

U형 PSC보의 전단거동 평가

유승룡 ^{1)*}

¹⁾ 동국대학교 건축공학과

(2003년 2월 24일 원고접수, 2003년 12월 31일 심사완료)

Evaluation on the Shear Performance of U-type Precast Prestressed Beams

Sung-Yong Yu ^{1)*}

¹⁾ Dept. of Architectural Engineering, Dongguk University, Seoul, 100-715, Korea

(Received February 24, 2003, Accepted December 31, 2003)

ABSTRACT

Shear tests were performed on four ends of full scale U-type beams which were designed by optimum process for the depth with a live load of 4903Pa. The ratio of width to depth of full scale 10.5m-span, composite U-type beams with topping concrete was greater than 2. Following conclusions were obtained from the evaluation on the shear performance of these precast prestressed beams.

1) Those composite U-type beams performed homogeneously up to the failure load, and conformed to ACI Strength design methods in shear and flexural behaviors. 2) The anchorage requirements on development length of strand in the ACI Provisions proved to be a standard to determine a failure pattern within the limited test results of the shallow U-type beams. 3) Those all shear crackings developed from the end of the beams did not lead to anchorage failure. However, initiated strand slip may leads the bond failure by increasing the size of diagonal shear crackings. 4) The flexural mild reinforcement around the vertical center of beam section was effective for developments of a ductile failure.

Keywords : U-type, wide ban, shear span, slip, bond, development length, failure pattern

1. 서 론

1.1 연구 개요

지하주차장의 층고에 대한 시공비는 지상공사비의 2 ~ 2.5배에 해당한다. 본 연구에서 제안한 PSC U형 보 (prestressed precast u-type concrete beam)는 기존의 직사각형보 보다 깊이를 12 ~ 34cm까지 감축할 수 있을 것으로 예상된다. 프리캐스트 U형 보는 보, 슬래브, 토핑 콘크리트의 자중을 지지할 수 있어야 하며, 토핑콘크리트의 일정강도가 발현되면 합성재로서 부가된 활하중에도 대응할 수 있어야 한다. 활하중 4903 Pa를 적용하여 설계한 경간 10m 실물크기 2개의 U형 보에 대하여 전단경간과 내민보 길이를 다르게 하여 4번의 전단실험을 수행하였다. 이 실험에서, 정착부착과외에 좀더 예민한 보의 폭/유효깊이 비가 2.5 이상인 U형 보를 시험하였으므로, 현재 활용되고 있는 강도설계기준의 전체 정착길이 요구값

(development length requirement)의 타당성을 검토하였다. 또한, 합성단면 단면 중심부 부근의 휨철근의 효용성과 토핑콘크리트의 합성작용에 대하여 분석하여 구조체의 안정성과 경제성을 높이는 것을 목표로 하였다.

1.2 단면 개발

효과적 단면개선을 위한 Fig. 1의 U형 단면은 고강도 강선의 최하단부 배근과 콘크리트 압축영역 확대와 유효깊이의 최대화로 인한 단면효율화를 극대화하였으며, 그 생산의 편리성과 노출시 보 하부 시야에서 미관을 도모할 수 있으며, 보의 연속화에도 지장이 없는 단면으로 제안되었다. 이 보는 직사각형보와 와이드보의 장점을 결합한 보로서 최하단부에서 강선배치와 상단부 유효압축부위를 증가한 단면으로 경량화, 추가 철근배근에 유효토록 고려하였으며, 내부 수직면은 거푸집으로 메탈라스(metal lath)를 사용하였다. 메탈라스는 기존거푸집보다 경제적이며, 토핑콘크리트와 PC (precast concrete)의 합성작용을 위하여도 효과적이다.

실험체의 합성단면 철근 배근상세는 Fig. 2에, 실험체

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

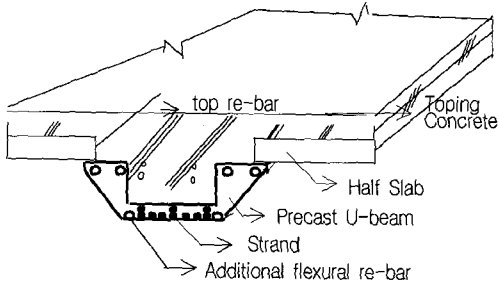


Fig. 1 Composite section of U-type beam

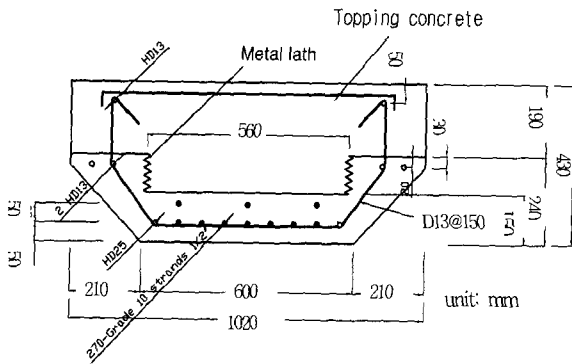


Fig. 2 Section detail of U-type beam

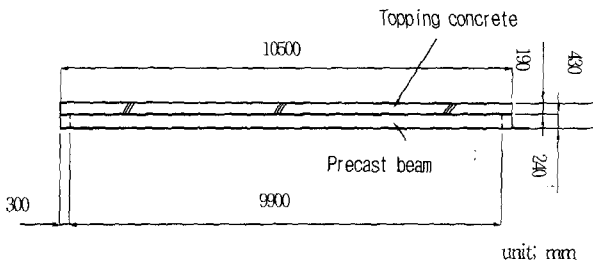


Fig. 3 Elevation of U-type beam

입면도는 Fig. 3에 도시하였다. 실험체 콘크리트 피복두께는 최소 2.5cm 이상으로 하였다. 고려한 하프슬래브는 두께 9cm, 토핑콘크리트 두께 10cm이므로 19cm의 토핑콘크리트를 타설하였다. 프리캐스트 콘크리트는 목표강도 41.2MPa로, 그리고 토핑콘크리트는 26.5MPa로 계획하였다^{1,2)}.

