

관통형 고력볼트를 사용한 엔드플레이트형식 CFT 기둥-H형강 보 접합부의 전단성능

The Shear Capacity of CFT Column to H-Beam End plate Connections with Penetrated High-Strength Bolts

김 영 주¹⁾ · 김 재 건²⁾ · 오 영 석³⁾ · 문 태 섭⁴⁾

Kim, Young Ju Kim, Jae Keon Oh, Young Suk Moon, Tae Sup

요 약 : 이 논문은 반복하중을 받는 관통형 고력볼트를 사용한 엔드플레이트형식 콘크리트 충전 각형강관 기둥-H형강 보 접합부의 거동에 관한 연구이다. 주요변수는 엔드플레이트의 두께(16mm, 22mm, 25mm)와 기둥의 두께(9mm, 12mm)이다. 각 변수에 대해 실험결과와 비교·분석한다. 보-기둥 접합부의 에너지 흡수능력을 구하고, 접합부 패널의 전단내력을 분석한다. 접합부 패널의 전단 내력은 von Mises 항복조건에 의한 강재의 내력과 콘크리트 충전효과를 고려한 Strut 모델을 사용한 콘크리트의 내력을 단순누가해서 구한다.

ABSTRACT : This paper is to study on the behavior of CFT column to H-beam end plate connections with penetrated high-strength bolts under cyclic load. The main parameters are as follows: 1) the thickness of end plate: 16mm, 22mm and 25mm, 2) the thickness of column : 9mm and 12mm. Comparison and analysis on the test results are performed in accordance with parameters. This study investigates energy absorption capacity of beam-column connections and analyzes the shear strength of joint panel. The shear strength of joint panel is estimated by superimposing the strength of the steel which is based on the von Mises yield criterion and that of the concrete which is used the Strut model to consider the effect of filled concrete.

핵심용어 : 모멘트-회전각 곡선, 국부좌굴, 에너지 흡수능력, 접합부 패널, 전단내력

KEYWORDS : moment-rotation curve, local buckling, energy absorption capacity, joint panel, shear strength

1) 한양대학교 건축공학과 석사과정
2) 한양대학교 건축공학과 박사
3) 대전대학교 건축공학과 부교수
4) 한양대학교 건축공학과 교수, 포항제철 석좌교수

본 논문에 대한 토의를 2001년 2월 28일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

1. 서론

최근 건물이 고층화 대형화 추세가 날로 증대되어 가면서 철골구조 설계방식의 개발에 관심이 모아지고 있다. 구조 시스템은 수직하중은 물론 바람, 지진등의 수평하중을 더욱 효율적으로 지지할 수 있는 것으로 되어야 한다. 이것은 단면의 증가율에 비해서 내력의 증가율이 높은 기둥부재를 요구한다는 것으로 해석할 수 있다.

이러한 관점에서 콘크리트 충전 각형강관을 기둥부재로 이용한다면, 단면의 증가없이 내력과 변형능력을 크게 증가시킬 수 있으므로 효율성이 높은 구조물을 얻을 수 있다. 이런 요인에서 최근 주목 받는 것이 충전콘크리트 강관구조이다. 그런데, 이러한 각형강관이 구조물에 사용될 경우 접합된 강관벽의 면외변형을 방지하기 위해 보강 다이아프램을 설치해야만 하므로, 이에 대한 제작 및 시공에 있어서 상당한 어려움이 있다. 이러한 문제점을 해결하기 위해 접합부 부분의 기둥 두께를 증가시키거나 보 단부에 엔드플레이트로 보강하는 방안이 연구되어지고 있다. 부재의 접합은 접합부의 품질관리가 비교적 쉽고 현장조립이 원활한 고력볼트 접합이 많이 사용된다.

따라서, 판통형 고력볼트를 사용한 엔드플레이트 형식 CFT기둥과 H형강 보 접합부의 거동을 파악하기 위해서 (1)각 변수에 따른 초기강성, 내력 및 변형능력에 미치는 종합적인 영향을 파악하고, (2)패널존의 전단내력을 여러 기준식들과 비교평가 해 보고, 전단내력을 추정할 수 있는 모델을 제안하여 추후 연구에 도움이 되도록 하고자 한다.

2. 재료 시험

2.1 강재의 인장강도 시험

본 시험에 사용된 강재의 기계적 성질을 파악하기 위하여 KS B 0801의 금속재료 인장 시험편

규준에 따라 각형강관의 용접부가 없는 평판부, H형강보의 플랜지 및 웨브, 그리고 엔드플레이트 용 강판의 인장시험편을 절취하여 강재의 인장강도 시험을 실시하였다. 강재의 재질은 각형강관의 경우 SPSR400, 강판은 SS400, 고력볼트는 F10T M22를 사용하며 변형도는 각 시험편에 2개의 스트레인 게이지(W.S.G.)를 부착하여 응력도-변형도 관계를 파악하였다. 강재 시험결과를 표 1에 나타내었다.

