

## 상·하부 스플릿 T 접합부의 휨강도 설계식

양재근<sup>1)\*</sup> · 김주우<sup>2)</sup> · 김윤<sup>3)</sup>

<sup>1)</sup> 교수, 인하대학교, 건축학부 <sup>2)</sup> 교수, 세명대학교, 건축공학과

<sup>3)</sup> 석사과정, 인하대학교, 건축공학과

### Design Formula for the Flexural Strength of a Double Split Tee Connection

Yang, Jae Guen<sup>1)\*</sup> Kim, Joo Woo<sup>2)</sup> Kim, Yun<sup>3)</sup>

Professor, Dept. of Architecture, Inha University, Incheon, 402-751, Korea

Professor, Dept. of Architecture, Semyung University, Jecheon, 390-711, Korea

Graduate Student, Dept. of Architecture, Inha University, Incheon, 402-751, Korea

**ABSTRACT :** The double split Tee connection, a type of full strength-partially restrained connection, has adequate flexural strength according to the changes in the thickness of the T-stub flange and the gauge distance of the high-strength bolts. Moreover, the double split Tee connection is designed and constructed with seismic connections that have enough ductility capacity applicable to ordinary moment frame and special moment frame by grade of steel, size of beam and column and geometric connection shape. However, such a domestic research and a proposal of a suitable design formula about the double split Tee connection are insufficient. Thus, many experimental and analytical studies are in need for the domestic application of the double split Tee connection. Therefore, this study aimed to examine and suggest feasibility of a design formula of the double split Tee connection of FEMA.

**KEYWORDS :** double split Tee connection, full strength-partially restrained connection, ordinary moment frame, special moment frame, three-dimensional nonlinear finite element analysis, cyclic loading

### 1. 서론

미국의 노스리지 지진과 일본의 고베 지진을 통하여 보-기둥 접합부가 취성파괴 되는 것을 방지하기 위해서는 충분한 강도 및 강성뿐만 아니라 연성능력도 가져야 하며, 이러한 경우에만 강골조는 안정적으로 거동한다는 것을 확인 하였다. 이에 미국의 FEMA(Federal Emergency Management Agency)는 충분한 연성능력도 갖는 완전강접 접합부 및 부분강접 접합부가 되기 위한 예비충족조건, 설계프로세스와 설계식을 제안하고 있다.

FEMA의 기준<sup>(1),(2)</sup>에 따르면 상·하부 스플릿 T 접합부는 부분강접 접합부(Full Strength-Partially Restrained Connection)로 보통모멘트골조 및 특수모멘트골조에 적합한 접합부로 구분된다. 이러한 상·하부 스플릿 T 접합부의 강도, 강성 그리고 연성능력을 파악하기 위하여 실험적 연구<sup>(3),(4)</sup>와 해석적 연구<sup>(5),(6)</sup>가 수행되었고, 이러한 연구를 통하여 다양한 해석모델 및 설계식 등도 제안되었다<sup>(7),(8),(9),(10),(11)</sup>. 상·하부 스플릿 T 접합부의 해석모델 및 설계식의 제안에 있어서 고력볼트의 초기장력도입, 고력볼트 축의 휨변형, 긴결요소 사이의 접촉 및 지압, 접합 부재의 재료 및 기하학적 비선형성, 고력볼트의 지레작용 등 매우 복잡한 현상들도 포함하였다<sup>(12),(13),(14),(15),(16),(17)</sup>.

상·하부 스플릿 T 접합부의 휨강도는 일반적으로 보 플랜지 체결 고력볼트의 전단파단, T-stub 스템의 순단면 파단, T-stub 플랜지 휨항복 후 소성파단, T-stub 플랜지 체결 고력볼트의 인장파단, 보 플랜지 순단면 파단, T-stub 스템의 블록전단 파단 등의 원인으로 파괴된다. 이 연구는 이러한 파괴 원인들 중 고력볼트의 초기장력 도입, 고력볼트 축의 휨변

Note. Discussion open until April 30, 2012. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on March 16, 2012; revised May 14, 2012; approved on September 25, 2012.  
© KSSC 2012

\* Corresponding author

Tel. +82-32-860-7588; Fax. +82-32-866-4624  
E-mail: jyang@inha.ac.kr

형, 고력볼트의 지레작용 등이 접합부의 휨강도에 가장 많은 영향을 주는 T-stub 플랜지 휨항복 후 소성힌지 발생에 의하여 접합부가 파괴는 경우의 휨강도 설계식 검토만을 연구대상으로 선택하였다. 이를 위하여 상·하부 스플릿 T 접합부의 T-stub 플랜지 두께 및 고력볼트 게이지 거리는 매개변수  $\alpha'$  [18],[19],[20],[21]이 1.0보다 큰 접합부만을 선정하여 정적하중 및 반복하중을 받는 3차원 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 정적하중 해석은 양재근 등<sup>[22]</sup>의 해석 내용 및 결과를 활용하였다.

## 2. 상·하부 스플릿 T 접합부의 3차원 비선형 유한요소해석

상·하부 스플릿 T 접합부의 휨모멘트-회전각 관계 파악, 접합부의 파괴양상 파악, 휨강도 설계식 검토 등을 위하여 4개의 T-stub을 선정하여 접합부 유한요소해석을 수행하였다. 그리고 접합부의 에너지 소산능력 파악, 응력분포 및 소성화 과정 파악 등을 위하여 반복하중을 적용하여 접합부 유한요소해석을 수행하였다. 해석모델의 변수는 T-stub 플랜지의 두께 ( $t_f = 15, 21 \text{ mm}$ ) 및 고력볼트 게이지 거리( $g_t = 260, 310 \text{ mm}$ )로 선택하였다. 해석모델의 변수 및 형상은 양재근 등<sup>[22]</sup>의 해석모델을 활용하였다.

