

# 600 MPa 고강도강재를 포함한 X형 플레이트-원형강관 접합부의 축력-모멘트 상관강도

한상희<sup>1</sup> · 이철호<sup>2\*</sup> · 김선후<sup>3</sup>

<sup>1</sup>석사과정, 서울대학교, 건축학과, <sup>2</sup>교수, 서울대학교, 건축학과, <sup>3</sup>박사과정, 서울대학교, 건축학과

## *P* – *M* Interactive Strength of Steel Plate-to-CHS X-Joints Including 600 MPa Tensile Strength Steel

Han, Sang Hui<sup>1</sup>, Lee, Cheol Ho<sup>2\*</sup>, Kim, Seon Hu<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Graduate Student (Master's Course), Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

<sup>2</sup>Professor, Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

<sup>3</sup>Graduate Student (Doctor's Course), Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

**Abstract** - Most of internationally representative design standards have forbidden or restricted the application of high-strength steel to tubular structures. Moreover, interactive strength equation under combined axial force and bending moment (*P* – *M*) is not yet available for plate-to-circular hollow section (CHS) joints, although such combined loading conditions are frequently encountered in practice. In this study, test-validated numerical analyses were conducted to investigate the behavior and strength of plate-to-CHS X-joints with including 600 MPa tensile strength steel. The analysis results showed that the structural performance of the 600 MPa high-strength steel joints was comparable to that of mild steel joints, indicating the current high-strength steel limitations may be relaxed. From the perspective of the interaction strength, plate-to-CHS joints were shown to be inferior to CHS-to-CHS joints, and a new *P* – *M* interaction equation was proposed for plate-to-CHS X-joints.

**Keywords** - High strength steel, Plate-to-circular hollow section (CHS) joints, X-joint, P-M interaction, Numerical analysis

### 1. 서론

강관구조는 폐단면으로서, 열린 단면 형강에 비해 구조적 성능이 우수하고 시공이 간편하며, 내화 피복 절감 및 미학적인 측면 등의 장점을 지니고 있다. 여기에 고강도 강재의 적용은 강관구조의 이점을 더욱 증대시킬 수 있다. 고강도 강재의 활발한 개발 및 용접기술의 발전에 따라 고강도 강재를 적용한 강관구조의 수요가 증가하고 있으나, 국내 건축구조기준(KBC 2016)<sup>[1]</sup> 및 2008 CIDECT Design Guide (CIDECT design guide)<sup>[3]</sup>, 2016 AISC Specification(AISC

2016)<sup>[4]</sup>, prEN 1993-1-8(prEN, 유로코드 개정안)<sup>[2]</sup> 등 현행의 국내외 대표적인 설계기준에서는 강관구조에 고강도 강재를 적용하는 것을 금지하거나 접합부 강도 산정 시에 강도저감계수를 사용하도록 제한하고 있다(Table 1 참조).

본 논문의 주제인 플레이트-원형강관 접합부의 경우 KBC 2016 및 AISC 2016에서는 항복강도가 360 MPa를 초과하는 강재의 사용을 금지하고 있으며, CIDECT design guide와 prEN에서는 항복강도 460 MPa의 강재까지 사용할 수 있으나 항복강도가 355 MPa - 460 MPa 범위에 있으면 계산된 접합부 강도에 0.9를 곱하여 사용하도록 제한하고 있다. 또한, AISC 2016에서는 항복비가 0.80을 초과하는 강재를 사용할 수 없으나, prEN과 CIDECT design guide에서는 조금 완화하여 항복비가 0.80 이상인 강재의 경우, 항복강도를  $0.8f_u(f_u$ : 인장강도)로 제한하여 사용할 수 있다.

위와 같이 강재의 항복강도 및 항복비에 대한 제한을 두는 이유는 고강도화할수록 항복비가 낮아지고 변형능력이 저하되는 것을 우려한 때문이나, 그 역학적 근거가 불분명

Note.-Discussion open until June 30, 2021. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on August 26, 2020; revised October 30, 2020; approved on November 10, 2020.

Copyright © 2020 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-2-880-8735 Fax. +82-2-871-5518

E-mail. ccholee@snu.ac.kr

**Table 1.** Applicable range of steel material properties for plate-to-circular hollow section connections

Property	KBC 2016 <sup>[1]</sup> , AISC 2016 <sup>[4]</sup>	CIDECT design guide <sup>[3]</sup>	prEN <sup>[2]</sup>
Nominal strength $f_y$	$\leq 360$ MPa	The strength reduction factor should be multiplied as follows: (1) 1.0 for $f_y < 355$ MPa (2) 0.9 for $355 \leq f_y < 460$ MPa	The strength reduction factor should be multiplied as follows: (1) 1.0 for $f_y < 355$ MPa (2) 0.9 for $355 \leq f_y < 460$ MPa
Yield ratio $f_y/f_u$	$\leq 0.80$	$< 0.80$ (when yield ratio exceeds 0.8, $f_y$ should be taken as $0.8f_u$ )	$< 0.80$ (when yield ratio exceeds 0.8, $f_y$ should be taken as $0.8f_u$ )

하고 고강도강의 강관구조 진입에 결정적인 장애가 되고 있다. 본 연구자는 이런 점에 주목하여 고강도강 강관접합부의 합리적 강도 산정을 위한 일련의 연구를 수행한 바가 있다. 가령, Kim and Lee<sup>[5]</sup>는 고강도강을 적용한 X형 원형강관-원형강관 접합부의 경우 항복강도가 700 MPa 수준이더라도 일반구조용 강재(일반강) 접합부에 비견될 만한 상대 강도(재료강도 대비 접합부 강도) 및 변형능력을 보임을 확인하였으며, 이를 통해 접합부 및 하중의 종류에 따라 현행 설계기준의 고강도강 제한사항이 과도하게 보수적일 수 있음을 지적하였다.

따라서 본 연구에서는 길이방향(longitudinal) X형 플레이트-원형강관 접합부(길이방향 XP 접합부, Figs. 1-2 참조)에 대해 고강도강 제한사항이 타당한지에 대한 연구를 우선적으로 수행하였다. 한편 플레이트-강관 접합부의 경우 축력과 휨모멘트가 동시에 작용하는 경우가 많으나, 현행의 설계기준에서는 이들의 상관관계식을 명확히 제시하지 않고 있다. CIDECT design guide는 Hoadley의 실험연구<sup>[6]</sup>에 기반하여 원형강관 접합부에 대한 상관관계식을 식 (1)과 같이 제시하고 있으나 이는 원형강관-원형강관 접합부에 적용되는 식으로, 플레이트-원형강관 접합부에의 사용 가능 여부는 분명치 않다. 따라서 본 연구에서는 길이방향 XP 접합부에 기존 상관관계식(식 (1))을 그대로 적용할 수 있는지를 평가하였고, 필요할 경우 새로운 상관관계식을 제안하고자 하였다.



(a) Tower Bridge House      (b) Harwell Science Campus

**Fig. 1.** Examples of plate-to-CHS joints

$$\frac{N_1}{N_1^*} + \left( \frac{M_{ip,1}}{M_{ip,1}^*} \right)^2 \leq 1.0 \quad (1)$$

식 (1)의 상관관계식에서  $N_1, M_{ip,1}$ 은 각각 접합부에 작용하는 축력 및 면내 방향 휨이고,  $N_1^*, M_{ip,1}^*$ 은 기준에서 제시하는 설계 축강도 및 면내 방향 휨강도이다.

