

# 프리캐스트 병렬 전단벽의 연성도 해석

## Ductility Demand of Precast Coupled Shear Wall

홍성길\*                      김영욱\*\*  
Hong, Sung Gul      Kim, Young Wook

### 국문요약

본 연구는 초기 내진설계단계에서 프리캐스트 병렬전단벽의 연결보의 필요한 연성도의 간단한 계산방법을 제시한다. 프리캐스트 병렬 전단벽의 최상층 변위는 연속체 접근 방법으로 구한 부분과 분절적으로 나타나는 수평접합부의 개폐로 인한 소성변위의 합으로 나타난다. 이러한 계산을 통해 시스템 레벨의 연성도와 부재 레벨의 연성도의 관계를 구한다. 여기서 제안된 연성도 관계식으로부터 연결보의 강성이 증가하거나 강도가 벽체에 비해 작은 경우에는 연결보의 과도한 연성도가 필요한 것으로 나타난다. 또한 이러한 연성도는 해당 층의 수평접합부의 개폐정도에 비례함을 보여준다. 그러나 고층부의 연결보는 수평접합부 개폐정도에 관계가 적음을 보여준다.

**주요어** : 연성도, 프리캐스트 병렬전단벽, 개폐거동, 연결보, 수평접합부

### ABSTRACT

This study presents a simplified calculation method for required ductility of coupling beams in precast coupled shear walls at preliminary seismic design stages. Deflection of precast coupled shear walls based on a continuum approach is combined with inelastic gap opening of horizontal connection of panels to provide a relationship between the system-level ductility and the element-level ductility in a precast coupled shear wall. The equation proposed herein for ductility requirement for coupling beams shows that higher stiffness and lower strength of coupling beams result in high ductility requirement. The equation also shows that the ductility requirement is proportional to the degree of gap opening of the story in question. However, the coupling beam ductility in higher stories are not affected by gap openings of horizontal connections of panel.

**Key words** : ductility, precast coupled shear wall, gap opening, coupling beam, horizontal connection

## 1. 서 론

최근 시도되고 있는 성능에 기초한 내진설계법은 변위, 에너지 등의 관점에서 설정한 설계요건을 제시하고 있으나 전통적으로 안전한 내진설계를 위해서 적절한 강도와 연성도의 확보는 구조물의 내진 설계시 매우 중요한 요소이다. 현행 내진 설계 기준의 기본적인 접근 방법은 설계지진에 대해 구조물의 탄성 거동을 전체로 하여 계산된 필요한 시스템 및 부

재 강도를 구조물이 항복 후 견디어 낼 수 있는 연성적인 거동을 감안하면 탄성거동에 필요한 부재력을 반응수정계수를 적용하여 저감할 수 있다. 따라서 구조물이 안정적으로 지진에 저항하기 위해서는 적절한 강도의 확보뿐만 아니라 연성도를 보장하여야 한다.

효율적인 프리캐스트 병렬전단벽의 내진설계방향은 주요 에너지 감쇠요소인 연결보의 1차 항복을 전제하고 접합부의 적절한 강도와 강성의 확보에 있다. 시스템의 항복순서의 설정은 내진역량설계법<sup>(1)</sup>의 중요한 개념이며 그에 따른 각 구성구조요소의 연성도 확보가 필수적이다. 현재 프리캐스트 벽체 시스템에 대한

\* 정회원 · 서울대학교 건축학과 조교수

\*\* 서울대 대학원, 현재 현대건설(주)

본 논문에 대한 토의를 9월 30일까지 학회로 보내 주시기 바랍니다. 그 결과를 게재하겠습니다.

이와 같은 내진설계방법으로 Clough<sup>(2)</sup>가 제시한 강도와 연성도를 고려한 설계 방법이 비교적 간편하다. 이 방법에 따르면 설계자가 내진설계요구조건에 따라 적절한 크기의 반응수정계수를 설정하여 설계지진 횡하중을 결정하고 탄성거동과 탄소성거동에서의 동일한 에너지에 근거하여 계산한다. 중국상태의 변형과 기하학적인 원리에 따른 소성변위를 근거로 하여 부재의 국부 연성도를 결정한다. 그러나 Clough가 제시한 프리캐스트 병렬전단벽 내진설계방법에 따르면 극한상태의 소성변위를 근거로 하여 기하학적인 원리에 따라 전체 시스템의 소성변위와 연결부재 또는 접합부의 변형관계를 계산해야 하므로 부재의 구체적인 크기와 역학적인 성질을 결정하기 전에 연결부재 또는 접합부에 대한 요구성능에 대한 정보를 미리 알 수 없는 단점이 있다.

최근 PRESS 연구 프로그램의 Phase 2<sup>(3)</sup>에서는 주요한 에너지 소산능력을 수평접합부에 집중을 시도하고 있으며 국내의 실험연구결과<sup>(4)</sup>를 살펴보면 연결보의 필요한 소성변형능력에 대한 연구결과를 실제적으로 내진설계에 연구결과를 적용하기 위한 후속연구가 필요하다. 본 연구는 내진설계에 적용할 수 있는 프리캐스트 병렬 연결 전단벽시스템의 연성도와 부재의 국부연성도 관계를 제시하기로 한다. 본 연구에서는 연결보로 병렬 연결된 프리캐스트 대형판 전단벽을 횡력 저항 시스템으로 이용하는 구조물에 있어서 전체 시스템의 연성도와 연결보의 연성도 및 수평접합부의 개폐거동과의 관계를 중요한 변수를 통해서 수식적으로 표현하여 설계 초기 단계에서 연결보의 연성도와 수평접합부의 개폐 거동의 예측이 가능한 모형을 제시한다.

## 2. 프리캐스트 병렬 전단벽에서의 연성도

병렬전단벽의 시스템과 연결보의 연성도 관계를 도출하기 위해 그림 1의 병렬 전단벽을 고려하면 전단벽은 각각의 좌우 전단벽의 저항

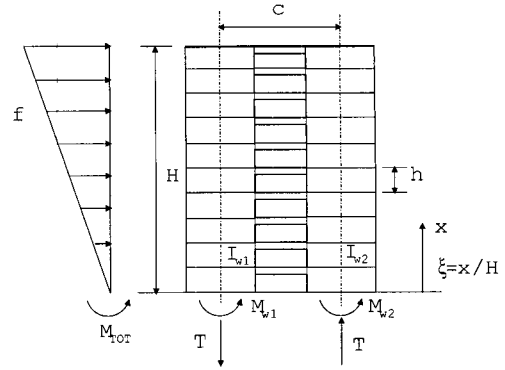


그림 1 프리캐스트 병렬 전단벽

모멘트 ( $M_{w1}$ ,  $M_{w2}$ )와 좌우 전단벽을 연결하는 연결보의 전단력의 전달로 유발되는 추가적인 저항모멘트 ( $M_{CPL}$ )로써 외력(역삼각형 형태의 등가 정적 지진 하중)에 저항한다.

$$M_{TOT} = (M_{w1} + M_{w2}) + T \cdot c = M_w + M_{CPL} \quad (1)$$

프리캐스트 병렬전단벽의 변형은 다음 3가지의 거동으로 인한 변형으로 이루어진다.

