

무피복 PEB의 화재 실험에 따른 붕괴 거동

김소영¹ · 이준섭¹ · 이희두² · 신경재^{3*}

¹박사과정, 경북대학교, 건축공학과, ²전임연구원, 경북대학교, 건설안전기술연구소, ³교수, 경북대학교, 건축공학과

Collapse Behavior of PEB Building Through Fire Test

Kim, So-Yeong¹, Lee, Jun-Seop¹, Lee, Hee-Du², Shin, Kyung-Jae^{3*}

¹Ph.D Candidate, Dept. of Architectural Engineering, Kyungpook National University, Daegu, 41566, Korea

²Research Fellow, Dept. of Architectural Engineering, Kyungpook National University, Daegu, 41566, Korea

³Professor, Dept. of Architectural Engineering, Kyungpook National University, Daegu, 41566, Korea

Abstract - This study shows the result of fire test on quarter scaled model to evaluate the behavior during the fire. Unprotected the members of PEB(pre-engineered building) was exposed to fire until it is collapsed totally. The PEB members of system was made of material SM355 and SS275 for flange and web, respectively. The system is composed of one bay with 7.6 m span, 1.55 m bay. The dead load using sandbags was applied at the roof by assuming the stress level of 30 % of yield strength. The fire load using wood and opening size of system was decided in accordance with EN1991-1-2. The system was finally failed by lateral-torsional buckling of beam. The surface temperature of critical location was 533.5°C.

Keywords - Non-fireproof steel, PEB, Fire test, Fire curve, Collapse temperature

1. 서론

지난 2014년 2월 마우나오션 리조트 붕괴사고로 인해 건축법이 개정되며, 공업화박판강구조(PEB, pre-engineered building)와 같은 특수구조물에 사용되는 건축자재에 대한 품질관리를 강화하며 화재에 있어 취약한 샌드위치 판넬 등과 같은 건축물 지붕 마감재료의 난연재료 사용이 의무화되었다. 화재가 발생하는 경우 지붕이 불에 타 바닥으로 떨어지면서 2차 인명피해가 발생하는 사고를 줄이고자 지붕재료의 내화성을 강화한 것이다. 하지만 일반적으로 공장구조물 및 창고건물로 사용되는 PEB 구조물은 철골로 이루어져 화재에 취약할 뿐만 아니라 「건축물의 피난·방화구조 등의 기준에 관한 규칙」 별표 2에 내화구조의 적용이 제외되는 공장의 업종이 제시되어 있으며, 주요구조부가 불연재료로 되

어있는 2층 이하의 공장의 경우 내화구조의 적용이 제외되고 있다^[1]. 하지만 소방청 통계연보에 따른 최근 10년간의 장소별 화재발생현황을 보면 비주거시설이 전체화재장소의 약 38 %로 꽤 큰 비중을 차지하는 것을 알 수 있다^[2]. 또한, 2012년에 발생한 부산 신발공장 화재, 2015년에 발생한 제일모직 화재와 같이 철골구조물은 특히 화재에 취약하여 구조물이 붕괴에 이르게 되어 수많은 인명 및 재산피해가 발생하였다. 구조물 사용자뿐만 아니라 최근 10년 소방활동을 통한 순직자의 비율을 보면 구조, 구급, 교육훈련 등에 비해 화재에 의한 원인이 전체의 약 37 % (19명)로 크게 나타났다. 현재 소방대원들의 구조활동 시 화재구조물 대피는 강구조물의 경우 항복에 의해 발생하는 소리, 구조물의 노후도 등 경험에 의한 지휘관 판단으로 이루어지고 있다. 본 연구에서는 무피복 강재가 사용된 구조물의 화재 시 소방대원들의 안전을 위해 강재표면의 온도를 측정하면 붕괴를 예측할 수 있도록 도움이 되는 기초자료를 제공하고자 한다.

2. 무피복 PEB에 사용된 강재의 재료 특성

무피복 PEB 실험체에 사용된 강재는 PEB구조물에 주로 사용되는 구조용 강재를 플랜지에 SM355, 웹에 SS275를

Note.-Discussion open until August 31, 2020. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on September 05, 2019; revised November 20, 2019; approved on November 28, 2019.

Copyright © 2020 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-53-950-5591 Fax. +82-53-950-6590

E-mail. shin@knu.ac.kr

사용하였으며, 볼트의 경우 고력볼트(Grade 10.9: 공칭인장 강도 1,000 N/mm²)를 사용하였다^{[3],[5]}. Figs. 1-4는 본 실험에 사용된 강재와 볼트의 고온재료 특성을 실험한 결과이다. Figs. 1-3는 구조용 강재 SS275, SM355의 항복강도 감소계수를 나타낸다^[6].

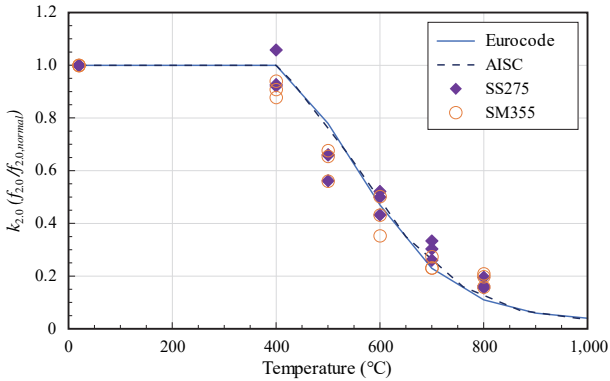


Fig. 1. Reduction factors of yield strength (2 % strain)

