

유한요소법에 의한 원통형 연결부의 극한강도 해석

The Ultimate Strength Analysis of CHS Tubular Joints by Finite Element Method

옥 재 호*
Jae Ho Ok

우 광 성**
Kwang Sung Woo

신 영 식**
Young Sik Shin

ABSTRACT

The current design equations for ultimate strength of tubular joints are based on a limited number of experimental results performed on simple joints with simple loading conditions and depend on value of the branch to the chord diameter ratio β too much. Therefore, the purpose of this study is to estimate the ultimate strength of CHS tubular joints considering the effects of branch inclination angles θ , chord length to diameter ratio α and chord end conditions by finite element analysis. The analyses are performed using finite element software ADINA that is capable of modeling elasto-plastic material behavior as well as geometric nonlinearities. The results show that the current use of $\sin \theta$ in normalized design equations for inclined branches is reasonable, but somewhat conservative. When compared with the previous experimental database, the close numerical results are obtained from the parametric studies on the static strength of T-, Y-, DT- and X-joints. Also, a new design equation for ultimate strength of CHS tubular joints is derived using a modified version of the ring model which can include the effects of α and chord end condition.

1. 서 론

해양공간이용 대형 복합플랜트, 폐기물 해상처리용 해상소각장과 석유시추탑등과 같은 해양구조물들은 대부분 항력계수가 작고 부력의 효과 및 강도 대 중량비가 커야 한다는 요구조건을 잘 만족하도록 주로 원통형(CHS: Circular Hollow Sections) 부재들로 구성된다. 구조물의 연결형태는 대부분 한 개의 주부재(chord)와 용접된 하나 또는 다수의 지부재(branch)로 연결되는데, 그 연결부(joint)는 T-, DT-, Y-, X-, K-형 등이 보통이다. 하지만, 현재 사용되고 있는 원통형 구조물의 극한강도(ultimate strength)에 대한 여러 가지 설계식은 단순한 하중조건과 연결부형상에 대해서 제한적으로 수행된 적은 수의 실험결과에 기초를 두고 있으므로 그 적용범위가 제한되고 있으며, 한편으로는 설계식에 의해 계산된 극한강도가 너무 과소평가 되고 있다는 지적을 받고 있어서 지속적인 실험과 구조해석이 요구되고 있는 실정이다.

연결부의 극한강도에 관한 수치해석 연구는 1950년대 후반에 시작되었고, 1960년대 및 1970년대의 주된 연구는 선형탄성영역에서의 응력집중계수산정을 포함하는 연결부 거동특성의 파악에 집중하게 되었다. 근래에는 구조해석 프로그램의 발달로 많은 연구가 수행되어 왔다. 특히, Baba 등은 탄성-완전소성 재료모형을 이용하여 DT-형 연결부를 해석하였으며, Ebecken은 DT-형 연결부의 극한강도를 해석하기 위해서 von

* 덕천엔지니어링 구조부

**영남대학교 토목공학과 교수

Mises의 소성유동법칙을 이용한 바 있다. 최근에는, 재료 및 기하적 비선형을 모두 고려한 연구가 활발히 수행되고 있는데 그 예로 Cofer 등에 의한 원통형 연결부의 극한강도에 관한 연구 이외에도 많은 연구들이 발표되고 있다. 하지만, 현재 원통형 연결부의 극한강도 설계지침의 대부분은 거의 실험적인 연구를 수행하여 반영하고 있는 실정이다.

따라서, 본 논문에서는 실제의 원통형 구조물에 근접하는 해석모델을 구축하여 재료 및 기하적 비선형과 균열에 의한 파괴기준을 모두 고려한 유한요소해석 프로그램인 ADINA를 사용하여 원통형 연결부의 극한강도를 구해 기존의 실험 및 수치해석 결과 등과 비교 검토하고자 한다. 한편, 현재 사용되고 있는 극한강도에 대한 설계식이 지부재와 주부재의 직경비인 β 에만 의존하고 있기 때문에, 본 연구에서는 지부재의 경사각 θ , 주부재의 길이와 직경비인 α , 주부재의 단부조건 등을 감안한 유한요소해석을 통해 원통형 연결부의 극한강도에 미치는 영향을 분석하고자 한다. 수행된 결과는 극한강도가 다소 과소평가되고 있다고 지적되고 있는 기존의 설계시방서인 API(American Petroleum Institute), AWS(American Welding Society), Norway Code 등의 설계식과 Cofer가 최근에 수행한 12가지 연결부모델에 대한 실험결과와도 비교하여 보다 현실적인 설계식을 최종적으로 제안하고자 한다.

