



다양한 배근상세를 갖는 짧은 연결보의 주기거동 특성과 에너지소산능력의 평가

엄태성¹⁾ · 박홍근^{2)*} · 강수민³⁾

¹⁾대구가톨릭대학교 건축학과 ²⁾서울대학교 건축학과 ³⁾(주)대림산업

Behavioral Characteristics and Energy Dissipation Capacity of Short Coupling Beams with Various Reinforcement Layouts

Tae-Sung Eom¹⁾, Hong-Gun Park^{2)*}, and Su-Min Kang³⁾

¹⁾ Dept. of Architecture, Catholic University of Daegu, Kyeongsan 712-702, Korea

²⁾ Dept. of Architecture, Seoul National University, Seoul 151-742, Korea

³⁾ Daelim Industrial Co., Ltd., Seoul 110-732, Korea

ABSTRACT The cyclic behavior and energy dissipation mechanism of short coupling beams with various reinforcement layouts were studied. For numerical analysis of coupling beams, nonlinear truss model was used. The results of numerical analysis showed that the coupling beams with conventional reinforcement layout showed pinched cyclic behavior without significant energy dissipation, whereas the coupling beams with diagonal reinforcement exhibited stable cyclic behavior without pinching. The energy dissipation of the coupling beams was developed mainly by diagonal reinforcing bars developing large plastic strains rather than concrete which is a brittle material. Based on this result, simplified equations for evaluating the energy dissipation of coupling beams were developed. For verification, the predicted energy dissipation was compared with the test results. The results showed that the simplified equations can predict the energy dissipation of short coupling beams with shear span-to-depth ratio less than 1.25 with reasonable precision, addressing various design parameters such as reinforcement layout, shear span-to-depth ratio, and the magnitude of inelastic displacement. The proposed energy equations can be easily applied to performance-based seismic evaluation and design of reinforced concrete structures and members.

Keywords : coupling beam, energy dissipation, cyclic behavior, diagonal reinforcement, reinforced concrete

1. 서 론

지진하중에 대한 효과적인 횡력저항 구조시스템으로서 병렬전단벽 (coupled wall) 구조가 널리 사용되고 있다. 병렬전단벽 구조에서 연결보 (coupling beam)는 벽을 연결하는 중요한 구조부재로서, Fig. 1에서 보는 바와 같이 벽체에 작은 변형이 발생하더라도 연결보에는 크게 증폭된 비탄성 변형이 요구된다. 따라서 병렬전단벽 구조의 내진성능은 연결보의 비탄성 거동특성에 따라서 결정된다¹⁾.

연결보의 강도, 변형능력, 에너지소산능력 등 내진성능을 파악하기 위하여, 주기하중을 받는 연결보에 대한 다양한 실험 및 해석 연구가 수행되었다. Paulay^{1,2)}, Galano and Vignoli³⁾, Shimazaki⁴⁾, Tegos and Penelis⁵⁾, Tassios et al.⁶⁾ 등은 수직·수평 철근 또는 대각 (X형, 마름모형) 철근 등 다양한 배근상세를 갖는 연결보의 주기거동 특성

을 연구하였다. Fig. 2는 Galano and Vignoli³⁾의 연결보 실험 결과를 보여준다. 그림에 나타난 바와 같이 연결보는 배근상세에 따라 크게 다른 거동 특성을 나타낸다. 일반적인 수직·수평 배근상세를 갖는 연결보는 웨브에 발생된 과도한 사인장균열로 인하여 주기거동 동안 편칭이 두드러지고 거의 에너지를 소산하지 못한다. 반면 X형 또는 마름모형 대각 배근상세를 갖는 연결보는 대각철근이 웨브의 사인장균열을 억제하므로 강도 및 연성 능력이 크게 향상되며, 주기거동 동안 편칭없이 많은 에너지를 소산한다. 이러한 연구 결과를 근거로 ACI 318-05⁷⁾에서는 '내진설계를 위한 특별 규정'에서 전단경간비가 2.0 이하인 연결보에 대하여 대각배근상세를 사용할 것을 권장하고 있다.

ATC-40⁸⁾, FEMA440⁹⁾, FEMA273¹⁰⁾, FEMA 356¹¹⁾ 등 선진적인 지진 관련 보고서에서는 성능평가 및 설계시 비탄성 강도와 변형능력 뿐만 아니라 비탄성 주기거동에 의한 에너지소산능력을 중요한 구조 손상 및 성능의 지표로 사용하고 있으므로 이에 대한 정확한 평가가 필요하다. 대각 배근상세를 갖는 연결보의 비탄성 강도는 기

*Corresponding author E-mail: parkhg@snu.ac.kr

Received September 27, 2007, Accepted December 4, 2007

©2008 by Korea Concrete Institute

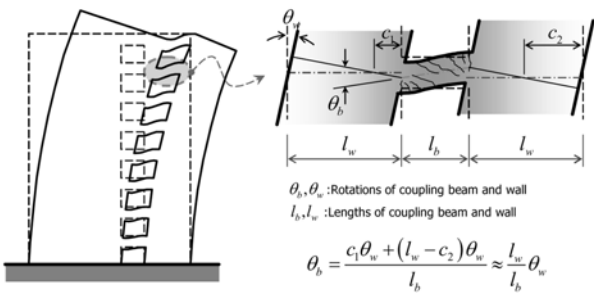


Fig. 1 Coupled wall and coupling beam

존 설계기준⁷⁾과 실험 연구^{2,5)}에서 제시된 방법을 사용하여 비교적 정확하게 예측할 수 있다. 그러나 주기이력 거동 특성 및 에너지소산 메커니즘은 다수의 실험 연구에도 불구하고 명확히 구명되어 있지 못하다. 따라서 연결보와 병렬전단벽의 에너지소산능력 평가시 어려운 비선형 해석에 의존하거나 부정확한 경험식을 사용하는 한계를 보이고 있다⁸⁻¹²⁾.

본 연구에서는 최근 Park and Eom¹³⁾이 개발한 비선형 트러스모델 (nonlinear truss model)을 사용하여, 다양한 배근상세를 갖는 철근콘크리트 연결보의 주기거동 특성 및 에너지소산 메커니즘을 분석하고, 연결보의 에너지소산량을 정확히 평가할 수 있는 평가식을 개발하고자 한다.

2. 연결보의 주기거동 분석

주기하중을 받는 연결보의 거동 특성과 에너지소산 메

커니즘을 파악하기 위하여, 해석 결과의 분석이 용이한 비선형트러스모델 (nonlinear truss model)¹³⁾을 사용하여 연결보의 비선형해석을 수행하였다. Fig. 3은 철근콘크리트 연결보의 비선형 트러스 모델을 보여준다. 그림에 나타난 바와 같이 길이 방향, 직각 방향, 그리고 대각 방향 트러스 요소로 연결보를 모델링하며, 각 트러스 요소는 콘크리트와 철근으로 구성된다. 콘크리트와 철근 요소의 간략화된 주기거동 모델은 Fig. 3에 나타나 있다. 제안된 주기거동 모델은 인장균열이 있는 콘크리트의 인장-압축 주기거동과 철근의 바우싱거 효과 (Bauschinger effect)를 고려한 주기거동을 나타낼 수 있다. 자세한 모델링 방법과 철근 및 콘크리트 요소의 주기 모델은 참고문헌¹³⁾에 나타나 있으며, 다양한 형태의 철근콘크리트 부재에 대한 비선형트러스모델의 정확성 또한 참고문헌¹³⁾에서 이미 검증되었다.

Fig. 2에 나타난 바와 같이, 연결보의 주기거동은 배근 형태에 따라 크게 다르므로 본 연구에서는 일반적인 수직·수평 배근상세를 갖는 연결보와 대각 (X형, 마름모형) 배근상세를 갖는 연결보를 구분하여 주기거동 특성 및 에너지소산 메커니즘을 분석하였다.

