

T형 스티프너를 이용한 콘크리트 충전강관 기둥-보 접합부의 해석에 관한 연구

Analysis of CFT Beam-to-Column Connections with T-Stiffeners

신 경 재¹⁾ · 김 현 성²⁾

Shin, Kyung Jae · Kim, Hyun Sung

요 약 : 본 논문은 T형 스티프너를 이용한 콘크리트 충전각형강관-H형강보 접합부의 응력전달 메카니즘을 유한요소해석을 통해 정확히 이해하고, T스티프너에 관한 설계기본자료를 제공하는데 그 목적이 있다. 선행된 실험형 접합부의 실험결과에서 나타난 문제점을 파악하기 위해 실험체와 동일한 형상의 비선형 유한요소해석을 수행하여 결과를 비교하였다. 접합부의 응력전달 메카니즘을 이해하기 위해 T형 스티프너의 형상을 변수로 하여 주요 부위의 여러 응력 및 변형도 지수를 사용하였다. 해석 모델은 크게 T형스티프너 상세에 따라 3개의 계열로 분류하였다. 유한요소해석을 통한 변수해석의 결과를 이용하여 보플랜지와 수평스티프너 접합부의 응력집중을 감소시킬 수 있는 방안을 모색하였다. 접합부 상세에 따른 여러 지수의 변화를 토대로 하여 T형 스티프너의 설계를 위한 기본자료와 최소 크기를 제시하였다.

ABSTRACT : The goal of this paper is to understand the stress-transfer mechanism of concrete-filled tubular column to H-beam connections with external T-stiffener through the finite element method and to offer basic data for the design of T-stiffener. To identify the problems of previous test results, the same shapes of the full-scale test specimens were modeled for the finite element analysis. Results of the analysis were compared with the test results. Several stress and strain indices were used to understand the stress-transfer mechanism of connection with various T-stiffeners parameters. The models of analysis with different T-stiffener are grouped into TS, TSD, and TSH series. An alternative plan that decreases the stress concentration of beam flange to horizontal stiffener connection is proposed through the elasto-plastic finite element method. The basic design idea and minimum sizes of T-stiffener were proposed based on the various indices in relation to the connection details.

핵심용어 : 접합부, T형 스티프너, 콘크리트 충전 각형강관, 응력전달 메카니즘, 소성변형

KEYWORDS : Connection, T-Stiffener, Concrete Filled Tube, Stress-Transfer Mechanism, Plastic Strain

1. 서론

철골 모멘트 저항 골조는 일반적으로 연성도가 매우 뛰어난 구조형식으로 간주되어 고층건물의 구조 시스템으로 널리 이용되고 있으며, 근래에는 이러한 철골 구조물의 기둥부재로서 콘크리트충전 각형 강관(Concrete Filled Tube : CFT)에 대한 관심이 높아져 있다. CFT기둥은 강관의 구속효과에 의한 충전콘크리트의 내력상승과 충전콘크리트에 의한 강관의 국부좌굴 방지 효과에 의해 내력 및 변형능력 등 구조성능면에서 우수한 성능을 보유하고, 단면의 증가 없이 내력이 크게

증가하므로 강관의 효율성을 증진시킬 수 있다. CFT 기둥은 강관의 장점에도 불구하고 접합부의 시공이 어렵고 콘크리트 충전의 시공노하우가 축적되지 않아서 국내에서는 그동안 사용된 실적이 많지 않다. 그러나 최근 들어 강관에 콘크리트를 충전하는 사례가 많아지고 CFT에 대한 관심이 늘면서 지하 구조물 공사 등에 사용이 증가하고 있는 추세이다.

본 연구는 CFT기둥-보 접합부중 콘크리트 충전성이 좋은 외부다이하프램 형식 중에서 T스티프너를 이용한 접합부에 대해 논하였다. 구조적으로 가장 문제가 되고 있는 수평 스티프너와 보 플랜지의 접합부에서 응력집중을 감소시킬 수 있는

1) 정희원, 경북대학교 건축학부 교수
(Tel: 053-950-5591, Fax: 053-950-6590 E-mail: shin@knu.ac.kr)

2) 한남대학교 건축공학과 석사과정 졸업

본 논문에 대한 토의를 2005년 12월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

상세를 찾고, 최종적으로 응력전달 메커니즘을 명확히 파악하여 접합부 설계에 필요한 기본자료를 제공하는데 연구의 목적이 있다. 연구의 방법은 선행된 “콘크리트충전 각형기둥-H형강보 접합부의 변형능력에 관한 실험적 연구” (김영주 등, 2004) 결과를 기초로 비선형 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 6.3 (ABAQUS, 2002)을 사용하여 광범위한 해석을 수행하였다. 수평 스티프너의 보플랜지에 대한 강도비를 변수로 한 모델과 RBS(Reduced Beam Section: 일명 Dog Bone) 형식의 도입 및 스티프너에 구멍을 설치한 접합부 형태를 변수로 하여 해석을 통하여 실험에서 밝혀지 못한 응력전달 메커니즘을 규명하였다.

2. 시험체 개요

그림 1은 이미 발표된 논문중에서 (김영주 등, 2004) 본 연구에 사용된 접합부 형상을 나타낸다. 기둥 내부 다이어프램이 없는 외부 보강형의 일종으로 외부 T스티프너를 이용하여 보의 모멘트가 기둥에 전달되는 형태의 접합부이다.

표 1은 수평 및 수직스티프너의 강도비와 접합부 형식을 나타낸 실험체의 일람이다. 표에서 강도비의 정의는(권영란, 2002) 보의 전소성모멘트에 대한 수평 스티프너의 전단강도비, 수직스티프너의 인장강도비를 나타낸다. 그림 2는 각 접합부 형상을 변수로 한 TS계열, TSD계열, TSH계열의 접합부 상태를 나타낸다. TS 계열은 수평스티프너의 내부길이를 변수로 강도비를 변화한 실험체이고, TSD 계열은 수평스티프너와 보 플랜지가 만나는 지점에 Dog-Bone을 두어 RBS 형식의 보의 단면을 감소시킨 실험체이고, TSH 계열은 수평 스티프너에 $\phi 25$ 구멍을 뚫은 실험체이다.

