

바닥슬래브를 고려한 용접철골모멘트접합부의 내진보강

이철호^{1*} · 김성용²

¹교수, 서울대학교, 건축학과, ²박사과정, 서울대학교, 건축학과

Seismic Retrofit of Welded Steel Moment Connections Considering the Presence of Composite Floor Slabs

Lee, Cheol Ho^{1*}, Kim, Sung Yong²

¹Professor, Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

²PhD Candidate, Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

Abstract - In the 1994 Northridge earthquake, connection damage initiated from the beam bottom flange was prevalent. The presence of a concrete slab and resulting composite action was speculated as one of the critical causes of the prevalent bottom flange fracture. In this study, four seismic retrofit schemes are proposed in order to salvage welded steel moment connections with composite floor slabs in existing steel moment frames. Because top flange modification of existing beams is not feasible due to the presence of a concrete floor slab, three schemes of bottom flange modification by using welded triangular or straight haunches or RBS(reduced beam section), and beam web strengthening by attaching heavy shear tab were cyclically tested and analyzed. Test results of this study show that haunch and web-strengthened specimens can eliminate the detrimental effect caused by composite action and ensure excellent connection plastic rotation exceeding 5% rad. Design recommendations for each retrofit scheme together with supplemental numerical studies are also presented.

Keywords - Seismic retrofit, Welded steel moment connection, Slab effect, Heavy shear tab, Haunch, Reduced beam section

1. 서론

1994년 미국 노스리지 지진과 1995년 일본 고베 지진 당시 철골모멘트 용접접합부에 예기치 못한 취성파괴가 광범위하게 발생하였다. 이후 여러 연구자들이 실시한 피해 조사에 따르면, 상기 취성파괴는 주로 보 하부 플랜지에 집중적으로 발생하였는데 이는 시공의 품질관리 측면뿐만 아니라 용접봉 및 모재 등 재료적 측면, 보-기둥 모멘트 접합부 특유의 상세에서 기인하는 역학적 측면 등의 다양한 인자가 복합적으로 작용한 것으로 보고하고 있다^[1].

본 연구자는 선행연구를 통해 슬래브의 합성효과로 인한 중립축 위치상승과 그에 따른 하부 플랜지의 응력 집중을 접합부 피해의 주요 원인으로 지적한 바 있다^{[2],[3]}. 특히 국내 철골모멘트 용접접합부의 경우 슬래브의 존재를 무시한 채 순철골로 설계함에도 실제 시공 시에는 보 상부 플랜지에 데크 골 당 직경 16~19mm의 전단스티드를 2열로 과도하게 배치하는 관행으로 인해 의도치 않은 합성효과가 발생되어 하부 플랜지의 취성파단 가능성이 높을 것으로 추정된다.

본 연구자는 합성효과로 인한 접합부 내 보 하부 플랜지의 취성파단을 방지하기 위한 방안으로, 1) 설계 시 의도된 수준 내진성능을 회복하기 위한 방안으로써 용접 접합부에 남아 있는 노치 효과를 제거하거나 최소화하는 방안, 2) 기둥 플랜지와 바닥 슬래브 사이에 약 25mm의 틈새를 도입하여 슬래브의 합성효과를 최소화하는 방안, 3) 접합부의 보강 또는 약화를 통한 보 하부 플랜지의 취성파단 방지 등을 제시한 바 있다^[2]. 이중 첫 두 방안은 간편 개선을 통해 의도된 연성능력의 회복을 목적으로 하는 반면에, 3)은 상대적으로 고비용

Note.-Discussion open until August 31, 2017. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on May 23, 2016; revised October 11, 2016; approved on October 16, 2016.

Copyright © 2017 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-2-880-8735 Fax. +82-2-878-9061

E-mail. ceholee@snu.ac.kr

의 투입을 통해 특수모멘트골조 수준의 내진성능 확보를 목표로 하는 접합부 개선의 의미가 더 강하다.

기존 접합부를 보강함에 있어 상부 플랜지의 보강은 슬래브의 존재로 인해 현실적으로 쉽지 않으므로, 하부 플랜지 또는 웨브를 대상으로 보강전략을 수립하는 것이 타당하다. 접합부 하부 플랜지 강화를 통한 보강안은 다수의 실험적 연구를 통해 그 성능이 여러차례 입증되었다. Lee and Uang^[4] 및 Uang 등^[5]은 삼각현치를 통한 보 하부플랜지 강화 혹은 reduced beam section(RBS) 도입을 통한 하부 플랜지 약화 전략의 실효성을 입증하였으며, 이와 공동으로 진행된 연구를 통해 Yu 등^[6]은 삼각현치를 통한 내진보강의 설계법을 제안한 바 있다. Lee and Uang^[7]은 수평현치 접합부의 단순화된 하중전달모형을 바탕으로 이의 설계법을 제안하는 한편, 수평현치 단부의 응력집중을 완화시킬 수 있는 상세를 제시한 바 있다. Lee 등^[8]은 실험을 통해 상기 수평현치 설계법의 타당성을 입증하고 이를 통한 보강법의 효용성을 입증하였다. 삼각현치 상세보강 실험은 아직 국내에서 실험이 수행된 바 없고 외국의 경우도 실험에 의한 검증사례가 매우 희소하다. 수평현치의 경우 바닥슬래브가 없는 순철골 실험체에 대해 성능 검증이 이루어지고 설계법이 제시는 되었지만^{[7],[8]}, 슬래브를 포함한 검증실험은 그 사례가 거의 없다. 이에 미국의 대표적 강구조 내진보강 지침서인 AISC Design Guide 12^[9]에서도 삼각현치만을 내진보강에 허용하고 있다.

현치보강안과는 별개로 본 연구에서는 기둥 인접면의 보 웨브에 중량전단탭(heavy shear tab)을 용접하는 새로운 보강법을 제시하였다. Goel 등^[10]은 해석 연구를 통해 기둥 근방 보 웨브 중립축 근처에는 응력이 거의 발생하지 않으며, 보에 전달되는 전단력은 트러스와 유사하게 보 플랜지를 통해 전달됨을 주장한 바 있다. Lee^[11], Lee and Kim^[12]은 기둥면 부근 보에서의 응력분포를 바탕으로, 하중전달경로 부근의 웨브 보강 개념을 제시한 바 있다. 중량전단탭을 통한 전략은 여타 보강법에 비해 비교적 적은 비용이 요구될 뿐만 아니라 보 하부에 별도의 보강을 위한 공간을 요구하지 않는다는 점에서 실용적이고 효율적인 내진보강안이 될 수 있다. 이에 본 연구에서는 중량전단탭 보강의 실효성을 실험적으로 확인하고 수치해석적 보완연구를 수행하였다.

기존의 내진보강상세나 내진성능향상 방안은 국내의 상세에 대해 검증되어야 한다. 이에 본 연구에서는 국내 설계 및 시공관행을 통해 제작된 접합부 원형을 토대로 실물대 실험을 통해 내진성능을 평가하는 한편, 각각의 보강에 따른 내진성능 향상 유무를 입증하였다.

