

# SC 합성기둥의 내화성능에 대한 해석연구

## Analytical Study on the Fire Resistance of SC Composite Column

임 윤 희<sup>1)</sup> · 강 성 덕<sup>2)</sup> · 오 명 호<sup>3)</sup> · 김 명 한<sup>4)</sup> · 김 상 대<sup>5)</sup>

Lim, Yoon Hee · Kang, Seong Deok · Oh, Myoung Ho · Kim, Myeong Han · Kim, Sang Dae

**요약** : 기존 합성기둥의 장점을 유지하면서 콘크리트 충전 시 거푸집 공사의 절감과 충전상태의 육안 확인이 가능한 철골 콘크리트 합성기둥(이하 SC 합성기둥)에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. SC 합성기둥은 콘크리트가 철골의 웨브를 둘러싸고 있어 화재 발생시 높은 열이 웨브까지 전달되는 시간을 지연시켜 뛰어난 내화성능을 가질 것으로 예상할 수 있다. 본 연구에서는 SC 합성기둥에 대해 열전달 해석을 수행하였고, 이를 바탕으로 P-M 상관 곡선을 이용하여 내화성능을 평가를 하였고, 이때의 해석변수는 콘크리트 면적비와 내화피복두께로 하였다. 또한 열전달 해석 방법을 검증하기 위해서 실제 수행된 실험 결과와 비교하여 이의 적절성을 검증하였다.

**ABSTRACT** : The steel-concrete composite column (i.e., the SC composite column) supports large-gravity loads and simplifies the installation and removal of the work in pouring the concrete. The column takes advantage of the in-plant prefabrication of steel, the speed of erection of a steel structure, and the fire resistance of steel. This paper presents the results of a parametric study using heat transfer analysis and a P-M interaction curve, and compares these results with the experimental results to check the accuracy of the proposed parametric studies. The parametric studies, such as the study of the concrete ratio of an area and the fire protection thickness, provide information on the fire resistance of SC composite columns.

**핵심용어** : SC 합성기둥, 열전달 해석, KS 표준시간-가열온도 곡선, 콘크리트 면적비, 내화피복 두께, P-M 상관 곡선

**KEYWORDS** : Steel-Concrete Composite Column, Heat Transfer Analysis, KS standard time-heating temperature curve, Concrete Area Ratio, Fire Protection Thickness, P-M Interaction Curve

## 1. 서론

### 1.1 연구배경 및 목적

최근 국내에 시공되는 도심의 공동주택, 상가 및 사무실 건축물은 대지 사용을 극대화하기 위하여 초고층화 되고 있는 추세이다. 일반적으로 기존의 철근 콘크리트 구조는 경제적이지만, 현장에서 숙련공이 요구되고 작업 공정이 비효율적이며 부재가 차지하는 면적이 크다는 단점을 가지고 있다. 또한 철골 구조는 공기 단축의 효과와 부재의 장대화로 외관상 우수하다는 장점은 있지만 내화성능 면에서 경제적으로 불리한 구조 시스템이다. 이와 같은 기존 구조의 단점을 극복하고자 다

양한 합성 구조 시스템이 개발되고 있으며, 이는 철골과 철근 콘크리트의 재료적 특성을 충분히 활용하여 우수한 구조적 성능뿐만 아니라 화재에 대한 내화 성능을 발휘할 수 있기 때문에 효과적이고 경제적인 구조 시스템으로 주목받고 있다.

최근 유럽, 북미, 일본 등의 지역에서 기존의 합성기둥들이 가지는 내력 상승, 내화성, 방청 효과뿐만 아니라 거푸집 공사의 절감으로 인한 공사 기간 단축이 가능하고, 충전 상태의 육안 확인도 용이한 철골-콘크리트 합성기둥(Steel-Concrete Composite Column; 이하 SC 합성기둥)에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. (김대곤 등 2001, 이환수 등 2003, R. Tremblay 2002) SC 합성기둥은 웨브가 콘크리트로 보호되어 있어 화재 발생시 높은 열이 웨브까지 전달되는 시간이 지

1) 정회원, (주)동양구조안전기술 구조공학시스템연구소 연구원(hee01@dysec.co.kr)  
2) 정회원, 고려대학교 대학원 건축공학과 박사과정(arp96sdk@hanmail.com)  
3) 정회원, 목포대학교 건설공학부 전임강사, 공학박사(ohmho@mokpo.ac.kr)  
4) 정회원, 대전대학교 건축공학과 전임강사, 공학박사(mhk314@daejin.ac.kr)  
5) 교신저자, 정회원, 고려대학교 건축공학과 교수, 공학박사  
(Tel.: 02-3290-3743, Fax.: 02-921-2439, E-mail: sdk@korea.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2007년 12월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

연되어 우수한 내화성능이 예상되지만, 아직 내화성능에 대한 연구는 미흡한 실정이다. (G. M. Newman 1992, J. R. sharples 외 1994) 이에 본 논문에서는 상승된 온도에서 부재의 내력해석을 통해 SC 합성기둥의 내화성능을 평가하기 위한 기초 자료를 제시하고자 한다.

### 1.2 연구방법

KS F 2257-1(1999) 표준시간-가열온도 곡선(이하 KS 표준시간-가열온도 곡선)에 대하여 범용 유한요소 프로그램인 ANSYS 10.0을 이용하여 열전달 해석을 수행하였고 실제로 수행된 실험 결과와 비교하여 해석 모델링 및 해석결과의 적절성을 검증하였다. 검증된 해석방법을 바탕으로 SC 합성기둥의 온도에 영향을 미칠 수 있는 변수요소에 대하여 열전달 해석을 수행하고, Eurocode에서 제시한 P-M 상관 곡선을 이용하여 상승된 온도에 따른 부재 강도를 분석하여 SC 합성기둥의 내화성능을 평가하였다.

## 2. SC 합성기둥

철골과 콘크리트의 합성기둥으로, 기존의 SRC 기둥(Steel Reinforced Concrete Column, 그림 1(a))은 철골 공사에 비해 복잡한 철근 배근과 거푸집 공사 등에 많은 인력, 비용, 시간 등을 필요로 하는 구조 시스템이다. 또 CFT 기둥(Concrete Filled Steel Tube Column, 그림 1(b))은 내부에 충전된 콘크리트가 외부 강관의 국부 좌굴을 억제하고, 내부의 콘크리트가 외부 강관의 구속에 의해 콘크리트의 내력을 상승하게 하는 것으로 단면의 증가 없이도 부재의 내력을 증가시킬 수 있는 시스템이다. (정경수 외 1997,2000, Lin-Hai Han 외 2005) 그러나 내부 콘크리트 충전이 어렵고, 충전 상태를 육안으로 확인할 수 없다.

