

지관 압축을 받는 원형강관 XX형 접합부의 역학모형과 강도예측식

석찬호¹ · 이철호^{2*} · 김선후³

¹석사과정, 서울대학교, 건축학과, ²교수, 서울대학교, 건축학과, ³연수연구원, 서울대학교, 건축학과

Analytical Modeling and Strength Prediction of CHS XX-Joints Subjected to Brace Axial Compression

Suk, Chan Ho¹, Lee, Cheol Ho^{2*}, Kim, Seon Hu³

¹Graduate student (Master course), Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

²Professor, Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

³Postdoctoral researcher, Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

Abstract - Circular hollow sections (CHSs) have been frequently used in architectural, civil, and offshore structures owing to their desirable mechanical properties as a closed section and also due to aesthetically appealing profile. In practice, multiplanar CHS joints are often in use, with many CHS brace members connected at a node. This study deals with CHS XX-joints, which is one of the most fundamental configurations of multiplanar joints. Only the CHS XX-joints with all brace members loaded in the same compressive loading are taken into account (i.e. axial load ratio of 1.0). Test-backed finite element (FE) analysis is utilized to understand the ultimate behavior of CHS XX-joints. The FE analysis results clearly indicate that the multiplanar-to-uniplanar strength ratio (strength ratio between CHS XX- and CHS X-joints with the same chord and brace members) is greatly influenced by several joint geometric parameters. It is pointed out that the effect of geometric parameters on the behavior of CHS XX-joints is not fully accounted for in the simple design equation suggested by prEN 1993-1-8. To derive more rational strength formula of CHS XX-joints, a new analytical modeling is tried with idealizing the multiplanar geometry as an equivalent uniplanar joint. Based on the proposed analytical model and the FE analysis results, a new strength equation is proposed which is applicable to both mild and high strength steels.

Keywords - Circular hollow section, Multiplanar joint, XX-joint, Analytical modeling, Finite element analysis, High strength steel

1. 서론

강관구조는 폐단면의 우수한 구조적 성능, 내화피복의 절감, 미적 우수성 등 다양한 장점이 있다. 특히 비정형 구조를 구성하기에 효과적인 강관구조는 비정형성이 강조되는 현대적 건축에서 그 중요도가 매우 높다. 강관 부재의 활용성을 극대화하기 위해서는 부재 간의 접합부를 자유롭게 입체적으로 구성하는 것이 중요한데, 이러한 강관 부재 간의 입체적 접합부를 통상 다중평면(multiplanar) 강관접합부라

고 일컫는다. 실제 강관구조에서는 단일평면(uniplanar) 접합부와 다중평면 접합부 모두 빈번하게 형성되나, 연구적 측면에서는 실험과 해석이 쉬운 단일평면 접합부가 주로 다루어져 왔다. 일반적으로 다중평면 접합부의 설계는 잘 정립된 단일평면 접합부의 설계법을 간략한 방식으로 응용·확장하는 방식으로 수행되는데, 이러한 과정에서 다중평면 접합부의 고유한 거동 특성이 정확히 반영되지 않을 수 있다.

한편, 강관접합부 설계기준의 적용 범위를 700 MPa급 항복강도의 고강도 강재(high strength steel)로 확장하려는 시도가 최근 들어 활발히 이루어지고 있다(prEN 1993-1-8^[1] 등). 그러나 고강도강 강관접합부 관련 연구는 대부분 단일평면 접합부에 국한되어 있고^{[2],[3]}, 고강도강을 적용한 다중평면 접합부에 관한 연구는 매우 적다.

본 연구에서는 다중평면 접합부의 가장 기본적인 형태 중 하나인 XX형 원형강관접합부(Fig. 1)에 대해 다룬다. XX형 원형강관접합부의 역학모형을 수립하여 이를 토대로 다

Note.-Discussion open until December 31, 2022. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on March 28, 2022; revised on May 10, 2022; approved on May 10, 2022.

Copyright © 2022 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

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

E-mail. ccholee@snu.ac.kr

중평면 접합부 고유의 거동 특성이 반영된 강도에측식을 제시하고자 한다. 또한 제시한 강도에측식을 고강도강 접합부에도 적용할 수 있도록 재료의 항복강도에 따른 보정계수(재료계수)를 제안하고자 한다.

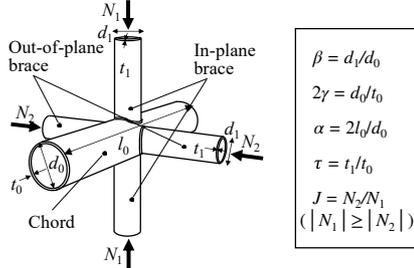


Fig. 1. Multiplanar CHS XX-joints

2. 설계기준 및 선행연구 분석

2.1 기존 설계강도식

대표적 강관접합부 설계기준 중 하나인 prEN 1993-1-8 (유로코드 개정안)에서는 XX형 원형강관접합부의 주관소성화(chord plastification, or chord failure) 한계상태에 대한 설계강도를 아래와 같이 제시한다^[1].

$$N_1 = \mu N_{1,X} \quad (1)$$

$$N_{1,X} = f_{y0} t_0^2 \frac{2.6(1 + \beta)\gamma^{0.15}}{1 - 0.7\beta} \quad (2)$$

$$\mu = 1 + 0.35J = 1 + 0.35 \frac{N_2}{N_1} \quad (|N_1| \geq |N_2|) \quad (3)$$

식 (1)에서 볼 수 있듯 XX형 원형강관접합부의 주관소성화 설계강도(N_1)는 같은 부재로 구성된 단일평면 X형 접합부의 설계강도($N_{1,X}$)에 기반하여 결정된다(식 (2), f_{y0} : 주관 항복강도, t_0 : 주관 두께, 재료계수 C_f , 주관응력함수 Q_f 등 부수적인 항은 표기하지 않았음). 구체적으로, XX형 접합부의 설계강도는 면외지관(out-of-plane brace)이 없다고 생각했을 때의 단일평면 X형 접합부의 설계강도에 추가적인 면외지관으로 인한 강도의 변화를 나타내는 다중평면계수(μ)를 곱하여 산정된다. 다중평면계수는 면외지관에 작용하는 하중의 정도에 따라 다르게 주어지는데, 면내지관(in-plane brace)과 면외지관에 같은 방향의 하중이 작용할 시에($J = N_2/N_1 > 0$, Fig. 1 참고) 1.0보다 큰 값을 갖고(강도 증가), 면내의 지관에 다른 방향의 하중이 작용할 시에($J = N_2/N_1 < 0$) 1.0보다 작은 값을 갖게 된다(강도 감소). 면외지관에 하중이 작용하지 않을 때($J = 0$ 또는 $N_2 = 0$)는 다중평면계수 1.0

이 적용되는데($\mu = 1.0$) 이는 면외지관의 존재로 인해 주관이 보강되는 효과를 반영하지 않은 것으로 볼 수 있다.

XX형 접합부에서 면내, 면외지관의 구분은 면내에 해당하는 평면을 어떻게 정의하느냐에 따라 달라질 수 있으나, 본 연구에서는 더 큰 힘이 작용하는 평면을 면내로 설정하였다($|N_1| \geq |N_2|$). 또한 본 연구에서는 지관이 축력을 받는 상황에 대해서만 다루었고 지관 모멘트 하중에 대해서는 고려하지 않았다. prEN 1993-1-8을 포함한 국제 설계기준에서도^{[4],[5]} 모멘트 하중을 받는 다중평면 접합부에 관한 설계법은 제시하지 않고 있다.

다중평면계수(μ)를 통해 X형 원형강관접합부에서 XX형 원형강관접합부로 설계강도를 단순 확장하는 기준상의 논리는 실용성이 높지만, 다중평면 접합부 고유의 거동 특성을 효과적으로 반영하고 있지 않다고 판단된다. 면외지관의 존재로 인하여 XX형 접합부에서는 X형 접합부와 비교하였을 때 변형 패턴이나 소성 거동이 집중되는 위치가 확연히 달라질 것으로 예상된다. 따라서 XX형 접합부 거동 특유의 역학적 원리를 이해하고 설명하려는 시도가 필요해 보인다.

