Journal of Korean Society of Steel Construction
Vol.27, No.5, pp.435-445, October, 2015

ISSN(print) 1226-363X ISSN(online) 2287-4054
DOI http://dx.doi.org/10.7781/kjoss.2015.27.5.435

대구경 콘크리트 충전형 합성기둥의 전단성능에 관한 해석적 연구

정은비[1] · 염희진[1] · 유정한[2*]

[1]공학석사, 서울과학기술대학교, 건축학부, [2]조교수, 서울과학기술대학교, 건축학부

Analytical Study of Shear Capacity for Large-Diameter Concrete-Filled Steel Tubes (CFT)

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

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

Abstract - Concrete filled steel tube(CFT), which has superior ductility and strength, is used for building column, bridge piers of ocean structure. Shear design equations of CFT existing in structural design provisions are excessively conservative. It has an effect on constructability and the economics of CFT. However, to suggest the reasonable shear design equation, experimental studies on the shear capacity of CFT have been rarely conducted. This study is analytical research to suggest improved shear design equations of large-diameter concrete-filled steel tubes. This analytical research was conducted to apply finite element analysis model of CFT based on the prior research. It was verified by comparison with prior test results. The verified model was used for parameter studies to estimate the influence of overhang length, concrete compressive strength and diameter-thickness ratio on shear strength.

Keywords - Concrete filled steel tube, Shear capacity, Finite element analysis, Overhang length, Concrete compressive strength, Diameter-thickness ratio

1. 서 론

원형 콘크리트 충전 강관(Concrete Filled steel Tubes, CFT, Fig. 1)은 원형강관에 콘크리트를 충전하는 구조형식으로, 충전된 콘크리트는 강관의 좌굴을 방지하고 강관은 콘크리트를 구속하여 재료강도를 향상시키게 된다. 또한, CFT 구조는 일반적인 강구조나 철근콘크리트구조에 비해 뛰어난 강도와 연성 능력을 발휘하며 건축물의 기둥, 해양구조물 설계에 적용되어지고 있다[1]. 이러한 CFT구조를 적용하는 교각, 케이슨, 현장타설말뚝 등의 해양구조물의 경우 지진하중, 토양의 액상화(Liquefaction), 측방확산(Lateral spreading) 등에 의해 거대한 크기의 국부 전단력을 경험할 수 있으며, 부재 단면 크기가 증가하게 되어 대구경의 CFT를 적용하게 된다. 그러나 현행 설계기준의 보수적이고 정확하지 않은 전단 설계식 제시로 인하여 대구경 CFT의 경제성은 상당히 낮은 수준이다[2],[3],[4]. 그럼에도 불구하고 CFT 전단 설계식을 뒷받침해 줄 수 있는 실험 연구는 국내에서는 수행된 연구가 없으며, CFT에 대한 연구가 활발한 국외에서도 소규모로 제한된 실험 연구가 실행되었다[5],[6],[7]. 또한, 현존하는 CFT 전단 설계식은 CFT의 잠재적 능력인 부착응력(Bond stress)을 고려하지 않으며 강관, 철근콘크리트, 합성부재의 구조적 차이를 합리적으로 반영하고 있지 않다. 부착응력은 CFT의 강도와 연성능력에 영향을 미치며 CFT의 적용성을 개선시킬 수 있는 요소가 될 수 있다. CFT의 부착응력에 대한 선행 연구 결과, 큰 직경(D)과 큰 직경두께비(D/t)를 가질수록 작은 부착응력을 갖게 되고 반대로 작은 직경과 작

Note.-Discussion open until April 30, 2016. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on April 24, 2015; revised September 25, 2015; approved on September 30, 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

은 직경두께비를 가질수록 큰 부착응력을 갖게 되는 것을 확인하였다[8],[9]. 따라서 부착응력을 고려하지 않는 현행 설계기준의 전단 설계식은 소구경 CFT와 대구경 CFT에 동일하게 적용될 수 없으며, 직경과 직경두께비에 따른 부착응력을 고려한 전단 설계식 제안이 요구된다. 현존하는 원형 CFT의 전단 실험연구는 소구경위주로 수행이 되었으며, 대구경 CFT의 전단 실험연구는 전무함에 따라 대구경 CFT 전단 연구의 필요성을 제시하고 있다.

Moon *et al.*[10]에서는 원형 CFT의 비선형 유한요소해석 모델 기법을 개발하고 이를 여러 선행 연구의 실험 결과와 비교하여 검증하였다. 제안된 해석 모델은 강관과 콘크리트를 각각 모델링하고 접촉면은 갭 요소(Gap element)를 사용하였다. 갭 요소는 압축력은 전달시키지만 인장력에는 저항하지 않는 특징으로 CFT의 부착응력을 효과적으로 발휘할 수 있다. 또한 콘크리트의 팽창각 20°와 접촉면의 마찰계수 0.47을 사용하여 CFT의 구속 효과, 강도 및 강관과 충진 콘크리트의 접촉면에서 발생하는 슬립거동을 예측하며 신뢰성을 갖는 결과를 보여주었다.

이 연구는 원형 CFT의 개선된 전단 설계식 제안을 위한 해석적 연구로써 Moon *et al.*[10]에서 제시한 원형 CFT 해석 모델을 참고하여 해석 연구를 수행하였다. 기존 CFT 실험 연구 결과와 비교·분석으로 해석 모델의 타당성을 검증하였고 검증된 모델을 사용하여 전단 변수 연구를 수행하였다. CFT에서 소구경과 대구경은 부착응력의 차이를 보이기 때문에 기존 CFT 실험 연구는 대구경 실험체의 실험결과를 사용하였다. 변수는 CFT의 전단내력과 부착응력에 직접적·간접적인 요소로써 끝단길이(L_o), 콘크리트 압축강도(f'_c), 직경두께비(D/t)로 설정하였다(Fig. 1, Fig. 7). 해석결과에서 도출된 전단내력과 슬립거동의 분석을 통해 부착응력과 전단내력의 관계를 확인하였다. 또한, 주요 현행 설계기준(ACI[2], AISC[3])에서 제시하는 전단 설계식의 보수성을 확인하기 위해 해석 결과와 비교하였으며 추가 CFT 전단 연구의 필요성을 제시하였다. 이 연구는 향후 실험 연구의 계획 및 CFT의 부착응력이 고려된 합리적인 전단 설계식 제안을 위한 기초 연구가 되는 것을 목적으로 한다.

