

화재시 I-형강 보의 국부좌굴과 최적 폭-두께비

Local Buckling and Optimum Width-Thickness Ratios of I-Beams in Fire

강 문 명¹⁾ · 윤 영 목²⁾ · 강 성 덕³⁾ · R. J. Plank⁴⁾
Kang, Moon Myung · Yun, Young Mook · Kang, Sung Duk · R. J. Plank

요 약 : 본 연구는 온도상승에 따른 압축을 받는 I-형강 보의 플랜지와 웨브의 국부좌굴응력해석을 위한 컴퓨터프로그램과 항복과괴전에 I-형강 보의 플랜지와 웨브에 국부좌굴이 일어나지 않을 최적 폭-두께비를 구할 수 있는 최적알고리즘의 개발이다. 본 연구에서 사용한 고온에 있어서 강재의 응력-변형도 관계식은 EC3(Eurocode3) Part1.2(2000b)를 근거하였다. 본 연구에서 국부좌굴응력과 최적 폭-두께비는 항복응력, 플랜지와 웨브의 국부좌굴계수와 폭-두께비 영향을 고려하여 해석하였다. 그리고 본 연구의 컴퓨터 프로그램을 적용한 설계 예를 들었다.

ABSTRACT : This study involves the development of a computer program to analyze the local buckling stresses for the flange and the web of I-beams under compression at elevated temperatures, and the optimization algorithm to analyze the optimum width-thickness ratios which does not occur their local buckling prior to yield failure. The high-temperature stress-strain relationships of steel used in this study were based on EC3 (Eurocode3) Part1.2 (2000b). In this study, the local buckling stresses and the optimum width-thickness ratios were analyzed considering the influences of the yield stress, local buckling coefficients and width-thickness ratios of the flange and the web. Design examples show the applicability of the computer program developed in this study.

핵심용어 : 국부좌굴응력, 최적 폭-두께비, 최적알고리즘, 국부좌굴계수, 온도상승, 항복과괴

KEYWORDS : local buckling stress, optimum width-thickness ratio, optimum algorithm, local buckling coefficient, elevated temperature, yield failure.

1. 서론

1.1 연구배경 및 목적

강재는 시공이 간편하고, 고강도인 재료의 성질 때문에 건설현장에서 널리 사용되고 있다. 그러나 강재는 고온에서 강도 및 강성이 급격하게 감소하는 큰 단점이 있어 고온에서 압축을 받은 I-형강 보의 항복과괴가 일어나기 전에 플랜지나 웨브에서 국부좌굴이 일어난다. 따라서 고온에서 압축을 받는 I-형강 보의 국부좌굴이 일어나지 않을 플랜지와 웨브의 최적 폭-두께비에 대한 컴퓨터해석은 화재실험비용이 많이 소요되기 때문에 대단히 중요하다.

Winter(1974) 등은 상온에서 유효폭에 의한 냉간성형 C-

형강의 국부좌굴연구를 하였고, Hancock(1977)은 상온에서 I-형강의 주축에 대한 국부, 비틀림 및 휨-토션좌굴에 대한 연구를 하였고, Plank(1988) 등은 비선형 유한스트립법(finite strip method)에 의한 온도 증가에 따른 강재기둥의 파괴해석에 대한 연구를 하였고, Bradford(1995) 등은 온도증가에 따른 냉간성형 합성강재의 국부좌굴에 대한 연구를 하였고, Wadee(1995)는 화재 시 온도증가에 따른 I-형강합성단면의 국부좌굴현상에 대한 연구를 하였고, Feng(2003) 등은 온도증가에 따른 압축을 받는 냉간성형 C-형강기둥의 국부좌굴에 대한 실험연구를 하였고, 강문명(2003, 2004) 등은 온도증가에 따른 압축을 받는 H-형강과 냉간성형 C-형강기둥의 국부좌굴에 대한 연구를 하였다.

본 연구에서는 EC3 Part1.2(2000b) 관계식을 근거한 온도

1) 정희원, 경북대학교 건축학부 명예교수, 공학박사
(Tel. 016-518-5591, E-mail : kmm@bh.knu.ac.kr)

2) 정희원, 경북대학교 토목공학과 부교수, 공학박사(ymyun@bh.knu.ac.kr)

3) 영국 Sheffield 대학교 박사과정(arp96sdk@hotmail.com)

4) 영국 Sheffield 대학교 건축학부 교수, 공학박사

본 논문에 대한 토의를 2006년 2월 28일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

증가에 따른 압축을 받는 I-형강 보가 탄성범위에서 항복파괴가 일어나기 전에 플랜지와 웨브에 국부좌굴이 일어나지 않을 플랜지와 웨브의 최적 폭-두께비를 구할 수 있는 최적화 알고리즘을 제시하고, 비선형최적화 GINO 프로그램을 접목하여 최적화 프로그램을 개발하였다.

