합은 모두 용접으로 이루어졌으며, 총 3개의 접합부 실험체를 제작하였다. 접합부의 반복 이력 실험으로부터 모멘트-회전각 관계, 초기 강성 및 강성 저하, 에너지 흡수 능력 등을 파악하여. 차후 개발될 SC 기둥-보 접합부에 대한 기본 성능의 차이점을 분석하였다.

*Corresponding author: Choi, Byong Jeong
E-mail: bjchoi@kgu.ac.kr
(Received 31 May 2013; Accepted 12 December 2013)

2. 실험체 계획

2.1 SC기둥 및 다이아프램

기존의 합성기둥은 CFT가 가장 대표적이다. CFT와 SC구조의 차이점은 강판에 스터드가 용접된 점이다. 이는 콘크리트와 강재의 합성을 용이하게 하기 위한 조치로 기존의 설계기준에는 스터드에 대한 내용이 없었으나, 최근의 AISC 2013 Chapter.I.6에 강재에서 콘크리트로 하중전달을 용이하게 하기 위해 스터드를 설치하는 것을 권고하고 있다[16]. 따라서 스터드의 하중전달 및 합성효과를 확보하기 위해 기존에 연구된 SC벽체를 준용하여 기둥을 설계하고 형상안을 도출하였다. Fig. 1과 같이 SC벽체는 강판의 두께가 최소 18mm이상을 적용하고 있으나, 이는 원전 구조물에 적용되는 것으로 본 연구에서는 일반건축물에 적용하기 위해 판폭두께비(B/t)를 고려하여 스터드간격이 150mm로 유지되도록 강판의 두께를 6mm로 적용하였다.

SC기둥의 다이아프램은 Table 1과 같이 기존의 CFT에 적용되는 다이아프램에서 시공성, 경제성 및 콘크리트 충진성을 개선하기 위해 형상안을 도출하였으며 본 기둥의 다이아프램에 적용하였다. 기존의 다이아프램에 비해 개선형의 경우 모서리의 용접량이 적어서 시공성이 좋고, 강재량 또한 적어서 경제성이 좋기 때문에 기존의 형상을 도출할 때 원전에 적용되는 CFT의 개선형 다이아프램의 형상을 참고하여 형상을 도출하였다.

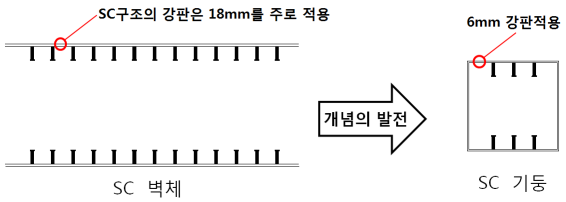
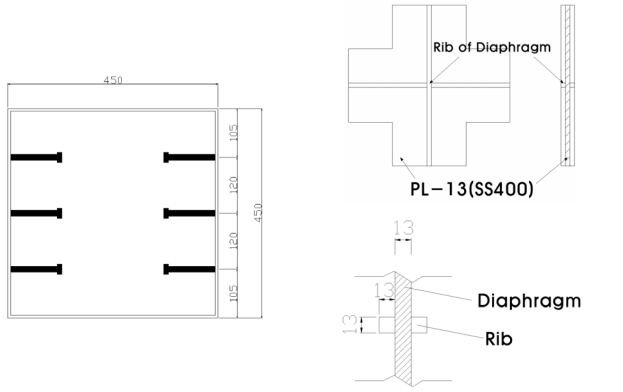


Fig. 1. Shape of SC Column

Table 1. Development of Diaphragm

Content	기존의 다이아프램	개선형 다이아프램
Construction	Normal	Good
Filling of Concrete	Normal	Good
Economic	Normal	Good

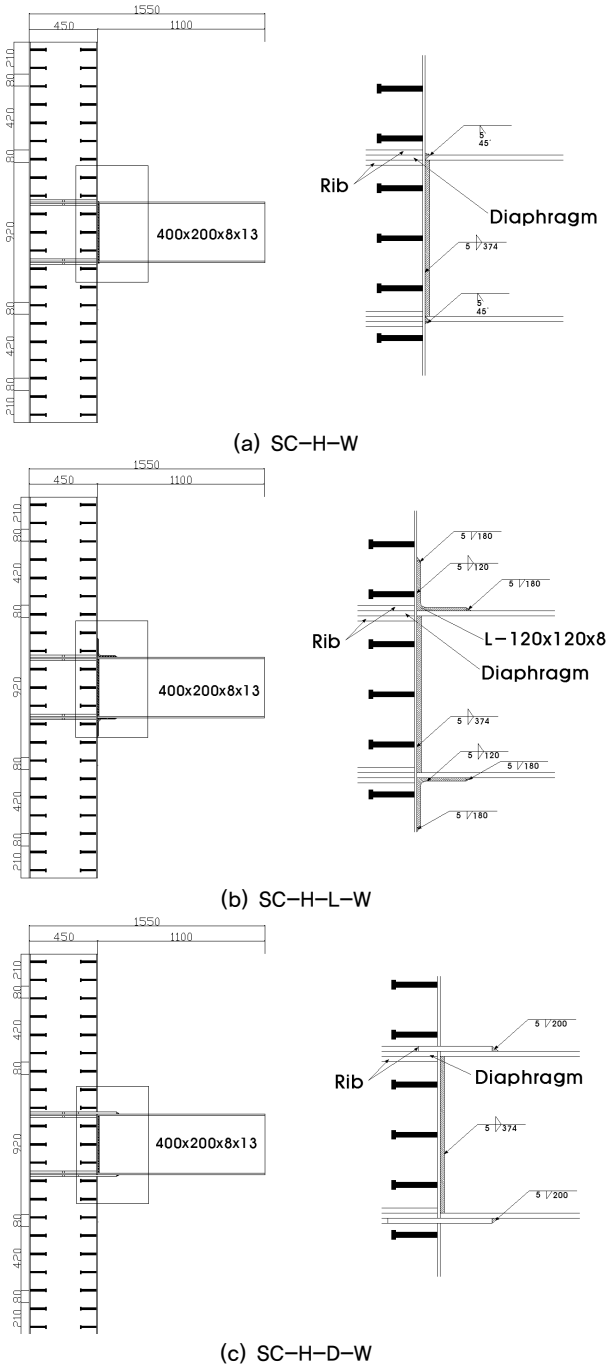


(a) Section (b) Configuration of Diaphragm

Fig. 2. Configuration of SC column

2.2 실험체 개요

실험체의 기둥부재는 SC 기둥으로 단면 크기는 450×450이며, 표면 강판은 6mm 두께의 SS400 강재이고, 스터드 볼트는 판폭두께비를 고려하



