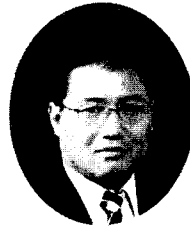


최적이론에 의하여 설계된 최소 깊이 더블티 댕단부 전단거동 평가

Evaluation on Shear Behavior of Double-tee Dap-ends
with the Least Depth from Optimization Process



유 승 룡*
Yu, Sung Yong



김 대 훈**
Kim, Dae-Hoon

ABSTRACT

Shear tests are performed on four full-scale 12.5m proto-type models, "least depth double tee," which are resulted from the optimization process. Domestic superimposed live load regulation, domestic material properties which is available to product, Korean building code requirements, construction environments and economy are considered as the main factors to establish the process. All of the specimens tested fully comply with the shear strength requirements as specified by ACI 318-95. The research has shown following results. 1) The development length requirement of ACI 318-95 does not seem a good predictor for the estimation of bond failure in a beam with the strands below the supports. 2) The load required for the first initial coner cracking in the dap end and first web shear cracking does not seem to have any relation with the dimension and shear strength of the section in the test beams. 3) The strand slip has a direct relationship with the web shear cracking. However, the coner cracking in the dap end does not give any help for the slip in anchorage. 4) Use of whole area for bearing steel at the bottom of dap end is desired for safe bearing pressure design in the precast prestressed double tee beams. 5) The deflection of beam influences directly on the amount of strand slip at the anchorage after initiation of it, and relationship between them are very linear.

Keywords : double-tee, slab, shear, least depth, bond length, dap-end

* 정회원, 동국대학교 공과대학 건축공학과 교수

** 정회원, 동국대학교 공과대학 건축공학과 석사과정

• 본 논문에 대한 토의를 1999년 12월 31일까지 학회로
보내주시면 2000년 2월 호에 토의회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

PC제품은 RC부재에 비하여 자재비 및 인건비의 절감, 공기단축 및 품질향상 등이 기대되나 시공 후 발생하는 다양한 문제점으로 수요자들로부터 신뢰를 받지 못하고 있다. 근래에 RC구조에 비하여 내구성 경제성에 문제가 있음이 판단된 후, 수요가 더욱 줄고, 경제성을 고려한 질 높은 PC제품 생산이 더욱 요망된다.

본 연구에서는 PC의 경량화, 고품질화, 고성능화를 위한 대안으로 더블티 프리캐스트 콘크리트에 프리스트레스 도입을 고려하였다. T형 부재는 콘크리트의 압축력과 강선 긴장력을 활용하여 자중을 효율적으로 줄이면서 최대 휨 효과를 발휘할 수 있는 단면으로, 국내에서 고하중 장스팬의, 토목 교량구조물로 많이 적용되고 있다.

바닥이나 지붕재료로서 T형 부재는 건축물의 충고를 줄이기 위하여 댐 단부(dapped end)로 설계해야 할 경우가 있다. PCI(Prestressed Concrete Institute) 권장기준 보 깊이의 50%까지의 축소는 높은 인구밀도로 인한 토지이용률이 매우 높은 우리나라에서 흔히 선택되는 단면이다. 이 경우 축소된 깊이의 댐 단부는 복잡한 응력을 유발하며, 댐 단부 전단내력 저하는 보의 휨 효율성을 저해하는 치명적인 요소가 될 수 있다. 또한, 웹두께가 얇은 보로서, 전단스팬-춤의 비가 낮을 경우 전단 응력이 가장 지배적인 보 중립축 부위에서 시작되는 웹 전단균열은 강선 부착부위로 연결되어, 강선 슬립을 일으키며, 조기 정착구파괴를 초래할 수 있다.

이 연구에서는 국내생산과 시공의 경제성을 고려한 "최소 깊이 더블티 단면"을 최적이론(Optimization Theory)¹⁾에 의하여 제시한 단면에 대한 전단실험을 실행하여 그 적정성과 문제점을 평가·보완하려 한다. 이 단면은 국내규준의 적재하중을 적용하였을 때, 강도설계의 모든 규준을 만족하면서, 국내에서 활용 가능한 재료의 물성을 적용하여 제안되었다.

2. 실험체 계획

최적이론¹⁾을 적용하여 최소 깊이를 위한 단면형상 및 크기, 강선과 철근배근, 콘크리트강도 등의 변수의 적정치를 구할 수 있다. 먼저 12.5m 스패, 4개의 프로토타입 더블티를 설계·제안하였다.

두 개의 더블티 단면은 매장건축에서 1.2 ton/m²의 적재하중을 위한 직선형(straight)과 일점 절곡형(one-point depressed)의 강선배근과 관련된 것이고, 남은 두 개의 단면은 주차장에서 0.6 ton/m²의 적재하중을 위한 직선형과 일점 절곡형의 강선배근과 관련된 것이다.

각 보의 단부는 충고 축소를 위하여 댐 단부로 설계되었고, 해당 보에 대한 전단실험을 실시하여, 요구되는 전단강도의 적정치를 실험하였고, 그 거동을 분석하여 보았다.

더블티는 한쪽 싱글티로서 더블티에 관련한 충분한 정보를 얻을 수 있으므로, 풀-스케일(full scale)로 제작·실험하였고, 주어진 하중조건과 기타 설계조건은 다음의 Table 1, 2와 같다.

적정이론으로 설계된 시험체의 규격은 위의 Table 3과 같다. PCI 설계법²⁾에 의한 실험체 댐 단부 설계는 다음의 Fig 1~4 와 같다.

Table 1 Design Loadings

Beam No.	용도	Span (m)	강선 모양	Superimposed Dead Load, ton/m ²	Superimposed Live Load, ton/m ²
DT-1S	주차장	12.5	Straight	0.244	0.6
DT-1D	주차장	12.5	One Point Depressed	0.244	0.6
DT-2S	매장	12.5	Straight	0.244	1.2
DT-2D	매장	12.5	One Point Depressed	0.244	1.2

Table 2 Material Properties

항목	f _{ck} for PC	f _{ck} (initial)	f _y for mild bar & wire	f _{pu} for Strand	f _{ck} for CIP topping
설계 강도	500 kg/cm ²	250 kg/cm ²	4,000 kg/cm ²	18,900 kg/cm ²	280 kg/cm ²

Table 3 Dimensions of Precast Specimens

시험체 No.	전체길이(mm)	플랜지 폭(mm)	깊이(mm)
DT-1D	12,500	1,200	525
DT-1S	12,500	1,200	600
DT-2D	12,500	1,200	675
DT-2S	12,500	1,200	750

주어진 하중조건에 대하여 PCI Hand Book²⁾에 의한 설계와 적정이론에 의한 설계깊이를 비교하여 보면 다음의 Table 4와 같다.

