Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection
Vol. 24, No. 1, February 2020, pp.97-107
https://doi.org/10.11112/jksmi.2020.24.1.97

pISSN 2234-6937
eISSN 2287-6979

화재시 축력비에 따른 매입형 합성기둥의 내화성능에 대한 해석적 연구

김예솜[1], 최병정[2*]

An Analytical Study on Encased Steel Composite Columns Fire Resistance According to Axial Force Ratio

Ye-Som Kim[1], Byong-Jeong Choi[2*]

Abstract: In this study, finite element analysis was carried out through the finite element analysis program (ANSYS) to investigate the fire resistance of composite columns in fire. Transient heat transfer analysis and static structural analysis were performed according to ASTM E 119 heating curve and axial force ratio 0.7, 0.6, 0.5 by applying stress-strain curves according to temperature, and loading heating experiments were carried out under the same conditions. In addition, the nominal compressive strength of the composite column according to the heating time according to the standard(Eurocode 4) was calculated and expressed as the axial force ratio and compared with the analytical and experimental values. Through the analysis, As a result of finite element analysis, the fire resistance time was 180 minutes and similar value to the experimental value was obtained, whereas the fire resistance time 150 minutes and 60 minutes were derived from the axial force ratios 0.6 and 0.7. In addition, it was confirmed that the fire resistance time according to the axial force ratio calculated according to the reference equation (Eurocode 4) was lower than the actual experimental value. However, it was confirmed that the standard(Eurocode 4) was higher than the experimental value at the axial force ratio of 0.7. Accordingly, it is possible to confirm the fire resistance characteristics(time-axial force ratio relationship) of the SRC column at high axial force, and to use the experimental and anaylsis data of the SRC column as the data for verification based on Eurocode.

Keywords: Axial force ratio, Fire time, SRC column, Finite element analysis

1. 서 론

매년 국내외에 대형화재가 발생하여 경제적·인적 피해가 발생하고 있다. 화재와 같이 고온에 장시간 노출되는 환경에서는 구조물에 심각한 영향을 끼칠 수 있는 재료 손상이 발생하게 되며, 이는 인명피해와 직결된다(Hwang et al, 2013).피해를 입은 건축물은 적절한 보수·보강을 해야 하며, 그에 따른 손상 여부 파악 및 구체적 기술이 필요하다(Kim et al, 2012). 그러나 국내 내화설계는 사양적 내화설계(prescriptive rules)로 구조부재의 내화성능을 판단할 수 있는 명확한 기준이 없는 실정이다. 반면 국외의 경우 성능기반내화설계(performance based for fire resistance design)로 이를 위한 실험과 연구가 꾸준히 진행되고 있다. 성능기반설계란 화재상황과 특정 부재 및 구조의 기계적·열적 특성을 설계에 고려하는 방법으로, 구조물의 성능을 보다 명확히 판단할 수 있다는 특징이 있다. 구조물 및 부재의 정밀해석을 위해 유한요소해석기법(finite element method)이 사용되고 있으며, Eurocode에서는 Advanced calculation models이라고 정의하고 있다(Kwak and Choi, 2019). 화재시 구조물의 거동특성을 해석하기 위해서는 온도에 따른 비열, 열전도도와 같은 열적특성 뿐만 아니라 응력-변형률과 같은 기계적 특성에 대한 데이터가 필요하다. 온도에 따라 응력-변형률 선도가 다르게 나타나며, 재료의 종류 및 강도 등에 따라 달라진다. 따라서 재료별 온도에 따른 응력-변형률 모델 및 이를 적용한 유한요소해석 방법에 대한 연구가 꾸준히 수행되고 있다(Hwang and Kwak, 2015; Hwang et al, 2015).

매입형 합성기둥(steel encased composite columns, SRC column)의 경우 강재와 철근이 콘크리트에 완전히 매입되어 있는 형태로 강재와 콘크리트의 장점을 활용해 구조성능이 좋아 국내·외에서 매입형 합성기둥 내화성능에 관한 실험 및 연구가 이루어지고 있다(Huang et al, 2007; Huang et al, 2008). Mao는 1, 2, 3면 가열 및 편심비율에 따른 합성기둥의 내화성능을 알아보고자 실험을 수행해 높은 축력비와 편심비는 내화성능을 감소시키고, 축변형에 영향을 준다는 결과를 도출하였다(Mao and Kodur, 2011). 또한 Huang은 매입형 합성기둥의 I형강 단면과 축구속 비율에 따른 내화실험 및 유한

[1]학생회원, 경기대학교 일반대학원 건축공학과 석사과정
[2]정회원, 경기대학교 건축공학과 교수
***Corresponding author:** bjchoi@kyonggi.ac.kr
Dept. of Architectural Engineering, Kyonggi University, Suwon, 16227, Korea
• 본 논문에 대한 토의를 2020년 3월 31일까지 학회로 보내주시면 2020년 4월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

Copyright Ⓒ 2020 by The Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection. This is an Open Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License (http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0)which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

요소해석을 실시하였다. 축구속비란 부재의 축강성 따른 적용비로 주변 구조물에 따라 축구속 효과가 달라지므로, 이에 따른 내화성능의 특성을 확인하기 위해 연구를 수행하였다. 축구속 비율은 0에서 0.1724까지 적용하였으며, 실험결과 축구속비가 클수록 내부축력이 증가하여 내화시간이 감소됨을 확인하였다(Huang et al, 2007). 그리고 단면치수(200 mm-400 mm), 축력비(0.2-0.5)에 따른 수치해석과 내화실험을 실시하여, 축력비에 따른 요구내화시간을 충족시키기 위한 최소단면치수를 알아보고자 하였다. 실험결과 기둥 단면치수가 증가할수록 내화시간이 증가함을 알 수 있었다(Huang et al, 2008).위 연구에서 공통적으로 기준(Eurocode)을 통한 검토결과 실험결과와 비교해 다소 상이한 결과를 보인 것을 알 수 있었다. 특히 세장비 및 축력비가 클수록 이론을 통한 결과와 실험에 따른 값의 차이가 큰 것으로 나타났다. Fig.1에 따르면 Huang의 실험결과 축력비 0.467에서 내화시간 290분으로 낮은 축력비에서의 기준과의 차이보다 큰 차이를 보였고, Mao and Kodur의 경우도 축력비 0.85에서 내화시간 30분으로 Eurocode에 따른 내화시간과 다소 큰 차이를 보이는 것을 알 수 있다. 선행연구자들은 원인으로 이론을 통한 내화성능 도출식의 전단철근에 따른 콘크리트 구속효과 및 고온에 의한 콘크리트의 스폴링 효과 미고려로 분석하였다(Ellobody and Young, 2010; Ellobody and Young, 2011). 이에 따라 Ehab and Young은 전단철근의 구속효과를 고려하는 온도에 따른 콘크리트 재료모델을 적용하여 유한요소해석을 통한 연구를 진행하였다(Ellobody and Young, 2010; Ellobody and Young, 2011). 축력비 및 축구속비에 따른 내화성능을 확인하였으며, 연구결과 유한요소해석을 통한 내화성능 및 구조거동이 실험과 매우 유사하게 도출된 것을 확인하였다. 그러나 Ehab and Young의 연구 이외에 매입형 합성기둥의 온도에 따른 콘크리트의 비선형 재료모델 및 유한요소해석의 적용에 따른 연구는 매우 미비한 실정이다. 또한 Ehab and Young은 0.2-0.5의 축력비를 적용해 축력비 0.5 이상에서의 고축력에서의 내화성능 특성을 고려하지 않았다. 선행연구 분석 결과, 높은 축력비의 경우 기준(Eurocode)과 내화시간의 차이가 크기 때문에 이를 재검토 할 필요가 있었다. 합성기둥의 내화성능은 기둥 단면크기, 높이 등 설계조건에 따라 달라지기 때문에 다양한 변수(축력비, 단면크기, 세장비 등)를 기반으로 수많은 실험과 연구, 해석을 통해 데이터를 축적해야만 한다.

