

링해석법에 의한 X형 강관 격점부의 항복하중 예측에 관한 실험적 연구

An Experimental Study on the Prediction of Yield Load Using Ring Analysis Method in Circular Tubular X- Type Cross Sections

박 일 민¹⁾ · 나 선 홍²⁾
Park, Il Min Na, Seon Hong

요 약 : 공장설비구조물, 트러스, 해양구조물 등에 사용되는 원형강관 분기이음이 많이 사용되고 있다. 강관구조물은 폐단면으로 되어 있기 때문에 개단면인 H, L-형강에 비하여 역학적으로 유리하다. 격점부에서 주요한 문제는 압축을 받는 지관이 압축력에 의하여 부재가 좌굴하기 이전에 강관 분기이음부에서 국부좌굴에 의한 구조체 전체가 불안정하게 된다. 일반적으로 상기와 같은 격점부의 응력분포 및 변형성상이 복잡하여 해석적으로 정밀 해를 구하기가 어렵기 때문에 실험에 기초한 단순한 해석법을 통하여 접합부의 항복내력에 관한 실용식을 제안할 필요가 있다.

본 연구에서는 X형 강관 격점부에 관하여 주관의 직경비(d/D) 및 주관경과 두께비(D/T)을 주 변수로 하여 내력 및 변형성상에 관하여 실험을 진행하고 단순한 해석법인 링해석법을 통하여 항복하중에 관한 예측식을 제안하였다.

ABSTRACT : The divergence connection between steel circular tubes is widely used in such structures as factory facilities, steel circular hollow section truss, and off-shore tower.

Steel circular hollow section (SCHS) have close section, and it makes their per-unit production expense higher than open sectioned products like L-shape, H-shape steels, but the sectional resistance of SCHS against vertical compression and torsion is very high.

Despite the structural merits of SCHS, however, many engineers dislike to use them in their design because of uncertainty regarding the stress distribution and deformation behavior at their connections. Therefore, this

1) 정회원, 순천대학교 건축공학과 교수
2) 정회원, 여명엔지니어링 소장, 공학석사

본 논문에 대한 토의를 1999년 8월 31일까지 학회로 보내
주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

thesis dealt with X-type connections, the most common forms of connection, and studied their load-deformation relationship.

It observed how to show the load-deformation relationship at steel circular tube connections according to the diameter-thickness ratio (D/T) of the chord and diameter of branch-diameter of chord ratio (d/D) and suggested prediction yield load using by ring analysis method.

핵심용어 : 격점부, 링해석법, 주관, 지관, 항복하중

KEYWORDS : Connection, Ring Analysis, Chord, Branch, Yield Load

1. 서론

공장설비 구조물, 송유관, 해양구조물 등에 사용되는 원형강관 격점부는 한쪽 강관은 압축력을 다른쪽 강관은 인장력을 받게 된다. 여기에서 주요한 문제는 압축을 받는 부분의 강관(통상 주관이라고 칭함) 격점부에서 지관이 압축력에 의하여 좌굴하기 이전에 강관 분기이음부에서 국부변형에 의하여 구조체 전체가 불안정하게 된다. 일반적으로 이와같은 격점부에서의 응력분포 및 변형성상은 복잡하여 해석적으로 정밀 해를 구하기가 어렵기 때문에 실험에 기초한 단순한 해석법을 통하여 접합부의 항복내력에 관한 예측 실용식을 얻을 필요가 있다.

본 연구와 관련된 기존의 연구로는 각국에서 제안된 각종 실용식이 제안되어 있고, 또한 국내에도 본인을 포함한 일부의 연구결과가 있지만 실험체의 변수설정에 있어 결여된 부분이 많으며, 특히 회기분석을 통한 항복하중의 정식화에 있어 불충분한 점들이 많다고 할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 강관 격점부에서 흔히 나타나는 X형 격점부에 관하여 결여된 부분의 변수설정과 합리적인 회기분석의 시도를 통하여 주관의 직경비(d/D) 및 주관경과 두께비(D/T)을 주 변수로 하여 내력 및 변형 관계를 조사하고, 실험 및 링해석법을 기초로 하여 항복하중에 관한 예측식을 제안하였다. 즉 주관과 지관의 관경비(d/D)의 변화에 따라 항복하중과 소성변형 능력을 조사하고, 하중과 축변위에 관한 접합부의 거동을 파악하여 실용적으로

이용할 수 있는 격점부 항복내력에 관하여 예측식을 도출하여 실용적인 설계에 활용할 수 있는 기초적 자료를 제공하는 것이 본 연구의 목적이다.

2. 실험

2.1 실험체 개요

강관 접합부의 내력 및 변형능력을 지배하는 가장 중요한 변수들은 다음과 같다.

