2-Seam 냉간성형 각형 CFT 기둥-보 내다이하프램 접합부의 구조성능에 관한 연구

오현근¹ · 김선희² · 최영환³ · 최성모⁴

서울시립대학교 건축공학과 박사수료¹,
서울시립대학교 건축공학과 박사수료²,
삼성물산 건설부문 토건ENG팀, 공학박사³,
서울시립대학교 건축공학과 교수⁴

Study on Structural Performance of Two Seam Cold-Formed Square CFT Column to Beam Connections with Internal Diaphragm

Oh, Heon-Keun¹ · Kim, Sun-Hee² · Choi, Young-Hwan³ · Choi, Sung-Mo⁴

¹Ph. D. Candida, Department of Architectural Engineering, University of Seoul, Korea

²Ph. D. Candida, Department of Architectural Engineering, University of Seoul, Korea

³Deputy General Manager, SAMSUNG C&T Corporation, Korea

⁴Professor, Department of Architectural Engineering, University of Seoul, Korea

Abstract: The construction of a moment connection for a rectangular hollow section (RHS) column and a H-shaped beam is difficult because the RHS is a closed section. When an inner diaphragm is used for such a connection, in general, it is installed after cutting the HSS columns, which results in increased construction work. This paper suggests a new fabrication method to overcome such problems: An inner diaphragm is welded to inside a C-shaped section first, and then a column is fabricated by welding two C-shaped sections. This fabrication method is superior to a classic method in terms of constructibility. An experimental and a numerical study using Ansys 9.0 were performed in order to compare the strength of connections with respect to the presence of concrete, the corner shape of diaphragm, and the axis of loading. The experimental results including initial stiffness and ultimate loads are reported and the analytical results including load transfer mechanism, degree of stress concentration, and strain distribution are also reported.

Key Words: Two Seam, Cold Forming, Internal Diaphragm, Connection, Finite Element Analysis

1. 서 론

1.1 연구배경 및 목적

콘크리트 충전관(Concrete Filled Tube: CFT) 구조는 기둥부재로서 많은 장점을 갖는 반면 폐단면이라는 형태적 특성으로 접합부에 내다이하프램이 필요한 경우 시공성에 다소 문제가 있다. 다이하프램은 보 단부에 발생하는 응력을 기둥에 원활하게 전달하기 위해 사용되며 일반적으로 다이하프램의 설치 위치에 따라 Fig. 1과 같이 내다이하프램, 외다이하프램, 관통형 다이하프램으로 구분된다.

이러한 다이하프램은 강진지역인 일본에서 제안된 상세를 그대로 국내에 적용되고 있다.

Fig. 1 Detail of Diaphragm

그로 인해 접합부의 과다설계 문제점을 갖게 된다. 따라서 기존의 접합 형식보다 시공성을 만족하고 역학적 성능이 우수한 국내 실정에 맞는 접합형식 개발은 지속적으로 구축되어야 한다. Fig. 2(a)는

주요어: 2심, 냉간성형, 내 다이하프램, 접합부, 유한요소해석

Corresponding author: Choi, Sung-Mo

Department of Architectural Engineering, University of Seoul, 90 Jennong-dong, Dongdaemun-Gu, Seoul 130-743, Korea.

Tel: +82-2-2210-2396, Fax: +82-2-2248-0382, E-mail: smc@uos.ac.kr

투고일: 2012년 6월 12일 / 수정일: 2012년 7월 12일 / 게재확정일: 2012년 8월 12일

각형 강관 내에 다이아프램을 설치하는 일반적인 방법이다. 개 단면 상태에서는 용접을 위한 작업공간이 확보되는 반면, 폐단면 기둥 강관에 다이아프램을 용접 할 경우 용접공간이 확보되지 않는 문제점이 있다. 따라서 다이아프램 설치시 제작성, 시공성 및 경제성을 고려하여 Fig. 2(b)와 같이 2seam 냉간성형 각형강관 기둥을 제안한다.

(a) Process of Production with 4 seam Square pipe

(b) Joint method with 2 seam (Cold-Forming)

Fig. 2 Process of Square Pipe

ㄷ형태의 강관을 만들고 두 개 형상의 접합되는 두 면을 용접하여 내다이아프램 보강 CFT기둥이 완성된다. 다이아프램의 가장 큰 역할중 하나는 응력흐름을 원활하게 하는 것으로 그 형상과 매우 밀접한 관계에 있다. 따라서, 본 연구에서는 2seam 냉간성형 각형 기둥-보 접합부의 내 다이아프램 모서리 절삭형태에 따라 곡선 절삭형, 사선 절삭형, 무절삭형을 Fig. 3과 같이 제안한다.