### 2.1 3차원 비선형 유한요소해석을 위한 접합부 모델링

상·하부 스플릿 T 접합부의 파괴양상 중 T-stub 플랜지의 휨항복 후 소성힌지 발생에 의한 파괴를 유도<sup>(7),(8),(20),(21)</sup>하기 위하여 아래의 식 (1)로 표현되는  $\alpha'$ 이 1.0보다 큰 T-stub을 선택하여 보-기둥 접합부로 사용하였다. T-stub의 기하학적 형상은 Fig. 1 및 Table 1과 같이 정리할 수 있다<sup>[22]</sup>.

$$\alpha' = \frac{1}{\delta(1+\rho)} \left\{ \left( \frac{t_c}{t_f} \right)^2 - 1 \right\} \quad (1)$$

여기서,

$$t_c = \sqrt{\frac{8B_0b'}{pF_y}} \quad (2)$$

$$\rho = \frac{b'}{a'} \quad (3)$$

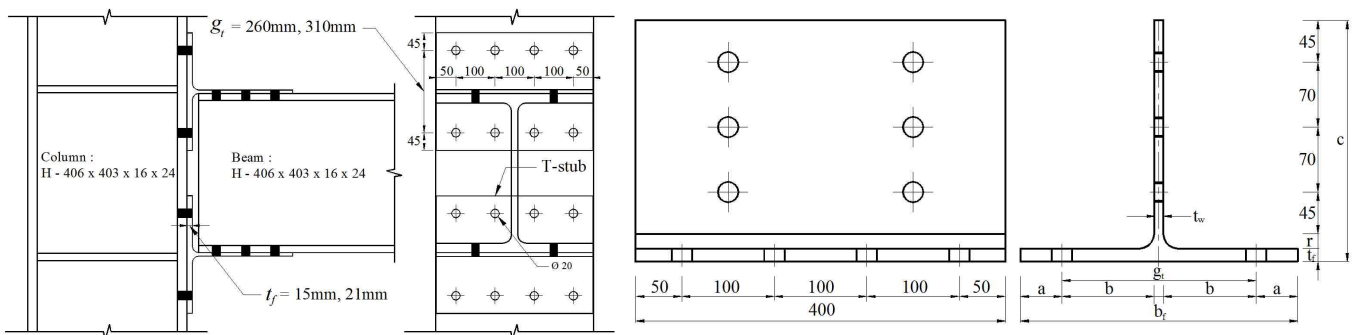
$$\delta = 1 - \frac{d'}{p} \quad (4)$$

$$a' = a + \frac{d_{bt}}{2} \quad (5)$$

$$b' = b - \frac{d_{bt}}{2} \quad (6)$$

유한요소해석에 필요한 T-stub의 재료적 물성값을 파악하기 위하여 인장시험을 수행하였고, Fig. 2와 같이 T-stub 인장 시험편의 응력-변형도 곡선은 이중곡선모델로 이상화하였다. Table 2에 나타난 것과 같이 SM490 강재로 구성된 T-stub의 재료적 물성값은 공칭강도를 상회하는 값을 제공하였고, Fig. 2의 각 두 점의 값을 유한요소해석의 재료적 물성값으로 입력하였다. T-stub은 165kN의 고력볼트 축력이 발생하도록 F10T-M20 고력볼트를 사용하여 각 기둥과 보의 상·하부 T-stub 플랜지에 체결되도록 모델링하였다.

상·하부 스플릿 T 접합부는 상용프로그램인 ABAQUS (ver.6.9.2)를 이용하여 모델링하였다. 상·하부 스플릿 T 접합부를 구성하는 T-stub, 고력볼트, 너트, 와셔 등은 C3D8R (eight-node brick element with reduced integration)을 부재요소로 선택하였다. 해석에 있어서 각 부재 사이의 접촉 및 지압현상, 고력볼트의 초기장력도 포함하여 해석하였다. 각 부재 사이의 미끄럼계수는 0.3으로 선택하였다<sup>[23]</sup>. 전체 상·하부 스플릿 T 접합부 유한요소해석 모델은 Fig. 3과 같이 총



(a) Geometric Shape of the Connection

(b) Geometric Shape of the T-stub

Fig. 1 Geometric Shape of the Double Split Tee Connection

Table 1. Geometric Variables of the T-stub Specimen (Unit: mm)

Specimen	$b_f$	$t_w$	$t_f$	$g_t$	$r$	$a$	$b$	$c$
G260-T15-B350	350	15	15	260	22	45	122.5	263
G310-T15-B400	400	15	15	310	22	45	147.5	263
G260-T21-B350	350	13	21	260	22	45	123.5	273
G310-T21-B400	400	13	21	310	22	45	148.5	273

G260 - T15 - B350

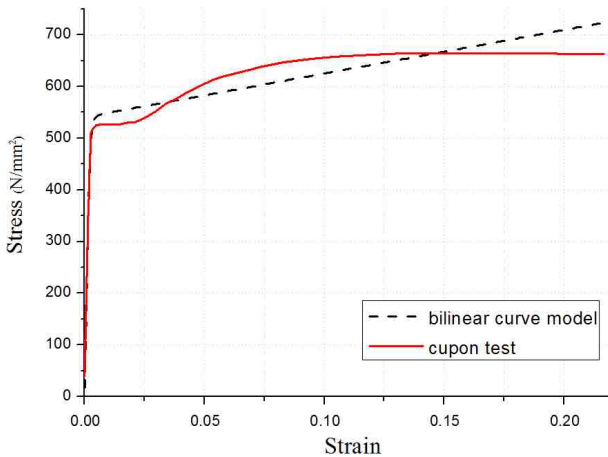
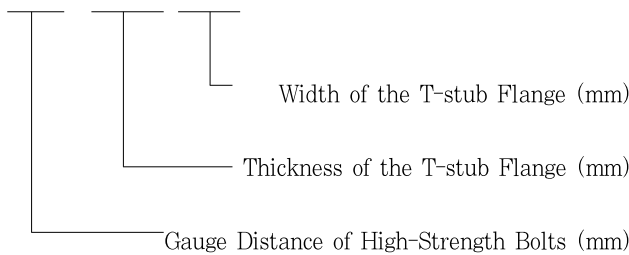


Fig. 2 Stress-Strain Relationship Curve of the T-stub Steel Material

Table 2. Material properties of the T-stub specimen

$F_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	$F_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon_y$	$\epsilon_u$	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_h$ (N/mm <sup>2</sup> )
538.5	694.2	0.002371	0.210137	228,062.2	755.4

48,145개의 부재와 총 76,493개의 절점으로 구성되었다. 하중은 보의 끝단에 전단력 형태로 접합부에 충분한 소성변형이 발생할 때까지 가하였다.

