



# 지관 압축을 받는 고강도강 X형 원형강관접합부의 구조적 성능에 대한 실험적 연구

이철호<sup>1\*</sup> · 김선후<sup>2</sup> · 정동현<sup>3</sup> · 김대경<sup>4</sup> · 김진원<sup>5</sup>

<sup>1</sup>교수, 서울대학교, 건축학과, <sup>2</sup>석사과정, 서울대학교, 건축학과, <sup>3</sup>대리, 동양구조안전기술  
<sup>4</sup>박사과정, 서울대학교, 건축학과, <sup>5</sup>책임연구원, POSCO 철강솔루션마케팅실 PAC

## Experimental Study of High-strength Steel CHS X-joints Under Axial Compression

Lee, Cheol Ho<sup>1\*</sup>, Kim, Seon Hu<sup>2</sup>, Chung, Dong Hyun<sup>3</sup>, Kim, Dae Kyung<sup>4</sup>, Kim, Jin Won<sup>5</sup>

<sup>1</sup>Professor, Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea  
<sup>2</sup>Graduate Student, Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea  
<sup>3</sup>Assistant Manager, Dongyang Structural Engineers Group, Seoul, 05836, Korea  
<sup>4</sup>Graduate Student, Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea  
<sup>5</sup>Sr. Researcher, POSCO Steel Solution Marketing Department, Incheon, 21985, Korea

**Abstract** - Most of current representative design standards worldwide forbid or impose restrictions on the use of high-strength steels for hollow tubular structures. The mechanical background of these limitations appears unclear and unduly conservative, and their validity needs to be re-evaluated. In this study, a total of 9 CHS(Circular Hollow Section) X-joints were tested under axial compression and analyzed to examine if the high-strength steel restrictions specified by current design standards could be relaxed. All the high-strength steel CHS X-joints tested showed satisfactory performance compared to ordinary steel joints in terms of serviceability, ultimate strength, and ductility, although the yield strength of steel was even as high as 800MPa.

**Keywords** - High strength steel, CHS(circular hollow section), X-joint, Experimental, Cold-formed

### 1. 서론

강관부재는 많은 구조적 장점과 미적 우수성을 지니고 있어 다양한 구조물에서 그 수요가 증가하고 있다. 강관구조에 고강도강을 적용하면 단면 크기의 감소에 의하여 보다 더 좋은 성능을 기대할 수 있다. 그러나 국내 건축구조기준(KBC2016<sup>[1]</sup>) 및 현행의 대표적 국제 구조설계기준 2008 CIDECT Guide<sup>[2]</sup>, 2010 AISC Specification<sup>[3]</sup>, Eurocode 3(EC3)<sup>[4]</sup> 등에서는

강관구조에 사용되는 강재의 항복강도와 항복비에 상한을 둬으로써 고강도강의 적용을 금지하거나 제한하고 있다. 이러한 제한사항은 종종 과도하게 보수적이고 그 역학적 배경 또한 불분명하여 재평가될 필요가 있다.

강관접합부에 관한 현재의 기준은 비공개 실험 데이터베이스와 그것을 기반으로 한 수치해석 결과를 토대로 하여 작성되었으며, 기준식의 형태는 역학적 원리를 바탕으로 둔 해석 모델에 의하여 제안되었다. 특히 본 논문의 주제인 압축력을 받는 X형 원형강관접합부에 대한 해석모델은 Togo<sup>[5]</sup>에 의해 처음으로 제안되었다. Togo의 ring model에서는 주관이 유효길이를 갖는 2차원 강재 고리로 이상화되고, 지관에 작용하는 축력은 두 안장점(saddle point)에 작용하는 집중하중으로 단순화되며, 소성힌지가 안장점과 주관 측벽에 발생한다. 이 해석모델로부터 유도된 한계강도는 주관의 재료 항

Note.-Discussion open until February 28, 2018. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on March 21, 2017; revised July 18, 2017; approved on July 19, 2017.

Copyright © 2017 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-2-880-8735 Fax. +82-2-871-5512

E-mail. ceholee@snu.ac.kr

복강도와 주관두께의 제곱에 비례한다. Ring model은 이후 다른 연구자들에 의해 보완되었다. van der Vegte<sup>[6]</sup>는 von Mises 항복조건에 기초한 조합응력효과를 추가로 고려하였다. Qian<sup>[7]</sup>은 van der Vegte의 모델에 주관 축응력 효과까지 추가하여 더 일반적인 해석모델을 제안하였다. 반면 Makino *et al.*<sup>[8]</sup>과 Soh *et al.*<sup>[9]</sup>은 항복선 이론(yield line theory)에 기초한 해석모델과 강도식을 제안한 바 있다.

X형 원형강관접합부 연구 초기에는 주로 실험에 의해 접합부의 거동이 설명되었다. 1960년대부터 1990년대까지 상당수의 압축실험이 수행되었다(Sammet<sup>[10]</sup>, Kanatani<sup>[11]</sup>, Togo<sup>[5]</sup>, EPR<sup>[12]</sup>, JSSC<sup>[13]</sup>, Gibstein<sup>[14]</sup>, Boone *et al.*<sup>[15]</sup>, Weinstein and Yura<sup>[16]</sup>, van der Vegte<sup>[6]</sup>, Noordhoek and Verheul<sup>[17]</sup>, Kang *et al.*<sup>[18]</sup> 외 다수). 1990년대 이후에는 유한요소 해석기법이 발전함에 따라 X형 원형강관접합부 연구에도 수치해석이 활발히 이용되었다. 많은 연구자들이 비용이 적은 수치해석으로 실험을 대체하거나 일부 보완하고자 하였다. 특히 수치해석의 발전으로 실험으로 구현하기 힘든 주관 축응력 효과에 대한 깊은 이해가 가능하게 되었다<sup>[6],[19],[20]</sup>. 이들 연구자들<sup>[6],[19],[20]</sup>이 제안한 강도식은 IIW 설계기준<sup>[21]</sup>과 CIDECT Design Guide<sup>[2]</sup>에 차용되었다. 또한 Pecknold *et al.*<sup>[22]</sup>의 수치해석 연구는 API 접합부설계기준<sup>[23]</sup>의 토대가 되었다. Dier and Lalani<sup>[24]</sup>는 당시의 설계기준을 검토하였고 ISO<sup>[25]</sup>의 새로운 강도식을 제안하였다.

싱가포르 국립대의 연구자들<sup>[7],[26]</sup>은 두꺼운 주관을 갖는 원형강관접합부에 대한 수치해석을 수행하였고, 작은 주관 반지름-두께비( $\gamma$ )에 대해서도 설계기준이 타당한가에 대해 논의하였다. Puthli 등의 연구자들<sup>[27],[28]</sup>은 EC3의 고강도강 강관접합부 관련 추가조항<sup>[29]</sup>이 타당한가에 대해 논의하였다. EC3 추가조항은 기존의 항복비와 항복강도 상한보다 더 높은 값을 갖는 강재의 사용을 일부 허용하되, 이들의 설계식에 강도저감계수를 곱하도록 하는 조항이다. 최근에는 Lipp and Ummenhofer<sup>[30],[31]</sup>에 의해 주관에 기 작용하는 인장응력의 영향이 조사되었다

한편 국내에서는 최근 Lee *et al.*<sup>[32]</sup>이 수치해석을 통해 고강도강 X형 원형강관접합부의 압축 시 거동을 평가한 바 있다. 그러나 대부분의 국내 원형강관 연구는 부재 수준에서만 이루어졌고 접합부 거동에 관한 연구는 매우 드물다<sup>[33],[34]</sup>.