2. 극한강도 산정을 위한 설계식

극한강도에 대한 설계시방서로는 API가 주로 사용되는데, 여기에서의 펀칭전단(punching shear) 기준은 연결부 붕괴시의 극한강도를 반영하고 있다. 이외에 사용되고 있는 몇몇 시방서의 원통형 연결부의 극한강도 산정식은 표 1과 같고, 이 값들은 $P_u \sin \theta / F_y T^2$ 및 $M_u \sin \theta / F_y T^2 d$ 의 값으로 무차원화하여 나타낸 값들이고, 설계시 고려해야 할 안전계수(factor of safety)가 포함되지 않은 값들이다. 표 1에서 $\beta = d/D$, $\gamma = D/2T$ 인데 d 와 D 는 지부재와 주부재의 직경을, T 는 주부재의 실린더두께를 의미한다.

표 1. 극한강도설계식의 비교

Joint	Load	API	AWS	Norway Code
T	IPB	$0.8(3.4 + 19\beta)Q_f$	$(2.83 + 14.74\beta)Q_f$	-
	AC	$(3.4 + 19\beta)Q_\beta Q_f$	$(3.39 + 13.34\beta)Q_\beta^{1/2} Q_f$	$7.54\beta\gamma^{0.5}$
	AT	$(3.4 + 19\beta)Q_\beta Q_f$	-	$(2.33 + 6.03\beta)\gamma$
Y	IPB	$0.8(3.4 + 19\beta)Q_f$	$(2.83 + 14.74\beta)Q_f$	-
	AC	$(3.4 + 19\beta)Q_\beta Q_f$	$(3.39 + 13.34\beta)Q_\beta^{1/2} Q_f$	$7.54\beta\gamma^{0.5}$
	AT	$(3.4 + 19\beta)Q_\beta Q_f$	-	$(2.33 + 6.03\beta)\gamma$
DT	IPB	$0.8(3.4 + 19\beta)Q_f$	$(2.83 + 14.74\beta)Q_f$	-
	AC	$(3.4 + 13\beta)Q_\beta Q_f$	$(3.39 + 18.84\beta)Q_\beta^{1/2} Q_f$	$20.6 \frac{0.3}{1 - 0.833\beta}$
	AT	$(3.4 + 19\beta)Q_f$	-	$30.5 \frac{0.3}{1 - 0.833\beta}$
X	IPB	$0.8(3.4 + 19\beta)Q_f$	$(2.83 + 14.74\beta)Q_f$	-
	AC	$(3.4 + 13\beta)Q_\beta Q_f$	$(3.39 + 18.84\beta)Q_\beta^{1/2} Q_f$	$20.6 \frac{0.3}{1 - 0.833\beta}$
	AT	$(3.4 + 19\beta)Q_f$	-	-

(주) IPB : In-Plane Bending, AC : Axial Compression, AT : Axial Tension

또, 기하형상에 따른 수정계수인 Q_β 는 아래와 같이 정의할 수 있다.

$$Q_\beta = \begin{cases} \frac{0.3}{\beta(1-0.833\beta)} & : \beta > 0.6 \\ 1.0 & : \beta \leq 0.6 \end{cases} \quad (1)$$

또한, Q_f 는 지부재에 작용하는 축방향응력을 고려하는 계수로서 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$Q_f = 1.0 - \lambda \gamma A^2 \quad (2)$$

여기서, λ 는 상호작용 민감도계수이다.