## 2. 선행연구 분석

원형강관 접합부에 관해서는 1960년대부터 활발한 연구가 이루어졌으며, 최근 Lee *et al.*<sup>[7]</sup>은 원형강관 접합부의 실험을 통하여 주관소성화 한계상태가 지배하는 경우 항복강도 700 MPa급의 고강도 강재에도 기존 일반강 기반 설계식의 확장 적용이 가능함을 보였다. 그러나 플레이트-원형강관 접합부(XP 접합부)에 대해서는 매우 제한적인 실험 및 수치해석 결과가 존재하며 고강도강을 적용한 연구사례는 더욱 드물다.

Voth<sup>[8]</sup>와 Voth and Packer<sup>[9]</sup>는 축력이 작용하는 길이방향 또는 직각방향(transverse)의 XP/TP(T형 플레이트-원형강관) 접합부에 대해 실험 및 수치해석 연구를 수행하였다. 사용된 강재는 항복강도 389 MPa의 일반강이며, 수치해석 결과 CIDECT design guide에서 제시한 주관소성화 설계강도식이 대체로 보수적임을 확인하였다. 또한, 설계식이 압축력을 받는 접합부를 기준으로 제안되었기 때문에 인장력을 받는 접합부에 대해 접합부 강도를 과소평가한다는 결론을 내렸으며, 이를 토대로 새로운 설계강도식을 제시하였다. 그 밖에도 주관의 길이가 강도에 미치는 효과 및 주관축응력 효과에 관해 연구하였다. de Winkel<sup>[10]</sup>은 축력이 작용하는 단일 평면 또는 다중 평면 상의 직각방향 XP 접합부와 H형강-원형강관 접합부에 관한 수치해석 연구를 수행하였고 해석결과를 통해 Togo<sup>[11]</sup>의 ring model을 토대로 새로운 설계식을 제안하였다.

Lee *et al.*<sup>[12]</sup>은 플레이트 압축력과 주관축응력이 작용하는 길이방향 XP 접합부에 일반강(SS400)과 고강도강(HSB600)을 적용하여 실험 및 수치적 연구를 수행하였다. HSB600의 항복강도는 478 MPa로, 현행 대부분의 기준에 따르면 접합부에 사용할 수 없는 강재이다(Table 1 참조). 그러나 실험결과 일반강뿐만 아니라 고강도강에서도 접합부 강도가 설계강도를 상회함을 확인하였다.

휨이 작용하는 플레이트-원형강관 접합부에 관한 연구는 거의 이루어지지 않았으며, 그 중 고강도강을 적용한 사례는 Lee *et al.*<sup>[13]</sup>이 국내에서 수행한 실험 연구가 유일하다. Lee *et al.*<sup>[13]</sup>은 플레이트 면내 방향 휨과 주관축응력이 작용하는 길이방향 XP 접합부에 일반강(SS400)과 고강도강(HSB600)을 적용하여 실험을 수행하였다.

플레이트-원형강관 접합부에 휨과 축력이 동시에 작용하는 경우에 대해서는 Lee *et al.*<sup>[14]</sup>이 수행한 수치해석 연구가 있다. 고강도강인 HSB600 강재를 적용하였고, 길이방향 XP 접합부의 상관관계식으로 제공 항이 들어간 원형강관-원형강관 접합부의 상관관계식(식 (1))보다는 선형 상관관계식이 적절하다는 결론을 내렸다. 그러나 이러한 결론은 주관의 지름과 두께의 비( $d_0/t_0$ )가 20 또는 29이고 플레이트 폭과 주관 지름의 비( $h_1/d_0$ )가 1 또는 2인 두 가지 기하학적 형상에 대한 수치해석에 기반한 것으로, 다양한 기하학적 형상에 대한 추가적인 검증이 필요하다(Fig. 2 참조). 또한,  $d_0/t_0 = 20$  내외의 두꺼운 지관을 갖는 길이방향 XP 접합부는 수치해석으로 구현하기 힘든 취성적 파괴양상인 뚫림전단 파괴의 가능성이 있으므로 수치해석을 수행할 경우 예상 파괴모드에 대한 세심한 분류가 요구된다.

본 연구에서는 길이방향 XP 접합부에 축력, 면내 휨 및 축력과 휨의 조합력을 가했을 때 다양한 기하학적 형상에 대한 거동을 수치해석을 통해 살펴보고자 하였고, 수치해석으로는 구현하기 어려운 취성적 한계상태인 뚫림전단을 배제하도록 기하학적 형상을 선정하였다. 더불어 다양한 하중

조건 하에서 일반강과 고강도강 접합부의 거동 차이도 함께 검토하였다.

### 3. 길이방향 XP 접합부의 설계강도식

Fig. 2는 길이방향 XP 접합부의 기하학적 형상을 보여준다. 접합부의 기하학적 형상에 대한 변수도 함께 표시하였으며 이러한 기하학적 변수는 Fig. 2에서의 무차원 변수  $\alpha$ ,  $\eta$ ,  $2\gamma$ 으로 나타낼 수 있다. 접합부의 거동은 주로 이 무차원 변수에 의해 결정되고 특히 플레이트 폭과 주관 지름의 비  $\eta$ 와 주관 지름과 두께의 비  $2\gamma$ 는 접합부 강도에 직접적인 영향을 미친다.

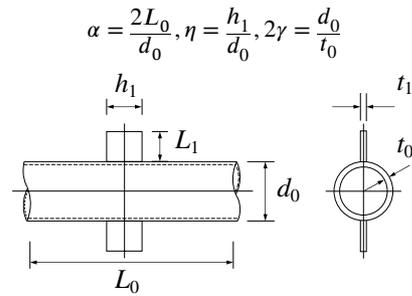


Fig. 2. Geometrical configuration and definition of symbols for longitudinal XP joints

압축 및 휨을 받는 XP 접합부의 대표적인 한계상태에는 주관소성화(chord plastification)와 주관뚫림전단(chord punching shear)이 있으며, 그 밖에 플레이트 항복, 용접부 파단 등의 한계상태가 있다. 대표적인 구조기준에서 제시하는 주관소성화와 주관뚫림전단 한계상태의 강도식을 Table 2에 정리하였다. Table 3에는 XP 접합부 기하학적 형상의 제한사항을 요약하였다. 식의 간편화를 위해 주관축응력 효과를 나타내는 항은 배제하였다. Table 2에서 설계식의 적용 범위는 기하학적 형상 외에도 강재의 항복강도 및 항복비에 의해 제한을 받는다(Table 1 참조).

Table 2. Joint strength equation for longitudinal XP joints

Limit state		KBC 2016 <sup>[1]</sup> , AISC 2016 <sup>[4]</sup>	CIDECT design guide <sup>[3]</sup>	prEN <sup>[2]</sup>
Chord plastification	Axial	$N_1^* = 5.5f_{y0}t_0^2(1 + 0.25\eta)$	$N_1^* = 5f_{y0}t_0^2(1 + 0.4\eta)$	$N_1^* = 4.4f_{y0}t_0^2(1 + 0.4\eta)$
	In-plane bending	$M_{ip,1}^* = 0.8N_1^*h_1$	$M_{ip,1}^* = 0.8N_1^*h_1$	$M_{ip,1}^* = 0.7N_1^*h_1$
Chord punching shear		-	$\frac{N_1}{A_1} + \frac{M_{ip,1}}{W_{el,ip,1}} \leq 1.16f_{y0} \frac{t_0}{t_1}$ where $W_{el,ip,1}$ : elastic section modulus of plate	

$f_{y0}$ : yield strength of chord,  $t_0$ : thickness of chord,  $h_1$ : width of plate,  $t_1$ : thickness of plate

