

[Research Paper]

## 단면형상 및 크기에 따른 콘크리트 충전강관(CFT) 기둥의 화재거동에 관한 실험적 연구

조범연<sup>†</sup> · 김흥열 · 권기석 · 양승조

한국건설기술연구원 화재안전연구소

## Experimental Study of the Fire Behavior of CFT Columns in Relation to the Sectional Shape & Size

Bum-Yean Cho<sup>†</sup> · Heung-Youl Kim · Ki-Seok Kwon · Seung-Cho Yang

Fire Research Institute, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology

(Received November 22, 2016; Revised February 10, 2017; Accepted April 18, 2017)

### 요 약

본 연구는 단면형태 및 단면크기에 따라 무피복 및 무용접 조건에서 CFT기둥의 내화성능을 평가하기 위하여 내화실험을 실시하였다. 실험결과, 슬롯형 CFT기둥(□500)은 무피복 조건에서 180분 이상의 내화성능을 발휘하였다. 슬롯형 CFT기둥(□300)은 무피복 조건에서 125분의 내화성능을 발휘하였고, 이때 변형률을 분석한 결과 슬롯형 CFT기둥이 용접형 CFT기둥에 비해 연성파괴를 하는 것으로 나타났다. 또한 용접형 CFT기둥이 내화성능을 상실한 시점에서 중심부 온도는 슬롯형 CFT기둥에 비해 높게 나타났다. 따라서 슬롯접합이 콘크리트 내부온도에 미치는 영향은 크지 않은 것으로 판단된다.

### ABSTRACT

In this study, fire resistance tests were conducted to evaluate the fire resistance performance of unprotected and non-welded CFT columns in relation to the shape and size of cross-sections. Unprotected slot-type CFT columns which were □300 and □500 in dimensions resisted fire for 125 minutes and more than 180 minutes, respectively. Strain analysis showed that slot-type CFT columns were more ductile than welded CFT columns. The temperatures of central parts measured when welded CFT columns and slot-type CFT columns had lost fire resistance performance were higher in the former than the latter. Therefore, slot connection does not a great influence on the temperatures inside the concrete.

**Keywords** : Concrete Filled Tube (CFT), Slot, Fire Resistance, High Strength Concrete, Column

### 1. 서 론

초고층 및 대공간 구조물에 적용되는 주요구조부재는 점차 고성능화가 요구되고 있으며, 경제적인 측면에서 공기단축 및 단면의 최소화가 요구되고 있는 실정이다. 이에 따라 합성구조에 대한 관심이 커지고 있으며, 합성구조 중 수직하중을 담당하고 있는 기둥의 경우 강재와 콘크리트의 합성구조인 콘크리트 충전강관(CFT, Concrete Filled Tube) 기둥에 대한 연구가 국내외에서 활발히 진행되고 있다.

CFT기둥은 폐단면 부재로서 휨모멘트를 부담하는 강관이 외측에 있고, 축력을 부담하는 콘크리트가 내측에 있어 강관이 내부 콘크리트를 구속하는 한편 콘크리트가 강관의 국부좌굴을 막아주는 효과로 인하여 강도와 에너지 흡수능력이 타 구조시스템에 비하여 우수하다. 또한 강관이 거

푸집 역할을 하며 종래의 시공방법을 거의 변경할 필요가 없다는 점 등 시공상 유리한 부재다. CFT구조의 우수한 구조적 특성 및 시공성에 의해 고층건물뿐만 아니라 저층건물 및 대공간 구조에서도 사용빈도가 늘어나는 추세이다. 그러나 CFT기둥은 상온에서의 뛰어난 구조적 성능에도 불구하고 내화피복 없이는 초고층 건축물 적용 시 요구되는 내화성능을 만족하지 못하고 있는 실정이다. 특히 화재 시 CFT기둥의 용접부에서 용접열에 의한 잔류응력의 영향으로 취성증대는 내화성능 저하의 주요원인으로 지적되고 있다<sup>(2,11)</sup>.

이에 본 연구에서는 기존의 용접형 CFT기둥과 용접부를 제거한 슬롯형 CFT기둥에 대하여 내화성능을 비교하고, 또한 슬롯형 CFT기둥의 단면크기에 따른 내화성능을 비교하여 무피복 및 무용접 조건에서 CFT기둥의 3시간 내화성능을 확보하기 위한 방안을 제시하고자 한다.

<sup>†</sup> Corresponding Author, E-Mail: [choby277@kict.re.kr](mailto:choby277@kict.re.kr), TEL: +82-31-369-0528, FAX: +82-31-369-0540

© 2017 Korean Institute of Fire Science & Engineering. All right reserved.

