Vol.31, No.2, pp.119-127, April, 2019



외다이아프램이 적용된 콘크리트충전 원형강관기둥-보 모멘트접합부의 인장거동에 관한 해석적 연구

박근우¹ · 허준혁² · 유정한^{3*}

¹석사과정, 서울과학기술대학교, 건축과, ²학사과정, 서울과학기술대학교, 건축공학과, ³부교수, 서울과학기술대학교, 건축공학과

Analytical Study on Tensile Behavior of Circular CFT Column to H-Beam Connections with External Diaphragm

Park, Geun Woo¹, Hur, June Hyuk², Yoo, Jung-Han^{3*}

¹Graduate Student, Dept. of Architecture, Seoul National University of Science and Technology, Seoul, 01811, Korea ²Undergraduate Student, Dept. of Architecture, Seoul National University of Science and Technology, Seoul, 01811, Korea ³Associate Professor, School of Architecture, Seoul National University of Science and Technology, Seoul, 01811, Korea

Abstract - This paper focused on concrete-filled circular steel tabular column to H-beam moment connections with external diaphragm. Finite element simulation and the latest design formula proposed in Japan (AIJ2008) were used to analyze connections. Six connection tests were adopted to validate the feasibility of the FEA model and AIJ2008 formula. Both analytical and experimental results showed good agreement. In addition, five models of non-diaphragm (ND) moment connections were made to prove the influence of the external diaphragm on concrete-filled circular steel tabular column to H-beam moment connections. It is shown that the external diaphragm can increase the yield strength, initial stiffness and energy dissipation ability of the connections. **Keywords** - Circular CFT Joint, External Diaphragm, Energy Dissipation, AIJ2008, FEA

1. 서론

2016년 9월 12일에 발생한 규모 5.8의 경주지진과 2017년 11월 15일에 발생한 규모 5.4의 포항지진을 겪으면서 우리나라에도 건 물이 붕괴할 정도의 강진이 발생할 수 있다는 사실을 전 국민이 인 지하게 되었다. 그리고 이것은 내진설계에 대한 관심으로 이어졌 다.

뛰어난소성변형능력으로 인해 지진에 강한 구조물로 인식 되어 온 강구조물에 심각한 문제점을 야기한 것은 보-기둥 모멘트접합부 의 취성파괴이다. 접합부에서 응력이 집중되면 강재의 소성변형능

Copyright © 2019 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-2-970-9015 Fax. +82-2-974-1480 E-mail. happyjh@seoultech.ac.kr 력이 발현되기도 전에 취성파괴가 발생하여 건물이 붕괴에 이르게 되는 것이다. 1994년 노스리지 대지진과 1995년 고베 대지진에서 보고된 강구조물 피해사례들 중 보-기둥 모멘트접합부의 취성파괴 로 인한 피해가 가장 많았다^{[1],[2]}.두 지진을 기점으로 강구조물의 용 접접합부 취성파괴를 막기 위한 연구가 활발히 진행되었으며, 최근 주목받고 있는 콘크리트 충전형 강관 기둥 건축물 (Fig. 1.)에 대해서 도 접합부 성능에 관한 연구가 활발히 진행 중이다.^{[3],[4]}



Note.-Discussion open until October 31, 2019. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on February 14, 2019; revised March 19, 2019; approved on March 22, 2019.

콘크리트충전 원형강관기둥은 원형강관에 의한 콘크리트구속 효과로 압축저항능력이 크게 향상되므로 다른 종류의 구조단면 보다 상대적으로 훨씬 작은 단면으로 설계할 수 있으며 연성능력, 내화성능 등도 향상된다^{[5],[6]}. 따라서 경제적으로 넓은 유효공간 과 시각을 가진 건축물을 건설할 수 있다. 이러한 장점이 많은 원 형충전강관기둥의 활용도를 높이기 위해서는 접합부에 대한 합 리적인 설계방법이 사용되어야한다.

