

표준화재에 노출된 무피복 메가 CFT 기둥의 온도분포 및 강도 예측

이철호^{1*} · 류이현² · 신동진³ · 구자훈² · 염경수⁴

¹교수, 서울대학교, 건축학과, ²석사과정, 서울대학교, 건축학과,

³박사과정, 서울대학교, 건축학과, ⁴기술담당 대표, (주)엑트파트너

Prediction of Temperature Distribution and Strength of Unprotected Mega CFT Columns Exposed to Standard Fire

Lee, Cheol Ho^{1*}, Ryu, Ihyun², Shin, Dong Jin³, Koo, Ja Hun², Yom, Kyong Soo⁴

¹Professor, Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

²Graduate Student (Master's Course), Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

³Graduate Student (Doctor's Course), Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

⁴CTO, ACT Partner, Seoul, 04799, Korea

Abstract - In this study, three representative methods that can be used to predict the temperature distribution of unprotected CFT columns under standard fire were evaluated based on recent large-size testing data. Among the three methods evaluated, Koo-Lee-Ahn's method (2013) was most versatile and provided most satisfactory predictions, with its prediction accuracy being improved as the fire exposure time increased. For the standard fire exposure of 180 min, the plastic compressive strength of unprotected square CFT columns with a width of 700 mm, 1,000 mm, and 1,400 mm was calculated to retain 39 %, 44 %, and 47 % of respective cold column strength. The reduction of the plastic compressive strength due to inelastic buckling was just moderate (about 10 %) for a slenderness of $L/D = 5.0$ and an effective buckling length factor of $K = 1.0$, and almost negligible under the same condition with $K = 0.5$. With adding 6 % fire reinforcement, the allowable load ratio was increased to around 0.60, thus indicating that unprotected fire design of mega CFT columns is practically feasible. The results of this study can be conveniently used when implementing the performance based fire design of unprotected CFT columns under the framework of simple calculation method.

Keywords - Unprotected fire design, CFT column, Temperature prediction, Standard fire, Simple calculation method, Performance based fire resistance design

1. 서론

콘크리트충전강관기둥(concrete-filled tube 기둥, 이하 CFT 기둥)의 강관은 거푸집 역할을 할 뿐만 아니라 횡구속 효과를 통해 콘크리트의 강도와 변형 능력을 향상시킨다. CFT 기둥의 콘크리트는 강관의 국부좌굴을 억제하여 부재 전체적으로 강도와 연성을 증가시키는 효과를 기대할 수 있

다. 고온의 화재 거동하에서 강관 내 충전된 콘크리트의 축열효과로 인해 일반 순철골 기둥과는 달리 내화피복 없이도 일정 수준의 내화성능을 가진다는 점 또한 CFT 기둥이 가진 큰 장점이다.

최근 현장에서는 이러한 CFT 기둥의 시공성과 경제성에 주목하면서 단면폭 500 mm 이상의 CFT 구조 적용사례가 늘고 있고, 초고층 빌딩의 경우 단면폭 1,000 mm를 훨씬 초과하는 메가 CFT 기둥까지 사용되고 있다. 영국을 비롯한 유럽, 미국, 일본 등의 내화 선진국에서는 CFT 기둥 자체의 내화성능에 따라 내화피복 두께를 절감하거나 무피복으로 설계할 수 있도록 합리적인 방안을 제공하고 있다. 국내에서는 '건축물의 피난 방화구조 등의 기준에 관한 규칙'에 따라 화재실험을 통해 부재의 내화성능을 인정받으면 불필요한 내화피복을 하지 않고도 건물에 적용할 수 있다. 그러나

Note.-Discussion open until August 31, 2021. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on August 20, 2020; revised November 12, 2020; approved on November 20, 2020.

Copyright © 2021 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-2-880-9061 Fax. +82-2-871-5518

E-mail. ccholee@snu.ac.kr

화재실험실의 여건에 따라 실험 규모에 제한이 있는 등의 한계점이 존재하여 실물실험 의존적 인정제도의 문제를 보완 내지는 극복할 수 있는 신뢰할 만한 “계산(calculation)” 이나 해석적 방법에 의한 내화설계 연구의 필요성이 꾸준히 대두되어 왔다.

이에 따라 국가건설기준을 재편하면서 내화구조설계기준(KDS 41-18)이 2021년에 편입될 예정이며, 특정 조건(가령 표준화재)의 부재에 대해 계산 또는 해석에 의한 성능기반내화설계가 가능하도록 하는 방안이 논의 중이다. 하지만 화재에 노출된 CFT 기둥의 압축강도 계산에는 단면의 온도분포 산정이 필수적으로 선행되어야 하는데, 이는 일반적으로 고급열전달해석을 요구하기 때문에 국내 일반 실무에 적용하기 어려운 것이 사실이다.

이러한 문제를 극복하고자 표준화재(standard fire)에 노출된 무피복 CFT 기둥의 온도예측 약산법에 대한 연구가 지속적으로 진행되어 왔다^{[1],[2]}. Lawson and Newman^[3]은 특정 화재노출시간에서 CFT단면의 온도분포를 간단히 구할 수 있도록 테이블화된 산정식을 제안하였다. Wang^[4]은 Lawson과 Newman이 제안한 산정식을 수정하여 화재노출시간에 따라 보정계수를 달리 적용할 수 있도록 제안하였다. 이들이 제시한 방법은 유럽에서 오랫동안 널리 사용되어왔다. 단, Lawson과 Newman이 제안한 산정식과 Wang이 수정한 산정식은 화재노출시간 120분 이하, 기둥 단면폭 500 mm 이하인 경우에 한하여 개발되었으므로, 이 범위를 벗어날 경우 그 신뢰성을 담보할 수 없다.

Koo *et al.*^[5]은, 실험적 검증을 거친 열전달해석 유한요소

모델링기법을 정립한 후 다양한 변수해석을 통해 단면 크기 및 형상, 강관 두께, 화재노출시간, 콘크리트 깊이 등을 변수로 하는 예측식을 개발하여 개선된 온도분포 산정식을 제안하였다. Koo *et al.*은 화재노출시간 180분, 기둥 단면폭 1,000 mm까지 검증하여 Lawson과 Newman이 제시한 산정식보다 폭넓게 식을 적용할 수 있도록 했다.

