

사각판 스티프너로 보강한 콘크리트 충전강관 기둥과 H형강 보 접합부의 내진성능

Seismic Performance of Wide Flange Beam-to-Concrete Filled Tube Column Joints with Stiffening Plates around the Column

박 종 원¹⁾ · 강 승 민²⁾ · 김 욱 종³⁾
Park, Jong Won Kang, Seung Min Kim, Wook Jong

요 약 : 본 연구는 보 플랜지와 스티프너의 용접부 양단, 기둥 모서리 부분 스티프너에 라운드를 두는 방법 등을 통하여 총 7개 시험체에 실물대 반복하중실험을 실시한 결과를 나타낸 것이다. 실험 결과를 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다. (1) 필레(fillet)를 둠으로써 응력집중을 줄여 내진성능을 크게 향상 시킬수 있다. (2) 스티프너 폭의 증가로 접합부의 강성 및 강도는 증가하였지만 에너지 소산 능력은 감소하였다. (3) 모든 시험체는 규준에서 강진지역의 내진구조에 대해 요구하는 총 0.04 radian의 회전각을 발휘할 수 있는 것으로 나타났다.

ABSTRACT : This paper presented the results of cyclic loading tests of 7 full-scale beams to column subassemblages with improved connection detail i.e., fillets of the stiffening plates at the column corners and ends of the stiffener-to-beam flange weld. Major findings from the test results were: (1) Fillets reduced the stress concentrations that may cause early brittle fractures and considerably improved the cyclic performance compared to the detail without fillets. (2) As the width of the stiffening plate increased, the stiffness and peak strength increased and energy dissipation capacity decreased. (3) While all specimens failed by a fracture, they could develop a total rotation of 0.04 radian required for special moment resisting frames.

핵심용어 : 보-기둥 접합부, 실물대 실험, 라운드, 향상된 내진성능, 총 회전 능력

KEYWORDS : beam-to-column connection, full-scale test, fillets, improved cyclic performance, total rotation capacity

1. 서 론

콘크리트 충전강관 기둥(Concrete Filled Tube Column 이하 CFT Column)은 강성, 내력, 변형성능, 내화, 시공 등의 측면에서 매우 우수한 구조부재로서 최근들어 초고층 구조물의 기둥형식으로 사용이 확대되고 있다. 그러나 강관 기둥은 폐단면이기 때문에 H형강 보와의 접합부에서 강도 및 강성의 확보가 H형강 기둥에 비해 매우 어렵다. 따라서 접합부의 설계가 복잡해지며 제작비용이 크게 증가하는 단점이 있다. 접합부의 효율성은 제작비 뿐 아니라 운반, 양중 그리고 설치 등의 비

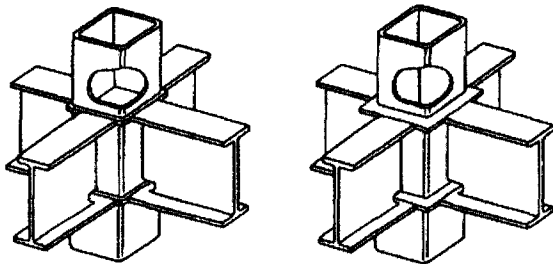
용에 결정적인 영향을 미치게 된다. 이러한 이유로 인해 접합부의 문제가 CFT 기둥을 초고층 건물의 기둥형식으로 적용하는데 가장 큰 걸림돌로 작용하고 있다.

그림 1(a)는 일본에서 가장 널리 사용되고 있는 관통다이아프램 형식이다. 이 접합형식은 강관을 상부기둥과 하부기둥 그리고 패널존의 세 부분으로 자른 후 두 개의 관통 플레이트(Through-plate)를 사이에 설치하고 기둥과 관통 플레이트를 맞댐용접으로 용접하는 형식이다. 그러나 이 접합형식은 제작비가 증가하며 강관기둥을 콘크리트 충전강관으로 사용할 경우 관통 플레이트 하부의 콘크리트 충전성을 확인할 수 있는

1) 정회원, 홍익대학교 건축공학과 부교수, 공학박사
(Tel. 041-860-2573, Fax. 041-865-9434, E-mail:jwp@wow.hongik.ac.kr)
2) 정회원, 홍익대학교 건축공학과 박사과정(kang2529@yahoo.co.kr)
3) 정회원, 대림산업(주) 기술연구소 과장, 공학박사(kimoj@dic.co.kr)

본 논문에 대한 토의를 2003년 10월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

실용적인 방안이 마련되지 못해 일반화 공법으로 인정받지 못하고 있다. 그림 1(b)는 기둥의 바깥으로 보강 플레이트(Stiffening plate)를 용접하는 형식으로 외측다이아프램 형식 접합부라 불리는 접합형식이다. 이 형식은 콘크리트의 충전성의 문제는 없으나 폐단면인 강관의 외부를 보강함으로써 접합부의 강도 및 강성이 감소할 수 있어 접합부의 개발 및 적용이 제한되어 왔다. 그러나 최근의 연구에 의하면 이러한 접합부는 보강 플레이트를 충분히 크게 설계할 경우 관통다이아프램 형식에 근접하는 강도 및 강성을 발휘할 수 있는 것으로 나타났다.



