

# 재하가열시험에 의한 무내화피복 콘크리트충전 각형강관기둥의 내화성능평가

안재권<sup>1</sup> · 이철호<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>박사과정, 서울대학교, 건축학과 <sup>2</sup>교수, 서울대학교, 건축학과

## Evaluation of Fire Resistance of Unprotected Concrete-filled Rectangular Steel Tubular Columns under Axial Loading

Ahn, Jae Kwon<sup>1</sup>, Lee, Cheol Ho<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>Ph.D. Candidate, Department of Architecture and Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 151-742, Korea

<sup>2</sup>Professor, Department of Architecture and Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 151-742, Korea

**Abstract** - In this paper, experimental program and associated numerical study were carried out to evaluate the fire resistance of unprotected concrete-filled rectangular steel tubular (CFT) columns subjected to the standard fire. The key testing parameters included the length effect, the load ratio, and the sectional dimensions of the CFT columns. Temperature distribution and axial deformation of the CFT column specimens were measured and analyzed. Rather early local buckling of steel tubes was observed in all the specimens. This caused subsequent load transfer from steel tube to concrete, and eventually triggered concrete crushing, or complete loss of the load bearing capacity of the column. This implies that the limit state of local buckling as well as overall flexural buckling should be incorporated in fire design procedure. As expected, the fire resistance time of specimen with higher load ratio consistently lessened. The prediction of fire resistance time of unprotected CFT columns based on the limiting steel temperature in current design codes or the formula proposed by previous studies is slightly conservative compared to the fire test results available. To establish the finite element analysis model that can be used to predict the thermal and structural behaviour of unprotected CFT columns in fire, the fully coupled thermal-stress analysis was also tried by using the commercial code ABAQUS. The numerical results showed a reasonable global correlation with the experimental results.

**Keywords** - Concrete-filled rectangular steel tubular column, Standard fire test, Fire resistance, Local buckling, Limiting temperature, Load bearing capacity

### 1. 서론

콘크리트충전강관(concrete-filled steel tube, 이하 CFT) 기둥은 구조적 장점과 시공상의 이점으로 인해 적용범위가 점차 확대되어가는 우수한 구조 시스템이다. 구조적으로는

강관의 콘크리트 구속효과를 통한 내부 콘크리트의 압축강도 증가 및 강관의 국부좌굴방지로 인하여 단면 전체의 압축 내력이 증가하는 장점이 있으며, 강관이 거푸집 역할을 대신함으로써 공기를 단축하는 효과도 있다. 이에 더해 CFT 기둥은 내부에 충전된 콘크리트의 축열효과로 인해 일반 강구조 대비 우수한 내화성능을 지닐 뿐만 아니라, 외부면에 내화피복을 하지 않더라도 자체적으로 상당한 내화성능을 가진다는 점에서 주목을 받아왔다.

CFT 기둥의 내화성능에 대한 연구는 많은 연구자들에 의해 폭넓게 이루어져 왔다. Lie 등<sup>[1]</sup>은 하중비, 단면크기, 강관두께, 콘크리트강도 등이 다른 무보강 CFT 기둥을 내화피복하지 않고 화재실험을 하여 각 설계변수들이 내화성능에

Note.-Discussion open until February 28, 2015. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on September 10, 2013; revised April 29, 2014; approved on July 15, 2014.

Copyright © 2014 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-2-880-8735 Fax. +82-2-871-5518

E-mail. [ceholee@snu.ac.kr](mailto:ceholee@snu.ac.kr)

미치는 영향을 분석하였다. Kodur<sup>[2]</sup>와 Han 등<sup>[3]</sup>도 각형강관 및 원형강관 CFT 기둥에 대한 화재실험을 통해 설계요소에 따른 내화성능의 차이를 분석한 다음, CFT 기둥의 내화성능을 산정할 수 있는 식을 제안하였다. 또한 Wang 등<sup>[4]</sup>은 CFT 기둥의 화재거동에 대한 실험을 통해 강관 두께가 화재시 강관의 국부좌굴에 영향을 미침과 동시에 기둥의 내화성능에 대한 결정적 요인 중 하나임을 확인하였다.

국외의 경우 건축부재의 내화성능에 대한 연구가 지속적으로 진행되어온 반면, 국내 경우에는 그동안 화재실험을 위한 장비 여건의 부족과 설계기준 및 관계법령의 미비 등으로 인하여 강/합성구조에 대한 내화관련 기술개발이 더뎠던 것이 사실이다. 그러나 최근 들어서는 화재실험 여건 및 내화성능인증제도의 개선이 이루어지면서 국내 연구자들에 의해 합성부와 일반 CFT 기둥을 비롯하여 고강도 CFT 기둥 및 이중강관을 활용한 CFT 기둥의 내화성능에 대한 실험 및 해석적 연구가 수행된 바 있다<sup>[5],[6],[7],[8],[9],[10]</sup>.

표준화재 조건하에서 무피복 CFT 기둥의 시간에 따른 축변형은 일반적으로 Fig. 1과 같은 양상을 보이며, 전반적인 거동은 크게 4가지 단계로 구별될 수 있다. 가열로의 온도가 급속하게 증가하는 표준화재곡선의 초기에는 콘크리트에 비해 강관의 온도가 더 빠르게 상승하기 때문에 CFT 기둥에 재하되는 하중을 강관이 주로 전담하게 된다. 이어서 강관 내의 지속적인 온도상승으로 인해 항복강도 및 탄성계수와 같은 물성치가 변하고 강관에 국부좌굴이 발생하면서 CFT 기둥의 거동은 급속도로 전환된다. 이후 충전된 콘크리트가 하중을 분담하면서 기둥이 수축하는 속도가 늦춰지게 되지만 콘크리트의 파괴로 인해 급속한 축방향 수축이 발생하면서 종국에 이르게 된다. 대부분의 일반적 상온 조건에서 CFT 기둥의 강관과 콘크리트가 내력을 함께 분담하는 것과 달리 고온에서는 위와 같은 하중전이가 발생한다. 그리고 고온에

서 재료간 열팽창률의 차이로 인해 강관의 콘크리트 구속효과도 상온과 비교하여 효과가 저감한다.

이러한 무피복 CFT 기둥의 일반적 거동은 여러 연구자들의 실험을 통해 일관되게 관찰된 것이다<sup>[1],[3],[4],[5],[11]</sup>. 이들의 결과를 살펴보면 CFT 기둥의 내화성능을 결정하는 변수는 하중, 단면크기 및 형상, 강관두께, 유효기둥길이, 콘크리트 강도 등으로 다양하다. 몇몇 연구자들이 실험결과를 바탕으로 CFT 기둥의 내화성능을 예측하거나 소요내화피복두께를 산정하기 위한 식을 제안했지만 적용 범위가 제한적인 것이 사실이다. 더구나 성능적 내화설계의 기반이 부족한 국내의 경우에는 CFT 기둥이 지닌 고유의 내화성능을 실무에 반영하지 못하고 고비용 피복재에 의한 내화설계에 의지해 왔다.

