

대형 콘크리트 판넬구조의 수직접합부 전단강도에 관한 연구

Shear Strength of the Vertical Joints in Precast Concrete Large Panel Structures

서수연* 이원호** 이리형***

Seo, Soo Yeon Yi, Waon Ho Lee, Li Hyung

요 약

대형 콘크리트 판넬구조 시스템의 수직접합부 저항요소는 접합부 충전 그라우트의 부착과 전단키에 의한 맞물림작용, 철근의 장부작용으로서, 이들 요인의 상관관계에 의해 그 내력이 결정된다. 따라서 수직접합부에 관한 연구는 대부분이 이들 요인에 관한 연구로 국한된다고 할 수 있다. 수직접합부의 전단강도에 관한 연구는 국외의 많은 연구자들에 의해 실시되었으며 그 결과 여러 실험식이 제시되어 있는 상황이다. 국내에서도 수직접합부에 관한 일련의 실험연구가 진행되어 설계식이 제시되었으나, 이들 설계식은 국부적인 실험결과만을 대상으로 제시되었기 때문에 보다 많은 실험결과를 근거로한 설계식이 요망된다.

본 연구에서는 국내에서 실험된 총 94개의 수직접합부 실험결과를 분석하고 수정된 Mohr-Coulomb의 항복선이론을 적용하여 적합한 설계식을 제시하고자 하였다. 제안된 설계식은 전단키의 효과와 횡보강근의 효과를 고려한 식으로서 모르타르 또는 콘크리트를 그라우트로 사용하며 횡보강근으로 루프철근을 사용한 수직접합부에 적용된다.

실험결과와 회귀분석과 항복선 이론을 이용한 수식의 전개로부터 제안된 설계식의 정확성과 경제성을 평가 한 결과, 본 제안식이 실험결과를 안전측으로 평가할 뿐만아니라 기존식에 비하여 경제적인 설계가 가능한 것으로 나타났다.

Abstract

The strength of vertical joints of precast concrete large panel structures depends on the many factors, such as the bond strength of grout concrete (or mortar), the interlocking of the shear keys, the dowel action of horizontal bars. Many experimental studies have been conducted to investigate the shear strength of the vertical joints. In domestic, a few design formulas to predict shear strength of the vertical joint were proposed by some investigators, but formulas were based on limited experimental results.

The objective of this paper is to propose a suitable formula for the shear strength of vertical joints with 94 vertical joints experimental data using the modified Mohr-Coulomb's yield theory and regression analysis. From the comparison of the proposed formula with others, it is shown that the proposed formula can be used economically for the design of vertical joints.

Keywords : shear strength, vertical joint, interlocking, concrete grout, shear key, dowel action, horizontal bar, Mohr-Coulomb's yield theory.

* 정회원, 한양대학교 건축공학과 박사과정

** 정회원, 광운대학교 건축공학과 조교수, 공박

*** 정회원, 한양대학교 건축공학과 교수, 공박

• 본 논문에 대한 토의를 1994년 4월 30일까지 학회로 보내 주시면 1994년 6월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

대형 콘크리트 판넬구조 시스템은 판넬을 공장 제작한 후 현장에서 조립하는 공법으로서 판넬을 현장에서 조립하기 때문에 접합부에서의 일체성이 판넬보다 낮게 된다. 따라서 횡력이나 불균등

한 축력이 작용하게 되면 접합면에서의 미끄러짐이나 전단에 의한 균열이 형성되며 결국, 양측의 벽판넬이 분리되며 최종파괴에 다르다. 이때의 수직접합부는 접합부 충전 그라우트에 의한 부착, 전단키와 철근에 의한 장부작용에 의해 외력에 저항하기 때문에 실제 설계식도 이에 관한 상관관계