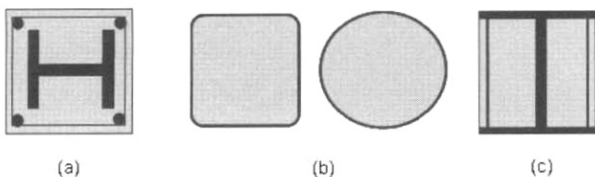


그림 1. 일반적인 합성기둥의 형태 :  
(a) SRC 기둥 (b) CFT 기둥 (c) SC 합성기둥

SC 합성기둥은 그림 2와 같이 H-형강 철골 플랜지 사이의 양면에만 시스템 거푸집을 사용하여 콘크리트를 채운 철골의 플랜지 2면과 콘크리트 2면으로 기둥의 4면을 구성하도록 한 합성부재이다. 이러한 SC 합성기둥은 철골과 콘크리트의 재

료적 특성을 충분히 활용하여 철골기둥에 비해 단면의 내력을 증가시킴으로 철골물량을 줄일 수 있는 장점을 가지고 있다. 또한, SRC 기둥에서 요구되는 철골 외부의 주근 및 후프의 배근을 없애고, 거푸집 공사의 절감 및 간략화로 공사기간을 단축시킬 수 있는 장점이 있다. 그리고 내부 콘크리트는 압축하중을 철골과 분담하여 기둥 단면의 압축내력을 증대시키므로 콘크리트에 비해 상대적으로 값이 비싼 철골의 물량을 감소시키며, 기둥의 열용량이 증가되어 내화 성능을 향상시킬 수 있는 시스템이기도 하다. 현재 SC 합성기둥에 대해 구조적인 실험·해석연구(김성재 외 2002, 오명호 외 2005, Y. C. Wang 2002, R. Tremblay 2002)가 활발히 진행된 상태이지만, 내화성능에 대한 연구가 미흡한 실정이므로 내화성능을 검증할 필요성이 요구된다.

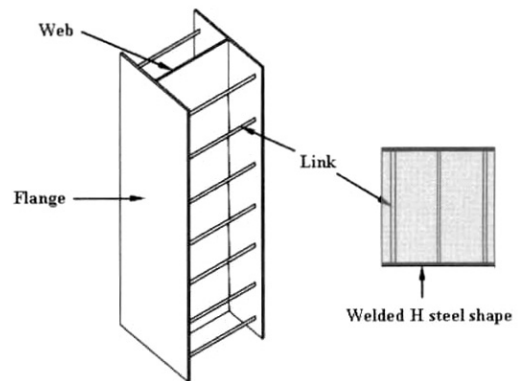


그림 2. SC 합성기둥의 형태

## 3. SC 합성기둥의 열전달 해석

### 3.1 열전달 해석 개요

본 연구에서 SC 합성기둥의 열전달 해석은 범용 유한요소 프로그램인 ANSYS 10.0을 이용하여 KS 표준시간-가열온도 곡선에 대해 수행하였다.

SC 합성기둥은 재료의 열적 특성을 나타내는 비열과 열전도율은 온도에 따른 함수로 비선형해석을 수행한다. 본 연구에서 강재와 콘크리트의 열적 특성은 Eurocode 4 Part 1, 2(ENV, 1994)를 이용하였다.

열전달 해석(정상진 2003)은 기둥의 4면이 화재에 동일하게 노출되어 있다는 가정 하에 2차원 해석을 수행하였고 이때 PLANE 55 와 SURF 151 요소를 사용하였다. PLANE 55는 4개의 노드를 가진 2차원 평면 요소로서 콘크리트와 철골의 구성요소이다. 부재가 열원으로부터 열을 전달받게 될 때, 열원은 추가절점(Extra Node)을 이용하여 모델링하고, KS 표준시간-가열온도 곡선에 의한 온도상승을 적용하였으

며, 이때 초기온도는 20°C로 하였다. 기둥의 4면이 동시에 동일한 화재를 받는 열표면 효과를 구현하기 위해 SURF 151 요소를 적용하였다. 이 요소는 시간-온도 함수를 이용하여 2차원 열전달 해석에 적용될 수 있는 요소이다. 이 두 가지 요소를 이용한 SC 합성기둥의 모델링은 그림 3과 같다.

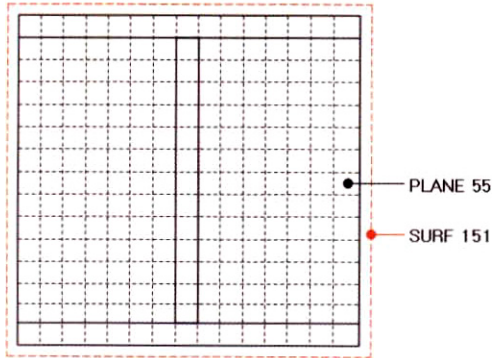


그림 3. PLANE 151과 SURF 151 요소를 사용한 모델링

대부분의 국가에서 건축물의 내화설계에 두루 적용할 수 있는 표준화된 화재시험방법을 개발하여 사용하고 있는데, 그 국제기준이 ISO 표준화재 곡선, 즉 ISO 834이다. 우리나라 역시 내화성능을 입증하기 위한 시험에서 이 ISO 표준화재 곡선을 사용하고, 국내 KS규격의 F2257-1에서 나타내고 있다. 따라서 본 연구에서도 KS 표준시간-가열온도 곡선을 사용하였고, 식 (1)과 같다. 여기서  $t$ 는 시간이고,  $T_0$ 는 초기 온도이다. (그림 4)

$$T = 345 \log_{10}(8t + 1) + T_0 \quad (1)$$

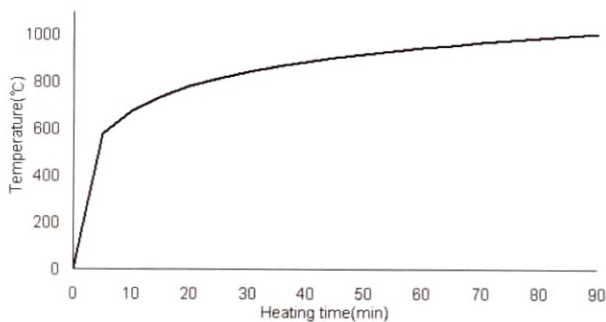


그림 4. KS 표준시간-가열온도 곡선

ISO 834 표준화재 곡선을 이용한 60분 화재에 대한 SC 합성기둥의 열전달 해석 결과를 그림 5에서 제시하였다. 철골의 플랜지의 온도가 가장 높고, 웨브는 콘크리트의 피복효과로 인해 가장 낮은 온도분포를 나타내고 있다.

