

변위기반설계법에 의한 철근콘크리트 기둥의 보강설계

임청권¹, 권민호^{2*}, 하금희², 김진섭²

¹한국건설교통기술평가원, ²경상대학교 공과대학 토목공학과

Retrofit Design of RC Column by Displacement-Based-Design Method

Cheong-Kweon Lim¹, Min-Ho Kwon^{2*}, Keum-Hee Ha² and Jin-Sup Kim²

¹Korea Institute of Construction & Transportation Technology Evaluation and Planning,

²Department of Civil Engineering, GyeongSang National University

요약 본 연구에서는 직접변위기반 설계법에 의하여 철근콘크리트 기둥이 목표변위에 도달하도록 하는 보강설계를 수행하였다. 철근콘크리트 기둥의 비선형 거동은 등가 선형 시스템으로 단순화하여 해석한다. 먼저 목표변위를 결정하고, 단자유도 시스템의 등가고유주기를 추정하기 위하여 탄성 변위스펙트럼을 작성하였다. 고유주기가 결정되면 시스템의 질량을 근거로 강성을 이용하여 요구강도를 계산한다. 이후 비선형 총상화 단면해석을 통해 얻어진 하중-변위 관계에 따라 요구강도를 만족하는 보강설계를 수행하였다. 비선형 총상화 단면해석 프로그램을 개발하고 보강설계 절차를 제안하였으며 이를 적용한 결과, 보강설계를 통해 보강한 철근콘크리트 기둥은 보강하지 않은 기둥과 비교하여 내진 성능이 향상된 것을 확인 할 수 있었다.

Abstract In this study, It is developed a retrofitting procedure of RC column with rectangular section to archive the target displacement at failure. Nonlinear behavior of the column is considered as the equivalent linear system. First, target displacement is determined, and then elastic displacement spectrum is constructed to estimate the equivalent natural vibration period of the SDOF system. After natural vibration period is determined, required strength is calculated using secant stiffness based on the mass of system. In accordance with, obtained force-displacement relationship through non-linear fiber based section analysis, retrofit design was carried out to meet required strength. As a result, retrofitted RC column can confirm that the improved seismic performance. It is observed that the proposed design procedure can be applicable to seismic retrofitting design of columns.

Key Words : Retrofit design, Equivalent linear system, Elastic design spectrum, Target displacement

1. 서론

우리나라에서는 1988년 처음으로 내진설계기준이 건축법에 도입되었으며, 1992년에 도로교통표준시방서에 내진설계편이 포함되었다. 내진설계기준 연구를 시작으로 하여 도로교통시방서, 지중구조물 내진설계기준, 항만 및 어항 설계기준, 댐 설계기준, 철도 설계기준, 고속철도 설계기준 등 각종 발주기관별로 설계기준이 작성되어 현재

내진설계에 반영하고 있다. 1997년 한국건설기술연구원에 의해 내진설계기준이 성능기준 개념을 기반으로 새롭게 개정 발표되었고, 2000년 개정된 도로교통 설계기준에서는 이러한 성능기준에 관한 내용을 일부 반영하였다. 현행의 국내 건축물 내진기준에서는 건물 중요도 및 부지의 지진위험도에 따라 구조시스템, 해석법, 건물고 등에 강제조항을 부여하는 방식에 의해 간접적으로 성능을 확보하려는 접근법을 택하고 있으나, 설계기준이 불투명

이 논문은 2011년도 정부(교육과학기술부)의 지원으로 한국연구재단의 중견연구자 지원사업(2011-0028531)의 지원을 받아 수행된 것임.

*Corresponding Author : Min-Ho Kwon

Tel: +82-10-6330-5389 email: kwonm@gnu.ac.kr

접수일 12년 03월 15일 수정일 12년 05월 14일

계재확정일 12년 06월 07일

하고 객관적 근거를 추정하기 어렵다.[1] 이를 해결하기 위한 방법으로 성능기반 내진설계개념이 요구되고 있다. 성능기반설계법의 구현방법 중 하나로 제시되고 있는 변위기반 설계법에는 직접변위기반 설계법, 비탄성 스펙트럼법, 역량 스펙트럼법, 변위계수법 등이 있다. 변위기반 설계법은 구조시스템의 목표변위 또는 변위성능 요구조건에서 출발한다. 구조물의 성능 즉 손상 정도의 정량화를 시스템의 변위와 부재의 변형이 집중된 부위의 변형율의 크기로 결정한다[2]. 따라서 구조물을 사용하는 동안에 발생 가능한 다양한 크기의 지진에 대하여 구조물의 성능목표(목표변위)를 미리 설정하고 이에 도달할 수 있도록 설계한다.