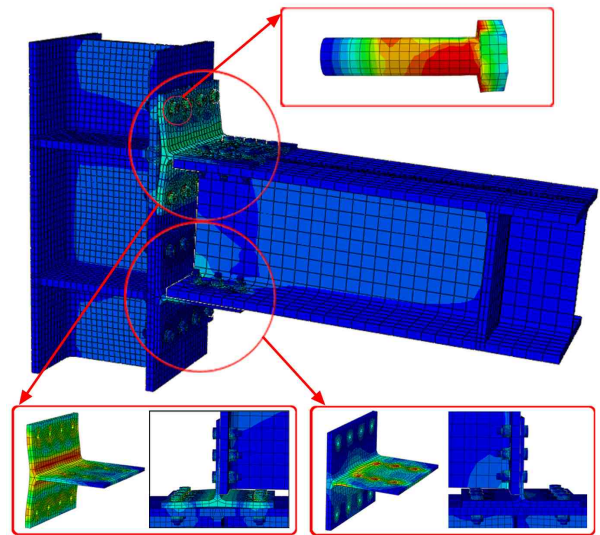


Fig. 3 Three-Dimensional Nonlinear Finite Element Analysis Model of the Double Split Tee connection under Static Load

## 2.2 접합부 해석모델의 패널존 및 기둥 플랜지 두께 검토

강골조의 설계에 있어서 기둥 부재가 파괴되는 것보다는 보 부재가 파괴되도록 파괴모드를 유도하는 것이 일반적인 강구조 설계의 기본개념이다. 그러므로 상·하부 스플릿 T 접합부로 보-기둥 부재가 연결된 강골조도 패널존의 전단항복 및 기둥 플랜지의 국부좌굴에 의하여 기둥 부재가 파괴되지 않도록 설계되어야 한다. 따라서 패널존의 두께는 아래의 식 (7)을 만족하며, 기둥 플랜지는 아래의 식 (8) 혹은 식 (9)를 만족하는지를 검토하여야 한다. 만약 식 (7), 식 (8) 혹은 식 (9)를 만족하지 않는 상·하부 스플릿 T 접합부로 보-기둥 부재가 연결된 강골조는 패널존에 복 플레이트(doubler plates)나 연속 플레이트(continuity plates)로 패널존 및 기둥 플랜지를 보강하여야 한다.

패널존의 두께 검토 식:

$$t_{pz} > (d_z + w_z)/90 \quad (7)$$

기둥 플랜지의 두께 검토 식:

$$t_{cf,1} > 0.4 \sqrt{1.8 b_{bf} t_{bf} \frac{R_{yb} F_{yb}}{R_{yc} F_{yc}}} \quad (8)$$

$$t_{cf,2} > b_f/6 \quad (9)$$

각 해석모델의 기하학적 형상을 확인하고 위 식 (7), 식 (8)

혹은 식 (9)를 적용하여 패널존의 두께 및 기둥 플랜지의 두께를 산정한 결과는 Table 3에 정리한 것과 같다. 식 (7)을 적용하여 구한 패널존의 두께는 해석모델의 기둥 웨브의 두께보다 작은 값을 제공하여 추가적인 복 플레이트(doubler plates)로 패널존의 보강은 필요하지 않으며, 식 (8) 혹은 식 (9)를 적용하여 구한 기둥 플랜지의 두께는 해석모델의 기둥 플랜지의 두께보다 큰 값을 제공하므로 연속 플레이트(continuity plates)로 기둥 플랜지의 보강이 필요하다. 그러므로 각 해석모델의 설계는 적절하다고 판단할 수 있다.

Table 3. Calculation of Panel Zone Thickness and Column Flange Thickness of each specimen (Unit:mm)

Specimen	Panel Zone Thickness		Column Flange Thickness		
	$t_{pz, FEM}$	$t_{pz}$	$t_{cf, FEM}$	$t_{cf, 1}$	$t_{cf, 2}$
G260-T15-B350	16	7.90	24	52.78	67.17
G310-T15-B400	16	7.90	24	52.78	67.17
G260-T21-B350	16	7.88	24	52.78	67.17
G310-T21-B400	16	7.88	24	52.78	67.17

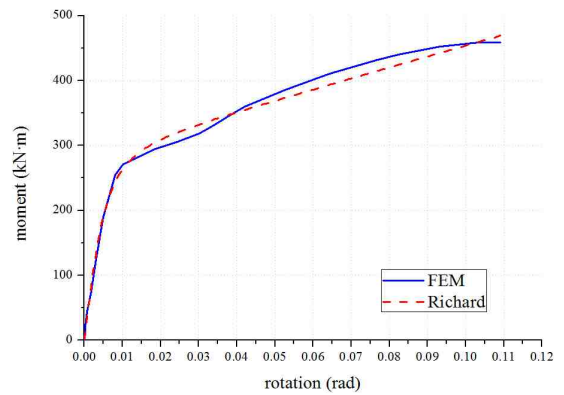
### 2.3 접합부 3차원 비선형 유한요소해석 결과

#### 2.3.1 정적하중을 받는 접합부 유한요소해석 결과

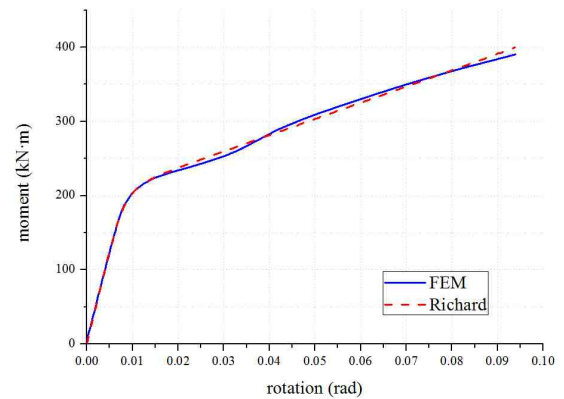
각 해석모델의 휨모멘트-회전각 관계 곡선은 상용프로그램인 SigmaPlot(ver.8.0)으로 아래의 식 (10)과 같은 Richard 해석모델을 적용하여 Table 4와 같이 회귀분석 하였다. Table 4 및 Fig. 4<sup>[20]</sup>에 나타난 것과 같이 동일한 T-stub 플랜지를 갖는 경우, 각 해석모델은 고력볼트 게이지 거리가 짧을수록 초기회전강성, 참조모멘트 값이 증가하였다. 한편, 동일한 고력볼트 게이지 거리를 갖는 경우, 각 해석모델은 T-stub 플랜지의 두께가 증가할 때 초기회전강성, 참조모멘트 값이 증가하였다. Table 4에 정리한 것과 같이 결정계수  $R^2$  (coefficient of determination) 값이 0.99이므로 회귀분석 결과가 실제 유한요소해석 결과 얻은 휨모멘트-회전각 관계 곡선과 거의 일치한다는 것을 알 수 있다.