2.1 수직·수평 배근상세

Galano and Vignoli³⁾가 실험한 연결보 실험체 P02의 배근상세, 비선형해석을 위한 트러스 모델, 콘크리트와 철근의 재료 강도 등을 Fig. 4 (a)에 나타내었다. Fig. 4 (b)는 비선형해석 및 실험으로부터 구한 하중-변위 곡선을 비

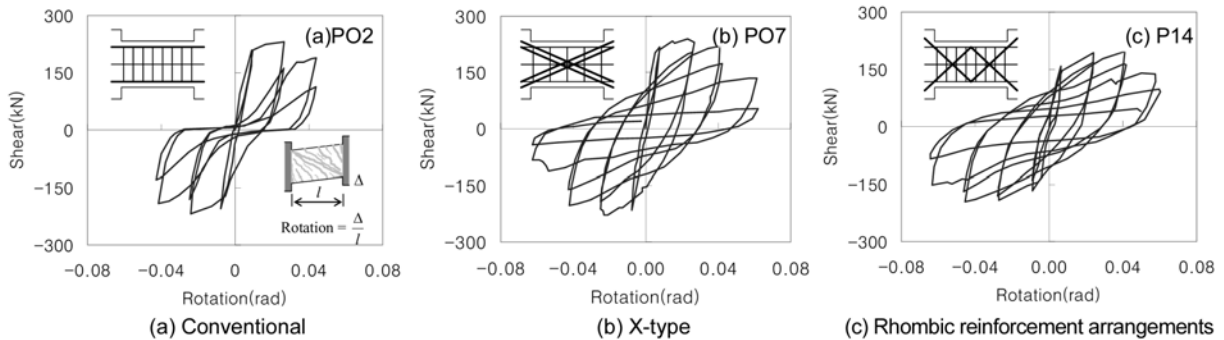


Fig. 2 Cyclic load-deflection relationships of coupling beams with various reinforcement layouts³⁾

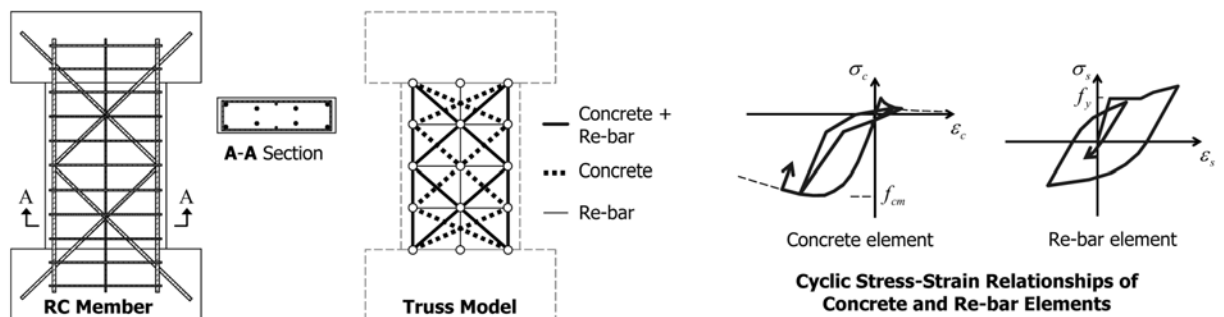


Fig. 3 Nonlinear truss model¹³⁾

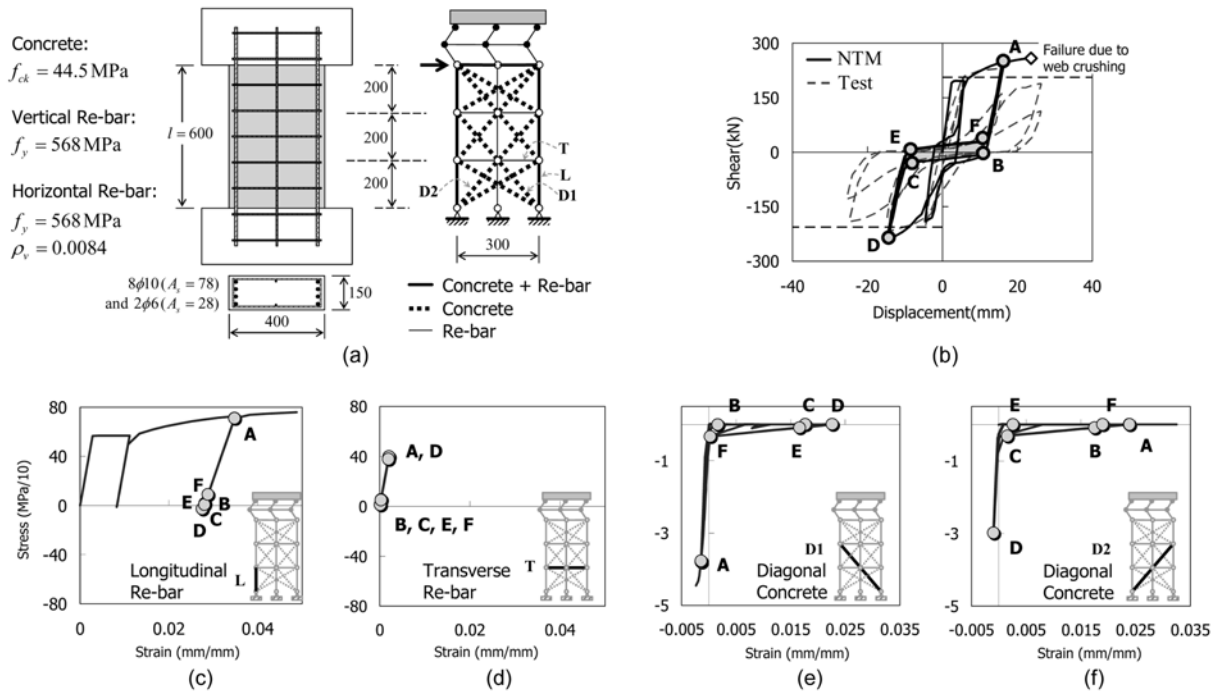


Fig. 4 Cyclic behavior of coupling beam with conventional reinforcement arrangement: (a) dimensions and truss model, (b) cyclic load-displacement curves, (c)~(f) cyclic stress-strain relationships of concrete and re-bar elements

교하여 보여주는데, 해석과 실험 결과가 비교적 잘 일치하였다. Fig. 4 (c)~(f)는 비선형해석으로 구한 길이 방향 철근 요소 L, 대각 방향 콘크리트 요소 D1과 D2, 직각 방향 철근 요소 T의 응력-변형을 관계를 나타낸다. 주기 거동의 분석을 위하여 연결보의 강성 및 강도가 급격히 변하는 주요점 A~F를 Fig. 4 (b)에, 그리고 각 주요점에서 철근 및 콘크리트 요소의 응력 및 변형률을 Fig. 4 (c)~(f)에 각각 표기하였다.

Fig. 4 (b)에 나타난 바와 같이 일반적인 수직·수평 배근 상세를 갖는 연결보는 동일한 비탄성 변형에서 주기 거동이 반복되는 동안 (A-B-C-D-E-F-A) 대각 방향 콘크리트 스트럿 요소 D1, D2와 길이 방향 인장철근 L의 트러스 작용 (truss action)에 의하여 전단력을 전달한다. 비탄성 변형이 증가하면서 단면의 양단에 배치된 길이 방향 인장철근의 소성변형에 의하여 연결보는 주기 거동 동안 길이 방향으로 인장변형 상태에 놓이게 되며 (Fig. 4 (c), 길이 방향 철근 요소 L이 주기 거동 동안 인장의 응력 및 변형을 상태에 존재한다는 사실은 이미 Paulay¹⁾의 연구에서 밝혀진 바 있다), 따라서 제하 (unloading) 및 재하 (reloading) 거동 동안 열려있는 인장균열에 의한 전단변형 (shear slip, Fig. 4 (b)의 구간 B-C와 E-F)이 크게 발생된다. 이러한 전단변형이 일어나는 동안에는 대각 방향 콘크리트 요소 D1, D2가 인장상태에 있어 압축력을 받지 못하므로 연결보는 전단력을 거의 전달하지 못하며, 횡변형이 더 발생되어 대각 콘크리트 요소가 압축력을 받는 이후에 비로소 전단력을 전달할 수 있다 (Fig. 4 (e)의 F와 Fig. 4 (f)의 C). 이처럼 대각 방향 콘크리트 스트럿의 반복적인 인장-압축 거동에 의하여 핀칭 현상이 나타난다.

