



프리캐스트 콘크리트 벽체 수직접합부의 광폭형 연결방식 개발

최은규¹⁾ · 신영수^{1)*}

¹⁾이화여자대학교 건축학과

Development of Wide Connection Method for Vertical Joints of Precast Concrete Walls

Eun-Gyu Choi¹⁾ and Yeong-Soo Shin^{1)*}

¹⁾ Dept. of Architecture Engineering, Ewha Womans University, Seoul 120-750, Korea

ABSTRACT This research analyzed the structural efficiency and application by improving the 100 mm width vertical joint to 150 mm and developing three connection methods to reduce the difficulty in assembling and handling PC walls. Moreover, nonlinear finite analysis was used for analyzing. From the analysis results, when double width connection was applied, the PC wall showed larger load capacity and ductility due to the steel bar sharing loads efficiently. Moreover, as the dimension of loops and the number of bars increased, the maximum load capacity increased as well. Also, among the double width connections, the largest capacity showed in the order of welding, ring and C type loop. However, in case of welding type loop connection, the ring type loop is more stable due to changes in different site conditions. Therefore, thorough quality control of welding is necessary.

Keywords : PC panel system, wide connection, vertical joint, connection bar, shear wall

1. 서 론

프리캐스트 콘크리트(precast concrete, PC) 대형판 구조시스템¹⁾은 공기 단축 · 경제성 확보 · 건축 구조 부재의 공장 생산을 통한 품질 확보 및 작업 합리화 등의 장점을 가진 시스템으로 주로 아파트에 많이 적용되어 왔다. 하지만, 여러 장점에도 불구하고 적용 단계에서 숙련도 및 시공의 정밀도 부족으로 확장 적용되지 못하였으며, 현재는 대형 할인 매장을 중심으로 프리캐스트 프리스트레스트 콘크리트 구조 시스템으로 전환되어 적용되고 있다. PC벽체는 대형판 구조 시스템의 내력벽 및 전단벽으로서의 사용은 물론 프리캐스트 콘크리트 골조형식의 구조 시스템에서 횡력에 저항하는 전단벽으로 적용되고 있다. 현재 널리 사용되는 PC벽체의 습식 접합부 형태는 벽체 사이 간격을 100 mm로 하고 각 벽체에서 루프형태의 철근을 돌출시켜 겹치게 하고 이 겹친 철근사이로 수직철근을 배근하여 접합부를 그라우트 하는 방법이다. 따라서 접합부에 대한 연구는 이러한 접합부의 성능과 구조적 거동을 구명하는데 집중되어 왔는데 주요 변수로는 접합부 형태, 루프근의 크기 및 간격, 그

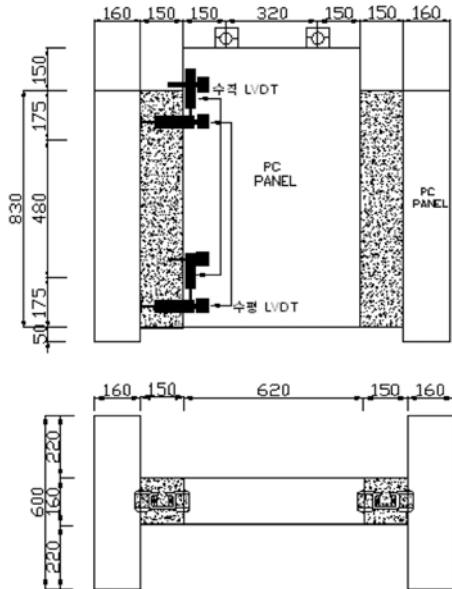
라우트 재료의 강도 등에 연구의 초점이 맞추어져 있다. 그러나 기존에 적용되는 폭 100 mm 접합부에서는 PC벽체를 설치할 때 위에서 아래로 벽체판을 설치해야 하는데 벽체에서 나온 루프근이 서로 교차되어 있으므로 간섭이 되어 루프근을 상하로 구부리거나 변형시켜 설치하는 사례가 빈번하다. 벽체의 설치과정에서 발생하는 이러한 사례는 루프근에 결함이 발생하여 벽체 접합부 자체의 연속성과 강성에 영향을 주게 되어 구조적 결함으로 발전할 수 있다. 시공 과정에서 PC벽체의 설치를 원활하게 하고 루프근의 결함을 최소화하기 위해서 루프근이 겹치지 않을 정도의 충분한 폭을 가진 수직접합부의 개발이 이루어져야 가능하다. 현재 PC벽체의 접합부에서 발생하고 있는 다양한 시공 문제가 기존 폭 100 mm로 인해 발생하므로 구조적 성능은 유사하면서 설치가 쉬운 광폭형 연결부위의 개발이 절실하다. 이 연구에서는 기존 100 mm 폭의 접합부 대신 150 mm의 폭에 다른 연결 방법을 적용하여 광폭형 수직접합부의 구조적 성능을 연구하고 실험 결과를 각국의 기준 및 제한식과 비교하여 적용성을 검토한다. 또한, 상용 비선형 유한요소 해석 프로그램인 DIANA(displacement analyzer)를 이용하여 기존 100 mm 폭 접합부와 150 mm 광폭형 접합부 내의 전단기, 루프근의 응력 분포 및 변형을 비교 분석하여 광폭형 연결방법의 구조적 안전성을 분석한다.

