

# 가새 골조에서 거싯 플레이트 연결부의 강성 평가

## Evaluation of Gusset Plate Connection Stiffness in Braced Frames

유 정 한<sup>1)</sup>

Yoo, Jung Han

**요 약 :** 가새골조 성능을 개선하기 위해 연결부 (거싯 플레이트) 강도, 강성, 연성이 골조 디자인에 직접적으로 고려되어야 한다. 연결부의 강도는 지진력에 저항하도록 디자인 되어야하고 필요한 골조시스템의 연성을 확보하는데 기여해야한다. 그리고 연결부의 강성은 구조요소와 연결부의 동적 반응과 변위 요구에 영향을 준다.

이 논문에서 지난 실험 결과를 이용하여 거싯 플레이트 연결부에 대한 현 디자인 모델을 검토하고 평가한다. 현 디자인 모델은 연결부 디자인 가이드라인을 주기엔 적절하지 못하고 실제 거싯 플레이트의 응력과 변위 상태는 비선형이고 굉장히 복잡하다. 구조 디자이너들은 시스템과 연결부의 성능을 대략적으로 예측하기 위해 보와 기둥을 포함한 단순한 모델을 원한다. 이를 위해 단순화한 디자인 모델이 개발되고 평가된다. 이 모델은 비교적 정확하고 신뢰성 있는 연결부 강성 평가를 제공한다.

**ABSTRACT :** To improve braced frame performance, the connection strength, stiffness, and ductility must be directly considered in the frame design. The resistance of the connection must be designed to resist seismic loads and to help provide the required system ductility. In addition, the connection stiffness affects the dynamic response and the deformation demands on the structural members and connections.

In this paper, current design models for gusset plate connections are reviewed and evaluated using the results of past experiments. Current models are still not sufficient to provide adequate connection design guidelines and the actual stress and strain states in the gusset plate are very nonlinear and highly complex. Design engineers want simple models with beam and column elements to make an approximate estimation of system and connection performance. The simplified design models are developed and evaluated to predict connection stiffness and system behavior. These models produce reasonably accurate and reliable estimation of connection stiffness.

**핵심용어 :** 강성, 가새골조, 거싯 플레이트, 유한요소해석, 비탄성 반응

**KEYWORDS :** stiffness, braced frame, gusset plate, finite element analysis, inelastic response

### 1. 서론

횡력을 지지하기 위해 널리 사용되는 가새 골조 시스템은 지진 다발지역에서 경제적인 구조 시스템으로서 높은 강성과 저항력이 특징이다. 가새 골조의 비탄성 횡 반응은 가새의 좌굴 후 거동에 의해 지배되고 이에 상응하는 디자인 규정은 가새에 초점이 맞추어져 있다(AISC 2001). 그러나 가새 시스템의 전 반응은 가새, 연결부, 골조 부재 모두에 달려있다. 잘못 디자인된 연결부는 가새 골조의 강도와 강성에서 상당한 손실을 초래할 수 있다. 골조 성능을 개선하기 위해, 연결부의 강도, 강성, 연성을 포함하는 반응은 골조 디자인에서 반드시 고

려해야 한다. 연결부의 강도는 골조의 저항력에 기여하고 반드시 지진에 저항 하도록 디자인 되어야 하고 필요한 시스템의 연성을 제공하도록 도와야 한다. 그리고 연결부의 강성은 동적 거동에 영향을 미치고 구조 부재와 연결부에 변위 요구에 영향을 준다.

가새 골조와 그 구성요소의 단조하중과 반복하중에 대한 거동을 실험적 해석적 테크닉을 이용하여 평가하기 위해 많은 연구가 수행되어 왔다. 거싯 플레이트 연결부에 대한 현 디자인 모델들이 검토되었고 과거 실험 결과는 이 단순화한 모델들을 평가하기 위해 사용되었다. 디자인 모델의 평가는 거싯 플레이트의 좌굴에 대한 예측을 강조한다. 그러나 이들 모델

1) 교신저자, 대한주택공사 도시재생사업단 선임연구원, 공학박사  
(Tel. 031-389-6423, Fax. 031-381-9922, E-mail: happyjh@gmail.com)

본 논문에 대한 토의를 2009년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

들은 아직 적절한 연결부 디자인의 가이드라인을 주기 어렵고 거시 플레이트의 실제 응력과 변위는 매우 비선형적이고 복잡하다. 구조 설계자가 거시 플레이트와 시스템 거동을 예측하기 위해 복잡한 비선형 모델링을 할 것으로 생각되진 않는다. 대신 그들은 시스템과 연결부 성능을 대략적으로 예측할 수 있는 골조 부재를 포함한 단순 모델을 원한다.

그림 1은 전형적인 골조와 test set-up이다. Test set-up은 가능한 범위까지 특수중심가새골조 빌딩의 1층 1-bay 골조의 하중 및 경계조건을 시뮬레이션하기 위해 디자인되었다.