2016년도에 한국강구조학회는 일본건축학회에서 출간한 '콘 크리트 충전 강관구조 설계시공지침(AIJ1997^[7], AIJ 2008^[8])'을 근간으로 하여 KBC 합성구조 설계매뉴얼^[9]을 작성하였고 외다 이아프램으로 보강한 콘크리트충전 원형강관 기둥-보 접합부에 대한 개선된 설계식을 제안하였다. 위의 설계매뉴얼에서 해설하 기로는 AIJ1997 기반 설계방법(이하 AIJ1997)은 한국건축구조 기준에 적합하게 항복강도 수준으로 수정한 것으로, 공식이 단순 하여 설계적용이 용이하지만 지나치게 보수적으로 설계된다는 단점이 있다. 이에 비해 AIJ2008(이하 AIJ2008)에 의한 설계방법 은 항복내력점, 소성강성저하점, 최대내력점에 대한 변형을 계산 할 수 있기 때문에 접합부에 대한 소성설계가 가능하다고 한다.

본 연구는 외다이아프램이 적용된 CFT 모멘트접합부의 내진 성능을 개선하기 위한 기초연구로써, 접합부의 비선형 거동 특성 및 에너지 소산 능력을 확인하기 위한 목적으로 유한요소 해석프 로그램을 이용하여 외다이아프램 접합부에 대한 해석모델을 개발 하였다. 해석모델에 대한 전체적인 응답 및 국부적인 응답 비교를 통해 해석모델을 검증하였으며 검증된 모델을 이용하여 소성범위 내의 접합부의 거동에 관한 연구를 진행하였다.

2. AIJ2008

Fig. 2.를 통해 외다이아프램 접합부의 파괴 매커니즘을 쉽게 이 해할 수 있다. H형강 보에서 시계방향의 휨모멘트가 발생한다고 가정했을 때, 압축력이 발생하는 하부플랜지 부위에서는 충전된 콘크리트가 강관의 국부좌굴을 막아줌으로써 내력이 증가된다. 반면, 인장력이 발생하는 상부플랜지 부위에서는 콘크리트와 강 관이 쉽게 분리 되어 국부적인 파단이 발생할 가능성이 높다. 따라 서 콘크리트충전 강관기둥-보 외다이아프램 접합부는 인장강도 에 대해 설계강도를 결정하는 것이 바람직하다.

AJJ2008 설계식은 콘크리트 충전강관 외다이아프램 접합부에 대한 성능기반설계를 위해 고안된 것으로 항복내력점, 소성강성 저하점, 최대내력점에 대한 인장강도와 변형을 예측할 수 있다. AJJ2008 설계식은 보플랜지의 인장력에 저항하는 요소를 ①강관 플랜지 영역에 속한 강관의 수평단면일부의 휨 저항과 ②다이아





Fig. 2. Force transfer mechanism of an external diaphragm connection^[10]

프램을 포함한 강관의 수직단면 T에 의한 휨 저항 그리고 ③강관 의 웨브영역에 속한 다이아프램을 포함한 강관의 수직단면 T에 의 한 인장저항으로 세분하여 실제 거동을 최대한 반영하고자 하였 으며, 각 요소들의 저항력을 계산 후 조합하여 접합부의 공칭인장 강도와 변형을 구할 수 있게 만들어져 있다. Fig. 3.은 설계식의 배 경이 되는 외다이아프램 접합부의 국부 모델이다.



Fig. 3. Local configuration of an external diaphragm

AIJ2008의 설계식은 부분식들이 많고 사용되는 변수들이 많아 본 논문에 전부 수록하는 데 부적절하다고 판단하였다. 해당 식은 강구조학회에서 출간한 'KBC 합성구조 설계매뉴얼(2016)' 또는 AIJ2008을 참고하기 바란다.

3. 유한요소해석

3.1 해석모델

본 연구는 Fukumoto *et al*.의 연구(2000)^[11]에서 제작한 외다이아 프램 접합부 단순인장실험체에 대해 유한요소모델을 제작하였고 실험결과와 해석결과의 비교를 통해 해석모델의 검증을 실시하였 다. 유한요소 해석 프로그램으로는 ABAQUS/ standard module^[12] 을 사용하였다. 재료적 비선형과 기하학적 비선형을 모두 고려하였 으며, 해석법으로 Newton-Raphson method를 채택하였다.

3.1.1 요소 타입 및 격자(mesh)

Fig. 4.는 유한요소해석 모델의 형상이다. 정확한 변위 계산과 국부적인 응력 및 변형을 관찰하기 위해서 콘크리트 기둥, 외다이 아프램, 강관기둥을 모두 솔리드요소(C3D8R)로 제작하였다.

격자(mesh)는 응력집중과 소성거동이 예상되는 외다이아프램 접합부, 강관 및 플랜지 두께 부분 그리고 필릿용접부에 대해 비교 적 조밀한 격자로 구성하였고 그 외는 시간적 효율을 위해 비교적 큰 격자로 구성하였다.



