



복합모멘트접합을 갖는 콘크리트 충전 보-기둥 합성접합부의 반복하중 실험

임종진¹ · 김동관² · 이상현³ · 이창남⁴ · 엄태성^{5*}

¹박사과정, 단국대학교, 건축공학과, ²팀장, (주)센구조연구소, 부설기술연구소, ³부교수, 단국대학교, 건축공학과
⁴대표이사, (주)센구조연구소, ⁵부교수, 단국대학교, 건축공학과

Cyclic Loading Tests of Concrete-Filled Composite Beam-Column Connections with Hybrid Moment Connections

Lim, Jong Jin¹, Kim, Dong Gwan², Lee, Sang Hyun³, Lee, Chang Nam⁴, Eom, Tae Sung^{5*}

¹Ph.D. candidate, Dept. of Architectural Engineering, Dankook University, Yongin, 16890, Korea

²Team Leader, Institute of Technology, Sen Structural Engineering Co. Ltd, Seoul, 07226, Korea

³Associate Professor, Dept. of Architectural Engineering, Dankook University, Yongin, 16890, Korea

⁴CEO, Sen Structural Engineering Co. Ltd, Seoul, 07226, Korea

⁵Associate Professor, Dept. of Architectural Engineering, Dankook University, Yongin, 16890, Korea

Abstract - In the present study, hybrid moment connections of welding and bar reinforcement for composite beam-column connections were proposed. Concrete-filled octagonal tube and U-section were used for the column and beam, respectively. In the beam-column connection, the top flange and web of the beam U-section were connected to the column plate by welding. However, to reduce stress concentration at the weld joints, the bottom flange of the beam was not welded to the column plate. Instead, to transfer the tension force of the beam flange, reinforcing bars passing through the column plate were used. Four exterior connections with conventional welded and hybrid moment connections were tested under cyclic loading and their cyclic behaviors were investigated. The test results showed that the hybrid moment connections successfully transferred the beam moment to the column. The strength and ductility of the hybrid moment connections were comparable to the conventional welded moment connection with exterior diaphragm; however, the connection performance was significantly affected by the details of the hybrid moment connection.

Keywords - Beam-column connection, Beam-column joint, Concrete filled tube, Cyclic loading test, Composite moment frame

1. 서론

충전형 합성부재인 TSC보와 OCFT 기둥을 사용한 강-콘크리트 합성모멘트골조를 Fig. 1에 나타냈다. TSC보의 경우, U단면의 강재보 내부에 콘크리트를 충전하고 그 위에 콘크리트 슬래브를 얹은 합성보이다. U단면은 상부 플랜지와

웹으로 구성된 2개의 L형 강관을 하부 플랜지 강관의 양단부에 용접하여 제작한다. 중력하중에 의한 정모멘트는 보 경간 중앙에서 최대이므로, 보 경간 중앙에는 U단면의 하부 플랜지 두께를 증가시킨다. 반면, 기둥 주변에서는 하부 플랜지 두께를 작게 하여 기둥으로 전달되는 정방향 모멘트를 최소화한다. 하부 플랜지 두께가 다른 단부와 중앙의 U단면 보는 끼움판을 사용한 마찰볼트접합으로 이음한다.

OCFT(octagonal concrete-filled tube)기둥은 팔각형 강관의 내부를 콘크리트로 채운 합성기둥이다. 팔각형 강관은 2개의 C형 강관을 측면에 맞대어 놓고, 그 전면과 후면에 각각 두꺼운 평판(thick plate)을 용접하여 제작한다. 전면과 후면의 강관 두께를 증가시켜 OCFT 기둥의 강축 및 약축 휨 강도 크기를 조절할 수 있다. 또한 사각형 기둥단면과 비교할

Note.-Discussion open until April 29, 2017. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on June 9, 2016; revised August 18, 2016; approved on August 25, 2016.

Copyright © 2016 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-31-8005-3730 Fax. +82-31-8005-3730

E-mail. tseom@dankook.ac.kr

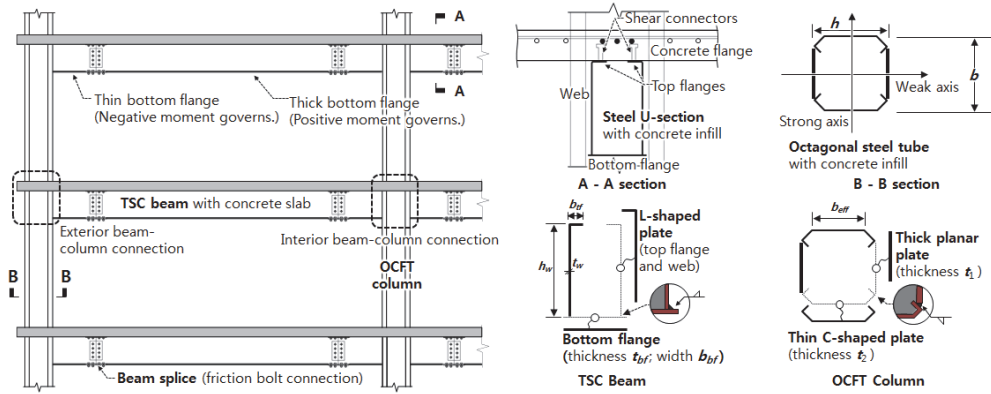


Fig. 1. Composite moment frame structures using OCFT columns and TSC beams

때, 모서리를 절곡한 팔각형의 OCFT 기둥단면은 강판의 판폭 두께비(= b_{eff}/t_2 , Fig.1 참조)가 작아 강판 국부좌굴에 대한 저항능력이 우수하다. 따라서 압축강도 설계시 OCFT기둥은 동일한 치수를 갖는 사각형단면의 CFT기둥보다 유리하다.

TSC보, OCFT기둥 등 충전형 합성부재는 단면의 바깥면에 강재가 배치되므로 휨에 대한 저항능력이 우수하다. 뿐만 아니라 강재가 내부 콘크리트를 횡구속하므로, 부재 자체의 비탄성 변형능력 또한 우수하다. 하지만 OCFT기둥과 TSC보는 얇은 강판을 사용하므로, 보-기둥 접합부에서 보 모멘트를 기둥으로 전달하기 위한 모멘트 접합상세에 주의하여야 한다. 특히, 보의 플랜지와 웨브를 기둥 강판에 직접 용접할 경우, 응력 집중으로 인하여 용접 접합부에서 취성 파단이 일찍 발생할 수 있다. 이러한 용접부 조기 파괴를 방지하기 위하여, 보-기둥 접합부에는 외다이어프램(exterior diaphragm), 수직·수평 스티프너 등을 이용한 접합부 보강상세가 주로 사용된다^{[1],[2],[3],[4],[5],[6],[7]}. 이러한 외다이어프램과 스티프너는 보와 기둥의 강판이 수직으로 접합되는 용접부에서 응력 집중을 완화시킨다. 이전 실험연구에 따르면, 외다이어프램 및 스티프너로 보강된 합성접합부는 반복하중에서도 용접부의 조기파괴 없이 보의 소성모멘트를 발휘하고 4% 이상의 우수한 소성변형능력을 보이기도 한다.