- 1) $\alpha (=L/D)$: 지름에 의해 나누어지는 주관의 길이
- 2) $\beta (=d/D)$: 주관직경에 대한 지관 직경의 비
- 3) $\gamma (=R/T)$: 두께에 의해 나뉘지는 주관의 반경비
- 4) $\tau (=t/T)$: 주관의 두께로 나뉘지는 지관의 두께비
- 5) 기타 : 강관의 격점부 형태를 지정하는 많은 변수

상기의 여러 가지 변수가 있으나 본 연구에서는 가장 주요한 변수인 β 와 γ 에 관하여 설정하였고, α 의 경우는 기존의 연구(참고문헌 15,16)에서 밝혀진 바와 같이 주관에 영향이 크게 미치지 않는 6D로 계획하였다. 각 시험체 별 단면 형상 및 치수는 그림 1 및 표 1과 같다.

표 1. 시험체 명칭

시험체명	주 관		지 관		d/D (β)	L/D (α)
	단면 크기(mm)	D/T	단면 크기(mm)			
CXA	1	89.1×2.3	38.7	48.6×3.0	0.55	6.0
	2	89.1×2.3	38.7	76.3×3.4	0.86	6.0
	3	89.1×2.3	38.7	89.1×2.3	1.00	6.0
CXB	1	89.1×3.7	24.1	48.6×3.0	0.55	6.0
	2	89.1×3.7	24.1	76.3×3.4	0.86	6.0
	3	89.1×3.7	24.1	89.1×3.7	1.00	6.0

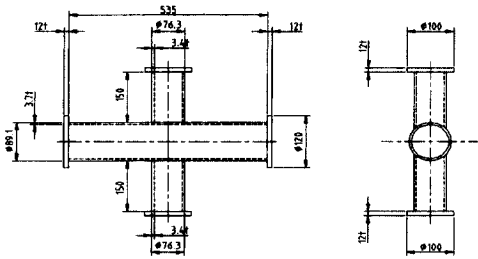
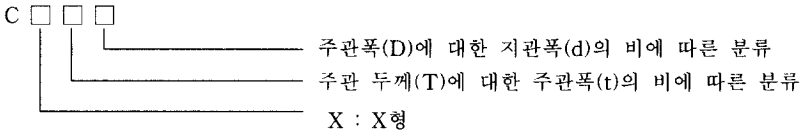


그림 1. 시험체 개형 (CXA2)

2.2 가력 및 측정방법

변위에 관한 측정항목으로는 주관 중앙부의 수평변위(δ_H) 및 수직변위(δ_V)로서, 수평변위는 주관 중앙부 양면에 Dial Gauge 2개를 수직으로 설치하여 측정하였다. 접합부의 수직변위를 측정하기 위하여 X형의 경우 양 접합부에서 10cm 떨어진 각각의 지관에 볼트로 상하에 고정하고, 이 사이를 Piano선과 Dial Gauge를 연결하여 격점

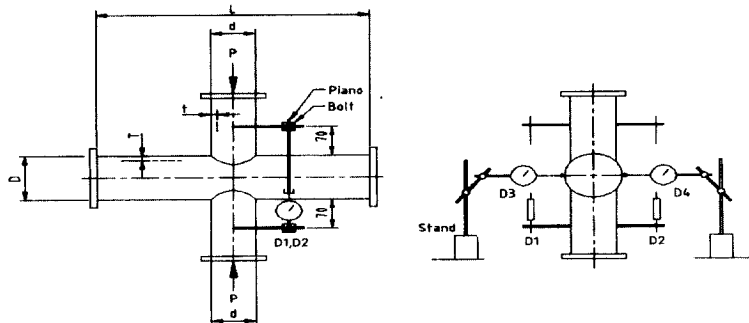


그림 2. 변위측정용 DIAL GAUGE 설치위치

표 2. 재료실험 결과

D (mm)	T (mm)	P_y (t)	P_{max} (t)	A (cm^2)	$\epsilon_y \times 10^{-6}$	σ_y (t/cm^2)	σ_B (t/cm^2)	σ_y / σ_B	비고
89.1	2.3	22.13	22.38	6.27	1681	3.53	3.57	0.99	주관
	3.7	35.85	37.34	9.93	1762	3.61	3.76	0.96	

부 사이의 절대변위를 측정하였다. 접합부의 수평 변위는 접합부의 중앙부에 Dial Gauge 2개를 위치시켜 이 부분의 수평변위를 측정하였다.

그림 2는 시험체의 개형 및 변위 측정용 Dial Gauge의 부착위치를 나타낸다. 그림에서 나타난 D1, D2, D3, D4는 변위측정용 Dial Gauge를 나타내며, D1, D2는 수직변위 측정용 Dial Gauge이며, D3, D4는 수평변위 측정용 Dial Gauge를 나타내며, 수평변위 $\delta_{H} = (1/2) \cdot (D3 + D4)$, 수직변위 $\delta_{V} = (1/2) \cdot (D1 + D2)$ 으로 측정 환산하였다.

3. 실험 결과

3.1 재료실험 결과

재료실험은 Stub Column Test를 하였고, 시험체의 길이는 직경의 3배로 하였으며, 시험체 중앙부에 4개의 Wire Strain Gauge (W.S.G)를 부착하여 실험한 결과로 부터 얻은 재료실험결과 는 표 2와 같다.