이와 같은 내진설계기준의 변화는 사회기반 시설물에 대한 유지 및 관리에 대한 중요성을 인식하는 것으로 보여진다. 지진이 빈번하게 발생하는 일본의 사례를 통해 살펴보면 내진설계기준이 강화된 1981년 이전에 지어진 건축물은 지진 시 많은 피해가 발생하였다. 1981년 이전에 지어진 건물이라 하더라도 이후에 내진보강을 실시한 건물은 지진피해가 없거나 경미한 피해가 있었다. 내진설계기준이 강화된 1981년 이후에 지어진 건물의 경우는 지진 피해가 경미함을 알 수 있다. 이와 같은 결과를 바탕으로, 지진에 대한 구조물의 내진성능을 확보하기 위해서는 내진설계기준에 부합하도록 내진보강을 실시하여 신설 구조물과 동등한 수준의 내진성능을 확보해야 한다는 것을 알 수 있다.

Chopra 및 Geol(2001)[3]이 제안한 직접변위기반 설계법은 Qiang Xue(2001)가 직접변위법에 의한 비선형구조물의 설계에 관한 연구로 수행되었다. 또한, Yu-Yuan Lin 등이 직접변위를 이용한 빌딩의 에너지소산에 관한 연구 및 감쇠장치를 사용한 지진에 대한 보강에 관한 연구를 수행하였다. 국내에서는 조창근(2007,2010)등이 RC 원형기둥의 FRP 피복보강[4] 및 스틸재킷 보강의 내진성능 설계법[5]에 대한 연구를 수행하였다.

본 연구에서는 직사각형 기둥의 구조해석을 수행하기 위해 비선형 층상화 단면 해석 알고리즘을 제시하고 이를 변위기반 설계법에 적용할 수 있는 절차를 제안하고자 한다. 직사각형 RC 기둥에 대하여 변위기반 설계법 중 직접변위기반 설계법의 개념을 적용하고 이에 대한 설계절차를 정립하여, 목표변위에 대한 보강설계를 수행하고자 한다.

2. 직접변위기반설계법

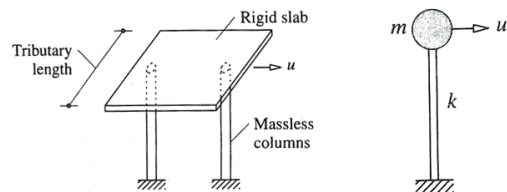
직접변위기반 설계법은 구조부재의 손상정도의 판단

지표를 변위로 삼아 지진하중에 대해 의도된 한계상태를 얻을 수 있도록 구조물을 설계하는 방법이다.

설계절차로, 먼저 성능목표를 결정하고, 다자유도 시스템을 단자유도계로 치환하여 목표변위를 산정한다. 구조물의 항복변위 후 변위의 특성인 연성도를 고려한 감쇠계수를 고려하여 변위스펙트럼을 작성하고, 목표변위에 대한 고유주기를 정한다. 고유주기가 결정되면 구조시스템의 질량을 근거로 강성을 이용하여 요구강도를 계산하고, 이를 만족하도록 설계를 수행한다.

2.1 단자유도 시스템

단순한 구조물의 상단에 횡하중(또는 수평하중)이 가해지거나 지진에 의한 수평지반운동이 작용할 때 그 구조물의 진동을 이해하는 것이 구조 동역학적 측면에서의 주된 관심사이다. 단순한 구조라는 것은 횡방향으로는 강성 k 를 가지고 있으나 질량을 갖지 않는 구조가 지지하는 하나의 집중질량 m 으로 이상화할 수 있기 때문이다. 이러한 이상화는 질량이 없다고 가정할 수 있는 경량 강관 기둥과 무거운 콘크리트 지붕을 지닌 정자의 경우에 적절하다고 할 수 있다. 이와 같은 경우, 집중질량 m 을 기둥 상부 구조물의 질량으로 하고, 횡강성 k 를 기둥의 강성으로 이상화할 수 있다[6].

