

철근콘크리트 보-기둥 접합부 해석모델

Analytical Model of Beam-Column Joint for Inelastic Behavior Under Various Loading History

유영찬*

서수연**

이원호***

이리형****

You, Young Chan Seo, Su Yeon Yi, Waon Ho Lee, Li Hyung

요 약

본 연구의 목적은 반복하중을 받는 철근콘크리트 부재의 이력기동을 적절히 예측할 수 있는 해석모델을 구축하고 기존 연구자들의 실험결과를 분석하여 부재의 다양한 이력기동을 예측할 수 있는 이력모델을 제안하는데 있다. 이력모델의 구축에는 골조의 동적해석에 정량적으로 사용할 수 없는 변수들을 배제함으로써 6개 자유도를 갖는 평면 프레임의 비선형 동적해석에 적용가능한 해석요소를 개발하였다. 해석모델은 소성힌지부를 단일 스프링으로 치환한 분리선형요소 모델을 사용하였으며 부재의 길이방향 철근 배근상태에 따라 소성힌지부의 이동을 고려할 수 있도록 하였다. 기존 연구자들의 실험결과를 비교·분석한 결과, 반복하중에 의해 나타나는 부재의 강성저하는 기본 핀칭계수, 부재의 연성비 및 항복강도비의 함수로 적절히 예측할 수 있었으며, 부재의 강도저하에 대해서는 횡보강근 간격비, 단면형상비를 고려한 새로운 개념의 강도감소계수를 제안하였다. 본 해석모델에 의해 계산한 부재의 에너지 소산능력은 실험결과와 약 10~20% 내외의 오차를 나타냄으로써 본 해석결과의 타당성을 입증하고 있다. 따라서 본 연구에서 제안하는 해석모델은 반복하중을 받는 철근콘크리트 보-기둥 접합부의 이력기동 해석에 사용 가능하다고 판단된다.

Abstract

The purpose of this study is to propose the analytical model for the hysteretic behavior of Reinforced Concrete beam-column joints under various loading history. Discrete line elements with inelastic rotational spring was adopted to consider the movement of plastic hinging zone influenced by the details of longitudinal reinforcements. Also hysteretic model was constructed by excluding such variables which can not be utilized in dynamic analysis of Reinforced Concrete structure that it will be adoptable in two-dimensional inelastic frame analysis with 6-DOF. From the analysis of previous test results, it was found that stiffness deterioration caused by inelastic hysteretic loadings can be predicted by the function of basic pinching coefficients, ductility ratio and yield strength ratio of members. Strength degradation coefficients were newly proposed to explain the difference of inelastic behavior of members caused by spacing ratio of transverse steel and section aspect ratio. The energy dissipation capacities calculated using the analytical

* 정회원, 한국건설기술연구원 구조연구실 연구원
** 정회원, 한양대학교 대학원 박사과정
*** 정회원, 광운대학교 건축공학과 조교수, 공학박사
**** 정회원, 한양대학교 건축공학과 교수, 공학박사

•본 논문에 대한 토의를 1994년 4월 30일까지 학회로 보내
주시면 1994년 6월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

model proposed in this paper show a good agreements with test results by an error of 10~20%.

Keywords : reinforced concrete, discrete line element, hysteretic model, beam-column joint, inelastic rotational spring, plastic hinging zone, strength degradation, stiffness deterioration, energy dissipation capacity,

1. 서 론

소성힌지부의 비탄성 활동을 통한 지진에너지의 분산이란 설계논리에 기초하여 소성힌지부의 비탄성 이력거동을 향상시키기 위한 많은 연구자들의 실험적 연구가 다수 수행되었으며 그 결과 또한 매우 효과적인 것으로 나타났다. 이러한 실험적 연구에 병행하여 컴퓨터를 사용한 이론적인 해석방법은 매우 중요한 의미를 지니게 된다. 즉, 실험을 통하여 입증된 새로운 배근기법의 이점을 해석과정을 통하여 규명할 수 있다면 그 결과가 전체 구조물의 거동에 미치는 영향을 분석할 수 있을 뿐 만 아니라 현존하는 건물의 지진피해 정도도 예측할 수 있게 된다. 그러나 일반적으로 비교적 정확한 해석방법으로 알려진 유한요소법의 경우도 많은 영향인자들의 상관관계를 적절히 모델링하여야 만이 최종과괴시까지의 이력루프와 균열피해 상황 및 그 진행을 정확히 예측할 수 있기 때문에 실용적인 방법이라고 할 수는 없다. 이러한 측면에서 제안된 모델이 분리 선형요소 모델(discrete line element model)이다. 분리 선형요소 모델은 부재의 모델링과 이론적인 해석과정이 분리된 것으로서 부재는 선형요소(line element)와 비탄성 스프링으로 모델링되고 해석과정은 실험결과를 통하여 제안된 이력규칙에 따라 진행된다. 따라서 기존의 해석모델에 비하여 계산과정과 노력이 간소화 될 수 있으며 비교적 정확한 해석결과를 얻을 수 있음이 이전의 여러 연구결과에 의해 입증되었다^(4,6). 따라서, 본 연구에서는 분리 선형모델을 사용하여 비탄성 반복하중을 받는 철근콘크리트 구조물의 이력거동을 적합하게 예측하는 이력모델의 개발에 주 목적을 두었으며, 세부적으로는 소성힌지부의 이동을 고려할 수 있도록 하였다.

