

반복하중을 받는 볼트 연결부에 대한 역학적인 고등해석 모델의 개발

허종완*

Hu, Jong Wan*

Development of Advanced Mechanical Analysis Models for the Bolted Connectors under Cyclic Loads

ABSTRACT : This paper intends to develop mechanical analysis models that are able to predict complete nonlinear behavior in the bolted connector subjected to cyclic loads. In addition, experimental data which were obtained from loading tests performed on the T-stub connections are utilized to validate the accuracy of analytical prediction and the adequacy of numerical modeling. The behavior of connection components including tension bolt uplift, bending of the T-stub flange, stem elongation, relative slip deformation, and bolt bearing are simulated by the multi-linear stiffness models obtained from the observation of their individual force-deformation mechanisms in the connection. The component springs, which involve the stiffness properties, are implemented into the simplified joint element in order to numerically generate the behavior of full-scale connections with considerable accuracy. The analytical model predictions are evaluated against the experimental tests in terms of stiffness, strength, and deformation. Finally, it can be concluded that the mechanical models proposed in this study have the satisfactory potential to estimate stiffness response and strength capacity at failure.

Key words : Bolted Connection, Mechanical Model, Spring Element, Nonlinear Analysis, Stiffness Model

초 록 : 반복적인 하중을 받는 볼트 연결부의 비선형적인 거동을 예측할 수 있는 역학적 고등해석 모델을 개발하는 데 주된 초점을 두어 본 연구를 수행하였다. 또한 대표적인 접합부 형태인 T-stub 접합부의 연결 컴포넌트에 대한 실제의 하중 재하 실험값을 활용한 해석으로 얻어진 거동에 대한 예측의 정확성 및 모형화의 타당성을 입증하였다. 연결부를 이루고 있는 구성요소들의 거동은 볼트의 인장변형, T-stub 플랜지의 휨변형, T-stub 몸체의 신장, 전단볼트의 지압 및 미끄러짐을 포함하며 접합부내에서 개별적인 힘-변위 메커니즘으로부터 정의된 다중 선형의 강성모델에 의하여 재현된다. 이러한 구성요소들은 그들의 거동특성을 지닌 비선형 스프링으로 모형화되어 역학적 해석 모델에 설치되어 연결부 전체의 거동을 수치해석적인 방법으로 예측하도록 한다. 해석 모델에 의한 예측값은 강성, 강도 및 변형 측면에서 실험값과 비교하여 정확성을 평가하였으며 이를 근거로 본 연구에서 제안된 역학적 해석 모델이 볼트 연결부의 거동과 성능을 만족하며 예측 가능하다는 결론을 내렸다.

검색어 : 볼트 접합부, 역학적 해석 모델, 스프링 요소, 비선형 해석, 강성모델

1. 서 론

볼트 접합부의 비선형 거동은 연결부에서 개별적인 구성요소들의 복합적이고 상호 종속적인 반응 메커니즘에 (Mechanism)

* 정회원·인천대학교 조교수, 공학박사, 기술사 (Corresponding Author·Assistant Professor, PhD, Civil PE, SE, University of Incheon·jongp24@incheon.ac.kr)

Received October 4 2012, Revised November 4 2012, Accepted November 9 2012

영향을 받고 있으며 이로 인하여 접합부의 구성요소들 사이의 상호작용을 예측하는 데 많은 어려움이 있다 (Leon, 1997; Faella 등, 2000; Kim 등, 2008). 따라서 볼트 접합부의 거동을 정확하게 예측할 수 있는 역학적 해석 모델은 실제로 복잡하며 개별적인 구성요소들의 반응 메커니즘이 재현 가능하도록 스프링 요소들로 구성되어야 한다. 하지만 계산적인 편리성을 추구하기 위하여 과거에는 접합부의 형태를 단순한 핀 (Pin) 전단 접합부 혹은 완전한 용접 모멘트 접합부에 이상적으로 모형화하였기 때문에 이러한 단순화된 접합부 모델은 실제의 접합부 거동을 해석에 반영하는 데 큰 제약을 가지고 있다 (Leon, 1997; Rassati 등, 2004; Leon 등, 1998; Green 등, 2004; Pucinotti, 2001).

강재 볼트 접합부의 역학적인 모형화는 접합부내에서 볼트와 연결재와(Connector) 같은 부속품들의 (Components) 거동특성을 반영하여야 한다. 부속품들간의 상호작용을 (Interaction) 모형화에 (Modeling) 반영하기 위해서는 변형에 대한 그들의 반응 메커니즘을 도식화하는 것이 필요하다. 접합부내의 연결 부속품은 그들의 강성적인 특성을 가진 비선형적인 스프링 요소로 모형화되며 역학적 해석 모델은 복잡한 접합부 거동을 적절하게 재현하기 위하여 강체 (Rigid) 요소들과 상호작용을 근거로 하여 결합된 스프링 요소들로 구성되어야 한다 (Pucinotti, 2001; Clemente 등, 2004). 이러한 역학적인 모형화 방법은 스프링 요소들을 활용하여 각각의 다른 접합부 형태를 유동적으로 수용하고 접합부 내부에 연결 부재들을 쉽게 축척(Scale)하여 해석모델에 활용이 매우 용이한 장점을 가지고 있다 (CEN Eurocode 3, 2003). 게다가 수치해석적 예측을 위하여 기존에 주로 사용된 유한요소 (Finite Element, 이하 FE) 모델과 비교하여 계산상에 복잡성과 해석 시에 요구되는 시간과 비용을 상당히 절감할 수 있다. 이러한 이점들 때문에 역학적 해석 모델은 구조물의 비선형 거동을 신뢰적으로 평가하는 데 사용되어 왔다. 하지만 과거에 개발된 역학적 모델은 제한된 이론과 기술력 때문에 접합부 전체의 완벽한 거동을 재현하기보다는 단일한 정적 하중을 받는 접합부의 초기강성, 극한강도, 변형성능 등과 같이 필요한 일부 사항만을 예측하는 데 국한되어 왔다.

이러한 이유로 본 연구에서는 단일한 정적 하중뿐만 아니라 반복하중을 받는 접합부의 거동을 완벽하게 재현할 수 있는 역학적 모델을 개발하고자 한다. 역학적 해석 모델의 개발은 구조물 전체의 비선형 정적/동적 해석과 같은 복잡한 예측 과정에서 신뢰성 있는 결과값을 얻기 위해서는 반드시 필요한 사항이라고 판단된다. 이를 실현하기 위하여 본 연구에서 T-stub 접합부와 같이 연결부재들 사이에서 변형 메커니즘을 반복적인 이력 하중을 받는 상태에서 힘변위 반응들로 정량화하여 조사

하였다. 연결부재들의 힘-변위의 반응들은 역학적 모델에서 수치해석 방법으로 재현하기 위하여 초기강성, 극한강도, 물리적 상호작용 및 파괴모드 등을 포함하는 다중-선형적인 강성모델 (Stiffness Model) 이상화하였다. 연결부재들은 그들의 강성특성을 포함하는 스프링 요소들로 모형화하고 접합부내 하중이 전달되는 경로에 대한 각각의 연결부재들의 상호작용을 고려하여 그들을 역학적 해석 모델 안에서 병렬 혹은 직렬 상태로 결합하였다. 역학적 모델로부터 얻어진 해석 결과의 신뢰를 입증하고자 동일한 연결부 시험체에서 수행한 실험에서의 결과값을 비교·평가하고자 한다. 이로써 본 연구를 통하여 신뢰할 수 있는 역학적 모델을 개발하여 별도의 구조실험이 없이 접합부를 구성하는 부재들의 종류와 규격에 상관 없이도 다양한 힘변위 거동을 정확하게 예측하고 더 나아가 일반적인 빌딩구조물에서 접합부의 복잡한 거동을 고려한 고등적인 해석에도 활용할 수 있는 기틀을 마련하고자 한다.

2. 접합부 실험

역학적 해석 모델에 대한 보정 및 검증을 수행하기 위해서 Georgia Institute of Technology에서 SAC 7.03(SEAOC ATC CUREe 등 3개의 구조전공 연구관련 단체의 Joint Venture 프로그램) 프로젝트의 일환으로 수행된 T-stub 볼트 접합부의 연결 컴포넌트에 반복적 하중을 재하하여 얻어진 실험값을 사용하였다(Swanson, 1999). 여기서 총 48개의 접합부 시험체 중에서 형상적인 파라미터별로(Parameter) 비교가 명확한 8개의 시험체를 선택하여 해석 모델을 평가하였다. 선택된 시험체의 기하학적인 형상과 측정장비의 설치는 Fig. 1에서 제시하였으며 구조실험에서 얻어진 각각의 시험체에 대한 극한의 강도성능을 포함하여 접합부를 구성하는 연결 부재들의 구체적인 규격은 Table 1에서 정리하였다.

