

지관이 회전된 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력(I)

- 주관 플랜지 파괴모드 -

Ultimate Strength of branch-rotated T-joints in Cold-formed Square Hollow Sections
- Chord flange failure mode -

배 규 웅¹⁾ · 박 금 성²⁾ · 강 창 훈³⁾ · 문 태 섭⁴⁾
Bae, Kyu Woong · Park, Keum Sung · Kang, Chang Hoon · Moon, Tae Sup

요약: 본 논문은 새로운 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력과 변형제한치에 대한 연구이다. 새로운 T형 접합부의 형상은 지관을 주관에 대하여 45° 회전시켜서 용접하는 형상이고, 지난 보고의 지관 45° 회전형 T형 접합부 실험결과 중에서 주관플랜지 휨 파괴가 지배하는 접합부만을 대상으로 설정하였다. $16.7 \leq 2\gamma(=B/T) \leq 33.3$ 이고 $0.27 \leq \beta(=b1/B) \leq 0.6$ 범위의 지관 45° 회전형 T형 접합부에 대하여, 최대내력을 정의를 위한 변형제한치는 주관폭의 3% 변형량(3%B)으로 제안하였다. 기본형에 대한 기존의 항복선모델을 검토하고, 지관 회전형에 대한 새로운 항복선모델을 제안하였다. 최종적으로 항복선해석에 근거한 내력식과 실험결과를 비교하고, 제안내력식의 적용 범위를 제시하였다.

ABSTRACT: This paper described the ultimate strength and deformation limit of the new uniplanar T-joints in cold-formed square hollow sections. In the configuration of the new T-joint, only a branch member is orientated to a chord member at 45 degrees in the plane of the truss. This study focused on the branch-rotated T-joints that were governed by chord flange failure in previous studies. Test results of the T-joint in cold-formed square hollow sections revealed a deformation limit of 3%B for $16.7 \leq 2\gamma(=B/T) \leq 33.3$ and $0.27 \leq \beta(=b1/B) \leq 0.6$. The existing strength formulae for traditional T-joint were determined and a new yield-line model for the branch-rotated T-joint proposed. Finally, the strength formula on the yield-line analysis was compared with test results and the application range of the proposed formula recommended.

핵심용어: 냉간성형, 지관 회전형, T형 접합부, 최대내력, 항복선해석, 내력식

KEYWORDS: Cold-formed, the branch-rotated, T-joint, Ultimate strength, Yield-line analysis, Strength formula

1. 서론

지관에 압축력이 작용하는 단일평면의 각형강관 T형 접합부의 거동은 일반적으로 주관폭에 대한 지관폭의 비인 β 가 지배한다. 작은 β 값에서, 접합부의 파괴모드는 주관 플랜지 면의 휨 항복이고, 변형과 함께 하중이 계속적으로 증가하여 명백한 최대의 하중값이 나타나지 않는다. 이러한 접합부의 최대내력은 접합부 국부변형에 대한 적절한 변형제한치를 사용하여 정의된다면, 항복선 해석을 통하여 최대내력을 예측할

수 있다. 최근에 최대내력을 결정하기 위한 변형제한치에 관한 연구는 Lu⁽¹⁾ 그리고 Zhao⁽²⁾ 등이 수행하였다. 그 중 Lu의 제안방법은 주로 열간성형 부재로 구성된 다양한 강관 접합부의 실험과 수치해석 결과에 기초하고, Zhao의 제안방법은 Kato⁽³⁾의 실험결과를 포함한 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 실험결과에 기초하였다. 또한 본 연구진들도 국내에서 냉간성형 각형강관으로 제작된 T형 접합부에 관한 연구⁽⁴⁾를 통하여 변형제한치를 제안하였다. 항복선 해석은 막작용(membrane action)과 강재의 변형경화를 고려하지 않는

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

본 논문에 대한 토의를 2003년 4월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

단순한 항복선 해석이 대부분이고, 대표적인 항복선 모델은 CIDECT⁽⁵⁾ 모델이다. CIDECT의 항복선 모델은 대부분의 규준들에 채택되었고, 실험결과와 비교하면 언제나 안전한 예측치를 제공하고 있다. 그 외에 각형강관의 모서리 곡률부분을 고려하고 주관 웹 두께를 고려한 Kato 모델⁽³⁾, Packer 모델⁽⁶⁾ 그리고 본 연구진들이 제안한 모델⁽⁴⁾ 등이 있다.

일반적으로 각형강관 트러스의 경우, 주관과 지관의 웹은 트러스의 평면에 평행하거나 수직하게 위치한다. 그러나 3차원 삼각형 트러스의 경우에는, 주관이 지관이 이루는 평면에 45° 회전되어 위치하게 된다. Ono⁽⁷⁾는 트러스 평면에 대하여 주관과 지관이 모두 45° 회전되어 위치하는 단일평면 트러스의 접합부에 관한 실험적 연구를 통하여, T와 K형 접합부에서 내력이 크게 향상됨을 확인하였다. 또한 Owen⁽⁸⁾는 각형강관 십자형 접합부에서 부재의 위치가 내력에 미치는 영향을 해석적 연구를 수행하였다. 대상 접합부는 Ono의 접합부와 지관은 회전시키지 않고 주관만을 45° 회전시킨 접합부, 그리고 원형과 각형의 기존의 접합부이다. 그러나, 주관은 회전시키지 않고 단지 지관만을 45° 회전시키는 접합부에 대한 연구는 전무한 실정이다.

