

앵글을 이용한 콘크리트충전 각형강관기둥-H형강보 접합부의 거동

Behavior of Concrete-Filled Square Steel Tubular Column to H-Beam Connections using Angles

이 재 승¹⁾ · 김 재 건²⁾ · 신 경 재³⁾ · 문 태 섭⁴⁾

Lee, Jae Seung Kim, Jae Keon Shin, Kyung Jae Moon, Tae Sup

요 약 : 본 연구는 중층철골 구조물 공업화방안에 관한 연구의 기초단계로서 앵글과 고력볼트를 사용한 콘크리트충전 각형강관기둥·H형강보 접합부의 구조적 거동을 파악하는데, 그 목적이 있다. 실험은 앵글의 두께를 주요변수로 하여 정적하중 하에 5종류의 시험체에 대해 실행되었다. 내력추정식은 접합부의 강도를 상계정리에 의한 하한값으로 구하는 항복선 이론을 적용하여 제시하였다.

ABSTRACT : This paper is the first step on the study of the industrialization of the mid-story steel building structures. The purpose of this study is to investigate the structural behavior of concrete-filled square steel tubular column to H-beam connections using angles and high tension bolts. The tests are carried out with five types of specimens under static loading and the main parameter is the thickness of angles. Yield-line theory which obtains connection strength by way of the lowest value based on upper-limit theory is applied to predict strength formulas.

핵심용어 : 콘크리트충전 각형강관기둥

KEYWORDS : concrete-filled square steel tubular column

1. 서 론

철골구조의 접합부 설계형태는 강접합(Rigid)

과 반강절접합(Semi Rigid), 핀(Pin)접합으로 분류할 수 있다. 강접합은 큰 강성을 보유할 수 있지만, 용접부의 취성과파괴로 인하여 변형능력 부

1) 한양대학교 대학원 석사과정
2) 한양대학교 대학원 건축공학과 박사과정
3) 정회원, 한남대학교 건축공학과 교수, 공박
4) 정회원, 한양대학교 건축공학부 교수, 포항제철 석좌교수

본 논문에 대한 토의를 1999년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의회답을 게재하겠습니다.

족할 수 있고, 편접합은 모멘트 전달이 이루어지지 않아 전단벽이나 가새의 사용이 필요하다.

이러한 점에서, 실제 모든 접합부의 작용하중에 대해 어느 정도 모멘트 전달 능력과 회전 구속력을 지닌 반강절 접합부가 도입될 필요가 있다. 또한, 철골구조는 철근 콘크리트와는 달리 규격화된 부재를 사용함으로써 조립화가 용이하다는 점, 콘크리트 각형강관을 기둥으로 할 경우, 콘크리트와 강관의 상호 구속 효과로 인하여 철근 콘크리트보다 단면의 증가없이 내력과 변형능력을 크게 증가시킬 수 있다는 잇점을 보유하고 있다. 그러나, 철골구조에 대한 인식부족과 경제성 문제로 인하여 철골구조는 고층건물이나 플랜트와 같은 일부 구조물에 한하여 제한적으로 이용되고 있는 실정이다. 따라서, 반강절과 부품화, 규격화, 조립화의 공업화 방안에 관한 개념을 도입하여 건축물의 생산성을 향상시킬 뿐만 아니라, 비용절감의 효과도 기대할 수 있는 경제적인 철골구조의 접합방식에 대한 연구가 필요하다고 하겠다.

본 연구는 상기에서 언급한 접합부의 공업화 방안에 대한 기초적 연구단계로서 앵글을 이용한 콘크리트충전 접합부에 대한 실험을 실시하여 내력과 변형능력을 측정하고, 이론해석을 통해 주요 변수인 앵글 두께가 접합부의 내력과 강성에 미치는 효과를 파악하여 중층 철골조 건축물의 공업화에 대한 적용가능성을 검토해 보는데 그 목적이 있다.

2. 실 험

2.1 강재 인장강도 시험

본 시험에 사용된 강재의 역학적 성질을 파악하기 위하여 KS B 0801의 금속재료 인장 시험편 규준에 따라 각형강관의 용접부가 없는 평판부에서 2개, H형강보 웹 및 플랜지 부분과 앵글에서 2개씩 인장시험편을 절취하여 강재의 인장강도 실험을 실시한다.

강재의 재질은 각형강관의 경우 SPSR400, 강판은 SS400, 고력볼트는 F10T M22이며, 변형도는 각 시험편에 스트레인 게이지(W.S.G)를 부착하여 측정하였으며, 강재 인장강도 실험결과는 표 2.1에 나타내었다.

