Journal of Korean Society of Steel Construction
Vol.27, No.4, pp.399-410, August, 2015

ISSN(print) 1226-363X ISSN(online) 2287-4054
DOI http://dx.doi.org/10.7781/kjoss.2015.27.4.399

대구경 콘크리트 충전형 합성기둥의 전단 설계식 분석

정은비[1] · 염희진[2] · 유정한[3]*

[1]석사과정, 서울과학기술대학교, 건축학부, [2]석사과정, 서울과학기술대학교, 건축학부, [3]조교수, 서울과학기술대학교, 건축학부

Investigation of Shear Design Expressions of Large-Diameter Concrete-Filled Steel Tubes(CFT)

Jung, Eun Bi[1], Yeom, Hee Jin[2], Yoo, Jung Han[3]*

[1]Master's Course, School of Architecture, Seoul National University of Science & Technology, Seoul, 139-743, Korea
[2]Master's Course, School of Architecture, Seoul National University of Science & Technology, Seoul, 139-743, Korea
[3]Assistant Professor, School of Architecture, Seoul National University of Science & Technology, Seoul, 139-743, Korea

Abstract - Concrete filled steel tube(CFT) has outstanding deformation capacity and strength in comparison with reinforced concrete or steel tube. CFT drilled shaft, which is developed large shear force due to seismic load and soil liquefaction, is designed as large diameter. However, shear design equations of the current standards do not consider bond stress of CFT and it results in extremely conservative design. Currently, previous studies for improving shear equations scarcely exist and are impossible applied to large CFT drilled shafts since these studies focus on only small scale experimental research. In this study, eventually to propose improving shear equation of large diameter CFT, it is preliminary research to compare and investigate the previous studies and current standards.

Keywords - Concrete filled steel tube, Bond stress, Shear strength, Shear span ratio, Axial force ratio, Diameter to thickness ratio

1. 서 론

원형 콘크리트 충전형 합성기둥(Concrete filled steel tube, CFT)은 거푸집의 역할을 하는 원형 강관 안에 콘크리트를 채운 합성구조로써 공기단축 및 경제적인 시공이 가능하다. 또한, 철근콘크리트나 강구조와 비해 우수한 강도와 변형 능력을 지니며 교각, 케이슨과 현장타설말뚝의 시공에 많은 이점이 있다[1],[2].

Fig. 1과 같이, 현장타설말뚝 등의 해양구조물은 지진, 토양의 액상화(Liquefaction), 측방확산(Lateral spreading) 현상에 따라 큰 국부 전단력을 받게 되며 이를 방지하기 위해 큰 직경으로 설계되어진다. 그러나 CFT 현행 설계기준(ACI[3], AISC[4], Eurocode 4[5])의 비합리적인 전단 설계식으로 인해 시공성 및 경제성 저하를 발생시키며 CFT의 적용성이 제한된다. 그럼에도 불구하고 CFT 전단 설계식을 뒷받침해 줄 수 있는 실험 연구는 거의 존재하지 않으며, 그 조차 소규모로 제한된 실험 연구만이 수행되었다[6],[7],[8].

현행 CFT의 설계기준은 대표적으로 ACI[3], AISC[4], Eurocode 4[5]에 제시되어 있다. 그러나 각 설계기준에서 제시하는 CFT 전단설 계식의 강도 평가 방법이 서로 상이하는 등 일관되지 않은 규정에 따라 CFT의 사용이 제한적이다. 또한 전단성능에 상당한 영향을 미치는 전단스팬비, 콘크리트와 강관 사이의 부착응력, 축력비 등을 무시하여 CFT의 강도평가를 보수적으로 산정하는 경향을 보이고 있다. CFT는 부착응력(Bond stress)으로 인하여 외력이 작용할 때 강관의 국부좌굴 억제 및 3축 응력 상태로 콘크리트를 구속하여 강도와 변형 능력의 상승효과를 발휘할 수 있다[9]. 따라서 CFT의 부착응력을 전단 설계식에 반영한다면 보다 합

Note.-Discussion open until February 28, 2016. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on June 9, 2015; revised July 7, 2015; approved on July 24, 2015.
Copyright ⓒ 2015 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.
Tel. +82-2-970-9015 Fax. +82-2-974-1480
E-mail. happyjh@seoultech.ac.kr

리적인 시공으로 경제성과 적용성 상승을 예상할 수 있다.

Roeder 등[10]은 CFT 기둥의 구속효과에 대한 연구를 수행하였고, CFT의 직경(D), 직경두께비(D/t)와 부착응력의 관계를 확인하였다(Fig. 2). 직경과 직경두께비는 콘크리트의 건조 수축과 두드러지게 밀접한 관계이며 이에 의해 직경과 직경두께비가 클수록 아주 작은 부착응력을 갖게 되고 반대로 직경과 직경두께비가 작을 수록 큰 부착응력을 갖게 됨을 나타냈다. 또한 국내의 최근 연구결과 부착응력이 설계기준에 적용될 때 직경크기와 직경두께비를 구분하여 적용하는 것이 합리적임을 제시하였다[11]. 소구경 CFT와 대구경 CFT는 같은 설계식이 적용될 수 없으며 직경과 직경두께비에 의해 경제성과 시공성에 민감한 영향을 받는 대구경 CFT의 전단 연구에 대한 중요성을 알 수 있다.

Radhika[12]는 동일한 직경의 CFT 기둥에서 기둥 전체길이가 부착응력에 미치는 영향에 대해 연구하였고, 이때 단주보다 장주일수록 구속효과를 증가되며 최대강도가 증가하는 결과를 나타냈다. 선행 연구의 소규모 전단실험 결과을 기반으로 제시되고 있는 현 설계기준의 전단 설계식을 현장타설 말뚝과 같이 상대적으로 긴 길이를 갖는 부재에 적용하기에는 부적합함이 있음을 보여준다.

이 연구는 대구경 콘크리트 충전형 합성기둥의 합리적인 전단 설계식을 제안하기 위한 기초 연구이다. 원형 CFT 기둥의 현행 설계기준과 기존 실험결과를 분석하였으며 분석된 기존 실험 연구를 바탕으로 주요 현행 설계기준에서 제시

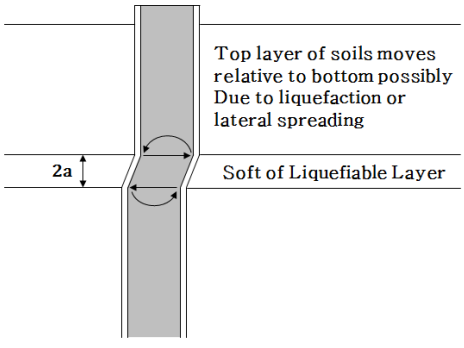


Fig. 1. CFT drilled shaft subjected to large shear force

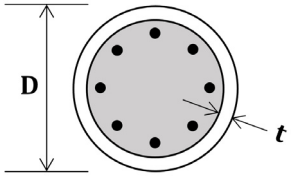


Fig. 2. Cross section of circular CFT

하는 CFT 전단 설계식의 적절성을 판단하고자 한다. 설계기준에서 제시하는 전단 설계식의 분석을 위해 ACI[3], AISC[4], Eurocode 4[3] 등의 주요 국외 설계기준을 적용하였다. 기존 실험 연구의 분석으로 전단스팬비(a/D), 재료의 강도(f'_c, f_y), 직경두께비(D/t) 및 축력비(N/N_o) 등에 따른 전단강도의 영향을 알아본다. 기존 실험 연구는 콘크리트 충전형 강관의 전단거동과 관련된 실험결과로써 전단연결재 미설치 및 탄소섬유쉬트(CFRP Sheets) 보강이 되지 않는 원형 CFT 기둥의 전단 실험결과를 사용하였다.