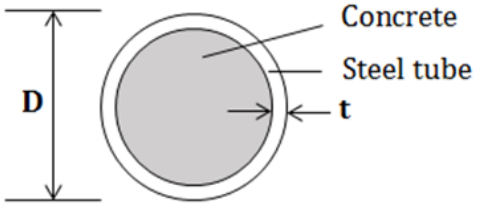


Fig. 1. Cross section of circular concrete filled steel

2. 원형 CFT의 전단 설계식

원형 CFT의 설계기준은 대표적으로 ACI, AISC에서 제시하고 있다. 여기서, 국내 설계기준은 콘크리트의 경우 ACI를, 강재의 경우 AISC를 따르기 때문에 언급하지 않았다.

2.1 ACI

ACI는 원형 CFT 기둥의 충전된 콘크리트와 철근만을 고려한 방법을 사용한다. 철근콘크리트와 무근콘크리트로 나뉘게 되며 다음과 같다.

2.1.1 철근콘크리트

- 전단력을 받는 부재 :

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

$$\phi = 0.75$$

- 전단과 동시에 축방향 압축력을 받는 부재 :

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

$$\phi = 0.75$$

2.1.2 무근콘크리트

무근콘크리트로 충전된 원형 CFT에서 콘크리트만의 전단강도는 전단력의 위험단면 위치를 정할 때 면적이 같은 무근콘크리트 정사각형 부재로 취급할 수 있다. 전단력에 대한 무근콘크리트 직사각형 부재의 설계는 다음과 같다.

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

$$\phi = 0.60$$

2.2 AISC

AISC의 원형 CFT의 전단강도를 산정하는 방법은 3가지로 제시되어있다. 1) CFT의 구성 요소 중, 콘크리트와 철근을 무시하고 강관만을 고려하는 방법, 2) ACI를 참고한 방법, 3) 콘크리트의 기여를 무시하고 CFT의 강재만을 적용한 방법이다. 이와 같은 규정에 따른 전단 설계식은 다음과 같다.

1) CFT의 강관만을 고려할 경우는 강구조의 설계규정에서 제시하는 전단 설계식을 사용하고 있다. 원형 강관의 전단 설계식은 다음과 같다.

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

여기서, F_{cr}은 다음 중 큰 값을 사용하되 $0.6f_y$를 초과하여서는 안 된다.

$$F_{cr} = \frac{1.60E_s}{\sqrt{\frac{L_v}{D}}\left(\frac{D}{t}\right)^{\frac{5}{4}}} \quad (2\text{-a1})$$

$$F_{cr} = \frac{0.78E_s}{\left(\frac{D}{t}\right)^{\frac{3}{2}}} \quad (2\text{-a2})$$

$$\phi_v = 0.90$$

2) ACI를 참조하여 철근콘크리트 또는 무근콘크리트만을 고려할 경우는 2.1절과 같은 방법이므로 생략한다.

$$\phi_v = 0.75$$

3) CFT의 강재만을 고려할 경우, AISC의 강관 전단 설계식 (2-a)와 ACI의 전단 설계식 (1-a)에서 철근의 전단 설계식을 조합한다. 이 방법에서는 강관의 철근의 조합에 대한 영향을 고려하여 강도저감계수를 0.75로 규정하였다.

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

$$\phi_v = 0.75$$

이와 같이, ACI와 AISC의 전단 설계식이 CFT의 강재, 콘크리트, 철근, 부착응력 등의 모든 요소를 고려하고 있지 않음을 확인하였다. 또한 강구조, 철근콘크리트 구조와 CFT 구조와의 구조적 차이점을 반영하지 않으며 CFT의 전단성능에 영향을 미치는 전단 변수에 대한 미흡한 고려로 전단 연구의 필요성을 나타낸다.

3. 해석 모델의 검증

3.1 실험 및 해석 모델 개요

이 연구의 해석 연구는 Moon *et al.*[10]에서 제시한 원형 CFT 해석 모델을 적용하였으며 해석 모델의 검증을 위해 Thody[11]의 휨 실험 결과를 사용하였다. Fig. 2는 Thody[11]의 CFT 휨 실험체 셋업이며 3점 휨 실험이 적용되었다. 실험체의 전체길이(L)는 5,486.4mm, CFT의 직경(D)은 508mm, 강관의 두께(t)는 6.35mm, 직경두께비(D/t)는 80으로 큰 직경두께비를 갖는 대구경 CFT 실험체를 사용하였다(Fig. 1). 콘크리트 압축강도(f'_c)는 84MPa, 강재의 항복강도(f_y)는 521MPa로 고강도 강재와 고강도 콘크리트가 적용되었다. 콘크리트 종류는 저수축 콘크리트(Low-Shrinkage Concrete)을 사용하였으며 이는 보통 콘크리트보다 콘크리트의 건조수축을 방지하여 CFT 부착응력의 감소를 최소화하는 역할을 한다. Thody[11]는 실험체의 양 끝단에 강관과 콘크리트의 각각 변위를 측정하여 슬립을 확인하였다. 이 연

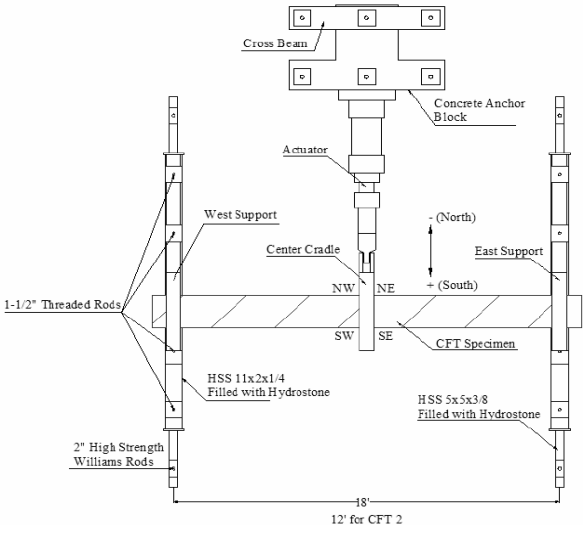
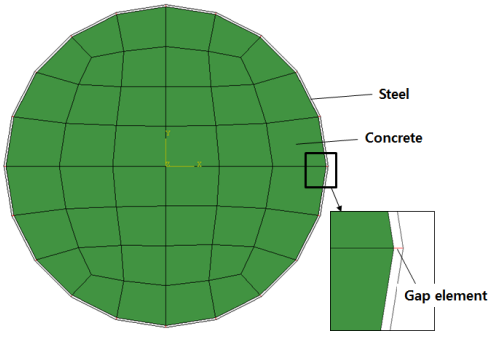


