溫度上昇에 따른 H-形鋼보의 局部挫屈에 關한 硏究

A Study on the Local Buckling of H-Beams at Elevated Temperatures

구 본 율[1] · 강 문 명[2] · 강 성 덕[3]

Koo, Bon Youl Kang, Moon Myung Kang, Sung Duk

요 약 : 본 연구는 예측된 균등한 온도 상승시 하중비, 하중상태, 지지조건의 주요변수를 고려한 H-형강보의 국부좌굴에 관한 것이다. 고온시 재료의 물리적 특성은 EC3 Part 1.2에 따랐으며, 철골 보의 판 국부 좌굴은 철판의 판폭두께비의 임계응력 또는 항복응력에 지배되는 것으로 나타났다. 균등한 열을 받는 철골 보의 국부좌굴은 한계상태 설계법에서 응력과 모멘트비로 평가하였다.

ABSTRACT : This paper dealt with the local buckling of H-beams investigated mainly using the parameters of load ratios, load conditions, and support boundary condition considering predicted uniformly elevated temperatures. The physical properties of the material at elevated temperatures followed EC3 Part 1.2. The local buckling of the plates in steel beams show that they are governed by the yield stress or the critical stress of the steel plates according to the ratios of b/tf, d/tw. The evaluation of uniformly heated steel beams on the local buckling considered the stress and moment ratios to the LRFD.

핵 심 용 어 : 하중비, 하중 조건, 지지 조건, 온도상승, 국부좌굴

KEYWORDS : load ratios, load conditions, support boundary condition, elevated temperature, local buckling.

1. 서 론

1.1 연구 배경 및 목적

철골 건물은 주로 건식공법으로 시공이 가능하므로 공사 기간을 단축할 수 있고, 자중에 비하여 재료의 강도가 크므로 단면성능이 좋으나, 고온시 강재의 역학적 성질이 변하여 그 내력이 저하되는 문제가 있다. 특히, 화재의 위험이 높은 정유공장의 파이프 스포트와 같은 각종 산업시설 구조물, 물류 및 자동화 창고와 같은 넓은 공간을 요구하는 저층 창고는 철골건물이 많이 건설 되고 있는 실정이다. 철골구조는 고온에 내력이 급격히 저하되므로 1960년부터 유럽 지역에서는 영국을 중심으로 강재의 내화성능에 관하여 연구 개발되어 왔다.

화재 발생으로 인명 및 재산을 보호하기 위하여 각 국가별 내화에 관한 규정이 있으며, 현재 국내에는 철골재의 온도 상승에 따른 ISO834와 같이 1999년 11월에 평균온도 538°C, 최고온도는 649°C로 되어 있으나(권인규 등, 2002), 화재 발생시 부재에 작용하는 하중비에 따른 강재의 허용온도에 대한 정립이 되어 있지 않은 상태이다.

화재에 노출된 강재는 온도 상승에 따른 내력이 점차 감소하게 되는데, 허용온도는 보 및 바닥의 횡 변형의 량, 처짐속도 및 기둥 축 변형의 량에 대한 만족범위에 의해서 그 성능을 평가한다. 강판을 용접하여 조립된 플레이트 보는 웨브의 두께에 비하여 보의 춤이 크게 되며, 이 때 얇은 강판은 화재에 의한 온도상승으로 H-형강의 플랜지 및 웨브에 국부좌굴이 발생할 수 있다.

현재 우리나라는 건축법 내화 시방서에는 주요 구조부재를 1~3시간까지 내화 등급 구분으로 표기되어 있으나, 국내에서는 화재와 같은 온도상승시 건축물의 부재 내력을 해석적인 방법으로 연구한 예는 거의 없는 실정이다.

따라서 본 연구에서는 화재에 있어서 온도상승에 따른 H-형강 보의 국부좌굴과 국부 모멘트 내력에 대한 해석적인 연구와 임계온도 및 파괴온도를 컴퓨터에 의한 해석으로 예견하고자 한다.

1) 정회원, 경북대 대학원 건축공학과 박사수료, 구조기술사, 건축사.
(Tel. 051-510-2350, Fax. 051-513-9596, E-mail : ympk@pusan.ac.kr)
2) 정회원, 경북대 건축학부 교수(kmm32@hanmail.net)
3) Ph.D. Course, University of Sheffield, UK.

본 논문에 대한 토의를 2004년 8월 31일까지 학회로 보내주시면 토의회답을 게재하겠습니다.

본 연구에서 탄성국부좌굴 해석은 참고문헌(장명웅 등, 2003)에서 개발한 프로그램을 사용하여, H-형강 보의 플랜지와 웨브에 대한 탄성국부좌굴 해석과 임계온도를 해석하였고, H-형강 보의 작용응력과 수직 처짐 및 파괴온도 해석은 VULCAN 프로그램을 사용하였다. Vulcan프로그램은 INSTAF라는 프로그램을 영국 Sheffield대학의 Saab (1990)가 개발하여 Najja(1994), Bailey(1995)가 비선형 3차원 해석이 가능하도록 개발하였다.

1.2 연구 방법 및 범위

본 연구는 H-형강 보의 화재시와 같은 고온상태일 때, 강재의 항복강도, 탄성계수 감소를 EC3(Eurocode3) Part 1.2(1993) 관계식을 근거로 하여 H-형강의 플랜지와 웨브의 국부좌굴 응력 및 국부좌굴 모멘트를 고려한 한계상태 설계법으로 평가하고 하중비에 따른 국부좌굴 특성 및 임계온도를 연구하고자 한다.

2. 온도상승에 따른 강재의 재료특성

2.1 일반사항

1940년대 이후 강재에 대한 온도효과에 대한 많은 연구가 보고 되어 왔다. 강재는 균질재료이고 등방성이므로 상온시 응력-변형 관계는 그림 1과 같고, 수치 해석 모델은 다음과 같다.