Table 4 Comparison between Suggested Beam Depths and Those of PCI Hand Book

Beam No.	PCI Hand Book 설계깊이 cm	최적이론으로 제안된 설계깊이, cm
DT-1D	89	60
DT-1S	N/C	67.5
DT-2D	N/C	75
DT-2S	N/C	82.5

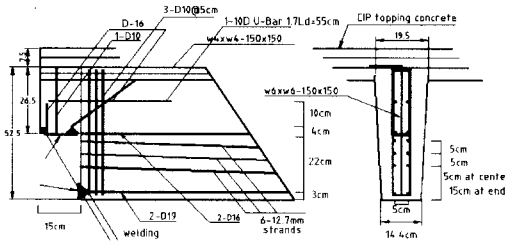


Fig. 1 Dap-end Design(DT-1D)

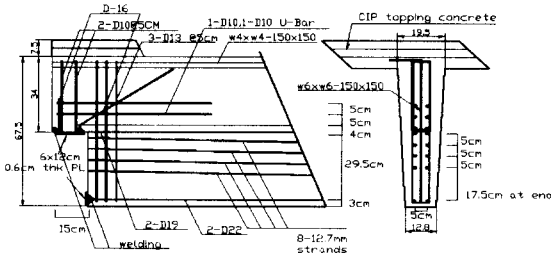


Fig. 2 Dap-end Design(DT-2D)

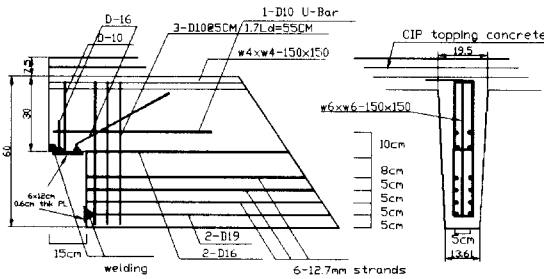


Fig. 3 Dap-end Design(DT-1S)

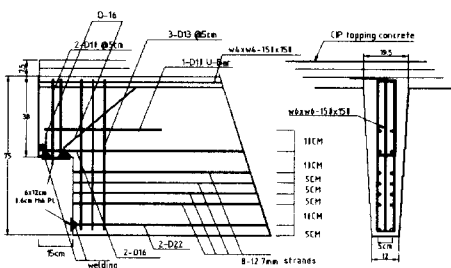


Fig. 4 Dap-end Design(DT-2S)

DT-1D의 설계를 위하여 Table 3의 Superimposed 적재하중과 고정하중의 합은 0.844 t/m^2 이며, 스패 12.5m에 해당하는 더블티는 2.4m 플렌지폭 더블티에서는 해당사항을 초과하며, 3.1m 플렌지폭의 10DT32+2보의 강선 타입 108-D1을 적용하였을 때, 12.8m 스패 0.874 t/m^2 하중 합까지 가능하다. 이 경우, 국내에서 제설제 타설을 고려한 7.5cm 최소 토핑두께를 첨가하면 보의 전체 깊이는 2.5cm 높아진 89cm가 되므로, 본 연구에서 제안한 7.5cm 토핑콘크리트, DT-1D의 전체 깊이 60cm 보다 29cm 크게 설계한 것으로 생각할 수 있다(PCI hand book, page 2-23)²⁾. DT-1S, DT-2S, 그리고 DT-2D는 국내의 과도한 적재하중 규준으로 PCI hand book²⁾ 도표로는 설계할 수 없다.

3. PCI 댐 단부 설계이론 배경

3.1 댐 균열

충고 축소를 위하여, 프리캐스트 프리스트레스트 콘크리트 보는 댐 단부로 설계할 수 있다. 이 설계에서 댐 단부는 예상되는 파괴형태를 수반하는 복합된 힘의 조합에 저항하도록 설계되어야 한다.¹⁰⁾ 고려해야 할 균열형태는 다음과 같다.

- ① 댐 단부 돌출부위 캔틸레버의 휨과 그 부위의 축 방향 인장력에 의한 균열.
- ② 댐 단부 돌출부위와 본체부위의 직접적인 수직 전단력에 의한 균열.
- ③ 댐 단부 모서리 부분에서 시작되는 사인장 균열.
- ④ 댐 단부 돌출부위에서 발생하는 사인장 균열.
- ⑤ 보 하단의 끝 모서리에서 발생하는 사인장 균열.
- ⑥ 댐 단부 돌출부위의 지지 점에서 지압파괴 균열.

다음의 Fig 5와 같이 도시된 균열양상에 대한 보강방법으로 다음과 같은 보강근을 생각할 수 있다.

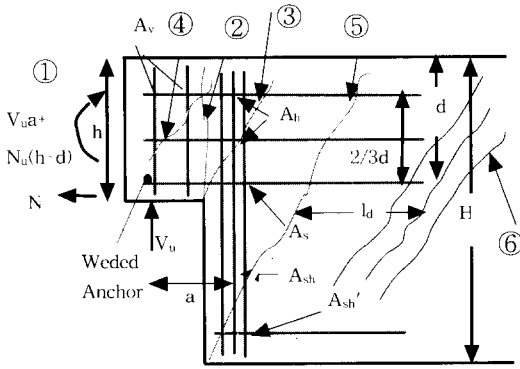


Fig. 5 Cracking and Reinforcement Detail at the Dap-end

즉, 균열①에 대한 보강근으로 A_s , A'_s 는 댄단부 돌출부위의 캔틸레버 휨보강근(A_f)과 축인장력에 대한 보강근(A_n)으로 구성되어 있다. 균열②에 대한 보강근으로 A_{sf} , A_{sh} 는 전단-마찰 보강근과 축인장 보강근인 A_s 을 배근한다. 균열③에 대한 보강근으로, A_{sh} 균열 ④에 대한 보강근으로 A_h , A_b 로 구성되어 있는 보강근을 배근한다. 균열⑤에 대한 보강근으로, A_s 를 배근한다. 균열⑥은 순수 웨브·전단 균열이다.

3.2 보강방법

각 균열에 대한 철근 배근 방법은 다음과 같다.

(1) 댄 단부 돌출부위 내민 보의 휨과 그 부위의 축방향 인장력에 의한 균열:
수평보강근(A_s)는 다음과 같다.

$$A_s = A_f + A_n = \frac{1}{\phi f_y} \left[V_u \left(\frac{a}{d} \right) + N_u \left(\frac{h}{d} \right) \right] \quad (1)$$

여기서, $\phi = 0.85$

a = 전단스팬, 전단력 작용점에서 A_{sh} 의 중심까지의 거리(cm)

h = 댄 단부 부위의 높이(cm)

d = 보의 상부에서 A_s 중심까지의 거리(cm)

f_y = 보강근의 항복강도(kg/cm²)

(2) 댄 단부 돌출부위와 본체부위의 직접적인 수직전단력에 의한 균열:

$$A_s = \frac{2 V_u}{3 \phi f_y \mu_e} + A_n \quad (2)$$

$$A_n = \frac{N_u}{\phi f_y} \quad (3)$$

$$A_h = 0.5 (A_s - A_n) \quad (4)$$

여기서, $\phi = 0.85$

f_y = 보강근의 항복강도(kg/cm²)

$$\mu_e = (1000 \lambda b h \mu) / V_u,$$

위의 값중 λ 의 값은

- 1) 보통 경량콘크리트, $\lambda = 1.0$;
- 2) 자연모래 경량콘크리트, $\lambda = 0.85$;
- 3) 모든 골재가 경량인 경량콘크리트의 경우, $\lambda = 0.75$ 로 한다.

