

내진 설계를 위한 에너지 소산량 산정법의 활용

Application of Energy Dissipation Capacity to Earthquake Design

임혜정* 박홍근** 엄태성***
 Lim, Hye Jeong Park, Hong Gun Eom, Tae Sung

국문요약

기존의 비선형 정적 및 동적 해석에서는 철근콘크리트 구조물의 에너지 소산능력을 정확히 고려하지 못하고 있다. 최근 연구에서는 횡지배 철근콘크리트 부재의 에너지 소산능력을 정확히 평가할 수 있는 식이 개발되었으며, 본 연구에서는 이 평가방법을 이용하여 에너지 소산능력을 정확히 고려할 수 있는 비선형 정적 및 동적 해석 방법을 개발하였다. 비선형 정적 해석을 위하여 에너지 스펙트럼 곡선을 개발하고 이를 적용하여 능력스펙트럼법을 개선하였으며, 또한 비선형 동적 해석을 위하여 철근콘크리트 부재의 단순화된 에너지 기초 주기거동모델을 개발하였다. 제안된 모델은 부재의 강성에 기초한 기존의 주기거동모델과는 달리 완전한 주기거동 발생 시 소산되는 에너지를 정확하게 반영할 수 있다. 본 연구에서는 제안된 방법에 따라 비선형 정적 및 동적 해석법의 절차를 정립하였으며 이를 적용한 컴퓨터 해석 프로그램을 개발하였다. 제안된 해석 방법은 부재의 단면형태, 철근비, 배근형태 등 설계 변수에 따른 에너지 소산능력을 정확하게 고려하고 지진발생시 에너지 소산능력이 구조물의 성능에 미치는 효과를 반영할 수 있다.

주요어 : 비선형해석, 능력스펙트럼법, 에너지 소산능력, 에너지 스펙트럼 곡선, 에너지 기초 주기거동모델

ABSTRACT

Traditional nonlinear static and dynamic analyses do not accurately estimate the energy dissipation capacity of reinforced concrete structure. Recently, simple equations which can accurately calculate the energy dissipation capacity of flexure-dominated RC members, were developed in the companion study. In the present study, nonlinear static and dynamic analytical methods improved using the energy-evaluation method were developed. For nonlinear static analysis, the Capacity Spectrum Method was improved by using the energy-spectrum curve newly developed. For nonlinear dynamic analysis, a simplified energy-based cyclic model of reinforced concrete member was developed. Unlike the existing cyclic models which are the stiffness-based models, the proposed cyclic model can accurately estimate the energy dissipating during complete load-cycles. The procedure of the proposed methods was established and the computer program incorporating the analytical method was developed. The proposed analytical methods can estimate accurately the energy dissipation capacity varying with the design parameters such as shape of cross-section, reinforcement ratio and arrangement, and can address the effect of the energy dissipation capacity on the structural performance under earthquake load.

Key words : nonlinear analysis, capacity spectrum method, energy dissipation capacity, energy-spectrum curve, energy-based cyclic model

1. 서론

최근 들어 기존의 탄성 해석 및 설계 방법에서 탈피하여 비선형 해석을 사용하는 선진적인 내진 설계 방법이 개발되어 사용되고 있다. 이를 위하여 다양한 비선형 정적 및 동적 해석/설계 방법이 개발되었으며, 이러한 비선형 설계에서는 구조물의 강도, 변형능력 뿐만 아니라 에너지소산능력이 구조물의 내진 성능을 결정하는 중요한 요소이므로(Fig. 1) 구조물의 에너지 소산능력을 정확히 평가하고 이를 해석과 설계에 적절히 반영하여야 한다.

그러나 현재 사용되고 있는 비선형 정적 및 동적 해석/설계에서는 에너지 소산능력을 정확히 평가·반영하지 못하고 있는 실정이다. 예를 들어 ATC-40⁽¹⁾과 FEMA-273⁽²⁾ 등에서 제시된 비선형 정적 해석법인 능력스펙트럼법(CSM; Capacity Spectrum Method)은 모든 구조물의 에너지 소산능력을

정확히 평가하지 않고 경험적으로 세 가지 유형($\alpha=1.00, 0.67, 0.33$)으로 일반화하여 평가하고 있기 때문에 각 구조형식의 거동 특성에 따른 다양한 에너지 소산능력을 정확히 반영할 수 없다(Fig. 2).

또한 보다 정밀한 내진 해석 방법으로 사용되는 비선형 동적 해석법에서도 에너지 소산능력을 정확히 반영하지 못하고 있다. 비선형 동적 해석에 널리 사용되는 프로그램인

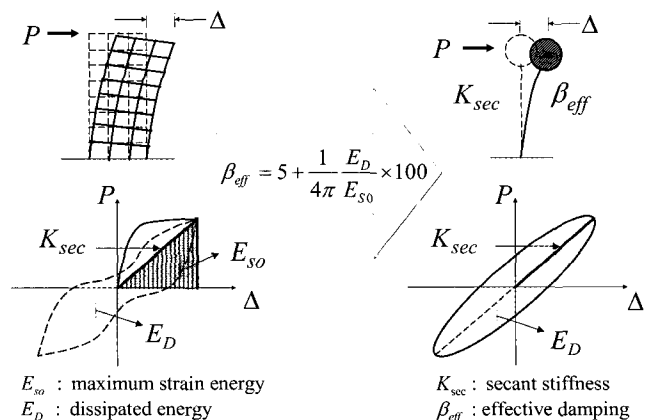


Fig. 1 Conversion to equivalent SDOF system(CSM)

* 서울대학교 공과대학 건축학과 건축구조시스템 연구실, 석사과정
 ** 정회원 · 서울대학교 공과대학 건축학과 부교수(대표저자 : parkhg@snu.ac.kr)
 *** 서울대학교 공과대학 건축학과 건축구조시스템 연구실, 박사과정
 본 논문에 대한 토의를 2003년 2월 28일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.
 (논문접수일 : 2003. 8. 12 / 심사종료일 : 2003. 12. 15)

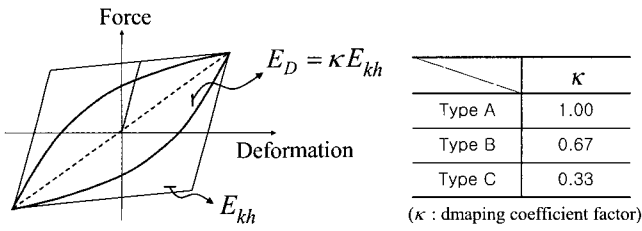


Fig. 2 Evaluation of energy dissipation capacity(ATC-40)

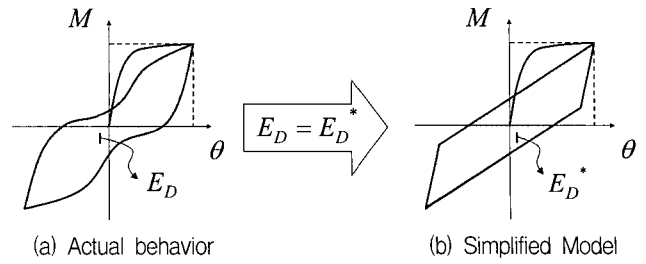


Fig. 4 Energy-Based Cyclic Model

DRAIN-2DX⁽³⁾는 부재의 주기거동모델로서 '확장 다케다모델(Extended Takeda Model)'을 사용하고 있다. 이 모델에서는 에너지 소산능력에 큰 영향을 미치는 주기거동시의 제하강성(unloading stiffness) 및 재하강성(reloading stiffness)을 사용자의 판단에 의해서 경험적인 값($0 \leq \alpha \leq 0.4$, $0 \leq \beta \leq 0.6$)을 사용하도록 하고 있다(Fig. 3). 그러나 다케다모델은 에너지 소산량을 기준으로 한 모델이 아니라 경험적인 강성을 근거로 한 모델(Stiffness-Based Cyclic Model)이므로 부재의 주기거동에 의한 에너지 소산능력을 정확히 평가할 수 없다.

