# 일정 축력을 받는 콘크리트충전 원형 강관기둥의 내화성능 평가

## Fire Resistance of Concrete-Filled Circular Steel Tube Columns under Central Axial Loads

박 수 희[1] · 송 경 철[2] · 류 재 용[3] · 정 경 수[4] · 최 성 모[5]†

*Park, Su Hee  Song, Kyung Chul  Ryoo, Jae Yong  Chung, Kyung Soo  Choi, Sung Mo*

요 약 : 본 연구에서는 콘크리트충전 원형강관(원형 CFT)기둥의 내화성능을 평가하기 위하여 수치해석을 수행하였다. 강관은 SPSR 400 강재를 사용하였으며 강관 내에는 27.5MPa와 37.8MPa 강도의 콘크리트를 사용하였다. 콘크리트 강도, 작용 축력, 단면 직경을 변수로 설정하였다. 수치해석의 정확성을 검증하기 위하여, 기존의 각국 내화성능설계식들에 의한 계산 결과값과 비교 평가 하였다. 또한, 기존의 실대 원형 CFT기둥의 내화성능 평가 실험 결과와 함께 비교 분석하여 수치해석의 타당성을 검증하였다. 원형 CFT기둥의 내화실험 및 수치해석적 연구를 통해 도출된 내화저항시간과 축력비, 단면직경, 콘크리트 강도의 영향을 각형 CFT기둥의 내화성능과 비교 분석하여 각 영향인자들의 영향을 평가하였다. 본 연구의 수치해석적 연구는 실험결과와 비슷한 거동 및 내화성능을 보였다. 따라서 본 연구에서의 수치해석에 의한 CFT기둥의 내화성능 예측은 타당하다고 판단된다.

ABSTRACT : In this research, the fire resistance of Concrete-Filled Circular Steel Tube Columns (CFT) was evaluated by numerical analysis. As the materials of CFT columns, the steel of SPSR 400 grade and the concrete of 27.5MPa, 37.8MPa strengths were used. Significant parameters,such as concrete strength, axial load, and cross-sectional dimensions were determined. To verify the accuracy of the numerical analysis,the analysis results were compared with the former experiment results. The effect of the fire resistance time, axial load ratio, cross-sectional dimensions and concrete strength was evaluated by comparison with the fire resistance of the square CFT columns. This research showed that the structural behavior and fire resistance from the findings of numerical parametric studies showed a similarity to that of the experimental results. Therefore, this numerical analysis is reasonable in estimating the fire resistance of the circular CFT column.

핵 심 용 어 : 내화성능, 콘크리트충전 원형강관기둥, 일정 축력, 고온

KEYWORD : Fire Resistance, Concrete-Filled Circular Steel Tube Column, Constant Axial Load, High Temperature

## 1. 서 론

콘크리트충전 강관(CFT)구조의 내화성능에 대한 연구는 유럽에서 1970년대 전반부터 1980년대 걸쳐서 합성구조 연구의 일환으로 시작되었으며, 일본을 비롯한 선진 각국에서 많은 연구가 진행되어 왔다.(V.K.R. Kodur, 1998, L.H. Han et al, 2003). 국내의 내화설계는 아직 사양적 단계에 머물러 있으나, 최근 학업계 및 건설교통부와 함께 "건축물 내화설계 기술 개발"을 통해 일부 성능적 내화설계를 위한 요소기술에 대한 연구가 진행되고 있으며, 건축물을 비롯한 시설물 화재안전관련 연구들이 2000년대 들어 진행되고 있다. 이러한 성능적 내화설계 기술 관련 연구들을 통해 2006년 6월 「한국건설기술연구원장이 인정한 성능설계에 따라 내화구조의 성능을 검증한 구조로 된 것」이라는 건축법의 규칙(건축물의 피난방화구조 등의 기준에 관한 규칙 제3조 8항)이 추가 제정됨으로서 기존 내화관련 인증제도에서 수용할 수 없었던 구조에 대한 내화성능설계 확보 방안을 마련하였다. 따라서 현재는 국내 내화설계가 초기단계에 머물러 있지만, 구조물의 성능에 기반을 둔 내화설계 연구는 앞으로 더욱 활성화 되리라 판단된다. 이때, 내화성능 설계기술을 내화성능을

1) 정회원, 서울시립대학교 건축공학과 박사수료(heehee104@uos.ac.kr)
2) 정회원, 서울시립대학교 건축공학과 석사과정(watch48@naver.com)
3) 정회원, 서울시립대학교 건축공학과 석사과정(ryufeel@uos.ac.kr)
4) 정회원, 포항산업과학연구원 강구조연구소 선임연구원(kschung@kist.re.kr)
5) 교신저자, 정회원, 서울시립대학교 건축공학과 교수, 공학박사
(Tel. 02-2210-2396, Fax. 02-2248-0382, E-mail : smc@uos.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2009년 4월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

보유한 CFT구조에 적용한다면 더욱 기술개발의 가능성이 높아질 것으로 판단된다.

기존 국내의 관련 연구로는 원형 CFT기둥의 내화성능에 관한 실험 및 수치 해석적 연구(정경수 등 1999, 2000)가 일본의 표준가열 곡선 및 고온시의 열적·역학적 특성 데이터를 적용하여 진행되었다. 그러나 이전 연구들(D.K. Kim et al 2005, 박수희 등 2007, 류재용 등 2006)에서 각형 CFT기둥의 내화성능 평가 실험 및 CFT기둥의 구성재료인 강재와 콘크리트의 각국의 열적·역학적 특성을 적용한 수치해석을 수행한 결과, Eurocode Model(Euro code 4, 2003)의 열적 및 역학적 특성이 국내 CFT기둥의 내화성능 및 화재 시 구조거동을 가장 적절히 예측하고 있다는 것이 검증되었다. 또한, Eurocode Model을 적용한 수치해석 및 실대내화실험을 통해 각형 CFT기둥의 내화성능평가연구(박수희 등 2007)를 진행한 바 있다.

