

반강접 접합부의 요소인 개량 T-stub의 비탄성 해석과 약산식

Inelastic Analyses and Simplified Equations for Improved T-stub Element Used at Semi-Rigid Connections

조 재 철¹⁾ · 김 원 기²⁾ · 이 명 재³⁾

Cho, Jae Chul Kim, Wonki Lee, Myung Jae

요 약 : 보와 기둥과의 반강접에 관한 최근 연구로서 기둥 면과 T-stub 플랜지 사이에 격리재를 설치하는 개량된 T-stub 요소를 개발하고 있다. 개량된 T-stub에 대한 비탄성 해석을 수행하였으며, 그 결과를 실험값과 비교 분석하였다. 비탄성 해석 방법은 기둥 면과 격리재 사이에 간격요소(gap element)를 적용하고, 고력볼트에 초기 응력을 부여하여 실험값과 잘 일치하는 결과를 보인다. 실무에서의 설계와 해석에 적용할 수 있는 약산식으로서 T-stub의 초기 강성도와 압축하중에 의한 소성내력에 관한 설계식을 제시한다.

ABSTRACT : Recently, studies on semi-rigid beam-to-column connections have been done to develop a T-stub element with separators between column face and T-stub flange. In this paper, inelastic analyses for the improved T-stub element are performed, and their results are compared with existing experimental results. The inelastic analyses using gap elements between column face and the separator, and initial stresses at the high-tension bolts result in good agreement with experimental results. Simplified design methods estimating the initial stiffness and the strength of the semi-rigid connection for compression force are proposed.

핵 심 용 어 : 반강접합, 기둥보 접합부, 개량 티스터브, 비탄성해석, 약산식, 초기강성도, 소성내력

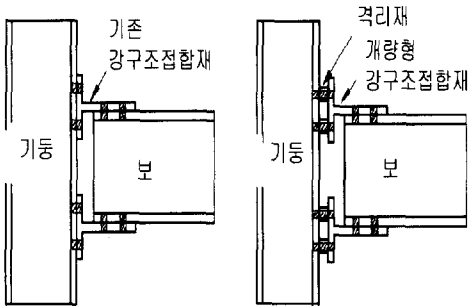
KEYWORDS : Semi-Rigid Connection, Beam-to-Column Joint, Innovated T-stub, Inelastic Analysis, Simplified Equation, Initial Stiffness, Plastic Strength

1) 정회원, 호서대 건축학과 대학원 석사과정
2) 정회원, 호서대 제5공학부 건축공학전공 교수, 공학박사
3) 정회원, 중앙대 건축공학과 교수, 공학박사

본 논문에 대한 토의를 1999년 12월 31일까지 약회로 보내주시면 토의회답을 게재하겠습니다.

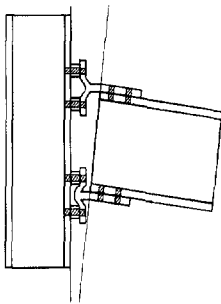
1. 서 론

강구조의 기둥보 접합부에는 단순접합(pin connection) 및 강접합(rigid connection) 이외에도 접합부의 강성 및 강도의 정도에 따라 엔드플레이트(end plate)접합 및 티스터브(T-stub) 접합 등의 반강접합(semi-rigid connection)이 있다⁽¹⁾. 현재 강구조 건축물의 거동에 대한 접합부의 영향에 대하여 많은 연구와 발전을 보이고 있다. 미국 표준과 유럽 표준에서는 내진성이 좋고 경제적인 구조로서 반강접구조가 소개되고 있고, 실제로 T-stub가 사용되고 있다. 하지만, 시공현장에서의 시공 정도에 따른 구조적 거동의 변화에 오차가 많아 모멘트-회전각 모델에 대해서는 완전한 거동을 예측하는데 어려움이 있었다. 결국, 국내에서는 시공의 용이성과 부재의 효율적인 모멘트 분배가 가능하다는 장점에도 불구하고 실용화되지 않았다.