또한, 마찰계수 μ 의 값은 다음과 같다.

- ① 일체로 타설된 콘크리트 : 1.4λ
- ② 일부러 거칠게 만든 굳은 콘크리트면 위에 타설된 콘크리트 : 1.0λ
- ③ 거칠게 처리되지 않은 굳은 콘크리트면 위에 타설된 콘크리트 : 0.6λ
- ④ 보강스터드나 철근에 의하여 압연구조 강재에 정착된 콘크리트 : 0.7λ

(3) 댄 단부 모서리에서 시작되는 사인장 균열:

$$A_{sh} = \frac{V_u}{\phi f_y} \quad (5)$$

여기서, $\phi = 0.85$

V_u = 적용되는 전단력(ton)

f_y = 보강근의 항복강도(kg/cm²)

(4) 댄 단부 돌출부위에서 발생하는 사인장 균열:
 A_v 에 대한 최소치를 PCI Design-Hand Book²⁾에서는 다음과 같이 규정하였다.

$$A_v = \frac{1}{2 f_y} \left(\frac{V_u}{\phi} - 2 \lambda b d \sqrt{f_c} \right) \quad (6)$$

여기서, $\phi = 0.85$

V_u = 적용되는 전단력, kips

b, d = 돌출부위의 폭, 유효 깊이, in

f_c = 콘크리트의 압축강도, psi

또한 댄 단부의 공칭전단강도는 다음과 같이 규정하고 있다.

$$\phi V_n = \phi (A_v f_y + A_h f_y + 2\lambda b d \sqrt{f_c}) \quad (7)$$

위의 A_v 에 대한 식은 댐단부 공칭전단력을 위하여 수직 근에 의한 내력이 적어도 반 이상의 필요함을 알 수 있다.

(5) 보 모서리 사인장균열:

보 모서리 사인장균열을 위하여 최 하단부 철근 A'_{sh} 의 한 내력은 전단철근 A_{sh} 보다 커야한다.

$$A'_{sh} \geq A_{sh} \quad (8)$$

3.3 보강근의 정착에 대한 고려

(1) 수평근 A_s 는 반드시 보 하단의 끝 모서리에서 발생하는 사인장 균열로 인한 균열부위를 지나 최소 정착길이 L_d 만큼의 정착길이가 확보되어야 하며, 보단부에서 $1.7 L_d$ 의 정착길이가 요구되며, 단부에서 철판 또는 앵글에 용접이 되어야 한다.

(2) 수평근 A_h 는 반드시 댐단부 돌출부위와 본 PC부위의 직접 수직 전단력에 의한 수직 균열 부위를 지나 최소한의 정착길이 L_d 만큼의 정착길이가 확보되어야 하며, 보단부에서는 $1.7 L_d$ 의 정착길이가 요구되며, 보단부에서는 U-bar나 후크 등 적절한 방법에 의해 정착되어야 한다.

(3) A_{sh} 보강근은 보의 하부까지 연장되어 폐쇄형으로 배근되어야 하고, 수평근 A_{sh}' 역시 보 하단의 끝 모서리에서 발생하는 사인장균열 부위를 지나 정착길이를 확보하여 정착되어야 한다. 특히, A_{sh}' 보강근은 보단부에서 철판이나 앵글부위에 용접되어 정착되어야 한다.

기타 고려되어야 할 사항은 다음과 같다.

(4) 댐 단부 전단강도는 다음 값을 초과하여서는 안 된다.

$$V_n \leq 0.3 \lambda^2 f_c b d \leq 1000 \lambda^2 b d$$

(5) 댐 단부의 깊이는 보 전체 춤 보다 1/2이상 작아서는 안 된다.

(6) 전단스팬 대 깊이의 비(a/d)가 1을 초과하여서는 안 된다.

(7) 댐 단부 모서리 부분에서 시작되는 사인장 균열을 방지하기 위한 보강근, A_{sh} 는 보단부에 되도록 가깝게 배근하여 전단스팬, a 를 작게 해주어 모멘트효과를 줄여주는 것이 좋다.

아래의 Table 5는 실험체의 댐 단부의 공칭 전단강도를 계산한 값이다.

4. 실험

4.1 실험체의 생산

시험체는 삼성물산 음성 PC공장에서 생산되었다. 거푸집 형태는 10mm 철판을 사용한 프레임으로 제작되었다(Fig 6참조). 강선의 긴장력을 지지하기 위하여 지반에 버팀대를 설치하는 대신, 자체에서 외력에 저항하도록 프레임을 제작하였고, 긴장용 버팀대 외부에 Fig. 6과 같이 강선 높이를 교정하기 위하여 50mm 두께의 강철판을 사용하였다.

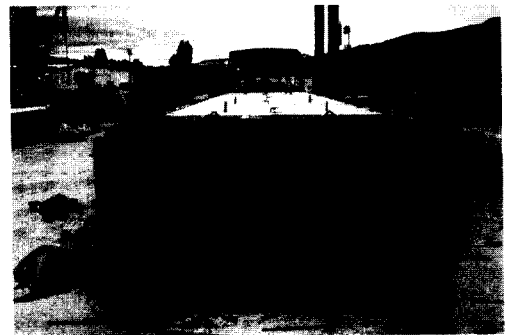


Fig. 6 Jacking Frame for Production

Table 5 Normal Shear Strength for Specimens

시험체 NO.	A_v , (cm ²)	f_y , (kg/cm ²)	$A_v * f_y$, (ton)	A_h , (cm ²)	f_y , (kg/cm ²)	$A_h * f_y$, (ton)	b, (cm)	d, (cm)	λ	f_c , (kg/cm ²)	f_r , (kg/cm ²)	V_n , (ton)	ϕV_n , (ton)
DT-1D	1.426	4,200	5.99	1.426	4,200	5.989	17.55	24.13	1.0	500	5.0217	17.000	14.450
DT-1S	1.426	4,200	5.99	1.426	4,200	5.989	17.22	27.94	1.0	500	5.7057	17.684	15.031
DT-2D	2.852	4,200	11.98	2.139	4,200	8.984	16.89	31.75	1.0	500	6.3594	27.322	23.223
DT-2S	2.852	4,200	11.98	2.852	4,200	11.98	16.56	35.56	1.0	500	6.9833	30.940	26.299

먼저 전단 보강근인 용접철망을 하부철근에 연결하여 거푸집안에 설치하였고, 단부를 위해 조립된 철근망은 가조립 상태로 설치하였으며 간격재로 간격을 유지시켰다. PS강선은 국내 제조업체 K사의 직경 12.7mm, 270Gr 7연 강선 사용하였다. PS 강선은 거푸집을 통과하여 설치되었고, 늑근 위에 놓이도록 설치하였으며, 슬래브 용접철망을 설치한 후 PS 강선을 긴장시켰다.

