Journal of Korean Society of Steel Construction
Vol.38, No.5, pp.261-274, October, 2026

ISSN(print) 1226-363X ISSN(online) 2287-4054
DOI https://doi.org/10.7781/kjoss.2026.38.5.261

# 배터리 화재를 고려한 강구조 보의 내화거동 비교 연구

류은미[1] · 조규환[1] · 윤홍석[1*] · 안재권[1] · 이상윤[2]
[1]수석연구원, 한국건설기술연구원, [2]대표, 현안구조이엔지

# Comparative Evaluation of the Fire-Resistance Behavior of Steel Beams under Battery Fire Conditions

**Ryu, Eun-Mi[1], Cho, Gyu-Hwan[1], Yun, Hong-Seok[1*], Ahn, Jae-Kwon[1], Lee, Sang-Yun[2]**
[1]Senior Researcher, Dept. of Fire Safety Research, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, Hwaseong, 18544, Korea
[2]CEO, Hyun-An Structural Eng., Ansan, 15588, Korea

**Abstract** – This study investigates the fire resistance performance of steel beams in battery handling facilities. These facilities present fire risks due to rapid temperature rise and high heat release rates associated with battery fires. However, current evaluations are primarily based on standard fire conditions, which may not represent such environments. A fire experiment on a battery module was conducted to characterize its heat release behavior. Based on the measured characteristics, a numerical fire model of a battery handling facility was developed. Coupled thermal–structural analyses were then performed on fire-protected steel beams under battery, hydrocarbon, and standard fire conditions. Under the derived battery fire condition, the SFRM (Spray-Applied Fire Resistive Material) model reached an average steel temperature of 538℃ at 66 min and a midspan deflection of 110 mm at 93 min, while the CON (concrete) model reached the same deflection criterion at 112 min. The battery fire condition produced higher steel temperatures and more rapid strength degradation than the hydrocarbon and standard fire conditions. These results demonstrate the limitations of standard fire-based evaluation methods for high-risk battery handling facilities and highlight the need for performance-based fire design incorporating the battery fire scenario derived in this study.
**Keywords** – Battery handling facility, Battery fire, Fire-resistant structural performance, Coupled thermal-structural analyses, Performance-based fire design

## 1. 서 론

최근 에너지 저장 시스템(ESS), 전기차 충전 인프라, 배터리 모듈 생산 및 보관 시설의 확산으로 인해 배터리 취급시설은 화재 안전 측면에서 중요한 관리 대상 시설로 부각되고 있다[1],[2],[3]. 이러한 시설은 고에너지 밀도의 리튬이온 배터리를 대량으로 취급하므로 화재 발생 시 일반 건축물과 상이한 열적 특성의 화재 시나리오가 형성될 가능성이 크다. 특히 배터리 화재는 열폭주(Thermal Runaway)에 의해 단시간 내 급격한 온도 상승과 더불어 큰 열방출을 동반하므로[4],[5], 구조 부재에 불리한 열환경을 유발할 수 있다.

배터리 취급시설은 충전 및 전력 설비, 환기 및 제어 시스템 등이 집약된 복합 공간으로, 설비 배치와 유지관리를 위한 공간적 유연성이 요구된다. 강구조 시스템은 이러한 공간적 요구에 대응이 가능한 구조 형식으로서, 개방적인 공간 구성과 시공 유연성 측면에서 장점을 갖는다. 그러나 강구조 부재는 고온에 노출될 경우 재료 강도와 강성이 급격히 저하되며, 화재 지속 시간이 증가함에 따라 구조적 변형과 성능 저하가 가속되는 취약성을 가진다. 따라서 배터리 취급시설에 강구조 시스템을 적용하는 경우 배터리 화재조건을 고려한 구조부재의 내화성능 검토가 중요하다.

특히, 보(beam) 부재는 상부 슬래브 및 설비 하중을

Note.-Discussion open until April 30, 2027. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on July 24, 2026; revised on August 21, 2026; approved on August 22, 2026.
Copyright © 2026 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.
Tel. +82-31-369-0560 Fax. +82-31-369-0540
E-mail. hsyun@kict.re.kr

직접 지지하는 주요 구조 요소로서, 화재 시 온도 상승에 따른 처짐 증가 및 구조 성능 저하는 구조 시스템 전체의 안전성에 직접적 영향을 미친다. 이로 인해 화재 조건에 따른 보 부재의 열적 거동과 구조적 성능에 대한 정량적 검토는 배터리 취급시설의 화재 안전성 평가에 있어 중요한 과제이다.

국내의 내화구조 성능 평가는 주로 표준화재(Standard Fire) 조건을 기준으로 수행되고 있으며, 내화 피복재가 적용된 강구조 부재의 경우 부재 온도 상승 한계를 중심으로 내화성능을 판단한다[6]. 그러나 배터리 취급시설과 같이 높은 화재 강도가 잠재된 산업 용도 시설에서는 표준화재 조건만으로 실제 화재 환경을 충분히 대표하기 어렵다. 또한, 해외에서는 산업 및 에너지 관련 시설을 대상으로 탄화수소화재(Hydrocarbon Fire)와 같은 보다 가혹한 화재 조건을 적용하거나, 시설 특성에 따라 다양한 화재 시나리오를 고려한 성능기반 평가 접근이 활용되고 있다[7],[8]. 이러한 배경에서 배터리 취급시설의 내화구조 성능을 보다 합리적으로 평가하기 위해서는 표준화재가 아닌 배터리화재 및 탄화수소화재 등의 화재 조건을 고려한 검토가 필요하다.

이에, 본 연구에서는 배터리 화재를 고려한 배터리 취급시설 강구조 보의 내화거동을 정량적으로 평가하고자 한다. 이를 위해 배터리 모듈의 열폭주 실험을 통해 배터리 화재의 열적 특성을 도출하였다. 실험 결과에 기반한 배터리 취급시설의 화재해석을 통해 화재시 온도 분포를 파악하였다. 도출된 온도 데이터를 적용하여 열-구조 해석을 수행함으로써 내화 피복이 적용된 강구조 보 부재의 열적·구조적 거동을 분석하였다. 아울러, 배터리 화재 조건과의 비교를 위하여 탄화수소화재 조건과 표준화재 조건을 추가로 적용하여 동일 보 부재의 내화거동을 해석적으로 검토하였다. 이를 통해 화재 조건에 따른 온도 상승 특성, 구조적 거동 등의 차이를 비교·분석하여 배터리 취급시설에 적용 가능한 합리적인 내화성능 평가를 위한 기초 자료를 제시하고자 한다.

## 2. 배터리 화재

### 2.1 배터리 모듈 실험

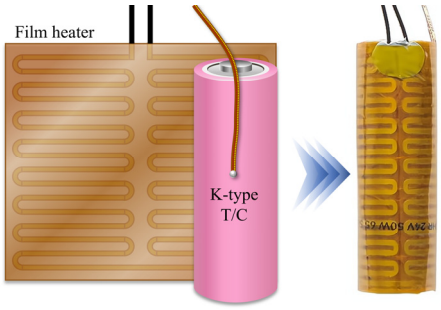
ESS 시설에서 발생하는 배터리 화재의 열방출률과 구조부재가 노출될 열적 환경을 파악하기 위하여 배터리 모듈 수준의 열폭주 실험을 수행하였다. 실험에 사용된 셀은 정격용량 3,000 mAh, 공칭전압 3.6 V의 NCA(Nickel-Cobalt-Aluminium) 계열 18650 리튬이온 전지이며, 충전상태(State of Charge, SOC)는 100 %로 설정하였다.

모듈 시편은 18650 셀 25개를 5×5 형태로 배열하여 구성하였다. 열폭주가 모듈 중심부에서 외곽으로 전파되는 고위험 조건을 모사하기 위해 중앙에 위치한 셀을 트리거 셀로 선정하였다. Fig. 1(a)는 트리거 셀의 가열 및 온도 계측 방법을 나타낸다. 트리거 셀 표면의 높이 방향 중심부에 K-type 열전대를 설치하였으며, 그 위를 감싸도록 50 W 출력의 히팅필름을 부착하였다. 히팅필름은 PID 제어장치를 이용하여 5℃/min의 승온속도로 가열하였으며, 상단 캡의 파열 등 열폭주의 전조가 관찰된 시점에 전원 공급을 중지하였다. Fig. 1(b)는 제작된 배터리 모듈 시편과 모듈 중앙에 배치된 트리거 셀의 위치를 나타낸다.

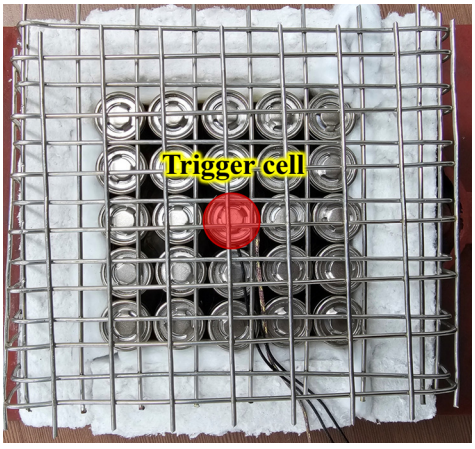
실험은 선행연구[9]에 제시된 챔버 및 산소소모열량계 시스템을 이용하여 수행하였으며, 열방출률은 1 Hz 주기로 측정하였다. Fig. 1(c)는 배터리 모듈의 열폭주 실험을 통해 측정된 열방출률을 나타낸다. 열폭주는 트리거 셀에서 최초로 발생한 직후 인접 셀로 전이되었으며, 화재 지속시간은 약 20 s, 최대 열방출률은 775.4 kW로 측정되었다. 셀의 기본 사양, 열적 남용 조건 및 열방출률 측정장치의 세부 구성은 선행연구[9]에 제시되어 있으며, 본 연구에서는 동일한 실험장치와 가열·계측 방법을 25셀 모듈 조건에 적용하였다.