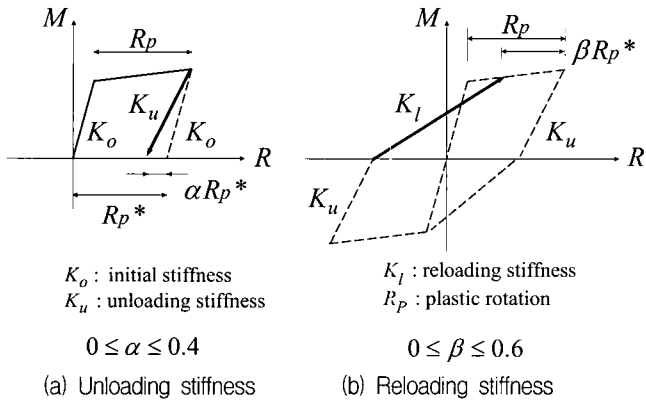


Fig. 3 Extended Takeda Model(DRAIN-2DX)

한편 엄태성, 박홍근은 최근 연구⁽⁴⁾에서 주기 하중을 받는 휨지배 철근콘크리트 부재의 에너지 소산능력을 정확히 평가할 수 있는 방법을 개발하였다. 연구에 따르면 철근콘크리트 부재의 주기 거동에 의한 에너지 소산은 단면형태, 축력, 철근비, 배근형태, 변형능력 등 다양한 변수의 영향을 받으며, 주로 철근에 의하여 에너지가 소산된다는 사실이 밝혀졌다.

본 연구에서는 이미 개발된 철근콘크리트 부재의 에너지 소산량 평가식을 이용하여 에너지 소산능력을 고려할 수 있는 에너지 기초 주기거동모델(Energy-Based Cyclic Model)을 제안하였다. 또한 이를 적용하여 철근콘크리트 모멘트 골조 시스템에 대한 비선형 정적 및 동적 해석 방법을 정립하고 이를 구현할 수 있는 컴퓨터 프로그램을 개발하였다.

2. 비선형 주기거동모델

철근콘크리트 부재는 주기 거동시 꺾임으로 인하여 Fig. 4(a)와 같이 복잡한 비탄성 거동을 보인다. 이러한 복잡한 경로를 정확하게 나타내는 것은 매우 어려우므로, 본 연구에서는

기존의 에너지 소산량 산정법을 이용하여 경로를 단순화한 에너지 기초 주기거동모델(Energy-Based Cyclic Model)을 제시하고자 한다. 이 모델은 하중의 제하/재하시의 거동 경로는 실제 거동과 다르지만 완전한 주기거동이 발생한다면 실제 거동과 동일한 에너지를 소산하도록 고안된 모델이다. 부재의 에너지 소산량을 평가하는 방법은 부록의 식 (A-1), (A-2)에 수록되어 있는데, 이 식에 따르면 부재의 에너지 소산능력은 단면의 형태, 철근비, 배근형태와 최대변형에 의해서 결정된다.

휨지배 철근콘크리트 부재의 경우 비탄성 휨 변형이 양단에 집중된다고 가정하면 각 부재는 탄성 변형만 발생하는 '탄성요소(elastic element)'와 양단의 비탄성 변형이 발생하는 '소성힌지요소(plastic hinge element)'로 모델링할 수 있다(Fig. 5). 이 때 각 절점의 회전각은 탄성요소의 회전각과 소성힌지요소 회전각의 합과 같으며, 탄성요소 및 소성힌지요소의 휨모멘트는 절점의 휨모멘트와 동일하다. 이로부터 식을 유도하면 부재의 연성행렬은 탄성요소의 연성행렬과 소성힌지요소의 연성행렬의 합으로 구할 수 있으며, 이 연성행렬의 역행렬을 구하면 부재의 강성행렬을 얻을 수 있다.

Fig. 6은 본 연구에서 제안한 에너지 기초 주기 모델을 보여주고 있다. 부재의 에너지 소산은 단면에 배치된 철근의 주기거동에 의하여 발생하며, 따라서 단면의 특성과 함께 현

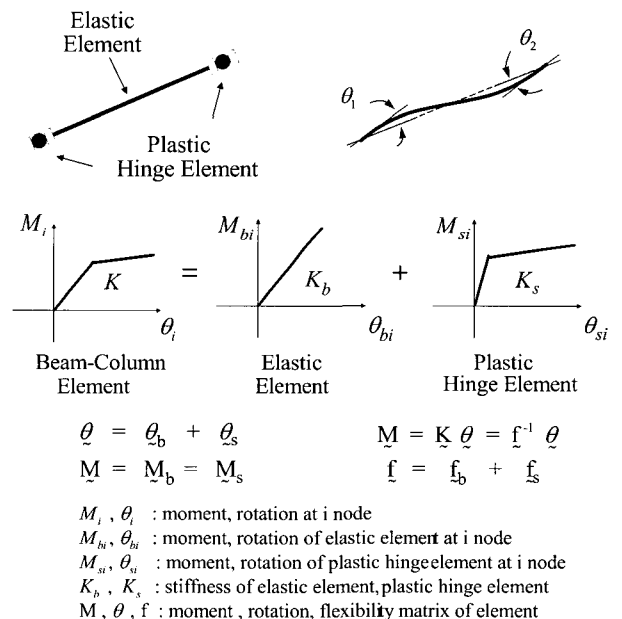
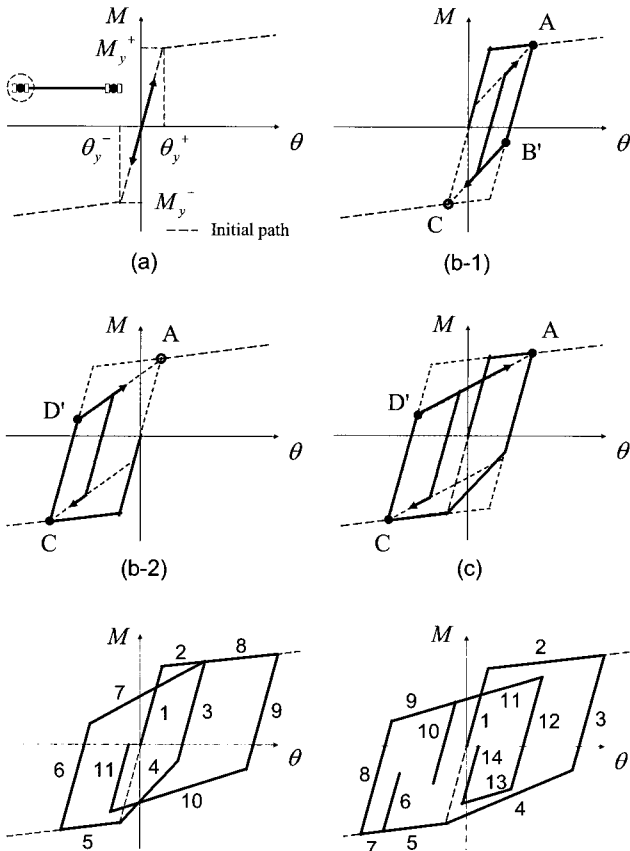


