

# 화재 시 무피복 CFT 기둥의 축강도 평가를 위한 단면온도분포 예측기법의 개발

구 철 회<sup>1)</sup> · 이 철 호<sup>2)\*</sup> · 안 재 권<sup>3)</sup>

<sup>1)</sup> 사원, 동부건설 <sup>2)</sup> 교수, 서울대학교, 건축학과 <sup>3)</sup> 박사과정, 서울대학교, 건축학과

## Prediction of Temperature Distribution to Evaluate Axial Strength of Unprotected Concrete-filled Steel Tubular Columns under Fire

*Koo, Cheol Hoe<sup>1)</sup> Lee, Cheol Ho<sup>2)\*</sup> Ahn, Jae Kwon<sup>3)</sup>*

<sup>1)</sup> Engineer, Department of Building and Housing, Dongbu Corporation, Seoul, 891-10, Korea

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

<sup>3)</sup> Ph.D., candidate, Department of Architecture and Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 151-742, Korea

**ABSTRACT** : A simple but accurate analytical method to evaluate the fire resistance of unprotected concrete filled tubular (CFT) columns under standard fire condition is proposed based on the fire design framework of EC4. To this end, the accuracy of the current tabulation method for the temperature prediction proposed by Lawson *et al.* was first critically evaluated, and a new prediction equation for the temperature gradient across the CFT section was then proposed based on available test and finite element analysis results. Overall, the axial strength predicted by using the proposed equation under the general fire design framework of EC4 was more accurate than that based on existing methods and appeared reasonable for design purposes. The results of this study are directly usable for the more rational fire analysis and design of unprotected CFT columns.

**KEYWORDS** : Concrete-filled steel tubular(CFT) columns, fire resistance performance, heat transfer analysis, temperature gradient prediction equation, standard fire test

### 1. 서 론

콘크리트충전강관(Concrete-filled Steel Tube, 이하 CFT) 기둥은 강관의 콘크리트 구속효과로 인하여 충전된 콘크리트가 3축응력 상태에 있게 되는 한편 충전 콘크리트가 강관의 국부좌굴 방지 역할을 함으로써 부재의 압축내력이 증가하여 단면의 크기를 감소시킬 수 있는 우수한 구조 시스템이다. 또한 강관이 거푸집 역할을 하여 별도의 거푸집 공사가 불필요

하다는 시공성의 장점도 있다.

이러한 CFT 기둥은 강관 내 충전 콘크리트의 축열효과로 인하여 순수 강구조에 비해 향상된 내화성능을 갖는다는 점에서도 각광을 받아왔는데, CFT 기둥의 내화성능에 대한 연구는 1970년대 유럽에서 시작된 이후 영국과 미국, 일본 등 내화 선진국을 중심으로 지속적으로 진행되어 왔다. 많은 실험 및 해석적 연구를 통해 CFT 기둥 자체의 우수한 내화성능이 입증되었고, 이에 각 내화 선진국에서는 부재의 성능에 따라 내화피복두께를 절감하거나 무피복 상태로 CFT 기둥을 설계하는 등 합리적이고 경제적인 방안을 제시하고 있다. 이와 달리 현행 국내 내화설계기준은 CFT 기둥 고유의 내화성능을 인정하지 않고 내화피복에 의한 내화성능에 기댄 사양적 내화설계에 의존해왔다. 최근 국내 내화성능평가방법의 문제점이 제기되고 구조물의 성능기반 화재거동분석의 필요성이 대두되면서 건축부재의 내화성능에 대한 실험 및 해석적

Note.-Discussion open until June 30, 2014. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on June 5, 2013; revised September 10, 2013; approved on October 1, 2013.  
© KSSC 2013

\* Corresponding author

Tel. +82-2-880-8735 Fax. +82-2-871-5518  
E-mail: ceholee@snu.ac.kr

연구와 함께 선진국과 같은 성능적 내화설계법 도입을 위한 노력이 계속되고 있다<sup>(1)(2)</sup>. 또한 개정된 내화구조 인증제도에 의하면 개별적 화재실험을 통한 인정작업을 거칠 경우 불필요한 내화보강을 하지 않고도 내화성능을 인정받아 현장에 적용할 수 있게 되었다. 일례로 최근 화재실험을 통하여 그 내화성능을 인정받은 특정 조건의 CFT 기둥이 현장에 적용되고 있다. 그러나 이러한 변화에도 불구하고 국내의 경우 신뢰성 있는 해석법의 부재로 실험적 인증만을 개별적으로 인정하는 과정에서 많은 한계점(가령, 화재실험실의 가력용량 제한으로 인한 특정 규모 이상의 실험이 불가능) 지적되고 있으며 이를 극복할 수 있는 성능적 내화설계 연구의 필요성이 대두되고 있는 실정이다.

이에 본 연구에서는 고비용의 실험을 대체하고 향후 성능 기반 내화설계의 수단으로 활용할 수 있도록 표준화재하의 무피복 CFT 기둥의 내화성능을 해석적으로 평가하는 개선된 단면온도분포 예측식을 제시하고자 하였다. 우선 Lawson과 Newman<sup>(3)</sup>, Wang<sup>(4)</sup>이 기존에 제안한 CFT 기둥의 단면온도산정법의 한계를 논의하였다. 이를 위하여 Eurocode 4<sup>(5)</sup>에서 제시하는 CFT 기둥의 구성재료인 강재와 콘크리트의 열적, 역학적 특성을 기초로 유한요소해석 프로그램을 통한 열전달해석을 수행하였으며, 기존 온도평가식에 의한 온도분포를 선행 연구자들의 실험결과 및 열전달해석결과와 비교, 분석하였다. 이를 통하여 기존의 CFT 기둥 단면온도평가식에서 보완 및 개선되어야 할 사항들을 설정하고 검증된 열전달해석을 다양한 조건의 CFT 기둥 단면에 대하여 추가로 수행하였다. 이 결과를 바탕으로 각 변수에 대한 CFT 기둥 단면의 온도구배 변화를 분석하여 개선된 단면온도분포 예측식을 제안하였다.

## 2. CFT 기둥의 내화성능

### 2.1 화재 시 CFT 기둥의 거동

무피복 CFT 기둥의 화재 시 내화성능 및 거동에 대한 연구는 여러 연구자들에 의해 수행되었으며 이들에 의하면 CFT 기둥의 내화성능을 결정하는 주요 변수는 하중, 단면크기 및 형상, 강관의 두께, 유효좌굴길이, 콘크리트 강도 등인 것으로 알려져 있다(Lie 등<sup>(6)</sup>, Kodur<sup>(7)</sup>, Wang<sup>(4)</sup>).

Fig. 1은 화재 시 무피복 CFT 기둥의 일반적인 축변형 곡선을 나타낸 것으로써 고온에서의 CFT 기둥의 거동을 잘 보여주고 있다. 화재 시 CFT 기둥의 거동은 크게 네 단계로 구분할 수 있다: ① 강관이 저항하는 축방향 열팽창단계 ② 강관에서 콘크리트로 하중전이가 일어나는 급격한 축방향 수

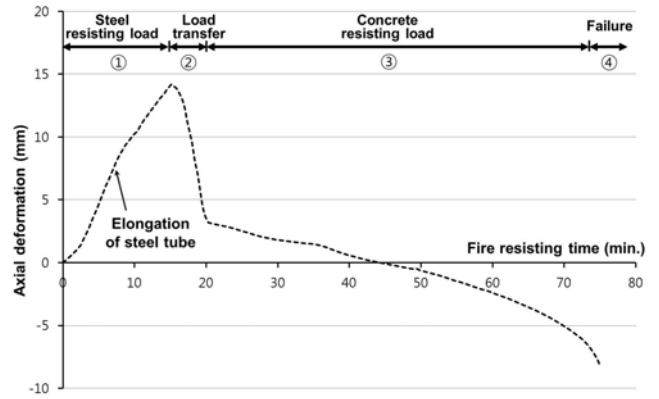


Fig. 1 Time-deformation curve of an unprotected CFT column exposed to fire

축단계 ③ 콘크리트가 저항하며 축방향으로 천천히 수축하는 단계 ④ 파괴 직전의 급격한 축방향 수축단계.

