Journal of Korean Society of Steel Construction
Vol.33, No.1, pp.21-29, February, 2021

ISSN(print) 1226-363X ISSN(online) 2287-4054
DOI http://dx.doi.org/10.7781/kjoss.2021.33.1.021

철골기둥 고온 압축강도 설계기준식 평가

구자훈[1] · 이철호[2*] · 신동진[3] · 안재권[4]

[1]석사과정, 서울대학교, 건축학과, [2]교수, 서울대학교, 건축학과,
[3]박사과정, 서울대학교, 건축학과, [4]수석연구원, 한국건설기술연구원, 화재안전연구소

An Evaluation of Design Equations for Steel Column at Elevated Temperatures

Koo, Ja Hun[1], Lee, Cheol Ho[2*], Shin, Dong Jin[3], Ahn, Jae Kwon[4]

[1]Graduate Student (Master's Course), Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea
[2]Professor, Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea
[3]Graduate Student (Doctor's Course), Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea
[4]Senior Researcher, Dept. of Fire Safety Research, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, Hwaseong, 18544, Korea

Abstract - Recently, the introduction of performance-based fire design (PBFD) into domestic fire design practice is under active discussion among the code-writing group. Reliable analytical or simple calculation methods to predict fire resistance of structural members at elevated temperatures should be available for proper implementation of PBFD. The AISC design equation for steel column at elevated temperature is expected to be adopted in domestic fire design standard (KDS). But the reliability of the equation should be further evaluated with considering many affecting factors such cross section types, section slenderness, and column end restraints, among others. The limitations in AISC and Eurocode design equations are illustrated through nonlinear finite element simulations and the required revisions are recommended.

Keywords - Performance based fire design, High temperature, Column strength, Width-thickness ratio, Effective buckling length, End restraint condition

1. 서 론

현재 국내에서는 건축물의 주요구조부에 대하여 건물 규모나 중요도에 따라 화재 시 일정시간 동안 내화성능을 유지하는 것이 필수적이며, 국토교통부의 "건축물의 피난·방화구조 등의 기준에 관한 규칙"에서 부재별 성능기준을 적시하고 있다. 실무적으로는 소위 "법정내화구조"(주로 철근콘크리트조)와 "인정내화구조"(주로 강구조)를 통해 사양적인 방식으로만 내화설계가 이루어지고 있으며, 별도의 계산 없이 규칙에서 제시하는 기준만 지켜지면 내화성능을 확보한다고 판단한다. 이러한 사양적 내화설계는 일반적으로 건축가가 적절한 내화피복을 선택하여 구조부의 화재안전을 검토하기 때문에 구조 엔지니어가 개입할 여지가 거의 없으며, 편의성은 높지만 획일적이고 비공학적인 내화피복으로 인해 경제성 측면에서 많은 불합리가 노정되고 있고 구조부재의 실제 내화성능을 가늠하기 어려워 신뢰성이 떨어진다.

영국을 중심으로 하는 유럽, 미국, 일본 등의 국가에서는 사양적 내화설계의 불합리를 극복할 수 있는 성능기반 내화설계가 공학적 계산에 의해 이루어지고 있다. 현행 국내 체계에서는 공인실험기관의 화재실험에 의한 표준인증 과정을 거쳐 제한적으로 성능기반 개념의 내화설계를 시도할 수 있으나, 실험 시설의 가력 한계 등에 부딪혀 그 범위가 매우 제한적이다.

Note.-Discussion open until August 31, 2021. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on November 20, 2020; revised December 29, 2020; approved on December 29, 2020.
Copyright © 2021 by Korean Society of Steel Construction
*Corresponding author.
Tel. +82-2-880-9061 Fax. +82-2-871-5518
E-mail. ceholee@snu.ac.kr

이러한 현행 내화설계 절차의 한계를 극복하고자 2021년 국가건설기준으로의 편입을 준비 중인 내화설계기준(KDS 41-18)에서는 엔지니어의 계산에 따른 성능기반내화설계를 가능케 하는 구조부재의 고온강도 산정절차가 포함될 예정이다.

새로 도입될 강구조 내화설계기준은 Eurocode(2005)[1] 및 AISC 내화설계기준(2016)[2]의 장단점을 감안하여 도입할 예정이다. 이는 비교적 검증된 내화설계기준이지만 유로코드의 경우 국내 구조설계기준과 상이하여 실무에 적용하기 어려우며, AISC 내화설계기준의 경우 Takagi and Deierlein의 단일 연구[3]에 기반한 제한된 조건의 수치해석에 의존하고 있어 국내 실무 환경 적용을 위해 검증 및 수정이 필요한 상황이다. 본 연구에서는 고온에서 강구조 기둥의 단면 형상 및 온도에 따른 휨좌굴 강도, 온도에 따른 유효좌굴길이, 플랜지 판폭두께비에 따른 국부좌굴 등에 대해 유로코드 및 AISC 내화설계기준에서 제시하는 설계식을 유한요소해석을 통해 검증하고, 국내 기준 도입의 적합성을 평가하고 향후 개선 방향을 모색하고자 하였다.

