

역강성 설계법을 이용한 비좌굴 가새골조시스템의 내진설계에 관한 연구

Study on Seismic Design of Buckling Restrained Braced Frame System Using Inverse Stiffness Method

김 세 현* 박 성 수**
Kim, Se-Hyun Park, Sung-Soo

Abstract

This study proposed the applicability of inverse stiffness method on the seismic design for steel frame with buckling restrained braces and the design results were compared with former research's. The concept of this method is simple and efficient. Furthermore it is able to reflect the high mode's effect and control the ductility factors of each story individually. Design results using the proposed method showed that according to increase of the given target drift, the areas of brace generally decreased but partially increased in some stories of the tall structure with very large ductility. And the post yield stiffness ratio's variation had more effect on the design results in the small post yield stiffness ratio.

요 지

본 논문에서는 역강성법을 비좌굴 가새골조시스템의 내진설계에 적용하여 목표 변위를 만족시키는 비좌굴 가새의 단면적을 산정하였으며, 기존 연구와 비교하여 타당성을 검토하였다. 본 설계 방법은 개념이 직관적이고 적용이 간편하며, 고차모드 고려가 가능하고 각 층의 연성도를 개별적으로 조절할 수 있는 장점이 있다. 각 모델에 본 설계법을 적용한 결과, 전반적으로 목표변위 증가에 따라 가새 단면적이 감소하지만 층수와 연성도의 증가에 따라 일부층에서 오히려 가새 단면적이 증가하는 것을 확인하였다. 또한 항복 후 강성비의 변화가 단면적에 끼치는 영향은 가새의 항복 후 강성비가 작은 경우 더 민감한 차이를 보이는 것으로 나타났다.

Keywords : Buckling Restrained Brace, Seismic Design, Inverse Stiffness Method

핵심 용어 : 비좌굴 가새, 내진설계, 역강성법

* 정회원, 부산대학교 건축공학과 박사수료

** 정회원, 부산대학교 건축공학과 교수

E-mail : parks@pusan.ac.kr 051-510-2360

•본 논문에 대한 토의를 2006년 6월 30일까지 학회로 보내 주시면 2006년 9월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

1. 서 론

최근 세계각지에서 발생한 크고 작은 지진들이 구조물에 심각한 손상을 끼치면서, 인명을 보호한다는 내진설계의 1차적인 목표에서 나아가 경제적 손실을 최소화할 수 있는 다단계의 성능수준, 이른바 성능에 기초한 설계법(performance based seismic design)이 점차 내진설계의 주축으로 자리잡고 있다. 이러한 관점에서 손상정도에 대한 직접적인 지표가 되는 변위를 목표변위 이내로 제어하는 직접변위 설계법(direct displacement based design)은 개념이 직관적이고 적용이 비교적 간단하여 합리적인 설계법으로 주목받고 있다. 하지만 직접변위 설계법을 이용할 때 각 부재의 설계변위는 단자유도계의 목표변위와 모드형상을 고려하여 얻어지므로 부재설계의 신뢰성은 모드형상의 가정에 크게 좌우된다. 따라서 건물의 층수가 높아지거나 변위나 응력이 특정 층에 집중되는 비정형 구조물의 경우에는 적용에 어려움이 있다.⁽²⁾

한편 비좌굴 가새골조시스템(buckling restrained braced frame system)은 Fig. 1과 같이 중력하중 저항시스템과 횡력저항 시스템을 분리하여 지진으로 인한 보나 기둥의 피해를 최소화하고, 지진 에너지를 비좌굴 가새의 비선형 이력거동을 통해 흡수하도록 제안된 시스템이다. 이 시스템은 지진으로 인한 손상이 비좌굴 가새에 집중적으로 나타나기 때문에 상대적으로 손쉽게 교체, 수리 가능한 가새를 관리함으로써 적은 비용으로 구조물의 내진성능을 유지시킬 수 있어 최근 설계법 및 적용방법에 대한 연구가 활발히 이뤄지고 있는 실정이다.^{(3),(4)}

