

# 역V형 보통가새골조의 반응수정계수

## Response Modification Factors of Inverted V-type Ordinary Concentrically Braced Frames

김진구  
Kim, Jinkoo

남광희  
Nam, Kwanghee

### 국문요약

본 논문에서는 현행 내진설계방법에 따라 설계된 역V형 보통 가새골조 (OCBF)의 비선형 정적 해석을 수행하고, 그 결과를 바탕으로 초과강도계수, 연성계수, 반응수정계수 및 변위 증폭계수 등을 산정하였다. 해석결과에 따르면 대부분의 해석모델에서 현행 내진설계 기준에서 제시한 값보다 작은 초과강도계수 및 반응수정계수 값을 가지는 것으로 나타났다. 그러나 수직 보강 기둥 (zipper column)으로 가새를 보강한 경우 초과강도계수 및 반응수정계수는 보통 가새 구조물에 비하여 상당히 증가하는 것으로 나타났다.

**주요어** : 보통 가새골조, 수직 보강재, 초과강도계수, 연성계수, 반응수정계수, 변위증폭계수

### ABSTRACT

In this paper the overstrength factors, ductility factors, and response modification factors of ordinary concentric braced frames designed in accordance with a current seismic design code are determined by performing pushover analysis. According to the analysis results, the overstrength and the response modification factors turn out to be larger than the values regulated in the codes in most model structures. However if the braces are reinforced by BRB or zipper columns, the overstrength factors and response modification factors turn out to increase significantly.

**Key words** : ordinary concentrically braced frames, zipper columns, over-strength factors, ductility factors, response modification factors

## 1. 서론

현행 내진설계 기준들은 실제 구조물의 비탄성 거동을 고려하여 탄성상태의 강도요구량 보다 작은 강도를 기준으로 설계하도록 하고 있으며, 이러한 목적을 위하여 반응수정계수(response modification factor)를 도입하고 있다. 반응수정계수는 과거 지진에서 관측된 구조물의 성능수준과 전문가들의 경험을 바탕으로 함의를 통해서 결정된 것으로 기술적, 실증적 자료가 부족하다는 것이 일반적인 견해이다.<sup>(1)-(4)</sup> Osteraas와 Krawinkler<sup>(5)</sup>는 모멘트골조, 가새골조의 초과강도계수에 대한 해석적 연구를 수행하였으며, 가새골조의 초과강도계수는 층수에 따라 2.2에서 2.8까지 분포함을 발견하였다. Balendra와 Huang<sup>(6)</sup>의 연구결과에 따르면, 중력하중이 증가할수록, 구조물의 높이가 낮아질수록 강도계수가 증가하였고, 가새골조는 가새의 설치형태에 관계없이 비슷한 강도계수와 연성계수를 나타내었다. 이러한 연구결과에 따르면 동일한 구조시스템에 대하여는 하나의 반응수정계수를 사용하는 현행 기준과 달리 구조물의 높이에 따라 그리고 작용하중에 따라 반응수정계수가 달라짐을 알 수 있다.

현행 IBC 2000 기준<sup>(7)</sup>에서는 건물골조시스템 중 중심 가새골조를 보통 중심가새골조 (Ordinary Concentric Braced Frame,

이하 OCBF)와 특수 중심가새골조 (Special Concentric Braced Frame, 이하 SCBF)로 구분하고 있다. AISC의 철골건물에 대한 내진규정(Seismic Provisions for Structural Steel Buildings)<sup>(8)</sup>에서는 역 V형 SCBF의 보를 설계할 때 가새가 없는 상태에서 모든 중력하중을 보가 부담하며, 압축가새의 좌굴에 의하여 발생하는 불균형력 또한 고려하여 설계하도록 규정하고 있다. 따라서 불균형력을 고려하지 않고 가새가 중력하중을 부담하도록 설계하는 OCBF에 비하여 보의 크기가 커지게 된다. 결과적으로 초과강도계수는 SCBF와 OCBF에 동일하게 2로 규정되어 있으며, 반응수정계수는 SCBF는 6, OCBF는 5를 제시하고 있다.

본 연구에서는 AISC의 내진설계규정에 따라 설계된 역V형 OCBF의 높이와 경간의 길이를 변화시킨 9개의 구조물에 대하여 강도계수와 연성계수를 구하고, 이를 이용하여 반응수정계수를 산정한 후 내진설계기준에 제시된 값들과 비교하였다. 또한 zipper column으로 보강한 경우 비탄성 거동 및 강도계수의 변화에 관하여 고찰하였다.

## 2. 반응수정계수의 구성

구조물의 반응수정계수에 관하여 기술한 ATC-19 및 ATC-34 보고서에 따르면 반응수정계수는 초과강도계수( $R_o$ ), 연성계수( $R_u$ ), 잉여도계수( $R_e$ )와 감쇠계수( $R_c$ )의 항으로 구성된다. 여기서  $R_o$ 는 구조물의 실제 강도가 일반적으로 설계강도

\* 정회원, 성균관대학교 건축공학과, 부교수(대표저자:jinkoo@yurim.skku.ac.kr)

\*\* 성균관대학교 건축공학과, 석사과정

본 논문에 대한 토의를 2004년 8월 31일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.  
(논문접수일 : 2004. 3. 9 / 심사종료일 : 2004. 5. 18)

를 초과하는 현상을 고려하기 위한 계수이며,  $R_{\mu}$ 는 구조물의 비탄성 거동에 의한 전체 시스템의 변위연성비와 관계된 계수이다. 이 두 계수는 모두 구조물의 주기에 따라 달라지는 것으로 알려져 있으나, 현행 내진설계 기준에서는 편의상 고정된 값을 규정하고 있다. 구조물의 잉여도  $R_r$ 은 횡력 저항시스템의 여유도를 고려한 계수이며, 잉여도가 충분하다고 가정하면  $R_r$ 은 1이 된다. 감쇠계수는 부가감쇠장치의 효과를 반영하기 위한 계수이며, 부가적인 감쇠장치가 없는 경우에는  $R_c$ 또한 1이 된다. 따라서 이러한 경우 구조물의 반응수정계수는 초과강도계수와 연성계수의 곱으로 나타낼 수 있다. 일반적인 구조물의 비탄성 거동은 그림 1과 같이 나타낼 수 있으며  $R_{\mu}$ 와  $R_o$ 는 다음의 식 (1)과 같이 정의된다.

$$R_{\mu} = \frac{C_{eu}}{C_y}, \quad R_o = \frac{C_y}{C_w} \quad (1)$$

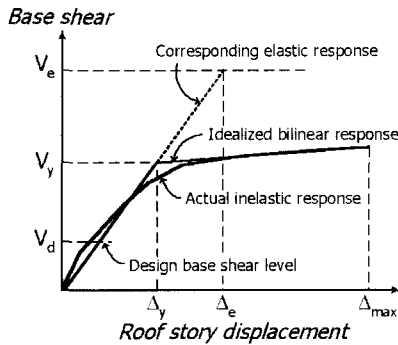


그림 1 구조물의 횡력-변위 관계

여기서,  $C_{eu}$ 는 구조물이 탄성적으로 거동할 때의 최대 밀면전단력이며,  $C_y$ 는 최대 비탄성변위에 해당하는 구조물의 밀면전단력을 나타낸다. 그리고  $C_w$ 는 구조물의 설계 밀면전단력이다.