한편, 국내 강구조설계기준^[6]에는 단일평면 접합부의 설계식만이 제시되어 있고 다중평면계수 등 다중평면 접합부의 설계와 관련한 조항이 존재하지 않아 다중평면 접합부를 설계할 시에는 해외기준에 의존해야 하는 실정이다.

2.2 XX형 원형강관접합부 관련 선행연구

prEN 1993-1-8 등의 설계기준에 제시된 XX형 원형강관 접합부에 관한 다중평면계수(μ)는 Paul *et al.*^[7]과 van der Vegte^[8]의 연구를 토대로 제시되었다. Paul *et al.*은 지관-주관 지름비 β 와 면내·외 지관 축력비 $J(= N_2/N_1)$ 를 주요 변수로 하여 XX형 원형강관접합부에 관한 수치해석연구를 수행하였다. Paul *et al.*은 수치해석결과를 바탕으로 면외지관이 면내 강도에 미치는 영향 즉 다중평면효과를 면외지관의 존재에 따른 기하학적 보강 효과와 면외지관에 작용하는 축력에 의한 하중상관효과로 구분하여 설명하였다. 다만 Paul *et al.*의 연구에 사용된 수치해석 모형은 용접 형상을 고려하지 않았고, 실험결과를 통한 수치해석 모형의 검증이 이루어지지 않았다는 점에서 한계가 있다.

van der Vegte^[8]는 다양한 종류의 하중을 고려하여 XX형 원형강관접합부에 대한 실험을 수행하였다. 3개의 XX형 접합부 실험체에 면내지관 축력을 가하여 실험하였고, 같은 크기의 주관 및 지관으로 구성된 X형 접합부를 대조군으로 추가 실험하였다. X형 대조군 실험체에는 지관 압축력을 가하

였으며, 3개의 XX형 실험체에는 면내지판에는 압축력을 가하고 면외지판에는 각 실험체마다 서로 다른 축력비를 적용하였다($J = -0.6, 0, 0.6$). $J = 0.6$ 의 조건에서 가력한 XX형 실험체는 X형 접합부 대비 강도가 증가하고 변형능력이 감소하였다. 반면 $J = -0.6$ 의 조건으로 가력한 실험체는 X형 접합부 대비 강도가 감소하였으나 변형능력이 증가하였다.

또한 van der Vegte^[8]는 지관 축력을 받는 XX형 원형강관 접합부의 주관소성화 파괴거동을 설명하기 위해 Fig. 2와 같은 역학모형을 제시하였다. 소성힌지 형성에 의한 2차원 붕괴 거동으로서 X형 원형강관접합부의 파괴거동을 단순화하는 고전적 역학모형인 링 모델(ring model, Togo^[9])을 응용하여 XX형 접합부의 파괴 거동을 역학적으로 설명하고자 하였다. Fig. 2에서 볼 수 있듯 소성힌지는 두 개의 안장점(saddle point)과 그 사이 주관의 중앙점에 형성되는 것으로 가정하였고, 소성힌지에서의 휨모멘트, 축력, 전단력의 상호작용을 고려한 복합적인 파괴기준(failure criterion)을 적용, 식 (4)와 같이 접합부 강도에 관한 이론식을 도출하였다.

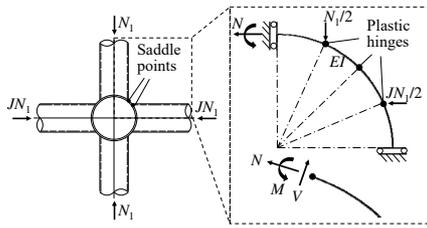


Fig. 2. Ring model used by van der Vegte^[8] for XX-joints

$$N_1 = f_y \sigma_{t0}^2 \frac{2b_e r_0}{f + \sqrt{f^2 + \frac{g}{2\gamma^2}}} \quad (4)$$

$$f = \left(\frac{1}{2}\sqrt{2} - \beta_1\right) + J \left(\frac{1}{2}\sqrt{2} - \sqrt{1 - \beta_1^2}\right) \quad (5)$$

$$g = (1 + 3J^2) \left(\beta_1^2 + \frac{1}{2}\right) + (3 + J^2) \left(\frac{1}{2} - \beta_1^2\right) - 4J \left(\beta_1 \sqrt{1 - \beta_1^2} + \frac{1}{2}\right) \quad (6)$$

여기서, f_{y0} 는 주관의 항복강도, t_0 는 주관의 두께, r_0 는 주관의 반지름을 나타내며, b_e 는 3차원 접합부를 2차원의 링(ring)으로 단순화할 시 링의 수직 방향으로의 유효지압길이 나타낸다. 식 (4)는 XX형 원형강관접합부 고유의 거동 특성을 역학적으로 설명하고자 한 시도로서 의미가 있지만, 식의 형태가 매우 복잡하고 주요 기하학적 변수 및 축력비가 접합부 강도에 미치는 영향이 명확하게 드러나지 않는다는 점에서 개선의 여지가 있다.

Chong *et al.*^[10]은 van der Vegte^[8]의 실험 데이터를 바탕으로 하여 수치해석 연구를 수행하였다. 지관-주관 지름비 $\beta(d_1/d_0)$ 와 주관의 지름-두께비 $2\gamma(d_0/t_0)$ 가 XX형 원형강관 접합부의 강도에 미치는 영향에 대해 조사하였다. 지관 지름비(β)가 증가할수록 XX형 접합부와 (동일 기하 형상의) X형 접합부의 강도가 큰 차이를 보임을 확인하였다(지름비가 증가할수록 다중평면효과가 증가). 다중평면효과와 정도와 관련하여 지름-두께비 2γ 의 영향은 미미하였다.

2.3 고강도강 관련 설계조항과 연구현황

고강도 강재의 낮은 재료적 연성과 제한적인 변형경화 특성을 고려하여 설계기준에는 고강도강 강관접합부의 설계강도를 저감하는 조항들이 존재한다. 고강도강 강관접합부의 설계강도 저감을 위해 설계기준에서는 두 가지 접근방식을 고려하는데, 설계강도에 1보다 작은 보정계수를 곱하는 직접적 방식과 재료 항복비에 상한을 두는 간접적 방식이 있다. 설계기준에 제시된 직접적 설계강도 보정계수는 통상 재료계수(material factor, C_f)라고 불리며, prEN 1993-1-8에 따르면 항복강도 355 MPa - 460 MPa 범위의 강재에는 재료계수 0.9, 460 MPa - 550 MPa 범위의 강재에는 재료계수 0.85, 550 MPa - 690 MPa 범위의 강재에는 재료계수 0.8을 적용하여 22설계강도를 낮추도록 제시되어 있다.

간접적 설계강도 저감 조항인 항복비 제한은 일반적으로 항복비가 0.8을 초과하는 강재에 적용되므로(prEN 1993-1-8 등) 대부분의 고강도 강재가 항복비 제한의 영향을 받는다. 항복강도가 인장강도의 0.8배보다 크면, 강관접합부 설계강도를 계산할 시 실제 항복강도보다 작은 인장강도의 0.8배에 해당하는 값을 유효항복강도로서 사용해야 한다. prEN 1993-1-8에 따르면 항복비 제한은 파단 파괴와 관련된 일부 취성적 한계상태에만 적용하여도 무방하다. 본 연구에서는 파단 파괴에 대해 다루지 않으며, 따라서 항복비 제한에 대해서는 이후의 내용에서 고려하지 않았다.

본 연구는 고강도강을 적용한 XX형 원형강관접합부의 설계에 필요한 재료계수에 대해 제안하고자 한다. 저자들의 조사에 따르면 고강도강이 적용된 XX형 원형강관접합부 연구는 수행된 바 없다. 고강도강 강관접합부가 본격적으로 학술적 관심을 받게 된 것은 비교적 최근이고, 현재까지 고강도강 강관접합부 연구는 대부분 단일평면 접합부에 관해 수행되었다(Wardenier^[11]). 가령, 최근 Lee *et al.*^[12]은 실험 및 수치해석을 통해 설계기준에 제시된 재료계수가 지관 압축을 받는 X형 원형강관접합부에 대해 적절함을 보였다.

XX형 원형강관접합부를 포함한 다중평면 접합부에 대해서도 설계기준 내 재료계수에 대한 검증이 이뤄져야 한다.