Richard 해석모델:

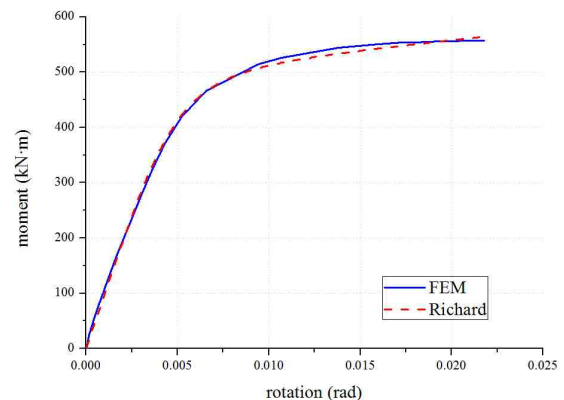
$$M(\theta) = \frac{(K_e - K_p) \cdot \theta}{\left(1 + \left| \frac{(K_e - K_p) \cdot \theta}{M_0} \right|^n\right)^{1/n}} + K_p \cdot \theta \quad (10)$$



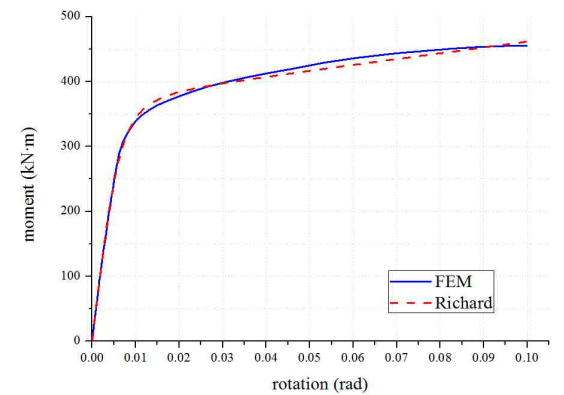
(a) G260-T15-B350



(b) G310-T15-B400



(c) G260-T21-B350



(d) G310-T21-B400

Fig. 4 Moment-Rotation Relationship Curve of the Double Split Tee Connection under Static Load

Table 4. Regression analysis results of the Double Split Tee Connection of each Specimen

Specimen	$K_e$ (kN·m/rad)	$K_p$ (kN·m/rad)	$M_0$ (kN·m)	$n$	$R^2$
G260-T15-B350	41,143	2,324	257.62	4.31	0.99
G310-T15-B400	25,602	2,137	197.42	4.85	0.99
G260-T21-B350	88,571	2,657	458.08	3.33	0.99
G310-T21-B400	60,729	1,003	411.78	2.82	0.99

각 해석모델 T-stub 플랜지 필릿부의 하중-변형률 관계 곡선은 Fig. 5에 정리하였다. Fig. 5에 나타난 것과 같이 작용하중이 각 실험체의 참조하중보다 작은 경우( $T < T_0$ ,  $\epsilon < \epsilon_y$ ), 하중-변형률 관계 곡선은 선형적인 관계를 나타낸다. 그러나 작용하중이 각 해석모델의 참조하중보다 큰 경우( $T > T_0$ ,  $\epsilon > \epsilon_y$ ), 하중-변형률 관계 곡선은 비선형적인 관계를 나타내며, 이때 변형률의 증가폭이 커짐을 알 수 있다. 즉, 작용하중이 각 해석모델의 참조하중보다 큰 경우, T-stub 플랜지는 휨항복에 의한 소성변형이 시작됨을 알 수 있다.

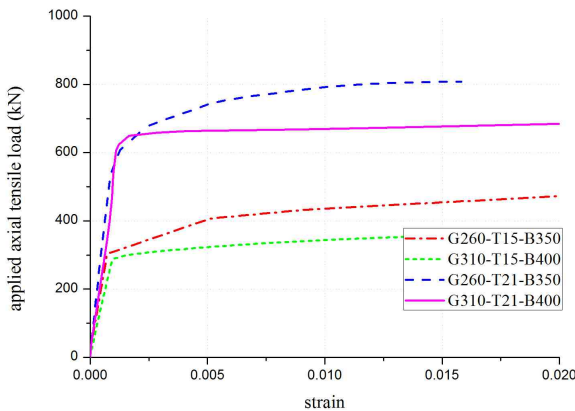


Fig. 5 Applied Axial Tensile Load-Strain Relationship Curves of the T-stub Flange Fillet Part

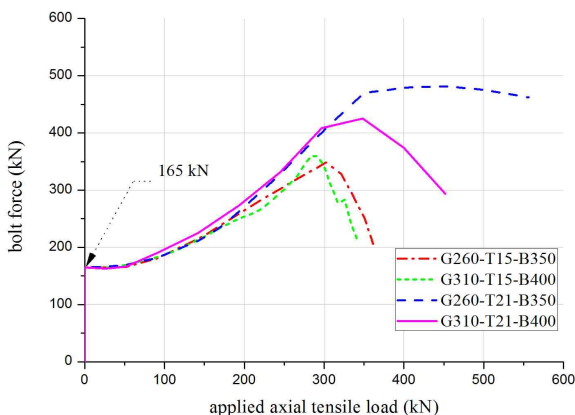
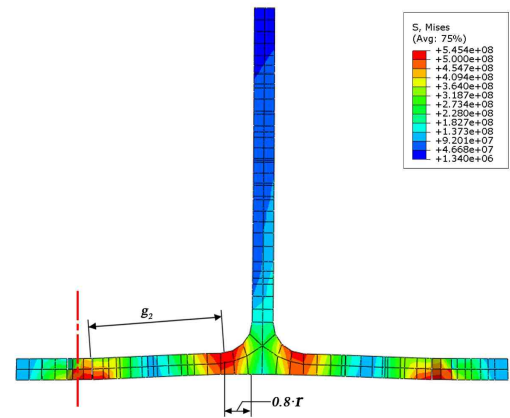


Fig. 6 Applied Axial Tensile Load-Bolt Force Relationship Curves for Prestressed Single Bolt

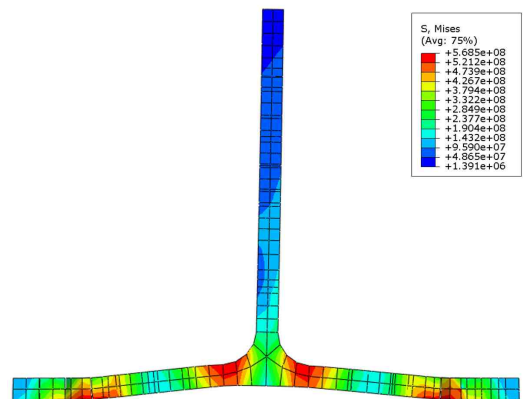
각 해석모델의 작용하중-고력볼트 축력 관계 곡선은 Fig. 6에 정리하였다. Fig. 6에 나타난 것과 같이 작용하중이 증가함에 따라서 고력볼트의 축력은 점증적으로 증가하다가 각 해석모델의 참조하중보다 큰 작용하중이 작용하면 고력볼트의 축력이 급격히 증가하였다. 이는 고력볼트의 지레작용효과에 의한 것으로 상·하부 스플릿 T 접합부의 설계식 및 해석모델 제안에 있어서 반드시 고려하여야 할 사항이다.