등가정적 해석법에서는 소성변형을 고려한 최종 변위를 산정하기 위하여 설계지진하중 상태에서 발생하는 탄성변위에 소성 변형을 고려하기 위한 일정한 계수를 곱하여 구한다. 국내 기준에서는 탄성변위에 반응수정계수를 곱하여 산정하고 있는데, 이것은 이른바 ‘등가 변위 개념 (equal displacement concept)’에 근거한 것이라 할 수 있다. IBC 2000의 내진설계

기준에서는 설계지진하중 상태에서 발생하는 탄성변위에 변위증폭계수  $C_d$ 를 곱하여 최종 변위를 구하도록 규정하고 있는데, 변위증폭계수는 최대변위와 설계지진하중에 해당하는 탄성변위의 비로 다음과 같이 구할 수 있다.

$$C_d = \frac{\Delta_{max}}{\Delta_w} \quad (2)$$

### 3. 예제 구조물의 설계

본 연구에서는 AISC의 강도설계기준에 따라 다양한 조건을 갖는 9개의 해석모델을 MIDAS/GEN을 이용하여 설계하였다. 지진하중을 가새가 모두 부담하도록 보와 기둥의 접합부는 핀으로 가정하였으며, 실무의 관행을 고려하여 3개 층을 같은 부재로 설계하였다. 각 부재의 부재력에 대한 강도의 비는 약 0.9가 되도록 설계하였으며, 동일한 3개 층의 상부에 위치한 부재는 약 0.6-0.7의 응력 비를 나타내었다. IBC 2000에서는 내진설계범주 D에 속하는 OCBF의 높이를 약 49 m로 제한하고 있는데, 이를 고려하여 해석모델은 층고가 3.6 m인 3, 6, 9층 가새골조로 설정하였으며, 경간 길이의 영향을 고려하기 위하여 경간의 길이를 6, 8, 10m로 변화시켰다. 보, 기둥과 가새의 항복강도는  $2.4 \text{ tf/cm}^2$ 이며, 가새는 가운데 경간에 역V형 형태 (chevron type)로 설치하였다(그림 2). 고정하중과 적재하중은 각각  $500\text{kgf/m}^2$ ,  $250\text{kgf/m}^2$ 으로 모든 층에 동일하다. 설계지진하중은 IBC-2000의 설계응답스펙트럼  $S_{DS} = 0.5g$ ,  $S_{D1} = 0.3g$ , 지반조건 B(암반), 반응수정계수 5.0을 사용하여 결정하였다. AISC의 내진설계규정에 따라 OCBF의 기둥과 가새의 설계에 있어 다음과 같은 세장비 제한식을 적용하였다:

$$\frac{KL}{r} \leq 4.23 \sqrt{\frac{E_s}{F_y}} \quad (3)$$

여기서  $E_s$ 는 부재의 탄성계수,  $F_y$ 는 부재의 항복강도이며,  $K, L, r$ 은 각각 유효좌굴길이 계수, 부재의 길이, 단면2차반경이다. 9층 구조물에 대한 골조의 부재 크기를 표 1에 나타내었다.

표 1 9층 구조물의 부재크기

경간길이	층	내부기둥	외부기둥	내부 보	외부 보	가새
6 m	1 ~ 3	W14×211	W10×49	W14×26	W16×36	W8×35
	4 ~ 6	W14×99	W10×39	W14×26	W16×36	W8×35
	7 ~ 9	W14×43	W10×26	W14×26	W16×36	W8×28
8 m	1 ~ 3	W14×233	W10×68	W14×43	W16×67	W8×48
	4 ~ 6	W14×120	W10×45	W14×43	W16×67	W8×48
	7 ~ 9	W14×48	W10×30	W14×43	W16×67	W8×31
10m	1 ~ 3	W14×283	W12×79	W14×53	W18×86	W10×54
	4 ~ 6	W14×132	W12×58	W14×53	W18×86	W10×49
	7 ~ 9	W14×61	W10×33	W14×53	W18×86	W10×45

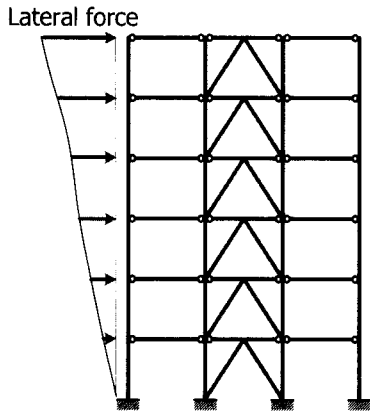


그림 2 예제 구조물의 입면

#### 4. 반응수정계수의 산정

##### 4.1 비선형 정적 해석

예제 구조물들의 비탄성 정적해석은 DRAIN-2DX<sup>(10)</sup>를 사용하여 횡력을 1차 모드 형상에 비례하도록 점진적으로 증가시키며 수행하였다. 가새의 힘-변위 거동은 FEMA-274<sup>(11)</sup>에 제시된 해석모델을 사용하였다 (그림 3). 압축 가새의 좌굴 후 강도  $P_{cr}$ 은 좌굴하중( $P_{cr}$ )의 20%로 하였고, 보와 기둥의 항복 후 강성비는 2%로 가정하였다. AISC 내진설계규정에 따라 실제 항복강도는 규정된 최소항복강도의 1.5배를 사용하였다. 그림 4는 6층 및 9층 구조물의 pushover 곡선을 타내며, 설계 밀면전단력, 최대 층간 변위비 2.0%에 해당하는 지점과 압축가새에서 최초 좌굴이 발생하는 지점이 표시되어 있다. 압축 가새의 좌굴이 발생할 때마다 강도가 급격히 감소하여,

힘-변위 곡선이 매우 불규칙하게 나타나는 것을 알 수 있다. 이것은 보의 설계시 가새의 존재를 무시하고 모든 중력하중을 보가 부담하도록 하는 SCBF와 달리, 가새를 포함하여 설계하는 OCBF의 경우 보의 크기가 작아지고, 따라서 압축가새의 좌굴 직후 연결된 보 또한 항복하여 전체 시스템의 강성이 급격히 감소하기 때문이다. 구조물의 초과강도계수와 연성계수를 산정하기 위한 한계상태는 SEAOC-Blue book<sup>(13)</sup>에서는 OCBF에 대하여 붕괴방지수준에 대하여 1.5% 층간변위비를 규정하고 있고 FEMA-356<sup>(12)</sup>에서는 2.0%의 층간변위비를 붕괴방지 성능수준으로 제시하고 있다. 따라서 본 연구에서는 1.5%와 2.0%의 층간변위비에 대하여 각 계수를 산정하였다. 그림 5는 구조물의 최대 층간변위비가 1.5%와 2.0%일 때 모든 층의 층간변위를 나타낸 것이다. 9층 구조물인 경우 2-3층 및 7층에서 층간 변위가 집중되는 것을 알 수 있다.

