

반복하중을 받는 철근콘크리트 보의 에너지소산계수 변화 특성 고찰

유석형¹, 강대영^{2*}

Study on the Variation of Energy Dissipation Factor of Reinforced Concrete Beam under Cyclic Loading

Suk-Hyeong Yoo¹, Dae-Young Kang^{2*}

Abstract: As the hysteretic behavior of reinforced concrete members under cyclic loading progresses, the energy dissipation ability decreases due to a decrease in stiffness and strength and pinching effects. However, the guideline “Nonlinear Analysis Model for Performance-Based Seismic Design of Reinforced Concrete Building Structures, 2021” requires calculating a single energy dissipation factor for each member and all histeric step, so the decrease in energy dissipation capacity according to histeric step cannot be considered. It is judged that Therefore, in this study, the energy dissipation factor according to the histeric step was examined by comparing the existing experimental results and the nonlinear time history analysis results for a general beam under cyclic loading. The energy dissipation factor was calculated as the ratio of the energy dissipation amount of the actual specimen to the energy dissipation amount of the idealized elastoplastic behavior obtained as a result of nonlinear time history analysis. In the existing experiment results, the energy dissipation factor was derived by calculating one cycle for each histeric step, and the energy dissipation factor was derived based on the nonlinear modeling process in the guidelines. In the existing experimental study, the energy dissipation factor was calculated by setting each histeric step (Y-L-R), and the energy dissipation factor was found to be 0.36 in the Y-L step and 0.28 in the L-R step, and the energy dissipation factor in the guideline was found to be 0.31. This shows that the energy dissipation factor calculation formula in the guidelines does not indicate a decrease in the energy dissipation capacity of reinforced concrete members.

Keywords: Performance-based design, Hysteretic behavior model, Nonlinear time history analysis, Envelope curve, Energy dissipation factor

1. 서 론

최근 2023년 2월 규모 7.8의 튀르키예 대지진으로 인하여 큰 인명피해와 재산상 손실이 발생하면서 내진설계의 중요성이 다시 한 번 크게 대두되고 있으며, 이와 관련된 많은 연구 또한 진행되고 있다. 우리나라는 2016년 경주지진, 2017년 포항지진을 기점으로 국내 모든 건물의 내진설계와 내진보강 수준이 강화되고 있는 추세이다. 이로 인해 실무에서는 기존의 선형탄성 설계와 비교하여 시간과 노력은 증가되지만 보다 정확하고 신뢰성이 높은 성능기반설계의 대상 범위가 확대되고 있다. 성능기반설계는 핵심기술로써 비선형해석이 요구된다. 비선형 해석모델은 Fig. 1과 같이 크게 집중소성힌지 모델, 분포비탄성모델(섬유요소모델), 유한요소모델 3가지로 나눌 수 있다.

지진하중을 받는 철근콘크리트 건물의 해석은 재료적 비선형 이외에도 이력거동에 따른 강도 및 강성저하, 핀칭현상 등 이력거동특성을 고려하여야 한다. 비선형시간이력해석 시 이력특성을 모델링하는 방법은 첫째, 부재의 강도 및 강성의 저하 등의 성능저하를 직접적으로 고려하는 방법(Takeda et al., 1970; Ibarra and Krawinkler, 2005) 둘째, 반복가력 실험결과를 통해 구한 포락선을 사용하여 이력거동을 모델링하는 방법. 셋째, 단조가력을 통해 구한 포락선에 이력단계별로 적절

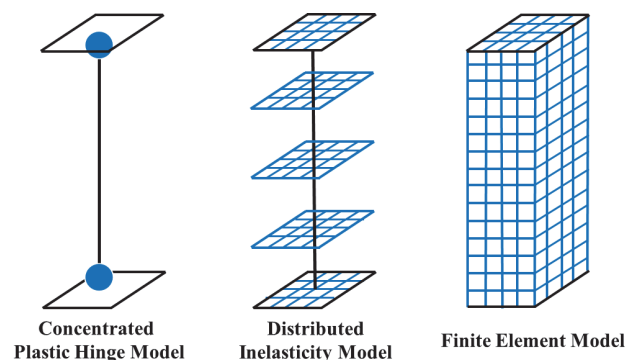


Fig. 1 Inelastic analysis model

¹정회원, 경상국립대학교 건축공학부 교수

²학생회원, 경상국립대학교 건축공학부 석사과정, 교신저자

*Corresponding author: kdy710205@gnu.ac.kr

Department of Architectural Engineering, Gyeongsang National University, 33, Dongjin-ro, Junju-si, Gyeongsangnam-do, Korea

•본 논문에 대한 토의를 2024년 1월 31일까지 학회로 보내주시면 2024년 2월 호에 토론결과를 게재하겠습니다.

한 계수를 곱하여 수정된 곡선을 사용하는 방법 그리고 넷째 이력단계에 따른 성능저하를 고려하지 않는 방법 등이 있다. 이 중 실무에서 가장 많이 사용하는 방법은 두 번째로써, 기존 반복가력 실험결과와 포락선에서 비선형해석변수를 도출하여 비선형시간이력해석을 수행하고 있다. 여기서 주기거동에 의한 에너지소산능력은 에너지소산계수 κ 로 나타낼 수 있다.

