

건축용 프리캐스트 프리스트레스트 역티형 보와 직사각형 보의 휨거동 비교

Comparison on Flexural Behaviors of Architectural Precast
Prestressed Rectangular and Inverted-tee Concrete Beams



유승룡*

Yu, Sung-Yong

ABSTRACT

Flexural behaviors of the two typical architectural precast beam sections - inverted tee and rectangular - were compared and investigated. The heights of web in inverted tee beams are generally less than half of beam depth in building structures to accommodate the nib of double-tee where the total building height limited considerably. The inverted-tee beams are designed for parking live load - 500kgf/m' and market - 1,200kgf/m' according to the currently used typical shape in the domestic market building site in Korea. The bottom dimension and area of rectangular beams are same to those of inverted tee beams to compare the flexural behaviors of two beams. These two beams are also reinforced for similar strength.

Four flexural tests are performed on two beams. Following results are obtained from the tests: 1) The rectangular beam is simpler in production, transportation, and erection, and more economic than the inverted tee beam for these two beams with same dimension and similar strength. 1) The estimations of flexural strength of two beams by Strength Design Method and Strain Compatibility Method is fully complied with the result of tests. However, Strain Compatibility Method is slightly more accurate than Strength Design Method. 2) Overall deflections of two type beam under the service loads are less than those of the allowable limit in ACI Code provision. 3) The rectangular beam is failed in larger deflection (average 12.56mm larger) than those of inverted tee beams. 4) The rectangular and inverted tee beams show good performances under the service and ultimate loadings. However, one inverted tee beams with 6m span develop initial flexural crackings under the 88% of full service loading even though they designed to satisfy the ACI tensile stress limit provisions.

Keywords : precast, concrete, prestressed, inverted-tee, rectangular, service, flexural, strength, PCI design

* 정회원, 동국대학교 건축공학과 교수

• 본 논문에 대한 토의를 2001년 4월 30일까지 학회로 보내 주시면 2001년 6월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

직사각형단면과 역티형단면은 프리캐스트 보에 흔히 적용되는 단면이다. 실지설계에서, 구조설계자에게 이 두 단면에 대한 보다 현실적인 정보가 필요할 때가 있다.

고하중 프리캐스트(PC) 바닥판으로 주로 활용되는 일반 더블티슬래브는 일반적으로 역티형보에 의하여 지지된다. 역티형보의 하부 플랜지는 더블티슬래브 댄단부를 지지하기 위한 공간이며 복부는 휨과 전단 내력을 위하여 필요한 깊이이다. 역티형보의 절곡형상은 더블티 슬래브 댄단부 부위를 감추어 주어 층고를 줄일 수 있으며, 외관상 미관효과를 더하여 준다.

역티형 PC보는 보, 슬래브, 토핑콘크리트의 자중을 지지할 수 있어야 하며, 토핑콘크리트가 강도를 발휘하면 합성재로써 부가된 활하중에도 대응할 수 있어야 한다. 그러므로, 역티형보의 복부는 자중에 대한 휨응력에 대응하는 역할을 주로 전담한다고 할 수 있다. 건축과 토목구조물에서 역티형보는 성공적으로 적용되어 왔다. 그러나, 층고의 영향이 절대적이지 않은 토목구조물의 역티는 Mirza와 Furlong^(1,2)의 연구에서와 같이 복부의 높이가 전체높이의 62%인 반면, 건축구조물에서의 역티는 관련된 더블티의 댄깊이를 맞추기 위하여 그 높이는 50% 이하이다.

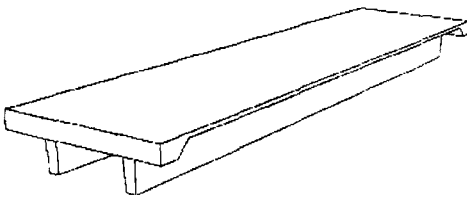


Fig. 1 Double-tee slab with modified dapped ends

최근에는 개량한 더블티 슬래브 댄단부를 국내 S사에서 발전시켜 적용하려 한다. (Fig. 1 참조) 이 개량된 더블티 댄단부는 단부 플랜지의 두께를 증가시켜 집중하중 대신 플랜지의 전 단면에 의하여 등분포한 반력을 받게되고 단부지지는 역티형보 대신 직사각형보에 의하여 지지할 수 있다(Fig. 2, 3참조). 이 경우 증가된 전단내력으로,

기존의 더블티에 비교하여 층고를 감축할 수 있으며, 토핑콘크리트 타설시 거푸집이 필요 없다.