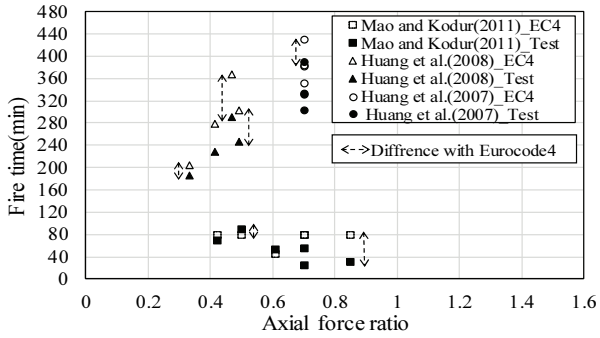


Fig .1 SRC column axial force ratio-fire time relationship

따라서, 본 연구에서는 3단계로 나누어 연구를 수행하였다. (1) 온도에 따른 비선형 재료모델을 활용해 화재 시 축력비에 따른 매입형 합성기둥의 유한요소해석을 실시하였다. 유한요소해석프로그램(ANSYS)을 통해 과도상태 열해석을 실시해 합성기둥의 온도분포를 확인하고, 축력비 0.7, 0.6, 0.5에 따른 정적구조해석을 실시하였다. (2) 그리고 선행연구(Kim and Choi, 2019)에서 진행한 축력비 0.7, 0.6, 0.5에 따른 재하가열 실험 결과를 해석결과와 비교하였다. (3) 또한, 도출된 해석값 및 실험값을 기준(Eurocode 4)과 비교하여 고축력에서의 매입형 합성기둥의 내화특성(시간-축력비 관계)을 확인하고자 하였다. 이에 따라 유한요소해석프로그램(ANSYS)을 통한 열해석 및 구조해석방법을 제시하고, 도출된 매입형 합성기둥의 실험 및 해석데이터를 Eurocode 기준의 검증자료로 활용할 수 있을 것으로 보인다.

2. 유한요소해석

2.1 유한요소해석 개요 및 방법

본 연구에서는 유한요소해석 프로그램인 ANSYS를 활용하여 화재시 축력비에 따른 합성기둥의 온도분포 및 거동을 파악고자 하였다. 시간에 따른 가열조건을 적용하기 위해서 과도상태 열전달해석(transient state thermal analysis)을 수행하였으며, 일정한 하중을 적용하여 정적구조해석(static structural)을 수행하였다. 열전달해석은 정상상태(steady state)와 과도상태(transient state)로 나뉘는데, 정상상태 열해석의 경우 시간에 관계없이 온도하중에 따른 온도구배를 나타내고, 과도상태 열해석의 경우 시간에 따른 온도구배를 나타낸다(Kwak and Choi, 2019). 따라서 정상상태의 경우 온도하중이 주어진 후 오랜시간이 지난 후의 온도분포이며, 과도상태의 경우 특정시간에서의 온도분포에 해당한다. 일반적으로 자연현상뿐만 아니라 응용분야에서는 정상상태의 경우보다도 과도상태의 열전달이 일반적이다. 구조해석 또한 오랜시간이 지난 후의 결과인 정적구조해석과 특정시간에서의 변위 및 응력을 확인할 수 있는 동적구조해석(dynamic structural analysis)으로 나뉘는데, 본 연구에서는 시간에 관계없이 일정한 하중을 재하하였으므로 정적구조해석을 실시하였다. 유한요소해석 절차는 Fig .2와 같다. 절차에

따라 Engineering data에 각 재료별 온도에 따른 기계적·열적 특성을 입력한다. 그리고 실제 실험체와 동일한 상세의 매입형 합성기둥을 모델링하고 메쉬 퀄리티를 확인한다. 시간에 따른 가열조건을 적용한 과도열해석을 진행하여 시간에 따른 온도분포를 확인하고, 온도분포결과를 구조해석 실험체 표면에 적용시킨 후 일정한 하중을 재하한 정적구조해석을 실시한다. 따라서 실험체 내부 온도에 따른 재료의 기계적·열적 특성을 반영하여 구조해석을 실시하고 이에 따른 결과를 확인할 수 있다. 본 연구에서는 축력비에 따른 응력분포 및 압축변위를 확인하고, 성능기준에 따른 내화성능을 도출하여, 실제 실험결과와 비교분석하였다.

해석변수 및 조건은 Table 1과 같다. ASTM E 119 가열곡선을 기둥 4면에 적용하여 실험체의 온도분포를 확인하였으며, 높은 축력비에 따른 매입형 합성기둥의 내화성능을 확인하기 위해 KBC 2016 기준에 따라 산정한 상온에서 공칭압축강도(P_n)에 70 %, 60 %, 50 %의 하중을 재하하여 해석을 진행하였다. 시간에 따른 압축변위를 측정하여 Table 2과 같이 KS F 2257-1(2014)의 성능기준인 축방향 변형량 30 mm, 분당 축변형량 9 mm를 초과하면 파괴된 것으로 간주하여 내화성능을 도출하였다.

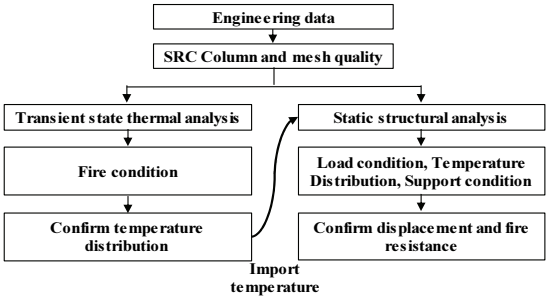


Fig. 2 Thermal-structural coupled stress analysis procedure

Table 1 FEM Analysis the same as experiment

NO	Fire condition	Loading ratio	Load condition Nominal strength, P_n(kN)	Load (kN)
R-1	ASTM E 119 Fire Curve	0.7	6,351	4,445
R-2		0.6		3,810
R-3		0.5		3,175

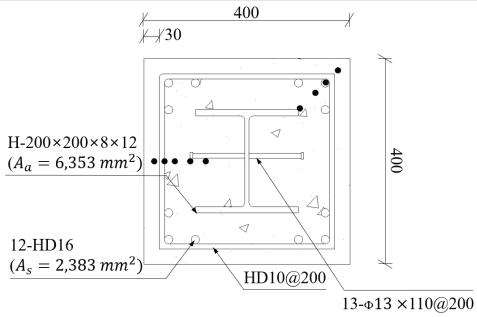
Table 2 Performance standard of column(KS F 2257-1)

	Performance criteria	Remarks
Load bearing capacity	· Total axial strain(mm) : h/100(= 30 mm) · Axial strain per minute(mm/min) : 3h/100(= 9 mm)	h: Height of specimen (= 3,000 ㎜)

2.2 실험체 모델링

해석에 사용된 매입형 합성기둥의 실험체 상세는 Table 3과 같다. 이에 따라 유한요소해석 시 모델링은 Fig .3과 같이 진행하였다. 콘크리트와 종방향 철근의 경우 Soild 186 요소를 사용하여 모델링하였으며, 전단철근의 경우 Line body로 모델링하여 Link 180요소를 사용하였다. Soild 186요소는 고차형상함수 요소로써, 정사각형 모서리 절점 중간에 절점이 추가되어 고차변형률 분포를 가지며 적은 수의 요소를 가지로도 정확한 하고 빠른 수렴이 가능하다는 장점이 있다. 하중조건을 적용하기위해 실험체와 함께 상부플레이트(top plate)

Table 3 Test details and material

Shape of section	
	
Dimensions	
Section (Width × Height × Thickness)	400 mm×400 mm×3000 mm
Steel	H-200×200×8×12, SM490A
Main reinforcement	12-HD16, f_y= 400MPa, SD400
Stirrup	HD10@200, SD400
Welding stud	1-⌀13×110@200, SS400
Concrete	f_{ck}= 35 MPa

