

# 냉간성형 각형강관 모살용접 T형 접합부의 최대내력(I)

## - 주관 플랜지 파괴모드 -

### Ultimate Strength of Fillet-welded T-joints in Cold-formed Square Hollow Sections - Chord flange failure mode -

배 규 웅<sup>1)</sup> · 박 금 성<sup>2)</sup> · 강 창 훈<sup>3)</sup> · 문 태 섭<sup>4)</sup>  
*Bae, Kyu Woong · Park, Keum Sung · Kang, Chang Hoon · Moon, Tae Sup*

**요 약:** 본 논문은 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력과 변형제한치에 대한 연구이다. 전회의 실험적 연구로부터, T형 접합부는 주관쪽에 대한 지관쪽의 비( $\beta$ ) 0.8이하의 범위에서 변형의 증가와 함께 내력이 계속적으로 증가하는 양상을 나타내었다. 따라서, 일정한 변형량(주관플랜지에서의 변위)에 대응하는 하중을 T형 접합부의 최대내력으로 정의할 수 있을 것이다. 폭비( $\beta$ )와 주관 두께에 대한 폭의 비( $B/T$ )가 주관 플랜지 파괴모드에 미치는 영향을 검토하였다. 기존의 Kato에 의해 수행된 실험을 포함한 실험결과로부터  $16.7 \leq B/T \leq 41.6$  이고  $0.27 \leq \beta \leq 0.8$  인 범위의 T형 접합부에 대하여, 최대내력을 정의를 위한 변형제한치는 주관쪽의 3% 변형량(3%B)으로 제안하였다. CIDECT의 설계식 및 기존의 제안내력식과 실험결과를 비교하였고, 최종적으로 항복선이론에 근거한 내력식을 제안하였다.

**ABSTRACT:** This paper described the ultimate strength and deformation limit of welded T-joints in cold-formed square hollow sections. Previous studies showed that the strength of a T-joint still increases with increasing deformations at a ratio of branch width to chord width ( $\beta$ ) of below 0.8. Therefore, the strength at a certain deformation (chord flange indentation) limit can be regarded as the ultimate strength of a T-joint. The chord flange failure modes were investigated for the ratio of branch width to chord width ( $\beta$ ) and the ratio of chord width to chord web thickness ( $B/T$ ). Experimental results including tests done by Kato proposed a deformation limit of 3%B for  $16.7 \leq B/T \leq 41.6$  and  $0.27 \leq \beta \leq 0.8$ . The strength formula of CIDECT and other researchers were compared with the test results. Finally, the strength formula based on yield-line theory was proposed.

**핵심용어:** 모살용접, 냉간성형, T형 접합부, 최대내력, 변형제한치, 항복선이론, 내력식

**KEYWORDS:** Fillet-welded, Cold-formed, T-joint, Ultimate strength, Deformation limit, Yield-line theory, Strength formula

## 1. 서론

본 논문은 지난 보고<sup>(1),(2)</sup>에 (96년 6,9월) 이은 실험연구에 대한 이론해석연구로서, 전회의 보고에서는 T형 접합부 중에서 기존에 사용하고 있는 기본형 및 새로운 접합형태로 지관 또는 주관을 45° 회전시킨 접합부에 대한 내력 및 변형성상을 주요 변수에 대해서 파악한 바 있다.

전회의 실험결과<sup>(1),(2)</sup>,  $\beta \leq 0.8$ 일 경우에는 주관 플랜지면에서의 면외변형으로 변형과 함께 내력이 계속적으로 증가하여, 최대내력이 명확히 정의되지 않는 양상이 나타났다. 변형의 증가와 함께 내력이 계속적으로 증가하는 이와 같은 현상을 고려하여, 강관 접합부의 최대내력을 정의하기 위한 변형의 기준치가 필요하게 되었다. Yura<sup>(3)</sup>는 원형강관 접합부에 대하여, Korol<sup>(4)</sup>는 압축력을 받는 각형강관 T형 접합부에

1) 한국건설기술연구원, 수석연구원, 공학박사  
2) 한국건설기술연구원, 연구원, 공학석사  
3) 한양대학교 STRESS 연구조교수, 공학박사  
4) 한양대학교 건축공학부 교수, 공학박사

본 논문에 대한 토의를 2002년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

대하여, 그리고 Lu<sup>(5)</sup>는 각형강관을 포함한 다양한 접합부에 대하여, 마지막으로 Zhao<sup>(6)</sup>는 냉간성형 각형강관 접합부에 대하여, 변형의 제한치를 설정하고 이에 대응하는 내력을 최대내력으로 정의하는 방법을 제안하였다.

상기방법 중 Lu가 제안한 방법은 주로 열간성형 강관의 실험결과에 기초하였고, Zhao가 제안한 방법은 냉간성형 각형강관의 실험결과에 기초하였다. 따라서 본 연구에서 사용된 각형강관이 냉간성형으로 제작되었으므로, Zhao가 제안한 변형제한치를 이용하여 기존 시험체의 최대내력을 새롭게 정의하고, 그 적용가능성을 검토한다.

일반적으로 강관 접합부의 파괴모드는 크게 주관 웹 좌굴파괴와 주관 플랜지면의 파괴가 지배적이고, 그 중 주관 플랜지면의 파괴가 지배적인 접합부의 최대내력은 대부분 항복선이론을 적용하여 예측하고 있다. 본 연구에서는 대표적인 항복선 모델로서, 현행 유럽규준의 모델인 CIDECT 모델<sup>(7)</sup>을 비롯하여, Kato 모델<sup>(8)</sup>과 Packer<sup>(9)</sup> 및 Zhao<sup>(10)</sup>에 의한 수정된 Kato 모델을 선택하여, 본 연구의 실험결과뿐만 아니라, 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 대한 Kato의 실험결과를 함께 비교하여 기존의 항복선 모델의 적합성을 검토한다. 마지막으로 냉간성형시 발생하는 강관 코너부의 곡률 부분과 지관과 주관의 용접부를 동시에 고려한 새로운 항복선모델을 제시하고, 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 한계상태설계법 및 허용응력설계법의 내력식을 제안하고자 한다.