본 연구에서는 직접변위 설계법을 응용한 역강성 설계법(inverse stiffness method)을 적용하여 목표변

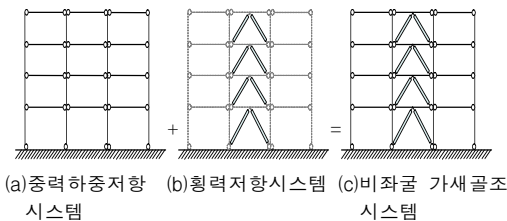


Fig. 1 비좌굴 가새골조시스템

위를 만족하는 비좌굴 가새골조시스템의 내진설계기법을 확립하고자 한다. 역강성 설계법은 응답치를 가지고 역으로 역학체계를 추정해가는 역문제의 기본개념을 응답스펙트럼 설계법에 접목한 설계방법이라 할 수 있다. 응답치의 값으로 1차 모드 형상과 고유치 값을 취하여 목표변위를 만족하는 설계값을 구한다는 면에서 직접변위 설계법과 유사하지만 고차모드의 효과를 고려하여 변위모드의 개선이 이루어지고, 각 층의 연성도를 개별적으로 제어할 수 있는 장점이 있다.^{(5),(6)} 본 설계법을 비좌굴 가새에 적용하여 직접변위 설계법을 이용한 기존 연구⁽³⁾와 비교하여 타당성 및 효율성을 검토하였고, 3층, 5층, 10층의 구조물에 항복 후 강성비 및 목표변위에 따른 설계치를 비교·분석하였다.

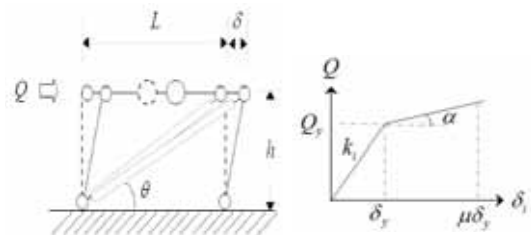
2. 해석모델

2.1 비좌굴 가새골조시스템⁽³⁾

비좌굴 가새골조시스템은 Fig. 2와 같이 힌지로 연결된 기둥과 보는 중력하중만 지지하고, 비좌굴 가새가 횡하중을 축방향 강성으로 저항하는 시스템이다. 항복 후 강성비가 α 라고 하면 하중-변위 곡선은 Fig. 2(b)와 같이 나타나고, 각 층의 항복변위 δ_{yj} 는 가새의 면적에 관계없이 모든 층에 대해 식(1)과 같이 일정하게 나타난다.

$$\delta_{yj} = \frac{\sigma_y l_b}{E \cos \theta} \tag{1}$$

여기서, E 는 가새의 탄성계수, σ_y 는 가새의 항복응



(a) 비좌굴 가새골조시스템 (b) 하중-변위 이력곡선
Fig. 2 단자유도 비좌굴 가새 시스템

$$\beta_j = \frac{1 + \alpha(\mu_j - 1)}{\mu_j} \quad (10)$$

EL 모델의 강성 행렬 $[K_e]$ 는 식(7)의 $[K]$ 에 $\{k_j\}$ 대신 식(9)의 $\{k_{ej}\}$ 의 값을 대입하여 얻는다. EL 모델의 강성 행렬 $[C_e]$ 은 식(11)과 같이 초기 감쇠행렬 $[C]$ 와 비선형 거동으로 인한 추가 감쇠행렬 $[C_{add}]$ 의 합으로 얻을 수 있다. 여기서 $[C_{add}]$ 는 $[C]$ 에 $\{c_j\}$ 대신 $\{c_{addj}\}$ 의 값을 대입하여 얻을 수 있으며, c_{addj} 는 각진동수 w_{e1} 의 정상상태의 진동에서 한 주기 동안 EL 모델의 이산 에너지와 원 이력모델의 이력 에너지가 서로 일치하도록 구한다. 따라서 c_{addj} 는 식(12)와 같다.

