

직접변위기반설계법에 의한 철근콘크리트 기둥의 FRP 피복보강 내진성능설계법의 개발

Development of Performance-Based Seismic Design of RC Column Retrofitted By FRP Jacket using Direct Displacement-Based Design

조창근¹⁾

Cho, Chang-Geun

국문 요약 >> 본 연구에서는, 기존 철근 콘크리트 구조물에 적용된 직접 변위-기반 설계법을 적용 FRP 피복 보강된 성능개선 콘크리트 부재에 대한 정밀 비선형 휨해석 및 내진성능설계의 구체적 알고리즘을 제시하였다. 비선형 휨 해석의 정밀 예측을 위하여 콘크리트 및 FRP 복합재료의 다축 구성관계를 고려하였으며, Chopra 등(1999)이 제안한 직접 변위-기반 설계법(DDM)을 개선하여 철근콘크리트 기둥에 대한 성능개선을 위한 FRP 피복 보강을 위한 성능설계 알고리즘을 제시하였다. 제시된 직접 변위-기반 설계법은, 변위계수법과 비교하여, 비선형 거동이 큰 경우에도 목표 변위 성능 값에 대한 정확한 추정을 해준다. 이는 변위계수법이 항복 이전의 유효탄성계수를 사용하는 반면, 직접 변위-기반 설계법은 유효항탄성계수를 고려하고 있어, 목표 변위에 따른 성능설계 평가에 있어서 보다 높은 연성비의 거동을 반영하고 있기 때문인 것으로 평가된다.

주요어 FRP 피복 보강, 직접 변위기반 설계법, 철근콘크리트 기둥, 내진설계

ABSTRACT >> In the current research, an algorithm of performance-based seismic retrofit design of reinforced concrete columns using FRP jacket has been proposed. For exact prediction of the nonlinear flexural analysis of FRP composite RC members, multiaxial constitutive laws of concrete and composite materials have been presented. For seismic retrofit design, an algorithm of direct displacement-based design method (DDM) proposed by Chopra and Goel (2001) has been newly applied to determine the design thickness of FRP jacket in seismic retrofit of reinforced concrete columns. To compare with the displacement coefficient method (DCM), the DDM gives an accurate prediction of the target displacement in highly nonlinear region, since the DCM uses the elastic stiffness before reaching the yield load as the effective stiffness but the DDM uses the secant stiffness.

Key words retrofit by FRP Jacket, direct displacement-based design, reinforced concrete column, seismic design

1. 서론

최근 환태평양 및 유럽의 지진발생 지역을 중심으로 빈번하게 발생하는 강진에 의한 피해는 구조물의 성능개선 및 설계 기술의 개발과 병행하여 첨단소재 적용에 의한 구조성능 개선에 더욱 큰 관심을 불러 일으키고 있다. 기존의 철근 콘크리트 및 강골조 구조부재에 관한 내진성능설계에 관한 연구는 1990년대 중반 이후 현재까지 꾸준히 성행하고 있

으며 많은 진전을 가져왔다. 21세기에 접어들면서는 첨단 재료공학의 발전에 힘입어 신소재 및 FRP 복합재료 등을 활용한 새로운 구조부재 시스템의 개발 및 기존 콘크리트 구조물에 대한 성능개선된 FRP 콘크리트 구조물에 대한 연구에 크게 관심을 갖게 되었다. 기존의 콘크리트 구조물에 비해 복합재료를 활용한 신소재 FRP 콘크리트 구조부재 및 성능 개선된 FRP 콘크리트 구조부재 시스템은 구조부재의 내진효과에 있어서 부재내력 및 연성거동의 증진에 큰 효과가 있음이 이미 많은 연구들을 통해 입증되었다.

따라서, 본 연구의 목적은, FRP 피복 보강에 의해 기존 콘크리트 구조물에 대한 내진 성능 개선을 고려할 경우 성능설계기법에 의한 비선형 해석 및 보강 설계 방법을 제시하고, 이를 통하여 콘크리트 구조물에 대한 초고충화 및 장

¹⁾ 정회원·경북대학교 건설공학부 계약교수
(대표저자: chocg@knu.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2007년 6월 30일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.

(논문접수일 : 2007. 1. 9 / 심사종료일 : 2007. 4. 9)

시간화를 지향하는 보다 개선된 해석 및 설계 기법을 제안하는데 있다. 다층의 복합재료인 유리 및 탄소 FRP 피복 보강에 의한 내진성능개선 콘크리트 부재에 대한 비선형 정밀 해석에 의한 변위-기반 내진 성능 설계 기법에 대한 부재 성능 설계의 상세 알고리즘을 제시 하였다. 이를 위해 Chopra 및 Goel(2001)이 제안한 직접 변위기반 설계법(Direct displacement-based design method, DDM)을 개선하여, FRP 복합재료로 성능개선된 콘크리트 부재의 변위-기반 성능개선 설계에 적용토록 하였다.

성능내진설계를 위한 비선형 pushover 해석 기법은 여러 연구자들에 의해 제시되었다. 부재 비선형 거동을 유효탄성 계수법에 의해 단순화하여 철근콘크리트 기둥의 내진성능설계를 위한 단자유도 하에서의 변위-기반 설계법이 제시되었으며(Kowalsky, et al., 1995), 이 방법을 기초로 하여 다자유도 구조물에 대한 변위-기반 설계법이 제시되었다(Calvi and Kingsley, 1995).

빌딩구조물의 지진에 관한 취약성을 평가하기 위한 방법으로서 역량 스펙트럼 방법(capacity spectrum method, CSM)이 최초로 제시되었다(Freeman, 1975, 1998). Pushover 해석에 의해 산정된 구조물의 역량인 공급곡선이 선형 응답스펙트럼으로부터 산정된 요구곡선과의 비교에 의해 목표로 하는 성능에 대한 설계 및 평가가 가능토록 하였다. 기존 역량 스펙트럼 방법을 개선하여 비탄성 요구 스펙트럼을 사용한 역량 스펙트럼 방법에 의한 내진성능설계 기법이 제시되어(Fajfar, 1999), 다자유도의 철근 콘크리트 빌딩 구조물에 적용되었다. 내진성능설계를 위한 역량 스펙트럼 방법에 의한 비선형 정적 pushover 해석절차는 북미의 ATC-40(1996)에서 채택되었다.