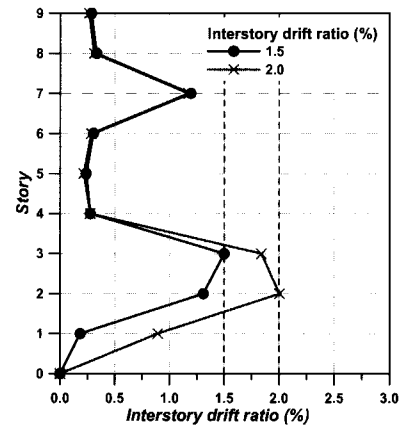
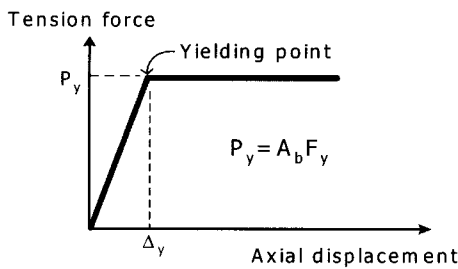
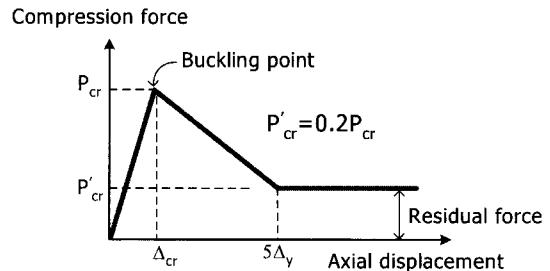


그림 5 9층 구조물의 층간변위비 (경간 6m)

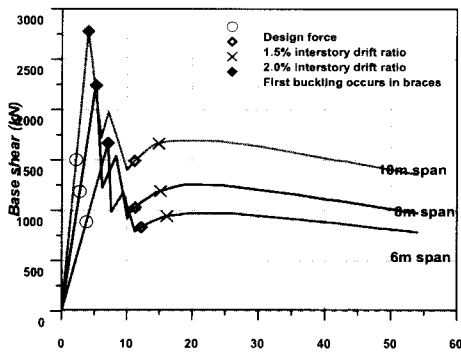


(a) 인장가새

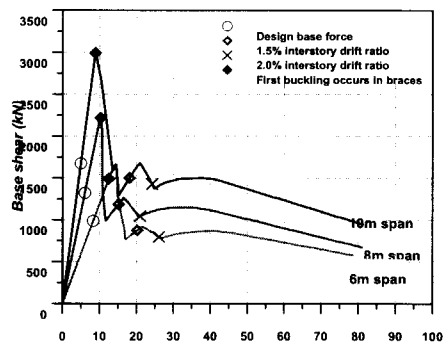


(b) 압축가새

그림 3 가새의 힘-변위 모델



(a) 6층 구조물



(b) 9층 구조물

그림 4. 예제 구조물의 밀면 전단력-지붕층 변위 곡선

4.2 초과강도계수

ATC-19에서는 pushover 곡선상에서 현저한 항복점 (significant yield point)의 밀면전단력을 이용하여 초과강도계수를 구하도록 규정하고 있다. 구조물의 항복점이 뚜렷하게 나타나지 않는 경우 목표변위를 기준으로 곡선 내부의 면적과 이선형화한 곡선 면적이 동일하도록 이선형화하여 항복점을 구하는 것이 일반적인 방법이다. 따라서 본 연구에서는 그림 6 과 같이 각 층간변위비에서 이선형 곡선과 실제 pushover 곡선사이의 면적이 같도록 하여 항복점을 산정하였다. 이러한 방법으로 산정한 각 예제 구조물의 항복점과 각 층간변위비에서의 최상층 최대변위는 표 2과 같다. 산정한 항복변위와 설계 밀면전단력을 이용하여 구한 구조물의 층수와 경간의 길이에 따른 초과강도계수는 그림 7에 나타내었다. 초과강도계수  $R_o$ 는 경간의 길이와 층수에 따라 크게 달라지지 않으며, IBC-2000에서 제시한 값인 2보다 비교적 작은 값을 나타내는 것을 알 수 있다.

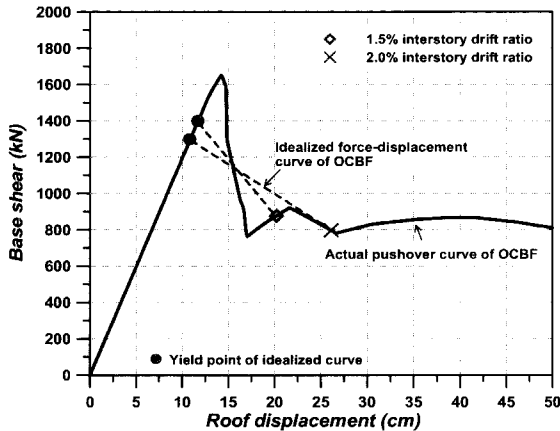
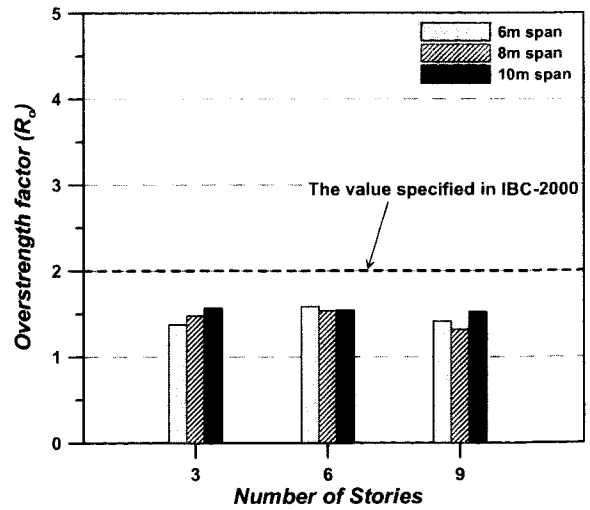
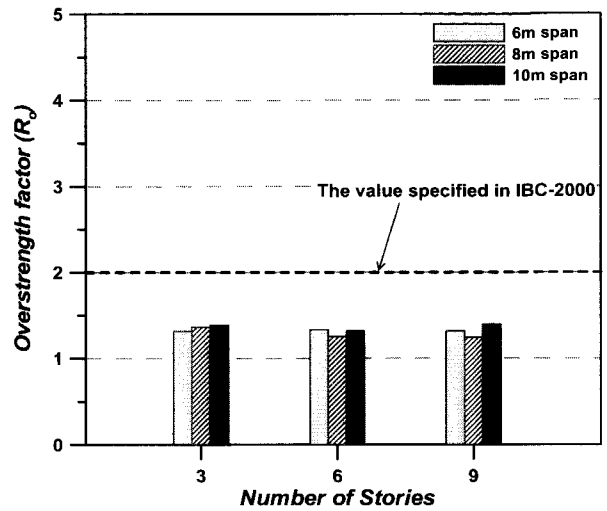