2. 해석모델

2.1 일원성분 해석모델의 비교

2.1.1 유한한 소성역을 갖는 일원성분 모델

유한역을 갖는 일원성분 모델에서는 부재의 소성힌지부를 Fig.1과 같이 유한한 소성역을 갖는 변단면으로 치환하며 항복 이후부터 발생하는 소성역의 길이는 부재에 작용하는 모멘트도로부터 식 (1)과 같이 계산한다.

$$x_i(x_j) = \frac{M_i - M_j}{M_i + M_j} L \quad (1)$$

여기서 x_i, x_j : i단, j단 에서의 소성역의 길이

M_i, M_j : i단, j단 에서의 작용 모멘트

M_y : 부재의 항복 모멘트

L : 부재 길이

그러나 Fig.1과 같은 변단면 부재에서 소성역의 강성은 각 단면에서 달리 나타나게 되므로 실제 소성역의 강성계산시에는 식 (2)에 나타난 바와 같이 소성역의 길이(x_i)에 대한 평균강성을 사용하여 계산하고 있다. 본 식중에서 계수 c는 0~1의 범위로 실험결과로부터 추정된 계수이다.

$$\text{평균강성} : (EI) = \frac{(EI)_p (EI)_e}{c(EI)_e + (1-c)(EI)_p} \quad (2)$$

여기서 $(EI)_p$: 부재의 소성강성

$(EI)_e$: 부재의 탄성강성

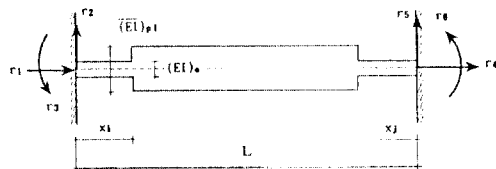


Fig. 1 Discrete line element with finite plastic hinging zone

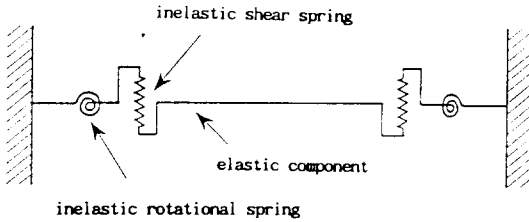


Fig. 2 Discrete line element with inelastic end springs

2.1.2 비탄성 스프링을 갖는 일원성분 모델

비탄성 스프링을 갖는 일원성분 모델은 Fig.2와 같이 부재 양 단부의 비탄성 곡률을 이상화한 비탄성 스프링과 선형 탄성요소로 구성된 모델로 Giberson⁽⁴⁾, Otani⁽⁵⁾ 등에 의해 제안되었다. 따라서 부재의 연성계수는 선형탄성 요소의 연성계수에 비탄성 스프링의 연성계수를 합한 값이 된다.

2.2 해석모델의 선정

유한한 소성역을 갖는 일원 성분모델에서는 식 (2)와 같이 소성역의 길이(x_i)에 대하여 부재 단부에서의 완전 소성강성과 탄성요소의 탄성강성을 가중 평균한 평균강성을 사용하여 실제 소성역의 강성을 평가하고 있다. 그러나 이러한 가중평균 방법에 의한 평균강성은 비탄성 스프링을 갖는 일원성분모델에서의 비탄성 스프링의 휨강성 계산 방법과 유사한 개념으로 식 (3)~(4)에서 보는 바와 같이 c 값을 0.5로 할 경우, 유한 소성역에 의한 평균강성은 비탄성 스프링의 휨강성과 동일하게 된다. 즉 유한한 소성역을 갖는 일원성분모델은 복잡한 모델링 형태 및 계산식에도 불구하고 실제적으로는 비탄성 스프링을 갖는 일원 성분모델과 유사한 결과를 낳는다. 또한, 계수 c 의 결정에 임의성이 있으므로 해석결과에 객관성이 부족하며, 직접적분법에 의한 동적해석시 하중단계마다 소성역의 평균강성을 계산하여야 하는 단점이 있다. 따라서 본 연구에서는 부재의 모델링을 손쉽게 행할 수 있으며 계산과정이 단순하고, 특히 소성힌지의 이동개념을 손쉽게 모델링 할 수 있는 장점이 있는 비탄성 스프링을 갖는 일원성분모델을 채택한다.

1) 유한한 소성역에서의 회전각

소성역의 회전각;

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{M}{(EI)} x_i \\ &= M x_i \frac{c(EI)_e + (1-c)(EI)_p}{(EI)_p EI_e} \\ &= M x_i \frac{(EI)_e + (EI)_p}{2[(EI)_p EI_e]} \quad (c=0.5일 \text{ 경우}) \\ &= \frac{M}{2} \left(\frac{1}{(EI)_p} + \frac{1}{(EI)_e} \right) x_i \end{aligned} \quad (3)$$

2) 소성힌지에서의 회전각

소성힌지의 회전각;

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{(\phi_p + \phi_e)}{2} x_i \\ &= \left(\frac{M}{(EI)_p} + \frac{M}{(EI)_e} \right) \frac{x_i}{2} \\ &= \frac{M}{2} \left(\frac{1}{(EI)_p} + \frac{1}{(EI)_e} \right) x_i \end{aligned} \quad (4)$$

여기서 ϕ_p : 소성 곡률

ϕ_e : 탄성 곡률

2.3 부재 탄젠트 강성 매트릭스

비탄성 스프링을 갖는 일원성분모델의 축방향 강성은 식 (5)와 같이 선형탄성요소에서 고려하며 해석 중 하중이력에 대하여 불변인 것으로 가정한다.

$$K_{55} = K_{66} = -K_{56} = \frac{EA}{L} \quad (5)$$

소성힌지가 이동될 경우 부재의 전체 연성매트릭스는 Fig.3에 나타낸 바와 같이 양 단부에 각각 단위 모멘트를 작용시키고 가상일의 원리를 적용하여 구할 수 있다.