## 2. 실험<sup>(1),(2)</sup>

### 2.1 시험체 형상 및 치수

본 연구의 대상 시험체는 지난 보고<sup>(1),(2)</sup>의 시험체 중 일반적으로 사용하는 기본형의 T형 접합부 시험체로서, 주관 플랜지 파괴모드가 지배하는, 폭비(β)가 0.85이하인 시험체만을 선택하여 시험체 일람을 표 1에 나타내었고, 시험체 형상은 그림 1과 같다. 그림 1에서 주관 및 지관의 길이는 폭의 3배로 설정하여, 주관의 휨에 의한 영향 및 지관의 세장효과를 배제하였다. 모든 시험체는 냉간성형 각형강관 SPSR400 급을 모살용접하여 제작되었다. 각형강관의 항복강도는 KS B 0802에 의한 인장강도시험결과, 3.15 ~ 4.18 tf/cm<sup>2</sup>의 분포를 나타내었고, 모살용접치수는 주관과 지관의 두께 중 작은 값을 채택하였다.

본 연구의 실험결과에 기존의 연구로서 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 대한 Kato의 실험결과<sup>(8)</sup>를 추가하였다. Kato의 연구에서 정방향 각형강관 시험체 중 주관 플랜지 파괴모드가 지배하는 시험체만을 선택하여, 시험체 일람을 표 2에

나타내었다. Kato의 시험체도 본 연구의 시험체와 같이 냉간성형 각형강관을 모살용접하여 제작되었으나, 모살용접치수는 본 연구의 시험체와는 달리 일률적으로 주관의 두께로 채택하였다. 또한 냉간성형 각형강관의 항복강도는 2.69 ~ 4.08 tf/cm<sup>2</sup>의 분포를 나타내었다.

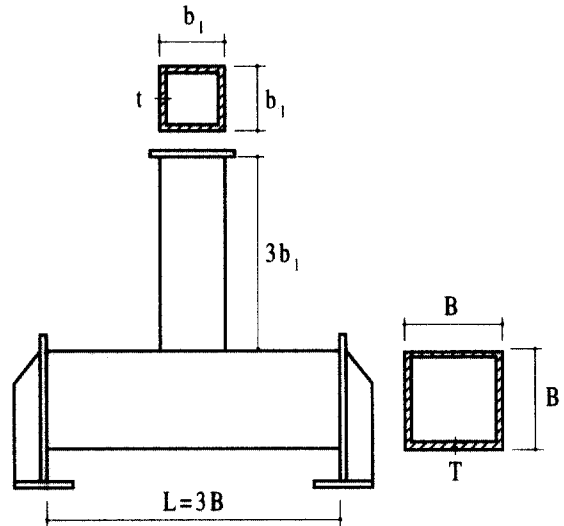


그림 1. T형 접합부 시험체 형상

표 1. 본 연구의 시험체 일람

시험체명	주관		지관		b <sub>1</sub> /B (β)	
	단면크기 (B×B×T) (mm)	B/T (2γ)	단면크기 (b <sub>1</sub> ×b <sub>1</sub> ×t) (mm)	b <sub>1</sub> /t		
TSA	1	150×150×4.5	33.3	60×60×4.5	13.3	0.40
	2			75×75×4.5	16.7	0.50
	3			100×100×6	16.7	0.67
	4			125×125×6	20.8	0.83
	6			40×40×3.2	12.5	0.27
	7			50×50×4.5	11.1	0.33
	TSB			1	150×150×6.0	25.0
2		75×75×4.5	16.7	0.50		
3		100×100×6	16.7	0.67		
4		125×125×6	20.8	0.83		
6		40×40×3.2	12.5	0.27		
7		50×50×4.5	11.1	0.33		
TSC		1	150×150×9.0	16.7		
	2	75×75×4.5			16.7	0.50
	3	100×100×6			16.7	0.67
	4	125×125×6			20.8	0.83
	6	40×40×3.2			12.5	0.27
	7	50×50×4.5			11.1	0.33

TS □ □

— 주관폭(B)에 대한 지관폭(b<sub>1</sub>)의 비  
— 주관두께(T)에 대한 주관폭(B)의 비

표 2. Kato 시험체 일람

시험체명	B (mm)	T (mm)	b <sub>1</sub> (mm)	t (mm)	b <sub>1</sub> /B (β)	B/T (2γ)
Kato11	150	6	100	6	0.67	25.0
Kato12	200	6	150	6	0.75	33.3
Kato13	250	6	200	9	0.80	41.7
Kato15	250	9	178	12.7	0.71	27.8
Kato16	150	6	75	3.2	0.50	25.0
Kato17	200	6	125	6	0.63	33.3
Kato21	254	9.5	127	6.4	0.50	26.7
Kato25	250	6	75	2.3	0.30	41.7
Kato26	150	6	75	2.3	0.50	25.0
Kato27	150	6	102	3.2	0.68	25.0
Kato32	350	12	102	2.4	0.30	29.2
Kato33	254	9.5	127	3	0.50	26.7

주) Kato의 실험결과에서 주관 플랜지 파괴가 지배하는 시험체만 선택

표 3. 지난 보고<sup>(1),(2)</sup>의 시험체 최대내력 재평가

시험체명	β (b <sub>1</sub> /B)	P <sub>1%B</sub> (tonf)	P <sub>3%B</sub> (tonf)	P <sub>3%B</sub> /P <sub>1%B</sub>	P <sub>3%B</sub> /P <sub>Zhao</sub>	PROP <sub>u</sub> (tonf)
TSA1	0.40	2.22	5.02	2.26	1.00	5.02
TSA2	0.50	5.30	7.38	1.39	1.00	7.38
TSA3	0.67	9.80	11.24	1.15	1.00	11.24
TSA6	0.27	2.84	4.52	1.59	1.06	4.26
TSA7	0.33	3.41	5.34	1.57	1.04	5.12
TSB1	0.40	5.83	9.97	1.71	1.14	8.75
TSB2	0.50	9.71	12.98	1.34	1.00	12.98
TSB3	0.67	12.81	20.98	1.63	1.09	19.22
TSB6	0.27	4.70	7.40	1.57	1.05	7.05
TSB7	0.33	6.00	8.60	1.43	1.00	8.60
TSC1	0.40	16.00	25.57	1.60	1.07	24.00
TSC2	0.50	22.50	32.00	1.42	1.00	32.00
TSC3	0.67	28.00	51.00	1.82	1.21	42.00
TSC6	0.27	13.00	17.00	1.31	1.00	17.00
TSC7	0.33	17.00	21.20	1.25	1.00	21.20
MEAN			-	1.54	1.04	-