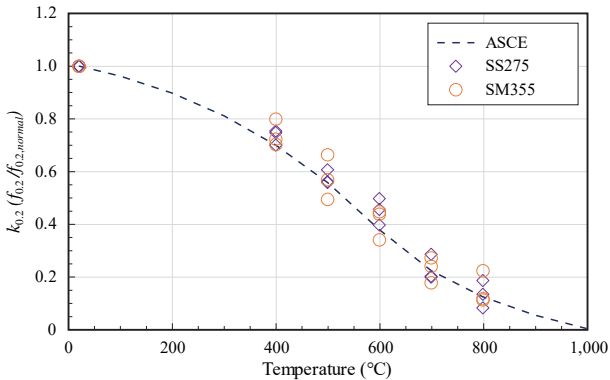


Fig. 2. Reduction factors of yield strength (0.2 % offset)

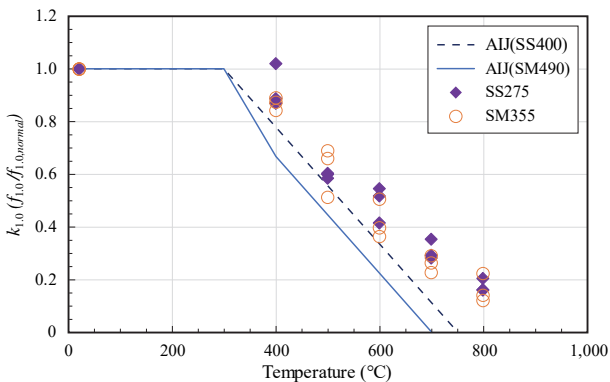


Fig. 3. Reduction factors of yield strength (1 % strain)

Eurocode와 AISC에서는 유효항복강도를 산정할 때 2 % strain으로 산정하며 ASCE에서는 0.2 % offset, AIJ에서는

1 % strain으로 산정하는 것이 합리적이라 제시되어 있다. 각 기준에서 제시된 항복강도 감소계수와 재료시험 값을 비교한 결과, 강도감소 정도가 기준범위와 유사한 경향으로 나타났다^{[7]-[10]}. Fig. 4는 볼트의 항복강도 감소계수를 나타낸다. Eurocode와 AISC의 볼트의 항복강도 감소계수와 재료 시험 값을 비교하였다. 실험은 상온, 300°C, 500°C, 600°C, 700°C, 800°C에서 각각 3개의 시험을 수행하였다. 기준에 비해 대체적으로 강도감소계수가 높은 편으로 나타났으나 고온으로 갈수록 유사한 형태를 확인하였다.

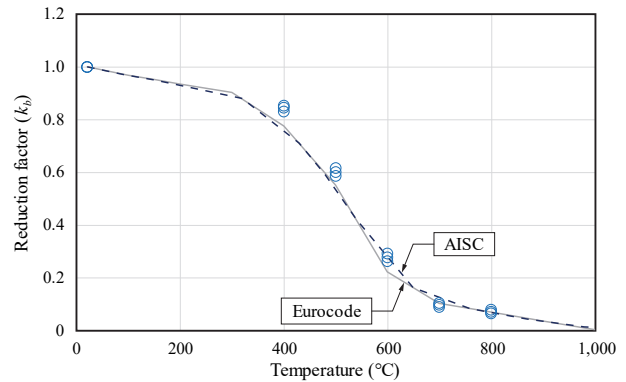


Fig. 4. Reduction factors of bolt (Grade 10.9)

3. 무피복 PEB 화재실험 방법

3.1 실험체 및 접합부 설계 계획

3.1.1 구조부 설계

Fig. 5는 실험체의 구성 및 전체 사이즈를 나타낸다. 실험에 사용된 구조물은 30 m 스패의 소형 PEB 구조물을 대상으로 설계하였다.

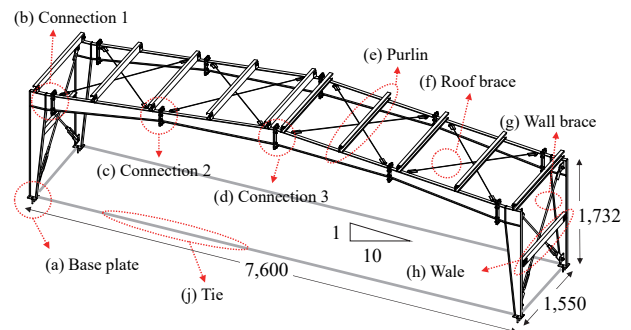


Fig. 5. Configuration and size of test system

실험실에 있는 대형 칼로리미터의 후드 직경이 10 m인 것에 따라 구조물 스패의 1/4 축소모형인 7.6 m 스패으로 제작하였다. 보와 기둥 부재단면의 경우 실제 구조물의 1/4에 해당하는 사이즈로 정확히 구현하기에는 부재를 구하기가 어려우며 가공하여 만들 경우 많은 비용이 발생함에 따라 비슷한 규격의 기성 강재를 사용하여 제작하였다. 볼트도 마찬가지로 기성 규격을 사용하였고, 가새 및 띠장도 기성규격의 강재를 사용하였다. Table 1은 부재 및 접합부 사이즈를 나타낸다. Fig. 6은 접합부 상세를 나타낸다.

Table 1. Member size

Member	Member size	End plate thickness (mm)	Bolt size
(a) Base plate	H-100×50×6×8	12	M16
(b) Connection 1	H-250×50×6×8	12	M12
(c) Connection 2	H-150×50×6×8	12	
(d) Connection 3	H-250×50×6×8	12	
(e) Purlin	C-60×30×1.6	-	-
(f) Roof brace	φ5	-	-
(g) Wall brace	φ16	-	-
(h) Wale	Box-100×50×2.3	-	-
(j) Tie	L-50×50×4	-	-

