

스터드 간격과 강판두께의 비를 변수로 한 보강 강판-콘크리트 구조의 압축실험

Compression Tests for Stiffened Steel Plate-Concrete Structures with Variation of B/t Ratio

최 병 정¹⁾ · 한 홍 수²⁾ · 김 원 기³⁾ · 이 승 준⁴⁾ · 김 우 범⁵⁾
Choi, Byong Jeong Han, Hong Soo Kim, Won Ki Lee, Seung Joon Kim, Woo Bum

요 약 : 본 연구는 보강 강판-콘크리트로 이루어진 구조의 압축실험을 통해 압축강도 및 비탄성 파괴모드를 파악하기 위한 것이 주목적이다. 강판두께(t)에 대한 스투드 간격(B)비를 세가지(25, 33, 50)로 분류하여 압축강도 실험을 실시하였다. 실험을 통해서 보강 강판-콘크리트 구조의 압축강도는 콘크리트와 강판의 누가방식으로 예측하는 것이 타당하다고 판단되었다. 강판의 좌굴은 스투드와 스투드 사이의 취약한 부분에서 비탄성국부좌굴이 발생하였다. 그리고 압축하중 지배하의 보강 SC 구조물에 대한 압축강도의 경험적 계산치를 제시하였다. 좌굴 거동을 유한요소해석 결과와 비교하였으며 비교결과 실제 시험체의 좌굴거동과 유한요소해석 결과와 유사한 것으로 나타났다.

ABSTRACT : The objective of this paper is to identify the compression forces and inelastic failure mode using stiffened steel plate-concrete structures . The compression tests were carried out for the three types of B/t ratios by 25, 33 and 50. The test results proved that the compressive strength of the stiffened SC structures can be estimated by the summation of the strengths both stiffened steel plate and concrete. The buckling of the steel plates had been occurred at the plates between studs. The empirical estimation of compressive strength for the stiffened SC structures under compressive loadings was suggested. The buckling behavior also compared with the results of the finite element analysis. The good agreement has been achieved between the experimental results and finite element results.

핵심 용 어 : 강판-콘크리트 구조, 강판두께비, 압축강도, 비탄성국부좌굴

KEYWORD : SC Structures, B/t ratio, Compressive Strength, Inelastic Local Buckling

1. 서론

최근 재료의 특성 및 시공성을 극대화 시키는 방법으로 건축물이 건설되고 있다. 이 중 강판과 콘크리트를 합성하여 만든 SC(Steel plate-Concrete, 이하 SC)구조가 실제로 건축물에 적용되고 있으며 강판과 콘크리트를 일체화하기 위해 대부분 스투드를 연결재로 사용하고 있다. 스투드에 의한 점지지 형태는 강판과 콘크리트를 일체화하는데 그 한계가 있다. 그러므로 점지지 할 수 있는 스투드와 선지지 할 수 있는 리브(H-형강 형태의 리브, 이하 리브)를 이용하여 강판과 콘크리트를 연결하면 SC구조의 압축능력이 향상될 것으로 판단된다. 따라서 본 연구의 주요 목적은 리브로 보강된 SC구조

의 압축특성에 관한 실제 실험과 유한요소해석의 해석의 결과를 비교분석하여 시험체의 압축좌굴거동, 최대압축강도, 초기강성, 강판좌굴 및 스투드의 응력거동 등을 살펴보고자 한다.

2. 이론적 고찰

SC구조의 압축재에 관한 국내의 실험 및 압축강도 예측에 관한 적용된 식을 우선 조사해 보았다. 국내에서 SC구조에 관한 실험과 유사한 CFT(Concrete Filled Tube)기동에 관한 실험은 많이 진행되었다. 그러나 SC구조에 관한 실험은 거의 찾아 볼 수 없었다. 한편, 일본에서 SC구조에 관한 압축특성 실험이 상당히 진행되었다(Kanchi et al. &

1) 정회원, 경기대학교 건축공학과 부교수, 공학박사(bjchoi@kyonggi.ac.kr)

2) 학생회원, 경기대학교 건축공학과, 박사과정(water1973@hanmail.net)

3) 교신저자, 정회원, 호서대학교 건축공학과 교수, 공학박사

(Tel. 041-540-5771, Fax. 041-548-5126, E-mail : wonkikim@hoseo.edu)

4) 정회원, 아주대학교 건축학부 교수(sjlee@ajou.ac.kr)

5) 정회원, 공주대학교 건축공학과 교수, 공학박사(wbk@kongju.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2009년 2월 28일까지 학회로 보내주시면 토의 회담을 게재하겠습니다.

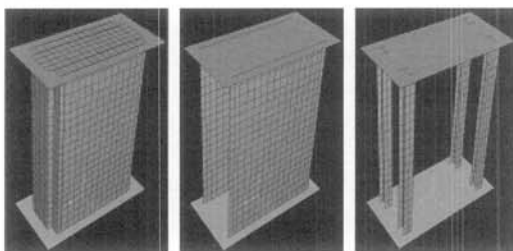
Miyauchi et al, 1996). 일본에서 실시된 실험에서는 압축벽체의 최대압축강도, 수축변형률, 판폭두께비에 따른 좌굴응력의 특성 및 스테드의 인장거동 등이 있다. Kanchi 등은 압축강도식(JEAG4618, 2005)을 실험에 근거하여 식 (1)과 같이 제시하였다.

$$P_n = F_{cr}A_{si} + F_yA_{sf} + f_{ck}A_c \quad (1)$$

상기 식에서 강판 좌굴시 강판강도를 강판 좌굴강도(F_{cr})로 하였다. 또한 콘크리트의 설계압축강도(f_{ck})를 100% 적용하였다. 그러나 콘크리트 재료의 물리적 결함, 시공상 오차를 고려하지 않고 있다. 식 (1)은 실험을 통한 검증을 위해서는 적절한 식이라 판단되지만 실무에서 적용할 수 있는 원전구조물을 위한 안전한 식을 제안할 필요가 있다고 판단된다.

3. 유한요소 해석모델

본 연구에서 사용된 유한요소해석 프로그램은 ABAQUS/CAE(version 6.5)이다. 유한요소해석에서 강판과 리브는 쉘 요소(shell element)인 S4R을 사용하였고, 스테드 볼트는 인장거동에 큰 영향을 주지 않는 와이어 요소(wire element)중 보(beam)거동을 하는 요소를 사용하였다. 가력판에 해당하는 상하부의 강판은 강체 요소(rigid element)인 R3D4를 사용하였고, 이 요소들을 조립하여 모델링을 실시하였다. 해석시간의 단축을 위해서 요소망(mesh)은 사각형의 요소망을 사용하였다. 한편 강판과 리브는 사각 요소 형상(quadrilateral element shape)을 선택하여 그림 1과 같이 요소망 간격을 조절하였다. 스테드는 탄성계수가 $2.0 \times 10^5 \text{N/mm}^2$ 이고 프와송비가 0.3을 사용하였다. 강판 및 리브는 인장시험편의 시험결과를 사용하고, 콘크리트는 $\Phi 100 \times 200 \text{mm}$ 공시체의 압축시험결과를 사용하여 해석을 실시하였다. 강재는 소성(plasticity)옵션을 사용하여 소성거동을 유추하였고, 콘크리트의 붕괴를 추정하기 위해서 손상 소성(damage plasticity)옵션을 해석에 사용하였다.