## 2. CFT기둥 내화성능평가 연구현황

캐나다에서는 다양한 충전재를 적용하여 CFT기둥에 관한 다양한 실험 및 해석을 통해 내화성능 분석하였다. 내화성능 분석을 위한 기초실험으로 충전재인 콘크리트를 PC (plain concrete), RC (bar-reinforced concrete), FC (steel fibre-reinforced concrete)로 구분하여 내화실험을 진행하였다. 실험결과 PC충전 CFT기둥의 내화성능은 1~2시간, RC 또는 FC 충전 CFT기둥의 경우 3시간의 내화성능 확보하는 것으로 나타났다. PC충전의 경우 콘크리트의 급격한 균열전파로 인하여 콘크리트 코어의 조기파손을 초래하였다. RC충전의 경우 철근이 균열의 전파를 감소시키고 콘크리트 코어의 하중전달 능력을 향상시키는 것으로 나타났다. 하지만 RC와 FC보강의 경우 시공비용이 증가하며 강섬유 보강시 콘크리트의 유동성 확보가 어려운 단점을 언급하고 있다<sup>(5,6,7)</sup>. 일본에서는 경제성을 고려하여 외부에 내화피복최소화하기 위한 연구가 주로 이루어졌다(K. Sakino, 2004). 한국과 중국에서는 높은 설계압축강도가 요구되는 초고층 건축물 적용을 위한 이중강관 CFT기둥에 대한 내화성능이 검토되었다(K.C. Song, 2009, Y.F. Yan, 2005). 하지만 이중강관 CFT기둥은 초고층 건축물 이외에 적용하기에는 경제성이 크게 떨어지는 단점을 가지고 있다.

## 3. CFT기둥의 설계압축강도 산정방식

합성부재의 설계압축강도( $P_{no}$ )는 국내 건축구조 설계기준 및 AISC에서 제시하고 있는 방법으로 산정할 수 있다. 설계압축강도의 산정을 위해서는 Table 1에 보이는 바와 같이 외부강관의 판폭두께비에 따라 조밀단면, 비조밀단면 및 세장단면으로 구분하여 산정할 수 있다.

Table 1. Restriction on Width-thickness Ratio

$\lambda$	$\lambda_p$	$\lambda_r$	$\lambda_{max}$
$b/t$	$2.26\sqrt{\frac{E_s}{f_y}}$	$3.00\sqrt{\frac{E_s}{f_y}}$	$5.00\sqrt{\frac{E_s}{f_y}}$

여기서,  $\lambda$ : 강관의 판폭두께비,  $\lambda_{max}$ : 강관의 최대 판폭두께비,  $\lambda_p$ : 조밀/비조밀단면 판단 기준 판폭두께비,  $\lambda_r$ : 비조밀/세장단면 판단기준 판폭두께비이다.

Table 2. Criteria of Width-thickness Ratio

Compact	$\lambda < \lambda_p$
Noncompact	$\lambda_p < \lambda < \lambda_r$
Slender	$\lambda > \lambda_r$

- 조밀단면

$$P_{no} = P_p \tag{1}$$

여기서,

$$P_p = f_y A_s + C_2 f_{ck} \left( A_c + A_{sr} \frac{E_{sr}}{E_c} \right) \tag{2}$$

$C_2$  - 사각형 단면에서는 0.85

- 비조밀단면

$$P_{no} = P_p - (P_p - P_y) \frac{(\lambda - \lambda_p)^2}{(\lambda_r - \lambda_p)^2} \tag{3}$$

여기서,

$P_p$ 는 식 (2)로 산정

$$P_y = f_y A_s + 0.7 f_{ck} \left( A_c + A_{sr} \frac{E_{sr}}{E_c} \right) \tag{4}$$

- 세장단면

$$P_{no} = f_{cr} A_s + 0.7 f_{ck} \left( A_c + A_{sr} \frac{E_{sr}}{E_c} \right) \tag{5}$$

여기서,

$$\text{사각형 단면일 경우, } f_{cr} = \frac{9E_s}{(b/t)^2} \tag{6}$$

건축구조 설계기준에서는 CFT기둥에서 사용된 강재의 강도와 탄성계수 따라 강관의 두께를 적정 수준으로 제어하여 구조설계 시 부재의 국부좌굴을 방지하기 위하여 강재의 최소 판폭두께비를 규정하고 있다. 이는 합성부재에 일정수준 이상의 강재량을 적용하여 국부좌굴을 방지하기 위한 조치이다. 하지만 기존 용접형 CFT기둥 이외에 강관의 형태 변화에 따라 표면에 노출되는 강재 이외에 추가로 사용되는 강재에 대해서는 고려하고 있지 않은 실정이다. 이는 추가적인 연구를 통하여 개선되어야 할 부분으로 판단되나, 본 연구에서는 기존의 설계압축강도 산정식을 적용하였다.

## 4. 실험 개요

### 4.1 실험인자 및 수준

본 연구에서는 무피복 조건에서 단면형상 및 크기에 따른 CFT기둥의 내화성능을 분석하기 위하여 Table 3과 같은 실험인자와 수준으로 내화실험을 진행하였다.

Table 3. Factor of Fire Test

Parameter	Factor
Section Shape	Welding ↔ Slot
Section Size	□300 ↔ □500

### 4.2 사용재료

#### 4.2.1 강재

강관의 재료로 사용된 SS400의 기계적 성질에 대해서

는 각각 KS D 3503 「일반구조용 압연강재」에서 Table 4와 같이 규정하고 있다.

**Table 4.** Mechanical Properties of Structural steels

Type	Yield Strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Minimum elongation(%)
SS400	245이상	400~510	17이상

4.2.2 콘크리트

CFT기둥에 적용할 50 MPa급 고강도 콘크리트는 Table 5와 같이 배합하여 제작하였다. 본 배합은 현장에서 일반적으로 사용되고 있는 방식으로 혼화재의 첨가는 배제하고 순수 포틀랜드시멘트 1종만을 사용하여 배합설계를 실시하였다.