Flange: SM355, Web: SS275, Bolt: Grade 10.9

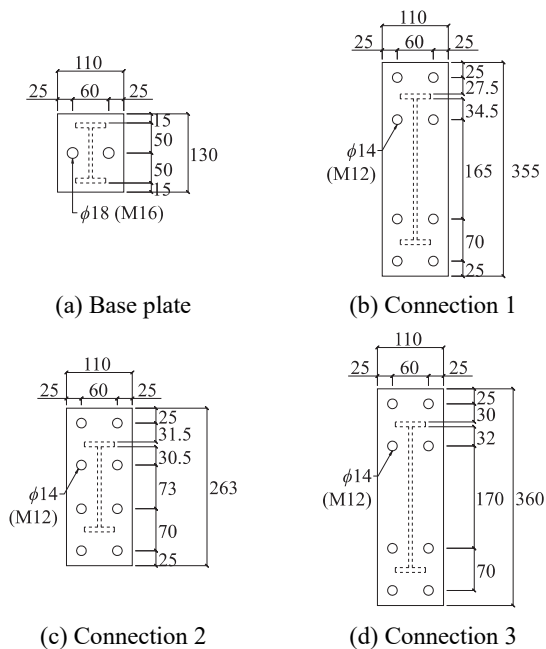


Fig. 6. Detail of connection ((a)-(d))

베이스플레이트의 경우, M16 볼트 2개로 설계하였으나 실제 실험 시 실험실 바닥에 시공이 불가능하여 베이스 플레이트에 L형강(50×50×4)을 용접하여 기둥이 양단힌지 거동을 하도록 하였다.

3.1.2 비구조부 설계

본 실험에서 PEB 1차구조부재의 붕괴를 유도하기 위하여 Fig. 7과 같이 2차 구조부재인 가새와 중도리에 두께 12.5T 그라스울을 이용한 내화피복을 하였다. 벽면의 X-brace는 그라스울 피복 이후 ALC블록을 이용하여 한번 더 피복을 하였으며, 블록 두께에 따라 구조체의 기둥부재도 내화피복이 되었다. 천장의 경우 그라스울을 천장 지붕 슬레이트에 철판피스를 이용하여 고정하였다. 지붕의 X-brace는 직경 4.76 mm의 와이어로프와 3/8in 턴버클을 이용하였으며, 구조부의 붕괴에 큰 영향이 없을 것으로 판단하여 와이어로프는 따로 내화피복을 하지 않았다.

실험에서 표준화재곡선을 재현하기 위해 구조부 외부의 정면과 후면 및 구조부 내부 양쪽에 ALC 블록(200×300×600)을 쌓아 하나의 실을 구성하였다. 이때, ALC블록은 구조체와 연결되지 않았으며 (Fig. 7(b) 화살표 부분) 구조체 측면에 쌓아서 화염이 실험체 안에 머물도록 하는 기능만 하고 붕괴 시 구조체에는 연직하중에 저항하지 않도록 하였다.



(a) Wall brace (b) Wall and ceiling

Fig. 7. Fireproof of non-structure

3.2 화재하중 및 개구부 설계 계획

3.2.1 화재하중

본 실험은 KCL(한국건설생활환경시험연구원)의 실화재 시험연구센터에서 수행되었다. 화재하중을 산정하기 위해 EN 1991-1-2를 참조하였으며, PEB구조물이 주로 사용되는

창고나 공장구조물의 경우 화재하중밀도에 대한 기준이 제시되어 있지 않았다. 공장의 경우 생산하는 제품에 따라 화재하중밀도의 범위가 크게 달라지므로 본 실험에서는 화재하중밀도를 사무실로 가정하여 32.5 kg wood/m²로 산정하였다^{[11][13]}. Fig. 8은 목재크립 설치 전경을 나타낸다. 40×40×500의 목재를 한층에 6개씩 각각 수직과 수평방향으로 9층을 쌓아 총 20개의 목재크립을 쌓아올렸다. 실험을 위해 총 목재의 무게는 약 400 kg이 사용되었다. 목재크립을 동일한 시간에 동시에 점화하기 위해 C형강 안에 등유에 적신 솜을 넣어 목재크립 바닥 면에 길이 방향으로 설치하였다.



Fig. 8. Wooden cribs used for the fire load

3.2.2 개구부 설계

적절한 산소공급으로 실제와 비슷한 화재를 재현하기 위해 ALC블록이 쌓여진 벽면 일부에 개구부를 두었다. 대부분의 화재 실험에 사용되는 화재하중은 표준화재곡선에 따라 설정되고 있다^[14]. 따라서, EN 1991-1-2의 Annex A에 제시되어 있는 parametric temperature-time curve를 참고하여 표준화재곡선과 유사한 화재곡선을 재현하였다. 화재실험식에서 가연성 물질의 양, 노출된 전체 표면적에 관련된 화재하중밀도의 설계값, 구조물의 개구부 크기는 시간에 따른 화재온도에 크게 영향을 미친다. 식 (1)은 EN 1991-1-2의 부록에 제시되어 있는 parametric temperature time curves를 산정하기 위한 온도 산정식을 나타낸다^[11].

$$\theta_g = 20 + 1325 \left(1 - 0.324e^{-0.2t} - 0.204e^{-1.7t} - 0.472e^{-19t} \right) \quad (1)$$

여기서, $t^* = t \times \Gamma$

$$\Gamma = [O/b]^2 / (0.04/1160^2)$$

θ_g : Gas temperature in the fire compartment

그리고, t : Time(h)

O : Opening factor (= 0.03291 m^{1/2})

b : $\sqrt{(\rho c \lambda)}$ (= 915.5 J/m²s^{1/2}K)

ρ : Density of boundary of enclosure
(ALC 블록의 밀도: $\rho = 650$ kg/m³)

c : Specific heat of boundary of enclosure
(ALC 블록의 비열: $c = 1172.3$ J/kgK)

λ : Thermal conductivity of boundary of enclosure
(열전도율 가정: $\lambda = 1.1$ W/mK)

계산 시 실험에서 실을 구성하는 재료의 밀도, 비열, 열전도율을 적용하기 위해 KS F 2701를 참조하였다^[15]. ALC 블록의 열전도율은 0.11 W/mK지만 실을 구성함에 있어 바닥과 천장은 ALC블록을 사용하지 않았으므로 계산 시 약 10배인 1.1 W/mK로 가정하여 산정하였다. Fig. 9는 표준화재곡선과 유사한 화재하중을 위해 설계된 개구부의 크기를 나타낸다. 개구부의 경우 실험체의 정면과 후면에 동일한 형태로 천공하였다.