X형 원형강관접합부에 대한 상당수의 실험 및 수치해석이 수행되어왔으나, Fig. 1에서 볼 수 있듯 고강도강과 관련된 실험의 수는 매우 적다. 저자들이 조사한 자료 중에서는

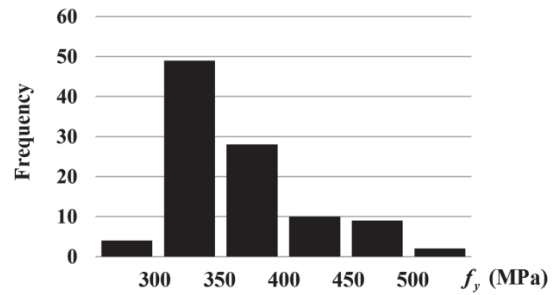


Fig. 1. Distribution of yield stresses in experimental test database of CHS X-joints

Kanatani<sup>[11]</sup>와 Noordhoek and Verheul<sup>[17]</sup>만이 항복강도 450MPa 이상의 고강도강 접합부에 대한 실험을 수행하였고, Puthli *et al.*<sup>[28]</sup>의 연구만이 고강도강 접합부의 수치해석에 대하여 다루었다. 최근에 들어 수치해석에 대한 신뢰도가 상당히 높다고는 하나, 수치해석 결과는 항상 충분한 수의 실험 데이터를 통해 뒷받침되어야만 그 의미가 있다. 따라서 수치해석을 통한 발견을 토대로 하여 정해진 현행의 항복강도 및 항복비 상한은 더 많은 수의 고강도강 접합부 실험 데이터에 의해 그 타당성이 재검토되어야 할 필요가 있다.

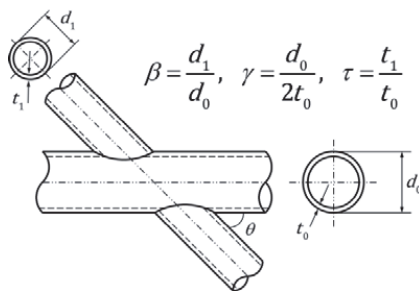
본 연구에서는 고강도강으로 이루어진 X형 원형강관접합부의 지관 압축 실험을 수행하였다. 실험결과를 통하여 고강도강 접합부 데이터베이스를 보강하고, 현행 기준의 고강도강 관련 제한사항이 완화될 수 있는지의 여부에 대하여 논의하였다.

## 2. X형 원형강관접합부의 재료 제한사항 및 설계강도식

X형 원형강관접합부의 재료 제한사항과 접합부 설계강도식을 요약하면 다음과 같다. 국내 건축구조기준(KBC2016<sup>[1]</sup>) 및 2010 AISC Specification<sup>[3]</sup>은 강관부재에 사용되는 강재의 최대 항복강도와 최대 항복비를 각각 360MPa과 0.8로 제한하고 있다. 큰 항복강도와 높은 항복비를 갖는 고강도강은 그 적용이 금지되어 있다고 봐도 무방하다. CIDECT Guide<sup>[2]</sup>의 경우 제안된 설계강도식은 기본적으로 항복강도 355MPa 이하인 강재에 대하여 적용 가능한 식이다. 항복강도가 355MPa을 초과하나 460MPa를 넘지 않는 강재의 경우에는 설계강도식에 강도저감계수 0.9를 곱하여 사용하여야 한다. 이러한 강도저감계수는 고강도강 접합부의 상대적으로 큰

**Table 1.** Joint strength equation for CHS X-joints: chord plastification limit state

	AISC-LRFD	CIDECT design guide	Eurocode 3
	Strength formula		
$Q_u$	$\frac{5.7}{1-0.81\beta}$	$2.6\left(\frac{1+\beta}{1-0.7\beta}\right)\gamma^{0.15}$	$\frac{5.2}{1-0.81\beta}$
$Q_f$	Chord in tension: 1.0 Chord in compression: $1.0 - 0.3U(1+U)$ $U = \left  \frac{P_u}{F_c A_g} + \frac{M_u}{F_c S} \right $ $P_u, M_u$ : Determined on the side of the joint that has the lower compression stress. $F_c$ : Available stress of the chord.	Chord in tension: $(1- n )^{0.20}$ Chord in compression: $(1- n )^{0.45-0.25\beta}$ $n = \frac{F_0}{F_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}}$ (In connecting face) $N_0, M_0$ : Axial force and bending moment. $N_{pl,0}, M_{pl,0}$ : Axial capacity and plastic moment capacity.	Chord in tension: 1.0 Chord in compression: $1 - 0.3n_p(1+n_p) \leq 1.0$ $n_p = \frac{\sigma_{p,Ed}}{f_{y0}}$ $\sigma_p, E_d$ : Maximum compressive stress in the chord at a joint. $f_{y0}$ : Yield strength of a chord member.
Range of applicability: material			
$F_y$	360MPa	355MPa 355MPa-460MPa: Strength reduced by 0.9	355MPa 355MPa-460MPa: Strength reduced by 0.9 S460-S700 (460MPa-700MPa): Strength reduced by 0.8
Yield ratio $F_y/F_u$	0.80	0.80 When yield ratio exceeds 0.80, $F_y$ should be taken as $0.80F_u$	0.91 S460-S700 (460MPa-700MPa): 0.95
Range of applicability: geometry			
$\beta$	0.2 ~ 1.0		
$2\gamma$	$\leq 50$ (for $\theta < 90^\circ$ ) $\leq 40$ (for $\theta = 90^\circ$ )		
$\theta$	$30^\circ \sim 90^\circ$		



**Fig. 2.** Geometrical configuration and definition of symbols of CHS X-joints

변형과 낮은 연성에 대한 우려로써 적용된 것이다<sup>[2]</sup>. 항복강도가 460MPa를 넘는 경우에는 이 설계강도식을 사용할 수 없다. AISC Specification과 비교하였을 때 CIDECT Guide는 강관접합부에 고강도강을 적용하는 데에 있어 더 관대한

입장을 취하고 있다고 할 수 있다. 또한 CIDECT Guide에 따르면 항복강도를 인장강도의 0.8배보다 큰 값으로 취할 수 없는데, 이는 항복비가 높은 강재에 대한 페널티로 작용한다. EC3<sup>[4],[29]</sup>의 경우 CIDECT Guide 보다 더 관대한 입장을 취하고 있는데, 이에 따르면 공칭항복강도가 700MPa인 S700 강재까지도 적용 가능하다. S460과 S700 사이의 강재를 사용할 경우에는 강도저감계수로 0.8을 택하여야 한다.