2. 현행 설계기준 비교 및 한계 분석

2.1 AISC 내화설계기준(AISC 360-16)

미국에서는 2005년부터 AISC 강구조설계기준에 내화설계 관련 사항을 포함시켜 왔으며, ASCE 7(2017)[4]의 경우 2016년부터 화재하중을 기본 설계 고려사항으로 명시하여 내화설계와 관련된 IBC(2018), NFPA(2018) 등의 기타 설계기준의 세부요건을 만족하도록 요구함과 동시에 성능기반 내화설계의 기본절차를 부록에서 언급하고 있다.

AISC 내화설계기준(AISC 360-16, Appendix 4)은 상당부분 Takagi and Deierlein의 연구[3]에서 제시한 강도예측식에 기초하고 있으며, 그중 기둥 고온압축강도 $F_{cr}(T)$는 다음과 같이 제시한다.

$$F_{cr}(T) = \left[0.42\sqrt{\frac{F_y(T)}{F_e(T)}}\right] F_y(T) \tag{1}$$

여기서, $F_y(T)$, $F_e(T)$는 각각 강재 온도 T에서 강재 항복강도 및 오일러 좌굴하중이다. 상온에서의 기둥 비탄성좌굴 설계식과 유사한 지수함수의 형태로 고온압축강도 설계식을 제시하고 있으며, 상온 설계식과는 다르게 탄성좌굴 영역과 비탄성좌굴 영역을 구분하지 않는다.

한편, 화재에 노출된 기둥 세장비(L_c/r)는 인접한 상하부 상온 기둥의 회전구속 효과를 고려하여 다음과 같이 수정하도록 제시하고 있다[5].

$$\left(\frac{L_c}{r}\right)_T = \left(1 - \frac{T-32}{n(3{,}600)}\right)\left(\frac{L_c}{r}\right) - \frac{35}{n(3{,}600)}(T-32) \geq 0 \tag{2}$$

여기서, T는 강재 온도(°F), n은 고온기둥 상하부에 상온 기둥이 있을 때 1, 상부 또는 하부 한 쪽만 있을 때 2이다.

AISC 내화설계기준에서는 단면의 국부좌굴에 대한 고온의 영향은 따로 명시되어 있지 않다. 아직은 형강 및 강관부재 등의 고온 국부좌굴에 관한 연구가 충분하지 않기 때문이며, 상온 설계기준에서는 국부좌굴에 의한 유효폭을 다음과 같이 제시하고 있다.

- When $\lambda \leq \lambda_r\sqrt{\frac{F_y}{F_{cr}}}$

$$b_e = b \tag{3a}$$

- When $\lambda > \lambda_r\sqrt{\frac{F_y}{F_{cr}}}$

$$b_e = b\left(1 - c_1\sqrt{\frac{F_{el}}{F_{cr}}}\right)\sqrt{\frac{F_{el}}{F_{cr}}} \tag{3b}$$

여기서 λ는 판폭두께비, λ_r은 한계판폭두께비, c_1은 불완전계수, F_{el}은 탄성 국부좌굴 강도로 계수들의 값은 설계기준에 표로 제시되어있다.

AISC 내화설계기준의 근거가 되는 Takagi and Deierlein의 연구[3]에서는 20 °C, 200 °C, 500 °C, 800 °C의 온도에 대해서 유한요소해석을 수행했으며, W14×90, W14×22의 두 가지 기둥 단면만을 대상으로 분석하였기 때문에 기둥 단면 형상이 좌굴강도에 미치는 영향이 충분히 검증되지 않았다. 또한, 양단부의 회전 및 축방향 변형에 대한 다양한 구속조건을 고려하지 않고 단순지지 기둥만을 검토 대상으로 하였기 때문에 기둥의 단부조건이나 온도에 따른 유효좌굴길이 변화가 제대로 확인되지 않았다는 한계가 있다.

또한, 상온에서 비콤팩트로 분류되는 단면은 고온에서도 국부좌굴이 일어나지 않는다고 판단하여 판폭두께비에 따

른 고온에서의 국부좌굴에 대해 고려하지 않았다. 하지만 상온에서 국부좌굴이 일어나지 않던 비구속판요소가 고온에서 국부좌굴이 일어나는 현상이 Takagi and Deierlein의 연구[3]에서도 확인되었으나, 고온에서의 국부좌굴 및 단면요소 구분 기준에 대한 검증이 부재한 상황이다.

2.2 유로코드(Eurocode 3: Part 1-2)

유럽에서는 영국을 비롯한 내화 선진국가를 중심으로 1980년대부터 이미 성능기반 내화설계를 유로코드에 도입하여 사용하고 있다. 상온에서의 구조설계 철학을 유지한 채 고온 구조설계법으로 확장하여 화재 시 여러 물리적 변수를 고려하여 내화설계를 수행할 수 있도록 설계식을 제시하고 있다.

유로코드(Eurocode 3: Part 1-2)에서 제시하는 강구조 기둥 고온압축강도 $N_{b,fi,t,Rd}$는 다음과 같다.

$$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} A k_{y,\theta} f_y / \gamma_{M,fi} \tag{4}$$

여기서, χ_{fi}는 기둥의 휨좌굴에 의한 강도저감계수, A는 기둥 단면적이다. 휨좌굴에 의한 강도저감계수 χ_{fi}는 다음과 같이 계산한다.