(a) 관통형 (b) 외부보강형

그림 1. 기둥-보 접합부

관통다이아프램 형식의 접합부는 1995년 고베(Kobe) 지진에 의해 많은 피해를 입었으며 최근들어 이 접합형식의 내진성능을 개선하기 위해 감소 보 단면 방법(reduced beam section method) 또는 스칼롭(scallops)을 사용하지 않는 보 플랜지 용접 디테일 등과 같은 내진성능 개선에 대한 연구가 진행되고 있다.

외측다이아프램 형식의 접합부에서 보의 웹에 의해 전달되는 휨 모멘트 비율은 5% 미만이며, 보의 모멘트 대부분은 플랜지를 통해 전달된다. 그러므로 그림 2와 같은 단순 인장 모델로부터 외측다이아프램 형식 접합부의 강도를 구할 수 있다.

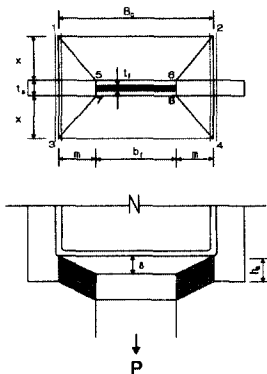


그림 2. 접합부의 항복선 및 전단변형 모드

가상일의 원리로부터 외측다이아프램형식 접합부의 공칭강

도 P를 구하면 다음과 같다.

$$P = 4M_{pc} \left(\frac{B_c}{x} + \frac{2x}{m} + \frac{t_s}{m} \right) + \frac{2F_{yt_s}h_s}{\sqrt{3}} \quad (1)$$

$$x = \sqrt{\frac{B_c m}{2}} \quad (P \text{가 최소내력으로 되는 조건으로부터})$$

$$M_{pc} = \frac{F_{yc} t_c^2}{4}$$

B_c = 강관의 폭

t_c = 강관의 두께

B_f = 보플랜지의 폭

t_f = 보플랜지의 두께

h_s = 다이아프램의 폭

t_s = 다이아프램의 두께

F_{yc} = 강관의 항복응력

F_{us} = 다이아프램의 인장강도

압축측 플랜지에서는 그림 2와 같은 항복선이 생기지 않으므로 접합부의 휨 강도는 인장측의 강도에 의해 결정된다. 따라서 접합부의 휨 공칭강도는 식(1)의 P에 상부플랜지 중심에서 하부 플랜지 중심까지의 거리 d를 곱하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$M = P \times d \quad (2)$$

본 연구에서는 외측다이아프램 형식 접합부의 실용화를 위해 외측다이아프램 형식 접합부의 내진성능을 검증하는 것을 목표로 하여 실물대(full-scale) 반복하중실험(cyclic loading tests)을 수행하였다.

2. 실험

2.1 실험 계획

총 7개의 쉐넬레버형 시험체가 그림 3과 같이 반복하중(cyclic loading)하에 실험되어졌다. 보 부재로는 H-600×200×11×17 SS400 형강을 사용하였으며 기둥부재로는 □-400×400×9 단면 SPS 400 각형강관을 사용하였다. AIJ(Architectural Institute of Japan)규준에 근거한 기둥패널존의 전단강도는 콘크리트 충전으로 인해 보의 소성 모멘트보다 훨씬 커 대부분의 비탄성거동이 다이아프램 또는 보에서 발생하도록 하였다. 표 1에 재료 시험 결과를 나타내었다. 강관에 충전된 콘크리트는 콘크리트 공시체에 대해 28일 압축강도 실험을 수행한 결과 압축강도가 32MPa인 것으로 나타났다.

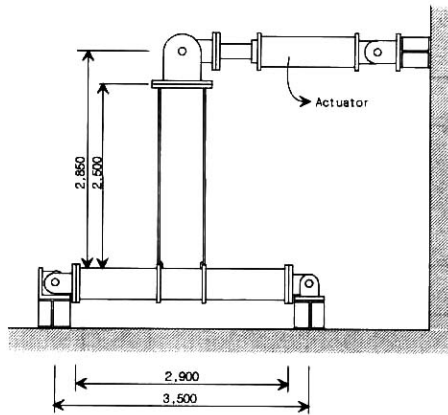


그림 3. 실험 장치

표 1. 재료 실험 결과

	F _y (MPa)	F _u (MPa)	F _y /F _u	연신율(%)
기둥	331	432	0.77	36.5
보 플랜지	316	456	0.69	45.5
보 웹	369	483	0.76	37.5
다이아프램	249	446	0.56	35.3

보의 휨강도가 충분히 발휘될 수 있도록 접합부의 강도가 보의 소성모멘트보다 1.2배 이상이 되도록 접합부를 설계하였다. 식(2)에 의한 접합부의 최대내력이 표 3에 나타나 있다.

