



# 가새좌굴을 고려한 X형 내진 가새골조의 기둥축력 산정법

윤원순<sup>1</sup> · 이철호<sup>2\*</sup> · 김정재<sup>3</sup>

<sup>1</sup>연구원, 현대중공업, 구조연구실, <sup>2</sup>교수, 서울대학교, 건축학과, <sup>3</sup>박사과정, 서울대학교, 건축학과

## Prediction of Column Axial Force in X-braced Seismic Steel Frames Considering Brace Buckling

Yoon, Won Soon<sup>1</sup>, Lee, Cheol Ho<sup>2\*</sup>, Kim, Jeong Jae<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Associate Researcher, Structure Research Department, Hyundai Heavy Industries, Ulsan, 682-792, Korea

<sup>2</sup>Professor, Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 151-744, Korea

<sup>3</sup>Graduate student, Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 151-744, Korea

**Abstract** - According to the capacity design concept underlying current steel seismic provisions, the braces in concentrically braced frames should dissipate seismic energy through cyclic tension yielding and compression buckling. On the other hand, the beams and the columns in the braced bay should remain elastic for gravity load actions and additional column axial forces resulting from the brace buckling and yielding. However, due to the difficulty in accumulating the yielding and buckling-induced column forces from different stories, empirical and often conservative approaches have been used in design practice. Recently a totally different approach was proposed by Cho, Lee, and Kim (2011) for the prediction of column axial forces in inverted V-braced frames by explicitly considering brace buckling. The idea proposed in their study is extended to X-braced seismic frames which have structural member configurations and load transfer mechanism different from those of inverted V-braced frames. Especially, a more efficient rule is proposed in combining multi-mode effects on the column axial forces by using the modal-mass based weighting factor. The four methods proposed in this study are evaluated based on extensive inelastic dynamic analysis results.

**Keywords** - Capacity design, X-braced seismic frames, Column design, Brace Buckling, Nonlinear static analysis, Nonlinear dynamic analysis

### 1. 서론

지진하중을 정확히 예측하여 내진설계를 한다는 것은 거의 불가능하다. 이러한 지진하중의 예측 불확실성은 역량설계법(capacity design method)도입의 중요한 근거가 되었고 현 국내의 강구조내진기준의 근거를 이루고 있다. 역량설계법이란 간단히 말해 탄성 부재와 비탄성 부재를 구분하여

설계자가 원하는 붕괴 메커니즘에 도달하게 하는 내진설계 철학이다. 역량설계법에 의한 중심가새골조의 내진설계시 가새부재는 반복적인 인장과 압축을 통해 지진 에너지를 소산하고, 보와 기둥부재는 탄성상태를 유지해야 한다(Fig. 1 참고)<sup>[1],[2]</sup>.

가새부재가 지진에너지를 소산하는 과정에서 기둥부재에 중력에 대하여 추가적인 축력이 작용하므로 이를 반영하여 기둥부재가 탄성거동을 하도록 설계해야 한다. 그러나 지진 내습 시 가새부재의 거동을 정확하게 예측하는 방법이 없기 때문에 AISC Seismic braced frames: Design concepts and connections(2006)<sup>[3]</sup>에서는 중력과 전도력에 대한 고려와 함께 모든 층의 가새가 동시에 인장항복 및 좌굴에 도달한다는 가장 보수적인 상황을 가정하여 계산된 추가적인 축

Note.-Discussion open until June 30, 2015. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on September 30, 2013; revised August 7, 2014; approved on August 17, 2014.

Copyright © 2014 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-2-880-9061 Fax. +82-2-878-9061

E-mail. [ceholee@snu.ac.kr](mailto:ceholee@snu.ac.kr)

력을 고려하여 기동을 설계할 것을 제안하고 있다. 이 방법은 역량설계법의 설계철학을 가장 보수적으로 적용한 사례라고 할 수 있다. 또 다른 방법으로 KBC 2009<sup>[4]</sup>, AISC Seismic Provisions(2010)<sup>[5]</sup> 등 현행 설계기준에서는 시스템 초과강도계수로 증폭된 지진하중에 대해 기동을 설계하는 방법을 제안하고 있다(아래 2.2절 참고). 이 방법은 시스템 초과강도라는 경험적이고 우회적인 요소를 도입했고, 가새의 동적거동을 고려하지 못한다는 한계가 있다. 이를 해결하기 위한 Redwood and Channagiri(1991)<sup>[6]</sup>의 선행연구 역시 역학적인 근거가 부족하다는 한계를 가지고 있다. 따라서 역학적인 근거를 가지며, 동시에 가새의 동적거동을 고려한 기존의 기동축력 산정법이 가지는 한계를 극복할 수 있는 새로운 기동축력 산정법이 요구된다.

최근에 행해진 연구 중에서 Cho *et al.* (2011)<sup>[7]</sup>은 역 V형 중심가새골조를 대상으로, 기존의 기동축력 산정법이 가지는 한계를 극복할 수 있는 새로운 기동축력 산정법을 제안하였다. Cho-Lee-Kim은 비선형 정적해석 또는 선형고유치 해석을 통해 좌굴 발생층을 정확히 예측하고, 이 결과를 바탕으로 수직불균형력을 조합하는 방안을 도입함으로써 역 V형 가새골조의 새로운 기동축력 산정법을 제안하였다. 본 연구에서는 상기 연구에서 제안한 좌굴층 예측방법을 X형 중심가새골조에 적용하여 제안한 방법이 유효함을 확인하였다. 하지만 역 V형 중심가새골조와 X형 중심가새골조의 하중전달 메커니즘은 상이하기 때문에 Cho-Lee-Kim의 축력 산정법을 X형 중심가새골조에 그대로 적용할 수가 없다. 특히, 상기 연구에서는 1차모드와 고차모드의 동시좌굴을 반영한 기동축력을 산정하기 위해 각 모드별 동시좌굴의 포텐셜을 평가하는 동시좌굴계수(Simultaneous Buckling Factor)를 도입하였다. 그러나 이 방법은 비선형 정적해석이 수반되어야 한다는 단점이 있다. 따라서 본 연구는 X형

중심가새골조만의 역학적 특성을 고려하고, 비선형 정적해석 없이도 쉽게 고차모드의 영향을 반영할 수 있는 기동축력 산정법을 새로이 제안하였다.

## 2. 선행연구 고찰

역량설계법에 의해 X형 중심가새골조의 기동축력을 산정 시에는 중력하중이 유발하는 기동축력 외에도 가새가 반복적인 인장과 압축에 의해 지진 에너지를 소산하면서 기동에 추가적으로 유발하는 축력을 고려해야 한다. Fig. 1과 같이 인장가새가 항복하고 압축가새가 좌굴하였다면, 인장가새 항복응력과 압축가새 좌굴응력의 수직성분이 추가축력으로 기동에 작용하게 된다. 가새가 유발하는 추가적인 기동축력을 고려하는 방법에는 여러 가지가 있다. 이러한 추가적인 축력을 효율적으로 고려하는 방법을 제안하는 것이 본 논문의 요체이다. 이하에서는 우선 가새가 유발하는 추가적인 기동축력을 고려하기 위해 제안된 기존 방안을 간략히 고찰한다.

### 2.1 모든 층의 동시좌굴을 가정한 기동축력 산정법

Fig. 2는 AISC Seismic braced frames: Design concepts and connections(2006)<sup>[3]</sup>에서 제안하고 있는 가장 보수적인 관점의 X형 중심가새골조의 기동축력 산정법을 개략적으로 도시한 것이다.

