

# 가새 골조를 가진 중·저층 건물 접합부의 전강도 설계

## Full Strength Capacity Connection Design for Medium-Low Rise Braced Steel Structure

신 정 철<sup>1)</sup> · 선 성 민<sup>2)</sup> · 정 영 우<sup>3)</sup>  
*Shin, Jeong Cheol · Sun, Sung Min · Chung, Young Woo*

요약 : 강구조 접합부 설계에 '전강도 접합' 개념이 도입됨에 따라 비선형 정적 해석의 결과를 이용한 설계가 주목을 받고 있다. 그러나 현재 실무에 적용하기에는 생소한 개념이어서 어려움이 있다. 또한 대부분의 기존 연구가 가상의 고층 구조물에 대한 내용 이어서 실제 대다수 설계가 이루어지는 중·저층 산업용 구조물에 대한 연구는 부족하다. 이에 본 연구에서는 실제 진행 중인 중·저층 산업용 구조물의 비선형 정적 해석을 위한 간단·명료한 하중 패턴을 3차원 해석 모델에 대해 제시하여 해석을 수행하였고, 실무에서의 유용성을 위해 2차원 해석 모델에 대한 보다 간단한 하중 패턴을 제시하였다. 또한 해석 결과를 이용하여 접합부를 설계하는 과정에서 나타날 수 있는 문제점에 대해 비선형 정적 해석에 사용하는 힌지 특성을 간단한 유추를 통해 새롭게 제시하였다. 제시된 하중 패턴은 서로 다른 방법으로 구하였으나 동일한 결과를 보여 상호 신뢰성을 입증하였으며, 제시된 힌지 특성을 적용한 구조물의 해석 결과로부터 합리적인 결과를 얻어 그 타당성을 검증하였다.

ABSTRACT : Due to the concept of "full-strength capacity connection," the pushover analysis method became an issue in designing steel connections. It is difficult to apply practically, however, because engineers are unfamiliar with such method. Moreover, there have been insufficient representative studies on them because most of the past pertinent studies were performed based on high-rise and/or virtual structures. As such, for this study, an actual (now in process) steel structure, a medium-low-rise industrial building, was selected. To perform pushover analysis, it was suggested that lateral load patterns be used in a simple and clear manner for three- and two-dimensional analysis models. A new hinge property was also suggested to prevent erroneous connection design results that can occur in the design process. The suggested load patterns showed almost the same results regardless of the model that was used, from which the obtained load patterns were different. This result implies the validity of the suggested load patterns. As for the suggested hinge property, the structural analysis yielded sound and reasonable results, which confirmed the validity of the proposed hinge property.

핵심용어 : 비선형정적해석, 접합 설계, 산업구조물, KBC 2009, AISC, 특수중심가새골조, UFM.

KEYWORDS : pushover analysis, connection design, industrial building, KBC 2009, AISC, SCBF, UFM.

## 1. 서론

1994년 North Ridge 지진에서 강구조물의 접합부 파괴가 심각한 문제로 부상하면서 각종 설계 코드에 이른바 '전강도 접합'의 개념이 도입되었다. KBC2009에서는 이러한 AISC 341-05의 개념과 동시에 2005년도 기준에서 누락되었던 특수(special) 구조시스템에 대한 ASCE 7의 분류를 적극 수용하여 구조 설계에 좀 더 유연성을 부여하였다. 추가된 특수

(Special)구조시스템은 동일한 구조물에 대해 기존의 보통(Ordinary) 혹은 중간(Intermediate) 구조시스템보다 큰 값의 반응수정계수를 사용할 수 있기 때문에 지진에 의한 영향이 큰 구조물 설계 시 저감된 지진력을 산정할 수 있는 장점이 있다. 더불어 반응수정계수가 3 이상인 경우, KBC2009의 7013 (AISC 341-05)을 따르도록 제한하고 있으며 이에 의해 접합부소요강도 산정 시 전강도 설계를 수행함과 동시에 이에 대한 대체 설계 수단으로 비선형정적해석(Pushover Analysis)의 결과를 접

1) 현대엔지니어링, 녹색기술사업부(shin@hec.co.kr)  
2) 교신저자, 현대엔지니어링, 신산업구조부, 공학석사  
(Tel: 02-2166-8475, Fax: 02-2646-7812, E-mail: sungmin@hec.co.kr)  
3) 현대건설, 전력사업본부(jyw0923@hdec.co.kr)

본 논문에 대한 토의를 2011년 8월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

합부 설계에 사용할 수 있도록 하였다. 이는 KBC2005의 0701.8.2.1에 계수하중조합에 대한 구조해석에 의하여 접합부 소요강도를 산정하도록 한 과거의 기준과 대별되는 것으로, 국내 실무에서는 아직 전강도접합의 개념에 대한 이해와 실례가 부족하여 적용에 적지 않은 어려움을 겪고 있으며, 비선형 정적 해석 역시 생소한 개념으로서 실무에 어려움을 주고 있다. 이에 본 연구에서는 KBC2009의 특수중심가새골조 시스템을 적용한 실무 사례를 바탕으로 기준의 전강도설계법을 적용한 경우의 접합부소요강도를 산정하였고, 동일한 구조물에 대해 비선형정적해석을 수행, 이를 비교하여 비선형정적해석 수행의 실리적인 면에 대한 고찰을 시도하였다. 또한 비선형정적해석 수행과정에서 결정하여야 하는 횡하중 패턴을 산정하는 방법 및 접합부 소요강도 산정에 이용할 수 있는 힌지특성을 제시하여 비선형정적해석이 가진 장점에도 불구하고 해석 자체의 원론적인 어려움을 단순화하여 실무 활용 가능성을 높이는데 중점을 두었다.

## 2. 대상 구조물의 선정

### 2.1 선정 배경

고층 건물의 경우, 비선형정적해석 결과 하층부 수개 층의 가새 부재 혹은 연결보에서만 철골 단면이 전강도에 도달하는 상황이 발생한다. 이 때문에 기준에 의해 전강도 설계를 수행하는 것 보다, 실제 전강도에 도달하는 부분만 전강도 설계를 수행하고, 나머지 부분에 대해서는 발생하는 내력에 대해 설계를 수행하여 접합부 설계 부분에서 물량을 절감할 수 있다. 이러한 이유로 고층 건물은 비선형정적해석 수행의 실리적인 면을 쉽게 부각시킬 수 있다. 따라서 비선형정적해석을 사용한 대부분의 기존 연구는 고층건물과의 비교를 위한 소재로서 중·저층 건물을 도입하였거나(주영규 등, 2010; 이철호 등, 2007) 혹은 중·저층 건물을 대상으로 하였어도 내진시스템의 설계 계수에 관한 연구가 많은 비중을 차지하고 있으며(강석봉 등, 2010; 한상환 등, 2008), 접합부의 소요강도 산정에 관한 연구는 거의 이루어지지 않고 있다. 또한 동일한 평면을 가지면서 높이만을 차별화한 가상의 구조물을 대상으로 선정하여 그 활용도가 높을 것으로 예상되는 실제의 중·저층 산업용 구조물에 대한 연구는 부족한 실정이다. 이에 본 연구에서는 실무 프로젝트의 중·저층 산업용 구조물을 대상 건물로 선정하였다.

### 2.2 개요

대상 건물은 그림 1에서와 같이 5개 층으로 구성된 철골

특수중심가새골조 구조물로 66m×32m 의 평면에 높이 27.6m의 발전소 건물이다. 일반적인 산업 구조물은 기둥 배치나 층고 등 구조물 형상이 설비, 배관 등 장비의 영향을 많이 받기 때문에 사람의 사용이 주목적인 일반 구조물보다 장스팬을 요구하거나 층고가 높아지는 등 비정형성이 도입되는 경우가 많고, 개구부에 대한 요구 사항 때문에 가새 설치가 불가능한 경우도 있어 구조 설계에 많은 제약이 따른다. 대상 구조물 역시 횡하중에 대한 변위제한을 만족시키기 위해서는 가새가 더 많은 열에 설치되어야 하지만 개구부에 대한 제약 때문에 최소한의 열에 가새를 설치할 수밖에 없었다. 결과적으로 횡변위 제한을 만족시키기 위해 가새 부재를 단면이 큰 것으로 선정해야만 하였다.

