

각형강관 T형 접합부의 면내 휨모멘트 평가

Evaluation on the In-plane Bending Moment for T-joints with Square Hollow Structural Sections

박 금 성¹⁾ · 이 상 섭²⁾ · 최 영 환³⁾ · 배 규 웅⁴⁾

Park, Keum Sung · Lee, Sang Sup · Choi, Young Hwan · Bae, Kyu Woong

요 약 : 본 논문은 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 면내 휨모멘트를 평가하는데 목적이 있다. 이전 연구로부터, 주관 폭에 대한 지관 폭의 비가 0.71이하인 T형 접합부는 뚜렷한 최대 휨강도를 나타내지 못하는 접합부의 파괴모드는 주관 플랜지의 휨파괴이다. Zhao에 의해 수행된 실험을 포함한 결과로부터 주관 폭두께비는 $16.7 \leq 2\gamma (=B/T) \leq 33.3$ 이고, 주관 폭에 대한 지관 폭의 비인 폭비는 $0.34 \leq \beta (=b_1/B) \leq 0.71$ 의 범위인 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 대한 최대 휨강도 정의를 위한 변형제한치는 주관폭(B)의 1% 변형이며, 최대 휨강도는 $1.5M1\%B$ 로 정의할 수 있다. 기본형에 대한 항복선 모델과 기존 연구자들에 의해 수정 제안된 항복선 모델식을 검토하여 실험결과와 비교한 결과, Zhao의 제안식이 가장 좋은 대응도와 분포도를 보였다. 따라서, 각형강관 T형 접합부에 대한 면내 설계 휨강도식으로 Zhao가 수정 제안한 항복선 모델식을 적용하는 것이 가장 합리적인 것으로 생각된다.

ABSTRACT : The purpose of this study was to evaluate the in-plane bending moment for T-joints made of cold-formed square hollow steel sections. In the previous studies, the T-joint was shown not to have an obvious peak load, and the failure mode was the main chord flange failure at the branch-width-to-chord-width ratio (β) of below 0.71. Based on the experimental results, including the tests conducted by Zhao, the deformation limit of 1% B was proposed for $16.7 \leq 2\gamma (=B/T) \leq 33.3$ and $0.34 \leq \beta (=b_1/B) \leq 0.71$. Then, the ultimate in-plane bending strength was shown to be $M_u = 1.5 \cdot M1\% B$. The existing strength formulae for the original T-joint were investigated and were determined to be the main chord flange failure for the branch-squared T-joint. The bending strength formulae of CIDECT and other researchers were compared with the test results. Finally, a reasonably good agreement with Zhao's formula was found. Therefore, the design guidelines were presented based on Zhao's strength formula for T-joints.

핵심용어 : 지관정방향, 폭두께비, 폭비, 휨모멘트, T형 접합부, 항복선 모델

KEYWORDS : branch-squared, ratio of width-thickness, ratio of width, in-plane bending moment, T-Joints, yield line model

1. 서론

본 논문은 저자(박금성 2009) 등이 수행한 실험연구에 대한 이론해석연구로서, 기존 실험연구에서는 비렌달 트러스의 T형 접합부 중에서 기존에 사용하고 있는 기본적 형태로 지관과 주관이 용접으로 접합된 기본형의 접합부에 대한 내력 및 변형성상을 주요 변수에 대해서 파악한 바 있다.

지난번 논문에서는 주관폭과 지관 폭의 비와 주관과 지관의 측벽 두께, 그리고 주관의 폭두께비를 달리하여 수행한 실험 결과를 보고하였다. 폭비의 범위는 0.40~0.71이며, 주관의

폭두께비는 16.7과 22.2 및 33.3이다. 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 대해 실험하는 과정에서 파괴모드는 큰 변형이 발생한 이후 주관에 용접된 지관 용접부 끝단에서 균열에 의해 주관면의 항복이 발생하는 것을 관찰하였다. 휨모멘트와 주관 플랜지 침하 관계 곡선으로 면내 휨을 받는 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 변형관계를 보고한 바 있다.

면내 휨을 받는 냉간성형 각형강관 접합부의 최대 휨강도는 모멘트-플랜지면 변형과의 곡선에서 주관 폭(B)의 1% 및 주관 폭(B)의 3% 변형시의 하중을 이용하여 결정하였다. 주관 폭의 1% 변형시의 하중은 일반적으로 사용변형한계라고 하

1) 교신저자. 한국건설기술연구원, 선임연구원, 공학박사
(Tel. 031-910-0370, Fax. 031-910-0361, E-mail : kspark1@kict.re.kr)

2) 한국건설기술연구원, 선임연구원, 공학박사(lss0371@kict.re.kr)

3) 서울시립대학교, 건축공학과, 조교수, 공학박사(choi4u@gmail.com)

4) 한국건설기술연구원, 책임연구원, 공학박사(kwbae@kict.re.kr)

본 논문에 대한 토의를 2010년 4월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

며, 주관 폭의 3% 변형시의 하중은 다양한 형태의 접합부에 대해 Lu(1994)에 의해 극한변형한계로 제안되었다. Lu는 역시 지관과 주관 사이에서 주관면의 국부 변형이 발생하는 경우에 변형한계 기준의 정의에 의해서 주관면의 국부 소성화를 통해 파괴되는 접합부의 최대강도를 결정하는 방법도 제안하였다.

Zhao(2000)는 축하중을 받는 상태의 용접된 냉간성형 각형강관 T형 접합부뿐만 아니라 횡력으로 면내 휨(Zhao 2004)을 받는 원형강관(CHS) 지관과 각형강관(SHS) 주관으로 구성된 접합부에 대해서도 Lu의 변형제한치 제안가능 여부를 확인하였다. 면내 휨을 받는 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대 휨강도는 Lu의 변형한계 제안내용을 입증한 Zhao의 변형한계 제한치 개념을 이용하여 결정하였다.