(a) 기존형

(b) 개량형



(c) 변형형태

그림 1. 강구조 접합요소 형식

따라서, 기존의 T-stub의 개량과 이에 대한 거동의 예측이 필요한 실정이다⁽²⁾. 본 연구는 반강접합부 형식을 강구조 설계에 실제적으로 적용시키기 위한 연구이다. 과거에는 T-stub가 그림 1(a)와 같이 기둥보 접합부에서 보의 압축 축과 인장 축 양쪽에 연결되어 있으나 인장 응력을 받는 강구조 접합요소의 플랜지만 변형을 일으킬 수 있게 되어 있었다. 이것은 내진설계에 관련된 에너지 소산 능력이라는 측면에서 볼 때 효율적이지 못함을 알 수 있다. 이를 개량한 T-stub는 그림 1(b)와 같이 기둥면과 T-stub 플랜지 사이에 격리재를 설치하여, 그림 1(c)에 나타난 바와 같이 압축응력과 인장 응력을 받는 T-stub의 양쪽 플랜지에 모두 변형능력을 갖게 하여 접합부의 에너지 소산 능력을 증가시킨 것이다.

본 연구의 목적은 비교적 구조적 거동의 예측이 단순하며 적절한 강성도와 강도를 갖는 T-stub의 형태를 개발하는 것이다. 이를 위해 개량 T-stub의 실험을 수행하고⁽³⁾, 범용 전산 해석 프로그램인 MARC⁽⁴⁾를 사용하여 비탄성 해석을 수행하였고⁽⁵⁾, 실무에 적용할 수 있는 인장과 압축인 경우의 초기강성도와 압축인 경우의 소성내력 약산식을 제시하고자 한다.

2. 실험 개요

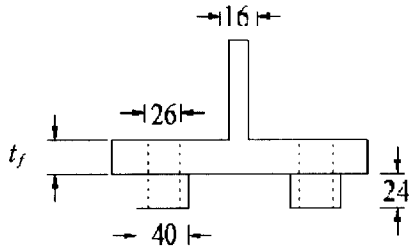
개량 T-stub의 단순 압축 및 단순 인장에 대한 거동을 조사하기 위하여 인장 및 압축 요소 실험을 실시하였다. 실험에 사용된 시험체의 역학적 성질을 조사하기 위해 인장강도 실험을 실시하였다. 실험의 시험체는 SS400을 사용하였고, 이에 대한 시험 결과는 표 1과 같다.

표 1. 재료의 인장시험 결과

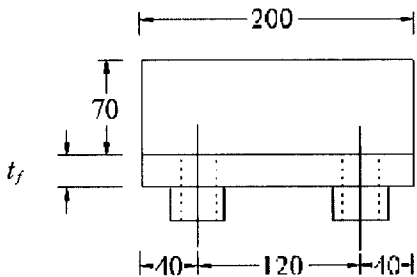
시험편	항복강도 σ_y (tf/cm ²)	인장강도 σ_{max} (tf/cm ²)	영 계수 E (tf/cm ²)
ME-01	2.63	4.28	2,153
ME-02	2.69	4.15	2,083

개량 T-stub 시험체의 형상은 그림 2와 같으며, 실험은 표 2와 같이 압축요소 시험체 3개, 인장요소 시험체 3개를 제작하였다. 실험에 사용된 주요 변수는 개량 T-stub의 플랜지 두께변화이며 플랜지 두께는 18mm, 14mm, 10mm 이다. 3가지 시험체에서 볼트구멍 중심간격은 120mm, 웨브 두께는 16mm, 격리재 높이는 24mm로 통일시켰다. 반강접합요소인 T-stub의 인장과 압축실험 모두 F10T M24인 (초기응력 26.2ton) 표준볼트장력으로 체결하였다. 하중-변위관계를 구하기 위하여 플랜지의 중앙에 다이얼 게이지(D.G.)를 설치하여 측정하였다.

실험에 대한 자세한 내용은 참고문헌 3에 수록되어 있으며, 압축요소의 실험 결과에 대한 요약은 그림 9에 보여준다. 이 결과는 뒤에서 비탄성 해석 및 약산식과 비교하여 분석하고자 한다.