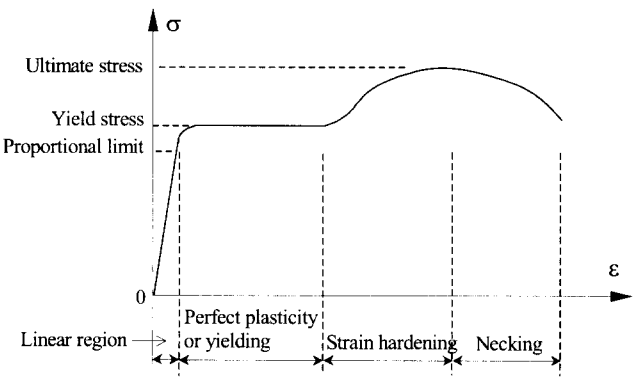


그림 1. 상온에서 인장을 받는 강재의 응력-변형관계

2.2 EC3 모델

본 연구에서 사용한 EC3 모델(1993)은 온도변화에 따라 응력-변형률 관계는 그림 2와 같다.

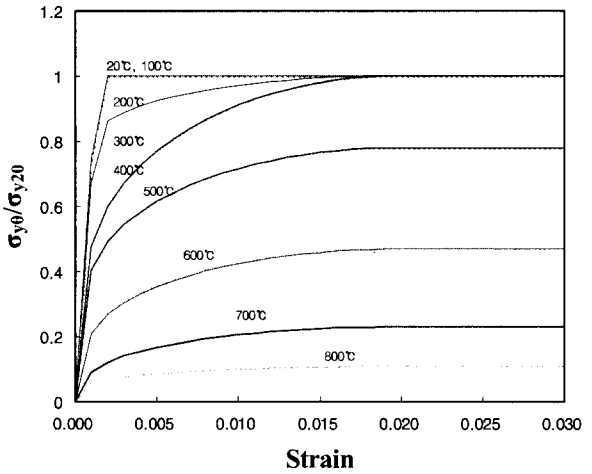


그림 2. EC3 모델의 응력-변형률 관계

EC3 Part1.2에서는 그림 3과 같이 선형에서 곡선으로 고온시 구조용 강재의 응력-변형관계를 보여주고 있다.

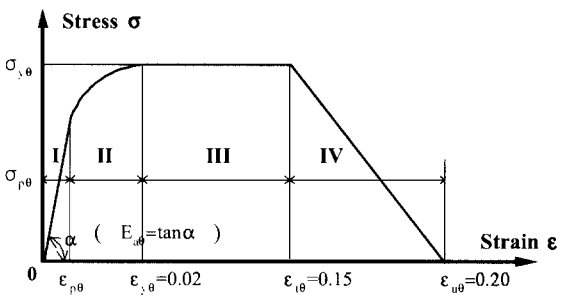


그림 3. EC3에 따른 구조용 강재의 온도상승시 응력-변형 관계

응력-변형 곡선의 변수 (E_θ, $\sigma_{p\theta}$, $\sigma_{y\theta}$)값은 표 1에 주어져 있다.

표 1. 온도상승에 의한 강재의 항복강도와 탄성계수의 감소 계수

강재 온도 (℃)	온도가 20℃ 일 때, σ_{y20}, E_{20}에 대한 온도θ일 때 감소계수		
	유효항복강도에 대한 감소계수 $k_{y\theta}=\sigma_{y\theta}/\sigma_{y20}$	비례한계에 대한 감소계수 $k_{p\theta}=\sigma_{p\theta}/\sigma_{y20}$	탄성계수에 대한 감소계수 $k_{E\theta}=E_\theta/E_{20}$
20	1.000	1.000	1.000
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
900	0.060	0.0375	0.0675
1000	0.040	0.0250	0.0450
1100	0.020	0.0125	0.0225
1200	0.000	0.0000	0.0000

주기 : 강재온도의 중간 값에 대해서는 직선 보간하여 사용한다.

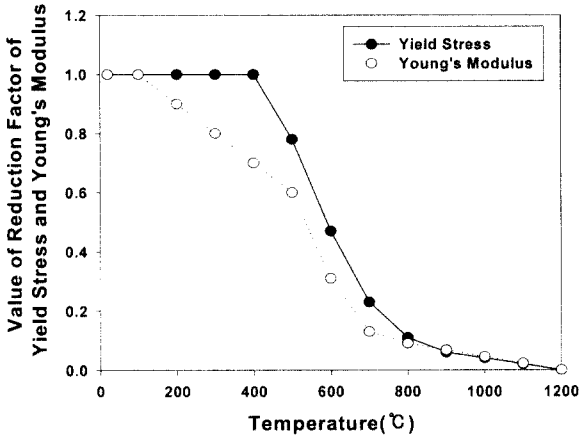


그림 4. 온도상승에 따른 항복응력과 탄성계수의 변화

그림 4는 EC3 모델에서 온도상승에 따른 항복응력과 탄성계수 관계를 나타낸 것이다. 그림 4에서는 탄성계수가 항복응력 보다 빨리 감소함 보여주고 있다.

3. 강재의 국부좌굴

3.1 개요

일반적인 강재의 좌굴은 국부좌굴, 전체좌굴, 국부 및 전체좌굴중 하나이다. 이 좌굴은 단면의 형태 및 크기, 구조부재의 길이, 잔류응력의 크기 및 형태, 초기 불안정성 및 편심하중과 같은 여러 가지 요인에 따라 발생한다.(Mahmoud, 1981)

강재의 국부좌굴은 판폭두께비에 의해 주로 결정되며 판폭두께비가 적을 때는 부재의 극한 강도는 부재의 국부좌굴보다 먼저 일어나며, 반면에 판폭두께비가 큰 경우에는 후-국부좌굴이 나타날 수 있다.