(a) SC-H-W

(b) SC-H-L-W

(c) SC-H-D-W

Fig. 3. Details of specimens

Table 2. List of specimens

Specimen	Connection Detail		
	Flange Connection	Web Connection	Diaphragm
SC-H-W	Groove welding	Fillet welding	Inner Diaphragm
SC-H-L-W	Fillet welding using Top and Seat Angle	Fillet welding	Inner Diaphragm
SC-H-D-W	Fillet welding using Penetrated Type Diaphragm	Fillet welding	Inner Diaphragm with Penetrated Plate

여 기둥이 비탄성 좌굴에 해당되도록 스터드 φ-19를 Fig. 2와 같이 길이 방향 150mm 간격으로 설치하였다. 본 실험체에 적용된 판폭두께비(B/t)는 25로 비탄성좌굴과 탄성좌굴의 경계인 39보다 작아서 기둥의 거동은 비탄성 거동을 할 것으로 기대된다. 각기둥의 내부에는 Fig. 2의 (b)와 같이 상, 하부에 가로 및 세로 방향으로 십자형 리브(rib)가 보강된 십자형의 다이아프램을 모든 실험체에 설치하였다. 다이아프램 및 리브의 두께는 보의 플랜지 두께와 같은 13mm를 사용하였으며, 기둥 하부의 콘크리트는 다이아프램의 네 모서리에 주입하여 타설하였다. 전력산업기준의 강판콘크리트(SC)기준에서는 콘크리트의 강도를 최소 24MPa에서 최대 42MPa를 규정하고 있어[17], 일반건축물에 적용하기 위해 본 실험체의 SC기둥에는 콘크리트 설계기준압축강도를 24MPa로 적용하였다. 철골 보 부재는 H-400×200×8×13 (SS 400)을 사용하였으며, 전단에 의한 영향을 고려하기 위하여 기둥 단부로부터 보의 가력점까지의 거리는 800mm가 되도록 계획하였다.

Fig. 3 및 Table 2에는 본 연구에서 적용한 접합부 상세를 나타내고 있다.

Fig. 3의 (a)는 SC-H-W 실험체의 상세로 SC 기둥과 철골 보의 플랜지는 그루브 용접을 실시하였고, SC 기둥과 철골 보의 웨브는 그루브 용접으로 접합하였다.

Fig. 3의 (b)는 SC-H-L-W 실험체의 상세로 SC 기둥과 철골 보의 플랜지의 상, 하부에는 L-120×120×8형강을 이용하여 그루브용접을 하였고, SC 기둥과 철골 보의 웨브는 그루브 용접으로 접합하였다.

Fig. 3의 (c)는 SC-H-D-W 실험체의 상세로 기둥과 접합되는 부분에서 다이아프램 상부의 리브 대신에 강판을 다이아프램과 그루브 용접으로 보강한 형태의 다이아프램을 사용하였다. 다이아프램 상부의 강판은 기둥을 관통하여 철골 보의 플랜지와 그루브 용접으로 접합하고, 기둥과 철골 보의 웨브는 그루브용접으로 접합한 실험체이다.

2.3 실험체 설치 및 측정

Fig. 4는 본 실험에 사용된 실험체의 설치 모습을 보여주고 있다. Fig. 3에서와 같이 기둥을 바닥에 고정시키고, 반력벽에 연결된 500kN 용량의 액츄에이터에 보의 단부를 연결하여 반복 가력 하였다.

Fig. 5에는 변위계(LVDT)와 스트레인 게이지의 위치를 보여주고 있다. 실험체에 설치한 변위계는 기둥 단부로부터 100mm 떨어진 위치의 보 상, 하부에 50mm 변위계를 설치하였으며, 기둥 단부로부터 800mm 떨어진 가력지점의 반대편에 100mm 변위계를 설치하였다. 또한, 변형률을 측정하기 위하여 기둥, 보의 플랜지 상, 하부 및 웨브에 스트레인 게이지를 설치하였다.