본 연구에서는 냉간성형 각형강관으로 제작된 단일평면의 T-접합부에서 지관만을 45° 회전시킨, 일명 지관 45° 회전형을 연구의 대상으로 설정하였다. 이미 보고된 지관 45° 회전형에 대한 실험결과^{(9),(10)} 중 주관플랜지 휨 파괴가 지배하는 접합부만의 실험결과를 이용하여, 기존의 변형제한치의 적용성을 검토하고, 항복선해석을 통한 최대내력 예측식을 제안하고자 한다.

2. 실험

2.1 시험체 형상 및 치수

본 연구의 대상 시험체는 지난 보고^{(9),(10)}의 시험체 중 지관 45° 회전형 접합부 시험체로서, 주관 플랜지 파괴모드가 지배하는, β가 0.6이하인 시험체만을 선택하여 시험체 일람을 표 1에 나타내었고, 지관 45° 회전형 접합부에서의 β=0.6은 기본형의 접합부에서 β가 0.85(=0.6×√2)인 경우에 해당한다. 시험체 형상은 그림 1과 같고, 그림 1에서 주관 및 지관의 길이는 폭의 3배로 설정하여, 주관의 휨에 의한 영향 및 지관의 세장효과를 배제하였다. 모든 시험체는 냉간성형 각형강관 SPSR400급을 모살용접하여 제작되었다. 각형강관의 항복강도는 KS B 0802에 의한 인장강도시험결과, 3.15 ~ 4.18 tf/cm²의 분포를 나타내었고, 모살용접치수는 주관과 지관의 두께 중 작은 값을 채택하였다.

표 1. 본 연구의 시험체 일람

실험 체명	주관		지관		β (b1/B)	√2 β	
	단면크기	2γ (B/T)	단면크기	b1/t			
TPA	1	150×150 ×4.5	33.3	75×75×4.5	16.7	0.50	0.71
	2			85×85×6	14.2	0.53	0.80
TPB	1	150×150 ×6.0	25.0	40×40×4.5	8.9	0.27	0.38
	2			50×50×4.5	11.1	0.33	0.47
	3			60×60×4.5	13.3	0.40	0.57
	4			75×75×4.5	16.7	0.50	0.71
TPC	1	150×150 ×9.0	16.7	80×80×6	13.3	0.53	0.75
	2			85×85×6	14.2	0.57	0.80
	3			90×90×6	15.0	0.60	0.85

T □ □ □
 — 주관폭(B)에 대한 지관폭(b1)의 비
 — 주관두께(T)에 대한 주관폭(B)의 비
 S : 정방형, P : 지관 45° 회전형

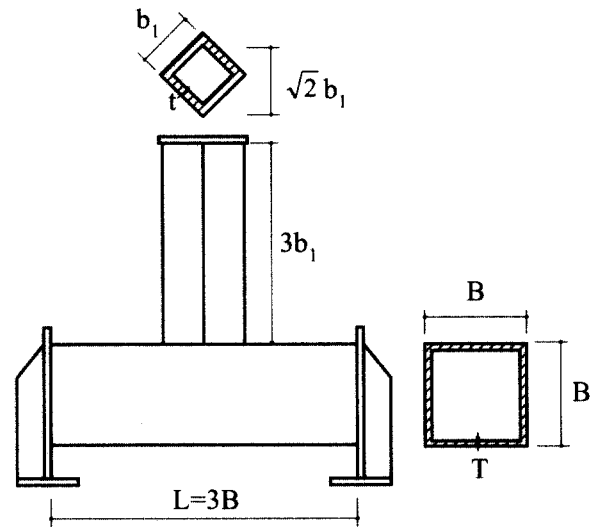


그림 1. 45° 회전형 접합부 시험체 형상

2.2 최대내력의 정의

각형강관 T형 접합부는 일반적으로 폭비(β)가 0.85이하인 경우, 특히 0.8이하에서는 주관 플랜지면의 면외저항력으로 내력이 결정되고, 지속적인 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. 최근에 Lu⁽¹⁾는 각형강관을 포함한 다양한 접합부에 대하여, 마지막으로 Zhao⁽⁶⁾는 냉간성형 각형강관 접합부에 대하여, 변형의 제한치를 설정하고 이에 대응하는 내력을 최대내력으로 정의하는

방법을 제안하였다. 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 $b1.5 \times P_{1\%B}$ 이다.

여기서, $P_{3\%B}$ 는 주관폭(B)의 3%의 변형(주관플랜지면에서의 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.