일반적으로 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 파괴모드는 크게 주관 웹 좌굴파괴와 주관 플랜지면의 파괴가 지배적이고, 그 중 주관 플랜지면의 파괴가 지배적인 접합부의 최대 휨강도는 대부분 항복선 이론을 적용하여 예측하고 있다. 본 연구에서는 대표적인 항복선 모델로서, 현행 유럽기준(EN 1993)의 모델인 CIDECT(1986) 모델을 비롯하여, Kato(1980) 모델과 Packer(1997) 및 Zhao(2000)에 의한 수정된 항복선 모델을 선택하여, 본 연구의 실험결과와 비교하여 기존 항복선 모델의 적합성을 검토한다.

이러한 검토 결과를 근거로 비례된 트러스 절점에서 면내 휨모멘트를 받는 냉간성형 각형강관 주관에 수직 웹재가 용접된 지관 정방형의 T형 접합부에 대한 휨강도 설계식으로의 그 적용 가능성을 평가하고자한다.

2. 실험

2.1 실험체 형상 및 치수

본 연구의 대상 실험체는 기존 실험연구(박금성 2009)에서 일반적으로 사용하는 각형강관 T형 접합부 실험체로서, 주관 플랜지 파괴모드가 지배하는 폭비(β)가 0.85 이하인 실험체 일람을 표 1에 나타내었다.

실험체 형상은 그림 1과 같으며, 그림에서 보는바와 같이 주관 길이(L)는 일반적으로 주관 폭의 3배로 하고 있는데, 이는 주관 길이가 너무 짧으면 단부의 구속효과로 접합부의 거동에 영향을 주고 너무 길면 휨파괴로 접합부의 거동을 살필 수가 없기 때문이다. 지관의 길이도 단면 폭의 3배로 설정하여 적용하지만, 본 연구에서는 발생 가능한 지관의 세장효과를 최소한으로 배제하여 국부좌굴을 방지하고, 또한 실험의 편의를 제공하기 위하여 지관의 길이는 일률적으로

320mm로 결정하였다.

기존 롤성형 생산되지 않는 각형강관은 플레이트를 이용하여 용접 조립하여 제작하였다. 용접 조립한 각형강관 지관은 플레이트를 T자형으로 소정의 코너부 곡률을 갖도록 절곡·성형하여 2개의 절곡된 T자형을 조립하여 만나는 코너 부분을 용접으로 채워 넣어 계획된 단면치수가 나오도록 정확히 제작하였다.

모든 실험체에 사용된 주관은 냉간성형 각형강관 SPSR 400급을 모살용접하여 제작되었다. 각형강관의 항복강도는 KS B 0802에 의한 인장강도시험결과, 340~386 MPa의 분포를 나타내었고, 모살용접치수는 주관과 지관의 두께 중 작은 값을 채택하였다.

표 1. 면내 휨강도 실험체 일람

실험체명	주 관		지 관		폭 비	항복강도	
	B, H (mm)	T (mm)	$2y$ (B/T)	b_1, h_1 (mm)	t_1 (mm)	β (b_1/B)	F_y (MPa)
TNA-1	200	6	33.3	80	4.5	0.40	340
TNA-2	200	6	33.3	120	4.5	0.60	340
TNA-3	200	6	33.3	142	4.5	0.71	340
TNB-1	200	9	22.2	80	6	0.40	361
TNB-2	200	9	22.2	100	9	0.50	361
TNB-3	200	9	22.2	142	6	0.71	361
TNC-1	200	12	16.7	100	9	0.50	386
TNC-2	200	12	16.7	120	9	0.60	386
TNC-3	200	12	16.7	142	9	0.71	386

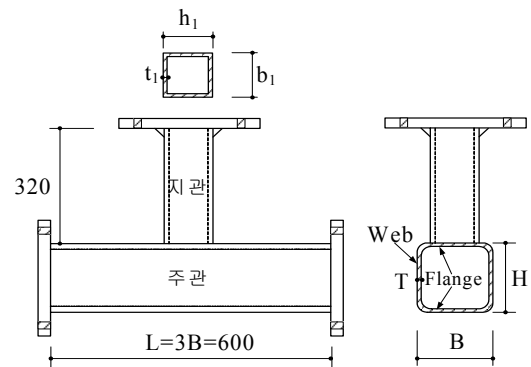
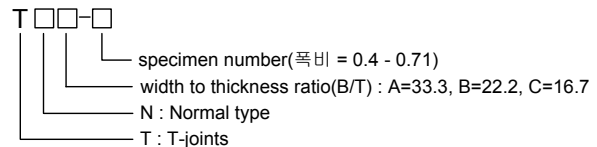


그림 1. 면내 휨강도 평가용 T형 접합부 실험체 형상

본 연구의 실험결과에, 냉간성형 원형강관 지관과 각형강관 주관이 용접된 T형 접합부의 대한 Zhao의 실험결과를 추가하였다. Zhao의 연구에서 정방형 각형강관 시험체 중 주관 플랜지 파괴모드가 지배하는 실험체만을 선택하여, 실험체 일

람과 실험체 형상을 표 2와 그림2에 나타내었다. Zhao의 실험체도 본 연구의 실험체와 같이 냉간성형 강관 접합부를 모살용접하여 제작되었으나, 모살용접치수는 본 연구의 실험체와 같이 원형강관 지관의 두께로 채택하였다. 또한 냉간성형 각형강관의 항복강도는 350MPa, 최소인장강도는 430MPa로 나타났다.

표 2. Zhao의 실험체 일람

실험체명	주 관(SHS)			지 관(CHS)		폭비	항복강도
	B, H (mm)	T (mm)	2γ (B/T)	d ₁ (mm)	t ₁ (mm)	β (d ₁ /B)	F _y (MPa)
S3C1	100	3	33.3	48.3	2.9	0.48	350
S3C2	100	3	33.3	48.3	2.3	0.48	350
S3C4	100	3	33.3	33.7	2.6	0.34	350
S3C5	100	3	33.3	33.7	2.0	0.34	350
S6C1	75	3	25.0	48.3	2.9	0.64	350
S6C2	75	3	25.0	48.3	2.3	0.64	350

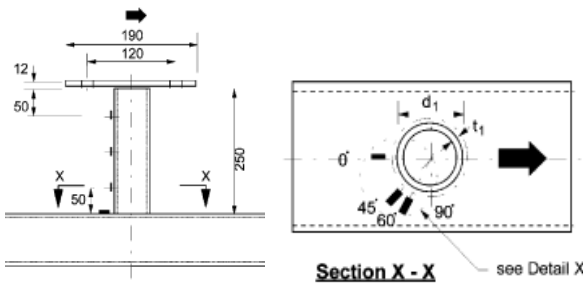


그림 2. Zhao 실험체 형상(Zhao 2004)