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_\theta + \sqrt{\varphi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2}} \tag{5}$$

여기서, $\varphi_\theta = \frac{1}{2}\left[1 + \alpha\bar{\lambda}_\theta + \bar{\lambda}_\theta^2\right]$

$$\alpha = 0.65\sqrt{235/f_y}$$

강재온도 θ에서 무차원세장비 $\bar{\lambda}_\theta$는 다음과 같이 계산한다.

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda}\sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} = \sqrt{\frac{k_{y,\theta} f_y A}{k_{E,\theta} N_{cr}}} \tag{6}$$

여기서, N_{cr}은 상온에서 기둥의 오일러 좌굴하중이다.

유로코드의 고온압축강도 설계식은 AISC와 마찬가지로 상온 설계식과 유사한 형태이다. 불완전성계수 α가 단면 형상과 무관하게 결정되고, 소성압축강도 한계세장비가 존재하지 않는다는 점에서 상온 설계식과 차이가 있다.

화재에 노출된 기둥의 유효좌굴길이(l_{fi})는 화재가 전이되지 않은 인접한 보 및 기둥들이 상온 상태임을 감안하여 회전구속에 대하여 단부가 고정단을 제공할 것으로 가정한다. 이를 통해 상하부에 기둥이 모두 존재할 경우 0.5L, 한쪽에만 존재할 경우 0.7L을 화재시 유효좌굴길이로 적용하도록 제시하고 있다.

유로코드(Eurocode 3: Part 1-2)에서는 고온시 강재의 응력-변형율 관계가 비선형성임을 감안하여 일반적인 상온에서의 항복강도와 달리 유효항복강도(변형율 2 %에 해당하는 강도)를 설계에 적용하도록 권고하고 있다. 다만, Class 4와 같이 판폭두께비가 낮은 세장단면의 경우 국부좌굴에 의한 영향을 고려하여 상온과 동일하게 0.2 % 오프셋 강도를 설계시 항복강도로 적용한다.

고온에서 단면 요소 구분 및 국부좌굴에 의한 유효단면을 계산하는 데 사용되는 계수 ϵ은 상온에서보다 감소된 값인 $0.85\sqrt{235/f_y}$를 사용한다. 플랜지와 같은 비구속 단면요소의 유효단면적은 다음과 같이 계산한다.

$$A_{c,eff} = \rho A_c \tag{7}$$

여기서, $\bar{\lambda}_p = \dfrac{\bar{b}/t}{28.4\epsilon\sqrt{k_\sigma}}$

$$\rho = 1.0 \quad \text{for } \bar{\lambda}_p \le 0.748$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0.188}{\bar{\lambda}_p^2} \quad \text{for } \bar{\lambda}_p > 0.748$$

$\bar{b}$는 플랜지 길이, t는 플랜지 두께, k_σ는 응력분포에 따른 좌굴계수로 EN 1993-1-5의 Table 4.2에서 값을 구할 수 있다.

유로코드의 경우 미국의 내화설계기준에 비해 역사가 오래되고 신뢰도가 높으나 고온강도 산정의 토대가 되는 상온강도 설계식, 좌굴 기준 등이 국내 기준과 상이한 점이 많아 국내 기준에 직접적으로 반영하기는 쉽지 않은 상황이다.

3. 유한요소해석을 이용한 기준식 평가

본 연구에서는 현행 설계법들의 적합성을 검토하기 위하여 상용프로그램 ABAQUS의 S4R 셸모델을 사용하여 유한요소해석을 진행했다[6]. H형강의 경우 플랜지와 웨브를 각각 8등분, 길이 방향으로 128등분하도록 메쉬를 구성했고, 강관의 경우 둘레를 32등분, 길이방향으로 128등분하도록

메쉬를 구성했다. 강재를 특정 온도까지 가열한 후 하중을 가하는 등온재하 방식을 적용했으며 해석 온도는 20 ℃(상온), 200 ℃, 500 ℃, 800 ℃로 하였다. 강재의 물성은 유로코드 및 AISC 내화설계기준에서 공통으로 제시하는 강도, 강성 및 응력-변형도 관계를 사용하였다(Figs. 1-2 참조). H형강의 경우 가열 전 상온에서의 잔류응력은 AISC 내화설계기준의 근거가 되는 Takagi and Deierlein의 연구[3]와 동일하게 Fig. 3과 같이 고려하였다.

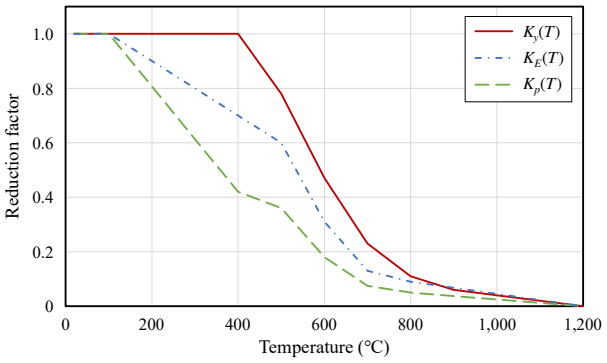


Fig. 1. Reduction factors for yield strength $K_y(T)$, elastic modulus $K_E(T)$, and proportional limit $K_p(T)$