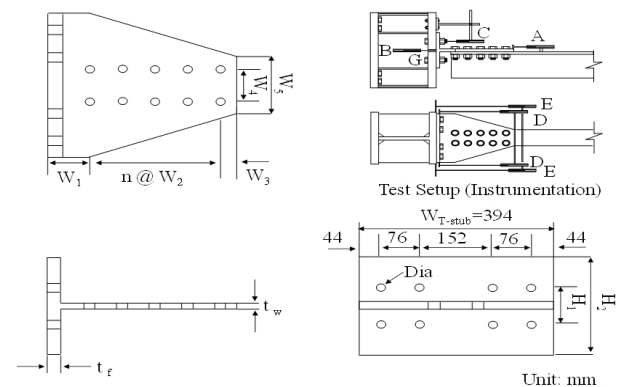


Fig. 1. Component details and instrumentation scheme for experimental tests

Table 1. Geometric size of component specimens

Model	W ₁	W ₂ (n)	W ₃	W ₄	W ₅	t _f	t _w	H ₁	H ₂	Dia.	Bolt (diameter × length)	Peak Load (Experiment)
TA01	84	67 (4)	33	89	152	25	14	102	264	24	22×114mm (T)* 22×76mm (S)**	2085kN
TA09	89	76 (3)	38	89	152	25	14	102	264	27	25×114mm (T) 25×89mm (S)	1924kN
TB01	84	67 (4)	33	102	178	24	14	102	213	24	22×114mm (T) 22×89mm (S)	2252kN
TB05	89	76 (4)	38	102	178	24	14	102	213	27	25×114mm (T) 25×89mm (S)	2236kN
TC01	90	67 (5)	33	127	241	32	17	127	292	24	25×127mm (T) 25×89mm (S)	2601kN
TC09	95	76 (5)	38	127	241	32	17	127	292	27	25×127mm (T) 25×102mm (S)	2949kN
TD04	84	67 (3)	33	89	152	14	10	102	178	24	22×95mm (T) 22×76mm (S)	1094kN
TD08	89	76 (3)	38	89	152	14	10	102	178	27	25×95mm (T) 25×83mm (S)	1132kN
BC's	Stiffened W360 × 382 Column stub, 152 × 25 plate used for a beam flange											
Steel Grade	FE 350 (Grade 50) Steel											
Beam Setback	Each 51mm for beam setback.											
Diameter	Adding clearance (1.6mm) to the diameter of bolt											

*(T) = Tension bolts ** (S) = Shear bolts Grade for all used bolts = M10.8 (ASTM A490)

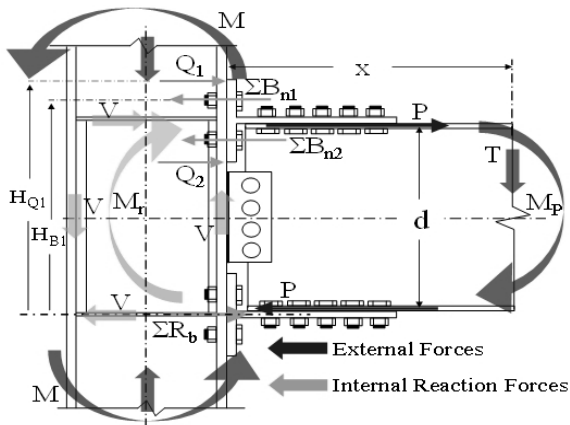


Fig. 2. Spring model for the full-scale T-stub connection

T-stub 연결부재는 8개 이상의 전단볼트를 몸체에(Stem) 설치하기 위하여 표준규격 H형 보를(Beam) 잘라서 몸체의 폭은 변단면으로(Tapered) 제작하였다. 설계의 변화에 따른 T-stub 플랜지에서(Flange) 인장볼트의 Prying Action, T-stub 몸체에서 전단볼트의 슬립(미끄러짐, Slip) 현상과 지압(Bearing) 현상을 규명하고자 볼트의 규격, 게이지(Gage), 설치 간격, 개수와 같은 파라미터들을 변화시켜 연결부의 시험체를 설계하였다. 또한 T-stub 플랜지의 두께를 14mm에서 32mm까지 변화시켜서 설계를 하였다. Table 1에서 제시된 TA, TB,

TC, TD와 같은 시험체의 모델명은 이러한 플랜지의 두께에 의하여 구분하였다. 볼트를 제외한 접합부의 모든 부재는 FE350(ASTM A572-Gr. 50) 강재로 설계하였으며 볼트는 22mm와 25mm의 직경을 가진 M10.8(ASTM A490) 재질로 설계를 하였다. 볼트 설치의 편리함을 도모하기 위하여 볼트의 구멍은 직경보다도 1.6mm 더 크게 설계를 하였다.

보에서 발생하는 모멘트는 (M) 보의 플랜지를 통하여 축력으로 (P) 변환되어 접합부에 전달되며(Fig. 2 참고) 이러한 축력 때문에 T-stub과 인장 및 전단볼트와 같은 연결부를 구성하는 부재들의 변형이 발생한다.

접합부에서 T-stub 연결부재에 축력을 직접적으로 가하는 Component 실험을 통하여 접합부의 거동을 빠르고 쉽게 예측할 수 있다. 본 연구는 이러한 T-stub 연결부의 Component 실험값을 사용하여 제안된 역학적 해석 모델을 검증하였다. Fig. 1에서 제시한 바와 같이(Test Setup 참고) 각각의 연결부재의 힘-변위 거동은 변위측정계를(Linear Variable Displacement Transducers, 이하 LVDT) 사용하여 측정하였다. T-stub 연결부재와 보의 플랜지 사이에서의 슬립 변위와 기둥표면으로부터 T-stub 플랜지까지의 들러진 변위는 각각 LVDT A와 LVDT B 변위측정계로 측정되었다. 인장볼트의 변위는 LVDT C로부터 측정되며 마지막으로 T-stub 몸체의 신장은 LVDT D로부터 측정된다.

3. 접합부 스프링 모델

보에서 T-stub 접합부로 전달되는 힘의 이동경로 및 접합부 내부에서 발생하는 내력을 이상화하여 Fig. 2에서 도식하였다. 일반적으로 보는 휨강성을 가지고 슬래브에서 전달되는 하중에서 변환된 모멘트를 접합부로 전달하는 역할을 한다. 주로 모멘트는 보의 플랜지를 통하여 축하중으로 변환되어 전달되며 접합부 내부에서는 이러한 외력의 축하중에 저항하여 정역학적 평형을 이루는 내력을 발생시킨다.

외력의 변환과 힘의 평형은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$P = \frac{M}{d} \quad (1)$$

$$P = \Sigma B_{n1} + \Sigma B_{n2} - Q_1 - Q_2 \quad (2)$$

$$P = \Sigma R_b \quad (3)$$

여기서 d 는 사용된 보의 깊이를 나타내며 ΣB 는 내력으로 작용되는 인장볼트의 합력을 나타내며 Q 는 볼트의 Prying 작용에(Action) 의하여 T-Stub 플랜지 양쪽 끝단에서 발생하는 내력을 의미하며 ΣR_b 는 압축 상태에서의 기둥표면에 작용하는 T-stub 플랜지의 지압하중을 나타낸다.

T-stub 연결부의 전체 변형은 인장볼트의 축변형, T-stub

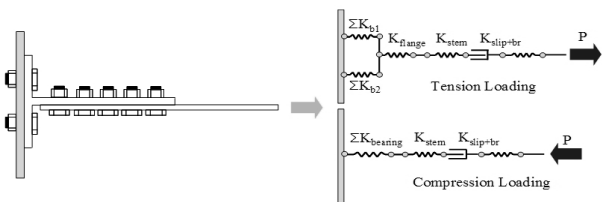


Fig. 3. Spring model for individual T-stub components

플랜지의 휨변형, T-stub 몸체의 신장, 전단볼트의 슬립과 지압 및 T-stub 플랜지의 지압 등과 같은 연결 부속품들의 변형들로부터 기인한다. T-stub 접합부내의 연결 부속품들은 Fig. 3과 같이 해석 모델에서 스프링 요소들로 이상화하여 나타내며 역학적 거동의 정확한 재현을 위하여 내력의 전달경로와 연결부재들 사이의 상호작용을 고려하여 병렬(Parallel) 혹은 직렬(Series) 배열로 조합한다. 이에 상응하는 강성의 조합은 아래와 같은 식으로 정리할 수 있다.

