Journal of the Korea Concrete Institute
Vol.13, No.1, pp.46~53, 2001

프리캐스트 프리스트레스트 콘크리트 역티형보의 댑단부 전단거동

유승룡[1)*]

[1)]동국대학교 건축공학과

(2000년 10월 10일 원고접수, 2000년 12월 9일 심사완료)

Shear Behaviors of Precast Prestressed Inverted-Tee Concrete Beams with Dapped Ends

Sung-Yong Yu[1)*]

[1)] Architectural Engineering Department, Dongguk University, Seoul, 100-715, Korea

(Received on October 10, 2000, Revised on December 9, 2000)

ABSTRACT

Two full scale precast pretensioned dapped ended rectangular beams designed by PCI design handbook for a major domestic live load of market and parking building - 500kgf/m^2 and 1,200kgf/m^2 were investigated experimentally. The bottom length of beams was 60cm which was same to the length of rectangular column in the base of five-story market or parking buildings. The height of dap was web hight plus half of the flange height within the allowable limit of PCI method. Shear tests were performed on four beam ends. Followings were obtained from the experimental study.

All of the specimens were fully complied with the PCI design handbook. Two of four specimens which were designed for live load of 1,200kgf/m^2 showed crackings at the re-entrant corner of dap before the full service loadings, and failed by direct shear at the load level much less than their calculated nominal strength. The specimens designed for live load of 1,200kgf/m^2 failed at 77.2 tonf and 78.36tonf by direct shear crackings. This strength was less than PCI limit of 81.9 tonf and higher than ACI limit of 65.62tonf. Thus, the limit suggested by ACI seems more reasonable in regard of safety in view of this test results. According to load-strain curves, the strain of hanger reinforcement reached almost yield strain. It is recommended to use more inclined hanger reinforcement to improve the strength and serviceability.

Keywords : dapped ends, hanger reinforcements, development length, shear strength, pretensioned

1. 서 론

콘크리트보의 단부가 턱이 진 형태를 댑단부(dapped end)라 하며, 내민받침(corbel)을 적용한 기둥에서 건물층고를 축소하려는 목적으로 사용할 수 있다. 일반적으로 기둥에서 돌출된 강재내민받침을 보 단부에 삽입하거나, 단부깊이를 축소한 댑형태로 철근 콘크리트 내민받침에 단순지지하여 사용된다. 댑단부는 축소된 만큼의 층고를 낮출 수 있어, 높은 지가의 국내외 도심지 건축물에 주로 활용되었다. 본 연구에서, 댑형태의 역티단부에 관하여 연구하였다. 역티형보의 단면형태는 더블티 슬래브의 턱이 진 단부지지에 매우 효율적이다.

외국의 경우 역티형보 단부에 댑을 적용하는 경우는 일반적이지 않다. 국내에서는 역티에 대한 활용은 많았으나, 이에 대한 파괴거동이나 사용성에 대한 국내적용을 위한 독립된 실험은 거의 없다고 할 수 있다.

본 연구에서는 역티형 단면의 댑 전단거동을 연구하기 위하여 설계 활하중 500kgf/m^2과 1,200kgf/m^2에 대하여 PCI Handbook에 의하여 댑단부 전단설계를 하여 전단실험을 실시하였다. 설계 활하중 500kgf/m^2는 주차장, 1,200kgf/m^2는 매장을 위한 국내 설계기준이다. 댑의 요각부는 PCI에서 허용하는 최대치 내에서 역티형보 하부플랜지 높이의 1/2을 적용하였다. 본 연구에서는 사용하중하의 전단거동[1)], 보의 최종 파괴 하중 및 형태[2)], 니브의 최대 전단응력 제한[3)], 단부의 각종 보강철근의 변형률[4)]에 대하여

* Corresponding author
Tel : 02-2260-3361 Fax : 02-2260-3361
E-mail : ysy@dgu.ac.kr

중점 검토하여, 그 문제점과 개선점을 파악하려 하였다.

2. 기존 연구

2.1 연구 동향

Mirza, S. A와 Furlong, R. W.[1,2,3]는 2개의실물 크기와 4개의 1/3 축소 철근콘크리트 역티형보 실험체를 제작하여 휨과 비틀림에 관련된 실험을 하였다. 실험에서 역티형보의 가능한 최종 파괴형태를 파괴 위치에 따라 크게 3가지로 브래킷 파괴, 복부 파괴 그리고 플랜지와 복부의 분리 파괴로 나누었다. 3가지 파괴형태는 다음과 같이 세분되었다. 브래킷 파괴는 길이방향으로의 전단마찰파괴나 뚫림 전단을 동반한 휨파괴, 복부 파괴는 전단압축파괴나 압축영역의 전단분리파괴, 플랜지와 복부의 분리파괴는 집중하중을 받는 플랜지 부위의 걸이철근(hanger reinforcement)파괴로 세분하였다 .