Table 1 Ultimate shear strength formulas for vertical joints

Investigator	Formulas
Cholewicki ¹¹⁾	$V_u = 0.7 f_{ct} \cdot A_k$: unreinforced joint
	$V_u = 0.9 f_{ct} \cdot A_k + 1000 \cdot A_s$: reinforced joint
Hansen ²¹⁾	$V_u = 0.09 A_k \cdot f_c + A_s \cdot f_y$ $0.01 < \eta < 0.08$
	$\eta = \frac{A_s \cdot f_y}{A_k \cdot f_c}$
Tassios and tsoukantas ³¹⁾	$V_u = 0.15 A_k \cdot f_c + 0.8 A_s \cdot f_y + 1.8 f_{ct} \cdot \sqrt{f_y}$
Chakrabati, Nayak, and Paul ¹¹⁾	$V_u = 0.0963 \cdot A_k \cdot f_c + 0.5324 A_s \cdot f_y$ $\eta \geq 0.104$
	$V_u = A_k \cdot f_c \sqrt{(0.37 - 0.76\eta) 0.7\eta}$ $\eta \leq 0.104$
Abdul-Wahab ⁵¹⁾	$V_u = 0.0442 A_k \cdot f_c + 0.4901 A_s \cdot f_y$ $\eta \geq 0.051$
	$V_u = A_k \cdot f_c \sqrt{(0.17 - 0.7\eta) 0.7\eta}$ $\eta \leq 0.051$
Kim, et al. ⁹¹⁾	$V_u = C_u \cdot A_k \left[\frac{1}{7.43} \cdot f_c + \frac{P_t \cdot f_y}{10.2 \ln(10P_t) - 3.01} \right]$
	min. $V_u = A_k \cdot f_c + 0.7 A_s \cdot f_y / \sqrt{3}$
ACI 318-83 ¹³¹⁾	$V_u = \mu \cdot A_s \cdot f_y$
	μ $\begin{cases} \text{plane joint} : 0.6 \\ \text{keyed joint} : 1.0 \end{cases}$
CEB-FIP ¹⁴¹⁾	$V_u = \mu \frac{[A_s \cdot f_y(1 + \cot\alpha)\sin\alpha + N_d] + 0.1A_k \cdot f_c}{\gamma_{Rd}}$
	min. $V_u = 0.3 A_s \cdot f_c$
	$\frac{A_s \cdot f_y}{A_k \cdot f_c} \geq 0.01$
	μ $\begin{cases} \text{plane joint} : 0.6 \\ \text{keyed joint} : 1.0 \end{cases}$ γ_{Rd} $\begin{cases} \text{open Key} = 1.3 \\ \text{closed Key} = 1.5 \\ \text{plane Key} = 1.6 \end{cases}$
Korean code ¹⁵¹⁾	$V_u = V_c + V_s$
	$V_c = 0.85 \cdot 0.53 \sqrt{f_c} \cdot t \cdot L$
	min. $V_c = 0.85 \cdot 0.2 \cdot f_c \cdot A_k$ or $0.85 \cdot 56 \cdot A_k$
	$V_c = 0.7 \cdot 0.85 \cdot f_c \cdot A_c$
	$V_s = 0.85 \mu \cdot f_y \cdot A_s$
μ $\begin{cases} \text{plane joint} = 1.0 \\ \text{keyed joint} = 1.4 \end{cases}$	
Proposed	$V_u = 0.85(0.119 A_k \cdot f_c + 0.764 A_s \cdot f_y)$
	$\eta \geq 0.097$ $V_u = 0.85(A_k \cdot f_c \sqrt{(0.494 - 0.955\eta) 0.955\eta})$ $\eta < 0.097$

로서 결정된다.

현재까지 수직접합부의 전단강도에 관한 연구는 Cholewicki⁽¹⁾, Hansen⁽²⁾, Tassios and Tsoukantas⁽³⁾, Chakrabati⁽⁴⁾, Abdul-Wahab⁽⁵⁾ 등, 많은 연구자들에 의해 실시되어 여러 식이 제시되어 있다. 국내에서도 1980년대 초부터 대형 콘크리트 판구조에 관한 실험연구가 실시되어 현재에도 많은 연구가 진행되고 있으며 이에 따라 일부 실험식이 제시되었으나, 대부분 국부적인 실험결과만을 근거로하고 있는 실정이다.

이에 따라, 본 연구에서는 현재의 국내 대형 콘크리트 판구조 시스템의 여러 수직접합부 형식에 대하여 실시된 실험결과를 정리하고 Mohr-Coulomb의 항복선 이론을 적용하여 실험식을 제시하고자 한다.

2. 기존의 전단강도 식

외력에 대하여 수직접합부는 기본적으로 접합부에서의 미끄러짐 거동을 보이며 이러한 미끄러짐에 대한 저항은 전단키와 횡보강근에 의해 이루어지게 된다. 일부 연구자⁽⁴⁾의 실험결과에 의하면 횡보강근의 양은 수직접합부의 전단 미끄러짐에는 밀접한 관계가 없는 것으로 보고되어 있으며 대부분의 파괴는 보강근 주변의 그라우트에서 국부적인 파괴가 발생하여 사균열로 진전되는 것으로 나타났다. 즉 파괴의 주요인은 보강근의 부착에 의하여 나타난다.