국내 강구조설계기준^[6]에서는 약 30년 전 기준인 IIW 기준(1989)^[13]과 같이 강관접합부에 항복강도 360 MPa를 초과하는 강재를 사용하는 것이 원천적으로 금지되어 있어, 고강도 강재의 활용성을 높이기 위해서는 설계기준의 선진화가 시급하다.

3. XX형 원형강관접합부의 역학모형 수립

3.1 등가 X형 접합부의 고려

기존의 XX형 원형강관접합부 설계강도는 X형 원형강관접합부 설계강도에 다중평면계수를 곱하는 방식으로 산정되며, 단일평면 접합부에서 다중평면 접합부로 단순 확장하는 간접적인 형태를 취한다. 본 연구에서는 이와 달리 XX형 원형강관접합부의 역학모형을 수립하여 그 거동 및 강도를 직접적으로 설명하고자 하였다. 먼저, Fig. 3(a)와 같이 $J = 1.0$ 인 XX형 원형강관접합부를 Fig. 3(b)와 같은 등가의 X형 원형강관접합부로 단순화하였다. 등가 X형 원형강관접합부의 지관과 주관 지름의 비는 식 (7)과 같이 표현할 수 있으며 본 연구에서는 등가 지름비(β')로 명명한다. 등가 X형 원형강관접합부의 각 지관은 원래의 XX형 접합부의 두 지관이 합쳐진 것으로 볼 수 있으며, 따라서 등가 X형 접합부의 지관 축력은 대응하는 XX형 접합부의 두 지관에 작용하는 힘의 합력인 $\sqrt{2}N_1$ 으로 보는 것이 합리적이다.

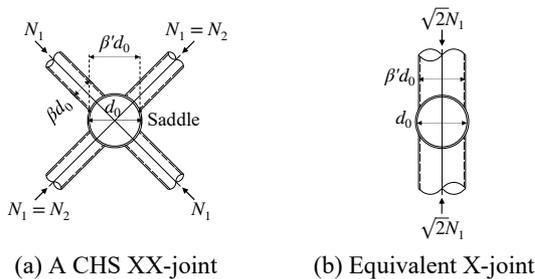


Fig. 3. Uniplanar idealization of CHS XX-joint

$$\beta' = \frac{\beta + \sqrt{1 - \beta^2}}{\sqrt{2}} \quad (7)$$

XX형 원형강관접합부의 지름비(β)가 통상적으로 0.2 - 0.7 범위의 값을 가짐을 고려할 때, 등가 지름비 β' 는 0.8에서 1.0 사이의 값을 갖게 되므로, XX형 원형강관접합부는 지관과 주관의 지름이 거의 같은(지관이 비교적 큰) X형 원형강관접합부와 유사한 거동을 보일 것으로 예상할 수 있다.

3.2 고전적 링 모델

고전적 링 모델(ring model)은 지관 압축을 받는 X형 원형강관접합부에 대한 기초적 소성이론에 기반한 역학모형으로서 Togo^[9]에 의해 제안되었다. 링 모델은 복잡한 3차원의 접합부 영역을 Fig. 4와 같이 수직하중을 받는 2차원의 고리(ring)로 단순화하며, 소성힌지는 접합면의 안장점(saddle point)과 주관 측벽의 중앙에 형성되는 것으로 가정한다.

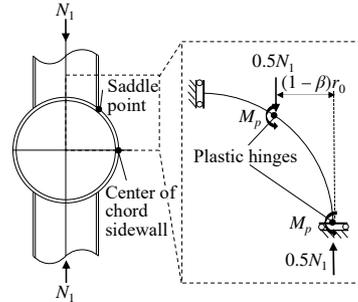


Fig. 4. Illustration of classical ring model approach

두 소성힌지 위치에서 소성모멘트가 발현될 때 접합부 파괴가 발생한다고 가정하면, Fig. 4로부터 모멘트 평형조건을 활용하여 식 (8)과 같이 접합부 강도에 관한 수식을 쉽게 유도할 수 있다.

$$2M_p = 0.5N_1 \times (1 - \beta)r_0 \quad (8)$$

여기서, N_1 은 접합부 강도, r_0 는 주관의 반지름을 의미한다. 주관의 소성모멘트 M_p 는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$M_p = \frac{f_{y0} b_e t_0^2}{4} \quad (9)$$

여기서, f_{y0} 는 주관의 항복강도, t_0 는 주관의 두께, b_e 는 링(ring)의 수직(면외) 방향으로의 유효지압길이를 의미한다. 식 (9)를 식 (8)에 대입함으로써 접합부 강도에 대한 표현식을 얻을 수 있다.

$$N_1 = f_{y0} t_0^2 \frac{(b_e/r_0)}{1 - \beta} \quad (10)$$

식 (10)은 소성힌지 형성에 따른 주관벽의 소성 붕괴 거동을 효과적으로 표현할 수 있지만, 지름비 β 가 1.0에 가까워질수록 무한대로 발산한다는 한계점이 존재한다. 따라서 이를 극복하기 위해 링 모델 기반의 설계강도식에서는 0.7 β 수준의 유효 지름비를 적용하여 강도가 발산하지 않도록 조정한다(식 (2) 참고).

3.3 링 모델의 확장과 역학모형 수립

Kim and Lee^[14]는 지관이 클 때($\beta = 1.0$ 에 근접할 경우) X형 원형강관접합부는 주관소성화와 주관측벽좌굴이 동시에 매개된 거동을 보임에 따라 축응력의 영향과 기하학적 2차 효과가 두드러질 수 있음에 주목하였고, 기동좌굴이론^[15]에 기반한 개선된 링 모델을 제시한 바 있다. Kim and Lee는 Fig. 5와 같이 지관이 큰 X형 접합부의 주관 측벽을 기하학적 불완전이 큰 양단 고정 기동으로 근사하여 아래와 같은 강도모형(식 (11))을 수립하였다.

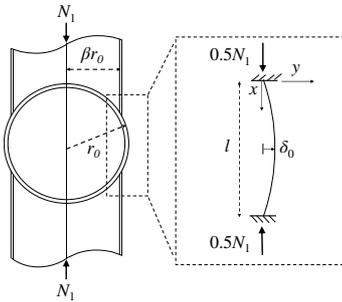


Fig. 5. Column analogy in CHS X-joint with large β

$$N_1 = f_y t_0^2 \frac{(b_e/r_0)}{1 - \beta + \frac{1}{2\gamma}} \quad (11)$$

식 (11)을 식 (10)의 고전적 링 모델과 비교하였을 때, 각 기하학적 변수가 접합부 강도에 미치는 영향을 일관적으로 설명하면서도 또 다른 영향 변수인 주관의 지름-두께비(2γ)의 영향을 추가로 고려하여 축응력의 효과와 기하학적 비선형이 매개된 거동을 포함하였다는 점에서 고전적 링 모델의 개선된 형태라고 볼 수 있다.

앞서 3.1절에서 언급한 방법으로 XX형 원형강관접합부를 등가의 X형 접합부로 단순화하면(Fig. 3) 그 등가 지름비(β)는 통상 0.8 - 1.0에 해당하는 큰 값을 갖게 된다. 따라서 XX형 원형강관접합부의 거동을 설명하기 위해 등가 X형 접합부에 Kim and Lee의 일반화된 링 모델을 적용하는 것이 효과적이라고 판단하였다. 식 (11)의 지름비 β 를 등가 접

합부의 등가 지름비(β' , 식 (7))로 치환함으로써 XX형 원형강관접합부의 강도모형을 아래 식 (12)와 같이 제시하였다. 식 (12)에서 β 는 XX형 원형강관접합부의 본래의 지관 지름비를 나타내며, β' 는 등가 X형 접합부(Fig. 3(b))의 지관 지름비를 의미한다. Fig. 3(b)에서 보인 바와 같이 등가 X형 접합부에 작용하는 하중은 XX형 접합부에 작용하는 하중의 $\sqrt{2}$ 배가 되므로 식 (12)의 좌변 또한 $\sqrt{2}N_1$ 이 된다. 식 (12)는 단일평면 접합부에 대한 Kim and Lee의 일반화된 링 모델을 다중평면 접합부로 확장하고자 하는 시도로 볼 수 있다.

$$\sqrt{2}N_1 = \frac{f_{y0} t_0^2 (b_e/r_0)}{1 - \beta' + \frac{1}{2\gamma}} = \frac{f_{y0} t_0^2 (b_e/r_0)}{1 - \frac{\beta + \sqrt{1 - \beta^2}}{\sqrt{2}} + \frac{1}{2\gamma}} \quad (12)$$