가장 바람직한 모멘트 접합 방법은 보의 플랜지를 CFT 기둥 내부 콘크리트로 직접 관통시키기 위하여 내다이어프램(Interior diaphragm), 관통철근(bars welded to beam flanges)등을 사용하는 것이다^{[8],[9],[10],[11]}. 이러한 관통형 보강상세는 보의 모멘트를 기둥 내부로 직접 전달시키므로 용접부의 조기파괴 없이 우수한 변형능력을 확보할 수 있다. 하지만 내다이어프램 및 관통철근을 사용한 접합부 보강상

세는 제작이 어렵고 용접비용이 증가한다.

이 연구에서는 충전형 TSC보-OCFT기둥 합성접합부를 위하여, 용접과 철근보강을 병용한 복합모멘트접합 상세를 개발하였다. 외부접합부에 대하여 반복가력 실험을 수행하고, 강도, 변형능력, 파괴모드 등 접합부의 내진성능을 분석하였다.

2. 모멘트접합 상세

OCFT기둥과 TSC보의 모멘트접합을 위한 기존 용접모멘트 접합상세를 Fig. 2(a)에 나타냈다. Fig. 2(a)에 나타낸 바와 같이 별도의 스티프너 없이 TSC보의 플랜지와 웨브를 모살용접으로 기둥 강판에 접합한다. 이러한 용접모멘트접합을 위해서는 강축 휨모멘트에 저항하는 OCFT기둥의 전면·후면 강판 두께가 충분히 두꺼워야 한다. 또한 기둥 강판의 면의 변형을 방지하기 위하여, 필요할 경우 확대머리 스티드 앵커(headed stud anchors)를 기둥 강판의 내부에 설치하는 것이 좋다. 기둥면에서 TSC보의 부모멘트 강도를 증가시키기 위하여, 슬래브 내부에 보강철근(slab reinforcement bars, 단면적 A_{st} 및 항복강도 f_{yt})을 추가로 배치할 수 있다. 이 경우, 슬래브 철근을 OCFT기둥 내부에 90° 갈고리로 직접 정착시킨다.

만약 기둥 강판의 두께가 충분하지 않다면, Fig. 2(a2)에 나타낸 바와 같이, TSC보 상부·하부 플랜지 위치에 외다이어프램(exterior diaphragm)을 사용할 수 있다. 외다이어프램을 사용할 경우 용접 접합부 조기균열 및 파단을 억제하고 합성접합부의 강성 및 변형능력을 크게 개선할 수 있다.

이 연구에서 제안하는 복합모멘트접합(hybrid moment connection) 상세를 Fig. 2(b)에 나타냈다. TSC보의 상부 플랜지와 양 측면 웨브를 모살용접으로 기둥 강판에 접합된

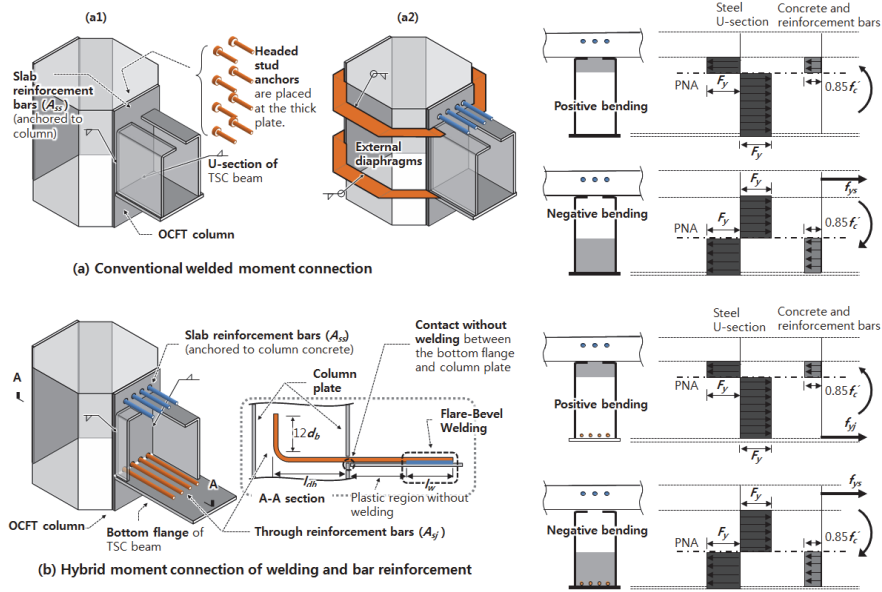


Fig. 2. Exterior TSC beam-to-OCFT column connection details for moment connection

다. 하지만, TSC보의 하부 플랜지를 기둥 강판에 직접 용접하지 않는다. 이는 정모멘트가 작용할 때 하부 플랜지의 용접부가 조기 취성파단에 취약하기 때문이다. 그 대신, 기둥 강판을 관통하는 관통철근(through reinforcement bars, 단면적 A_{sj} 및 항복강도 f_{yj})을 설치하여 TSC보 하부 플랜지의 인장력을 OCFT기둥으로 전달시킨다. 이때 관통철근의 우측 단부는 하부 플랜지와 플레어베벨용접(Flare-Bevel welding)으로 접합한다. 보강철근의 항복하중(= $f_{yj}A_{sj}$)이 전달될 수 있도록, 철근 용접접합부에서는 충분한 유효목두께와 용접길이(l_w)를 확보하여야 한다. 또한 기둥면에서 관통철근이 항복하중(= $f_{yj}A_{sj}$)을 발휘할 수 있도록, OCFT기둥 내부에서 관통철근의 연장길이는 소요 정착길이 l_{dh} ($= 0.24 f_{yj} d_b \geq \min\{8d_b, 150\text{mm}\}$) 이상이어야 한다^[12].

Fig. 2(b)에서 보는 바와 같이, 부모멘트가 작용할 때, 슬래브 보강철근에는 기둥 강판에 용접된 TSC보의 상부 플랜지보다 큰 인장응력과 변형률이 작용한다. 따라서 슬래브 보강철근은 상부 플랜지 용접부의 응력집중을 다소 완화시킬 수 있다. 이를 위해서는, 첫째 슬래브 보강철근이 OCFT기둥 내부에 완전히 정착되고, 둘째 충분한 전단연결재를 배치하여 TSC보의 강제단면과 콘크리트 슬래브 사이에서 완전합성거동이 이루어져야 한다.

