

T형 벽체의 유효 폭 및 휨강도 평가

양지수^{1)*} · 이리형²⁾

¹⁾대한주택공사 건축설계처 ²⁾한양대학교 건축공학과
(2002년 6월 18일 원고접수, 2002년 8월 30일 심사완료)

Evaluation of the Effective Width and Flexural Strength of the T-Shaped Walls

Ji-Soo Yang^{1)*} and Li-Hyung Lee²⁾

¹⁾ Structural Engineering Dept., Housing and Urban Research Institute, Korea National Housing Corporation, Seongnam, 463-704, Korea
²⁾ Dept. of Architecture Engineering, Hanyang University, Seoul, 133-861, Korea

(Received June 18, 2002, Accepted August 30, 2002)

ABSTRACT

T-shaped walls have different strength, stiffness and ductility in the two opposite directions parallel to the web when subjected to horizontal in-plane loads. When the flange is in tension, the extent that the flange reinforcement contributes to the flexural strength will be subjected to shear-lag effect. Because of this shear-lag effect, the flange may not participate fully in the action with the web, and the effective flange width is needed for predicting the actual strength and stiffness of structures.

The objective of this paper is to evaluate the effective flange width and actual strength of the T-shaped wall with Korean code specified detailing of the wall web. Three specimens were tested with cyclic lateral loading applied at top of the walls. A constant axial load of approximately $0.1f_{ck} \cdot A_g$ is maintained during the testing. Test results show that the effective flange width increases with increasing drift level, such that the entire overhanging flange of $h/3$ is effective at the maximum strength level. Therefore, the use of PCI or KBC(Korean Building Code) value of $h/10$ is unconservative with respect to detailing at the wall web boundary.

Keywords : T-shaped wall, effective width, wall web reinforcement

1. 서 론

1.1 연구배경 및 목적

연간 50만호에 달하는 방대한 물량으로 국내의 주택건설을 대표해 온 아파트 건물은 벽식구조라는 국내 특유의 구조방식을 채택하고 있다. 벽식구조는 바닥슬래브와 벽체만으로 구성된 국내 특유의 구조형식으로서, 철근콘크리트 벽체는 지진하중에 대한 저항성과 전체 구조 시스템의 비탄성 변형능력을 모두 확보할 수 있도록 요구되고 있다.

벽식구조 시스템에서 상기 요구조건에 따른 벽체에 대한 현행의 설계방식은 건물의 장·단변 방향으로 작용하는 하중에 대하여 각각의 하중방향과 평행하게 배치된 벽체가 이를 모두 부담하도록 설계하는 것이다. 따라서, 벽체는 하중의 작용방향과 평행하게 배치된 장방향의 단일벽체로 가정하여 단부를 보강하거나, 벽체의 단부 면적을 확

대하여 기둥과 같이 보강하는(바벨형) 방식의 설계가 주류를 이루어 왔다. 그러나, 벽식구조 시스템에서 벽체는 직교하는 두 주축 방향에 대한 구조적인 요구조건으로 인하여 필연적으로 교차하는 전단벽의 형태를 취하게 되며, 이로 인해 I형, T형, 그리고 ㄷ형과 같은 다양한 형태의 이형벽체로서 평면상에 존재하게 된다(Fig. 1 참조).

이 중, T형 벽체는 웨브 벽체와 평행한 방향으로 하중이 작용할 때, 그 가력방향에 따라 서로 다른 휨 강도와 강성 그리고 연성능력을 갖는 특성 때문에 특히 여러 연구자들의 주목을 받아 왔다^{2,3,6~8)}. 즉, T형 벽체의 수평하중에 대한 저항능력은 하중의 작용방향에 따라 크게 영향을 받는다는 것이며, 물론 이러한 방향성에 대한 효과가 여러 연구자들에 의하여 연구되어 왔지만, 현재 그 효과에 대해서는 체계적으로 정량화되어 있지 않다. 더욱이 국내 기준과 실무에서는 해석과 설계상의 어려움으로 인하여 이러한 효과를 무시한 채 이형벽체를 일자형 벽체로 치환·설계하는 사례가 많아 지진과 같은 수평하중 작용 시 여러 가지 문제점이 발생할 수 있을 것으로 사료된다.

이에 본 연구에서는 웨브 벽체의 단부에 국내의 기준

* Corresponding author

Tel : 031-738-4269 Fax : 031-738-4748

E-mail : yjslch@jugong.co.kr

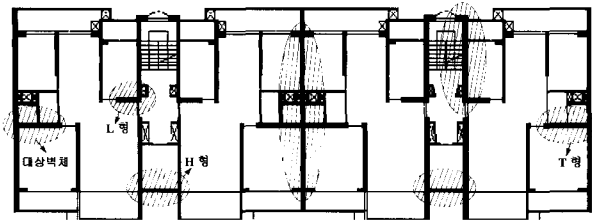


Fig. 1 Typical floor plan in apartment building with shear-wall dominant system

양단부 보강방식에 따른 상세를 갖는 T형 벽체를 중심으로 실험을 통해 그 거동을 살펴보고, 기존 연구로부터 제시되고 있는 유효 폭(웹 벽체와 일체로 거동하는 플랜지 벽체의 범위)의 적용성 여부와 이에 따른 벽체의 휨강도를 평가하며, 또한 웹 벽체 단부의 구속 면적 변화에 따른 유효 폭의 변화를 구명하여 체계화되지 않은 국내 이형벽체 설계기준 마련을 위한 기초자료를 제공하고자 한다.