3.2 온도상승에 따른 탄성국부좌굴응력

온도상승에 따른 플랜지와 웨브의 탄성국부좌굴응력(σ_{cr}) 식은 식(1), 식(2)와 같으며, 국부좌굴계수는 표 2 (Hancock 등, 2001)와 같다.

$$\sigma_{cr\theta} = \frac{k_f \ \pi^2}{12(1-\mu^2)(b/t_f)^2} E_\theta \qquad (1)$$

$$\sigma_{cr\theta} = \frac{k_w \ \pi^2}{12(1-\mu^2)(d/t_w)^2} E_\theta \qquad (2)$$

여기서, k_f : 플랜지의 좌굴계수
k_w : 웨브의 좌굴계수
b, t_f : 플랜지의 폭과 두께
d, t_w : 웨브의 춤과 두께
E_θ : 온도상승에 따른 탄성계수
$\sigma_{cr\theta}$: 온도 θ일 때 탄성국부좌굴응력
μ : 강재의 프와송 비

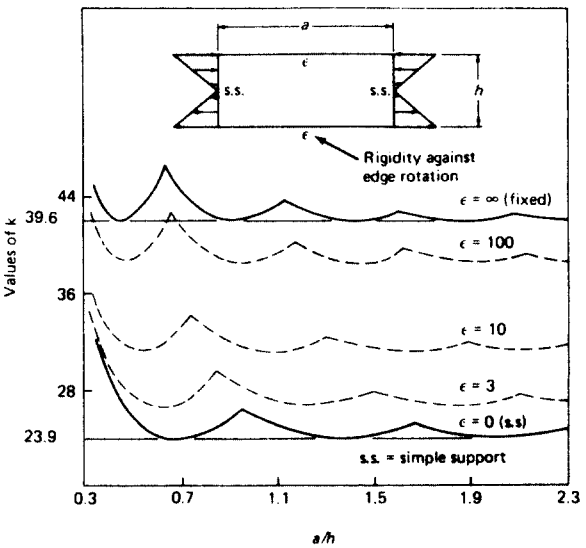


그림 5. 순수 휨을 받는 플레이트의 좌굴계수

표 2. 판의 지지조건 및 응력상태에 따른 좌굴계수

	지지조건	응력 형태		좌굴계수(k)
플랜지	S.S / S.S S.S / Free	압 축		0.425
웨 브	ε / S.S S.S / ε	휨	ε=∞(fixed)	39.60
			ε=80%	36.46
			ε=0(S.S)	23.90

H-형 철골 보의 웨브는 플랜지와의 구속정도에 따라, 형상비(a/h)에 따라 좌굴계수가 달라지며, 만약 휨 응력방향의 단부가 플랜지에 의해 고정되었다면, 좌굴계수 값은 39.6이고, 단순지지이면 좌굴계수 값은 23.9이다. 따라서 웨브의 좌굴계수는 39.6과 23.9 사이 값이 되며, 참고문헌(Salmon 등, 1995)에서는 좌굴계수의 값을 39.6과 23.9 사이의 80%에 해당하는 값인 36.46을 적용하도록 하고 있다.

부재의 항복 전에 국부좌굴이 발생하지 않을 조건은 다음 식(3)과 같다.

$$\sigma_{cr} \geq F_y \qquad (3)$$

3.3 최적 상한 판폭두께비

항복이 일어나기 전에 국부좌굴이 발생하지 않을 플랜지와 웨브의 최적 상한 판폭두께비를 상용 최적프로그램인 비선형 최적화 GINO(Generalized INteractive Optimizer) 프로그램(Liebman, 1986)을 사용하여 구하였다.

본 연구에서는 최적을 위한 목적함수식은 플랜지와 웨브의 면적으로 하였으며, 제약조건식은 탄성국부좌굴내력 제약식, 판폭두께비 제약식으로 하였다. 설계변수는 판폭두께비로 하여 다음 식 (4)~(6)과 같이 최적화 문제를 형성하였다.

3.3.1 목적함수

$$\text{Min } A(b/t) = t \times b \qquad (4)$$

여기서, A : 목적함수
b : 판의 폭
t : 판의 두께(t 〉 0)

3.3.2 제약 조건식

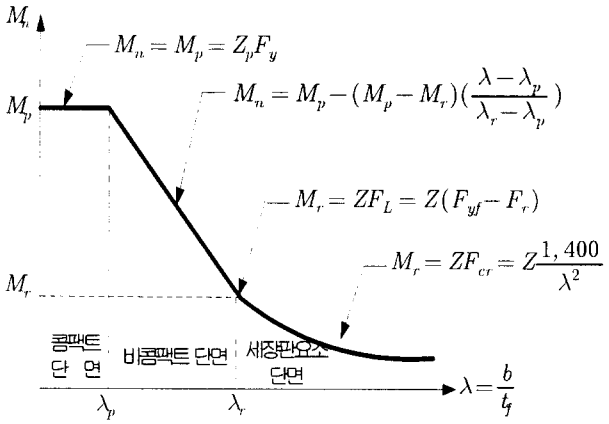
$$\sigma_{cr\theta}(b/t) \geq F_{y\theta} \qquad (5)$$

$$10 \leq \frac{b}{t} \leq 200 \qquad (6)$$

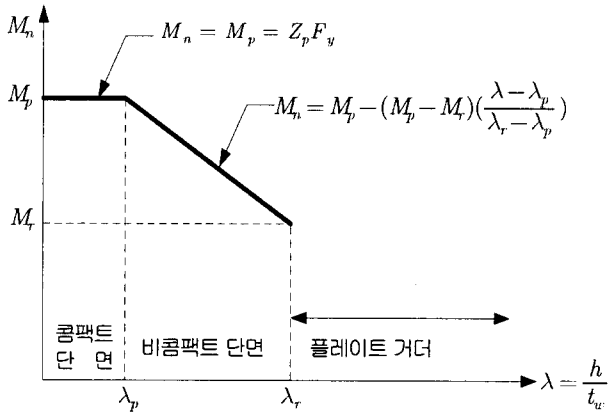
여기서, $F_{y\theta}$: 온도 θ일 때 항복응력

3.4 국부좌굴에 의한 설계 휨강도식

온도상승에 따른 H-형 보에 대한 판폭두께비를 고려한 한계상태 설계법에 의한 국부좌굴 휨 내력은 다음 그림 6과 같다.