2.2 PCI 제안 댑단부 설계 방법

PCI 댑단부의 설계[4]는 더블티와 직사각형 보에서 댑의 돌출부 니브(nib)의 깊이는 보깊이의 50% 이하로 제한하였다. 이 설계 방법은 각 예상균열에 대하여 각기 다른 보강철근의 배근으로 이루어진다(Fig. 1 참조). 댑단부의 전단보강철근산정은 예상 파괴균열의 형태에 따라 각각 독립적으로 계산된다.

즉,

• 니브의 휨(cantilever bending)과 지점마찰 등으로 인한 축인장에 의한 균열. 이러한 형태의 균열에 대항해서 휨보강철근(A_f)와 축인장 보강철근(A_n)을 배치한다.

• 댑 돌출부의 직접전단에 의한 수직전단 균열에 대하여 A_{vf}와 A_h로 구성된 전단 마찰 보강철근에 축인장 보강철근, A_n을 더하여 배치한다.

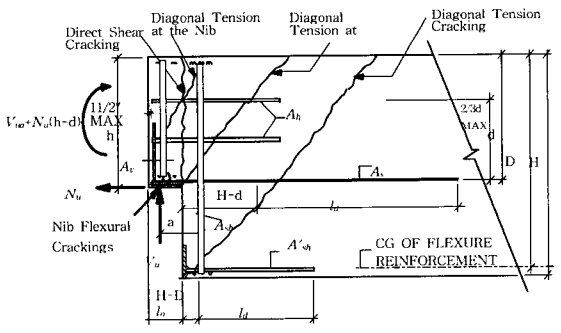


Fig. 1 Required reinforcement in dapped end connnections

• 댑단부 모서리에서 발생되는 사인장 균열에 대하여 전단 보강철근 A_{sh}를 배근한다.

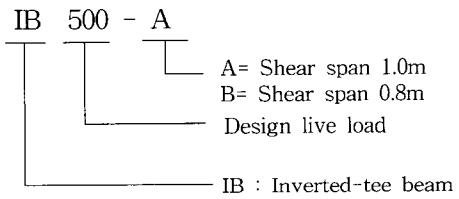
• 댑단부 요각부 모서리에서 발생되는 균열에 대하여 균열 위치를 넘어 충분히 정착된 댑단부 하부 인장철근인 A_s에 의하여 저항되도록 한다.

• 댑단부 전단보강 철근은 균열 위치를 넘어서 충분한 정착길이를 확보하여야 한다.

3. 실험체 계획

3.1 실험체 제작

설계경간 8.4×10m 모듈의 더블티 슬래브시스템에서, Table 1의 활하중 500kgf/m^{2}와 1,200kgf/m^{2}를 적용하여 경간 8.4m인 실물 크기 프리캐스트 프리텐션 콘크리트 역티형 보를 1개씩 총 2개의 실험체를 제작하였다. 실험체의 단면크기와 철근 배근상세는 Fig. 2, Fig. 3과 Table 2에 제시하였다. 실험체 명칭에서 IB는 역티형보를 나타내며 500과 1,200은 적용되는 활하중을 지칭한다.



3.2 재 료

3.2.1 강 재

PS강선은 낮은 이완률, 직경 12.7mm, 270Gr. 7연 강선으로, 국내 제조업체 K사의 것을 사용하였다. 일반 철근은 항복강도 4,000kgf/cm^2 이형철근을 사용하였다.

Table 1 Design load of inverted tee beams for 8.4×10m module double tee slab systems

Loadings \ Buildings	Parking (tonf/m)	Store (tonf/m)
Live load	5.000	12.000
Double tee self weight +topping concrete	3.890	4.605
Beam weight	0.576	0.727
Superimposed dead load(ceiling)	2.000	2.000
Sum of service load	11.466	19.332
Factored design load Wu	16.052	27.065