### 2.2 배터리 취급시설의 화재 시뮬레이션 모델

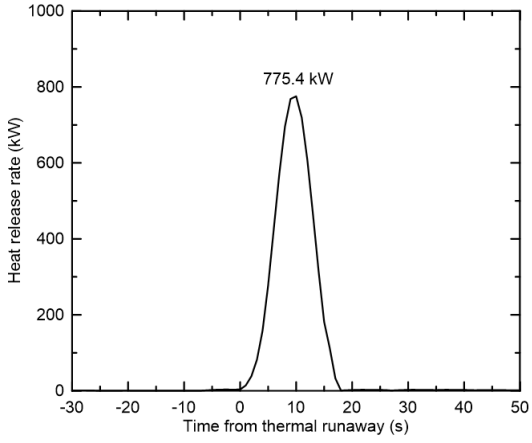
ESS 시설의 화재 현상 예측을 위해 Fire Dynamics Simulator(FDS)가 활용되었다. FDS는 사용자가 입력하는 화원 및 경계조건에 따라 3차원 공간의 비정상적 열, 유동을 예측하는데 널리 활용되고 있다[10],[11]. 본 연구에서는 목적에 부합하는 화원 정보를 설정하기 위하여, Fig. 1(a)–Fig. 1(b)에 제시된 트리거 셀 및 모듈을 기반으로 실제 ESS 시설에 적용되는 배터리 팩을 모사하였다. 구체적으로, 해당 배터리 팩은 동일 모듈 30개가 병렬로 연결된 구조로 가정하였으며, 참고 및 모사된 배터리 팩의 주요 사양은 Table 1에 제시하였다. 일반




(a) Trigger cell




(b) Battery module specimen




(c) Measured heat release rate

**Fig. 1.** Battery module specimen and measured heat release rate during thermal runaway test

적으로 다수 모듈로 구성된 배터리 팩의 열폭주 현상은 셀 및 모듈 간 열적·전기적 상호작용, 내부 배열 구조, 배기 경로 및 냉각 조건 등에 의해 크게 영향을 받게 된다. 그러나 이러한 복합적인 상호작용을 전산해석 모델에서 직접 재현하는 것은 현재까지도 상당한 불확실성을 수반한다. 이에 따라 본 연구에서는 배터리 팩 내부의 열폭주 전이 과정을 직접 모사하기보다는, 모듈 실

**Table 1.** Specifications of the reference and simulated battery packs

| Item / Spec. | Reference battery pack | Simulated battery pack |
|---|---|---|
| Nominal Capacity (Ah) | 111 | 90.0 |
| Nominal Energy (kWh) | 9.0 | 8.1 |
| Operating Voltage (V) | 70.4–91.3 | 62.5–105 |

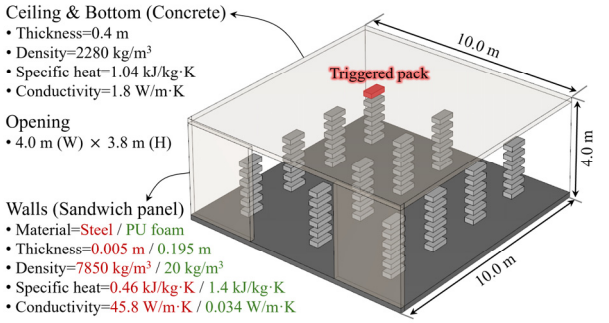



**Fig. 2.** FDS fire simulation domain for deriving the ESS fire time–temperature curve

험을 통해 확보된 열방출 특성을 기반으로 설계 화원을 구성하였다. 구체적으로 모듈 실험에서 측정된 최대 열방출률 775.4 kW가 화재 지속시간인 20 s 동안 유지되는 열방출률 곡선을 정의하고이를 모듈 수(30 ea)에 비례하도록 지속시간을 확장하여 배터리 팩의 화원 정보로 적용하였다. 이러한 접근은 실제 열폭주 과정에서 발생할 수 있는 모듈 간 상호작용 및 전이 거동을 직접적으로 반영하지 못하는 단순화된 가정에 기반한다. 다만 배터리 팩 내 열폭주 전이 및 모듈 간 상호작용이 규명되지 않은 현 단계에서, 본 연구의 화원 조건은 실험 기반의 실제 열방출 특성을 활용한 설계화원으로 볼 수 있다. 또한 열폭주 전이 과정에서 발생할 수 있는 시간 지연을 고려하지 않았으므로, 화재성장 및 구조부재 열노출 평가 관점에서는 보수적 가정이 적용된 것으로 볼 수 있다.

ESS 시설에서 구조부재가 노출될 열적 환경을 예측하기 위해서는 배터리 팩의 모사 방법뿐 아니라 공간의 크기, 배터리 팩의 배치 및 경계조건 등이 함께 고려되어야 한다. NFPA 855[3]에서는 ESS 시설의 랙(또는 그룹)에 저장 가능한 에너지의 총량을 50 kWh 이하로 제한하고 있으며, 단일 공간 내 저장 가능한 에너지의 총

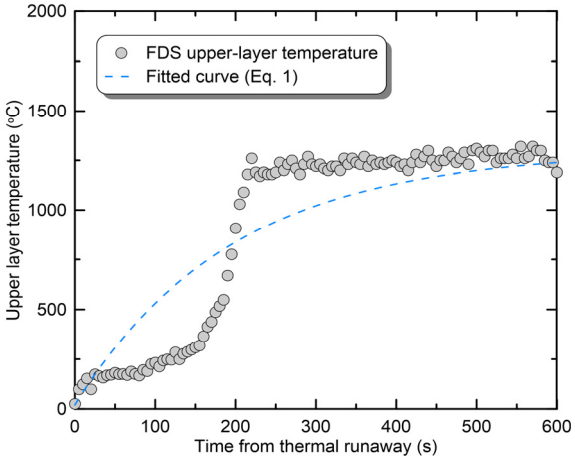
량은 600 kWh 이하로 규정하고 있다. 또한 각 랙은 시설의 구조물 및 인접한 랙과 최소 3 ft (0.9 m) 이상 이격하도록 규정하고 있다. Fig. 2에는 이러한 안전기준을 고려하여 설정된 ESS 시설의 계산 영역과 배터리 팩 배치 형상이 제시되어 있다. 공간은 10.0 m×10.0 m×4.0 m의 크기, 4.0 m×3.8 m 크기의 개구부를 갖는다. 개구부 외측에는 일정한 크기의 외부 공기 영역을 추가로 구성하여 경계조건의 영향을 최소화하였다. 공간 내에는 6개의 배터리 팩으로 구성된 랙이 총 12개 배치되었다. 이때 각 랙의 전기적 에너지 저장량은 48.6 kWh, 공간 내 저장 에너지의 총량은 583.2 kWh로 기준을 준용하면서도 보수적인 해석 조건을 설정하였다. 한편, 배터리 팩(72 ea)에 적용한 설계화원의 누적 방출열량을 바닥면적(100 $m^2$)으로 나누어 산정한 화재하중밀도는 약 335 $MJ/m^2$이다.

본 FDS 모델은 후술하는 구조해석 대상 보가 설치된 건축공간을 직접 모사한 것이 아니라, 배터리 팩 열폭주에 따른 구획 상층부의 시간–온도 이력을 도출하기 위한 화재환경 산정모델이다. 화재환경 산정모델은 강구조 형식의 배터리 취급시설을 가정하여 구획 경계재료를 설정하였다. 이에 강구조 골조에 콘크리트 슬래브와 경량 패널 외벽이 조합되는 건축 구성을 고려하여, 바닥 및 천장에는 콘크리트 물성을 적용하고 측벽에는 샌드위치패널 물성을 적용하였다. 각 경계재료의 열물성은 문헌[12]을 참고해 설정하였으며 배터리 외 추가적인 연소 영향을 배제하기 위해 샌드위치패널은 연소에 참여하지 않도록 모델링하였다.

