

다자유도 철근 콘크리트 모멘트 골조의 Steel Jacket보강 내진성능개선

Seismic Performance Improvement of MDOF Reinforced Concrete Moment Frame Retrofitted Steel Jacket

김 준 영* 정 인 규** 박 순 응***
Kim, Jun-Young Jung, In-Kju Park, Soon-Eung

Abstract

This study is the research applying the representative Displacement-Based Design which is the basic concept of Direct Displacement Based Design proposed by Chopra and Goel to original Reinforced Concrete moment frame and determining the thickness of retrofit Steel Jacket about the Maximum design ground acceleration, and developing the more improved Algorithm as well as program by the Retrofit Design method and Nonlinear analysis by the Performance design method before and after reinforcement applying the determined retrofit thickness. It also shows the result of the seismic performance improvement which is the ratio of seismic performance appreciation result yield displacement 19%, yield strength ratio 24%, displace ductility ratio the maximum 27% comparing Multi degree of freedom, column member of Reinforced Concrete with the performance improvement column member considering the thickness of the determined Steel Jacket. The developed Algorithm and program are easy to apply seismic design and application to the original Reinforced Concrete building, at the same time, it applicate to display well the design result of Target displacement performance level about nonlinear behavior.

Keywords : MDOF, Displacement-based design, Seismic retrofit, Steel Jacket, Reinforced concrete moment frame

1. 서론

지진은 그 특성상 재해 발생을 인위적으로 억제할 수는 없고, 또한 그 발생시간이나 장소도 알 수 없다. 2010년 2월 규모 8.8의 칠레 대지진은 지진 피해로 인한 사망자가 800명 내외로 발생하였고, 1월에 발생한 규모 7.0의 아이티 지진은 사망자가 30만명이 발생하였으며, 또한 2008년 규모 8.0의 스완성 지진 또한 사망자가 5만명에 육박한다. 규모면에서는 칠레 지진의 규모가 아이티 지진 규모의 100배 이상

이나 강했지만 사망자나 피해가 적었다. 이는 칠레의 경우 내진 설계에 따라 공사를 엄격하게 진행하고 감독함과 동시에 모든 건물은 규모 9 지진을 이겨낼 수 있도록 내진 설계를 해야 한다"고 법률로도 규정하고 있다. 우리나라의 경우 주요시설물의 내진 설계비율은 18.4%에 불과하고, 2010년 8월 기준 내진설계 대상 5만1903곳 가운데 내진설계가 이뤄진 곳은 8477곳 16.3%로 국내 전체 건축물까지 범위를 확대하면 5.6%에 불과하다. 이와 같은 사례들로 인하여 국내에서도 지진에 대한 큰 경각심을 불러일으켰고, 강진의 피해는 새로운 설계기술의 발전과 구조물의 구조성능개선에 관심을 고조시켰다.

최근 구조물에 관한 내진설계시, 기존의 강도설계 개념보다 성능설계개념의 필요성이 크게 부각되게 되었으며, 구조물이 충분한 강도를 가지면서 적절한 변형능력과 에너지 소산능력을 갖도록 설계한다. 성능에 기초한 설계는 예상되는 지진하중에 대하여 구조물이 허용할 수 있는 적절한 피해정도 및 성능치를 미리 설정하고 이를 달성할 수 있도록 구조물을

* 정회원, 안동과학대학교 건설정보과 교수, 공학박사
Andong Science College Department of Civil & Information Engineering, Professor, Ph.D
** 정회원, 안동과학대학교 건설정보과 교수, 공학박사(교신저자)
Andong Science College Department of Civil & Information Engineering, Professor, Ph.D(Corresponding Author)
Mobile: 010-8593-9318, Tel: 054-851-3605
E-mail : inkju0118@asc.ac.kr (inkju0118@hanmail.net)
*** 정회원, 경북대학교 토목공학과 외래교수, 공학박사
Kyungpook National University Civil Department Lecturer, Ph.D

설계하는 방법이다. 이 방법으로는 주로 변위를 구조물의 성능값으로 고려하는 변위-기반 설계법(Displacement-based design method)으로 주로 알려져 있다. 변위에 기초한 설계법 중 건축 및 빌딩 구조물에 비교적 효율적으로 적용이 가능한 방법들은 역량스펙트럼(Capacity Spectrum Method, CSM), 변위계수법(Displacement Coefficient Method, DCM), 및 직접 변위기반 설계법(Direct Displacement Based Design Method, DDM)¹⁾ 등이 있다.