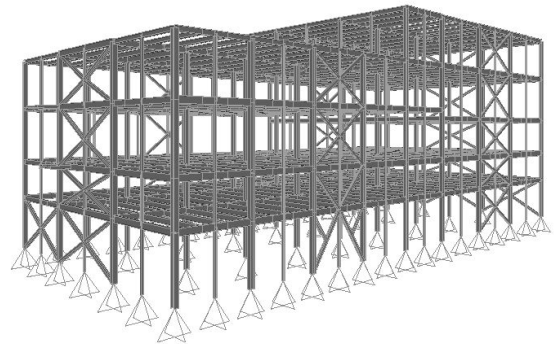


그림 1. 해석 모델

한편, ASCE 7에서는 내진설계범주 D에 대하여 보통 중심가새 골조 (OCBF, Ordinary steel Concentrically Braced Frames)의 사용에 높이 제한 규정(약11.6m)을 두고 있어 당 구조물에 철골 특수 중심 가새 골조 (SCBF, Special steel Concentrically Braced Frames)를 적용하기로 하였다. 비록 KBC2009에서는 ASCE 7과 같은 높이 제한이 없어 규정에 위배되지는 않는다 하여도, 당 프로젝트가 해외 공사임을 감안한다면 ASCE 7을 적용하는 편이 합리적이라 할 것이다. 또한 일반적으로 사용하는 횡력저항시스템인 철골 보통중심가새골조의 반응수정계수값이 3.25이기 때문에 KBC2009의 7013 (AISC 341-05)을 적용하여야 한다는 점을 고려한다면 특수중심가새골조(반응수정계수 R=6)를 적용하여 지진력을 저감시키는 방법이 합리적이라 할 것이다. 특수 중심 가새를 적용하는 구조물의 기둥 및 가새 부재는 지진력 저항 시스템에서 요구되는 비탄성 성능을 발휘하기 위해 KBC2009에서 제시하고 있는 내진 컴팩트 단면을 사용하여야 한다. 그러나 현재 국내에서 생산되는 H형강 대부분이 기준에서 제시하고 있는 판-폭 두께 비를 만족시키지 못하기 때문에 가새 부재에 AISC의 W-Section을 사용하여 설계하였다.

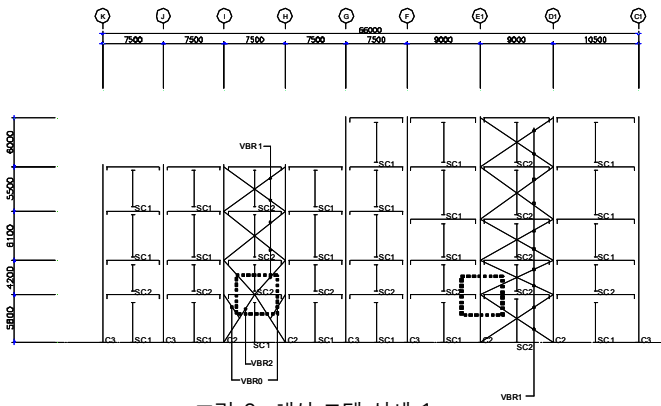


그림 2. 해석 모델 상세-1

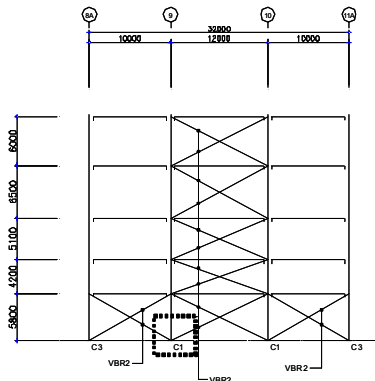


그림 3. 해석 모델 상세-2

### 3. 접합부 소요강도의 산정

#### 3.1 접합부의 선정

앞서 언급한 바와 같이, 횡력에 대한 변위제한을 충족시키기 위해 가새 부재로 단면이 큰 강재를 사용하였으며, 특수중심가새골조의 판-폭 두께비를 만족시키기 위해 AISC의 W-section을 사용하였기 때문에, 접합부 소요강도 산정 시 전강도 설계를 적용할 경우 비교적 큰 소요강도를 산출하여 문제가 발생할 소지가 있는 부분은 가새와 다른 부재가 접합하는 부분이다. 따라서 아래와 같은 가새를 포함한 세 부분에 대해 중점적으로 논하였다.

그림 4의 첫 번째 경우, 구조물이 횡하중을 받게 되면 어느 한 가새 부재가 인장을 받을 경우 다른 한 가새 부재는 압축을 받게 된다. 그러나 두 가새 부재 사이의 보 부재가 중력 방향의 전단력을 받게 됨에 따라 가새 부재에서 전달되는 힘의 수직 성분의 방향이 중력 방향일 경우가 지배적인 경우가 될 것이다.

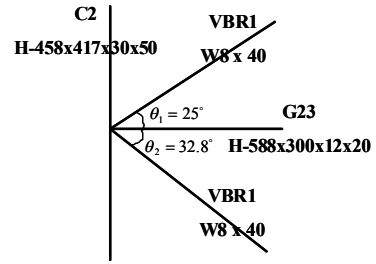


그림 4. 기둥-보-가새 접합부 상세

따라서 하부 가새 부재가 인장을 받고 상부 가새 부재가 압축을 받는 상황을 접합부 설계의 지배적인 상황이라 판단하여 설계를 수행하였다. AISC 360-05 에서는 그림 5와 같이 Uniform Force Method (UFM)을 적용하여 힘을 분배하고 이에 따라 접합부 설계를 하도록 하고 있다.

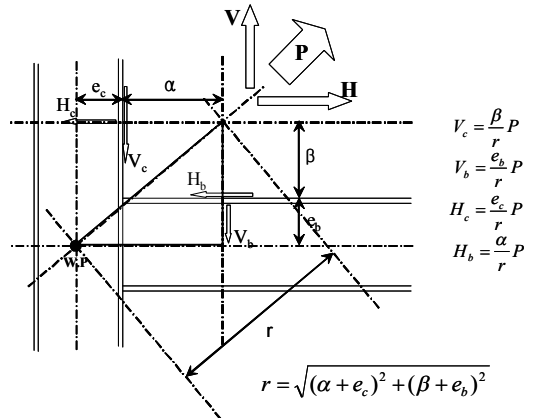


그림 5. Uniform Force Method

보의 위, 아래 양편으로 가새가 설치된 경우의 힘의 전달 과정을 UFM을 적용하여 표현하면 그림 6에서와 같이 큰 전단력이 보와 기둥의 접합부에 작용하기 때문에, 이 부분의 설계가 가새 접합부의 설계보다 주요한 문제점이 될 수 있다.

두 번째 복층 X형 가새 골조의 접합부(그림 7) 설계는 첫 번째의 경우처럼 힘의 방향에 따라 접합부 설계의 지배적인 상황이 나타나지 않는다. 또한 하부나 상부 가새만 독립적으로 존재하는 역 V형, 혹은 V형 가새 골조의 경우보다 아래 그림 8에서와 같이 보에 작용하는 힘이 적어져 보의 단면 설계에는 오히려 유리한 특징이 있다.

세 번째, 그림 9와 같이 주각부 양 편에 가새가 설치되는 경우는 첫 번째의 경우와 흡사하게 한 편에 가새가 인장력을 받을 경우 다른편 가새 부재는 압축력을 받게 된다.