*Corresponding author E-mail : shinys@ewha.ac.kr
 Received November 26, 2008, Revised June 4, 2009
 Accepted July 10, 2009

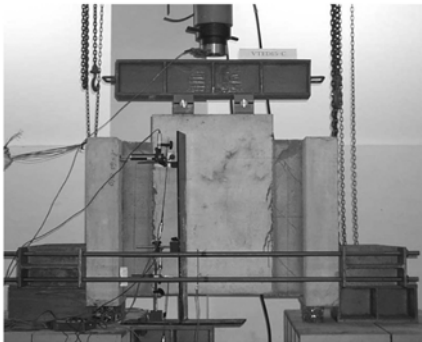
©2009 by Korea Concrete Institute

2. 실험계획 및 방법

실험체는 Fig. 1과 같이 외부 벽판 2개, 중앙부 벽판 1개 등 3개의 벽판으로 구성하여 H자 형태로 조립하여 제작하였다. 외부 벽판은 두께 160 mm, 가로 600 mm, 높이가 880 mm, 중앙부 벽판은 동일한 두께에 가로 620 mm, 높이가 980 mm로, 외부 벽판과 중앙부 벽판 사이 접합부



(a) Detail of specimen



(b) Test set-up

Fig. 1 Detail of specimen and test set-up (unit: mm)

Table 1 Test specimens

Specimens	No. of loop bar	Loop bar size	Width of connection (mm)	Connection type
VTED10-H*	3	D10	100	Loop type
VTOD10-H*	2	D10	100	Loop type
VTED15-A	3	D10	150	Welding type
VTED15-B	3	D10	150	Ring type
VTED15-C	3	D10	150	C type
VTER15-A	3	D16	150	Welding type
VTER15-B	3	D16	150	Ring type
VTER15-C	3	D16	150	C type
VTOD15-A	2	D10	150	Welding type
VTOD15-B	2	D10	150	Ring type
VTOD15-C	2	D10	150	C type

* Typical type

의 폭은 100 mm와 150 mm로 하였다. 주요 실험변수로 루프근의 연결방법, 개수, 그리고 단면적 등 수직접합부에 영향을 미치는 변수를 중심으로 실험체를 계획하여 Table 1과 같이 접합부의 폭 100 mm 2개, 150 mm 폭 9개를 제작하였다. 또한 실험체의 기존 전단키의 형태는 Fig. 2(a)와 같고, 광폭형 연결 부위의 형상 및 루프근 형태는 Fig. 2(b)~(d)와 같다. 실험 제작에 사용한 콘크리트, 그라우트 재료, 철근의 강도는 Table 2와 같다.

광폭형 접합부 실험체는 100 mm폭 접합부와 성능을 비교하기 위하여 루프근의 개수를 2개와 3개인 실험체를 각각 한 개씩 제작하였다. 또한, 폭이 150 mm인 광폭형 접합부는 Fig. 2에서와 같이 3가지 접합 방법을 채택하였으며, 루프근의 크기가 D10, D16인 두 가지 실험체로 루프근의 크기가 접합부의 성능에 미치는 영향을 파악하고자 하였다. 이상에서 각 실험 변수에 따른 실험체의 구성을 정리하면 Table 1과 같다.

실험체에 가력하는 방법은 Fig. 1과 같이 실험체의 수직접합부를 수직방향을 유지할 수 있도록 가력대에 설치한 후에 가능한 한 편심이 발생하지 않도록 힌지를 위치시키고 수평이 되도록 하였다.

3. 실험 결과 및 분석

3.1 파괴 양상 및 하중-수직 변위곡선

이 연구에서의 실험 결과를 정리하여 Table 3에 나타내었다. 각 실험 모델별로 접합면에 초기균열이 발생할 때의 하중을 P_c , 최대하중을 P_{max} , 극한하중을 P_u 로 표시하였으며, 접합부의 단면적에 대한 각각의 하중들의 전단응력도를 τ_c , τ_{max} , τ_u 로 나타내었다. 여기서 전단응력도는 각 하중에 대한 전단력을 구하고 이를 접합부의 단면적으로 나누어 계산하였다. 처짐은 초기균열이 발생할 때 δ_c , 그리고 최대하중이 발생할 때 δ_{max} 로 나타내었다. 전단거동특성은 크게 전단키의 저항에 의해 초기 사인장균열이 생길 때까지의 강도인 균열전단강도 V_{cr} , 그 이후 파괴에 이르기까지 비선형, 비탄성 거동을 하는 최대전

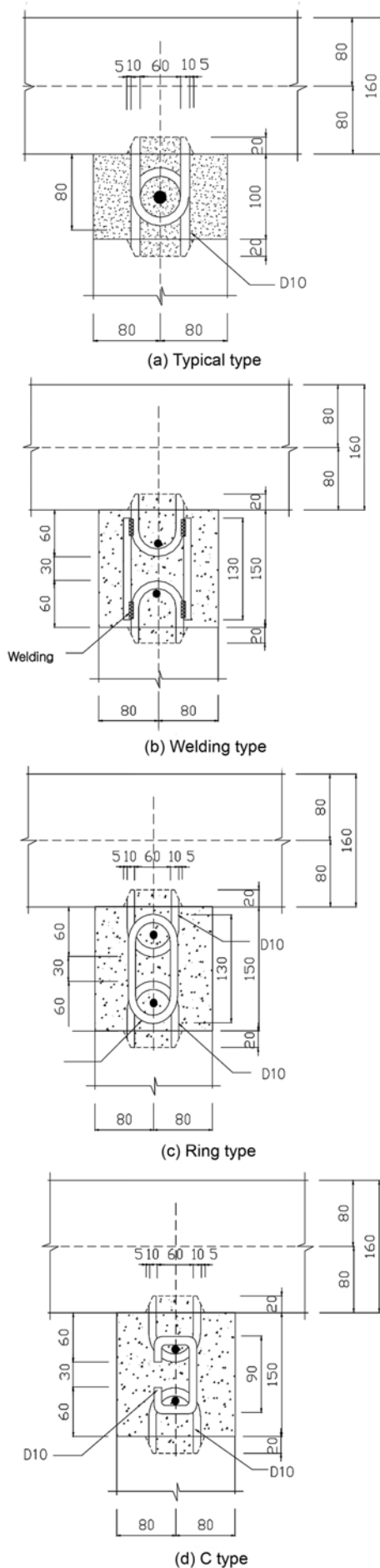


Fig. 2 Types of the vertical joint (unit: mm)