PS강선은 15ton 용량 유공 유압잭을 사용, 전동 펌프로 하나씩 긴장시켰다. 강선 긴장력은 유압게이지로 측정하였다. 초기에 약 2~3ton정도 가력한 후 강선의 위치를 정확히 재조정 시켜 준 다음, 약 13.5 ton까지 긴장시켰다.

콘크리트는 자동화 배치플랜트 설비의 회전식믹서에 의해 배합된 콘크리트를 퍼커빌트(Purker Bilt)라는 슈트(chute)가 내장된 믹서트럭으로 거푸집안에 타설하면서, 막대진동기로 다져주었고, 상부의 표면은 흙손을 이용하여 마감시킨 후 갈쿠리로 마감하였다. 고강도 콘크리트는 급격히 응결, 경화되므로 마감 후 바로 젖은 포목을 덮고, 약 6시간정도 스팀양생시켰다. 각개 싱글티마다 12개(10×20mm)의 공시체를 생산하였고, 콘크리트 압축강도는 ASTM C39에 의하여 계속 측정되었다. 콘크리트 압축강도가 300kg/cm²에 도달하면 강선 절단을 실시하였고 강선의 절단방법은 산소가스 불꽃으로 절단하였다. 최 하단부 강선의 잔여길이를 보단부에서 약 50cm정도 남겨놓고 절단하였고 남은 강선은 측정기의 부착을 용이하게 하기 위하여 콘크리트 수직면에서 절단하였다.

4.2 재료

4.2.1 강재

PS강선은 가장 일반적으로 적용되는 저이완률(Low-relaxation)의, 직경 12.7mm, 270 Gr. 7연 강선으로, 국내 제조업체 K사의 것을 사용하였다. 일반 철근은 항복강도 4,000 Kg/Cm² 이형철근을 사용하였고, 늑근으로 항복강도 3,000 Kg/Cm², 지름 4~6mm 150×150 용접철망을 사용하였다.

4.2.2 콘크리트

본 실험에서 국내 PC공장의 자동화 배합설비에 의한 고강도 콘크리트 생산을 감안하여, 프리캐스트 콘크리트는 500 Kg/cm²의 목표강도와 토핑 콘크리트는 300 Kg/cm²의 강도가 도달 할 때, 실험을 실

시하였다. 프리캐스트 시험체와 7.5cm 토핑 콘크리트의 배합설계와 공시체의 압축강도는 Table 6, 7, 8, 9와 같다.

Table 6 Concrete Mix Design(1)

단위수량 (W) kg/m ³	단위시멘트 (C) kg/m ³	단위 굵은 골재량 kg/m ³	단위 잔골재량 kg/m ³	단위 혼화제량 kg/m ³
163	543	1,003	663	8.1

Table 7 Concrete Mix Design(2)

실계기준 강도 kg/cm ²	골재최대 입경 (mm)	슬럼프 (cm)	공기량 (%)	잔골재 비율 (%)	물시멘트 비 (%)	단위 F/A량 kg/m ³
500	19	14	1.5	40	30	81

Table 8 Compressive Strength of Topping Concrete
(Design Strength: 350kg/cm², unit: kg/cm²)

시험체 No.	3일 강도	7일 강도	18일 강도	19일 강도	21일 강도	26일 강도
DT-1D	-	285	-	-	-	400
DT-1S	224	-	-	-	340	-
DT-2D	-	-	-	344	-	-
DT-2S	-	-	325	-	-	-

Table 9 Compressive Strength of Precast Concrete
(Design Strength 500Kg/cm², unit: Kg/cm²)

시험체 No.	1일 강도	2일 강도	7일 강도	28일 강도	58일 강도	63일 강도	69일 강도	86일 강도
DT-1D	230	-	331	-	-	517	-	-
DT-1S	196	-	326	-	-	-	511	-
DT-2D	249	-	385	513	524	-	-	-
DT-2S	-	275	366	510	-	-	-	559

4.3 시험일시

시험체의 시험날짜와 생산 일로부터의 시간경과는 Table 10과 같다.

Table 10 Testing Date

시험체 No.	타설 일자	전단테스트 일자	전단테스트 까지 시간경과(day)
DT-1D	'98.07.14	"A단 '98.09.05 "B단 '98.09.07	53 55
DT-1S	'98.07.08	"A단 '98.09.07 "B단 '98.09.08	49 50
DT-2D	'98.07.03	"A단 '98.09.09 "B단 '98.09.09	56 56
DT-2S	'98.06.20	"A단 '98.09.10 "B단 '98.09.10	82 82

4.4 실험계획

12.5m스팬 4개의 기준단면에 대한 4개의 시험체를 제작하여, 각 시험체에 양 단부(A, B)에 대한 전단시험 1회를 실시하였다. 결과로 전체 8개의 전단시험 결과치를 얻을 수 있었다. 전단 강도시험에서는 PCI규준에 의해 설계된 댐 단부 전단성능의 적정성을 판단하였다⁷⁾⁸⁾. 순수 전단강도를 산출하기 위하여, 4포인트 하중시험을 실시하여 전단력이 최대치로 일정한 분포의 구간에서 보의 파괴를 유도하여, 각 기준단면의 전단내력을 구할 수 있도록 고려하였으며, 하중포인트는 전체 정착길이 위치와 비례하여, 첫 번째 하중 포인트를 두어 전단 또는 정착구 파괴여부를 검토하려 한다. 또한, 이 시험에서 각 초기균열하중과 균열의 양상, 보의 처짐, 균열크기의 전개를 측정하여 그 적정성을 검토, 비교 하여보려 한다. 실험체의 계획은 다음의 Fig 7과 같이 하였다. 전단시험에서는 다음과 같은 사항을 검토하였다.

- 1) 초기 균열모멘트
- 2) 전체 사용하중(Full Service Loading (U=D+L))하에서 균열 발생여부(단부, 보 중심)와 처짐
- 3) 설계하중(Design Loading(U=1.4D+1.7L))하에서 보의 거동
- 4) 보의 댐 단면에서 계산된 공칭전단력, V_n 과의 비교
- 5) 댐단부 균열 확산방법
- 6) 종국강도(Ultimate Loading)와 파괴방법 및 처짐
- 7) 댐단부 단부균열과 강선 슬립 연관성
- 8) 각 하중 하에서 최대균열 크기 및 분포

전단 시험을 위해 적용된 시험체의 전단스팬과 강선의 정착길이 그리고 지지점간의 거리는 다음의 Table 11과 같다.