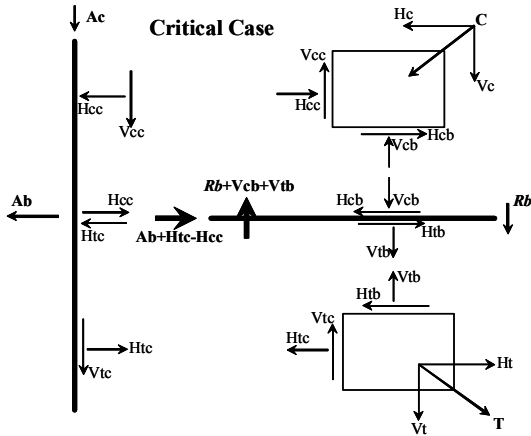


그림 6. UFM에 의한 힘의 분배 및 전달

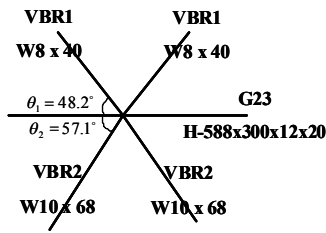
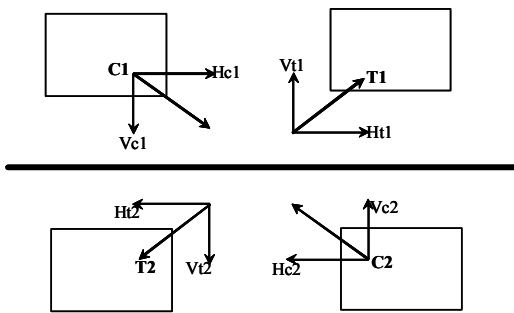


그림 7. 복층 X형 가새 접합부 상세



Shear Force on Girder =  $Vc1+Vt2-Vt1-Vc2$   
 Axial Force on Girder =  $Hc1+Ht1-Hc2-Ht2$

그림 8. 복층 X형 가새 접합부에 의한 보의 소요강도

그러나 그림 10에서와 같이 UFM을 이용하여 가새로부터의 힘이 기둥과 베이스플레이트로 분배 된다 가정하여도 기둥으로 분배된 횡력은 다시 베이스플레이트로 전달되어 결국 모든 횡력은 베이스플레이트가 저항하여야 한다. 때문에 베이스플레이트와 하부 pedestal간의 전단 접합에 소요강도가 크게 산출되며 이에 따라 접합부 자체의 크기가 비대해진다. 기준에서는 이에 대한 명확한 설계법을 제시하고 있지는 않으며, 가새 부재와 기둥, 베이스플레이트가 콘크리트에 매입되고 pedestal간 지중보를 설치하여 횡력을 전달하는 시스템에 대한 예시를 보이고 있을 뿐이다.

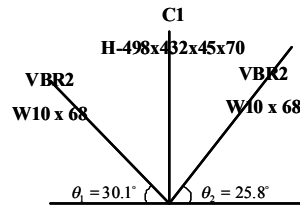
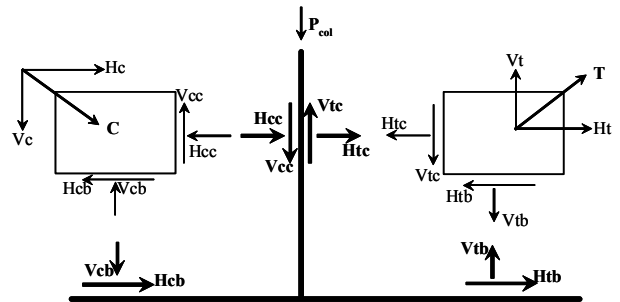


그림 9. 베이스 플레이트 접합부 상세



Required Shear Strength  $V = Hcb + Hcc + Htc + Htb$   
 $= Hc + Ht$

그림 10. 베이스 플레이트의 소요 전단력

### 3.2 전강도 설계법에 의한 접합부 설계력 산정

위에서 언급한 세 가지 접합부에 대해 기준에서 제시하고 있는 전강도 설계법을 이용하여 설계를 수행하기 전, 구조물의 횡력에 대한 저항 성능을 높이기 위해 X형 가새의 경우 가새 부재 서로가 중앙에서 골조 면내방향으로 지지해주며, 면외방향으로 지지가 없다는 가정 하에 몇 가지 경우를 추가적으로 가정하여 최적의 경우에 대한 구조물을 해석하였다.

첫 번째 경우는 골조면내방향으로 가새 부재의 강축이 있는 경우이다. 이 경우 부재의 강축을  $x$  방향이라 한다면 이 방향에 대한 가새 부재의 유효좌굴길이는 가새 전체 길이  $l$ 에 대해  $l/2$ 이며 단면2차모멘트는  $I_x$ 이다. 또한 약축  $y$  방향에 대한 유효좌굴길이는  $l$ 이며 단면2차모멘트  $I_y$ 이다. 기준에서 제시하고 있는 가새 부재의 압축 강도  $P_n$ 은  $F_c$  값과 비례관계에 있으므로 첫 번째 경우의 각 방향별 부재 압축강도는 다음 식(1), (2)에 나타난 값에 비례한다고 볼 수 있다.

$$F_{e,1x} = \frac{I_x}{A} \frac{\pi^2 E}{k(l^2/4)} = \frac{4I_x \pi^2 E}{A k l^2} \quad (\text{MPa}) \quad (1)$$

$$F_{e,1y} = \frac{I_y}{A} \frac{\pi^2 E}{k l^2} = \frac{I_y \pi^2 E}{A k l^2} \quad (\text{MPa}) \quad (2)$$

두 번째 경우는 골조면외방향으로 가새 강축이 있는 경우로서 부재의 강축을  $x$  방향이라 한다면 이 방향에 대한 유효좌

굴절이는  $l$ 이되며 단면2차모멘트  $I_x$ 이다. 또한 약축 $y$  방향에 대한 유효좌굴길이는  $l/2$ 로 산정되며 단면2차모멘트를  $I_y$ 라 한다면 다음 식(3),(4)의 결과를 얻을 수 있다.

$$F_{e,2x} = \frac{I_x \pi^2 E}{A k l^2} = \frac{I_x \pi^2 E}{A k l^2} \quad (\text{MPa}) \quad (3)$$

$$F_{e,2y} = \frac{I_y \pi^2 E}{A k (l^2/4)} = \frac{4I_y \pi^2 E}{A k l^2} \quad (\text{MPa}) \quad (4)$$

통상적으로 철골 부재의  $I_x$  값이  $I_y$  값보다 크다는 가정을 적용하여 동일한 부재를 사용하였을 경우  $F_c$  값의 대소를 비교하면 다음의 식(5)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{4I_x \pi^2 E}{A k l^2} > \left[ \frac{4I_y \pi^2 E}{A k l^2} \text{ or } \frac{I_x \pi^2 E}{A k l^2} \right] > \frac{I_y \pi^2 E}{A k l^2} \quad (5)$$

위의 식에서 나타난 바와 같이, 같은 부재를 사용하였을 때 보다 큰 압축강도를 산정할 수 있는 경우는 골조면외방향으로 가새의 강축이 있는 두 번째의 경우이며, 이 경우 가새 부재의  $I_x$  값과  $I_y$  값에 따라 압축 강도가 결정된다. 그러나 본 연구에서와 같이 가새 부재로서 ‘뚱뚱한’ 내진 컴팩트 단면을 사용하는 경우  $I_x$  값이  $I_y$  값의 4배를 초과하기는 어렵기 때문에 더 작은 값을 산출하는  $x$  방향에 대한 부재력이 지배적인 힘으로 나타날 것이다.