본 연구에서는 재하가열시험을 통하여 화재시 무피복 CFT 기둥의 고유한 내화성능 및 거동 특성을 파악함으로써 합성부재의 내화설계기술개발을 위한 정량적 데이터를 구축하고 향후 실무현장에서 내화피복두께의 절감 혹은 무내화피복을 통하여 합리적이고 경제적으로 CFT 기둥을 설계할 수 있는 근거를 마련하고자 하였다. 이를 위하여 기둥높이, 하중비, 단면크기 등을 변수로 하여 표준화재시험에 의거한 무피복 CFT 기둥의 내화성능평가를 수행하였고, 온도분포 및 축변형 등의 실험결과분석을 통해 화재시 CFT 기둥의 거동 특성 및 설계변수들이 CFT 기둥의 내화성능에 미치는 영향 등을 검토하였다. 또한 유한요소해석을 통하여 CFT 기둥의 화재거동을 예측하고 실제 실험결과와 비교하였다.

## 2. CFT 기둥의 내화성능평가실험

### 2.1 실험 계획

#### 2.1.1 실험체

본 실험에서는 실험변수로 기둥길이, 하중비, 단면크기 (혹은 강관너비)를 고려하여 Table 1과 같이 총 5개의 내화피복이 없는 각형 CFT 기둥 실험체를 계획하였다. Table 1에서  $N_{app}$ 는 실험시 재하된 작용하중,  $N_{des}$ 는 재료별 설계기준강도에 의거하여 계획했던 기둥의 상온공칭압축강도,  $N_u$ 는 재료시험결과를 반영한 기둥의 상온압축강도,  $N_{con}$ 는 콘크리트코어의 상온압축강도이다. 기둥의 상온압축강도 산정은 Eurocode<sup>[12]</sup>의 합성기둥에 대한 산정절차를 참고하였으며 아래의 식 (1)~(5)의 순으로 전개된다. 본 연구에서는

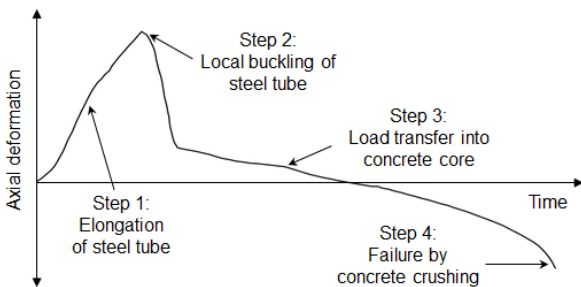


Fig. 1. General time-axial deformation relationship of a CFT column during fire test

**Table 1.** Summary of test specimen information

Specimen	Sectional dimension (mm)	Length (mm)	N <sub>app</sub> (kN)	Load ratio		
				N <sub>app</sub> /N <sub>des</sub>	N <sub>app</sub> /N <sub>u</sub>	N <sub>app</sub> /N <sub>con</sub>
SHS1-H1	□-300×300×9	4500	1966	0.4	0.39	0.76
SHS2-H2	□-300×300×9	3900	1980	0.4	0.38	0.76
SHS3-H3	□-300×300×9	3300	1984	0.4	0.37	0.77
SHS4-LR	□-300×300×9	4500	2457	0.5	0.48	0.95
SHS5-WD	□-400×400×9	4500	3133	0.4	0.38	0.66

상온압축강도의 산정 시 CFT 기둥의 구속효과에 의한 콘크리트의 강도증진을 반영하였다<sup>[12]</sup>(식 1).

$$N_{pl} = A_s f_y + (1.0) A_{con} f_{ck} \tag{1}$$

$$(EI)_{eff} = E_s I_s + (0.6) E_{con} I_{con} \tag{2}$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{N_{pl} / N_{cr}} \tag{3}$$

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} (\leq 1.0) \tag{4}$$

$$N_u = \chi N_{pl} \tag{5}$$

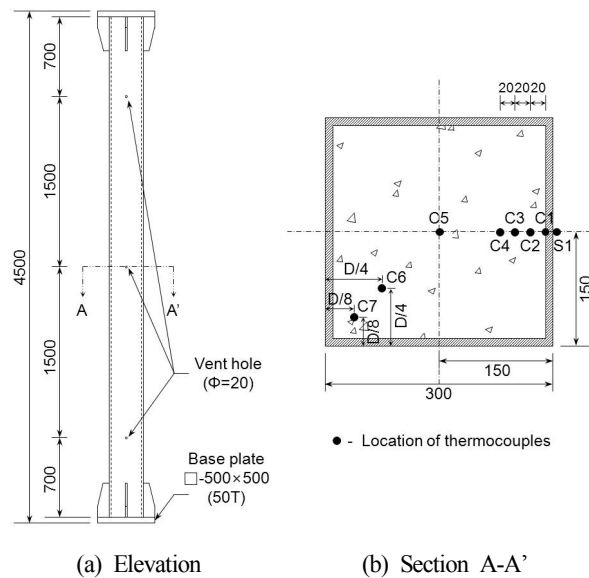
여기서  $N_{pl}$ 은 기둥의 단주압괴하중,  $A_s$ 는 강관의 면적,  $A_{con}$ 은 콘크리트의 면적,  $f_y$ 는 강재의 항복강도,  $f_{ck}$ 는 콘크리트의 압축강도,  $(EI)_{eff}$ 는 CFT 기둥의 단면유효휨강성,  $\bar{\lambda}$ 는 기둥의 유효세장비,  $N_{cr}$ 은 CFT 기둥의 탄성좌굴하중,  $\chi$ 는 저감계수,  $\Phi = 0.5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2]$ ,  $\alpha$ 는 초기불완전계수이다.

강관단면은 □-300×300×9를 기준으로 하였고, 강관너비가 큰 시험체의 단면은 □-400×400×9(L=4,500mm)이다. □-300×300×9 단면의 경우 기둥길이가 다른 3개의 시험체(L=4,500, 3,900, 3,600mm)를 통해 기둥길이의 영향을 알아보고자 하였고, 같은 단면이지만 작용하중이 큰 시험체(L=4,500mm)를 추가하였다. 강관은 모두 단일 강종을 사용하였고, 시험체의 엔드플레이트와 강관 상하 단부간의 접합부에는 각각 4개의 리브로 보강하였다. 가열된 CFT 기둥의 내부수증기를 배출하기 위하여 총 3개 높이에 20mm 직경으로 앞뒤 한 쌍씩 증기구멍을 뚫었으며, 이들은 Fig. 2(a)와 같이 시험체 길이에 따라 상하부 엔드플레이트에서

각각 700mm(L=4,500mm), 600mm(L=3,900 mm), 500mm(L=3,300mm) 떨어진 곳과 기둥의 중앙부에 위치하도록 하였다.

각 실험체별로 강재 및 콘크리트의 온도 측정을 위하여 기둥 중앙부(A-A')의 단면에 Fig. 2(b)와 같이 열전대를 설치하였다. 열전대는 강관외부면(S1), 강관-콘크리트 경계면(C1), 경계면에서 20mm 간격으로 3개소(C2, C3, C4), 단면 중심(C5)에 설치하였고, 내부콘크리트 모서리 부위에 2개소(C6, C7)를 추가 설치하였다.