Fig. 4. A general view of the FEA model

3.1.2 경계조건 및 하중적용

콘크리트기둥의바닥면에대해3축의변위(UX,UY,UZ)와회 전(RX,RY,RZ)을모두구속하였으며강관은콘크리트기둥의구 속효과를 예상하여 별도로 구속하지 않았다.

하중은 양쪽 플랜지의 끝단에 대해 X축 방향으로 15mm의 변 위하중을 각각 부여하였다. 이 때 면외 방향으로의 변위를 제어하 기 위하여 X축을 제외한 나머지 자유도에 대한 구속을 실시하였 다. 3.1.3 재료적 특성

해석모델에 사용된 재료의 기계적 성질은 실험에서 얻어진 시 편인장시험 데이터를 기초로 하였다(Table 1).

강재에 대하여, 강관과 외다이아프램은 Fukumoto *et al.*의 연구 (2000)^[11]에서 사용한 강재를 사용하였다. 강재가 인장하는 데에 따른 단면 감소를 시뮬레이션에 반영하기 위하여 재료실험 데이 터를 진응력-진변형률 곡선으로 변환하여 입력하였다. 강재의 탄 성계수와 포아송 비는 210,000MPa, 0.3을 적용하였다. 콘크리트 는 강관의 구속효과를 반영하여 f_{ck} = 50MPa으로 지정하였고, 콘 크리트의 탄성계수는 ACI-318의 탄성계수 계산법에 따라 $4700 \sqrt{f_{ck}} = 33,234$ MPa, 포아송 비는 0.2를 적용하였다.

Table 1	۱.	Mechanical	properties	of	steel	materials ^[11]
---------	----	------------	------------	----	-------	---------------------------

Material	Thickness (mm)	Fy (N/mm ²)	Fu (N/mm ²)	
SM400	4.5	391	547	
51490	22	378	561	
5 4 4 4 0	6	515	663	
5A440	12	544	648	
CHV/05NC	9	806	914	
SH 1 085INS	22	748	874	

3.1.4 접촉 및 구속방법

콘크리트 기둥과 강관내부 사이의 접촉효과을 구현하기 위해 서 Surface-to-Surface contact(Standard) 접촉면 특성을 부여하였 다. 위의 방식은 두 개의 면을 가진 접촉요소를 생성하여 인장력에 의해 두 면 사이가 분리되는 것은 구속하지 않지만 강관에 압축력 이 작용할 때 강관 면이 콘크리트 면에 침투하는 것을 막고 응력의 전달만을 가능하게 한다. 콘크리트 면과 강재 면 사이에 법선방향 거동(normal behavior)은 hard contact를 사용하였고 접선방향거 동(tangential behavior)은 두 면 사이에 전단응력을 전달하기 위해 사용되었으며 CFT에서 콘크리트 코어와 원형강관 접촉면의 슬립 거동에 관한 Du *et al.*^[13]의 해석적 연구 결과를 바탕으로 0.47의 마 찰계수(friction coefficient)를 적용하였다.

3.2 해석모델 검증

개발된 유한요소모델의 타당성 검증을 위해 Fukumoto *et al.* (2000)^[11] 실험체의 단순인장실험결과 데이터를 사용하였다. 하중 -변위 곡선(전체적인 응답)과 파괴모드(국부적인 응답)의 비교를 통해 해석모델을 검증하였다.

3.2.1 하중-변위 곡선

실험 결과와 해석 결과의 전체적인 응답 비교를 위해 하중-변 위 곡선을 비교하였다. 6개의 실험체에 사용한 강재와 치수를 Table 2.에 정리하였으며 해석결과와 실험결과의 그래프 비교 는 Fig. 5.에 나타내었다. 비교결과, 유한요소해석 결과에서 나 타난 항복강도, 초기 강성, 변형, 강성 저하율 등이 실험결과와 매우 유사하였다. 더 자세한 비교를 위해 초기강성과 항복강도 에 대한 비교결과를 Table 3.에 정리하였다. 오차율은 <u>|실험값 - 해석값|</u> 실험값 체와 해석모델의 항복강도 차이는 오차율 1.22~2.96의 범위에 서 모두 3% 이내로 나타났으며, 초기강성도 1.27~6.82의 범위 에서 7% 이내의 근소한 오차를 보였다. 항복이후의 변형 및 변 형도 경화영역에서의 강도 증가 역시 실험결과와 해석결과가 매 우 유사한 응답을 나타내었다.