2.2 최대 휨강도 평가

2.2.1 일반사항

용접된 강관 T형 접합부에서 파괴는 주로 지관이 용접된 주관면의 항복으로 일어난다. 특히, 폭비가 0.85이하의 범위를 갖는 접합부에서 일어나는 주요한 파괴형태이다. 이러한 항복현상은 주관 플랜지면이 항복하는 결과로 지관이 용접된 주관 부재에서 휨변형은 접합부의 최대 휨강도 정의하는 방법을 적용할 수 있다. 그러므로 각형강관 주관 부재가 접합된 최대 휨강도는 접합부의 하중-변위 관계에 달려있다.

Lu는 원형강관과 각형강관 주관에 용접된 상이한 단면으로 구성된 접합부에서 최대강도 결정하는 방법을 이용하여 제안된 기준에서 주관면이 침하하는 개념을 사용할 수 있다. Lu가 제안한 내용을 Zhao(2000)가 정리한 변형한계 가이드를 이용하여 면내 휨 하중 하에서 본 연구의 냉간성형 각형강관 T형 접합부 실험의 최대 휨강도를 결정하는데 적용할 수 있다.

2.2.2 면내 휨을 받는 T형 접합부의 변형한계

Zhao(2004)가 수행한 CHS-SHS T형 접합부에 대한 하중-변형 관계에서 나타난 실험결과를 표 3에 정리하였으며, 주관 폭두께비 및 주관과 지관의 폭비에 관계없이 주관 플랜지면의 휨변형에 의해 접합부 파괴가 지배되는 것으로 나타났다. 모든 실험체에서 주관 폭의 3%와 주관 폭의 1% 변형시의 비는 1.8~2.3의 범위로 나타났다. 그러므로 주관 폭의 3%와 주관 폭의 1% 변형시의 강도의 비는 1.5보다 크다. 이것은 면내 휨 하중 하에서 CHS-SHS T형 접합부의 최대 휨강도 결정하는 Lu가 제안된 것으로 변형한계는 주관 폭(B)의 1% 변형이다.

휨강도는 사용성에 의해 지배되며, 이때 접합부의 최대 휨강도 M_u는 주관 폭의 1% 변형시의 휨모멘트의 1.5배이다. Zhao의 CHS-SHS T형 접합부에서 각형강관 주관과 원형강관 지관의 접촉 면적이 각형강관 간의 접합부나 원형강관간의 접합부보다 작기 때문에 CHS-SHS T형 접합부는 접합면 휨변형에 의한 사용성 지배 상태로 나타난 결과로 판단된다.

표 3. Zhao의 실험결과

실험체명	2γ (B/T)	폭비 (β)	M _{1B%} (kN·m)	M _{3B%} (kN·m)	M _{3%B} /M _{1%B}	M _u (kN·m)	파괴 모드
S3C1	33.3	0.48	0.479	0.998	2.1	0.719	M2
S3C2	33.3	0.48	0.454	0.973	2.1	0.681	M2
S3C4	33.3	0.34	0.254	0.538	2.1	0.381	M2
S3C5	33.3	0.34	0.230	0.522	2.3	0.345	M2
S6C1	25.0	0.64	0.578	1.040	1.8	0.867	M2
S6C2	25.0	0.64	0.570	1.024	1.8	0.855	M2
Average					2.03	사용성 지배	

CHS-SHS T형 접합부의 최대 휨강도는 표 3에 나타난 바와 같이 사용성에 의해 지배되는지를 조사하기 위한 실험을 수행하였다. 이에 모든 접합부 실험에서 3%B 변형시의 휨강도에 대한 주관 폭(B)의 1% 변형시의 휨강도의 비는 1.5보다 큰 것을 알 수 있다. 압연형강으로 용접된 면내 휨을 받는 CHS-SHS T형 접합부에 대하여 제안된 적정 범위는 용접된 냉간성형 각형강관 단면을 갖는 T형 접합부에 대해 Zhao에 의해 수행된 연구 내용을 확장·적용할 수 있을 것이다. 면내 휨을 받는 용접된 냉간성형 CHS-SHS T형 접합부에 대한 제안된 적정한 범위를 아래와 같이 정리하였다.

- (a) $0.65 \leq \beta \leq 0.80$ or $2\gamma \leq 15$: 강도가 지배, 변형한계는 3%B이고, $M_u = M_{3%B}$
- (b) $0.30 \leq \beta \leq 0.65$ or $2\gamma > 15$: 사용성 지배, 변형한계는 1%B이고, $M_u = 1.5 M_{1%B}$

여기서, $M_{3\%B}$ 는 주관 폭(B)의 3%의 변형(주관플랜지면에서의 국부변형)시의 하중을 의미하고, $M_{1\%B}$ 는 주관 폭의 1%의 변형시의 휨모멘트를 의미한다. 또한 $M_{3\%B}/M_{1\%B}$ 가 1.5보다 작으면 강도가 접합부의 거동을 좌우하며 최대내력은 최대 휨모멘트로 정의되고, $M_{3\%B}/M_{1\%B}$ 가 1.5보다 크면 변형(사용성)이 접합부의 거동을 좌우하며 최대 휨강도는 주관폭 1%의 변형시 하중의 1.5배를 최대 휨모멘트로 정의한다.