위에서 언급한 온도분포 산정식의 단면폭 적용범위가 최대 1,000 mm 이내로 제한되므로, 본 연구에서는 메가 CFT 기둥에 대해서 산정식을 적용할 수 있는지 검증하였다. 검증에는 최근에 국내에서 수행된 단면폭 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm의 무피복 메가 CFT 기둥의 비재하가열시험 결과를 활용하였다. 또한, Eurocode 4: Part 1-2^[6]에서 제시한 CFT 기둥의 내화설계법에 기초하여 무피복 메가 CFT 기둥의 고온압축강도를 산정하고 내화성능을 평가하였다(Fig. 1 참고).

2. 선행연구 및 현행기준

2.1 대표적인 온도예측 약산법

2.1.1 Lawson-Newman(1996)의 온도분포 산정식

무한히 긴 폭을 갖는 콘크리트 슬래브의 1차원 열전달해석에 기초하여 Lawson과 Newman의 온도분포 산정식(이하 LN1996)이 제시되었다. CFT에 충전된 콘크리트의 온도는 원형 또는 각형의 형태로 인해 일반적으로 1차원 열전달해석을 통해 구해지는 온도보다 높다. 이를 고려하여

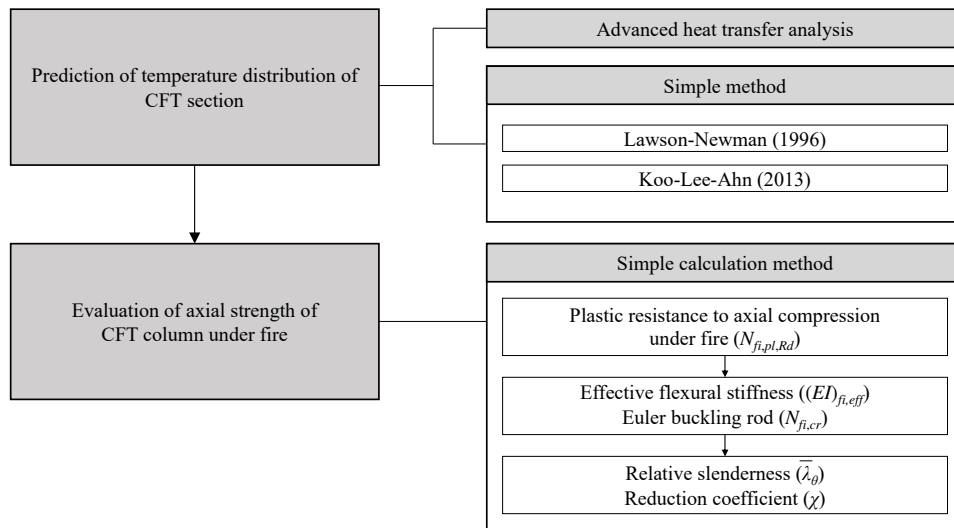


Fig. 1. Procedure for calculating axial strength of unprotected CFT columns per Eurocode 4: Part 1-2

LN1996에선 1차원 열전달해석을 통해 구한 온도에 보정 계수 C_1 을 도입하였다. 보정계수 C_1 은 단면폭 및 콘크리트 깊이에 대하여 Table 1와 같이 제시되었다. 한편, 콘크리트를 둘러싸고 있는 강관의 영향을 고려하기 위해 보정계수 C_2 를 곱하도록 제시되었다. 보정계수 C_2 는 화재노출시간과 강관두께에 따른 함수로 표현되었으며, 화재노출시간이 120분 이상일 경우 강관의 두께에 따른 영향이 전혀 없을 것으로 가정하였다.

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

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

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

여기서, t 는 강관의 두께(mm)이다.

Table 1. Multiplication factor C_1

Diameter or size of square section (mm)	Distance of center of layer from out 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

Wang은 LN1996에서 제시한 보정계수 C_2 를 화재노출시간 120분 이하에서 단일식으로 제시하였다.

$$C_2 = 1 - 0.02t \frac{120 - FR}{120} \quad (4)$$

여기서, t 는 강관의 두께(mm), FR 은 화재노출시간(분)을 의미한다.

강관의 온도(T_s)와 콘크리트 온도(T_c)는 각각 다음과 같이 산정한다.

$$T_s = C_2 T_{fi} \quad (5)$$

$$T_c = C_1 C_2 T_{slab} \quad (6)$$

여기서, T_{fi} 는 화재온도, T_{slab} 는 무한히 긴 폭을 갖는 콘크리트 슬래브의 온도로 Table 2에 제시되어 있다.

Table 2. Temperatures of infinite concrete slab exposed to the standard fire from underneath

Fire resistance (min)	Distance of center of layer from out surface (mm)					
	Fire (T_{fi}) (°C)	T_{slab} (°C)				
		10	30	50	70	> 70
30	840	470	250	140	100	70
60	945	642	421	250	150	130
90	1,005	738	519	345	245	190
120	1,049	850	591	415	310	240

LN1996은 화재노출시간이 120분을 초과하거나 기둥 단면폭이 500 mm를 초과하는 경우에 대해서는 검증되지 않았다. 또한 콘크리트 깊이가 70 mm를 초과하는 영역의 온도분포를 균일하게 가정하여 단면폭이 커질수록 온도분포를 보수적으로 산정하게 되는 한계를 가진다.

2.1.2 구-이-안(2013)의 온도분포 산정식

Koo *et al.*이 제안한 온도분포 산정식(이하 KLA2013)은 원형 CFT 단면의 2차원 열전달해석에 기초하여 제시되었다. 강관의 온도분포는 두께방향으로 선형일 것으로 가정하며, 강관 내·외부면의 온도 θ_i , θ_o 는 각각 화재온도와 강관두께에 대한 함수로 제시하였다.

$$\theta_i = \alpha_{1i}(1 - \alpha_{2i}t)\theta_g \quad (7)$$

$$\theta_o = \alpha_{1o}(1 - \alpha_{2o}t)\theta_g \quad (8)$$

여기서 θ_g 는 화재온도, t 는 강관의 두께(mm)이며, 비례상수 α 는 Table 3의 값을 사용한다.