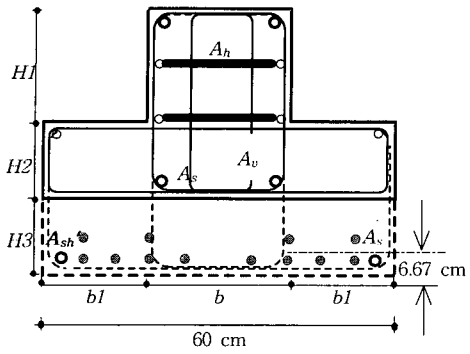


Fig. 2 Section of IB500

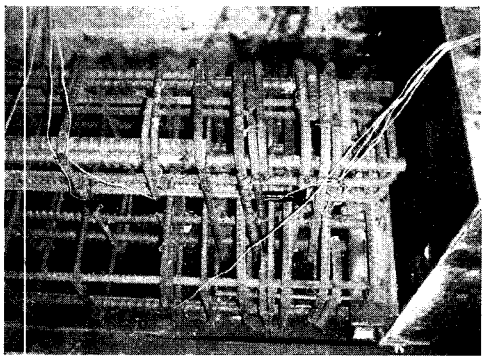


Fig. 4 Reinforcement of IB500

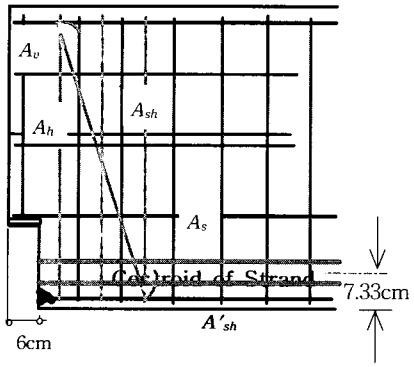


Fig. 3 Detail of IB1200

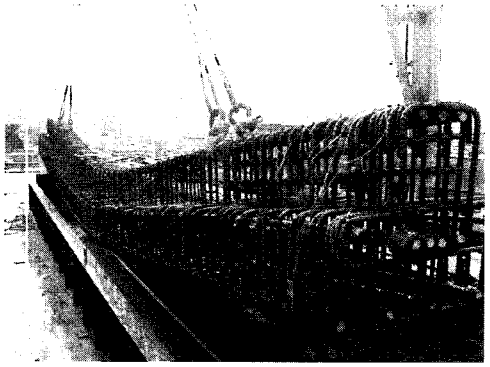


Fig. 5 Reinforcement IB1200

Table 2 Reinforcement

Name of specimens	H1 (cm)	H2 (cm)	H3 (cm)	A_v		A_s		A_{sh}		A_{sh}'		A_h	
				Reinforcement	Area (cm^2)	Reinforcement	Area (cm^2)	Reinforcement	Area (cm^2)	Reinforcement	Area (cm^2)	Reinforcement	Area (cm^2)
IB500	20	15	15	2D16 U-bar	7.94	4D22	15.48	3D16 U-bar +4D16	19.86	4D25	20.27	2D16 U-bar	7.94
IB1200	25	19	19	4D13 U-bar	10.14	4D25	20.27	6D16 U-bar +4D16	31.78	6D25	30.40	4D16 U-bar	15.89

Name of specimens	W (cm)	b (cm)	bl (cm)	A_v'		Number of strands	Stirrup of flange	Stirrup of web
				Reinforcement	Area (cm^2)			
IB500	60	30	15	1D13 U-bar	2.53	12	D13@150 from the end to 1.5m, after then D13@300	D13@150 from the end to 1.5m, after then D13@300
IB1200	60	30	15	1D13 U-bar	2.53	15	D13@100 from the end to 2.5m, after then D13@200	D13@100 from the end to 2.5m, after then D13@200

3.2.2 콘크리트

본 실험에서 콘크리트는 목표강도 420kgf/cm^{2}의 콘크리트의 배합표는 다음의 Table 3과 Table 4와 같다.

4. 실 험

4.1 실험계획

실물 크기로 제작된 역티형보 실험체 2개의 각 댑단부에 대하여 전단실험을 실시하였다. 적용한 전단경간은 A시리즈 실험체의 경우 1.0m, B시리즈 실험체의 경우 0.8m를 동일한 하나의 실험체 각 단부에 적용하였다. 실험체는 Fig. 6 및 Fig. 7과 같이 설치하였다. 실험체 댑단부 보강철근에는 종류별로 철근 스트레인 게이지를 설치하여 하중에 따른 철근의 변형률을 측정하였다.