화재 초기의 고온에서 강재는 상대적으로 열용량이 더 큰 콘크리트보다 더 빠르게 팽창하므로 작용하중에 대한 내력분담 비율이 상온과 비교하였을 때 크게 증가하게 된다. 이후 고온에서의 물성변화로 인하여 강재의 항복강도와 탄성계수는 동시에 감소하기 시작하며 결국 강재가 국부적으로 항복하거나 좌굴이 발생하면 강재가 부담하던 하중을 대부분 콘크리트가 분담하게 된다. 이 때 강재의 콘크리트 구속효과는 고온에서 재료간 열팽창률 차이에 의해 상온 대비 그 효과가 저감된다. 이후 Fig. 1에서 나타난 바와 같이 부재의 모든 축력을 콘크리트가 부담하게 되어 콘크리트의 축방향 수축이 진행되기 시작한다. 이 때 콘크리트의 온도 증가로 인하여 콘크리트 강도 또한 감소하기 시작하며 특히 콘크리트 내의 수분 증발로 발생하는 콘크리트 증기압으로 인한 기둥 폭렬을 막기 위하여 증기구멍을 뚫어 증기를 배출시켜야 한다. 최종적으로 고온에서 콘크리트의 내력이 손실되는 단계에 이르면 부재는 붕괴한다.

### 2.2 온도변화에 따른 재료의 물성 변화

화재에 노출된 CFT 기둥의 거동을 해석적으로 예측하기 위해서는 구성재료의 온도변화에 따른 물성이 필요하다. 이러한 재료의 열 및 역학적 특성은 국내외 여러 연구자들에 의해 연구되었으며 각 내화선진국의 규준에서 제공하고 있다. 본 연구에서는 Eurocode 4에서 제시하는 재료의 열적 특성(비열, 밀도, 열전도율, 열팽창률) 및 구조적 특성(응력-변형률 관계, 탄성계수, 압축강도 및 항복강도)을 이용하였다.

### 2.2.1 강재의 물성 변화

구조용 강재는 온도가 상승함에 따라 재료의 비열( $C_a$ ), 열전도율( $\lambda_a$ )과 열팽창률( $\Delta l/l$ )이 변화한다. 본 연구에서는 열전달해석을 위해서 다음의 온도 구간별 열적 특성 관계식을 적용하였다(Table 1). 강재의 비열은 735°C를 전후하여 급격한 증가가 일어났다가 다시 감소한 이후 거의 일정한 값을 갖는다. 열전도율은 온도가 증가함에 따라 감소하다가 800°C 이후에는 온도변화와는 무관한 값을 갖는다. 열팽창률은 750°C까지는 온도가 증가함에 따라 증가하다가 이후 860°C까지 일정한 값을 가진 후 다시 증가한다<sup>[5]</sup>.

Fig. 2는 Eurocode 4에서 제공하는 강재의 항복강도, 탄성한계, 탄성계수의 각 온도별 저감계수이고, Fig. 3은 항복강도( $F_y$ )가 235MPa인 강재의 온도상승에 따른 응력-변형률 관계의 변화를 보여주고 있다. 여기서의 응력-변형률 관계는 강재의 변형경화를 고려하지 않은 탄소성 상태를 가정된 것이다.

Table 1. Thermal properties of structural steel at elevated temperatures

Property	Specific heat/Conductivity/Elongation	Range (°C)
$C_a$ (J/kgK)	$425 + 7.73 \times 10^{-1} \theta_a - 1.69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2.22 \times 10^{-6} \theta_a^3$	$20 \leq \theta_a \leq 600$
	$666 - \left( \frac{13002}{\theta_a - 738} \right)$	$600 < \theta_a \leq 735$
	$545 + \left( \frac{17820}{\theta_a - 731} \right)$	$735 < \theta_a \leq 900$
$\lambda_a$ (W/mK)	650	$900 < \theta_a \leq 1200$
	$54 - 3.33 \times 10^{-2} \theta_a$	$20 \leq \theta_a \leq 800$
$\Delta l/l$ (mm/mm)	$-2.416 \times 10^{-4} + 1.2 \times 10^{-5} \theta_a + 0.4 \times 10^{-8} \theta_a^2$	$20 < \theta_a \leq 750$
	$11 \times 10^{-3}$	$750 < \theta_a \leq 860$
	$6.2 \times 10^{-3} + 2 \times 10^{-5} \theta_a$	$860 < \theta_a \leq 1200$

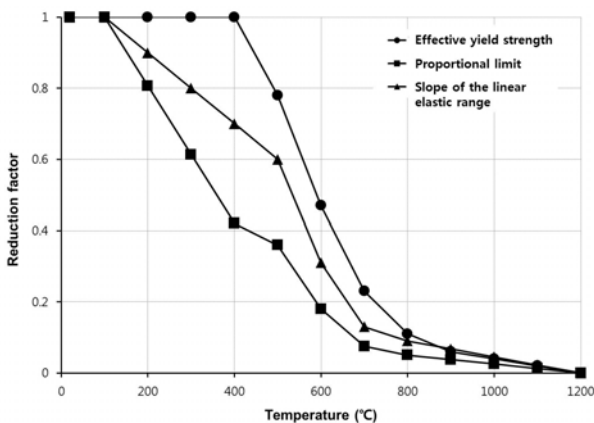


Fig. 2 Reduction factors of structural steel at elevated temperatures

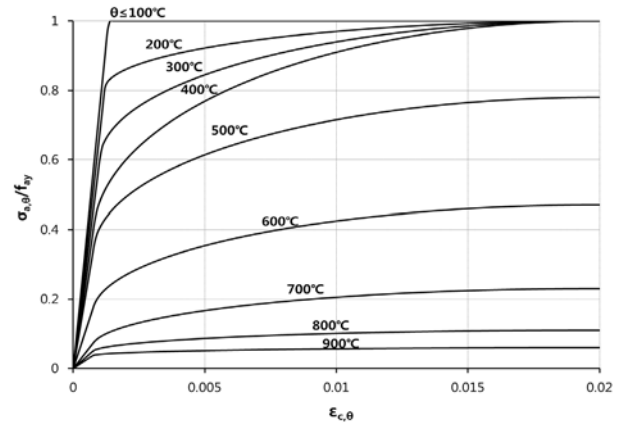


Fig. 3 Stress-strain relationships of structural steel at elevated temperatures

### 2.2.2 콘크리트의 물성 변화

화재 시, 콘크리트는 시멘트 페이스트의 흡열반응으로 온도상승이 느리게 일어난다. 이러한 현상으로 인해 콘크리트는 강재보다 내화성능이 우수하다. Eurocode 4에서는 보통 콘크리트와 경량 콘크리트의 재료 특성을 각각 제공하고 있으며, 규산질 골재와 석회질 골재의 구분 없이 보수적으로 규산질 골재의 물성을 대표값으로 제시하고 있다. Kodur<sup>[7]</sup>에 따르면, 석회질 골재를 사용할 경우 규산질 골재의 경우보다 내화성능이 약 10% 증가하는 것으로 알려져 있다.

Eurocode 4에서는 온도별 콘크리트의 열전도율( $\lambda_c$ )을 상한과 하한으로 구분하여 제시하고 있으며 보수적인 해석을 위하여 상한값 사용을 권장하므로 본 연구에서는 이를 적용하였다. 또한 비열( $C_c$ )은 CFT 기둥의 경우 함수율 10% 조건( $C_c^*$ ) 값을 제시하고 있으므로 이를 사용하였다. 콘크리트의 비열은 115°C에서 순간적으로 급격하게 증가하는데 이는 자유수 증발로 인해 발생하는 현상이다. 온도가 증가할수록 열

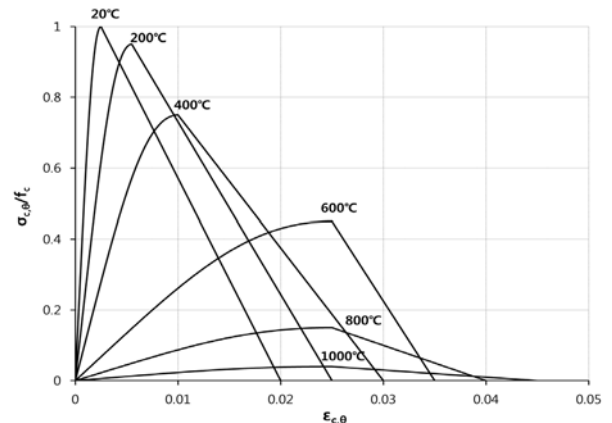


Fig. 4 Stress-strain relationships of concrete with siliceous aggregates at elevated temperatures

전도율은 감소하고, 열팽창률은 증가하다가 700°C 이상의 온도에서는 일정한 값을 가진다<sup>[5]</sup>. Fig. 4는 Eurocode 4에서 제공하는 온도상승에 따른 보통콘크리트의 응력-변형률 관계이다.