3. 원통형 연결부의 이론적 모델

그림 1에서 보듯이 DT-형 연결부는 두 개의 영역으로 나누어 진다. 즉, 영역 1은 두 개의 지부재 아래에 위치한 영역이고, 이것의 크기는 지부재의 직경에 의해 결정된다. 영역 2는 영역 1의 끝에서 시작하여 주부재의 유효길이(effective length)인 W 까지 확장한 영역이다. 여기서, 주부재 벽에서의 변위는 링(ring)에 작용하는 집중하중에 의해 일어나는 변위라고 할 수 있다. 그리고, 집중하중은 영역 1에서는 주부재의 두점에 작용되는 반면 영역 2에서는 주부재를 단순화시킨 링의 한점에만 작용되는 것을 알 수 있다.

이러한 링에 대한 소성파괴는 집중하중의 크기가 극한강도에 도달하였을 때 형성되는 소성힌지에 의해 붕괴기구(collapse mechanism)의 개념에 기초를 둔 극한해석(limit analysis)에 의해 예측할 수 있다. 그러나, 소성힌지의 위치는 영역 1에서는 x 축의 변화에 따라 소성힌지간의 거리 d' 이 연속적으로 변화되는 반면, 영역 2에서는 일정한 위치를 갖게 된다. 따라서, 그림 2에 표시된 영역 1과 영역 2에 대한 소성힌지의 위치를 감안하여 각 영역별에 대한 평형방정식을 식 (4)와 같이 유도할 수 있다.