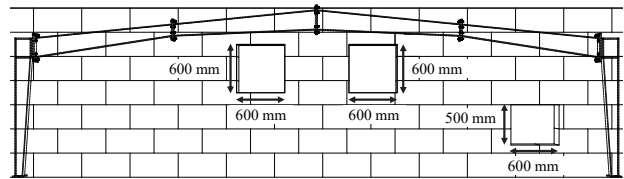


Fig. 9. Opening size

Fig. 10은 ISO 834에서 제시하는 표준화재곡선과 식 (1)을 통해 개구부 크기에 따라 산정된 화재곡선을 비교한 그래프를 나타낸다^[14].

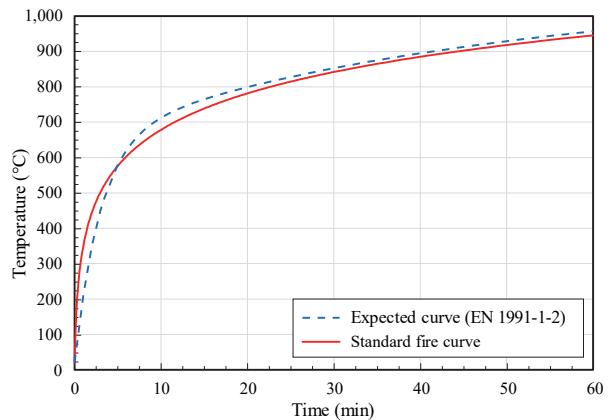


Fig. 10. Standard fire curve and design fire curve

3.3 가력 계획

일반적인 실대형 구조물의 경우 자중에 의한 응력비가 $0.2F_y - 0.3F_y$ 에 해당한다. 본 실험에서 자중에 의한 응력비만 고려하였으며, 휨강도저항계수($\phi = 0.9$)는 고려하지 않고, 적재하중은 무시하였다. 따라서, 구조물 보 중앙부를 기준으로 하여 부재단면의 횡좌굴 강도를 고려한 공칭모멘트($M_n = 30.745 \text{ kN}\cdot\text{m}$)의 약 30%에 해당하는 연직하중에 의한 모멘트(M_D)가 적용될 수 있도록 하중을 산정하였다. Fig. 11은 모래하중을 적층하는 모습을 나타낸다. 20 kg의 모래주머니 400개를 이용하였고, 총 8 ton의 모래하중을 등분포하중으로 적재하였다.



Fig. 11. Vertical static load applied using 400 sandbags (8 ton)

Fig. 12는 연직하중(모래하중+자중)이 작용할 때 각 부위별 구조물의 모멘트도(M_D)를 나타낸다.

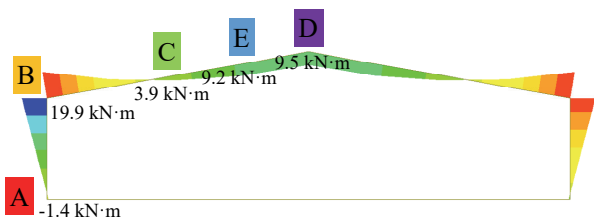


Fig. 12. Moment diagram for each part by vertical load

Table 2는 보 부재의 접합부의 연직하중에 의한 모멘트와 공칭모멘트의 비(M_D/M_n)를 나타낸다. Fig. 12에서 A점은 베이스 플레이트로 실험 시 앵커체결을 하지 않고, 단순히 지형태로 두어 연직하중에 의한 모멘트와 공칭모멘트의 비 산정 시 고려하지 않았다. 공칭모멘트 산정 시 B점, C점, D점에 대해서는 보의 내력, 접합부 엔드플레이트의 항복, 볼트의 파단 및 편칭에 대해 고려하였으며 E점은 횡좌굴을 고려한 보의 내력으로 산정하였다^{[16]-[19]}.

Table 2. The ratio of moment for each point

	B	C	D	E
M_D (kN·m)*	19.9	3.9	9.5	9.2
M_n (kN·m)**	44.30	19.21	44.30	30.75
M_D/M_n	0.45	0.18	0.21	0.30

* M_D : Moment by vertical load (sand + self weight)

** M_n : Nominal moment

3.4 계측 계획

3.4.1 온도 계측

열전대는 K-Type의 열전대를 사용하였다. K-Type 열전대의 온도측정가능범위는 $-200^\circ\text{C} - 1,350^\circ\text{C}$ ($-330^\circ\text{F} - 2,460^\circ\text{F}$)이다. 실험체의 열전대는 총 10개소에 부착하였다. 8개소(T1 - T4, T6 - T9)는 보부재의 온도를 측정하기 위해 보 접합부 근처 웹표면에 부착하였으며 Fig. 13과 같이 열전대 부착 후 내화실리콘으로 열전대를 한번 더 고정하였다. 2개소(T5, T10)에 대해서는 대기의 온도를 측정하기 위해 중도리에 강재 일부를 용접하여 열전대의 센서부가 대기 중에 매달려 있는 형태(Fig. 14(a))로 열전대를 설치하였다.