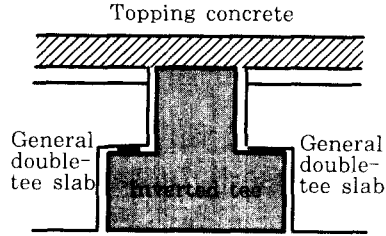


Fig. 2 Connection of inverted tee beam and double-tee slab with general dapped ends

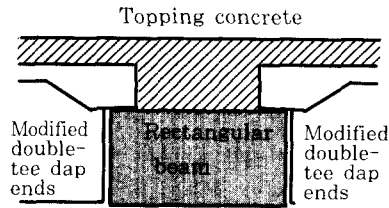


Fig. 3 Connection of rectangular beam and double-tee with modified double dapped ends

본 연구에서 역티형보와 직사각형보의 휨거동을 비교·분석하였다. 주차장 500kgf/m²과 매장 1,200kgf/m² 활하중에 대하여, 국내에서 대형매장 건축공사에 일반적으로 활용되는 역티형 단면을 활용하였으며, 직사각형보는 그 보 하단면 길이와 면적이 같게 하여 단면을 정하였다. 두 보의 공칭 휨강도를 유사하도록 배근한 두 단면에 대하여 휨실험을 실행하였다.

또한, 본 실험연구와 이와 관련된 프로젝트³⁾에서 실행한, 동일한 크기의 단면과 유사한 강도로 설계된 두 보의 실물 실험체의 생산, 운송, 시공성시험 과정을 통하여, 직사각형보는 역티형보에 비교하여 다음과 같은 장점을 갖는 것으로 판단되었다.

- 1) 역티형보의 복잡한 단면으로 생산, 운송, 시공이 직사각형보보다 난이하다.
- 2) 역티형보는 직사각형보보다 댄단부에서 취약하다.
- 3) 역티형보는 직사각형보보다 많은 전단 및 비틀림 보강을 필요로 한다.
- 4) 역티형보는 슬래브의 연속화가 난이하다.

2. 프리스트레스트 부재의 휨 해석

프리스트레스트 부재의 휨강도는 일반 철근콘크리트 구조물에서 사용하는 평형방정식을 이용하여 구할 수 있다. 프리스트레스트 부재의 콘크리트 최대 압축변형률이 0.003에 도달하는 시점에 PC강선의 공칭 인장강도 f_{ps} 는 강선의 양에 따라 결정된다. 공칭 인장강도, f_{ps} 값은 변형-적합방정식(Strain Compatibility Equation)을 이용하여 구할 수 있다.

변형-적합방정식에 의한 설계절차는 1)중립축 위치 가정, 2)PC강선과 일반철근의 변형률 계산, 그리고 3)응력블록의 깊이산정으로 구성되어 있다. 강선 응력-변형률로부터 콘크리트의 최대 변형률이 0.003이라고 가정하면 강선응력이 평면보전의 법칙에 의한 선형이론에 의하여 압축과 인장 단면력이 결정되므로 부재력을 보다 정확하게 예측할 수 있다. 변형-적합방정식은 부재의 공칭강도를 더욱 정확하게 결정할 수 있으나, 수평력이 평형을 이룰 때까지 몇 번이고 교정하여 주어야 한다.

강도 설계 기준⁽⁴⁾에서는 식 (1)을 제안하였다. 식 (1)은 일반철근과 압축철근이 포함된 프리스트레스트 부재에서도 간단하게 휨강도를 계산할 수 있도록 하였다.

$$f_{ps} = f_{pu} \left[1 - \frac{\gamma_p}{\beta_1} \left[\frac{\rho_p f_{pu}}{f_{ck}} + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \right] \right] \quad (1)$$

강도 설계 기준에서는 압축철근이 포함된 위의 식 (1)에서 다음과 같이 제한하고 있다.

$$\left[\frac{\rho_p f_{pu}}{f_{ck}} + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \right] \geq 0.17 \quad (2)$$

- 여기서, f_{pu} = 강선의 극한 인장응력
 f_{ps} = 보가 파괴시 강선의 응력
 γ_p = 0.28, 저이완을 강선의 경우
 d = 일반 철근의 유효깊이
 d_p = 강선의 유효깊이
 ρ_p = 강선의 비 ($\frac{A_p}{bd}$)
 ω = $\rho \frac{f_y}{f_{ck}}$, $\rho = \frac{A_s}{bd}$

$$\omega' = \rho' \frac{f_y}{f_{ck}}, \quad \rho' = \frac{A'_s}{bd}$$

따라서, 프리스트레스트 부재의 인장축에 일반 철근이 포함된 경우 다음 식 (3)에 따라 공칭강도를 계산할 수 있다.

$$M_n = A_p f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) + A_s f_y \left(d_p - \frac{a}{2} \right) \quad (3)$$

$$\text{여기서, } a = \frac{A_p f_{ps} + A_s f_y}{0.85 f_{ck} b}$$

Mirza, S. A.와 Furlong, R. W.는 역티정보의 휨과 비틀림 거동에 대하여 그리고 플랜지 윗면에 작용하는 집중하중에 의한 전체적인 거동에 대하여 연구하였다.