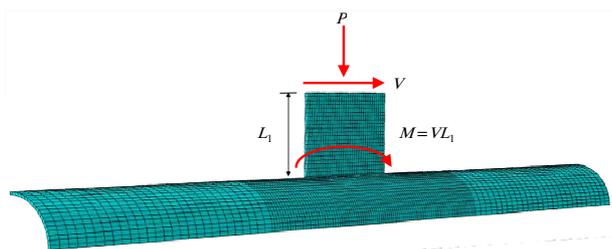
**Table 3.** Applicable range of geometric parameters for longitudinal XP joints

Property	KBC 2016 <sup>[1]</sup> , AISC 2016 <sup>[4]</sup>	CIDECT design guide <sup>[3]</sup>		prEN <sup>[2]</sup>	
$\eta = h_1/d_0$	-	$1 \leq \eta \leq 4$		$0.6 \leq \eta \leq 4$	
$2\gamma = d_0/t_0$	$2\gamma \leq 40$	Chord in compression	Chord class 1 or 2 and $2\gamma \leq 40$	Chord in compression	Chord class 1 or 2 and $2\gamma \leq 40$
		Chord in tension	$2\gamma \leq 40$	Chord in tension	$2\gamma \leq 40$

### 4. 수치해석 모델링

#### 4.1 해석모델 수립 및 검증

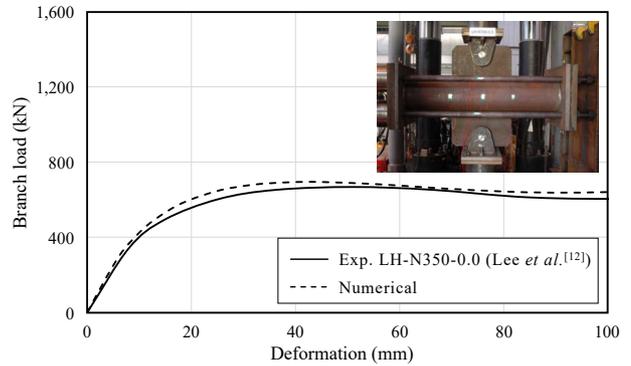
압축력과 면내 휨 조합응력이 작용하는 XP 접합부의 거동을 평가하고, 현행 설계식을 고강도강의 범위까지 확장될 수 있는지 검토하기 위해 비선형 수치해석을 수행하였다. 해석에는 상용 유한요소해석 소프트웨어인 ABAQUS 6.14<sup>[15]</sup>를 사용하였으며, Kim and Lee<sup>[5]</sup>에 의해 검증된 강관 접합부 모델링 기법을 적용했다. 본 모델링 기법은 고강도강 X형 원형강관 접합부의 수치해석에 적용된 바 있다<sup>[16]</sup>. 해석의 정확도 제고를 위해 20절점 솔리드 요소(ABAQUS의 C3D20R)로 전체 해석모델을 구성하였으며, 재료적 비선형과 기하학적 비선형이 고려되었고 등방경화(isotropic hardening) 및 von Mises 항복조건을 가정하였다. 기하학적 형상 및 하중의 대칭성을 고려하여 접합부의 1/4만 모델링하였으며, 접합부 부근에서는 메쉬(mesh) 크기를 주관 지름( $d_0$ )의 약 5%로 하고, 접합부에서 멀어질수록 메쉬 크기를 주관 지름의 약 10%로 증가시켜 해석의 효율성을 증진시켰다(Fig. 3 참조). 면내 휨이 작용하는 경우에는 플레이트 단부에 주관 길이방향으로 하중을 가해 접합부에 면내 휨 모멘트가 발생하도록 하였다. 가력 시에는 플레이트 단부의 변위를 제어하는 방법을 사용하였고, RIKS 알고리즘을 적용하였다.



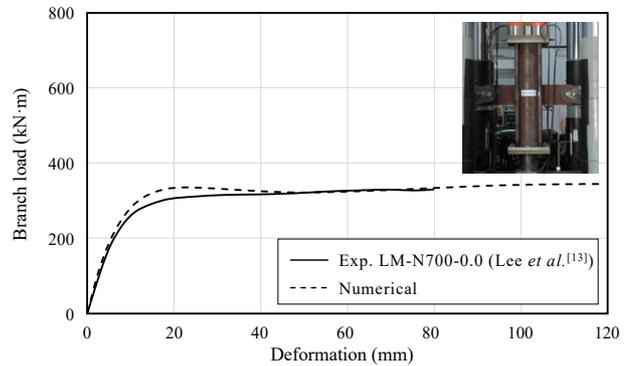
**Fig. 3.** FE model analyzed and applied loading

수치해석모델의 정확성을 입증하기 위해 Lee et al.<sup>[12]</sup>과

Lee et al.<sup>[13]</sup>의 실험결과 데이터를 활용하였다. 접합부에 축력이 작용할 때 또는 면내 방향 휨이 작용할 때의 실험결과를 수치해석을 통해 Fig. 4와 같이 재현하였다. 해석모델이 실험데이터의 초기 강성 및 피크 이후의 양상까지 대체로 정확하게 예측함을 확인하였다.



(a) Joint behavior under axial load



(b) Joint behavior under in-plane bending

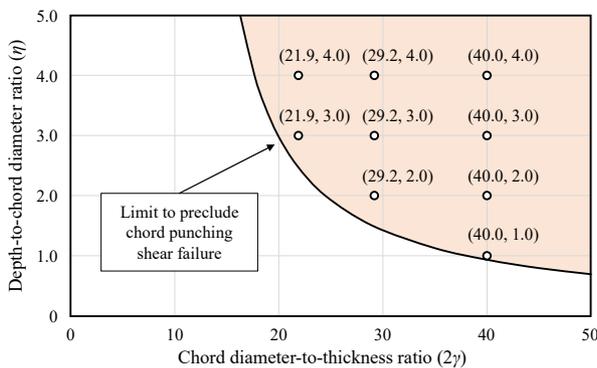
**Fig. 4.** Validation of FE modeling

이와 같이 검증된 수치해석 모델링 기법을 사용하여 휨 또는 축력이 작용할 때뿐만 아니라, 휨과 축력이 동시에 작용할 때의 접합부 모델을 구현하였다. 재료는 해석모델 검증에 사용된 실험체에 적용된 강재(SS400[현 SS275], HSB600[현 HSB460])<sup>[12]</sup>를 동일하게 적용하였다(Table 5 참조). 재

로 인장시험을 통해 얻은 응력-변형률 관계는 진응력-진변형률(true stress-true strain) 관계로 변환하여 해석에 사용하였다. 주관의 구속조건이 접합부 강도에 미치는 영향을 배제하기 위해 주관의 반지름에 대한 주관 길이의 비  $\alpha$ 를 20으로 설정하였다<sup>[17]</sup>. 용접부는 필릿용접으로 보강된 그루브용접의 형상을 적용했으며, 주관 양단은 단순 지지로 설정하였다. 조합력이 작용할 경우 축력과 휨모멘트의 하중비가 주된 변수이기 때문에 하중을 제어하는 방법으로 가려하였다.