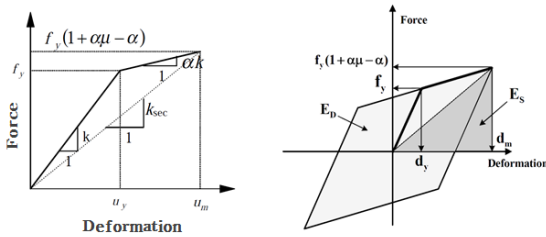


[그림 1] 이상화된 단자유도계
[Fig. 1] Idealized SDOF system

2.2 등가선형 시스템

직접변위기반 설계법에서는 비선형 단자유도 시스템의 거동을 유효등가 활선강성에 의한 등가 선형시스템으로 가정한다. 여기서, 탄성영역의 강성은 k 이고, 항복영역의 강성은 ak 이고, α 는 항복 후의 강성비이다. 또한, f_y 는 항복강도, Δ_y 는 항복변위, Δ_m 은 최대변위, $f_y(1 + \alpha\mu - \alpha)$ 는 Δ_m 에 대응하는 최대강도를 나타낸다.

이선형 시스템[7]에서 등가 선형 시스템의 유효 등가 활선 강성은 k_{sec} 와 같고, 이선형 시스템의 등가 고유주기 T_{eq} 는 식 (1)과 같이 정의 된다. $\alpha = 0$ 인 탄소성 시스템의 경우 T_{eq} 는 식 (2)와 같이 정의된다.



[그림 2] 하중-변위 곡선의 이선형 관계 및 등가감쇠비
 [Fig. 2] Bilinear force-deformation relation and equivalent viscous damping

$$T_{eq} = T_n \sqrt{\frac{\mu}{1 + \alpha\mu - \alpha}} \quad (1)$$

$$T_{eq} = T_n \sqrt{\mu} \quad (2)$$

여기서 T_n : 선형탄성 시스템의 고유주기

μ : Δ_m/Δ_y 는 변위연성비

등가유효 감쇠비 ζ_{eq} 는 그림 2와 같이 비탄성 시스템과 등가 선형시스템의 진동주기에서 에너지 소산을 고려하여 식 (3)과 같이 정의되고, 식 (4)는 탄소성 시스템에서의 유효 감쇠비를 나타낸다.

$$\zeta_{eq} = \frac{2(\mu - 1)(1 - \alpha)}{\pi\mu(1 + \alpha\mu - \alpha)} \quad (3)$$

$$\zeta_{eq} = \frac{2(\mu - 1)}{\pi\mu} \quad (4)$$

등가 선형 시스템의 총 유효 감쇠비($\bar{\zeta}_{eq}$)는 선형 탄성 범위($\Delta \leq \Delta_y$)내에서 이선형 시스템의 유효 감쇠비 ζ 와 ζ_{eq} 의 합으로 식 (5)와 같이 정의된다.

$$\bar{\zeta}_{eq} = \zeta + \zeta_{eq} \quad (5)$$

2.3 설계스펙트럼

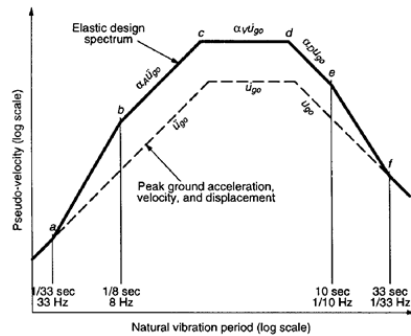
직접변위기반 설계법의 적용을 위해서는 지진 설계 스펙트럼을 필요로 한다. 따라서 지반가속도, 지반속도, 지반변위에 대한 추정된 최고값으로부터 설계스펙트럼을 작성한다. 그림 3과 같이 Newmark와 Hall(1982)의 탄성 설계스펙트럼[6]을 적용할 때, 지반가속도, 지반속도, 지반변위 증폭계수(Amplification Factor) α_A , α_V , α_D 는 감쇠비 ζ 에 따라 산정되고, 식 (6), (7), (8)과 같이 정의된다. 주기 T_a , T_b , T_e 및 T_f 는 고정되어 있고, 주기 T_c 와