3. 실험체 계획

3.1 실험체 제작

본 연구에서는 8.4×10 m 모듈, 활하중 500 kgf/m²와 1,200 kgf/m²를 적용하여 경간거리 8.4 m인 실물크기 프리캐스트 프리스트레스트 역티정보와 직사각형을 각각 1개씩 총 4개의 실험체를 제작하였다(Fig. 4 참조).

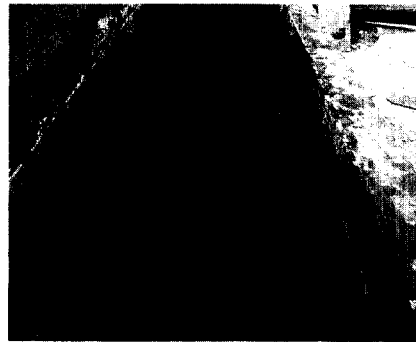


Fig. 4 Reinforcement for specimen RB500

실험체의 단면크기와 철근 배근상세는 Fig. 6~9에 제시하였다. 직사각형보와 역티정보의 단면크기는 밑면의 폭을 60 cm로 같게 하고 하중별로 동일한 단면크기를 적용하여 그 휨거동을 관찰하였다.

3.2 재 료

3.2.1 강선

PC강선은 저 이완률의, 직경 12.7 mm, 270 Gr. 7연강선으로, 국내 제조업체 K사의 것을 사용하였다. 일반철근은 항복강도 4,000 kgf/cm² 이형철근을 사용하였다. 다음의 Fig. 5는 K제강의 270Gr. 12.7 mm PC강선의 응력-변형률 곡선이다.

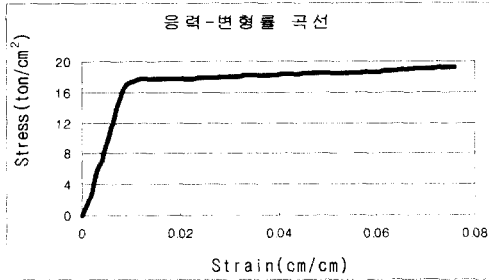


Fig. 5 Stress-Strain curves for domestic K-steel 0.5"-dia seven wire strand

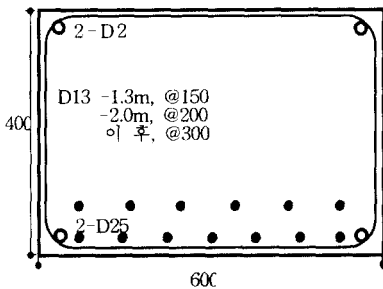


Fig. 6 Section of specimen RB500

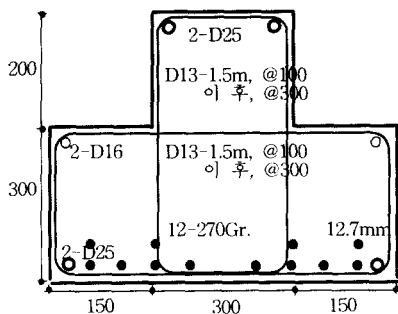


Fig. 7 Section of specimen IB500

3.2.2 콘크리트

본 실험에서 콘크리트 배합은 목표강도 420 kgf/cm²로 다음 Table 1, 2와 같다.

Table 1 Concrete Mix Design(1)

| Design strength (kgf/cm ²) | Max. size of aggregate (mm) | Slump (cm) | Air content (%) | Fine aggregate ratio (%) | Water-cement ratio (%) | Unit fine aggregate (kg/m ³) |
|--|-----------------------------|------------|-----------------|--------------------------|------------------------|--|
| 420 | 25 | 12 | 1.8 | 41 | 34 | 49 |

Table 2 Concrete mix design(2)

| Unit water (kg/m ³) | Unit cement (kg/m ³) | Unit coarse aggregate (kg/m ³) | Unit fine aggregate (kg/m ³) | Unit Add-mixture (kg/m ³) |
|---------------------------------|----------------------------------|--|--|---------------------------------------|
| 165 | 485 | 1,011 | 708 | 4.9 |