빌딩구조물에 대한 내진성능설계를 고려하기 위해 미연방재난관리국(FEMA)은 목표의 변위 요구값이 통계분석을 통해 얻어진 여러 가지 수정계수들과 비탄성 변위 스펙트럼에 의해 산정 되도록 하는 방법으로서 변위계수법(displacement coefficient method, DCM)을 채택하였다(FEMA-273, 1997).

Chopra 및 Goel (2001)은 탄성 및 비탄성 설계 스펙트럼과 부재 비선형 관계를 등가 선형화하고, 소성비에 따른 감쇠비 관계를 고려하여, 철근콘크리트 구조 부재에 대한 직접 변위-기반 설계법(direct displacement-based design method, DDM) 및 성능평가 방법을 제시한 것으로 위 방법들에 비해 보다 개선된 합리적인 방법이다. 따라서 본 연구에서는 DDM 방법을 적용하여 FRP 피복 보강에 의한 성능개선 변위-기반 내진설계법을 제시코자 한다.

2. 직접 변위-기반 내진 성능 설계법

Chopra 및 Goel(2001)이 제안한 직접 변위-기반 설계법(DDM)은 철근 콘크리트 구조물에 대한 내진성능설계 기법으로서, 비선형 하중-변위 관계를 등가 선형 시스템으로 고려하여 지진 성능치를 추정하도록 하는 방법이다. 이 방법은 대표적인 정적 비탄성 해석법인 능력스펙트럼법과 근본적으로 유사한 점을 갖는 방법이라 할 수 있지만, 능력스펙트럼법이 가속도-변위 스펙트럼을 이용하는 반면, 직접 변위-기반 설계법은 변위 응답 스펙트럼을 이용하는 등 기본적인 방법과 절차에서 차이가 있다. 본 장에서는 신소재 FRP 복합재료 층으로 보강된 콘크리트 부재의 내진성능개선을 위한 성능설계를 위하여 직접 변위-기반 설계법의 기본 개념을 이용하여 FRP 복합재료의 목표 성능 향상을 위한 성능설계법을 수정 제시하도록 하였다.

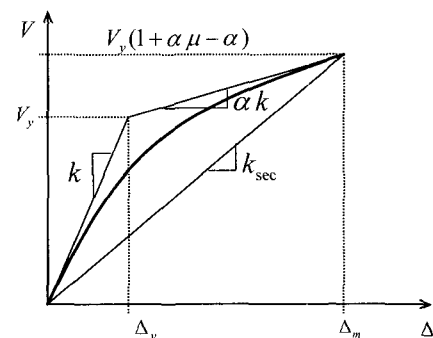
2.1 등가 선형시스템

비선형 단자유도 시스템의 성능치 평가를 위하여, 다음 그림과 같이 비선형 하중-변위 관계로부터 유효등가 할선강성에 의한 등가 선형시스템으로 고려하였다.

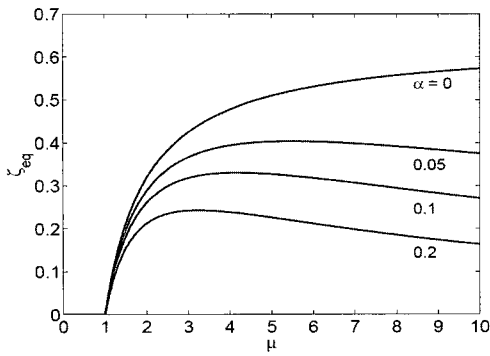
여기서, 탄성영역의 강성은 k 이고, 항복영역의 강성은 αk 이고, α 는 항복 후 강성비이다. 위 그림과 같은 이원 선형 시스템에서 등가 선형시스템의 유효 등가할선강성은 k_{sec} 와 같으며, 이 경우 등가고유주기 T_{eq} 는 선형 탄성일 경우 시스템의 고유주기 T_n 으로부터 다음 식과 같이 고려한다.

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

등가유효감쇠비 ζ_{eq} 는 비탄성 시스템과 등가 선형시스템의 진동주기에서 에너지 소산을 고려하여, <그림 2>와 같이, 본 논문에서는 Chopra 및 Goel(2001)이 제시한 다음 식을 사용하였다.



<그림 1> 등가정적 하중-변위 곡선의 이원선형 관계 및 유효 할선 강성



〈그림 2〉 ζ_{eq} 및 μ 의 관계

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

여기서, V_y 는 항복강도, Δ_y 는 항복변위, Δ_m 는 최대 변위로서 최대강도 $V_y(1 + \alpha\mu - \alpha)$ 에 대응하고, $\mu = \Delta_m / \Delta_y$ 는 변위 연성비가 된다.

따라서 등가 선형 시스템의 총 유효 감쇠비는 선형 탄성 범위($\Delta \leq \Delta_y$)내에서 이원 선형 시스템의 유효 감쇠비 ξ 와 ζ_{eq} 의 합으로 다음 식과 같게 된다.

$$\xi_{eq} = \xi + \zeta_{eq} \quad (3)$$

2.2 설계 스펙트럼

직접 변위-기반 설계법의 적용을 위해서는 지진 설계 스펙트럼을 필요로 한다. 본 연구에서는 <그림 3>에 소개된 스펙트럼과 같이, Newmark 및 Hall (1982)이 제안한 설계 스펙트럼(N-H 스펙트럼)을 적용토록 하였다.