2. 현행 설계 기준 분석

원형 콘크리트 충전형 합성 기둥은 콘크리트와 강재의 상호작용으로 인하여 우수한 성능을 지닌다. 현행 설계기준은 CFT의 직경두께비 제한 값, 콘크리트와 강재의 강도 및 강재비 제한 값, 전단 강도 평가 방법을 제시하고 있으며 이 연구에서는 각 설계 조항을 비교분석하였다. 현행 설계기준 분석을 위해 ACI[3], AISC[4], Eurocode 4[5] 등의 주요 설계기준을 적용하였다. 여기서, 국내 설계기준에서 콘크리트는 ACI를 따르며, 강재는 AISC를 따르고 있어 따로 언급하지 않는다.

2.1 각 설계기준의 사용제한

Table 1은 원형 CFT 기둥의 강재와 콘크리트 강도 제한값과 강재비 제한값을 나타낸 것이다. ACI의 경우 관련된 규정이 전무하며 이에 따라 다른 설계기준들과 달리 진화되지 않았음을 확인할 수 있다. 재료 강도 제한값은 AISC의 경우 강재는 525MPa, 콘크리트는 70MPa이며, EC4의 경우 강재는 460MPa, 콘크리트는 60MPa로 현재 건축물에 적용되고 있는 고강도 부재보다 다소 보수적임을 보여준다. 이는 실험부족으로 인한 근거 불충분으로 제한되고 있다. 강재비 제한에서는 AISC의 경우 CFT의 총 단면적과 강재의 단면적 비로 나타내고 있으며, EC4의 경우 콘크리트, 철근, 강관과 같이 각 요소의 단면적과 재료의 강도까지 고려하여 CFT 소성저항의 비로 제시하고 있다. EC4가 각 재료의 특성을 고려하여 강재비를 평가하며 규정의 유연성을 보여준다.

원형 CFT 기둥의 직경두께비(D/t) 제한값과 강종에 따른 한계값을 Table 2에 나타내었다. 직경두께비가 큰 원형 CFT 기둥이 외력에 의해 국부좌굴이 발생된다면 기둥은 소

Table 1. Limiting material strength and steel ratio of CFT

	ACI	AISC	EC4
f_y	-	525MPa	460MPa
f'_c		21MPa -70MPa	20MPa -60MPa
Steel ratio		$1\% \le \frac{A_s}{A_g}$	$0.2 \le \delta \le 0.9$ $(\delta = \frac{A_a f_{yd}}{N_{pl.Rd}})$

AISC, A_s : Cross-sectional area of steel,
A_g : Gross area of composite member
EC4, A_a : Cross-sectional area of the steel,
f_{yd} : Yield strength of steel,
A_c : Cross-sectional area of concrete,
f_{cd} : Compressive strength of concrete,
A_s : Cross-sectional area of reinforcement,
f_{sd} : Yield strength of reinforcement
$N_{pl.Rd} = A_a f_{yd} + A_c f_{cd} + A_s f_{sd}$

Table 2. Limiting diameter-to-thickness ratios of CFT

	ACI	AISC			EC4
		λ_p	λ_r	Max.	
Limit	$\sqrt{\frac{8E_s}{f_y}}$	$\frac{0.15E_s}{f_y}$	$\frac{0.19E_s}{f_y}$	$\frac{0.31E_s}{f_y}$	$90\frac{235}{f_y}$
Steel grade (1)	83.5	130.9	165.7	270.4	90.0
Steel grade (2)	72.2	97.6	123.7	201.7	67.1
Steel grade (3)	60.4	68.3	86.6	141.2	47

Steel grade (1): SS400, E_s=205000MPa, f_y=235MPa
(2): SM490, E_s=205000MPa, f_y=315MPa
(3): SM570, E_s=205000MPa, f_y=450MPa

성 강도에 도달하지 못하고 강도가 감소한다. 각 설계기준에서는 직경두께비 제한 값을 설정함으로써 국부좌굴을 방지를 막으며 단면의 효율성을 고려한다. AISC의 설계기준은 다른 설계기준들과 달리 조밀(Compact)단면, 비조밀(Non-compact)단면 및 최대 허용(Max) 등으로 구분하여 부재설계에 있어서 유연성을 갖는 기준을 보여준다. 강종에 따라 직경두께비 제한값에 의한 한계값은 강재의 항복강도가 커질수록 감소하였으며, 전반적으로 AISC는 가장 완화된 기준을 보여주었다. 또한, 강종 SS400일 때는 ACI, 강종 SM490와 SM570일 때는 EC4가 다른 설계기준에 비하여 엄격한 기준을 보였다. ACI, EC는 직경두께비가 큰(예를 들어, $D/t = 80$ 이상) CFT에 대하여 현재 사용되고 있는 강재 SM490과 SM570의 적용이 어려우며 고강도 강재의 적용이 상당히 제한적임을 나타낸다.

2.2 원형 CFT의 전단 설계식

2.2.1 ACI

ACI는 원형 CFT 기둥의 강관을 제외한 콘크리트와 철근의 단면만을 고려한 방법을 사용한다. 전단력과 휨모멘트만을 받는 부재일 경우 식 (1-a)에 의해 산정되며, 전단과 동시에 축방향 압축력을 받는 부재의 경우 식 (1-b)에 의해 산정되도록 규정하고 있다.

$$V_n = V_c + V_{s(reinforcement)} = 0.17\sqrt{f'_c}A_c + \frac{A_v f_{yt} d}{s} \quad (1\text{-a})$$
$$\phi = 0.75$$

$$V_n = V_c + V_{s(reinforcement)} = 0.17\left(1 + \frac{N_u}{14A_{gc}}\right)\sqrt{f'_c}A_c + \frac{A_v f_{yt} d}{s} \quad (1\text{-b})$$
$$\phi = 0.75$$

단, 원형 CFT에서 무근콘크리트로 채운 콘크리트만의 전단강도는 전단력에 대한 위험단면의 위치를 결정할 때 면적이 같은 무근콘크리트 정사각형 부재로 취급할 수 있다. 무근콘크리트 설계에서 전단력에 대한 직사각단면의 설계는 다음과 같다.

$$V_n = V_c = 0.11\sqrt{f'_c}b_w h \quad (1\text{-c})$$
$$\phi = 0.60$$

2.2.2 AISC

AISC에서 원형 CFT 기둥의 전단강도를 평가하는 방법은 3가지가 있다. 첫 번째로, 콘크리트 단면과 철근 단면을 무시하고 강관의 단면만을 고려하는 방법이 있다. 두 번째 방법은 ACI를 참고한 방법을 제시하고 있다. 마지막 방법은 CFT의 강재만을 적용한 방법으로 강관과 철근의 단면이 고려되어진다. 세 가지 설계 규정에 따른 전단 설계식은 다음과 같다.