표 2.1 강재 인장강도 시험결과

시험체	σ_y (t/cm ²)	σ_u (t/cm ²)	σ_y/σ_u	Est (t/cm ²)	Elo. (%)
CS 6	3.79	4.63	0.82	-	34.87
HW 7	3.72	5.38	0.69	13.13	26.75
HF 11	3.03	4.32	0.70	21.06	41.75
CA 7	2.89	3.84	0.75	22.97	29.75
CA 10	2.96	4.02	0.73	18.59	38.13
CA 13	3.14	4.82	0.65	14.24	33.63

CS 6 (탄성계수 : $E=2,100t/cm^2$)

두께 (mm)

강종 (CS : 각형강관, HW : H형강 웹, HF : H형강 플랜지, CA : L형강)

σ_y : 항복점

σ_u : 인장강도

σ_y/σ_u : 항복비

Elo.: 연신율

Est: 변형경화계수

2.2 콘크리트 압축강도 시험

시험체 제작에 사용된 콘크리트는 설계기준강도 210kg/cm²인 레미콘을 사용하였다.

표 2.2 콘크리트 압축강도 실험 결과

시험체	설계기준강도 (kg/cm ²)	f_c' (kg/cm ²)	E_c (t/cm ²)	slump (cm)
C-1	210	241.92	233.3	12
C-2	210	236.19	230.5	13.5
C-3	210	201.81	213.1	14
평균치	210	226.64	225.6	13

f_c' : 콘크리트 재령 28일 매회 3개의 공시체 평균 압축강도

강도 시험용 공시체는 KSF 2404에 따라 1회 3개씩 총 9개를 제작하여 28일 압축강도 실험을

실시하였다. 콘크리트 압축실험 결과는 표 2.2와 같다.

2.3 접합부 실험

2.3.1 실험체 계획

철골구조물을 중층규모의 건축물에 도입하기 위해서는 접합방법을 단순화할 필요가 있다. 단순화된 접합방법은 현장용접에 의한 방법보다는 고력볼트에 의해 현장에서 접합하는 방법이 바람직할 것이다. 또한, 현장에서 용접을 하는 경우에는 용접양을 최소화하여 작업을 단순화하고 품질관리를 용이하게 할 필요가 있다. 특히, 본 실험체는 반강접을 목적으로 계획된 접합부로서 이와 같은 목적을 충족시키기 위하여 충전 기둥을 사용하였으며, 기둥과 보 사이를 앵글과 덧판을 이용하여, 용접과 고력볼트로 접합하였다. 실험체에 사용한 기둥부재는 각형강관 강종 SPSR400의 □-250×250×6이며, 보 부재인 H형강은 SS400의 H-350×175×7×11이고, 앵글은 강종SS400, 고력볼트 F10T M22이다.

실험의 주요변수는 앵글의 두께(7mm, 10mm, 13mm)이며, 단순보 실험체 1개, 앵글형식 3개, 비교 실험체인 내다이하프랩 1개로 총 5개의 단순가력 실험체를 제작하였다.

표 2.3 접합부 실험체 일람

실험체	강관 기둥(mm)	앵글	앵글 길이(cm)
L-1A	□-250×250×6	L-90×90×7	30
L-2B	□-250×250×6	L-90×90×10	30
L-3C	□-250×250×6	L-90×90×13	30
L-4D	□-250×250×6	내다이하프랩	—
BS	H-350×175×7×11	—	—

- L-3C 실험체는 L-100×100×13을 절단하여 제작하였다.
- 비교실험체인 L-4D 실험체의 내다이하프랩 구멍의 크기는 면적의 50%로 제작하였다.