(a) Curved type (b) Straight type (c) No cut Type

Fig. 3 Shape of Internal Diaphragm

다이아프램은 강관 제작을 위하여 2등분하였으며, 콘크리트 단면적의 개구율 15%이상 확보 가능하도록 설정하였다. 보플랜지와 다이아프램의 부착위치

에 따라 X축과 Y축이 결정된다. X축 방향은 다이아프램이 대부분의 하중을 전달하며, Y축 방향은 기둥면을 통해 하중이 전달된다. 또한 강관에 콘크리트가 충전될 경우 수직플레이트는 Y축 방향 다이아프램에 대하여 앵커역할을 하므로 Y축 방향 내력을 증가시키는 역할을 할 것으로 판단된다. 따라서, 본 연구에서는 이와 같이 제안한 접합형식의 초기강성, 최대내력 및 역학적 성능을 분석하기 위해 CFT기둥-보 플랜지만을 이상화한 단순인장 실험을 통하여 내 다이아프램의 구조성능을 비교, 분석하고자 한다. 또한 접합형식에 따른 접합부의 내력, 변형능력, 강성 등의 역학적 특성을 파악하고 또한 응력전달 메커니즘을 규명하고자 CFT 기둥-보 접합부에서 인장력이 작용하는 보 플랜지만을 이상화한 인장축에 대하여 유한요소 해석을 검증하고자 한다.

1.2 기존의 연구

각형 강관 접합부에 대한 연구는 각형강관이 골조의 기둥 부재로서 널리 쓰이고 있는 일본에서 광범위하게 진행되어졌다. 내다이아프램 및 외다이아프램 접합부에 대한 실험을 실시하여 접합부의 내력을 고찰하였으며 이를 토대로 단기 허용 하중에 대한 설계식을 제안하였고, 내다이아프램 접합부에 대한 실험 크기 실험을 통해 다이아프램의 응력 상태를 검토하였다.

국내에서는 각형강관 접합부에 대한 연구가 1980년대 후반부터 시작되었으며, 내다이아프램 접합부에 대한 단순인장 실험과 반복 재하실험을 실시하였고, 항복선 이론을 근거로 접합부의 내력을 평가하였다.(김규석, 1995) 내다이아프램 접합형식은 강관면에 큰 인장력이 작용할 경우 강관 플랜지와 보 플랜지의 용접부위가 뚫림 전단(punching shear)현상에 의해 파괴될 수 있다. 또한 다이아프램 내면이 모두 용접되어 있어 강관면의 다이아프램 구속으로 인하여 다이아프램의 전단변형이 낮은 반면에 강관 플랜지의 두께 방향으로 다이아프램의 구속으로 인하여 변형이 집중되어 내층상박리(lamellar tearing)에 의한 파괴가 발생할 수 있다(최성모, 2005).

상부는 복합+자형 내다이아프램을 사용하고 하부는 각각 수평 T-bar와 스티드 볼트로 보강된 수직플레이트 형태의 상하 이형 다이아프램을 적용한 접합부를 제안하고 구조성능을 평가하였다. 수평 T-bar는 보의 하부 플랜지의 압축하중을 수평플레이트 끝에 용접된 수직플레이트를 통해 콘크리트에 넓게 분산시키고, 인장하중을 수직플레이트의 앵커효과를 통해 저항하도록 계획하였다. 수직플레이트를 사용한 접합부의 경우 플레이트에 부착된 스티드 볼트가 수직플레이트와 비슷한 역할을 하도록

계획한 접합 상세는 Fig 4와 같다(최성모, 2003).

Fig. 4 Specimens of internal anchor type (Choi,2003)

원형CFT구조의 접합부의 상, 하부에 각각 다른 형식의 다이어프램을 적용시켜 구조성능을 실험과 유한요소해석 프로그램을 통해 평가하였다. CFT구조 접합부의 상부 다이어프램은 외측다이어프램 형식으로 하고 하부 다이어프램은 관통다이어프램 형식으로 하였다. 연구결과, CFT구조의 내진성능은 상, 하부 모두 관통다이어프램을 적용한 접합부와 비교할 때 동등한 성능이 발휘한 것으로 평가되었다 (이명재(2012)).

2. 실험계획과 소재실험

2.1 실험계획

본 실험에서 사용된 2Seam 제작 CFT실험체는 총 8개의 단순인장 실험체이며, 실험체 제작에 사용된 기둥은 SM490의 □-400x400x12, 보는 SS400강종을 사용한 플레이트로 폭은 200mm 두께는 16mm이다. 다이어프램은 보 플랜지와 동일한 SS400강종을 사용하였다. 또한 강관 내부는 충전성을 고려하여 28일 압축강도 40MPa인 고유동 콘크리트를 사용하였다. 2Seam으로 제작된 CFT 단순인장 실험체의 변수인 모서리 절삭 형상은 앞서 언급했듯이 Fig. 3과 같이 세가지 형태를 변수로 두었고, 가력축에 대한 변수는 Fig. 5(a)와 같이 용접이 없는 기둥면을 가력축으로 하는 형태(Y축)와 Fig. 5(b)와 같이 2Seam 용접면인 기둥용접면을 가력축으로 하는 형태(X축)가 있다.