(1) 강관의 단면만을 고려할 경우는 콘크리트와 철근의 기여를 무시하고 단일 부재로 가정하는 것으로, 강구조 설계 규정에서 제시하고 있는 원형 강관의 전단 설계식을 사용하고 있다.

$$V_n = V_{s(tube)} = F_{cr}A_s/2 \quad (2\text{-a})$$

여기서, F_{cr}은 다음 식 (2-a$_1$), (2-a$_2$) 중 큰 값을 사용하되 $0.6f_y$을 초과하여서는 안 된다.

$$F_{cr} = \frac{1.60E_s}{\sqrt{\frac{L_v}{D}}\left(\frac{D}{t}\right)^{\frac{5}{4}}} \quad (2\text{-a}_1)$$

$$F_{cr} = \frac{0.78E_s}{\left(\frac{D}{t}\right)^{\frac{3}{2}}} \quad (2\text{-a}_2)$$

$$\phi_v = 0.90$$

(2) ACI를 참조하여 철근콘크리트 또는 무근콘크리트만을 고려할 경우는 식 (1-a), (1-b), (1-c)와 같으므로 생략한다. 이 방법에서는 ACI와 일치하는 강도저감계수 0.75가 적용된다.

$$\phi_v = 0.75$$

(3) 강관과 철근 단면을 고려할 경우 AISC의 강관 전단 설계식(2-a)와 ACI의 전단 설계식(1-a)에서 철근의 전단 설계식을 조합한다. AISC는 첫 번째 설계식의 강도저감계수를 0.90, 세 번째 설계식에는 강도저감계수를 ACI와 같은 값인 0.75로 규정하여 강관의 철근의 조합에 대한 영향을 고려하였다.

$$V_n = V_{s(tube)} + V_{s(reinforcement)} = F_{cr}A_s/2 + \frac{A_v f_{yt} d}{s} \quad (2\text{-b})$$

$$\phi_v = 0.75$$

2.2.3 Eurocode 4

EC4의 전단만을 받는 CFT에 대한 단순화된 방법은 AISC의 첫 번째 방법과 마찬가지로 강관의 단면만을 고려한 방법을 사용하고 있다. 원형 강관은 단면적을 $2A_s/\pi$으로 고려하고, 강도는 AISC의 제한값과 같은 $f_y/\sqrt{3} \approx 0.6f_y$로 제시하고 있다. 그러나 AISC에 비해 EC4의 강관 단면 고려는 약 1.27배 더 큰 강관의 단면적을 적용한다.

$$V_{Ed} = V_{pl.a.Rd} = \frac{A_s(f_y/\sqrt{3})}{\gamma_{MO}} = \frac{(2A_s/\pi)(f_y/\sqrt{3})}{\gamma_{MO}} \approx \frac{(2A_s/\pi)(0.6f_y)}{\gamma_{MO}} \quad (3)$$

$$\gamma_{MO} = 1.0$$

위와 같은 정리에 따라, 주요 현행 설계기준이 일관되지 못한 전단강도 평가를 내리고 있는 것을 확인하였다. 공통적인 결점은 현행 설계기준이 철근콘크리트구조, 강구조와 합성구조의 구조적인 차이점을 반영하지 못하고 있으며 CFT의 모든 요소를 고려하지 않는 다는 것이다. ACI는 철근콘크리트 또는 무근콘크리트만을 고려하고, AISC는 강재(강관만을 혹은 철근과 강관의 합) 또는 철근콘크리트만을(ACI를 참고하여), EC4는 강관만으로 전단 설계식을 산정하고 있다. 또한 CFT의 전단강도에 큰 영향을 미치는 전단스팬비, 축력비, 부착응력 등의 대한 미흡한 고려로 보수적으로 설계되기 쉽다.

3. 기존 연구 분석

초기의 CFT 전단 실험연구는 각형 CFT 기둥을 중심으로 이루어 졌다[13],[14]. 그 이후로 Xu 등[6], Xiao 등[7], Nakahara와 Tokuda[8]는 소구경(약 160mm)의 CFT로 제한된 전단실험 연구를 수행하였다. 실험에서 가력방법은 횡하중만을 받거나 축하중과 횡하중을 받는 CFT 전단 실험으로 실행되었다. Table 3은 CFT의 전단실험연구를 정리한 표이다. 여기서 D는 강관의 직경, t는 강관의 두께, D/t는 직경두께비, L은 실험체 전체 길이, f'_c는 콘크리트의 압축강도, f_y는 강관의 항복강도, a/D는 전단스팬비, N/N_o는 축력비를 뜻한다.

Xu 등[6]은 Fig. 3과 같은 정적 횡하중을 적용한 3점 실험을 통해 총 35개 실험체를 전단스팬비와 직경두께비, 콘크리

트 종류(일반 콘크리트, 자기응력 콘크리트) 및 압축강도, 실험체 양 끝단의 엔드 플레이트 설치 유무에 따라 전단강도를 평가하였다. 전단스팬비는 0.1~1까지 변수로 두었으며, 직경두께비는 38, 56으로 설정하였다. 실험결과, 전단스팬비 0.5이상에서는 휨파괴, 그 외의 모든 실험체는 전단파괴가 발생하였다(Fig. 4). 전단스팬비와 직경두께비가 증가할수록 전단강도는 감소하였으며 콘크리트의 압축강도가 증가할수록 전단강도는 증가하였다. 자기응력 콘크리트(Self stressing concrete) 사용 유무와 실험체 양 끝단의 엔드 플레이트 설치 유무의 경우 CFT의 부착응력과 밀접한 관계가 있다. 일반콘크리트에 비해 자기응력 콘크리트는 콘크리트의 수축을 방지하고, 자기 압축 응력을 유도함에 따라 CFT의 부착응력을 증가시킬 수 있다. 또한 엔드 플레이트를 실험체 끝단에 설치함으로써 콘크리트와 강관의 슬립이 방지되고, 부착응력의 감소를 막을 수 있다. Fig. 5는 엔드 플레이트 유무에 따른 강도 및 강성의 변화를 보여주는 전단 실험결과이다. 여기서, 실험체 Uc-2은 엔드 플레이트가 존재하지 않으며, Sc-2는 엔드 플레이트를 갖는다. 초기 강성에는 큰 변화가 없으나 콘크리트 파괴가 발생한 B점 이후로 강성과 강도의 차이를 보여주었다. 이는 실험체 Uc-2가 콘크리

Table 3. Previous experimental studies of CFT subjected to shear

	Xu *et al.*[6]	Xiao *et al.*[7]	Nakahara and Tokuda[8]
Test type	Monotonic Lateral Force	Monotonic Lateral Force -Constant Axial Force	Cyclic Lateral Force -Constant Axial Force
The number of specimen	35	58	5
D(mm)	140-166	160-166	165
t(mm)	2.96-3.68	3-6.5	5
D/t	38, 56	29-55	33
L(mm)	600	154-800	165
f'_c(MPa)	28-33	26-32	49, 64
f_y(MPa)	364, 371	345-445	534, 542
a/D	0.1-1	0.14-1	0.5
N/N_o	0	0-0.4	0-0.4

D : Diameter of steel tube, t : Thickness of steel tube, D/t : Diameter to thickness ratio, L : Total length, f'_c : Compressive strength of concrete, f_y : Yield strength of steel tube, a/D : Shear span ratio, N/N_o : Axial force ratio

