

강관트러스의 T형 격점부의 항복하중 예측에 관한 연구

The Prediction of Yield Load in Circular Tubular T-type Cross Sections on the Truss Structures

박 일 민¹⁾

Park, Il Min

요 약 : 대스팬 철골구조물의 지붕구조로서 강관트러스가 많이 사용되고 있다. 강관트러스는 타 단면(H, L형강 등)에 비하여 구조역학적인 측면에서 유리하다고 할 수 있다. 그러나 지관의 압축력에 의하여 격점부에는 국부좌굴이 발생하고 이로 인하여 구조체 전체의 내력이 격점부의 지배를 받게 된다. 또한 강관 격점부에서의 내력 및 변형 성상은 거동이 복잡하여 정확한 거동을 예측하기가 어려울뿐만 아니라 해석적으로 정밀해를 구하기 어렵다. 이 연구에서는 T형 격점부를 대상으로 지관과 주관의 직경비(d/D), 주관경과 두께비(D/T)에 관한 변수를 설정하여 일련의 실험을 진행하고, 실험에 기초하여 단순한 링해석법을 이용하여 항복하중에 관한 실용해를 제안하였다. 또한 부가적으로 각국에서 제안된 항복하중에 관한 기존의 연구결과와도 비교, 검토하였다.

ABSTRACT : many steel tubular truss as roof structures are used of the large span structures. Steel tubular sectioned truss has the structural merits in compared with other sections such as H, L-shape sections. However, it occurs local buckling at the joint of branch in truss and it makes the deterioration of loading capacity. Loading capacity and deformation characteristics of truss joints are very complicate, so it is very hard to predict exact solution of them. Therefore, this thesis dealt with T-type joints of steel circular hollow sectioned truss. A series of experimental scheme were planned and mainly experimental parameters were: ratio of diameter of branch-diameter of main chord(d/D), diameter-thickness (T/D) of main chord. In this paper, predicted yield load capacity using by closed ring analysis method, additionally, compared with that of suggested by other countries.

핵심용어 : 격점부, 항복하중, 링해석법

KEYWORDS : Joint of Branch, Yield Load, Ring Analysis Method

1) 정회원, 순천대학교 건축공학과 교수

본 논문에 대한 토의를 2001년 8월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

1. 서론

최근 공항, 터미널, 전시관 등의 용도로 사용되는 대스팬 철골구조물의 지붕구조로서 강관트러스가 많이 사용되고 있다. 강관트러스는 미려한 아름다움 때문에 골조 등이 그대로 외부에 노출되고, 또한 강관의 단면성질계수 등이 타 단면에 비하여 구조역학적인 측면에서 유리하다고 할 수 있다. 이러한 강관 구조물의 장점에도 불구하고 강관 격점부에서 지관의 압축력에 의하여 격점부에는 국부좌굴이 발생하고 이로 인하여 구조체 전체의 내력이 격점부의 지배를 받게 된다. 또한 강관 격점부에서의 내력 및 변형성상은 거동이 복잡하여 정확한 거동을 예측하기가 어려울뿐더러 더우기 해석적으로 정밀해를 구하기 어렵다고 할 수 있다. 기존의 연구 등을 개관하여 볼 때 대부분 많은 실험적인 데이터를 이용한 단순한 형태로의 항복하중 및 변형성상 등을 개략적으로 예측할 뿐이다. 강관트러스의 격점부에 관한 기존의 이론적 연구로는 원통형 셸 이론에 의한 해석 및 폐쇄형 링해석법에 의한 해석 등으로 구분될 수 있으나 대부분의 연구 등은 단순한 링해석법

에 근간을 두고 있다. 일반적으로 강관트러스 격점부에서 나타나는 기본적인 형태로는 X, T, Y, K형 등이 있으며, 이중, X형 격점부에 관하여는 참고문헌13 에서 이미 발표한 적이 있다. 따라서 이 연구에서는 T형 격점부를 대상으로 몇 가지의 변수를 설정하여 일련의 실험을 진행하였다. 또한 실험에 기초한 항복하중에 관한 실용해를 제안하고, 변형능력에 관한 격점부 거동의 특성 등을 조사하는데 이 연구의 목적이 있다. 또한 부가적으로 각국에서 제안된 항복하중에 관한 기존의 연구결과와도 비교, 검토하였다.