이와 같은 두 실험변수 외에 콘크리트 충전 유무에 의한 변수를 두어 총 3가지 변수로 총 8개의 실험체를 제작하였다. 각 실험체의 실험변수는 Table 1에 정리하였다.

Fig. 5 Loading Axis and Details

Table 1. Specimens List

실험체	콘크리트 충전		모서리 절삭부분			가력축		수직 플레이트
	유	무	곡선	사선	무절삭	DY	DX	
TS-1		○	○			○		○
TS-2		○		○			○	○
TS-3		○		○		○		○
TS-4		○			○	○		○
TS-5		○			○		○	○
TS-6	○		○			○		○
TS-7	○			○			○	○
TS-8	○				○	○		○

각 실험체는 보 플랜지 파괴에 대한 내다이어프램으로 보강된 각형강관 기둥 및 CFT기둥의 구조성능을 확인하기 위해 보의 재료로 가장 많이 쓰이는 SS400 강종을 적용하였으며 각 실험체 변수에 대한 설명은 다음과 같다. TS-1 실험체는 가력방향을 기둥면으로 하고 내다이어프램의 모서리부분을 응력분포를 고려하여 볼록한 곡선형으로 절삭한 실험체이며 다이어프램과 강관의 구조적 거동을 평가하기 위하여 콘크리트를 충전하지 않았다. TS-2 실험체는 가력방향을 기둥 용접면으로 하였으며, 내다이어프램의 모서리 부분을 사선으로 절삭한 실험체이다. TS-3실험체는 TS-2실험체와 같은 형상이며 가력방향을 기둥면으로 하는 변수를 가진 실험체이다. TS-4실험체와 TS-5실험체는 내다이어프램의 모서리부분을 절삭하지 않고 개구율 확보를 위한 공기구멍만 설치한 실험체이며 각각 기둥면과 기둥용접면

의 가력방향을 변수로 하였다. TS-1에서 TS-5까지의 CFT 단순인장 실험체는 콘크리트를 충전하지 않고 내다이하프램과 강관의 구조적 거동과 응력 분포에 대한 분석을 하기 위한 실험체이다. TS-6~8실험체는 콘크리트를 충전한 실험체 이다.

2.2 실험체 제작과 실험장치

실험체 제작에 있어서 내다이하프램 용접은 E71T-1 Φ 1.6mm 전극봉을 사용한 FCAW (Flux-Cored Arc Welding) 방식으로 하였다. 이러한 용접방식은 국내의 공장용접에서 사용되는 가장 일반적인 방식으로 AWS(American Welding Society)의 규준에도 적합한 것이다. 또한 강관과 보플랜지의 접합은 E708 Φ 1.8mm 전극봉을 사용한 SMAW (Shielded Metal Arc Welding) 방식을 사용하였으며 한쪽 부재 끝부분의 용접을 양호하도록 하기 위하여 끝 단면을 비스듬히 절단하여 용접하는 맞댄 용접을 사용하였다. 실험체의 가력은 RIST(포항산업과학연구소)소재 3000kN 유압식 만능시험기(U.T.M)을 사용하여 보플랜지를 양쪽에서 인장력을 가하여 최대내력 이후 파괴모드가 확인될 때까지 0.016mm/sec의 변위체어로 가력하였다. 실험전경은 Fig6(a)와 같으며 중력 모멘트에 의해 스티프너에 인장이 유입되는 중력하중을 상정한 실험이다. 변위 측정은 600mm의 표점 거리 사이에 변위계를 설치하여 축방향 변위를 측정하였고, 변형률 게이지(W.S.G)를 Fig 4와 같이 설치하여 강관 플랜지 및 보 플랜지, 내다이하프램의 변형률 분포를 측정하였다.

Fig. 6 Boundary Condition

2.3 소재실험결과

사용된 강재의 구조성능을 알아보기 위하여 KS B 0802 규준에 따라 각각 3개의 인장시험편을 절취하여 인장시험을 행하였다. 본 실험에 사용된 재료는 SS400의 16mm강재와 SM490의 12mm강재이다.

시험편의 결과를 Table 2에 나타냈다. 또한 콘크리트 공시체에 대한 7일, 14일, 28일 총 3번의 압축강도 시험을 행하여 Table 3과 같은 결과가 나왔으며 28일 콘크리트 압축강도는 42.7MPa로 확인하였다.