Table 3. α_1 and α_2 at different fire-exposure times

Fire resistance (min)	α_{1i}	α_{1o}	α_{2i}, α_{2o}
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

원형 CFT의 깊이에 따른 콘크리트 온도는 강관 내부면 온도, 단면폭 및 강관 두께, 화재노출시간 등의 영향을 반영하여 단일식으로 제시되었다.

$$\theta_d = \theta_i \times 10^{\left[-0.709-0.61\left(\frac{D}{100}\right)+0.175\left(\frac{T}{10}\right)\right]\left(\frac{d}{0.5D-t}\right)} \geq 100[^\circ\text{C}] \quad (9)$$

여기서, θ_d 는 콘크리트 깊이 d 에서의 온도, θ_i 는 강관 내부면 온도, D 는 단면폭(mm), T 는 화재노출시간(분), t 는 강관두께(mm), d 는 콘크리트 깊이(mm)이다.

각형 CFT 단면에 대해서는 등가의 열용량을 갖는 원형 CFT 단면으로 아래와 같이 치환하여 식 (10)을 적용할 수 있다(Fig. 2 참고).

$$D_{eq} = 2\sqrt{\frac{D_s^2}{\pi}} \quad (10)$$

$$d_{eq} = 2\sqrt{\frac{d_s^2}{\pi}} \quad (11)$$

여기서, D_s 및 d_s 는 각각 각형 CFT의 단면폭과 콘크리트 깊이, D_{eq} 및 d_{eq} 는 각각 등가열용량의 원형 CFT 외경과 콘크리트 깊이이다.

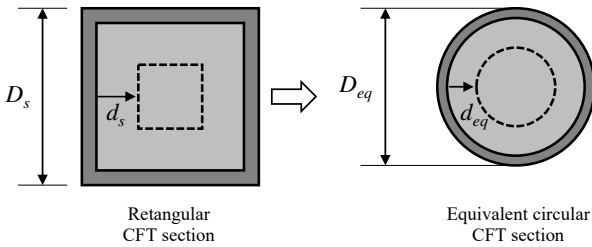


Fig. 2. Conversion of rectangular CFT section to equivalent circular CFT section

강재와 콘크리트는 온도가 100 °C 이하인 경우 강도 저감이 없다는 점을 고려하여 KLA2013은 CFT 단면에서 100 °C 이하인 부분의 온도를 보수적으로 100 °C로 가정한다. KLA2013은 화재노출시간 180분, 기둥 단면폭 1,000 mm까지 검증되었다.

2.2 Eurocode에 따른 CFT 기둥 고온강도 산정 절차

Eurocode 4: Part 1-2에서는 합성부재의 고온강도를 계산

할 수 있는 간편계산법(simple calculation models)을 제시하고 있다. 참고로, 합성기둥 내화설계 부분은 현재 준비 중인 내화구조설계기준(KDS 41-18)에 상당 부분 반영될 예정이다. 횡지골조 내의 합성기둥의 고온압축강도는 단면을 여러 층으로 나눈 후 각각의 층에서 온도에 따른 강도 및 강성을 적용하여 내력을 계산한 뒤 합산하여 구한다. 이하에서 아래첨자 a, s, c 는 순서대로 강재, 철근, 콘크리트를 의미한다. 합성기둥의 고온소성압축강도는 다음과 같이 산정한다.

$$N_{fi,pl,Rd} = \sum_j (A_{a,\theta} f_{ay,\theta}) / \gamma_{M,fi,a} + \sum_k (A_{s,\theta} f_{sy,\theta}) / \gamma_{M,fi,s} + \sum_m (A_{c,\theta} f_{c,\theta}) / \gamma_{M,fi,c} \quad (12)$$

여기서, A 는 면적, f_{θ} 는 해당 온도에서 재료의 설계강도, γ 는 재료안전계수이다. Eurocode 4: Part 1-2, 3.2절에서는 온도에 따른 강재 및 콘크리트의 강도저감계수 f_{θ}/f 를 테이블로 제시하고 있고, Eurocode 4: Part 1-2, 2.3절에서는 내화설계 재료안전계수 $\gamma_{M,fi}$ 를 1.0으로 제안하고 있다.

합성기둥의 유효휨강성은 다음과 같이 산정한다.

$$(EI)_{fi,eff} = \sum_j (\varphi_{a,\theta} E_{a,\theta} I_{a,\theta}) + \sum_k (\varphi_{s,\theta} E_{s,\theta} I_{s,\theta}) + \sum_m (\varphi_{c,\theta} E_{c,sec,\theta} I_{c,\theta}) \quad (13)$$

여기서, 각 층에 대하여 φ 는 열응력효과에 의한 감소계수, I 는 단면이차모멘트, E 는 재료의 탄성계수이다. 콘크리트의 경우 $E_{c,sec,\theta}$ 는 할선강성을 사용하며 $f_{c,\theta}$ 를 $\epsilon_{cu,\theta}$ 로 나누어 계산한다.

Eurocode 4: Part 1-2, 4.3.5.1절의 일반법 및 부록 H의 CFT 기둥에 관한 지침에서는 감소계수 φ 의 값을 명시하고 있지 않지만, 기본값인 1.0을 택하는 것이 관행이다.

합성기둥의 고온탄성좌굴강도 $N_{fi,cr}$ 는 다음과 같이 산정한다.

$$N_{fi,cr} = \pi^2 (EI)_{fi,eff} / l_{\theta}^2 \quad (13)$$

여기서, $l_{\theta} = KL$ 은 고온에서의 좌굴길이를 의미하며 기둥 길이 L 에 유효좌굴길이계수 K 를 곱하여 구한다. 방화구획

상·하부의 화재에 노출되지 않은 기둥의 회전구속효과를 반영하여 지붕층에서는 0.7, 중간층에서는 0.5를 사용할 수 있다(Fig. 3 참고).