Table 2 Properties of materials

	Concrete	Mortar	Steel	
			D10	D16
Compressive strength (MPa)	26.3	24.2	-	-
Tensile strength (MPa)	2.9	2.7	597.4	543.3
Elastic modulus ($\times 10^4$ MPa)	2.21	2.23	15.18	19.69
Yield strength (MPa)	-	-	543.3	476.5
Yield strain ($\times 10^{-6}$)	-	-	3237	2120

단강도 V_m , 보강철근과 수직압축력에 의한 극한전단강도 V_u 로 나눌 수 있다. 전체 실험체에서 초기균열은 Table 3에서와 같이 최대 하중의 약 85~99%에서 발생하였다. 전형적인 파괴 형태는 Fig. 3에 나타내었다. 하부 혹은 중앙부 전단기에서 먼저 전형적인 전단균열인 사인장균열이 발생하였으며, 하중이 증가함에 따라 루프근이 있는 다른 전단기로 균열이 발전하였다. 이후 접합부와 전단기 사이에서 미끄러짐 균열이 발생하면서 파괴되었다. 이후 계속적으로 하중을 가하여도 내력은 더 이상 증가하지 않은 상태가 유지되다가 그라우트 재료의 파괴 혹은 모재 콘크리트의 파괴, 미끄러짐에 의한 분리, 루프근의 철근의 항복 등으로 인해 내력이 감소하면서 파괴가 발생하였다.

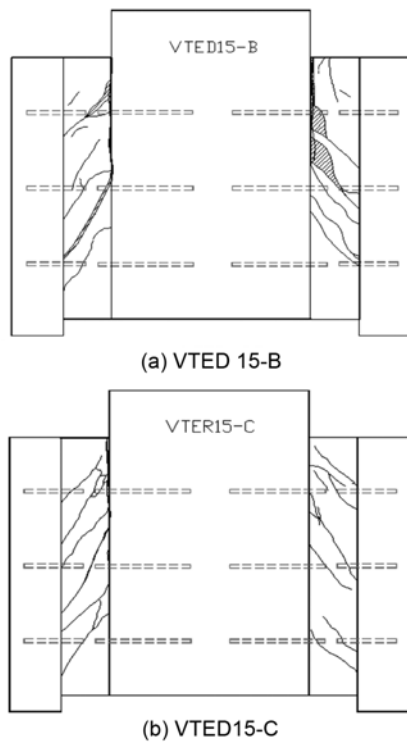
Fig. 4는 각 실험체 시리즈별 하중-변위 관계를 나타낸 것이다. Fig. 4 전체 실험체의 하중-변위 관계에서 접합부 폭이 150 mm인 실험체가 폭 100 mm인 실험체보다 강성이 크게 나타나고 있다. 이는 DIANA 해석 결과에 의하면 광폭형 접합부에 수직으로 배근한 2개의 철근이 100 mm 폭 접합부 실험체의 수직철근보다 응력을 더 부담하여 균열이 늦게 발생하면서 강성의 증가가 발생할 결과라고 할 수 있다. 접합 형식에 따른 강성과 연성도의 크기는 A형(용접형), B형(링형), C형(C형) 순서로 나타났다. 그러나 루프근의 크기가 다른 VTED 및 VTER 실험체의 강성은 B형 접합보다 A형 접합이 약한 것으로 나타나는데 이는 현장 용접과정에 문제가 있었던 것으로 평가되었다. 접합부의 연성적인 거동을 판단할 수 있는 극한하중을 비교해보았을 때, 용접에 의해 접합된 A형 실험체가 가장 높게 나타났다.

3.2 최대하중 및 극한하중

Table 3과 Fig. 4(a)의 루프근이 3개인 VTED 실험체에서 최대하중은 현장 용접의 문제로 인해 B형(링형)-A형(용접형)-C형(C형)의 순으로 최대하중이 큰 것으로 나타났다. 그러나 극한하중은 A형-B형-C형 순으로 나타났는데, 이는 최대하중 이후 용접으로 인해 루프근의 일체성

Table 3 Test results

Specimens	Load (kN)			Shear stress (MPa)			Compressive strength (MPa)		Displacement (mm)	
	P_c	P_{max}	P_u	τ_c	τ_{max}	τ_u	PC panel	Joint	δ_c	δ_{max}
VTED10-H	467	471	269	2.78	2.80	1.60	34.3	24.2	5.25	5.43
VTOD10-H	259	283	245	1.54	1.69	1.46	26.3	21.6	4.11	4.70
VTED15-A	372	451	415	2.21	2.69	2.47	34.3	24.2	4.07	5.17
VTED15-B	437	501	309	2.52	2.99	1.84	34.3	24.2	3.86	4.70
VTED15-C	378	402	303	2.17	2.39	1.80	34.3	24.2	4.00	4.64
VTER15-A	450	472	419	2.16	2.81	2.50	34.3	24.2	4.12	4.65
VTER15-B	528	567	431	2.42	3.38	2.57	34.3	24.2	4.58	5.57
VTER15-C	444	496	360	2.31	2.95	2.14	34.3	24.2	5.51	6.58
VTOD15-A	314	375	269	1.87	2.24	1.60	26.3	21.6	3.20	13.21
VTOD15-B	290	333	217	1.72	1.98	1.29	26.3	21.6	2.65	3.18
VTOD15-C	265	295	241	1.58	1.76	1.44	26.3	21.6	2.60	3.06