Fig. 5 Beam-Column Element with potential plastic hinges



(d) Examples of Proposed M-θ Relationship

Fig. 6 Simplified Unloading/Reloading Behavior

재의 최대변형에 의하여 결정된다. 최대변형의 발생여부 및 그 크기에 따라서 에너지 소산능력이 결정되며, 이에 근거하여 주기거동모델이 구성된다. Fig. 6(a)는 소성변형이 일어나지 않은 경우, Fig. 6(b-1), (b-2)는 한 방향으로만 소성변형이 일어난 경우, Fig. 6(c)는 양방향으로 소성변형이 일어난 경우의 거동을 각각 보여주고 있다. 주기거동모델의 구성은 다음과 같이 요약할 수 있다.

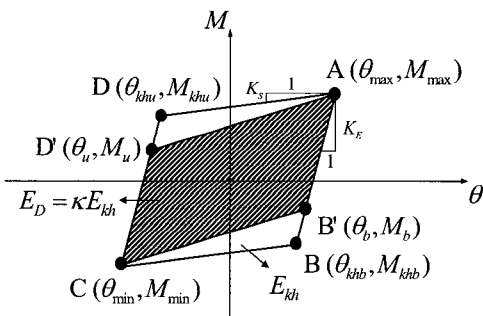


Fig. 7 Modeling of cyclic behavior based on energy dissipation capacity

일단 소성변형이 일어나면, 최대변형에 근거하여 부록식 (A-1), (A-2)를 사용하여 에너지 소산능력을 구하거나 또는 부록식 (A-3), (A-4)를 사용하여 탄소성거동에 대한 에너지 소산량의 비율인 α 를 구한다. 현재의 최대변형을 이용하여 가상적인 탄소성거동을 정의하는 점 B와 D의 휨모멘트와 변형각을 구한다.

$$\theta_{kbb} = \frac{K_E \theta_{\max} - K_S \theta_{\min} - (M_{\max} - M_{\min})}{K_E - K_S} \quad (1a)$$

$$M_{kbb} = \frac{K_E M_{\min} - K_S M_{\max} + K_E K_S (\theta_{\max} - \theta_{\min})}{K_E - K_S} \quad (1b)$$

$$\theta_{khu} = \frac{K_E \theta_{\min} - K_S \theta_{\max} + (M_{\max} - M_{\min})}{K_E - K_S} \quad (1c)$$

$$M_{khu} = \frac{K_E M_{\max} - K_S M_{\min} - K_E K_S (\theta_{\max} - \theta_{\min})}{K_E - K_S} \quad (1d)$$

여기서 K_E, K_S 는 각각 탄성구간, 비탄성구간에서 소성힌지의 강성이다.

하나의 주기거동이 계산된 에너지 소산능력과 같도록 ($E_D = \alpha E_{kh}$) 재하/재하 강성이 감소되는 점 B'와 D'의 휨모멘트와 변형각을 구한다.

$$\theta_b = \alpha \theta_{kbb} + (1 - \alpha) \theta_{\max} \quad (2a)$$

$$M_b = \alpha M_{kbb} + (1 - \alpha) M_{\max} \quad (2b)$$

$$\theta_u = \alpha \theta_{khu} + (1 - \alpha) \theta_{\min} \quad (2c)$$

$$M_u = \alpha M_{khu} + (1 - \alpha) M_{\min} \quad (2d)$$

Fig. 6(d)에 나타난 바와 같이 \pm 최대변형이 증가함에 따라서 에너지 소산능력이 증가하고 따라서 주기거동의 경로가 달라진다. 최대변형이 증가하지 않고 재하와 재하가 반복되는 경우에는 동일한 주기거동을 나타내게 된다. 실험에 의하면 부재의 최대변형능력에 도달하지 않은 경우에는 반복하중재하시 에너지 소산능력이 크게 저하되지 않는다. 이 모델은 정확한 재하/재하 강성을 나타낼 수 없으나, 완전한 주기거동에 의하여 발생하는 에너지 소산량을 비교적 정확히 나타낼 수 있으며, 이것이 강성에 기초한 기존의 주기모델과 다른 점이다.

3. 해석 프로그램의 개발 및 검증

앞에서 제시한 주기거동모델을 이용하여 철근콘크리트 모멘트 골조 시스템의 비선형 정적 및 동적 해석을 수행할 수 있는 컴퓨터 프로그램(NARCFrame : Nonlinear Analysis for Reinforced Concrete Frame)을 개발하였다. 해석방법은 변위 제어법을 이용하였으며 비선형 동적 해석시 시간이력해석의 방법으로는 이전 연구⁽⁵⁾의 알고리즘을 모멘트 골조 해석에 적용되도록 변환하였다.

개발된 프로그램의 검증을 위하여 DRAIN-2DX의 해석결과와 비교하였다. 대상 구조물은 3 경간, 10 개층인 철근콘크리트 모멘트 골조로서, 세 종류의 기둥과 한 종류의 보로 구성되어 있으며 단면의 특성은 Fig. 8 및 Table 1에 나타나 있다. 건물에 작용하는 중력 하중은 구조물의 자중과 일반 사무실에 해당하는 적재하중을 고려하여 산출하였고, 수평하중은 삼각형분포하중을 가정하였다. 각 층의 고정하중과 적재하중은 각각 690kN, 360kN 이다. DRAIN-2DX는 부재의 주기 거동시 에너지 소산능력을 반영하지 못하므로 두 프로그램에 사용된 주기거동모델로는 운동강화 탄소성모델을

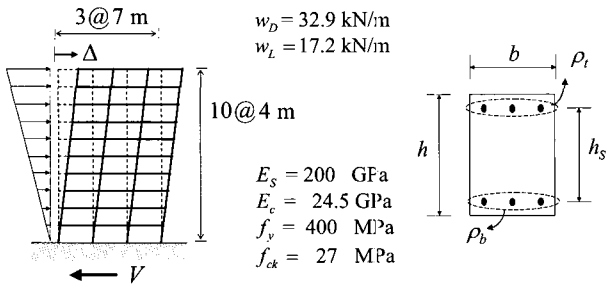


Fig. 8 Frame model for numerical analysis

Table 1 Properties of beams and columns

type	locations	b(mm)	h(mm)	h _s (mm)	ρ _t (%)	ρ _b (%)
Columns	1~3F	700	700	610	1	1
	4~6F	600	600	510	1	1
	7~10F	500	500	410	1	1
Beams	all stories	400	600	520	1	0.75

사용하였다. 해석 결과, Fig. 9에 나타낸 바와 같이 NARCFrame과 DRAIN-2DX의 결과가 정확히 일치한다.