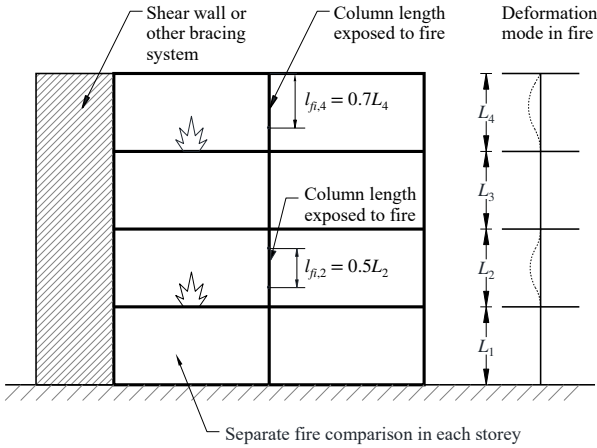


Fig. 3. Effective length factor in braced frames as recommended by Eurocode

합성기둥의 고온세장비 $\bar{\lambda}_\theta$ 는 다음과 같이 구한다.

$$\bar{\lambda}_\theta = \sqrt{\frac{N_{fi,pl,R}}{N_{fi,cr}}} \quad (15)$$

여기서, $N_{fi,pl,R}$ 은 식 (12)에 따른 값으로서 재료안전계수 γ 가 기본값인 1.0으로 반영된 것이다.

합성기둥의 고온좌굴강도는 다음과 같이 구한다.

$$N_{fi,Rd} = \chi N_{fi,pl,Rd} \quad (16)$$

여기서, 감소계수 χ 는 고온세장비 $\bar{\lambda}_\theta$ 를 Eurocode 3: Part 1-1의 좌굴곡선 'c'에 적용하여 산정한다.

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_\theta^2}} \leq 1.0 \quad (17)$$

여기서, ϕ 는 다음과 같다.

$$\phi = 0.5 \left[1 + 0.49(\bar{\lambda}_\theta + 0.2) + \bar{\lambda}_\theta^2 \right] \quad (18)$$

위의 간편계산법은 횡지지골조의 중심축력을 받는 합성기둥에 한하여 적용할 수 있으며, 편심축력 등을 받는 CFT 기둥은 Eurocode 4 부록 H의 대체 설계법을 적용해야 한다.

3. 온도분포 산정식 비교 및 고온강도 평가

3.1 화재실험결과 및 온도분포 산정식 비교

3.1.1 무피복 메가 CFT 실험개요

본 연구에서는 ㈜액트파트너에서 수행한 무피복 메가 CFT 화재실험결과^[7]중 비재하 실험 데이터를 활용하여 온도분포 산정식을 비교하였다. 실험체의 단면폭은 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm이며, 강관 두께는 순서대로 중앙 후판 15 mm, 24.6 mm, 35 mm, 모서리 강재 8 mm, 10 mm, 14 mm이다. 실험체에 사용된 강재는 탄성계수 205,000 MPa, 항복강도 315 MPa인 SM490이고, 콘크리트는 탄성계수 26,965 MPa, 압축강도 24 MPa인 일반 콘크리트이다. 실험체의 가열은 KS F 2257-1의 표준화재곡선^[8]을 따라 수행되었으며, 그 식은 아래와 같다.

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8T + 1) \quad (19)$$

여기서 T 는 가열 시간(분)이고, θ_g 는 가열로 내 평균 온도(°C)이다.

실험체의 단면 깊이에 따른 온도분포는 열전대로 측정하였으며, 온도구배가 급한 내부콘크리트 외곽층에 열전대를 30mm 간격으로 배치하였다(Fig. 4 참고). 실험결과로 얻어진 온도분포를 활용하여 화재노출시간 30분, 60분, 90분, 120분, 150분, 180분에 대해 온도분포 산정식과 비교하였다.

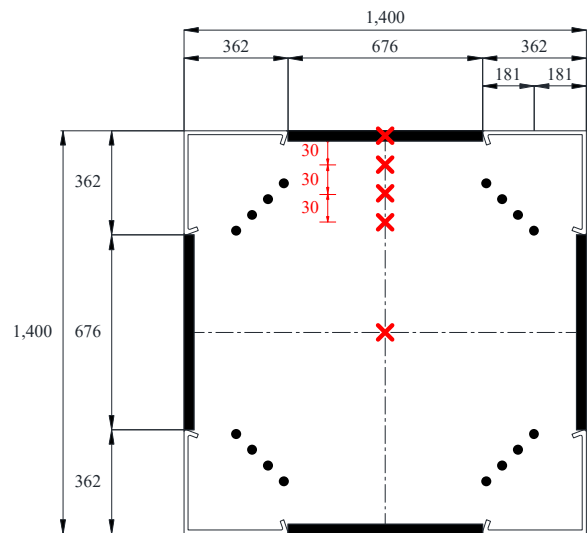


Fig. 4. 1,400×1,400 specimens: section dimensions and arrangement of thermocouples

3.1.2 온도분포 예측값 비교

LN1996과 KLA2013에 기초하여 표준화재에 노출된 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm CFT 실험체의 깊이별 온도 분포를 산정한 후 실험계측값과 비교하였다. LN1996의 경우 적용 가능한 단면폭의 최대치인 500 mm일 때의 값을 활용하였고, 화재노출시간 120분 초과에 대해서는 생략하였다. KLA2013의 경우 각형 단면을 등가 열용량을 가지는 원형 단면으로 치환하여 계산하였다.