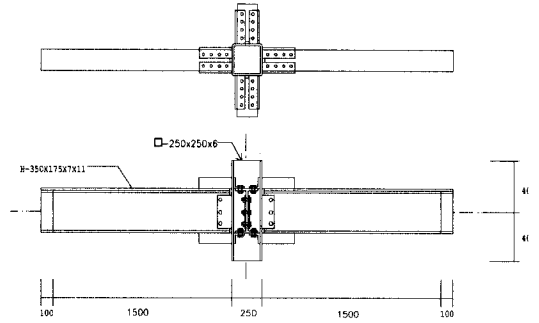


그림 2.1 접합부 실험체의 형상 및 치수

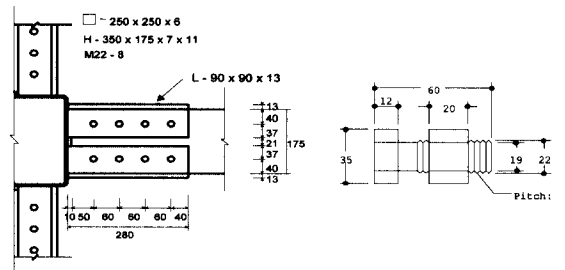


그림 2.2 접합부 및 고력볼트 상세치수

2.3.2 가력 및 측정방법

가력은 유압식 만능 시험기(U.T.M.)를 사용하여 단순재하하는 방법으로 실시하며, 실험체 양단의 지지조건을 단순지지 조건으로 그림 2.3과 같이 기둥의 중심을 가력하여 연직 하중이 가해지도록 설치한다. 측정방법은 각형강관 및 H형강보의 플랜지와 웨브에 변형도 게이지(W.S.G.)를 설치하여 응력전달 상황을 관찰하고 하중제어에 이용하였으며, 변위계(D로 표기)를 그림 2.3과 같이 설치하였다.

2.3.3 실험결과

각 실험체의 내력 및 그때의 변위와 초기강성을 표 2.4에 나타냈으며, 단순가력 실험에서 얻은 각 실험체의 하중-변위 관계를 그림 2.5에 나타내었다.

그림에서 종축은 가력하중이고, 횡축은 실험체 중앙점의 변위를 나타낸다.

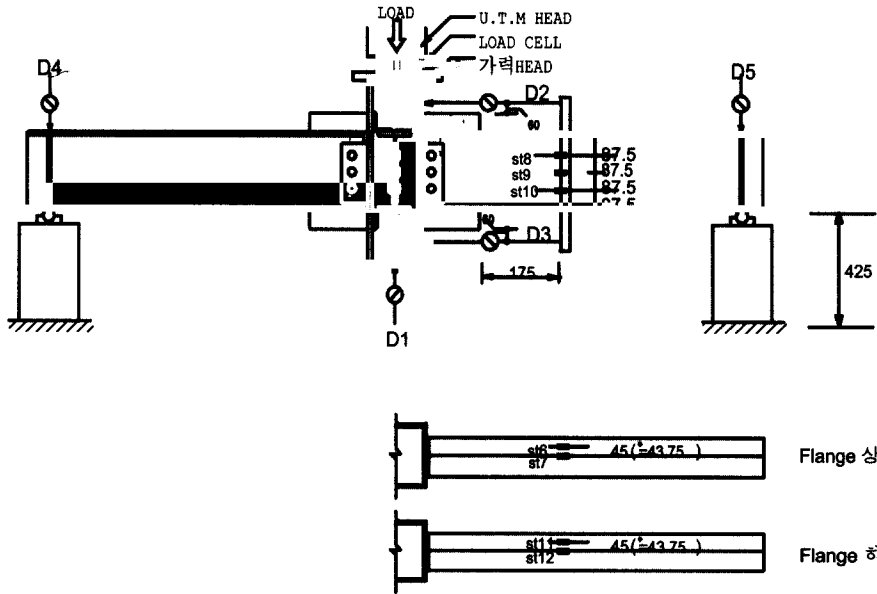
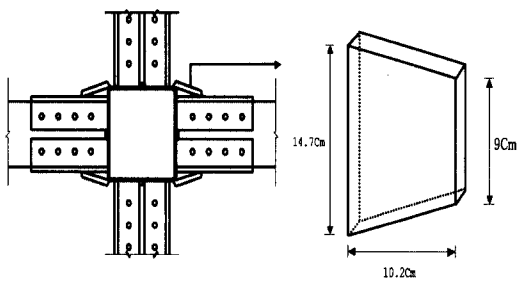


그림 2.3 가력상황 및 W.S.G. 부착위치 상세도

L-1A의 실험결과, 강관과 앵글이 용접된 강관 플랜지가 파단되어 실험이 종료되었다.

이를 보강하기 위하여, L-2B와 L-3C 실험체는 사다리꼴 모양의 보강판을 하부 인장측 강관 코너부와 앵글에 용접하여 실험을 진행하였다.

항복하중의 결정은 각 실험체별 하중-변위 관계로부터 초기강성 구배를 갖는 직선과 초기강성 구배의 1/3인 직선을 평행 이동시켜 두 직선의 교점을 항복내력(P_y)으로 정하고 이때의 처짐을 항복 변위(δ_y)로 하였다.



· 보강판의 두께는 앵글과 동일함.
(두께(mm)) : L-2B → 10, L-3C → 13

그림 2.4 보강된 L-2B와 L-3C 실험체의 접합부 상세 및 보강판의 치수

그림 2.4는 변화된 L-2B와 L-3C 실험체의 접합부 상세 및 보강판의 치수이다.