(a) VTED 15-B

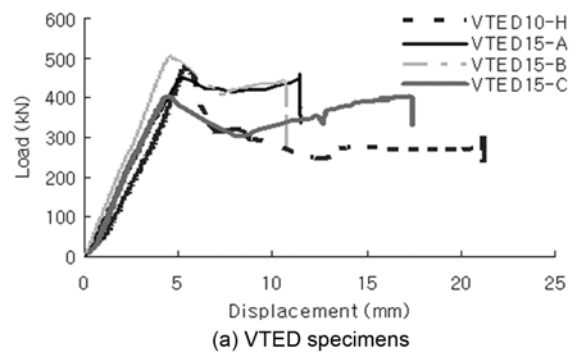
(b) VTED15-C

Fig. 3 Typical failure patterns

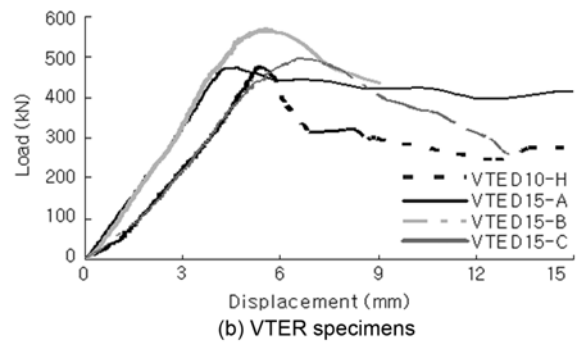
이 증가하여 A형이 크게 나타난 것으로 평가된다. 용접 상태가 비교적 양호한 Fig. 4(c) VTOD 시험체의 최대하중은 A형-B형-C형, 극한하중은 A형-C형-B형의 순으로 나타났다. 그러나 Fig. 4(b)에서 VTER15-A 시험체는 용접 상태가 불량하여 최대하중과 극한하중이 B형-C형-A형의 순으로 나타났다. 기존의 100 mm 접합부와 비교하여 모든 150 mm 접합부 시험체에서 최대하중 이후 하중이 완만하게 감소하는 경향을 보인다.

광폭형 접합부는 수직하중에 대한 구조 성능은 안정적으로 보이지만 용접 상태에 따라 구조성능이 영향을 받을 수 있으므로 현장 용접을 할 때에는 철저한 품질 관리를 통해 용접 성능을 확보하는 것이 중요하다.

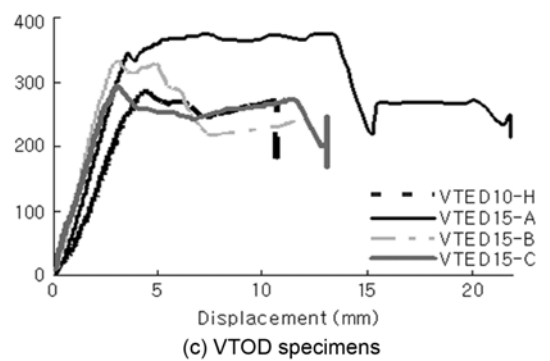
루프근의 개수가 광폭형 접합부에 미치는 영향을 분석하기 위해 최대 하중을 기준 시험체의 최대하중과 비교



(a) VTED specimens



(b) VTER specimens



(c) VTOD specimens

Fig. 4 Load-displacement relationships

하여 각 실험 변수별로 Fig. 5에 나타내었다. 또한, 루프근의 크기 및 접합부의 너비에 따른 최대하중을 비교하여 Figs. 6, 7에 나타내었다. Fig. 5에서 루프근의 수가 2개에서 3개로 늘어났을 때 최대하중이 100 mm 폭 접합부에서는 약 1.66배정도, 또한 광폭형 접합부일 경우에는 용접 연결은 1.2배, 링 형태의 연결은 1.5배, C형 연