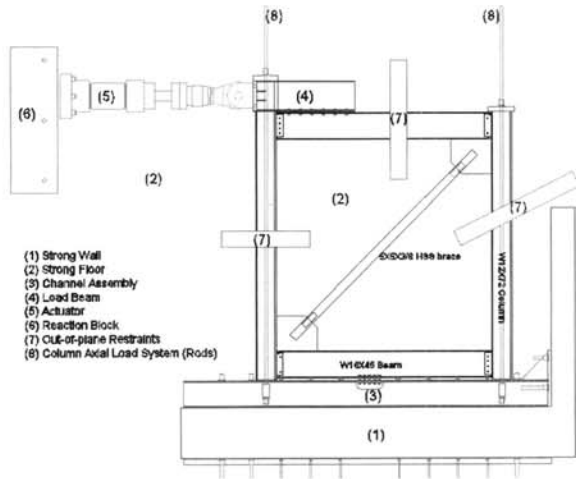


그림 1. Test Set-up

층고는 3.6m이고 기둥 간격 역시 중심에서 중심까지 3.6m이다. 실험체는 W16×45 보, W12×72 기둥, 45° 대각 HSS 5×5×3/8(SPSR 125×125×9에 가까움) 가새로 구성되어 있다. 가새 골조의 가새, 보, 기둥은 당초에 필수 지진 디자인 하중에 저항하기 위해 크기가 결정되었다(AISC 2005). 단순 모델은 이 논문의 주제이고 그림 2a는 이상적인 단순 해석 모델을 보여 준다. 거시 플레이트의 강성을 모델하기 위해 구축된 두 노드 사이의 강접 보-기둥 접합부에 강체 블록이 사용되었다. 보, 기둥, 가새는 그림 2b에 묘사된 것처럼 단순 보-기둥요소로 모델링했다. 스프링 요소는 연결부의 강성을 모델링하기 위해 사용됐다. 이 간소화한 디자인 모델은 충분히 정확성을 확보해서 구조 설계자가 전 레벨의 지진하중에 대해 성능을 예측할 수 있어야 한다. 그리고 모델은 아주 단순해서 구조 설계자가 일상 디자인 업무에서 손쉽게 그리고 경제적으로 사용할 수 있어야 한다.

## 2. 거시 플레이트 강도를 예측하기 위한 현 모델들

거시 플레이트의 강도를 예측하기 위한 현 디자인 모델이 여

기서 소개된다. 이 모델은 가새는 좌굴하지 않고 축하중만을 지지하는 것으로 가정하고, 거시 플레이트의 저항력을 예측하고 가새의 인장 및 압축력을 분배하기 위한 다양한 형태의 가정을 사용한다.

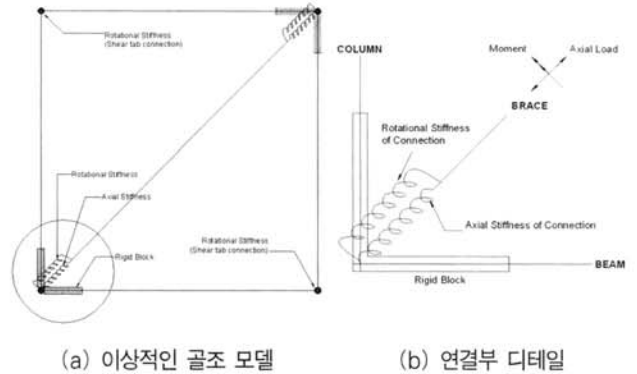


그림 2. 단순화한 모델

Whitmore(1952)는 가새의 축하중은 “Whitmore effective width” (Whitmore의 유효 폭)이라는 정해진 폭에 등분포 응력으로 분배된다고 제안했다(그림 3a). Whitmore의 유효 폭은 그림에서 보듯이 30° 분포각에 볼트 그룹의 길이로써 정의된다. 거시 플레이트의 디자인을 위한 많은 판의 좌굴 모델은 거시 플레이트의 평균 응력의 위치와 크기를 정하기 위해 Whitmore의 유효 폭 개념을 기초로 한다. 거시 플레이트의 Whitmore 디자인 설계 강도는 다음과 같다.

$$P = A_{gw} F_y = b_w t F_y \quad (1)$$

여기서  $b_w$ 는 Whitmore 유효 폭,  $t$ 는 거시 플레이트 두께,  $F_y$ 는 거시 플레이트의 항복강도이다.

Whitmore 유효 폭 개념을 기초로 Thornton(1984)은 거시 플레이트의 압축력을 평가하기 위한 방법을 제안했다. 거시 플레이트의 좌굴 강도는 Whitmore 유효 폭과 “가공의 단위 기둥 길이”(그림 3b의 L1, L2, L3 중 가장 긴 길이)를 이용 예측했다. 그러나 이 경우 거시 플레이트의 압축력의 저평가가 발생한다. Thornton은 좀 더 짧은 가공의 길이 즉 “평균 유효 좌굴 길이”가 좌굴 강도를 예측하는데 더욱 합리적이라고 제안했다. 유효 길이는 그림에서 보듯이 거시 플레이트의 마지막 볼트 열에서 골조까지의 거리를 말하는 것으로 유효 길이 계수는 0.65를 사용한다. 이 유효 길이 계수는 거시 플레이트의 유효 길이가 회전과 횡이동에 저항하는 강점으로 되어 있음을 가정한다.

Yam(1994)은 거시 플레이트의 파괴 전에 발생하는 항복에

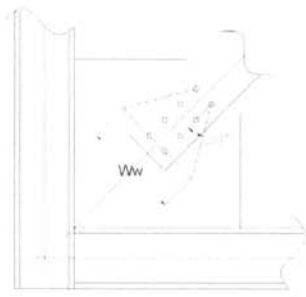
의한 힘의 재분배를 기초로 수정된 Thornton 방법을 개발했다. 수정된 Thornton 방법은 45° 분포각을 기초로 하고 유효 좌굴 길이는 가새의 끝에서 보-기둥 경계까지의 가새 축방향 단일 길이로 정의한다(그림 3c). 일단 유효 길이가 정해지면 거싯 플레이트의 Thornton 과 수정된 Thornton 좌굴 강도는 다음과 같다.

$$\lambda = \frac{Kl}{\pi t} \sqrt{\frac{12F_y}{E}} \quad (2)$$

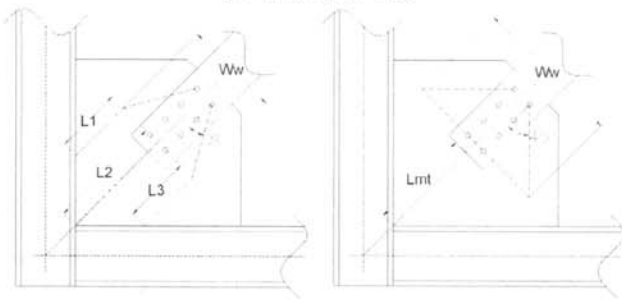
$$\text{For } \lambda \leq 1.5 \quad P_{cr} = 0.658 \lambda^2 F_y b_w t = F_{cr} A_g \quad (3)$$

$$\text{For } \lambda \geq 1.5 \quad P_{cr} = \frac{0.877}{\lambda^2} F_y b_w t = F_{cr} A_g \quad (4)$$

여기서  $K$ 는 유효 길이 계수이고  $l$ 은 가공의 평균 기둥 길이이다.