Cholewicki⁽¹⁾는 평활한 접합부의 파괴형태는 접합부와 벽판넬 사이의 부착에 의하여 발생하는 것으로 간주하여 접합부의 전단성능에 관한 2가지 실험식을 제시하였으며 Hansen⁽²⁾은 키 형식의 접합부에 대한 실험을 실시하여 접합부의 파괴는 전단키의 전단내력에 지배되는 것으로 보고 하였다. 이후 Tassios and Tsoukantas⁽³⁾, Chakrabati⁽⁴⁾ Abdul-Wahab⁽⁵⁾ 등이 전단키 형식의 수직접합부에 관한 실험을 실시하여 접합부의 전단성능에 관한 실험식을 제시하였다.

이상과 같은 기존 연구자들의 여러 실험식은 결국 국 전단키와 횡보강근의 함수로 제시된 형태로서 Table 1과 같다.

3. 이론식의 전개

수정된 Mohr-Coulomb의 원을 이용한 항복선 이론의 적용은 기존의 연구자들에 의하여 평활한 접합부의 파괴하중 해석과 수직접합부의 전단해석에도 많이 사용되어왔다.

Fig.1은 수정된 Mohr-Coulomb의 원을 나타낸 것으로서, Fig.1(a)는 콘크리트가 인장에 대한 저항을 하지 못하고 단지 압축축에서 Coulomb의 항복선에 따라 기동하는 것을 나타내고 있다. 그림에서 Mohr의 곡선이 수평축에 대하여 임의의 각도를 유지하며 수직축에 대해서는 거리 "c"에서 교차되고 있다. 콘크리트의 극한 인장강도를 고려해서 Coulomb의 수정된 항복선을 적용하면 Fig. 1(b)와 같이 되며 콘크리트를 건조한 소성재료로 가정하면 변형도는 적합조건을 만족하게 된다.

Chen과 Drucker⁽⁶⁾는 단위면적에 대한 에너지 소산을 W_i 를 다음과 같이 제시하고 있다.

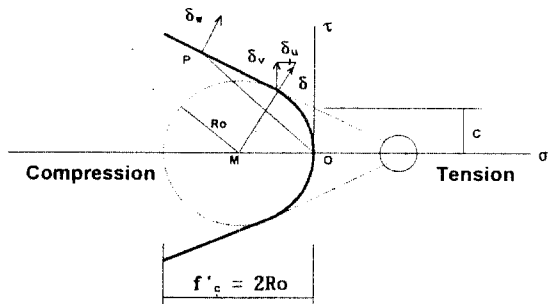
$$W_i = \delta_w \cdot (f'_c \cdot \frac{1 - \sin \alpha}{2} + f_{ct} \cdot \frac{\sin \alpha - \sin \phi}{\sin \phi}) \quad (1)$$

단순인장에 의하여 벽판넬이 분리되어 파괴 될 때에는,

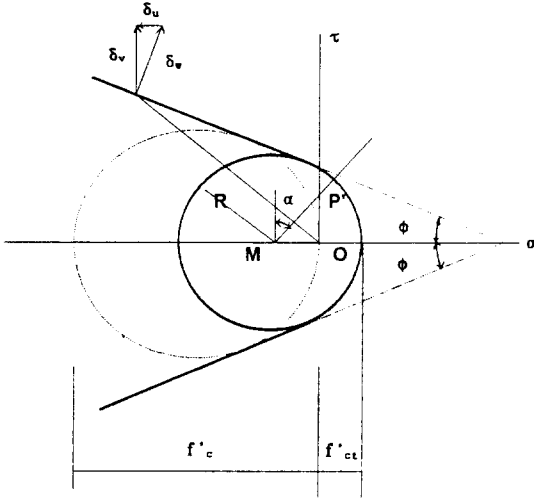
$$W_i = f'_{ct} \cdot \delta_u, \alpha = \frac{\pi}{2}, \delta_w = \delta_u \quad (2)$$

미끄러짐에 의한 파괴가 발생할 때에는 인장이 작용하지 않는 경우, 즉 $\alpha = \phi$ 인 경우가 되며 이때의 소산율은 다음과 같다.

$$W_i = \delta_w \cdot f'_c \cdot \frac{1 - \sin \alpha}{2} \quad (3)$$



(a) Zero tension



(b) Small tension

Fig. 1 Mohr-Coulomb's Failure criterion

전단 접합부에서 파괴메카니즘은 전단력에 의해 접합부에 발생하는 불연속 면으로 구성된다. 접합된 판넬의 우측편에 Fig.2와 같이 임의 변위 δ_w 가 발생한다면 전단력 V 에 의한 외부일은 식(4)와 같이 된다.

