

T 스티프너를 이용한 CFT기둥-H 형강보 실대형 접합부의 비선형 해석

Non-linear Analysis of Full Scaled CFT Column to H-Beam Connections with T-Stiffeners

이 승 우¹⁾ · 김 영 주²⁾ · 신 경 재³⁾ · 오 영 석⁴⁾ · 문 태 섭⁵⁾

Lee, Seung Woo Kim, Young Joo Shin, Kyung Jae Oh, Young Suk Moon, Tae Sup

요 약 : 본 논문은 외부 T스티프너로 보강한 콘크리트 충전각형강관-H형강보 접합부의 응력전달 메카니즘을 유한요소해석을 통해 정확히 이해하고, T스티프너에 관한 설계기본자료를 제공하는데 그 목적이 있다. 따라서 선행된 실대형 접합부의 실험결과와 비선형 유한요소해석의 결과를 비교함으로써 유한요소해석의 신뢰도를 높였다. 유한요소해석에서 접합부의 응력전달 메카니즘을 이해하기 위해 여러 가지의 응력 및 변형도 지수를 사용하였고, 유한요소해석을 통하여 실험에서 발견된 보플랜지와 수평스티프너 접합부의 응력집중을 감소시킬 수 있는 방안을 모색하였다.

ABSTRACT : The goal of this paper is to understand the stress-transfer mechanism of concrete-filled tubular column to H-beam connection with external T stiffener through the elasto-plastic finite element method and to offer basic data for the design of T stiffener. For the accuracy, analysis results are compared with experimental results. It makes use of several stress and strain indices to understand the stress-transfer mechanism of connection. An alternative plan that decreases the stress concentration of beam flange to horizontal stiffener connection is proposed through the elasto-plastic finite element method.

핵심용어 : T 스티프너, 콘크리트 충전 각형강관, 접합부, 응력전달메카니즘, 응력집중

KEYWORDS : T-Stiffener, Concrete Filled Tubular Column, Connection, Stress-Transfer Mechanism, Stress Concentration

1. 서론

H형강은 보부재로는 적당하지만 기둥부재로 사용될 때 약축에 대한 좌굴 길이를 줄이기 위한 구조시스템의 고려가 필요하다. 따라서 수직하중은 물론 수평하중에도 효과적으로 대응할 수 있는 부재로서 강약축의 구별이 없는 콘크리트충전 각형강관(Concrete Filled Tube : CFT)의 사용이 증가하고 있다. CFT기둥은 강관에 콘크리트를 충전하면 강관의 구속

력으로 콘크리트의 압축내력을 증가시키며, 콘크리트는 강관의 압축좌굴을 감소시켜 내력을 높일 수 있어 결과적으로 건물의 유효공간을 넓힐 수 있는 대안으로 제시되고 있다.

본 연구는 CFT기둥-보 접합부중 콘크리트 충전성이 좋은 외부다이아프램 형식 중에서 T스티프너를 이용한 접합부에 대해 논하였다. 연구의 목적은 T스티프너를 구성하는 수평스티프너와 수직스티프너의 응력전달 메카니즘을 명확히 규명하여 설계에 필요한 기초자료를 제시하고, 수평스티프너와 보플랜지 끝단의 응력집중 감소방안을 제시하는데 있다.

1) 한남대 건축공학과 대학원 석사과정

2) 한양대 건축공학과 대학원 박사과정

3) 정회원, 한남대 건축공학과 교수, 공학박사

4) 정회원, 대전대 건축공학과 교수, 공학박사

5) 정회원, 한양대 건축공학과 교수, 공학박사

본 논문에 대한 토의를 2003년 6월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

연구방법은 선행된 '외부T스티프너로 보강된 CFT기둥-H형강보 신태형 접합부의 이력거동실험³⁾ 결과를 기초로 비선형 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 5.84)을 이용하여 전체 모델링으로 전체 거동의 구조적 특성을 분석하고, 1/2 모델링 해석을 통해 이력거동 실험에서 분석하지 못한 수평스티프너와 수직스티프너의 역학적 특성을 명확히 규명하였다.