Fig. 2와 같은 메커니즘을 가정한다면 그림의 우측 기동에는 가새가 중력과 같은 방향으로 추가적인 축력을 유발하게 되지만, 좌측의 기동에서는 가새가 중력을 상쇄하는 방향으로 추가적인 축력을 유발한다. 그러나 지진하중의 특성상

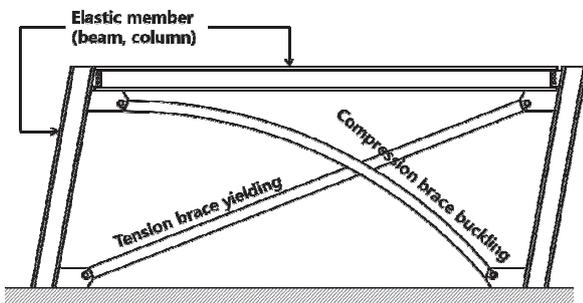


Fig. 1. Capacity design of X-braced frames

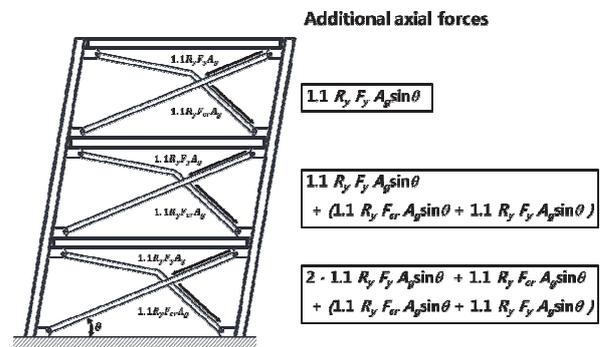


Fig. 2. Story yield mechanism and additional axial forces assuming simultaneous yielding and buckling of all stories

좌측, 우측의 기둥은 모두 중력과 같은 방향으로 추가적인 축력을 고려하여 설계해야 한다. AISC Seismic braced frames: Design concepts and connections(2006)에서는 가새골조의 모든 층의 가새가 인장항복과 좌굴이 동시에 발생하는 가장 보수적인 상황을 가정하여 가새가 유발하는 수직분력을 기둥에 가해지는 추가적인 축력으로 반영하여 단순 누적하여 산정한다. Fig. 2의 기호는 AISC/KBC의 표준 기호로서  $R_y$  = 초과강도계수,  $F_y$  = 인장가새의 항복강도,  $A_g$  = 가새의 단면적,  $F_{cr}$  = 압축가새의 좌굴강도를 나타낸다.

이 방법에 의한 기둥축력 산정값은 아래에서 논하는 증폭 지진하중법(ASLM, amplified seismic load method)에 의해 중심가새골조의 기둥축력을 산정할 경우의 상한값(upper bound)으로 사용되기도 한다. 즉, 중심가새 골조의 기둥축력 산정법의 가장 보수적인 가정이라 할 수 있다. 저층의 건물에서는 적합한 방법일수 있으나 실질적으로 모든 층의 가새가 동시에 좌굴한 가능성이 희박하기 때문에 고층건물일수록 기둥부재가 지나치게 보수적으로 설계되는 문제가 있다.

### 2.2 증폭지진하중(ASLM)에 의한 축력산정

잘 설계된 접합부를 갖고 부재간의 강도균형이 잘 잡힌 구조물은 설계초과강도, 재료초과강도 및 힘의 재분배를 통하여 설계밀면전단력( $V_{design}$ )을 훨씬 상회하는 시스템항복강도( $V_y$ )를 발휘할 수 있다. 시스템항복강도 곧 골조의 메카니즘 강도 도달시에 탄성부재에 가해지는 응력은 설계밀면전단력이 유발하는 응력보다 훨씬 증폭되므로 기둥과 같은 주요 탄성부재는 이를 감안하여 설계해야 한다. 이 증폭값의 크기는 Fig. 3에서 정의한 시스템초과강도계수(즉, 시스템의 소성메카니즘강도 대 설계밀면전단력의 비)로서 근사할 수 있다. 현행 내진기준에 의한 때 축력비( $P_u/\phi P_n$ )가 0.4를 초과하는 기둥은 아래 (1)식에 의해 기둥축력을 증폭하여 설계할 것을 요구하고 있다. 가새골조의 경우 시스템초과강도계수는 단일값인  $\Omega_0 = 2.0$ 으로 특정되어 있다. 이미 언급한 바와 같이 (1)식에 의해 산정된 기둥축력은 불균형 축력의 상계값(2.1절)을 초과할 필요는 없다<sup>[5]</sup>.

이 방법은 실무적으로 사용하기는 편하지만 중심가새골조의 기둥축력에 영향을 미치는 가새의 비탄성기둥을 고려하지 못하는 역학적인 한계와 설계조건에 따라 변하는 시스템 초과강도계수를 2.0이라는 고정값으로 취급하는 한계가 있다.

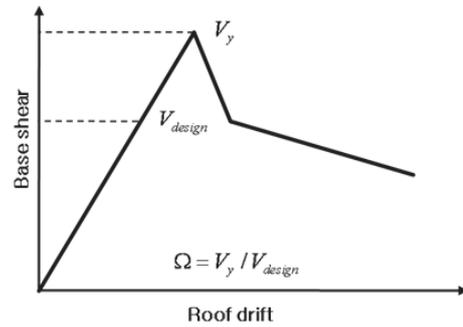


Fig. 3. Typical base shear-roof drift response of concentrically braced steel frames

$$E_m = \Omega_0 E \pm 0.2 S_{DS} D \quad 1 \quad (1)$$

여기서,  $\Omega_0$  = 시스템 초과강도계수( $V_y / V_{design}$ )

단, 중심가새골조의 경우 2

$E$  = 내진기준의 설계지진하중

$S_{DS}$  = 단주기 설계스펙트럼 가속도

$D$  = 고정하중

### 2.3 Redwood-Channagiri의 기둥축력 산정법

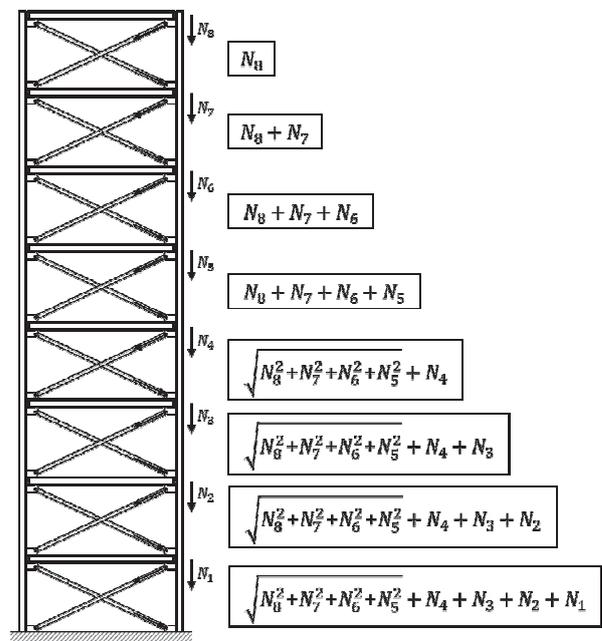


Fig. 4. Illustration of Redwood-Channagiri's combination rule (1991)

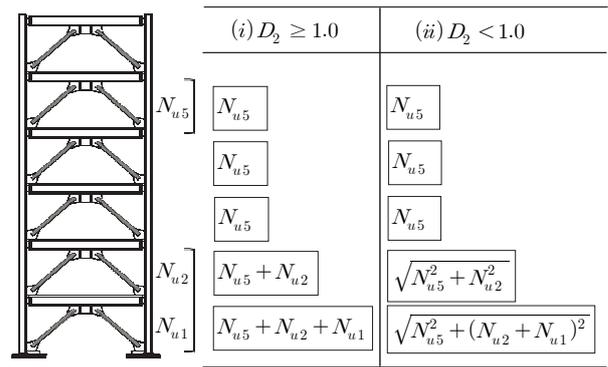
가새골조에서 모든 층의 가새가 동시에 인장항복과 좌굴을 하지 않기 때문에 2.1절에서 제시한 모든 층의 인장항복과 좌굴을 고려하여 수직분력을 단순 누적하는 것은 너무 보수적인 방법이다. Redwood and Channagiri(1991)<sup>[6]</sup>는 8층의 중심가새골조를 예로 들어 가새가 유발하는 수직분력을 상부 4개층에서는 단순누적하고 하부 4개층에서는 상부에서의 기동축력을 SRSS(Square Root of Sum of Squares)하고 가새가 좌굴할 가능성이 높은 하부 층의 기동축력은 단순누적하여 기동축력을 산정하는 방법을 제안하였다(Fig. 4 참조). 이 방법은 2.1절에서 제안한 모든 층의 좌굴을 가정한 방법에 비해 기동축력을 감소시키는 효과를 가지며 비선형 동적해석시 기동이 모두 탄성범위에 들어가는 역량설계 철학을 만족시켰다. 그러나 이 방법은 엔지니어의 경험적인 판단에 근거한 것으로서 고차모드의 영향을 고려하는 역학적 논리가 불분명하다는 한계가 있다.

