

외부 T 스티프너를 이용한 각형강관기둥-H 형강보 접합부의 인장거동 해석

Tensile Behavior Analyses of Tubular Column to H-Beam Connections with T-Stiffeners

신 경 재¹⁾ · 권 영 린²⁾
Shin, Kyung Jae · Kwon, Young Ran

요 약 : 본 논문에서는 외부 T 스티프너를 이용해 보강한 각형강관 기둥-H 형강보 접합부의 인장거동을 3차원 비선형 유한요소 해석을 하였다. 비선형 해석을 통하여 기존의 실험결과와 비교함으로써 비선형 해석의 신뢰성을 높였다. 접합부의 전체적인 응력흐름을 파악하기 위해 실험에서 수행되지 않았던 수직, 수평 스티프너의 형태를 변수로 하여 해석을 하였다. 해석한 결과를 탄성범위에서는 응력의 변화, 비탄성범위에서는 소성변형도의 분포등을 파악하고 제안된 설계식에 적용하고 설계식의 적용가능성을 검토하였다. 수직 및 수평 스티프너의 다양한 변수 해석의 결과를 통하여 접합부의 최종 파괴모드가 접합부가 아닌 플랜지의 인장파괴를 유도하는 T스�티프너의 최소의 치수를 제안하였다. 또한 해석을 통해 얻은 결과로 접합부 T스�티프너에 대한 설계 기본 자료를 제공하였다.

ABSTRACT : This paper describes the analysis results for tensile behavior of tubular column to H-beam connection with T stiffeners. Using the elasto-plastic finite element method, analysis results are compare with experimental results. Parametric analyses with different size of T-stiffener have conducted to understand the stress distribution at the connections. Stress concentration in elastic region and PEEQ distribution in plastic region are plotted for different shape. The results of analysis were applied to design equations and were checked for the applicability of design equations.

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

KEYWORDS : T-Stiffener, Concrete-Filled Tubular-Column, Connection, PEEQ Index, Stress concentration

1. 서론

1.1 연구의 목적

건축 구조물의 설계시에 콘크리트 충전 각형강관 (Concrete Filled Tube: CFT)은 많은 구조적인 장점으로 인하여 국내외적으로 관심을 받고 있다. 그러나 CFT의 많은 장점에도 불구하고 국내에서 사용이 보편화되지 못하고 있는 실정이다.

CFT의 접합부 형태로는 관통다이아프램형, 내부다이아프램형 외부다이아프램형⁽²⁾ 등이 제안되어 있다. 접합부 응력전달은 관통다이아프램형이 가장 좋으나 콘크리트 충전을 위해

서는 강관의 내부에 다이아프램이 없는 외부 다이아프램형이 가장 좋은 접합상세이다. 따라서 본 연구는 내부에 다이아프램이 없고 외부에 T 스티프너를 이용하여 접합부의 응력을 전달하는 접합형태에 관한 전산해석을 수행하였다. 외부 T 스티프너를 이용한 접합부는 기존의 실험 및 해석적 연구⁽⁶⁾를 통하여 설계식까지 제안이 되었지만 아직도 응력전달에 대한 확실한 이해가 부족하고 설계식의 실용화까지는 더 많은 연구가 필요한 실정이다.

접합부의 파괴는 변형능력을 확보하기 위해 최종 파괴모드는 플랜지에서 일어나는 것이 이상적이다. 따라서 보 붕괴형의 파괴를 유도하기 위한 T 스티프너의 최소치의 기본 자료와 내력식의 근거자료를 제공하는데 목적이 있다.

1) 정회원, 한남대학교 건축공학과 교수, 공학박사

2) 한남대학교 건축공학과 대학원 석사과정

* 이 논문은 2000년도 한남대학교 학술연구조성비 지원에 의하여 연구되었음

본 논문에 대한 토의를 2002년 6월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

1.2 연구의 내용 및 방법

본 논문에서는 외부 T 스틱프너 보강 인장시험체⁽³⁾를 이용하여 접합부를 3차원 비선형해석한 결과를 정리하였다. 해석을 통하여 접합부의 거동을 이해하고 실험에서 수행되지 않은 스틱프너의 형태를 변수로 하여 응력의 변화, 소성변형도의 분포등을 검토함으로써 설계식의 신뢰성을 높이도록 하였다. 해석은 T 스틱프너의 수직 및 수평요소의 길이를 주된 변수로 하였다. 접합부의 소성회전이 0.02~0.03 rad을 목표로 하여 인장시험편의 변형을 유도하였다. 해석에서 얻은 하중-변위곡선과 실험결과를 비교하였다. 해석의 모델링은 범용프로그램인 ABAQUS 5.8⁽⁸⁾을 이용하였다. 강재부분은 Shell 요소로 하고 콘크리트 부분은 Solid요소로 모델링하고 강관과 콘크리트의 접합부는 접촉면(Contact)을 사용하였다. 강관과 콘크리트의 접합부에 인장력을 받게 되면 콘크리트와 강재가 서로 분리되고 압축력을 받게 되면 강재와 콘크리트가 서로 맞닿아 힘을 전달할 수 있도록 접촉면을 사용하여 모델링하였다.