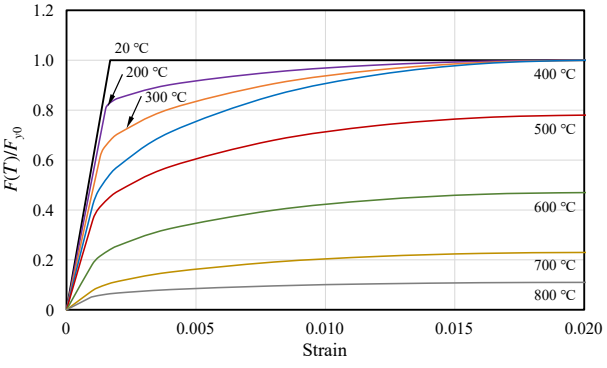


Fig. 2. Stress-strain curve of structural steel at elevated temperatures

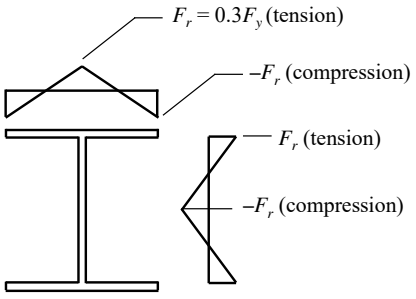


Fig. 3. Residual stress distribution of H-section

3.1 단면 형상에 따른 기둥 휨좌굴

다양한 단면 형상의 영향을 확인하기 위해 협폭 H형강 3가지(H-200×100, H-300×150, H-400×200), 광폭 H형강 2가지(H-200×200, H-300×300), 강관 2가지(Φ-300×12, □-300×12), 총 7가지의 단면에 대해 유한요소해석을 진행했다(Table 1 참조). 기둥의 무차원세장비는 0.6부터 3.0까지 0.3 간격으로 총 9가지의 세장비를 적용했다. 단순지지 기둥에 대해 고유치 해석으로 얻은 1차 좌굴모드 형상을 바탕으로 초기 불완전성을 고려했다. 강축 좌굴의 경우 웨브의 면외 방향 변위를 제한하였다. 초기 불완전성의 크기는 Takagi and Deierlein의 연구[3]와 동일하게 좌굴형상의 최대 횡변위가 기둥 전체 길이의 1/1000이 되도록 했다(Fig. 4 참조).

Table 1. Sections used for numerical analysis of global buckling

Section	Type	Area (mm^2)	r (mm)
H-200×100×5.5×8	Narrow H-section	2,716	82 (strong) 22 (weak)
H-300×150×6.5×9	Narrow H-section	4,678	124 (strong) 33 (weak)
H-400×200×8×13	Narrow H-section	8,412	168 (strong) 45 (weak)
H-200×200×8×12	Wide H-section	6,353	86 (strong) 50 (weak)
H-300×300×10×15	Wide H-section	11,980	131 (strong) 75 (weak)
Φ-300×12	CHS	11,555	102
□-300×300×12	RHS	13,450	118

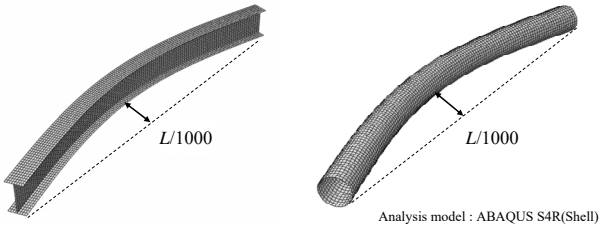


Fig. 4. Initial geometric imperfection for flexural buckling analysis

해석결과는 Fig. 5와 같다. 단면 형상에 따른 영향이 거의 없고 유사한 경향을 나타내는 것을 확인했다. AISC 설계기준의 경우 500 ℃와 800 ℃의 온도에서는 해석결과와 설계