Table 2. Dimensions of specimens^[11]

Specimens	Stee	l tube	External Diaphragm	Flange	
specifiens	t _c (mm)	grade	hd ₄₅ (mm)	b _f (mm)	t _r (mm)
D1-B1/2-6C		SA440	25	125	37
D2/3-B1/2-6C	6.0		17	123	36
D1-B1/3-6C			25	83	36
D1-B1/2-6A	12.0			125	46
D1-B1/2-5C	4.5	SM490			36
D1-B1/2-8C	9.0	SHY685			42

* t_c : Thickness of column

 hd_{45} : Length of the outer diaphragm protruding in a direction of 45°

 b_{f} : Breadth of H-beam flange

 t_r : Thickness of flange + fillet size

3.2.2 파괴모드

추가적인 검증으로 국부적인 비교를 위하여 실험체의 파괴 양

상과 이와 유사한 시점에서의 등가소성변형률(PEEQ)을 이용하 여 파괴 부위와 시점을 예측해보았다. 등가소성변형률 (Equivalent Plastic strain, PEEQ)은 항복변형도(ε_y)를 초과하여 소성범위에 도달한 부분에 대해 전체변형도에서 항복변형도를 뺀 순수 소성변형도를 의미한다. 만약 특정부위가 항복을 하지 않 은 상태라면 등가소성변형률($\overline{e^{pl}}$)은 "0"이다.^[14] Abaqus/ standard에서는 전형적인 강재의 등가소성변형률을 다음의 식과 같이 계산한다.^[12]

$$\bar{\varepsilon}^{pl} = \bar{\varepsilon}^{pl}_0 + \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{\varepsilon}^{pl} \dot{\varepsilon}^{pl} dt$$
(1)

여기서 ε_0^{-pl} 는 초기 소성변형률이다.

Fig. 6.은 Fukumoto의 논문에 수록된 두 개의 접합부 파괴 사 진과 파괴 시점에서 나타난 각 해석모델의 PEEQ 분포도를 비교 해놓은 것이다. PEEQ 분포도에서 밝은 회색으로 나타나는 부분 은 외다이아프램에 사용된 강재(SA440)의 한계소성변형률인 0.13을 초과하는 부위이다.

Fig. 6.의 (a)와 (b)는 D1-B1/2-6A 실험체의 파괴형태와 파괴 직전 해석의 PEEQ 분포도를 각각 보여준다. 필릿용접부에서 파 괴가 발생한 D1-B1/2-6A 실험체에 대한 해석모델의 PEEQ 분포 도에서, 실험체의 파괴부위와 유사하게 외다이아프램과 강관기 둥의 용접부에서 연회색을 나타냈으며 플랜지와 외다이아프램 이 맞닿는 양 모서리에서도 국부적으로 많은 소성변형이 발생한 것을 알 수 있다. Fig. 6.의 (c)와 (d)는 D1-B1/2-6C 실험체의 파괴 형태와 해석모델의 PEEQ 분포도를 나타낸다. D1-B1/2-6C 실험 체는 외다이아프램과 플랜지가 접하는 한 쪽 모서리에서 국부적 으로 파단이 발생하였다. 해석결과 D1-B1/2-6A와 달리, 한계 등 가소성변형률을 초과한 영역이 외다이아프램과 플랜지의 접합 부에서만 집중적으로 나타났다. 이를 통해 해당 부위에서 파괴가 시작되었음을 짐작할 수 있다. 두 실험체에 대한 국부적인 비교

Table	3.	Response	comparison	results	(vield	strength	and	initial	stiffness)
	•••	100000000	• on partoon	1000000	()	Sugar			00000000

Specimens		Yield strength (kN)	1	Initial stiffness (kN/mm)		
-	Exp.	FEA	error(%)	Exp.	FEA	error(%)
D1-B1/2-6C	568	575	1.23	942	954	1.27
D2/3-B1/2-6C	573	556	2.96	957	910	4.19
D1-B1/3-6C	527	514	2.46	806	751	6.82
D1-B1/2-6A	929	901	1.22	1915	1827	4.60
D1-B1/2-5C	525	532	1.50	832	817	1.80
D1-B1/2-8C	909	887	2.48	1048	1004	4.20

결과, 해석모델이 실제 실험체의 변형 및 파괴 모습을 잘 구현하고 있다고 판단된다.