a) 플랜지



b) 웨브

그림 6. 국부좌굴에 의한 공칭휨강도

여기서, 플랜지 판폭두께비 : $\lambda = \frac{b}{t_f}$

웨 브 판폭두께비 : $\lambda = \frac{d}{t_w}$

소성한계 판 두께비

플랜지 : $\lambda_p = \frac{17}{\sqrt{F_{yf\theta}}}$

웨 브 : $\lambda_p = \frac{170}{\sqrt{F_{yw\theta}}}$

탄성한계 판 두께비 :

플랜지 : $\lambda_r = \frac{37}{\sqrt{F_{yf\theta} - 0.7}}$

웨 브 : $\lambda_r = \frac{260}{\sqrt{F_{yw\theta}}}$

탄성 좌굴모멘트 M_r은 2축대칭 H-형강에서

플랜지 : $M_r = F_L Z_x$

웨 브 : $M_r = R_e F_{yw} Z_x = F_{yw} Z_x$

좌굴강도 F_{cr}은 플랜지 국부좌굴 고려의 경우

압연 형강 : $F_{cr} = \frac{1400}{\lambda^2}$

웨 브 : 국부좌굴은 무시한다.

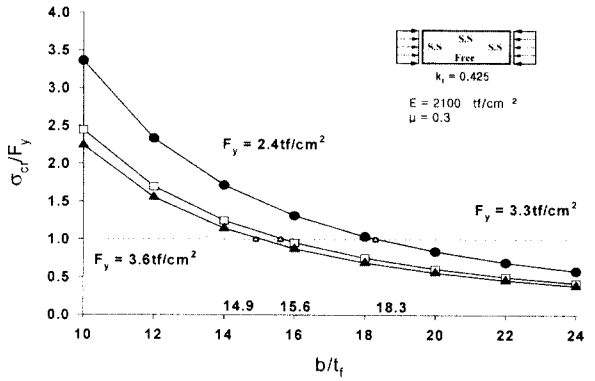
$F_{yf\theta}$: 온도 θ일 때 플랜지의 항복강도

$F_{yw\theta}$: 온도 θ일 때 웨브의 항복강도

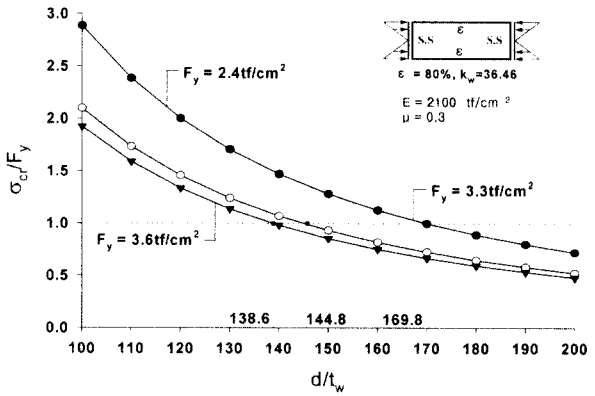
4. 설계 예 및 고찰

4.1 상온시 탄성국부좌굴응력

상온시 초기 변형이 없는 이상적인 플랜지와 웨브의 판폭두께비에 따른 항복강도와 탄성국부좌굴응력의 관계는 표2의 좌굴계수를 적용하여 해석하였으며, 결과는 그림 7과 같고, 표 3에 요약하였다.



a) 플랜지



b) 웨브

그림 7. 상온일 때 플랜지의 판폭두께비에 따른 응력비

표 3. 상온시 국부좌굴이 발생하기 전 항복파괴가 발생할 수 있는 최대 판폭두께비

좌굴계수(k)	판폭 두께비	F_y (tf/cm²)		
		2.4	3.3	3.6
0.425	b/t_f	18.3	15.6	14.9
39.60	b/t_f	137.4	117.0	112.2
36.46	d/t_w	169.8	144.8	138.6
23.90	d/t_w	176.4	150.9	144.4

표 3의 판폭두께비 이하일 때는 항복강도에 의해 파괴가 발생하고, 재료의 항복강도 값이 낮을수록 판폭두께비가 큰 것을 알 수 있었다.

4.2 온도상승시 탄성국부좌굴응력

온도상승시 플랜지와 웨브의 판폭두께비에 따른 항복강도와 탄성국부좌굴응력의 관계는 다음 그림 8과 같으며, 표 4에 요약하였다.

표 4에서 임계온도는 항복강도가 적을 때 더 크고, 판폭두께비가 클수록 낮은 온도에서 국부좌굴이 발생됨을 알 수 있었다.

표 4. 온도상승시 탄성국부좌굴에 대한 임계온도

좌굴계수(k)	판폭두께비		F_y (tf/cm²)	
			2.4	3.3
0.425	b/t_f	12	-	686℃
		14	690℃	299℃
		16	339℃	20℃
		18	137℃	20℃
23.90	d/t_w	90	-	686℃
		100	-	373℃
		110	635℃	220℃
		120	339℃	20℃
		130	206℃	20℃
36.46	d/t_w	110	-	694℃
		120	-	584℃
		130	688℃	295℃
		140	589℃	166℃
		150	320℃	20℃
		160	213℃	20℃
39.60	d/t_w	115	-	692℃
		125	-	584℃
		135	691℃	300℃
		145	594℃	177℃
		155	333℃	20℃
		165	231℃	20℃
		175	123℃	20℃

주기, $\sigma_{cr\theta}/F_{y\theta} \leq 1.0$ 조건을 만족하는 최소온도.