에너지소산계수 κ 는 Fig. 2와 같이 이상화된 탄소성거동에 의한 에너지소산량(평행사변형 E_{ep})과 강성 변화와 편칭 현상

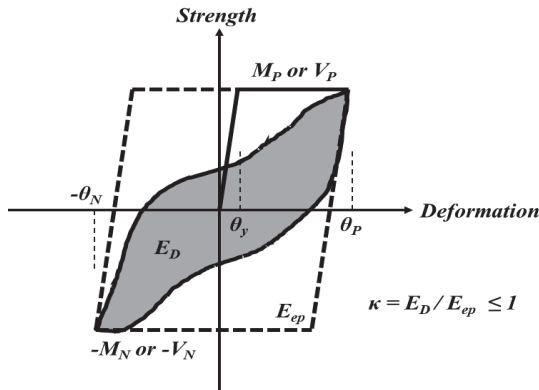


Fig. 2 Energy dissipation factor

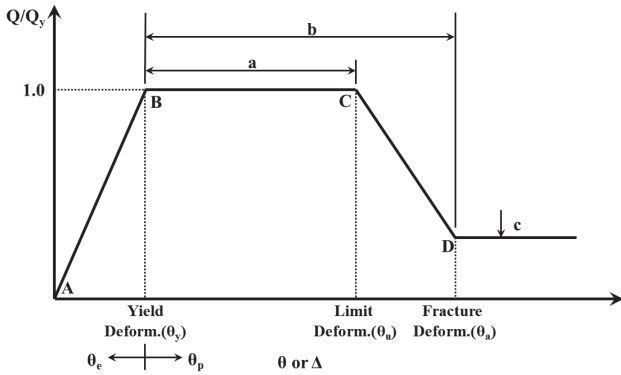


Fig. 3 Force-deformation relationship of concentrated plastic hinge model

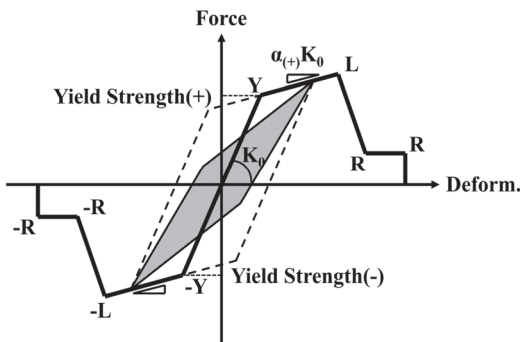


Fig. 4 Cyclic model

등이 반영된 실제 에너지소산량(음영부분 E_D)의 비율로 정의된다. 반복하중을 받는 철근콘크리트 보의 이력거동특성에 관한 연구(Lee and Watanabe, 2003)에 따르면 에너지소산계수는 주기거동이 진행될수록 점차 값이 작아지는 것으로 보고하고 있다. 이는 부재의 거동이 반복되면서 에너지소산능력이 감소하는 것을 의미한다.

하지만 「철근콘크리트 건축구조물의 성능기반 내진설계를 위한 비선형해석모델, 2021」(이하 지침서)에서는 일반보의 비선형해석모델로써 Fig. 3과 같이 부재 단부의 휨모멘트와 회전각 사이 관계를 단순화 하고 있으며, 부재 항복이 발생한 이후 에너지소산계수 κ 값은 비탄성변형의 크기에 관계없이 일정한 값을 산정하도록 하고 있다. 이는 기존 일반보에 대한 반복가력 실험결과(Lee and Watanabe, 2003)와는 오차가 클 것으로 사료된다. 성능기반 내진설계시 실무에서 사용되고 있는 MIDAS Gen에선 소산된 에너지를 Fig. 4에 나타난 바와 같이 각각의 이력단계마다 에너지소산계수를 별도로 입력할 수 있도록 하고 있다. 하지만 이력단계에 따른 에너지소산계수 변화특성에 대한 연구결과가 부족하여 지침서에서 제시하는 일정한 값을 사용하고 있다. 합리적 비선형시간이력해석을 수행하기 위하여 이력단계별 에너지소산계수의 변화특성을 고려할 필요가 있을 것으로 사료된다.

따라서 본 연구에서는 반복하중을 받는 일반 철근콘크리트 보의 기존 연구(Lee and Watanabe, 2003)의 실험결과와 MIDAS Gen의 비선형시간이력해석을 비교함으로써 이력단계별 에너지소산계수의 변화 특성을 고찰하였다. 먼저 기존 연구(Lee and Watanabe, 2003)의 실험체 BA4의 이력거동 실험결과에 대한 포락선으로부터 직접 힘-변형관계 곡선을 구하여 비선형해석모델을 구성하였다. 또한 이력거동 실험결과로 구한 이력단계별 소산에너지와 비선형해석모델을 이용하여 구한 이상화된 탄소성거동 에너지의 비를 통하여 이력단계별 에너지소산계수를 산출하였다. 이와 같이, 반복하중을 받는 일반보의 이력단계별 에너지소산계수 변화특성을 고찰함으로써 정밀한 비선형시간이력해석을 위한 기초자료를 제시하였다.

2. 일반보 기존 실험연구

일반보와 연결보의 에너지소산능력은 일반적으로 다를 것으로 사료되나, 이에 대한 명확한 실험결과가 제시되지 않기에 실무 성능기반 내진설계시 일반보 부재에 대하여 별도의 에너지소산계수를 사용하지 않고 연결보의 에너지소산계수(Naish et al., 2009)를 동일하게 사용하고 있다. 따라서 본 연구에서는 일반보에 대한 기존 실험연구(Lee and Watanabe, 2003) 결과를 통하여 일반보의 이력거동특성을 고찰하고자 한다.