Table 2. Results of Steel tension test

구분	강재 종류	시험체 시편		항복 응력 (MPa)	인장 응력 (MPa)	항복비 Fy/Fu(%)	연신율 (%)
강관	SM 490	12mm	1	337	504	66.8	28.0
			2	331	507	65.3	27.5
			3	333	512	65.0	27.5
			평균	334	508	65.7	27.7
보 플랜지	SS 400	16mm	1	292	412	70.8	30.5
			2	304	432	70.3	31.5
다이하 프램			3	299	425	70.3	32.5
평균			298	423	70.4	31.5	

Table 3. Results of Compressive concrete

콘크리트 시험체	7일강도(MPa)	14일강도(MPa)	28일강도(MPa)
1	30.0	33.0	40.4
2	23.0	32.5	43.5
3	25.0	36.0	44.2
평균	26.0	33.8	42.7

3. 실험결과

3.1 하중-변위관계

콘크리트 비충전 5개 실험체의 하중-변위 곡선은 Fig. 7(a)와 같으며, 콘크리트 충전 3개 실험체의 하중-변위 곡선은 Fig. 7(b)와 같다. 보 플랜지 전단면이 항복하는 하중인 전소성 하중(f_{pp})은 소재실험시 얻은 항복응력에 단면적을 곱한 935.6kN이며, 최대 하중(f_{Pmax})은 인장응력에 단면적을 곱한 1353.6 kN이다. 실험 결과 TS-3, TS-7 실험체는 인장하중 도달 전에 강관 기둥면과 보 플랜지 용접부가 파괴되면서 내력을 충분히 발휘하지 못하였고, TS-5 실험체의 경우 최대내력은 최대하중에 도달하였지만, 다른 실험체에 비하여 40%의 변위만이 발생하였다. Fig. 7(a)에서의 콘크리트를 비충전한 TS-1~ TS-5 실험체는 하중-변위 곡선의 경향성이 비슷하게 나타난 반면 Fig. 7(b)에서의 콘크리트를 충전한 TS-6 ~ TS-8 실험체의 하중-변위 곡선은 거의 일치하였다.

(a) Load-Displacement Curve with Not filled concrete

(b) Load-Displacement Curve with Concrete filled

Fig. 7 Load-Displacement Curve

3.2 항복하중과 최대하중

실험에서 얻어진 부재의 항복하중, 최대하중은 Table 4와 같다. 항복하중을 결정하기 위해 하중-변위 곡선의 초기 기울기와 그 각도를 1/3로 하여 얻은 접선과 만나는 점을 항복하중으로 하는 접선법을 사용하여 항복하중을 산출하였다.

Table 4. Yield Load and Maximum Load

실험체	항복하중(kN)	최대하중(kN)
TS-1	586	1,350
TS-2	775	1,344
TS-3	412	985
TS-4	750	1,348
TS-5	828	1,391
TS-6	538	1,375
TS-7	640	1,114
TS-8	594	1,384

3.3 파괴유형

각 실험체의 파괴유형은 보 플랜지 인장 파괴, 내다이하프램과 각형강관기둥 접합부 파괴, 보 플랜지와 각형강관기둥 접합부 파괴, 보 플랜지가 접합하는 각형강관기둥면의 찢어짐 파괴 이상 4가지 파괴유형을 나타내었고, 파괴유형은 Fig. 8과 같다.

(1) TS-1 실험체

곡선절삭하고 가력축을 기둥면에 두며 콘크리트를 비충전한 TS-1 실험체는 다이아프램과 강관과의 구조적 거동을 알아보기 위해 제작되었다. 가력시 1350kN 에서부터 내력이 점차 떨어지면서 지속적으로 강관의 변형이 생긴 후 보 플랜지와 기둥면이 맞닿는 면에서 강관기둥이 찢어지는 형태로 파괴가 일어났다.

(2) TS-2 실험체

모서리를 사선 절삭하고 가력축을 기둥용접면에 두며 콘크리트를 비충전한 TS-2 실험체는 1344kN에서 보 플랜지가 necking 현상을 보이며 보 플랜지 파단이 일어나 실험이 종료되었다.

(3) TS-3 실험체

가력축을 기둥면에 두어 TS-2 실험체와의 가력축에 의한 구조 성능을 비교하기 위하여 제작된 TS-3 실험체는 985kN에서 보 플랜지와 기둥의 용접부 파괴가 일어나 실험을 종료하였다.

(4) TS-4 실험체

모서리를 절삭하지 않고 가력축을 기둥면에 두며 콘크리트를 비충전한 TS-4 실험체는 가력시 1348kN에서 보 플랜지가 necking 현상을 보이며 보 플랜지 파단이 일어나 실험이 종료되었다.

a. Flange and Column surface joint (TS-1)

b. necking failure (TS-2,4,6,8)

c. Weld Zone (TS-3,7)

d. Internal Diaphragm (TS-5)

Fig. 8 Failure Mode of Specimens

(5) TS-5 실험체

가력축을 기둥용접면에 두어 TS-4 실험체와의 가력축에 의한 성능을 비교하기 위하여 제작된 TS-5 실험체는 가력 시 1391kN에서 내다이하프램과 기둥면의 용접부위가 파괴되는 형상으로 실험체가 파괴되었다.