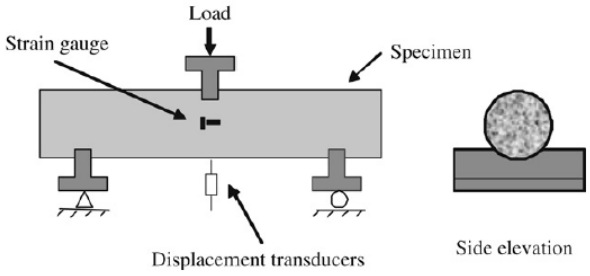
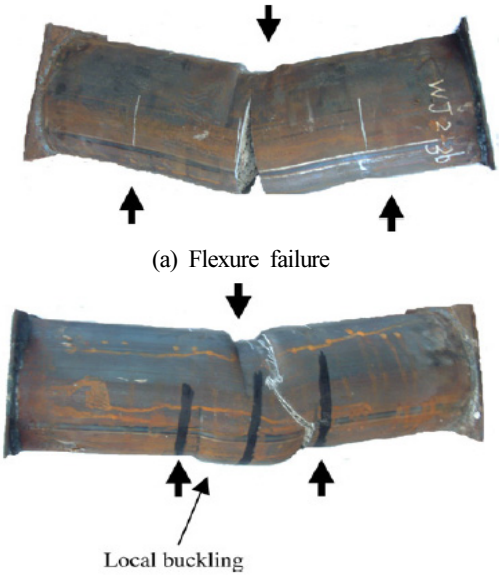


Fig. 3. Test setup by Xu *et al.*[6]



(a) Flexure failure

(b) Shear failure

Fig. 4. Failure of CFT by Xu *et al.*[6]

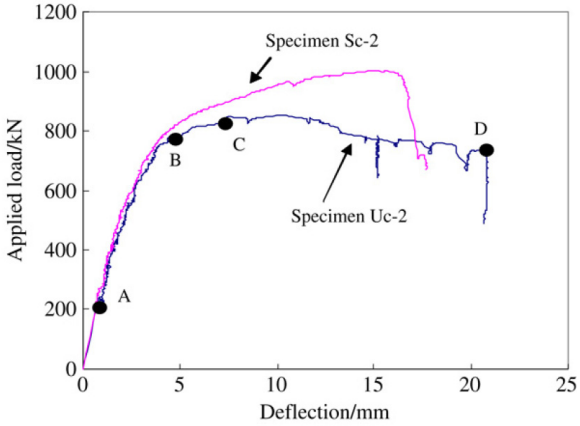


Fig. 5. The comparison of applied load-deflection curves with end plate by Xu *et al.*[6]

트 파괴에 의해 슬립이 발생되고, 콘크리트와 강관의 부착응력이 감소되어 간접적으로 강도에 영향을 끼쳤기 때문이다. 따라서 엔드 플레이트의 설치, 일반콘크리트보다 자기응력 콘크리트를 적용할 때 전단강도를 증가시킬 수 있었으며 이에 따라 부착응력과 전단강도의 영향을 확인할 수 있었다.

Xiao 등[7]은 총 58개의 실험체 양단에 엔드 플레이트를 설치하여 일정한 압축하중을 준 상태에서 실험체의 중심부에 정적 횡하중을 가했다(Fig. 6). 주요 변수는 전단스팬비, 강관과 콘크리트의 강도, 강관의 직경과 두께, 실험체의 길이, 축력비 이다. 콘크리트와 강관의 강도, 축력비가 증가할수록 전단강도는 증가하였다. 또한 전단스팬비가 감소할수록 전단강도는 증가하였으며, 전단스팬비 0.14와 0.4에서는 전단파괴, 0.5와 1에서는 휨파괴가 발생하였다.

다른 연구와 달리 Xiao 등[7]은 끝단 길이의 영향을 파악하기위해 일정한 전단스팬비($a/D=0.14$)를 갖으며 실험체 전체 길이를 변수로 실험을 수행하였다. 끝단길이는 실험체의 가력위치에서부터 지지점의 위치까지의 전단 지간을 제외한 나머지 길이를 말한다. Fig. 7에서 보듯이, 첫 번째 끝단길이가 짧은 실험체에서는 엔드 플레이트와의 접합부에서 용접파단이 발생되었으나 동일한 전단스팬비를 갖으며 끝단길이가 긴 실험체는 용접파단 없이 큰 전단강도가 발휘되며 최종적으로 실험체에서 전단파괴가 발생하였다. 이는 끝단 길이가 짧은 실험체는 부착응력이 상당히 작게 발휘되며 큰 전단변형에 의해 용접파단이 발생한 것으로 보인다. 이 실험체 이후에 실험한 끝단길이가 짧은 실험체 시리즈는 엔드 플레이트와의 접합부에 용접 보강을 한 후 다시 실험을 진행하였다. 실험결과 Fig. 8과 같이, 용접 보강된 끝단길이가 짧은 실험체(double welding s22-c3-1)와 긴 실험체(long to short s22-c3-1)의 최대 전단강도는 비교적 유사하였으며 모두 접합부의 용접파단 없이 실험체의 전단파괴가 발생되었다. 끝단길이가 긴 실험체는 콘크리트와 강재의 부착응력 증가로 인하여 슬립 감소와 용접파단 방지로 효율적인 전단강도가 발생된 것으로 추측된다. 또한 엔드 플레이트와 실험체간의 용접보강이 된 끝단길이가 짧은 실험체의 경우 용접보강에 의해 슬립이 방지되어 궁극적으로 전단강도가 증가한 것으로 판단된다. 향후 연구에서 끝단길이와 엔드 플레이트의 각 영향을 파악하기 위해 끝단길이를 변수를 갖으며 엔드 플레이트가 없는 실험체의 전단 실험연구가 요구된다.

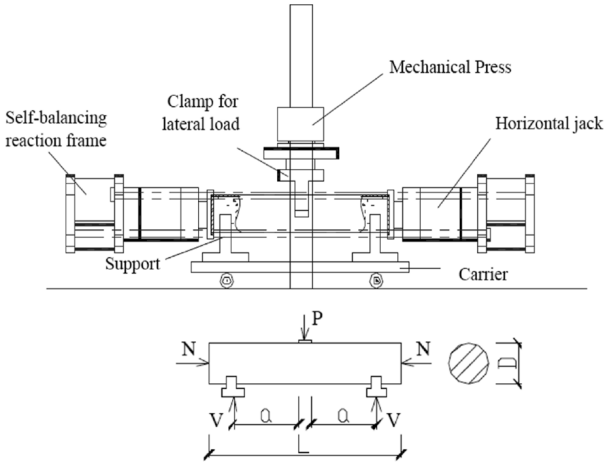


Fig. 6. Test setup by Xiao *et al.*[7]

Fig. 7. Weld rupture of end plate for short specimen by Xiao *et al.*[7]

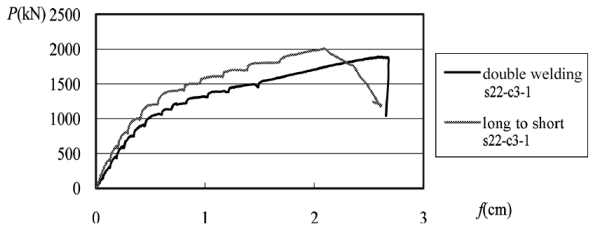


Fig. 8. Effect of weld strengthening by Xiao *et al.*[7]

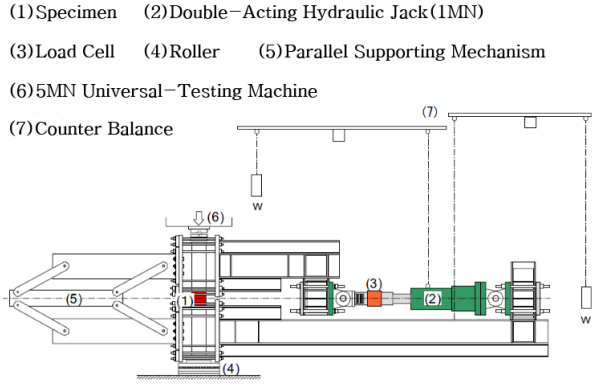


Fig. 9. Test setup by Nakahara and Tokuda[8]