본 연구에서는 Eurocode Model을 적용하여 중심 축력을 받는 원형 CFT기둥의 내화성능을 수치해석적으로 평가해 보고자 한다. 본 연구의 내용 및 방법은 다음과 같다 :

1) Eurocode Model의 재료특성을 적용한 수치해석을 통해 원형 CFT기둥의 내화성능을 평가하고, 기존 실험결과와의 비교분석을 통해 수치해석의 타당성을 검증한다.

2) 기존의 각형 CFT기둥의 내화실험 및 수치해석에 의한 내화성능평가 결과와의 비교 분석하여, 단면 형상이 CFT기둥의 내화성능에 끼치는 영향을 평가한다.

3) 원형 CFT기둥의 내화실험 및 수치해석 변수로 설정된 단면직경과 콘크리트강도, 작용축력비에 의한 내화성능을 비교분석하여 각 변수들의 영향도를 평가한다.

## 2. 내화실험 및 수치해석 방법

### 2.1 내화실험에 의한 원형 CFT기둥의 내화성능 평가

#### 2.1.1 실험체 상세 및 재료시험 결과

실험체는 단면직경이 318.5mm와 406.4mm인 원형강관으로, 부재 길이는 3500mm, 단면형상 및 치수는 그림 1에서 보는 바와 같다. 강관 두께는 7mm와 9mm로 하였으며, 폭두께비는 45.2-45.5로 상온시에 충분한 변형능력을 기대할 수 있도록 하였다. 강관의 엔드플레이트는 20mm로 하였다. 강관은 성형제품이며, 강관에 엔드플레이트를 그림 1에서 보는 바와 같이 용접하였다. 강관에 20mm의 증기구멍을 상부 엔드플레이트에서 500mm, 1600mm, 2700mm 떨어진 부위에 한 쌍씩 두었다. 강관은 SPS 400급을 사용하였으며, KS B 0801에 준하여 쿠폰 인장시험결과는 표 1에서 보는 바와 같다.

충전콘크리트의 설계강도는 23.5MPa와 35.3MPa의 일반콘크리트를 사용하였으며, 슬럼프는 25cm로 하였다. 콘크리트의 배합은 표 2에 제시하였고, KSF 2405에 준한 콘크리트의 압축시험결과는 표 3에서 보는 바와 같다. 시험시의 콘크리트의 재령은 30-60일 정도이며, 함수율은 약 6.6%였다.

콘크리트의 충전방법으로는 강관의 윗부분에서 부어 충전을 하였으며, 타설 후 강관의 윗부분을 비닐로 봉하여 양생을 하였다. 강관에 내화피복은 하지 않았다.

표 1. 강재의 재료 특성 (KS B 0801)

| 강관두께 (mm) | 강종 | 항복강도 (MPa) | 인장강도 (MPa) | 연신율 (%) |
|---|---|---|---|---|
| 7 | SPS 400 | 304 | 490 | 34 |
| 9 | SPS 400 | 311 | 484 | 38.3 |

표 2. 일반강도 콘크리트의 배합 비

| 성분 | | | | 상온 시 설계압축강도 |
|---|---|---|---|---|
| 시멘트 ($kN/m^3$) | 물 ($kl/m^3$) | 잔골재 ($kN/m^3$) | 조골재 ($kN/m^3$) | (MPa) |
| 3.6 | 1.5 | 8.3 | 9.1 | 23.5 |
| 5.2 | 1.5 | 7.2 | 9.0 | 35.3 |

표 3. 콘크리트의 재료 특성 (KS F 2405)

| 재령 (일) | 압축강도 (MPa) | 1/3 $F_c$ 할선계수 (GPa) |
|---|---|---|
| 28 | 27.5 | 24.5 |
| 28 | 37.8 | 28.4 |

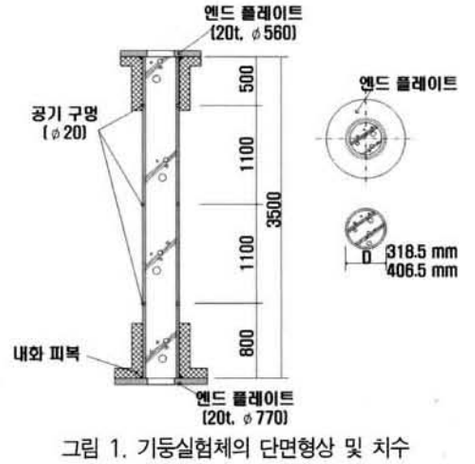



그림 1. 기둥실험체의 단면형상 및 치수

#### 2.1.2 실험 방법

시험장치의 개요는 그림 2에서 보는 바와 같으며, 실험체를 기둥용 가열로의 상·하단에서 축력을 가할 수 있는 재하장치 즉, 3000kN의 재하능력을 지닌 압축시험기에 설치한다.

실험체는 가열로의 중심에 수직으로 설치하고, 하중은 가열 시 열에 의해 영향을 받지 않는 기둥하부에서 재하 한다. 가열 15분 전에 실험체에 제시한 축력을 가하고, 하중재하상태에서 그림 3에서 보는 바와 같이 표준화재곡선(ISO 834)으로 가열하였다. 실험체의 열팽창 및 수축에 의한 연신량을 유압실린더에 부착된 선형 자동변위계(LVDT)로 측정한다. 실험체가 유효가열길이의 1/100 이상 수축할 경우나 목표 내화시간을 만족한 경우에 실험을 종료한다.

