

P-16

H-형강 기둥의 전체좌굴 및 세장비 효과에 따른 열응력 해석

강 성덕, 김 상대
고려대학교 건축사회환경공학과

Fire Analysis of the Effects of Overall Buckling and Slenderness Limits on Steel H-Columns

Seong-Deok Kang, Sang-Dae Kim
Dept. of Civil, Environment and Architectural Engineering, Korea University

1. 서론

강재(steel)는 재료적 특성이 다른 구조재료와 달리 강도와 강성이 우수하여 건물이나 교량 등의 건설에서 가장 중요한 구조재료로 사용되고 있다. 특히 강구조(steel structure)는 제작 및 조립의 간편, 공기의 단축, 인건비의 절감 등에 대한 경제성 부여 등으로 수요가 늘어나고 있으며, 최근 건축물의 고층화, 대형화, 장스팬화 등에 따라 강구조의 이용이 절대적으로 요구되고 있다. 그런데, 강재의 가장 큰 단점은 고온에서 현저하게 강도(strength)와 강성(stiffness)이 떨어지는 것이다. 강재는 화재와 같은 고열에 노출되면 강도와 강성이 급격히 저하하게 되는데 일반적인 상황에서 강재의 항복강도(yield strength)는 350℃정도에서 상온에서의 2/3정도, 600℃에서 절반 이하로 저하되기 때문에, 강재는 온도상승에 따른 항복파괴(yield failure)가 일어나기 전에 국부좌굴(local buckling) 및 전체좌굴(overall buckling)이 발생 할 수 있다.

본 연구에서는 H-형강의 탄성계수(elastic modulus)와 항복강도의 감소를 EC3 Part 1.2의 관계식을 근거로 고온에서 압축을 받는 H-형강 기둥에 대한 탄성전체좌굴 응력(elastic overall buckling stress) 해석 프로그램을 개발하여 H-형강 기둥에 대한 탄성전체좌굴응력 및 H-형강의 플랜지와 웨브의 세장비 효과에 따른 열응력해석을 수행하여, H-형강 기둥의 전체좌굴과 항복파괴에 대한 관계를 비교, 고찰하였다.

2. 온도 상승에 따른 강재의 응력-변형률 관계

온도상승에 따른 응력-변형률 해석에 많이 사용되는 모델은 Eurocode 3 (EC3) 모델과 Ramberg-Osgood (R-O) 모델이다. EC3 모델에 대한 응력-변형률 곡선은 4개의 구간으로 나눌 수 있다. 각 구간에 대한 응력-변형률 곡선 관계식은 표 1과 같고, 여기서, 항복 변형률(yield strain)은 0.02이고, 한계변형률(limit strain)과 극한변형률(ultimate strain)은 각각 0.15와 0.20로 주어졌다.

표 1. 온도 θ 에 있어서 EC3 모델에 의한 강재의 응력-변형률 관계식

변형률 구간	응력 σ_θ	접선탄성계수 E_t
I. elastic ($\varepsilon_\theta \leq \varepsilon_{p\theta}$)	$E_\theta \cdot \varepsilon_\theta$	E_θ
II. transit elliptical ($\varepsilon_{p\theta} \leq \varepsilon_\theta \leq \varepsilon_{y\theta}$)	$\frac{b}{a} \sqrt{a^2 - (\varepsilon_{y\theta} - \varepsilon_\theta)^2} + \sigma_{p\theta} - c$ with $a^2 = (\varepsilon_{y\theta} - \varepsilon_{p\theta})(\varepsilon_{y\theta} - \varepsilon_{p\theta} + c/E_\theta)$ $b^2 = E_\theta(\varepsilon_{y\theta} - \varepsilon_{p\theta})c + c^2$ $c = \frac{(\sigma_{y\theta} - \sigma_{p\theta})^2}{E_\theta(\varepsilon_{y\theta} - \varepsilon_{p\theta}) - 2(\sigma_{y\theta} - \sigma_{p\theta})}$	$\frac{b(\varepsilon_{y\theta} - \varepsilon_\theta)}{a\sqrt{a^2 - (\varepsilon_{y\theta} - \varepsilon_\theta)^2}}$
III. plastic ($\varepsilon_{y\theta} \leq \varepsilon_\theta \leq \varepsilon_{r\theta}$)	$\sigma_{y\theta}$	0
IV. decreasing ($\varepsilon_{r\theta} \leq \varepsilon_\theta \leq \varepsilon_{t\theta}$)	$\sigma_{y\theta} [1 - (\varepsilon_\theta - \varepsilon_{r\theta}) / (\varepsilon_{t\theta} - \varepsilon_{r\theta})]$	--