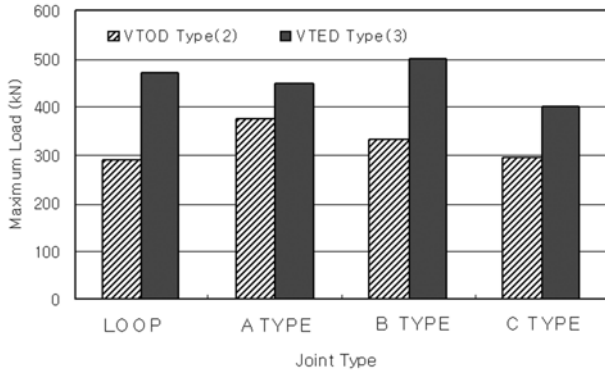


Fig. 5 Comparison of max. load by loop bar type

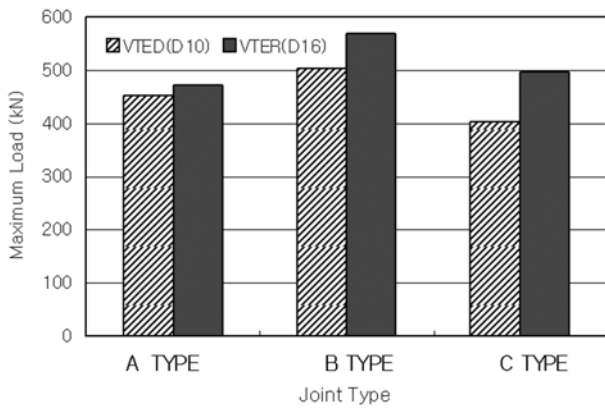


Fig. 6 Comparison of max. load by loop bar size

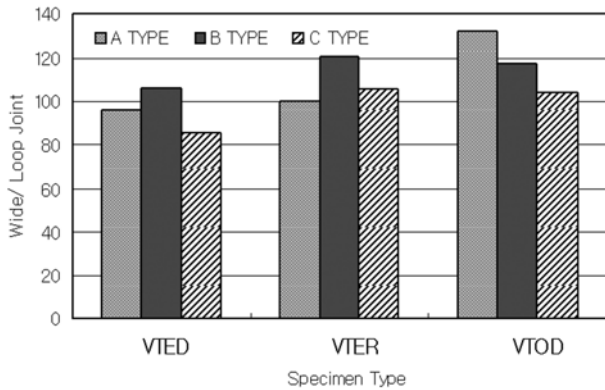


Fig. 7 Ratio of max. loads to control specimens

결은 1.36배 정도 증가했다. 루프근으로 사용된 D10, D16의 철근 크기에 따른 영향을 분석하여 Fig. 6에 나타내었다. Fig. 6에서 루프근이 3개 들어간 실험체 VTED와 VTER를 비교한 결과 루프근이 D10인 실험체에 비해 D16인 용접 연결 실험체는 최대하중이 4.7%, 링 형태는 13.2%, C형 연결은 23.0% 증진되었다. Fig. 7에서 루프근이 링 형태로 연결된 경우 최대하중이 기준 실험체보다 크게 나타나지만, 다른 2가지 연결 방식은 시공 정도에 따라 차이를 보이고 있다. 3가지 연결방식 중 C형 연결의 최대하중이 가장 적고 B형이 우수하다. 이상에서 루프근의 개수와 크기에 의해 광폭형 접합부의 최대하중

이 영향을 받으며 3가지 연결 형태의 하중 능력은 기준 접합부와 유사함을 알 수 있다.

3.3 각국 기준식 및 기존 제안식과의 비교

3.3.1 각국 기준식과의 비교

광폭형 접합부를 실제로 적용하기 위해서는 내력을 예측할 수 있어야 하므로 실험 결과를 주요국가의 구조기준과 비교 검토하였다. 각국의 내력 평가식에 의한 값과 이 연구에서의 실험값의 비를 계산하여 Fig. 8에 나타내었다. Fig. 8에서 루프근이 D10철근인 VTOD와 VTED 실험체의 결과는 콘크리트 구조설계기준²⁾과 CEB-FIP³⁾에 의해 계산된 값의 0.6~0.96정도이며, 루프근이 D16철근인 VTER 실험체는 오히려 실험값보다 과대평가 되는 것으로 나타났다. VTER 실험체는 PCI⁴⁾식과 ACI⁵⁾식에 의한 값의 비가 0.66~0.9 정도로 나타나고 있다.

이상에서 광폭형 접합부의 내력 식은 루프근이 D10인 경우 콘크리트 구조설계기준²⁾과 CEB-FIP³⁾식이 적합하며 그리고 D16인 경우에는 PCI⁴⁾식이 내력을 안정적으로 예측하고 있다. PCI⁴⁾식과 ACI⁵⁾식에서는 전단저항 요소로 철근 효과만 고려하고 있으므로 루프근의 단면적이 클수록 정확하게 예측한다.

3.3.2 기존 제안식과의 비교

각국의 설계 기준과의 비교와 더불어 기존 연구자들에 의해 제안된 식을 이 연구의 실험 결과와 비교하여 적용성을 평가하였다. 각국 기준 및 기존의 제안식에 의한 계산값과 실험값을 비교하여 Tables 4, 5에 나타냈으며, 제안식에 의한 계산값과 실험값의 비를 계산하여 Fig. 9에 나타내었다. Fig. 9에서 VTED와 VTOD 실험체의 실험 결과치와 Hansen⁶⁾의 제안식에 의한 값과의 비가 0.55~0.84로 내력 예측에 적용 가능한 것으로 평가된다. VTER 실험체는 Chakrabarti⁷⁾의 제안식이 보다 적합한 것으로 나타났다. 그러나 실제 적용하기 위해서는 보다 많은 광폭형 접합부의 내력 평가와 이를 위한 연구가 필요하다. 기준 및 기존 제안식들의 특성 및 차이를 Table 6에 나타내었다.

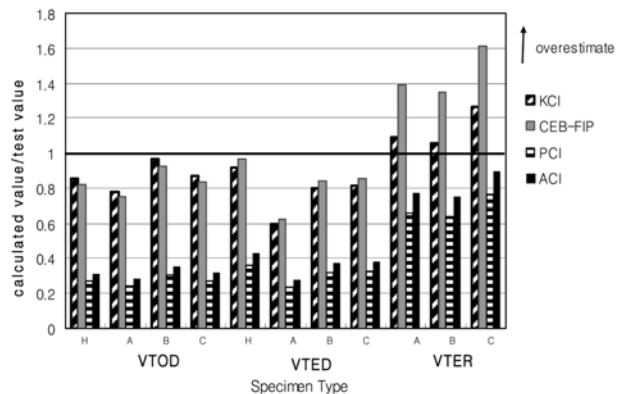


Fig. 8 Ratio of calculated results by codes to test results

Table 4 Comparison of calculated results by codes and test results

Specimen type	Test results (kN)	KCI		CEB-FIP		PCI		ACI	
		Result (kN)	Relative ratio	Result (kN)	Relative ratio	Result (kN)	Relative ratio	Result (kN)	Relative ratio
VTOD10-H	245	209	0.85	20.1	0.82	66	0.27	77	0.31
VTOD15-A	269	209	0.78	201	0.75	66	0.26	77	0.29
VTOD15-B	217	209	0.96	201	0.93	66	0.30	77	0.35
VTOD15-C	241	209	0.87	201	0.83	66	0.27	77	0.31
VTED10-H	269	247	0.92	259	0.96	98	0.36	116	0.43
VTED15-A	415	247	0.60	259	0.62	98	0.24	116	0.28
VTED15-B	309	247	0.80	259	0.84	98	0.32	116	0.38
VTED15-C	303	247	0.82	259	0.85	98	0.32	116	0.38
VTER15-A	419	456	1.09	581	1.39	276	0.66	324	0.77
VTER15-B	431	456	1.06	581	1.35	276	0.64	324	0.75
VTER15-C	360	456	1.27	581	1.61	276	0.77	324	0.90