2. 실험

2.1 실험계획

연구대상 건물은 Fig. 1과 같이 단위세대 4세대와 2개의 계단실로 이루어진 15층의 아파트를 대상으로 하였으며, 평면 배치상 유효 폭의 영향이 가장 클 것으로 기대되는 단부의 1층 T형 벽체를 실험대상 모델로 선정하였다. 실험체는 모두 실물크기로 제작하였으며, 전체 실험체 일람을 Table 1에 나타내었다.

실험의 주요 변수는 웹 벽체 단부의 구속면적 변화로서, 기존 양단부 보강에 따른 보강범위 $0.15L_w$ 와 CSA⁵⁾ 등에 근거한 $0.25L_w$ 와 $0.35L_w$ 의 보강범위를 갖는 실험체로 구분 제작하였으며, 플랜지 벽체의 길이는 기존 연구결과(Table 5 참조)를 바탕으로 본 실험체의 조건상 가장 지배적인 유효 폭의 길이($0.1h$, h =벽체의 높이)를 고려하여 그 효과를 충분히 관찰할 수 있도록 결정하였다.

Fig. 2는 각 실험체의 형상 및 배근상세를 나타낸 것이며, 실험체 제작시 사용된 콘크리트와 철근의 재료시험결과를 Table 2와 3에 나타내었다.

2.2 실험방법

실험체 설치상황은 Fig. 3과 같다. 그림에 나타낸 바와 같이 실험체는 반력 바닥에 단단히 고정하였으며, 실험체 상부에 가력 보(loading beam)를 설치하여 실험 종료 시까지 일정축력($0.1f_{ck}A_g$)이 작용하도록 하였다.

반복가력을 위한 횡력은 실험체 상부에 수평방향으로 설치된 액츄에이터(3)을 사용하여 Fig. 4와 같이 계획된

Table 1 Details of specimens

Specimen	L_w (m)	L_f (m)	h (m)	f_{ck} (kgf/cm ²)	Axial load	Confined area
W1	1.0	2.0	3.0	240	$0.1f_{ck} \cdot A_g$	$0.15L_w$
W2	1.0	2.0	3.0	240	$0.1f_{ck} \cdot A_g$	$0.25L_w$
W3	1.0	2.0	3.0	240	$0.1f_{ck} \cdot A_g$	$0.35L_w$

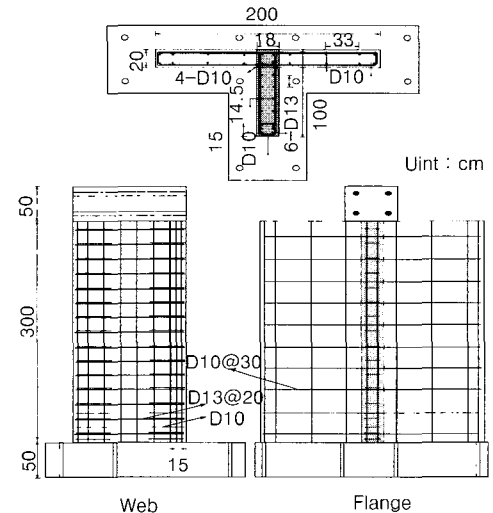
L_w : length of wall web L_f : length of flange h : wall height

Table 2 Test results of concrete compressive strength

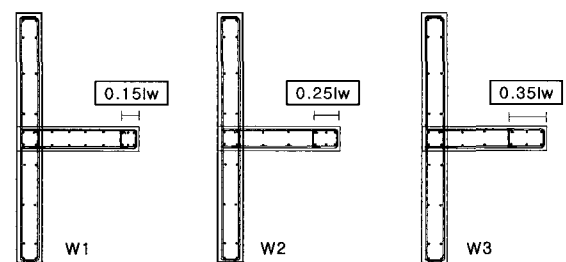
Compressive strength (kgf/cm ²)	Elastic modulus (kgf/cm ²)	Poisson's ratio
309	2.68×10^3	0.172

Table 3 Test results of reinforcement

Rebar	Elastic modulus (kgf/cm ²)	Yield strength (kgf/cm ²)	Yield strain ($\times 10^{-6}$)	Tensile strength (kgf/cm ²)	Elongation (%)
D10	1.92×10^5	4,300	2,243	6,040	20.4
D13	1.88×10^5	4,260	2,285	5,950	18.6



(a) Shape of the tested specimen



(b) Detail of wall web

Fig. 2 Shape and detail of the specimens

변위이력에 따라 최초 부재각 1/1000로부터 부재각 1/50 까지 각각 3사이클씩 반복하여 가력하였으며, 각종 자료습득을 위한 LVDT와 W.S.G의 설치상황은 Fig. 5에 나타내었다.