## 2.2 최대내력의 정의

각형강관 T형 접합부는 일반적으로 폭비(β)가 0.85이하인 경우, 특히 0.8이하에서는 주관 플랜지면의 면외저항력으로 내력이 결정되고, 계속적인 면외변형을 나타내어 최대내력이 명확히 정의되지 않는 특징을 나타내고 있다. 이러한 현상에 착안하여, 최근까지도 많은 연구자들이 보다 합리적으로 최대내력을 결정하기 위하여 변형제한치를 설정하고, 이에 대응하는 내력을 최대내력으로 정의하고 있다. 대표적으로 Yura<sup>(3)</sup>는 원형강관 접합부에 대하여, Korol<sup>(4)</sup>는 압축력을 받는 각형강관 T형 접합부에 대하여, 그리고 Lu<sup>(5)</sup>는 각형강관을 포함한 다양한 접합부에 대하여, 마지막으로 Zhao<sup>(6)</sup>는 냉간성형 각형강관 접합부에 대하여, 변형의 제한치를 설정하고 이에 대응하는 내력을 최대내력으로 정의하는 방법을 제안하였다.

그 중 보다 세분화되고, 냉간성형 각형강관의 실험결과에 기초한 Zhao<sup>(10)</sup>의 최대내력 정의방법을 이용하여 전회의 보고의 실험결과<sup>(1),(2)</sup>의 최대내력을 재평가한다. Zhao의 주관 플랜지 파괴모드형 접합부의 변형제한치 및 최대내력 정의는 다음과 같다.

$0.3 \leq \beta \leq 0.6$ , 그리고  $2\gamma(B/T) \leq 15$  일때,

: 변형제한치는 3%B이고, 최대내력은  $P_{3%B}$ 이고,

$0.6 \leq \beta \leq 0.8$ , 그리고  $2\gamma(B/T) > 15$  일때,

: 변형제한치는 1%B이고, 최대내력은  $1.5 \cdot P_{1%B}$ 이다.

여기서,  $P_{3%B}$ 는 주관폭(B)의 3%의 변형(주관플랜지면

에서의 국부변형)시의 하중을 의미하고,  $P_{1%B}$ 는 주관폭의 1%의 변형시의 하중을 의미한다. 또한  $P_{3%B}/P_{1%B}$ 가 1.5보다 작으면 강도가 접합부의 거동을 좌우하며 최대내력은 최대하중으로 정의되고,  $P_{3%B}/P_{1%B}$ 가 1.5보다 크면 변형(사용성)이 접합부의 거동을 좌우하며 최대내력은 주관폭 1%의 변형시 하중의 1.5배를 최대하중으로 정의한다.

Zhao가 제안한 최대내력 정의방법을 이용하여 전회의 보고의 실험결과<sup>(1),(2)</sup>에서 최대내력을 재평가하여 표 3에 정리하였고, Kato의 실험결과는 Zhao가 정리한 결과를 인용하여 표 4<sup>(6)</sup>에 정리하였다.

본 연구에서는 접합부의 거동을 지배하는 모드를 결정하기 보다는 최대내력의 정의를 위한 변형제한치를 설정하는 것이 주된 목적이므로, 주관폭(B) 1% 변형시의 하중에 대한 3% 변형시의 하중에 대한 비인  $P_{3%B}/P_{1%B}$ 를 검토하여, 최대내력을 정의하기 위하여 단순한 변형제한치를 제안하고자 한다.

전회의 보고의 시험체에 대한  $P_{3%B}/P_{1%B}$ 는 표 3과 같이 평균적으로 1.54이고, Kato의 실험결과를 재평가한 Zhao<sup>(6)</sup>의 연구에서도 표 4와 같이 평균적으로 1.39이고, 모든 실험결과에 대한 평균값은 1.46으로 나타났다. 즉, 일반적인 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 거동은 강도가 지배하고, 주관 플랜지면에서의 국부변형이 주관폭의 3%일 때 최대내력이 결정됨을 알 수 있다. 또한, 주관폭의 3% 변형시의 하중을 최대내력으로 정할 때, 이에 대한 Zhao가 정의방법에

표 4. Kato 시험체의 최대내력

시험체명	$\beta$ ( $b_1/B$ )	$P_{1\%B}$ (tonf)	$P_{3\%B}$ (tonf)	$P_{3\%B}/P_{1\%B}$	$P_{3\%B}/P_{Zhao}$	$PRO P_u$ (tonf)
Kato11	0.67	16.33	19.90	1.22	1.00	19.90
Kato12	0.75	21.02	26.02	1.24	1.00	26.02
Kato13	0.80	25.00	30.31	1.21	1.00	30.31
Kato15	0.71	47.45	58.06	1.22	1.00	58.06
Kato16	0.50	7.65	11.53	1.51	1.01	11.53
Kato17	0.63	13.16	16.12	1.22	1.00	16.12
Kato21	0.50	20.71	31.22	1.51	1.00	31.22
Kato25	0.30	5.61	8.87	1.58	1.05	8.47
Kato26	0.50	6.53	10.61	1.63	1.07	9.90
Kato27	0.68	16.33	19.69	1.21	1.00	19.69
Kato32	0.30	14.69	22.86	1.56	1.04	22.04
Kato33	0.50	17.96	28.47	1.59	1.00	26.94
MEAN				1.39	1.02	-

$P_{Zhao}$  : Zhao의 정의<sup>(10)</sup>에 의한 최대내력

$PRO P_u$  : 실험결과로부터 본 연구에서 제안하는 최대하중 결정법에 따른 최대내력으로, 주관폭의 3% 변형시의 하중

의한 최대내력의 비는  $P_{3\%B}/PRO P_u$ 는 전회 보고의 시험체의 경우 평균적으로 1.04이고, Kato의 시험체의 경우 평균적으로 1.02로 나타나, 거의 차이가 없음을 알 수 있다.