그리고 고온에서 스판 중앙에 집중하중을 받는 단순지지 I-형강 보와 등분포 및 삼각형 압축을 받는 플랜지와 웨브에 대한 설계 예를 들어 I-형강 보의 최대 휨 응력과 처짐, 플랜지와 웨브의 국부좌굴응력과 최적 폭-두께비 및 항복 파괴온도와 국부좌굴에 대한 임계온도를 본 연구에서 개발한 <그림 1> 국부좌굴해석 알고리즘에 의해 해석하고, 그 결과를 비교 고찰 하였다

본 연구에서 I-형강 보의 최대 휨 응력과 처짐 해석은 Bailey(1995)와 Najjar(1996) 등에 의하여 영국 Sheffield 대학에서 개발한 VULCAN 프로그램을 사용하였다.

그리고 본 연구에서는 최적 폭-두께비를 구하기 위한 최적화 문제형성에 대한 목적함수식은 I-형강 보의 단위체적식으로 하였고, 제약조건식은 I-형강 보의 플랜지와 웨브의 국부좌굴 응력 및 폭-두께비 제한식으로 하였고, 설계변수는 플랜지와 웨브의 폭-두께비로 하였다. 그리고 고온에서 강재의 응력-변형도 관계식은 EC3 Part1.2(2000b)의 관계식을 근거하였다.

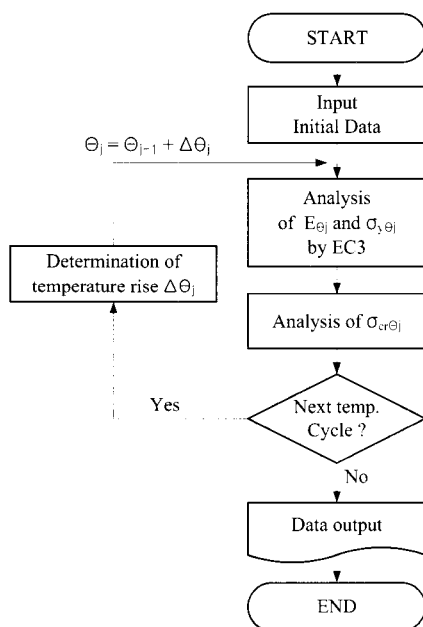


그림 1. 국부좌굴해석 알고리즘

2. 국부좌굴응력식

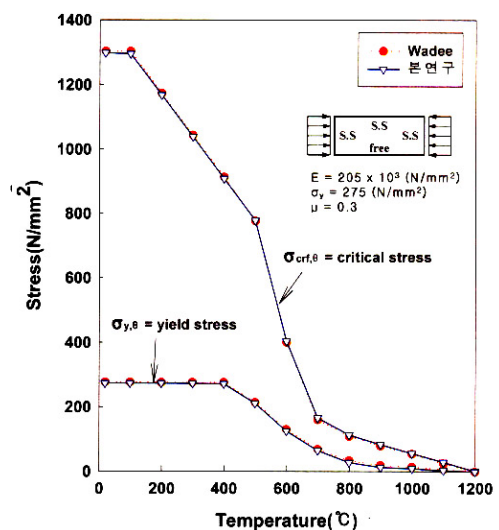
탄성범위에서 고온에서 압축을 받는 I-형강 보의 플랜지와 웨브의 국부좌굴 응력식은 Bryan(1891), Bleich(1952)

및 Timoshenko(1961) 등에 근거하여 다음식과 같다.

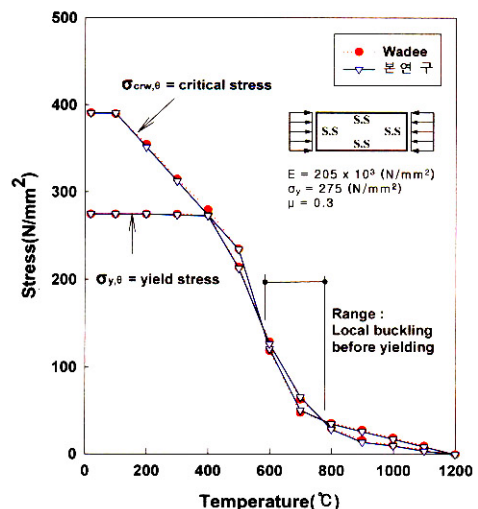
$$\sigma_{crf,\theta} = \frac{k_f \pi^2 E_\theta}{12(1-\mu^2)(b/t_f)^2} \quad (\text{플랜지}) \quad (1)$$

$$\sigma_{crw,\theta} = \frac{k_w \pi^2 E_\theta}{12(1-\mu^2)(b/t_w)^2} \quad (\text{웨브}) \quad (2)$$

위의 식에서 $\sigma_{crf,\theta}$ 와 $\sigma_{crw,\theta}$ 는 온도 θ 에서 플랜지와 웨브의 국부좌굴응력, k_f 와 k_w 는 플랜지와 웨브의 국부좌굴계수, E_θ 는 온도 θ 에서 강재의 탄성계수, μ 는 포아손비, b 와 t_f 는 플랜지의 한쪽 폭과 두께, d 와 t_w 는 웨브의 유효 춤과 두께이다. 그리고 본 연구의 컴퓨터 프로그램에 의한 해석결과와 Wade(1995)의 해석결과와 <그림 2>에서 잘 일치함을 고찰할 수 있었다.