직접변위기반 설계법은 Kowalsky(1995)등이 제안한 방법으로 성능목표에 따라 설정된 설계 목표변위에 대하여 부재의 비선형 거동을 유효탄성계수법에 의해 단순화하고, 단자유도 시스템에 대한 손상을 변형률에 의한 변위한계로 나타냄으로써 지진하중에 대해 의도된 한계상태를 얻을 수 있도록 구조물을 설계하는 방법이다. 이 방법은 Qiang Xue(2001)²⁾에 의해 비탄성구조물에 대한 직접변위설계에 적용되었고, Chopra와 Goel(2001)¹⁾은 변위 연성도를 적용한 비탄성 스펙트럼을 이용하여 직접 변위기반 설계법을 제안하였는데, 이로 인해 구조물의 비탄성거동과 최대변위를 보다 정확히 예측가능하게 하였다. 한편, 직접변위기반 설계법은 단자유도 구조물에 적용가능한 설계법으로 성능 설계평가에 있어서 목표변위를 가장 잘 반영하는 장점에도 불구하고, 다자유도(Multi Degree of Freedom, MDOF) 구조물에서는 직접적으로 적용이 곤란한 단점이 있다. 다자유도 구조물에서는 여러 구조 요소들의 지진응답 특성을 다자유도 구조계를 대표하는 하나의 지진응답을 산정하는 방법이 필요하고, 이러한 다자유도 구조물의 응답을 근사적인 동적 특성을 가지는 등가단자유도(Equivalent Single-Degree of freedom, ESDOF)³⁾⁴⁾⁵⁾ 시스템 응답으로 전환하는 방법이 적용된다. 다자유도 철근 콘크리트 구조물에 대한 최대변위를 평가하기 위한 방법으로 Qi and Moehle(1991), Miranda and Bertero(1994), Villaver-de(1996)등이 등가 단자유도 시스템의 전환 방법을 제안하였고, 이러한 방법들을 발전시켜 Fajfar(1998)가 제안한 N2방법으로부터 형상 벡터를 해석 초기에 결정하는 대신 구조물의 응답에서 결정하는 수정된 N2방법(modified N2, MN2), 에너지

개념을 도입한 Calvi(1995), SEAOC Blue Boo³⁾(Structural Engineers Association of California, 1999)에서는 비탄성 다자유도 시스템의 변형형상을 등가의 단자유도 시스템으로 변환하는 방법을 제시 하였다.

본 연구는 대표적인 변위기반 설계법인 직접변위기반 설계법에 의해 다자유도 철근콘크리트 골조 구조물에 대하여 내진성능을 개선하고자 Steel Jacket 보강에 의한 내진 성능개선방법을 제시하는데 그 목적이 있다. 또한, Steel Jacket보강된 철근콘크리트 부재의 비선형 층상화 세그먼트 해석에 의한 Steel Jacket의 두께를 결정함으로써 목표성능변위 및 설계지진가속도 조건에 대해 기존 구조물과 Steel Jacket보강후 내진성능을 비교검토 하였다.

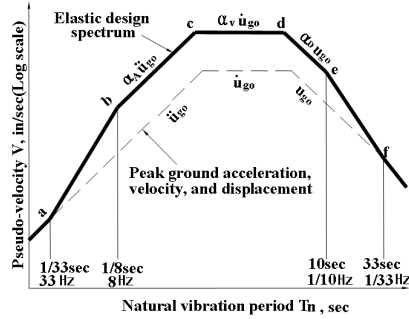
2. 변위기반 성능개선설계(DDM)

본 장에서는 다자유도 철근콘크리트 골조 구조물의 내진성능개선을 위한 성능설계를 위하여 직접변위기반 설계법의 기본개념을 개선한 Steel Jacket보강 내진 성능개선설계 방법을 제시하였다.

2.1 설계 스펙트럼

직접변위기반 설계법의 적용을 위해서는 지진 설계스펙트럼을 필요로 하고, 설계스펙트럼에 의한 변위 설계스펙트럼의 작성이 필수적이다. 본 연구에서는 <Fig. 1>과 같이 Newmark 및 Hall(1982)이 제안한 삼원 탄성 설계스펙트럼(N-H스펙트럼)을 적용하였다. 가속도, 속도, 변위 증폭계수 $\alpha_A, \alpha_V, \alpha_D$ 는 감쇠비 ζ 에 따라 산정되고, 식 (1)과 같이 정의된다. 또한, 시스템의 등가고유주기를 추정하기 위하여 설정된 변위 목표에 따라 탄성 설계변위 스펙트럼을 적용하여 시스템의 감쇠비에 따른 고유주기를 추정한다.

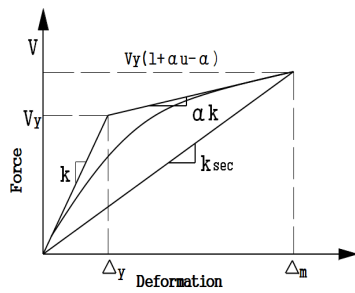
$$\begin{aligned} \alpha_A &= 4.38 - 1.04 \ln \zeta \\ \alpha_V &= 3.38 - 0.67 \ln \zeta \\ \alpha_D &= 2.73 - 0.45 \ln \zeta \end{aligned} \quad (1)$$



<Fig. 1> N-H Elastic Design Spectrum

2.2 유효등가강성 및 유효등가감쇠

비선형 단자유도 시스템의 성능치 평가를 위하여, <Fig. 2>와 같이 비선형해석에 의해 유효등가 활선 강성 k_{sec} 을 산정할 수 있다.



<Fig. 2> Effective Secant Stiffness

여기서, k 는 탄성영역의 강성, αk 는 항복영역의 강성, α 는 항복후의 강성비, V_y 는 항복강도, Δ_y 는 항복변위, Δ_m 는 최대 변위로서 이때 최대강도는 $V_y(1+\alpha\mu-a)$ 와 같다. 이 경우 등가고유주기 T_{eq} 는 선형 탄성 시스템의 고유주기 T_n 으로부터 식(2)와 같이 산정된다.

$$T_{eq} = T_n \sqrt{\frac{\mu}{1 + \alpha\mu - \alpha}} \quad (2)$$

등가 유효감쇠비 ζ_{eq} 는 비탄성 등가 선형시스템의 진동주기에서 에너지 소산을 고려하여 식(3)과 같고, 등가 선형 시스템의 총 유효 감쇠비($\bar{\zeta}_{eq}$)는 선형 탄성범위($\Delta \leq \Delta_y$)내에서 이원 선형 시스템의 유효 감쇠비 ζ 와 ζ_{eq} 의 합으로 식(4)와 같이 정의된다.