온도측정항목은, 그림 4에서 보는 바와 같이, 로 내의 가열온도 12점, 강관온도 8점, 실험체 중간지점에 설치한 콘크리트 온도(콘크리트의 표면 1점, 직경의 1/4지점 1점, 강관의 중앙지점 1점)로, 실험시작부터 종료까지 열전대로 2분 간격으로 측정하였다. 수직 변형량은, 그림 2에서 보는 바와 같이 선형 자동변위계를 사용하여 측정값을 2분마다 컴퓨터에 의해 자동으로 기록되도록 하였다. 또한, 수평변형량은 시험체 중간지점에 자기질 로드를 설치하여 수동으로 실험시작과 종료 시에 측정하였다.

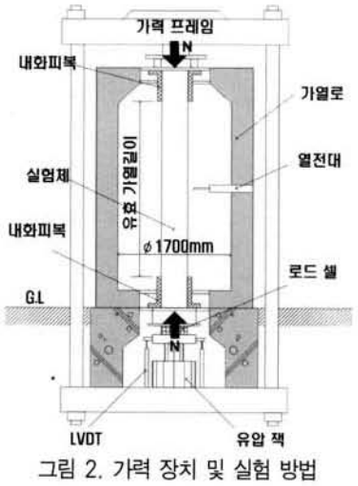


그림 2. 가력 장치 및 실험 방법

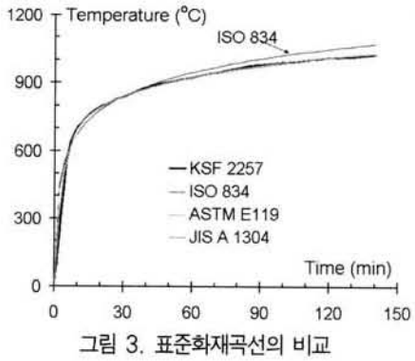


그림 3. 표준화재곡선의 비교

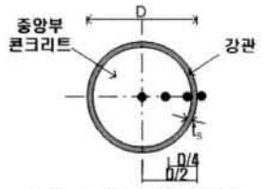


그림 4. 온도 측정 위치

## 2.2 수치해석 방법

### 2.2.1 해석 대상

해석모델은 실험 변수와 동일하게 Φ-318.5×7과 Φ-406.4×9인 원형CFT기둥으로 설정하였고 해석 변수는 표 4와 같다. 강재는 SPS 400이며 콘크리트는 설계강도 23.5 MPa와 35.3MPa의 일반콘크리트를 사용하였다. 이때 각 재료의 강도값은 재료시험에 의한 값(표 1과 표 3)을 적용하여 실제 기둥과 동일한 조건으로 하였다. CFT기둥의 온도, 변형 및 응력을 계산하기 위해서, 그림 5와 같이 해석모델을 설정하고 기둥단면을 30개의 동심원들로 분할하였다.

해석 순서로써, 우선, 재료의 열적 특성을 고려한 부재의 열전달 해석을 수행하여 단면 내 온도분포를 예측해 보았고, 그 온도분포 데이터와 재료의 역학적 특성들을 고려하여 열응력 해석을 수행함에 의해 화재 시 원형 CFT기둥의 거동 및 내화성능을 예측해 보았다. 실제 화재를 구현하기 위해, 수치해석에 사용되는 화재성상은 실험과 동일하게 KSF 2257 그림 3에 준한 표준가열곡선을 적용하였다.

그림 5. 해석 모델 (1/4 단면분할)

표 4. 해석 변수

| No. | D×t (mm) | $f_{ck}$ (MPa) | $N_a/N_c$ | $N_a$ (kN) | KL (mm) |
|---|---|---|---|---|---|
| CAL1 | Φ406.4×9 | 27.5 | 0.47 | 940.8 | 3,000 |
| CAL2 | Φ406.4×9 | 27.5 | 0.39 | 774.2 | 2,500 |
| CBL1 | Φ318.5×7 | 27.5 | 0.51 | 1,675.8 | 3,200 |
| CBL2 | Φ318.5×7 | 27.5 | 0.39 | 1,254.4 | 3,200 |
| CBH1 | Φ318.5×7 | 37.8 | 0.56 | 2,508.8 | 3,200 |
| CBH2 | Φ318.5×7 | 37.8 | 0.38 | 1,675.8 | 3,200 |

| Shape | D×t (mm) | | $f_{ck}$ (MPa) | |
|---|---|---|---|---|
| C | A | B | H | L |
| Circular | 406.4 | 318.5 | 37.8 | 27.5 |

여기서, D: 단면직경, t: 강관두께, $f_{ck}$: 콘크리트 강도, $N_a$: 축력, $N_c$: 상온 시 콘크리트코어의 내력, KL: 유효가열길이

### 2.2.2 CFT 구성재료의 고온 특성

국내 건축 법규에서는 아직 CFT 구성재료(강재와 콘크리트)에 대한 고온 특성식(열적 특성식과 역학적 특성식을 통칭함)이 정립되어 있지 않은 상황이다. 이에 본 연구진은 현재의 국외 고온특성 데이터들(Eurocode Model, AIJ Model, T. T. Lie Model, J. Yin Model)을 각각 적용한 수치해석 결과값과 국내 기존 실험 데이터와의 비교 분석을 통하여 그림 6과 그림 7의 Eurocode Model(Eurocode 4: 2003)이 국내 CFT구조의 내화성능 및 화재시 구조거동을 예측하기에 가장 적합하다고 판단하였다(Choi, S. M.: 2006). 즉, 본 연구에서는 CFT기둥의 구성재료(강재 및 콘크리트)의 고온 특성을 가정하기 위하여 Eurocode Model을 사용하였다.