(a) flange ($k_f=0.425$)



(b) web ($k_w=4.0$)

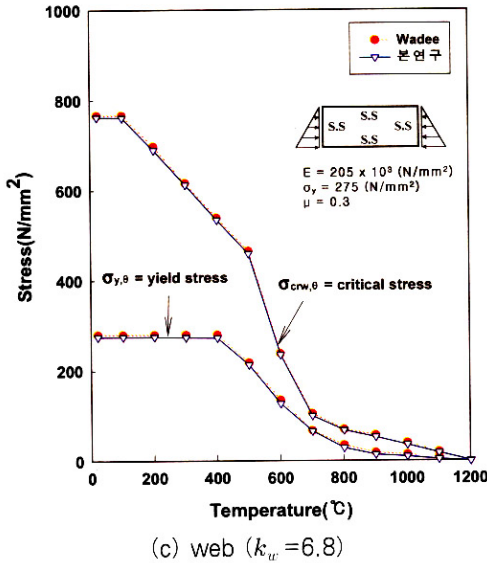


그림 2. 본연구와 Wadee의 해석결과

3. 최적 폭-두께비에 대한 최적화 알고리즘

고온에서 압축을 받는 I-형강 보가 항복과 파괴가 일어나기 전에 I-형강 보의 플랜지와 웨브에 국부좌굴이 일어나지 않을 플랜지와 웨브의 최적 폭-두께비를 구할 수 있는 최적화 알고리즘은 <그림 3>과 같다.

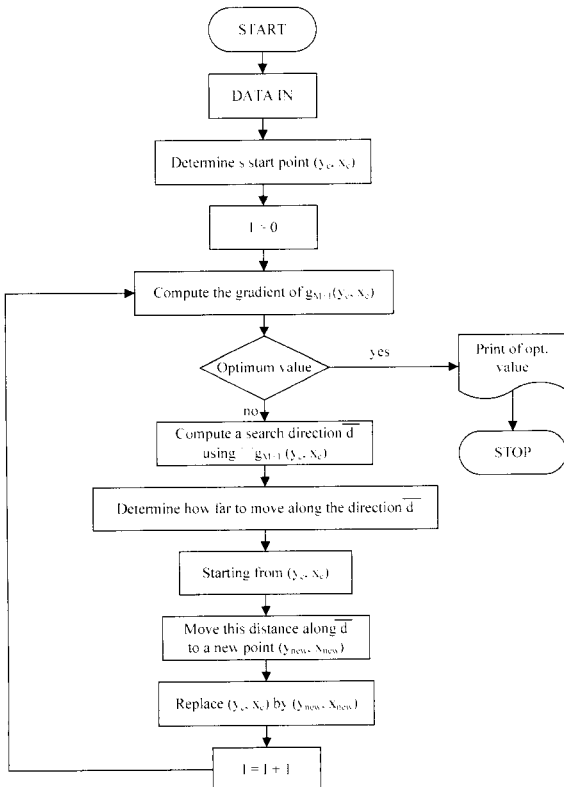


그림 3. 최적 폭-두께비에 대한 최적화 알고리즘

온도증가에 따른 압축을 받는 I-형강 보가 항복과 파괴가 일어나기 전에 플랜지와 웨브에서 국부좌굴이 일어나지 않을 최적 폭-두께비 상한값을 EC3 Part1, 2(2000b) 관계식을 근거하여 탄성범위에서 최적화 문제형성을 위한 목적함수식은 I-형강보의 단위체적식이고, 제약조건식은 플랜지와 웨브의 국부좌굴 강도제약식, 플랜지와 웨브의 최대 및 최소 폭-두께비 제약식이고, 설계변수는 플랜지와 웨브의 폭-두께비 제약식이다. 최적화 방법은 Liebman(1986) 등에 의한 비선형 최적화 GINO 프로그램 방법을 적용한 본 연구에서 제시한 <그림 3> 최적 폭-두께비에 대한 최적화 알고리즘으로 제약조건식을 만족하고, 목적함수식을 최소로 하는 플랜지와 웨브의 최적 폭-두께비 상한값을 구하는 방법을 취하였다. 본 연구에서 I-형강 보의 목적함수식과 제약조건식은 다음 절의 식 (3)~식 (14)와 같다.

