화재의 영향을 받는 철근콘크리트 슬래브의 하중비에 따른 내화성능 및 깊이별 온도분포 평가

Evaluation of Fire Resistance Performance and Temperature Distribution by Depth of Reinforced Concrete Slab Subjected to Fire

윤장식* · 최병정**

Yoon, Jangsik*, and Choi, Byongjeong**

Abstract

The yield or ultimate strength of a structure can be deteriorated by fire, leading to structural collapse. Temperature estimation has been studied in concrete members to identify the internal temperature distribution of reinforced concrete members at high temperatures. While foreign standards such as ACI 216 and Eurocode exist, no domestic standards have not been established for fire-resistant designs (temperature of components, strength reduction factor). This study discussed the temperature estimation and comparison of slab members using the methods of Hertz, Wickström, Kodur, Eurocode, and ACI 216.1 and analyzed the differences from actual experiments by comparing reinforced concrete experiments, foreign standards, and existing studies.

Key words : Reinforced Concrete, Slab, Fire Resistance Test, Eurocode, ACI

요 지

화재로 인한 손상으로 구조물의 강도가 저감될 수 있으며, 궁극적으로 구조물의 붕괴로 이어질 수 있다. 고온에서 철근콘크리트 부재의 내부 온도분포를 파악하기 위해 콘크리트 부재의 온도예측에 관한 연구가 수행되어져왔다. 또한, ACI 216.1과 Eurocode와 같은 국외 기준에서는 화재 발생 시 철근콘크리트 내부의 온도를 제시하고 있다. 하지만, 현행 국내기준은 내화설계(부재의 온도, 강도감소계수)를 제시하지 않았다. 이 연구는 Hertz, Wickström, Kodur, Eurocode, ACI 216.1에서 제시한 방법을 사용하여 슬래브 부재의 온도예측 및 비교에 대해 논의하였다. 따라서 본 연구에서는 철근콘크리트 실험, 국외기준, 기존 연구 등을 비교하여 실제 실험과의 차이를 분석하였다.

핵심용어 : 철근콘크리트, 슬래브, 내화실험, Eurocode, ACI

1. 서 론

최근 제천 스포츠센터 화재, 밀양 세종병원 화재, 이천 물류창고 화재 등 여러 화재사고로 인해 많은 사상자가 발생했다(Cho et al., 2020; Lee, 2020; Yeom, 2020). 이와 같이 건축물에 대한 화재는 매년 빈번하게 발생하여 경제적

피해와 인명피해를 일으키고 있다. 화재와 같은 고온 환경에 장시간 노출되면, 재료의 강도와 강성이 감소하고 구조물의 붕괴로 이어진다. 구조물의 화재 발생 빈도가 증가함에 따라, 화재 안전성(Fire Safety)에 대한 관심과 우려 또한 증가하고 있다. 문제는 화재안전성을 고려한 내화기준의 올바른 적용을 위해서 구조물 내부의 온도를 정확히 예측하는 것이

*정회원, 경기대학교 건축공학과 석사과정(E-mail: jangsik861@gmail.com)

Member, MSc. Student, Dept. of Architectural Engineering, Kyonggi University Graduate School

**교신저자, 정회원, 경기대학교 건축공학과 교수(Tel: +82-31-249-9702, Fax: +82-31-249-9702, E-mail: bjchoi@kyonggi.ac.kr)

Corresponding Author, Member, Professor, Department of Architectural Engineering, Kyonggi University