또한 본 연구진들은 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 대한 Kato 그리고 Zhao에 수행된 실험결과에 본 연구진들의 실험결과를 추가하여, 보다 단순한 변형제한치로서 주관 폭의 3% 변형시의 하중($P_{3\%B}$)을 주관플랜지 파괴모드의 T형 접합부의 최대내력으로 제안하였다⁽⁴⁾. 표 2와 같이 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.

표 2와 같이, 1%B 변형시의 하중에 대한 3%B 변형시의 하중의 비 $P_{3\%B}/P_{1\%B}$ 는 평균치(MEAN)가 1.31이고,

표 2. 지관 45° 회전형 시험체 최대내력

실험체명	β	$\sqrt{2} \beta$	$P_{1\%B}$ (tonf)	$P_{3\%B}$ (tonf)	$P_{3\%B}/P_{1\%B}$
TPA1	0.50	0.71	5.7	7.7	1.35
TPA2	0.53	0.80	6.8	9.4	1.38
TPB1	0.27	0.38	4.7	6.6	1.40
TPB2	0.33	0.47	5.9	8.8	1.49
TPB3	0.40	0.57	7.7	10.9	1.42
TPB4	0.50	0.71	9.6	13.7	1.43
TPC1	0.53	0.75	35.0	37.3	1.07
TPC2	0.57	0.80	36.5	40.7	1.12
TPC3	0.60	0.85	44.3	48.6	1.10
MEAN					1.31
COV					0.126

변동계수(COV)가 0.126으로 나타났다. 지관 45° 회전형 T형 접합부의 거동은 강도가 지배하고, 주관 플랜지면에서의 국부변형이 주관폭의 3%일 때 최대내력이 결정됨을 알 수 있다.

따라서, 지관이 45° 회전되고, 주관 플랜지 파괴모드를 갖는 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력은 주관의 폭/두께비(B/T)가 16.7 ~ 33.3의 범위이고, 폭비(β)가 0.27 ~ 0.60의 범위인 경우, 3%B 변형시의 하중으로 정의할 수 있다고 판단된다.

3. 이론해석 연구

3.1 항복선해석

일반적으로 각형강관 T형 접합부에서 주관에 대한 지관의 폭비(β)값이 0.85이하일 경우, 주관 상부플랜지면의 소성 휨파괴를 고려하는 항복선해석을 이용하여 접합부의 최대내력을 예측하고 있다. 접합부의 강도를 상계 소성정리에 의한 하한값으로 구하는 항복선 해석에서는, 항복선에 대해서 발생하는 내부 일과 외부 작용력에 의한 외부 일을 같다고 하는 가상일의 원리를 통하여 접합부의 최대내력을 예측한다.

본 연구에서는 기본형인 정방형 각형강관 T형 접합부에 대한 기존 연구자들의 항복선 모델을 검토하여, 지관 45° 회전형 접합부에 대한 새로운 항복선모델을 제안하고자 한다.

3.2 T형 접합부 항복선 모델의 비교

플랜지 파괴모드의 T형 접합부에 대한 대부분의 규준들은 CIDECT의 항복선 모델을 채택하고 있다. CIDECT의 항복선 모델은 그림 2와 같이, 지관이 접합되어 있는 주관의 상부 플랜지면에 지관의 외측면과 주관의 외측면에서 항복선이 형성되고, 주관 플랜지의 양단 코너부 외측에서의 소성힌지가 발생하는 것으로 가정한다. 또한 재료의 변형경화(strain hardening effect of material)나 막작용(membrane action)은 고려하지 않는 단순한 항복선 모델이다. 지관과 주관이 모두 정방형 각형강관인 T형 접합부에 대한 CIDECT식⁽¹¹⁾은 식(1)과 같이 정리된다.