1) 기둥-보-가새 접합부

접합부의 가새 부재 VBR1의 단면  $W8 \times 40$ 의 ASTM A992 강재의 항복 강도  $F_y = 345 \text{MPa}$ 에 대해 인장을 받는 하부 가새의 인장력은 다음 식(6)과 같이 산출된다.

$$P_t = R_y F_y A_g = 2864.6 \text{kN} \quad (6)$$

또한 압축을 받는 상부 가새의 경우 예상했던 바와 같이  $x$  방향의 부재력이 지배적인 것으로 산출된다.

$$\frac{kL_x}{r_x} = 110.7 < 4.71 \sqrt{\frac{E}{F_y}} = 113.4 \quad (7a)$$

$$F_{e,x} = \pi^2 E / 110.7^2 = 161.1 \text{MPa} \quad (7b)$$

$$F_{cr,x} = (0.658^{345/161.1}) 345 = 140.8 \text{MPa} \quad (7c)$$

$$P_c = 1.1 R_y P_n = 1.1 R_y F_{cr} A_g = 1286.0 \text{kN} \quad (7d)$$

산출된 부재력을 그림 11에 간단히 표현하였다.

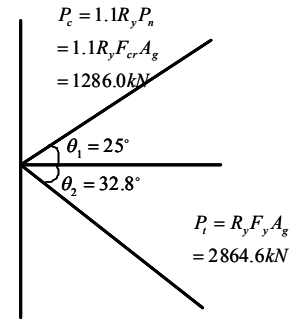


그림 11. 기둥-보-가새 접합부 소요강도

또한 접합부의 설계를 위해 UFM을 사용하여 기둥과 보에 전달되는 힘을 그림 12와 같이 나타냈다. 그림에서와 같이 거сет 플레이트와 기둥, 보 사이의 접합에 소요되는 힘 보다 기둥과 보의 접합에 큰 전달력이 작용함을 알 수 있다.

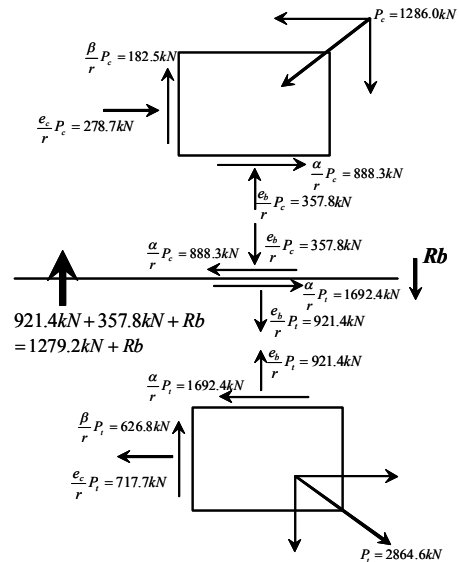


그림 12. 기둥-보-가새 접합부의 소요강도 분배

2) 복층 X형 가새 접합부

복층 X형 가새를 구성하는 각 부재의 인장력은 다음과 같이 산출된다.

$$P_t = R_y F_y A_g = 4896.8 \text{kN} \quad (\text{VBR2}) \quad (8a)$$

$$P_t = R_y F_y A_g = 2864.6 \text{kN} \quad (\text{VBR1}) \quad (8b)$$

또한 압축력을 받는 각 부재 중 가새 VBR2의 단면  $W10 \times 68$ 에 대한 압축강도는 다음 식(8c)과 같이 산출된다.

$$\begin{aligned}
 F_{e,y} &= \pi^2 E / 57.5^2 = 715.8 \text{MPa} \\
 F_{cr,y} &= (0.658^{345/F_{e,y}}) 345 = 282.0 \text{MPa} \\
 P_c = P_n = F_{cr} A_g &= 3638.3 \text{kN} \quad (8c)
 \end{aligned}$$

압축력을 받는 다른 가새 부재 VBR1에 대한 압축력은 다음의 식(8d)와 같이 산출되며, 산출된 부재력을 그림 13에 간단히 표현하였다.

$$\begin{aligned}
 F_{e,y} &= \pi^2 E / 108.7^2 = 167.1 \text{MPa} \\
 F_{cr,y} &= (0.658^{345/F_{e,y}}) 345 = 145.8 \text{MPa} \\
 P_c = P_n = F_{cr} A_g &= 1097.5 \text{kN} \quad (8d)
 \end{aligned}$$

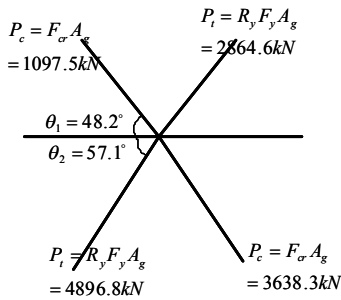


그림 13. 복층 X형 가새 접합부 소요강도

3) 베이스플레이트 접합부

접합부의 가새 부재 VBR2에 대한 인장력은 아래 식(9)와 같이 산출된다.

$$R_y F_y A_g = 4896.8 \text{kN} \quad (9)$$

한편 압축 가새 부재 VBR2의 경우는 아래 식(10)에서와 같이 x방향에 대한 힘이 지배적인 것으로 나타난다. 기둥에 의한 전단력은 기준에서 제시하는 식을 따라 산출하였고 이러한 결과를 토대로 베이스플레이트에 필요한 전단력을 산정하면 아래의 식(11)과 같이 산출되며 이에 대한 간단한 그림을 그림 14에 나타내었다.

$$\begin{aligned}
 \frac{kL_x}{r_x} &= 118.2 > 113.4 \\
 F_{e,x} &= \pi^2 E / 118.2^2 = 141.1 \text{MPa} \\
 F_{cr,x} &= 0.877 F_{e,x} = 123.7 \text{MPa} \\
 P_{n,x} = F_{cr,x} A_g &= 1596.1 \text{kN} \\
 1.1 R_y P_n &= 1931.3 \text{kN} \quad (10)
 \end{aligned}$$

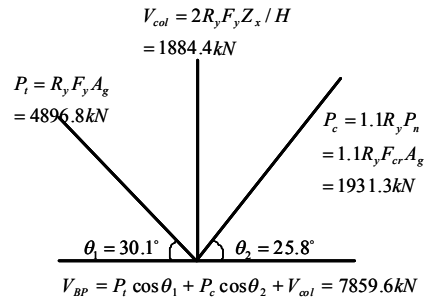


그림 14. 베이스플레이트 접합부 소요강도

$$\begin{aligned}
 V_H &= R_y F_y A_g \times \cos 30.1 + 1.1 R_y P_n \times \cos 25.8 \\
 &\quad + 2 R_y F_y Z_x / H = 7859.6 \text{kN} \quad (11)
 \end{aligned}$$

4. 비선형정적해석에 의한 접합부소요강도 산정

4.1 하중 패턴

본 연구에서는 구조물의 횡방향 거동을 적절히 묘사할 수 있는 하중 패턴을 모드 해석의 결과로부터 각 방향에 대한 지배 모드를 바탕으로 결정하여 3차원 비선형 정적 해석을 수행하였다. 하중 패턴은 아래의 단순한 일반 물리식 (12)를 이용하여 구하였다.

$$F = ma = mrw^2 \quad (12)$$

여기서 m은 질량을 나타내며 Dead Load 100%와 25%의 Live Load 로서 산정하여 모델의 모든 절점 마다 구하였다. r은 회전운동에서의 각변위를 나타내며 모드해석 결과 각 절점의 지배 모드에 대한 변위로서 산정한다. w는 회전운동에서의 각속도를 나타낸다. 이의 제곱승은 동역학에서의 eigenvalue를 의미하며 모드 해석을 통해 간단히 얻을 수 있다. 이와 같이 계산된 각 절점별 하중을 범용 구조 해석 프로그램인 SAP2000(ver.12.0.2)에 아래 그림 15에서와 같이 각 절점에 대한 Nodal Load로서 입력하였다. 이러한 방법(이하 Modal Load Pattern)을 사용함으로써 모드 해석의 결과에 근접한 하중 패턴을 구현하여 보다 정확한 비선형 정적 해석을 수행할 수 있는 장점이 있으며, 또한 대상 구조물과 같이 횡강성에 대한 비정형이 예상되는 구조물, 혹은 구조물의 평면 치수가 높이에 비해 커서 단순히 층의 diaphragm 중심에 횡하중이 작용한다고 보기 어려운 경우의 하중 패턴을 보다 논리적으로 표현하여 비선형 정적 해석을 수행할 수 있는 장점이 있는 방법이라 하겠다.