**2.4 Cho-Lee-Kim(2011)이 제안한 기동축력 산정법**

Cho *et al.*(2011)<sup>[7]</sup>은 역 V형 중심가새골조를 대상으로 기존의 기동축력 산정법이 가지는 한계를 극복할 수 있는 새로운 기동축력 산정법을 제안하였다. 비선형 정적해석 및 선형고유치해석을 통해 좌굴 발생층을 예측하여 기존의 축력 산정법 보다 완화된 기동축력 산정법을 제안하였다. 특히, 고차모드에 의한 메카니즘을 고려하기 위해 모드별 동시좌굴의 포텐셜을 평가하는 동시좌굴계수(Simultaneous Buckling Factor) 개념을 도입하여 고차모드의 영향이 반영된 기동축력 산정법을 제안하였다. 동시좌굴계수는 다음의 식과 같이 정의된다.

$$D_n = \left( \frac{n\text{차모드의 밀면전단력의 } DCR}{1\text{차모드의 밀면전단력의 } DCR} \right) = \left( \frac{V_{b1,d}/V_{b1,c}}{V_{b1,d}/V_{b1,c}} \right) \quad (2)$$

- 여기서,  $V_{b1,d}$  = n차모드의 요구 밀면전단력
- $V_{b1,d}$  = 1차모드의 요구 밀면전단력
- $V_{b1,c}$  = 비선형 정적해석으로 얻어진 n차모드의 밀면전단 강도
- $V_{b1,c}$  = 비선형 정적해석으로 얻어진 1차모드의 밀면전단 강도
- $DCR$  = 강도수요 대 강도공급의 비 (demand to capacity ratio)



**Fig. 5.** Combination example based on simultaneous buckling factor

Cho-Lee-Kim은 동시좌굴계수( $D_n$ )이 1보다 클 경우는 고차모드의 좌굴 포텐셜이 높을 것으로 판단하여 1차모드의 수직불균형력과 n차모드의 수직불균형력을 선형조합하고, 그렇지 않을 경우에는 SRSS법으로 조합할 것을 제안하였다. Fig. 5는 1차 및 2차 모드 비선형 정적해석시 각각 1, 2층 좌굴, 5층이 좌굴한 6층 역V형 중심 가새골조의 수직불균형력을 산출한 예이다. 이 방안은 기존의 축력산정보다 완화된 기동축력 값을 제안하고 있지만 이 방안은  $V_{b1,c}$ 를 산정하기 위해서 비선형 정적해석이 반드시 수반되어야 하는 단점이 있다.

**3. 가새골조 모형**

본 연구에서는 우선 현행내진설계기준에 따라 X형가새골조를 설계하고 본 연구에서 제안한 새로운 축력 산정법을 개발하고 검증하는데 활용하였다.

**3.1 해석모델의 설계**

해석모델은 Table 1에서 제시한 하중조건을 기반으로 3, 6, 9, 12, 15층의 X형가새골조로서 설계하였다(Fig. 6,7 참조). 또한, 해석모델의 각 면에 1개의 X형 가새베이(braced bay)를 설치하여 모든 횡력은 이 가새가 지지한다고 가정하였다.

**3.2 가새 모델링**

해석을 기초로 실제적으로 의미있는 결과를 제시하기 위해서는 해석에 사용되는 이론상의 모형이 실제 실험결과와

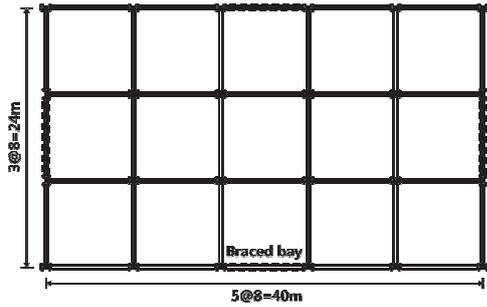


Fig. 6. Structural plan of a model braced frame

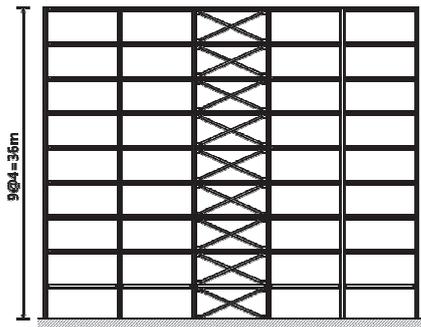


Fig. 7. Elevation of 9-story model braced frame

Table 1. Frame design conditions

Seismic Load	Newmark median design spectrum (Design PGA=0.4g, 5% damping)	
Response modification factor (R)	6	
Important factor (I)	1	
Design base shear of each model	3-story	2,290 kN (0.141w)
	6-story	4,579 kN (0.141w)
	9-story	5,803 kN (0.119w)
	12-story	6,237 kN (0.098w)
	15-story	6,594 kN (0.081w)
Dead Load	5kN/m <sup>2</sup>	
Live Load	2.5kN/m <sup>2</sup>	

- \* Braces only resist the lateral loading.
- \* All models were designed as special CBF according to the 2005 AISC-LRFD Seismic Provisions.
- \* PGA = Peak ground acceleration, W= Weight of the building

잘 부합되는 구조적 거동을 재현할 수 있음을 확인하는 것이 무엇보다도 중요하다. 본 연구에서는 Uriz-Mahin(2004)<sup>[8]</sup>이 제안한 물리적 가새모형을 사용하여 가새의 재료 및 기하학적 특성을 반영하여 가새의 이력거동을 모사할 수 있도록

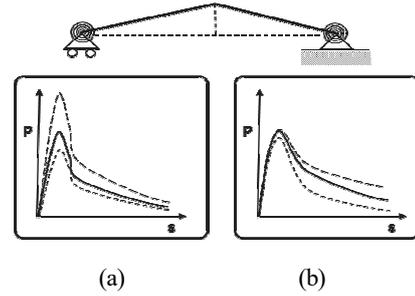
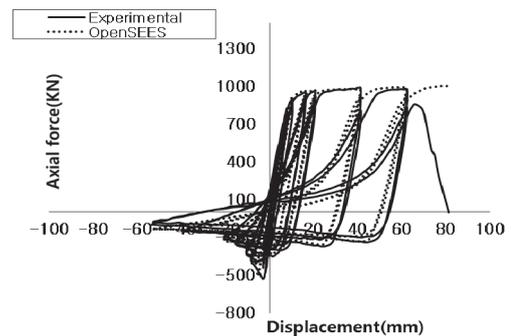
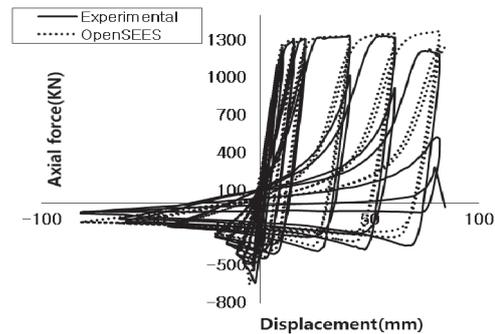


Fig. 8. Physical brace model : (a) initial imperfection adjustment for buckling strength; (b) spring stiffness adjustment for post-buckling residual strength



(a) Specimen S90-9 : □100X100X9, KL=361.1cm



(b) Specimen S85-14 : □100X100X6, KL=361.14cm

Fig. 9. Comparison of analytical and experimental cyclic responses

하였다(Fig. 8 참조). Fig. 8과 같은 물리적 가새모형을 비선형 해석프로그램인 OpenSEES에서 구현하기 위해 두 개의 비탄성 보-기둥요소(Inelastic Beam Column Element)를 중앙 접합부에 초기변형이 있는 상태로 접합하여 가새를 모델링하면 중앙부에서 소성힌지가 발생하는 좌굴거동을 유도할 수 있다. 초기변형을 적절히 조절하여 목표한 좌굴강도 값을 구현하고, 가새의 단부에 위치한 스프링의 회전강성을 조절하여 후좌굴 강도 값을 구현하여 Fig. 9와 같이 실험결과(한상환 등, 2004)<sup>[9]</sup>에 부합하도록 캘리브레이션을 하였다.

### 4. 새로운 기동축력 산정법의 제안

이하에서는 4가지의 새로운 기동축력 산정법을 제시한다. 이 방안의 정확도 및 타당성 여부는 제 5장에서 비선형동적해석결과와 비교해서 검증토록 한다.

#### 4.1 1차모드 비선형 정적해석에 따른 기동축력 산정법 (Method 1)

중심가새골조의 각 모드별 질량참여율을 고려했을 때, 1차모드의 영향이 가장 지배적인 것은 자명하다. 따라서 본 절에서는 X형 중심가새골조를 대상으로 1차모드로 비선형 정적해석을 수행 후 그 결과를 토대로 기동축력 산정법을 제안하였다. Fig. 10은 6층의 골조의 비선형 정적해석을 결과를 바탕으로 새롭게 제안한 기동축력 산정법을 간단하게 도시한 것이다.