4.3 최적 상한 판폭두께비

앞의 3.3절에 따른 온도상승에 따라 항복이 되기 전에 국부좌굴이 발생하지 않을 판폭두께비를 구해보면, 다음 그림 9와 같고, 표 5에 요약하였다.

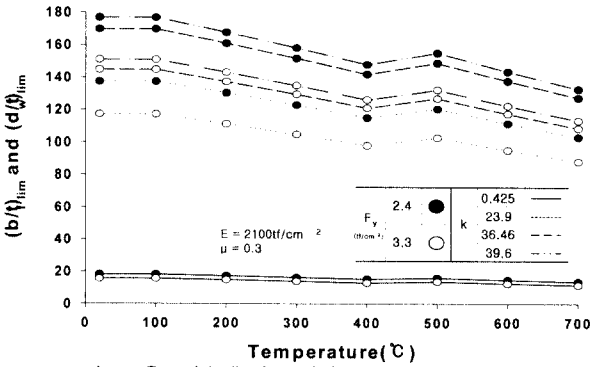


그림 9. 온도상승에 따른 최적 상한 판폭두께비 비교

표 5. 온도상승에 따른 최적 상한 판폭두께비

온도 (℃)	F_y (tf/cm²)	k_f=0.425		k_w=23.9		k_w=36.46		k_w=39.6	
		$(b/t_f)_{lim}$	$\sigma_{cr\theta}$ (tf/cm²)	$(d/t_w)_{lim}$	$\sigma_{cr\theta}$ (tf/cm²)	$(d/t_w)_{lim}$	$\sigma_{cr\theta}$ (tf/cm²)	$(d/t_w)_{lim}$	$\sigma_{cr\theta}$ (tf/cm²)
20	2.4	18.3	2.409	137.4	2.404	169.8	2.406	176.9	2.406
	3.3	15.6	3.315	117.2	3.309	144.8	3.303	150.9	3.302
100	2.4	18.3	2.409	137.4	2.404	169.8	2.406	176.9	2.406
	3.3	15.6	3.315	117.2	3.309	144.8	3.303	150.9	3.302
200	2.4	17.3	2.426	130.4	2.405	161.0	2.405	167.8	2.404
	3.3	14.8	3.314	111.2	3.301	137.3	3.310	143.1	3.309
300	2.4	16.3	2.429	122.9	2.401	151.8	2.404	158.2	2.406
	3.3	13.9	3.340	104.8	3.300	129.5	3.309	134.9	3.305
400	2.4	15.3	2.412	115.0	2.406	142.0	2.401	148.0	2.404
	3.3	13.0	3.341	98.0	3.305	121.1	3.310	126.2	3.309
500	2.4	16.0	1.891	120.5	1.874	148.9	1.876	155.2	1.874
	3.3	13.7	2.579	102.8	2.582	127.0	2.578	132.3	2.581
600	2.4	14.8	1.142	111.6	1.132	137.9	1.131	143.7	1.129
	3.3	12.6	1.575	95.2	1.555	117.6	1.555	122.5	1.553
700	2.4	13.7	0.559	103.3	0.554	127.6	0.554	133.0	0.554
	3.3	11.7	0.766	88.1	0.762	108.8	0.760	113.4	0.762

위의 그림 9와 표 5에서 알 수 있듯이 항복응력이 작고 국부좌굴계수가 크면 최적 상한 판폭두께비는 커지며, 온도가 상승할수록 최적 상한 판폭두께비는 400℃-500℃사이에 약간의 증가가 있으나 대체적으로 점점 작아지는 경향을 볼 수 있다.

4.4 예제 풀이

본 절에서는 스팬 6m의 단순보 중앙에 하중비 0.5의 집중하중을 받는 H-596x199x10x15, H-890x299x15x23 단면의 단순보 플랜지와 웨브의 탄성국부좌굴응력, 항복응력, 작용응력 및 처짐을 각각 비교하였다. 그 결과를 그림10과 같으며, 표 6에 요약하였다.

그림 10과 표 6에서는 플랜지와 웨브 모두 항복이 발생하기 전에 국부좌굴이 발생하지 않음을 알 수 있었다.