Table 5 Comparison of calculated results by proposed formula test results

Specimen type	Test results (kN)	Cholewicki		Hansen et al.		Chakrabati		Hashim		Tassios	
		Result (kN)	Relative ratio	Result (kN)	Relative ratio	Result (kN)	Relative ratio	Result (kN)	Relative ratio	Result (kN)	Relative ratio
VTOD10-H	245	132	0.54	188	0.77	123	0.50	75	0.31	296	1.21
VTOD15-A	269	132	0.49	188	0.70	123	0.46	75	0.28	296	1.10
VTOD15-B	217	132	0.61	188	0.87	123	0.57	75	0.35	296	1.36
VTOD15-C	241	132	0.55	188	0.78	123	0.51	75	0.31	296	1.23
VTED10-H	269	139	0.52	226	0.84	143	0.53	94	0.35	326	1.21
VTED15-A	415	139	0.34	226	0.55	143	0.35	94	0.23	326	0.77
VTED15-B	309	139	0.45	226	0.73	143	0.46	94	0.30	326	1.06
VTED15-C	303	139	0.46	226	0.75	143	0.47	94	0.31	326	1.08
VTER15-A	419	178	0.42	435	1.04	254	0.61	197	0.47	493	1.18
VTER15-B	431	178	0.41	435	1.01	254	0.59	197	0.46	493	1.14
VTER15-C	360	178	0.49	435	1.21	254	0.71	197	0.55	493	1.37

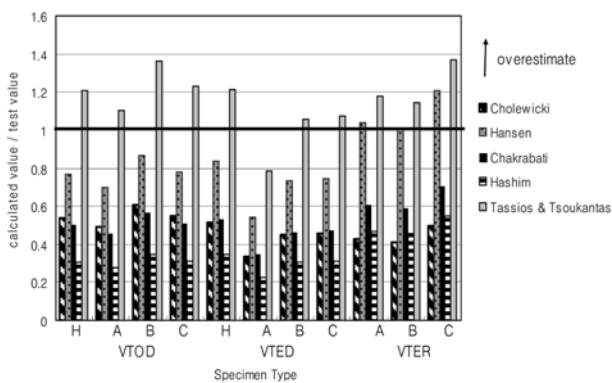


Fig. 9 Ratio of calculated results by proposed formula to test results

4. 해석 결과

4.1 프로그램 및 모델링

이 연구에서는 범용 유한요소해석 프로그램인 DIANA를 이용하여 재료적 비선형해석을 수행하였다. 전단키와 루프근 및 수직철근의 역할을 평가하기 위해 3차원으로

모델링하여 유한요소해석을 수행하였다. 콘크리트는 3차원 8절점 입방형 요소, 철근은 선형요소로 하여 해석하였다. 프리캐스트 콘크리트 패널과 접합부 그라우트 재료의 불연속면을 경계요소(interface element)로 모델링하여 해석하였으며, 콘크리트, 접합부 및 경계요소의 파괴기준⁸⁾은 모어-쿨롱의 파괴 기준을 적용하였다. 콘크리트 구성 모델은 Drucker-Prager 항복조건을 사용하였으며, 철근 구성모델로는 Von Mises 항복조건을 사용하였다. 경계요소의 강성 및 재료의 성질은 실험 결과를 적용하였으며, 최종 시험체 해석모델을 Fig. 10에 나타내었다.

4.2 해석 및 실험 결과와의 비교를 통한 적용성 검토

Fig. 11(a)는 100 mm 폭을 가지고 있는 기존 접합부에 대한 실험 결과와 해석 결과를 비교한 것이다. 비교 결과 하중-처짐 곡선이 유사한 형태를 가지며 최대하중은 6.4% 정도의 오차를 가진다. 광폭형 접합부에 대한 해석 결과는 Fig. 11(b)와 같으며 접합부의 형태에 관계없이 해석 값이 실험값과 거의 일치하는 것으로 나타났다. 이상에서 해석 결과가 비교적 정확하므로 DIANA로 비선형 해석을 수행한다.

