

Flat-Hat 스틱프너를 가진 데크플레이트의 단면 성능에 관한 연구

Study on Section Properties of Deckplates with Flat-Hat Stiffeners

주 기 수* 박 성 무**
Ju, Gi-Su Park, Sung-Moo

요 약

시공시 콘크리트의 하중을 받는 데크플레이트의 지지능력은 압축부분 플랜지에서 좌굴에 의해서 결정되어 진다. 얇은 철판 데크플레이트의 압축플랜지에서 중간스티프너의 크기와 위치는 플랜지의 좌굴모드에 강한 영향을 발휘한다. 높은 강도 철판으로 구성된 시험체 단면은 다양한 좌굴모드를 유도하기 위하여 작은 것에서 큰 스틱프너에 걸쳐 압축플랜지에 만들어 졌다. ABAQUS 프로그램 해석은 좌굴모드를 지배하는 중간스티프너의 효과를 결정하기 위하여 수행되었다. 각 시험체 시리즈는 단 순보로 순수휨이 적용되었다. 실험결과 소성파괴 메카니즘을 통하여 극한파괴에 앞서 다양한 좌굴형상이 나타났다.

실험으로 결정되어진 좌굴응력은 ABAQUS해석으로 얻어진 해석결과와 각국의 기준값들과 비교하기 위하여 사용되었다.

Abstract

It is the buckling of the compression portions of the deckplate that govern its behaviour under wet concrete construction loading. The size and position of intermediate stiffeners in the compression flanges of thin-plate steel decks exert a strong influence on the dominant buckling mode of the flange. Test sections composed of high-strength steel were brake pressed with a variety of Flat-hat intermediate stiffeners in the compression flange forming a progression from small to large stiffeners. The ABAQUS program to determine the effectiveness of intermediate stiffeners in controlling buckling modes is undertaken. A series of specimens are loaded with simple beam. Various buckling wave forms prior to ultimate failure through a plastic collapse mechanism. The experimentally determined buckling stresses are found to be comparable with studies performed using the ABAQUS program analysis and using each country code.

keywords : Deckplate, Flat-Hat Intermediate Stiffeners, Buckling Modes

1. 서 론

철골건물이 보편화 되면서 데크플레이트 바닥구조 시스템이 널리 사용되고 있다. 철골구조 바닥시스템으로 데크플레이트를 이용한 합성슬래브 설계의 경우, 시공시에 대하여 데크플레이트의 최대 응력도와 처짐을 검토하고, 합성시에 합성단면에 대한

내력 값을 각각 검토하게 된다.

시공시의 고정하중 및 시공하중은 데크플레이트가 부담해야 함으로, 구조재료로서 사용하는 경우와 동일하기 때문에 대한건축학회[강구조 계산기준 및 해설]에서 제시하는 설계 방법에 근거하고 있다. 즉 $F_y = 2.1 \text{ tf/cm}^2$ 2.4 tf/cm^2 에 대한 유효폭은 대한건축학회 [강구조 계산기준 및 해설]의 폭-두께비 $74\sqrt{F_y}$ 에 따르면 각각 51t, 48t이 되지만, 이 두 값의 평균값을 사용하여 50t로 정하고 있다.

그러나 현재 주로 사용되고 있는 폐쇄형 데크플레이트인 경우 기존 형상에 비하여 단면의 춤이

* 정희원 · (주)동성중공업 기술연구소 책임연구원
Tel : 053-753-4747, Fax : 053-752-6868

E-mail : jugisu@hanmail.net

** 정희원 · 영남대학교 건축학부 교수, 공학박사
E-mail : smpark@yeungnam.ac.kr

75mm에서 55mm로 줄어들면서 처짐에 대한 단면 성능이 많이 저하된다. 그러므로 춤이 작은 폐쇄형 데크플레이트를 이용한 합성슬래브 설계시 일차적으로 시공시의 처짐제한 규정에 의하여 허용스팬이 결정되는 경우가 대부분이다.

이때 처짐을 구하기 위한 단면의 성질은 위에서 나타난 바와 같이 압축플랜지의 유효폭을 이용한 유효단면 2차모멘트를 사용하고 있다.

그러나 실제로 사용되는 데크플레이트와 비교해 보면 위의 규정에 사용된 유효폭 계산은 압축플랜지

와 웨브의 경계를 힌지로 가정했을 때의 값이며, 또 단면형상에 따라 스티프너의 강성이 한국 기준식에서 제시한 I_r 값을 만족하지 않더라도 좌굴내력이 스티프너의 크기에 따라 상당히 증가하는 경우가 있으므로 [강구조 계산기준 및 해석]에서 제시한 기준은 압축플랜지 유효폭을 계산하는데 있어 그 값을 과소 평가 할 수 있다. 그러므로 춤이 낮은 합성 데크플레이트 사용 시 시공시의 처짐이 허용스팬을 결정하는 지배적인 값이 되고 있는 만큼 데크플레이트의 스티프너의 모양과 크기는 상당히 중요하다고 할 수 있다. 현재 플랜지 내에 스티프너의 형상으로 가장 많이 사용되고 있는 V형에 대해서는 1차적인 연구를 마쳤으며, 본 논문에서는 Flat-Hat(T형)형을 중심으로 압축플랜지의 좌굴 모드와 각국의 기준식과 비교 고찰 하였다.