따라서, 주관 플랜지 파괴모드의 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력은 주관의 폭/두께비가 16.7 ~ 41.7의 범위이고, 폭비( $\beta$ )가 0.27 ~ 0.80의 범위인 경우, 주관폭(B) 3% 변형시의 하중으로 정의할 수 있다고 판단된다.

### 3. 이론해석 연구

#### 3.1 T형 접합부의 항복선모델

각형강관 T형 접합부에서 주관에 대한 지관의 폭비( $\beta$ )값이 0.8이하일 경우, 주관 상부플랜지면의 소성 휨파괴를 고려하여 접합부의 최대내력을 예측하는 항복선이론을 적용한다. 접합부의 강도를 상계 소성정리에 의한 하한값으로 구하는 항복선 모델의 항복선에 대해서 발생하는 내부 일과 외부 작용력에 의한 외부 일을 같다고 보고 전개하여 접합부의 항복강도를 예측한다.

본 연구에서는 정방형 각형강관 T형 접합부에 대하여 기존 연구자들의 항복선 모델과 실험결과를 비교하고, Kato 모델을 수정한 새로운 항복선모델을 제안한다.

##### 3.1.1 CIDECT 모델

T형 접합부는 그림 2와 같이 지관이 접합되어 있는 주관의

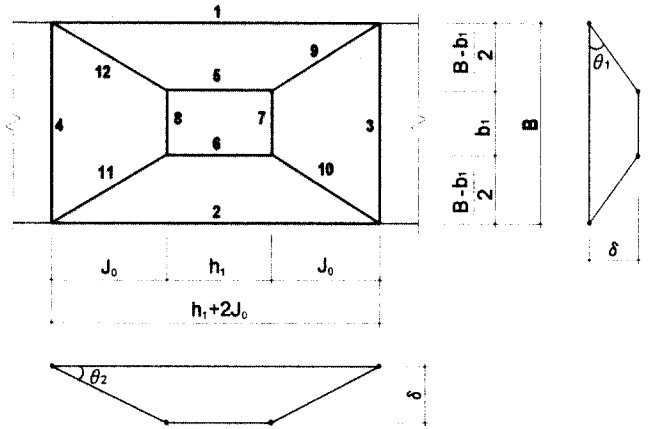


그림 2. CIDECT의 항복선 모델

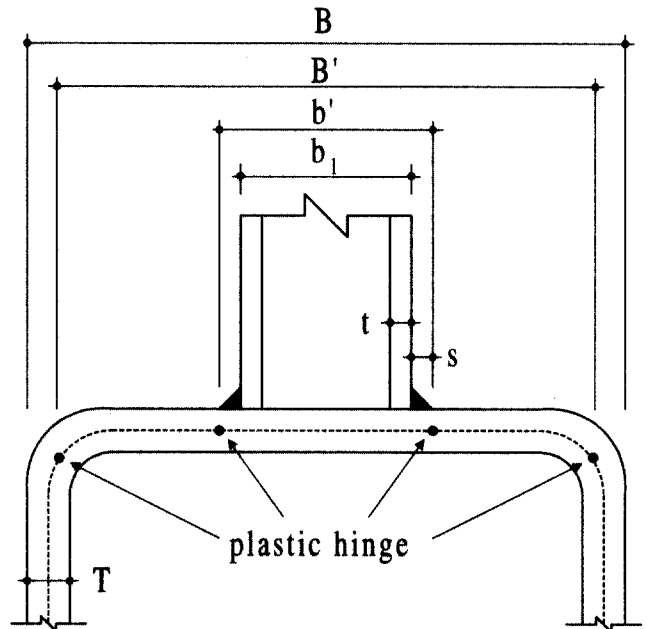


그림 3. Kato의 항복선 모델

상부플랜지면에 지관의 외측면과 주관의 외측면에서 항복선이 형성되고, 주관 플랜지의 양단 코너부 외측에서의 소성힌지가 발생하는 것으로 가정하여 접합부의 내력을 식 (4)와 같이 예측한다.

$$P_u = \frac{8M_p}{1-\beta} \left\{ \frac{h_1}{B} + 2\sqrt{1-\beta} \right\} \quad (4)$$

여기서,  $\beta = \frac{b_1}{B}$ ,  $M_p = \frac{T^2 F_y}{4}$

##### 3.1.2 Kato 모델

Kato의 항복선 모델은 CIDECT 모델을 수정한 것으로, 그림 3과 같이 주관의 폭은 전체 폭(B)을 이용하지 않고 냉

간를 성형시 생긴 모서리의 곡률 부분을 고려한 수정 주관폭 (B')을 이용하며, 지관의 폭은 지관 주위의 모살용접치수를 고려한 수정 지관폭(b<sub>1</sub>')을 이용한다. Kato의 모델에 의한 접합부의 내력예측식은 식 (5)와 같다.

$$P_u = \frac{8M_P}{1-\beta^*} \cdot \left\{ \frac{b_1'}{B'} + 2\sqrt{1-\beta^*} \right\} \quad (5)$$

여기서,

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

s : 모살 치수, T : 주관의 두께

### 3.1.3 Packer 모델

Packer의 항복선 모델은 Kato 모델과 유사하게 주관의 웨브 두께와 모살용접 길이를 고려하여, 강관의 코너부의 곡률 부분에 발생한 소성힌지가 강관웨브의 중심선을 외측면으로 연장한 곳에 위치하는 것으로 가정하여 구한 수정된 주관폭(B')을 적용하고, 수정된 지관폭(b<sub>1</sub>')은 Kato와 동일하게 적용한다. Packer의 모델에 의한 접합부의 내력예측식은 식 (6)과 같다.