2. 기존연구

2.1 접합부 실험

그림 1은 실험이 행하여진 각형강관 접합부의 전체형상이다. 표 1은 해석에 이용된 외부 T 스틱프너를 이용한 접합부 실험체의 일람표를 나타낸다. 실험체는 그림 2와 같이 수직스

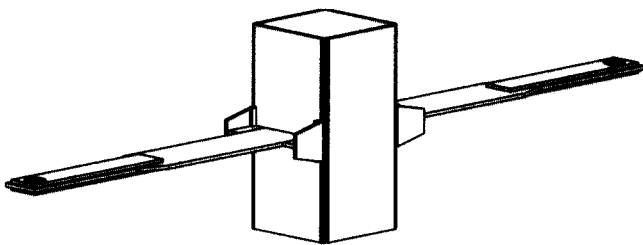


그림 1. 각형강관 접합부 전체형상

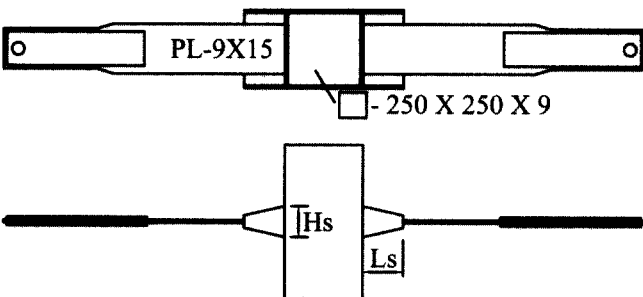


그림 2. 실험체 변수, Hs, Ls

티프너의 길이(Hs)와 수평스티프너(Ls)의 길이가 변수이고, 표 1의 강도비는 플랜지의 강도에 대한 스틱프너 강도비율을 나타낸다. 실험을 통하여 스틱프너의 각각 다른 파괴모드를 얻었고 설계식을 위한 기본자료를 제공하였다. 실험⁽³⁾에서 사용된 모델 중 강관두께가 9mm인 모델만을 선정하여 3차원 비선형해석을 실시하였다.

2.2 T스티프너 설계의 기본식⁽⁷⁾

수직 및 수평스티프너의 최소내력을 결정하기 위하여 접합부의 모멘트를 보의 전소성모멘트 bM_p 를 가정한다. bM_p 를 보의 높이로 나누어 플랜지의 축력 T_p 를 계산하고 그림 3에 나타난 것과 같이 T_p 는 기둥플랜지에 접합된 각 스틱프너에 $T_p/2$ 씩 작용하는 것으로 볼 수 있다. 보붕괴형의 강접합을 유도⁽⁷⁾하려면 다음의 식을 만족해야 한다.

$$P_V < \frac{T_p}{2} \quad \text{and} \quad P_H < \frac{T_p}{2} \quad (1)$$

여기서 수직스티프너의 저항력 P_V 는 다음과 같다.

$$P_V = H_s \cdot t_v \cdot f_{y1} \quad (2)$$

H_s : 수직스티프너의 높이

t_v : 수직스티프너의 두께

f_{y1} : 수직스티프너의 항복응력도

표 1. 시험체 일람⁽³⁾

실험체명	스티프너		강도비	
	높이 Hs (cm)	길이 Ls (cm)	Hs	Ls
H7L9-C9	7.00	9.00	76%	69%
H10L9-C9	10.00	9.00	111%	67%
H15L9-C9	15.00	9.00	165%	67%
H7L13-C9	7.00	13.00	80%	99%
H10L13-C9	10.00	13.00	113%	99%
H15L13-C9	15.00	13.00	168%	100%
H7L20-C9	7.00	20.00	76%	158%
H10L20-C9	10.00	20.00	113%	157%
H15L20-C9	15.00	20.00	168%	154%

강관 □-250×250×9, 플랜지 PL-9×15(mm)

수평스티프너의 전단저항력 P_H 은 다음과 같다.

$$P_H = L_s \cdot t_h \cdot \tau_y \quad (3)$$

L_s : 수평스티프너의 길이

t_h : 수평스티프너의 두께

τ_y : 수평스티프너의 전단항복응력도

보 플랜지의 인장력은 다음과 같다.

$$P_F = B_f \cdot t_f \cdot f_{y2} \quad (4)$$

B_f : 포플랜지 폭

t_f : 보플랜지의 두께

f_{y2} : 보플랜지의 항복응력도

실험에서는 T_p 대신에 P_F 를 가정하여 강도비를 산출하였다.

3. 유한요소 해석 모델

3.1 재료모델

기존의 실험⁽³⁾으로 얻은 강재 및 콘크리트의 응력-변형도 곡선을 실제의 재료 성질과 유사하게 표현하기 위해서 그림 4와 같이 일곱 개의 선형으로 이상화하였다. 이상화된 자료는 비선형 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS5.8⁽⁸⁾의 재료특성으로 입력하였다.

비선형 재료의 입력은 진응력(true stress)과 자연로그로 계산된 소성변형도(plastic strain)를 사용하였다.⁽¹³⁾ 이 관계는 재료실험에서 얻은 공학응력(engineering stress)와 공학변형도(engineering strain)를 식 (5)와 식 (6)을 이용하여 계산 할 수 있다.

$$\sigma_{true} = \sigma_{eng} (1 + \epsilon_{eng}) \quad (5)$$

$$\epsilon_{ln}^{pl} = \ln(1 + \epsilon_{eng}) - \frac{\sigma_{true}}{E} \quad (6)$$

여기서, σ_{eng} = 공학응력(engineering stress)

ϵ_{eng} = 공학변형도(engineering strain)

σ_{true} = 진응력(true stress)

계산된 응력-변형도 결과를 재료실험결과와 같이 그림 4에 나타내었다.

3.2 접합부 모델링 방법

접합부의 인장시험체는 대칭으로 되어 있으므로 그림 5와 같이 시험체의 1/2만 모델링을 하였다. 시험체의 중앙에서 길이방향의 변형을 구속하여 대칭변형이 발생하도록 경계조건을 설정하였다. 나누어진 기둥과 강관의 경계조건은 그 대칭면에 있는 강관의 중심점에 대해서는 X, Y축에 대한 회전과 변위 자유도를 구속하였고, 콘크리트 역시 가운데 한 열만은 X, Y, Z의 변위 자유도를 모두 구속하였다.