2. 실험

2.1 실험체 개요

강관 트러스의 T형 격점부에서 그 내력 및 1변형 능력을 지배하는 주요한 변수로는 L/D , 1β ($=d/D$), γ ($=R/T$), δ ($=t/T$) 등을 생각할 수 있으나, 이중 가장 중요한 변수로는 β , γ 라고 할 수 있다. (단 L : 주관의 길이, D : 주관경, R : 주관반경, T : 주관두께, d : 지관경, t :지관두께)

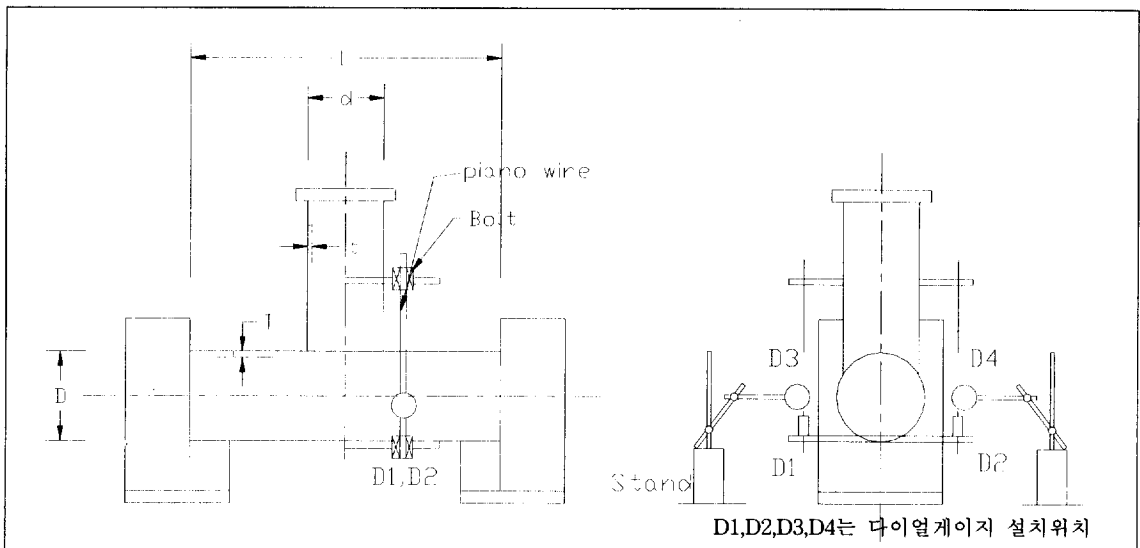


그림 1. T형 시험체의 개형

표 1. T형 시험체 단면 및 치수

시험체명	주 관		지 관		d/D (β)	L/D
	단면 크기	D/T	단면 크기			
CTA	1	89.1×2.3	38.7	48.6×3.0	0.55	3.5
	2	89.1×2.3	38.7	76.3×3.4	0.86	3.5
	3	89.1×2.3	38.7	89.1×2.3	1.00	3.5
CTB	1	89.1×3.7	24.1	48.6×3.0	0.55	3.5
	2	89.1×3.7	24.1	76.3×3.4	0.86	3.5
	3	89.1×3.7	24.1	89.1×3.7	1.00	3.5

이 연구에서는 표 1과 같은 시험체를 계획하였고, 그 개형은 그림 1과 같다.

2.2 가력 및 측정방법

그림 1과 같이 지관 및 주관의 단부에 평판을 대고, 만능시험기(순천대학교 소재, 용량 100톤)에 의하여 가력하였다. 변위는 주관 중앙부의 수평변위 및 수직변위를 측정하였다. 수평변위는 주관 중앙부 양면에 다이얼게이지를 설치하여 측정하였고, 격점부의 수직변위는 주관의 중앙부와 지관사이를 볼트와 피아노선을 이용하여 이들의 절대변위를 측정하였다.

3. 실험결과

3.1 재료실험 결과

재료실험은 Stub Column Test를 하였고, 시험체의 길이는 직경의 3배로 하였으며, 시험체 중앙부에 4개의 Wire Strain Gauge(W.S.G)를 부착하였다. 실험결과는 표 2와 같다.

단, σ_y 는 항복응력도 σ_B 는 최대응력도

표 2. 재료시험 결과

D(mm)	T(mm)	$\sigma_y(t/cm^2)$	$\sigma_B(t/cm^2)$	A(cm ²)	$\epsilon_y \times 10^{-6}$	$\sigma_y \cdot A(ton)$	$\sigma_B \cdot A(ton)$	σ_y / σ_B	비 고
89.1	2.3	3.53	3.57	6.27	1681	22.13	22.38	0.99	주관용
	3.7	3.61	3.76	9.93	1762	35.85	37.34	0.96	

3.2 본 실험 결과

3.2.1 항복하중 및 최대하중

실험결과로 부터 얻은 하중(P) - 축변위(Δ) 와의 관계는 그림 2와 같다.