Table 3 Concrete mix design(1)

Design Strength (kgf/cm²)	Maximum size of aggregate (mm)	Slump (cm)	Air content (%)	Fine aggregate ratio (%)	Water-cement ratio (%)	Unit fine-aggregate (kg/m³)
420	25	12	1.8	41	34	49

Table 4 Concrete mix design(2) (unit : kg/m³)

Water	Cement	Coarse aggregate	Fine aggregate	Add-mixture
165	485	1,011	708	4.9

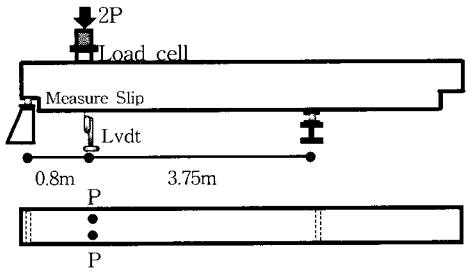


Fig. 6 Test plan (B-Series specimens)

4.2 실험체 분석

역티형보의 파괴형태는 다양하므로, 이에 따른 각 실험체의 예상 파괴형태와 하중을 Table 5에 기록하였다. Table 5와 같이 적용된 전단경간과 각 실험체 댑단부 깊이의 비는 1.38~2.22로 예상파괴의 형태는 댑단부 전단파괴를 유도하였다.

5. 실험결과 및 분석

5.1 실험체 거동

실험체에 하중을 적용하기 시작한 후 모든 실험체는 공통적으로 댑단부 모서리에서 약 45° 각도로 초기균열이 발생하여 보 상부로 진행하였다. 초기균열 발생시점은 매우 빨라 활하중 500kgf/m^2 적용 실험체의 경우 A, B단부 모두 9.0tonf에서 초기균열이 발생되었고 활하중1,200kgf/m^2 적용 실험체의 경우 A단은 12tonf, B단의 경우는 10tonf에서 초기균열이 발생하였다. 초기균열하중/사용하중은 평균 0.34였다.

댑모서리에서 발생한 초기균열은 상부로 발전하여 Fig. 8의 ⑥과 같이 플랜지 상부에서는 지점으로 방향을 바꾸어 진행하였다. 각 실험체별, 균열의 진행순서는 Fig. 8에서 IB500-A와IB500-B는 공통적으로 ⑥→⑦→⑩→⑧→①,②,③,④순으로 진행되어, IB500-A는 댑 모서리균열⑥에 의하여 종국파괴되었고, IB500-B는 ⑤→⑨순의 균열이 더 발생되어 최종파괴는 댑 모서리균열 ⑥과 수직 전단균열 ⑨에

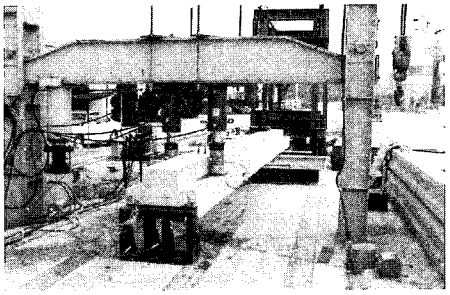


Fig. 7 View of experiment

Table 5 Expected failure modes

Name of specimens	Shear span /Depth	Strength of flange punching shear ①		Shear frictional strength between flange and web ②		Direct shear strength between flange and web ③		Norminal shear strength of dapped ends,V ④(ton)	Failure modes
		P(tonf)†	V(tonf)∓	P(tonf)†	V(tonf)∓	P(tonf)†	V(tonf)∓		
IB500-A	2.22	53.54	83.52	56.76	88.55	57.26	89.32	71.98	④
IB500-B	1.78	53.54	88.34	56.76	93.65	57.26	94.78	71.98	④
IB1200-A	1.72	82.57	128.82	85.14	132.82	76.45	119.37	116.84	④
IB1200-B	1.38	82.57	136.24	85.14	140.48	76.45	126.25	116.84	④

* Norminal shear strength ④ are calculated from PCI handbook 4-60 $Vn=Avfy + Ahfy + 2\lambda bd\sqrt{fck}$

의하여 최종파괴 되었다. IB500-A, B실험체는 최종적으로 댑단부 모서리 균열 확산으로 인하여 최종 파괴되었다. 결과/예측 비율은 각각 1.17과 1.34였다. IB500-A실험체의 경우 플랜지 옆면에서 발생된 경사 전단균열이 계속 확산되면서 최종 파괴와 동시에 단부 강선슬립이 2.33mm까지 증가되었으나 정착부파괴는 발생하지 않았다. IB500-B실험체는 IB500-A실험체와 같은 양상의 경사 전단균열이 발생되었으나 종국 파괴시 단부 강선슬립은 0.51mm까지 밖에 증가하지 않았고 댑모서리 균열로 파괴되었다.