(a) 콘크리트 (b) 강판 (c) 리브
그림 1. 유한요소 해석의 콘크리트와 강판의 Mesh

해석 방법은 다음과 같다. 먼저 각각의 요소를 모델링하여 재료의 물성치를 입력하였다. 이후 상관관계(interaction) 및 구속(constraint)에서 접촉(contact)을 정리하였다. 그 다음 그림 2와 같이 강판의 상하단에 있는 가력판을 강체판으로 만들어 콘크리트에 타이-접촉을 사용하여 구속하였고, 다점구속(multiple point constraint)을 사용하여 압축력이 균일하게 전달되도록 각각의 절점과 변위제어 지점을 연결하였다. 마지막으로 실험에 앞서 좌굴거동을 파악하기 위해 좌굴(buckle)해석을 실시하여 좌굴모드를 분석하고 정적-릭스(static-riks)해석을 통하여 해석 시험체의 압축거동을 살펴보았다.

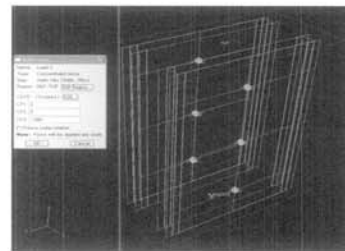


그림 2. 가력판의 구속 및 재하

4. 실험 계획

4.1 시험체 개요

본 실험은 리브로 보강된 SC구조의 압축성능을 파악하기 위해 측면 단부 양쪽에 4-H-60×60×4.5×4.5로 용접압축형강과 스테드 간격비(스테드간격/강판두께, 이하 B/t)에 따라 스테드를 배열 하였다. 리브와 스테드를 강판에 용접한 후 콘크리트를 타설하는 방식으로 시험체를 제작하였다. 이때 콘크리트 압축강도는 42N/mm^2 이고 강재는 SM 490과 SS 400 2 종류의 강재를 사용하였다. 실험에 사용한 강판의 두께는 6mm 이고, B/t 는 강판의 좌굴영역에 따라 B/t 를 50, 33 및 25로 구분하였다. $B/t=50$ 은 탄성범위에서 강판이 좌굴하고 $B/t=25$ 는 소성범위에서 강판이 좌굴하도록 계획하였다. 이를 통해 스테드 간격 및 강판의 두께 변화를 우회적으로 살펴볼 수 있을 것으로 판단된다. 스테드의 크기는 직경이 8mm이고 그 길이가 71mm가 되도록 계획하였다.

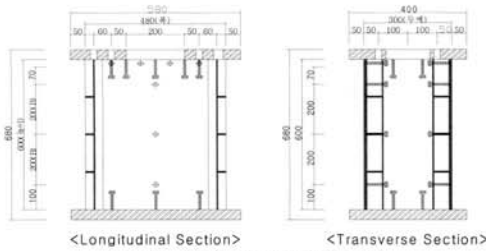


그림 3. 시험체 형상의 예($B/t=33$)

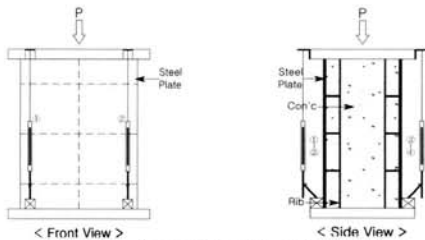
시험체 형상 중 B/t 가 33인 시험체의 형태는 그림 3과 같다. 또한 시험체의 명칭, B/t , 콘크리트 압축강도 및 시험체 크기는 표 1과 같다. 시험체의 가력은 10,000kN U.T.M.을 사용하여 그림 4와 같이 1방향으로 단조가력을 실시하였고, 압축에 따른 시험체의 축변위 및 강판의 변형률을 관측하기 위해 그림 5의 (a), (b)와 같이 LVDT와 스트레인 게이지를 부착하였다.

표 1. 시험체 일람표

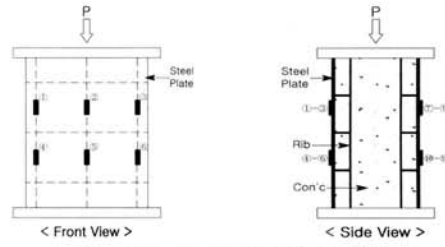
No.	시험체명	B/t	f_{ck} (N/mm ²)	시험체 크기(mm)		
				두께	폭	높이
1	CPR35/490-T6.0B50	50	42	300	680	900
2	CPR35/490-T6.0B33	33	42	300	480	600
3	CPR35/490-T6.0B25	25	42	300	380	450
4	CPR35/400-T6.0B50	50	42	300	680	900
5	CPR35/400-T6.0B33	33	42	300	480	600
6	CPR35/400-T6.0B25	25	42	300	380	450



그림 4. U.T.M.과 시험체



(a) LVDT의 설치 위치



(b) 강판용 스트레인 게이지의 설치 위치

그림 5. 측정 장치 설치 위치

4.2 재료 물성치

강재의 재료적 특성은 표 2와 같고 콘크리트의 압축강도는 표 3과 같다. 인장시험편 시험결과 SS 400과 SM 490강재의 예상 항복강도(F_y)보다 39N/mm²와 18N/mm²를 상회하였다. 또한 콘크리트 설계압축강도(f_{ck})는 7N/mm²를 초과하는 것을 확인한 후 실험을 실시하였다.