시험체 별 항복하중(P_y) 및 최대하중은 표 3과 같다.

표 3에서 항복하중은 하중-축변위 관계로 부터 탄성계수와 이후 변형이 급격하게 변하는 기울기와의 접선으로부터 만나는 점(General Yield Load)을 취하였다.

3.2.2 소성변형 능력

그림 2의 하중-축변위 관계로부터, 주관과 지관

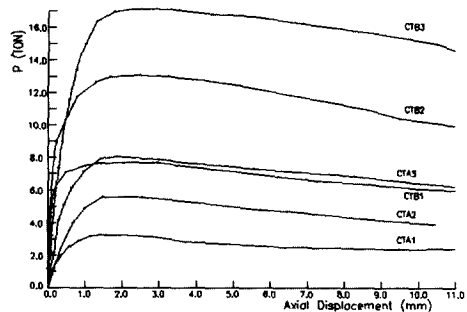


그림 2. 하중-축변위 관계

표 3. T형 항복하중 및 최대하중 (단위 : ton)

유형	시험체명	항복하중 (Py)	최대하중 (Pu)	Py/Pu
T형	CTA1	3.14	3.27	0.96
	CTA2	5.26	6.20	0.84
	CTA3	6.85	8.07	0.85
	CTB1	6.80	7.67	0.89
	CTB2	11.67	13.07	0.89
	CTB3	15.80	17.10	0.92

경과의 비 즉 d/D 의 변화에 따라 항복하중 이후 소성변형 능력이 어떻게 변화하는 가를 조사하여 보면, d/D 의 비가 커질수록 부재가 최대내력에 달한 후 비교적 급격한 내력 저하를 나타내고 있으나 d/D 가 작을수록 국부좌굴이 발생된 이후에도 안정된 하중 변형 관계를 나타내어 그 소성변형 능력이 우수함을 알 수 있다. 그러나 전반적으로 격점부의 소성화는 국부좌굴 이후에도 내력이 급격하게 저하되지 않고 서서히 진행됨을 알 수 있다. 또한 각 시험체 모두 항복하중 이후 최대하중을 지나 다시 항복하중의 내력까지(누적 소성 변형 배율)는 항복변형량의 최소 10배 이상을 나타내고 있다.

4. 해석법

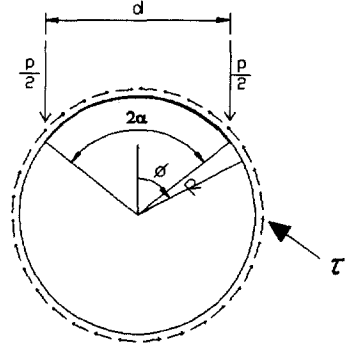
격점부에서의 거동에 관한 이론적 연구로는 유한해석법을 활용한 원통형 셸이론과 폐쇄형 링해석법으로 나눌 수 있으나, 이 연구에서는 단순한 형태로의 실용성을 감안한 후자의 폐쇄형 링해석법을 이용하였다. 링해석법에 있어 중요한 사항으로는 주관을 특정한 폭을 갖는 링으로 치환하는 유효등가폭의 결정이 중요하다고 할 수 있다. 즉 평면응력 문제를 선재로 치환하여 평면적인 해에 의한 응력 및 변형을 선재에 의한 해와 등치하여 구하는 등가폭 결정이 중요하다.

4.1 휨모멘트 및 변형의 일반식

T형은 지관축력이 주관의 면내전단력과 원주방

향 수직응력에 의해서 지점에 전달되고 반력가정 시 보 이론에 따른 전단응력분포가 작용한다고 가정한다.

그림 3과 같은 집중하중시 원주방향 휨모멘트 M_θ 와 변위식은 다음과 같다. 그림에서와 같이 α 는 지관이 위치하는 부분까지의 각도이다.



$$\tau = P \sin \theta / \pi R$$

그림 3. T형의 링 해석모델

원주방향 휨모멘트는 다음과 같다.

$$0 \leq \theta \leq \alpha$$

$$M_\theta = H_A R (1 - \cos \theta) - M_A - \frac{PR}{2\pi} \{2(1 - \cos \theta) - \theta \sin \theta\} \quad (1)$$

$$\alpha \leq \theta \leq \pi$$

$$M_\theta = H_A R (1 - \cos \theta) - M_A - \frac{PR}{2\pi} \{2(1 - \cos \theta) - \theta \sin \theta\} - \frac{PR}{2} (\sin \theta - \sin \alpha) \quad (2)$$