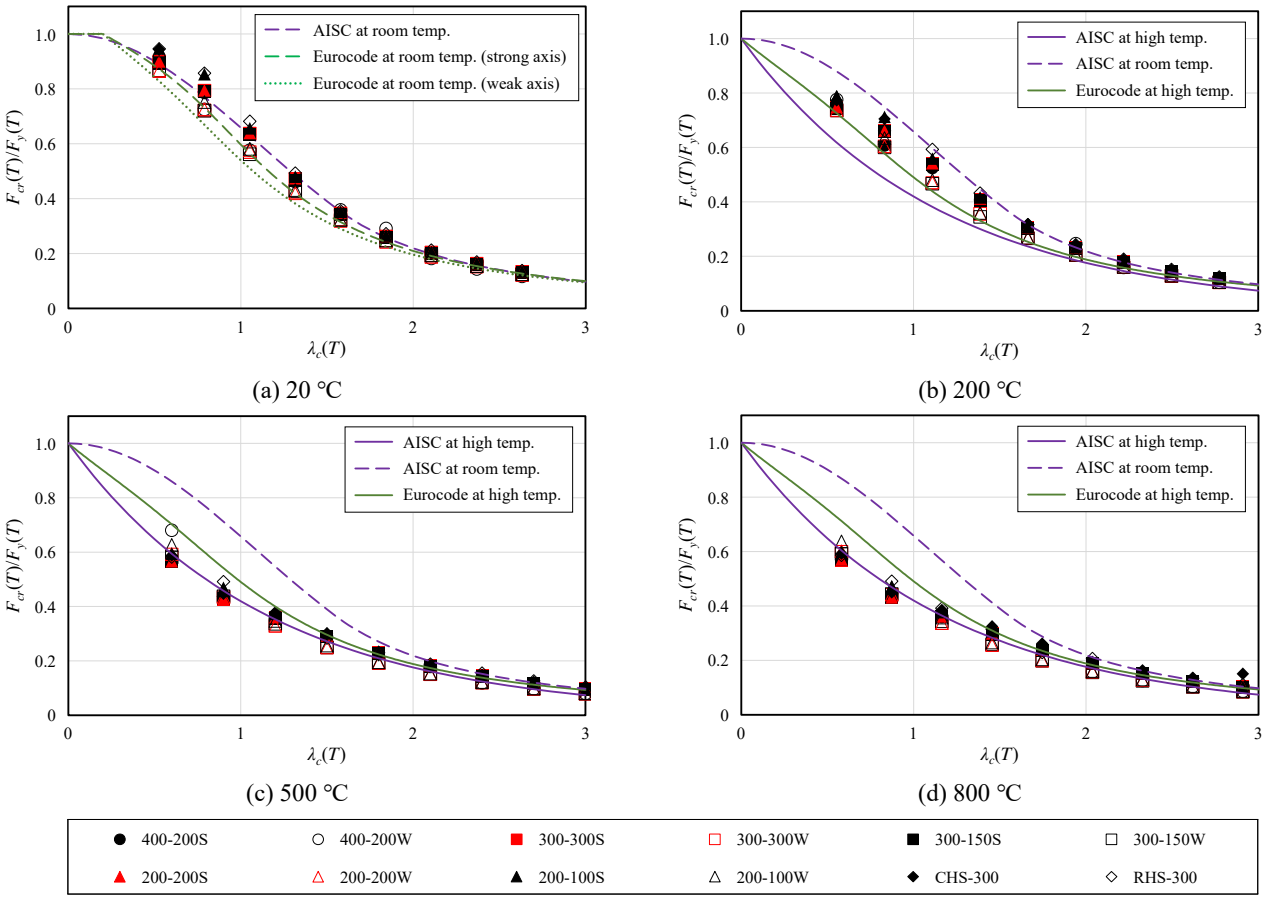


Fig. 5. Comparison of column strength for flexural buckling at elevated temperatures

식이 비슷했고 200 ℃에서는 보수적인 것으로 나타났다. 이는 AISC 설계기준의 근거가 되는 Takagi and Deierlein의 연구[3]에서 500 ℃ 이상의 고온에서의 기둥 압축강도를 주목적으로 식을 제안했기 때문이다.

한편 유로코드의 설계식은 200 ℃에서는 AISC 설계기준보다 해석결과를 더 근접하게 예측했으나, 500 ℃ 이상의 온도에서는 해석결과에 비해 비안전측으로 나타났다.

대부분의 경우 강구조 내화설계의 대상이 강재의 항복강도 저감이 발생하는 400 ℃ 이상, 주로 500 ℃ - 600 ℃임을 감안하면 유로코드의 설계식에 비해 AISC 설계기준이 더 합리적임을 알 수 있다.

3.2 비구속판요소 판폭두께비에 따른 플랜지 국부좌굴

H-300×300 단면에 세장비가 0.3인 기둥에 대해서 웨브 두께는 일정하게 유지한 채 플랜지 두께를 15 mm, 12 mm, 9 mm로 변화시키며 국부좌굴강도를 확인했다. AISC 설계기준에 따르면 플랜지 두께가 15 mm, 12 mm일 때 단면의 판폭두께비는 각각 9.7, 12.1로 비콤팩트 단면이고, 플랜지 두께가 9 mm일 때 판폭두께비는 16.1로 세장단면으로 분류된다. 유로코드에서는 상온에서 플랜지 두께 15 mm, 12 mm일 때 Class 3, 9 mm일 때 Class 4 단면으로 분류되고, 고온에서는 플랜지 두께가 15 mm일 때 Class 3, 플랜지 두께가 12 mm, 9 mm일 때 Class 4 단면으로 분류된다(Table 2 참조).

Table 2. Sections used for numerical analysis of flange local buckling

Section	*b*/*t* ratio of flange	Type
H-300×300×10×15	9.7	Non-compact (AISC) Class 3 (EC3) Class 3 (EC3, at fire)
H-300×300×10×12	12.1	Non-compact (AISC) Class 3 (EC3) Class 4 (EC3, at fire)
H-300×300×10×9	16.1	Slender (AISC) Class 4 (EC3) Class 4 (EC3, at fire)

탄성좌굴해석을 통해 얻어진 국부좌굴형상을 기하학적 초기불완전 패턴으로 반영하되, 최대 진폭은 Fig. 6과 같이 국부좌굴 1/2 파장의 1/1000로 반영하였다.

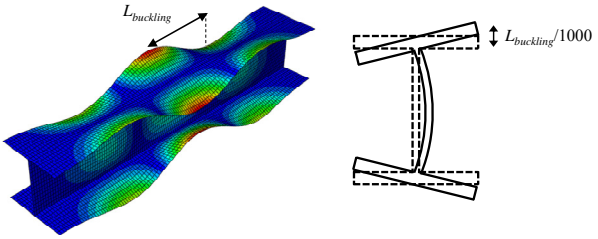


Fig. 6. ABAQUS models for local buckling analysis

고온에서 세장한 단면의 영향을 고려한 국부좌굴강도 설계는 AISC 내화설계기준에서 구체적으로 언급된 내용이 없으므로 상온 국부좌굴강도 설계식을 해석결과와 비교했다. 또한 AISC 설계기준과 유로코드에서는 국부좌굴에 의한 영향을 유효단면적의 개념으로 설계하는 반면 국가건설기준(KDS 41-31-00)에서는 강도저감계수를 적용하기 때문에 국내 기준 적용성을 확인하는 측면에서 등가의 강도저감계수를 통해 비교했다.

