

중심축 하중을 받는 고온상태 강재기둥의 압축강도에 관한 연구

윤종휘^{1*} · 이치형² · 윤성기³

¹석사과정, 부산대학교, 건축공학과, ²연구원, 부산대학교, 생산기술연구소, ³교수, 부산대학교, 건축공학과

A Study on Compressive Strength of Centrally-Loaded Steel Columns at Elevated Temperatures

Yoon, Jong Hwi^{1*}, Lee, Chy Hyoung², Yoon, Sung Kee³

¹Graduate Student, Dept. of Architectural Engineering, Pusan National University, Pusan, 46241, Korea

²Researcher, Research Institute of Industrial Technology, Pusan National University, Pusan, 46241, Korea

³Professor, Dept. of Architectural Engineering, Pusan National University, Pusan, 46241, Korea

Abstract - In order to evaluate compressive strength of centrally-loaded steel column at elevated temperature, new FE analysis techniques and assumptions of model were applied in this study. It also includes comparison with the existing studies, and a new design equation for centrally-loaded steel column at elevated temperature was proposed. The proposed equation was the most accurate of the three design equations(EC3, AISC, proposed equation) when comparing with the coefficient of determination on the simulated results and test results.

Keywords - Performance-based structural fire design, Fire resistance, Steel column, Compressive strength, Design equation

1. 서론

강구조 건축물의 고층화 및 대형화로 많은 거주자를 수용할 수 있는 건축물의 수가 크게 증가하였다. 이와 같은 대형 건축물에 발생한 화재는 일반 건축물에 비해 상대적으로 큰 인적·물적 피해를 발생시킬 수 있으며 경제적 피해 수준 또한 높은 편이다^[1]. 따라서 기존의 사양적 내화설계(prescriptive design) 보다 공학적이고 합리적인 내화설계 방법이 필요하게 되었으며, 이에 따라 국외에서는 성능기반 내화설계(performance-based design)를 도입하고 있는 추세이다. 성능기반 내화설계는 화재하중 설계가 가능하며 구조하중과 열적 물성치 등을 설계 인자로 반영하기 때문에 강재의 한계

온도만으로 내화성능을 평가하는 사양적 내화설계 보다 공학적인 내화설계 방법이라 말할 수 있다. 강구조물에 대한 국내 내화설계는 현재까지 사양적 방법^[2]만을 사용하고 있으며, 성능기반 내화설계와 같이 강재온도에 따른 부재 성능을 산정할 수 있는 설계기준은 제시되어있지 않다.

화재가 발생한 건축물은 점진적으로 내력을 상실하며, 화재 진압 및 대피가 이루어지는 동안은 급격한 구조적 변화가 발생하지 않아야 한다. 하지만 기둥의 경우 좌굴 거동 특성으로 급격한 구조물의 붕괴를 유발할 수 있기 때문에 강재 기둥의 내화성능은 가장 선행되어야 할 연구 대상이다. 고온상태 강재기둥의 압축강도를 직접 계산할 수 있는 국외 설계기준은 Eurocode 3^[3](이하 EC3)와 ANSI/AISC 360^[4](이하 AISC)가 대표적이다. 이 설계식들은 강재기둥의 결함조건을 반영하여 유한요소해석을 한 Franssen *et al.*^[5]과 Takagi *et al.*^[6]의 연구를 통해 각각 제안되었다. 내화성능에 관한 연구는 유한요소해석이 일반적이긴 하나 연구자에 의해 선정된 해석 가정과 기법에 따라 해석결과에 차이가 발생할 수 있는 문제점을 가진다.

따라서 본 연구에서는 고온상태 강재기둥의 압축강도를

Note.-Discussion open until February 28, 2017. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on March 22, 2016; revised April 25, 2016; approved on May 9, 2016.

Copyright © 2016 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-51-510-7605 Fax. +82-51-514-2230

E-mail. hwi@pusan.ac.kr

해석하기 위하여 기존 연구들^{[5],[6]}보다 상대적 해석 정밀도가 높은 유한요소 해석모델과 기법을 사용하여 해석을 수행하며, 해석방법 및 해석결과를 기존 연구들과 비교·분석한다. 또한 기존 연구들을 통해 제시된 EC3, AISC 설계식과 본 연구 압축강도 해석결과를 비교하여 차이점을 확인하고 두 설계식 보다 정확한 압축강도식을 제안하는 것을 연구의 목적으로 한다.

2. 기존 고온상태 강재기둥 압축강도 설계식

EC3과 AISC에서는 단순해석법(단순계산모델)에서 고온상태 강재기둥 압축강도 설계식을 제시하고 있다^{[3],[4]}.

Franssen *et al.*^[5]의 연구를 배경으로 하는 EC3의 고온상태 강재기둥 압축강도 설계식은 식 (1)과 같다.

$$F_{cr,EC3}(T) = \chi(T) F_y(T) \quad (1)$$

여기서 T 는 강재온도를 의미하며, $\chi(T)$ 는 강재온도 T 일 때의 기둥좌굴 감소계수(column buckling reduction factor)이다. 기둥좌굴 감소계수는 식 (2)와 같으며, 이는 식 (3)과 식 (4)를 통해 계산된다.