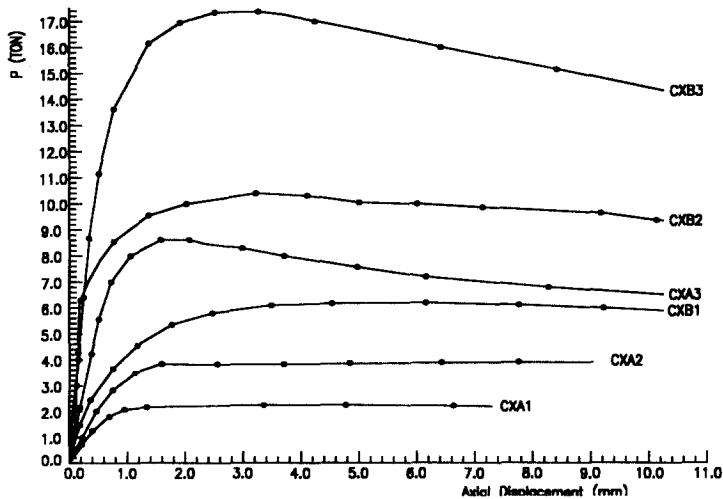


그림 3. 하중-축변위 관계

표 3. 항복하중과 최대하중

(단 위 : ton)

시험체명	항복하중(P_y)	최대하중(P_u)	P_y/P_u
CXA1	1.63	2.25	0.72
CXA2	3.75	4.00	0.94
CXA3	7.69	8.62	0.89
CXB1	3.94	6.20	0.64
CXB2	8.89	10.60	0.84
CXB3	14.46	17.37	0.83

3.2 본 실험 결과

1) 하중-축방향변위 관계

그림 3은 X형 시험체 별 실험결과로부터 얻은 하중-축방향변위 관계를 나타낸다.

2) 항복하중 및 최대하중

각 실험결과로부터 얻은 시험체 별 항복하중 (P_y) 및 최대하중 (P_u)은 표 3과 같다. 실험결과로부터 파괴모드와 관련하여 최대내력 및 그 변형 능력을 조사하고 하중과 축변위관계로부터 변위가 급격하게 변하는 점을 항복하중(General Yield Load, P_y)으로 취하였다.

각 시험체에 따라 주관과 지관경과의 비 즉 d/D 의 변화에 따라 항복하중 및 최대하중 이후 소성변형 능력이 어떻게 변화하는가를 조사하여 보면, d/D 의 비가 커질수록 부재가 최대내력에 달한 후

비교적 급격한 내력 저하를 나타내고, d/D 가 작을 수록 국부좌굴이 발생된 이후에도 안정된 하중 변형 관계를 나타내어 소성변형 능력이 우수함을 알 수 있다. 그러나 전반적으로 격점부의 소성화는 국부좌굴 이후에도 내력이 급격하게 저하되지 않고 서서히 진행됨을 알 수 있다.

3) 소성변형 능력

시험체의 하중-축변위 관계로부터 항복하중 이후의 소성변형 성상은 그림 4와 같이 크게 3가지 Type으로 요약 될 수 있으며, 각 Type 공히 항복하중 이후 최대하중을 지나 다시 항복하중의 내력까지 감소하기 까지는 최소 항복변형량의 10배 이상의 분포를 나타내었다.

Type I의 경우,

지관의 압축항복에 의하여 접합부의 국부변형으로 내력이 결정되는 경우로 주관의 소성화가 선행되더라도 급격한 내력의 저하는 없고 주관의 상

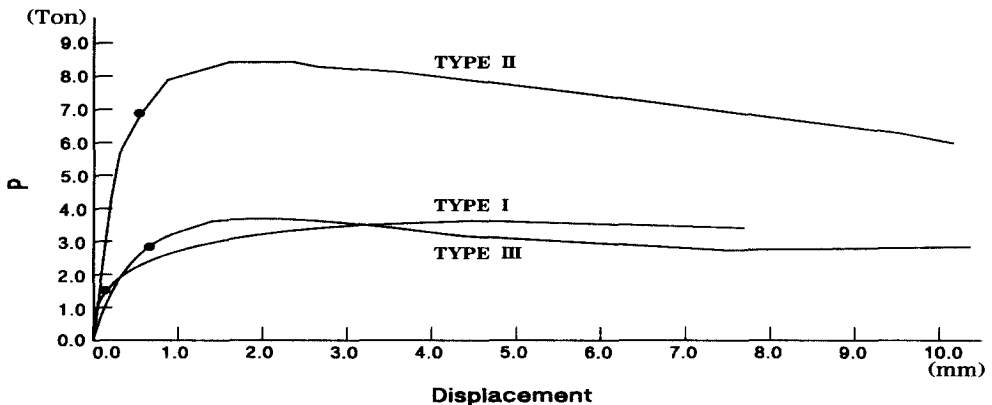


그림 4. 하중-축변위 관계의 일반적 형태

당한 부분으로 소성화가 확산되면서 점진적인 내력의 감소를 나타내었다.