2. 실험연구

2.1 재료의 물리적 성질

시험체의 제작에 사용된 강재의 물리적 특성을 조사하기 위하여 강관과 보에서 절취한 강재의 인장강도 시험을 실시하였다. 표 1은 각 인장시험편의 시험결과를 평균하여 항복점(σ_y), 인장강도(σ_u), 항복비(σ_y/σ_u), 연신율(Elo)을 나타내었다. 강관의 경우는 항복점이 잘 나타나지 않아 0.2% off-set방법으로 항복지점을 결정하였다. 실험에 충전된 콘크리트는 압축강도 $f_{ck} = 270 \text{ kg/cm}^2$ 인 재료를 사용하였다.

표 1. 인장시험편 실험에 의한 재료속성

시험체	σ_y (tf/cm^2)	σ_u (tf/cm^2)	σ_y/σ_u	Elo(%)
BF-20	3.12	4.54	0.69	0.24
BF-19	2.94	4.29	0.69	0.37
BW-12	3.26	4.49	0.73	0.28
BW-11	3.14	4.54	0.69	0.30
SC-12	2.77	4.67	0.59	0.26
ST-20	3.77	5.83	0.65	0.26
ST-19	2.91	4.71	0.62	0.34
ST-12	2.95	5.29	0.56	0.26

BF-20 - 두께 (mm)

└ 강종(BF 보플랜지, BW 보웨브, SC 강관, ST 스티프너)

2.2 실험체 일람 및 가력방법

표 2는 수평 및 수직스티프너의 강도비와 H형강의 크기를 변수로 한 실험체의 일람이다. 실험체중 TS1, TS4 실험체는 수직스티프너의 형상이 보플랜지에 대해 비대칭으로 설정되었다. 그림 1과 2는 실험에서 수행된 실험체의 형상과 치수, 가력상황에 대해 나타내었다.

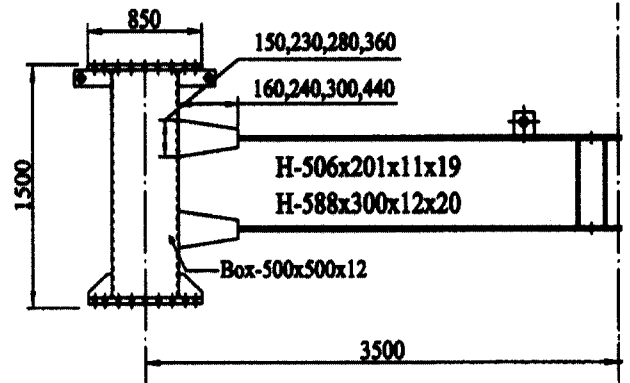


그림 1. 실험체 형상 및 치수

그림 2. 실험체 설치 및 가력상황

표 2. 접합부 실험체 일람

실험체명	수평스티프너		수직스티프너		부재 (H형강보+각형강관)
	강도비 (%)	길이 (mm)	강도비 (%)	길이 (mm)	
TS-1	70	240	100	360	H-588×300×12×20 □-500×500×12
TS-2	130	440	70	230	
TS-3	130	440	100	360	
TS-4	70	160	130	280	H-506×201×11×19 □-500×500×12
TS-5	130	300	70	150	
TS-6	130	300	130	280	

3. 유한요소해석

3.1 접합부 모델링 방법

3.1.1 요소의 선정

일반적으로, 2계요소(Quadratic interpolation)는 1계요소(Linear interpolation)보다 좀 더 정확한 결과를 가져온다. 특히 모델의 형상이 곡선으로 이루어진 부분에서는 유리하다. 하지만 해석시간이 길어지는 단점이 있고 요소의 심한 변형이나 변형도가 매우 큰 경우는 1계요소가 더 나은 결과를 가져오기도 한다. 따라서 본 모델은 곡선으로 이루어진 부분이 없고 해석시간에 유리한 1계요소인 Solid요소를 사용하였다. 전체 형상 모델은 해석시간을 고려하여 C3D8R (Reduced integration)요소를 사용했고, 1/2요소는 적분점(integration point)이 8개인 C3D8요소를 사용하였다.