$$\chi(T) = \frac{1}{\Phi(T) + \sqrt{\Phi(T)^2 - \bar{\lambda}(T)^2}} \quad (2)$$

$$\Phi(T) = 0.5 [1 + \alpha \bar{\lambda}(T) + \bar{\lambda}(T)^2] \quad (3)$$

$$\bar{\lambda}(T) = \sqrt{\frac{F_y(T)}{F_c(T)}} = \sqrt{\frac{F_y(T)}{\pi^2 E(T) / (KL/r)^2}} \quad (4)$$

$$F_y(T) = k_y(T) F_y, \quad F_p(T) = k_p(T) F_y, \quad E(T) = k_E(T) E \quad (5)$$

$$\alpha = \beta \sqrt{235/F_y} \quad (\beta = 0.65) \quad (6)$$

식 (4)는 상대 세장비(relative slenderness ratio)로 강재온도 T 일 때의 항복강도 $F_y(T)$, 비례한도 $F_p(T)$, 탄성계수 $E(T)$ 를 변수로 가진다. 이와 같은 고온상태 물성치들은 식 (5)를 통해 계산되며, 여기서 각각의 물성치 감소계수인 $k_y(T)$, $k_p(T)$, $k_E(T)$ 은 Table 1의 값을 따른다.

Table 1. Reduction factors for stress-strain relationship in EC3

Steel Temperature(°C)	Reduction factors at temperature T		
	$k_y(T)$	$k_p(T)$	$k_E(T)$
20~100	1.000	1.000	1.000
200	1.000	0.807	0.900
300	1.000	0.613	0.800
400	1.000	0.420	0.700
500	0.780	0.360	0.600
600	0.470	0.180	0.310
700	0.230	0.075	0.130
800	0.110	0.050	0.090

식 (6)의 α 는 결함계수(imperfection factor)이며, 상온상태에서의 α 는 H형강의 폭에 대한 높이 비, 강종, 좌굴방향에 따라 정해진 상수 값을 가지지만 고온상태에서는 식 (6)과 같이 상온상태 항복강도 F_y 만을 변수로 가진다. 여기서 β 는 엄격 계수(severity factor)로 0.65는 실험결과를 기반으로 선정된 값이며^[7], Franssen *et al.*^[5]의 해석결과에서는 설계식의 β 가 1.20일 때 모든 압축강도 해석결과와 최솟값으로 형성되는 하부 포락선(envelope curve)과 유사한 것으로 나타났다.

AISC 고온상태 강재기둥 압축강도 설계식은 Takagi *et al.*^[6]의 연구를 배경으로 하며, 이는 식 (7)과 같다.

$$F_{cr,AISC}(T) = 0.42 \bar{\lambda}(T) F_y(T) \quad (7)$$

AISC 설계식의 상대 세장비 $\bar{\lambda}(T)$ 는 식 (4)와 같으며, 항복강도, 비례한도, 탄성계수 각각의 물성치 감소계수 $k_y(T)$, $k_p(T)$, $k_E(T)$ 는 EC3 설계식과 동일한 Table 1의 값을 사용한다.

3. 해석모델 및 유한요소해석 기법

3.1 강재기둥 해석모델의 가정 사항

본 연구에서는 열간압연 H형강을 대상으로 고온상태 강재기둥 압축강도를 해석한다. 열간압연 H형강은 생산과정에서 초기 잔류응력과 굽힘결함(out-of-straightness)을 가지며 이와 같은 초기 결함들은 기둥의 압축강도를 감소시킨다. 따라서 초기 잔류응력과 굽힘결함을 해석모델에 적용

하여 고온상태 압축강도를 해석하며, 이 중 초기 잔류응력은 기존 연구에서 일반적으로 사용하는 ECCS 모델^[8]을 따른다. ECCS 모델은 Fig. 1과 같이 H형강의 폭에 대한 높이 비 1.2를 경계로 최대 잔류응력 크기 F_r 을 달리 가지며 플랜지와 웨브의 단면상 잔류응력 변화를 선형적으로 가정한다. 고온상태에서의 잔류응력은 강재온도별 응력-변형률 관계에 따라 해석된 결과를 사용한다.

기둥길이 중앙부의 수직방향 처짐량인 굽힘결함은 기둥길이에 따라 일정한 곡률을 형성하며 기둥 중앙부에서 $L/1000$ 의 처짐량을 가지는 것으로 가정한다. 또한 굽힘결함은 압축강도를 해석하고자 하는 좌굴방향으로만 처짐량을 가지도록 모델링한다. 이와 같은 굽힘결함 처짐량은 국내 굽힘결함 생산 허용치인 $L/667$ ^[9]보다는 작은 값이지만 $L/1000$ 은 기둥 압축강도를 산정한 많은 연구에서 적용한 값이므로 본 연구에서도 비교를 위해 동일한 값을 사용한다.

국내 강재에 대한 고온상태 강재의 응력-변형률 관계는 일반화된 모델이 없기 때문에 고온상태 강재의 성능 연구에 가장 일반적으로 사용되고 있는 EC3의 수학적 모델^[3]을 본 연구 해석에 사용한다. 일반적으로 유한요소해석에서는 진응력-진변형률을 사용하나 본 연구 해석에서는 대변형이 발