T_d 는 스펙트럼의 분지들인, $A(= \alpha_A u_{go})$ 가 일정한 분지, $V(= \alpha_V \dot{u}_{go})$ 가 일정한 분지 및 $D(= \alpha_D u_{go})$ 가 일정한 분지들의 교점이다. 증폭계수 α_A , α_V , α_D 가 ζ 의 함수이므로 T_c 와 T_d 는 감쇠비에 의존한다. 시스템의 등가 고유주기를 추정하기 위하여 결정된 변위 목표에 따라 탄성 설계변위 스펙트럼을 작성하여 시스템의 감쇠비에 따른 고유주기를 추정한다.

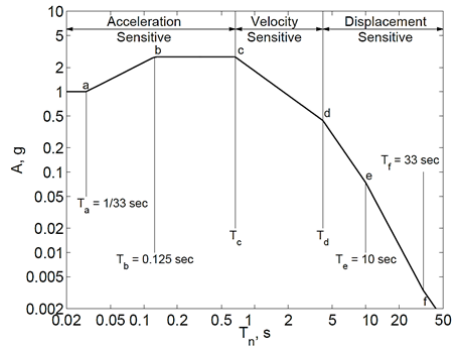
$$\alpha_A = 4.38 - 1.04 \ln \zeta \quad (6)$$

$$\alpha_V = 3.38 - 0.67 \ln \zeta \quad (7)$$

$$\alpha_D = 2.73 - 0.45 \ln \zeta \quad (8)$$



[그림 3] Newmark-Hall 삼원 탄성설계스펙트럼
 [Fig. 3] Elastic design spectrum by Newmark-Hall



[그림 4] Newmark-Hall 가속도 설계스펙트럼
 [Fig. 4] Elastic pseudo-acceleration design spectrum

3. 층상화 단면해석

직접변위기반 설계를 수행하기 위하여 RC 기둥의 비선형 해석은 설계절차에서 중요한 역할을 하게 된다. 층상화 단면해석[8]은 보의 깊이에 따른 소성화를 예측하기

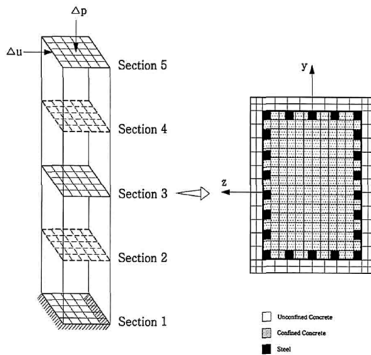
위하여 부재의 단면을 여러 개의 층으로 나누어 각각의 층의 응력-변형률 상태를 고려하여 단면의 모멘트 곡률 관계를 규명하는 방법이다. 보 요소의 비선형 특성은 전체적으로 비선형 층상화 단면의 응력-변형률의 관계로부터 유도된다. 층상화 단면의 힘-변위 관계는 층상화 단면의 일축 응력-변형률 거동에 대한 적분에 의해서 성립된다.

본 연구에서는 철근콘크리트 기둥을 길이방향으로 세분하여 층상화 단면모델을 형성하고 이를 이용하여 비선형 유한요소해석 알고리즘을 제시하고 프로그램을 개발하였다.

개발된 비선형 층상화 단면해석 프로그램은 휨 변형과 전단 변형 정보를 일반화한 실험식[9]에 의해 기둥의 모멘트, 곡률, 강도 및 변위를 예측한다. 또한, 복잡한 유한요소 해석을 거치지 않고도 단면정보로부터 형상을 모형화하여 철근 위치와 보강재의 종류, 위치에 따른 해석이 가능하다.

3.1 층상화 유한요소

RC 기둥의 비선형 거동을 정확하게 예측하기 위하여 기둥을 길이방향으로 나눈다. 철근과 콘크리트 단면을 여러개의 층(layer)요소로 나누어 부재를 해석하는 층상화 단면모델[10]에서는 가정된 응력-변형률 관계로부터 각각의 단면에 대해 적분하여 모멘트-곡률관계를 구하고 단면의 모멘트 곡률관계로부터 요소의 힘과 변위 관계를 계산한다. 따라서 이 모델의 거동을 정확하게 예측할 수 있다.