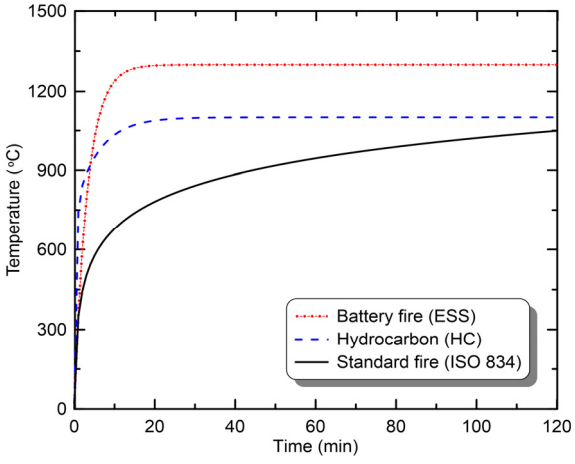
화재 해석을 위한 계산 영역은 평균 격자 크기 0.2 m의 격자를 적용한 5개의 격자계로 구성되었으며, 총 격자 수는 336,000개이다. 격자 해상도의 적정성은 특성화재직경 $D^*$와 격자크기 $\delta x$의 비를 이용하여 검토하였다. 문헌에 따르면 FDS는 $D^*/\delta x$ 4–16의 범위에서 화재 플룸 거동에 대해 적절한 해상도를 가진다[13],[14]. 이때 개별 배터리 팩의 최대 열방출률 775.4 kW를 기준으로 본 연구의 $D^*/\delta x$는 약 4.3으로 해당 범위의 하한을 충족한다. 또한 열폭주가 인접 팩으로 전이되어 총 열방출률이 증가할수록 해당 비도 증가하므로, 본 연구의 목적인 구획 상층부 시간–온도 이력 산정에 평균 격자크기 0.2 m를 적용하였다. 계산 영역 내 최초의 열폭주는 공간 내부 가장 안쪽에 위치한 랙의 최상단 배터리 팩에서 발생하는 것으로 설정하였다. 인접한 랙 및 배터리 팩으로의 열폭주 전이는 표면온도 기준으로 발생하도록 모델링하였으며, 선행연구[9]에서 도출된 186.9℃를 임계온도로 설정하였다.

### 2.3 배터리 취급시설의 화재 해석결과

Fig. 3는 ESS 시설의 FDS 화재해석 결과와 이를 기반으로 도출한 시간–온도곡선을 나타낸다. Fig. 3(a)에는 FDS에서 예측된 구획 상층부 온도와 적합곡선을 함께 제시하였다. 상층부 온도는 열폭주 전이 이전까지 완만하게 증가하였으며, 약 200 s 이후 급격히 상승하여 약 1,300℃에 도달한 뒤 해석 종료 시점까지 높은 수준을 유지하였다. FDS에서 예측된 상층부 온도는 구획 내 유동과 화염 진동에 따른 단기적인 변동을 포함한




(a) Predicted upper layer temperature




(b) Derived time-temperature curves

**Fig. 3.** Fire simulation results and derived time–temperature curves for ESS fire

다. 이에 구조해석의 열경계조건으로 적용할 수 있는 시간–온도 관계의 구성을 위해 FDS 해석기간인 0 s–600 s의 상층부 온도 데이터에 최소자승법을 적용하였다. 그 결과 본 연구에서 고려된 배터리 시설 화재의 시간(min)–온도(℃) 관계는 식 (1)과 같이 정의된다.

$$T(t) = 1280(1 - 0.95e^{-0.302t} - 0.05e^{-0.391t}) + 20 \quad (1)$$

Fig. 3(a)의 비교 결과, 식 (1)은 FDS에서 나타난 급격한 온도 변화와 단기적인 변동을 평활화하면서 전반적인 온도 상승 및 고온 유지 경향을 나타낸다. 선행연구에서 보고된 배터리 화재의 시간–온도 이력은 배터리 종류, 시험 규모 및 환기조건에 따라 큰 차이를 나타내므로, 특정 조건에서 도출된 단일 곡선을 일반적인 배터리 화재곡선으로 적용하기에는 한계가 있다[15]. 따라서 식 (1)은 실제 배터리 화재의 성장, 연료 소모 및 쇠퇴 단계를 모두 재현하거나 일반적인 배터리 화재를 대표하는 공칭곡선이 아니라, 본 연구의 열폭주 전이 시나리오에서 예측된 구획 상층부의 열적 환경을 구조해석용 열경계조건으로 이상화한 것이다. 본 연구에서는 다수의 배터리 팩으로 열폭주가 지속되는 고위험 조건에서 내화피복 방식에 따른 상대적 거동을 비교하기 위해 식 (1)의 고온 유지 조건을 120분까지 적용하였다.

Fig. 3(b)는 120분 구간에 대하여 배터리 화재와 함께 탄화수소화재(HC) 및 표준화재(ISO 834)의 시간-온도 관계를 비교하여 나타낸다. 비교 결과 배터리 화재의 초기 온도 상승은 탄화수소 화재에 비해 다소 완만하지만, 약 1,300℃로 가장 높은 온도 범위를 형성하는 특성을 나타냈다.

본 연구에서는 강구조 보 부재의 내화구조 성능 평가를 위해 열-구조 해석을 수행하고, 배터리 화재, 탄화수소 화재, 표준화재에 해당하는 세 가지 시간-온도 곡선을 적용하였다. 각 화재 조건에 따른 열적 및 구조적 응답 차이를 비교·분석하고, 최대 120분 동안의 거동을 기반으로 배터리 화재의 상대적 위험성을 정량적으로 평가하였다.

## 3. 열-구조 해석 모델 및 방법

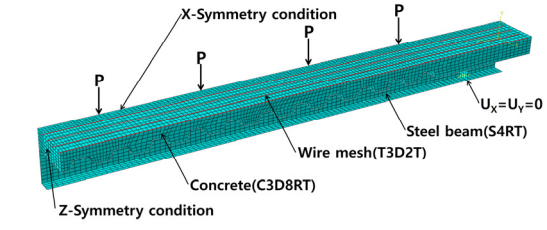
본 연구에서는 배터리 취급시설에 적용되는 내화피복 강구조 보의 화재 시 거동을 평가하기 위해 상용 유한요소해석 프로그램 ABAQUS 2024를 이용한 열-구조 해석을 수행하였다. 화재해석과 부재해석은 공간적으로 직접 연계하지 않고 단계적으로 분리하였다. 앞서 설명한 바와 같이, Fig. 2의 FDS 모델은 배터리 팩의 열폭주 전이에 따른 구획 상층부의 시간–온도 이력을 도출하기 위한 화재환경 산정모델로서, 구조해석 대상 보가 설치된 건축공간을 모사한 것은 아니다. FDS 해석에서 도출한 시간–온도곡선은 독립적으로 구성한 보 모델의 화재 노출면에 균일한 열경계조건으로 적용하였다. 이는 화재조건과 내화피복 방식에 따른 상대적 거동 차이를 비교하기 위한 가정이다. 따라서 FDS 공간 내 위치별 단열표면온도(adiabatic surface temperature, AST)와 화원 근접성에 따른 국부·비균일 가열은 구조해석에 직접 반영되지 않았으며, 본 연구 결과는 균일한 주변 화재온도를 가정한 부재 수준의 비교평가에 한정된다.

### 3.1 열-구조해석 타당성 검증

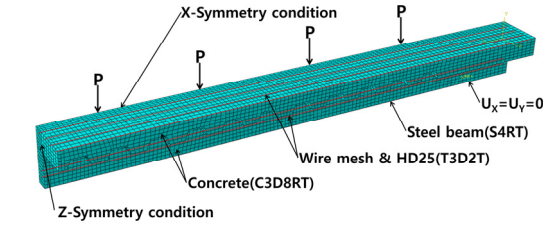
고온 화재에 노출된 강구조 보 부재 대상 해석 모델의 타당성을 확인하기 위하여, Ahn & Lee[16]가 수행한 실험 및 해석 결과와의 비교를 진행하였다. 해당 연구에서는 본 연구와 유사한 단면 형상 및 경계조건을 갖는 보 부재를 대상으로 화재 조건에서의 실험과 수치해석을 병행하여, 해석 결과의 타당성을 검증한 바 있다.

해당 연구에서 사용된 실험체 중 Fig. 4에 제시된 HB-UP-L3 및 HB-PE-R-L4 실험체를 대상으로 유한요소해석을 수행하였다. 두 실험체는 모두 하부 H형강(H-294×200×8×12)과 상부 콘크리트로 구성되었다. 하부 H형강은 SS400 강재를 사용하였으며 항복강도는 275 MPa이다. 상부 콘크리트의 단면은 0.8 m×0.16 m, 설계압축강도는 24 MPa이다. 한편, HB-PE-R-L4 실험체에는 항복강도 516 MPa의 HD25 철근을 추가로 보강하였다. 또한 실험체는 전체 길이 8.5 m 및 순경간 길이 7.7 m의 양단 단순지지 조건으로, 보의 양단지점에서 웨브와 플랜지 사이를 스티프너로 보강하여 국부좌굴을 방지하였다. 이를 바탕으로 HB-UP-L3 및 HB-PE-R-L4 실험체를 Fig. 4와 같이 모델링하였다. 실험체의 모든 부재는 Coupled Temperature-Displacement 요소를 이용하였으며, 강재는 4절점 쉘 요소(S4RT), 콘

크리트는 8절점 솔리드 요소(C3D8RT)로 모델링하였고, 보강철근은 2절점 트러스 요소(T3D2T)로 모델링하여 슬래브에 매립(Embedded option)하였다. 강재와 콘크리트의 접촉면은 실험에서 완전 합성 거동을 보였으므로 Constraint 조건으로 구속하였고, 전체 모델은 실험체의 대칭성을 고려하여 1/4만 모델링하였다. 메쉬의 분할은 모든 부재에 대해 길이 방향으로 4 cm–5 cm, 두께 및 폭 방향으로 2 cm–3 cm 크기의 요소로 분할하여 HB-UP-L3는 총 9,757개, HB-PE-R-L4는 총 13,001개의 요소망으로 나누어 모델을 생성하였다. 콘크리트와 강재의 온도변화에 따른 재료물성은 Ahn & Lee[16]에서 사용한 강도와 Eurocode 4에서 제시하는 조건을 이용하였다. 대류열전달계수는 25 W/m$^2$·K, 방사율은 0.7, 스테판-볼츠만 상수(σ)는 $5.67\times10^{-8}$ W/m$^2$·K$^4$로 적용하였다. 실험체의 재하 및 가열조건은 다음과 같다. 슬래브 상부에 하중비 0.25에 해당하는 하중을 8점 가력 방식으로 재하한 상태에서 KS F 2257-1[6]의 표준화재곡선에 따라 가열하였다. 이때 강재 보는 3면, 콘크리트 슬래브는 하부면이 화재에 노출되도록 하였다. 강재 보의 경우 3면 화재 노출에 의한 비대칭적인 열전달을 보정하기 위해 음영효과(Shadow effect)를 고려하였다[17].