지침서에서 제시하는 보의 비선형 모델은 5가지로 구분

되어있다. 1. 휨에 의해 지배되는 비내진 상세 단면일 경우, 2. 휨에 의해 지배되는 내진상세 단면일 경우, 3. 전단에 의해 지배되는 경우, 4. 정착 혹은 철근이음의 파괴가 예상되는 경우, 5. 보-기둥접합부의 정착파괴가 예상되는 경우로 나눈다. 또한 내진상세와 비내진상세단면의 판단은 소성힌지구간의 전단철근 간격이 $d/3$ 이하이고, 전단철근에 의한 전단강도가 설계 전단력의 75%이상일 경우 내진상세를 만족하는 것으로 본다.

본 연구는 지침서에서 제시하는 일반보의 비선형해석 모델로써 실용적으로 가장 많이 활용될 것으로 사료되는 휨지배 내진상세 단면조건을 기준으로 진행하였다. Lee and Watanabe (2003)의 기존 실험연구 실험체 BA2~BA7, BA10~BA12는 휨 항복 이후 전단파괴가 나는 휨지배거동을 보였다. 소성힌지구간에서의 전단철근 간격이 $d/3$ 이하이고, 전단보강근의 전단강도는 설계전단강도의 75% 이상이므로 휨지배 내진상세 단면조건을 만족하는 것으로 판단하였으며, 각각의 전단강도는 식 (1)~(3)을 통해 산출하였다. 또한 실험체 BA4에 대하여 실험 결과분석이 구체적으로 서술되어있기 때문에 본 연구에서 이력곡선을 활용하기에 적합하여 실험체 BA4를 선택하였다.

BA4 실험체의 가력상황 및 단면형상은 Fig. 5와 같다. 비선형시간이력해석을 위한 힘-변형관계곡선은 Fig. 3과 같이 지침서에서 제시하는 이선형(Bilinear)모델로써 Fig. 11에 나타낸 바와 같이 기존 실험결과와 이력곡선에 대한 포락선을 구

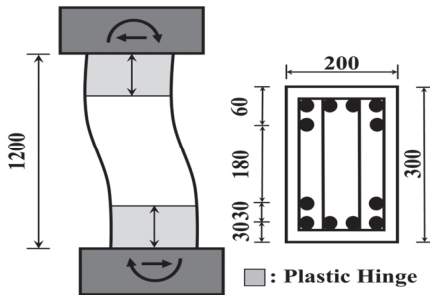


Fig. 5 Experimental Setting of BA4 (Lee and Watanabe, 2003)

Table 1 Beam section properties of BA4

f_{yv}	691.7 MPa	ρ_c	0.0145
f_y	399.5 MPa	ρ_v	0.008
f_{ck}	29.3 MPa	A_s	739.5 mm ²
b_w	200 mm	A_s'	739.5 mm ²
h	300 mm	Cover	18.5 mm
a_s	600 mm	d_t	270 mm
s	49.1 mm	d'	45 mm
d	255 mm	Main Bar	13 mm
ρ_t	0.0145	Stirrup	5 mm

성하여 구하였다. 해석은 MIDAS Gen 집중소성힌지 모델로써 FEMA Inelastic Hinge Model을 사용하였으며, 이력거동모델은 Fig. 4와 같다. Y, L, R, R점은 각각 Yield, Loss, Residual, Rupture을 뜻하며, 이력단계별 구간은 Y-L, L-R구간으로 정의하였다. 지침서상 비선형 보 모델링 잔류강도(c)는 0으로 되어있으므로 R-R구간은 제외하였다. 철근콘크리트 보 부재의 단면조건은 Table 1과 같다.

$$\phi V_u = \phi (V_c + V_s) \quad (1)$$

$$V_c = \frac{1}{6} \lambda \sqrt{f_{ck}} b_w d \quad (2)$$

$$V_s = \frac{f_{yv} A_v d}{s} \quad (3)$$

ϕV_u : 설계전단력(kN) (V_u : 소요전단력)

V_c : 콘크리트 전단강도(kN)

V_s : 전단보강근 전단강도(kN)

3. 지침서 기반 비선형해석모델

3.1 힘-변형관계(포락선)

Table 1의 단면조건들과 지침서 내 일반보 비선형모델링 변수인 소성변형계수를 산출하기 위해 제시하고 있는 식 (4)와 (5)를 사용하여 보의 힘-변형관계 곡선을 구하였다. 식 (4)와 (5)는 휨에 의해 지배되는 내진상세 단면일 경우에 한해 적용된다.

$$a = \left[\frac{\min(\epsilon_{ul}, \epsilon_{cf}, \epsilon_w, \epsilon_{sc})}{c_u} - \phi_y \right] l_h \quad (4)$$

$$b = \min \left(\left(\frac{\epsilon_{cf}}{c_u} - \phi_y \right) l_h, 2a \right) \quad (5)$$

지침서에선 Fig. 3과 같은 형태로 소성변형 계수 a, b를 비선형거동의 주요 변수로 고려하고 있으며, 식 (4)와 (5)에 나타낸 바와 같이 소성변형계수 a, b는 다음의 식(6)~(15)를 사용하여 산출하였다.