### 3. CFT 기둥단면의 온도구배산정식의 제안

#### 3.1 Lawson과 Newman의 산정식 분석

유럽의 Eurocode 4: Part 1-2<sup>[5]</sup>에서 제시하는 내화설계법은 합성기둥의 상온설계법을 소재의 고온에서의 강도/강성 저하를 반영하여 고온으로 확장한 것이다. 이를 위해서는 표준화재를 전제로 한 열전달해석을 통해 구조요소의 온도분포를 알아야 하며, 설계자는 이를 토대로 저항계수를 통해 각 재료의 온도증가에 따른 강도/강성 저하를 반영할 수 있게 된다.

무피복 CFT 기둥 단면의 정확한 온도분포 계산을 위해서는 복잡한 수치해석이 반드시 필요하다. 이러한 과정은 일반 구조설계자에게 익숙지 않은 열전달해석 등에 많은 시간과 노력이 요구되므로 실용성이 크게 떨어진다. 이에 반해 유럽에서 실무에 널리 활용되는 Lawson과 Newman이 제안한 온도분포 근사해석법<sup>[3]</sup>은 비교적 정확하면서 간단히 계산할 수 있는 장점이 있다. 이 근사해석법은 1차원 열전달 해석결과를 토대로 약간의 수정을 통하여 고안되었으며 원형 및 각형 단면 모두에 적용가능하다.

#### 3.1.1 Lawson-Newman 근사해석법의 개요

원형 및 각형 콘크리트의 단면온도분포는 무한히 긴 폭을 가진 콘크리트의 1차원 열전달 해석을 통해 얻은 결과보다 높은 온도이다. 이는 단면 내부의 각 층의 면적이 깊이에 따라 점진적으로 작아지면서 도달하는 열류량은 증가하기 때문이다. 이러한 사항을 감안하여 무한 폭의 콘크리트 단면을 1차원 열전달 해석하여 얻은 결과값에 보정계수를 곱하여 CFT 단면의 온도분포를 단순화하였다. 보정계수는 단면 크기, 가장 가까운 노출면으로부터 단면 내부의 각 층까지 거리의 함수로 표현이 된다. 이렇게 하여 얻은 온도 결과값은 원형 및 각형 기둥 단면 내부의 각 층마다 정의할 수 있다.

이러한 단순 계산법은 EC4: Part 1.2에서 제시한 CFT 기둥을 포함한 합성기둥부재에 대한 일반적인 내화설계 접근법의 하나로 내화설계의 일반원칙에 위배되지 않는다.

#### 1) 단면크기의 영향

Fig. 5는 각형강관을 이용한 CFT 기둥 단면에 대하여 Lawson-Newman 근사해석법을 적용하는 일례로 단면내

20mm 간격으로 구분되는 각 층별 온도분포 산정이 핵심이다. Table 2는 CFT 기둥 단면의 콘크리트 온도분포를 구하는데 적용하는 단면 깊이에 따른 보정계수  $C_1$ 을 단면크기별로 정리한 것이다. 이러한 보정계수는 원형과 각형단면 모두에 동일하게 적용가능하다. Table 3에서는 단면의 온도분포를 구하기 위한 시간별 화재온도( $T_{fi}$ ) 및 콘크리트 내부의 기본온도( $T_{slab}$ )를 나타내었다. 여기서 화재온도는 표준화재 곡선에서의 시간별 온도를 나타내고, 콘크리트 내부의 기본온도는 표준화재에 노출된 무한 폭의 콘크리트에 대한 1차원 열전달 해석 결과로서 단면 깊이에 따른 각 층의 기본 온도를 나타낸다.

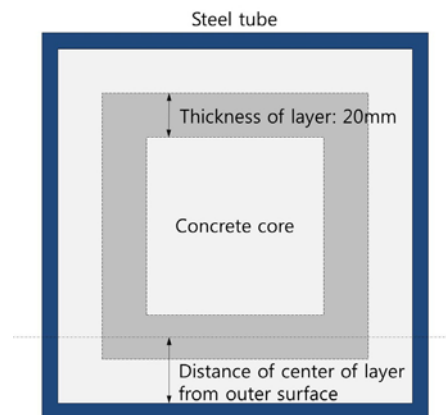


Fig. 5 Illustration for application of Lawson-Newman method to CFT section

Table 2. Multiplication factor  $C_1$

Diameter, or size of square section(mm)	Distance of center of layer from outer surface (mm)				
	10	30	50	70	>70
200	1.08	1.22	1.41	1.60	1.80
300	1.05	1.14	1.22	1.36	1.50
400	1.03	1.09	1.18	1.25	1.35
500	1.02	1.07	1.12	1.18	1.25

Table 3. Basic temperatures of infinitely large concrete sections exposed to fire on outer surface

Fire resistance (min.)	Fire( $T_{fi}$ )	Distance of center of layer from outer surface (mm)				
		$T_{slab}$				
		10	30	50	70	>70
30	840	470	250	140	100	70
60	945	642	421	250	150	130
90	1005	738	519	345	245	190
120	1049	850	591	415	310	240

2) 강관두께의 영향

화재 시 외부열원과 콘크리트 사이에 1차적 보호막으로 작용하는 강관의 영향을 고려하기 위한 보정계수  $C_2$ 는 강재의 두께에 따라 영향을 받는다. 그러나 부재의 화재노출시간이 길어지면 강관의 높은 열전도도와 표준화재곡선에 따른 온도 증가가 완만해지면서 그 영향은 감소하게 된다.

$$C_2 = (1 - 0.01t) \quad (60\text{분 이하 내화성능}) \quad (1)$$

$$C_2 = (1 - 0.005t) \quad (90\text{분 내화성능}) \quad (2)$$

$$C_2 = 1.0 \quad (120\text{분 이상 내화성능}) \quad (3)$$

여기서,  $t$ 는 강관 두께(mm)이다.

강관의 온도( $T_s$ )는 보정계수  $C_2$ 를 화재온도( $T_{fi}$ )에 곱하여 구하고, 콘크리트 단면의 온도( $T_c$ )는 보정계수  $C_1$ ,  $C_2$ 를 콘크리트 내부의 기본온도에 곱하여 산정한다(식 (4-5)).

$$T_s = C_2 T_{fi} \quad (4)$$

$$T_c = C_1 C_2 T_{slab} \quad (5)$$

여기서  $T_{fi}$ 는 표준화재온도,  $T_{slab}$ 는 무한 폭의 콘크리트 단면 기본온도이다(Table 3 참조).

한편 Wang<sup>[4]</sup>은 보정계수  $C_2$ 를 120분 이하 전체 범위의 화재시간에 대하여 적용이 가능하도록 식 (6)과 같이 수정하여 제안하였다.

$$C_2 = 1 - 0.02t \frac{120 - FR}{120} \quad (6)$$

여기서  $FR$ 는 내화성능시간(분)이다.

3.1.2 Lawson-Newman 근사해석법의 한계

Lawson과 Newman<sup>[3]</sup>이나 Wang<sup>[4]</sup>이 제안한 온도분포 근사해석법은 CFT 기둥 단면 내부의 콘크리트 온도구배 및 강관 온도를 쉽게 산정할 수 있으나 실제 CFT 기둥 단면의 온도분포에 비해 보수적인 경향이 있어 정확한 온도구배를 예측하기 힘든 측면이 있다. Table 2와 Table 3에서는 CFT 기둥 단면의 크기를 100mm 단위로 나누고 각 단면의 층별 온도분포를 20mm 간격으로 나누어 정보를 제공하고

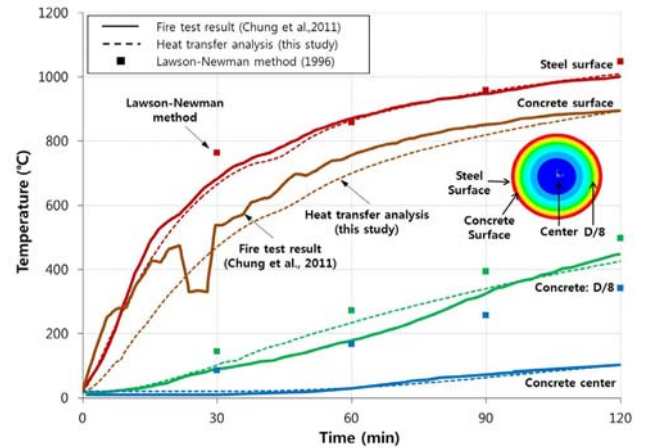


Fig. 6 Comparison of time-temperature curves among fire-test result(Chung *et al.*<sup>[8]</sup>), heat transfer analysis(this study) and Lawson-Newman method

있는데, 여기서 제시하지 못하는 단면과 깊이에 대하여 선형 보간하여 온도분포를 산정하는 과정에서 불확실성이 커지게 된다. 또한 70mm를 초과하는 깊이에 대하여 일정한 온도를 가정하였는데, 이는 기둥의 단면폭이 클 때 내부로 갈수록 낮은 온도가 될 것이므로 보수적인 가정이 될 수밖에 없다.