$$P_u = \frac{8M_P}{1-\beta^*} \cdot \left\{ \frac{b_1'}{B'} + 2\sqrt{1-\beta^*} \right\} \quad (5)$$

여기서,

$$\beta^* = \frac{b_1'}{B'}, \quad B' = B - T, \quad b_1' = b_1 + 2w$$

w : 용접 치수, T : 주관의 두께

### 3.1.4 Zhao 모델

Zhao의 항복선 모델은 Kato 모델을 기본으로 하지만, 냉간를 성형시 생긴 모서리의 곡률부분에 발생한 소성힌지가 강관웨브의 외측으로 이동하는 것으로 가정하여, 수정된 주관폭(B') 대신 본래 주관의 폭(B)을 적용하고, 수정된 지관폭(b<sub>1</sub>')의 계산시 모살치수 대신 주관의 두께를 적용한다. Zhao의 모델에 의한 접합부의 내력예측식은 식(7)과 같다.

$$P_u = \frac{8M_P}{1-\beta^*} \cdot \left\{ \frac{b_1'}{B} + 2\sqrt{1-\beta^*} \right\} \quad (7)$$

여기서,

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

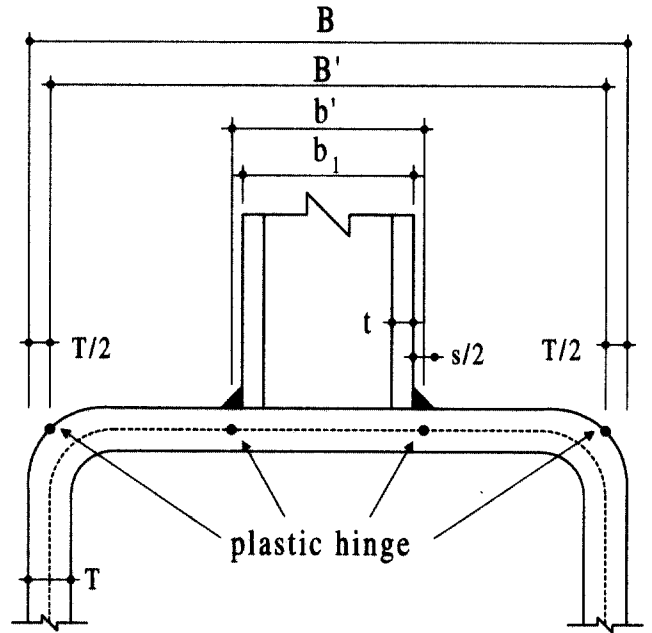


그림 4. 본 연구의 항복선 제안모델

### 3.1.5 본 연구의 제안모델

본 연구의 제안모델은 CIDECT의 항복선모델을 기본으로 하지만, 그림 4와 같이 냉간를 성형시 생긴 강관 코너부의 곡률부분에 발생한 소성힌지는 강관웨브의 중심선을 연장한 코너부 외측면으로 이동하는 것으로 가정하여 수정된 주관폭(B')을 적용하고, 지관과 주관의 모살용접부를 고려하여 수정된 지관폭(b<sub>1</sub>')의 계산시 지관 하부의 소성힌지 위치를 모살용접의 중심에 위치하는 것으로 가정한다. 지관 하부의 소성힌지 위치는, 모살용접부 전체를 rigid, semi-rigid, 그리고 pin으로 가정하여 분석한 결과 semi-rigid로 가정한 경우 즉, 모살용접부의 중심으로 가정한 경우가 실험치와 잘 일치하는 것으로 나타났기 때문에, 모살용접부의 중심으로 가정한 것이다. 또한 주관 코너부의 소성힌지의 위치를 강관웨브의 중심선을 연장한 코너부의 외측면으로 가정 이유는, 각형강관의 코너부는 이미 변형경화 상태에 도달하여, Kato 모델과 같이 코너부 중심에서 소성힌지가 발생하지 않고, 웨브 근처에서 발생한다는 Zhao의 실험결과<sup>(10)</sup>에 기초한 것이다. 본 연구에서 제안한 T형 접합부의 내력예측식은 식 (8)과 같다.

$$P_u = \frac{8M_P}{1-\beta^*} \cdot \left\{ \frac{b_1'}{B'} + 2\sqrt{1-\beta^*} \right\} \quad (8)$$

여기서,  $\beta^* = \frac{b_1'}{B'}$ ,  $b_1' = b_1 + s$ ,  $B' = B - T$ ,

$$M_P = \frac{T^2 F_y}{4}, \quad F_y: \text{주관의 항복강도}, \quad T: \text{주관 두께}$$

### 3.2 항복선모델의 검증

각각의 항복선모델에 의한 이론 내력식과 본 연구에서 제안한 정의방법(2.2절 참조)에 의한 최대내력  $R_{PO}P_u$ 를 비교하여, 본 연구의 실험결과는 표 5에, 그리고 Kato의 실험결과는 표 6에 나타내었다. 표 5에서,  $MEAN_1$ 은 주관 플랜지 파괴와 주관 웹 좌굴파괴가 동시에 발생한 시험체인 TSA4, TSB4, 그리고 TSC4의 시험체를 포함한 경우의 평균값이고,  $MEAN_2$ 는 상기 시험체를 제외한 경우의 평균값이다.