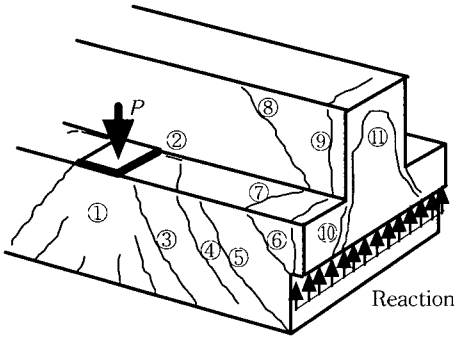


Fig. 8 Crackings at the dapped end of inverted tee beams

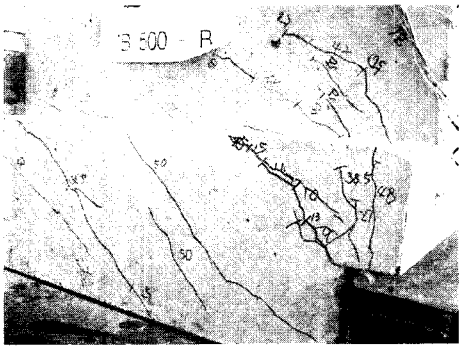


Fig. 9 Crackings at dapped end

IB1200-A와 IB1200-B는 공통적으로 ⑥→⑦→⑩→⑧→⑨,⑪의 순으로 진행되어 최종파괴는 실험체의 공칭 전단강도에 훨씬 못 미쳐서 ⑥, ⑨, ⑪의 균열에 의하여 수직전단파괴되었다. Table 6에는 실험결과를 최종 파괴형태와 함께 제시하였다.

IB1200-A, B실험체는 예상하중보다 조기에 최종파괴가 발생하였는데 결과/예측 비율은 각각 0.67, 0.66이었다. 최종파괴 형태는 예측한 댑단부 전단파괴보다 앞서서 니브의 수직전단파괴로서 최종 파괴되었다.

5.2 실험결과 분석

Fig. 10과 같은 뚫림 전단균열은 IB 500-A, B 실험체에서 발생되었다. 예상 하중은 53.54tonf이고 실험체의 뚫림 전단균열이 완전한 피라미드 형태를 형성했을 때의 하중은 IB 500-A는 54tonf, IB 500-B는 50tonf로서 예상치와 근사한 결과를 보였다.

Fig. 11과 Fig. 12는 니브의 수직 전단파괴를 일으킨 실험체(IB1200-B)의 파괴형상이다. ACI 318-95 11.9.3.2.1에서 니브의 최대 전단력을 $0.2f_{ck}b_{wd}$와 $56b_{wd}$ 중 작은 값으로 규정하고 있다. 반면, PCI에서는 $0.3f_{ck}b_{wd}$와 $70b_{wd}$ 중 작은 값으로 규정하고 있다. 고강도 콘크리트일수록 후자의 식에

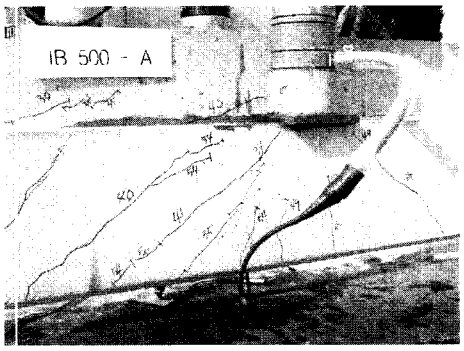


Fig. 10 Punching shear crackings (IB500-A)

Table 6 Test results

Name of specimens	fck (kgf/cm^2)	Calculated failure modes and shear strength		Test failure modes and shear strength		Test②/ Calculated ①	Strand slip (mm)
		Calculated failure modes	Shear stregth①, V(tonf)	Test failure modes	Shear stregth② V,(tonf)		
IB500-A	462	Shear failure at the dapped end	71.98	Diagonal tension failure at the dapped end	84.24	1.17	2.33
IB500-B	462	Shear failure at the dapped end	71.98	Diagonal tension failure at the dapped end	96.18	1.34	0.51
IB1200-A	459	Shear failure at the dapped end	116.84	Direct shear failure at the nib	78.36	0.67	0
IB1200-B	459	Shear failure at the dapped end	116.84	Direct shear failure at the nib	77.22	0.66	0

의하여 지배를 받는다. (PCI Design Handbook, 5th edition Table 4.3.1 pp 4-38).

Table 7은 니브 수직전단파괴를 일으킨 IB1200-A와 IB1200-B실험체의 최종 파괴강도를 PCI에 의한 제안식과 ACI 제안식으로 분석한 결과이다. 종국 파괴시의 전단력 77.22tonf과 78.36tonf은 PCI의 81.9tonf과 ACI의 65.62tonf 사이 값으로 ACI의 예측식보다 상회하나 PCI 제안값에 미달하여 발생하였으므로, 본 연구 결과에 의하면 ACI 제안 방식이 안전적인 측면을 고려할 때 더 합리적인 것으로 판단되었다.

