

냉간성형 각형강관 모살용접 T형 접합부의 최대내력(Ⅱ) - 주관 웨브 파괴모드 -

Ultimate Strength of Fillet-welded T-joints in Cold-formed Square Hollow Sections - Chord web 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

요 약 : 본 논문은 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력과 변형제한치에 대한 두 번째 연구이다. 전회의 실험적 연구로부터, 주관 폭에 대한 지관폭의 비(β)가 0.8이상인 T형 접합부는 뚜렷한 최대의 하중을 나타내고 접합부의 파괴모드는 주관 웨브의 좌굴파괴이다. 주관 플랜지 파괴모드의 T형 접합부와 유사하게, 일정한 변형량(주관플랜지에서의 변위)에 대응하는 하중을 T형 접합부의 최대내력으로 정의할 수 있을 것이다. Kato와 Zhao에 의해 수행된 실험을 포함한 실험결과로부터 $10.7 \leq B/T \leq 42.3$ 이고 $0.8 \leq \beta \leq 1.0$ 인 범위의 T형 접합부에 대하여, 최대내력을 정의를 위한 변형제한치는 주관폭의 3% 변형량(3%B)으로 제안하였다. CIDECT의 설계식 및 기존의 제안내력식과 실험결과를 비교하였고, 최종적으로 기둥좌굴에 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 T-joint has an obvious peak load, with the failure mode of chord-web buckling at a ratio of branch width to chord width (β) of above 0.8. Similar to a T-joint with chord-flange failure mode, the strength at a certain deformation limit can be regarded as the ultimate strength of a T-joint. Based on the experimental results including tests done by Kato and Zhao, the deformation limit was proposed as 3%B for $10.7 \leq B/T \leq 42.3$ and $0.8 \leq \beta \leq 1.0$. The strength formula of CIDECT and those of other researchers were also compared with the test results. Finally, the strength formula based on the column buckling was proposed.

핵심용어 : 냉간성형, T형 접합부, 최대내력, 변형제한치, 웨브좌굴, 내력식

KEYWORDS : Cold-formed, T-joint, Ultimate strength, Deformation limit, Web buckling, Strength formula

1. 서론

본 논문은 지난 보고^{(1),(2)}에 이은 실험연구에 대한 두 번째 이론해석연구로서, 실험결과 중 주관폭에 대한 지관폭의 비(β)가 0.8이상인 기존에 사용하고 있는 기본형의 T형 접합부만을 해석대상으로 한다.

전회의 실험결과^{(1),(2)}, β 가 0.8이하일 경우에는 변형과 함께 내력이 계속적으로 증가하여 최대내력이 명확히 정의되지 않는 주관 플랜지 파괴가 발생하였다. 이러한 현상을 고려

하여, 주관 플랜지 파괴모드의 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력은 주관의 폭/두께비가 16.7 ~ 41.7의 범위이고, 폭비(β)가 0.27 ~ 0.80의 범위에서, 주관폭(B)의 3%의 변형시의 하중으로 정의하였다⁽³⁾. 또한 Lu⁽⁴⁾는 기존의 뚜렷한 최대내력을 갖는 접합부에 대한 열간성형 각형강관의 실험결과와 수치해석 결과로부터, 접합부의 최대내력을 주관폭의 3% 변형시의 하중으로 정의하였다. 따라서, 본 연구에서는 비교적 뚜렷한 최대내력 값을 나타내는 β 가 0.8이상인 접합부에 대하여, 최대내력 정의를 위한 변형제한치를

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

본 논문에 대한 토의를 2002년 12월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

제안하고자 한다.

현행 유럽규준의 근간이 되었던 CIDECT⁽⁵⁾에서는, 강관 접합부의 파괴모드를 크게 주관 플랜지면의 파괴와 주관 웹 좌굴파괴로 구분하고, 그 중 $\beta \leq 0.85$ 의 범위에서는 주관 플랜지면의 파괴가 지배하여 접합부의 최대내력은 항복선이론을 이용하고, $\beta = 1.00$ 인 경우에는 주관 웹 파괴가 지배하여 주관 웹의 지압이론과 판좌굴 이론을 혼합한 형태의 식을 이용하고, $0.85 < \beta < 1.00$ 의 범위에서는 직선보간하여 접합부의 최대내력을 예측하고 있다. 또한 CIDECT의 연구는 주로 열간성형 강관에 의한 실험결과와 수치해석결과에 기초하였다. 그러나 국내의 경우 구조용 강관으로는 주로 냉간성형 각형강관을 이용하고, 본 연구에서 제작된 접합부 또한 냉간성형 각형강관으로 제작되었다. 따라서, 본 연구에서는 냉간성형 각형강관으로 제작된 기존의 Kato⁽⁶⁾ 및 Zhao⁽⁷⁾의 연구결과와 본 연구의 실험결과^{(1),(2)} 중 β 가 0.8이상인 접합부 실험결과를 함께 분석하여, 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력 예측식을 제안하고자 한다.

2. 실험

2.1 시험체 형상 및 치수

본 연구의 대상 시험체는 지난 보고^{(1),(2)}의 시험체 중 일반적으로 사용하는 기본형의 T형 접합부 시험체로서, 주관 웹 파괴모드가 지배하는, 폭비(β)가 0.8이상인 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. 상용된 강재는 냉간성형 각형강관 SPSR400급 이고, $\beta = 0.83$ 인 접합부는 모살용접하고 $\beta = 1.00$ 인 접합부는 맞댐용접하여 제작되었다. 냉간성형 각형강관의 항복강도는 KS B 0802에 의한 인장강도시험결과, 3.71 ~ 4.14 tf/cm^2 의 분포를 나타내었고, 항복비는 0.81 ~ 0.84로 나타났다.

본 연구의 실험결과에 기존의 연구로서 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 대한 Kato⁽⁶⁾와 Zhao⁽⁷⁾의 실험결과를 추가하였다. Kato와 Zhao의 연구에서 정방형 각형강관 시험체 중 주관 웹 좌굴파괴가 지배하는 시험체만을 선택하여, 시험체 일람을 각각 표 2에 나타내었다. Kato의 시험체는 모두 모살용접으로, Zhao의 시험체는 맞댐용접으로 제작되었다. 또한 냉간성형 각형강관의 항복강도는 2.69 ~ 4.30 tf/cm^2 의 분포를 나타내었다.