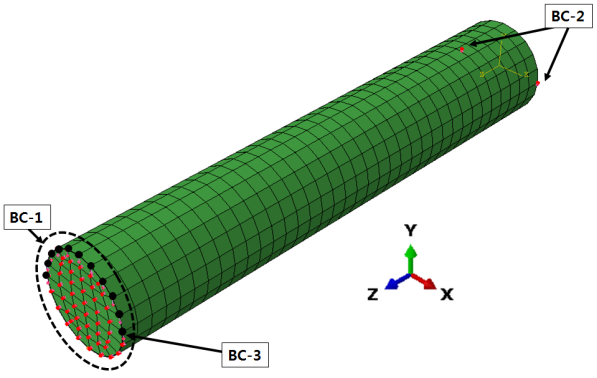
Fig. 2. CFT test set-up by Thody[11]

구의 검증 단계에는 북동(NE, North-East)방향에서 발생하는 슬립을 비교하였다.

유한요소 프로그램 아바쿠스(ABAQUS)[12]를 이용하여 비선형 해석을 수행하였다. Fig. 3(a)는 이 연구에서 적용한 CFT 해석 모델로써 콘크리트는 8절점 솔리드 요소(C3D8R)를 사용하였으며, 강관은 4절점 쉘 요소(S4R)를 사용하여 모델링 하였다. 강관과 콘크리트 접촉면의 경계조건은 갭 요소(Gap element)를 이용하였다. 갭 요소는 압축력은 전달하지만 인장력에는 저항하지 못하는 특징을 갖으며 CFT의 부착응력을 발휘할 수 있다. 접촉면의 마찰계수(Friction coefficient, F.C)는 선행 연구를 반영하여 0.3, 0.47, 0.6을 적용하였다[13]. 여기서, 마찰계수들은 모두 실험값이며 F.C=0.3은 강재와 콘크리트 마찰 계수의 최소값이며, F.C=0.6은 최대값, F.C=0.47은 평균값을 나타낸다. 실험체에서 액츄에이터가 위치한 실험체의 중심부를 기준으로 실험체의 서측(West)과 동측(East)이 대칭이기 때문에 실험체 전체길이의 절반만 모델링하여 해석 시간을 절약하도록 하였다. Fig. 3(b)에서 보듯이, 실험체를 절반만 모델링하였기 때문에 경계조건 BC-1은 Z=0으로 설정하였다. 지



(a) Section of finite element model



(b) Boundary condition

Fig. 3. Finite element model of CFT

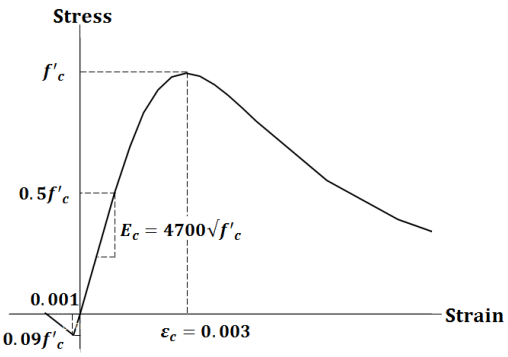


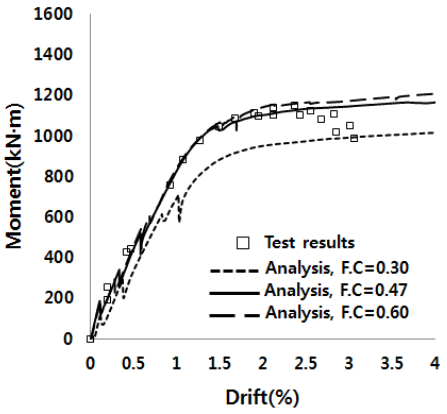
Fig. 4. Concrete stress-strain curve

지점(BC-2)은 이동단으로 설정하고, 반원으로 실험체의 하중이 가해진 중심부에 변위하중(BC-3)으로 가하여 해석을 진행하였다. 강재의 응력-변형률 곡선은 Thody[11]에서 제시한 소재 인장 실험 결과를 사용하였다. 콘크리트의 경우, 갭 요소에 의해 구속효과가 적용되었기 때문에 Saenz[14]의 제안식을 적용한 구속되지 않은 콘크리트 일축 응력-변형률 곡선을 사용하였다(Fig. 4). 콘크리트 압축강도의 50%까지는 탄성구간으로 설정하였으며, 콘크리트의 탄성계수(E_c)는 $4{,}700\sqrt{f'_c}$ (MPa), 푸아송 비(ν_c)는 0.2로 가정하였다. 콘크리트 인장강도는 콘크리트 압축강도의 9%로 설정하였으며, 변형률 0.001 이후 인장강도는 0으로 감소하도록 하였다. 콘크리트의 비탄성 거동을 모사하기 위해 아바쿠스(ABAQUS)[12]의 콘크리트 손상 소성모델(Concrete damaged plasticity model)을 사용하였다. 콘크리트 손상 소성모델은 콘크리트의 소성 거동을 예측하는 데 적합한 모델로 구속압력상태의 인장강화, 압축연화, 강성손상과 소성 팽창의 특성을 포함하고 있다. 콘크리트의 팽창각(Dilation angle, ψ)은 약 12°~31°의 값을 갖는 것으로 알려져 있으며 이 연구에서는 20°를 해석에 적용하였다[10].