6층 가새골조의 비선형 정적해석 수행시 1, 2층의 가새에서 인장항복 및 좌굴이 발생하였다. 따라서 좌굴한 1, 2층의 가새가 기동에 유발하는 추가적인 축력은 가새의 인장강도 및 압축강도에 초과강도를 고려한 수직분력을 단순 누적한다. 반면 좌굴층을 제외한 층의 경우 인장가새가 받는 축력은 물리적으로 압축가새가 받는 축력을 초과할 수 없기 때문에 좌굴하지 않은 층에서 가새가 받을 수 있는 최대축력인 좌굴압축강도의 수직분력이 기동에 유발하는 추가적인 축력으로 가정하여 단순 누적하여 최종적으로 기동축력을 산정한다. 이를 일반화시켜 n층의 골조에서 j층의 가새가 유발하는 추가적인 축력은 다음의 식으로 간단하게 표현할 수 있다.

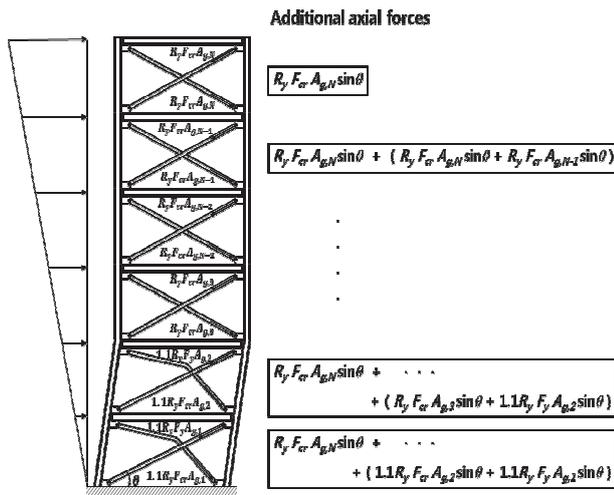


Fig. 10. Combination example of additional axial forces based on first-mode pushover

$$N_{u,j} = \sum_{j=k}^n N_{t,j} + \sum_{j=k+1}^n N_{c,j} \tag{3}$$

여기서,  $N_{t,j}$  = j층 인장가새가 유발하는 추가적인 축력  
 $N_{c,j}$  = j층 압축가새가 유발하는 추가적인 축력

단,  $N_{t,j} = 1.1 R_y F_{cr} A_{g,j} \sin \theta$  (좌굴층)  
 $N_{c,j} = 1.1 R_y F_{cr} A_{g,j} \sin \theta$  (좌굴층)  
 $N_{t,j} = N_{c,j} = R_y F_{cr} A_{g,j} \sin \theta$  (좌굴하지 않는 층)

현행 AISC Seismic Provisions<sup>[5]</sup>에서 제안하고 있는 기동축력 산정법은 좌굴층을 반영하지 못하고 모든 층 가새의 인장강도 및 압축강도에 초과강도를 고려한 수직분력을 고려하고 있다. 그러나 본 연구에서 제안한 방법은 1차모드 비선형 정적해석 후 좌굴층과 비좌굴층을 구분하였고, 역학적 인근거를 토대로 새로운 기동축력 산정법을 제안하였다. 이는 모든 층의 가새가 좌굴과 인장항복이 동시에 일어난 상황을 보수적으로 가정한 현행 설계기준보다 경제적이고 합리적인 기동축력 산정법이라고 할 수 있다.

#### 4.2 고차모드 비선형 해석에 의한 기동축력 산정법 (Method 2)

가새골조에서 1차모드의 영향이 지배적인 것은 사실이지만 고층화 될수록 고차모드의 질량 참여율은 증가하게 된다. 고차모드의 영향을 고려하기 위해 질량 참여율이 90% 이상이 되는 고차모드까지 비선형정적해석을 수행한 후 이를 활용하는 기동축력 산정법을 제안하였다.

Table 2는 가새골조 모델의 모드별 주기 및 질량 참여율을 나타낸 것이다. 이를 토대로 3, 6, 9층의 모델은 2차모드,

Table 2. Natural periods and mass participation ratios

Story	1st mode		2nd mode		3rd mode	
	Natural period (sec)	$\alpha_1$	Natural period (sec)	$\alpha_2$	Natural period (sec)	$\alpha_3$
3	0.57	87.92%	0.19	10.81%	-	-
6	0.92	78.11%	0.31	15.76%	-	-
9	1.36	74.11%	0.46	17.28%	-	-
12	1.81	70.34%	0.58	19.22%	0.31	5.07%
15	2.41	69.08%	0.73	19.65%	0.39	5.24%

$\alpha_n$  : mode mass participation ratio of n-th mode

12, 15층의 모델은 3차모드까지 비선형 정적해석을 수행하였다. 저차모드에서는 주로 저층부에서 좌굴이 발생하는 것을 확인하였고, 고차모드에서는 주로 고층부에서 좌굴이 발생하는 것을 확인 할 수 있었다. 이러한 비선형 정적해석의 결과를 토대로 각 모드별 기동축력 값은 4.1절에서 제안한 기동축력 산정법으로 산정한다. 단, 이 축력 값에 질량참여율을 가중계수(Weighting Factor)로 도입하여 각 모드의 영향정도를 차별화한다. 최종적으로 각 모드별 기동축력 값을 단순 누적한다. 즉,

$$\sum N_j = \alpha_1 \sum N_{j,1} + \alpha_2 \sum N_{j,2} + \dots + \alpha_i \sum N_{j,i} + \dots \quad (4)$$

(단, 질량 참여율의 합이 90% 이상이 되는 모드까지 기동축력 값을 누적한다.)

여기서,  $\alpha_n = \frac{M_n^*}{\sum M_n^*}$

$$M_n^* = \Gamma_n L_n^h = \frac{(L_n^h)^2}{M_n} = \frac{\left(\sum_{j=1}^N m_j \phi_{jn}\right)^2}{\sum_{j=1}^N m_j \phi_{jn}^2}$$

$$\Gamma_n = \frac{L_n^h}{M_n}$$

$$L_n^h = \sum_{j=1}^N m_j \phi_{jn}$$

$$M_n = \sum_{j=1}^N m_j \phi_{jn}^2$$

$M_n^*$  = n차 모드 유효질량

$\phi_{jn}$  = j층에 해당하는 n차 모드벡터의 성분

$\sum M_n^*$  = 구조물 전체 질량

$\sum N_{j,n}$  = n차 모드의 기동축력

본 연구에서 제안한 고차모드의 영향을 고려한 기동 축력 산정법은 Cho-Lee-Kim(2011)이 제안한 방법에 비해 간단하게 고차모드의 영향을 고려할 수 있다. 즉, 동식좌굴 계수 산정이나 SRSS 계산이 필요치 않다.

### 4.3 선형 고유치 해석을 통한 기동축력 산정법 (Mehtod 3)

앞서 4.1절 및 4.2절에서 제안한 기동축력 산정법은 비선

형 정적해석을 통해 좌굴층을 예상하고 그 결과를 반영하여 새로운 기동축력 산정법을 제안하였다. 그러나 비선형 정적 해석은 구조설계 실무에서는 많이 사용되지 않고 있으며, 그 노력과 시간이 많이 든다는 단점이 있다. 따라서 본 절에서는 Cho *et al.* (2011)<sup>[7]</sup>이 제안한 선형 고유치 해석만을 수행하여 좌굴층을 예상하는 방법을 X형 가새골조에 적용하여 새로운 기동축력 산정법을 제안한다.

n차 모드의 지진하중이 유발하는 j층의 층전단력의 상대 크기  $V_{j,n}$ 는 다음과 같이 표시할 수 있다<sup>[10]</sup>.

$$V_{j,n} = \sum_{k=j}^N \Gamma_n m_j \phi_{jn} = \Gamma_n \sum_{k=j}^N m_j \phi_{jn} \quad (5)$$

여기에서 각층의 질량이 같다고 가정하면, 위 (5)식은 다음의 (6)식으로 간단하게 나타낼 수 있다.

$$V_{j,n} = \Gamma_n m \sum_{k=j}^N \phi_{jn} \quad (6)$$

위의 식에서 j층의 상대적인 층전단력의 크기는 모드벡터의 j층부터 최상층까지의 누적으로 표시된다. 앞 절에서 언급했듯이 역량설계법의 설계 개념에서 가새부재는 지진하중의 횡력을 모두 분담하는 역할을 하고 기동과 보부재는 탄성 상태를 유지하도록 한다. 따라서 가새부재의 횡력에 대한 지지능력은 가새부재의 좌굴강도의 수평분력에 의해 정해진

**Table 3.** Example of detecting critical story (for second mode of 9-Story model)

Story	$\phi_{j2}$	Relative story shear force $\sum \phi_{j2}$	Story buckling strength(kN) $V_{cr}$	Relative DCR $\left  \frac{\sum \phi_{j2}}{V_{cr}} \right $
9	-0.410	-0.410	1360	0.000301
8	-0.193	-0.603	1360	0.000443*
7	0.050	-0.553	2583	0.000214
6	0.207	-0.346	2583	0.000134
5	0.309	-0.037	3256	0.000011
4	0.345	0.308	3256	0.000095
3	0.320	0.628	3256	0.000193
2	0.243	0.871	3256	0.000268
1	0.130	1.000	3256	0.000307

\* Buckled story

다. 이에 Cho-Lee-Kim은 가새부재의 좌굴강도의 수평분력( $V_{cr}$ )을 모드벡터의 해당층에서 최상층까지의 누적값( $\sum m_j \phi_{j1}$ )으로 나눈 값을 상대 DCR(Relative Demand to Capacity Ratio)로 정의하고 각층의 값을 비교하여 임계 좌굴층을 예측하는 방안을 제시하였다.