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

$$\bar{\zeta}_{eq} = \zeta + \zeta_{eq} \quad (4)$$

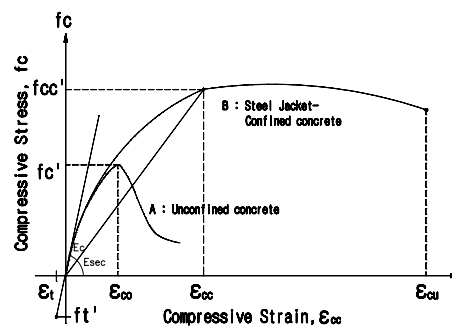
3. 비선형 층상화 해석 모델

Steel Jacket 보강된 철근콘크리트 기둥에 대한 변위기반 내진성능개선 설계를 위해서는 비선형 휨 해석 모델이 필요하다. 이를 위해 본 연구에서는 철근 콘크리트 골조 기둥 부재에 대한 비선형 모멘트-곡률 및 하중-변위 관계의 층상화 휨 해석을 하였다. 압축력을 받는 구속 및 비구속 콘크리트의 응력-변형률 관계는 <Fig. 3>과 같이 Mander[&Priestly, 1998]⁶⁾가 제시한 콘크리트 구성관계를 적용한 식(5)와 같이 정의된다.

$$f_c = \frac{f'_{cc} x r}{r - 1 + x} \quad (5)$$

$$f'_{cc} = f'_c (2.254 \sqrt{1 + \frac{7.94 f'_l}{f'_c}} - \frac{2 f'_l}{f'_c} - 1.254) \quad (6)$$

여기서 f'_{cc} 는 구속된 콘크리트의 최대압축강도로 식(6)과 같이 정의되고, f'_c 는 비구속된 콘크리트의 최대압축강도, f'_l 은 유효 횡구속 응력으로 최대유효 횡구속력 f_l 에 감소계수 k_e 를 적용하여 산정한 다. 또한, ϵ 은 축방향 변형률, ϵ_{cc} 는 구속된 콘크리트가 최대강도를 발휘할때의 변형률, E_c 는 비구속 콘크리트의 접선계수로 $5000 \sqrt{f'_{cc}}$ 로 산정되고, ϵ_{cc} 는 비 구속된 콘크리트의 최대강도에 해당하는 변형률 ϵ_{co} 의 함수로 정의된다.



<Fig. 3> Concrete Stress-Strain Relationship

각 단면에 대한 층상화 해석 이후 부재 길이에 따른 기둥 부재의 거동해석을 위해 <Fig. 4>과 같이 길이방향으로 세그먼트 분할하여 수치적분에 의해 Steel Jacket 보강 철근콘크리트 기둥 부재의 비선형 하중-변위 관계 해석이 가능토록 하였다. 길이방향

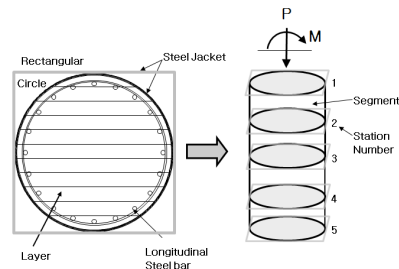
의 각 세그먼트의 거동은 휨 곡률과 각 세그먼트 끝단에서의 모멘트 및 축력으로 식(7), 식(8)과 같이 표현된다. 따라서 길이방향 임의 i 절점에서의 처짐은 초기 가정한 변위값 y_{oi} 로부터 식(9)과 같이 수치적분에 의해 유도되고, 경계조건에 대한 임의절점에 대한 변위는 식(10)과 같이 정의된다. 여기서, σ_{si} 는 Steel의 응력, dA_{si} 는 Steel의 단면, σ_{gi} 는 Concrete

$$P_{cal} = \int_A \sigma(y) dA = \sum_{i=1}^N (\sigma_{si} dA_{si} + \sigma_{gi} dA_{gi} + \sigma_{gsi} dA_{gsi}) \quad (7)$$

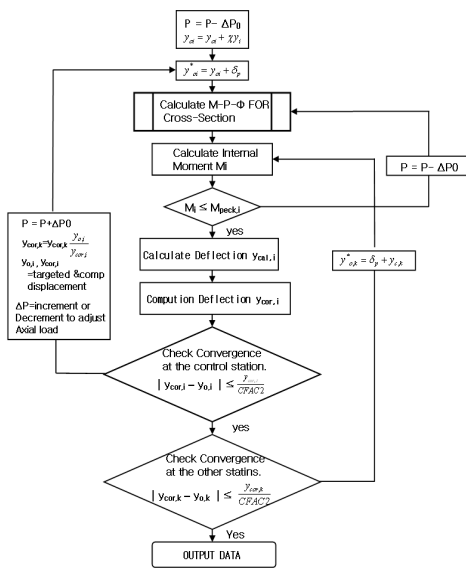
$$M_{cal} = \int_A \sigma(y) dA = \sum_{i=1}^N \bar{y}_i (\sigma_{si} dA_{si} + \sigma_{gi} dA_{gi} + \sigma_{gsi} dA_{gsi}) \quad (8)$$