표 4. 면내 휨강도 실험결과

실험 체명	2γ (B/T)	폭비 (β)	$M_{1B\%}$	$M_{3B\%}$	$\frac{M_{3\%B}}{M_{1\%B}}$	M_u	파괴 모드
TNA-1	33.3	0.40	3.55	8.51	2.40	5.33	M2
TNA-2	33.3	0.60	6.21	15.34	2.47	9.32	M2
TNA-3	33.3	0.71	9.71	17.66	1.82	14.57	M2
TNB-1	22.2	0.40	8.27	21.02	2.54	12.41	M2
TNB-2	22.2	0.50	10.46	30.39	2.91	15.69	M2
TNB-3	22.2	0.71	26.64	46.52	1.75	39.96	M2
TNC-1	16.7	0.50	23.8	43.64	1.83	35.70	M2
TNC-2	16.7	0.60	31.9	58.94	1.85	47.85	M2
TNC-3	16.7	0.71	46.04	67.47	1.47	67.47	M2
Average					2.11	사용성 지배	

본 연구에서는 접합부의 거동을 지배하는 모드를 결정하기 보다는 최대 휨강도의 정의를 위한 변형제한치를 설정하는 것이 주된 목적이므로, 주관 폭(B)의 1% 변형시의 휨강도에 대한 3% 변형시의 휨강도에 대한 비인 $M_{3\%B}/M_{1\%B}$ 를 검토하여, 최대내력을 정의하기 위하여 단순한 변형제한치를 검토하고자 한다.

Lu의 연구내용을 보완한 Zhao의 적정 폭비 범위가 아닌 실험체를 포함하고 있는 본 연구에서 각형강관 T형 접합부 실험체는 주관 플랜지 파괴가 지배한 실험체로서, 1%B 변형시의 휨강도에 대한 3%B 변형시의 휨강도의 비 $M_{3\%B}/M_{1\%B}$ 는 평균치(Average)가 2.11로 최대 휨강도 정의방법에 따라 접합부의 휨강도는 사용성에 의해 지배되고, 그 변형한계는 주관 폭(B)의 1% 변형인 것으로 나타났다.

따라서 주관 플랜지 파괴모드의 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 면내 최대 휨강도는 주관의 폭두께비(2γ)가 16.7 ~ 33.3의 범위이고, 폭비(β)가 0.40 ~ 0.71의 범위인 경우, 변형한계치를 이용하여 산정하는 각형강관 T형 접합부의 면내 최대 휨강도는 주관 폭(B)의 1% 변형시의 휨강도($M_{1\%B}$)에 1.5배로 평가가 가능하다는 것을 알 수 있다.

3. 이론해석 연구

항복선 해석은 강관 단면으로 만들어진 접합부의 강도를 결정하는데 유용하게 적용하여왔다. 항복선 모델은 축하중 또는 면내 휨 하중 하의 접합부 강도를 예측하는데 이용하여 왔으며, 이러한 접합부에서의 파괴는 상대적으로 작은 폭비를 갖는 접합부에서 주관면의 항복에 의해 주로 기인한다. 상대적으로 지관 폭에 대한 주관 폭의 비가 상대적으로 크거나 지관 폭에 대한 주관 폭이 동일한 접합부에서의 파괴는 주관 측면 좌굴에 의해 발생할 수 있다.

일반적으로 각형강관 T형 접합부에 대한 휨강도를 예측하는 이론해석 방법은 주로 접합부의 파괴형태와 주관에 대한 지관의 폭비(β) 영역에 따라서 이론식을 달리 적용하고 있다. 이러한 파괴모드와 폭비 영역은 접합부의 형태에 따라 달리 나타난다. 일반적으로 각형강관 T형 접합부에서 폭비 0.85를 경계로 서로 다른 이론해석을 적용하고 있다.

본 연구에서도 각형강관 T형 접합부의 폭비가 0.85이하로 계획하였기 때문에 현재 각국에서 설계기준(EC3, AISC, CISC)으로 적용하고 있는 CIDECT의 항복선 모델식을 이용하여 평가한다. 또한, 주관 코너 곡률부와 주관과 지관이 용접된 접합면에서 소성힌지 발생 위치를 각각 달리 가정하여 기존 연구자들에 의해 수정된 항복선 모델식과도 비교하여 면내 휨을 받는 각형강관 T형 접합부에 대한 면내 휨강도를 정량적으로 평가하여 국내 설계식으로서의 가능성을 파악하고자 한다.

3.1 CIDECT 모델

각형강관 단면에 용접으로 접합되는 접합부의 파괴형태는 접합된 상부 플랜지면의 소성 휨파괴가 일반적이다. 이와 같은 각형강관 T형 접합부의 휨파괴 형태는 휨모멘트-변위 관계에서 항복현상이 명확히 나타나지 않는 경향이 있다. 이러한 접합부는 주로 주관면의 막작용과 재료의 변형경화로 인해 휨변형과 부가적인 하중 전달 능력이 큰 변형능력을 갖게 한다(대한건축학회 1998). 더구나, 각형강관 단면의 막작용과 변형경화 현상으로 상당히 큰 변형이 진행되어 중국에는 편칭전단으로 파괴가 진행된다(강구조학회 2009). 또한, 이러한 접합부에서 웹브재에 휨모멘트가 작용하는 T, Y, X형 접합부의 강도는 주관 플랜지면 항복과 주관 웹브측벽 압괴와 좌굴파괴에 의해 지배된다(박금성 2006).

본 연구에서도 기존 제안식과 마찬가지로 주관 상부플랜지면의 소성 휨파괴가 지배파괴모드인 것을 고려하여 접합부의 강도를 예측하는 항복선 이론을 적용한다. 접합부의 휨강도를

상계 소성정리에 의한 하한값으로 구하는 항복선 모델식을 가정한 항복선에 대해서 발생하는 내부 일과 외부 작용력에 의한 외부 일을 같다고 보고 전개하여 접합부의 강도식을 도출한다.

현재 각국에서 기준식으로 적용하고 있는 CIDECT 항복선 모델식은 접합부에 면내 휨모멘트가 작용하면, 침하로 인한 변형과 솟음으로 인한 변형을 동시에 고려한 단순항복선 모델로 가정하여 구한 휨강도식을 정리하여 아래에 나타내었다.