4. 유한요소해석 상세

4.1 해석모형 수립 및 검증

3장의 강도모형(식 (12))에 기반하여 축력비 $J = 1.0$ 인 XX형 원형강관접합부의 강도예측식을 제안하기 위해 유한요소해석을 수행, 접합부 강도 데이터를 생성하였다. 해석은 상용 유한요소해석 소프트웨어인 Abaqus^[16]로 수행하였다. 해석의 정확성을 위해 20절점 솔리드 요소인 C3D20R로 해석모형을 구성했으며, 기하학적 비선형과 재료적 비선형을 고려하였다. 재료특성에는 등방경화(isotropic hardening)와 von Mises 항복조건을 가정하였다. 접합부 형상은 Fig. 6(a)와 같이 하중과 기하학적 형상의 대칭성을 고려하여 접합부의 1/8만 모델링되었으며, 용접부 형상을 반영하였다. 주관면의 국부적인 휨 거동을 정확하게 포착하기 위해 관의 두께 방향으로 3개 층의 요소를 두었으며, 접합부 인근 메쉬 크기는 주관 지름(d_0)의 2.5%로 촘촘하게, 접합부에서 충분히 떨어진 부분은 주관 지름의 5%로 성기게 분할하였다(Fig. 6(b)). 면내·면외지관 단부의 변위제어를 통해 접합부를 가력하였다(Riks algorithm 사용). 면내의 지관

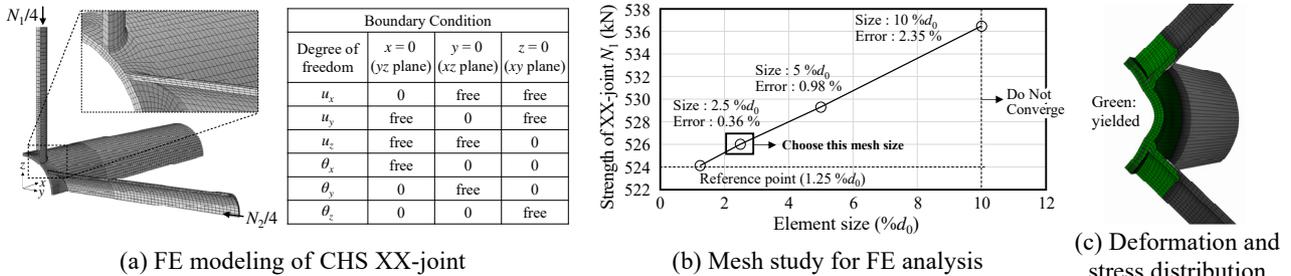


Fig. 6. FE analysis of CHS XX-joint

단부의 변위를 동일하게 유지함으로써 면내외 축력비 $J = 1.0$ 에 해당하는 가력 형태를 모사할 수 있었다(Fig. 6(c)).

XX형 원형강관접합부에 면내·외 지관 축력비 $J = 1.0$ 에 해당하는 기존 실험결과는 부재하여, 다른 축력비를 적용한 van der Vegte^[8]의 실험결과($J = -0.6, 0, 0.6$)를 활용, 유한요소해석모형의 정확성을 검증하였다. 실험과 동일한 가력 조건을 모사하기 위해, 면외지관을 먼저 가력한 후 면내지관에 하중을 가력하는 방식(sequential loading)을 통해 해석을 수행하였다. 하지만, 이후 매개변수 연구에서는 면내외 지관을 동시에 가력하는 방식(proportional loading)을 적용하였다.

van der Vegte의 실험 논문에는 재료의 응력-변형도 곡선 없이 보고되어 있지 않고 항복강도와 인장강도만 주어졌기 때문에, 주어진 항복강도·인장강도만으로 응력-변형도 곡선을 적절히 예측할 필요가 있었다. 이에 Yun and Gardner^[17]가 제시한 항복강도, 인장강도, 탄성계수로 응력-변형도 곡선을 예측하는 근사법(식 (13))을 활용하였다.

$$f(\epsilon) = \begin{cases} E\epsilon & (\text{for } \epsilon \leq \epsilon_y) \\ f_y & (\text{for } \epsilon_y \leq \epsilon \leq \epsilon_{sh}) \\ f_y + (f_u - f_y) \left(\frac{\epsilon - \epsilon_{sh}}{\epsilon_u - \epsilon_{sh}} \right) \times \dots & \\ \times \left\{ 0.4 + 2l \left[1 + 400 \left(\frac{\epsilon - \epsilon_{sh}}{\epsilon_u - \epsilon_{sh}} \right)^5 \right]^{1/5} \right\} & (\text{for } \epsilon_{sh} \leq \epsilon) \end{cases} \quad (13)$$

$$\epsilon_{sh} = 0.1 \frac{f_y}{f_u} - 0.055 \quad (\text{but } 0.015 \leq \epsilon_{sh} \leq 0.03) \quad (14)$$

$$\epsilon_u = 0.6 \left(1 - \frac{f_y}{f_u} \right) \quad (\text{but } \epsilon_u \geq 0.06) \quad (15)$$

f_y, f_u 는 각각 재료항복강도와 인장강도를 의미하며, E 는 탄성계수(210 GPa), ϵ_{sh} 와 ϵ_u 는 각각 변형경화 시작 시점과 인장강도 발현 시점의 변형도를 나타낸다. 이렇게 얻은 응력-변형도 곡선은 진응력-진변형률(true stress-true strain)관계

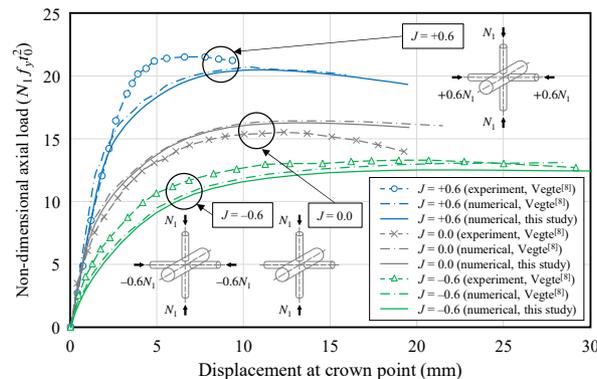


Fig. 7. Validation of FE modeling scheme

로 변환하여 해석에 사용하였다. 수치해석모형을 통해 van der Vegte의 실험을 재현한 결과는 Fig. 7과 같다. 본 연구의 수치해석모형은 van der Vegte의 수치해석결과와 상당히 유사하게 접합부의 거동을 포착함을 확인할 수 있다. 하지만 두 가지 수치해석모형 모두 실험 곡선과 초기강성 등에서 다소 차이를 보인다. 최대(피크)강도 예측에 있어서는 -4.8% - 5.9% 사이 오차 범위 내에서 충분한 정확도를 보였다.

4.2 기하학적 변수 선정

수치해석 변수연구에 고려한 XX형 원형강관접합부의 주요 기하학적 변수는 $\beta, 2\gamma, \alpha, \tau$ 로 4가지이다(Fig. 1 참조). 수치해석에 포함한 변수값의 선정기준은 다음과 같다. 지관 지름비 β 는 대다수 설계기준에서 최솟값을 0.2로 제한하고 있으며, 면내지관과 면외지관이 서로 겹치지 않는 물리적 한계는 대략 0.7이다. 이를 고려하여 $\beta = 0.2, 0.4, 0.62$ 세 값을 수치해석 모형에 사용하였다. 주관 단면의 지름-두께비 2γ 는 X형 원형강관접합부에 대해 대부분의 설계기준에서 10 - 40으로 제한하고 있으나, 세장한 단면에서의 거동을 포함하기 위해 10 - 50 범위의 5가지 값을 갖도록 설정하였다. 주관 길이와 주관 반지름의 비 $\alpha(2l_0/d_0)$ 는 van der Vegte^[8]의 수치해석 연구결과에 따르면 면내외 지관 축력비 $J = 1.0$ 인 경우 접합부 거동에 거의 영향이 없다. 이에, 모든 모델에서 α 의 값은 16으로 고정하였다. 마지막으로 지나치게 얇은 지관 두께로 인해 주관의 충분한 소성변형 이전에 초기 지관 파괴가 발생하는 것을 방지하기 위해 주관과 지관 두께의 비 $\tau(t_1/t_0)$ 를 0.8로 설정하였다.