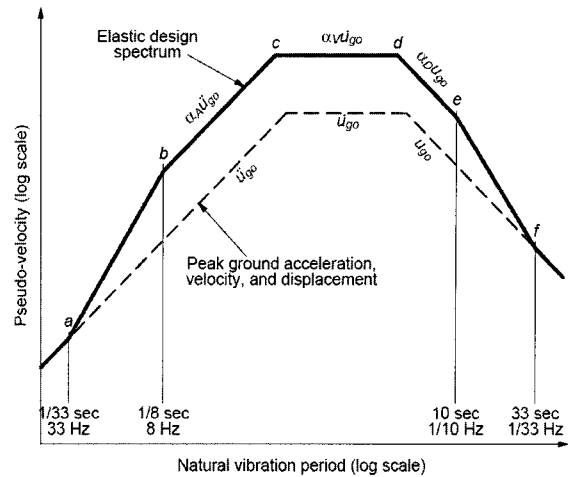
가속도, 속도, 변위 증폭계수 a_A , a_V 및 a_D 는 감쇠비에 따라 다음 식과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned} a_A &= 4.38 - 1.04 \ln \xi \\ a_V &= 3.38 - 0.67 \ln \xi \\ a_D &= 2.73 - 0.45 \ln \xi \end{aligned} \quad (4)$$

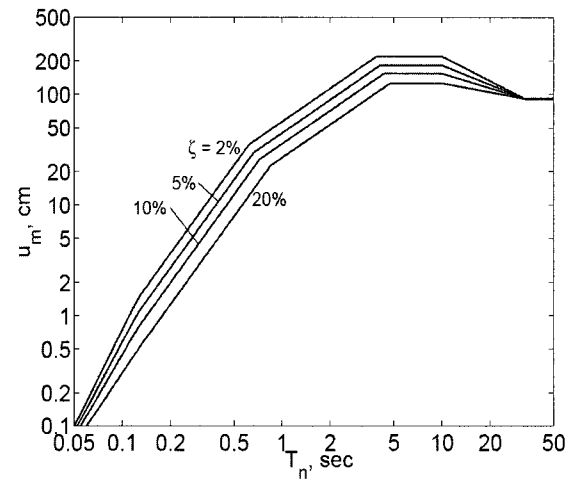
직접 변위-기반 설계법에서는 설정된 목표 성능변위에 대하여, <그림 4>와 같이 설계 변위 스펙트럼을 이용하여 시스템의 감쇠비에 따른 시스템의 등가 고유주기를 추정하는 방법을 적용한다.

2.3 FRP 피복 보강 RC 기둥의 직접 변위-기반 설계법의 적용

비탄성 단자유도 시스템의 거동을 이원 선형 이력 모델로 가정할 경우, 직접 변위-기반 설계법에 의한 철근콘크리트



〈그림 3〉 N-H 삼원 설계 스펙트럼



〈그림 4〉 N-H 설계 변위 스펙트럼

기둥의 FRP 피복 보강을 위한 내진성능설계를 위한 알고리즘과 각 단계별에 따라서 제안된 FRP 피복 보강 철근콘크리트 부재 비선형 해석, FRP-구속 콘크리트 모델, 휨 및 전단 강도, 피복두께 결정에 대한 상세 내용을 다음 장들에 소개하였다.

3. FRP 피복 RC 부재의 비선형 층상화 휨 해석

변위-기반 성능내진설계를 위해서는 부재의 비선형 해석을 수행하여야 하며, 비선형 해석 기법에 있어서도 고정밀도의 비선형 예측 방법이 성능설계에서는 중요한 역할을 하게 된다.

본 연구에서 구속되지 않은 콘크리트의 1축압축 응력 및 변형률 관계는 Saenz(1964)가 제안한 식을 적용, FRP 층으로 둘러 쌓인 콘크리트의 압축 응력-변형률 관계를 정확하게 고려하기 위해, 다축 구성관계에 기초한 파괴기준을 적용하였다. 압축 측 콘크리트의 종방향 구속 콘크리트의 최

대 압축응력점을 구하기 위하여, <그림 5>와 같이, Hsieh 등(1979)이 제안한 다음의 파괴 기준식을 적용하였다.

$$f(\sigma_i) = a\bar{J}_2 + b\sqrt{\bar{J}_2} + c\bar{\sigma}_r + d\bar{I}_1 - 1 = 0 \quad (5)$$

여기서, $\bar{\sigma}_r$, \bar{I}_1 , 및 \bar{J}_2 는 각각 콘크리트 일축압축강도로 상대화 시킨 횡방향응력, 1차응력불변량, 및 2차편차응력불변량이고, a, b, c, 및 d는 실험상수이다.

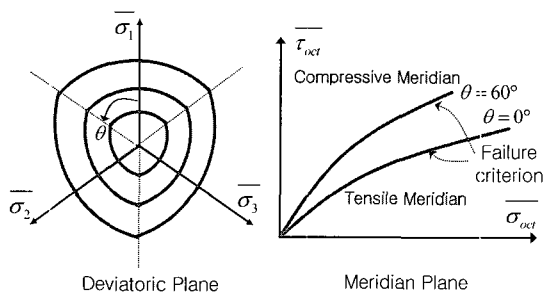
횡방향응력인 $\sigma_r = \sigma_h$ 로 가정하면, σ_h 를 제외시키고 보다 간단히 나타낼 수 있다. 콘크리트 실린더의 세 응력상태 σ_r , σ_h 및 σ_l 에 대하여 식 (10)을 풀면, 구속된 콘크리트의 종방향 압축응력 σ_l 의 최대응력점 f'_{ci} 값은 다음과 같이 산정할 수 있다.

$$f'_{ci} = \lambda_{si} f'_c \quad (6)$$

여기서, λ_{si} 는 콘크리트의 강도증진계수로서 구속된 콘크리트의 최대 압축응력에 대한 구속되지 않은 콘크리트의 압축강도에 대한 비로써, 주어진 응력상태에 대한 파괴곡면의 식 (5)로부터 산정 된다. 이로부터 FRP 층의 2차원 구성관계 및 콘크리트의 3차원 구성관계를 고려한 FRP 구속 콘크리트의 다축 압축거동에 관한 예측 모델이 <그림 6>과 같이 제시되었다(Cho, et al., 2005; 조창근, 2004).