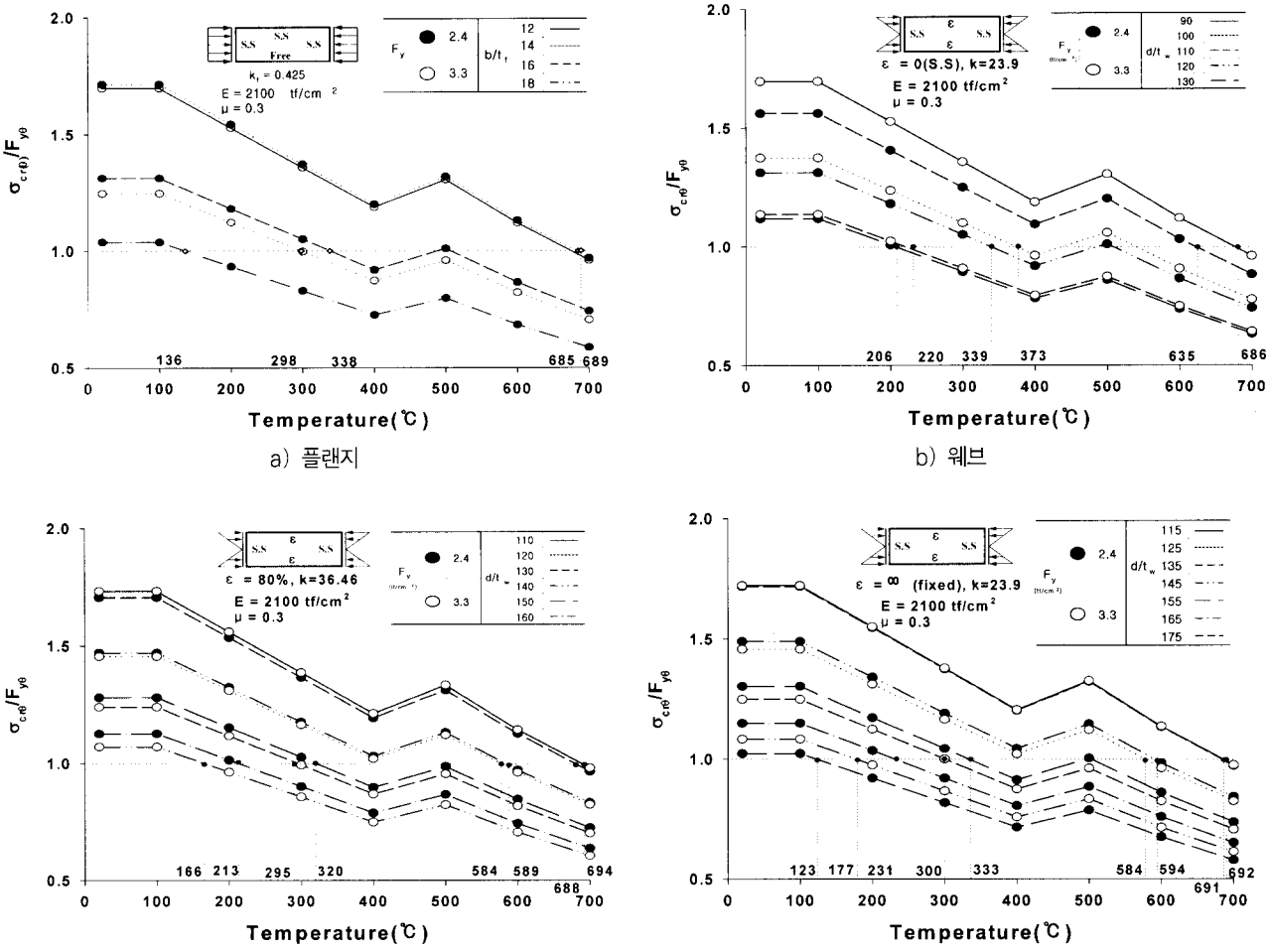
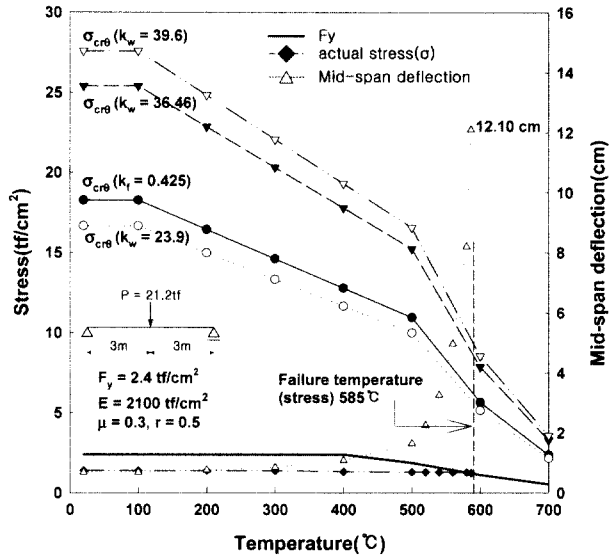
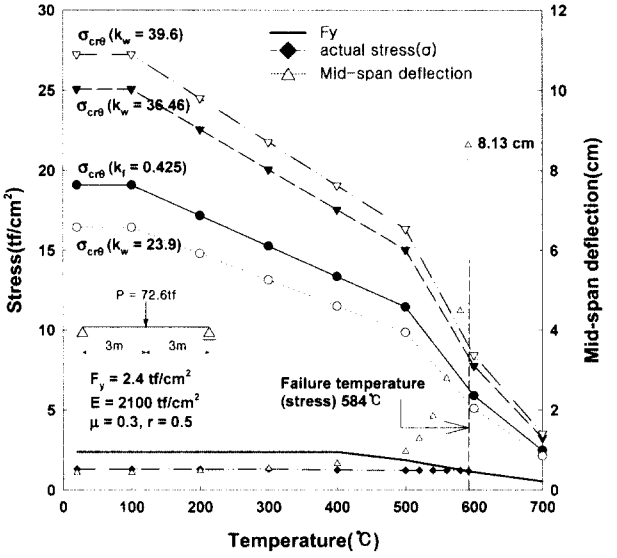


그림 8. 온도상승에 따른 항복응력에 대한 탄성국부좌굴응력비 관계



a) H-596x199x10x15 (F_y=2.4tf/cm^2)



b) H-890x299x15x23 (F_y=3.3tf/cm^2)

그림 10. 온도상승에 따른 탄성국부좌굴응력, 항복응력, 부재작용응력 및 처짐 비교

표 6. 온도상승에 따른 좌굴계수별 항복온도와 국부좌굴발생 임계온도

부재 치수	F_y (tf/cm^2)	항복 온도 (℃)	임계온도(℃)			
			플랜지 (k_f)	웨 브(k_w)		
			0.425	23.9	36.46	39.6
H-596x199x10x15	2.4	584.5	-	-	-	-
H-890x299x15x23	3.3	583.5	-	-	-	-

4.5 국부좌굴에 의한 설계 휨강도

단순보의 중앙부 집중하중(하중비 0.3, 0.5, 0.7), 재료의 항복강도(2.4, 3.3, 3.6tf/cm2), 단면 치수(H-300x150 x6.5x9, H-450x200x9x14) 및 보 단부지지 조건에 따른 변수를 고려한 온도상승에 따른 플랜지 및 웨브의 판폭두께비에 따라 한계상태 설계법의 휨 내력식(그림 6)에 의해 모멘트비(작용 모멘트/설계용 휨 모멘트)는 다음 그림 11, 그림 12와 같다.