$$P_u = \frac{8M_p}{1-\beta} \{ \beta + 2\sqrt{1-\beta} \} \quad (1)$$

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

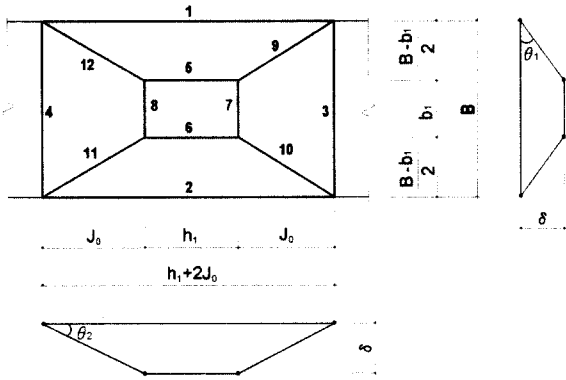


그림 2. CIDECT의 항복선 모델⁽⁵⁾

CIDECT 모델과 달리, 각형강관의 코너부의 곡률부분과 주관에 용접되는 지관에서의 모살용접치수를 고려하는 항복선 모델이 Kato⁽⁶⁾, Packer⁽⁷⁾ 그리고 Zhao⁽²⁾ 등에 의해 제안되었다. 또한 본 연구진들은 냉간성형 정방형 각형강관 T형 접합부만의 실험결과에 기초하여, 새로운 항복선 모델을 이미 제안하였다⁽⁴⁾. 상기의 제안된 모델들은 모두 CIDECT 모델과 마찬가지로 강재의 변형경화와 막작용을 고려하지 않는 단순한 항복선 모델이다. 제안식들은 CIDECT와 거의 유사한 형태를 유지하나, 코너부와 용접치수를 고려한 결과, CIDECT 식에서의 폭비 β 는 유효폭비 β' 로 수정되어 있다. 또한 유효폭비 β' 는 β 와 2γ ($=B/T$)의 함수이다. 상기의 제안모델과 CIDECT 모델에서의 β 와 β' 를 비교하여 표 3에 나타내었다.

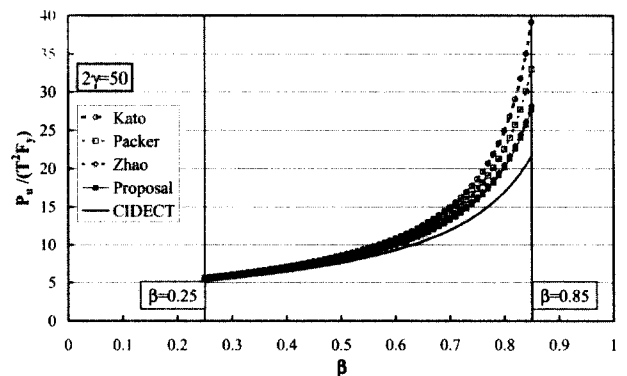
표 3. 항복선 모델의 비교

	CIDECT	Kato ⁽⁶⁾	Packer ⁽⁷⁾	Zhao ⁽²⁾	제안모델 ⁽⁴⁾
지관폭 (b_1)	b_1	$b_1 + 2T$	$b_1 + 2T$	$b_1 + 2T$	$b_1 + T$
주관폭 (B)	B	$B - (4 - 1.5\sqrt{2})T$	$B - T$	B	$B - T$

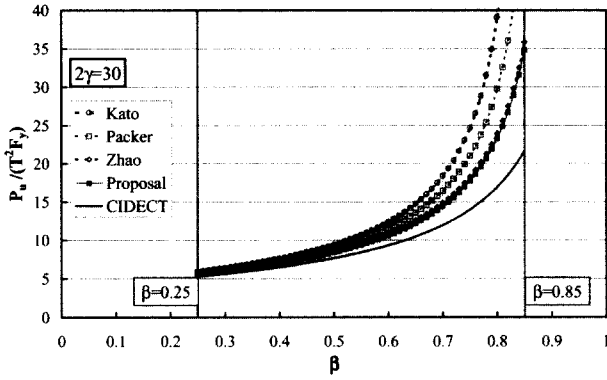
각 제안모델의 특징은 다음과 같다. Kato의 항복선 모델에서는, 주관 코너부에 발생하는 소성힌지가 코너부 강관두께 중심에 위치하고, 지관 용접부에 발생하는 소성힌지는 용접부를 강절로 가정하여 용접부 외측면에 위치한다. Packer는 지관 용접부에 발생하는 소성힌지의 위치는 Kato 모델과 동일하나, 강관의 코너부의 곡률 부분에 발생한 소성힌지가 강관 웨브의 중심선을 외측면으로 연장한 곳에 위치하는 것으로 가정하였다. Zhao 또한 지관 용접부에 발생하는 소성힌지의 위치는 Kato 모델과 동일하나, 냉간롤 성형시 생긴 코너부의 곡률부분에 발생한 소성힌지가 강관웨브의 외측으로 이동하는 것으로 가정하여, 유효 주관폭(B') 대신 본래 주관의 폭(B)을 적용하였다. 본 연구진들이 제안하였던 항복선모델은

CIDECT의 항복선모델을 기본으로 하지만, 냉간롤 성형시 생긴 강관 코너부의 곡률부분에 발생한 소성힌지는 Packer와 같이 강관웨브의 중심선을 연장한 코너부 외측면으로 이동하는 것으로 가정하여 수정된 주관폭($B'=B - T$)을 적용하며, 지관과 주관의 모살용접부를 고려하여 수정된 지관폭($b_1'=b_1 + T$)은 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 가정한 이유는, 각형강관의 코너부는 냉간성형 중에 이미 변형경화 상태에 도달하여, Kato 모델과 같이 코너부 중심에서 소성힌지가 발생하지 않고, 웨브 근처에서 발생한다는 Zhao의 실험결과⁽¹²⁾에 기초한 것이다. CIDECT식을 제외한 제안식들은 모두 β 와 2γ 의 함수이고, 2γ 가 작은 경우에는 CIDECT식 보다 훨씬 작은 β 값에서 발산을 시작하고 있다.