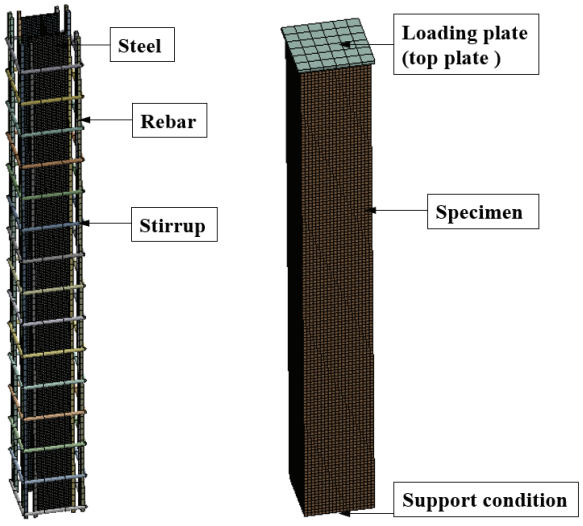


Fig. 3 Composite column element modeling

를 모델링하였고, 하중면의 반대편 실험체 하부면에 구속조건을 적용하였다. 그리고 메쉬 퀄리티(mesh quality)를 높이고 해석시간을 단축하기 위해 HD16 주철근($A = 201.06\,mm^2$, $I = 3{,}217\,mm^4$)을 단면 2차 모멘트가 유사한 가로, 세로 15 mm인 정사각형($A = 225\,mm^2$, $I = 4{,}218\,mm^4$)으로 모델링하였다. 강재 및 철근과 콘크리트의 접촉조건은 면대면(surface-to-surface)을 사용하였으며, 재료간 마찰을 고려하기 위해 Ehab and Young의 조건과 동일한 마찰(frictional)로 적용하여 마찰계수를 0.25를 입력하였다(Ellobody, 2007). 그리고 상부 플레이트와 실험체간 접촉조건은 완전부착(bonded)을 적용하였다.

2.3 재료모델

2.3.1 온도에 따른 재료의 열적특성

열전달해석을 수행하기 위해서는 재료의 열신장률, 열전도율, 비열과 같은 열적특성을 입력해야한다. 콘크리트의 경우 Fig.4과 같이 EN 1992-1-2(2004)에 따른 규산계 콘크리트의 열적특성을 적용하였다. 또한 강재 및 철근의 경우 EN 1993-1-2(2005)에 따라 탄소강재의 고온에서의 특성을 사용하였다. 열신장률(thermal elongation)은 원래길이에 대한 늘어난 길이로 기준에서는 규산계 콘크리트와 탄소계 콘크리트로 나눠 제시하고 있다. 규산계 콘크리트의 경우 온도가 증가함에 따라 열신장률이 증가하다가 700 ℃이상에서는 0.012의 일정한 값을 가진다. 강재 및 철근의 경우 온도가 증가함에 따라 선형적으로 증가하여 1,200 ℃에서 0.0178 값을 가지는 것을 알 수 있다. 비열(specific heat)은 재료가 온도 1 ℃ 올리는 데 필요한 열량으로 콘크리트는 100 ℃까지 900 J·kg/K로 유지되다가 100 ℃-115 ℃사이에 수분함량에 따라 피크 값을 가지고, 400 ℃이상에서는 1,100 J·kg/K의 값을 가지는 것을 알 수 있다. 강재 및 철근의 경우 735 ℃에서 피크 값을 가지고, 이후에는 650 J·kg/K의 값을 유지한다. 또한 열전도율(thermal conductivity)은 단위시간당 전달되는 에너지로서, 콘크리트의 경우 보통 중량콘크리트(normal weight concrete)를 기준으로 열전도율의 상한값과 하한값이 제시되어있으며 온도가 증가함에 따라 점차 감소하는 경향을 보인다. 강재 및 철근은 Fig.4(d)와 같이 열전도율이 낮은 콘크리트에 비해 높은 값을 가지는 것을 알 수 있다. 온도가 증가함에 따라 54 W/mK에서 점차 감소하다가 800 ℃이후에는 27.3 W/mK의 값은 가진다. 본 연구에서는 콘크리트 비열 고려시 수분함량 3 %와 열전도율 고려시 하한값을 해석에 적용하였다(Fig.4(c)-Lower thermal condition).

2.3.2. 온도에 따른 재료의 역학적 특성

열전달해석에 따른 실험체 내부의 온도를 확인한 후, 그 값

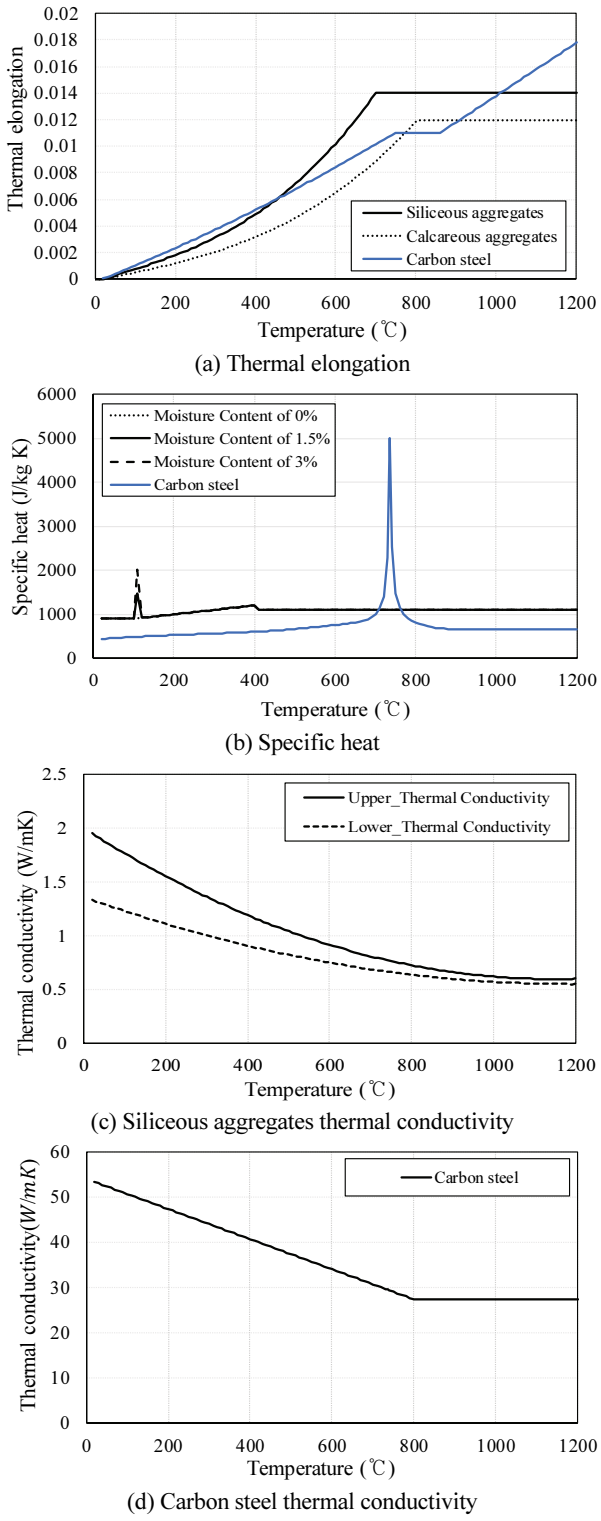


Fig. 4 Thermal properties of concrete (EN-1992-1-2(2005))

을 적용해 구조해석을 실시하기 위해서는 온도에 따른 재료의 역학적 특성을 정의해야한다. 따라서 고온에서 콘크리트의 역학적 특성을 파악하기 위해, 온도에 따른 압축강도 실험을 실시하였다. 공시체는 28일 수중양생을 실시하고 항온항