무엇보다 중요하다. 구조물의 화재안전성을 확보하기 위해 KS F 2257-1 (2014)에서는 내화설계에 대한 실험기준을 제시하고 있다. 하지만 KS F 2257-1은 재료의 특성을 반영한 내부온도나 온도에 따른 강도감소계수에 대한 내용은 연구가 필요하다. 또한 최근 개정된 건설기준코드(Korean Design Standard, KDS)는 구조 부재 내부의 온도, 강도감소계수 등 건축물의 내화설계를 위한 기준이 반영되지 않았는데, 현재 법정 내화구조에 대한 규정이 일부 개정작업도 없이 계속해서 적용되고 있기 때문이다(An et al., 2020). 반면, 국외의 내화설계 기준(BS 8110-2, 1985; EN 1991-1-2, 2002; EN 1992-1-2, 2004; ACI 216.1, 2007)은 화재영향을 받은 재료의 내부 온도나 온도에 따른 재료의 강도감소계수를 제시하였다. 국외 내화설계는 재료의 역학적·열적 작용을 반영하여 설계하는 성능기반내화설계(performance based for fire resistance design)를 도입하여 내화설계를 하고 있다. 이 설계에서는 콘크리트부재 내부의 온도를 비교적 정확히 예측하는 것이 필요하다. 철근콘크리트 부재의 내부온도결정식에 대한 연구는 다음과 같다. Hertz (1981a, 1981b)는 표준화재곡선 ISO 834의 영향을 받는 철근콘크리트 부재의 온도 예측을 위한 식을 제시하였다. Wickström (1986)은 화재에 노출된 철근콘크리트(RC)부재의 내부온도를 산정하기 위해, 시간(hour)과 피복두께(mm) 함수를 이용하여 유한요소해석프로그램(FIRES-T, TA SEF-2)으로 철근콘크리트 보의 내부온도예측식을 제안하였다. Wickström의 내부온도예측식은 ISO-83 4 화재곡선과 보통중량콘크리트를 적용하였을 때 유용하게 사용할 수 있다. Desai (1995, 1998)는 보의 스패, 콘크리트 강도, 인장철근의 양을 변수로 둔 철근콘크리트 보에 대한 실험결과와 유한요소해석 프로그램의 검토를 통해 고온에 노출된 철근콘크리트 보의 설계방법을 제시하였다. Abbasi and Hogg (2005)는 고온에서 FRP 철근을 사용한 RC보의 온도분포를 도출하고 온도에 따른 철근과 콘크리트의 강도/강성감소계수를 도출하기 위해 내화실험결과, 유한요소해석(FEMLAB)결과와 반경험적 예측식을 비교하였다. 내화실험결과와 예측식은 매우 유사한 온도변화를 보였지만 해석결과와는 크게 차이가 났다. Kodur et al. (2013)은 기존 온도 접근 방식이 특정 시간 단계와 특정골재를 사용한 콘크리트의 온도 예측으로 제한된다고 판단하여 화재에 노출된 탄산계 및 규산계 철근콘크리트부재의 온도 평가를 위한 예측식을 제안하였다. Kodur의 내부온도 예측식은 보통콘크리트, 고강도콘크리트, 규산골재, 탄산염 골재 모두에 적용할 수 있다는 장점이 있다. Balaji et al. (2016)은 RC 슬래브의 내화 성능에 대한 다양한 매개변수(골재 종류, 슬래브 두께, 피복 두께, 화재에 노출된 면적, 화재 하중, 2방향슬래브의 구속조건)를 설정하여 유한요소해석 프로그램(ANSYS)을 통해 해석을 실시하였다. Gao et al. (2013)은 RC보의 온도분포를 예측하기 위해 유한요소해석과 내화실험의 온도 데이터를 비교·분석하여 내화

설계에 간편한 식을 제안하였다.

이상의 연구를 살펴볼 때 RC슬래브의 두께별 온도의 차이는 연구자 별로 차이가 있으며 상호 비교 연구할 필요성이 있다. 본 연구에서는 RC 슬래브를 대상으로 축력비를 고려한 화재 재하실험을 수행하였고 실험 결과를 통해서 얻은 내부온도와 이론적인 해석에 근거하여 RC 슬래브의 내부 온도와 온도에 따른 강도감소계수의 차이를 검증하는 연구를 수행하였다. 실험결과로 얻은 내부온도는 EN 1992-1-2 (2004), ACI 216.1 (2007)에서 제시한 값과 상호 비교하였고, 비교를 위한 재료 내부 온도결정식은 Wickström, Hertz, Kodur의 제안식을 사용하여 검증하는 연구를 수행하였다. 본 연구를 통해 도출된 철근콘크리트슬래브의 실험데이터와 기존 국외기준 및 이론값을 성능기반 내화설계의 데이터베이스로 활용할 수 있을 것으로 보인다.

2. 이론적 배경

2.1 부재의 내부온도결정식 소개

콘크리트 내부 온도에 대한 기준은 Eurocode 2와 ACI 216.1.1M이 있다. Eurocode 2와 ACI 216.1은 외부온도상승에 따른 내부 콘크리트 온도에 대한 기준을 제시하고 있다. Eurocode 2에는 일반 콘크리트 슬래브 및 보-기둥 단면의 온도 프로파일을 제시하고 있다. Eurocode 2의 온도 프로파일은 계산을 통해 얻어진 결과로, 실제 실험 데이터에 대한 보정 여부는 알려지지 않고 있다. 또한 ACI 216.1M-14 4.2에서는 콘크리트 벽체, 슬래브, 지붕의 단면에 대한 온도예측 및 내화기준을 제시하고 있다. 콘크리트 부재 내부의 온도분포에 대한 연구 또한 선행 연구자들을 통해 진행되어왔다. 아래의 식에 대한 설명은 기호에 주석을 달아 참고로 제시하였다.

Wickström (1986)의 온도결정식은 실험 결과와 Eurocode 2의 Parametric 곡선 및 표준화재곡선 ISO 834-1을 바탕으로 비선형 열해석 결과를 분석하여 도출한 결과로 제시되었다.

Eq. (1)은 화재에 노출된 표면으로부터 깊이 x 에서의 온도를 나타낸다. Eqs. (2), (3), (4)는 Eq. (1)을 위해 필요한 변수로서 깊이와 시간과의 관계를 나타내고 있다.

$$T_c = \eta_x \eta_w T_f \quad (1)$$

$$\eta_x = 0.18 \ln(t_h/x^2) - 0.81 \quad (2)$$

$$\eta_w = 1 - 0.0616 t_h^{-0.88} \quad (3)$$

$$T_w = \eta_w T_f \quad (4)$$

Eqs. (1), (2), (3), (4)에서 T_c 는 화재에 노출된 표면으로부터의 깊이 x 에서의 온도, η_x 는 콘크리트 표면의 온도 상승과

시간에 따른 표준화재곡선의 온도 사이의 비, η_w 는 슬래브 깊이 x 에서 내부 온도 상승과 표면 온도 상승 사이의 비, x 는 화재에 노출된 표면으로부터의 깊이, T_f 는 화재온도, t 는 화재 시간이다.