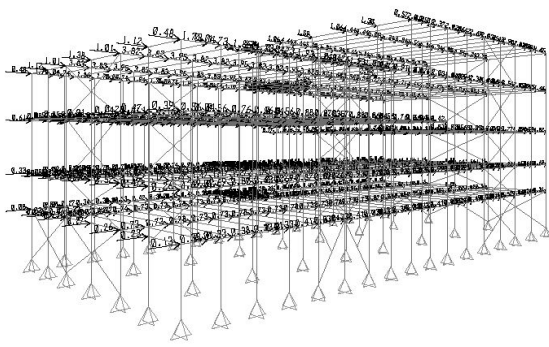


그림 15. 3D 해석모델의 비선형정적해석 하중 분포

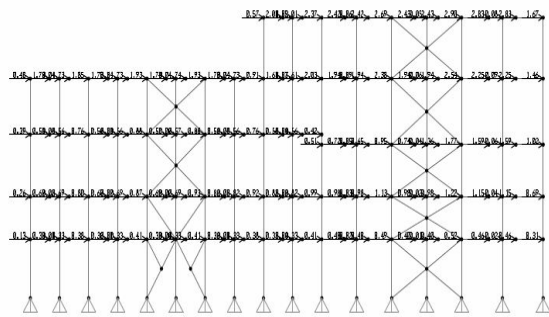


그림 16. 2D 해석모델의 비선형정적해석 하중 분포

그림 17은 3D 해석 모델과 3D 해석 모델의 횡력패턴 (Modal Load Pattern)을 그대로 사용한 2D 해석 모델의 밀면전단력과 변위관계를 나타낸다. 외곽 두 개 2D 프레임의 합이 3D 구조물의 해석 결과와 거의 일치하는 모습으로부터 횡력을 구조물 외곽 프레임이 대부분 저항한다는 사실을 확인할 수 있다. 그림 18은 2D 프레임 중 하나의 프레임에 대해 3D 해석 모델의 횡력 패턴을 적용한 해석 모델(Modal Load Pattern)과 기동 축력의 차이를 질량으로 환산하여 횡력 패턴을 결정한 해석 모델(Proposed Load Pattern)의 밀면 전단력과 횡변위 관계를 나타낸다. 그림 16에서처럼 상당수 줄어든 절점 하중을 적용하였음에도 불구하고 거의 비슷한 밀면전단력-변위 관계를 나타냈다.

#### 4.2 목표변위

기준에서는 접합부의 강도를 비선형 정적 해석을 수행하여 ‘골조가 최대하중에 이르렀을 때 (붕괴기구 형성, leading to an imminent collapse)’ 작용하는 부재 하중으로부터 접합부 소요강도를 산정하도록 하였다. 본 연구에서는 골조가 최대하중에 이르렀을 때를 골조의 최대 횡변위로 가정하여, 반응수정계수가 포함된 응답스펙트럼 해석의 결과 변위에 ASCE 7의 변위증폭계수를 고려하여 산정하였으며 이를 ATC40의 목표변위와 비교하였다. 아래의 표 1에 나타난 바와 같이 각 방향별로 비슷한 변위를 보였으나 응답스펙트럼 해석의 결과에 변위증폭계수를 곱한 결과의 변위가 ATC40 보다 약간 더 큰 값을 나타내는 경향을 보였다.

그러나 제시된 하중 패턴은 하중 산정 및 입력이 복잡하여 실무에 적용하기에 어려움이 있다. 또한 3차원 해석 모델에 대한 비선형 정적 해석에 상당한 시간이 소요되는데, 가새 부재는 주로 건물 외곽에 설치된다는 점과 실제 해석 결과 건물 내부의 부재들은 거의 탄성 상태를 보인다는 점을 고려한다면 불필요한 시간과 노력의 낭비를 막기 위한 2차원 비선형 정적 해석을 사용함이 좋은 대안이 될 수 있을 것이다. 앞서 제시한 3차원 모델의 하중 분포를 2차원 해석에 적용하여도 합리적인 결과 도출에는 어려움이 없다. 그러나 언급한 바와 같은 복잡성 때문에, 중력 하중에 대한 기동 부재의 축력 차이를 질량으로 환산하고 스펙트럼 해석 결과 산출되는 절점의 가속도 값을 산출하여 질량과 가속도의 곱으로 힘을 표현하는 간단한 방법(이하 Proposed Load Pattern)을 제시하여 해석을 수행, 비교하였다. 이를 간단히 수식으로 표현하면 다음의 식 (13)과 같다.

$$F = ma = (P_u - P_l) / g \cdot a_{res} \quad (13)$$

여기서,  $P_u$ : 상부 기동의 축력

$P_l$ : 하부 기동의 축력

$a_{res}$ : 응답스펙트럼해석에 의한 가속도

$g$ : 중력가속도

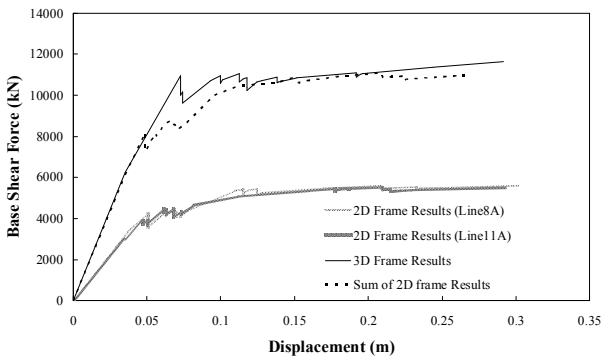


그림 17. 3D 및 2D 해석모델의 하중-변위 그래프

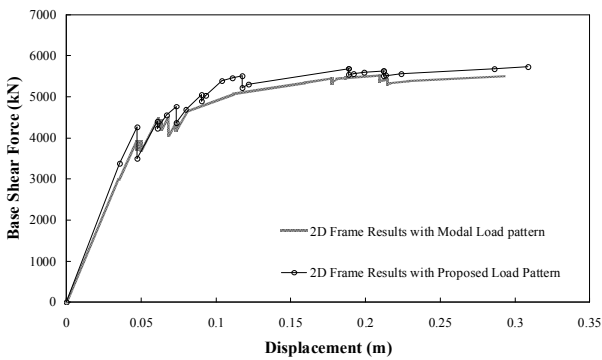


그림 18. 2D 해석모델의 하중-변위 그래프

표 1. 목표 변위 비교

| 방 향 | 3D 해석 모델의<br>절점 변위 |                            |
|-----|--------------------|----------------------------|
|     | ATC40의 목표 변위       | 변위증폭계수를 고려한<br>응답스펙트럼해석 변위 |
| x   | 98.7mm             | 111.2mm                    |
| y   | 96.2mm             | 108.3mm                    |

### 4.3 힌지 특성값

본 연구를 수행하기 위한 해석 모델의 힌지 특성값은 FEMA356에서 제시하고 있는 값을 사용하였다. 일반적인 구조 설계의 경우 부재 강도가 증진되는 현상은 적절히 제어할 수 있다면 바람직한 현상이다. 그러나 본 연구의 경우처럼 부재의 강도로부터 접합부 소요강도를 산정하는 과정에서는 부재의 강도가 낮을수록 접합부 설계가 유리하다. 때문에 기준에서 강제되지 않는다면 변형도경화현상을 반영하지 않는 편이 접합부 설계에 유리할 수 있다. 또한 FEMA 356은 FEMA 273과 달리 기둥이나 보 부재 이외의 부재에 대해서는 변형도-경화 부분을 언급하고 있지 않아 아래 그림 20의

실선 부분과 같이 가새 부재에 대해 항복 이후 강도 증진 효과가 나타나지 않는 힌지 특성 모델을 사용하여 해석을 수행하였다. 이에 대한 이전 유사 연구의 해석 결과를 아래에 그림 19에 나타내었는데, 변형도경화현상을 고려한 모델과 그렇지 않은 해석 모델의 차이가 명확하게 나타난다. 또한 뒤에 언급하게 될 비선형정적해석을 이용한 접합부 설계의 문제점에 대한 비교 연구로서 가새 부재의 압축 좌굴이 발생한 이후에도 강도가 급격히 떨어지지 않는다고 가정한 힌지 특성 모델에 대한 해석 역시 수행하였다.