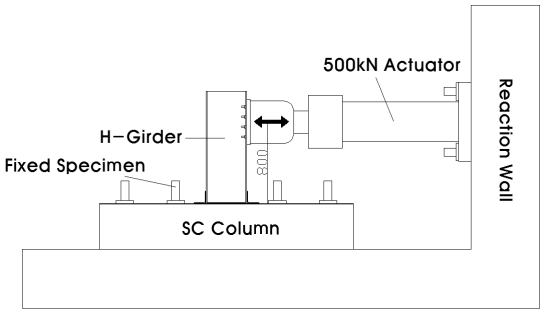


Fig. 4. Figure of test-setup

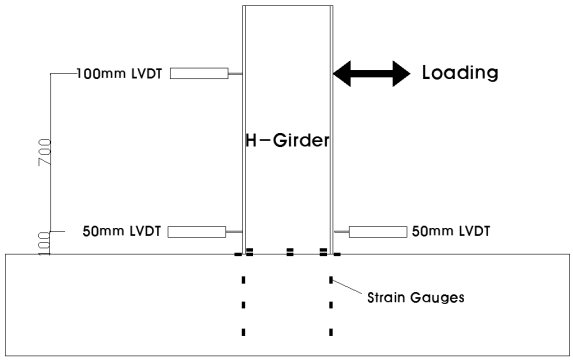


Fig. 5. Location of LVDTs and strain gauge

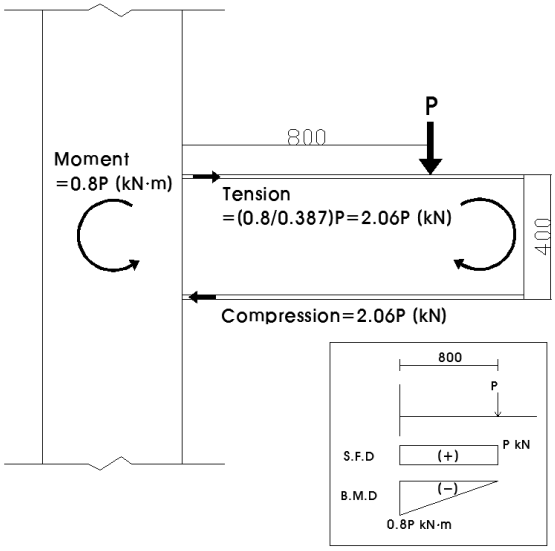


Fig. 6. Prediction of Failure Load

2.4 예상하중 및 접합부 설계

본 연구에 적용된 실험체 용접부에서 예상되는 파괴 양상과 그에 따른 예상하중은 다음과 같은 과정으로 산정되었다. Fig. 6에서와 같이 보에 하중 P가 작용하면 접합부에 발생되는 휨모멘트는 $0.8P(kN \cdot m)$ 가 된다. 따라서 보의 상부 및 하부 플랜지에 발생되는 인장력(T) 또는 압축력(C)는 $2.06P$ 가 된다. 본 연구에서는 용접부의 강도를 보의 플랜지에 발생되는 인장력(T)으로 간주하여 구하고, 이 값을 2로 나누어 각 실험체의 예상

파괴 하중(P)을 구하였다. 용접부의 강도는 KBC 2009의 0710.2의 기준을 참고하여[18] 그루브 용접강도를 산정하였으며 이에 따른 파괴거동을 예측하였다. 본 실험은 SC기둥에 대한 철골보의 접합부 기초특성을 파악하기 위한 연구로 본 연구결과를 추후 연구에 반영하여 인증접합부에 대한 추가적인 실험에 활용될 것이다. 따라서 본 용접부의 검토는 단순용접, L형강의 접합, 관통형 다이어프램의 접합 순으로 접합부 강도를 검토하였다. 각 실험체 별로 예상되는 파괴 양상 및 예상 하중은 다음과 같다.

2.4.1 SC-H-W 실험체

이 실험체는 기둥과 H 형강 보의 플랜지 그루브 용접부가 파단 될 때의 하중(P_W)과 기둥과 기둥 내부의 다이아프램 용접부가 파단 될 때의 하중(P_{DW})에 대하여 검토하였다.

(1) H 형강 보의 플랜지 그루브 용접부가 파단 될 때의 하중(P_W)

- 목두께 $a = 6mm$ (여기에서 최대목두께는 강판의 두께로 결정됨)
- 용접부 단면적 $A_w = 6 \times 200 = 1{,}200mm^2$
- 용접부 강도 $T = A_w \times F_w = 1{,}200 \times 235 \times 10^{-3} = 282kN$

$\therefore\ P_w = T/2 = 141kN$

(2) 기둥과 기둥 내부의 다이아프램 용접부가 파단 될 때의 하중(P_{DW})

- 목두께 $a = 0.7S = 0.7 \times 6 = 4.2mm$
- 용접부 단면적 $A_w = 4.2 \times 200 \times 2$(양면) $= 1{,}680mm^2$
- $T = A_w \times F_w = 1{,}680 \times 0.6 \times 235 \times 10^{-3} = 236.9kN$

$\therefore\ P_{DW} = T/2 = 118.5kN$

따라서 SC-H-W 실험체는 H 형강 보의 플랜지 그루브 용접부가 파단 될 때의 하중(P_W)이 기둥과 기둥 내부의 다이아프램 용접부가 파단 될 때의 하중(P_{DW})보다 크므로 다이아프램의 접합부에서 파단을 예상하고 실험을 수행하였다.

2.4.2 SC-H-L-W 실험체

이 실험체는 H형강 보 플랜지의 상, 하 앵글 그루브 용접부가 파단 될 때의 하중(P_W)과 기둥과 기둥 내부의 다이아프램 용접부가 파단 될 때의 하중(P_{DW})에 대하여 검토하였다.

(1) 보 플랜지 상, 하 앵글 그루브 용접부가 파단 될 때의 하중(P_W)

- 목두께 $a = 0.7S = 0.7 \times 6 = 4.2mm$
- 용접부 단면적 $A_w = 4.2 \times (120 + 200 + 120) = 1{,}848mm^2$
- $T = A_w \times F_w = 1{,}848 \times 0.6 \times 235 \times 10^{-3} = 260.6kN$

$\therefore\ P_W = T/2 = 130.3kN$

(2) 기둥과 기둥 내부의 다이아프램 용접부가 파단 될 때의 하중(P_{DW})

계산 과정은 SC-H-W 실험체와 같다.

$\therefore\ P_{DW} = T/2 = 118.5kN$

따라서 SC-H-L-W 실험체는 보 플랜지 상, 하 앵글 그루브 용접부가 파단 될 때의 하중(P_W)이 기둥과 기둥 내부의 다이아프램 용접부가 파단 될 때의 하중(P_{DW})보다 크므로 다이아프램의 접합부에서 파단을 예상하고 실험을 수행하였다.

2.4.3 SC-H-D-W 실험체

이 실험체는 관통형 다이아프램을 사용한 접합부로서, 보의 플랜지와 관통 다이아프램 그루브 용접부가 파단 될 때의 하중(P_{DW})과 관통 다이아프램이 인장 파단 될 때의 하중(P_{DT})에 대하여 검토하였다.

(1) 관통 다이아프램의 그루브 용접부가 파단 될 때의 하중(P_{DW})

- 목두께 $a = 0.7S = 0.7 \times 12 = 8.4mm$
- $A_w = 8.4 \times (200 + 125 + 200 + 125) = 5{,}460mm^2$
- $T = A_w \times F_w = 5{,}460 \times 0.6 \times 235 \times 10^{-3} = 769.9kN$

$\therefore\ P_{DW} = T/2 = 385kN$

(2) 관통 다이아프램이 인장 파단 될 때의 하중(P_{DT})

- 관통 다이아프램 단면적 $A_D = 200 \times 12 = 2{,}400mm^2$
- $T = A_D \times F_u = 2{,}400 \times 400 \times 10^{-3} = 960kN$

$\therefore\ P_{DT} = T/2 = 480kN$

따라서 SC-H-D-W 실험체는 관통 다이아프램의 그루브 용접부가 파단 될 때의 하중(P_{DW})이 관통 다이아프램이 인장 파단 될 때의 하중(P_{DT})보다 작으므로 관통다이아프램의 용접부의 파단을 예상하고 실험을 수행하였다.