〈표 1〉 시험체 일람표

번호	이름	시험체길이 (순스팬)	Deck 두께	전단 스팬	Stiffener 높이	비고
1	T12-00	1500 (1200)	1.2	L/4	0	
2	T12-04				4	o
3	T12-06				6	o
4	T12-08				8	
5	T12-10				10	
6	T12-12				12	
7	T12-16				16	
8	T16-00	1500 (1200)	1.6	L/4	0	
9	T16-04				4	o
10	T16-06				6	o
11	T16-08				8	
12	T16-10				10	
13	T16-12				12	
14	T16-16				16	

* "o"는 ABAQUS 해석만 수행

T12-00 : Trapezoidal(HAT) Shape specimen

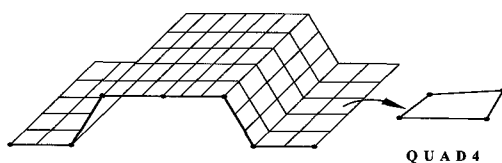
T12-00 : Deck plate thickness(1.2mm,1.6mm)

T12-00 : Stiffener's height(0,4,6,8mm...)

① 데크플레이트의 두께 : 1.2mm, 1.6mm

② Stiffener의 높이 : 0,4,6,8,10,12,16mm

③ Stiffener의 형태 : HAT형



〈그림 1〉 데크플레이트 요소 분할도

2. 실험체 계획

2.1 실험적 연구

데크플레이트의 처짐 및 압축 플랜지 유효 좌굴 폭 산정에 가장 큰 영향을 미치는 인자는 압축플랜지 내에 있는 보강재의 단면형상, 보강재(Stiffener)의 위치 및 모양, 크기, 폭-두께비 등을 들 수 있다. 본 연구에서 선정한 압축플랜지 유효폭을 고려한 단면의 성질 및 처짐에 영향을 주는 주요변수는 다음과 같다.

시험체는 플레이트 평판을 평판압축성형기를 이용하여 절곡함으로써 만들어 졌으며, <그림 2>는 시험체의 형상 및 크기이다.

2.2 해석적 연구

실험 값과 비교하기 위한 해석적 연구를 위하여 ABAQUS 프로그램을 이용한 유한요소 해석모델링 시험체를 계획하였다. 데크플레이트 모델링은 ABAQUS에서 제공하는 3차원 Shell의 QUAD 4요소로 모델링 하였다. 재료의 물성에서 탄성영역은 탄성계수와 포와송비로, 비탄성영역의 데이터는 True Stress와 Log Strain로 표현하였다. 여기서 소성 Strain 값은 True Strain 값이 아니고 비탄성영역

의 첫 변형도를 0으로 하여 계산식에 의하여 각각의 응력도와 변형도를 최대강도까지 입력하였다.

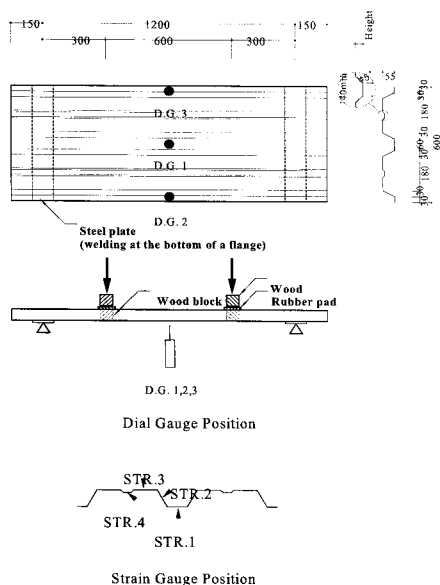
2.3 실험

데크플레이트 하부 플랜지에 8mm Steel plate을 용접하여 가력시 데크플레이트가 지점에서 횡변위 발생을 구속하였으며, 하중점의 집중으로 인한 국부 좌굴을 피하기 위해 중앙부 하부 플랜지에 Wood block을 설치함으로써 가력하중을 분산시켰다. 가력은 지점으로부터 스패너의 1/4지점에서 2점 가력된다. 이때 중앙부의 데크플레이트 시험체는 순수 휨 상태가 된다.

시험체의 처짐을 측정하기 위하여 중앙부와 가력점 하부에 전동식 변위계를 설치하며, 실험체 중앙부의 데크플레이트 상부플랜지, 하부플랜지 및 웨브면에 5mm Strain Gauge를 부착하여 변형도를 측정한다.<그림 2>참조.