$$2m dx = \frac{dp_1}{2} \left(-\frac{D}{2} - d' \right) \quad (4)$$

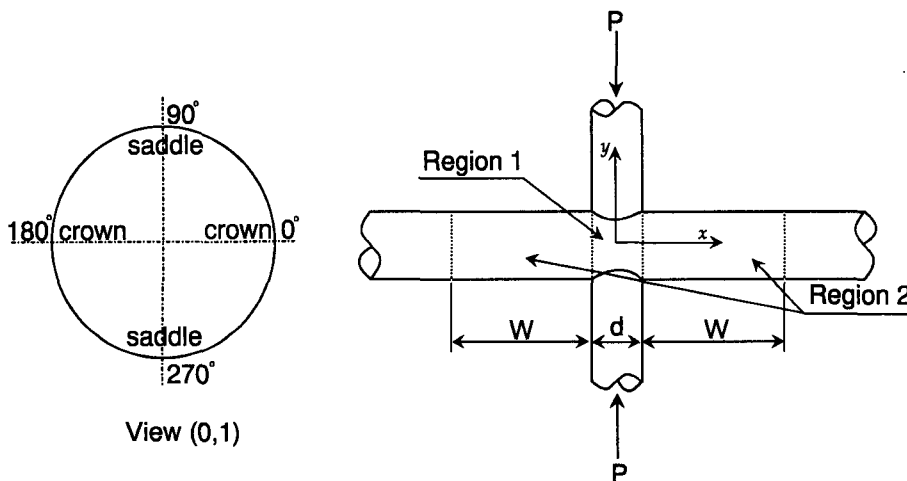


그림 1 압축력을 받는 DT-형 연결부의 해석적 모델

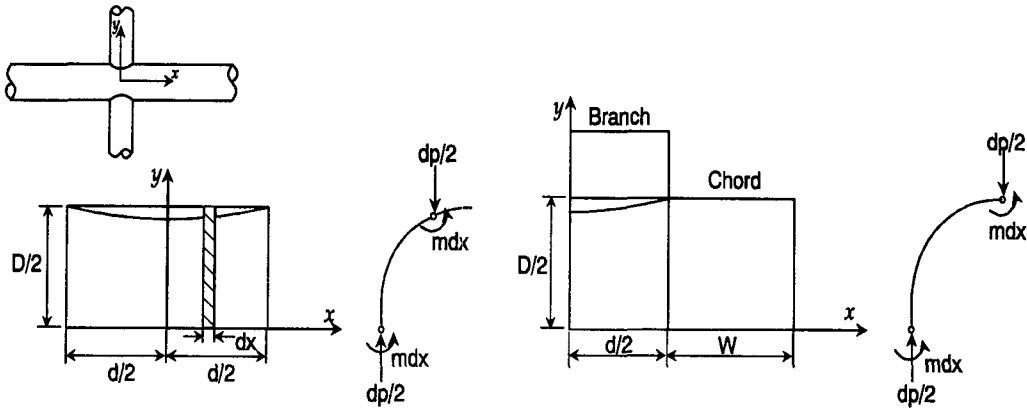


그림 2 영역 1과 영역 2의 소성힌지에서 발생하는 작용력

여기서, m 은 주부재 벽에 작용하는 단위길이당 소성모멘트($= \sigma_y T^2/4$: T 는 주부재의 두께)이며 소성힌지간의 거리 d' 은 $d' = d/2 - x$ 이므로 식 (4)에 대입하여 식 (5)를 얻을 수 있다.

$$dp_1 = 4m \frac{dx}{\frac{D}{2} - \frac{d}{2} + x} \quad (5)$$

위의 식을 적분하면 다음과 같다.

$$p_1 = 4m \int_0^{d/2} \frac{dx}{\frac{D}{2} - \frac{d}{2} + x} = 4m \ln \frac{1}{1-\beta} \quad (6)$$

또한, 영역 2에서도 같은 방법으로 유도하면 아래와 같은 식이 된다.

$$p_2 = 8m c_2 + 8m c_1 \beta \quad (7)$$

여기서, c_1 , c_2 는 임의의 상수이고 연결부가 받을 수 있는 극한강도의 식은 식 (6)과 식 (7)을 더함으로써 얻을 수 있으며, 양변을 $4m$ 으로 나누어 정리하면 식(8)과 같은 극한강도 설계식을 얻을 수 있다.

$$\frac{p}{4m} = \frac{p}{\sigma_y T^2} = k_1 + k_2 \beta + k_3 \ln \frac{1}{1-\beta} \quad (8)$$

4. 원통형 연결부의 유한요소해석 모델

4.1 기본가정

가) 재료적인 비선형 (material nonlinearity)

본 연구에서는 소성유동법칙(associated flow rule)에 의한 증분소성이론(incremental theory of plasticity)이 사용되며, 항복기준으로는 von-Mises criterion을, 비선형방정식의 해법을 위해서는 Newton-Raphson method가 적용되었다.

나) 기하학적인 비선형 (geometric nonlinearity)

연결부에 하중이 가해질 경우 통상적으로 주부재에서 좌굴에 의한 대변형이 발생한다. 따라서 이를 예

측하기 위해서는 기하적인 비선형을 고려해야 한다. 비선형 수식화 방법은 Total Lagrangian method이 사용되었다.

다) 파괴기준 (fracture criterion)

연속체손상역학(CDM: Continuum Damage Mechanics)을 토대로 하면, 재료적인 손상은 외력의 효과에 의해 연속적으로 변화하는 연속체의 특징과 같다. 전체적인 파괴조건은 다양한 손상이 기준값에 도달하게 될 때 발생된다. 이러한 상태는 재료의 불연속성을 포함하는 미소균열의 형태에 의해 정의된다. 재료의 파괴를 위한 실험결과를 보면 삼축응력(triaxial stress)과 von Mises의 등가응력의 비로 정의된 삼축비(triaxial ratio)가 극한변형도에 매우 큰 영향을 미친다는 사실을 보여주고 있다. Lemaitre는 실험결과에 기초하여 원통형 연결부의 파괴를 유발하는 삼축응력의 비는 다음 식으로 나타낼 수 있다고 추천하였다.

$$\frac{d_R}{\epsilon_R} = \frac{1}{\exp\left[C\left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} - \frac{1}{3}\right)\right]} \quad (9)$$

여기서, d_R :파괴시 소성변형률; ϵ_R :일축상태의 파괴시 극한변형률(강재의 경우 0.26); C :양의 상수 (=1.5); σ_H :정수응력(hydrostatic stress); σ_{eq} :von Mises 등가응력이다.