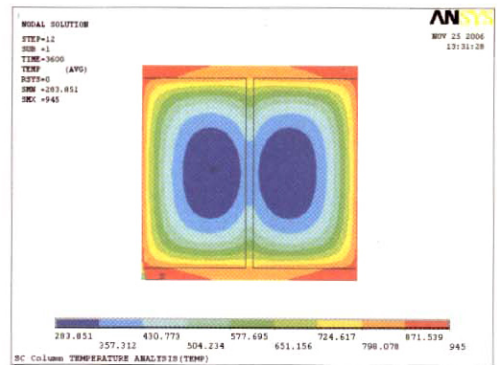


그림 5. SC 합성기둥의 열전달 해석 결과 (ANSYS)

### 3.2 열전달 해석의 검증

열전달 해석의 적절성을 검증하기 위해서, 본 연구에서는 실제 수행된 SC 합성기둥의 내화실험 결과(김상대 외 2007)와 비교하였다. SC 합성기둥 내화실험 연구의 실험체는 표 1과 같다.

표 1. 실험체 일람표

실험체명	단 면	피복두께(mm)	실험시간(분)
SCF-B	H250×250×9×14	none	38분
SCF-D	H190×190×12×6	none	35분
SCF-E	H300×300×12×6	none	58분
SCF-F	H250×250×9×14	22	180분
SCF-G	H250×250×9×14	44	180분

국내 KS 기준(KS F 2257-7, 2006)에 따라 실험체에 설치한 열전대 게이지 위치에서 실험과 해석의 온도를 비교하였고, 게이지 위치는 그림 6과 같다. 열전달 해석 수행 시 내화실험과 동일한 초기온도를 적용하였다.

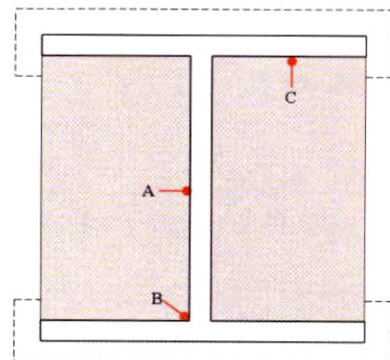


그림 6. 실험체의 열전대 게이지 위치

해석과 실험의 온도결과를 그림 7~11과 같이 나타내었다.

비교한 실험과 해석 결과 그래프를 살펴보면, 각 게이지 위치에서의 해석과 실험의 온도차이가 작음을 알 수 있다. 더 정확한 비교를 위해 표 2에서와 같이 각 실험체의 해석과 실험 결과를 분단위의 오차를 평균을 내어서 나타내었다.

표 2. 비교한 해석과 실험 결과의 오차

실험체명	단 면	게이지 위치		
		A (%)	B (%)	C (%)
SCF-A	H250×250×9×14(none)	6.9	9.8	8.1
SCF-D	H190×190×12×6(none)	5.2	8.7	8.6
SCF-E	H300×300×12×6(none)	1.9	7.2	0.7
SCF-F	H250×250×9×14(22mm)	6.7	8.7	6.5
SCF-G	H250×250×9×14(44mm)	7.2	11.2	3.4