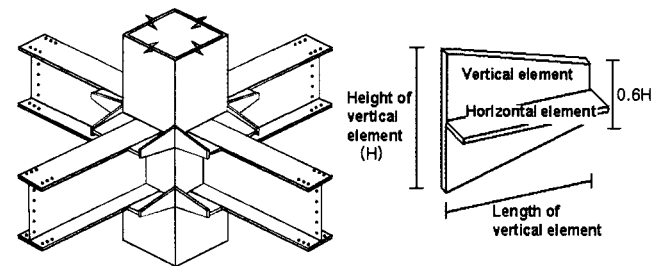


그림 1. T 스티프너를 이용한 일반적인 접합형태

표 1. 접합부 실험체 일람(이진우, 2002)

| 해석대상실험체명 | 수직 스티프너 | | 수평 스티프너 | | RBS | Hole |
|----------|---------|---------|---------|---------|-----|------|
| | 강도비 (%) | 높이 (mm) | 강도비 (%) | 길이 (mm) | | |
| TS100 | 100 | 220 | 100 | 230 | | |
| TS120 | 100 | 220 | 120 | 270 | | |
| TS140 | 100 | 220 | 140 | 320 | | |
| TSD100 | 100 | 220 | 100 | 230 | 유 | |
| TSD120 | 100 | 220 | 120 | 270 | 유 | |
| TSH100 | 100 | 220 | 100 | 230 | | 유 |
| TSH120 | 100 | 220 | 120 | 270 | | 유 |

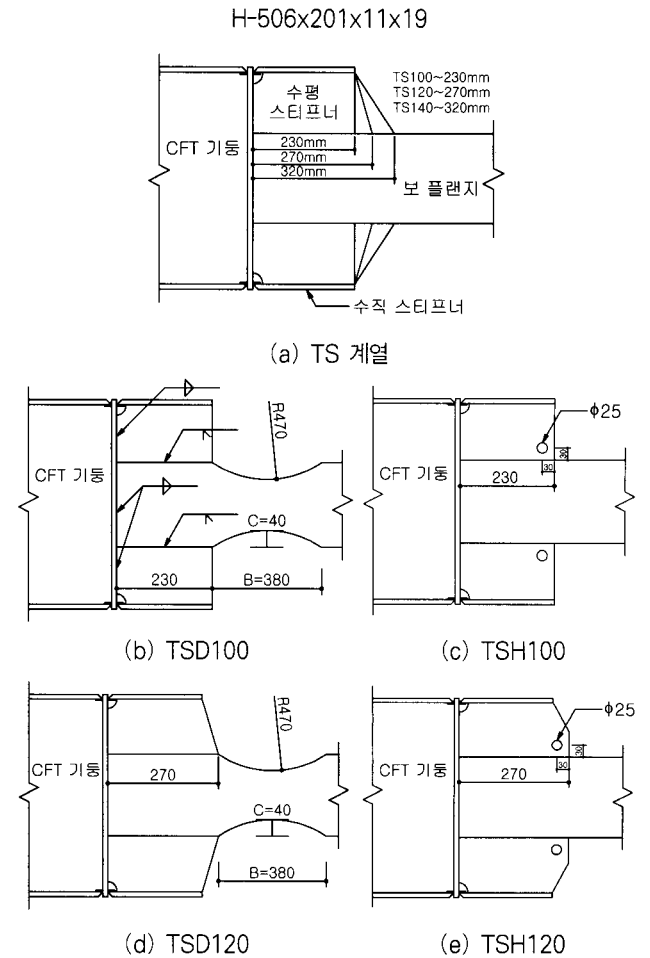


그림 2. 접합부 상세

3. 유한요소해석

3.1 접합부 모델링

3.1.1 요소의 선정

그림 3은 전체형상모델을 나타내고 형강은 C3D8R

(Reduced integration)요소를 사용하였다. 전체모델은 시험체의 비대칭 변형이나 국부좌굴 현상을 보기 위해 구성되었다. 그림 4는 대칭변형을 고려한 1/2형상 모델을 나타내고 요소는 적분점(integration point)이 8개인 C3D8요소를 사용하였다. 1/2 모델은 스티프너 주위에 절점 및 부재수를 증가시켜서 변수해석을 위한 모델이다.

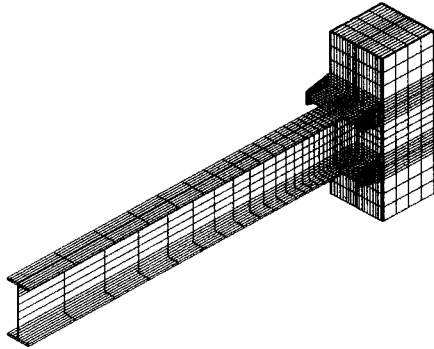


그림 3. 전체 모델링 형상

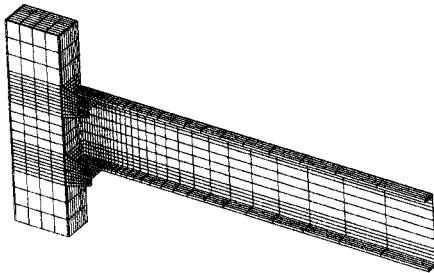


그림 4. 1/2 모델링 형상

3.1.2 재료모델

기존의 실험으로 얻어진 강재 및 콘크리트의 응력-변형도 곡선을 실제의 재료성질과 유사하게 표현하기 위해 몇 개의 점으로 선형화 하여 ABAQUS 6.3의 재료 입력형식에 맞춰 진응력(True Stress)과 자연로그로 계산된 소성변형도(Plastic Strain)를 사용하여 나타내었다. 그림 5는 수평스�티프너의 계산된 Engineering σ - ϵ 과 True σ - ϵ 관계를 비교한 그래프이다. 해석에 사용된 응력과 변형도는 True stress와 자연로그로 계산된 Plastic strain을 사용하므로 재료경화단계에서 공칭응력과 다소 차이를 보이고 있다. 표 2에 해석에 사용한 강재의 재료성질 입력자료를 나타내었다.

3.1.3 Hardening Rule (Chen, 1988)

반복하중 받는 요소를 모델링하기 위해서는 Hardening Rule을 고려해야 한다. 본 모델은 바우싱거 효과와 비선형을 고려하여 Nonlinear Kinematic Hardening을 채택하였다.

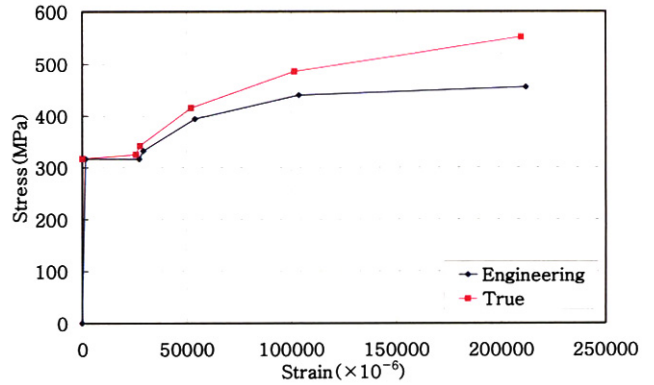


그림 5. Engineering σ - ϵ 과 True σ - ϵ 비교

표 2. 비선형 유한요소해석의 강재 특성 입력자료

| 실험체 | σ_1 | σ_2 | σ_3 | σ_4 | σ_5 | σ_6 |
|-------|--------------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|
| | (MPa) | | | | | |
| BF-19 | 338 | 344 | 357 | 397 | 463 | 536 |
| BW-11 | 391 | 403 | 469 | 510 | 538 | 586 |
| ST-12 | 285 | 296 | 375 | 420 | 474 | 520 |
| SC-12 | 285 | 296 | 375 | 420 | 474 | 520 |
| ST-19 | 317 | 325 | 341 | 414 | 485 | 551 |
| 실험체 | ϵ_1 | ϵ_2 | ϵ_3 | ϵ_4 | ϵ_5 | ϵ_6 |
| | $(\times 10^{-6})$ | | | | | |
| BF-17 | 0 | 13732 | 20019 | 30145 | 56986 | 116325 |
| BW-11 | 0 | 25041 | 42347 | 42358 | 80395 | 129357 |
| ST-12 | 0 | 19923 | 40065 | 60658 | 101774 | 165723 |
| SC-12 | 0 | 19923 | 40065 | 60658 | 101774 | 165723 |
| ST-19 | 0 | 25931 | 27836 | 52324 | 10169 | 20984 |