4. 비선형 정적 해석

NARCFrame은 구조물의 에너지 소산능력을 정확하게 반영하는 데 중점을 둔 것으로서 이를 CSM에 적용하고자 한다. 해석 대상으로서 프로그램 검증시 이용한 구조물을 사용한다. 다만, 부재의 주기거동모델로서 본 연구에서 개발된

모델을 사용하였다. 구조물의 비선형 거동시에는 지진 하중의 층 분포를 정확히 예측할 수 없으므로 횡하중이 각각 삼각형분포, 등분포인 경우에 대하여 구조안전성을 검토^{(6),(7)}한다.

지진이력으로는 El Centro 1940(Component : NS, PGA=0.319g), Northridge CA 1994(Component : 196°, PGA=0.412g)를 적용한다.

성능점을 산출하는 과정은 다음과 같다.

1) 비선형 정적 해석을 수행하여 성능곡선(Capacity Curve) 및 에너지성능곡선(Energy Capacity Curve)을 그린다. 성능곡선은 최상층 변위(Δ)와 밀면전단력(V)의 관계를 나타낸다. 에너지성능곡선은 최상층 변위 또는 밀면전단력과 구조물의 총 에너지 소산량의 관계를 나타내며, 다음과 같은 방법으로 구한다(Fig. 10).

- ① 단조 하중을 가하여 매 단계마다 최상층 변위와 밀면전단력, 각 부재의 비탄성 변형량을 구한다.
- ② 부록 식 (A-1)과 (A-2)를 사용하여 각 부재별 에너지 소산량을 구한다. 여기서, 구조물에 단조하중이 재하되므로 역 주기거동에 의한 최대변형을 구할 수 없다. 따라서 CSM과 같이 역주기거동시에도 동일한 최대 변형을 일으킨다는 가정을 사용하여 에너지 소산량을 구한다.
- ③ 부재별 에너지 소산량을 모두 더하여 구조물 전체의 에너지 소산량을 산정한다.

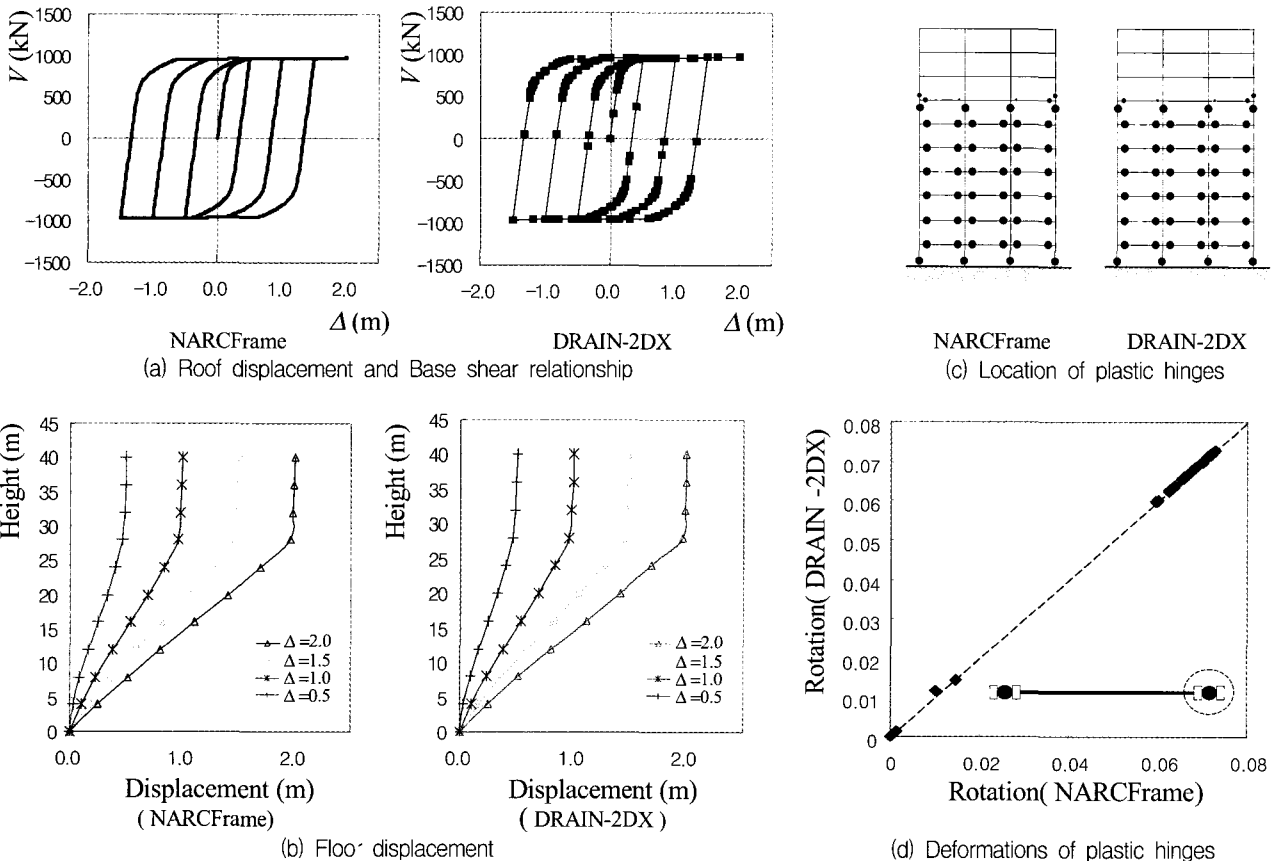


Fig. 9 Comparisons with DRAIN-2DX

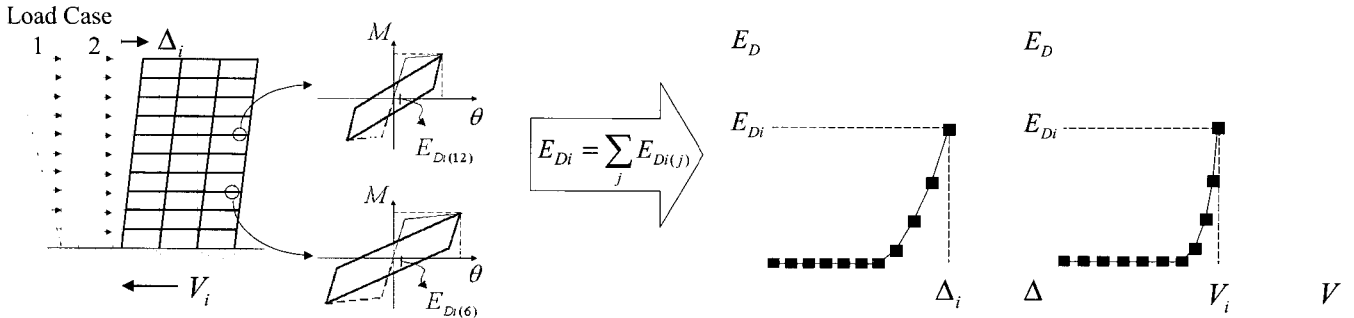


Fig. 10 Construction of Energy Capacity Curve

이러한 에너지성능곡선은, 에너지 소산량 산정식을 컴퓨터해석프로그램 내에 추가하면 매 단계마다 에너지 소산량이 자동으로 구해지며, 구조물에 단조하중을 가하여 한번의 해석만으로 에너지성능곡선을 구할 수 있으므로 매우 간편하고 빠르게 작성할 수 있다.