Type II의 경우,

지관과 주관의 단면이 일정한 경우로 주관의 원주방향 변형에 의하여 내력이 결정된 형으로 최대 하중 근처에서 상당한 내력저하를 보였다.

Type III의 경우,

지관이 극히 작은형으로 압축하중에 의하여 접합부의 국부변형으로 주관의 소성화가 진행되더라도 급격한 내력의 저하는 없고 주관의 상당한 부분으로 소성화가 확산되면서 점진적인 내력의 증가를 나타내었다.

4. 해석법

본 연구에서 가장 주안점을 둔 해석적 연구로는 항복하중에 관한 예측식을 약산적으로 제안하기 위한 것으로, 각국에서 제안된 강관 격점부에 관한 이론적 연구는 1) 원통형셸이론에 의한 해법, 2) 폐쇄형 링에 대한 해법으로 구분되나, 본 연구에서는 현재 각국에서 규준식으로 제안되어 있는 방법 등이 대부분 실용성을 감안한 단순한 해석법인 2)의 링 해석에 근간을 둔 기존연구에 비추어 본 연구에서도 이 방법을 사용하였다.

4.1 휨모멘트 및 변형의 일반식

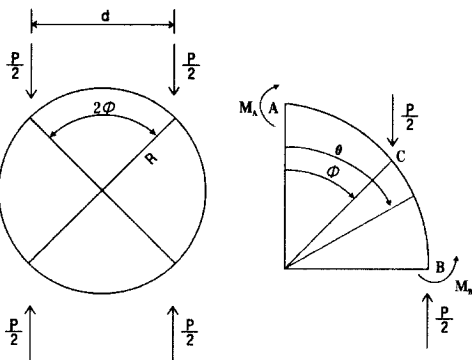


그림 5. X 형의 링 해석

<원주방향 휨모멘트>

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

$$M_B = PR \left(\frac{1}{\pi} \cos \phi + \frac{\phi}{\pi} \sin \phi - \frac{1}{2} \right) \quad (2)$$

<수평방향 변형>

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

4.2 변형 및 항복하중

1) 수평방향 변형

X형 분기이음에 대해서는 링폭을 5R과 6R로 취하여 각 계열별로 (3)식에대입하여 φ를 횡축으로 나타내면 그림 6과 같다.

2) 항복하중

X형의 경우 주관 단면내의 원주방향 축력과 휨모멘트가 동시에 작용하는 경우로 하여 모멘트가 최대가 되는 φ = π/2에서의 원주방향 응력도가 항복 응력에 달한 때의 하중을 항복하중으로 취한다.

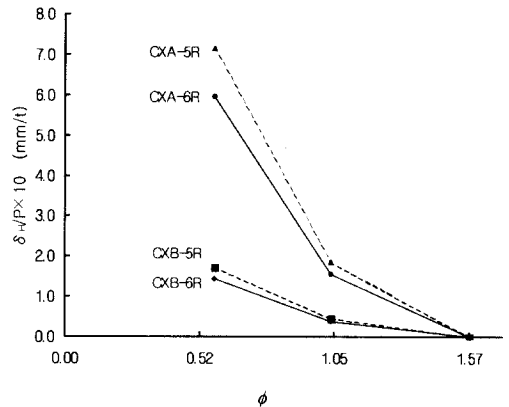


그림 6. $\delta_H/P - \phi$ 관계 (B=5R, 6R)

B점에서의 원주방향 응력도는 다음 (4)식과 같다

$$P_y = \frac{B}{\frac{M_B}{P} \cdot \frac{6}{T^2} + \frac{1}{2T}} \cdot \sigma_y \quad (4)$$

단, $M_B = PR \left(\frac{1}{\pi} \cos \phi + \frac{\phi}{\pi} \sin \phi - \frac{1}{2} \right)$
 $Z = B \cdot T^2 / 6, B = 5R \text{ 또는 } 6R$

집중하중에 대한 항복하중(P_y) - ϕ 의 관계는 (4)식을 이용하여 그림 7에 실험결과를 각 계열별로 표시하였다.

링폭을 6R로 했을 때의 경우가 그림과 같이 실험에 의한 항복하중은 $\phi = 1.04(\pi/3) \sim 1.57(\pi/2)$ 인 범위를 제외하고는 실험결과와 거의 일치하였다.

4.3 실험에 기초한 링해석에 있어 등가폭 산정

1) 수직방향 변형

링해석법을 이용하여 등가폭과 주관의 비 D/T 와의 관계를 조사하기 위하여, 실험에서 얻어진 결과를 각 계열별로 무차원화하여 조사할 필요가 있다.

또한 Shell 이론에서 하중을 받는 경우 단면형상의 효과가 링의 경우와 같다는 가정하에 반경방향 변형의 최대치(ω_{max})를 구하면 다음과 같다.