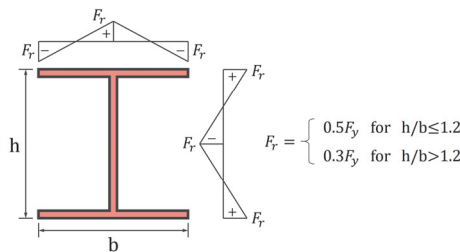


Fig. 1. ECCS residual stress model for hot-rolled H-steel

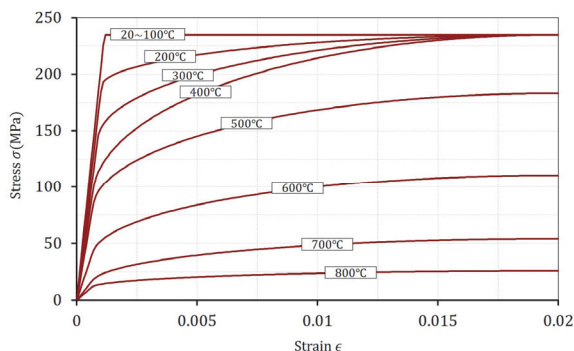


Fig. 2. Stress-strain relationships at high temperatures as defined by EC3 ($F_y=235\text{MPa}$)

생하지 않으며, 또한 해석결과와 설계식을 직접 비교하기 위해 공칭값(EC3 모델)을 해석에 사용한다. 항복강도 235MPa 강재에 대한 EC3의 온도별 응력-변형률 관계를 나타내면 Fig. 2와 같다.

3.2 강재기둥 해석모델 및 변수

H형강 강재기둥은 H-300×300×10×15(이하 H-300×300)와 H-294×200×8×12(이하 H-294×200) 단면을 대상으로 한다. 두 단면은 폭에 대한 높이 비가 각각 1과 1.47이므로 서로 다른 최대 잔류응력 크기를 가지면서 두 좌굴방향으로의 단면2차반경이 모두 전체기성 H형강(폭에 대한 높이비가 1.5 이하)의 중간정도에 위치하는 단면이다. 또한 두 단면과 양 좌굴 방향은 EC3 기준에 따라 결함계수 α 가 $a(=0.21)$, $b(=0.34)$, $c(=0.49)$ 로 분류^[10]되어 강도곡선 간에 충분한 압축강도 범위를 형성할 것으로 판단된다.

EC3과 AISC의 상온상태 설계식으로 계산한 압축강도와 본 연구와 동일한 방법으로 해석된 압축강도를 Fig. 3에서 비교할 수 있다. 여기서 강축방향 H-300×300 단면은 좌굴곡선 a, 약축방향 H-300×300 단면과 강축방향 H-294×200 단면은 좌굴곡선 b, 그리고 약축방향 H-294×200 단면은 좌굴곡선 c에 해당된다. Fig. 3에서 확인할 수 있듯이 EC3 설계식과 해석결과가 잘 일치하여 넓은 압축강도 폭을 가지기 때문에 고온상태의 해석에서도 이와 같이 충분한 압축강도 범위를 표현할 수 있을 것이라 판단된다.

각 단면은 실제 설계 빈도가 높은 세장비 범위의 해석 밀도를 높이하고자 세장비 10에서 60까지는 10간격으로 해석하고 60에서 200까지는 20간격으로 해석한다. 탄성계수는 205,000MPa, 항복강도는 235MPa를 기본 모델로 해석하고

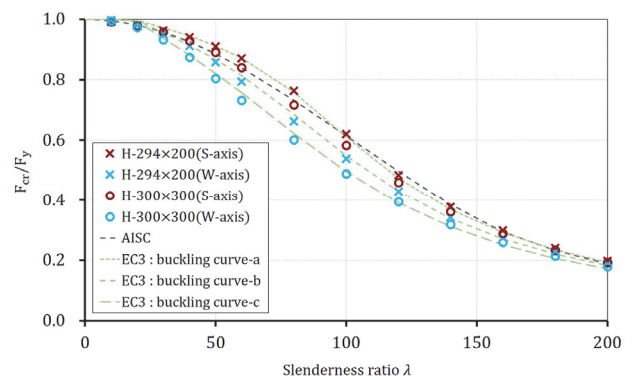


Fig. 3. FEA results for maximum compressive strength at ambient temperature ($F_y=235\text{MPa}$, $T=20^\circ\text{C}$)

항복강도가 325MPa인 H-300×300단면 모델을 추가로 해석하여 압축강도에 따른 차이를 확인한다. 해석 온도 범위는 사양적 내화설계의 한계 평균온도인 538°C를 중심으로 한 400°C에서 700°C까지 100°C 간격으로 해석한다.

3.3 유한요소 모델링 및 유한요소해석 과정

유한요소 모델링을 포함한 전 해석과정은 상용 유한요소 해석 프로그램인 Abaqus를 사용한다. 단면치수는 공칭값을 사용하고 필렛 부분만 등가면적을 가지는 직각이등변삼각형으로 치환하여 모델링한다. 기둥 구속조건은 Fig. 4와 같이 양단힌지로 해석하며, 이때 기둥은 길이 축에 수직인 평면에 대하여 기둥 중앙부에서 대칭을 형성하므로 해석의 효율성을 위해 기둥길이 방향의 1/2만을 모델링한다. 이에 따라 발생하는 대칭면과 기둥 끝 단면 제어점의 자유도는 Fig. 4를 통해 확인할 수 있다.

요소는 3차원 2차 솔리드요소를 사용하며, 플랜지와 웨브는 20절점의 저감적분 육면체요소(Abaqus 상의 명칭: C3D20R)를 사용하고 필렛 부분은 15절점의 쉐기요소(C3D15)를 사용한다^[11]. 해석모델의 단면 요소망은 Fig. 5와 같으며, 길이방향 요소분할은 요소 높이나 폭에 대한 길이 비가 1:6을 넘지 않도록 요소 길이를 조정한다.