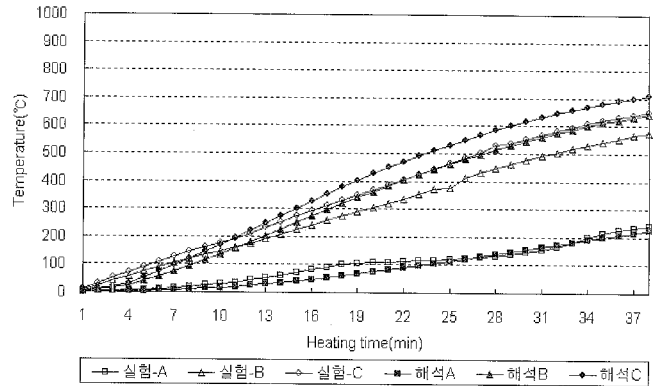


그림 7. 실험체 SCF-B의 온도결과 비교

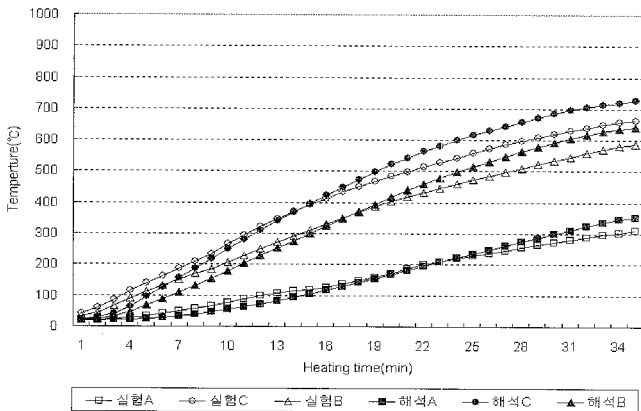


그림 8. 실험체 SCF-D의 온도결과 비교

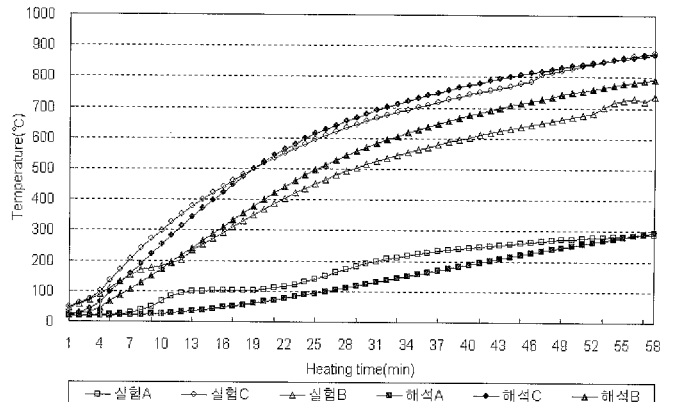


그림 9. 실험체 SCF-E의 온도결과 비교

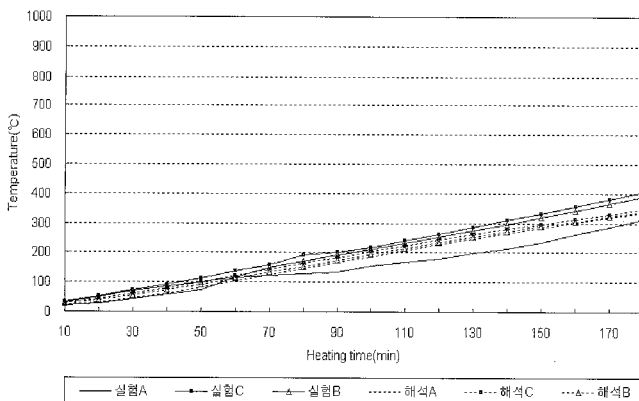


그림 10. 실험체 SCF-F의 온도결과 비교

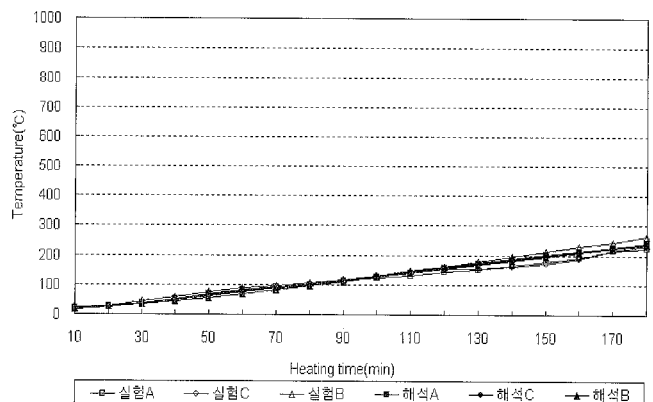


그림 11. 실험체 SCF-G의 온도결과 비교

실험결과와 오차가 10%를 넘지 않아 본 논문에서 사용된 열전달 해석방법이 적절하다고 판단된다. 비교 오차가 10%를 넘는 실험체 SCF-G의 B게이지는 시공상의 오차로 인해 온도가 갑자기 상승한 것으로 판단된다. 따라서 본 연구에서 적용한 열전달 해석방법의 적절성이 검증되었다고 판단된다.

표 2에서 실험체 SCF-G의 B게이지를 제외하면 해석결과와 실험결과와 오차가 10%를 넘지 않아 본 논문에서 사용된 열전달 해석방법이 적절하다고 판단된다. 비교 오차가 10%를 넘는 실험체 SCF-G의 B게이지는 시공상의 오차로 인해 온도가 갑자기 상승한 것으로 판단된다. 따라서 본 연구에서 적용

한 열전달 해석방법의 적절성이 검증되었다고 판단된다.

#### 4. SC 합성기둥의 내화성능 평가

화재 발생시 부재의 구조적 성능은 상승된 온도에 의해서 저감되기 때문에, 온도상승에 따른 부재의 내화성능 평가가 필요하다. 따라서 본 연구에서는 열전달 해석 결과를 바탕으로 P-M 상관곡선을 이용하여, SC 합성기둥의 내화성능을 평가하였다. 열전달 해석은 앞에서 서술한 ANSYS 열전달 해석방법을 이용하였고, P-M 상관곡선은 Eurocode 4 Part 1.1(ENV, 1994)에서 제시한 식을 이용하였다. 또한 SC 합성기둥의 내화성능에 영향을 미칠 것으로 예상되는 주요 변수로는 콘크리트 면적비, 즉 전체단면에서 콘크리트가 차지하는 면적의 비와 내화피복재의 두께에 대해 분석하였다.

##### 4.1 열전달 해석

내화성능 평가를 위한 열전달 해석은 콘크리트 면적비와 내화피복 두께를 변수로 하여 수행하였다. 해석모델은 H300×300 단면을 기준으로 콘크리트 면적비가 SC 합성기둥 전체 면적의 82%, 87%, 92%에 해당되는 단면을 선택하였고, 표 3에서 나타내었다.

표 3. 콘크리트 면적비에 대한 해석모델

모델명	단 면	콘크리트 면적비 (%)
SC1	H300×300×18×18	82
SC2	H300×300×10×15	87
SC3	H300×300×8×8	92

내화피복 두께에 대해서는, 뉴-하이코트 SP(밀도: 370 kg/m<sup>3</sup>, 열전도율: 0.043 W/m·°C)를 사용하였고, 내화피복재의 요구 성능에 따라 3시간 요구 피복 두께인 44mm를 기본으로 이보다 작은 11mm, 22mm, 33mm의 내화피복 두께에 대한 내화성능을 비교하였다. 내화피복 두께에 대한 해석모델은 표 4에서 나타내었다.

표 4. 피복두께에 대한 해석모델

모델명	단 면	피복두께 (mm)
SC2	H300×300×10×15	none
SC4	H300×300×10×15	11
SC5	H300×300×10×15	22
SC6	H300×300×10×15	33
SC7	H300×300×10×15	44

콘크리트 면적비를 변수로 한 열전달 해석은 ISO 834곡선을 이용하여 화재시간 60분에 대해서 수행하였으며, 그 결과를 그림 9에 나타내었다. 화재 발생이후(60분)의 온도결과를 나타내는 표 5를 살펴보면, 콘크리트 면적비가 가장 큰 SC3의 웨브 온도가 가장 낮고 SC1의 웨브 온도가 가장 높음을 알 수 있다. 이는 콘크리트 면적비가 클수록 콘크리트의 축열성에 의해서 웨브의 온도가 낮아짐을 알 수 있다. 그러나 각 플랜지의 온도는 콘크리트 면적비가 클수록 온도가 가장 높음을 알 수 있다. 이는 콘크리트 면적비와는 무관하게, 열원에 직접 닿는 철골의 플랜지의 두께에 따른 차이로 판단된다. 동일한 열적 성능을 가지고 있는 철골이 동일한 화재동안에 열을 담을 수 있는 부피의 차이 때문이라고 판단된다. 즉, 두께가 가장 얇은 8mm를 가진 SC3모델에서 철골의 플랜지의 온도가 가장 높음을 알 수 있고, 따라서 화재에 노출된 철골 플랜지의 두께가 두꺼울수록 동일한 화재시간에 대해 온도상승이 낮음을 알 수 있다.