표 2. 강재의 인장강도 시험결과

강종	두께 (mm)	항복강도 (N/mm ²)	인장강도 (N/mm ²)	탄성계수 (%)	항복비율 (%)	연신율 (%)
SM490	6.0	418	572	2.0×10^5	79	31.4

표 3. 콘크리트의 압축강도 및 배합비

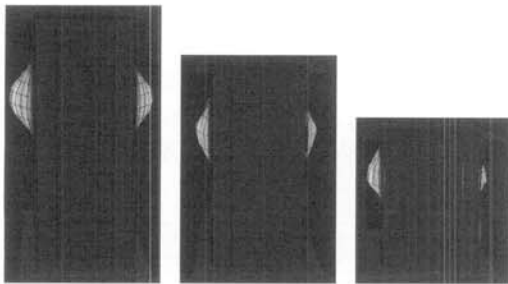
압축강도 (N/mm ²)	W/C (%)	슬럼프 (mm)	단위 골재량 (N/m ³)			
			W	C	S	G
42	35.9	250	1422	4158	8191	8966

5. 실험결과 및 분석

5.1 일반적인 좌굴양상

유한요소해석 결과 리브로 보강된 시험체의 B/t 에 따른 강판의 좌굴양상은 그림 6과 같다. 그림 6은 CPR35/400계열 시험체로 SS 400 강재를 사용한 시험체에 관한 강판의 좌굴양상이다. 또한 SM 490 강재를 사용한 시험체에 관한 강판의 좌굴양상도 SS 400강재와 동일하게 발생하였다. 그림 7은 CPR35/400-T6.0B25시험체의 실험 종료 후 파괴모습이다. 이와 같이 SS400강재로 제작된 시험체의 실험에서 관측된 강판 좌굴, 콘크리트 파괴 및 스투드 파괴 등의 위치를 그

림 8과 같이 도식화 하였다. 해석에 의한 강판의 좌굴(그림 6)과 실험에 의한 강판의 좌굴(그림 8)이 동일하게 스테드와 스테드 사이에서 발생하고 리브로 보강된 연단보다 스테드로 지지된 중앙에서 더 큰 좌굴형태를 보여주고 있다. 그러나 유한요소해석에 의한 좌굴은 좌우대칭으로 강판이 좌굴하고 실제 실험에 의한 좌굴은 좌우비대칭으로 강판이 좌굴하였다. 이와 같은 이유는 실제 시험체 제작에서 오는 오차와 콘크리트 재료의 비균질성 및 시험체 가력 과정 등에서 발생하는 여러 요인에 의해 실제 실험결과는 좌우비대칭으로 강판이 좌굴한 것으로 판단된다.



(a)CPR35/400-T6.0B50 (b)CPR35/400-T6.0B33 (c)CPR35/400-T6.0B25
그림 6. 유한요소 해석에 의한 시험체의 좌굴양상($B/t=50,33,25$)

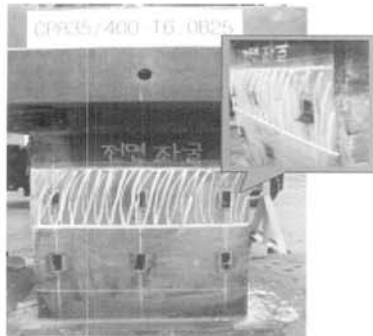
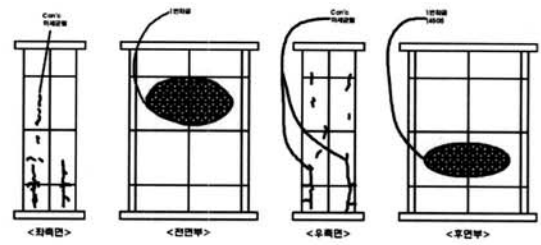
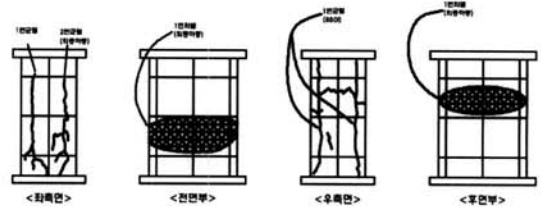


그림 7. CPR35/400-T6.0B25시험체 파괴

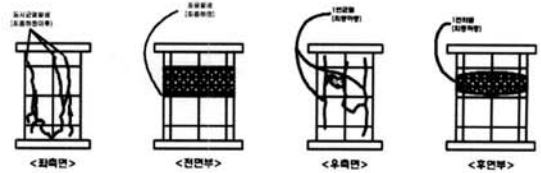
그림 8과 같이 리브 보강 된 SC구조(이하 SSC구조)에서 각 시험체별 강판 좌굴시 압축강도와 최대압축강도 등에 관한 내용은 표 4와 같다. 여기서 측정위치에 따라 중앙값과 평균값으로 구분되는데 중앙값은 그림 5 (b)의 중앙에 있는 ②(⑧)과 ⑤(⑪)값 중 좌굴이 발생된 부위의 값이다. 평균값은 그림 5 (b)의 전체 ①, ②, ③(⑦, ⑧, ⑨)과 ④, ⑤, ⑥(⑩, ⑪, ⑫)값 중 좌굴이 발생된 부위의 평균값이다.



(a) CPR35/400-T6.0B50



(b) CPR35/400-T6.0B33



(c) CPR35/400-T6.0B25

그림 8. 실험에 의한 시험체의 좌굴양상($B/t=50,33,25$)

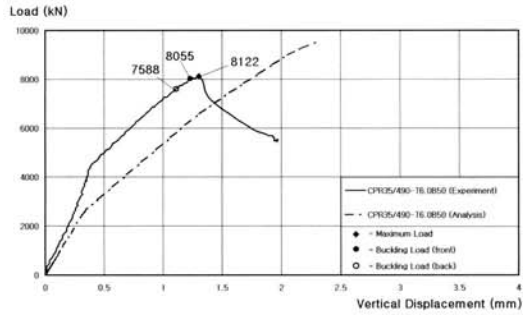
표 4. 강판의 좌굴하중 및 비교(kN)

No. col(1)	시험체 col(2)	파괴하중 P_{test} (kN) col(3)	측정위치 $P_{buckling}$ (kN)		$P_{test}/P_{buckling}$	
			중앙 col(4)	평균 col(5)	중앙 col(6)	평균 col(7)
1	CPR35/490-T6.0B50	8122	7822	8022	0.96	0.99
2	CPR35/490-T6.0B33	9398	7215	6665	0.77	0.71
3	CPR35/490-T6.0B25	7567	5995	6038	0.79	0.80
4	CPR35/400-T6.0B50	9407	5518	7317	0.59	0.78
5	CPR35/400-T6.0B33	9024	6911	6592	0.77	0.73
6	CPR35/400-T6.0B25	7733	5736	5622	0.74	0.73
7	평 균	-	-	-	0.77	0.79
8	표 준 편 차	-	-	-	0.12	0.10