그림 4와 같이 보 플랜지와 다이아프램은 완전용입 맞댐용접(complete joint penetration groove welds) 방식으로 백업 바를 사용하여 용접하였으며, 백업 바는 상하 플랜지 모두 제거하지 않았다. 다이아프램은 모살용접을 사용하여 기둥에 용접하였다. 엔드탭은 용접 후 제거하였으며, 노치현상(notch effect)을 방지하기 위해 그라인딩 하였다. 보의 웹은 기둥에 용접된 전단플레이트에 고력볼트를 사용하여 접합하였다. 용접은 FCAW (Fluxed-Cored Arc Welding) 방식을 사용하였으며 용접재료는 Supercode 70B(현재중합금속)으로 최소 Charpy 흡수에너지 20ft-lbs @-20°F를 갖는 재료를 사용하였다.

보 플랜지와 접합된 강관표면에 보 플랜지에 작용하는 인장력에 의해 국부적 변형이 일어나는 현상을 방지하기 위하여 B3을 제외한 모든 시험체는 다이아프램과 강관의 측면을 따라 서만 용접하였다. B3 시험체의 경우 다이아프램과 강관의 네면 모두 용접하였으며, B4 시험체는 실험후 시험체의 보수가 용이하도록 강관과 다이아프램 네면 모두 용접하지 않았다. 그림 4와 같이 B1 시험체는 보 플랜지를 다이아프램에 직접 용접 하였다. B2, B3 시험체는 보 플랜지와 다이아프램의 용접부 양단 위치에서 다이아프램에 곡률반경 25mm의 필레(fillet)를 두었다. B4~B7 시험체는 보 플랜지와 다이아프램

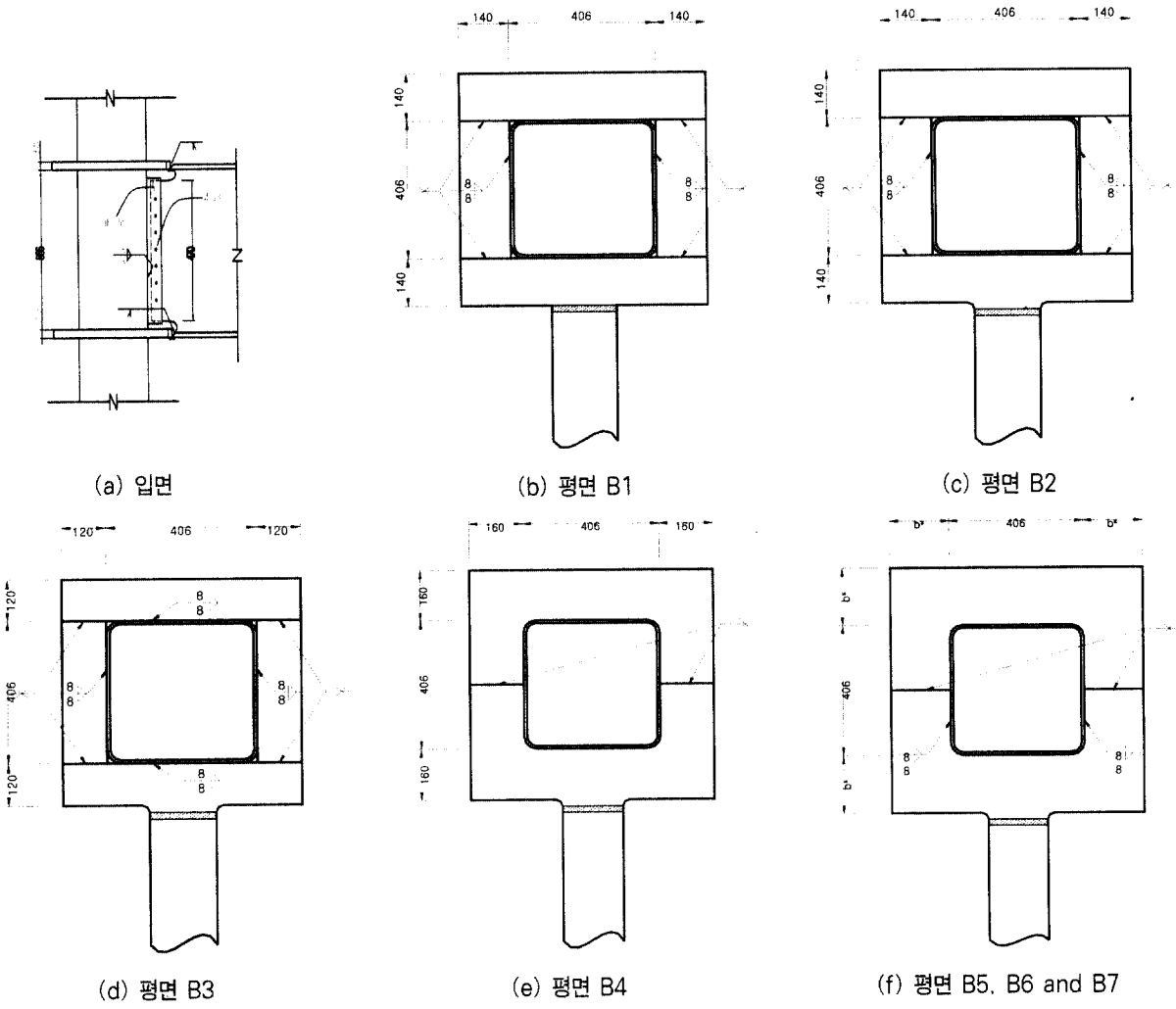
용접부 위치뿐 아니라 강관의 모서리 부분에도 다이아프램에 곡률반경 25mm의 필레(fillet)를 주었다. B1~B3 시험체는 강관의 모서리 부분에서 다이아프램을 용접하였으나 B4~B7 시험체는 다이아프램의 용접위치를 강관 측면의 중심 위치로 이동시켰다. B4, B5 시험체는 B2, B1 시험체의 실험이 끝난 후 보수하여 만든 실험체로서 보 플랜지와 다이아프램의 용접부를 가우징하여 보를 분리한 후 다이아프램을 교체하여 만들었다. 대부분의 비탄성 변형(plastification)이 다이아프램에 집중되어 보 부재는 사용했던 부재를 그라인딩 처리하여 다시 사용하였다. B6, B7 시험체는 B3, B4 시험체를 보수한 것이다. B3 시험체의 경우 시험도중 보 플랜 지에 약간의 국부좌굴이 발생하였고, B4 시험체의 경우 보 플랜지를 통해 파단이 발생하여 보 플랜지의 손상된 부분을 제거한 후 다시 사용하였다. 표 2에 시험체의 상세를 정리하여 나타내었다.