Fig. 2는 X형 원형강관접합부의 전형적인 기하학적 형태를 보여준다. Fig. 2의 상단에는 주요한 기하학적 무차원 변수인  $\beta$  (지관-주관 지름비),  $\gamma$  (주관 지름-두께비),  $\tau$  (지관-주관 두께비)의 정의를 표기하였다. 아래의 식 (1)은 X형 원형강관접합부의 주관소성화 한계상태에 대한 강도식의 일반적인 형태이다.

$$P_u = \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin\theta} Q_u Q_f \tag{1}$$

여기서  $f_{y0}$ 는 주관의 항복강도를 의미한다.

식 (1)에서  $Q_u \times Q_v$ 의 형태는 접합부의 기하학적 형상과 주관에 작용하는 축응력이 접합부강도에 독립적으로 영향을 미친다고 가정하였음을 의미한다. Table 1은 대표적인 구조 기준에서의 접합부 강도식과 재료 및 기하학적 형상의 제한 사항을 요약한 것이다.

### 3. X형 원형강관접합부 압축 실험

본 연구에서는 총 9개의 X형 원형강관접합부 실험체가 냉간성형을 통해 제작되었다. 실험체 계획상의 주요 변수는 강종과 접합부의 기하학적 형상이다. Table 2는 각 실험체의 재료적 성질 및 기하학적 형상에 대해 정리한 것이다. 재료적 성질이 접합부 강도에 미치는 영향을 조사하기 위해 일반강 SM490( $F_y=325\text{MPa}$ ,  $F_u=490\text{MPa}$ )과 고강도강 SM570( $F_y=420\text{MPa}$ ,  $F_u=570\text{MPa}$ ) 및 HSA800( $F_y=650\text{MPa}$ ,  $F_u=800\text{MPa}$ )이 사용되었다. 이들 중 HSA800은 최근 국내에서 개발된 건축구조용 고강도강으로써 TMCP(Thermo-Mechanical Control Process)를 통하여 제작된다. HSA800은 항복강도 뿐만 아니라 항복비의 상한(0.85)이 명시되어 있으며, 일반적인 QT(Quenching/Tempering) 고강도강과 비교하였을 때 탄소당량이 낮아 용접성이 우수하다. HSA800의 물성에 대한 세부적인 정보는 Lee *et al.*<sup>[35]</sup>과 Kim *et al.*<sup>[36]</sup>의 논문

에서 찾을 수 있다. 고강도강으로써 택한 SM570과 HSA800의 경우 2010 AISC Specification을 따랐을 때에는 강관접합부에 쓰일 수 없다. 그러나 CIDECT Guide나 EC3를 따른다면 강도저감계수를 포함한 강도식을 적용함으로써 강관접합부에 사용될 수 있다.

Table 2를 보면 주요한 기하학적 변수인  $\beta$ ,  $2\gamma$ ,  $\tau$ ,  $\theta$ 가 모두 설계기준에서 정한 유효범위 내에 있음을 알 수 있다 (Table 1 참조). 주관소성화 한계상태를 유도하기 위하여 지관-주관 지름비  $\beta$ 의 값으로 0.62와 0.75를 택하였다( $\beta$ 가 너무 작으면 전단에 의한 뚫림의 우려가 있으며, 1에 가까우면 주관 측벽에만 응력이 집중되어 주관 단면의 고른 소성화를 유도할 수 없다).

실험체에 쓰인 강관은 프레스밴딩을 통해 판재를 구부린 후 X-그루브 CJP(Complete Joint Penetration) 용접을 통해 양단을 연결하여 제작되었으며, 지관과 주관은 베벨 CJP 용접 및 보강 모살용접을 통하여 연결되었다. 용접재로는 각 강재에 대한 매칭 용접재가 사용되었다. 전형적인 실험체 도면과 용접 세부사항은 Fig. 3에 나타나 있다.

각 강재에 대한 쿠편테스트에서 얻은 응력-변형률 곡선은 Fig. 4와 같다. 예상대로 일반강인 SM490은 연성 거동에 유리한 특성들을 가진다. 즉, SM490의 응력-변형률 곡선에서는 분명한 항복점과 항복침이 존재하고, 상당한 수준의 변형경화가 진행되며, 항복비의 값이 작다. 반면 고강도강인

**Table 2.** Summary of material and geometric properties of test specimens

Test specimen <sup>a</sup>	Chord length	Brace angle	Nominal yield strength	Nominal tensile strength	Geometric parameters					
	$l_0$ (mm)	$\theta$ (in degrees)	$F_y$ (MPa)	$F_u$ (MPa)	$d_0$ (mm)	$t_0$ (mm)	$d_1$ (mm)	$t_1$ (mm)	$\beta$	$2\gamma$
X90-325-0.75-16	3000	90	325	490	400	25	300	15	0.75	16
X90-325-0.62-26	2500				650	25	400	25	0.62	26
X90-420-0.62-26	2500		420	570	650	25	400	25	0.62	26
X90-650-0.75-16	3000		650	800	400	25	300	15	0.75	16
X90-650-0.62-26	2500				650	25	400	25	0.62	26
X60-325-0.62-26	3000	60	325	490	650	25	400	25	0.62	26
X60-420-0.62-26	3000		420	570	650	25	400	25	0.62	26
X60-650-0.62-26	3000		650	800	650	25	400	25	0.62	26
X45-650-0.62-26	3000		45	650	800	650	25	400	25	0.62

<sup>a</sup> In the specimen identification, the first character X represents CHS X-joint, and is followed by the brace to chord angle  $\theta$ , the nominal yield strength of steel  $F_y$ , the brace to chord diameter ratio  $\beta$ , and the chord diameter to thickness ratio  $2\gamma$ .