실험변수 중 하중비는 기둥의 상온압축강도에 대한 작용하중의 비로서 정의된다. 여러 해외설계기준에서 철골부재의 한계온도기준에 의한 내화성능 판별시 위의 하중비를 주요 변수로 제시하고 있음에도 불구하고, 국내의 경우 철골 및 합성부재에 대한 내화설계 및 성능평가와 관련하여 하중비와 같은 변수들이 현재 명확하게 반영되지 못하고 있다(이 외에 국내 설계기준에서는 아직 화재시 적재하중의 저감도



**Fig. 2.** Specimen details and location of thermocouples

고려하지 않음을 주지할 필요가 있다). 기존 연구자들의 경우 건물 기둥에 실제 작용하는 하중과 기둥의 압축내력에 대한 설계 여유도를 고려하여 화재시험시의 하중비로 고려하였는데, 일반적으로 0.2~0.5의 범위에서 하중비를 변화시키면서 CFT의 내화성능을 평가하였다<sup>[2]</sup>. 이를 고려하여 본 실험에서는 하중비 0.4~0.5의 범위에서 하중비 영향을 살펴보고자 하였다. 그리고 Lie 등<sup>[1]</sup>은 화재 시 고온에서 강관의 내력이 빠르게 손실되므로, 내화설계의 경우 콘크리트 코어의 내력에 대한 작용하중의 비( $N_{app}/N_{con}$ )가 일반적인 하중비( $N_{app}/N_u$ )보다 좀 더 유용하게 여겨져야 한다고 주장하였다. 이에 따라 본 연구에서도 이런 측면을 고려하여 실험 결과를 파악해보고자 한다.

2.1.2 재료실험

재료강도의 경우 현장에서 많이 적용되는 일반강도의 강재와 콘크리트를 사용하였다. 강관은 SPSR 400을 사용하였으며, KS B 0801에 준한 재료인장시험결과는 Table 2와 같다. 강관내부에 충전한 콘크리트의 설계강도는 압축강도 30MPa를 사용하였으며 KS F 2405에 따른 공시체의 콘크리트 압축강도 측정결과는 Table 3과 같다. 계측강도를 사용하는 경우에도 실험체들은 국내 건축구조기준(KBC2009)<sup>[13]</sup> 및 Eurocode에서 제시하는 충전형 합성기둥의 판폭두께비 제한 범위(식 6(a), (b))를 만족하였다.

$$b/t \leq 2.26 \sqrt{E/F_y} \tag{6a}$$

$$b/t \leq 52 \sqrt{235/F_y} \tag{6b}$$

2.2 실험 방법

재하하중은 Eurocode<sup>[12]</sup>에서 제시한 상온에서의 CFT 기

Table 2. Mechanical properties of steel

Steel thickness (mm)	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)
9	288.0	432.7

Table 3. Mechanical properties of concrete

Design compressive strength (MPa)	Average cylinder strength (MPa)
30.0	32.6

둥 압축강도 산정법과 하중비를 고려하여 산출하였다. Fig. 3과 같은 기둥재하가열로에 실험체를 설치하고 가열로 하단에서 축력을 가하였다. 기둥 중심에 일정한 축하중이 가해진 15분 후 KS F 2257-1의 표준화재곡선을 따라 기둥을 가열하였다.

표준화재곡선과 실험가열로에서 측정된 가열곡선은 Fig. 4와 같다. 각 실험체의 재하가열실험에서 나타난 가열온도는 표준가열곡선과 오차범위 5% 내에서 거의 일치하고 있음을 확인할 수 있다. 실험 중에는 설치한 열전대의 온도 측정과 동시에 가열로의 유압실린더에 부착된 변위계를 통하여 가열 중 실험체의 팽창 및 수축에 의한 축변형을 측정하였다. 그리고 KS F 2257-1의 내화성능기준을 적용하여 기둥의 축방향 수축량이 L/100(mm)을 초과하거나 분당 변형량이 3L/1,000(mm/min)을 초과할 경우 실험을 종료하였다 (여기서 L는 실험체의 유효가열길이). 모든 실험체의 경계



Fig. 3. Overall view of test setup

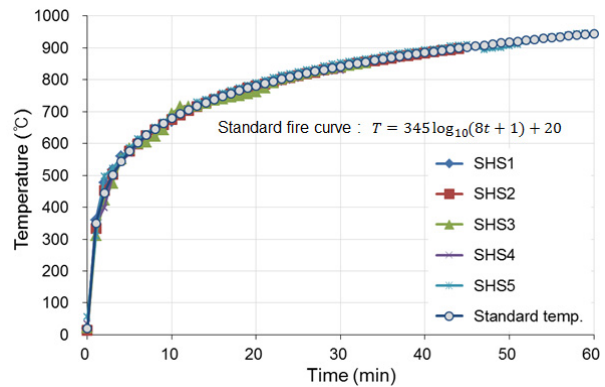


Fig. 4. Standard fire curve and the actual temperature measured in the furnace

조건은 회전방향에 대해서는 양단고정이었고, 단부 횡변위에 대해서는 하단부는 구속, 상단부는 구속하지 않았다(이러한 단부구속상태를 고려하여 유효좌굴길이 KL에서 K값은 1.0을 적용).

### 3. 실험결과 및 분석

#### 3.1 온도분포

강관의 온도는 Fig. 6(a)와 같이 초기에는 표준가열온도와 다소 큰 차이를 보이고 있으나, 시간이 경과함에 따라 표준가열곡선에 근접함을 볼 수 있다. 또한 기둥길이 및 하중비가 달라지더라도 단면이 같은 실험체의 경우 시간경과에 따른 강관의 온도 상승 추세는 큰 차이가 없었다(SHS1, 3, 4). 그러나 SHS2의 경우 단면이 같음에도 불구하고 강관 온도 상승이 다른 실험체에 비해 다소 늦었는데, 이는 화재 실험이 가지고 있는 우발적 실험요인(가열초기 온도상승의 불안정성, 설치된 열전대의 이격 가능성, 실험체 제작 정밀도 등)에 의한 것으로 판단되며, 온도상승의 지연이 구조적 거동에도 영향을 끼친 것으로 확인되었다(3.3.2 절).

Fig. 6(b~h)에는 콘크리트 영역의 시간별 온도 상승을 비교하였다. 강관-콘크리트 경계면의 경우 단면이 큰 실험체의 온도상승이 기준 단면을 가진 실험체에 비해 늦은 경향이 있지만 콘크리트 내부의 경우 단면이 다르더라도 시간경과에 따른 온도상승폭에 큰 차이가 없었다. 그리고 콘크리트의 높은 열용량으로 인해 콘크리트 표면에서 단면 중앙으로 갈수록 온도 상승폭이 상당히 작아짐을 확인할 수 있다(SHS4-LR의 C1과 같이 일부 열전대의 경우 실험 도중 단선 등의 손상으로 인하여 온도정보가 불확실하기도 하였다). 강관-콘크리트 경계면에서 40mm 이상 깊이에 해당하는 콘크

리트 영역에서는 최대온도가 200°C 이하였으며, 이러한 온도범위에서는 항복강도 및 탄성계수와 같은 콘크리트 물성치에 큰 변화가 없다<sup>[12]</sup>. Fig. 6(h)의 대각방향 D/8 위치에서의 온도가 Fig. 6(c~d)의 강관-콘크리트 경계면에서 20~40mm에서의 온도보다 다소 높은 현상은 각형 CFT 단면의 모서리부위가 이방향 가열을 받기 때문이긴 하지만, 이러한 차이는 콘크리트 깊이가 깊어지면 현저히 줄어든다(Fig. 6(g)).