그림 3에서와 같이, CIDECT의 규준식은 주관 두께(T)의 제곱에 비례하여 무차원화가 가능하나, 본 제안모델을 포함한 모든 기존의 제안모델은 주관 두께의 제곱에 비선형적으로 비례하여 주관 두께에 따라 무차원화 곡선이 다른 양상을 나타내고 있다. 그 중 Kato와 Packer의 제안모델은 폭비(β) 0.7 이상에서 내력이 급격히 증가하고, 특히 주관의 2γ 가 감소함에 따라 즉, 주관이 두꺼울수록 급격히 발산하는 양상을 나타내고, Zhao의 제안모델은 폭비 0.8이상에서 내력이 급격히 증가하여 발산하는 양상을 나타내고 있으나, 2γ 의 영향이 Kato나 Packer모델처럼 크지 않은 것으로 나타났다. 또한 본 연구진들의 제안모델도 주관의 2γ 의 영향으로 인하여 무차원곡선이 다르게 나타나지만, 기존의 제안모델들 중에서 2γ 의 영향이 가장 적은 것으로 나타났다.



(a) $2\gamma = 50$



(b) $2\gamma = 30$

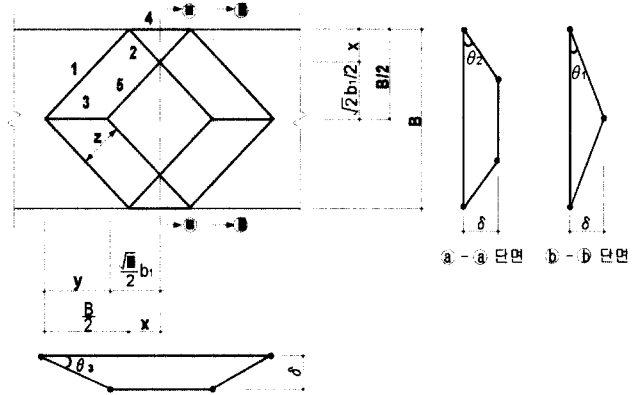
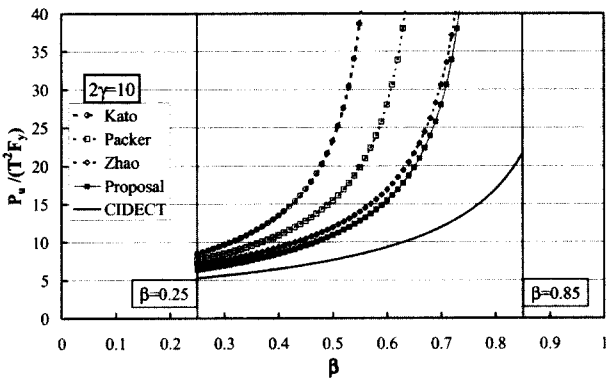


그림 4. 지관 45° 회전형의 항복선 제안모델



(c) $2\gamma = 10$

그림 3. 기존 항복선 모델의 내력비교

3.3 지관 45° 회전형 T형 접합부의 항복선모델 제안

지관 45° 회전형의 실험^{(9),(10)}에서 발생한 파괴형태에 기초하여 그림 4와 같이, 주관 플랜지면에서의 파괴형태는 주관 측벽쪽의 지관 모서리에서 45°로 항복선이 진전된다고 가정한다. 제안된 항복선모델은 강재의 변형경화와 막작용은 고려하지 않고, 또한 주관 웨브두께와 용접치수를 고려하지 않은 단순한 항복선모델이다. 지관 45° 회전형 T형 접합부의 최대내력은 다음 식 (2)와 같고, 해석치와 실험치를 비교하여 표 4에 나타내었다. 표 4에, 실험치는 2.2절에서 정의된 3%B 변형시의 하중을 의미하고 해석치는 제안식 (2)에 의한 계산치이다.

$$P_u = 8M_P \left(\frac{1}{1 - \sqrt{2}\beta} + 1 \right) \quad (2)$$

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

표 4. 해석치와 실험치의 비교

실험체명	β	$\sqrt{2}\beta$	실험치 (tonf)	해석치 (tonf)	실험치/해석치
TPA1	0.50	0.71	7.7	6.99	1.10
TPA2	0.53	0.80	9.4	9.56	0.98
TPB1	0.27	0.38	6.6	7.60	0.87
TPB2	0.33	0.47	8.8	8.43	1.04
TPB3	0.40	0.57	10.9	9.63	1.13
TPB4	0.50	0.71	13.7	12.87	1.06
TPC1	0.53	0.75	37.3	34.00	1.10
TPC2	0.57	0.80	40.7	40.48	1.01
TPC3	0.60	0.85	48.6	50.98	0.95
MEAN					1.03
COV					0.081

해석치에 대한 실험치의 비는 평균값(MEAN)이 1.03이고 변동계수(COV)는 0.081로 나타나, 제안식 (2)는 실험결과를 비교적 정확히 예측하고 있음을 알 수 있다. 따라서, 주관 플랜지 파괴모드의 지관 45° 회전형 T형 접합부의 최대내력은 제안식 (2)를 이용하여 예측할 수 있을 것으로 판단된다.

