

# 수평스티프너를 이용한 철골 기둥-보 약축접합부 상세 개발에 관한 연구

## Development of Beam-to-Column Connection Details with Horizontal Stiffeners in Weak Axis of H-shape Column

이 도 형<sup>1)</sup> · 함 정 태<sup>2)</sup> · 김 성 배<sup>3)</sup> · 김 영 호<sup>4)</sup> · 김 상 섭<sup>5)</sup>  
*Lee, Do Hyung Ham, Jeong Tac Kim, Sung Bae Kim, Young Ho Kim, Sang Seup*

요 약: 철골 기둥-보 상축 접합부에 대한 연구는 그 동안 국내외에서 오랜 기간 연구가 진행되어 내진성능 및 접합부의 강도를 개선시킬 수 있는 많은 접합 형식이 개발되어 사용 중에 있으나, 약축 접합 형식에 대한 연구는 거의 없는 실정이다. 또한 현재 국내에서는 시공성을 고려하여 기존의 브라켓형식 용접 접합부를 선호하고 있으나, 용접량이 많아 취성적인 거동이 우려되며 과대 설계된 경향이 있다. 본 연구의 실험 결과에서 기존 브라켓 형식 용접접합은 용접량이 과도한 것으로 나타났으며, 기둥 웹과 보의 웹의 용접은 불필요한 것으로 판단된다. 그리고 본 연구에서 제안한 새로운 기둥-보 약축 접합형식들에 대한 실험 결과에서 기존 브라켓형식 용접접합보다 우수한 내력 및 연성을 보유했어 구조적으로 안전함을 확인할 수 있었다.

ABSTRACT: The strong beam-to-column axis connections in steel structures have been studied for a long time to develop the strength and resistance of the connections. There have been very few studies, however, related to weak axis connections. Domestically, the bracket type connection is commonly used in weak axis connections to elevate the efficiency of the constructions when the steel structures are constructed. The bracket-type connection detail has been applied moderately to weak axis connections. Therefore, the bracket-type connection in weak axis connections might be brittle and over-designed. The results of this study showed that the welding on the web of the column and the beam was unnecessary. In addition, this study confirmed that the new weak axis connection proposed in this study was superior to the previous connection in terms of strength and ductility.

핵심용어: 수평스티프너, 기둥-보 접합, 접합상세, 약축접합, 스플릿 티접합

KEYWORDS: Horizontal stiffener, Beam-to-column connection, Connection detail, Weak axis connection, Split-tee connection.

### 1. 서 론

강구조는 공장에서 가공·제작된 부재를 공장 및 공사현장에서 접합하는 가구조 방식으로, 공사기간 단축, 공사비 절감 및 시공의 간편성 등 여러 가지 경제적 이점으로 중·저층 건축물에도 강구조물을 사용하는 경향이 점차 증가하고 있다.

따라서 중·저층 건축물에서도 철골구조 건축물의 보급을 위해서는 먼저 기둥-보 접합부 상세 개발이 대단히 중요하다.

고층 건축물에서의 H형강 기둥-보 강축 접합부는 미국 Northridge 지진(1994, Richter Magnitude 6.8)과 일본의 Kobe 지진(1995, Richter Magnitude 7.2) 이후 많이 개선되었으나, H형강 기둥-보의 약축접합부에 대한 연구는 전무한 실정이다. 또한, 현재 가장 많이 사용되는 기둥-보 약축접합방법인 브라켓형식 용접접합은 용접량이 많아 취성적인 거동이 우려되며, 과대 설계된 경향이 있고, 접합개소가 4개로 많은 문제점을 포함하고 있다.

- 1) 정희원, 나라구조엔지니어링 소장, 공학박사 (narase@chol.com)
- 2) 정희원, 한국기술교육대학교 건축공학과 강사 (archoss@kut.ac.kr)
- 3) 정희원, (주)센구조 연구소 연구팀장, 공학박사(ksb2020@senkuzo.co.kr)
- 4) 정희원, (주)C·TIS·ENG, 공학박사(steelkyh@dreamwiz.com)
- 5) 정희원, 한국기술교육대학교 건축공학과 교수, 공학박사  
(Tel:041-560-1330, Fax:041-560-1224, E-mail:kimss@kut.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2005년 4월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

따라서 본 연구에서는 연직하중상태에서의 구조적 실험을 통하여 기존 브라켓형식 용접접합의 구조 특성 및 하의 흐름을 파악하고 불필요한 접합요소를 제거한 합리적인 접합상세를 제안한다. 또한, 기존의 철골 기둥-보 약축접합 형식보다 경제성 및 시공성이 뛰어난 새로운 기둥-보 약축접합 형식을 개발하여 실험을 통해 구조적 거동을 파악하고 구조 설계의 기초 자료를 제공하는데 그 목적이 있다.

## 2. 실험 계획

### 2.1 실험체 계획

그림 1은 본 연구에서 계획한 약축접합부 실험체 중 BR 시리즈 실험체의 접합상세를 나타낸 것이며, 그림 2는 SF 시리즈 실험체의 접합상세 및 입체도이다. 표 1은 실험체 계획을 나타낸 것이다.

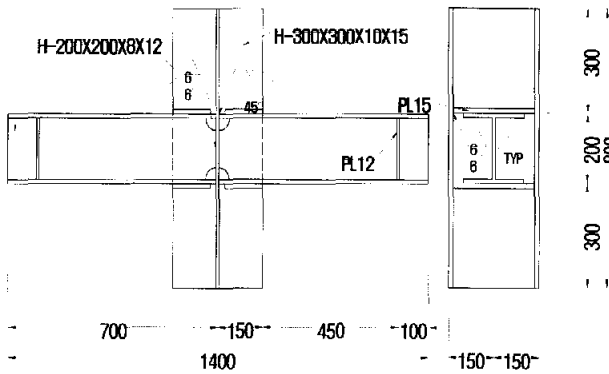
본 연구에서는 표 1과 같이 기존 브라켓형식(이하 BR시리즈라 함) 용접접합 실험체 4개, 수평스티프너를 이용한 기둥-

보 약축접합(이하 SF시리즈라 함) 실험체 5개와 분리된 스플릿 티를 이용한 약축접합(Divided Split Tee, 이하 DST라 함) 실험체 1개를 계획하였다.

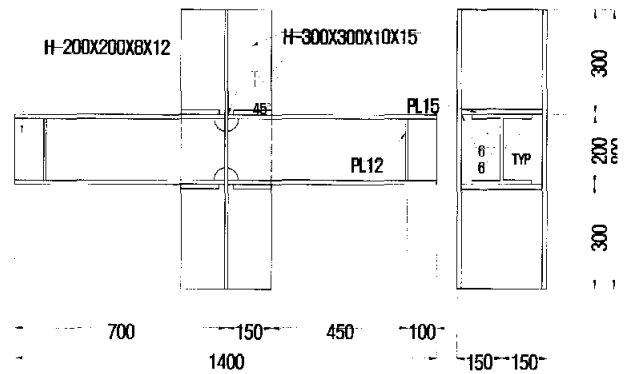
BR시리즈는 브라켓형식 용접접합 실험체로서, 브라켓형식 용접접합에서 기둥 웨브에 용접되는 보의 용접부위, 즉 보 플랜지와 보 웨브의 용접이 브라켓형식 기둥-보 약축접합부의 구조적 거동에 미치는 영향을 파악하고자 계획하였으며 기둥 웨브에 용접되는 보의 접합부위를 변수로 하여 4개의 실험체를 계획하였다.

SF시리즈는 기둥-보 약축접합부의 현장시공 시 가장 큰 문제점이 되는 수평스티프너를 기둥-보 접합에 이용할 수 있도록 제안한 접합상세로서, 수평스티프너와 수직스티프너로 이루어진 H형 스티프너를 이용한 새로운 접합형식이다. 본 연구에서는 기둥웨브, H형 스티프너, 철골보를 연결하는 접합부재의 종류(L형강, Plate, 스플릿 T)를 변수로 하였으며, H형 스티프너의 수직스티프너 부분과 보 웨브간의 전단접합을 변수로 하여 5개의 실험체를 계획하였다.