Hertz (1981a, 1981b) 또한 콘크리트 내부의 온도결정식을 도출하였다. Hertz는 온도예측 Eq. (5)를 제시하였고 이를 위해서 필요한 변수는 Eq. (6), Eqs. (7) 및 (8)의 $f_i(x, t)$ 의 함수로 설명하였다.

$$\Delta\theta(x, t) = f_1(x, t) + f_2(x, t) + f_3(x, t) \quad (5)$$

$$f_1(x, t) = E \left(1 - \frac{x}{3,363 \sqrt{at}} \right)^2 \quad (6)$$

$$f_2(x, t) = D e^{-x \sqrt{\frac{\pi}{2Ca}}} \sin \left(\frac{\pi t}{C} - x \sqrt{\frac{\pi}{2Ca}} \right) \quad (7)$$

$$f_3(x, t) = \frac{D+E}{2(e^{LC}-1)} \left(1 - e^{\left(L(\tau-C) - x \sqrt{\frac{L}{a}} \right)} \right) \quad (8)$$

Eqs. (5), (6), (7), (8)에서 t 는 화재 시간, a 는 열전도율, $\Delta\theta(x, t)$ 는 깊이 x 와 시간 t 에서의 온도, f_1, f_2, f_3 은 온도 분포예측을 위한 함수, C, D, E 는 가열방식에 따른 매개 변수, L 은 냉각 흐름에 따른 매개 변수이다.

Kodur et al. (2013)은 Wickström의 방정식을 바탕으로 화재에 노출된 RC 부재들의 횡단면에 대한 온도를 FEA 프로그램을 활용하여 예측하는 식을 제안했다. 이 방법은 표준 화재에 노출된 RC 부재의 온도 데이터를 도출하여 Eq. (9)로 설명 될 수 있다. Eq. (10)은 Eq. (9)를 얻기 위해서 필요한 깊이와 시간과의 관계를 나타내는 식이다.

$$T = c_1 \cdot n_x \cdot (at^n) \quad (9)$$

$$n_x = 0.155 \ln \left(\frac{t}{x^{1.5}} \right) - 0.348 \sqrt{x} - 0.371 \quad (10)$$

Eqs. (9), (10)에서 c_1 은 콘크리트 골재별 계수, at^n 은 표준화재곡선의 온도이다.

2.2 부재의 이론적 내부온도분포

콘크리트 내화기준(Eurocode, ACI)와 기존 연구자들이 제시한 콘크리트 내부 온도분포식을 이용한 화재노출 1시간에서의 온도분포를 비교한 결과를 Fig. 1로 나타냈다.

Eurocode, ACI와 Wickström, Kodur가 제시한 화재노출 1시간에서의 온도분포는 표면으로부터의 깊이 70 mm까지 매우 비슷한 값이 나타났다. 콘크리트 부재의 내부 깊이

70 mm까지는 현재의 Eurocode 및 ACI는 신뢰할 수 있는 수준이라 판단된다. 80 mm부터 110 mm에서 ACI에 의한 내부온도는 EN의 값보다 높게 나타났으나 온도가 200 °C 이하이므로 그 온도영향이 적다고 판단된다. 하지만 Hertz가 제시한 식의 온도분포는 나머지와 매우 차이나는 결과가 나타났다. 깊이 40 mm까지는 온도가 약 100 °C 이상의 값이 나타났고, 반대로 50 mm부터는 약 100 °C 이하의 값이 나타났다. 또한 깊이 70 mm에서는 더 이상 내부 온도를 구할 수 없는 단점이 있었다. 따라서 본 연구에서는 화재노출 1, 2, 3시간의 결과를 4장에서 추가로 분석하였고 내부깊이 70 mm까지 Hertz의 결과를 유심히 관찰하였다.

Fig. 1. Comparison of Concrete Temperature

3. 슬래브 내화실험

3.1 내화실험 개요

본 연구에서는 화재시 철근콘크리트 슬래브 내부의 온도 분포와 화재시 구조적 거동을 확인하고자, 비재하실험과 재하가열실험을 실시하였다. 비재하가열실험체는 Fig. 2(a)와 같이 단면 가로 3,600 mm, 세로 1,500 mm 및 두께 457 mm로 설계하였다. 또한, 재하가열실험체는 Fig. 2(b)와 같이 단면 가로 5,000 mm, 세로 1,500 mm 및 두께 250 mm로 설계하여 제작하였다. 재하 및 비재하실험체는 수평가열로 실험실 조건을 고려한 크기로 실험체를 제작하여 실험하였다. 모든 실험체의 제작에 사용된 콘크리트의 압축강도는 35 MPa이고, 철근의 물성치는 Table 1과 같이 탄성계수 204,910 MPa, 평균항복강도 410 MPa, 인장강도 560 MPa, 연신률 18.3%로 확인되었다. 실험체는 총 4개의 실험체를 계획하였다(Table 2).