하중 증가에 따른 T-stub 플랜지의 응력분포 변화는 Fig. 7과 같다. Fig. 7(a)에 나타난 것과 같이 참조하중이 작용할 때에 와서 단부, T-stub 플랜지 필릿부에 응력집중 현상이 발생하였고, Fig. 7(b)에 나타난 것과 같이 최종 하중이 작용할 때 이러한 응력집중 현상은 심화되어서 와서 단부, T-stub 플랜지 필릿부에는 소성현상이 발생한다.

하중 증가에 따른 고력볼트 축의 응력분포 변화는 Fig. 8과 같다. Fig. 8에 나타난 것과 같이 참조하중이 작용할 때에 고력볼트 축력의 합력은 고력볼트 중심축으로부터 약  $0.3d_b$  만큼 이동한 거리에 작용한다고 가정한다<sup>[24]</sup>.



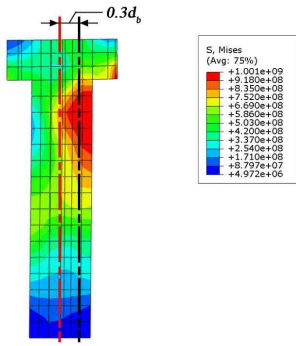
(a)  $M_0 = 257.62 \text{ kN}\cdot\text{m}$



(b)  $M_u = 304.36 \text{ kN}\cdot\text{m}$

Fig. 7 Stress Distribution Change of the Upper T-stub under Static Load (G260-T15-B350)





(a)  $M_0 = 257.62 \text{ kN}\cdot\text{m}$

Fig. 8 Stress Distribution Change of the High-Strength Bolt (G260-T15-B350)

### 2.3.2 반복하중을 받는 접합부 유한요소해석 결과

반복하중을 받는 접합부의 이력거동 해석을 위하여 ABAQUS의 \*PLASTIC 명령의 Kinematic Hardening 옵션을 이용하여 정적하중을 받는 접합부와 동일한 해석모델을 재해석하였다. 반복하중을 고려함으로써 접합부의 에너지소산능력을 산정하여 접합부가 충분한 연성능력을 갖고 있는지 파악하였다. 반복하중은 변위제어 방식을 이용하여 가력하였고, FEMA350에 제시된 반복 가력 사이클 패턴을 활용하여 Fig. 9에 나타난 것과 같이 반복변위하중 이력에 따라 변위를 제어하였다.

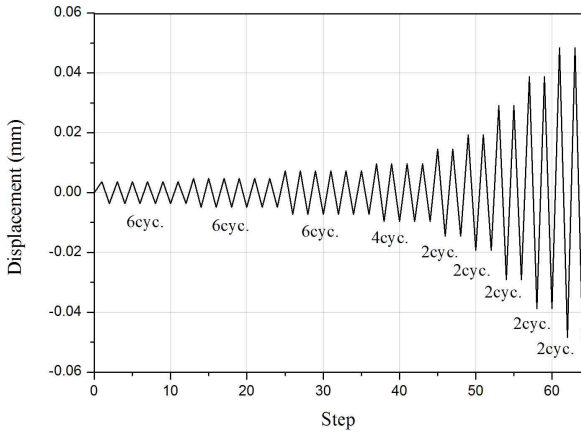
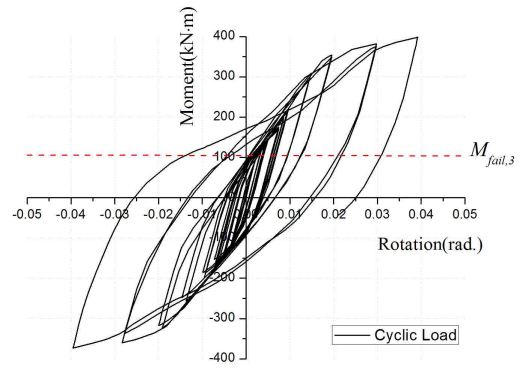
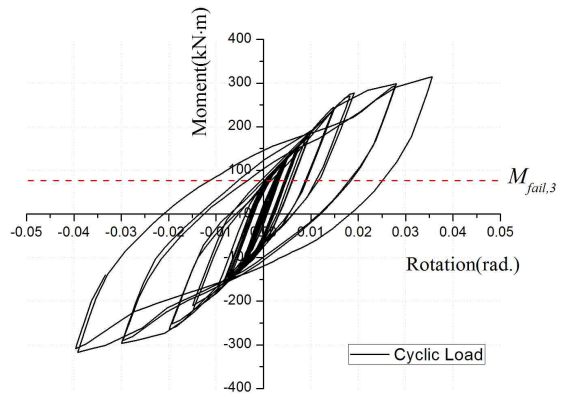


Fig. 9 Cyclic Displacement Loading History

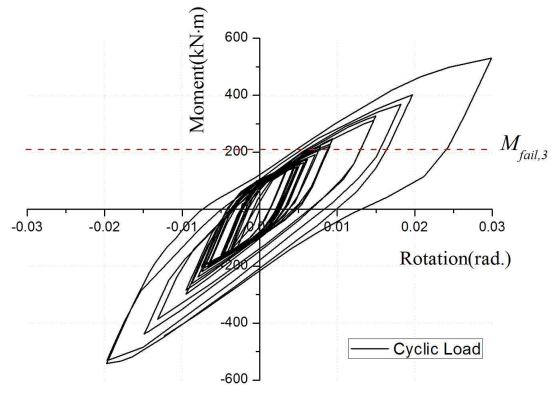
Fig. 10은 반복하중을 받는 상·하부 스플릿 T 접합부에 대한 모멘트-회전각 이력곡선을 나타낸 것이며, 각 해석모델의 모멘트-회전각 이력곡선을 사다리꼴 방식으로 적분하여 에너지 소산능력을 평가하였다. Table 5에 나타난 것과 같이 고력 볼트 게이지 거리가 증가하거나 T-stub 플랜지의 두께가 감소할 때 에너지 소산능력이 증가하였다.