$$[C_e] = [C] + [C_{add}] \quad (11)$$

$$c_{addj} = \frac{4(1-\alpha)}{\pi} \frac{\mu_j - 1}{\mu_j} \frac{1}{\mu_j \omega_{e1}} k_j \equiv z_j k_j \quad (12)$$

여기서,

$$z_j = \frac{4(1-\alpha)}{\pi} \frac{\mu_j - 1}{\mu_j} \frac{1}{\mu_j \omega_{e1}} \quad (13)$$

3. 역강성법을 이용한 비좌굴 가새골조 시스템의 내진설계

비좌굴 가새의 단면적(A_b)은 초기 층강성(k_j)에 대응하여 식(3)에 의해 구할 수 있다. 따라서 비좌굴 가새 시스템의 내진설계는 식(1), (2)에서 구한 각 층의 항복변위 및 연성도를 SB-EL(등가선형 이력모델을 적용한 전단형 모델)에 적용하여 설계지진 하에서 발생하는 최대 층간변위가 목표변위 $\{\mu_j \delta_{yj}\}$ 와 일치하도록 초기 층강성 $\{k_j\}$ 을 결정하면 된다.

3.1 SB-EL 비감쇠 진동계의 강성 $\{k_j\}$ ^{(5),(6)}

SB-EL 모델에 대한 비감쇠 진동을 1차 고유치

$\Omega_{e1} (= \omega_{e1}^2)$ 와 1차 고유모드 $\{\phi_e^{(1)}\} = \{U_1, \dots, U_f\}^T$ 에 대한 항으로 정리하면 식(14)가 성립한다.

$$([K_e] - \Omega_{e1}[M])\{\phi_e^{(1)}\} = \{0\} \quad (14)$$

여기서 1차 모드 층간변위를 $\{\bar{\Delta}_j\}$ 로 가정하면, 1차 모드 수평변위요소는 식(15)와 같다.

$$U_i = \sum_{j=1}^i \bar{\Delta}_j \quad (i = 1, 2, \dots, f) \quad (15)$$

식(15)를 식(14)에 대입하여 정리하면

$$-\bar{\Omega}_{e1} m_i \left(\sum_{j=1}^i \bar{\Delta}_j \right) + \bar{\Delta}_i k_i - \bar{\Delta}_{(i+1)} k_{(i+1)} = 0 \quad (i = 1, 2, \dots, f-1) \quad (16a)$$

$$-\bar{\Omega}_{e1} m_f \left(\sum_{j=1}^f \bar{\Delta}_j \right) + \bar{\Delta}_f k_f = 0 \quad (16b)$$

1차 고유치 값 Ω_{e1} 과 층간 변위가 $\{\bar{\Delta}_j\}$ 를 만족하는 SB-EL 모델의 등가 강성 $\{k_{ej}\}$ 은 $i = j$ 부터 $i = f$ 까지 식(16a, b)을 합하면 식(17)과 같이 얻어진 다.

$$k_{ej} = \frac{\bar{\Omega}_{e1}}{\bar{\Delta}_j} \sum_{i=j}^f m_i \left(\sum_{r=1}^i \bar{\Delta}_r \right) \quad (j = 1, 2, \dots, f) \quad (17)$$

또한 초기 강성과 항복 충전단력은 식(18), (19)와 같다.

$$k_j = k_{ej} / \beta_j \quad (18)$$

$$Q_{yj} = k_j \delta_{yj} \quad (19)$$

3.2 SB-EL의 감쇠 진동계의 지진응답해석

3.1절을 통해 얻어진 등가 강성을 이용하여 비감쇠

계의 운동방정식은 식(20)과 같이 구성할 수 있다.

$$([K_e] - w^r [M])\{\phi_e^{(r)}\} = \{0\} \quad (20)$$

이 때 $u(t) = \phi_e q(t)$ 로 쓸 수 있고 이를 식(4)에 대입하고, ϕ_e^T 를 각 항에 곱해주면,

$$\begin{aligned} \phi_e^T [M] \phi_e \{\ddot{q}\} + \phi_e^T [C + C_e] \phi_e \{\dot{q}\} + \phi_e^T [K_e] \phi_e \{q\} \\ = -\phi_e^T [M] \{r\} \ddot{u}_g \end{aligned} \quad (21)$$