$$\delta_i = \delta_{i-1} + \theta_{i-1} \Delta x - \int_{x_{i-1}}^{x_i} x \phi(x) dx \quad (9)$$

$$y_{cor,i} = y_{cal,i} - \frac{i-1}{NSEG} y_{cal,N} \quad (10)$$



<Fig. 4> Fiber Section Model of Reinforced Concrete Frame Column



<Fig. 5> Fiber & Section Nonlinear Algorithm

의 응력, dA_{gi} 는 Concrete의 단면적, σ_{gsi} 는 축방향 철근의 응력, dA_{gsi} 는 축방향 철근의 단면적, \bar{y}_i 은 단면의 바닥위부터 layer i 의 거리이다. 또한, δ_i 는 각 station의 변위, ϕ 는 곡률 y_{cor} 은 수치해석에 의한 계산된 변위를 나타낸다. 이상과 같이 Steel Jacket보강 철근콘크리트 기둥 부재의 비선형 층상화 및 세그먼트 해석 모델을 포함한 부재의 비선형 해석 알고리즘⁷⁾은 <Fig. 5>과 같다.

4. 성능에 따른 Steel Jacket의 설계

4.1 휨 연성에 필요한 Steel Jacket의 설계

휨 연성능력 향상에 필요한 Steel Jacket의 두께는 단면의 형상, 휨 연성능력, 콘크리트의 압축강도 등을 고려하여 산출할 수 있다. Steel Jacket 보강 부재의 소성힌지 길이 L_p 는 다음 식(11)과 같이 고려할 수 있다.(Priestely, Calvi)⁶⁾

$$L_p = g + 0.044 f_y d_u \quad (11)$$

여기서, g 는 Jacket 피복층과 부재 지점부의 간격, d_u 는 종방향 주철근의 지름, f_y 는 종방향 주철근의 항복응력을 나타낸다. 식(11)으로부터 소성 휨곡률 ϕ_p 와 최대요구 휨 곡률 ϕ_m 은 각각 식(12), 식(13)과 같이 정의되고, 등가 이선형상의 항복곡률 ϕ_y 은 비선형 휨 해석에 의한 모멘트-곡률해석에 의하여 산정하고, θ_p 는 소성힌지 회전각으로 소성파괴해석을 기초로 결정된다.

$$\phi_p = \theta_p / L_p \quad (12)$$

$$\phi_m = \phi_y + \phi_p \quad (13)$$

Steel Jacket단면의 직경(폭)을 $D(B)$ 로 가정하면, Steel Jacket의 유효 체적비 및 요구 극한 압축변형률 ϵ_{cm} 은 각각 식(14), 식(15) 같이 정의된다.

$$\rho_s = 4t_j / D(B) \quad (14)$$

$$\epsilon_{cm} = 0.004 + \frac{5.6 t_j f_{yj} \epsilon_{sm}}{D f'_{cc}} \quad (15)$$

여기서, t_j , f_{yj} , ϵ_{sm} 은 각각 Steel Jacket의 두께, 항복응력, 및 Jacket의 최대변형률을 나타내고, 구속된 콘크리트의 최대압축강도 f'_{cc} 는 식(6)에서 결정된다. 따라서 휨 연성에 필요한 Steel-Jacket보강의 두께 t_j 는 위의 식들로부터 식(16)과 같이 산정할 수 있다.

$$t_j = \frac{0.18 (\varepsilon_{cm} - 0.004) D f'_{cc}}{f_{yj} \varepsilon_{sm}} \quad (16)$$

4.2 전단 보강에 필요한 Steel Jacket의 설계

기둥부재의 공칭전단강도가 초과되는 휨 강도에 의한 최대 전단강도보다 작은 경우에는 전단에 대한 보강이 필요하다. 기둥부재의 내진성능을 개선 할 경우 기존기둥부재는 신설구조와 달리 재료특성이 알려져 있기 때문에 강도면에서 불확실성이 적다. Jacket의 두께가 변화하여도 내진보강에 소요되는 비용은 크게 차이가 없으므로 어느 정도 여유를 확보하여 설계하는 것이 일반적이다. 따라서 안전을 위해 기둥부재의 소성힌지구역의 휨강도는 크게 평가하고 전단강도는 작게 평가하여 전단보강에 필요한 Jacket의 두께를 결정토록 하였다.

보강전 기둥의 설계전단강도 V_d 는 식(17)과 같이 정의되고, 설계강도에 전단감소계수 ϕ_s 를 적용하여 기둥의 휨강도에 의해 추정된 최대전단강도 V^0 보다 작은 경우 보강해야 할 전단강도는 식 (18)과 같다.(Priestley)

$$V_d = V_c + V_s + V_p \quad (17)$$

$$\phi_s V_{sj} \geq V^0 - \phi_s (V_c + V_s + V_p) \quad (18)$$

여기서, V_c 는 콘크리트에 의한 공칭전단강도, V_s 는 전단철근에 의한 공칭전단강도, V_p 는 압축력에 의한 공칭 전단강도를 나타낸다. 콘크리트의 전단강도 V_c 는 식(19)과 같이 변위연성계수 μ_Δ 값에 따라 결정되는 강도감소계수 κ 및 유효단면적 A_e 로 결정된다. $0.6 \leq \mu_\Delta \leq 2$ 인 경우 κ 는 0.3MPa, $\mu_\Delta \geq 8$ 인 경우 Priestley, F.Seible, G.Benzoni(1994)이 제시한 그래프에서 추정한 값을 고려하여 적용한다.