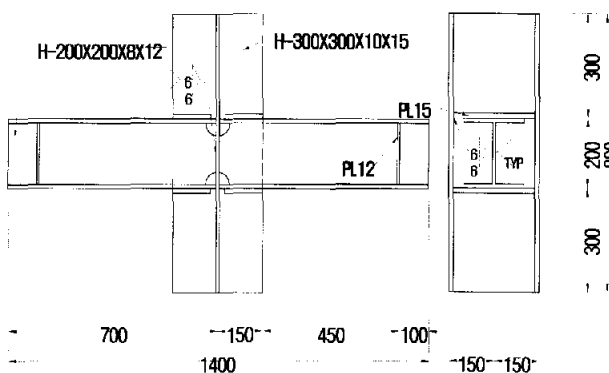
DST실험체는 기존의 스플릿 티접합을 개선하여 수평스티



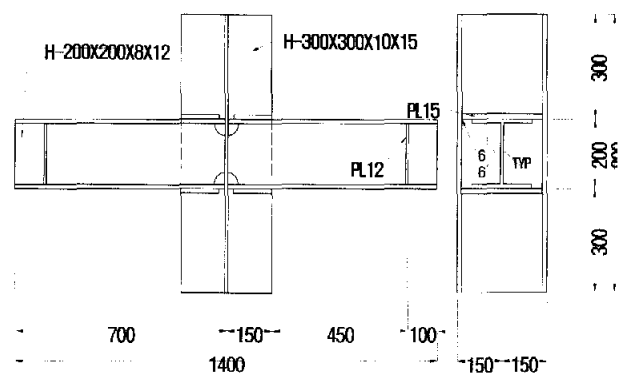
(a) BR-W-A-N의 정면도 및 측면도



(b) BR-W-F-N의 정면도 및 측면도

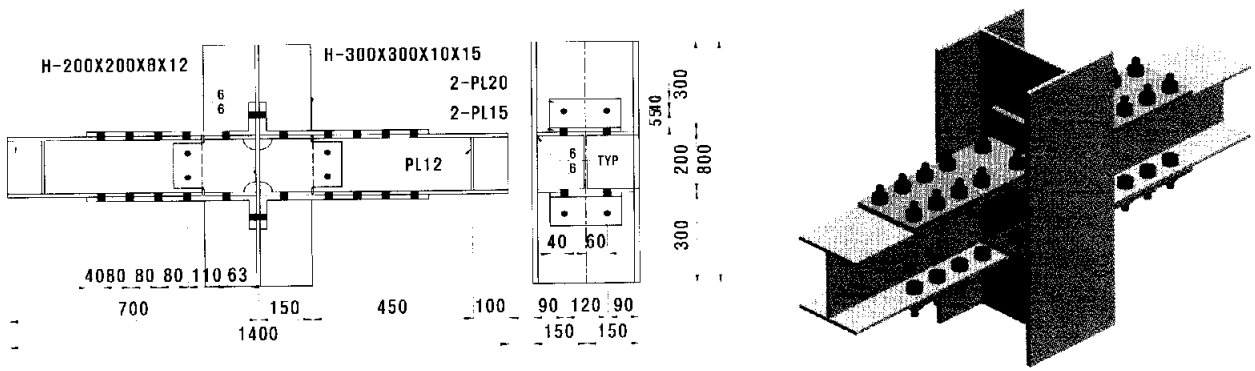


(d) BR-W-W-N의 정면도 및 측면도

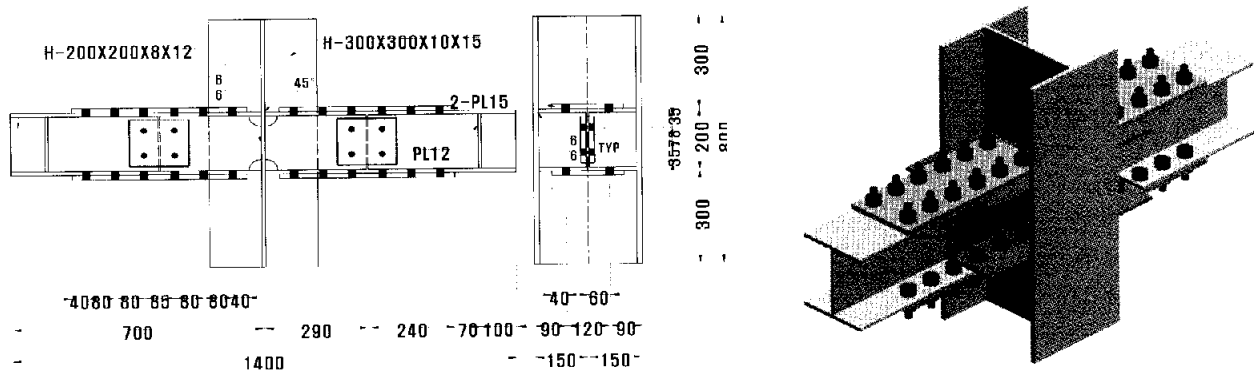


(d) BR-W-N-N의 정면도 및 측면도

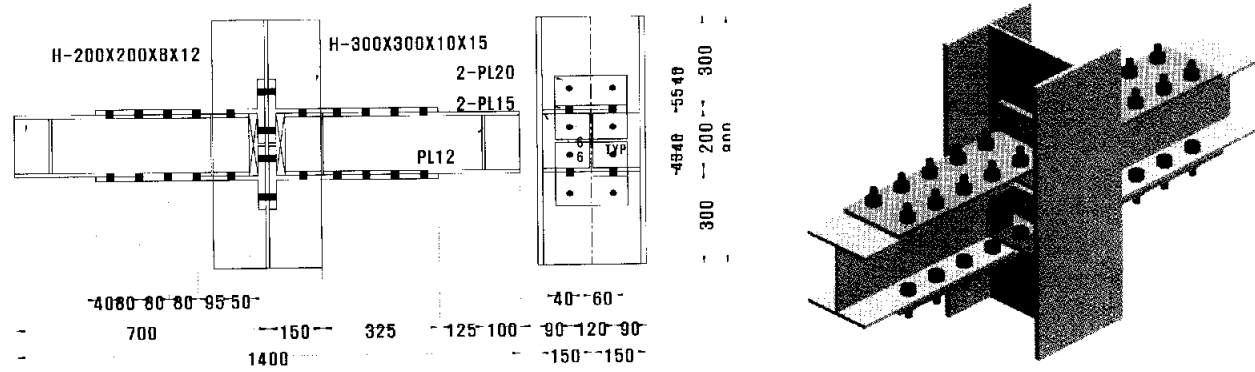
그림 1. BR 시리즈 실험체 상세



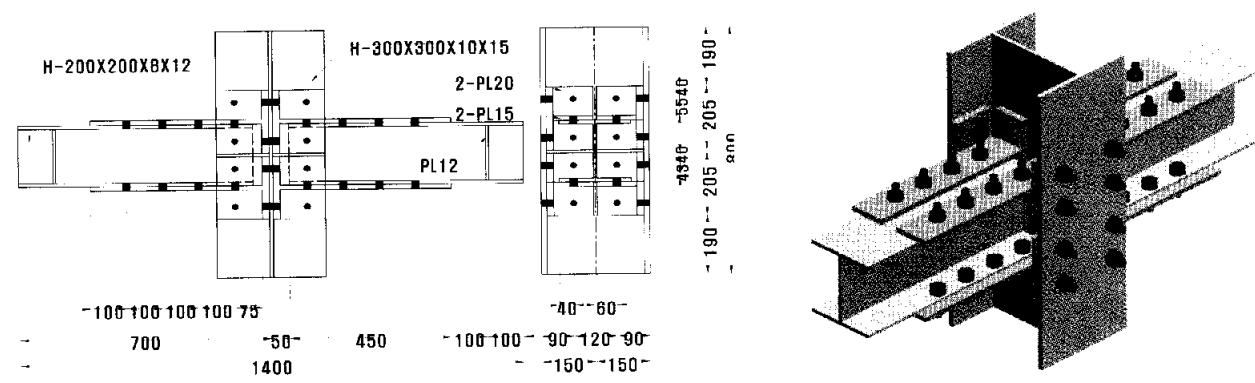
(a) SF-L-W-Y의 접합상세와 SF-L-W-N의 입체도



(b) SF-P-A-Y의 접합상세와 SF-P-A-N의 입체도



(c) SF-T-N-N의 접합상세와 입체도



(d) DST-T-N-N의 접합상세와 입체도

그림 2. SF 시리즈 및 DST 실험체 상세

프너의 역할을 동시에 수행할 수 있는 분리된 스플릿 티를 이용한 집합형식으로써 실험체 1개를 계획하였다.