3.1 목적함수식

$$F(x_1, x_2) = \{2Bt_f + (d + 2r)t_w + (4 - \pi)r^2\}l \quad (3)$$

3.2 제약함수

$$G_1(x_1) = \frac{k_f \pi^2 E_\theta}{12(1 - \mu^2)x_1^2} - \sigma_{y,\theta} \geq 0 \quad (\text{플랜지}) \quad (4)$$

$$G_1(x_2) = \frac{k_f \pi^2 E_\theta}{12(1 - \mu^2)x_1^2} - \sigma_{y,\theta} \geq 0 \quad (\text{웨 브}) \quad (5)$$

$$E_\theta = k_{E\theta} \cdot E \quad (6)$$

$$\sigma_{y,\theta} = k_{y\theta} \cdot \sigma_y \quad (7)$$

$$10 \leq x_1 \leq 30 \quad (8)$$

$$30 \leq x_2 \leq 60 \quad (9)$$

$$(x_i)_j \sim (x_i)_{j-1} \leq 0.01 \quad (10)$$

$$(i = 1, 2), (j = 1, 2, \dots, n)$$

$$x_1 = b/t_f \quad (11)$$

$$x_2 = d/t_w \quad (12)$$

$$b = (B - t_w)/2 \quad (13)$$

$$d = H - 2(t_r + r) \quad (14)$$

위의 식에서 $F(x_1, x_2)$ 는 I-형강 보의 단위체적에 대한 목적함수식, $G_1(x_1)$ 와 $G_1(x_2)$ 는 플랜지와 웨브의 국부좌굴응력제약식, $\sigma_{y,\theta}$ 와 E_θ 는 온도 θ 에서 강재의 항복응력과 탄성계수, $k_{y\theta}$ 와 $k_{E\theta}$ 는 온도 θ 에서 강재의 항복응력과

탄성계수의 감소계수, k_f 와 k_w 는 플랜지와 웨브의 국부좌굴 계수, l 는 I-형강 보의 단위길이, x_1 과 x_2 는 플랜지와 웨브의 폭 두께비, B , H 및 r 은 플랜지의 폭, 웨브의 춤 및 I-형강 보의 필렛의 코너 반경이다.

4. 설계 예 및 고찰

4.1 최대 휨 응력과 처짐 및 국부좌굴에 대한 설계 예

본 설계 예는 첫째로 <표 1>과 같은 6개의 단순지지 I-형강 보가 온도증가에 따른 스판 중앙에 하중비 $k=0.6$ (단순지지 I-형강 보의 최대 휨 응력의 스판 중앙집중하중에 대한 하중비가 0.6)인 집중하중을 받을 때 최대 휨 응력과 처짐 및 항복응력과 항복과괴온도를 해석하였고, 다음은 <표 2>와 같은 플랜지와 웨브의 폭 두께비에 대한 온도증가에 따른 압축을 받는 플랜지와 웨브의 국부좌굴응력과 국부좌굴에 대한 임계온도 및 항복응력과 항복과괴온도를 해석하였다.

본 설계 예에서는 상온에서 강재의 항복응력과 탄성계수는 275N/mm²와 205×10³N/mm², 좌굴계수는 플랜지는 $k_f = 0.425$, 웨브는 $k_w = 4.0$ 과 6.8, 온도는 등분포온도를 받는다고 가정하였다. 그리고 I-형강 보의 최대 휨 응력과 처짐은 I-형강 보의 플랜지와 웨브를 5등분, 스판 방향의 단면을 12등분으로 요소 분할하여 영국 Sheffield 대학에서 개발한 VULCAN 프로그램으로 해석하였고, 플랜지와 웨브의 국부좌굴 및 항복응력과 항복과괴 및 임계온도는 본 연구에서

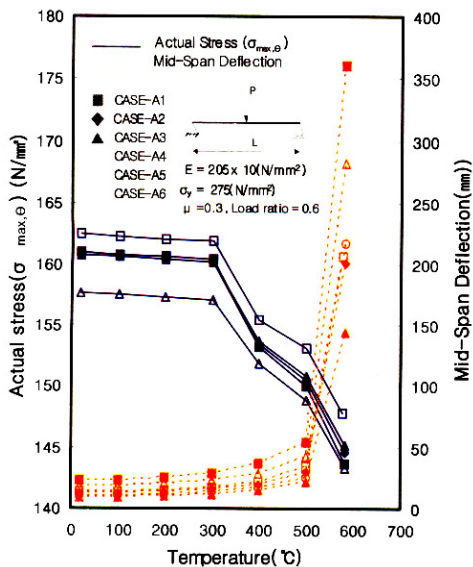
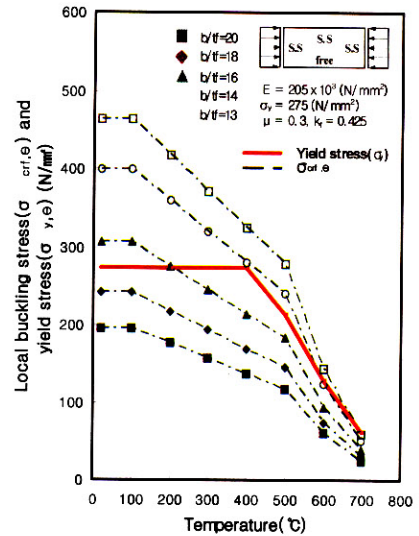
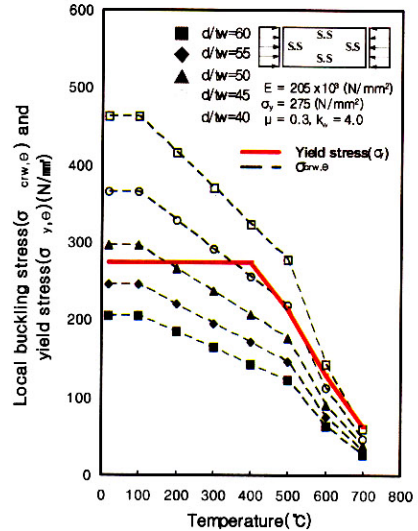