강재의 응력-변형률 관계는 온도에 의존적이므로 화재 조

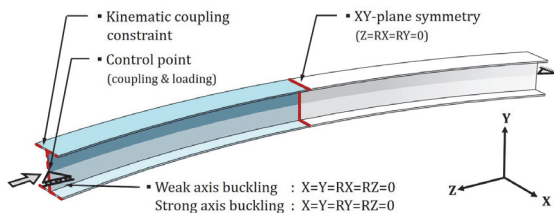


Fig. 4. Boundary conditions of simulation models

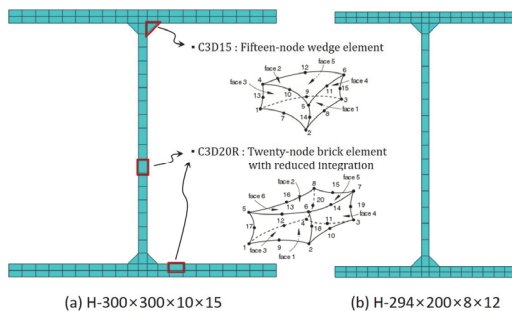


Fig. 5. Mesh of cross-sections

건을 고려하여 해석하면 응력 해석과 열전달 해석이 동시에 이루어져야한다. 하지만 실제 내화피복이 된 부재의 경우 열 유속이 매우 크게 낮아지고 강재의 열전도율 또한 높아 단면상의 온도 구배가 크게 발생하지 않는다. 따라서 본 연구에서는 균일한 온도분포에서 하중을 증가시키는 단순한 응력 해석만을 실시한다.

Abaqus 프로그램 상에서 구성한 전반적 해석 과정은 우선, 양단에 모멘트 하중만을 재하하여 일정한 곡률을 가지는 굽힘결합을 생성한 뒤 절점 좌표만을 출력하여 초기 굽힘결합을 가진 기둥 모델을 생성한다. 그 다음 상온상태 초기 잔류응력을 입력하고 경계조건과 고온상태에 따른 잔류응력 감소를 해석한다. 그리고 마지막으로 축하중을 가하여 고온상태에서의 압축강도를 해석한다. 해석 모든 과정의 비선형 수치해법은 뉴튼법을 사용하며, 이를 통해 해석된 임계하중을 압축강도로 정의한다.

4. 기존 연구와 본 연구의 해석방법 비교

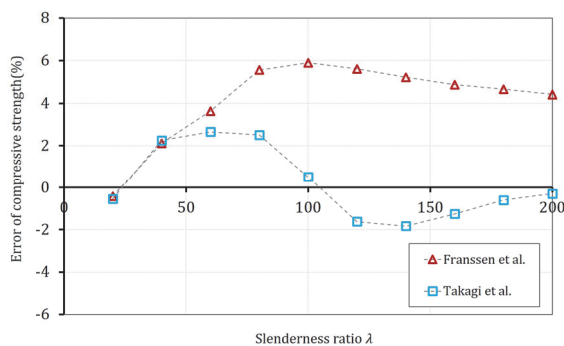
EC3와 AISC의 고온상태 강재기둥 압축강도 설계식을 제안한 Franssen *et al.*^[5]과 Takagi *et al.*^[6]의 연구와 본 연구의 차이는 크게 세 가지로 분류된다.

첫 번째는 상온상태 초기 잔류응력 크기와 고온상태에서의 잔류응력 변화에 대한 가정 차이이다. 상온상태에서의 초기 잔류응력은 세 연구 모두 ECCS 모델 따르지만 Takagi 등의 연구에서는 최대 잔류응력 크기 F_r 을 $0.2F_y$ 로 가정하였다. 또한 고온상태에서의 잔류응력은 항복강도 감소계수 $k_y(T)$ 에 비례하여 감소하는 것으로 가정하였으나, 실제 응력-변형률 관계에 따라 해석을 하면 강재온도에 따른 초기 잔류응력의 변화는 탄성계수 감소계수 $k_E(T)$ 에 비례하여 감소하는 것으로 확인된다. 따라서 상온상태 초기 잔류응력 가정과 물성치 감소계수 차이를 고려하면 해석가정의 차이로 인해 500°C에서 48.0%의 잔류응력 크기 차이가 발생할 수 있다는 것을 확인할 수 있다.

두 번째는 필렛의 구성과 요소 종류에 따른 차이이다. Franssen 등의 연구는 1/2 단면을 빔요소로 모델링하였기 때문에 국부변형이 해석에 반영되지 않는다. 반면 Takagi 등의 연구는 쉘요소를 사용함으로써 필렛을 해석모델에서 제외하였으나 단면 전체를 모델링함으로써 국부변형에 대한 영향이 해석에 반영되도록 하였다. 따라서 본 연구에서는 해석의 정

Table 2. Comparison between EC3, AISC and this study

Items	EC3 (Franssen <i>et al.</i> , 1995)	AISC (Takagi & Deierlein, 2007)	This study
Cross-section numbers(F_y)	339(235MPa), 258(355MPa)	2(345MPa)	4(235MPa), 2(325MPa)
Max. compressive residual stresses	$F_r = 0.3 F_y (b/h \leq 1.2)$, $0.5 F_y (b/h > 1.2)$	$F_r = 0.2 F_y$	$F_r = 0.3 F_y (b/h \leq 1.2)$, $0.5 F_y (b/h > 1.2)$
Max. compressive residual stresses at elevated temperature	$F_r(T) \approx k_E(T) F_r$ (according to analysis)	$F_r(T) = k_y(T) F_r$	$F_r(T) \approx k_E(T) F_r$ (according to analysis)
Symmetry	half of cross-section	whole model	half of length
Element type	beam element (3 nodes, 2 Gaussian points)	shell element (8 nodes, 4 Gaussian points)	solid element (20 node, 8 Gaussian points)
Fillet	O	X	O
Approach method	temperature control	load control	

**Fig. 6.** Simulation errors of each method

확도를 높이고자 솔리드요소를 사용하여 필렛과 단면 전체를 모델링한다.