표 1. 본 연구의 시험체 일람

| 시험체명 | 주관 | 지관 | | b_1/B (β) | | |
|------|----|-------------------------------------|-------------------|---------------------|---|---------|
| | | 단면크기 ($B \times B \times T$) (mm) | B/T (2γ) | | 단면크기 ($b_1 \times b_1 \times t$) (mm) | b_1/t |
| TSA | 4* | 150×150×4.5 | 33.3 | 125×125×6 | 20.8 | 0.83 |
| | 5 | | | 150×150×6 | 25.0 | 1.00 |
| TSB | 4* | 150×150×6.0 | 25.0 | 125×125×6 | 20.8 | 0.83 |
| | 5 | | | 150×150×6 | 25.0 | 1.00 |
| TSC | 4* | 150×150×9.0 | 16.7 | 125×125×6 | 20.8 | 0.83 |
| | 5 | | | 150×150×6 | 25.0 | 1.00 |

주) *표시 시험체는 주관 플랜지 파괴와 웹 좌굴이 동시에 발생한 시험체임.

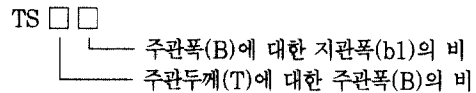


표 2. Kato와 Zhao의 시험체 일람

| 시험체명 | B (mm) | T (mm) | b_1 (mm) | t (mm) | b_1/B (β) | B/T (2γ) |
|---------|--------|--------|------------|--------|---------------------|-------------------|
| Kato1 | 127 | 7.9 | 102 | 6.4 | 0.80 | 16.1 |
| Kato1' | 123 | 7.9 | 102 | 6.4 | 0.80 | 16.1 |
| Kato2 | 150 | 6 | 125 | 6 | 0.83 | 25.0 |
| Kato2' | 150 | 6 | 125 | 6 | 0.83 | 25.0 |
| Kato3 | 200 | 6 | 178 | 12.7 | 0.89 | 33.3 |
| Kato4 | 127 | 3 | 102 | 6.4 | 0.80 | 42.3 |
| Kato8 | 203 | 4.8 | 178 | 12.7 | 0.88 | 42.3 |
| Kato23 | 127 | 7.9 | 102 | 4.8 | 0.80 | 16.1 |
| Kato24 | 150 | 6 | 127 | 6.4 | 0.85 | 25.0 |
| Kato37 | 150 | 6 | 127 | 3 | 0.58 | 25.0 |
| Kato44 | 350 | 12 | 300 | 6 | 0.86 | 29.2 |
| S1B2C21 | 102 | 9.5 | 102 | 8 | 1.00 | 10.7 |
| S1B2C22 | 102 | 6.3 | 102 | 8 | 1.00 | 16.2 |

주) S1B2C21과 S1B2C22는 Zhao의 시험체

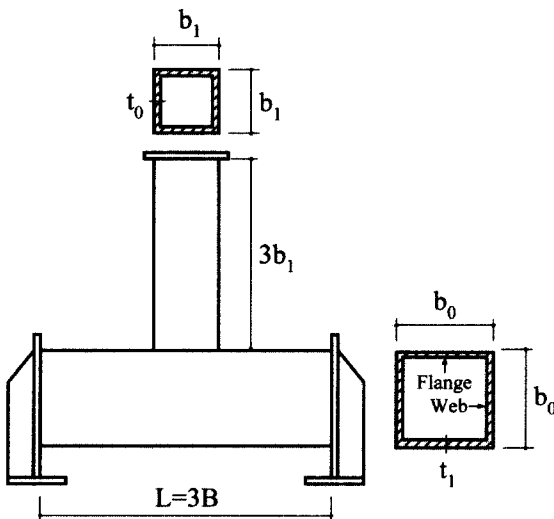


그림 1. T형 접합부 시험체 형상

2.2 최대내력의 정의

각형강관 T형 접합부는 일반적으로 폭비(β)가 0.85이하인 경우, 특히 0.8이하에서는 주관 플랜지면의 면외저항력으로 내력이 결정되고, 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⁽³⁾. 또한 β 가 0.8이상에서는 최대의 하중값이 비교적 명확히 나타나고 있으나, 접합부의 최대내력을 정의하기 위한 변형제한치의 설정을 설정한다면, 강도(strength)에 대한 검토에 추가되는 사용성(serviceability)에 대한 검토를 생략할 수 있을 것이다.

IIW⁽⁸⁾에서는, 축하중을 받는 T형 접합부에 대한 사용성 변형 한계치를 주관폭의 1%의 변형으로 정의하고 있다. 그리고 Lu⁽⁴⁾는 기존의 뚜렷한 최대내력을 갖는 접합부에 대한 열간성형 각형강관의 실험결과와 수치해석 결과로부터, 접합부의 최대내력이 정의되는 변형량이 주관폭의 2.5 ~ 4%의 변형사이에 분포함을 발견하고, 접합부의 최대내력을 주관폭의 3% 변형시의 하중으로 정의하였다.

본 연구에서는 Lu가 제안한 최대내력 정의방법을 이용하여 전회의 보고의 실험결과^{(1),(2)}에서 최대내력을 재평가하여 표 3에 정리하였고, Kato와 Zhao의 실험결과는 Zhao⁽⁷⁾가 정리한 결과를 인용하여 표 4에 정리하였다.

본 연구의 시험체에 대한 최대하중시의 변위 δ_{max} 는 표 3과 같이 평균적으로 주관폭(B)의 2.39%이고, 기존 연구자들의 δ_{max} 는 표 4와 같이 평균적으로 주관폭(B)의 2.56%이다. 그리고 본 연구의 시험체에 대한 $P_{max}/PROPu$ 는 평균적으로 0.953이고, 기존 연구자들의 시험체에 대한 $P_{max}/PROPu$ 는 0.998로 나타났다. 본 연구와 기존의 실험결과, 접합부의 최대하중은 평균적으로 주관폭(B)의 2.50%의 변형시에 나타나고 있으나, 3% 변형시의 하중에 대한 실험치 최대하중의 비는 0.984로 거의 일치하고 있다. 여기서, 주관폭(B)의 2.5%가 아닌 3% 변형시의 하중을 기준으로 설정한 것은, $\beta < 0.8$ 이하인 주관 플랜지 파괴가 지배하는 T형 접합부의 최대하중⁽³⁾으로 제안하였던 주관폭의 3% 변형시의 하중과의 연속성을 고려한 것이다.