Figs. 5-7은 순서대로 단면폭 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm 실험체의 화재노출시간 별 콘크리트 깊이에 따른 온도분포를 나타낸 것이다. 열전대로 측정하지 못한 위치의 온도는 인접한 열전대의 실험계측값을 직선보간하여 LN1996과 KLA2013으로 예측한 온도와 비교하였다. 각 그래프의 좌측 첫 번째 값은 강관 온도를 나타낸 것으로, KLA2013의 계산값은 강관 내·외부면 온도의 평균값을 사용하였다. 모든 화재노출시간에 대해 100 °C 이상인 영역에서 단면폭과 상관없이 KLA2013이 LN1996보다 더 정확하게 온도를 예측하였다. 그 정확도는 화재노출시간이 길어질수록, 단면폭이 커질수록 증가하는 경향을 보였다.

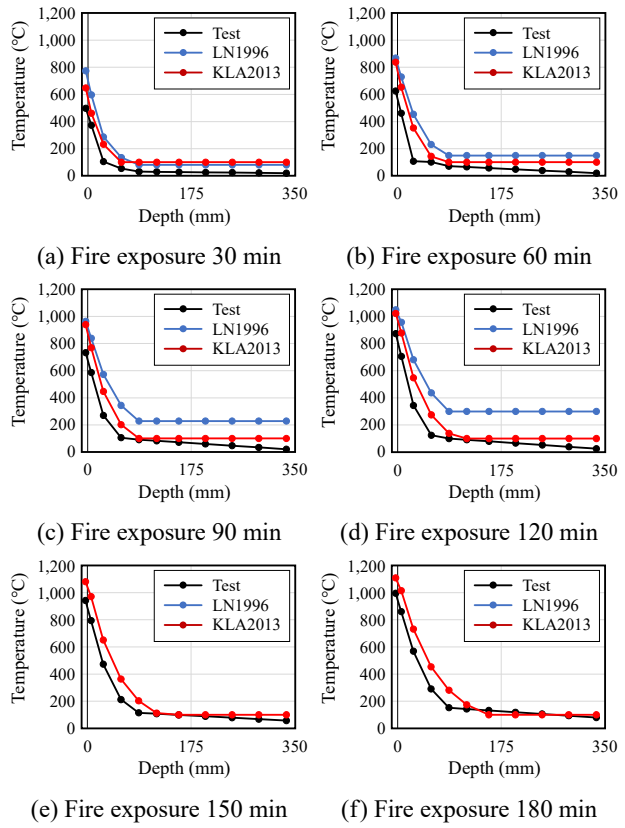


Fig. 5. Test specimen 700 mm × 700 mm

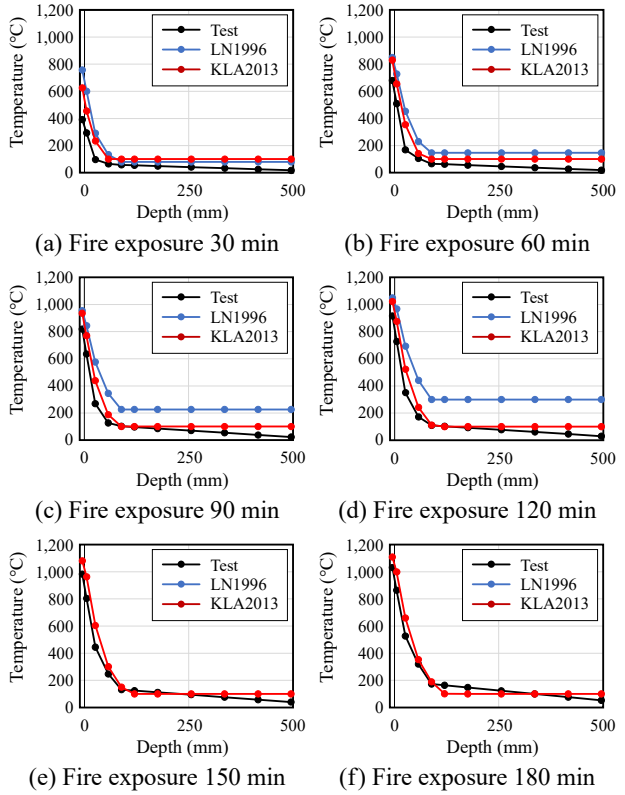


Fig. 6. Test specimen 1,000 mm × 1,000 mm

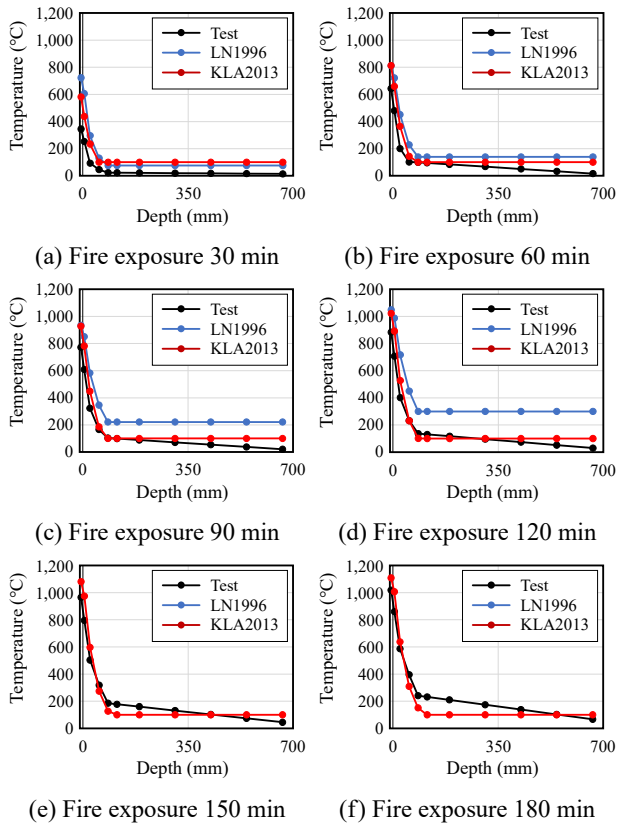


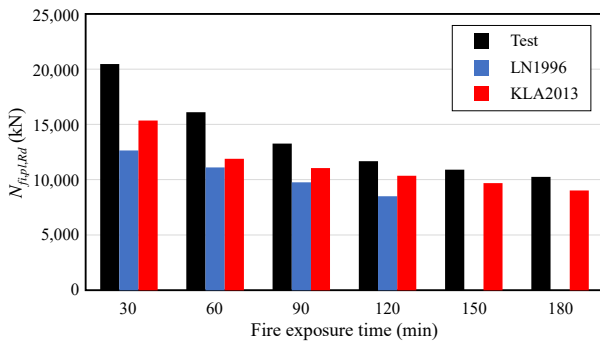
Fig. 7. Test specimen 1,400 mm × 1,400 mm