Fig. 4 (b)는 연결보가 주기 거동 동안 소산하는 에너지량을 보여주는데, 그 크기는 주기곡선 A-B-C-D-E-F-A로 둘러싸인 면적과 같다. 그림에 나타난 바와 같이 주기 거동 동안 전단변형으로 핀칭이 크게 발생되므로 연결보의 에너지소산이 거의 없다. Fig. 4 (c)~(f)는 콘크리트 및 철근 요소의 에너지소산능력을 보여준다. 대각 방향 콘크리트 요소 D1, D2는 A-B-C-D-E-F-A의 주기 거동 동안 인장-압축의 큰 비탄성 변형률을 경험하지만, 제하 및 재하 거동이 거의 동일한 경로로 발생되므로 에너지소산 (주기이력 곡선으로 둘러싸인 면적)이 거의 없다^{14,15)}. 길이 방향 철근 요소 L과 직각 방향 철근 요소 T는 주기 거동 내내 인장의 응력 및 변형을 상태에서 거의 선형 거동을 보이므로 에너지소산에 거의 기여하지 못한다. 이와 같이 일반적인 수직·수평 배근 상세를 갖는 짧은 연결보는 반복적인 주기 거동 동안 에너지를 거의 소산하지 못한다.

2.2 대각배근 상세

연결보 실험체 P07과 P14³⁾의 배근상세, 비선형해석을 위한 트러스 모델, 콘크리트와 철근의 재료 강도 등을 각각 Fig. 5 (a)와 6 (a)에 나타내었다. 그림에 나타난 바와 같이 P07은 X형 배근상세를, P14는 마름모형 배근상세를 갖는다. Fig. 5 (b)와 Fig. 6 (b)는 비선형해석과 실험으로부터 구한 하중-변위 곡선을 비교하여 보여주는데, 두 연결보 모두 해석과 실험 결과가 비교적 잘 일치하였다. Fig. 5 (c)~(f)와 Fig. 6 (c)~(f)는 비선형해석으로 구한 길이 방향 철근 요소 L, 대각 방향 철근 요소 D1과 D2, 대각 방향 콘크리트 요소 D3의 응력-변형을 관계를

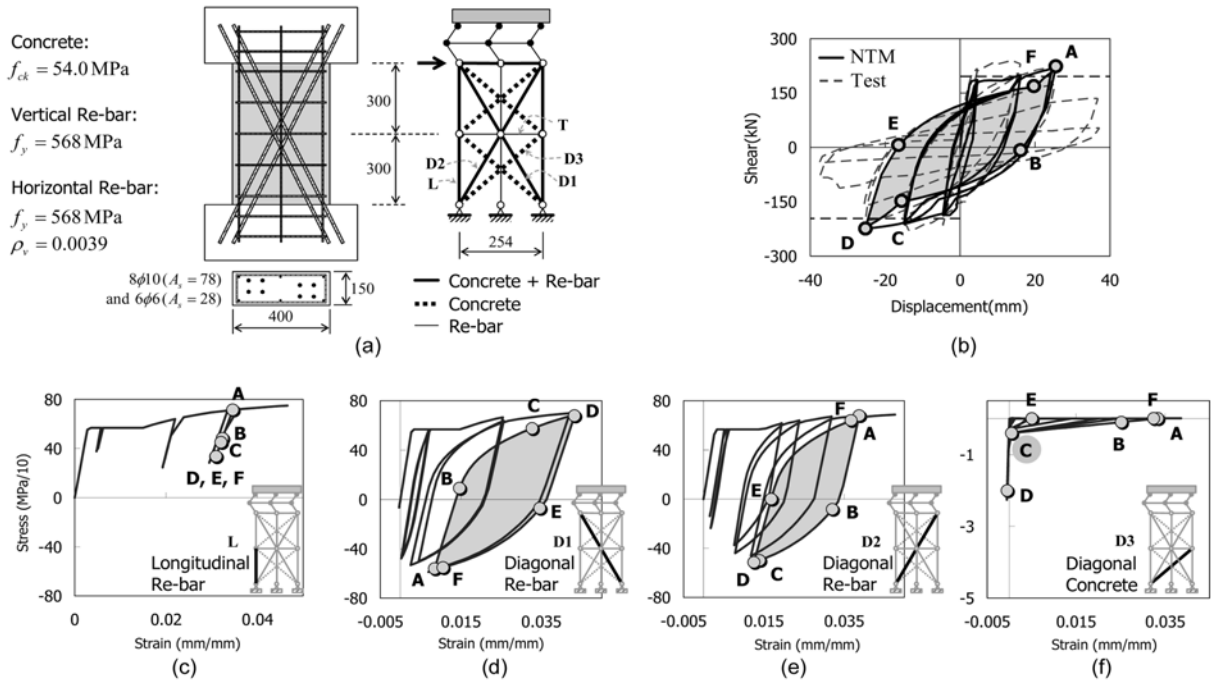


Fig. 5 Cyclic behavior of coupling beam with diagonal reinforcement arrangement (X-type): (a) dimensions and truss model, (b) cyclic load-displacement relationships, (c) cyclic stress-strain relationships of concrete and re-bar elements

나타낸다. (직각 방향 철근 요소 T의 주기곡선은 Fig. 4 (d)에 나타난 수직·수평 배근상세를 갖는 연결보의 직각 방향 철근 요소의 주기곡선과 거의 동일하므로 그림에 나타나지 않았다.) 주기거동의 분석을 위하여 연결보의 강성 및 강도가 급격히 변하는 주요점 A~F를 Fig. 5 (b)와 6 (b)에, 그리고 각 주요점에서 철근 및 콘크리트 요소의 응력-변형률 관계를 Fig. 5 (c)~(f)와 Fig. 6 (c)~(f)에 각각 나타냈다.

Fig. 5 (b)와 Fig. 6 (b)에 나타난 바와 같이 X형과 마름모형의 대각 배근상세를 갖는 연결보는 A-B-C-D-E-F-A의 주기거동 동안 전단 미끄러짐에 의한 핀칭없이 큰 에너지소산능력을 나타냈다. 이러한 주기거동은 대각철근에 의하여 주기거동이 지배되기 때문에 나타난다. Fig. 5 (d)~(f)와 Fig. 6 (d)~(f)에 나타난 바와 같이 제하 및 재하거동이 진행되는 구간 A-B-C에서 대각 방향의 철근 요소 D1, D2와 콘크리트 요소 D3은 모두 인장변형률 상태에 존재한다. 콘크리트 요소 D3은 인장변형률에서 거의 응력을 발휘하지 못하므로 구간 A-B-C에서 전단력을 전달할 수 없다 (Fig. 5 (f), Fig. 6 (f)). 반면 대각 방향의 철근요소 D1과 D2는 철근의 소성거동에 의한 잔류변형으로 인하여 인장변형률 하에서도 큰 압축응력을 발휘하므로 구간 A-B-C에서 연결보의 전단력을 전달한다. 이러한 대각철근의 주기이력거동은 재하 방향이 반대인 구간 D-E-F에서도 동일하게 발생한다. 따라서 수직·수평 배근상세를 갖는 연결보와는 달리 (Fig. 4 (b)) 대각 배근을 갖는 연결보는 반복적인 주기거동 동안 핀칭이 없는 주기곡선을 보이며 많은 이력에너지를 소산한다.