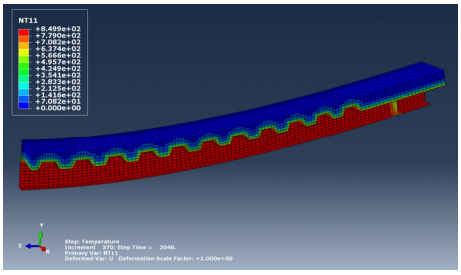

(a) HB-UP-L3



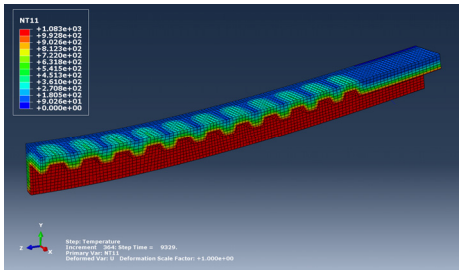

(b) HB-PE-R-L4

**Fig. 4.** Finite element models of the test specimens reported by Ahn & Lee [16]

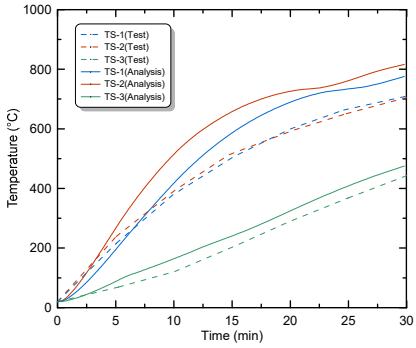
Fig. 5(a)–Fig. 5(b)는 해석 모델의 변형 및 온도변화 결과를 나타낸다. 이를 바탕으로 HB-UP-L3 및 HB-PE-R-L4 실험체에 대한 주요 열전대 위치(플랜지, 철근, 슬래브)에서의 온도변화와 보 중앙부에서의 처짐 변화를 비교하여 Fig. 5(c)–Fig. 5(e)에 나타내었다.



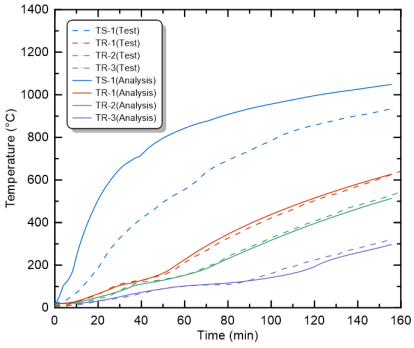
(a) Numerical simulation result of HB-UP-L3



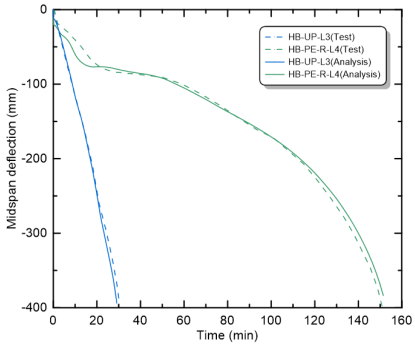
(b) Numerical simulation result of HB-PE-R-L4




(c) Temperature evolution of HB-UP-L3




(d) Temperature evolution of HB-PE-R-L4




(e) Midspan deflection–time curves

**Fig. 5.** Validation of the numerical model against experimental results

HB-UP-L3 실험체는 노출된 H형강 보의 웨브 및 하부 플랜지(TS-1–3)로 인해 화재 노출 초기부터 온도상승이 표준화재곡선에 근접할 정도로 빨라 급격한 처짐 증가가 나타났고, 이후 약 28분의 화재 노출 시간에 도달하였을 때 하중지지력을 상실하였다. 반면 H형강 보 하부가 콘크리트 및 철근으로 보강된 HB-PE-R-L4 실험체는 하부플랜지(TS-1)가 화재에 직접적으로 노출되어 내력이 크게 감소하였으나, 콘크리트로 피복된 보강 철근(TR-1–2)의 온도상승이 상당히 지연됨으로써 보의 하중지지력이 유지되어 약 2시간 30분의 내화성능을 확보하였다. 이러한 실험 결과와 유한요소해석 결과를 비교하였을 때 본 연구에서 구축한 해석모델이 화재에 노출된 강구조 보의 열적·구조적 거동을 적절히 재현하는 것을 확인하였다.

본 검증은 표준화재 시나리오를 대상으로 하였다는 한계가 있다. 그러나 배터리 화재 조건을 대상으로 한 관련 연구가 제한적인 상황에서, 본 연구의 해석모델이 기존 실험의 온도 및 구조거동을 적절히 재현함을 확인하였다. 이에 따라 본 연구에서는 해당 모델을 배터리 화재에 노출된 강구조 보의 구조성능 평가를 위한 기초 해석모델로 활용하였다.

### 3.2 보 부재 해석 모델

본 연구의 해석 대상은 한국의「건축자재 등 품질인정 및 관리 세부운영지침」에서 제시한 내화구조 성능시험체 규격을 준용한 H-400×200×8×13 단면의 SS275 강재 보이다. 보 부재의 길이는 4.7 m로 설정하였으며, 실제 건축 구조에서의 보-슬래브 합성 거동을 고려하기 위해 상부에 철근콘크리트 슬래브(Topping RC slab)를 적용하였다. 슬래브는 폭 1.0 m, 두께 0.15 m의 단면을 갖도록 구성하였으며, 슬래브 상하부에 D6 철근 8개를 각각 배치하였다. 이는 화재 시 보부재의 소성 변형 및 처짐 거동을 합리적으로 모사하기 위한 것이다. 본 연구에서는 내화피복 방식에 따른 강구조 보의 내화거동 차이를 비교하기 위하여 Fig. 6와 같이 두 가지 해석 모델을 구성하였다. 강재 보 단면에 내화뿜칠재(SFRM)를 적용한 조건을 SFRM model로, 강재 보 단면에 콘크리트 피복을 적용한 조건을 CON model로 정의하였다.

본 연구에서는 배터리 취급시설을「건축물의 피난·방화구조 등의 기준에 관한 규칙」별표 1의 위험물 저장 및 처리시설에 준하는 용도로 가정하였다. 또한 일반적인 배터리 취급시설의 규모를 고려할 때, 12층 이하 및 높이 50 m 이하의 건축물에 해당될 가능성이 높다고 판단하여 요구내화시간을 2시간으로 설정하였다. 이에 따라 SFRM model의 내화뿜칠 두께는 표준화재(Standard fire curve)를 기준으로 2시간 내화성능을 확보할 수 있는 피복 두께로 가정하였으며, 그 두께는 30

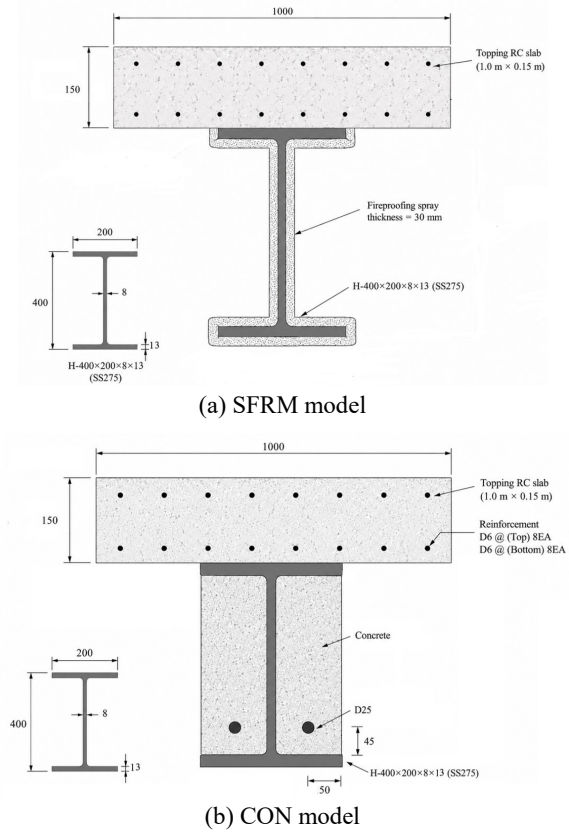
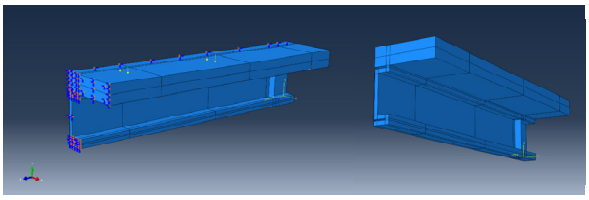