- ① 역삼각형 형태의 지진하중에 의한 전단벽의 탄성 변형
- ② 연결보의 항복에 의한 전단벽의 탄성 변형
- ③ 수평접합부에서의 비탄성 개폐 거동으로 인한 전단벽의 변형

연결보를 연속적인 등가의 전단연결재로 가정하고 전단벽의 휨 변형을 고려하면 역삼각형 횡하중에 대해 앞에서 언급한 ①과 ②의 작용으로 다음과 같은 변위를 유도할 수 있다.

$$u = \frac{11}{40} M_{TOT} \frac{H^2}{EI_o} \left( \frac{20}{11} \xi^2 - \frac{10}{11} \xi^3 + \frac{1}{11} \xi^5 \right) - \frac{1}{3} M_{CPL} \frac{H^2}{EI_o} \left( \frac{3}{2} \xi^2 - \frac{1}{2} \xi^3 \right) \quad (2)$$

여기에서 무차원 변수  $\xi$  로 표현되는 괄호안의 함수는 하중분포형상에 따라 변할 수 있는 함수이다. 식 (2)에 수평접합부 개폐에

의한 추가 변형을 고려하면 다음과 같이 최상층의 변위 연성도와 연결보의 연성도 및 수평접합부의 개폐 거동과의 관계식을 유도할 수 있다.<sup>(5),(6)</sup>

$$\mu_{c_i} = \frac{1}{3} \alpha^2 \left[ (\mu_w - 1) \frac{\beta_i}{\Sigma \beta_i} \frac{1}{(h/H)} \left( \frac{1}{\omega} - 1 \right) + \frac{\Psi_f'}{\omega} - \frac{\Psi_q'}{j} \right] \quad (3)$$

여기에서  $\mu_{c_i} = \Delta_i / \Delta_y$  는  $i$ 층에서의 연결보의 연성도를 표현하며 보 양단에서의 상하 항복 변위를 기준으로 그림 2  $\mu_w = u_{max} / u_p$  는 최상층에서의 변위 연성도를 나타내며 그림 3에서의 수평접합부 개폐 거동 시점( $u_p$ )을 기준으로 한다.  $\beta_i / \Sigma \beta_i$  는 수평접합부에서의 소성 변형 부분으로  $i$ 층 수평접합부의 개폐각도비율을 나타낸다(그림 4).  $\alpha^2 = kc^2 H^2 / EI_o$  는 연결보와 벽체의 상대 강성비를 표현하며  $k$ 는 등가 전단 연결보(equivalent continuous shear medium) 강성을,  $EI_o$ 는 벽체의 휨강성을 나타낸다.  $1/j = I_{cen} / (I_{cen} - I_o)$ 는 벽체 단면 특성을 나타내는 계수로서  $I_{cen}$ 은 전체 병렬 연결 전단벽 중심선에서 전단벽의 단면 2차 모멘트,  $I_o$ 는 각각 전단벽의 단면 2차 모멘트의 합을 나타낸다.  $1/\omega = \frac{33}{40} \frac{M_{TOT}}{M_{CPL}}$  는 연결보와 벽체의 강도비율을 나타내며, 여기서  $M_{CPL}$ 은 좌우 전단벽을 연결하는 연결보의 단부전단력의 발달로 전단벽의 인장·압축을 유발하며 이로 인한 증가한 저항모멘트를 나타내며,  $M_{TOT}$ 는 전체 모멘트를 나타낸다. 자세한 식의 유도과정 및 내용은 참고문헌<sup>(5)</sup>을 참조하기 바란다.

식 (3)에서 연결보의 연성도를 결정하는 중요 변수를 살펴보면 첫째로  $\alpha^2$ 가 증가하면, 다른 표현으로 벽체강성에 비해서 연결보의 강성비가 클수록 연결보에 필요한 연성도가 증가한다. 또한  $1/\omega$ 가 증가할수록, 즉 전체

모멘트( $M_{TOT}$ )에 대한 연결보가 부담하는 모멘트( $M_{CPL}$ ) 비가 작을수록 연결보의 필요한 연성도가 증가한다.

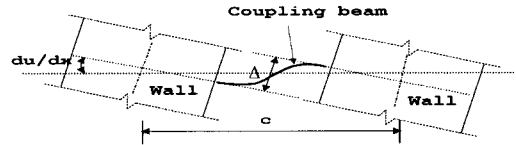


그림 2 연결보의 변형

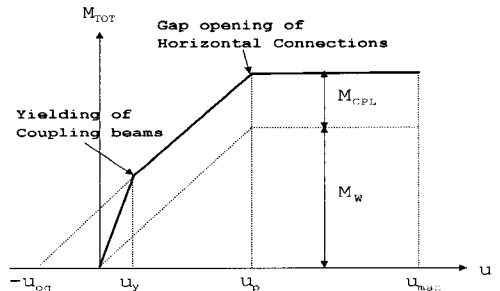


그림 3 시스템 횡변위와 전체 모멘트 관계의 이상화

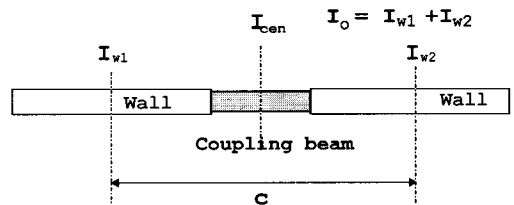


그림 4 병렬 연결 전단벽 단면

### 3. 수평접합부의 개폐거동

극한상태에서 수평접합부의 소성변위는 개폐거동과 미끄러짐에 의한 거동으로 나눌 수 있는데, 본 연구에서는 수평방향으로의 미끄러짐에 의한 소성 변위는 전체구조물의 안정성(stability) 측면에서 바람직하지 않으므로 적절한 방법을 통해 제한된다고 전제하고 본 연구에서는 판의 수직방향 개폐거동만을 고려하기로 한다.

벽체의 수평접합부의 개폐거동은 다음과 같은 가정과 계산순서에 의하여 결정된다.