#### 4.2 기하학적 변수 선정

수치해석에 사용한 9개 모델의 플레이트 폭과 주관지름의 비  $\eta$  및 주관지름과 두께의 비  $2\gamma$ 는 유한요소해석을 통해 구현이 힘든 취성적 한계상태인 주관뚫림전단을 배제할 수 있도록 다음과 같은 과정을 통해 선정되었다(Fig. 5 및 Table 4 참조). Wardenier *et al.*<sup>[18]</sup>의 유로코드 개정안 (prEN) 평가자료에 의할 때 주관소성화 파괴모드 하에서 길이방향 XP 접합부에 prEN 설계강도의 70%에 이르는 초과강도가 발생한 것으로 확인되었다. 따라서 접합부에 축력 또는 휨모멘트만 가했을 경우 prEN 주관소성화 설계강도의 1.7배에 해당하는 하중이 작용할 때에도 주관뚫림전단 파괴가 발생하지 않도록(Table 2 또는 식 (4) 참조)  $\eta$ 와  $2\gamma$ 를 정하였다.



**Fig. 5.** Selection of non-dimensional geometric parameters  $2\gamma$  and  $\eta$  for FE analysis

축력만 작용할 경우 강도식(식 (2)), 휨모멘트만 작용할 경우 강도식(식 (3))을 주관뚫림전단 방지조항식(식 (4))에 대입하면  $\eta$ 와  $2\gamma$ 에 대한 관계식을 얻을 수 있다. 이를 통해 주관뚫림전단을 배제할 수 있는 기하학적 변수의 경계를 파악하였고 그 관계식을 만족하는 영역을 Fig. 5에 표시하였다.

$$N_1 = 1.7\{4.4f_{y0}t_0^2(1 + 0.4\eta)\} \quad (2)$$

$$M_{ip,1} = 1.7\{4.4f_{y0}t_0^2(1 + 0.4\eta)\} \times 0.7h_1 \quad (3)$$

$$\frac{N_1}{A_1} + \frac{M_{ip,1}}{W_{el,ip,1}} \leq 1.16f_{y0} \frac{t_0}{t_1} \quad (4)$$

이와 같은 방식으로 선정된 9개 모델의 자세한 기하학적 형상 및 사용한 강재의 정보를 Tables 4-5에 나타내었다. HSB600 강재는 공칭항복강도가 450 MPa로서 고강도강에 포함되지만, 일반강과 유사한 항복비를 갖고 있음을 확인할 수 있다. SS400의 경우 현행 규격에서 SS275로 명칭이 변경되면서 공칭항복강도가 235 MPa에서 275 MPa로 증가하였으나 Table 5에는 구 규격에 따라 235 MPa로 표기하였다. 두 가지 강재(SS400, HSB600)를 적용한 9개의 모델에 대해 압축력, 면내 휨, 3가지 조합력에 대해 수치해석을 수행하여 총 90개의 수치해석 데이터를 얻었다.

**Table 4.** FE analysis models

Model	Geometry (mm)		Non-dimensional parameter	
	$t_0$	$h_1$	$\eta$	$2\gamma$
X-3-21.9	16.0	1,050	3.0	21.9
X-4-21.9	16.0	1,400	4.0	21.9
X-2-29.2	12.0	700	2.0	29.2
X-3-29.2	12.0	1,050	3.0	29.2
X-4-29.2	12.0	1,400	4.0	29.2
X-1-40.0	8.8	350	1.0	40.0
X-2-40.0	8.8	700	2.0	40.0
X-3-40.0	8.8	1,050	3.0	40.0
X-4-40.0	8.8	1,400	4.0	40.0

$d_0 = 350$  mm,  $t_1 = 24$  mm,  $L_0 = 3,500$  mm, throat thickness of reinforcing fillet weld = 6 mm

**Table 5.** Material properties used in FE analysis

Material	Nominal $f_y$ (MPa)	$f_y$ (MPa)	$f_u$ (MPa)	Yield ratio
SS400	235	356	497	0.72
HSB600	450	478	630	0.76

### 5. 수치해석결과

#### 5.1 접합부 강도기준

강관 접합부에는 상대적으로 적은 하중에도 상당한 변형이 발생하기 때문에 종종 최대 강도에 도달하기 이전에 과도한 변형이 발생한다. 더불어 접합부의 비선형 거동 및 면내 막작용(membrane action)에 의해 뚜렷한 피크강도가 존재하지 않는 경우가 있으며 이러한 경우 명확한 한계 강도를 정의하기 힘들다. 이에 따라 강관 접합부 연구에서는 한계 변위에 기반한 강도기준이 다양하게 제시되어 왔다.

오늘날 대부분 구조기준에서는 강관접합부의 강도를 피크강도와 한계변위에 도달하였을 때 강도 중 선행하는 강도를 택한다. 강관접합부에 가장 보편적으로 쓰이는 한계변위 기준은 Lu *et al.*<sup>[19]</sup>이 제안한 3% $d_0$  면외변형 기준으로, 이 기준은 계수하중뿐만 아니라 사용하중 수준에서도 접합부의 변위를 적절하게 제한할 수 있도록 제시되었다. Lu *et al.*의 3% $d_0$  면외변형 기준 외에도 다양한 변형한계 기준이 있으며 특히 Kim and Lee<sup>[20]</sup>는 T형 원형강관-원형강관 접합부에 휨모멘트가 작용할 때, 3% $d_0$  면외변형 기준이 적절하지 않음을 지적하고, 강재의 항복비를 반영한 일반적 접합부 회전변형한계를 제시한 바가 있다.

본 연구에서는 접합부에 축력이 작용할 경우 3% $d_0$  면외변형 기준을 적용하고, 휨모멘트가 작용할 경우 Kim and Lee<sup>[20]</sup>의 0.1 rad 면외회전변형 기준을 적용하였다. 축력과 휨모멘트가 동시에 작용할 경우에는 3% $d_0$  면외변형과 0.1 rad 면외회전변형을 선형보간하여 사용하였으며, 이와 관련해서는 5.4.1절에서 자세하게 논의할 예정이다.

#### 5.2 압축력을 받는 접합부

길이방향 XP 접합부에 압축력이 작용할 때의 해석결과를 Fig. 6에 나타내었다. 수치해석결과 주관소성화 강도는 모두 3% $d_0$  면외변형 강도 기준에 의해 결정되었다. Fig. 6에는 해석결과로부터 얻은 접합부의 주관소성화 강도( $N_{3\%}$ )와 prEN에서 제시하는 주관소성화 설계강도( $N_{prEN}$ , Table 2)의 비를  $\eta$ 에 따라 분류하였다. 동일한  $2\gamma$ 에 대해서는 선으로 연결하여 경향성을 살펴보고자 하였다. Fig. 6(a)는 접합부에 SS400 강재, Fig. 6(b)는 HSB600 강재를 적용했을 경우의 해석결과이다. 해석결과 일반강에서는 접합부의 강도( $N_{3\%}$ )가 주관소성화 설계강도에 비해( $N_{prEN}$ ) 1.45배 - 1.53배, 고강도

강에서는 1.33배 - 1.53배의 여유가 있음을 확인하였다. 일반강 및 고강도강에서 모두 강도에 마진(margin)이 있으며, HSB600의 항복강도는 478 MPa로, CIDECT design guide 및 prEN에서 제시하는 항복강도 상한 460 MPa를 약간 초과하나, 기존 주관소성화 설계식의 적용이 가능함을 보였다.