4. 항복선해석의 적용범위

본 연구에서 제안된 45° 회전형 T형 접합부의 항복선모델과 실험결과를 비교하여 그림 5에 나타내었다. 그림에서 $\beta = 0.4$ 까지는 45° 회전형 제안모델과 회전하지 않은 기본형 CIDECT이 거의 유사한 값을 나타내고 있다. 또한, 제안모

텔은 $\beta=0.6$ 에서 내력이 급격히 상승하기 시작하여, β 가 0.7에 접근하면 발산하는 양상을 나타내고 있다. 지관을 45° 회전시키면, 지관의 양 모서리가 주관의 측벽쪽으로 향하게 되어 β 가 $\sqrt{2}$ 배 만큼 증가하는 것으로 생각할 수 있다. 따라서 상기의 45° 회전형에서의 $\beta=0.6$ 은 지관을 회전하지 않은 기본형의 $\beta=0.85(\sqrt{2} \times 0.6)$ 에 해당한다고 할 수 있다. 따라서, T형 접합부에 대한 CIDECT식의 적용범위는 $0.25 \leq \beta \leq 0.85$ 임을 함께 고려할 때, 지관 45° 회전형에 대하여 항복선해석이 적용가능한 상한치는 $\beta=0.6$ 으로 설정하는 것이 타당하다고 판단된다.

실험^{(9),(10)}을 통하여 관찰된 파괴모드를 기본형과 45° 회전형을 비교하여 그림 6에 나타내었다. 그림에서 기본형은 주관플랜지 파괴모드가 발생한 공간성형 각형강관 T형 접합부의 실험결과로서, Kato와 Zhao의 실험결과 및 선행된 실험적 연구의 결과를 포함하고 있다. 기본형의 경우 β 가 대략 0.8 이하에서 플랜지 파괴모드가 발생하고 있으나, 지관 45° 회전형의 경우 β 가 0.6 이상에서 주관 웹의 파괴가 발생하는 것으로 나타났다. 따라서, 실험을 통하여 관찰된 파괴모드를 고려하더라도 항복선해석이 적용가능한 주관 플랜지 파괴모드는 $\beta=0.6$ 이하에서 발생하는 것으로 판단된다.

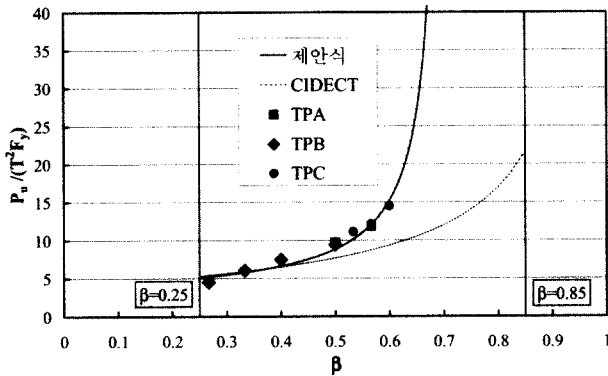


그림 5. 제안모델과 실험치의 내력비교

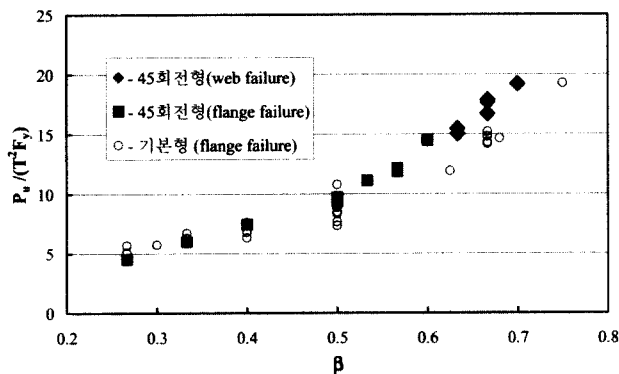


그림 6. 파괴모드

5. 회전효과

공간성형 각형강관 T형 접합부에서 지관을 45° 회전시키므로써 기대되는 최대내력 증가의 정도를 파악하기 위하여, 기본형에 대한 CIDECT 설계식 (1)과 지관 45° 회전형에 대한 제안내력식 (2)를 비교하여 그림 7에 나타내었다. 그림에서 $\beta=0.38$ 이하인 경우 제안식이 CIDECT식보다 오히려 작은 내력을 제공하고, $\beta=0.25$ 에서 최대 4% 정도 작은 내력을 제공하고 있다. 그러나, 이러한 차이는 무시할 정도이고 두 식은 거의 유사한 내력을 제공한다고 할 수 있다. $\beta=0.4$ 일 때, 제안식이 CIDECT식을 2% 정도 상회하고, $\beta=0.45$ 일 때, 7%, $\beta=0.5$ 일 때, 15%, $\beta=0.55$ 일 때, 33%, 그리고 $\beta=0.6$ 일 때, 63% 정도 큰 내력을 제공하고 있다. 주관 플랜지 파괴모드가 지배하는 지관 45° 회전형 T형 접합부는 항복선해석의 적용범위의 상한치인 $\beta=0.6$ 에 가깝게 설계할 수록 내력증가 효과가 기하급수적으로 증가하므로, 적용 범위 안에서 가능한 β 가 커지도록 설계하는 것이 효과적임을 알 수 있다.