상기식(1) 및 (2)에서 여기서 H_A 및 M_A 는 다음과 같다.

$$H_A = \frac{P}{2\pi} \left(\frac{3}{2} - \sin^2 \alpha \right) \quad (3)$$

$$M_A = -\frac{PR}{2\pi} \left\{ \frac{1}{2} + \sin^2 \alpha + \cos \alpha - \sin \alpha (\pi - \alpha) \right\} \quad (4)$$

다음 식 (5)과 같은 탄성이론에 의한 일반적인 링 처짐식을 이용한다.

$$\frac{d^2 \omega}{d\theta^2} + \omega = -\frac{MR^2}{EI} \quad (5)$$

여기서 ω 는 반경방향의 변위, E는 탄성계수, I는 단면2차 모멘트이다.

식 (5)에 (1)과 식 (2)를 대입하고 Laplace 변환을 이용하여 방정식의 해를 구하면 식 (6)과 같다.

$$\delta_H = -\frac{PR^3}{2EI} \left\{ \frac{1}{\pi} (\cos \alpha + \alpha \sin \alpha) - \frac{1}{4} (1 + \sin^2 \alpha) \right\} \quad (6)$$

여기서 $I = \frac{BT^3}{12(1-\nu^2)}$: 주관벽의 휨강성,

$$\alpha = \text{Sin}^{-1}(d/D),$$

B는 링의 유효폭, T는 주관두께

4.2 변형 및 항복하중

기존의 연구(참고문헌11)에 의할 경우 링의 유효폭은 5R~6R 정도로 알려져 있기 때문에 이 두가지의 경우에 관하여 항복변형 - α , 항복하중 - α 관계를 실험결과와 비교하여 합리적인 링의 유효폭을 구한 후 이를 등가폭 산정에 이용한다.

4.2.1 수평하중 변형

T형 분기이음에 대해서 링폭을 간단히 5R과 6R로 취하여 각 계열별로 식 (6)에 대입하여 α 를 횡축으로 도해하면 그림 4와 같다.

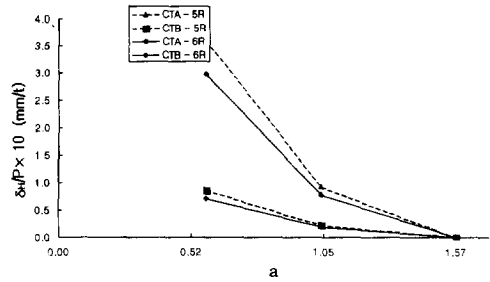


그림 4. 링 해에 의한 T형의 수평방향 변형(B=5R, 6R)

4.2.2 항복하중

휨 응력이 최대가 되는 $\phi = \alpha$ 의 위치에서 원주방향 응력도가 항복점에 달할 때를 P_y 로 한다. 이 경우 원주방향 수직력은 식 (7)과 같다.

$$H_c = \frac{P}{2\pi} \left\{ \frac{3}{2} \cos \alpha + \left(\pi - \alpha + \frac{\sin 2\alpha}{2} \right) \sin \alpha \right\} \quad (7)$$

C 점에서 원주방향 응력도는 다음 식 (8)과 같다.

$$\sigma_c = \frac{M_c}{Z} + \frac{H_c}{A} = \sigma_y$$

$$P_y = \frac{B}{\frac{M_c}{P} \cdot \frac{6}{T^2} + \frac{H_c}{P} \cdot \frac{1}{T}} \cdot \sigma_y \quad (8)$$

단, $M_c = H_A R (1 - \cos \alpha) + M_A$

$$- \frac{PR}{2\pi} \{ 2(1 - \cos \theta) - \alpha \sin \alpha \}$$

$$Z = BT^2/6, \quad A = B \cdot T,$$

$$B = 5R \text{ 또는 } 6R$$

집중하중에 대한 항복하중- α 의 관계는 식 (8)을 이용하여 구하고, 그림 5에 실험결과를 각 계열별로 표시하였다. 링폭을 6R로 가정할 때의 경우가 그림과 같이 실험에 의한 항복하중 $\alpha = 1.04(\pi/3) \sim 1.57(\pi/2)$ 인 때를 제외하고는 거의 일치하였다.