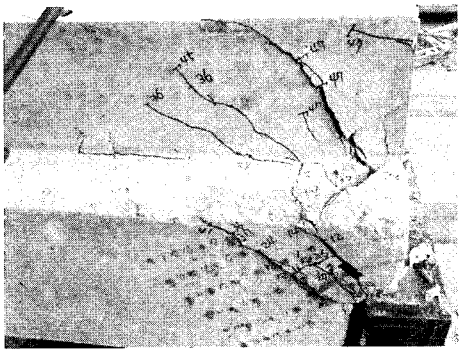


Fig. 11 Direct shear cracking 1 (IB1200-B)

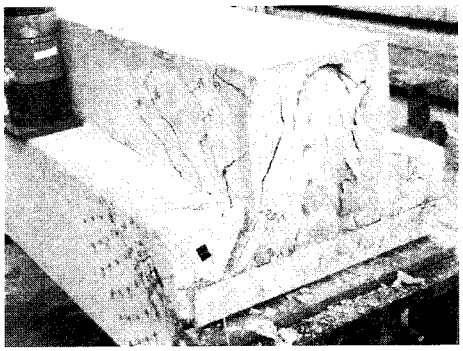


Fig. 12 Direct shear cracking 2 (IB1200-B)

Table 7 Comparison on test and calculated results

Name of specimens	Calculated results		Test results (tonf)③	Test /Calculated	
	PCI Equation① (V_u.tonf)	ACI Equations② (V_u.tonf)		③/①	③/②
IB1200-A	81.9	65.62	78.36	0.96	1.19
IB1200-B	81.9	65.62	77.22	0.94	1.17

Note) *PCI Equation : Minimum of* $0.3f_{ck}b_{wd}$, *and* $70b_{wd}$
ACI Equation : Minimum of $0.2f_{ck}b_{wd}$, *and* $56b_{wd}$

5.3 하중과 변형률

Fig. 13과 Fig. 14는 최종 파괴형태별 철근의 변형률 곡선이다. 댑단부 모서리 균열로 인하여 최종 파괴된 IB 500-A실험체의 경우는 Fig. 13에서와 같이 니브와 댑부분을 이어주는 걸이철근(A_{sh})의 변형이 항복변형을 넘어서는 큰 변형이 발생하였다. 전반적으로 수직 전단 균열에 인한 최종 파괴 실험체보다 니브내의 보강철근의 변형이 크게 증가되었다.

Fig. 14는 니브 수직전단 파괴에 의한 IB1200 -B 실험체의 철근 변형률 곡선이다. 최종 파괴시까지 철근변형은 크지 않았다. 수직 전단균열발생시 균열면을 가로지르는 A_{sh}'와 A_s철근의 거동은 균열발생시점과 동시에 급격한 변형을 일으키고 댑단부 모서리 균열이 증가할수록 니브와 댑부분을 이어주는 걸이철근의 변형이 크게 증가되었다.

5.4 하중과 변위

Fig. 15는 역티형 보 실험체의 하중-처짐 곡선이다. 댑단부 전단균열로 인한 파괴를 일으킨 IB500-B실험체가 지속적으로 처짐을 유발하며 종국 파괴를 일으킨 반면, 니브수직 전단 균열에 의한 파괴를 일으킨 IB1200-A, B실험체의 처짐 양상은 갑작스럽게 파괴되었음을 Fig. 15에서 볼 수 있다. IB500-A실험체의 처짐은 장비상의 문제 때문에 기록되지 않았다.

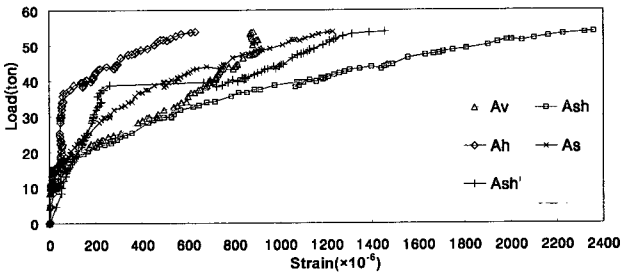


Fig. 13 Load-steel strain curve (IB500-A)

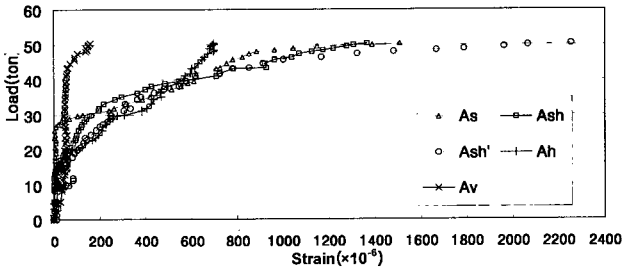


Fig. 14 Load-steel strain curve (IB1200-B)