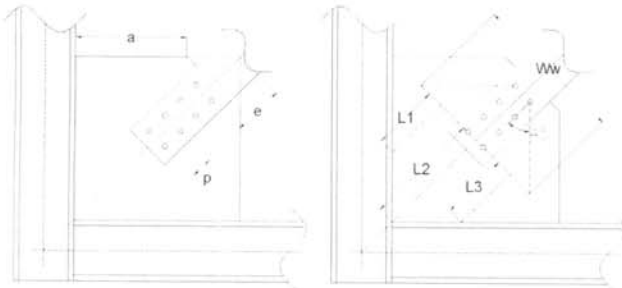


(a) Whitmore 방법



(b) Thornton 방법

(c) 수정된 Thornton 방법



(d) Brown과 Astaneh-Asl 방법

(e) 제안된 방법

그림 3. 거싯 플레이트 디자인을 위한 다양한 방법

Brown(1988)과 Astaneh-Asl(1989)도 거싯 플레이트 좌굴 모델을 제안했다. 모델은 지지되어 있지 않은 자유연의 사

용으로 좌굴 강도를 계산했다(그림 3d). Brown의 모델은 자유연 좌굴 식을 이용하여 거싯 플레이트의 좌굴 거동을 설명한다. Astaneh-Asl는 조밀도와 임계 좌굴 하중 사이의 관계를 기초로 한 거싯 플레이트 자유연 조밀성 규준을 제안했다. Brown의 거싯 플레이트 좌굴 강도는 다음과 같이 정해진다.

$$\left(\frac{KL}{r}\right)_{\text{alent}} = \frac{Ka}{t} \sqrt{12(1-\nu^2)} \quad (5)$$

$$C_c = \sqrt{\frac{2\pi^2 E}{F_y}} \quad (6)$$

$$\text{For } \frac{KL}{r} \leq C_c \quad F_a = F_y \left[ 1 - \frac{(KL/r)^2}{2C_c^2} \right] \quad (7)$$

$$\text{For } \frac{KL}{r} \geq C_c \quad F_a = \frac{\pi^2 E}{(KL/r)^2} \quad (8)$$

$$LPF = \frac{a \cos \theta + 2(p-e)}{2np} \quad (9)$$

$$P_{cr} = \frac{F_a W_b t}{LPF} \quad (10)$$

여기서  $a$ 는 자유연 길이,  $p$ 는 볼트 피치,  $e$ 는 볼트 첫째 열까지의 길이,  $n$ 은 하중 방향의 볼수 열 수,  $LPF$ 는 하중 분할 인자이다(그림 3d). Astaneh-Asl의 거싯 플레이트 좌굴 강도는 다음과 같다.

$$\lambda = \frac{a}{t} \sqrt{\frac{F_y}{E}} \quad (11)$$

$$\text{For } \lambda \leq 0.75 \quad P_{cr} = F_y b_w t \quad (12)$$

$$\text{For } 0.75 \leq \lambda \leq 0.9 \quad P_{cr} = 0.8 F_y b_w t \quad (13)$$

$$\text{For } 0.9 \leq \lambda \leq 2.0 \quad P_{cr} = \frac{0.66 F_y b_w t}{\sqrt{\lambda}} \quad (14)$$

$$\text{For } \lambda \geq 2.0 \quad P_{cr} = \frac{1.9 F_y b_w t}{\lambda^2} \quad (15)$$

이들 모델의 정확성과 신뢰성을 입증하기 위해, 가새-거싯 플레이트 연결부 실험(Hu and Cheng 1987, Brown 1988, Yam and Cheng 2002, Gross and Cheok 1988, Rabinovitch and Cheng 1993, Grondine et al. 2000)과 거싯 플레이트의 파단이 발생한 가새의 좌굴 실험 (Astaneh-Asl et al. 1982, El-Tayem et al. 1985, Aslanni and Goel 1989)이 평가되었다.

### 3. 거시 플레이트 좌굴 모델의 평가

거시 플레이트 좌굴을 예측하기 위한 현 디자인 모델은 이전 실험 결과들을 이용 평가했다. Whitmore, Brown, Astanteh-Asl 모델을 이용해 얻어진 결과는 실험에서 얻어진 결과와 비교했다(그림 4). 그림은 거시 플레이트의 세장비에 대한 실험치와 계산치의 비를 나타낸 것으로 이 비의 이상적인 값은 1.0이다. 여기에 사용된 데이터는 거시 플레이트의 좌굴 파괴가 발생한 것들만으로 구성되었다. 그림에서 보듯이 Brown과 Astanteh-Asl 모델은 상당한 편차를 보여준다. Whitmore 모델은 편차는 확연히 줄었으나 비교적 세장한 거시 플레이트를 제외하곤 좌굴력을 저평가했다. 표 1은 실험치와 계산치의 비와 표준편차를 요약하였다.

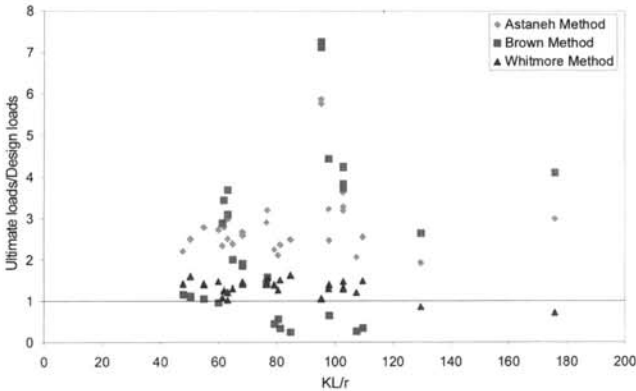


그림 4. Whitmore, Brown, Astanteh-Asl 모델의 평가 (Roeder et al. 2005)

Thornton 모델은 현업에서 자주 사용된다. 이 모델은 대체적으로 좌굴력을 저평가했다(그림 5). 그러나 이 모델의 정확성과 신뢰성은 이 전에 논의했던 모델들 보단 뛰어난 것으로 평가됐다. 평균 저항력 비는 1.542이고 표준 편차는 0.195였다(표 1). 이 모델이 좌굴력을 저평가한 이유는 유효 길이 계수(0.65)의 선택과 실험체의 광범위한 항복을 모델링하지 못했기 때문이다. 더 작은 유효 길이 계수의 사용은 Thornton 모델의 저평가를 보완 할 수 있다.