- 지관으로부터의 외력이 한 일(${}_E W_i$)

$${}_E W_i = M_{ip} \cdot \theta_i$$

여기서, M_{ip} : 외력, θ_i : 변형각

- 주관 상부플랜지면에서 내력이 한 일(${}_I W_i$)

$$\sum {}_I W_i = \sum_{i=1}^n M_p \cdot l_i \cdot \theta_i$$

$$\bullet {}_I W_{1,1'} = 2b_0 \cdot M_p \cdot \frac{2\delta}{(b_0 - b_1)\cot\alpha} = 4M_p \cdot \frac{\tan\alpha}{1 - \beta} \cdot \delta$$

$$\bullet {}_I W_{2,2'} = 2b_1 \cdot M_p \cdot \frac{2\delta}{(b_0 - b_1)\cot\alpha} = 4M_p \cdot \beta \cdot \frac{\tan\alpha}{1 - \beta} \cdot \delta$$

$$\bullet {}_I W_{3,3'} = M_p \cdot \left(\frac{4h_1}{2\sin\theta_1} + \frac{4(b_0 - b_1)}{2} \cdot \cot\alpha \right) \cdot \frac{2\delta}{b_0 - b_1}$$

$$= M_p \cdot \left(\frac{4\eta}{(1 - \beta)\sin\theta_1} + 4\cot\alpha \right) \cdot \delta$$

$$\bullet {}_I W_{4,4'} = M_p \left(\frac{4h_1}{2\sin\theta_1} \cdot \frac{2\delta}{b_0 - b_1} + \frac{4(b_0 - b_1)}{2} \cdot \frac{2\sin\theta_1}{h_1} \cdot \delta \right)$$

$$= M_p \left(\frac{4\eta}{(1 - \beta)\sin\theta_1} + \frac{4(1 - \beta)\sin\theta_1}{\eta} \right) \cdot \delta$$

$$\bullet {}_I W_{5,5'} = 4 \cdot l_5 \cdot M_p \left(\frac{\delta}{l_5 \cdot \tan\alpha} + \frac{\delta}{l_5 \cdot \cot\alpha} \right)$$

$$= 4M_p \cdot (\cot\alpha + \tan\alpha) \cdot \delta$$

$$\sum_{i=1}^n {}_I W_i = M_{ip} \cdot \frac{2\delta}{h_1} \cdot \sin\theta_1$$

$$\sum_{i=1}^n {}_I W_i = 4M_p \left(\frac{\tan\alpha}{1 - \beta} + \frac{\beta \cdot \tan\alpha}{1 - \beta} + \frac{\eta}{(1 - \beta)\sin\theta_1} \right) \delta$$

$$\left(\cot\alpha + \frac{\eta}{(1 - \beta)\sin\theta_1} + \frac{(1 - \beta)\sin\theta_1}{\eta} \right) \delta$$

$$\left(+ \cot\alpha + \tan\alpha \right)$$

$$M_{ip} = \frac{F_y T^2 h_1}{\sin\theta_1} \left(\frac{\tan\alpha}{1 - \beta} + \frac{1}{\tan\alpha} + \frac{\eta}{(1 - \beta)\sin\theta_1} + \frac{(1 - \beta)\sin\theta_1}{2\eta} \right) \quad (1)$$

정리된 항복선 식(1)이 최소값을 갖기 위해서는 식(1)을 α 에 대해 편미분을 통하여 아래와 같이 구할 수 있다.

$$\bullet \tan\alpha = \sqrt{1 - \beta} \quad (2)$$

이렇게 구한 식(2)을 식(1)에 대입하여 정리하면 아래와

같은 항복선 모델식(3)이 된다.

$$M_{ip} = \frac{F_y T^2 h_1}{\sin\theta_1} \left(\frac{\sqrt{1 - \beta}}{1 - \beta} + \frac{1}{\sqrt{1 - \beta}} + \frac{\eta}{(1 - \beta)\sin\theta_1} \right)$$

$$\left(+ \frac{(1 - \beta)\sin\theta_1}{2\eta} \right)$$

$$= \frac{F_y T^2 h_1}{\sin\theta_1} \left(\frac{2}{\sqrt{1 - \beta}} + \frac{\eta}{(1 - \beta)\sin\theta_1} + \frac{(1 - \beta)\sin\theta_1}{2\eta} \right) \quad (3)$$

여기에서, 만약 주관에 용접된 지관의 각도(θ_1)가 90° 이면, 식(3)을 아래와 같은 식(4)으로 간략히 정리할 수 있다.

$$M_{ip} = F_y T^2 h_1 \left(\frac{2}{\sqrt{1 - \beta}} + \frac{\eta}{(1 - \beta)} + \frac{(1 - \beta)}{2\eta} \right) \quad (4)$$

$$\text{여기서, } \beta = \frac{b_1}{b_0}, \quad \eta = \frac{h_1}{b_0}$$

T = 주관두께, b_0 = 주관의 폭,
 b_1 = 지관의 폭, h_1 = 지관의 춤

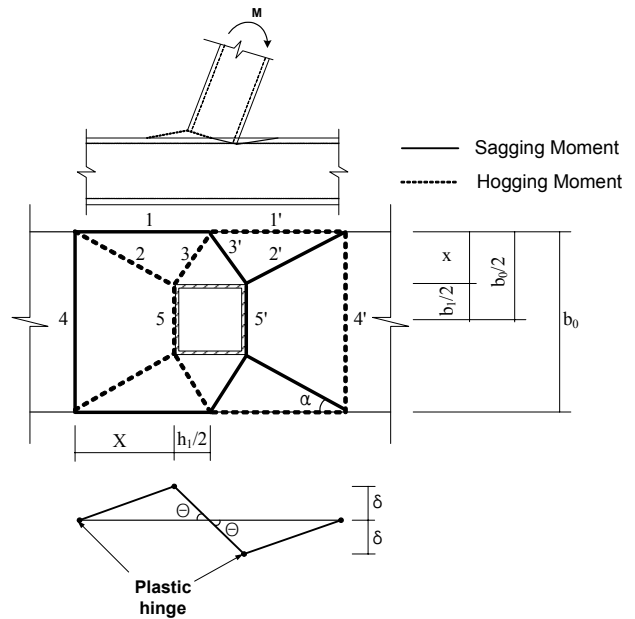


그림 3. CIDECT의 항복선 모델

3.2 제안 항복선 모델식

3.2.1 Kato 모델

Kato(1980)의 항복선 모델은 CIDECT 모델을 수정한 것으로 그림 4와 같이 주관의 폭은 전체 폭(B)을 이용하지 않고 냉간롤 성형시 생긴 모서리의 곡률 부분을 고려한 수정 주관폭(B')을 이용하며, 지관의 폭(b_1)은 지관 주위의 모살 용접치수를 고려한 수정 지관폭(b_1')을 이용한다. Kato의 모