2. 실험 프로그램

2.1 실험 개요

본 연구에서는 총 일곱 개의 실험체를 제작하여 실험을 실시하였다(Table 1 참고). 우선 슬래브가 포함되지 않은 순철골 실험체 PN500과 국내 관행에 따라 보 상부 플랜지 상에 전단스터드가 과도하게 배치되어 합성작용을 보일 것으로 예상되는 합성슬래브 실험체 PN500C를 비교실험체로 제작하였다(Fig. 1 참조). 현재까지의 국내 관행을 반영하여, 보-기둥 용접부는 공장제작을 통해 웨브는 양면모살, 플랜지는 완전용입용접(CJP 용접)하여 실험체를 제작하였다. 이어 합성효과에 따른 부작용을 극복하기 위한 실험체로써 보 하부 플랜지에 삼각현치로 보강한 실험체 PN500C-TH와 수평현치로 보강한 실험체 PN500C-SH와 기둥면 인접 보 웨브 부분의 하중전달경로를 보강하기 위해 중량전단탭을 도입한 실험체 PN500C-HST를 제작하였다. 또한 과거의 중고층 철골건물 기둥에 흔히 사용되었던 대표적 합성기둥(SRC기둥)이 포함된 실험체를 두 개 제작하였다. 합성기둥 접합부의 경우 기둥 표면이 콘크리트 피복으로 되어 있기 때문에 현치나 중량전단탭의 적용이 쉽지가 않다. 따라서 두 개의 SRC기둥 실험체 가운데 하나는 하부 플랜지에는 radius-cut RBS를 도입하였고(실험체 PN500C-SRC/RBS), 나머지 하나는 RBS 도입 없이 비교 실험체로써 PN500C-RC 실험체를 제작하였다(Fig. 2 참고). 실험체 명명에 있어 PN-은 기존 설계 및 시공관행에 따른 보-기둥 접합상세임을 (Pre-Northridge 상세와 흡사), 500은 보의 춤을, -C는 슬래브와의 합성작용이 기대되는 실험체임(Composite)을, -SRC는 합성기둥 실험체임을 나타냈으며, -TH, -SH, -HST와 -RBS는 보강전략 구분을 위한 기표로써 각각 삼각현치(triangular haunch), 수평현치(straight haunch), 중량

Table 1. Test specimens

Specimen	Slab	Retrofit scheme
PN500	×	×
PN500C	O	×
PN500C-HST	O	Heavy shear tab
PN500C-SH	O	Straight haunch
PN500C-TH	O	Triangular haunch
PN500C-SRC	O	×
PN500C-SRC/RBS	O	RBS in bottom flange

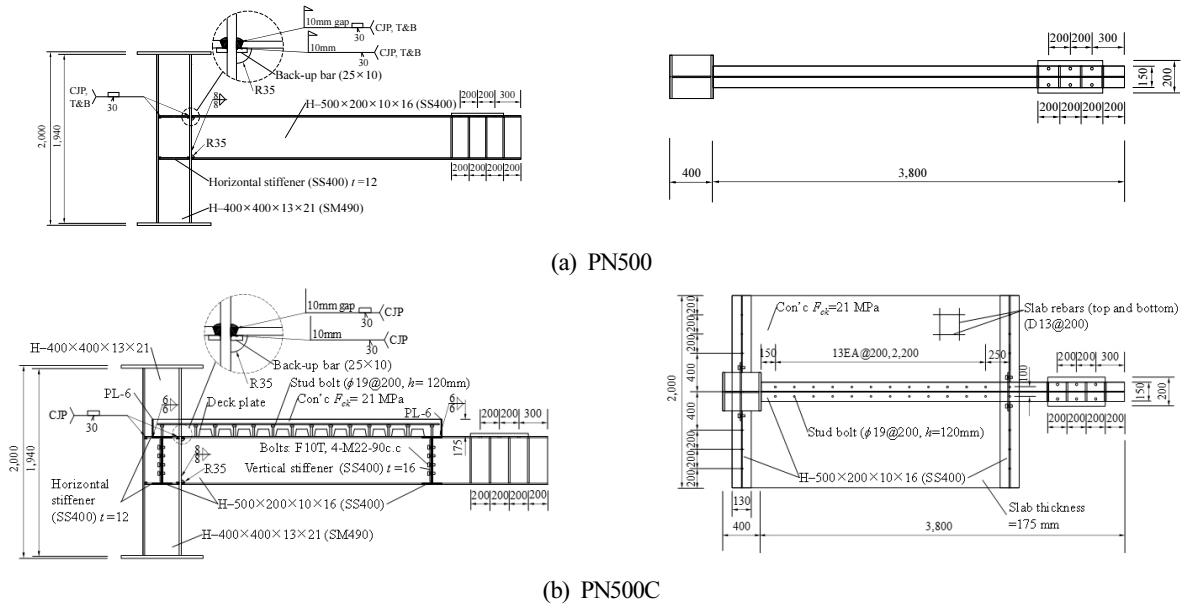


Fig. 1. Side view and top view of PN500 and PN500C

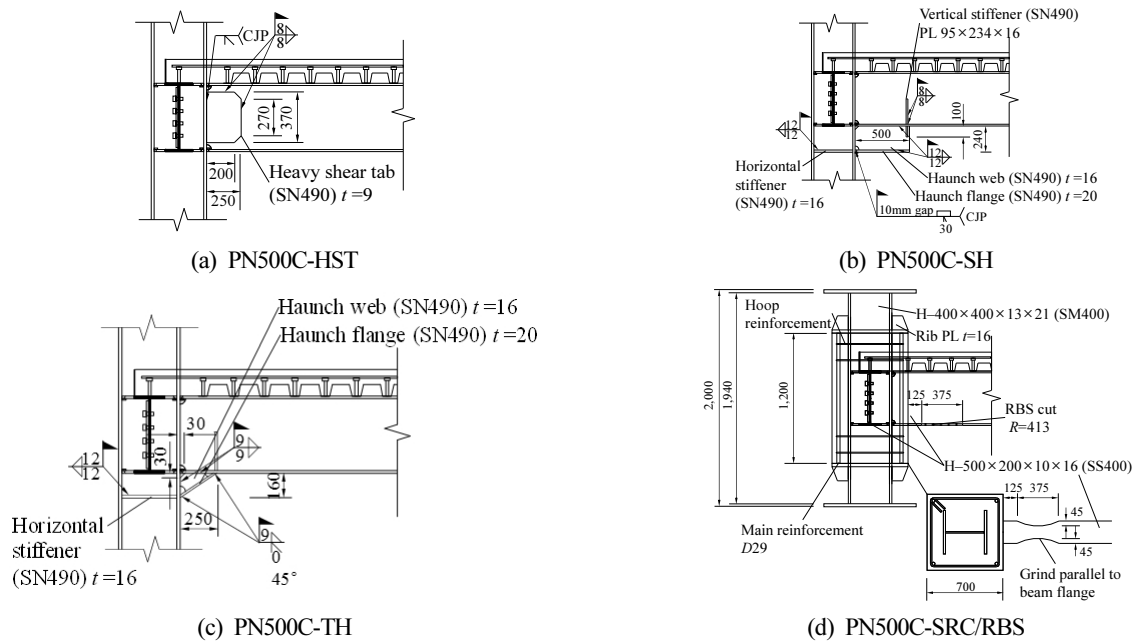


Fig. 2. Details of retrofitted specimens

전단탭(heavy shear tab)과 RBS도입을 나타내었다.

본 연구의 모든 실험체는 비교적 춤이 깊지 않은 H-500×200×10×16단면의 보를 접합부의 구성요소로 하였는데, 이는 철골구조 대부분의 접합부를 모멘트접합부로 설계하는 국내 기존 설계관행으로 인해 보의 춤이 대체로 그다지 크지 않다는 점을 반영한 것이다. Table 2에 PN500 실험체의 보

소성모멘트에 대한 기둥과 패널존의 상대강도비를 요약하였다. 강기둥-약보 조건을 충분히 만족하고 보가 변형경화 시 패널존의 항복이 예상되는 조건임을 알 수 있다.

슬래브가 포함된 모든 실험체는 국내 시공 관행을 반영하여 75mm 골의 테크플레이트 위에 테크 골 당 직경 19mm, 높이 120mm의 전단스터드를 2열로 배치하였고, 그 위에 설

Table 2. Strength of beam, panel zone and column of PN500

Beam (SS400) $M_{pb}=F_{yb}Z_b$	Column (SM490) $M_{pc}=F_{yc}Z_c$	Panel zone (SM490) $R_v=0.60F_{yc}d_c t_w \times [1+(3b_{cf}^2/d_c d_b t_w)]$	SCWB requirement $\Sigma M_{pc}/\Sigma M_{pb}$	PZ requirement $R_v/(M_{pb}/d_b)$
671.4kN-m	1368.9kN-m	1400.6kN	2.04>1.0	1.04

Note: All the strengths were calculated using the measured yield strengths reported in Table 3.