실제로 정상근 등<sup>[8]</sup>의 실험에서 측정된 CFT 기둥 내부의 온도분포를 확인하여 비교해보면 Fig. 6과 같이 Lawson-Newman 근사해석법이 실제 실험결과에 비해 콘크리트 내부 온도를 과대평가하고 있다. 특히 화재노출시간이 길어지고 CFT 기둥 단면의 폭이 클수록 콘크리트 중심부 주변 온도의 오차는 더욱 커지는 경향이 있다. 그리고 Lawson-Newman 근사해석법은 강관외부면에서 강관-콘크리트 경계면까지의 강관온도를 단일온도로 가정하는데 이로 인해 표준화재곡선 초기에는 경계면의 온도를 과대평가하는 경향도 있다. 이러한 온도분포 결과를 그대로 설계에 활용할 시에는 CFT 기둥을 과대설계하게 될 것이다.

본 연구에서는 강관 내부 및 콘크리트 깊이에 따른 온도구배를 보다 정확히 평가할 수 있는 방안을 모색하여 대안식을 제시하고 이를 내화설계에 활용하고자 한다. 다음 절에서는 온도구배를 결정하는 CFT 기둥의 설계요소를 분석하고 검증된 열전달해석을 통한 변수해석을 실시하였다.

3.2 CFT 기둥 단면의 온도구배 산정식의 제안

3.2.1 CFT 기둥 단면의 열전달해석

1) 열전달해석 개요

본 연구에서는 범용 유한요소해석프로그램인 ABAQUS<sup>[9]</sup>

를 사용하여 과도상태(transient state) 열전달해석을 하였다. 노출되는 화재 온도는 기둥의 길이방향으로 균일하고 일정하다고 가정하였다. 강관은 쉘, 콘크리트는 솔리드로 모델링하였으며 각각 열전달해석요소 DS4, DC3D8을 사용하여 분할하였다.

류재용 등<sup>[10]</sup>은 이전 연구자들의 콘크리트와 강재의 재료 모델을 온도해석을 통해 비교평가하였으며, Eurocode 모델이 국내 실험결과와 잘 일치한다는 것을 확인하였다. 따라서 본 연구에서는 강재와 콘크리트에 적용한 재료모델로 앞서 2장에서 언급한 Eurocode 모델을 이용하였다. Ding 등<sup>[11]</sup>은 강관과 콘크리트 경계면에서의 열전달을 고려하고자 공기 틈(air gap)을 모델링에 반영하여 더욱 실제적이고 정확한 열전달해석을 수행하였다. 본 연구에서는 기존 연구를 토대로 강관과 콘크리트 사이의 공기 틈의 크기를 1mm, 공기 틈의 대류열전달계수를 100(W/m<sup>2</sup>K)으로 가정하였다.

열전달해석 경계조건은 Eurocode 1: Part 1-2<sup>[12]</sup>에서 권장하는 조건을 적용하였다. 대류열전달계수 25(W/m<sup>2</sup>K)를 적용하였으며 복사 경계조건으로 방사율 0.5를 사용하였다. CFT 기둥의 외부 노출면은 ISO-834<sup>[13]</sup>의 표준 시간-온도 곡선에 따라 화재에 노출되며 표준 시간-온도 곡선은 다음 식으로 정의된다.

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (7)$$

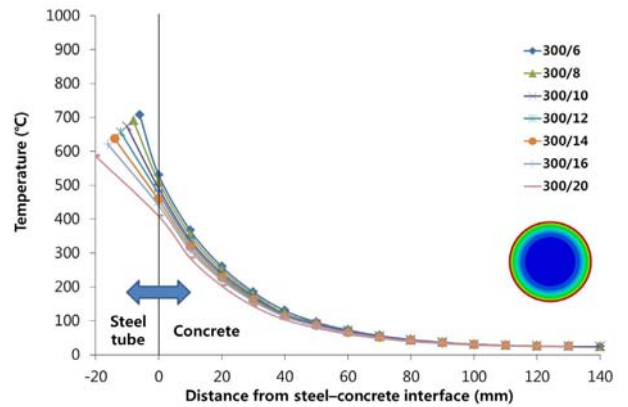
여기서,  $t$ 는 시간(분)이고,  $\theta_g$ 는 가열로 내 평균 온도(°C)이다.

유한요소해석 프로그램을 활용하여 표준화재에 노출된 CFT 기둥을 열전달해석한 결과를 실험값과 비교해보면, Fig. 6과 같이 단면의 각 위치(강관 외부면, 강관과 콘크리트의 경계면, 콘크리트 내부)에서 시간에 따라 실험결과를 신뢰성 있게 잘 구현하고 있음을 확인할 수 있다.

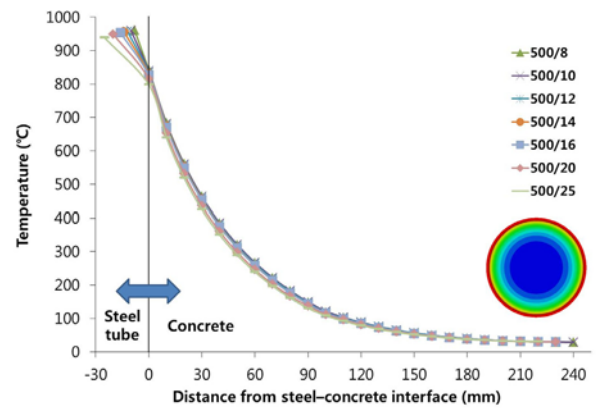
### 2) 설계변수에 따른 CFT 기둥 단면의 온도분포 특성

본 연구에서는 설계변수에 따른 CFT 기둥 단면의 온도분포 특성을 분석하기 위하여 기둥의 단면폭(200, 300, 400, 500mm), 강관두께(3, 6, 8, 10, 12, 14, 16, 20, 25mm)에 따른 원형 CFT 기둥 단면의 온도 분포를 위의 검증된 열전달해석을 통하여 각 화재노출시간별로 구하였다.

Fig. 7은 열전달해석을 통해 구한 원형 CFT 기둥 단면의 온도분포의 일례이다. 일정한 단면폭에 대하여 강관두께를 변화시켜가며 열해석을 수행한 결과를 그래프에 나타내어 보면 몇 가지 특징을 알 수 있다: ① 강관의 온도와 콘크리트의 온도는 다른 양상을 보인다. ② 콘크리트 단면의 깊이가 작으



(a) 300mm in diameter, 30 minutes of exposure time



(b) 500mm in diameter, 90 minutes of exposure time

Fig. 7 Temperature distributions of CFT sections with various diameters, steel tube thickness and exposure times by heat transfer analysis

면 강관 두께의 영향을 많이 받아 온도 변화가 크다. ③ 콘크리트 단면 내부의 온도 분포에 대한 강관 두께의 영향은 미미하다. ④ 고온(화재노출시간 90분 이상)에서 강관 두께의 영향은 거의 없다. ⑤ 화재노출시간이 다름에도 불구하고(30, 60, 90, 120분), 단면의 온도 구배 그래프의 형태는 매우 유사하다. 특히 강관과 콘크리트 온도 분포는 다른 양상을 보이고 있다는 점에서, 복잡한 비선형의 CFT 단면 온도분포를 강관 온도와 콘크리트 온도로 분리하여 제안하고자 한다.