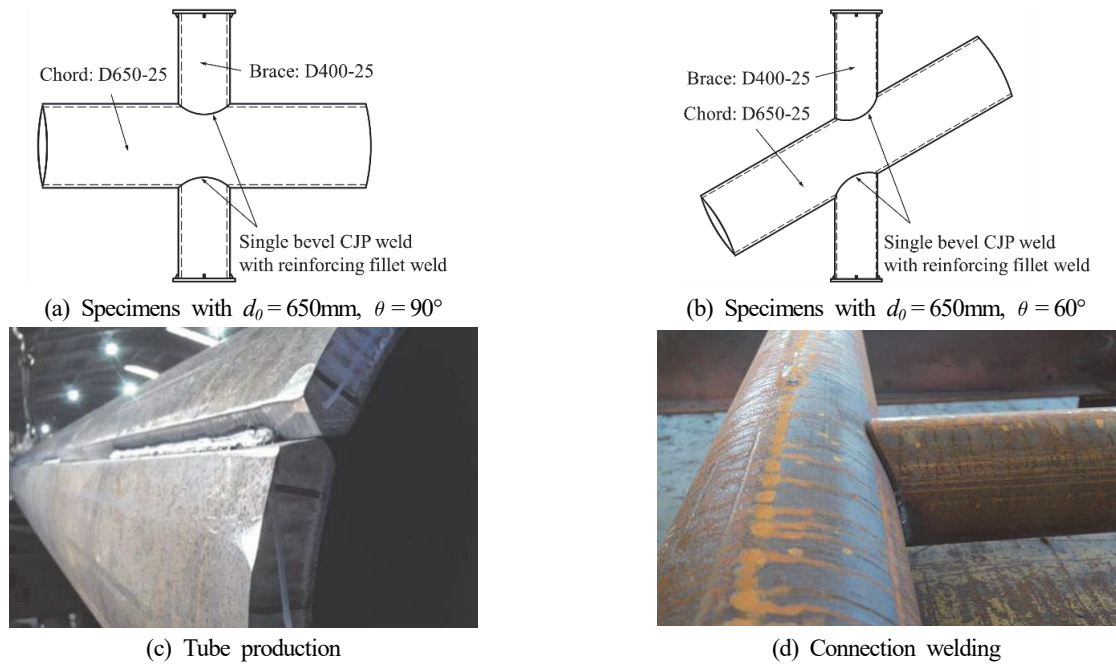


Fig. 3. Specimen drawings and welding details

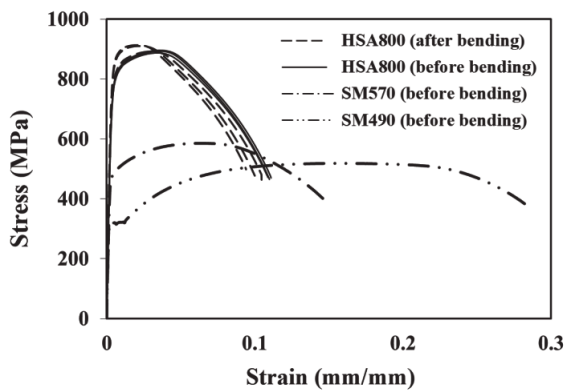


Fig. 4. Typical measured stress-strain diagrams

SM570과 HSA800의 경우에는 SM490이 갖는 이러한 특성들이 결여되어 있음을 확인할 수 있다. 최근 Lee *et al.*<sup>[35]</sup>은 실험 및 수치해석을 통해 응력-변형률 곡선의 특성이 I형강 보의 강도와 회전능력에 어떠한 영향을 미치는가에 대해 조사한 바 있다. 본 연구는 X형 원형강관접합부에 대한 이와 동일한 시도라고 할 수 있다.

실험체의 설치 및 가력 방법은 Fig. 5와 같다. 가력장치로는 10000kN급 UTM(universal testing machine)이 사용되었다. 주관 축응력 효과는 고려하지 않았으며( $Q_r = 1$ ), 따라서 주관 양단에서는 가력하지 않았다. 주관 직경이 400mm인 실험체는 횡지지되었으며, 나머지 주관 직경 650mm인



Fig. 5. Typical test setup



실험체는 횡적으로 안정하다고 판단하여 횡지지하지 않았다. 두 경우 모두 실제 실험 시에 횡변위가 발생하지 않았다. 주관의 면외변형을 측정하기 위하여 6개의 LVDT가 설치되었다. 국부적인 재료의 거동을 설명하기 위하여 다수의 스트레인 게이지가 접합부 근방에 설치되었다. 용접 균열의 가능성을 확인하기 위하여 용접선은 주관 측벽을 따라 위치시켰다(Fig. 5). 실제 실험에서는 어느 실험체에서도 용접 균열이 발생하지 않았다.

#### 4. 실험결과 및 고찰

##### 4.1. 접합부 강도 기준과 접합부 연성

실험결과를 기술하기 전에, 접합부 강도를 정하는 기준에 대해 설명할 필요가 있다. 대다수의 구조기준에서는 강관접합부의 강도를 최대강도와 한계변위에 도달하였을 때의 강도 중 선행하는 것으로 택한다. 가장 보편적으로 쓰이는 한계변위의 기준은 Lu *et al.*<sup>[37]</sup>이 제안한  $3\%d_0$  면외변형 기준으로써, 지관과의 접합면에서 주관의 면외변형이 3%일 때 ( $3\%d_0$ )를 한계변위로 정한다. 이 기준은 계수하중 수준뿐만 아니라 사용하중 수준에서도 접합부 변위를 적절하게 유지하도록 고안되었으며, 사용하중 수준에서의 접합부 면외변형이  $1\%d_0$  이하로 제어될 수 있음을 내포하고 있다. 3% 면외변형을 제안하였을 때 Lu 등은 계수하중과 사용하중 간의 비를 1.50으로 택하였다. 현재의 강구조설계에서는 이 비율을 1.67이나 1.70으로 택하는 것이 보통의 관행이다<sup>[3]</sup>.  $3\%d_0$  면외변형 기준은 모든 종류의 강관 용접 접합부에서 두루 적용되는 것으로 보인다.

접합부의 연성( $\mu$ ) 혹은 에너지 흡수 능력은 구조체가 극한의 하중 상태를 힘의 재분배를 통해 버티기 위해서 필수적으로 요구되는 성능이다. 접합부의 연성은 접합부의 종류나 목적에 따라 다르게 정의되어질 수 있다. 저자들이 조사한 바에 따르면 강관 용접 접합부에 대해서 보편적으로 받아들여지는 접합부 연성의 정의는 따로 없다. 따라서 본 연구에서는 X형 원형강관접합부의 연성을 새로이 정의하였다. X형 원형강관접합부의 힘-변형 관계는 가력 초기부터 비선형을 띠므로, Fig. 6과 같이 초기접선과 동일 에너지의 기준을 통하여 연성을 정의하였다. 이러한 정의가 가능한 유일한 방안이라 할 수는 없으나, 각 실험체의 변형능력을 일관적으로 비교하는 데 있어서는 문제가 없을 것으로 보인다.

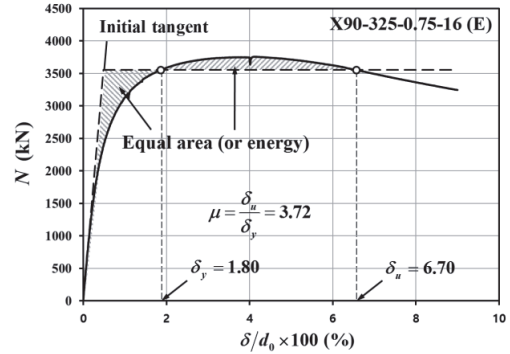


Fig. 6. Definition of connection ductility ( $\mu$ ) proposed based on equal energy criteria