BF-19 강종(BF 보플랜지, BW 보웨브, SC 강관, ST 스티프너) 두께 : 19mm

3.1.4 경계조건과 접촉

접합부의 실험체는 전체거동을 분석하기 위한 전체 모델과 해석시간과 수렴성을 고려하여 접합부의 응력전달 메카니즘을 분석하기 위한 1/2모델로 나누어 해석하였다. 1/2 모델의 경우 1/2로 자른 면의 면외 방향축으로 변위를 구속하였고, 기둥의 상하 단부에는 힌지로 구성하였다. 실험체에 가력하는 하중을 알기 위하여 보의 끝단 쪽에 새로운 한 절점을 만들어 보 끝단의 모든 절점과 Kinematic Coupling 명령어를 사용하여 모든 방향(1,2,3축 방향)으로 일체화 시켰다. 새로 생성시킨 절점을 제어하여 모델링한 실험체의 변위를 제어하였으며 그 절점에서의 반력을 출력하여 실험체에 작용하는 하중을 추적하였다. 하중제어는 점중변위제어방식을 채택하였다.

강관과 콘크리트의 경계는 접촉면(Contact Pair)을 이용하였다. 접촉면 설정시 강관은 Master로 콘크리트는 Slave로 설정하여 실제상황과 같이 강관이 콘크리트에 압축력을 가해도 콘크리트가 강관을 관통할 수 없게 모형화 하였다.

3.2 해석결과와 실험결과와의 비교

그림 6~8은 수평스티프너의 강도비를 변수로 한 TS100, RBS 형식을 도입한 TSD100실험체와 수평스티프너에 구멍을 둔 TSH100실험체의 실험치와 해석치의 모멘트-회전각 관계를 비교한 그래프이다. 모든 실험체에서 기둥과 보의 접합부의 변형에서 최소한으로 요구되는 보의 회전각인 BPR = 0.03rad을 상회하는 것을 볼 수 있다. 여기에서 BPR (Beam Plastic Rotation)은 접합부의 보와 기둥의 탄성변형을 제외한 순수한 소성변형에 의한 보의 회전각을 의미한다. 유한요소해석의 결과는 용접부의 취성파괴를 예측하고 못하고 계속 변형이 증가하고 있음을 알 수 있다. 파괴를 예측하기 위해서는 응력뿐만 아니라 비선형 상태의 변형율을 주의 깊게 살핌으로서 파괴를 예측할 수 있다. 실험체에 따라 약간의 차이를 보이고 있으나 모든 실험체 모두 탄성 및 소성구간에서 양호한 대응을 보이고 있다. 해석한 결과그래프가 탄성에서 비탄성으로 변할 때 실험결과보다 강성이 큰 이유는 해석상에서 재료의 잔류응력을 고려하지 않았기 때문으로 추정된다.

표 3은(김현성, 2004) 전체 실험체의 실험과 해석의 초기강성과 항복하중을 비교하였다. 초기강성은 모든 실험체에서 정확하게 예측하고 있지만 항복하중의 경우는 TSD100, TSD120 실험체의 경우는 다소 차이를 보이고 있다.

표 3. 해석과 실험의 초기강성과 항복하중 비교

| 실험체명 | Ki (kN/mm)a) | | Py (KN)b) | | 파괴부위c) | 파괴모드d) |
|--------|--------------|-----|-----------|-------|--------|-----------|
| | 실험 | 해석 | 실험 | 해석 | | |
| TS100 | 6.2 | 6.5 | 218.6 | 217.4 | HOR | BF |
| TS120 | 7.3 | 7.0 | 227.5 | 231.5 | VER | BF |
| TS140 | 7.3 | 7.4 | 24.12 | 238.6 | DLINE | LB LTB |
| TSD100 | 6.5 | 6.2 | 236.4 | 187.5 | VER | LB BF |
| TSD120 | 6.8 | 6.6 | 215.1 | 203.9 | DLINE | LB |
| TSH100 | 6.8 | 6.7 | 203.7 | 209.1 | HOR | LB DF |
| TSH120 | 7.0 | 6.7 | 226.7 | 231.1 | HOR | DF |

- a) Ki : 초기강성 b) Py : 항복하중
- c) 파괴부위는 그림 9 참조
- d) BF : 취성파괴 LB : 국부좌굴
LTB : 횡 비틀림좌굴 DF : 연성파괴