상기의 실험체별로 용접부 강도를 검토한 결과 모두 다이아프램의 용접부 파단을 예상하였으며 이를 실험을 통해 검증하여 접합부 설계에 반영하였다. 모든 실험체에 공통적으로 적용되는 예상 하중은 H형강 보가 소성모멘트에 도달 할 때의 예상하중(P_{MP}), 보가 항복 모멘트에 도달할 때의 예상하중(P_y)과 보의 웨브가 전단 항복할 때의 예상하중(P_{WS}) 이다.

2.4.4 보가 소성모멘트에 도달할 때의 예상하중 (P_{MP})

$$M_p = Z \times F_y = 1.33 \times 10^6 \times 235 \times 10^{-6} = 312.55kN \cdot m$$

$$P_{MP} = M_p / l = 312.55/0.8 = 390.7kN$$

2.4.5 보가 항복모멘트에 도달할 때의 예상하중 (P_y)

$$M_y = S \times F_y = 1.10 \times 10^6 \times 235 \times 10^{-6} = 258.5kN \cdot m$$

$$P_y = M_y / l = 258.5/0.8 = 323.1kN$$

2.4.6 보의 웨브가 전단 항복할 때의 예상하중 (P_{WS})

$$P_{WS} = 0.6F_y \times A_w = 0.6 \times 235 \times (400 \times 8) \times 10^{-3} = 451.2kN$$

Table 3. Prediction of failure load (kN)

Specimen	P_W	P_{DW}	P_{DT}	P_{MP}	P_y	P_{WS}
SC-H-W	141.0	118.5	-	390.7	323.1	451.2
SC-H-L-W	130.3	118.5				
SC-H-D-W	-	385.0	480.0			

Table 4. Estimation of yield displacement

Specimen	$P_{0.75}$	$\Delta_{0.75}$	Δ_y
SC-H-W	$262.17kN$	3.12 mm	4.32 mm
SC-H-L-W		1.36 mm	1.84 mm
SC-H-D-W		2.00 mm	2.64 mm

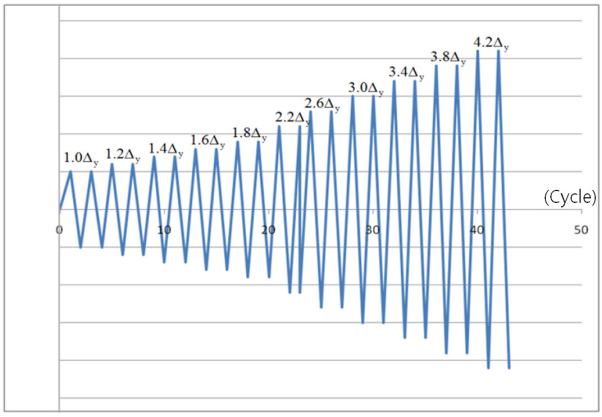


Fig. 7. Loading history(FEMA 356 방법 사용)

각 실험체의 예상되는 파괴 양상에 따른 예상하중을 Table 2에 정리하였다. SC-H-W 실험체 및 SC-H-L-W 실험체는 기둥과 기둥 내부의 다이아프램 용접부에서 SC-H-D-W 실험체는 관통 다이아프램의 그루브 용접부에서 파단이 예상된다. Table 3에서 알 수 있듯이, 내부에 다이아프램이 설치된 SC-H-W와 SC-H-L-W 실험체는 보가 항복 할 때의 예상하중(P_y) 보다 훨씬 작은 하중 상태에서 내부 다이아프램의 용접부에서 파단이 예상된다.

2.5 가력 방법

실험체에 가력을 위해 하중이력은 FEMA 356에 제시된 방법으로 항복변위를 증분하여 변위를 제어하였다. 본 실험체에서 FEMA 356에 제시된 방법을 적용한 이유는 KBC2009에서 0722.2.4.의 재하이력에 대한 사항을 정리하고[18] 층간변위각을 설정한 것과 달리 FEMA356은 실험체의 변형성능에 기반하여 가력방법을 산정할 수 있기 때문이다[19]. 본 실험은 특수모멘트골조 및 중간모멘트골조의 접합부인증기준의 만족여부를 확인하기 위한 실험이 아니고, 접합부의 특성을 확인하기 위한 기초연구이다. 따라서 각 실험체별로 접합부에 따라 변위 제어를 통해 얻은 실측값을 적용하여 하중이력을 산정하는 것이 접합부의 특성이 파악되지 않은 상태에서는 더 합리적이라 판단하였다. 실험체별로 변위 제어를 위한 항복변위의 산정은 다음과 같은 방법으로 구하였다. H-400×200×8×12보의 항복모멘트(M_y)에 해당하는 항복하중($P_y = 349.56kN$)의 75%에 해당하는 하중($P_{0.75}$), 약 $262.17kN$으로 가력 하여 이때의 변위 $\Delta_{0.75}$ 를 각 실험체 별로 측정하였다. 항복변위(Δ_y)는 항복하중과 가력하중 및 $\Delta_{0.75}$를 이용하여 비례식으로 Table 4와 같이 구하였다.

항복변위의 증분은 $1.0\Delta_y$(2 cycle)에서 시작하여 $1.2\Delta_y$(2 cycle), $1.4\Delta_y$(2 cycle), $1.6\Delta_y$(2 cycle), $1.8\Delta_y$(2 cycle), $2.2\Delta_y$(2 cycle), $2.6\Delta_y$(2 cycle) 와 같이 $1.8\Delta_y$ 이후부터는 0.4만큼 증가시켜 2 cycle 씩 반복 가력 하였다. Fig. 7에서 본 실험에 사용된 재하 프로그램을 나타내고 있다.