Fig. 4는 보와 기둥의 연결부 입면도로 U형 보는 하부 기둥 위에 5cm 정도 길이로 올려지며, 더블티 등의 고하중 슬래브에 의한 편심 발생시, 조립의 편리를 위하여 용접할 수 있다. 보에서 돌출된 L-형 철근에 의하여 보와 보는 연속화되며, 기둥의 주근은 토핑콘크리트를 타설 후 콘크리트가 경화되면 상부기둥과 국내에서 흔히 사용되는 BC 스플라이스 공법(splice connection method)으로 상부 기둥과 일체화된다.

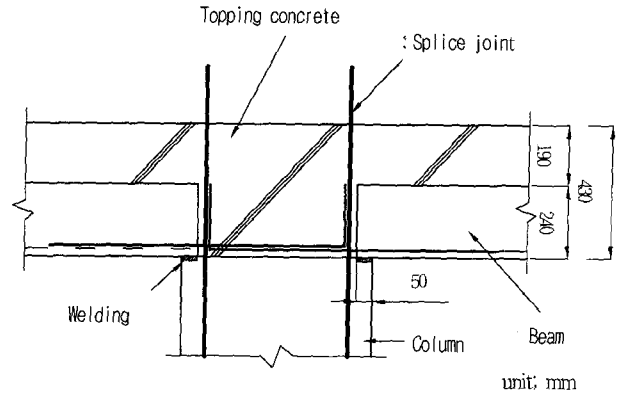


Fig. 4 Section of beam column joint for parking bldg

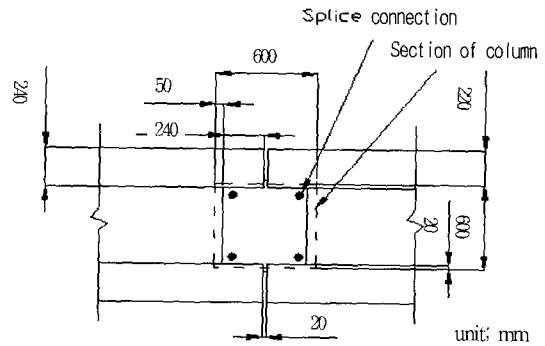


Fig. 5 Plan of beam-column connection

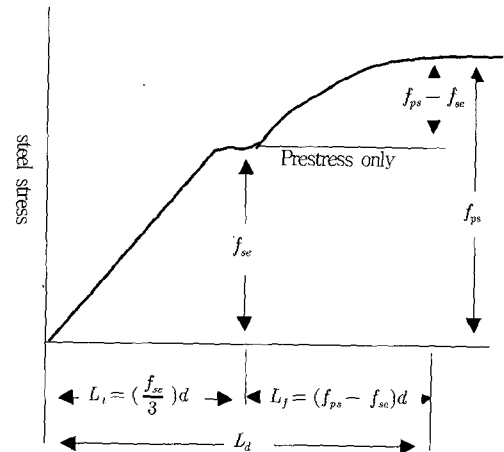


Fig. 6 Transfer and development length

Fig. 5는 보-기둥 연결부 평면도로 U형 보 복부면은 단부에서 돌출되어 콘크리트를 타설할 수 있도록 고려되었다. 점선은 기둥 단면적으로, 이 기둥 위에 5cm 정도 보 하단이 올려지며, 생산과 시공오차를 고려하여 보의 복부 옆면이 2cm 중첩되도록 하였으며, 보의 단부는 2cm 신축 길이를 고려한다.

1.3 정착길이³⁾

ACI 강도설계는 강선의 전체 정착길이(development length)를 아래 Fig. 6과 같이 초기 긴장력에 의한 초기 정착길이(transfer length)와 추가적 수직하중에 의한 휨 부착길이(flexural bond length)의 합으로 표현하고 있다. 이는 보 단부에서 강선응력의 변화가 없는(정착부착력이 존재하지 않는) 위치까지의 길이로, ACI 기준⁴⁾에는 보의 설계하중까지 내력을 발휘하는데 요구되는 정착길이를 정의 내리고 있으므로, 정착부착과괴를 위한 기준이 되는 하중점의 위치를 의미한다.

PS강선의 초기 정착부착길이는 ACI 318-99⁴⁾에서 유효 강선응력과 공칭강선직경에 의하여 아래 식 (1)과 같이 결정된다. 유효강선응력을 예측하기 위하여 본 연구에서 채크 긴장력(jacking force)의 90%를 초기 긴장력으로, 초기 긴장력의 85%를 유효 긴장력으로 가정하였다.

$$L_t = C \frac{f_{se}}{3} d_b \quad (1)$$

여기서, $P_i = 0.9P_j$, $P_e = 0.85P_i$

$f_{se} = P_e/A_{ps}$ = 유효강선응력(Pa)

d_b = 공칭강선직경(cm)

$C = 1.4223$ 단위환산 값

L_t = 초기 정착길이 (cm)

또한, 전체 정착길이는 아래 식(2)과 같이 공칭 강선응력을 고려하여 결정된다.

$$L_d = C \left(\frac{f_{ps}}{3} d_b + (f_{ps} - f_{se}) d_b \right) = C \left(f_{ps} - \frac{2}{3} f_{se} \right) d_b \quad (2)$$

여기서, f_{ps} = 공칭강선응력(Pa)

이 공칭 강선응력은 다음 식으로 예측할 수 있다.

$$f_{ps} = f_{pu} \left(1 - \frac{\lambda_p}{\beta_1} \left(\frac{\rho_p f_{pu}}{f_{ck}} + \frac{d}{d_p} (w - w') \right) \right) \quad (3)$$