#### 3.2 축변형

Fig. 5는 CFT 기둥 실험체의 시간에 따른 축방향 변형량의 변화를 나타낸 것이다. 전체적인 변화 양상은 Fig. 1에서 보인 화재 시 CFT 기둥의 일반적 시간-축방향 변형 관계와 유사하였다. 앞서 언급한 바와 같이 강관저항 구간, 하중전이 구간, 콘크리트저항 구간, 콘크리트 압괴 구간으로 구분되었으며 실험체에 따라 구간별 시간차가 있었다.

각 실험체들은 최대인장량(14~18mm)과 국부좌굴 발생 시점(16~18분, SHS2-H2는 예외)이 유사하게 나타났는데

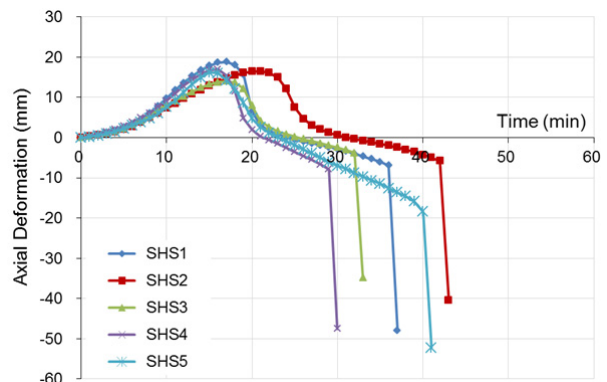


Fig. 5. Axial deformation response during the fire test

Table 4. Comparison of fire resistance between tests and simple methods

Specimen	Performance criteria in fire test		Fire resistance (min)			
	Limiting axial contraction (L/100, mm)	Limiting rate of axial contraction (3L/1000, mm/min)	Test	Prediction formula by Kodur(1999)	Prediction formula by NUHA(2004)	Limiting temperature method in Eurocode
SHS1-H1	45	13.5	36	32	18	27
SHS2-H2	39	11.7	42	38	17	35
SHS3-H3	33	9.9	32	48	17	26
SHS4-LR	45	13.5	29	28	10	26
SHS5-WD	45	13.5	40	52	26	39



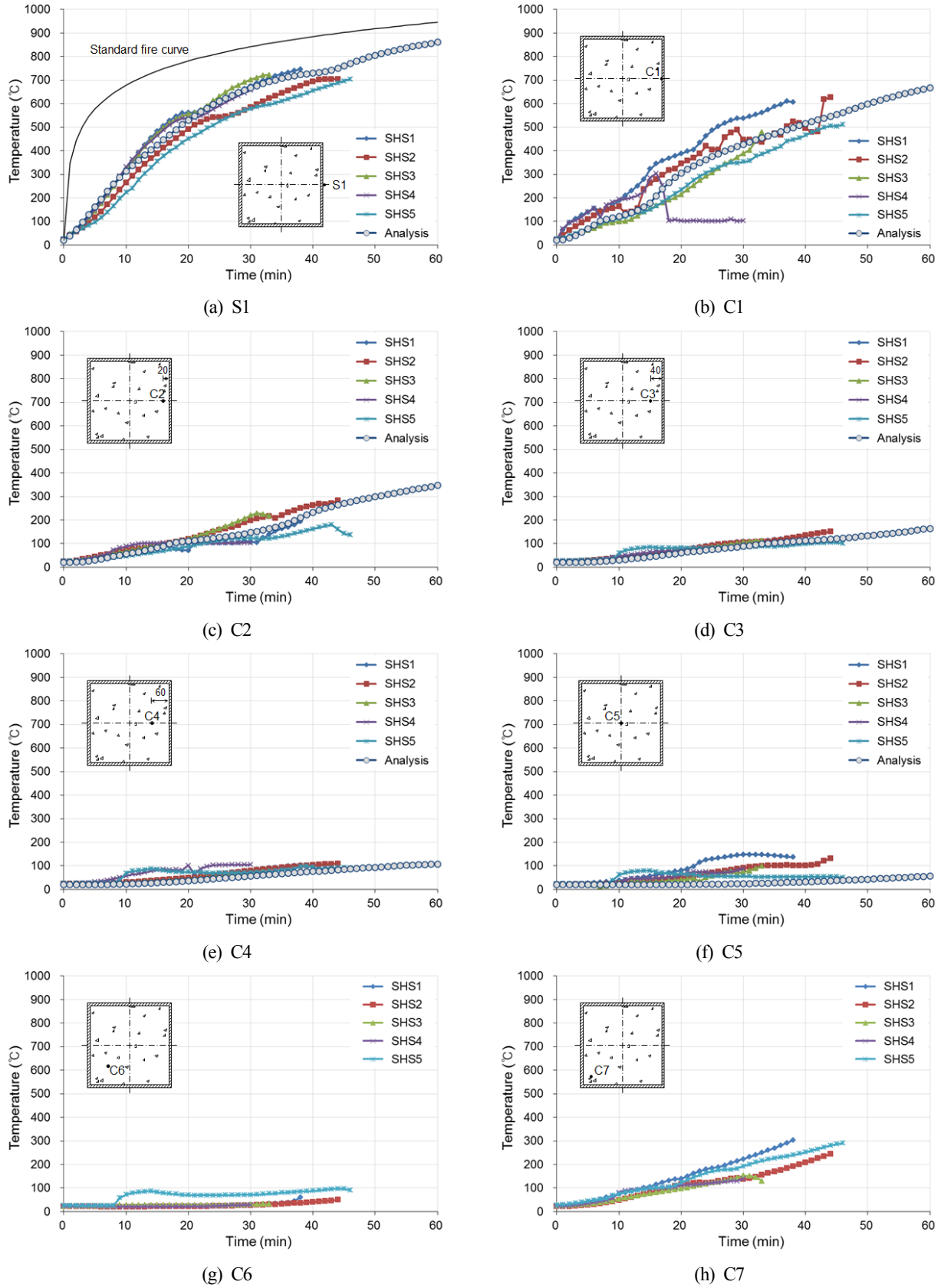


Fig. 6. Temperature evolution in steel and concrete

이는 강관의 국부좌굴이 강재의 온도 및 이에 따른 항복강도와 강성 저하에 의한 것임을 잘 보여준다(실험체별 강관의 온도상승 추이는 거의 같음). 그리고 강관두께가 같은 실험체들의 강관저항구간이 유사함에도 최종 내화성능이 차이나는 점은 하중비 및 단면크기와 같은 설계변수에 따라 콘크리트 저항구간에서 시간차가 발생했기 때문임을 알 수 있다.