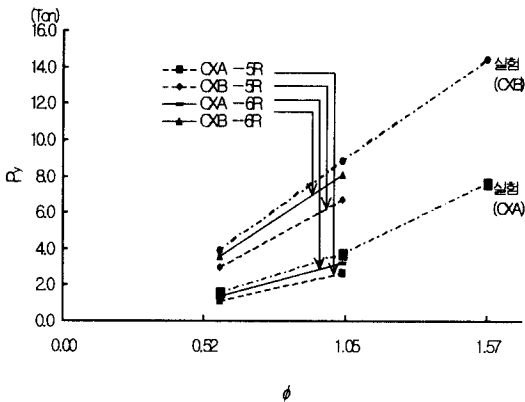


그림 7. 링해석법에 의한 $P_y - \phi$ 관계 ($B=5R, 6R$)

$$\omega_{max} = \frac{PR^2\beta}{2ET} \quad (5)$$

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

여기서 ν 는 프와송의 비

식(5)와 링에 의한 처짐식을 같게 두면, 변형의 경우 등가폭은,

$$B_\delta = \lambda_1 \times (R/T)^{3/2} \quad (6)$$

로 된다. 여기서 B_δ 는 수직방향에 따른 주관의 유효등가폭 이고, λ_1 은 하중조건과 주관단면 형상에 따라 변하는 계수이다.

전항의 검토에서와 같이 실험체 ($D/T = 24.08$) 경우 $B = 6R$ 에서 대체로 만족할 만한 결과를 얻었다. 따라서 식(6)에 $R/T = 12.04, B = 6R$ 을 대입하면 $\lambda_1 = 1.729R$ 로 된다. 단, R은 주관의 평균반경 이지만, 이하의 계산에서는 간단히 $D/2$ 로 한다.

다른 실험체 계열에 대해서도 이 등가폭을 적용한다.

$$B_\delta = 1.729R \times (R/T)^{3/2} \quad (7)$$

변형의 무차원식은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\delta / \frac{PR^3}{EI} = \frac{\delta}{P} \cdot \frac{ET^3}{12(1-\nu^2)R^3} \cdot B \quad (8)$$

단, $I = B_\delta T^3 / 12(1-\nu^2),$

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

2) 항복축력

원주방향 휨응력도와 수직응력도를 합성하여 내력에 관한 그림 6, 7을 얻었다. 그러나 이 방

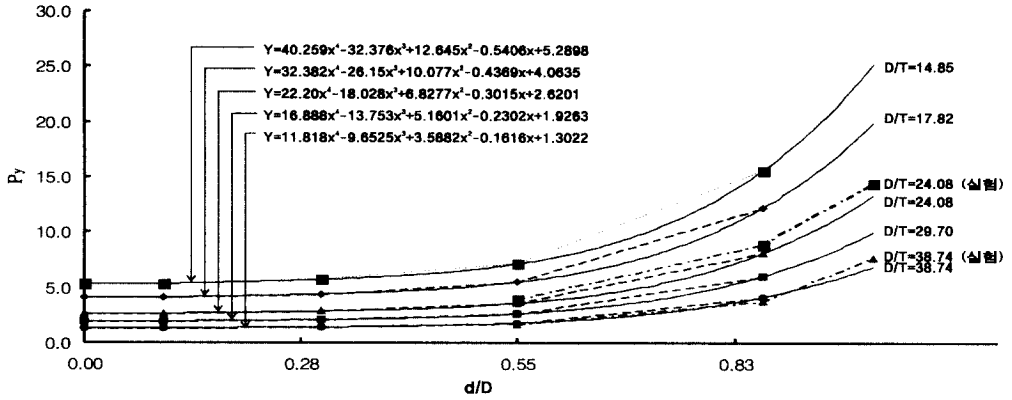


그림 8. 항복하중 - d/D 관계

범으로는 내력과 주관단면의 관계를 간단히 무차원화할 수가 없다. 반경방향 변형을 검토할 때 이용한 Shell 이론에서 관측에 대칭인 하중을 받는 경우에는 원주방향 휨모멘트는 생기지 않는다. 편익상 관측방향의 휨모멘트에 영향을 주는 주관단면 형상의 효과가 원주방향 휨모멘트를 고려하는 경우에도 적합한 것으로 가정하여 이 관계를 조사한다.

$$M = \sigma \cdot T^2/6 \quad \text{, 내력의 경우 등가폭은}$$

$$B_{eff} = \lambda_2 \cdot \sqrt{R/T} \quad (10)$$

여기서 B_{eff} 는 항복축력에 따른 주관의 유효등가폭

전향에서와 같이 $B = 6R$, $R/T = 12.04$ 를 식(10)에 대입하면 $\lambda_2 = 1.729 R$ 로 된다.