수직·수평 배근상세를 갖는 연결보와 마찬가지로, X형 대각배근을 갖는 연결보에서도 길이 방향 철근 요소

L과 직각 방향 요소 T는 주기거동 내내 주로 인장 상태에 있으며 거의 에너지를 소산하지 못한다 (Fig. 5 (c)). 마름모형 대각배근 상세를 갖는 연결보의 경우 길이 방향 철근 요소 L이 주기거동 동안 다소의 에너지를 소산하지만, 대각 방향의 철근에 비하여 에너지소산은 작다 (Fig. 6 (c)). 취성 재료인 대각 방향 콘크리트 요소 D3 또한 제하경로와 재하경로가 거의 동일하므로, 반복적인 주기거동 동안 에너지소산에 거의 기여하지 못한다 (Fig. 5 (f)와 Fig. 6 (f)).

3. 에너지소산능력 평가

앞서 언급한 바와 같이 일반적인 전단배근을 갖는 연결보는 반복적인 주기거동 동안 에너지를 소산하지 않는다. 반면에 X형, 마름모형 등 대각 배근상세를 갖는 연결보는 상대적으로 큰 에너지소산능력을 발휘하는데, 그 에너지소산은 주로 주기거동 동안 큰 소성 변형률을 경험하는 대각철근에 의하여 발생된다. 본 연구에서는 대각철근의 변형률 이력을 사용하여 연결보가 소산하는 에너지량을 산정할 수 있는 간략한 평가식을 개발하였다.

Park and Eom¹⁴⁾의 연구에 따르면, 소성변형을 경험하는 단위 부피의 철근이 소산하는 에너지량은 철근의 항복강도와 주기거동 동안 철근에 발생된 최대 변형률과 최소 변형률의 차이 ($\epsilon_1 - \epsilon_2$)를 사용하여 다음과 같이 구할 수 있다 (Fig. 7).

$$U_D = 2R_B f_y (\epsilon_1 - \epsilon_2 - 2\epsilon_y) \quad (1)$$

여기서 U_D = 단위 부피의 철근이 소산하는 에너지량, f_y ,

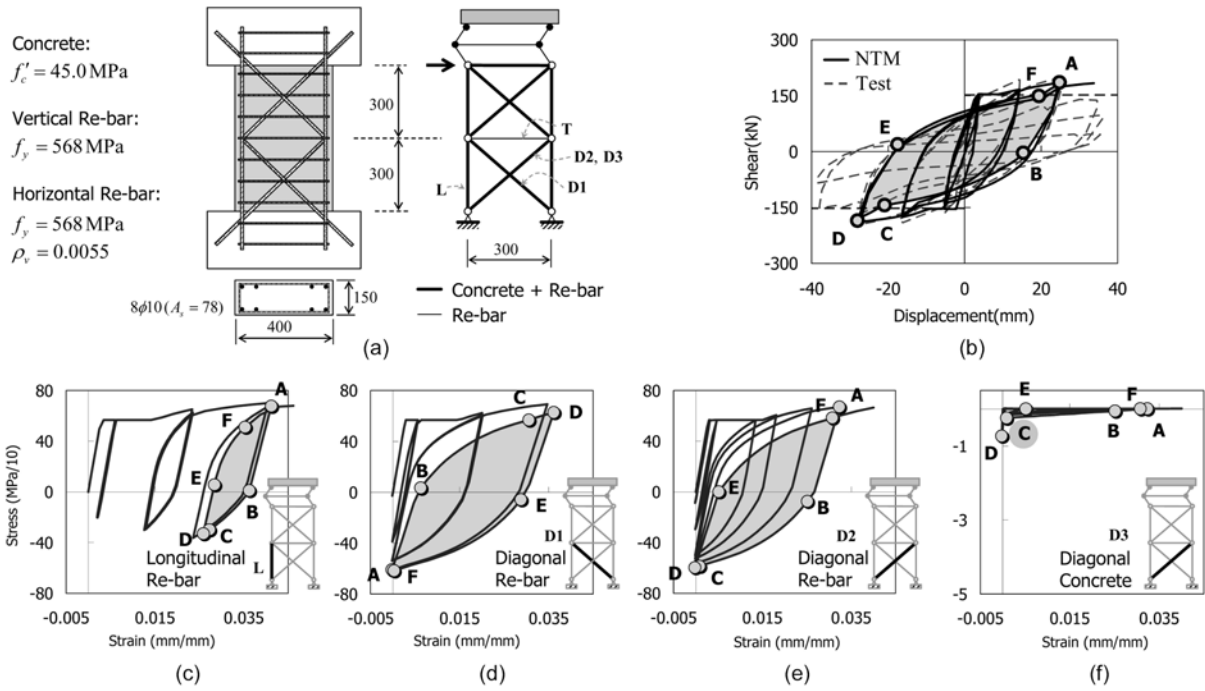


Fig. 6 Cyclic behavior of coupling beam with diagonal reinforcement arrangement (Rhombic type): (a) dimensions and truss model, (b) cyclic load-displacement relationships, (c) cyclic stress-strain relationships of concrete and re-bar elements

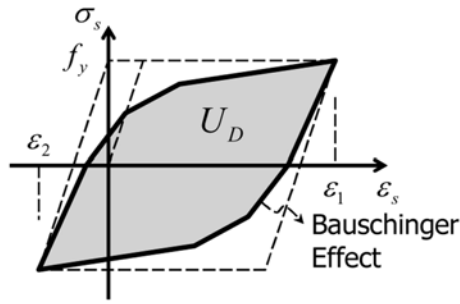


Fig. 7 Strain energy density of a reinforcing bar

ϵ_y = 철근의 항복 강도 및 변형률, ϵ_1, ϵ_2 = 주기 거동 동안 철근에 발생된 최대 및 최소 변형률, R_B = 마우싱거 효과에 의한 에너지소산량의 감소를 고려하기 위한 계수 ($= 0.75$)¹⁴⁾

철근이 탄성 상태에서 주기거동을 반복하는 경우 에너지를 거의 소산하지 못하므로, 식 (1)에서 $\epsilon_1 - \epsilon_2 \geq 2\epsilon_y$ 를 만족하여야 한다.

식 (1)에 나타난 바와 같이 철근의 에너지소산량을 구

하기 위해서는 주기거동 동안 철근이 경험하는 최대 및 최소 변형률을 예측하여야 한다. Figs. 5와 6에 나타난 바와 같이 대부분의 에너지를 소산하는 대각 방향 철근의 최대 및 최소 변형률은 정·부 방향으로 연결보에 최대의 횡변형이 발생하는 A와 D점에서 발생된다. 따라서 본 연구에서는 연결보의 정·부 방향 최대 변형으로부터 대각철근의 최대 및 최소 변형률을 예측하고, 이를 사용하여 간편한 연결보의 에너지소산량 평가식을 개발하였다.