표 2. 시험체 상세

시험체	기둥	다이아프램		보	비고
		폭(h _s)	두께(t _s)		
B1	□-400×400×9	140	30	H-600×200×11×17	다이아프램을 강관의 측면에만 용접. 필레 없음.
B2		140	30		다이아프램을 강관의 측면에만 용접. 보 플랜지 단부에 필레.
B3		120	30		다이아프램을 강관의 전면에 용접. 보 플랜지 단부에 필레.
B4		160	30		다이아프램을 강관과 용접 안함. 강관 모서리와 보 플랜지 단부에 필레.
B5		140	30		다이아프램을 강관의 측면에만 용접. 강관 모서리와 보 플랜지 단부에 필레.
B6		160	30		
B7		180	30		

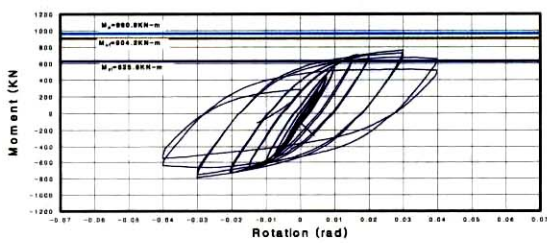
2.2 실험 결과

모든 실험의 하중가력은 변위제어로 수행하였으며 SAC의 하중이력방법에 따라 수행하였다. 그림 5는 실험을 수행한 결과 시험체의 모멘트-총회전각 곡선을 나타낸 것이다. 보의 모멘트는 하중 가력점에서 강관 표면까지의 거리에 하중을 곱하여 계산하였다. 총 회전각(total rotation)은 기둥과 보 그리고 접합부의 회전성분 모두를 포함한 값으로 하중 가력점 위치에서의 수직 변위를 하중 가력점부터 강관의 중심선까지의 거리로 나눈 값으로 구해진다. 모든 시험체에 있어 대부분 비탄성 변형은 다이아프램에서 발생하였고, 용접부 근처의 보 플랜지와 강관기둥의 패널존에서 약간의 항복이 발생하였다. 기둥

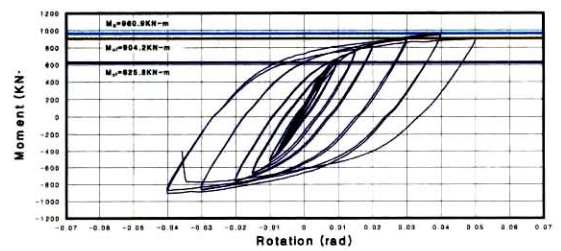


$b_f = 140\text{cm}$ (B5)
 $b_f = 160\text{cm}$ (B6)
 $b_f = 180\text{cm}$ (B7)