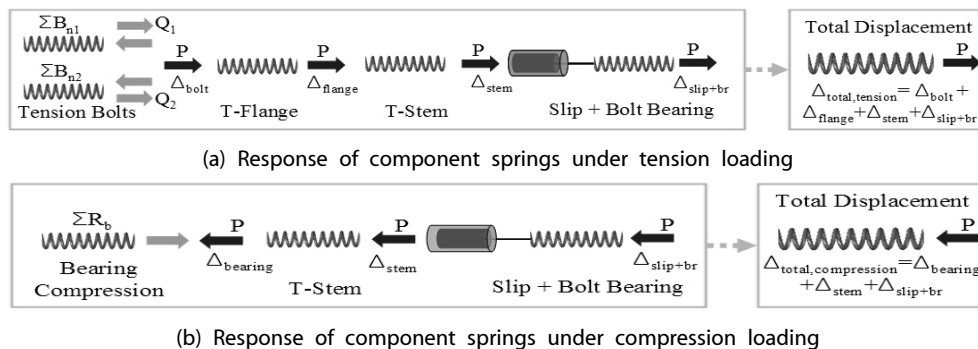
$$\frac{1}{K_{total,tension}} = \frac{1}{\Sigma K_{b1} + \Sigma K_{b2}} + \frac{1}{K_{flange}} + \frac{1}{K_{stem}} + \frac{1}{K_{slip+br}} \quad (4)$$

$$\frac{1}{K_{total,compression}} = \frac{1}{\Sigma K_{bearing}} + \frac{1}{K_{stem}} + \frac{1}{K_{slip+br}} \quad (5)$$

여기서 $K_{total,tension}$ 은 인장력을 받는 T-stub 연결부의 전체 강성을 의미하며 ΣK_{b1} 와 ΣK_{b2} 은 인장볼트의 병렬로 조합한 강성을 나타낸다. 예를 들면 위 열에 4개의 인장볼트의 강성은 $\Sigma K_{b1} = K_{b1,1} + K_{b1,2} + K_{b1,3} + K_{b1,4}$ 과 같이 병렬로 조합한다. 또한 K_{flange} , K_{stem} , $K_{slip+br}$ 은 인장하중 상태에서 각각 T-stub 플랜지의 휨강성, T-stub 몸체의 변형, 전단볼트의 지압과 슬립에 대한 강성을 의미한다. 마지막으로 $K_{total,compression}$ 은 압축력을 받는 T-stub 연결부의 전체강성을 의미하며 $\Sigma K_{bearing}$ 은 T-stub 플랜지와 기둥표면 사이에서 발생하는 지압에 의해 발생하는 강성을 의미한다. 개별적인 인장볼트의 강성을 제외하고 T-stub 연결부의 전체강성은 각 연결 부속품들의 강성들을 직렬로 조합하여 만들어진다.

4. 변위요소 분해

T-stub 연결부에서 발생하는 메커니즘을 쉽게 이해하기 위하여 하중의 전달과 이로 인한 개별적인 연결 부속품들의 하중변



(a) Response of component springs under tension loading

(b) Response of component springs under compression loading

Fig. 4. Force-deformation responses of component springs

위의 관계를 Fig. 4에서 도식하였다. 인장력을 받는 볼트와 T-stub 플랜지는 식 (2)에서 제시한 힘의 평형관계를 만족하며 거동을 한다. 하지만 압축력을 받는 경우에는 T-stub 플랜지에서 지압이 발생하고 이로 인하여 볼트와 T-stub 플랜지의 거동이 T-stub 연결부의 전체 거동에는 무시할 정도로 그 영향력이 미미하다. 이러한 메커니즘적 특성과 스프링 강성 조합을 고려하여 각 부속품의 변형을 직렬로 조합하고 인장력과 압축력 사이에서 연결부 전체의 거동을 다음과 같이 결정한다.

$$\Delta_{total,tension} = \Delta_{bolt} + \Delta_{flange} + \Delta_{stem} + \Delta_{slip+br} \quad (6)$$

$$\Delta_{total,compression} = \Delta_{bearing} + \Delta_{stem} + \Delta_{slip+br} \quad (7)$$

여기서 $\Delta_{total,tension}$ 과 $\Delta_{total,compression}$ 은 각각 인장력과 압축력을 받는 T-stub 연결부의 전체 변위를 의미하며 Δ_{bolt} , Δ_{flange} , Δ_{stem} , $\Delta_{slip+br}$, $\Delta_{bearing}$ 은 개별적인 연결 부속품의 변형을 나타낸다.

구성 부속품들의 하중-변위 거동을 재현하는 강성모델은 다음 장에서 자세히 언급하기로 한다.

5. 요소 강성모델

5.1 인장볼트와 T-stub 플랜지

파괴모드와 연관되어 있기 때문에 이에 대한 예측은 매우 복잡한 양상을 가지고 있다. 대부분의 파괴모드는 T-stub 플랜지 상에 설치된 인장볼트의 초기 긴장력에(Pretension) 의하여 생성되는 Prying 메커니즘과 연계되어 발생된다. 이러한 Prying 메커니즘은 일반적으로 인장볼트의 극한파괴와 T-stub 플랜지의 항복상태를 수반한다. 현재 연결부 설계에 주로 적용되고

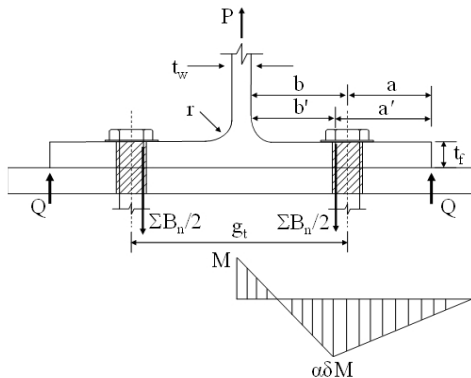


Fig. 5. Typical flange prying mechanism

있는 Prying 메커니즘에 대한 예측모델은 Kulak 등(1987)이 제시한 이론을 근거로 하고 있으며 안전성을 고려하여 T-stub 플랜지의 항복 강도성능을 기반으로 하고 있다.

Fig. 5는 Prying 메커니즘과 관련된 형상 파라미터들을 보여 주고 있다. Prying 메커니즘에 의하여 발생하는 힘(Q)은 T-stub 플랜지의 양끝단에서 발생하는 추가적인 내력으로 다음과 같은 정적(Static) 평형상태를 만족한다.

$$\Sigma B_n = P + 2Q \quad (8)$$

여기서 ΣB_n 는 인장볼트에서 발생하는 모든 반력의(Reaction Force) 합을 나타낸다.

식 (8)에서 제시된 바와 같이 Prying 작용력은 플랜지를 통과하는 축하중(P)를 효율적으로 감소시키는 데 큰 기여를 한다. T-stub 플랜지의 두께를 증가시키거나 볼트의 게이지 간격을(g_t) 감소시켜서 이러한 작용력을 최소화할 수 있다. 실제로 볼트의 반력은 중심축보다는 몸통의 안쪽 모서리를 통하여 주로 전달된다는 전제조건 하에 Fig. 5에서 제시된 형상 파라미터 a' 와 b' 를 사용하여 정적 평형상태를 계산한다. 여기서 a 는 $1.25b$ 를 초과하지 않는다. T-stub 플랜지의 강도성능은 Fig. 6에서 제시된 3가지의 파괴모드에 의하여 계산된다. 식 (9)에서부터 (11)까지는 이러한 파괴모드들을 표현하고 있는데 각각 T-stub 플랜지상의 소성 메커니즘 발생(식 (9)와 Fig. 6(a)에서 Case 1 참고), Prying Action에 의한 볼트의 파괴와 동시에 T-stub 플랜지의 소성 메커니즘 발생(식 (10)과 Fig. 6(b)에서 Case 2 참고), Prying 작용력이 없이 볼트의 극한파괴 발생(식 (11)과 Fig. 6(c)에서 Case 3 참고)등과 연관되어 있다 (kulak 등, 1987; Swanson, 2002; Hu 등, 2010).

$$P = \frac{(1 + \delta)W_{T-stub} F_y t_f^2}{2b'} \quad (9)$$

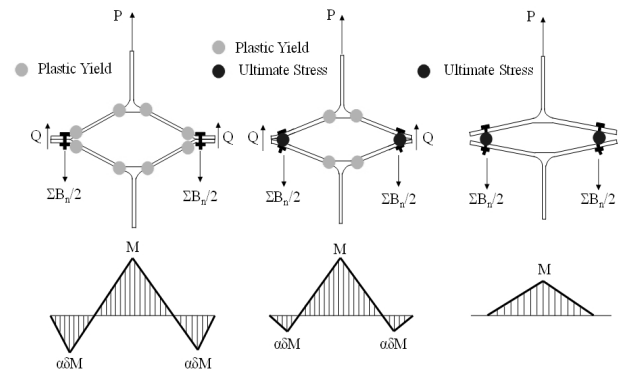


Fig. 6. Three possible failure modes under the tension force

$$P = \frac{\sum B_{n,tension} a'}{a' + b'} + \frac{W_{T-stub} F_y t_f^2}{2b'} \quad (10)$$

$$P = \sum B_{n,tension} \quad (11)$$

여기서 W_{T-stub} 는 T-stub 플랜지의 폭을 의미하며(Fig. 1 참고) F_y 는 T-stub 플랜지에 사용된 강재의 항복응력을 의미하며 t_f 는 T-stub 플랜지의 두께를 의미하며 $B_{n,tension}$ 은 볼트의 극한 인장성능을 의미한다. 그리고 δ 는 T-stub 플랜지에서 전단면과 순단면의 비율을 의미하며 다음과 같은 수식으로 표현된다.

$$\delta = 1 - \frac{n_{tb} d_h}{2W_{T-stub}} \quad (12)$$

여기서 d_h 는 볼트구멍의 직경을 의미하며 n_{tb} 는 설치된 볼트의 개수이다.