### 3.3 실험결과분석 및 고찰

#### 3.3.1 내화성능 및 파괴형상

앞서 2.2절에서 언급한 기둥재하가열시험의 하중지지력 성능기준에 따른 실험체별 축방향 수축량과 분당 변형량의 한계값을 Table 4에 나타내었다. 그리고 이에 근거한 실험체별 내화시간과 Kodur<sup>[2]</sup>(식 7) 및 NUHA<sup>[14]</sup>(식 8)와 같은 기존 연구에서 제시한 CFT 기둥 내화성능 예측식으로 산정한 내화시간을 비교하였다.

$$FR = f_1 \frac{f_{ck} + 20}{L_e - 1000} D^2 \sqrt{\frac{D}{N_{app}}} \quad (7)$$

$$N_{app} = 2.177(A_{con})(f_{ck}) \left( \frac{1}{FR} \right)^{0.367} \quad (8)$$

여기서  $FR$ 은 내화시간,  $f_1$ 는 강관형상별 상수,  $f_{ck}$ 는 콘크리트의 압축강도,  $L_e$ 는 유효기둥길이,  $D$ 는 기둥의 외경,  $N_{app}$ 는 작용하중,  $A_{con}$ 는 콘크리트의 단면적이다.

또한 본 연구에서는 기둥에 작용하는 하중비에 따라 산출한 강재한계온도(critical temperature or limiting temperature)<sup>[15]</sup>에 근거한 내화성능을 구하였다(Table 4).

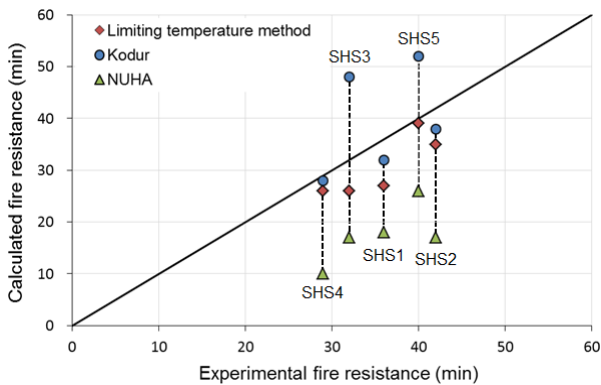


Fig. 7. Comparison of fire resistance between calculated and test results

Eurocode의 경우 같은 단면에 대하여 하중비가 증가할 경우 강재한계온도는 낮아지는 것이 일반적이다. 강재한계온도에 의한 내화시간과 실제 하중지지력 상실에 근거한 내화시간을 비교하면 강재한계온도에 근거한 내화성능이 다소 보수적이 확인된다. CFT 기둥과 같은 합성부재의 내화설계시에 강재한계온도에만 근거하여 내화시간을 평가할 경우 단면이 과대설계될 우려가 있으며, 내화시간의 향상을 위해 기둥을 내화피복할 경우 피복두께가 증대되어 시공성, 경제성이 약화될 수 있다.

Fig. 7은 실제 실험결과와 다양한 내화성능 예측방법에 의한 내화시간을 비교한 것이다. NUHA의 제안식에 의한 예측시간은 실제 실험에 의한 내화시간에 비해 전반적으로 상당히 보수적이었고, Kodur의 제안식의 경우 일부 실험체의 예측치가 실험결과에 비해 길어 내화성능을 과대평가할 위험성이 있음을 확인하였다.

Fig. 8은 실험 종료 후 실험체의 형상이다. SHS1-H1에



(a) SHS1-H1 (b) SHS2-H2 (c) SHS3-H3



(d) SHS4-LR (e) SHS5-WD

Fig. 8. Specimens after fire test

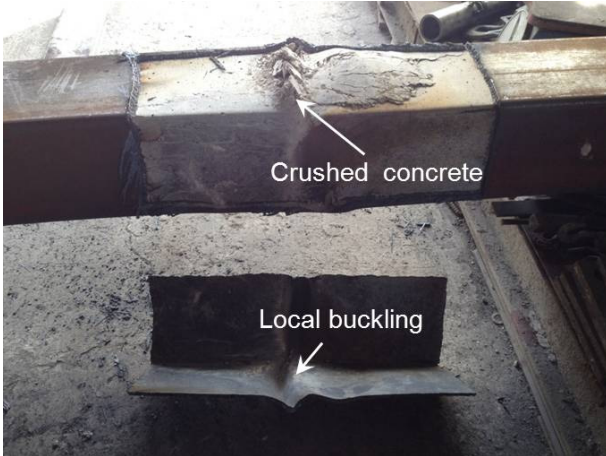


Fig. 9. Typical failure mode of the tested specimens

서 SHS5-WD까지 실험체 모두에서 강관의 국부좌굴(local buckling)이 확인되었다. SHS4-LR와 SHS5-WD의 경우 기둥 전체 길이의 1/4 지점에 지배적인 국부좌굴이 나타났지만, SHS1~3은 기둥의 여러 지점에서 국부좌굴이 나타났다. 본 실험을 통하여 국부좌굴의 위치를 특정할 수 있는 규칙성은 발견하지 못하였다.

Fig. 9은 국부좌굴이 발생한 부위의 강관을 절단하여 내부를 확인한 것이다. 국부좌굴이 발생한 지점에 정확히 콘크리트의 압괴가 발생된 것을 볼 수 있으며 이로 인해 기둥 전체의 내력상실이 이어졌음을 확인할 수 있다. 이는 강관의 국부좌굴 발생을 지연시키는 것이 무피복 CFT 기둥의 내화성능 향상에 중요한 요소임을 보여준다.

### 3.3.2 기둥 길이의 영향

SHS2-H2와 SHS3-H3는 SHS1-H1과 비교하여 하중비( $N_{app}/N_u$ )는 거의 같지만 기둥길이가 각각 3900mm, 3300mm으로 다른 실험체이다. 실험 전, 기둥의 유효좌굴 길이가 짧은 실험체의 내화시간이 더 길게 나올 것으로 예상했으나 SHS3-H3의 경우 오히려 SHS1-H1에 비해 4분 짧았다. 이는 기대와 달리 화재실험 중에 이들 기둥에 휩좌굴이 발생하지 않았고, 강관의 국부좌굴이 기둥의 고온 거동을 지배했기 때문에 기둥 길이의 영향이 적었던 것이다. 한편, 실험체들의 국부좌굴시점은 각각 18분, 22분, 18분인데 SHS2-H2의 국부좌굴이 지연된 것은 Fig. 5에서 보듯이 SHS2-H2의 강관온도 상승이 다른 두 실험체에 비해 다소 늦었기 때문이다. 강관저항구간의 시간차는 있지만 좌굴시점에서의 강관온도는 세 실험체가 거의 동일하였으며(522~

546°C), 기대했던 세장비 영향만을 고려하여 SHS2와 SHS3의 실험결과가 이상값(outlier)인 것으로 판단하는 것은 합리적이지 않다. 즉, 무피복 CFT 기둥의 내화성능평가에 기둥 전체의 휩좌굴 뿐만 아니라 국부좌굴이 주요 변수로 고려되어야함을 시사한다.

### 3.3.3 하중비와 단면크기의 영향

실험체별 내화성능은 모두 1시간 이내였는데, 이는 본 실험의 무피복 CFT 단면이 전반적으로 상온에서 강관의 하중분담비가 높아 고온에서 단면 전체의 내력손실이 컸기 때문이다. 그리고 국내외 다른 연구자들의 CFT 기둥 화재실험<sup>[1],[5]</sup>에 비하여 비교적 높은 하중비로 재하된 것도 내화시간이 짧은 요인 중 하나이다. 본 실험에서 단면 전체에 대한 상온 하중비( $N_{app}/N_u$ )는 0.38~0.48이지만 콘크리트내력만을 기준으로 하중비( $N_{app}/N_{con}$ )를 검토해보면 0.66~0.95의 높은 축력비에서 실험이 이루어졌음을 알 수 있다(기존 실험에서 1시간 이상의 내화성능을 보인 경우는 통상적으로  $N_{app}/N_{con}$ 이 0.5 이하였다<sup>[1],[5],[6],[7]</sup>).