Table 3은 본 연구에서 사용된 9층의 X형 중심가새 모델 골조를 대상으로 선형 고유치해석을 통해 각 모드의 모드형상을 구한 후, 2차모드의 모드벡터를 적용하여 상대 DCR 분포를 분석한 결과이다. 상대 DCR의 분포를 각 층별로 비교하여 상대 DCR이 최대값이 되는 층의 가새에서 좌굴이 발생할 것으로 예측할 수 있다. 결과를 살펴보면, 상대 DCR의 임계값이 8층에서 나타남으로 8층의 가새에서 좌굴이 발생할 것으로 예상되었다. 이것은 2차모드의 비선형 정적해석 결과 일치하는 결과이며 비선형 동적해석의 결과와도 상당 부분 일치하는 결과를 얻을 수 있었다.

위에서 제시한 방법을 1차모드에 적용하면 1차모드에서의 상대 층전단력은 저층으로 갈수록 커지므로 가새좌굴의 임계층은 1층이라고 볼 수 있다. 그러나 일반적으로 1차모드에서는 두 개층 이상이 동시좌굴할 수도 있다. 그 이유로는 고차모드에서의 상대 층전단력의 분포는 확연한 차이를 보이는 것과 달리 1차모드에서는 저층부의 상대 층전단력의 분포의 차이가 크지 않기 때문이다. 본 연구에서 9층 가새골조를 대상으로 분석을 실시한 결과 1층과 2층의 상대 층전단력의 크기는 불과 1.8%의 차이를 보인다. 그리고 일반적으로 가새골조의 층전단력의 크기는 압축가새가 좌굴한 이후에 급락하지 않고 인장가새가 항복에 도달하기 까지 층전단력의 증가가 존재한다. 즉, 1층 압축가새의 좌굴 이후에도 추가적인 횡력을 받아 다른 층에도 영향을 미칠 수 있기 때문에 1차

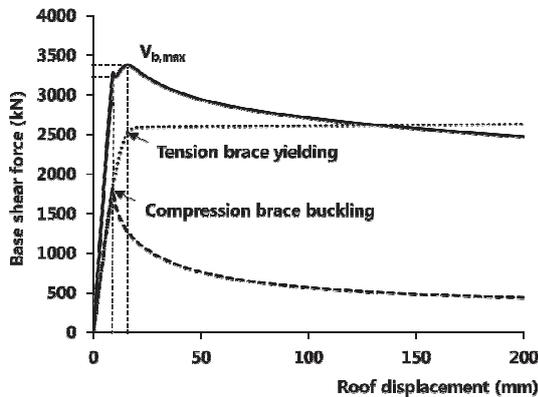


Fig. 11. Typical lateral load versus lateral drift relationship of one-story X-braced frame

모드의 저층부에서는 1개층 이상에서 좌굴이 발생할 수 있다.

Fig. 11은 X형 가새골조에서 층전단력이 최대에 도달할 때의 가새의 거동을 파악하기 위해 모델골조 설계 시 사용된 가새부재를 적용하여 단층골조의 비선형 정적해석을 수행한 결과이다. 층전단력의 최대값은 압축가새가 좌굴하는 시점이 아닌 인장가새가 항복하는 시점에서 일어난다. 따라서 1차모드에서는 1층에서 발현가능한 최대 층전단력을 고려하여 동시좌굴층을 정확하게 판단해야 한다.

Cho et al.(2011)<sup>[7]</sup>은 이와 같은 후좌굴 거동을 설명하기 위해 역 V형 가새골조를 대상으로 최대전단력을 산정할 수 있는 간단하면서도 정확성을 가지는 식을 제안하였다. 이 방법은 X형 가새골조에서도 유효하며 본 논문에서는 Cho-Lee-Kim이 제안한 아래의 (7)식을 그대로 적용하였다(아래 7식의 유도과정 및 자세한 설명은 지면의 제한으로 생략하니 Cho-Lee-Kim 2011의 논문을 참고바람).

$$V_{b,max} = \frac{EA \cos \theta}{l} \left[ \sqrt{(l \cos \theta + \Delta)^2 + (l \sin \theta)^2} - l \right] \quad (7)$$

$$+ \frac{M_p \cos \theta}{\sqrt{\left(\frac{l}{2}\right)^2 - \left\{ \frac{\sqrt{(l \cos \theta - \Delta)^2 + (l \sin \theta)^2}}{2} \right\}^2}}$$

Table 4는 선형 고유치 해석을 통해 9층의 X형 가새골조를 대상으로 1차모드에 대해 좌굴층을 예측한 결과이다. 식 (7)을 적용하여 최저층의 최대 밀면전단력의 크기를 구하고,

Table 4. Story shear demand profile of first mode when first story reaches peak lateral resistance (9-Story model)

Story	$\phi_{j1}$	Relative story shear force $\sum \phi_{j1}$	Story buckling strength $V_{cr}$ (kN)	Story shear demand when the first story reaches its peak lateral resistance $V_{bl,c}$ (kN)
9	0.217	0.217	1360	720.22
8	0.191	0.408	1360	1354.15
7	0.160	0.568	2583	1885.19
6	0.133	0.701	2583	2326.62
5	0.106	0.807	3256	2678.43
4	0.081	0.888	3256	2947.27
3	0.058	0.946	3256	3139.77
2	0.036	0.982	3256	3259.26*
1	0.017	1.000	3256	3319.00*

\* Buckled story

최상층에서부터 누적된 상대 층전단력을 곱한 후, 각 층별 층전단력분포를 구해 각 층의 층좌굴강도와 비교하여 동시 좌굴층을 예측하였다. 9층의 가새골조에서 1층과 2층의 가새에서 동시좌굴이 예상되었으며, 이 결과 역시 비선형 정적 해석 및 비선형 동적해석의 결과와 상당히 정확하게 일치하는 결과를 얻을 수 있었다. 특히, 여기서 주목할 것은 제안한 방법을 1차모드에 적용시 비선형 정적해석으로는 예측할 수 없었던 좌굴 발생층을 예측한다는 것이다. 이것은 인접층에 다른 크기의 가새부재가 사용되면서 급격하게 층 좌굴강도가 감소되어 발생하는 현상은 비선형 동적해석의 결과에서도 두드러지게 나타나는 결과이다. 이러한 결과는 Cho-Lee-Kim이 역 V형 가새골조를 대상으로 제안한 선형 고유치 해석을 기반으로 좌굴층을 예측하는 방법은 X형 가새골조에서도 상당한 정확성을 보이며, X형 가새골조에서도 유효함을 확인하였다.

각 모드별로 좌굴층을 예측하여 4.1절에서 제안한 기동축력 산정법을 통해 각 모드별 기동축력 값을 구하고 4.2절에서 제안한 모드 유효질량에 의한 가중계수( $\alpha$ )를 적용하여 각 모드별 기동축력 값을 중첩해 고차모드의 영향을 반영한 기동축력 산정법을 제안한다. 즉, 제안한 방법은 선형 고유치 해석만을 통해 고차모드의 영향을 고려할 수 있다. 이는 Cho-Lee-Kim의 연구에서는 고차모드 영향을 고려하여 기동축력을 산정하기 위해서는 반드시 비선형 정적해석이 반드시 수행되어야 한다는 한계를 극복한 방안이라고 할 수 있다.