일반강과 고강도강의 거동 차이를 재료계수(material factor) 관점에서 나타내어 Table 6에 정리하였다. 동일한 기하학적 형상에 대해 고강도강과 일반강 접합부의  $N_{3\%}/N_{prEN}$  비율을 나타낸 것으로, 그 차이는 0.89 - 1.00의 사이에 있다. 따라서 CIDECT design guide 및 prEN에서 항복강도 355 MPa 이상 460 MPa 미만의 강재에 적용되는 강도저감계수 0.9를 HSB600강재( $f_y = 478$  MPa)에도 안전측으로 사용할 수 있

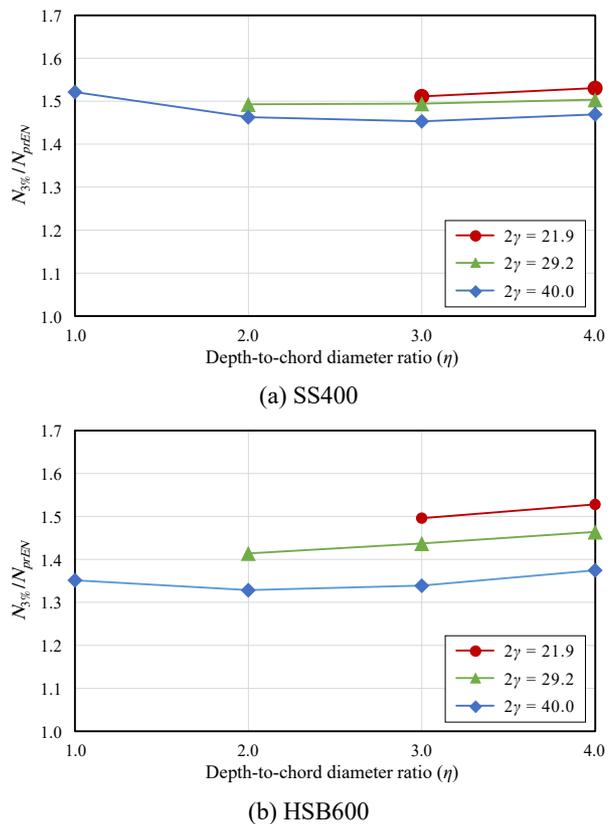


Fig. 6. Variation of joints strength ratio under axial load

Table 6. Required material factor for HSB600 under axial load

$2\gamma$	$\eta$			
	1.0	2.0	3.0	4.0
21.9	-	-	0.99	1.00
29.2	-	0.95	0.96	0.97
40.0	0.89	0.91	0.92	0.94

음을 알 수 있다. 일반강과 비교했을 때  $2\gamma$ 가 증가할수록 즉, 주관의 지름에 비해 두께가 얇아질수록 고강도강에서 비보수적인 결과를 주는 경향이 있다(Table 6 참조).

### 5.3 면내 힘을 받는 접합부

길이방향 XP 접합부에 면내 힘이 작용할 때의 해석결과를 Fig. 6와 같은 방식으로 Fig. 7에 나타내었다. 해석결과 접합부 강도와 설계강도의 비( $M_{3\%}/M_{prEN}$ )가 일반강에서는 0.91 - 1.50, 고강도강에서는 0.82 - 1.49로,  $\eta$ 에 따라 비에 차이가 있음을 확인할 수 있다.  $\eta$ 가 클 경우 일반강과 고강도강 모두에 대해 설계식이 비보수적인데, 이는 단지 플레이트 폭이 클 경우 매우 적은 회전각으로도 3% 변형한계에 도달하여 실제적으로는 소성능력을 충분히 발휘되지 못한 시점에서 강도가 결정되기 때문으로, 물리적으로 타당치 않다. 접합부에 휨모멘트가 작용하는 경우 힘-변형 관계에서 피크점을 보이지 않아 한계강도를 결정할 때 변형한계 기준에 의존할 수밖에 없는데, 3% 면외변형 기준에 의할 때 플

레이트 폭이 작은 접합부에서는 너무 큰 회전각을 요구하고, 플레이트 폭이 큰 접합부에서는 너무 작은 회전각을 기준으로 강도가 결정되어  $\eta$ 가 클수록 실제 강도보다 매우 저평가되는 경향을 보일 수밖에 없다(Fig. 8 참조). 따라서 휨모멘트가 작용할 때 이러한 3%  $d_0$  변형한계 기준을 모든  $\eta$ 에 관해 획일적으로 사용하는 것은 적절하지 않으며, Kim and Lee<sup>[20]</sup>이 제안한 접합부의 회전각을 기준으로 변형한계를 결정하는 0.1 rad 면외회전변형 기준을 사용하는 것이 타당하다. 0.1 rad 면외회전변형 기준을 사용해 접합부의 강도를 다시 산정하여 Fig. 9에 나타내었다. 그 결과 접합부 강도와 설계강도의 비( $M_{0.1rad}/M_{prEN}$ )가 1.08 - 1.52로, 3%  $d_0$  면외변형 기준을 적용한 경우에 비해 설계식과 잘 부합한다.

0.1 rad 면외회전변형에 의해 결정된 접합부의 강도를 토대로 일반강에 대한 고강도강의 재료계수를 Table 7에 정리하였다. 재료계수는 0.98 - 1.00으로, 재료에 의한 거동 차이가 거의 없다. 따라서 면내 힘이 작용할 경우, HSB600과 유사한 물성을 지닌 고강도강에 대해서 강도저감계수 없이도 일반강과 동일한 설계식의 적용이 가능함을 시사한다.

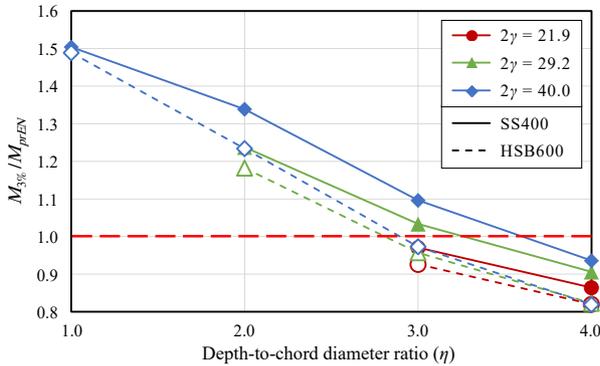


Fig. 7. Variation of joints strength ratio under in-plane bending according to 3% deformation limit

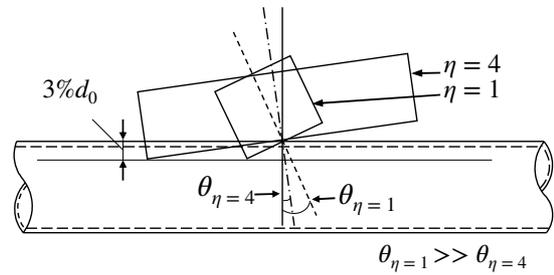


Fig. 8. Inconsistent joint rotation when based on 3% deformation limit

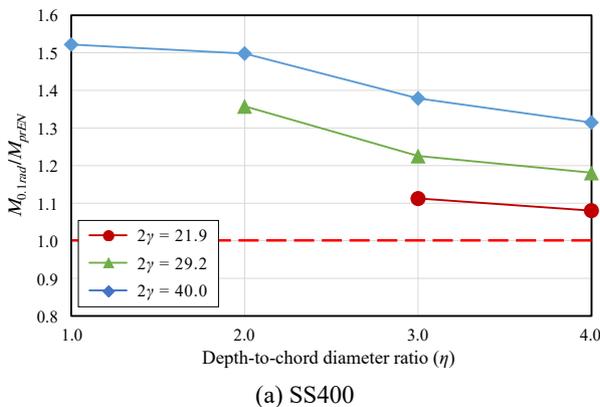
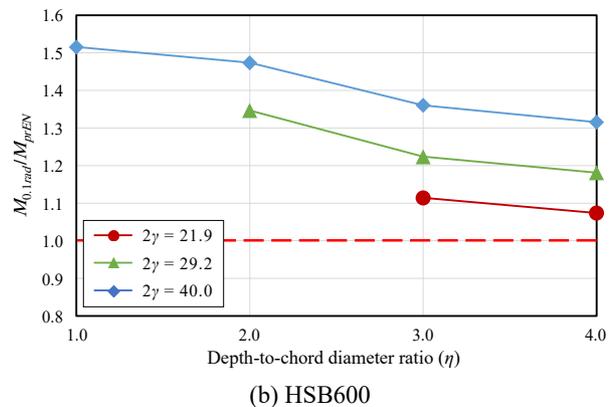