세 번째는 해석 단면의 차이이다. Franssen 등의 연구는 기성재 단면 대부분을 해석하였으며, Takagi 등의 연구는 단일 단면(W14×90)을 중심으로 설계식을 제안하였다. 하지만 Franssen 연구의 경우 빔요소를 사용함으로써 상대적 정확도가 떨어지고, Takagi 연구의 경우 폭에 대한 높이 비가 1에 가까운 단일 단면만을 해석하여 제안한 설계식이 편중될 가능성을 가진다.

해석가정과 해석기법상의 차이를 Table 2에서 모두 확인할 수 있으며, 이러한 해석기법에 따른 해석결과 차이를 Fig. 6에서 확인할 수 있다. Fig. 6의 오차는 Franssen 연구에서 해석한 항복강도 235MPa, 강축방향 IPEA80 단면, 강재온도 500°C 조건 모델을 각 연구 해석기법에 따라 해석하여 압축강도를 비교한 것이다.

본 연구 해석방법에 대한 Takagi 연구 해석방법의 해석결과 오차는 최대 2.7%로 상온과 고온상태 잔류응력에 대한 가정 차이로 인해 발생한 것으로 판단되며, 초기 잔류응력의 영

향이 상대적으로 작아지는 세장비 200으로 갈수록 두 해석방법간의 오차는 감소하는 것을 확인할 수 있다. 본 연구 해석방법과 Franssen 연구 해석방법은 최대 5.9%의 오차를 보이며 이는 요소 및 대칭 조건 등과 같은 해석기법에 따른 차이로 판단된다.

5. 고온상태 압축강도 해석 결과

5.1 기존 설계식과 압축강도 해석결과 비교

유한요소해석을 통해 얻은 본 연구의 고온상태 강재 기동 압축강도 해석결과를 Fig. 7과 Fig. 8에 나타내었다. 두 그림에서는 강재온도 T 일 때의 압축강도 $F_{cr}(T)$ 를 항복강도 $F_y(T)$ 에 대한 비(이하 압축강도비)로 나타내었다.

Franssen 연구에서는 EC3 설계식의 β 가 1.20일 때 압축강도 최솟값으로 형성되는 하부 포락선과 유사한 것으로 나타났다지만, 기성재 H형강 중 단면2차반경이 중간정도에 위치한 단면을 해석한 본 연구 일부 해석결과가 이보다 작은 압축강도를 가지는 것을 Fig. 7과 Fig. 8에서 볼 수 있다. 이는 4장에서 언급한 것과 같이 Franssen 연구와 본 연구의 해석방법 차이로 인해 발생하는 것으로 판단된다.

반면 β 가 0.65로 정해진 EC3 설계식의 경우 상대 세장비 0.4에서 1.1 범위에서 본 연구 해석결과 보다 압축강도를 높게 평가하고 있는 것을 확인할 수 있다. 이는 유럽에서 수행된 다수의 실험결과를 바탕으로 임계계수 β 를 선정했기 때문이다^[7]. 하지만 몇몇 실험결과와 경우 측정된 실험조건이 명확하지 않으며 측정된 실험기관에 따른 압축강도 결과뿐만 아니라 동일 실험 내에서도 압축강도의 분산이 크게 나타

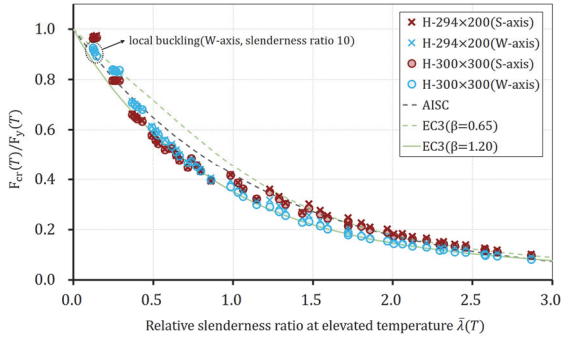


Fig. 7. Critical compressive strength at elevated temperatures - FEA results($F_y=235\text{MPa}$)

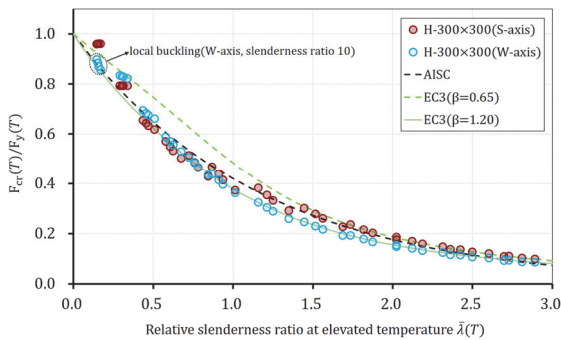


Fig. 8. Critical compressive strength at elevated temperatures - FEA results($F_y=325\text{MPa}$)

나기 때문에 이 자료를 바탕으로 한 EC3 설계식의 압축강도가 높게 산정되는 것으로 판단된다.