SHS1과 SHS4는 CFT 단면 및 기둥 길이는 같고 하중비가 다른 실험체이다. 두 실험체의 시간에 따른 단면온도분포는 유사했고 국부좌굴시점도 거의 동일했다. 다만 화재실험초기 강관의 열팽창을 동반한 실험체의 인장변형량은 재하량이 큰 SHS4가 다소 작았다(SHS1은 18.8mm, SHS4는 16.2mm). 좌굴 이후 SHS4는 콘크리트저항구간이 짧아 내화시간이 단축되었다.

SHS5는 SHS1과 강관두께가 같지만 단면 사이즈가 더 크다. 따라서 두 실험에서  $N_{app}/N_u$ 는 거의 같지만(0.39, 0.38)  $N_{app}/N_{con}$ 는 SHS1에 비해 SHS5가 더 작으며(0.76, 0.66), 이에 의한 영향으로 실험결과 SHS5의 내화시간이 다소 더 길게 나왔다. 이상의 결과로 볼 때 실험 초기 좌굴로 인한 강관의 내력 저하 이후에는 콘크리트단면의 내력 대비 작용하중비( $N_{app}/N_{con}$ )가 콘크리트 저항구간에 직접적으로 영향을 미친다. 이는 강관두께가 얇아 국부좌굴의 지연 혹은 방지가 어려울 경우 콘크리트의 강도기여분을 높이는 것이 CFT 기둥의 내화성능을 향상시키는 기본적인 전략임을 시사한다.

### 3.3.4 판폭두께비의 영향

모든 실험체가 앞서 상온에서의 판폭두께비 제한 범위를 만족하도록 하였음에도 불구하고 고온에서는 강관두께가 9mm인 실험체 모두에서 국부좌굴이 발생하였다. 이는 상온



에서의 판폭두께비 제한범위가 고온에서 그대로 적용될 수 없으며, 화재시 설계자가 의도하지 않은 국부좌굴이 발생할 수 있음을 잘 나타낸다. 유럽 기준의 경우 고온에서의 판폭두께비 제한에 있어서 강재의 항복강도 및 강성 저하를 아래 식 (9)와 같이 반영하기도 한다<sup>[15]</sup>. 상온에 대한 식 (6b)와 비교해 볼 때 고온에서 저감계수(0.85)가 반영되어 있다.

$$b/t \leq (0.85)52 \sqrt{235/F_y} \tag{9}$$

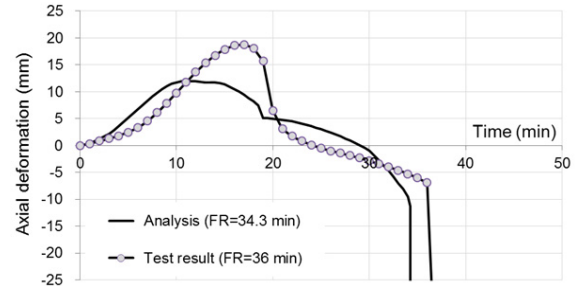
하지만 이러한 설계기준에서도 CFT 기둥을 비롯한 합성부재의 내화설계를 기둥좌굴곡선에 의한 휨좌굴내력에 의지하고 있는 반면 강재의 고온 국부좌굴을 고려한 내화성능평가방안은 명확히 제시되지 않고 있는 바 이에 대한 추가 연구가 필요한 것으로 사료된다.

## 4. 수치해석에 의한 각형 CFT 기둥의 내화성능 분석

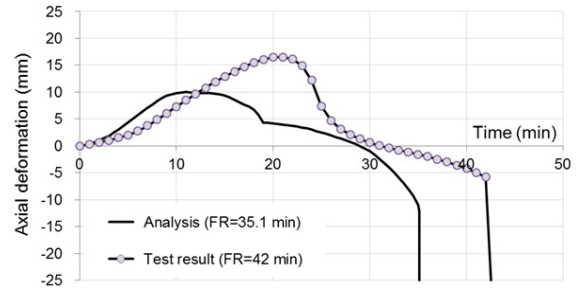
### 4.1 각형 CFT 기둥의 열-구조 연성해석 모델링

본 연구에서는 범용 유한요소해석프로그램인 ABAQUS<sup>[16]</sup>에서 제공하는 열-구조 완전연성해석(fully coupled thermal-stress analysis)을 활용하여 내화시간을 예측하고 이를 실제 화재실험결과와 비교하였다. 이는 향후 연구에서 고비용의 실물내화실험의 보완수단으로 수치해석법을 활용하는 가능성을 모색하기 위한 시도이다. CFT 기둥 화재노출면의 가열온도는 기둥의 길이방향 및 4면에서 균일하다고 가정하였다. 강관은 쉘, 콘크리트는 솔리드로 모델링하였으며 각각 Coupled temperature-displacement 요소인 S4RT, C3D8RT를 사용하여 분할하였다. 온도변화에 따른 콘크리트와 강재의 재료모델은 Eurocode 4<sup>[12]</sup> 모델을 따랐다. 그리고 강관과 콘크리트 경계면에서의 열저항(thermal contact resistance)를 해석에 고려하고자 경계면의 열저항계수를 100(W/m<sup>2</sup>K)으로 반영하였다<sup>[17]</sup>.

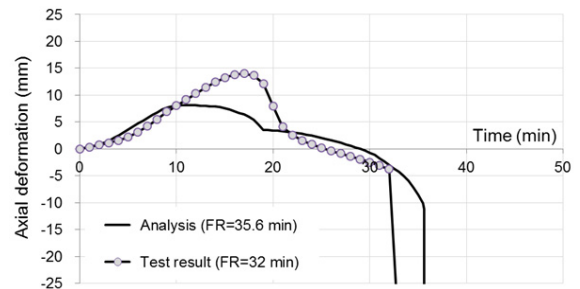
강관의 초기불완전성(initial imperfection)을 반영하기 위하여 열-구조 연성해석 이전에 좌굴해석을 수행하여 기둥길이의 1/500에 해당하는 크기만큼 초기변형이 생기도록 하였다. 화재해석에서 경계면의 가열조건은 Eurocode 4의 권장값을 적용하였다. 대류열전달계수는 25(W/m<sup>2</sup>K), 복사 경계조건으로 방사율 0.7, 스테판-볼츠만 상수( $\sigma$ )는 5.67



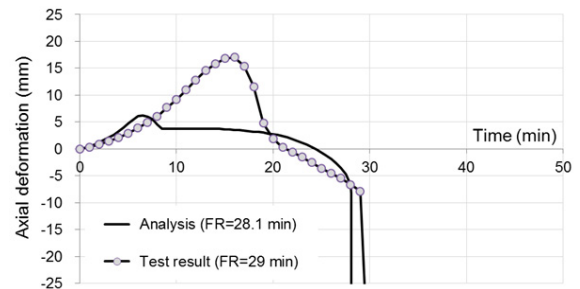
(a) SHS1-H1



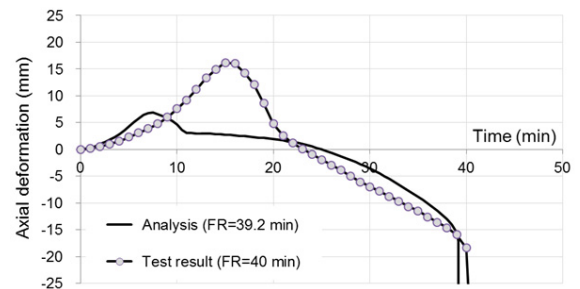
(b) SHS2-H2



(c) SHS3-H3



(d) SHS4-LR



(e) SHS5-WD

Fig. 10. Comparison of axial deformations between simulation and test

$\times 10^{-8} \text{W/m}^2\text{K}^4$ 로 적용하였다. CFT 기둥의 외부 노출면은 표준화재곡선에 따라 화재에 노출되도록 설정하였다.