Fig. 9. Variation of joints strength ratio under in-plane bending according to 0.1 rad joint rotation limit



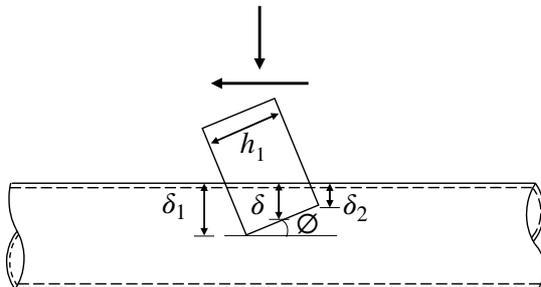
**Table 7.** Required material factor for HSB600 under in-plane bending

2γ	η			
	1.0	2.0	3.0	4.0
21.9	-	-	1.00	0.99
29.2	-	0.99	1.00	1.00
40.0	0.99	0.98	0.99	1.00

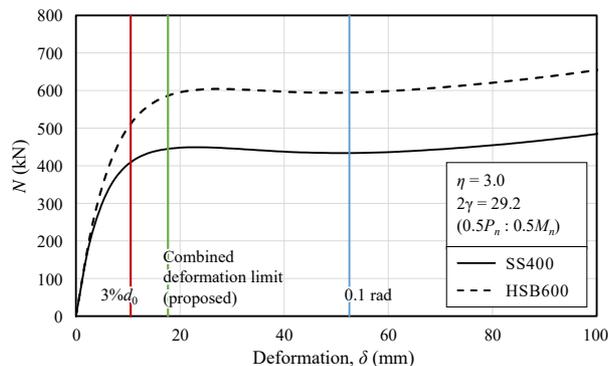
5.4 조합력을 받는 접합부

5.4.1 조합력을 받는 접합부의 면외변형한계

접합부에 압축력과 휨모멘트가 동시에 작용할 경우 적절하게 제시된 변형한계 기준이 없다. 따라서 본 연구에서 조합력에 대한 새로운 변형한계 기준을 제시하여 사용하고자 한다. P-M 조합력을 가했을 경우 접합부의 변형을 축력에 의한 축방향 변형성분(식 (5))과 휨모멘트에 의한 회전각성분(식 (6))으로 구분할 수 있다(Fig. 10 참조). 축력과 면내 휨모멘트 각각에 대한 3% d<sub>0</sub> 면외변형과 0.1 rad 면외회전변형의 선형보간식(식 (7))을 만족하는 변형한계를 택하면 가장 합리적일 것으로 판단된다.



**Fig. 10.** Symbols to define combined indentation and rotation-based deformation limit



(a) Load-deformation relationship

$$\delta = \frac{\delta_1 + \delta_2}{2} \tag{5}$$

$$\phi = \frac{\delta_1 - \delta_2}{h_1} \tag{6}$$

$$\frac{\delta}{0.03d_0} + \frac{\phi}{0.1(rad)} = 1 \tag{7}$$

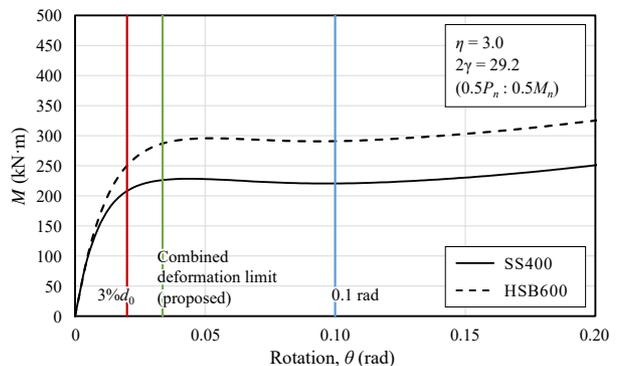
5.4.2 해석결과

축력 또는 휨만 작용할 때의 수치해석에서 얻은 접합부의 강도(P<sub>n</sub>, M<sub>n</sub>)를 토대로 하여, 축력과 휨의 비를 0.75P<sub>n</sub> : 0.25M<sub>n</sub>, 0.50P<sub>n</sub> : 0.50M<sub>n</sub>, 또는 0.25P<sub>n</sub> : 0.75M<sub>n</sub>으로 설정하여 길이방향 XP 접합부에 조합력을 가하였다. 지면의 제한으로 Table 8에는 2γ가 40.0인 4개의 모델에 대한 축력, 휨, 그리고 조합력이 작용할 때의 해석결과를 정리하였다.

해석결과 η가 1인 모델을 제외하고 모두 변형한계에 의해 접합부 강도가 결정되었다. Fig. 11은 해석모델 X-3-29.2에 축력과 휨의 비를 0.50P<sub>n</sub> : 0.50M<sub>n</sub>으로 가했을 때 휨-변형 관계를 보여준다. 한계변위가 3% 변형한계와 0.1 rad 회전변형한계 사이에서 결정되었으며, 제시한 한계변위에 기반한 강도가 접합부의 실제 피크 강도와 대체로 유사하다.

접합부에 조합력을 작용시킨 해석으로부터 얻은 휨-축력 조합강도를 Fig. 12에 도시하였다. 두 강재에서 모두 η가 3 또는 4일 때 2γ가 커짐에 따라 축강도는 약간 증가하는 반면 휨강도는 현저히 감소하는 경향을 보인다.

Fig. 13에는 전체 해석결과를 원형강관-원형강관 상관관계식(식 (1), 점선 안쪽 영역) 및 선형 상관관계식(식 (8), 실선 안쪽영역)과 함께 나타내었다. 식 (1)은 해석을 수행한 모든 모델에 대해 조합강도를 보수적으로 평가할 수 없음을



(b) Moment-rotation relationship

**Fig. 11.** Analysis results of model X-3-29.2 under combined P-M loading

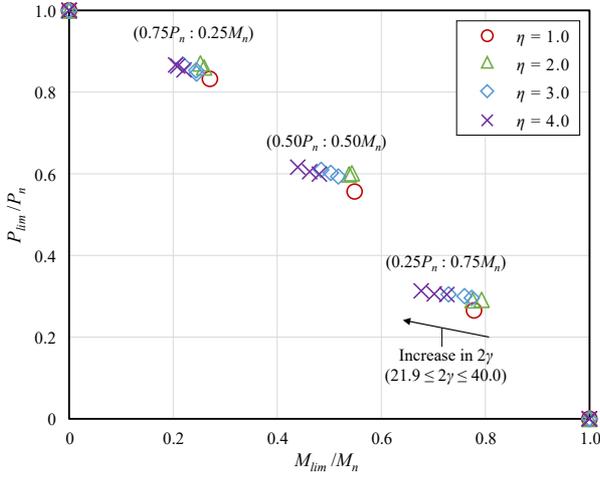
**Table 8.** Summary of parametric analysis results for  $2\gamma = 40.0$