4.2 기하형상과 유한요소모델

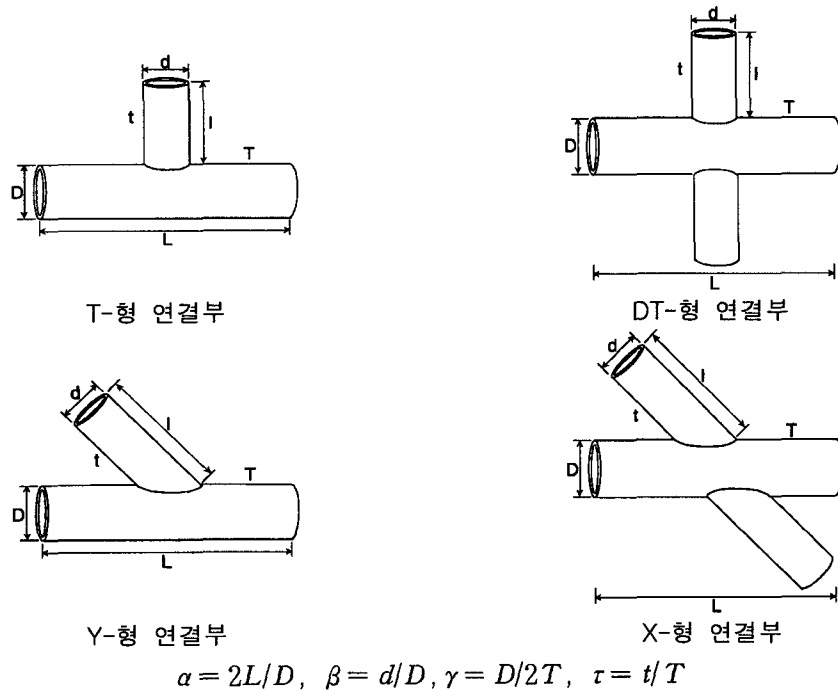


그림 3 T-, Y-, DT- 와 X-형 연결부의 기하형상과 재료성질

본 연구에서 해석하고자 하는 원통형 연결부는 지부재의 갯수에 따라 단일연결(single joint)과 이중연결(double joint)로 나눌 수 있다. 그림 3에서 보는 바와 같이 단일연결에는 T-형과 Y-형 연결부가 있으며, 이

중연결에는 DT-형과 X-형연결이 고려되고 있다. 주부재(chord)와 지부재(branch)의 기하형상에 따라 α , β , γ , 와 τ 가 있으며 그림 3에 그 정의가 명시되어 있다. 현재까지의 설계방식에 나타나 있는 극한강도 설계식은 β 에 의존적이기 때문에 본 연구에서는 α 와 주부재의 단부조건 등을 해석변수로 가정하였다. 한편, γ 와 τ 는 크게 영향을 받지 않는 값이므로 고정시켰다. 재료는 탄성-완전소성(elastic-perfectly plastic)의 거동을 하는 강재로 국한하였으며, 탄성계수는 $E=205\text{ GPa}$, 일축응력시의 항복응력은 $\sigma_y=289.6\text{ MPa}$, 포아송비는 $\nu=0.3$, 일축상태의 파괴시 극한변형률은 0.26으로 Cofer의 실험시편의 값과 같게 하였다. 한편, 원통형 연결부의 체눈설계의 예가 그림 4에 도시되어 있다.