- 2) 성능곡선을 응답가속도 S_a 및 응답변위 S_d 의 관계를 나타내는 성능스펙트럼(Capacity Spectrum)으로(ATC-40⁽¹⁾), 에너지성능곡선을 에너지 소산능력 E_D 과 응답변위 S_d 의 관계를 나타내는 에너지성능스펙트럼(Energy Capacity Spectrum)으로 각각 변환시킨다.
- 3) S_a -T 관계로 나타내는 탄성응답스펙트럼을 변환하여 S_a - S_d 의 탄성요구스펙트럼(Elastic Demand Spectrum)을 구한다.

$$S_d = \frac{T^2}{4\pi^2} S_a g \quad (1-1)$$

- 4) 임의의 성능점 a_{pi} , d_{pi} 에 대하여 에너지성능스펙트럼에서 구조물의 에너지 소산량을 구한다(Fig. 11).
- 5) 유효감쇠계수 (β_{eff})를 구한다.

$$\beta_{eff} = \frac{1}{4\pi} \frac{E_D}{E_{so}} \times 100 + 5 \quad (1-2)$$

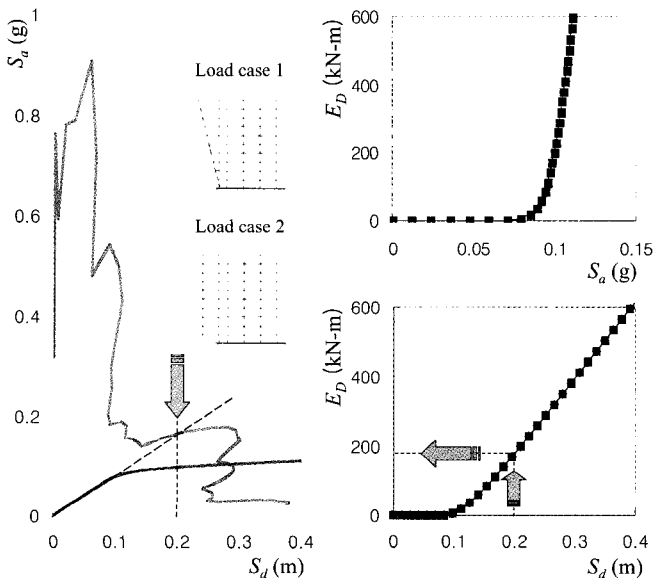


Fig. 11 Evaluation of energy dissipation capacity

- 6) 탄성요구스펙트럼에 응답감소계수 SR_A , SR_V (ATC-40⁽¹⁾)를 적용하여 비탄성요구스펙트럼을 구성한다.
- 7) 능력스펙트럼과 비탄성요구스펙트럼이 교차하는 성능점이 처음에 가정된 성능점 a_{pi} , d_{pi} 와 일치하는지를 확인하고 오차가 있다면 성능점을 다시 가정하여 4)~7)을 반복한다(Fig. 12).

삼각형 분포(load case 1) 및 등분포(load case 2) 하중에 대한 성능점은 각각 Table 2, 3에 나타난 바와 같다.

ATC-40에 따르면 구조물의 에너지 소산량은 탄소성거동에 의한 에너지 소산량에 구조물의 유형에 따른 감쇠보정계수 0.33, 0.67, 1.0을 선택하여 곱해서 구하도록 되어 있다. 본 연구에서 제안된 해석 방법에 의한 에너지 소산량과 ATC-40에 의한 값을 비교하였다. El Centro 1940의 경우 Load case 1, 2에 대한 성능점에서의 감쇠보정계수가 Table 4에 비교되어 있다.

Load case 1의 경우, 실제성능곡선에 의한 면적과 등가의 면적을 가지도록 성능곡선을 이선형(bilinear)으로 바꾸어 넓이를 계산하면 275.1kN-m이다(Fig. 13). 실제 소산된 에너지는 142.3kN-m(Table 2(a))이므로 감쇠보정계수 α 는 $142.3/275.1 = 0.52$ 이다. 동일한 방법에 의해 Load case 2에서는 감쇠보정계수 α 는 0.46이 얻어진다. 이 값들은 ATC-40에서 사용하는

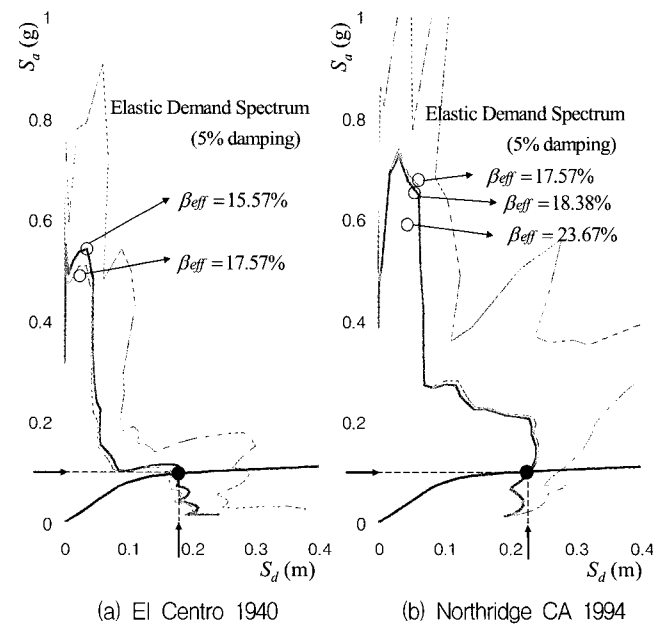


Fig. 12 Determination of performance point

Table 2 Performance point for load case 1 : triangular lateral load

(a) El Centro 1940

Iteration	d_{pi} (m)	a_{pi} (g)	Δ_{pi} (m)	V_{pi} (kN)	E_{SO} (kN-m)	E_D (kN-m)	β_{eff} (%)	d_p (m)
1	0.2097	0.0996	0.2790	909.1	126.8	200.4	17.57	0.170
2	0.1818	0.0971	0.2418	886.1	107.1	142.3	15.57	0.180

(b) Northridge CA 1994

Iteration	d_{pi} (m)	a_{pi} (g)	Δ_{pi} (m)	V_{pi} (kN)	E_{SO} (kN-m)	E_D (kN-m)	β_{eff} (%)	d_p (m)
1	0.4613	0.1143	0.6136	1043.7	320.2	751.3	23.67	0.210
2	0.2097	0.0996	0.2790	909.1	126.8	200.4	17.57	0.235
3	0.2237	0.1007	0.2976	919.2	136.8	230.0	18.38	0.230

d_{pi}, a_{pi} : trial performance point E_{SO} : maximum strain energy
 Δ_{pi}, V_{pi} : roof displacement, base shear at trial performance point E_D : dissipated energy
 β_{eff} : effective damping d_p : intersection of demand spectrum and capacity spectrum