CC05-40-1N

(a) Specimen of axial force ratio=0.1

CC05-40-4N

(b) Specimen of axial force ratio=0.4

Fig. 10. The specimens after the test by Nakahara and Tokuda[8]

Fig. 9는 Nakahara와 Tokuda[8]의 전단 실험 셋업이며 변수는 축력비와 콘크리트 압축강도였으나 콘크리트 압축강도에 따라 축력비를 다르게 설정함으로써 콘크리트 압축강도만의 영향을 파악하기에는 어려움이 있다. 모든 실험체의 전단스팬비는 0.5, 직경과 길이는 165mm, 강재의 항복강도는 약 540MPa으로 설정되었다. 실험체 양단에는 두께 12mm의 엔드 플레이트 용접하여 설치하였으며 일정한 축하중과 동적 횡하중을 주었다. Fig. 10은 축력비를 변수로 진행된 전단실험 후 실험체의 형상이다. CC05-40-1N은 축력비가 0.1, CC05-40-4N은 축력비가 0.4인 실험체이다. 축력비가 0.1인 실험체는 두드러진 변형이 보이지 않았으나, 축력비가 0.4인 실험체는 콘크리트의 체적 변형으로 인하여 강관의 옆면이 볼록하게 도드라진 부분이 나타났다. 최종적으로 모든 실험체는 전단파괴가 발생하였으며 강관의 전단항복이후로 실험체의 전단강도가 증가하였다. Fig. 11에서와 같이 실험 결과, 축력비에 따라 전단강도에 영향을 미침을 확인하였다. 축력비가 0.1일 때 보다 0.2에서 큰 전단강도를 갖지만, 축력비가 0.4일 경우에서는 축력비 0.2보다 작은 전단강도를 보였다. 이는 앞에서 언급한 Xiao 등[7]과는 다른 실험결과를 보였다. 실험체 셋팅 및 실험 방법 등에 따라 변수 요인이 작용한 것으로 추측된다. Nakahara와

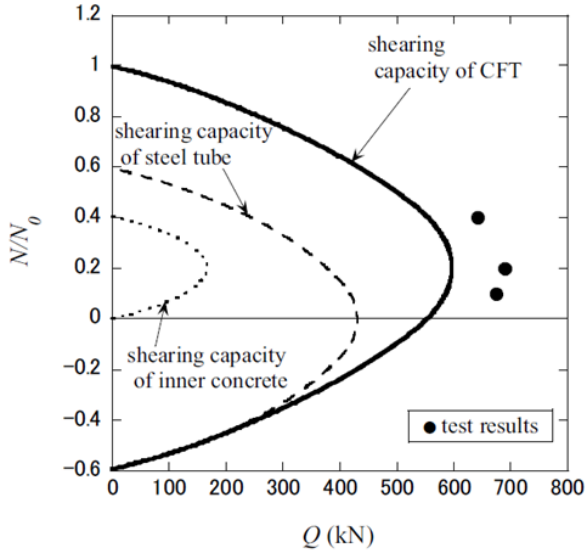


Fig. 11. Relations between axial force and shearing capacity by Nakahara and Tokuda[8]

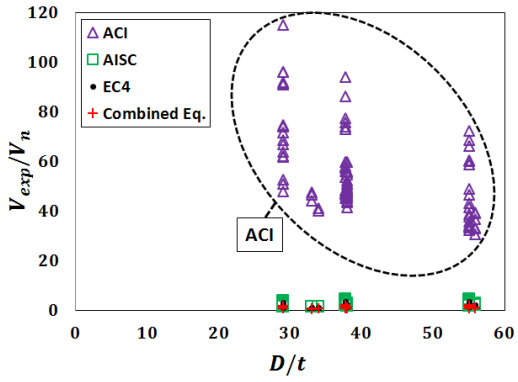
Tokuda[8]의 실험체의 수가 제한적이며, 현재까지 압축-전단의 조합하중을 받는 CFT에 대한 연구는 미흡하기 때문에 이에 대한 추가 연구가 필요하다.

기존 실험연구 분석을 통해 원형 CFT의 전단성능에 큰 영향을 미치는 변수를 도출하였다. 전단강도의 주요 변수인 전단스팬비는 전단지배와 휨지배의 직접적인 기준이 된다. Nakahara와 Tokuda[8]는 전단스팬비 0.5에서 전단파괴가 확인되었으며, 다른 연구들의 경우 전단스팬비가 0.1이상 0.5미만에서 전단파괴가 발생하였다. 대략적으로 전단스팬비가 0.5이하일 때 전단파괴가 발생하여 휨보다 전단의 지배가 큰 것을 확인하였다. 전단스팬비와 직경두께비가 증가할수록 전단강도는 감소하였으며, 반면에 재료강도가 증가할수록 전단강도가 증가함을 확인하였다. 전단강도를 증가시킬 수 있는 축력비의 한계와 부착응력에 밀접한 관계가 있는 끝단길이에 대한 연구의 필요성이 요구된다.

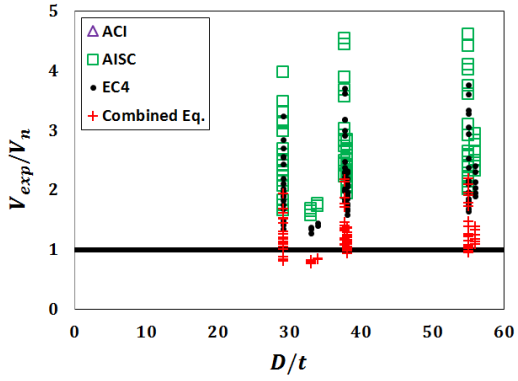
4. 설계기준과 기존 실험연구의 비교

이 장에서는 기존 실험 연구결과와 현행 CFT의 전단 설계식을 비교하였다. 전단강도에 대한 현 설계식의 정확성을 평가하기 위하여 기존 실험 연구에서 휨파괴가 발생된 실험체는 제외하였다. 직경두께비(D/t), 축력비(N/N_o), 전단스팬비(a/D) 등과 같이 전단강도의 주요 변수를 기준으로 실험