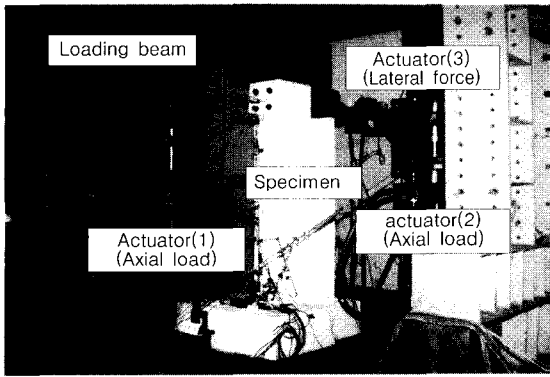


Fig. 3 Test setup

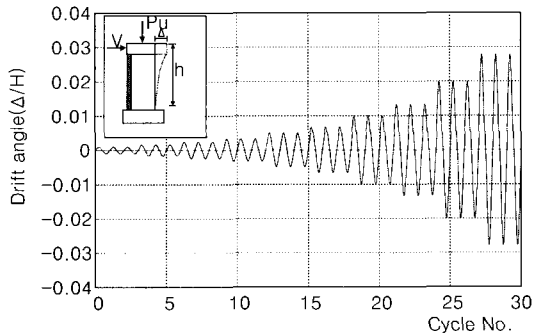


Fig. 4 Loading history

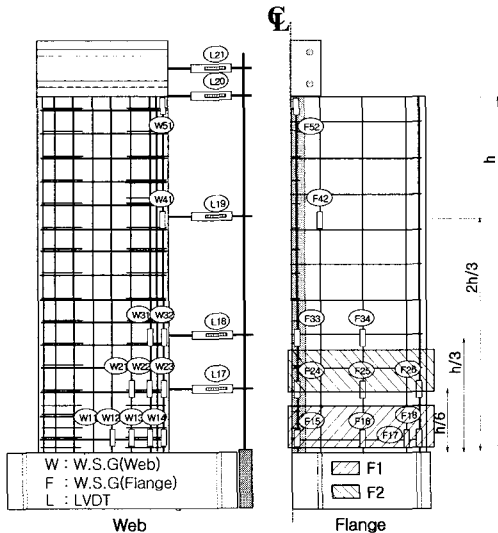


Fig. 5 Setting of measurement devices

2.3 실험결과

실험으로부터 얻어진 하중-변위곡선을 Fig. 6에 나타내었으며, 실험결과를 정리하여 Table 4에 나타내었다.

2.3.1 균열 및 파괴상황

균열상황은 모든 실험체에서 동일하게 초기 휨 균열이 실험체 밑면에서 발생하여 사이클의 증가에 따라 휨-전단 균열로 진전되는 양상으로 나타났으며, 최종파괴 양상은 웨브 벽체 단부에 압축력 작용시(이하 정가력이라 함) 웨브 벽체 단부의 압괴와 주근의 좌굴로 인하여 최종파괴되었다(Fig. 6 참조). 실험체에 따른 차이점은 균열의 분산 정도로서 W3 실험체의 경우 W1 실험체보다 약 1.5배 정도 더 넓은 영역에 걸쳐 균열이 분산되는 경향을 나타내었다.

2.3.2 강도 및 강성저하

Fig. 7에서 알 수 있는 바와 같이 모든 실험체는 정·부가력시 서로 상이한 이력거동을 나타내었다. 부가력에 비하여 정가력시의 강도와 강성이 크게 나타난 이유는 전술된 바와 같이 플랜지 벽체내의 철근들이 내력에 기여하였기 때문인 것으로 판단된다. 하지만, 실험체별 최대 강도는 서로 다르게 나타났는데, 정가력의 경우 W1 실험체에 비하여 W2 실험체와 W3 실험체가 각각 3.7%와 4.4% 상승하였으며, 부가력의 경우에는 오히려 3%와 6% 정도 감소하여 나타났다. 이러한 강도상의 차이는 정가력의 경우 웨브 벽체와 일체로서 거동하는 플랜지 벽체의 유효 폭이 다르기 때문에 나타난 결과인 것으로 사료되며, 부가력시의 차이는 웨브 벽체 단부 인장 주 철근의 배치 간격 증



(a) TWO-a (b) TWO-b (c) TWO-c

Fig. 6 Web wall crushing, at end of test

Table 4 Test results

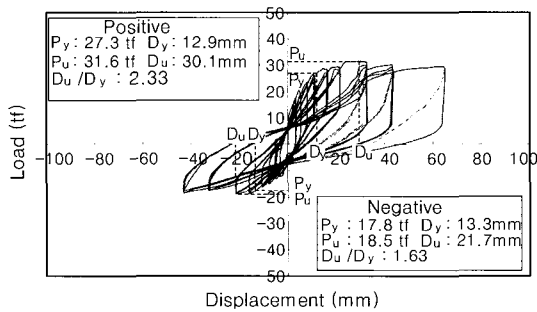
Specimen	$P_v (M_v/h)$										$P_u (M_u/h)$										Ductility (D_u/D_y)	
	$exp P_{y1}$		$cal P_{y1}$		$cal P_{y2}$		$\frac{exp P_y}{cal P_{y1}}$		$\frac{exp P_y}{cal P_{y2}}$		$exp P_{u1}$		$cal P_{u1}$		$cal P_{u2}$		$\frac{exp P_u}{cal P_{u1}}$		$\frac{exp P_u}{cal P_{u2}}$			
	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)
W1	27.3	17.8	15.7	19.1	18.9	19.1	1.74	0.93	1.44	0.93	31.6	18.5	14.6	19.1	17.9	19.1	2.17	0.96	1.96	0.93	2.33	1.64
W2	29.1	16.1	15.0	18.4	18.2	15.0	1.94	0.87	1.59	0.87	32.8	17.9	13.0	17.3	16.2	17.3	2.52	1.04	2.03	1.04	2.37	3.03
W3	28.5	13.1	15.0	18.4	18.2	15.0	1.90	0.75	1.56	0.75	33.3	17.4	12.2	16.2	15.1	16.2	2.73	1.07	2.20	1.07	2.69	3.63