표 5에서와 같이, 각각의 이론 내력식에 대한 TSA4, TSB4, 그리고 TSC4의 시험체를 포함한 본 연구의 실험치 최대내력의 비는 평균적으로, CIDECT식은 1.16, Kato식은 0.78, Packer식은 0.86, Zhao식은 0.91, 그리고 본 연구의 제안식은 0.95를 나타내고 있다. 또한, TSA4, TSB4와 TSC4의 시험체를 제외한 경우, CIDECT식은 1.13, Kato식은 0.85, Packer식은 0.90, Zhao식은 0.96, 그리고 본 연구의 제안식은 1.00을 나타내고 있다. 특히, 주목할 점은, 주관의 폭/두께비가 16.7이고 폭비가 0.8을 초과하는 0.83인 TSC4에 대하여 Kato와 Packer의 제안식은 접합부의 내력을 정의하지 못하고 발산하고 있다. 또한, Zhao의 제안식은 최대내력을 지나치게 과대평가하고 CIDECT식은 다소 과소평가하고 있다. 따라서, 접합부의 내력을 예측하는 항복선모델의 적용범위는 CIDECT등의 규준식에서 적용하는 폭비 0.85이하보다는 폭비 0.8이하로 설정하는 것이 적절할 것으로 판단된다.

표 5. 지난 보고<sup>(1),(2)</sup>의 시험체 비교

시험체명	$\beta$ ( $b_1/B$ )	$R_{PO}P_u/P_{CIDECT}$	$R_{PO}P_u/P_{Kato}$	$R_{PO}P_u/P_{Packer}$	$R_{PO}P_u/P_{Zhao}$	$R_{PO}P_u/P_{Proposed}$
TSA1	0.40	0.98	0.85	0.87	0.89	0.91
TSA2	0.50	1.22	1.01	1.05	1.09	1.12
TSA3	0.67	1.30	0.94	1.02	1.09	1.12
TSA4*	0.83	1.20	0.45	0.63	0.82	0.84
TSA6	0.27	1.06	0.95	0.96	0.98	1.00
TSA7	0.33	1.14	1.01	1.03	1.05	1.08
TSB1	0.40	1.05	0.86	0.89	0.92	0.96
TSB2	0.50	1.16	0.90	0.95	1.00	1.03
TSB3	0.67	1.31	0.82	0.93	1.04	1.07
TSB4*	0.83	1.40	0.14	0.48	0.80	0.83
TSB6	0.27	0.94	0.81	0.83	0.84	0.88
TSB7	0.33	1.00	0.84	0.87	0.89	0.92
TSC1	0.40	1.17	0.84	0.90	0.96	1.01
TSC2	0.50	1.25	0.80	0.89	0.98	1.03
TSC3	0.67	1.39	0.55	0.75	0.95	1.00
TSC4*	0.83	1.24	-	-	0.41	0.44
TSC6	0.27	0.94	0.74	0.77	0.80	0.84
TSC7	0.33	1.07	0.81	0.85	0.89	0.95
MEAN1	-	1.16	0.78	0.86	0.91	0.95
MEAN2	-	1.13	0.85	0.90	0.96	1.00

주) \*표시 시험체의 최대내력은 실험치 최대하중으로 결정됨.

표 6에서와 같이, 각각의 이론 내력식에 대한 Kato의 실험치 최대내력( $R_{PO}P_u$ )의 비는 평균적으로, CIDECT식은 1.20, Kato식은 0.84, Packer식은 0.91, Zhao식은 0.98, 그리고 본 연구의 제안식은 1.04를 나타내고 있다.

본 연구의 대상 시험체와 Kato의 시험체 모두를 이론식과 비교한다. 우선 TSA4, TSB4와 TSC4의 시험체를 포함할 경우, 각각의 이론 내력식에 대한 전체 실험치 최대내력( $R_{PO}P_u$ )의 비는 평균적으로, CIDECT식은 1.16, Kato식은 0.84, Packer식은 0.91, Zhao식은 0.97, 그리고 본 연구의 제안식은 1.01을 나타내고 있다. 또한 TSA4, TSB4, 그리고 TSC4의 시험체를 제외한 경우, CIDECT식은 1.17, Kato식은 0.81, Packer식은 0.88, Zhao식은 0.94, 그리고 본 연구의 제안식은 0.98을 나타내어, 본 연구의 제안식이 실험결과와 가장 좋은 대응을 나타내고 있다.

CIDECT을 제외한 모든 제안식이 주관 두께의 제곱에 비선형적으로 비례하여, 무차원화가 불가능하기 때문에, 본 연구의 주관의 폭/두께비를 기준으로 실험결과와 Kato, Packer, Zhao, 및 CIDECT모델의 무차원화 비교를 그림 5 ~ 7에 나타내었고, 그림 8은 전회 보고의 실험결과와, 본 연구에서 제안한 항복선모델 및 CIDECT모델을 비교한 것이다. 그림에서 A는 주관의 폭/두께비 33.33, B는 폭/두께비 25.00, 그리고 C는 폭/두께비 16.67을 의미한다.

그림 5 ~ 8에서와 같이, CIDECT의 규준식은 주관 두께(T)의 제곱에 비례하여 무차원화가 가능하나, 본 제안식을 포함한 모든 기존의 제안식은 주관 두께의 제곱에 비선형적으로 비례하여 주관 두께에 따라 무차원화 곡선이 다른 양상을

표 6. Kato 시험체의 비교

시험체명	$\beta$ ( $b_1/B$ )	$R_{PO}P_u/P_{CIDECT}$	$R_{PO}P_u/P_{Kato}$	$R_{PO}P_u/P_{Packer}$	$R_{PO}P_u/P_{Zhao}$	$R_{PO}P_u/P_{Proposed}$
Kato11	0.67	1.35	0.85	0.92	1.07	1.11
Kato12	0.75	1.37	0.85	0.93	1.09	1.12
Kato13	0.80	1.22	0.60	0.82	0.83	0.98
Kato15	0.71	1.46	0.73	0.97	1.01	1.18
Kato16	0.50	1.12	0.86	0.89	0.96	1.00
Kato17	0.63	1.21	0.92	0.96	1.04	1.07
Kato21	0.50	1.17	0.92	0.95	1.01	1.04
Kato25	0.30	1.07	0.98	0.98	1.00	1.02
Kato26	0.50	1.03	0.80	0.82	0.88	0.92
Kato27	0.68	1.29	0.78	0.86	1.01	1.05
Kato32	0.30	1.06	0.93	0.94	0.96	0.99
Kato33	0.50	1.06	0.84	0.86	0.92	0.95
MEAN		1.20	0.84	0.91	0.98	1.04

$R_{PO}P_u$  : 실험결과로부터 본 연구에서 제안하는 최대하중 결정법에 따른 최대내력으로 주관폭의 3% 변형시의 하중.