### 2.2.3 해석 방법

(1) 단면 내 온도분포 예측(열전달해석)

2차원에 대한 요소의 온도를 예측하기 위하여, 미소요소의 온도변화와 유입열량의 관계는 식(1)과 같이 주어진다.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right) + \frac{Q}{c \cdot \rho} \quad , \quad \left(a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho}\right) \tag{1}$$

여기서, a : 열확산율, c : 비열, ρ : 밀도, λ : 열전도율

식(1)을 바탕으로 시간 경과에 따른 단면 내 온도분포의 예측은 유한차분법을 이용하였다.

(2) 부재의 내화성능 예측(열응력해석)

열전달 수치해석 결과로 도출된 단면 내 온도분포를 바탕으로, 일정 중심축력을 받는 원형 CFT기둥의 내화성능을 아래와 같이 2가지로 나누어 수치해석을 수행하였다.

a) 시간 경과에 따른 최대내력

각 구성요소(강재, 콘크리트)의 온도에 따른 최대강도를 요소 단면적과 곱하여 식 2와 같이 내력을 산정하였다.

$$N = \sum_{i,j}^{n} F(i,j) \cdot dA(i,j) \tag{2}$$

여기서, F(i,j) : 요소의 최대강도, dA(i,j) : 요소의 단면적

b) 시간 경과에 따른 축변형 거동

강관과 콘크리트의 화재시 축변형도는 온도팽창 변형도와 축력에 의한 변형도의 합으로 산정된다(식 3a). 축력에 의한 변형도에서 온도별 강관 및 콘크리트의 응력-변형도 관계를 통하여 응력이 결정된다. 응력은 외력(중심축력)과 힘의 평형조건에 만족할 때까지 시행착오를 수행하여 산정된다(식 3b).

$$\epsilon = \epsilon_{th}(T) + \epsilon_{\sigma}(\sigma, T) \tag{3a}$$

$$L_f = L_o \cdot \epsilon \tag{3b}$$

여기서, ε는 축력에 의한 축변형도, $\varepsilon_{th}$는 열팽창 변형도
$\varepsilon_o$는 응력에 대응하는 변형도,
$L_o$는 상온시 부재 길이, $L_f$는 부재의 축변형

## 3. 원형CFT기둥의 내화성능 분석

### 3.1 수치해석결과와 실험결과의 비교

그림 6과 같이 수치해석에 의해 도출한 내화시간을 실험결과값과 비교 검토하였다. 이때, 화살표(→)는 CFT기둥이 충분

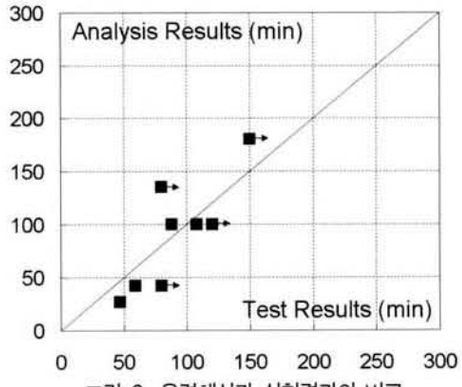



그림 6. 응력해석과 실험결과의 비교

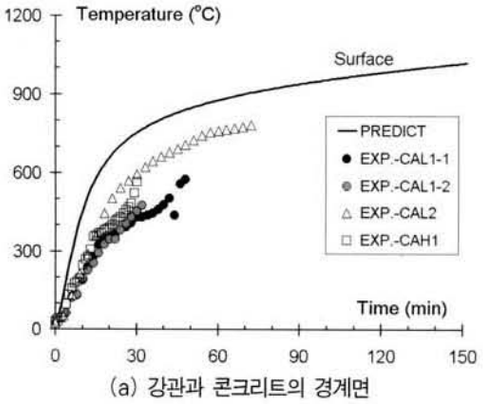
표 5. 내화저항시간 (단위: 분)

| No. | $N_a/N_c$ | $f_{ck}$ (MPa) | 실험결과 (min) | 해석결과 (min) | 각국 내화성능 설계식 (min) | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | 미국 | 일본 |
| CAL1-1 | 0.47 | 27.5 | 80* | 135 | 98 | 77 |
| CAL1-2 | 0.47 | 27.5 | 80* | | | |
| CAL2 | 0.39 | 27.5 | 150* | 180 | 144 | 146 |
| CBL1-1 | 0.51 | 27.5 | 80* | 42 | 123 | 60 |
| CBL1-2 | 0.51 | 27.5 | 59 | | | |
| CBL2 | 0.39 | 27.5 | 120* | 100 | 142 | 146 |
| CBH1 | 0.56 | 37.8 | 47 | 27 | 122 | 46 |
| CBH2-1 | 0.38 | 37.8 | 88 | 100 | 150 | 158 |
| CBH2-2 | 0.38 | 37.8 | 108 | | | |

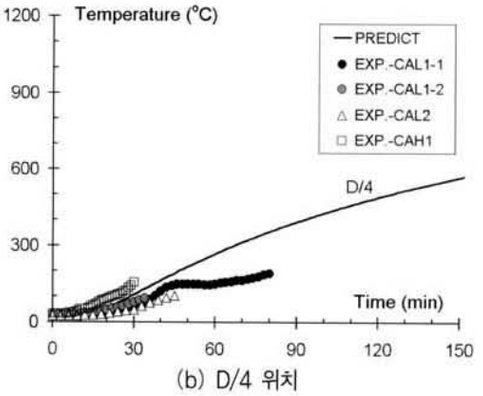
히 화재에 견디는 중에 화재시간의 제약으로 내화실험이 중단된 것을 의미한다. 수치해석에 의해 예측한 내화시간을 실험결과값과 비교하였을 때, 모든 실험체의 수치해석 예측값은 실험에 의한 내화성능시간과 거의 일치하거나 다소 안전측으로 예측하고 있음을 확인하였다.