그림 6 pushover 곡선의 이선형화(9층, 경간길이 6m)



(a) 1.5% 최대 층간변위비



(b) 2.0% 최대 층간변위비

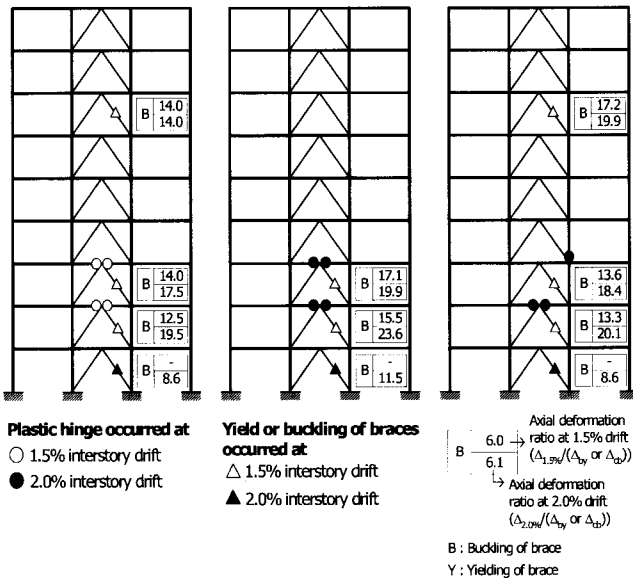
그림 7. 초과강도계수

표 2 예제 구조물의 해석결과 단위 : kN, cm, sec

Bay length (m)	# of stories	3		6		9	
		1.5% Drift	2.0% Drift	1.5% Drift	2.0% Drift	1.5% Drift	2.0% Drift
6	Period	0.43		0.85		1.39	
	$V_d$	537.75		886.70		988.53	
	$V_y$	739.58	707.57	1406.47	1180.93	1397.30	1303.77
	$\Delta_y$	1.29	1.24	5.95	4.99	11.70	10.92
	$\Delta$	6.32	8.18	12.19	16.13	20.22	26.11
8	Period	0.42		0.73		1.20	
	$V_d$	719.77		1187.84		1322.50	
	$V_y$	1062.35	981.99	1825.24	1493.26	1743.65	1645.02
	$\Delta_y$	1.25	1.16	4.19	3.43	7.95	7.49
	$\Delta$	6.07	7.90	11.28	15.16	15.14	20.93
10	Period	0.37		0.66		1.12	
	$V_d$	910.68		1502.87		1675.10	
	$V_y$	1428.47	1261.42	2318.14	1981.09	2551.42	2339.41
	$\Delta_y$	1.03	0.92	3.35	2.86	7.53	6.90
	$\Delta$	5.94	7.80	11.15	14.88	18.14	24.23

4.3 연성계수

연성계수는 구조물의 항복변위와 최대변위에 따라 결정되는데, FEMA-356<sup>(12)</sup>에서는 가새골조에 대하여 층간변위비 2.0%를 전체 구조시스템의 붕괴방지 수준으로 제시하고 있다. 부재 수준에서는 인장가새는 항복변형의 9배, 압축가새는 H형강일 경우 좌굴 변형의 7배를 붕괴방지 수준으로 규정하고 있으며, 인장가새는 항복변형의 15배, 압축가새는 좌굴 변형의 9배를 한계상태로 규정하고 있다. 9층 예제구조물에 대한 해석결과를 이용하여 각 층간 변위비에서 소성힌지 분포 및 FEMA-356에 따른 각 가새의 손상도를 그림 8에 나타내었다. 최대 층간변위비가 1.5% 일 때 일부 압축가새가 한계 상태에 도달하였으며, 가새의 좌굴로 인하여 가운데 경간의 보에 큰 불균형력이 발생하여 하부층 보의 중앙에 소성힌지가 발생하였다.



(a) 6m 스패 (b) 8m 스패 (c) 10m 스패

그림 8. 9층 구조물의 소성변형

연성계수  $R_\mu$ 는 Newmark와 Hall<sup>(14)</sup>이 제시한 방법과 Miranda와 Bertero<sup>(15)</sup>의 두 가지 방법을 이용하여 산정하였다. Newmark와 Hall은 탄소성 단자유도계 시스템의 연구결과 식 (4)와 같이 구조물의 주기에 따라 세 가지 식을 제시하였으며, 이들 식에서 제시되어 있지 않은 주기를 가진 구조물에 대해서는 직선보간하여 구한다. Miranda와 Bertero는 지반의 상태에 따른 연성계수를 제안하였으며, 식 (5)는 암반에 해당하는 식이다.

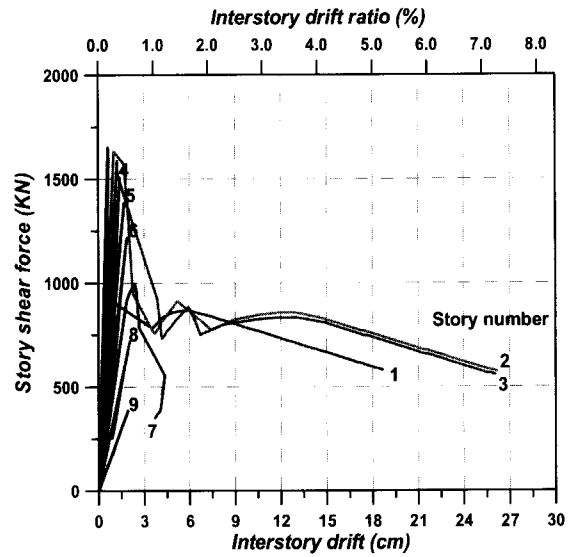
$$\begin{aligned}
 R_\mu &= 1.0 & (T < 0.03\text{sec}) \\
 R_\mu &= \sqrt{2\mu - 1} & (0.12 < T < 0.5\text{sec}) \\
 R_\mu &= \mu & (T > 1.0\text{sec})
 \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned}
 R_\mu &= \frac{\mu - 1}{\Phi} + 1 \\
 \Phi &= 1 + \frac{1}{10T - \mu T} - \frac{1}{2T} e^{-1.5(\ln(T) - 0.6)^2}
 \end{aligned} \quad (5)$$