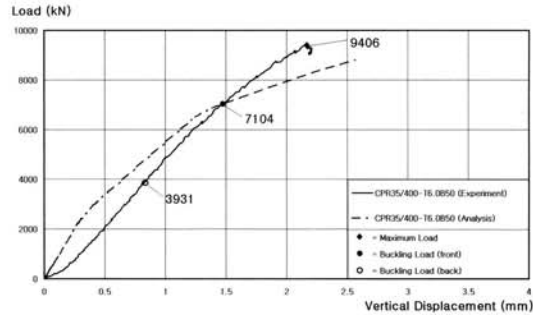
모든 시험체에서 강판 좌굴은 평균적으로 최대압축강도의 약 71%~99%에서 발생하였다. 여기서, 시험체 No.1 (CPR35/490-T6.0B50)은 실험과정에서 하중이 각 재료마다 균등하게 분배되지 못한 것으로 보였으나 분석을 위한 통계에는 사용하였다. 이는 실제시공에서도 이러한 오차가 발생할 수 있다고 가정하였기 때문이다. 강판에서 측정된 변형률

이 상대적으로 시험체 No.4(CPR35/400-T6.0B50)보다 작게 측정되었다. 이런 이유로 시험체 No.1(CPR35/490-T6.0B50)의 강판 좌굴하중은 최대압축강도의 약 99%에서 발생하게 되었다. 시험체 No.1(CPR35/490-T6.0 B50)을 제외한 모든 시험체는 평균적으로 최대압축강도의 71%~80%에서 강판 좌굴이 발생된 것으로 관측되었다. 이와 같이

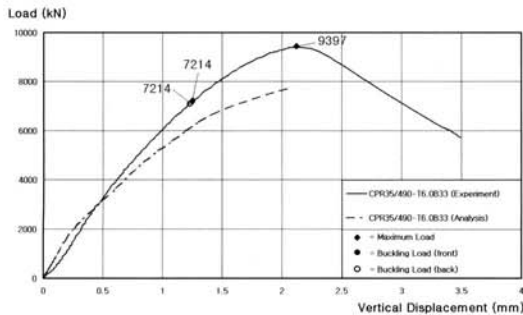
최대압축강도/강판좌굴강도($P_{test}/P_{buckling}$)에 관한 평균은 0.79에서 0.75로 0.04정도 줄고, 표준편차는 0.10에서 0.04로 0.06만큼 크게 감소하였다. 여기서 리브로 보강된 시험체의 경우 B/t 가 클수록 강판이 탄성범위에서 좌굴하지 않고 리브가 강판좌굴을 억제하여 거의 비탄성범위에서 강판이 좌굴하는 것으로 나타났다.



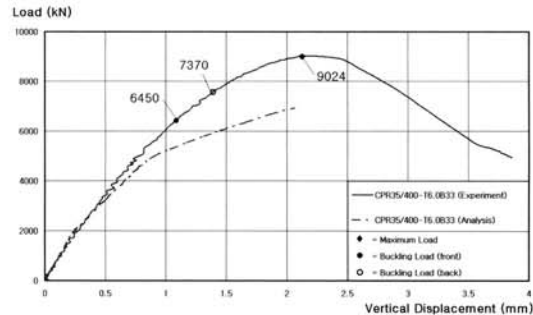
(a) CPR35/490-T6.0B50 시험체



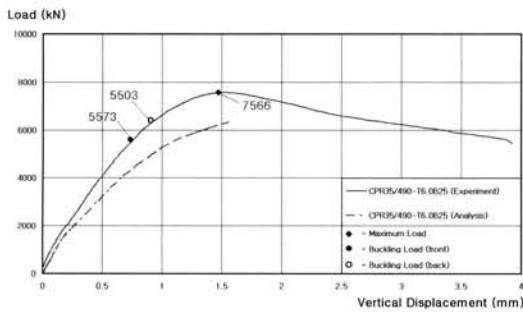
(d) CPR35/400-T6.0B50 시험체



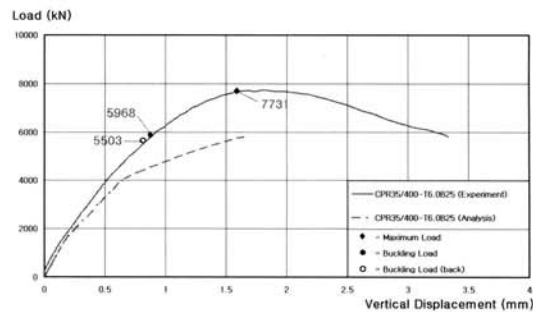
(b) CPR35/490-T6.0B33 시험체



(e) CPR35/400-T6.0B33 시험체



(c) CPR35/490-T6.0B25 시험체



(f) CPR35/400-T6.0B25 시험체

그림 9. 각 시험체별 하중-변위 곡선

표 5. 시험체별 압축강도의 비교 (kN)

No.	Specimen Description	Test	JEAG4618 Eq(1)	FEM	Proposed Eq(2)	비교 (%)			
						col(3) col(4)	col(3) col(5)	col(3) col(6)	col(4) col(5)
col(1)	col(2)	col(3)	col(4)	col(5)	col(6)	col(7)	col(8)	col(9)	col(10)
1	CPR35/490-T6.0B50	8122	9145	9513	7923	88.8	85.4	102.5	96.1
2	CPR35/490-T6.0B33	9398	7263	7755	6284	129.4	121.2	149.5	93.7
3	CPR35/490-T6.0B25	7567	6601	6393	5398	114.6	118.4	140.2	103.3
4	CPR35/400-T6.0B50	9407	9222	8820	7990	102.0	106.7	117.7	104.6
5	CPR35/400-T6.0B33	9024	7425	6944	6178	121.5	130.0	146.1	106.9
6	CPR35/400-T6.0B25	7733	5966	5823	5117	129.6	132.8	151.1	102.5
7	평균	-	-	-	-	114.3	115.7	134.5	101.2
8	표준편차	-	-	-	-	16.2	17.5	19.9	5.2

5.2 최대압축강도

그림 9는 각 시험체별 하중-변위 곡선이다. 이때 실선은 실험에 의한 실험값이고 점선은 유한요소해석에 의한 해석값이다. 해석값과 실험값과의 절대 비교라는 측면보다는 거동의 추이를 살펴보기 위하여 제시 하였다. 우선 실험값을 살펴보면, B/t 가 50에서 25로 감소할수록 시험체의 단면도 감소하게 되어 시험체의 최대압축강도 역시 약 9,400kN에서 약 7,700kN으로 감소하는 것으로 나타났다.

시험체 No.1(CP35/490-T6.0B50)을 제외한 실험값과 해석값을 살펴보면 실험값의 압축강도가 해석값보다 약 22%정도 크게 나타났다. 또한 JEAG4618과 해석값을 살펴보면 JEAG4618의 최대압축강도가 해석값보다 약 2%크며 표준편차는 5.15로 해석값과 JEAG4618과 거의 일치하는 것으로 나타났다. 그러나 시험체 No.1(CP35/490-T6.0B50)의 실험값에 의한 압축강도는 JEAG4618보다 약 11%정도 작게 나타났고, 해석값보다 약 15%정도 작게 나타났다.