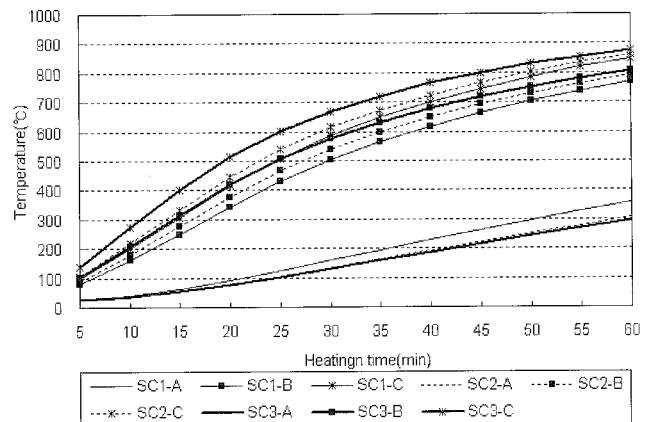


그림 12. 콘크리트 면적비에 대한 열전달 해석 결과

표 5. 콘크리트 면적비에 대한 열전달 해석결과 (60분 화재)

모델명	단 면	60분 이후 온도결과(°C)		
		A	B	C
SC1	H300×300×18×18	357.1	769.9	847.9
SC2	H300×300×10×15	305.2	792.2	860.6
SC3	H300×300×8×8	294.5	807.4	877.0

내화피복 두께를 변수로 한 열전달 해석의 결과는 화재시간 180분(3시간)에 대한 결과로써, 그림 10에 나타내었다. 화재 발생 이후(3시간)의 온도결과를 표 6에 나타내었다. 피복을 한 해석모델 모두가 피복을 하지 않은 SC2의 온도결과보다 현저히 낮고, 강재의 허용기준인 538°C보다 모두 낮은 온도 결과를 가짐을 알 수 있다.

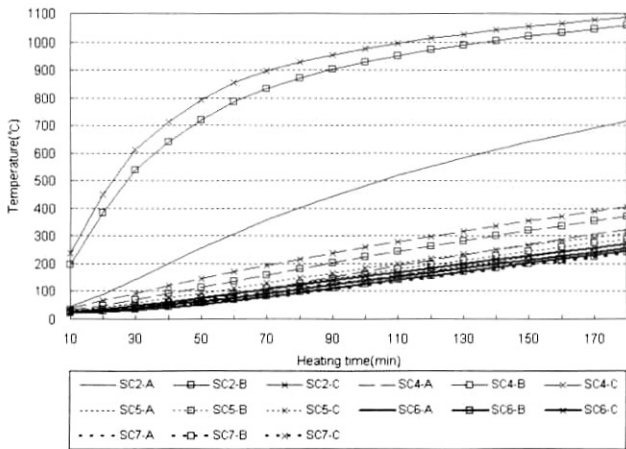


그림 13. 내화피복 두께에 대한 열전달 해석 결과

표 6. 내화피복 두께에 대한 열전달 해석결과 (3시간 화재)

모델명	단 면	내화피복두께	3시간 이후 온도결과(°C)		
			A	B	C
SC2	H300×300×10×15	none	716.1	1058.9	1087.6
SC4	H300×300×10×15	11	324.0	370.6	405.0
SC5	H300×300×10×15	22	270.6	289.9	310.4
SC6	H300×300×10×15	33	246.2	255.6	271.3
SC7	H300×300×10×15	44	234.6	239.6	253.3

4.2 내력해석

상승된 온도에 대한 부재의 내력해석은 EC4 Part 1.1에서 제시한 P-M 상관곡선을 이용하여 산정하였다. EC4 기준식에서는 합성 단면의 모멘트 강도를 철골과 콘크리트의 적합 조건을 고려하여 합성 단면에서의 소성 응력 분포로부터 결정한다. EC4 기준식에서는 합성기둥의 P-M 상관곡선을 4개의 점(B, D, C, A)을 직선으로 연결하여 산정하며, 그림 10과 같이 나타낼 수 있다.

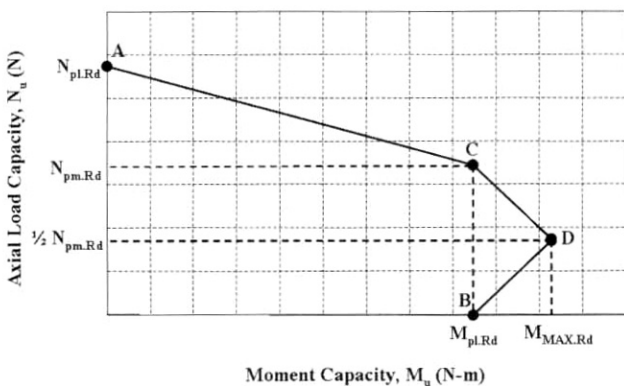


그림 14. EC4의 합성기둥의 P-M 상관곡선

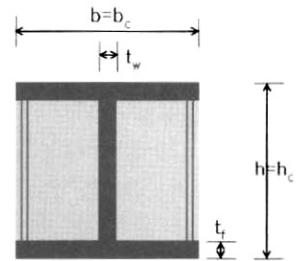


그림 15. SC 합성기둥의 치수

그림 10에서 A지점은 휨강도를 고려하지 않은(  $M_u = 0$  ) 경우의 순수 압축 강도로서 식 (2)과 같이 표현할 수 있다.

$$N_{pl,Rd} = A_s F_y + 0.85 f'_c A_c + A_r F_{yr} \quad (2)$$

여기서,  $A_s$ ,  $A_c$ ,  $A_r$  은 각각 철골, 콘크리트 및 철근의 단면적이고,  $F_y$ ,  $f'_c$ ,  $F_{yr}$  은 철골의 항복 강도, 콘크리트의 압축 강도 및 철근의 항복 강도를 나타낸다. 화재 발생시 철골과 콘크리트의 강도는 상승된 온도에 따른 강도저감 계수를 적용한다.

B지점은 축력을 고려하지 않은(  $P_u = 0$  ) 경우의 순수 휨 강도로서 식 (3)와 같이 표현할 수 있다. 즉, 최대 휨강도에서 화재 발생시 부재의 중립축이 변하게 되는데 이때의 중립축인 소성중립축에 대한 휨강도를 뺀 값이다.

$$M_{pl,Rd} = M_{max,Rd} - M_{n,Rd} \quad (3)$$

$$M_{max,Rd} = Z_s F_y + Z_r F_{yr} + Z_c (0.85 f'_c) / 2 \quad (4)$$

여기서  $Z_s$ ,  $Z_r$ ,  $Z_c$  는 각각 철골, 철근 및 콘크리트의 완전 소성 단면 계수이며, 다음과 같이 계산된다.

$$Z_s = \frac{(h - 2t_f) t_w^2}{4} + b t_f (h - t_f) \quad (5)$$

$$Z_c = \frac{b_c h_c^2}{4} - Z_s - Z_r \quad (6)$$

$$Z_r = \sum_{i=1}^n A_{si} e_i \quad (7)$$

$$M_{n,Rd} = Z_{sn} F_y + Z_{rn} F_{yr} + Z_{cn} (0.85 f'_c) / 2 \quad (8)$$

여기서  $Z_{sn}$ ,  $Z_{rn}$  및  $Z_{cn}$  은 합성기둥 단면에서 소성 중립축의 위치를 산정하여 중립축이 웨브에 있을 경우에는 식 (9), 중립축이 플랜지에 있을 경우에는 식 (11)에 따라 다음과 같이 산정한다.