3.1.2 재료모델

기존의 실험으로 얻어진 강재 및 콘크리트의 응력-변형도 곡선을 실제의 재료성질과 유사하게 표현하기 위해 몇 개의 점으로 선형화 하여 ABAQUS 5.8의 재료 입력형식4)에 맞춰 진응력(True Stress)과 자연로그로 계산된 소성변형도(Plastic Strain)를 사용하여 나타내었다. 그림 3은 재료실험에 사용된 실험체 중 대표적인 'BF-20' 실험체의 실험치와 해석에 사용된 응력-변형을 관계곡선이다. 해석에 사용된 재료곡선은 진응력을 사용하므로 재료경화단계에서 공칭응력과 다소 차이를 보이고 있다. 표 3과 4에 해석에 사용한 콘크리트 및 강재의 재료성질 입력자료를 나타내었다.

$$\sigma_{true} = \sigma_{nom} (1 + \epsilon_{nom}) \quad (1)$$

$$\epsilon^t = \ln(1 + \epsilon_{nom}) \quad (2)$$

$$\epsilon_{ln}^{pl} = \ln(1 + \epsilon_{nom}) - \frac{\sigma_{nom}}{E} \quad (3)$$

여기서, σ_{nom} = 공칭응력(Nominal stress)

σ_{true} = 진응력(True stress)

ϵ^t = 전체공칭변형도(Total nominal strain)

ϵ_{nom} = 공칭변형도(Nominal strain)

ϵ_{ln}^{pl} = 로그소성변형도(Plastic strain)

표 3. 비선형 유한요소해석의 콘크리트 특성 입력자료

실험체	σ_1	σ_2	σ_3
	(kgf/cm ²)		
콘크리트	120	240	241
실험체	ϵ_1	ϵ_2	ϵ_3
	($\times 10^{-3}$)		
콘크리트	0	1883	3212

표 4. 비선형 유한요소해석의 강재 특성 입력자료

실험체	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6
	(kgf/cm ²)					
BF-20	3085	3216	3593	4353	5113	5699
BF-19	2948	3069	3723	4387	5065	5514
BW-12	3274	3348	3954	4558	5217	5838
BW-11	3144	3275	4013	4601	5307	5838
SC-12	2727	3662	4522	5434	6094	
실험체	ϵ_1	ϵ_2	ϵ_3	ϵ_4	ϵ_5	ϵ_6
	($\times 10^{-6}$)					
BF-20	0	13352	38934	82603	149140	225397
BF-19	0	27174	64714	112883	183050	253094
BW-12	0	23372	69367	111666	177676	259427
BW-11	0	42244	76690	119243	188932	259427
SC-12	0	40836	88682	146233	271238	

BF-20 - 두께 (mm)

□ 강종(BF 보플랜지, BW 보웨이브, SC 강관)

3.1.3 Hardening Rule ⁷⁾

반복하중 받는 요소를 모델링하기 위해서는 Hardening Rule을 고려해야한다. 첫째로 Isotropic Hardening은 그림 4와 같이 인장축과 압축축의 항복응력이 같다고 가정한다. 탄성영역이 변하지 않는 모델로 마우싱거 효과를 고려하지 않는 모델이다. 두 번째로 Kinematic Hardening은 그림 5와 같이 aa'선을 따라서 재료가 항복함에 따라 탄성영역이

그림 3. 실험체 BF-20의 실험치와 해석에 이용한 응력-변형을 관계곡선

옮겨지는 모델로 바우싱거 효과를 고려하고 있다. 따라서 본 모델은 바우싱거 효과와 비선형을 고려하여 Nonlinear Kinematic Hardening을 채택하였다.