### 3.2.2 강관온도 예측식의 제안

본 연구에서는 표준화재노출에 따른 강관 외부면과 강관-콘크리트 경계면의 온도예측식을 제안하였다. CFT 기둥은 단면크기에 비해 강관의 두께가 얇으므로 강관내외부면의 온도는 정상상태에서의 1차원 열전도 지배방정식에 의해 강관 두께를 따라 선형성을 보인다(식 (8)). 이러한 전제하에 제안식의 형태를 강관의 내외부면을 구분하여 다음과 같이 선

형함수(식 (9),(10))로 택하였다.

$$\dot{q} = -k \frac{dT}{dx} = -k \frac{\Delta T}{L} = \text{constant} \quad (8)$$

$$\theta_o = \alpha_{1o}(1 - \alpha_{2o}t)\theta_g \quad (9)$$

$$\theta_i = \alpha_{1i}(1 - \alpha_{2i}t)\theta_g \quad (10)$$

여기서,  $\dot{q}$ 는 임의의 단면적을 통해 흐르는 열류량,  $k$ 는 열전도율,  $\frac{dT}{dx}$ 는 길이방향에 대한 온도 변화율,  $L$ 은 열류가 흐르는 매질의 두께를 의미한다.  $\theta_g$ 는 가열로 온도,  $\theta_o$ 는 강관

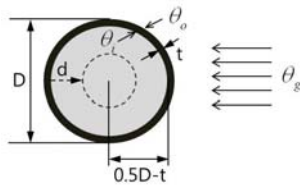


Fig. 8 Section model for prediction formula of steel and steel-concrete interface temperatures

Table 4.  $\alpha_1$  and  $\alpha_2$  at different fire-exposure times

FR(min.)	$\alpha_{1o}$	$\alpha_{1i}$	$\alpha_{2o}, \alpha_{2i}$
30	1.0	0.75	0.015
60	1.0	0.85	0.005
90	1.0	0.90	0.002
120	1.0	0.95	0
>120	1.0	1.0	0

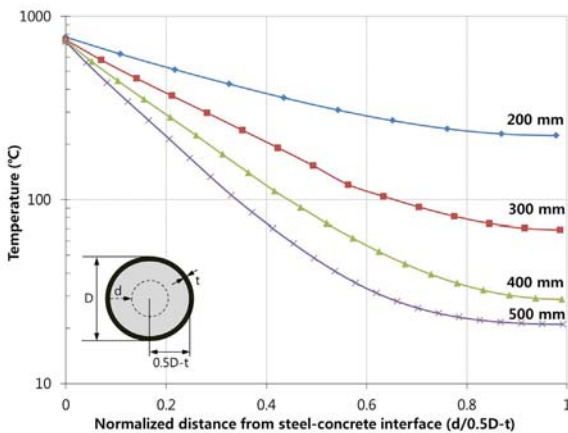
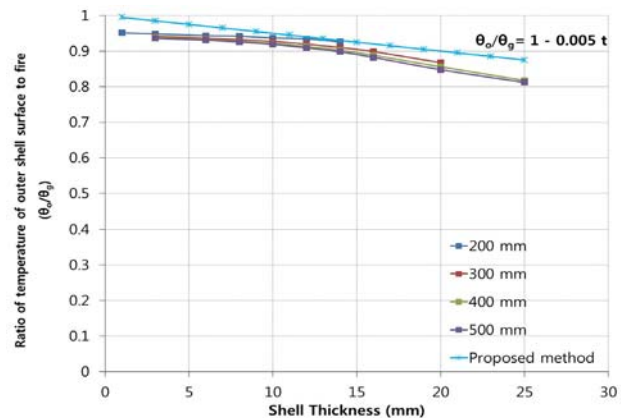


Fig. 9 Temperature distributions in CFT sections with various diameters(60 minutes of fire exposure time, 9mm in steel tube thickness)

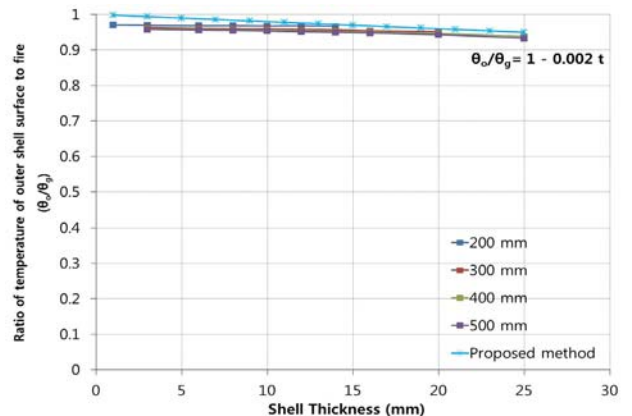
외부면 온도,  $\theta_i$ 는 강관-콘크리트 경계면 온도,  $t$ 는 강관두께이다(Fig. 8 참조).

본 연구에서는 위 식 (9-10)의 비례상수  $\alpha_1, \alpha_2$ 을 앞서 수행한 열전달해석결과(Fig. 7이 일례)를 이용한 회귀분석을 통하여 보수적인 값으로 구하였고 Table 4를 따른다.

Fig. 9는 앞서 수행한 열전달해석 결과 중에서 화재노출시간이 60분이고 강관 두께 9mm인 CFT 기둥의 단면폭 변화(D=200~500mm)에 따른 콘크리트 내부 온도변화를 나타낸 것이다(온도축은 로그스케일). Fig. 9에서 알 수 있듯이 단면폭에 따라 콘크리트 내부의 온도구배 차이는 크지만, 강관과 콘크리트의 경계면(즉, d=0)에서의 온도는 거의 일정한 것을 알 수 있다. 이러한 현상은 화재노출시간(30, 60, 90, 120분)이 다르거나 강관두께(3~25mm)가 달라져도 마찬가지로 나타났다. 즉, 강관과 콘크리트 경계면의 온도는 단면폭의 영향을 받지 않고 강관두께와 화재노출시간이 주된 영향인자임을 알 수 있으며 제안한 강관온도 예측식(식 (9), (10))의 가정이 적절함을 보여준다.

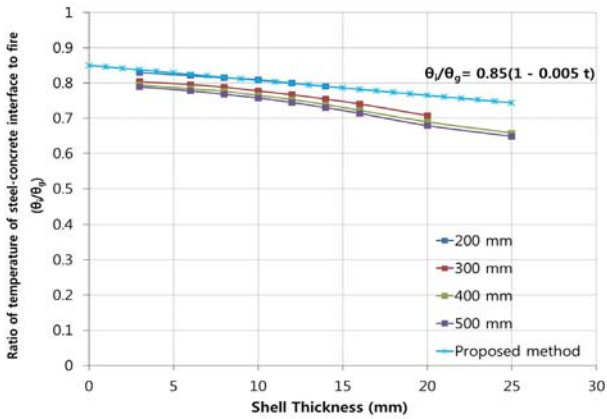


(a) 60 minutes of fire exposure time

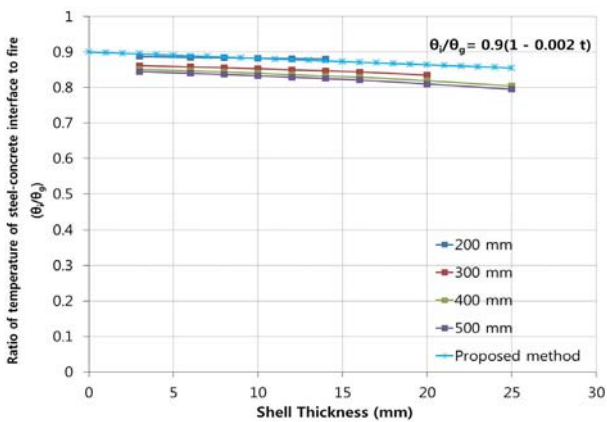


(b) 90 minutes of fire exposure time

Fig. 10 Comparison of temperatures of outer shell surfaces



(a) 60 minutes of fire exposure time

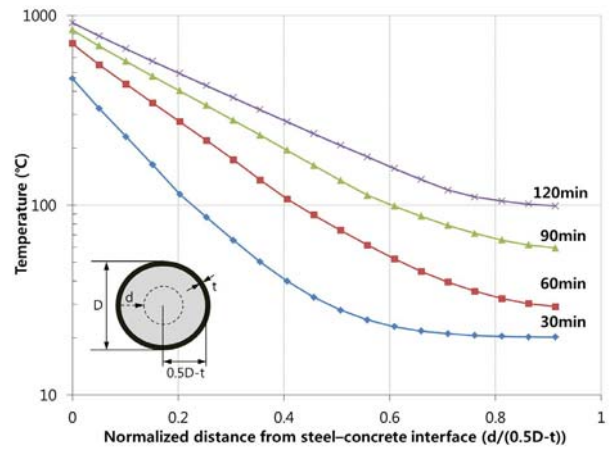


(b) 90 minutes of fire exposure time

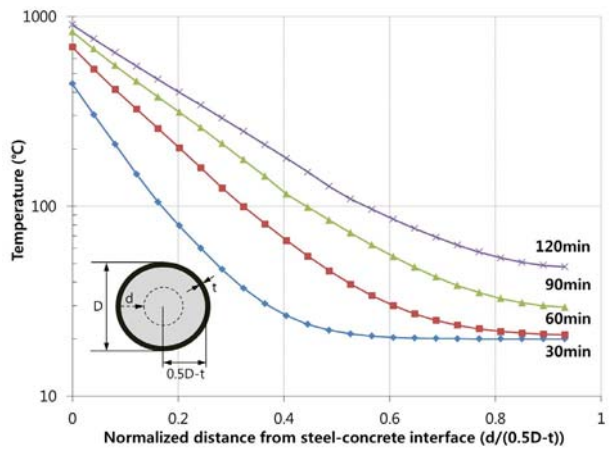
Fig. 11 Comparison of temperatures of steel-concrete interfaces