계강도 $F_{ck}=21\text{MPa}$ 의 콘크리트를 175mm 두께로 타설하였다. 슬래브 철근은 기존 관행에 따라 직경 13mm 철근을 양방향으로 200mm의 간격으로 배근하였다. 슬래브가 포함된 모든 실험체의 합성도는 92%이며, 이때 합성도는 합성보 설계에 관한 KBC 2016 및 AISC Specification에 따라 아래의 식을 통해 산정하였다^{[13],[14]}.

$$\text{합성도} = \Sigma Q_n / V' \quad (1)$$

이때 V' 는 콘크리트의 압괴와 강재보 단면의 인장항복강도 중 작은 값(N)이며, 전단스터드 개당 공칭강도 Q_n 은 아래의 식을 통해 산정하였다.

$$Q_n = 0.5A_{sc} \sqrt{F_{ck}E_c} \leq R_g R_p A_{sc} F_u \quad (2)$$

여기서 A_{sc} 는 전단스터드의 단면적(mm^2), F_{ck} 는 콘크리트의 설계기준 압축강도(MPa), E_c 는 콘크리트의 탄성계수(MPa), R_g 와 R_p 는 각각 데크플레이트 골방향과 전단스터드의 형상과 배치 등에 의한 강도저감계수로 골당 스테드의 개수가 두 개로 배치되었을 때의 값인 0.85와 데크 중앙부에 용접됨으로 인해 충분한 접착력을 가질 때의 값인 0.75를 적용하였으며, F_u 는 전단스터드의 설계기준 인장강도(MPa)로 규격에 제시된 440 MPa를 적용하였다.

모든 실험체의 용접부는 -30°C 에서 30J 이상의 CVN인성값을 갖는 인장강도 490MPa급의 용접재를 사용하였으며, 보 상하부 플랜지의 뒷담재는 제거하지 않고 그대로 둠으로써 노치효과를 남겨 두었다. 보-기둥 간 접합에 있어 보의 웹은 양면모살용접을 통해, 보 플랜지는 그루브 용접을 통해 기둥에 접합하였다.

모든 보강 부재는 현장작업을 통해 용접하였으며, 이때 보강재는 용접성이 좋은 내진용 신강재 SN490을 사용하였다.

2.2 보강안 개요

국내 특유의 상세에 적합하다고 여겨지는 네 가지 내진보강안의 설계법을 제안한다. 우선 보 하부 플랜지의 과도한 응력집중을 완화하기 위한 시도로서, 기둥면 인접부의 보 웹에서 특징적으로 나타는 응력전달경로를 개선하기 위해 중량전단탭을 통한 웹 보강을 실시하였다. Lee^[11]는 실험 및 해석적 연구를 통하여 H형강 보-기둥 용접접합부의 응력 전달기제는 초등휨이론에 의한 예측과 달리, 보 웹뿐만 아니라 보 플랜지를 통하여 상당부분 전달됨을 지적한 바가 있다. 결과적으로 접합부 부근의 보 플랜지는 모멘트에 의한 인장응력에 전단력까지 부담해야 하므로 과응력(overstress)으로 인해 취성파단 가능성이 높아지게 된다. 특히 용접부 부근의 보 플랜지는 열영향 및 3축응력 구속으로 인해 취성화된 영역임을 고려하면 더욱 그러하다. 따라서 중량전단탭으로 보강하여 보 웹의 소성단면계수를 증대시켜서 보 플랜지의 인장응력을 줄이고, 소성힌지의 발생힌지는 보 내부로 밀어내어 열영향과 3축응력 구속이 없는 영역에서 비탄성 변형을 발휘시키고자 하는 의도로 본 상세를 포함시켰다. 본 실험체는 앞서 소개한 PN500C를 기본 골격으로 하여 폭 250mm, 높이 370mm, 보 웹과 유사한 두께 9mm의 중량전단탭을 용접하였으며, 여기서 중량전단탭 상세에 있어 응력이 집중될 것으로 예상되는 기둥면의 반대편 양쪽 모서리부분을 50mm씩 잘라내었다(Fig. 2a 참고).

PN500C-SH 실험체는 PN500C에 폭 500mm, 높이 240mm의 수평힌치를 현장에서 용접하였다(Fig. 2b 참고). 이때 힌치의 웹과 플랜지는 각각 두께 16mm와 20mm이며, PN500C-HST와 마찬가지로 이때 보강재는 SN490을 사용하였다. 또한 기존 Lee and Uang^[7]의 연구에 의거, 수평힌치 단부와 보 하부 플랜지의 벌어짐(unzipping)을 방지하기 위한 수직스티프너를 설치하였다. 수평힌치는 Lee and Uang^[7]이 기존에 제시한 설계법에 준하여 설계하였다.

PN500C-TH는 삼각힌치로 보강된 접합부 실험체이다(Fig. 2c 참고). 수평힌치 실험체와 마찬가지로 삼각힌치를 현장에서 용접하여 PN500C와 동일한 제원의 실험체를 보강하였다. 여기

서 삼각현치는 폭 250mm, 높이 160mm, 두께 16mm이다. 현치의 플랜지는 20mm두께의 강재를 사용하였으며, 보 하부로부터 위쪽으로 수직 스티프너를 추가함으로써 현치와 보 플랜지 간의 과도한 응력집중을 완화하고자 하였다^[7]. 설계는 AISC Design Guide 12에 제시된 절차에 의하여 실시되었다^[12].

기존 중고층 건물에 존재하는 SRC기둥/H형강 접합부는 콘크리트 피복의 존재로 현치나 중량전단탭 보강이 어렵다. 대안으로 보 하부 플랜지만을 45% 절삭한 RBS를 도입하는 상세를 검토하였다(Fig. 2의 PN500C-SRC/RBS 상세 참조). RBS는 도입하지 않고 나머지는 공칭으로 동일한 실험체 PN500C-SRC도 제작하여 실험하였다.

2.3 실험체 셋업, 가력 및 계측

Fig. 3은 실험체의 셋업을 나타낸 것이다. 기둥 단면의 중심으로부터 보 가력부 중심까지의 거리는 3,500mm이다. 기둥 플랜지로부터 2,500mm의 위치에 횡지지 가새를 설치하였다. 가력은 KBC 2016의 0722.2.4.2 강구조 보-기둥모멘트접합부의 가력방법에 의거, 변위제어를 통해 층간변위 0.375%, 0.5%과 0.75%에는 6주기와, 1%에는 4주기와 이후 1.5% 이상의 층간변위에는 각각 2주기씩 반복가력하여 실험을 수행하였다^[14]. 1%의 층간변위에 해당하는 보 단부의 변위는 35mm이다.

실험체에는 접합부 전체의 회전각 성분을 패널존, 기둥과 보의 성분으로 분리하기 위한 목적으로, 가력 지점 하부에 한 개, 반력벽 방향 기둥면 패널존 상하부에 두 개와 패널존 대각 방향으로 두 개, 총 다섯 개의 LVDT를 설치하였다. 또한 실험체 상 보의 중립축 위치 및 보 플랜지의 변형률을 계측하기 위해 기둥면으로부터 10cm 떨어진 위치에 일련의 변형률게이지를 부착하였다.

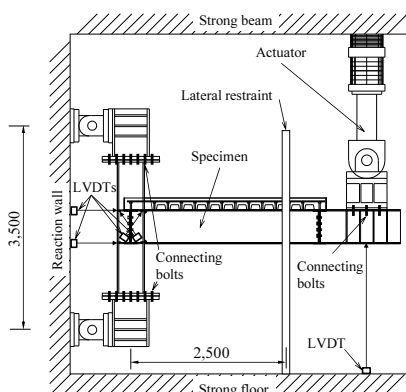


Fig. 3. Test set-up

3. 실험결과 및 분석

이하에서는 각 실험체의 전체적 거동양상과 소성회전능력을 기술하고, 비교연구를 통해 슬래브의 존재에 따른 합성 효과가 접합부의 내진성능에 미치는 영향을 분석하였다. 또한 보강에 따른 접합부의 성능향상 요인을 분석하였다. Fig. 4와 Fig. 5는 실험 종료 후 각 실험체의 파괴양상을 나타낸 것이며, 이에 대한 분석은 이하에서 자세히 다루었다.