$$F_{11} = f_{11} + f_{s1}(1-x_p/L)^2 + f_{s2}(x_p/L)^2 \quad (6)$$

$$F_{12} = f_{12} - (f_{s1} + f_{s2})(x_p/L) + (1-x_p/L) \quad (7)$$

$$F_{21} = F_{12} \quad (8)$$

$$F_{22} = f_{22} + f_{s1}(x_p/L)^2 + f_{s2}(1-x_p/L)^2 \quad (9)$$

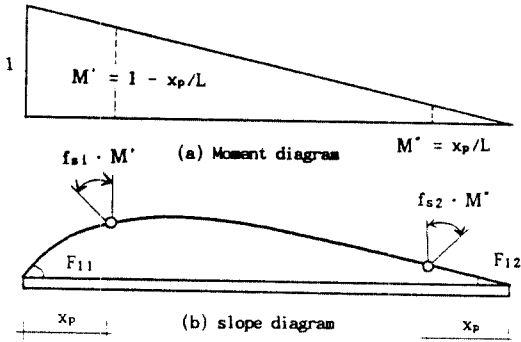


Fig. 3 Rotation of ends by unit moment

여기서

$$f_{11} = f_{22} = \frac{L}{3EI}, \quad f_{12} = f_{21} = \frac{L}{6EI}$$

이들 식을 매트릭스 형태로 작성하면,

$$[F] = [F_e] + [F_s] \quad (10)$$

여기서

$$[F_e] = \begin{bmatrix} f_{11} & f_{12} \\ f_{21} & f_{22} \end{bmatrix}, [F_s] = [A][f_s][A]$$

[A] 매트릭스는 소성힌지의 이동을 고려한 변환 매트릭스로 식 (11)과 같이 나타낼 수 있으며 [f_s] 매트릭스는 비탄성 스프링의 연성매트릭스이다.

$$[A] = \begin{bmatrix} 1-x_p/L & -x_p/L \\ -x_p/L & 1-x_p/L \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$[f_s] = \begin{bmatrix} f_{s1} & 0 \\ 0 & f_{s2} \end{bmatrix} \quad (12)$$

따라서 최종적인 부재 탄젠트 강성매트릭스는 식 (10)의 부재 연성매트릭스의 역 매트릭스를 구하여 얻을 수 있다.

$$K = F^{-1} \quad (13)$$

3. 이력 모델

3.1 단면의 모멘트-곡률관계

3.1.1 기본가정

반복하중을 받는 철근콘크리트 부재의 이력규칙은 단조 가력시에 나타나는 모멘트-곡률관계의 곡선에 지배를 받게 된다. 따라서 부재의 이력기동을 예측하기 위해서는 단조가력시의 모멘트-곡률 관계를 먼저 구축할 필요가 있다. 단면의 모멘트-곡률관계의 해석에는 Layer모형을 사용하며 철근의 응력-변형도 곡선은 Brown⁽⁷⁾이 제안한 모델을, 콘크리트의 응력-변형도 곡선은 Mender, Priestley, Park⁽⁸⁾가 제안한 모델을 사용한다.

3.1.2 모멘트-곡률의 산정

단조가력시 단면의 모멘트-곡률 관계를 구하기 위해서는 주어진 곡률에서 힘 평형조건 및 적합조건을 만족시키는 중립축 위치를 찾아야 한다. 평단면 이론을 가정하였으므로 Fig.4에서 보는 바와 같이 개개 Layer에서의 철근과 콘크리트의 변형도는 식 (14)~(15)와 같이 중립축으로부터의 거리에 비례하게 되며 개개 Layer에서의 응력은 철근 및 콘크리트의 응력-변형도 곡선으로부터 구한다.

$$\text{철근} : \epsilon_{si} = \epsilon_{cmax} + \phi d_{si} \quad (14)$$

$$\text{콘크리트} : \epsilon_{ci} = \epsilon_{cmax} + \phi d_{ci} \quad (15)$$

여기서 ϵ_{si} : 임의의 철근 Layer에서 변형도

ϵ_{ci} : 임의의 콘크리트 Layer에서 변형도

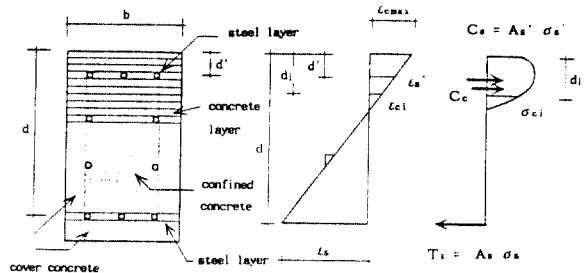


Fig. 4 Assumptions of strain-stress distribution in Layer Model

- ϵ_{cmax} : 콘크리트 연단에서의 최대 변형도
- ϕ : 곡률
- d_{sl} : 콘크리트 연단에서 철근 Layer까지의 거리
- d_{cl} : 콘크리트 연단에서 콘크리트 Layer까지의 거리

단면의 내부합력은 식 (16)과 같이 개개 Layer에서의 단면력을 각각 더함으로써 구해지며 힘 평형조건이 만족된 단면에서의 저항 모멘트는 식 (17)과 같이 개개 Layer의 단면력에 응력중심거리를 곱함으로써 구할 수 있다.

$$N = C_c + C_s + T_s \quad (16)$$

$$\text{여기서 : } C_c = \sum_{i=1}^{nc} \sigma_{ci} b \frac{d}{n}$$

$$T_s = \sum_{i=1}^{ns} A_{si} \sigma_{si}$$

$$M = \sum_{i=1}^n (\sigma_{ci} b \frac{d}{n}) d_{ci} + \sum_{i=1}^{ns} A_{si} \sigma_{si} d_{si} \quad (17)$$

C_c : 콘크리트에 의한 압축력

C_s : 압축철근에 의한 압축력

T_s : 인장철근에 의한 인장력

nc : 콘크리트 Layer 수

ns : 철근 Layer 수

σ_{ci} : 임의의 콘크리트 Layer에서의 응력

σ_{si} : 임의의 철근 Layer에서의 응력

A_{si} : 임의의 철근 Layer에서의 단면적

b : 보 단면의 폭

d : 보 단면의 총

n : Layer 수

3.2 이력법칙

3.2.1 기본이력 법칙

반복하중을 받는 철근콘크리트 부재의 거동은 단조하중시의 거동과 크게 다르게 나타난다. 따라서 반복 횡하중을 받는 부재의 이력거동은 단조가력에 의해 유도된 부재의 기본곡선(primary curve)에 강도저하 및 강성저하 등의 적절한 이력법칙을 적용함으로써 적절히 묘사될 수 있다. 이

력법칙은 다음과 같은 6단계로 나눌 수 있다.