(6) TS-6 실험체

콘크리트의 구속효과를 비교하기 위해 TS-1 실험체에 콘크리트를 충전한 TS-6 실험체는 가력 시 1375.21kN에서 보 플랜지가 necking 현상을 보이며 보 플랜지 파단이 일어나 실험이 종료되었다.

(7) TS-7 실험체

콘크리트의 구속효과를 비교하기 위해 TS-2 실험체에 콘크리트를 충전한 TS-7 실험체는 가력 시 1114.74kN에서 보 플랜지와 기둥면의 용접부위가 파괴되면서 실험이 종료되었다.

(8) TS-8 실험체

콘크리트의 구속효과를 비교하기 위해 TS-4 실험체에 콘크리트를 충전한 TS-8 실험체는 가력 시 1384.17kN에서 보 플랜지가 necking 현상을 보이며 보 플랜지 파단이 일어나 실험이 종료되었다.

4. 분석 및 고찰

4.1 초기강성

초기강성은 Fig 9와 같으며 내다이하프램의 모서리를 사선절삭하고 가력축을 기둥용접면에 두며 콘크리트를 충전한 TS-7 실험체가 349.07kN/mm로 초기강성이 가장 높았다. 이는 콘크리트를 충전하고 기둥 용접면을 가력함에 따라 가장 높게 나온 것으로 판단된다. 내다이하프램의 모서리를 사선절삭하고 가력축을 기둥면에 두며 콘크리트를 비충전한 TS-3 실험체가 212.98kN/mm로 초기강성이 가장 낮았으며, 콘크리트를 충전한 TS-6, TS-7, TS-8 실험체가 콘크리트를 비충전한 각형강관기둥 접합부인 TS-1, TS-2, TS-4보다 초기강성이 높았다. 또한 가력축을 기둥용접면에 둔 TS-2, TS-5, 실험체가 가력축을 기둥면으로 한 TS-3, TS-4 실험체보다 초기강성이 높게 나타났다.

4.2 최대내력

각 실험체들의 최대내력을 Fig. 10과 같이 비교하였다. 용접부 파괴로 인하여 내력을 제대로 발휘하지 못한 TS-3, TS-7 실험체를 제외하고 최대내력은 모서리 절삭모양, 가력축 방향, 콘크리트 충전유무에 관계없이 소재실험시 얻은 최대하중(f_{pmax})과 거의 비슷하였다. 이는 보 플랜지 파괴를 유도하였기 때문에 콘크리트를 충전한 실험체와 콘크리트를 충

전하지 않은 실험체 모두 최대내력이 비슷하다고 판단된다.

Fig 9. Comparison of Initial Stiffness

Fig. 10 Comparison of Maximum Load

4.3 모서리 절삭모양에 따른 비교

모서리 절삭모양에 따른 각 실험체들의 초기강성, 항복하중, 최대내력을 Table 5에서 비교하였다. TS-4 실험체가 초기강성과 항복하중이 가장 높았으며, 최대내력은 TS-1 실험체와 TS-4 실험체가 거의 비슷하였다. 초기강성, 항복하중, 최대내력을 TS-4 실험체를 기준으로 모서리 절삭모양에 따라 각각의 실험체에 대하여 구조성능을 비교하였다. 모서리를 원형으로 절삭한 TS-1 실험체의 경우 모서리를 절삭하지 않은 TS-4 실험체에 비해 초기강성은 1%, 항복하중은 13% 낮았다. 모서리를 사선 절삭한 TS-3 실험체의 경우 모서리를 절삭하지 않은 TS-4 실험체에 비해 초기강성은 15%, 항복하중은 30% 낮았으며, 최대내력은 용접부 파괴로 인해 27% 낮았다. 이는 모서리를 절삭하지 않은 TS-4 실험체의 내다이하프램 모서리와 기둥면 모서리가 용접 접합되어 하중 가력시 기둥면의 변형을 억제함으로써 초기강성 및 항복하중이 높았다고 판단된다.