α 는 T-stub 플랜지에서 Prying Action이 발생하는 정도를 나타내는 지표를 의미하며 아래의 수식과 같이 볼트의 중심선과 T-stub 몸체 표면에서 발생하는 모멘트의 비율로 정의된다(Fig. 6 참고).

$$\alpha = \left(\frac{1}{\delta} \right) \left(\frac{2n_{tb} P b'}{W_{T-stub} t_f^2 F_y} - 1 \right) \quad (13)$$

의 값이 1.0인 경우 식 (9)를 식 (13)에서 유도하여 얻을 수 있다. α 의 값이 1.0을 초과할 경우 Fig. 6(a)에서의 경우와 같이 T-stub 플랜지에서 소성 메커니즘에 의한 힌지(Hinge) 발생이 용이하며 Prying 작용력이 최대가 된다. 따라서 T-stub 플랜지를 양끝이 고정된 보로 가정하여 해석할 수 있다. 반면에 α 의 값이 0 이하인 경우 T-stub 플랜지는 기둥 표면과 완전하게 분리되어 Prying 작용력이 제로가 되며 볼트는 모멘트에 의한 휨변형이 없이 단지 인장력에 의한 축변형만 발생한다. 따라서 Fig. 6(c)에서의 경우와 같이 볼트에서 파단이 발생할 가능성이 매우 높아진다. 마지막으로 α 의 값이 0과 1사이인 예비적인 파괴모드가 되며 그 이후에 하중이 증가하더라도 T-stub 플랜지에 사용된 강재 재료의 변형을 경화 때문에 볼트가 극한파단에 도달할 때까지 여분의 강도를 제공할 수 있다. 따라서 T-stub 플랜지의 항복 이후에 발생하는 볼트의 극한파단이 지배적인 파괴모드가 되며 AC선상에 위치하는 B점이 이러한 현상을 입증한다.

휨에 대한 T-stub 플랜지의 강성은 Eurocode 3에서 사용된 해석 모델을 참고하여 유도하였다(CEN Eurocode 3, 2003).

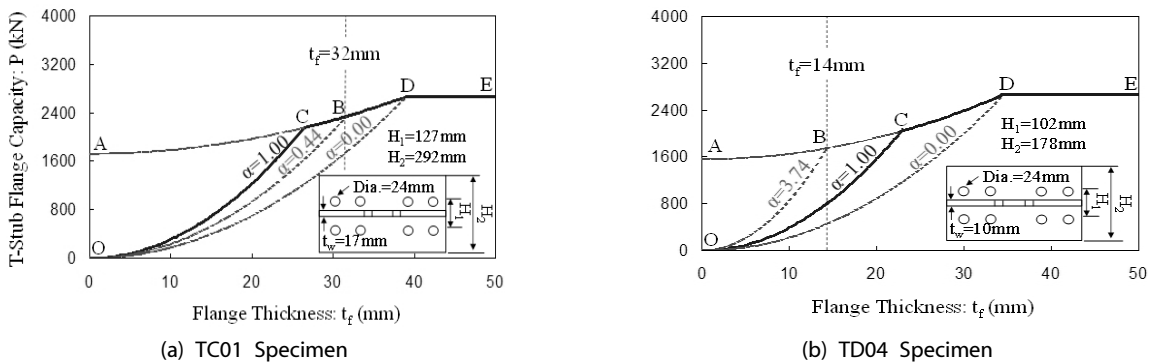


Fig. 7. General solution space for the determination of T-stub flange capacity

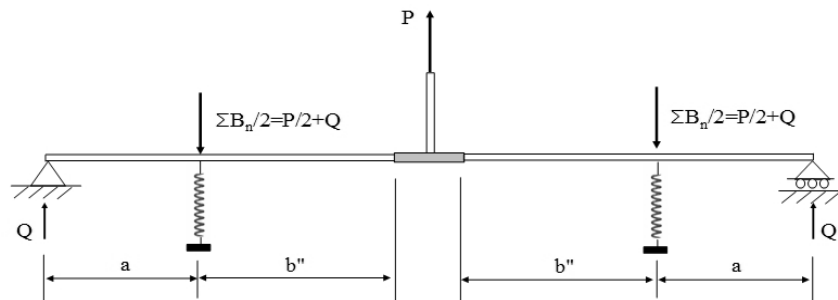


Fig. 8. Beam model for the initial stiffness calculation under bolt prying action

볼트의 Prying 상태에서의 초기 강성을 계산하기 위한 해석적 보 모델은 Fig. 8에서 제시하였다. T-stub 플랜지를 2개의 고정 지점을 지닌 연속적인 보로 간주하였으며 인장볼트는 2개의 스프링 지점으로 모형화하여 T-stub 플랜지와 상호작용을 고려하였다. Prying 작용력은 2개의 양끝단 고정지점에서 고려하였으며 플랜지와 볼트의 변형에 대한 강성을 직렬로 결합하였다. 따라서 이러한 해석적 보 모델은 정확한 Prying 메커니즘의 재현이 가능하다.

해석적 보 모델에서 얻어진 T-stub의 휨강성은 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$K_{flange} = 0.85 \frac{2W_{T-stub} t_f^3}{b''^3} \left(\frac{3b'' + a}{3b'' + 4a} \right) \quad (14)$$

$$b'' = b - 0.8r \quad (15)$$

여기서 r 은 K섹션에서 필렛의(Fillet) 반경을 나타낸다(Fig.

5 참고). 본 연구에서는 위에서 언급한 Prying 메커니즘을 바탕으로 반복적인 하중상태에서의 T-stub 플랜지, 인장볼트, 지압 응력에 관한 강성모델을 제안하였다(Fig. 9 참고). 볼트의 강성은 사용된 볼트의 재료에서 인장 실험을 통하여 얻어진 결과값에서부터 유도하였다(Fig. 9(a) 참고). 인장볼트의 반력이 볼트의 초기 긴장력을 초과하기 전까지 초기 강성은 무한대로 간주한다 ($B_n \geq B_{n,pre}$). 볼트의 초기 긴장력은 다음과 같이 정의된다.

$$B_{n,pre} = \frac{E_b A_b \Delta_{pre}}{L_b} \quad (16)$$

여기서 E_b 는 볼트재료의 탄성률을 의미하며 A_b 는 볼트 몸체의 단면적을 의미하며 Δ_{pre} 는 볼트의 초기 신장변위를 L_b 는 볼트 몸체의 길이를 각각 의미한다. Fig. 9(a)에서 보여지는 바와 같이 8에서 2로의 경로는 긴장력이 없는 초기의 볼트 강성을 나타내며 일반적인 강재에서처럼 제하(Unloading) 강성은 초기의 강성과 일치하는 현상을 보여준다. 8에서 9로의 경로에서

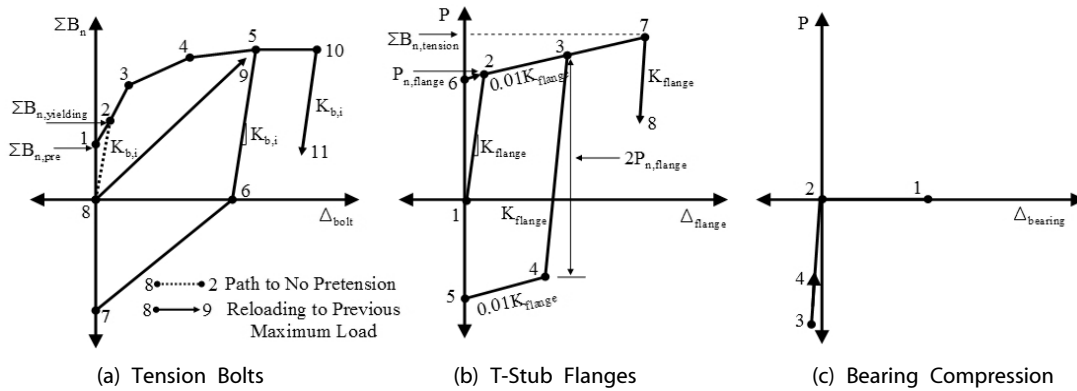


Fig. 9. Stiffness models for tension bolts, T-stub flanges, and bearing compression

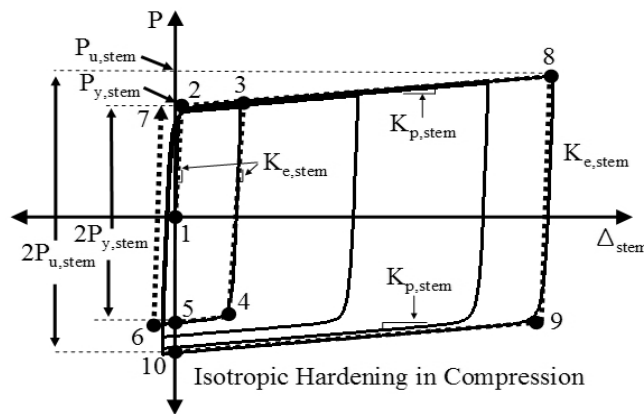


Fig. 10. Stiffness model for the behavior of T-stem

처럼 하중을 다시 가할 경우 이전에 최대하중 지점은 5를 향한다. T-stub 플랜지의 휨변형에 대한 강성모델은 초기 휨강성 (K_{flange}), T-stub의 성능을 기반으로 한 항복강도 ($P_{n,flange}$), 볼트의 극한인장성능을 기반으로 한 극한강도 ($B_{n,tension}$) 등의 3개의 파라미터들로 구성된 등방경화(Isotropic Hardening) 곡선으로 재현한다(Fig. 9(b) 참고). 이러한 거동은 1%의 변형을 경과 비율과 바우싱거(Bauschinger) 효과를 고려하고 있다. 지압하중은 압축력에서만 급한 기울기를 가진 인장력 재료 곡선으로 재현된다(Fig. 9(c) 참고).