표 1. 강재 인장강도 시험 결과

시험체	σ_y (t/cm ²)	σ_u (t/cm ²)	σ_y/σ_u	Elo. (%)
HF-11	3.33	4.96	0.67	32
HW-7	3.6	4.98	0.72	19
PL-16	2.92	4.77	0.61	25
PL-22	2.96	4.64	0.64	23
PL-25	2.76	4.55	0.61	25
SC-9	3.75	4.94	0.76	19
SC-12	4.7	5.5	0.85	18
F10T M22	10.13	11.01	0.92	18

□□□

└─ 두께(mm)

강종(SC : 각형강관, HW : H형강 웨브,
HF : H형강 플랜지, PL : 엔드플레이트)

σ_y :항복강도, σ_u :인장강도, σ_y/σ_u :항복비, Elo.:연신율

2.2 콘크리트 압축강도 시험

실험체 제작에 사용된 콘크리트는 설계기준강도 210 kg/cm²인 레미콘을 사용한다. 실린더형 모울드를 사용하여 공시체를 10개 제작한후 28일 압축강도시험을 실시한 결과는 표 2와 같다.

표 2. 콘크리트 압축강도 시험결과(평균치)

설계기준강도 (kg/cm ²)	f'_c (kg/cm ²)	E_c (kg/cm ²)	slump (cm)
210	248	1.70×10 ⁵	15

f'_c : 콘크리트 압축강도, E_c : 콘크리트 탄성계수

3. 접합부 실험

3.1 실험체 계획

재료시험을 기초로 하여 전 실험에 이어 반복가력 실험체를 계획한다. 실험체는 H형강보(SS400, H-350×175×7×11)에 엔드플레이트를 용접하고, 이를 기둥부재인 각형강관(SPSR400, □-250×250×9, □-250×250×12)에 8개의 관통형 고력볼트(F10T M22)로 접합하였다. 실험의 변수는 강관의 두께(9mm, 12mm), 엔드플레이트의 두께(16mm, 22mm, 25mm)이다.

이 실험체의 일람은 표3에 나타내었고, 실험체의 형상 및 상세치수는 그림1, 그림2와 같다.

3.2 가력 및 측정방법

본 실험에서 실험체는 가력 프레임(Strong Frame)에 각형강관 기둥 상하단의 지지조건을 핀으로 하였으며, 가력부인 보의 양단부에도 가력용 힌지구좌를 설치하여 오일잭 상하단에서 회전이 가능하도록 한다.

가력 방법은 실험실 여건상 무축력 상태에서 역대칭 점중변위제어 반복가력을 한다.

점중변위제어 방법은 보부재의 재료시험에서 얻은 항복변형도를 이용하여 보부재의 항복변위를 구한다음 역대칭 점중변위제어를 실시하며 그림 3에 나타나 있다.

하중측정은 그림 4의 (a)와 같이 압축식 복동 로드셀(Load cell)을 사용하여 가력하중의 크기를 측정하며, 변위 측정은 전체변위는 양쪽에 각각 1,2번의 변위계를 사용하여 측정하고, 그림 4의 (b)와 같이 변위계 3, 4, 5, 6 번(절대좌표)으로 패널존의 변위를 측정하며, 7, 8, 9, 10번(기둥중심과 엔드플레이트의 상대좌표)으로는 접합부의 변위를 측정한다. 11,12번 변위계는 하중가력시의 기둥슬립을 측정한다. 또한 변형도 게이지(W.S.G)를 보와 엔드플레이트에 설치하여 응

표 3. 접합부 실험체 일람

시험체명	강관기둥	H형강보	엔드플레이트	고력볼트
LBE16A-2C-9	□-250× 250×9	H-350 ×175× 7×11	16	F10T M22
LBE22A-2C-9			22	
LBE25A-2C-9			25	
LBE16A-2C-12	□-250× 250×12		16	
LBE22A-2C-12			22	
LBE25A-2C-12			25	

LBE□□-□□ 단위 : mm
 C : 반복가력
 볼트의 위치 (EP2 type)
 A : 고력볼트 F10T M22
 엔드플레이트 두께

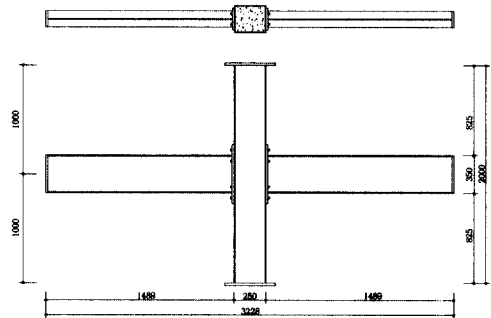


그림 1. 반복가력 실험체의 형상 및 치수

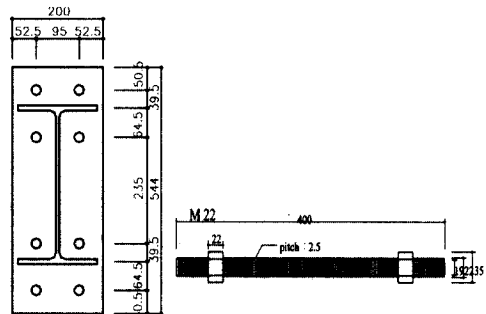


그림 2. 엔드플레이트 및 볼트의 상세치수

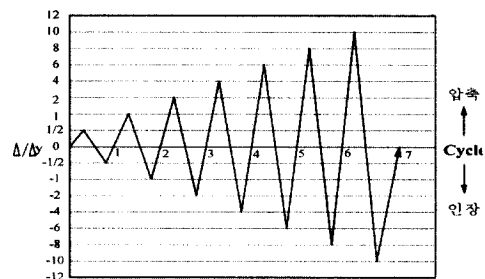
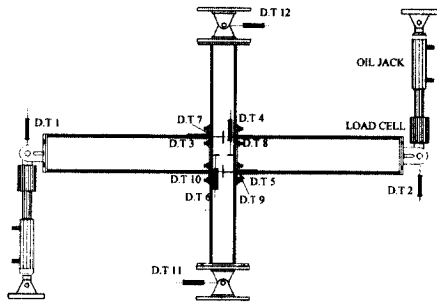