Fig. 8 (a)와 (b)는 X형 배근상세를 갖는 연결보의 트러스모델 및 각 절점에서의 변형을 보여준다. 그림에서 l = 연결보의 길이, h_D = 연결보 지지점에서 대각철근 사이의 거리, l_D = 대각철근의 길이, A_{Ds} = 대각철근의 단면적, α = 길이 방향과 대각 방향 철근 사이의 각도, Fig. 5에 나타난 바와 같이 X형으로 배근된 연결보의 주기거동과 에너지소산이 대각철근에 의하여 지배되므로, 두 대각 방향 철근 요소 D1, D2를 사용하여 트러스 모델을 구성하였다. 연결보의 변형은 상단부의 횡변형 u^+, u^- 와 길이 방향의 인장변형 (longitudinal elongation) v^+, v^- 등

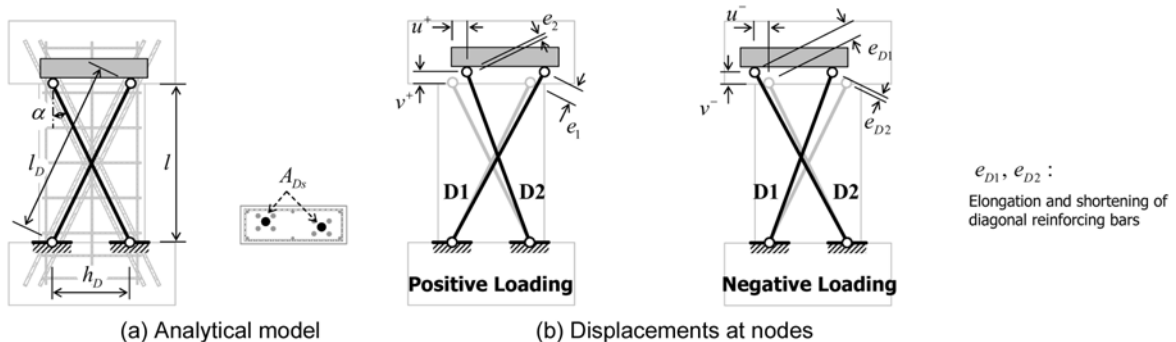


Fig. 8 Maximum and minimum strains of diagonal reinforcing bars of coupling beam with X-type reinforcement arrangement

두 성분으로 나타낼 수 있다. 위첨자 +, -는 각각 정·부 방향의 변형을 의미한다 (Fig. 8 (b)). 정방향의 횡변형 u^+ 는 대각 방향 철근 요소 D1과 D2에 각각 최대 및 최소 변형률을 발생시키고, 반대로 부방향의 횡변형 u^- 는 D1과 D2에 각각 최소 및 최대 변형률을 발생시킨다. 따라서 연결보가 정·부 방향의 최대변형 u^+ 와 u^- 에서 주기거동을 반복할 경우, 대각 방향 철근 요소 D1과 D2가 한 주기의 이력거동 동안 경험하는 최대 및 최소 변형률은 다음과 같다 (Fig. 8 (b)).

For diagonal re-bar D1

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{|u^+| \sin \alpha + |v^+| \cos \alpha}{l_D} \\ \varepsilon_2 &= \frac{-|u^-| \sin \alpha + |v^-| \cos \alpha}{l_D} \end{aligned} \quad (2a)$$

For diagonal re-bar D2

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{|u^-| \sin \alpha + |v^-| \cos \alpha}{l_D} \\ \varepsilon_2 &= \frac{-|u^+| \sin \alpha + |v^+| \cos \alpha}{l_D} \end{aligned} \quad (2b)$$

Fig. 5 (c)는 X형 배근상세를 갖는 연결보에서 길이 방향 철근 L의 변형률 이력을 보여주는데, 주기거동 동안 변형률의 변화가 거의 없이 항상 탄성의 인장 상태에 존재한다. 이는 연결보에 발생된 길이 방향 변형이 주기거동 내내 거의 일정하게 유지됨을 반증한다. 즉 $v^+ \approx v^-$ 이다. 따라서 식 (2)로부터 대각 방향 철근 D1과 D2의 최대 및 최소 변형률의 차이($\varepsilon_1 - \varepsilon_2$)는 정·부 방향의 횡변형 u^+ , u^- 를 사용하여 다음과 같이 근사적으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 - \varepsilon_2 &= \frac{(|u^+| + |u^-|) \sin \alpha \pm (|v^+| - |v^-|) \cos \alpha}{l_D} \\ &\approx \frac{(|u^+| + |u^-|) \sin \alpha}{l_D} = \frac{(|u^+| + |u^-|) h_D}{l_D^2} \end{aligned} \quad (3)$$

식 (3)을 식 (1)에 대입하여 단위 부피의 대각철근이 소산하는 에너지 U_D 를 구하고, 여기에 두 방향 대각철

근의 부피 ($= 2l_D A_{Ds}$)를 곱하여 연결보가 소산하는 에너지량 E_D 를 구한다.

$$\begin{aligned} E_D &= 2R_{Bfy} \left(\frac{(|u^+| + |u^-|) h_D}{l_D^2} - 2\varepsilon_y \right) (2A_{Ds} l_D) \\ &= 4R_{Bfy} A_{Ds} \left((|u^+| + |u^-|) \frac{h_D}{l_D} - 2\varepsilon_y l_D \right) \end{aligned} \quad (4)$$

마름모형으로 배근된 연결보 또한 X형 배근상세를 갖는 연결보와 동일한 방법으로 에너지소산량을 구할 수 있다. Fig. 9 (a)와 (b)는 마름모형 배근상세를 갖는 연결보의 트러스 모델과 각 절점의 변형을 보여준다. 연결보의 주기거동이 인장변형률을 경험하는 철근 요소에 의하여 지배되므로 (Fig. 6), 길이 방향, 대각 방향 (D1, D2), 직각 방향 철근 요소로 트러스 모델을 구성하였다. Fig. 9에 나타난 바와 같이 마름모형 배근상세를 갖는 연결보는 두 개의 X형 배근상세를 갖는 연결보가 결합된 것으로 볼 수 있다. 따라서 각 대각철근의 최대 및 최소 변형률의 차이 ($\varepsilon_1 - \varepsilon_2$)는 식 (3)에 u^+ , u^- 대신 $u^+/2$, $u^-/2$ 를 대입하여 구할 수 있으며, 이를 식 (1)에 대입하여 단위 부피의 대각철근이 소산하는 에너지 U_D 를 구한다. U_D 에 두 방향 대각철근의 부피 ($= 4l_D A_{Ds}$, Fig. 9 (a))를 곱하여 연결보가 소산하는 에너지량 E_D 를 다음과 같이 구한다.

$$\begin{aligned} E_D &= 2R_{Bfy} \left(\frac{(|u^+| + |u^-|) h_D}{2l_D^2} - 2\varepsilon_y \right) (4A_{Ds} l_D) \\ &= 4R_{Bfy} A_{Ds} \left((|u^+| + |u^-|) \frac{h_D}{l_D} - 4\varepsilon_y l_D \right) \end{aligned} \quad (5)$$

Fig. 6 (c)에 나타난 바와 같이 마름모형으로 배근된 연결보의 경우 길이 방향 철근 L 또한 주기거동 동안 어느 정도의 에너지를 소산한다. 그러나 대각으로 배치된 철근이 소산하는 에너지량에 비하여 그 양이 훨씬 적으므로, 본 연구에서는 길이 방향으로 배근되는 철근이 소산하는 에너지를 고려하지 않았다.