여기서, f_{pu} = PS강선의 인장강도(Pa)

$\lambda_p = 0.28$ (저 이완을 강선)

A_{ps} = 강선 전체 단면적

d = 인장철근의 유효깊이, d_p = 유효깊이

$$\rho_p = A_{ps}/b d_p, \quad w = \rho (f_y/f_{ck}), \quad w' = \rho' (f_y/f_{ck})$$

강선의 전체 정착길이는 식 (2)와 식 (3)과 같이 보 깊이와는 별도의 방법으로 산정되고 있다. 근래의 많은 연구에서, 강선의 전체 정착길이를 추정하는 ACI 규준의 식 (1)은 너무 보수적인 결과를 산출할 수 있다고 지적하였다. Kaufman과 Ramirez⁵⁾는 ACI 강도설계 규준에서 전체

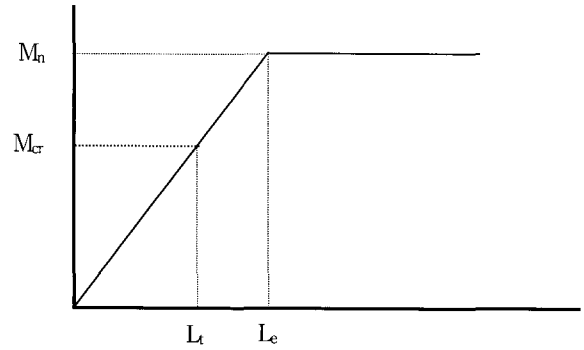


Fig. 7 Development length in Russell and Paulsgrove theory

정착길이의 문제에 대하여, “초기 정착길이 내에 존재하는 미소한 전단균열은 보를 강선 정착부착과괴로 유도한다고” 실험을 통하여 주장하였다. Maruyama와 Rizkalla⁶⁾는 “보의 가용 정착길이(available bond length)는 최고 모멘트 위치가 아닌 주 사인장균열이 강선을 가로지르는 위치에서부터 다시 계산되어야 한다”고 그들의 실험에서 결론지었다. Russell⁷⁾ 등은 균열 휨강도와 공칭휨강도의 비율에 의한 계산식 (4)를 Fig. 7에 의하여 제안한 바 있다. 그리고 스테럽 간격과, 유효깊이를 고려하여 추가 안전율을 포함한 식 (5), (6)과 같이 전체 정착길이를 산출하였으며, Russell & Paulsgrove⁷⁾는 식 (5), (6)의 두 값 중 작은 값의 활용을 권장하였다. 또한, 설계를 위하여 Russell과 Paulsgrove는 12cm 추가 안전율을 권장하였다.

$$L_1 = L_t \times \left(\frac{M_n}{M_{cr}} \right) \quad (4)$$

$$L_{2s} = (L_t + L_{ms}) \times \frac{M_n}{M_{cr}} \quad (5)$$

$$L_{2d} = (L_t + L_{md}) \times \frac{M_n}{M_{cr}} \quad (6)$$

여기서, L_1, L_{2s}, L_{2d} = 전체 정착부착길이

L_t = 트랜스퍼 시험에서 측정된 초기 정착길이

L_{ms} = 스테럽간격으로 계산되는 휨 정착길이

L_{md} = 유효 깊이로 계산되는 휨 정착길이

M_{cr} = 균열 휨강도, M_n = 공칭휨강도

2. 실험

2.1 개요

본 연구에서는 활하중 4903 Pa를 적용하여 설계한 경간 10m 실험크기 U형 보 실험체 2개를 제작하였다. U형 PSC 보는 보의 자중, 슬래브, 토폰콘크리트의 중량을 지지할 수 있어야 하며, 토폰콘크리트가 강도를 발휘하면 합성재로서

부가된 활하중에도 대응할 수 있어야 한다. 실험을 통하여 설계결과의 문제점 또는 개선점을 파악하기 위하여 실험체는 설계제한 조건에 가장 근접하게 계획하여 제작되었다. 토핑콘크리트를 타설한 2개의 U형 보에 대하여 4번의 전단 실험을 수행하였다.

2.2 실험체 제작

실험체 제작을 위한 몰드(Fig. 8)는 10mm 강관을 사용하여 제작되었고, 긴장용 버팀대로 50mm 철판을 사용 제작되었다. 보강 철근망(Fig. 9)을 몰드에 Fig. 8과 같이 삽입하고, PS강선을 배근 후 유공유압잭으로 각 강선을 긴장시켰다. 강선의 긴장력은 200kN 용량의 유공 로드셀로 측정하였으며, 초기에 20~30kN 만큼 긴장시킨 후 강선의 위치를 재 교정한 후, 예정된 137.3kN 만큼 각 강선을 긴장하였다. 회전식 믹서로 배합된 콘크리트를 진동기를 사용하여 타설하였다. U형 보의 상부는 토핑콘크리트와의 부착확보를 위하여 거칠게 마감하였다. 프리캐스트 콘크리트의 압축강도가 34.3MPa에 도달하였을 때 산소절단기를 이용하여 강선을 절단하였고, 프리캐스트 실험체의 솟음(camber)을 측정한 후 곧 바로 토핑콘크리트를 타설하였다. 콘크리트 타설할 때마다 각 12개의 표준 공시체를 제작하여 실험강도를 얻을 때까지 압축강도를 측정하였다.