Table 11 Bond Length for Specimens

분류	DT-1D		DT-1S		DT-2D		DT-2S	
	"A-단"	"B-단"	"A-단"	"B-단"	"A-단"	"B-단"	"A-단"	"B-단"
전단스팬 (mm)	1,375	1,496	1,395	1,295	1,395	1,185	1,095	1,598
정착길이 (mm)	1,300	1,420	1,320	1,220	1,320	1,120	1,020	1,520
전체스팬 (mm)	7,680	7,780	7,660	7,560	7,630	7,460	7,360	7,880

4.5 실험절차

1) 시험쪽 단부의 지지점은 댐단부 모서리 하부 15cm의 중앙에 위치하도록 설치하였다. 다른 한쪽의 지지점은 시험체를 수평이 되도록 하기 위하여 여러 종류의 두께를 가진 철판을 설치하여 시험체의 수평이 $\pm 5\text{mm}$ 이하가 되도록 Fig 8과 같이 설치하였다.

2) Fig 7과 같이 가력보에 가력하여, 가력보 아래 구간에 일정 최대 전단력이 작용하도록 구성하였다. UTM(universal testing machine)의 하중면에 로드셀을 설치하여 데이터 로거(data-logger)로 하중을 취득하였고 로드셀 아래의 가력보는 단순 지지되어, 시험체위 중심간격이 1.3m의 2개의 H-형강 위에 놓이도록 설치하였다.

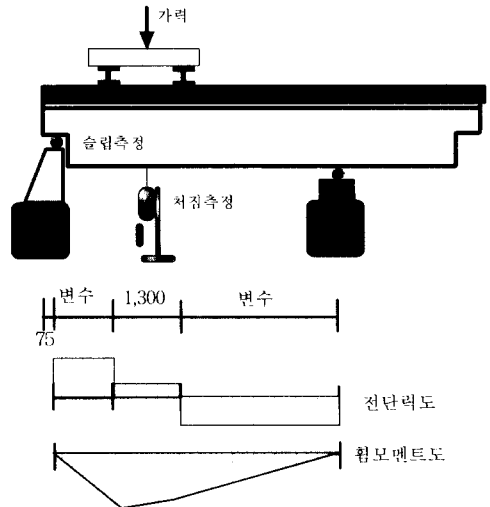


Fig. 7 Installation of Specimens

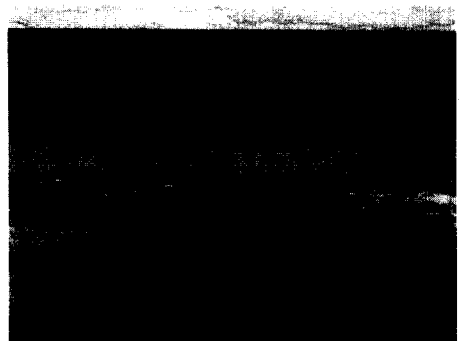


Fig. 8 Support of Specimens

3) UTM의 하중포인트가 고정되어 있으므로, 지지점을 움직여서 미리 계산된 전체정착길이에 가력점을 위치시켰다. 가력 전단스팬이 시험체마다 다르므로, 시험할 때마다 시험체의 정착길이를 기록하여 두었다.

4) 시험체의 시험단부에는 강선 슬립 계측하기 위하여 2개의 LVDT를 설치하였고(Fig 9참조), 하중포인트 바로 밑에는 최대 처짐 계측을 위한 2개의 LVDT를 측정높이를 다르게 하여 설치하였다.

5) 균열크기를 계측하기 위하여 게이지포인트를 Fig 10과 같이 설치하였다. 단부에는 전단균열 예상면에 약 45도 각도로 설치하였고, 가력점 바로 밑면에는 휨균열의 크기를 측정하기 위하여 양쪽으로 1m씩 보 하단부 주위에, 5cm 간격으로 게이지 포인트를 강력접착재로 접착하였다.

6) 계측장비가 모두 설치되고 가력을 시작하기 전 시험체의 운반·설치 시의 충격으로 인한 단부 균열을 체크하여 유성 펜으로 기록하여 두었다.

7) 계측장비설치가 끝난 후 음성 PC공장의

UTM으로 가력하였다. 첫 균열이 발생되기 전까지 3ton씩 하중을 증가시켜 주었고, 그후 2ton씩, 그리고 균열양상이 최종 파괴에 이른다고 판단되면, 1ton씩 증가하중을 조절 적용하여 하중에 대한 균열크기와 처짐을 관찰, 기록하였다.

8) 균열은 검정 유성 펜으로 해당하중과 함께 도식함으로써 하중과 균열의 관계를 표시하였다. 균열 분포가 상당히 넓으므로, 한 면에 3~4명의 실험인이 체크하였다.

9) 일정 하중마다 디지털게이지를 사용하여 게이지포인트값을 기록하였다. 시험체가 파괴되기 전까지 3-4차례 균열의 크기를 체크하였다.

10) 단부에 슬립이 발생되기 시작하면 부착파괴 여부를 판단하기 위하여 하중을 증가시키지 않은 채 슬립의 증가추세를 관찰하였다.

11) 시험체는 종국파괴까지 계속 가력하였다. 각 전단스팬에서 파괴방법(전단, 휨, 정착구 파괴)를 확인하였다.

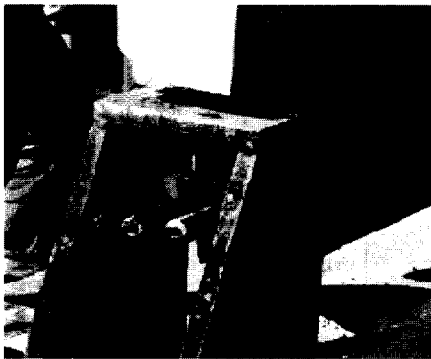


Fig. 9 Installation of LVDT for Measuring Strand Slip at End

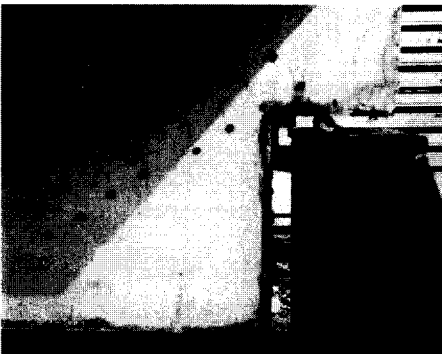


Fig. 10 Installation of Gage Points

5. 실험결과

5.1 개요

본 연구에서 국내규준의 적재하중을 적용하였을 때, 강도설계의 모든 규준을 만족하면서, 국내에서 구입 가능한 재료를 사용하여, 생산과 시공의 경제성을 고려한 "최소 깊이 더블티 단면"을 최적이론에 의하여 제시한 단면에 대한 전단시험을 실행하였다.

프리스트레스트 콘크리트보의 댄단부 설계에서 먼저 댄부분에 프리스트레스를 적용여부로 구분된다. 본 연구는 PCI설계방법에 의한 댄 하부에 프리스트레스를 적용하였을 때, 댄부분의 내력평가에 주안점을 두어 설계, 시험하였다.

본 실험은 다음사항에 유의하여 실험하였다.