(*) $cal P_{y1}$, $cal P_{u1}$: effective width=0, $cal P_{y2}$, $cal P_{u2}$: effective width=0.1h

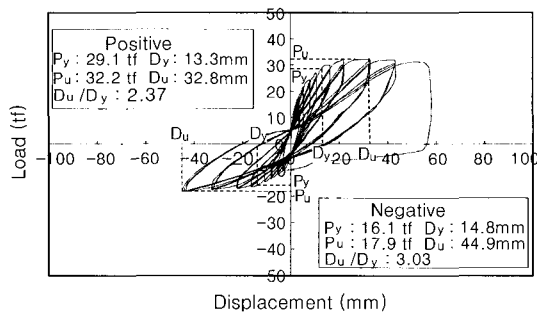
가에 기인한 것으로 사료된다.

또한, 동일한 변위연성비에서 사이클의 증가에 따른 강도의 저하 양상을 비교하여 보면, 단부 구속범위가 가장 작은 W1 실험체의 경우 사이클의 증가에 따른 강도 저하가 다른 실험체에 비하여 상당히 큰 것을 알 수 있으며, 응력분포상 압축영역의 50%를 구속한 W2 실험체와 압축영역의 대부분을 구속한 W3 실험체의 경우 이러한 현상이 상당히 개선되어 나타나고 있음을 볼 수 있다. 그러므로, 본 실험결과에 준하여 볼 때 이러한 강도저하 현상을 방지하기 위해서는 최소한 압축영역의 50% 이상을 구속하는 것이 바람직하다고 사료된다.

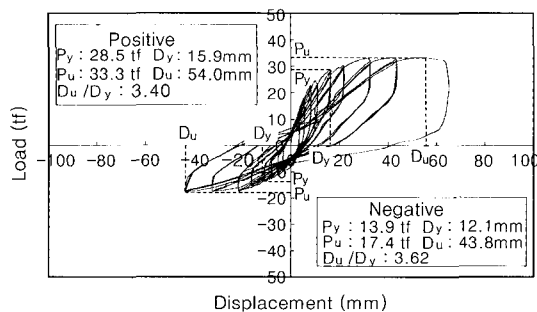
실험체의 강성저하 양상을 정·부가력으로 분리하여 Fig. 8에 나타내었다. 부가력시에는 전체적인 강성저하 양상이 유사하게 나타났으나, 정가력의 경우 비탄성영역에서



(a) W1



(b) W2



(c) W3

Fig. 7 Load-displacement relationship

W2와 W3 실험체는 유사하게 완만한 강성저하 양상을 나타낸 반면, W1 실험체는 급격한 강성저하의 양상을 나타내었다. 이는 역시 웹 벽체 단부의 압축영역의 구속이 부족하여 나타난 현상인 것으로 판단된다.

2.3.3 변위연성비와 에너지 소산능력

변위연성비(D_u/D_y)는 정가력시 W1 실험체에 비하여 W2 실험체가 약 2%, W3 실험체가 약 15% 증가하였으며, 부가력시는 각각 46%, 55% 증가하여 나타났다. 이는 역시 웹 벽체 단부의 구속면적 증가에 따른 효과인 것으로 판단된다

각 실험체의 에너지 소산능력을 정·부가력으로 구분하여 Fig. 9에 나타내었다. 연구목적상 본 실험에서는 웹 벽체 단부의 구속면적을 변화시키기 위하여 철근의 배근 간격이 다소 조정되었기 때문에 실험체 간의 직접적인 에너지 소산능력 비교는 어렵다. 따라서, 항복시 에너지 소산면적($P \cdot \Delta y$)으로 이를 무차원화하여 나타내었다. 또한, W1 실험체의 경우 정가력시 하중이 감소함에도 불구하고 변위는 전혀 변화하지 않는 구간이 발견되었는데 이는 측정상의 오류에 따른 것으로 판단되며, 본 연구에서는 이를 수정하여 에너지 소산면적을 재평가하였다. 수정된 이력곡선은 Fig 7(a)에 점선으로 표시하였다.

Fig. 9로부터 알 수 있는 바와 같이 전체적인 에너지 소산능력은 역시 W1 실험체보다 W2, W3 실험체가 우수한 것으로 나타내는데, 이는 개선된 강도저하 현상과 비탄성

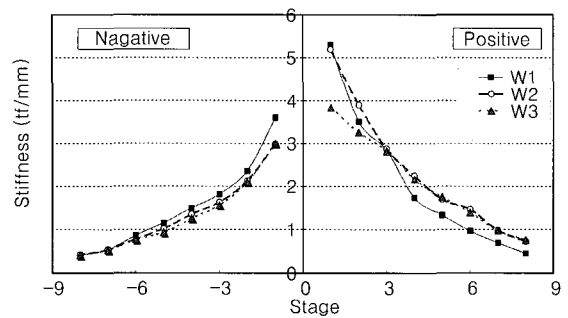


Fig. 8 Comparison of stiffness degradation

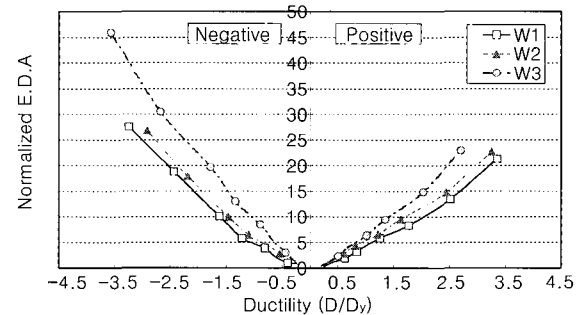


Fig. 9 Comparison of energy dissipated ability

변형능력의 증가에 따른 영향인 것으로 판단된다.