표 2.4 접합부 실험체의 실험결과

시험체	P_y (ton)	δ_y (mm)	P_u (ton)	δ_u (mm)	K_i (t/mm)
L-1A	22.62	10.93	25.05	23.35	2.07
L-2B	26.97	8.46	40.07	42.33	3.19
L-3C	30.44	10.31	44.95	62.06	2.95
L-4D	18.83	7.44	29.02	44.54	2.53
BS	32.8	11.82	37.63	57.17	2.78

P_y : 항복내력 δ_y : 항복변위 P_u : 최대내력
 δ_u : 최대변위 K_i : 초기강성

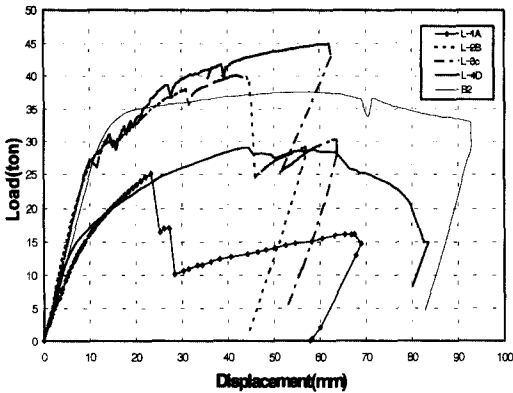


그림 2.5 실험체의 하중-변위곡선

실험결과, L-1A실험체의 경우 강관 하부 인장측의 국부적인 응력으로 인해 기둥플랜지가 파단됨으로서 내력이 급격히 감소하는 경향을 보였으나, 다른 실험체의 경우는 보강판의 효과로 인해 내력이 상승하면서 상당한 변형을 유지한 뒤, 기둥플랜지와 보강판의 용접부가 파단되는 경향을 보였다.

강관의 내력이 각 실험체에 있어 작다고 볼 때, 보강판의 효과는 상대적으로 크게 나타났음을 알 수 있다. L-4D실험체의 경우는 하부 인장측 보플랜지와 기둥플랜지 사이의 용접부에서 파단이 시작되었으며, 종국에는 L-1A실험체와 같이 기둥플랜지가 파단됨으로서 실험이 종료되었다.

3. 분석 및 고찰

3.1 내력 및 강성비교

3.1.1 초기강성

초기강성 K_i 는 2.07(t/mm)~3.19(t/mm)의 분포를 보였다. L-1A실험체는 비교 실험체인 L-4D 실험체보다 초기강성이 낮게 나타났으나, L-2B와 L-3C실험체는 보강판의 효과로 인하여, 초기강성이 높게 나타났다. 보부재의 초기강성과의 비교 K_i/bK_i 에서는 L-2B와 L-3C실험체가 보

부재의 강성보다 약 10%정도 높게 나타났고, L-1A실험체와 L-4D실험체의 경우는 각각 26%, 9%정도 낮은 값을 보였다. 따라서, L-2B와 L-3C를 제외한 나머지 실험체는 초기강성에 있어 보의 영향이 없음을 알 수 있다.

표 3.1 접합부 및 단순보 실험체의 내력 및 강성 비교

실험체	K_i (t/mm)	P_y (ton)	P_u (ton)	P_y / P_{by}	P_u / P_{bu}	K_i/K_{bi}
L-1A	2.07	22.62	25.05	0.69	0.67	0.74
L-2B	3.19	26.97	40.07	0.82	1.06	1.15
L-3C	2.95	30.44	44.95	0.93	1.19	1.06
L-4D	2.53	18.83	29.02	0.57	0.77	0.91
B2	2.78	32.8	37.63	1.00	1.00	1.00

K_i : 초기강성 P_y : 항복내력 P_u : 최대내력
 P_y/P_{by} : 보에 대한 항복내력비 P_u/P_{bu} : 보에 대한 최대내력비
 K_i/K_{bi} : 보에 대한 강성비

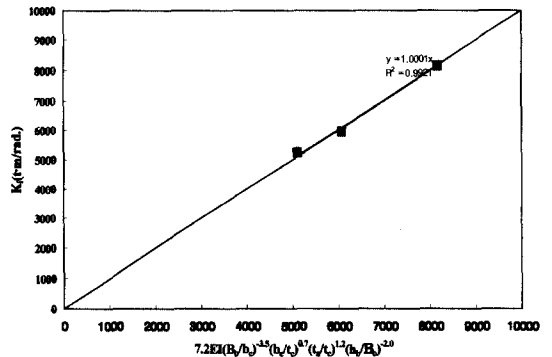


그림 3.1 실험체에 의한 초기강성

본 연구에서는, 실험에 근거하여 초기강성에 영향을 미치는 기둥과 보의 폭비 $(\frac{B_b}{b_c})$, 기둥폭과 기둥 플랜지 두께의 비 $(\frac{b_c}{t_c})$ 및, 보의 형상비 $(\frac{h_b}{B_b})$ 를 변수로, 하여 최소자승법을 이용한 수치해석결과 다음과 같은 초기강성에 대한 실험식을 얻었다. 실험식은 아래의 식(1)과 같으며, 그림 3.1은 실험식의 그래프와 실험치를 나타낸다.