3. 실험 결과 및 분석

3.1 파괴 양상 및 최대 하중

Fig. 8에는 각 실험체의 하중-변위 관계를 나타내고 있으며, Table 5에

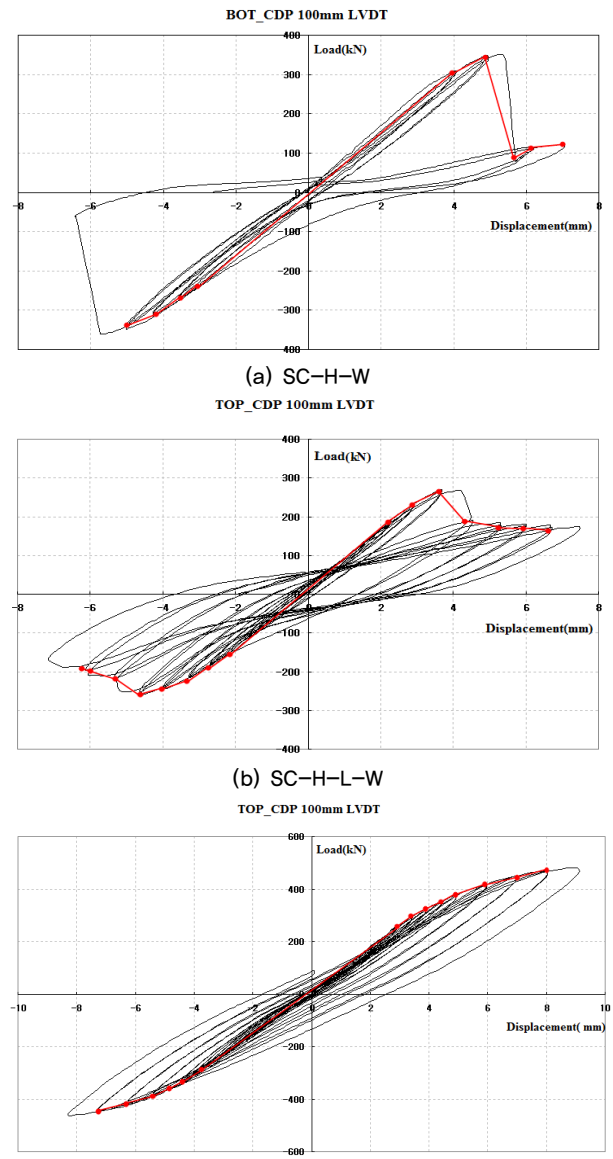
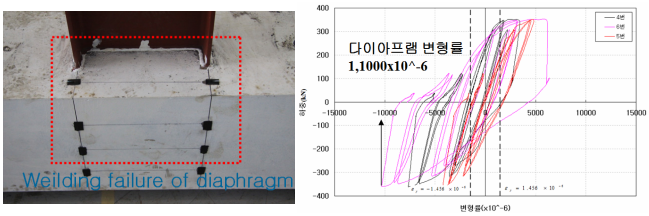


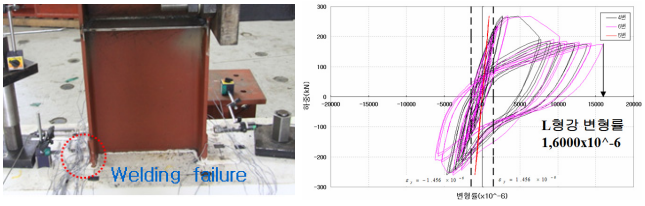
Fig. 8. Hysteretic load-displacement curves for specimens

Table 5. Maximum load and failure mode

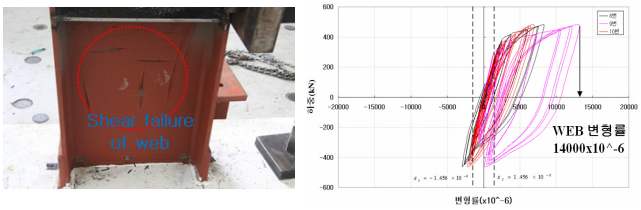
Specimen	Maximum Load(kN)		$\frac{P_{test}}{P_{design}}$	No. of cycle	Failure mode
	P_{design}	P_{test}			
SC-H-W	$P_{DW}=118.5$	360.3	3.04	8	Welding failure of diaphragm
SC-H-L-W	$P_{DW}=118.5$	269.9	2.28	18	Welding failure of top angle in column face
SC-H-D-W	$P_{DW}=385.0$	481.6	1.25	20	Shear yielding of web of the girder



(a) SC−H−W

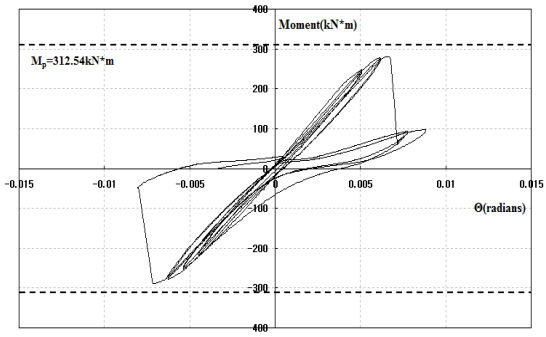


(b) SC−H−L−W

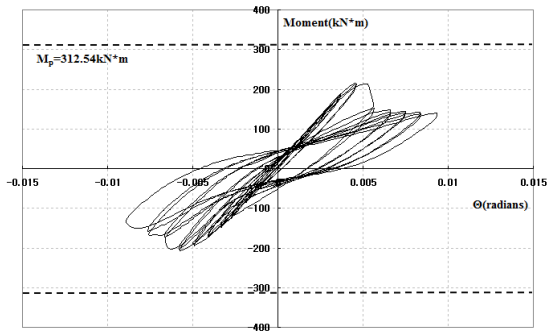


(c) SC−H−D−W

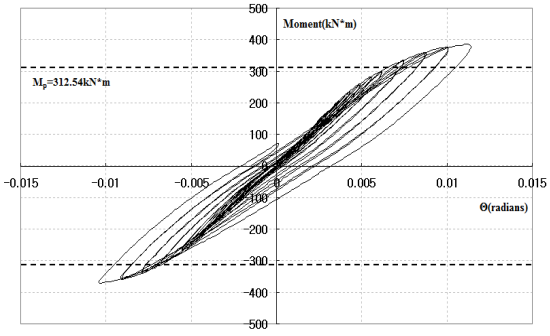
Fig. 9. Connection deformation and failure modes



(a) SC-H-W



(b) SC-H-L-W



(c) SC-H-D-W

Fig. 10. Hysteretic moment-rotation curves for specimens

는 각 실험체별 최대 하중과 가력 cycle 및 파괴 양상을 나타내고 있다. Table 5에서 $P_{\min}$ 는 실험체의 예상되는 파괴 하중 중에서 가장 작은 값을 의미하며, P_{test} 는 실험으로부터 측정된 최대하중의 절대 값을 나타낸다.