<표 2> 강재의 인장강도 실험 결과

구분 (두께)	항복강도 (tf/cm)	인장강도 (tf/cm ²)	항복강도/ 인장강도	항복 변형도 (×10 ⁻⁶)	탄성 계수 (tf/cm)	연신율 (%)
1.2mm	2.625	3.216	0.816	2830	2100	33.6
1.6mm	2.730	3.270	0.834	2814	2100	33.9

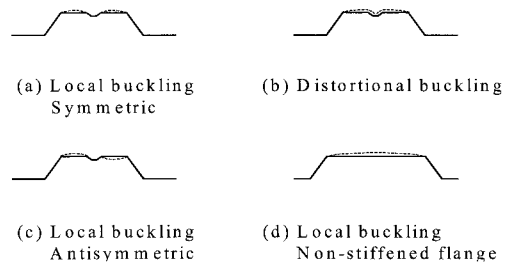


<그림 2> 실험체 형상 및 게이지 위치

3. 이론적 고찰

3.1 압축플랜지 좌굴모드

얇은 철판 데크플레이트의 압축 플랜지에서 중간 스티프너(Intermediate Stiffeners)의 크기와 위치는 플랜지의 좌굴모드에 강한 영향을 발휘한다. 이 좌굴모드의 형상은 스티프너 또는 웨브 사이의 평평한 철판 영역에서의 변형을 수반하는 국부좌굴의 형태로 나타날 수 있고, 플랜지에 스티프너가 보강되어 있는 경우 스티프너가 플랜지와 같이 요소의 평면에 수직으로 변위가 발생하는 Distortional 좌굴의 형태로 나타난다 <그림 3> 참조.



<그림 3> Stifener의 크기에 따르는 좌굴모드

3.2 압축플랜지 유효폭 산정에 관한 연구

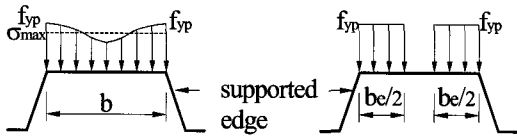
일반적으로 데크플레이트의 단면성능을 계산 할 때는 아래의 그림과 같이 유효폭(b_e)을 이용하여 계산한 단면성능을 가지고 부재의 처짐 및 응력을 검토하고 있다. 이에 대한 연구는 다음과 같다.

3.2.1 Winter, LaBoube and Yu(1982)의 연구

Distortional Buckling에 대한 Winter공식은 일반적으로 압축부분에서 플레이트의 극한 하중 운반능력을 평가하기 위하여 결정하는데 사용한다.

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{le}}{F_y} \left(1 - 0.22 \sqrt{\frac{\sigma_{le}}{F_y}} \right)} \quad (1)$$

여기서 b_e = 플레이트 폭 b 에 대한 유효부분,
 σ_{le} = 탄성좌굴 응력(좌굴 발생시의 응력),
 F_y = 항복응력.



(a) Stresses at ultimate (b) Effective width concept

〈그림 4〉 압축플랜지 유효폭 산정방법

Local Buckling 동안 부분적으로 스티프너 웨브의 효과를 고려한 방법이 간단한 Hat과 C 단면을 가진 보에서 LaBoube and Yu(1982)에 의해서 개발되었다. 압축 플랜지 요소의 유효폭은 전체항복응력 F_y 와 Winter 공식(1)을 우선적으로 사용하여 계산하였다. 극한 모멘트 능력은 감소된 압축 플랜지 폭과 스티프너 웨브를 변수로 하여 감소된 최대 허용응력 (F_{bw})을 기본으로 만들어진 유효단면 계수를 사용함으로써 계산되어 진다.

$$F_{bw} \equiv F_y \left[1.21 - 0.00013 \left(\frac{d_f}{t} \right) \sqrt{F_y} \right] \quad (2a)$$

여기서, d_f = 스티프너 웨브의 춤,
 t = 데크플레이트 두께,
 F_y = 항복응력(MPa)

$$F_{bw} \equiv F_y \left[1.21 - 0.000415 \left(\frac{d_f}{t} \right) \sqrt{F_y} \right] \quad (2b)$$

여기서, F_y = 항복응력(kgf/cm²).
 위의 식들은 ASI1538-1988의 호주규준으로 채택되어 사용되고 있다.

3.2.2 한국의 유효폭 기준식

한국의 사단법인 대한건축학회에서 발행된 합성 데크 바닥구조 설계기준(안) 및 해설에서는 일본과 동일하게 압축플랜지의 유효폭을 다음과 같이 정하였다.

$$b_e = 50t \quad (3a)$$

여기서, t = 데크플레이트 두께

단, 단면설계를 위한 단면계수는 다음과 같다.

$$Z_c = \frac{I_{se}}{X_n}, \quad Z_t = \frac{I_{se}}{(h_d - X_n)} \quad (3b)$$

여기서, X_n = 압축 연단으로부터 중립축까지의 거리(cm)

h_d = 데크플레이트 춤(cm)

I_{se} = 단위폭 b 인 데크플레이트의 유효단면 2차 모멘트(cm⁴) 단, 데크플레이트의 압축을 받는 평판부의 폭 b_d 가 유효폭 b_e 를 초과하는 경우는 초과하는 부분을 무시하고 단면성능을 계산한다. 한편, 평판부의 b_d 는 다음 식에서 계산된 값 이상의 단면 2차 모멘트를 갖는 리브로 구획된 폭(cm)으로 잡는다.

$$I_r = 1.9t^4 \sqrt{(b_d/t)^2 - 150}$$

I_r = 압축플랜지의 보강 스티프너로써 필요한 소요단면 2차모멘트 (cm⁴)

b_d = 압축 데크플레이트의 평판부의 폭(cm)

t = 데크플레이트의 판 두께 (cm)

3.2.3 CS(캐나다)

CS규준에서 정의하고 있는 상부 플랜지의 유효폭 산정식은 식 (4)와 같다.