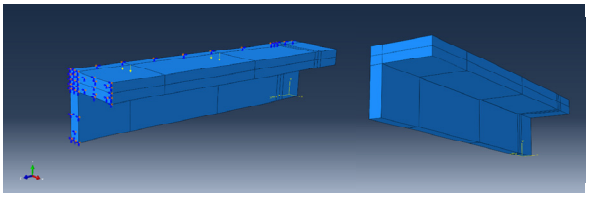

**Fig. 6.** Cross-sectional details of the steel beam models

**Table 2.** Details of steel beam models

| Model name | SFRM | CON |
|---|---|---|
| Steel Section (mm) | H-400×200×8×13 | H-400×200×8×13 |
| Span (mm) | 4700 | 4700 |
| Reinforcement | - | 2-D25 |
| $N_{app}$ (kN) | 82.33 | 104.41 |
| $M_{max}$ (kN·m) | 199.23 | 252.67 |
| $M_p$ (kN·m) | 664.09 | 842.23 |
| Load ratio ($M_{max}/M_p$) | 0.30 | 0.30 |



(a) SFRM model



(b) CON model

**Fig. 7.** Finite element models of the steel beams

mm이다. 콘크리트 피복의 적용 방식은 Ahn & Lee[16]의 연구를 참고하여 설정하였으며, H형강의 상부 플랜지와 하부 플랜지 사이에 콘크리트를 충전하고, 해당 콘크리트 내부에 보강철근(D25)을 배치한 해석 모델이다. 이에 대한 해석 모델의 개요, 설계강도 및 하중비를 Table 2에 나타내었다. 여기서 $N_{app}$는 양단 단순지지 및 4점 가력 조건에서 보에 재하되는 총하중, $M_{max}$는 재하되는 하중으로 인해 보의 경간 중앙부에서 발생하는 최대 휨모멘트, $M_p$는 상온에서 합성보 단면의 소성 휨모멘트이다.

Fig. 7은 강구조 보 부재의 해석 모델 형상을 나타낸다. 강재의 열팽창계수, 열전도율 및 비열, 탄성계수, 강도 등 물성은 Eurocode 3 Part 1-2에서 제시된 온도의존 물성을 참고하여 설정하였다[18]. 내화뿜칠의 열물성은 Kodur and Shakya Molkens[19]가 제시한 값을 적용하였으며, 콘크리트와 철근의 물성은 Eurocode 2 Part 1-2[20]의 데이터를 활용하였다. 열전달 경계조건은 기존 연구를 참고하여 내화뿜칠이 적용된 경우 대류계수 25 W/m$^2$·K, 방사율 0.8로 설정하였다[19]. 또한 콘크리트가 적용된 경우, 대류계수는 25 W/m$^2$·K, 방사율은 0.9로 설정하였다[17],[20].

한편, SFRM model은 단면 형상 특성상 모든 면이 동일하게 화염에 노출되는 판형 부재와 달리 단면 내부에 위치한 웨브 및 플랜지 부분이 화염으로부터 부분적으로 차폐될 수 있다. 이러한 경우 내부면은 외부면 대비 화염과의 상대적 위치에 따른 복사 열전달이 감소하고, 화염 유동이 직접 도달하지 않는 영역에서는 대류 열전달 또한 감소할 수 있다. 이러한 현상은 일반적으로 그림자 효과(Shadow effect)로 알려져 있다. 본 연구에서는 이러한 단면 형상에 따른 열전달 비균일성을 고려하기 위해 각 노출면의 열경계조건을 설정하여 열해석을 수행하였다.

본 연구에서는 배터리 화재, 탄화수소 화재, 표준화재 세 가지 화재 조건을 적용하였으며, 각 화재 조건은 시간–온도 곡선으로 정의되었다. 이를 기반으로 최대 120분의 열-구조해석을 수행하였다. 해석에서는 설계하중 대비 하중비 0.3을 초기 하중으로 적용하였으며, 4점 가력 방식을 적용하였다. 또한, 온도 상승에 따른 구조적 재료 물성 저하를 구조해석에 반영함으로써, 화재조건에 따른 보 부재의 구조 성능 변화를 분석하였다.

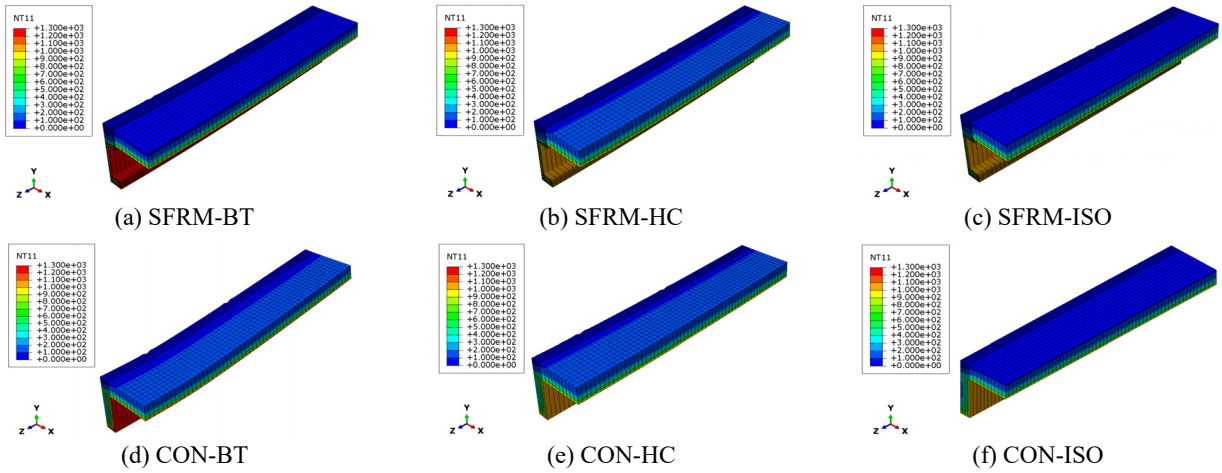
## 4. 해석 결과 및 분석

본 장에서는 배터리 화재(BT)를 중심으로 내화피복이 적용된 강구조 보 부재의 열적 및 구조적 거동을 분석하고, 이를 탄화수소화재(HC) 및 표준화재(ISO) 조건과 비교하였다. 해석 결과는 온도기반 평가와 변형기반 평가로 구분하여 검토하였다. 온도기반 평가는 강재 평균온도 538℃ 또는 강재 최고온도 649℃ 도달 시점을 내화한계 상태로 하였으며, 변형기반 평가는 KS F 2257-1에서 제시하는 휨 부재의 하중지지력을 참고하여 중앙부 처짐이 110 mm에 도달하는 시점을 내화한계 상태로 판단하였다.

### 4.1 배터리 화재 조건에서의 열적 거동

Fig. 8은 해석 종료시점의 온도분포 및 변형형상을 나타낸 것이며, Fig. 9은 화재 조건에 따른 온도분포 차이를 비교하기 위하여 90분 시점에서의 단면 온도분포를 나타낸 것이다. Fig. 10은 화재 조건별 보 단면 주요 위치에서의 온도 이력을 나타낸 것이다. Fig. 11은 주요 온도 측정 위치를 나타낸 것이며, 강재 평균온도는 T1-T4에서의 온도를 평균하여 산정하였다. CON model의 경우 강재 평균온도뿐 아니라 콘크리트 내부 철근(R1)의 온도 변화도 함께 검토하였다.