실험체는 중지층 철골구조물에서 일반적으로 사용되는 보 부재와 기둥부재를 사용하여 제작하였다. 보 부재는 압연형강 H-200×200×8×12(스팬 1200mm, SM490A), 기둥 부재는 압연형강 H-300×300×10×15(높이 800mm, SM 490)를 사용하였다. 고력볼트는 인장집합용으로 M22 T/S볼트, 전단집합용으로 M20 T/S볼트를 사용하였다.

표 1. 실험체 계획

기둥-보 집합형식	실험체명	기둥-보 집합방법	기둥웨브에 용접하는 보와 H형 스티프너의 부위	전단집합
기둥-보 브라켓형식 용접집합 (BR시리즈)	BR-W-A-N	Welding	Flange, Web	무
	BR-W-F-N	Welding	Flange	무
	BR-W-W-N	Welding	Web	무
	BR-W-N-N	Welding	None	무
수평스티프너 를 이용한 고력볼트집합 (SF시리즈)	SF-L-W-N	L형강	Web	무
	SF-L-W-Y	L형강	Web	유
	SF-P-A-N	Plate	Flange, Web	무
	SF-P-A-Y	Plate	Flange, Web	유
DST집합	DST-T-N-N	DST	None	무

주) BR-W-A-N

- 전단 집합유무 : N : 무, Y : 유
- 기둥웨브와 보 또는 H형 스티프너의 용접부위 : A : All, F : Flange, W : Web, N : None
- 기둥-보 집합방법 : W : Welding, L : L형강, P : Plate, T : Split Tee
- 기둥-보 집합부재 : BR : BRacket, SF : Stiffner, DST : Divided Split Tee

## 2.2 실험 방법

본 연구에서는 중지층 강구조에서 수평하중과 연직하중 중 연직하중이 지배적으로 작용하므로 연직하중하의 약축절합부 거동 실험을 계획하였다.

실제 철골골조에서는 등분포하중이 작용하나, 실험을 위하여 그림 3과 같이 집중하중이 작용하는 것으로 간략화 하였으며, 양단의 모멘트가 0이 되는 부분에 대하여 그림 4와 같이 실험체를 설치하여 실시하였다.

하중은 용량이 200tf인 유압식 만능시험기(U.T.M)를 사용하여 변위제어방법으로 3mm/min의 속도로 단조가력(單調加力)하였다. 실험체의 응력분포를 파악하고자 스트레인게이

지(strain gauge)를 기둥과 보 웨브 및 플랜지에 설치하였으며 또한 실험체의 변위를 측정하기 위해 변위계(LVDT)를 설치하였다. 그리고 실험체의 집합부는 F10T M20 T/S볼트를 사용하여 공기 임팩트 렌치(air impact wrench)를 사용하여 균등한 축력을 도입하였다. 그림 5는 실험체의 설치전경을 나타낸 것이다.

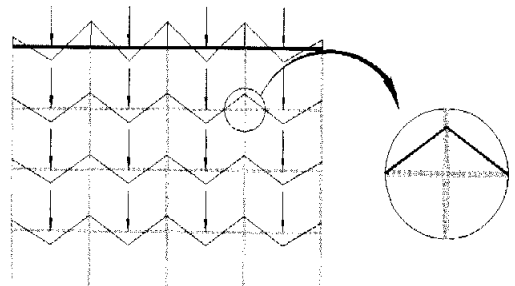


그림 3. 집중하중이 작용하는 철골구조의 모멘트도

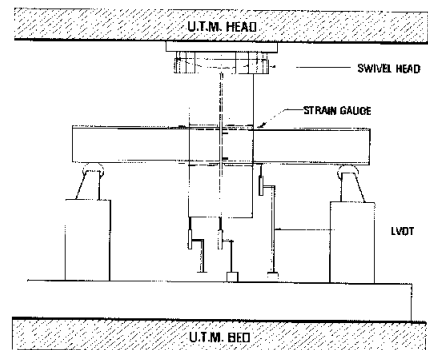


그림 4. 실험체의 가력 및 변위 측정

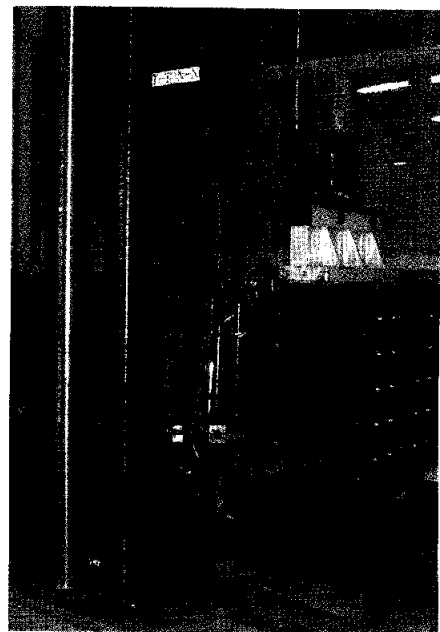


그림 5 실험체 설치전경

### 3. 실험결과

#### 3.1 소재시험

본 연구의 실험에 사용된 H형강과 플레이트의 기계적 특성을 파악하기 위하여, H형강과 스플릿 티 웨브와 플랜지에서 각각 3개씩의 인장 시험편을 채취하여 KS B 0801에 따라 1A호 시험편으로 제작하여 인장시험을 실시하였다. 표 2는 인장시험 결과를 정리한 것이다.

표 2에서와 같이 소재시험 결과, 본 연구에서 사용된 모든 시험편은 KS에서 규정한 기계적 성질을 만족하는 것으로 나타났다. H형강 웨브의 항복강도는 KS 규준값보다 약 30%정도 더 높게 나타났으며, 플랜지의 항복강도는 약 15%정도 크게 나타났다. 표 3은 본 연구에서 사용된 F10T M20(전단접합부) T/S볼트와 M22(인장접합부) T/S볼트의 기계적 성질을 나타낸 것이다.

표 2. 소재의 기계적 성질

부재	위치	항복강도 (tf/cm <sup>2</sup> )	인장강도 (tf/cm <sup>2</sup> )	항복비	탄성계수 (tf/cm <sup>2</sup> )	연신율 (%)
H-200x200 x8x12	web 8t	4.37	5.76	0.76	2,029.1	21.5
	flange 12t	3.69	5.52	0.67	1,984.2	22.9
H-300x300 x10x15	web 10t	4.19	6.05	0.69	2,079.9	20.2
	flange 15t	3.88	5.78	0.67	2,025.8	23.1
T-150x200 x15x20	web 15t	3.54	5.13	0.69	2,080.6	24.8
	flange 20t	3.49	5.38	0.65	2,133.5	27.6

표 3. T/S 볼트의 기계적 성질

	항복강도 (tf/cm <sup>2</sup> )	인장강도 (tf/cm <sup>2</sup> )	단면수축률 (%)	연신율 (%)
M20	10.64	11.08	66.24	19.28
M22	10.46	10.80	64.12	19.36

표 4. 실험 결과

실험체명	$P_v$ (tf)	$P_u$ (tf)	$\delta_v$ (mm)	$\delta_u$ (mm)
BR-W-A-N	70.99	108.52	8.27	74.57
BR-W-F-N	70.17	107.20	6.97	79.00
BR-W-W-N	42.83	68.55	7.63	42.18
BR-W-N-N	40.92	67.54	8.64	58.88
SF-L-W-N	48.96	77.32	9.28	60.40
SF-L-W-Y	57.64	87.26	8.92	54.07
SF-P-A-N	51.97	85.34	6.82	103.40
SF-P-A-Y	54.62	85.39	5.12	48.00
SF-T-N-N	60.74	98.31	10.89	80.74
DST-T-N-N	46.82	118.00	5.90	77.40

주)  $P_v$ : 항복하중,  $P_u$ : 최대하중,  $\delta_v$ : 항복변위,  $\delta_u$ : 최대변위

#### 3.2 하중-변위 곡선 및 파괴형상

표 4는 각 실험체의 항복하중, 최대하중, 항복변위, 최대변위 등을 정리한 것이다. 각 실험체의 항복하중은 참고문헌 6에서 제시한 방법에 따라 그림 6과 같이 초기접선이 최대하중 시 갖는 변위를 항복변위로 하였고, 이때의 내력을 항복하중으로 하였다.