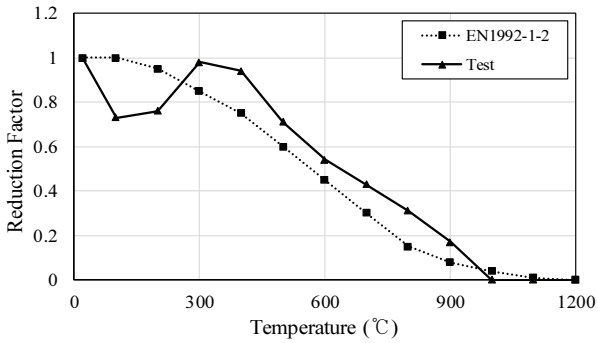
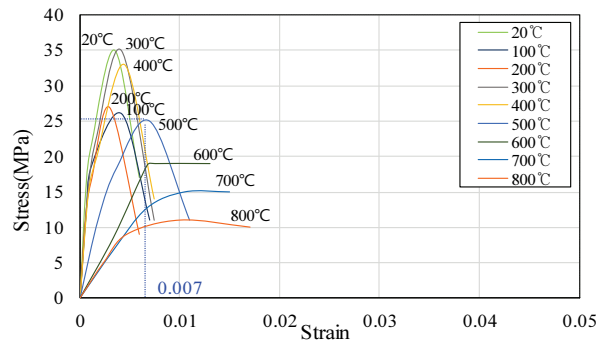


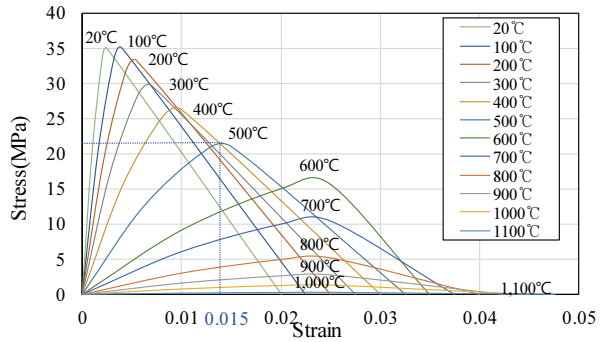
Fig. 5 Reduction factor of compression strength for siliceous concrete

습실(20 ℃, 60%R.H.)에서 기건양생을 실시한 후 진행하였다. 실험은 사전비재하로 수행되었으며, 비재하 상태에서 가열하여 목표온도에 도달시 역학실험을 실시하였다. 가열조건은 분당 5 ℃의 온도로 상승시켜 목표온도에 도달한 후 계속 가열하여 실험체가 목표온도로 열평형이 되도록 하였다. 열평형이 되면 하중을 가하여 압축강도 및 응력-변형률 곡선을 도출하였고, ASTM C 39(Standard test method for compressive strength of cylindrical concrete specimens)에 따라 실험을 실시하였다. 실험결과를 EN 1992-1-2(2004)에 따른 규산계 콘크리트의 온도에 따른 압축강도 감소계수와 비교하여 Fig .5와 같이 나타내었다. EN 1992-1-2(2004)의 경우 온도가 증가함에 따라 강도감소가 점차 증가한 반면 실험결과 100 ℃에서는 25.9 MPa로 상온압축강도의 73 %수준으로 하락하였으며, 200 ℃부터 점차 회복하는 경향을 나타내어 300 ℃, 400 ℃ 에서는 34.7 MPa와 33.2 MPa로 상온강도의 90 %이상으로 회복되는 경향을 보였다. 일반적으로 콘크리트는 복합재료로 고온에 노출되면 골재가 팽창하고 동시에 시멘트 수화물은 수축하여 불균질성에 의한 자기변형응력이 발생한다. 이에 따라 콘크리트 내부에 미세 균열이 증가해 강도를 저하시킨다. 그러나, 200~400 ℃에서는 콘크리트 구성인자의 열팽창이 오히려 콘크리트 매트릭스의 공극을 채워주기 때문에 콘크리트의 강도에 유리하게 작용하는 것으로 보인다(Kim, 2002). 500 ℃ 이상에서는 온도가 증가함에 따라 꾸준히 강도가 감소함을 알 수 있다.

또한 실험결과 도출된 응력-변형률 곡선은 Fig .6(a)와 같다. Fig .6(b)와 같이 EN 1992-1-2(2004)에 따른 콘크리트의 응력-변형률 곡선과 비교한 결과, 100 ℃이하에서는 극한강도 변형률이 유사하나 200 ℃ 이상에서 EN 1992-1-2(2004)이 실험결과보다 큰 값이 도출되어, 온도에 따른 콘크리트 연성을 EN 1992-1-2(2004)이 실제 실험결과 보다 높게 평가하고 있다는 것을 알 수 있다. 예를 들어 500 ℃의 경우 EN 1992-1-2(2004)는 극한강도 변형률 0.015, 실험결과 0.007가 도출된 것을 알 수 있다. 본 연구에서는 실험결과에 따른 강도



(a) Test



(b) EN-1992-1-2(2004)

Fig. 6 Siliceous concrete stress-strain relationship

감소와 응력-변형률 곡선을 유한요소해석에 적용하였다.

콘크리트 인장강도는 콘크리트 압축강도의 0.1배를 적용하였으며, 파괴에너지(fracture energy, G_f)는 100 J/m^2을 적용하였다. 파괴에너지는 콘크리트의 단위면적의 균열을 일으키는데 소요되는 에너지로써 응력-변형률 곡선의 면적으로부터 계산되는데 유한요소해석프로그램(ANSYS)에서 콘크리트 비선형 모델에 적용되는 값을 사용하였다. 강재 및 철근의 경우 고온에서의 역학적 특성을 파악하기 위해 EN 1993-1-2(2005)을 참고하였다. EN 1993-1-2(2005) 에서는 응력-변형률 선도의 경우 강재의 변형률 2 %이내인 경우와 변형률 2 %보다 큰 범위에서 변형률-경화(strain-hardening)을 고려한 응력-변형률 관계로 구분하고 있다. 본 해석에서는 EN 1993-1-2(2005)의 온도에 따른 응력-변형률 관계식을 사용해 변형률이 2 %보다 큰 범위에서 변형률-경화가 고려될 경우를 참고하여 강재와 철근의 기계적 물성을 입력하였다. 이에 따른 철근 및 강재의 온도에 따른 기계적 물성의 강도감소계수는 Fig. 7과 같다. 강재의 탄성계수는 상온에서의 값 대비 온도에 따른 강도로 나타내고 있으며, 비례한도, 인장강도, 항복강도의 경우 상온에서의 강재의 항복강도 대비 강도의 계수값이 제시되어있다. 이를 적용한 SM 490A 강재와 SD 400 철근의 온도에 따른 응력-변형률 관계는 Fig. 8와 Fig. 9와 같다. 비례한도의 경우 100 ℃까지 항복강도와 동일한 값을

가지다가 100 ℃를 초과하면서 강도가 점차 감소하여 약 400 ℃에서 항복강도의 40 %의 강도를 가진다. 또한 탄성계수의 경우 100 ℃까지 상온에서의 탄성계수와 동일한 값을 유지하다가 100 ℃를 초과하면 점차 감소하여, 500 ℃에서 60 %, 600 ℃에서 급격히 감소하여 상온에서의 강도 값의 30 %의 탄성계수 값을 가지는 것을 알 수 있다. 인장강도와 항복강도의 경우 300 ℃ 이하의 온도에서는 항복강도 및 인장강도의 강도 감소가 일어나지 않아 응력-변형률 선도의 큰 변화가 없다. 300 ℃ 온도를 초과하면서부터 인장강도가 감소하고, 400 ℃의 온도를 초과하면서 인장강도와 항복강도와 같은 값을 가지면서 온도가 증가함에 따라 점차 감소하는 것을 알 수 있다.