그림 11과 그림 12에서 보는 바와 같이 국부좌굴에 의한 휨 강도는 재료의 항복 강도와 부재의 크기에는 영향을 받지 않고, 하중비는 클수록 모멘트 비가 크며, 400℃이하에서는 거의 변화가 없고, 400℃이후에서 서서히 상승함을 알 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 H-형강 보의 탄성국부좌굴 응력식을 사용하여 상온과 온도상승시 판폭두께비에 대한 최적 상한 판폭두께비와 임계온도를 해석적인 방법으로 연구하였고, 실제 부재를 적용한바 다음과 같은 결론을 얻었다.

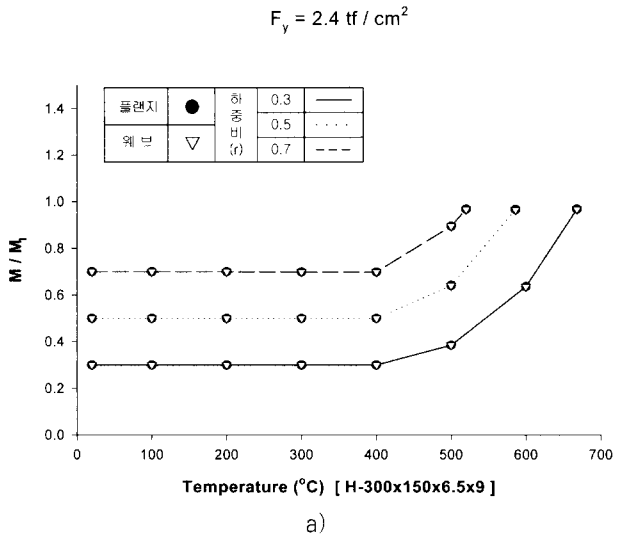
(1) 탄성국부좌굴에 대한 임계온도는 항복강도가 작을 때 더 크고, 판폭두께비가 클수록 낮은 온도에서 국부좌굴이 발생함을 알 수 있었다.

(2) 상온과 온도상승시 최적 상한 판폭두께비는 항복응력값이 클 때 작게 됨을 알 수 있고, 400℃-500℃사이에서는 증가하나 대체적으로 온도상승에 따라 점점 줄어짐을 또한 알 수 있다.

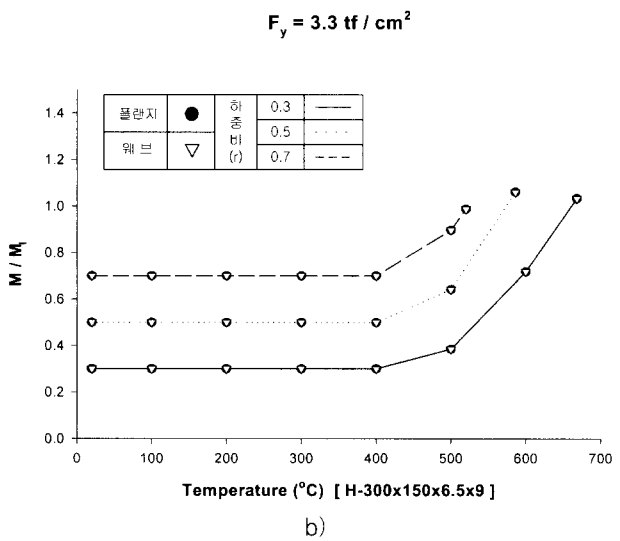
(3) 온도상승에 따른 하중비(r) 0.5인 단순보(H-596x199x10x15와 H-890x299x15x23)에 대한 플랜지와 웨브의 탄성국부좌굴은 항복파괴보다 먼저 발생하지 않음을 알 수 있었다.

(4) 탄성국부좌굴에 의한 휨 강도는 재료의 항복 강도와 부재의 크기에는 영향을 받지 않고, 하중비는 클수록 모멘트 비가 크며, 400℃이하에서는 거의 변화가 없고, 400℃이후에서 서서히 상승함을 알 수 있다.

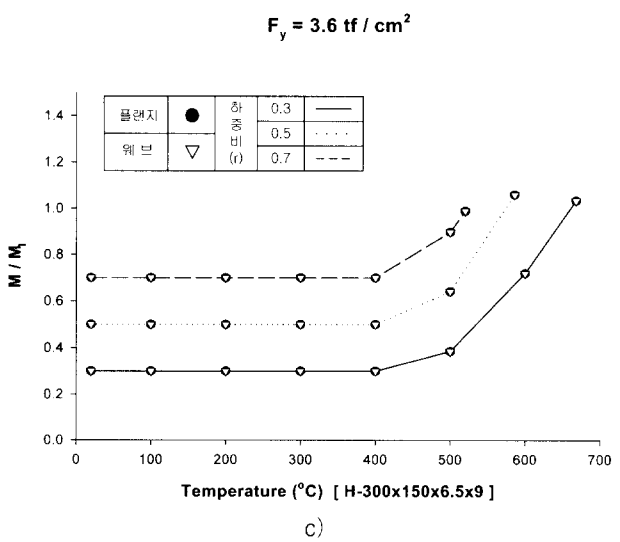
향후 판의 크기 변형 및 잔류응력을 고려한 재료에 대한 해석적인 연구를 해야 될 것으로 사료된다.