수정된 Thornton 모델은 연장된 유효 폭을 기초로 하고 응력의 재분배를 고려했기 때문에 거시 플레이트의 압축력을 더 정확히 예측했다(그림 6). 이 모델 역시 비교적 세장한(세장비  $\geq 75$ ) 경우를 제외하곤, 평균 저항력 비 1.113, 표준 편차 0.149로 좌굴력을 저평가했지만 이 전 모델보단 그 정도가 완화된 것이다.

제안된 좌굴 모델 1(PGP 1)은 Thornton 모델과 수정된 Thornton 모델의 조합으로 만들어졌다. 이 모델은 45° 분포 각을 기초로 하고 평균 유효 좌굴 길이를 사용한다(그림 3e).

유효 길이 계수는 0.65를 사용한다. 짧은 유효 길이와 연장된 유효 폭의 사용으로 Thornton 모델과 수정된 Thornton 모델의 좌굴력 저평가를 보완하고자 했다.

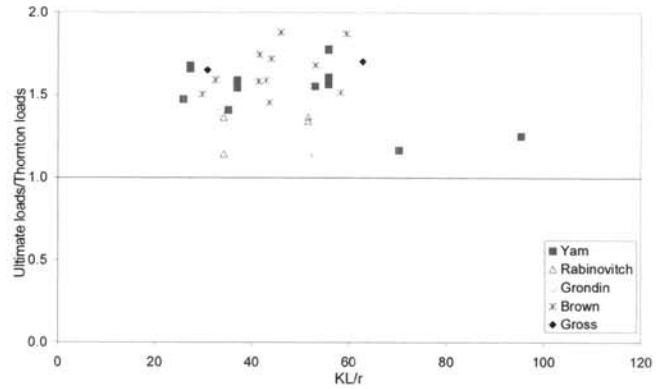


그림 5. Thornton 모델의 평가(Roeder et al. 2005)

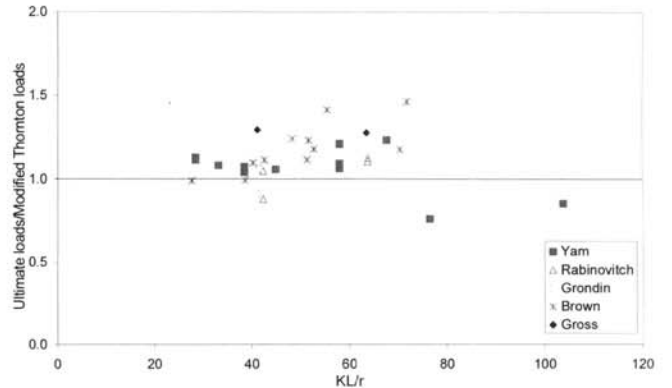


그림 6. 수정된 Thornton 모델의 평가 (Roeder et al. 2005)

표 1. 평균 저항력 비와 표준 편차

	평균치 (실험치/계산치)	표준 편차
Whitmore	1.326	0.218
Brown	2.393	1.911
Astanteh-Asl	2.897	0.906
Thornton	1.542	0.195
수정된 Thornton	1.113	0.149
제안된 모델 1 (PGP1)	1.067	0.142

그림 7은 제안된 모델의 평가를 보여준다. 평균 저항력 비는 1.067이고 표준 편차는 0.142였다. 이 모델은 현 거시 플레이트 좌굴 모델들보다 더욱 정확해졌다. 이 모델이 더 정확한 평가 결과를 주었음에도, 비교적 세장한 거시 플레이트의 경우 좌굴력을 과대평가한다는 문제점이 아직 남아있다. 얇은 거시 플레이트는 시어 래그(shear lag) 영향 때문에 넓은

은 폭에 응력을 균일하게 분배 할 수가 없다. 즉, 얇은 거시 플레이트의 경우 더 짧은 Whitmore 유효 폭을 사용해야한다.

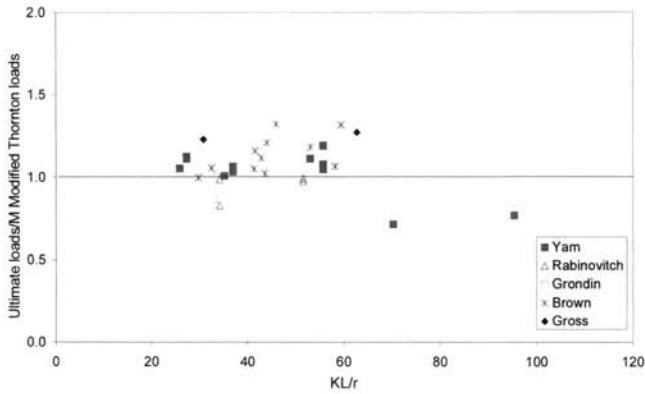


그림 7. 제안된 모델 1(PGP 1)의 평가

#### 4. 거시 플레이트 축 강성 및 회전 강성 모델

거시 플레이트의 해석적 모델링은 축 강성의 값을 요구한다. ANSYS(2005)를 이용한 거시 플레이트의 축 강성 연구를 위해 거시 플레이트, 보, 기둥, 가새 요소의 탄성 유한 요소 모델을 생성했다. 이 모델은 워싱턴 대학에서 수행된 실험의 실험체를 기초로 생성했다(Johnson 2005). 단순화된 해석 모델(그림 2)은 구조 요소 모델링에 대해 선 요소를 사용한다. 이를 시뮬레이션하기 위해, 보와 기둥의 강성을 포함한 국부 선형 탄성 모델인 "어셈블리 모델"(그림 8)을 생성했다. 메시 크기, 수렴 기준, 모델링 정보는 이 국부 선형 탄성 연결부 해석과 국부 강성 연구를 위한 시작점으로 사용됐다. 이 연구를 위한 기본 모델은 864×762×9.5 거시 플레이트, HSS 5×5×3/8 45° 각도 가새, 거시 플레이트에 연결된 보-기둥 어셈블리로 구성되어 있다(그림 8a). 그림 8b는 전형적인 해석 모델과 경계조건을 보여준다. 유한요소모델은 4-노드 사각형 쉘 요소(Shell181)로 구성되었고 인장력은 가새의 끝에 적용했다. 모델에 대한 더 자세한 내용과 모델링