$$k_s = \left(\frac{300}{d} \right)^{0.25} \leq 1.1 \quad (6)$$

k_s : 크기효과계수

$$f_t = 0.2 \sqrt{f_{ck}} \quad (7)$$

f_t : 콘크리트 인장강도(MPa)

$$\epsilon_{ul} = \frac{1}{3(f_{ck} + 30)} \quad (8)$$

ϵ_{ul} : 휨 파괴 시 압축변형률

$$\epsilon_{bl} = 3\left(\frac{s}{d_{bi}}\right)^{-2.5} \geq \epsilon_0 \quad (9)$$

ϵ_{bl} : 압축철근 좌굴 시 압축변형률

d_{bi} : 주철근의 지름(mm)

ϵ_0 : 콘크리트 압축강도에 해당하는 압축변형률(0.0022)

$$c_u = \frac{A_s f_y - A_s' \min\left(f_y, \frac{c_u - d'}{c_u} E_s \min(\epsilon_{ul}, \epsilon_{cf})\right)}{0.85 f_{ck} \beta_1 b_w} \quad (10)$$

c_u : 휨 압축대 깊이(mm)

E_s : 철근 탄성계수(MPa)

$$\epsilon_{cf} = \frac{c_u}{d_t - c_u} \epsilon_f \quad (11)$$

ϵ_{cf} : 철근 파단 시 압축변형률

ϵ_f : 철근 파단 시 변형률(0.05)

$$\epsilon_{sc} = \frac{\rho_v}{\rho_t} \leq \frac{f_y j d_u}{f_{yv} a_s} \quad (\epsilon_{sc} \text{ 적용조건}) \quad (12)$$

$$= \frac{k_s \sqrt{f_t (f_t + 2/3 f_{ck})} c_u}{(\rho_t f_y j d_u / a_s - \rho_v f_{yv}) d} \epsilon_0 \quad (13)$$

ϵ_{sc} : 휨 항복 후 전단파괴 시 압축변형률

$j d_u$: 보 단면의 모멘트 팔길이($d - \beta_1 c_u / 2$)

$$\phi_y = \frac{M_y}{E_c I_e} = \frac{M_y}{0.3 E_c I_g} \quad (14)$$

$$M_y = \rho_t f_y b d j d_u \quad (15)$$

M_y : 보의 항복모멘트

ϕ_y : 단면의 항복곡률

$E_c I_g$: 유효 휨 강성

Table 2 Nonlinear analysis model conditions

k_s	1.041
f_t	1.083
ϵ_{ul}	0.0056
ϵ_{bl}	0.108
ϵ_{cf}	0.01136
ϵ_{sc}	-
c_u	50
$j d_u$	233.75
a	0.02369
b	0.04738

등가응력블럭계수 β_1 은 2021년도 개정되어 콘크리트 압축강도 40 MPa 이하 계수 0.80을 사용하도록 되어있다. 하지만 지침서상에선 개정 이전의 방식을 사용하고 있기에 본 논문의 보 모델링을 진행할 때 기존 값인 0.85에 콘크리트 압축강도 28 MPa 기준 1.3 MPa 초과하였기 때문에 0.85에서 약 0.01 감소한 0.84를 사용하였다. c_u 는 반복계산하여 도출하였으며, ϵ_{sc} 는 식 (12)의 조건을 만족하지 않아 고려하지 않았다. 또한 휨에 의해 지배되는 내진상세의 경우 ϵ_{cf} 가 지배적인 경우와 그 외의 경우로 나눌 수 있다. ϵ_{cf} 가 지배적인 경우란 ϵ_{sc} , ϵ_{ul} , ϵ_{bl} , ϵ_{cf} 중 ϵ_{cf} 가 제일 작은 값인 경우이다. 하지만 본 모델링에서는 ϵ_{ul} 의 값이 제일 작으므로 그 외의 경우로 분류하여 진행하였다. 위 과정을 통해 산출된 변수들은 Table 2와 같다.

3.2 모델링

해석에 사용한 요소는 MIDAS Gen의 FEMA Inelastic Hinge Model을 사용하였다. 일반보는 양단부에 휨 소성한지에 대하여 휨지배 거동을 하기 때문에 Fig. 6과 같이 보의 M_y 만 고려하고 부재의 중간은 전단에 대하여 탄성요소로 구성하였다. 이와 같이 부재 단부에 소성한지를 묘사하는 비탄성 스프링을 삽입함으로써 비탄성 휨변형지배거동을 묘사할 수 있도록 하였다. 또한 양단부에서 전체적인 회전각의 구성은 Fig. 7과 같이 보 부재 중간에서의 탄성거동에 의한 회전각과 양단부 소성한지 영역에서의 비탄성회전각을 합하여 산출된다. 부재의 지지조건 및 가력조건은 Fig. 8과 같이 I단은 모든 자유도에 대하여 고정, J단은 r_y 성분에 대하여 구속함으로써 I, J단에 동일한 회전각과 모멘트를 형성하여 복곡률을 형성

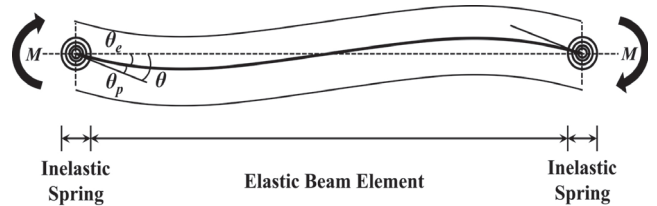


Fig. 6 Concentrated plastic hinge model

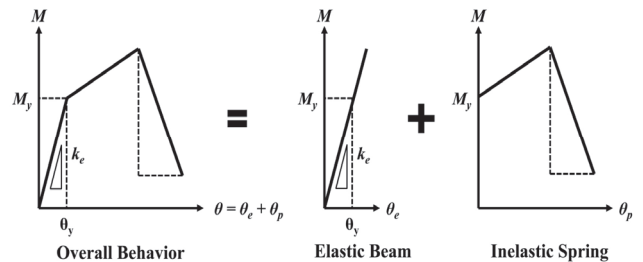


Fig. 7 Total deformation composition

하였다. J단에는 Fig. 9와 같은 사인스윕파(Sine Sweep Wave) 하중을 가력하였다.