$$M = P/4\beta$$

$$\beta^4 = 3(1 - \nu^2)/R^2 T^2 \quad (9)$$

$$B_{eff} = 1.729R \times \sqrt{R/T} \quad (11)$$

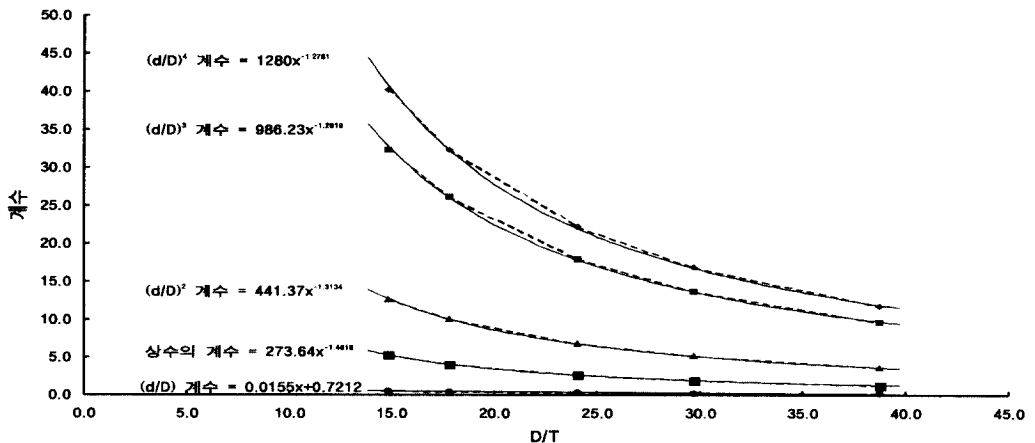


그림 9. 계수 - D/T 관계

표 4. 항복하중에 관한 제안식과 실험결과와의 비교

(단위 : ton)

시험체 명칭	실험치		예측치	
	eP_y	eP_u	pP_y	pP_y / eP_y
CXA1	1.63	2.25	1.80	1.10
CXA2	3.75	4.00	4.20	1.12
CXA3	7.69	8.62	6.99	0.91
CXB1	3.94	6.20	3.52	0.89
CXB2	8.89	10.60	8.00	0.90
CXB3	14.46	17.37	13.17	0.91

eP_y : 실험식에 의한 주관의 항복하중 eP_u : 실험식에 의한 주관의 최대하중
 pP_y : 예측치에 의한 주관의 항복하중 pP_u : 예측치에 의한 주관의 최대하중

다른 실험체 계열에 대해서도 이 등가폭을 적용한다.

내력에 관한 무차원식은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{PR}{\sigma_y \cdot Z} = P \cdot \frac{6 \cdot R}{\sigma_y \cdot T^2 \cdot B_{eff}} \quad (12)$$

5. 이론 및 실험결과의 비교분석

5.1 항복하중 예측식

링해석법에 기초한 유효등가폭 산정에 기초하여 항복하중에 관한 예측식을 제안하기 위하여 식 (11)을 식 (4)에 대입하여 d/D 를 횡축으로 표시하면 그림 8과 같다. 그림에서 점선은 이론값과 실험치이며, 실선은 d/D 의 4차원으로 표시한 회귀식이다. 단 $\phi = \pi/2$ 인 이론값은 회귀계산시 제외하였다.

회귀식에 나타난 주관의 항복하중(P_y)에 의한 계열별 추세는 4차 다항식의 계수항이 일정한 증가함수로 표시될 수 있다.

$$P_y = k_1(d/D)^4 + k_2(d/D)^3 + k_3(d/D)^2 + k_4(d/D) + k_5 \quad (13)$$

각 계수항 k_1, k_2, k_3, k_4, k_5 의 증가추세를 D/T 를 횡축으로 X 의 누승함수로 회귀분석하여 나타내면 그림 9와 같다. D/T 의 누승함수와 1차함수로 나타낸 식을 (13)식에 대입하면 다음과 같다.

<항복하중>

$$P_y = \{1280 (D/T)^{-1.28}\} \times (d/D)^4 + \{-986.23 (D/T)^{-1.26}\} \times (d/D)^3 + \{441.37 (D/T)^{-1.31}\} \times (d/D)^2 + \{-0.02(D/T) + 0.72\} \times (d/D) + \{273.64 (D/T)^{-1.46}\} \quad (14)$$

상기의 항복하중에 관하여 예측식으로 부터의 예측치와 실험치를 비교하면 표 4와 같다. 표에서 알 수 있는 바와 같이 $0.89 < pP_y / eP_y < 1.12$ 의 분포를 나타내어 실험결과와 유사한 결과를 나타내고 있음을 알 수 있다.

5.2 각국의 실용식과 비교

1) 일본규준식(JSSC)

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

표 5. 최대하중에 관한 각국 실용식과 실험결과의 비교

(단위 : ton)