모델링에서 요소의 지정은 강재부분은 Shell 이나 Solid로 모형화 할 수 있다. Solid로 모형화를 하면 강관과 플랜지의 두께 방향으로 여러 층으로 요소를 분할하고 요소의 형상바유지를 위해 길이와 폭 방향으로도 미세한 요소분할이 필요하다. Solid 요소를 이용하면 국부적인 재료의 소성거동과 파괴메카니즘을 밝히는데 장점이 있다. 반면에 요소와 절점 수가 많아져서 계산에 시간이 많이 걸리는 단점이 있다. Shell 요소를 이용하면 3축 효과와 국부적인 소성거동은 정확하게 밝

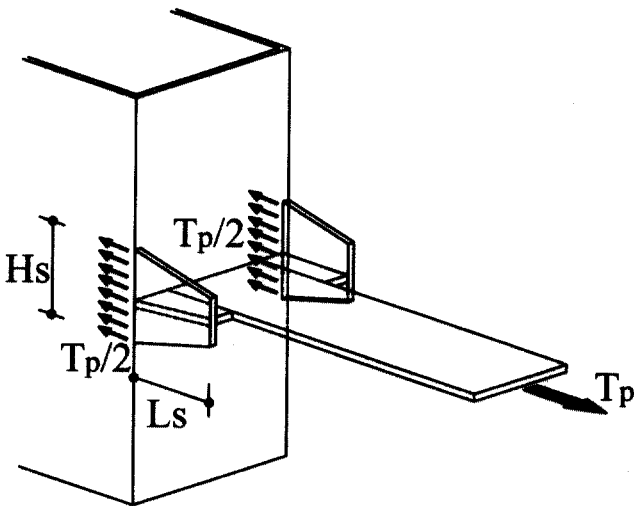


그림 3. 인장력의 흐름

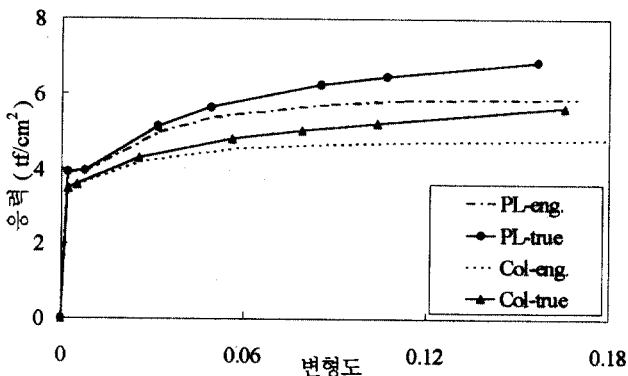


그림 4. 강재의 응력-변형도 곡선

하는데 한계가 있지만 두께방향으로 분할이 필요 없고 적은 요소와 절점수로 경제적으로 해석을 수행할 수 있다. 또한 Shell 요소는 강관기둥과 스티프너의 면의 변형도 적절히 해석할 수 있는 장점이 있다. 따라서 콘크리트를 제외한 모든 강재에 사용된 요소는 Shell 요소인 S4로 모형화하였다. S4는 4개의 절점을 갖는 사변형의 3차원 Shell이며 각 절점에 대해서 6개의 자유도를 가지고 있다. 충전 콘크리트는 C3D8R로 8개의 절점을 갖는 Solid요소로 모형화하였다. 강재와 콘크리트의 경계는 접촉면(Contact Pair)을 이용하였다.

해석모델의 가력방법은 변위제어(Displacement Control)방식을 이용하였다. 변위제어를 사용할 경우에 하중계산에 불편한 단점이 있다. 변위제어의 이러한 단점을 보완하기 위해 플랜지의 단부(가력점)에 그림 5와 같이 Load Cell역할을 하는 트러스 요소를 연결하여 가력하였다. 트러스의 끝단을 변위제어를 하여 가력을 수행한다. 가력시에 플랜지 끝단의 Shell 요소와 트러스가 만나는 부위의 응력집중을 막기위해 플랜지 끝단의 X방향의 변위를 동일하게 하는 'Equation' 명령어를 사용하였다. 변위제어를 통하여 트러스부재에 발생되는 인장력을 추적하므로써 최대하중후의 하중-변위곡선도 쉽게 얻을 수 있다.

3.3 유한요소해석 결과 판정의 기준

유한요소 해석을 수행한 결과에서는 취성파괴시의 변위를 명확히 파악할 수 없기 때문에 단지 기본적인 응력들의 집중현상과 소성변형을 이용하여 예상하게 된다. 결과 판정의 기준으로 탄성범위에서는 MISES 응력과 순수인장응력(S11)을 이용하고 소성범위에서는 PEEQ(소성변형도)를 이용하였다.

MISES 응력($\bar{\sigma}$)⁽¹⁰⁾은 식 (7)과 같이 표현할 수 있다.

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} \quad (7)$$

여기서 $S_{ij} = \sigma_{ij} + \sigma_m \delta_{ij}$ 는 편차응력성분(deviatoric stress components)이다. σ_m 은 평균 정수압응력(hydrostatic stress)를 나타낸다.

그리고 소성범위에서는 응력도보다는 재료의 소성변형도(PEEQ)를 이용하여 부재가 파괴되는 부분을 예상할 수 있다. PEEQ는 항복변형도(ϵ_y)를 초과한 경우에 전체 변형도에서 항복변형도를 뺀 값으로 표현된다. 재료가 탄성범위내에 있을 경우 PEEQ값은 "0"이 된다.