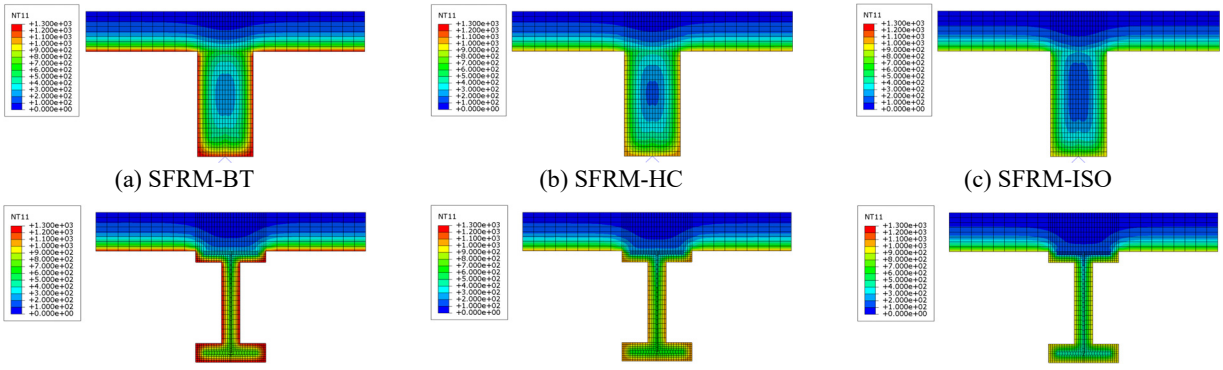
SFRM-BT model에서는 Fig. 10(a)와 같이 화재 노출 시간이 증가함에 따라 강재 평균온도가 지속적으로 상




(a) SFRM-BT (b) SFRM-HC (c) SFRM-ISO

(d) CON-BT (e) CON-HC (f) CON-ISO

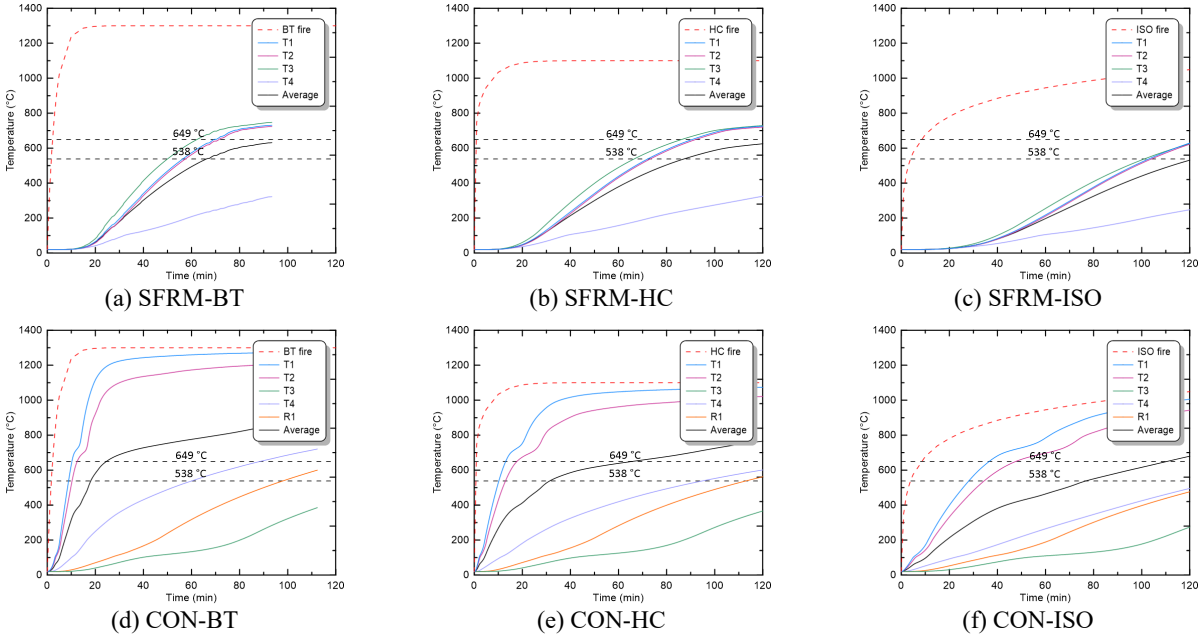
**Fig. 8.** Temperature distribution and deformed shape of steel beams under different fire conditions




(a) SFRM-BT (b) SFRM-HC (c) SFRM-ISO

(d) CON-BT (e) CON-HC (f) CON-ISO

**Fig. 9.** Temperature distribution of steel beams at 90 minutes under different fire conditions




(a) SFRM-BT (b) SFRM-HC (c) SFRM-ISO

(d) CON-BT (e) CON-HC (f) CON-ISO

**Fig. 10.** Temperature histories at selected locations of steel beams under different fire conditions

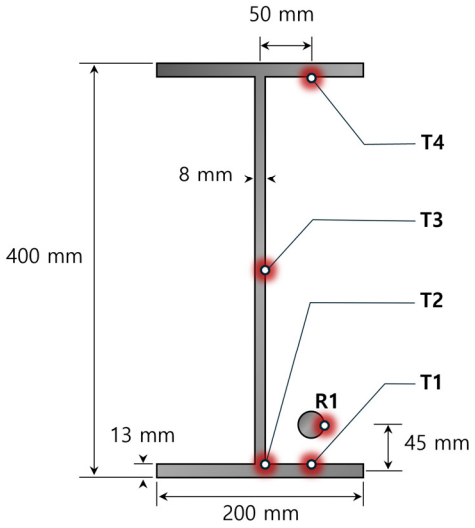
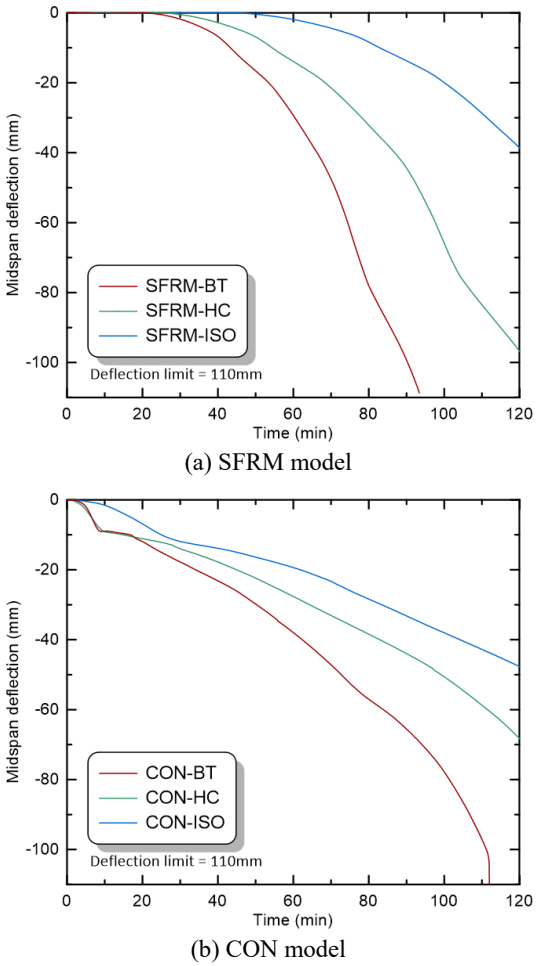



**Fig. 11.** Locations of temperature measurements

승하였다. 내화뿜칠재는 화재 초기 강재로의 열전달을 지연하였으나, 배터리 화재의 고온 지속 특성으로 인해 시간이 경과할수록 피복재를 통한 열전달이 누적되었다. 그 결과 SFRM-BT model의 강재 평균온도는 약 66분에 538℃에 도달하였으며, 62분에 T3 위치에서 649℃를 초과하였다. 이는 표준화재 기준 2시간 내화성능을 확보하도록 설정한 30 mm 내화뿜칠재가 배터리 화재 조건에서는 약 1시간 수준의 내화성능만을 확보할 수 있음을 의미한다. CON model의 하부 플랜지는 직접 화재에 노출되어 SFRM-BT model과 달리 초기부터 급격한 온도 상승을 보였다(Fig. 10(d)). 이에 따라 하부 강재의 강도 및 강성 저하는 비교적 이른 시간에 발생한 것으로 판단된다. 반면 콘크리트 내부에 매립된 철근은 콘크리트 피복의 낮은 열전도율에 의해 온도 상승이 크게 지연되었다. CON-BT model의 강재 평균온도는 약 18분에 538℃에 도달하였으며, 약 10분에 T1 위치에서 649℃를 초과하였다. 반면 내부 철근의 온도는 약 98분에 538℃에 도달하였다. 이러한 온도응답의 차이는 두 모델의 내화피복 방식에서 기인한다. SFRM-BT model에서는 SFRM이 강재 단면 전체로 전달되는 열을 지연시켜 강재 온도 상승을 늦추는 반면, CON-BT model에서는 하부 강재가 직접 가열되어 강재 평균 및 최고온도가 빠르게 증가한다. 그러나 콘크리트 내부에 매립된 철근은 콘크리트의 낮은 열전도율로 인해 상대적으로 낮은 온도를 유지한다.