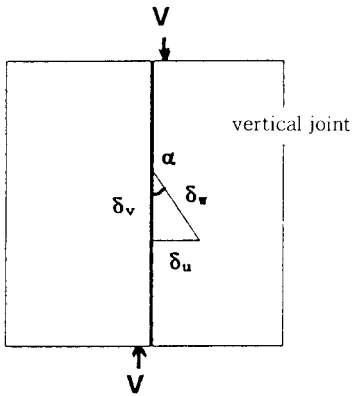


Fig. 2 Slip at joint

$$W_e = V \cdot \delta_w \cos \alpha \quad (4)$$

식(1)로부터 전단 단면에서 콘크리트에 의한 내부의 소산에너지는 식(5)와 같고,

$$W_{ic} = \delta_w \cdot (f'_c \cdot \frac{1 - \sin \alpha}{2} + f'_{ct} \cdot \frac{\sin \alpha - \sin \phi}{1 - \sin \phi}) \cdot A_k \quad (5)$$

횡보강근에 의한 내부일은

$$W_{is} = A_s \cdot f_y \cdot \delta_w \cdot \sin \alpha \quad (6)$$

으로 된다.

여기서, $\tau = V / A_k$, $\eta = A_s \cdot f_y / f'_c \cdot A_k$ 라 하고 내부일과 외부일을 같다고 하면

$$\frac{\tau}{f'_c} = \frac{1 - \sin \alpha}{2 \cos \alpha} + \frac{(\sin \alpha - \sin \phi) \cdot f'_{ct}}{(1 - \sin \phi) \cdot \cos \alpha \cdot f'_c} + \eta \cdot \tan \alpha \quad (7)$$

식(7)은 최대값이며, 최소값은 $d\tau/d\alpha = 0$ 일 때로서 다음과 같다.

$$\sin \alpha = 1 - \frac{2(\eta + \frac{f'_{ct}}{f'_c})(1 - \sin \phi)}{(1 - \sin \phi) - \frac{2f'_{ct}}{f'_c} \cdot \sin \phi} \quad (8)$$

횡보강근이 있는 수직접합부에서, 횡보강근은 초기 상태에서 그다지 중요한 역할을 하지 않지만, 하중이 증가되면 될수록 하중에 대한 기여도는 높아지게 된다.

콘크리트에 의한 인장을 무시하면 식(7)과 식(8)로부터

$$\frac{\tau}{f'_c} = \frac{1 - \sin \alpha}{2 \cos \alpha} + \eta \cdot \tan \alpha \quad (9)$$

$$\sin \alpha = 1 - 2\eta \quad (10)$$

식(9)와 식(10)으로부터

$$\frac{\tau}{f'_c} = \sqrt{\eta(1 - \eta)} \quad (11)$$

식(11)은 $\alpha > 0$ 인 경우에 적용되는 것으로서 식(10)으로부터 다음과 같은 한계값을 가지게 된다.

$$\eta < \frac{1 - \sin \phi}{2}$$

또한 $\alpha = \phi$ 인 경우에는

$$\frac{\tau}{f'_c} = \frac{1 - \sin\phi}{2 \cos\phi} + \eta \cdot \tan\phi \quad (12)$$

가 되며 이때의 $\eta \geq \frac{1 - \sin\phi}{2}$ 가 된다.

3. 실험상수의 고려

(1) 충전 그라우트

이상에서 고려된 Mohr-Coulomb의 항복선을 이용한 해석은 접합면에서 분리가 발생하지 않는 경우에 적용가능한 것으로서 실제 접합부 실험결과에서는 판넬과 접합부 사이에서 부착이 건조수축 등과 같은 요인에 의해 저하되면서 분리가 발생하게 된다. 접합부에서의 응력분배는 전체적으로 균일하지 않으며 시공 및 기타 요인들에 의해 다르게 된다.