3.2 소성압축강도 비교

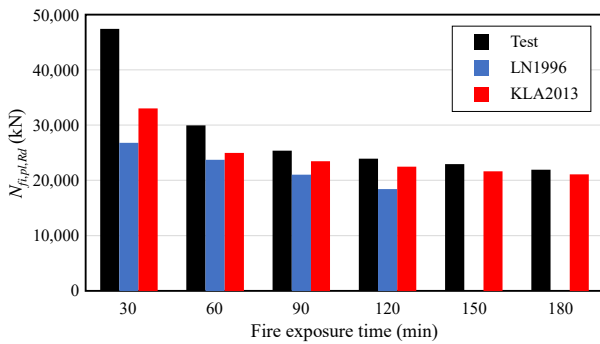
3.2.1 실험결과 및 온도분포 산정식에 따른 고온소성압축강도 비교

메가 CFT 기둥의 온도분포 산정식들을 고온강도 산정에 적용할 수 있는지 검증하였다. 먼저 Eurocode 4: Part 1-2의 고온소성압축강도($N_{fi,pl,Rd}$) 산정 방법에 실험계측온도, LN1996 예측온도, KLA2013 예측온도를 적용하여 정확도를 비교하였다.

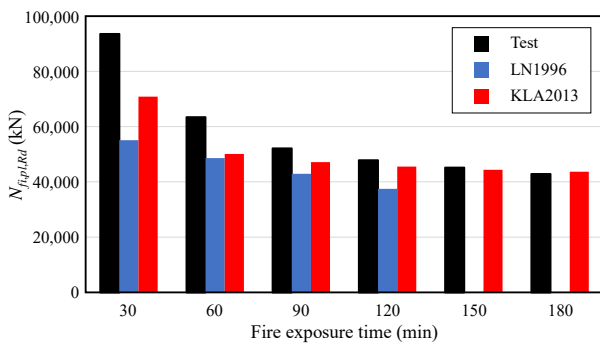
Fig. 8은 화재노출시간에 따른 고온소성압축강도의 변화를 실험체별로 나타낸 그래프이다. 그래프 개체의 왼쪽부터



(a) Test specimen 700x700



(b) Test specimen 1,000x1,000



(c) Test specimen 1,400x1,400

Fig. 8. $N_{fi,pl,Rd}$ depending on fire exposure time

실험계측온도, LN1996 예측온도, KLA2013 예측온도로 계산한 고온소성압축강도를 나타낸다. 실험계측온도로 계산한 강도와 비교했을 때, KLA2013의 예측온도를 반영한 것이 LN1996 예측온도로 계산한 것보다 정확하였으며 화재 노출시간이 길어질수록 정확도가 증가하였다.

Table 4는 KLA2013의 고온소성압축강도 예측 정확도를 검증하기 위해 실험계측온도로 계산한 강도 대비 KLA2013으로 계산한 강도의 비율을 표로 나타낸 것이다. 화재노출 시간 120분 이후 KLA2013의 고온소성압축강도 예측 정확도는 단면폭 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm 실험체 순서대로 88.8 %, 94.0 %, 95.3 % 이상으로 나타났다. 예측 정확도는 단면이 클수록, 화재노출시간이 길어질수록 증가하였다.

메가 CFT의 온도분포 예측값 비교와 고온소성압축강도 예측값 비교를 통하여 선행연구에서 CFT 단면폭 1,000 mm 이하까지 검증되었던 KLA2013을 단면폭 1,400 mm 또는 그 이후까지도 적용 가능함을 확인하였다.

Table 4. Ratio of $N_{fi,pl,Rd}(KLA2013)$ to $N_{fi,pl,Rd}(test)$

Size (mm)	FR (min)					
	30	60	90	120	150	180
700	0.750	0.738	0.833	0.888	0.888	0.880
1,000	0.697	0.834	0.925	0.940	0.943	0.961
1,400	0.757	0.791	0.905	0.953	0.981	1.018

3.2.2 소성압축강도 유지 비율

Table 5는 메가 CFT의 상온소성압축강도($N_{pl,Rd}$) 대비 KLA2013으로 계산한 고온소성압축강도($N_{fi,pl,Rd}$)의 비율을 화재노출시간과 실험체의 단면폭에 따라 나타낸 것이다 ($N_{fi,pl,Rd}/N_{pl,Rd}$). 화재노출시간 120분에서 메가 CFT의 소성강도 유지 비율은 단면폭 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm 실험체 순서대로 44.9 %, 47.3 %, 48.7 %로 감소하였고, 화재노출시간 180분에서는 39.2 %, 44.4 %, 46.7 %로 감소하였다.

Table 5. Ratio of $N_{fi,pl,Rd}(KLA2013)/N_{pl,Rd}$

Size (mm)	FR (min)					
	30	60	90	120	150	180
700	0.666	0.515	0.479	0.449	0.420	0.392
1,000	0.695	0.525	0.494	0.473	0.455	0.444
1,400	0.757	0.536	0.504	0.487	0.474	0.467

3.3 고온좌굴을 고려한 강도 비교

메가 CFT 기둥의 경우 단면폭이 일반적인 기둥에 비해 크기 때문에 인접한 부재들의 유효 강성이 기둥에 비해 작아 유효한 회전 구속을 제공하지 못할 가능성이 존재한다. 따라서 본 연구에서는 유효좌굴길이의 양 극단값인 0.5와 1.0 모두에 대해서 고온좌굴강도를 계산한 후 메가 CFT의 무피복 내화설계 가능성을 평가하였다.