S-NL-C1, 2는 콘트롤 기준 실험체로서 내부의 온도가 중요하기 때문에 축하중을 고려하지 않은 2개의 실험체를 준비하였다. 실험체 S-NL-C1과 S-NL-C2는 비 재하상태에서 고온의 영향을 받았을 때의 내부 온도를 확인하기 위한 실험 체이다. 나머지 2개의 실험체는 S-L0.5, S-L0.7로서 하중을 받는 철근콘크리트 슬래브의 내화실험체이며, 재하지속하중 은 공칭휨강도의 50% 및 70%를 적용하였다. 내화실험을

Fig. 2. Section of Test Specimen

Table 1. Mechanical Properties of Slab Test Specimens

Material	No.	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	E (MPa)	Elongation (%)
SD400	No.1	421	574	201,534	18
	No.2	403	556	200,145	18.5
	No.3	407	551	213,052	18.3
	Average	410	560	204,910	18.3

통해서 화재시 내부 온도 분포와 하중에 대한 변형을 및 변형량의 확인에 중점을 두었다. S-NL-C1과 S-NL-C2 실험체는 상부에 HD32 (SD400), 하부에 HD25 (SD400)철근을 각각 배근하였다. 실험체 S-L0.5 및 S-L0.7은 상부, 하부 모두 HD19 (SD400)철근을 사용하였고, 재하가열실험시 실험실의 하중 여건을 고려하였고, 내부슬래브온도의 측정 두께범위 이상이 되도록 RC슬래브의 두께 250 mm를 사용하였다.

Table 2. Test Specimen

(Exposed Fire Rate: 3 hr)						
Specimen	Slab Size	Bottom rebar	Cover (mm)	Nominal Bending Strength (kN)	Load Ratio	Load (kN)
S-NL-C1	3,600 × 1,500 × 457	HD25@9"	38	239.3	-	-
S-NL-C2					-	-
S-L0.5	5,000 × 1,500 × 250	HD19@9"	25	106.6	0.5	53.3
S-L0.7					0.7	75.2

3.2 실험체 가열 및 가력 방법

화재실험 시 실험체 S-L0.5와 S-L0.7은 동일한 크기의 실험체로 공칭휨강도 106.5 kN의 50%인 53.5 kN, 70%인 75.2 kN을 각각 유지하며 재하가열실험을 진행하였다(Table 2). 실험방법은 기본적으로 ASTM E119 (2015)에 따라 실험을 실시하였다. 모든 실험체는 미국기준(AISC, ACI)을 바탕으로 내화설계를 진행하였기 때문에 Fig. 3과 같이 ASTM E119의 표준화재곡선에 따라 실험체를 가열하였고, 슬래브의 비가열면 온도는 평균상승온도 139 °C, 최고상승온도 181 °C 초과여부를 확인하였다. Fig. 4는 화재시간별 슬래브의 온도분포를 확인하고자 콘크리트 표면으로부터 단면 A-A'와 B-B'에서 10 mm, 20 mm, 40 mm, 70 mm, 100 mm, 130 mm에서의 A와 B위치에 열전대 6개씩 총 12개의 열전대의 설치를 설명하고 있다. Fig 5의 재하가열실험은 수평가열로 위에 실험체설치한 후 2점재하가력을 실시한 것을 나타낸다. 재하가열실험시 수평가열로에 지점거리 4.5 m의 위치에 단순지지형태를 구현하였다.

Fig. 3. Comparison of Furnace Temperature with ASTM E119

Fig. 4. Location of Thermocouple (Unit : mm)

Fig. 5. Installation of Slab Specimen

4. 실험결과 및 비교

4.1 변형량 측정결과

S-L0.5는 3시간 동안 가열하였을 때 3시간에서 변위 112.6 mm, 분당 변형률 1.3 mm/min으로 나타났고, S-L0.7은 3시간 가열에서 변위 141.9 mm, 분당 변형률 1.8 mm/min으로 나타났다. 두 실험체 모두 내화 3시간 성능기준인 202.5 mm와 9.0 mm/min을 초과하지 않고 파괴가 일어나지 않은 것으로 보아 내화시간 180분을 만족한 결과를 얻었다. 실험 결과에 따른 최대변형량과 분당 최대변형률은 Fig. 6과 Table 3에 정리하였고 최대변형량과 분당 최대변형률에 대한 내화 성능기준(KS F 2257-1)은 Eqs. (11), (12)를 사용하였다.

$$\text{최대변형량 기준} : L_c^2/400d \quad (11)$$

$$\text{분당 최대변형률 기준} : L_c^2/9000d \quad (12)$$

Table 3. Displacement Measurement at Center at 3 hours

Specimen	Bottom displacement (mm)	Bottom displacement per minute (mm/min)
S-L0.5	112.6	1.3
S-L0.7	141.9	1.8

Fig. 6. Displacement of Slab (S-L0.5, S-L0.7)

Eqs. (11), (12)에서 L_c 는 슬래브의 순경간, d 는 구조단면의 최대 압축력을 받도록 설계된 위치에서 최대 인장력을 받도록 설계된 위치까지의 거리를 뜻한다.