OCFT기둥으로 전달되는 TSC보의 모멘트를 계산하기 위한 합성보 단면의 소성응력 분포를 Fig. 2에 나타냈다. Fig. 2(a)에 나타난 바와 같이, 정모멘트가 작용할 때, 용접모멘트접합에서는 하부 플랜지와 웨브가 인장력에 저항한다. 이와 달

리, Fig. 2(b)에 나타난 복합모멘트접합에서는 하부 플랜지는 기둥 강판과 용접되지 않으므로 어떠한 인장저항도 발휘하지 못한다. 대신 관통철근(항복강도 f_{sj})이 웨브 강판과 함께 정모멘트에 의한 인장력에 저항한다. 압축을 받는 슬래브에서는 콘크리트와 보강철근의 압축저항을 무시한다. 그 이유는 OCFT기둥 강판과 콘크리트 슬래브 사이의 접합면에서 콘크리트 압괴가 일찍 발생할 우려가 높기 때문이다^{[13],[14],[15],[16]}.

부모멘트가 작용하는 경우, 용접모멘트접합과 복합모멘트접합 모두 TSC보의 상부 플랜지와 웨브가 인장에 저항한다. 또한 OCFT기둥에 직접 정착된 슬래브 보강철근(항복강도 f_{ys}) 또한 부모멘트에 의한 인장력에 저항한다. 특히, Fig. 2(b)에 나타난 복합모멘트접합의 경우, 하부 플랜지가 OCFT기둥 강판에 용접되지 않았지만 접촉을 통하여 하부 플랜지 압축응력이 기둥으로 전달되므로, 부모멘트강도 계산시 하부 플랜지가 압축 항복응력(F_y)을 발휘하는 것으로 가정한다. 다만, 관통철근의 경우, 보수적인 강도 평가를 위하여 압축저항을 무시한다.

3. 실험 계획

3.1 실험변수 및 단면상세

4개의 OCFT기둥-TSC보 외부접합부 J1~J4를 제작하였다. J1과 J2 실험체는 전통적인 용접모멘트접합 실험체로서, 각각 외다이프램과 확대머리 스티드 앵커를 사용하여 접

합부를 보강하였다. J3과 J4는 용접과 철근보강을 동시에 한 복합모멘트접합 실험체이다.

J1의 상세도면을 Fig. 3(a)에 나타냈다. OCFT기둥의 전체 길이는 3,360mm이고, TSC보의 전체 길이는 3,880mm이다. OCFT기둥은 한 변의 길이가 450mm인 정사각형 단면에서 네 모서리를 73mm만큼 잘라낸 팔각형 단면이다. ($b_{eff} = 304mm$) TSC보가 용접되는 전면과 후면의 강판 두께는 $t_1 = 14mm$ 이고, 측면의 C형 강판의 두께는 $t_2 = 6mm$ 이다. TSC보의 U단면은 상부 플랜지와 웨브를 포함하는 L형 강판과 하부 플랜지 강판으로 구성된다. ($b_{tf} = 90mm$, $t_{tf} = 6mm$, $h_w = 450mm$, $t_w = 6mm$, $b_{bf} = 280mm$, $t_{bf} = 6mm$) OCFT기둥과 TSC보의 단면치수 기호는 Fig. 1에 나타냈다. U단면의 상부에는 두께 150mm, 폭 1,200mm의 콘크리트 슬래브를 설치하였고, 그 사이에는 완전합성을 위하여 직경

19mm의 스티드를 2열, 간격 200mm로 배치하였다.

Fig. 3(a)에서 보는 바와 같이, 슬래브 중앙에는 SD600급 D25철근 3개($A_{ss} = 1,520mm^2$ 및 $f_{ys} = 673MPa$)가 슬래브 보강철근으로 사용되었다. 슬래브 보강철근은 OCFT기둥 강판을 관통하여 내부 콘크리트에 90° 갈고리로 정착시켰다. 확보된 정착길이(= 320mm)는 KCI 2012에 제시된 요구 정착길이($l_{dh} = 490mm$)보다 작았다. 그 외에도, 슬래브의 좌·우 측면에는 SD500급 D25철근($f_{ys} = 550 MPa$)을 각각 3개씩 길이방향으로 배치하였고, 철근 단부에는 확대머리 정착을 적용하였다. 직각방향의 경우, D10철근을 300mm 간격으로 배치하였다.

Fig. 3 (a)에 나타낸 OCFT기둥과 TSC보의 단면치수와 슬래브 배근은 모든 실험체에서 동일하다. 하지만 보-기둥 접합부 상세는 다음과 같이 실험체마다 다르다.