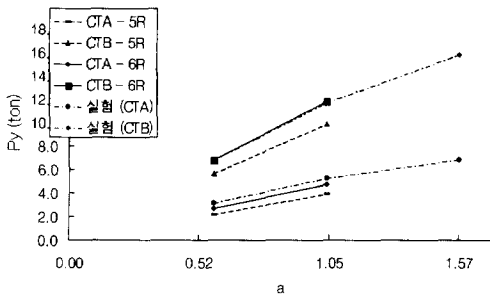


그림 5. 링 해에 의한 T형의 P_v - α 관계($B = 5R, 6R$)

4.3 링의 등가폭 산정

반력을 전단응력 분포로 가정하면 원주방향 휨 모멘트는 다음과 같다.

$$M_\theta = f(\alpha) \times PR \quad (9)$$

최외연 응력도는

$$\sigma_{M\theta} = M_\theta / Z = f(\alpha) \times 6PR / BT^2 \quad (10)$$

단, $Z = BT^2/6$

반경방향 변형은

$$\delta = g(\alpha) \times PR^3 / EI \quad (11)$$

단, $I = BT^3/12(1 - \nu^2)$

단, $f(\alpha)$ 와 $g(\alpha)$ 는 $\alpha = \sin^{-1}(d/D)$ 의 함수이다. B는 링으로 치환할 때의 등가폭으로서 앞에서는 주관단면 형상에 관계없이 간단히 $B = 5R$ 또는 $B = 6R$ 로 취했다. 그러나 등가폭은 당연히 주관단면 형상(D/T)의 영향을 받는 것으로 이들의 관계를 조사한다.

4.3.1 수직방향 변형

링으로 치환할 때의 등가폭과 주관단면 형상(D/T)과의 관계를 조사하기 위하여, 실험결과를 각 계열별로 무차원화하여 표시할 필요가 있다. 이를 주관의 D/T 를 횡축으로 그래프화하면 등가폭에 대한 주관단면(D/T)의 영향이 명확하며, D/T 가 클수록 무차원화한 값이 작게 되는 것을 알 수 있다.

유사한 문제에 대한 반경방향 변형과 주관단면의 관계로 바꾸어 고려한다. 쉘 이론에서 축 대칭인 반경방향 하중을 받는 경우 단면형상의 효과가 링의 경우와 같다고 가정한다. 충분히 긴 관의 원주상에 반경방향 등분포하중을 받을 때, 이 반경방향 변형의 최대치 ω_{\max} 는 다음과 같다.

$$\omega_{\max} = \frac{PR^2\beta}{2ET} \quad (12)$$

여기서

$$\beta^4 = \frac{3(1 - \nu^2)}{R^2 T^2}$$

식 (12)와 링에 의한 처짐식 (11)을 같게 두면, 변형의 경우 등가폭은 다음과 같다.

$$B_\delta = \lambda_1 \times (R/T)^{3/2} \quad (13)$$

여기서 λ_1 은 하중조건과 주관단면 형상에 따라 변하는 계수이다.

$D/T = 24.08$ 경우 $B = 6R$ 에서 대체로 만족할 만한 결과를 얻었다. 따라서 식 (13)에 $R/T = 12.04$, $B = 6R$ 을 대입하면 $\lambda_1 = 1.729R$ 로 된다. 단, R 은 주관의 평균반경 이지만, 이하의 계산에서는 간단히 $D/2$ 로 한다. 다른 실험체 계열에 대해서도 다음과 같은 등가폭을 적용한다.

$$B_\delta = 1.729R \times (R/T)^{3/2} \quad (14)$$

변형의 무차원식은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\delta / \frac{PR^3}{EI} = \frac{\delta}{P} \cdot \frac{ET^3}{12(1-\nu^2)R^3} \cdot B \quad (15)$$

단, $I = B_{\delta} T^3 / 12(1-\nu^2)$,

$$B_{\delta} = 1.729R (R/T)^{3/2}$$

4.3.2 항복축력

원주방향 휨응력도와 수직응력도를 합성하여 내력에 관한 그림 5를 얻었다. 그러나 이 방법으로는 내력과 주관단면의 관계를 간단히 무차원화할 수가 없다. $\alpha \leq \pi/3$ 일 때 $\sigma_{N\theta}$ 는 $\sigma_{M\theta}$ 에 비해서 상당히 적기 때문에 여기서는 $\sigma_{M\theta}$ 만을 고려한다.

반경방향 변형을 검토할 때 이용한 Shell 이론에서 관측에 대칭인 하중을 받는 경우에는 원주방향 휨모멘트는 생기지 않는다. 편의상 관측방향의 휨모멘트에 영향을 주는 주관단면 형상의 효과가 원주방향 휨모멘트를 고려하는 경우에도 적합한 것으로 가정하여 이 관계를 조사한다.

$$M = P/4\beta \quad (16)$$

$$\beta^4 = 3(1-\nu^2) / R^2 T^2$$

$M = \sigma \cdot T^2 / 6$ 로 하여 식 (10)과 같게 두면, 내력의 경우 등가폭은

$$B_{eff} = \lambda_2 \cdot \sqrt{R/T} \quad (17)$$

전항에서와 같이 $B = 6R$, $R/T = 12.04$ 를 (17)식에 대입하면 $\lambda_2 = 1.729R$ 로 된다.

$$B_{eff} = 1.729R \times \sqrt{R/T} \quad (18)$$

다른 실험체 계열에 대해서도 이 등가폭을 적용한다.