(a) 정면도



(b) 측면도

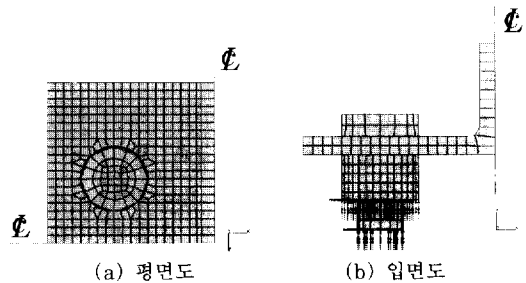
그림 2. 시험체 형상

표 2. 압축 및 인장요소 시험체 일람표

시험체	가력 방법	플랜지 두께, t_f
CE-01	압 축	18 mm
CE-02		14 mm
CE-03		10 mm
TE-01	인 장	18 mm
TE-02		14 mm
TE-03		10 mm

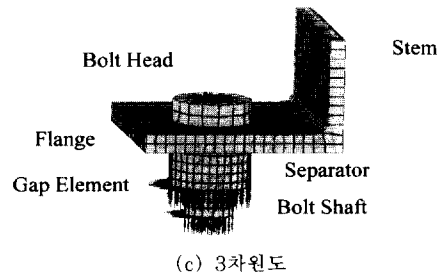
3. FEM 비탄성 해석

그림 3은 MARC 해석에서 모델링한 형상을 보이고 있다. 우선 대칭축 부분에 대한 변위 구속으로서 각각 x, z 방향의 변위와 y, x방향의 모멘트를 구속하였으며, 그림 3(c)에서 보이는 것처럼 볼트 축과 격리재 바닥은 모든 변위와 모멘트를 구속하였다. 격리재와 기둥의 사이는 간격요소(gap element)로서 분리를 시켰으며, 초기조건은 고력볼트의 단면적에 대한 초기장력이 26.2tf 이므로, 고력볼트에 7.42 tf/cm²의 초기응력 발생을 유도하였고 초기응력도(initial stress)로서 입력하였다.



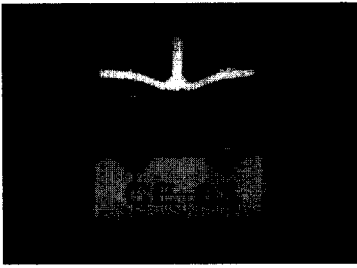
(a) 평면도

(b) 입면도

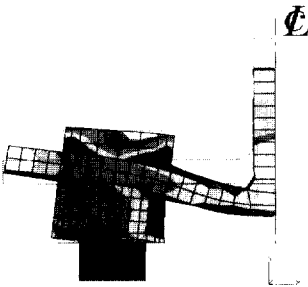


(c) 3차원도

그림 3. MARC해석 모델 형상



(a) 시험체 실험



(b) MARC 전산해석

그림 4. 실험과 MARC의 해석후의 변형 모습

비탄성 해석에 대한 자세한 설명은 참고문헌 5에 수록되어 있다. 해석 결과의 요약은 그림 9에 보여주고 있으며, 차후에 약산식과 비교하여 설명한다. 그림 4는 압축요소 시험체의 실험과 FEM 해석 후의 변형된 모습을 보여준다. 그림 4를 살펴보면, 플랜지의 휨과 함께 격리재의 변형이 나타남을 알 수 있다. 차후 초기강성도 약산식을 유도하는 과정에서 격리재의 이러한 변형을 포함시켰다. 그림 5는 FEM 해석시 입력한 응력도-변형도 관계를 보여주고 있으며 자세한 수치는 실험결과를 적용하였다.