[그림 5] 층상화 단면모델
[Fig. 5] Fiber section model

3.2 콘크리트의 응력-변형률 관계

비선형 구성관계를 적용하기 위한 기둥 단면의 각 층상화에서의 응력-변형률 관계에서 콘크리트의 응력-변형률 관계로 Mander(Mander, Priestly, 1988)[11]모델을 적

용하였다. 횡방향 철근에 의해 심부 콘크리트가 구속되면 기존의 콘크리트 강도보다 더 증가하게 된다. 이러한 콘크리트의 구속효과를 고려하기 위해 Mander의 제안식을 적용한다. 구간별로 각각 다른 함수로 표시하는 일반적인 제안식과는 달리 전 구간을 하나의 식으로 나타낼 수 있으며 횡방향 구속력은 띠철근의 응력 값에 의해 결정된다. Mander의 응력-변형률 곡선은 띠철근의 항복점까지는 구속효과가 증가하나 강재의 항복점 이후로는 횡구속력이 일정해져 거의 일정한 구속효과를 가지게 된다. Mander에 의해 제안되어진 콘크리트의 구속효과에 따른 강도 증가는 다음과 같다.

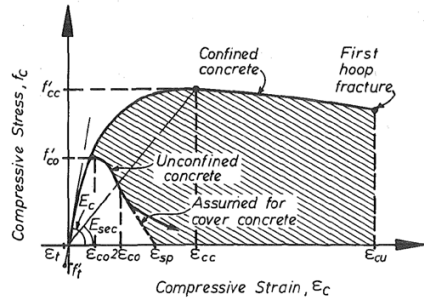
$$f_{cc}' = f_c' \left(2.254 \sqrt{1 + 7.94 f_l' / f_c'} - 2 f_l' / f_c' - 1.254 \right) \quad (9)$$

$$f_l' = 0.75 \rho_w f_{wy} \quad (10)$$

여기서, f_c' : 구속전의 콘크리트 압축강도

ρ_w : 횡방향 철근비

f_{wy} : 횡방향 철근의 항복강도

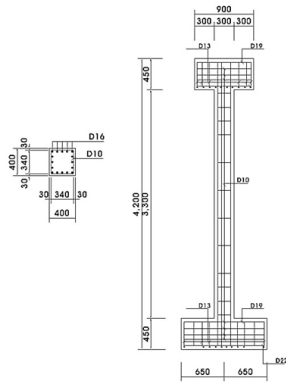


[그림 6] 콘크리트의 응력 변형률 관계(Mander, 1988)
[Fig. 6] The stress-strain relationship of concrete(Mander, 1988)

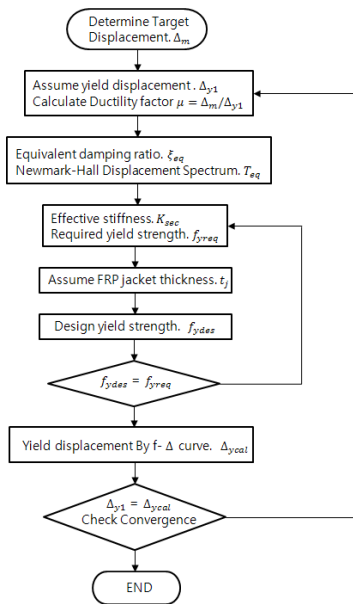
4. 내진설계 적용

대상 구조물은 직사각형 단면의 철근 콘크리트 단일 기둥으로, 내진성능 개선을 위하여 FRP 피복두께의 설계를 적용하는 예를 수행하였다.

기둥부는 단면 400×400mm, 기둥높이 3300mm이며 압축강도는 21MPa, 주철근은 D16, 전단철근은 D10 철근으로 항복강도는 400MPa이다. 설계 시 고려코자 하는 FRP 보강 피복재료의 재료특성은 극한강도 234MPa, 극한변형률 0.026이다. FRP 피복층은 기둥 전면에 동일한 두께로 보강하도록 하였다.