3.1 전체적 거동과 소성회전능력

우선 접합부와 보의 소성회전각을 중심으로 각 실험체의 전체적 거동과 소성회전능력을 다루었다. 각 실험 결과를 나타냄에 있어, 세로축은 기둥외주면에서의 계측힘강도를 보의 소성모멘트로 정규화하여 도시하였다(Figs. 6, 7 참조).

3.1.1 PN500

Fig. 6(a)와 Fig.7(a)는 각각 실험체 PN500의 접합부와 보의 소성회전능력을 나타낸 것이다. 접합부 소성회전각 기준 5% 사이클이 2회 완료될 때까지 뚜렷한 강도저하 없이 뛰어난 연성능력이 발현되며, 이후 보의 황좌굴에 의한 강도저



(a) PN500C-SRC



(b) PN500C-SRC/RBS

Fig. 4. Photographs of SRC column specimens at the completion of testing

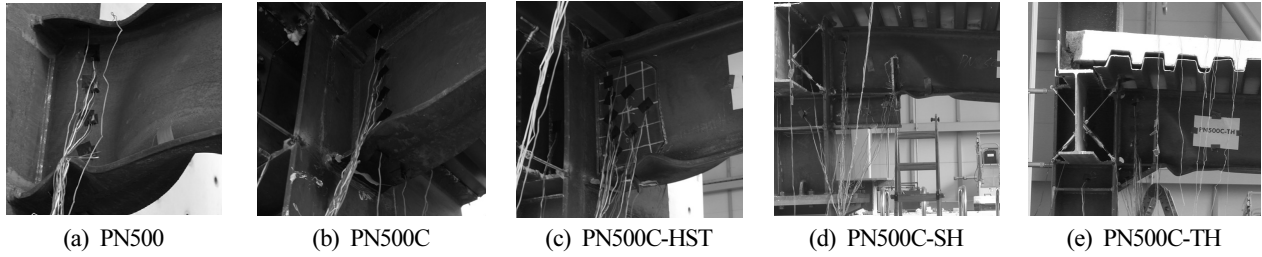


Fig. 5. Photographs of steel column specimens at the completion of testing

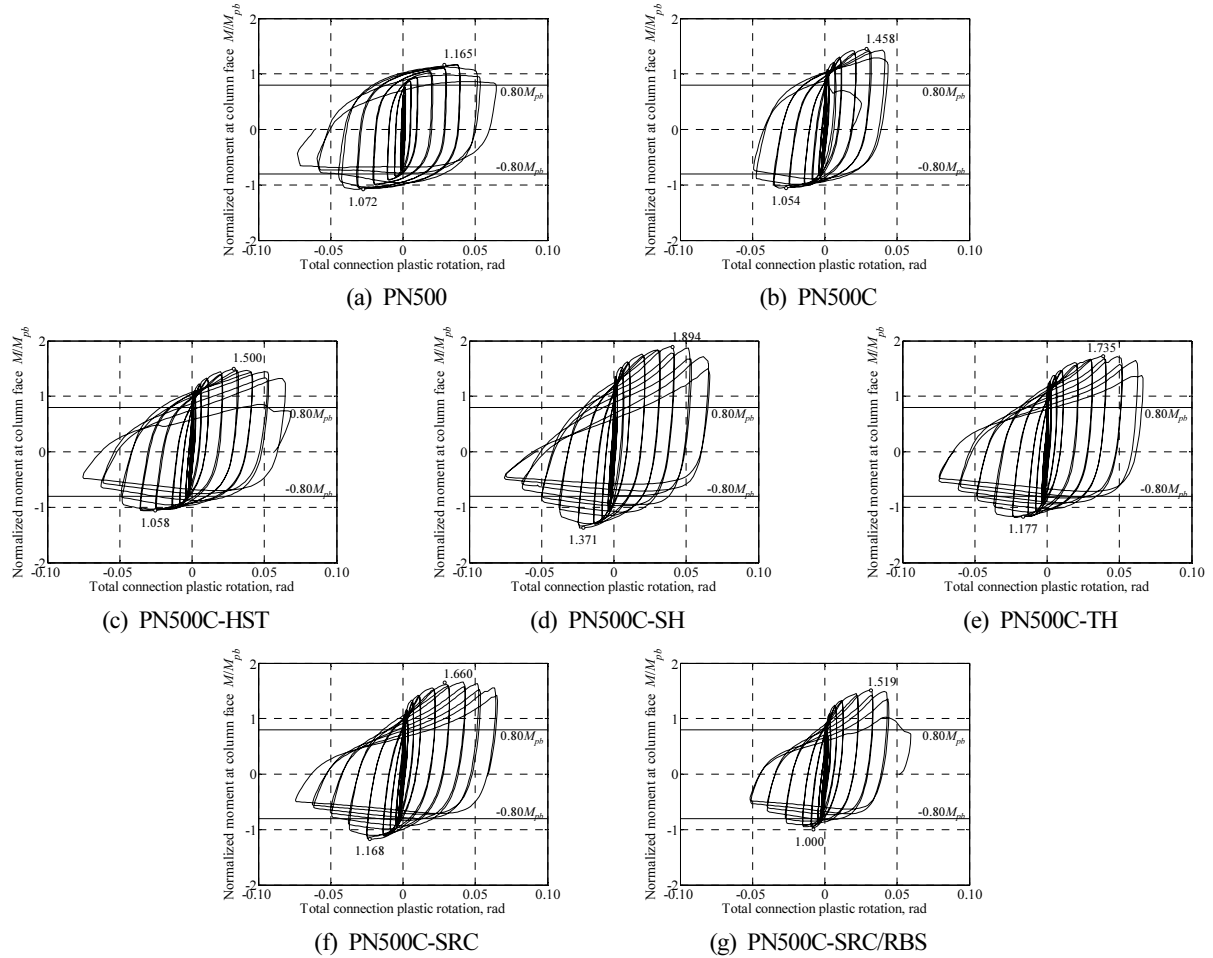


Fig. 6. Total connection plastic rotation

하가 관측되었을 뿐 용접부와 주변 열영향부에서의 취성과 단 없이 우월한 성능을 발휘하였다. 본 실험체의 경우 특수 모멘트골조가 요구하는 수준을 상회하는 성능을 보였는데 이는 보의 웹과 플랜지가 노치 인성이 양호한 용접재로 전 용접(all welded)되었고 보 치수가 500mm로 상대적으로 낮았기 때문인 것으로 판단된다. 의도된 바와 같이 접합부에

작용한 최대모멘트는 소성모멘트 M_{pb} 에 이르렀으며 소성회전각 역시 0.06rad 이상으로 우수한 성능이 발휘됨을 확인하였다. Fig. 6(a)에서 볼 수 있듯이 중국엔 과도한 국부좌굴과 횡좌굴이 발생하였으며, 이에 내력을 상실했다고 판단하여 실험을 종료하였다.