PEEQ Index는 PEEQ를 항복변형도로 나눈 값으로 식 (8)과 같이 표현된다.⁽¹⁰⁾

$$PEEQ \text{ Index} = \frac{\sqrt{\frac{2}{3} \epsilon_{ij} \epsilon_{ij}}}{\epsilon_y} \quad (8)$$

여기서 $\epsilon_{ij} = i$ 와 j 방향의 소성변형도를 나타낸다.

4. 변수해석결과

4.1 실험체 해석결과

그림 6, 그림 7, 그림 8은 수평스티프너의 강도비(L9, L13, L20)로 분류한 실험치와 해석치의 하중-변형관계를 비교한 그래프이다. 그래프를 살펴보면 모든 실험체에서 실험치와 해석치의 탄성상태의 초기 강성이 일치하며 항복강도 또한 일치하는 것으로 볼 수 있다. 다만 해석의 결과는 용접부의 취성파괴를 예측하지 못하고 계속 변형이 증가함을 알 수 있다.

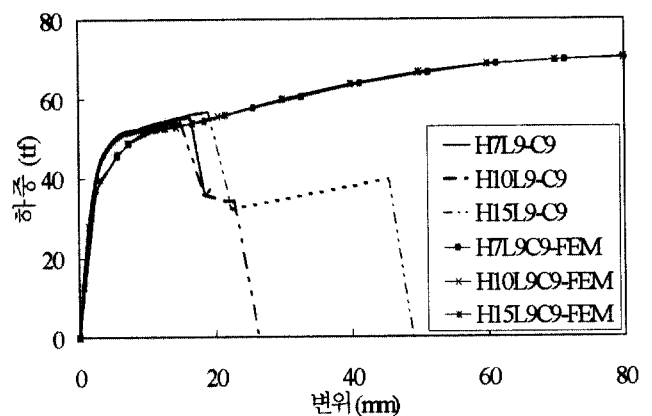


그림 6. L9 실험체 하중-변위 관계비교

그림 5. 유한요소해석 요소분할 형상

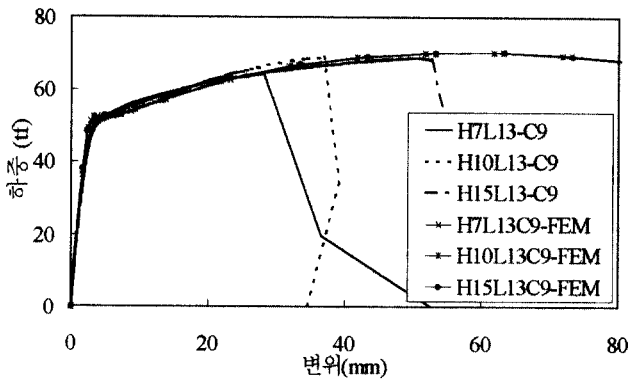


그림 7. L13 실험체 하중-변위 관계비교

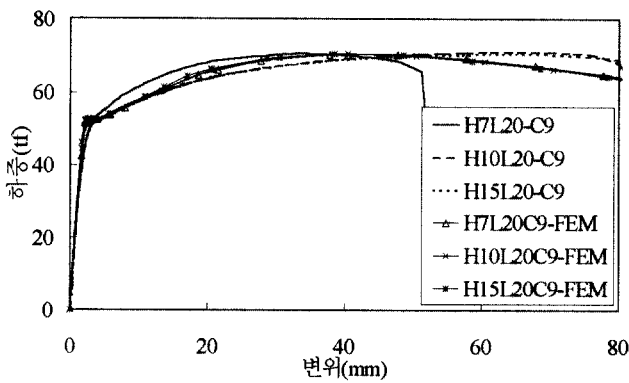


그림 8. L20 실험체 하중-변위 관계비교

그림 10. H10L9-C9의 PEEQ

그림 11. H10L20-C9의 실험체 파괴형태

그림 9. H10L9-C9의 실험체 파괴형태

그림 12. H10L20-C9의 PEEQ

그림 9와 그림 10은 H10L9-C9 실험체의 파괴형태와 해석의 PEEQ 분포를 각각 나타낸다.

수평스티프너의 파괴를 유도한 실험체로서 실험시의 최대 하중일 때의 해석결과를 나타낸다. 실험의 파괴형태는 수평스티프너와 플랜지의 용접부가 전단파괴하면서 전체 스티프너의 전단파괴로 이어졌다. 해석의 결과에서 PEEQ의 값이 수평스

티프너와 플랜지의 접합부가 최대가 되는 것으로 보아 파괴의 시작점을 판단할 수 있다.

그림 11과 그림 12는 H10L20-C9 실험체의 파괴형태와 해석의 PEEQ 분포를 각각 나타낸다. 보 플랜지의 인장파괴를 유도한 실험체로서 실험시의 최대하중값일 때의 해석결과를 나타낸다. 실험의 파괴형태는 플랜지 중앙부위의 necking 현

표 2. 시험체별 최대내력시 PEEQ Index

시험체명	최대내력 (tf)	최대변위 (mm)	PEEQ Index	PEEQ 위치
H7L9-C9	55.1	16.0	45.5	E,G점
H10L9-C9	53.8	15.0	42.9	E,G점
H15L9-C9	56.9	19.0	48.0	E,G점
H7L13-C9	64.1	28.0	24.9	E,G점
H10L13-C9	69.0	36.5	29.8	E,G점
H15L13-C9	69.0	51.0	33.6	E,G점
H7L20-C9	70.5	51.5	74.5	플랜지
H10L20-C9	71.0	74.0	123.3	플랜지
H15L20-C9	70.4	70.0	151.4	플랜지

그림 13. H7L13-C9의 시험체 파괴형태

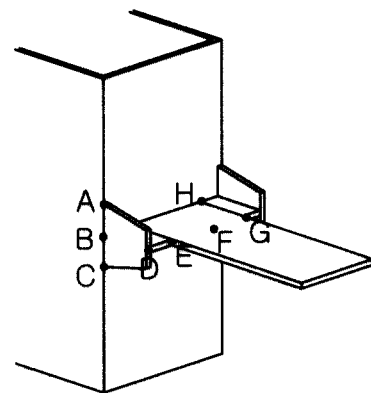


그림 15. 해석값 결과 위치

그림 14. H7L13-C9의 PEEQ

상이 생기면서 플랜지의 인장파괴로 이어졌다. 해석의 결과에서 PEEQ의 값이 플랜지의 중앙부에서 최대가 되는 것으로 보아 플랜지 중앙부에서 파괴가 시작되었음을 짐작할 수 있다.