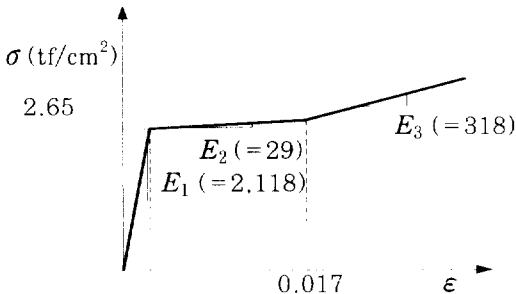


그림 5. FEM 해석의 응력-변형도 모델

4. 인장과 압축 초기 강성도의 약산식

4.1 초기 강성도 약산식 유도용 단순 모델

그림 6은 T-stub의 초기 강성도를 약산식으로 유도하기 위한 구조 모델이다. 고력볼트의 프리스트레스때문에 초기에는 격리재와 기둥 플랜지면의 분리가 없고, 초기 하중상태에서는 탄성거동이기때문에 인장과 압축에 모두 적용된다.

그림 6(a)는 4개의 격리재로 구성된 T-stub의 단면 형상으로서, 3차원 입체구조를 2차원 평면구조로 나타낸 구조체이다. 따라서, T-stub 웨브에 가해진 하중 전체는 집중하중 P 로 표현되었다. 그림 6(a)에서 좌우 격리재간의 스패는 l 이지만 초기 강성도를 산정하는 보의 스패는 다음과 같이 l_k 로 가정한다.

$$l_k = l - t_w - 2r_f + t_f \quad (1)$$

여기서, 중앙부의 웨브 두께 t_w 와 웨브 좌우의 필렛 폭 $2r_f$ 는 처짐에 영향을 거의 주지 않으므로 공제하였으며, 필렛 직하부의 플랜지 일부에 발생하는 변형도에 의한 보의 처짐을 고려하여 플랜지 두께 t_f 를 추가하였다.

그림 6(b)는 스패이 l_k 이며 중앙에 집중하중 P 가 작용하는 경우의 단순지지보 모델을 보여주고 있다. 이 경우에 발생하는 단부 회전각 θ_p 와 중앙부 처짐 δ_p 의 일반적인 해는 다음과 같다.

$$\theta_p = \frac{Pl_k^2}{16EI_f} \quad (2)$$

$$\delta_p = \frac{Pl_k^3}{48EI_f} + \frac{0.3Pl_k}{GA_f} \quad (3)$$

여기서, E : 강재의 영계수

G : 강재의 전단탄성계수
 I_f : 플랜지의 단면2차모멘트
 A_f : 플랜지의 단면적

$$\delta_{M_e} = \frac{M_e l_k^2}{8EI_f} \quad (5)$$

결과적으로, 그림 6(c)에 보이는 것처럼, 중앙의 집중하중 P 와 단부구속모멘트 M_e 가 동시에 작용하는 경우의 단부 회전각 θ_{tot} 와 중앙부 처짐 δ_{tot} 는 다음과 같다.

$$\theta_{tot} = \theta_P - \theta_{M_e} \quad (6)$$

$$\delta_{tot} = \delta_P - \delta_{M_e} \quad (7)$$

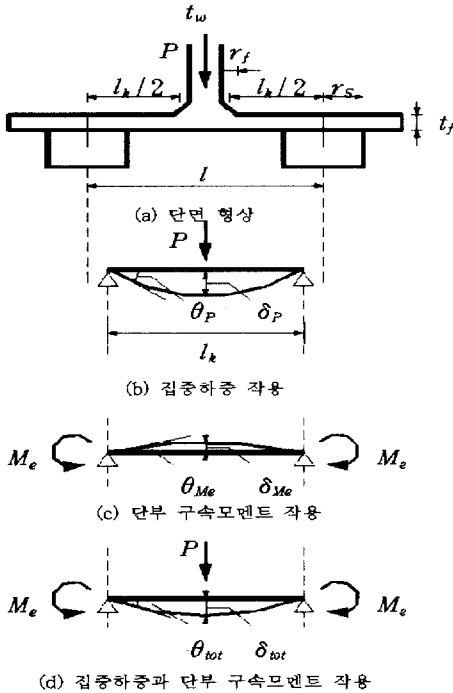


그림 6. 초기 강성도 약산식 유도용 모델

참고적으로, 플랜지 두께에 비해 스판이 그다지 길지 않으므로 식(3)의 중앙부 처짐값은 두 번째 항인 전단력에 의한 처짐을 포함하고 있다.