##### 4.2. 실험결과

본 연구의 실험 결과 또한 앞서 설명한  $3\%d_0$  면외변형 강도기준에 의해서 평가되었다. 각 실험체의 접합부 강도는 Table 3에 정리되어 있다. Figs. 7 및 8은 힘-변형 관계, 즉 지관 압축력과 주관 면외변형 간의 관계를 나타낸다. 주관의 면외변형은 안장점(saddle point)과 관점(crown point)에서 각각 측정되었는데 두 측정값 사이에는 거의 차이가 없었다. Table 3과 Figs. 7 및 8을 작성하는 데에는 관점에서 측정된 면외변형 값을 사용하였다. 지관과 주관 사이의 각도 ( $\theta$ )가  $60^\circ$  혹은  $45^\circ$ 인 실험체에 대해서는 지관 방향으로 측정된 변형값 중 연결면과 수직인 성분만을 분해하여 면외변형으로 사용하였다. 또한 다음의 사항들도 Table 3를 작성하는 데에 고려되었다. AISC와 CIDECT의 재료 항복강도 상한은 각각 355MPa과 460MPa인데, SM570과 HSA800의 측정 항복강도가 이들 상한을 모두 초과하였다. 따라서 SM570과 HSA800을 사용한 실험체에 대해서는 EC3의 공칭강도만을 표기하였으며, 두 강종 모두 S460과 S700 사이에 위치한다고 볼 수 있으므로 강도저감계수 0.80이 적용되었다(Table 3 참조). 모든 공칭강도는 Table 3에 기록된 측정 항복강도를 기준으로 계산되었다.

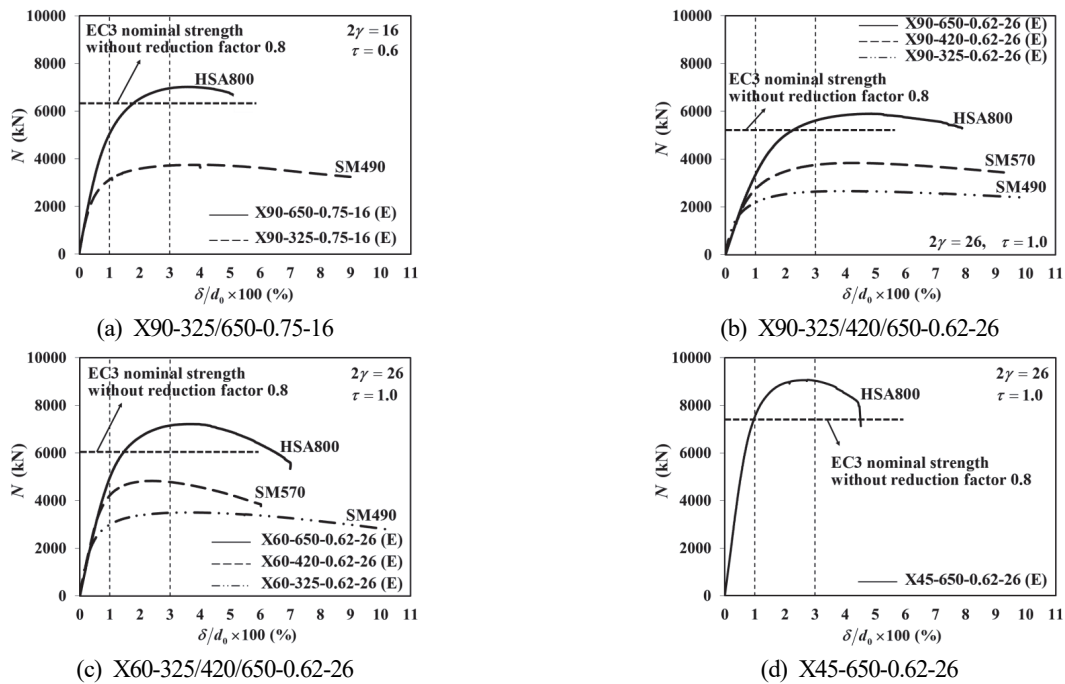
식 (1) 및 Table 1의 접합부 강도식에서 볼 수 있듯 X형 원형강관접합부의 거동에 큰 영향을 주는 기하학적 변수는  $\theta$ 와  $\beta$ 이다.  $2\gamma$ 와  $\tau$ 는 주관소성화의 거동에 큰 영향을 주지 않는다. Table 3와 Fig. 7에서 볼 수 있듯이 대부분의 실험체에서는 강도가  $3\%d_0$  면외변형 시점에서 결정되었으며, 각각  $\theta$ 가  $60^\circ$ 와  $45^\circ$ 인 X60-420-0.65-26과 X45-650-0.62-26만이 피크점에서 강도가 결정되었다. 공칭강도 값은 세 구조

**Table 3.** Comparison of experimental and nominal joint strength ( $N_u$ ) in standards

Test specimen	Tensile mechanical properties after press bending			Experimental joint strength (kN)		standard-nominal joint strength based on measured yield strength (kN)			Joint ductility ( $\mu$ ): see Fig. 6 for the definition
	Measured yield strength (MPa)	Measured tensile strength (MPa)	YR			AISC	CIDECT	EC3	
				3% $d_0$	Peak				
X90-325-0.75-16	324	518	63%	3725	3759 (4.1% <sup>a</sup> )	2649	2652	2685	3.72
X90-325-0.62-26	324	518	63%	2640	2660 (4.0%)	2089	2216	2117	3.88
X90-420-0.62-26	478	586	81%	3759	3839 (4.2%)	NA	NA	2497 (3121 <sup>b</sup> )	3.21
X90-650-0.75-16	764	905	86%	6965	7020 (3.5%)	NA	NA	5061 (6326)	2.77
X90-650-0.62-26	798	914	82%	5612	5900 (4.9%)	NA	NA	4166 (5208)	2.70
X60-325-0.62-26	324	518	63%	3492	3508 (3.6%)	2412	2559	2445	3.90
X60-420-0.62-26	478	586	81%	4775	4823 (2.4%)	NA	NA	2883 (3604)	3.03
X60-650-0.62-26	798	914	82%	7155	7214 (3.7%)	NA	NA	4811 (6014)	2.54
X45-650-0.62-26	798	914	82%	9034	9072 (2.8%)	NA	NA	5892 (7365)	2.48

<sup>a</sup> The out-of-plane deformation of the crown point in terms of % $d_0$  at peak load.

<sup>b</sup> Joint strength without applying the reduction factor 0.8.