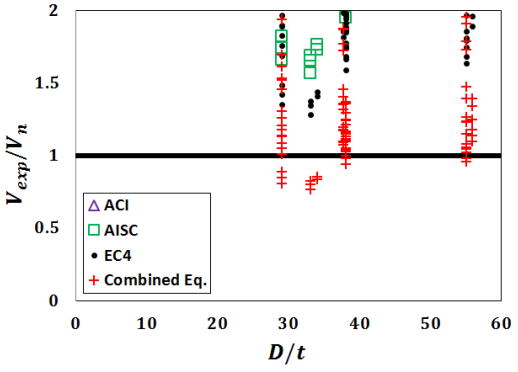
결과에 의한 전단강도(V_{exp})와 설계기준에 의한 전단강도(V_n)를 비교하였다(Fig. 12, 13, 14). 여기서 실험결과에 의한 전단강도는 각 실험 논문에서 제시한 값을 사용하였다. Nakahara와 Tokuda[8]는 측정한 강도의 최대값을 전단강도로 결정하였으며, Xu 등[6]은 강관에서 국부좌굴이 발생한 시점, Xiao 등[7]은 측정한 강도의 항복점 또는 항복 이후 급격하게 증가하는 강도 사이의 변곡점을 전단강도로 결정하였다. 2장에 제시한 현행 설계기준의 전단 설계식을 이용하여 기존 실험연구의 분석을 진행하였다. 설계기준 중 AISC의 경우, CFT를 산정하는 3가지 규정이 있다. 분석된 실험연구들은 철근을 제외하였기 때문에 AISC의 전단 설계식 중 강관만을 고려하는 식 (2-a)을 적용하였다. 마찬가지로, ACI도 무근콘크리트의 전단 설계식 (1-c)를 적용하였다. ACI는 다른 설계기준보다 상당히 보수적인 전단설계를 제시되며 큰 오차가 발생하였다(Fig. 12). 이 장에서는 ACI가 보수적인 설계식을 제시하고 있다는 것을 나타내기 위하여 Fig. 12(a)의 V_{exp}/V_n축(y축)의 최대값을 120으로 설정하였다. 이 후 비교(Fig. 12(b), 12(c), 13, 14)에서는 ACI 외에 다른 설계식의 정확도를 분석하기 위해 V_{exp}/V_n축의 최대값을 조정하였다. V_{exp}/V_n축의 최대값은 다음과 같다. ACI를 제외한 나머지 식의 비교로써, Fig. 12(b), 13(a), 14(a)의 V_{exp}/V_n축 최대값을 5로 설정하였다. 추가로, 정확도에 대한 세밀한 비교를 위해 Fig. 12(c), 13(b), 14(b)의 V_{exp}/V_n축 최대값을 2로 설정하였다.



(a) V_{exp}/V_n of maximum value 120 versus D/t



(b) V_{exp}/V_n of maximum value 5 versus D/t



(c) V_{exp}/V_n of maximum value 2 versus D/t

Fig. 12. Comparison of shear strength with D/t

합성 구조, 철근콘크리트 구조, 강구조의 구조적 차이점을 반영하지 못하고 있는 현행 설계기준의 전단 설계식을 보완하기 위해, ACI의 콘크리트 전단 설계식과 AISC의 강관 전단 설계식을 조합하여 CFT의 구속효과를 고려한 단순화된 식을 추가하였다. 추가된 식은 아래와 같으며, 이 장에서 실험결과 및 현행 설계식(AISC, ACI, EC4)과 비교하였다(Fig. 12, 13, 14).

$$\begin{aligned} V_n &= 2V_s + V_c \\ &= 2(0.6f_yA_s/2) + 0.17\sqrt{f'_c}A_c \\ &= 0.6f_yA_s + 0.17\sqrt{f'_c}A_c \end{aligned} \quad (4)$$

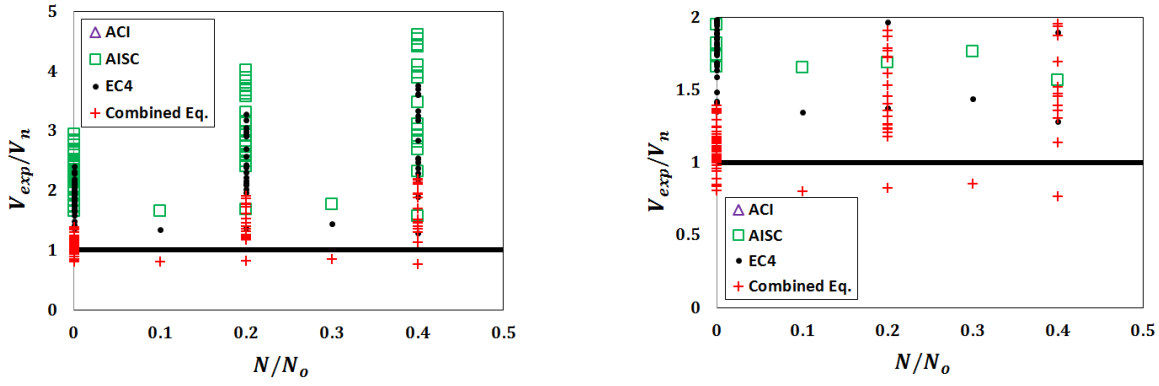
여기서, V_s는 AISC의 전단강도 평가 방법 중 첫 번째 방법이며 강관만을 고려한 제시한 식 (2-a)을 적용하였다. 식 (2-a)와 같이, F_{cr}의 제한값인 $0.6f_y$으로 강관의 강도를 설정하였으나 강관 단면적은 AISC의 식과 달리 강관에 구속효과가 발휘된다는 가정 하에 원형강관 단면적의 절반이 아닌 전체를 고려하였다. V_c는 ACI의 식 (1-a)에서의 콘크리트의 전단강도이다. 기존 실험에서는 모두 철근을 제외한 무근콘크리트가 사용되었지만 구속효과에 의해 CFT에서 강관이 철근의 역할을 할 수 있다는 가정 하에 무근콘크리트 전단 설계식 (1-c)을 적용하지 않고 철근콘크리트의 콘크리트 전단 설계식 (1-a)을 적용하였다. 따라서 식 (4)는 CFT의 구속효

과를 강관과 콘크리트의 단면 모두에 적용한 식이다. 그러나 전체길이, 끝단길이 등과 같은 CFT 구속효과의 변수를 고려한다면 보다 세분화된 기준과 전단 설계식이 필요할 것이며 이에 대한 후속 연구가 필요하다. 조합된 식 (4)는 Fig. 12~14에서 Combined Eq.으로 표기하였다.

전단강도의 주요 변수를 기준으로 세부적인 비교(Fig. 12~14)를 분석하기 전에, 전체적인 비교로써 실험결과에 의한 전단강도(V_{exp})와 설계기준에 의한 전단강도(V_n)을 비교하고 각 평균값을 분석하였다. 각각의 현행 설계기준에 의한 V_{exp}/V_n의 평균값은 다음과 같다. ACI의 경우는 55.8, AISC는 2.7, EC4는 2.2, 조합식(Combined Eq.)은 1.3을 나타내었다. 조합식, EC4, AISC, ACI 순으로 정확도가 높음을 보여준다. 강관의 면적을 많이 고려하는 설계식 순으로 정확도가 높음을 보여주며, 전단 설계식에서 강관, 콘크리트와 부착응력의 고려가 요구됨을 나타낸다.

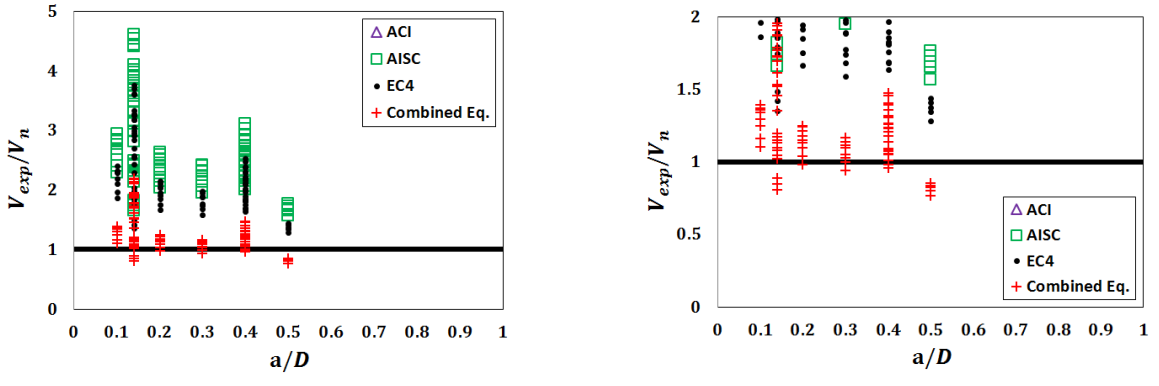
4.1 직경두께비(D/t)