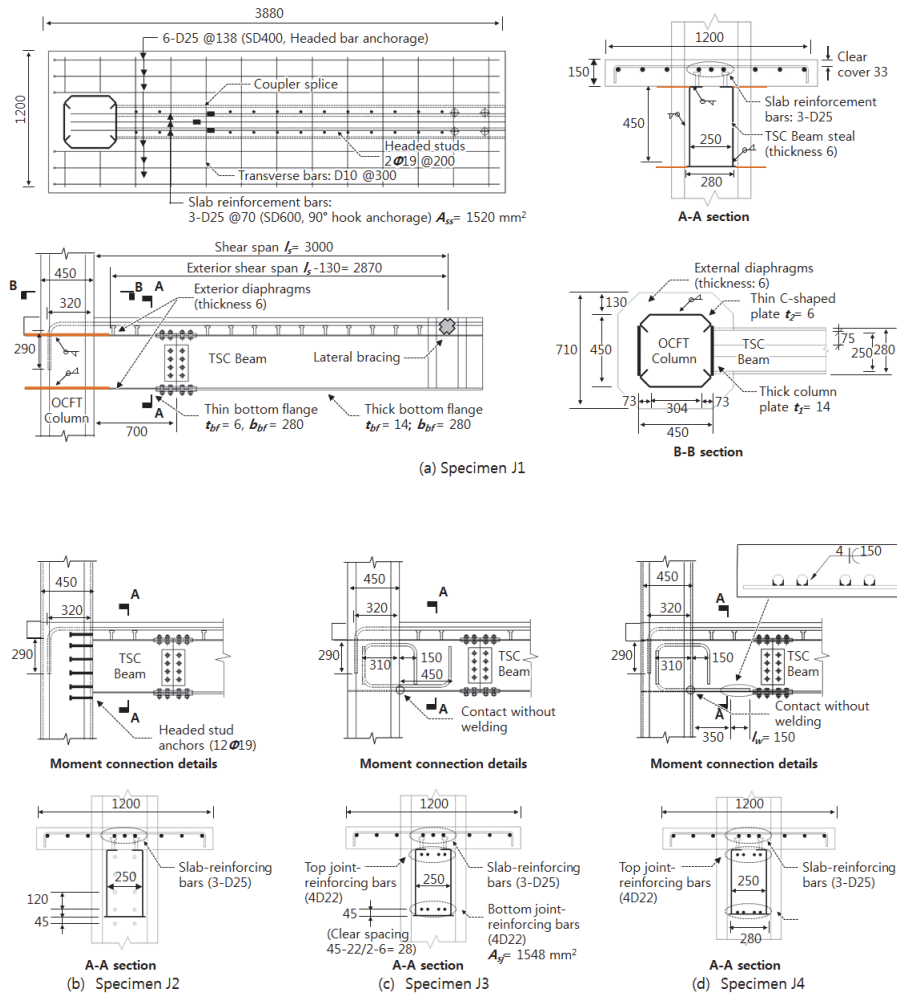


Fig. 3. Moment connection details of specimens (mm)

J1의 경우, TSC보의 U단면을 OCFT기둥 전면 강판($t_1=14\text{mm}$)에 모살용접으로 접합하였다. 또한 상부·하부 플랜지의 용접부 조기 파단을 방지하기 위하여, 기둥에 외다이아프램(두께 6mm)을 설치하였다. OCFT기둥을 감싸는 팔각형의 외다이아프램은 모살용접으로 기둥 강판에 접합하였다. Fig. 3(b)에 나타낸바와 같이 J2의 경우, TSC보 플랜지의 인장력이 기둥 내부로 잘 전달되도록 기둥 강판에 12개의 $\phi 19$ 확대머리 스티드앵커를 설치하였다.

복합모멘트접합 상세를 사용한 J3와 J4의 상세는 Fig. 3(c)와 (d)에 나타내었다. TSC보의 상부 플랜지와 웨브는 기둥 강판에 직접 용접하였다. 하지만 하부 플랜지는 기둥 강판에 직접 용접하지 않았고, 그 대신 관통철근으로서 90° 갈고리를 갖는 4개의 D22 철근($A_{s,j}=1548\text{mm}^2$ 및 $f_{y,j}=421\text{MPa}$)을 단면 하부에 배치하였다. 관통철근의 단면적($A_{s,j}=1,548\text{mm}^2$)은 하부 플랜지의 항복하중($=F_y b_f t_{bf}=715\text{kN}$)과 관통철근의 항복하중($=f_{y,j} A_{s,j}=651\text{kN}$)이 거의 같도록 결정하였다. Fig. 3(c)에 나타낸 바와 같이, 관통철근은 OCFT기둥과 TSC보 내부에 90° 갈고리로 정착시켰다. 또한 관통철근과 하부 플랜지 사이에는 콘크리트가 잘 채워지도록 순간격 28mm를 확보하였다. 반면 J4의 경우, Fig. 3(d)에 나타낸 바와 같이 관통철근을 하부 플랜지에 직접 용접하였다. 관통철근 용접길이는 $l_w=150\text{mm}$ 이었고, 기둥면으로부터 350mm 떨어진 위치에서 용접함으로써 관통철근이 항복하는 무용접 소성구간을 확보하였다.

J3과 J4의 경우, 상부 플랜지 용접부의 응력 집중을 완화시키기 위하여 SD400급 4D22 접합부 관통철근을 TSC보 단면의 상부에 추가로 배치하였다. 다만, 상부 접합부 관통철근은 기둥면으로부터 150mm 까지만 연장하였다.

3.2 재료강도

재료실험으로 구한 콘크리트의 압축강도는 $f_{ck}=21.3\text{MPa}$ 이었다. OCFT기둥과 TSC보에 사용된 강판의 경우, 두께 6mm 및 14mm 강판의 항복강도는 각각 $F_y=426\text{MPa}$, 372MPa 이었다. 슬래브에 사용된 SD600급 및 SD500급 D25 철근의 항복강도는 각각 $f_{ys}=673\text{MPa}$, 550MPa 이었다. 또한 J3과 J4에 사용된 D22 관통철근의 항복강도는 $f_{y,j}=421\text{MPa}$ 이었다.

3.3 가력 및 계측계획

반복가력을 위한 실험체 설치 방법을 Fig. 4에 나타내었

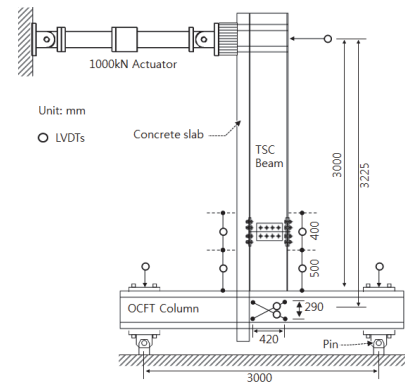


Fig. 4. Test setup and LVDT measurement

다. OCFT기둥은 수평방향으로 설치하고 양단부의 지점을 힌지로 고정시켰다. TSC보와 슬래브는 수직으로 세우고 그 상단부에 액츄에이터를 연결하였다. 기둥면으로부터 액츄에이터까지의 전단경간은 $l_s=3,000\text{mm}$ 이었고, 양단부 지점 사이의 기둥 순길이는 $l_c=3,000\text{mm}$ 이었다. 실험체 가력은 AISC 2005a의 SAC 프로토콜을 따랐다.

Fig. 4에서 보는 바와 같이, LVDT 선형 변위 계측기를 사용하여 보, 기둥, 접합부, 지점의 변위를 계측하였다. 또한 TSC보의 강재단면, 관통철근, 슬래브 철근 등에 변형률 게이지를 부착하여 철근 및 강재 변형률을 계측하였다.

4. 실험 결과 및 분석

4.1 하중-변위비 관계 및 파괴 모드

액츄에이터 횡하중-변위비($P-\delta$) 관계를 Fig. 5에 나타내었다. 변위비 δ 는 액츄에이터 위치에서 계측한 횡변위 Δ 를 TSC보의 전단경간 $l_s(=3,000\text{mm})$ 로 나눈 값이다. Fig. 5에서 정·부방향의 횡하중은 각각 TSC보에 정모멘트와 부모멘트를 발생시킨다. 정·부방향의 실험 최대하중(P_u^+ 및 P_u^-)이 발생한 시점은 원형 표식으로 나타냈다. 또한 실제 재료강도를 바탕으로 계산한 실험체의 공칭강도(P_n^+ 및 P_n^-)는 수평 점선으로 나타냈다. 실험체별 P_n^+ 과 P_n^- 은 Fig. 2에 나타낸 소성응력분포를 사용하여 TSC 합성보 단면의 휨강도를 계산하고, 이를 다시 전단경간 l_s 으로 나누어 구하였다. 다만, J1의 경우 외다이아프램에 의하여 TSC보의 위험단면 위치가 130mm만큼 경간 내부로 이동하므로, 전단경간에서 외다이아프램 치수를 감한 유효전단경간($=l_s-130\text{mm}$, Fig. 3(a) 참

조)을 사용하여 공칭강도를 계산하였다. 횡변위 단계별 실험체의 주요 파괴모드는 Fig. 6에 나타났다.