위에서 언급한 기하학적 변수의 선정기준에 따라, 3가지의 $\beta(0.2, 0.4, 0.62)$ 및 5가지의 $2\gamma(10, 20, 30, 40, 50)$ 값을 조합하여 15가지 XX형 원형강관접합부의 서로 다른 기하학적 형상을 고려하였다(Table 1). 여기에 강제로서 1개의 일반강(SM355)과 2개의 고강도강(SM460, HSA650) 총 3개의 재료를 적용하여 $15 \times 3 = 45$ 개의 수치해석 데이터를 생성하였다. 마찬가지로 다중평면효과를 확인하기 위하여 XX형 원형강관접합부에서 면외지관을 제거한 X형 원형강관접합부에 대해서도 45개의 수치해석 데이터를 생성하여 도합 90개의 수치해석 데이터를 획득하였다. Table 1에서 XG1 - XG15는 면외지관을 제거한 X형 접합부의 해석모형을 의미하며, XXG1 - XXG15는 본래의 XX형 접합부에 대한 해석모형을 의미한다.

수치해석에 사용한 강재의 응력-변형도 곡선^[14]을 Fig. 8에 나타내었다. SM355의 경우 일반강으로서 뚜렷한 항복

점과 항복점(yield plateau), 상당한 변형도 경화, 그리고 낮은 항복비를 보이며 부재 혹은 구조 단계에서 연성 거동 발휘에 바람직한 응력-변형도 특성을 보인다. 반면 SM460, HSA650 두 고강도강은 이러한 특성이 부족하다. 본 연구에서는 이러한 고강도강의 재료적 특성이 XX형 원형강관 접합부의 거동에 미치는 영향에 대해 파악하고자 하였다. 용접부에는 모재와 같은 재료적 물성을 적용하였다.

5. 유한요소해석결과 분석 및 논의

5.1 접합부 강도 기준

해석결과를 논의하기에 앞서 강관접합부의 강도 산정기준에 대해 언급할 필요가 있다. 강관접합부의 강도 산정 시에는 과도한 변형을 방지하기 위해 통상적으로 주관 지름의 3%(=0.03d₀)에 해당하는 변형한계가 적용된다(Lu *et al.*^[18]). 이러한 3% 변형한계 기준에 따르면, 주관면이 3% 변형에 도달하기 이전에 피크하중에 도달하면 피크하중을 접합부

의 극한강도로서 전부 인정하고, 3% 변형 이후에 피크하중에 도달할 시에는 3% 변형에 도달할 때까지 발현된 하중만을 강도로 인정한다.

본 연구에서는 강도예측식 및 설계강도식을 제시하고자 하는 목적에 맞추어 3% 변형한계 기준을 선택적으로 적용하였다. Fig. 9에서 볼 수 있듯 수치해석에서 얻어진 XX형 원형강관접합부 힘-변형 곡선은 세 경우로 분류될 수 있었는데, 이 중 변형한계 이후에 피크가 발생한 Case 1에서는 변형한계를 엄밀히 적용한다면 변형한계에서의 하중이 강도로 정해지는 것이 원칙이다. 그러나 본 연구에서는 인위적인 요소가 포함된 3% 변형한계에서의 하중보다는 피크하중이 접합부의 내하능력(load-bearing capacity)을 표현하는 지표로서 더 대표성이 있다고 판단하였고, Case 1과 같이 피크하중이 변형한계 이후에 발생하더라도 피크하중을 극한강도로 간주하였다. Case 2에서는 변형한계 이전에 피크가 발생하므로 역시 피크하중을 극한강도로 정하였다. 한편 뚜렷한 피크하중이 존재하였던 Case 3의 경우에는 3% 변형한계에서의 하중을 극한강도로 정하였다.

Table 1. Finite element (FE) models for parametric study

Numerical model	Chord length <i>l</i> ₀ (mm)	Brace angle θ_1 (deg.)	Geometric parameters					
			<i>d</i> ₀ (mm)	<i>t</i> ₀ (mm)	β	2 γ	α	τ
XG1/XXG1	3,251	90	406.4	40.6	0.62	10	16	0.8
XG2/XXG2				20.3	0.62	20		
XG3/XXG3				13.6	0.62	30		
XG4/XXG4				10.2	0.62	40		
XG5/XXG5				8.1	0.62	50		
XG6/XXG6	3,251	90	406.4	40.6	0.4	10	16	0.8
XG7/XXG7				20.3	0.4	20		
XG8/XXG8				13.6	0.4	30		
XG9/XXG9				10.2	0.4	40		
XG10/XXG10				8.1	0.4	50		
XG11*/XXG11*	3,251	90	406.4	40.6	0.2	10	16	0.8
XG12/XXG12				20.3	0.2	20		
XG13/XXG13				13.6	0.2	30		
XG14/XXG14				10.2	0.2	40		
XG15/XXG15				8.1	0.2	50		

*Elastic braces were modeled to prevent brace premature failure.

Materials considered for each joint geometry: SM355(*f*_y = 324 MPa), SM460(524 MPa, HSA650(798 MPa)

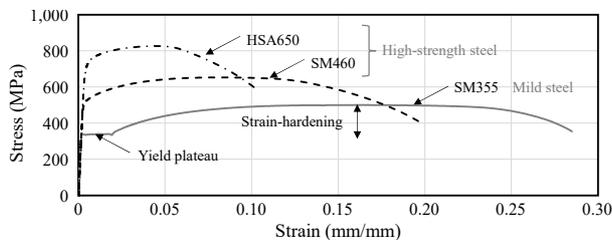


Fig. 8. Stress-strain relationship of three steel grades considered

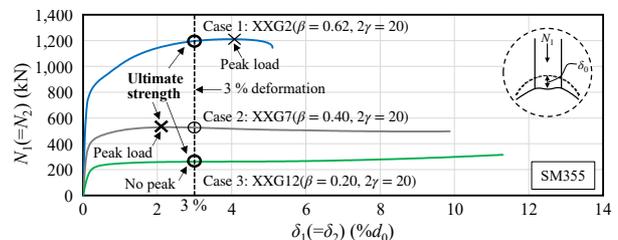


Fig. 9. Load-deformation relationship of CHS XX-joints

5.2 뚫림전단 가능성을 고려한 유효 데이터 선별

본 연구의 수치해석에서는 뚫림전단(punching shear)에 의한 파단을 고려하지 않았기 때문에, 뚫림전단의 가능성이 있는 기하학적 형상은 논의에서 배제하였다. 각각의 유한요소모형(Table 1)에 대해 수치해석을 통해 구해진 접합부 극한강도(N_1)가 prEN 1993-1-8 뚫림전단 설계강도($N_{p,s}$, 식 (16))의 1.2배 이상일 경우, 해당 유한요소모형의 해석결과는 유효하지 않다고 간주하였다. 즉, 식 (17)을 만족하는 해석결과를 유효하다고 판별하였다.

$$N_{p,s} = 0.58 f_{y0} \pi d_1 t_0 \frac{1 + \sin \theta_1}{2 \sin \theta_1} \quad (16)$$

$$N_1 < 1.2 N_{p,s} \quad (17)$$

여기서, f_{y0} 는 주관의 항복강도, t_0 는 주관의 두께, d_1 은 지관의 지름, θ_1 은 지관과 지관이 이루는 각도를 의미한다(본 연구에서는 $\theta_1 = 90^\circ$ 만 고려함).

식 (17)에 따라 각 해석모형의 유효성을 검증한 결과는 Fig. 10과 같다. X형 및 XX형 원형강관접합부에서 모두 주관의 지름-두께비가 작아짐에 따라($2\gamma = 10$) 유효하지 않은 해석결과로 판별되는 것을 알 수 있다. 한편, X형 접합부에서는 $\beta = 0.62$ 일 때의 모든 해석결과가 유효하나 XX형 접합부에서는 $\beta = 0.62$ 일 때의 해석결과의 상당수가 유효하지 않음을 확인할 수 있다. 그러나 $\beta = 0.62$ 일 때 XX형 접합부의 상당수가 식 (17)을 만족하지 않는다는 사실은 주의하여 해석할 필요가 있는데, 이는 뚫림전단 설계강도식(식 (16))에서 가정하는 힘의 전달 방식이 실제의 거동을 정확히 반영하고 있지 않기 때문이다.