그림 3. 하중제어 계획 (점중 변위제어)

력상황을 관찰한다.



(a) 가력방법



(b) 측정방법

그림 4. 가력 및 측정방법

4. 실험결과

4.1 복원력 특성

LBE16A-2C-9실험체는 4사이클의 7.5tm에서 엔드플레이트의 면외변형이 나타났으며, 15사이클의 23.12tm에서 기둥 플랜지로 부터 보춤의 1/2지점에서 보의 국부좌굴이 관찰되기 시작했다. 가장 큰 변형은 엔드플레이트에서 나타났으며, 또한 기둥의 패들존 웹 부분에서도 미소한 면외변형이 관찰되었다. 엔드플레이트와 보플랜지 상부분의 용접부분에서 엔드플레이트의 파단으로 실험이 종료되었다. LBE22A-2C-9 실험체는 5사이클의 7.97tm에서 엔드플레이트의 면외변형이 나타났으며, 8사이클의 21.81tm에서 보의 국부좌굴이 나타났고, 보의 좌굴부분의 변형이 커지면서 14사이클의 인장 하중시에 보의 좌굴로 실험이 종료되었다. LBE25A-2C-9실험체는 4사이

클의 9.18tm에서 엔드플레이트의 면외변형이 관찰되었고, 보의 좌굴은 8사이클의 23.42tm에서 관찰되었다. 19사이클의 인장하중시에 아래의 보플랜지와 엔드플레이트의 용접된 부분에서 플랜지 부분의 용접부 파단과 함께 실험이 종료되었다. LBE16A-2C-12실험체는 4사이클의 6.62tm에서 엔드플레이트의 면외변형이 나타났으며, 10사이클의 23.28tm에서 보의 국부좌굴이 나타났다. 엔드플레이트의 면외변형이 커지면서 19사이클의 인장하중시에 보플랜지 상부분과 엔드플레이트의 용접부분에서 취성파괴가 일어났다. LBE22A-2C-12실험체는 4사이클의 10.08tm에서 엔드플레이트의 면외변형이 나타났으며, 8사이클인 23.79tm에서 보의 국부좌굴이 나타났다. 11사이클에서 보의 국부좌굴로 실험을 종료하였다. LBE25A-2C-12실험체는 5사이클의 7.04tm에서 엔드플레이트의 면외변형이 나타났으며, 8사이클인 26.03tm에서 보의 국부좌굴이 관찰되었고, 보의 좌굴 변형이 심화되어 12사이클에서 보 좌굴로 실험을 종료하였다. 실험체는 엔드플레이트 파단(LBE16A-2C-9)과 용접부 취성파괴(LBE25-2C-9, LBE16A-2C-12)를 제외하고는 모두 보플랜지 국부좌굴로 인하여 최대내력이 결정되었다. 접합부의 모멘트-회전각 값을 표 4에 나타내었고, 실험체 파괴형상은 그림 5에 나타나 있다.

표 4. 접합부 실험결과

실험체	My (tm)	θ_y (rad.)	Mu (tm)	θ_u (rad.)
LBE16A-2C-9	22.70	0.0010	29.08	0.0108
LBE22A-2C-9	27.84	0.0011	33.85	0.0118
LBE25A-2C-9	30.06	0.0012	32.70	0.0050
LBE16A-2C-12	25.74	0.0012	33.19	0.0131
LBE22A-2C-12	27.52	0.0013	34.51	0.0127
LBE25A-2C-12	31.31	0.0014	36.03	0.0089

My : 항복 모멘트, θ_y : 항복 회전각

Mu : 최대 모멘트, θ_u : 최대 회전각

그림 5. 실험체 파괴 형상

4.2 모멘트-회전각 관계

각 실험체에 대한 접합부의 $M-\theta$ 관계를 그림 6에 나타내었다. 그림에서 종축은 모멘트를 나타내고, 횡축은 패널존, 보 및 기둥의 회전각과 기둥의 슬립이 포함되지 않고, 엔드플레이트의 휨과 볼트의 인장에 의한 접합부만의 순수 회전각이다.⁽¹⁾

5. 분석 및 고찰

5.1 초기 강성

각 실험체의 초기 강성 K_i 는 20637~25245 (tm/rad)의 분포를 나타내고 있으며, 엔드플레이트 두께가 16mm인 실험체를 기준으로, 22mm 두께인 것은 초기강성이 2.27~10.14% 증가했고, 25mm 두께인 것은 7.54~13.68%나 증