Fig. 5(a)에 나타난 바와 같이, 외다이어프램을 사용한 J1은 $\delta = 1\%$ 부터 강재항복에 의한 강성저하가 시작되었고, $\delta \geq 2\%$ 및 $\delta \leq -2\%$ 에서는 횡하중의 증가 없이 변형이 증가하는 연성거동이 나타났다. $\delta = +2\%$ 에서 정모멘트에 의하여 인장을 받는 TSC보 하부 플랜지와 OCFT기둥 강판의 용접부에서 균열이 발생하였고, 이후 $\delta = +3\%$ 에서는 하부 플랜지와 외다이어프램의 용접부에서도 인장파단이 일어났다. Fig. 6(b) 및 6(c)에 보는 바와 같이, 부방향 최대하중($P_u^- = -293 \text{ kN}$)이 발생한 $\delta = -4\%$ 에서는 부모멘트에 의하여 압축을 받는 외다이어프램에서 국부좌굴이 발생하였고, 결국 $\delta = +4\%$ 에서 TSC보의 하부 플랜지가 OCFT기둥 강판으로부터 완전히 분리되면서 접합부가 하중재하능력을 상실하였다. 용접부 인장파단이 크게 발생한 하부 플랜지와 달리, 슬래브에 의해 지지된 상부 플랜지는 용접부에서 취성파단이 관찰되지 않았다.

J2의 경우, Fig. 5(b)에 나타난 바와 같이 $\delta = 1\%$ 이후 강성저하가 나타났다. 용접부를 직접 보강하지 않은 결과, $\delta = +2\%$ 에서 하부 플랜지의 용접부에서 인장파단이 일찍 시작되었다. 결국, Fig. 6(d) 및 (f)에서 보는 바와 같이 $\delta = +3\%$ 이후 하부 플랜지의 용접부파단이 급격히 커지며 하중재하능력을 잃었다. 하부 플랜지와 달리, 상부 플랜지의 용접부에서는 취성파단

이 관찰되지 않았다. J2는 작은 연성능력에도 불구하고 외다이어프램이 사용된 J1보다도 약간 큰 최대하중을 보였다.

복합모멘트접합 상세를 사용한 J3과 J4의 실험결과를 각각 Fig. 5(c)와 5(d)에 나타내었다. J3과 J4는 약 $\delta = \pm 1\%$ 에서 항복하기 시작하였고, $\delta = 2\%$ 에서 실험 최대하중에 도달하였다. J3의 경우 최대하중은 J4보다 10%이상 작았고 주기곡선에서 핀칭이 발생하여 에너지소산능력이 크게 저하되었는데, 그 원인은 4.3절에서 상세하게 논하였다.

J3의 경우 기둥 강판을 관통하는 관통철근을 사용함으로써 TSC보 하부 플랜지와 기둥 강판 사이의 용접을 배제하였지만, $\delta = +2\%$ 에서 웹 하단의 용접부에서 인장파단이 시작되었다. 이후 Fig. 6(g) 및 6(i)에 나타난 바와 같이 웹 용접부 균열이 점차 확대되면서 하부 플랜지와 기둥이 완전히 분리되었고, 보 내부에서는 콘크리트 압괴가 심하게 발생하였다. 그 결과, Fig. 5(c)에 나타난 바와 같이 J3은 정방향 하중재하능력이 $\delta = +2\%$ 이후 급격히 저하되었다. J4 또한 $\delta = +2\%$ 에서 웹 용접부의 취성파단이 시작되었다. 또한 Fig. 6(k)에서 보는 바와 같이 $\delta = +4\%$ 에서 보 하부 플랜지가 기둥면으로부터 완전히 분리되었지만, 기둥 콘크리트에 직접 정착된 관통철근이 정모멘트에 의한 인장력에 저항하면서 접합부가 하중재하능력을 유지하였다. 하지만 부모멘트가 작용한 $\delta = -4\%$ 에서 Fig. 7(l)과 같이 상부 플랜지와 웹의 용접부에서 인장파단이 발생하여, J4의 부방향 하중재

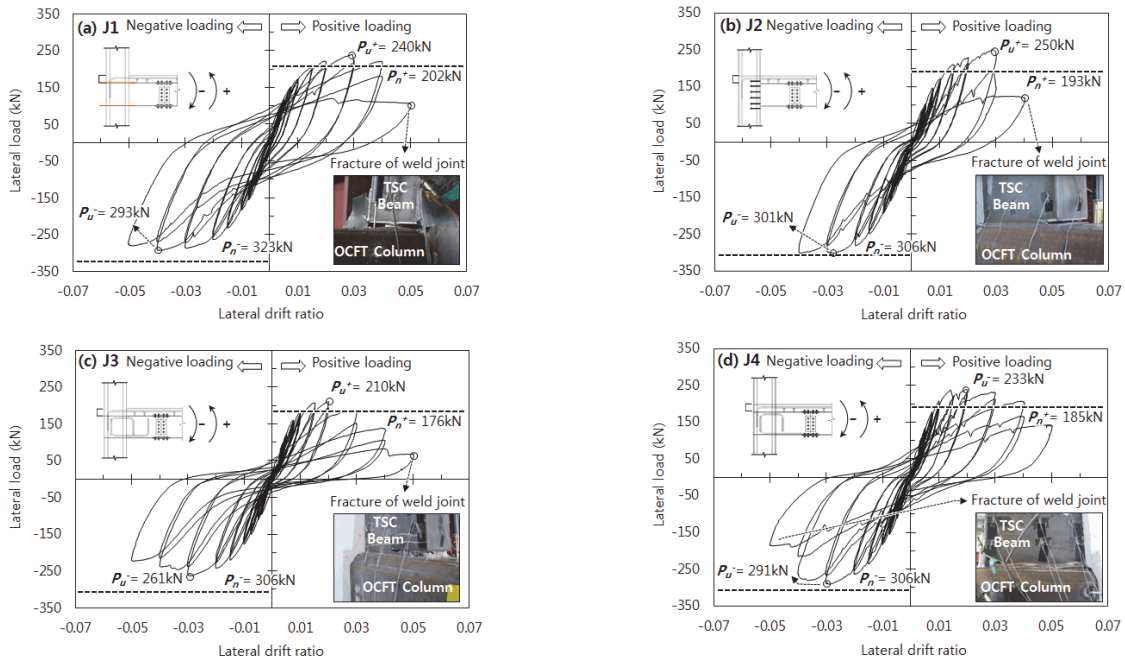


Fig. 5. Lateral load - drift ratio relationship



Fig. 6. Failure mode at beam-to-column connection

하능력이 급격히 감소되었다. 이는 부실한 콘크리트 다짐에 의한 것으로 4.4절에서 상세하게 논하였다.