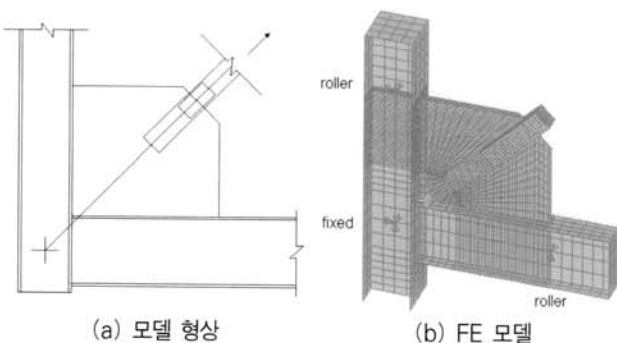


그림 8. 횡 강성을 위한 모델 형상과 FE 모델

과정은 이전 논문에서 볼 수 있다(Yoo 2006). 이 해석은 간단한 거시 플레이트 연결부의 해석을 위한 적절한 스프링 강성치를 얻기 위해 사용됐다.

거시 플레이트 연결부의 축 강성을 정량화하기 위해 몇 개의 변수가 고려되었고 그 결과는 모델 PGP 1과 비교하였다. 변수는 거시 플레이트 형태, 거시 플레이트 크기, 주 구조 요소의 두께를 포함한다(그림 9). 이 강성 연구는 충분한 정확성을 지닌 축 강성을 예측하기 위해, 간단한 디자인 모델을 공급하여, 엔지니어들이 손쉽게 적용하고 시스템과 연결부의 성능을 추정할 수 있도록 하는데 그 목적이 있다.

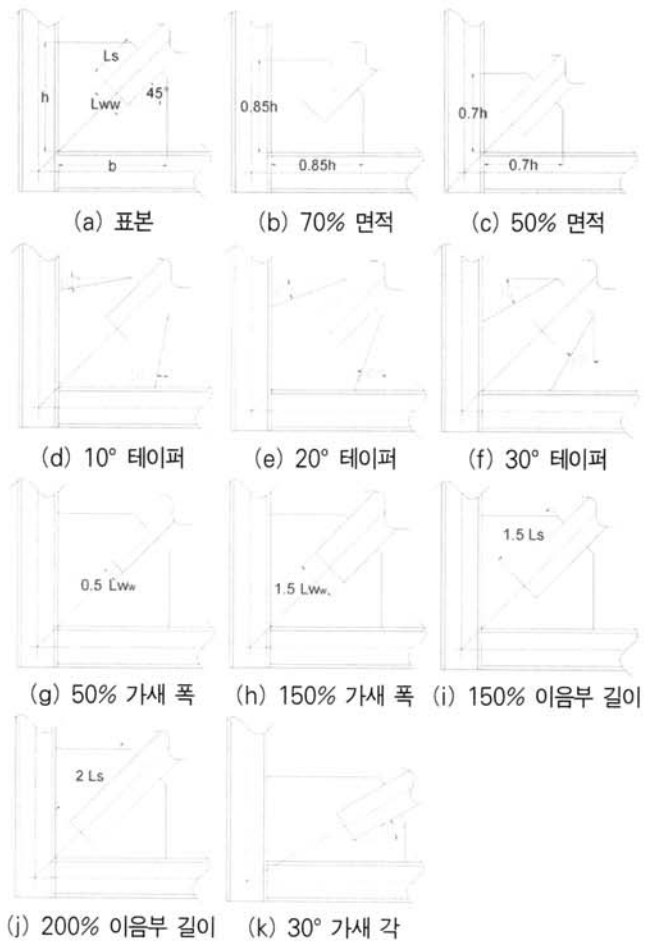


그림 9. 변수

적절한 평가를 하기 위해선 실제 거시 플레이트의 크기와 형태를 기초로 연결부 강성을 공식화하는 것이 바람직하다. FE 해석에서 얻어진 축 강성  $K_{Axial:FEM}$ 은 축력과 축변위의 관계로 정의 된다.

$$K_{Axial:FEM} = \frac{P}{\Delta} \quad (16)$$

여기서  $P$ 는 가새 축력이고  $\Delta$ 는 가새 축력 방향으로의 변위이다. 모델 PGP 1의 식은 다음과 같다.

$$K_{Axial: Model} = EW_w \left( \sum \frac{3t_i}{L_i} \right) \quad (17)$$

여기서  $E$ 는 탄성계수,  $W_w$ 는  $45^\circ$  분포각에 의해 정의된 Whitmore 유효폭,  $L_i$ 는 요소의 부분 길이(그림 10)이고  $t_i$ 는 각 요소 길이에 해당하는 요소의 두께이다. 모델 PGP 1에서 얻어진 결과는 유한요소모델에서 얻어진 결과와 비교하였다(그림 11). 그림은 각 변수에 대한 강성의 계산치와 해석치의 비를 나타낸 것으로 이 비의 이상적인 값은 1.0이다.  $30^\circ$  가새 각 모델의 경우, 평균 강성 비는 0.95이고 표준 편차는 0.06,  $45^\circ$  가새 각 모델의 경우, 평균 강성 비는 1.10이고 표준 편차는 0.06였다. 결과에서 보듯이  $30^\circ$ 와  $45^\circ$  가새 각 모델 모두에 대해 PGP 1에서 얻어진 계산치는 해석치에 근접했고, 식 17은 거싯 플레이트의 축 강성을 비교적 정확히 예측했다. 이 식은 거싯 플레이트와 시스템 거동을 예측할 수 있는 간단한 디자인 모델로 적용할 수 있다.