AISC 설계식은 항복강도가 235MPa인 Fig. 7의 해석결과 보다는 항복강도가 325MPa인 Fig. 8의 해석결과에 좀 더 일치하는 것을 볼 수 있다. 이는 AISC 설계식이 항복강도 345MPa를 기준으로 설계식을 제안하였기 때문으로 판단된다. 이와 같이 항복강도별로 해석결과와 설계식 간의 차이를 보이는 이유는 항복강도가 증가함에 따라 압축강도비 자체는 감소하나 변수인 상대 세장비 $\bar{\lambda}(T)$ 가 상대적으로 크게 증가하기 때문이며, 결과적으로 항복강도가 증가할수록 동일한 상대 세장비 $\bar{\lambda}(T)$ 에서 더 큰 압축강도비를 가지는 것을 알 수 있다.

5.2 고온상태 강재기둥 압축강도 설계 제안식

5.1절에서 언급한 각 설계식의 문제점을 보완하기 위하여 본 연구에서는 고온상태 강재 기둥의 압축강도 설계식을 식 (8)과 같이 제안한다.

$$F_{cr,prop}(T) = \frac{\gamma \times 0.518^{\bar{\lambda}(T)}}{[(235/F_y) \times \bar{\lambda}(T)]^{0.2}} F_y(T), \quad (8)$$

$$(\gamma = 0.721, F_{cr,prop}(T) \leq F_y(T))$$

위 제안식은 본 연구의 압축강도 해석결과를 바탕으로 AISC 설계식을 수정하여 작성하였다. 기존의 두 설계식의 경우 세장비가 0으로 접근할 때 압축강도비는 1로 수렴하는 함수의 형태로 인해 낮은 세장비 영역에서 필연적으로 오차가 발생한다. 따라서 본 연구 제안식은 AISC 설계식의 기본 형태에서 비례적으로 압축강도비를 조정할 수 있도록 γ 를 추가하였으며, 상온상태 항복강도에 따른 영향을 반영하고 압축강도 곡선의 경향성을 잘 나타낼 수 있도록 식 (8)의 분모항을 추가하였다. 본 연구 해석결과에 대해서는 제안식의 γ 가 0.721일 때 중앙값을 나타내었다.

상대 세장비 $\bar{\lambda}(T)$ 에 따른 압축강도 해석결과와 세 설계식을 Fig. 9에 나타내었으며 일부 상대 세장비 구간을 제외하고는 EC3, AISC, 제안식의 순으로 압축강도를 높게 평가하고 있는 것을 확인할 수 있다. 회귀식의 적합성을 평가하는 결정계수(R^2 , coefficient of determination)는 식 (9)를 통하여 계산되며, 여기서 e_i 는 설계식 압축강도에 대한 해석 압축강도의 차이이고, y_i 와 $\bar{y}$ 는 각각 개별 해석 압축강도와 해석 압축강도들의 평균값이다.

$$R^2 = 1 - \left(\sum_i e_i^2 \right) / \left(\sum_i (y_i - \bar{y})^2 \right) \quad (9)$$

세장비가 10인 약축방향 좌굴 모델의 경우 국부좌굴로 인해 압축강도가 결정되므로 본 연구 제안식의 설계 범주를 벗어나 결정계수의 계산에서 제외하였다.

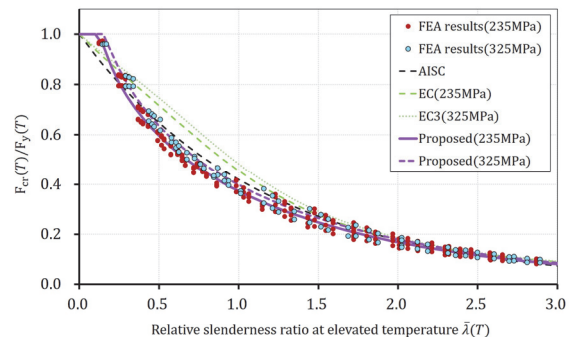


Fig. 9. Critical compressive strength at elevated temperatures - FEA results($F_y=235, 325\text{MPa}$)

계산된 세 설계식의 결정계수는 Table 3과 같으며, 본 연구의 제안식은 항복강도 235MPa 모델과 항복강도 325MPa 해석결과에 대하여 각각 0.993과 0.994를 가져 해석결과를 가장 근사하게 나타내었다. 압축강도 해석결과에 대한 각 설계식의 오차는 Fig. 10과 Fig. 11과 같으며, 각 설계식의 평

Table 3. Coefficient of determination of equations on FEA results

Yield Strength (MPa)	Coefficient of determination		
	AISC	EC3	This study
235	0.975	0.960	0.993
325	0.984	0.975	0.994

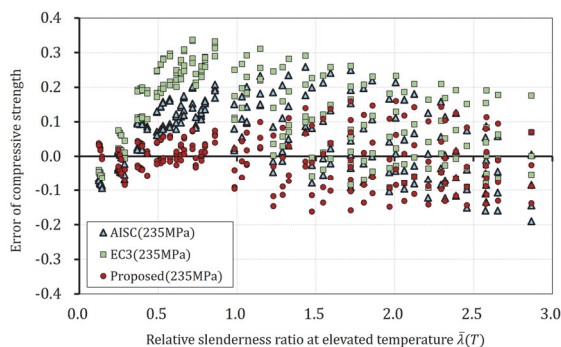


Fig. 10. Error distribution($F_y=235\text{MPa}$)