4.2 슬래브의 콘크리트 압괴 및 철근 변형률

콘크리트 슬래브의 균열 및 파괴 양상을 Fig. 7(a)에 나타내었다. 모든 실험체에서 슬래브 콘크리트의 균열과 파괴 양상은 유사하였다. 슬래브가 인장을 받는 부모멘트의 경우, $\delta = 0.5\%$ 및 1% 에서 콘크리트 휨균열이 직각철근과 나란한 방향으로 발생하였다. 반면 슬래브에 압축력이 작용하는 정모멘트에서는, 슬래브 콘크리트와 기둥 강판이 맞닿은 접합면에서 길이방향의 쪼갬균열이 약 $\delta = 1\%$ 부터 나타나기 시작하였다. 결국, $\delta = 2\%$ 에서 기둥면 주변의 콘크리트 피복이 완전히 파괴되었고, 이후 부모멘트에 저항하는 슬래브 철근이 외부로 노출되었다. 또한 OCFT기둥의 측면 강판과 슬래브 콘크리트의 접합면에서도 $\delta = 2\%$ 부터 슬립이 발생하였고, 그 결과 슬래브 가장자리의 콘크리트에서도 슬립변형에 의한 대각 균열이 심하게 발생하였다.

Fig. 7(b)는 J1과 J3에서 측정한 슬래브 철근의 변형률을 보

여준다. 변형률게이지(SR1~SR5)는 기둥면으로부터 50mm 떨어진 곳에서 슬래브 철근에 부착하였다. 슬래브 단부에 확대머리로 정착시킨 철근에 부착한 SR3에서는 주기거동 내내 인장/압축 변형률이 크지 않았다. 반면 OCFT기둥에 직접 정착시킨 부모멘트 보강철근에 부착된 SR1과 SR2에서는, 항복변형률보다 큰 인장변형률이 발생하였다. 이는 90° 갈고리 정착길이가 부족하였음에도 불구하고($l_{dh}/l_{dh,req} = 320/490 = 0.65$), 고강도 슬래브 보강철근이 충분히 항복하였음을 보여준다. 특히 가력방향이 역전되어 슬래브가 압축을 받는 경우에도 SR1과 SR2에서 인장변형률이 계측되었는데, 이는 잔류변형의 영향으로 인하여 슬래브 보강철근이 인장변형률 상태에서 상당한 크기의 압축응력에 저항하고 있음을 가리킨다. 그 결과, Fig. 7(a)에 보이는 바와 같이, 반복되는 주기거동 동안 슬래브 보강철근에 좌굴이 발생하였고 주변 콘크리트에는 심한 피복 파괴가 나타났다.

Fig. 7(a)와 (b)에 나타낸 슬래브 콘크리트의 파괴모드와 철근의 변형률은 TSC보-OCFT기둥 접합부에서의 하중전달과 관련하여 다음 사항을 뒷받침한다.

1) 정모멘트가 작용할 경우, 슬래브 콘크리트의 압축저항은

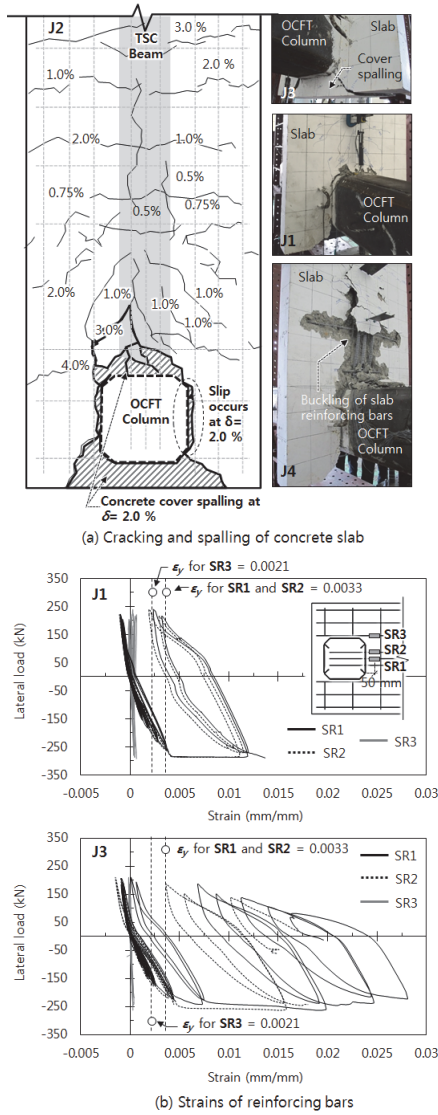


Fig. 7. Concrete damage and reinforcement bar strains in slab

TSC보의 휨저항에 거의 기여하지 못한다. 이는 슬래브 콘크리트와 기둥 강관의 접합면에서 콘크리트 압괴가 일찍 발생하기 때문이다. 이러한 슬래브 조기압괴는 AISC 358 Chapter 6에 언급되어 있다.

- 부모멘트가 작용할 경우, OCFT기둥에 직접 정착된 슬래브 철근은 TSC보의 휨저항에 기여한다. 반면 기둥에 직접 정착되지 않은 슬래브 철근에 의한 휨저항은 거의 OCFT기둥으로 전달되지 않는다.

4.3 접합부 보강철근의 변형률

J3과 J4의 조인트 보강철근으로부터 측정한 변형률을

Fig. 8에 나타내었다. 그림에서 가로축은 철근 변형률이고 세로축은 액츄에이터 횡하중이다. J4의 경우, 관통철근에서는 정모멘트에 의하여 큰 소성변형률이 발생하였다. 이는 관통철근과 하부 플랜지를 용접한 결과, 용접부를 통하여 하부 플랜지의 인장력과 압축력이 관통철근으로 확실하게 전달되었음을 보여준다. 반면, J3에서는 용접없이 콘크리트 부착응력을 통하여 관통철근과 하부 플랜지 사이의 응력 전달이 이루어진다. 하지만 하부 플랜지는 표면이 매끄러우므로 콘크리트 부착강도가 작고 슬립 변형이 쉽게 발생된다. 다시 말해, 철근과 강관 사이에서는 콘크리트 부착에 의존하는 하중 전달이 효과적이지 않다. 따라서 Fig. 8에서 보는 바와 같이 관통철근의 변형률이 상대적으로 작았다. 그 결과 J3의 하중 재하능력이 J4에 비하여 10% 이상 작았고 주기곡선에서 편칭이 크게 발생하여 에너지 소산능력도 크게 감소하였다.