4. 비교분석

4.1 AIJ2008 설계식 분석

AIJ2008 설계식의 정확성을 평가하기 위해 실험결과 및 해석 결과와 AIJ2008 설계식을 이용하여 예측한 6개 실험체의 하중-변 위 곡선을 비교하였다. 비교 결과는 Fig. 5.에 나타내었다.

우선 탄성구간에서의 초기강성에 대해서는, 강관의 두께가 두 꺼운 Fig. 5.(d),(f)의 경우를 제외하고 6mm, 4.5mm의 강관두께를



가진 실험체에서 오차율 약 5% 이내의 정확한 예측이 가능했지만 두께가 두꺼운 실험체에 대해서는 설계식이 접합부의 초기강성을 과대평가하는 것으로 나타났다.

단순인장형 접합부 실험에서의 항복내력은 Slope Factor법을 이용하여 결정하였고, 항복변위는 항복내력시의 변위이다. 6개의 해석모델에서 항복점을 찾고 AIJ2008 설계식에서 예측한 항복점 을 비교한 결과, 예측값/해석값이 0.95~1.08의 범위에 있으며 평 균 오차율 약 4.5%로 AIJ 2008 설계식이 별도의 안전율이나 감소 계수 없이 콘크리트충전 강관기둥-보 외다이아프램 접합부의 항 복내력을 잘 예측하는 것으로 나타났다.

AIJ2008 설계식은 위에서 언급한 세 가지 저항요소와 함께 필



Fig. 5. Comparison between the calculated and measured load-displacement curves of the connections.

릿용접부의 용접강도, 외다이아프램과 플랜지가 맞닿는 단면의 강도를 고려할 수 있도록 고안되어 있다. D1-B1/2-6A와 D1-B1 /2-8C의 경우 다른 실험체의 파괴 모드와는 달리 필릿용접부의 파 단이 실험체의 파괴 원인인 것으로 나타났는데 Fig. 5.(d), (f)에서 보듯이 두 실험체의 최대내력과 최대변위를 유사하게 예측하고 있다.

특히 Fig. 5.(f)의 D1-B1/2-8C 실험체는 외다이아프램 플랜지 접합부가 소성강성저하점에 도달하기 이전에 필릿용접부에서 파 단이 발생하였는데 AIJ2008 설계식에서 예측한 하중-변위 응답 역시 소성강성저하점에 도달하지 못하고 필릿용접부가 파단되는 것으로 예측하였다. 이를 통해 AIJ2008이 단순인장형 외다이아프 램 실험체의 각 파괴모드에 따른 거동을 잘 예측하고 있다고 사료 된다.

4.2 외다이아프램 유무에 따른 비교

콘크리트충전 강관기둥-보 외다이아프램 접합부에서 외다이 아프램의 내력 및 에너지소산능력에 대한 영향을 확인하기 위해 외다이아프램 보강이 없는 무보강 접합부(ND)를 모델링하여 보 강된 접합부(D)와 비교하였다. D2/3-B1/2-6C는 D1-B1/2-6C와 외다이아프램의 형상 차이만 있고 강관의 두께, 강재의 종류 등이 동일하므로 별도의 무보강 모델을 제작하지 않았다. Table 4.는 제 작한 모델들을 나열하고 각각에 대한 해석결과를 정리하여 나타 내 것이다.

해석결과 외다이아프램을 설치했을 때 접합부의 항복강도, 초 기강성이 모두 증가하는 것으로 보아 외다이아프램 보강법이 효 과적임을확인할수있다. 또한강관의 두께가 두꺼운 D1-B1/2-6A 와 D1-B1/3-8C 해석모델에서 외다이아프램 보강시 항복강도 및

Table 4. Result of finite element analysis									
Specimen	Yield strength (kN)	Rate of increase (D/ND)	Elastic stiffness (kN/mm)	Rate of increase (D/ND)	Energy dissipation (kN•mm)	Rate of increase (D/ND)			
D1-B1/2-6C-D	575	1.7	1077	2.3	15018	1.8			
D1-B1/2-6C-ND	340	1.7	460		8350				
D1-B1/3-6C-D	514	1.0	709	2.1	12026	1.6			
D1-B1/3-6C-ND	272	1.9	346		7523				
D1-B1/2-6A-D	901	1.2	2809	2.2	20197	1.5			
D1-B1/2-6A-ND	782	1.2	1270		13041				
D1-B1/2-5C-D	532	2.5	913	2.1	11910	1.9			
D1-B1/2-5C-ND	214	2.3	442		6316				
D1-B1/2-8C-D	887	1.1	1739	1.1	19806	1.1			
D1-B1/2-8C-ND	819	1.1	1562		18211				

초기강성의 증가율이 비교적 작게 나타나는 것을 통해 강관이 두 꺼운 경우에는 외다이아프램의 보강효과가 줄어드는 것으로 사료 된다.