#### 4.4 후좌굴 잔존 강도를 고려한 기동축력 산정법 (Method 4)

앞 절에서 제안한 기동축력 산정법 세 가지는 좌굴층에서 추가적인 축력 산정시 상부층의 압축가새 및 좌굴층의 인장가새가 동시에 압축강도와 인장강도에 도달하는 상황을 가정하여 추가적인 기동축력을 산정하였다. 그러나 비선형 동적해석의 결과를 검토해 보면, 좌굴층의 인장가새가 인장항복하는 시점과 상부층의 압축가새가 좌굴하는 시점은 차이가 있다. 즉, 좌굴층 인장가새의 인장항복과 상부층 압축가새의 좌굴은 동시에 일어나지 않는다.

Fig. 12는 9층의 X형 가새골조를 LA33지진데이터<sup>[11]</sup>로 비선형 동적해석 수행 후 좌굴층을 확인하여 좌굴층인 1층과 2층의 인장가새 및 압축가새의 거동을 시간별로 나타낸 것이다(비선형동적해석에 사용된 입력지진에 대해서는 5.1절의 논의를 참고하기 바람). 1층의 인장가새와 2층의 압축가

새는 1층 기동의 추가적인 축력을 유발하게 되는데, 1층의 인장가새가 항복하는 시점에서 2층의 압축가새는 이미 좌굴하여 후좌굴 거동을 보인다. 비록 좌굴층의 인장가새와 상부층의 압축가새가 항복 및 좌굴하는 시점의 차이는 크지 않지만, 인장가새가 항복하는 시점에서의 후좌굴 거동을 살펴보면 급격한 강도의 저하가 있는 것을 알 수 있다. 따라서 본 절에서는 좌굴층에서 압축가새의 후좌굴 거동을 고려한 기동축력 산정법을 제안한다.

현행 강구조내진설계기준에서는<sup>[4],[5]</sup> 가새 부재의 후좌굴 잔존강도를 가새부재의 항복변위 대비 좌굴 후 변위가 10~20배 되는 지점에서 압축좌굴강도의 30%로 규정하고 있다. Fig. 13은 OpenSEES를 이용하여 설계기준을 만족시키는 가새의 거동을 모델링한 것이다. 위와 같이 후좌굴 거동을 모사하여 모델링한 가새를 본 연구의 모든 모델골조에 적용하였고, 비선형 동적해석시 좌굴한 316개의 가새의 후좌굴 잔존강도를 확인하였다. Fig. 14는 좌굴강도 대비 후좌굴잔존강도의 레벨에 따른 발현 빈도를 나타낸 것이다. 이를 바탕으로 Fig. 15의 정규분포 곡선을 그려 현행 기준에서 제시

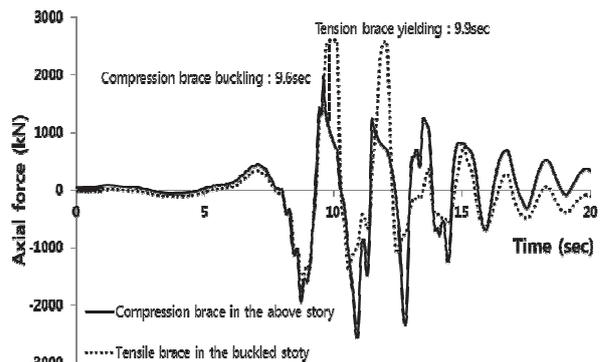


Fig. 12. Time history of tensile and compressive brace forces from nonlinear dynamic analysis

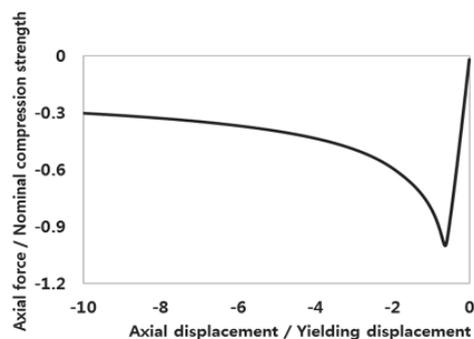


Fig. 13. Typical post buckling behavior of a brace member (HSS8X8X5/16)

하고 있는 후좌굴 잔존강도를 평가하였다.

비선형 동적해석시 좌굴한 가새의 후좌굴잔존강도의 평균값은 압축강도의 62%이다. 이와 같은 결과를 바탕으로 좌굴층에서 압축가새가 기동에 추가적으로 유발하는 축력을 압축강도의 62%로 적용한 새로운 기동축력 산정법을 제안한다(Fig. 16 참조). 즉, 좌굴하지 않는 층에 대해서는 앞절에서 제안한 기동축력 산정법을 적용하고 좌굴층의 압축가

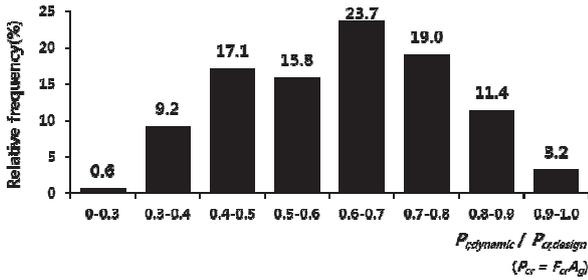


Fig. 14. Relative frequency of post-buckling strength

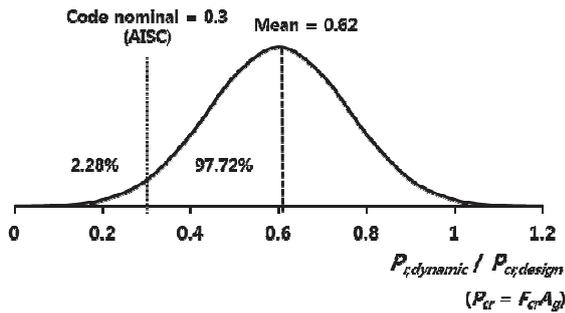


Fig. 15. Idealized distribution of post-buckling strength (normal distribution assumed)

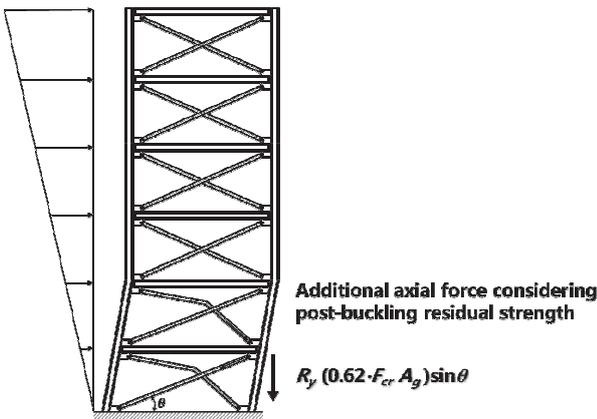


Fig. 16. Refined calculation of column axial force considering post-buckling residual strength distribution

새에 후좌굴 거동을 고려하여 기동에 유발하는 추가적인 축력을 산정한다. 후좌굴 거동을 고려한 기동축력 산정법은 앞절에서 제안한 기동축력 산정법과 비교했을 때, 보다 정확한 기동축력값을 제안한다는 장점이 있다.

## 5. 제안한 방안의 검증

### 5.1 비선형 동적해석

제안한 방법의 타당성을 검증하기 위해 구조물 해석에 사용되는 방법 중 가장 정확하게 구조물의 거동을 파악할 수 있는 비선형 동적해석을 통해 좌굴층 예측방법 및 제안한 기동축력 산정법을 검증하고 비교하는데 사용하였다. 비선형 동적해석에 사용된 지진 기록은 SAC의 지진데이터(Somerville, et al, 1997)<sup>[11]</sup>중 재현주기가 2500년인 LA21-LA40를 사용하였다. 본 연구에서는 이와 같이 다양한 진앙거리, 지반 조건, 지속시간, 최대 지반가속도를 가지는 지진데이터를 기반으로 포괄적인 비선형 동적해석을 수행함으로써 비선형 동적해석의 신뢰도를 제고하였다.

비선형 동적해석을 수행하기 위해 먼저, 주어진 지반운동에 대한 단자유도 시스템의 변위 응답스펙트럼을 결정하고 변위 응답으로 시스템의 고유주기를 변화시켜 각 주기에서의 가속도를 구하여 최종적으로 지진 응답스펙트럼을 결정한다. Fig. 17은 이와 같은 과정을 거쳐 LA21-LA40의 지반 가속도 기록을 지진응답 스펙트럼으로 나타낸 것이다. 이와 같이 지진 응답스펙트럼이 얻어지면 모델골조의 고유주기에서의 설계 스펙트럼의 가속도의 크기와 이에 대응하는 지진 응답스펙트럼에서의 가속도의 크기가 동일하도록 스케일링하여 비선형 동적해석을 수행 하였다.