2.3 강재 및 콘크리트

PS강선은 저 이완율, 직경 12.7mm, 최소 인장강도 1,853MPa, 7연 강선으로, 국내 제조업체 K사의 것을 사용하였다. 일반 철근은 항복강도 392MPa인 이형철근을 사용하였다. 프리캐스트 콘크리트의 28일 압축강도는 41.2MPa로 설계되었다. 잔골재율은 35%이며, 물-시멘트비는 29%이다. 골재-시멘트비는 26%이며, 보통시멘트를 사용하였고, 최대골재크기는 19mm이다. 토핑콘크리트의 28일 압축강도는 26.5MPa로 설계되었다. 잔골재율은 43%이며, 물-시멘트 비는 46%이다. 골재-시멘트비는 16%이며, 보통시멘트를 사용하였고 최대 골재크기는 25mm이다.⁸⁾

2.4 실험 개요

이 실험의 목적은 보폭이 넓은 U형보의 전단효율성을 검토하는 데 있다. 실험크기로 제작된 U형 보 실험체 4개의 단부에 대하여 전단실험을 실시하였다. 전단경간과 정착길이를 1.5~2m를 적용하여 전단파괴를 유도하려 하였다. UTM의 하중 면에 로드셀을 설치하고 로드셀 아래 하나의 가력보를 설치하여 가력하였고 그 하부에 LVDT를 설치하였다. 실험체 단부 보강철근에는 철근 중

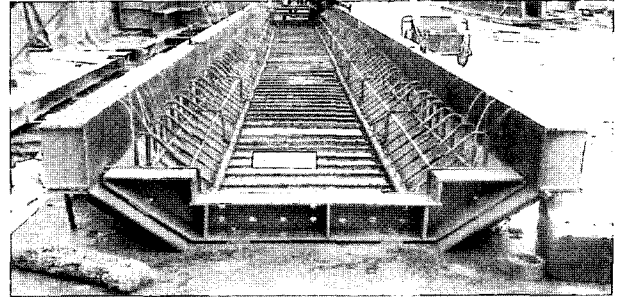


Fig. 8 Permanent form of U-type beam

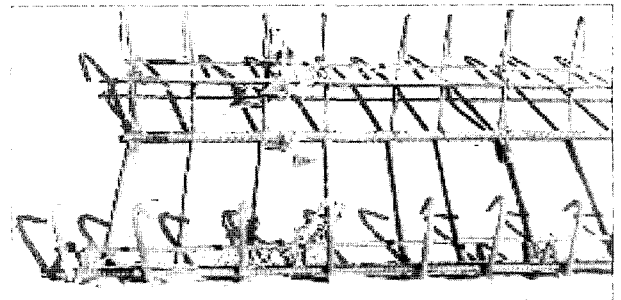


Fig. 9 Reinforcement at the end

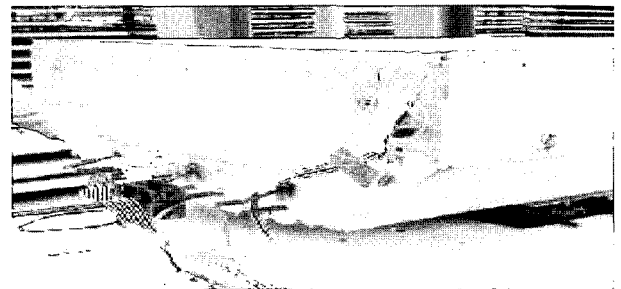


Fig. 10 Measuring strand slip

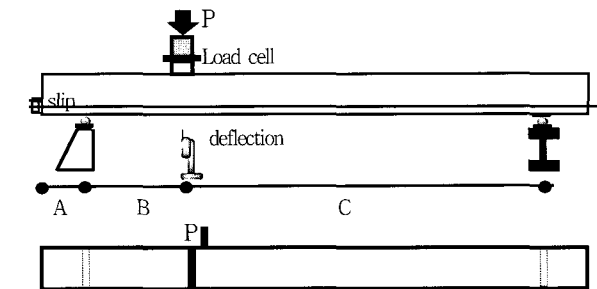


Fig. 11 Set of U-type beam

Table 1 Test span

Dimension Specimen	A	B	C
W-1-A	5 cm	1.5 m	6 m
W-1-B	5 cm	2 m	6 m
W-2-A	50 cm	1.5 m	6 m
W-2-B	50 cm	1.5 m	6 m

류별로 스트레인 게이지를 설치하여 하중에 따른 철근 변형률을 측정하였고, 하단부 강선에 슬립을 측정할 수 있는 LVDT를 Fig. 10과 같이 설치하여 강선 정착파괴여부를 확인하였다. 실험체 단부 배근은 Fig. 2와 같다. 아울러, 실험체는 아래 Fig. 11과 같이 설치하였으며, 그 실험경간은 Table 1과 같다. 계측장비의 설치가 완료된 후에 가력은 균열이 발생되기 전에는 29.4kN씩, 균열발생 후에는 19.6kN씩, 균열 양상이 파괴에 이른다고 판단 될 때에는 9.8kN 씩 하중을 증가시키면서 균열 양상과 진행방향을 표시하였다. 실험체에 최종파괴가 일어 날 때까지 가력하였고 최종 파괴의 양상을 기록하였다.

3. 실험결과 및 분석

3.1 정착길이

보의 전단파괴 거동을 파악하기 위하여 Table 1과 같이 두가지 전단경간으로 Fig. 12와 같이 실험을 진행하였다. 직경 12.7mm 국내산 7연강선의 순수 긴장력이 137.3kN일 경우 ACI 규준에 의한 전체 정착길이는 Table 2의 ①과 같이