**Table 5.** Mix Proportion of High Strength Concrete

Design Strength (MPa)	W/B (W%)	S/a (V%)	Unit Weight of Material (Kg/m <sup>3</sup> )				Ad. (Kg/m <sup>3</sup> )
			W	C	S	G	
50	29.5	43.5	166	583	707	936	5.63

본 연구를 위한 실험체 제작은 용접형 CFT기둥과 슬롯형 CFT기둥에 대해서 동일한 배합을 적용하였으며, 28일간의 양생 후 내화실험 직전 압축강도를 측정된 결과 평균 45 MPa로 확인되었다. 이에 따라 부재의 설계하중 산정 시 측정강도를 적용하였으며, 내화실험을 위한 재하하중 역시 측정강도를 기준으로 산정하였다.

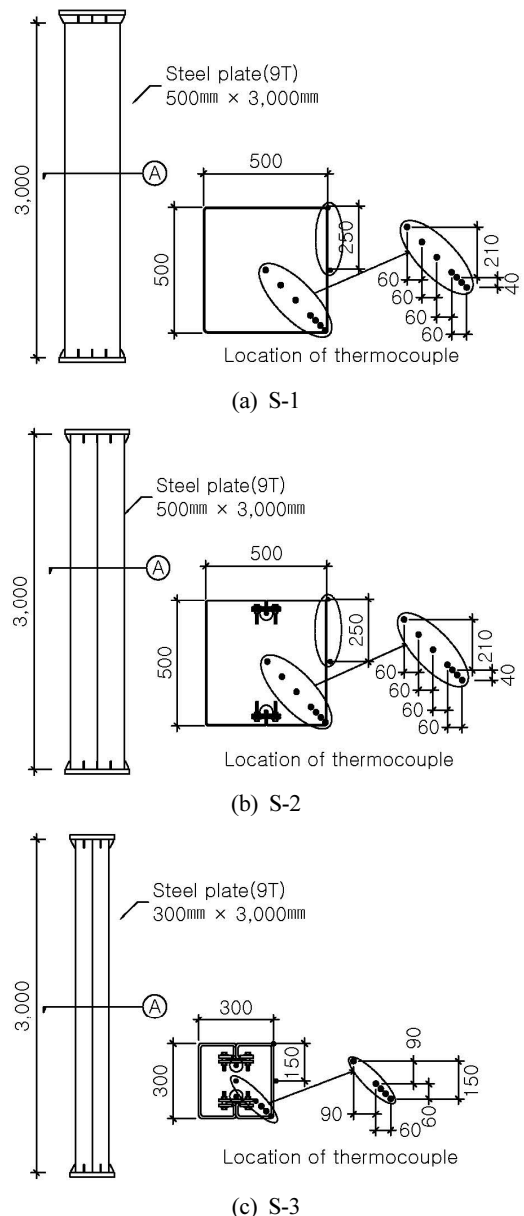
4.3 실험체 제작 상세

실험체는 무피복 조건에서 단면형상 및 크기에 따른 CFT기둥의 내화성능을 평가하기 위하여 Table 6과 같이 구성하였다. 강관의 두께는 9 mm로 제작하였으며, CFT기둥 중 내화성능의 취약점으로 지적되고 있는 용접부를 제거한 슬롯형 CFT기둥에 대하여 실험체를 제작하여 내화성능을 평가하였다.

**Table 6.** Composition of Specimen

Specimen	Size (mm)	Type of tube (mm)	Steel tube thickness (mm)	Test concrete strength (MPa)
S-1	500 × 500 × 3000	Weld	9T	45
S-2		Slot		
S-3	300 × 300 × 3000	Slot		

기둥 실험체 형상은 Figure 1과 같이 제작하였다. 용접은 CFT제작 시 가장 일반적으로 사용되는 용융용접 방식을 적용하였으며, 슬롯은 정밀성 및 제작 용의성을 고려하여



**Figure 1.** The shape of specimen.

볼트 조립형으로 제작하였다. 단면형상 및 크기에 따른 무피복 CFT기둥의 내화성능평가를 위하여 실험체 내부에 열전대를 설치하여 실험체 내부의 온도특성을 파악하고자 하였다. 실험체 내부 온도는 콘크리트 표면에서 중심부까지 깊이별로 측정하였으며, 강재의 경우 면과 모서리를 각각 측정하였다. 또한 슬롯형 CFT기둥의 경우 강재가 콘크리트 내부 인입되는 구조로써 콘크리트 내부온도를 상승시킬 요인이 될 수 있어 슬롯의 온도를 측정하였다. 온도 측정용 열전대는 K-Type 1 mm를 사용하였으며, Figure 1과 같이 기둥의 콘크리트 및 강재에 설치하였다.

4.4 실험방법

단면형상 및 크기에 따른 무피복 CFT기둥의 내화성능 평

가는 KS F 2257-7 「건축 부재의 내화 시험 방법-기둥의 성능 조건」을 따라 수행하였다. 온도조건은 ISO 834 표준화재 곡선을 적용하였다. 또한 무피복 조건에서 부재의 강재 표면과 콘크리트 내부의 온도를 측정하여 향후 비선형 유한요소 모델 개발의 기초자료로 활용하고자 하였다. 성능의 판정은 본 실험의 경우 기둥부재가 실제 건축물에 적용되었을 경우를 가정하여 재하조건에서 내화성능을 평가하였다. 재하조건에서 내화성능의 평가기준은 KS F 2257-1 「건축 부재의 내화 시험 방법-일반 요구 사항」에 따라 축방향 재하 부재의 경우 변형량과 변형률에 의해 판정하였으며, 변형량과 변형률 2가지 기준을 모두 초과하였을 때 부적합한 것으로 간주한다. 이에 따라 실험체의 높이는 모두 3000 mm로 변형량 기준은 30 mm이고 변형률 기준은 12 mm/min 이다.