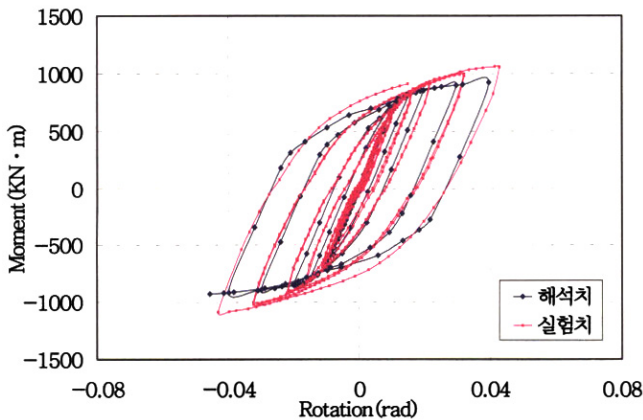


그림 6. TS100 실험체의 모멘트-회전각 관계

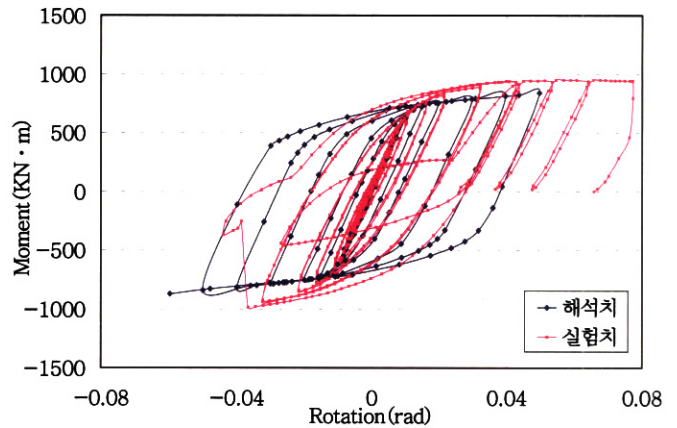


그림 7. TSD100 실험체의 모멘트-회전각 관계

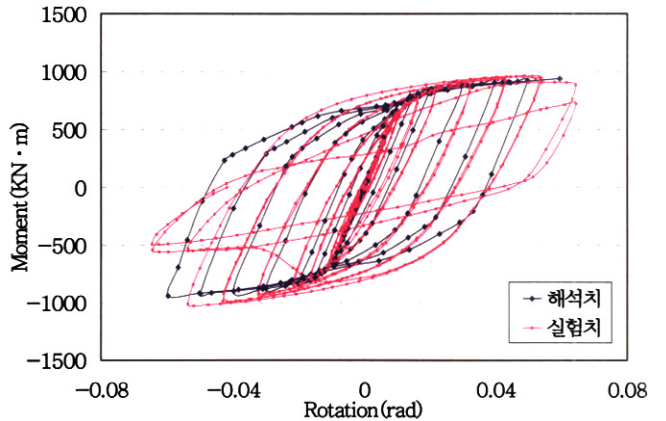


그림 8. TSH100 실험체의 모멘트-회전각 관계

4. 분석 및 고찰

4.1 해석위치선정

접합부의 중요부분인 다음의 4지점의 위치에서 응력 및 변형도 지수를 사용하여 비교하였고 각 요소의 적분점에서 얻어진 응력을 평균하여 산출하였다. 본 접합부는 특수모멘트 골조(Special Moment Frames, SMF) (AISC, 1997)를 가정하여 BPR 이 0.03radians이 발생하도록 가력점 변위를 발생시킨 후에 각각의 응력도 및 변형도 지수를 비교하였다. 그림 9에 해석결과 비교위치를 나타내었다.

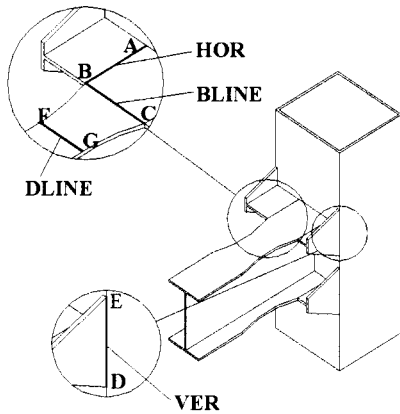


그림 9. 해석결과 위치 비교

4.2 응력 및 변형도 지수

해석결과와 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.

4.1.1 소성변형도 지수(PEEQ Index) (FEMA, 1998)

등가소성변형도를 항복변형도로 나눈 값으로 정의한다. 이 지수는 재료의 항복여부를 알아보는 데 매우 유용하다. 식(1)은 소성변형도 지수(PEEQ Index)를 정의하는 식이다.

$$\text{PEEQ Index} = \frac{\sqrt{\frac{2}{3} \epsilon_{ij} \epsilon_{ij}}}{\epsilon_y} \quad (1)$$

여기서, ϵ_{ij} 는 i 와 j 방향의 소성변형도를 나타낸다.

4.1.2 MISES Index

Von MISES 응력($\bar{\sigma}$)을 재료의 항복응력으로 나눈 값으로 정의한다. 식(2)는 MISES 지수를 정의하는 식이다.

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

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.

4.3 수직스티프너

그림 10은 BPR=0.03rad 일 때 수직스티프너의 PEEQ 지수이다. PEEQ지수를 보면 소성화가 진행되면서 수평스티프너의 강도비가 증가하면 수직 스티프너의 소성변형도가 증가한다. TS140 실험체는 TS100 실험체에 비해 평균 PEEQ지수값이 3.66배까지 높게 나왔다. TSD계열도 TSD120 실험체는 TSD100 실험체에 비해 2.48배의 평균 PEEQ지수값을 나왔다. TSH120실험체는 TSH100실험체에 비해 평균 PEEQ지수값이 2.5배 높게 나왔다. 이는 수평스티프너의 강도비가 높아지면 상대적으로 약한 수직스티프너(강도비 100%)에서 비선형변형이 일어나기 때문이다. 이러한 경우에 수직스티프너에 소성변형이 집중되면 이곳에서 용접부 취성파단이나 수직스티프너의 대변형이 우려된다. 이러한 결과로 수직스티프너 강도비 100%는 부족하므로 강도비를 증가시킬 필요가 있다.

계열별로 비교하여 보면 TSD계열은 TS계열에 비해 PEEQ지수가 현저하게 저하하는 것을 볼 수 있다. TSD 계열은 감소된 플랜지에서 소성변형도가 집중되기 때문이다. TSH계열도 마찬가지로 수평스티프너 구멍주위에서 소성변형 증가로 인하여 수직스티프너의 PEEQ지수가 감소하였다. TS100실험체의 평균PEEQ지수값은 TSD100실험체의 2.5배정도 높게 나타났으며, TSH100실험체보다는 1.2배 높게 나타났다. 전체적으로 변형도 지수는 20이하로 나타났고 D-E 선상의 분포가 편차가 크지 않은 것으로 나타났다.

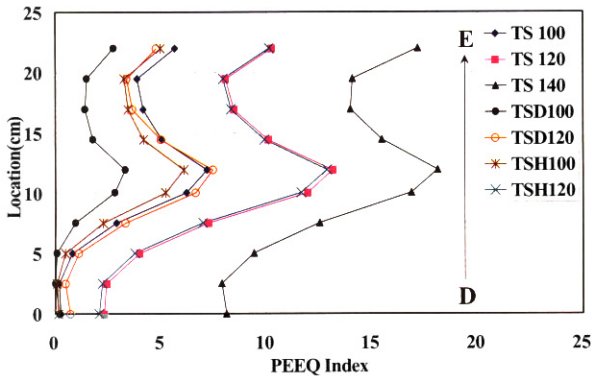


그림 10. 수직스티프너의 PEEQ 지수

4.4 수평스티프너

그림 11은 BPR=0.03rad 일 때 수평스티프너의 PEEQ 지수이다. 수평 스티프너를 보면 강관과 수평 스티프너가 연결된 부분에서 2/3 정도까지는 일정한 응력도 및 변형도값을 가지나, 수평 스티프너 끝단의 빔 플랜지와 만나는 부분에서 급작스럽게 증가하는 경향을 보인다. 각 계열별 모두 수평 스티프너의 강도비가 증가 할수록 수평스티프너 끝단의 PEEQ 지수가 감소하는 것을 볼 수 있다. TS100 시험체의 경우에는 PEEQ 지수가 30을 상회하고 실험에서도 이곳에서 파괴된 점으로 보아 지수가 30을 초과하면 파괴에 이르는 것으로 볼 수 있다. TS120 실험체는 TS100실험체에 비해 최대 소성변형도가 현저하게 감소되는 것을 볼 수 있다. 가장 바람직한 보 붕괴형의 파괴모드를 얻으려면 PEEQ 지수를 30 이하의 어떠한 값으로 한정하는 것이 바람직하다고 판단된다. TSD120과 TS140은 PEEQ 지수가 10정도로 나타났고 파괴모드가(표3 참조) 보 붕괴형(DLINE)의 파괴모드로 나타났으므로 수평스티프너의 설계시는 이러한 점을 설계의 자료로 사용할 필요가 있다.