그림 13과 그림 14는 H7L13-C9 시험체의 파괴형태와 해석의 PEEQ 분포를 각각 나타낸다. 수직스티프너의 파괴를 유도한 시험체로서 시험시의 최대하중값일 때 해석결과를 나타낸다. 실험의 파괴형태는 수직스티프너와 강관측면(웹면)의 용접부가 전단파괴되면서 전체 수직스티프너의 전단파괴로 이어졌다. 해석의 결과에서 PEEQ의 값이 수직스티프너와 강관 웹의 접합부에서 최대가 되는 것으로 보아 강관웹과 수직스티프너의 용접부에서 파괴가 시작되었음을 판단할 수 있다. 해석의 결과로는 파괴시 변위를 예측하기 어렵기 때문에 실험의 파괴변위시 해석의 최대 PEEQ Index를 표 2에 나타내었다.

4.2 수평스티프너의 길이변화에 대한 해석결과

보플랜지에 대한 강도가 수직 스티프너는 113%, 수평스티

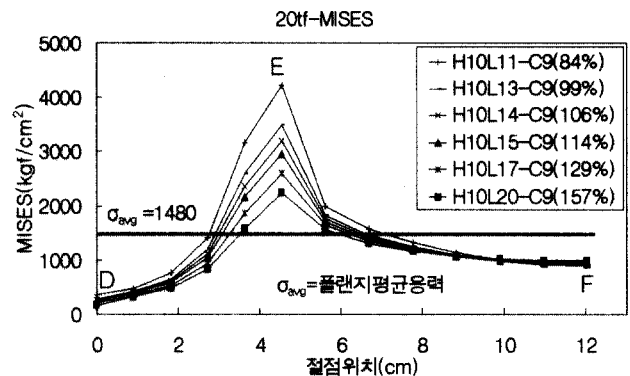


그림 16. 탄성(20tf)일때의 MISES Stress

프너는 99%인 H10L13-C9 시험체를 대상으로 수평스티프너 변수해석을 하였다. 수평스티프너를 84%($L_s=11\text{cm}$)에서 157%($L_s=20\text{cm}$)까지 변화시키면서 해석을 하였다.

탄성과 소성상태의 결과를 비교하기 위하여 하중이 탄성범위(20tf)일때와 변형이 소성범위(20mm)일 때의 결과를 그림 16과 17에 나타내었다. 여기서 변형을 20mm로 결정한 이유는 보의 춤을 350mm로 가정하였을 경우에 소성회전을 대략 0.03rad을 목표로 했기 때문이다. 그림 15에 각 결과그래프에서 시험체에 해당되는 위치를 표시하였다.

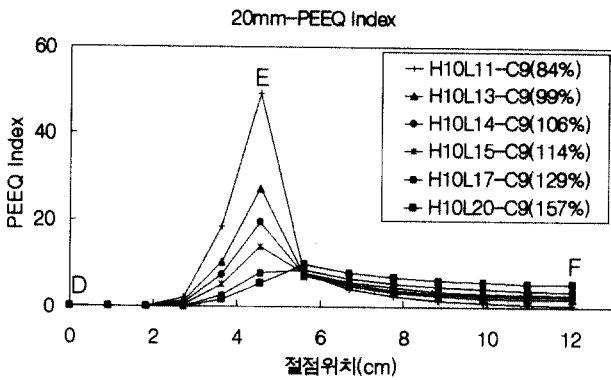


그림 17. 소성일때의 PEEQ Index

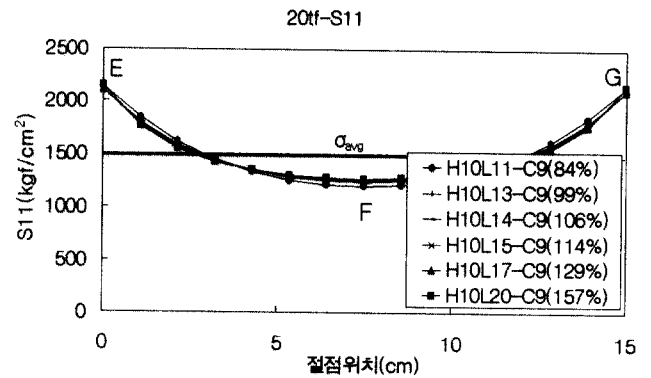


그림 19. 수평스티프너 변수에 대한 인장응력(20tf변형)

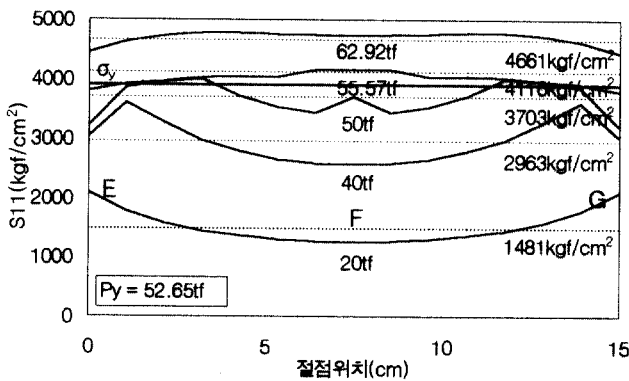


그림 18. 하중상태에 따른 인장응력 집중변화 (H10L15-C9)