강관의 국부좌굴을 방지하기 위한 최소 판폭두께비 규정에 따라 설계압축강도 산정기준이 달라진다. 하지만 현재의 설계압축강도 산정기준은 기존 용접형 CFT기둥과 달리 표면에 노출되는 강재 이외에 강재에 대해서는 고려하고 있지 않은 실정이다. 하지만 추가되는 강재량 및 단면형상의 변화는 강관의 국부좌굴에 영향을 미칠 것으로 판단된다. 본 연구에서는 슬롯형 CFT기둥은 동일한 단면크기의 용접형 CFT기둥의 설계압축강도를 일괄 적용하였다. 설계압축강도 산정은 조밀단면을 기준으로 산정하였으며, 내화실험을 위한 재하량은 설계압축강도의 40%를 적용하였다. Table 7은 실험체의 재하조건 및 성능판정기준이다.

Table 7. Load & Standard of Displacement for Fire Test

Specimen	Test Load (Ton)	Limiting of Displacement (mm)	Limiting Rate of Displacement (mm/min)
S-1	532.3	30	12
S-2	532.3		
S-3	224.6		

## 5. 실험결과

### 5.1 단면형상에 따른 특성비교

#### 5.1.1 화재거동(S-1&S-2)

단면형상에 따른 무피복 CFT기둥에 대하여 내화성능을 평가한 결과 Table 8 및 Figure 2와 같이 나타났다. 용접형 강관을 적용한 S-1은 139분, 슬롯형 강관을 적용한 S-2는 180분 이상의 내화성능을 확보 할 수 있는 것으로 나타났다. S-1의 경우 140분에서 변형량과 변형률은 각각 -41.5 mm, -32.1 mm/min로 측정되었고, S-2의 경우 180분에서 변형량과 변형률이 -3.9 mm, -0.1 mm/min로 측정되었다. 이처럼 용접부를 제거한 슬롯형 강관을 적용할 경우 40분 이상의 내화성능 개선효과가 있는 것으로 나타났다.

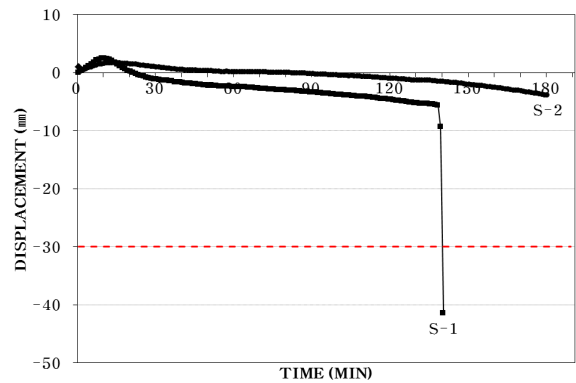


Figure 2. Displacement of CFT column (S-1&S-2).

Table 8. Fire Resistance Performance by Displacement and Rate of Displacement (S-1&S-2)

Specimen	Time (min)	Displacement (mm)	Rate of Displacement (mm/min)	Fire Resistance (min)
S-1	60	-2.5	-0.1	139
	120	-4.6	-0.1	
	140	-41.5	-32.1	
	180	-	-	
S-2	60	0.1	0.1	180
	120	-1.0	-0.1	
	180	-3.9	-0.1	

무피복 CFT기둥에 대하여 내화실험을 실시할 경우 구조재료의 특성이 내화성능에 직접적으로 영향을 미치게 된다. CFT기둥의 구성재료는 크게 강재와 콘크리트로 구분되며, 강재와 콘크리트의 열팽창률은 거의 동일하지만, 열전도율이 높은 강재는 화재 초반에 부재를 팽창시키는 역할을 하며, 상대적으로 열전도율이 낮은 콘크리트는 표면 일부를 제외하고는 강재만큼 팽창하지 못하고 강재에 의한 팽창구간 이후 압축력에 대응하는 역할을 한다. 따라서 CFT기둥의 화재거동은 부재의 팽창구간과 수축구간을 구분하여 강재와 콘크리트가 각각 내화성능에 미치는 영향에 대한 분석이 가능하다.

S-1과 S-2의 최대팽창이 나타난 시점은 각각 9분, 11분으로 크게 차이가 없었지만, 최대팽창량은 각각 2.4 mm, 1.6 mm로 S-1이 33%이상 크게 나타났다. 최대팽창시점은 CFT기둥이 고온에 노출될 경우 열을 직접적으로 접하는 강관 표면의 강재량이 동일하여 크게 차이가 발생하지 않으나, 최대팽창량은 S-2의 슬롯이 콘크리트 내부로 인입되어 S-1에 비해 콘크리트와 일체화된 구조를 형성함으로써 강재의 열팽창이 효과적으로 제어되기 때문인 것으로 판단된다. 또한 최대팽창량이 발생한 이후 원점으로 복귀하는데 S-1과 S-2는 각각 12분, 70분이 소요되는 것으로 나타났다. 이는 S-2가 S-1에 비해 슬롯접합을 위하여 콘크리트 내부로

인입되는 추가적인 강재에 의한 특이한 거동으로 사료된다. 따라서 기존 CFT기둥의 구조설계기준으로 산정한 설계압축강도 이상의 구조적 성능을 발휘하는 부분에 대한 향후 추가적인 수치해석 및 실험실험 검증을 통하여 보완된 기준제시가 필요할 것으로 판단된다.