이들 요인들을 고려하기 위해서는 실험상수를 도입함으로써 비교적 실제와 유사한 관계를 규명할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 기존 연구자들^(4,5) 과 유사한 방법으로 실험상수 K_c 를 도입하였다.

(2) 횡보강근

접합부에서 파괴가 발생할 때, 횡보강근의 응력은 항복단계에 미치지 못하게 되며 이는 파괴형태가 횡보강근의 부착파괴로 나타나기 때문이다. 이를 고려하기 위하여 충전 그라우트와 마찬가지로 횡보강근에 의한효과를 실험상수 K_s 로 표현하였다.

(3) 실험상수의 제안

실험상수 K_c 와 K_s 를 고려하여 $\dot{\tau} = \tau / K_c$ 라 하고 $\dot{\eta} = \eta K_s / K_c$ 라 하고 식(11)과 식(12)의 τ 와 η 를 $\dot{\tau}$ 및 $\dot{\eta}$ 로 치환하면 다음과 같이 된다.

$$\frac{\tau}{f'_c} = \sqrt{(K_c - K_s \cdot \eta) \eta \cdot K_s} \quad (13)$$

$$\eta < \frac{1 - \sin\phi}{2} \cdot \frac{K_c}{K_s}$$

$$\frac{\tau}{f'_c} = \frac{1 - \sin\phi}{2 \cos\phi} \cdot K_c + \eta \cdot \tan\phi \cdot K_s \quad (14)$$

$$\eta \geq \frac{1 - \sin\phi}{2} \cdot \frac{K_c}{K_s}$$

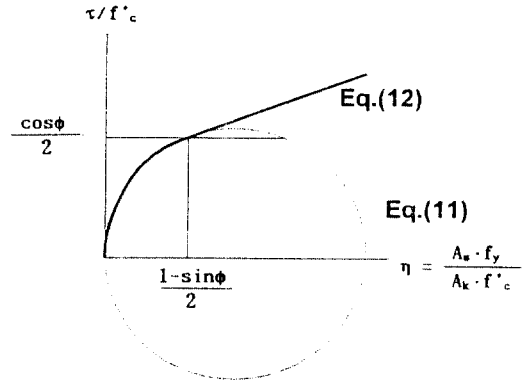


Fig. 3 Mohr-Coulomb's Criterion applied to joint

실험상수 K_c 와 K_s 는 총 94개의 실험결과^(8,9,10,11,12)로부터 산정하였으며 분석에 사용된 실험체는 Table 2와 같다. 실험체는 모두 국내에서 제작·실험된 자료로서 접합부 충전 그라우트는 콘크리트 또는 모르타이고 횡보강근은 루프형이며 전단키에 의한 연결방식이다. Fig.4는 실험체의 형상을 나타낸 것이며 Fig.5는 이들 실험결과를 $\tau / f_{cu} - \eta$ 의 관계로 나타낸 것이다. 그림으로부터 동일한 Mohr-Coulomb의 이론을 이용한 Chakrabati⁽⁴⁾와 Abdul-Wahab⁽⁵⁾의 회귀식이 국내의 실험결과를 과소 평가함을 알 수 있다.

실험결과와 회귀식 결과는 다음과 같다.

$$\frac{\tau}{f'_c} = 0.119 + 0.764\eta \quad (15)$$

여기서 $\phi = 38.6^\circ$ 로 고려하여 식(15)를 식(14)와 대응시키면 $K_c = 0.494$, $K_s = 0.955$ 가 된다.

실제 설계식을 제시할 경우, 전단에 대한 안전율을 ϕ 를 도입하면, 수직접합부의 전단력은 다음과 같이 산정된다.

횡보강근이 있는 접합부

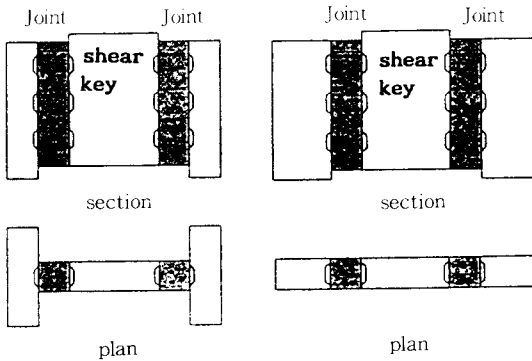
$$V_u = \phi (A_k \cdot f'_c \sqrt{(0.494 - 0.955) 0.955 \eta}) \quad (16)$$