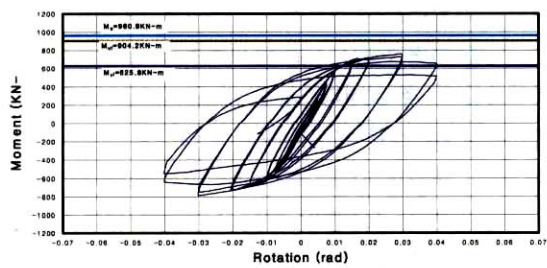
그림 4. 접합부 상세



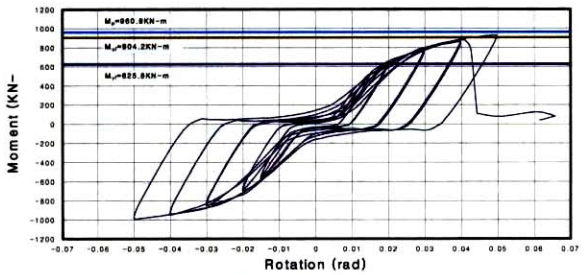
(a) 모멘트-총회전각 곡선(B1)



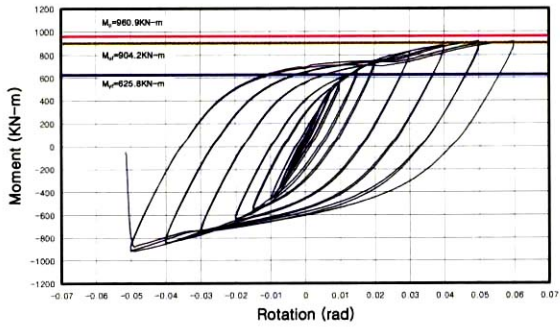
(c) 모멘트-총회전각 곡선(B3)



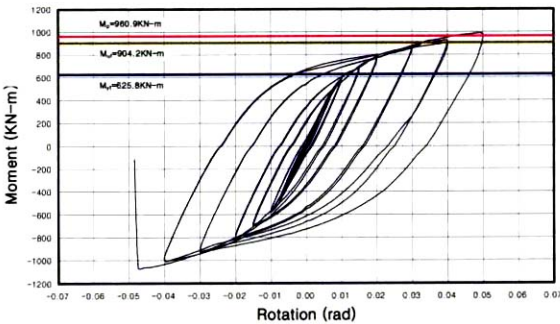
(b) 모멘트-총회전각 곡선(B2)



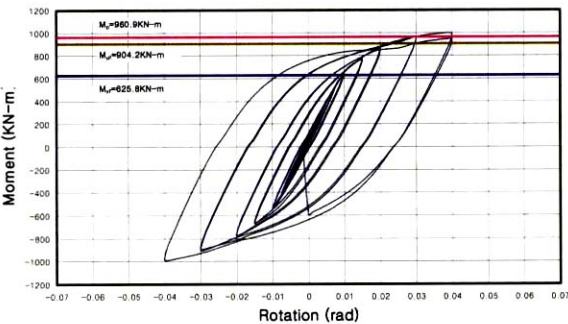
(d) 모멘트-총회전각 곡선(B4)



(e) 모멘트-총회전각 곡선(B5)



(f) 모멘트-총회전각 곡선(B6)



(g) 모멘트-총회전각 곡선(B7)

그림 5. 시험체별 이력곡선

이하로 떨어져 재하 사이클의 완료후 실험을 중단하였다.



그림 6. B1 시험체 실험후 모습

(2) 시험체 B2

항복은 B1 시험체와 유사했다. ± 0.02 radian 재하 사이클에서 강관의 코너부분은 미세한 균열이 발생하여 다이아프램과 다이아프램의 용접선을 따라 발전하였으나, 보 플랜지와 다이아프램 용접부에서는 균열이 발생하지 않았다. 강관의 모서리 부분뿐 아니라 보 플랜지와 다이아프램의 용접선 단부에서 균열이 발생한 B1 시험체 보다는 강도의 감소가 크진 않았다. -0.04 radian의 두 번째 사이클을 진행하는 도중 다이아프램과 다이아프램의 용접선을 따라 파단이 일어나 실험을 중단하였다. 그림 7은 B2 시험체의 실험후 상황을 나타낸 것이다.



그림 7. B2 시험체 실험후 모습

(3) 시험체 B3

강관 모서리 부분 응력집중을 줄이기 위해 강관과 다이아프램 네 면 모두를 용접한 시험체이다. 강관과 다이아프램의 용접으로 인해 접합부의 강도 및 강성이 크게 증가 되었다. ± 0.005 radian 재하 사이클에서 다이아프램의 전단영역 위치에서 항복선이 나타나기 시작하여 점차 확대되었다. ± 0.03 radian 재하 사이클에서 강관 모서리 부분에서 미세한 균열이 나타났다. ± 0.04 radian 재하 사이클에서 균열이 점차 증가하였으며 보 플랜지에 국부좌굴이 나타나기 시작하였다. $+0.05$ radian 첫 번째 사이클에서도 강도의 감소는 거의 나타나지 않았으나 -0.05 radian 첫 번째 사이클에서 다이아프램과 다이아프램의 용접선을 따라 파단이 일어나 실험을 중단하였다.