Table 5. Comparison of According to Edge Cutting Type

실험체	초기 강성 (kN/mm)	실험체/TS-4(%)	항복 하중 (kN)	실험체/TS-4(%)	최대 내력 (kN)	실험체/TS-4(%)
TS-1	256	99%	656	87%	1,350	100%
TS-3	221	85%	524	70%	985	73%
TS-4	259	100%	750	100%	1,348	100%

4.4 가력축에 따른 비교

가력축에 따른 구조성능을 비교하기 위해 Table 6과 같이 기둥면을 가력한 TS-3, TS-4 실험체와 기둥 용접면을 가력한 TS-2, TS-5 실험체를 비교하였다. TS-2, TS-5 실험체는 기둥면을 가력한 TS-3, TS-4 실험체와 비교시 초기강성이 각각 37%, 31% 증가하였으며 항복하중 또한 각각 32%, 9% 증가하였다. 내다이하프램이 기둥강관과 보플랜지가 응력분산효과에 의한 결과로 X축 방향 일 때 비교적 높은 강성과 내력을 나타내고 있다.

Table 6. Comparison of According to Loading Axis

실험체	초기 강성 (kN/mm)	실험체/TS-2(%)	항복 하중 (kN)	실험체/TS-2(%)	최대 내력 (kN)	실험체/TS-2(%)
TS-3	221	63%	524	68%	985	70%
TS-2	348	100%	775	100%	1,398	100%
실험체	초기 강성 (kN/mm)	실험체/TS-5(%)	항복 하중 (kN)	실험체/TS-5(%)	최대 내력 (kN)	실험체/TS-5(%)
TS-4	259	69%	750	91%	1,348	97%
TS-5	378	100%	828	100%	1,391	100%

4.5 콘크리트 충전유무에 따른 비교

콘크리트 충전유무에 따른 구조성능을 비교하기 위해 Table 7과 같이 TS-1과 TS-6 실험체, TS-2와 TS-7 실험체, TS-4와 TS-8 실험체를 비교하였다. 무충전 TS-1, TS-2, TS-4 실험체에 콘크리트 충전 TS-6, TS-7, TS-8 실험체의 초기강성은 각각 20%, 1%, 22% 증가하였으며, 항복하중은 각각 20%, 1%, 10% 증가하였다. 이는 콘크리트 충전 후 콘크리트에 의해 강관기둥 내부가 구속됨으로써 변형이 억제되어 초기강성과 항복하중이 증가한 것으로 판단된다.

Table 7. Comparison of According to Concrete Filled Effect

실험체	초기 강성 (kN/mm)	실험체/TS-6(%)	항복 하중 (kN)	실험체/TS-6(%)	최대 내력 (kN)	실험체/TS-6(%)
TS-1	256	80%	656	80%	1,382	98%
TS-6	320	100%	817	100%	1,375	100%
실험체	초기 강성 (kN/mm)	실험체/TS-7(%)	항복 하중 (kN)	실험체/TS-7(%)	최대 내력 (kN)	실험체/TS-7(%)
TS-2	348	99%	775	99%	1,398	121%
TS-7	352	100%	779	100%	1,115	100%
실험체	초기 강성 (kN/mm)	실험체/TS-8(%)	항복 하중 (kN)	실험체/TS-8(%)	최대 내력 (kN)	실험체/TS-8(%)
TS-4	259	78%	750	90%	1,376	97%
TS-8	333	100%	829	100%	1,384	100%

5. 유한요소 해석

본 연구에서는 2seam을 이용한 개선된 내다이하프램의 구조적 평가를 위해 유한요소해석을 수행하였다.

5.1 해석개요

유한요소 해석 프로그램인 ANSYS 10.0 Version을 이용하여 비선형 해석을 수행하였다. 해석에 사용된 요소는 Fig 11과 같이 8개의 절점을 가지며 강재와 콘크리트 동일하게 적용하였다. 각 절점은 3개의 자유도(X, Y, Z축에 대한 병진 변위)를 갖는 Solid 65 요소를 사용하여 모델링하였다.

Fig. 11 Solid 65 Element

강재의 응력-변형률 특성은 Von Mises의 항복기준과 Bi-linear kinematic Hardening 모델을 사용하였다. 해석모델은 접합부의 형상과 작용하는 하중의 대칭성을 고려하여 Fig 12(a)와 같이 1/8 모델로 하고 대칭경계조건을 주었으며 기둥단부는 완전 구속하였고 전체모델은 Fig 12(b)와 같다. 하중은 보 플랜지에서 균등히 분배하여 가력하였으며 변위측정 위치는 보 플랜지의 중심 끝단에서 수평변위를 측

정하였다. 해석모델은 실험체와 동일하게 절삭모양에 따른 형태, 기둥면과 기둥용접면의 가력축 방향과 콘크리트 충전유무에 따른 변수로 총 8개의 단순인장 모델이며, 해석에 사용된 모든 물성치는 실험에 의한 재료결과값을 반영하였다.