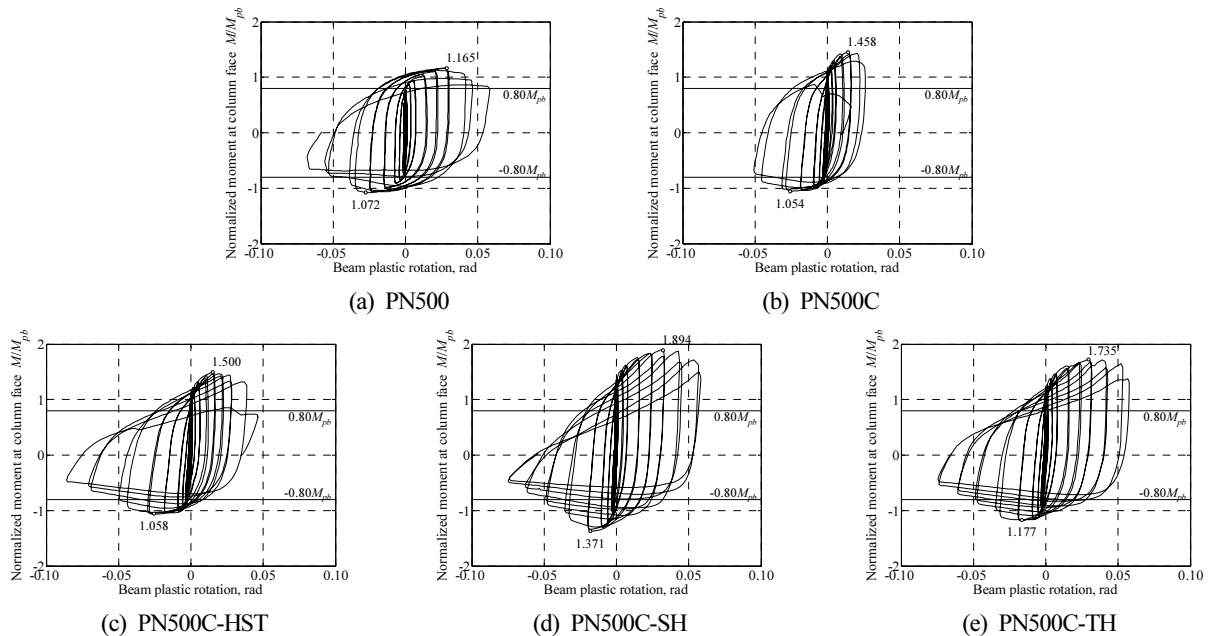


Fig. 7. Beam plastic rotation

3.1.2 PN500C

실험체 PN500C는 바닥슬래브와의 합성효과에 의해 보 하부 플랜지의 응력집중이 예상되었던 실험체이다. Fig. 6(a)은 본 실험체의 접합부 소성회전능력을 나타낸 것이다. 정모멘트의 경우 최대모멘트는 $1.458M_{pb}$ 로 보소성모멘트 대비 50% 가량의 소요모멘트 향상이 나타나는 반면, 접합부 소성회전각은 최대 0.05rad 으로 순철골 실험체인 PN500에 비해 열등한 에너지소산능력을 발휘하는 것으로 나타났다. 이는 실험 설계 시 의도한 슬래브 합성효과로 인해 나타난 결과로, 이에 대한 고찰은 이후에 본격적으로 다루도록 한다. Fig. 5(b)는 실험이 종료된 직후의 실험체 사진으로, PN500과는 달리 하부 플랜지의 용접 열영향부에서 피로 파단이 일어났다. 보 상부 플랜지에서는 좌굴이 발생하지 않았는데, 이는 슬래브가 상부 플랜지를 구속하여 좌굴을 억제하는 합성효과의 긍정적인 측면이 발휘된 것으로 보인다.

3.1.3 PN500C-HST

실험체 PN500C-HST는 기둥 인접면 보 웨브에 중량전단 탭을 용접하여 보강한 실험체로, 이때의 접합부와 보의 소성회전각을 Fig. 6(c)와 Fig. 7(c)에 각각 도시하였다. 이에 따르면 정모멘트의 경우 최대모멘트는 PN500C 실험체와 유사한 수준인 $1.5M_{pb}$ 로 보소성모멘트 대비 50% 가량의 소요

모멘트 상승이 나타났으며, 이후 취성파단 없이 순철골 실험체인 PN500에 준하는 성능이 발휘됨을 확인하였다. 접합부 소성회전각 기준 5%에서 하부 플랜지에 파단이 일어난 PN500C 실험체와는 달리 순철골 접합부 수준의 연성이 발휘됨을 확인하였다. 이후 접합부 소성회전각 기준 7% 두 번째 사이클에서 보 하부 플랜지 용접 열영향부의 파단에 의해 실험이 종료되었다(Fig. 5c 참조).

3.1.4 PN500C-SH

실험체 PN500C-SH는 보 하부 플랜지에 수평현치를 현장용접하여 보강한 실험체로, 이때의 접합부와 보의 소성회전각을 Fig. 6(d)와 Fig. 7(d)에 각각 나타내었다. 정모멘트의 경우 최대모멘트는 $1.894M_{pb}$ 로 보소성모멘트 대비 89.4% 수준 가량 요구모멘트가 상승하였으며, 부모멘트 역시 수평현치 보강에 따른 단면 증대로 인해 최대 $1.371M_{pb}$ 의 모멘트 상승이 나타났다. 접합부 소성회전각 기준 5%부근에서 현치 단부 부근 플랜지와 웨브가 좌굴하면서 강도가 저하되었으며, 이후 7%까지 파단의 징후 없이 어느 정도 에너지 소산능력을 발휘하였다. 또한 소성현치를 현치 단부로부터 200mm가량 밀어내는 데에 성공하였다(Fig. 5d 참조). 후반에 이르러 4~5%의 소성회전각에 도달한 이후 정모멘트 방향으로의 제하 시 두드러진 핀칭이 생기는 양상을 확인하였다(Figs. 6d, 7d 참조).

3.1.5 PN500C-TH

실험체 PN500C-TH는 보 하부 플랜지에 삼각현치를 현상용접하여 보강한 실험체로, 이의 층간변위각과 소성회전 능력을 Fig. 6(e)와 Fig. 7(e)에 각각 나타내었다. 이에 따르면 정모멘트의 경우 최대모멘트는 $1.735M_{pb}$ 로 보소성모멘트 대비 80% 이상의 모멘트 상승이 나타났으며, 부모멘트 역시 수평현치 보강에 따른 단면 증대로 인해 최대 $1.177M_{pb}$ 의 모멘트 상승이 나타났다. 수평현치와 마찬가지로 현치보강에 따른 단면 증대로 인해 강성 및 강도가 증가하였으며 소성회전을 현치 단부로부터 200mm가량 밀어내는 데에 성공하였다(Fig. 5e 참조). 층간변위각 5%부근에서 현치 단부 부근 플랜지와 웨브가 좌굴하면서 강도가 저하되었으며, 이후 7%까지 파단의 징후 없이 어느 정도 에너지소산능력을 발휘하였다. 수평현치 보강 실험체와 마찬가지로, 4~5%의 소성회전각 이후 정모멘트 방향으로의 제하 시 두드러진 핀칭이 생기는 양상을 확인하였다(Figs. 6e, 7e 참조).

3.1.6 PN500C-SRC/RBS

PN500C-SRC/RBS 실험체의 하부 플랜지 RBS 저사이클 피로 파단을 보완하기 위한 후속 실험도 진행되었다. PN500C-SRC/RBS 실험체의 보 강재는 SS400으로, CVN 인성값에 대한 규정이 없어서 상대적으로 피로저항 성능이 열등한 것으로 여겨진다. 후속 보완실험에서는 보 강재를 SM490A로 대체하여 동일한 실험을 수행하였으나 역시 SS400을 통해 구성한 본 실험체와 아주 흡사한 저사이클 피로파괴가 보 하부 플랜지의 RBS 부근에서 발생하였다(Figs. 6f, g 참고. 참고로 SM490B 및 SM490C의 경우 0°C에서의 CVN 값이 각각 최소 27 J 및 47 J로 규정되어 있지만 대부분의 건설 공사에서 사용되는 SM490A에는 SS400과 마찬가지로 소요 CVN 값이 규정되어 있지 않다). 이러한 저사이클 피로파괴는 강재의 재질과도 상관이 있겠지만, Lee 등^[3]이 지적한 바와 같이 슬래브가 존재할 경우 중립축 상승에 따른 하부 플랜지의 과도한 비탄성변형 누적과도 상관이 있을 것으로 보인다. 이 부분에 대해서는 추가적인 연구가 필요할 것으로 판단된다. RBS 도입 시 저사이클 피로가 후반부에 발생하나 SRC기둥의 손상을 방지하는 효과가 있음을 확인하였다(Fig. 4 참조).

3.2 실험결과 분석

3.2.1 합성슬래브 영향

Fig. 8은 순철골 실험체인 PN500과 합성도 92%를 갖는 슬래브 실험체 PN500C의 이력거동을 중첩하여 도시한 것이다. 슬래브 실험체의 경우 정모멘트 구간에서 50% 가량의 강도증진이 나타나는 등 모멘트 요구값이 증대되는 것으로 나타났으며, 이후 순철골 접합부의 성능에 다다르지 못한 채 파단되었다.