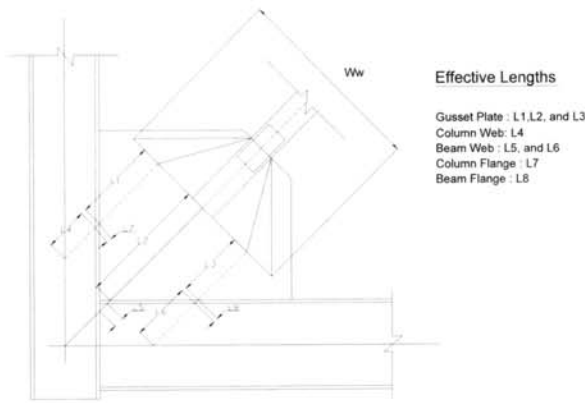


그림 10. 축 강성을 위한 PGP 1 모델

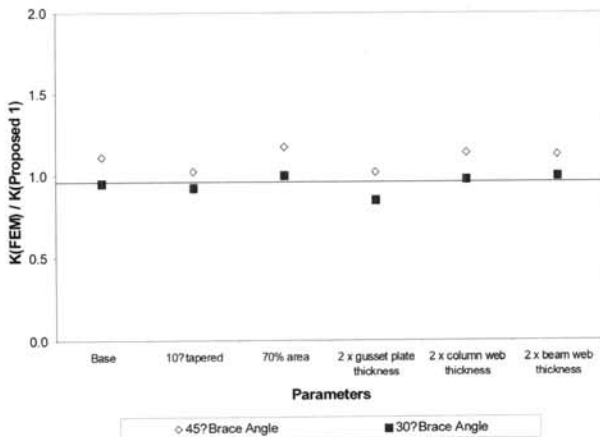


그림 11. 축 강성의 계산치와 해석치의 비교

다음으로 연결부의 면외 회전 강성에 대해 조사하였다. 거싯 플레이트의 면외 회전 강성은 가새의 좌굴에 의해 큰 면외 변위가 예상되고 가새의 좌굴, 좌굴후 거동, 비탄성변위 등에 영향을 주므로 아주 중요하다. 가새-거싯 플레이트의 회전 강성에 대한 다양한 변수들의 영향을 조사하기 위해 비선형 비탄성 변수 연구가 수행됐고 그 결과는 현 모델과 제안 모델에서 얻어진 결과와 비교하였다. 이 강성 연구는 충분히 정확성을 확보한 면외 회전 강도를 예측할 수 있고 충분히 단순화된 디자인 모델을 제공 할 수 있다(그림 2a). 이 회전 강성 연구를 위해, 다음의 변수를 포함한 비선형 비탄성 모델을 적용했다: 테이퍼, 거싯 플레이트 두께, 가새 각, 가새-거싯 플레이트 이음부 길이(그림 9) 거싯 플레이트의 면외 회전 강성은 거싯 플레이트의 회전과 휨 모멘트 저항 능력을 이용하여 평가했다. 먼저, 거싯 플레이트의 초기 항복을 규정했다. 실험(Johnson 2005)과 해석 결과를 통해, 대부분의 실험체의 거싯 플레이트의 초기 항복은 19번째 사이클, 즉 가새의 면외 변위와 가새 길이와의 비(그림 12)가 1.8%일 때 발생한다는 사실은 알 수 있었다. 가새의 면외 변위와 가새 길이와의 비는 다른 모델의 초기 항복을 규정할 때에도 사용됐다. 거싯 플레이트의 회전은 면외 변위를 이용하여 규정했고 이 면외 변위를  $d_c$  ( $N_t$  간극 조건, 그림 13)로 나눈 값으로 정의된다. 여기서 거싯 플레이트의 회전은 식 18을 이용해서 계산된 거싯 플레이트 자유연 근처에서 측정된 평균 회전임을 유념해야한다.

$$\theta = \frac{1}{2} \left( \frac{\Delta_{g_{out,1}}}{d_b} + \frac{\Delta_{g_{out,2}}}{d_c} \right) \quad (18)$$

여기서  $\Delta_{g_{out,1}}$ 는 양쪽 자유연에서 측정된 거싯 플레이트 면외 변위이고  $d_b$ 와  $d_c$ 는 보와 기둥의 표면에서  $N_t$  간극 거리 만큼 떨어진 점에서 실험의 변위측정기가 설치됐던 점까지의 거리이다. 거싯 플레이트의 휨 모멘트 내력은 항복선 이론을 이용했다. 힌지선은 실험에서 관측된 타원형 힌지선을 단순화한 것이다(그림 14). 휨저항에 기여하는 힌지선 전길이는 다음과 같다.

$$l_{tot} = l1 \cos(a) + l2 + l3 \cos(b) \quad (19)$$

여기서  $l1, l2, l3, a, b$ 는 힌지 선과 각도이다(그림 14b). 초기 항복의 모멘트 내력은 다음의 식을 이용하여 계산한다.

$$M_y = \frac{f_y l_{tot} t_g^2}{6} \quad (20)$$

여기서  $f_y$ 는 거싯 플레이트의 항복 강도이고  $t_g$ 는 거싯 플레

이트의 두께이다. 해석으로 얻어진 면외 회전 강성은 다음의 식으로 평가된다.

$$K_{Rotational: FEM} = \frac{M_y}{\theta} \quad (21)$$

거싯 플레이트의 회전 강성을 예측하기 위해 거싯플레이트의 현 디자인 모델과 제안된 디자인 모델을 수정했다. 거싯 플레이트의 회전 강성은 다음의 식으로 계산된다.

$$K_{Rotational: cal} = \frac{E}{L_{ave}} \left( \frac{W_w t^3}{12} \right) \quad (22)$$

여기서  $E$ 는 탄성계수,  $W_w$ 는 Whitmore 유효폭,  $L_{ave}$ 는 평균유효좌굴길이이고  $t$ 는 거싯 플레이트의 두께이다.