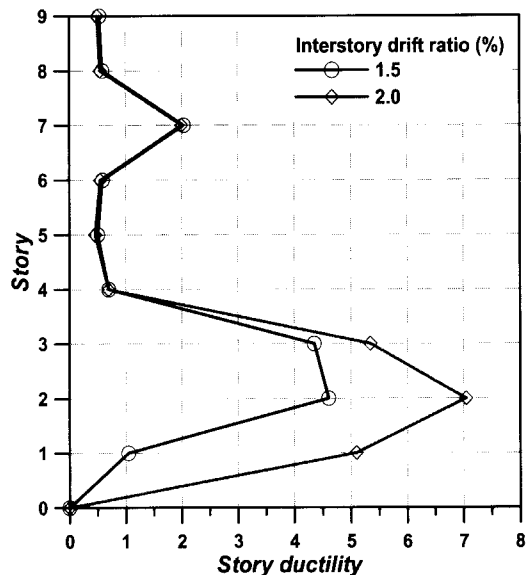
여기서  $T$ 는 구조물의 주기,  $\mu$ 은 구조물 전체에 대한 연성도이며, 표 2에 나타난 항복변위와 목표변위를 사용하여 구할 수 있다.  $\Phi$ 는 지반조건을 반영하는 계수이다.

경간 길이가 6m인 9층 구조물에 대한 층간변위-층전단력의 관계와 층 연성도를 나타낸 그림 9에 따르면 층간변위는 하부층에서 크게 발생하고 목표 층간변위에 먼저 도달하고 층 연성도를 살펴보면 최대 층간변위비가 1.5%인 경우 SEAOC-Blue book에서 붕괴방지 수준에 해당하는 연성비로 제한하고 있는 5에 도달하였음을 알 수 있다.

식 (4)와 (5)의 두 가지 방법을 이용한 연성계수는 그림 10에 나타낸 바와 같다.  $R_\mu$ 는 스패 길이와 구조물의 높이에 관계없이 대부분의 구조물에서 Miranda와 Bertero의 방법에 의한 값이 약간 크게 나타났다. 3층 구조물을 제외하고 나머지 경우는 모두 경간의 길이가 길어질수록 연성계수가 증가하였다.

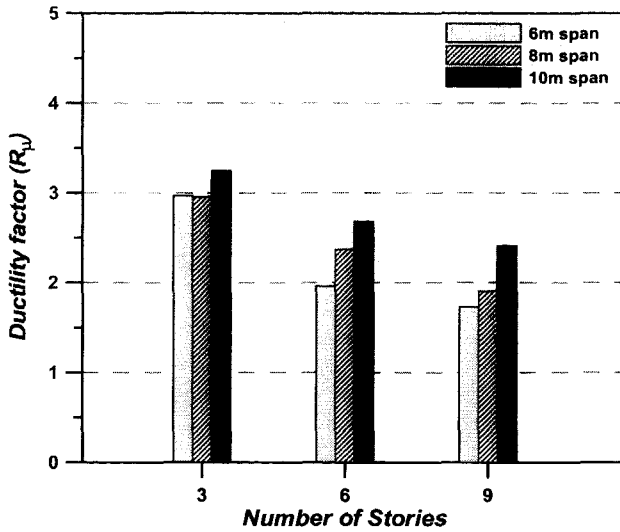


(a) 층간변위-층전단력

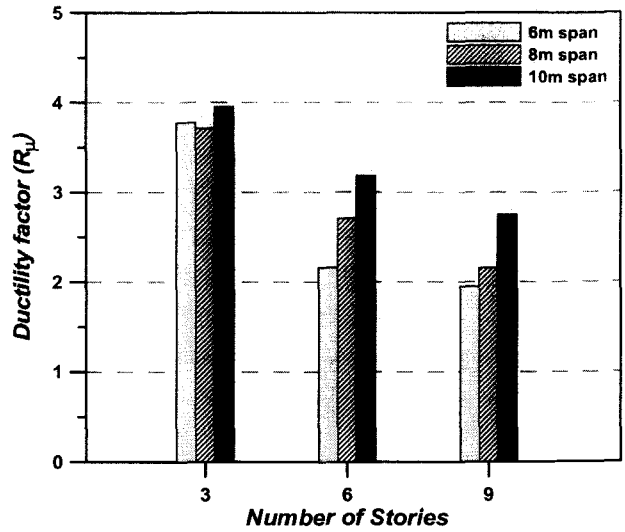


(b) 층 연성도

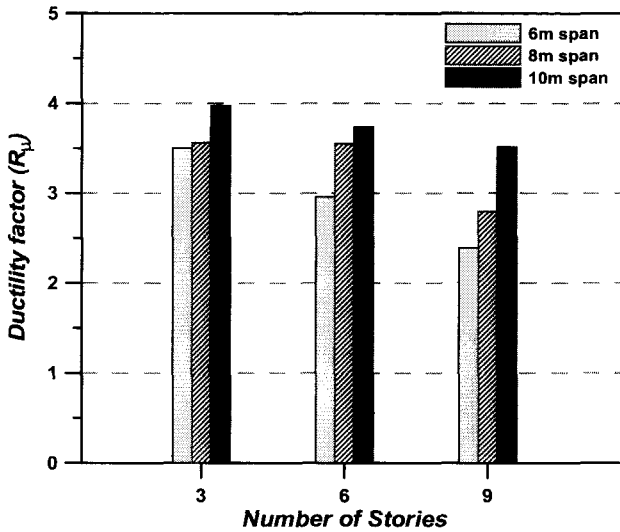
그림 9 경간 6m인 9층 구조물의 층간변위-층전단력과 층 연성도



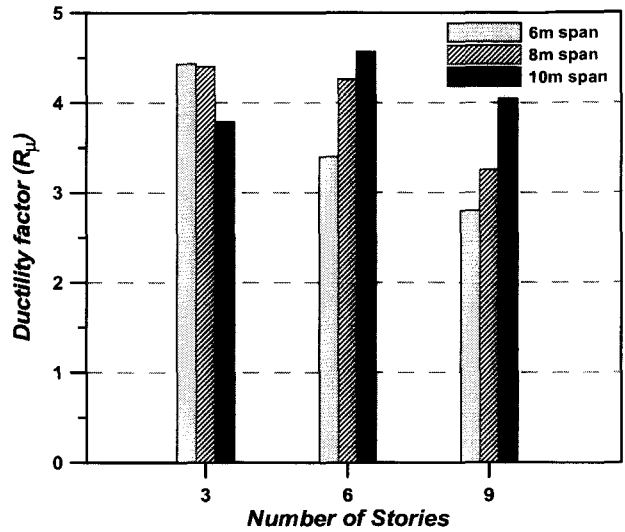
(a) Newmark and Hall (1.5% drift)