시험체 No.1(CP35/490-T6.0B50)의 최대압축강도가 감소된 이유는 상대적으로 비균질체인 콘크리트, 시공과정에서 발생하게 되는 시공오차 및 기타 요인에 의한 것으로 판단된다. 따라서 JEAG4618의 식 (1)과 같이 각 재료별 강도를 100%고려한 것에 단면적을 곱하여 누가하는 방식으로 최대 압축강도를 예측하는 것은 상기에서 설명한 압축강도 감소요인을 고려하지 못하는 것으로 판단된다. 그러므로 콘크리트의 압축강도 $f_{ck}A_c$ 대신에 $0.85f_{ck}A_c$ 로 제안하여 시험체 No.1과 같은 시공 오차가 발생하더라도 100% 이상인 안전성을 확보할 수 있는 예측식으로 제시하고자 한다. 여기서 저감계수 0.85는 오차를 고려한 기존의 계수를 사용하였고 이는 실제 구조물의 시공시 발생할 수 있는 현상이라고 판단되어 감소계수를 사용하였다. 그 제안식은 식 (2)과 같다.

$$P_n = F_{cr}A_s + F_{ys}A_{ss} + 0.85f_{ck}A_c \quad (2)$$

표 5는 실제 실험결과에 의한 실험값[col(3)], JEAG 4618에 의한 기존식[식 (1):col(4)], 유한요소 해석에 의한 해석값[col(5)] 및 제안식[식 (2):col(6)]에 관한 시험체 별 압축강도를 나타내고 있다. 표 5에서 확인할 수 있듯이 JEAG4618에 의한 기존식과 실험값을 비교한 결과 실험값/JEAG4618[col(7)]의 비는 89%~130%에 이르는 것으로 분석되었다. 따라서 JEAG4618에 의한 최대압축강도 산정이 어느 정도 신뢰할 수 있는 것으로 판단된다. 또한 실험값/해석값[col(8)]의 비가 85%~133%로 실험이 해석보다 전체적으로 16%정도 큰 것으로 나타났다. 한편 JEAG4618에 의한 기존식값과 유한요소해석에 의한 해석값을 비교하면 JEAG4618/해석값[col(10)]의 비가 96%~107%로 실험값/해석값[col(8)]보다 더 정확히 일치하는 것으로 나타났다. 이것은 실제 실험에서 재료, 시공 및 기타요인에 의해 압축강도 증대 및 감소가 일어났다는 것 보여주고 있다. 따라서 본 연구에서는 압축강도 감소시키는 요인을 고려하여 제안된 식 (2)와 실험값을 비교분석하여 어느 정도의 안전율이 있는지 조사해 보았다. 그 결과 모든 시험체의 안전율이 3%~51%이며 평균 35%로 나타났다. 즉 전체 시험체 모두 실험에 의한 압축강도가 제안식에 의한 압축강도보다 크게 나타났다. 식 (2)에 의한 표준편차는 19.9%로서 식 (1)의 표준편차 16.2%보다 약간 높지만, 전체적인 안정성의 측면에서는 식 (1)보다 평균 134.5%로서 내력의 측면에서는 높게 나타났다. 식 (2)는 추후 더 많은 실험데이터를 통한 분석을 진행할 예정이다.

5.3 초기강성

그림 9에 있는 하중 변위 곡선을 살펴보면, 해석결과에서는 최대압축강도에 도달할 때까지 3개의 절점을 명확히 보이는 반면 실험결과에서는 완만한 곡선을 그리며 2 또는 3개의 절점을 보이는 것으로 나타났다. 여기서 그림 10과 같이 1절점 도달시 각 시험체별 초기강성은 식 (3), 식 (4) 및 식 (5)를 사용하여 산정하기로 한다.

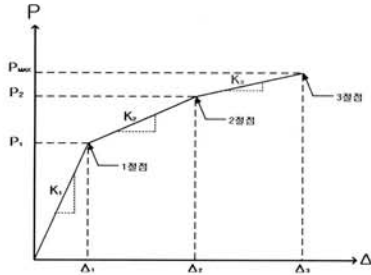


그림 10. 실험 강성 산정방법

$$K_c = \frac{P_{0.2}}{\delta_{0.2}} = \frac{E_c \times A_c}{h} \quad (3)$$

$$\delta = \frac{P \times h}{E_c \times A_c} \quad (4)$$

$$A_c = A_c + A_s \times \frac{E_s}{E_c} + A_{ss} \times \frac{E_{ss}}{E_c} \quad (5)$$

표 6. 시험체별 초기강성 비교 (kN/mm)

No. col (1)	시험체명 col(2)	초기강성			비교		
		실험값 col(3)	해석값 col(4)	이론값 col(5)	col(4)/col(6)	col(3)/col(7)	col(3)/col(8)
1	CPR35/490-T6.0B50	10,506	7857	7,479	1.05	1.34	1.40
2	CPR35/490-T6.0B33	6,521	7781	7,002	1.11	0.84	0.93
3	CPR35/490-T6.0B25	9,395	8873	8,392	1.06	1.06	1.12
4	CPR35/400-T6.0B50	5,480	8022	7,629	1.05	0.68	0.72
5	CPR35/400-T6.0B33	7,147	8370	7,147	1.17	0.85	1.00
6	CPR35/400-T6.0B25	8,979	9065	8,419	1.08	0.99	1.07
7	평균	-	-	-	1.09	0.96	1.04
8	표준편차	-	-	-	0.04	0.23	0.23

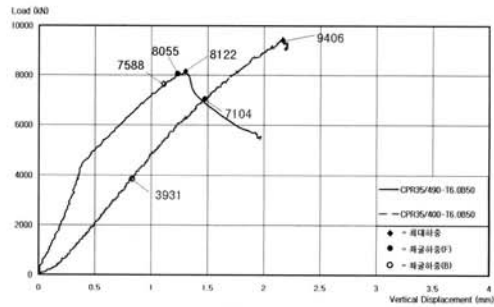
표 6은 각 시험체별 초기강성을 나타냈다. 여기서 실험에

의한 초기강성[식 (3):col(3)], 유한요소 해석에 의한 초기강성[col(4)] 및 이론에 의한 초기강성[식 (4)와 식 (5):col(5)]이다. 표 6에서 확인할 수 있듯이 해석값/이론값[col(6)]의 비는 1.05~1.17로 상당히 초기강성과 정확히 일치하였다. 반면 실험값/해석값[col(7)]의 비는 0.68~1.34이고 실험값/해석값[col(8)]의 비는 0.72~1.40에 이르는 것으로 나타났다. 이것은 실험에 의한 초기강성은 콘크리트의 재료적인 특성 및 기타 여러 요인에 의해 약 35%정도 해석값과 이론값과 차이를 보이고 있는 시험체들이 있었다. 한편 일부 시험체에서는 거의 100% 일치하는 시험체도 있었다.