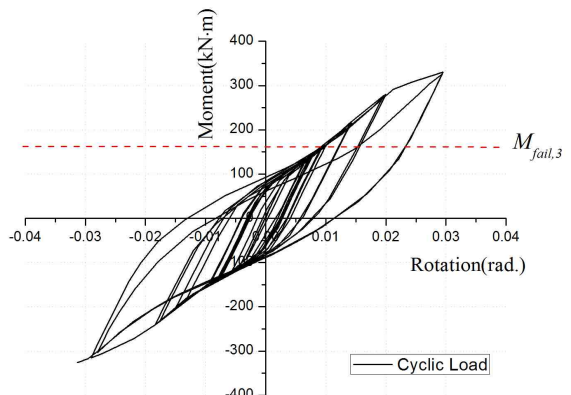
(a) G260-T15-B350



(b) G310-T15-B400



(c) G260-T21-B350



(d) G310-T21-B400

Fig. 10 Moment-Rotation Relationship Curve of the Double Split Tee Connection under Cyclic Load

Table 5. Energy Dissipation Capacity of each Specimen

Specimen	Energy Dissipation Capacity (kN · m · rad)
G260-T15-B350	14.23
G310-T15-B400	16.75
G260-T21-B350	5.95
G310-T21-B400	9.04

Fig. 9에 나타난 것과 같이 최종 사이클 하중 작용 시 T-stub 플랜지의 응력분포 변화는 Fig. 11과 같다.

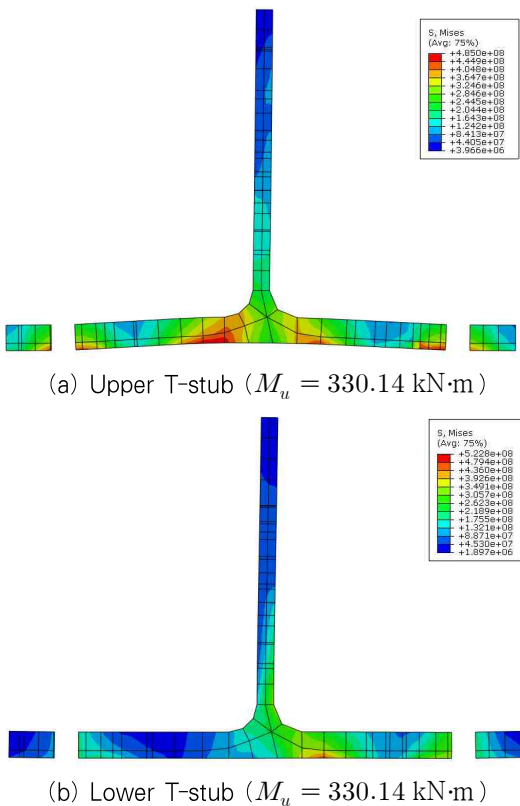


Fig. 11 Stress Distribution Change of the T-stub under Cyclic Load (G310-T21-B400)

### 3. 상·하부 스플릿 T 접합부의 휨강도

상·하부 스플릿 T 접합부의 파괴는 그동안의 연구결과에 근거하면 일반적으로 T-stub 플랜지의 두께가 얇고 고력볼트 게이지 거리가 비교적 넓은 경우에 T-stub 플랜지의 휨항복에 의하여 결정된다. 따라서  $\alpha'$  이 1.0보다 큰 경우, 상·하부 스플릿 T 접합부의 휨강도 설계식을 중점적으로 검토하였다.

### 3.1 휨강도 설계식

상·하부 스플릿 T 접합부는 아래의 식 (11)이 만족되도록 설계되어야 한다. 즉, 보 플랜지에 체결된 고력볼트의 전단파괴, T-stub 스템의 순단면 파괴, T-stub 플랜지의 휨항복, T-stub 플랜지에 체결된 고력볼트의 인장파괴, 보 플랜지의 순단면 파괴, T-stub 스템의 블록전단 파괴 등에 의하여 접합부가 파괴되기 전에 보 플랜지에 항복이 발생하여 접합부 파괴를 방지하도록 설계하는 것이다. 이는 보에 소성힌지 푸즈가 발생하도록 하여 강골조의 연성능력을 증대시키기 위한 방안이다.

$$1.2M_{yf} < M_{fail} \tag{11}$$

여기서,

$$M_{yf} = C_y M_f \tag{12}$$

$$M_f = M_{pr} + V_p x \tag{13}$$

$$M_{fail} = \min. \left\{ \begin{array}{l} M_{fail, shear \ failure \ of \ the \ beam \ flange \ bolts} \\ M_{fail, net \ section \ fracture \ of \ the \ T \ stem} \\ M_{fail, plastic \ bending \ of \ the \ T \ stub \ flanges} \\ M_{fail, tensile \ failure \ of \ the \ bolts \ at \ the \ T \ flange} \\ M_{fail, net \ section \ fracture \ of \ the \ beam \ flange} \end{array} \right. \tag{14}$$

각 접합부 부재의 파괴가 발생할 때 식 (14)에 기술된 기둥 플랜지 외주면의 모멘트  $M_{fail}$  은 아래의 식을 적용하여 구할 수 있다.

보 플랜지에 체결된 고력볼트의 전단파괴 시의  $M_{fail,1}$  :

$$M_{fail,1} = 2NA_b (F_{V, bolt}) d \cdot L_{TF1} \tag{15}$$

여기서,

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)} \tag{16}$$

T-stub 스템의 순단면 파괴 시의  $M_{fail,2}$  :

$$M_{fail,2} = F_{uT} \{w - 2(d_{bt} + 2)\} t_{stem} \cdot (d + t_{stem}) \cdot L_{TF2} \tag{17}$$

여기서,

$$w = \min. \left\{ \begin{array}{l} the \ flange \ length \ of \ the \ T \\ the \ width \ of \ the \ T \ at \ the \ first \ of \ bolts \end{array} \right. \tag{18}$$

$$w \leq g_t + S_3 \tan \theta_{eff} \quad (19)$$

$$15^\circ \leq \theta_{eff} = 60 t_{stem} \leq 30^\circ$$

$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1} \quad (20)$$

T-stub 플랜지의 휨항복 시의  $M_{fail}$  :

$$M_{fail,3} = \frac{\left(2a' - \frac{d_{bt}}{4}\right) w F_{yT} t_f^2 (d - t_{stem})}{4a'b' - d_{bt}(b' + a')} \quad (21)$$

여기서,

$$a' = a + \frac{d_{bt}}{2} \quad (22)$$

$$b' = b - \frac{d_{bt}}{2} \quad (23)$$

T-stub 플랜지에 체결된 고력볼트의 인장파괴 시의  $M_{fail}$  :

$$M_{fail,4} = n_{tb} (d + t_{stem}) \cdot \left( T_{ub} + \frac{w F_{yt} t_f^2}{16a'} \right) \cdot \frac{a'}{a' + b'} \quad (24)$$