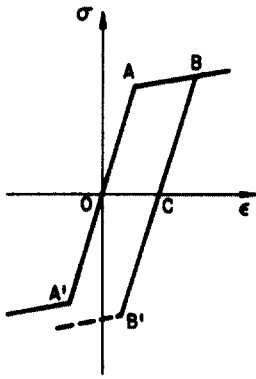


그림 4. Isotropic Hardening

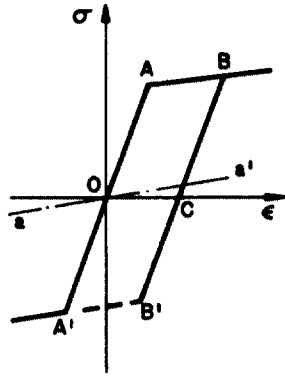


그림 5. Kinematic Hardening

3.1.4 경계조건과 접촉

접합부의 실험체는 전체거동을 분석하기 위한 전체 모델링과 해석시간과 수렴성을 고려하여 접합부의 응력전달 메커니즘을 분석하기 위한 1/2모델링으로 나누어 연구하였다. 전체 모델은 국부좌굴에 의한 면외변형 유무를 보기 위해 계획되었다. 실험 및 해석에서 면외변형의 영향이 적은 것으로 나타났으므로 변수해석은 1/2모델을 사용하였다. 1/2 모델의 경우 1/2로 자른 면의 면외방향축으로 변위를 구속하였고, 기둥의 상하 단부에는 힌지로 구성하였다. 실험체에 가력하는 하중을 추적하기 위해 보끝단에 로드셀 역할을 하는 트러스 요소(T3D2)를 사용하였고, H형강 웨브의 절점을 'Equation' 명령어를 사용하여 가력시 편심이 걸리지 않도록 하였다. 하중제어는 점증변위제어방식을 채택하였다. 강관과 콘크리트의 경계는 접촉면(Contact Pair)을 이용하였다. 접촉면 설정시 강관은 Master로 콘크리트는 Slave로 설정하여 실제상황과

그림 6. 전체 모델링 형상

그림 7. 1/2 모델링 형상

같이 강관이 콘크리트에 압축력을 가해도 콘크리트가 강관을 관통할 수 없게 모형화 하였다. 그림 6과 7은 전체 모델링과 1/2모델링 형상이다.

3.2 해석결과와 실험결과와의 비교

그림 9~11은 수평 및 수직스티프너의 강도비를 변수로 한 TS1, TS3, TS5 실험체의 실험치와 해석치의 하중-변위 관계를 비교한 그래프이다.

비교그래프는 실험체에 따라 약간의 차이를 보이고 있으나 3개의 실험체 모두 탄성 및 소성구간에서 양호한 대응을 보이고 있다. 해석한 결과그래프가 탄성에서 비탄성으로 변할 때 실험결과보다 강성이 큰 이유는 해석상에서 재료의 잔류응력(Residual Stress)을 고려하지 않았기 때문이다.

TS1 실험체는 수평스티프너 용접부가 전단력에 의해 파괴된 실험체이다. 실험치와 해석치의 초기강성과 항복하중이 매우 잘 일치하고 있다.

TS3 실험체는 항복하중은 좋은 대응을 보이고 있으나, 초기강성에서 약 17%의 차이를 보이고 있고, 잔류응력에 의한 해석치와 실험치의 차이가 다소 크며, 보플랜지의 국부좌굴과 응력집중에 의한 균열파괴로 실험이 종료되었다.

표 5. 실험과 해석의 초기강성과 항복하중

실험체명	Ki(tf/mm)		Py(tf)		파괴모드
	실험	해석	실험	해석	
TS1	1.07	1.19	26.69	28.56	MODE1
TS2	1.19	1.36	39.14	38.9	MODE2
TS3	1.35	1.45	38.37	38.27	MODE3
TS4	0.63	0.6	12.17	12.51	MODE1
TS5	0.66	0.7	20.05	20.66	MODE2
TS6	0.66	0.72	23.50	23.06	MODE1