원점복귀 이후 수축구간에서는 두 실험체 모두 비슷한 거동을 보였으며, S-1은 수축구간 이후 일정한 변형량을 유지하다 140분에서 급격한 변형이 발생하면서 내화성능을 상실하였다. 이와 같은 급격한 변형에 의한 취성파괴는 화재 시 많은 인명과 재산의 손실로 연결될 수 있다. 특히 내화실험 후 S-1의 파괴형상을 관찰할 결과 강관에서 가장 취성이 강한 용접부에서 파단이 관찰되었고, 이는 CFT기둥에서 용접부가 취성파괴의 직접적인 원인인 것으로 판단된다. CFT기둥의 경우 고강도 콘크리트와 타 구조에 비해 높은 강재의 사용량으로 인하여 취성파괴의 가능성이 높은 구조로서 취성파괴의 직접적 원인으로 작용하는 강관의 용접부를 최소화하는 것이 필요하다고 판단된다.

5.1.2 전열특성(S-1&S-2)

단면형상에 따른 무피복 CFT기둥에 대하여 콘크리트 내부의 전열특성을 파악하기 위하여 콘크리트의 깊이별 온도를 분석한 결과 Table 9와 같이 나타났다.

Table 9. Concrete temperature of CFT column (S-1&S-2)

Specimen	Time (min)	Temp. (°C)		
		20 mm	40 mm	Core
S-1	60	579	427	27
	120	829	689	55
	140	876	754	76
	180	-	-	-
S-2	60	583	371	25
	120	852	664	54
	140	908	732	69
	180	983	805	115

단면형상별 무피복 CFT기둥의 콘크리트 내부 온도변화를 관찰한 결과, S-1의 경우 내화성능을 상실한 140분에 콘크리트 표면에서 20 mm 떨어진 위치의 온도는 876 °C로 나타났고, S-2의 경우 140분에서 같은 위치의 온도는 908 °C로 나타났다. 이때 해당 위치에서 S-1과 S-2의 콘크리트 온도차는 -32 °C로 나타났다. 같은 방식으로 40 mm, Core에서의 온도차를 산정한 결과 22 °C, 7 °C로 나타났다. 슬롯형 CFT기둥의 경우 콘크리트 내부로 인입되는 강재로 인하여 콘크리트 내부온도가 용접형 CFT기둥에 비해 높을 것으로 예상되었으나, 실험결과 S-2(슬롯형)가 S-1(용접형)에 비해 온도가 낮게 나타났다. 따라서 슬롯접합으로 인한 콘크리트 내부로 인입된 강재가 콘크리트 내부온도에 미치는 영향은 크지 않은 것으로 판단된다.

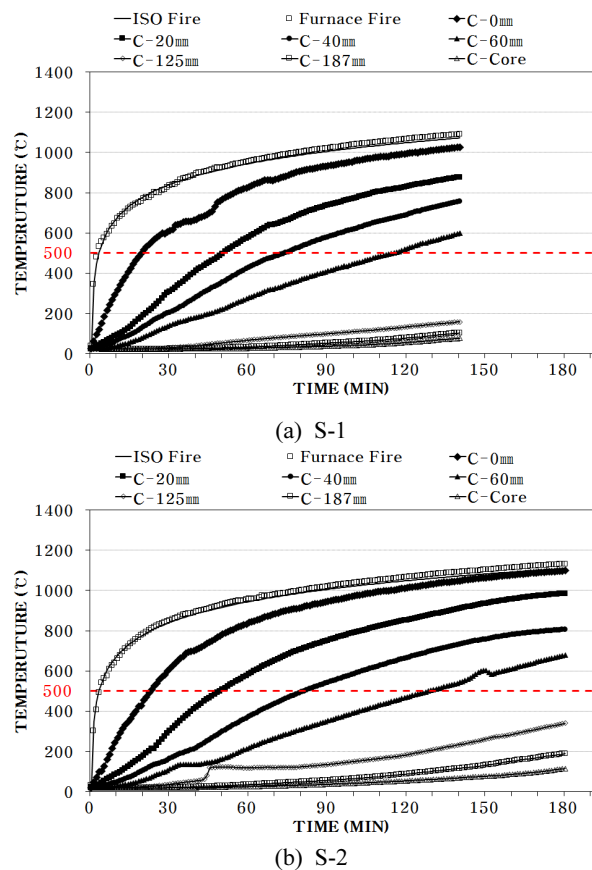


Figure 3. Concrete temperature of CFT column (S-1&S-2).

Table 10. Steel Temperature of CFT Column (S-1&S-2)

Specimen	Time (min)	Temp. (°C)	
		Surface	Slot
S-1	60	846	-
	120	1004	-
	140	1029	-
	180	-	-
S-2	60	889	159
	120	1038	374
	140	1069	432
	180	1117	547

강관의 온도변화를 관찰하기 위하여 표면과 슬롯에서 온도를 측정된 결과 Table 10과 같이 나타났다. S-1이 내화성능을 상실한 140분을 기준으로 표면의 평균온도는 1029 °C이고, S-2는 1069 °C로 나타났다.