1) 탄성재하(loading) 및 탄성 하중제거(unloading)

최대모멘트가 부재의 항복모멘트 M_y 를 초과하지 않은 범위에서 부재의 모멘트-회전각 관계는 식 (18)과 같이 부재의 초기 탄성강성에 의해 주어진다 (Fig.5의 선분 ①).

$$\Delta M = K_1 \Delta \theta \quad (18)$$

$$\text{여기서 : } K_1 = \frac{M_y}{\theta_y}$$

2) 비탄성 재하(loading)

부재에 작용한 최대모멘트가 항복모멘트를 초과하여 계속 증가할 경우, 부재의 모멘트-회전각 관계는 식 (19)와 같이 부재의 변형경화 강성에 의해 주어진다 (Fig.5의 선분 ②).

$$\Delta M = K_2 \Delta \theta \quad (19)$$

$$\text{여기서 : } K_2 = \frac{M_u - M_y}{\theta_u - \theta_y}$$

3) 비탄성 하중제거(unloading)

부재에 작용한 모멘트가 항복모멘트를 초과한 후 감소하면 하중이 반전되기 전까지 부재의 모멘

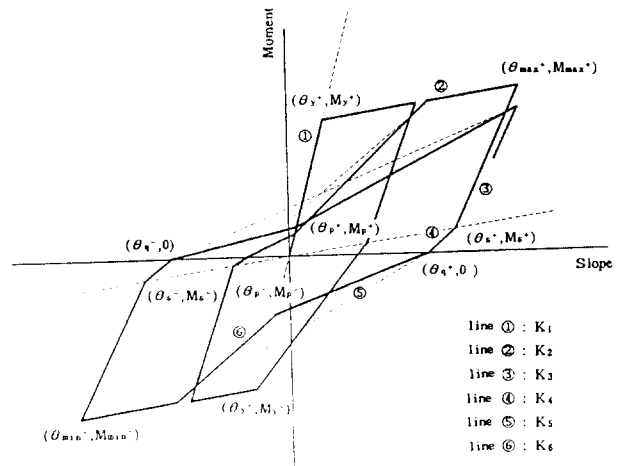


Fig. 5 Basic hysteretic rules

트-회전각 관계는 식 (20)과 같이 된다 (Fig.5의 선분 ③).

$$\Delta M = K_3 \Delta \theta \quad (20)$$

$$\text{여기서 } K_3 = \frac{M_{\max}}{\theta_{\max} - \theta}$$

4) 하중반전(load reversal)점 주변에서의 비탄성 하중제기(unloading)

하중이 반전되기 전 주변에서의 강성저하는 전항의 비탄성 하중제기시와는 다른 특성을 지닌다. 따라서 이 구간에서의 강성저하는 식 (21)과 같이 일반 강성저하와 분리하여 구한다 (Fig.5의 선분 ④).

$$\Delta M = K_4 \Delta \theta \quad (21)$$

$$\text{여기서 } K_4 = \frac{M_s}{\theta_s - \theta_q}$$

5) 균열이 닫힐 동안의 비탄성 재하(reloading)

하중이 반전되면 이전 사이클에서 발생한 균열이 닫히지 전까지는 하중이 주간의 다우웰 작용에 의하여 전달되므로 모멘트-회전각 관계에서 편칭 현상이 나타난다. 이러한 효과는 편칭계수에 의해 설명될 수 있다. 하중반전 후 균열 닫힘모멘트 M_p 때 까지의 모멘트-회전각 관계는 식 (22)와 같이 설명할 수 있다 (Fig.5의 선분 ⑤).

$$\Delta M = K_5 \Delta \theta \quad (22)$$

$$\text{여기서 } K_5 = \frac{M_p}{\theta_p - \theta_q}$$

6) 균열이 닫힌 후 비탄성 재하(reloading)

부재에 작용한 모멘트가 균열닫힘 모멘트 M_p 를 넘어 계속 증가하면 부재의 강성이 증가되어 모멘트-곡률 관계는 식 (23)과 같이 된다 (Fig.5의 선분 ⑥).

$$\Delta M = K_6 \Delta \theta \quad (23)$$

$$\text{여기서 } K_6 = \frac{M_{\max} - M_p}{\theta_{\max} - \theta_p} \quad (23)$$

3.2.2 하중제기(unloading)시의 강성저하

부재가 항복모멘트를 지난 후 하중이 감소되면 인장철근 및 콘크리트의 산류변형도에 의해 부재의 휨강성은 초기 탄성강성보다 작은 값을 갖게 된다. 기존 연구자들은 이를 언성비의 함수로 보아 정량화된 수식(서수연 등)⁽¹²⁾이나 도식적인 방법(정영수 등)⁽⁷⁾에 의해 해석시 고려하고 있다. 그러나 서수연 모델⁽¹²⁾에서는 하중제기시 최대모멘트의 감소에 따른 강성저하를 고려하지 못하고 있으며 도식적인 방법에 의한 정영수모델의 경우는 최대하중의 감소에 따른 강성저하를 고려할 수는 있으나 하중이 '0' 근처까지 저하되면 강성이 급격히 감소되어 강성저하를 충분히 설명하지 못하는 것으로 나타났다. 따라서 본 연구에서는 식 (24)에서 보는 바와 같이 하중제기시의 강성저하를 언성비 및 작용 모멘트에 대한 항복모멘트의 비의 함수로 고려한다 (Fig.6).