SC-H-W 실험체는 3 step (5 cycle)에서 내부에서 '쿵' 하는 소리와 함께 하중이 갑자기 저하하기 시작하였다. 이후 3 cycle 을 반복한 후 실험을 중지하고 접합부를 관찰하였으나 Fig. 9(a)와 같이 외관상 파괴양상은 보이지 않았다. 따라서 기둥과 기둥 내부 다이아프램 용접부의 파단으로 추정하고 실험을 종료하였으며 SC-H-W 실험체의 최대 하중(P_{test})은 최소 예상 파괴하중(P_{DW})의 약 3.0배인 360.3kN 이었다.

SC-H-L-W 실험체는 5 step (9 cycle) 이후 상부 L형강의 그루브 용접부에서 균열이 발생하면서 하중이 저하되었다. 이후 9 cycle 이 진행된 후 Fig. 9(b)에서와 같이 기둥과 L형강의 그루브 용접부에서 파단이 일어났다. 이 실험체의 최대 하중(P_{test})은 최소 예상 파괴하중(P_{DW})의 약 2.28배인 269.9kN 이었다.

SC-H-D-W 실험체는 안정적인 거동을 보이다가 8 step (15 cycle) 이후 보의 웨브에서 전단 균열이 발생하기 시작하였다. 이후 2 step (20 cycle)에서 액츄에이터의 한계로 실험을 중지하였다. 이 실험체의 예상 파괴 양상은 관통 다이아프램의 그루브 용접부에서 파단이 예상되었으나, 실험결과 이 부분에서 파단은 발생되지 않았다. Fig. 9 (c)에는 SC-H-D-W 실험체의 보 웨브에 전단 균열이 발생된 현상을 보여주고 있다.

전반적으로 3개 실험체 모두 예상 파괴 하중의 2.2~3.0 배의 하중에서 파괴되는 결과를 보여 주었다. 이것은 파괴 예상하중의 산정에서 고려되지 않은 여러 가지 요인이 있겠으나, 그 중에서도 SC 기둥에 설치된 스터드 볼트가 합성 효과에 큰 영향을 미친 것으로 추정되며 향후 검증이 필요한 것으로 판단된다.

3.2 이력 거동

Fig. 10은 각 실험체의 모멘트-회전각 이력곡선을 나타내고 있으며, Fig. 11에는 각 실험체의 모멘트-회전각에 대한 단조화 곡선을 나타내고 있

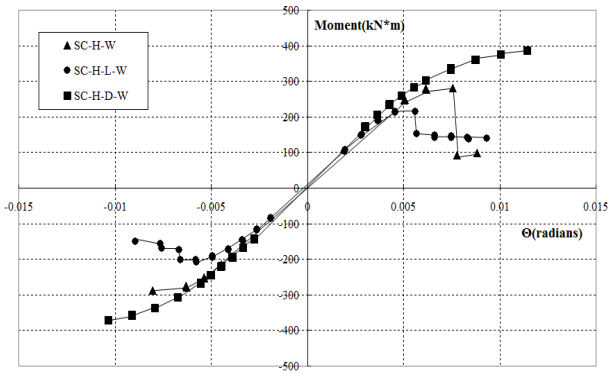


Fig. 11. Envelope curves of specimens

Table 6. Test results

Specimen		Maximum Load		Maximum Moment & Rotation		$\frac{M_{max}}{M_p}$	$\frac{M_{max}}{M_y}$
		Pmax (kN)	Δmax (mm)	Mmax (kN·M)	θ max (rad)		
SC-H-W	(+)	351.46	7.06	281.17	0.009	0.90	1.09
	(-)	360.31	6.43	288.25	0.008	0.92	1.16
SC-H-L-W	(+)	269.97	7.48	215.35	0.010	0.69	0.83
	(-)	269.18	7.14	207.97	0.009	0.67	0.80
SC-H-D-W	(+)	481.65	9.23	385.33	0.012	1.23	1.86
	(-)	463.77	8.28	371.02	0.011	1.19	1.79

다. Table 6에는 각 실험체의 최대하중, 최대 휨모멘트 및 소성회전각을 나타내고 있다.

휨모멘트는 기둥면에서의 값으로, 보 단부에서의 하중과 가력점에서 기둥면까지의 거리(800mm)를 곱하여 산정하였다. 또한 회전각은 가력점에서의 횡변위를 위의 거리로 나눈 값이다. H 형강 보의 소성모멘트(M_p)는 312.55 $kN \cdot m$ 이며, SC-H-W 실험체의 최대 휨모멘트는 소성모멘트의 약 90% 정도이며, SC-H-L-W 실험체는 약 68% 정도를 나타내었다. 또한 SC-H-D-W 실험체의 최대 휨모멘트는 소성모멘트의 약 121% 정도를 보여주었다. 소성회전각은 SC-H-W 및 SC-H-L-W의 경우 1% 미만으로 나타났으며, SC-H-W-D 실험체에서 변형각이 1%이상으로 나타났다. 따라서 실험체의 소성 회전각은 0.009~0.012rad정도의 범위를 나타내어, 건축구조기준(KBC 2009)과 비교하면 보통모멘트골조(OMF)에 적용 가능한 접합부로 판단된다. 보의 항복 모멘트(M_y)는 258.5$kN \cdot m$ 이며, 이때의 항복하중(P_y)은 323.1kN 이다. Table 5에서 알 수 있듯이, SC-H-L-W 실험체의 접합부 모멘트 성능은 보의 항복 모멘트 보다 작은 것으로 나타났다.

3.3 초기 강성 및 강성저하

Table 7 및 Fig. 12에는 각 실험체의 정(+), 부(-)에 대한 초기 강성을 나타내고 있다. 초기강성은 관통형 다이아프램 형식인 SC-H-D-W 실험체가 가장 크게 나타났으며, 직접 용접 형식인 SC-H-W 실험체와 상, 하부 앵글을 사용한 SC-H-L-W 실험체는 비슷한 값을 나타내었다.