(b) D1-B1/2-6A(Simulated)

(a) D1-B1/2-6A(Observed)^[11]

はりフランジ

CFT柱 はり接合部より イアフラム破閑



(c) D1-B1/2-6C(Observed)^[11] (d) D1-B1/2-6C(Simulated)

Fig. 6. Comparison between the observed and simulated failure modes of the connections.

구조부재의 내진성능을 평가하는 요소로 항복이후의 소성변형 능력이 있다. 소성변형능력이란 부재, 또는 구조물이 외력의 작용 하에서 항복한 다음에도 저항력이 갑자기 저감하는 일 없이 소성 영역에서도 계속 변형하는 능력을 이른다. 즉 부재의 소성변형능 력이 크다는 것은 지진에너지를 흡수하는 능력이 우수하다는 뜻 이며, 서론부에서 설명한 접합부의 취성파괴를 방지하는 데 도움 이 된다. Fig. 7.은 동일한 강관과 플랜지를 사용한 접합부에 외다 이아프램으로 보강한 모델 D1-B1/2-6C-D와 무보강 모델 D1-B1/2-6C-ND를 비교한 것으로 항복한 직후 소성변형이 시작 한 위치를 확인할 수 있다. D1-B1/2-6C-ND는 강관과 플랜지가 맞 닿는 모서리 부근의 강관 면에서 항복 후 소성변형이 진행되는데 이는 얇은 두께를 가진 강관의 국부적인 취성파단을 유발한다. 반 면 D1-B1/2-6C-D는 플랜지에서 전달되는 인장응력을 외다이아 프램과 강관이 분담하고 외다이아프램의 소성변형을 통해 더 많 은 에너지를 소산할 것으로 예상된다.



Fig. 7. PEEQ plot contours on deformed shape (D1-B1/2-6C-D(left) & D1-B1/2-6C-ND(right))

Fig. 8.은 외다이아프램의 유무에 따른 하중-변위 그래프를 비 교한 것이다. 더 정확한 분석을 위해 각 접합부 모델의 에너지소산 능력(흡수)을 Lee et al.^[15]에서 소개한 소성변형능력 평가방법을 변형하여 적용하였다. 항복 이후의 변형 능력은 하중-변위 곡선과 소성변위구간으로 둘러싸인 면적으로 평가할 수 있으며 아래의 식(2)과같이 사다리꼴 모양의 면적으로 계산하였다(Fig. 9. 참조). 최대하중 및 최대변위는 실험체에 국부적인 취성파괴가 발생하지 않는다는 가정 하에 15mm 변위제어를 실시한 해석결과에서의 최 대하중과 최대변위를 사용하였다.

$$\eta = \frac{1}{2} \cdot (P_y + P_{\max}) \cdot (\delta_{\max} - \delta_y)$$
(2)

여기서, P_y : 항복하중 P_{\max} : 최대하중 δ_y : 항복하중시의 변위 δ_{\max} : 최대하중시의 변위



Fig. 9. Definition of plastic deformable ability



Fig. 8. Comparison of Load-Displacement curves between diaphragm and non-diaphragm connections.

5개의 콘크리트충전 원형강관 접합부에 대해 외다이아프램을 적용한 접합부의 경우 적용 전 보다 1.1~1.9배의 에너지 소산능력 을 보였다. 실험체 중 강관의 두께가 4.5mm로 가장 얇은 실험체인 D1-B1/2-5C에서 외다이아프램의 적용에 따른 에너지 소산의 증 가율이 가장 높게 나타났다.