- 1) 더블티 국내생산 시 발생할 수 있는 문제점의 도출 및 해석,
- 2) 최소 깊이 보의 전단강도의 적합성⁹⁾,
- 3) 최소 깊이 보의 전단파괴 거동의 적합성⁶⁾,
- 4) 댄 단부의 슬립과 처짐, 하중의 연관관계,
- 5) 초기 전단균열과 댄단부의 크기 및 전단강도의 연관성,
- 6) 댄단부 프리스트레스트 콘크리트보의 강도설계 규준 전체 정착길이식의 적용성.

5.2 보의 전단파괴거동 요약

댐단부 코너에서 시작하여 45° 각도로 경사져 플렌지 쪽으로 진행되는 사인장균열이 처음 발생한 후, 또 하나의 균열이 댐단부 사인장균열과는 다르게 수직으로 플렌지 위쪽으로 진행되었다.

Table 12 (4), (6)항과 같이 모든 시험체는 전체 사용하중(D+L) 이후에 댐단부 초기균열이 발생하였고 웨브전단균열은 전체 사용하중을 훨씬 벗어난서 발생되었다.

각 시험체는 댐단부의 크기 또는 전단강도(5)항과는 무관하게 (6)항과 같이 10.76~13.35 ton 사이에서 초기균열이 발생되었다. 모든 시험체의 초기균열은 댐단부 코너에서 시작되었고, 댐단부 전단강도 증진이 댐단부 코너 균열방지를 위한 대안이 될 수 없으며, 발전된 배근방법이나 단면계획이 연구되어야 할 것으로 판단된다.

그후 단부 가까이 에는 웨브면 중간에서 시작되는 웨브·전단균열과 가력점 아래부분에서 시작되는 휨균열이 거의 동시에 발견되었다. 가력할 수록, 웨브전단균열은 두 서너 개의 새로운 균열로 확산되어 약 45° 각도로, 가력지점으로 진행되었다. 또한, 이 균열은 초기엔 중앙에서 발생되어 상부 플렌지 쪽으로 먼저 진행된 다음 하부로 발전되는 것을 관찰할 수 있었다. 휨·전단균열은 보 하단에서는 수직으로 발생이 되어 전단의 지배를 받아 경사져 가력지점으로 발달하였다. 하중을 가력할수록 휨 균열은 30cm 정도의 간격으로 계속 새로운 균열이 발생되어 압축측으로 발전하였다. 이때까지 처짐은 12~16mm내외이며, 단부슬림은 전혀 관찰되지 않았다.

Table 12 (7)항과 같이 웨브의 전단균열과 휨균열의 발생은 초기 댐 코너균열과 같이 웨브크기나

전단강도에 무관하게 16.23~21.55ton에서 발생되었고, 초기 댐단부 코너균열 발생과는 약 5ton 간격으로 비례하여 균열이 발생이 되었다.

플렌지와 웨브 연결선을 따라 크게 발전되었고 하부로는 휨균열과 같이 수직으로 발전되었다.

중국하중에 이르기 전, 단부에서 약 1m위치에는 웨브 전체를 가로지르는 두서너 개의 새로운 웨브균열이 갑자기 웨브 중앙으로부터 발견되어 상부로 진행이 되었고 이 균열은 중국파괴에 직접적인 영향을 주지는 못하였으나, 강선의 단부 슬림은 이 균열발생과 함께 시작되었다. 이후, 단부슬림은 미소하나 처짐과 선형관계를 보이며 증가하였으나, 단부 정착파괴를 일으킬 정도의 슬림 양을 나타낸 시험체는 없었다.

특기할 점은 최종파괴시, 모든 시험체에서 다음과 같은 균열거동을 목격하였다.

1) 웨브·전단균열과 휨·전단균열들은 균열 폭이 1mm를 초과하지 못한 반면에 댐단부 코너의 사인장균열(Fig 11)은 최종 파괴시에 최대 7-8mm의 균열 폭을 보이며 플렌지 하단을 거의 가로지르며, 취성파괴를 유도하였다.

2) 댐 코너 균열과 함께 토핑 콘크리트 분리(Fig 11)가 항상 함께 동반되었다.

3) 댐 단부와 플렌지 연결부의 콘파괴(Fig 12)형식의 균열이 동반되어 파괴를 유도하였다. 이 균열은 댐 단부와 플렌지 연결부 전체를 가로지르며 순식간에 파괴와 함께 발생되었고, 댐 코너균열과 함께 댐 부위를 본체에서 완전히 이탈시키도록 하였다.

중국 파괴시 단부전단력(8)은 모든 시험체에서 설계하중(1.4D+1.7L, Table 12, (3)항참조)을 약 2배 이상 초과하여 파괴되었다. 모든 지지 점에서는 Fig 13과 같은 지압파괴를 확인할 수 있었다.

Table 12 Results of Shear Test on Dap-end

시험체	설계하중 조건		설계하중 V _u (3) ton	신체사용하중 V _u (4) ton	공칭전단강도 V _u (5) ton	초기균열시 단부전단력 (6) ton	초기웨브전단 균열 발생시 (7) ton	중국파괴시 단부전단력 (8) ton
	Superimposed Dead Load,(1)t/m	Superimposed Live Load,(2)t/m						
DT-1D, A	0.2928	0.72	10.21	6.33	17.0	11.94	16.79	30.5
DT-1D, B	0.2928	0.72	10.21	6.33	17.0	11.37	16.87	28.87
DT-1S, A	0.2928	0.72	10.21	6.33	17.684	11.89	21.55	36.25
DT-1S, B	0.2928	0.72	10.21	6.33	17.684	12.79	17.30	35.69
DT-2D, A	0.2928	0.72	17.86	10.83	27.322	10.76	18.55	44.55
DT-2D, B	0.2928	0.72	17.86	10.83	27.322	13.35	18.31	46.7
DT-2S, A	0.2928	0.72	17.86	10.83	30.94	11.59	16.23	44.55
DT-2S, B	0.2928	0.72	17.86	10.83	30.94	10.87	17.39	41.02

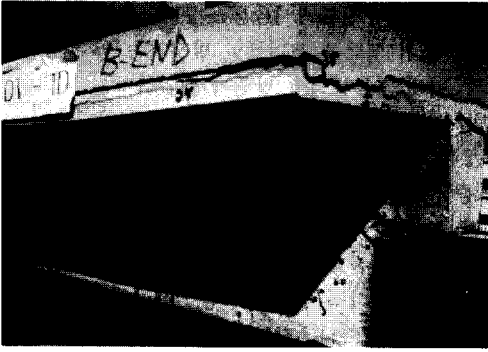


Fig. 11 Example of a Failure by Dap-end Corner Crackings(DT-1D B-end)