4.2 화재시간에 따른 내부 온도 분포

비재하가열실험과 재하가열실험체의 내부 온도 분포는 열전대를 통해 측정하여 Table 4에 정리하였다. Table 4에서, 부재의 깊이가 화재표면으로부터 멀어질수록 온도는 감소함을 확인하였다. S-NL-C1 실험체는 폭열의 발생으로 S-NL-C2 실험체에 비교해 볼 때 높은 온도 상승을 확인할 수 있었다. 따라서 본 연구에서는 폭열 현상이 발생하지 않은 기준 실험체인 S-NL-C2 실험체를 중심으로 비교 분석하였다. 또한, KDS 14 20 50에 따르면 슬래브의 피복두께는 철근의 두께가 D35 이하일 때 최소 20 mm, D35를 초과할 경우 최소 40 mm로 규정하기 때문에 실험에서 측정된 깊이 20 mm, 40 mm, 70 mm를 중심으로 비교하였다.

Table 4. Temperature Measurements of Inner Concrete (Test)

Specimen	Time (hr.)	Temperature (°C)					
		Depth from bottom (mm)					
		10	20	40	70	100	130
S-NL-C1	1	813	817	517	190	111	96
	2	962	952	724	406	176	123
	3	1,025	1,019	825	538	332	201
S-NL-C2	1	628	504	332	242	110	90
	2	764	655	474	389	160	112
	3	843	740	564	454	224	130
S-L0.5	1	615	482	254	140	112	72
	2	768	654	403	247	137	101
	3	848	745	506	338	206	120
S-L0.7	1	545	396	279	149	107	96
	2	703	547	419	257	148	99
	3	783	636	510	341	212	132

S-NL-C2 실험체는 20 mm일 때 1시간에서 504 °C, 2시간 일 때 655 °C, 3시간일 때 740 °C로 나타났고, S-L0.5 실험체는 482 °C, 654 °C, 745 °C로 나타나면서 매우 유사한 온도 데이터가 나타났다(Figs. 7 and 8). Fig. 9의 S-L0.7 실험체는 1시간에서 396 °C, 547 °C, 636 °C로 측정되어 전의 두 실험체보다 시간별로 100 °C 이상 차이 나는 온도 데이터를 확인할 수 있었다. 깊이 40 mm일 때 S-L0.5, S-L0.7 실험체는 시간대별 20 °C 이내의 차이가 나면서 비슷한 결과가 나타났지만, S-NL-C2와는 시간대별로 50 °C 이상의 차이가 발생하였다. 또한, 깊이 70 mm에서도 S-L0.5와 S-L0.7 실험체는 20 °C 내외의 유사한 온도분포를 보였지만, S-NL-C2실험체는 모든 시간대에서 100 °C 이상 높은 온도를 보였다.

Fig. 7. Temperature Distribution at 1 hour

Fig. 8. Temperature Distribution at 2 hour

Fig. 9. Temperature Distribution at 3 hour

4.3 실험과 기준의 온도 분포 차이점 비교

Eurocode 2, ACI 216.1의 화재시간별 콘크리트 내부 온도 분포와 선행연구자들이 제시한 온도분포예측식을 통한 콘크리트온도를 비교하였다.

Table 5는 기준실험체와 해석적 온도차이를 깊이별로 분석해 보기 위해서 준비한 자료이다. 이 데이터를 바탕으로 기준 실험체의 온도값을 해석적으로 얻어진 EN, ACI, Wickström, Hertz 및 Kodur의 온도값과 상호 비교하기 위해서 관찰한 결과를 Table 6에 제시하였다. 온도 비교를 위해 사용한 표준화재곡선은 ASTM E119이다. 또한 깊이별 온도분포 특성의 차이분석 결과는 Figs. 10, 11, 12에서 보다 상세히 정리하였다.

4.3.1 화재노출면으로부터 20 mm에서의 온도분포

Fig. 10은 하루로부터 20 mm 깊이에서 측정한 시간별 온도분포를 보여주고 있다. Hertz의 온도분포는 실험체보다 3시간에서 최소 132 °C, 최대 236 °C의 큰 온도차이가 나타났다.

Table 5. Temperature measurements of inner concrete (EN 1992-1-2, ACI 216.1, Wickström, Hertz, Kodur)

Comparison	Time (hr.)	Temperature (°C)		
		Depth from bottom (mm)		
		20	40	70
S-NL-C2	1	504	332	242
	2	655	474	389
	3	740	564	454
EN 1992-1-2	1	510	300	130
	2	680	470	260
	3	790	580	355
ACI 216.1	1	530	320	150
	2	710	500	280
	3	820	605	390
Wickström	1	514	300	127
	2	703	460	265
	3	844	580	366
Hertz	1	597	417	44
	2	791	637	114
	3	872	738	582
Kodur	1	508	320	161
	2	675	470	297
	3	807	585	398

Table 6. Temperature Comparison of Inner Concrete at 20 mm

Time (min.)	$\Delta(T_{C2} - T_{EN, ACI, W(Wickström), H(Hertz), K(Kodur)})$ (°C)				
	$T_{C2} - T_{EN}$	$T_{C2} - T_{ACI}$	$T_{C2} - T_W$	$T_{C2} - T_H$	$T_{C2} - T_K$
60	-7	-27	-11	-94	-5
120	-26	-56	-49	-147	-21
180	-50	-80	-104	-142	-67

Fig. 10. Comparison of Inner Concrete Temperature (20 mm)