3.3.1 유효좌굴길이별 메가 CFT 기둥의 고온좌굴강도

Table 6는 회전 구속 효과를 유리하게 보아 유효좌굴길이를 0.5로 두었을 때 메가 CFT의 상온소성압축강도($N_{pl,Rd}$) 대비 KLA2013으로 계산한 고온좌굴강도($N_{fi,Rd}$)의 비율을 화재노출시간과 실험체의 단면폭에 따라 나타낸 것이다. 길이 효과를 고려하여 세장비(기둥길이/단면폭)는 5.0으로 두었다. 단면폭 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm 실험체 순서대로 화재노출시간 180분에서 하중비 38.6%, 43.9%, 46.2%를 확보하는 것으로 나타났다.

Table 6. Ratio of $N_{fi,Rd}$ (KLA2013) to $N_{pl,Rd}(l_{\theta} = 0.5L)$

Size (mm)	FR (min)					
	30	60	90	120	150	180
700	0.666	0.515	0.479	0.449	0.418	0.386
1,000	0.688	0.520	0.489	0.468	0.451	0.439
1,400	0.749	0.530	0.499	0.482	0.469	0.462

Table 7은 위 조건에서 회전 구속 효과를 불리하게 보아 유효좌굴길이를 1.0으로 하였을 때를 나타낸 것이다. 단면폭 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm 실험체 순서대로 화재노출시간 180분에서 하중비 34.0%, 39.4%, 42.1%를 확보하는 것으로 나타났다. 화재노출시간 180분을 기준으로 했을 때 Tables 6-7에서 확인할 수 있듯이, 유효좌굴길이계수 $K=0.5$ 및 1.0에 따른 고온좌굴강도의 차이는 10% 내외로서 그리 크지는 않은 것으로 보인다.

Table 7. Ratio of $N_{fi,Rd}$ (KLA2013) to $N_{pl,Rd}(l_{\theta} = 1.0L)$

Size (mm)	FR (min)					
	30	60	90	120	150	180
700	0.631	0.477	0.439	0.404	0.371	0.340
1,000	0.656	0.484	0.451	0.428	0.408	0.394
1,400	0.721	0.496	0.463	0.444	0.429	0.421

3.4 하중비 확보를 위한 내화철근비 계산

메가 CFT 기둥의 경우 고층 건물의 주요 구조 부재로서 일반적인 기둥보다 큰 중력하중을 받게 되어 하중비가 높게 설계될 가능성이 크다. 화재노출시간 180분에서 메가 CFT 기둥의 고온좌굴강도($N_{fi,Rd}$)가 상온소성압축강도($N_{pl,Rd}$)의 60% 수준까지 확보되면 무피복내화설계가 가능한 것으로 가정하여 이에 필요한 철근비를 계산해보았다. 철근의 온도는 배근 위치의 콘크리트 온도와 동일하다고 가정하였다.

무피복 메가 CFT 내화실험 결과, 단면폭 700 mm 이상의 메가 CFT 기둥의 경우 콘크리트 깊이 70 mm 이상에서는 화재노출시간 180분에서 온도가 400 °C 이하로 유지되는 것으로 나타났다. 열간 압연 철근의 경우 400 °C까지 재료 항복강도의 저감 없이 강도 계산이 가능하므로 메가 CFT 내부 콘크리트 깊이 70 mm 안쪽에 철근을 배근하였다(Fig. 9 참고). Table 8은 Eurocode 4: Part 1-2, 4.2.3절에서 제시한 최소 철근비를 고려하여 철근비 ρ 를 6%로 했을 때 메가 CFT의 상온소성압축강도($N_{pl,Rd}$) 대비 KLA2013으로 계산한 고온좌굴강도($N_{fi,Rd}$)의 비율을 계산한 것이다. 내화철근의 항복강도는 500 MPa, 탄성계수는 200,000 MPa로 설정하였다. 이 경우 화재노출시간 180분에 하중비 약 60%를 확보하는 것으로 나타났다.

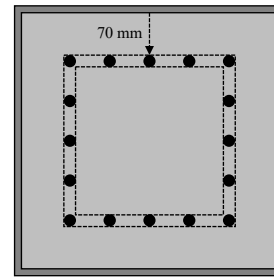


Fig. 9. Placement of fire rebars for unprotected fire design of CFT columns

Table 8. Ratio of $N_{fi,Rd}$ (KLA2013) to $N_{pl,Rd}(\rho = 6\%)$

K	Size (mm)	$\rho = 0$	→	$\rho = 0.06$
0.5	700	0.386	→	0.616
	1,000	0.439		0.641
	1,400	0.462		0.654
1.0	700	0.340	→	0.577
	1,000	0.394		0.613
	1,400	0.421		0.631