$W = w/t > W_{lim}$ 이면,

$$b = 856 \left[1 - \frac{187}{w/t \sqrt{f_{max}}} \right] \frac{t}{\sqrt{f_{max}}} \quad (4a)$$

$W = w/t \leq W_{lim}$ 이면, $b = w$

여기서, $W_{lim} = 290 \sqrt{\frac{k}{f_{max}}}$

$f_{max} = 0.93f_y$, $k = 4$ 를 사용.

4. 실험결과

T형 스티프너를 사용한 시험체의 결과는 1차 연 구에서 사용한 V형 스티프너의 시험체 결과와 유사 하게 가력초기에 탄성적 거동을 유지하다가 대부분 압축플랜지의 좌굴로 최대내력이 결정되었다. 최종 파괴의 형태는 지점과 하중점의 플랜지 국부좌굴이

<표 3> 시험체의 실험 결과

번호	시험체명	M_{max}	M_{bt}	M_{uA}	δ_{ut}	δ_{uc}	좌굴 발생 위치	비고
1	TS12-00	0.24	0.12	0.45	13.0	18.1	중앙부	
2	TS12-04			0.5		21.0		0
3	TS12-06			0.49		21.0		0
4	TS12-08	0.26	0.26	0.62	10.1	15.3	하중점	
5	TS12-10	0.27	0.27		10.6		중앙부	•
6	TS12-12	0.28	0.28	0.63	10.4	14.0	중앙부	
7	TS12-16	0.29	0.29	0.61	10.9	11.4	중앙부	
8	TS16-00	0.41	0.29	0.55	13.8	22.2	중앙부	
9	TS16-04			0.57		14.2		0
10	TS16-06			0.59		19.1		0
11	TS16-08	0.45	0.45	0.60	9.7	14.4	중앙부	
12	TS16-10	0.45	0.45		4.2		하중점	•
13	TS16-12	0.47	0.47	0.63	5.1	14.1	지점	
14	TS16-16	0.48	0.48	0.65	3.6	10.7	지점	

* "o"는 ABAQUS 해석만, "•": 실험만 수행

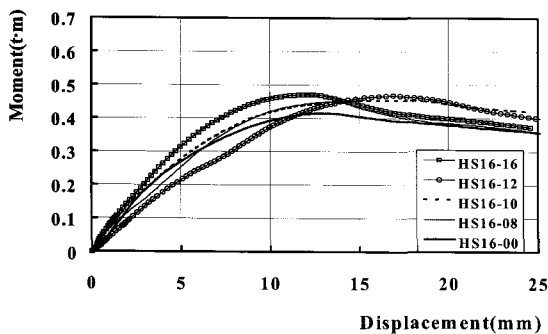
M_{ut} : Test moment (t · m), M_{bt} : Test buckling moment(t · m)

M_{uA} : Computational moment (t · m)-by ABAQUS

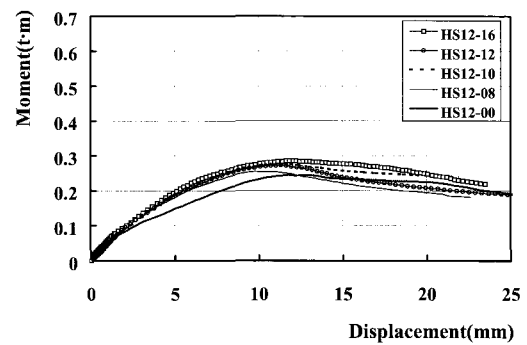
δ_{ut} : Test displacement (mm)-mid span

δ_{uc} : Computational displacement (mm)-by ABAQUS

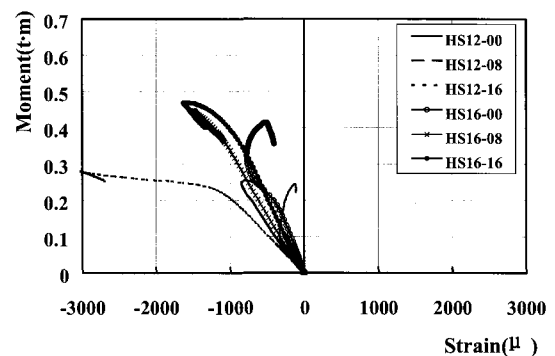
었다. 휨 실험 결과는<표 3>과 <그림 5~7>에 정리하였다. 1.2mm, 1.6mm의 압축플랜지에 스티프너가 없는 시험체는 최대내력이전에 압축플랜지의 물결 모양의 좌굴이 발생하였고 이후 점차 최대 내력까지 하중이 증가하였다. 압축플랜지의 스티프너가 있는 시험체에서 스티프너의 높이가 8~10mm인 곳에서 Distortional 좌굴이 나타났으며, 기타 시험체에서는 앞의 <그림 3>의 b,c와 같은 국부좌굴이 발생하였다. 그리고 스티프너가 있는 시험체는 좌굴발생과 동시에 최대내력이 결정되어 지는 형태를 나타내었다.