Model	Non-dimensional parameter		Material	Applied load ratio		Results			
	$\eta$	$2\gamma$		$P$	$M$	$P_{lim}^{**}$ (kN)	$M_{lim}^{**}$ (kN·m)	$P_{lim}/P_n$	$M_{lim}/M_n$
X-1-40.0	1.0	40.0	SS400	$P_n$	0	255.4	0.0	1.00	0.00
				$0.75P_n^*$	$0.25M_n^*$	212.5	16.9	0.83	0.27
				$0.50P_n$	$0.50M_n$	142.6 <sup>***</sup>	34.3 <sup>***</sup>	0.56	0.55
				$0.25P_n$	$0.75M_n$	68.1 <sup>***</sup>	49.5 <sup>***</sup>	0.27	0.79
				0	$M_n$	0.0	62.6	0.00	1.00
			HSB600	$P_n$	0	304.7	0.0	1.00	0.00
				$0.75P_n$	$0.25M_n$	252.7	23.3	0.83	0.28
				$0.50P_n$	$0.50M_n$	172.7	46.6	0.57	0.56
				$0.25P_n$	$0.75M_n$	82.4 <sup>***</sup>	66.8 <sup>***</sup>	0.27	0.80
				0	$M_n$	0.0	83.7	0.00	1.00
X-2-40.0	2.0	40.0	SS400	$P_n$	0	315.8	0.0	1.00	0.00
				$0.75P_n$	$0.25M_n$	274.8	39.9	0.87	0.25
				$0.50P_n$	$0.50M_n$	188.9	85.3	0.60	0.54
				$0.25P_n$	$0.75M_n$	91.7	122.9	0.29	0.78
				0	$M_n$	0.0	158.5	0.00	1.00
			HSB600	$P_n$	0	385.1	0.0	1.00	0.00
				$0.75P_n$	$0.25M_n$	334.0	51.4	0.89	0.25
				$0.50P_n$	$0.50M_n$	234.2	106.6	0.61	0.51
				$0.25P_n$	$0.75M_n$	115.2	158.8	0.20	0.76
				0	$M_n$	0.0	209.3	0.00	1.00
X-3-40.0	3.0	40.0	SS400	$P_n$	0	383.4	0.0	1.00	0.00
				$0.75P_n$	$0.25M_n$	332.4	58.4	0.87	0.22
				$0.50P_n$	$0.50M_n$	233.5	129.5	0.61	0.48
				$0.25P_n$	$0.75M_n$	116.9	195.0	0.31	0.73
				0	$M_n$	0.0	267.4	0.00	1.00
			HSB600	$P_n$	0	474.3	0.0	1.00	0.00
				$0.75P_n$	$0.25M_n$	421.1	73.5	0.89	0.21
				$0.50P_n$	$0.50M_n$	296.6	158.5	0.63	0.45
				$0.25P_n$	$0.75M_n$	153.2	244.9	0.32	0.69
				0	$M_n$	0.0	354.2	0.00	1.00
X-4-40.0	4.0	40.0	SS400	$P_n$	0	458.2	0.0	1.00	0.00
				$0.75P_n$	$0.25M_n$	396.8	82.3	0.87	0.21
				$0.50P_n$	$0.50M_n$	282.3	176.5	0.62	0.44
				$0.25P_n$	$0.75M_n$	143.6	271.8	0.31	0.68
				0	$M_n$	0.0	401.7	0.00	1.00
			HSB600	$P_n$	0	575.5	0.0	1.00	0.00
				$0.75P_n$	$0.25M_n$	510.8	99.4	0.89	0.18
				$0.50P_n$	$0.50M_n$	367.7	214.9	0.64	0.40
				$0.25P_n$	$0.75M_n$	194.9	341.0	0.34	0.63
				0	$M_n$	0.0	539.8	0.00	1.00

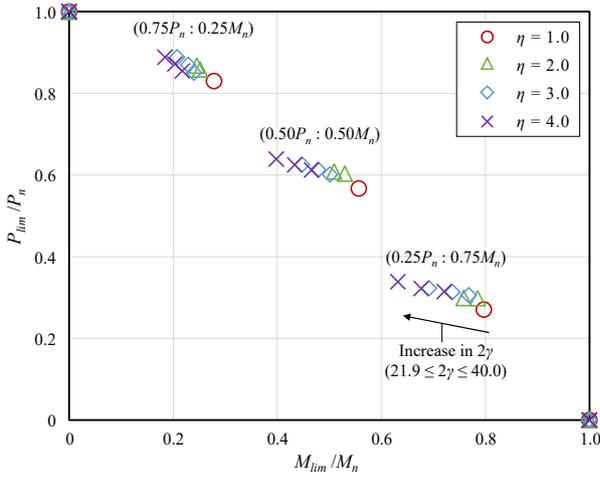
\* $P_n$  and  $M_n$  are the joint strength under axial compression or in-plane bending alone.

\*\* $P_{lim}$  and  $M_{lim}$  are the preceding load between the deformation-limit load per Eq. (7) and the peak load.

\*\*\* The case that the peak load preceded the deformation-limit load.



(a) SS400



(b) HSB600

Fig. 12. Interactive strength of XP joints under combined P – M loading

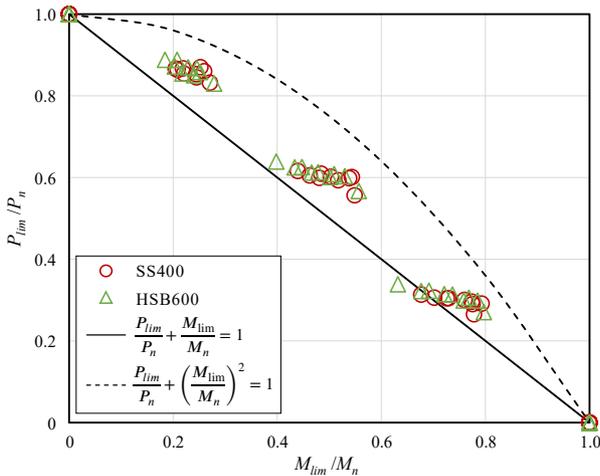


Fig. 13. Comparison of joint strengths and interaction equations

확인할 수 있다. 즉, 식 (1)을 만족하는 특정한 휨-축력 하중 조합하에서 접합부가 안전하지 않을 수 있다. HSB600을 적용한  $\eta$ 가 4인 한 개의 데이터를 제외하고 일반강 및 고강도강 모두 조합력 하에서 선형 상관관계식을 적용하는 것이 적절하다. 따라서 압축력과 면내 휨의 조합력이 작용하는 길이방향 XP 접합부에의 강도 평가는 아래 식 (8)과 같이 선형 상관관계식에 기초할 것을 제안한다. 식 (8)은 일반강 뿐만 아니라 항복강도 478 MPa인 고강도강 HSB600에까지 적용 가능하다.

$$\frac{N_1}{N_1^*} + \frac{M_{1p,1}}{M_{1p,1}^*} \leq 1.0 \quad (8)$$

## 6. 결론

본 연구에서는 일반강과 고강도강을 적용한 길이방향 XP 접합부에 압축력 또는 면내 방향 휨모멘트, 축력과 휨의 조합력이 작용할 때 접합부의 거동을 살펴보았다. 그 결과를 다음과 같이 요약할 수 있다.