따라서, 주관 웹 파괴모드의 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력은 주관의 폭/두께비가 10.7 ~ 42.3의 범위이고, 폭비(β)가 0.80 ~ 1.00의 범위인 경우, 주관폭(B) 3% 변형시의 하중으로 정의할 수 있다고 판단된다.

표 3. 지난 보고^{(1),(2)}의 시험체 최대내력 재평가

| 시험체명 | β (b ₁ /B) | B/T (2 γ) | δ_{max} (%B) | P_{max} (tonf) | PROPu (tonf) | $P_{max}/$ PROPu |
|-------|--------------------------------|----------------------|------------------------|---------------------|-----------------|---------------------|
| TSA4* | 0.83 | 33.3 | 2.48 | 18.80 | 18.57 | 0.988 |
| TSA5 | 1.00 | 33.3 | 1.49 | 46.81 | 45.32 | 0.968 |
| TSB4* | 0.83 | 25.0 | 3.71 | 40.37 | 40.35 | 1.000 |
| TSB5 | 1.00 | 25.0 | 4.21 | 87.13 | 83.25 | 0.955 |
| TSC4* | 0.83 | 16.7 | 1.18 | 82.60 | 75.70 | 0.916 |
| TSC5 | 1.00 | 16.7 | 1.29 | 127.60 | 113.67 | 0.891 |
| MEAN | | | 2.39 | | | 0.953 |

표 4. 기존 연구자들 시험체의 최대내력

| 시험체명 | β (b ₁ /B) | B/T (2 γ) | δ_{max} (%B) | P_{max} (tonf) | PROPu (tonf) | $P_{max}/$ PROPu |
|---------|--------------------------------|----------------------|------------------------|---------------------|-----------------|---------------------|
| Kato1 | 0.80 | 16.1 | 3.25 | 57.65 | 57.45 | 0.996 |
| Kato1' | 0.80 | 16.1 | 3.44 | 55.20 | 55.00 | 0.996 |
| Kato2 | 0.83 | 25.0 | 2.33 | 36.20 | 36.02 | 1.000 |
| Kato2' | 0.83 | 25.0 | 2.02 | 33.88 | 33.88 | 1.000 |
| Kato3 | 0.89 | 33.3 | 1.31 | 52.45 | 53.45 | 1.000 |
| Kato4 | 0.80 | 42.3 | 2.68 | 8.98 | 8.98 | 1.000 |
| Kato8 | 0.88 | 42.3 | 1.58 | 27.55 | 27.55 | 1.000 |
| Kato23 | 0.80 | 16.1 | 3.94 | 55.92 | 55.51 | 0.993 |
| Kato24 | 0.85 | 25.0 | 2.08 | 43.88 | 43.88 | 1.000 |
| Kato37 | 0.85 | 25.0 | 2.27 | 32.34 | 32.24 | 1.000 |
| Kato44 | 0.86 | 29.2 | 1.92 | 108.67 | 108.67 | 1.000 |
| S1B2C21 | 1.00 | 10.7 | 4.08 | 123.16 | 121.73 | 0.988 |
| S1B2C22 | 1.00 | 16.2 | 2.33 | 66.53 | 66.53 | 1.000 |
| MEAN | | | 2.56 | | | 0.998 |

δ_{max} : 실험치 최대하중시의 변형량, P_{max} : 실험치 최대하중

PROPu : 실험결과로부터 본 연구에서 제안하는 최대하중 결정법에 따른 최대내력으로, 주관폭의 3% 변형시의 하중

3. 이론해석 연구

현행 유럽규준의 근간이 되었던 CIDECT⁽⁵⁾에서는, 강관 접합부의 파괴모드를 크게 주관 플랜지면의 파괴와 주관 웹 파괴로 구분하고, 그 중 $\beta \leq 0.85$ 의 범위에서는 주관 플랜지면의 파괴가 지배하여 접합부의 최대내력은 항복선이론을 이용하고, $\beta = 1.00$ 인 경우에는 주관 웹 파괴가 지배하여 주관 웹의 지압이론과 판좌굴 이론을 혼합한 형태의 식을 이용하고, $0.85 < \beta < 1.00$ 의 범위에서는 직선보간하여 접합부의 최대내력을 예측하고 있다.

본 연구에서는 정방형 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 대하여 기존 연구자들의 제안식과 실험결과를 비교하고, 새로운 내력식을 제안하고자 한다.

3.1 주관 플랜지 파괴(chord flange failure)

주관 플랜지 파괴가 지배하는 각형강관 T형 접합부에 관한 선행된 연구결과⁽³⁾로서, 폭비(β) ≤ 0.8 에 대하여 그림 2와 같은 항복선 제안모델을 제안하였다. 항복선이론에 기초한 내력예측식 (1)은 CIDECT의 항복선모델을 기본으로 하지만, 그림 2와 같이 냉간를 성형시 생긴 강관 코너부의 곡률부분에 발생한 소성힌지가 강관웨브의 중심선을 연장한 코너부 외측면으로 이동하는 것으로 가정하여 수정된 주관폭(B')을 적용하고, 지관과 주관의 모살용접부를 고려하여 수정된 지관폭(b_1')의 계산시 지관 하부의 소성힌지 위치를 모살용접의 중심에 위치하는 것으로 가정하였다.