<그림 5> 모멘트-변위 곡선(1.6mm)



<그림 6> 모멘트-변위 곡선(1.2mm)



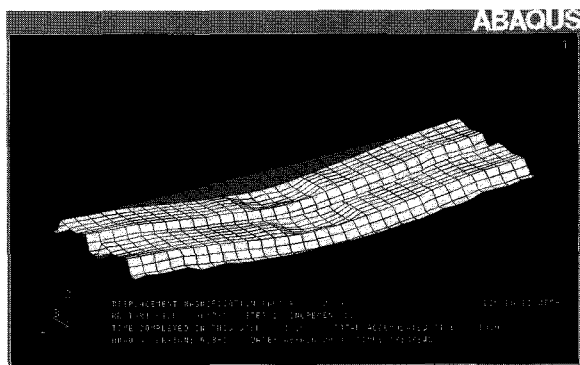
<그림 7> 모멘트-변형률 곡선

5. 실험에 대한 고찰

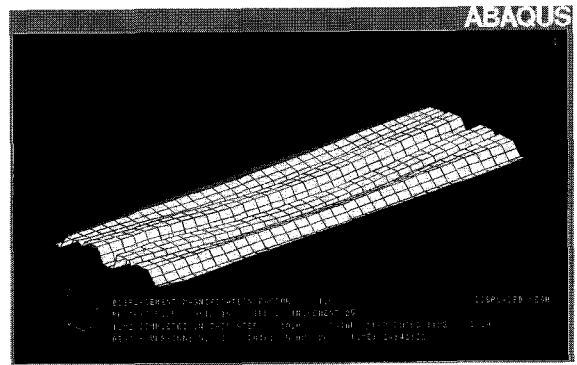
5.1 좌굴모드에 대한 고찰

ABAQUS 해석결과 <그림 8>과 같이 압축플랜지 폭이 180mm인 스틱프너가 없는 시험체에서의 좌굴 모드는 물결모양의 좌굴이 발생하였고, 16mm 보강 스틱프너의 시험체에서도 <그림 9>와 같이 광폭플랜지의 영향으로 시험체의 길이방향 뿐만 아니라

로방향으로도 물결모양의 국부 좌굴이 발생하였다. 이는 광폭으로 인한 웨브의 구속효과가 V형 스틱프너 시험체에 비하여 불리하게 작용하는 결과로 판단된다. 스틱프너의 크기가 8mm 이하 시험체에서는 길이방향 물결모양의 국부좌굴(Local buckling)과 Distortional buckling이 발생하였다. 스틱프너가 큰 시험체에서는 좌굴구속의 효과가 더욱더 크게 나타났으며, 이에 대한 내력도 함께 증가되었다.



<그림 8> TS12-00 시험체의 좌굴 모드



<그림 9> TS12-16 시험체의 좌굴 모드

<표 4> 실험 결과 분석(내력, t · m)

번호	시험체명	M_{max} ①	M_{det} ②	M_{bc} KS ③	M_{bc} ASI ④	M_{bc} CS ⑤	M_{tA} ⑥
1	T12-00	0.24	0.5	0.22	0.25(0.52)	0.24	0.45
2	T12-04		0.5	0.22	(0.55)	0.24	0.5
3	T12-06		0.5	0.22	(0.55)	0.24	0.49
4	T12-08	0.26	0.5	0.22	0.33(0.59)	0.24	0.62
5	T12-10	0.27	0.5	0.36	0.33	0.24	
6	T12-12	0.28	0.5	0.36	0.34(0.61)	0.24	0.63
7	T12-16	0.29	0.5	0.36	0.35(0.61)	0.24	0.61
8	T16-00	0.41	0.66	0.36	0.4(0.68)	0.38	0.55
9	T16-04		0.66	0.36	(0.69)	0.38	0.57
10	T16-06		0.66	0.36	(0.70)	0.38	0.59
11	T16-08	0.45	0.66	0.36	0.47(0.71)	0.38	0.60
12	T16-10	0.45	0.66	0.36	0.47	0.38	
13	T16-12	0.47	0.66	0.36	0.48(0.73)	0.38	0.63
14	T16-16	0.48	0.66	0.6	0.62(0.75)	0.38	0.65

① M_{tA} : Test moment

② M_{det} : Computational moment(t · m)-use total section area (전단면 단면계수를 사용한 계산 모멘트)

③ M_{bc} : Computational moment-by KS(한국기준)

④ M_{bc} : Computational moment-by ASI1538-1988 (호주기준), ()*: ABAQUS 해석 좌굴응력을 사용

⑤ M_{bc} : Computational moment-byCS(캐나다기준)