### 3.2 단면 내 온도분포

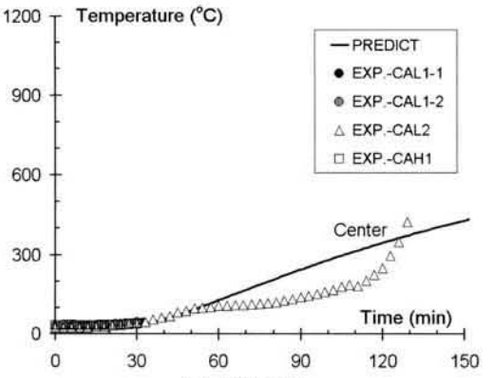
원형 CFT기둥의 위치별 온도상승을 그림 7과 그림 8에 나타내었다. Φ406.4×9 그림 6의 화재 시 콘크리트 단면 내 온도측정은 약 30분 만에 열전대가 파손되어 측정이 중단되었다. 즉, 그림 10의 (b)와 (c)의 콘크리트 단면 내 온도분포는 수치해석결과와의 직접적인 비교가 어려워 고려하지 않았다. 그림 7 (c)의 실험체 CAL2의 단면중심에서 온도측정 결과 120분까지는 수치해석 결과와 거의 동일한 거동을 보이면서 상승하였으나 그 이후 급격히 온도가 상승하였다. 그 원인은 실험이 종료되지 않은 130분경 열전대가 파손됨으로 인한 것이다. 단면 내 온도분포에 대한 수치해석결과를 내화실험결과와 비교 시, 수치해석 결과가 실험에 비해 화재시간당 단면 내 온도를 더 높게 예측하고 있으며 시간에 따른 온도변화를 유사하게 예측하고 있음을 확인하였다. 따라서 본 연구의 수치해석에 의한 원형 CFT기둥의 화재 시 단면 내 온도변화의 예측은 타당하다고 판단된다.




(a) 강관과 콘크리트의 경계면

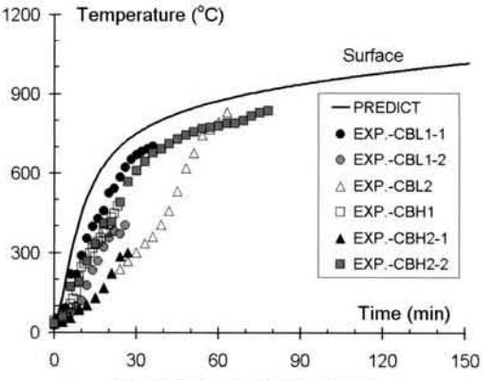



(b) D/4 위치

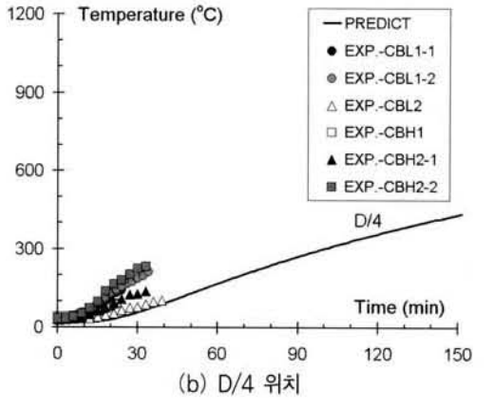



(c) D/2 위치

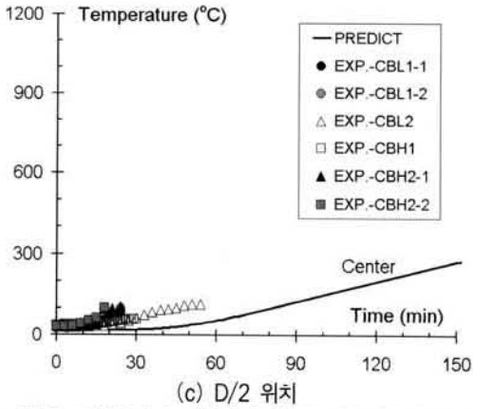
그림 7. Φ318.5×7 기둥단면 내 콘크리트의 온도분포




(a) 강관과 콘크리트의 경계면




(b) D/4 위치




(c) D/2 위치

그림 8. Φ406.4×9 기둥단면 내 콘크리트의 온도분포

본 연구의 원형 CFT기둥의 단면 내 위치에 따른 온도분포의 경향성은 그림9과 같이 직경 변화 및 단면 내 위치별로 구분하여 검토하였다. 이때, 일본의 콘크리트 기둥부재의 비재하 내화성능 판정기준인 내부 강재의 한계온도 538℃를 적용하여 제시된 콘크리트 제한온도 500℃의 규정치를 적용하여 검토하였다. 150분의 화재시간까지 콘크리트 단면 내 온도는 허용온도 규정치인 500℃ 이하의 온도분포를 보이며 안정적인 온도상승을 나타내었다. 또한, 150분을 기준으로 Φ318.5×7에서 Φ406.4×9로 단면직경이 약 90mm 증가함에 따라 단면 내 온도분포는 100℃ 정도 상승된 온도분포를 보였다.

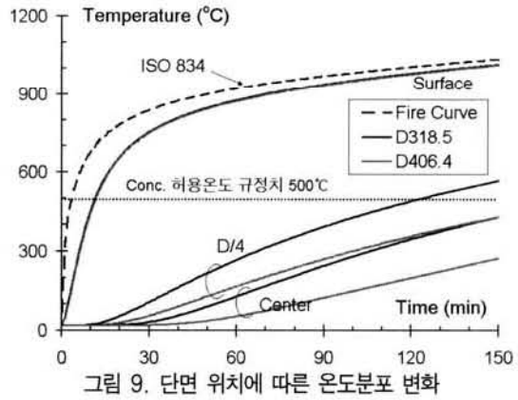



그림 9. 단면 위치에 따른 온도분포 변화

### 3.3 최대 내력

수치해석에 의한 화재 시 원형 CFT기둥의 내화저항시간에 따른 최대내력 변화는 그림 10와 같이 수치해석 결과와 실험결과를 비교하여 나타내었다. 실험 결과값은 일정 축하중 작용시의 내화저항시간값만을 측정할 수 있으므로 이를 점으로 표시하였다. 이때, 실험결과 중 일부 실험체는 충분한 내화시간 확보 전에 실험이 종료되었으므로 더 높은 내화저항시간을 확보할 수 있음을 화살표로 표시하였다.