따라서, SB-EL 모델의 참여계수 $\nu_e^{(r)}$ 은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\nu_e^{(r)} = \frac{\{\phi_e^{(r)}\}^T [M] \{r\}}{\{\phi_e^{(r)}\}^T [M] \{\phi_e^{(r)}\}} \quad (22)$$

모드별 응답의 조합에는 SRSS법을 사용하였으며, 조합에 사용될 모드수 n은 질량참여율의 합이 90% 이상이 되도록 결정하였다. 층간변위의 최대 응답값은 식(23)과 같다.

$$\delta_{i \max} = \sqrt{\sum_{r=1}^n \{S_D(T_{er}; h_e^{(r)}) \nu_e^{(r)} (U_i - U_{i-1})\}^2} \quad (23)$$

여기서, $T_{er} = 2\pi/w_{er}$. $h_e^{(r)}$ 은 r차 감쇠비이고 근사식(24)을 통해 계산하였다.

$$h_e^{(r)} = \frac{1}{2w_{er}} \frac{\{\phi_e^{(r)}\}^T ([C] + [C_e]) \{\phi_e^{(r)}\}}{\{\phi_e^{(r)}\}^T [M] \{\phi_e^{(r)}\}} \quad (24)$$

3.3 수렴 과정

3.1절에서는 1차 고유치와 1차 고유모드에 해당하는 층강성을 구하고, 3.2절에서는 구해진 층강성을 사

용하여 최대응답치를 계산하였다. 최종 결과를 얻기 위해서는 식(25)와 같이 구해진 최대응답치가 목표변위 값에 근사하도록 고유치 및 1차 모드를 개선, 수렴시키는 과정이 필요하다.

$$\begin{aligned} \delta_{j \max} &\approx \mu_j \delta_{yj} \\ (j &= 1, 2, \dots, f) \end{aligned} \quad (25)$$

수렴 과정을 정리하면 Fig. 5와 같으며 초기 고유치 값은 IBC-2000의 가새골조에 대한 주기 산정식을 이용하고, 초기 1차 고유모드는 선형으로 가정하여 수행하였다. Fig. 6은 예제 모델(목표변위 1.5%, 항복 후 강성비 0인 경우 10층 구조물)에서 나타난 각 단계의 가새단면적 및 층간변위가 수렴되는 경향을 보여주고 있다.