$$K_i = 7.2 \cdot E I_c \cdot \left(\frac{B_b}{b_c}\right)^{-3.5} \cdot \left(\frac{b_c}{t_c}\right)^{0.7} \cdot \left(\frac{t_a}{t_c}\right)^{1.2} \cdot \left(\frac{h_b}{B_b}\right)^{-2.0} \quad (1)$$

여기서, E : 탄성계수, $I_c = t_c^3/12$ 이다. $R^2 = 0.99$

3.1.2 항복내력과 최대내력

항복내력(P_y)은 18.83~30.44(ton)의 분포를 보였으며, 보 실험체에 대하여 L-1A, L-4D 실험체는 각각 31%, 43% 낮게 나타났고, 보강 실험체인 L-2B와 L-3C 실험체는 각각 18%, 7% 낮게 나타났다.

최대내력(P_u)은 25.05~44.95(ton)의 분포로서, 보 실험체에 대하여 L-1A, L-4D 실험체는 각각 33%, 23% 낮게 나타났고, 보강 실험체인 L-2B와 L-3C 실험체는 각각 6%, 19% 높게 나타났다. 이상과 같은 결과로 볼 때, 실험체는 접합부가 상대적으로 약하게 계획된 것으로 판단된다.

3.1.3 내력상승률 및 변형능력

내력상승률(P_u/P_y)은 1.11~1.54의 분포로 L-2B와 L-3C는 큰 차이가 없었으나, L-1A는 다른 실험체에 비해 상당히 낮게 나타났다. 이는 앞에서 언급한 바와같이 L-1A 실험체의 최대 내력이 기둥플랜지의 파단에 의해 결정되었기 때문으로 추정된다. 내다이아프램 실험체인 L-4D 실험체와의 비교에서 L-1A 실험체는 38%, L-2B와 L-3C 실험체는 각각 3%~4% 낮게 나타났다. L-4D 실험체와 앵글형식 실험체의 변형능력을 비교하기 위하여 다음과 같이 식(2)을 적용하였다.

$$\eta = \frac{\delta_u - \delta_y}{\delta_y} \quad (2)$$

여기서, η : 항복 이후의 소성변형능력 지표
 δ_y : 항복하중시의 변위 δ_u : 최대내력시의 변위

분석결과, 보강판과 앵글의 두께가 증가할수록

실험체의 소성변형능력은 증가하였으며, L-3C 실험체를 제외한 나머지 실험체는 L-4D 실험체에 비해 소성변형능력이 낮게 나타났다. 특히, L-1A 실험체는 기둥플랜지의 집중응력에 의해 내력과 변위가 모두 결정됨으로 다른 실험체에 비해 변형능력도 상당히 낮게 나타났음을 알 수 있다.

표 3.2 내력상승률 및 변형능력의 비교

실험체	P_u/P_y	δ_y	δ_u	η	$a \eta / d \eta$
L-1A	1.11	10.93	23.35	1.17	0.26
L-2B	1.49	8.46	42.33	4.00	0.80
L-3C	1.48	10.31	62.06	5.02	1.01
L-4D	1.54	7.44	44.54	4.97	1.00

δ_y : 항복하중시의 변위 δ_u : 최대하중시의 변위
 P_u/P_y : 내력상승률 η : 변형능력
 $a \eta / d \eta$: L-4D 실험체에 대한 앵글실험체의 변형능력비

3.2 접합부의 모멘트-회전각 관계

실험을 통해 얻어진 각 실험체 대한 $M-\theta$ 관계를 그림 3.2와 표 3.3에 나타내었다.