$$V_c = \kappa \sqrt{f'_c} A_e \quad (19)$$

전단철근의 공칭전단강도 V_s 와 압축력에 의한 공칭 전단강도 V_p 는 각각 식(20), 식(21)과 같다. 여기서, D' 는 심부 콘크리트의 지름(폭)으로 외부 후프 철근의 중심간 거리를 나타내고, α 는 기둥의 중심축과 압축 스트럿이 이루는 각도이다.

$$V_s = \frac{\pi}{2} \frac{A_h f_{yh} D'}{s} \cot \theta \quad (20)$$

$$V_p = P \tan \alpha \quad (21)$$

Steel Jacket으로 보강한 경우 전단강도는 Jacket 층의 간격 $s = 1$, 단면적을 $A_h = t_j$ 로 띠철근에 등가로 고려하여 강진 작용시 전단에 의한 부재의 파손을 방지하기 위해 Jacket에 의한 피복의 항복응력 f_{yj} 의 수준까지 설계에 적용하였다. 따라서, Steel Jacket으로 저항할 수 있는 전단내력은 식(22)와 같이 된다.

$$V_{sj} = \frac{\pi}{2} t_j f_{yj} D \cot \theta \quad (22)$$

여기서, θ 는 기둥부재의 모서리에서 반대쪽 모서리로 진전되는 사인장 균열이 기둥의 축방향과 이루는 각도로 일반적으로 45°로 사용한다. 위 식들로부터, 전단저항에 필요한 Steel Jacket의 두께는 식(23)과 같이 산정된다.

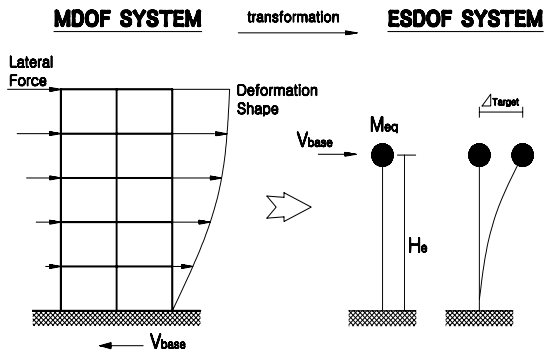
$$t_j \geq \frac{V^0 / \phi_s - (V_c + V_s + V_p)}{0.5 \cdot \pi \cdot f_{yj} \cdot D \cdot \cot \theta} \quad (23)$$

4.3 Steel Jacket의 보강범위⁷⁾

Steel Jacket 보강의 범위는 기둥바닥 영역의 위험 소성영역으로 콘크리트의 전단강도가 감소하는 영역으로 축하중의 비가 $P/F'_c A_g \leq 0.3$ 에서는 Jacket의 보강범위는 기둥바닥에서 부터 단면지름이 D에서 0.5D의 길이까지 산출된 Steel Jacket두께를 보강하고, 0.5D에서 D까지는 산출된 Jacket의 두께의 50%인 $0.5t_j$ 의 두께로 보강을 한다. 또한, 축하중의 비가 $P/F'_c A_g \geq 0.3$ 인 경우 보강범위를 50% 확대하여 보강토록 하였다.

5. 다자유도 지진응답 산정 알고리즘

본 장에서는 앞 장에 소개된 변위기반 설계방법 및 Steel Jacket보강 설계 개념을 적용하여 다자유도 구조물의 응답을 근사적인 동적 특성을 가지는 등가단자유도 시스템응답으로 전환하여 지진응답을 산정하고, 다시 산정된 응답에 대하여 다자유도 계로 치환하여 응답에 만족하는 Steel Jacket두께 및 하중 변위의 결과를 위한 알고리즘을 제시하였고, 등가 단자유도 시스템의 개략적인 방법은 <Fig. 6>과 같다.



(Fig. 6) MDOF System to ESDOF System Conversion

다자유도 시스템의 지진응답 산정을 위한 절차는 다음과 같다.

① 성능목표 (Performance Objective)에 따른 목표변위 (Δ_u)를 결정하기 위하여 다자유도 구조물의 층수에 따른 비탄성 응답을 변형형상을 고려하여 다음과 같이 가정한다.³⁾

$$n \leq 4 \quad \Delta_i = \theta_d h_i \quad (24)$$

$$4 < n < 20 \quad \Delta_i = \theta_d h_i \left[1 - \frac{0.5(n-4)h_i}{16h_n} \right] \quad (25)$$

$$n \geq 20 \quad \Delta_i = \theta_d h_i \left[1 - 0.5 \frac{h_i}{h_n} \right] \quad (26)$$

여기서, θ_d 는 성능목표에 따른 설계층간 변위를 나타내고, h_n 은 다자유도 구조물의 전체 높이, h_i 는 해당층의 층고, n 은 전체 층수를 나타낸다.

② 산정된 구조물의 변형형상을 이용하여 등가의 단자유도계에서 목표변위를(Δ_u)_{eq}를 식(27)와 같이 정의한다.

$$(\Delta_u)_{eq} = \frac{\sum_{i=1}^n (m_i \cdot \Delta_i^2)}{\sum_{i=1}^n (m_i \cdot \Delta_i)} \quad (27)$$

여기서, m_i 는 i 층에 해당하는 질량으로 정의된다.