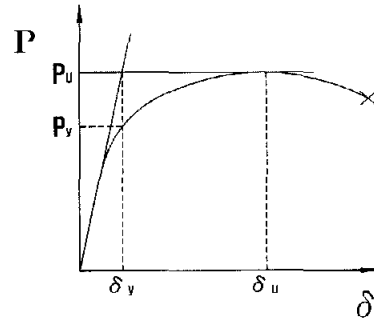


그림 6. 항복하중 산정방법

##### 3.2.1 BR시리즈

그림 7은 브라켓형식 용접접합부에서 기둥 웨브와 보 플랜지 및 웨브의 용접접합이 접합부의 거동에 미치는 영향을 파악하고자 BR시리즈 실험체 4개의 하중과 변위의 관계를 비교하여 나타낸 것이다.

BR-W-A-N 실험체는 일반적으로 사용되는 브라켓형식 용접접합과 동일하게 기둥 웨브에 보 플랜지 및 웨브를 용접 접합한 것으로서, 최대하중이 108.52tf, 최대변위는 74.57mm로 가장 우수한 구조적 성능을 보였으며 보의 휨과 파괴 내력이 저하되었다.

BR-W-F-N 실험체는 기둥 웨브에 보 플랜지만을 용접한 실험체로서, 최대하중이 107.2tf, 최대변위는 79.00mm로 그림 7과 같이 BR-W-A-N 실험체와 유사한 거동을 나타냈다.

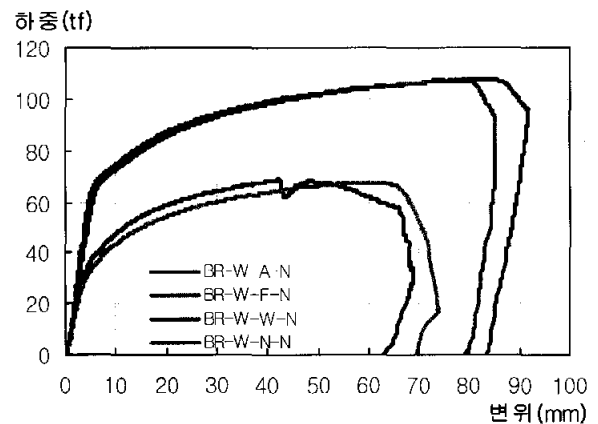


그림 7. BR시리즈의 하중-변위 곡선 비교

BR-W-W-N 실험체는 기둥 웹에 보 웹만을 용접한 실험체로서, 최대하중이 68.55tf, 최대변위는 42.18mm로 최대하중에 도달할 때까지 연성적인 거동을 보였으나, 그림 8과 같이 기둥 웹과 용접된 보 웹의 파단으로 내력이 저하되었다.

BR-W-N-N 실험체는 기둥 웹과 보를 용접하지 않고, 오직 수평스티프너와 보 플랜지의 용접만으로 기둥과 보가 접합된 실험체로서, 최대하중이 67.54tf, 최대변위는 58.88mm로 BR-W-W-N 실험체와 비슷한 거동을 나타냈다. 그러나 BR-W-N-N 실험체는 그림 9와 같이 하부 수평스티프너와 기둥 플랜지의 용접부위에서의 파단으로 내력이 저하되었다.

본 실험결과 H형강 기둥의 약축에 기존 브라켓형식 용접접합을 사용할 경우 보 웹의 용접은 접합부 내력에 대한 기여도가 매우 낮은 것으로 나타났으며, 보 플랜지의 용접은 내력에 대한 기여도가 매우 높은 것으로 나타났다.

따라서 기둥-보 강축접합부와는 달리 수평스티프너와 보 플랜지의 용접이 추가된 기둥-보 약축 접합부에서의 브라켓형식 용접접합부는 용접량이 과도한 것으로 판단된다.

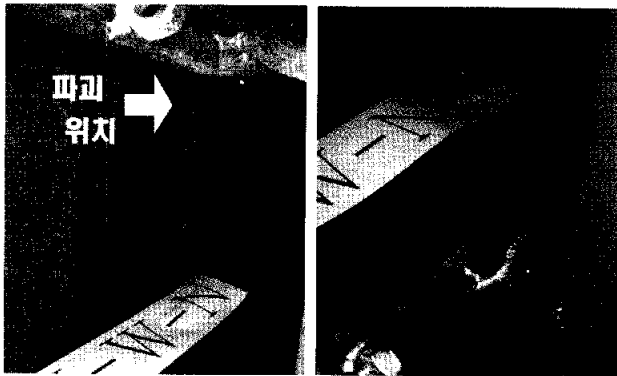


그림 8. BR-W-W-N 실험체의 파괴형상

그림 9. BR-W-N-N 실험체의 파괴형상

SF-L-W-Y 실험체는 SF-L-W-N 실험체에서 전단접합이 추가된 실험체로서, 최대하중이 87.26tf, 최대변위는 54.07mm로 그림 9와 같이 하부 L형강과 기둥 웹을 인장 접합하는 고력볼트가 인장 파단 되면서 내력이 급격히 저하되었다.

두 실험체는 접합형식이 같은 실험체로써 단지 전단접합의 유무만을 변수로 하였으나 실험체의 구조적 거동은 다르게 나타났다.

이러한 이유는 접합부재와 보 사이에 설치하는 전단접합이 접합부의 전단보강에만 효과가 있는 것이 아니라 접합부의 변형제어에도 효과가 있기 때문인 것으로 판단된다.

전단접합이 없는 SF-L-W-N 실험체는 수평스티프너와 L형강의 변형이 크게 발생하면서 연성적인 거동을 나타내고 있으나, 전단접합이 있는 SF-L-W-Y 실험체는 전단접합으로 인해 수평스티프너와 L형강의 변형이 억제되고 H형 스티프너와 보가 함께 거동을 하면서 기둥 웹과 L형강 웹을 연결하고 있던 인장볼트로 응력이 집중되면서 하부 인장볼트가 파단된 것으로 판단된다.

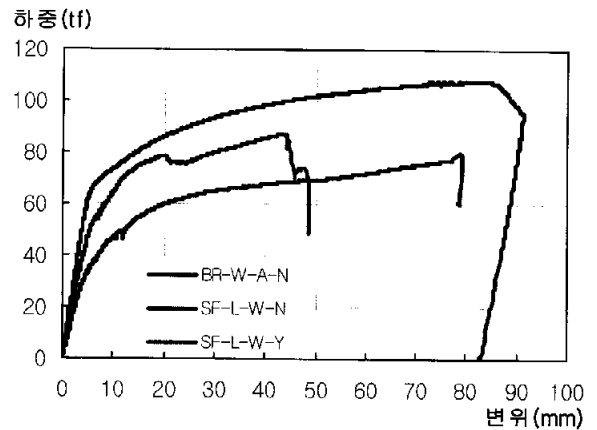


그림 10. SF-L시리즈의 하중-변위 곡선 비교

### 3.2.2 SF-L시리즈

그림 10은 SF-L시리즈의 구조적 거동 특성을 파악하기 위하여 BR-W-A-N 실험체와 SF-L-W-N 실험체 및 SF-L-W-Y 실험체의 하중과 변위의 관계를 비교하여 나타낸 것이다.

SF-L-W-N 실험체는 H형 스티프너의 웹 부분만을 기둥 웹에 용접하고 L형강을 이용하여 기둥 웹, 수평스티프너, 보를 고력볼트로 접합한 실험체로서, 최대하중이 77.32tf, 최대변위는 60.40mm로 수평스티프너와 L형강이 큰 변형을 일으키면서 그림 9와 같이 연성적인 거동을 보이며 휨파괴 되었다.