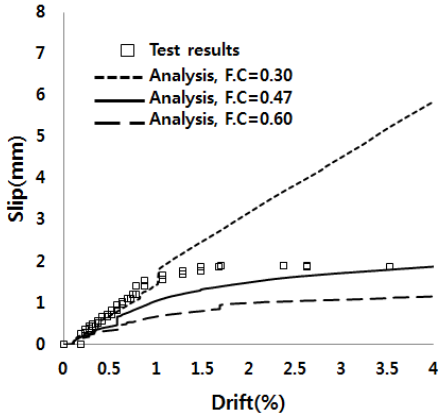
3.2 해석 결과와 실험 결과와의 비교

실험 결과와 해석 결과의 전체적인 비교를 위해 휨강도-변위비(Moment-Drift)관계 곡선과 슬립-변위비(Slip-Drift)관계 곡선을 Fig. 5에 나타냈다. 여기서 변위비는 실험체의 중앙 처짐을 실험체 길이의 반으로 나누어 백분율로 표현하였다.

해석 결과와 실험 결과와의 비교를 분석하기 이전에, CFT 접촉면의 마찰계수에 따른 강도와 슬립의 영향을 확인하였다. Fig. 5(a)에서 보듯이, 해석 결과에서 접촉면의 마찰계



(a) Moment - Drift



(b) Slip - Drift

Fig. 5. Verification on analytical modeling of CFT

수(Friction coefficient, F.C)가 증가할수록 휨강도가 증가하였지만 마찰계수 0.47이상에서는 근소한 차이를 보였다. 그러나 마찰계수가 증가함에 따라 콘크리트와 강재의 접촉면에서 발생하는 슬립은 감소하였다(Fig. 5(b)). 설정한 마찰계수에 따라 슬립과 부착응력에 영향을 미치게 되어 궁극적으로 최대 강도와 밀접한 상관관계가 있음을 나타낸다. 따라서 보다 합리적인 CFT 전단 설계에 있어서는 부착응력이 주요 변수가 될 수 있음을 확인하였다. 또한 변수에 의해 부착응력이 증가하더라도 강도 증가에 영향을 줄 수 있는 부착응력의 한계가 있음을 보여준다.

해석 결과와 실험 결과와의 전제적인 비교로써 초기 휨강성 및 휨강도, 슬림 거동을 비교하였다(Fig. 5). 모두 마찰계수가 0.47을 적용한 해석 모델 결과가 실험 결과와 가장 정확하게 일치하였다. 최대 휨강도는 오차 0.26%, 최대 슬립은 오차 2.1%로 비교적 정확도가 높은 해석 결과를 보였다.

국부적인 비교를 위해 실험체에서 강관을 제외한 콘크리

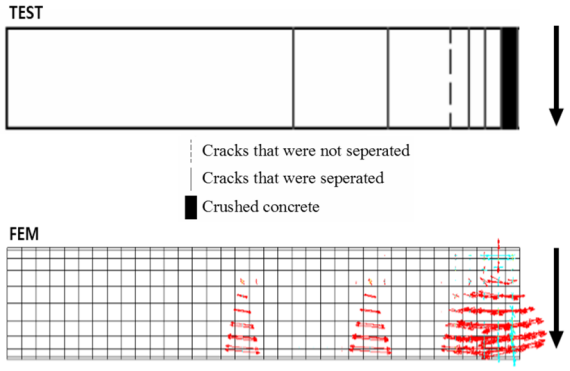


Fig. 6. Crack pattern of concrete

트 균열패턴(Crack pattern)을 Fig. 6에 제시하였다. 여기서, 해석 결과의 경우 마찰계수 0.47을 적용한 유한요소 모델의 결과를 비교하였다. 실험 결과와 해석 결과의 비교에서 보듯이, 실험체의 중심부에 하중이 가해지는 영역에서 콘크리트의 파괴 및 균열이 집중되었다. 또한 하중에서 멀어지는 실험체의 영역에서는 휨파괴가 발생하였다.

전체적·국부적 비교를 통해 CFT 해석 모델이 실험 결과를 비교적 정확하게 예측하고 있음을 확인하였다. 비교를 위해 사용된 Thody[11]의 큰 직경두께비를 가진 대구경 CFT 실험체는 작은 부착응력을 유발하지만, 저수축 콘크리트를 사용함으로써 이를 개선하였다. 따라서 해석모델에서 마찰계수 최소값 0.3을 사용할 때 보다 마찰계수 평균값 0.47을 사용하였을 때 비교적 정확한 검증이 이루어졌다. 이러한 유한요소해석 모델의 검증을 바탕으로 대구경 CFT의 전단 성능에 관한 변수 연구를 시행하였다.

4. 전단 변수 해석

4.1 변수 개요

Thody[11]의 실험 결과와의 비교를 통해 검증된 해석 모델을 변수 연구 수행에 적용하였다. Fig. 7은 전단 변수 해석을 위한 가정된 실험 셋팅이다. 기준 실험체는 CFT의 직경(D)이 508mm, 직경두께비(D/t)는 80으로 큰 직경두께비를 가진 대구경의 CFT를 사용하였다. 실험체 중심으로부터 전단지간(a)만큼 떨어진 곳에 지지점을 설치하는 것을 가정하였다. 여기서 a는 전단 요구와 휨 요구에 직접적 영향을 주며 동일한 단면의 경우, a가 증가할수록 전단에 대한 요구는 줄어들고 휨에 대한 요구가 커지게 된다. 따라서 적절한 a길이

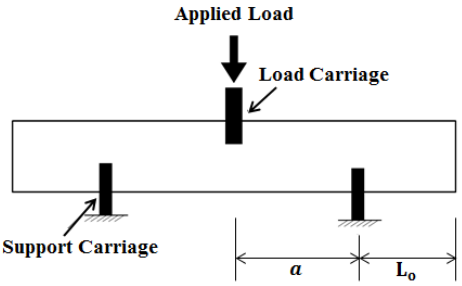


Fig. 7. Test set-up of CFT subjected to shearing

또는 전단 스팬비(a/D)의 도출은 실험체의 휨파괴, 휨과 전단의 상호작용에 의한 파괴, 전단파괴 등을 정의하는 데 도움을 줄 것이다. L_o는 끝단길이로써 강관과 콘크리트의 슬립(Slip), 부착응력 등에 영향을 주며 궁극적으로 강도 및 파괴강도를 결정하는 중요한 변수가 될 것이다.