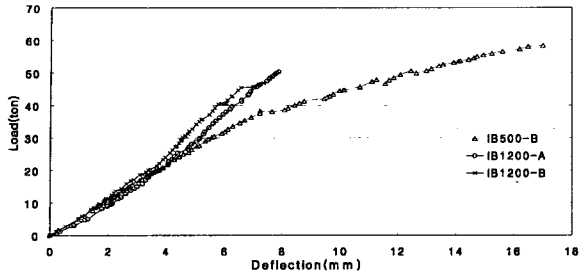


Fig. 15 Load-deflection curve

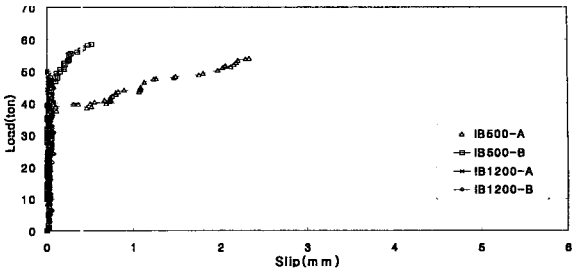


Fig. 16 Load-strand slip curve

5.5 전체 정착길이와 슬립

ACI 규준[5]에서는 PS강선의 전체 정착길이(development length)를 (1)식과 같이 제안하고 있다.

$$\ell_d = C\left(\frac{f_{se}}{3} d_b + (f_{ps} - f_{se}) d_b\right) \quad (1)$$

여기서, f_{ps} = 보 파괴시 강선응력(kgf/㎠)
f_{se} = 유효 강선응력(kgf/㎠)
d_b = 강선 공칭지름(cm)
C = 단위 환산계수, 0.014223

제안식에 의한 실험체의 전체 정착길이는 다음의 Table 8과 같다. 아래의 Table 8에서 실험체의 강도설계기준 PS 강선 전체 정착길이는 163.2 - 166.9cm이다[6,7]. 그러나 본 연구에서 각 실험체에 적용된 전단경간은 100cm와 80cm임에도 불구하고 단부 강선의 정착부파괴는 발생되지 않았다. 본 연구의 실험체는 지점 하부의 댑부분에 강선이 존재하므로 댑단부가 아닌 경우의 강선 전체정착길이 예측식과는 일치하지 않았다[8,9].

Fig. 16은 각 실험체의 하중-강선 슬립곡선이다. IB500-A, B실험체는 플랜지 옆면에서의 전단균열로 인하여 단부 강선슬립이 발생한 반면에 니브의 수직 전단파괴를 일으킨 IB1200-A, B는 단부에서의 강선슬립이 거의 발생되지 않았는데 이는 복부 전단균열 발생 이전에 이미 실험체는 종국강도에 도달하였기 때문이다.

Table 8 Development Length of Strands of Specimens

Name of specimens	Shear span /Beam depth	f_{ps}(kgf/cm²)	f_{se}(kgf/cm²)	ℓ_d(cm)
IB500-A	2	16,547.2	11,056.5	163.2
IB500-B	1.6	16,547.2	11,056.5	163.2
IB1200-A	1.59	16,757.6	11,124.8	166.9
IB1200-B	1.27	16,757.6	11,124.	166.9

6. 결 론

본 연구에서 활하중 500kgf/m²의 실험체와 1,200kgf/m²의 실험체를 PCI 설계법에 의하여 설계한 각 두 개의 실물크기의 역티형보 댑에 대하여 전단경간 0.8m와 1.0m를 적용하여, 전단실험을 실시하였던 바, 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 대상 실물 실험체는 PCI 설계에 충분히 만족하도록 설계하였으나, 네 개의 실험체중 활하중 1,200kgf/m²를 위한 두 개의 실험체는 사용하중이전에 초기균열이 발생되었고 예측강도에 훨씬 못 미치는 하중에서 니브의 수직 전단파괴에 의하여 종국 파괴되었다.

2) 니브 수직전단파괴를 일으킨 활하중 1,200kgf/m² 실험체의 최종 파괴강도는 77.22tonf과 78.36tonf으로 PCI의 81.9tonf과 ACI의 65.62tonf 사이 값으로 ACI의 예측식에 상회하나 PCI 제안 값에 미달하여 발생하였으므로, 본 연구 결과에 의하면 ACI 제안 방식이 안전적인 측면을 고려할 때 더 합리적인 것으로 판단되었다.