Fig. 12는 직경두께비(D/t)에 따른 전단 실험과 설계식에 의한 전단강도를 비교한 그림이다. CFT의 직경두께비는 강도에 가장 큰 영향을 주는 단면에 대한 변수로써 직경두께비가 커질수록 콘크리트의 단면적이 증가하며 강재의 단면적은 감소한다. Fig. 12(a)에서 보듯이, 전단 설계식에서 강관을 무시하고 콘크리트의 단면적만을 산정하는 ACI는 직경두께비가 커질수록 실험값과의 오차가 급격히 감소하였다. 그러나 ACI는 V_{exp}/V_n이 약 120까지 도달하면서 많은 오차가 발생한 것을 확인 할 수 있다. 이는 ACI는 타 설계식들 보다 현저하게 보수적임을 나타낸다. ACI와 달리 강관을 고려하는 AISC, EC4, 조합식(Combined Eq.)의 경우 V_{exp}/V_n이 1에서 크게 벗어나지는 않았다. Fig. 12(b)는 Fig. 12(a)에서 V_{exp}/V_n(y축)의 최대값을 5로, Fig. 12(c)는 Fig. 12(a)에서 V_{exp}/V_n(y축)의 최대값을 2로, 설정하여 나타낸 비교이다.



(a) V_{exp}/V_n of maximum value 5 versus N/N_o (b) V_{exp}/V_n of maximum value 2 versus N/N_o

Fig. 13. Comparison of shear strength with N/N_o



(a) V_{exp}/V_n of maximum value 5 versus a/D (b) V_{exp}/V_n of maximum value 2 versus a/D

Fig. 14. Comparison of shear strength with a/D

ACI는 상당한 크기의 오차로 인하여 이후 Fig. 12(b),(c)에서는 표기되지 않았다. 조합식(Combined Eq.), EC4, AISC 순으로 정확도가 높았으며 강관의 면적을 많이 고려할수록 정확도가 높음을 보여준다. 대체로 직경두께비가 작을수록 정확도가 상승하였다. 같은 크기의 직경에서 CFT에서 직경두께비가 작을수록 강관의 단면은 증가하고 콘크리트의 단면적은 감소되므로 CFT의 전단성능은 콘크리트보다 강재의 역할이 지배적임을 보여주었다.

4.2 축력비(N/N_o)

축력비는 전단실험에 있어서 Xu 등[6]을 제외한 모든 실험의 변수로 적용되었다. 여기서, 축력비를 변수로 CFT의 전단실험을 한 Xiao 등[7]과 Nakahara와 Tokuda[8]의 결과가 차이를 보였다. Xiao 등[7]의 실험결과에서는 축력비가 증가함에 따라 전단강도가 증가하였지만, Nakahara와 Tokuda[8]는 축력비가 증가함에 따라 전단강도가 증가함을 보이다 일정 축력비 이상에서는 감소함을 확인하였다. 그러나 Nakahara와 Tokuda[8]의 실험체 수가 상대적으로 제한적이었기 때문에, 분석에 사용된 실험결과는 대부분 Xiao 등[7]의 실험결과라고 볼 수 있다. 비교·분석에 사용된 현행 설계기준의 전단 설계식은 축력비를 고려한 전단설계를 하지 못하고 있다. 따라서 Fig. 13과 같이 축력비에 따른 전단 실험과 설계식 비교에서 축력비가 높아질수록 실험의 전단강도(V_{exp})는 증가하지만 설계식에 의해 축력비와 관계없이 일정한 전단강도값(V_n)의 도출로 인하여 오차가 증가하였다. 직경두께비 비교와 같이 조합식(Combined Eq.), EC4, AISC 순으로 정확도가 높았다. 한편, Fig. 13에는 제시되어있지 않지만 ACI의 경우 축력을 고려한 철근콘크리트의 콘크리트 전단 설계식 (1-b)을 사용하였을 때도 다른 설계식에 비해 상당한 오차가 발생하며 비합리적임을 보여주었다. 전반적으로 축력비에 대한 고려가 필수적임을 확인하며 전단강도를 증가시킬 수 있는 축력비 한계의 검토 필요성이 요구된다.

4.3 전단스팬비(a/D)

Fig. 14에서는 CFT의 전단성능에 직접적으로 영향을 미치는 요소인 전단스팬비를 기준으로 실험결과와 현행 설계기준을 비교하였다. 전단스팬비는 부재의 휨요구와 전단요구에서 주요한 영향을 미치는 변수이다. 전단스팬비가 감소할수록 전단요구가 지배적으로 나타나며 상당한 전단강도를 발휘한다. 반면에 전단스팬비가 증가할수록 전단요구가 감소되고 휨요구가 증가함에 따라 전단강도가 감소되는 것을 보여준다. 기존 연구 실험결과를 통해 전단스팬비가 0.5를 초과할 경우 휨파괴가 발생하며 전단보다 휨에 대한 요구가 지배적임을 확인하였다. 이 연구에서는 CFT의 휨성능보다 전단성능에 초점을 두며, 실험결과에서 휨파괴가 발생한 실험체의 결과는 모두 제외하였다.

이전 비교와 같이 조합식(Combined Eq.), EC4, AISC 순으로 정확도가 높게 나타났다. 축력비와 유사하게, 모든 설계식에 의한 전단강도(V_n)는 전단스팬비에 대한 영향을 고려하지 않기 때문에 일정한 값을 갖는다. AISC의 경우 강관에 대한 F_{cr}을 산정할 때 최대전단력 작용점과 전단력이 0인 점 사이의 거리 L_v, 즉 전단지간 a를 고려하지만 모든 실험데이터에서 F_{cr}의 제한값 $0.6f_y$을 초과하기 때문에 전단지간을 무시한 전단 설계식이 된다. 따라서 설계식에 따른 일정한 전단강도(V_n)와 비교 시, 실험결과에서는 전단스팬비가 증가할수록 전단보다는 휨에 대한 요구가 증가하기 때문에 전단강도가 감소하여 전체적으로 오차(V_{exp}/V_n)가 작아진 것을 나타낸다. 작은 전단스팬비를 갖는 CFT의 경우 상당한 전단성능을 보여주었으며 전단스팬비와 전단 설계식에서의 관계 규명이 요구된다.

5. 결 론

이 연구에서는 대구경 콘크리트 충전형 합성기둥의 전단강도를 평가할 수 있는 설계식을 제안하기 위한 기초연구로써 기존 원형 CFT의 전단 실험 연구와 현행 설계기준의 비교·분석 연구을 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 주요 현행 설계기준 ACI, AISC, EC4에서 규정하고 있는 재료 강도 및 강재비 제한값, 직경두께비 제한값, 전단 설계식을 비교·분석하였다. 전체적으로 AISC가 비교적 유연성을 갖으면서 가장 진보된 형태를 제시하였다. 그러나 현행 설계기준 모두 CFT의 성능에 간접적으로 영향을 미치는 부착응력을 고려하지 못한 전단 설계식을 갖고 있으며, 철근콘크리트 구조와 강구조, CFT 합성구조의 구조적 메커니즘 차이를 반영하지 못한 비합리적인 전단 설계식이 제시되어있다.