수평접합부 단면에서의 선형 변형률 분포를 가정한다. 압축응력 크기는 전단응력으로 인한 충전재의 압축 강도의 저감을 고려한 평형 상태를 만족시키는 응력 분포를 결정한다(그림 5) 가장 바깥쪽 인장 철근의 변형량을 계산하여 그림 6의 계산순서로 개폐각도를 결정한다.<sup>(7)</sup>

전단응력으로 인한 충전재의 압축 강도의 저감정도는 식 (4)을 적용하여 강도저감계수 ( $\eta = f_g/f_g'$ )를 구한다.

$$\frac{\tau_g}{f_g'} = 0.1 + 0.483 \left( \frac{f_g}{f_g'} \right) - 0.583 \left( \frac{f_g}{f_g'} \right)^2 \quad (\text{Llorente, 1981}) \quad (4)$$

최외단에 위치한 수직 인장 철근의 변형률로부터 철근의 변형과 미끄러짐을 구하기 위해서 철근의 부착 응력과 변형률에 대한 관계 설정이 필요하며, 이는 콘크리트의 강도와 철근의 지름이나 형태에 따라서 결정된다. 본 연구에서는 탄성 영역에서의 등가 부착 응력은 ACI 규준에서 제시한 식 (6)를 이용하며 소성 영역의 등가 부착 응력은 Pochanart and Harmon가 제안한 식 (7)을 이용하였다(그림 7).<sup>(7)</sup> 그림 7에서 탄성 영역이나 소성 영역의 범위는 식 (5)과 같이 주어진다. 철근의 변형량 ( $\delta_s$ )은

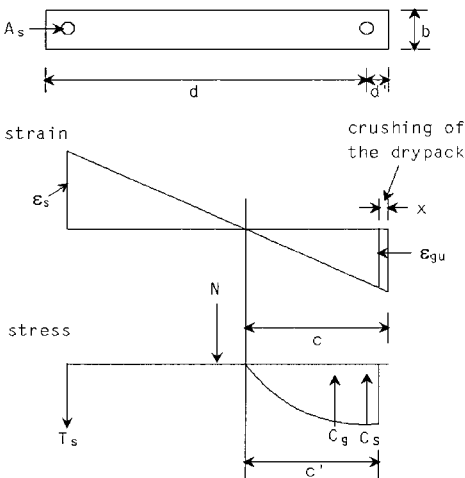


그림 5 접합부 단면에서의 변형도, 응력분포

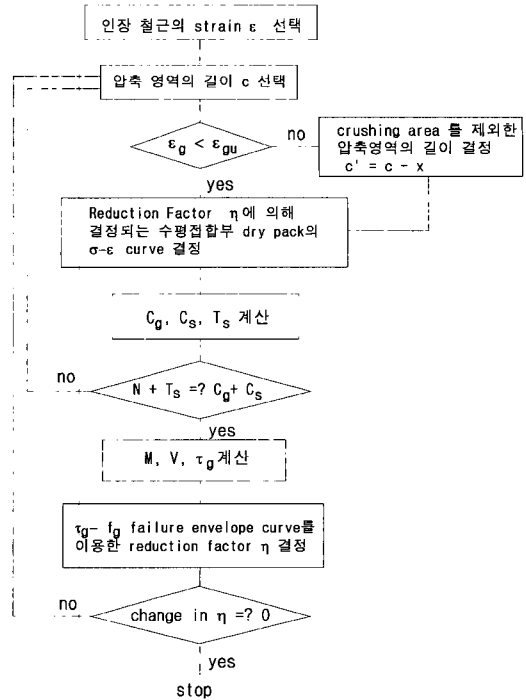


그림 6 수평접합부의 휨강도 예측 흐름도

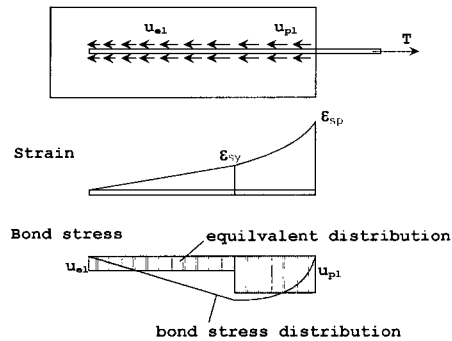


그림 7 철근의 부착 응력

변형률을 적분하여 산정한 변형량을 중립축과 인장 철근과의 거리로 나누어서 벽체의 개폐각도를 구한다.

평균부착응력이 작용하는 영역의 길이를 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$l = \frac{\Delta f_s d_b}{4u_b} \quad (5)$$

여기서,  $\Delta f_s$ 는 철근의 응력차,  $d_b$ 는 직경,

$u_b$ 는 부착응력을 나타낸다. 탄성 영역의 등가 부착응력  $u_{el}$ 은 콘크리트 압축강도  $f'_c$ 와 철근의 직경에 의해 결정되고, 소성 영역에서의 등가 부착 응력  $u_{pl}$ 은  $f'_c$ 와 철근 마디의 형상에 의해서 결정된다. 탄성범위와 소성범위에서의 부착응력은 다음과 같이 표현한다.

$$u_{el} = 16 \frac{\sqrt{f'_c}}{d_b} \text{ (MPa)} \quad (6)$$

$$u_{pl} = \left( 5.5 - 0.07 \frac{S_b}{H_b} \right) \sqrt{\frac{f'_c}{28}} \text{ (MPa)} \quad (7)$$

$H_b$ 는 철근 마디 높이(height of lugs of reinforcement)를  $S_b$ 는 철근 마디의 순간격을 나타낸다.

다음 식은 수평접합부의 개폐 각도  $\theta$ 를 구하는 식으로, 가장 바깥쪽 인장 철근의 인장길이 ( $\delta_s$ )를 인장 철근과 중립축과의 거리로 나누어서 구한다.

$$\theta = \frac{\delta_s}{d-c} \quad (8)$$

그림 8에 주어진 수평접합부의 개폐거동에 대한 실험치<sup>(7)</sup>와 이상에서 제시한 방법에 의한 예측치를 비교한 결과는 그림 9에서 보여준다.