(a) 중립축이 web에 있을 경우 :  $h_n \leq h/2 - t_f$

$$h_n = \frac{0.85 f'_c A_c - A_{sn} (2 F_r - 0.85 f'_c)}{2 b_c (0.85) f'_c + 2 t_w (2 F_y - 0.85 f'_c)} \quad (9)$$

$$Z_{sn} = t_w h_n^2 \quad (10)$$

(b) 중립축이 flange에 있을 경우 :  $h/2 - t_f < h_n < h/2$

$$h_n = \frac{0.85 f'_c A_c - A_{sn} (2 F_r - 0.85 f'_c)}{2 b_c (0.85) f'_c} \quad (11)$$

$$+ \frac{(b - t_w)(h - 2 t_f)(2 F_y - 0.85 f'_c)}{2 b (2 F_y - 0.85 f'_c)}$$

$$Z_{sn} = b h_n^2 - \frac{(b - t_w)(h - 2 t_f)^2}{4} \quad (12)$$

$$Z_{cn} = b_c h_n^2 - Z_{sn} - Z_{rn} \quad (13)$$

$$Z_{rn} = \sum_{i=1}^n A_{sni} e_{zi} \quad (14)$$

C지점의 휨강도는 B점에서의 휨강도와 같고, 압축강도는 콘크리트 전단면의 축저항력으로 식 (15)와 같다.

$$N_{pm,Rd} = 0.85 A_c f'_c \quad (15)$$

D지점의 압축강도는 C지점의 압축강도인 콘크리트 전단면의 축저항력의 50%로 식 (16)과 같이 나타낼 수 있으며, 휨강도는 부재의 최대 휨강도로서 식 (4)와 같다.

$$N_n = N_{pm,Rd}/2 \quad (16)$$

위 식들을 바탕으로 해석모델 SC2에 대해 상승된 온도에서의 휨-압축 강도는 다음 표 7과 같이 산정할 수 있으며, P-M 상관곡선은 그림 12와 같이 나타낼 수 있다.

표 7. SC 2에 대한 휨-압축 강도 산정 (Mu(kN-cm), Nu(kN))

시간	A (Mu, Nu)	B (Mu, Nu)	C (Mu, Nu)	D (Mu, Nu)
상온	0, 4182.5	31930.4, 0	31930.4, 1364.8	35099.4, 682.4
10분	0, 4064.0	30606.6, 0	30606.6, 1364.8	33840.6, 682.4
20분	0, 3672.2	26917.5, 0	26917.5, 1297.5	30104.1, 648.7
30분	0, 3230.3	22759.9, 0	22759.9, 1221.0	25901.9, 610.5
40분	0, 2547.3	16682.1, 0	16682.1, 1153.7	19039.4, 576.9
50분	0, 2018.4	10223.1, 0	10223.1, 1094.6	13774.9, 547.3
60분	0, 1596.2	6720.8, 0	6720.8, 973.9	1017.2, 486.9

그림 12에서 가열 시간에 따른 압축 강도와 휨강도를 살펴 보면, 상온에서 가열시간 10분까지는 저항 성능의 감소가 작고, 이후 30분까지 일정한 비율로 감소되고 있다. 그러나 30분과 40분 사이 그리고 40분과 50분 사이에는 압축 강도 및 휨 강도가 급격하게 감소하고 있다. 이는 화재시간에 따라서 상온에 대한 압축강도와 휨강도의 비율을 나타내는 그림 13을 통해 명확히 알 수 있다.

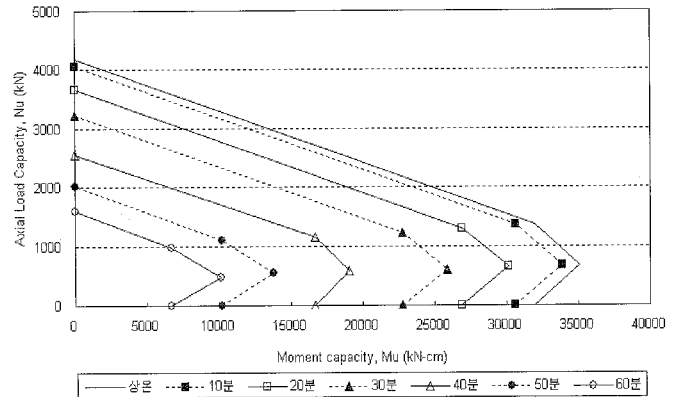


그림 16. SC 2의 상온에 대한 휨-압축 강도

그림 13을 살펴보면, 화재이후 상승된 온도에 의한 압축강도와 휨강도가 30분과 40분, 40분과 50분 사이를 제외하고 일정한 비율(10%)로 감소하고 있음을 알 수 있다. 화재가 발생한 이후, 30분과 40분 사이의 순수 압축 강도는 약 16%, 순수 휨강도는 약 17% 감소하였고, 40분과 50분 사이의 순수 압축 강도는 약 13%, 순수 휨강도는 약 19% 감소하였다. 즉, 화재가 발생하기 시작하여 30분과 50분 사이에 부재의 내력이 큰 폭으로 감소됨을 알 수 있다.