(a) SFRM model

(b) CON model

**Fig. 12.** Midspan deflection of steel beams under different fire conditions

### 4.2 배터리 화재 조건에서의 구조적 거동

Fig. 12는 SFRM 및 CON model에 대해 배터리 화재, 탄화수소화재 및 표준화재 조건에서의 중앙부 처짐 이력을 나타낸다. 본 절에서는 이 중 배터리 화재 조건의 구조적 거동을 중심으로 검토하였다. 배터리 화재 조건에서는 약 1,300℃ 수준의 고온이 장시간 유지되므로, 강재 및 철근의 온도 상승에 따른 재료 물성 저하가 누적되어 구조적 변형이 매우 크게 나타났다. SFRM-BT model의 경우 강재 보가 주요 하중지지 부재로 작용하므로, 강재 평균온도 상승은 처짐 증가와 직접적으로 연결된다. 강재 평균온도가 증가함에 따라 탄성계수와 항복강도가 저하되었으며, 이에 따라 중앙부 처짐이 지속적으로 증가하였다. 다만 본 연구에서는 하중비 0.3의 비교적 낮은 초기하중 조건을 적용하였기

때문에, 강재 평균온도가 538℃에 도달한 약 66분 시점에서도 중앙부 처짐은 약 40 mm로 나타났다. 60분 이후 고온 노출이 지속됨에 따라 처짐 증가가 가속되었으며, KS F 2257-1의 하중지지력 평가 개념에 따라 중앙부 처짐 110 mm를 기준으로 평가한 결과, SFRM-BT model은 약 93분에 변형기반 내화한계 상태에 도달하였다. CON-BT model에서는 하부 강재의 온도가 급격히 상승하였음에도 불구하고 즉각적인 구조 붕괴는 발생하지 않았다. 이는 콘크리트 내부 철근이 상대적으로 낮은 온도를 유지하면서 하중을 분담하였기 때문이다. 화재 초기에는 강재가 주요 하중을 부담하지만, 하부 강재가 고온에 도달하면서 강재의 하중지지력이 급격히 감소하고, 이후 내부 철근으로 하중이 재분배되는 거동이 나타났다. 따라서 CON-BT model의 처짐 거동은 강재 평균온도보다 내부 철근의 온도 상승과 더 밀접한 관련이 있는 것으로 판단된다. 실제로 CON-BT model은 강재 평균온도가 화재 초기에 이미 높은 수준에 도달하였음에도 불구하고, 내부 철근 온도 상승이 지연되면서 약 112분에 중앙부 처짐 110 mm 기준에 도달하였다. 이는 CON-BT model의 변형 거동이 강재의 평균온도만으로 설명되기 어렵고, 콘크리트 내부 철근의 온도 상승 및 하중 재분배 효과에 의해 지배됨을 의미한다. 특히, 110 mm 처짐 기준 도달 시점에서 CON-BT model의 내부 철근 온도는 약 600℃로 나타났으며, 이는 SFRM-BT model의 동일 기준 도달 시 강재 평균 온도인 약 630℃와 유사한 수준이다. 이는 두 모델이 서로 다른 하중지지 시스템을 갖더라도 최종 내화한계 상태는 각 주요 하중지지 부재가 임계온도 수준에 도달하는 시점과 밀접하게 관련됨을 의미한다. 즉, SFRM-BT model에서는 강재 평균온도가 구조거동을 지배하는 반면, CON-BT model에서는 내부 철근의 온도 상승이 화재 후반부의 구조적 거동을 지배하는 주요 인자로 작용하는 것으로 판단된다.

따라서 동일한 배터리 화재 조건에 노출되더라도 SFRM model과 CON model은 서로 다른 하중지지 메커니즘을 나타내며, 이에 따라 내화성능 평가 방법도 달리 적용될 필요가 있다. 특히 CON model의 내화성능은 강재 평균온도만으로 평가하기 어렵기 때문에, 매립된 철근 온도 및 변형을 함께 고려하여 평가하는 것이 합리적인 것으로 판단된다.

### 4.3 탄화수소화재 및 표준화재와의 비교

배터리 화재 조건의 상대적 위험성을 평가하기 위해 동일한 모델에 대해 탄화수소화재 및 표준화재조건을 추가로 적용하였다. 본 절에서는 배터리화재 조건에서 나타난 열적·구조적 거동을 우선적으로 검토하고, 이를 탄화수소화재 및 표준화재 조건과 비교하였다. Table 3는 온도 및 처짐 기준에 따른 내화성능평가를 나타낸 표이다.

SFRM model에서는 화재 조건에 따라 강재 평균온도 538℃ 및 최고온도 649℃ 도달 시간이 뚜렷하게 달라졌다. 배터리 화재 조건에서 SFRM-BT model은 강재 평균온도가 약 66분에 538℃에 도달하였으며, T3 위치의 온도는 62분에 649℃를 초과하였다. 이는 세 화재 조건 중 가장 짧은 시간이다. 탄화수소화재 조건의 SFRM-HC model은 강재 평균온도가 약 87분에 538℃에 도달하였으며, T3 위치의 온도는 86분에 649℃를 초과하였다. 반면 표준화재 조건의 SFRM-ISO model은 120분 시점의 강재 평균온도 및 최고온도는 각각 531℃, 626℃로 나타나, 두 기준 온도에 도달하지 않았다. 온도기반 평가 결과, 표준화재 조건에서 2시간 내화성능을 확보하도록 설계된 30 mm SFRM은 배터리 화재 조건에서 약 62분 수준의 성능만을 나타냈다. 이를 표준화재 기준 120분과 비교하면 성능 저하율은 약 48

**Table 3.** Fire resistance evaluation based on temperature and deflection criteria

| Model name | Fire condition | Time to 110 mm deflection | Midspan deflection at 120 min | Time to 538℃ | | Temp. at 120 min | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Avg. Steel | Rebar | Avg. Steel | Rebar |
| SFRM | BT | 93 min | - | 66 min | | - | |
| | HC | >120 min | 100.5 mm | 87 min | | 625.0℃ | |
| | ISO | >120 min | 42.3 mm | >120 min | | 531.4℃ | |
| CON | BT | 112 min | - | 18 min | 98 min | - | - |
| | HC | >120 min | 71.7 mm | 31 min | 113 min | 766℃ | 562℃ |
| | ISO | >120 min | 51.1 mm | 77 min | >120 min | 679℃ | 477℃ |

%로 산정된다. 이는 배터리 화재가 표준화재뿐 아니라 탄화수소화재와 비교해서도 구조 부재에 매우 불리한 조건임을 보여준다.

KS F 2257-1의 하중지지력 평가 개념에 따라 중앙부 처짐 110 mm를 기준으로 평가한 결과, SFRM-BT model은 약 93분에 110 mm 처짐 기준에 도달하였다. 반면, SFRM-HC 및 SFRM-ISO model은 120분간 해당 기준에 도달하지 않았다. SFRM-HC model의 120분 시점 처짐은 100.5 mm, SFRM-ISO model은 42.3 mm로 나타났다. 따라서 SFRM model에서는 배터리 화재 조건이 온도 및 변형기반 평가 모두에서 가장 불리한 화재 조건으로 평가된다.

CON model에서도 배터리 화재 조건은 가장 큰 구조적 변형을 유발하였다. CON-BT model은 약 112분에 중앙부 처짐이 110 mm에 도달한 반면, CON-HC 및 CON-ISO model의 중앙부 처짐은 각각 71.7 mm 및 51.1 mm로 120분간 내화한계 상태에 도달하지 않았다. 이를 통해 콘크리트 피복이 적용되더라도 배터리 화재에 장시간 노출되는 경우 구조적 불안정성이 증가할 수 있음을 알 수 있다.

반면 CON model의 내화거동은 강재 평균온도 및 최고온도만으로 판단하기 어렵다. CON-BT, CON-HC 및 CON-ISO 조건에서 강재 평균온도는 각각 18분, 31분 및 77분에 538℃에 도달하였으며, T1 위치의 온도는 각각 10분, 13분 및 37분에 649℃에 도달하였다. 그러나 CON model은 하부 강재가 직접 화재에 노출되는 형상이므로 강재 평균온도 및 최고온도가 빠르게 상승하며, 이 값만으로 실제 구조거동을 평가하면 내화성능을 과도하게 낮게 판단할 수 있다.

CON model에서는 콘크리트 내부에 매립된 철근의 온도 변화가 구조거동을 설명하는 데 중요한 지표로 작용한다. 철근 온도 기준으로 보면 CON-BT model과 CON-HC model은 각각 약 98분 및 113분에 538℃에 도달하였으며, CON-ISO model은 120분 시점에서도 477℃로 나타나 538℃에 도달하지 않았다. 즉, 철근 온도 기준에서도 배터리 화재 조건이 가장 빠른 온도 상승을 유발하였다. 이는 고온 환경에서 하부 강재가 하중지지능력을 빠르게 상실하더라도, 콘크리트 내부 철근이 상대적으로 낮은 온도를 유지하며 하중을 분담해 구조적 변형이 지연됨을 의미한다.

따라서 Table 3의 결과는 배터리 화재 조건이 탄화수소화재 및 표준화재 조건보다 강구조 보의 내화성능에 더 불리하게 작용함을 보여준다. 특히 표준화재 조건으로 평가된 내화피복재를 배터리 취급시설의 강구조 보에 적용할 경우, 실제 배터리 화재 환경에서는 내화성능이 크게 저하될 수 있다. 이에 따라 배터리 취급시설에서는 표준화재 기반 평가만으로는 충분하지 않으며, 배터리 화재 시나리오와 부재의 하중지지 메커니즘을 함께 고려한 성능기반 내화성능 평가가 필요할 것으로 판단된다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 배터리 화재를 고려한 강구조 보의 내화거동을 평가하기 위하여 배터리 화재, 탄화수소화재 및 표준화재를 적용한 열-구조 해석을 수행하였다. 해석 모델은 강재 보 단면에 내화뿜칠재를 적용한 SFRM model과 콘크리트 피복을 적용한 CON model로 구분하였다. 각 모델의 열적 응답은 강재 평균온도 및 최고온도를 기준으로 비교하였으며, 변형기반 내화성능은 중앙부 처짐 110 mm를 기준으로 평가하였다. 특히 CON model은 강재 온도만으로 구조적 내화성능을 판단하기 어려우므로, 내부 철근 온도와 변형 응답을 함께 검토하였다. 본 연구의 결론은 다음과 같다.