표 6 압축력을 받는 원통형 연결부의 극한강도 설계식

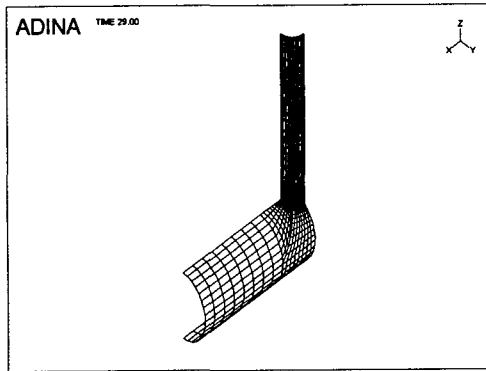


그림 4 T-형 연결부의 1/4 유한요소모델
(704 shell elements)

Joints	Proposed Equations	
T	$\alpha = 1$	$-0.235 + 17.338\beta + 7.445 \ln \frac{1}{1-0.95\beta}$
	$\alpha = 2$	$-0.349 + 19.007\beta + 4.005 \ln \frac{1}{1-0.95\beta}$
Y	$\alpha = 1$	$-0.180 + 17.559\beta + 7.619 \ln \frac{1}{1-0.95\beta}$
	$\alpha = 2$	$-0.216 + 16.419\beta + 6.268 \ln \frac{1}{1-0.95\beta}$
DT	$-0.326 + 21.701\beta + 3.376 \ln \frac{1}{1-0.95\beta}$	
X	$-0.319 + 16.116\beta + 6.600 \ln \frac{1}{1-0.95\beta}$	

5. 극한강도 설계식

원통형 연결부의 이론적모델에 의해 유도된 식 (9)의 상수값은 β 값의 변화에 따라 유한요소해석을 수행한 후 얻어진 극한강도값을 대입한 후 최소자승법(least square method)을 사용하여 결정할 수 있다. 그러므로, 압축력을 받는 각각의 연결부에 대한 극한강도 설계식을 표 2와 같이 제안할 수 있다. 기존의 계산식의 경우는 표 1에서 보는 바와 같이 한 번에 계산될 수 있는 식이 아니라 β 가 변함에 따라 변하는 항인 Q_β 항을 따로 고려해야하는 단점이 있으나, 본 논문에서 제안하는 계산식은 표 2와 같이 무차원화된 극한강도값을 바로 구할 수 있는 장점이 있다. 물론, Norway Code도 표 2와 같은 형태의 설계식으로 제안되고 있으나 그림 5와 그림 6에서 보듯이 T-형과 Y-형과 같은 단일연결부에 대해서는 기존의 API와 AWS와 비교해 많은 차이를 보이므로 신뢰성을 갖지 못하고 있다. 본 연구에서는 기존의 T-형과 Y-형 연결부의 설계식에서 고려하지 않은 주부재의 길이와 직경비인 α 를 10과 20일 때에 대해 각각의 식을 제안하였다. α 가 10과 20일 경우 β 가 증가함에 따라 극한강도의 차이가 점점 커짐을 알 수 있다.