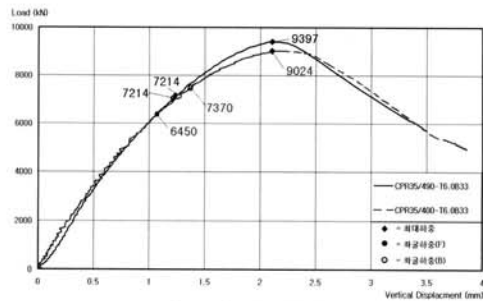
5.4 강판 항복강도의 영향

그림 11과 같이 B/t에 따라 강판의 강도가 최대압축강도에 어떤 영향을 미치는지 검토해 보았다. 일반적으로 강판의 강도가 증가하면 시험체의 압축강도도 증가하여야 하지만 본 실험에서는 강판의 단면적이 콘크리트의 단면적보다 훨씬 적어서 강판의 강도가 시험체의 최대압축강도 증가에 큰 영향을 미치지 못한 것으로 나타났다.

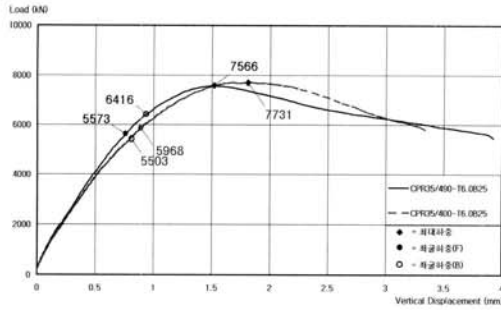
탄성거동시험체인 B/t= 50인 시험체에서도 강판의 좌굴이 탄성범위에서 일어나지 않고 비탄성범위에서 일어났다. 이것은 리브에 의한 강판구속 효과에 기인한 것으로 판단된다.



(a) B/t=50 시험체

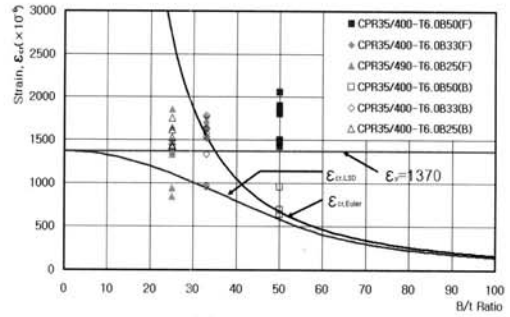


(b) B/t=33 시험체



(c) B/t=25 시험체

그림 11. SS 400과 SM4 90의 하중-변위 곡선 비교



(b) SS 400계열

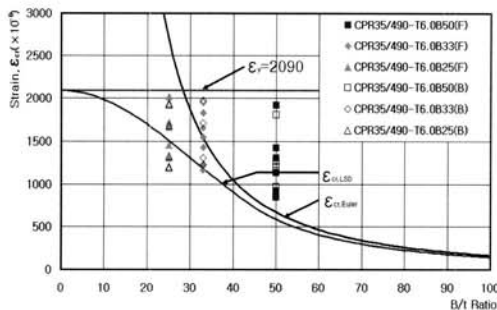
그림 12. 강판의 변형률 vs B/t 비교 (기둥이론)

5.5 이론을 사용한 강판의 좌굴 분석

SC구조에서 강판의 좌굴강도를 검토하는데 있어서 기존 일본 논문(Kanchi, 1996; Miyauchi, 1996)을 적용하여 기둥이론에 의한 SC구조의 좌굴강도를 검토하였다. 이 때 스티드와 스티드 사이 강판을 하나의 기둥으로 보고 오일러 탄성좌굴강도 식을 적용하면 식 (6)과 같다.

$$\sigma_{cr, col} = \frac{\pi^2 E_s I_s}{(KL)^2 A_{scol}} = \frac{\pi^2 E_s}{12K^2 (B/t)^2} \quad (6)$$

그림 12는 스티드와 스티드로 점지된 강판을 하나의 기둥으로 보고 오일러 좌굴식($\epsilon_{cr, Euler}$)과 AISC에서 제시하는 한계상태곡선의 범주를 상회하고, B/t=33인 시험체는 AISC에서 제시하는 한계상태곡선의 범주 내에 속하는 결과를 보여주며 B/t가 25의 경우 탄성이론식을 적용함에 있어 약간의 오차가 발생함을 알 수 있었다. 또한 그림 12의 (b)에서 보여진 바와 같이, SS 400을 사용한 B/t=50과 B/t=33인 시험체는 AISC에서 제시한 한계상태곡선보다 높게 분포되고 B/t=25인 시험체는 AISC에서 제시한 한계상태곡선보다 일부 측정 데이터 중 낮게 분포하였다. 여기서 탄성범위에 가까울수록 오일러 식에 의한 곡선을 상회하는 안정적인 범위를 확인하였다. 따라서 B/t=50인 탄성거동 시험체의 경우 유효좌굴길이계수를 역추적 하면 유효좌굴길이계수가 0.7보다 작은 것으로 판단할 수 있다.



(a) SM 490계열

그림 12의 (a)에서 보여진 바와 같이 SM 490을 사용한 시험체 중 B/t=50인 시험체 만이 AISC에서 제시하는 한계상태곡선의 범주를 상회하고, B/t=33인 시험체는 AISC에서 제시하는 한계상태곡선의 범주 내에 속하는 결과를 보여주며 B/t가 25의 경우 탄성이론식을 적용함에 있어 약간의 오차가 발생함을 알 수 있었다. 또한 그림 12의 (b)에서 보여진 바와 같이, SS 400을 사용한 B/t=50과 B/t=33인 시험체는 AISC에서 제시한 한계상태곡선보다 높게 분포되고 B/t=25인 시험체는 AISC에서 제시한 한계상태곡선보다 일부 측정 데이터 중 낮게 분포하였다. 여기서 탄성범위에 가까울수록 오일러 식에 의한 곡선을 상회하는 안정적인 범위를 확인하였다. 따라서 B/t=50인 탄성거동 시험체의 경우 유효좌굴길이계수를 역추적 하면 유효좌굴길이계수가 0.7보다 작은 것으로 판단할 수 있다.

5.6 유효좌굴길이계수

기둥이론에 의한 좌굴강도 식 (6)을 이용하여 유효좌굴길이계수(K)를 유도해 보았다. 이때 K값은 식 (7)과 같다. 여기서 강판의 변형률은 실험을 통해서 강판에 나타난 변형계지를 이용하여 K값을 계산하였다.