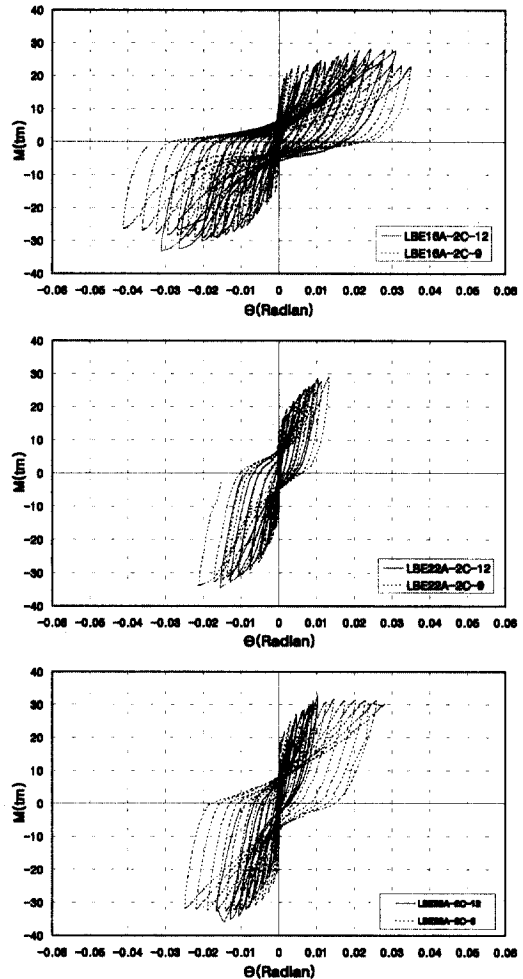


그림 6. 접합부의 모멘트-회전각 관계 곡선

가했다. 또한, 기둥두께가 9mm인 실험체를 기준으로 12mm인 것은 초기강성이 7.84~14.45% 감소했다. 따라서, 엔드플레이트가 두꺼워 질수록, 기둥두께가 얇을수록 초기강성이 크게 나타남을 알 수 있다.

5.2 내력 상승률 및 변형능력

내력상승률(M_u/M_y)은 1.09~1.28의 분포를 나타내고 있으며, 엔드플레이트가 얇을수록 높게 나타났으며, 기둥의 두께가 두꺼울수록 높게 나타

표 5. 실험체의 내력 상승률 및 변형능력

실험체	Mbp (tm)	Mu/My	Mu/Mbp	θ_u/θ_y	Ki(tm/rad.)
LBE16A-2C-9	28.90	1.28	1.01	10.63	22398
LBE22A-2C-9	28.90	1.22	1.17	10.45	24670
LBE25A-2C-9	28.90	1.09	1.13	4.28	25463
LBE16A-2C-12	28.90	1.29	1.15	10.91	20637
LBE22A-2C-12	28.90	1.25	1.19	9.72	21105
LBE25A-2C-12	28.90	1.15	1.25	6.34	22193

Mu/My : 내력 상승률, bMp : 보의 전소성모멘트
 θ_u/θ_y : 변형능력, Ki : 초기강성

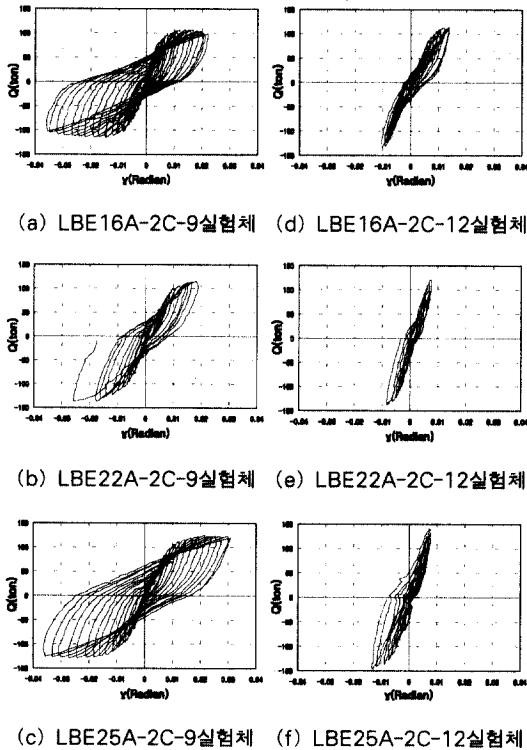


그림 7. 접합부 패널의 전단력-변형각 관계 곡선

났다. 변형능력(θ_u/θ_y)은 4.28~10.91의 분포를 나타내고 있으며, 내력상승율과 마찬가지로 엔드플레이트가 얇을수록 높게 나타났으나, 기둥의 두께의 영향은 거의 없는 것으로 나타났다. 그리

고, 접합부의 최대모멘트에 대한 보의 소성모멘트의 비(M_u/M_{bp})는 1.01~1.25의 분포를 나타내고 있으며, 보의 좌굴로 실험이 종료된 LBE22A-2C-9, LBE22A-2C-12 및, LBE25A-2C-12 실험체는 1.17~1.25의 분포를 보이므로, 보는 보의 전소성모멘트 보다 실제로는 17~25% 정도의 성능을 더 발휘할 수 있다고 판단된다.