$$K_3 = (1/\mu)^\alpha \xi K_1 \quad (24)$$

$$\mu = (\delta_{\max} / \delta_v)$$

$$\xi = (M_{\max} / M_y)$$

$$\alpha = 0.5$$

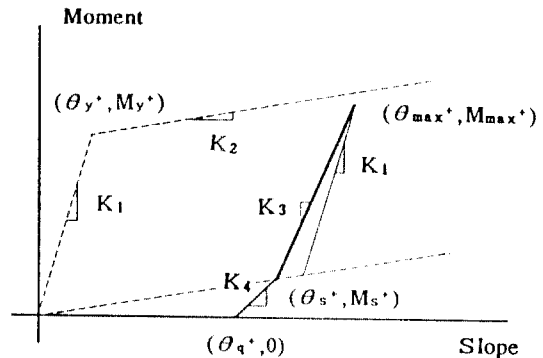


Fig. 6 Stiffness deterioration during inelastic unloading

3.2.3 하중반전(reverse)점 주변에서의 비탄성 하중제기(unloading)

하중제기가 거의 끝나갈 무렵, 부재의 강성은 급격히 완만해지며 그 비율은 부재에 발생한 최대 전단응력도에 반비례한다. 기존의 연구자들은 이러한 강성저하가 발생하는 구간을 변형경화 강성

을 원점으로부터 연장한 선과 하중제거 강성(K_3)이 만나는 점에서부터 시작하는 것으로 가정한다. 그러나 기존의 실험결과에 의하면 강성저하가 급해지는 구간은 부재에 나타난 최대 전단응력도에 반비례하는 것으로 나타났다. 따라서 본 연구에서는 변형경화 강성을 식 (25)와 같이 수정하여 사용하였으며, 이 구간에서의 강성저하는 부재의 나타나는 편칭정도에 비례하는 것으로 보아 식 (26)과 같이 산정한다.

$$K'_2 = \frac{K_2}{(v_{max} / \sqrt{f'_c})^\gamma} \quad (25)$$

여기서 v_{max} : 부재에 나타난 최대 전단응력도

γ : 2.5

$$K_4 = K_3 \eta (1/\mu)^{4\beta} \quad (26)$$

여기서

$$0.5 \quad (a/d) < 1.5 \text{ 일 때}$$

$$\eta = 0.2(a/d) + 0.2 \quad 1.5 < (a/d) < 4 \text{ 일 때}$$

$$1.0 \quad (a/d) > 4 \text{ 일 때}$$

$$\beta = 0.08 (v_y / \sqrt{f'_c})^{0.5}$$

3.2.4 하중재하(reloading)시의 강성저하

항복하중을 경험한 이후 하중이 반전되었을 때 부재에 발생한 휨·전단 균열은 주근 및 콘크리트의 비탄성 잔류변형으로 인하여 즉시 닫혀지지 못한다. 특히 부재에 나타난 전단응력도가 클 때에는 이러한 현상이 두드러지며 이력루프가 원점부근에서 심하게 쪼그라드는 편칭현상이 나타나게 된다. 이러한 편칭효과에 영향을 미치는 요소로 기존 연구자들은 전단스팬비, 부재의 최대 전단응

력도, 연성비, 작용한 사이클 수 등을 고려하고 있으나 이들 요인중에서 작용 사이클 수는 골조해석시 정량화 하기에 곤란하다. 또한 부재에 나타나는 편칭의 정도는 연성비가 일정할 경우, 사이클별 최대하중이 감소함에 따라 줄어드는 것을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서는 식 (27)과 같이 편칭효과를 계산한다 (Fig.7).

$$K_5 = \frac{M_p}{\theta_p - \theta_q} \quad (27)$$

$$\text{여기서 } M_p = M_n \eta (1/\mu)^\beta (1/\xi)^{4\beta}$$

$$\theta_p = M_p / K_1$$

3.2.5 강도 저하

보의 이력기동에서 강도저하는 이전 사이클에서 발생한 균열이 닫힌 후 비탄성 재하(reloading)시에 나타난다. Takeda 모델⁽⁹⁾에서는 재가력시의 이력루프를 이전 사이클의 최대하중을 향하는 것으로 보아 강도저하를 고려하지 않았다. 그러나 실험결과에서 보는 바와 같이 실제의 이력곡선은 이전사이클의 최대하중점 아래를 통과한다. 따라서 이러한 강도저하를 모델링하기 위하여 본 연구에서는 임의의 곡률에서의 강도저하를 항복점 및 파괴점을 잇는 포물선으로 가정하고 각 점에서의 경계조건을 도입하여 유도된 정영수 모델을 수정하여 식 (28)과 같이 곡률을 부재 회전각으로 치환하여 사용한다 (Fig.8).

한편, 식 (28)의 모멘트 저하 정도는 W 값에 민감하게 변하는 것으로 나타났다. 따라서 본 연구에서는 단면해석시 흔히 무시되지만 반복 비탄성

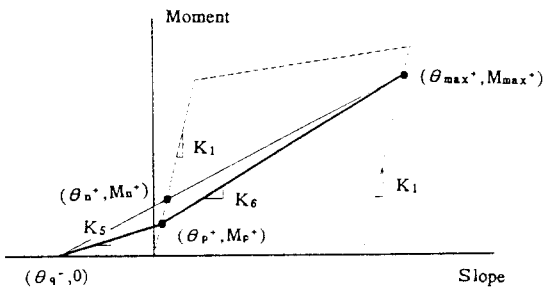


Fig. 7 Stiffness deterioration during inelastic reloading

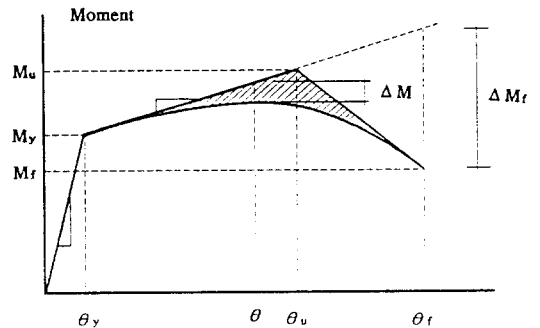


Fig. 8 Strength degradation curve

기동시, 부재의 연성 및 강도저하에 중요한 보 춤에 대한 횡보강근 간격비(d/s)와 단면형상비(d/b)를 고려한다.