Ki : 초기강성 Py : 항복하중

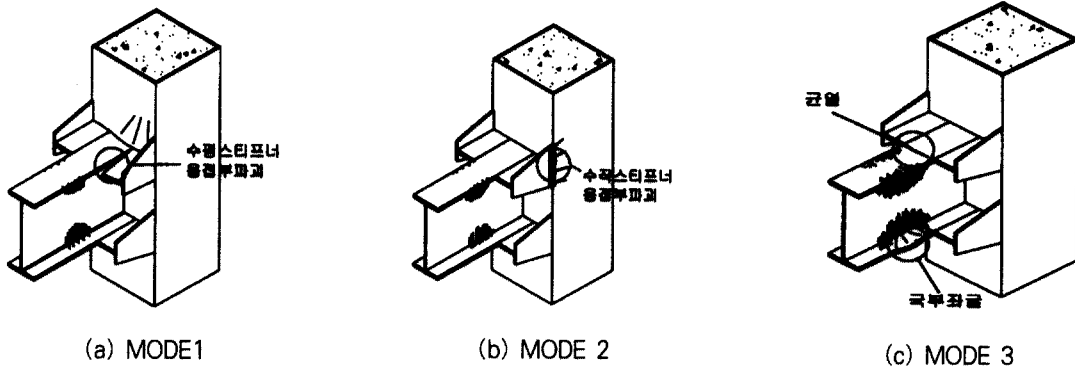


그림 8. 파괴모드

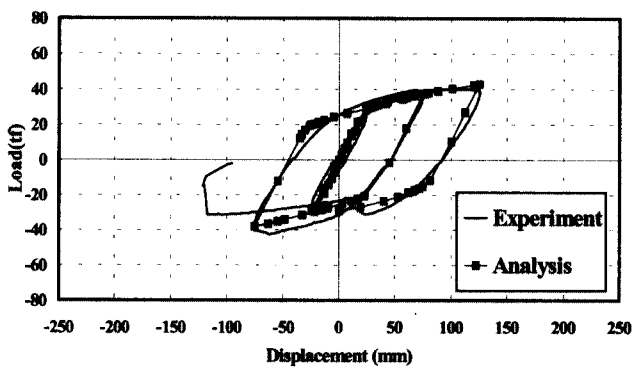


그림 9. TS1실험체 하중-변위 관계곡선

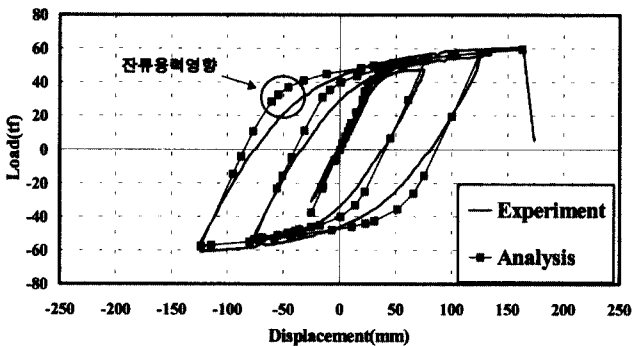


그림 10. TS3실험체 하중-변위 관계곡선

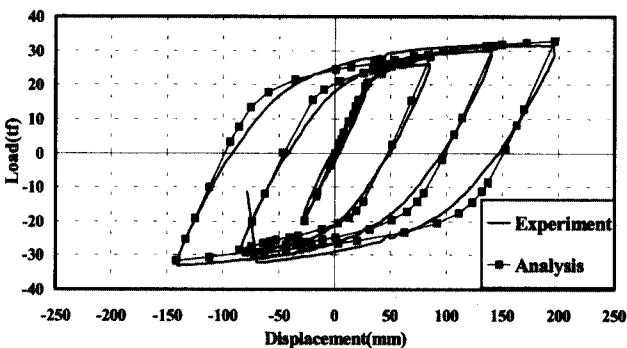


그림 11. TS5 실험체 하중-변위 관계곡선

TS5 실험체는 초기강성과 항복하중 모두 양호한 대응을 보이고 있고, 수직스티프너의 용접부가 파괴되어 실험이 종료되었다. 표 5에 전체 실험체의 실험과 해석의 초기강성과 항복하중을 비교하였다.

4. 변수해석

4.1 응력 및 변형도 지수

해석결과의 판정을 위해 여러 가지 응력 및 변형도 지수를 사용하였다. 지수 값은 모두 항복응력(σ_y)과 항복변형도(ϵ_y)로 나누어 무차원화 하였으며, 이는 항복강도가 서로 다른 재료의 응력을 비교하기 용이하게 하기 위해서이다.

1) 소성변형도 지수(PEEQ Index)⁹⁾

등가소성변형도를 항복변형도로 나눈 값으로 정의한다. 이 지수는 재료의 항복여부를 알아보는 데 매우 유용하다. 식(4)는 소성변형도 지수(PEEQ Index)를 정의하는 식이다.

$$PEEQ \text{ Index} = \frac{\sqrt{\frac{2}{3} \epsilon_{ij} \epsilon_{ij}}}{\epsilon_y} \quad (4)$$

여기서, ϵ_{ij} 는 i 와 j 방향의 소성변형도를 나타낸다.

2) MISES Index

Von MISES 응력($\bar{\sigma}$)을 재료의 항복응력으로 나눈 값으로 정의한다. 식(5)는 MISES 지수를 정의하는 식이다.

$$\bar{\sigma} = \frac{\sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}}}{\sigma_y} \quad (5)$$

여기서, $S_{ij} = \sigma_{ij} + \sigma_m \delta_{ij}$ 는 편차응력성분(deviatoric stress components)이다. σ_m 은 평균정수압응력(hydrostatic stress)를 나타내고, δ_{ij} 는 Kronecker Delta이다.