SA440(항복강도 : 544MPa, 인장강도 : 648MPa)의 강재를 사용하여 12mm 두께의 강관을 가진 D1-B1/2-6A와 SHY685NS(항 복강도 : 806MPa, 인장강도 : 914MPa)의 강재를 사용하여 9mm 두께로 제작한 강관을 사용하는 D1-B1/2-8C를 비교해보면 각 외 다이아프램 접합부의 에너지소산량은 20000kNmm에 가까운 유 사한 결과 값을 나타내었다. 하지만 에너지 소산량의 증가율을 보 았을 때 D1-B1/2-6A는 1.55배의 높은 증가율을 보이는 반면, D1-B1/2-8C는 1.09배 증가하였다. 항복강도와 초기강성 역시 D1-B1/2-6A 실험체에서 더 높은 증가율을 보였다. 이것은 콘크리 트충전 원형강관과 H형강 보의 인장내력이 강관 재료의 강도에 큰 영향을 받는다는 것을 보여주며, 또한 고강도 강관을 사용하지 않 고도 외다이아프램을 적용하여 접합부의 인장내력 및 에너지 소 산능력을 향상시킬 수 있음을 나타내는 것이라고 판단된다.

5. 결 론

본논문에서 외다이아프램이 적용된 콘크리트충전 원형강관기 둥-보 모멘트접합부의 단순인장형 모델에 대해 분석하고 고찰한 내용을 요약하면 다음과 같다.

(1) 외다이아프램이 적용된 콘크리트충전 원형강관기둥-보 모 멘트접합부의 단순인장형 실험체에 대한 유한요소해석모델을 제 작하였다. 하중-변위 곡선, von Mises stress 응력도를 비교 분석하 여 6개의 해석모델이 상응하는 실험체의 내력 및 변형도 그리고 파 괴양상을 매우 유사하게 예측하는 것을 확인하였고 이를 통해 해 석모델을 검증하였다.

(2) AIJ2008 설계식을 이용한 내력 및 변형 예측결과와 실험결 과 및 해석결과를 비교하였다. 이를 통해 AIJ2008은 콘크리트충전 원형강관기둥-보 모멘트접합부의 주요 저항요소를 실제와 유사 하게 고려하여 각기 다른 파괴모드에 따른 거동을 잘 예측하였다.

(3) 외다이아프램 접합부 모델과 외다이아프램이 없는 무보강 접합부 모델을 유한요소법을 이용하여 외다이아프램의 영향성을 분석하였고, 외다이아프램을 통해 접합부의 항복내력, 초기강성, 에너지소산능력을 향상시킬 수 있음을 확인하였다.

본 연구는 외다이아프램 모멘트접합부의 내진성능을 개선하

기 위한 기초연구로써, 추후 본 연구에서 검증한 해석모델을 활용 하여 매개변수연구와 반복하중에 대한 내진성능 연구를 진행할 예정이다.

감사의 글

본 연구는 서울과학기술대학교 교내연구비의 지원으로 수행되 었습니다. 이에 감사드립니다.

참고문헌(References)

- Bruneau, M., Uang, C.-M., and Whittaker, A. (1998) *Ductile* Design of Steel Structures, McGraw-Hill, USA.
- [2] Kato, B. (Ed.) (1997) Kobe Earthquake Damage to Steel Moment Connection and Suggested Improvement, JSSC Technical Report No. 39, Japanese Society of Steel Construction, Japan.
- [3] 김경태, 이헌우, 김영기, 김태진, 김종호(2017) 수직다이아 프램을 사용한 충전형 각형강관기둥 접합부의 내력 평가, 한 국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제29권, 제3호, pp.237-247.

Kim, K., Lee, H.-W., Kim, Y.-K., Kim, T., and Kim, J.-H. (2017) Structural Strength of Beam-to-CFT Connections with Vertical Diaphragm, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.29, No.3, pp.237-247 (in Korean).

[4] 김도범, 윤여상, 염경수, 최성모(2018) 링다이아프램 보강 용접조립각형 CFT 기둥-보 접합부의 성능 평가, 복합신소재 구조학회논문집, 한국복합신소재구조학회, 제9권, 제3호, pp. 106-116.

Kim, D.-B., Yun, Y.-S., Yom, K.-S., and Choi, S.-M. (2018) The Performance Evaluation of Beam to CFT Column Connection Stiffened by Ring Diaphragm, *Journal of the Korean Society for Advanced Composite Structures*, KOSACS, Vol.9, No.3, pp.106-116 (in Korean).