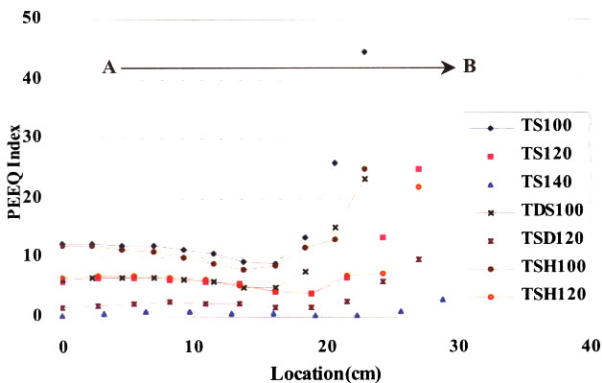


그림 11. 수평스티프너의 PEEQ 지수(BPR=0.03rad)

4.5 보플랜지

그림 12는 BPR=0.03rad 일 때 보플랜지의 PEEQ 지수이다. BLINE선의 응력과 소성변형도를 확인하여 보면 수평 스티프너와 보 플랜지가 만나는 곳(플랜지 가장자리)에서 응력 집중현상이 되는 것을 알 수 있다. 이 응력집중현상은 플랜지의 취성파괴를 일으킬 수 있다. TS계열 실험체를 확인하여 보면 수평 스티프너의 강도비가 높을수록 응력집중이 저하되는 것을 볼 수 있다. 평균 소성변형도에 대한 최대변형도의 비를 확인하여 보면 TS140실험체의 경우 2배정도 집중되는데 반해 TS100실험체는 4.5배정도 집중되는 것을 확인하였다. 이러한 결과는 TSD계열에서도 같은 결과를 보여준다.

TS100의 경우에 수평스티프너에서 파괴가 되어 플랜지의 파괴는 없었지만 PEEQ 지수가 44.5로 나타나서 이 부위에 파괴의 가능성이 높은 결과를 보여주고 있다. TSD100실험체는 PEEQ 지수 23이고 TSH100실험체는 PEEQ 지수 25의 값을 나타낸다. 플랜지는 양쪽에서 응력도가 증가하므로 이에 따라 소성변형도 증가된다. 이러한 거동은 T스티프너를 이용한 접합부의 경우 피할 수 없는 현상이다. BPR이 0.03보다 증가하면 플랜지의 가장자리로부터 안쪽으로 비선형 변형이 증가되면서 변형율과 응력이 균등하게 재분배되는 것을 해석을 통하여 확인할 수 있다.

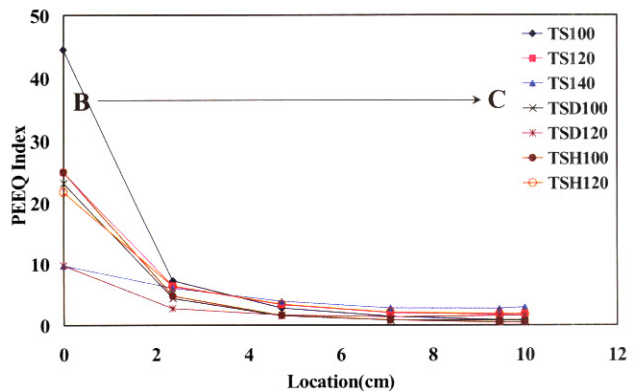


그림 12. 보플랜지의 PEEQ 지수(BPR=0.03rad)

그림 13은 TSD계열 실험체에서 BLINE과 DLINE의 MISES 지수를 나타낸다. TSD100 실험체의 경우에 BLINE에서 최대값은 DLINE의 값보다 크게 나타났고, TSD120 실험체의 경우에 BLINE의 최대값이 DLINE의 최대값보다 작게 교차함을 볼 수 있다. 두 실험체 사이의 어떠한 값을 택하면 두 LINE에서 유사한 값을 도출 할 수 있을 것으로 판단된다. 따라서 TSD 시험체의 경우는 수평스티프너의 강도비가 120%가 되어도 충분할 것으로 예상된다.

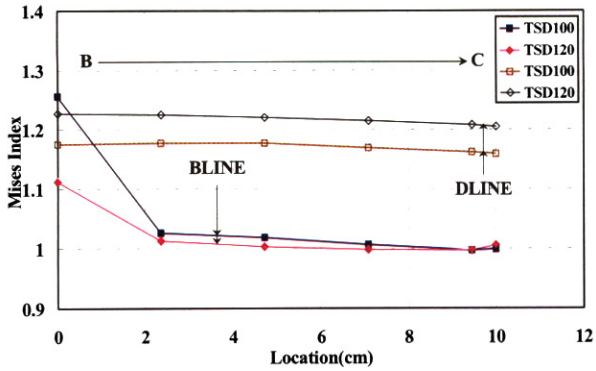


그림 13. BLINE 과 DLINE에서의 MISES Index

그림 14는 TSD계열 실험체에서 BLINE과 DLINE의 PEEQ 지수를 나타낸다. DLINE의 평균소성변형도가 17.5와 22.5로 나타났고 플랜지의 전 단면에 걸쳐 고른 분포로 소성화가 일어나고 있어 효과적인 보 붕괴형 파괴를 일으킬 수 있다.