의 패널존에 설치한 변위계로부터 구한 기둥의 회전각은 총회전각의 1/10이하로 나타났다.

(1) 시험체 B1

± 0.075 radian의 재하 사이클에서 다이아프램의 전단영역 위치에서 항복선이 나타나기 시작하여 점차 확대되었다. ± 0.02 radian 재하 사이클에서 강관 모서리 용접부에서 미세한 균열이 발생하여 다이아프램과 다이아프램의 용접선을 따라 발전하였고, 보 플랜지와 다이아프램 사이 용접부 단부에서도 균열이 발생하여 그림 6에서처럼 다이아프램 내부로 점차 발전하였다. ± 0.03 radian 재하 사이클에서 균열이 발전함에도 불구하고 강도는 증가하였다. ± 0.04 radian 재하 사이클에서 보플랜지와 다이아프램 용접부에서 균열이 크게 증가하면서 강도가 크게 감소하였다. ± 0.04 radian 두 번째 사이클에서 최대강도의 80%

(4) 시험체 B4

보 플랜지 단부뿐 아니라 기둥의 모서리 위치에서 다이아프램에 필레(fillet)가 있도록 제작하였으며 강관과 다이아프램을 네 면 모두에서 용접하지 않은 시험체이다. 보플랜지에 작용하는 인장력에 의해 다이아프램의 측면이 늘어남에 따라, 강관과 다이아프램 사이의 간격도 크게 벌어졌다. 하중의 방향이 바뀌면서 강관과 다이아프램 사이의 간격이 닫혀질 때 까지 강관과 다이아프램 사이에 미끄러짐이 발생하여 변위가 증가하는데에도 하중이 거의 증가하지 않았고, 이것이 이력곡선의 pinching behavior로 나타났다.(그림 5에서 B4시험체의 이력곡선) 강관의 모서리 부분과 보 플랜지와 다이아프램의 용접 단부에서는 균열이 발생하지 않았다. +0.05 radian 두 번째 사이클에서 보플랜지의 용접부 주위 열영향부에서 파단이 일어나 실험을 중단하였다.

(5) 시험체 B5

항복은 B1 시험체와 유사했다. ±0.03 radian 재하 사이클에서 하부 보플랜지와 다이아프램의 용접부 중앙에서 균열이 발생하였다. ±0.05 radian 재하 사이클에서 균열이 용접부의 절반정도까지 발전하였고, 보플랜지에 국부좌굴이 나타났다. +0.06 radian 첫 번째 사이클에서 균열이 좀더 발전하였으나 강도의 감소는 나타나지 않았고, -0.06 radian 첫 번째 사이클에서 보플랜지와 다이아프램의 용접선 근처에서 보 플랜지를 따라 파단이 일어나 실험을 중단하였다. 그림 8은 B5 시험체의 실험후 모습을 나타낸 것이다.



그림 8. B5 시험체 실험후 모습

(6) 시험체 B6

B5 시험체와 같은 형식이나 다이아프램의 폭을 14cm에서 16cm로 증가시킨 것이다. B5 시험체의 성능과 유사했지만, 다이아프램의 폭을 증가시킴으로써 접합부의 강도 및 강성은 증대

되었지만, 변형능력은 감소하였다. -0.05 radian 첫 번째 사이클에서 보플랜지와 다이아프램의 용접선 근처에서 보 플랜지를 따라 파단이 일어나 실험을 중단하였다.

(7) 시험체 B7

B6 시험체와 같은 형식이나 다이아프램의 폭을 16cm에서 18cm로 증가시킨 것이다. B6 시험체의 성능과 유사했지만, 다이아프램 폭의 증가는 접합부의 강도 및 강성에 큰 영향을 주지 않았지만, 변형능력은 감소시켰다. -0.04 radian 두 번째 사이클에서 B6 시험체와 같은 위치에서 보 플랜지를 따라 파단이 일어나 실험을 중단하였다.

2.3 실험 결과의 분석

강관의 모서리 부분과 보플랜지와 다이아프램의 용접부 단부에 필레(fillet)를 두지 않은 시험체는 이러한 위치에서 파단이 발생했다. 강관의 모서리 부분과 보플랜지와 다이아프램의 용접부 단부에 필레(fillet)를 둔 시험체는 보 weld access hole 단부의 응력집중에 의해 플랜지를 따라 파단이 발생했다. 또한, 대부분의 비탄성 변형이 다이아프램에 집중됨으로써 실험이 끝난 실험체를 수리하여 새로운 실험체를 만드는 작업이 용이하게 이루어 졌으며 이는 지진에 의해 접합부가 손상을 입은 경우에도 다이아프램의 교체만으로 보수가 쉽게 이루어질 수 있음을 보여주고 있다.