188.7cm이다. 155cm의 정착길이를 적용한 W-1-A 실험체는 정착부착파괴가 동반한 사인장균열로 493.3kN의 전단력에서 최종 파괴되었으나, 200 ~ 205cm의 정착길이를 적용한 다른 실험체는 휨파괴가 일어났다(Table 3 참조). Fig. 13에 W-1-A 실험체의 슬립에 대한 지점반력 곡선을 도시하였다. 297.1kN부터 시작된 단부 슬립이 이미 상당히 진전된 후 전단균열이 발생하였으므로, 이 실험체의 최종파괴는 정착길이 부족으로 인하여 시작되었다고 할 수 있다. 즉, W-1-A 실험체에서는 강선 슬립이 먼저 발생하여 후속적으로 발생한 사인장균열의 확대와 진행을 유도하였으나, 동일한 전단경간의 W-2-A와 W-2-B내민보 실험체에서는 단부 근처에 복부전단균열이 발생하였으나, 이 균열이 정착부착파괴로 연결되지는 않았다. 즉, 전단균열은 모두 정착파괴로 이어지지는 않으며, 정착길이의 부족으로 인한 실험체에서 선행된 강선 슬립이 전단균열을 확대시키는 역할을 한다는 것을 알 수 있었다. Table 2에는 ACI 추정식에 의한 전체 정착길이를 나열하였다. ACI의 전체정착길이는 식 (2)에 의해 188.7cm로 계산되었다. 아울러, Russell 등에 의하면 ACI에서 약 10cm 정도 부족한 177.5 ~ 179.4cm ②를 산출하였다. 근래에 전

Table 2 Development length of U-type beam

Specimens	Calculated length by ACI					Calculated length by Russell et. all			Available bond length at test L_a (cm)③
	L_t (cm)	P_j (kN)	f_{ps} (MPa)	f_{se} (MPa)	Development length(cm)①	L_{2s} (cm)	L_{2d} (cm)	Development length(cm)②	
W-1-A	65.7	137.2	1738.3	1071.1	188.7	177.5	186.7	177.5	155
W-1-B	65.7	137.2	1738.3	1071.1	188.7	177.5	186.7	177.5	205
W-2-A	65.8	137.2	1738.3	1071.1	188.7	179.4	188.7	179.4	200
W-2-B	65.8	137.2	1738.3	1071.1	188.7	179.4	188.7	179.4	200

Comment: steel stress, f_{ps} is calculated by (3)

Table 3 Shear strength of U-type beam

Specimens	Compressive strength of concrete		At initial cracking					At failure				Failure pattern	
	PC (MPa)	Topping (MPa)	① M_{crs} (kN·m)	② M_{crf} (kN·m)	③ Test cracking strength (kN·m)	④ Reaction at support (kN)	⑤ Test moment (kN·m)	Deflection (mm)	⑥ Reaction at support (kN)	⑦ Test moment (kN·m)	Deflection (mm)		End slip (mm)
W-1-A	39.2	34.3	280.5	341.3	448.2	256.9	361.9	17.0	493.3	717.8	87.9	2.37	Composite failure
W-1-B	39.2	34.3	280.5	341.3	448.2	217.7	401.1	31.0	412.9	791.4	141.3	0.04	Flexural failure
W-2-A	39.6	31.4	280.5	341.3	441.3	273.6	375.6	14.0	534.5	765.9	91.0	0.02	Flexural failure
W-2-B	39.6	31.4	280.5	341.3	441.3	286.3	394.2	14.0	540.3	774.7	86.0	0.02	Flexural failure
Average	39.4	32.9	280.5	341.3	444.8	258.9	383.4	19.0	495.3	763.0	101.6	0.61	

Comment: The initial shear cracking moment ① M_{crs} is calculated at the 1m from the end by $M_{cr} = I_c / C_2 (6\sqrt{f_{ck} + f_{tp} - f_b})$ in page 216 of ref 2.

The initial flexural cracking moment ② M_{crf} is calculated at the center by $M_{cr} = f_c S_2 + P_e (r^2 / C_2 e)$ in page 79 of ref 2.

Compressive strength of concrete is measured at the day of experiment.

Composite failure mean shear failure and strand anchorage failure.

The test initial flexural cracking strength ③ obtained from the previous flexural test on the same beams.

The reaction at support ④ and ⑥ are obtained by adding the self weight 3 tf, 3.43 tf, 3.59 tf, 3.59 tf.

The moment ⑤ and ⑦ are obtained by adding the self weight effect 2.18 tf·m, 3.34 tf·m, 1.79 tf·m, 1.79 tf·m.

체정착길이 산정에서 스티럽 간격과, 유효깊이를 고려한 Russell 등의 제안식은 ACI 추정식과 비교할 때 보다 합리적이다 평가되고 있다. Russell 등이 권장한 추가 안전율을 고려한다면 Table 2의 ②항은 189.5 ~ 191.4cm가 되므로, ACI 식(2)에 의한 188.7cm와 유사한 결과를 얻게된다.

실험체 W-1-A는 두 요구식들에 의하여 계산된 값 ①과 ②보다 작은 가용 정착길이③를 적용하여 정착부착 파괴가 일어났고, 요구식 들에 의하여 계산된 결과보다 크게 적용한 나머지 시험체는 모두 휨파괴를 일으켰다. 즉, 본 연구결과와 범위 안에서 본 연구에서 고려한 보 길이가

얇은 U형 보의 전체정착길이는 집중하중 위치에 대한 정착부착파괴의 기준이 된다고 할 수 있다. 따라서 이 보를 활용하는 경우에 전체정착길이 내에서 작용하는 집중하중에 대한 상한선이 엄밀히 검토되어야 할 것으로 판단된다.