여기서,

- E_θ : 온도 θ 에서 선형 탄성 범위일 때의 탄성 계수
- $\sigma_{p\theta}$: 온도 θ 에서 비례 한계(proportional limit)
- $\varepsilon_{y\theta}$: 온도 θ 에서 항복 변형률
- $\varepsilon_{p\theta}$: 온도 θ 에서 비례 한계일 때 변형률
- $\varepsilon_{t\theta}$: 온도 θ 에서 극한 변형률
- $\varepsilon_{r\theta}$: 온도 θ 에서 항복 응력일 때 한계 변형률

3. 전체좌굴 응력식

상온에서 압축을 받는 H-형강 기둥의 탄성전체좌굴응력식은 식 (3.1)와 같으며, 고온에서 압축을 받는 H-형강 기둥의 탄성전체좌굴응력식은 식 (3.2)와 같다

$$(\sigma_{cr})_{col} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2} \quad (3.1)$$

$$(\sigma_{cr\theta})_{col} = \frac{\pi^2 E_\theta}{\lambda^2} \quad (3.2)$$

- 여기서, $(\sigma_{cr})_{col}$: H-형강 기둥의 상온에서의 탄성전체좌굴응력
- $(\sigma_{cr\theta})_{col}$: H-형강 기둥의 온도 θ 에서의 탄성전체좌굴응력
- E_θ : 온도 θ 에서의 강재의 탄성계수
- λ : 압축재의 세장비 ($= KL/r$)
- L : 압축재의 길이
- K : 압축재의 유효좌굴길이계수
- r : 압축재의 단면 2차 반경

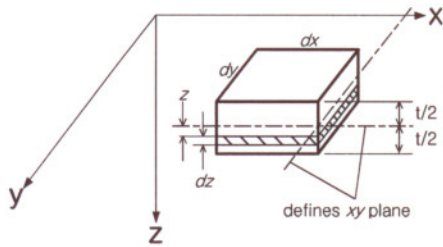


그림 1. 플레이트 요소 및 좌표

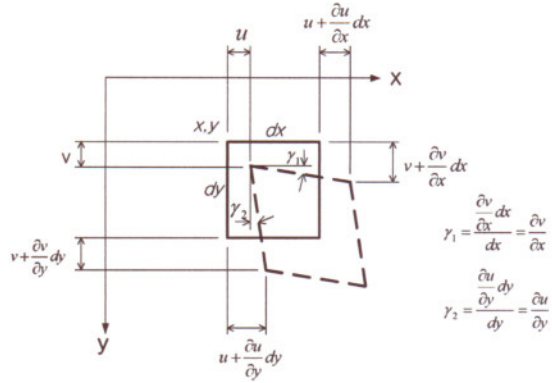


그림 2. xy 평면에서 플레이트의 변형

4. H-형강 기둥의 탄성전체좌굴 열응력 해석

EC3 Part 1.2 를 근거하여 개발한 본 연구의 Fire 해석 프로그램을 이용하여 H-형강 기둥의 탄성전체좌굴 열응력 해석을 수행하여 H-형강 기둥의 탄성전체좌굴이 발생하는 온도를 예측하고자 한다. 고온에서 등분포 압축을 받는 H-형강 기둥의 해석 예에 대한 기둥의 세장비 λ 는 60, 70, 80, 90, 100에 대해 수행하였고, 상온에서의 탄성계수는 $E=2.1 \times 10^3 \text{tf/cm}^2$, 항복강도는 $F_y=2.4, 3.3, 3.6 \text{tf/cm}^2$ 를 사용하였고, 고온에서의 탄성계수와 항복강도의 변화는 EC3 Part 1.2를 근거로 하였다.