Table 7. Initial stiffness($K_{initial}$) (kN/mm)

Specimen	SC-H-W		SC-H-L-W		SC-H-D-W	
	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)
$K_{initial}$	75.71	72.09	78.58	72.52	86.60	78.86

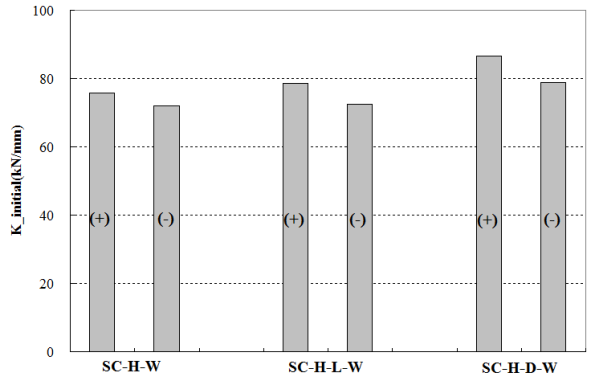


Fig. 12. Initial stiffness of specimens

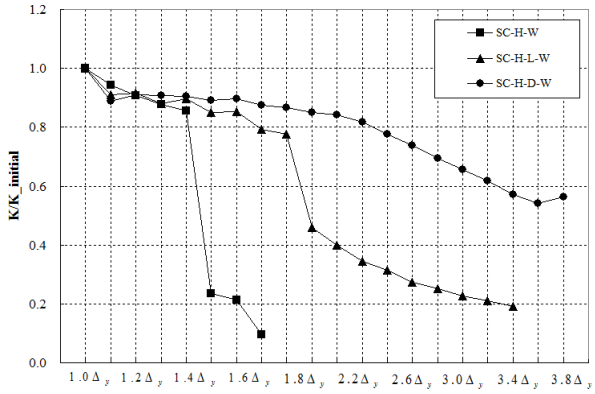


Fig. 13. Ratio of stiffness degradation for specimens

Fig. 13에는 각 실험체의 반복 이력에 따른 강성 저하율을 나타내고 있으며, 여기서의 강성 저하율은 초기 강성을 각 cycle 에서의 강성으로 나누어서 무차원화 하였다. 직접 용접 형식인 SC-H-W 실험체는 5 cycle 이후 강성이 급격히 저하되고 있으며, 상, 하부 앵글을 사용한 SC-H-L-W 실험체는 상부 앵글 용접부의 균열 이후인 9cycle 이후 강성이 현저하게 저하되는 것을 볼 수 있다. 이는 앵글설치에 따른 철골보의 용접이 그루브 용접으로 SC-H-W에 철골보의 그루브 용접보다 용접성능이 떨어지기 때문인 것으로 판단되며, 기둥과 보의 접합부에 대해서는 앵글을 사용하여 접합하는 것 보다는 철골보의 용접성능을 확보하기 위해 플랜지를 개선하여 용접하는 보의 강성 측면에서 유리함을 나타내고 있다.

3.4 에너지 흡수 능력

소산 에너지는 구조물의 내진특성을 나타내는 주요한 지표 중의 하나이며, 하중-변위 이력곡선의 면적을 누적하여 구할 수 있다. Table 8 및 Fig. 14는 각 실험체의 누적 소산 에너지를 비교하여 나타내고 있다.

Table 8. cumulative dissipate energy

Step \ Specimen	SC-H-W (kN · mm)	SC-H-L-W (kN · mm)	SC-H-D-W (kN · mm)
$1.0\Delta_y$	277.66	32.84	89.14
	433.03	61.43	174.01
$1.2\Delta_y$	774.39	119.46	279.61
	1044.41	148.04	371.47
$1.4\Delta_y$	2463.07	257.79	521.29
	2838.75	360.68	630.53
$1.6\Delta_y$	4308.72	606.55	819.81
	4369.62	839.55	962.08
$1.8\Delta_y$		1587.01	1207.65
		2089.00	1398.66
$2.2\Delta_y$		2786.54	1733.58
		3389.88	2005.36
$2.6\Delta_y$		4286.37	2744.58
		5099.27	3335.80
$3.0\Delta_y$		6110.03	4552.20
		7071.93	5659.21
$3.4\Delta_y$		8321.34	7578.65
		8401.38	9473.33
$3.8\Delta_y$			12361.26
			12391.78

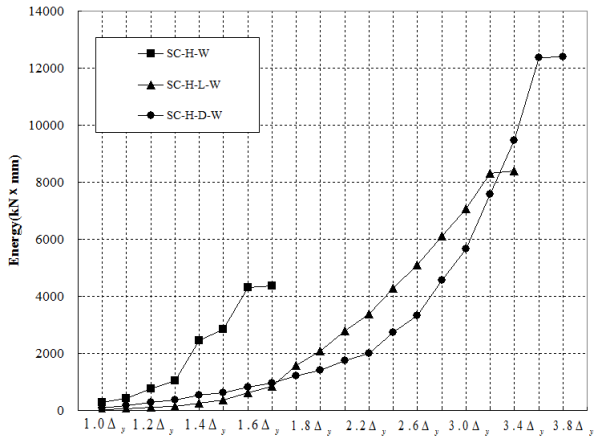


Fig. 14. cumulative dissipate energy for specimens

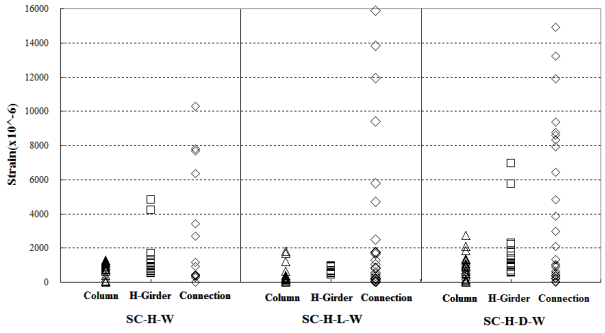


Fig. 15. Distribution of strain for specimens

SC-H-W 실험체는 초기 에너지 흡수 능력이 우수한 것으로 나타났으며, SC-H-L-W 실험체와 SC-H-D-W 실험체는 각 cycle 에 따라 비슷한 양상을 보여주었다.

3.5 변형률 분포

각 실험체의 최대하중 상태에서 실험체의 각 위치별로 측정된 스트레인 게이지 측정값을 Fig. 15에 나타내었다. 상부 및 하부 앵글 접합 형식인 SC-H-L-W 실험체는 변형률이 주로 접합부에 집중되는 것을 볼 수 있으며, 실험체의 변형률이 기둥, 보 및 접합부에 이르기까지 고른 영역으로 분포되는 양상은 관통형 다이아프램 형식인 SC-H-D-W 실험체에서 나타났다.

4. 결 론

본 연구는 강판 콘크리트 (SC) 기둥 부재와 철골 보의 접합부 개발에 대한 초기 연구단계로서 3개의 용접 접합부에 대한 반복이력 실험을 통하여 접합부의 거동을 분석하였다. 본 연구에서 얻는 결론은 다음과 같다.