Wickström, Kodur, EN 1992-1-2, ACI 216.1의 온도분포는 실험체 S-NL-C2, S-L0.5와 시간에 따른 유사한 온도분포를 나타냈지만 S-L0.7보다 150 °C 이상 차이 나는 온도분포를

보였다. Table 6에서 살펴본 바와 같이 기준을 포함한 해석적 분석값이 실험값보다 모두 높았다. 비교대상 S-NL-C2는 국외기준 EN 1992-1-2과 비교하였을 때 1시간에서 7 °C, 2시간에서 26 °C, 3시간에서 50 °C로 가장 유사한 온도로 관찰되었다. 또한, S-NL-C2는 연구자별 온도분포식과 비교하였을 때는 Kodur의 제안식과 유사한 온도를 가진 것으로 관찰되었다. Hertz의 제안식의 경우 S-NL-C2 실험체와 가장 큰 차이인 1시간에서 94 °C, 2시간에서 147 °C, 3시간에서 142 °C 높은 온도를 보였다. Wickström의 제안식이 실험과 차이가 발생한 이유는 표준화재곡선 ISO 834가 아닌 ASTM E119를 사용하여 발생한 것으로 판단된다.

4.3.2 화재노출면으로부터 40 mm에서의 온도분포

Fig. 11은 노출면으로부터 40 mm에서의 시간별 온도분포를 나타내고 있다. Hertz의 온도분포는 30분에서는 가장 낮은 온도(445 °C)로 나타났지만 이후 급격하게 온도가 증가하여 60분부터는 S-NL-C1을 제외한 데이터보다 높은 온도를 나타냈다. 이는 Hertz가 제시한 온도분포식의 특성 때문으로 보인다. 깊이 20 mm의 온도분포와 달리 40 mm에서는 실험체 S-NL-C1과 Hertz 데이터를 제외한 모든 데이터는 시간에 따른 유사한 온도증가와 온도분포를 보였다. 다만, 실험체 S-L0.5, S-L0.7은 실험체 S-NL-C2보다 낮은 온도를 모든 시간대에서 보이고 있는데 이는 하중비에 따른 온도차이로 예상된다. Table 7에서 살펴보면 Hertz의 제안식을 제외하고 1시간에서 모든 비교군이 S-NL-C2의 온도값보다 낮았고, 3시간에서는 S-NL-C2의 결과보다 높은 것을 관찰할 수 있다. S-NL-C2 실험체와 비교하였을 때, Kodur의 제안식이 1시간에서 12 °C, 2시간에서 4 °C로 가장 낮은 차이를 보였다. 3시간에서는 Wickström의 제안식이 16 °C로 가장 낮은 차이로 관찰되었다. ACI 216.1의 경우 1시간에서 가장 적은 차이가 나타났지만, 2, 3시간에서 가장 큰 차이가 발생하였다. Hertz의 제안식은 1시간에서 85 °C, 2시간에서 181 °C, 3시간에서 191 °C 높은 온도 차이가 발생하면서 가장 부정확한 제안식으로 관찰되었다.

Fig. 11. Comparison of Inner Concrete Temperature (40 mm)

Table 7. Temperature Comparison of Inner Concrete at 40 mm

Time (min.)	$\Delta(T_{C2} - T_{EN, ACI, W(Wickström), H(Hertz), K(Kodur)}) (°C)$				
	$T_{C2} - T_{EN}$	$T_{C2} - T_{ACI}$	$T_{C2} - T_W$	$T_{C2} - T_H$	$T_{C2} - T_K$
60	32	12	32	-85	12
120	4	-27	13	-181	4
180	99	64	88	-148	56

4.3.3 화재노출면으로부터 70 mm에서의 온도분포

Fig. 12는 노출면으로부터 70 mm에서의 시간별 온도분포를 나타내고 있다. 실험체 S-NL-C1은 폭열 현상이 발생하여 RC슬래브 내부로 화재가 침투했지만 깊이 70 mm에서는 폭열 현상으로 인한 온도상승이 큰 영향을 미치지 않은 것으로 나타났다. S-NL-C1은 가열 70분까지 다른 비교군과 유사한 온도분포를 나타냈고 그 이후 폭열로 인해 온도가 상승했지만 깊이 20 mm, 40 mm보다 큰 영향을 받지 않은 것으로 보였다. Hertz의 온도분포는 120분까지 매우 낮은 온도를 나타내면서 다른 비교군보다 낮은 온도를 보였지만 180분에서 급격하게 상승하면서 가장 높은 온도(582 °C)를 보였다. 실험체 S-NL-C2는 폭열이 발생한 S-NL-C1보다 90분까지 온도가 더 높았다. S-L0.5, S-L0.7은 Wickström, Kodur, EN 1992-1-2, ACI 216.1의 온도분포와 매우 유사한 값을 보였다. Table 8에서 살펴본 바와 같이 Hertz의 제안식을 제외한 모든 해석적 분석값이 실험값보다 모두 낮았다. S-NL-C2 실험체와 비교하였을 때, ACI 216.1에서 제시한 온도가 EN 1992-1-2에서 제시한 온도보다 모든 시간대에서 더 유사한 것을 관찰할 수 있다. 또한, Kodur의 제안식이 1시간에서 80 °C, 2시간에서 71 °C, 3시간에서 56 °C 낮은 온도로 관찰되었는데 이는 모든 비교군보다 가장 유사한 온도값이다. Hertz의 제안식은 S-NL-C2 실험체보다 1시간에서 197 °C, 2시간에서 235 °C 낮은 결과가 나타났지만, 3시간에서 148 °C 높은 결과가 나타났고, 이 값은 S-NL-C2 실험체와 비교하였을 때 가장 큰 차이로 나타났다.