지름비가 큰 XX형 접합부($\beta \approx 0.62$)에 대해 뚫림전단 설계식(식 (16))에서 가정하는 힘의 흐름을 Fig. 11(a)에 도시하였다. 설계식에서는 Fig. 11(a)와 같이 지관 축력이 온전히 전단응력을 통해 주관으로 전달된다고 가정하지만, 실제로는 Fig. 11(b)와 같이 축응력이 주를 이루는 힘의 전달 경로 또한 존재하기 때문에(“strut” behavior), 전단응력이 접합부의 거동에 지배적인 영향을 미치지 어렵다고 판단된다. 본 연구에서는 이에 착안하여 지름비가 큰 XX형 원형강관접합부의 파괴모드가 뚫림전단보다는 축응력에 의한 지압 거동에 가깝다고 보았다. 앞서 Fig. 3(b)에서 설명한 등가 X형 접합부의 개념 또한 Fig. 11(b)의 힘의 전달경로에 바탕을 두고 있다고 할 수 있다.

이러한 점에 미루어 식 (17)의 판정 기준과 관계없이 지름비가 큰 XX형 접합부에서는 뚫림전단의 가능성이 매우 적

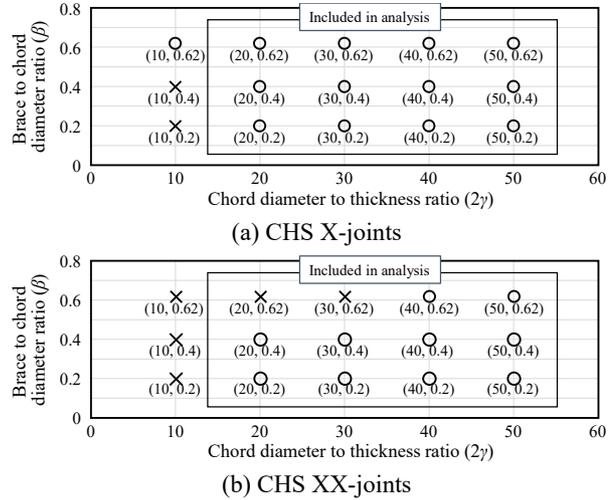
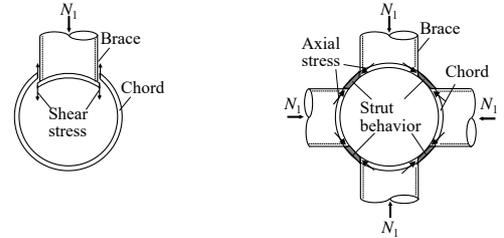


Fig. 10. Screening of numerical results considering possibility of punching shear failure



(a) Joint behavior assumed for punching shear design equation (b) Possible strut behavior with large β

Fig. 11. Force transfer mechanism in CHS XX-joints

다고 간주하였으며, 이에 따라 Fig. 10에 표기한 바와 같이 $2\gamma = 10$ 일 때를 제외한 모든 해석결과가 유효하다고 최종적으로 판별하였다.

5.3 유한요소해석결과 분석

Table 2에는 수치해석 결과 얻은 XX형 원형강관접합부의 강도를 강재별로 정리하고, 다중평면효과를 분석하기 위해 같은 기하학적 변수를 갖는 X형 원형강관접합부와 XX형 원형강관접합부 강도의 비($N_1/N_{1,x}$)를 나타냈다. 다중평면효과($N_1/N_{1,x}$)의 기하학적 변수에 대한 민감성을 Fig. 12에 표시하였고 prEN 1993-1-8에 제시된 다중평면계수 μ 와 비교하였다. Fig. 12를 보면 지름비(β)가 증가함에 따라 $N_1/N_{1,x}$ 의 값이 두드러지게 증가하는 것을 확인할 수 있는데, 이렇듯 지름비 증가에 따라 급격히 다중평면효과가 두드러지는 현상은 van der Vegte^[8]와 Chong *et al.*^[10]의 선행연구에서도 주목된 바 있다. 주관단면의 지름-두께비 2γ 는 지름비가 비교적 작을 때($\beta = 0.2, 0.4$)에는 다중평면효과와 정도에 큰 영향을 미치지 않지만, 지름비가 비교적 클 때($\beta = 0.62$)에

Table 2. FE analysis results

Model	Geometric parameters		Numerical joint strength N_1^* (kN)			Multi-to-uniplanar joint strength ratio $N_1/N_{1,x}^\dagger$		
	β	2γ	SM355	SM460	HSA650	SM355	SM460	HSA650
XXG1	0.62	10	- [‡]	- [‡]	- [‡]	-	-	-
XXG2		20	4,849	6,561	9,315	2.57	2.26	2.28
XXG3		30	2,645	3,677	5,068	2.99	2.73	2.71
XXG4		40	1,655	2,299	3,168	3.26	3.00	3.02
XXG5		50	1,144	1,568	2,210	3.48	3.21	3.35
XXG6	0.4	10	- [‡]	- [‡]	- [‡]	-	-	-
XXG7		20	2,115	3,139	4,469	1.53	1.48	1.50
XXG8		30	917	1,414	1,997	1.40	1.43	1.47
XXG9		40	514	787	1,095	1.35	1.40	1.45
XXG10		50	328	495	678	1.33	1.39	1.45
XXG11	0.2	10	- [‡]	- [‡]	- [‡]	-	-	-
XXG12		20	1,044 [§]	1,601	2,309	1.10	1.12	1.15
XXG13		30	458	713	1,014	1.08	1.12	1.17
XXG14		40	261	397	552	1.10	1.14	1.21
XXG15		50	170	253	344	1.13	1.17	1.22

* N_1 : ultimate strength of CHS XX-joints (XXG models in Table 1)

† $N_{1,x}$: ultimate strength of CHS X-joints with the same geometric parameters as the XX-joints (XG models in Table 1)

‡Screened out due to possibility of punching shear failure (see Section 5.2)

§Load at 3 % deformation limit (peak did not exist)

는 지름-두께비가 증가함에 따라(주관단면이 세장해짐에 따라) $N_1/N_{1,x}$ 의 값이 증가함을 확인할 수 있다. 한편 서로 다른 강종은 다중평면효과에 큰 영향을 미치지 않았다.

prEN 1993-1-8에 제시된 다중평면계수 μ 는 Fig. 12에 굵은 수평선으로 표시되어 있다(Table 1). 기준에 제시된 다중평면계수는 기하학적 형상과 관계없이 축력비 $J = 1.0$ 일 때 $\mu = 1.35$ 로 일정한 값을 갖는데, 이는 큰 지름비를 갖는 접합부($\beta = 0.62$)에 대해서 과도하게 보수적일 수 있으며, 반대로 작은 지름비를 갖는 접합부($\beta = 0.2$)에 대해서는 강도가 과대평가될 수 있다. 단일 상수값의 다중평면계수를 제시하는 현행기준의 접근방식은 기하학적 형상에 따라 큰 차이를 보이는 실제 접합부에서의 다중평면효과를 정확히 설명하기에는 분명한 한계가 있다. 이어지는 5.4절에서는 3.3절에서 제시한 역학모형(식 (12))에 기반하여 보다 합리적인 XX형 원형강관접합부의 강도예측식을 제안하고자 한다.