보 플랜지의 순단면 파괴 시의  $M_{fail}$  :

$$M_{fail,5} = [F_{u,bm} \{Z_b - 2(d_{bt,hole} + 2)t_{fb}(d - t_{fb})\}] L_{TF3} \quad (25)$$

여기서,

$$L_{TF3} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2(S_1 + S_3)} \quad (26)$$

각 접합부의  $M_{fail}$  값은 식 (14)를 적용하여 구하였다. Table 6에 나타난 것과 같이 각 접합부는 T-stub 플랜지의 휨항복에 의하여 접합부 파괴가 발생하였다. 이러한 각 접합부의 T-stub 플랜지의 휨항복 시의  $M_{fail}$  값은 Fig. 10에 나타난 것과 같이 유한요소해석을 통하여 얻은 한계휨모멘트 값보다 작은 값이다. 따라서 각 접합부는 충분한 휨강도를 갖는 것으로 판단할 수 있다. 즉, 식 (14)를 적용하여 얻은 휨모멘트값보다 해석모델을 통하여 얻은 휨모멘트 값이 크므로 각 접합부는 충분한 휨모멘트 저항능력이 있다고 판단된다.

Table 6.  $M_{fail}$  Values of each Specimen (Unit:kN·m)

Specimen	$M_{fail,1}$	$M_{fail,2}$	$M_{fail,3}$	$M_{fail,4}$	$M_{fail,5}$	$M_{u,FEM}$
G260-T15-B350	398.51	1,596.83	103.54	343.87	2,861.29	398.39
G310-T15-B400	398.51	1,596.83	82.14	296.51	2,861.29	314.75
G260-T21-B350	398.90	1,380.04	201.86	401.90	2,866.67	530.41
G310-T21-B400	398.90	1,380.04	160.50	346.84	2,866.67	330.14

#### 4. 결 론

상·하부 스플릿 T 접합부의 국내 현장적용을 위하여 휨강도에 관한 FEMA-350의 제안식을 검토하였다. 이 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) T-stub 플랜지의 휨항복에 의하여 접합부 파괴가 발생된 경우, 상·하부 스플릿 T 접합부의 휨강도는 고력볼트 게이지 거리가 감소하거나 T-stub 플랜지의 두께가 증가할 때 증가한다.
- (2) T-stub 플랜지의 휨항복에 의하여 접합부 파괴가 발생된 경우, 상·하부 스플릿 T 접합부의 FEMA 휨강도 설계식을 적용하여 얻은 휨모멘트 값보다 해석모델을 통하여 얻은 휨모멘트 값이 약 3.8배(G260-T15-B350) 정도 크므로 각 접합부는 충분한 휨모멘트 저항능력이 있다고 판단된다.
- (3) T-stub 플랜지의 휨항복에 의하여 상·하부 스플릿 T 접합부 파괴가 발생된 경우, 고력볼트의 지레작용효과 및 접합부재 사이의 접촉과 지압현상에 대한 고려도 반드시 포함하여 휨강도 식을 제안하여야 한다.
- (4) 반복하중을 받는 경우, 상·하부 스플릿 T 접합부의 에너지 소산능력은 고력볼트 게이지 거리가 증가하거나 T-stub 플랜지의 두께가 감소할 때 증가한다.

#### 기 호 (Nomenclatures)

- $A_b$  : 고력볼트의 공칭단면적(mm<sup>2</sup>)
- $a$  : 고력볼트 중심축과 T-stub 플랜지 끝 단 사이의 거리(mm)
- $b$  : 고력볼트 중심축과 T-stub 스템 면 사이의 거리(mm)
- $B_0$  : 고력볼트 초기장력(kN)
- $d$  : 보의 춤(mm)



- $d_{bt}$  : 인장볼트의 직경(mm)
- $d_c$  : 기둥의 축(mm)
- $d_z$  : 연속판 사이의 패널존의 높이(mm)
- $d', d_{bt,hc}$  : 고력볼트 구멍의 직경,  $d_{bt} + 2.0$ (mm)
- $E$  : 강재의 탄성계수(N/mm<sup>2</sup>)
- $E_h$  : 강재의 활선계수(N/mm<sup>2</sup>)
- $F_{uT}$  : 고력볼트의 공칭인장강도(N/mm<sup>2</sup>)
- $F_{V,bolt}$  : 고력볼트의 공칭전단강도(N/mm<sup>2</sup>)
- $F_y$  : 강재의 항복강도(N/mm<sup>2</sup>)
- $F_{yT}$  : 고력볼트의 항복강도(N/mm<sup>2</sup>)
- $g_t$  : T-stub의 고력볼트 게이지 거리(mm)
- $k_e$  : T-stub의 초기회전강성(kN·m/rad)
- $k_p$  : T-stub의 소성회전강성(kN·m/rad)
- $L$  : 보의 길이(mm)
- $M_0$  : T-stub의 참조모멘트(kN·m)
- $M_{pr}$  : 최대 소성힌지 모멘트(kN·m)
- $N$  : T-stub 플랜지에 체결하는 고력볼트 열 당 고력볼트 개수
- $n$  : 곡선형태변수
- $n_{tb}$  : 인장 고력볼트의 총 개수
- $t_{fb}$  : 보 플랜지의 두께(mm)
- $t_{pz}$  : 기둥 웨브 또는 패널존 보강판의 두께(mm)
- $t_{stem}$  : T-stub 스템의 두께(mm)
- $T_{ub}$  : 고력볼트의 인장력(kN)
- $V_p$  : 최대 소성힌지 전단력(kN)
- $x$  : 기둥 플랜지 면과 보의 소성힌지 사이의 거리(mm)
- $w_z$  : 기둥플랜지 사이의 패널존의 폭(mm)
- $Z_b$  : 보의 소성단면계수(mm<sup>3</sup>)
- $\epsilon_u$  : 강재의 인장 변형률
- $\epsilon_y$  : 강재의 항복 변형률

### 감사의 글

이 논문은 한국연구재단(과제번호 2012-047786)과 인하대학교의 지원에 따른 연구결과를 종합한 것이다. 이에 저자들은 감사의 뜻을 표합니다.

### 참고문헌(References)

[1] FEMA-350 (2000) *Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Buildings*,

prepared by the SAC Joint Venture for the Federal Emergency Management Agency, Washington, DC.

[2] FEMA-355D (2000) *State of the Art Report on Connection Performance*, prepared by the SAC Joint Venture for the Federal Emergency Management Agency, Washington, DC.