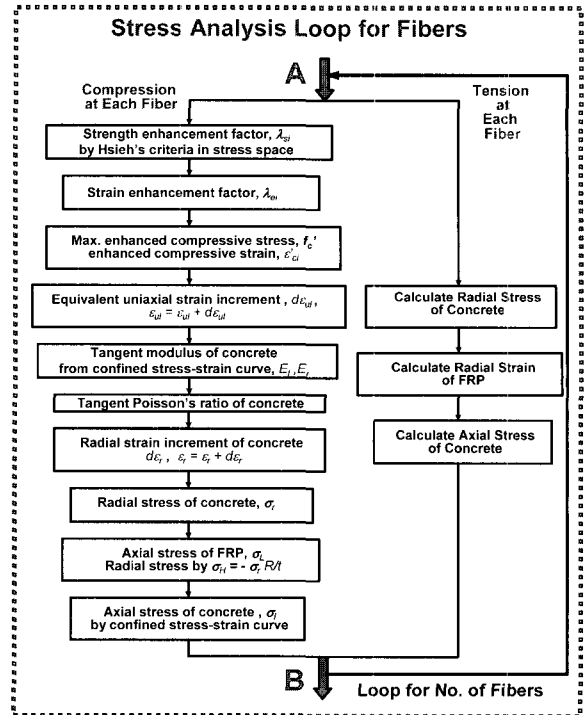
<그림 6>에 소개된 다축구성관계를 이용한 축방향 거동 모델을 이용, FRP 철근콘크리트 복합 구조 부재의 비선형 층상화 휨 해석 방법을 <그림 7>과 같이 제시하였다(Cho, et al., 2005; 조창근, 2004). 전체 비선형 휨 해석 알고리즘은 <그림 8>과 같다.

기존의 연구와 비교하여 본 해석모델의 개선점 및 특징은, 콘크리트의 경우는 3차원의 다축응력 구성관계에 기초한 아탄성 재료로 고려하여 다축응력상태 하에서 콘크리트의 구속현상을 정식화하였으며, FRP 층의 경우는 2축응력상태에 기초한 FRP 복합재료의 2차원 구성관계를 고려하도록 한 것이다. 단면에서의 FRP 재료와 콘크리트 사이의 이

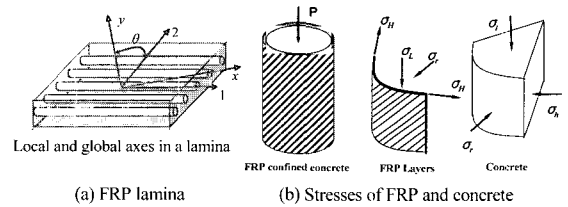


<그림 5> 3차원 응력공간에서의 파괴기준

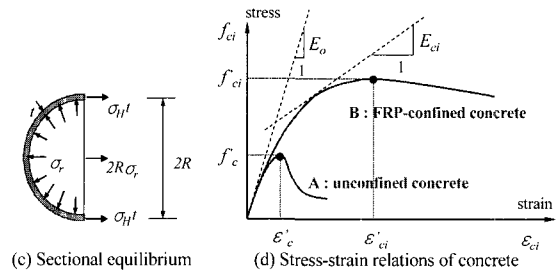
론적 적합 및 평형조건을 고려하였다. 따라서 제안된 FRP 콘크리트의 구속모델은 하중 및 변형에 의존적인 비선형적 구속효과를 보다 합리적으로 고려하였다.



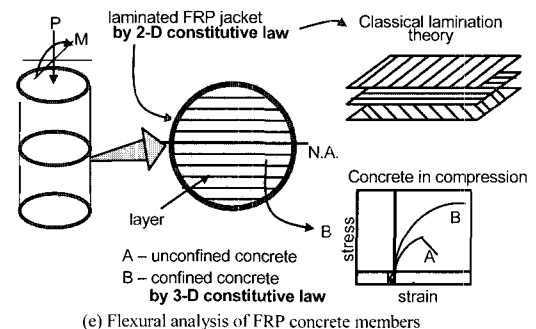
<그림 6> FRP 구속 콘크리트의 축방향 거동의 다축 구성관계 알고리즘



(a) FRP lamina (b) Stresses of FRP and concrete

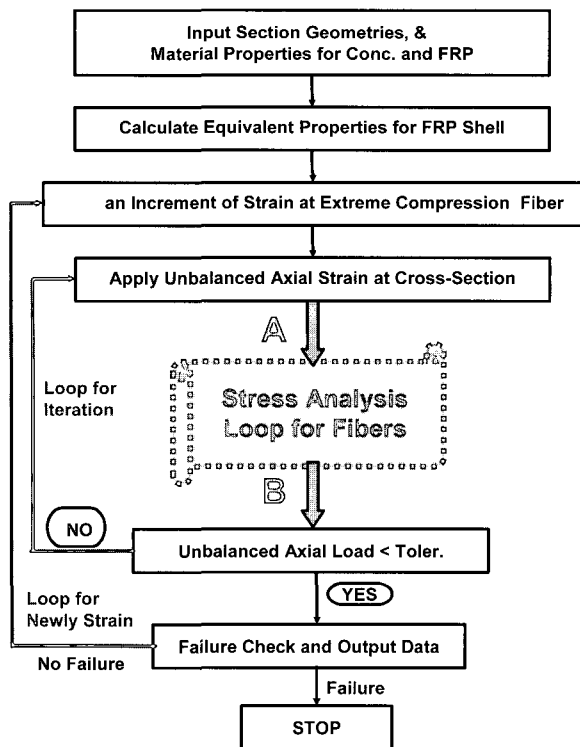


(c) Sectional equilibrium (d) Stress-strain relations of concrete



(e) Flexural analysis of FRP concrete members

<그림 7> FRP RC 부재의 휨 해석



〈그림 8〉 FRP RC 부재의 휨 해석 알고리즘

비선형 모멘트 및 곡률 관계로부터 기둥의 변위를 추정하기 위하여, FRP 피복 보강 기둥의 소성힌지 길이는 다음 식과 같이 고려하였다(Priestly 등, 1996).

$$L_p = g + 0.044 d_b f_{yl} \quad (7)$$

여기서, g 는 피복층과 지점부의 간격, d_b 및 f_{yl} 는 종방향 주철근 지름 및 항복응력이다.

이상에 소개된 해석모델을 FRP로 구속된 콘크리트 실린더 압축거동 및 휨 부재의 여러 부재 실험들과 비교한 결과, 본 예측모델은 FRP 구속 콘크리트의 압축강도, 축방향 및 횡방향 변형을 관계 및 초기 하중단계에서 극한 하중단계에 이르는 전 하중단계까지의 부재 휨 및 압축 거동을 비교적 잘 예측해 주는 것으로 평가되었다(Cho, et al., 2005; Cho, et al., 2007; 조창근 2004).