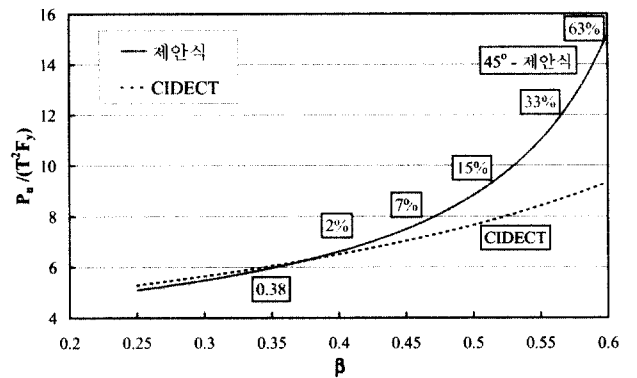


그림 7. CIDECT과의 비교

그러나, 기본형 T형 접합부에 대한 CIDECT 설계식은 실험결과를 지나치게 안전측으로 예측하고 있고, 본 연구진들이 기본형에 대하여 제안한 항복선 모델⁽⁴⁾이 실험결과와 가장 좋은 대응을 나타내고 있다. 따라서, 본 연구진들이 제안한 기본형 내력식⁽⁴⁾과 45° 회전형 내력식 (2)을 비교하여 그림 8에 나타내었다. 45° 회전형 내력식 (2)는 β 만의 함수이나, 기본형 제안내력식은 β 와 2γ 의 함수이고 특히 2γ 에 매우 민감하다. 그림에서, 가장 굵은 실선은 45° 회전형 내력식을 나타내고, 점선과 실선은 2γ 에 따른 기본형 제안내력식을 낸다. $2\gamma=10$ 인 경우에는 $0.25 \leq \beta \leq 0.6$ 사이의 범위에서 기본형 내력식이 언제나 지관 45° 회전형 내력식보다 큰 내력을 제공한다. 그러나 2γ 가 증가함에 따라, 지관 45° 회전형 내력식이 기본형 내력식보다 큰 내력을 제공하는 구간이 확장

되고, $\beta=0.4$ 에 수렴되는 양상을 나타내고 있다. 또한 $2\gamma=130$ 일 경우, 기본형 제안내력식과 45° 회전형 제안내력식이 같게 되는 β 값은 0.4로, CIDECT의 경우와 유사하다. 따라서, 냉간성형 각형강관 T형 접합부에서 주관의 2γ 가 작은 경우, 즉 주관이 두꺼운 경우에는 오히려 기본형의 제안내력식이 45° 회전형 제안내력식보다 큰 내력을 제공하고, 2γ 가 크고 β 가 0.6에 접근하는 경우에는 45° 회전형 제안내력식이 기본형 내력식보다 큰 내력을 제공하고 있음을 알 수 있다.

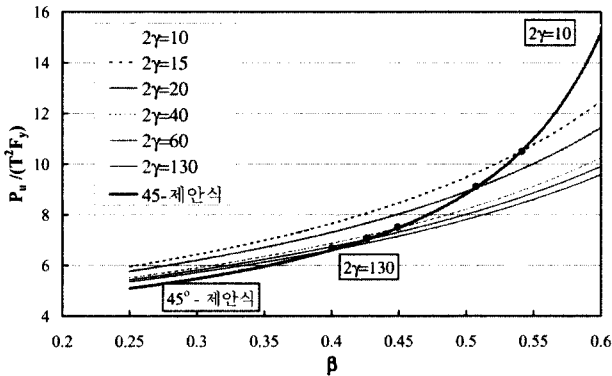


그림 8. 기본형 제안식과 45° 회전형 제안식의 비교

6. 내력식 제안

냉간성형 각형강관으로 제작된 주관 플랜지 파괴모드의 지관 45° 회전형 접합부의 최대내력은 항복선해석에 기초한 제안내력식 (2)를 이용하여 예측이 가능하고, 항복선해석의 적용범위의 상한치는 $\beta=0.6$ 으로 나타났다. 그러나, 지관 45° 회전형 제안내력식은 일정한 구간에서만 기본형 제안내력식보다 큰 내력을 제공하기 때문에, 지관 45° 회전형 제안내력식의 적용범위의 하한치가 필요하다. 이러한 하한치를 제시하기 위하여, 지관 45° 회전형 제안내력식과 기본형 제안내력식⁽⁴⁾이 같게 되는 β 와 2γ 의 관계를 그림 9에 나타내었다.