1) 횡보강근 간격비

현행 내진설계기준에서 규정하고 있는 보 춤에 대한 횡보강근 간격의 최대비율 (d/s=4.0)은 많은 연구자들의 실험결과에 의한 값으로 보의 연성 확보 및 강도유지를 위한 최소의 값으로 판단된다. 따라서 본 연구에서는 이 비율을 기준으로 하여 식 (29)와 같이 강도저하계수를 보정한다.

2) 단면형상비

보의 춤에 대한 폭의 비율(d/b)은 일반적으로 1.0~2.0 의 범위에 있다. 그러나 일부 실험자들의 시험체는 이 범위를 벗어난 비정상적인 시험체도 있으며, 이 경우 제반 변수들이 다른 시험체와 유사함에도 불구하고 서로 상이한 실험결과를 나타내고 있는 경우도 있다. 이는 보의 단면형상비가 클 경우, 횡보강근에 의한 콘크리트의 구속력이 단면형상비가 작은 시험체에 비하여 상대적으로 저하될 뿐만 아니라, 내부 모멘트 팔길이 증대되어 보 단부에 유도되는 전단력이 증대되었기 때문이라 판단된다. 따라서 본 연구에서는 기준 단면형상비를 1.5로 하여 식 (29)와 같이 보의 강도저하 계수를 보정한다.

$$\Delta M = [(\theta_f - \theta_y)K_2 + M_y - M_f] \left(\frac{\theta - \theta_y}{\theta_f - \theta_y} \right)^w \quad (28)$$

$$w = 2.1 \left(\frac{d/s}{4} \right)^{0.22} \left(\frac{d/b}{1.5} \right)^{1.1} \quad (29)$$

4. 실험결과와 해석결과와의 비교 · 분석

4.1 시험체 선정

본 연구에서 제안한 해석모델의 타당성을 검증하기 위하여 기존 연구자들에 의하여 실험된 시험체에 대하여 이론해석을 실시하고 그 해석결과를 실제 실험결과와 비교 · 분석하였다. 분석대상으로 한 시험체는 기존 연구자들에 의해 비교적 객관성이 있다고 공인된 시험체로서 하중이력의 다양성을 고려하여 점중변위, 일정변위 및 변동변위 제어에 의해 실험된 시험체들을 각각 선정하였다.

Table 1 Specimen List

Researcher	Specime	a/d*1	v _m √f _c *2	w*3	Plastic Hinge
Scribner,Wight	3	4.10	3.06	2.02	Column Face
-	5	3.60	3.35	2.60	-
-	7	4.10	3.60	2.28	-
-	9	5.00	4.92	2.32	-
-	11	4.00	6.16	2.32	-
Hwang,Scribner	S1-2	4.10	3.60	2.10	-
-	S3-2	2.63	7.30	2.10	-
-	S3-3	2.63	7.00	2.10	-
-	S3-4	2.63	7.40	2.10	-
Nmai,Darwin	F-1	3.90	3.01	1.11	-
-	F-2	3.90	3.31	1.11	-
-	F-4	3.90	2.14	1.35	-
-	F-5	3.90	2.16	1.27	-
-	F-7	3.90	2.22	1.30	-
Lee,L.H.Kim,Y.I.	C42	4.30	2.61	2.52	-
-	IM42	4.30	2.69	2.54	Moving
-	C25	2.57	5.05	2.94	Column Face
-	IM34	3.14	3.72	2.80	Moving

*1 Shear Span Ratio.

*2 Unit : kip/in², (kg/cm²)

*3 Strength Deterioration Coefficients.

$$w = 2.1 \left(\frac{d/s}{4} \right)^{0.22} \left(\frac{d/b}{1.5} \right)^{1.1}$$

Table 2 Loading history

No.	Loadig history	Specimen	Researcher
1		3	Scribner,
		5	Wight
		7	-
		9	-
		11	-
		F-1	Nmai, Darwin
		F-2	-
		F-4	-
2		F-5	-
		F-7	-
3		S1-2	Scribner
		S3-2	Hwang
4		S3-3	-
3		S3-4	-
4		C25	Lee, Kim
		C42	-
		IM34	-
		IM42	-

선택된 시험체는 외국의 경우는 Hwang and Scribner⁽¹⁰⁾, Scribner and Wight⁽¹¹⁾, Nmai and Darwin⁽¹²⁾의 시험체를 선정하였으며, 국내의 경우는 이리형과 김윤일⁽¹⁾에 의해 실험된 시험체를 대상으로 하였다. 시험체 일람표는 Table 1과 같으며 대상 시험체별 하중이력을 표로 정리하면 Table 2와 같다.

4.2 실험결과와 해석결과와의 비교 · 분석

대상으로 한 시험체 중에서 하중이력 특성별로 대표적인 시험체에 대한 해석결과를 나타내면 Fig.9~Fig.12와 같다. 그림에서 보는 바와 같이 실험결과와 이론해석결과가 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있으며 이들 이론해석 결과와 실험