현행 KDS에서는 상온에서 단면의 세장한 비구속판요소의 영향을 고려하기 위해 항복강도에 강도저감계수 Q_s를 곱하여 저감된 강도를 사용하도록 제시한다. 강도저감계수 Q_s는 다음과 같이 계산한다.

- $\frac{b}{t} \le 0.56\sqrt{E/F_y}$일 경우:

$$Q_s = 1.0 \tag{8a}$$

- $0.56\sqrt{E/F_y} < \frac{b}{t} < 1.03\sqrt{E/F_y}$일 경우:

$$Q_s = 1.415 - 0.74\left(\frac{b}{t}\right)\sqrt{\frac{F_y}{E}} \tag{8b}$$

유한요소해석에서 나온 좌굴압축강도를 $P_{cr,f}$라고 하면, 설계식에 의해 강도가 $P_{cr,f}$이 나오도록 하는 등가의 강도저감계수 $Q_{s,f}$는 다음과 같은 관계식으로 얻을 수 있다.

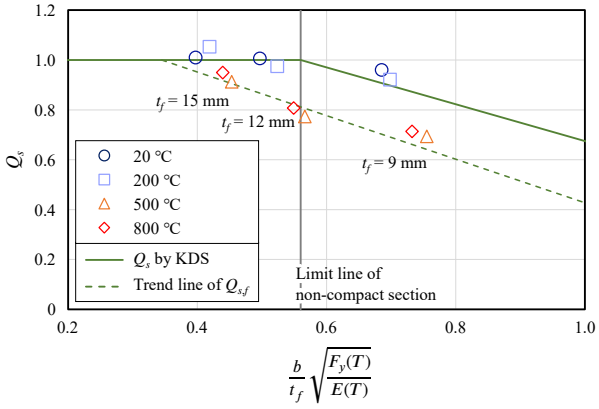
- AISC 설계기준의 등가 강도저감계수:

$$\left[0.42\sqrt{\frac{Q_{s,f}F_y(T)}{F_e(T)}}\right]Q_{s,f}F_y(T)A = P_{cr,f} \tag{9}$$

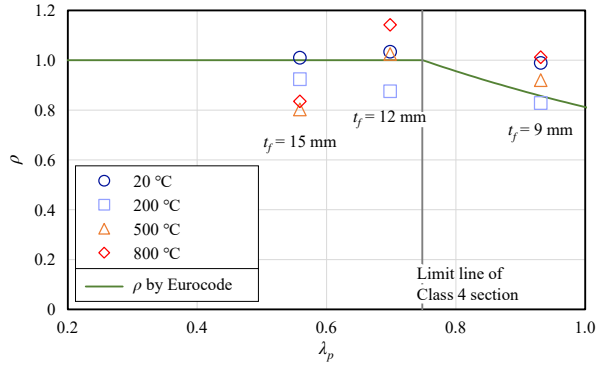
- 유로코드의 등가 강도저감계수:

$$\chi_{cr,fi}AQ_{s,f}f_yk_{y,\theta} = P_{cr,f} \tag{10}$$

유로코드의 경우 등가의 강도저감계수는 유효단면적계수 ρ와 동일한 값을 갖는다. 유한요소해석 결과를 통해 구한 $Q_{s,f}$를 코드에서 제시하는 Q_s와 비교하면 Fig. 7과 같다.



(a) KDS



(b) Eurocode

Fig. 7. Strength reduction factor Q_s for flange local buckling at elevated temperatures in KDS and Eurocode

AISC 설계기준의 경우 20 ℃와 200 ℃에서는 세장한 요소에 의한 강도 저감이 상온 기준식에서 제시하는 값과 유사하지만 500 ℃와 800 ℃에서는 세 경우 모두 $Q_{s,f}$가 상온에서 제시하는 저감계수보다 최대 20 % 가량 낮은 값이 나오는 것을 확인할 수 있다. 또한 상온에서 국부좌굴이 발생하지 않았던 플랜지 두께 15 mm, 12 mm인 단면이 고온에서는 국부좌굴이 발생하는 것으로 나타났다. 이는 상온의 판폭두께비에 따른 압축 단면 분류기준을 고온에서 동일하게 적용할 수 없음을 보여준다.

유로코드의 설계기준을 따라 계산한 결과 플랜지 두께가

12 mm와 9 mm일 때 500 ℃ 이상의 고온에서 설계기준보다 안전측의 압축강도가 나오는 것을 확인할 수 있다. 이는 KDS와는 다르게 압축강도 설계식에서 항복강도보다 낮은 0.2 % 오프셋 항복강도를 사용하기 때문이다. 다만 유로코드에서는 300 ℃ - 350 ℃ 이상을 고온 설계식 적용 기준으로 보기 때문에 200 ℃에서는 상온 압축강도 설계식을 적용하여 설계식에서 제시하는 감소계수보다 낮은 값이 나왔다. 플랜지 두께가 15 mm일 때는 상온과 고온에서 모두 Class 3 단면으로 분류되어 저감계수를 1로 적용하도록 되어있지만, 유한요소해석 결과 고온일 때 국부좌굴의 영향으로 인해 강도가 감소함을 확인할 수 있다.