a)

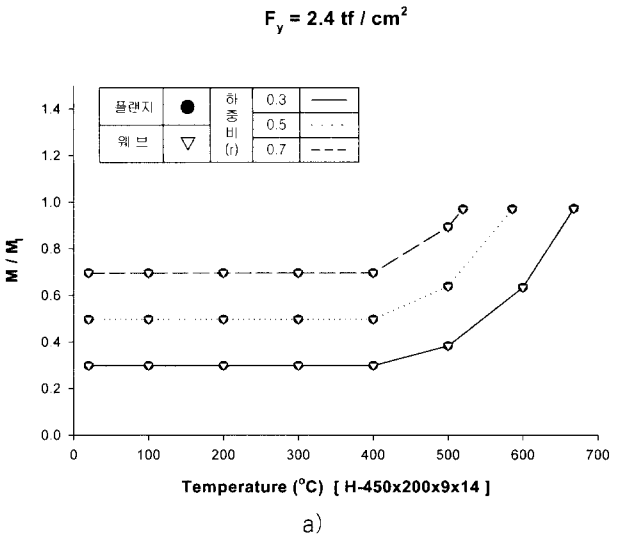


b)

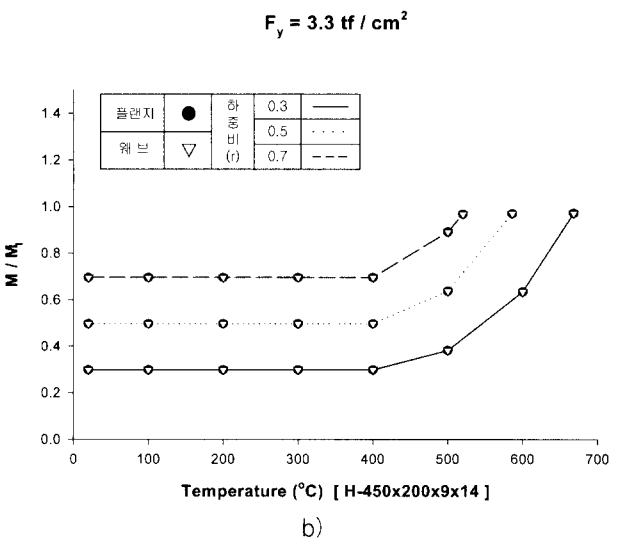


c)

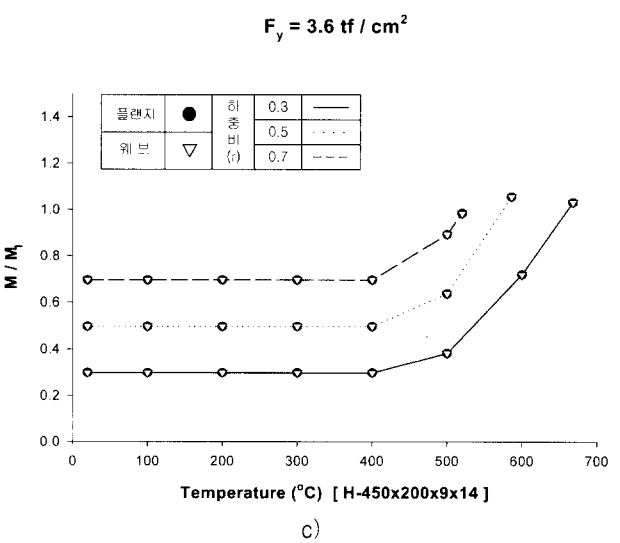
그림 11. 단순보 단면이 H-300x150x6.5x9 일 때 결과



a)



b)



c)

그림 12. 단순보 단면이 H-450x200x9x14 일 때 결과

참 고 문 헌

권인규, 지남용, 이세현(2002) 철골기둥 및 보 부재의 허용온도에 관한 시험적 연구, **대한건축학회**. 18권 10호, pp.45-52.

장명웅, 강문명, 강성덕(2003) 온도상승에 따른 스틸빔의 국부좌굴해석, **한국공간구조학회**. Vol 3. No 1. pp.69-75.

대한건축학회(2002) 한계상태기준에 의한 강구조 설계 예제집, 기문당.

Eurocode 3(1993) Design of Steel Structures. Part 1.2 : Structural Fire Design, Commission of the European Communities, Brussels.

Mahmoud, N.S.(1981) Inelastic Stability of Plates Structures Using the Finite Strip Method(1), Ph.D. Thesis, University of Sheffield.

Najjar, S.R.(1994) Three-Dimensional Analysis of Steel Frames and Subframes in Fire, Ph. D. thesis, Dept. Civil and Structural Eng., Univ. Sheffield.

Bailey, C.G.(1995) Simulation of The Structural Behaviour of Steel-Framed Buildings in Fire, Ph.D. thesis, Dept. Civil and Structural Eng., Univ. Sheffield.

Saab, H.A.(1990) Nonlinear finite element analysis of steel frames in fire, Ph.D. Thesis, University of Sheffield.

Hancock, G.J., Murray, T.M. and Ellifritt, D.S.(2001) Cold-Formed Steel Structures to the AISI Specification, Marcel Dekker.

Timoshenko, S.P. and Gere, J.M.(1961) Theory of elastic stability, Mcgraw-Hill Book Co. Inc., New York, N.Y.

Salmon, C.G. and Johnson, J.E.(1995) Steel Structures Design and Behavior Fourth Edition, HarperCollins College Publishers.

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

(접수일자 : 2003. 10. 15 / 심사일 2003. 10. 22 / 심사완료일 2003. 12. 10)