5.3 접합부 패널의 전단력-변형각 관계

그림 7은 실험에 의한 접합부 패널의 전단내력과 변형각과의 관계를 나타낸 것이다. 전단내력은 114.68~146.22(ton)의 분포를 나타내고 있으며, 엔드플레이트의 두께가 16mm인 것에 비해 두께가 22mm인 것은 2.2~19%, 두께 25mm인 것은 9~13% 분포로 전단내력이 증가했으며, 기둥 두께에 의한 것으로는, 기둥두께가 12mm인 것은 기둥두께가 9mm인 것에 비하여 1.2~17.5% 증가했다. 또한, 기둥두께가 12mm인 실험체는 거의 탄성구간에 머물러서, 기둥두께가 9mm 실험체에 비해 변형능력이 많이 떨어짐을 알 수 있다.

5.4 에너지 흡수능력

구조부재의 변형능력은 외력에 대한 에너지 흡수능력을 의미한다고 볼 수 있다. 부재의 변형능력을 하중-변위곡선에서 변위능력과 면적 변형능력으로 구분하면, 면적변형능력이 에너지 흡수능력에 해당되며, 항복 이후의 변형능력은 소성변형능력이라 할 수 있다.

반복가력 실험체에 대하여 에너지 흡수능력은 하중-변위 곡선내의 면적으로 평가한다. 부재 전체의 누적에너지 흡수능력을 각각 탄성과 소성구간으로 나누어 흡수능력을 구하였는데, 탄성구간의 에너지 흡수능력은 항복점까지의 면적을 구한 것이다. 각 실험체에 흡수된 총에너지를 그림 8에 나타내었다.

실험체의 에너지 흡수능력은 LBE16A-2C-9실
 험체를 기준(1.00)으로 할 때, 0.16~1.00의 분
 포를 보이고 있으며, 22mm두께의 엔드플레이트
 를 가진 실험체를 제외하고 엔드플레이트두께가
 증가 할수록 흡수능력이 감소한다. 또한, 기둥두
 께가 9mm인 실험체가 기둥두께가 12mm인 실
 험체보다 에너지 흡수능력이 우수한데, 그 이유는
 그림 7에 나타난 것과 같이, 기둥두께가 12mm
 인 실험체는 패널존이 거의 탄성구간에 머물러 에
 너지 흡수량이 적은 반면에, 기둥두께가 9mm인
 실험체의 패널존은 항복 후 많은 에너지를 많이
 흡수했기 때문이라고 사료된다. 이렇게 판단할수
 있는 이유는, 위의 그림 8에서도 알 수 있듯이 소
 성에너지 흡수능력에 비해 탄성구간의 흡수능력이
 5~13%정도밖에 되지 않음을 나타내고 있기 때
 문이다.

그림 8. 실험체의 총에너지 흡수량 비교 그래프

6. 전단내력 평가

기존의 H형강 기둥·보 접합부의 파괴메카니즘
 과 내력에 대한 예측식을 바탕으로, 고력볼트, 엔
 드플레이트, 기둥 또는 플랜지 및 웹, 접합부패
 널의 파괴메카니즘을 가정한 내력 예측식을 고찰
 해 본다. 특히, von Mises의 항복조건식과 Strut
 모델을 이용한 Le-Wu Ru연구, 일본건축학회 강
 관콘크리트 구조계산 기준식등을 통하여 접합부
 패널의 전단내력 예측식을 고찰해 본다.

6.1 기존 이론 모델 연구

6.1.1 James M. Ricles, Le-Wu Lu, Took
 K. Sooi와 G. Vermaas의 연구⁽²⁾

모델의 수식은 패널존의 전체 전단성능 V_{total} 에
 도달하기 위해 강관의 전단내력 V_s 와 콘크리트의
 전단내력 V_c 의 단순누가를 기본으로 하고 있다.

$$V_{total} = V_s + V_c \quad (1)$$

강구조는 국부좌굴 전 강관에 전단항복이 발생하
 기 때문에 다음과 같은 von Mises 항복조건을
 고려하는 것을 기본으로 하고 있다.

$$V_s = \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_y A_w \quad (2)$$

여기서, A_w : 패널존을 형성하는 강관 웹의 면적

콘크리트구조의 전단내력 V_c 를 평가하기 위해
 다음의 3가지 모델을 사용한다.

- ① Strut 모델 A
- ② Strut 모델 B
- ③ ACI 모델

1) Strut 모델 A

strut의 균열내력이 콘크리트의 압축강도 f'_c 와
 strut 폭 B_e 에 영향을 받는다고 가정한다.

$$B_e = S \cos \alpha \quad (3)$$

여기서 S : 유효지압폭 ($S = t_{fl} + 2t_e + 2t_{fk}$)

t_{fl} : 보 플랜지 두께

t_e : 엔드플레이트 두께

t_{fk} : 기둥 플랜지 두께

패널존의 내 다이아프램 유무에 따른 콘크리트 전단저항 V_c 를 다음식으로부터 얻는다.

$$V_c = SB \cos^2 \alpha f'_c \quad (4)$$

내 다이아프램이 있는 경우 :

$$V_c = 2SB \cos^2 \alpha f'_c \quad (5)$$

패널존에 내 다이아프램이 존재할 때 V_c 는 압축 strut 폭 B_e 를 두 배로 한다.