3. T형 벽체의 유효 폭

3.1 기존연구 고찰

T형 벽체의 유효 폭은 하중이 웨브 벽체와 평행하게 작용할 때 웨브 벽체와 일체로서 거동하는 플랜지 벽체의 유효 범위를 말하는 것으로서, 플랜지 벽체는 교차부를 중심으로 응력이 집중되는 전단지체 현상(shear-lag effect)에 의해 완전히 웨브 벽체의 거동에 참여하지 못하게 되며, 하중의 작용 방향에 따라 전체 벽체의 강도와 강성이 다른 양상을 나타내게 된다.

Table 5는 유효 폭에 대한 각국의 기준과 기존 연구자들의 제안식을 정리하여 나타낸 것이다. 표에서 보는 바와 같이 국내 기준을 포함하여 국외의 여러 기준들은 이러한 현상에 대하여 나름대로의 지침들을 제시하고 있지만 대부분의 값들은 실험적으로 검증된 바 없으며, 또한 기존 연구자들^{2,3,6,7,8)}에 의한 실험결과는 이러한 값들이 상당히 보수적이다 라는 사실을 지적하고 있다.

PCI¹⁾ 기준은 탄성해석에 근거한 튜브구조의 전단지체 현상이 반영된 기초 반력 분포도의 등가 면적으로부터 유효 폭을 제안하고 있으며, CSA⁵⁾와 국내 기준⁹⁾에서도 이를 준용·수정한 기준이 사용되고 있다. 반면, ACI⁴⁾에서는 실험과 경험을 토대로 벽체 높이의 25%로 단순화하여 유효 폭을 제안하고 있는데, 이 경우 플랜지 벽체의 압축축 유효 폭과 인장축 유효 폭이 다른 값을 가지지만 압축축 유효 폭의 경우 벽체의 강도 및 변형능력에 기여하는 정도

가 작음으로 인장축 플랜지의 유효 폭을 그대로 적용토록 하고 있다. 또한, Wallace²⁾와 Paulay⁶⁾ 등은 실험결과에 근거하여 유효 폭을 다르게 제안하고 있는데, 이들은 벽체의 변형단계에 따라 플랜지의 유효 폭도 증가된다는 사실을 지적하고, 설계자가 합리적인 판단에 의해 유효 폭을 결정할 것을 권장하고 있다.

이렇듯 여러 연구자들과 다른 기준들에서 유효 폭의 값들이 서로 다른 양상을 보여주고 있는 이유는 아마도 각 기준에서 의도하는 벽체의 변형능력이 다르다는 사실 때문일 것이다.²⁾ 그러므로, 본 연구에서 목적으로 하는 T형 벽체의 유효 폭도 이와 상응하는 변형능력에 근거하여 평가되어야 할 것으로 판단되며, 다음 절에서는 실험결과에 근거한 유효 폭의 제안과 상기 기준들의 직접적인 적용성 여부가 검토될 것이다.

3.2 플랜지 벽체의 변형률 분포

플랜지 벽체의 유효 폭을 평가하기 위하여, 정가력시 플랜지 벽체 밑면으로부터 h/12 지점(F1열)과 h/6 지점(F2열)에 설치된 W.S.G의 변형률 분포를 초기균열 발생시, 부재 항복시, 최대 하중시로 구분하여 Fig. 10에 나타내었다. 다만, 실험시 W.S.G 데이터의 일부가 손상되어 유실됨에 따라 유실부의 데이터는 인접 데이터와 비교를 통해 추정하여 점선으로 나타내었다.

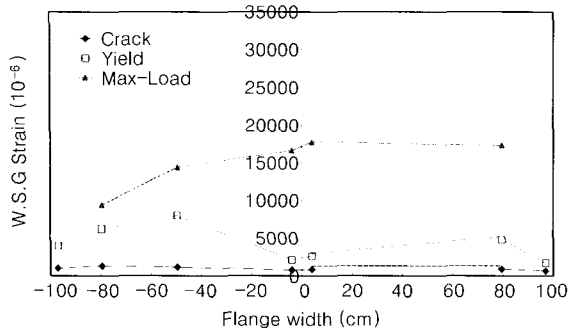
실험결과, W1 실험체에 매립된 F1열의 W.S.G. 변형률 분포를 보면, 균열 전 분포는 하중 가력점인 중앙으로부터 벽체의 단부쪽으로 변형률이 약간 감소하는 경향을 나타내었으나, 균열 후에는 이러한 현상이 뚜렷이 관측되지 않고 거의 모든 철근이 유사한 변형률 분포를 나타내었다. 이러한 현상은 하중이 증가함에 따라 더욱 현저해 졌으며, 부재가 항복을 경험한 이후에는 전단지체 현상에 의한 변형률 분포는 거의 찾아볼 수 없었다. W2 실험체와 W3 실험체에 있어서도 변형률 분포 양상은 W1 실험체와 유사하게 나타났으며, 다소 편심에 의해 변형률이 한쪽으로 치우치는 경향이 있었으나 철근의 항복 여부에 따른 휨 강도에의 기여 여부는 분명히 관찰할 수 있었다.