Fire exposure time: 180 min, $L/D = 5.0$

4. 요약 및 결론

본 연구에서는 메가 무피복 CFT 기둥 표준화재실험 데이터를 기반으로 유럽에서 널리 사용되어온 Lawson과 Newman의 방법(LN1996)과 Koo *et al.*에 의해 국내에서 최근에 개발된 온도예측법(KLA2013)의 신뢰도를 평가하였다. 또한 화재노출시간에 따른 메가 CFT 기둥 부재의 고온소성강도 및 고온좌굴강도를 분석하여 무피복내화설계의 구현 가능성을 검토하였다. 본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 기둥의 단면폭과 상관없이 모든 화재노출시간에서 KLA2013이 LN1996보다 정확한 온도를 예측하였으며, 그 정확도는 화재노출시간이 길어질수록 증가하였다.
- (2) Eurocode 4: Part 1-2의 합성기둥 고온강도 산정방법에 기반하여 실험계측온도, LN1996 예측온도, KLA2013 예측온도를 토대로 산정된 고온소성압축강도 및 고온좌굴강도를 비교하였다. 먼저 고온소성압축강도에 대해서는 KLA2013의 예측온도를 반영한 것이 LN1996 예측온도로 계산한 것보다 실험계측값에 더 근접하였으며, 화재노출시간이 길어질수록 정확도가 증가하였다. KLA2013의 고온소성압축강도 예측 정확도는 화재노출시간 120분 이후 단면폭 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm 실험체 순서대로 88.8%, 94.0%, 95.3% 이상으로 나타났으며 단면이 클수록, 화재노출시간이 길어질수록 증가하였다.
- (3) 메가 CFT 기둥의 상온소성강도 대비 강도유지비율은 단면폭 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm 실험체에 대해 각각 화재노출시간 120분에서 44.9%, 47.3%, 48.7%, 화재노출시간 180분에서 39.2%, 44.4%, 46.7% 수준으로 유지되었다. 단면폭이 커질수록 화재노출시간의 증가에 따른 강도저하가 미미함을 알 수 있다.
- (4) 세장비(기둥길이/단면폭) 5.0에 대해 화재노출시간 및 단면폭에 따른 고온좌굴강도를 계산하였다. 회전 구속 효과를 유리하게 보아 유효좌굴길이계수를 0.5로 둔 경우(즉 $K = 0.5$) 단면폭 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm 실험체 순서대로 화재노출시간 120분에 하중비 44.9%, 46.8%, 48.2%, 화재노출시간 180분에 하중비 38.6%, 43.9%, 46.2%를 견디는 것으로 나타났다. 즉 $K = 0.5$ 인 경우 좌굴을 고려하더라도

고온소성압축강도 대비 강도저하가 거의 무시할 만한 정도이다.

- (5) 회전 구속 효과를 충분치 않게 보고 유효좌굴길이계수를 1.0으로 둔 경우(즉 $K = 1.0$) 단면폭 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm 실험체 순서대로 화재노출시간 120분에 하중비 40.4%, 42.8%, 44.4%, 화재노출시간 180분에 하중비 34.0%, 39.4%, 42.1%를 확보하는 것으로 나타났다.
- (6) 세장비(기둥길이/단면폭) 5.0 수준의 메가 CFT 기둥의 경우 화재노출시간 180분을 기준으로 했을 때, 유효좌굴길이계수 0.5 및 1.0에 따른 하중비 확보 차이는 10% 내외로서 그리 크지는 않은 것으로 보인다.
- (7) 표준화재 노출시간 180분에서 고온좌굴강도가 상온소성압축강도의 60% 수준까지 확보되는 내화철근량을 다양한 조건에서 산정하였다(상세조건은 Table 8 참고). 대략 6% 내화철근을 배근하면 하중비 60% 수준의 메가 CFT 기둥을 무피복으로 내화설계할 수 있음이 확인되었다. 본 연구의 결과는 향후 간편계산법(simple calculation method)에 의한 성능기반내화설계에 활용가능하다.

참고문헌(References)

- [1] 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] Ahn, J.K., and Lee, C.H. (2014) Evaluation of Fire Resistance of Unprotected Concrete-Filled Rectangular Steel Tubular Columns Under Axial Loading, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.4, pp.323-334 (in Korean).
- [3] Lawson, R.M., and Newman, G.M. (1996) *Structural Fire Design to EC3 & EC4 and Comparison with BS5950*, Technical Report (SCI Publication 159), The Steel Construction Institute, UK.
- [4] Wang, Y.C. (2002) *Steel and Composite Structures: Behaviour and Design for Fire Safety*, Spon Press/Taylor & Francis, USA.
- [5] Koo, C.H., Lee, C.H., and Ahn, J.K. (2013) Prediction of Temperature Distribution to Evaluate Axial Strength

- of Unprotected Concrete-Filled Steel Tubular Columns Under Fire, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.6, pp.587-599 (in Korean).
- [6] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures, Part 1-2: General Rules - Structural Fire Design* (EN 1994-1-2), Belgium.
- [7] ACT Partner, et al. (2018) *Development of Structural Systems for Built-up Composite Mega Column Under High Axial Force with 1 Meter Width: The Final Report*, Research Report, Ministry of Land, Infrastructure and Transport, Korea (in Korean).
- [8] Korean Agency for Technology and Standards (2019) *Methods of Fire Resistance Test for Elements of Building Construction - General Requirements* (KS F 2257-1: 2019), Korea (in Korean).

요 약: 본 연구에서는 표준화재에 노출된 무피복 CFT 합성기둥의 온도예측에 사용될 수 있는 3가지 대표적 접근법을 리뷰하고, 최근에 수행된 메가 CFT 부재 비재하가열 시험결과를 토대로 신뢰도를 평가하였다. 구-이-안(2013)의 방법이 Lawson-Newman(1996), Wang(2002)의 방법에 비해 적용범위가 넓고 예측의 정확도 또한 높았다. 그 정확도는 화재노출시간이 길어질수록 증가하였다. 단면폭 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm 메가 CFT 기둥의 180분 표준화재 노출 후의 고온소성압축강도는 각각 상온강도의 39 %, 44 %, 47 % 수준으로 유지되었다. 고온에서의 유효좌굴길이계수 K 를 보수적으로 1.0으로 가정해도 단면폭 700 mm, 1,000 mm, 1,400 mm CFT 기둥(세장비 $L/D = 5$)의 화재노출시간 180분에 대한 고온좌굴강도는 상온강도의 34.0 %, 39.4 %, 42.1 % 수준으로서 고온좌굴에 의한 소성강도저하는 10 % 정도에 불과하다($K = 0.5$ 에 대한 경우 같은 조건에서 고온좌굴에 의한 강도저하는 무시할 만하다). 6 % 내외의 내화 철근을 배근하면 하중비 60 % 수준의 메가 CFT 기둥을 무피복으로 내화설계할 수 있음이 확인되었다. 본 연구의 결과는 향후 간편 계산법에 의한 성능기반내화설계에 활용가능하다.

핵심용어: 무피복내화설계, 콘크리트충전강관기둥, 온도예측, 표준화재, 간편계산법, 성능기반내화설계