Table 1에서 보듯이, 변수는 CFT의 전단성능과 부착응력에 간접적·직접적인 영향을 미치는 요소로 선정하였다. 기준 실험체는 80-3-C100이며 끝단길이(L_o), 콘크리트 압축강도(f'_c), 직경두께비(D/t)를 변수로 연구를 진행하였다. 선행 전단 연구를 바탕으로 원형 CFT는 전단 스팬비(a/D)가 0.5 이하일 때 휨보다 전단에 대한 지배가 크다는 것을 확인하며 모든 실험체는 전단 스팬비를 0.5로 설정하였다[5],[6],[7].

4.2 변수 해석 결과

변수 해석 결과로써 끝단길이(L_o), 콘크리트 압축강도(f'_c), 직경두께비(D/t)에 따른 전단과 슬립 거동 곡선을 Fig. 8, 9, 10에 나타내었다. 또한, 중앙 처짐(Mid span deflection)이 10mm일 때 강재의 전단 응력, 콘크리트의 전단 변형을 Fig. 11, 12에 나타내었다. Fig. 11에서 보듯이 모든 실험체에서 강재의 전단 항복강도(300MPa)에 도달한 영역(검정색) 및 초과한 영역($\tau > \tau_y$로 표기된 영역)이 지지점부터 하중지점까지 넓게 분포가 되며 전단에 의한 요구가 큰 것을 보여주었다. Fig. 12의 콘크리트 전단 변형은 콘크리트 내부의 변형을 확인하기위해 실험체 길이방향으로 절반을 절단하여 나타내었다. 모든 실험체의 콘크리트 전단 변형은 하중이 가해지는 중심부영역, 하중에서부터 지지점까지의 영역에 대각선 형상으로 주로 나타나며 전단파괴가 발생하였음을 보여주었다.

4.2.1 끝단길이에 따른 전단성능

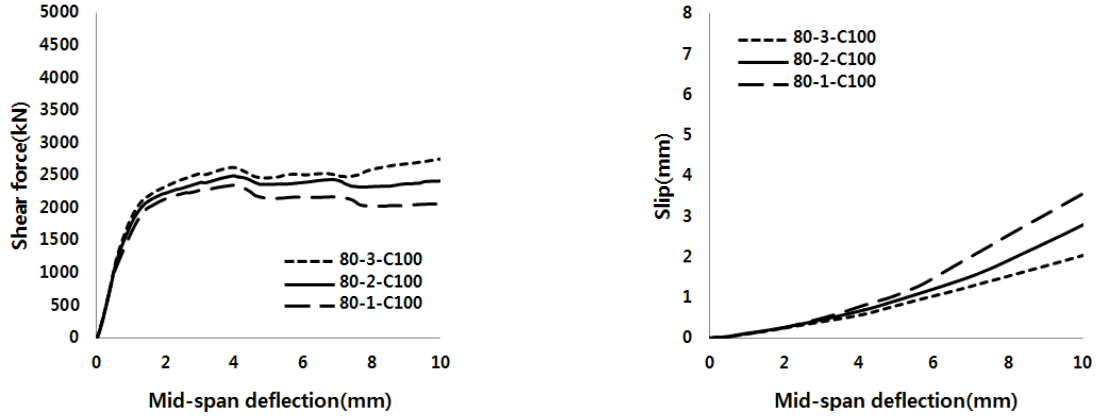
Fig. 8(a),(b)는 끝단길이(L_o)에 따른 전단강도 및 슬립의 변수 해석 결과이다. 끝단길이가 증가할수록 강성 및 전단강도가 증가하였지만 슬립은 감소하였다. 이는 끝단길이가 증가할수록 부착응력의 증가가 발생된 것을 보여준다. Fig. 11(a),(b)와 Fig. 12(a),(b)는 끝단길이에 따른 강재의 전단응력과 콘크리트의 전단 변형을 나타낸다. Fig. 11(a), (b)에서 보듯이, 끝단길이가 길수록 강재의 전단 응력에서 전단 항복강도 영역(검정색)및 초과한 영역($\tau > \tau_y$로 표기된 영역)은 증가하였다. 반면에, Fig. 12(a),(b)에서 콘크리트 전단

Table 1. Analytical models for parametric study

Parameter	Specimen	D/t	L_o/a	a/D	D(mm)	t(mm)	a(mm)	L_o(mm)	f'_c(MPa)	f_y(MPa)
L_o	80-3-C100	80	3	0.5	508	6.35	254	762	84	521
	80-2-C100	80	2	0.5	508	6.35	254	508	84	521
	80-1-C100	80	1	0.5	508	6.35	254	254	84	521
f'_c	80-3-C50	80	3	0.5	508	6.35	254	762	42	521
	80-3-C25	80	3	0.5	508	6.35	254	762	21	521
D/t	40-3-C100	40	3	0.5	508	12.7	254	762	84	521
	60-3-C100	60	3	0.5	508	8.4	254	762	84	521

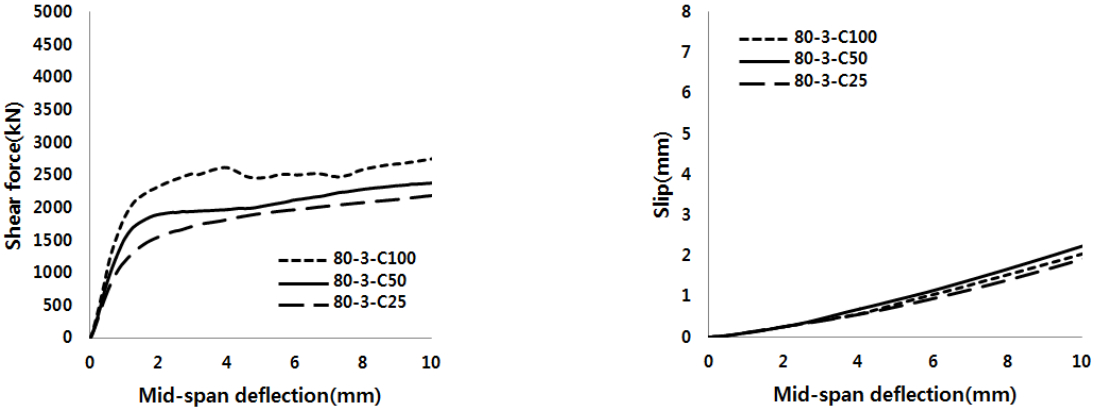
Name of specimen : 80-3-C100
- f_c' (84MPa=C100, 42MPa=C50, 21MPa=C25)
- L_o/a(3, 2, 1)
- D/t(80, 60, 40)