표면에서 S-1과 S-2의 온도차는 -40 °C이며, 이는 S-1과 S-2의 표면 평균온도 대비 4% 수준으로 큰 차이가 발생하지 않는 것으로 판단된다. 또한 S-2의 슬롯의 온도를 측정된 결과 180분에서 평균 547 °C로 나타났으며, 이는 동일한 위치의 콘크리트 온도보다 낮은 수준으로 슬롯이 외부의 열을 콘크리트 내부로 전달하는 역할은 하지 않은 것으로 판단된다.

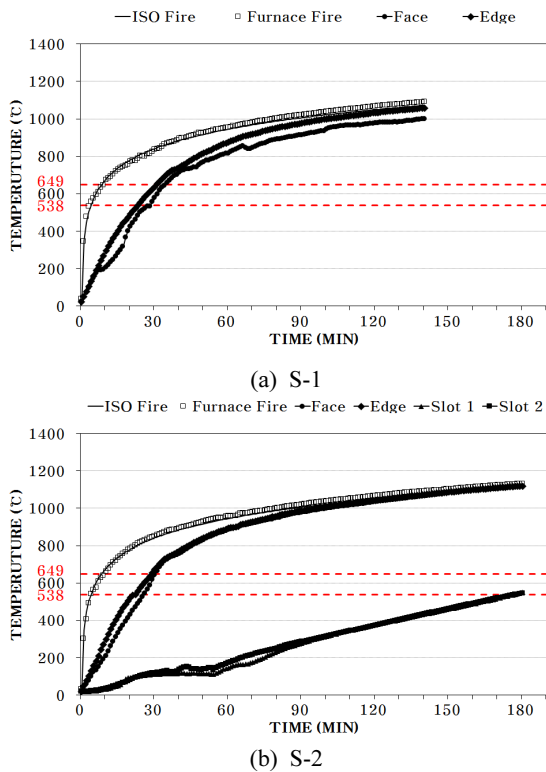


Figure 4. Steel temperature of CFT column (S-1&S-2).

5.2 단면크기에 따른 특성비교

5.2.1 화재거동(S-2&S-3)

단면크기에 따른 무피복 CFT기둥에 대하여 내화성능을 평가한 결과 Table 11과 같이 나타났다.

Table 11. Fire resistance performance by displacement and rate of displacement (S-2&S-3)

Specimen	Time (min)	Displacement (mm)	Rate of displacement (mm/min)	Fire resistance (min)
S-2	60	0.1	0.1	180
	120	-1.0	-0.1	
	126	-1.2	-0.1	
	180	-3.9	-0.1	
S-3	60	4.3	-0.1	125
	120	-4.7	-0.3	
	126	-36.8	-30.2	

9 mm강관에 슬롯형 집합을 동일하게 적용하였으며, 재하조건은 각 실험체의 설계압축강도를 산정하여 40%를 재하하였다. 이때 내화성능은 S-2(□500)가 180분 이상, S-3(□300)이 125분으로 나타났다. □500단면을 적용한 S-2의 경우 180분에서 변형량과 변형률이 -3.9 mm, -0.1 mm/min

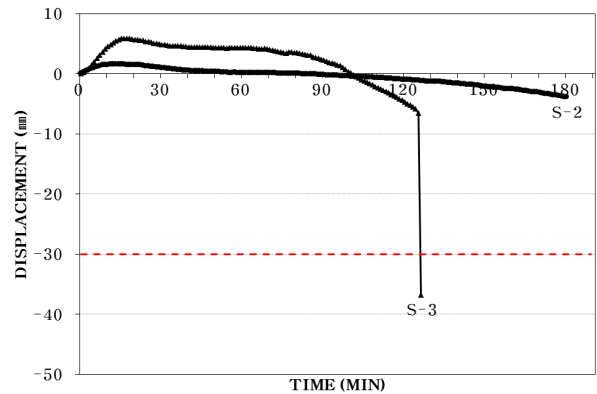


Figure 5. Displacement of CFT column (S-2&S-3).

이고, □300단면을 적용한 S-3의 경우 126분에서 변형량과 변형률이 -36.8 mm, -30.2 mm/min로 나타났다. 이처럼 동일한 하중비를 적용한 경우 단면크기에 따라 55분의 내화성능이 차이가 발생하는 것으로 나타났다.

단면두께별로 내화실험을 진행한 결과 팽창구간과 압축구간의 거동에서 확연히 구분되는 특성을 관찰할 수 있었다. 먼저 최대팽창량의 경우 S-2는 1.6 mm, S-3은 5.9 mm로 S-3이 S-2에 비해 3.7배 크게 발생하였다. 이는 S-3이 단면에서 강재의 비율이 상대적으로 많기 때문으로 판단된다. 또한 S-3의 경우 최대팽창량 발생이후 약 90분까지 평균 변형률은 -0.05 mm/min이었으나, 이후 파괴직전까지 평균 변형률은 -0.24 mm/min로 90분 이후 평균 변형률이 약 4.8배 정도 빠르게 진행되는 것으로 나타났다. 이는 변형률을 일정하게 유지하다 순간적으로 붕괴하는 용접형 CFT 기둥과의 구분되는 특징으로 슬롯형 CFT기둥이 용접형 CFT기둥에 비해 연성파괴가 가능한 것으로 판단된다.

5.2.2 전열특성(S-2&S-3)

단면크기에 따라 무피복 CFT기둥에 대하여 콘크리트 내부의 전열특성을 파악하기 위하여 콘크리트의 깊이별 온도를 분석한 결과 Table 12와 같이 나타났다.