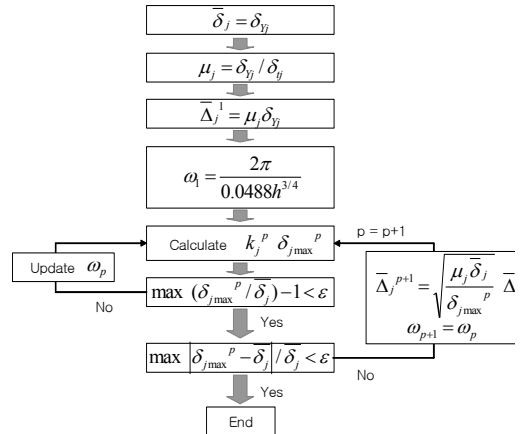


Fig. 5 프로그램 순서도

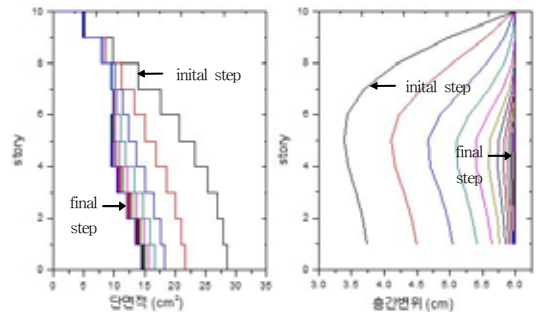


Fig. 6 예제 모델의 수렴

4. 설계 방법의 적용

4.1 예제 구조물

예제 구조물은 Fig. 7과 같이 3층, 5층, 10층의 철골조 가새골조로서 경간은 6m이고, 층고는 4m이다. 각 층별 질량은 모든 층에 동일하게 30ton으로 하였으며, 구조물의 초기 감쇠비는 5%로 가정하였다. 가새의 항복응력은 100MPa, 탄성계수는 210GPa이고, 항복 후 강성비는 0, 0.1, 0.2, 0.3으로 변화시켜 적용하였다. 구조물의 목표변위는 기능수행에서 붕괴방지에 이르는 층간변위비 0.5%, 1%, 1.5%, 2.0%, 2.5%의 거동한계를 이용하여 각각의 성능수준을 만족하는 가새 단면적을 구하였다⁽¹⁾. 각 목표변위에 해당하는 연성도를 구하면 Table 2와 같다.

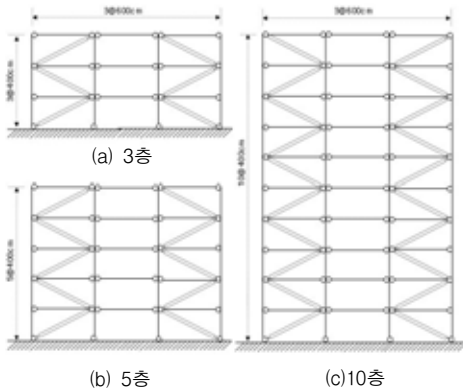


Fig. 7 예제 구조물

Table 1 예제 구조물의 부재크기
(a) 3층 구조물

층	기둥	보
1-2	H300×300×10×15	H400×200× 8×13
3	H250×250× 9×14	H400×200× 8×13

(b) 5층 구조물

층	기둥	보
1-3	H300×300×10×15	H400×200× 8×13
4-5	H250×250× 9×14	H400×200× 8×13

(c) 10층 구조물

층	기둥	보
1-4	H344×348×10×16	H400×200× 8×13
5-7	H300×300×10×15	H396×199× 7×11
8-10	H298×299× 9×14	H350×175× 7×11

Table 2 해석 모델의 연성도

목표변위 연성도 (j = 1 ~ f)	0.5%	1%	1.5%	2.0%	2.5%
	4.74	9.49	14.24	18.99	23.74

4.2 적용하중

구조물의 설계를 위해 적용하중으로는 재현주기 2400년의 $C_a = 0.44$, $C_v = 0.74$ 에 해당하는 Newmark와 Hall의 설계응답스펙트럼을 적용시켰다. T 와 h 는 각각 주기와 감쇠비이며, 적용된 변위 응답스펙트럼은 식 (26)과 같고, Fig. 8은 가속도 설계스펙트럼을 나타낸다.

$$S_D^{(1)}(T;h) = \ddot{u}_{gmax} \{3.21 - 0.68 \ln(100h)\} \left(\frac{T}{2\pi}\right)^2 \quad (T \leq T_L) \quad (26a)$$

$$S_D^{(2)}(T;h) = \dot{u}_{gmax} \{2.31 - 0.41 \ln(100h)\} \left(\frac{T}{2\pi}\right) \quad (T_L \leq T \leq T_U) \quad (26b)$$

$$S_D^{(3)}(T;h) = u_{gmax} \{1.82 - 0.27 \ln(100h)\} \left(\frac{T}{2\pi}\right) \quad (T_U \leq T) \quad (26c)$$

여기서, $\ddot{u}_{gmax} = 0.51(g)$, $\dot{u}_{gmax} = 70(\text{cm/s})$, $u_{gmax} = 46.8(\text{cm})$ 이고, T_L 과 T_U 는 아래와 같다.