D/t : Diameter to thickness, L_o/a : Overhang length to shear span length ratio, a/D : shear span ratio,
D : External diameter of steel tube, t : Thickness of steel tube, a: Shear span length, L_o : Overhang length,
f'_c : Compressive strength of concrete, f_y : Yield strength of steel tube



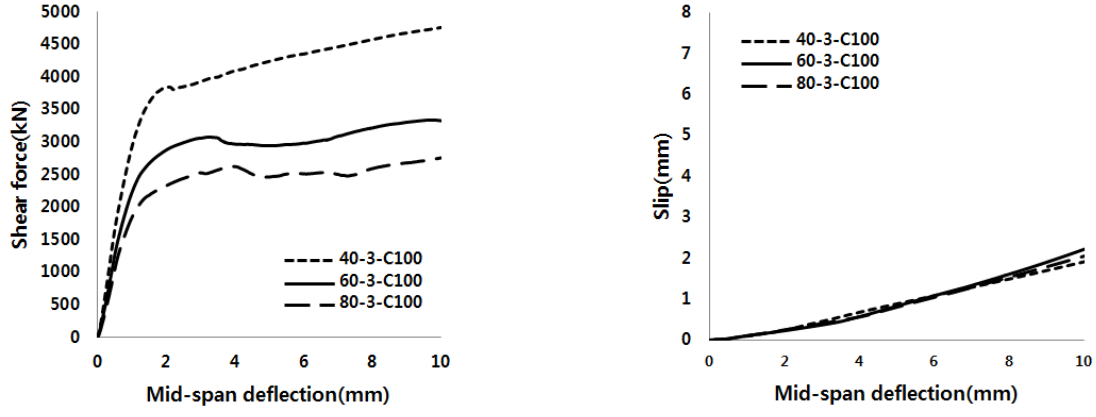
(a) Shear force - Mid span deflection (b) Slip - Mid span deflection

Fig. 8. Analysis results of shear force and slip on L_o series



(a) Shear force - Mid span deflection (b) Slip - Mid span deflection

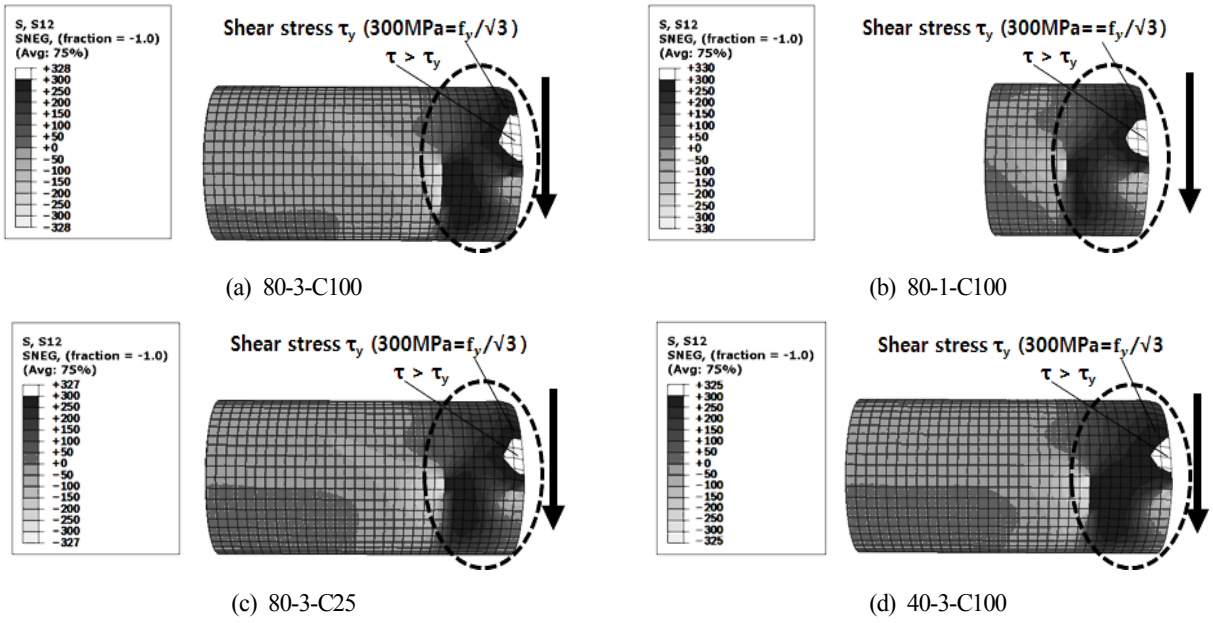
Fig. 9. Analysis results of shear force and slip on f'_c series