1) 기둥 내부에 다이아프램이 설치된 SC-H-W 및 SC-H-L-W 실험체는 기둥과 내부 다이아프램의 용접부에서 보의 항복하중 보다 매우 작은 하중상태에서 파단이 예상되는 실험체였으나, 실험에 의한 파괴 하중은 예상 파괴 하중의 2.2~3.0 배의 하중에서 파괴되는 결과를 보여 주었다. 그리고 소성회전각에서도 같은 결과를 보여주었으며 이는 파괴 예상하중의 산정에서 고려되지 않은 여러 가지 요인이 있겠으나, 그 중에서도 SC 기둥에 설치된 스터드 볼트가 합성 효과에 큰 영향을 미친 것으로 추정되며 향후 검증이 필요한 것으로 판단된다.
2) 실험체의 최대하중, 강성저하, 에너지 소산능력, 접합부에서의 하중 전달 등을 비교한 결과, SC 기둥 내부에 다이아프램을 용접한 형식 (SC-H-W 및 SC-H-L-W) 보다는 관통형 다이아프램 형식의 실험체 (SC-H-D-W)가 상대적으로 우수한 성능을 나타내는 것으로 확인되었다.
3) 본 연구에서 적용된 접합부의 층간 변위각은 0.8%~1.2% 정도의 범위를 나타내어, 건축구조기준(KBC 2009)과 비교하면 보통모멘트골조(OMF)에 적용 가능한 접합부로 판단된다.
4) SC 기둥과 철골 보의 접합부에서 얇은 두께의 기둥 표면 강판에 철골 보를 용접하거나 내부 다이아프램을 기둥 표면 강판에 용접하여 접합부를 구성하는 것은 많은 무리가 있는 것으로 판단되며, 향후 개발하게 될 SC 기둥-보 접합부는 본 실험결과를 반영하여 접합부 성능과 현장 시공성, 경제성 등을 고려한 형태가 되어야 할 것으로 판단된다.

/ 감사의 글 /

본 논문은 2011년도 정부(교육과학기술부)의 제원으로 한국연구재단의 기초연구사업(No.2011-0026221), 국토교통부 첨단도시개발사업(12 첨단도시 D06), 2010년도 지식경제부 기반기금과제인 '원전기기/구조물 복합모듈화 기술개발' 및 2013학년도 경기대학교 대학원 연구원 장학생 장학금 지원에 의하여 수행되었으므로 이에 감사를 드립니다.

/ REFERENCES /

1. Kang CK, Choi BJ, Jeoung BS. Compressive Behavior of Steel Plate-concrete Structures using Eco-Oriented Cement Concrete. Journal of Korean Society of Steel Construction. 2012 Oct;24(5):583-593.
2. Kim HG, Kim WB, Kim WK. Behavior and Strength of Wall-Slab Connection in SC Structure. Journal of Korean Society of Steel Construction. 2008 Apr;20(2):347- 354.
3. Lee MJ, Lee HW, Jin SC. Evaluation of Steel Plate Concrete Panels under In-plane Shear. Journal of Korean Society of Steel Construction. 2008 Aug;20(4):571-581.
4. Lee SJ, Kim WK. Damping Ratios for Seismic Design of SC Structures. Journal of Korean Society of Steel Construction. 2010 Oct;22(5):487-496.
5. Gardner A.P, Goldsworthy H.M. Experimental investigation of the stiffness of critical components in a moment-resisting composite connection. Journal of Constructional Steel Research. 2005 Nov; 61:709-726.
6. Jang BR, Shim HJ, Kim YI, Chung JA, Oh YS, Kim SS, Choi BJ, Lee ET. Structural Performance Evaluation of Seismic Wide-flanged Beam-to-Rectangular Steel Tube Column Connection Details. Journal of Korean Society of Steel Construction. 2010 Aug;22(4):305-312.
7. Kim YJ, Chae YS, Shin KJ, Oh YS, Moon TS. Experimental Investigation on Deformation Capacity of CFT Column to H-steel Beam Connections. Journal of Korean Society of Steel Construction. 2004 Feb; 16(1):113-121.
8. Seo SY, Jung JA, Choi SM, Kim SY. Seismic Behavior of H shaped Beam to Square Column Connection with Outer Diaphragm Using Field Welding. Journal of Korean Society of Steel Construction. 2005 Aug;17(4):459-467.
9. Shim HJ, Jang BR, Chung JA, Lee ET. Performance Evaluation of Connection of Seismic Rectangular Steel Tube Column-H Beam Using One-side Bolts. Journal of Korean Society of Steel Construction. 2010 Aug;22(4):355-363.
10. Shin KJ, Kim YJ, Oh YS, Moon TS. Behavior of welded CFT column to beam connections with external stiffeners. Engineering Structure. 2004 Jun;26:1877-1887.
11. Wang J, Chen X, Shen J. Performance of CFTST column to steel beam joint with blind bolts under cyclic loading. Thin-Walled Structures. 2012 Jun;60:69-84.
12. Wang J, Zhang L, B.F. Spencer Jr. Seismic response of extended end plate joints to concrete-filled steel tubular columns. Engineering Structures. 2013 Jan;49:876-892.
13. Kim TJ, Park JW, Cho JH, Kim HD. Seismic Performance Evaluation of Welded Beam-Column Connections Fabricated with SHN Steel Sections. Journal of Korean Society of Steel Construction. 2008 Dec;20(6):829-838.
14. Kim SH, Lee SH, Kim JH, Kim DJ, Choi SM. An Experimental Study on the Hysteresis Behavior of WUF-B Beam-Column Connection using SN Steel. Journal of Korean Society of Steel Construction. 2008 Dec;20(6):807-815.
15. Lee SH, Lee SJ, Yang IS, Kim JH, Choi SM. An Experimental Study on Structural Characteristics of Beam-to-Column Connections with Plastic Deformation in the End-Plate. Journal of Korean Society of Steel Construction. 2009 Dec;21(6):585-596.
16. American Institute of Steel Construction ,Inc. Steel Construction Manual. 14th Edition c2011.
17. Korea Electric Association. Korea Electric Power Industry Code-SNG Steel-Plate Concrete. KEPIC-SNG, KEA. c2010.
18. Architectural Institute of Korea. Korean Building Code and Commentary. KBC2009, AIK. c2009.
19. Federal Emergency Management Agency. Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings. FEMA356, Washington, DC.