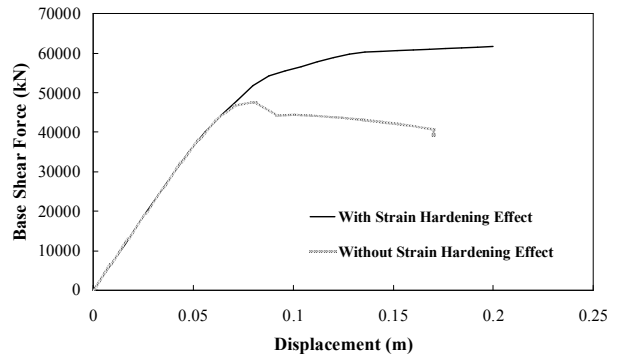


그림 19. 변형도경화 힌지 특성값에 대한 해석결과

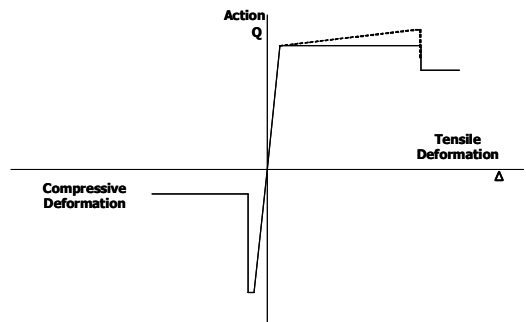


그림 20. FEMA356에 의한 가새 부재의 힌지 특성

## 5. 비선형정적해석 결과의 분석

### 5.1 기둥-보-가새 접합부

인장 가새의 경우 거의 전강도에 해당하는 부재력을 나타냈으나 압축 가새의 경우 좌굴 이후의 강도를 보여 아래 그림 21에서와 같이 전강도 대비 약 40%정도를 나타냈다. 이러한 결과는 표 2에 나타난 바와 같이 2D 해석 모델에서도 거의 동일하게 나타났다.



표 2. 보-기둥-가새 접합부의 부재력 비교 (단위 : kN)

| 보-기둥-가새<br>접합 | 전단면 설계<br>소요강도 | 3D model<br>목표변위<br>도달시점<br>소요강도 | 2D model                 |                             |
|---------------|----------------|----------------------------------|--------------------------|-----------------------------|
|               |                |                                  | Modal<br>Load<br>Pattern | Proposed<br>Load<br>pattern |
| 압축 가새         | -1286.0        | -505.1                           | -476.7                   | -503.5                      |
| 인장 가새         | 2864.6         | 2817.1                           | 2835.8                   | 2835.8                      |

그러나 접합부가 필요로 하는 최대 요구 강도는 압축 가새의 좌굴 이전에 발생한다. 비선형 정적 해석의 각 단계(step)별 부재력의 이력 그래프(그림 22)에 접합부 설계 하중 결정을 위한 지표로서 접합 부재력의 단순합을 취한 곡선의 최대값은 목표변위 이전에 나타난다.

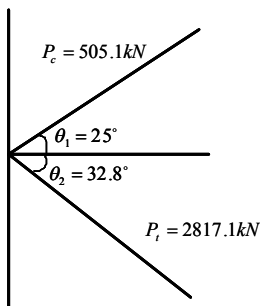


그림 21. 3D 해석모델의 목표 변위 도달 시 소요강도 (기둥-보-가새 접합부)

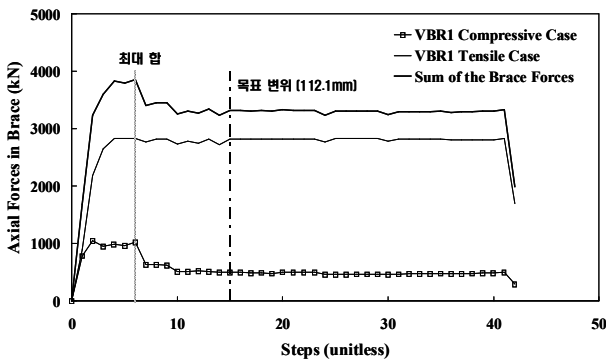


그림 22. 3D 해석모델의 가새 부재력의 이력(기둥-보-가새 접합부)

기준은 압축부재에 대해 비선형정적해석의 결과의 사용을 제한하고 전강도 설계를 수행할 것을 제시하여 이러한 오류를 막고 있다. 그러나 비선형정적해석을 수행하였음에도 추가적인 계산을 수행하여야 하는 번잡함과 실무에 있어서 이를 간과함으로써 문제가 발생할 수 있다. 또한 이 경우에는 압축부재가 골조의 최대변위에서 좌굴 이후의 거동을 보였지만, 압축부재가 언제나 좌굴 이후의 거동을 나타내는 것은 아니기 때문에 합리적이지 않다.

### 5.2 복층 X형 가새 접합부

표 3에서 보이는 바와 같이 인장 가새의 경우 전강도에 해당하는 부재력을 나타냈다. 그러나 상부 압축 가새가 좌굴 이후의 거동을 보여 골조의 목표변위 도달 시점에서 거의 모든 강도를 상실한 것으로 나타났으며, 이러한 결과는 2차원 해석 모델에서도 유사하게 나타났다. 때문에 가새 골조 사이의 끼인 보에 전달되는 불균형 축력 및 전단력은 그림 23과 24에 나타난 바와 같이 전강도설계의 불균형력보다 더 크게 산출된다. 기준에서 제시하고 있는 전강도 설계만으로는 보에 전달되는 이러한 불균형력을 산정할 수 없기 때문에 가새 부재에 의한 보의 파괴를 일으킬 수 있다.

표 3. 복층 X형 가새 접합부의 부재력 비교 (단위 : kN)

| 복층 X형 가새<br>접합 | 전단면 설계<br>소요강도 | 3D model<br>목표변위<br>도달시점<br>소요강도 | 2D model                 |                             |         |
|----------------|----------------|----------------------------------|--------------------------|-----------------------------|---------|
|                |                |                                  | Modal<br>Load<br>Pattern | Proposed<br>Load<br>pattern |         |
| 상부             | 압축가새           | -1097.5                          | -16.0                    | -71.9                       | -63.5   |
|                | 인장가새           | 2864.6                           | 2827.4                   | 2813.1                      | 2835.8  |
| 하부             | 압축가새           | -3638.3                          | -3587.3                  | -3580.7                     | -3582.6 |
|                | 인장가새           | 4896.8                           | 4827.6                   | 4814.9                      | 4840.1  |

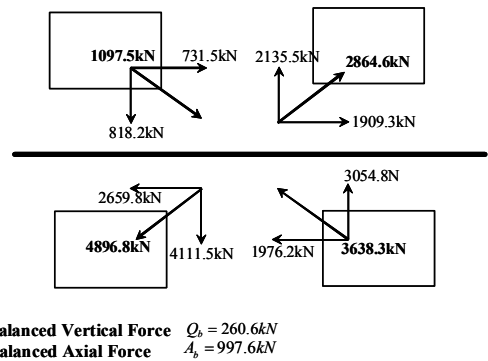


그림 23. 전강도 설계시 힘의 분배(복층 X형 가새 접합부)