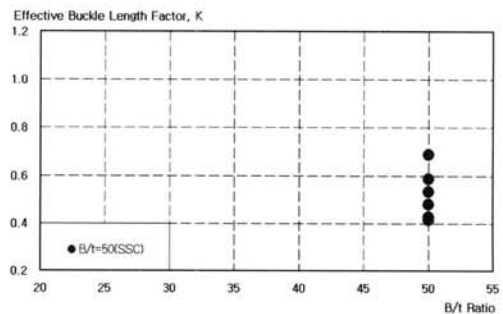


그림 13. SSC 전계열의 B/t 비에 상응하는 K값의 경험적인 값

$$K = \sqrt{\frac{\pi^2}{12\epsilon(B/t)^2}} \quad (7)$$

그림 13은 B/t 에 따른 유효좌굴길이계수를 나타낸다. B/t 가 33 및 25인 시험체는 비탄성 거동에 가까운 시험체이므로, 오일러 식을 이용한 K 값의 검증에는 탄성시험체인 $B/t=50$ (No.1과 No.4)인 시험체를 이용하여 검증하였다. 이 때 K 값은 최저 0.41에서 0.69에 이르는 분포를 나타냈고, 이 값을 평균한 값은 0.50으로 계산되었다. 한편 B/t 가 33 및 25인 시험체를 통해 표현된 K 값은 비탄성 범위에 있기 때문에 정상적으로 오일러 좌굴식에 의한 유효좌굴길이계수(K)값을 직접 비교하는 것은 힘든 것으로 판단된다. 단지 $B/t=50$ 인 시험체의 이론적 K 는 SC구조의 유효좌굴길이계수로 평가하는 것이 타당하다. Kanchi (1996)와 Miyauchi(1996)의 실험에서 나타난 것과 같이 일본의 연구진은 강판의 유효좌굴길이 계수를 0.7로 정하였는데 본 연구결과는 일본에서 실시한 유효좌굴길이계수 값보다 우수한 강판 구속효과를 갖는 것으로 나타났다. 따라서 스테드 점지지된 강판에 H-형강과 같은 리브로 보강된 시험체의 경우 유효좌굴길이계수는 좀 더 낮아질 수 있는 것으로 판단된다.

5.7 압축력 작용시 스테드의 인장거동

리브로 보강된 SC구조에서는 상당부분이 리브에 의해 강판에서 전달되는 응력을 지지하고 콘크리트에 전달한다. 또한 일정한 간격으로 배열된 스테드에 의해 강판의 응력을 콘크리트에 전달하게 된다. 여기서, B/t 의 간격에 의한 강판에서 전달되는 스테드의 거동만 살펴보기로 하자.

강판의 응력이 탄성구간일 경우에는 스테드가 전달력을 받는 전단거동을 하고, 강판의 응력이 점차 증가하여 강판이 콘크리트로부터 이격하기 시작하면서부터 스테드는 인장거동을 하게 된다. 즉, 스테드와 스테드 사이의 강판이 밖으로 벌어지면서 스테드에는 인장력이 작용하게 된다. 이 때 스테드와 스테드 사이 강판에 작용하는 좌굴강도와 스테드 한 개당 작용하는 인장강도는 식 (8)과 식 (9)와 같다.

$$P_{cr} = \epsilon_{cr} E_{sJ} Bt \quad (8)$$

$$T_{st} = \epsilon_{st} E_{st} A_{st} \quad (9)$$

본 실험에서 강판의 좌굴강도는 강판의 전면과 후면에서 측정된 변형률에 강판의 탄성계수를 곱한 후 강판의 단면적을 곱하는 과정으로 산정하였다. 또한 스테드의 인장강도는 스테

드의 몸통 표면에서 측정된 변형률에 스테드의 탄성계수를 곱한 후 스테드의 단면적을 곱하여 산정하였다. 여기서, 스테드와 강판의 탄성계수는 재료시험에서 얻은 값을 사용하였다.

그림 14는 B/t 에 따른 강판 좌굴강도에 의한 스테드 인장강도(T_{st}/P_{cr})비를 나타내고 있으며, 스테드에 작용하는 축력에 대한 인장력의 비는 약 0.5%~3.9%에 이르는 분포도를 나타냈다. 현행 강구조의 기준에서는 스테드의 최대인발력은 전체하중에 대하여 약 3%로 규정하고 있다. 일본의 연구진에 의한 실험의 결과는 약 0.5%~3.5%의 범위인 것으로 조사되었다[Miyauchi (1996)]. 현재 한국에서 진행되고 있는 SC구조기술기준(안)에서는 스테드 축지름(d_{st})에 상당하는 설계인장강도는 스테드 지배폭당 강판 설계압축강도의 4% 이상이어야 한다고 규정하고 있다. 이는 스테드 설계에서 실제로 순수한 강판의 압축보다는 스테드 면에서 강판의 압축과 전단이 조합되어 작용하는 것이 일반적이기 때문이다. 따라서 스테드 인장설계에서 스테드의 인장강도를 강판의 압축강도의 4%로 규정하는 것이 타당하다고 판단된다.

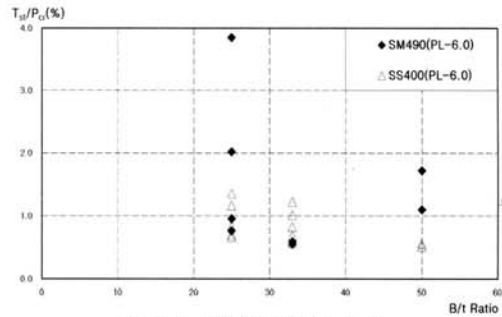


그림 14. B/t 비에 상응하는 T_{st}/P_{cr}

6. 결 론

본 연구에서는 일반적인 리브로 보강된 강판콘크리트(SC) 구조의 압축강도 특성을 실험적으로 조사하였다. 그리고 실험 결과는 유한요소 해석을 통해서 검증해 보았고, 일반적인 좌굴패턴, 최대 압축력, 강판의 항복강도 증대효과, 유효길이계수, 강판의 좌굴강도분석, 스테드의 설계인장력 등에 대한 분석을 실시하였다. 이와 같은 연구결과에 의해 다음과 같은 결과를 도출하였다.

- (1) 리브로 보강된 강판콘크리트구조의 압축강도에 대한 좌굴형상은 스테드와 스테드 사이에서 축력과 수직인 휨 방향으로 균일한 좌굴이 발생하는 것으로 조사되었다.

이는 유한요소모델을 이용한 Buckling Analysis를 통해 분석한 좌굴패턴과 일치하였다.