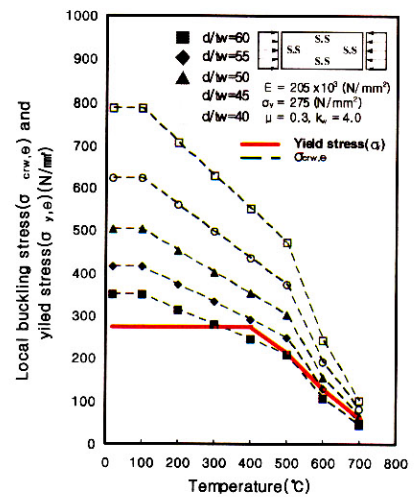
그림 4. 단순지지 I-형강 보의 스판 중앙에 집중하중을 받을 때 온도상승에 따른 최대 휨 응력과 처짐 결과



(a) flange



(b) web



(c) web

그림 5. 온도증가에 따른 압축을 받는 플랜지와 웨브의 폭 두께비에 대한 국부좌굴응력 결과

표 1. 단순지지 I-형강 보에 대한 최대 처짐 및 항복응력과 항복파괴온도 결과 ($k=0.6$)

CASE	beam size (UB's)	span (m)	central point load (kN)	yield stress (N/mm ²)	vertical deflection (mm)	yield failure temperature (°C)
CASE-A1	838×292×176	12	324.12	143.74	360.61	583.00
CASE-A2	686×254×125	8	287.18	144.60	200.45	582.00
CASE-A3	533×216×82	6	198.00	145.23	144.00	581.25
CASE-A4	457×152×52	6	104.50	143.74	216.30	583.00
CASE-A5	356×127×39	6	63.36	147.79	205.79	578.25
CASE-A6	254×102×28	6	33.88	143.32	282.51	583.50

개발한 컴퓨터 프로그램으로 해석하였다. 본 연구의 설계 예에 대한 해석결과는 <그림 4> 와 <그림 5>에 나타나 있고, <표 1>과 <표 2>에 요약하였다. <그림 5>에서 s.s는 단순지지, free는 자유단을 뜻한다.

<그림 4>를 고찰하면, 고온에서 스팬 중앙집중하중(하중비 $k=0.6$)을 받는 단순지지 I-형강 보의 최대 휨 응력은 $\theta \leq 300^\circ\text{C}$ 에서는 변화가 없고, $\theta > 300^\circ\text{C}$ 에서는 급격히 감소하며, 최대 처짐은 $\theta \leq 500^\circ\text{C}$ 에서는 서서히 처지고, $\theta > 500^\circ\text{C}$ 에서는 급격히 처지다가 항복파괴가 일어나며 이때 항복파괴온도는 <표 1>에서 약 $578.25^\circ\text{C} \sim 583.50^\circ\text{C}$ 임을 고찰할 수 있었다. 그리고 <그림 5>를 고찰하면, 고온에서 등분포압축을 받는 플랜지와 등분포 및 삼각형 분포압축을 받는 웨브의 국부좌굴응력은 $\theta \leq 100^\circ\text{C}$ 에서는 변화가 없고, $\theta > 100^\circ\text{C}$ 에서는 급격히 감소하다가 항복파괴 또는 국부좌굴이 발생함을 고찰 할 수 있었다.