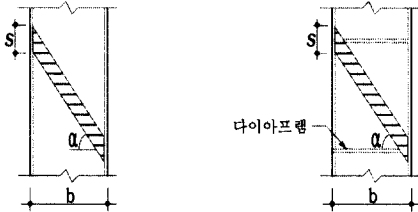


그림 9. Strut 모델 A

2) Strut 모델 B

그림 10과 같이 압축 strut 폭 B_e 는 콘크리트의 정역학적 기둥(prism)이 45° 기하학을 기본으로 하고 있다. 이 프리즘은 압축축 보 플랜지에 서 기둥에 부가된 지압응력에 의해 만들어진다.

V_c 는 압축 strut의 강도는 비례적으로 $0.85f'_c$ 로 가정하여 다음식으로 구한다.

내 다이아프램이 없는 경우 :

$$V_c = SB \cos 45^\circ \cos \alpha 0.85f'_c \quad (6)$$

내 다이아프램이 있는 경우 :

$$V_c = SB \cos 45^\circ \cos \alpha 0.85f'_c + dB \sin^2 \beta 0.85f'_c \quad (7)$$

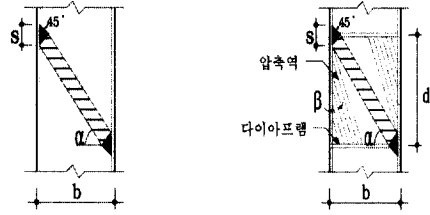


그림 10. Strut 모델 B

3) ACI 모델

콘크리트 전단력 V_c 를 평가하기 위하여 다음과 같은 ACI규준의 방정식을 사용한다.

내 다이아프램이 없는 경우 :

$$V_c = Bb15\sqrt{f'_c} \quad (8)$$

내 다이아프램이 있는 경우 :

$$V_c = Bb20\sqrt{f'_c} \quad (9)$$

6.1.2 Hsiao-lien JI와 Hiroshi KANATANI의 연구⁽³⁾

1) 기본가정

강재부분의 전단내력을 구할 때, 강관과 고력볼트로 접합된 직교 엔드플레이트가 모두 움직인다고 생각할 수 있다. 콘크리트는 전단균열이 발생한 하중까지는 전단면 유효로 전단변형한다. 전단균열이 발생한 하중이후는 압축 가새(brace)를 하여 외력을 부담한다. 압축 가새(brace)의 유효 단면적 산출에는 그림 11에서 나타내는 2종류의 모델을 이용한다.

모델 1 : 강관벽에 접하는 길이 S를 보플랜지 내외측에 배치된 볼트 중심사이 거리로 한다.

모델 2 : 볼트 체결(침) 부분을 강체의 수평재로 가정해서, 그 수평재와 접하는 길이를 $(D - 2T)/2$ 로 한다.

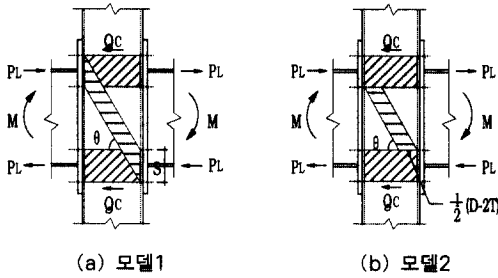


그림 11. 콘크리트 경사모델

2) 접합부 패널 전단내력
[강재부분]

$$Q_s = \frac{\sigma_u}{\sqrt{3}} \times sA \quad (10)$$

여기서, $sA = 2 \times (D - T) \times T$ (강관웹브)

σ_u : 강재의 인장강도

[엔드플레이트 부분]

직교 엔드플레이트가 부담할 수 있는 전단력은 실험종료시의 볼트축력 B_0' 과 미끄러짐 계수 0.3을 이용해, 다음 식으로 계산한다.

$$Q_{ep} = 2 \times 4 \times B_0' \times 0.3 \quad (11)$$

여기서, 실험종료시 볼트축력 B_0' 는 볼트도입축력 B_0 의 75%이다.

B_0 : 볼트도입축력 ($B_0 = \sigma_{by} A_e$)

σ_{by} : 볼트의 항복강도, A_e : 볼트의 유효단면적

[콘크리트 부분]

전단균열이 발생한 하중이후, 압축 가새(brace)하여 외력을 부담한다.

$$Q_c = c\sigma \times (B_e \times cD) \times \cos \theta \quad (12)$$

여기서, $B_e = S \cos \theta$ $c\sigma$: 콘크리트 압축강도
 cD : 콘크리트 기둥의 공칭치수

6.1.3 鋼管콘크리트 構造計算規準·同解説(日本建築學會)⁽⁴⁾

다음과 같은 식을 이용하여 접합부 패널의 전단내력을 구한다.

$$Q_p = cA \cdot \alpha \cdot f'_c + \frac{sA}{2} \frac{F_y}{\sqrt{3}} \quad (13)$$

여기서, $\alpha = 0.25 \frac{D}{Hb}$ cA : 콘크리트의 단면적

sA : 강관의 단면적

f'_c : 콘크리트의 압축강도

F_y : 강재의 항복응력도

식(12)에서 $cA \cdot \alpha \cdot f'_c$ 는 콘크리트 단면의 허용전단력을, $\frac{sA}{2} \frac{F_y}{\sqrt{3}}$ 는 강관 단면의 허용전단력을 나타낸다. 단, α 는 0.4보다 커서는 안된다.