본 연구의 강관온도 예측식을 이용하여 구한 강관 외부면과 강관-콘크리트 경계면의 온도를 앞서 수행한 열전달해석 결과와 비교해 보았다. Fig. 10은 화재노출시간 및 기둥의 단면폭 별로 열전달해석과 예측식을 통해 얻은 강관 외부면 온도( $\theta_o$ )를 비교한 것이다(같은 시간의 가열로 내 온도( $\theta_g$ )로 정규화하여 표현). 그리고 Fig. 11은 화재노출시간 및 기둥의 단면폭에 따른 강관-콘크리트 경계면 온도( $\theta_i$ )를 같은 방법으로 비교한 것이다. 이를 보면 본 연구가 선행연구자들의 예측식과 유사한 형태로 실무자들이 활용하기 쉬운 형태의 설계식을 제안하고 있음이 확인가능하다.

기존의 선행연구자들인 Lawson과 Newman 및 Wang이 강관내 온도가 균등하다고 가정하고 식을 제시한 것에 비해 본 설계식은 강관 외부면과 강관-콘크리트 경계면의 온도를 유사한 형태로 나누어 제시함으로써 강관 내외부의 온도변화를 확인할 수 있다는 장점이 있고, 예측한 강관-콘크리트 경계면 온도를 이후 제안할 콘크리트 내부의 온도구배 예측식에 연계하여 활용할 수 있다는 장점이 있다.



(a) 300mm in diameter, 8mm in steel tube thickness



(b) 500mm in diameter, 14mm in steel tube thickness

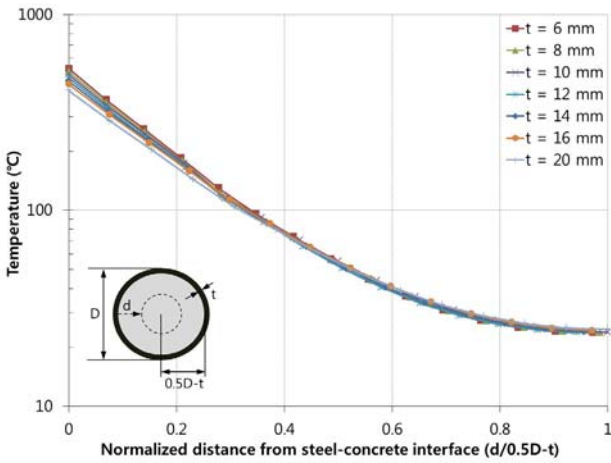
Fig. 12 Temperature distributions of CFT sections with various diameters, steel tube thickness and exposure times

### 3.2.3 콘크리트 온도분포 예측식의 제안

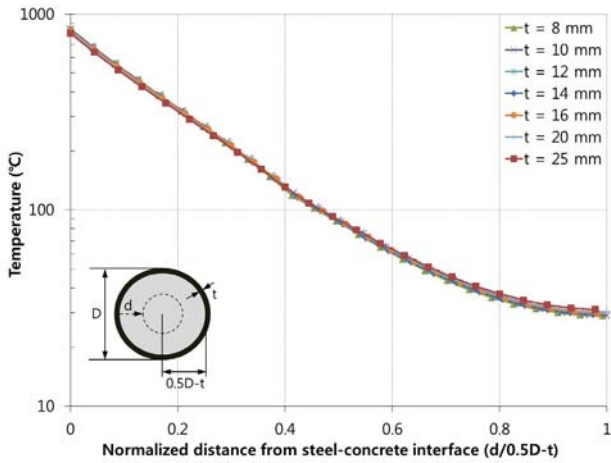
Fig. 12는 300×9, 500×14의 크기를 가지는 원형 CFT 기둥 단면의 화재노출시간별 콘크리트 온도분포 그래프이다. 세로축의 온도값을 상용로그스케일로 나타내면 콘크리트 내부 온도에 상용로그를 취한 값( $\log_{10}(\text{Temp.})$ )은 강관-콘크리트 경계면에서 떨어진 거리( $d/(0.5D-t)$ ), 콘크리트 전체 깊이로 정규화)에 따라 선형적으로 감소하다가 콘크리트 중심에 가까워지면 일정해지는 추세를 보인다. Fig. 12의 경우 외에 기둥의 단면폭이나 강관두께가 달라지더라도 같은 경향을 나타내었다.

Fig. 13은 일정한 기둥 단면폭과 화재노출시간에 대하여 강관두께에 따른 콘크리트 온도분포결과를 나타낸 것이다. 100°C 이상의 온도를 나타내는 콘크리트 깊이까지는 로그스케일된 온도구배의 선형성이 동일하게 관찰되면서도 강관두께에 따른 온도분포 차이는 거의 없다는 것을 확인할 수 있





(a) 90 minutes of fire exposure times, 300mm in diameter



(b) 90 minutes of fire exposure times, 500mm in diameter

Fig. 13 Temperature distributions of CFT sections with various diameters and steel tube thickness

다. 이는 강관두께가 내부 콘크리트의 온도분포에 거의 영향을 미치지 않는다는 것을 의미한다. 따라서 내부 콘크리트의 온도분포 예측식에서는 강관두께는 고려변수에서 제외하기로 하였다.

본 연구에서는 위와 같은 콘크리트 온도구배의 특성에 근거하여 온도분포 예측식을 제안하였다. 각 설계변수별 온도분포 그래프(상용로그 스케일)에서 선형구간의 기울기를 구하면 Table 5와 같다. 콘크리트 내부온도의 기울기는 강관두께의 영향을 거의 받지 않고 단면폭(D)과 화재노출시간(T)에 주로 영향을 받는 것을 다시 확인할 수 있다.

이를 바탕으로 예측식의 온도구배 기울기에 대한 변수는 단면폭과 화재노출시간만을 고려하였고, 콘크리트 깊이(d)가 0인 지점의 온도는 앞서 제안한 강관-콘크리트 경계면 온도

Table 5. Slopes of temperature profiles in concrete sections among design parameters

Section width (mm)	Tube thickness (mm)	FR(min.)			
		30	60	90	120
200	3	-1.312	-0.625	-0.418	-0.314
	6	-1.305	-0.597	-0.395	-0.293
	8	-1.257	-0.567	-0.376	-0.278
	10	-1.214	-0.542	-0.359	-0.263
	12	-1.142	-0.552	-0.369	-0.271
300	6	-2.188	-1.386	-0.913	-0.654
	8	-2.191	-1.357	-0.875	-0.634
	10	-2.153	-1.318	-0.844	-0.616
	12	-2.116	-1.332	-0.876	-0.643
	14	-2.046	-1.295	-0.847	-0.622
400	16	-1.978	-1.252	-0.823	-0.602
	20	-1.939	-1.210	-0.769	-0.566
	8	-3.015	-1.949	-1.521	-1.181
	10	-2.952	-1.926	-1.499	-1.125
	12	-2.855	-1.909	-1.483	-1.110
500	14	-2.849	-1.914	-1.496	-1.103
	16	-2.883	-1.929	-1.505	-1.047
	20	-2.867	-1.911	-1.489	-1.013
	8	-3.819	-2.519	-2.017	-1.679
	10	-3.717	-2.473	-1.976	-1.646
500	12	-3.640	-2.474	-1.979	-1.640
	14	-3.678	-2.476	-1.988	-1.659
	16	-3.626	-2.437	-1.964	-1.637
	20	-3.779	-2.431	-1.954	-1.627
	25	-3.633	-2.376	-1.933	-1.602

( $\theta_i$ )를 그대로 활용하였다. 식 (11)과 같이 내부온도 예측식을 형태를 설정하고  $\beta_0, \beta_1, \beta_2$ 을 다중선형회귀분석을 통하여 구하였다.

$$\log_{10}\left(\frac{\theta_d}{\theta_i}\right) = (\beta_0 + \beta_1 D + \beta_2 T) \left(\frac{d}{0.5D-t}\right) \quad (11)$$

여기서  $\theta_d$ 는 콘크리트 깊이에 따른 내부온도,  $\theta_i$ 는 강재와 콘크리트 경계면 온도, D는 기둥의 단면폭(외경), T는 화재노출시간, t는 강관두께, d는 콘크리트 깊이이다.