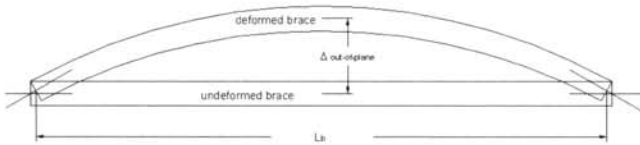


그림 12. 연결부 항복에 대한 정의법

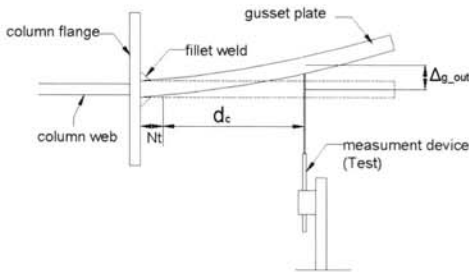


그림 13. 거싯 플레이트 회전

표 2는 연결부 회전 강성에 대한 유한요소법에서 얻어진 해석치와 디자인 모델에서 얻어진 계산치와의 비교를 보여주는 것으로 이 비의 이상적인 값은 1.0이다. Thornton 모델을 식 22에 맞추어 수정하여 사용했을 때, 평균 비는 1.09이고 표준 편차는 0.18였고 PGP 1 모델을 식 22에 맞추어 수정하여 사용했을 때, 평균 비는 0.93이고 표준 편차는 0.15였다. 수정된 PGP 1 모델이 연결부 회전 강성을 예측하는데 좀 더 정확성이 있고 신뢰성이 있음을 알 수 있다. 결국 식 22는 정확하고 신뢰성 있는 연결부의 회전 강성을 제공한다.

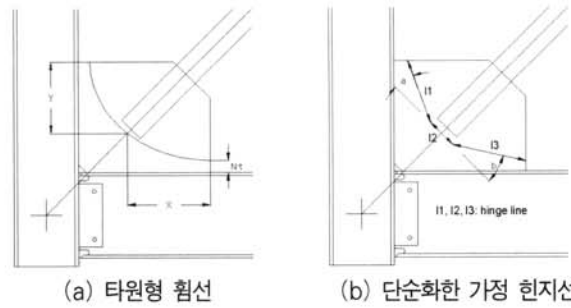


그림 14. 타원형 휨선을 기초로 한 거싯 플레이트 힌지선 모델

표 2. 연결부의 면외 회전 강성

	변수	FEM / Thornton	FEM / PGP 1
기본 시험체	GPT9.5*	1.25	1.07
테이퍼 플레이트	15°T*	0.94	0.88
	25°T	0.81	0.81
플레이트 두께와 테이퍼	GPT22.2	1.06	0.71
	GPT12.7 15°T	0.93	0.83
	GPT15.9	1.02	0.75
가새 각도	30°BA*	1.22	1.13
	37.5°BA	1.33	1.11
	52.5°BA	1.41	1.11
	60°BA	1.10	0.98
가새 각도와 플레이트 두께	30°BA GPT22.2	0.99	0.93
	60°BA GPT22.2	1.10	0.99
이음부 길이	3/4SL*	1.04	0.90
	1/2SL	1.23	0.96

\*GPT: Gusset Plate Thickness

T: Tapered

BA: Brace Angle

SL: Splice Length

## 5. 회전 강성 모델의 평가

거싯 플레이트 연결부의 회전 강성 모델을 검증하고 평가하기 위해 비선형 대변위해석 프로그램인 OpenSees를 사용했다. 보, 기둥, 가새를 시뮬레이션 하기 위해 하중 기초 비선형 보-기둥 요소가 사용됐다. 보-기둥의 시어-탭(shaer-tab) 연결부는 영-길이 탄성 회전 스프링을 가진 편접합으로 모델링했다. 거싯 플레이트의 면외 거동을 시뮬레이션하기 위해 영-길이 비탄성 회전 스프링을 사용했고 축방향과 면내회전 방향은 구속했다. 모델에 대한 더 자세한 내용과 모델링 과정은 다른 논문에서 볼 수 있다(Po-Chien 2009).

실험체에 대한 힘-변위 곡선의 해석 사이클과 실험 사이클을 비교했다. 실험체의 요소 크기와 요소 재료 성상을 표 3에 요

약했다. 강성 비교는 물론 힘-변위 곡선 비교에서 보듯이 HSS 5를 제외하곤 해석결과와 실험 결과가 거의 일치함을 알 수 있다(그림 15).

표 3. 실험체 요소의 크기와 재료 성상

실험체	보		가새	거싯 플레이트			간극 (N)
	크기	Fy (MPa)	Fy (MPa)	크기 (mm)	두께 (mm)	Fy (MPa)	
HSS5	W16×45	395	505	635×533	9.5	454	8
HSS7	W16×45	395	446	724×622	22.0	407	6
HSS10	W16×45	412	454	475×419	12.7	473	6
HSS11	W16×89	396	454	724×622	22.5	435	6

HSS 5의 경우 강성과 인장 강도가 약간 높게 예측했고, 인장 강도의 경우 실험치와 해석치의 차이가 약 5% 정도였다. 그 외의 실험체의 경우 해석치와 실험치가 상당히 근접함을 알 수 있다. 단순화한 식을 이용하여 생성된 힘-변위 곡선(OpenSees 모델 결과)과 실험에서 생성된 힘-변위 곡선의 비교를 기초로 단순화한 디자인 모델이 거싯 플레이트 연결부의 면외 회전 강성을 비교적 정확히 예측했다고 결론내릴 수 있다.