- [5] Kurobane, Y., Packer, J.A., Wardenier, J., and Yeomans, N. (2004). Design Guide for Structural Hollow Section Column Connections (CIDECT Series of "Construction With Hollow Sections" No. 9), Verlag TUV Rheinland, Germany.
- [6] Wardenier, J., Packer, J.A., Zhao, X.-L., and van der Vegte, G.J. (2010) *Hollow Sections in Structural Applications*, CIDECT, Switzerland.
- [7] 日本建築学会(1997) コンクリート充填鋼管構造設計施工

指針, 日本建築学会, 日本.

Architectural Institute of Japan (1997) *Recommendations* for Design and Construction of Concrete Filled Steel Tubular Structures, AIJ, Japan (in Japanese).

- [8] 日本建築学会(2008) コンクリート充填鋼管構造設計施工 指針(第2版), 日本建築学会, 日本.
 Architectural Institute of Japan (2008) Recommendations for Design and Construction of Concrete Filled Steel Tubular Structures (2nd Ed.), AIJ, Japan (in Japanese).
- [9] 한국강구조학회 (2016) KBC 합성구조 설계매뉴얼, 제9장, 한국강구조학회.
 KSSC (2016) Design Manual of Composite Structures, Chapter 9, KSSC, Korea (in Korean).
- [10] Tjahjanto, H., MacRae, G., Abu, A., Clifton, C., Beetham, T., and Mago, N. (2015) *Behavior of External Diaphragm Connections for Square CFST Columns Under Bidirectional Loadings*, Paper presented at the 8th International Conference on Behavior of Steel Structures in Seismic Areas, Tongji University, China.
- [11] 福元敏之,山谷博愛,森田耕次(2000) コンクリート充てん円形 鋼管柱:鉄骨はりの外ダイアフラム形式接合部の研究:接合部 局部の弾塑性性状,日本建築学会構造系論文集,日本建築学会, 第65巻, pp.163-170.

Fukumoto, T., Yamaya, H., and Morita, K. (2000) Connection Between Concrete-Filled Circular Tubular Steel Columns and Steel Beams Reinforced with External Diaphragms: Elasto-Plastic Behavior of Local Connection, *Journal of Structural and Construction Engineering*, AIJ, Vol.65, pp.163-170 (in Japanese).

- [12] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2014) Abaqus Analysis User's Manual Version 6.14., DSS, USA.
- [13] Du, G.-F., Bie, X.-M., Li, Z., and Guan, W.-Q. (2018) Study on Constitutive Model of Shear Performance in Panel Zone of Connections Composed of CFSSTCs and Steel-Concrete Composite Beams with External Diaphragms, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.155, pp.178-191.
- [14] 신경재, 권영란(2002) 외부 T 스티프너를 이용한 각형강관 기둥-H 형강보 접합부의 인장거동 해석, 한국강구조학회논 문집, 한국강구조학회, 제14권, 제1호, pp.69-78.
 Shin, K.J., and Kwon, Y.R. (2002) Tensile Behavior Analyses of Tubular Column to H-Beam Connections with T-Stiffeners, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.14, No.1, pp.69-78 (in Korean).
- [15] 이성도, 김필중, 김규석(2004) 각형강관 기둥-H형강보의 접 합부 내력 평가: 외측형 다이아프램 접합부를 중심으로, 한국 강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제16권, 제1호, pp.11-20.
 Lee, S.D., Kim, P.J., and Kim, K.S. (2004) The Strength of Square Steel Tubular Column to H-Beam Connections: Focused on the Connections with Outside-Type Diaphragm, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.16, No.1, pp.11-20 (in Korean).

요 약: 본 논문은 유한요소해석을 통해 외다이아프램이 적용된 콘크리트 충전 원형 강관 기둥-보 접합부의 인장 거동에 대해 연구 하였다. 선행 실험연구 결과를 이용하여 정확도 높은 해석모델을 개발하였으며, AIJ2008에서 제안한 외다이아프램 접합부의 플랜지 축인장 내력 및 변형 산정 식을 평가하였고 그 결과 AIJ2008의 제안식을 이용하여 소성설계가 가능하며 이를 통해 경제적인 설계가 가 능하다고 판단된다. 또한 외다이아프의 유무에 따른 해석모델 간의 내력 및 변형 비교를 통하여 외다이아프램의 영향을 평가하였다. 핵심용어 : 콘크리트충전 원형 강관기둥-보 접합부, 외다이아프램, 에너지 소산능력, AIJ2008, 유한요소해석