Fig. 9는 층간변위각 1.0%까지의 변형률을 도시한 것이다. 중립축이 보 웨브 정중앙부에 위치하는 PN500과는 달리 슬래브가 추가된 실험체의 경우 50mm가량의 중립축 상승을 확인할 수 있다. 부모멘트가 작용할 시에도 중립축이 내려오지 않았는데, 이는 상부 슬래브 철근을 H형강 기둥에 관통하여 견고하게 정착시켰기 때문인 것으로 판단된다. 이러한 중립축 상승은 상부에 얹힌 슬래브의 구속효과와 결부되어 상부 플랜지에 요구되는 변형률을 감소시켜 결과적으로 상부 플랜지의 좌굴을 억제하는 긍정적 효과를 발휘하기도 하지만, 보 하부 플랜지의 변형률을 증대시켜 취성파단 가능성을 높인다(Figs. 5a, b 참고). PN500과는 달리 하부 플랜지의 용접 열영향부에서 피로파단이 발생한 PN500C의 실험결과는 이러한 추정을 뒷받침한다.

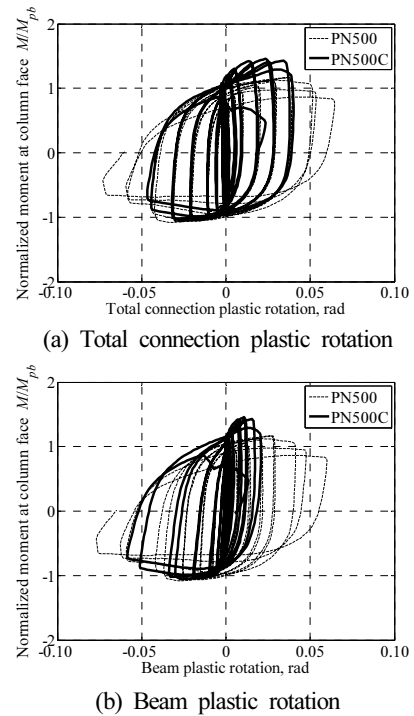
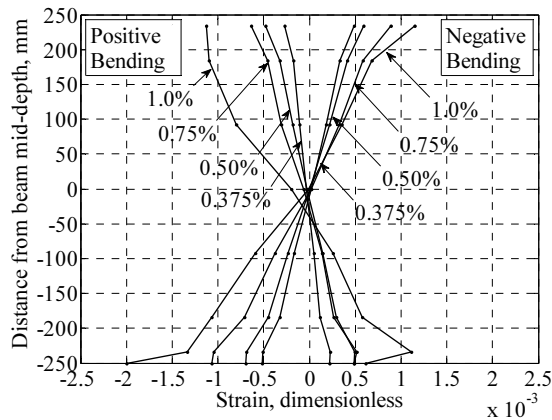
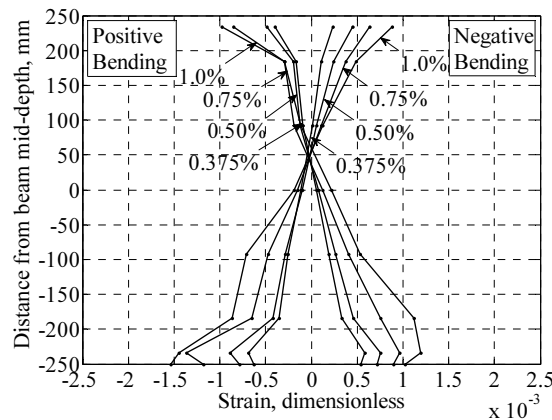


Fig. 8. Comparison of cyclic response of specimens with composite floor slab



(a) PN500



(b) PN500C

Fig. 9. Strain profiles of PN500 and PN500C at 1.0% story drift ratio

3.2.2 슬래브 및 접합부 보강의 영향

Fig. 10은 각 실험체의 패널존 변형률을 도시한 것이다. 슬래브 실험체 PN500C 및 PN500C-HST 보강실험체는 합성효과에 의해 패널존 변형이 정모멘트 구간에서 과도하게 요구되는 반면, 수평현치와 삼각현치 보강 실험체들의 경우 각각 순철골 실험체에 비해 낮은 수준의 패널존 전단변형이 일어나는 등 패널존에 걸리는 요구변형을 저감하는 효과를 불러일으켰다. 이는 수평현치에 관한 실험 및 해석연구에서 본 연구자가 앞서 제기한 이른바 이중패널존(dual panel zone) 형성으로 인해 현치 춤만큼 추가된 별도의 패널존이 기존 패널존의 요구변형을 일정 부분 분담하기 때문이다. 이는 기존 접합부 설계 시 패널존에 대한 적절한 검토가 선행되었을 경우 패널존 보강재(doubler plate)가 별도로 요구되지 않음을 시사한다. 만약 필요한 경우 Lee and Uang^[4]이 제안한 방법에 따라 패널존의 강도를 추가로 검토할 수 있다.

이와는 달리 중량전단탭 보강실험체인 PN500C-HST의 경우, 미보강 실험체인 PN500C와 비슷한 수준의 패널존 전단변형이 일어난 것을 확인할 수 있다(Figs. 10b, c 참고). 이러한 거동을 고려했을 때, 현치 보강과는 달리 본 중량전단탭 보강의 경우 패널존 강도의 검토가 필수적으로 요구된다.

Fig. 6과 7에서 보듯이 슬래브의 영향에 따라 정모멘트의 크기는 대략 50%가 증가한다(Figs. 6a, b, c 참고). 여기에 현치 보강까지 더해지면 정모멘트는 순철골접합부에 비해 70~80%까지 증대되어 순철골보의 강도를 기준으로 설계된 기둥의 소

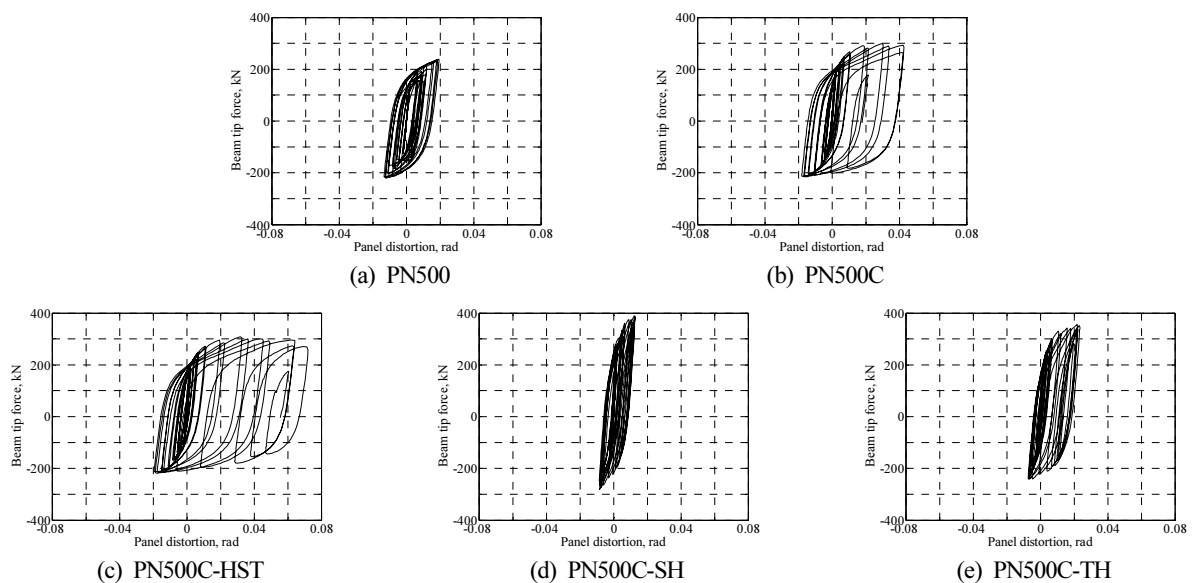


Fig. 10. Panel shear distortion of specimens

성강도를 넘어설 수가 있다. 즉 현지 보강의 결과로 약기동-강보를 유발하는 부작용이 발생할 수 있으므로 보강설계 시 이와 같은 점도 고려하여 기동강도를 검토하여야 한다.