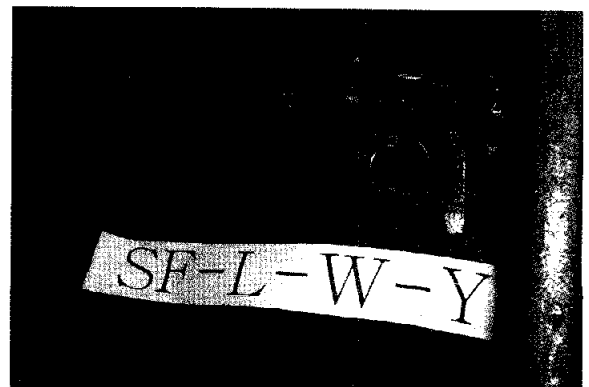


그림 11 SF-L-W-Y 실험체의 파괴형상

### 3.2.3 SF-P시리즈

그림 12는 SF-P시리즈의 구조적 거동 특성을 파악하기 위하여 BR-W-A-N 실험체와 SF-P-A-N 실험체 및 SF-P-A-Y 실험체의 하중과 변위의 관계를 비교하여 나타낸 것이다.

SF-P-A-N 실험체는 H형 스티프너의 플랜지 및 웨브를 기둥 웨브에 용접하고 Plate를 이용하여 수평스티프너와 보를 고력볼트로 집합한 실험체로서, 최대하중이 85.34tf, 최대변위는 103.40mm로 수평스티프너와 플레이트가 휨 변형을 일으키면서 그림 12와 같이 연성적인 거동을 나타냈다. 그러나 최대하중에서 그림 13과 같이 수평스티프너와 기둥 플랜지의 용접부가 파단 되면서 내력이 저하되었다.

SF-P-A-Y 실험체는 SF-P-A-N 실험체에서 전단접합을 추가한 실험체로서, 최대하중이 85.39tf, 최대변위는 48mm로 그림 12와 같이 초기에는 SF-P-A-N 실험체보다 강성 및 내력이 높게 나타났다. 그러나 그림 14(a)와 같이 수평스티프너와 기둥 플랜지의 용접부에서 파단되고, 그림 14(b)와 같이 하부 수평스티프너와 수직스티프너의 스칼럽이 만나는 부분에서 수평스티프너가 파단되어 내력이 저하되었다.

SF-P시리즈에서도 SF-L시리즈와 동일하게 전단전합이 있는 실험체가 취성적인 거동을 나타냈다. 이러한 이유는 SF-L시리즈에서와 같이 전단전합이 접합부의 변형재어에도 효과가 있기 때문에 플레이트와 수평스티프너가 충분히 변형을 하지 못하고 하부 수평스티프너와 기둥 플랜지의 용접부 및 하부 수평스티프너와 수직스티프너의 스칼럽이 만나는 부분에 응력이 집중되었기 때문인 것으로 판단된다.

그리고 SF-P시리즈는 모두 수평스티프너와 기둥 플랜지의 용접부에서 파괴되었다. 이것은 수평스티프너와 기둥 플랜지의 용접부에서 전단력과 휨에 의한 인장력이 동시에 작용하여 응력이 집중되었기 때문인 것으로 판단된다.

그림 12와 같이 SF-P시리즈와 BR-W-A-N 실험체의 하중-변위 곡선에서 BR-W-A-N 실험체가 SF-P시리즈보다 구조적 성능이 우수한 것으로 나타났다.

그러나 본 연구에서는 접합상세의 구조적 거동을 파악하기 위하여 보의 내력보다 접합부의 내력을 낮게 설계하였으며, BR시리즈는 실제 설계에서의 문제점을 파악하고자 보의 내력보다 접합부의 내력이 높게 설계된 실제시공에 따라 설계한 것이다.

따라서 본 연구에서 제안한 SF P시리즈가 BR-W-A-N 실험체보다 구조적 성능이 떨어진다고 보기는 어렵고, SF-P시리즈의 접합부를 보의 내력보다 높게 설계한다면 기존의 브래킷형식 용접접합부보다 우수할 것으로 판단된다.

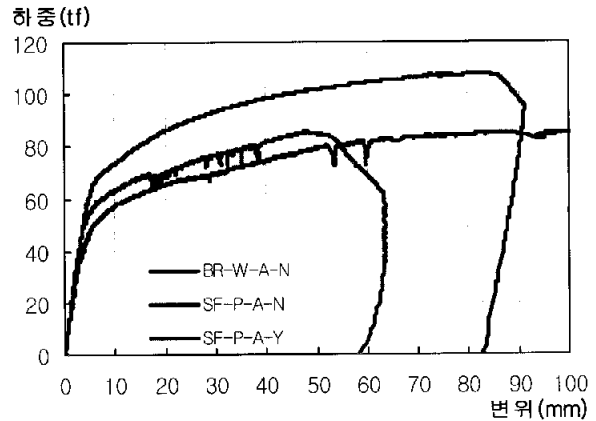


그림 12. SF-P시리즈의 하중-변위 곡선 비교

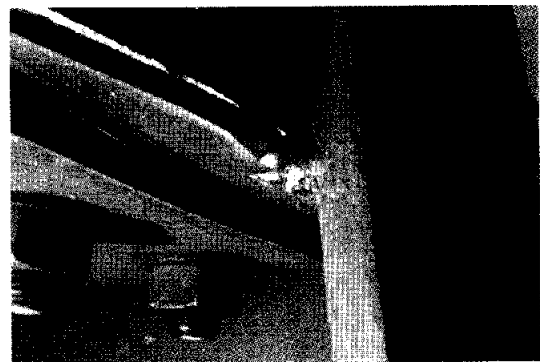
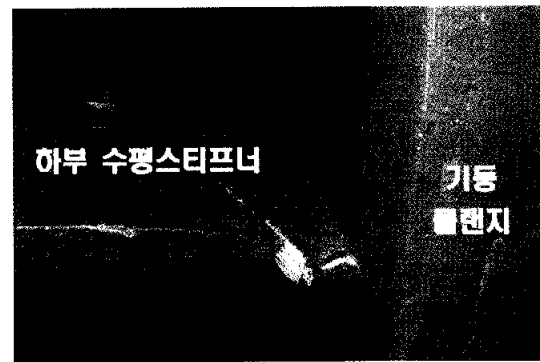
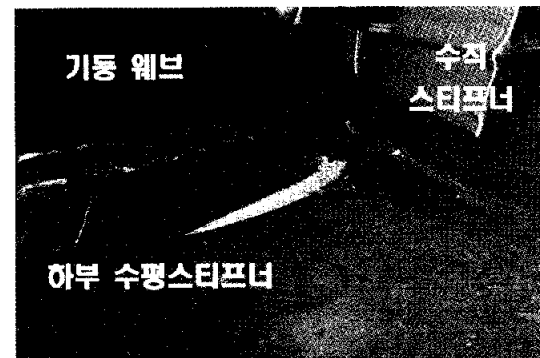


그림 13. SF-P-A-N 실험체의 파괴형상



(a) 파괴형상1



(b) 파괴형상2

그림 14. SF-P-A-Y 실험체의 파괴형상

### 3.2.4 SF-T-N-N 실험체와 DST-T-N-N 실험체

그림 15는 SF-T-N-N 실험체와 DST-T-N-N 실험체의 구조적 거동 특성을 파악하기 위하여 BR-W-A-N 실험체와 SF-T-N-N 실험체 및 DST-T-N-N 실험체의 하중과 변위의 관계를 비교하여 나타낸 것이다.

SF-T-N-N 실험체는 기둥 플랜지에만 H형 스티프너의 플랜지를 용접접합하고, 스플릿 티를 이용하여 기둥 웨브, 수평 스티프너, 보를 고력볼트로 접합한 실험체로서, 최대하중이 98.31tf, 최대변위는 95.29mm로 그림 16과 같이 스플릿 티 웨브가 변형을 일으키면서 취파괴 되었다.

DST-T-N-N 실험체는 수평스티프너의 역할을 동시에 수행할 수 있도록 기존의 스플릿 티를 개선한 DST(Divided Split Tee)를 이용하여 기둥과 보를 접합한 것이다. DST는 시공성을 고려하여 기존의 스플릿 티를 보 길이 방향으로 두 개로 나누고, 스플릿 티의 웨브에 플레이트를 용접하여 기둥 웨브와 플랜지에 고력볼트로 접합을 할 수 있게 만든 것이다.