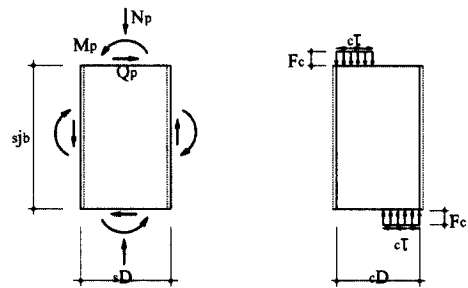


그림 12. 접합부 패널의 거동

6.2 기존 모델의 이론값과 실험값의 전단내력 비교

접합부의 전단내력을 평가하기 위하여 기존 이론값과 실험결과를 비교한다. 전단내력의 실험치 Q_u 는 다음식⁽⁵⁾에 의하여 계산할 수 있다.

$$eQ_u = \left\{ \frac{2(L - \frac{D}{2})}{h} - \frac{L}{H} \right\} \frac{P_L + P_R}{2} \quad (14)$$

여기서, D, h: 패널존의 넓이, 높이,
L: 보의 길이, H: 기둥의 길이,
P_L, P_R: 좌측, 우측보의 최대하중

콘크리트 부분의 전단내력을 Strut 모델과 ACI모델을 이용하여 계산한 접합부 패널 전단내력의 계산값과 실험값을 비교해 보면, Strut 모델은 실험결과에 잘 대응하고 있으나, ACI모델은

표 6. 접합부 패널의 전단내력 실험값과 이론값 (Le-Wu Lu의 연구)

실험체명	tQu			eQu (ton)
	Strut A	Strut B	ACI	
LBE16A-2C-9	128.69	127.61	220.97	114.68
LBE22A-2C-9	135.53	134.23	220.97	136.75
LBE25A-2C-9	138.95	137.55	220.97	129.30
LBE16A-2C-12	140.93	145.60	238.28	134.62
LBE22A-2C-12	145.49	151.09	238.28	137.56
LBE25A-2C-12	147.78	153.83	238.28	146.22

표 7. 접합부 패널의 전단내력 실험값과 이론값의 비교(Le-Wu Lu의 연구)

실험체명	tQu / eQu		
	Strut A	Strut B	ACI
LBE16A-2C-9	1.12	1.11	1.93
LBE22A-2C-9	0.99	0.98	1.62
LBE25A-2C-9	1.07	1.06	1.71
LBE16A-2C-12	1.05	1.08	1.77
LBE22A-2C-12	1.06	1.10	1.73
LBE25A-2C-12	1.01	1.05	1.63

다소 과대평가하고 있다. 두 Strut모델의 차는 brace설정의 차이에 의한 것이지만, 콘크리트가 부담하는 외력은 전체외력의 15%정도 이기 때문에 그림 13에서 보듯이, 모델의 차이에 의한 접합부 패널의 전단력은 거의 차이가 없다.

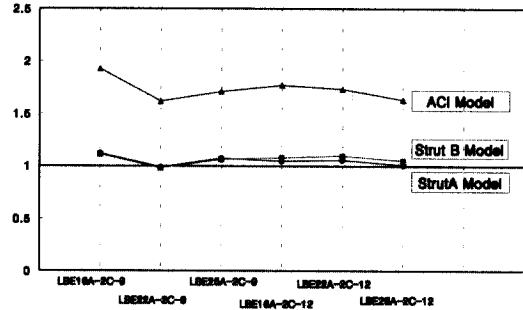


그림 13. Le-Wu Lu 모델의 전단내력 비교

표 8. 접합부 패널의 전단내력 실험값과 이론값의 비교(KANATANI의 연구)

실험체명	tQu	eQu	tQu / eQu
LBE16A-2C-9	251.80	114.68	2.20
LBE22A-2C-9	258.64	136.75	1.89
LBE25A-2C-9	262.06	129.30	2.03
LBE16A-2C-12	286.88	134.62	2.13
LBE22A-2C-12	291.45	137.56	2.12
LBE25A-2C-12	293.73	146.22	2.01

표 9. 접합부 패널의 전단내력 실험값과 이론값의 비교(강관콘크리트구조 설계규준)

실험체명	tQu	eQu	tQu / eQu
LBE16A-2C-9	116.73	114.68	1.02
LBE22A-2C-9	116.73	136.75	0.85
LBE25A-2C-9	116.73	129.30	0.90
LBE16A-2C-12	175.42	134.62	1.30
LBE22A-2C-12	175.42	137.56	1.28
LBE25A-2C-12	175.42	146.22	1.20

표 8에 이론값과 실험값의 비는 1.89~2.20의 분포로 되어있는데, 이는 엔드플레이트의 이론값이 크게 나타나 과대 평가 되어진 것으로 사료된다.