#### 4.2 실험결과와 해석결과와의 비교

유한요소해석에 의한 CFT 기둥 단면의 온도예측치는 앞서의 Fig. 6에 나타내었다. 실제 실험값과 비교해 볼 때 단면 내의 각 열전대 위치(강관 외부면, 강관과 콘크리트의 경계면, 콘크리트 내부)에서 실험에서의 온도변화를 시간에 따라 신뢰성 있게 구현하고 있음을 확인할 수 있다. Fig. 10은 실제 화재실험과 유한요소해석 중 CFT 기둥의 축방향 길이변화와 내화성능을 비교한 것이다. 모든 실험체의 해석모델에서 강관의 국부좌굴이 발생하였으며, 축변형 곡선 역시 CFT 기둥의 실제 화재실험에서와 같이 초기 강관저항구간, 하중전이구간, 콘크리트저항구간이 잘 나타나있다. 그림에서 실험과 해석간의 최대인장량 및 하중전이시점의 차이는 해석시 고온비선형해석의 복잡성을 고려한다면 CFT 기둥의 전체적인 거동 및 콘크리트 고온 압괴에 의한 내화시간을 비교해 볼 때 해석값은 실제 실험값을 잘 예측한다고 할 수 있다.

본 연구에서는 자체 수행한 실험 외에 기존의 국내 CFT 기둥 화재실험연구를 활용하여 유한요소해석 모델링의 타당성을 추가 검증하고자 하였다. 비교 실험체들은 본 연구의 실험체들과 유사한 내화피복을 하지 않은 무근각형 CFT 기둥을 대상으로 실험결과 내화시간이 60분이내였던 실험체를 선정하였다(Table 5). Fig. 11은 본 연구의 실험체 및 Table 5의 실험체에 대한 해석결과를 실험결과와 비교한 것이다. 해석결과는  $\pm 20\%$  내외에서 실험결과에 잘 부합하고

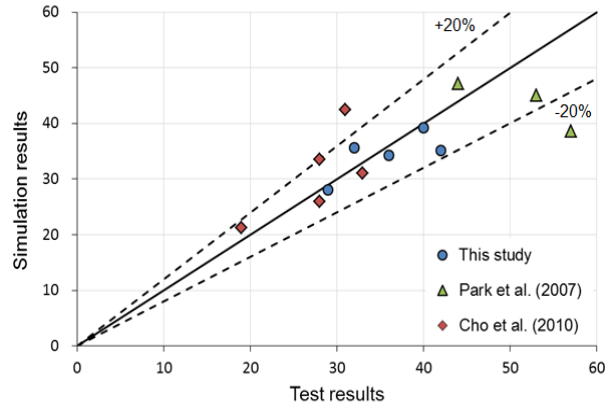


Fig. 11. Comparison of fire resistance between simulations and tests

있음을 확인하였다.

#### 5. 결론

본 연구에서는 무피복 CFT 기둥의 표준화재실험 및 수치 해석연구를 통하여 단면 내 온도변화 및 축변형을 분석하고 이를 통하여 다양한 설계변수들이 내화성능에 미치는 영향을 비교, 분석하였다.

본 연구의 결론을 요약하면 다음과 같다.

- (1) 표준화재곡선을 따라 무피복 CFT 기둥을 재하가열시험한 결과 기둥길이 및 하중비에 관계없이 시간경과에 따른 강관온도 및 콘크리트의 단면내 온도구배는 큰 차이가 없었다. 단면크기가 큰 실험체의 경우 콘크리트 내부의 온도상승이 늦은 경향이 있지만 화재시간이 지속될수

Table 5. Comparison of fire resistance between simulations and tests

Specimen		Sectional dimension (mm)	Length (mm)	$F_y$ (MPa)	$f_{ck}$ (MPa)	$N_{app}$ (kN)	FR (test)	FR (FEM, this study)
Park et al. <sup>[5]</sup> (2007)	SAH1	□-300×300×9	3000	323	41.4	1600	57	38.6
	SAH2-1	□-300×300×9	2400	363	37.8	1430	44	47.2
	SAH2-2	□-300×300×9	3000	323	41.4	1420	53	45.1
Cho et al. <sup>[6],[7]</sup> (2010)	280-24-0.9	□-280×280×6	2680	235	24.2	1550	28	26.0
	280-40-0.9	□-280×280×6	2680	235	38.9	2590	19	21.2
	280-40-0.6	□-280×280×6	2680	235	38.9	1727	28	33.5
	360-24-0.9	□-360×360×9	2680	235	24.2	2531	33	31.1
	360-40-0.6	□-360×360×9	2680	235	38.9	2806	31	42.5

록 그 차이는 점점 줄어들었다. 그리고 강제한계온도에 근거한 CFT 기둥의 내화성능은 실제 하중지지력에 근거한 내화시간에 비해 다소 보수적임을 확인하였다.

- (2) 화재실험 결과 실험체의 하중비, 단면크기에 따라 강관 저항구간, 콘크리트 저항구간이 달라지면서 내화성능에 차이를 보였다. 하중비는 강관저항구간보다는 콘크리트 저항구간에 큰 영향을 미치며, 하중비가 증가함에 따라 콘크리트 저항구간이 줄어들면서 전체적인 내화성능의 감소로 이어짐을 확인하였다.
- (3) 강관의 국부좌굴이 기둥에 전체적으로 발생할 경우에는 국부좌굴의 위치를 특정할 수 없었다. 그러나 일부 실험체의 경우 강관의 국부좌굴이 집중되어 나타나는 경우가 있었으며 이 경우에는 기둥 길이의 1/4 지점에 발생하였다. 이러한 국부좌굴의 발생은 초기 강관저항 구간의 감소를 유발하고 콘크리트로의 하중전이를 앞당겨 내화성능의 단축으로 이어짐이 관측되었다. 현행 설계 기준들에 의한 CFT 기둥의 내화설계가 주로 고온에서의 휨좌굴내력에 근거함을 고려한다면 화재시 CFT 기둥에 초기 국부좌굴이 발생할 경우 합리적 내화설계가 보장되지 않는다. 따라서 화재시 기둥 전체 휨좌굴 뿐만 아니라 국부좌굴까지 고려하여 내화시간을 예측하는 기법의 개발이 향후 요청된다.
- (4) CFT 기둥의 내화성능에 대한 기존 연구자들의 제안식들은 실험결과를 비교해볼 때 개선의 여지가 있음을 확인하였다. 지나치게 보수적이거나(NUHA), 내화성능을 일부 과대평가할 우려가 있음을 확인하였다(Kodur). 이는 화재시 강관의 국부좌굴 고려 유무, 화재시 CFT 기둥의 유효좌굴길이의 적합성, 화재실험조건 등이 복합적으로 작용했기 때문으로 판단된다.
- (5) 화재시 CFT 기둥의 내화성능을 예측하기 위하여 유한 요소해석을 수행하였고, 여러 실험결과와 비교할 때 신뢰성 있는 예측값을 나타냄을 확인하였다.