DST-T-N-N 실험체는 최대하중이 118.00tf, 최대변위는 77.40mm로 그림 15와 같이 초기에는 미끄럼이 발생하였으며, 마찰접합이 지압접합으로 전환되면서 안정적인 거동을 보였으며, 그림 17과 같이 스플릿 티 웨브의 파괴로 내력이 저하되었다.

본 연구의 실험을 통하여 DST 실험체가 BR-W-A-N 실험체보다 최대하중이 더 높게 나타났으며 DST의 내력을 더 강하게 설계한다면 우수한 연성까지 확보할 수 있을 것으로 판단된다.

### 3.2.5 전단접합이 없는 실험체

그림 18은 본 연구에서 계획한 접합상세들의 구조적 성능을 비교하고자 각 시리즈 중 전단접합이 없는 것들의 하중과 변위의 관계를 비교하여 나타낸 것이다.

그림 18과 같이 BR-W-A-N 실험체를 제외한 실험체들은 초기에는 마찰접합부분의 미끄럼 현상이 공통적으로 나타나고 있으나, 미끄럼현상이 끝나고 지압접합으로 전환된 후에는 안정적인 거동을 나타냈다.

SF-P-A-N 실험체는 지압접합으로 전환된 후에도 하중의 굴곡이 계속 나타났는데 이는 마찰접합부의 미끄럼 현상 때문이 아니라 기둥과 보를 연결해주는 H형 스티프너의 플랜지와 기둥 플랜지의 용접부가 파괴되면서 나타난 현상인 것으로 판단된다.

최대하중 면에서는 DST-T-N-N 실험체가 118tf으로 가장 우수하였으며 연성적인 면에서는 SF-P-A-N 실험체가 최대 변위 103.4mm로 가장 우수한 것으로 나타났다.

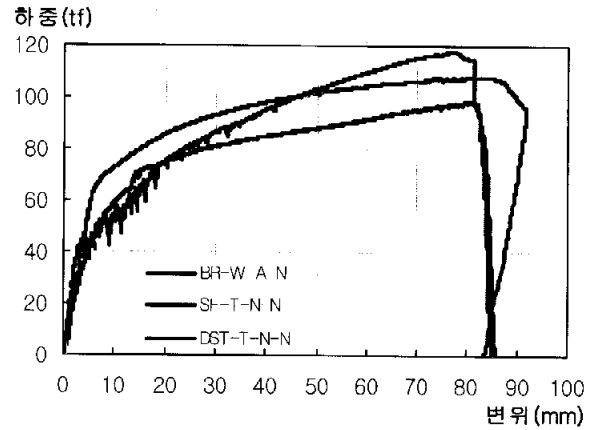


그림 15. SF-T-N-N과 DST-T-N-N의 하중-변위 곡선 비교

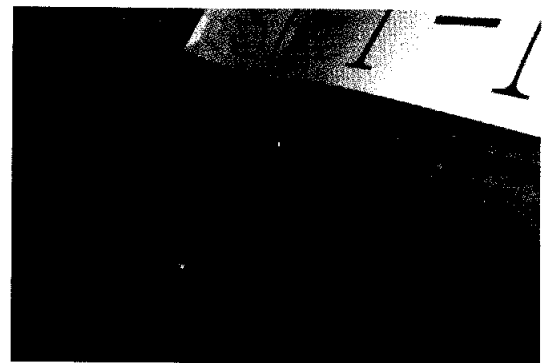


그림 16 SF-T-N-N실험체의 파괴형상



그림 17. DST-T-N-N실험체의 파괴형상

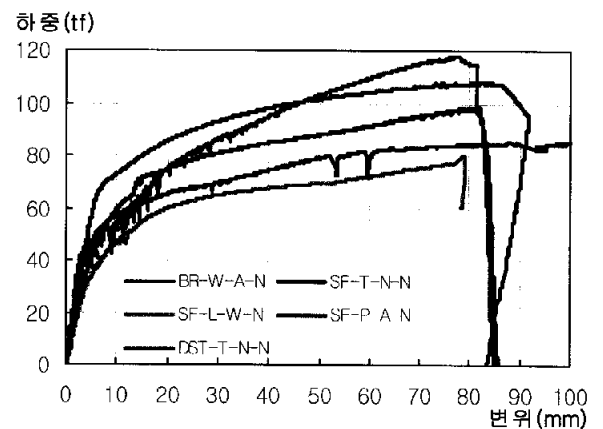


그림 18. 전단접합이 없는 실험체들의 하중-변위 곡선 비교



### 3.2.6 전단접합이 있는 실험체

그림 19는 전단접합이 있는 실험체들의 구조적 거동을 비교하고자, BR-W-A-N 실험체와 SF-L-W-Y 실험체 및 SF-P-A-Y 실험체의 하중과 변위의 관계를 비교하여 나타낸 것이다.

그림 19에서와 같이 전단접합이 있는 실험체들 모두 BR-W-A-N 실험체보다 최대내력 및 인성성능이 낮은 것으로 나타났다.

이러한 이유는 전단접합이 없는 실험체는 접합부가 변형함으로써 에너지를 소산시켜 연성적인 거동을 보인 반면, 전단접합이 있는 접합부는 전단접합이 접합부의 변형을 억제하여 접합부가 변형함으로써 에너지를 소산하지 못하고 기둥과 접합부재의 접합부위에서 응력집중현상이 발생하면서 접합부위에서의 파괴로 이어진 것으로 판단된다.

실험 결과를 통해 전단접합이 접합부의 내력과 강성을 높이는 효과가 있지만, 기둥과 접합부재의 접합부위에서의 연성적인 거동을 억제하는 것으로 판단된다.

## 4. 분석 및 고찰

### 4.1 변형도 분석

본 연구에서는 실험체들의 응력 전달 메커니즘을 밝히고자 Strain Gauge들을 설치했으며, 그림 20과 22는 BR시리즈 실험체와 SI시리즈 실험체에 설치한 Strain Gauge 위치를 나타낸 것이다.

BR 시리즈 실험체는 브라켓형식 용접접합에서 기둥 웹에 용접되는 보의 용접부위, 즉 보 플랜지와 보 웹의 용접이 브라켓형식 기둥-보 약축접합부의 구조적 거동에 미치는 영향을 파악하고자 계획한 것으로서, 브라켓형식 용접접합부에서 H형 기둥과 H형 보사이의 용접부위에 따른 힘의 흐름을 파악할 필요가 있다.

브라켓형식 용접접합부의 응력 전달 메커니즘을 밝히고자 BR시리즈 실험체들 중 내력이 가장 작게 나타난 BR-W-N-N 실험체의 항복하중인 40.92tf에서 BR-W-A-N, BR-W-F-N, BR-W-W-N과 BR-W-N-N 실험체의 변형률을 비교하였다.

SF 시리즈 실험체와 DST 실험체는 본 연구에서 새롭게 제안하는 기둥-보 약축접합 상세로써 일정하중 하에서의 각 접합상세의 응력 전달 상태를 비교함으로써 특정부위에서의 응력집중 등의 문제점을 파악할 필요가 있다. 이에 SF 시리즈 실험체와 DST 실험체의 응력 분포가 가장 잘 비교되는 하중 60tf에서의 변형률을 비교하였다.

### 4.1.1 BR시리즈

그림 21에서와 같이 BR-W-W-N과 BR-W-N-N 실험체의 6번과 16번에서의 변형률이 40.92tf에서 BR-W-A-N과 BR-W-F-N 실험체보다 높게 나타났으며 부분적으로 보 플랜지의 항복변형률인 0.00186을 넘는 것으로 나타났다.

BR-W-A-N 및 BR-W-F-N 실험체는 7번과 17번의 위치에서 5번과 15번의 위치를 통해 수평스티프너로 전달된 응력이 다시 수평스티프너에서 3, 4, 6번과 13, 14, 16번의 위치를 통해 기둥 플랜지와 웨브에 응력이 분산되어 전달된 것으로 판단된다.