≥ 14 일 때는 국부좌굴이 일어나고, 이때 임계온도는 약 $20.00^\circ\text{C} \sim 583.00^\circ\text{C}$ 이고, 플랜지의 폭-두께비 $b/t_f \leq 13$ 일 때는 항복파괴가 일어나고, 이때 항복파괴온도는 약 580.50°C 임을 고찰할 수 있었다. (2). 등분포 압축을 받는 웨브(국부좌굴계수 $k_w=4.0$)는 웨브의 폭-두께비 $d/t_w \geq 45$ 일 때는 국부좌굴이 일어나고, 이때 임계온도는 약 $20.00^\circ\text{C} \sim 349.00^\circ\text{C}$ 이고, 웨브의 폭-두께비 $d/t_w \leq 40$ 일 때는 항복이 일어나고, 이때 항복파괴온도는 약 597.00°C 임을 고찰할 수 있었다. (3). 삼각형 분포 압축을 받는 웨브(국부좌굴계수 $k_w=6.8$)는 웨브의 폭-두께비 $d/t_w \geq 55$ 일 때는 국부좌굴이 일어나고, 이때 임계온도는 약 $315.00^\circ\text{C} \sim 600.00^\circ\text{C}$ 이고, 웨브의 폭-두께비 $d/t_w \leq 50$ 일 때는 항복파괴가 일어나고, 이때 항복파괴온도는 약 $628.88^\circ\text{C} \sim 629.19^\circ\text{C}$ 임을 고찰할 수 있었다.

이상과 같이 고온에서 스팬 중앙에 집중하중을 받는 단순

<표 2>에서 (1). 플랜지부분은 플랜지의 폭-두께비 b/t_f

표 2. 단순지지 I-형강 보의 플랜지와 웨브의 폭-두께비에 대한 국부좌굴 및 항복응력과 항복파괴 및 임계온도 결과

CASE	k_f 또는 k_w	d/t_w 또는 b/t_f	stress (N/mm ²)			yield failure temperature (°C)	critical temperature (°C)	
			local buckling stress		yield stress		flange	web
			flange	web				
flange	0.425	20	70.15	-	142.89	584.00	20.00	-
		18	86.42	-	142.89	584.00	20.00	-
		16	109.36	-	143.32	583.50	204.00	-
		14	142.86	-	143.53	583.25	583.00	-
		13	170.10	-	143.74	580.50	-	-
web	4.0	60	-	78.18	150.51	575.06	-	20.00
		55	-	90.20	146.73	579.50	-	20.00
		50	-	104.83	142.46	584.50	-	173.00
		45	-	123.05	137.56	590.25	-	349.00
		40	-	147.68	131.81	597.00	-	-
web	6.8	60	-	90.26	110.40	628.56	-	315.00
		55	-	107.42	110.32	628.69	-	600.00
		50	-	129.96	110.19	628.88	-	-
		45	-	159.33	110.11	629.06	-	-
		40	-	201.66	109.99	629.19	-	-

지지 I-형강 보의 처짐 파괴가 일어나기 전에 항복파괴가 일어나고, 등분포 압축을 받는 플랜지와 웨브는 항복파괴가 일어나기 전에 대부분 국부좌굴이 일어남을 알 수 있었고, 삼각형 하중을 받는 웨브는 폭-두께비가 클 때는 국부좌굴이 일어나고, 적을 때는 항복파괴가 일어남을 고찰할 수 있었다.

그리고 플랜지와 웨브의 국부좌굴은 강재의 항복응력, 플랜지와 웨브의 폭-두께비 및 국부좌굴계수가 주된 영향이 됨을 또한 고찰할 수 있었다.

그리고 고온에서 온도증가에 따른 압축을 받는 I-형강 보의 국부좌굴에 대한 화재 실험은 비용이 대단히 많이 소요되기 때문에 본 연구의 컴퓨터에 의한 해석은 매우 중요하다.

4.2 최적 폭-두께비에 대한 설계 예

본 설계 예에서 상온에서 강재의 항복응력은 275N/mm² 와 350N/mm², 탄성계수는 205×10³N/mm² 로 하였고, 온도는 등분포온도를 받는다고 가정하였다. 국부좌굴계수는 플랜지는 k_f=0.425와 1.28, 웨브는 k_w=4.0과 6.8일 때 온도증가에 따른 압축을 받는 I-형강 보의 플랜지와 웨브의 최적 폭-두께비를 온도 θ = 20, 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800°C 에 대해 각각 구하였다.

본 설계 예에서는 초기 I-형강 보는 457×152×52UB 를 취하였고, 플랜지의 하한 및 상한 폭-두께비는 10과 30, 웨브의 하한 및 상한 폭-두께비는 30과 60 으로 하였다. 이상의 조건에 대해 본 연구에서 제시한 I-형강 보의 최적화는 제약조건식 식 (4)-식 (14)를 만족하고, 목적함수식 식 (3)의 값을 최소로 하는 압축을 받는 I-형강 보의 플랜지와 웨브에 대해 온도증가에 따른 최적 폭-두께비 상한값을 비선형 최적화 GINO 프로그램을 접목하여 해석한 결과는 <표 3>과 같다.