시험체 명칭	실험치		JSSC		牧野		YURA		CANADA		예측치	
	eP _y	eP _u	jP _u	jP _u / eP _u	mP _u	mP _u / eP _u	yP _u	yP _u / eP _u	cP _u	cP _u / eP _u	pP _y	pP _y / eP _y
CXA1	1.63	2.25	1.83	0.81	2.21	0.98	1.97	0.88	1.75	0.78	1.80	1.10
CXA2	3.75	4.00	3.49	0.87	4.04	1.01	3.35	0.84	3.20	0.80	4.20	1.12
CXA3	7.69	8.62	5.93	0.69	6.46	0.75	5.51	0.64	5.11	0.59	6.99	0.91
CXB1	3.94	6.20	4.83	0.78	5.86	0.94	5.21	0.84	4.63	0.75	3.52	0.89
CXB2	8.89	10.60	9.24	0.87	10.70	1.01	8.87	0.84	8.47	0.80	8.00	0.90
CXB3	14.46	17.37	15.68	0.90	17.07	0.98	14.59	0.84	13.53	0.78	13.17	0.91

$$P_u = \frac{5.3}{1-0.833(d/D)} \cdot \frac{\sigma_y \cdot T^2}{\sin \phi}$$

$$= \frac{5.3}{1-0.833(d/D)} \cdot \sigma_y \cdot T^2 \quad (15)$$

단 여기서 P_u는 주관 격점 부위의 최대하중이고, φ=π/2 이므로 sin φ=1이다.

2) 牧野의 중회귀식

牧野는 강관 접합부의 기본적인 형태인 보강하지 않은 X,K,Y,T형상의 이음에 관하여 많은 실험적 결과를 토대로 약간의 해석적 고찰을 추가하여 접합부의 형상을 변수로 하는 내력 추정식을 중회귀식 분석방법을 통하여 유도했다. 즉

$$P_u = \frac{6.57}{1-0.81(d/D)} \cdot \sigma_y \cdot T^2 \quad (16)$$

3) YURA의 실험식

$$P_u = \frac{\sigma_y \cdot T^2}{\sin \phi} (3.4 + 13\beta) Q_\beta$$

$$= \sigma_y T^2 (3.4 + 13\beta) Q_\beta \quad (17)$$

단 여기에서 직교분기 이음이므로, β = d/D, sin φ = 1 이다.

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

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

4) CANADA식

$$P_u = \left[\frac{5.2}{(1-0.81\beta)} \right] \cdot \sigma_y \cdot T^2 \quad (18)$$

상기의 각국에서 제안된 각 실용식에 관하여, X형 시험체에 관한 최대하중에 관하여 실험치와 몇가지 실용식을 비교하면 표 5와 같다.

상기 그림 10에서 나타낸 제안식의 유도과정은 각 시험체의 항복하중에 관한 실험결과를 이용하여 회기분석식으로 부터 구한 것으로 X형에 관하여는 4차식을 이용하였다. 그 예측식의 결과는 아래와 같다.

$$pP_y = \{1280 (D/T)^{-1.28}\} \times (d/D)^4$$

$$+ \{-986.23 (D/T)^{-1.26}\} \times (d/D)^3$$

$$+ \{441.37(D/T)^{-1.31}\} \times (d/D)^2$$

$$+ \{-0.02(D/T) + 0.72\} \times (d/D) \\ + \{273.64(D/T)^{-1.46}\}$$

본 예측식에 따라 조사한 각 시험체의 최대하중에 관한 회기분석과 실험결과를 비교하면 그림 10과 같다.

5.3 본 연구에서 제안한 예측식과 각국 실용식과의 비교

상기의 실험결과와 각국에서 제안된 실용식을 비교하여 볼 때 X형 접합부의 경우 대체적으로 어느 방법이든 격점부의 종류별, 또는 d/D 의 각 영역에 관하여 다소의 오차들이 수반되고 있으나 대체적으로 실험결과를 예측할 수 있을 것으로 판단된다. 그러나 표에서 알 수 있듯이 변수 중 $d/D=1$ 정도의 범위에서는 큰 오차가 수반되기 때문에 본 연구에서 제안한 실용식의 적용범위는 대체적으로 d/D 의 범위가 0.4-0.85 정도의 범위에서 비교적 정확한 예측결과를 나타내리라고 판단된다. 특히 $d/D=1$ (즉 주관과 지관의 직경이 동일한 경우)의 시험체에 관하여는 제안된 예측식을 보완하기 위한 추가 실험이 있어야 할 것으로 판단된다.

표에서 나타난 바와 같이, 예측결과에 대한 실험

결과의 비에 관한 분포로부터 牧野의 연구가 대체적으로 좋은 결과를 나타내고 있음을 알 수 있으며, JSSC식과 CANADA식의 경우, 내력을 다소 과소평가하고 있음을 알 수 있으나 대체적으로 양호한 결과를 나타내고 있다. 또한 YURA의 실용식 역시 다소 내력을 과소 평가하고 있음을 알 수 있다. 또한 본 실험이 제안한 예측식의 경우, 예측결과에 대한 실험결과의 비에 관한 분포는 $0.89 < p_{Py}/e_{Py} < 1.12$ 이다.

6. 결 론

X형 강관격점부의 하중 및 변형능력에 관한 실험결과와 링해석법을 이용한 해석결과로부터 다음과 같은 몇가지 결론을 얻었다.