Fig. 12 Analysis Model

5.2 해석결과

다이아프램으로 보강한 기둥-보 접합부의 해석을 통하여 초기강성을 구하였고, Fig. 13과 같이 하중-변위 곡선과 실험을 통한 하중-변위 곡선을 비교하였다. 콘크리트를 충전하지 않은 해석모델 TS-1~5와 실험체의 하중-변위 곡선은 비슷한 경향성을 나타내고 있는 것으로 확인하였다. 콘크리트를 충전한 해석모델 TS-6~8과 실험체의 하중-변위 곡선은 비슷한 경향성을 나타내나 초기강성이 다소 높은 것으로 확인하였다. 해석 및 실험에 대한 결과를 Table 8에 정리하였으며, 강성 및 내력의 경향성은 전반적으로 유사한 결과를 나타내고 있으므로 해석모델에 대한 검증이 이뤄졌다.

(a) Load-Displacement Curve with Not filled concrete

(b) Load-Displacement Curve with Concrete filled

Fig. 13 Verification of Analysis Vs Experiment value

Table 8. Yields load ratio and Maximum Load ratio

실험체	실험값 / 해석값	
	항복 하중비	최대 하중비
TS-1	1.01	1.08
TS-2	1.19	1.07
TS-3	1.00	0.80
TS-4	1.21	1.07
TS-5	1.07	1.11
TS-6	0.91	1.10
TS-7	0.94	0.90
TS-8	1.00	1.10

6. 해석에 의한 분석 및 고찰

하중별 응력분포를 Table 9와 같이 비교하였다. 전반적인 실험체의 항복내력은 400~800kN내에 존재하는 것으로 평가되었다. 따라서 400, 600, 800kN 시점의 하중별 응력분포를 검토하였다. 곡선 절삭형한 해석모델 TS-1과 사선 절삭형 해석모델 TS-3의 경우 보 플랜지와 기둥면의 접촉부분, 그리고 기둥과 다이아프램 접촉부분에서 응력집중현상이 나타났다. 절삭하지 않고 공기구멍만 있고 해석모델 TS-4는 다이아프램내의 플레이트 보강부분에서 응력집중현상이 나타났다. 내다이아프램을 절삭하지 않은 경우 응력의 흐름이 접촉면에 집중되지 않아 더욱 높은 내력을 발휘한 것이라고 판단된다.

Table 9. Stress distribution according to Internal Diaphragm Type

Table 10과 같이 해석모델 TS-4를 기준으로 모서리 절삭모양에 따른 해석모델 TS-1과 TS-3의 초기강성과 항복하중을 비교하였다. 모서리를 절삭하지 않고 공기구멍만 뚫은 해석모델 TS-4와 비교시 곡선형으로 절삭한 TS-1의 경우 초기강성은 11% 감소, TS-3의 경우 28%감소하였다. 이는 절삭하지 않은 해석모델 TS-4의 경우 모서리를 절삭한 해석모델 TS-1, TS-3보다 기둥면의 변형을 더욱 억제하였기 때문이라고 판단된다. 실험결과와 마찬가지로 비교적 유사하게 평가되었다.

Table 10. Comparison of According to Edge Cutting Type

해석 모델명	초기 강성 (kN/ mm)	해석모델 초기강성 / TS-4 초기강성	항복 하중 (kN)	해석모델 항복하중 / TS-4 항복하중
TS-1	863	89	650	105
TS-3	698	72	524	85
TS-4	969	100	619	100

콘크리트 충전유무에 따른 하중별 응력분포를 Table 11과 같이 비교하였다. 콘크리트를 충전한 해석모델 TS-6, TS-7, TS-8은 콘크리트를 충전하지 않은 해석모델 TS-1, TS-2, TS-4에 비하여 같은 하중 시에 응력집중현상이 작았다.

Table 11. Stress distribution according to Concrete Filled effect

콘크리트를 충전한 해석모델 TS-6, TS-7, TS-8을 기준으로 콘크리트를 충전하지 않은 해석모델 TS-1, TS-2, TS-4의 초기강성과 항복하중을 비교하면, 충전한 해석모델의 항복하중이 각각 120%, 70%, 71% 증가하였고 해석모델 TS-8을 제외하고 초기강성 또한 48%, 7% 증가하였다. 이는 콘크리트 충전으로 인한 기둥면의 변형 억제 및 콘크리트가 압축력을 받았기 때문이라고 판단된다.

하중가력방향에 따른 영향을 비교하기 위해 하중별 응력분포를 Table 12와 같이 비교하였다. 하중가력방향이 기둥 용접면인 해석모델 TS-2와 TS-5는 하중가력방향이 기둥면인 해석모델 TS-3과 TS-4보다 응력 흐름이 원활한 것으로 나타났다. 하중가력방향이 기둥 용접면인 경우 기둥과 보 플랜지의 접촉면, 내다이하프램과 플레이트의 접촉면에서 응력 집중현상이 발생하였다.