$$S_D^{(1)}(T_L;h) = S_D^{(2)}(T_L;h)$$

$$S_D^{(2)}(T_U;h) = S_D^{(3)}(T_U;h) \quad (27)$$

4.3 결과 및 고찰

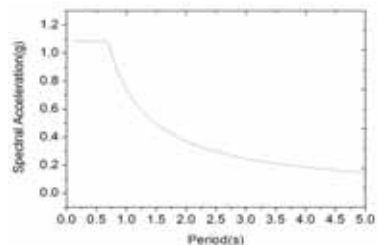


Fig. 8 설계 스펙트럼

본 논문의 설계 방법에 따라 3층, 5층, 10층의 구조물에 5개의 성능목표 및 4개의 항복 후 강성비를 적용하여 목표 변위를 만족시키는 비좌굴 가새의 단면적을 산정하여 정리하면 Fig. 9과 같다.

4.3.1 기존연구와의 비교

해석방법의 타당성을 검토하기 위하여 직접변위 설계법을 이용하여 손상방지 가새골조 시스템의 가새 단면적을 산정한 기존 연구결과⁽³⁾와 비교하였다. 예제 구조물과 동일한 조건으로 가새의 항복 후 강성비가 0인 경우에 대해 기존 연구 방법에 따라 산정된 가새 단면적(A)과 본 연구의 결과(B, C)를 비교하면 Fig. 10과 같다.

3장에서 제시된 본 연구 방법을 적용한 해석 결과 (B)와 기존 연구 결과(A)를 비교하면, 목표변위가 층고의 0.5%로 작은 경우에는 저층인 경우 15% 내외의

일정한 차이를 보이다가, 층수가 높아지면서 다소 차이가 감소하고, 목표변위가 증가하여 구조물의 연성도가 높아짐에 따라 차이의 폭도 증가하고 불규칙한 경향을 보인다. 그러나 본 연구 방법을 1차 모드만 고려하여 단면적을 산정하도록 수정하여 적용한 결과(C)와 기존 연구결과(A)를 비교하면 모든 경우에 있어서 2% 이내의 미소한 차이를 보이며 일치하는 것을 볼 수 있다. 이는 본 연구가 질량참여율을 고려하여 고차모드를 고려하면서 생기는 차이로서, 층수가 높아지거나 목표 연성도가 높아지면 고차모드의 참여도가 높아지는 것을 고려할 때 기존의 연구에 비해 개선된 결과라고 사료된다.

4.3.2 결과 고찰

Fig. 9와 같이 주어진 목표변위가 클수록 이를 만족하기 위한 각 층의 가새 요구 단면적이 작아진다. 하지만 그 감소폭은 점점 줄어드는 경향을 보이며, 특