델에 의한 접합부의 휨강도 예측식은 식(5)와 같다.

$$M_{ip} = F_y T^2 h_1' \left(\frac{2}{\sqrt{1-\beta^*}} + \frac{\eta^*}{(1-\beta^*)} + \frac{(1-\beta^*)}{2\eta^*} \right) \quad (5)$$

여기서,

$$\beta^* = \frac{b_1'}{B'}, \eta^* = \frac{h_1'}{B'}, B' = B - (4 - 1.5\sqrt{2})T$$

$$b_1' = b_1 + 2s, \quad s: \text{모살 치수}, T: \text{주관 두께}$$

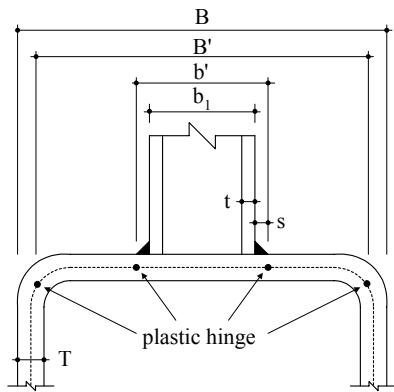


그림 4. Kato의 항복선 모델

3.2.2 Packer 모델

Packer(1997)의 항복선 모델은 Kato 모델과 유사하게 주관의 웹 두께와 모살용접 길이를 고려하여, 강관 코너부의 곡률 부분에 발생한 소성힌지가 강관웹의 중심선을 외측면으로 연장한 곳에 위치하는 것으로 가정하여 구한 수정된 주관폭(B')을 적용하고, 수정된 지관폭(b1')은 Kato와 동일하게 적용한다. Packer의 모델에 의한 접합부의 휨강도 예측식은 식(6)과 같다.

$$M_{ip} = F_y T^2 h_1' \left(\frac{2}{\sqrt{1-\beta^*}} + \frac{\eta^*}{(1-\beta^*)} + \frac{(1-\beta^*)}{2\eta^*} \right) \quad (6)$$

$$\text{여기서, } \beta^* = \frac{b_1'}{B'}, \quad \eta^* = \frac{h_1}{B'}$$

$$B' = B - T, \quad b_1' = b_1 + 2w$$

$$w: \text{용접 치수}, T: \text{주관 두께}$$

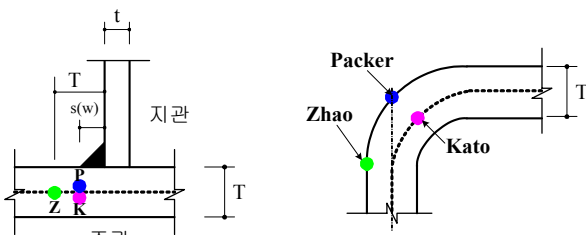


그림 5. 수정 항복선 모델의 소성힌지 위치

3.2.3 Zhao 모델

Zhao(2000)의 항복선 모델은 Kato 모델을 기본으로 하지만, 냉간롤 성형시 생긴 모서리의 곡률부분에 발생한 소성힌지가 강관웹의 외측으로 이동하는 것으로 가정하여 수정된 주관폭(B') 대신 본래 주관의 폭(B)을 적용하고, 수정된 지관폭(b1')의 계산시 모살치수 대신 주관의 두께를 적용한다. Zhao의 모델에 의한 접합부의 휨강도 예측식은 식(7)과 같다.

$$M_{ip} = F_y T^2 h_1' \left(\frac{2}{\sqrt{1-\beta^*}} + \frac{\eta^*}{(1-\beta^*)} + \frac{(1-\beta^*)}{2\eta^*} \right) \quad (7)$$

$$\text{여기서, } \beta^* = \frac{b_1'}{B}, \quad b_1' = b_1 + 2T, \quad T: \text{주관 두께}$$

4. 항복선 모델식과 실험결과의 비교 · 검토

면내 힘을 받는 각형강관 T형 접합부에 대하여 기존 각국에서 설계 기준식으로 채택하여 적용하고 있는 CIDECT의 모델식과 기존 연구자들에 의해 제안된 각각의 수정 항복선 모델식에 의한 이론 최대 휨강도와 실험값의 최대 휨강도를 비교 · 정리하여 표 5에 나타내었다. 여기서, Avg.은 실험 최대 휨강도와 기존 기준식 및 제안 수정 모델식의 휨강도값을 비교한 평균값의 비이며, COV는 휨강도 비의 평균값에 대한 분포도를 의미하는 변동계수이다.

표 5. 실험과 이론해석 결과의 비교 ($\beta \leq 0.85$)

실험 체명	β	M_u (kN · m)	$\frac{M_u}{M_{cidect}}$	$\frac{M_u}{M_{kato}}$	$\frac{M_u}{M_{packer}}$	$\frac{M_u}{M_{zhao}}$
TNA-1	0.40	5.33	1.21	1.14	1.15	1.18
TNA-2	0.60	9.32	1.15	0.95	0.99	1.06
TNA-3	0.71	14.57	1.30	0.92	1.00	1.12
TNB-1	0.40	12.41	1.18	1.06	1.08	1.13
TNB-2	0.50	15.69	1.11	0.90	0.95	1.02
TNB-3	0.71	39.96	1.40	0.73	0.90	1.10
TNC-1	0.50	35.70	1.33	0.96	1.05	1.18
TNC-2	0.60	47.85	1.31	0.75	0.89	1.07
TNC-3	0.71	67.47	1.24	0.37	0.61	0.87
Avg.			1.25	0.86	0.96	1.08
COV			0.075	0.260	0.162	0.088