Table 3 Performance point for load case 2 : uniformly distributed lateral load

(a) El Centro 1940

Iteration	d_{pi} (m)	a_{pi} (g)	Δ_{pi} (m)	V_{pi} (kN)	E_{SO} (kN-m)	E_D (kN-m)	β_{eff} (%)	d_p (m)
1	0.1360	0.1075	0.1767	1021.6	90.3	69.7	11.15	0.220
2	0.2137	0.1205	0.2776	1145.0	158.9	220.9	16.06	0.170
3	0.1845	0.1164	0.2397	1105.7	132.5	163.6	14.82	0.184

(b) Northridge CA 1994

Iteration	d_{pi} (m)	a_{pi} (g)	Δ_{pi} (m)	V_{pi} (kN)	E_{SO} (kN-m)	E_D (kN-m)	β_{eff} (%)	d_p (m)
1	0.3302	0.1322	0.4289	1256.2	269.4	465.0	18.74	0.237
2	0.2525	0.1252	0.3280	1189.4	195.0	301.5	17.30	0.243

Table 4 Comparisons of Damping Modification Factor

(a) Load case 1 : triangular lateral load

Δ_p (m)	V_p (kN)	Δ_y (m)	V_y (kN)	E_{kh} (kN-m)	E_D (kN-m)	α	
						Proposed method	ATC-40
0.2418	886.1	0.1340	775.5	275.1	142.3	0.52	0.67

(b) Load case 2 : uniformly distributed lateral load

Δ_p (m)	V_p (kN)	Δ_y (m)	V_y (kN)	E_{kh} (kN-m)	E_D (kN-m)	α	
						Proposed method	ATC-40
0.2397	1021.6	0.1173	909.2	353.0	163.6	0.46	0.67

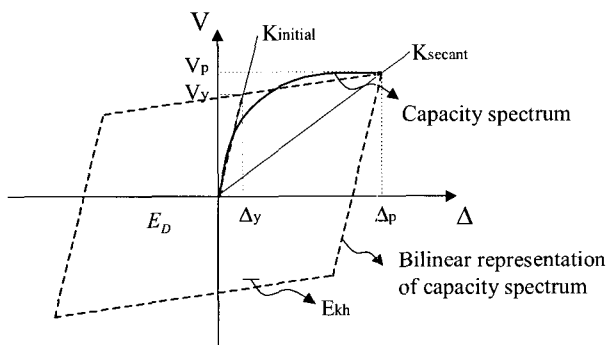


Fig. 13 Bilinear curve

0.67과 큰 차이를 보이고 있으며, 따라서 구조물의 에너지 소산능력이 실제보다 과대 평가될 수 있다.

5. 비선형 동적 해석

본 연구에서 제안한 부재의 주기거동모델을 사용하여 El Centro 1940과 Northridge CA 1994 두 지진 가속도 이력에 대하여 비선형 시간이력해석을 수행하였다. Fig. 14는 지진 가속도 이력, 밀면전단력 이력, 최상층 변위 이력을 보여준다. 또한 Fig. 15는 비선형 거동을 보이는 중간층 보 부재의 한 절점에서의 휨모멘트-회전각 이력을 보여준다. 그래프에 의하면 지진 발생 초반에 최대 변위에 도달한 후 이보다 작은 변위 내에서 이력 거동하기 때문에 에너지 소산이 많이 일어나지 않음을 알 수 있다. El Centro 1940으로 인하여 구조물 전체에 생성된 소성힌지들의 위치는 Fig. 16(c)에 표시된 바와 같다. 해석에 의한 최대 최상층 변위 및 밀면전단력은 Table 5에 나

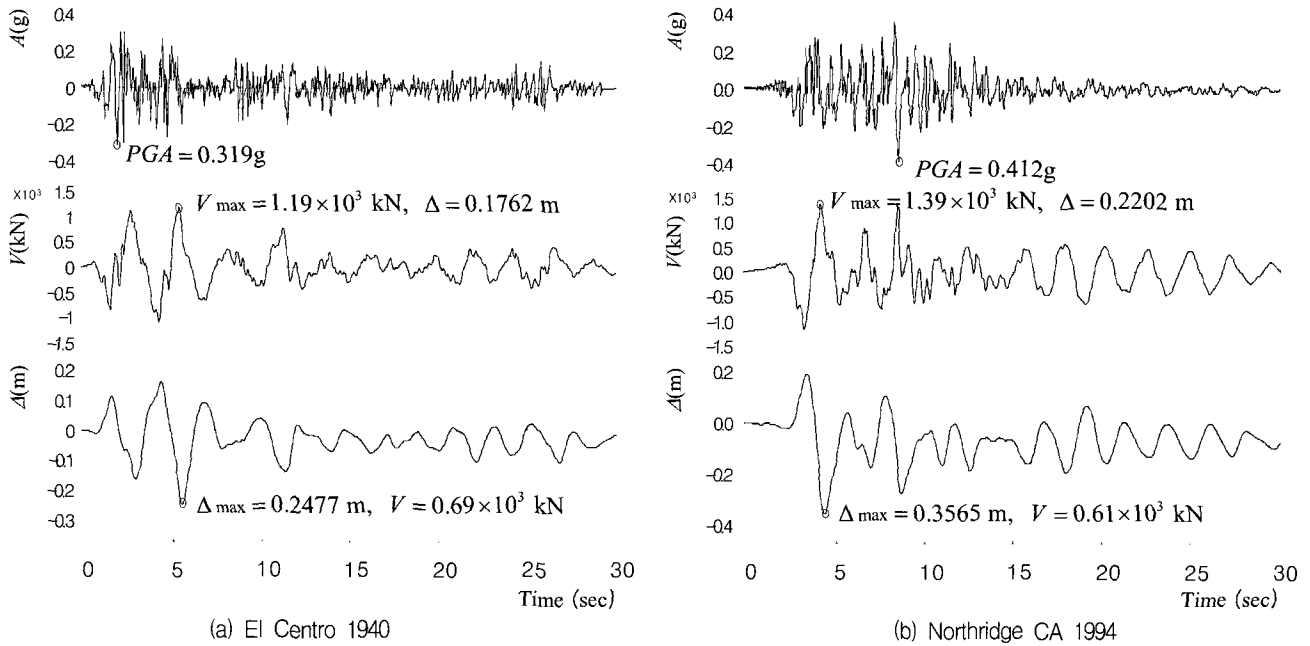


Fig. 14 Results of Nonlinear dynamic analysis

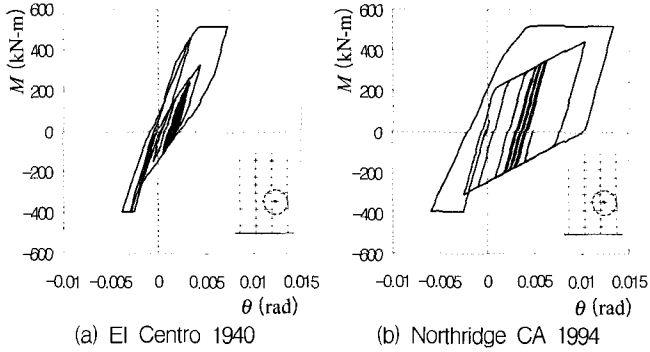
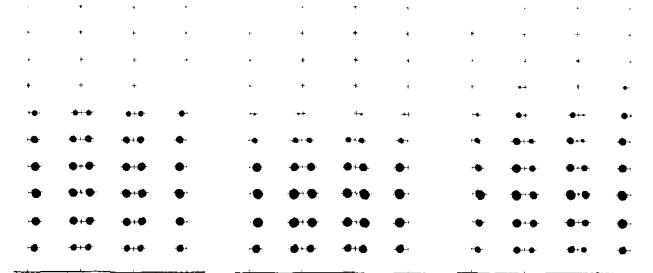