위 100개의 열전달해석결과에 대한 다중선형회귀분석 결과  $\beta_0 = -0.7090, \beta_1 = -0.0061, \beta_2 = 0.0175$ 를 구하였다. 다중상관계수는 0.967, 결정계수는 0.936이었고, 각 계수별 P-값이 7.25E-11, 1.19E-48, 8.47E-44으로 충분히 작은

값으로 나타났다. 회귀분석결과를 통해 기둥 단면폭과 화재노출시간은 독립적으로 온도구배에 영향을 미치고 있음을 통계적으로 재확인할 수 있었다. 일반적인 강관 기둥의 단면폭 범위(100mm~1,000mm) 및 요구내화시간(10분 단위)을 고려하여 온도분포 예측식을 최종적으로 아래의 식과 같이 제안하였다. 단, 본 예측식의 경우 일반강도 콘크리트에 대한 화재실험 및 해석결과에 근거하고 있으므로(고강도 콘크리트의 경우 고온 물성변화의 양상이 일반강도와 다소 다름) 압축강도가 50MPa 미만인 콘크리트만을 적용대상으로 한다.

$$\theta_d = \theta_i \times 10^{\left[ -0.709 - 0.61\left(\frac{D}{100}\right) + 0.175\left(\frac{T}{10}\right) \right] \left( \frac{d}{0.5D-t} \right)} \quad (12)$$

( $\geq 100(^{\circ}C)$ )

여기서  $\theta_d$ 는 콘크리트 깊이  $d$ 에서의 내부온도,  $\theta_i$ 는 강재와 콘크리트 경계면 온도,  $D$ 는 기둥 단면폭(외경),  $T$ 는 화재노출시간,  $t$ 는 강관두께,  $d$ 는 콘크리트 깊이이다.

식 (12)의 제안식에서는 온도가 100°C 이하인 콘크리트 중심부 부근에서는 보수적으로 그 깊이 이상의 중심부 전체를 100°C로 고려하였다. 이는 실제 Fig. 12-13과 같이 이선형화 온도분포를 보이는 열전달해석결과를 온도분포 제안식에 반영함과 동시에 실제로 콘크리트가 상온에서 100°C까지는 역학적 물성치의 변화가 거의 없기 때문에 설계 및 내력평가를 목적으로 하는 본 제안식의 성격상 부재 내력산정에 영향을 미치지 않을 것으로 판단하여 보수적으로 가정한 것이다.

위의 콘크리트 온도분포 예측식은 원형 CFT 기둥에 대하여 검증된 해석결과를 바탕으로 제안된 것이지만 각형 CFT 기둥에 대해서도 등가열용량의 개념을 적용하여 동일하게 적용가능하다. 즉, 단면폭이  $D_s$ 인 각형 CFT 단면을 아래 식 (13)과 같이 외경이  $D_{eq}$ 인 등가열용량의 원형 CFT 단면으로 치환하여 온도분포를 구하는데 적용할 수 있다(이 때 콘크리트 깊이  $d_s$ 도 같은 방식으로  $d_{eq}$ 로 치환하여 온도분포 산정에 적용).

$$D_{eq} = 2\sqrt{\frac{D_s^2}{\pi}} \quad (13a)$$

$$d_{eq} = 2\sqrt{\frac{d_s^2}{\pi}} \quad (13b)$$

여기서  $D_{eq}$ 는 등가원형 CFT 단면의 단면폭(외경),  $D_s$ 는 각형 CFT 단면의 단면폭,  $d_{eq}$ 는 등가원형 CFT 단면의 콘

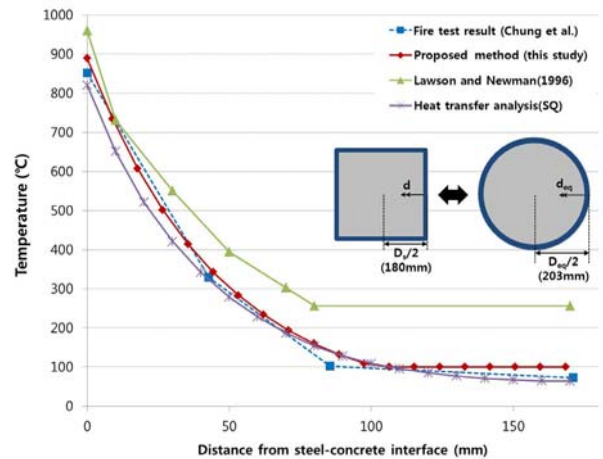


Fig. 14 Temperature distributions of CFT column(square section) at 90 minutes of fire exposure time

크리트 깊이,  $d_s$ 는 각형 CFT 단면의 콘크리트 깊이이다.

Fig. 14는 본 연구의 제안식을 적용하여 각형 CFT 기둥의 온도분포를 예측한 결과를 실제 실험결과(정상근 등<sup>[8]</sup>), 열전달해석결과, 기존의 Lawson-Newman 예측식과 비교한 것이다. 앞서 제안한 바와 같이 콘크리트의 온도분포는 등가의 원형 CFT 단면으로 치환하여 구하였으며, 최종 온도분포는 기존 Lawson-Newman 예측식(각형 및 원형강관에 대한 예측식의 구분이 없음)에 비해 실제 실험결과 및 열전달 해석결과에 보다 잘 부합하고 있음을 보여주고 있다.

#### 4. 제안한 온도분포 예측식을 이용한 내력평가법 및 활용성 평가

##### 4.1 제안한 온도분포 예측식에 의한 CFT 기둥의 화재시 내력평가절차 개요

Fig. 15는 제안한 단면온도분포 예측식과 Eurocode 4<sup>[5]</sup>의 내화설계법을 이용한 화재시 무피복 CFT 기둥의 내력평가절차이다. Eurocode 4의 내화설계법은 EC4: Part 1.1의 상온설계법을 기반으로 화재시 고온에서 재료의 강성/강도 저하를 반영하여 확대한 것이다. CFT 기둥의 경우 고온에서의 단면내 온도분포를 바탕으로 단주압괴하중( $N_{pl,fire}$ ) 및 유효휨강성( $EI_{eff,fire}$ )을 산정하고 오일러 좌굴하중( $N_{cr,fire}$ )을 이용하여 유효세장비( $\lambda$ )를 산정한다. 이 유효세장비를 기둥좌굴곡선(곡선 'c' 이용)에 적용하여 저감계수( $\chi$ )를 구한 다음, 기둥의 단주압괴하중에 곱하여 최종적으로 CFT 기둥의 고온 압축내력( $N_{fire}$ )을 산출하게 된다. 여기서

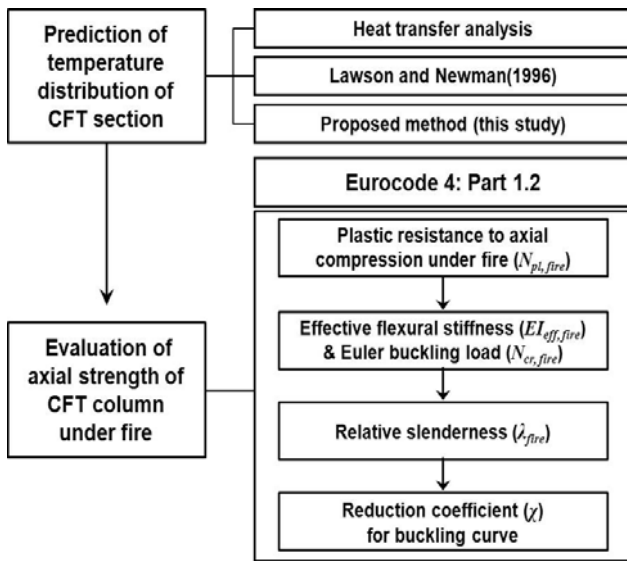


Fig. 15 Flow chart for calculating axial strength of unprotected CFT columns based on EC4 design method under fire condition

강도 산정의 출발이 되는 단면온도분포의 산정에 본 연구에서 제안한 예측식을 활용한다면 복잡한 열전달해석 및 고가의 화재실험에 드는 노력을 절감할 수 있을 것으로 사료된다.