고온에서 등분포 압축을 받는 H-형강 기둥의 세장비 $\lambda = 60$ 일 경우 항복강도가 $F_y=2.4 \text{tf/cm}^2$ 일 때에는 탄성전체좌굴이 발생하지 않지만 $F_y=3.3 \text{tf/cm}^2$ 에서는 696°C에서, $F_y=3.6 \text{tf/cm}^2$ 에서는 654°C에서 탄성전체좌굴이 일어남을 알 수 있었고, 세장비 $\lambda=70$ 일 경우 $F_y=2.4 \text{tf/cm}^2$ 일 때 699°C, $F_y=3.3 \text{tf/cm}^2$ 일 때 320°C, $F_y=3.6 \text{tf/cm}^2$ 일 때 249°C에서 탄성전체좌굴이 일어남을 알 수 있었으며, 세장비 $\lambda=80$ 일 경우 $F_y=2.4 \text{tf/cm}^2$ 일 때 359°C에서 탄성전체좌굴이 일어나지만, $F_y=3.3$ 과 3.6tf/cm^2 에서는 탄성전체좌굴이 일어나지 않고, 세장비 $\lambda=90$ 일 경우는 $F_y=2.4 \text{tf/cm}^2$ 일 때 163°C에서 탄성전체좌굴이 발생하지만, 항복강도가 $F_y=3.3$ 과 3.6tf/cm^2 에서는 두 경우 모두가 상온에서 탄성전체좌굴이 일어남을 알 수 있었다. 그리고, 세장비 $\lambda=100$ 일 경우는 모든 항복강도에 대해 상온에서 탄성전체좌굴이 발생함을 또한 고찰 할 수 있었다.

표 2. 고온에서 등분포 압축을 받는 H-형강 기둥의 탄성전체좌굴응력, 항복응력과 임계온도 결과

세장비 (λ)	$F_y = 2.4 \text{ tf/cm}^2$			$F_y = 3.3 \text{ tf/cm}^2$			$F_y = 3.6 \text{ tf/cm}^2$		
	임계 온도 (°C)	Stress (tf/cm ²)		임계 온도 (°C)	Stress (tf/cm ²)		임계 온도 (°C)	Stress (tf/cm ²)	
		σ_{cr}	F_y		σ_{cr}	F_y		σ_{cr}	F_y
60	-	-	-	696	0.7899	0.7907	654	1.2251	1.2254

70	699	0.5575	0.5578	320	3.2993	3.3	249	3.5996	3.6
80	359	2.3997	2.4	20	3.2385	3.3	20	3.2385	3.6
90	163	2.3976	2.4	20	2.5588	3.3	20	2.5588	3.6
100	20	2.0726	2.4	20	2.0726	3.3	20	2.0726	3.6

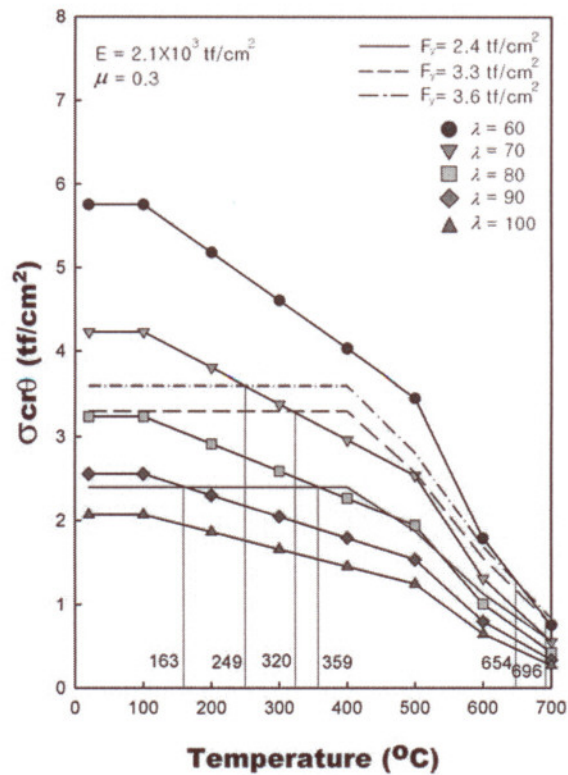


그림 3. 고온에서 등분포 압축을 받는 H-형강 기둥의 탄성전체좌굴응력과 항복응력과의 관계

5. 고온에서 압축을 받는 H-형강 기둥의 최적 상한 세장비

고온에서 압축을 받는 H-형강 기둥에 탄성전체좌굴이 발생하지 않을 최적 상한 세장비를 온도증가에 따라 예측하였고, 그 결과를 표 3에 요약하였다.