- (2) 강관의 국부좌굴한계상태는 강관과 콘크리트의 누가강도를 통해서 계산한 이론값보다 시험체 No.1(CP35/490-T6.0B50)의 실험값이 11%정도 낮게 나왔다. 그러나 시험체 No.1을 제외한 모든 시험체에서 실험값이 이론값보다 평균 20%정도 크게 나타났다. 한편 콘크리트의 압축강도의 85%만을 사용하는 누가강도 제안식은 모든 시험체에서 평균 35%의 여유를 갖는 것으로 확인되었다.
- (3) 탄성범위에서 초기강성은 이론에 의한 강성과 유한요소 해석에 의한 강성이 거의 일치하였다. 그러나 실험에 의한 강성과 이론에 의한 강성을 비교할 때 평균적으로 실험값/이론값의 비는 1.04이며 표준편차는 0.23으로 상대적으로 편차가 크게 나타났다.
- (4) 강관의 강도가 235MPa에서 325MPa로 증가하여도 최대압축강도에 미치는 강관의 압축강도 증가는 미미한 것으로 나타났다. 이는 전체 단면적에 비해 강관의 면적비가 작기 때문인 것으로 판단된다.
- (5) 횡방향으로 일정하게 발생하는 강관의 좌굴형상에 대한 분석에서, 기둥이론을 이용하여 분석하여 보았다. B/t 가 큰 탄성거동 시험체에서는 제시된 AISC의 한계상태 곡선과 탄성 오일러 곡선보다 높게 나타났다. 이는 탄성시험체의 경우 탄성이론에 의한 오일러 식과 그 거동이 거의 일치하는 것임을 증명하는 것이라 할 수 있다.
- (6) 강관의 유효좌굴길이를 탄성기둥이론을 이용하여 분석한 결과 좌굴이 일어나는 스테드와 스테드 사이의 지지조건은 고정단에 근접한 값인 0.50으로 나타났다.
- (7) 스테드에 작용하는 설계인장력은 스테드에 작용하는 인장강도와 강관의 좌굴강도를 고려했을 때 약 0.5%에서 3.9%에 이르는 분포로 나타났다.

감사의 글

본 연구는 2005년도 전력산업연구개발사업 "원전구조물 모듈화 공법(SC구조) 기술개발"의 지원으로 연구가 수행되었고 이에 감사를 드립니다.

연구의 한계

본 연구는 비교적 적은 실험데이터를 사용하였기 때문에 제안식을 제시하는데 많은 어려움을 겪었다. 추후 보다 많은 실험을 통해 더 많은 크리프현상에 대한 고려 및 시공오차를 보

정한 안전계수의 보완이 필요할 것이라 판단된다.

참 고 문 헌

대한건축학회(2005), 건설교통부 고시 건축구조설계기준.
 서정환, 양영성(2001), Data Base에 의한 CFT 기둥의 내력에 관한 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제13권 1호, pp.71-78.
 유영찬(1997), 콘크리트충진 각형강관 구조의 거동에 관한 연구, 한양대학교 박사학위논문.
 이승조, 박정민, 김화중(2002), 중심압축을 받는 고강도콘크리트 충진각형강관 기둥의 내력특성, 대한건축학회논문집 구조계, 대한건축학회, 제18권 7호, pp.11-18.
 한국강구조학회(2006), 강구조의 설계, 구미서관.
 한병찬(2001), Nonlinear Response of Concrete-Filled Thin-Walled Steel Box Columns, 충남대학교 박사학위논문.
 황원섭, 김동조(2002), 콘크리트 구속효과를 고려한 정사각형 CFT단주의 강도, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제14권 6호 pp.813-822.
 日本電氣協會(2005), 鋼板コンクリート構造耐震設計技術(案)建築物・構築物編(JEAG4618).
 ABAQUS Version 6.5 Documentation, 1996
 Masaki, Kanchi et al.(1996), Experimental Study on A Concrete Filled Steel Structure, Part 2., Compressive Test (1), Architectural Institute of Japan Conference, pp.1071-1072
 M.Takeuchi, M.Narikawa, I.Matsuo, K.Hara, S.Uaami (1998) Study on a concrete filled structure for nuclear power plants, Nuclear Engineering and Design 179, pp.209-223.
 Theodore V. Galambos(1998), Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, Fifth Edition, p. 126
 Yasuyoshi Miyauchi et al.(1996), Experimental Study on A Concrete Filled Steel Structure, Part 3 Compressive Test (2), Architectural Institute of Japan Conference, pp.1073-1074

부 록. 기호

- A_s : 강관 단면적 (mm²)
 A_{scol} : 스테드와 스테드 사이 강관 단면적,
 ($A_{scol} = Bt$, mm²)
 A_{si} : 전후면 강제 단면적 (mm²)

A_{sf} : 측면 강재 단면적 (mm ²)	K_c : 초기강성, (kN/mm)
A_{ss} : 리브보강 단면적 (mm ²)	I_s : 강판 단면2차모멘트, ($I_s = \frac{Bt^3}{12}$, mm ⁴)
A_{st} : 스테드 축 단면적 (mm ²)	L : 스테드와 스테드 사이 연직방향 길이, (mm)
A_c : 콘크리트 단면적 (mm ²)	P_n : 공칭압축강도, (kN)
A_e : 합성 단면적 (mm ²)	P_{cr} : 스테드와 스테드 사이 강판 좌굴강도, (kN)
B : 스테드 간격, (mm)	$P_{0.2}$: 실제 실험에서 측정된 최대압축강도의 20%에서 압축강도, (kN)
F_y : 강재 항복강도, (N/mm ²)	P : 축하중, (kN)
F_{ys} : 리브보강 항복강도, (N/mm ²)	T_{st} : 스테드 인장강도, (kN)
F_{cr} : 강판 좌굴강도, (N/mm ²)	t : 강판의 두께, (mm)
f_{ck} : 콘크리트 설계기준압축강도, (N/mm ²)	ϵ : 강판 스트레인 게이지 측정값
E_s : 강재 탄성계수, (N/mm ²)	ϵ_{cr} : 강판의 좌굴당시 스트레인 게이지 측정값
E_{sf} : 강판 탄성계수, (N/mm ²)	ϵ_{st} : 스테드 몸통 표면 스트레인 게이지 측정값
E_{st} : 스테드 탄성계수, (N/mm ²)	$\delta_{0.2}$: 실제 실험에서 측정된 최대압축강도의 20%에서 수직변위, (kN)
E_c : 콘크리트 탄성계수, (N/mm ²)	(접수일자 : 2008. 6. 5 / 심사일 2008. 6. 20 /
h : 연직방향 부재길이, (mm)	계재확정일 2008. 8. 20)
K : 스테드로 횡지지된 강판의 좌굴길이계수	