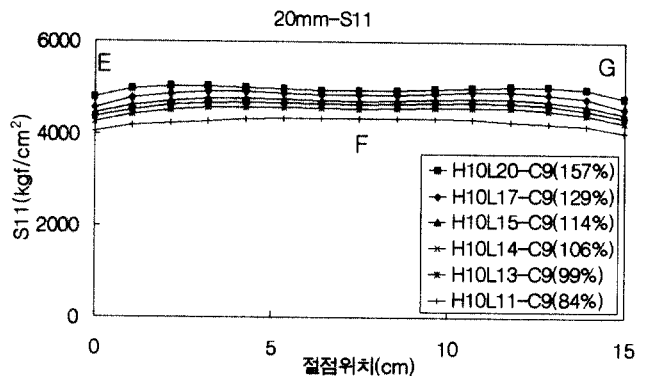


그림 20. 수평스티프너 변수에 대한 인장응력 (20mm변형)

그림 16에서 수평스티프너의 길이를 증가시키기에 따른 E점에서의 국부적인 응력집중의 감소를 볼 수 있지만 각 실험체에 대한 전체적인 응력흐름을 봤을 때 탄성 범위에서의 국부적인 응력집중을 피하기 어려움을 알 수 있다. 그림 17의 소성(20mm)변위시 PEEQ Index분포를 보면 99%의 경우에 최대 27.3임을 볼 수 있다. 이 값은 표 2에서의 최소 PEEQ Index (24.89)와 유사한 값으로 100%이상의 강도비로 수평스티프너를 설계할 경우에 충분한 변형능력은 확보할 수 있을 것으로 예상된다. 그러나 취성파괴의 우려가 있으므로 실제 설계시에 수평스티프너의 강도비를 더 높게 확보할 필요가 있을 것으로 예상된다. L15족 114%이상 강도가 확보된다면 안정된 플랜지 인장파괴를 유도할 수 있을 것이라 판단할 수 있다.

그림 18에서는 H10L15-C9모델을 선정하여 탄성에서 소성범위까지의 순수 인장응력(S11) 변화를 보여준다. 수평스티프너 길이를 15cm로 선정한 이유는 앞에서 해석한 결과에 근거하여 플랜지의 인장파괴를 유도할 수 있는 최소한의 강도비를 가졌다고 판단했기 때문이다.

탄성상태에서 플랜지 끝단에 응력이 집중되다가 항복점을 넘어가면서 플랜지 끝부분의 응력집중이 플랜지 중앙부분에서

나타난다. 소성상태에 들어가는 플랜지의 응력이 고루 분포되고 있음을 확인할 수 있다.

그림 19는 수평스티프너의 강도비에 따른 탄성범위에서의 플랜지의 순수인장응력(S11)을 나타낸다. 수평스티프너의 길이를 증가시켜도 응력집중은 완화되지 않는 것으로 나타났다.

그림 20은 소성상태에서의 수평스티프너 길이에 따라 약간의 응력값에 차이가 있을 뿐 응력분포 양상은 비슷한 형태로 응력이 플랜지에 고루 분포하고 있음을 알 수 있다.

4.3 수평스티프너의 폭변화에 대한 해석결과

강관이 플랜지에 비하여 클 경우에 T 스티프너의 형상개선을 위하여 그림 21과 같이 D점의 위치를 변화시키면서 해석을 수행하였다.

H10L13C9(Ls=99%, Hs=113%) 실험체를 기준으로 수평스티프너의 폭을 변수로 비선형 해석을 하였다. 그림 21은 각 결과 그래프에서 실험체에 해당되는 부분의 위치를 나타낸다. 그림 22는 탄성범위(20tf)일 때의 결과를 나타내는데 폭비율이 작아지면서 E점에 가까울수록 응력값이 점차 올라가는 현상을 볼 수 있다.

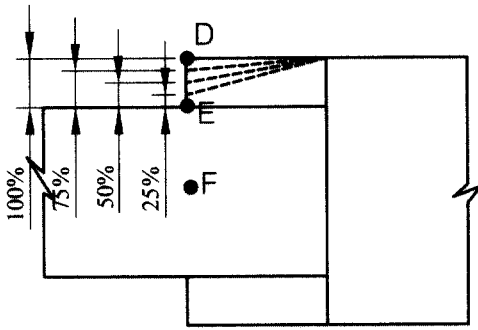


그림 21. 수평스티프너 폭조절 비율

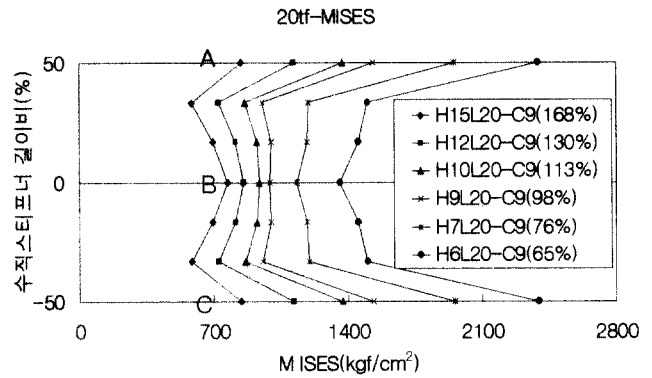


그림 24. 수직스티프너의 폭변화에 대한 MISES응력

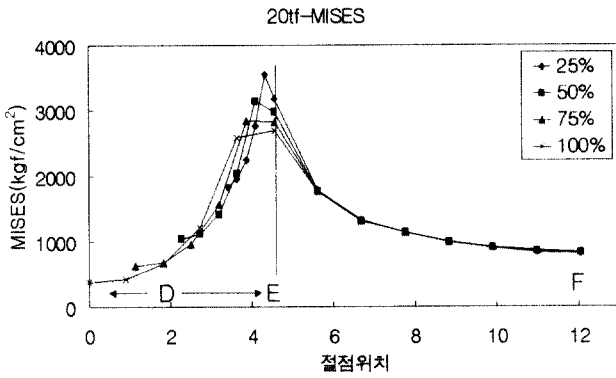


그림 22. 수평스티프너의 폭변화에 대한 MISES(20tf일때)