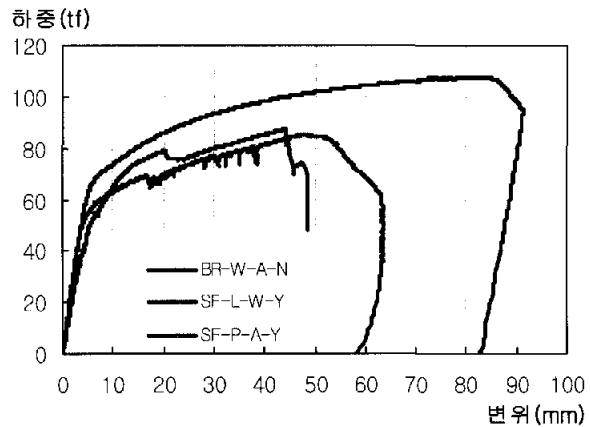


그림 19. 전단접합이 있는 실험체들의 하중-변위 곡선 비교

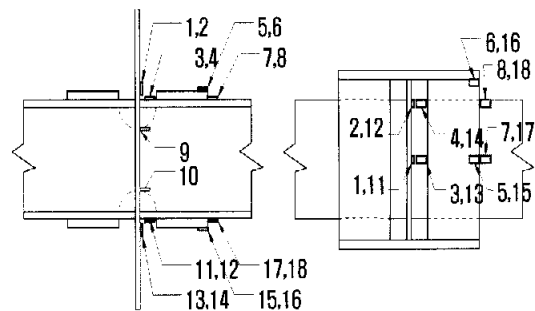


그림 20. BR 시리즈의 Strain Gauge 배치도 (좌 : 측면도, 우 : 평면도)

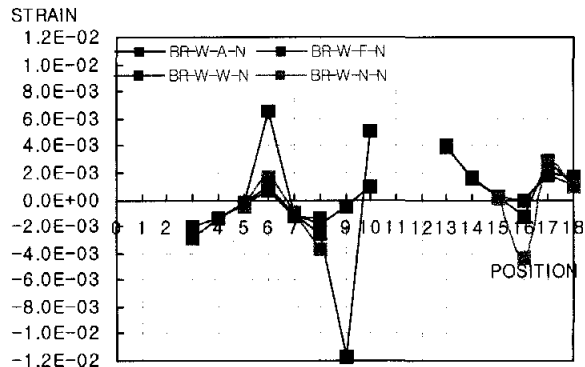


그림 21. BR시리즈의 변형도

그러나 BR-W-W-N과 BR-W-N-N 실험체는 수평스티프너에 전달된 응력이 6번과 16번의 위치(수평스티프너)와 9번과 10번의 위치를 통해서만 응력이 전달되었기 때문에 BR-W-A-N과 BR-W-F-N과 비교하여 크게 내력이 저하된 것으로 판단된다.

그리고 BR-W-W-N은 9, 10번의 위치에서도 응력을 일부 부담하였으나, 그림 18에서와 같이 9번과 10번의 위치가 휨 저항면적이 극히 작기 때문에 큰 응력이 발생하면서 전체 접합부내력에 큰 기여를 못한 것으로 판단된다.

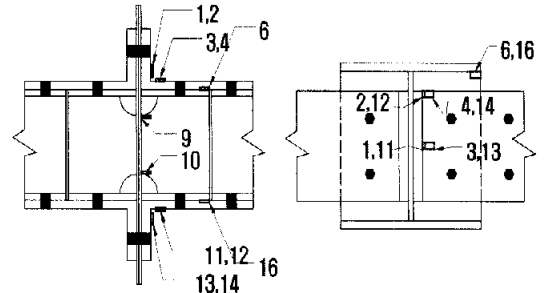


그림 22. SF시리즈 및 DST 실험체의 Strain Gauge 배치도 (좌 : 측면도, 우 : 평면도)

4.1.2 SF-I시리즈

그림 23(a)에서 SF-L-W-N 실험체는 3번과 4번 위치를 제외하고, 전체적으로 보 플랜지의 항복변형률 0.00186의 내외에 분포하고 있는 것으로 나타났다.

SF-L-W-Y 실험체는 전체적으로 SF-L-W-N 실험체보다 인장 쪽으로 변형률이 크게 나타났다.

이러한 이유는 SF-L-W-N 실험체의 수평스티프너와 L형강이 충분히 변형하면서 에너지를 소산시켰기 때문에 어느 한 부분에 응력이 집중되지 않은 것으로 판단된다.

그러나 SF-L-W-Y 실험체는 전단접합이 접합부의 변형을 제어하였기 때문에 수평스티프너와 L형강이 충분히 변형하지 못하면서 에너지를 소산시키지 못하고, 이로 인하여 소산되지 못한 에너지가 하부 L형강과 기둥 웨브를 집합시키고 있는 하부 인장볼트에 그대로 전달되면서 그림 11과 같이 하부 인장볼트의 파괴로 이어진 것으로 판단된다.

4.1.3 SF-P시리즈

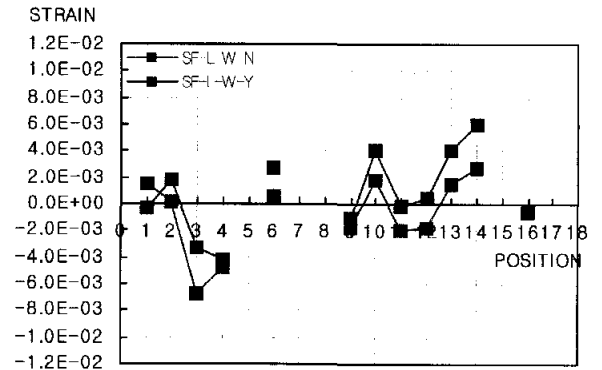
그림 23(b)에서와 같이 SF-P-W-N과 SF-P-W-Y 실험체는 전체적으로 비슷한 변형률 상태를 보였으나 9번과 10번의 위치에서 SF-P-A-Y 실험체가 큰 응력이 집중된 것으로 나타났다.

이러한 이유는 전단접합이 변형을 억제하는 효과가 있기 때문에 접합부 전체의 변형이 억제되고 상대적으로 접합부와 기둥웨브와의 집합부분인 9번과 10번 위치에 응력이 집중되었기 때문인 것으로 판단된다.

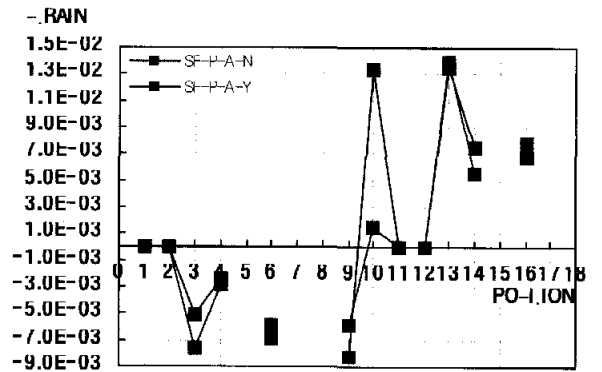
이러한 이유로 그림 14(b)와 같이 하부 스킵부분에서의 파괴가 발생한 것으로 판단된다.

4.1.3 SF-T-N-N과 DST-T-N-N 실험체

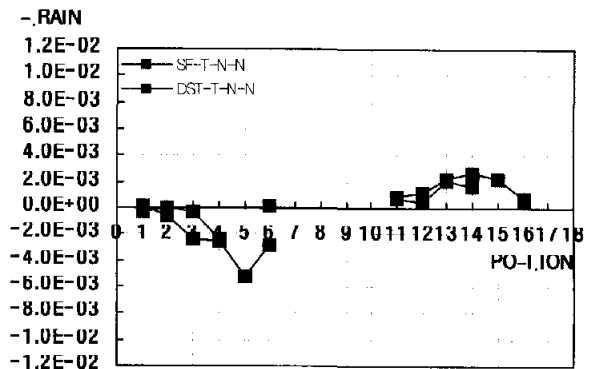
그림 23(c)에서와 같이 SF-T-N-N과 DST-T-N-N 실험체 모두 접합부 전체에 균등하게 응력이 발생한 것으로 나타났다.