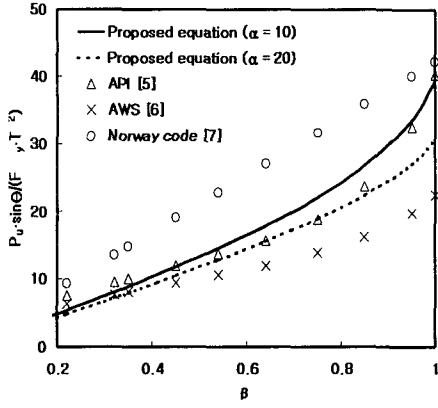


그림 5 압축력을 받는 T-형 연결부의 극한강도 비교

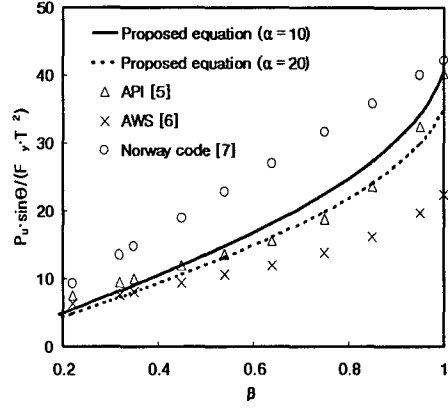


그림 6 압축력을 받는 Y-형 연결부의 극한강도 비교

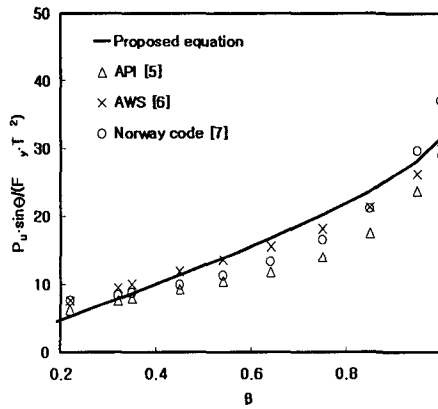


그림 7 압축력을 받는 DT-형 연결부의 극한강도 비교

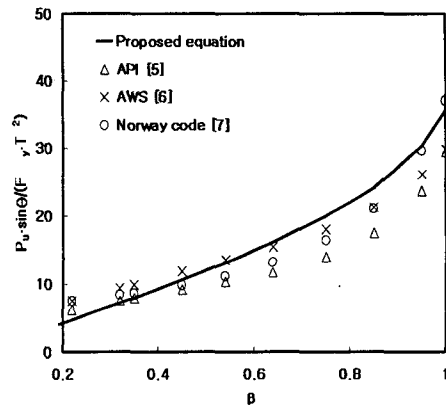


그림 8 압축력을 받는 X-형 연결부의 극한강도 비교

6. 결론

본 연구에서는 유한요소법으로 원통형 연결부의 극한강도를 산정하여 기존의 실험값, 해석값 및 설계시방서에 의한 값들과 비교 검토하였으며 극한강도를 보다 편리하게 산정할 수 있는 설계식을 제안하였다. 본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (가) 비선형 수치해석방법에 의하여 T-, Y-, DT-, X-형 연결부의 극한강도를 계산한 결과, 지부재의 직경이 증가함에 따라 연결부의 극한강도는 증가하였다.
- (나) 단부조건이 고정단일 때의 극한강도가 단순지지단일 때보다 극한강도에 큰 경향을 나타내었다.
- (다) T-형, Y-형과 같은 단일연결의 경우 보 거동이 지배적이기 때문에 극한 강도는 지부재의 길이와 단부 조건의 변화에 따라 큰 영향이 있는 것으로 나타났으며, DT-형, X-형과 같은 이중연결의 경우는 기둥 거동이 지배적이기 때문에 주부재 길이가 어느 정도 확보되면, 극한강도는 주부재의 단부조건과 길이에 별다른 영향을 받지 않는 것으로 나타났다.
- (라) 위와 같은 결과들을 참조하여 각각의 연결부의 극한강도를 계산할 수 있는 새로운 설계식을 제안하고 이 식에 의한 결과를 기존의 설계식들과 비교하였다. 단일연결의 경우는 API의 값들과 비슷한 결과를 나타내었으며, 이중연결의 경우는 AWS의 값에 근접한 결과를 보여주었다.
- (마) 기존의 설계식은 Cofer의 실험 및 수치해석 결과와 본 연구를 통해볼 때 다소 극한강도가 과소평가되고 있다고 지적될 수 있다.

7 참고문헌

1. S. Baba, K. Ninomiya, T. Kajita and M. Nakamura, "Numerical evaluation of stiffening effect of tubular joints", *Structural Engineering, ASCE*, Vol.110, No.2, pp.316-327 (1987)
2. N.F. Ebecken, "Elasto-plastic analysis of tubular joints of offshore platforms", *Advances In Engineering Software*, Vol.9, No.2 (1987)
3. J.S. Jubran and W.F. Cofer, "Finite-element modelling of tubular joints-I: Numerical Results", *Structural Engineering, ASCE*, Vol.121, No.3, pp.496-508 (1995)
4. ADINA, *Users Manual, Report ARD 96-2*, ADINA R & D (1996)
5. *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms*, API RP2A, 18th Ed., American Petroleum Institute, Washington D.C. (1989).
6. *Structural Welding Code-Steel*, AWS D1.1-90, 12th Ed., American Welding Society, Miami, Florida (1990)
7. *Rules for Design Construction and Inspection of Fixed Offshore Structure*, Det norske Veritas, Oslo, Norway (1977)