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

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

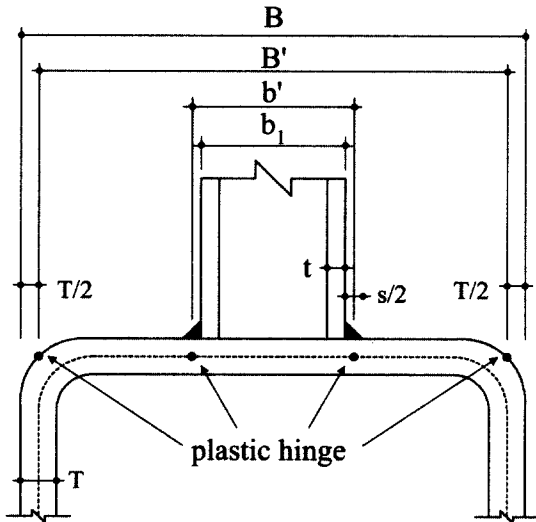


그림 2. 본 연구의 항복선 제안모델⁽³⁾

3.2 주관 웨브 좌굴(chord web buckling)

폭비(β)가 증가하여 0.8에 접근하면, 항복선모델에 의한 내력식 (1)은 내력이 급격히 증가하고, 특히 주관의 폭/두께 비가 작은 경우에는 발산하는 양상을 나타낸다. 그리고 β 가 0.8 근방에서는, 주관 플랜지 파괴와 웨브 파괴가 동시에 발생하고 있다^{(1),(2)}. 따라서 본 연구에서는 $\beta > 0.8$ 의 범위에서 발생하는 주관 측벽 웨브 파괴에 대하여, CIDECT와 기존 연구자들의 내력식을 비교하고, 내력식을 제안하고자 한다.

3.2.1 지압항복(chord sidewall bearing yielding)⁽⁹⁾

그림 3과 같이, 지관이 접합되는 주관 측벽의 접촉부에서 지압으로 항복이 발생한다고 가정한다. 주관과 지관의 교각이 90°인 T형 접합부의 내력식은 (2)과 같다.

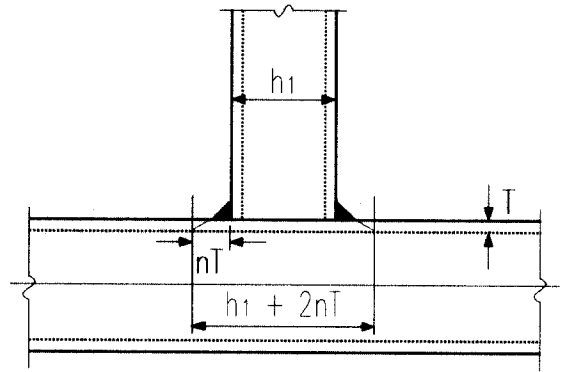


그림 3. 지압에 대한 주관 측벽의 유효폭

$$P_{bearing} = 2F_y \cdot T \cdot (h_1 + 2nT) \quad (2)$$

여기서, F_y : 항복강도, T : 주관 두께, h_1 : 지관 폭, $n=2.5$

3.2.2 주관 측벽의 좌굴(chord sidewall buckling)⁽⁹⁾

그림 4와 같이, 테두리 또는 단부가 단순지지된 무한히 긴 판에서 미주보고 있고 집중하중을 받고 있는 판에 대하여 Timoshenko⁽¹⁰⁾가 유도한 판의 탄성좌굴강도 식(3)과 양단 단순지지 기동에 대한 Euler 좌굴강도식 (4)를 같다고 놓으면, 식 (5)의 유효폭을 구할 수 있다.

$$N_{cr} = \frac{4\pi}{H} \cdot \frac{ET^3}{12(1-\nu^2)} \quad (3)$$

$$N_E = \frac{\pi^2}{H^2} \cdot \frac{EI}{(1-\nu^2)} \quad (4)$$

$$b_m = \frac{4}{\pi} \cdot H = 1.27H \quad (5)$$

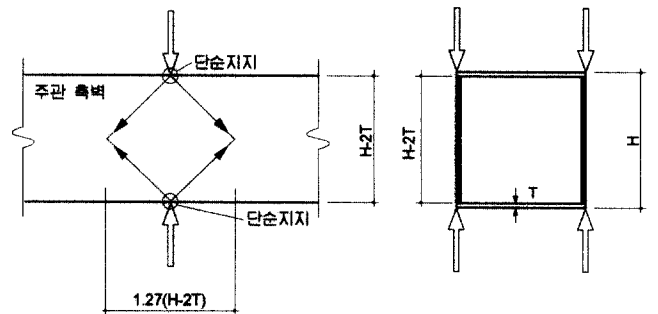


그림 4. 안정성(stability) 모델

여기서, H : 주관웹의 높이, T : 주관웹의 두께
I : 유효폭을 고려한 단면2차모멘트

이렇게 구한 유효폭을 갖는 단순지지된 기둥에 대한 좌굴 응력도 σ_{cr} 로부터, 아래 식 (6)과 같은 주관 측벽의 좌굴강도식을 구할 수 있다.

$$P_{buckling} = 2.54 H \cdot T \cdot \sigma_{cr} \quad (6)$$

3.2.3 CIDECT 모델⁽⁵⁾

현행 유럽 기준의 근간이 되었던 CIDECT 모델은 $\beta = 1.0$ 인 경우의 파괴모드를 단지 주관 측벽 파괴(chord side wall failure)로 규정하고 있다. 주관 측벽 파괴의 의미는 앞서 언급한 지압항복과 좌굴파괴 모두를 포함하고 있다는 것으로 해석할 수 있고, 실제 설계식에서도 지압항복 파괴모드의 내력식 (2)에서 강재의 항복강도인 F_y 를 기둥의 좌굴응력도인 f_k 로 치환하여, 주관 측벽 파괴에 대한 설계식으로 식 (7)과 같이 제안하고 있다. 그리고 $0.85 < \beta < 1.0$ 사이의 구간은 $\beta = 0.85$ 에서의 주관 플랜지 파괴모드에 대한 설계식과 $\beta = 1.0$ 에 대한 설계식 (7)과 직선보간하여 설계하도록 규정되어 있다. 또한 CIDECT 설계식의 전체 적용범위는 폭비(β)의 경우 0.25이상이고 주관 및 지관의 폭/두께비(B/T , b_1/t_1)는 35이하 또는 $1.25\sqrt{E/F_y}$ 이하로 제한하고 있다.

$$P_{CIDECT} = f_k \cdot T \cdot (2h_1 + 10T) \quad (7)$$

여기서, f_k : 기둥의 세장비로서 $3.46(H/T-2)$ 를 사용하고, 대응하는 강재의 규정에 따른 기둥의 좌굴응력도

3.2.4 Packer 모델⁽¹¹⁾

Packer는 폭비(β)=1.0인 T형 및 X형 접합부의 최대내력식으로서, 식 (8)과 같은 내력식을 제안하였다.