3) 파괴지수(Rupture Index)⁹⁾

평균정수압응력(hydrostatic stress)과 von Mises 응력의 비를 삼축응력비(stress triaxiality ratio) 6) 8)로 정의한다. 삼축응력비가 높을수록 강재의 연성능력의 감소와 연관이 되므로 강재의 인성파단을 예측하는데 중요한 값으로 쓰이고 있다. 본 연구에서 파괴지수(Rupture Index)는 다음 식(6)과 같이 정의한다.

$$\text{파괴지수(RI)} = \frac{\text{PEEQ}}{\exp(-1.5 \frac{\sigma_m}{\sigma})} \quad (6)$$

여기서, σ_m 은 평균정수압응력(hydrostatic stress)이고, σ 는 von Mises 응력이다.

4.2 해석위치선정

접합부의 중요부분인 다음의 3지점의 위치에서 응력 및 변형도 지수를 사용하여 비교하였고 각 요소의 적분점에서 얻어진 응력을 평균하여 산출하였다. 본 접합부는 특수모멘트 골조(Special Moment Frames, SMF)5를 대상으로 하여 BPR(Beam Plastic Rotation)이 0.03 radians이 발생하도록 가력점 변위를 발생시킨후에 각각의 응력도 및 변형도 지수를 비교하였다. 그림 12에 해석결과 비교위치를 나타내었다.

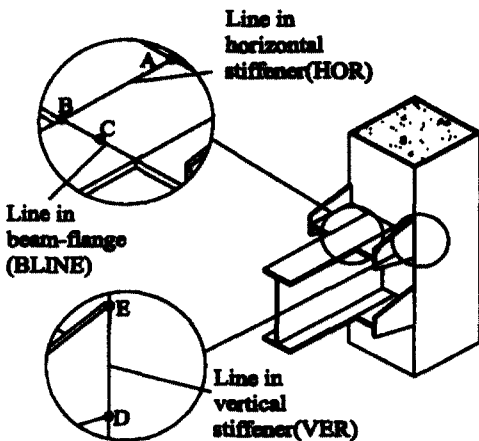


그림 12. 해석결과 비교위치

4.3 수직스티프너

그림 13과 14는 BPR=0.03rad 일 때 수직스티프너의 PEEQ와 MISES 지수이다. 특히, TS4 실험체는 MISES 지수가 1.5까지 크게 기록되는 이유는 수평스티프너의 강도비가 70%로 설계되어 강관의 면외변형에 의해서이다. PEEQ지수에서는 70%로 설계된 실험체의 PEEQ 지수가 매우 크고, 특히 TS1, TS3 실험체는 보플랜지에 대해 비대칭으로 설정되었기 때문에 한 곳에 변형이 집중됨을 알 수 있다. 하지만 수직스티프너의 강도비가 100%로 설계되면 보붕괴형 파괴를 유도할 수 있을 것으로 사료된다.

그림 13. 수직스티프너의 PEEQ 지수(BPR=0.03rad)

그림 14. 수직스티프너의 MISES 지수(BPR=0.03rad)

4.4 수평스티프너

그림 15는 BPR=0.03rad일 때 수평스티프너의 PEEQ Index를 나타내고 있다. 강도비가 70%로 설계된 TS1, TS4 실험체가 변형도가 심하고, 수평스티프너 끝단의 소성 변형도 집중비가 130%로 설계된 나머지 실험체 보다 평균 2배 이상 차이가 있는 것을 알 수 있다. 특히, 130%로 설계된 실험체는 수직스티프너의 강도비와는 무관하게 일정한 값

을 가지므로 수평스티프너는 수직스티프너의 강도비와는 직접적인 연관이 없음을 알 수 있다.

외측길이를 변수로 한 해석모델이다.

그림 18은 ITS계열 실험체의 하중-변위 관계곡선을 나타낸 그림이다. ITS130 실험체 보다 수평스티프너의 강도비가 크게 설계된 실험체는 보플랜지에서 소성변형도가 집중되거나 ITS130 실험체 보다 수평스티프너의 강도비가 작게 설계된 실험체는 수평스티프너의 소성변형이 커지므로 항복하중이 감소하고 있다.