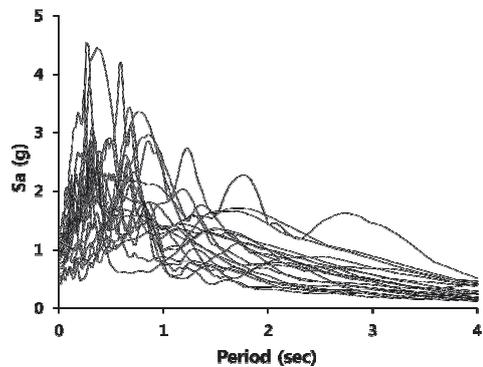


Fig. 17. Response spectra of 20 input used (LA21-LA40)

### 5.2 축력산정법의 비교 및 검증

비선형 동적해석을 통해 구한 가새골조의 기둥축력 평균값을 기준으로 제안한 새로운 축력 산정법을 검증하는데 사용하였고, 기둥축력 평균값에 표준편차(one sigma)를 더해 제안한 방법과 비교함으로써 제안한 기둥축력 산정법의 보수성도 확인하고자 하였다. Fig. 18은 비선형 동적해석으로 구한 기둥의 축력 평균값, 평균값에 표준편차를 더한 기둥축력값, 역량설계법으로 구한 기둥축력값, 초과강도계수법으로 구한 기둥축력값 및 앞서 4.1-4.3절에서 제안한 세 가지 방법으로 구한 기둥축력값을 나타낸 것이다(지면 관계상 3, 9, 15층의 결과만 제시). 고차모드의 영향을 반영하여 기둥축력을 산정하는 방법보다 더 높은 정확성을 보였으며, 모든 층의 가새골조에서 제안한 방법으로 구한 기둥축력값은 기존의 방법으로 구한 기둥축력값 보다는 완화된 축력값을 제안하고 있고, 비선형 동적해석을 통하여 얻어진 축력값보다는 보수적인 값을 제안하고 있다. 이러한 경향성은 비교적 고층부인 9, 12, 15층의 가새골조에서 뚜렷하게 볼 수 있다. 여기에서 가장 주목해야 할 것은 선형 고유치 해석만으로 좌굴층을 예측하고 이를 토대로 기둥축력을 산정하는 방법은 비선형 정적해석을 기반으로 제안한 기둥축력 산정방법 못지않은 효율을 나타내고 있다는 것이다. 이는 4.3절에서 제안한 기둥축력 산정법은 간편하면서도 상당히 정확한 방법으로 중심가새골조의 좌굴을 예측하고 기둥축력을 산정하는데 편리성을 제공한다는 강점이 있음을 의미한다. 또한, 비선형 동적해석 결과와 비교했을 때, 현행 기준에서 제안하고 있는 중심가새골조의 기둥축력 산정법은 너무 보수적인 설계기준을 제안하고 있다는 것을 확인할 수 있었다.

이미 논의한 바와 같이 X형 가새골조의 기둥축력을 산정하기 위해 제안한 세가지 방법(4.1-4.3절)에 후좌굴 거동을 고려하여 기둥의 축력을 산정하는 방법(4.4절)을 제안하였다. 후좌굴 거동을 고려한 기둥축력 산정법은 좌굴하지 않는 층에 대해서는 4.1-4.3절에서 제안한 방법을 그대로 적용하고, 좌굴층에 대해서는 후좌굴 거동을 고려하여 가새가 기둥에 유발하는 추가적인 축력을 가새 압축강도의 62%만을 고려하기 때문에 4.4절에서 제안한 방법은 4.1-4.3절에서 제안한 방법보다는 완화된 기둥축력 산정값을 제안하는 것은 자명하다. 그러나 이 방법이 타당성을 갖기 위해서는 비선형 동적해석으로 얻은 기둥의 응답보다는 보수적으로 기둥의 축력값을 제안해야 한다.

Fig. 19는 4.1-4.3절에서 제안한 새로운 기둥축력 산정법에 후좌굴 거동을 고려한 축력값과 기존의 기둥축력 산정법에 의한 기둥축력값 그리고 비선형 동적해석으로 얻은 기둥의 축력을 비교한 것이다(지면 관계상 3, 9, 15층의 결과만 포함). 후좌굴 강도를 고려하여 새롭게 제안한 방법 역시 모든 층의 가새골조에서 기존의 축력 산정법보다는 완화된 기둥축력값을 제안하고 있고, 비선형 동적해석으로 얻어진 축

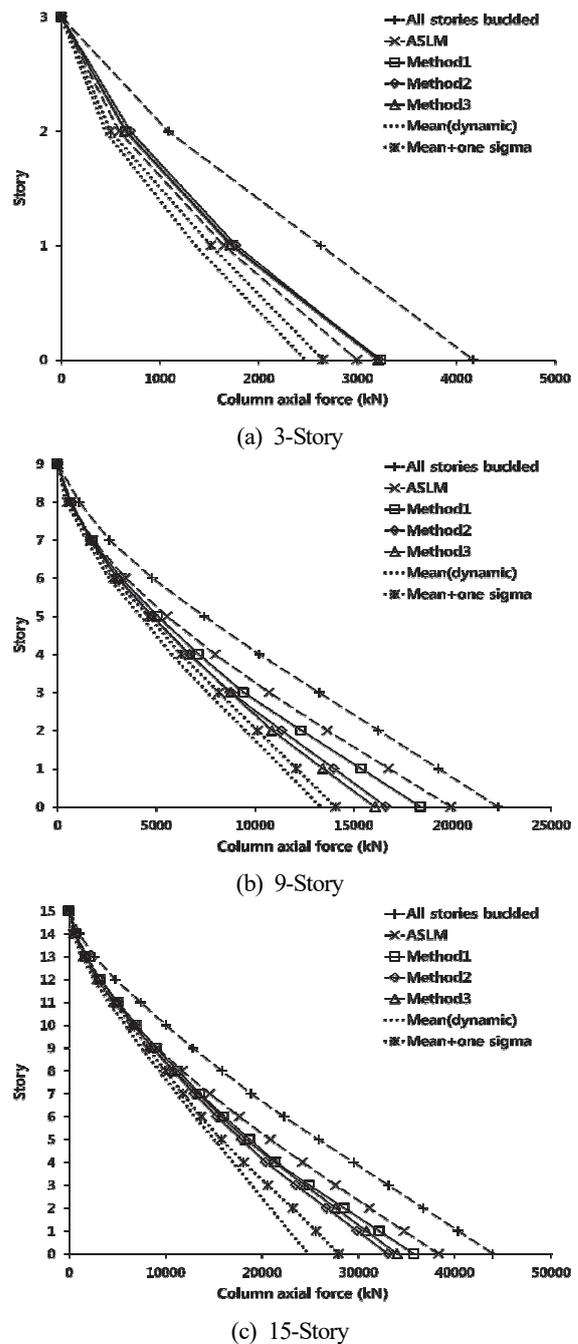


Fig. 18. Comparison of predicted axial force distributions

력값보다는 보수적인 축력값을 제안하고 있다. 따라서 이 방법 역시 타당한 방법이라고 할 수 있다. 또한, 좌굴층에서 후좌굴 거동을 고려하기 때문에 좌굴층이 적은 3, 6층의 가새골조보다 상대적으로 좌굴층이 많은 9, 12, 15층 가새골조에서 그 정확성은 높아지는 경향을 보였다.