Table 12. Concrete temperature of CFT column (S-2&S-3)

Specimen	Time (min)	Temp. (°C)		
		20 mm	40 mm	Core
S-2	60	583	371	25
	120	852	664	54
	126	870	686	58
	180	983	805	115
S-3	60	832	567	108
	120	1014	921	171
	126	1024	937	180
	180	-	-	-



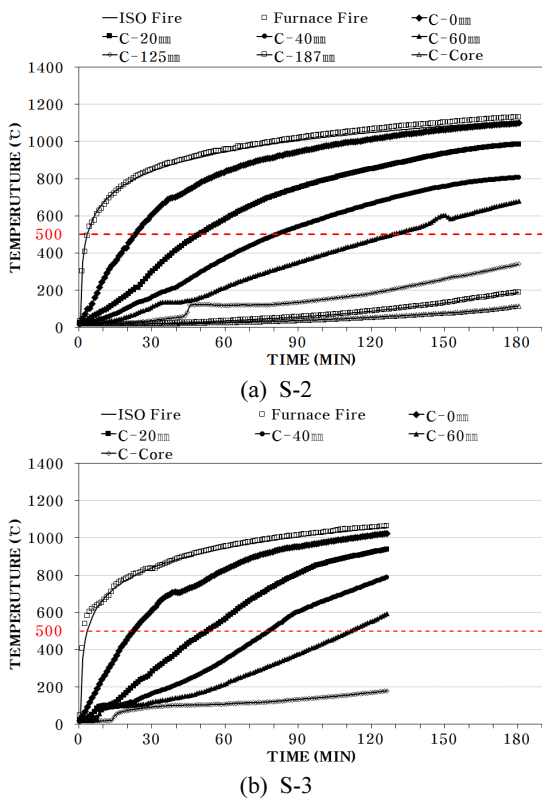


Figure 6. Concrete temperature of CFT column (S-2&S-3).

단면크기에 따른 콘크리트 내부의 온도변화를 관찰한 결과, S-2의 경우 S-3이 내화성능을 상실한 126분을 기준으로 콘크리트 표면에서 20 mm 떨어진 위치의 온도는 870 °C로 나타났고, S-3의 경우 126분에서 같은 위치의 온도는 1024 °C로 나타났다. 이때 해당 위치에서 S-2와 S-3의 콘크리트 온도차는 -154 °C로 나타났다. 같은 방식으로 40 mm, Core에서의 온도차를 산정한 결과 -235 °C, -113 °C로 나타났다. 단면형상에 따른 실험체의 콘크리트 내부온도에 비해 큰 온도차가 발생하였으며, 단면크기가 작아짐에 따른 부재 열용량에 차이로 인한 것으로 판단된다.

강관의 온도변화를 관찰하기 위하여 표면과 슬롯에서 온도를 측정된 결과 Table 13과 같이 나타났다.

Table 13. Steel temperature of CFT column.(S-2&S-3)

Specimen	Time (min)	Temp. (°C)	
		Surface	Slot
S-2	60	889	159
	120	1038	374
	126	1047	392
	180	1117	547
S-3	60	896	163
	120	1022	406
	126	1031	425
	180	-	-

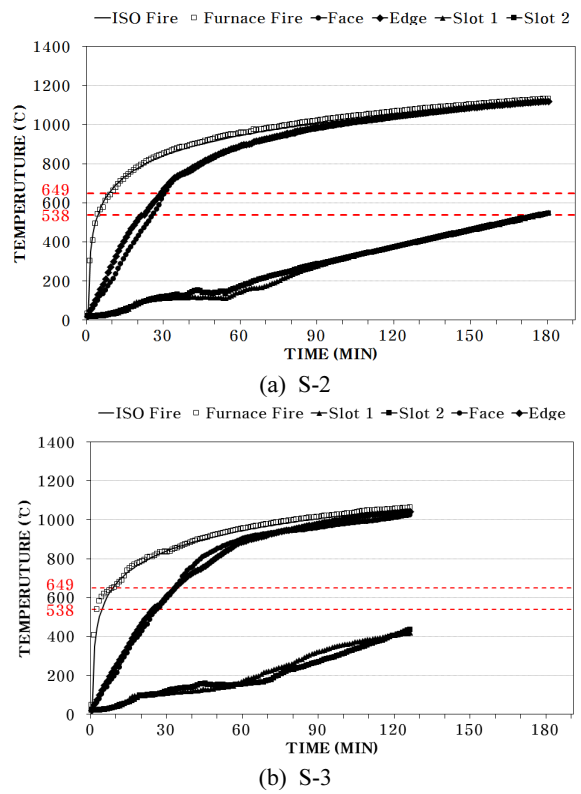


Figure 7. Steel temperature of CFT column (S-2&S-3).

S-3이 내화성능을 상실한 126분을 기준으로 S-2의 표면 평균온도는 1047 °C이고, S-3은 1031 °C로 나타났다. 표면에서 S-1과 S-2의 온도차는 16 °C이며, S-2와 S-3의 표면 평균온도 대비 2% 수준으로 단면크기에 따른 강관 표면온도는 크게 영향을 받지 않는 것으로 판단된다. 슬롯의 경우 126분을 기준으로 슬롯의 평균온도는 S-2가 392 °C, S-3이 425 °C로 나타났으며, S-3이 S-2에 비해 약 8% 높은 수준이다. 이 차이는 단면크기에 따른 열용량으로 인한 주변 콘크리트 온도상승에 따른 것으로 판단된다.