Table 12. Stress distribution according to Loading Axis

하중 모델	400kN	600kN	800kN
TS-2
TS-3
TS-4
TS-5

7. 결 론

본 연구에서 제안한 다이아프램 접합부의 단순인장 실험결과에 따른 비교·분석을 하였으며, 기둥-보 내다이하프램의 구조성능에 관하여 유한요소해석을 통한 실험결과 값과 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 모서리 절삭모양에 따라 초기강성과 항복하중이 영향을 받으며, 모서리를 절삭하지 않고 공기구멍만 뚫은 다이아프램을 곡선이나 사선절삭모양과 비교하면 초기강성은 약15% 높았으며 항복하중은 약 30%높았다. 이는 강관의 변형을 내다이하프램의 접합부가 억제하여 초기 변위가 작아져 발생한 결과로 판단된다.

(2) 가력축에 따른 비교를 통해 기둥용접면이 가력축인 경우 기둥면이 가력축인 경우보다 초기강성이 약 30%이상 증가하였고, 항복하중은 약 25% 증가하여 가력축을 기둥용접면에 둌으로써 구조성능이 향상되었다고 판단된다. 이는 용접으로 인한 기둥용접면의 면적 증가로 인한 결과로 판단된다.

(3) 콘크리트 충전유무에 따라 초기강성은 약20% 증가하였고 항복하중은 약15% 증가하였다. 이는 콘크리트 충전 후 콘크리트에 의해 강관기둥 내부가 구속됨으로써 변형이 억제되어 초기강성과 항복하중이 증가한 것으로 판단된다.

(4) 콘크리트를 충전하지 않은 해석모델과 실험체

의 하중-변위 곡선은 비슷한 경향성을 나타냈으며 콘크리트를 충전한 해석모델과 실험체의 하중-변위 곡선은 비슷한 경향성을 나타내나 초기강성이 다소 높은 것으로 확인하였다.

(5) 공기구멍만 뚫은 해석모델이 원형 또는 사선으로 모서리를 절삭한 해석모델보다 초기강성 및 항복하중이 높게 나왔다. 내다이하프램을 절삭하지 않은 경우 응력의 흐름이 접촉면에 집중되지 않아 더욱 높은 내력을 발휘한 것이라고 판단된다.

(6) 하중가력방향이 기둥 용접면인 해석모델이 기둥면을 가력한 해석모델보다 항복하중이 높게 나왔다. 이는 기둥 용접면을 가력한 해석모델이 기둥면을 가력한 해석모델보다 응력 흐름이 원활하였고 용접으로 인한 기둥면의 면적증가로 인하여 더욱 높은 내력을 발휘한 것으로 판단된다.

(7) 콘크리트를 충전한 해석모델이 콘크리트를 충전하지 않은 해석모델보다 항복하중이 70~120% 높게 나타났다. 이는 콘크리트 충전으로 인한 기둥면의 변형시 콘크리트가 압축력을 받으며 변형을 억제하고 응력집중현상이 작았기 때문이라고 판단된다.

References

- AISC, (1999) Manual of Steel Construction, AISC, Chicago, USA
- AISC, (2005) Steel Construction Manual, Chicago, USA
- ANSYS INC, (2005) ANSYS Release 9.0-User's Manual, 2005
- Daniel P. Batt, P. E., M. ASCE and David J. Odeh, P.E., M. ASCE, 2005, A discussion and analysis of ductile detailing requirements for seismic design in moderate seismic regions, Proceeding of Structures 2005.
- Oguejiofor, E. C. and Hosain, M. U. (1997), "Numerical Analysis of Push-out Specimens with Perfobond Rib Connectors" *Comp. & Struct.*, Volume 62, Issue 4, Pages 617-624
- Eurocode Committee for Standardization, Eurocode 8 Draft 6 : Design of structures for earthquake resistance. Part 1 : General rules, seismic actions and rules for buildings, 2003. 1.
- FEMA 350(2000), Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Buildings, Federal Emergency Management Agency
- SAC Joint Venture (2000) Interim Guidelines Advisory No. 2, Evaluation, Repair Modification and Design of Steel moment Frames, FEMA 267b

- Hong, S. D., Kim, Y. S., Kim, J. H. and Choi, S. M.
(2002), "Simple Tension Testing for CFT
Column-to.(b)eam Connections at Tension Side
with New Diaphragm." Internatoinal Symposium
on Steel Structure, Second Symposium, *Korea
Society of Steel Struct.*
- Choi, S. M., Hong, S. D., Kim, D. G. and Kim, J. H.
(2004), Structural Capacities of Tension Side for
CFT Square Column-to.(b)eam Connections with
Combined-Cross-Diaphragm, *PSSC*
- Structural Stability and Research Council task Group 20.,
1979, A Specification for the Design of
Steel-Concrete Composite Columns, *Eng. J.*, Fourth
quarter, 101-115.