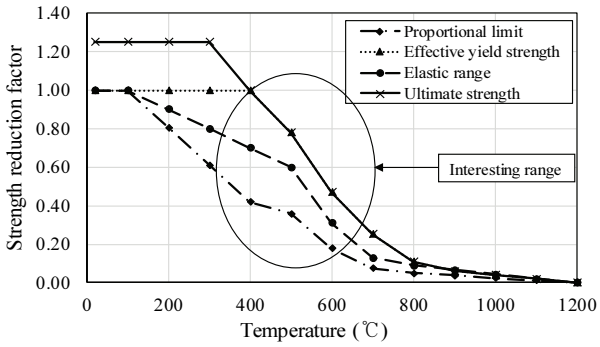


Fig. 7 Reduction factor of mechanical properties of steel and reinforcing bar (EN 1993-1-2(2005))

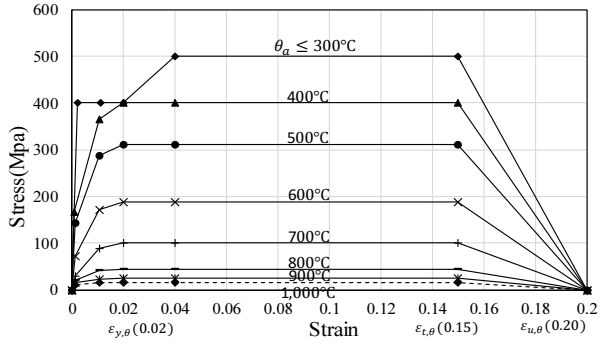


Fig. 8 SM 490 steel stress-strain relationship(EN 1993-1-2(2005))

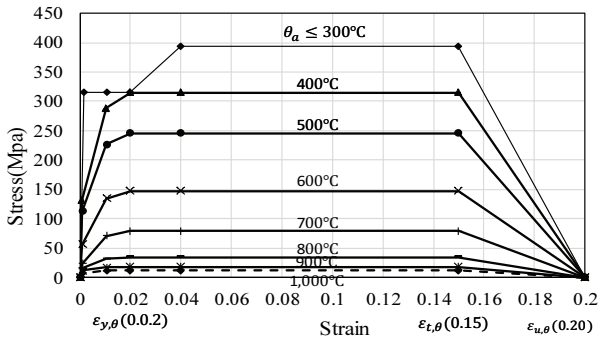


Fig. 9 SD 400 stirrup stress-strain relationship(EN 1993-1-2(2005))

그리고 600 ℃의 온도에서는 항복강도의 50 %의 강도 값을 가지며, 800 ℃ 온도이상에서는 항복강도의 20 % 이하의 강도를 유지한다. EN 1993-1-2(2005)에 따른 강재의 응력-변형률 선도 계산식에 따르면 온도에 상관없이 극한응력 변형률 0.15까지 유지되다가 점차 감소하여 변형률 0.2에서 파괴된다.

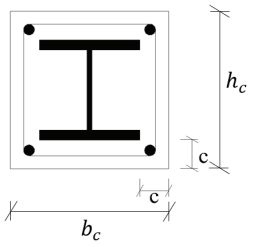
3. 재하가열실험

3.1 내화성능 평가 기준

EN 1994-1-2(2005)에 따른 합성기둥의 내화성능을 평가하는 방법은 크게 사양적 기준(tabulated data)에 의한 방법, 간단한 계산식을 통한 방법(simplified calculation models), 상세설계법(advanced calculation models)이 있다. 사양적 기준은 합성기둥의 설계조건에 따라 내화성능을 도출할 수 있고, 계산식을 통한 방법은 온도에 따른 강도감소를 적용하여 비교적 간단하게 내화성능을 도출할 수 있다. 그러나 위의 두 가지 방법은 화재시 고온에서의 재료의 열적특성과 화재시 축력의 영향을 고려 할 수 없다는 단점이 있다. Eurocode에 따른 매입형 합성기둥의 사양적 기준은 Table 4와 같다. Table 4은 내화등급에 따른 최소 철골피복두께를 나타내고 있으며, 본 연구에서 대상으로 한 실험체의 경우 철골피복두께 100 mm로 내화성능 180분 이상을 만족하도록 계획하였다.

또한, 간단한 계산식을 통한 방법은 가열시간에 따른 실험체 내부의 온도를 확인한 뒤, 그에 따른 재료의 강도감소계수를 적용하여 공칭압축강도를 산정하는 방법이다. EN 1994-1-2(2005)에 따른 화재시 공칭압축강도 계산식은 eq.1-eq.4과 같다. 식 (1)과 식 (2)와 같이 단면을 강재플랜지, 강재웨브, 콘크리트로 나누어 공칭압축강도와 유효휨강도를 산정한다. 여기서 단면별 온도에 따라 감소된 강도값을 적용하며, γ은 화재시 각 재료물성에 따른 계수로 각각 1.0 값을 넣어 산정한다. 또한 φ은 각 재료의 열응력에 따른 감소계수 값이다.

Table 4 Minimum concrete cover for a steel section according to fire resistance (EN 1994-1-2(2005))

	Standard fire resistance				
	R30	R60	R90	R120	R180
Concrete cover, c (mm)	0	25	30	40	50

$$P_{fi,no} = \sum(A_{a,\theta} f_{ay,\theta})/\gamma_{M,fi,a} + \sum(A_{a,\theta} f_{ay,\theta})/\gamma_{M,fi,a} + \sum(A_{c,\theta} f_{c,\theta})/\gamma_{M,fi,c} \quad (1)$$

$$(EI)_{fi,eff} = \sum\varphi_{a,\theta} E_{a,\theta} I_{a,\theta} + \sum\varphi_{s,\theta} E_{s,\theta} I_{s,\theta} + \sum\varphi_{c,\theta} E_{c,\theta} I_{c,\theta} \quad (2)$$

위의 식에 따라 식 (3)과 같이 탄성압축좌굴강도(P_e)를 산정한 뒤, 식 (4)와 같이 기둥세장비에 따른 휨좌굴 한계상태의 기둥의 공칭압축강도($P_{fi,n}$)를 산정할 수 있다.

$$P_e = \frac{\pi^2 (EI)_{fi,eff}}{l_\theta^2} \quad (3)$$

$$P_{fi,n} = \chi P_{fi,no} \quad (4)$$

본 연구에서는 화재시 매입형 합성기둥의 공칭압축강도를 산정하기 위해 EN 1992-1-2(2004)에 따라 가열시간에 따른 콘크리트 온도분포를 확인하고, 콘크리트의 경우 실험결과와 강재 및 철근의 경우 EN 1993-1-2(2005)에 따른 고온에서의 강도감소계수를 활용하여 공칭압축강도를 산정하였다. 산정시 적용된 가열시간에 따른 재료별 및 콘크리트 피복두께 별 온도와 그에 따른 강도감소계수는 Table 5와 같다. 실험결과에 따라 도출된 내화시간 기준으로 작성하였으며, 가열시간이 증가할수록 실험체 외곽으로 갈수록 온도가 증가하여 강도감소계수가 감소하는 것을 알 수 있었다. 180분까지의 가열시간에 따른 공칭압축강도($P_{fi,n}$)를 산정하였으며, 상온에서의 공칭압축강도(P_n)에 대한 비($P_{fi,n}/P_n$)로 나타내어 이를 해석값 및 실험값과 비교하였다.

Table 5 Reduction factor(k) of strength(f_c, f_y) and modulus of elasticity(E) at elevated temperature

Material	R-1(38min)			R-2(110min)			R-3(180min)		
	T(℃)	k_{f_c,f_y}	k_E	T(℃)	k_{f_c,f_y}	k_E	T(℃)	k_{f_c,f_y}	k_E
Steel	129	1.00	0.97	304	1.00	0.80	490	0.79	0.57
Rebar	312	1.00	0.79	630	0.41	0.27	750	0.18	0.12
Concrete cover(mm)									
28.5	400	0.94	0.67	826	0.28	0.06	910	0.16	0.00
57.0	312	0.98	0.70	630	0.50	0.09	750	0.37	0.08
85.5	185	0.76	0.77	430	0.87	0.54	600	0.54	0.10
128.0	129	0.74	0.75	304	0.98	0.70	490	0.73	0.28