**Fig. 7.** Effect of steel grades

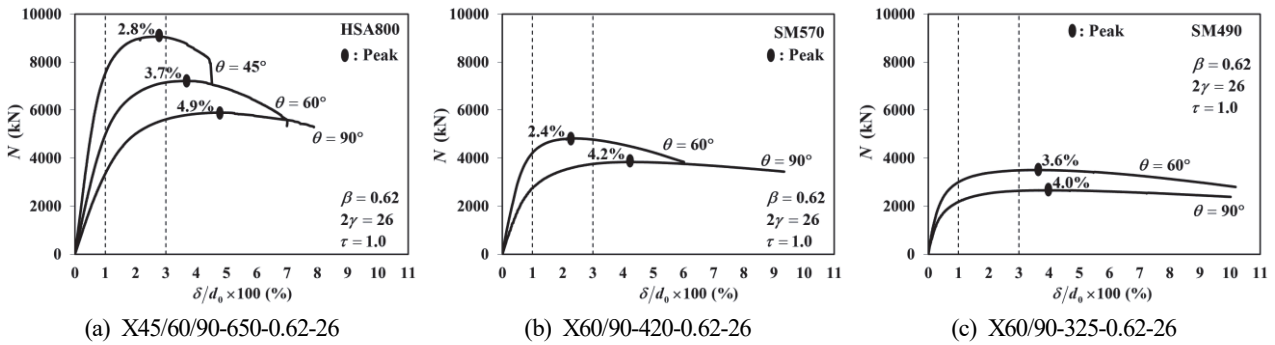


Fig. 8. Effect of brace angle

기준에서 모두 비슷하였다(Table 3 참조). 총 세 개의 SM490 실험체의 경우 모두  $3\%d_0$  면외변형 지점에서 강도가 결정되었으며 그 강도는 공칭강도를 20~40% 상회하였다(평균 34%). SM570 실험체인 X90-420-0.62-26과 X60-420-0.62-26의 경우에는 EC3 공칭강도를 약 60% 상회하였다. SM570 실험체에서 공칭강도가 매우 보수적인 것은 단지 측정항복강도인 478MPa이 강도저감계수 0.8 적용의 시작점인 460MPa을 가까스로 넘긴 값이기 때문인 것으로 보인다. X60-420-0.62-26은 앞서 언급하였듯이 피크점에서 강도가 결정되었으며 피크는  $2.4\%d_0$ 에서 발생하였다. HSA800 실험체의 경우,  $\theta=90^\circ$ 인 두 실험체는 강도가 EC3 공칭강도보다 평균 33% 높았으며,  $\theta=60^\circ$ ,  $\theta=45^\circ$ 인 실험체는 각각 EC3 공칭강도를 49%, 54% 상회하였다. 기울어진 지관을 갖는 경우에 강도식이 더 보수적임을 확인할 수 있었는데, 이는 면외변형을 계산할 때 접합면에 수직인 성분만을 고려한 것과 관련이 있는 것으로 사료된다. 기울어진 지관을 가진 접합부의 경우  $3\%d_0$  변형에 도달하기까지 더 많은 소성화가 일어나며, 그에 수반되는 가공경화 또한 더 많이 발생하기 때문이다. Fig. 7은 또한 강도저감계수 0.8을 적용하지 않더라도 여전히 EC3 공칭강도가 HSA800 실험체의 강도를 상회함을 보여준다.

Fig. 8은 지관-주관 사이각( $\theta$ )이 접합부 거동에 미치는 영향을 강종에 따라 정리한 것이다. 변형능력의 감소를 포함하는  $\theta$ 의 효과는 고강도강일수록 더 두드러짐을 확인할 수 있다. 반면 Fig. 8의 힘-변형 그래프에서 수평축은 접합면 수직 방향의 변형만을 나타내기 때문에  $\theta=90^\circ$ 가 아닌 경우에는 그 값이 총 변형보다 작다. 따라서 그래프에서 나타난 변형능력이 실제 접합부의 변형능력을 대변하는지는 모호하다.

Fig. 9은  $90^\circ$  접합부와  $60^\circ$  접합부의 강도를 비교한 것이다. 현행 강도식은  $\theta$ 만큼 기울어진 접합부의 경우  $90^\circ$  접합

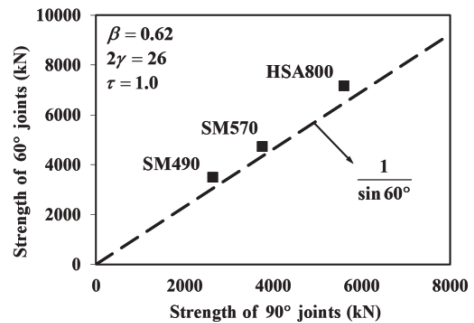


Fig. 9. Comparison of strength of the  $90^\circ$  and  $60^\circ$  joints

Table 4. Out-of-plane deformation ( $\%d_0$ ) corresponding to service load level  $N_s = N_u^a / 1.5$  or  $N_u^a / 1.7$

Steel grade	Test specimen	$\%d_0$	
		$N_s = N_u / 1.5$	$N_u / 1.7$
SM490	X90-325-0.75-16	0.53%	0.41%
	X90-325-0.62-26	0.53%	0.41%
	X60-325-0.62-26	0.48%	0.37%
SM570	X90-420-0.62-26	0.84%	0.67%
	X60-420-0.62-26	0.57%	0.48%
HSA800	X90-650-0.75-16	0.86%	0.70%
	X90-650-0.62-26	1.16%	0.98%
	X60-650-0.62-26	0.94%	0.79%
	X45-650-0.62-26	0.68%	0.58%

<sup>a</sup>  $N_u$  is the experimental joint strength reported in Table 3.

부에 비해  $(1/\sin\theta)$ 배만큼 강도가 증가한다고 기술하고 있다(식 (1) 참조). 본 실험에서의  $90^\circ$  접합부의 강도에  $(1/\sin60^\circ)$ 를 곱한 값은  $60^\circ$  접합부의 강도를 약간 보수적으로 예측함을 알 수 있다.

앞서 언급하였듯이  $3\%d_0$  면외변형 기준은 사용하중 수준에서의 접합부 변형을  $1\%d_0$  이하로 유지하려는 목적을 내포



하고 있다. Lu *et al.*<sup>[37]</sup>은 이 기준을 제안할 때 계수하중과 사용하중 간의 비를 1.50으로 간주하였다. 반면 현재의 관행에서는 이 비율을 1.67이나 1.70으로 택한다(AISC 2010<sup>[3]</sup>참고). Table 4는 각 실험체에 대한 사용하중 수준 ( $N_u/1.50$ )과 ( $N_u/1.70$ )에서의 면외변형을 요약한 것이다. 고강도강으로 갈수록 사용하중 하에서의 면외변형은 증가하는 양상을 보인다. 계수하중과 사용하중의 비가 1.50일 때에는 HSA800 실험체인 X90-650-0.62-26만이 1% $d_0$  면외변형 조건을 근소하게 위반한다. 반면 하중의 비가 1.70인 경우에는 모든 실험체가 사용성 기준을 만족함을 확인할 수 있다. HSA800 실험체의 경우 사용하중 수준 ( $N_u/1.50$ )과 ( $N_u/1.70$ )에 대한 면외변형의 평균이 각각 0.91% $d_0$ 와 0.76% $d_0$ 이며, 모두 1% $d_0$  사용성 기준을 충족시킨다. SM570 실험체의 경우에는 ( $N_u/1.50$ )과 ( $N_u/1.70$ )에 대해 면외변형의 평균이 각각 0.70% $d_0$ 와 0.58% $d_0$ 이다. 앞서 SM570과 HSA800 실험체의 경우 강도저감계수 0.8을 적용하지 않더라도 여전히 공칭강도가 실제 강도를 보수적으로 예측함을 알 수 있었다(Fig. 7 참조). 이와 더불어 SM570과 HSA800 실험체는 모두 사용성 기준 또한 강도저감계수를 작용하지 않더라도 만족시킨다는 것을 알 수 있다.