4.4 콘크리트 타설 불량

J3과 J4에 대하여 실험종료 이후 TSC보 내부의 콘크리트 파괴 상태를 점검하였다. Fig. 9에 나타난 바와 같이, J3의 하부 플랜지와 관통철근 사이에서 콘크리트가 거의 채워지지 않았고, 그마저도 인장-압축의 반복거동 동안 모두 파쇄되었다. 또한 복잡한 배근으로 인하여 상부 플랜지 주변에도 콘크리트가 거의 채워지지 않았다. J4의 경우에도 상부 플랜지 주변의 콘크리트가 거의 채워지지 않았다.

이러한 불량한 콘크리트 타설은 보-기둥 접합부의 내진 성능에 치명적인 영향을 미친다. J3의 경우, 콘크리트가 관통철근과 하부 플랜지 사이의 응력 전달에 거의 기여하지 못하였다. Fig. 6(h) 및 6(l)에서 보는 바와 같이, J3과 J4 모두 TSC보의 상부 플랜지 용접부에서 인장파단이 발생하였는데, 이 또한 주변에 콘크리트가 밀실하게 채워지지 않아 생긴 문제일 가능성이 높다. 특히 Fig. 5에 나타난 J3과 J4의 부방향 최대하중 P_{\perp} 이 공칭강도 P_n 보다 작는데, 이것도 불량한 콘크리트 타설의 영향으로 판단된다.

Fig. 9는 복합모멘트접합부의 내진성능을 확보하기 위해서는 콘크리트 시공품질이 매우 중요하다는 사실을 보여준다. 콘크리트 시공 품질을 개선하기 위해서는 접합부 상세를 최대한 단순하게 하는 것이 좋다. 따라서 기둥 강관을 관통철근의 경우, J3에서 사용된 90° 갈고리 상세보다는 Fig. 3(d)의 J4와 같이 직선철근을 하부 플랜지에 최대한 밀착시키고 용접하는 것이 바람직하다. 또한 상부 플랜지 주변에는 용이한 콘크리트 타설을 위하여 관통철근을 사용하지 않는 것이 더 좋다.

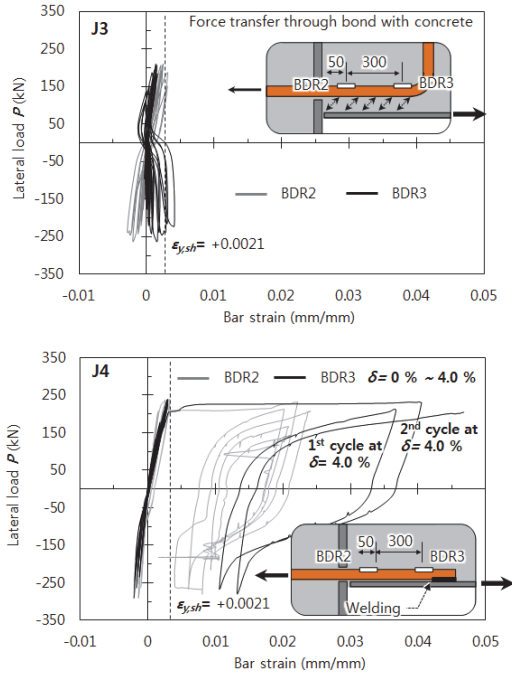


Fig. 8. Strains of through reinforcement bars

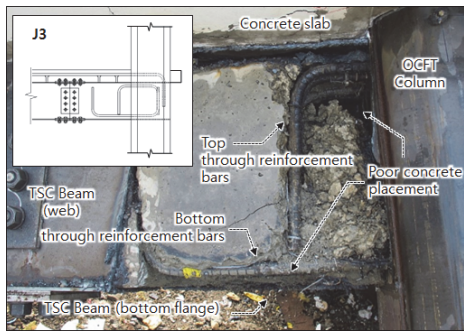


Fig. 9. Poor concrete placement of TSC beam due to congested connection reinforcement bars

5. 결론

이 연구에서는 TSC보-OCFT기둥 합성모멘트접합부를 위하여 용접과 철근보강을 병용한 복합모멘트접합 상세를 개발하였다. 또한 외부접합부에 대한 반복가력 실험을 통하여 개발된 복합모멘트접합과 기존 용접모멘트 접합의 내진 성능을 비교하였다. 주요 연구결과는 다음과 같다.

- (1) 얇은 강판을 사용하는 TSC보-OCFT기둥은 $\delta = 2\%$ 의 비교적 작은 횡변위비에서 용접접합부의 조기 취성과파단이 발생하였다. 외다이어프램으로 보강한 J1과 복합

모멘트접합 상세가 적용된 J4의 경우, 조기 용접부 파단에도 불구하고 강도저하가 크지 않았고 $\delta = 4\%$ 의 변형능력을 보였다. 반면, 용접접합부 보강을 하지 않은 J2는 $\delta = 3\%$ 에서 취성파괴가 발생하였다.

- (2) 복합모멘트접합 상세가 사용된 J3과 J4의 경우, 관통철근은 TSC보의 휨모멘트를 성공적으로 OCFT기둥으로 전달하였다. 관통철근을 하부 플랜지에 용접시킨 J4에서는, 플랜지 인장력이 관통철근에 직접 전달되므로 용접부 파단 이후 큰 변위비에서도 급격한 강도저하 없이 연성거동을 보였다. 또한 주기거동 동안 큰 소성변형을 경험하며 에너지 소산에 크게 기여하였다. 이와 달리 콘크리트 부착을 통하여 보 플랜지 인장력을 관통철근으로 전달시킨 J3의 경우, $\delta = 2\%$ 이후 플랜지 강판 표면의 부착슬립과 그로 인한 응력손실로 인하여 하중재하능력이 급격하게 저하되었다.
- (3) 정방향 재하시 콘크리트 슬래브에서는 $\delta = 1\%$ 부터 기둥면에서 균열 및 압괴가 발생하였고 $\delta = 2\%$ 에서 길이방향 철근이 외부로 노출되었다. 이는 슬래브의 콘크리트와 철근이 합성보의 정모멘트 강도에 거의 기여하지 못한다는 것을 보여준다. 이와 달리, 기둥에 직접 정착된 슬래브 철근은 부방향 재하시 큰 소성변형률을 경험하며 합성보의 부모멘트 강도에 기여하였다. 다만, 기둥에 직접 정착되지 않은 슬래브 철근은 합성보의 휨저항에 거의 기여하지 못하였다.
- (4) 복합모멘트접합에서는 복잡한 배근으로 인하여, J3과 J4의 콘크리트의 충전이 불완전하였다. 이러한 불완전한 콘크리트 타설은 강판 좌굴과 용접부 파단을 촉진시켜 접합부의 하중재하능력과 변형능력을 감소시켰다 따라서 내진성능 확보를 위해서는 복합모멘트접합의 배근상세를 단순화하는 것이 바람직하다.