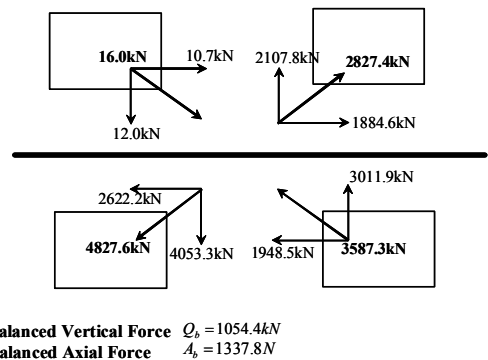


그림 24. 3D 해석모델의 목표 변위 도달 시 힘의 분배 (복층 X형 가새 접합부)

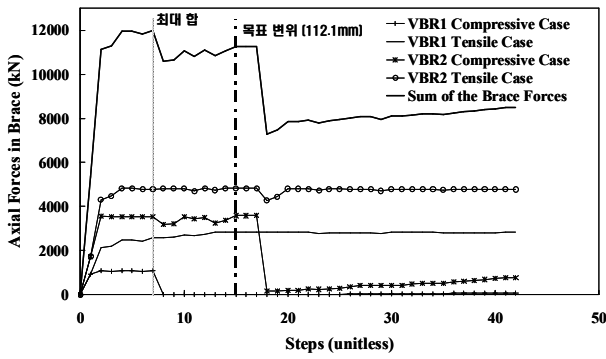


그림 25. 3D 해석모델의 가새 소요강도의 이력 (복층 X형 가새 접합부)

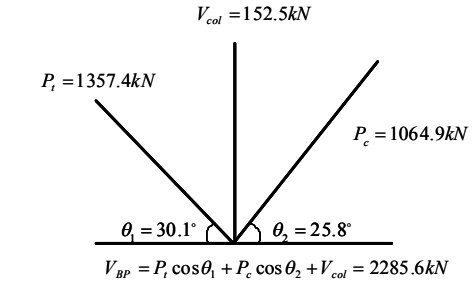


그림 26. 3D 해석모델의 목표 변위 도달 시 소요강도 (베이스플레이트 접합부)

### 5.3 주각부 베이스플레이트 접합부

베이스플레이트 접합부의 가새 부재는 표 4에 보이는 바와 같이 압축, 인장 모두 항복강도에 도달하지 않았다. 전강도 접합 설계의 경우 베이스플레이트의 전단력은 그림 14에서와 같이 약 7800kN으로 접합 설계가 사실상 불가능하였으나, 비선형 정적 해석의 결과, 목표 변위에서의 전단력은 그림 26에 보인 바와 같이 약 30% 수준인 2300kN을 나타냈다.

표 4. 베이스플레이트 접합부의 소요강도 비교 (단위 : kN)

| 베이스플레이트 | 전단면 설계  | 3D model 목표변위 도달시점 소요강도 |
|---------|---------|-------------------------|
| 압축 가새   | -1931.3 | -1064.9                 |
| 인장 가새   | 4896.8  | 1357.4                  |
| 기둥 전단력  | 1884.4  | 152.5                   |

이는 중·저층 산업용 구조물에 비선형 정적 해석을 수행함으로써 고층 건물에서와 같이 현저한 물량 저감을 보이는 득은 없을지라도, 설계가 불가능한 부분에 대해 가능성을 열어주는 장점을 보이는 결과라 할 수 있다. 한편 이 접합부의 경우는 가새 부재가 모두 항복강도에 도달하지 않았기 때문에 그림 27에서와 같이 부재력의 합이 최대값을 나타내는 시점과 목표변위 도달 시점이 일치한다.

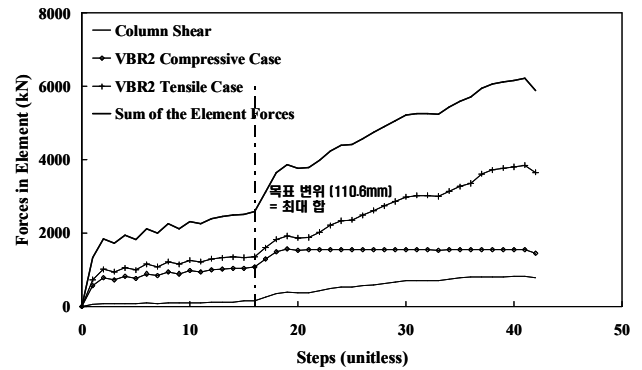


그림 27. 3D 해석모델의 가새 소요강도의 이력 (베이스플레이트 접합부)

### 5.4 가새 부재의 힌지 특성 모델의 제시

비선형정적해석의 결과가 전강도 설계법 보다는 적은 힘을 보여 접합부 설계에 유리한 것은 사실이지만, 위에서 확인한 바와 같이 압축 부재의 좌굴 등의 여부에 의해 일관성 있는 결론을 도출하기가 어렵다. 기준에 의하면 원칙적으로 압축가새의 소요강도 산정에는 비선형정적해석을 사용할 수 없다. 그러나 실무에서 이를 간과하여 문제점이 발생할 수 있으며, 또한 비선형정적해석을 수행하였음에도 불구하고 압축력을 받는 가새에 대해 별도의 계산과정이 추가되어야 하기 때문에 번잡하다. 게다가 좌굴이 발생하지 않는 압축부재에 대해 전강도 설계를 적용하여야 함은 불합리하다. 따라서 앞서 제시한 바와 같이 소요강도가 최대에 이르는 시점에서의 산정이 합리적이지는 않지만 이 역시 실무에 적용하기에는 다소 번잡한 면이 있다. 이에 접합부 소요강도 산정을 위한 비선형정적해석의 힌지 특성을 그림 28과 같이 압축역역에 대해 인장영역과 동일하게 설정하여 좌굴 이후 강도 손실에 의한 힘이 아닌 접합부 설계에 최대 소요강도를 반영하도록 하였다.

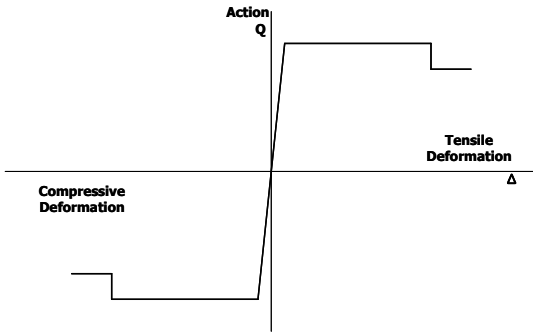


그림 28. 제시된 가새 부재의 한지 특성

제시된 한지 특성을 반영한 해석 모델의 결과와 앞서 제시한 각 하중 단계별 부재의 최대 합력이 나타나는 시점에서의 결과 값을 비교한 결과, 표 5와 같이 상당히 근접한 결과를 보였다. 또한 아래 그림 29부터 31에 제시된 한지 특성을 적용한 각 접합 설계부의 가새 부재력의 이력을 나타냈는데 해석상의 목표 변위와 최대 합력이 나타나는 시점이 일치함을 알 수 있다.