③ 등가단자유도 시스템에서의 유효질량(Effective mass)와 유효높이 (Effective height)는 식(28), (29)와 같이 정의된다.

$$m_{eq} = \frac{\sum_{i=1}^n (m_i \cdot \Delta_i)}{(\Delta_u)_{eq}} \quad (28)$$

$$h_{eq} = \frac{\sum_{i=1}^n [m_i \Delta_i h_i / (\sum_{i=1}^n m_i \Delta_i)]}{(\Delta_u)_{eq}} \quad (29)$$

④ 등가단자유도의 유효높이와 초기 가정된 부재 단면의 특성을 이용하여 초기항복변위(Δ_y)_{eq}를 가정한다. ⑤ 목표변위(Δ_u)_{eq}와 항복변위(Δ_y)_{eq}를 이용하여

시스템의 변위 연성도(Disp. ductility, μ_{eq})를 식(30)과 같이 정의한다.

$$\mu_{eq} = (\Delta_u)_{eq} / (\Delta_y)_{eq} \quad (30)$$

⑥ 등가 단자유도 시스템의 비선형 하중-변위 관계를 유효 등가항복강성에 의한 등가 선형시스템 모델로 가정하고, 시스템의 변위 연성도와 항복후 강성비를 고려하여 유효감쇠비를 식(31)과 같이 산정하고, 등가 선형시스템의 총 유효 감쇠비는 식(32)과 같이 산정한다.

$$\zeta_{eq} = \frac{2(\mu-1)(1-\alpha)}{\pi \mu (1+\alpha\mu-\alpha)} \quad (31)$$

$$\overline{\zeta}_{eq} = \zeta + \zeta_{eq} \quad (32)$$

⑦ 설계 스펙트럼 및 변위 응답스펙트럼을 이용하여 등가 단자유도의 유효주기(T_{eq})를 산정하고, 유효강성 (K_{sec})_{eq}은 식 (33)와 같이 정의된다.

$$(K_{sec})_{eq} = (2\pi / T_{eq})^2 m_{eq} \quad (33)$$

⑧ 등가 단자유도 구조물의 요구되는 항복강도 V_y 와 최대의 강도 V_u 를 식(34), (35)와 같이 산정한다.

$$V_u = (K_{sec})_{eq} (\Delta_u)_{eq} \quad (34)$$

$$V_y = V_d = V_u / [1 + \alpha\mu - \alpha] \quad (35)$$

⑨ 계산된 설계하중(항복하중)을 식(36)와 같이 MDOF 시스템의 층하중으로 분배한다.

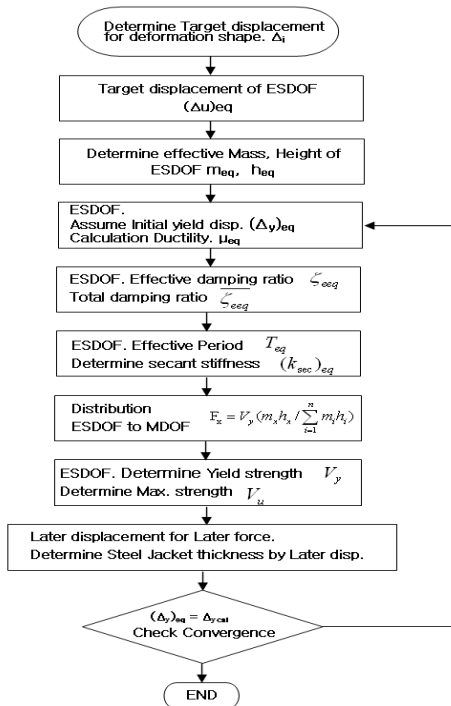
$$F_x = V_y \left[(m_x h_x) / \left(\sum_{i=1}^n m_i h_i \right) \right] \quad (36)$$

여기서, F_x 는 각층의 횡하중으로 정의되고, m_x, h_x 는 각층의 질량과 높이로 표현된다.

⑩ 산정된 횡하중에 의해 각층의 횡변위를 산정하고, 산정된 횡변위에 대해서 초기 Steel Jacket의 두께(t_j)를 가정하여 기둥부재의 층상화 휨해석에 의해 항복 곡률값(ϕ_y)을 산정후, 휨에 대한 요구 두께와 전단에 대한 요구 두께를 산정한다.

⑪ Steel Jacket보강된 철근 콘크리트 다자유도 구조물에 대한 하중 변위 관계로부터 계산된 항복변위와 ④의 항복변위를 비교하여 수렴하지 않을시 ④에서부터 반복하여 수렴할때까지 반복한다.

전체적인 설계절차 및 알고리즘은 <Fig. 7>과 같이 요약된다.

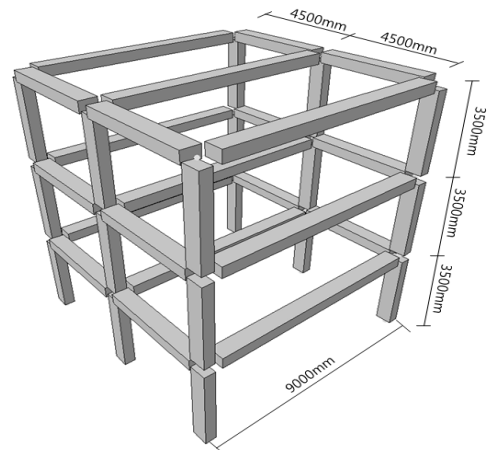


〈Fig. 7〉 MDOF Seismic Response Algorithm

6. 내진성능개선 설계의 적용

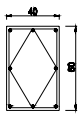
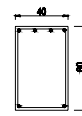
Steel Jacket보강 다자유도 철근 콘크리트 골조 구조물에 대한 변위기반 내진성능개선에 위한 내진성능 평가를 위한 대상구조물의 단면형상은 <Fig. 8>과 같고, 보와 기둥에 대한 단면 제원은 <Table 1>과 같다. 성능평가를 위한 최대설계지반 가속도(PGA)는 0.8g에 대해서 Steel Jacket보강 전·후 논문에서 제시한 직접 변위기반 설계법에 의해 Steel Jacket의 두께를 결정하고, 목표변위 값을 비교검토하였다.