4. 성능에 따른 FRP 보강 피복 두께의 결정

4.1 휨 연성 보강에 필요한 FRP 피복 두께

휨 연성능력 향상에 필요한 FRP의 두께는 기둥의 단면형상, 소요 휨 연성능력, 구속콘크리트의 압축강도 등을 고려하여 산정한다. 부재의 단면형상에 따라 보강 효과가 다르게 나타나므로 단면형상에 따라서 다음의 설계방법에 따라 휨연성 보강에 필요한 FRP의 두께를 산출할 수 있다.

원형단면 기둥의 FRP 피복 보강 시, 단면 직경을 D 로 하면 FRP 피복의 유효체적비는 다음과 같다.

$$\rho_j = \frac{4 t_j}{D} \quad (8)$$

구속된 콘크리트의 압축강도 f'_{cc} 는 앞 절의 식 (6)에 소개된 다축상태의 콘크리트 파괴기준으로부터 다음 식과 같이 제안하였다.

$$f'_{cc} = \lambda_{si} (f'_l) f'_c \quad (9)$$

여기서, f'_{cc} 는 콘크리트의 응력-변형의 관계에 있어서 변형률이 최대변형률 ϵ_{cc} 가 될 때의 응력이며, 이때 강도증진 계수 $\lambda_{si} (f'_l)$ 는 횡방향 구속응력 $\sigma_r = \sigma_h$ 을 유효횡구속력 f'_l 로 고려하여 산정토록 제시하였다.

FRP 피복인 경우 유효횡구속력은 다음 식과 같이 고려토록 하였다(Priestley, et al., 1996).

$$f'_l = f_l k_e \quad (10)$$

여기서,

$$f_l = 0.5 \rho_j f_{uj} \quad (11)$$

$$k_e = A_e / A_{cc} \quad (12)$$

A_e 는 유효구속 콘크리트 코어 면적, A_{cc} 는 콘크리트 총 단면적, f_{uj} 는 FRP 피복층의 극한강도이다.

FRP 피복 보강은 원형단면의 기둥의 휨 연성 보강 시 강판 보강보다 보강효과가 뛰어나다. 이는 FRP 복합재료가 파괴전 거의 탄성체이기 때문이다. FRP 층의 탄성계수 E_j 및 극한강도 f_{uj} 인 경우, 극한변형률 ϵ_{uj} 는 파괴 도달까지 거의 선형탄성거동을 하므로 다음 식과 같다.

$$\epsilon_{uj} = \frac{f_{uj}}{E_j} \quad (13)$$

강판보강의 경우에는 보강강판이 항복하게 되면 하중이 제거되어도 강판에는 잔류변형이 남아 다음 재하 시의 구속 효과는 감소하게 되고 반복 재하에 따른 락철근의 변형률은 증가하게 된다. 그러나, 유리섬유나 탄소섬유에서는 재료가 파단될 때까지 응력-변형률의 관계는 탄성이고 손상이 누적되지 않아 동일 변위진폭에 대한 재하에서도 휨철근의 변형은 증가하지 않고 일정하다.

극한 압축변형률 ϵ_{cu} 는 다음과 같다.

$$\epsilon_{cu} = 0.004 + \frac{2.5 \rho_j f_{uj} \epsilon_{uj}}{f'_{cc}} \quad (14)$$

여기서, ρ_s 는 식 (8)에 의해, f_{cc}' 는 식 (9)에 의해 산정할 수 있으며, f_{uj} 는 FRP 복합재료의 극한강도이다. 다만, 소성힌지 영역 내에 주철근의 겹침이음이 있는 경우에는 0.004를 0.002로 하여 산정토록 한다.

따라서, 휨 연성 보강에 필요한 FRP 보강 두께의 결정은, 식 (8)을 식 (14)에 대입하여 보강 두께 t_j 에 대해서 정리하면 다음과 같이 산정된다.

$$t_j = \frac{0.1(\epsilon_{cu} - 0.004) D f_{cc}'}{f_{uj} \epsilon_{uj}} \quad (15)$$

4.2 전단보강에 필요한 FRP 피복 두께

기둥의 공칭전단강도가 초과 휨강도에 의하여 추정된 최대 전단강도보다 작은 경우에는 전단 저항능력을 보강하여야 한다.

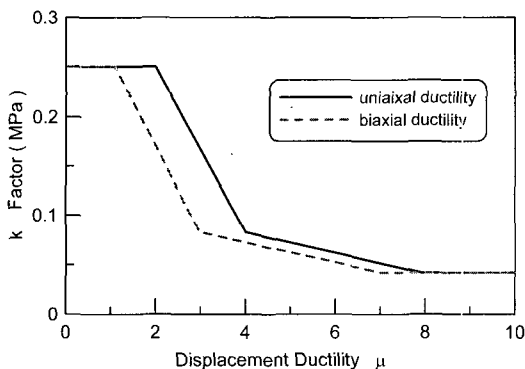
기둥 부재의 내진성능 개선의 경우 전단강도는 신설 구조의 경우와 같이 확보하지 않아도 된다. 신설 구조와 달리 기존 기둥의 재료특성은 알려져 있기 때문에 강도면에서 불확실성은 적다. 다만, 덧씌우는 보강판의 두께가 다소 변화하여도 내진보강에 소요되는 비용은 큰 차이가 없으므로 전단보강 설계 시에는 신규설계와 같은 여유를 확보하도록 하는 것이 좋다. 따라서 안전을 위하여 기둥의 소성힌지부 휨강도는 크게 평가하고 전단강도는 상당량 작게 평가하는 것이 일반적이다.

보강전의 기둥의 설계전단강도 $\phi_s(V_c + V_{sh} + V_p)$ 가 기둥의 휨강도(초과강도 적용)에 의하여 추정된 최대전단강도 V^0 보다 작은 경우 보강해야 할 전단강도는 다음 식과 같다.

$$\phi_s V_{sj} \geq V^0 - \phi_s(V_c + V_{sh} + V_p) \quad (16)$$

여기서, ϕ_s 는 전단강도감소계수로 0.80, V_c 는 콘크리트에 의한 공칭전단강도, V_{sh} 는 전단철근에 의한 공칭전단강도, V_p 는 압축력에 의한 공칭전단강도를 나타낸다.