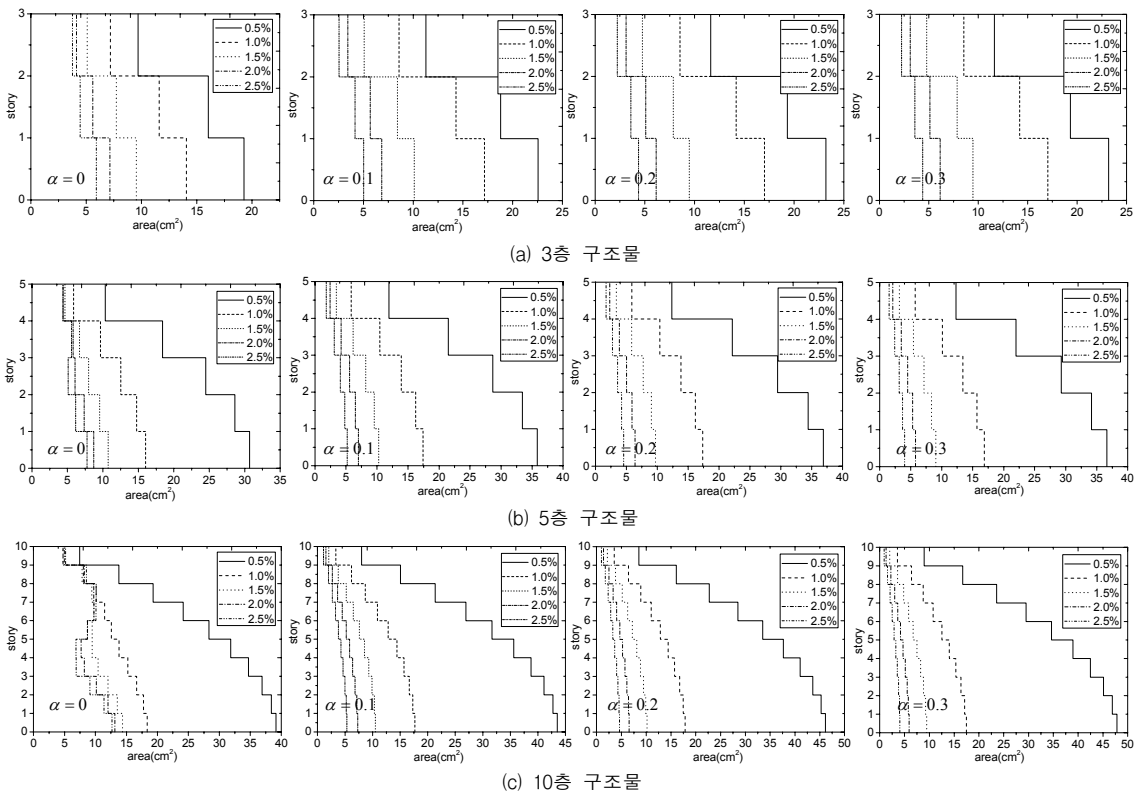


Fig. 9 예제 구조물의 해석 결과

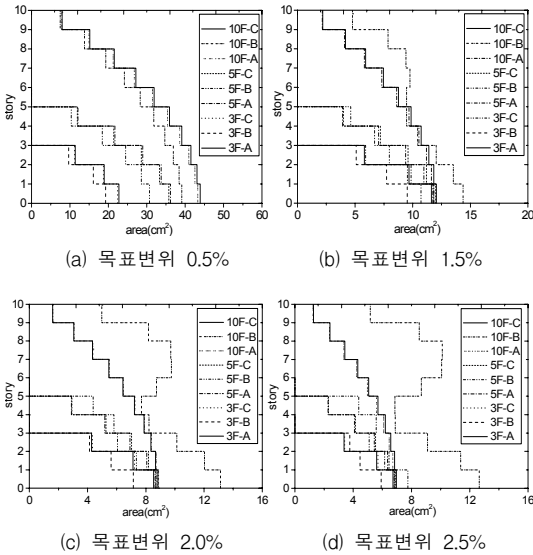


Fig. 10 기존 연구와의 비교

히 5층, 10층 구조물에 항복 후 강성비가 0인 가새를 적용한 경우에는 목표변위가 커지면서 오히려 일부층의 요구 단면적이 증가하게 된다. 이는 구조물의 층수와 연성도가 증가하면서 구조물의 주기가 증가하여 고차모드의 영향이 증가하면서 생기는 현상으로 볼 수 있다.

Fig. 11에서는 항복 후 강성비 변화에 따른 최상층과 최하층의 가새 단면적 변화를 나타내었다. 목표변위가 작거나 구조물이 저층인 경우에는 항복 후 강성비가 커질수록 설계 단면적이 커지는 경향을 보이지만, 반대의 경우는 오히려 설계 단면적이 작게 산정되었다. 즉, 구조물의 주기가 작은 경우 항복 후 강성비의 증가에 따라 요구 단면적이 증가한다. 따라서 가새의 항복 후 강성이 저평가된 경우 연성도가 높은 경우에는 다소 안전측 설계가 되나, 연성도가 낮은 경우에는 필요한 성능목표를 만족하지 못할 수 있다. 또한 이러한 설계값의 변화는 구조물이 높아질수록 두드러지고 특히 항복 후 강성비가 작은 $\alpha = 0$ 에서 $\alpha = 0.1$ 사이에서 변화의 폭이 크게 나타나, 차후 좀 더 세부적인 분석이 필요하다고 판단된다.