다음에 격리재에 의한 단부의 회전구속효과를 고려하기 위한 모델로서, 그림 6(c)는 단부 구속모멘트 M_e 가 작용하는 경우의 단순지지보 모델을 보여주고 있다. 이 경우에 발생하는 단부 회전각 θ_{M_e} 와 중앙부 처짐 δ_{M_e} 의 일반적인 해는 다음과 같다.

$$\theta_{M_e} = \frac{M_e l_k}{2EI_f} \quad (4)$$

4.2 격리재의 회전각

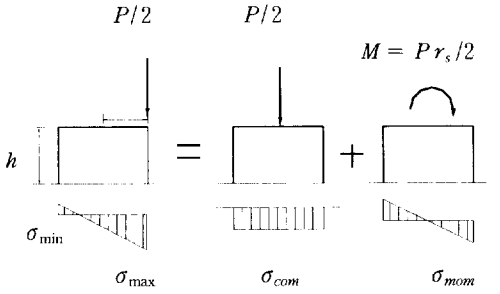
그림 6(a)에 보이는 격리재가 집중하중 P 에 의하여 발생하는 회전각을 산정하기 위한 모델은 그림 7과 같다.

그림 7(a)는 격리재 단부에 집중하중 $P/2$ 가 작용하는 것으로 가정한 경우의 격리재에 발생하는 응력도 분포를 보여주고 있다. 이 응력도는 그림 7(b)의 중심하중 $P/2$ 에 의한 압축응력도와 그림 7(c)의 편심모멘트 $Pr_s/2$ 에 의한 휨응력도로 분해할 수 있다. 차후의 보 중앙부 처짐 δ_{tot} 산정하는데 있어서, 그림 7(b)에 보이는 격리재의 중심하중에 의한 압축응력도의 영향은 미세하므로 무시하고, 그림 7(c)에 보이는 편심모멘트의 영향만 고려한다.

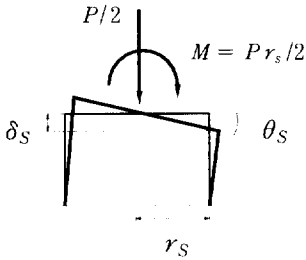
그림 7(c)에 보이는 휨응력도 σ_{mom} 와 그 영향으로 인한 격리재 단부의 처짐 δ_s (그림 7(d) 참조)는 다음과 같이 계산된다.

$$\sigma_{mom} = \frac{Pr_s}{2} \frac{r_s}{I_s} = \frac{Pr_s^2}{2I_s} \quad (8)$$

$$\delta_s = \frac{\sigma_{mom}}{E} h \quad (9)$$



(a) 단부 집중하중 (b) 중심하중 (c) 편심모멘트



(d) 격리재의 단부 처짐과 회전각

그림 7. 격리재의 응력도와 회전각

여기서, r_s : 격리재의 바깥 반지름
 I_s : 내부의 볼트 구멍을 공제한 격리재의 단면2차모멘트
 h : 격리재의 높이

그림 7(d)에 보이는 격리재 단부의 처짐 δ_S 와 반지름 r_s 에 의한 격리재의 처짐각은 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} \theta_S &= \tan^{-1} \frac{\delta_S}{r_s} \\ &= \tan^{-1} \frac{\frac{\sigma_{mom}}{E} h}{r_s} \\ &\approx \frac{\sigma_{mom} h}{r_s E} \end{aligned} \quad (10)$$

앞에서 산정한 식(8)을 식(10)에 대입하면 다음과 같다.

$$\theta_S = \frac{Pr_s h}{2EI_s} \quad (11)$$

4.3 T-stub의 중앙부 처짐과 강성도

지금까지 유도한 값을 사용하여 T-stub 중앙부의 처짐을 구한다. 우선, 그림 7(d)의 격리재 회전각 θ_S 는 그림 6(d)의 보 단부 회전각 θ_{tot} 와 같아야 한다. 즉,

$$\frac{Pr_s h}{2EI_s} = \frac{Pl_k^2}{16EI_f} - \frac{M_e l_k}{2EI_f} \quad (12)$$

윗 식에서 M_e 를 유도하면 다음과 같다.