$$\eta < 0.097$$

Table 2 Details of test specimens

Investigator	Joint type	Grout strength	Horizontal reinforcement (cm ²)	Wall thickness (cm)	Number of specimen
Yoon, et al. ⁷⁾	open joint	concrete* 181 ~ 62kg /cm ²	1.68	9	5
Kim, et al. ⁸⁾	closed joint	concrete* 181 ~ 62kg /cm ²	1.68	7.5	6
Kim, et al. ⁹⁾	open joint	mortar 111 ~ 331kg /cm ²	0, 1.57, 3.14, 4.71	14, 16 18, 20	47
Lee, et al. ¹⁰⁾	open joint	mortar 244 ~ 293kg /cm ²	3.14, 4.71	14, 20	10
Chung, L. ¹¹⁾	open joint	mortar 271 ~ 291kg /cm ²	0, 1.42, 2.84	15	6
Kim, S. S. ¹²⁾	semi closed joint	mortar 248 ~ 398kg /cm ²	2.54, 3.82	15	19

* Cylinder strength is converted to cubic strength



(a) A Type

(b) B Type

Fig. 4 Types of specimen

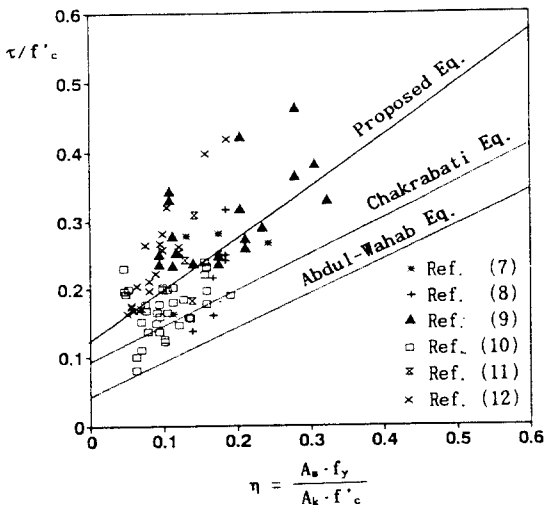


Fig. 5 $\tau / f'_c - \eta$ Curve

$$V_u = \phi(0.119 A_k \cdot f'_c + 0.764 A_s \cdot f_y) \quad (17)$$

$$\eta \geq 0.097$$

단, 횡보강근의 f_y 는 2400 kg /cm² 이하로 한다.

횡보강근이 없는 접합부

$$V_u = 0.118 A_k \cdot f'_c \quad (18)$$

$$\phi = 0.85$$

4. 기존 제안식과의 비교

이상의 제안식과 기존 연구자들에 의해 제시된 실험식을 비교하여 Table 3에 나타내었다. 국내에서 실험한 총 94개의 실험결과와 기존 연구자들에 의한 실험식 및 규준식을 비교한 결과, Tassios 식을 제외한 대부분의 식들이 실험결과를 비교적 안전측으로 평가하고 있지만, 보다 실험결과에 근접한 값을 보이는 식은 Hansen 식과, 본 연구의 제안식, Chakrabati 식 및 국내 규준식으로 나타났다.

Fig.6은 본 연구에서 제시한 제안식과 실험결과와의 관계를 나타낸 것으로서, 비록 일부 실험체가 15% 이하의 값을 보였지만, 평균내력이 실험결과와의 약 80%에 해당하는 내력을 보이고 전체적으로 제안식이 실험결과를 안전측으로 고려하고 있음을 알 수 있다.

Table 3 Average strength ratio of formulas for test results

Investigator	Test results / Computation results										
	Cholewicki	Hansen	Tassios	Chakrabati	Abdul	Kim,S.S.	ACI	CEB FIP	KCI	Proposed	
Yoon, et al. ⁽⁷⁾	1.3	0.62	0.47	0.86	1.27	1.51	0.99	1.18	0.99	0.92	
Kim, et al. ⁽⁸⁾	1.21	0.53	0.37	0.75	1.09	0.56	0.81	1.03	0.87	0.87	
Kim, et al. ⁽⁹⁾	1.78	1.04	0.79	1.35	2.14	1.82	1.87	1.79	1.39	1.29	
Lee, et al. ⁽¹⁰⁾											
Chung, L. ⁽¹¹⁾	1.63	1.22	0.8	1.39	2.53	2.48	1.79	1.79	1.28	1.16	
Kim, S. S. ⁽¹²⁾	1.97	1.16	0.85	1.52	2.36	2.64	2.16	2.03	1.63	1.40	
Total	MEAN	1.74	1.02	0.76	1.32	2.09	1.99	1.81	1.76	1.39	1.26
	STDV	0.517	0.338	0.229	0.39	0.7	0.769	0.761	0.515	0.395	0.36
	VAR	0	0.018	0.01	0.014	0.017	0.051	0.059	0.01	0.018	0