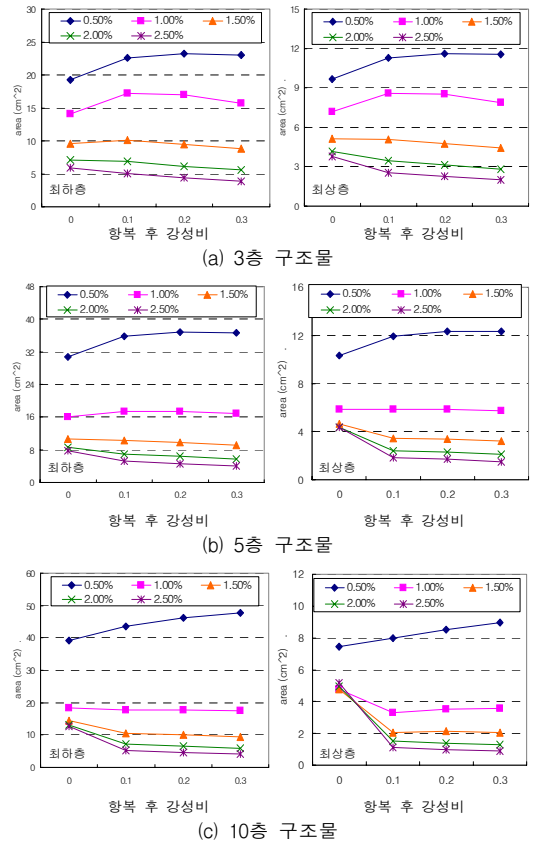


Fig. 11 항복 후 강성비 변화에 따른 단면적 변화

4. 결론

- 1) 본 논문에서는 역강성법을 가새골조 시스템의 내진 설계 적용하여 목표 변위를 만족시키는 비좌굴 가새의 단면적을 산정하였으며, 기존 연구와 비교하여 타당성을 검토하였다. 본 설계 방법은 개념이 간단하고 적용이 간편하여 프로그램화된 반복계산만으로 비좌굴 가새 구조물의 내진설계를 효율적으로 수행할 수 있었다. 또한 고차모드를 고려할 수 있고 각 층의 항복변위 및 연성도를 개별적으로 조절 가능하여 차후 중층 이상의 구조물이나 수직적 비정형 구조물의 초기설계에 확장하여 적용할 수 있으리라 판단된다.
- 2) 본 논문의 설계방법에 따라 비좌굴 가새의 단면적을 산정한 결과 목표변위 증가에 따라 가새 단면적

이 감소하나 층수와 연성도가 크게 증가한 경우 고차모드의 영향으로 일부층에서는 오히려 단면적이 증가하였다. 또한 목표변위가 작거나 저층인 구조물로서 주기가 작은 경우에는 항복 후 강성비의 증가에 따라 요구 단면적이 증가하였다. 따라서 구조물의 연성도가 낮은 경우, 가세의 항복 후 강성이 저평가되면 필요한 성능목표를 만족하지 못할 우려가 있는 것으로 판단된다.

참고문헌

1. 한국지진공학회, “내진설계기준연구(II)”, 1997.
2. 홍성걸, 조봉호, 하태휴, “내진구조설계법의 발전과 변위구조설계법의 이해”, 대한건축학회 학회지, 제 48권, 8호, 2004, pp.30-34.
3. 김진구, 서영일, “손상방지 가새골조 시스템의 내진설계”, 대한건축학회 논문집, 제19권, 6호, 2003, pp.53-60.
4. Wada ,A., Connor, J., Kawai, H., Iwata, M. and Watanabe, A., “Damage Tolerant Structures”, 5th US-Japan Workshop on the Improvement of Building Structural Design and Construction Practices, 1992, pp.27-39.
5. Takewaki I, “Equivalent linear ductility design of soil-structure interaction system”, Engineering Structures, Vol. 20, No 8, 1998, pp.655-662.
6. Takewaki I, “Dynamic Structural Design : Inverse Problem Approach”, WIT Press, 2000.

(접수일자 : 2005년 7월 15일)