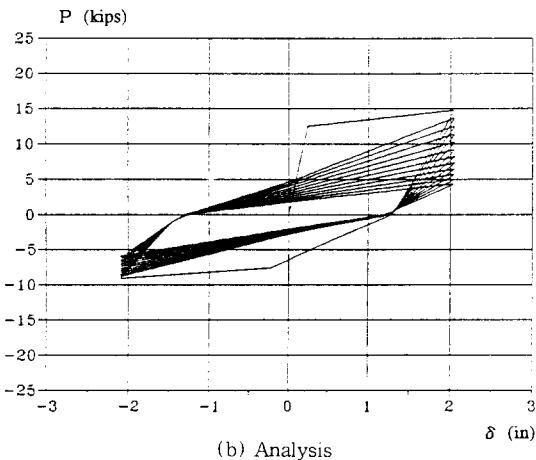
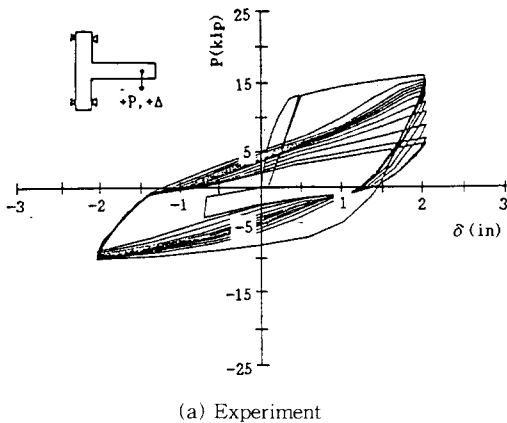
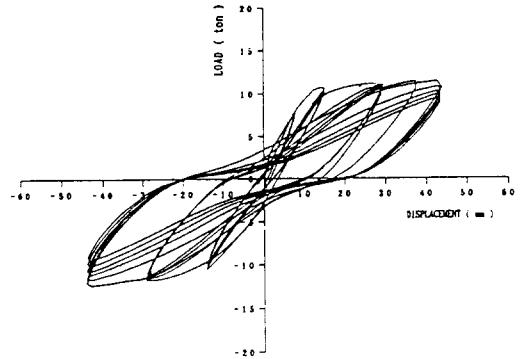


Fig. 9 Experimental and analytical load-deflection curve for beam F-4 tested by Nmai & Darwin



(a) Experiment

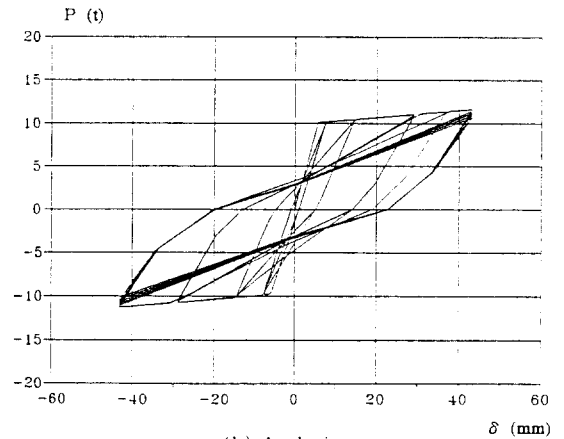
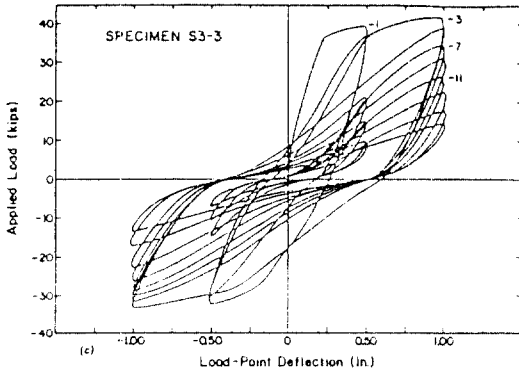
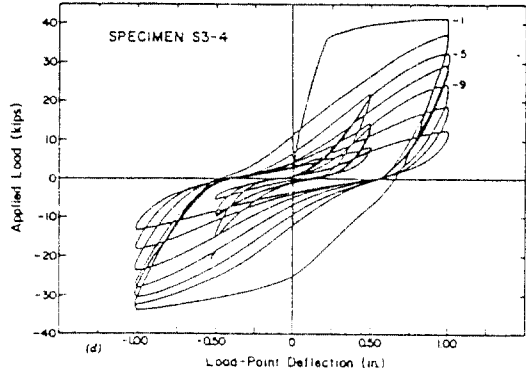


Fig. 10 Experimental and analytical load-deflection curve for beam IM42 tested by Lee & Kim

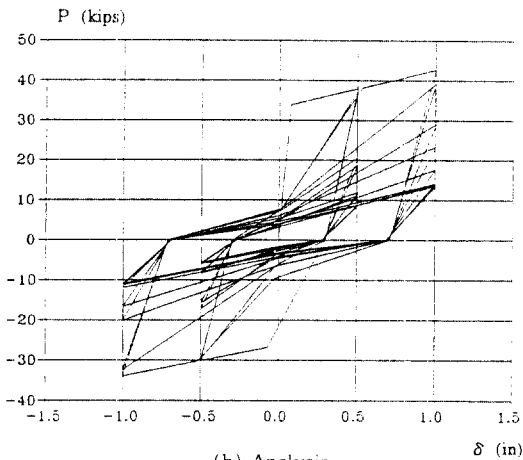
결과를 정량적으로 비교하기 위하여 에너지 소산 면적을 비교하여 나타내면 Table 3과 같다. Table 3에서 보는 바와 같이 총 18개의 시험체 중에서 10%이내의 오차를 나타내는 시험체가 9개, 10~20%의 오차인 시험체가 5개, 20~30%의 오차를 나타내는 시험체가 4개로 본 해석모델의 타당성을 입증하고 있다. 한편 Nmai & Darwin⁽¹²⁾ 시험체에 대한 해석결과는 각 싸이클에서의 최대강도를 비교적 정확하게 예측하고 있음에도 불구하고 실험 결과는 (-) 방향에서 펀칭효과가 거의 나타나지 않음으로 인하여 에너지 소산능력을 약 20~30% 정도 과소평가하고 있음을 알 수 있다. 따라서 이에 대한 지속적인 연구가 필요하다고 하겠다.