3) 대상 실험체는 강도설계기준에 훨씬 미달하는 80~100cm 정착길이에서도 모든 실험체에서(전단경간 1.27~2.0, 정착길이 80~100cm) 정착부파괴가 발생하지 않았다. 강도설계기준의 강선전체 정착길이 산정식은 강선이 지점위에 있을 때의 예측식이다. 본 연구에서 고려한 강선이 지점아래에 존재하는 댑단부 구조물에서 전단경간을 고려한 강선 정착길이에 대한 추가적인 연구가 필요하다.

4) 모든 하중-변형률곡선에서 걸이철근의 변형률이 항복변형률에 도달할 정도로 가장 두드러졌다. 강도를 개선하기 위하여 추가적인 경사 걸이철근이 필요한 것으로 판단된다. 걸이철근의 정착부가 확보되지 않는 경우에는 조기파괴의 위험성이 있으므로 걸이철근(Ash)은 상, 하부 정착에 특히 주의가 필요하다.

감사의 글

이 연구는 과학기술부 특정연구개발사업의 일환으로 과학기술부와 삼성물산, 강남건영(주)의 연구비협조로 수행되었습니다. 이에 감사드립니다.

7. 참고문헌

1. Mirza, S. A., and Furlong, R. W., "Design of Reinforced and Prestressed Concrete Inverted T Beam", *PCI Journal*, Vol.30, No.4, 1985, pp.112~136.
2. Mirza, S. A., and Furlong, R. W., "Strength Criteria for Concrete Inverted T-Girders," *ASCE Journal*, Vol.109, No.8, 1983, pp.1836~1853.
3. Mirza, S. A., and Furlong, R. W., "Serviceability Behavior and Failure Mechanism of Concrete Inverted T-Beam Bridge Bentcaps," *ACI Journal*, Proceeding Vol.80, No.4, 1983, pp.294~304
4. PCI "*Design Hand Book-Precast and Prestressed Concrete*", 5th edition, Prestressed Concrete Institute, Chicago, Illinois, 1999.
5. ACI Committee 318, "*Building Code Requirements for Reinforced Concrete*", ACI 318-99, American Concrete Institute, Detroit, Michigan, 1999.
6. 유승룡, "국내산 PS강연선의 초기정착성능 평가" 대한건축학회지, 제15권 4호. 1999, pp.73~79.
7. 유승룡, "국내산 PS강연선의 전체정착성능 평가" 대한건축학회지, 제15권 5호. 1999, pp.55~62.
8. Mattock, A. H., and Chan, T. C. "Design and Behavior of Dapped End Beams", *PCI Journal*, Vol.24, No.6, 1979, pp.28~45.
9. Hamoudi, A. A., and Phang, M. K. S., and Bierweiler, R. A., "Diagonal Shear in Prestressed Concrete Dapped Beams", *ACI Structural Journal*, Vol.42, No.7, 1975, pp.347~350.

요 약

본 연구에서는 PCI 방법으로 설계한 직사각형보의 댑 전단거동을 구명키 위해 실물 크기의 두 개의 보 네 개의 댑단부에 대하여 실험하였다. 적용된 설계 활하중 500kgf/m^{2}은 주차장, 1,200kgf/m^{2}은 매장을 위한 국내설계기준이다. 보의 하단폭은 5층 정도의 매장 또는 주차장건물의 하부 기둥크기와 동일하게 60cm로 하였고, 댑의 깊이는 PCI에서 허용하는 최대치 내에서 하부 플랜지높이의 절반을 적용하였다.

대상 실물 실험체는 PCI 설계에 충분히 만족하도록 설계하였으나, 네 개의 실험체중 활하중 1200kgf/m^{2}를 위한 두 개의 실험체는 사용하중이전에 초기균열이 발생되었고 예측강도에 훨씬 못 미치는 하중에서 니브의 수직 전단파괴에 의하여 종국파괴되었다. 니브 수직전단파괴를 일으킨 활하중 1200kgf/m^{2}실험체의 최종 파괴강도는 77.22tonf과 78.36tonf으로 PCI의 81.9tonf과 ACI의 65.62tonf 사이 값으로 ACI의 예측식에 상회하나 PCI 제안 값에 미달하여 발생하였으므로 ACI제안 방식이 안전적인 측면을 고려할 때 더 합리적인 것으로 사료된다. 모든 하중-변형률곡선에서 걸이철근(Ash)의 변형률이 항복 변형률에 도달할 정도로 가장 두드러졌다. 강도를 개선하기 위하여 추가적인 경사 걸이 철근이 필요한 것으로 판단된다.

핵심용어 : 댑단부, 걸이철근, 전체 정착길이, 전단강도, 프리텐션