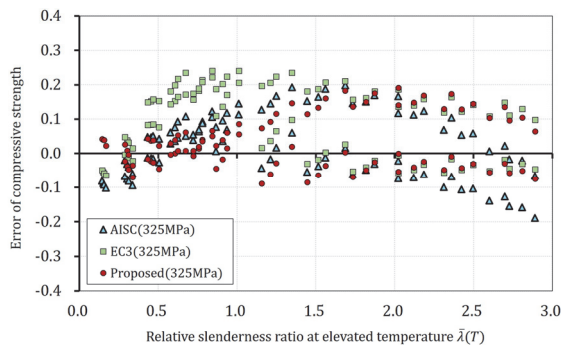


Fig. 11. Error distribution($F_y=325\text{MPa}$)

Table 4. Error of equations on FEA results

Range of slenderness ratio λ	Yield Strength (MPa)	Mean absolute error(%) / Max. absolute error(%)		
		AISC	EC3	Proposed
$10 \leq \lambda \leq 200$	235	9.6 / 25.8	14.3 / 33.7	5.7 / 16.2
	325	8.7 / 27.3	11.3 / 24.0	6.2 / 19.2
$10 \leq \lambda \leq 60$	235	9.4 / 20.8	17.8 / 33.7	3.1 / 8.5
	325	6.6 / 14.5	13.4 / 24.0	3.3 / 8.6

균절대오차(mean absolute error)와 최대오차를 Table 4에 나타내었다. 일반적인 설계 범위인 세장비 60 이하와 전체 세장비 범위 모두에서 본 연구 제안식이 가장 작은 평균절대오차와 절대오차 최댓값을 가지는 것을 확인인 할 수 있다. 따라서 본 연구에서 제안한 설계식이 압축강도 해석결과를 가장 정확하게 나타내는 것을 확인할 수 있다.

5.3 제안식과 실험결과 비교

본 연구에서 제안한 압축강도식을 검토하기 위하여 실험 연구 결과와 비교하였다. Azpiazu *et al.*^[12]에 의해 보고된 실험은 모든 실험체의 항복강도, 한계 평균온도, 초기 잔류응력, 기하학적 치수가 측정된 실험이다. 또한 실험체의 길이가 다양하여 폭넓은 세장비 범위에서의 결과를 확인할 수 있다. 이 외에 유럽에서 수행된 기존 실험들은 동일 실험 내에서 큰 압축강도 차이를 가지는 반면, Azpiazu의 실험은 압축강도 간의 분산이 가장 작고 압축강도가 뚜렷한 경향성을 가지기 때문에 실험결과로서의 정확도가 상대적으로 높다고 판단하였다. 따라서 이 실험을 대상으로 본 연구 제안식을 검토하였으며 총 21개의 실험 결과 중 상온조건과 실험상 오류를 가진 모델을 제외한 12개의 실험결과를 본 연구 제안식과 비교하였다.

Azpiazu의 실험결과와 이에 대한 각 설계식의 압축강도,

Table 5. Test results and calculated values by equations

Test results ^[12]			Calculated values		
Model name	Applied load(KN)	Critical temperature (°C)	Error on Test results(%)		
			AISC	EC3	Proposed
BL1	362	532	10.4	2.8	8.1
CL1	110	694	-4.2	-14.4	-4.8
DL1	40	863	4.9	-2.1	0.5
BL3	292	390	-12.0	-28.9	-4.4
CL3	251	474	-12.5	-29.9	-4.9
SL40	170	525	4.8	-5.3	11.7
SL41	174	509	-0.1	-10.8	7.3
SL44	173	485	-8.5	-20.1	-0.6
AL5	127	495	-2.2	-7.4	3.3
BL5	73	587	-6.9	-11.7	-2.0
BL6	105	446	4.2	0.4	5.3
CL6	90	493	-3.3	-7.6	-1.8
Mean absolute error			6.2	11.8	4.6

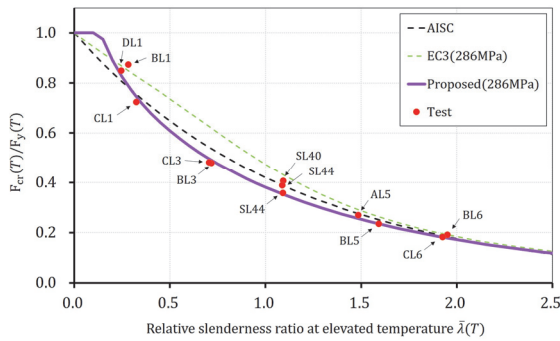


Fig. 12. Comparative assessment of equations and test results

Table 6. Coefficient of determinations of equations on test results

Coefficient of determination		
AISC	EC3	This study
0.973	0.953	0.985

그리고 평균절대오차를 Table 5에 나타내었으며, 실험은 모두 HEA100 단면 압축방향 좌굴조건으로 설계식은 플랜지 영역에서 측정된 항복강도를 사용하여 계산하였다. 각 실험체와 설계식은 Fig. 12를 통해 비교할 수 있으며, 여기서 각 설계식은 실험모델 항복강도(280~293MPa)의 평균값인 286MPa를 대입하여 나타낸 그래프이다.

실험결과에 대한 각 설계식의 평균절대오차는 본 연구 제안식이 가장 작게 나와 실험에 따른 압축강도를 가장 정확하게 표현하였으며, 또한 Table 6과 같이 실험결과에 대한 각 설계식의 결정계수는 본 연구 제안식이 0.985를 가져 세 설계식 중 가장 1에 가까운 값을 나타내었다. 따라서 오차와 결정계수를 종합적으로 판단할 때 본 연구 제안식이 상대 세강비에 따른 압축강도 크기와 경향성을 가장 정확하게 나타내고 있는 것을 확인할 수 있다.