5.2 T-stub 몸체

반복하중을 받는 T-stub 몸체의 거동은 강재에 반복적으로 하중을 가할 때 얻어지는 하중-변위 곡선과 비슷하므로 이에 대한 강성모델은 등방경화를 가진 이력곡선으로 재현되며 탄성강성 ($K_{e,stem}$), 항복강도 ($P_{y,stem}$), 소성강성 ($K_{p,stem}$) 및 극한강도 ($P_{u,stem}$) 등 4개의 파라미터를 요구한다(Fig. 10 참고). 반복하중의 횟수가 증가할수록 압축에서의 항복 포락선은(Envelope) 극한하중에 도달하기 전까지 계속적으로 증가한다. 제하 도중의 강성도 역시 탄성강성과 동등하게 취급된다.

Fig. 11에서 제시된 바와 같이 전단볼트의 첫번째 열에서부터 30도의 각도를 사용하여 T-stub의 유효폭을 정의하였으며 다음의 수식과 같이 표현된다(Whitmore, 1952).

$$W_{eff} = s_{sb}(n_{sb} - 2)\tan(\theta_{eff}) + g_s \leq W_{T-stub} \quad (17)$$

여기서 s_{sb} 는 전단볼트의 설치간격이며 n_{sb} 는 설치된 전단볼트의 개수이며 θ_{eff} 는 인장 파단면을 형성하는 유효각도를 의미하며 Whitmore 모델에서 일반적으로 30도의 값을 갖는다. 마지막으로 g_s 는 2개 열의 전단볼트간의 게이지 거리를 의미한다. T-stub 플랜지에서 유효폭은 실제의 설계값과 (W_{T-stub}) Whitmore 방식으로 구해진 유효 값 중에서 작은 값을 사용한다. T-stub 몸체의 순단면적을 계산하는 데 다음과 같이 적용된다.

$$A_{stem} = (W_{eff} - 2d_h)t_w \quad (18)$$

여기서, t_w 는 T-stub 몸체의 두께를 의미한다. 하중이 순단면을 따라서 균일하게 분포한다고 가정한다면 강재의 재료적인 물성치의 의존하여 T-stub 몸체의 항복 및 극한강도는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$P_{y,stem} = F_y(W_{eff} - 2d_h)t_w \quad (19)$$

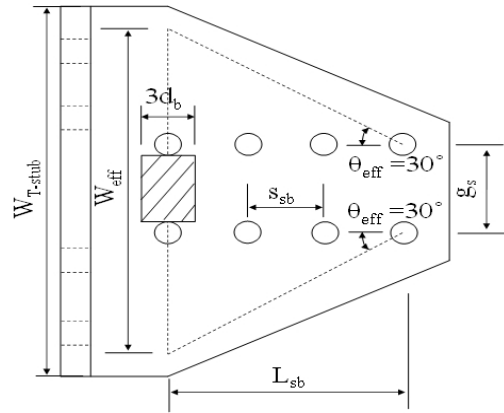


Fig. 11. Effective thickness of T-stem based on the Whitmore model

$$P_{u,stem} = F_u(W_{eff} - 2d_h)t_w \quad (20)$$

이외에 반복 하중상태에서 유효한 강성모델을 완성하기 위해서는 기울기 역할을 하는 탄소성 강성을 유도해야 한다. 이 중에서 변단면 보 모델을 적용하여 T-stub 몸체의 탄성적 강성을 유도할 수 있으며 다음과 같이 표현된다.

$$K_{e,stem} = \frac{4L_{sb}E_s t_w (\tan\theta_{eff})^2}{2L_{sb} \tan\theta_{eff} + g_s \ln\left(\frac{g_s}{2L_{sb} \tan\theta_{eff} + g_s}\right)} \quad (21)$$

여기서, L_{sb} 는 전단볼트의 처음 열과 마지막 열까지의 거리를 의미하며 E_s 는 T-stub 몸체에 사용된 강재의 탄성률을 의미한다. 소성 강성은 T-stub 연결부의 구조실험에서 관측된 결과를 토대로 변형을 경화가 발생하는 구간의 길이를 Fig. 11에서 제시한 대로 $3d_b$ 로 정의한다. 따라서 소성구간에서의 강성은 다음과 같이 정의한다.

$$K_{p,stem} = \frac{(g_s - d_h)t_w E_s}{3d_b} \quad (22)$$

여기서, d_b 는 볼트 몸통의 직경을 나타낸다. T-stub 플랜지와 비교하여 몸체를 상대적으로 작은 두께를 가지고 설계를 할 경우 상당한 소성변형을 연결부의 거동에서 허용하지만 순단면의 파단 이후에 강도의 급격한 감소를 초래하므로(TD04와 TD08 경우 참고) 설계 시 이러한 사항을 반영하여야 한다.

5.3 슬립과 전단지압

T-stub 몸체와 보 플랜지 사이의 전단면에서 발생하는 슬립

메커니즘은 순간적인 강성의 손실로 인하여 상당량의 변형을 허용하며 이로 인하여 전체 거동에서 수평적인 고원(Plateau) 구간을 형성하고 에너지 소산 능력을 향상하는 데 큰 역할을 한다. 대부분 슬립에 대한 저항력은 전단면 표면상태에 의존하며 전단볼트의 구속력에 비례한다. 일단 전단면을 통과하는 축하중이 이러한 저항력을 초과하는 경우 볼트의 몸체와 볼트구멍 사이의 여분만큼 미끄러짐 현상이 발생된다. 슬립의 거리가 볼트구멍의 여분을 초과할 때 전단볼트의 표면이 볼트구멍 주변을 지압하기 시작하고 또 다시 연결부 전체 거동에 강성과 강도의 증가로 이어진다. 이러한 일련의 과정 때문에 슬립과 전단지압에 의한 메커니즘은 동시에 취급되어야 한다.

볼트 연결부의 다양한 전단하중 실험에 보정되어 완성된 마찰(Friction) 모델을 이용하여 슬립 저항력을 산정한다. 여기

서 AISC-LRFD 시방서에 명시된 슬립 저항력은 다음과 같다 (AISC, 2001).

$$P_{slip} = 1.13u h_{sc} T_b n_s n_{sb} \phi \quad (23)$$

여기서, u 는 전단면의 표면적 상태에 따른 평균 슬립계수를 의미하며, h_{sc} 는 표준볼트 구멍에 대한 계수를, T_b 는 볼트의 초기 긴장력을(AISC-LRFD 시방서의 Table J3.1 참고), n_s 는 전단면의 개수를 각각 의미한다. ϕ 는 임계 전단 연결부 설계에 사용되는 감소계수로서 다음과 같이 정의를 내린다.

$$1 - \frac{P_u}{1.13T_b n_{sb}} \quad (24)$$

여기서, P_u 는 극한 축하중을 의미한다.

슬립의 거동은 초기 슬립강성($K_{i,slip}$), 저항력(P_{slip}), 슬립 후 강성($K_{p,slip}$) 등 3개의 계수를 요구하는 Rex의 1인이 제안한 2중 선형 곡선으로 재현한다(Rex 등, 1996)(Fig. 12참고). 이러한 곡선은 하중이 슬립에 대한 저항력에 다다를 때까지 상승하고 미끄러짐이 발생 이후에 급격하게 직선으로 하강하는 형태를 보여준다. 따라서 변위를 함수로 하여 슬립 전후에 강성은 다음과 같이 나타낸다.

$$K_{i,slip} = \frac{P_{slip}}{\Delta_{slip}} \quad (25)$$

$$K_{p,slip} = \frac{P_{slip}}{(\Delta_{slip} - \Delta_{fu})} \quad (26)$$

여기서, Δ_{slip} 는 슬립에 저항하여 발생하는 탄성적인 변위를 나타내며 0.2mm의 값을 사용한다. 극한 슬립변위는(Δ_{fu}) 전단면의 두께에 따라 결정되며 자세한 사항은 Table 2에서 보여준다. 2중 선형 슬립 거동모델은 미끄러짐 이후에 실험값과 차이를 보이지만 슬립 이전에 탄성적인 거동에서는 정확한 예측을 기대할 수 있다(Fig. 12 참고).