[3] Swanson, J.A. (1999) *Characterization of the Strength, Stiffness, and Ductility Behavior of T-stub Connections*, Ph. D. Dissertation, Georgia Institute of Technology, Atlanta, USA.

[4] Swanson, J.A. and Leon, R.T. (2000) Bolted steel connections: Tests on T-stub components, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 126, No. 1, pp.50-56.

[5] Girão Coelho, A.M., Simões da Silva, L., and Bijlaard, F.S.K. (2004) Characterization of The Nonlinear Behaviour of Single Bolted T-stub Connections, *Proceedings of The Fifth International Workshop on Connections : Connections in Steel Structures, Behavior, Strength and Design*, AISC- ECCS, Amsterdam, pp.53-120.

[6] Girão Coelho, A. M., Simões da Silva, L. and Bijlaard, F.S.K. (2006) Finite-Element Modeling of the Nonlinear Behavior of Bolted T-stub Connections, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 132, No. 6, pp.918-928.

[7] Faella, C., Piluso, V., and Rizzano, G. (2000) *Structural steel semi-rigid connections: Theory, design, and software*, CRC Press.

[8] Kulak, G. L., Fisher, J. W. and Struik, J. H. A. (2001). *Guide To Design Criteria For Bolted and Riveted Joints 2nd Ed.*, American Institute of Steel Construction, Wiley, New York.

[9] Piluso, V., Faella, C., and Rizzano, G. (2001) Ultimate Behavior of Bolted T-stubs. I : Theoretical Model, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 127, No. 6, pp.686-693.

[10] Piluso, V., Faella, C., and Rizzano, G. (2001) Ultimate Behavior of Bolted T-stubs. II : Model Validation, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 127, No. 6, pp.694-704.

[11] Swanson, J.A. (2002) Ultimate Strength Prying Models for Bolted T-stub Connections, *Engineering Journal*, AISC, Vol. 39, No. 3, pp.136-147.

[12] Lemonis, M.E. and Gantes, C.J. (2006) Incremental Modeling of T-Stub Connections, *Journal of*

*Mechanics of Materials and Structures*, Vol. 1, No. 7, pp.1135-1159.

[13] Piluso, V., Rizzano, G., and Sabatino, R. (2008) Prediction of Ultimate Behaviour of Bolted T-stubs : Influence of Bolt Preloading, *EUROSTEEL 2008*, Graz, Austria, pp.513-518.

[14] Piluso, V., Rizzano, G., and Sabatino, R. (2009) Influence of Bolt Preloading and Flexural Effects on the Ultimate Behaviour of Bolted T-stubs, *Proceedings of ICASS '09 - Sixth International Conference on Advances in Steel Structures*, Hong Kong.

[15] Stankiewicz, B. (2002) Experimental Tests of T-stub Joints and Refined Finite Element Method Computer Model, *EUROSTEEL 2002*, Coimbra, Portugal.

[16] Swanson, J.A. and Leon, R.T. (2001) Stiffness Modeling of Bolted T-stub Connection Components, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 127, No. 5, pp.498-505.

[17] Swanson, J.A., Kokan, D.S., and Leon, R.T. (2002) Advanced Finite Element Modeling of Bolted T-stub Connection Components, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol. 58, No. 5, pp.1015-1031.

[18] Astaneh, A. (1985) Procedure For Design and Analysis of Hanger-Type Connections, *Engineering Journal*, AISC, Vol. 22, No. 2, pp.63-66.

[19] Thornton, W.A. (1985) Prying Action: A general treatment, *Journal of Environmental Engineering*, AISC, Vol. 22, pp.67-75.

[20] Yang, J.G., Park, J.H., Choi, J.H., and Kim, S.M. (2011) Characteristic Behavior of a T-stub Connection Under Shear, Including the Effects of Prying Action and Bolt Pretension, *The 6th International Symposium on Steel Structures*, KSSC, Korea, pp.1086-1092.

[21] Yang, J.G., Kim, H.K., and Park, J.H. (2012) Analytical Models for the Initial Axial Tensile Stiffness and Ultimate Tensile Load of a T-Stub, Including the Effects of Prying Action, *International Journal of Steel Structures*, KSSC, (inreviewing process).

[22] 양재근, 김윤, 박재호 (2012) 상·하부 스플릿 T 접합부의 초기회전강성 예측모델, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제3호, pp.279-287.

Yang, J.G., Kim, Y. and Park J.H. (2012) Prediction model for the initial rotational stiffness of a double split T connection, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 24, No. 3, pp. 279-287 (in Korean).

[23] Reinosa, J.M., Loureiro, A., Gutierrez R., and Moreno, A. (2008) Nonlinear Elastic-Plastic 3D Finite Element Modeling - Top and Seat Angle Connection with Double Web Angle, *EUROSTEEL 2008*, Graz, Austria, pp.501-506.

[24] 최정환 (2012) 지레작용효과를 고려한 T-stub의 초기인장강성 및 한계인장하중 예측을 위한 해석모델, 석사학위논문, 인하대학교.

Choi, J.H. (2012) *Analytical Models for the Initial Axial Tensile Stiffness and Ultimate Tensile Load of a T-Stub*, Including the Effects of Prying Action, Master's Thesis, Inha University, Korea (in Korean).

요 약 : 상·하부 스플릿 T 접합부는 부분강접 접합부의 한 형태로 접합부에 사용된 T-stub의 두께 및 고력볼트 게이지 거리 변화에 따라서 충분한 휨강도를 갖는다. 뿐만 아니라 상·하부 스플릿 T 접합부는 강재의 종류, 보 및 기둥의 규격, 접합부 형상 등의 조합에 의하여 보통모멘트골조 혹은 특수모멘트골조에 적용 가능한 충분한 연성능력을 갖는 내진접합부로 설계 및 시공 된다. 그러나 이러한 상·하부 스플릿 T 접합부에 대한 국내의 연구는 아직 미흡한 상황이며 적합한 설계식의 제안도 이루어지고 있지 않다. 그러므로 상·하부 스플릿 T 접합부의 국내 적용을 위해서는 많은 실험 및 해석적 연구가 필요한 상황이다. 따라서 이 연구는 FEMA의 상·하부 스플릿 T 접합부에 대한 설계식을 검토하고 국내의 적용 가능성을 타진하고자 진행하였다.

핵 심 용 어 : 상·하부 스플릿 T 접합부, 부분강접 접합부, 보통모멘트골조, 특수모멘트골조, 3차원 비선형 유한요소해석, 반복하중