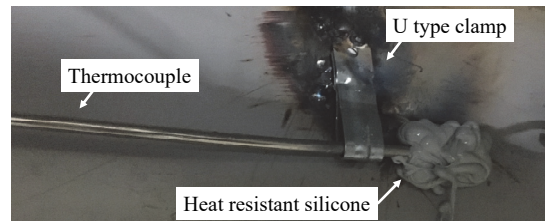
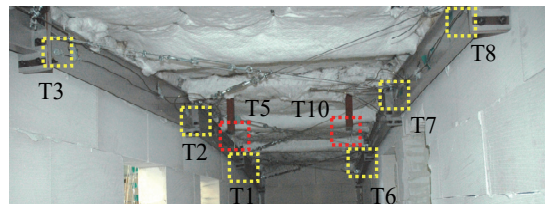
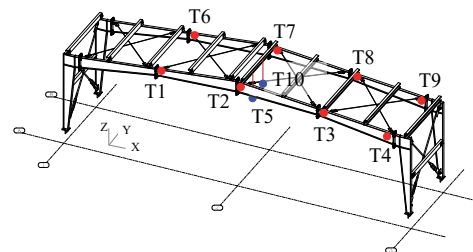


Fig. 13. Detail of thermocouple attachment



(a) Thermocouple attachment foreground



(b) Location of thermocouple (T1-T10)

Fig. 14. Detail of thermocouple location

3.4.2 변위 계측

화재실험이므로 LVDT 설치가 불가능하여 구조물로부터 약 4 m 떨어진 위치에 카메라를 설치하여 영상분석을 통하여 변위를 측정하였다. 변위측정을 위해 Fig. 15와 같이 5개의 원으로 구성된 마커를 실험체 지붕의 중앙상부에 설치하였다. 마커의 원지름은 30 mm, 원의 중심 간 간격은 55 mm로 설정하였다. 화재에 의해 열전도율이 높은 강재나 가연성이 있는 플라스틱, 우드락, 목재와 같은 재료를 사용할 수 없으므로 마커부착에는 ALC블록을 사용하였다. 변위를 측정하는 방법은 2가지로 구조물 중앙상부에 위치한 마커를 촬영하여 PTZ 카메라와 연계된 소프트웨어를 이용한 실시간 변위측정방법과 캠코더로 측정된 영상을 추후 분석하여 변위를 측정하는 방법으로 변위를 측정하였다. Fig. 15는 변위 측정장비 전경을 나타낸다^[20].

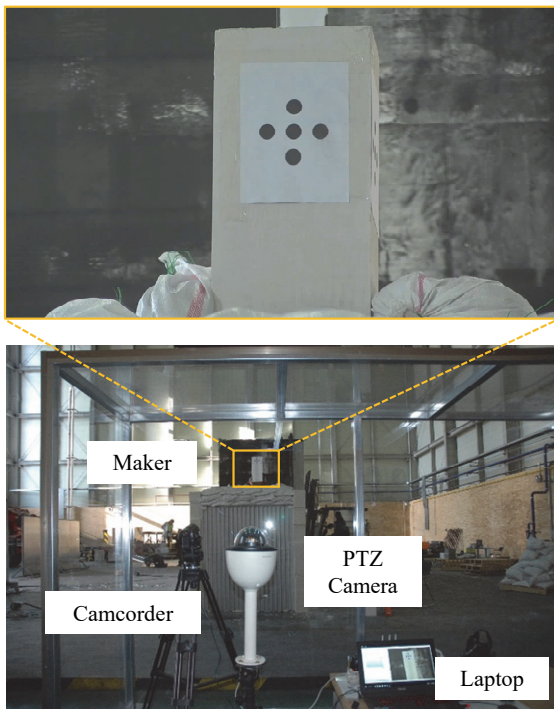


Fig. 15. Displacement measuring instruments

4. 무피복 PEB 화재실험 결과

4.1 붕괴거동 분석

Fig. 16은 실험체의 붕괴 후 전경 및 실험체 보의 횡 좌굴에 의한 변형을 나타낸다.

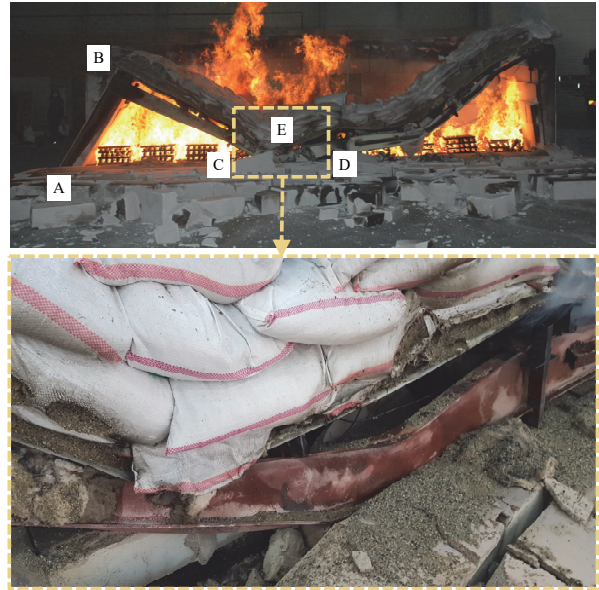


Fig. 16. Specimen collapse shape

화재실험 결과 붕괴거동은 예측한 것과 같이 보의 횡비틀림좌굴에 의해 지배되는 것으로 나타났다. C점과 D점의 사이(E점)에서 실험체는 보의 횡비틀림좌굴에 의해 1차적으로 내력을 상실하였으며, 최종적으로 M자 형태로 붕괴되었다.

4.2 변위 결과

Fig. 17은 변위-시간 그래프를 나타낸다. 화재실험 시 고온용 변위측정장치는 매우 고가이므로 마커를 촬영하여 영상을 분석하는 방법을 통해 변위를 측정하였다. Fig. 15에서 처럼 보의 중앙부에 마커를 촬영하는 방식으로 보의 중앙부 변위를 측정하였다. PTZ(pan tilt zoom) 카메라를 활용하여 자체 개발 소프트웨어로 실시간 변위를 분석하는 방법과 캠코더를 이용하여 촬영한 영상을 추후 영상분석하여 변위를 분석하는 방법을 이용해 변위데이터를 얻었다^[19]. PTZ 카메라로 측정된 변위의 경우 실시간으로 측정하여야 하여 영상의 프레임수를 줄여 12 fps이고, 캠코더로 측정된 영상은 30 fps로 촬영되었다. 구조물의 변위는 하향으로 처짐이 생기다가 약 8분(480초)에서 다시 상향으로 변위가 발생하다가 붕괴하는 경향을 보였다. 이는 박공형태의 지붕부재가 열팽창에 의해 변형하면서 일정구간에서 지붕이 상승하다가 붕괴에 이르는 것으로 판단된다. PTZ로 측정된 변위의 경우 최대 하향처짐 -6.72 mm, 최대상향처짐 +3.55 mm로 나타났으며, 캠코더로 측정된 변위의 경우 최대하향처짐 -6.61 mm, 최대상향처짐 +1.89 mm로 나타났다.