MEAN<sub>1</sub> : TSA4, TSB4, TSC4 시험체를 포함한 경우의 평균값

MEAN<sub>2</sub> : TSA4, TSB4, TSC4 시험체를 제외한 경우의 평균값

$P_{Proposed}$  : 본 연구에서 제안하는 항복선모델에 의한 계산치 최대내력

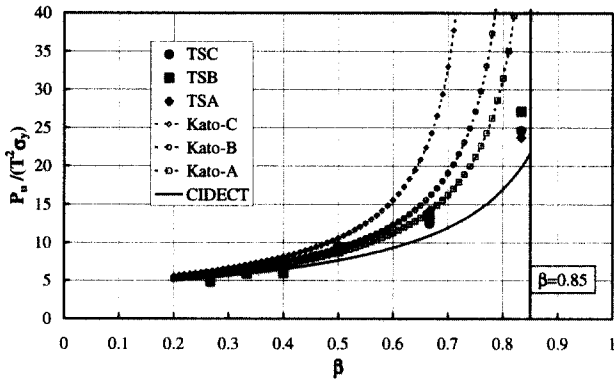


그림 5. Kato모델과 CIDECT모델의 비교

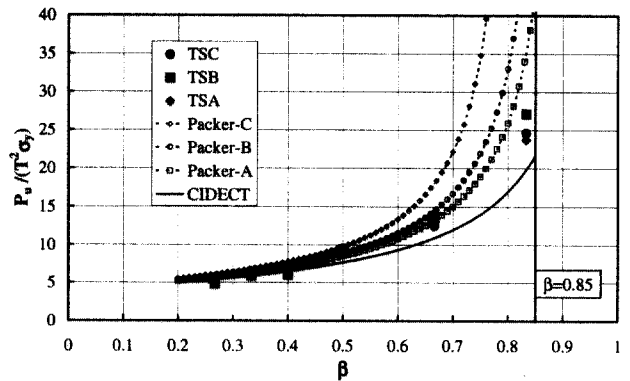


그림 6. Packer모델과 CIDECT모델의 비교

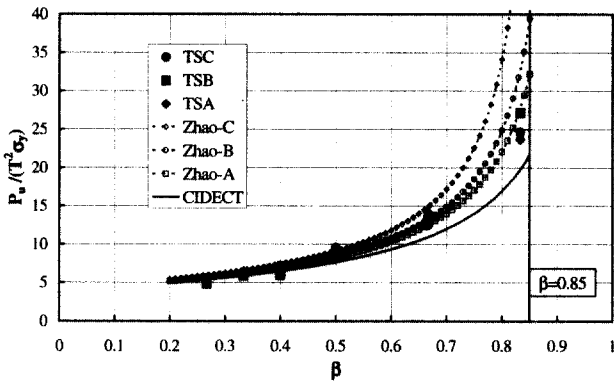


그림 7. Zhao모델과 CIDECT모델의 비교

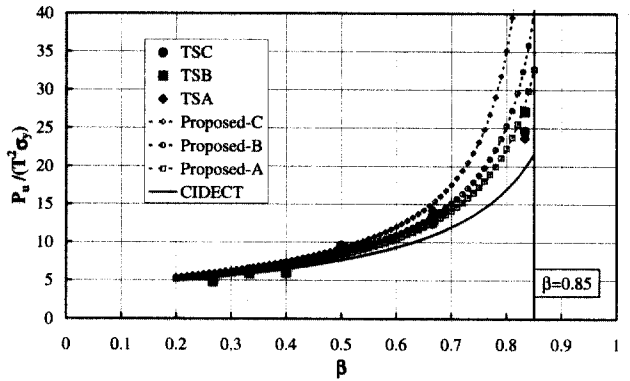


그림 8. 제안모델과 CIDECT모델의 비교

나타내고 있다. 그 중 그림 5와 6의 Kato와 Packer의 제안식은 폭비( $\beta$ ) 0.7 이상에서 내력이 급격히 증가하고, 특히 주관의 폭/두께비가 감소함에 따라 즉, 주관이 두꺼울수록 급격히 발산하는 양상을 나타내고, 그림 7에서 Zhao의 제안식은 폭비 0.8이상에서 내력이 급격히 증가하여 발산하는 양상을 나타내고 있으나, 주관의 폭/두께비의 영향이 Kato나 Packer모델처럼 크지 않은 것으로 나타났다.

그림 8에서와 같이, 본 연구의 제안식도 주관의 폭/두께비의 영향으로 인하여 무차원곡선이 다르게 나타나고, Zhao의 제안식과 유사하게 폭비 0.8이상에서 내력이 급격히 증가하여 발산하는 양상을 나타내고 있다. 그러나 기존의 제안식들 중 폭/두께비의 영향이 가장 적은 것으로 나타났다. 또한 폭비 0.83인 TSA4, TSB4, TSC4 시험체의 최대내력을 지나치게 과대평가하고 있다.

#### 4. 내력식의 제안

지금까지 국내에서 각형강관 T형 접합부에 관한 연구는 거의 없었지만 외국의 규준을 참조하여 우리 실정에 적합하게 수정하여 도입한다면, 실험을 최소한으로 수행하여 외국 규준과 국내 실험과의 차이점을 규명한 후, 그 원인을 제거하여

설계식을 도입할 수 있을 것으로 사료된다. 더구나 일본의 경우, 각형강관 접합부에 대한 연구를 거의 수행하지 않았지만 유럽의 규준을 자국의 실정에 맞도록 각종 계수를 조정한 후, 일본 규준으로 정착시켰고, 각형강관 T형 접합부에 관한 설계식을 도입할 때도 일본은 유럽의 규준(한계상태 설계법)에 하중계수( $\gamma_s = 1.5$ )만 적용한 허용응력 설계법으로 조정하여 규준식으로 채택하였다.