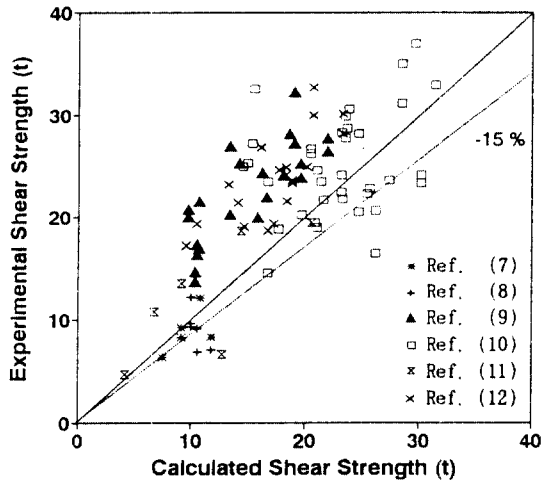


Fig. 6 Comparison of calculated and experimental shear strength

5. 설계 예

이상과 같이 제안된 설계식으로서 실제 건물에서 나타나는 수직접합부를 설계하여 소요 철근량을 산정하였다. 대상으로 한 예는 국내에서 널리 적용되는 벽두께 14cm인 경우와 20cm의 두가지 경우로써, 사용 그라우트는 모르타로서 설계강도가 210 kg/cm²이며, 횡보강근은 루프철근 형태로서 항복강도 2400 kg/cm²인 ϕ 10을 사용하는 것으로 가정한다.

벽두께 14cm인 경우

작용 전단력 : 25.2 t

전단키의 단면 : 10cm×14cm

전단키의 깊이 : 2.5cm

전단키의 갯수 : 10 개

전체 높이 : 247cm

벽두께 20cm인 경우

작용 전단력 : 35.98 t

전단키의 단면 : 14cm×14cm

전단키의 깊이 : 2.5 cm

전단키의 갯수 : 10 개

전체 높이 : 247 cm

Table 4(a)와 (b)는 상기 예제를 기존 연구자들 및 기준식에 의한 계산결과와 본 제안식에 의해 산정된 횡보강근의 소요량을 나타낸 것이다. Table로 부터 본 연구에서 제안된 식이 벽두께 14cm 및 20cm의 두 경우에 대하여 다른 제안식에 비하여 소요철근량을 적게 산정하고 있음을 알 수

Table 4(a) Reinforcement required for vertical joints (t=14cm)

Formulas	Reinforcement required		A _{sc} (code)
	A _s (cm ²)	ϕ 10	A _{sp} (Proposed)
Korean Code	3.99	3	1.33
ACI 318-83	10.50	7	3.50
CEB-FIP	3.88	3	1.29
Hansen	1.22	1	0.41
Chakrabati	3.30	3	1.10
Abdul-Wahab	10.37	7	3.46
Proposed	3.00	2	1.00

Table 4(b) Reinforcement required for vertical joints
($t=20\text{cm}$)

Formulas	Reinforcement required		A_{sc} (code)
	$A_s(\text{cm}^2)$	$\phi 10$	A_{sp} (Proposed)
Korean Code	5.90	4	1.46
ACI 318-83	8.99	7	2.23
CEB-FIP	5.93	4	1.47
Hansen	1.72	2	0.43
Chakrabati	4.80	4	1.19
Abdul-Wahab	15.12	10	3.75
Proposed	4.03	3	1.00

있다. 특히 국내 기준식은 제안식에 비하여 14cm 인 경우가 1.33배, 20cm인 경우에는 1.46배 높게 나타났음을 알 수 있다. 따라서 본 제안식을 적용함으로써 수직접합부 횡보강근의 단면을 다소 줄일 수 있는 경제적인 설계가 가능한 것으로 나타났다.