[그림 7] 대상 구조물
[Fig. 7] Example single-column



[그림 8] FRP 보강 기둥단면의 직접변위기반설계법
[Fig. 8] Retrofit design procedure by DBBD

[표 1] 설계절차
[Table 1] design procedure

No.	1	2	3
$u_m (mm)$	165	165	165
$u_y (mm)$	60	54.35	54.06
μ	2.75	3.036	3.052
$\bar{\xi}_{eq} (\%)$	29	29.3	29.3
$T_{eq} (sec)$	0.87	0.875	0.875
$f_y (kN)$	143.0	135.6	135.3
$t (mm)$	7.8	7	6.95
$f_y (kN)$	142.17	135.7	135.27
$f_y (kN)$	54.35	54.06	54.04

1. 목표변위 $u_m = 165mm$ 을 결정한다.
2. 항복변위 $u_y = 60mm$ 을 가정한다.
3. 강성비 $\alpha = 0.2$ 로 가정하여, 등가 감쇠비 $\bar{\xi}_{eq} = \frac{2(\mu-1)(1-\alpha)}{\pi\mu(1+\alpha\mu-\alpha)} = 0.24$ 와 유효 감쇠비 $\bar{\xi}_{eq} = \zeta + \zeta_{eq} = 0.29$ 를 구한다.
4. 유효 감쇠비를 이용하여 작성한 변위응답스펙트럼을 통해서 목표변위에 해당하는 유효주기 $T_{eq} = 0.87sec$ 를 읽는다.

5. 이를 통하여 유효강성 $k_{sec} = (\frac{2\pi}{T_{eq}})^2 m = 1170kN/m$ 및 요구되는 항복강도

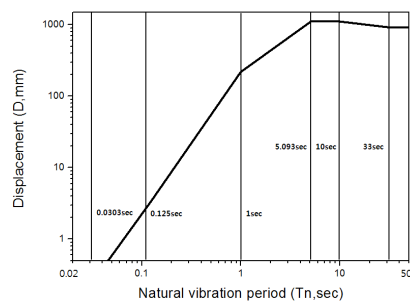
$$f_y = \frac{k_{sec} u_m}{1 + \alpha\mu - \alpha} = 143kN \text{를 계산한다.}$$

6. FRP 피복 두께를 가정하여 층상화 단면해석을 수행하고 요구되는 항복강도 $f_y = 142.17kN \approx 143kN$ 에 도달하는 두께 $t = 7.8mm$ 를 결정한다.
7. 결정된 두께를 적용하여 수행된 기둥의 해석을 통하여 항복변위 $u_y = 54.35mm$ 를 구하여 앞서 가정한 항복변위 $u_y = 60mm$ 와 비교하여 수렴할 때까지 위의 과정을 반복한다.

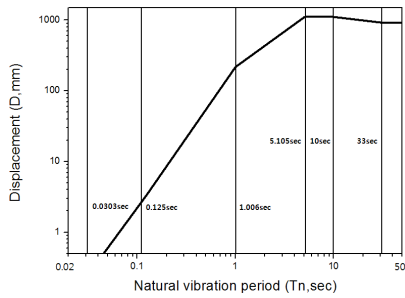
가속도, 속도, 변위 증폭계수를 적용한 최대 지반가속도 1g에 대한 설계스펙트럼은 그림 9와 같다.