현행 각형강관 T형 접합부에 대한 유럽의 규준(CIDECT)식은 대부분 열간성형 강관의 실험결과에 기초하여 제정되었다<sup>(10)</sup>. 특히 주관폭과 지관의 폭이 일치하여 주관웹의 국부 좌굴이 접합부의 거동을 지배하는 경우에는, 유효폭의 압축재로 설계하며, 이때 적용하는 기둥의 좌굴곡선으로 열간성형 강관에 해당하는 좌굴곡선 a를 채택하고 있다<sup>(7)</sup>. 그러나 국내의 경우, 구조용 강관으로는 대부분 냉간성형 강관을 사용하고 있는 실정이고, 국내에서 생산되는 강재의 재료적 특성을 고려할 때, 유럽 규준식의 직접적인 도입은 적절하지 않은 것으로 판단된다. 또한 주관 플랜지 파괴모드로서, 그림 2의 항복선모델을 적용하는 것이 가능한 폭비( $\beta$ )의 한계치가 0.85로 현행 기준에서 설정되어 있으나, 본 연구의 실험결과에 의하면 폭비가 0.83인 시험체는 주관의 폭/두께비에 관계없이, 주관 플랜지 파괴와 주관 웹 좌굴파괴가 동시에 발생하는

파괴모드를 나타내고 있다<sup>(1),(2)</sup>. 따라서, 주관 플랜지 파괴모드가 지배하고, 냉간성형으로 제작된 정방향 각형강관 T형 접합부에 대한 내력식으로서 아래의 식 (9) 및 (10)과 같이 한계상태 설계법과 허용응력 설계법으로 구분하여 제안하고, 그 적용범위는 주관의 폭/두께비가 16.7 ~ 41.7이고, 폭비 ( $\beta$ )가 0.8이하인 경우로 한다.

$\beta \leq 0.8$ 일 경우,

※ 한계상태 설계법:

$$P_u = \frac{F_y \cdot T^2}{1 - \beta^*} \cdot \left\{ 2 \frac{b_1'}{B'} + 4\sqrt{1 - \beta^*} \right\} \quad (9)$$

※ 허용응력 설계법:

$$P_u = \frac{f_t \cdot T^2}{1 - \beta^*} \cdot \left\{ 2 \frac{b_1'}{B'} + 4\sqrt{1 - \beta^*} \right\} \quad (10)$$

여기서,

$$\beta^* = \frac{b_1'}{B'}, \quad b_1' = b_1 + T, \quad B' = B - T$$

T : 주관 두께,  $f_t$  : 허용인장응력도 (=  $F_y/1.5$ )

## 5. 결론

이상과 같은 SPSR400급의 냉간성형 각형강관을 모살용접하여 제작한 T형 접합부의 실험과 이론해석 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 냉간성형 각형강관 T형 접합부는 폭비 ( $\beta$ )가 0.8이하인 경우, 주관 플랜지면의 면외저항력으로 내력이 결정되고, 계속적인 면외변형을 나타내어 최대내력이 명확히 정의되지 않는 특징을 나타내고 있다
- (2) 주관 플랜지 파괴모드의 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력은 주관의 폭/두께비가 16.7 ~ 41.7의 범위고, 폭비 ( $\beta$ )가 0.27 ~ 0.80의 범위에서, 주관 폭(B)의 3%의 변형시의 하중으로 정의할 수 있다고 판단한다.
- (3) 본 연구에서 제안된 항복선모델을 이용하여, 폭비 ( $\beta$ )가 0.8이하인 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력을 예측할 수 있을 것으로 판단한다.
- (4) 주관의 폭/두께비가 16.7 ~ 41.7인 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 대한 내력식을 한계상태 설계법과 허용응력 설계법으로 구분하여 다음과 같이 제안한다.

$\beta \leq 0.8$ 일 경우,

※ 한계상태 설계법:

$$P_u = \frac{F_y \cdot T^2}{1 - \beta^*} \cdot \left\{ 2 \frac{b_1'}{B'} + 4\sqrt{1 - \beta^*} \right\}$$

$\beta \leq 0.8$ 일 경우,

※ 허용응력 설계법:

$$P_u = \frac{f_t \cdot T^2}{1 - \beta^*} \cdot \left\{ 2 \frac{b_1'}{B'} + 4\sqrt{1 - \beta^*} \right\}$$

## 참고 문헌

1. 문태섭, 배규용. "무보강 모살용접 각형강관 T형 접합부의 거동에 관한 실험적 연구(I)", 한국강구조학회논문집, 1996. 6.
2. 문태섭, 배규용. "무보강 모살용접 각형강관 T형 접합부의 거동에 관한 실험적 연구(II)", 한국강구조학회논문집, 1996. 9.
3. Yura J.A., Zettlemoyer N., Edwards I.F. "Ultimate capacity equations for tubular joints", OTC Proceedings, 1980:1:3690.
4. Korol, R.M., Mirza, F.A. "Finite element analysis of RHS T-joints", ASCE, J. Struct Engng, 1982:108(9):2081-98.
5. Lu, L.H., de Winkel, G.D., Yu, Y., Wardenier, J., "Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints", Tubular Structure VI, Rotterdam:Balkema, 1994:341-7.
6. Zhao, X.L., "Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections", Journal of constructional. steel research, 2000:53:149-165.
7. CIDECT, "The Strength and Behavior of Statically Loaded Welded Connections in Hollow Sections", Monograph No. 6, Corby (UK): CIDECT, 1986.
8. Kato, B., Nishiyama I., "T-joints made of rectangular tubes. Proceeding of the 5th International Conference on Cold-Formed Steel Structures", St. Louis (MI, USA), 1980.
9. Davies, G., Packer, J.A., "Predicting the strength of branch plate-RHS connections for punching shear", Canadian Journal of Civil Engineering 1982:9:458-67.
10. Zhao, X.L., Hancock, G.J., "T-joints in rectangular hollow sections subject to combined actions", J. Struct Engng, ASCE 1991:117(8):2258-77.

(접수일자 : 2002년 1월 17일)