## 6. 결 론

단면형태 및 단면크기에 따른 내화성능을 비교하여 무피복 및 무용접 조건에서 CFT기둥의 3시간 내화성능을 확보하기 위하여 표준화재 재하조건에 내화실험을 실시한 결과 다음과 같은 결론을 도출하였다.

(1) 단면형태별 CFT기둥의 내화성능을 판정한 결과, 슬롯형 CFT기둥의 경우 180분 이상이며 용접형 CFT기둥에 비해 40분 이상의 내화성능 개선효과가 있는 것으로 나타났다. 용접형 CFT기둥은 내화실험 후 용접부에서 파단이 관찰되었다. 이는 CFT기둥에서 용접부가 취성파괴의 직접적인 원인인 것으로 판단된다.

(2) 단면형태별 CFT기둥의 전열특성을 관찰한 결과, 용접형 CFT기둥이 내화성능을 상실한 139분에서 중심부 온

도는 슬롯형 CFT기둥에 비해 높게 나타났으며, 슬롯의 온도는 동일한 위치의 콘크리트 온도보다 낮은 수준으로 나타났다. 따라서 슬롯접합으로 인한 콘크리트 내부로 인입된 강재가 콘크리트 내부온도에 미치는 영향은 크지 않은 것으로 판단된다.

(3) 단면크기별 CFT기둥의 내화성능을 판정한 결과, □300단면 CFT기둥의 경우 125분의 내화성능을 나타냈으며, □500단면에 비해 55분 이상 내화성능이 떨어지는 것으로 나타났다. 붕괴가 발생한 □300단면 CFT기둥의 경우 최대 팽창 발생 이후 변형률이 일정하게 유지되었으나, 90분 이후 변형률이 약 4.8배 빠르게 진행되면서 붕괴에 도달하는 것으로 나타났다. 이는 변형률을 일정하게 유지하다 순간적으로 붕괴하는 용접형 CFT 기둥과의 구분되는 특징으로 슬롯형 CFT기둥이 용접형 CFT기둥에 비해 연성파괴가 가능한 것으로 판단된다.

(4) 단면크기별 CFT기둥의 전열특성을 관찰한 결과, 단면크기가 작아짐에 따른 부재 열용량의 차이로 인하여 콘크리트 내부온도가 높은 것으로 나타났다. 슬롯온도 역시 □300단면이 □500단면에 비해 약 8% 높은 것으로 나타났으며, 이 또한 단면크기에 따른 열용량으로 인한 주변 콘크리트 온도상승에 따른 것으로 판단된다.

## 감사의 글

본 연구는 한국건설기술연구원이 수행하고 있는 국가 R&D인 “(17주요)대공간 건축물 화재시 3시간 이상 견딜 수 있는 구조부재 및 연기피난 기술 개발” 과제의 연구비 지원에 의해 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

## References

1. J. A. Purkiss, “Fire Safety Engineering Design of Structures”, Butterworth Heinemann (1996).
2. A. H. Buchanan, “Structural Design for Fire Safety”, John Wiley & Sons Ltd. (2002).
3. Y. C. Wang, “Steel and Composite Structures”, Spon Press (2002).
4. W. D. Callister, Jr., “Materials Science and Engineering : An Introduction”, John Wiley & Sons, Inc. (2006).
5. T. T. Lie and M. Chabot, “Experimental studies on the fire resistance of hollow steel columns filled with plain concrete”, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, Internal Report No. 611 (1992).
6. V. K. R. Kodur and T. T. Lie, “Experimental Studies on the Fire Resistance of Circular Hollow Steel Columns Filled with steel Fibre Reinforced Concrete”, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, Internal Report No. 691 (1995).
7. V. K. R. Kodur, “Performance-based Fire Resistance Design of Concrete-Filled Steel Columns”, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, Journal of Constructional Steel Research Vol. 51 (1999).
8. K. Sakino, “Behavior of Centrally Loaded Concrete-filled Steel-tube Short Columns”, Journal of Structural Engineering, Vol. 130 (2004).
9. K. C. Song, “An Experimental Study on Fire Resistance of Concrete Filled Double Skin Tubular Columns”, Architectural Institute of Korea (2009).
10. Y. F. Yang, “Concrete-filled Double-skin Tubular Columns Under Fire”, Magazine of Concrete Research, Vol. 60 No. 3 (2008).
11. B. Y. Cho and N. Y. Jee, “A Study on the Mechanical Properties of Structural Steels by Welding at High Temperature”, Journal of the Architectural Institute of Korea Structure & Construction, Vol. 25, No. 12 (2009).
12. K. J. Hwang, “Determination of the Fire Protection Thickness of CFT Column Using Heat Transfer Analysis” Journal of the Architectural Institute of Korea Structure & Construction, Vol. 29 No. 6 (2013).
13. G. H. Hong, I. R. Choi and K. S. Chung, “An Analysis of Design Formulas on Section Types of Rectangular Concrete Filled Steel Tube Columns”, Journal of the Architectural Institute of Korea Structure & Construction, Vol. 30, No. 11 (2014).
14. EN 1994-1-2, Eurocode 4: “Design of Composite Steel and Concrete Structures, Part 1.2: General Rules-Structural Fire Design” (2005).
15. American Welding Society, “AWS D1.1/D1.1M: STRUCTURAL WELDING CODE STEEL” (2006).