표3에 각 시험체에 대한 총회전각(total rotation), 탄성회전각(elastic rotation), 소성회전각(plastic rotation)을 나타내었다. 탄성회전각은 모멘트-총회전각 곡선의 초기강성을 나타내는 접선의 기울기를 구한 후 총회전각에 도달했을 때의 모멘트에 해당하는 접선상의 회전각으로 구해진다. 소성회전각은 총회전각에서 탄성회전각(elastic rotation)을 제한 값이다. 새로운 기준(FEMA, 2000)은 강진지역에서 특수모멘트저항골조(special moment resisting frames)에 대해 요구되는 변형능력을 0.03 radian의 소성회전각에서 0.04 radian의 총회전각으로 수정하였다. 이 기준은 탄성회전각이 0.01 radian 정도에 해당한다는 가정을 근거로 하고 있으므로 결국 두 경우가 동일한 변형능력을 요구한다고 볼 수 있다. 표 2는 모든 시험체의 총회전각이 새로운 기준에서 요구하는 값을 만족하는 것을 보여준다. 하지만, B4 시험체의 경우 총회전각은 0.04 radian의 요구조건을 만족하나 소성회전각이 0.03radian을 만족하지 못하므로 FEMA의 요구조건을 만족하지 못하는 것으로 간주할 수 있다.

표 3. 실험 결과

시험체	다이아프램		접합부 최대내력 (이론값) (KN-m)	접합부 최대내력 (실험값) (KN-m)	총 회전각 (rad)	탄성 회전각 (rad)	소성 회전각 (rad)	초기 회전강성 (tf-m/rad)	파단형태
	폭 (mm)	두께 (mm)							
B1	140	30	1253.7	821.1	0.04	0.013	0.027	6634	다이아프램의 용접선을 따라 파단
B2	140	30	1253.7	789.7	0.04	0.010	0.030	6824	다이아프램의 용접선을 따라 파단
B3	120	30	1189.0	1015.3	0.04	0.010	0.030	7994	다이아프램 균열
B4	160	30	1433.2	992.8	0.05	0.012	0.018	4138	보 상부플랜지 파단
B5	140	30	1253.7	991.8	0.05	0.014	0.036	6872	보 하부플랜지 파단
B6	160	30	1433.2	1060.5	0.04	0.014	0.026	7586	보 하부플랜지 파단
B7	180	30	1611.8	1073.2	0.04	0.015	0.025	7592	보 하부플랜지 파단

M_p = 보 소성모멘트 = 960.9 KN·m
 M_{yf} = 보 플랜지 소성모멘트 = $F_{yf} \cdot A_f \cdot d$ = 625.8 KN·m
 M_{uf} = 보 플랜지 최대모멘트 = $F_{uf} \cdot A_f \cdot d$ = 904.2 KN·m
 F_{uf} = 보 플랜지의 인장강도
 F_{yf} = 보 플랜지의 항복강도
 A_f = 보 플랜지의 면적
 d = 하부플랜지에서 상부플랜지까지의 거리

표 3에서 알 수 있듯이 실험에 의한 접합부의 최대내력은 보 플랜지 소성모멘트(M_{yf})이상 강도를 발휘한 것으로 나타났으며 이는 보 플랜지의 변형도 경화현상에 인한 것으로 사료된다. 또한, 다이아프램의 용접결함으로 인한 조기파괴 양상을 띤 B1, B2 시험체를 제외한 B3~B7시험체는 보 플랜지 최대모멘트(M_{uf})이상 강도를 발휘한 것으로 나타났으며 이로 인해 보의 웹을 통해서도 어느 정도의 모멘트가 전달됨을 알 수 있다.

그림 9는 소산 에너지(dissipated energy)를 나타낸 것으로 하중-변위 이력 관계에서 곡선에 의해 둘러싸인 면적을 누가시켜 구한 것이다. B4 시험체의 총회전각이 0.05 radian에 도달했으나, 소산 에너지(dissipated energy)는 B2 시험체보다 작아 내진 접합부로 적합하지 않은 것으로 나타났다. B5, B6, B7 시험체의 소성 회전각, 초기회전강성 및 소산에너지를 비교해보면 다이아프램 폭이 증가할수록 초기회전강성은 증가하나 다이아프램의 비탄성거동이 감소하여 소성회전각과 에너지 소산능력은 감소하는 것을 알 수 있다.

본 연구의 접합형식을 기존의 접합형식과 비교하기 위해 H형강 기둥-H형강 보 접합부에 대한 기존의 실험(1)결과로부터의 소산 에너지(dissipated energy)를 함께 나타내었다. (본 실험체와 동일한 보 부재와 접합 디테일을 사용하였으며 기둥부재는 본 실험체와 유사하게 대부분의 비탄성거동이 보에서 발생하도록 설계되었음) 그림에서 알 수 있듯이 본 접합형식의 소산 에너지는 기존의 H형강 기둥-H형강 보 접합부에 비해 우수한 에너지 소산 능력을 발휘할 수 있는 것으로 나타났다.