다자유도 구조물을 등가 단자유도 구조물로 변환 후 등가 단자유도 구조물에 대해 목표변위 $(\Delta_u)_{eq}$ 에 대한 초기가정 항복변위 $(\Delta_y)_{eq}$ 로부터 등가 변위 연성도를 산정후, 유효 감쇠비를 산정한다. 최대 설계지반가속도(0.8g)에 대하여 항복 후 강성비를 보강 전·후 $\alpha = 0.2$ 로 가정하여¹⁾, 유효감쇠비 (ζ_{eq}) 의 설계 스펙트럼 및 변위 스펙트럼을 작성하여 유효주기 (T_{eq}) 및 ESDOF의 목표 변위를 <Table 2>와 같이 산정하였다.



〈Fig. 8〉 Performance Improvement Design Example Structure

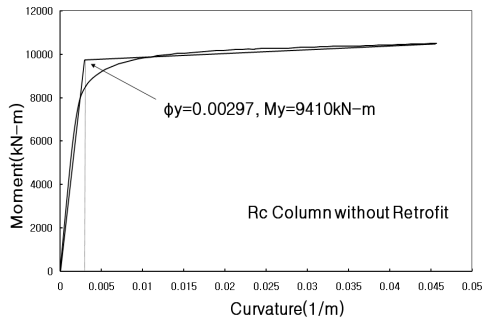
〈Table 1〉 Section Properties

	Column	Girder	
Section			
B(cm) × D(cm)	40 × 60	40 × 60	
Main Bar	8D19	TOP	4D22
		BOTTOM	2D22
Hoop	D10@250(mm)	D10@150(mm)	
	D10@750(mm)		
A(cm ²)	2400	2400	
I _x (cm ⁴)	720000	720000	

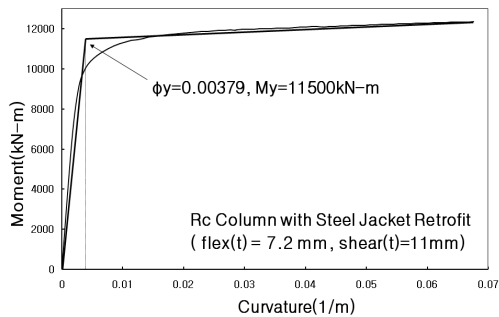
〈Table 2〉 Target Displacement & Effective Damping ratio

Design Parameters	Rc Column	Retrofit R _c Column
ESDOF Target Disp.	245 mm	367 mm
ESDOF Effective Damping Ratio	29.1 %	28.5 %
ESDOF Natural Period	1.55 sec	1.69 sec

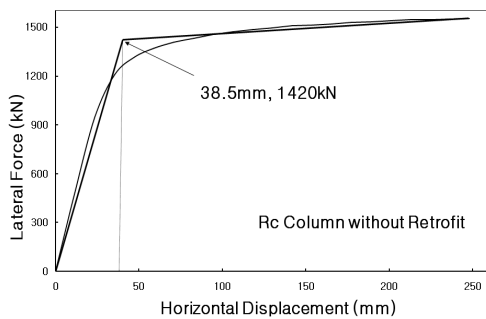
ESDOF시스템 부재에 대하여 비선형 층상화 휨 해석에 의한 모멘트 곡률($M-\phi$)관계로부터 최대 공칭모멘트와 최대 곡률 및 항복곡률을 산정하고, 모멘트 곡률 관계로부터 설계최대 지진가속도 PGA 0.8g에 대하여 다자유도 철근 콘크리트 골조구조물의 보강전·후 목표변위를 각각 315mm, 472mm에 대하여 유효질량, 유효높이, 모드형상등을 고려하여 등가 단자유도 구조물의 보강전·후 목표변위를 각각 245mm, 367mm로 산정하였다. 목표 변위에 대한 철근 콘크리트 골조 기둥단면의 Steel Jacket의 두께를 전단에 대한 두께가 11mm 휨에 대한 두께가 7.2mm로 산정하였다.



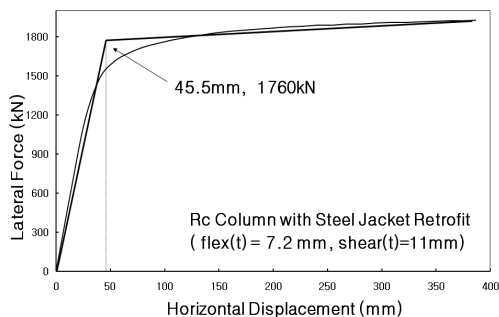
<Fig. 9> Without Retrofit $M-\phi$



<Fig. 10> Steel Jacket Retrofit $M-\phi$



<Fig. 11> Without Retrofit Nonlinear Static Analysis



<Fig. 12> Steel Jacket Retrofit Nonlinear Static Analysis

<Fig. 9>, <Fig. 10>는 Steel Jacket 보강전·후 비선형 층상화 해석에 의한 모멘트-곡률의 관계를 나타

내고, 단면 보강 전·후 비선형 정적해석에 의한 하중-변위 관계로부터 목표변위에 대한 항복변위와 항복 수평력은 <Fig. 11>, <Fig. 12>와 같고, 설계 결과는 <Table 3>과 같이 정리된다.