$$P_{packer} = F_y b_0^{0.3} t_0^{1.7} \left[3.8 + 10.75 \left(\frac{b_1 + h_1}{2b_0} \right)^2 \right] \quad (8)$$

여기서, b_0 : 주관 폭, t_0 : 주관 두께, b_1 : 지관 폭, h_1 : 지관 출

3.2.5 Zhao의 제안모델⁽⁷⁾

Zhao는 그림 5와 같이 주관의 웹 부분을 냉간성형시 발생하는 곡률부분을 고려한 길이 ($h_0 - 2r_{ext}$)와 유효폭 ($h_1 + 5r_{ext}$)을 갖는 압축재로 치환하여, 주관 웹의 내력식을

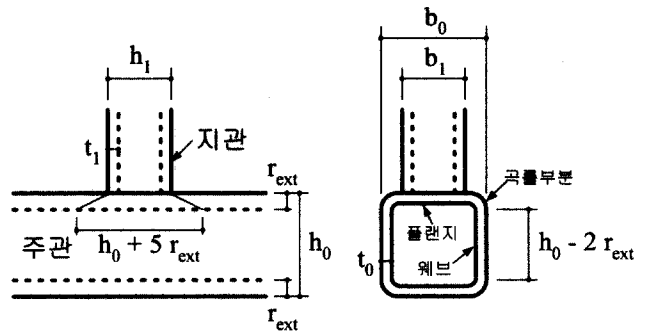


그림 5. Zhao의 제안모델

식 (9)과 같이 제안하였고, $0.9 < \beta < 1.0$ 사이의 범위에서는 직선보간방법을 적용한다. 단, 식 (9)의 N_s 계산식 안의 h_1 은 정방형의 경우에는 b_1 로 치환된다 (식 (10) 참조).

$$P_{zhao} = a_c \cdot N_s \quad (9)$$

$$N_s = 2(h_1 + 5r_{ext}) \cdot t_0 \cdot F_y$$

$$a_c = 0.7, \text{ for } \beta = 1.0$$

$$a_c = 0.529 - 0.0054(h_0 - 2r_{ext})/t_0, \text{ for } 0.8 < \beta < 0.9$$

여기서, N_s : 단면성능, a_c : 감소계수, r_{ext} : 곡률 부분 외경

3.2.6 본 연구의 제안모델

본 연구에서는 웹 파괴(web crippling)를 웹 지압항복(bearing yielding)이 아닌 순수 좌굴(buckling)파괴로 정의한다. 내력식은 CIDECT의 설계방법과 유사하게 순수 좌굴파괴가 발생하는 $\beta = 1.0$ 에 대한 웹 좌굴내력식을 제안하고, $0.8 < \beta < 1.0$ 의 범위에서는 선행된 연구⁽³⁾에서 제안한 플랜지 파괴모드에 대한 내력식 (1)에서 $\beta = 0.8$ 에 대한 플랜지 파괴내력과, $\beta = 1.0$ 에 대한 웹 좌굴내력을 직선으로 연결한 직선보간 방법을 적용한다. 본 연구의 웹 좌굴 파괴 모델은 Zhao의 제안모델에 기초하여, 주관의 웹 부분을 냉간성형시 발생하는 곡률부분을 고려한 길이 ($B - 2r_{ext}$)와 유효폭 ($b_1 + 5r_{ext}$)을 갖는 압축재로 치환한다. 그림 6과 같이 유효폭을 고려한 단면내력(N_s)에 대한, 2.2절에서 정의된 최대내력 $RPO P_u$ 의 비를 구하면, 기둥의 세장비 개념에 해당하는 $(B - 2r_{ext})/T$ 에 관계없이, 0.67의 감소계수를 구할 수 있고, 이 값은 Zhao가 제안한 감소계수 0.7과 거의 유사한 값이다. 이러한 감소계수의 미소한 차이는 본 연구에서 대상으로 하는 강관의 단면을 정사각형만으로 제한하였기 때문으로 사료된다. 웹 좌굴파괴에 대한 제안내력식은 다음과 같다.