내력의 무차원식은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{PR}{\sigma_y \cdot Z} = P \cdot \frac{6 \cdot R}{\sigma_y \cdot T^2 \cdot B_{eff}} \quad (19)$$

5. 이론 및 실험결과와의 비교분석

5.1 항복하중 예측식

식 (18)을 식 (8)에 대입하여 d/D 를 횡축으로 표시하면 그림 6과 같다. 그림에서 점선은 이론값과 실험치이며 굵은 실선은 d/D 의 2차원으로 표시한 회귀식이다.

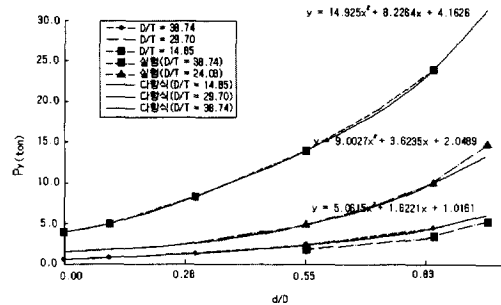


그림 6. T형 항복하중 - d/D 의 관계

단, $\alpha = \pi/2$ 인 이론값은 회귀계산시 제외하였다.

회귀식에 나타난 P_y 에 의한 계열별 추세는 2차원 다항식의 계수항이 일정한 증가함수화 하고 있음을 나타내고 있다.

$$P_y = K_1 \times (d/D)^2 + K_2 \times (d/D) + K_3 \quad (20)$$

각 계수항 K_1, K_2, K_3 의 증가추세를 D/T 를 횡축으로 X 의 누승함수로 회귀분석하여 도해하면 그림 7과 같다. D/T 의 누승함수로 나타낸 식을 식 (20)식에 대입하여 항복하중을 구하면

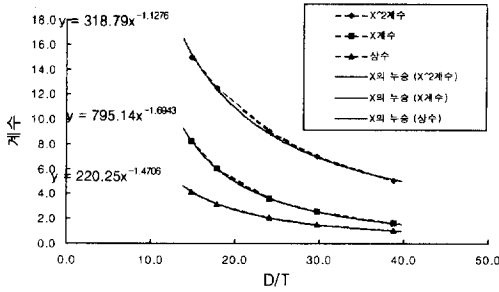


그림 7. T형 예측식 계수 - D/T 관계

다음과 같다.

$$P_y = 318.79 (D/T)^{-1.13} \times (d/D)^2 + 795.14 (D/T)^{-1.69} \times (d/D) + 220.25 (D/T)^{-1.47} \quad (21)$$

상기의 항복하중에 관한 예측치와 실험치를 비교하면 표5와 같다. 표에서 알 수 있는 바와 같이 $0.92 < P_y / e P_y < 1.18$ 의 분포를 나타내고 있다.

5.2 기존연구와의 비교

5.2.1. 일본규준식(참고문헌12)

일본 강구조학회에서 연구된 실험식으로 적용범위로는 : $15 \leq D/T \leq 100$, $0.2 \leq d/D \leq 1.0$ 이다.

$$P_y = \frac{7.3}{1 - 0.883(d/D)} \cdot \frac{\sigma_y \cdot T^2}{\sin \alpha} \quad (22)$$

$$= \frac{7.3}{1 - 0.883(d/D)} \cdot \sigma_y \cdot T^2$$

단, 여기에서 $\alpha = \pi/2$ 이므로 $\sin \alpha = 1$ 이다.

5.2.2. 牧野의 중회귀식(참고문헌7)

牧野는 강관 접합부의 기본적인 형태인 보강하지 않은 X, K, Y, T형상의 이음에 관하여 많은 실

험적 결과를 토대로 약간의 해석적 고찰을 추가하여 접합부의 형상을 변수로 하는 내력 추정식을 중회귀식 분석방법을 통하여 유도했다. 즉,

$$P_u = 6.43[1 + 4.6(d/D)^2] \cdot \sigma_y \cdot T^2 \quad (23)$$

5.2.3. Yura의 실험식(참고문헌5)

$$P_u = \frac{\sigma_y \cdot T^2}{\sin \theta} (3.4 + 19\beta) = \sigma_y \cdot T^2 (3.4 + 19\beta) \quad (24)$$