콘크리트의 공칭전단강도는, <그림 9>와 같이, 변위소성도 μ 에 따른 감소계수 k 값에 의해 정의되며, 본 연구에서는



<그림 9> 변위연성비와 전단강도 감소계수(Priestley et al., 1996)

Priestley, et al.(1996)이 제안한 식을 고려하였다. 한편 Kowalsky, et al.(1995)에 의하면, 콘크리트의 전단강도는 변위소성도 이외에도 추가적으로 주철근비 및 휨모멘트-전단력비에도 연관됨이 밝혀졌다. 이를 고려하여, 본 연구에서는 다음 식과 같이 적용하였다.

$$V_c = \alpha \beta k \sqrt{f_{ck}} A_e \quad (17)$$

여기서,

$$1 \leq \alpha = \left(3 - \frac{M}{VD} \right) \leq 1.5 \quad (18)$$

$$\beta = (0.5 + 20 \rho_l) \leq 1 \quad (19)$$

이고, $A_e = 0.8A_g$ 이고 ρ_l 은 종방향 철근비이다.

원형단면 기둥인 경우 전단철근의 공칭전단강도 및 압축력에 의한 공칭전단강도는 각각 다음 식과 같다.

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

$$V_p = P \cdot \tan \gamma \quad (21)$$

여기서, D 는 심부콘크리트의 지름으로 외부 후프철근의 중심 간 거리, γ 는 기둥중심축과 압축스트럿이 이루는 각도를 나타낸다.

전단보강의 범위는 콘크리트의 전단강도가 떨어지는 소성영역의 범위로서, 기둥의 바닥에서 $2D$ 범위이다.

원형단면 기둥을 FRP 층으로 보강한 경우의 전단강도는 FRP 층을 $s=1$ 의 간격으로 단면적 $A_h = t_j$ 의 띠철근으로 고려하고, 큰 체적팽창 변형, 전단저항 메카니즘에서 주된 역할인 골재의 맞물림 효과, 및 강진을 받는 경우 부재의 파손 방지를 위하여 FRP에 의한 피복시 $\epsilon_j = 0.004$ 에 해당하는 응력수준까지를 설계에 이용하였다. 따라서, 원형단면 기둥 부재에 FRP 층으로 보강한 경우, FRP로 저항할 수 있는 전단 내력은 다음과 같이 유도된다.

$$V_{sj} = \frac{\pi}{2} t_j (0.004 E_j) D \cot \theta \quad (22)$$

여기서, θ 는 기둥의 모서리에서 상대쪽 모서리로 진전되는 사인장 균열이 기둥의 축방향과 이루는 각도로서 안전측 평가를 위해 45° 로 한다.

식 (16) 및 식 (22)에 의해, 전단보강에 필요한 FRP 층의 두께는 다음 식과 같이 산정된다.

$$t_j \geq \frac{V^0 / \phi_s - (V_c + V_{sh} + V_p)}{\frac{\pi}{2} (0.004 E_j) D \cot \theta} \quad (23)$$

4.3 변위-기반 내진 설계의 알고리즘 제시

이상에서 소개한 직접 변위-기반 설계법(DDM)에 의한 성능 개선된 기둥 부재의 목표 변위에 따른 FRP 층의 설계를 위한 전체 알고리즘이 <그림 10>과 같이 제시되었으며, 절차를 요약설명하면 다음과 같다.

- ① 구조물의 항복변위 Δ_y 의 초기값을 가정한다.
- ② 변형능력 고려. 지진하중이 왔을 때 기둥을 기초로 하여 소성저동한계 각도 θ_p 는 일반적으로 0.02 로 가정한다.
- ③ 설계변위 값(Δ_m)을 결정한다.

$$\Delta_m = \Delta_y + \Delta_p = \Delta_y + \theta_p h \quad (24)$$
- ④ 설계 연성도를 구한다.

$$\mu = \Delta_m / \Delta_y \quad (25)$$
- ⑤ 연성도와 등가감쇠비 그래프를 이용하여 강성비 α 값을 추정한다.
- ⑥ 설계 연성도를 구한 후 연성도로 부터 등가감쇠비 ξ_{eq} 를 산정하고, 이를 이용하여 유효감쇠비 $\bar{\xi}_{eq}$ 를 산정한다.
- ⑦ 유효감쇠비 $\bar{\xi}_{eq}$ 를 이용하여 주어진 설계 지진가속도에

해당하는 변위응답스펙트럼을 작성할 수 있다. 이를 이용하여 성능설계 목표변위 Δ_m 에 해당하는 유효주기 T_n 를 읽는다. T_n 으로부터 시스템의 유효 강성은 다음 식을 이용하여 산정된다.

$$k_{sec} = \frac{4\pi^2}{T_n^2 M} \quad (26)$$

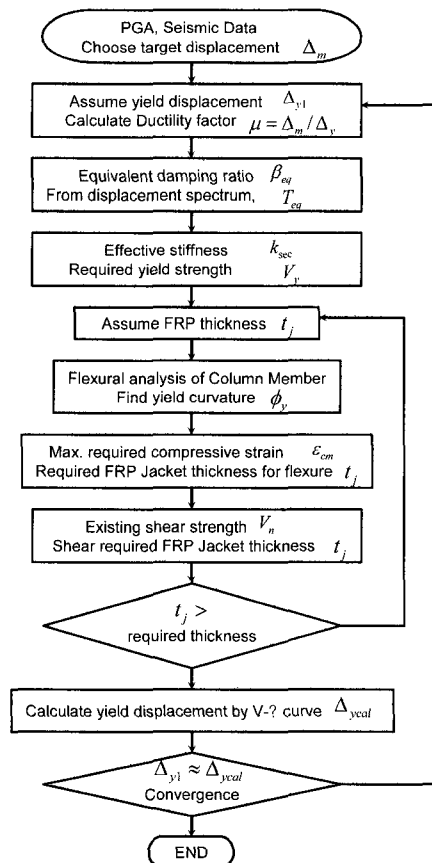
- ⑧ 극한강도는 설계변위에 의해서 결정한다.

$$V_u = k_{sec} \times \Delta_m \quad (27)$$

- ⑨ 항복강도는 연성도와 항복 후의 강성비 α 및 극한강도 V_u 를 이용하여 결정한다.