강도와 사용성뿐만 아니라, 연성 또한 강관접합부의 성능을 나타내는 중요한 지표이다. 앞서 Fig. 6에서 소개한 연성의 정의에 따라, 실험에서의 고강도강 강관접합부가 충분한 연성을 갖고 있는지 조사하였다. Table 3의 마지막 열에 각 실험체의 연성 값을 표기하였다. SM490, SM570, HSA800 실험체의 연성은 각각 평균 3.83, 3.12, 2.62이었다. SM570, HSA800 접합부 또한 SM490 접합부에 크게 뒤지지 않는 변형 능력을 갖고 있는 것으로 사료된다.

종합하면, 본 실험에서의 SM570 및 HSA800 접합부의 경우 재료의 측정항복강도가 478~798MPa 범위에 있음에도 불구하고 강도와 사용성 측면에서 모두 강도저감계수 없이도 현행의 접합부 강도 기준을 충분히 만족시켰으며, 일반강에 비견될 수준의 변형능력 또한 갖추었다. 현행의 구조기준에서 고강도강 접합부에 부과하는 제한사항은 완화될 필요가 있어 보인다.

## 5. 요약 및 결론

본 연구에서는 X형 원형강관접합부에 대한 현행의 기준

식이 고강도강 접합부에도 적용될 수 있는지 조사하였다. 일반강과 고강도강 접합부에 대하여 실험을 수행하고 거동을 비교하였다. 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 모든 X형 원형강관접합부 실험체에서 지배적인 한계상태는 실험체 설계에서 의도한 바와 같이 주관소성화였고, 경사진 지관을 갖는 두 실험체(X60-420-0.62-26, X45-650-0.62-26)를 제외한 모든 실험체는 강도 피크점이 아닌 3% 면외변형 한계기준에 의해 강도가 결정되었다.
- (2) 모든 고강도강 실험체의 접합부 강도는 EC3의 공칭강도를 크게 상회하였다. 두 SM570 실험체의 경우 약 60%, HSA800 실험체 중 지관-주관이 직각으로 만나는 경우 약 33%, HSA800 실험체 중 기울어진 지관을 갖는 경우 약 50% 상회하였다. 또한 SM570 실험체와 HSA800 실험체 모두 강도저감계수인 0.8을 적용하지 않더라도 여전히 EC3 공칭강도가 실제 강도를 과소평가함을 알 수 있었다. 실험에 사용된 고강도강 접합부의 강도를 평가함에 있어 EC3의 기준은 과도하게 보수적이다.
- (3) 계수하중과 사용하중의 비를 1.50으로 택하였을 때, HSA800 실험체 하나만이 근소하게 1% 면외변형 사용성 기준을 위반하였다. HSA800의 사용하중 수준에서의 평균 면외변형은 계수하중과 사용하중의 비가 1.50일 때와 1.70일 때 각각 주관 지름의 0.91%와 0.76%였다. SM570의 경우에는 각각 평균 0.70%와 0.58%였다.
- (4) 본 연구에서 새로이 정의된 연성의 정의에 따라 각 실험체의 연성을 일관적인 관점에서 비교하였다. SM490, SM570, HSA800 접합부의 평균적인 연성은 각각 3.83, 3.12, 2.62였다. 고강도강으로 갈수록 연성은 낮아지는 경향을 보였으나, 고강도강 접합부 또한 충분한 변형 능력을 갖는 것으로 사료된다.

위의 내용을 종합해 보았을 때, 고강도강으로 이루어진 X형 원형강관접합부는 강도, 사용성, 연성 측면에서 모두 일반강 접합부에 비견될 만한 성능을 갖고 있다고 여겨지며, 현행의 고강도강 접합부 제한사항은 완화될 필요가 있어 보인다. 그러나 일반적인 결론을 도출하기 위해서는 X형뿐만 아니라 T형과 K형 접합부에 대해서도 추가적인 실험과 수치 해석이 수행되어야 하며, 주관응력효과(chord stress effect) 또한 고려되어야 한다.

## 참고문헌(References)

- [1] 대한건축학회(2016) 건축구조기준 및 해설, 제7장 강구조, 기문당.  
Architectural Institute of Korea (2016) *Korean Building Code and Commentary*, Chapter 7: Steel Structure, Kimoon dang, Korea (in Korean).
- [2] Wardenier, J., Kurobane, Y., Packer, J.A., van der Vegte, G.J., and Zhao, X.-L. (2008) *Design Guide for Circular Hollow Section (CHS) Joints Under Predominantly Static Loading* (2nd Ed.), Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire, Switzerland.
- [3] American Institute of Steel Construction (2010) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-10), USA.
- [4] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.8: Design of Joints* (EN 1993-1-8: 2005), Belgium.
- [5] 武東郷(1967) 鋼管構造接合部の力学性状に関する実験的研究, 博士学位論文, 大阪大学, 日本.  
Togo, T. (1967) *Experimental Study on Mechanical Behavior of Tubular Joints*, Ph.D. Dissertation, Osaka University, Japan (in Japanese).
- [6] van der Vegte, G.J. (1995) *The Static Strength of Uniplanar and Multiplanar Tubular T- and X-Joints*, Ph.D. Dissertation, Delft University of Technology, Netherlands.
- [7] Qian, X.D. (2005) *Static Strength of Thick-Walled CHS Joints and Global Frame Behavior*, Ph.D. Dissertation, National University of Singapore, Singapore.
- [8] Makino, Y., Kurobane, Y., and Tozaki, T. (1990) Ultimate Strength Analysis of Simple CHS Joints Using the Yield Line Theory, *Tubular Structures (Proceedings of the 3rd International Symposium on Tubular Structures in 1989)*, Elsevier Applied Science, UK, pp.147-153.
- [9] Soh, C.K., Chan, T.K., and Yu, S.K. (2000) Limit Analysis of Ultimate Strength of Tubular X-Joints, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.126, No.7, pp.790-797.
- [10] Sammet, H. (1963) Die Festigkeit Knotenblechloser Rohrverbindungen im Stahlbau, *Schweisstechnik*, Vol.13, pp.481-485 (in German).
- [11] Kanatani, H. (1966) Experimental Study on Welded Tubular Connections, *Memoirs of the Faculty of Engineering, Kobe University*, Kobe University, Vol.12, pp.13-41.
- [12] Exxon Production Research Company (1971) *Experimental Determination of the Ultimate Strength of Tubular Joints*, EPR, USA.
- [13] Japan Society of Steel Construction (1972) *Study of Tubular Joints Used in Marine Structures*, JSSC, Japan.
- [14] Gibstein, M.B. (1973) *Static Strength of Tubular Joints*, DNV Report No. 73-86-C, Det Norske Veritas, Norway.
- [15] Boone, T.J., Yura, J.A., and Hoadley, P.W. (1982) *Chord Stress Effects on the Ultimate Strength of Tubular Joints*, PMFSEL Report No. 82-1, Phil M. Ferguson Structural Engineering Laboratory (University of Texas at Austin), USA.
- [16] Weinstein, R.M., and Yura, J.A. (1986) The Effect of Chord Stresses on the Static Strength of DT Tubular Connections, *Proceedings of 1986 Offshore Technology Conference*, OTC Paper No. 5135, OTC, USA.
- [17] Noordhoek, C., and Verheul, A. (1998) *Static Strength of High Strength Steel Tubular Joints*, CIDECT Report No. 5BD-9/98, Delft University of Technology, Netherlands.
- [18] Kang, C.T., Moffat, D.G., and Mistry, J. (1998) Strength of DT Tubular Joints with Brace and Chord Compression, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.124, No.7, pp.775-783.
- [19] van der Vegte, G.J., Liu, D.K., Makino, Y., and Wardenier, J. (2003) *New Chord Load Functions for Circular Hollow Section Joints*, CIDECT Report No. 5BK-4/03, Delft University of Technology, Netherlands.
- [20] van der Vegte, G.J., Wardenier, J., and Makino, Y. (2007) Effect of Chord Load on Ultimate Strength of CHS X-Joints, *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, International Society of Offshore and Polar Engineers, Vol.17, No.4, pp.301-308.
- [21] International Institute of Welding (2008) *Static Design Procedure for Welded Hollow Section Joints - Recommendations* (3rd Ed.), IIW Doc. XV-1281-08, Subcommission XV-E, International Institute of Welding, Austria.
- [22] Pecknold, D.A., Ha, C.C., and Mohr, W.C. (2000) Ultimate Strength of DT Tubular Joints with Chord Preloads, *Proceedings of 19th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (Vol. 2)*, American Society of Mechanical Engineers, pp.425-436.
- [23] American Petroleum Institute (2007) *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms - Working Stress Design* (API RP 2A-WSD, 21st Ed.), USA.
- [24] Dier, A.F., and Lalani, M. (1998) New Code Formulations for Tubular Joint Static Strength, *Tubular Structures VIII (Proceedings of the 8th International Symposium on Tubular Structures)*, CRC Press, UK, pp.107-116.