표 3.3 접합부 실험체의 $M-\theta$ 비교

시험체	M_y (t·cm)	θ_y ($\times 10^{-3}$)	M_u (t·cm)	θ_u ($\times 10^{-3}$)	M_u/M_y	M_u/M_{bb}	M_y/θ_y (t·cm/ rad $\times 10^{-3}$)
L-1A	1550	2.27	1879	10.18	1.21	0.74	682.82
L-2B	1956	3.95	3005	24.50	1.54	1.18	495.19
L-3C	1967	2.73	3371	42.77	1.71	1.32	720.51
L-4D	1542	1.99	2177	24.20	1.41	0.85	774.87

M_y : 항복 모멘트 M_{bb} : 보의 전소성모멘트
 θ_y : 항복 회전각 M_u : 최대 모멘트
 θ_u : 최대회전각 M_u/M_y : 내력상승률
 M_u/M_{bb} : 보의 전소성모멘트에 대한 최대내력
 M_y/θ_y : 항복모멘트-회전각 비

그림 3.2에서 중축은 기둥과 접합부분인 보 단부에 작용하는 모멘트($M = PL_b/2$)이고, 횡축은 접합부에서 기둥과 보의 상대회전각(θ)을

나타내며, M_{bp} 는 보단부의 전소성 모멘트이다.

상대회전각 θ 는 변위계 D2.와 D3.에서 측정된 값의 절대값을 두 변위계 사이의 거리로 나눈 값이다. 그림 3.2에서 보는 바와 같이 L-2B와 L-3C는 보의 전소성 모멘트(M_{bp})값을 상회하였으나, L-1A와 L-4D는 이에 이르지 못하였다.

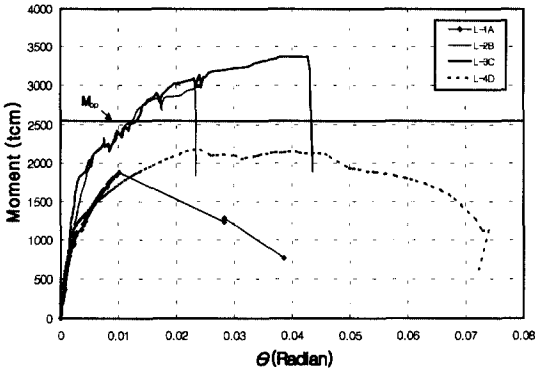


그림 3.2 실험체의 M - θ 관계곡선

3.3 접합부의 내력평가

본 연구대상 실험체의 파괴 모드는 강관의 파괴 모드로서, 앵글형식의 실험체를 이론식과 비교하였다. L-2B와 L-3C 실험체는 강관기둥의 부담 내력과 보강판의 부담내력의 누가로 평가할 수 있다. 본 연구에서는 접합부의 내력에 대한 예측식으로 항복선이론을 이용한, CIDECT 모델과 G. Davies & J. A. Packer의 모델을 수정한 내력식을 사용하였다.

3.3.1 CIDECT 모델

CIDECT 역학 모델에서는 그림 3.3과 같이 강관플랜지에만 항복선이 형성되고, 플랜지의 양단 코너부에 2개의 소성힌지가 생기는 것으로 가정하여, 각형강관 접합부의 항복내력을 구한다.

상기의 가정에 의한 항복내력 평가식은 (3)과 같다.

$$P_{cy} = \frac{8M_p}{1-\beta} \left(\frac{h_1}{b_0} + 2\sqrt{1-\beta} \right) \quad (3)$$

여기서, $\beta = b_1/b_0 < 0.85$, $M_p = t_c^2 \cdot \sigma_y / 4$

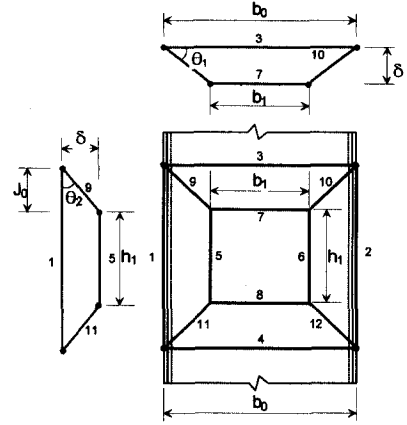


그림 3.3 강관 플랜지의 항복선 Mechanism

3.3.2 G.Davies&J.A.Packer의 모델식(I)

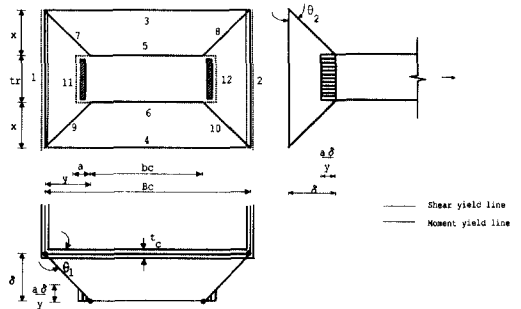


그림 3.4기둥플랜지의 항복선 Mechanism

상기와 같은 가정에 의한 G. Davies & J. A. Packer의 모델의 수정식(I)은 식(4)와 같다.