(b) Miranda and Bertero (1.5% drift)



(c) Newmark and Hall (2.0% drift)



(d) Miranda and Bertero (2.0% drift)

그림 10 예제 구조물의 연성계수

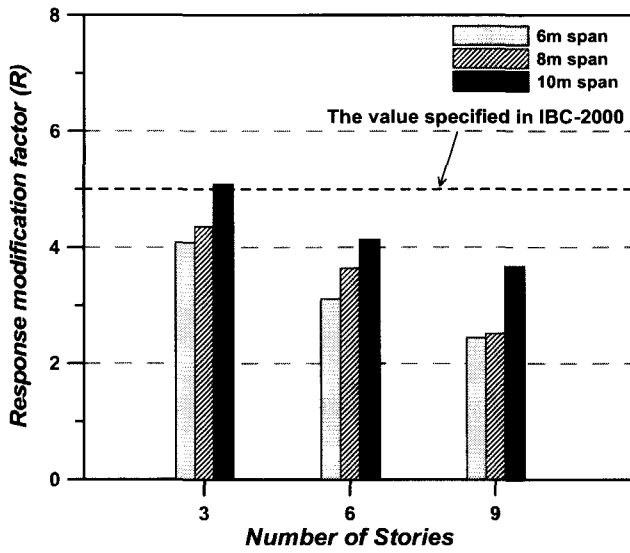
#### 4.4 반응수정계수

반응수정계수는 앞에서 산정한 초과강도계수와 연성계수를 곱하여 구하였고, 구조물의 높이와 스패 길이에 따라 비교하였다 (그림 11). 산정 결과에서 볼 수 있듯이 반응수정계수는 대체로 중력하중의 영향이 크게 작용하는 저층 구조물에서 큰 값을 가지는 것으로 나타났다. 또한 2.0% 최대 층간변위비에서 Miranda & Bertero에 의한 경우를 제외하고 Miranda & Bertero에 의한 값이 Newmark & Hall 방법보다 비교적 큰 값을 나타내는 것을 알 수 있다. 앞에서 살펴본 것과 같이 만약 구조물의 한계성능점을 1.5% 층간변위비로 규정한다면 모든 경간길이가 10m인 3층 구조물을 제외하고 IBC-2000에 규정된 값인 5보다 작은 반응수정계수 값을 가진다. 따라서 OCBF의 내진 안전성을 확보하기 위하여 반응수정계수의 값이 하향 조정되어야 할 것으로 사료되며, 현행 반응수정계수를 이용하여 설계된 기존 구조물의 경우 적절한

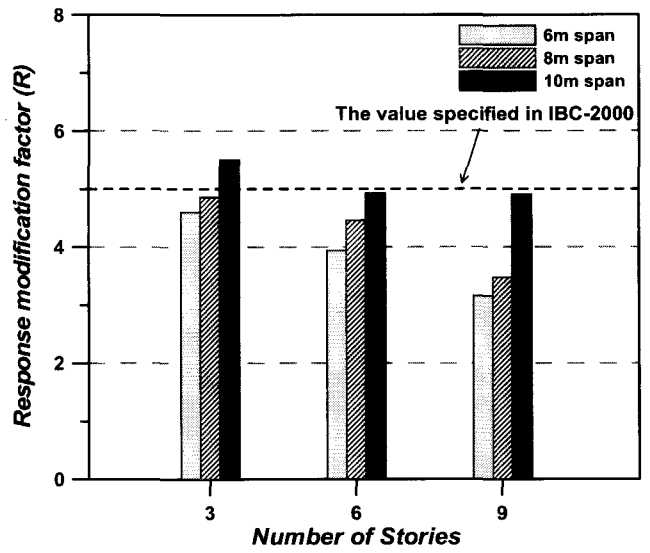
방법으로 보강할 필요가 있다.

#### 5. 가새의 보강에 따른 초과 강도계수의 변화

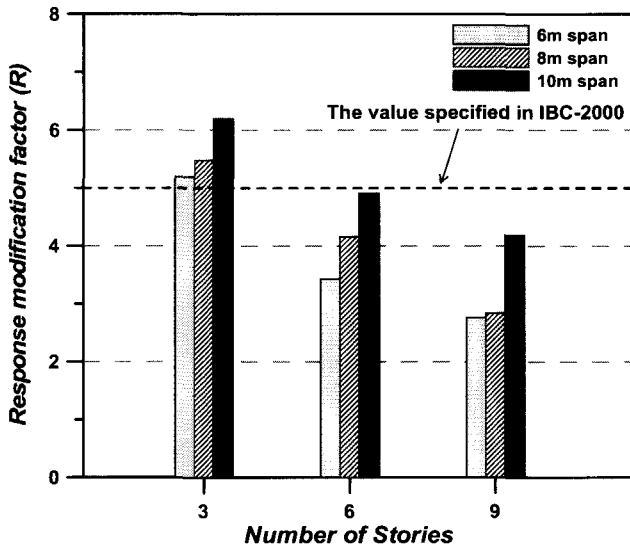
위의 결과에 따르면 층수가 증가할수록, 그리고 경간의 길이가 짧아질수록 OCBF의 반응수정계수는 설계기준에서 제시한 값보다 작게 나타나는 것을 알 수 있다. 이러한 경우 설계 지진에 대한 OCBF의 안전성을 보장하기 위해서는 적절한 방법으로 보강이 이루어져야 할 필요가 있다. 본 논문에서는 그림 12 (a)와 같이 OCBF에 수직보강기둥 (zipper column)를 부가하여 보강할 경우 위에서 구한 각 계수의 변화에 관하여 고찰하였다. V형 가새골조에서 가새의 좌굴 후 보에 유입되는 수직 불균형력은 그림 12 (b)와 같이 구할 수 있다. 보강기둥은 이러한 수직 불균형력을 상부층으로 전달하여, 상부층의 가새도 좌굴하도록 유도함으로써 구조물 전체가 비탄성 거동에 참여하도록 하고, 특정 층에 손상이 집중되는 것을 방지한다.