⑥ M_{tA} : Test computational moment-by ABAQUS

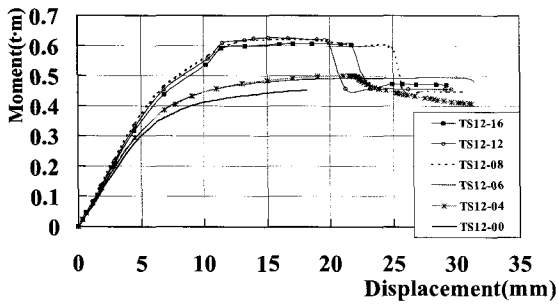
5.2 휨응력에 대한 고찰

가) 실험 값과 ABAQUS 해석결과에 대한 비교 검토

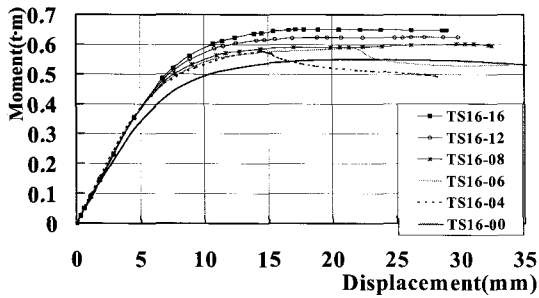
실험에 의한 최대모멘트는 해석결과에 비하여 1.2mm 시험체에서는 42%~53%, 1.6mm 시험체에서는 74%~75%정도로 실험 값이 ABAQUS 해석결과 값에 비하여 상당히 낮게 나타나고 있다.

나) 표준식과의 비교고찰

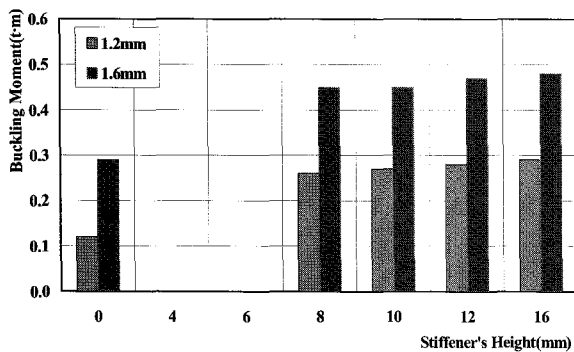
실험에 의한 좌굴내력은 Stiffener의 없는 시험체



〈그림 10〉 해석에 의한 모멘트-변위 곡선(1.2mm)



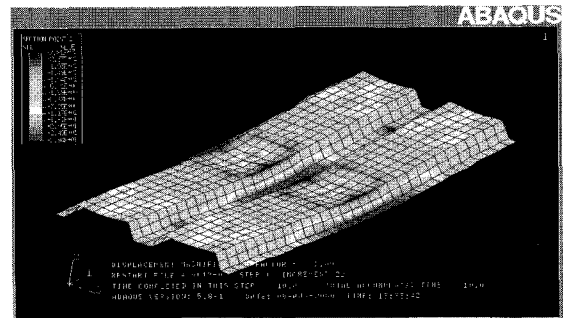
〈그림 11〉 해석에 의한 모멘트-변위 곡선(1.6mm)



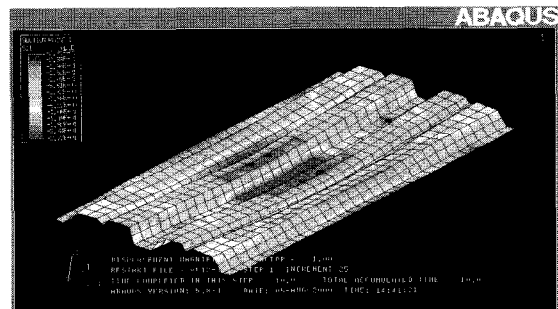
〈그림 12〉 스티프너 높이에 대한 좌굴모멘트(실험치)

에서는 낮게 나타났고 스티프너가 있는 시험체에서는 높이에 따라 상대적으로 크게 나타났다. 그러나 그 변화율은 미비하게 반영되었다. 스티프너가 없는 시험체는 초기 작은 모멘트에서 국부좌굴이 발생하였으며 이후 점차 내력이 증가하는 양상을 나타내었다. 그러나 스티프너가 있는 1.2, 1.6mm 시험체 모두 적은양의 스티프너에서도 좌굴구속효과가 분명하게 나타났으며, 좌굴모멘트 이후 바로 최대내력에 도달하였다.

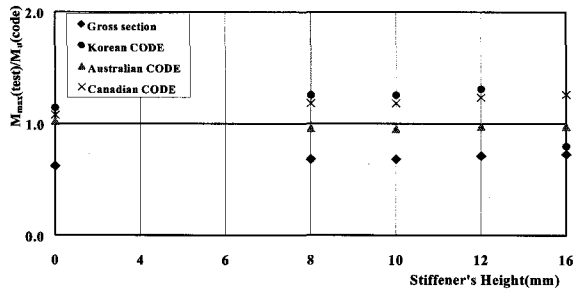
각국의 표준식과 비교에서, 스티프너의 좌굴구속 요구 단면2차모멘트의 크기 I_r 를 고려한 한국규준에서 1.2mm 시험체에서는 실험치의 내력이 0.8~1.17 정도로 나타났고 T16~16을 제외한 1.6mm 시험체에서는 1.14~1.31로 나타났다. 호주규준에서는 실험치의 내력이 0.77~1.02, 캐나다 규준에서는 1.0~1.26으로 각각 나타났다. 이상과 같이 실험 값이 스티프너의 크기에 따라 편차를 나타내고 있으나 캐나다 규준은 실험값이 규준값을 전체적으로 상회하고 있어 상대적으로 보수적인 성향을 나타내고 있다. 또 ABAQUS 해석 값과 규준 값을 비교할 때 호주규준을 제외하고는 해석값이 상대적으로 매우 크게 나타나고 있다.