표 3. 고온에서 등분포 압축을 받는 H-형강 기둥의 최적 상한 세장비(λ_{lim}), 탄성전체좌굴응력 및 항복응력 결과

온도 ($^{\circ}\text{C}$)	F_y (tf/cm^2)	λ_{lim}	Stress (tf/cm^2)	
			$\sigma_{cr\theta}$	$F_{y\theta}$
20	2.4	92.9	2.4015	2.4
	3.3	79.2	3.3042	3.3
	3.6	75.8	3.6073	3.6
100	2.4	92.9	2.4015	2.4
	3.3	79.2	3.3042	3.3
	3.6	75.8	3.6073	3.6
200	2.4	88.1	2.4033	2.4
	3.3	75.1	3.3074	3.3
	3.6	71.9	3.6083	3.6
300	2.4	83.1	2.4011	2.4
	3.3	70.8	3.3078	3.3
	3.6	67.8	3.6070	3.6
400	2.4	77.7	2.4031	2.4
	3.3	66.3	3.3006	3.3
	3.6	63.4	3.6094	3.6
500	2.4	81.5	1.8722	1.8720
	3.3	69.5	2.5745	2.5740
	3.6	66.5	2.8121	2.8080
600	2.4	75.4	1.1302	1.1280
	3.3	64.3	1.5540	1.5510
	3.6	61.6	1.6932	1.6920
700	2.4	69.8	0.5530	0.5520
	3.3	59.5	0.7611	0.7590
	3.6	57.0	0.8293	0.8280

고온에서 H-형강 기둥의 세장비는 $20^{\circ}\text{C} \sim 100^{\circ}\text{C}$ 에서는 변화가 없고, 100°C 이상일 때는 일정하게 감소하다가 $400^{\circ}\text{C} \sim 500^{\circ}\text{C}$ 사이에서 일시적으로 증가하는 양상을 보이지만 전체적으로 온도가 높아질수록 H-형강 기둥의 세장비가 점차 감소함을 고찰할 수 있었다. 그리고 항복강도가 클수록 H-형강 기둥의 세장비가 감소함을 또한 고찰할 수 있었다.

5. 결론

본 연구는 EC3 Part 1.2를 근거로 본 연구에서 개발한 Fire 해석 프로그램으로 해석 모델에 대한 온도 증가에 따른 등분포 압축을 받는 H-형강 기둥의 탄성전체좌굴에 대한 해석을 하고, 비선형 최적화 GINO 프로그램을 사용하여 H-형강 기둥 및 플랜지와 웨브가 항복파괴가 일어나기 전 전체좌굴이 발생하지 않을 최적 상한 세장비 값을 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 온도 증가에 따라 등분포 압축을 받는 H-형강 기둥에 대한 탄성전체좌굴에 대한 임계온도는 항복강도가 작을수록 높으며, 세장비가 클수록 낮다는 것을 알 수 있었다.
- 2) 본 연구에서는 온도 증가에 따라 등분포 압축을 받는 H-형강 기둥 및 플랜지와 웨브가 항복파괴가 일어나기 전 탄성국부이 발생하지 않을 최적 상한 세장비를 GINO 프로그램을 사용하여 해석하였고, 해석 결과 최적 상한 세장비는 상온에서 100℃까지는 변화가 없고, 100℃이상일 때는 일정하게 감소하다가 400℃~500℃ 사이에서 일시적으로 증가하는 양상을 보였다.
- 3) 등분포 압축을 받는 H-형강 기둥의 탄성전체좌굴은 주로 양단 단순지지일 때 발생하며, 항복파괴가 발생하기 전에 전체좌굴이 많이 발생함을 고찰할 수 있었다.

References

- [1] Ramberg, W. and Osgood, W., "Description of Stress-Strain Curve by Three Parameters", NACA TN902, 1943.
- [2] Witteveen J., "Some aspects with regard to the behaviour of the calculation of steel structures in fire", Symposium No.2 - Behaviour of Structural Steel in Fire", Fire Research Station, Borehamwood Herts. 1967. 1.
- [3] Ossenbruggen, P.J., Aggarwal, V., and Culver, C.G., "Steel Column Failure under Thermal Gradients", ASCE J. Struct. Div., pp.727-739, 1973.
- [4] Culver, C.G., Aggarwal, V. and Ossenbruggen, R.J., "Buckling of Steel Columns at Elevated Temperature", ASCE J. Struct. Div., 99(ST4), pp.715-726, 1973.
- [5] Olawale, A.O. and Plank, R.J., "The collapse analysis of steel columns in fire using a finite strip method", International Journal for Numerical Methods in Engineering, 26, pp. 2755-2764, 1988.
- [6] Eurocode3, (1993) : Design of Steel Structures. Part 1.2 : Structural Fire Design, Commission of the European Communities, Brussels.