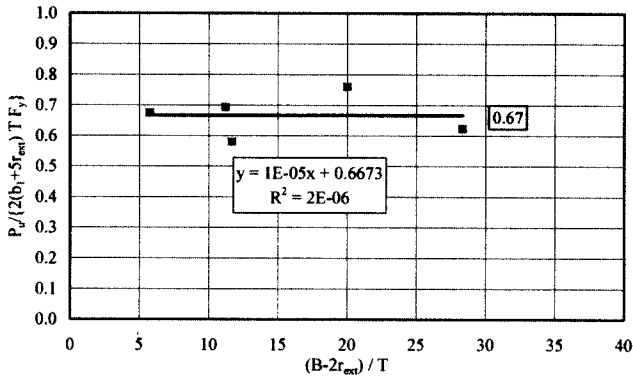


그림 6. 감소계수 α_c

$$P_{web} = \alpha_c \cdot N_s$$

$$N_s = 2(b_1 + 5r_{ext}) \cdot T \cdot F_y \quad (10)$$

$$\alpha_c = 0.67, \text{ for } \beta = 1.0$$

여기서, N_s : 단면성능, α_c : 감소계수, T : 주관두께, b_1 : 지관폭

3.3 제안모델과 실험결과와의 비교

0.8 ≤ β ≤ 1.0의 분포를 갖는 T형 각형강관 접합부에 대한 본 연구의 실험결과와 Kato 및 Zhao의 실험결과를 기존의 제안내력식 및 본 연구의 제안내력식과 비교하여, 표 5와 6에 나타내었다. 표에서 폭비(β) 0.85이하의 시험체에 대한 CIDECT의 설계식은 식 (7)이 아닌, 주관 플랜지 파괴에 대한 설계식⁽⁵⁾을 적용한다. CIDECT의 경우, 주관 플랜지 파괴모드가 발생하고 항복선모델이 적용 가능한 폭비(β)를 0.85이하로 규정되어 있고, 0.85 < β < 1.0 사이의 범위는 직선보간하도록 규정되어 있다. 나머지 주관 웹파괴에 대한 내력식의 적용범위는 본 연구의 제안내력식의 적용범위와 동일한 폭비(β) 0.8이상으로 한다. CIDECT 설계식은 주관 플랜지 파괴와 웹 파괴가 동시에 발생하는 0.85 < β < 1.0의 구간에 대하여 직선보간 방법을 적용하고, Zhao의 제안식은 식 (9)를 직접 적용한다. Packer의 제안내력식 (8)은 β=1.0인 경우에 대하여 제안된 식이나, 본 연구에서는 주관 웹좌굴 파괴모드가 지배하는 것으로 판단되는 0.8 ≤ β ≤ 1.0의 구간에 대한 적용성을 검토하기 위하여, 0.8 ≤ β ≤ 1.0의 모든 시험체에 식 (8)을 그대로 적용하였다. 본 연구의 제안내력식에 의한 최대내력 $P_{Proposal}$ 은, β=1.0일 경우에는 식 (10)을 그대로 적용하고, 0.8 ≤ β < 1.0일 경우에는 식 (1)과 (10)을 이용한 직선보간 방법을 적용한다.

각 연구자들의 제안내력에 대한 2.2절에서 제안된 최대내

표 5. 지난 보고의 시험체^{(1),(2)}

| 시험체명 | β (b ₁ /B) | B/T (2γ) | RPO _{Pu} / P _{CIDECT} | RPO _{Pu} / P _{Packer} | RPO _{Pu} / P _{Zhao} | RPO _{Pu} / P _{Proposal} |
|------|--------------------------|-------------|--|--|--|--|
| TSA4 | 0.83 | 33.3 | 1.18 | 0.73 | 0.77 | 0.85 |
| TSA5 | 1.00 | 33.3 | 2.31 | 1.37 | 0.89 | 0.93 |
| TSB4 | 0.83 | 25.0 | 1.40 | 0.94 | 0.99 | 0.97 |
| TSB5 | 1.00 | 25.0 | 1.97 | 1.49 | 1.09 | 1.14 |
| TSC4 | 0.83 | 16.7 | 1.14 | 0.86 | 0.92 | 0.64 |
| TSC5 | 1.00 | 16.7 | 1.09 | 1.00 | 0.83 | 0.87 |
| MEAN | | | 1.515 | 1.066 | 0.915 | 0.899 |
| COV | | | 0.334 | 0.283 | 0.122 | 0.181 |

표 6. 기존 연구자들 시험체⁽⁷⁾

| 시험체명 | β (b ₁ /B) | B/T (2γ) | RPO _{Pu} / P _{CIDECT} | RPO _{Pu} / P _{Packer} | RPO _{Pu} / P _{Zhao} | RPO _{Pu} / P _{Proposal} |
|----------|--------------------------|-------------|--|--|--|--|
| Kato1 | 0.80 | 16.1 | 1.30 | 0.90 | 0.94 | 0.61 |
| Kato1' | 0.80 | 16.1 | 1.47 | 1.02 | 1.06 | 0.69 |
| Kato2 | 0.83 | 25.0 | 1.35 | 0.91 | 0.95 | 0.94 |
| Kato2' | 0.83 | 25.0 | 1.42 | 0.95 | 1.00 | 0.99 |
| Kato3 | 0.89 | 33.3 | 1.76 | 1.10 | 1.22 | 1.03 |
| Kato4 | 0.80 | 42.3 | 1.49 | 0.78 | 0.84 | 1.19 |
| Kato8 | 0.88 | 42.3 | - | 0.91 | 1.04 | 0.88 |
| Kato23 | 0.80 | 16.1 | 1.26 | 0.87 | 0.90 | 0.59 |
| Kato24 | 0.85 | 25.0 | 1.54 | 1.08 | 1.15 | 1.09 |
| Kato37 | 0.85 | 25.0 | 1.13 | 0.79 | 0.85 | 0.80 |
| Kato44 | 0.86 | 29.2 | 1.27 | 0.87 | 0.94 | 0.90 |
| S1B2C21 | 1.00 | 10.7 | 1.13 | 1.06 | 0.97 | 1.01 |
| S1B2C22 | 1.00 | 16.2 | 1.29 | 1.19 | 0.99 | 1.04 |
| MEAN | | | 1.37 | 0.96 | 0.99 | 0.90 |
| COV | | | 0.132 | 0.130 | 0.111 | 0.207 |
| All MEAN | | | 1.416 | 0.991 | 0.965 | 0.909 |
| All COV | | | 0.219 | 0.197 | 0.116 | 0.176 |

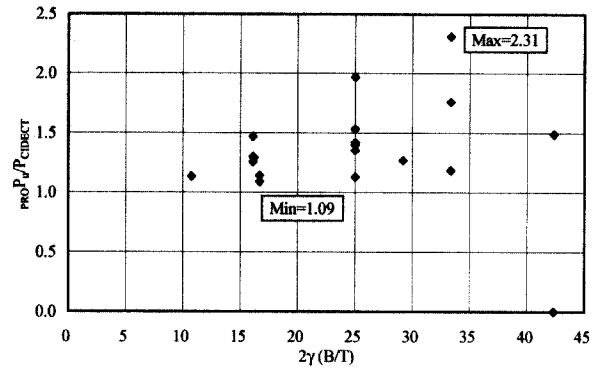
$P_{Proposal}$: 본 연구의 제안식에 의한 최대내력
 PRO_{Pu} : 실험결과로부터 본 연구에서 제안하는 최대하중 결정법에 따른 최대내력으로, 주관폭의 3% 변형시의 하중.
 ALL MEAN : 본 연구와 기존 연구자들의 시험체 모두를 포함한 경우의 평균값.
 ALL COV : 본 연구와 기존 연구자들의 시험체 모두를 포함한 경우의 변동계수(coefficient of variation).