Fig. 12. Comparison of Inner Concrete Temperature (70 mm)

Table 8. Temperature Comparison of Inner Concrete at 70 mm

Time (min.)	$\Delta(T_{C2} - T_{EN, ACI, W(Wickström), H(Hertz), K(Kodur)})$ (°C)				
	$T_{C2} - T_{EN}$	$T_{C2} - T_{ACI}$	$T_{C2} - T_W$	$T_{C2} - T_H$	$T_{C2} - T_K$
60	112	92	115	197	80
120	109	89	104	235	71
180	99	64	88	-148	56

5. 결 론

본 연구는 국외기준, 연구자별 온도결정식, 실험결과를 이용하여 RC슬래브의 피복두께까지의 온도를 비교하고 현행 콘크리트 내화기준과 콘크리트 온도 제안식에 대한 문제점을 제시하기 위해 수행되었다. 본 논문의 요약은 다음과 같다.

- (1) 비재하가열실험체 S-NL-C1은 화재실험 중 화재에 노출된 표면에서 폭열이 발생하여 가열 3시간기준 20 mm에서 1,019 °C, 40 mm에서 825 °C, 70 mm에서 538 °C로 다른 실험체보다 훨씬 높은 온도가 나타났다. 하지만, 화재노출면으로부터 70 mm에서 실험체 S-NL-C2는 폭열이 발생한 실험체 S-NL-C1보다 90분까지 더 높은 온도를 유지하였다. 재하가열실험체 S-L0.5는 깊이 20, 40 mm에서 콘크리트 실험체와 화재에 노출된 모든 시간대에서 100 °C 이내의 유사한 온도 차이가 나타났다. 실험체 S-L0.7은 깊이 20 mm에서 S-NL-C2보다 꾸준히 100 °C 내외 낮은 온도를 보였고, 40 mm에서는 실험체 S-NL-C2와 매우 유사한 온도가 나타났다. 하지만, 재하가열실험체 S-L0.5, S-L0.7 모두 깊이 70 mm에서 실험체 S-NL-C2보다 약 100 °C 낮은 온도를 보였다.
- (2) 화재노출면으로부터 20 mm에서 비재하가열실험체 S-NL-C2와 재하가열실험체 S-L0.5는 기준(ACI, Eurocode)과 Wickström, Kodur의 제안식과 온도가 유사하게 증가하는 것을 확인할 수 있다. 하지만 70%의 하중비를 재하한 S-L0.7의 경우 화재노출 30분부터 기준과 Hertz의 제안식보다 약 200 °C 낮은 온도가 나타났고, 180분까지 차이가 꾸준히 증가하여 200 °C 이상의 차이까지 늘어났다. 화재노출면으로부터 40 mm에서는 S-NL-C2, S-L0.5, S-L0.7 모두 내화기준에서 제시한 온도분포와 제안식을 통해 얻은 온도분포와 유사한 온도가 나타났다. S-L0.5와 S-L0.7은 Hertz의 식을 제외한다면 나머지 기준과 제안식과 유사한 온도가 나타났다.
- (3) Hertz가 제시한 온도분포식을 통해 얻은 철근콘크리트 슬래브의 내부온도는 철근콘크리트 슬래브 내화실험, 국외기준(ACI, Eurocode), Wickström과 Kodur가 제시한 온도분포예측식과 비교하였을 때 큰 차이가 발생했다. 화재노출표면으로부터 깊이 20 mm에서는 폭열이

발생한 실험체 S-NL-C1의 온도 데이터보다는 낮지만 실험체 S-NL-C2보다 60분에서 93 °C, 180분에서 142 °C, 실험체 S-L0.5보다 60분에서 147 °C, 180분에서 169 °C, 실험체 S-L0.7보다 60분에서 249 °C, 180분에서 286 °C로 매우 큰 온도 차이를 보였다. 또한, Hertz의 온도결정식은 깊이 40 mm에서 30분 화재노출 시 96 °C로 나타났지만 60분 화재노출 시 417 °C, 70 mm에서 120분 화재노출 시 134 °C, 180분 화재노출 시 602 °C로 나타나는 것과 같이 같은 깊이에서 큰 온도 차이가 나는 것을 확인할 수 있었고, 실험결과와 기준, 다른 온도분포식과도 큰 차이가 나는 것을 확인할 수 있었다.