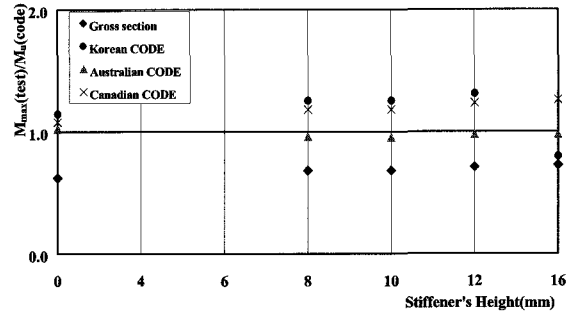
〈그림 13〉 TS12-00 시험체의 응력도 분포



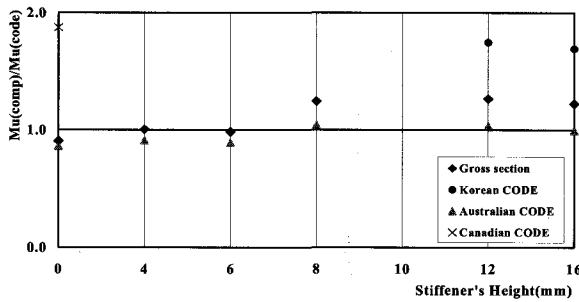
〈그림 14〉 TS12-16 시험체의 응력도 분포



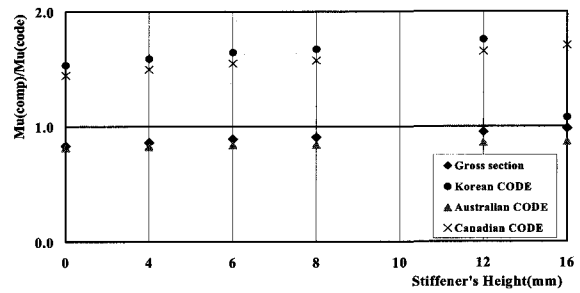
〈그림 15〉 실험 값과 규준식과의 내력비교(1.2mm)



〈그림 16〉 실험 값과 규준식과의 내력비교(1.6mm)



〈그림 17〉 해석 값과 규준식과의 내력비교(1.2mm)



〈그림 18〉 해석 값과 규준식과의 내력비교(1.6mm)

〈표 5〉 실험 결과(처짐, mm)

번호	시험체명	δ_{ur} ①	δ_{uct} ②	δ_{uc} KS ③	δ_{uc} ASI ④	δ_{uc} CS ⑤	δ_{uA} ⑥
1	T12-00	13	4.28	6.47	6.02(3.48)	6.18	4.0
2	T12-04		4.28	6.47	(3.40)	6.18	3.8
3	T12-06		4.28	6.47	(3.39)	6.18	3.7
4	T12-08	8.2	4.28	6.47	5.19(3.26)	6.18	3.2
5	T12-10	7.2	4.28	4.95	5.14	6.18	
6	T12-12	7.1	4.28	4.95	5.08(3.23)	6.18	3.2
7	T12-16	6.8	4.28	4.95	5.01(3.22)	6.18	3.0
8	T16-00	13.8	3.2	4.34	4.07(2.66)	4.19	3.8
9	T16-04		3.2	4.34	(2.62)	4.19	3.0
10	T16-06		3.2	4.34	(2.60)	4.19	2.9
11	T16-08	9.7	3.2	4.34	3.75(2.58)	4.19	2.9
12	T16-10	4.1	3.2	4.34	3.74	4.19	
13	T16-12	5.1	3.2	4.34	3.7(2.55)	4.19	2.8
14	T16-16	3.6	3.2	3.33	3.66(2.52)	4.19	2.8

① δ_{ur} : Test displacement - T12-00시험체의 최대모멘트(0.24t · m) 값에 해당하는 처짐 값

② δ_{uct} : Computational displacement-use total section area (전단면 단면2차모멘트를 사용한 계산 처짐)

③ δ_{uc} : Computational displacement-by KS(한국규준)

④ δ_{uc} : Computational displacement -by ASI1538-1988 (호주규준), ()* : ABAQUS 해석 좌굴응력을 사용

⑤ δ_{uc} : Computational displacement-by CS(캐나다규준)

⑥ δ_{uA} : Computational displacement-by ABAQUS

5.3 처짐에 관한 고찰

가) 실험 값과 ABAQUS 해석결과에 대한 처짐

실험에 의한 처짐 값은 스티프너(Stiffener)의 크기에 따라 감소하는 경향을 나타내었으나 컴퓨터 해석 값은 스티프너(Stiffener)의 크기에 따라 처짐의 감소는 거의 나타나지 않았다.