(a) Shear force - Mid span deflection (b) Slip - Mid span deflection

Fig. 10. Analysis results of shear force and slip on D/t series

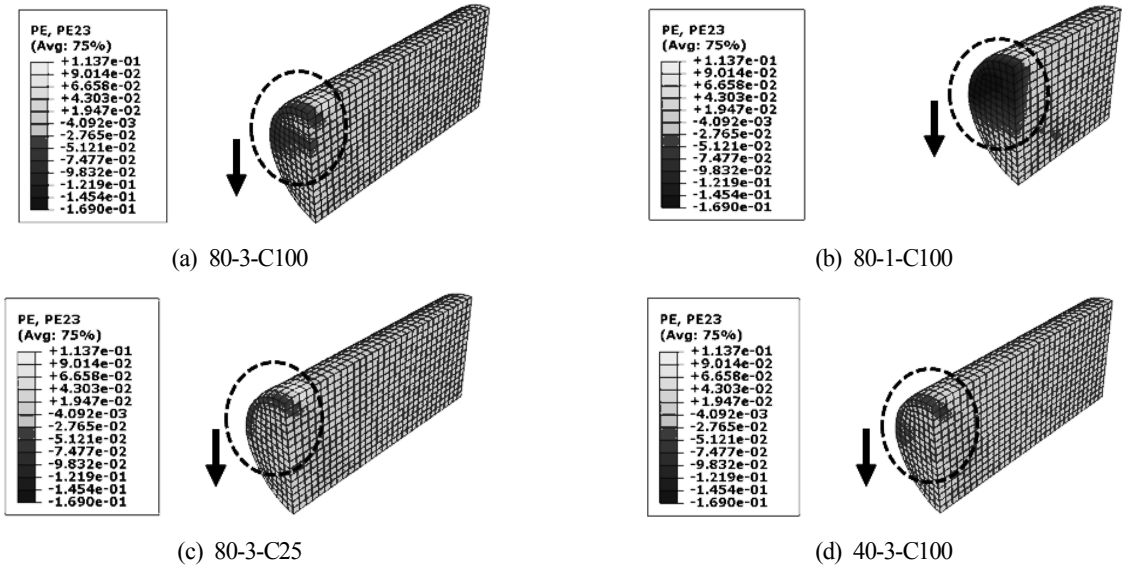
변형에서 압축 영역(검정색)의 크기가 끝단길이가 길수록 감소되었다. 끝단길이가 짧은 80-1-C100의 결과에서 콘크리트의 상당한 전단 압축 변형 발생과 함께 부착응력이 감소된 것으로 예상된다. 이러한 부착응력의 감소로 강재의 단면 효율성 저하가 나타나며 강재의 전단 항복 영역이 줄어든 것으로 판단된다. 끝단길이가 길수록 부착응력이 증가하며 이로 인하여 재료 강도 증가, 콘크리트 변형이 방지되며, 강재의 영향이 커짐에 따라 전단강도가 증가함을 나타낸다. 추가적으로, 부착응력은 강도에 영향을 줄 수 있는 한계가 있음을 이 연구의 검증단계에서 확인하였다. 마찬가지로 강도에 영향을 줄 수 있는 끝단길이의 한계치를 확인해볼 필요성이 있다. 또한, 이 연구에서 설정된 전단 스팬비는 0.5로 고정된 값을 사용하였다. 따라서 0.5이하의 전단 스팬비를 갖는 실험체의 끝단길이에 대한 향후 연구가 요구된다.



(a) 80-3-C100 (b) 80-1-C100

(c) 80-3-C25 (d) 40-3-C100

Fig. 11. Shear stress of steel at mid-span deflection of 10mm (unit:MPa)



(a) 80-3-C100 (b) 80-1-C100

(c) 80-3-C25 (d) 40-3-C100

Fig. 12. Shear strain of concrete at mid-span deflection of 10mm

4.2.2 콘크리트 압축강도에 따른 전단성능

Fig. 9(a)에서 보듯이, 콘크리트 압축강도(f'_c)가 증가하면서 초기 강성, 최대 전단강도가 증가하였다. 낮은 압축강도를 갖는 80-3-C25는 이른 항복 이후에 연성거동을 보였다. Fig. 9(b)의 슬립 거동은 콘크리트 압축강도가 큰 영향을 미치지 못하였다. 이러한 결과는 CFT의 부착응력에 콘크리트 압축강도가 끼치는 영향이 미미함을 보여준다. Fig. 11(a),(c)와 Fig. 12(a),(c)는 콘크리트 압축강도에 따른 강재의 전단응력과 콘크리트의 전단 변형을 나타낸다. Fig. 11(a),(c)에서 콘크리트 압축강도가 클수록 강재의 전단응력에서 전단 항복강도 영역(검정색) 및 초과한 영역($\tau > \tau_y$로 표기된 영역)이 증가함을 확인하였다. Fig. 12(a),(c)에서 보듯이, 가력을 받는 영역에서 콘크리트의 전단변형에서도 콘크리트 압축강도가 클수록 압축 변형(검정색)이 증가함을 확인할 수 있다. 이는 고강도 콘크리트의 취성적인 특징으로 인하여 콘크리트의 전단변형이 증가한 것으로 판단할 수 있다.

4.2.3 직경두께비에 따른 전단성능

직경두께비(D/t)가 증가할 경우 CFT의 직경에 비하여 강관 두께가 감소하여 강재의 영향이 감소된다. Fig. 10(a),(b)에서 보듯이, 직경두께비가 클수록 강성과 전단강도는 상당히 감소하지만 슬립에는 영향이 거의 없다. CFT는 큰 직경과 큰 직경두께비를 가질수록 작은 부착응력을 발휘한다. 변수 연구에서는 해석모델을 큰 직경두께비를 가진 대구경 CFT로 선정하였으며, 이로 인하여 직경두께비에 따른 부착응력과 전단성능의 관계가 뚜렷하게 나타나지 않았다. Fig. 11(a),(d)와 Fig. 12(a),(d)는 직경두께비에 따른 강재의 전단응력과 콘크리트의 전단 변형을 보여준다. Fig. 11(a),(d)와 Fig. 12(a),(d)에서 직경두께비가 클수록 강재의 전단 응력에서 전단 항복강도를 초과한 영역($\tau > \tau_y$로 표기된 영역)과 콘크리트의 전단변형의 압축 영역(검정색)이 증가하였다. CFT 전단강도는 콘크리트보다 강재에 의해 지배적임을 나타낸다. 이 연구에서는 CFT 직경 508mm에서 직경두께비가 40, 60, 80으로 다소 제한적인 직경과 직경두께비로 설정하였다. 따라서 CFT 직경 508mm이하 또는 이상의 직경, 40미만 또는 80이상의 직경두께비에 따른 부착응력과 전단강도에 대한 추가 연구가 필요하다.

4.2.4 설계기준과의 비교

Table 2는 변수 해석 결과와 설계기준의 비교결과이다.

Table 2. Comparison analysis result with design equations

Parameter	Specimen	V_u/V_{ACI}	V_u/V_{AISC}
L_o	80-3-C100	14.16	1.76
	80-2-C100	12.87	1.60
	80-1-C100	12.10	1.50
f'_c	80-3-C50	17.33	1.52
	80-3-C25	22.55	1.40
D/t	40-3-C100	25.76	1.54
	60-3-C100	17.54	1.63
	average.	17.47	1.56