내화시간에 따른 각 실험체들의 최대내력 변화는 그림 10과 같이 수치해석적 방법으로 예측하였고 실험결과와 비교해 보았다. 그 결과, 화재 시 최대내력 변화는 각 실험체의 내화시간에 따른 최대내력값을 적절히 예측하고 있음을 확인하였다.

각 실험체들의 화재시간에 따른 최대내력 저감율의 변화를 그림11에서 비교 검토하였다. 120분의 내화시간을 기준으로 콘크리트 강도가 저감함에 따른 내화성능은 그 차이가 극히 적었으나, 단면직경이 318.5mm에서 406.4mm로 약 90mm 증가함에 따라 화재 시 최대내력 저감율은 5%정도로 나타났다.

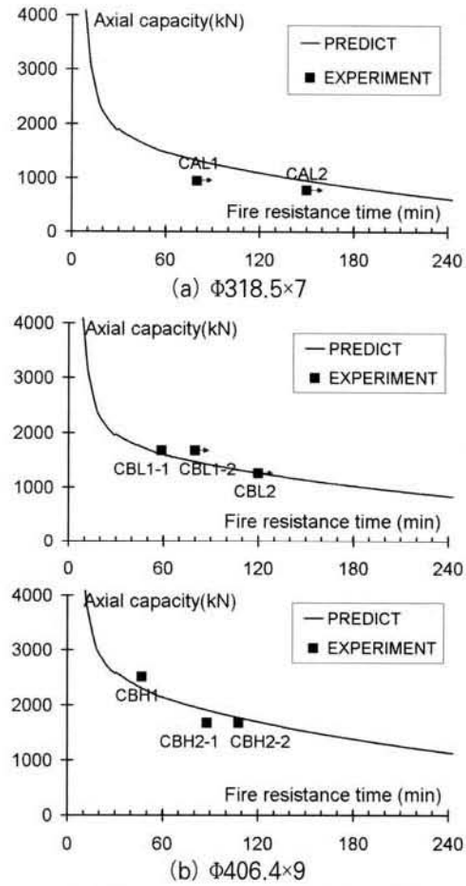



그림 10. 내화시간에 따른 최대내력 변화

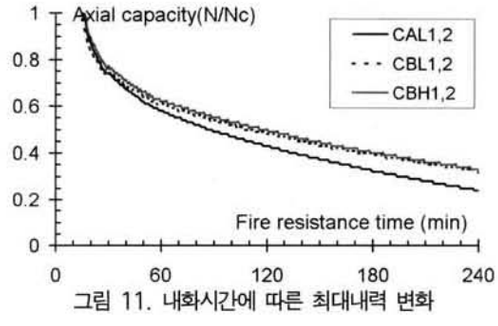
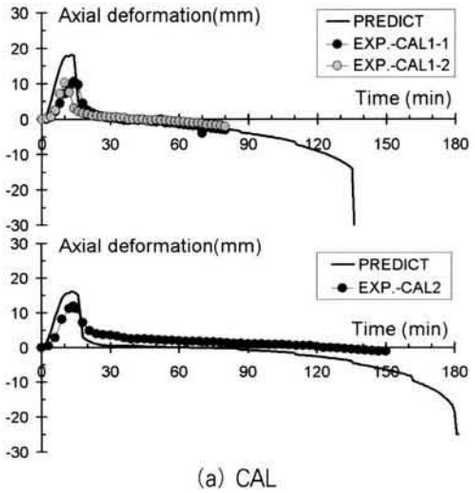


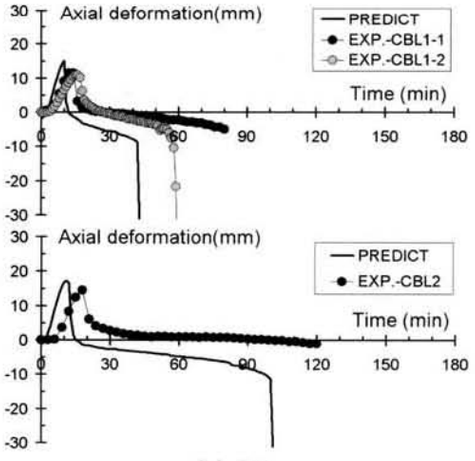

그림 11. 내화시간에 따른 최대내력 변화

### 3.4 축변형 거동

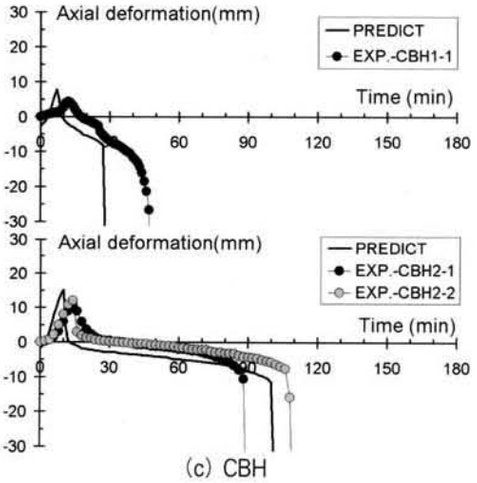
수치해석에 의한 축변형 거동 예측은 실험결과에 비해 안전측이며, 팽창 후 수축변형의 거동을 유사하게 예측하고 있다. 또한, 축력이 클수록 팽창에 대한 구속력이 크므로 적은 팽창이 발생하며, 이후 기울기가 더욱 급격해져 갑자기 파괴되었다. 수치해석에 의한 CFT기둥의 팽창 후 수축변형의 화재 시 전체 거동을 유사하게 예측하고 있으며, 내화시간이 실험값보다 적어 안전측으로 예측하고 있음을 확인할 수 있다.