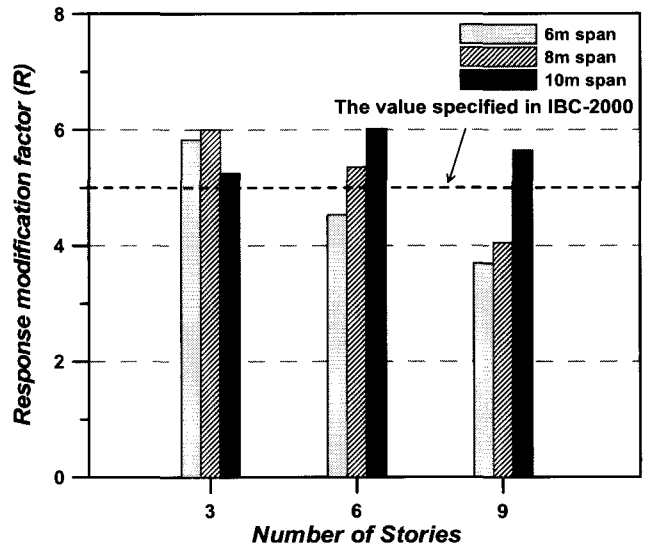
(a) Newmark and Hall (1.5% drift)



(b) Miranda and Bertero (1.5% drift)

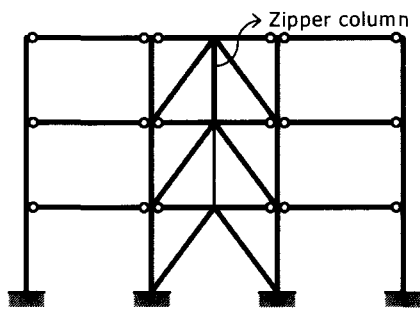


(c) Newmark and Hall (2.0% drift)

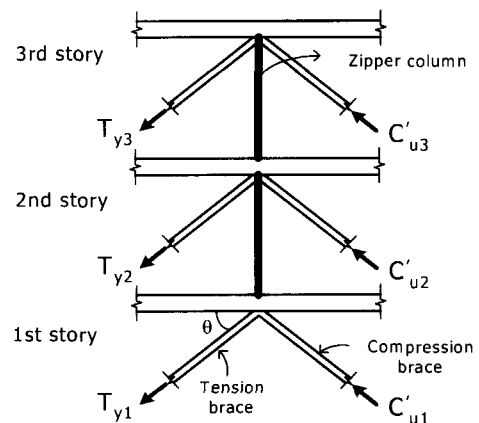


(d) Miranda and Bertero (2.0% drift)

그림 11. OCBF의 반응수정계수



(a) 보강기둥의 위치



(b) 수직 불균형력

그림 12. 보강기둥이 설치된 역V형 가새

압축가새의 좌굴 및 인장가새의 항복에 따른 수직 불균형력( $V_{ui}$ )은 다음 식과 같이 구할 수 있다.<sup>(16), (17)</sup>

$$V_{ui} = (T_{ij} - C'_{ij}) \times \sin \theta \quad (6)$$

여기서  $T_{ij}$ 와  $C'_{ij}$ 은 가새의 항복하중 및 좌굴하중이다. 보강기둥 설계를 위한  $i$ 층에 작용하는 수직 불균형력은  $i$ 층 하부의 모든 불균형력을 취합한 인장력( $V_{ui}$ )으로 다음 식과 같이 구할 수 있다.

$$V_{ui} = \sum_{j=1}^{i-1} (T_{uj} - C'_{uj}) \times \sin \theta \quad (7)$$

그림 13은 OCBF 해석모델에 식 (7)과 같은 수직 불균형력을 이용하여 설계한 보강기둥을 설치하고 정적 비탄성해석을 수행한 결과를 나타낸다. 보강재가 설치되지 않은 상태와 비교하여, 대부분의 구조물에서 강도는 크게 증가하지 않았으나, 각 최대 층간변위비에 도달할 때 지붕층 최대변위는 상당히 증가하는 것으로 나타났다.

이것은 그림 14에서 볼 수 있듯이 보강기둥이 압축가새의 좌굴에 의한 불균형력을 모든 층에 분산시켜 특정한 층에 비탄성 변위가 집중되는 것을 방지하기 때문이다. 이러한 현상은 1.5% 최대 층간변위를 기준으로 산정한 초과강도계수, 연성계수, 반응수정계수 등을 나타낸 그림 15에서도 관찰할 수 있다. 즉 보강재가 설치된 3, 6, 9층 구조물에서 반응수정계수가 설계기준에 제시된 값과 유사하거나 그 이상으로 증가하였다.