그림 15. 수평스티프너의 PEEQ 지수(BPR=0.03rad)

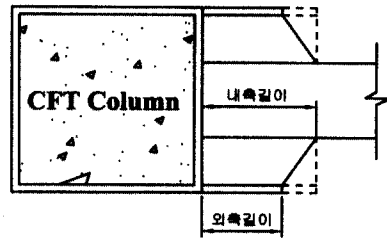


그림 17. 응력집중 제시모델

4.5 보플랜지

그림 16은 BPR=0.03rad일 때의 PEEQ 지수를 나타내고 있다. 수직스티프너의 강도비와는 무관하게 수평스티프너의 강도비가 70%로 설계된 실험체는 보플랜지에 소성변형도 집중이 심하고, 130%로 설계된 실험체는 변형도 집중정도가 작으며 특히 보의 중앙부분도 항복하고 있는 것으로 볼 때 수평스티프너의 강도비는 100%이상으로 설계하여야만 한다는 것을 알 수 있다.

그림 18. ITS계열 실험체의 하중-변위 관계곡선

그림 16. 보플랜지의 PEEQ 지수(BPR=0.03rad)

4.6 응력집중

수평스티프너와 보플랜지 용접부의 응력집중을 감소시키기 위해 그림 17과 같이 수평스티프너의 내측 및 외측길이를 변수로 단면의 급격한 변화를 저감시킨 대안모델을 제시하여 단순가력을 통해 보플랜지 및 T스티프너에 발생하는 응력 및 소성변형도를 조사하였다. 표 6은 수평스티프너의 내측 및

표 6. 수평스티프너의 내·외측강도비를 변수로 한 해석모델.

실험체명	수평스티프너 강도비(%)		수직스티프너 강도비(%)	비고
	내측	외측		
ITS100	100	100	100	수평스티프너의 내측길이 변수
ITS110	110	100		
ITS120	120	100		
ITS130	130	100		
ITS140	140	100		
ITS150	150	100		
OTS130	100	130	100	수평스티프너의 외측길이 변수
OTS120	100	120		
OTS100	100	100		
OTS90	100	90		
OTS70	100	70		

4.6.1 수평스티프너

그림 19는 ITS계열 실험체의 수평스티프너 PEEQ 지수를 나타낸 그림이다. 수평스티프너의 강도비가 증가함에 따라 수평스티프너에 발생하는 소성변형도가 감소하고 있음을 알 수 있다. ITS130실험체를 기준으로 수평스티프너의 강도비가 증가함에 따라 소성변형도가 수평스티프너에서 보플랜지로 옮겨 가고 있다.

그림 19. 수평스티프너 PEEQ 지수(BPR=0.03rad)

4.6.2 수직스티프너

그림 20과 21은 각각 ITS계열 실험체와 OTS계열 실험체의 수직스티프너에 발생하는 PEEQ지수이다. ITS계열과 OTS계열 실험체 모두 공통적으로 수평스티프너의 내측강도비가 증가함에 따라 소성변형이 보에 전이되므로 보끝단에 발생하는 하중이 증가하여 수직스티프너에 발생하는 소성변형도가 증가하고 있음을 알 수 있다. 하지만, ITS계열 실험체의 경우 수직스티프너의 중심부분은 크게 차이가 없는 반면 OTS계열실험체의 경우 수평스티프너의 내측강도비가 감소함에 따라 소성변형이 수평스티프너 뿐 아니라 수직스티프너에도 집중되고 있음을 알 수 있다. 특히, OTS계열 실험체의 경우 수평스티프너의 외측강도비가 90%이하로 설계된 실

그림 20. 수직스티프너의 PEEQ 지수(BPR=0.03rad)

그림 21. 수직스티프너의 PEEQ 지수(BPR=0.03rad)

험체는 수직스티프너의 중심부분에 소성변형이 매우 증가하고 있음을 알 수 있다.

4.6.3 보플랜지

그림 22는 BPR=0.03rad일 때의 보플랜지에 발생하는 MISES 지수이다. ITS100 실험체의 경우 최대값은 평균값에 17% 차이가 나지만 ITS150 실험체의 경우 그 차이가 약 4%으로 감소하였다. 또 수평스티프너의 강도비가 증가함에 따라 소성변형도는 수평스티프너에서 보플랜지로 전이되고 있음을 그림 24와 25를 통해 알 수 있다.