<Table 3> Example Structure Analysis result

	Rc Column	Retrofitted Column	
		PGA = 0.8 g	
Steel Jacket thickness (mm)	-	Thick. of flex.	7.2
		Thick. of shear	11
Target Disp. (mm)	315	472	
ESDOF Target Disp. (mm)	245	367	
Effective mass (ton)	45.129	45.129	
Effective height (m)	8.167	8.167	
Disp ductility factor(initial)	6.36	8.07	
Effective equivalent period (sec)	1.55	1.69	
ESDOF Max. shear force (kN)	1773	2248	
ESDOF Yield shear force (kN)	1155	1342	
1 story lateral shear force (kN)	385.25	448.25	
2 story lateral shear force (kN)	577.88	672.38	
3 story lateral shear force (kN)	1155.76	1343.97	
1 story lateral Disp. (mm)	135	157	
2 story lateral Disp. (mm)	203	236	
3 story lateral Disp. (mm)	406	472	

7. 결론

본 논문은 기존의 다자유도 철근콘크리트 골조 구조물에 대하여 내진보강을 위한 연구로 내진성능개선 목표변위에 따른 Steel Jacket의 보강설계를 결정하는데 합리적이고 간편한 방법으로 결론은 다음과 같다.

결정된 Steel Jacket두께를 고려한 비선형 정적해석을 실시하여 보강전 항복변위 38.5mm, 항복 강도 1420kN, 변위 연성도(μ) 6.36으로 보강 후 항복변위 45.5mm, 항복 강도 1760kN, 변위 연성도(μ) 8.07로 산정되었고, RC기둥부재에 대해 Steel Jacket 보강에 의한 성능 개선된 기둥부재와 비교하여 항복변위에 대한 비가 23%, 변위 연성비가 최대 27%까지의 더 높은 연성비를 제공하여 목표변위에 따른 성능 설계 평가에 있어서 높은 연성비의 거동에 대해서도 타당성 있게 반영하는 것으로 평가된다. 따라서, 기존 철근콘크리트 구조물과 Steel Jacket보강된 철근콘크리트 구조물과 비교하여 더 향상된 축력과 휨에 대한

내력을 가지고, 높은 연성과 에너지 흡수능력을 지님으로써 설계단계에서 이러한 단면을 반영하여 설계하거나, 기존 구조물을 Steel Jacket보강에 의한 구조물의 내진성능 향상을 기대할 수 있다. 향후 탄소 섬유쉬트, FRP Jacket 보강, 내진·제진댐퍼의 설치등의 보강법과 더불어 기존구조물의 내진성능을 보강하는데 단면의 변화가 적으면서도 신속하고 저렴한 내진보강의 한 방법이 될 수 있을 것이다.

감사의 글

본 논문은 2012학년도 교육과학기술부 교육역량 강화사업에 의한 안동과학대학교 교육역량강화사업비 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Anil. K.Chopra, Goel Rakesh K, "Direct displacement based design : Use of inelastic vs. elastic design spectra", Earthquake Engineering, vol. 17, No.1, pp.47-64, 2001.
2. Qiang Xue, "A direct displacement-based seismic design procedure of inelastic structures", Engineering Structures 23(2001) 1453-1460.
3. SEAOC, "Tentative Guidelines for Performance-Based Seismic engineering", SEAOC Blue Book, Structural Engineerings Association of California, 1999.
4. 조창근, 김영상, “다자유도 연속교량의 내진성능설계 기법에 의한 지진성능평가”, 대한토목학회 논문집, 제25권 제5호. pp.865-871. 2005.
5. 송종걸, 남왕현외, “등가단자유도 방법의 영향을 고려한 다경간 교량의 내진성능평가를 위한 비탄성 정적해석”, 대한토목학회논문집, 제26권 제34호. pp.473-484. 2006.
6. Mander, J.B., Priestley, M.J.N, and Park, R., “Theoretical stress-strain model for confined concrete,” J. Structural Engineering, ASCE, Vol. 114, No. 8, 1988, pp. 1827-1849.
7. Chai, Y.H., Priestley, M.J.N., Seible, F., "Analytical Model for Steel-Jacketed RC Circular Bridge Columns", ASCE Journal of Structural Engineering, Vol.120, No.8. 1994.

8. 조창근, “FRP 보강 철근콘크리트 기둥의 변위계수법에 의한 내진성능설계기법 개발”, 콘크리트학회 논문집, Vol. 19, No. 4, 2007, pp. 491-497.
9. Yu-Yuan Lin, M.H Tsai, J.S. Hwang, K.C. Chang, "Direct Displacement-Based Design for building with passive energy dissipation systems", Engineering Structures 25 (2003) 25-37.
10. FEDERAL EMERGENCY MANAGEMENT AGENCY(AS CE-FEMA-356), "Prestandard and Commentary for The Seismic Rehabilitation of Builcings", USA, 2000.

(접 수 일 자 : 2012년 10월 18일)

(심사완료일자 : 2013년 01월 28일)

(게재확정일자 : 2013년 02월 28일)