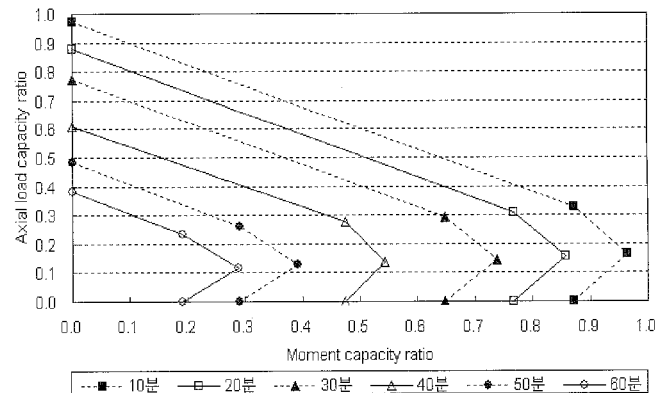


그림 17. SC 2의 상온에 대한 휨-압축 강도 비율

콘크리트 면적비를 변수로 한 그림 14-1~3과 같이 각 해석 모델에 대해서 휨-압축 강도 곡선을 화재시간(화재시간 20분, 40분, 60분)에 따라 나타내었다. 그림 14를 살펴보면, 화재 발

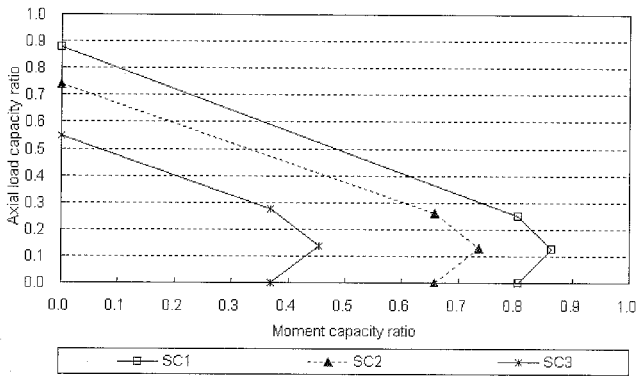


그림 18(a). SC 1-3 상온에 대한 휨-압축 강도 비율 (화재시간 20분)

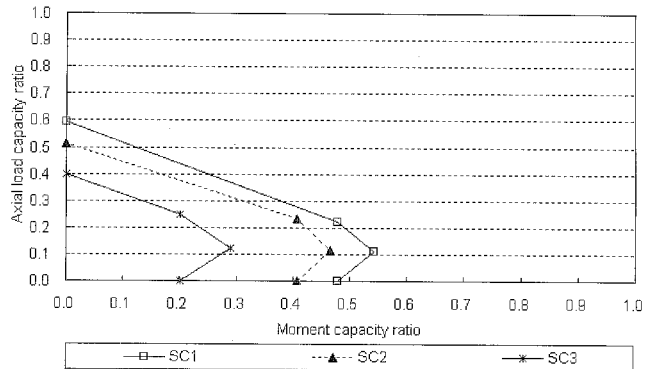


그림 18(b). SC 1-3 상온에 대한 휨-압축 강도 비율 (화재시간 40분)

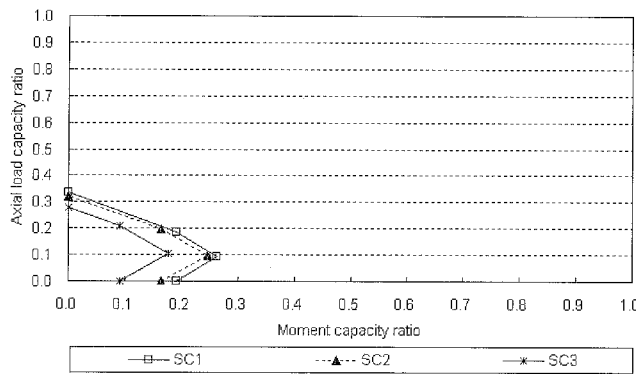


그림 18(c). SC 1-3 상온에 대한 휨-압축 강도 비율 (화재시간 60분)

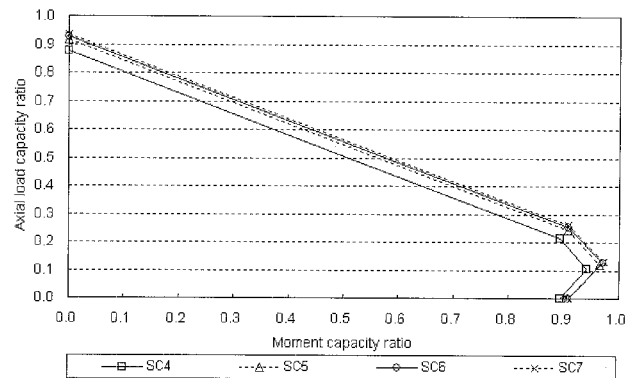


그림 19. SC 4-7 상온에 대한 휨-압축 강도 비율 (화재시간 3시간)

생 이후 면적비가 가장 큰 SC3 해석모델의 휨-압축 강도가 가장 작음을 보인다. 이는 전체적인 철골의 온도가 SC1보다 SC3이 높고, 콘크리트 온도 역시 SC3이 가장 높기 때문이다. 따라서 콘크리트 면적이 80~90% 일 때, 콘크리트 면적이 내화성능에 큰 영향을 미치지 못함을 알 수 있다.

내화피복 두께를 변수로 한 상온에 대한 휨-압축 강도의 비율은 그림 15와 같이 나타내었다. 피복이 된 합성부재의 경우 강재의 온도가 350°C까지 강도의 저감이 없기 때문에(BSI, 1990), SC4를 제외한 SC 5~7 모두 강재의 최고온도가 350°C를 넘지 않았고 SC 4의 강재의 최고온도는 404.9°C이기 때문에, 11mm 피복한 모델을 제외한 22mm, 33mm, 44mm로 피복한 해석모델은 강재의 강도저감이 없다. 즉, 11mm 피복을 제외한 해석모델에서의 강도저하는 콘크리트에 의한 것임을 알 수 있다. 또, 3시간 화재 이후 모든 해석 모델의 순수 압축 강도와 휨강도가 90% 이상을 유지하고 P-M 곡선상의 C와 D점에서의 압축강도의 감소가 다소 큼을 보인다. 이는 전적으로 콘크리트 압축 강도에 대한 것으로, 3시간 화재에 대해 콘크리트 온도의 상승에 의한 강도 저하이다.

따라서 내화피복 두께에 따른 내화성능은 11mm 이상의 피복두께에서 우수한 내화성능을 나타냄을 알 수 있다. 단, 본

논문에서는 피복재의 균열 등에 의한 온도상승은 고려되지 않았다.

## 5. 결론

본 논문은 화재 발생시 SC 합성기둥의 내화성능에 대한 기초 자료를 제시하고자, 열전달 해석과 이에 대한 부재 내의 성능을 P-M 상관 곡선을 통해 평가하였다. 특히 콘크리트 면적비와 내화피복 두께가 SC 합성기둥의 내화성능에 미치는 영향을 살펴보고, 그 결과는 다음과 같다.