본 연구에서는 볼트의 지압 메커니즘을 규명하기 위하여 Rex의 1인이 제안한 수정 모델을 사용하였다. 탄성영역 내에서 지압에 대한 강성은 다음과 같이 나타낸다.

$$K_{e,bearing} = 120F_y t_w d_b^{0.8} \quad (27)$$

Fig. 13은 이러한 볼트의 전단지압과 슬립현상을 동시에

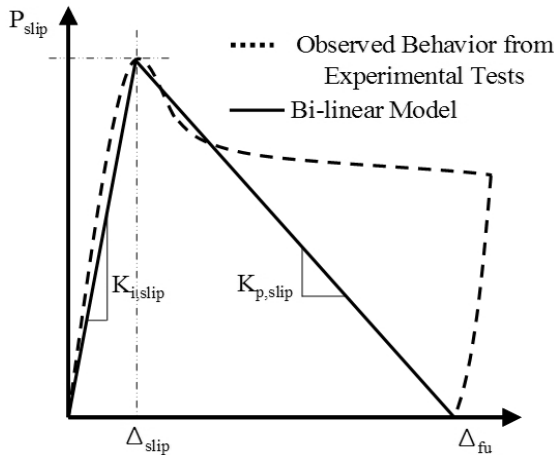


Fig. 12. Load-slip relationships

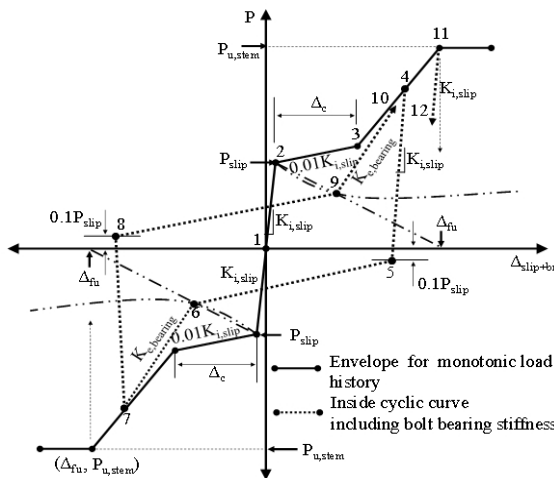


Fig. 13. Stiffness model for the behavior of slip and bolt bearing

고려한 하중-변위의 이력곡선을 나타낸다. 수평적인 고원 구간은 볼트와 볼트구멍 사이 여분의 길이만큼 슬립현상이 발생함을 의미하며 볼트의 몸통이 구멍의 표면에 닿을 때까지 진행된다. 특히 2개의 전단면 사이에서 발생하는 마찰력을 고려하기 위하여 $0.01K_{i,slip}$ 만큼의 완만한 경사를 주었다. 볼트의 지압효과 때문에 고원 구간의 끝부분에서 강성에 대한 기울기를 증가시켰다. 볼트지압은 하중이 T-stub 몸체의 순단면에서 과단이($P_{u,stem}$) 발생될 때까지 진행된다. 전단 연결부가 단조 증가하중을 받는 경우 실선으로 된 곡선을 따라서 움직이지만 반복하중을 받는 경우 이러한 실선을 골격으로 하여 내부에 6개의 점을 기준으로 한 점선의 형태로 움직인다. 6번, 9번과 같이 지압이 시작되는 지점의 강도는 하중반복이 계속되어 극한 슬립변위에(Δ_{fu}) 다다를 때까지 K_{pslip} 의 기울기를 가지고 지속적으로 감소한다.

6. 강성조합 및 해석모델

비선형 해석을 수행하기 위해서 T-stub 연결부에 대한 역학적 모델을 OpenSEES 프로그램을 사용하여 제작하였다(Mazzoni 등, 2006). 이러한 비선형 해석 프로그램은 스프링과 강체 요소를 가지고 유한요소 모델을 생성하는 데 널리 활용되고 있다. 개별적인 요소 부속품들의 하중-변위의 메커니즘을 재현하는 강성모델을 완성한 후 연결부의 전체 거동을 재현하기 위해서는

Table 2. Definition of ultimate slip displacement (Δ_{fu})

$(t_w + t_{bf}^*)$	Δ_{fu}
$(t_w + t_{bf}) \leq 12.7\text{mm}$	10.2mm
$12.7\text{mm} < (t_w + t_{bf}) \leq 38.1\text{mm}$	$10.2\text{mm} - 0.3(t_w + t_{bf} - 12.7\text{mm})$
$38.1\text{mm} < (t_w + t_{bf})$	2.5mm

* t_{bf} indicates the thickness of the beam flange

Table 3. Comparisons between test results with respect to deformation and energy dissipation

Model ID	Experimental Test Results (mm)										Numerical Test Results (mm)									
	P=P _u	$\Delta_{u,uplift}$	$\Delta_{u,stem}$	$\Delta_{u,slip+br}$	$\Delta_{u,total}$	$\Delta_{p,uplift}$	$\Delta_{p,stem}$	$\Delta_{p,slip+br}$	$\Delta_{p,total}$	EDA*	P***	Δ_{uplift}	Δ_{stem}	$\Delta_{slip+br}$	Δ_{total}	$\Delta_{p,uplift}$	$\Delta_{p,stem}$	$\Delta_{p,slip+br}$	$\Delta_{p,total}$	EDA*
TA01	2085	0.98	10.00	5.15	15.15	0.49	9.98	3.98	13.12	38988	2085	0.96	8.45	5.49	15.09	0.69	8.94	4.23	13.92	41671
TA09	1924	0.42	5.51	4.57	10.76	0.14	5.49	2.96	9.10	20019	1924	0.32	5.08	4.87	10.36	0.19	5.14	4.16	9.58	23843
TB01	2252	3.08	9.78	7.54	20.77	1.91	10.33	5.57	18.55	50049	2252	3.04	10.23	7.34	20.93	3.16	10.43	5.86	19.93	52609
TB05	2236	1.61	7.18	5.48	15.18	0.74	6.71	3.81	12.79	38272	2236	1.25	7.46	5.94	14.96	1.18	7.22	5.25	13.80	41395
TC01	2601	2.31	0.93	6.42	9.72	0.93	0.44	5.11	7.12	19488	2601	1.82	0.82	6.14	8.96	1.28	0.81	5.30	7.49	22256
TC09	2949	0.83	8.30	5.15	16.04	0.80	8.19	3.59	13.27	57120	2949	1.66	8.89	5.24	15.89	1.42	8.78	4.64	14.84	57668
TD04	1094	0.61	0.05	4.03	5.15	0.14	0.34	3.03	3.99	7551	1094	0.47	0.10	4.07	4.87	0.27	0.05	3.32	3.87	7426
TD08	1132	0.43	0.70	3.09	5.09	0.17	0.48	2.65	4.28	9931	1132	0.45	0.82	3.12	4.50	0.32	0.78	2.25	3.45	10827

* Energy Dissipation Area (kN · mm)

** Total permanent displacements after unloading from Δ_{total}

*** Axial force applied to T-stub components (kN)

요소 부속품을 강성적인 특성을 지닌 스프링 요소로 모형화하고 이를 결합하는 과정이 필요하다(Fig. 14 참고). 이런 일련의 과정을 비선형 해석에도입하기 위해서 T-stub 연결부에 대한 역학적 해석 모델은 OpenSEES 프로그램을 사용하여 제작되었다. 특히 본 프로그램에서 제공하고 있는 일축 재료모델을 가지고 위에서 언급한 강성모델을 쉽게 재현할 수 있는 이점을 가지고 있다. 따라서 연결부의 전체 거동을 구성하고 있는 부속품들의 하중-변형 메커니즘을 역학적 접합부 모델에서 비선형 스프링 요소들로 모형화하고 강성모델을 결정하는 각종 파라미터들에 의하여 적절한 일축 비선형 재료모델을 선택하였다.