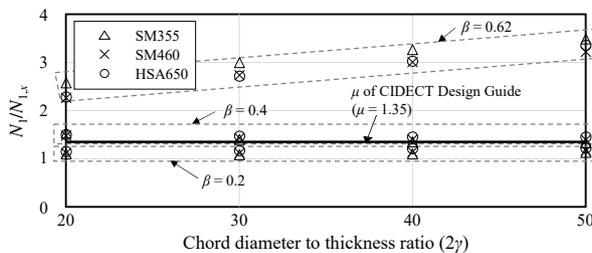


Fig. 12. Influence of geometric parameters on multiplanar effect

5.4 강도예측식 제안 및 재료계수 평가

본 연구에서 제시한 축력비 $J = 1.0$ 하중 조건에서의 XX형 원형강관접합부 강도모형은 아래 식 (18)과 같다(식 (12)와 동일). 식 (18)은 X형 원형강관접합부에 대해 Kim and Lee^[14]가 제시한 강도모형인 식 (19)(식 (11)과 동일)를 XX형 원형강관접합부로 확장한 것이며, 지관 지름비(β)를 등가 지름비(β' , Fig. 3 참고)로 치환한 형태를 취한다.

$$N_1 = \frac{f_y t_0^2 \left(\frac{b_e}{\sqrt{2} r_0} \right)}{1 - \beta' + \frac{1}{2\gamma}} = \frac{f_y t_0^2 \left(\frac{b_e}{\sqrt{2} r_0} \right)}{1 - \frac{\beta + \sqrt{1 - \beta^2}}{\sqrt{2}} + \frac{1}{2\gamma}} \quad (18)$$

$$N_1 = f_y t_0^2 \frac{(b_e/r_0)}{1 - \beta + \frac{1}{2\gamma}} \quad (19)$$

먼저, Kim and Lee^[14]가 식 (19)의 강도모형에 기반하여 제안한 X형 원형강관접합부의 강도예측식은 아래와 같다.

$$N_1 = C_f f_y t_0^2 \frac{[6.4]}{1 - 0.85\beta + \frac{1}{2\gamma}} \quad (\beta < 0.9) \quad (20)$$

$$N_1 = C_f f_y t_0^2 \frac{[6.8\gamma^{-0.3}]}{1 - 0.95\beta + \frac{1}{2\gamma}} \quad (\beta = 1.0) \quad (21)$$

식 (20), 식 (21)에서 C_f 는 고강도강 접합부 설계에 필요한 보정계수인 재료계수를 나타낸다. 분자의 대괄호 안의 항은

강도모형(식(19))에서 유효좌굴길이를 지관 반지름으로 나눈(b_e/r_0) 항에 해당하며, 실험 및 수치해석 결과를 정확히 예측하도록 조정된 값이다.

또한 식(20), 식(21)을 강도모형 식(19)와 비교하였을 때 분모의 지름비(β) 항에 0.85 또는 0.95의 계수가 추가된 것을 볼 수 있다. 이와 같이 지름비 항을 보정한 이유는 $\beta < 0.9$ 일 때(식(20))에는 실험결과와의 상관성(correlation)을 높이기 위해서이며, $\beta = 1.0$ 일 때(식(21))에는 실제 용접 형상에 따른 유효 지름비를 반영하기 위해서이다. 지름비 $\beta = 1.0$ 인 X형 원형강관접합부에서는 Fig. 13에 도시한 바와 같이 지관이 주관 측벽의 접선 방향으로 연결되기 때문에 실제 용접은 주관 측벽 중앙부로부터 상당히 떨어진 곳에 위치하게 되며, 이에 따라 실제 접합면을 반영하여 1.0보다 작은 “유효” 지름비를 고려할 필요가 있다.

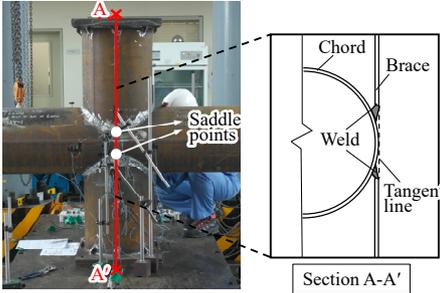


Fig. 13. Unique geometry of CHS X-joint with $\beta = 1.0$

반면 본 연구에서 다루고 있는 XX형 원형강관접합부의 경우, 주관벽의 접선 방향과 평행하게 접합되는 Fig. 13과 같은 특수한 용접상황이 발생하지 않아 유효 지름비를 고려할 필요가 없다. 또한 강도예측식 분모의 지름비항을 보정하는 것이 XX형 접합부에 대해서는 수치해석결과와의 상관성을 높이는 데 큰 역할을 하지 않음도 확인하였다. 이에 따라 본 연구에서 제안하고자 하는 XX형 접합부 강도예측식에는 지름비항의 보정을 고려하지 않았다.

XX형 원형강관접합부의 강도예측식을 도출하는 것은 곧 식(18)의 강도모형의 ($b_e/\sqrt{2r_0}$) 항에 해당하는 값을 얻어

내는 것이라 할 수 있다. ($b_e/\sqrt{2r_0}$) 항에 해당하는 값은 수치해석결과로부터 아래와 같이 산정할 수 있다.

$$b_e/\sqrt{2r_0} = \frac{N_1}{f_y t_0^2} \left(1 - \beta' + \frac{1}{2\gamma} \right) \quad (22)$$

Fig. 14은 수치해석결과로부터 산정한 유효지압길이항 ($b_e/\sqrt{2r_0}$)을 주관 지름-두께비 2γ 에 따라 도시한 것이다. 유효지압길이항은 주관 지름-두께비에 따라 큰 폭의 변화를 보이며, 따라서 주관 지름-두께비의 대한 함수로서 표현하는 것이 적절하다. Fig. 14(a)의 일반 강재 SM355에 대한 유효지압길이항은 아래 식(23)과 같이 평균 추세선으로서 근사할 수 있다.

$$\left(b_e/\sqrt{2r_0} \right) = 3.7\gamma^{-0.3} \quad (23)$$

Fig. 14(b) 및 Fig. 14(c)에 나타낸 고강도 강재 SM460 및 HSA650에 대한 유효지압길이항은 Fig. 14(a)의 일반 강재에 대한 유효지압길이항보다 작음을 확인할 수 있다. 고강도 강재의 사용 시 작은 유효지압길이항을 고려하는 방안으로서 재료계수를 포함할 수 있다. prEN 1993-1-8에 따르면 항복강도 460 MPa급 강재엔 재료계수 0.9, 700 MPa급 강재엔 재료계수 0.8을 적용하게 되어 있다. SM460와 HSA650는 각각 460 MPa 및 700 MPa급을 대표하는 강종으로, prEN 1993-1-8에 따르면 재료계수 0.9와 0.8이 적용된다. Fig. 14(b) 및 Fig. 14(c)에서 볼 수 있듯 식(23)에 재료계수를 곱한 값(굵은 곡선)은 높은 정확도로 수치해석결과를 예측함을 알 수 있다. 이를 통해 설계기준에 제시된 재료계수가 XX형 원형강관접합부에 대해 적절함을 확인할 수 있다.

식(18)의 강도모형에 식(23)의 유효지압길이항을 대입하고 고강도 강재에 대한 재료계수를 적용하면 아래와 같이 XX형 원형강관접합부의 강도예측식을 도출할 수 있다.

$$N_1 = C_f f_y t_0^2 \frac{3.7\gamma^{-0.3}}{1 - \beta' + \frac{1}{2\gamma}} \left(\beta' = \frac{\beta + \sqrt{1 - \beta^2}}{\sqrt{2}} \right) \quad (24)$$

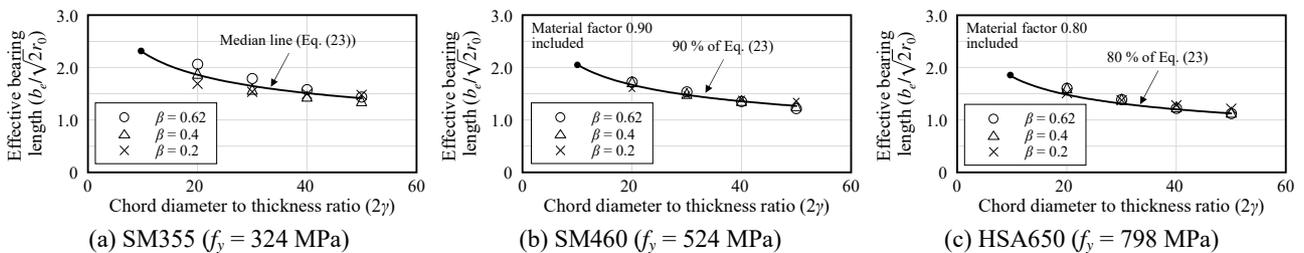


Fig. 14. Variation of ($b_e/\sqrt{2r_0}$) with respect to 2γ

여기서, C_j 는 재료계수를 나타내며, 항복강도 355 MPa급 이하의 일반 강재에는 1.0, 460 MPa급 및 700 MPa급 고강도 강재에는 각각 0.9와 0.8의 값을 적용하여야 한다. 식 (24)의 강도예측식을 뒷받침하는 수치해석결과에 포함된 기하학적 형상의 범위는 $0.2 \leq \beta \leq 0.62$ 및 $20 \leq 2\gamma \leq 50$ 이지만, 지름 비 β 가 커질수록 예측식이 보수적임을 감안하면(Fig. 14(a)) 식 (24)는 $\beta > 0.62$ 인 접합부에도 적용 가능할 것으로 판단된다(XX형 접합부에서 두 지관이 겹치지 않도록 하는 지름 비의 물리적인 상한은 대략 $\beta = 0.7$ 이다).