표 9에서 보듯이 전단내력의 이론값과 실험값의 비는 0.85~1.30의 분포를 나타내고 있다. 강판 두께가 12mm인 실험체가 다소 과대평가 되었음을 알 수 있다.

앞의 세 가지 기존의 식들에 의한 값을 비교한 것이 그림 14에 나타나 있다. 그림으로부터 Le-Wu Lu의 Strut A 모델에 의한 값이 0.99~1.12의 분포로 실험값과 제일 잘 대응하고 있으므로, 이 모델을 사용하여 강재와 콘크리트 strut A 모델을 단순누가해서 패널의 전단내력을 예측할 수 있다고 사료된다.

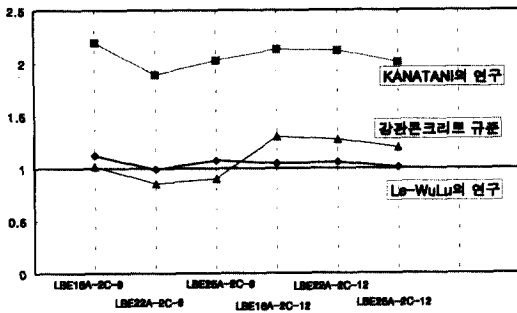


그림 14. 접합부패널 전단내력과 기존식과의 비교

7. 결론

- 1) 각 실험체의 초기 강성 K_i 는 20637~25245 (tm/rad)의 분포를 나타내고 있으며, 엔드플레이트가 두꺼워 질수록 크게 나타났으나, 기둥두께는 얇을수록 크게 나타났다.
- 2) 내력상승율(M_u/M_y)은 1.09~1.28의 분포를 나타내고 있으며, 엔드플레이트가 얇을수록 높게 나타났으며, 기둥의 두께가 두꺼울수록 높게 나타났다. 변형능력(θ_u/θ_y)은 4.28~10.91의 분포를 나타내고 있으며, 엔드플레이트는 두께가 얇을수록 변형능력이 높게 나타났으나, 기둥 두께의 영향은 거의 없는 것으로

나타났다.

- 3) 실험체의 패널존 전단내력은 114.68~146.22 (ton)의 분포를 나타내고 있으며, 엔드플레이트의 두께가 16mm인 것에 비해 두께가 22mm와 25mm인 실험체는 2.2~19%만큼 전단내력이 증가했으며, 기둥두께가 12mm인 것은 9mm인 것에 비하여 1.2~17.5% 증가했다. 이로써, 전단내력은 엔드플레이트와 기둥의 두께가 두꺼워 질수록 증가함을 알 수 있다.
- 4) 실험체의 에너지 흡수능력은 22mm두께의 엔드플레이트를 가진 실험체를 제외하고는, 엔드플레이트 두께가 증가할수록 감소했다. 또한, 기둥두께가 12mm인 실험체가 기둥두께가 9mm인 실험체의 34%~49%정도의 에너지 흡수능력을 갖고 있는데, 이는 그림 6에서 나타나 것과 같이 기둥이 12mm인 실험체는 패널존이 탄성구간에 머물러 에너지 흡수량이 적은 반면에, 기둥이 9mm인 실험체의 패널존은 항복 후 에너지를 많이 흡수했기 때문이라고 판단된다. 따라서, 패널존의 에너지 흡수능력이 건물의 내진 거동에 큰 영향을 미칠 것으로 판단하고, 추후에 이에 대한 연구가 필요하다.
- 5) 기존의 3가지 모델을 통한 전단내력의 이론값과 실험값을 비교한 결과, Le-Wu Lu의 모델은 0.99~1.12, KANATANI의 모델은 1.89~2.20, 그리고 강판콘크리트 구조계산 기준 모델은 0.80~1.30의 분포를 나타내고 있다. 따라서, 실험값과 가장 잘 대응하는 Le-Wu Lu의 모델로 통해 접합부 패널의 전단내력을 추정할 수 있다고 판단된다.

감사의 글

본 연구는 포항제철(주)의 석좌교수기금과 한양대학교 초대형 구조시스템 연구센터(STRESS)의 지원으로 수행한 연구이며, 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

- (1) 志村 保美, 外 “角形鋼管柱-H形鋼はり接合部の性能に関する研究 その3 注はり接合部性能” 日本建築學會學術講演梗概集 1994年 9月 p.1519~1520
- (2) Le-Wu Lu, “SEISMIC PERFORMANCE OF CFT COLUMN-TO-WF BEAM MOMENT CONNECTIONS” Connections in Steel Structures III, p.99~114
- (3) 李 小蓮, 外 “長締高力ボルト引張接合によるコンクリト充てん角形鋼管柱・梁接合部に關する研究-その3 水平荷重實驗”, 日本建築學會構造系論文報告集 第432號, 1992.2, p.69~p.76
- (4) 鋼管コンクリト構造 計算規準・同解説, 日本建築學會, 1981
- (5) 문태섭외, “관통형 고력볼트를 사용한 엔드플레이트형식 콘크리트 충전 각형강관기둥-H형강보 접합부의 전단내력 평가”, 대한건축학회 논문집, 1999.12, p65~72

(접수일자 : 2000년 4월 28일)