기존 실험연구(Lee and Watanabe, 2003)는 보의 소성힌지 및 부재의 회전각과 축변형률 등 변위요소들을 사용하여 가력을 하였지만 MIDAS Gen의 Dynamic Force 조건에선 변위 제어기능이 없으므로 강제변위해석방법을 사용하여 해석을 진행하였다. 강제변위해석방법은 강제변위를 일으키기 위해 가상의 큰강성을 가진 탄성 스프링(K)을 추가하고 해당 절점에 강제변위(D)만큼 발생하도록 절점하중 $F (=K \times D)$ 를 재하하는 방법이다. 이때 가력하중은 항복을 유발하는 임의의 하중을 가력하였다.

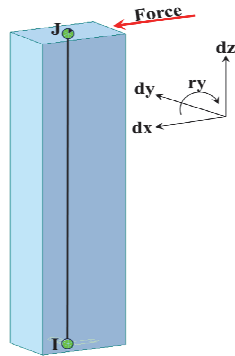


Fig. 8 Modeling support and loading conditions

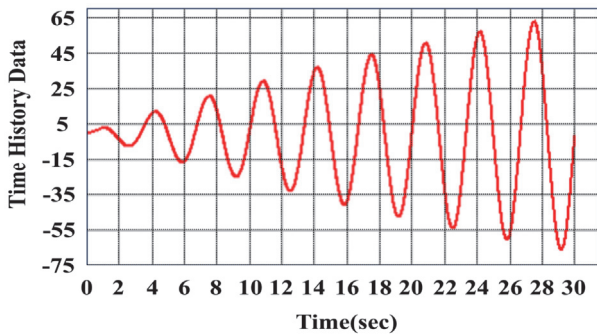


Fig. 9 Sine Sweep wave force

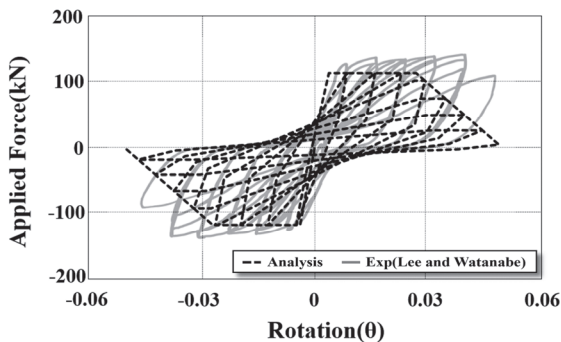


Fig. 10 Envelope curve from section properties of BA4

MIDAS Gen의 FEMA Inelastic Model의 X축은 D/D_y 즉, 항복변위와 현재변위의 비율에 따른 형식이며, Y축은 M/M_y 로 항복모멘트와 현재모멘트의 비율로 입력하므로 Fig. 3과 Table 2에서 구한 비선형해석변수 a, b를 이와 같은 비율 형식으로 환산하여 입력하였다. 보의 항복변형각(θ_y)은 0.0039(rad)으로 산출되었으며, 소성변형 계수 a, b값은 Table 2와 같다. 따라서 변수 입력 시 Fig. 3의 한계변형각(θ_u)과 파괴변형각(θ_p)은 항복변형각(θ_y)의 약 7.07배, 13.14배 치환하여 입력하였다.

3.3 에너지소산계수

지침서는 일반보(T형보)의 철근상세의 구분없이 에너지소산계수를 다음 식 (16)과 같이 산정하도록 하고 있다.

$$\frac{3}{2} \frac{f_y A_s h_s}{M_P + M_N} \lambda \geq 0.15, \text{ and } \lambda = \frac{l_s}{5h} (\leq 1) \quad (16)$$

A_{s2} : 보(T형보)에서 상·하부철근 면적 중 작은 값

h_s : 직사각형 보, 기둥, 또는 벽체에서 단부에 집중 배근된 철근 중심 간 거리

M_P 및 M_N : 보, 기둥 또는 벽체에서 정방향 및 부방향 모멘트강도

λ : 감소계수

l_s : 보의 전단경간 (근사식: $l/2$)

감소계수 λ 는 형상비(l_s/h)가 5미만인 경우 사용한다. 변수 M_P, M_N 은 Fig. 2와 같이 정·부 모멘트 강도이다. Table 1과 같이 기존 실험체 BA4의 단면조건들과 $h_s=240$ mm, 산출된 $M_P=M_N=69.06$ kN·m, $\lambda=0.4$ 를 식 (16)에 대입하여 에너지소산계수 약 0.31을 도출하였다.