3.2 실험체 휨강도와 전단강도

실험대상 보는 전체 예상 사용하중(295.2kN)하의 전단력에서 초기균열이 없어야 하며, 보 파괴될 때 예상 지점반력(455.0kN)을 견딜 수 있어야 한다. 그러나 본 연구에서 실험한 보는 일반 보와는 다른 보깊이가 보폭에 비하여 작으므로($b/d > 2.5$), 전단경간을 짧게 할 경우($a/d < 2$) 순수 전단파괴보다 강선 정착파괴가 먼저 일어나며, 이 경간을 길게 할 경우 1.5m의 전단경간에서도 보깊이(43cm)의 세배가 넘으므로 휨파괴로 파괴되었다. 실제 구조물에서의 Fig 4와 같은 지점조건을 고려한다면 이 보의 경우는 순수 전단파괴는 일어나지 않으며, 정착부착 파괴와 전단파괴가 함께 일어나거나 또는 순수 휨파괴가 일어날 수밖에 없다. W-1-B, W-2-A, 그리고 W-2-B 실험체는 이 연구에 선행하여 진행된 PSC U형 보의 휨실험⁸⁾에서 Table 9의 초기균열 휨강도 실험결과(444.2kN·m)에 못 미치는 평균 383.4kN·m에서 초기 휨균열이 발생하였으나, 최종파괴 시에는 예상 휨강도 633.5kN·m보다 큰 763.0kN·m에서 휨파괴가 일어났다. 또한, 휨파괴가 일어난 W-2-A와 W-2-B에서 534.4kN과 540.3kN의 전단력에서도 휨파괴에 의하여 보가 파괴되었으므로(Table 3 참조), 보의 순수 전단강도는 설계전단력 455.0kN을 훨씬 상회하는 것으로 확인되었다. Fig. 14 에서는 각 실험체의 하중-변위 곡선을 도시하였다. 모든 시험체는 Fig 2와 같은 동일한 단면으로 실험하였으나, Table 1과 같이 W-1-B 시험체만 2m의 전단스팬으로 실험하였고 다른 모든 시험체는 1.5m의 전단스팬으로 실험하였다. 따라서 W-1-B시험체는 동일한 하중 하에서 다른 시험체보다 큰 변위를 발생하는 것을 Fig. 14와 같이 보여주고 있다. 동일한 1.5m의 전단경간으로 실험이 진행된 3개의 실험체를 고려해 보면, 정착파괴와 전단파괴를 동반한 W-1-A 실험체는 휨파괴에 의한 W-2-A와 W-2-B와 유사한 강도(40.2 ~ 34.3kN 차이)와 거의 동일한 처짐(평균 8.83cm)하에서 연성적인 파괴거동을 보여 주었다. 도핑콘크리트를 타설하여 실험한 이 합성보는 최종파괴 도달할 때까지 일체로 거동하였다.

3.3 실험체 파괴거동

3.3.1 W-1-A 실험체

단부에서 지점까지의 거리는 5cm, 지점에서 가력점까지의 거리는 1.5m, 가력점에서 단부 지점까지의 거리를

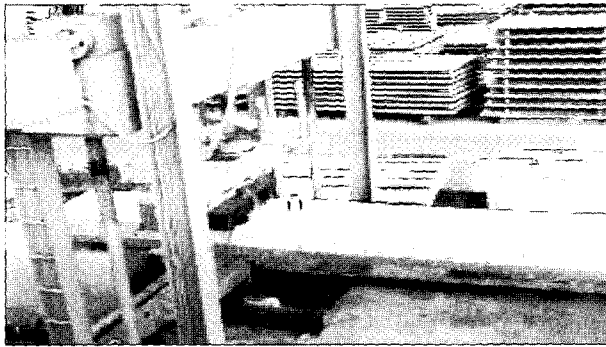


Fig. 12 Shear test

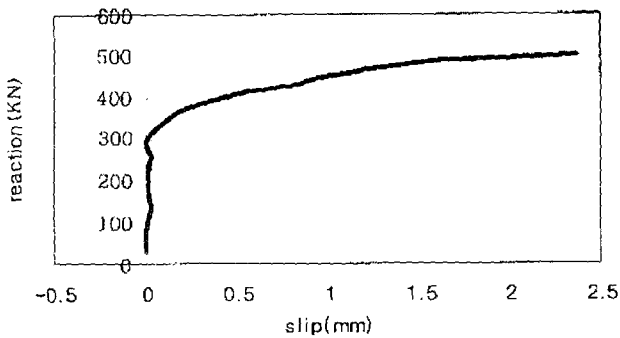


Fig. 13 Load-slip curve for W-1-A

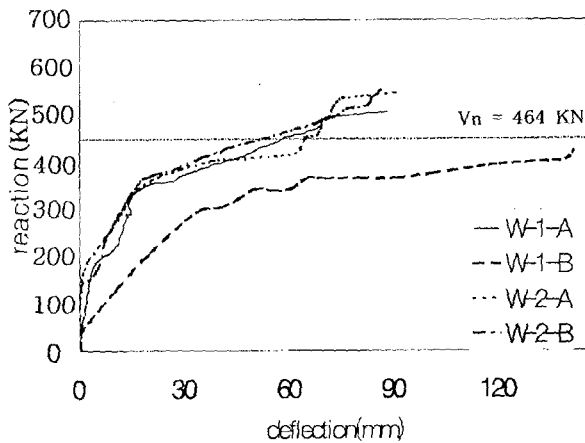


Fig. 14 Shear force-deflection curve for U-type beam

6m로 하여 실험하였다. 가력한 후 가력점 하단부에 먼저 초기 휨균열 ①(361.9kN·m, 지점반력 256.9kN)이 발생했다. 계속 가력할수록 가력점 주위에서 새로운 휨균열이 연속적으로 발달하였고, 지점반력 374.6kN 이후부터 휨 전단균열 ③로 발달하였다. 421.7kN 이후에 가력점에서 5cm 떨어진 곳에서 시작한 초기 사인장균열 ⑤이 순식간에 가력점을 향하여 바로 최종 파괴될 것으로 생각되었으나, 이 후 71.6kN의 전단력을 더 받은 후에, 이 균열에 의하여 최종 파괴되었다. 균열발생 순서를 보면 초기균열 ①이 발생한 후 ②→③→④→⑤→⑥ 순으로 균열이 발달하였다. 이후 ⑤균열에 의하여 최종 파괴되었다(Fig. 15). 단부 슬립은 지점반력 297.1kN일때 시작되어 328.5kN를 지나면서 급속히 진전되었으며, 421.7kN를 넘어가면서 단부 경사균열이 발생하여 493.3kN에 이르렀을 때 단부슬립이 2.37mm까지 증가하면서 정착부착 파괴를 동반한 사인장균열에 의한 전단파괴로 최종 파괴에 이르렀다.