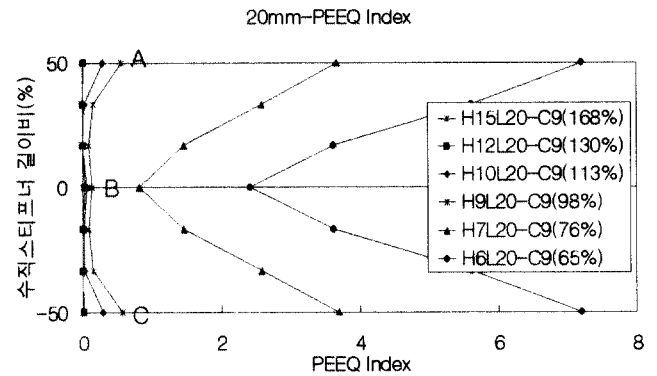


그림 25. 수직스티프너의 폭변화에 대한 PEEQ Index(20mm일때)

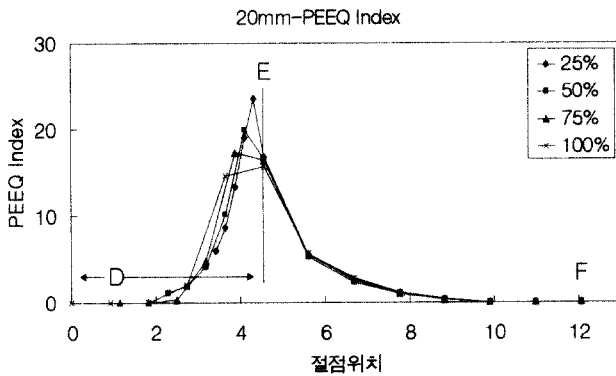


그림 23. 수평스티프너의 폭변화에 대한 PEEQ Index(20mm변형)

그림 23은 소성범위(20mm변위)일때의 결과로 폭변화에 상관없이 PEEQ Index가 실험치의 최소 PEEQ Index와 유사한 값을 가지고 있다. 해석 결과로부터 수평스티프너의 형상을 변화시키는 것은 응력집중과 소성변형의 개선에 도움이 되지 않음을 알 수 있다.

168%(Hs=15cm)까지 변화시키면서 해석을 하였다. 그림 24는 탄성범위(20tf)에서의 MISES Stress를 나타낸다. 강도비가 적을수록 MISES Stress는 수직스티프너의 양끝단에 집중되는 현상을 보인다. 수직스티프너에 응력이 고루 분포하지 않고 어느 한 부분에 집중되는 현상은 끝단이 다른 부분에 비해서 취약하므로 쉽게 파괴됨을 짐작할 수 있게 한다.

그림 25는 소성범위(20mm변형)일 때 PEEQ Index를 나타내고 있다. 수직 스티프너와 강관웹 접합 부분에서 수직스티프너의 폭이 98% ~168%인 모델은 PEEQ Index가 거의 차이가 없지만 65%와 76%의 경우엔 급격하게 수직스티프너 양끝단에 PEEQ Index가 올라가는 것을 확인할 수 있다. 수직스티프너의 설계에 있어서 보다 안전하게 설계할 수 있는 강도비를 정하자면 최소한 100%의 강도비가 확보되어야 수직스티프너 끝단의 파단을 막을 수 있을 것으로 판단된다.