Table 6 Empirical formula and variable codes

Type	Code and proposed models	Characteristics
Cholewicki	$V_u = 0.7f_{ck}A_k$ $V_u = 0.9f_{ck}A_k + 1000A_s$	Unstrengthened connection Strengthened connection
Hansen et al. ⁶⁾	$V_u = 0.09A_k + A_s f_y + N$	$0.01 < \eta < 0.08$ $f_y > 6000\text{kg/cm}^2$ $0.2 < A_k/A < 0.5$ height / depth of shear keys > 8
Chakrabati, Nayak & Paul ⁷⁾	$V_u = 0.0963A_k f_{cu} + 0.5324A_s f_y$ $V_u = A_k f_{cu} \sqrt{(0.37 - 0.767 \eta_k) 0.76 \eta_k}$	For $\eta_k \geq 0.104$ For $\eta_k \leq 0.104$
Hashim & Sinan ⁹⁾	$V_u = 0.0442A_k f_{cu} + 0.4901A_s f_y$ $V_u = A_g f_{cu} \sqrt{(0.17 - 0.7 \eta_k) 0.7 \eta_k}$	For $\eta \geq 0.051$ For $\eta \leq 0.051$
T.P.Tassios & S.G.Tsoukantas ¹⁰⁾	$V_u = 0.15A_k f_{ck} + 0.8A_s f_y + 1.8f_{ct} \sqrt{f_y}$	
KCI Code	$V_{uj} = \lambda V_{c t L} = \lambda 0.53 \sqrt{f_{ck}} t L$ $V_{uk} = 0.2 \lambda f_{ck} A_k$ or $V_{uk} = 56 \lambda A_k$ $P_{uk} = 0.85 f_{ck} A_c$ (sum of the minimum value and V_{us}) $V_{us} = \mu A_s f_y$	$\lambda = 1.0$ $\mu = 1.4$ (Monolithic casting) $\mu = 1.0$ (Rough surface) $\mu = 0.7$ (Smooth surface)
CEB-FIP Model Code	$V_{Rd} = \frac{1}{\gamma_{Rd}} [\mu (A_s f_y (1 + \cot \theta) \sin \theta + N_d) + 0.1 A_k f_{ck}]$ $V_{Rd} < 0.3 A_g f_{ck}$, $V_{Rd} < \frac{nt_{key} b_{key} f_{ck}}{\sin \phi_{key}}$	$\gamma_{Rd} = 1.3$ (Opened connection) $\gamma_{Rd} = 1.5$ (Closed connection) $\gamma_{Rd} = 1.6$ (Normal connection)
PCI	$V_u = \phi u_c A_s f_y$	
ACI 318-05	$V_u = \mu A_s f_y$	Normal connection $\mu = 0.6$ Connection with shearkey $\mu = 1.0$

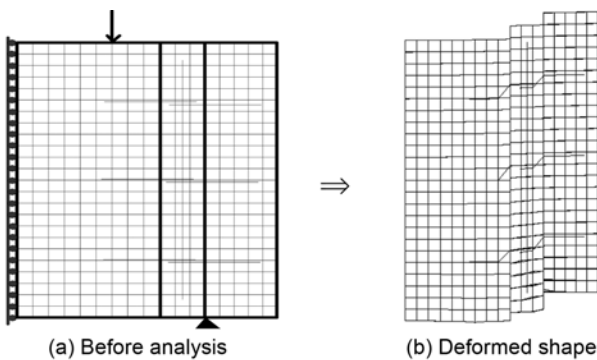


Fig. 10 Models for analysis

4.3 수직 및 수평 철근의 응력

기존 접합방식과 광폭형 접합부에 사용된 수직 및 수평 보강근의 응력에 대한 분석 결과, Fig. 12(a)에서와 같이 수직철근이 접합부 폭이 100 mm인 VTED10-H 시험체에 비해 광폭형 접합부를 가지는 시험체에서 많은 응력을 부담하고 있다. Fig. 12(b)에서 접합부 폭이 100 mm일 때, 150 mm 접합부일 때에 비하여 수평 루프근의 응력이 2배가량 크게 작용하고 있다는 것을 알 수 있다.

이상에서 광폭형 접합부의 강성 및 거동에 2개의 수직 철근이 많이 기여한 것으로 나타난다. 또한 경계요소의 강성을 동일하게 해석한 결과, 기존 접합부는 양쪽 루프근이 전단내력을 주로 수평방향으로 저항하고 있으나, 광

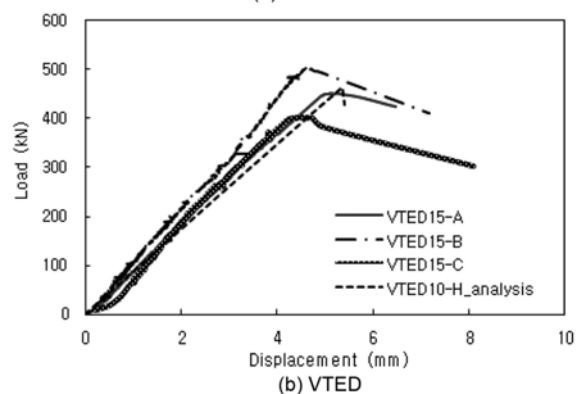
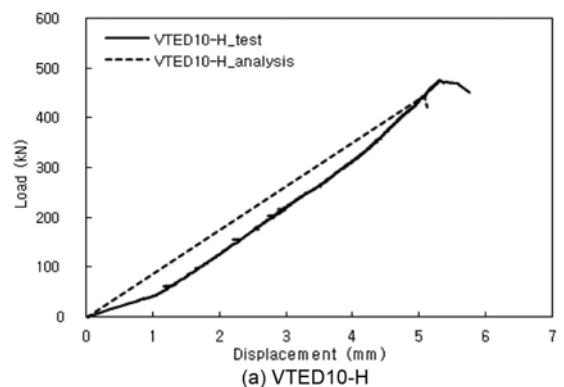