4. 검 증

본 연구에서 제안한 에너지소산량 평가식을 검증하기

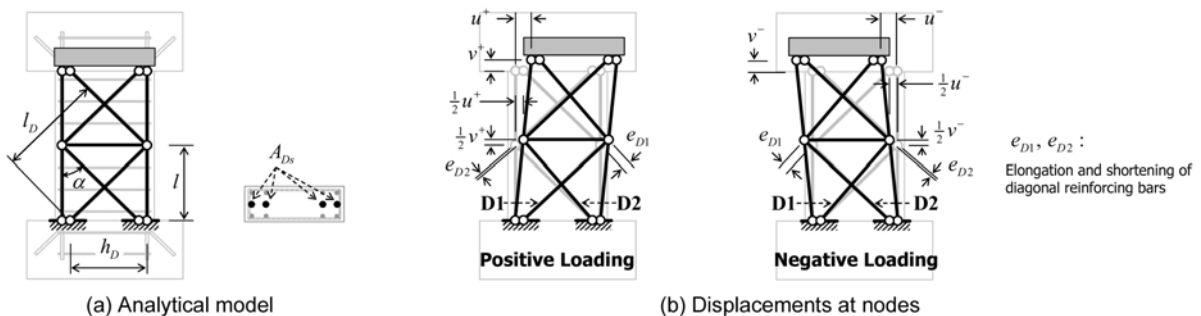


Fig. 9 Maximum and minimum strains of diagonal reinforcing bars of coupling beam with rhombic reinforcement arrangement

위하여 Galano and Vignoli³⁾, Shimazaki⁴⁾, Ishikawa and Kimura¹⁶⁾ 등의 연결보 실험 결과와 비교하였다. Fig. 10 은 검증에 사용된 연결보 시험체의 형상과, 실험으로부터 구한 대표적인 시험체의 하중-변위 관계를 보여준다. 그림에 나타난 바와 같이 연결보 시험체는 전단경간비 ($l/(2h)$)가 0.75~1.25이고, X형 또는 마름모형 대각 배근상세를 가지며, 직사각형 또는 슬래브를 일부 포함하는 T형의 단면 형태를 갖는다. 각 연결보 시험체의 단면 치수, 배근상세, 철근 및 콘크리트 등의 재료 특성을 Table 1에 요약하여 나타냈다. 각 연결보 시험체의 에너지소산량 E_D 는 식 (4)와 (5)를 사용하여 구하였다. 정규화된 에너지소산능력을 나타내는 등가감쇠비는 능력스펙트럼방법 (capacity spectrum method)⁸⁻¹¹⁾에서 정의하는 방법에 따라 다음과 같이 구한다.

$$\zeta_{eq} = 0.05 + \frac{1}{4\pi} \frac{E_D}{E_{S0}} \quad (6)$$

여기서 E_{S0} = 최대 변형 에너지로 $(V_n u^+)/2$ 로 정의되고, V_n = 연결보의 횡하중재하능력

Table 2에 실험 및 이론식으로 구한 연결보의 하중재하능력 V_n 을 나타냈다. X형 배근상세를 갖는 연결보의 이론적인 V_n 은 한계 상태에서 모두 인장항복한 두 방향의 대각철근이 전달하는 전단력과, 소량 배치된 길이 방향 휨철근과 대각 방향 콘크리트 스트럿의 트러스 작용에 의한 전단력을 합하여 구한다^{2,3,7)}. 마름모형 배근상세를 갖는 연결보의 V_n 은 트러스 모델에 기반하여 Tegos and Penelis⁹⁾가 제안한 다음의 식으로부터 구한다.

$$V_n = 2A_{Dx}f_y \sin\alpha + (\tan\alpha - \sin\alpha)A_{Dy}f_y \quad (7)$$

Fig. 11과 Table 2에 제안된 방법과 실험으로 구한 에너지량 E_D 와 등가감쇠비 ζ_{eq} 를 비교하여 나타냈다. 각 시험체의 에너지소산능력은 급격한 강도 저하가 일어나지 않는 변형에서 구하였다. 표에 실험 및 해석으로 구한 연결보의 강도, 에너지소산량, 등가감쇠비를 비교하여 나타냈다. 제안된 평가 방법은 전단경간비, 비탄성 변형 크기 등 설계변수의 영향을 고려하여, 대각 배근상세를 갖는 연결보의 에너지소산능력을 비교적 정확히 예측하였다. 예측된 에너지소산량의 평균은 실험치와 거의 같은

반면 하중재하 능력은 대체로 저평가되었고, 따라서 등가감쇠비가 다소 고평가 되었다. 이러한 경향은 P12 및 P14 시험체에서 두드러지게 나타났다 (Table 2). Fig. 11에 나타난 바와 같이, 정규화된 에너지소산량을 나타내는 ζ_{eq} 의 표준편차가 E_D 의 표준편차보다 작았다.

본 연구에서 제안된 연결보의 에너지소산량 평가식은 Table 2와 Fig. 11에서 검증된 바와 같이 전단경간비가 1.25 이하인 짧은 연결보에 대하여 적용하여야 한다. 전단경간비가 1.25보다 큰 연결보의 에너지소산은 대각 방향 철근과 길이 방향으로 배근된 철근의 에너지소산을 모두 고려하여야 한다. Kanakubo 등¹⁷⁾은 X형으로 대각 철근과 길이 방향 철근이 함께 배근된, 전단경간비가 1.4인 연결보에 대하여 주기하중 실험을 수행하였다. 실험 결과 대각 방향 및 길이 방향 철근이 소산하는 에너지량은 각각 전체 에너지소산량의 65%와 35%를 차지하는 것으로 나타났다. 이러한 실험 결과는 세장한 전단지배 연결보의 에너지소산이 더욱 복잡한 메커니즘으로 발생됨을 가리킨다.

5. 결 론

본 연구에서는 전단경간비가 1.25 이하인 짧은 연결보 (short coupling beam)에 적용할 수 있는 간편한 에너지소산능력 평가식을 개발하였다. 이를 위하여 비선형트러스모델 (nonlinear truss model)을 사용하여 연결보의 비선형해석을 수행하고, 배근상세에 따른 주기거동 특성 및 에너지소산 메커니즘을 분석하였다. 분석 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 전단경간비가 작고 일반적인 전단 배근상세를 갖는 연결보는 펀칭이 수반된 주기이력 거동을 보이며 거의 에너지를 소산하지 못한다. 반면 X형 및 마름모형 등 대각배근상세를 갖는 연결보는 펀칭이 없는 주기이력 곡선을 보이며 큰 이력에너지를 소산한다.
- 2) 취성재료인 콘크리트는 반복적인 제하/재하 거동시 거의 이력에너지를 소산하지 못한다. 부재 길이 방향 및 직각 방향으로 배근된 철근 또한 동일한 비탄성 변형에서 반복되는 주기거동 내내 거의 탄성

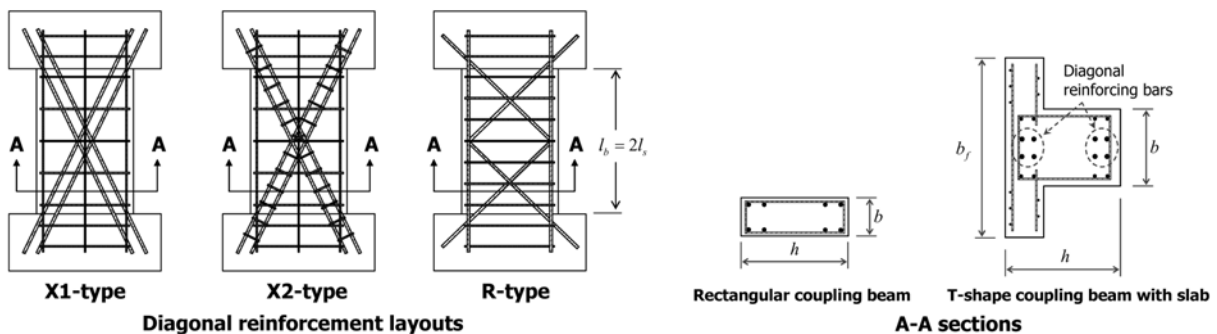


Fig. 10 Typical cyclic behaviors of test specimens used for energy-evaluation.