- (4) 화재노출면에서부터 20 mm에서는 ACI 216.1보다는 EN 1992-1-2의 온도값이 더 정확한 것을 관찰할 수 있었다. 화재노출면 40 mm에서는 ACI 216.1의 온도값이 1시간에서 가장 정확한 것으로 나타났지만, 2, 3시간에서 가장 큰 온도차이가 나타났다. 화재노출면으로부터 70 mm에서는 ACI 216.1에서 제시한 데이터가 EN 1992-1-2의 데이터보다 더 유사하였다. Kodur의 제안식은 깊이 20, 40, 70 mm에서 S-NL-C2와 가장 유사한 온도로 나타났고, Hertz의 제안식은 모든 깊이, 모든 시간대에서 가장 큰 차이로 관찰되었다. 따라서, 깊이 20 mm에서는 EN 1992-1-2와 Kodur의 제안식을 사용하는 것이 가장 정확하고, 깊이 40 mm에서는 Kodur의 제안식, 깊이 70 mm에서는 ACI 216.1과 Kodur의 제안식을 사용하여 화재시 온도분포예측에 정확할 것이다. Hertz의 제안식을 사용할 경우 다른 기준이나 제안식을 사용하여 비교하는 것이 필요하다.
- (5) 본 연구는 철근콘크리트슬래브에 대한 내화실험을 진행하였고, Kodur가 제시한 철근콘크리트부재의 온도예측식과의 온도차가 가장 적게 나타났기 때문에 철근콘크리트슬래브의 내화설계에 가장 적합하다고 판단하였다. 추후 콘크리트의 열적 특성을 반영한 해석적 연구가 필요하다고 판단된다.

감사의 글

이 논문은 2016년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지기술평가원의 지원을 받아 수행된 연구이며(No.20161510400110, 원전광역화재를 고려한 정략적 화재영향 평가 기술개발), 2018년도 경기대학교 대학원 연구원 장학금 지원에 의하여 수행되었습니다.

References

- Abbasi, A., and Hogg, P.J. (2005). A model for predicting the properties of the constitutive of a glass fiber rebar reinforced concrete beam at elevated tem-

- peratures simulating a fire test. *Composites Part B: Engineering*, Vol. 36, No. 5, pp. 384-393.
- ACI 216.1. (2007). *Code requirements for determining fire resistance of concrete and masonry construction assemblies*. American Concrete Institute, Michigan, USA.
- An, J.H., Cho, G.H., and Yeo, I.H. (2020). A study on the improvement plan of classification system for beam and slab of fire resistance construction in building's law. *J. Korean Soc. Hazard Mitig.*, Vol. 20, No. 1, pp. 203-210.
- ASTM E119. (2015). *Standard test methods for fire tests of building construction and materials*. ASTM International, West Conshohocken, PA, USA.
- Balaji, A., Nagarajan, P., and Pillai, T.M.M. (2016). Predicting the response of reinforced concrete slab exposed to fire and validation with IS456 (2000) and Eurocode 2 (2004) provisions. *Alexandria Engineering Journal*, Vol. 55, No. 3, pp. 2699-2707.
- BS 8110-2. (1985). *Structural use of concrete - Part 2: Code of practice for special circumstances*. British Standards Institute, Milton Keynes, UK.
- Cho, J.Y., Song, J.I., Jang, M.Y., and Jang, C.R. (2020). A study on the essential information to collect disaster sites for effective disaster management: Focused on Jecheon sports center fire case. *Journal of the Society of Disaster Information*, Vol. 16, No. 1, pp. 70-78.
- Desai, S.B. (1995). *Shear resistance at normal and high temperatures of reinforced concrete members with links and central bars*. Ph.D. dissertation, City University London, London, UK.
- Desai, S.B. (1998). Design of reinforced concrete beams under fire exposure conditions. *Magazine of Concrete Research*, Vol. 50, No. 1, pp. 75-83.
- EN 1991-1-2. (2002). *Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire*. British Standards Institution, London, UK.
- EN 1992-1-2. (2004). *Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design*. British Standards Institution, London, UK.
- Gao, W.Y., Dai, J.G., and Teng, J.G. (2013). Simple method for predicting temperatures in reinforced concrete beams exposed to a standard fire. *Advances in Structural Engineering*, Vol. 17, No. 4, pp. 573-589.
- Hertz, K. (1981a). *Stress distribution factors*. Report No. 158. Institute of Building Design, Technical University of Denmark.
- Hertz, K. (1981b). *Simple temperature calculations of fire exposed concrete constructions*. Report No. 159. Institute of Building Design, Technical University of Denmark.
- Kodur, V.K.R., Yu, B., and Dwaikat, M.M.S. (2013). A simplified approach for predicting temperature in reinforced concrete members exposed to standard fire. *Fire Safety Journal*, Vol. 56, pp. 39-51.
- KS F 2257-1. (2014). *Methods of fire resistance test for elements of building construction - general requirements*. Korean Agency for Technology and Standards (KATS).
- Lee, E.P. (2020) Case study: Analysis of the causes for many casualties in a mil-yang sejong hospital fire. *Journal of Scientific Criminal Investigation*, Vol. 14, No. 2, pp. 134-145.
- Wickström, U. (1986). A very simple method for estimating temperature in fire exposed concrete structures. In S.J. Grayson, and D.A. Smith (Eds.), *New technology to reduce fire losses and costs* (pp. 186-194). London, UK: Elsevier Applied Science.
- Yeom, G.W. (2020). A study on the policy measures for the prevention of large fire accidents - Focused on fire accidents at Icheon logistics warehouse. *Law Review*, Vol. 20 No. 2, pp. 399-419.

Received	November 24, 2020
Revised	November 25, 2020
Accepted	December 9, 2020