(a) CAL




(b) CBL




(c) CBH

그림 12. 내화시간에 따른 축변형 거동

## 4. 내화성능 영향인자 비교 분석

원형 CFT기둥의 내화성능에 끼치는 영향인자들을 분석하기 위하여 단면 형상과 단면 직경, 폭길이비, 작용축력비, 콘크리트 강도의 영향을 내화실험과 수치해석 결과데이터를 함께 비교 분석하였다. 일부 실험체들은 내화성능을 다하지 않는 상황에서 실험이 종료 되었으며, 수치해석과 실험결과값의 경향이 유사할 경우에는 수치해석의 결과물을 분석하였다.

### 4.1 단면 직경에 따른 영향 분석

단면직경에 따른 영향분석에서 수치해석에 의한 각 실험체의 축변형 거동이 실험결과 값과 유사한 거동을 보였다. 원형 CFT기둥이 최대 팽창점에 도달하는 시간은 강관의 영향을 받기 때문에 모든 실험체가 거의 일치 하였으며 이는 최대 팽창점 까지는 축력비와 직경 등의 변수에 영향을 거의 받지 않음을 나타낸다. 즉, 단면 직경크기의 증가에 따른 영향은 강관 내 콘크리트 단면 직경의 증가를 나타내는 것이다. 직경이 318.5mm에서 406.4mm로 기둥단면 직경이 약 1.2배 증가함에 따라 약 50%의 내화성능이 향상됨을 확인 하였다.

각 실험체들의 화재시간에 따른 최대내력 저감율의 변화를 그림 13에서 비교 검토하였다. 120분의 내화시간을 기준으로 콘크리트 강도가 저감함에 따른 내화성능은 그 차이가 극히 적었으나, 단면직경이 318.5에서 406.4mm로 약 90mm 증가함에 따라 화재시 최대내력 저감율은 5%정도로 나타났다.

표 6. 단면 직경에 따른 내화성능

| No. | D X t (mm) | 실험결과 (min) | 해석결과 (min) |
|---|---|---|---|
| CAL2 | Φ406.4×9 | 150(*) | 180 |
| CBL2 | Φ318.5×7 | 120(*) | 100 |

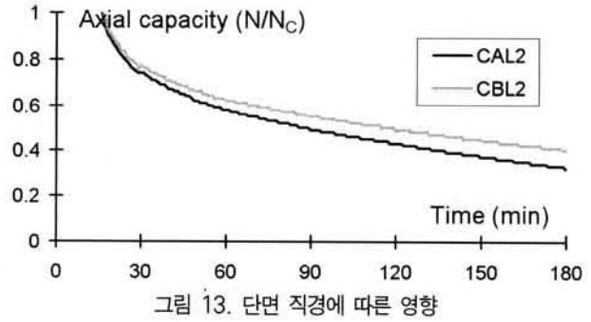



그림 13. 단면 직경에 따른 영향

### 4.2 콘크리트 강도에 따른 영향 분석

콘크리트의 강도에 따른 내화성능을 평가하기 위해서 27.5MPa와 37.8MPa의 일반 콘크리트를 적용한 원형 CFT기둥의 내화성능을 비교 분석 하였다. 그림 16에서 콘크리트의 강도가 상승함에 따라서 내화성능은 저하되는 경향

성을 보였다. 또한 축력이 저하됨에 따라서 콘크리트 강도에 따른 내화성능 변화 폭이 적어짐을 확인하였다.

표 7. 콘크리트 강도에 따른 내화성능

| No. | $f_{ck}$ (MPa) | 실험결과 (min) | 해석결과 (min) |
|---|---|---|---|
| CBL2 | 27.5 | 120(*) | 100 |
| CBH2-1 | 37.8 | 88 | 100 |
| CBH2-2 | | 108 | |

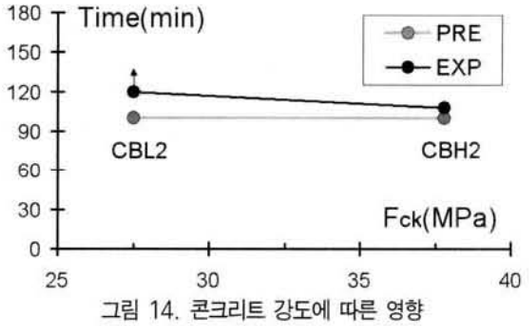



그림 14. 콘크리트 강도에 따른 영향

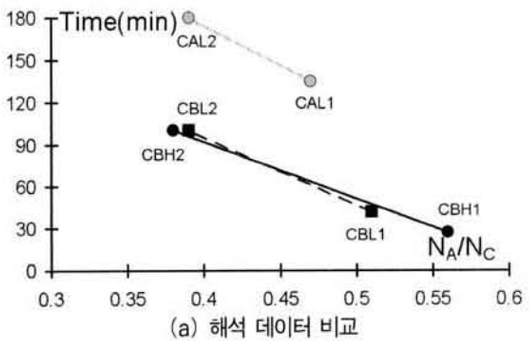
### 4.3 작용 축력비에 따른 영향 분석

그림 15과 같이 각각 0.38 0.39 0.47 0.51 0.56의 작용 축력비에 따른 원형 CFT기둥의 내화성능을 비교평가 하였다. 동일 조건의 실험체에서 축력 변화에 따른 내화성능 변화 폭은 매우 컸다. 406.4mm와 318.5mm의 단면직경을 가진 실험체 모두 축력비 변화에 따라 거의 일정한 비율로 내화성능이 저감되는 것을 확인하였다.