[표 2] 가속도, 속도, 변위의 증폭계수
[Table 2] Amplification factors

$\bar{\xi}_{eq}$	α_A	α_V	α_D
29%	0.878	1.124	1.215
29.3%	0.867	1.117	1.21



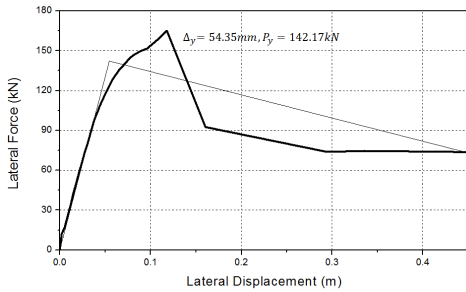
(a) 감쇠비 29%



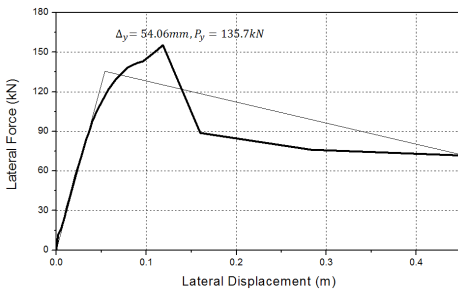
(b) 감쇠비 29.3%

[그림 9] 변위 설계스펙트럼
[Fig. 9] Elastic displacement design spectrum

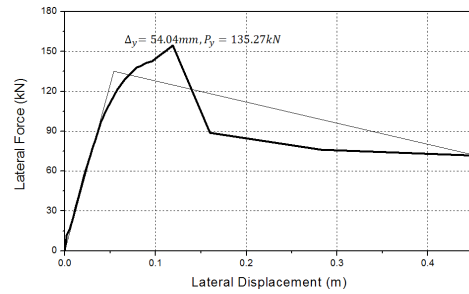
변위기반 설계법의 절차에 의해 변위 설계스펙트럼에 의한 고유주기, 유효 강성 및 요구되는 항복강도의 결정 후, 층상화 단면해석을 통하여 얻어진 하중-변위 그래프에 따라 FRP 피복 두께를 산정하였다. 하중-변위 그래프는 모멘트 곡률 정보와 소성힌지 길이, 소성 변형 정보, 전단 변형 추정치를 바탕으로 하여 변위 값을 근사화하였고 기둥의 단곡률 해석에 근거하여 모멘트로 수평력을 추정하였다. 여기서 직선으로 연결된 부분은 철근이 최초 항복할 때의 항복변위와 사용 한계 변위를 연결한 것이다. 절차를 통해 추정된 FRP 피복 두께별 하중-그래프는 그림 10과 같다.



(a) $t = 7.8\text{mm}$



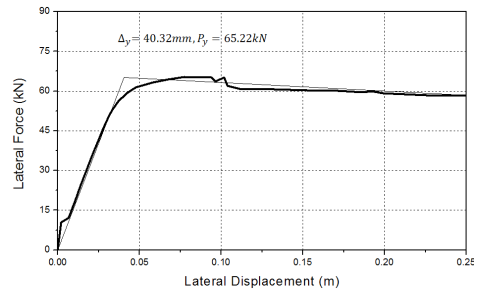
(b) $t = 7\text{mm}$



(c) $t = 6.95\text{mm}$

[그림 10] 하중-변위 곡선
[Fig. 10] Force-deformation relation curve

직접변위기반 설계법에 의하여 설계 최대지진가속도 1g에 대해서 목표로 하는 설계 변위 성능치를 165mm로 설정하여 FRP 피복 두께를 약 7mm로 산정하였다. 이를 통해 보강 전 후의 기둥부재에 대한 내진 성능을 비교 검토하였다. 그림 11는 보강을 하지 않은 RC 기둥의 층상화 단면해석의 결과로 얻어지는 하중-변위 곡선이다.



[그림 11] 보강전 RC기둥의 하중-변위 곡선
[Fig. 11] Force-displacement relation curve of RC column before retrofit

[표 3] 보강 설계 결과
[Table 3] Retrofit design results

Design Parameters	RC column	Retrofitted RC column
t	-	7 mm
u_y	40.32 mm	54.06 mm
u_m	86.21 mm	165 mm
μ	2.138	3.052
f_y	65.22 kN	135.7 kN

보강 전 후의 기둥부재에 대한 내진 성능의 비교 검토를 위하여 항복변위 및 항복강도, 최종변위, 연성비를 정리하여 표 3로 나타내었다. 보강을 하지 않은 RC 기둥의

해석 결과, 최종 변위 86.21mm에 대하여 항복 변위 40.32mm, 변위 연성비 2.138, 항복 강도 65.22kN으로 산정되었다. FRP 피복 두께 7mm로 보강된 RC 기둥 부재의 해석 결과, 최종 변위 165mm에 대하여 항복 변위 54.06mm, 변위 연성비 3.052, 항복 강도 135.7kN으로 산정되었다.

5. 결론

단자유도계의 직사각형 RC 단일 기둥을 적용하여 직접변위 설계법에 의하여 요구하는 성능에 도달하는 보강설계를 수행하였다. 보강두께를 결정하기 위해 층상화 단면해석을 통해 대상구조물에 단곡률 pushover해석을 적용하였다. 이에 대한 층상화 단면해석을 수행하기 위해서 비선형 층상화 단면 해석 프로그램을 개발하였다. 또한 이를 적용한 변위기반 설계절차를 제안하였다.