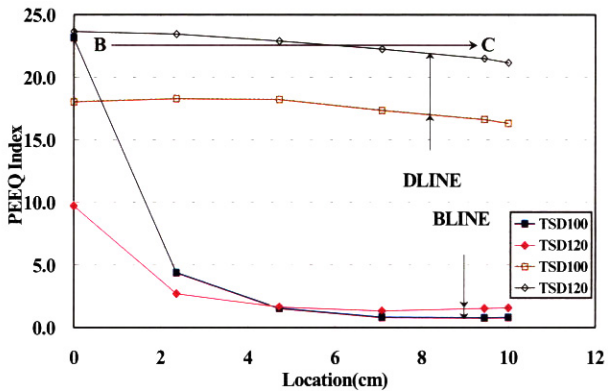


그림 14. BLINE 과 DLINE에서의 PEEQ Index

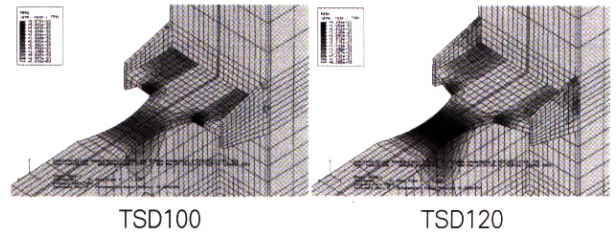


그림 16. TSD계열실험체의 PEEQ변화(BPR=0.03)

그림 15~16은 보의 소성회전각이 0.03일 때 각 실험체의 PEEQ 분포를 나타낸 것이다. TS100은 수평스티프너에 변형이 집중되어 파괴에 도달하는 것으로 예측가능하고 실험에서도 같은 결과를 얻었다. TS120은 수평플랜지와 수직플랜지의 소성변형이 유사하게 증가하고, TS140은 수직스티프너에 변형이 증가함과 동시에 플랜지에도 소성변형이 증가함을 알 수 있다. TS140 모델의 해석결과로부터 수직스티프너 강도비 100%는 부족함을 알 수 있다. TSD100 실험체는 수평스티프너에 소성변형이 증가하지만 RBS 부분에도 상당량의 소성변형이 일어남을 볼 수 있다. TSD120의 경우에는 RBS 부분에 대부분의 소성변형이 일어남을 볼 수 있다.

5. 변수해석

수평스티프너 강도비의 증가로 인한 수직스티프너와 기둥과 보의 접합부에서의 응력 및 변형도의 집중을 감소시키기 위하여, 수직스티프너의 길이와 수평스티프너의 길이를 변수로 비선형 해석을 하고, TSH계열에서의 구멍의 위치와 크기를 변수로 비선형 해석을 하여 소성상태(BPR=0.03 rad)일 때의 응력 및 변형도를 비교하여 접합부에서의 응력집중을 감소시키고 변형능력을 향상시킬 수 있는 접합상세를 제시하고자 한다.

5.1 변수 해석 모델

앞장의 해석 및 실험결과에서 수직스티프너강도비 100%는 충분하지 않는 것으로 판명되었으므로 수직스티프너의 강도비를 120%로 증가시킨 모델을 기본(TS_V)으로 하였다. 또한 TSH계열에서 적절한 구멍의 효과를 보기 위해 구멍의 위치와 크기를 변수로 하여 몇 가지 모델을 제시하고 비선형 해석을 하였다. 표 4는 수평 및 수직스티프너의 강도비와 접합부 형식을 나타낸 해석 모델 일람이다.

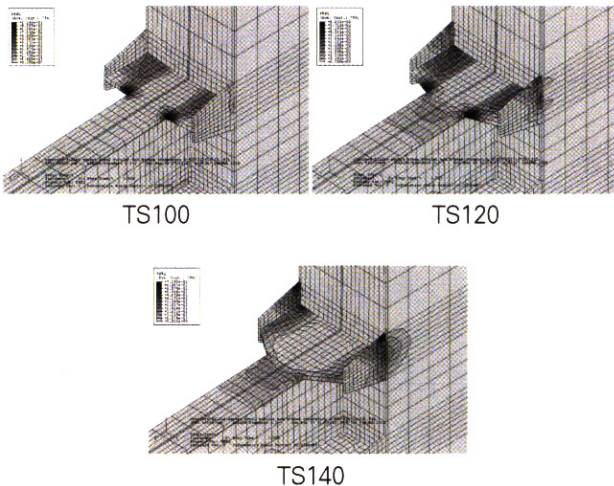


그림 15. TS계열 실험체의 PEEQ 변화(BPR=0.03)

표 4. 변수 해석을 위한 해석 모델 일람

| 실험체명 | 강도비(%) | | Hole | 비고 |
|----------|--------|--------|-------------|-------|
| | 수직스티프너 | 수평스티프너 | | |
| TS120V | 120 | 120 | | taper |
| TS130V | 120 | 130 | | taper |
| TS140V | 120 | 140 | | taper |
| TSD120V | 120 | 120 | | taper |
| TSD130V | 120 | 130 | | taper |
| TSH100A | 100 | 100 | $\phi = 30$ | |
| TSH100B | 100 | 100 | $\phi = 36$ | |
| TSH100C | 100 | 100 | $\phi = 50$ | |
| TSH130AV | 120 | 130 | $\phi = 36$ | |
| TSH130BV | 120 | 130 | $\phi = 36$ | taper |
| TSH130CV | 120 | 130 | $\phi = 50$ | |

그림 17은 변수 해석 모델의 TSH계열의 접합부 상세를 나타내었다.

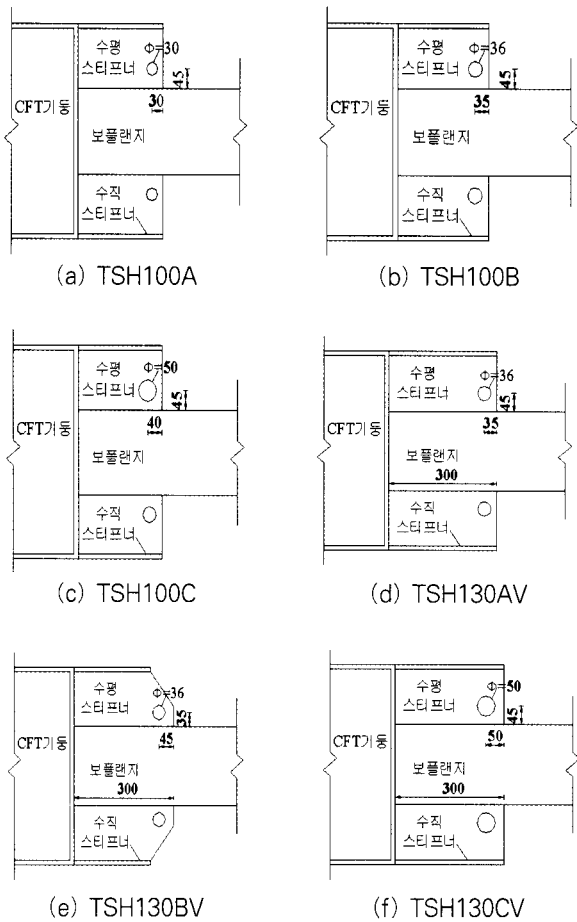


그림 17. TSH계열 실험체 상세

5.2 TS_V계열의 해석

수직스티프너의 강도비를 120%로 증가시키고 수평스티프너 120%, 130%와 140% 일 때를 비교하였다. 그림 18과 그림19는 TS_V계열의 해석 모델을 비선형 해석을 하여 수평스티프너와 수직스티프너에서의 PEEQ지수를 비교한 그림이다. 수직과 수평스티프너 강도가 100%인 TS100의 경우 PEEQ 지수가 45인 반면에 TS120과 TS20V는 30 이하로 감소된 것을 볼 수 있다. TS130V는 20이하로 감소되었고 TS140V의 경우는 감소하였지만 감소폭이 크지 않은 것으로 나타났다. 따라서 수평 스티프너의 강도는 130%로 충분한 것으로 판단된다.