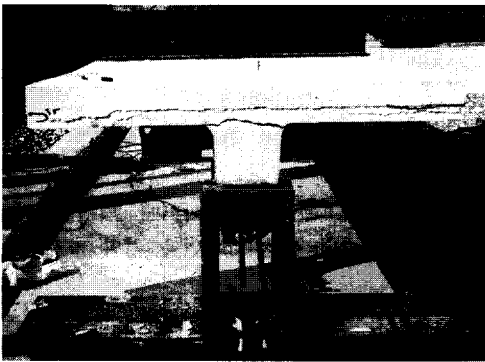


Fig. 12 Cracking in Connection of Flange and Dap-end

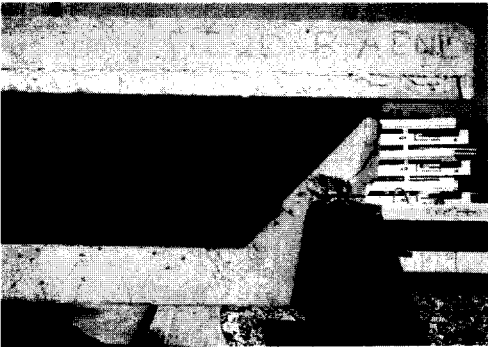


Fig. 13 Local Compression Cracking at Support

DT-2S 시험체를 예를 들면, 지압과피에 대비하여 $V_u/(0.85f_c)$ 에서 설계하중 $V_u=17.86\text{ton}$ 으로 고려한 값보다 2배 이상인, $6 \times 12\text{cm}$ 크기 6mm 두께 철판을 지압 판으로 사용하였다. 그러나 DT-2S의 경우, 종국과피에서 44.55ton의 V_u 가 적용되었으므로, 105cm^2 의 면적이 요구되나, 72cm^2 의 면적만이 적용되었으므로 지압과피가 불가피 하였다고 사료된다. 따

라서 댄 단부 하부 지지판 설계로, 일반적으로 설계하중에 의한 설계를 고려할 수 있으나, 설계하중모멘트가 일반적인 보의 내력과는 큰 차이가 있으므로, 연결부 지지판 댄단부 하부전면을 사용하는 것이 안전한 보 설계를 위하여 바람직한 것으로 사료된다.

Fig 14와 같이 슬립이 발생한 후 최대 처짐과의 연관성을 고려하여 보았다. 이 그래프에서 처짐과 슬립의 관계는 높은 선형의 관계를 보여주고 있었다. 즉, 보의 처짐은 강선 슬립 시작 후 강선 슬립에 직접적인 영향을 주는 것으로 판단되며, 슬립-처짐은 선형관계를 갖는다.

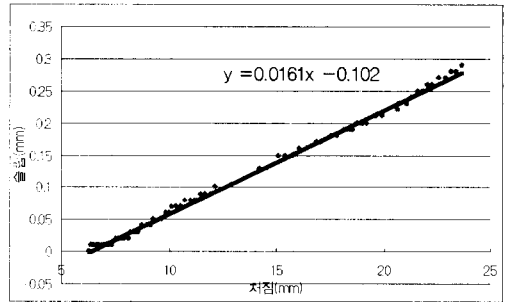


Fig. 14 Slip-deflection Relationship(DT-2D, A-End)

5.3 요구 정착길이나 실험결과 비교

본 연구에서 강선 정착길이는 강도설계 기준 요구 정착길이보다 약 40~80cm정도 작은 실험 정착길이에서 시험되었으나, 정착과피로 단정할 수 있는 시험체는 없었다 (Table 13 참조). 종국과피시 측정된 최대슬립은 Table 13에 DT-1S, A단부의 0.58mm로서 정착과피시 일반적으로 측정되는

Table 13 Comparison on Testing Bond Lengths with Those Required by ACI Code($f_{pe}=85\%$ of f_{si})

시험체		요구 정착 길이, L_d		실험 정착 길이 (cm)	단부슬립 (mm)	파괴구분	
		ACI (cm)	Russell & Pauls grove 식, (cm)				
		$L_{mi}=@st$	$L_{mi}=d_b$				
DT-1D	A단부	183.6	103.9	142.9	130	0.37	전단파괴
	B단부	183.6	103.9	142.9	142	0.42	전단파괴
DT-1S	A단부	185.1	114.5	169.2	132	0.58	전단파괴
	B단부	185.1	114.5	169.2	122	0.39	전단파괴
DT-2D	A단부	180.1	100.9	152.5	132	0.29	전단파괴
	B단부	180.1	100.9	152.5	112	0.46	전단파괴
DT-2S	A단부	182.9	105.0	170.9	102	0.48	전단파괴
	B단부	182.9	105.0	170.9	152	0.33	전단파괴

2.5mm(0.1 inch)이상의 슬립크기와는 큰 차이가 있었다. 강도 설계의 전체 정착길이식은 일반단부에서 강선 위치가 지점 상부에 위치할 때의 정착길이 예측식이다.

즉, 일반적으로 정착길이와 관련된 모든 실험은 일반단부와 관련된 것으로 댄단부에서 강선이 지점 하부에 위치할 때, 보의 주된 파괴균열은 댄단부 코너 균열로서 강선의 정착구 파괴에는 직접적인 영향을 줄 수 없다. 단, 웨브에 발생한 전단균열은 강선의 정착파괴에 직접적인 영향을 주는 것으로 판단되었다. 즉, 강도설계의 전체 정착길이 관련 기준은 지점 하부에 있는 댄단부 보의 강선의 정착길이의 예측식으로는 부적합한 것으로 판단된다.

5.4 슬립과 처짐 및 전단스팬의 관계

Table 14와 같이 최종슬립 양은 최종 처짐 슬립 발생 후 처짐과 하중증가량과는 무관하게 발생되었다. Fig 15와 16에서 DT-2D 단부의 하중-처짐, 하중-슬립 관계를 고려하여 보았다. Fig 16과 같이 슬립은 지점반력 21.9ton을 상회하여 시작하여, 35.5ton까지 지점반력과 일정비율로 증가하였으나 Fig. 15와 같이 35.5ton에서 하중의 증가 없는 슬

Table 14 Slip and Deflection at Failure

시험체	초기 슬립시			최종파괴시			
	지점반력 (ton)	처짐 (mm)	슬립 (mm)	지점 반력 (ton)	처짐 (mm)	슬립 (mm)	
DT-1D	A단부	10.1	3.71	0	30.05	23.7	0.37
	B단부	N/A	N/A	0	28.87	26.2	0.42
DT-1S	A단부	N/A	N/A	0	36.25	24.9	0.58
	B단부	21.1	6.56	0	35.69	22.2	0.39
DT-2D	A단부	21.9	6.39	0	44.55	23.6	0.29
	B단부	21.1	4.78	0	46.7	20.5	0.46
DT-2S	A단부	24.8	5.33	0	44.55	15.0	0.48
	B단부	26.1	8.67	0	41.02	18.6	0.33

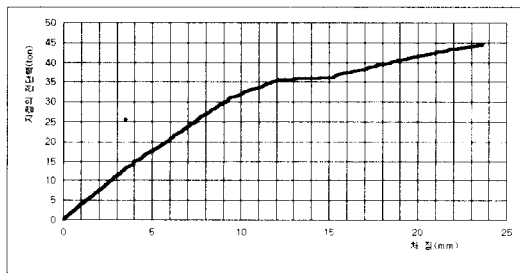


Fig. 15 Load-Deflection Relationship(DT-2D, A-End)

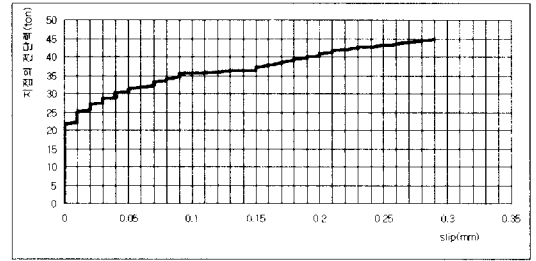


Fig. 16 Load-Slip Relationship(DT-2D, A-End)

립과 처짐의 증가를 볼 수 있었다.