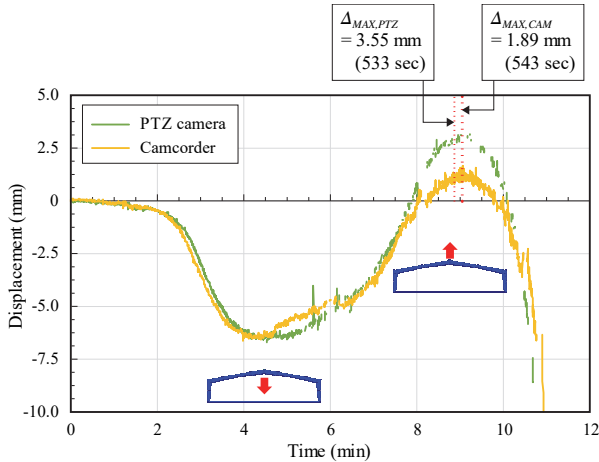


Fig. 17. Displacement-time curve

PTZ 카메라, 캠코더에서 하향처짐은 유사하게 나타났으나 상향처짐의 차이가 크게 나타난 이유는 영상의 프레임 수가 다르므로 프레임 사이 변화를 측정함에 있어 차이가 있었을 것으로 사료되며, 캠코더 영상을 이용한 분석의 경우 연기에 의해 마커 안의 원 색상과 마커의 배경화면의 색상을 구분하지 못하여 일부 구간의 변위가 마커 안의 원이 아닌 다른 점을 찾아내 변위를 잘못 읽어낸 것으로 판단된다. 따라서 PTZ 카메라로 측정된 변위가 더 신뢰성이 있는 것으로 판단된다. 변위가 상승하였다가 하강하는 시점을 붕괴시작시점이라 하고, 초기변위보다 하향처짐하기 시작하는 시점을 붕괴완료시점이라 할 때 약 8분 53초(533초)에서 붕괴가 시작되었으며, 10분 16초(616초)에 붕괴가 완료되었다. 붕괴시작부터 붕괴완료 사이의 시간은 약 83초로 만약 본 실험체가 화재진압을 하는 건물이라면 약 1분 23초가량의 대피시간이 주어질 것으로 나타났다.

4.3 온도-시간 결과

Fig. 18은 시간에 따른 온도-시간 그래프를 나타낸다. 여기서 ‘Parametric’은 개구부 설계에 따른 설계화재곡선을 나타내며 ‘Standard’는 표준화재곡선을 나타낸다. ‘T1’ - ‘T10’은 열전대 부착 위치의 강재표면 온도를 나타낸다. 열전대 위치는 Fig. 14(b)에 표현되었다. 본 연구에서 재현하고자 하였던 표준화재곡선과 달리 실제 구조물 내부 공간에서의 화재온도는 200초에서 약 850°C까지 상승하였으며 표준화재곡선은 200초에서 약 517°C, 설계화재곡선은 200초에서 약 478°C로 나타났다. 이러한 차이는 플래시오버가 일어나지 않는 경우 실험체가 붕괴에 이르기 어려울 수 있고, 목재

크립의 동시 점화를 위해 등유를 사용한 것이 화재하중밀도가 높아져 표준가열속도보다 빠른 가열곡선으로 나타났다.

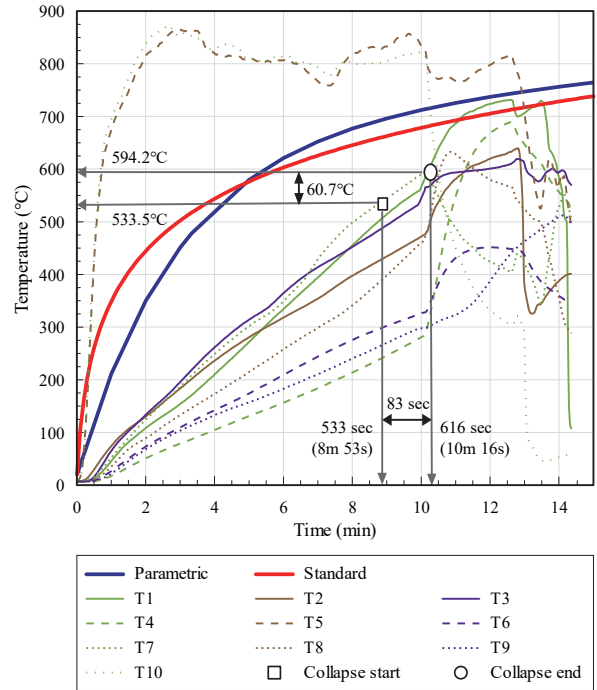


Fig. 18. Temperature-time curve

붕괴시작 시간인 약 8분 53초(533초)에 보 중앙부의 강재 웨브의 온도는 약 533.5°C로 나타났으며, 붕괴완료 시간인 약 10분 16초(616초)에 보 중앙부 강재 웨브의 온도는 594.2°C로 나타났다. 붕괴시작부터 붕괴완료사이의 온도 차이는 약 1분 23초만에 약 60.7°C가 상승한 것으로 나타났다. 실험체는 축소형 구조물이므로 붕괴완료까지의 시간은 실제형구조물과 다소 차이가 있을 것으로 사료되나 붕괴온도는 실제 구조물에 어느 정도 적용할 수 있을 것으로 보인다.