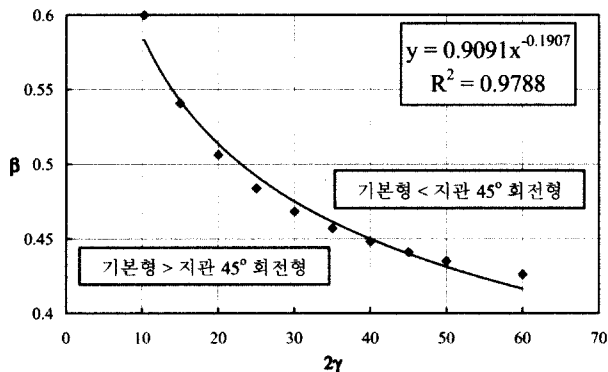


그림 9. β - 2γ 관계

지관 45° 회전형 제안내력식 (2)는 β 만의 함수이나, 기본형 제안내력식⁽⁴⁾은 β 와 2γ 의 함수이기 때문에, 두 식이 만나 점($\beta, 2\gamma$)을 수식으로부터 구하는 것이 용이하지 않다. 따라서, 본 연구에서는 각각의 2γ 에 대응하는 β 의 값을 계산하여 그림 9에 점으로 그 분포를 나타내었다. 또한 이러한 점들의 β 와 2γ 의 관계를 2γ 의 누승으로 회귀분석한 결과, $\beta = 0.9091 (2\gamma)^{-0.1907}$ 의 관계를 나타내었다. 그림 9에서 회귀곡선의 위 부분에서는 45° 회전형 제안내력식이 언제나 기본형 제안내력식보다 큰 내력을 제공하고, 아래 부분에서는 기본형 제안내력식이 언제나 45° 회전형 제안내력식보다 큰 내력을 제공하게 된다.

지관의 회전에 의한 내력상승을 고려할 때, 주관 플랜지 파괴모드의 지관 45° 회전형 T형 접합부의 내력식의 적용범위를 다음과 같이 제안한다.

· 적용범위 : $0.9091(2\gamma)^{-0.1907} \leq \beta \leq 0.6$ 이고,
 $16.7 \leq (2\gamma) \leq 33.3$

7. 결론

이상과 같은 SPSR400급의 냉간성형 각형강관으로 제작되고 지관이 45° 회전되어 주관에 모살용접된 T형 접합부의 실험 및 해석적 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 주관 플랜지 파괴모드의 지관 45° 회전형 T형 접합부의 최대내력은 주관의 폭/두께비(2γ)가 16.7 ~ 33.3이고 폭비(β)가 0.27 ~ 0.6의 범위에서, 주관 폭(B)의 3%의 변형시의 하중으로 정의할 수 있다고 판단한다.
- (2) 본 연구에서 제안된 내력식 (2)를 이용하여, 주관 플랜지 파괴모드의 지관 45° 회전형 T형 접합부의 최대내력을 예측할 수 있을 것으로 판단한다.
- (3) 지관의 회전에 의한 내력상승을 고려할 때, 내력식 (2)의 적용범위는 $16.7 \leq (2\gamma) \leq 33.3$ 이고, $0.9091(2\gamma)^{-0.1907} \leq \beta \leq 0.6$ 이다.

참고 문헌

1. 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.
2. 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.
3. 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.
 4. 배규웅, 박금성, 강창훈, 문태섭. "냉간성형 각형강관 모살용접 T형 접합부의 최대내력(I)-주관 플랜지 파고모드", 한국강구조학회논문집, 2002. 4.
 5. CIDECT, "The strength and behavior of statically loaded welded connections in hollow sections", Monograph No. 6, Corby (UK); CIDECT, 1986.
 6. 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.
 7. Ono T., Iwata, M., Ishida K. "An experimental study on joints of a new truss system using rectangular hollow sections". International Symposium on Tubular Structures. Delft:Delft Univ. Press, 1991:344-53
 8. Owen, JS., Davies, G., Kelly, RB., "The influence of member orientation of the resistance of cross joints in square RHS construction", J Construct Steel Res, 2001:57:253-278.
 9. 문태섭, 배규웅. "무보강 모살용접 각형강관 T형 접합부의 거동에 관한 실험적 연구(I)", 한국강구조학회논문집, 1996. 6.
 10. 문태섭, 배규웅. "무보강 모살용접 각형강관 T형 접합부의 거동에 관한 실험적 연구(II)", 한국강구조학회논문집, 1996. 9.
 11. Packer, J.A., Wardenier, J., Kurobane, Y., Dutta, D., Design guide for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading., Köln, Verlag TÜV Rheinland, 1992.
 12. Zhao, X.L., Hancock, G.J., "T-joints in rectangular hollow sections subject to combined actions", J. Struct Eengng, ASCE 1991:117(8):2258-77.

(접수일자 : 2002년 7월 11일)