그림 23은 BPR=0.03 rad일 때의 보플랜지에 발생하는 PEEQ 지수이다. 수평스티프너의 내측 강도비가 증가함에 따라 PEEQ 지수는 급감하는 것을 알 수 있다. ITS100 실험체의 경우 최대값은 평균값의 약 280%로 응력집중으로 인한 소성변형도가 매우 크지만, ITS150 실험체의 경우는 최대값과 평균값의 차가 약 20%로 소성변형도의 집중정도가 매우 작아짐을 알 수 있다.

표 7에는 ITS계열 실험체의 파괴지수(Rupture Index)를 나타내었다. ITS150 실험체가 가장 낮은 값을 보여 수평스티프너와 보플랜지가 만나는 지점에서 취성적으로 파단되는 확률이 가장 적은 것을 알 수 있다.

그림 22. 보플랜지의 MISES 지수(BPR=0.03rad)

그림 23. 보플랜지의 PEEQ 지수(BPR=0.03rad)

표 7. ITS계열 실험체의 파괴지수(Rupture Index)

	ITS100	ITS110	ITS120	ITS130	ITS140	ITS150
파괴지수	15.6	10.7	7.3	5.4	4.5	4.2

그림 24. OTS70실험체의 PEEQ(BPR=0.03rad)

그림 25. ITS150실험체의 PEEQ(BPR=0.03rad)

5. 결 론

본 해석을 통한 결론은 다음과 같다.

- (1) 수직스티프너는 플랜지 강도의 100%를 확보하도록 설계하면 보붕괴형 파괴를 유도할 수 있다. 하지만, 수직스티프너의 형상이 보플랜지를 축으로 대칭형태가 되어야 수직스티프너의 끝단에 응력 및 변형도 집중을 막을 수 있다.

- (2) 수평스티프너는 플랜지 강도의 100%를 확보하도록 설계하여도 수평스티프너의 용접부에 전단파괴의 우려가 있으므로 수평스티프너의 강도비는 100%이상으로 설계되어야 한다.
- (3) 수직 및 수평스티프너의 설계가 모두 100%로 설계되었다면 수평스티프너의 내측강도비를 130%이상으로 설계하면 응력집중으로 인한 용접부의 취성파괴를 피할 수 있을 것으로 사료된다.
- (4) 수평스티프너의 외측강도비가 90%이상이면 수직스티프너가 설계된 강도의 역할을 할 수 있을 것으로 사료되나, 수평스티프너의 외측강도비가 100%이하이면 수평스티프너에 소성변형이 집중되므로 100%이상으로 설계되는 것이 바람직하다.

감사의 글

본 연구는 초대형 구조시스템 연구센터(STRESS)연구비 지원에 의한 결과로서 이에 감사 드립니다.

참 고 문 헌

1. 강창훈, "콘크리트충전 각형강관 기둥 및 접합부의 이력 거동", 한양대학교 박사학위논문, 2000
2. 권영란 "외부T스틸프너를 이용한 각형강관기둥-H형강보 접합부의 인장거동해석". 한남대학교 석사학위논문, 2002
3. 이진우, "T-스틸프너로 보강 콘크리트충전 각형강관기둥-H형강보 실대형 접합부 이력거동", 한양대학교 석사학위논문, 2002
4. ABAQUS/Standard user's manual. Version 5.8, Habbitt, Karlsson & Sorensen, Inc, 1988
5. AISC, "Seismic Provisions for Structural Steel Buildings." AISC, Chicago, 1997
6. Barsom, J. M. and Rolfe, S. T. "Fracture and Fatigue Control in Structures", Prentice-Hall, 1987
7. Chen, W. F. and Han, D. J. "Plasticity for Structural Engineers" Springer-Verlag, 1988
8. Hancock, J. W. and Mackenzie, A. C. "On the Mechanism of Ductile Fracture in High-Strength Steels Subjected to Multi-Axial Stres-States" Journal of Mech. Phys. Solids" Vol.24, 1976.
9. FEMA/SAC. "Strength and Ductility of FR Welded-Bolted Connections. " Report No. SAC/BD-98/01, FEMA/SAC Joint Venture, 1998

(접수일자 : 2002년 7월 11일)