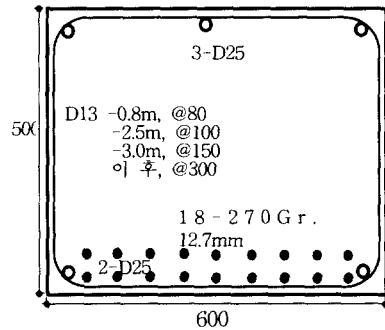


Fig. 8 Section of specimen RB1200

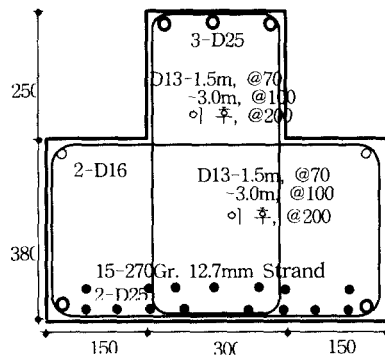


Fig. 9 Section of specimen IB1200

4. 실험

4.1 실험계획

실물크기로 제작된 스패 8 m의 역티형보 2개, 직사각형보 2개의 실험체에 대하여 휨실험을 실시하였다(Fig. 6~Fig. 9 단면 참조).

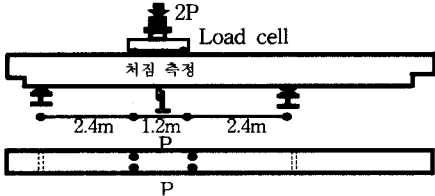
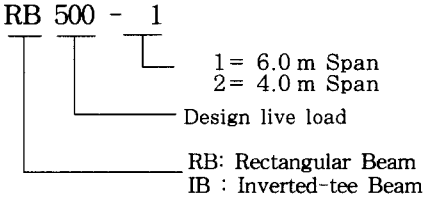


Fig. 10 Specimen Setting (6m-Span)



적용스팬은 동일 실험체에 대하여 6.0 m와 4.0 m를 적용하여 결과적으로 각 실험체당 2번의 휨실험을 실시하였다. 실험체의 설치는 Fig. 10과 같이 하였다. 가력스팬은 2.4 m 폭을 가진 더블티 슬래브의 다리 간격인 1.2 m를 적용하였다.

4.2 실험체의 설계

실험체 기호는 다음과 같다. Table 3에서는 각 실험체 강선의 극한응력과 공칭강도를 강도설계 기준과 변형-적합방정식에 의한 방법에 의하여 계산하였다. 변형-적합방정식에 의한 값이 강도설계기준에 의한 값보다 강선응력은 작게 공칭강도는 크게 산출되었다.

Table 3 Comparison of ultimate stress of strand and nominal flexural strength

| Name of specimens | Ultimate strength design | | Strain compatibility equation | |
|-------------------|------------------------------------|-------------------|------------------------------------|-------------------|
| | f_{fs} (kgf/cm ²) | M_n (tonf·m) | f_{fs} (kgf/cm ²) | M_n (tonf·m) |
| RB500 | 17,079.4 | 70.81 | 16,974.3 | 73.72 |
| RB1200 | 17,063.0 | 121.10 | 16,993.7 | 126.84 |
| IB500 | 16,547.2 | 74.44 | 16,242.6 | 78.97 |
| IB1200 | 16,757.6 | 122.38 | 16,423.2 | 131.92 |

세부설계에서 초기 강선 긴장력에 의한 상부 인장응력의 한계 초과분은 일반철근으로써 초과 분만큼 보강하였다. 역티형보의 플랜지 윗면에서 작용되는 집중하중으로 인한 플랜지 뚫림전단 파괴, 플랜지와 복부의 전단마찰 파괴, 플랜지와 복부의 분리파괴는 충분한 플랜지 면적과 결이철근 배근으로 일어나지 않도록 하였다.

4.3 실험결과 및 분석

실험체의 휨 실험결과를 Table 4에 제시하였다. 실험체의 거동을 단면의 형태별로 살펴보면 다음과 같다.

4.3.1 직사각형보

실험스팬 6.0 m와 4.0 m를 적용하였을 때 유사한 휨거동이 관찰되었다. RB500-1은 사용하중의 95%, RB1200-1은 사용하중상태의 96% 시점에서 초기균열이 발생되었다. 균열의 양상은 가력점 밑에서 초기 휨균열이 발생한 후 지속적으로 새로운 균열들이 발생되어 중립축까지는 수직으로 진행되었고, 중립축을 넘어서는 가력점으로 경사져진행되었다. 균열폭은 중국 파괴시까지도, 약 1 mm를 초과하지 않았다. 그러나 균열은 실험체의 전 단면에 걸쳐 상당히 폭 넓게 발생되었다. 최종 파괴하중에 이르러서는 상부 압축측 콘크리트의 압괴를 동반한 하부 인장파괴로 중국 파괴되었다(Fig. 11 참조).