력(PRO_{Pu})비는, 평균적으로 CIDECT의 경우 1.42, Packer의 경우 0.99, Zhao의 경우 0.97, 본 연구의 제안식의 경우 0.90을 나타내고 있다. 비록 제안내력식에 대한 실험치의 비는 Packer의 제안모델이 0.99의 평균값을 나타내고 있으나, 0.197의 변동계수(coefficient of variation)로 Zhao의 0.116보다 큰 값을 나타내어, 분산정도가 상대적으로 큰 것으로 나타났다. 따라서, 제안내력식 중 순수 냉간성형 각형강관의 실험결과와 회귀분석에 기초하고, 보다 세분화된 설계구간을 갖고 있는 Zhao의 제안식이 실험결과와 가장 좋은 대응을 나타내고 있는 것으로 판단된다. 현행 유럽기준인 Eurocode 3의 근간이 되었던 CIDECT의 모델을 Kato8 시험체에 적용하면, β=0.85에 대한 항복선모델에 의한 주관 플랜지

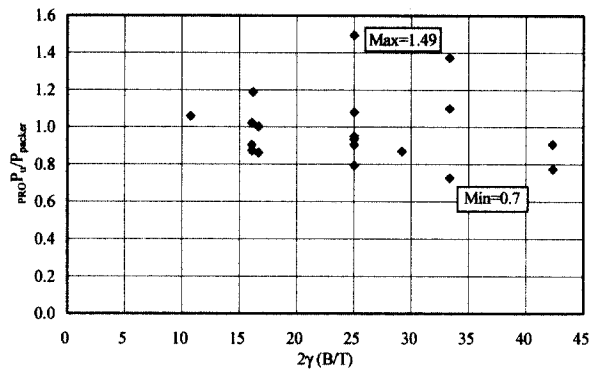
파괴내력이 $\beta=1.0$ 에 대한 주관 웹측벽 파괴내력을 상회하는 오류가 발생하여 설계가 불가능하게 된다. 이는 CIDECT 설계식의 적용범위가 주관 폭(B)에 대한 두께(T)의 비인 2γ 의 경우, 대략 35미만으로 설정되어 있어 있지만, Kato8 시험체의 2γ 가 42.3으로 제한치를 초과하기 때문으로 사료된다.

주관 폭(B)에 대한 두께(T)의 비인 $2\gamma(B/T)$ 가 웹 좌굴파괴모드의 기존내력식 및 본 연구의 제안내력식에 미치는 영향을 파악하기 위하여, 2γ 에 따라 각 연구자의 제안내력식에 대한 실험치 최대내력의 비를 그림 7에 나타내었다.

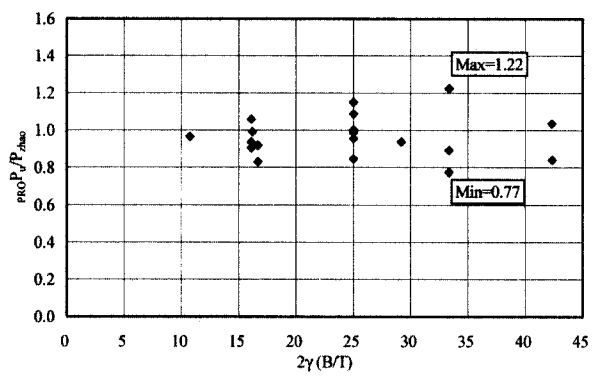
CIDECT 모델은 전반적으로 실험치를 과소평가하고 있고, 2γ 가 증가함에 따라 그 정도는 증가하여 폭비가 1.00이고 2γ 가 33.3인 TSA5의 경우, 실험치 최대내력이 계산치 최대내력을 최대 2.31배 상회하고 있다. Packer와 Zhao의 모델은 2γ 에 관계없이 일정한 분포를 나타내고 있으나, packer 모델의 경우 실험치 최대내력이 계산치 최대내력을 최대 1.45배, Zhao의 경우 최대 1.22배 상회하고 있다. 본 연구의 제안모델 역시 2γ 에 관계없이 일정한 분포를 나타내고 있으나, 2γ 가 약 16이고 폭비(β)가 약 0.8인 시험체들(TSC4, Kato1, Kato1', Kato 23)에서 제안식에 의한 계산치가 실험치를 크게 상회함을 알 수 있다. 이들 시험체 중 특히, $\beta=0.8$ 이고 $2\gamma=16.1$ 인 Kato의 시험체들(Kato1, Kato1', Kato 23)은 항복선 제안모델에 의한 식 (1)의 플랜지 파괴내력이 지나치게 과다평가되기 때문이다. 본 연구의 항복선 제안모델에 의한 제안식 (1)은 그림 8과 같이, CIDECT의 설계식과 달리 주관두께가 내력식에 미치는 영향이 크고, 2γ ($=B/T$)가 작으면 작을수록 0.8 근처에서 급격히 내력이 증가한다. 이러한 양상은 항복선모델의 불완전성을 의미하기보다, 폭비가 0.8에 접근하면서 파괴모드가 주관 플랜지 파괴에서 주관 웹 파괴로 전환되기 시작하고, 파괴모드의 변화에는 2γ 가 주요한 변수임을 의미한다. 따라서, β 가 0.8에 접근하는 경우에 대한 파괴모드의 정의는 보다 많은 실험을 통한 검증이 요구되나, 본 연구의 실험결과, $\beta=0.8$ 이고 2γ 가 약 17이하인 경우 주관 플랜지 파괴모드가 아닌 웹좌굴 파괴모드가 지배하는 것으로 판단된다. 표 6에서, 항복선 제안모델에 의한 제안식 (1)에 의한 플랜지 최대내력이 지나치게 과다평가된 시험체들 즉, TSC4, Kato1, Kato1', 그리고 Kato 23을 제외하면, 제안내력식에 대한 실험치의 비는 평균적으로 0.973이고 변동계수 0.114으로, Zhao의 평균값 0.965와 변동계수 0.116과 비교할 때, 본 연구의 제안식이 보다 정확하고 분산도가 적은 것으로 나타났다. 따라서, 냉간성형 각형강관을 이용한 T형 접합부의 설계는 폭비(β)만으로 기준으로 항복선이론에 기초한 플랜지 파괴모드에 대한