4.4 붕괴온도예측

붕괴온도예측을 위해서는 Eurocode, AISC, ASCE, 일본 설계지침에서의 강도감소계수를 이용하여 붕괴온도를 산정하였다^{[7]-[10]}. 각 기준 및 참고문헌에 제시된 항복강도 감소계수(k_b)와 연직하중에 의한 모멘트와 공칭모멘트의 비(M_b/M_n)를 비교해 온도를 추정하는 방법으로 붕괴예상온도를 예측하였다. Table 3은 기존문헌을 통한 부재의 붕괴예상온도를 나타낸다.

Table 3. Expected collapse start temperature of the member through the literature

Location	B	C	D	E
Collapse temp. (Test) °C	237.7	500.6	533.5	-
M_D/M_n	0.45	0.18	0.21	0.30
Expected collapse temp. (Eurocode) °C	552.0	739.4	706.4	603.7
Expected collapse temp. (AISC) °C	614.8	746.9	728.5	679.3
Expected collapse temp. (ASCE) °C	559.8	738.9	704.7	650.2
Expected collapse temp. (AIJ, SS400) °C	547.8	667.8	653.5	615.3
Expected collapse temp. (AIJ, SM490) °C	497.8	617.8	603.5	565.3

보의 횡비틀림좌굴에 의해 C점과 D점의 사이에 위치한 E점에서 1차적으로 항복하였으며, E점의 Eurocode, AISC, ASCE, 일본설계지침을 이용한 붕괴예상온도는 603.7°C, 679.3°C, 650.2°C, 615.3°C, 565.3°C로 나타났다. E점의 실험 시 붕괴온도는 계속하지 못하였으나 C점과 D점 사이에 위치하여 붕괴 시 온도는 약 500°C 근처에 있다고 예상할 수 있다. 변위측정지점인 D점에서의 Eurocode, AISC, ASCE, 일본설계지침을 이용한 붕괴예상온도는 각각 706.4°C, 728.5°C, 704.7°C, 653.5°C, 603.5°C로 나타났다. 실험 시 붕괴시작온도는 약 533.5°C로 D점에서 Eurocode, AISC, AIJ(SS275), AIC(SM355), ASCE에서 각각 오차율 24.5%, 26.8%, 24.3%, 18.4%, 11.6%로 나타났다.

본 실험에 사용된 보의 강종은 SS275와 SM355의 용접으로 이루어졌으나 일본설계지침에서 제시한 SM490강재의 강도감소계수를 이용한 붕괴온도 예측 값이 실험 시 붕괴온도와 가장 유사하게 나타났다. 실제 실험에서 E점의 보의 횡비틀림좌굴에 지배되었으므로 E점에서 일본설계지침에 의해 예상된 온도와 D점에서 실험 시 계속온도를 비교하면 오

차율 약 5.6%로 강재표면온도를 계속하면 붕괴징후를 알 수 있을 것으로 사료된다. Fig. 19는 기존문헌의 강도감소계수와 붕괴예측온도를 나타낸 표이다. 각 기준 및 참고문헌을 통해 붕괴온도를 나타낸 그래프에서 보의 횡비틀림좌굴이 발생한 E지점의 붕괴예상온도와 근처에 있는 D점의 온도(533.5°C)의 평균오차율은 약 14%로 유사하게 나타났다.

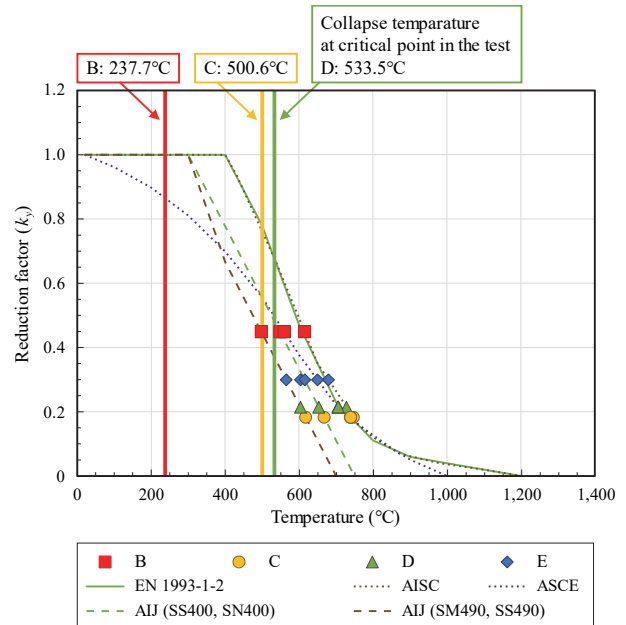


Fig. 19. Strength reduction factor and collapse prediction temperature of the existing literature

하지만 국외기준을 활용한 예상온도를 분석한 결과, 실제 실험에서 붕괴온도가 더 낮게 나타난 것을 확인할 수 있었다. 따라서, 국내에서 생산되는 강재의 고온물성에 대한 기준이 시급할 것으로 판단된다.

5. 결론

본 연구는 무피복 강재의 온도에 따른 강도감소계수를 이용하여 구조물의 붕괴 시 온도를 예측하는 방법을 제시하기 위해 수행되었다. 본 논문의 요약은 다음과 같다.

- (1) 변위는 박공형 지붕의 열팽창으로 인해 상승하였다가 하강하는 형태로 발생하였으며, PTZ 카메라로 측정한 최대 상향처짐은 약 3.55 mm ($\frac{\Delta L}{L} = \frac{3.55}{7600} = \frac{1}{2140}$)로 나타났다.