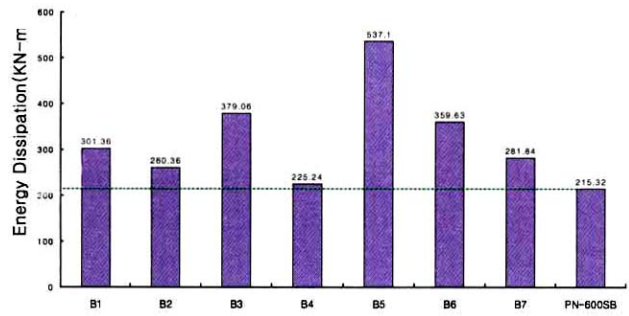


그림 9. 에너지 소산

3. 결 론

- (1) 강관의 모서리 부분과 보플랜지와 다이아프램의 용접부 단부에 필레(fillet)를 둠으로써 응력집중을 줄여 접합부의 내진성능을 크게 향상시킬 수 있다.
- (2) 다이아프램과 강관을 용접하지 않음으로써 미끄러짐이 발생한 B4를 제외하고 모든 시험체는 다이아프램의 전단변형을 통해 강진지역에서 요구되는 총회전각 0.04 radian을 발휘할 수 있었다.
- (3) 다이아프램 폭의 증가는 접합부의 강성 및 강도를 증가시킬 수 있으나, 다이아프램의 비탄성 거동의 감소로 인해 변형능력 및 소산에너지가 감소하였다.
- (4) 본 접합형식은 대부분의 비탄성 변형이 다이아프램에 집중되므로 강진에 의해 손상을 입은 경우에도 다이아프램 교체를 통해 쉽게 보수할 수 있다.

참 고 문 헌

- 이철호외 4인(2002.8), "용접 수평현치로 보강된 철골 모멘트
접합부의 반복재하 내진실험", 한국지진공학회 논문집
- FEMA (2000), "Seismic Design Criteria for New
Moment Resisting Steel Frame Construction",
SAC Joint Venture, FEMA-350, Sacramento.1.
- Kato., Maeda, Y., and Sakae, K.(1981), "Behavior of
rigid frame sub-assemblages subject to horizontal
force", *Joints Structural Steelwork*, John Wiley
and Sons, New York, U.S.A., pp.1.54-1.73.
- Nakashima, M., Suita, K., Morisako, K., and
Maruoka, M.,(1998), "Test of Welded Beam
-Column Subassemblies. I: Global Behavior, II:
Detailed Behavior", *Journal of Structural
Engineering, ASCE*, Vol. 124, No.11, 1236-1252.
- Park J. W., H. G. Gang, S. H. Lee, and Y. C. Kim(1998a), "A
Study on the Strength of H Beam-to-Rectangular Tube
Column Connections with Exterior Diaphragms by
Simplified Tension Test", *Journal of Korean
Society of Steel Construction*, Vol. 10, No. 1, pp.
25-35.
- Park J. W., H. G. Gang, I. Y. Chung, and S. G.
Hong(1998b), "Performance of Concrete Filled RHS
Column-to-Beam Connections with Exterior Plate
Diaphragm", *Fifth Pacific Structural Steel
Conference*, Seoul, Korea, Oct, pp. 729-734.
- Park J. W., H. G. Gang, S. G. Hong, and I. S. Jang
(2002), "Cyclic Performance of Wide Flange Beam
to Concrete-Filled Rectangular Tube Joints with
Stiffening Plates around the Column", *Journal of
Asian Architecture and Building Engineering*,
Tokyo, Japan, March, pp. 39-46.
- Ricles, J. M., Lu, L. W., and Peng, S. W.(1998),
"Seismic resistant moment connections for concrete
filled tube column-to-WF beam hybrid system",
Structural Engineering World Conference, T169-5.
- Shanmugam, and N.E., Ting, L.C.(1995), "Welded
interior box-column to I-beam connections",
Journal of Structural Engineering, ASCE, 121(5),
pp. 824-830.
- Suita, K., Nakashima M., and Engelhardt, M.D.,
(2000), "Comparison of Seismic Capacity between
Post-Northridge and Post-Kobe Beam-to- Column
Connections", *Behavior of Steel Structures in
Seismic Area, STESSA 2000*, 271-278.
- Tsai, K.C.(1992), "Design of steel beam-to-box column
connections for seismic load". Proc., 1st World
Conf. On Constructional Steel Des.,Elsevier
Applied Science, New York, NY.
- Yoshisato Jiro, Nakamura Yuji, and Matsuo Akira
(1995), "Restoring Force Characteristics of SHS
Column to Beam Connections with Exterior Plate
Diaphragms", *Transaction of Architectural
Institute of Japan*, pp. 557-558

(접수일자 : 2003. 1. 6 / 심사일 2003. 1. 18 /
심사완료일 2003. 3. 29)