수직스티프너의 경우에 TS140이 가장 크게 나타났다. 그 이유는 수직스티프너의 강도비가 100%이므로 수직스티프너에 소성 변형이 많이 발생되기 때문이다. T수직스티프너의 강도비를 120%증가시킨 TS_V계열은 모두 PEEQ 지수가 최대 11정도로 나타났다. 수직스티프너의 강도비가 120%가 되면 스티프너의 파괴를 막고 보봉괴형의 파괴가 예상된다.

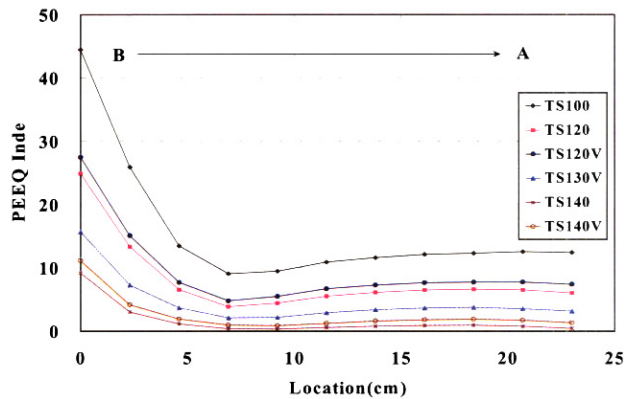


그림 18. TS계열의 수평스티프너 PEEQ 지수

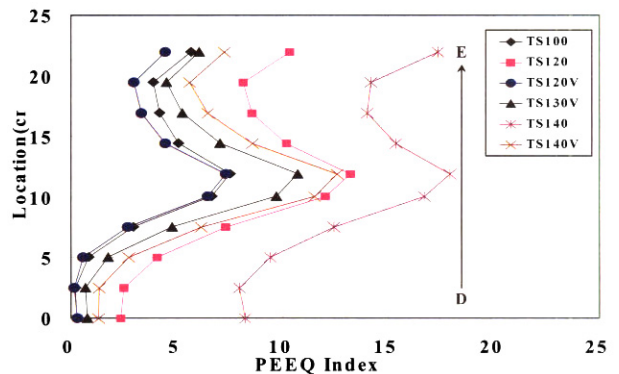


그림 19. TS계열의 수직스티프너의 PEEQ 지수

5.3 TSD계열의 해석

TSD계열도 TS계열과 마찬가지로 수직스티프너의 강도비를 120%로 증가시키고 수평스티프너 강도비가 120%, 130%일 때의 모델을 만들어 비선형 해석을 한 결과를 그림 20-21에 나타내었다. TSD100의 경우 수평스티프너의 PEEQ 지수가 24로 감소하고 TSD120의 경우는 10까지 감소한 것을 볼 수 있다. 수직스티프너의 강도비를 120%증가시키면 수평스티프너의 강도비 증가에 따른 수직스티프너의 변형도 집중 현상을 감소시킬 수 있을 것으로 판단된다. 그러나 RBS형식을 도입한 TSD계열의 경우는 수직스티프너의 강도비를 100%로 하여도 수평스티프너 강도비 증가에 따른 수직스티프너에서의 PEEQ 지수가 최대 8로 크지 않으므로 수직스티프너의 강도비를 100%로 하여도 보 붕괴형 파괴를 유도할 수 있을 것으로 판단된다. 이러한 사실은 실험을 통하여도 밝혀졌다. 수직스티프너의 강도비를 높이지 않은 기존 실험체인 TSD120실험체는 그 성능이 매우 탁월함을 보였다.

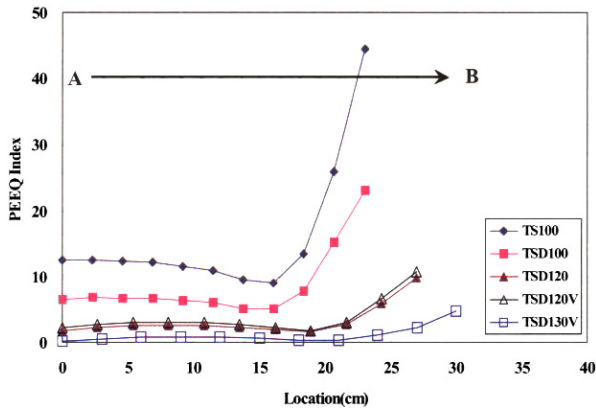


그림 20. TSD계열의 수평스티프너 PEEQ 지수

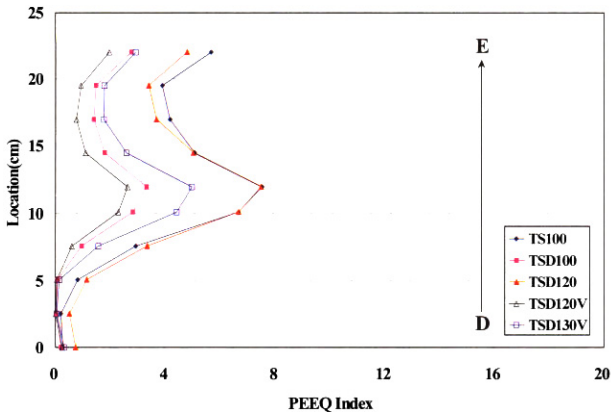


그림 21. TSD계열의 수직스티프너 PEEQ 지수

5.4 TSH계열의 해석

그림 22와 그림 23은 TSH계열의 보의 소성회전각 0.03rad일 때의 수평스티프너와 수직스티프너에서의 PEEQ 지수를 나타낸 그림이다. TSH100 계열에서 수평스티프너의 홀의 크기가 지름 25mm (TSH100), 30mm (TSH100A), 36mm (TSH100B), 50mm (TSH100C)로 증가할수록 보 플랜지와 만나는 수평스티프너 끝단의 PEEQ 지수가 감소하는 볼 수 있다. 이때 수직스티프너에서의 PEEQ 지수는 최대 10을 넘지 않고 그 변화는 큰 차이가 없음을 보여주고 있다. TSH130계열에서 수평스티프너 강도비 130%의 경우에 구멍의 크기에 따른 PEEQ 지수 감소효과는 있으나 구멍이 없는 TS130V보다 큰 값을 보임으로서 구멍의 효과는 일관성을 보이지 않고 있다. 따라서 구멍의 유무나 직경의 효과는 보다 많은 변수해석이 필요하다.