- (2) 파괴모드는 1차적으로 보의 횡비틀림좌굴에 의해 지배되었고, 최종적으로 M자 형태로 붕괴되었다.
- (3) 붕괴온도는 기존문헌의 강재의 강도감소계수를 통해 예측하였으며, 일본 강구조 내화설계지침에서 제시한 SM490강종의 강도감소계수를 통해 예측한 붕괴온도는 실제 실험 시 붕괴온도와 약 11.6%의 오차율로 유사하게 나타났다.
- (4) 이 실험에 따르면 일반적인 사용 하중 조건에서 강재 보 표면의 온도가 533.5°C에 도달할 경우 횡비틀림좌굴에 의한 붕괴징후가 있으므로 소방대원의 진입 시 열화상카메라와 같은 비접촉식 온도계를 통해 강재의 표면온도를 측정하면 소방대원의 진입여부의 기초자료가 될 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 2015년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원(NRF-2013R1A2A2A05006637)과 국민안전처 현장중심형 소방활동지원 기술개발사업의 연구비 지원(MPSS-소방안전-2015-72)으로 수행된 연구이며 이에 감사드립니다.

참고문헌(References)

- [1] *Rule on the Criteria of Emergency Escape and Fire-proof Construction in Building, Article 20-2* (2019, Republic of Korea, in Korean).
- [2] National Fire Agency (2018) *2018 Statistical Yearbook of National Fire Agency*, NFA, Korea (in Korean).
- [3] Korean Agency for Technology and Standards (2018) *Rolled Steels for Welded Structures* (KS D 3515: 2018), Korea (in Korean).
- [4] Korean Agency for Technology and Standards (2018) *Rolled Steels for General Structures* (KS D 3515: 2018), Korea (in Korean).
- [5] International Organization of Standardization (2009) *Mechanical Properties of Fasteners Made of Carbon Steel and Alloy Steel, Part 1: Bolts, Screws and Studs with Specified Property Classes - Coarse Thread and Fine Pitch Thread* (ISO 898-1:2009), Switzerland.
- [6] Kim, S.-Y., Chu, D.-S., Lee, H.-D., and Shin, K.-J. (2018) Mechanical Properties of Structural Steel at Elevated Temperature, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.30, No.5, pp.257-264 (in Korean).
- [7] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.2: General Rules - Structural Fire Design*, (EN 1993-1-2: 2005), Belgium.
- [8] Kaehler, R.C., White, D.W., and Kim, Y.D. (2011) *Frame Design Using Web-Tapered Members (Steel Design Guide 25)*, American Institute of Steel Construction, USA.
- [9] Lie, T.T. (1992) *Structural Fire Protection (ASCE Manuals and Reports on Engineering Practice No. 78)*, American Society of Civil Engineers, USA.
- [10] Architectural Institute of Japan (2017) *AIJ Recommendations for Fire Resistant Design of Steel Structures*, AIJ, Japan (in Japanese).
- [11] European Committee for Standardization (2002) *Eurocode 1: Actions on Structures, Part 1-2: General Actions - Actions on Structures Exposed to Fire* (EN 1991-1-2), Belgium.
- [12] Bailey, C.G., and Lennon, T. (2008) Full-Scale Fire Tests on Hollowcore Floors, *The Structural Engineer*, Institution of Structural Engineers, Vol.86, No.6, pp. 33-39.
- [13] Bisby, L., Gales, J., and Maluk, C. (2013) A Contemporary Review of Large-Scale Non-Standard Structural Fire Testing, *Fire Science Reviews*, Springer, Vol.2, No. 1, pp.1-27.
- [14] International Organization for Standardization (2012) *Fire Resistance Tests - Elements of Buildings Construction, Part 1: General Requirements - Amendment 1* (ISO 834-1: 1999/Amd 1:2012), Switzerland.
- [15] Korean Agency for Technology and Standards (2012) *Autoclaved Lightweight Aerated Concrete Block* (KS F 2701: 2012), Korea (in Korean).
- [16] Architectural Institute of Korea (2016) *Korean Building Code (KBC 2016) and Commentary*, Kimoon dang, Korea (in Korean).
- [17] Murray, T.M., and Summer, E.A. (2004) *Steel Design Guide 4: Extended End-Plate Moment Connections Seismic and Wind Applications* (2nd Ed.), American Institute of Steel Construction, USA.
- [18] American Institute of Steel Construction (2016) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-16), USA.

- [19] Kim, S.-Y., Shin, K.-J., Lee, S.-H., and Lee, H.-D. (2016) Experimental Investigation of Beam-to-Column Connection with SHN490 Steel Under Cyclic Loading, *International Journal of Steel Structures*, KSSC, Vol. 16, No.4, pp.1299-1307.
- [20] Kang, I.-M., Lee, S.-H., and Shin, K.-J. (2017) Real-Time Displacement Measurement and Collapse Forecasting System Using Image Processing, *Journal of the Architectural Institute of Korea - Structure & Construction*, AIK, Vol.33, No.1, pp. 27-32 (in Korean).

요 약: 본 연구는 무피복 PEB의 화재 시 거동과 붕괴 강도를 평가하기 위해 축소모형에 화재 실험을 수행한 결과이다. 실험체는 플랜지 SM355, 웹 SS275를 이용하여 소형 PEB의 1/4 scale로 경간길이 7.6 m, 1칸으로 제작하였다. 하중은 연직하중에 의한 모멘트와 공칭모멘트의 비(M_D/M_n) 0.3을 목표로 하였다. 화재하중은 표준화재곡선을 목표로 목재를 이용하였고, EN 1991-1-2를 참조하여 개구부 크기를 설정하였다. 열전대 10개소를 설치하여 시간-온도곡선을 얻었으며, 캠코더와 PTZ카메라로 마커를 촬영하여 구조물의 변위를 측정하였다. 구조물의 붕괴 가능한 여러 붕괴모드(보부재 휨파괴, 볼트접합부파괴, 횡비틀림좌굴파괴)를 가정하여 붕괴강도를 예측한 결과 실제 붕괴모드는 예상과 같이 횡비틀림좌굴파괴모드로 지배되었다. 강재의 온도는 붕괴시작 시 약 533.5°C이며 붕괴완료 시 약 594.2°C로 나타났다. 이를 국내·외 기준에 제시된 강도감소계수로 예측한 붕괴온도와 비교하였다.

핵심용어: 무피복 강재, 공업화박판구조물, 화재실험, 화재곡선, 붕괴온도