- (1) 대표적인 현행의 강관접합부 설계 기준인 CIDECT design guide 및 플레이트-원형강관 접합부의 최신 연구를 반영한 prEN에서는 항복강도 460 MPa 이상인 강재의 사용을 금지하고 있으며 355 MPa 이상의 강재에 대해서는 0.9의 강도저감계수를 사용하도록 제한하고 있다. 이는 설계식이 일반강을 대상으로 제안되었기 때문에 일반적으로 낮은 상대강도(항복강도 대비 접합부 강도) 및 낮은 연성을 지닌 고강도강에 대하여 패널티를 준 것으로 보인다. 그러나 길이방향 X형 플레이트-원형강관 접합부의 수치해석 결과 설계식의 적용이 원칙적으로 불가능한 항복강도 478 MPa(HSB600)인 고강도강 접합부의 강도 또한 대체로 보수적으로 평가하였으며, 접합부에 휨모멘트가 작용할 경우에는 강도저감계수도 필요없음을 보였다. 이는 기존 설계법의 항복강도 상한 및 강도저감계수가 완화될 여지가 있음을 시사한다. 다만, 본 연구에 사용된 HSB600의 항복비는 일반적인 고강도강에 비해 낮다는 점에 주목할 필요가 있으며, 항복비가 높은 강재에 대해서는 추가적인 연구가 필요할 것으로 보인다.

- (2) 길이방향 X형 플레이트-원형강관 접합부가 압축력과 면내힘의 조합력을 받을 경우, 원형강관-원형강관 접합부에서 사용되는 제곱항이 포함된 상관관계식은 접합부의 조합강도를 비안전측으로 평가한다. 일 반강 및 고강도강 접합부에 선형 상관관계식을 사용하여 조합강도를 평가하는 것이 적절하다.
- (3) 접합부에 면내 휨모멘트가 작용할 때 널리 사용되어 온 주관지름 3 % 면외변형한계 기준은 플레이트 폭이 변함에 따라 한계 변위각이 크게 달라지므로 타당하지 않다고 사료된다. 따라서 접합부 기하학적 형상의 영향을 받지 않는 0.1 rad 회전변형한계 기준을 사용하는 것이 적절해 보인다. 조합력이 작용할 경우에는 축력에 대한 변형한계 기준과 휨모멘트에 대한 회전변형한계 기준을 선형보간하여 변형한계를 정하는 대안을 제시하였다.

### 감사의 글

본 연구는 포스코 전문연구교수 사업의 지원을 받아 수행되었습니다. 이에 감사드립니다.

### 참고문헌(References)

- [1] Architectural Institute of Korea (2016) *Korean Building Code and Commentary*, Chapter 7: Steel Structure, Kimoondang, Korea (in Korean).
- [2] European Committee for Standardization (2019) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.8: Design of Joints*, (prEN 1993-1-8: 2019), Belgium.
- [3] 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.
- [4] American Institute of Steel Construction (2016) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-16), USA.
- [5] Kim, S.-H., and Lee, C.-H. (2018) Structural Performance of CHS X-Joints Fabricated from High-Strength Steel, *Steel Construction*, John Wiley & Sons, Vol.11, No.4, pp.278-285.
- [6] Hoadley, P.W. (1984) *Ultimate Strength of Tubular Joints Subjected to Combined Loads*, Ph.D. Dissertation, The University of Texas at Austin, USA.
- [7] Lee, C.H., Kim, S.H., Chung, D.H., Kim, D.K., and Kim, J.W. (2017) Experimental Study of High-Strength Steel CHS X-Joints Under Axial Compression, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.29, No.4, pp.291-301 (in Korean).
- [8] Voth, A.P. (2010) *Branch Plate-to-Circular Hollow Structural Section Connections*, Ph.D. Dissertation, University of Toronto, Canada.
- [9] Voth, A.P., and Packer, J.A. (2012) Branch Plate-to-Circular Hollow Structural Section Connections, I: Experimental Investigation and Finite-Element Modeling, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.138, No.8, pp.995-1006.
- [10] de Winkel, G.D. (1998) *The Static Strength of I-Beam to Circular Hollow Section Column Connections*, Ph.D. Dissertation, Delft University of Technology, Netherlands.
- [11] Togo, T. (1967) *Experimental Study on Mechanical Behavior of Tubular Joints*, Ph.D. Dissertation, Osaka University, Japan (in Japanese).
- [12] Lee, S.H., Shin, K.J., Lee, H.D., and Kim, W.B. (2012) Test and Analysis on the Longitudinal Gusset Plate Connection to Circular Hollow Section (CHS) of High Strength, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.1, pp.35-46 (in Korean).
- [13] Lee, S.-W., Shin, K.-J., Lee, H.-D., Kim, W.-B., and Yang, J.-G. (2012) Behavior of Plate-to-Circular Hollow Section Joints of 600 MPa High-Strength Steel, *International Journal of Steel Structures*, KSSC, Vol. 12, No.4, pp.473-482.
- [14] Lee, H.-D., Lee, S.-H., Chu, D.-S., Shin, H.-M., Shin, K.-J., Kim, H.-J., and Kim, W.-B. (2017) Interaction Strength for CHS-to-Longitudinal Plate Joints Under Axial Load and In-Plane Bending Moment, *Proceedings of the 9th International Structural Engineering and Construction Conference*, International Structural Engineering and Construction, Spain.
- [15] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2014) *Abaqus/CAE User's Guide*, Ver. 6.14, DSS, USA.
- [16] Kim, S.H., and Lee, C.H. (2018) Numerical Study of High-Strength Steel CHS X-Joints Including Effects of Chord Stresses, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.30, No.2, pp.115-126 (in Korean).

- [17] 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.
- [18] Wardenier, J., Packer, J.A., and Puthli, R. (2018) Simplified Design Equations for Plate-to-CHS T and X Joints for Use in Codes, *Steel Construction*, John Wiley & Sons, Vol.11, No.2, pp.146-161.
- [19] 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 Structures)*, A.A. Balkema, Netherlands, pp.341-347.
- [20] Kim, S.H., and Lee, C.H. (2021) Static Behavior of High-Strength Steel CHS T-Joints Under In-Plane Moment Loading, *Proceedings of EUROSTEEL 2021 (the 9th European Conference on Steel and Composite Structures)*, The University of Sheffield, UK (Accepted and to be Presented).

---

**요 약**: 현행의 국내의 대표적인 설계기준에서는 강관구조에 항복강도 360 MPa 이상의 고강도 강재를 적용하는 것을 금지하거나 강도저감계수를 사용하도록 제한하고 있다. 또한, 플레이트-원형강관 접합부의 경우 축력과 휨모멘트가 동시에 작용하는 경우가 많으나 국내외의 대표적 설계기준에서는 아직도 이들의 상관관계식을 제시하지 않고 있다. 따라서 본 연구에서는 축력과 휨을 동시에 받는 일반강 및 고강도강 X형 플레이트-원형강관 접합부의 수치해석을 통하여 플레이트-원형강관 접합부의  $P-M$ (축력-휨모멘트) 조합강도를 평가하였다. 수치해석 결과 본 연구의 600 MPa급 고강도강 X형 플레이트-강관 접합부는 일반강에 비견될 만한 성능을 보였다. 이는 현행 강관 접합부 설계기준에서 부과하고 있는 고강도강 제한사항이 완화될 여지가 있음을 시사한다. X형 플레이트-원형강관 접합부의  $P-M$  조합강도는 X형 원형강관-원형강관 접합부에 비해 열등한 것으로 확인되었다. 축력과 휨모멘트의 조합력 하에서 600 MPa급 고강도강까지 적용 가능한 플레이트-원형강관 접합부  $P-M$  상관관계식을 새로이 제시하였다.

**핵심용어**: 고강도강, 플레이트-원형강관 접합부, X형 접합부, P-M 상관관계, 수치해석

---