$$M_e = P \left(\frac{l_k}{8} - \frac{r_s h I_f}{l_k I_s} \right) \quad (13)$$

결국, 식(3)과 식(5)를 식(7)에 대입하며, 여기서 단부 모멘트 M_e 에 식(13)을 대입하면 보의 중앙부 처짐 δ_{tot} 는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \delta_{tot} &= \frac{Pl_k^3}{48EI_f} + \frac{0.3Pl_k}{GA_f} \\ &\quad - \frac{Pl_k^2}{8EI_f} \left(\frac{l_k}{8} - \frac{r_s h I_f}{l_k I_s} \right) \\ &= P \left(\frac{l_k^3}{192EI_f} + \frac{0.3l_k}{GA_f} + \frac{l_k r_s h}{8EI_s} \right) \end{aligned} \quad (14)$$

참고적으로 식 (14)를 분석하여 보면, 첫 번째 항은 양단 고정보인 T-stub 플랜지의 휨모멘트에 의한 처짐이며, 두 번째 항은 플랜지의 전단에 의한 처짐이며, 세 번째 항은 격리재의 회전각에 의한 처짐이다. 앞에서 소개한 시험체 3개에 대해 중앙부 처짐 약산식인 식 (14)를 적용하여 산정한 처짐값은 표 3과 같다.

표 3. 플랜지 두께에 따른 순간격 l_k 와 처짐 δ_{tot}

플랜지 폭(cm), B_f	20		
웹 두께(cm), t_w	1.6		
필렛 길이(cm), r_f	0.8		
하중 (tf), P	80		
격리재 외반경(cm), r_S	2		
격리재 내경(cm), r_n	1.3		
격리재 높이(cm), h	2.4		
플랜지 두께(mm), t_f	18	14	10
강성도 산정용스팬(cm), l_k	10.6	10.2	9.8
δ_1 (cm) : 휨모멘트	0.0243	0.0460	0.1120
δ_2 (cm) : 전단력	0.0087	0.0108	0.0145
δ_3 (cm) : 격리재 회전	0.0117	0.0113	0.0108
δ_{tot} (cm)	0.0448	0.0681	0.1374

표 3에서 주시할 사항은 격리재의 회전에 의한 처짐량은 플랜지 두께와 거의 무관하며, 약간의 영향은 강성도 산정용 스패니 플랜지 두께 때문에 변하기 때문이다.

T-stub의 중앙부 집중하중에 대한 중앙부 처짐을 표현하는 강성도 K 는 다음과 같이 표현된다.

$$K = \frac{P}{\delta_{tot}} \quad (15)$$

지금까지 유도한 약산식에 의한 강성도와 앞에서 소개한 FEM에 의한 강성도를 비교한 값을 표 4에서 보여주고 있다. 두 값은 대체로 거의 근사하며, 다만 플랜지 두께가 얇은 경우에 약산식의 강성도가 다소 떨어지고 있다.

표 4. 약산식과 FEM에 의한 강성도 K 비교

하중 (tf), P	80		
플랜지 두께 (mm), t_f	18	14	10
δ_{tot} (cm)	0.0448	0.0681	0.1374
약산식 강성도 K (tf/cm)	1,786	1,175	582
FEM 강성도 K (tf/cm)	1,720	1,188	708
약산식 K / FEM K	1.04	0.99	0.82

5. 압축을 받는 경우 소성내력의 약산식

5.1 소성내력 약산식 유도용 단순 모델

그림 8은 T-stub의 소성내력을 약산식으로 유도하기 위한 구조 모델이다. T-stub 플랜지의 소성현지가 격리재 단부와 웹 필렛 단부에 발생하는 것으로 가정하였다. 결국, 소성내력을 산정하기 위한 양단 고정보로 단순화시킬 경우 고정보의 스패니 다음과 같이 l_p 로 가정한다.

$$l_p = l - t_w - 2r_f - 2r_s \quad (16)$$

이 경우 집중 소성하중 P_p 를 받는 양단고정보로에 생긴 소성현지의 소성모멘트 M_p 는 일반해로서 다음과 같다.