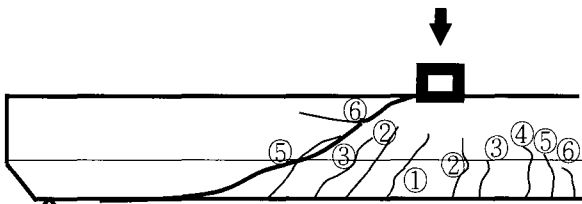


Fig. 15 Failure cracking of W-1-A

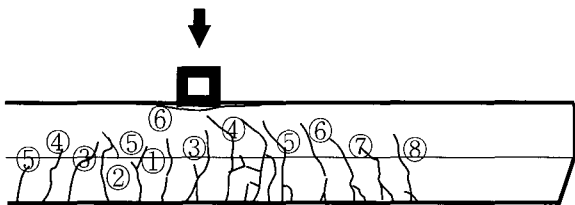


Fig. 16 Failure cracking of W-1-B

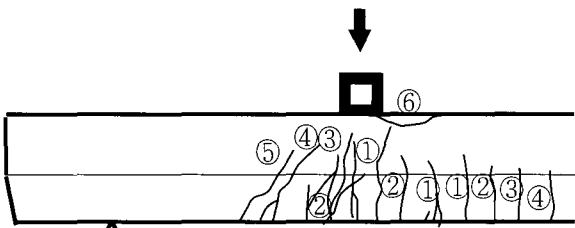


Fig. 17 Failure cracking of W-2-A

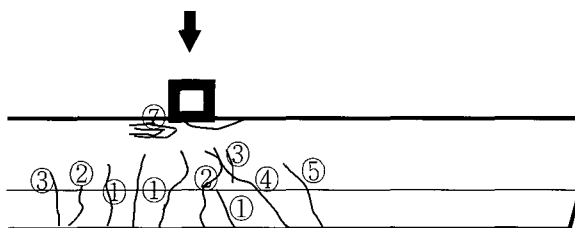


Fig. 18 Failure cracking of W-2-B

3.3.2 W-1-B 실험체

이 실험체는 W-1-A와 같이 내민부분이 없이, 전단경간은 2m이었다. 지점반력 217.7kN일 때 시작된 초기 휨균열 이후 ⑤, ⑥, ⑦, ⑧번 순서로 새로운 휨균열이 단부쪽으로 발생하였다. 그러나 Fig. 16에서와 같이 이 균열들은 휨균열로서 가력점 방향으로 진전되지는 않았다. 아울러 지점에서 60cm 사이의 공간에는 어떠한 균열도 발생되지 않았으며 슬립은 전혀 발생하지 않았다. 이 보에는 많은 휨균열이 발생하였으며 가력점 하부에서 14.1cm의 처짐이 발생하였으며 연속적으로 파괴되었다(Fig. 16 참조).

3.3.3 W-2-A, W-2-B 실험체

이 실험체에는 지점밖으로 50cm의 내민 부분을 두었고 W-1-A 실험체와 동일하게 전단경간은 1.5m이었다. 이 실험체는 전단균열과 정착부착파괴에 의하여 최종 파괴된 W-1-A 실험체와 동일한 전단경간을 적용하였으나 그 거동은 전혀 다르게 전개되었다. 먼저, 지점반력 273.6kN, 286.4kN에서 휨균열이 가력점 하단 주위에서 시작되었으며, 균열은 상부로 진전되었고, 지점 쪽에서 발생한 휨균열은 경사져서 진전되어 휨 전단 균열로 발달되었으며, 가력 중반에 이르러 지점에서 90cm 위치한 복부에서 복부 전단균열 ⑤가 발생하여 상하로 진전되었으나, 최종 파괴는 전단균열보다 휨균열이 하중에 민감하게 대응하며 일어났다(Fig. 17, 18 참조). 아울러 지점에서 80cm 사이의 공간에는 어떠한 균열도 발생되지 않았으며 슬립 또한 발생하지 않았다. 즉, 이 실험체는 일부 휨전단균열이 발생하였으나, 휨에 의하여 파괴되었다.

3.4 철근 변형률

철근 게이지의 위치는 Fig. 19와 같이 실험체 단부 일 반 휨철근에 부착시켰다. W-1-A 실험체의 철근 변형률곡선(Fig. 20)에서 보는 바와 같이 하부 휨철근 ①, ②는 Fig 13에서 슬립이 급속히 진전되기 시작한 328.5kN부터 항복점에 도달한 강선력에 대체하여 민감하게 반응하기 시작하여, 바로 항복 변형률($1,904 \times 10^{-6}$)에 도달하였고, 단면 중심부 부근의 철근 ③, ④는 단부 경사균열이 발생한 421.7kN에서 반응하여 최종 파괴에 이를 때 항복 변형률에 도달되었다.