그림 9에서  $\theta_y$ 는 인장 철근의 항복시 개폐 각도이며, 1차 항복점 이후에도 약간의 모멘트

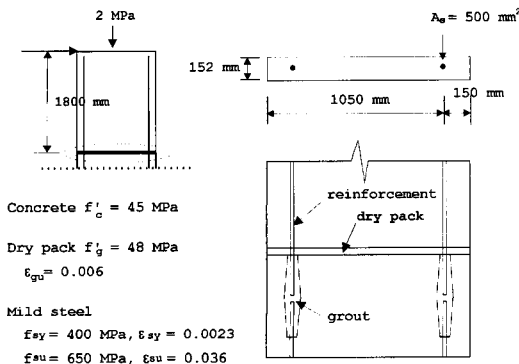


그림 8 수평 접합부 상세<sup>(6)</sup>

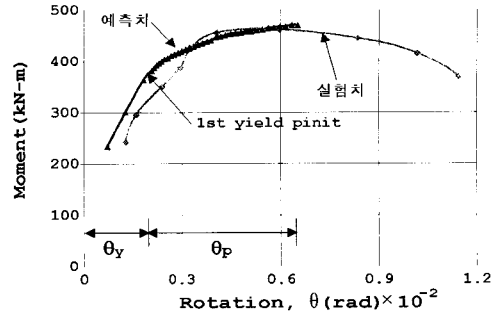


그림 9 수평접합부에서의 개폐거동

의 증가를 나타낸다. 항복이후의 모멘트 증가는 철근의 항복 이후의 경화현상에 의한다.

$\theta_y$ 까지의 개폐는 앞에서 논의한 탄성 변형에 해당된다고 볼 때,  $\theta_p$ 는 수평접합부에서의 개폐 거동(gap opening)에 의한 변형 요소에서의 개폐각을 의미한다.

#### 4. 제안식을 적용한 설계

시스템의 변위 연성도와 연결보의 연성도 및 수평접합부의 개폐량과의 관계식 식 (3)과 앞에서 서술한 수평접합부의 개폐 거동에 대한 모형을 구체적인 구조물에 적용한다. 연결보의 연성도를 결정하고 수평접합부의 개폐 거동에 대한 설계를 한다. 설계 대상 구조물은 참고문헌<sup>(8)</sup>에서 다룬 10층 프리캐스트 구조물로 병렬 연결 전단벽이 횡력 저항 시스템이다. 그림 10은 평면도를 나타내며, 그림 11과 같은 5개의 병렬로 연결된 전단벽이 상하방향으로 횡력에 저항하는 구조시스템이다.

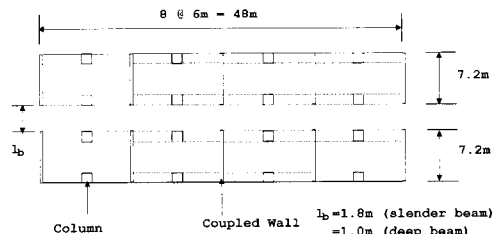


그림 10 구조물 평면

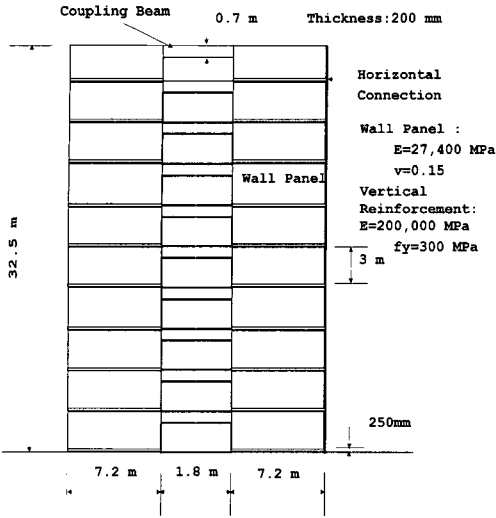


그림 11 병렬 연결 전단벽 (Structure 1-1)

전단벽의 강성과 강도는 동일하고 표 1과 같이 연결보의 특성을 달리하였다. Structure 1과 Structure 2는 각기 항복모멘트( $M_{by}$ )를 90 kN-m와 180 kN-m로 하였고, Structure 1은 세분하여 연결보의 휨 강성( $EI_{bc}$ )에 차이를 두었다. 그리고 Structure 3은 연결보가 춤이 큰 보로 연결되어 있다(그림12).

#### 4.1 제안식의 적용(Structure No. 1-1)

유도한 제안식 식 (3)을 적용하기 위해서는 먼저 최상층에서의 변위 연성도( $\mu_w$ )를 결정해야 한다. 이는 동적 해석 또는 추력해석(pushover analysis)를 통해서 구할 수 있지만, 설계 초기단계에서는 Clough가 제안한

설계 방법을 이용하여 최상층에서의 변위 연성도를 결정하는 것이 유리하다. 프리캐스트 구조물의 경우 반강접합부의 거동특성으로 인하여 일체식 구조물에 비하여 고유주기가 길어진다. 이를 고려하여 수평접합부의 강성과 강도를 PC 판넬의 50%로 가정하여<sup>(8)</sup> 고유주기를 구한다. 고유주기가 계산되면 Clough가 제안한 방법에 따라서 반응수정계수를 택하고 이로부터 설계 횡하중, 최상층에서의 항복 변위, 비탄성 변위를 구하여 최상층에서의 변위 연성도를 결정한다.

연결보와 벽체의 상대 강성비  $\alpha^2$ 를 산정하기 위해서는 벽체의 강성과 연결보의 휨 강성을 산정해야 한다. 탄성 범위 내에서는, 수평접합부의 휨강성이 프리캐스트 벽판의 휨강성과 큰 차이가 없고 수평접합부로 연결된 단위 벽판의 상하길이에 비해 수평접합부의 길이가 매우 작기 때문에 벽판의 휨강성을 벽체의 휨강성으로 간주하였다.

연결보의 휨강성은 춤이 작은 보(slender beam) 경우에는 균열의 영향을 고려하여 식 (9)을 이용하여 산정하고, 춤이 큰 연결보(deep beam)의 경우는 그림 12와 같이 콘크리트의 영향을 무시하고 대각으로 배근된 철근의 영향만을 고려하여 항복 모멘트  $M_{by}$ 와 휨강성을 선정하였다.<sup>(9)</sup>

$$EI_{bc} = 0.2 EI_{bg} / [1 + 3(h_b/l_b)^2] \quad (9)$$

각 층별 개폐각도비율은 수평접합부의 형식이나 하중조건에 따라서 차이가 클 수 있으나

표 1 설계 대상 구조물

Structure No.	Coupling beam parameters					고유주기 (sec)	휨변위 (1000kN) (mm)
	Slender beam (lb=1.8 m)		Deep beam (lb=1.0 m)				
	$M_{by}$ (kN·m)	$EI_{bc}$ (kN·m <sup>2</sup> )	$A_s$ (mm <sup>2</sup> )	$f_y$ (MPa)	$F_y$ (kN)		
1-1	90	21,560	-	-	-	0.36	5.87
1-2	90	9,269	-	-	-	0.40	7.46
1-3	90	2,276	-	-	-	0.50	12.02
2	180	21,560	-	-	-	0.36	5.87
3	-	-	600	300	180	0.32	5.01