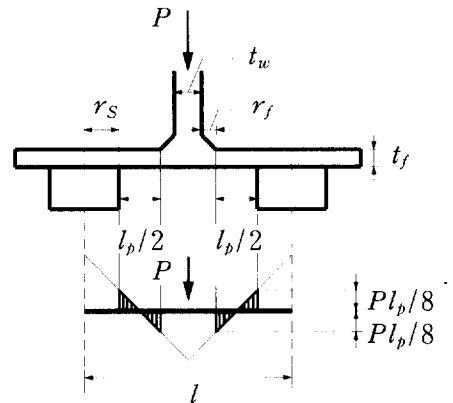


그림 8. 소성내력 약산식 유도용 모델

$$M_p = \frac{P_p l_p}{8} \quad (17)$$

5.2 T-stub의 소성내력

위에서 가정한 모델과 식 (17)에 의한 소성내력 P_p 는 직사각형 단면의 소성단면계수 및 항복응력도를 대입하여 다음과 같이 유도된다.

$$P_p = \frac{8 Z_{pf} \sigma_y}{l_p} \quad (18)$$

여기서, Z_{pf} : 플랜지의 소성단면계수
 σ_y : 플랜지의 항복응력도

앞에서 소개한 시험체 3개에 대하여 소성내력 약산식인 식 (18)을 적용하여 산정한 소성내력 값은 표 5와 같다.

6. 비교 분석

그림 9는 T-stub 압축 시험체 3개에 대한 실험값, FEM 해석 값 및 약산식의 결과를 그 래프로 나타내어 비교하고 있다.

표 5. 플랜지 두께에 따른 소성내력과 항복내력

플랜지 폭 (cm), B_f	20		
항복응력도(tf/cm^2) σ_y	2.65		
소성내력 산정용 스펠 (cm), l_p	4.8		
플랜지 두께 (mm), t_f	18	14	10
소성내력 (tf), P_p	71.55	43.28	22.08

(1) 초기강성도에 있어서, FEM 해석과 약산식은 유사한 값을 보이고 있으나, 실험값은 적은 강성도를 보이고 있다. 특히, 요소 CE-01과 CE-02에서 적은 강성도를 보이는 실험값은 실험체 모델에서 T-stub요소 이외의 부분에서 추가적인 변위가 발생한 것으로 판단된다. 결국, 추가적인 변위 발생을 최소화하는 정밀 실험이 요구된다.

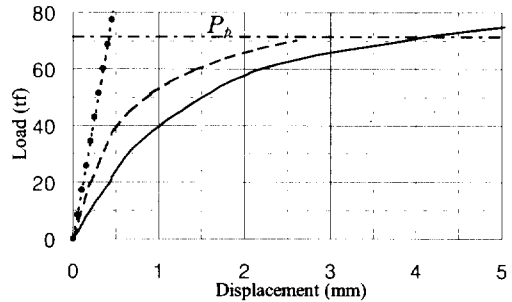
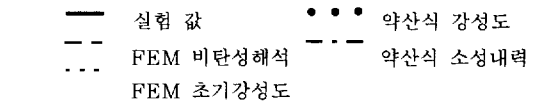
(2) 강도에 있어서, FEM 해석과 실험값은 유사한 값들을 보이고 있으나, 약산식의 소성내력 P_p 는 적은 값을 보이고 있다. 특히, 요소 CE-02와 CE-03에서의 적은 소성내력은 실험값이 크다는 의미로서, 실험값이 변형도경화까지 발전하여 인장강도에 접근함을 보여주고 있다. 플랜지 두께가 적은 경우에 특히 심한 이유는 실제 실험에서 격리재나 웨브의 필렛 부분에

적은 영향을 주며, 플랜지에서만 응력이 확대되기 때문에 판단된다.