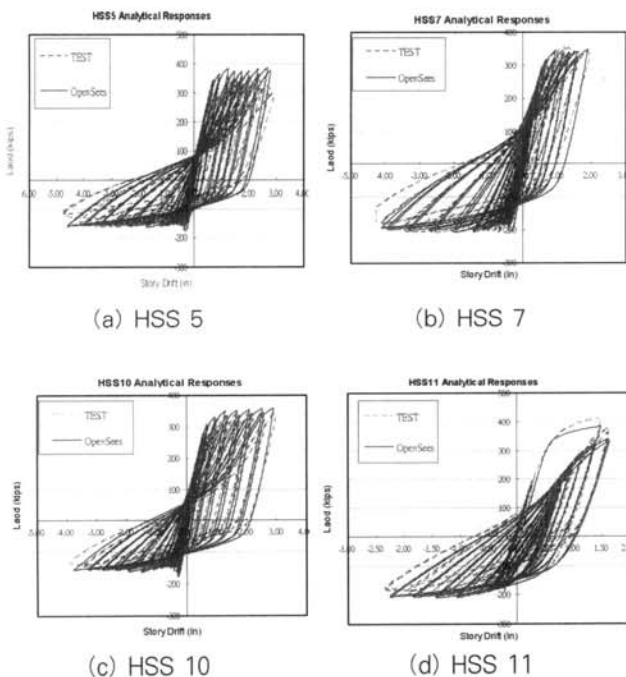


그림 15. 힘-변위 곡선 비교

## 6. 결론

이 연구는 가새골조에서 거싯 플레이트 연결부 강성에 관

한 연구이다. 지난 실험 결과를 이용하여 거싯 플레이트 연결부에 대한 현 디자인 모델을 검토하고 평가하였다. 연결부 축강성 및 회전강성 평가를 위해 단순화한 디자인 모델이 개발됐고 이를 평가했다. 이 연구에서 얻은 주요 결과를 요약해 보면 다음과 같다.

- (1) 거싯 플레이트 좌굴 모델을 평가해본 결과, 현 디자인 모델들은 대부분 거싯 플레이트 좌굴력을 저평가했다. 모델 PGP 1를 제안했고 현 모델들의 좌굴력 저평가를 보완했다.
- (2) 강성의 계산치와 해석치의 이상적인 비는 1.0 이다. 각 변수를 평가한 결과, 평균 축강성 비는 1.03이고 표준 편차는 0.06이었다. 결과에서 보듯이 각 모델 모두에 대해 PGP 1에서 얻어진 계산치는 해석치에 근접했고 단순식은 거싯 플레이트의 축강성을 비교적 정확히 예측 했다.
- (3) 거싯 플레이트 연결부의 회전 강성 모델을 검증하고 평가하기 위해, 실험체에 대한 힘-변위 곡선의 해석 사이클과 실험 사이클을 비교했다. 강성 비교는 물론 힘-변위 곡선 비교에서 보듯이 해석결과와 실험 결과가 거의 일치함을 알 수 있다. 단순화한 디자인 모델이 거싯 플레이트 연결부의 면외 회전 강성을 비교적 정확히 예측했다고 결론내릴 수 있다.

## 참고 문헌

AISC(2001) Manual of Steel Construction Load and Resistance Factor Design, 3rd Edition, *American Institute of Steel Construction*, Chicago, IL

AISC(2005) Seismic Provisions for Structural Steel Buildings, *American Institute of Steel Construction*, Chicago, IL

ANSYS(2005) ANSYS Theory Reference, *ANSYS Inc.*, Southpointe, 275 Technology Drive, Canonsburg, PA

Aslani, F. and Goel, S. C.(1989) Experimental and Analytical Study of the Inelastic Behavior of Double Angle Bracing Members under Severe Cyclic Loading, Research report UMCE 89-5, Department of Civil Engineering, University of Michigan, Ann Arbor, MI

Astaneh-Asl, A(1989) Simple Methods for Design of Gusset Plates, Proceedings ASCE Structures Conference, San Francisco, CA, pp.345-354

Astaneh-Asl, A, Goel, S. C. and Hanson, R. D.(1982) Cyclic Behavior of Double Angle Bracing Members



- with End Gusset Plates, Research report UMCE 82R7, Department of Civil Engineering, University of Michigan, Ann Arbor, MI
- Brown, V. L. S.(1988) Stability of Gusseted Connections in Steel Structures, Doctorial Dissertation, University of Delaware
- El-Tayem, A. A., and Goel, S. C.(1985) Cyclic Behavior of Angle X-Bracing with Welded Connections, Research report UMCE 85-4, Department of Civil Engineering, University of Michigan, Ann Arbor, MI
- Grondin, G.Y., Nast, T.E., and Cheng, J. J. R.(2000) Strength and Stability of Corner Gusset Plates under Cyclic Loading, Proceeding of Annual Technical Session and Meeting, Structural Stability Research Council
- Gross, J. L., and Cheok, G.(1988) Experimental Study of Gusseted Connections for Laterally Braced Steel Buildings, National Institute of Standards and Technology, NISTIR 88-3849, Gaithersburg, MD
- Hu, S. Z., and Cheng, J. J. R.(1987) Compressive Behavior of Gusset Plate Connections Structural Engineering Report NO 153, University of Alberta
- Johnson, S.(2005) Improved Seismic Performance of Special Concentrically Braced Frames, M.S. Thesis, University of Washington
- Po-Chien(2009) Analytical Investigation of Special Concentrically Braced Frames, *dissertation in preparation*, Department of Civil Engineering, University of Washington, Seattle, Washington.
- Rabinovitch, J. S. and Cheng, J. J. R.(1993) Cyclic Behavior of Steel Gusset Plate Connections, Structural Engineering Report No. 191, University of Alberta
- Roeder, C. W.(2001) State of Art Report - Connection Performance, FEMA 355D, Federal Emergency Management Agency, Washington, D.C.
- Roeder, C., Lehman, D., and Yoo, J. H.(2005) Improved Seismic Design of Steel frame Connections, *International Journal of Steel Structures*, KSSC, vol. 5, No 2, pp.141-153
- Thornton, W. A.(1984) Bracing Connections for Heavy Construction, AISC, Engineering Journal, Vol. 21, No 3, pp.139-148
- Whitmore, R. E.(1952) Experimental Investigation of Stresses in Gusset Plates, Bulletin NO. 16, Engineering experiment station, University of Tennessee
- Yam, M. C. H, and Cheng, J. J. R.(2002) Behavior and Design of Gusset Plate Connections in Compression, *Journal of Constructional Steel Research*, v 58, n 5-8, pp.1143-1159
- Yam, M. C. H.(1994) Compressive Behavior and Strength of Steel Gusset Plate Connections, Doctorial Dissertation, University of Alberta
- Yoo, J. H.(2006) Analytical Investigation on the Seismic Performance of Special Concentrically Braced Frames, *dissertation*, Department of Civil Engineering, University of Washington, Seattle, Washington.

(접수일자 : 2008. 11. 28 / 심사일 2008. 12. 26 /  
 게재확정일 2009. 3. 30)