#### 4.2 제안한 온도구배 예측식의 활용성 평가

본 절에서는 실제 무피복 CFT 기둥의 내화설계 및 성능 평가에 있어 제안한 온도분포 예측식의 활용성을 확인하기 위하여, Lie 등<sup>(6)</sup>이 수행한 무피복 CFT 기둥의 화재실험결과와 본 연구의 제안식을 적용하여 예측되는 내화성능을 비교하여 보았다. Lie의 실험은 강관크기(141~406mm), 강관두께(4.8~12.7mm), 강재의 항복강도(300, 350MPa), 콘크리트의 압축강도(24~49MPa) 등을 실험변수로 하였고(기둥 높이는 3810mm) 이에 따른 CFT 기둥의 내화성능을 표준화재실험을 통하여 도출하였다. 이들 실험체 중에서 본 연구 주제와 관련 있는 13개의 실험체를 선택한 다음, 열전달해석, Lawson-Newman 예측식, 본 연구의 제안식을 이용하여 실제 실험에서 붕괴에 이르렀던 화재노출시간에서의 CFT 단면의 온도분포를 구하였다. 그리고 각각의 결과를 Eurocode 4의 내화설계법에 적용하여 해당 온도분포에서의 축강도를 산정하고 Table 6과 같이 실제 실험에서 가한 축하중과 비교하였다.

본 연구의 제안식을 이용하여 예측한 CFT 기둥의 축강도를 실험에서의 실제 하중과 비교해본 결과, 실험 하중에 대한 예측강도의 비는 0.47~1.37의 값을 나타내었고 평균적으로

Table 6. Comparison between predicted and measured (Lie et al.<sup>(6)</sup>) loads in CFT columns

No.	Steel tube D × t (mm)	Test load (kN)	Heat transfer analysis	Proposed method	Lawson- Newman
				Predicted / Test	
C02	141.3×6.55	110	0.95	1.12	1.16
C04	141.3×6.55	131	0.73	0.87	0.90
C05	168.3×4.78	150	0.73	0.72	0.67
C08	168.3×4.78	218	0.76	0.64	0.60
C09	168.3×6.35	150	0.82	0.80	0.75
C11	219.1×4.78	492	0.57	0.55	0.51
C13	219.1×4.78	384	0.64	0.47	0.42
C17	219.1×8.18	525	0.65	0.62	0.59
C20	273.1×5.56	574	0.90	0.64	0.62
C22	273.1×5.56	1000	0.74	0.71	0.70
C26	323.9×6.35	1050	0.94	0.88	0.85
C28	355.6×6.35	1050	1.14	0.96	0.91
C30	406.4×12.7	1900	1.42	1.37	1.33
Average			0.85	0.80	0.77
Standard deviation			0.22	0.24	0.25

실제 실험결과 대비 80% 정도로 축강도를 예측할 수 있음을 확인하였다. 이는 열전달해석결과를 이용한 평균 예측강도(0.85)에 비해서는 낮지만 기존 Lawson-Newman 예측식(0.77)에 비해서는 보다 나은 정확성을 보인다. 전반적으로 예측강도가 실험 하중에 비해 낮은 것은 Eurocode 4의 내화설계법의 보수성에 따른 것이며 통상적인 설계 안전율을 고려했을 때 본 연구의 제안식을 이용한 설계방안은 충분히 실무적으로 활용가능하다고 판단된다.

#### 5. 결 론

본 연구에서는 표준화재하의 무피복 CFT 기둥의 내화성능을 해석적으로 평가하는데 활용가능한 단면온도분포 예측식을 개선하고자 하였다. 이를 위하여 선행 연구자들이 제시한 무피복 CFT 기둥 단면온도평가식을 분석하고 실험결과 및 열전달해석과의 비교를 통하여 한계점을 지적하였다. 그리고 무피복 CFT 기둥의 고온거동을 고려한 열전달 변수해석을 바탕으로 간편하고 신뢰성 있는 단면온도분포 예측식을 제안하였으며 기둥 축강도 평가에 대한 활용성을 검증하였다. 본 연구의 결론을 요약하면 다음과 같다.

(1) Lawson과 Newman이 제안한 온도분포 근사해석법은

실제 CFT 기둥 단면의 온도분포에 비해 온도를 과대평가하는 측면이 있다. 특히 화재노출시간이 길어지고 CFT 기둥 단면의 폭이 클수록 이러한 오차가 더욱 커지는 경향이 있고 이는 대형 부재의 경우 너무 보수적인 강도평가로 귀결된다.

- (2) 본 연구에서는 화재노출시간, 단면크기, 강관두께를 변수로 하여 각형 및 원형 CFT 기둥 단면의 강관외부면 온도, 강관-콘크리트 경계면 온도, 콘크리트 내부의 온도구배를 예측할 수 있는 식을 제안하였다. 제안식을 활용하여 예측한 CFT 단면의 온도분포를 실제 화재실험 및 이에 대한 열전달해석과 비교해본 결과 잘 부합하는 것을 확인하였다.
- (3) Eurocode 4의 내화설계 일반절차에 제안한 온도분포 예측식을 적용하여 도출한 무피복 CFT 기둥의 축강도는 실험결과에 비하여 약 20% 안전측의 결과를 주었다. 이는 기존 Lawson-Newman 예측식을 이용한 강도값에 비해 개선된 결과였으며, 본 연구의 온도분포 제안식은 화재시 무피복 CFT 기둥의 해석적 축강도평가에 적절히 활용될 수 있음을 확인하였다.

### 감사의 글

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

### 참고 문헌(References)

- [1] 김선희, 원용안, 최성모(2012) 비재하 가열실험을 통한 이중강관 CFT기둥의 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)
- [2] 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).
- [3] Lawson, R.M., and Newman, G.M. (1996) Structural Fire Design to EC3 & EC4, and comparison with BS 5950, Technical Report, *SCI Publication 159*, The Steel Construction Institute.
- [4] Wang, Y.C. (2002) *Steel and Composite Structures: Behaviour and design for fire safety*, Spon Press-Taylor & Francis Group.
- [5] European Committee for Standardization(CEN), (2005) *Eurocode 4. Design of composite steel and concrete structures-Part 1.2: General rules- Structural fire design*, British Standards Institution.
- [6] 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*, National Research Council of Canada.
- [7] Kodur, V.K.R. (1999) Performance based fire resistance design of concrete-filled steel columns, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 51, No. 1, pp.21-36.
- [8] 정상근, 김선희, 이성희, 최성모(2011) 일정 축력을 받는 Double CFT 기둥의 내화성능 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제23권, 제1호, pp.51-59.  
Chung, S.K., Kim, S.H., Lee, S.H., and Choi, S.M. (2011) Fire Resistance of Concrete Filled Double Skin Tubular Columns under Axial Load, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 23, No. 1, pp.51-59 (in Korean).
- [9] ABAQUS (2010) *ABAQUS analysis user's manual*, SIMULIA.
- [10] 류재용, 박수희, 정경수, 김대중, 최성모(2006) 콘크리트 충전 각형강관 기둥 내화성능 영향인자의 수치해석적 분석, 2006년도 학술대회발표집, 한국강구조학회, pp.176-183.  
Ryoo, J.Y., Park, S.H., Chung, K.S., Kim, D.J., and Choi, S.M. (2006) Review of Material Properties for Predicting the Fire Resistance of Concrete Filled Steel Square Tube Column using Numerical Method, *Proceedings of Annual Conference Korean Society of Steel Construction*, KSSC, pp.176-183 (in Korean).
- [11] 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.
- [12] European Committee for Standardization (CEN)

(2002) *Eurocode 1: Actions on structures. Part 1.2: General actions-Actions on structures exposed to fire*, British Standards Institution.

[13] International Standards Organization (1999) *ISO 834-1: Fire Resistance Test - Elements of building Construction*, Geneva, Switzerland.

---

**요 약:** 본 연구에서는 EC4의 내화설계 관점에서 표준화재하의 무피복 콘크리트충전강관기둥의 내화성을 해석적으로 예측하는 개선된 방안을 제시하고자 하였다. Lawson 등이 제안한 콘크리트충전강관기둥에 대한 단면온도평가식의 한계를 분석하고, 기존 실험결과와 유한요소 열전달해석을 바탕으로 콘크리트충전강관기둥의 단면온도분포 예측식을 새로이 제안하였다. 본 연구에서 제안한 온도분포 예측식과 EC4의 내화설계법을 이용하여 예측한 콘크리트충전강관기둥의 축강도는 기존 설계법과 비교하여 더욱 정확하고 설계목적에 합당하다고 판단된다. 본 연구의 결과는 무피복 콘크리트충전강관기둥의 내화설계 및 성능평가에 매우 편리하게 활용될 수 있다.

**핵심 용어:** 콘크리트충전강관(CFT)기둥, 내화성능, 열전달해석, 단면온도 평가식, 표준화재실험

---