3.3 양단 회전구속조건에 따른 휨좌굴 해석

H-300×300 단면 기둥에 대해 단부 회전구속 조건이 양단 모두 완전 구속인 경우와 한쪽이 완전 구속이고 다른 한 쪽이 힌지인 경우에 대해 유한요소해석을 진행했다(Fig. 8 참조). 그리고 양단 완전 구속일 때의 유효좌굴길이계수 K를 상온에서 사용하는 값인 0.5, 한쪽 완전 구속일 때 0.7을 적용하여 해석결과와 설계식을 비교한 그래프가 Figs. 9-10에 나타나 있다.

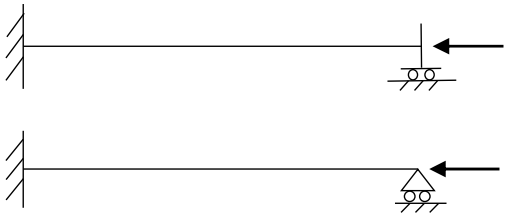
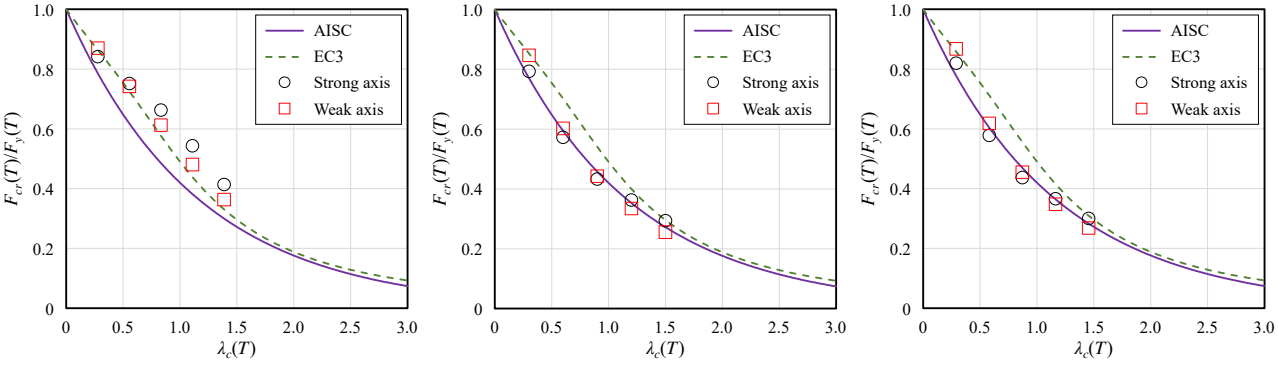


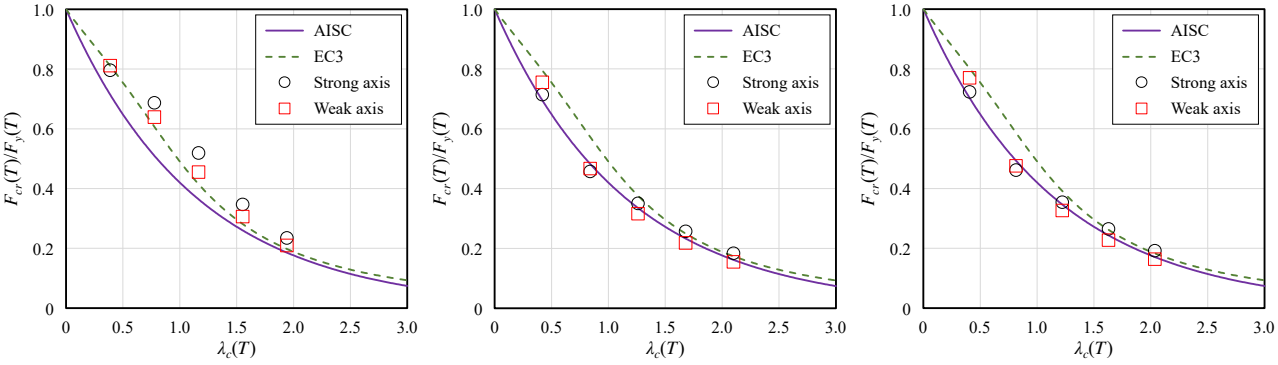
Fig. 8. Analysis model for rotational restraint corresponding to fixed-fixed and fixed-pinned boundary conditions

해석결과, 200 ℃를 제외하고 양단 구속 및 한쪽 구속인 경우에 각각 유효좌굴길이계수 0.5, 0.7을 적용한 AISC 설계식과 잘 맞는 것을 확인할 수 있다. 온도가 200 ℃인 경우나 유로코드 설계식과 비교했을 때에도 3.1절에서 확인한 경향과 일치했다. 고온에서 강재의 비선형성 증가에도 불구하고 유효좌굴길이계수를 상온과 동일하게 사용할 수 있음을 알 수 있다.