단 여기에서 직교분기 이음이므로, $\beta = d/D$, $\sin \theta = 1$ 이다.

$$Q_\beta = 1.0 \quad : \quad \beta \leq 0.6$$

$$Q_\beta = \frac{0.3}{\beta[1 - (5/6)\beta]} \quad : \quad \beta > 0.6$$

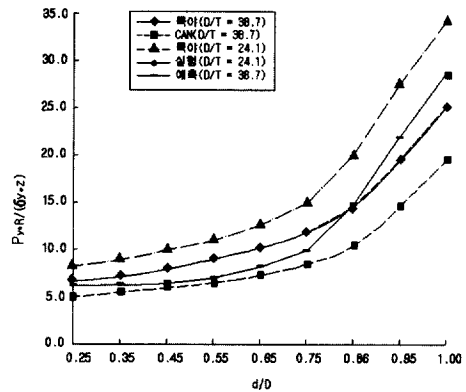


그림 8. T형 시험체의 실험식과 예측식의 비교

5.2.4 CANADA식(참고문헌13)

$$P_u = 2.8 + 14.2 \left(\frac{d}{D} \right)^2 \cdot \left(\frac{D}{2T} \right)^{0.2} \cdot \sigma_y \cdot T^2$$

표 4. T형 실험체의 최대하중에 대한 각 실용식의 비교 (단위:ton)

시험체 명 칭	실 험 치		JSSC		牧野		YURA		CANADA	
	cP_y	cP_u	jP_u	jP_u/cP_u	mP_u	mP_u/cP_u	yP_u	yP_u/cP_u	cP_u	cP_u/cP_u
CTA1	3.14	3.27	2.52	0.77	2.87	0.88	2.59	0.79	4.25	1.30
CTA2	5.26	6.20	4.81	0.78	5.29	0.85	3.69	0.59	6.35	1.02
CTA3	6.85	8.07	8.16	1.01	6.72	0.83	4.18	0.52	7.60	0.94
CTB1	6.80	7.67	6.66	0.87	7.60	0.99	6.84	0.89	6.29	0.82
CTB2	11.67	13.07	12.72	0.97	13.99	1.07	9.76	0.75	11.34	0.87
CTB3	15.80	17.10	21.60	1.26	17.80	1.04	11.07	0.65	14.34	0.84

T형 시험체에 관한 최대하중에 관하여 실험치와 몇가지 실용식과를 비교하면 표 4와 같다.

5.3 예측식과 각국에서 제안된 연구와의 비교

예측식에 관한 변수로서는 d/D , 주관의 항복응력도 σ_y 및 T^2 을 변수로 취하였다. 이러한 변수를 취한 이유는 링해석에 의한 기존의 연구결과를 참조하였다.

본 예측식의 유도과정은 각 시험체의 항복하중에 관한 실험결과를 이용하여 회기분석식의 결과와 실험결과를 비교하면 그림 8 과 같다.

또한 항복하중에 관하여 예측결과와 실험결과를 비교하면 표 5와 같다. 표에서 알 수 있는 바와 같이 대체적으로 실험결과를 잘 반영하고 있음을 알 수 있다.

상기의 실험결과와 각국에서 제안된 실용식과를 비교하여 볼 때 대체적으로 어느 방법이든 격점

표 5. T형의 예측식과 실험결과의 비교 (단위:ton)

시험체 명 칭	실 험 치		본 실험	
	cP_y	cP_u	pP_y	pP_y/cP_y
CTA1	3.14	3.27	3.47	1.1
CTA2	5.26	6.20	6.23	1.2
CTA3	6.85	8.07	7.80	1.1
CTB1	6.80	7.67	6.71	1.0
CTB2	11.67	13.07	11.69	1.0
CTB3	15.80	17.10	14.49	0.9

단, c_eP_y : 실험치의 항복 하중

uP_u : 실험치의 항복 하중

pP_y : 식(21)로부터 구한 항복하중

부의 종류별, 또는 d/D 의 각 영역에 관하여 다소의 오차들이 수반되고 있으나 대체적으로 실험결과를 근사적으로 예측할 수 있을 것으로 판단된다. 그러나 표에서 알 수 있듯이 변수 중 $d/D=1$ 정도의 범위에서는 오차가 수반되기 때문에 본 연구에서 제안한 실용식의 적용범위는 대체적으로 d/D 의 범위가 $0.4 \sim 0.85$ 정도의 범위에서 비교적 정확한 예측결과를 나타내리라고 판단되며 특히 $d/D=1$ (즉 주관과 지관의 직경이 동일한 경우)의 시험체에 관하여는 이를 보완하기 위한 추가 실험적인 데이터의 축적 및 실용식의 새로운 변수설정애 따른 시도가 있어야 할 것으로 판단된다.