3.2 실험계획 및 방법

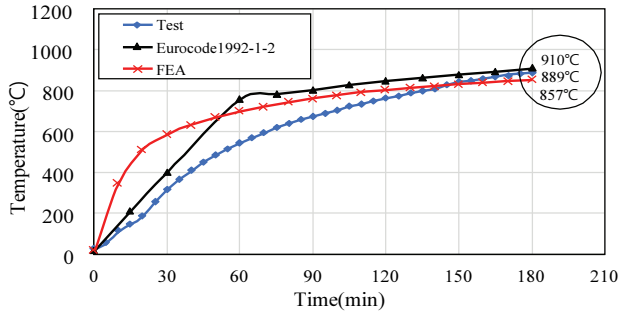
본 연구에서는 선행연구(Kim and Choi, 2019)에서 진행한 재하가열실험과 동일한 실험체를 기준으로 유한요소해석 및 기준에 따른 검토를 실시하여, 실험과 비교분석하였다. 선행연구에서 실시한 재하가열실험은 한국건설기술연구원 기둥 가열로를 이용하여 수행하였으며, 실험방법은 ASTM E 119 - 15(Standard test methods for fire tests of building construction and materials, 2015)에 따라 실시하였다. 실험체 상세는 Table 3와 같고, ASTM E 119 가열곡선에 따라 4면 가열을 실시하였으며, 구속조건은 양단 단순지지로 하부 면에 하중을 재하하는 방식으로 진행되었다. 합성기둥 공칭압축강도의 70 %, 60 %, 50 %의 힘을 재하하여 실험을 진행하였으며, Table 2와 같이 KS F 2257-1(2014)의 성능기준을 초과하면 파괴된 것으로 간주하였다. 실험체 내부에 열전대를 설치하여 시간에 따른 실험체 온도를 측정하였으며, 시간에 따른 축변형량을 측정하고 이에 따른 내화성능을 도출하였다. 실제 실험체 설치 사진은 Fig.10과 같다.

Fig. 10 Experimental environment

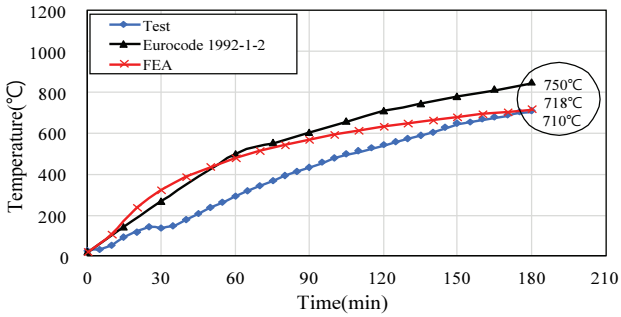
4. 해석 및 실험결과

4.1 가열시간에 따른 온도

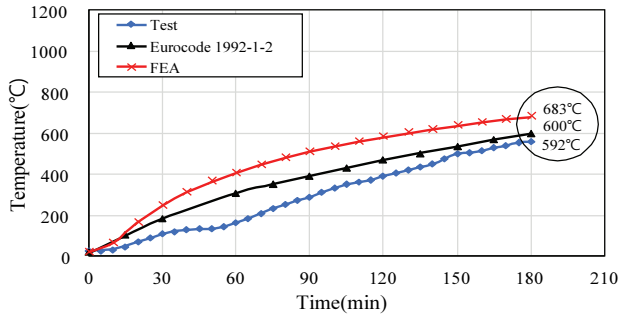
과도열전달해석을 통해 ASTM E 119 가열곡선에 따른 매입형 합성기둥의 시간-온도 그래프를 확인하고, Fig .11과 같이 EN 1992-1-2(2004)및 실험값과 비교하였다. 콘크리트 모서리부터 콘크리트 중앙방향으로 간격(28.5mm. 57 mm, 85.5 mm, 128 mm)에서의 온도를 도출 및 측정하여 비교하였다. Eurocode의 경우 EN 1992-1-2(2004)의 가열시간에 따른 콘크리트 온도분포에 따라 도출하였으며, 실험값은 재하가열실험시 콘크리트 내부에 열전대를 설치하여 시간에 따른 온도를 측정하였다. 유한요소해석을 통해 온도를 도출한 결과 콘크리트 피복두께 28.5 mm와 57 mm의 경우, ASTM E 119 곡선의 양상과 유사하게 초반에 온도가 급격히 증가하다가, 점차



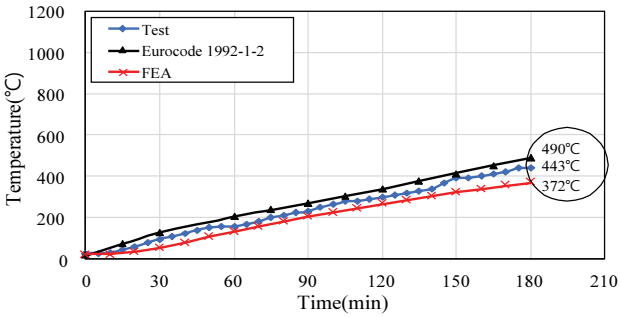
(a) Concrete cover 28.5 mm



(b) Concrete cover 57 mm



(c) Concrete cover 85.5 mm



(d) Concrete cover 128 mm

Fig. 11 Time-temperature according to concrete cover

기울기가 감소하는 양상을 보여 가열시간 180분에서 각각 910 ℃, 750 ℃가 도출되었다. 실험값 및 EN 1992-1-2(2004)과 비교한 결과 가열시간 180분에서 최대오차 약 50 ℃로 유사한 결과가 도출되었다. 콘크리트 피복두께 85.5 mm에서는

Table 6 Temperature at 180 minute fire time (Unit: ℃)

Concrete cover (mm)	Test	EN 1994-1-2 (2005)	FEA	Difference $[(T_{Test} - T_{FEA}) / T_{FEA}]$
28.5	889	910	857	0.03734
57.0	710	750	718	-0.01114
85.5	592	600	683	-0.13324
128.0	443	490	372	0.19086

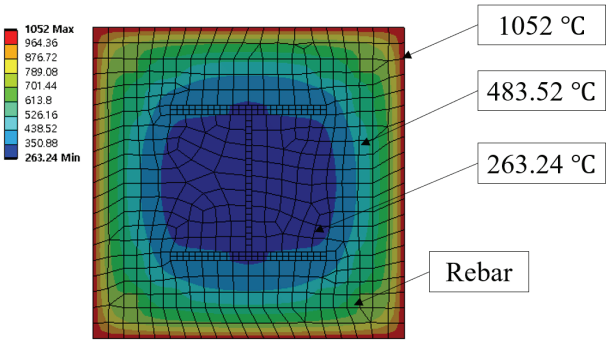


Fig. 12 R180 Test specimen temperature

해석값이 683 ℃로 기준과 실험값인 600 ℃와 592 ℃에 비해 다소 높은 값이 도출되었다. 그리고 콘크리트 피복두께 128 mm에서는 해석값이 372℃로 기준과 실험값인 490 ℃와 443 ℃에 비해 다소 낮은 값이 도출된 것을 알 수 있다. Table 6과 같이 실험, 기준(Eurocode), 해석에 따른 콘크리트 피복두께별 온도분포를 확인하고, 해석을 기준으로 실험에 따른 결과와 비교한 결과 오차 범위 약 20% 이내로 만족하는 것을 알 수 있다. 과도열전달해석에 따른 가열시간 180분에서의 실험체 내부 온도분포는 Fig .12와 같다. 최소 온도는 단면 중앙인 강재 플랜지 안쪽 콘크리트에서 263.24 ℃가 도출되었고, 실험체 외곽으로 갈수록 온도가 증가하여 실험체 제일 외곽부분에서 ASTM E 119 화재곡선의 가열시간 180분 온도인 1052 ℃가 도출된 것을 알 수 있다.