6. 결론

본 연구에서는 고온상태 강재 기둥의 압축강도를 해석하기 위하여 초기 잔류응력과 굽힘결합을 고려한 새로운 유한요소 해석모델을 제시하였으며, 압축강도 해석 결과를 바탕으로 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 본 연구에서 제시한 모델 해석방법과 기존 Franssen *et*

al.^[5]과 Takagi *et al.*^[6]의 연구에 사용한 해석가정 및 해석기법에 따른 차이를 비교하였으며, 본 연구의 방법으로 압축강도를 해석한 결과 기존 방법과 각각 최대 2.7%와 5.9%의 압축강도 차이가 나오는 것을 확인하였다.

(2) 유한요소 해석으로 얻은 고온상태 열간압연 H형강 기둥의 압축강도와 기존의 국외 설계기준 설계식과의 차이를 확인하였으며, 새로운 압축강도식을 다음과 같이 제안하였다.

$$F_{cr,prop}(T) = \frac{0.721 \times 0.518^{\bar{\lambda}(T)}}{[(235/F_y) \times \bar{\lambda}(T)]^{0.2}} F_y(T)$$

제안된 설계식은 해석결과에 대해 항복강도 235MPa와 325MPa일 때 각각 0.993, 0.994의 결정계수를 가져 세 설계식 중 해석결과를 가장 정확하게 표현하는 근사식임을 확인하였다.

(3) 제안된 설계식을 실제 실험결과와 비교하였으며, 가장 작은 오차와 함께 본 연구 제안식의 결정계수가 세 설계식 중 가장 높은 0.985를 가져 고온상태 강재 기둥 압축강도 설계식으로서의 적합성을 확인하였다.

본 연구 제안식의 활용을 위해서는 고온상태 강재의 국부 좌굴에 대한 추가적 연구가 필요하며, 국내 강재기둥을 대상으로 한 실험을 통해 제안식의 추가적 검증이 필요하다고 생각된다.

감사의 글

이 논문은 2013년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단 기초연구사업의 지원을 받아 수행된 연구임(NRF-2013R1A1A2010636).

참고문헌(References)

- [1] 최승관, 한상훈, 김성배(2007) 구조물 성능기반 화재거동 해석 및 설계기술 연구(I), 연구보고서 KICT 2007-067, 한국건설기술연구원.
Choi, S.-K., Han, S.-H., and Kim, S.-B. (2007) *An Advanced Study on Performance-Based Fire Safety of Structures in Fire (I)*, Report No. KICT 2007-067, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, Korea

- (in Korean).
- [2] 국가기술표준원 (2014) 건축 부재의 내화 시험방법 - 기둥의 성능 조건(KS F 2257-7: 2014).
Korean Agency for Technology and Standards (2014) *Methods of Fire Resistance of Test for Elements of Building Construction - Specific Requirements for Columns* (KS F 2257-7: 2014), Korea (in Korean).
- [3] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.2: General Rules - Structural Fire Design* (EN 1993-1-2), Belgium.
- [4] American Institute of Steel Construction (2010) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-10), USA.
- [5] Franssen, J.-M., Schleich, J.-B., and Cajot, L.-G. (1995) A Simple Model for the Fire Resistance of Axially-Loaded Members According to Eurocode 3, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.35, No.1, pp.49-69.
- [6] Takagi, J., and Deierlein, G.G. (2007) Strength Design Criteria for Steel Members at Elevated Temperatures, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.63, No. 8, pp.1036-1050.
- [7] Franssen, J.M., Schleich, J.B., Cajot, L.G., and Azpiazu, W. (1996) A Simple Model for the Fire Resistance of Axially Loaded Members - Comparison with Experimental Results, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.37, No.3, pp.175-204.
- Franssen, J.-M., Schleich, J.-B., Cajot, L.-G., and Azpiazu, W. (1996) A Simple Model for the Fire Resistance of Axially Loaded Members - Comparison with Experimental Results, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.37, No.3, pp.175-204.
- [8] ECCS Technical Committee 8 - Structural Stability (1984) *Ultimate Limit State Calculation of Sway Frames with Rigid Joints*, European Convention for Constructional Steelwork, Belgium.
- [9] 국가기술표준원(2013) 열간 압연 형강의 모양 치수 무게 및 그 허용차(KS D 3502: 2013).
Korean Agency for Technology and Standards (2013) *Dimensions, Mass and Permissible Variations of Hot Rolled Steel Sections* (KS D 3502: 2013), Korea (in Korean).
- [10] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.1: General Rules and Rules for Buildings* (EN 1993-1-1), Belgium.
- [11] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2012) *Abaqus Analysis User's Manual Volume IV: Elements*, DSS, USA.
- [12] Azpiazu, W., and Unanue, J.A. (1993) *Buckling Curves of Hot Rolled H Steel Sections Submitted to Fire*, Report No. 97.798-2-ME/V, LABEIN, Spain.

요 약 : 중심축 하중을 받는 고온상태 강재기둥의 압축강도를 해석하기 위하여 새로운 유한요소 해석모델을 제시하였으며, 기존 연구를 대상으로 해석가정 및 유한요소해석 기법을 비교·분석하였다. 또한 유한요소 해석결과를 바탕으로 새로운 고온상태 강재 기둥의 설계식을 제안하였으며, 해석결과 및 실험연구 결과와 비교하였을 때 AISC와 EC3 설계식보다 본 연구의 제안식이 고온상태 강재기둥의 압축강도를 정확하게 표현하는 것을 확인하였다.

핵심용어 : 성능기반 내화설계, 내화성능, 강재기둥, 압축강도, 설계식