$$P_{cy} = 2 M_p \left\{ 4 \sqrt{\frac{(B_c + b_c + 2y)}{y}} + \frac{(4 a^2 + 4at_r + \sqrt{3} t_c t_r)}{\sqrt{3} t_c y} \right\} \quad (4)$$

여기서, M_p : 전소성모멘트 (= $t_c^2 \cdot \sigma_y / 4$)

$bc = Bc - 2y$ a : 용접치수를 포함한 앵글의 두께

tr : 앵글 수직부에서 용접치수를 포함한 길이

3.3.3 G.Davies&J.A.Packer의 모델식(II)

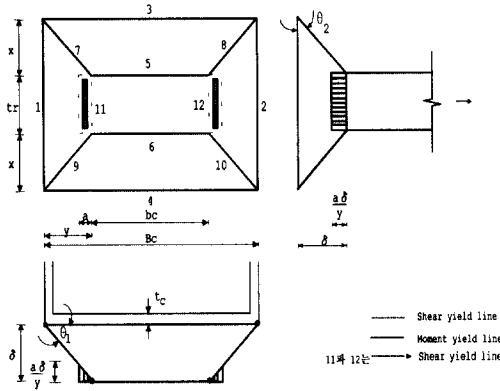


그림 3.5 기둥플랜지의 항복선 Mechanism

상기에서 구한 각 모델의 내력추정식과 실험에서 얻은 항복내력 및 최대내력을 비교하기 위해, 다음의 식을 적용하였다.

1) L-1A 실험체

$$T Q_y = 2 \cdot (P_{cy} \cdot A_l / B_l) \tag{7a}$$

$$T Q_u = 2 \cdot (P_{cu} \cdot A_l / B_l) \tag{7b}$$

$T Q_y$: 이론치 항복내력 $T Q_u$: 이론치 최대내력

A_l : 접합부의 앵글 중심간 거리

B_l : 접합부와 보 지지단 사이의 거리

2) L-2B · L-3C 실험체

$$T Q_y = 2 \cdot (I P_y \cdot A_l / B_l) \tag{8a}$$

$$T Q_u = 2 \cdot (I P_u \cdot A_l / B_l) \tag{8b}$$

여기서, $I P_y = P_{cy} + P_{wy}$, $I P_u = P_{cu} + P_{wu}$

상기와 같은 항복선의 가정에 의해 구한 수정식(II)는 식(5)와 같다.

$$P_{cy} = 2 M_p \left\{ \frac{(2\sqrt{(B_c + b_c + 2y)y} + t_r)}{y} + 2\sqrt{\frac{(B_c + b_c + 2y)}{y} + \frac{(4a^2 + 8at_r)}{\sqrt{3}t_{cy}}} \right\} \tag{5}$$

L-2B · L-3C 실험체의 내력은 상기의 내력식에 앵글과 보강판의 용접강도를 단순 누가하여 구하였다. 용접강도의 계산식은 (6)과 같다.

$$P_{wy} = a \cdot l \cdot r \sigma_y / \sqrt{3} \tag{6}$$

여기서, a : 유효 폭두께 l : 유효길이
 $r \sigma_y$: 앵글이나 보강판의 항복응력

최대내력은 항복내력 산정과 동일한 방법으로 구하였고, M_p 대신 $M_u (t_c^2 \cdot c \sigma_u / 4)$ 를, P_{wy} 대신 $P_{wu} (a \cdot l \cdot r \sigma_u / \sqrt{3})$ 를 사용하였다.

3.3.4 실험결과와 내력추정식의 비교

표 3.4 실험치와 이론치의 비교

(단위 : ton)

실험체	실험결과		적용식	평가결과		비교	
	$T P_y$	$T P_u$		$E Q_y$	$E Q_u$	$T Q_y / E P_y$	$T Q_u / E P_u$
L-1A	22.62	25.05	CIDECT	10.17	12.41	0.45	0.50
			수정식(I)	15.94	19.30	0.70	0.77
			수정식(II)	21.71	26.50	0.96	1.06
			CIDECT	14.80	19.29	0.55	0.48
L-2B	26.97	40.07	수정식(I)	22.41	28.59	0.83	0.71
			수정식(II)	27.66	35.28	1.03	0.88
L-3C	30.44	44.95	CIDECT	16.60	22.28	0.55	0.50
			수정식(I)	25.07	33.54	0.82	0.75
			수정식(II)	33.06	42.37	1.09	0.94

표 3.4는 항복 및 최대 내력에 대한 평가치와 실험치의 비교를 나타낸 것이다. 표 3.4와 같이, CIDECT 모델식(3)과 G. Davies & J. A. Packer 모델을 수정한 식(4)에 본 연구에서 수행한 실험체를 적용한 경우 분리된 앵글을 하나의 확대된 모델로 가정함으로써 내력을 과소 평가하는 경향을 보였으나, 앵글 수직부의 Punching Shear를 고려한 수정식(5)를 적용한 경우는 항복내력에 있어서 0.96~1.09, 최대내력에 있어

서 0.88~1.06로 실험치와 좋은 대응을 보였다.