4.2 축력비에 따른 시간에 따른 변형량

높은 축력비에서의 내화성능을 확인하고자 재하가열실험 결과를 실시한 결과, 축력비 0.7(R-1)에서는 가열시간 38분에서 전체적인 콘크리트 탈락과 30.9 mm의 급격한 축방향 변위가 발생하였다. 축력비 0.6(R-2)에서는 또한 가열시간 110분에서 30.6 mm의 급격한 축방향 변위가 발생한 것을 알 수 있다. 축력비 0.5(R-3)의 실험체의 경우, 가열시간 180분에서 축방향 변위 2.9 mm로 성능기준을 초과하지 않은 것으로 나타났다. 따라서 내화성능이 180분 이상으로 예상된다. 높은 축력비에서의 내화성능을 확인한 결과, 사양적 기준인 R180에

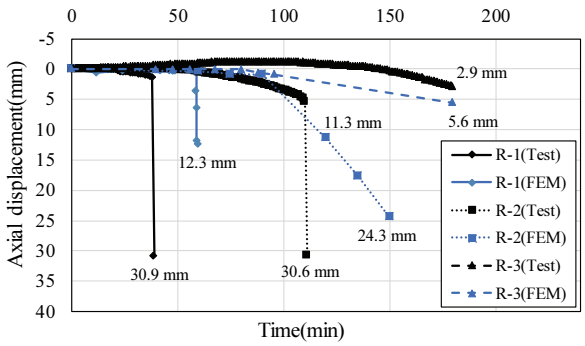


Fig. 13 Time-axial displacement relationship in fire according to axial force ratio

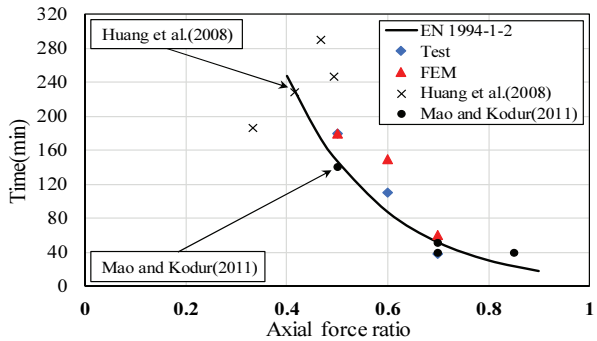


Fig. 14 Axial force ratio - fire resistance relationship (EN 1994-1-2(2005),Test, FEM)

축력비 0.5(R-3)인 실험체만 만족하고, 축력비 0.7(R-1), 0.6(R-2)에서는 내화성능기준을 만족하지 못한 것을 알 수 있다. 또한, 유한요소해석을 실시한 결과를 실제실험결과와 비교하여 Fig.13과 같이 나타내었다. 해석결과, 축력비 0.7(R-1)에서는 가열 시작함과 동시에 압축변위가 점차 증가하면서 가열시간 약 60분에서 콘크리트 외곽에 큰 변형이 발생하고, 압축변위가 12.3 mm이 도출되어 해석이 종료되었다. 실험에 따른 결과인 내화성능 38분과 비교하여 내화시간이 약 22분 다소 높은 결과가 도출된 것을 알 수 있다. 또한 축력비 0.6(R-2)에서는 가열시간이 증가함에 따라 압축변위가 점차 증가하다 가열시간 120분에서 압축변위 11.3 mm가 발생하였다. 그 이후에 압축변위가 선형적으로 증가하여 약 150분에 압축변위 24.3 mm가 발생하여 해석이 종료되었다. 축력비 0.6(R-2) 실험체 또한 실험에 따른 결과인 내화성능 110분과 비교하여 다소 높은 결과가 도출된 것을 알 수 있다. R-1와 R-2 실험체의 경우 재하가열실험 시 전체적인 콘크리트 피복이 탈락한 것을 알 수 있었다. 본 연구의 유한요소해석시 고온으로 인한 콘크리트 폭열 및 피복탈락을 고려하지 않았으므로, 실험에서는 콘크리트 단면손실로 인한 조기파괴가 발생한 것으로 보인다. 축력비 0.5(R-3)는 해석결과 가열시간에 따라 압축변위가 증가하다가 가열시간 180분에서 압축변위 5.6 mm가 도출되었다. 실험에 따른 결과인 내화성능 180분과 유사한 결과가 도출된 것을 알 수 있다. 그러나 실험결과와 비교해, 시간-축방향 그래프에서 열팽창으로 인한 인장변위가 다소 작게 나타나고 있는 것을 알 수 있다. 그 이유는 유한요소해석 시 적용한 Eurocode에 따른 열물성치와 실제 실험값과의 차이에 따른 오차로 판단된다(Kim and Se, 2004).

4.3 축력비에 따른 내화성능

Fig.13과 같이 가열시간에 따른 축변형량을 확인하고, 내화시간을 도출하여 Fig.14와 같이 나타내었다. 3.1절에서와 같이 Eurocode기준에서 고온에서의 재료강도감소를 고려한 Simplified calculation models를 사용하여 합성기둥의 공칭압축강도를 산정하고, 가열시간에 따른 축력비로 나타내어 이를 해석 및 실험값과 비교하였으며, Fig.1의 기존연구자들의 축력비에 따른 내화시간과 비교하여 나타내었다. Mao and Kodur와 Huang의 단면 250 mm×250 mm에서 400 mm×400 mm의 실험체를 기준으로 동일 축력비에서의 내화시간을 비교하였다. 본 연구에서 수행한 400 mm×400 mm 단면의 매입형 합성기둥의 경우, 해석 및 실험결과 축력비 0.5 에서만 Eurocode의 사양적 기준인 R180을 만족한다는 것을 알 수 있었다. 또한, Simplified calculation models(Eurocode)에 따른 결과와 실험 및 기존연구와 비교한 결과, 축력비 0.6 이하의 동일 축력비에서는 기준(Eurocode)에 따른 내화시간이 최대 60분까지 짧게 도출된 것을 알 수 있다. 이는 기존연구자들이 분석한 바와 같이, 기준(Eurocode)에 따른 내화성능 도출시 전단철근으로 인한 콘크리트 구속효과 미고려로 인한 강도저평가로 판단된다. 또한 실험과 유한요소해석을 비교한 결과 축력비 0.6, 0.7에서 유한요소해석이 실험에 비해 다소 보수적인 결과가 도출되었다. 축력비 0.6, 0.7의 실험체의 경우 재하가열실험 후 콘크리트 피복의 전체적인 탈락이 발생한 것을 알 수 있다. 따라서 파괴 시 단면손실이 발생해 조기파괴가 발생한 것으로 예상된다. 또한 기준(Eurocode)을 통한 재료온도에 따른 매입형 합성기둥의 내화성능 도출시 실험값에 비해 다소 보수적인 결과를 보인 것을 알 수 있으나, 축력비 0.7 이상에서는 실험값에 비해 다소 높은 값이 도출되었다. 따라서 단면 400 mm×400 mm 매입형 합성기둥의 경우 0.6이상의 고축력비에서 보다 많은 실험을 통한 고려가 필요할 것으로 판단된다.

5. 결 론

화재시 높은 축력비에서의 매입형 합성기둥의 성능 및 거

동을 알아보기 위해서 유한요소해석프로그램(ANSYS)을 이용하여 열전달해석 및 구조해석을 실시하였다. 또한 재하가열실험을 실시하고, 가열시간에 따른 공칭압축강도를 산정해 이를 해석결과와 비교분석하였다. 연구과정에서 도출된 결과는 다음과 같다.

1. 온도에 따른 비선형 응력-변형률 곡선을 적용하여 유한요소해석을 실시한 결과, 축력비 0.7에서는 60분, 축력비 0.6에서는 150분, 축력비 0.5에서는 180분 이상의 내화성능이 도출되었다. 축력비 0.6, 0.7에서는 실험결과와 비교하여 다소 높은 결과가 도출되었고, 0.5에서는 실험결과와 유사한 결과가 도출되었다.
2. 또한 고온에서의 재료의 강도저감을 적용하여 기준(Eurocode)식에 따른 화재시 공칭압축강도를 산정하였다. 상온에서의 공칭압축강도대비 비로 나타내어 실험결과와 비교한 결과, 축력비 0.5, 0.6에서는 유사한 결과가 도출된 반면 축력비 0.7에서 실험결과에 비해 다소 높은 값이 도출된 것을 알 수 있다.
3. 따라서 단면 400 mm×400 mm의 매입형 합성기둥의 EN 1994-1-2 통한 내화성능 도출시 축력비 0.6 이상에서 콘크리트 폭열 및 고축력에 따른 내화성능 저하에 대한 면밀한 실험 및 관찰이 요구된다.