<표 3>은 강재의 항복응력, 플랜지와 웨브의 국부좌굴계수 및 폭-두께비의 영향을 고려한 압축을 받는 단순지지 I-형강 보의 플랜지와 웨브의 온도증가에 따른 최적 폭-두께비 상한값을 구한 해석결과이다. <표 3>에서 플랜지와 웨브의 최적 폭-두께비는 θ ≤ 100°C 에서는 변화가 없고, 100 < θ ≤ 700°C 에서는 감소하다가 700 < θ ≤ 800°C 에서는 다시 증가함을 고찰할 수 있었다. 그리고 항복강도가 크고, 국부좌굴계수가 작은 경우가 최적 폭-두께비가 작게 되고, 반대로 항복강도가 작고 국부좌굴계수가 큰 경우가 최적 폭-두께비가 크게 됨을 또한 고찰할 수 있었다.

이상과 같이 플랜지와 웨브의 최적 폭-두께비는 강재의 항복응력과 플랜지와 웨브의 국부좌굴계수에 주로 영향을 받는다는 것을 고찰할 수 있었다. 그리고 본 설계 예에서 구한 최적 폭-두께비는 온도상승에 따른 압축을 받는 I-형강 보의 플

랜지와 웨브가 국부좌굴을 일으키지 않는 폭-두께비 상한값으로써 이 값을 I-형강 보의 설계에 사용하면, 플랜지와 웨브가 항복파괴가 일어나기 전에 국부좌굴이 일어나지 않는다.

예를 들면, EC3 Part 1, 2 관계식에 의해 온도 θ=500°C일 때 강재의 탄성계수와 항복강도의 감소계수 (k_{Eθ} 와 k_{yθ})는 k_{Eθ}=0.600, k_{yθ}=0.780이므로 상온에서 탄성계수 E=205×10³N/mm² 와 항복강도 σ_y=275N/mm² 는 온도 θ=500°C 일때 E_θ=0.600×205×10³=123×10³N/mm²와 σ_{yθ}=0.780×275=214.50N/mm² 로 각각 감소된다.

그리고 온도 θ=500°C 일때 <표 3> 플랜지와 웨브의 최적 폭-두께비 상한값은 (b/t_f)_{lim}=14.8과 (d/t_w)_{lim}=45.5 이므로 이들 값을 식(1)과 식(2) 에 대입하면, 온도 θ=500°C 일 때 등분포 압축을 받는 단순지지 I-형강 보의 플랜지와 웨브의 국부좌굴응력은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \sigma_{crf,\theta} &= \frac{0.425 \times 3.14^2 \times 123 \times 10^3}{12(1-0.3^2) \times 14.8^2} \\ &= 215.48 > 214.50 \text{ N/mm}^2 \\ \sigma_{crw,\theta} &= \frac{4.0 \times 3.14^2 \times 123 \times 10^3}{12(1-0.3^2) \times 45.5^2} \\ &= 227.94 > 214.50 \text{ N/mm}^2 \end{aligned}$$

표 3. 온도증가에 따른 압축을 받는 I-형강 보의 플랜지와 웨브에 대한 최적 폭-두께비 상한값의 결과

θ (°C)	(b/t _f) _{lim}		(d/t _w) _{lim}											
	k _f =0.425	k _f =1.28	k _w =4.0	k _w =6.8	σ _y (N/mm ²)									
	275	350	275	350	275	350	275	350	275	350				
20	16.9	14.9	29.3	26.0	51.9	46.0	67.6	59.9						
100	16.9	14.9	29.3	26.0	51.9	46.0	67.6	59.9						
200	16.0	14.2	27.8	24.6	49.2	43.6	64.2	59.6						
300	15.1	13.4	26.2	23.2	46.4	41.1	60.5	53.6						
400	14.1	12.5	24.5	21.7	43.4	38.4	56.6	50.1						
500	14.8	13.1	25.7	22.8	45.5	40.3	59.3	52.6						
600	13.7	12.1	23.8	21.1	42.1	37.3	54.9	48.7						
700	12.7	11.2	22.0	19.5	39.0	34.5	50.8	45.1						
800	15.3	13.5	26.5	23.5	46.9	46.9	61.2	54.2						