제안된 설계방법을 통해 결정된 보강두께를 적용하여, 보강된 RC 기둥과 보강하지 않은 RC 기둥의 성능을 비교하였다. 그 결과, 보강하지 않은 RC 기둥에 대해 FRP 피복으로 보강한 RC 기둥은 변위 연성비가 1.43배 증가하고 항복강도가 2.08배 증가하였다. 보강된 직사각형 RC 기둥은 연성비 및 강도 측면에서의 내진성능이 향상된 것을 수치적인 결과를 통해 확인하였다.

References

[1] Yun Chung-Bang et al., "Earthquake Disaster Mitigation and Management in Korea: Current Status and Suggestions for Future Improvement", The Korean Academy of Science and Technology, 2009

[2] Hong Sung-gul, Cho Bong-ho, Ha Tae-hyu, "The Development of the Seismic Design and the Understanding of the Displacement-based Design Method", Vol. 48, No. 8, pp. 30-34, Magazine of the Architectural Institute of Korea, 2004

[3] Anil K. Chopra, Rakesh K. Geol, "Direct Displacement-Based Design : Use of Inelastic vs. Elastic Design Spectra", Earthquake Spectra, Vol. 17, No. 1, pp. 47-64, 2001

[4] Cho Chang-Geun, "Development of Performance-Based Seismic Design of RC Column Retrofitted By FRP Jacket using Direct Displacement-Based Design", Journal of the Earthquake Engineering Society of Korea, Vol. 11, No. 2, pp. 105-113, 2007

[5] Jung In-Kju, Park Moon-Ho, Cho Chang-Gun, "Seismic Performance Improved Design of Reinforced Concrete Columns Strengthened by Steel Jackets Using Displacement-based Design", Journal of the Earthquake Engineering Society of Korea, Vol. 22, No. 1, pp. 11-18, 2010

[6] Anil K. Chopra, "Dynamics of structures: theory and applications to earthquake engineering", Englewood Cliffs, NJ: Prentice Hall, 1995

[7] Anil K. Chopra, Rakesh K. Geol, "Capacity-demand-disgram methods for estimating seismic deformation of inelastic structures: SDF system", Report No. PEER-1999 /02, Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, 1999

[8] Cho Chang-Geun, Kwon Min-Ho, Jung Hee-Hyo, "An Highly Accurate Algorithm of Nonlinear Beam-Column Fiber Finite Element with Non-prismatic Steel Sections", Journal of the Korean Society of Civil Engineers A, Vol. 25, No. 4, pp. 611-619, 2005

[9] M.J.N.Priestley, F.Seible, G.M.Calvi, "Siesmic Design and Retrofit of Bridges", John Wiley & Sons, 1996

[10] Park Soon-Eung, Park Moon-Ho, Kwon Min-Ho, "Nonlinear Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Column using Timoshenko Beam Theory and Fiber Section Model", Journal of the Korean Society of Civil Engineers A, Vol. 27, No. 4, pp. 577-585, 2006

[11] Mander J.B., Priestley M.J.N., Park R., "Theoretical stress-strain model for confined concrete", Journal of Structural Engineering, Vol. 114, No. 8, pp. 1804-1826, 1988

임 청 권(Cheong-Kweon Lim)

[정회원]



- 2006년 3월 ~ 현재 : 한국건설교통건설교통기술평가원 (공학박사)

<관심분야>

구조해석 및 설계, 전산구조, 내진평가

권 민 호(Min-Ho Kwon)

[정회원]



- 2000년 8월 : Univ.of Colorado, Boulder (공학박사)
- 2002년 3월 ~ 현재 : 경상대학교 토목공학과 부교수

<관심분야>

철근콘크리트 구조해석, 전산구조, 내진평가

하 금 희(Keum-Hee Ha)

[준회원]



- 2010년 8월 : 경상대학교 토목공학과 (공학사)
- 2010년 9월 ~ 현재 : 경상대학교 토목공학과 (석사과정)

<관심분야>

철근콘크리트 구조해석, 전산구조, 내진평가

김 진 섭(Jin-Sup Kim)

[정회원]



- 2008년 2월 : 경상대학교 토목공학과 (공학석사)
- 2009년 2월 ~ 현재 : 경상대학교 토목공학과 (박사과정)

<관심분야>

철근콘크리트 구조해석, 전산구조, 내진평가