마지막으로 제안한 강도예측식(식 (24))의 정확도를 확인하기 위해 전체 수치해석결과와 강도예측식을 비교하여 Fig. 15에 도시하였다. 제안한 강도예측식은 오차범위 10% 이내로 정확하게 XX형 원형강관접합부의 강도를 예측할 수 있었다. 본 연구에서는 $J = 1.0$ 의 특수한 축력비를 갖는 경우만을 다루었으나, 일반적인 축력비($-1.0 \leq J \leq 1.0$)로 강도예측식을 확장하고 XX형 원형강관접합부의 포괄적인 설계식을 제시하고자 후속 연구를 수행 중에 있다.

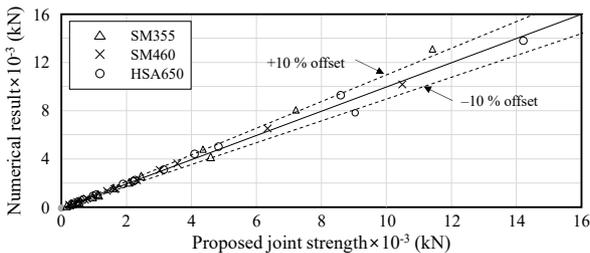


Fig. 15. Comparison between numerical results and proposed strength equation

6. 결론

본 연구에서는 XX형 원형강관접합부의 면내·면외지관에 같은 크기의 축력이 작용하는 경우에 대한(축력비 $J = 1.0$) 등가 X형 원형강관접합부 강도모형과 강도예측식을 제시하였다. 본 연구의 주요 결론을 다음과 같이 요약할 수 있다.

- (1) 다중평면계수에 의해 단일평면 X형 원형강관접합부의 설계강도를 다중평면 XX형 원형강관접합부의 설계강도로 단순 보정하는 현행의 설계기준의 접근방식은 XX형 접합부 고유의 거동 특성과 기하학적 형상에 따른 강도의 변화 양상을 정확히 반영하지 못함이 확인되었다.
- (2) 본 연구에서는 모든 지관에 동일한 압축력이 작용하는 XX형 원형강관접합부의 거동을 등가의 단일평면 X형 접합부의 거동으로 이상화하여 역학적 강도

모형을 수립하였으며, 수립한 강도모형과 다수의 비선형 수치해석결과를 바탕으로 개선된 강도예측식을 제안하였다.

- (3) prEN 1993-1-8 등 설계기준에서 제시하고 있는 항복강도 f_y 가 360 MPa - 700 MPa급인 고강도강 재료계수는 XX형 원형강관접합부에 대해서도 입증하였다.

감사의 글

본 연구는 4단계 BK21 사업의 지원을 받아 수행되었습니다. 이에 감사드립니다.

참고문헌(References)

- [1] European Committee for Standardization (2021) *Eurocode 3: Design of Steel Structures (Draft), Part 1.8: Design of Joints* (prEN 1993-1-8: 2021), Belgium.
- [2] 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).
- [3] Han, S.H., Lee, C.H., and Kim, S.H. (2020) $P - M$ Interactive Strength of Steel Plate-to-CHS X-Joints Including 600 MPa Tensile Strength Steel, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.32, No.6, pp.385-396 (in Korean).
- [4] International Organization for Standardization (2012) *Static Design Procedure for Welded Hollow-Section Joints - Recommendations* (ISO/FDIS 14346: 2012(E)), Switzerland.
- [5] 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.
- [6] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2019) *Korean Building Code for Steel Structures* (KDS 41 30 00: 2019), Korea (in Korean).
- [7] Paul, J.C. Valk, V.D.C.A.C., and Wardenier, J. (1989) The Static Strength of Circular Multiplanar X-Joints, *Proceedings of the third IIW International Symposium on Tubular Structures*, International Institute of Welding, Finland.
- [8] 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.

[9] Togo, T. (1967) *Experimental Study on Mechanical Behavior of Tubular Joints*, Ph.D. Dissertation, Osaka University, Japan (in Japanese).

[10] Chong, C.Y., Soh, C.K., Soh, A.K., Fung, T.C., and Chiew, S.P. (1995) *Ultimate Capacity of Multi-Planar Double X-Joints*, Presented at the 5th International Offshore and Polar Engineering Conference, International Society of Offshore and Polar Engineers, Netherlands.

[11] Wardenier, J. (2020) *Consideration with Respect to High Strength Steel (S460-S700) Hollow Section Joints* (IIW Doc. XV-E-486-20), International Institute of Welding, Finland.

[12] Lee, C.-H., Kim, S.-H., Chung, D.-H., Kim, D.-K., and Kim, J.-W. (2017) Experimental and Numerical Study of Cold-Formed High-Strength Steel CHS X-Joints, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.143, No.8, 04017077.

[13] International Institute of Welding (1989) *Design Recommendations for Hollow Section Joints - Predominantly Statically Loaded* (2nd Ed., IIW Doc. XV-701-89), IIW, Finland.

[14] Kim, S.-H., and Lee, C.-H. (2021) Analytical Strength Prediction Model for Full-Width Circular Hollow Section X-Joints, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.147, No.9, 04021135.

[15] Rondal, J., and Maquoi, R. (1979) Single Equation for SSRC Column-Strength Curves, *Journal of the Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.105, No.1, pp.247-250, USA.

[16] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2014) *Abaqus/CAE User's Guide (Ver. 6.14)*, DSS, USA.

[17] Yun, X., and Gardner, L. (2017) Stress-Strain Curves for Hot-Rolled Steels, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.133, pp.36-46.

[18] 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.

기 호(Notation)

d_0	주관 지름
r_0	주관 반지름
t_0	주관 두께
l_0	주관 길이
d_1	지관 지름
t_1	지관 두께
θ_1	주관과 지관 사이의 각
β	주관과 지관의 지름비
β'	유효 지름비
2γ	주관의 두께와 지름비
α	주관의 지름과 길이비
τ	주관과 지관의 두께비
J	면내외 지관 축력비
N_1	면내지관 작용 축력(XX형 접합부 강도)
N_2	면외지관 작용 축력
C_f	재료계수
$f_{y,0}$	주관의 항복강도
μ	보정계수(다중평면계수)
b_e	유효지압길이
M_p	소성모멘트
f_y	강재의 항복강도
f_u	강재의 인장강도
E	탄성계수
ϵ	변형도
ϵ_{sh}	변형경화 시점의 변형도
ϵ_y	항복 시점의 변형도
$N_{p,s}$	접합부 뚫림전단 강도
$N_{1,X}$	X형 접합부 강도

요 약: 유로코드 3 개정안(prEN 1993-1-8)을 포함한 다수의 국제 설계기준에서는 다중평면 XX형 원형강관접합부의 설계강도를 산정할 때 단일평면 X형 원형강관접합부 설계강도에 보정계수(다중평면계수)를 곱하는 실용적인 방식을 적용한다. 그러나 실제 XX형 원형강관접합부의 거동은 대응되는 X형 접합부와 같지 않으며, 이에 따라 기준상의 단순한 강도 산정법은 정확도가 낮을 뿐만 아니라 XX형 접합부 고유의 파괴 거동을 명확히 설명하는 데에 한계가 있다. 본 연구에선 모든 지관에 같은 크기의 압축력이 작용하는(축력비 1.0) XX형 원형강관접합부의 강도에 대한 개선된 이론적 모형을 제시하였으며, 제시한 이론 모형과 유한요소해석결과에 기초하여 강도 예측식을 수립하였다. 또한 고강도 강재를 적용한 XX형 원형강관접합부의 강도를 평가하여 현행 설계기준에 제시된 재료계수가 적합함을 보였다.

핵심용어: 원형강관, 다중평면접합부, XX형 원형강관접합부, 역학 모형, 유한요소해석, 고강도강