감사의 글

이 논문은 2016년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지기술평가원의 지원을 받아 수행된 연구이며(No. 201615 10400110, 원전광역화재를 고려한 정략적 화재영향 평가 기술 개발), 2018년도 경기대학교 대학원 연구원 장학금 지원에 의하여 수행되었습니다.

References

1. Hwang, K. J., Cho, B.Y., Yeo, I. H. (2013), A Study on the Fire Resistance Performance of Reinforced Concrete Columns according to Axial Load Ratio, Fire Science and Engineering, Vol 27, No 6, pp.26-31.
2. Yeo, S. H., Won, Y. A., 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, Vol 24, No 1, pp.81-89.
3. Kwak, S. S., Choi B. J. (2019), An Analytical Study on Composite Beam Performance with Post-Fire Temperature Using ANSYS Program", Journal of the Korea Academia-Industrial cooperation Society, Vol 20, No 1, pp.391-400.
4. Hwang, J. Y., Kwak, .H. G. (2015), A Numerical Model of Reinforced Concrete Members Exposed to Fire and After-Cooling Analysis, Journal of the Computational Structural Engineering Institute of Korea, Vol 28, No 1, pp. 101-113.
5. Hwang, J. W., Ha, S. H., Lee, Y. H., Kim, W. J., Kwak, H. G. (2015), A Numerical Model to Evaluate Fire-Resistant Capacity of the Reinforced Concrete Members, Korea Concrete Institute, Vol 25, No 5, pp. 497-508.
6. Kim, H. J., Hwang, H. J., Hong Gun Park, Dong Kwan Kim, Jong Min Yang(2017), Eccentric Axial Load Test of Prefabricated Composite Columns Using Bolt-connected Steel Angles, Korean Society of Steel Construction, Volume 29, Issue 3, pp.249-260.
7. Mao, X. , Kodur, V. K. R. (2001), Fire resistance of concrete encased steel columns under 3-and 4-side standard heating, Journal of constructional steel Research, Journal of constructional steel Research, Vol 67, No 3, pp. 270-280.
8. Huang, Z. F., Tan, K. H., Phng, G. H. (2007), Axial restraint effects on the fire resistance of composite columns encasing I-section steel, Journal of Constructional Steel Research ,Vol 63, No 4, pp.437-447.
9. Huang, Z.F., Tan, K. H., Toh, W. S., Phng, G. H. (2008), Fire resistance of composite columns with embedded I-section steel Effect of section size and load level, Journal of Constructional Steel Research, Vol 64, No 3, pp.312-325.
10. Ellobody, E., Young, B. (2010), Investigation of concrete encased steel composite columns at elevated temperatures, Thin-Walled Structures, Vol 48, No 8, pp.597-608.
11. Ellobody, E., Young, B. (2011), Performance of axially restrained concrete encased steel composite columns at elevated temperatures, Engineering Structures, Vol 33, No 1, pp.245-254.
12. Kim, Y. S., Choi, B. J. (2019), Experimental Study on the Fire Resistance of Steel-Reinforced Concrete Column in Fire According to Load Ratio, Journal of Korean Society of Steel Construction, Vol.31, No.6, pp.463-475.
13. Architectural Institute of Korea Korean Building Code-Structural (KBC 2016), AIK, Korea (in Korean), pp.340-345, 2016.
14. Korean Agency for Technology and Standards (2014) Methods of Fire Resistance Test for Elements of Building Construction - General Requirements (KS F 2257-1: 2014), Korea.
15. Ellobody, E. (2007), Nonlinear behavior of concrete-filled stainless steel stiffened slender tube columns, Thin-Walled Structures, Vol 45, Issue 3, pp.259-273.
16. European Committee for Standardization Eurocode 2(2004): Design of Concrete Structures: General Rules and Rules for Buildings and Structural Fire Design - Part 1-2:Structural fire design, CEN(European Committee for Standardization), pp. 19-21, pp.26-29.
17. European Committee for Standardization Eurocode 3(2005): Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design, CEN(European Committee for Standardization), pp. 20-27.
18. Kim, H. Y., Lee, S. H., Seo, C. h. (2002), An Experimental Study on the Mechanical Behaviro of Normal Strength Concrete at High Temperature, Architectural Institute of Korea, Vol 18, No 11, pp.77-84.
19. European Committee for Standardization Eurocode 4(2005): Design of composite steel and concrete structures – Part 1-2:

General rules - Structural fire design, CEN(European Committee for Standardization), pp.19-28.
20. Kim, H. Y., Seo, C. H. (2004), An Experimental Study on the Physical Properties by Compressive Strength Areas of Concrete at High Temperature, Architectural Institute of Korea, Vol 20, No 11, pp.75-82.

Received : 12/21/2019
Revised : 12/30/2019
Accepted : 01/08/2020

Notation

$A_{a,\theta}$, $A_{c,\theta}$, $A_{s,\theta}$	:	화재 피해를 받는 재료별 단면적
E_{ay}, E_c, E_{sy}	:	강재, 콘크리트, 철근의 탄성계수
$E_{a,\theta}$, $E_{c,\theta}$, $E_{s,\theta}$	:	온도에 따른 강재, 콘크리트, 철근의 탄성계수
$(EI)_{fi,f}$ $(EI)_{fi,w}$ $(EI)_{fi,c}$ $(EI)_{fi,s}$	:	화재시 재료별 유효휨강성
$(EI)_{fi,eff}$	:	화재시 매입형 합성기둥의 유효휨강성
$I_{a,\theta}$, $I_{c,\theta}$, $I_{s,\theta}$	:	화재시 재료별 단면 2차 모멘트
$P_{fi,no}$	:	화재시 합성기둥의 공칭압축강도
f_{ay}, f_{sy}	:	강재, 철근의 항복강도
f_c	:	콘크리트 압축강도
$f_{ay,\theta}$, $f_{sy,\theta}$	:	온도에 따른 강재, 철근의 항복강도
$f_{c,\theta}$	:	온도에 따른 콘크리트 압축강도
$\gamma_{M,fi,a}$, $\gamma_{M,fi,c}$, $\gamma_{M,fi,s}$	:	화재시 재료물성에 따른 계수
$\varphi_{c,\theta}$, $\varphi_{f,\theta}$, $\varphi_{s,\theta}$, $\varphi_{w,\theta}$	:	재료별 열응력에 따른 감소계수

요 지: 본 연구에서는 화재시 매입형 합성기둥의 높은 축력비에 따른 내화성능을 알아보기 위해 유한요소해석 프로그램(ANSYS)을 통한 해석을 실시하였다. 온도에 따른 응력-변형률 곡선을 적용하여 ASTM E 119 가열곡선과 축력비 0.7, 0.6, 0.5에 따른 과도상태 열전달해석 및 정적구조해석을 실시하였으며, 해석조건과 동일한 조건에서의 재하가열실험을 실시하였다. 또한, 기준식(Eurocode 4)에 따라 가열시간에 따른 합성기둥의 공칭압축강도를 산정하고, 축력비로 나타내어 해석값 및 실험값과 비교하였다. 해석 및 실험과 기준(Eurocode 4)을 통해 가열시간에 따른 단면별 온도분포를 확인하고, 이에 따른 내화성능을 측정해 비교분석하였다. 유한요소해석 결과 축력비 0.5에서는 내화시간 180분으로 실험값과 유사한 값이 도출된 반면, 축력비 0.6, 0.7에서 내화시간 150분과 60분이 도출되어 실험결과에 비해 다소 높은 결과가 도출된 것을 알 수 있었다. 그리고 기준식(Eurocode 4)에 따라 산정한 축력비에 따른 내화시간이 실제 실험값에 비해 다소 낮게 평가하고 있다는 것을 확인하였다. 그러나 축력비 0.7에서는 기준(Eurocode 4)이 실험값에 비해 다소 높게 평가하는 것을 확인하였다. 이에 따라 고축력에서의 매입형 합성기둥의 내화특성(시간-축력비 관계)을 확인하고, 도출된 매입형 합성기둥의 실험 및 해석데이터를 Eurocode기준의 검증의 자료로 활용할 수 있을 것으로 보인다.

핵심용어: 축력비, 내화시간, 매입형 합성기둥, 유한요소해석