4.4 수직스티프너의 폭변화에 대한 해석결과

4.5 설계값과 해석값 응력 비교

L20-C9(Ls=157%)실험체를 대상으로 수직스티프너를 변수로 해석을 하였다. 수평스티프너를 65%(Hs=6cm)에서

그림 26, 그림 27, 그림 28은 2.2에서 제안된 설계식으로 부터 얻은 접합부 각 부분의 소성범위(20mm변형)일때의 응력

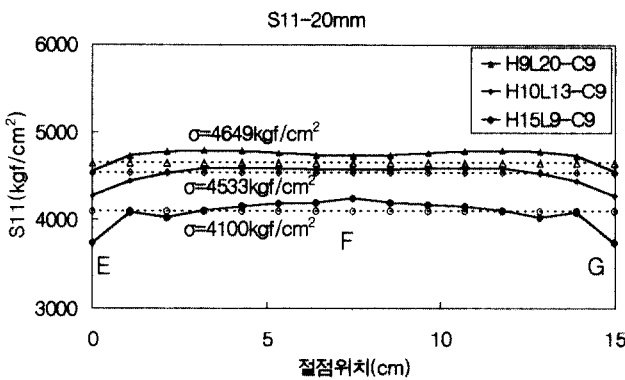


그림 26. 플랜지 인장응력 비교

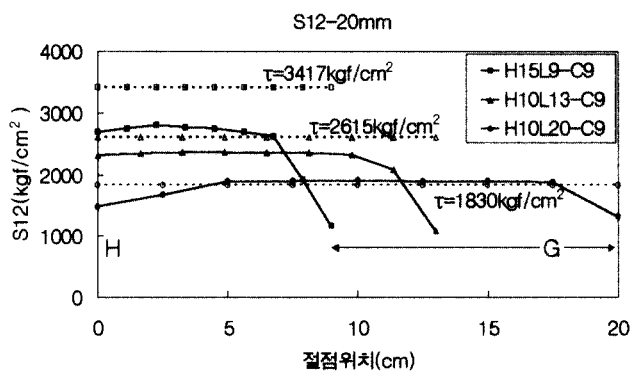


그림 27. 수평스티프너 전단응력도 비교

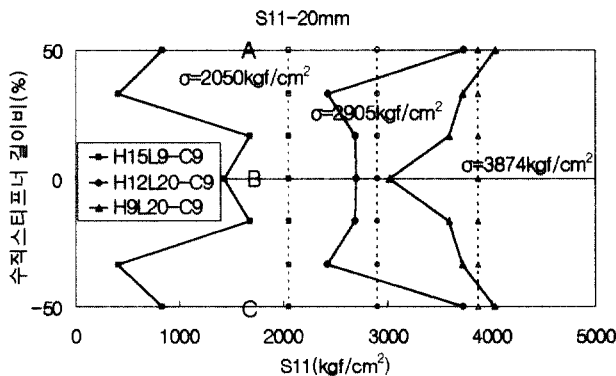


그림 28. 수직스티프너 인장응력도 비교

값과 유한요소해석으로 얻은 응력값을 비교한 그래프이다.

그림 26은 보 플랜지 부분의 인장응력을 비교하였다. 수직·수평스티프너의 변수에 상관없이 플랜지 부분의 응력은 설계값과 해석값이 아주 잘 맞는다는 것을 확인할 수 있다.

그림 27은 수평스티프너의 응력을 비교하였다. 수평스티프너의 길이가 길어 질수록 설계값과 해석값의 응력차이가 적어 짐을 확인할 수 있다. 전체적으로 설계값이 해석값보다 높게 나타나고 있으나 대체적으로 설계식과 잘 대응되는 것으로 볼 수 있다.

그림 28은 수직스티프너의 인장응력값을 비교한 것이다. 수직스티프너만이 관련이 있는 것이 아니라 수평스티프너의 길이에 따라서 응력분포 형상이 틀려짐을 확인할 수 있다. 수직스티프너의 길이가 길어지면서 설계값과 해석값의 차이가 커지는 것을 알 수 있다. 그리고 수평스티프너는 고정시키고 수직스티프너의 길이만을 변화시킬 경우 수직스티프너의 길이가 짧아지면서 스틱프너의 중앙에 집중되던 응력이 양쪽으로 분산되면서 중앙부분은 고른 응력분포를 나타내고 양끝단의 응력집중은 심화되는 것을 볼 수 있다. 하지만 전체적인 해석값과 실험값은 비교적 잘 대응되는 것으로 평가할 수 있다.

5. 결론

제한된 실험체의 실험결과와 해석결과를 이용하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 수직스티프너는 플랜지 강도의 100%강도를 확보하여 설계하면 보붕괴형의 파괴를 유도할 것으로 판단된다.
- (2) 수평스티프너는 플랜지 강도의 114%강도이상 확보하도록 설계하면 보붕괴형의 파괴를 유도할 수 있을 것으로 판단된다.
- (3) 수평스티프너의 폭을 조절하여 경사를 주어도 응력집중 현상은 큰 차이가 없으므로 기본형상을 유지하는 것이 좋은 것으로 나타났다.

참고 문헌

1. 대한건축학회, "강구조 한계상태 설계기준 해설" 1998
2. 대한건축학회, "강관구조 설계기준 및 해설" 1998
3. 광명근, 강창훈, 신경재, 오영석, (2000. 4). "T-스티프너로 보강된 콘크리트충전 각형강관 기둥-H형강보 접합부의 인장거동." 대한건축학회 학술발표대회논문집, 제 20권 제 1호, 113-116
4. 박상우, (1995). "플레이트를 이용한 각형강관 기둥-H형강보 접합부의 해석에 관한 연구", 한남대학교 석사학위논문
5. 이덕현, (1997.6). "강판보강 콘크리트충전 각형강관 기둥-H형강보 접합부의 거동", 한국강구조학회 학술발표논문집, 153-162
6. 전홍대, (2001.2). "T-스티프너를 이용한 각형강관기둥-H형강보 접합부의 내력평가식", 대한건축학회 논문집, 17권 2호, 13-20
7. 최낙중, (2000). "외부 T-스티프너로 보강한 콘크리트충전 각형강관 기둥-보 플랜지 접합부의 거동", 한양대학교 석사학위논문
8. ABAQUS/Standard user's manual.(1998) Version

- 5.8. Habbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., Pawtucket, R.I.
9. El-Tawil, S., Mikesell, T. & Kunnath, S. K. (2000.1). "Effect of Local Details and Yield Ratio on Behavior of FR Steel Connections" *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 126(1), 79-87
10. El-Tawil, S., Mikesell, T. & Kunnath, S. K. (1998.4). "Strength and Ductility of FR Welded-Bolted Connections" Report No. SAC/BD-98-01
11. Lee, S. L., Ting, L. C. & Shanmugam, N. E. (1993). "Use of External T-Stiffeners in Box-Column to I-Beam Connection" *J. Construct. Steel Research* 26(2/3), 77-98
12. Ting, L. C. & Shanmugam, N. E. (1995.5) "Welded Interior Box-Column to I-Beam Connections" *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 121(5), 824-830
13. Wheeler, A. T., Clarke, M. J. & Hancock, G.J. (2000.7) "FE Modeling of Four-Bolt Tubular Moment End-Plate Connections" *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 126(7), 816-822

(접수일자 : 2001년 10월 8일)