JSSC식의 경우, 주관경과 지관경이 동일한 시험체의 경우 즉 $d/D=1$ 이고 $D/T=24.1$ 의 경우 상당히 내력을 과대 평가하고 있음을 알 수 있다. 그러나 이 경우를 제외한 나머지의 시험체에 관하여는 대체적으로 좋은 대응을 나타내고 있다. Yura의 실용식은 다소 내력을 과소 평가하고 牧野와 CANADA식의 실용식이 대체적으로 양호한 결과를 나타내고 있음을 알 수 있다.

예측결과에 대한 실험결과의 비에 관한 분포는 다음과 같다.

$$0.9 < pP_y / cP_y < 1.18$$

6. 결론

강관트러스 T형 격점부의 내력 및 변형능력에 관한 실험결과와 이론해석으로부터 다음과 같은 몇가지의 결론을 얻었다.

- (1) 이 연구에서 제안된 항복하중에 관한 제안식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} pP_y = & 318.79 (D/T)^{-1.13} \times (d/D)^2 \\ & + 795.14 (D/T)^{-1.69} \times (d/D) \\ & + 220.25 (D/T)^{-1.47} \end{aligned}$$

- (2) 항복하중에 관한 예측식에 의한 결과치와 실험치 비의 분포는 다음과 같다.

$$0.92 < pP_y / eP_y < 1.18$$

- (3) 이 연구의 결과로부터 링의 해석결과로부터 유효등가폭 $B_{eff} = 5D \sim 6D$ 정도로 가정할 경우 d/D 의 범위가 $0.4 \sim 0.85$ 정도에서 예측가능하나 0.85 를 벗어난 범위에서는 그 오차가 커져 링의 해석을 적용할 수 없을 것으로 판단된다. 따라서 이 논문에서와 같은 실험에 기초한 실용식의 제안이 요구된다.
- (4) 이 연구에서 제안된 예측식은 D/T 및 d/D 에 관한 통합적인 예측식을 제안하였으나 앞으로 제안된 식의 검증을 위해서는 많은 실험적인 데이터가 필요하다.

감사의 말

이 과제는 1999년 순천대학교 공과대학 학술재단의 연구지원에 의하여 수행한 내용입니다.

참고 문헌

1. Toprac.A.A, j.Noel, "Tubular Connections : A Review of Stresses Analysis and Design.", I.I.W., Commision XV. Doc. XV-153-63, 1963.
2. Timoshenko. S.P, S.Woinowsky-Krieger, "Theory of Plates and Shells.", 2nd Edition, McGraw-Hill, 1959.
3. Bijlaard.P.P. "Stresses From Local Loadings in Cylindrical Pressure Vessele.", A.S.M.E, pp. 805~816, 1955.
4. 金谷弘, "鋼管接合部の局部變形に關する實驗的研究(その1,2)", 日本建築學會論文報告集, 第108, 109號, 昭和40年 2月, 3月.
5. Yura.J.A.외, "Ultimate Capacity of Circular Tubular Joints.", A.S.C.E, Vol., 107, No. ST10, 1981.10.
6. 牧野雄二, "鋼管トラス節點の局部應力.", 日本建築學會九州支部研究報告 制14號, 昭和 40年 2月.
7. 牧野雄二外, "支管が引張力を受ける場合の圓形鋼管X.Y形分岐繼受の耐力と設計式.", 日本建築學會論文報告集 第344號, 昭和59年10月.
8. 牧野雄二외, "鋼管繼手の局部變形耐力の推定-支管が壓縮力を受ける場合-.", 日本建築學會論文報告集第251號, 昭和52年1月.
9. 申泰松, "鋼管Brace 接合部の 耐力 및 變形性狀에 관한 研究". 한양대학교 석사학위논문 1984년.
10. 表圭雄, "鋼管Brace 接合部の 耐力 및 變形性狀에 관한 研究". 한양대학교 석사학위논문 1985년.
11. 박일민, 나선홍, "링 해석법에 의한 X형 강관 격점부의 항복하중 예측에 관한 실험적 연구". 한국강구조학회 논문집 1999년 2월.
12. 鋼管構造設計施工地針同解説, 日本建築會. 1990년
13. J.A.Packer, J.E.Henderson, "Design Guide for Hollow Structural Section Connections", Canadian Institute of Steel Constuction, 1992년

(접수일자 : 2000년 11월 1일)