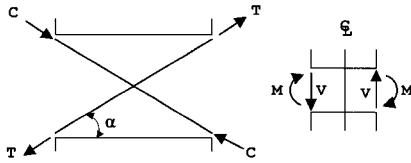


그림 12 대각 배근된 연결보 (Deep beam)

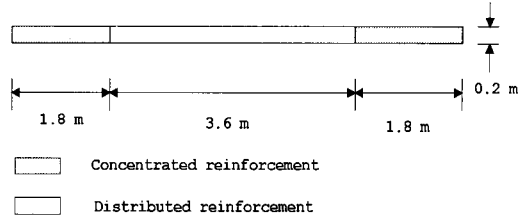


그림 13 수평접합부 단면

본 연구에서는 10층 건물의 경우 최하층에 서부터 전체 개폐량( $\theta_{pw}$ )의 40%, 30%, 20%, 10% 비율로 분배된다고 가정하여 수평접합부의 개폐비를 설정하였다.<sup>(8)</sup>

이상과 같이 주요 변수를 계산하여 식 (3)에 대입하면 각 층별 연결보의 연성도는 그림 14, 수평접합부의 개폐량은 그림 15와 같다.

수평접합부는, 그림 15에서의 수평접합부 개폐각과 수평접합부가 부담하는 모멘트, 축력을 계산하여 이를 토대로 표 2와 그림 16과 같은 결과를 얻었다. 수평접합부에서의 상하 연결 철근은 그림 13과 같이 세 부분으로 나누어서 양단에 집중 배근하는 것을 기준으로 삼았다.

최하층에서부터 전체 개폐각도량의 40%, 30%, 20%, 10% 비율로 분배된다는 가정하에서 구한 결과와 이 결과를 토대로 앞에서 서술한 수평접합부의 개폐 거동 예측모델을 통해서 얻은 개폐비(표 2)를 다시 식 (3)에 적용한 결과는 저층부를 제외하고는 거의 차이가 없으므로 초기의 개폐비 가정은 타당하다고 판단된다.<sup>(6)</sup>

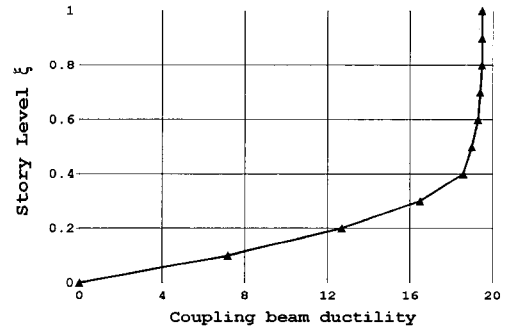


그림 14 연결보의 연성도 (Structure No.1-1)

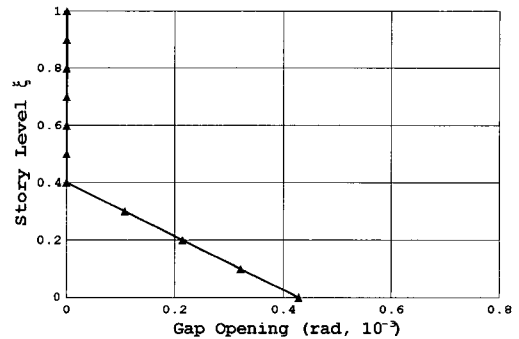


그림 15 수평접합부에서의 개폐거동 (Structure No. 1-1)

표 2 수평접합부 설계 (Structure No. 1-1)

Level ( $\xi$ )	Moment (kN · m)	Axial force (kN)	$\theta_1$ ( $\times 10^{-3}$ , rad)	%	Reinforcement ratio (%)		$\theta_y$ ( $\times 10^{-3}$ , rad)	$\theta_p$ ( $\times 10^{-3}$ , rad)	%
					Concentrated	Distributed			
0	19,265	2,136	0.429	40	1.111	0.278	0.1731	0.4232	54.2
0.1	16,163	1,923	0.322	30	0.972	0.278	0.1679	0.1794	23.0
0.2	13,131	1,709	0.215	20	0.833	0.208	0.1645	0.1395	17.9
0.3	10,242	1,495	0.107	10	0.694	0.208	0.1614	0.0345	4.4
0.4	7,567	1,281	0	0	0.556	0.208	0.1627	0.0042	0.5
0.5	5,177	1,068	0	0	0.556	0.208	0.1374	0	0

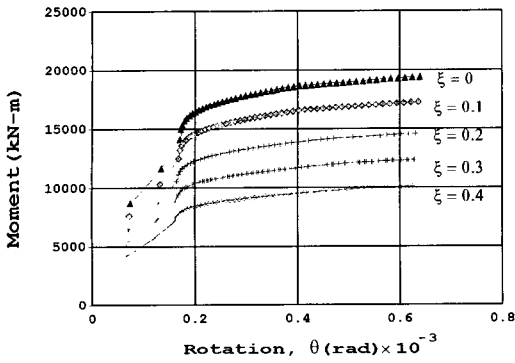


그림 16 수평접합부의 개폐 거동 (Structure No. 1-1)

### 4.2 Clough 방법과의 비교

Clough가 제시한 방법에서는 시스템의 소성 변위와 수평접합부의 개폐거동에 의한 변형만으로 기하학적인 원리를 이용하여 연결보의 변형과 연결 부재의 연성도를 산정한다<sup>(2)</sup> 반면에 본 연구에서 제안한 방법에서는 전단벽, 연결보의 변형 그리고 수평접합부의 개폐를 고려하여 연성도의 관계식을 유도하였다. 따라서 Clough가 제시한 방법에서는 적절하게 결정된 반응수정계수로부터 계산되는 시스템 연성도와 수평접합부의 개폐에 따라서 연결보의 연성도를 결정할 수 있으나 제안한 방법은 시스템의 연성도와 수평접합부의 개폐에 추가하여 연결보의 강성과 강도 그리고 벽체의 단면 특성을 고려할 수 있다.