Fig. 15 Cyclic behavior of beam resulted from nonlinear time history analysis



(a) CSM(load case 1) (b) CSM(load case 2) (c) Time history analysis

Fig. 16 Location of Plastic hinges(El Centro 1940)

타내었다. El Centro 1940의 경우 구조물의 최대 최상층 변위는 247.7mm, 최대 밀면전단력은 1190.6kN이며, Northridge CA 1994의 경우 각각 356.5mm, 1393.6kN 으로 해석되었다.

6. 해석 결과 비교 및 분석

에너지 소산량 평가식⁽⁴⁾을 적용한 CSM, ATC-40의 감쇠

보정계수(골조 구조일 경우 주로 $\alpha=0.67$ 적용)를 적용한 CSM, 그리고 비선형 시간이력해석 등 세 방법에 의한 구조물의 최대 최상층 변위 Δ 와 최대 밀면전단력 V 을 Table 5에 비교하였다. CSM의 경우 삼각형분포(load case 1) 및 등분포(load case 2)의 두 가지 층진하중 분포를 사용하였다. 또한 CSM과 시간이력해석의 결과 구조물에 생성된 소성힌지의 위치 및 회전각의 크기를 비교하기 위해 각 경우에 대한

Table 5 Comparisons of results of nonlinear static and time history analyses

(a) El Centro 1940

	CSM(load case 1)		CSM(load case 2)		Nonlinear time history analysis
	Proposed method	ATC-40($\alpha=0.67$)	Proposed method	ATC-40($\alpha=0.67$)	
Δ (mm)	241.8	223.2	239.7	201.9	247.7
V (kN)	886.1	872.8	1105.7	1057.0	1190.6

(b) Northridge CA 1994

	CSM(load case 1)		CSM(load case 2)		Nonlinear time history analysis
	Proposed method	ATC-40($\alpha=0.67$)	Proposed method	ATC-40($\alpha=0.67$)	
Δ (mm)	297.6	279.0	328.0	290.2	356.5
V (kN)	919.2	909.1	1189.4	1156.2	1393.6

구조물의 소성힌지를 Fig. 16에 나타내었다. Fig. 16(a), (b)는 각각 삼각형 분포, 등분포의 층지진하중에 대하여 에너지 소산량 평가식을 적용한 CSM으로 해석한 경우, Fig. 16(c)은 시간이력해석을 한 경우의 소성힌지의 위치를 각각 보여주고 있다.

해석 결과, 층지진하중 분포와 지진과의 종류에 관계없이 에너지 소산능력 산정식을 적용한 결과가 ATC-40의 감쇠보정계수를 사용한 결과보다 비선형 시간이력해석 결과에 더 가깝다. 그러나 정적 비선형 해석을 사용한 경우에는 층하중 분포에 따라서 다른 결과가 산출되므로 안전한 설계를 위해서는 두 가지 층지진하중을 만족하도록 설계되어야 함을 보여주고 있다.

이러한 층지진하중 분포와 지진과의 종류에 따른 비선형 정적 및 동적 해석 결과가 다른 이유는 다음과 같이 설명할 수 있다. 즉, 지진과의 형태 및 비선형 거동의 특성에 따라 구조물의 기본진동형상이 달라지고 또한 고차모드의 효과가 커지면서 층하중의 분포가 달라지므로 비선형 정적해석에서는 이를 정확히 예측할 수 없다. 따라서 안전한 설계를 위해서는 등가정적해석을 사용할 때 다양한 층지진하중의 분포를 고려해야 한다. 또한 CSM에서는 지진과의 형태에 관계없이 구조물이 최대 변형에서 반복적인 주기거동을 하며 에너지를 소산한다고 가정하고 있지만, 실제 지진으로 인한 구조물의 반응은 이와는 다르다. 실제 지진과는 Fig. 14 (a)와 같이 매우 불규칙하기 때문에 지진이력 동안 CSM에서 가정하는 것처럼 지속적으로 에너지를 소산하는 경우는 드물고, 오히려 Fig. 15에 나타난 바와 같이 한 번의 큰 지진가속에 의하여 손상을 입은 후 재하/제하 상태에서 주기거동을 일으키는 경우가 대부분이다.

7. 결 론

본 연구에서는 구조물의 에너지 소산능력을 정확하게 평가·반영할 수 있는 내진 설계 및 해석 방법을 개발하였다. 최근 연구⁽⁴⁾에서 개발된 에너지 소산능력 평가 방법을 이용하여 휨지배 철근콘크리트의 에너지 소산능력을 정확히 고려할 수 있는 에너지 기초 주기거동모델을 제안하고, 이를 이용하여 철근콘크리트 모멘트 골조 시스템에 대해 비선형 정적 및 동적 해석을 수행할 수 있는 컴퓨터 프로그램을 개발하였다. 기존의 비선형 주기거동모델이 경험식에 의존한 반면, 본 연구에서 제안된 주기거동모델은 주기거동 동안 소산하는 에너지량을 정확히 나타낼 수 있도록 고안된 모델로서 단면형태, 철근비, 배근형태, 변형능력 등에 따른 에너지 소산능력을 정확히 고려하고 이를 비선형 주기거동에 반영시킬 수 있다. 또한 에너지 소산능력 평가 방법을 능력스펙트럼법에 적용하여 내진 해석을 수행할 수 있는 방법을 개발하고, 기존의 에너지 소산능력 산정법에 의한 내진 해석, 비선형 시간이력해석 등과 비교·검토를 통하여 제안된 방법의 타당성을 검증하였다.

해석 결과에 따르면, 에너지 소산 산정식을 적용하여 구한 성능점이 기존의 능력스펙트럼법을 이용하여 산출한 성

능점보다 비선형 시간이력해석 결과에 가까우므로, 비선형 정적 해석시 제안된 방법을 이용하면 구조물의 내진 성능을 간편하고 비교적 정확하게 평가할 수 있다. 또한 좀더 정확한 해석을 위한 비선형 동적 해석을 이용하는 경우에도 본 컴퓨터 프로그램(NARCFRAME)에서는 시간이력해석시 에너지 소산능력이 정확히 고려된 주기거동모델을 사용하였으므로 구조물의 성능을 기존의 비선형 동적 해석법보다 정확하게 평가할 수 있다.