위와 같이 구한 Table 2의 비선형해석 변수와 그 조건을 토대로 산출된 에너지소산계수 0.31을 전 이력구간에 대하여 동일하게 입력하여 비선형시간이력해석을 실시하였으며, 그 결과는 Fig. 10과 같다. 비선형시간이력해석 결과 항복 및 최대전단력은 약 115.1 kN으로 나타났으며, 이는 실험체 BA4의 항복 및 최대전단력 125.0 kN, 137.3 kN보다는 다소 낮은 수치로 산출되었다. 이는 지침서상의 모델링 조건들이 안전측면을 고려하여 설정되었기 때문에 나타나는 차이라고 사료된다.

4. 실험값 기반 비선형해석모델

4.1 힘-변형 관계(포락선)

Lee and Watanabe(2003)의 BA4 실험체는 Fig. 11과 같은 주기거동에 있어 항복전단력 125.0 kN, 최대전단력 137.3 kN으로 나타났으며, 이력단계가 진행될수록 편칭현상으로 인한 에너지소산능력이 점차 감소하는 것을 알 수 있었다. 포락선

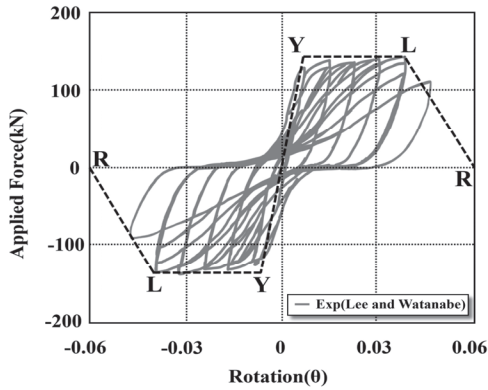


Fig. 11 Envelope Curve from Experimental Result of BA4

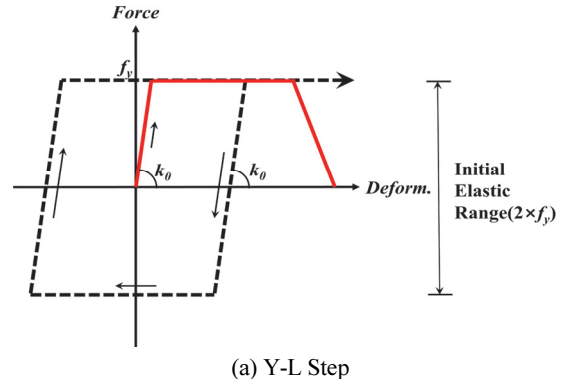
은 지침서와 동일하게 Fig. 3과 같이 1차 강성은 고려하지만 2차 강성은 고려하지 않는 이선형(Bilinear) 곡선으로 정의하였기 때문에 Fig. 11과 같이 나타내었다. BA4 실험체의 항복변위를 기준으로 1차강성을 구한 후 최대전단력 137.3 kN을 기준으로 형성하였다. BA4 실험체에 비해 Fig. 10의 결과에선 다소 강성의 감소가 빨리 일어났는데, 이는 부재의 주기거동 중 에너지소산량을 간접적으로 나타내기 위한 모델링으로써 1) 강성유지 및 최소탄성회복구간, 2) 강성감소 및 최대탄성회복구간, 3) 1번과 2번을 결합하는 경우로 나눌 수 있으며, MIDAS Gen의 FEMA Model은 1번의 형태이기 때문에 강성의 감소가 BA4 실험체보다 빨리 나타난 것으로 사료된다.

또한 두 모델링의 최대전단력 차이로 인한 탄성회복구간 차이 및 입력된 에너지소산계수에 따른 소산량을 나타내기 위해 이와 같은 현상이 관찰된 것으로 사료된다. BA4 실험체 보단 이력곡선 중앙에서의 핀칭현상이 잘 드러나지 않는 것을 알 수 있으며, 이는 MIDAS Gen 비선형시간이력해석상에서의 철근콘크리트 보의 핀칭현상을 간접적으로 고려하여 나타난 것으로 사료된다.

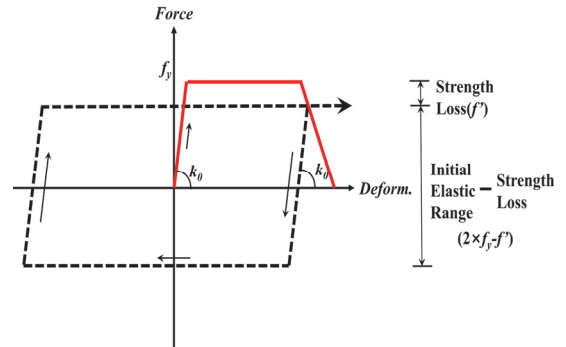
4.2 에너지소산계수

에너지소산계수는 Fig. 2와 같이 이상화된 탄소성거동 에너지소산량과 실제 에너지소산량의 비율로 나타낸다. 커브피팅(Curve Fitting)을 통해 구한 각 이력단계별로 대표적인 1회 주기거동의 면적을 통하여 소산에너지를 구하였으며, 주기거동의 한 주기는 임의의 한 점을 기준으로 1회 Cycle 이후 만났을 때를 기준으로 하였다. 커브피팅(Curve Fitting)으로 구한 면적은 다소 오차를 포함하고 있으나, 에너지소산계수 값 산출 및 비교에 있어 큰 영향은 없을 것으로 사료된다.