(a) 200 ℃ (b) 500 ℃ (c) 800 ℃

Fig. 9. Comparison of column strength of H-300×300 for flexural buckling with fixed-fixed boundary condition



(a) 200 ℃ (b) 500 ℃ (c) 800 ℃

Fig. 10. Comparison of column strength of H-300×300 for flexural buckling with fixed-pinned boundary condition

4. 결 론

본 연구에서는 H형강 및 강관 단면에 대하여 유한요소해석을 통해 고온에서의 좌굴강도를 계산하고 이를 현행 강구조 기둥 고온압축강도 설계식과 비교하여 그 적합성을 평가했고, 그 결과는 다음과 같다.

(1) 횡좌굴 강도에 대해서는 단면 형상과 관계없이 일관된 경향을 보임을 확인했다. 500 ℃ 이상의 고온에서는 AISC 설계기준이 해석결과를 잘 예측하였고, 200 ℃에서는 보수적인 것으로 나타났다. 반면 유로코드는 해석결과와 비교했을 때 200 ℃의 온도에서 보수적이었으나 500 ℃ 이상의 온도에서는 비안전측으로 나타났다. 따라서 500 ℃ 미만의 온도에서는 현행 내화설계기준이 강구조 기둥의 좌굴 거동을 잘 반영하지 못하고 있으며, 추가적인 연구가 필요할 것으로 보인다.

(2) 플랜지 판폭두께비에 따른 국부좌굴의 영향에 대해서는 KDS 상온 설계기준에서 제시하는 저감계수와 유한요소해석 결과로부터 얻어진 값이 고온에서 상당한 차이를 보였으며, 상온에서 비콤팩트인 단면도 고온에서는 국부좌굴이 일어날 수 있음을 확인했다. 유로코드의 경우 기준에서 제시한 강도가 대부분 고온에서 안전측으로 나타났으나, 고온 Class 3 단면 중에서 국부좌굴이 발생한 경우도 존재했다. 이는 AISC 설계기준과 유로코드 모두 단면 요소 분류기준이 실제 국부좌굴 발생 유무를 잘 예측하지 못한다는 것을 의미한다.

(3) 기둥 양단 회전구속 조건이 이상적인 fix-fix 또는 fix-pin일 경우 상온에서와 동일하게 유효좌굴길이 계수를 적용할 수 있음을 확인했다. 하지만 단부 조건이 실제 구조물에서와 같이 탄성 구속을 제공할 경우에는 인접한 상온 기둥과 보에 대한 고온 기둥의 강성비 변화의 영향을 고려해야 하기 때문에 추가 연구가 필요할 것으로 사료된다.

통상 강구조 내화설계의 주요 대상이 500 ℃ - 600 ℃임을 감안하면, 결과적으로 500 ℃ 이상의 고온에서 기둥 횡좌굴에 의한 고온압축강도는 AISC 설계기준이 유로코드에 비해 잘 예측했다. 하지만 500 ℃ 미만의 온도에 대한 휨좌굴이나 고온에서의 플랜지 국부좌굴에 의한 강도 저감 등은 현행 설계기준의 신뢰도가 떨어졌으며 이를 보완하는 새로운 설계식 제안이 필요할 것으로 보인다. 단부조건에 따른 고온 유효좌굴길이는 이상적인 회전구속을 제공할 경우 상온과 동일하게 적용할 수 있으나 탄성 구속조건에 대해서는 추가 검증이 필요하다.

감사의 글

본 연구는 한국건설기술연구원의 주요연구사업인 “(20주요)건축물의 화재취약 특성을 반영한 화재위험 평가기술 개발” 과제의 연구비 지원을 통해 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌(References)

[1] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 3: Design of Steel Structures*, Belgium.

[2] American Institute of Steel Construction (2016) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-16), USA.

[3] 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.

[4] American Society of Civil Engineers (2017) *Minimum Design Loads and Associated Criteria for Buildings and Other Structures* (ASCE/SEI 7-16), USA.

[5] Agarwal, A., and Varma, A.H. (2011) Design of Steel Columns at Elevated Temperatures Due to Fire: Effects of Rotational Restraints, *Engineering Journal*, American Institute of Steel Construction, Vol.48, No.4, pp. 297-314.

[6] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2012) *Abaqus Analysis User's Manual, Volume IV: Elements*, DSS, USA.

요 약 : 최근 국내외적으로 성능기반내화설계의 필요성이 증가함에 따라 국내 설계기준에서도 성능기반내화설계 기준의 도입을 논의중에 있다. 건축구조설계기준(KDS)에 도입 예정인 AISC 설계기준의 고온에서의 기둥강도 산정식은 한정된 단면에 대한 수치해석결과를 통해서 제안된 측면이 있으며, 국부좌굴과 기둥단부 구속도와 같은 좀 더 일반적인 조건에 대해 포괄적으로 검토되지 않았다. 따라서 본 연구에서는 AISC 및 유로코드의 고온 철골기둥 압축강도 산정식을 국내 H형강 규격, 강관 단면, 세장한 단면 부재, 양단 회전구속 조건을 고려하여 평가하여 향후의 개선방향을 제시하고자 하였다.

핵심용어 : 성능기반 내화설계, 고온, 압축강도식, 판폭두께비, 유효좌굴길이, 단부구속조건