반면, F2열의 W.S.G. 변형률 분포는 W1 실험체를 제외하고는 두 실험체에서 모두 최대강도 발현 시까지 전단지체 현상에 의한 변형률 분포를 쉽게 찾아 볼 수 있었으며, 플랜지 벽체가 웨브 벽체와 어느 정도 일체로 거동하는지의 여부를 쉽게 확인할 수 있었다.

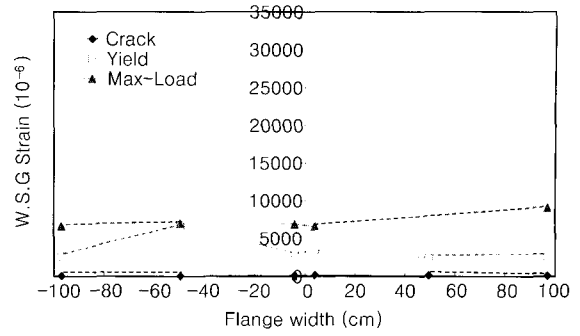
본 연구에서는 기존 연구결과에 근거하여 플랜지 벽체의 길이를 0.1h를 기준으로 다소 여유를 두어 제작하였음에도 불구하고, 실험결과 나타난 플랜지 벽체 내 철근의 변형률 분포는 부재 항복시 플랜지 벽체 내의 거의 모든 철근이 항복을 경험하는 것으로 나타났다. 결국, 이를 기준으로 하여 본다면 본 연구에서 다루어진 실험체들의 유효

Table 5 The rules and regulations for the effective width

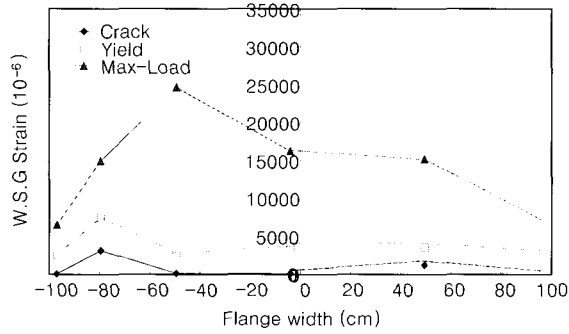
Codes & proposer	Effective width	
PCI	① 1/2 of the wall length	
	② 10% of the total wall height	
	③ length of flange, 1/3 distance from the face of the web to most adjacent main opening.	
	④ 6 times of the flange thickness	
ACI	① 25% of the total wall height	
	② one-half distance from the face of the web to adjacent wall web	
CSA	① one-half distance from the face of the web to adjacent wall web	
	② 10% of the wall height	
	③ 1/5 of the flange length	
	④ 3 times of the flange thickness	
Wallace	25% of total wall height	
Paulay & Priestley	Tension	Effective width = hw + bw hw : wall height, bw : wall web thickness
	Compressive	Effective width = 0.3hw + bw



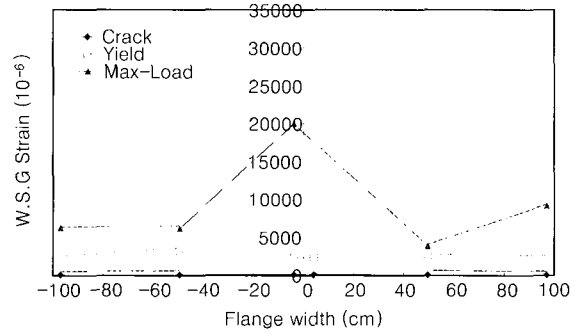
(a) W1



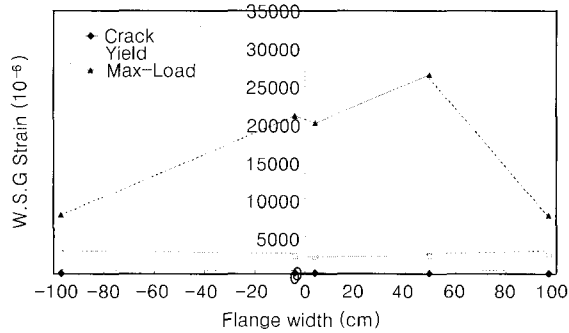
(a) W1



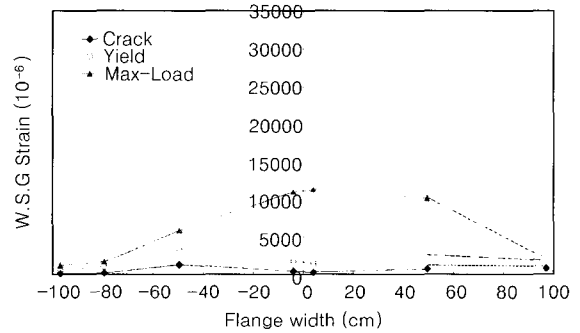
(b) W2



(b) W2



(c) W3



(c) W3

(a) Strain profile in F1

(b) Strain profile in F2

Fig. 10 W.S.G Strain profiles in Flange

효 폭은 플랜지 벽체의 길이 전체를 상회하는 것으로 보아야 할 것이며, 웹 벽체 단부 압축영역의 구속면적 변화에 따른 유효 폭의 차이는 실험을 통하여 얻을 수 없었다.