- (1) ANSYS 10.0을 이용한 열전달 해석의 결과와 실제 수행된 실험의 결과의 비교를 통해 각 실험체의 오차범위가 적정하다고 판단하였고 (0.7~11.2%), 본 연구에서 사용한 열전달 해석의 모델링의 적절성을 검증하였다.
- (2) 콘크리트 면적비에 대한 열전달 해석결과를 살펴보면, 콘크리트 면적비가 클수록 콘크리트에 의해 웹까지 전달되는 열이 줄어들고 낮은 온도상승을 보인다. 그러나 철골 플랜지는 화재에 노출되어 있기 때문에 콘크리트에 의한 영향은 거의 받지 못하고 플랜지의 열을 담



을 수 있는 부피 즉, 플랜지 두께가 두꺼울수록 화재 이후 온도가 낮다.

- (3) 콘크리트 면적비에 대한 내력해석 결과, 콘크리트 면적 비와는 무관하게 면적비가 가장 큰 SC 3의 내력이 화재 이후 가장 작았다. 이는 화재에 노출되어 있는 플랜지의 온도상승이 크기 때문이고, 이에 다른 부재 내력의 감소가 가장 크게 난다.
- (4) SC 합성기둥을 피복하였을 때, 3시간 요구피복두께인 44mm 모델뿐만 아니라, 33mm, 22mm, 11mm로 피복한 해석모델 모두가 철골의 허용온도 538°C를 넘지 않았다.
- (5) 11mm로 피복한 SC4를 제외한 SC5~7 모두 강재의 내화성능은 강도저감 없이 콘크리트에 의한 강도 저감이다. 그러나 SC4 역시 휨-압축 강도가 90% 이상을 유지하므로, 내화피복 두께에 따른 내화성능은 11mm 이상의 피복두께에서 우수한 내화성능을 가진다.

### 감사의 글

본 연구는 2005 한국과학재단 특정기초연구(R01-2005-000-11202-0)지원으로 수행되었으며, 이에 감사를 드립니다.

### 참 고 문 헌

김대곤, 김성훈, 김명관, 이규남, 김석희 (2001) 내화성능이 향상된 H형강-국부콘크리트 합성기둥의 실험적 연구, 한국강구조학회 학술발표대회 논문집, 한국강구조학회, pp. 457~464

김성재, 박순전, 정석창, 김상대 (2002) Steel-Concrete Colum의 구조성능에 관한 실험 연구, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제 14권, 제 6호, pp. 389-396

오명호, 김평석, 김명한, 김대중, 김상대 (2004) 비조밀 단면을 사용한 SC합성 기둥의 압축 내력에 관한 실험적 연구, 대한건축학회 논문집(구조계), 대한건축학회, 제 20권, 제 10호, pp. 103~109

오명호, 김명한, 김대중, 김상대 (2005) 비조밀 단면을 가진 철골-콘크리트 합성기둥의 비선형 해석, 대한건축학회 학술발표대회 논문집(구조계), 대한건축학회, 제 25권, 제 5호, pp. 147~150

오명호 (2005. 12) 비콤팩트단면 H형강-콘크리트 합성기둥의 구조적 거동에 관한 실험 연구, 박사학위논문, 고려대학교 건축공학과

이환수, 오명호, 김상대 (2003) 축력을 받는 SC 합성 기둥의 휨 성능에 관한 실험 연구, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제15권, 1호, pp. 87-96

김상대, 김명한, 오명호, 강성덕, 이승재 (2007) SC 합성기둥의

내화성능에 대한 실험연구, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회 심사 중

정상진 (2003) 열전달해석, (주)태성에스엔이

정경수, 최성모, 김동규 (1997) 콘크리트 충전강관 기둥의 내화 특성에 관한 이론적 연구, 대한건축학회 추계학술발표대회 논문집(구조계), 대한건축학회, 제 17권, 제 2호, pp. 1179~1186

정경수, 최성모, 김동규 (2000) 화재시 중심축력을 받는 콘크리트 충전 강관기둥의 내화 최대내력 추정식 제안, 대한건축학회 논문집(구조계), 대한건축학회, 제 16권, 제 6호, pp. 13~20

British standards institution (1990) British standard structural use of steelwork in building: Part 8 code of practice for fire resistant design, BSI

ENV (1994) Eurocode 4 Design of composite steel and concrete structures Part 1.1: General rules and rules for building, ENV

ENV (1994) Eurocode 4-Design of composite steel and concrete structures-Part 1-2: General rules-Structural fire design, ENV

G .M. Newman (1992) The fire resistance of web-infilled steel columns, The Steel Construction Institute, Technical report SCI publication 124

ISO 834-1 (1999) Fire resistance tests - Elements of building construction and materials

Jing Yin, Xiao-xiong Zha, Long-yuan Li (2006) Fire resistance of axially loaded concrete filled steel tube columns, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 62, No. 7, pp. 723~729

J. R. sharples, R. J. Plank, D. A. Nethercot (1994) Load-temperature-deformation behaviour of partially protected steel columns in fires, Journal of Engineering Structure, Vol. 116, No. 8, pp. 637~643

KS F 2257-1, 건축 구조 부재의 내화 시험 방법-일반요구사항, 1999, 한국산업규격

KS F 2257-7, 건축 구조 부재의 내화 시험 방법-기둥의 성능 조건, 2006, 한국산업규격

KS F 2257-4, 건축 구조 부재의 내화 시험 방법-수직 내력 구획 부재의 성능 조건, 2004, 한국산업규격

Lin-Hai Han, Jing-si Huo (2003) Concrete-Filled Hollow Structural Steel Column after Exposure to ISO 834 Fire Standard, Journal of Structural Engineering, Vol. 129, No. 1, pp. 68~78

Lin-Hai Han, Jing-si Huo, Yong-Chang Wang (2005) Compressive and flexural behaviour of concrete filled steel tubes after exposure to standard fire, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 61, No. 7, pp. 882~901

- R. Tremblay (2002) Behavior and strength of partially encased composite columns with built-up shapes, Journal of Structural Engineering, Vol. 128, No. 3, pp. 279-288
- X.X. Zha (2003) FE analysis of fire resistance of concrete filled CHS columns, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 59, No. 6, pp. 769~779
- Y.C Wang (2000) A simple method for calculating the fire resistance of concrete-filled CHS columns, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 54, No. 3, pp. 365~386
- Y. C. Wang (2002) Steel and Composite Structures: Behaviour and design for fire safety, Spon Press

(접수일자 : 2007. 1. 15 / 심사일 2007. 2. 12 /  
심사완료일 2007. 4. 9)