감사의 글

본 연구는 지진공학연구센터(KEERC)와 건교부(초고층 연구진)의 재정적 지원을 받아 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. ATC, "Seismic Evaluation and Retrofit of Concrete Buildings," ATC-40 Report, Applied Technology Council, Redwood City, California, 1996.
2. Building Seismic Safety Council, "NEHRP guidelines for the seismic rehabilitation of buildings," FEMA-273, Federal Emergency Management Council, Washington, D.C, 1997.
3. Allahabadi, R. and Powell, G. H., "DRAIN-2DX User Guide," Earthquake Engineering Research Center, Report No. UCB/EERC-88/06, Mar., 1988.
4. 엄태성, 박홍근, "휨편칭과 에너지 소산능력", 한국콘크리트학회 논문집, 8월
5. 엄태성, 박홍근, "비선형 시간이력해석에 의한 벽식 아파트의 내진 안전성 검토", 한국지진공학회 학술발표논문집, Vol. 5, No. 1, pp. 248-255.
6. Krawinkler, H. and Seneviratna, G.D.P.K., "Pros and cons of a pushover analysis of seismic performance evaluation," *Engineering Structures*, Vol. 20, Nos. 4-6, 1998, pp. 452-464.
7. Elnashai, A. S., "Advanced inelastic static(pushover) analysis for earthquake applications," *Structural Engineering and Mechanics*, Vol. 12, No. 1, 2001, pp. 51-69.
8. 엄태성, 박홍근, "휨지배 철근콘크리트 부재의 에너지 소산량 평가 방법", 한국콘크리트학회 논문집, Vol. 14, No. 4, 2002, pp. 566-577.
9. Takeda, T., Sozen, M. A. and Nielson, N. N., "Reinforced Concrete Response to Simulated Earthquakes," *Journal of Structural Engineering Division*, ASCE, Vol.96, No. ST12, Dec. 1970, pp. 2557-2573.
10. Chopra, Anil K., *Dynamics of Structures:theory and applications to earthquake engineering*, Prentice Hall, 2001.

부록 : 에너지 소산능력 평가식

이전 연구(참고 문헌 4)에서는 휨지배 철근콘크리트 부재의 에너지 소산능력을 평가하기 위한 실용적인 방법이 개발되었다. 이 연구에 의하면, 주기 거동에 의한 에너지 소산은 주로 철근의 이력거동에 의해 발생하므로 철근의 최대 및 최소 변형을 이력의 차를 이용하여 에너지 소산량을 구할 수 있다. 제안식은 구조물의 단면형태, 압축력, 철근비, 배근방법 등 다양한 설계 변수를 고려하여 에너지 소산능력을 계산할 수 있다. 직사각형 단면에 대한 에너지 소산능력은 다음과 같이 계산할 수 있다.

1) 기둥(대칭 배근)

$$e_D = 4R_B \rho f_y b h^2 \phi_u \left[(1-p) \left(\frac{1}{2} \frac{h_s}{h} - \frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \right) + p \left(\frac{1}{2} - \frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \right)^2 \right] \quad (A-1)$$

2) 보(대칭 · 비대칭 배근)

$$e_D = 2 R_B f_y A_{\min} \left[(\phi_{u1} + \phi_{u2}) h_s - \left(3 + \frac{A_{\min}}{A_{\max}} \right) \epsilon_y \right] \quad (A-2)$$

- ρ : 기둥 단면의 전체 철근비
- ρ_w : 단면 전체에 균등히 배근된 웨브철근비
- p : ρ_w / ρ
- R_B : 철근의 바우싱거효과에 의한 에너지 소산량의 감소를 나타내는 계수, 일반적으로 0.75를 사용
- f_y, ϵ_y : 철근의 항복 강도 및 변형율
- b, h : 단면의 폭과 길이
- h_s : 단부에 집중배치된 철근 중심간의 거리
- ϕ_u : 주기거동시 겪는 단면의 최대 곡률

ϕ_{u1}, ϕ_{u2} : 비대칭 주기거동시 서로 다른 두 방향의 극한 곡률

A_{\max}, A_{\min} : 비대칭 배근시 각각의 철근 단면적

부재 전체의 에너지 소산량 E_D 은 단면의 에너지 소산량 e_D 에 소성현지의 길이 l_p 를 곱하여 구한다. 기둥과 보 부재의 경우 소성현지의 길이는 $h/2$ 이다.

$$E_D = e_D l_p$$

감쇠보정계수 x 는 다음과 같다.

1) 기둥(대칭 배근)

$$x = R_B \left(\frac{\rho f_y b h^2}{M} \right) \left(\frac{\mu_\phi}{\mu_\phi - 1} \right) \left[(1-p) \left(\frac{1}{2} \frac{h_s}{h} - \frac{1}{a_{ST} \mu_\phi} \right) + p \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{a_{ST} \mu_\phi} \right)^2 \right] \quad (A-3)$$

2) 보(대칭 · 비대칭 배근)

$$x = R_B \left(\frac{2 f_y A_{\min} h}{M_1 + M_2} \right) \left(\frac{\mu_{\phi1} + \mu_{\phi2}}{\mu_{\phi1} + \mu_{\phi2} - 2} \right) \left[\left(\frac{h_s}{h} \right) - \left(\frac{1}{a_{ST} (\mu_{\phi1} + \mu_{\phi2})} \right) \left(3 + \frac{A_{\min}}{A_{\max}} \right) \right] \quad (A-4)$$

- a_{ST} : 부재유형에 따른 보정계수
(직사각형 기둥 : 2.12, 보 : 1.70)
- ϕ_y : 항복 곡률 (= $a_{ST} \epsilon_y / h$)
- μ_ϕ : 곡률 연성도 (= ϕ_u / ϕ_y)
- $\mu_{\phi1}, \mu_{\phi2}$: 비대칭 주기거동시 서로 다른 두 방향의 곡률 연성도
- M : 기둥의 휨강도
- M_1, M_2 : 비대칭 배근 형태를 갖는 보 부재의 각 방향의 휨강도

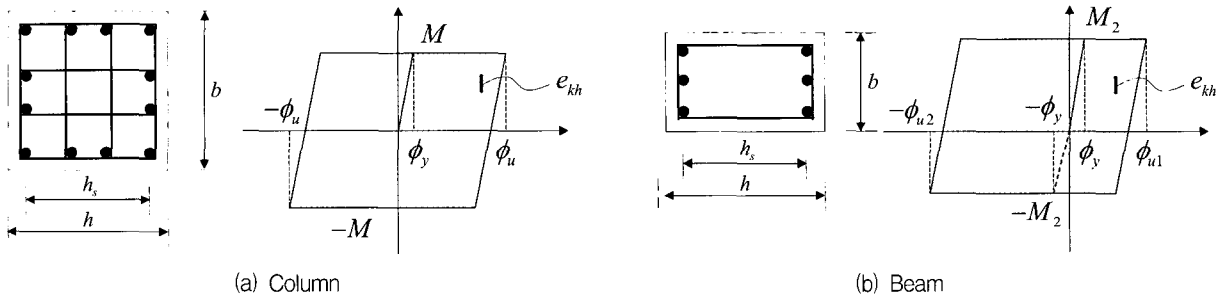


Fig. A1 Cyclic curves of RC members