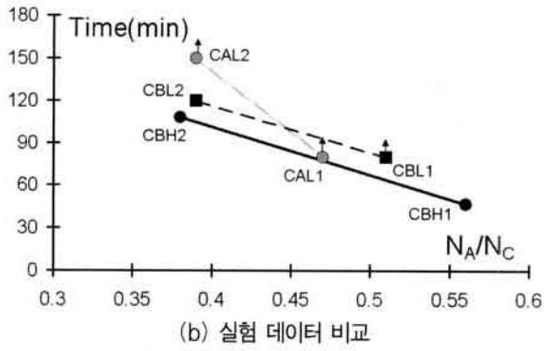
표 8. 작용 축력비에 따른 내화성능

| No. | $N_A/N_C$ | 실험결과 (min) | 해석결과 (min) |
|---|---|---|---|
| CAL1 | 0.47 | 80(*) | 135 |
| CAL2 | 0.39 | 150(*) | 180 |
| CBH2 | 0.38 | 88 | 100 |
| CBL1-1 | 0.51 | 80(*) | 42 |
| CBL1-2 | | 59 | |
| CBL2 | 0.39 | 120(*) | 100 |

CAL: Φ406.4×9(mm), CBL: 318.5×7(mm)




(a) 해석 데이터 비교




(b) 실험 데이터 비교

그림 15. 작용 축력비에 따른 영향

## 5. 결 론

본 연구에서는 중심 축력을 받는 경우의 원형 CFT기둥의 내화성능을 평가하기 위한 목적으로 수행되었다. 온도해석 및 응력해석을 통해 기둥의 단면 내 온도분포와 화재진행하는 동안의 부재의 최대 내력 및 축변형 거동을 평가하였다. 그에 따른 결과는 다음과 같다.

(1) 수치해석에 의한 축변형 거동과 최대내력을 실험과 비교해본 결과, 화재를 진행하여 파괴시까지의 축변형 거동은 해석 값과 실험값이 서로 잘 일치하거나 약간 저평가 되고 있음을 확인할 수 있었다. 따라서 본 수치해석에 의한 CFT기둥 내화성능예측은 타당하다고 판단된다.

(2) 단면 직경크기의 증가에 따른 영향을 분석한 결과, 단면 직경이 318.5mm에서 406.4mm로 기둥단면 직경이 약 1.2배 증가함에 따라 약 50%의 내화성능이 향상됨을 확인 하였다.

(3) 콘크리트 강도가 27.5MPa에서 37.8MPa로 증가함에 따라 내화성능은 저하되는 경향성을 보였다. 또한, 축력이 저하됨에 따라 콘크리트 강도에 따른 내화성능 변화 폭이 적어짐을 확인하였다.

(4) 406.4mm와 318.5mm의 단면직경을 가진 실험체 모두 축력비 변화에 따라 거의 일정한 비율로 내화성능이 저감되는 것을 확인하였다.

## 감사의 글

본 논문은 2007년도 서울시립대학교 학술연구조성비에 의하여 연구되었으며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

## 참 고 문 헌


American Institute of Steel Construction, Inc.,(2003), Steel Design Guide 19 - Fire Resistance of Structural Steel Framing.

Choi, S. M., Park, S.H., Chung, K.S., and Kim, D. K.(2006), Review of Material Properties for Predicting the Fire Resistance of Concrete-Filled Steel Square Tube Column using the Numerical Method, 8th Association for steel-concrete composite structures (ASCCS 2006), China.

Eurocode 4 Part1-2.(2001), Design of Composite Steel and Concrete Structures - Structural Fire Design, British Standards Institution, London.

H. Saito, T. Morita, and H. Uesugi(2004), Fire Resistance of Concrete-Filled Steel Tube Columns under Constant Axial Loads, Journal Environment and Engineering, 35(3), pp.9~16.

ISO(1975), Fire Resistance Test-Elements of Building Construction, ISO 834, Geneva.

Kim, D. K., Choi, S.M., Kim. J.H., Chung, K.S., and Park, S.H.(2005), Experimental study on fire resistance of concrete-filled steel tube column under constant axial loads, International Journal of Steel Structures, No.5, pp.305-313.

L.H. Han, X.L. Zhao, Y.F. Yang, and J.B. Feng (2003), Experimental Study and Calculation of Fire Resistance of Concrete-Filled Hollow Steel Columns, Journal of Structural Engineering, ASCE, 35(3), pp.81~93.

T. Suzuki, M. Kimura, A. Kodaira, and M. Fushimi (1985), Experimental Study on Fire Resistance of Concrete-filled Square Steel Columns, Journal Construction and Engineering, AIJ, 35(3), pp.77~85.

V.K.R. Kodur(1998), Design Equations for Evaluating Fire Resistance of SERC-filled HSS Columns, Journal of Structural Engineering, ASCE, 35(3), pp.81~93.

Y. C. Wang(2002), Steel and Composite Structures - Behaviour and Design for Fire Safety, Spon Press - Taylor & Francis Group.

Y.C. Wang(1999), The Effects of Structural Continuity on the Fire Resistance of Concrete Filled Columns in Nonsway Frames, Journal Constructional Steel Researches, 35(3), pp.177~197.

Yin, J., Zha, X.X. and Li, L. Y.(2006), Fire resistance of axially loaded concrete filled steel tube columns, Journal of Constructional Steel Research, No.62, pp.723-729.

Zha, X.X.,(2003) FE analysis of fire resistance of concrete filled CHS columns, Journal of Constructional Steel Research, No. 59, pp.769-779.


(접수일자 : 2008. 7. 17 / 심사일 2008. 7. 25 / 게재확정일 2008. 10. 10)