감사의 글

이 연구는 국토교통과학기술진흥원(국토교통기술사업화 지원 16TBIP-C092528-02)과 한국연구재단(R-2015-00441)의 연구비 지원에 의해 수행되었습니다.

참고문헌(References)

- [1] 이성희, 김영호, 최성모(2016) 용접조립 각형 CFT 기둥-보 외다이어프램 접합부의 구조 거동, 한국강구조학회논문

- 집, 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).
- [2] 박종원, 강승민, 김옥중(2003) 사각관 스티프너로 보강한 콘크리트 충전강관 기둥과 H형강 보 접합부의 내진성능, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제15권, 제2호, pp.167-174.
 Park J.W., Kang, S.M., and Kim, W.J. (2003) Seismic Performance of Wide Flange Beam-to-Column Filled Tube Column Joints with Stiffening Plates Around the Column, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.15, No.2, pp.167-174 (in Korean).
- [3] Shin, K.-J., Kim, Y.-J., Oh, Y.-S., and Moon, T.-S. (2004) Behavior of Welded CFT Column to H-Beam Connections with External Stiffeners, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.26, No.13, pp.1877-1887.
- [4] Chen, C.-C., Lin, C.-C., and Tsai, C.-L. (2004) Evaluation of Reinforced Between Steel Beams and Box Columns, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.26, No.13, pp.1889-1904.
- [5] Shanmugan, N.E., Ting, L.C., and Lee, S.L. (1991) Behavior of I-Beam to Box-Column Connections Stiffened Externally and Subjected to Fluctuating Loads, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.20, No.2, pp.129-148.
- [6] 김영주, 배재훈, 안태상, 김진원, 유홍식(2014) SRC기둥-H형단면과 U형단면으로 구성된 합성보 접합부의 반복가력실험, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제26권, 제4호, pp.263-275.
 Kim, Y.J., Bae, J.H., Ahn, T.S., Kim, J.W., and Ryu, H.S. (2014) Cyclic Loading Test on Composite of SRC Column-Composite Beam Consisting of H-Section and U-Section Members, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.4, pp.263-275 (in Korean).
- [7] 강해관(2002) 사각관 스티프너로 보강한 콘크리트 충전 각형 강관 기둥-H형강 보 접합부 연구, 박사학위논문, 서울대학교
 Kang, H.G. (2002) *Wide Flange Beam to Concrete Filled Rectangular Tube Column Joints with Stiffening Plates Around the Column*, Ph.D. Dissertation, Seoul National University, Korea (in Korean).
- [8] Beutel, J., Thambiratnam, D., and Perera, N. (2002) Cyclic Behavior of Concrete Filled Steel Tubular Column to Steel Beam Connections, *Journal of Engineering Structures*, Elsevier, Vol.24, No.1, pp.29-38.
- [9] Alostaz, Y.M., and Schneider, S.P. (1996) *Connections to Concrete-Filled Steel Tubes*, University of Illinois at Urbana-Champaign, USA.
- [10] Azizinamini, A., and Prakash, B. (1993) A Tentative Design Guidelines for a New Steel Beam Connection Detail to Composite Tube Columns, *Engineering Journal*, American Institute of Steel Construction, Vol.30, No.3, pp.108-115.
- [11] Mirghaderi, S.R., Torabian, S., and Keshavarzi, F. (2010) I-Beam to Box-Column Connection by a Vertical Plate Passing Through the Column, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.32, No.8, pp.2034-2048.
- [12] 한국콘크리트학회(2012) 콘크리트구조기준, 국토해양부. Korea Concrete Institute (2012) *Korea Structural Concrete Design Code 2012*, Ministry of Land, Transport and Maritime Affairs, Korea (in Korean).
- [13] American Institute of Steel Construction (2010) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-10), USA.
- [14] American Institute of Steel Construction (2010) *Prequalified Connections for Special and Intermediate Steel Moment Frames for Seismic Applications* (ANSI/AISC 358-10), USA.
- [15] European Committee for Standardization (2004) *Eurocode 8: Design of Steel Structures for Earthquake Resistance, Part 1: General Rules, Seismic Actions and Rules for Buildings* (EN 1988-1), Belgium.
- [16] 이철호, 정종현, 김정재(2014) 철골모멘트 용접접합부의 내진성능에 미치는 합성슬래브의 영향, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제26권, 제5호, pp.385-396.
 Lee, C.H., Jung, J.H., and Kim, J.J. (2014) Effects of Composite Floor Slab on Seismic Performance of Welded Steel Moment Connections, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.5, pp.385-396 (in Korean).

요약 : 최근 합성 보-기둥 접합부를 위한 복합모멘트접합(hybrid moment connection)상세가 개발되었다. 기둥으로 팔각형태의 콘크리트 충전 강관이 사용되었고, 보에는 U단면 콘크리트 충전강관이 사용되었다. 보-기둥 모멘트접합을 위해 보 강관은 기둥 강관에 직접 용접되었다. 하지만 보 하부 플랜지는 응력집중을 피하기 위하여 기둥 강관에 용접되지 않았고, 대신 보 플랜지의 인장력을 전달하기 위해 기둥 관통철근이 사용되었다. 기존 외다이아프램 보강상세 및 복합모멘트접합 상세를 갖는 총 4개의 실험체를 제작하고, 반복하중실험을 수행하였다. 실험결과 복합모멘트접합 상세는 보 플랜지의 인장력이 기둥 내부로 효과적으로 전달되었다. 또한, 하중재하능력 및 변형능력이 기존 외다이아프램 상세와 거의 동일한 수준으로 나타났다. 하지만, 최종 접합부 파괴모드는 복합모멘트접합 상세에 따라 영향을 받았다.

핵심용어 : 보-기둥접합부, 콘크리트충전강관, 반복하중실험, 합성모멘트골조