그림 17과 그림 18은 Clough가 제시한 방법에 의한 결과와 본 연구에서 제안한 방법에 의한 결과를 비교한 그림이다. Clough 방법에 의한 연구결과는 R=3.0을 채택하였고, 본 연구에서는 R=2.9로 하고 수평접합부의 개폐 거동 예측 방법을 통해서 얻은 개폐비를 적용하였다. 설계 조건의 차이로 인해서 직접적인 비교는 불가능하지만 Clough 방법에 의한 연결보의 연성도와 수평접합부의 개폐량이 제안식에 의한 값보다 다소 크다(그림 18). 이와 같은 이유는 Clough의 방법에 따르면 연결보 연성도의 기준인 보 양단에서의 항복 회전각 ( $\theta_y$ )은 균열을 고려하지 않은 강성을 통해서 계산한

반면에, 본 연구의 제안식에 따르면 연결보 연성도의 기준인 보 양단에서의 상하 항복 변위 ( $\Delta_y$ )는 균열을 고려한 강성을 통해서 계산하였고, 반응수정계수의 차이로 인해 시스템의 변위 연성도가 다르기 때문이다.

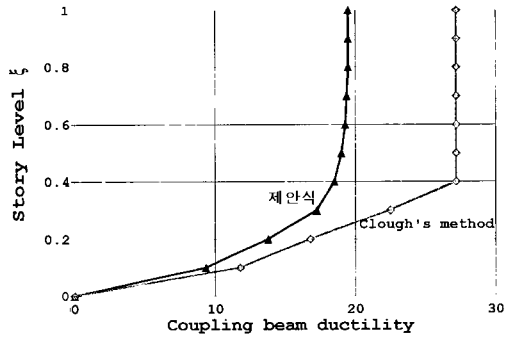


그림 17 연결보의 연성도 (Clough 방법과의 비교)

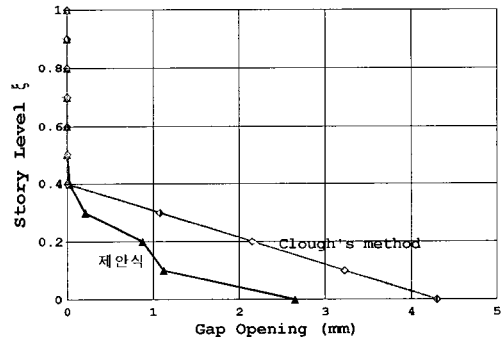


그림 18 수평접합부의 개폐 거동 (Clough 방법과의 비교)

### 4.3 제안식을 통한 연결보의 연성도와 수평접합부의 개폐 거동

Structure No. 1-2, No. 1-3, No. 2 와 No. 3에 대해서도 이상과 동일한 과정을 거쳐 제안식을 적용하기로 하자. 연결보의 강성과 양단에서의 항복모멘트를 변수로 하여, 제안식에 의한 연결보에 요구되는 연성도와 수평접합부의 개폐거동의 경향과 반응수정계수 R 값의 변화에 따른 영향도 살펴보기로 한다.

Structure No. 1-1과 No. 2는 연결보의 강성은 90 kN-m로 동일하나 항복모멘트 ( $M_{by}$ )가



각기 90 kN·m, 180 kN·m로 차이를 두었다. 이러한 항복모멘트의 차이는 연결보의 상대 강도를 나타내는  $1/\omega$  값에 직접적인 영향을 끼치게 된다.

연결보의 양단에서의 항복 모멘트  $M_{by}$  값에 따라서 연결보의 연성도에 큰 차이를 보이고 있다. 항복 모멘트  $M_{by}$  값을 크게 함으로서 연결보의 연성도를 상당량 감소시킬 수 있으나(그림 19), 수평접합부의 개폐량은 오히려 증가되고 있다(그림 20). 따라서 연결보의 연성도와 수평접합부의 개폐량을 동시에 고려하여 적절한 항복 모멘트  $M_{by}$ 를 결정하는 것이 바람직하다.

Structure No. 1-1, No. 1-2, No. 1-3은 연결보의 양단에서의 항복모멘트  $M_{by}$ 는 90 kN·m로 동일하나 연결보 양단에서의 상하 변위차에 대한 강성  $K$ 가 각각 42,185 kN/m, 18,434 kN/m, 4,618 kN/m이다(표 1).

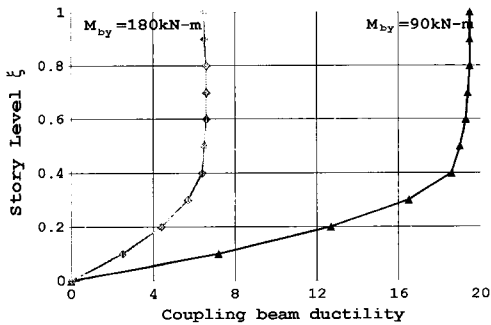


그림 19 연결보의 항복모멘트 변화에 따른 연결보의 연성도 (slender beam)

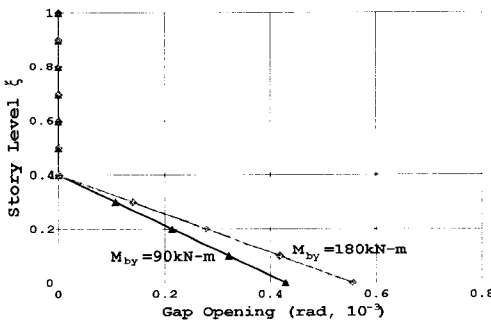


그림 20 연결보의 항복모멘트 변화에 따른 수평접합부의 개폐 거동 (slender beam)

제안식을 적용한 결과 연결보의 강성이 클수록 연결보의 상대강성을 나타내는  $\alpha^2$  값을 크게 하여 연결보에 요구되는 연성도가 커지는 반면에 (그림 21) 수평접합부의 개폐량은 감소되는 경향을 보여준다(그림 22). Clough가 제시한 방법에 따라서 UBC와 ATC 기준에 의하여 반응수정계수  $R$  값을 결정하게 되면 설계자의 의도에 따라서 반응수정계수  $R$  값을 달리 선택할 수 있는데, 이는 곧 설계 지진 하중과 시스템 연성도의 변화를 의미하며 연결보의 연성도와 수평접합부의 개폐 거동에 영향을 주게 된다.