Fig. 11 Comparison of analysis to test results

폭형 접합부는 양쪽 루프근이 용접형 직선철근, 링형 연결근, C형 연결근으로 연결되어 응력이 루프근과 수평보

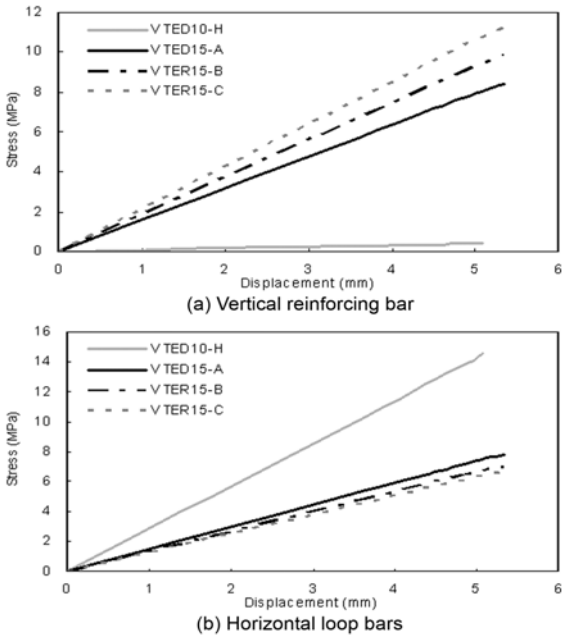


Fig. 12 Stresses of reinforcing bars

강철근과 연결되어 있는 수직철근에 보다 많은 응력이 전달되어 전단저항능력이 증가하는 것으로 나타났다.

5. 결 론

- 1) 용접형-링형-C형 접합부의 순으로 강성과 연성도가 크게 나타나지만 링형 접합부가 구조적 거동에서 보다 안정적이다.
- 2) 루프근의 개수가 증가함에 따라 접합부의 내력이 20.0~66.0% 정도, 루프근의 단면적이 커짐에 따라 4.7~23.0% 정도 증가하여 접합부의 내력에 크게 영향을 미치는 것으로 나타났다.
- 3) 각국 기준 및 기존 제안식과 비교 결과, D10 루프근을 사용한 경우 CEB-FIP³⁾ 기준과 한국 기준, Hansen⁶⁾의 제안식이, 그리고 D16 루프근을 사용한 경우 ACI,⁵⁾ PCI⁴⁾ 기준, Chakrabati⁷⁾의 제안식이 실험 결과를 잘 예측한다.

요 약 이 연구에서는 프리캐스트 콘크리트 구조시스템에서 기존에 사용되고 있는 벽체의 수직접합부의 시공 및 문제점을 최소화하기 위해 접합부의 폭을 100 mm에서 150 mm로 증가시키고 연결방식을 3가지로 하여 구조적 성능 및 적용성에 대해 분석하였다. 또한, 해석적으로 구조적 성능을 파악하기 위해 비선형 유한 요소 해석법으로 분석하였다. 분석 결과, 광폭형 연결부를 가진 접합부를 적용하였을 때, PC벽체에 가해지는 하중을 더 효율적으로 철근이 분담하여 내력이 증가하고 연성적인 거동을 하는 것으로 나타났다. 또한, 접합부 루프근의 단면적이 커질수록 그리고 철근 개수가 증가할수록 최대내력이 증가하며 광폭형 접합부 형식 중에 용접형-링형-C형의 순서로 내력이 큰 것으로 나타났다. 용접형의 경우 현장조건에 따른 변화가 발생할 수 있으므로 광폭형 연결 부위를 링형 접합부로 하는 것이 안정적인 거동을 하며 현장 용접의 철저한 품질관리가 필요하다.

핵심용어 : 프리캐스트 콘크리트 패널, 광폭형 연결부위, 수직접합부, 연결철근, 전단벽

- 4) 광폭형 접합부는 두 개의 수직철근과 루프를 연결하고 있는 보강철근에도 많은 응력이 전달된다. 광폭형 접합부가 전단내력을 더 많이 견디며, 응력의 분배 면에서 보다 효율적이다.
- 5) 광폭형 접합부의 현장 적용 및 강도 예측 식의 제안을 위하여 접합부 모르타르의 강도, 보강되는 철근의 길이 등을 변수로 하는 많은 실험적 연구가 필요하다.

참고문헌

1. Kianoush, M. R. and Scanlon, A., "Behavior of Large Panel Precast Coupled Wall Systems Subjected to Earthquake Loading," *PCI Journal*, Vol. 33, No. 5, 1988, pp. 124~151.
2. 한국콘크리트학회, 콘크리트 구조설계기준, 한국콘크리트학회, 2007, pp. 109~136.
3. Comite Euro International Du, *CEB-FIP Model Code*, Beton, Thomas Telford, pp. 82~115.
4. PCI, *PCI Design Handbook*, 6th Edition, Precast Concrete Institute, 2004, pp. 6-1~73.
5. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-05)*, American Concrete Institute, Detroit, 2005, pp. 12-1~26.
6. Hansen, K., Kavyrchine, M., Melhorn, G., Olesen, S., Pume, D., and Schwing, H., "Design of Vertical Keyed Shear Joints in Large Panel Buildings," *Building Research and Information*, Vol. 2, No. 4, 1974, pp. 202~215.
7. Chakrabarti, S. C., Nayak, G. C., and Paul, D. K., "Shear Characteristics of Cast-in-place Vertical Joints in Story-high Precast Wall Assembly," *ACI Structural Journal*, Vol. 85, No. 1, 1988, pp. 30~45.
8. Chen, W. F. and Han, D. J., *Plasticity for Structural Engineers*, Springer-Verlag New York Inc., 1988, pp. 176~230.
9. Hashim, M. S., Abdul-Wahab, and Sinan Y. H. Sarsam, "Prediction of Ultimate Shear Strength of Vertical Joints in Large Panel Structures," *ACI Structural Journal*, Vol. 88, No. 2, 1991, pp. 204~213.
10. Tassios, T. P. and Tsoukantas, S. G., "Behavior of Large Panel Connections," *Building Research and Practice*, Vol. 12, No. 4, 1983, pp. 226~232.