Fig. 14에서 보이는 바와 같이 역학적 해석모델에서 연결부의 전체거동을 구성하는 부속품들의 대표적인 하중-변형 메커니즘

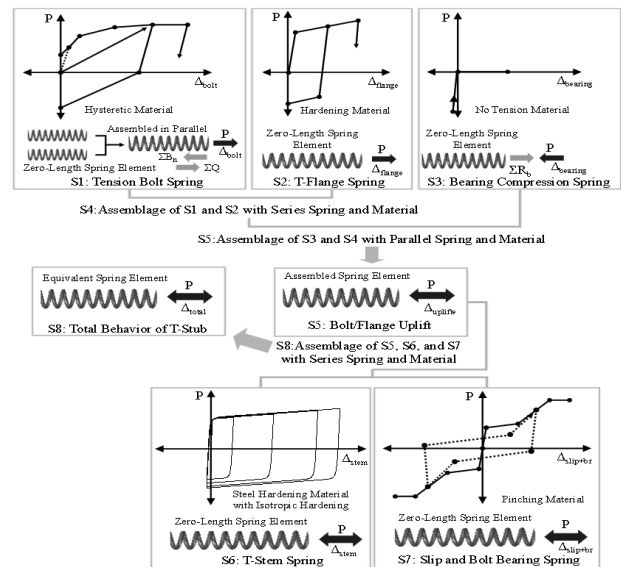


Fig. 14. Assembly procedures for component spring elements

은 볼트의 인장변형(S1), T-stub 플랜지의 휨변형(S2), T-stub 플랜지의 지압(S3), T-stub 몸체의 신축(S6), 슬립과 결합된 전단볼트의 지압(S7) 등으로 구분된다.

OpenSEES 프로그램 내에서 이러한 개별적인 메커니즘은 하중의 전달경로와 부속품들의 상호작용을 고려하여 직렬 혹은 병렬로 결합을 할 수 있다. 결합의 과정은 Fig. 14에서 제시된 흐름도에서 확인이 가능하다. 마지막으로 반복하중 이력을 받는 T-stub 연결부의 전체거동은 결합과정을 통해 얻어진 한 개의 등가 스프링 요소에(S8) 의해서 재현한다.

7. 해석모델 검증

본 연구에서 제안된 역학적 해석 모델의 타당성 검증을 위하여 T-stub 연결부에 구성 부속품들의 개별적인 거동을 포함하여 전체의 하중-변위 측면에서 구조실험으로(Experimental Test) 얻어진 결과값과 수치해석 방법으로(Numerical Test) 재현된 곡선들과 비교 평가하였다. 수치해석은 Fig. 14에서 제시된 각각의 스프링 요소들에 변위이력 하중을 가하여 수행하였다.

선택된 시험체(TB01)의 연결부 전체 거동과(Fig. 15(d)) 이를 구성하고 있는 볼트와 T-stub 플랜지의 들림(Uplift)(Fig. 15(a)), T-stub 몸체의 신장(Fig. 15(b)), 전단면의 슬립과 결합된 전단볼트 지압(Fig. 15(c)) 등과 같은 거동들을 Fig. 15에서

확인할 수 있다. T-stub 플랜지의 지압 때문에 연결부 전체 거동이 압축보다는 인장부분에서 상대적으로 더 많은 변위를 허용하고 있다. T-stub 플랜지의 들림은 볼트의 인장변형과 결합된 Prying 메커니즘을 포함하고 있기 때문에 2중 선형적인 거동을 보여주고 있다. 그러므로 들림 거동에서의 항복은 주로 볼트의 인장항복에서 발생하며 그 이후에 T-stub 플랜지에 항복이 발생하여 극한에 다다르기 시작한다.

반복하중을 받는 T-stub 몸체는 강재 재료의 등방적 경화 곡선과 일치하는 거동을 보여주고 있으며 상대적으로 작은 몸체의 두께는 연결부의 전체 거동에서 주된 에너지의 소산에(Dissipation) 기여한다.

구조실험으로부터 얻어진 슬립과 결합된 볼트 지압곡선은 중앙으로부터 약간 왼쪽으로 이동된 현상을 보여주고 있는데 이는 볼트의 중심축이 T-stub 몸체에 있는 볼트 구멍 중앙에 초기에 정렬되어 배치되지 않았기 때문에 발생한다. 따라서 해석 모델은 볼트의 중심축이 볼트 구멍 중앙에 정렬되어 있다고 가정하므로 실험값과는 약간의 차이를 보여주고 있다.

대체적으로 스프링 요소에서 얻어진 해석값은 실제 연결부의 하중-변위 거동을 예측하는 데 전반적으로 만족한다고 결론지을 수 있다. 또한 해석 결과에서 같은 하중 레벨 상태에서 3개의 개별적인 메커니즘에서 발생하는 변위의 합과 전체거동에서 발생하는 변위가 일치하므로 해석 모델에서 사용된 직렬 시스템

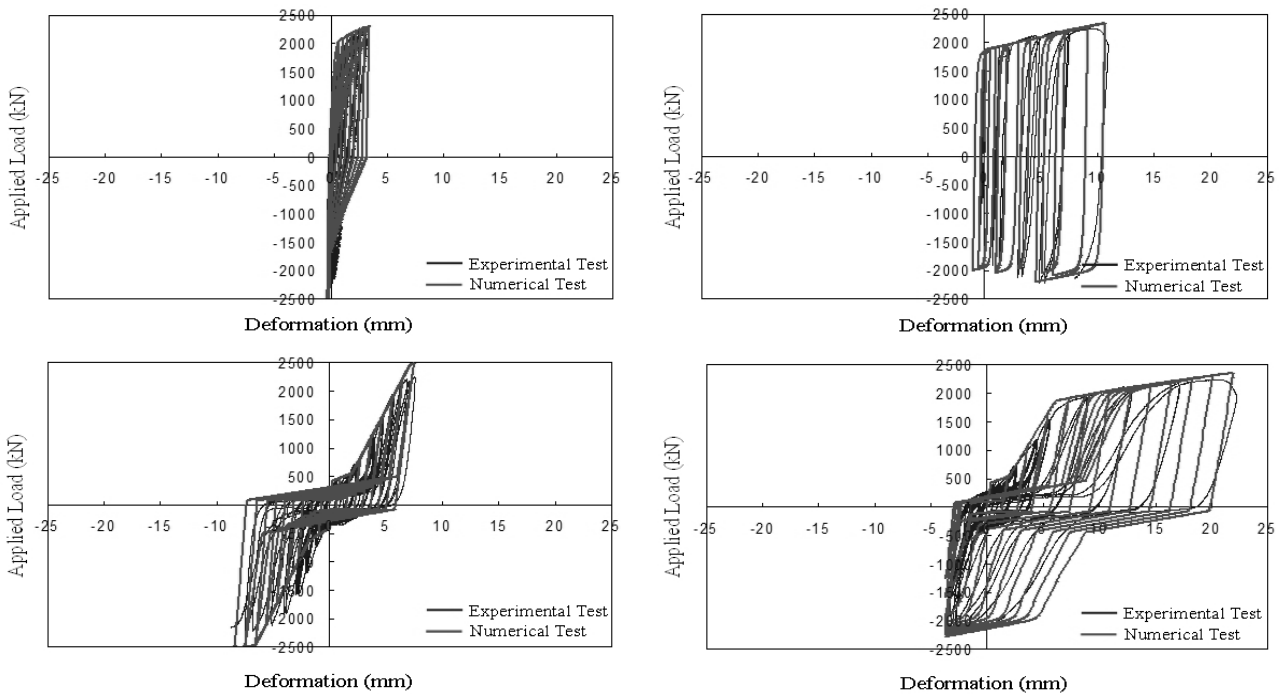


Fig. 15. Comparisons of the cyclic behavior of the T-stub component (Experimental test results vs. Numerical test results)