## 감사의 글

이 논문은 2011년도 정부(교육과학기술부) 재원에 의한 한국연구재단의 지원(NRF-2009-0080187) 및 POSCO의 연구지원을 통해 수행된 연구입니다.

## 참고문헌(References)

- [1] Lie, T.T. and Chabot, M. (1992) *Experimental Studies on the Fire Resistance of Hollow Steel Columns Filled with Plain Concrete*, Internal report No. 611, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, Ottawa.
- [2] Kodur, V.K.R. (1999) Performance-Based Fire Resistance Design of Concrete-Filled Steel Columns, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.51, pp.21-36.
- [3] Han, L.H. and Yang, Y.F. (2003) An Experimental Study and Calculation on the Fire Resistance of Concrete-Filled SHS and RHS Columns, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.59, No.4, pp.427-452.
- [4] Wang, Y.C. and Davis, J.M. (2003) An Experimental Study of the Fire Performance of Non-Sway Loaded Concrete-Filled Steel Tubular Column Assemblies with Extended end Plate Connections, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.59, No.7, pp.819-838.
- [5] 박수희, 류재용, 정경수, 최성모(2007) 일정 축력을 받는 콘크리트충진 각형 강관기둥의 내화성능 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제19권, 제6호, pp.703-714.
- Park, S.H. Ryoo, J.Y., Chung, K.S., and Choi, S.M. (2007) An Evaluation for the Fire Resistance of Concrete-Filled Steel Square Tube Columns under Constant Axial Loads, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.19, No.6, pp.703-714 (in Korean).
- [6] 조경숙, 김홍열, 김형준, 권인규(2010) 콘크리트 압축강도 및 하중비에 따른 CFT 기둥의 내화성능에 관한 연구, 한국화재소방학회논문집, 한국소방학회, 제24권, 제2호, pp.44-51.
- Cho, K.S., Kim, H.Y., Kim, H.J., and Kwon, I.K. (2010) The Study on the Fire Performance of the CFT Column according to the Concrete Compressive Strengths and Load Ratios, *Journal of Korean Institute of Fire Science and Engineering*, Vol.24, No.2, pp.44-51 (in Korean).
- [7] 조경숙, 김홍열, 김형준, 민병렬, 권인규(2010) 강관의 크기, 축력비 및 콘크리트 압축강도 변화에 따른 CFT 기둥부재의 내화성능에 관한 실험적 연구, 한국화재소방학회논문집, 한국소방학회, 제24권, 제6호, pp.104-111.
- Cho, K.S., Kim, H.Y., Kim, H.J., Min, B.Y., and Kwon, I.K. (2010) Experimental Study on Fire Resistance Performance of CFT Column according to Cross Section of Steel, Concrete Compressive Strengths and Load Ratios, *Journal of Korean Institute of Fire Science and Engineering*, Vol.24, No.6, pp.104-111 (in Korean).

- [8] 김선희, 원용안, 최성모(2012) 비재하 가열실험을 통한 이중강관 CFT 기둥의 잔존강도 평가연구, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제1호, pp.81-89.  
Kim, S.H., Won, Y.A., and Choi, S.M. (2012) A Study on the Evaluation of Residual Strength of Double Concrete Filled Tube Column by Unstressed test, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.1, pp. 81-89 (in Korean).
- [9] 정경수, 최인락, 김도환, 김진호(2013) 일정축력하에 고온을 받는 고강도 콘크리트 충전강관 기둥의 구조적 거동에 관한 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제25권, 제1호, pp.71-80.  
Chung, K.S., Choi, I.R., Kim, D.H., and Kim, J.H. (2013) Experimental Evaluation of Fire Behavior of High-Strength CFT Column with Constant Axial Load, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.1, pp.71-80 (in Korean).
- [10] 김성배, 김상섭, 유덕수, 최승관(2013) 신형상 U형 하이브리드 합성보의 내화성능에 관한 연구, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제25권, 제4호, pp.379-388.  
Kim, S.B., Kim, S.S., Ryu, D.S., and Choi, S.K. (2013) Fire Resistance of U-shape Hybrid Composite Beam, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.4, pp.379-388 (in Korean).
- [11] Wang, Y.C. (2002) *Steel and Composite Structures: Behaviour and Design for Fire Safety*, Spon Press-Taylor & Francis Group.
- [12] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures. - Part 1.2: General Rules-Structural Fire Design*, British Standards Institution, London.
- [13] 대한건축학회(2009) 건축구조기준(KBC 2009) Architectural Institute of Korea (2009) Korea Building Code-Structural (in Korean).
- [14] NUNA (2004) *Recommendation for Fire Resistance Design of Concrete-filled Steel Tube Structure*, New Urban Housing Association.
- [15] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 3: Design of Steel Structures. - Part 1.2: General Rules-Structural Fire Design*, British Standards Institution, London.
- [16] ABAQUS (2010) *ABAQUS analysis user's manual*, SIMULIA.
- [17] Ding, J. and Wang, Y.C. (2008) Realistic Modeling of Thermal and Structural Behavior of Unprotected Concrete Filled Tubular Columns in Fire, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.64, No.10, pp.1086-1102.

---

**요 약 :** 본 연구에서는 표준화재에 노출된 무피복 콘크리트충전강관(CFT)기둥의 내화성능 및 거동 특성을 파악하고자 화재실험 및 수치 해석 연구를 수행하였다. 실험변수로는 기둥높이, 하중비, 단면크기를 고려하였고, 이들이 CFT 기둥의 내화성능에 미치는 영향을 알아보고자 단면내 온도변화 및 축변형을 분석하였다. 실험결과 모든 실험체의 강관에서 국부좌굴이 발생, 콘크리트로 하중전이가 일어났고, 이후 콘크리트 압괴로 이어졌다. 이는 CFT 기둥의 전체 휨좌굴과 함께 국부좌굴이 내화설계의 주요 변수로 고려되어야 함을 시사한다. 하중비가 증가할수록 콘크리트저항구간이 줄어들면서 전체적인 내화시간이 감소하였다. 강제한계온도에 근거한 합성부재의 내화성능평가는 실제 하중지지력에 의한 내화시간에 비해 다소 보수적임을 확인하였고, 기존 연구자들의 제안식에 의한 성능예측결과도 실제 내화성능과 비교해볼 때 개선의 여지가 있었다. 화재시 CFT 기둥의 내화성능을 예측하기 위하여 유한요소해석을 수행하였고, 실험결과와 비교할 때 신뢰성 있는 예측값을 나타냄을 확인하였다.

**핵심용어 :** 콘크리트충전각형강관기둥, 표준화재실험, 내화성능, 국부좌굴, 한계온도, 하중지지력

---