여기서, V_u는 해석 결과에서 도출된 최대 전단강도이며 V_{AISC}와 V_{ACI}는 2장에서 언급된 각 설계기준의 전단 설계식에 의한 전단강도이다. 해석에서 사용된 실험체는 철근을 제외한 무근콘크리트가 충전된 CFT로써 V_{ACI}는 무근콘크리트의 전단 설계식 (1-c), V_{AISC}는 강관만을 고려한 식 (2-a)을 사용하였다. 콘크리트만을 고려한 ACI는 상당한 오차를 갖는 것을 확인되며 강관의 고려가 필수적임을 확인하였다. 그에 비하여, 강관만을 고려한 AISC는 ACI에 비하여 정확도가 높은 편에 속하였지만 정확한 예측을 제공하고 있다고 하기에는 어려움이 있다. 특히, 현행 설계기준(ACI, AISC)의 전단 설계식은 부착응력의 간접적인 변수인 끝단길이를 고려하지 않는다. 끝단길이를 고려하지 않는 현행 전단 설계식에 의한 일정한 V_{ACI}, V_{AISC} 도출로 인하여, Table 2의 끝단길이에 대한 해석결과와 설계식과의 비교에서 끝단길이가 길어짐에 따라 오차가 증가함을 보여준다. 상대적으로 끝단길이가 긴 해양구조물은 이로 인하여 경제성에 큰 영향을 받을 것임을 예측할 수 있다. 따라서 콘크리트, 강관, 부착응력(끝단길이)이 모두 고려된 전단 설계식 개발이 필수적임을 보여주고 있다.

5. 결 론

이 연구에서는 대구경 CFT의 전단 거동을 예측하기 위한 연구를 수행하였다. 기존의 실험 연구와의 비교로 원형 CFT의 해석 모델을 검증하였다. 향후 실험 모델을 설정하기위해 검증된 모델을 바탕으로 전단 변수 연구를 진행하였다. 다음과 같은 결론을 도출하였다.

(1) CFT 유한요소해석 모델의 검증을 위해 기존 CFT 휨 실

험 결과를 사용하였다. 실험 결과와 해석 결과의 전체적인 비교에서 강성, 휨 및 슬립 거동은 콘크리트와 강재 사이의 접촉면에 마찰계수 0.47을 적용한 모델의 해석 결과가 실험 결과와 가장 잘 일치하였다. 또한 마찰계수가 증가함에 따라 휨강도는 증가하지만 슬립은 감소되었다. 여기서, 마찰계수 0.47이상에서는 강도에 미미한 차이가 발생하였다. 부착응력과 강도, 슬립과의 관계를 규명해주며 일정 부착응력 이상에서는 강도에 영향이 미미하다는 것을 나타냈다.

(2) 전단 변수 해석에서 변수는 CFT의 부착응력에 간접적·직접적인 영향을 미치는 요소로 선정하였다. 끝단길이(L_o), 콘크리트 압축강도(f'_c), 직경두께비(D/t)를 변수로 연구를 진행하였으며 전단 및 슬립거동과 강재의 전단 응력, 콘크리트의 전단 변형을 확인하였다. 콘크리트 압축강도가 클수록, 직경두께비가 작을수록 전단강도는 증가하였지만 슬립은 영향이 미미하였다. 끝단길이가 길어질수록, 부착응력의 증가로 인하여 전단강도는 증가하였지만 슬립은 감소시키는 결과를 통해 끝단길이는 전단성능에서 잠재적 능력을 발휘할 수 있는 중요한 변수임을 확인하였다. 추가적으로, 전단 강도에 영향을 미치는 끝단길이의 한계를 확인해볼 필요성이 있으며, 부착응력에 미미한 영향을 끼치는 것으로 나타난 콘크리트 압축강도와 직경두께비에 대한 후속 연구가 요구된다.

(3) 현행 설계기준과 해석결과에 대한 비교 결과, 현행 설계기준이 현저하게 보수적인 CFT 전단 설계식을 제시하고 있음을 확인하였다. 전단 설계식에서 강재, 콘크리트, 부착응력(끝단길이)를 모두 반영해야함을 보여준다.

(4) 이 연구를 통해 향후 실험 연구를 계획 및 수행할 것이다. 실험 연구를 기반으로 0.5이하의 전단 스팬비, 철근의 유무, 강재의 항복강도, 작은 직경두께비에 따른 원형 CFT의 전단성능에 대한 추가 변수 해석 연구를 진행하며 최종적으로 개선된 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 Conc rete Filled Tubes. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 136, No. 12, pp.1545-1553.

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

[3] AISC (2010) *Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construct ion, USA.

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

[5] 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.

[6] 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.

[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] 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.

[9] 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).

[10] Moon, J., Lehman, D.E., Roeder, C.W., and Lee, H.E. (2012) Analytical Modelding of Bending of Circular Concrete-Filled Steel Tubes, *Engineering Structures*, Vol.42, pp.349-361.

[11] Thody, R. (2006) *Experimental Investigation of the Flexural Properties of High-Strength Concrete-Filled Steel Tubes*, MS Thesis, University of Washington, Seattle, WA.

[12] ABAQUS (2010) *Abaqus Analysis User's Manual Version 6.10*., Dassault Systemes Simulia Corp.

[13] Baltay, P. and Gjelsvik, A. (1990) Coefficient of Friction for Steel on Concrete at High Normal Stress, *Journal of Materials in Civil Engineering*, ASCE, Vol.2, No.1, pp. 46-49.

[14] Saenz, L.P. (1964) Discussion of 'Equation for the stress-strain curve of concrete' by P. Desayi, and S. Krishnan, *ACI Journal*, 61, pp.1229-12 35.

기 호(Notation)

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_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

요 약 : 콘크리트 충전형 합성강관(Concrete Filled steel Tube, CFT)는 우수한 연성과 강도를 발휘하며 건축물의 기둥 및 해양구조물의 교각 등에 적용되고 있다. 현존하는 CFT 전단 설계식은 지나치게 보수적이며 이는 CFT의 경제성과 시공성에 영향을 미친다. 그러나 합리적인 전단 설계식 제안을 위한 실험 연구는 거의 존재하지 않는다. 이 연구는 원형 콘크리트 충전 강관의 개선된 전단 설계식을 제안하기 위한 해석적 연구이다. 선행 연구에서 제시한 원형 CFT 해석 모델을 참고하여 해석 연구를 수행하였으며 해석 모델은 기존 실험 연구 결과를 이용하여 검증하였다. 검증된 모델을 이용하여 변수 연구를 수행하였으며 전단성능에 끝단길이, 콘크리트의 압축강도, 직경두께비가 미치는 영향을 평가하였다.

핵심용어 : 콘크리트 충전형 합성강관, 전단성능, 유한요소해석, 끝단길이, 콘크리트 압축강도, 직경두께비