ACI 기준을 포함하여 대부분의 기준들은 유효 폭의 과소 평가는 결국 휨 강도를 낮게 예측하게 되므로 보수적인 설계를 이끌어 낼 수 있다는 개념을 어느 정도 수용하고 있다. 하지만, 유효 폭에 대한 과소평가는 부적절한 전단 보강과 웹 벽체 단부의 비합리적인 보강상세를 이끌어 될 것이다²⁾. 본 실험결과에 근거하여 본다면, 유효 폭의 크기는 비탄성 변형 레벨의 증가에 따라 증가하며, 최대 강도 발생시 $h/3$ 에 해당하는 전체 플랜지가 유효 폭으로 작용하는 것으로 나타났다. 그러므로, PCI나 CSA 그리고 ACI에 의한 기준을 사용하는 것은 웹 벽체의 보

강상세와 전단강도의 올바른 평가라는 점에서는 바람직하지 못한 것으로 사료된다.

3.3 유효 폭을 고려한 강도 평가

T형 벽체의 유효 폭에 따른 실제 강도와 공칭 강도와 의 차이를 알아보기 위하여 실험결과와 유효 폭을 고려하여 계산된 실험체별 강도값을 Table 6에 나타내었다. 휨 강도 산정시 사용된 식은 修正-廣澤式과 ACI 318에 따른 공칭 휨 강도식이며, 유효 폭은 기존 기준 중 유효 폭을 가장 보수적으로 평가하는 PCI의 $h/10$ 규정과 본 실험결과를 반영한 전체 플랜지 길이($h/3$)의 두 경우를 대상으로 하였다.

Table 6 Comparison of the maximum strength

Specimen	Modified Hirose's formula(修正-廣澤式)												ACI 318-99											
	calP _u						exp P _u / calP _u						calP _u						exp P _u / calP _u					
	a		b		c		a		b		c		a		b		c		a		b		c	
	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)
W1	14.6	19.1	17.9	19.1	28.0	19.1	15.9	15.9	17.5	0.93	1.13	0.97	2.17	0.96	1.96	17.5	22.3	22.3	1.99	1.19	1.81	1.06	1.42	0.83
W2	13.0	17.3	16.2	17.3	25.6	17.3	15.6	15.6	17.2	1.04	1.28	1.04	2.52	1.04	2.03	17.2	22.0	22.0	2.11	1.15	1.91	1.04	1.49	0.81
W3	12.2	16.2	15.1	16.2	24.0	16.2	15.6	15.6	17.2	1.07	1.39	1.08	2.73	1.07	2.20	17.2	22.0	22.0	2.14	1.12	1.94	1.01	1.51	0.79

Ⓐ : Effective width = 0, Ⓑ : Effective width = h/10, Ⓒ : Effective width = h/3

식 (1)은 廣澤⁹⁾에 의한 최대 강도 산정식을 나타낸 것이며, 식 (2)는 힘의 평형조건을 토대로 한 최대 강도 산정식¹⁰⁾을 나타낸 것이다.

$$M_u = a_t \cdot \sigma_y \cdot l_w + 0.5a_w \cdot \sigma_{wy} \cdot l_w + 0.5Nl_w \quad (1)$$

여기서, σ_{wy} = 압축주근의 항복강도 (kgf/cm²)
 σ_y = 인장주근의 항복강도 (kgf/cm²)
 a_t = 인장축 주 철근의 단면적 (cm²)
 a_w = 압축축 주 철근의 단면적 (cm²)
 N = 축력 (tf)
 l_w = 기둥 중심간 거리 (cm)

$$\phi M_n = \phi \left[0.5A_{st}f_y l_w \left(1 + \frac{P_u}{A_{st}f_y} \right) \left(1 - \frac{c}{l_w} \right) \right] \quad (2)$$

여기서, A_{st} = 수직 철근의 전체 단면적 (cm²)
 h = 벽체의 두께 (cm)
 l_w = 벽의 수평길이 (cm)
 P_u = 축하중 (tf)
 f_{ck} = 공시체 압축강도 (kgf/cm²)

$$\frac{c}{l_w} = \frac{\omega + \alpha}{2\omega + 0.85\beta_1}$$

$$\omega = \left(\frac{A_{st}}{l_w h} \right) \frac{f_y}{f_{ck}}$$

$$\alpha = \frac{P_u}{l_w h f_{ck}}$$

修正-廣澤式을 적용한 경우, 부가력시 모든 실험체의 예상 최대 강도는 유효 폭의 고려 여부에 관계없이 실험값의 7% 범위내에서 비교적 정확한 평가가 가능한 것으로 나타났으나, 정가력시 유효 폭을 고려하지 않은 경우에는 실험값과 비교하여 약 150%, h/10의 유효 폭을 고려한 경우에는 약 100%의 오차를 나타내었다. 이는 기존의 설계방식과 같이 T형 벽체를 장방형 벽체로 치환하여 단순 설계할 경우 동 벽체의 실제 강도와는 크게 다른 결과를 초래할 수 있음을 나타내며, 부적절한 보강 상세로 벽

체의 조기파괴를 유도할 가능성이 높음을 알 수 있다. 본 실험결과에 준하여 전체 플랜지 벽체를 유효 폭으로 고려할 경우에는 약 10%~40% 정도의 오차로 강도 평가가 가능한 것으로 나타났으며, 전체 플랜지 벽체를 유효 폭(h/3)으로 고려함이 보다 합리적인 것으로 판단된다.

식 (2)를 적용한 경우에도 Table 6에서 볼 수 있는 바와 같이 修正-廣澤式에 의한 경우와 유사하게 유효 폭의 고려에 따른 공칭 강도의 차를 확인할 수 있었으나, 부가력시의 오차는 약 20%~30%, 정가력시의 오차는 전체 플랜지의 길이를 유효 폭으로 고려한 경우에도 40%~50%로 다소 높게 나타났다.