이상의 결과에서 고온에서 압축을 받는 플랜지와 웨브의 국부좌굴응력은 항복응력보다 모두 크게 됨을 알 수 있다. 따라서 본 연구의 <표 3> 최적 폭-두께비 상한값을 I-형강 보의 설계에 사용하면, 고온에서 등분포압축을 받는 단순지지 I-형강 보의 플랜지와 웨브가 항복파괴전에 국부좌굴이 일어나지 않는다. 그리고 본 연구의 최적 폭-두께비를 설계에 사용하면, 국부좌굴이 일어나지 않을 뿐만 아니라 경제적인 최적설계가 될 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 EC3 Part 1, 2(2000b)를 근거하여 온도 상승에 따른 압축을 받는 I-형강 보의 플랜지와 웨브가 항복 파괴가 일어나기 전에 국부좌굴이 일어나지 않을 최적 폭-두께비 상한값과 국부좌굴응력 및 항복파괴와 임계온도를 구할 수 있는 알고리즘을 제시하고, 비선형 최적화 GINO프로그램에 접목하여 최적화 프로그램을 개발하였다. 설계 예에 적용한 본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 고온에서 스판 중앙에 집중하중을 받는 단순지지 I-형강 보는 처짐 파괴 전에 항상 항복파괴가 일어남을 고찰할 수 있었다.
- (2) 고온에서 등분포 압축을 받는 단순지지 I-형강 보의 플랜지와 웨브는 대부분 국부좌굴이 일어남을 고찰할 수 있었고, 삼각형분포 압축을 받는 경우는 웨브의 폭-두께비 $d/t_w \geq 55$ 일 때는 국부좌굴이 일어나고, $d/t_w \leq 50$ 일 때는 항복파괴가 일어남을 고찰할 수 있었다.
- (3) I-형강 보의 플랜지와 웨브의 국부좌굴과 최적 폭-두께비는 강재의 항복응력, 플랜지와 웨브의 폭-두께비 및 국부좌굴계수에 주로 영향을 받는다는 것을 고찰할 수 있었고, 본 연구의 플랜지와 웨브의 최적 폭-두께비 상한값을 설계에 사용하면, 국부좌굴이 일어나지 않음을 또한 고찰할 수 있었다.

그리고 I-형강 보 및 기둥에 대한 국부 및 전체좌굴, 휨-토션 및 비틀림 좌굴 연구와 이를 고려한 최적 폭-두께비에 대한 연구는 향후 계속되어야 할 것으로 사료된다.

감사의 글

본 연구는 학술진흥재단 협동연구지원(KRF-2001-042-

E00135)으로 수행되었으며, 이에 감사를 드립니다.

참고 문헌

Winter, G. (1974), Strength of Thin Steel Compression Flanges, Transactions, ASCE, 112, PP.527-576.

Hancock, G.J. (1977), *Local, Distortional and Lateral Buckling of I-Beams*, Research Report R312, University of Sydney, School of Civil Engineering, Sydney, Australia.

Olawale, A.O. and Plank, R.J. (1988), The collapse analysis of steel columns in fire using a finite strip method, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 26.

Uy, B. and Bradford, M.A. (1995), Local Buckling of Cold Formed Steel in Composite Structural Elements at Elevated Temperature, *Journal of Constructional Steel Research*, 34

Wadee, M.A. (1995), Simulation of the structural Behavior of steel-framed Buildings in Fire, PhD Thesis, University of Sheffield

Feung, M., Y.C.Wang and J.M.Davies, (2003), Structural Behaviour of Cold-formed Thin-Walled Short Steel Channel Columns at Elevated Temperatures. Part1 and Part2 : Design Calculations and Numerical Analysis, *Thin-Walled Structures* 41.

Najjar, S.R. and Burgess, I.W. (1996), A non-linear analysis for three-dimensional steel frames in fire conditions, *Engineering Structures*, 18(1).

Bailey, C.G., (1999), The behaviour of Asymmetric slim Floor Steel Beams in Fire, *Journal of Constructional Steel Research*, 50, PP.235-257.

Liebman, J., L.S. Landon, L. Schrage, L. Schrage and A. Waren (1986), Modeling and Optimization with GINO, The Scientific Press.

Bryan, G. H. (1891), On the stability of a Plane Plate under thrusts in its own Plane, with Applications to the Buckling of the sides of a ship, *Proc. London Math. Soc.*, Vol.22

Bleich (1952), *Buckling Strength of Metal Structures*, McGraw-Hill, New York

Timoshenko, S.P., and Gere, J.M. (1961), *Theory of*

Elastic Stability, McGraw-Hill Book CO., Inc., New York, N.Y.

European Committee for Standardization (CEN) (2000b), *Eurocode3. Draft PrEN 1993-1-2, Eurocode3 : Design of Steel Structures, Part1.2 : General Rules, Structure Fire Design*, British Standards Institution, London.

구분율, 강문명, (2004), 온도상승에 따른 H-형강 보의 국부좌굴에 관한 연구, 한국강구조학회논문집, Vol. 16, No. 1, pp. 103-111.

백태순(2004), 고온에서 압축을 받는 냉간성형 C-형강 기둥

의 국부 및 전체좌굴에 관한 연구, 경북대학교 대학원 박사논문.

백태순, 강성덕, 강문명(2004), 압축을 받는 냉간성형 C-형강 기둥의 온도상승에 따른 국부좌굴특성, 한국강구조학회논문집, 제16권, 제4호, pp. 433-442.

장명웅, 강문명, 강성덕(2003), 온도상승에 따른 Steel-beam의 국부좌굴해석, 한국셀 및 공간구조학회 논문집, Vol. 3, No. 1, pp. 69-75

(접수일자 : 2005. 4. 14 / 심사일 2005. 4. 26 / 심사완료일 2005. 8. 10)