(2) 기존 전단 실험 연구는 모두 소구경으로 제한된 CFT 실

험체를 사용하였다. 전단강도에 영향을 미치는 주요 변수는 전단스팬비, 축력비, 직경두께비, 콘크리트와 강재의 강도 등으로 실험이 수행되었다. 반면에 CFT의 전체 길이, 끝단길이와 구속효과에 따라 전단강도의 영향을 확인할 수 있는 변수 실험 부족으로 연구에 필요성을 보여주었다.

(3) 기존 전단 실험연구의 결과를 바탕으로 현행 설계기준을 분석하였다. 분석결과, 현행 설계기준식이 만족스럽지 못한 예측을 제공하는 것을 확인하였다. 특히, ACI는 타 전단 설계식보다 상당히 보수적인 측면을 나타냈다. 강관의 단면적만을 적용한 AISC와 EC4의 경우, 콘크리트만을 적용한 ACI보다 정확도 측면에서는 높은 수준이었지만 정확한 예측을 제시하고 있다고 하기에는 어려움이 있음을 확인하였다. AISC와 ACI의 식을 조합하여 강관과 콘크리트에 구속효과를 적용한 식의 경우, 가장 정확도가 높음을 보여주며 CFT 전단 설계식에서 구속효과에 대한 고려가 요구됨을 나타냈다.

(4) 이 연구를 반영하여 CFT 전단실험을 계획할 것이며 실험결과와 해석결과의 검증 및 변수연구를 진행할 것이다. 전단강도를 증가시킬 수 있는 철근의 유무, 축력비의 한계와 부착응력에 밀접한 관계가 있는 끝단길이에 대한 변수 연구를 진행할 것이다. 최종적으로 부착응력의 변수를 고려하여 보다 세분화된 기준과 전단 설계식을 제안할 것이다.

감사의 글

이 연구는 서울과학기술대학교 교내 학술연구비 지원으로 수행되었습니다.

참고문헌(References)

[1] Roeder, C.W., Lehman, D.E., and Bishop, E. (2010) Strength and Stiffness of Circular Concrete Filled Tubes, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.136, No.12, pp.1545-1553.

[2] Roeder, C.W. and Lehman, D.E. (2012) Initial Investigation of Reinforced Concrete Filled Tubes for use in Bridge Foundations, *WSDOT Research Report WA-RD 776.1*, Olympia, WA.

[3] ACI (2011) *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary*, American Concrete Institute, USA.

[4] AISC (2010) *Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction, USA.

[5] Eurocode 4, European Committee for Standardisation, EN 1994-1-1 (2004) Design of Composite Steel and Concrete Structures, Part 1.1 General Rules and Rules for Buildings., European Union.

[6] Xu, C., Haixiao, L., and Changkui, H. (2009) Experimental Study on Shear Resistance of Self-Stressing Concrete Filled Circular Steel Tubes, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.65, No.4, pp.801-807.

[7] Xiao, C., Cai, S., and Xu, C. (2012) Experimental Study on Shear Capacity of Circular Concrete Filled Steel Tubes, *Steel and Composite Structures*, An International Journal, Vol.13, No.5 pp.437-449.

[8] Nakahara, H. and Tokuda, S. (2012) Shearing Behavior of Circular CFT Short Columns, *Proceedings of 10th International Conference on Advances in Steel Concrete Composite and Hybrid Structures*, Singapore. pp. 362-369.

[9] 김철환, 김성은(2010) 콘크리트 충전 각형강관 주각부의 내력 및 변형에 관한 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제3호, pp.254-260.
Kim, C.H. and Kim, S.E. (2010) *A Study on the Behaviors of Column-to-Footing Connections for Concrete Filled Tube(CFT) System*, KSSC, Vol.22, No.3, pp.253-260 (in Korean).

[10] Roeder, C.W., Cameron, B., and Brown, C.B. (1999) Composite Action in Concrete Filled Tubes, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.125, No.5, pp.477-484.

[11] 김승원, 김철환(2013) 데이터베이스에 의한 콘크리트충전강관(CFT)기둥의 부착강도에 대한 연구, 한국강구조학회 2013년도 학술대회논문집, 한국강구조학회, pp.255-256.
Kim, S.W. and Kim, C.H. (2013) A Study on Bond Strength Between Concrete and Steel in Concrete-Filled Steel Tube Column Based on Database, *Proceedings of the 24th Annual Conference Korean Society of Steel Construction*, KSSC, pp.225-256 (in Korean).

[12] Radhika. K.S. and Baskar. K. (2012) Bond Stress Characteristics on Circular Concrete Filled Steel Tubular Columns using Mineral Admixture Metakaoline, *International Journal of Civil and Structural Engineering*, Vol.3, No.1, pp.1-8.

[13] Tomii, M. and Sakino, K. (1979) *Elasto-Plastic Behaviour*

of Concrete Filled Square Steel Tubular Beam- Columns, Architectural Institute of Japan. pp.111-120.

[14] Sakino, K. and Ishibashi, H. (1985) Experimental Studies on Concrete Filled Square Steel Tubular Short Columns Subjected to Cyclic Shearing Force and Constant Axial Force, *Journal of Structural and Construction Engineering*, Architectural Institute of Japan, 353, pp.81-91.

기 호(Symbols)

A_c : 콘크리트의 단면적, mm^2
A_{gc} : 철근콘크리트의 단면적, mm^2
A_s : 강관의 단면적, mm^2
A_v : 철근의 단면적, mm^2
D : 강관의 외경 또는 CFT의 직경, mm
E_s : 강관의 탄성계수, MPa
F_{cr} : 강관의 전단좌굴 임계응력, MPa
L_v : 최대전단력 작용점과 전단력이 0인 점 사이의 거리, mm
N_u : 단면에 작용하는 축력, N
V_c : 콘크리트에 의한 단면의 전단강도, N
$V_{pl.a.Rd}$: 강관에 의한 소성 설계 전단 저항, N
V_s : 강관 혹은 전단철근에 의한 단면의 전단강도, N
b_w : 부재 폭, mm
d : 철근콘크리트 부재에서 종방향 인장철근의 중심에서 압축콘크리트 연단까지 거리, mm
f'_c : 콘크리트의 압축강도, MPa
f_y : 강관의 항복강도, MPa
f_{yt} : 철근의 항복강도, MPa
h : 부재의 전체 두께, mm
s : 철근 간격, mm
t : 강관의 두께, mm
ϕ, ϕ_v : 강도저감계수
γ_{MO} : 강재의 부분계수

요 약 : 콘크리트 충전형 합성기둥(Concrete filled steel tube, CFT)은 철근콘크리트, 강구조보다 뛰어난 변형 능력과 강도 갖고 있다. CFT 현장타설말뚝은 지진하중, 토양액상화 등에 의해 큰 국부전단력을 경험하게 되며 이를 방지하기 위해 큰 직경으로 설계되어 진다. 그러나 현행 기준의 전단 설계식은 CFT의 구속효과를 고려하지 못하고 있으며, 상당히 보수적인 설계식을 제시하고 있다. 전단 설계식의 개선을 위한 선행 전단 실험연구가 거의 없으며 그조차 소구경의 실험연구로만 존재한다. 이 연구는 대구경 콘크리트 충전형 합성기둥의 개선된 전단 설계식을 제안하기 위한 기초연구로써, 원형 CFT 기둥 전단의 선행 실험연구와 현행 설계기준 비교분석을 실행하였다.

핵심용어 : 콘크리트 충전형 합성기둥, 부착응력, 전단강도, 전단스팬비, 축력비, 직경두께비