$$V_y = \frac{k_{sec} \Delta_m}{1 + \alpha\mu - \alpha} \quad (28)$$

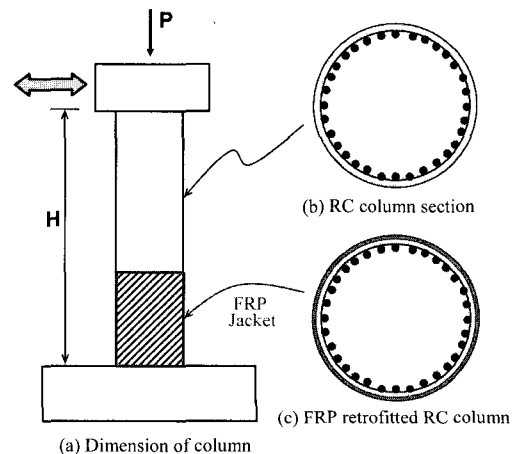
- ⑩ 요구되는 항복강도에 대한 FRP 피복 보강 두께 t_j 를 결정한다. FRP 층의 두께는 부재의 휨 및 전단 강도에 대한 요구 두께 조건을 만족하도록 해야 한다. 결정된 FRP 철근 콘크리트 부재에 대한 비선형 휨 해석을 수행하여, 유효탄성강성 k 와 항복변위 Δ_y 를 산정한다.
- ⑪ 초기에 가정한 항복 변위와 해석 치의 항복 변위를 비교하여 수렴된 결과를 얻을 때까지 이와 같은 과정을 반복한다.



<그림 10> FRP RC 기둥의 직접 변위-기반 설계법에 의한 내진성능 설계 알고리즘

5. FRP 보강 RC 기둥의 내진성능설계의 적용

원형단면 철근 콘크리트 기둥 부재의 내진성능 개선을 위하여 FRP 층으로 보강된 부재에 대한 변위-기반 내진성능 설계 적용 예를 수행하였다. 대상 구조물은 <그림 11>과 같다. 기존 철근 콘크리트 기둥에 대해 FRP 층으로 보강할 경우 설계지진가속도 하에서의 목표 변위성능 치에 대한 설계



<그림 11> 대상 기둥 부재

두께를 결정하도록 하였다.

철근콘크리트 기둥의 높이 5486.4mm, 지름 1829mm, 사용된 주철근은 54#14(D43)로서 항복응력 345MPa, 후프 철근은 #4(D12.7)로서 간격 304.8mm에 항복응력 303MPa이다. 콘크리트 압축강도 41.4MPa이며, 작용하는 축하중은 5350kN이다.

설계 시 고려코자 하는 CFRP 보강 피복재료의 재료특성은 파괴강도 1034MPa, 탄성계수 82800MPa이다. 피복층은 지점부에서 기둥 단면의 지름 2D만큼 동일 두께로 보강토록 가정하였다.

설계 최대지진가속도 PGA값이 0.8g에 대해서 목표로 하는 설계 변위 성능치가 260mm로 설정하여, CFRP 층의 두께 산정에 의한 내진성능설계를 수행하였다.

<그림 12>는 보강 전 기존 철근콘크리트 기둥에 대한 비선형 pushover 해석에 의한 하중-변위 관계로서 항복변위 18mm 로 추정되었다.

직접 변위-기반 설계법 절차에 따라서 설계 및 성능 평가 결과, <표 1> 및 <그림 13>와 같이, CFRP 피복 보강 두께가 12mm로 산정되었다. 비선형 등가 정적해석에 의해서 항복시 변위 및 전단력은 기존 기둥이 18mm 및 4100kN 인 것에 비해, CFRP 피복 보강 기둥의 경우 21mm 및 4350kN으로

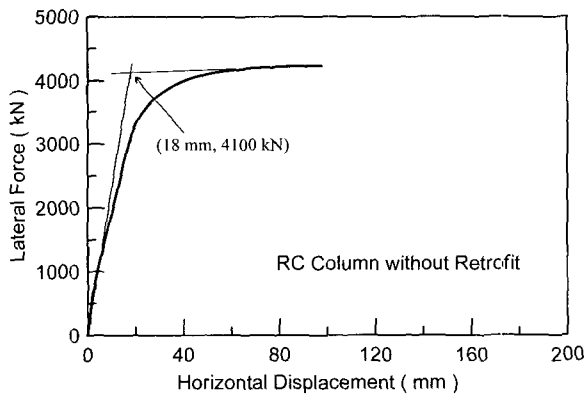
추정되었다.

CFRP 피복보강에 의해 성능개선 설계된 기둥 부재의 연성비가 12.4로 산정되어, 보강전 기존 철근콘크리트 기둥에 비해 동일한 지진강도에 대해서 CFRP 피복보강 부재 설계 시 보다 높은 연성비의 성능 설계 결과를 제공해 주는 것으로 평가되었다.

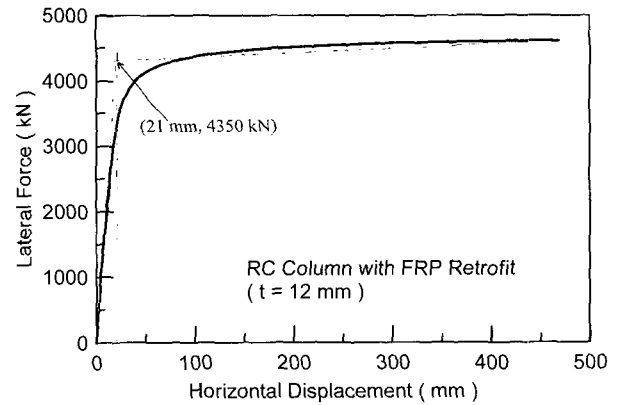
한편, CFRP 피복 두께 12.0mm 적용하여 기존 기둥을 보강한 동일 보강 부재에 대해서 변위계수법(DCM)에 대해서 동일한 설계지진하중 PGA 0.8g와 조건 하에서 내진성능평가를 수행하였다. 그 결과를 <표 2>에 제시하였다.

변위계수법에 의한 CFRP 피복 두께 12.0mm 보강 부재에 대한 성능평가 변위 추정값은 127mm로서, 연성비 6.0으로 추정되었다. 직접 변위-기반 설계법에 비해서 목표 성능값이 48.8% 밖에 미치지 않은 값이다.