반응수정계수  $R$ 에 따라서 연결보에 요구되는 연성도를 살펴보면 연결보가 부담하는 모멘트 ( $M_{pl}$ )가 작을 경우에는 ( $M_{by}=90$  kN·m인 slender beam ; Structure No. 1-1)  $R$ 값이 클수록 연결보의 필요한 연성도는 증가하나(그림 23),

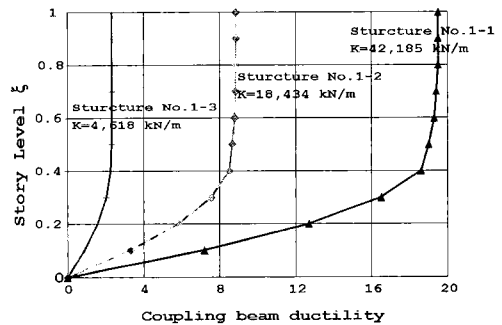


그림 21 연결보의 강성변화에 따른 연결보의 연성도

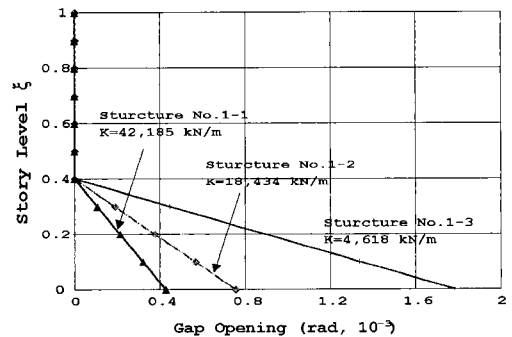


그림 22 연결보의 강성변화에 따른 수평접합부의 개폐 거동

연결보가 부담하는 모멘트( $M_{CPL}$ )가 큰 경우에는 ( $M_{by}=180 \text{ kN} \cdot \text{m}$ 인 slender beam 또는 deep beam ; Structure No. 2, No. 3) R값의 증가가 반드시 연결보의 필요한 연성도의 증가를 의미하지는 않는다(그림 25, 27). 이는 R값의 증가로 인해서 시스템의 변위 연성도( $\mu_w$ )가 증가하는 반면에 MTOT이 감소되어

제한식에서 연결보와 벽체의 상대 강도비(relative coupling strength)를 의미하는  $1/\omega$  값의 감소를 의미하기 때문이다. 수평접합부의 개폐 거동에 관해서는 slender beam이나 deep beam 모두 R 값이 증가함에 따라서 수평접합부의 개폐량이 커짐을 알 수 있다(그림 24, 26, 28).

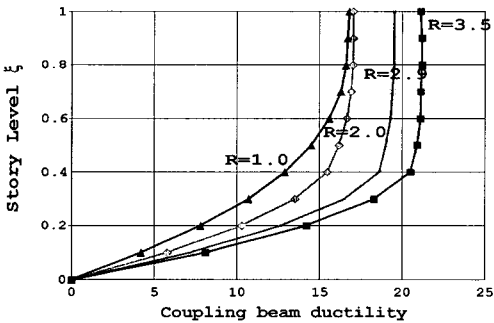


그림 23 연결보의 연성도 ( $M_{by}=90 \text{ kN} \cdot \text{m}$ )

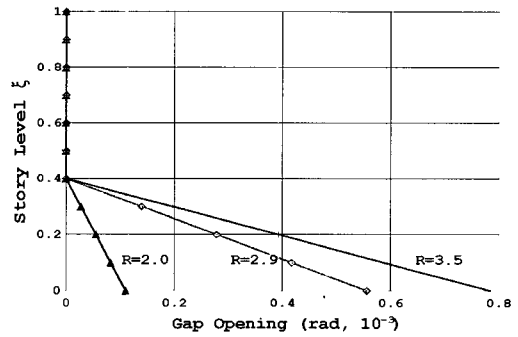


그림 26 수평접합부의 개폐 거동 ( $M_{by}=180 \text{ kN} \cdot \text{m}$ )

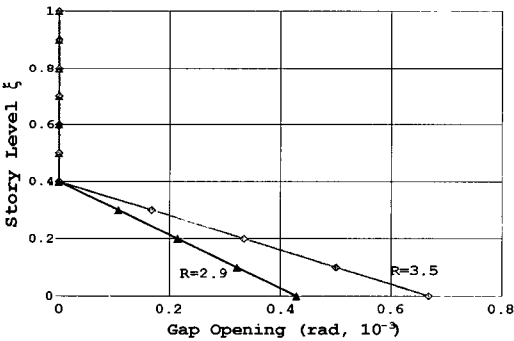


그림 24 수평접합부의 개폐 거동 ( $M_{by}=90 \text{ kN} \cdot \text{m}$ )

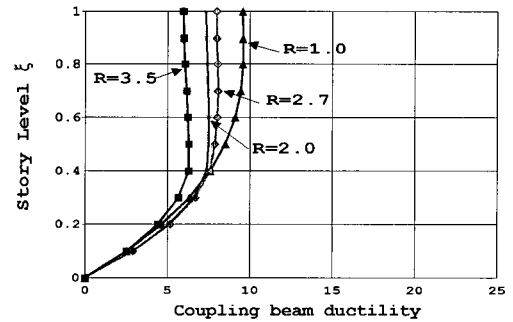


그림 27 연결보의 연성도 (deep beam)

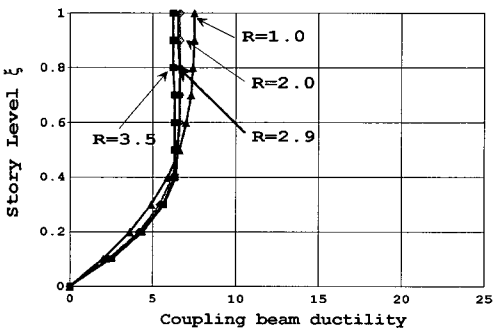


그림 25 연결보의 연성도 ( $M_{by}=180 \text{ kN} \cdot \text{m}$ )

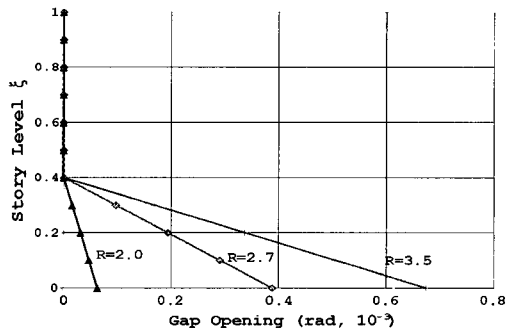


그림 28 수평접합부의 개폐 거동 (deep beam)

## 5. 결 론

지진하중에 대한 구조물의 비탄성 거동을 전제로 내진 설계를 하기 때문에 강도적인 측면과 더불어 적절한 연성도의 확보가 필수적이다. 본 연구는 병렬 연결 프리캐스트 전단벽에 대한 최상층 변위를 기준으로 한 시스템 연성도와 연결보의 국부 연성도 및 수평접합부의 개폐각도량과의 관계식을 적용하여 연결보의 특성이나 시스템의 변위 연성도를 결정하기 위하여 병렬전단벽의 변형과 수평접합부의 개폐각도를 고려한 실용적인 식을 제안하였다. 제안식을 이용하여 반응수정계수의 선택에 따른 연결보의 연성도와 수평접합부의 개폐각도의 경향을 살펴본 결과 다음과 같은 결론을 도출할 수 있다.