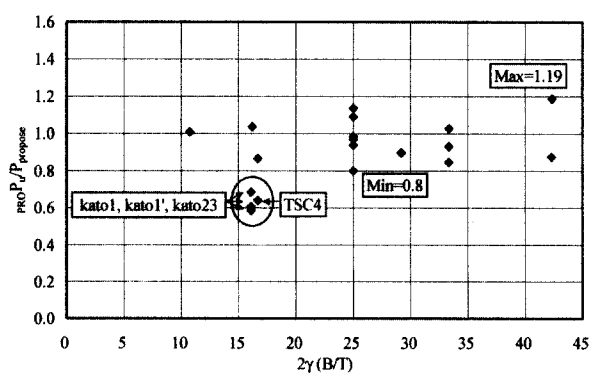
(a) CIDECT 모델



(b) Packer 모델



(c) Zhao 모델



(d) 본 연구의 제안모델

그림 7. 제안모델과의 비교

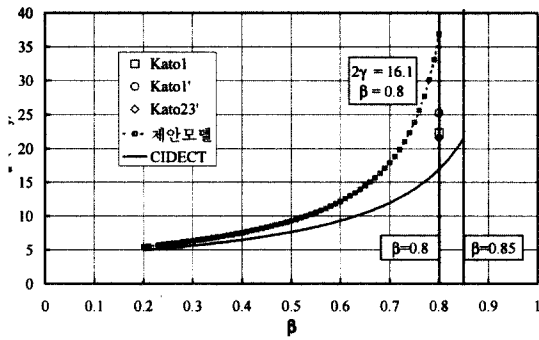


그림 8. 항복선모델의 분석

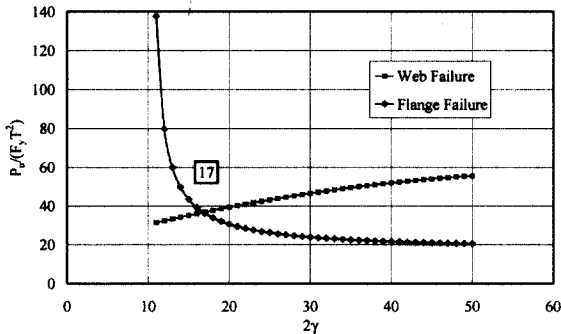


그림 9. Zhao 제안식의 모순

설계식의 적용범위를 결정하기보다, 플랜지 파괴에서 웹 파괴로의 파괴모드 전환이 시작되는 일정구간의 폭비(β)에 대하여 $2\gamma(B/T)$ 를 추가하여 적용범위를 설정하는 것이 타당할 것으로 판단된다.

4. 내력식의 제안

냉간성형 각형강관으로 제작된 T형 접합부의 최대내력 예측식은 Zhao의 제안식이 실험치와 가장 좋은 대응을 나타내고 있으나, 그림 9와 같은 모순을 내포하고 있다. 그림 9는 β 가 0.8일 때, Zhao의 항복선 모델⁽⁷⁾에 의한 플랜지 파괴와 웹 좌굴파괴의 무차원화 최대내력을 비교한 곡선이다. 2γ 가 17이하일때, 주관 플랜지 파괴내력이 오히려 웹 좌굴 파괴내력을 상회하는 모순이 발생한다. 이러한 모순을 고려할 때, $0.8 < \beta < 1.0$ 에 대하여 직선보간하여 내력을 계산하는 본 연구의 제안모델은 실험치를 안전측으로 예측할 수 있을 것으로 사료된다.

주관의 2γ 가 10.7 ~ 42.3인 SPSR400급 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 대한 내력식을 다음과 같이 제안한다.

· $\beta \leq 0.8$ (주관 플랜지 파괴모드)⁽³⁾,

$$P_{flange} = \frac{8M_P}{1-\beta^*} \cdot \left\{ \frac{b_1'}{B'} + 2\sqrt{1-\beta^*} \right\}$$

· $\beta = 1.0$ (주관 웹 파괴모드),

$$P_{web} = a_c \cdot N_s$$

$$N_s = 2(b_1 + 5r_{ext}) \cdot T \cdot F_y$$

$$a_c = 0.67$$

· $0.8 < \beta < 1.0$: $\beta=0.8$ 에 대응하는 주관 플랜지 내력 (P_{flange})과 주관 웹 내력(P_{web})을 직선보간하여 적용.

5. 결론

이상과 같은 주관 웹 파괴모드의 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 관한 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 주관 웹 파괴모드의 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력은 주관의 2γ 가 10.7 ~ 42.3의 범위이고, β 가 0.80 ~ 1.00의 범위인 경우, 주관폭(B) 3% 변형시의 하중으로 정의할 수 있다고 판단된다.
- (2) β 가 0.8에 접근하면서 파괴모드가 주관 플랜지파괴에서 웹파괴로 전환되기 시작하고, $\beta=0.8$ 이고 2γ 가 약 17이하인 경우 주관 플랜지 파괴모드가 아닌 웹좌굴 파괴모드가 지배하는 것으로 나타났다.
- (3) 주관의 2γ 가 10.7~42.3이고, $\beta=1.0$ 인 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 대한 내력식을 식 (10)과 같이 제안하고, $0.8 \leq \beta \leq 1.0$ 에 대하여 직선보간으로 구한 예상내력은 실험치를 안전측으로 예측하고 있다.

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. 배규용, 박금성, 강창훈, 문태섭., "냉간성형 각형강관 모살용접 T형 접합부의 최대내력(I)-주관 플랜지 파괴모드", 한국강구조학회논문집, 2002. 4.
4. 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.
5. Packer, J.A., Wardenier, J., Kurobane, Y., Dutta D., Yeomans, N., Design guide for RHS joints under predominantly static loading, Köln (Germany), Verlag TÜV Rheinland, 1992.

6. 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.
 7. Zhao, X.L., "Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections", J Construct Steel Res, 2000;53:149-165.
 8. International Institute of Welding (IIW), Design recommendation for hollow section joints-predominantly statically loaded, IIW Doc. XV-701-89, 2nd edition, 1989
 9. CIDECT, The strength and behavior of statically loaded welded connections in structural hollow sections, CIDECT Monograph No. 6, Corby, England.
 10. Timoshenko, S.P., Gere, J.M., Theory of Elastic Stability, McGraw-Hill book company, 1961.
 11. Packer, J.A, Web crippling of rectangular hollow sections, J Struct Engng, ASCE, 1984;110(10): 2357-73
- (접수일자 : 2002년 3월 20일)