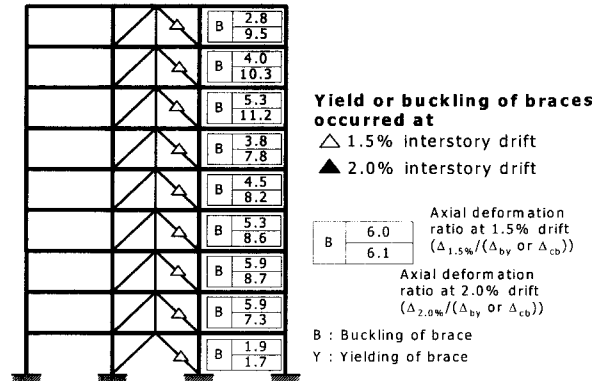


그림 14 보강된 9층 구조물의 소성거동

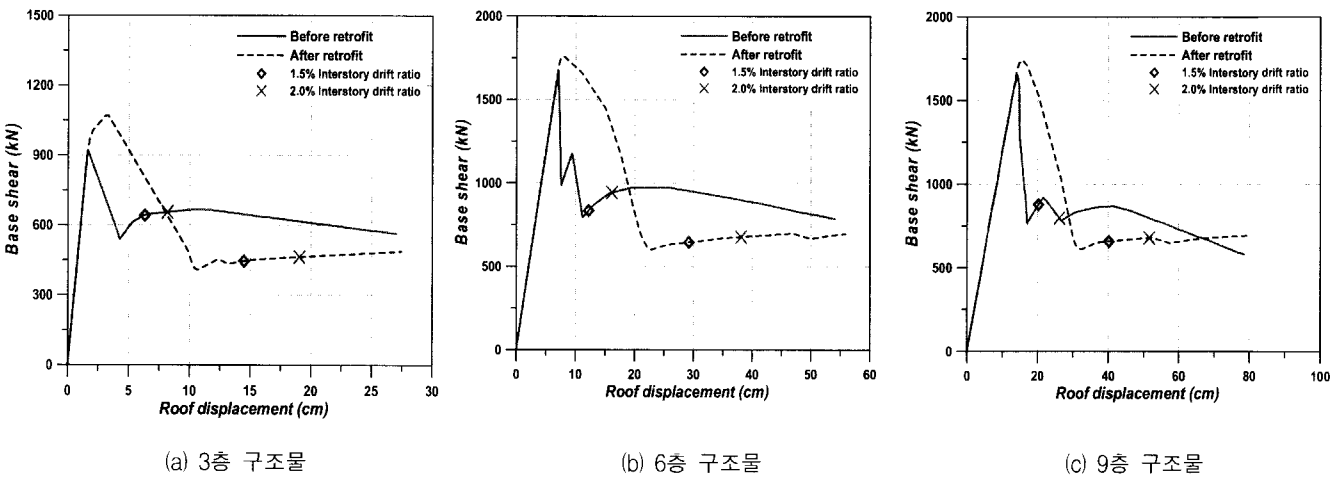


그림 13 보강기둥이 설치된 가새골조의 밀면전단력-최상층 변위 관계

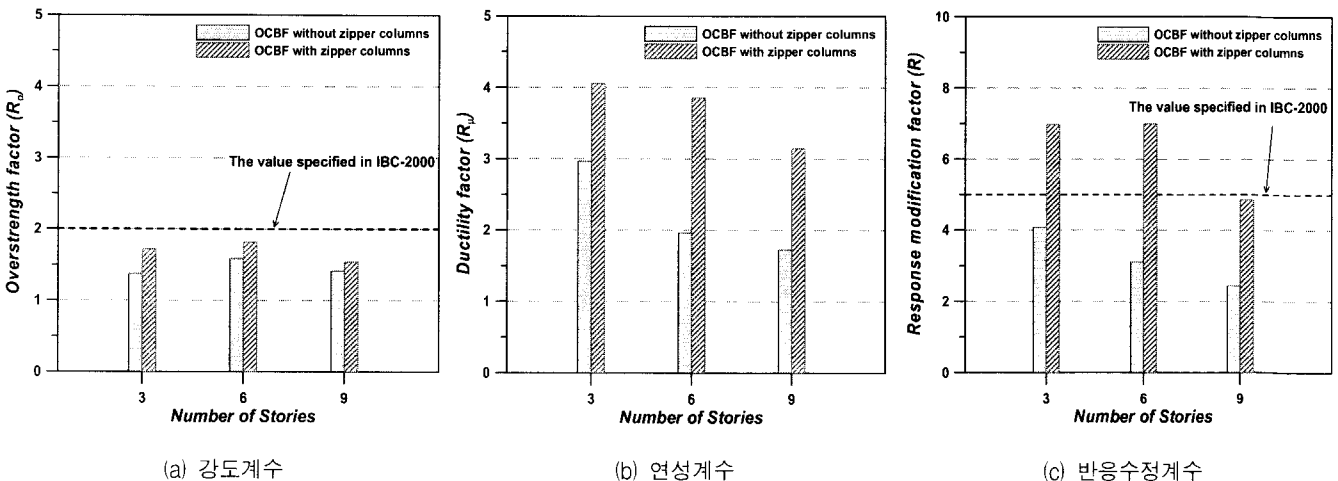


그림 15 보강기둥이 설치된 가새골조의 지진응답 계수



## 6. 결 론

본 연구에서는 보통 중심가새골조와 이를 수직 보강재로 보강한 가새골조에 대하여 구조물의 높이와 스펠의 길이에 따른 반응수정계수 및 그 구성요소들의 변화에 대하여 연구 하였으며, 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 초과강도계수  $R_o$ 는 구조물의 높이가 낮을수록 증가하였으며, 대부분의 구조물에서 기준에 제시된 값보다 작은 값을 나타내었다.
- (2) 연성도계수  $R_u$ 는 구조물의 높이가 낮을수록 증가하였다.
- (3) 반응수정계수는 대부분의 구조물에서 기준에서 제시한 값보다 작은 값을 나타내었으며, 층수가 높아질수록 작아지는 경향을 나타내었다.
- (4) 수직보강재가 설치된 OCBF 구조물은 반응수정계수가 설계기준에 제시된 값을 상회하거나 근접하는 수준으로 증가하는 것으로 나타났다.
- (5) 현행 내진설계기준에 따라 설계된 OCBF는 보강된 내진 상세를 통하여 충분한 연성도를 확보하거나, 반응 수정계수를 낮추어 설계 강도를 증가시킴으로써 지진에 대한 안전성을 확보할 수 있을 것으로 사료된다.

### 감사의 글

본 연구는 한국과학재단 목적기초 연구사업(과제번호: R01-2002-000-00025-0)에 의한 것으로 연구비 지원에 감사드립니다.

### 참 고 문 헌

1. ATC, "Tentative provisions for the development of seismic regulations for buildings," ATC-3-06, Applied Technology Council, Redwood City, California, 1978, pp. 45-53.
2. ATC, "Structural response modification factors," ATC-19, Applied Technology Council, Redwood City, California, 1995, pp. 5-32.
3. ATC, "A critical review of current approaches to earthquake-resistant design," ATC-34, Applied Technology Council, Redwood City, California, 1995, pp. 31-36.
4. Uang, C. M., "Establishing R(or  $R_w$ ) and  $C_d$  factors for building seismic provisions," *Journal of Structural Engineering*, Vol. 119, No. 1, 1991, pp. 19-28.

5. Osteraas, J. D., "Strength and ductility considerations in seismic design," Ph.D dissertation, Stanford University, Stanford, California, 1990.
6. Balendra, T. and Huang, X., "Overstrength and ductility factors for steel frames designed according to BS 5950," *Journal of Structural Engineering*, Vol. 129, No. 8, 2003, pp. 1019-1035.
7. ICC, *International Building Code*, International Code Council, 2000.
8. AISC, *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*, AISC, Chicago, IL, 2002.
9. BSSC, *NEHRP Recommended Provisions for the Development of Seismic Regulations for New Buildings*, FEMA-302, Federal Emergency Management Agency, Washington, DC, 1997.
10. Prakash, V., Powell, G. H., and Campbell, S., *DRAIN-2DX, Static and Dynamic Analysis of Plane Structure*, NISEE, Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, 1993.
11. BSSC, *NEHRP Commentary on The Guidelines for The Seismic Rehabilitation of Buildings*, FEMA-274, Federal Emergency Management Agency, Washington, DC, 1997.
12. BSSC, *Prestandard and Commentary for The Seismic Rehabilitation of Building*, FEMA-356, Federal Emergency Management Agency, Washington, DC, 2000.
13. SEAOC, *Recommended Lateral Force Requirements and Commentary*, SEAOC Blue Book, Structural Engineers Association of California, 1997.
14. Newmark, N. M. and Hall, W. J., *Earthquake spectra and Design*, EERI Monograph Series, Earthquake Engineering Research Institute, Oakland, 1982.
15. Miranda, E. and Bertero, V. V., "Evaluation of strength reduction factors for earthquake-resistant design," *Earthquake Spectra*, Vol. 10, No. 2, 1994, pp. 357-379.
16. Rai, D. C. and Goel, S. C., "Seismic Evaluation and Upgrading of Chevron Braced Frames," *Journal of Construction Steel Research*, Vol. 59, No. 8, 2003, pp.971 ~ 994.
17. 김남훈, 이철호, "역V형 철골가새골조의 비탄성거동 및 내진 성능 향상방안에 관한 연구", 2003년도 한국강구조학회 논문집, 제15권 제5호, 2003, pp. 571-578.