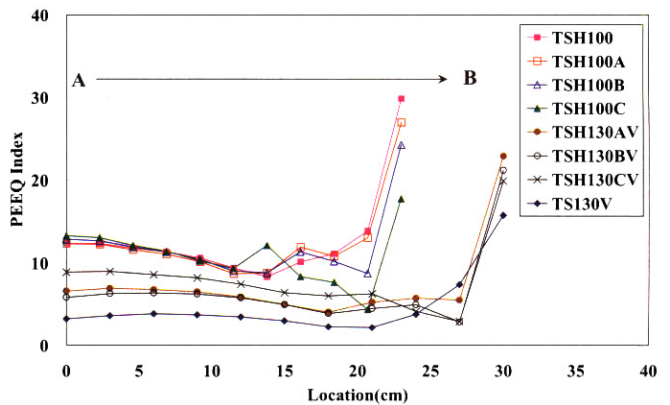


그림 22. TSH계열의 수평스티프너 PEEQ 지수

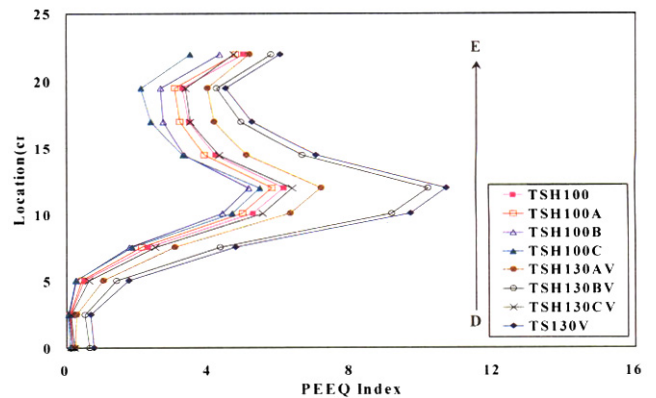


그림 23. TSH계열의 수직스티프너 PEEQ 지수

5.5 변수 해석 결과

수평·수직요소의 강도비 변화 및 수평요소의 구멍의 크기

를 변수로 해석한 결과 TS계열의 경우 수직스티프너의 강도비 120%, 수평스티프너 강도비 130%로 하였을 경우 실험체의 응력집중 예상부위의 집중현상이 저하되어 보 붕괴형 파괴를 유도하는데 효과적인 모델로 판단된다. TSD계열의 경우는 RBS형식으로 인한 수평스티프너의 강도비 증가가 수직스티프너의 변형에 큰 영향을 주지 않아 수직스티프너의 강도비는 100%로 설계하여도 RBS 부분에서 충분한 변형능력을 발휘하고 보 붕괴형의 파괴를 유도할 수 있을 것으로 판단된다. TSH계열의 경우 구멍을 크기를 증가하면 변형도 집중현상을 저하시킬 수 있을 것으로 판단된다. 그러나 일부 해석의 결과는 구멍이 없는 경우보다 PEEQ 지수가 크게나오므로 반드시 변형능력의 증대에 유리하다고 판단하기는 어렵다. 이에 대한 연구는 더 많은 변수해석을 통하여 결론을 도출할 필요가 있다.

6. 결론

본 연구 T-스티프너를 이용한 강관접합부의 해석을 통하여 T-스티프너 주위의 응력집중과 변형도 집중현상을 관찰하고 T-스티프너의 최소크기를 제시하기 위한 해석적 연구로서 결론은 다음과 같다.

- (1) T-스티프너의 설계는 보의 전소성모멘트에 대한 강도를 기준으로 수직스티프너 강도비를 120%로 증가하고 수평스티프너를 130%로 설계하면 스티프너 주위의 취성파괴를 막고 보 붕괴형 파괴를 얻을 수 있는 것으로 나타났다.
- (2) RBS를 사용한 경우에는 수평스티프너 끝단의 응력집중이 감소하고 RBS부위에 비선형이 유도되어 보 붕괴형 파괴를 얻을 수 있다. 이러한 경우에 스티프너설계는 보의 전소성모멘트를 기준으로 수직스티프너강도는 100%, 수평스티프너강도비는 120%로 설계하면 RBS 부분에서 보 붕괴형의 파괴모드를 얻을 수 있고 보의 회전성능을 높일 수 있다.
- (3) 접합부 형태의 변화로 비선형 해석한 결과 수평 스티프너를 일반적 형태에 비해 수평요소에 구멍을 뚫은 접합부 형태를 가지면 응력집중이 감소하여 부재의 효율성을 높일 수 있을 것으로 기대된다. 그러나 현재의 해석적 연구로는 실제설계에 지침이 되는 결론을 도출하기에는 일관성 있는 결과가 없고 구멍의 크기와 위치 등의 상세 개발에 더 많은 실험과 해석적인 연구가 필요하다.

감사의 글

본 논문은 2004년도 한남대학교 학술연구조성비 지원에 의하여 연구되었음.

참고 문헌

- 강창훈 (2000). 콘크리트충전 각형강관 기둥 및 접합부의 이력거동, 한양대학교 박사학위논문.
- 권영란 (2002). 외부T스티프너를 이용한 각형강관기둥-H형강보 접합부의 인장거동해석, 한남대학교 석사학위논문.
- 김현성 (2004). T 스티프너를 이용한 CFT기둥-H형강보 모멘트접합부의 비선형 해석, 한남대학교 석사학위논문.
- 이진우 (2002). T-스티프너로 보강 콘크리트충전 각형강관 기둥-H형강보 실대형 접합부 이력거동, 한양대학교 석사학위논문
- 이승우 (2002). T스티프너를 이용한 CFT기둥-H형강보 실대형 접합부의 이력거동 해석”, 한남대학교 석사학위논문.
- 김영주, 채영석, 신경재, 오영석, 문태섭 (2004) 콘크리트충전 각형기둥-H형강보 접합부의 변형능력에 관한 실험적 연구, 한국강구조학회 논문집 제16권 1호, pp.113-121.
- ABAQUS (2002). Standard user's manual. Version 6.3, Habbitt, Karlsson & Sorensen, Inc.
- AISC (1997). Seismic Provisions for Structural Steel Buildings, AISC, Chicago.
- Barsom, J. M. and Rolfe, S. T. (1987). Fracture and Fatigue Control in Structures, Prentice-Hall.
- Chen, W. F. and Han, D. J. (1988). Plasticity for Structural Engineers” Springer-Verlag.
- Hancock, J. W. and Mackenzie, A. C. (1976). On the Mechanism of Ductile Fracture in High-Strength Steels Subjected to Multi-Axial Stress-States, Journal of Mech. Phys. Solids” Vol.24.
- FEMA/SAC. (1998). Strength and Ductility of FR Welded-Bolted Connections, Report No. SAC/BD-98/01, FEMA/SAC Joint Venture.

(접수일자 : 2005. 3. 15 / 심사일 2005. 3. 24 / 심사완료일 2005. 4. 13)