FEMA Inelastic Model 요소는 Fig. 4와 같이 힘-변형관계 곡선에서 1차 강성 후 2차 강성으로 감소하는 거동을 고려할 수 있다. 하지만 본 연구에서 사용한 지침서상의 일반보의 비

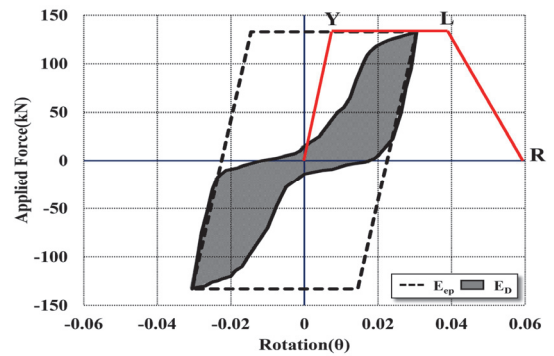


(a) Y-L Step

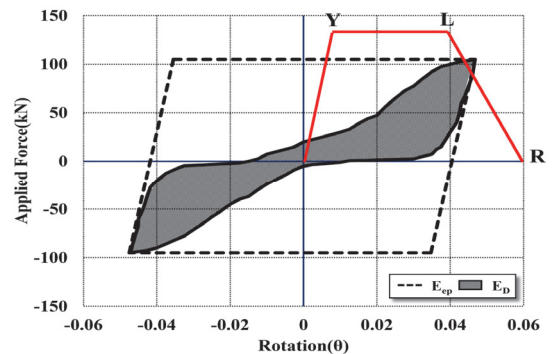


(b) L-R Step

Fig. 12 Idealized Elastoplastic Behavior by Hysteretic Step



(a) Y-L Step



(b) L-R Step

Fig. 13 Energy Dissipation by Hysteretic Step (Lee and Watanabe, 2003)

Table 3 Energy dissipation factor according to hysteric step (BA4)

	E_{ep}	E_D	κ
Y-L	11.97	4.32	0.36
L-R	16.45	4.57	0.28

선형해석모델은 Fig. 3과 같이 부재의 주기거동이 이루어질 때, 2차 강성을 고려하지 않는 이선형(Bilinear) 곡선 형태이다. 따라서 이상화된 탄소성거동 에너지소산량은 항복구간(Y-L)과 강도감소구간(L-R)으로 구분하며 Fig. 12와 같이 정의하였다. Fig. 2와 같이 실제 에너지소산량과 이상화된 탄소성거동 에너지소산량의 비율을 Fig. 13과 같이 비교하여 에너지소산계수를 산출하였다. Table 3에 나타나 바와 같이 Y-L 구간, L-R구간의 이상화된 탄소성거동 에너지소산량과 실제 에너지소산량은 각각 11.97, 16.45 및 4.32, 4.57으로 산출되었으며, Y-L구간의 에너지소산계수는 약 0.36, L-R구간의 에너지소산계수는 약 0.28로 나타났다. 이는 기존의 실험에서 BA4 보 실험체가 반복하중을 통해 주기거동 중 이력단계가 진행됨에 따라 에너지소산능력이 감소하는 것을 의미한다.

5. 이력단계별 에너지소산계수

Table 3 및 Fig. 14에 나타난 바와 같이 기존 실험 기반 결과에 의한 에너지소산계수는 Y-L구간보다 L-R구간에서 작게 나타났다. 그 이유는 Table 3에 나타난 바와 같이 Y-L-R구간으로 이력단계가 진행되면서 실제 에너지소산량(음영부분 E_D)은 조금 증가하였지만, 이상화된 탄소성거동 에너지소산량(평행사변형 E_{ep})은 다소 많이 증가하였기 때문에 에너지소산계수는 이력단계가 진행됨에 따라 감소되는 형태로 나타났다. 2차 강성을 고려하지 않은 이선형(Bilinear) 곡선이기 때문에 L-R구간에서의 이상화된 탄소성거동 에너지소산량이 다소 크게 산정되어 Y-L구간의 이상화된 탄소성거동 에너지소산량과 차이가 많이 나는 것으로 사료된다.

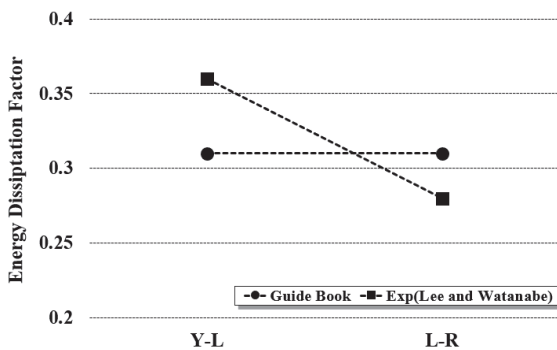


Fig. 14 Comparison of Energy Dissipation Factor

Fig. 14에 나타난 바와 같이 지침서상 보의 비선형해석 모델링 과정을 통하여 산출된 에너지소산계수 0.31은 기존 연구 BA4 실험체의 에너지소산계수 Y-L구간 0.36 L-R구간 0.28과는 차이가 다소 있는 것으로 나타났다. 이는 반복하중을 받는 철근콘크리트 부재의 이력단계가 진행됨에 따라 강성 및 강도 감소, 편칭현상 등으로 인한 에너지소산능력 감소 특성을 지침서에서 제시하는 산정식으로는 고려하지 못하는 것으로 나타났다. 이러한 결과는 철근콘크리트 부재의 이력단계별 에너지소산능력을 과대 및 과소평가 할 수 있는 부분이라고 사료된다.