Fig 16에서도 지점반력이 약 35ton에서부터는 하중의 증가 없이 슬립의 증가를 볼 수 있었다. 이는 보의 처짐은 강선 슬립 시작 후 강선 슬립에 직접적인 영향을 주는 것으로 판단되며, 처짐 발생은 하중과 무관하게 슬립이 발생됨을 보여준다.

6. 결론

본 연구에서는 국내규준의 적재하중을 적용하였을 때, 강도설계의 모든 기준을 만족하면서, 국내에서 구입 가능한 재료를 사용하여, 생산과 시공의 경제성을 고려한 "최소 깊이 더블티 단면"을 최적이론에 의하여 제시한 단면에 대해 전단시험을 실행하였다. 이 연구에서의 결론을 요약하면 다음과 같다.

1. 본 연구에 적용된 단면은 전체 사용하중 하에 균열발생이 없었고, 공칭전단강도를 평균 약 70%를 상회하여 최종파괴가 되었으므로 강도 설계규준에 합당한 전단거동을 보여주었다.

2. 각 시험체는 댄단부의 크기 또는 PCI²⁾ 설계 방법에 의한 전단강도와는 무관하게 16.23~21.55 ton 사이에서 초기균열이 댄단부 코너에서 발견되었다. 댄단부 크기나 전단강도 증진이 댄단부 코너 초기 균열방지를 위한 대안이 될 수 없으며, 발견된 배근방법이나 단면계획이 연구되어야 할 것으로 판단된다.

3. 웨브와 휨 전단균열 발생은 초기 댄 코너균열과 같이 웨브크기나 전단강도에 무관하게 16.23~21.55ton에서 발생되었고, 초기 댄단부 코너균열 발생과는 일정 간격으로 비례하여 균열이 발생이 되었다.

4. 댄단부 강선 슬립 웨브전단균열의 영향을 직접적으로 받는 것으로 관측되었다. 그러나, 댄단부 코너균열과는 무관하였다.

5. 댄단부 하부 지지판 설계로, 설계하중에 의한 설계를 고려할 수 있으나, 일반적으로 보의 내력과는 큰 차이가 있으므로, 연결부 지지판 댄단부 하부 전면을 사용하는 것이 안전한 보 설계를 위하여 바람직한 것으로 사료된다.

6. 보의 처짐은 강선 슬립 시작 후 강선 슬립 직접적인 영향을 주는 것으로 판단되며, 슬립-처짐은 선형관계를 갖는다.

7. 강도설계의 전체 정착길이식³⁾은 일반단부에서 강선 위치가 지점 상부에 위치할 때의 정착길이 예측식이다. 즉, 강도설계의 전체 정착길이 관련 규준은 지점 하부에 있는 댄단부 보의 강선의 정착길이의 예측식으로는 부적합한 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 과학기술 정책관리 연구소 (Kistep)와 삼성물산 건설부문의 연구비 지원에 의하여 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. 유승룡, 김대훈, "최적이론에 의하여 설계된 최소 깊이 더블티 슬래브의 휨거동 평가", 한국콘크리트학회 논문집, 1999. 7.
2. PCI Design Hand Book - Precast and Prestressed Concrete, Third Edition, Prestressed Concrete Institute, Chicago, Illinois, 1985.

3. Russel, B. W. & Paulsgrove, G. A.(1996). "Fundamental Mechanism for the Development of Pretensioned Strands", University of Oklahoma, July.
4. Mattock, A. H., and Chan, T. C., "Design and Behavior of Dapped End Beams," PCI Journal, V. 24, NO. 6, November-December 1979, pp. 28-45.
5. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Reinforced Concrete, ACI 318-95," American Concrete Institute, Detroit, Michigan, 1995.
6. Hamoudi, A. A., and Phang, M. K. S., and Bierweiler, R. A., "Diagonal Shear in Prestressed Concrete Dapped Beams." ACI Journal, V. 42, No. 7, July 1975, pp. 347-350.
7. Werner, M. P., and Dilger, W. H., "Shear Design of Prestressed Concrete Stepped Beams." PCI Journal, V. 18, No. 4, July-August 1973, pp. 37-49.
8. Collins, M. P., and Mitchell, D., "Shear and Torsion Design of Prestressed and Non-Prestressed Concrete Beams." PCI Journal, V. 25, No. 5, September-October 1980, pp. 32-100.
9. Mattock, A. H., and Theryo, T. S., "Strength of Prestressed Concrete Members with Dapped Ends.", PCI Journal, V. 31, No. 5, September/October 1986, pp. 58-75.

요 약

본 연구에서 최적이론에 의하여 제시된 4개의 풀-스케일 프로토타입, "최소 깊이 더블티 단면"에 대한 전단 시험을 실행하였다. 최소 깊이 더블티 단면을 위한 최적이론의 적용에서, 국내규준의 적재하중과 국내에서 적용 가능한 재료를 고려하였으며, 강도설계의 모든 규준의 만족을 위한 상수와 변수 깊이에 대한 해석 결과의 단면들이 제시되었다.

이 실험에서 제시된 단면은 강도 설계기준에 합당한 전단거동을 보여주었다. 또한 다음과 같은 결과를 얻을 수 있었다. 1) 지지점 하부에 있는 댄단부 보의 강선 정착길이 예측을 위하여 강도설계 전체 정착길이 관련 규준 적용은 부적합한 것으로 판단되었다. 2) 각 시험체는 댄단부의 크기 또는 극한강도 설계방법에 의한 전단강도 크기와는 무관하게 초기균열이 댄단부 코너에서 발견되었다. 또한, 웨브와 휨 전단균열 발생은 초기 댄 코너균열과 같이 웨브와 전단강도크기와는 무관하게 발생되었다. 3) 댄단부 강선슬립은 웨브전단균열의 영향을 직접적으로 받는 것으로 관측되었다. 그러나, 댄단부 코너균열과는 무관하였다. 4) 연결부 지지판 댄단부 하부전면을 사용하는 것이 안전한 보 설계를 위하여 바람직한 것으로 사료된다. 5) 보의 처짐은 강선슬립 발생 후 강선슬립에 직접적인 영향을 주는 것으로 판단되며, 슬립-처짐은 선형관계를 갖는다.

(접수일자 : 1999. 2. 24)