6. 결 론

본 연구는 수직접합부의 전단강도에 관한 연구로서, 수정된 Mohr-Coulomb의 항복선이론을 이용하여 식을 전개하고 실제 국내의 실험자료 분석을 통하여 수직접합부 전단강도 산정식을 제안하였다. 제안된 설계식으로서 국내의 대부분 PC 아파트에 적용되는 벽두께에 대하여 수직접합부 전단강도 산정을 한 결과, 현재 국내에서 적용하고 있는 기준식에 비하여 본 제안식이 횡보강근을 적게 필요로 함으로서 보다 경제적인 설계가 가능한 것으로 나타났다.

기 호

- f'_c : 그라우트의 압축강도 (kg/cm^2)
- f'_{ct} : 그라우트의 인장강도 (kg/cm^2)
- V : 전단력 (t)
- A_c : 전단키의 지압면적 (cm^2)
- A_j : 전단단면적 (cm^2)
- A_k : 전단키의 단면적 (cm^2)

- A_s : 횡보강근의 단면적 (cm^2)
- C_u : 판넬의 접합형태에 따른 계수
- f_y : 횡보강근의 인장강도 (kg/cm^2)
- γ_{Rd} : 접합부 형상에 따른 계수
- μ : 마찰계수

참 고 문 헌

1. Cholewicki, A., "Load Bearing Capacity and Deformability of Vertical Joints in Structural Walls of Large Panel Buildings," Building Science (London), Vol.6, 1971, pp.163-184.
2. Hansen, K., Kavyrchine, M., Mehlborn, G., Olsen, S. O., Pune, D. and Schwing, H., "Design of Vertical Keyed Shear Joints in Large Panel Buildings," Building Research and Practice, July-Aug., 1974, pp 207-215.
3. Tassios, T. P. and Tsoukantas, S. G., "Serviceability and Ultimate Limit-State of Large Panel Connections Under Static and Dynamic Loading," Proceedings, RILEM-CEB Symposium on Mechanics and Insulating Properties of Joints of Precast RC Element, Vol.VI, Athnes, 1978, pp. 241-258.
4. Chakrabati, S.C., Nauak, G.C. and Paul, D. K., "Shear Characteristics of Cast-in-Place Vertical Joints in Storey High Precast Wall Assembly," ACI Structural Journal, Vol.8, No.1, Jan.-Feb., 1988, pp.30-45.
5. Abdul-Wahab, H. M. S. and Sarsam, S. Y. H., "Prediction of Ultimate Shear Strength of Vertical Joints in Large Panel Structures," ACI Structural Journal, Vol.88, No.2, March-April, 1991, pp.204-213.
6. Chen, W. F. and Drucker, D. C., "Bearing Capacity of Concrete Blocks or Rocks," Proceedings, ASCE, Vol.95, EM4, Aug., 1969, pp. 975-978.
7. 윤재환, 이리형, 박희상, 김익범, "프리캐스트 대형판넬 구조의 연직접합부에 관한 실험적 연구," 대한건축학회 논문집, 제 23권 제91호, 1979. 12, pp.20-26.
8. 이원호, 김성수, 이리형, "대형 Panel 구조의 접합부에 관한 실험적 연구," 대한건축학회 학술발

표논문집, 제 1권 1집, 1981.4, pp.154-157.

9. 김성수, "대형 콘크리트 관구조의 접합부 기동에 관한 연구," 한양대 대학원, 박사학위 논문, 1991.6.
10. 이용재, 서수연, 이원호, 김성수, 이리형, "대형콘크리트 관널구조의 수직접합부 전단내력," 대한건축학회 학술발표 논문집, 제11권 2호, 1991. 10, pp.537-540.
11. 삼성종합건설(주)기술연구소, "삼성 대형관 PC 시스템의 구조성능 실험연구," 기연-92019, 1993.1.
12. 대한주택공사, "PC 접합부 설계방식 개발을 위한 실험연구," 연구 92-36, 1992.12.
13. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-83)," American Concrete Institute, Detroit, 1983, pp.111
14. Comit Euro International Du Beton, "CEB-FIP Model Code," pp.367.
15. 건설부, "프리캐스트 콘크리트 조립식 건축 구조 설계기준 및 해설,"
16. 윤재진, 남정수, "프리캐스트 콘크리트 접합부의 전단강도 예측방법," 한국콘크리트학회 논문집, 제4권 4호, 1992.12, pp.135-147.

(접수일자 : 1993. 11. 19)