즉, 이 보가 상당량의 강선슬립과 사인장균열이 발생한 (421.7kN) 후에도 493.3kN의 극한하중에 이르도록 잉여 내력증가를 보일 수 있다는 것은, 슬립을 동반한 하부강선이 항복점에 도달하였다는 것과 하부 철근이 항복한 421.7kN에서 단면 중심부의 휨철근이 강선력에 보완하여 그 역할을 수행함을 알 수 있다. 아울러, Anderson⁹⁾ 등이 제안한 0.1 in.(2.54 mm) 슬립을 그 강선의 정착부착파괴의

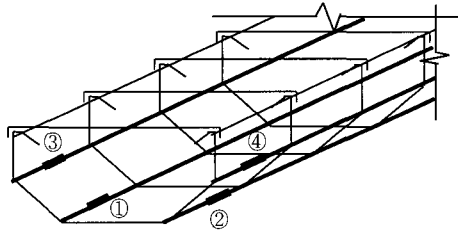


Fig. 19 Location of steel strain gage

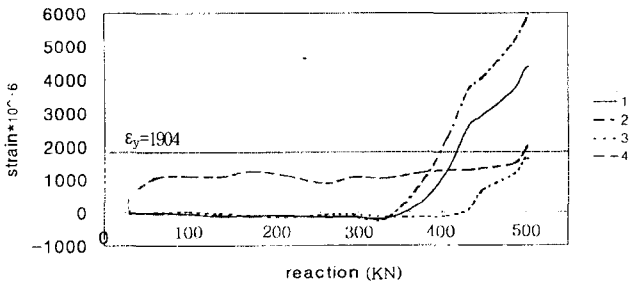


Fig. 20 Load - steel strain curve of W-1-A

기준으로 볼 때, 이 보의 강선은 일정량의 슬립을 진행하면서도 일정량의 긴장력을 유지하므로 슬립으로 인한 긴장력손실은 단면 중심부의 휨철근이 강선력을 대신하고 있음을 알 수 있다.

4. 결 론

프리캐스트 U형 PSC보는 보의 자중, 슬래브, 토핑콘크리트의 중량을 지지할 수 있어야 하며, 토핑콘크리트가 강도를 발휘하면 합성재로서 부가된 활하중에도 대응할 수 있어야 한다. 활하중 4903 Pa를 적용하여 설계한 경간 10.5m인 2개의 실물크기 U형 보에 대하여 전단경간과 내민보 길이를 다르게 하여 4번의 전단실험을 수행하였다. 실험결과로 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 1) 토핑콘크리트를 타설하여 실험한 이 합성보는 최종 파괴에 이를 때까지 일체로 거동하였으며, 강도설계기준에 합당한 휨과 전단거동을 보여주었다.

- 2) 본 연구에서 고려한 보 깊이가 얇은 U형 보의 단부 전단실험에서 집중하중 위치에 대한 ACI 정착길이 요구식은 정착부착파괴의 여부를 결정하는 기준이 되었다.
- 3) 단부 쪽에 발생한 전단균열은 모두 정착파괴로 연결되는 것이 아니며, 선행된 슬립이 존재할 때 정착부착파괴에 이르게 할 수 있다.
- 4) 단면 중심부 부근의 휨철근은 보의 연성파괴를 유도하는 역할을 위하여 효과적으로 활용될 수 있다.

참고문헌

1. Precast Concrete Institute, "PCI Design Handbook," 5th Edition, Precast Concrete Institute, Chicago, Illinois, 1999.
2. Arthur H. Nilson, "Design of Prestressed Concrete," 2nd Edition, Wiley, 1987, pp.206~229.
3. 유승룡, "국내산 PS강연선의 전체정착 성능 평가", 대한건축학회논문집, 15권 5호 1999. 5, pp.55~62.
4. ACI 318-99, "Building Code Requirements for Structural Concrete(ACI 318-99)," American Concrete Institute, Detroit, Michigan, 2000.
5. Kaufman, M. and Ramirez, J., "The Ultimate Behavior of High-Strength Concrete Prestressed I-Beams," *Procs. of Conf. at Des Moines, IA*, Sep. 1988.
6. Maruyama, K. and Rizkalla, S., "Shear Design Consideration for Pretensioned Prestressed Beams," *ACI Structural Journal*, Vol.85, No.5, Sep.-Oct. 1988, pp.492~498.
7. Russell, B. W. and Paulsgrove, G. A., "Fundamental Mechanism for the Development of Pretensioned Strands," University of Oklahoma, July, 1996.
8. 박현석, 김인규, 유승룡, "최소자중 프리캐스트 프리스트레스트 게르버 U형 보의 최적화", 콘크리트학회논문집, 14권 3호 2002. 6, pp.373~381.
9. Anderson, A., and Anderson, R., "An Assurance Criterion for Flexural Bond in Pretensioned Hollow Core Units," *ACI Journal*, Vol.73, No.8, Aug. 1976, pp.457~465.

요 약

활하중 4903 Pa를 적용하여 최소깊이로 최적 설계한, 실물크기 U형 보에 대하여 전단경간과 내민보 길이를 다르게 하여 4번의 전단실험을 수행하였다. 토핑 콘크리트를 타설한 경간 10.5m 실물크기 U형 합성보는 보의 폭/깊이 비가 2이상이다. 이 프리캐스트 프리스트레스트 보의 단부 전단거동을 평가하는 과정에서 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 1) 이 합성 U형 보는 최종파괴에 이를 때까지 일체 거동하였으며, 강도설계 기준에 합당한 휨과 전단거동을 보여주었다. 2) 본 연구결과의 범위 안에서, 본 연구에서 고려한 보 깊이가 얇은 U형 보의 전체정착길이는 집중하중 위치에 대한 ACI 정착길이 요구식이 정착부착파괴의 가부를 결정하는 기준이 되었다. 3) 단부쪽에 발생한 전단균열은 모두 정착파괴로 연결되는 것이 아니며, 선행된 슬립이 존재할 때 정착부착파괴로 유도될 수 있다. 4) 보 중앙축 부근의 일반 휨철근은 보의 연성파괴를 유도하는 역할을 위하여 효과적으로 활용될 수 있다.

핵심용어 : U형, 광폭 보, 전단경간, 슬립, 정착부착, 정착길이, 파괴거동