6. 결론

- 1) 기존 실험연구(Lee and Watanabe, 2003)의 이력거동 결과로부터 구한 실제 에너지소산량과 이상화된 탄소성거동 에너지소산량의 비율로 구한 이력 단계별 에너지소산계수는 Y-L구간에서 0.36 L-R구간에서 0.28로 나타났으며, 이력단계가 진행될수록 에너지소산계수가 감소하는 것으로 나타났다.
- 2) 반복하중을 받는 일반보에 대한 기존 실험연구(Lee and Watanabe, 2003)의 단면조건에 대하여 지침서상 제시하는 비선형해석모델링 변수를 사용하여 산출된 에너지소산계수는 0.31로써 이는 이력단계에 따른 에너지소산계수의 변화특성을 고려하지 못하는 것으로 사료된다.
- 3) 기존 실험연구(Lee and Watanabe, 2003)의 실험조건에 대하여 지침서에 의해 산출한 항복 및 최대전단력은 115.1 kN으로써, 실험결과로 나타난 항복전단력 125.0 kN 및 최대전단력 137.3 kN보다 낮게 산출되었다. 이는 지침서의 산출식이 안전측을 고려하여 조건들이 설정되었기 때문이라고 사료된다.
- 4) 일반보의 에너지소산계수에 대한 실험 및 연구가 미비하여, 연결보의 에너지소산계수에 관한 연구(Naish et al., 2009)의 실험결과를 사용하고 있는 실정이다. 따라서 일반보의 에너지소산계수에 대한 추가적인 보완 및 연구가 필요한 것으로 사료된다.

<부호 의미>

- ϕ : 강도감소계수 (0.75)
- λ : 경량콘크리트계수 (보통 1, 모래 0.85, 전경량 0.75)
- f_{yw} : 전단보강근 설계인장항복강도
- f_y : 인장주철근 항복강도
- f_{ck} : 콘크리트 압축강도
- b_w : 보 폭
- h : 보 높이

a_s : 보 전단경간
 s : 전단보강근 간격
 d : 압축연단에서 최외단 인장철근 도심까지 거리
 ρ_t, ρ_c : 인장주철근비 및 압축주철근비
 ρ_v : 전단철근비
 A_s, A_s' : 인장주철근 단면적 및 압축주철근 단면적
 Cover : 피복두께
 d_t : 압축연단에서 최외단 인장철근의 도심까지 거리
 d' : 압축연단에서 최외단 압축철근의 도심까지 거리

- Ibarra, L. F., and Krawinkler, H. (2005), Global Collapse of Frame Structures under Seismic Excitations, PEER Report 2005-06. Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, CA.
- Lee, J. Y., and Watanabe, F. (2003), Shear deterioration of reinforced concrete beams subjected to reversed cyclic loading, *Structural Journal*, 100(4), 480-489.
- Architectural Institute of Korea, Korea Concrete Institute. (2021), Nonlinear analysis model for performance-based seismic design of reinforced concrete building structures, Korea.
- Naish, D., Fry, J. A., Klemencic, R., and Wallace, J. (2009), Experimental evaluation and analytical modeling of ACI 318-05/08 reinforced concrete coupling beams subjected to reversed cyclic loading. *Report No. UCLA-SGEL, 6*.

References

- Takeda, T., Sozen, M. A., and Nielsen, N. N. (1970), Reinforced concrete response to simulated earthquakes, *Journal of the Structural Division*, 96(12), 2557-2573.

Received : 10/25/2023

Revised : 11/22/2023

Accepted : 11/24/2023

요 지 : 반복하중을 받는 철근콘크리트 부재는 이력거동이 진행됨에 따라 강성과 강도의 저하 그리고 핀칭현상 등으로 인하여 에너지소산 능력이 감소된다. 그러나 지침서 「철근콘크리트 건축구조물의 성능기반 내진설계를 위한 비선형해석모델, 2021」에서는 각 부재별로 모든 이력단계별 단일한 에너지소산계수를 산정하도록 하고 있어 이력단계에 따른 에너지소산능력의 감소를 고려할 수 없을 것으로 판단된다. 따라서 본 연구에서는 반복하중을 받는 일반보에 대한 기존 실험결과와 비선형시간이력해석 결과를 비교하여 이력단계에 따른 에너지소산계수를 고찰하였다. 에너지소산계수는 비선형시간이력해석 결과로 구한 이상화된 탄소성거동 에너지 소산량에 대한 실제 실험체의 에너지소산량의 비로써 산출하였다. 기존 실험결과는 1회 Cycle을 각 이력단계별로 산정하여 에너지소산계수를 도출하였으며, 지침서 내 비선형모델링 과정을 토대로 에너지소산계수를 도출하였다. 기존 실험연구에선 각 이력단계(Y-L-R)를 설정하여 에너지소산계수를 구하였으며, 에너지소산계수는 Y-L구간 0.36, L-R구간 0.28로 나타났고, 지침서 에너지소산계수는 0.31로 나타났다. 이는 지침서의 에너지소산계수 산정식이 철근콘크리트 부재의 에너지소산능력의 감소를 나타내지 못하는 것으로 나타났다.

핵심용어 : 성능기반설계, 이력거동모델, 비선형시간이력해석, 포락선, 에너지소산계수