(1) 배터리 모듈 열폭주 실험에서 도출한 열방출률을 기반으로 ESS 공간 화재시뮬레이션을 수행하고, 이를 통해 배터리 화재 온도곡선을 산정하였다. 도출된 배터리 화재곡선은 약 1,300℃ 수준의 고온이 유지되는 특성을 보였으며, 이를 적용해 배터리 화재의 특성을 반영한 보의 열-구조해석을 수행하였다.

(2) 표준화재 조건에서 2시간 내화성능을 확보하도록 설정한 30 mm SFRM model은 배터리 화재 조건에서 약 62분의 온도기반 내화성능을 보였다. 표준화재 기준 120분과 비교하면 약 48 %의 성능 저하가 발생한 것이다. 따라서 표준화재를 기준으로 산정한 내화피복 두께가 배터리 취급시설의 화재 환경에서도 동일한 성능을 보장한다고 보기는 어렵다.

(3) 본 연구에서 도출한 배터리 화재의 시간–온도곡선은 탄화수소화재 및 표준화재보다 더 불리하게 작용하였다. SFRM-BT model의 강재 평균온도는 약 66분에 538℃에 도달하였고, T3 위치의 온도는 62분에 649℃를 초과하였다. 또한, 중앙부 처짐은 약 93분에 110 mm에 도달하였다.

(4) SFRM-HC model은 강재 평균온도 및 최고온도가 각각 87분, 86분에 한계 온도에 도달하였으나, 120분 시점의 중앙부 처짐은 100.5 mm로 한계에는 도달하지 않았다. 반면 SFRM-ISO model은 온도와 처짐 기준 모두 120분 이상의 내화성능을 확보하였다. 이를 통해 온도기반 평가와 변형기반 평가가 항상 동일한 내화성능 시간을 제시하지는 않음을 확인하였다.

(5) 하부 강재가 직접 화재에 노출된 CON model은 강재 온도가 빠르게 상승하였으나 콘크리트 내부 철근은 콘크리트 피복의 영향으로 온도 상승이 지연되었다. 특히 CON-BT model의 강재 최고온도는 약 10분에 649℃에 도달하였으나, 내부 철근 온도는 약 98분에 538℃에 도달하였고, 중앙부 처짐은 약 112분에 110 mm 기준에 도달하였다. 따라서 CON model의 내화거동은 강재 온도뿐만 아니라 철근 온도와 변형기반 내화성능 평가를 함께 고려해야 한다.

(6) 연구 결과, 배터리 취급시설에 적용되는 강구조보의 내화성능을 표준화재 조건만으로 평가하는 기존 방식의 한계를 확인하였다. 배터리 화재 노출 조건에서SFRM model은 뚜렷한 내화피복의 성능 저하를 나타냈으며, CON model 역시 탄화수소화재 및 표준화재 조건보다 더 불리한 구조적 거동을 나타냈다. 따라서 배터리 취급시설의 내화설계에서는 배터리 화재 시나리오와 부재의 하중지지 메커니즘을 함께 고려한 성능기반 내화성능 평가가 필요하다.

## 감사의 글

본 연구는 한국건설기술연구원의 주요사업 지원으로 수행되었습니다(20250119-001, 리튬 이온 배터리의 화재특성을 고려한 내화성능 강화 기술 개발).

## 참고문헌(References)

[1] Lindhout, P., and Reniers, G. (2025) A Thorough Investigation into the Current State of the Art in Safety Management on Battery Fire and Explosion Risks, *Sustainability*, MDPI, Vol.17, No.23, pp.1−38.

[2] Jia, Z., Jin, K., Mei, W., Qin, P., Sun, J., and Wang, W. (2025) Advances and Perspectives in Fire Safety of Lithium-Ion Battery Energy Storage Systems, *eTransportation*, Elsevier, Vol.24, 100390.

[3] National Fire Protection Association (2023) *NFPA 855: Standard for the Installation of Stationary Energy Storage Systems*, NFPA, USA.

[4] Wang, Z., Yang, H., Li, Y., Wang, G., and Wang, J. (2019) Thermal Runaway and Fire Behaviors of Large-Scale Lithium Ion Batteries with Different Heating Methods, *Journal of Hazardous Materials*, Elsevier, Vol.379, 120730.

[5] Feng, X., Ouyang, M., Liu, X., Lu, L., Xia, Y., and He, X. (2018) Thermal Runaway Mechanism of Lithium Ion Battery for Electric Vehicles: A Review, *Energy Storage Materials*, Vol.10, pp.246−267.

[6] Korean Standards Association (2019) *Methods of Fire Resistance Test for Elements of Building Construction,* KS F 2257-1~7, Korean Agency for Technology and Standards.

[7] Underwriters Laboratories (2010) *UL 1709: Rapid Rise Fire Tests of Protection Materials for Structural Steel,* UL, USA.

[8] European Committee for Standardization (1999) *EN 1363-2: Fire Resistance Tests - Alternative and Additional Procedures,* CEN, USA.

[9] Han, H.S., Cho, G.H., and Yun, H.S. (2025) An Experimental Study on the Thermal Runaway Characteristics of Single and Multiple Lithium-Ion Cells, *Fire Science and Engineering*, KIFSE, Vol.39, No.5, pp.13−23.

[10] McGrattan, K. et al. (2024) *Fire Dynamics Simulator User's Guide* (6th ed.), NIST Special Publication 1019, National Institute of Standards and Technology, USA.

[11] McGrattan, K. et al. (2024) *Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide, Volume 1: Mathematical Model* (6th ed.), NIST Special Publication 1018-1, National Institute of Standards and Technology, USA.

[12] Society of Fire Protection Engineers (2016) *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering* (5th ed.),

Springer, USA.

[13] McGrattan, K., Klein, B., Hostikka, S. and Floyd, J. (2007) *Fire Dynamics Simulator (Version 5) User's Guide*, NIST Special Publication 1019-5, National Institute of Standards and Technology, USA.

[14] U.S. Nuclear Regulatory Commission and Electric Power Research Institute (2007) *Verification and Validation of Selected Fire Models for Nuclear Power Plant Applications: Fire Dynamics Simulator (FDS)* (NUREG-1824, Volume 7) U.S. Nuclear Regulatory Commission, USA.

[15] Mao, B., Li, X., Niu, Y., and Zhang, Y. (2026) Fire Temperature Curves of Multiple Large-Format Lithium-Ion Cells, *Process Safety and Environmental Protection*, Vol.212, 108908.

[16] Ahn, J.K., and Lee, C.H. (2015) Experimental and Numerical Study of Fire Resistance of Composite Beams, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, Vol.27, No.2, pp.143−153 (in Korean).

[17] Incropera, F.P., and DeWitt, D.P. (2002) *Fundamentals of Heat and Mass Transfer* (5th Ed.), John Wiley & Sons, USA.

[18] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 3 - Design of Steel Structures - Part 1-2: General Rules - Structural Fire Design,* EN 1993-1-2, CEN, Belgium.

[19] Kodur, V.K.R., and Shakya, A.M. (2013) Effect of Temperature on Thermal Properties of Spray Applied Fire Resistive Materials, *Fire Safety Journal*, Elsevier, Vol.61, pp.314−323.

[20] European Committee for Standardization (2023) *Eurocode 2 - Design of Concrete Structures - Part 1-2: General Rules - Structural Fire Design,* EN 1992-1-2, CEN, Belgium..

**요 약 :** 본 연구는 배터리 화재 시나리오를 바탕으로 배터리 취급시설 내 강재 보의 내화성능을 분석하였다. 배터리 취급시설은 배터리 화재 시 발생하는 급격한 온도 상승과 높은 열방출률로 인해 특수한 화재 위험성을 내포하고 있다. 그러나 현재의 내화성능평가는 주로 표준화재 조건에 기반하고 있어, 이러한 가혹한 화재 환경을 적절히 반영하기에는 한계가 있다. 본 연구에서는 배터리 모듈 화재 실험을 통해 열방출 특성 데이터를 도출하고, 이를 바탕으로 배터리 취급시설의 공간 특성을 모사한 화재 해석을 수행하여 시설 내부 온도 분포를 파악하였다. 도출된 배터리 화재 조건을 적용하여 내화피복이 적용된 강재 보의 열-구조 해석을 수행하고, 이를 탄화수소화재 및 표준화재 조건과 비교·분석하였다. 배터리 화재 조건에서 SFRM model의 강재 평균온도는 66분에 538℃에 도달하였고, 중앙부 처짐은 93분에 110 mm에 도달하였다. CON odel은 112분에 동일한 처짐 기준에 도달하였다. 연구 결과, 본 연구에서 도출한 배터리 화재 조건은 탄화수소화재 및 표준화재 조건보다 강재온도를 더 빠르게 상승시키고 강도 저하를 가속하는 것으로 나타났다. 이는 고위험 배터리 취급시설에 대한 기존 표준화재 기반 평가 방식의 한계를 시사하며, 실제 배터리 화재 시나리오를 반영한 성능기반 내화구조 설계 도입의 필요성을 규명하였다.

**핵심용어 :** 배터리 취급시설, 배터리 화재, 내화구조 성능, 열-구조 해석, 성능기반 내화설계