표 5. 접합부의 소요강도 비교 (단위 : kN)

| 보-기둥-가새 접합  | 전단면 설계 소요강도 | 3D model 목표변위 도달시점 소요강도 | 3D model 부재력 최대합 시점에서의 소요강도 | 3D model 제시된 가새한지특성 적용모델의 목표변위시점 소요강도 |         |
|-------------|-------------|-------------------------|-----------------------------|---------------------------------------|---------|
| 압축 가새       | -1286.0     | -505.1                  | -1026.8                     | -1054.6                               |         |
| 인장 가새       | 2864.6      | 2817.1                  | 2828.8                      | 2835.5                                |         |
| 복층 X형 가새 접합 |             |                         |                             |                                       |         |
| 상부          | 압축 가새       | -1097.5                 | -16.0                       | -1095.8                               | -1099.9 |
|             | 인장 가새       | 2864.6                  | 2827.4                      | 2573.7                                | 2835.8  |
| 하부          | 압축 가새       | -3638.3                 | -3587.3                     | -3540.8                               | -3588.7 |
|             | 인장 가새       | 4896.8                  | 4827.6                      | 4789.9                                | 4834.5  |
| 베이스 플레이트    |             |                         |                             |                                       |         |
| 압축 가새       | -1931.3     | -1064.9                 | -1064.9                     | -1332.9                               |         |
| 인장 가새       | 4896.8      | 1354.4                  | 1357.4                      | 1711.3                                |         |
| 기둥 전단력      | 1884.4      | 152.5                   | 152.5                       | 151.8                                 |         |

이러한 결과들은 제시한 한지 특성을 사용하여 접합부의 소요강도를 산정하게 되면 정해진 목표 변위에 대해 합리적인 결과를 복잡한 과정 없이 산출할 수 있는 가능성을 제시한다. 그러나 복층 X형 가새 골조의 부재력 산정에 있어서, 앞서

살펴본 바와 같이 가새의 부재력이 전강도 설계보다 적게 산정되어도 사이의 끼인 보에 더 큰 힘이 작용할 수 있음에 착안하여 불균형력이 최대 발생할 수 있는 경우에 대한 설계를 수행하여야 한다.

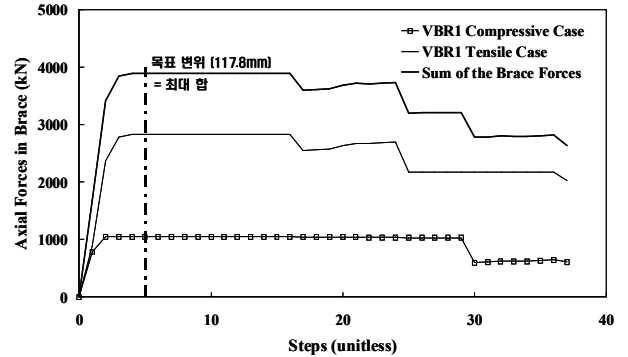


그림 29. 제시된 가새 부재의 한지 특성을 적용한 해석 모델의 가새 소요강도의 이력 (기둥-보-가새 접합부)

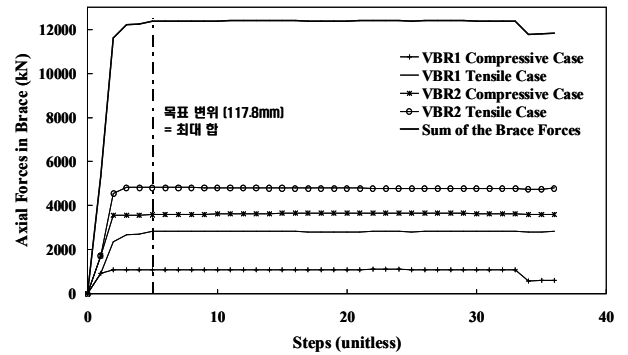


그림 30. 제시된 가새 부재의 한지 특성을 적용한 해석 모델의 가새 소요강도의 이력 (복층 X형 가새 접합부)

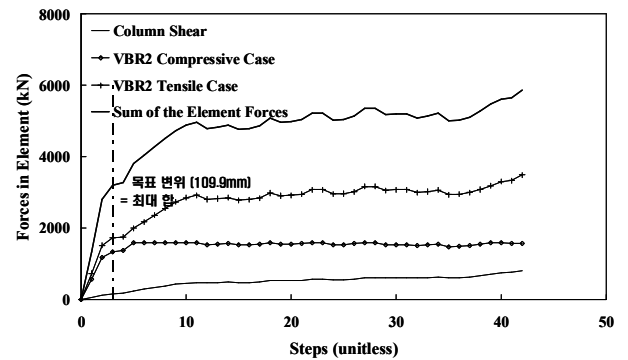


그림 31. 제시된 가새 부재의 한지 특성을 적용한 해석 모델의 가새 소요강도의 이력 (베이스플레이트 접합부)

## 6. 결론

중·저층 산업용 철골 구조물의 합리적인 접합부 설계를 위해 실무상의 구조물을 선정하여 전강도 설계법에 의한 결과

와 비선형 정적 해석을 이용한 결과를 비교, 분석한 본 연구의 주요 결과를 요약해 보면 다음과 같다.

참 고 문 헌

- (1) 고층 구조물 뿐 아니라 중·저층 구조물에서도 비선형 정적 해석을 수행하는 이점이 접합부 설계의 가능성 측면에서 확인되었다.
- (2) 본 연구에서 제시된 모드 해석을 바탕으로 한 비선형 정적 해석의 하중 패턴과 2차원 해석 모델에 대한 하중 패턴은 서로 다른 방법으로 산정되었으나 동일한 결과를 보여 상호 신뢰성을 입증하였으며, 불필요한 해석 시간을 줄일 수 있는 가능성을 보였다. 비정형성이 큰 구조물 등에 대한 추가적인 연구가 이루어진다면, 일반화하여 비선형정적해석의 단순화에 크게 기여할 것으로 판단된다.
- (3) 비선형정적해석의 결과를 소요압축강도 산정에 사용할 수 없는 현 기준은 압축좌굴이 발생하지 않는 부재에 대해 불합리한 면과 동시에 복잡성을 내포하고 있다. 이를 극복하기 위해 본 연구에서 제시된 힌지 특성은 실무에서 발생할 수 있는 여러 번잡함을 제거하면서, 동시에 논리적 해석에 의한 결론과 근접한 결과를 산출할 수 있게 해 주어 실무 적용 가능성을 보였다. 그러나 제시된 힌지 특성을 적용한 구조물의 거동이 실제 구조물의 거동과 일치함에(본 연구의 대상 건물에 대해서는 두 힌지 특성 모델에 대한 해석 결과가 거의 일치하였다고 판단된다.) 어떤 한계를 갖고 있는지에 대해서는 추가적인 연구가 필요하다.
- (4) 복층 X형 가새 구조의 가새 부재에 대해서는 압축부재의 좌굴 이후 사이의 끼인 보에 더 많은 불균형력이 작용할 수 있다. 이는 기준에 의해 전강도 설계를 수행한 경우에도 산정할 수 없다. 따라서 접합부 소요강도 산정 시 사이의 끼인 보에 최대의 불균형력이 작용할 수 있는 경우를 고려하여 산정하여야 한다.

강석봉, 이재환(2010) 보-기둥 접합부를 고려한 5층 철골골조 구조물의 비탄성 정적해석, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제2호, pp.129-137.

김경환, 주영규, 김상대(2010) 다이아그리드 구조 시스템의 내진성능계수 평가, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제3호, pp.229-239.

대한건축학회(2009) 건축구조기준(KBC2009) 0713 강구조의 내진설계, pp.558-593.

조준희, 김경재, 이철호(2010) 가새좌굴을 고려한 역 V형 가새 골조의 기둥부재 내진설계법, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제1호, pp.1-12.

한상환, 배문수(2008) 비탄성변위비를 이용한 능력 스펙트럼 법, 한국지진공학회 논문집, 한국강구조학회, 제12권, 제2호, pp.69-80.

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

American Institute of Steel Construction (2005) Specification for Structural Steel Buildings, AISC, Chicago, IL.

Applied Technology Council(ATC) (1996) Seismic evaluation and retrofit of concrete builrings (ATC-40), Redwood City, California.

Building Seismic Safety Council(BSSC) (2000) Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings, FEMA-356, Federal Emergency Management Agency, Washington, D.C.

Lee, C.H. and Kim, S.W. (2007) Elastic Seismic Design of Steel High-rise Building in Regions of Strong Wind and Moderate Seismicity, *International Journal of Steel Structure*, Vol. 7, No. 4, pp.253-261.

(접수일자 : 2010. 9. 9 / 심사일 2010. 9. 13 /  
심사완료일 2011. 2. 11)