3.2.3 중량전단탭 보강 접합부의 거동

삼각현지 및 수평현지 보강 접합부의 응력전달기제는 이미 잘 설명되어 있다^{[4],[6],[7]}. 이하에서는 중량전단탭 보강 접합부의 응력전달기제를 수치해석적으로 살펴본다.

중량전단탭 보강에 따른 접합부 내진성능 향상 기제를 규명하기 위한 일환으로 상용프로그램인 ABAQUS^[15]를 통해 유한요소해석을 실시하였다. 해석모델은 ABAQUS에서 제공하는 솔리드 요소 중 하나인 C3D8R요소를 사용해 작성되었으며, 횡방향지지를 포함한 모델의 경계조건은 실험체의 조건과 동일하게 기동의 단부는 현지로, 기동면으로부터 2.5m지점에는 횡좌굴지지로 모사하였다. 해석에 사용된 재료물성치는 Table 3에 명기된 실측치를 바탕으로, isotropic plasticity를 적용하여 해석을 수행하였다.

이미 언급한 바와 같이 철골 보-기동 용접접합부는 초동 휨이론에 의한 응력전달기제가 성립되지 않고 경계조건에 영향으로 “strut-tie action”에 의해 보의 전단력이 전달된다.

결과적으로 기동 플랜지에 접한 웨브를 통한 전단력의 전달은 종종 60% 내외에 불과하다. 따라서 여분을 플랜지 면외전단력으로 지지해야 하므로 용접접근공 부근 플랜지는 과응력 상태에 놓이게 된다. 더구나 이 부분은 열영향과 3축구속효과에 의해 취성화된 상태로 보 플랜지 파단에 노출되어 있다.

본 연구의 중량전단탭 보강은 플랜지를 손대지 않고 이 부분

Table 3. Measured tensile mechanical properties

Specimen		Yield stress (MPa)	Tensile stress (MPa)	Yield ratio (%)	Elongation (%)
H-500×200×10×16 (SS400)	flange	308	442	69	24
	web	306	442	69	26
H-400×400×13×21 (SM490A)	flange	373	523	71	29
	web	370	531	70	24
Heavy shear tab (SN490A)		412	565	73	24
Straight haunch (SN490A)	flange	375	545	69	23
	web	379	546	69	25
Triangular haunch (SN490A)	flange	363	546	66	24
	web	367	550	67	s23

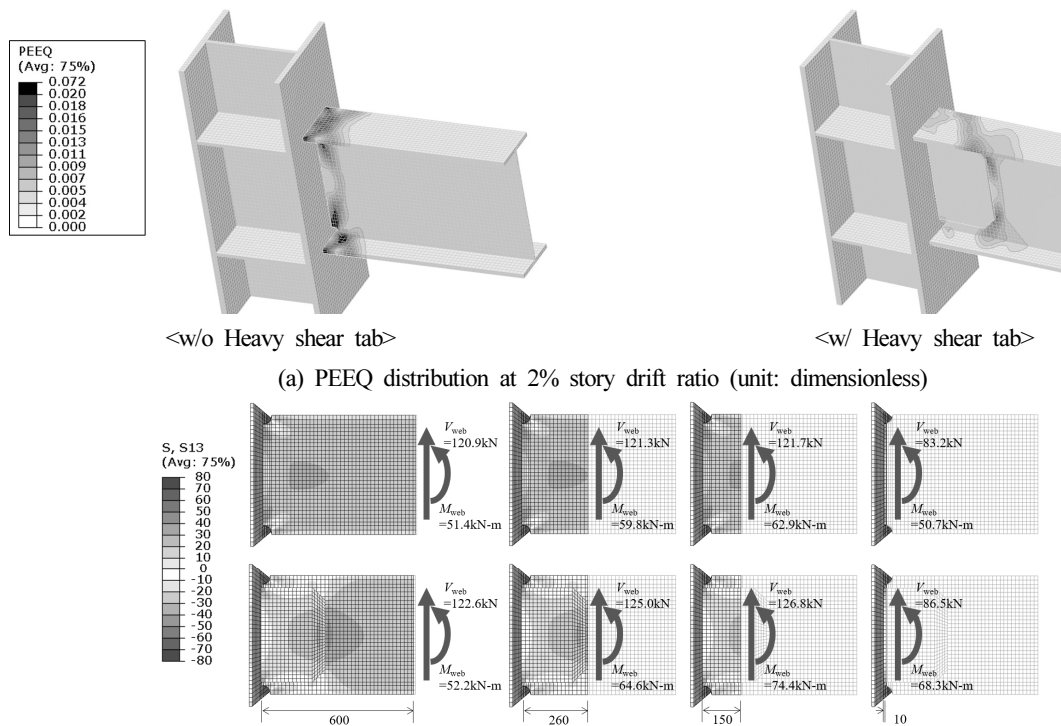


Fig. 11. Comparison of PEEQ and internal forces based on numerical analysis

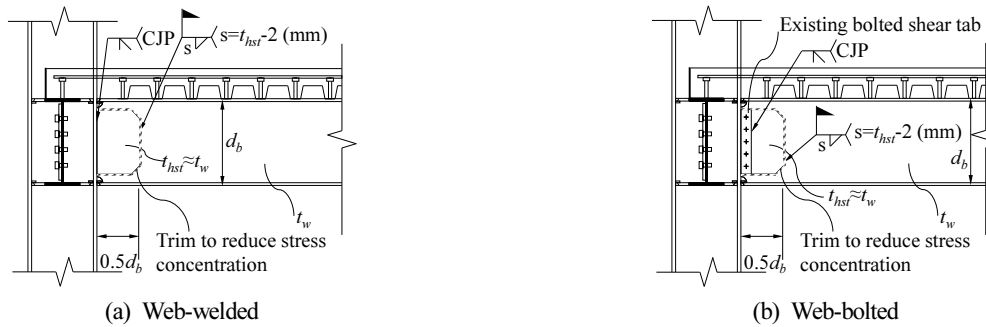


Fig. 12. Size and detail of heavy shear tab recommended

의 과응력을 줄이기 위한 대안으로 제시된 것이다. Fig. 11(a)에서 확인할 수 있듯이 중량전단탭 보강을 통해 소성역을 용접접근공 주변의 취성부에서 보 내부의 연성역으로 효과적으로 밀어낼 수 있다. 또한 Fig. 11(b)에서 보듯이 기둥외주면 보 웨브가 전달하는 모멘트(M_w)의 비율을 높여서 (50.7kN-m 대 68.3kN-m) 모멘트에 의한 플랜지 인장을 줄일 수 있다. 즉 소성역의 위치를 유리한 곳으로 이동시키고, 플랜지의 과응력 상태를 완화시킬 수 있다. 그러나 중량전단탭 보강에도 불구하고 기둥외주면에서 보 웨브의 전단력 비율의 증가는 미미함을 알 수 있다(83.2kN 대 86.5kN).

4. 보강상세 권장안

삼각현치의 경우 AISC Design Guide 12^[12]에 수록된 절차와 제시된 상세를, 수평현치의 경우 Lee and Uang^[7]에 제시된 절차 및 상세를 참고할 수 있다.

제한된 실험결과이긴 하지만 만족스런 거동을 보인 본 연구의 PN500C-HST 상세를 참고하여 Fig. 12와 같이 기존 접합부가 전용접인 경우와 웨브 볼팅된 경우로 구분하여 제시하고자 한다. 참고로 실험체 PN500C-HST의 웨브의 소성단면계수는 중량전단탭 보강의 전단면의 39.2%를 차지하였다(보강하지 않은 PN500 실험체의 경우 25.1%에 불과).