4. 결 론

본 연구는 중충구조물 공업화 방안에 관한 기초적 연구단계로서 앵글을 이용한 콘크리트충진 각형강관 기둥·H형강보 접합부의 단순가력시 구조적 거동에 대한 실험을 수행한 결과는 다음과 같다.

(1) 본 연구의 앵글 실험체 접합부 파괴모드는 강관벽 인장부의 파괴모드로서, 앵글 수직부의 Punching Shear를 고려한 수정식은 실험치와의 항복내력비에 있어서 0.96~1.09, 최대내력비에 있어서 0.88~1.06으로 좋은 대응을 보였다. 본 연구에서는 G. Davies & J. A. Packer 모델을 수정한 다음의 식을 항복내력 추정식으로 제시한다.

(최대내력 산정에는 M_p 대신 $M_u(t_c \cdot \sigma_u/4)$ 가 P_{wy} 대신 $P_{wu}(a \cdot l \cdot r \cdot \sigma_u/\sqrt{3})$ 가 사용됨.)

· 항복내력 추정식

$$T Q_y = 2 \cdot (I P_y \cdot A_l / B_l)$$

여기서, $I P_y = P_{cy} + P_{wy}$, $P_{wy} = a \cdot l \cdot r \cdot \sigma_y / \sqrt{3}$

$$P_{cy} = 2 M_p \left\{ \frac{(2\sqrt{(B_c + b_c + 2y)y} + t_r)}{y} + 2\sqrt{\frac{(B_c + b_c + 2y)}{y} + \frac{(4a^2 + 8at_r)}{\sqrt{3}t_c y}} \right\}$$

(2) 실험에 근거하여 초기강성에 영향을 미치는 기둥과 보의 폭비 $\left(\frac{B_b}{b_c}\right)$, 기둥폭과 기둥 플랜지 두께의 비 $\left(\frac{b_c}{t_c}\right)$ 및 보의 형상비 $\left(\frac{h_b}{B_b}\right)$ 를 변수로 하여, 최소사승법을 이용한 결과 다음과 같은 초기강성에 대한 실험식을 얻었다.

$$K_i = 7.2 \cdot E I_c \cdot \left(\frac{B_b}{b_c}\right)^{-3.5} \cdot \left(\frac{b_c}{t_c}\right)^{0.7}$$

$$\cdot \left(\frac{t_a}{t_c}\right)^{1.2} \cdot \left(\frac{h_b}{B_b}\right)^{-2.0}$$

여기서, E : 탄성계수, $I_c = t^3/12$ 이다. $R^2 = 0.99$.

(3) 보 실험체에 대한 항복내력과 최대내력, 보의 변형도 분포등을 종합적으로 고찰한 결과, 보강판의 효과는 상당히 크게 나타났으며, 실험체는 접합부가 상대적으로 약하게 계획된 것을 알 수 있다. 따라서, 보 붕괴형의 '약보-강기둥' 형식의 파괴가 유도되기 위해서는 접합부에 대한 적절한 보강방법이 필요할 것으로 판단되었다.

감사의 말

본 연구는 포항제철(주)의 석좌교수 기금과 한양대학교 초대형 구조시스템 연구센터(STRESS)의 지원으로 수행한 연구입니다.

참고 문헌

- (1) KOJI MORITA, NOBORU YAMAMOTO, KAZUMASU EBATO, 1990, "Analysis On The Strength Of Unstiffened Beam Flange To RHS Column Connections Based On The Combined Yield Line Model", TUBULAR STRUCTURES The Third International Symposium.
- (2) NOBORU YAMAMOTO, KOJI MORITA, HITOSHI WATANABE, 1990, "Effect Of Stiffenert On The Strength Of Connection Between Beam And RHS Column", TUBULAR STRUCTURES The Third International Symposium.
- (3) CIDECT, Comite International pour le Developpement et l'etude de la Constructio Tubulaire, December, 1979, "Concretefilled Hollow Section Columns", CIDECT Monograph, No. 5, France.
- (4) "강관구조 설계기준(안) 및 시공지침", 대한건축학회, 1997. 2. pp 31-33

(접수일자 : 1999년 2월 9일)