변위계수법이 직접 변위-기반 설계법에 비해서 성능값이 과소하게 평가되는 것은, 변위계수법이 항복 이전의 유효탄성계수를 사용하는 반면, 직접 변위-기반 설계법은 유효할 선탄성계수를 고려하고 있어 목표 변위에 따른 성능설계 평가에 있어서 높은 연성비의 거동에 대해서도 타당성있게 반영하고 있기 때문인 것으로 평가된다.



<그림 12> 기존 RC 기둥의 등가 정적 Pushover 해석



<그림 13> FRP 보강 RC 기둥의 등가 정적 Pushover 해석(12mm 두께)

<표 1> DDM법에 의한 설계 추정 결과

Design Parameters	RC column	Retrofitted RC column
Design thickness of CFRP jacket	-	12.0 mm
Yield displacement	18 mm	21 mm
Total displacement	88 mm	260 mm
Ductility factor	4.89	12.4
Yield shear force	4100 kN	4350 kN

<표 2> DCM법에 의한 성능평가 추정

Design Parameters	Retrofitted RC column by DCM
Design thickness of CFRP jacket	12.0 mm
Yield displacement	21 mm
Total displacement	127 mm
Ductility factor	6.0
Yield shear force	4350 kN

6. 결론

기존 철근 콘크리트 구조물에 적용된 직접 변위-기반 설계법을 적용 FRP 피복 보강된 성능개선 콘크리트 부재에 대한 정밀 비선형 힙 해석 및 내진성능설계의 구체적 알고리즘을 제시하였으며, FRP 구속 콘크리트 거동 묘사를 위해서 다축 구성관계를 고려한 FRP 콘크리트 부재의 거동을 반영하였다.

직접 변위-기반 설계법은 내진설계 및 평가에 쉽게 적용 가능하면서, 동시에 비선형 거동이 큰 경우에도 목표 변위 성능 값이 변위계수법에 비해 높은 성능치에서의 설계 결과를 제공해 준다. 이는 변위계수법이 항복 이전의 유효탄성계수를 사용하는 반면, 직접 변위-기반 설계법은 비선형 거동 이후를 포함한 유효할탄성계수를 고려하고 있어 목표 변위에 따른 성능설계 평가에 있어서 높은 연성비의 거동에 대해서도 보다 타당성 있게 고려하고 있기 때문인 것으로 평가된다.

감사의 글

이 논문은 2005년 정부(교육인적자원부)의 재원으로 한국학술진흥재단의 지원을 받아 수행된 연구이며(KRF-2005-206-D00022), 더불어 이 논문은 2007년도 두뇌한국21(BK21) 사업에 의하여 지원되었음.

참고 문헌

1. 조창근 등, 3차원 구성관계를 고려한 FRP-구속 콘크리트의 압축거동 예측모델, 콘크리트 학회 논문집, 제16권 4호, 2004, pp. 501-509.
2. 조창근, 3차원 구성관계를 고려한 FRP 콘크리트의 비선형모델, 대한토목학회 논문집, 제24권 4A호, 2004, pp. 789-796.
3. Applied Technology Council (ATC), *Seismic Evaluation and Retrofit of Concrete Building*, Report ATC-40, Redwood City, California, 1996.
4. Calvi, G.M., Kingsley, G.R., *Displacement-based Seismic Design of Multi-Degree-of-Freedom Bridge Structures*, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 24, 1995, pp. 1247-1266.
5. Cho, C.G. et al., "Analysis Model of Concrete-Filled Fiber-Reinforced Polymer Tubes Based on the Multi-Axial Constitutive Laws," *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 131, No. 9, 2005, pp. 1426-1433.
6. Cho, C.G. et al., "Flexural Model for FRP Concrete Structural Members using Three-Dimensional Constitutive Law of Concrete," *Engineering Structures*, in press, 2007.
7. Chopra, A.K. and Goel, R.K., "Direct Displacement-Based Design: Use of Inelastic Design Spectra versus Elastic Design Spectra," *Earthquake Spectra*, Vol. 17, No. 1, 2001, pp. 47-64.
8. Fajfar, P., "Capacity Spectrum Method based on Inelastic Demand Spectra," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 28, 1999, pp. 979-993.
9. Federal Emergency Management Agency (FEMA), *NEHRP Guidelines for the Seismic Rehabilitation of Buildings*, Report FEMA 273 (Guidelines) and Report 274 (Commentary), Washington, D.C., 1997.
10. Federal Emergency Management Agency (FEMA), *Standard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings*, Report FEMA 356, Washington, D.C., 2000.
11. Freeman, S.A., "Development and use of capacity spectrum method," Paper No. 269. *The 6th US National Conference on Earthquake Engineering, EERI*, Seattle, Washington, 1998.
12. Freeman, S.A., Nicoletti, J.P. and Tyrell, J.V., "Evaluations of Existing Buildings for Seismic Risk, A case study of Puget Sound Naval Shipyard," *Proceedings of the 1st U.S. National Conf. on Earthquake Engineering*, Bremerton, Washington, 1975, pp. 113-1220.
13. Hsieh, S.S., Ting, E.C. and Chen, W.F., "An elastic-fracture model for concrete," *ASCE Proc. 3d Eng. Mech. Div. Spec. Conf.*, 1979, pp. 437-440.
14. Kowalsky, M.J., Priestley, M.J.N. and MacRae, G.A., "Displacement-based Seismic Design of RC Bridge Columns in Seismic Regions," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 24, 1995, pp. 1623-1643.
15. Mander, J.B., Priestley, M.J.N. and Park, R., "Theoretical stress-strain model for confined concrete," *J. Structural Engineering*, ASCE, 114(8), 1988.
16. Newmark, N.M. and Hall, W.J., *Earthquake Spectra and Design*, EERI Monograph Series, Earthquake Engineering Research Institute, Oakland, California
17. Priestley, M.J.N., Seible, F. and Calvi, G.M., *Seismic Design and Retrofit of Bridges*, John Wiley & Sons, New York, 1996.
18. Saenz, L.P., Discussion of equation for the stress-strain curve of concrete by Desayi and Krishman, *Journal of ACI*, 61(9), 1964.