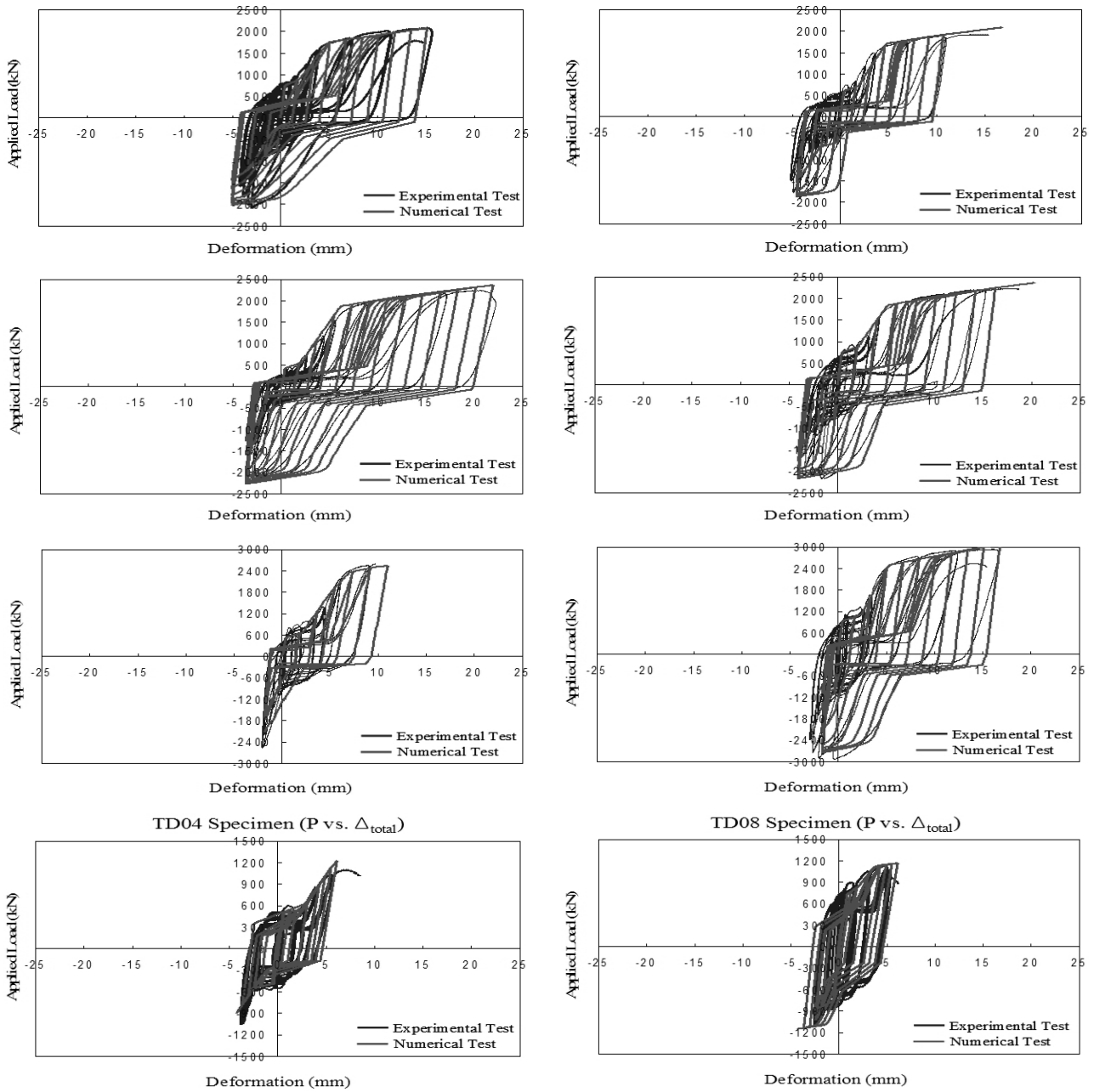


Fig. 16. Test results and comparisons for the applied load and total displacement at the T-stub (Experimental test results vs. Numerical test results)

의 적절성을 검증할 수 있다.

본 연구에서 고려된 모든 시험체에 대한 역학적 해석 모델의 타당성을 검증하기 위하여 등가의 스프링 요소를 사용하여 재현된 T-stub 연결부의 전체 하중-변위 곡선과 구조실험에서 얻어진 실제의 거동을 Fig. 16에서 보이는 바와 같이 비교하였다.

거동의 전체 에너지 능력을 포함하여 각 시험체 별로 극한하중 레벨에서의 전체 변위와 개별적인 메커니즘에서의 변위들에

대한 자세한 비교는 Table 3에서 요약되었다.

그림에서는 등가의 스프링 요소는 연결부의 전체 거동을 유사하게 재현한다고 결론지을 수 있으며 도표에서는 사용된 직렬 시스템의 적절성을 확인할 수 있다. 다만 에너지 소산 능력에서 실험값과 해석 값 사이에 약간의 차이를 확인할 수 있다.

이는 역학적 해석 모델에서 스프링 요소들이 극한파괴 이후

급격한 강도의 감소를 강성모델에서 고려하지 않았기 때문이다. 이러한 이유로 해석적 방법으로 재현된 곡선은 실제 연결부의 거동과 비교할 때 평균적으로 약 6%정도의 큰 에너지 면적을 보여주고 있다.

8. 결론

본 연구에서는 T-stub 볼트 연결부의 하중-변위 거동을 수치 해석적으로 재현 가능한 역학적 모델에 대한 논의가 이루어졌다. 접합부의 역학적 모델을 비선형 해석에 적용하기 위하여 볼트 연결부를 등가의 스프링 요소로 모형화하였다. 접합부내 연결부속품들의 하중-변위 거동을 재현하기 위하여 부속품의 재료적 특성과 파괴모드를 기반으로 한 물리적 작용을 고려하여 이상화된 강성모델을 정의하였다. 이러한 강성모델은 일축 재료 모델에 의하여 모형화되어 스프링 요소에 거동적 특성으로 적용되었고 하중의 전달경로에 따른 부속품간의 상호작용을 고려하여 직렬 혹은 병렬로 결합되어 연결부의 전체 거동을 재현하는 데 사용되었다.

본 연구에서 제안된 모형화 과정과 방법론의 타당성을 입증하기 위하여 초기강성, 극한강도, 변이점, 포락선, 에너지 측면에서 수치해석적으로 재현된 연결부의 거동과 실제의 구조실험에서 결과곡선과 비교 평가하였다. 이를 근거로 스프링 요소로 구성된 역학적 해석 모델은 복잡한 볼트 접합부의 국부적인 거동뿐만 아니라 전체적인 하중-변위 거동을 유사하게 예측 가능하다는 결론을 내릴 수 있었다. 마지막으로 연결부의 역학적 해석 모델을 토대로 추후에 전체 프레임 구조물에서 보-기둥 접합부의 모형화에 활용 가능하며 비선형 프레임 해석에서 정확한 접합부의 거동을 재현하기 위하여 요구되는 상당한 시간과 비용의 절감효과를 기대할 수 있다.

감사의 글

이 논문은 2012년도 교육과학기술부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구 사업이며(과제번호: 2012 R1A1A1041521) 이러한 연구 지원에 깊은 감사를 드립니다.

References

American Institute of Steel Construction (AISC, 2001) *Manual of steel construction: Load and Resistance Factor Design (LRFD)*, 3rd edition, Chicago (IL).

Clemente, I., Noe, S., Rassati, G. A. (2004) Experimental behavior of T-stub connection components for the mechanical modeling of bare steel and composite partially-restrained beam- to-column

connections, *Connections in Steel Structures V*, Amsterdam, June 3-4.

Committee European Normalization (CEN) Eurocode 3 (2003): *Design of steel structures - Part 1.8: Design of joints (PREN 1993-1-8:2003)*, Stage 49 Draft, Brussels.

Faella, C., Piluso, V., Rizzano, G. (2000) Structural steel semi-rigid connections-Theory, design and software, *Boca Raton (FL)*, CRC Press.

Green, T. P., Leon, R. T., Rassati, G. A. (2004) Bidirectional tests on partially restrained, composite beam-column connections, *Journal of Structural Engineering ASCE*, Vol. 130, No. 2, pp. 320-327.

Hu, J. W., Leon, R. T., Park T. (2010), Analytical investigation on ultimate behaviors for steel heavy clip-angle connections using FE analysis, *ISIJ International*, Vol. 50, No. 6, pp. 883-892.

Kim, Y. J., Shin, K. J., Kim, W. J. (2008) Effect of stiffener details on behavior of CFT column-to-beam connection, *International Journal of Steel Structures KSSC*, Vol. 8, pp. 119-133.

Kulak, G. L., Fisher, J. W., Struik, J. H. A. (1987) *Guide to design criteria for bolted and riveted joint*, 2nd edition, Johns Wiley & Sons.

Leon, R. T., Hajjar, J. F., Gustafson, M. A. (1998) Seismic response of composite moment-resisting connections I: Performance, *Journal of Structural Engineering ASCE*, Vol. 124, No. 8, pp. 868-876.

Leon, R. T. (1997) Seismic performance of bolted and riveted connections. Background reports: metallurgy, fracture mechanics, welding, moment connections, and frame system behavior, FEMA publication No. 288, *Federal Emergency Management Association (FEMA)*, Washington (DC), March.

Mazzoni, S., McKenna, F., Fenves, G. L. (2006) *OpenSEES command language manual v. 1.7.3*, Department of Civil Environmental Engineering, University of California, Berkeley (CA).

Pucinotti, R. (2001) Top-and-seat and web angle connections: Prediction via mechanical model, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 57, No. 6, pp. 661-694.

Rassati, G. A., Leon, R. T., Noe, S. (2004) Component modeling of partially restrained composite joints under cyclic and dynamic loading, *Journal of Structural Engineering ASCE*, Vol. 130, No. 2, pp. 343-351.

Rex, C. O., Easterling, W. S. (1996) *Behavior and modeling of a single plate bearing on a single bolt*, Report No. CE/VPI-ST 96/14, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg (VA).

Swanson, J. A. (1999) *Characterization of the strength, stiffness, and ductility behavior of T-stub connection*, Ph.D. Dissertation, Georgia Institute of Technology, Atlanta (GA).

Swanson, J. A. (2002) Ultimate strength prying models for bolted T-stub connections, *Engineering Journal AISC*, pp.136-147.

Whitmore, R. E. (1952) *Experimental investigation of stresses in gusset plates*, University of Tennessee Engineering Experiment Station, Bulletin. No.16, Ma