따라서, 본 연구결과에 근거하여 볼 때, 적용된 단부 배근상세를 갖는 T형 벽체의 유효 폭은 전체 플랜지 벽체의 길이(h/3)로 고려하는 것이 바람직한 것으로 사료되며, 벽체의 최대강도 산정은 修正-廣澤式을 적용하는 것이 바람직한 것으로 판단된다.

4. 결 론

본 연구에서는 기존의 양단부 보강상세를 갖는 T형 벽체를 중심으로 단부 보강범위의 차이에 따른 벽체의 거동과 휨 강도 산정을 위한 유효 폭에 대하여 살펴보고, 제한적인 실험연구를 통하여 얻은 결론은 다음과 같다.

1) 실험결과, 웨브 벽체의 단부 압축영역의 50% 이상을 폐쇄형 후프로서 보강한 W3 실험체가 강도와 강성저하, 그리고 에너지 소산능력 및 변위연성비 면에서 가장 우수한 것으로 나타났다. 실험결과에 근거하여 볼 때, 벽체의 조기 파괴를 막고 연성적인 거동을 확보하기 위해서는 최소한 압축영역의 50% 이상을 보강하는 것이 바람직한 것으로 사료된다.

2) PCI나 ACI 등에서 제안된 플랜지 벽체의 유효 폭은 실험결과 W.S.G.의 변형률 분포와 휨 강도 예측시 고려된 유효 폭의 범위를 고려할 때 너무 보수적인 것으로 사료된다.

3) 본 연구에서 강도 평가를 위해 사용된 修正-廣澤式은 정가력시 약 10%~40% 정도의 오차로, 부가력시에는

약 7%의 오차로 비교적 정확한 강도 예측이 가능한 것으로 나타났다. 다만, 정가력시 강도 예측에 있어서 다소 오차의 범위가 넓은 것은 웨브 벽체 단부의 구속면적 변화에 따른 벽체의 변형능력을 상기 식이 충분히 반영할 수 없기 때문인 것으로 사료되며, 이에 대하여는 추가적인 연구가 필요한 것으로 사료된다.

참고문헌

1. "PCI Design Handbook Precast and Prestressed Concrete," Third Edition, Prestressed Concrete Institute, 1985.
2. John, W. W., "Evaluation of UBC-94 Provisions for Seismic Design of RC Structural Walls," *Earthquake*, Vol. 12, No. 2, May 1996.
3. He, L. M., Priestley, M. J. N., "Seismic Behavior of Flanged Masonry Shear Walls," U.S.-Japan Coordinated Program Masonry Building Research, Report No. 4.1-2 November 1992.
4. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Structural Concrete (318-99) and Commentary (318R-99)," 1999.
5. Canadian Portland Cement Association, "Concrete Design Handbook," 1995.
6. Paulay, T. and Priestley, M. J. N. "Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings," John Wiley & Sons, Inc, 1992.
7. Hirosawa, M., "Past Experimental Results on Reinforced Concrete Shear Walls and Analysis on Them," Building Research Institute. Ministry of Construction, Japan Government, March 1975. (In Japanese).
8. 伊藤光康他, "連層耐力壁に関する實驗的研究," 콘크리트工学年次論文報告集, 1987 pp.409~412.
9. 대한건축학회, "철근 콘크리트 내력벽식 건축물 설계지침(안)," 1992.
10. 김상식, "철근콘크리트 구조설계," 문운당, 1997. pp. 342~345.

요 약

T형 벽체는 웨브 벽체와 평행한 방향으로 횡력이 작용할 때 그 작용 방향에 따라 다른 강성과 강도를 갖는다. 특히, 플랜지 벽체에 인장력이 작용할 때 플랜지 벽체내 철근의 기여로 인하여 벽체의 휨강도가 상승하게 되는데 이것은 전단지체 현상에 기인한 것이다. 이러한 전단지체 현상에 따라 플랜지 벽체는 전체 폭이 웨브 벽체와 일체로 거동하지 못하고, 일정한 부분만이 웨브 벽체와 함께 거동하게 되는데, 이러한 범위를 유효 폭이라 하며, 이러한 유효 폭은 구조물의 실제적인 강도와 강성을 예측하는데 중요한 역할을 하게되므로 반드시 구명되어야 할 요소라 할 수 있다.

이에 본 연구에서는 실험을 통하여 웨브 벽체 단부에 기존의 양단부 보강상세를 갖는 T형 벽체의 실제적인 강도와 유효 폭을 평가하고자 한다. 연구목적을 달성하기 위하여 3개의 실험체를 제작하였으며 $0.1f_{ck} \cdot A_g$ 의 축력을 실험이 진행되는 동안 일정하게 유지하면서, 반복가력 실험을 수행하였다. 실험결과, 유효 폭은 횡변위의 증가에 따라 증가하는 것으로 나타났으며 최대 강도 발현시 $h/3$ 에 해당하는 전체 플랜지가 유효 폭으로 작용하는 것으로 나타났다. 그러므로, PCI나 국내 기준에 의한 $h/10$ 의 유효 폭은 웨브 벽체 단부에 주어진 보강상세를 갖는 벽체에 대하여 적절치 못한 것으로 사료된다.

핵심용어 : T형 벽체, 유효 폭, 벽체 웨브 보강