Table 1 Properties of coupling beam test specimens

Researchers	Specimen	Type ⁽¹⁾	Dimensions					Conc. f_{ck} (MPa)	Diagonal reinforcement				Shear reinf. ratio (%)
			l_b (mm)	H_D (mm)	b (mm)	h (mm)	α (°)		f_y (MPa)	A_{Ds} (mm ²)	Reinforcing bars		
Galano and Vignoli ⁽³⁾	P07	X1		242			22.0	54.0		314	4-D10	0.39	
	P08	X1		242			22.0	53.4		314	4-D10	0.39	
	P11	X2	600	218	150	400	20.0	39.9	567 ⁽²⁾	314	4-D10	0.31	
	P12	X2		218			20.0	41.6		314	4-D10	0.31	
	P14	R		300			45.0	45.0		157	4-D10	0.55	
Shimazaki ⁽⁴⁾	No.N1	X1	1000	315	200	400	17.5	54.0	476	804	4-D16	0.21	
	No.N2							51.0	459	804	4-D16	0.32	
	No.N3							54.0	476	804	4-D16(debonded)	0.21	
	No.N4							51.0	459	804	4-D16(debonded)	0.32	
	No.N5							51.0	459	804	4-D16(debonded)	0.64	
	No.N6							64.0	386	804	4- \bullet €16(debonded)	0.64	
	No.N7							48.0	380	1134	4- \bullet €19(debonded)	0.64	
	No.N8							32.0	383	804	4- \bullet €16(debonded)	0.64	
Ishikawa and Kimura ⁽⁶⁾	No.1	X1	800	267	300	450	18.5	42.2	523	774	2-D22 ⁽³⁾	0.235	
	No.2							45.9	523	1161	3-D22 ⁽³⁾	0.235	
	No.4							48.2	523	1161	3-D22 ⁽³⁾ (with slab)	0.235	
	No.6							51.2	523	1161	3-D22 ⁽³⁾	0.845	
	No.7							51.7	523	1161	3-D22 ⁽³⁾	0.235	
	No.8							45.3	387	1148	4-D19 ⁽³⁾	0.235	
	No.9							45.8	724	1148	4-D19 ⁽³⁾	0.235	
	No.10							51.7	724	1148	4-D19 ⁽³⁾	0.235	

⁽¹⁾Diagonal reinforcement details (see Fig. 10)

⁽²⁾Average yield strength. Actual yield strength of reinforcement varies in the range from 528 to 611 MPa

⁽³⁾The Young's module of D22, D19, and D19* measured from the test are 190, 193, 209 GPa respectively⁽⁶⁾

Table 2 Comparison of the predicted and test results

Researchers	Specimen	Transverse displacement $ u^+ (= u^-)$ (mm)	Load-carrying capacity V_n (kN)			Energy dissipation E_{II} (kN-mm)			Equivalent damping ratio ζ_{dq} (%)		
			Pred.	Test	Ratio	Pred.	Test	Ratio	Pred.	Test	Ratio
			Ⓐ	Ⓑ	Ⓑ/Ⓐ	Ⓐ	Ⓑ	Ⓑ/Ⓐ	Ⓐ	Ⓑ	Ⓑ/Ⓐ
Galano and Vignoli ⁽³⁾	P07	15.1	195.9	231.0	1.18	4094	4380	1.07	0.270	0.249	0.92
	P07	25.3	195.9	221.0	1.13	8155	7376	0.90	0.312	0.260	0.83
	P08	11.0	195.9	232.0	1.18	2434	2474	1.02	0.230	0.205	0.89
	P08	15.0	195.9	214.0	1.09	4057	4239	1.04	0.269	0.260	0.96
	P11	13.8	184.3	237.0	1.29	3102	3064	0.99	0.244	0.199	0.82
	P12	14.4	184.3	240.0	1.30	3338	3217	0.96	0.250	0.198	0.79
	P14	15.6	152.0	193.0	1.27	4607	3880	0.84	0.359	0.255	0.71
	P14	26.2	152.0	196.0	1.29	8611	6830	0.79	0.394	0.262	0.66
Shimazaki ⁽⁴⁾	No.N1	15.0	366.2	333.0	0.91	4629	3665	0.79	0.184	0.167	0.91
	No.N1	25.0	366.2	328.0	0.90	11536	10248	0.89	0.251	0.249	0.99
	No.N2	15.0	353.0	384.0	1.09	4661	4684	1.01	0.190	0.179	0.94
	No.N2	25.0	353.0	384.0	1.09	11321	11094	0.98	0.254	0.234	0.92
	No.N3	15.0	366.2	337.0	0.92	4629	3777	0.82	0.184	0.169	0.92
	No.N4	15.0	353.0	376.0	1.07	4661	4374	0.94	0.190	0.173	0.91
	No.N5	15.0	353.0	378.0	1.07	4661	4346	0.93	0.190	0.172	0.90
	No.N5	25.0	353.0	377.0	1.07	11321	11580	1.02	0.254	0.246	0.97
	No.N6	15.0	312.7	331.0	1.06	4632	4971	1.07	0.207	0.209	1.01
	No.N6	25.0	312.7	345.0	1.10	10233	10596	1.04	0.258	0.246	0.95
	No.N7	15.0	389.2	366.0	0.94	6512	5161	0.79	0.228	0.200	0.88
	No.N7	25.0	389.2	369.0	0.95	14288	12090	0.85	0.284	0.259	0.91
	No.N8	15.0	312.3	318.0	1.02	4625	4255	0.92	0.207	0.192	0.93
	No.N8	25.0	312.3	325.0	1.04	10183	9487	0.93	0.258	0.236	0.92

Table 2 Comparison of the predicted and test results(Continued)

Researchers	Specimen	Transverse displacement $ u^+ (= u^-)$ (mm)	Load-carrying capacity V_n (kN)			Energy dissipation E_H (kN-mm)			Equivalent damping ratio ζ_{dq} (%)		
			Pred. (a)	Test (b)	Ratio (b/a)	Pred. (a)	Test (b)	Ratio (b/a)	Pred. (a)	Test (b)	Ratio (b/a)
Ishikawa and Kimura ¹⁶⁾	No.1	16.0	408.9	465.2	1.14	6691	7730	1.15	0.213	0.215	1.01
	No.1	24.0	408.9	467.1	1.14	12856	11850	0.92	0.259	0.218	0.84
	No.1	40.0	408.9	482.8	1.18	25187	21960	0.87	0.295	0.231	0.78
	No.2	16.0	676.3	655.6	0.97	10036	7880	0.79	0.198	0.170	0.86
	No.2	24.0	676.3	624.5	0.92	19284	14910	0.77	0.239	0.208	0.87
	No.4	16.0	693.3	739.4	1.07	10036	9050	0.90	0.194	0.172	0.89
	No.4	24.0	693.3	701.8	1.01	19284	16370	0.85	0.234	0.205	0.87
	No.6	16.0	723.8	735.0	1.02	10036	9050	0.90	0.188	0.172	0.92
	No.6	24.0	723.8	711.8	0.98	19284	15240	0.79	0.227	0.192	0.85
	No.6	40.0	723.8	737.3	1.02	37780	35700	0.94	0.258	0.243	0.94
	No.7	16.0	724.3	695.4	0.96	10036	7950	0.79	0.188	0.164	0.87
	No.7	24.0	724.3	671.8	0.93	19284	14850	0.77	0.227	0.197	0.87
	No.8	16.0	572.4	556.5	0.97	9024	8750	0.97	0.207	0.206	1.00
	No.8	24.0	572.4	549.2	0.96	15791	15440	0.98	0.233	0.236	1.02
	No.9	16.0	818.3	825.2	1.01	9536	7540	0.79	0.166	0.141	0.85
	No.9	24.0	818.3	812.9	0.99	22195	15430	0.70	0.230	0.176	0.77
	No.10	23.0	591.4	646.4	1.09	6416	8470	1.32	0.125	0.141	1.13
	No.10	34.0	591.4	647.3	1.09	19036	19200	1.01	0.201	0.189	0.94
No.10	51.0	591.4	657.5	1.11	38539	31860	0.83	0.253	0.201	0.79	
			Average = 1.06 Standard deviation = 0.11			Average = 0.92 Standard deviation = 0.12			Average = 0.90 Standard deviation = 0.09		