(a) SF-L시리즈의 변형도



(b) SF-P시리즈의 변형도



(c) SF-T-N-N과 DST-T-N-N 실험체의 변형도

그림 23. SF시리즈와 DST 실험체의 변형도 비교

## 4.2 각 실험체의 구조 특성

표 5는 본 연구에서 수행한 각 실험체들의 구조적 거동 특성을 파악하고자 실험체들의 초기강성, 최대하중, 내력비, 변형능력, 에너지 흡수능력과 파괴모드 등을 정리하여 나타낸 것이다.

### 4.2.1 초기강성

표 5에서와 같이 BR시리즈는 보 플랜지의 용접접합 유무에 따라 초기강성  $K$ 가 크게 다르게 나타났으며, SF-L시리즈와 SF-P시리즈는 전단접합의 유무에 따라 다르게 나타났다.

### 4.2.2 최대하중

기둥 웹에 집합되는 보의 용접부위를 변수로 한 BR시리즈의 경우에는 보 플랜지의 용접유무가 집합부의 휨강도에 큰 영향을 미치지 때문에 보 플랜지의 용접접합유무에 따라 내력 차이를 보이는 것으로 판단된다.

전단접합의 유무를 변수로 한 SF-P시리즈와 SF-L시리즈 경우에는 다른 현상을 나타내고 있다. SF-L시리즈는 전단접합의 유무에 따라 내력의 차이를 보이고 있으나 SF-P시리즈는 전단접합의 유무와 상관없이 내력이 비슷하게 나타났다.

이러한 이유는 전단접합이 집합부의 내력을 높이는 효과가 있으나 SF-P시리즈의 경우 파괴위치가 전단접합이 있는 실험체와 없는 실험체가 유사하였기 때문에 최대하중이 비슷하게 나타난 것으로 판단된다.

DST를 사용한 DST-T-N-N 실험체가 최대하중이 118tf로 가장 높게 나타났으며, 기존 브라켓 용접접합에서 보를 기둥웹에는 접합하지 않고 수평스티프너만을 이용하여 기둥과 보를 접합한 BR-W-N-N실험체가 최대하중이 67.54 tf로 가장 낮게 나타났다.

DST를 사용한 DST-T-N-N 실험체가 최대하중이 118tf로 가장 높게 나타났으며, 기존 브라켓 용접접합에서 보를 기둥웹에는 접합하지 않고 수평스티프너만을 이용하여 기둥과 보를 접합한 BR-W-N-N실험체가 최대하중이 67.54 tf로 가장 낮게 나타났다.

### 4.2.3 내력비

최대하중에 대한 항복하중의 비로 평가한 내력비는 BR시리즈는 기둥 웹과 보 플랜지의 용접접합 유무에 따라 크게 다르게 나타났으며, SF-L시리즈와 SF-P시리즈는 전단접합의 유무에 따라 다르게 나타났다.

### 4.2.4 변형능력

변형능력은 각 실험체의 최대하중 시 변위에 대한 항복하중시 변위의 비로 하였다.

변형능력 또한 표 5에서와 같이 BR시리즈는 기둥 웹과 보 플랜지의 용접접합 유무에 따라 크게 다르게 나타났으며, SF-L시리즈와 SF-P시리즈는 전단접합의 유무에 따라 다르게 나타났다.

표 5. 각 실험체의 실험결과

실험체명	실험 결과					파괴모드
	$K$ (tf/mm)	$P_u$ (tf)	$\frac{P_u}{P_y}$	$\frac{\delta_u}{\delta_y}$	에너지 흡수능력 (tf·mm)	
BR-W-A-N	13.04	108.52	1.53	9.02	8138.9	휨파괴
BR-W-F-N	15.38	107.20	1.53	11.33	7709.5	휨파괴
BR-W-W-N	8.98	68.55	1.60	5.53	3866.1	기둥 웹과 보 웹 용접접합부위 파단
BR-W-N-N	7.82	67.54	1.65	6.81	4040.2	하부 수평스티프너 파단
SF-L-W-N	7.93	77.32	1.66	7.91	4891.5	휨파괴
SF L W-Y	9.77	87.26	1.51	6.06	4343.7	인상접합부트 파단
SF-P-A-N	12.5	85.34	1.64	15.16	7913.5	하부 수평스티프너 파단
SF-P-A-Y	16.67	85.39	1.56	9.38	4427.9	하부 수직스티프너와 수평스티프너 파단
SF-T-N-N	9.02	98.31	1.62	7.41	6746.1	휨파괴
DST-T-N-N	17.86	118.00	2.52	13.12	7475.8	하부 스프릿 터의 인장파단

### 4.2.5 에너지 흡수능력

표 5에서와 같이 BR-W-A-N 실험체가 가장 높은 에너지 흡수능력을 나타냈으며, BR-W-F-N, SF-P-A-N과 DST-T-N-N 실험체가 비교적 높은 에너지 흡수능력을 보였다.

그 외의 실험체들은 특정 부위의 파단으로 내력이 저하된 실험체들로서 3800tf·mm에서 4400tf·mm사이의 비교적 낮게 나타났다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 중저층철골 구조물을 위해 제안한 H형강 기둥-보 약축접합부 형식들의 구조적 거동 특성을 파악하고자 실시한 실험을 통하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 브라켓형식 용접접합부에 있어서 기둥 웹과 보 웹의 용접은 접합부 내력에 대한 기여도가 매우 적은 것으로 나타났으며, 기둥 웹과 보 플랜지의 용접은 내력에 대한 기여도가 매우 큰 것으로 나타났다. 따라서 기둥 웹과 보 웹간의 용접은 불필요하며, 기둥 웹과 보 플랜지의 용접만으로 충분한 것으로 판단된다.
- (2) 전단접합이 접합부의 전단내력을 보강하는 효과만 있는 것이 아니라 접합부의 변형을 억제하는 효과도 있는 것으로 나타났다. 전단접합은 접합부의 변형을 억제함으로써 접합부의 강성을 증가시키지만 동시에 접합부의 취성적 거동을 유발하는 것으로 나타났다.
- (3) 본 연구에서 제안한 약축접합부 형식들의 실험결과가 기존의 브라켓형식 용접접합형식(BR-W-A-N실험체) 보다 다소 낮은 것으로 나타났다.

그러나 본 연구에서 제안한 기둥-보 약축접합부의 접합상세들이 기존의 브라켓형식 용접접합보다 구조성능이 떨어진다 고 보기는 어렵고, 본 연구에서 제안한 접합상세의 접합부를 보의 내력보다 높게 설계한다면 기존의 브라켓형식 용접접합부보다 우수할 것으로 판단된다.

## 감사의 글

본 연구는 한국과학재단 지역대학 우수과학자지원연구사업(과제번호 R05-2002-000275-0)의 지원으로 수행되었으며 이에 감사를 드립니다.

## 참 고 문 헌

김규석 (2000) 철골구조학, 기문당

김상섭 (1994) 고장력 볼트 및 T/S 볼트의 품질관리, 대건사

대한건축학회 (1998) 강구조 한계상태설계기준 및 해설,

田中尚·田中淳夫 (1975) 高力ボルト引張接合部の設計式について, JSSC Vol.11, No 120

日本建築學會 (1993) 高力ボルト接合部設計施工指針

建設省建築研究所 (1996) (社)鋼材俱樂部, 鋼構造物の耐震保有能力評價のための標準試験方法と評價基準の提案

AISC, Manual of Steel Construction (1994) Load & Resistance Factor Design, 2nd ed. Volumes 1 and 2. Chicago: AISC

Charles G. salmon and John E. Johnson (1996) Steel Structures Design and Behavior, Fourth Edition

Michel Bruneau, Chia-Ming Uang (1998) Andrew Whittaker, Ductile Design of Steel Structures, McGraw-Hill

Roberts T. M. Slender Plate Girders Subjected to Edge Loading (1981) *Proceedings of Institute of Civil Engineers*, Part 2, 71

William A. Thornton (1985) Prying Action-A General Treatment AISC, 22, 2 (Second Quarter), 67-75.

William A. Thornton (1992) Strength and Serviceability of Hanger Connections, AISC, 29, 4 (Fourth Quarter), 145-149

Larry E. Curtis, Thomas M. Murray, (1989) Column Flange Strength at Moment End-Plate Connection, AISC

(접수일자 : 2004. 5. 13 / 심사일 2004. 5. 24 / 심사완료일 2004. 9. 24)