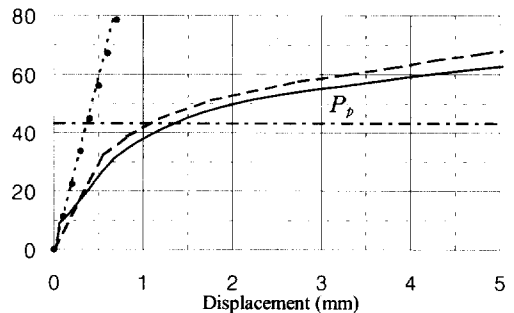
7. 결론

(1) 본 논문에서는 반강접합 요소인 개량 T-stub의 3가지 시험체를 실험한 값과 유한요소해석(FEM)에 의한 비선형 해석 값과, 단순화시킨 약산식에 의한 값을 비교하며, 단순한 약산식을 제시하였다.

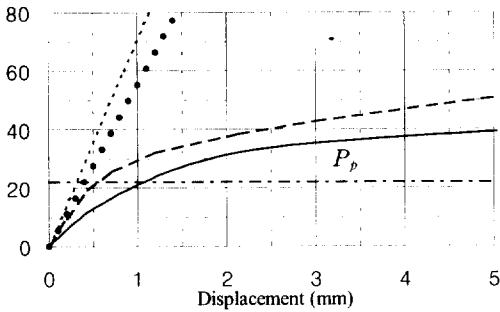
(2) 제시한 약산식은 반강접 T-stub요소의 인장과 압축을 받는 경우의 초기강성도와 압축을 받는 경우의 소성내력 산정식으로서, 3차원 시험체를 2차원으로 모델링하여 단순화하였다.



(a) 시험체 CE-01



(b) 시험체 CE-02



(c) 시험체 CE-03

그림 9. T-stub의 실험, FEM 해석, 약산식 값의 비교

(3) 초기강성도 산정용 약산식은 0.82~1.04의 범위에서 FEM해석과 유사한 값을 보이고 있다.

(4) 소성내력 산정식은 플랜지 두께가 18mm인 시험체와는 유사한 값을 보이나, 두께가 14mm와 10mm인 시험체인 시험체는 실험값에 비해 적은 즉, 안전한 값을 보이고 있다.

(5) 지속적인 연구로서 인정을 받는 경우의 소성내력을 산정하는 식을 별도로 유도할 필요가 있다.

(6) 지속적인 연구로서 개량된 T-stub의 파라메타를 플랜지 두께 이외의 다양한 파라메타로 확대할 필요가 있으며, 약산식으로서 초기강성도와 소성내력 중간에 위치하는 하중-변위 직선 또는 곡선을 유도할 필요가 있다.

감사의 말

이 논문은 한국과학재단(KOSEF) 목적기초연구 "건축물의 구조설계에서 반강접 집합부의 실용화(과제번호 96-062-03-01-3)"의 연구비 지원으로 수행되었습니다.

참고 문헌

- (1) Lorenz, R. F., Kato, B. and Chen, W-F., *Semi-Rigid Connections in Steel Frames*, Council on Tall Buildings and Urban Habitats, Committee 43, McGraw-Hill, Inc., 1993
- (2) Kim, S-E. and Chen, W-F., "Practical Advanced Analysis for Semi-Rigid Frame Connection", *Engineering Journal*, Fourth Quarter, AISC, 1996, pp129-146
- (3) 유봉현, 이명재, 김원기, "개량 T-stub 반강접 집합부의 기초적 연구", 한국강구조학회 논문집, 9권4호, 1997. 12
- (4) MARC Analysis Research Corporation, *Computer Program MARC*, California, U.S.A., 1994
- (5) Kim, W. and Joh, J. C., "Inelastic and Cyclic Analyses of Innovated T-stub Used for Semi-Rigid Connections", *Proceedings of 5th Pacific Structural Steel Conference*, Vol. 2, 1998 Oct.
- (6) Lee, M. J., Yang, M. S. and Cho, W. H., "Structural Behavior on Semi-Rigid Connection with Reformed T-stubs", *Proceedings of 5th Pacific Structural Steel Conference*, Vol. 2, 1998 Oct.
- (7) Lee, S. J. and Ahn, S. W., "Inelastic Behavior of Semi-Rigid Composite Connections", *Proceedings of 5th Pacific Structural Steel Conference*, Vol. 2, 1998 Oct.

(접수일자 : 1999년 4월 20일)