- (1) 제안식을 이용한 설계 결과를 살펴보면, 연결보의 강성이 클수록, 연결보의 항복 모멘트강도( $M_{by}$ )가 작을수록, 연결보의 필요한 연성도는 커지는 반면 수평접합부의 개폐각도 크기량은 작아진다. 따라서 연결보와 수평접합부의 강성 및 강도는 전체 시스템의 내진성능에 밀접한 관계가 있으므로 상대적인 비를 고려하는 것이 바람직하다.
- (2) 반응수정계수의 선택에 따른 연결보의 연성도와 수평접합부의 개폐각도의 변화는 연결보의 특성에 따라서 달리 나타나고 있으므로 현재 정해진 R 값을 사용하기 위해서는 전단벽과 연결보의 적절한 강도비의 제안이 필요하다.
- (3) 본 연구에서 제안한 실용식에 따르면 연결보와 벽체의 상대 강성비, 연결보와 벽체의 상대 강도비, 벽체의 단면 형상 계수를 고려하여 연결보에 요구되는 연성도와 수평접합부의 개폐각도를 미리 예측할 수 있기 때문에 설계 초기 단계에서 시스템의 주요 구조요소의 상호영향을 파악하여 유용하게 이용될 수 있다.

## 기 호

- $1/j$  : 병렬 연결 전단벽의 단면 특성 계수 (cross sectional parameter)
- $1/\omega$  : 연결보의 상대 강도(relative coupling strength) 계수
- $EI_{be}$  : 균열을 고려한 연결보의 휨강성
- $EI_{bg}$  : 균열을 고려하지 않은 전단면에 대한 연결보의 휨강성
- $EI_o$  : 전단벽의 휨강성
- $H_b$  : 철근 마디 높이 (height of lugs of reinforcement, mm)
- $I_{cen}$  : 병렬 연결 전단벽 중심선에서 전단벽의 단면 2차 모멘트 (그림 2 참고)
- $I_w$  : 전단벽의 단면 2차 모멘트
- $M_{CPL}$  : 연결보로 인해 유발되는 모멘트 (그림 1 참고)
- $M_{TOT}$  : 정적 지진하중에 의하여 전단벽에 가해지는 전체 모멘트 (그림 1 참고)
- $M_{by}$  : 연결보 양단에서의 항복 모멘트
- $M_w$  : 전단벽이 부담하는 모멘트 (그림 1 참고)
- $R$  : 반응수정계수
- $S_b$  : 철근 마디 간 순간격 (clear spacing of lugs of reinforcement, mm)
- $T$  : 좌우 전단벽에 작용하는 인장·압축력
- $c$  : 좌우 전단벽 중심간 거리
- $d_b$  : 철근의 지름
- $f_g$  : 충전재의 압축응력
- $f'_g$  : 충전재의 일축 압축응력
- $h_b$  : 연결보의 총 높이
- $k$  : 등가 전단 연결보 양단에서 상하 변위 차에 대한 연결보의 강성
- $l_b$  : 연결보의 순경간
- $l_e$  : 인장 철근의 탄성영역 길이
- $l_p$  : 인장 철근의 소성영역 길이
- $u_{TOT}$  : 병렬 연결 전단벽의 횡변형
- $u_b$  : 철근의 부착응력
- $u_{el}$  : 탄성 영역에서의 부착응력
- $u_{max}$  : 최상층에서의 최대 수평변위
- $u_p$  : 수평접합부 개폐 거동 시점에서의 최

상층 수평변위  
 $u_{pl}$  : 소성 영역에서의 부착응력  
 $u_y$  : 연결보 항복시의 최상층 횡변위  
 $\Delta$  : 연결보 양단에서의 상하 변위차  
 $\Delta f_s$  : 일정 길이 사이의 철근 응력차  
 $\alpha_2$  : 연결보와 벽체의 상대 강성비(relative coupling stiffness)  
 $\beta_i$  : i층 수평접합부의 개폐비  
 $\delta_s$  : 철근의 신장길이  
 $\varepsilon_g$  : 충전재의 변형도  
 $\varepsilon_s$  : 철근의 변형도  
 $\eta$  : 전단응력으로 인한 압축 강도 저감 계수  
 $\theta_i$  : i층 수평접합부의 개폐각도  
 $\theta_p$  : 수평접합부 개폐거동(gap opening)에 해당되는 개폐각도  
 $\theta_{pw}$  : 모든 수평접합부의 개폐각도의 합  
 $\theta_y$  : 수평접합부에서 인장 철근 항복시의 개폐각도  
 $\mu_c$  : 연결보의 연성도  
 $\mu_w$  : 최상층에서의 변위 연성도  
 $\tau_g$  : 충전재의 전단응력

### 감사의 글

이 논문은 1997년 한국학술진흥재단 학술연구 조성비에 의하여 지원되었음

### 참고 문헌

1. Paulay, T. and Priestley, M. J. N., "Seismic

- design of reinforced concrete and masonry buildings," *Wiley Interscience*, 1992.
2. Clough, D. P., "Design of connections for precast prestressed concrete buildings for the effect of earthquakes," *PCI Technical Report No. 5, Precast/Prestressed Concrete Institute, Chicago, Illinois, 1986.*
3. Schultz, A. E., Tadros, M. K., and Huo, X., "Seismic resistance of vertical joints in precast shear walls," *Proceedings of the 12th Congress, FIP, Vol. 1, 1994.*
4. 대한주택공사, "PC 아파트의 내진설계규준 제정을 위한 실험연구", 1991, pp. 1005.
5. 홍성걸, 김영욱, "프리캐스트 병렬 전단벽의 내진 설계에 관한 연구", 한국지진공학회 추계학술발표회 논문집, Vol. 2, No. 2, 1998.
6. 김영욱, "프리캐스트 병렬 전단벽의 연성도 해석", 공학석사학위 논문, 서울대학교, 1999.
7. Soudki, K. A., Rizkalla, S. H., and LeBlanc, B., "Horizontal connections for precast concrete shear walls subjected to cyclic deformation-part 1: mild steel connections," *PCI Journal, Vol. 40, No. 4, July-August, 1995, pp. 78-96.*
8. Kianoush, M. R., Elmorsi, M., and Scanlon, A., "Response of large panel precast wall system: analysis and design" *PCI Journal, Vol. 41, No. 6, November-December, 1996.*
9. Paulay, T. and Santhakumar, A. R., "Ductile behavior of coupled shear walls," *Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 102, No. ST6, June, 1976, pp. 93-108.*