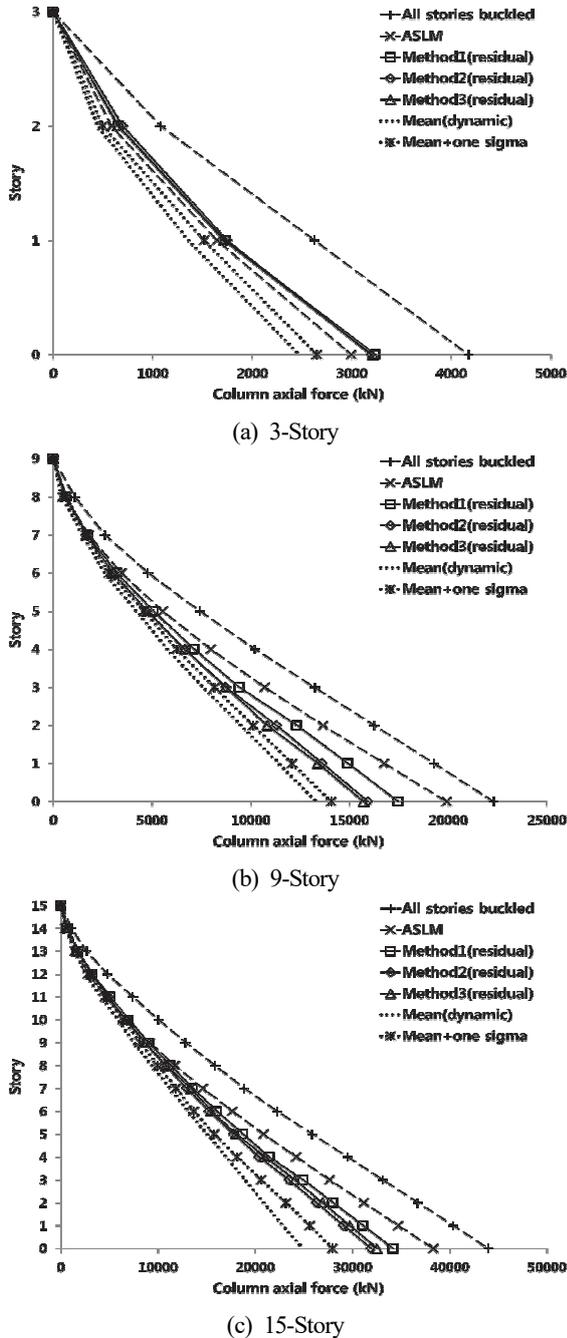


Fig. 19. Comparison of predicted axial force distributions considering post-buckling strength

## 6. 결론

중심가새골조의 지진하중 작용시의 축력은 중력하중과 가새가 유발하는 추가적인 축력으로 구성된다. 본 연구에서는 가새의 동적거동을 파악하여 가새가 유발하는 추가적인 축력에 대한 고찰 및 역학적 근거를 가지는 축력 산정법을 제안하였다. 이상의 연구 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 본 연구에서는 1차모드 비선형 정적해석 수행 후 가새의 좌굴 거동을 고려한 기동축력 산정법 Method 1, 고차모드의 영향을 고려하기 위해 고차모드까지 비선형 정적해석 수행 후 질량 참여율을 가중계수로 고려한 기동축력 산정법 Method 2, 복잡한 비선형 해석을 하지않고 선형 고유치 해석만으로 좌굴층을 예측하여 기동의 축력을 산정하는 Method 3을 제안하였다. 또한 좌굴하지 않는 층에서는 제안한 Method 1, Method 2, Method 3을 적용하고 좌굴층에서 후좌굴 강도를 고려하여 압축가새가 유발하는 추가적인 축력을 압축가새 압축강도의 62%만을 고려하여 기동축력을 산정하는 방법 Method 4를 제안하였다.
- (2) 제안한 새로운 기동축력 산정법은 방대한 지진데이터를 이용하여 가장 정확한 해석방법인 비선형 동적해석을 통해 검증하였다. 제안한 방법은 기존의 기동축력 산정법보다는 완화된 축력값을 제안하고 있고 비선형 동적 해석으로 구한 기동 축력값 보다는 보수적인 축력값을 제안하고 있다.
- (3) 특히, Cho-Lee-Kim은 1차모드와 고차모드의 동시 좌굴영향을 고려하기 위해 동시좌굴계수를 제안하였는데 이 방법은 복잡한 계산을 요구하며 고차모드의 비선형 정적해석이 반드시 수행되어야 하는 단점이 있었다. 그러나 본 연구에서는 질량 참여율을 가중계수로 고려하여 간단하게 고차모드의 영향을 고려하는 기동축력 산정법을 제안하여 고차모드의 비선형 정적해석을 하지않고 선형 고유치 해석만을 사용하여 고차모드의 영향을 고려하여 기동의 축력을 산정하는 방법을 제안하였다.

## 감사의 글

본 연구는 국토교통부 도시건축 연구개발사업의 연구비 지원(13AUDP-B066083-01)에 의해 수행되었습니다.

## 참고문헌(References)

- [1] Bruneau, M., Uang, C.-M., and Whittaker, A. (1998) *Ductile Design of Steel Structures*, McGraw-Hill, New York.
- [2] American Society of Civil Engineers (2000) *Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings* (FEMA-356), Federal Emergency Management Agency, USA.
- [3] Sabelli, R. (2006) *Seismic Braced Frames: Design Concepts and connections*, American Institute of Steel Construction, USA.
- [4] 대한건축학회(2009) 건축구조기준 (KBC 2009) 및 해설, 기문당.  
Architectural Institute of Korea (2009) *Korea Building Code (KBC 2009) and Commentary*, Kimoondang, Korea (in Korean).
- [5] American Institute of Steel Construction (2010) *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 341-10), USA.
- [6] Redwood, R.G., and Channagiri, V.S. (1991) Earthquake Resistant Design of Concentrically Braced Frames, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Canadian Science Publishing (NRC Research Press), Vol.18, No.5, pp.839-850.
- [7] Cho, C.H., Lee, C.-H., and Kim, J.-J. (2011) Prediction of Column Axial Forces in Inverted V-Braced Seismic Steel Frames Considering Brace Buckling, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.137, No.12, pp.1440-1450.
- [8] Uriz, P., and Mahin, S.A. (2004) Seismic Vulnerability Assessment of Concentrically Braced Steel Frames, *International Journal of Steel Structures*, KSSC, Vol.4, No.4, pp.239-248.
- [9] 한상환, 유호원, 김옥태, 이리형(2004) 냉간성형 HSS가새 부재의 판폭두께비에 따른 구조성능 평가, 대한건축학회 논문집 - 구조계, 대한건축학회, 제20권, 제9호, pp.45-53.  
Han, S.-W., Ryu, H.-W., Kim, W.-T., and Lee, L.-H. (2004) Structural Performance of Cold-Formed HSS Bracing Members According to Width-Thickness Ratio, *Journal of Architectural Institute of Korea - Structure & Construction*, AIK, Vol.20, No.9, pp.45-53 (in Korean).
- [10] Chopra, A.K. (1995) *Dynamics of Structures: Theory and Applications to Earthquake Engineering*, Prentice Hall, USA.
- [11] Somerville, P., Smith, N., Punnyamurthula, S., and Sun, J. (1997) *Development of Ground Motion Time Histories for Phase 2 of the FEMA/SAC Steel Project*, Report No. SAC/BD-97/04, SAC Joint Venture, USA.

**요 약 :** 현 내진기준의 근간인 역량설계법(capacity design)에 의할 때, 중심가새골조의 내진설계는 기둥 및 보부재는 탄성부재로, 가새부재는 반복적인 인장과 압축을 통해 지진에너지를 소산하는 비탄성 부재로 설계되어야 한다. 가새부재는 에너지를 소산하는 과정에서 기둥부재에 추가적인 축력을 유발시키므로, 이 추가 축력을 고려하여 기둥부재를 탄성설계해야 한다. 현행 기준은 중심가새골조의 기둥부재 설계 시 전층의 가새가 동시에 인장항복 및 좌굴하는 가장 보수적인 상황을 가정하여 기둥의 축력을 산정하거나 특별지진하중에 대해 기둥을 설계하는 방법을 제안하고 있다. 그러나 전층의 가새가 동시에 좌굴할 가능성은 희박하며, 특별지진하중에는 시스템 초과강도라는 경험적이고 우회적인 요소가 도입되었다는 한계가 있다. 이와 같은 문제점을 극복하기 위한 몇몇 선행 관련 연구들 역시 가새의 좌굴을 명시적으로 고려하지 못하였을 뿐더러 역학적 근거도 희박하다. 최근에 행해진 연구 중에서 역 V형 중심 가새골조를 대상으로, 기존의 기둥축력 산정법이 가지는 한계를 극복할 수 있는 새로운 기둥축력 산정법이 제안된 바가 있다. 하지만 역 V형 중심 가새골조와 X형 중심 가새골조의 하중전달 메커니즘은 상이하기 때문에 이 축력산정법을 X형 가새골조에 그대로 적용할 수는 없다. 따라서 본 연구에서는 X형 중심가새골조만의 역학적 특성을 고려한 네 가지의 기둥축력 산정법을 제안하였다. 특히 모달질량을 가중치로 고려하여 고차모드의 영향을 반영할 수 있는 새로운 방안을 제시하였다. 방대한 지진데이터를 입력으로 한 비선형 동적해석을 수행하여 제시된 방안의 타당성을 평가하였다.

**핵심용어 :** 역량설계법, X형 내진 가새골조, 기둥설계, 가새좌굴, 비선형 정적해석, 비선형 동적해석