· M_u : $1.5 \cdot M_{1\%B}$

· Avg. : 이론값에 대한 실험값 비의 평균치

· COV : 평균값에 대한 변동계수

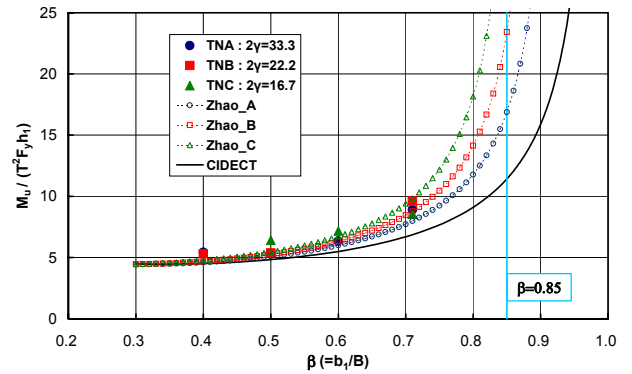
표 5와 같이 실험값에 대한 기존 항복선 모델식의 이론값과의 최대 휨강도의 비는 평균적으로 각국에서 설계기준으로 사용하고 있는 CIDECT 식의 경우 1.25, 제안된 수정 항복

선 모델식 중에서 Kato 식은 0.86, Packer 식은 0.96, Zhao 식은 1.08을 나타내고 있다.

기존 설계식으로 적용되는 CIDECT식과 Zhao의 수정 모델식의 이론값보다 실험값이 안전측으로 나타날 뿐만 아니라 분포도를 의미하는 변동계수 측면에서 10% 이내로 좋은 대응도를 보이고 있기 때문에 CIDECT식이나 Zhao 모델식을 각형강관 T형 접합부의 설계 휨강도식으로 채택하여 적용하는데 별 문제가 없을 것으로 판단된다.

하지만, Kato와 Packer의 식은 각형강관 T형 접합부를 과대평가하는 것으로 나타났으며, 특히, $2\gamma=22.2$ 이상이고, β 가 0.71인 경우에 설계값을 정의하지 못하고 있는 것으로 파악되었다. 또한, 분포도 측면에서도 Kato와 Packer 식은 10%이상 크게 상회하는 것으로 나타나 Kato와 Packer의 항복선 모델식을 이용하여 면내 휨을 받는 각형강관 T형 접합부의 설계식으로 적용하기에는 무리가 있는 것으로 사료된다.

기존 각국의 설계 기준식 및 수정 제시된 항복선 모델식에 의한 접합부 휨강도의 단순비교와 무차원화 검토를 통하여 면내 휨을 받는 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 설계 범위에 대한 타당성을 고찰해보고자 한다.

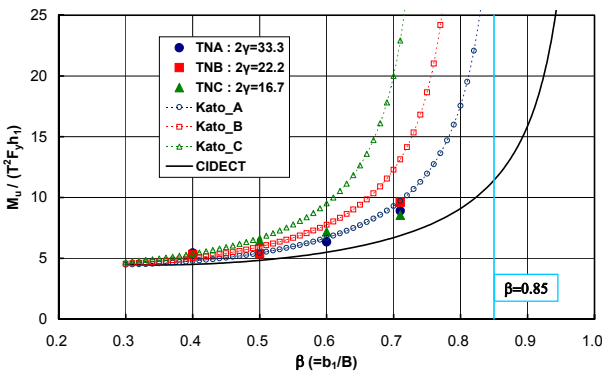


(c) Zhao와 CIDECT 모델식의 비교

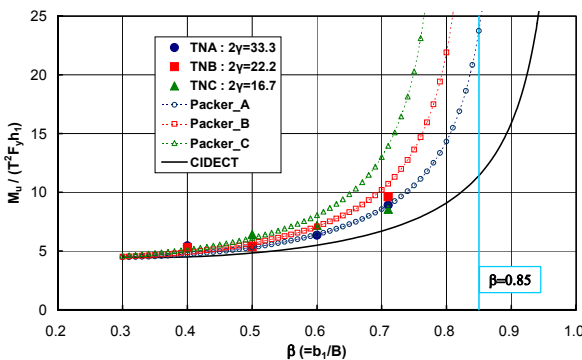
그림 6. 각형강관 T형 접합부에 대한 무차원-폭비 관계 곡선

CIDECT 식을 제외한 모든 모델식이 주관 두께의 제곱에 비선형적으로 비례하여 무차원화가 불가능하기 때문에 주관의 폭두께비(2γ)를 기준으로 실험결과와 Kato, Packer, Zhao, CIDECT 모델의 휨강도식을 무차원화로 비교하여 그림 6에 나타내었다. 여기서, TNA는 폭두께비(2γ) 33.3, TNB는 폭두께비(2γ) 22.2, TNC는 폭두께비(2γ) 16.7을 각각 의미한다.

그림 6에서와 같이, CIDECT의 기준식은 주관 두께의 제곱에 비례하여 무차원화가 가능하나, Kato 식을 포함한 기존의 모든 수정 항복선 모델식은 주관 두께의 제곱에 비선형적으로 비례하여 주관 두께에 따라 무차원화 곡선이 다른 양상을 나타낸다. 그 중에서 그림 6(a)와 그림 6(b)의 Kato와 Packer의 모델식은 폭비(β) 0.71에서 휨강도가 급격히 증가하고, 특히 폭두께비(2γ)가 작아짐에 따라 무차원화 곡선이 급격히 발산하는 양상을 나타내고 있다. 그림 6(c)의 Zhao와 CIDECT의 모델식은 폭비(β) 0.85 이상에서 급격히 증가하여 발산하는 양상을 나타내고 있으나, 주관 폭두께비의 영향은 Kato와 Packer의 항복선 모델처럼 크지 않는 안정적인 경향을 나타내었다.



(a) Kato와 CIDECT 모델식의 비교



(b) Packer와 CIDECT 모델식의 비교

5. 휨강도 예측식의 제안

지금까지 국내에서 면내 휨을 받는 각형강관 T형 접합부에 관한 연구는 다소 미약하지만, 외국의 설계기준을 참조하여 우리 실정에 적합하게 수정하여 도입한다면, 실험을 최소한으로 수행하여 외국 기준과 국내 실험과의 차이점을 규명한 후, 그 원인을 제거하여 설계식을 도입할 수 있을 것으로 사료된다.