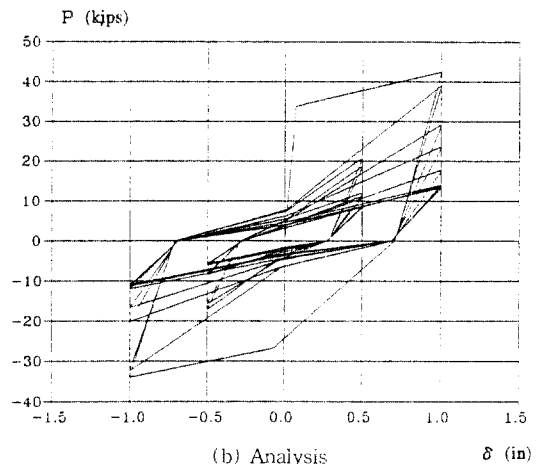
(a) Experiment



(a) Experiment



(b) Analysis



(b) Analysis

Fig. 11 Experimental and analytical load-deflection curve for beam S3-3 tested by Hwang & Scribner

Fig. 12 Experimental and analytical load-deflection curve for beam S3-4 tested by Hwang & Scribner

Table 3. Energy Dissipation Capacity(Unit: kips in [t cm])

Specimen	Analysis	Test	Analysis / Test
3	314.6	311.0	1.01
5	253.0	315.0	0.80
7	459.9	407.0	1.13
9	1027.2	1269.0	0.81
11	772.2	723.0	1.07
S1-2	376.1	343.0	1.10
S3-2	167.3	155.0	1.08
S3-3	199.9	196.0	1.02
S3-4	172.6	178.0	0.97
F-1	236.0	287.0	0.83
F-2	137.9	169.0	0.82
F-4	216.2	297.0	0.73
F-5	194.0	262.0	0.74
F-7	157.8	201.0	0.79
C42	811.8	832.6	0.98
IM42	474.8	501.5	0.95
C25	1099.3	1087.3	1.01
IM34	638.4	518.4	1.23

5. 결 론

본 연구로부터 얻은 결론을 이력모델 및 부재 이력기동 해석으로 나누어 기술하면 아래와 같다.

1) 이력 모델

① 하중제거(unloading)시 나타나는 부재의 강성저하는 부재의 연성비 및 항복강도비의 함수로 나타났다.

② 하중재하(reloading)시 뒤틀림효과에 의해 나타나는 부재의 강성저하는 기본뒤틀림계수, 부재 연성비 및 항복강도비의 함수로 적절히 예측될 수 있다.

③ 부재의 강도저하는 기존 연구자들에 의한 실

험결과와의 비교·분석을 통하여 적절한 강도감소 계수를 제안함으로써 기존모델을 개선하였다.

2) 부재의 이력거동

① 본 해석모델에 의해 계산한 부재의 에너지 소산능력은 실험결과와 약 10~20% 내외의 오차를 나타냄으로써 본 해석모델의 타당성을 입증하고 있다. 따라서 본 연구에서 제안하는 해석모델은 반복하중을 받는 철근콘크리트 보의 이력거동 해석에 사용가능하다고 판단된다.

② 소성힌지부를 비탄성 휨스프링으로 치환하고 길이방향 철근 배근상세에 따른 소성힌지의 이동을 고려함으로써 비교적 정확하게 부재의 이력거동을 예측할 수 있었다.

③ 본 해석모델에서는 부재의 기본곡선(primary curve)의 계산시 반복되는 전단변형의 영향을 고려하지 못하고 있어 전단스팬비가 작은 시험체의 경우 실험결과와 해석결과와의 오차가 다른 시험체에 비해 상대적으로 크게 나타나고 있다. 따라서 전단변형에 의한 강도저하를 적절히 고려할 수 있는 해석모델에 대한 계속적인 연구가 필요하다고 사료된다.

감사의 글

본 연구는 1992년도 한국과학재단에서 지원한 "고강도 철근콘크리트 초고층 건축물의 건설기술 개발에 관한 연구(KOSEF 92-92-00-12)"의 일환으로 수행된 연구로서 관계 제위께 깊은 감사 드립니다.

참 고 문 헌

1. 김윤일, 천영수, 최창식, 서수연, 이리형, "반복하중을 받는 철근콘크리트 보의 전단보강 및 소성힌지 이동," 대한건축학회 논문집, 제 9권 제 2호 (통권 제 18집), 1989. 10.
2. 김윤일, 이리형, 서수연, 천영수, "반복하중을 받는 철근콘크리트 부재의 이력거동해석(유한한 소성역을 갖는 일원성분 모델을 사용하여)," 한국전산구조공학회 논문집 제3권 제1집(통권 제4

- 호), 1990. 4., pp.6-11
3. 유영찬, 김윤일, 이리형, "반복하중을 받는 철근콘크리트 보의 휨 변형능력에 관한 실험적 연구," 대한건축학회 논문집, 1988. 6.
4. Giberson, M.F., "Two Nonlinear Beams with Definition of Ductility," Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 95, No. ST2, Feb., 1969, pp.137~157
5. Otani, S., "Inelastic Analysis of Reinforced Concrete Frame Structure," Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 100, No. ST7, July., 1974, pp.1433~1449
6. Ozcebe, G., and Saatcioglu, M., "Hysteretic Shear Model for Reinforced Concrete Members," Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.115, No. 1, Jan., 1989, pp.132~149
7. Chung, Y.S., "Automated Seismic Analysis and Design of Reinforced Concrete Frames," Ph.D. Thesis, Graduate School of Art and Sciences, Columbia Univ., 1988
8. Mander, J.B., Priestley, M.J., and Park, R., "Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete" Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 114, No. ST8, Aug., 1988, pp. 1804~1826
9. Takeda, T., Sozen, M.A., and Nielson, N.N., "Reinforced Concrete Response to Simulated Earthquakes," Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 96, No. ST7, Dec., 1970, pp.2557~2573
10. Hwang, T.H., and Scribner, C.F., "R/C Member Cyclic Responses during Various Loadings," Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.110, No.3, Mar. 1984, pp.477-489
11. Scribner, C.F., and Wight, J.K., "Strength Decay in Reinforced Concrete Beams Under Load Reversals," Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 106, No. ST4, Apr., 1980, pp.861~875
12. Darwin, D., and Nmai, C.K., "Lightly Reinforced Concrete Beams Under Load Reversals," Journal of the ACI, Vol. 83, No. 9, Sep., 1986, pp.777~783. (접수일자 : 1993. 11. 29)