- [25] International Organization of Standardization (2004) *Petroleum and Natural Gas Industries – Fixed Steel Offshore Structures*, (ISO DIS 19902), Switzerland.
- [26] Qian, X., Choo, Y.S., van der Vegte, G.J., and Wardenier, J. (2008) Evaluation of the New IIW CHS Strength Formulae for Thick-Walled Joints, *Tubular Structures XII (Proceedings of the 15th International Symposium on Tubular Structures)*, CRC Press, UK, pp.271-279.
- [27] Fleischer, O., Herion, S., and Puthli, R. (2008) Numerical Investigation on the Static Behaviour of CHS X-Joints Made of High Strength Steels, *Tubular Structures XII (Proceedings of the 15th International Symposium on Tubular Structures)*, CRC Press, UK, pp.597-605.
- [28] Puthli, R., Bucak, Ö., Herion, S., Fleischer, O., Fischl, A., and Josat, O. (2010) *Adaptation and Extension of the Valid Design Formulae for Joints Made of High-Strength Steels up to S690 for Cold-Formed and Hot-Rolled Sections*, CIDECT Report No. 5BT-7/10, Karlsruhe Institute of Technology, Germany.
- [29] European Committee for Standardization (2007) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.12: Additional Rules for the Extension of EN 1993 up to Steel Grades S 700* (EN 1993-1-12: 2007), Belgium.
- [30] Lipp, A., and Ummenhofer, T. (2014) Influence of Tensile Chord Stresses on the Strength of Circular Hollow Section Joints, *Steel Construction*, Ernst & Sohn, Vol.7, No.2, pp. 126-132.
- [31] Lipp, A., and Ummenhofer, T. (2015) Influence of Tensile Chord Stresses on the Strength of CHS X-Joints: Experimental and Numerical Investigations, *Tubular Structures XV (Proceedings of the 15th International Symposium on Tubular Structures)*, CRC Press, UK, pp.379-386.
- [32] 이경구, 신용섭, 손은지(2015) 원형강관 X-이음 트러스접합부의 압축 주강관소성화 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제27권, 제5호, pp.447-454.
- Lee, K., Sin, Y.S., and Son, E.J. (2015) Evaluation of Compressive Chord Plastification of Circular Hollow Section X-Joint Truss Connection, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.27, No.5, pp.447-454 (in Korean).
- [33] 오창국, 박장호, 배두병(2016) 항만 및 해양구조용 고강도 내식성 원형강관의 축방향 허용압축응력 산정, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제28권, 제4호, pp.263-270.
- Oh, C.K., Park, J.H., and Bae, D. (2016) Allowable Axial Stress Estimation of Corrosion Resistance Steel Tubes for Port and Offshore Structures, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.28, No.4, pp.263-270 (in Korean).
- [34] 김경식, 김미진(2017) 10MW급 풍력발전용 원형강관 멀티기둥타워의 부재유용도 개념설계, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제29권, 제3호, pp.205-215.
- Kim, K., and Kim, M.J. (2017) Member Utilization Concept Design for Hollow Circular Section Multi-Column Tower Subjected to 10MW Level Wind Turbines, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 29, No.3, pp.205-215 (in Korean).
- [35] Lee, C.-H., Han, K.-H., Uang, C.-M., Kim, D.-K., Park, C.-H., and Kim, J.-H. (2013) Flexural Strength and Rotation Capacity of I-Shaped Beams Fabricated from 800-MPa Steel, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.139, No.6, pp.1043-1058.
- [36] Kim, D.-K., Lee, C.-H., Han, K.-H., Kim, J.-H., Lee, S.-E., and Sim, H.-B. (2014) Strength and Residual Stress Evaluation of Stub Columns Fabricated from 800MPa High Strength Steel, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.102, pp.111-120.
- [37] Lu, L.H., De Winkel, G.D., Yu, Y., and Wardenier, J. (1994) Deformation Limit for the Ultimate Strength of Hollow Section Joints, *Tubular Structures VI (Proceedings of the 6th International Symposium on Tubular Joints)*, CRC Press, UK, pp.341-347.

**요 약 :** 고강도강 강관부재의 사용은 설계에서 시공에 이르기까지 다양한 이점을 제공할 수 있다. 그러나 현행의 국내의 대표적인 구조설계 기준에서는 강관구조에 고강도 강재를 적용하는 것을 금지하거나 제한하고 있다. 이러한 제한사항은 그 역학적 근거가 불분명하며 과도하게 보수적일 가능성이 있다. 본 연구에서는 일반강 및 고강도강 X형 원형강관접합부 압축 실험을 통하여 고강도강에 부과된 제한사항이 완화될 수 있는지에 대하여 다각도로 검토하였다. 실험 결과 고강도강 X형 강관접합부는 재료의 측정항복강도가 800MPa에 이면서도 불구하고 한계강도, 사용성, 연성의 관점에서 모두 일반강에 비견될 만한 성능을 보였으며, 이는 현행의 고강도강 제한사항은 완화되어야 함을 시사한다.

**핵심용어 :** 고강도강, 원형강관, X형 강관접합부, 실험, 냉간성형