더구나 일본의 경우에는 이러한 면내 휨을 받는 각형강관 접합부에 대한 연구를 거의 수행하지 않았지만 유럽의 기준을 자국의 실정에 맞도록 각종 계수를 조정한 후, 일본 기준으로

정착시켰고, 각형강관 T형 접합부에 관한 설계식을 도입할 때 도 일본은 유럽의 기준(한계상태설계법)에 하중계수 ($\gamma_s = 1.5$)만 적용한 허용응력 설계법으로 조정하여 기준식으로 채택하였다.

현행 각형강관 T형 접합부에 대한 유럽의 기준(CIDECT) 식은 대부분 열간성형 강관의 실험결과에 기초하여 제정되었다. 그러나 국내의 경우, 구조용 강관으로는 대부분 냉간성형 강관을 사용하고 있는 실정이고, 국내에서 생산되는 강재의 재료적 특성을 고려할 때, 유럽 기준식의 직접적인 도입은 적절하지 않은 것으로 판단된다.

국내에서 처음으로 수행된 휨을 받는 각형강관 T형 접합부에 대한 휨실험과 이론해석 결과를 바탕으로 주관 플랜지면 휨파괴모드로 지배되는 즉, $\beta \leq 0.85$ 이하인 범위에서는 본 연구를 통해 각국의 설계 기준에서 채택하고 있는 CIDECT 식은 상당히 과소평가하고 있는 것으로 조사되었으며, 기존 항복선 모델식을 수정하여 제안된 Zhao의 모델식의 경우, 접합부의 휨 강도비의 범위는 $0.87 \leq M_u / M_{Zhao} \leq 1.18$ 의 분포로 평균 1.08의 상당히 좋은 대응을 보이고 있고, 분포도 또한 8% 이내로 상당히 좋게 평가되기 때문에 각형강관 T형 접합부에 대한 면내 휨강도 예측식으로 CIDECT 모델식을 수정 보완하여 제시한 Zhao 모델식을 채택하여 적용할 수 있을 것으로 판단된다.

본 연구에서 수행한 폭비(0.40~0.71이하)와 폭두께비(16.7~33.3)의 범위 내에서 제시한 휨강도식은 비교적 좋은 대응과 분포도를 보이고 있으나, 적용 범위를 보다 확대하기 위해서는 폭비가 0.71~1.0의 범위이고 면내 휨을 받는 각형강관 T형 접합부에 대한 실험적 규명 및 이론적 고찰이 필요할 것으로 생각된다. 따라서, 제시된 휨강도식과 기존 휨강도 모델식에 대해 보다 심도 있는 고찰과 보다 명쾌하게 설계에 반영할 수 있는 폭비 및 폭두께비에 대한 영역에 대한 추가의 이론 연구가 이루어져야 할 것으로 사료된다.

6. 결 론

이상의 연구에서 수행한 폭비(0.40~0.71)와 폭두께비(16.7~33.3)의 범위를 갖는 지관 정방향의 각형강관 T형 접합부에 대한 면내 휨강도 평가를 위한 이론적 연구를 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 주관 플랜지 파괴모드의 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대 휨강도는 주관의 폭두께비(2γ)가 16.7~33.3의 범위이고, 폭비(β)가 0.40~0.71의 범위에서 사용성에 의해 지배되고, 그 변형한계는 주관 폭(B)의

1%임을 알 수 있었다.

- (2) 각국의 설계 기준에서 채택하고 있는 CIDECT 항복선 모델식과 비교결과, 상당히 과소평가하고 있는 것으로 나타났다.
- (3) CIDECT 모델과 Kato 모델식을 수정하여 제시한 Zhao 모델식을 이용하여 비교한 결과, 이론값과 실험값이 상당히 좋은 대응도와 분포도를 보이고 있음을 알 수 있었다.
- (4) 따라서, 면내 휨을 받는 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대 휨강도는 Zhao가 수정하여 제안한 항복선 모델식을 이용하여 충분히 예측할 수 있을 것으로 생각된다.

참 고 문 헌

- 대한건축학회(1998) 강구조한계상태 설계기준 및 해설.
 대한건축학회(1999) 냉간성형강 구조설계기준 및 해설.
 박금성(2006) 각형강관 트러스의 T형 및 N형 접합부 최대강도에 관한 연구, 박사학위논문, 한양대학교.
 박금성, 최영환, 이상섭, 배규웅(2009), 각형강관 T형 접합부의 휨거동에 관한 실험 연구, 한국강구조학회논문집, 제21권, 제3호, pp.211~219.
 박금성, 이상섭, 배규웅(2009) 면내 휨모멘트를 받는 지관 회전형의 각형강관 T형 접합부에 대한 실험적 연구, 대한건축학회논문집, 제25권, 제4호, pp.135~142.
 한국강구조학회(2009) KBC2009 강구조의 설계, 구미서관.
 AISC(1997) *Specification for the Design of Steel Hollow Structural Sections*, American Institute of Steel Construction, Chicago, Illinois.
 CIDECT(1986) *The strength and behavior of statically loaded welded connections in structural hollow sections*, CIDECT Monograph No. 6, Corby, England.
 EC3(1993), *Design of steel structures, Eurocode 3 Part 1.8 : Design of joints, prEN1993-1-8*, European Committee for Standardization (CEN), London, UK.
 Lu L.H., de Winkel G.D., Yu Y., Wardenier J.(1994) Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints, *Tubular Structure VI*, Rotterdam, Balkema, pp.341~347.
 Kato, B., Nishiyama I.(1980) T-joints made of rectangular tubes, *Proceeding of the 5th International Conference on Cold-Formed Steel Structures*, St. Louis (MI, USA).
 Packer J.A., Henderson J.E.(1997) *Hollow structural*

- section connections and trusses - a design guide*, 2nd ed Toronto, Canada, Canadian Institute of Steel Construction.
- Wardenier J.(1982) *Hollow Section Joints*, Delft University Press, Delft, Netherlands.
- Zhao X.L.(2004), Plastic mechanism analysis of welded thin-walled T-joints made up of circular braces and square chords under in-plane bending, *Thin-Walled Structures*, Vol. 42, pp.759~783.
- Zhao X.L.(2000) Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 53, pp.149~165, Elsevier Science Ltd.
(접수일자 : 2009. 5. 12 / 심사일 2009. 6. 17 / 게재확정일 2009. 7. 28)