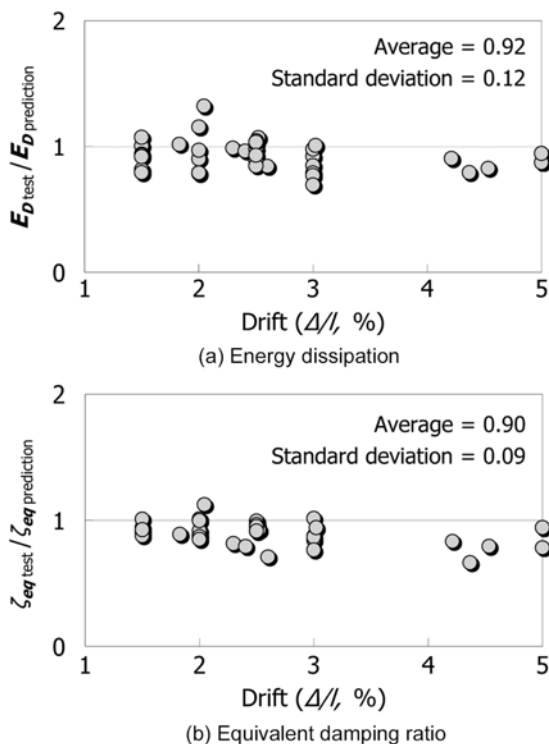


Fig. 11 Comparison of predicted energy dissipation and equivalent damping ratio to test results

인장 상태에 존재하므로 거의 에너지소산에 기여하지 못한다. 따라서 연결보의 에너지소산은 주로 주기거동 동안 큰 소성변형률 이력을 경험하는 대각

철근에 의하여 발생된다.

- 3) 대각철근이 소산하는 에너지량은 철근의 항복강도와 주기거동 동안 철근이 경험하는 최대 및 최소 변형률 차의 크기에 비례한다. 따라서 주기거동 동안 대각철근이 경험하는 변형률 이력을 예측하면 복잡한 연결보의 주기거동을 고려하지 않고 에너지 소산량을 구할 수 있다.

본 연구에서는 대각철근에 의하여 연결보가 소산하는 에너지량을 간편하게 평가할 수 있는 설계식을 개발하였으며, 기존 실험 결과와 비교하여 검증하였다. 그 결과, 제안된 평가식은 배근상세, 전단경간비, 비탄성 변형의 크기 등 다양한 설계변수의 영향을 고려하여 연결보의 소산에너지를 쉽고 정확하게 평가하였다. 제안된 에너지 평가 방법은 다양한 구조물의 내진평가 및 설계법에 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

참고문헌

1. Paulay, T., "Coupling Beams of Reinforced Concrete Shear Walls", *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol.97 No.3, 1971, pp.843~862.
2. Paulay, T. and Binney, J. R., *Diagonally Reinforced Coupling Beams*, Special Publication SP-42, American Concrete Institute, Detroit, Michigan, 1974, pp.579~598.
3. Galano, L. and Vignoli, A., "Seismic Behavior of Short

- Coupling Beams with Different Reinforcement Layouts”, *ACI Structural Journal*, Vol.97 No.6, 2000, pp.876~885.
4. Shimazaki, K., “De-bonded Diagonally Reinforced Beam for Good Repairability”, *Proceedings of the 13th World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, Canada, 2004, Paper No.3173.
 5. Tegos, I. A. and Penelis, G. Gr., “Seismic Resistance of Short Columns and Coupling Beams Reinforced with Inclined Bars”, *ACI Structural Journal*, Vol.85 No.1, 1988, pp.82~88.
 6. Tassios, T. P., Morreti, M., and Bezas, A., “On the Behavior and Ductility of Reinforced Concrete Coupling Beams of Shear Walls”, *ACI Structural Journal*, Vol.93 No.6, 1996, pp.711~720.
 7. American Concrete Institute, *Building Code Requirements for Structural Concrete*, ACI 318-05 and Commentary (ACI 318R-05), Farmington Hills, Michigan, USA, 2005.
 8. Applied Technology Council (ATC), *Seismic Evaluation and Retrofit of Concrete Buildings*, ATC-40 Report, Applied Technology Council, Redwood City, California, 1996.
 9. Applied Technology Council (ATC), *Improvement of Non-linear Static Seismic Analysis Procedures*, FEMA 440 Report, Federal Emergency Management Agency, Washington, DC, 2005.
 10. American Society of Civil Engineers (ASCE), *Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings*, FEMA 356 Report, Federal Emergency Management Agency, Washington, DC, 2000.
 11. American Society of Civil Engineers, *NEHRP Guidelines for the Seismic Rehabilitation of Buildings*, FEMA 273 report, Federal Emergency Management Council, Washington, DC, 1997.
 12. Priestley, M. J. N., “Performance Based Seismic Design”, *Proceedings, 12th World Conference on Earthquake Engineering*, Auckland, New Zealand, 2000.
 13. Park, H. and Eom, T., “Truss Model for Nonlinear Analysis of RC Members Subject to Cyclic Loading”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.133, No.10, 2007.
 14. Park, H. and Eom, T., “A Simplified Method for Estimating the Amount of Energy Dissipated by Flexure-Dominated Reinforced Concrete Members for Moderate Cyclic Deformations”, *Earthquake Spectra*, Vol.22 No.3, 2006, pp.1351~1363.
 15. Sinha, B. P., Gerstle, K. H., and Tulin, L. G., “Stress-Strain Relations for Concrete under Cyclic Loading”, *ACI Journal, Proceedings*, Vol.61, No.2, 1964, pp.195~212.
 16. Ishikawa, I. and Kimura, H., “Experimental Study on Seismic Behavior of R/C Diagonally Reinforced Short Beams”, *Proceedings of the 11th World Conference on Earthquake Engineering*, Paper No.1386, Acapulco, Mexico, 1996.
 17. Kanakubo, T., Fujisawa, M., Sako, N., and Sonobe, Y., “Ductility of Short Span Beams”, *Proceedings of the 11th World Conference on Earthquake Engineering*, Paper No.1369, Acapulco, Mexico, 1996.

요약 본 연구에서는 다양한 배근상세를 갖는 짧은 연결보 (short coupling beam)의 주기거동특성과 에너지소산 메커니즘을 연구하였다. 주기하중을 받는 연결보의 수치해석을 위하여 비선형트러스모델 (nonlinear truss model)을 사용하였다. 수치해석 결과, 일반적인 수직·수평배근상세를 갖는 연결보는 핀칭이 심한 주기곡선을 보이며 거의 에너지를 소산하지 못하였다. 반면 대각배근상세를 갖는 연결보는 핀칭이 없는 안정적인 주기거동을 보이며 많은 에너지를 소산하였으며, 연결보의 에너지소산은 취성재료인 콘크리트보다 주로 대각 방향으로 배치된 철근에 의하여 발생했다. 이러한 분석 결과를 토대로 대각철근의 변형률 이력을 사용하여 연결보의 에너지소산량을 예측할 수 있는 간편한 평가식을 개발하였다. 검증을 위하여 제안된 평가식과 실험으로 구한 연결보의 에너지소산량을 실험 결과와 비교하였다. 그 결과, 제안된 평가식은 배근형태, 전단경간비, 비탄성 변형 크기 등 다양한 설계변수의 영향을 고려하여 전단경간비가 1.25이하인 짧은 연결보의 에너지소산량을 비교적 정확히 예측하였다. 제안된 에너지소산량 평가 방법은 철근콘크리트구조물 및 부재의 성능 기초 내진평가/설계에 손쉽게 활용될 수 있다.

핵심용어 : 연결보, 에너지소산능력, 주기거동, 대각배근, 철근콘크리트