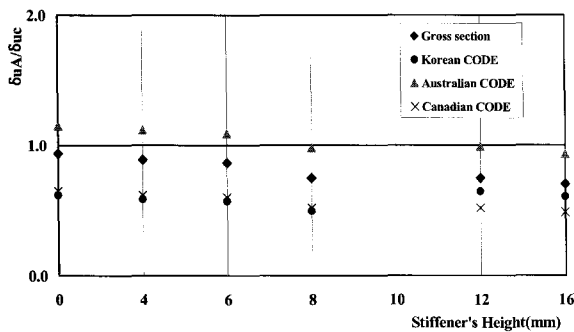
실험 처짐 값이 ABAQUS 해석 결과의 처짐 값 보다 상당히 많이 나타났다.

나) 규준식과의 비교고찰

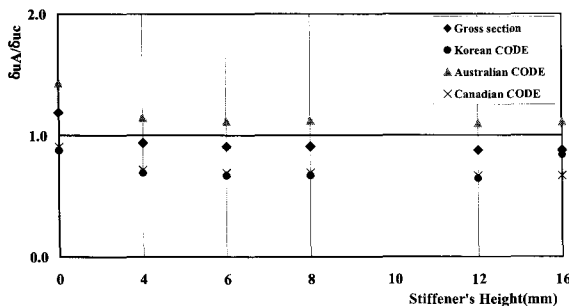
처짐에 대한 강성을 실험 값과 규준식을 비교한 결과 실험 값은 규준 값보다 상대적으로 크게 나타났다.

6. 결론

본 연구는 합성데크플레이트 연구의 일환으로 압축플랜지 보강재 형태의 하나인 T형 스티프너의 효



〈그림 19〉 해석 값과 규준식과의 처짐 비교 (1.2mm)



〈그림 20〉 해석 값과 규준식과의 처짐 비교 (1.6mm)

과를 규명하는 실험을 진행하였으며 결론은 다음과 같다.

- (1) 데크플레이트 압축플랜지 내부의 T형 스티프너도 1차적으로 연구한 V형 스티프너와 마찬가지로 적은 크기에서도 압축플랜지의 좌굴모드에 많은 영향을 미치며 물결모양의 국부좌굴을 방지하는데 효과적으로 나타났다.
- (2) 각국의 규준식에 대한 내력과 실험내력을 비교해 볼 때 유효폭 산정에서 스티프너의 효과를 적절히 반영한 호주규준이 부분적으로 실험값이 이론값을 초과하지는 않으나 상대적으로 실험 값과 근접하여 나타났다.
- (3) 한국규준에서는 압축플랜지의 유효폭 산정에 대한 필요 스티프너 Ir값에 대하여 높게 산정되어 상대적으로 낮은 스티프너에 대하여 과소평가 되는 것으로 나타났다.
- (4) 데크플레이트의 압축플랜지 유효폭 계산에서 스티프너의 크기뿐만 아니라 모양에서도 좌굴구속에 영향을 미치며, 스티프너의 효과를 적절히 평가할 수 있는 이론식의 연구도 계속되어야 할 것으로 판단된다.

참고 문헌

1. "剛構造設計規準 및 解説", 大韓建築學會, 1983.
2. "剛構造便覽", 韓國剛構造學會, 1995.
3. "各種合成構造設計指針·同解説", 日本建築學會, 1985.
4. "Building Code Requirements for Reinforced Concrete", ACI 318-95, American Concrete Institute, Farmington hills, Mich., 1995.
5. "Common Unified Rules for Composite Steel and Concrete Structures" Draft Eurocode No.4, Commission on European Communities, Brussels, Belgium, 1985.
6. "Composite Construction I. II" European Steel Design Education Programme, Group 10,

Volume 13. 14

7. "Composite Steel and Concrete Structural Members", Deric, J. Oehlers. and Mark A. Bradford., PERGAMON, 1995
8. "Composite Steel-Concrete Construction", by Subcommittee on the State-of-the-Art Survey of the Task Committee on Composite Construction of the Committee on Metals, Journal of the Structural Division, ASCE, vol.100, No.ST5, May 1974
9. "Design Criteria for Composite Slabs", CSSBI. Canadian Sheet Steel Building Institute, Willodale, Ontario, Canada, 1988.
10. "Design of Composite Steel and Concrete Structures Part1-General Rules and Rules for Buildings", Eurocode 4, 5th Revised draft, March 1992.
11. "Specifications for the Design and Construction of Composite Slabs", ASCE, Technica Council of Codes and Standards Division, New York, N.Y., 1984.
12. "Specifications for the Design and Construction of Composite Slabs and Commentary on Specifications for the Design and Construction of Composite Slabs", ASCE Technical Council of Codes and Standards Division, New York, N.Y. ASCE Standard, 1984.
13. "Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members", American Iron and Steel Institute(AISI), Washington, D.C. 1989.
14. "Standard for Composite Steel Deck" CSSBI 12M-84. Canadian Sheet Steel Building Institute, Willowdale, Canada, 1988.