5. 결론

본 연구에서는 철골모멘트 용접접합부의 성능저하를 야기하는 슬래브의 합성효과로 인한 중립축 위치상승과 그에 따른 하부 플랜지 응력 집중을 실험적으로 규명하였다. 중량전단탭 보강, 수평/삼각현치 보강 및 RBS도입을 통한 접합부 개선안을 제시하고 각 보강안의 실효성을 해석 및 실험적

연구를 통해 규명하고 각 안에 대한 권장상세를 제시하였다. 이들 결과를 정리하면 다음과 같다.

- (1) 본 연구에서는 실물대 실험을 통해 국내 설계 및 시공관행을 통해 제작된 접합부 원형의 내진성능을 평가하였다. 합성도가 92%로 거의 완전한 합성거동을 보이는 합성슬래브 실험체의 경우, 중립축이 보 웨브 정중앙부에 위치하는 순철골 실험체와는 달리, 중립축이 50mm가량 상승하였으며 보 하부 플랜지 용접 열영향부의 파단으로 인해 순철골 접합부의 성능에 다다르지 못하고 파단되었다.
- (2) 중량전단탭/수평현치/삼각현치 보강 실험체는 모두 합성작용으로 인해 저감되는 접합부의 내진성능 저감을 개선하고 순철골보 수준의 소성회전능력을 발휘함을 확인하였다. 수평/삼각현치로 보강된 실험체들의 경우 각각 순철골 실험체 대비 패널존에 걸리는 요구변형을 상세하는 효과를 불러일으켰으며, 이는 현치 보강의 경우 패널존 보강재(doubler plate)가 불필요함을 시사한다. 하지만 현치를 통해 접합부를 보강할 경우 보 모멘트가 증대됨에 따라 강기동-약보 조건이 와해될 소지가 있다. 이에 따라 현치 보강 시에는 강기동-약보 조건의 검토가 필수적으로 뒤따라야 한다.
- (3) 중량전단탭 보강실험체의 경우 보 웨브의 소성단면계수를 증대시켜서 보 플랜지의 인장응력을 줄이고, 순철골 접합부 수준의 소성회전능력을 발휘함을 확인하였다. 또한 소성현치를 보 내부로 밀어내어, 열영향과 3축응력 구속이 없는 영역에서 비탄성 변형을 발휘하는 효과를 가져왔다. 현치 보강과는 달리 본 중량전단탭 보강의 경우 패널존 강도의 검토가 필수적으로 요구된다.
- (4) SRC기둥에 RBS를 도입할 경우 RBS가 도입된 단면 근방에서 저사이클 피로파괴가 발생하였으며, 이는 일반적으로 CVN인성치가 규정되지 않은 강재를 사용하는 건축구조의 특성뿐만 아니라 슬래브의 존재로 인한 중립

축 상승에 따른 하부 플랜지의 과도한 비탄성변형 누적 등과 상관이 있을 것으로 보인다. RBS 도입을 통해 소성 회전각은 보강 전 대비 1~2%가량 저하되는 양상을 보였으나, 접합부에 소요되는 변형의 대부분이 RBS측에서 일어나도록 유도함으로써 SRC기둥에 발생하는 기둥의 손상을 방지하는 효과가 있음을 실험적으로 규명하였다.

감사의 글

본 연구는 국토교통부 도시건축 연구개발사업의 연구비 지원(15AUDP-B066083-03)에 의해 수행되었습니다.

참고문헌(References)

[1] Bruneau M, Uang C. M., and Whittaker A. (2011) *Ductile Design of Steel Structures (Second edition)*, McGrawHill, New York, NY, USA.

[2] 이철호, 정종현, 김정재(2014) 철골모멘트 용접접합부의 내진성능에 미치는 합성슬래브의 영향, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 2014, 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).

[3] Lee, C.H., Jung, J.H., Kim, S.Y., and Kim, J.J. (2016) Investigation of Composite Slab Effect on Seismic Performance of Steel Moment Connections, *Journal of Constructional Steel Research*, ELSEVIER, Vol.117, pp.91-100.

[4] Lee, C.H. and Uang, C.M. (1997) Analytical Modeling of Dual Panel Zone in Haunch Repaired Steel MRFs, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.123, No.1, pp.20-29.

[5] Uang, C.M., Bondad, D., and Lee, C.H. (1998) Cyclic Performance of Haunch Repaired Steel Moment Connections:

Experimental Testing and Analytical Modeling, Engineering Structures, ELSEVIER, Vol.20, No.4-6, pp.552-561.

[6] Yu, Q.S., Uang, C.M., and Gross, J. (2000) Seismic Rehabilitation Design of Steel Moment Connection with Welded Haunch, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.126, No.1, pp.69-78.

[7] Lee, C.H. and Uang, C. M. (2001) Analytical Modeling and Seismic Design of Steel Moment Connections with Welded Straight Haunch, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.127, No.9, pp.1028-1035.

[8] Lee, C.H., Jung, J.H., Oh, M.H., and Koo, E.S. (2003) Cyclic Seismic Testing of Steel Moment Connections Reinforced with Welded Straight Haunch, *Engineering Structures*, ELSEVIER, Vol.25, pp.1743-1753.

[9] Gross, J.L., Engelhardt, M.D., Uang, C.M., Kasai, K., and Iwankiw, N.R. (1999) *Modification of Existing Welded Steel Moment Frame Connections for Seismic Resistance* (Vol.12), American Institute of Steel Construction (AISC).

[10] Goel, S.C., Stojadinovic, B., and Lee, K.H. (1997) Truss Analogy for Steel Moment Connections, *Engineering Journal*, AISC, Vol.34, pp.43-53.

[11] Lee, C.H. (2007) Review of Force Transfer Mechanism of Welded Steel Moment Connections, *Journal of Constructional Steel Research*, ELSEVIER, Vol.62, No.7, pp.695-705.

[12] Lee, C.H. and Kim, J.H. (2007) Seismic Design of Reduced Beam Section Steel Moment Connections with Bolted Web Attachment, *Journal of Constructional Steel Research*, ELSEVIER, Vol.63, pp.522-531.

[13] AISC/ANSI, *Specification for Structural Steel Buildings*, AISC, 2010.

[14] 대한건축학회(2016) 건축구조기준 및 해설, 대한건축학회. AIK (2016) *Korean Building Code and Commentary-Structural*, Architectural Institute of Korea (in Korean).

[15] ABAQUS (2010) *ABAQUS Analysis User's Manual*, SIMULIA.

요 약 : 1994년 노스리지 지진 당시 발생한 용접모멘트 접합부의 취성파괴는 주로 보 하부 플랜지에서 발생하였다. 특히 국내 기존 용접 철골모멘트 접합부의 경우 과도한 전단스터드 배치에 따른 의도치 않은 합성작용으로 인해 지진 내습 시 보 하부 플랜지의 취성파단이 더욱 우려되는 실정이다. 본 논문에서는 합성효과로 인한 접합부 성능저하를 개선하기 위한 목적으로 중량전단탭/수평현치/삼각현치로 보강된 접합부 및 RBS가 도입된 접합부에 대한 실험을 실시하였다. 통상 기존 접합부 상부 플랜지의 수정이 불가하다는 점을 고려하여, 본 연구에서는 보 하부 플랜지만 수평/삼각현치를 보강하거나 RBS를 도입하여 이 때의 내진성능을 평가하였다. 실험대 실험 결과 수평/삼각현치 혹은 중량전단탭으로 보강한 실험체는 모두 합성작용으로 인한 부작용을 극복하고 특수모멘트접합부가 요구하는 수준 이상의 소성회전각 5% 이상을 발현함을 확인하였다. 또한 SRC 기둥에 RBS를 도입할 경우 접합부에 소요되는 변형의 대부분을 RBS측에서 일어나도록 유도함으로써 SRC기둥에 발생하는 손상을 방지하는 효과가 있음을 규명하였다. 이 중 중량전단탭 보강에 따른 접합부의 거동을 분석하기 위하여 추가의 수치해석 연구를 실시하였으며, 제시한 각각의 보강안에 대한 권장상세를 제시하였다.

핵심용어 : 내진보강, 용접철골모멘트접합부, 슬래브 효과, 중량전단탭, 현치, RBS