1. X형 접합부에 관한 실험결과로부터 최대하중 이후 다시 항복하중의 내력까지 감소하기까지는 최소 항복변형량의 10배 이상의 분포를 나타내었다. 즉 주관의 상당한 부분이 소성화가 확산 진행되더라도 접합부에서는 급격한 내력의 감소를 나타내지 않았다. 또한 이러한 안정된 거동은 d/D 가 작을수록 소성변형 능력이 우수함을 알 수 있었다.
2. 링해석법에 기초한 X형 접합부의 항복하중에 관한 제안식은 다음과 같다.

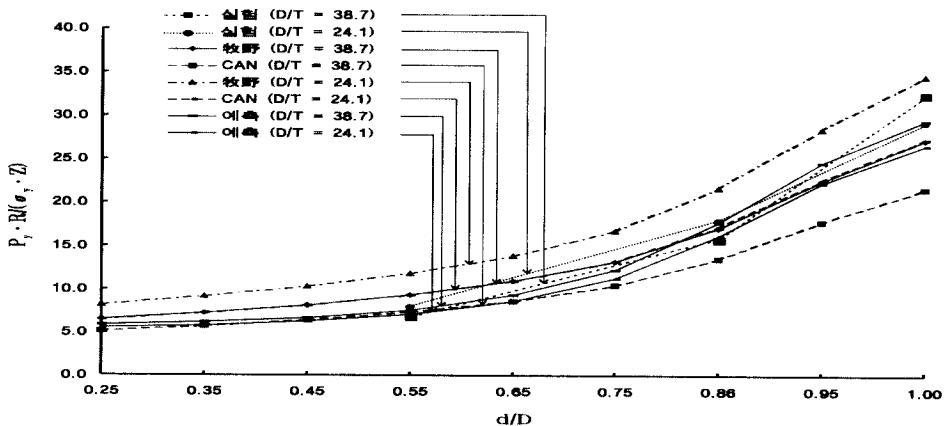


그림 10. 각국 실용식 및 제안식과 실험식과의 비교

$$\begin{aligned}
pP_y = & \{1280(D/T)^{-1.28}\} \times (d/D)^4 \\
& + \{-986.23(D/T)^{-1.26}\} \times (d/D)^3 \\
& + \{441.37(D/T)^{-1.31}\} \times (d/D)^2 \\
& + \{-0.02(D/T) + 0.72\} \times (d/D) \\
& + \{273.64(D/T)^{-1.46}\}
\end{aligned}$$

3. 항복하중에 관한 제안식에 의한 결과치와 실험치의 분포는 $0.89 < pP_y/eP_y < 1.12$ 이다.

4. 본 연구의 결과, 링의 해석에 따른 유효등가 폭 $B_{eff} = 5D-6D$ 정도로 가정할 경우 d/D 의 범위가 0.4-0.85 정도에서 예측가능하나 0.85를 벗어난 범위에서는 그 오차가 커져 링 해석법을 적용할 수 없을 것으로 판단된다. 따라서 이 영역에서는 본 논문에서 시도한 바와 같이 실험에 기초한 실용식의 제안이 요구된다.

감사의 말

이 과제는 1996년도 순천대학교 공과대학 학술재단의 연구지원에 의하여 수행한 내용입니다.

참고 문헌

- (1) A.A. Toprac, j. Noel : "Tubular Connctions : A Review of Stresses Analysis and Design," I.I.W., Commision XV. Doc. XV-153-63, 1963.
- (2) S.P. Timoshenko, S.Woinosky-Krieger : "Theory of Plates and Shells," 2nd Edition, McGraw-Hill, 1959.
- (3) P.P. Bijlaard : "Stresses From Local Loadings in Cylindrical Pressure Vessels," 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) 日本鋼構造協會 : "海中鐵構 の 點實驗 報告," 日本鋼構造協會, 昭和47年 3月
- (6) P.W. Marshall, A.A. Toprac : "Basis for Tubular Joint Design," Welding Reserch Supplement 192-s-201-s, 1974.5.
- (7) I.I.W.- Annual Assembly : "Welded Joints in Tubular Structures," I.I.W. Sub-Commission XVE. Doc. XV-367-75, 1975. 5.
- (8) Akiyama : "Strength of Joints in Steel Tubular Structures," Univ. Tokyo, 1974.8.
- (9) 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 第4號, 昭和 40年 2月.
- (10) 牧野雄二 외, 2인 : "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.
- (11) 日本建築學會 : "鋼管構造設計 施工指針 同解説," 1990년.
- (12) 대한건축학회 : "강관 구조설계규준(안) 및 시공지침," 1997년.
- (13) Elsevier Science Publishers B.V. : "Design of Welded Tubular Connections," 1992년.
- (14) Makino, Y. and Kurobane, Y., "Recent Research in Kumamoto University in Tubular Joint Design", IIW Doc. XV-615-86.
- (15) 申泰松, "鋼管Brace 接合部の 耐力 및 變形性狀에 관한 研究", 한양대학교 석사학위논문 1984년.
- (16) 裴圭雄, "鋼管Brace 接合部の 耐力 및 變形性狀에 관한 研究", 한양대학교 석사학위논문 1985년

(접수일자 : 1998년 10월 24일)