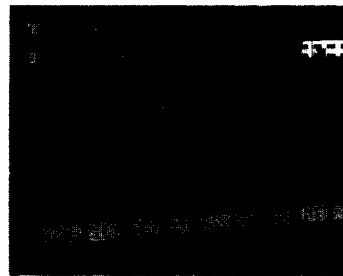


Fig. 11 View of experiment 1 (RB1200)

실험체의 결과/예측 비율은 강도설계기준 공칭 휨강도 산정방법에 의한 결과/예측 비율은 0.97-1.11로 평균 1.04이며 변형-적합 방정식에 의한 공칭 휨강도 산정방법에 의한 결과/예측 비율은

0.93-1.07로 평균 1.00을 산출하였다. 즉, 변형-적합 방정식에 의한 결과/예측이 강도설계기준의 방법보다 미소하지만 더 정확한 예측이 가능하였다. 직사각형 실험체의 이론 캠버치와 강선절단시 실험체 중앙에서 실측한 캠버치를 Table 5에 제시하였다. 이론치보다 실측된 캠버가 미소하게 크게 나타났다. 6 m와 4 m보의 처짐 측정위치에서의 캠버는 8 m 보중앙의 캠버치에 대하여 곡선 방정식으로 구하였다. 사용하중하의 처짐에서 캠

버를 제한실제처짐은 모든 실험체에서 허용 처짐 범위내에 들어있었다. RB500-1 실험체의 경우 캠버를 제한 실제 처짐이 (-)인 상태에서 초기균열이 발생되었는데 가력점 보하단에 발생한 초기 균열은 아주 미세한 균열이었다.

4.3.2 역티형보

초기 휨균열은 IB500-1을 제외하고서 사용하중상태에서 초기균열 발생제한을 만족하고 있다.

Table 4 Flexural strength of specimens

| Name of specimens | f_{ck} (kgf/cm ²) | Full service loading condition | | | | | Failing loading condition | | | | |
|-------------------|---------------------------------|--------------------------------|-----------------------------------|---------------------------------|-----------------|-----------------|---------------------------|-----------------|---------------|-----------------|-----------------|
| | | ① Design moment (tf·m) | ② Cracking moment M_{cr} (tf·m) | ③ Test cracking strength (tf·m) | ③ Test/② Theory | ③ Test/① Design | ④ Theory (tf·m) | ⑤ Theory (tf·m) | ⑥ Test (tf·m) | ⑥ Test/④ Theory | ⑥ Test/⑤ Theory |
| RB500-1 | 442.7 | 41 | 32.29 | 38.4 | 1.19 | 0.95 | 70.81 | 73.72 | 76.49 | 1.08 | 1.04 |
| RB500-2 | 463.8 | 41 | 32.29 | 41.33 | 1.28 | 1.01 | 70.81 | 73.72 | 78.87 | 1.11 | 1.07 |
| RB1200-1 | 512.6 | 67.7 | 58.9 | 64.8 | 1.1 | 0.96 | 121.1 | 126.8 | 117.7 | 0.97 | 0.93 |
| RB1200-2 | 486.7 | 67.7 | 58.9 | 79.75 | 1.35 | 1.18 | 121.1 | 126.8 | 121.9 | 1.00 | 0.96 |
| Average | 476.45 | 54.35 | 45.59 | 56.07 | 1.23 | 1.03 | 95.95 | 100.26 | 98.74 | 1.04 | 1.0 |
| IB500-1 | 430.2 | 41 | 37.77 | 36 | 0.95 | 0.88 | 74.44 | 78.97 | 75.74 | 1.02 | 0.96 |
| IB500-2 | 483.8 | 41 | 37.77 | 52.2 | 1.38 | 1.27 | 74.44 | 78.97 | 72.98 | 0.98 | 0.93 |
| IB1200-1 | 475.6 | 67.7 | 61.54 | 67.2 | 1.09 | 0.99 | 122.4 | 131.9 | 127.6 | 1.04 | 0.97 |
| IB1200-2 | 468.3 | 67.7 | 61.54 | 97.55 | 1.58 | 1.44 | 122.4 | 131.9 | 135.6 | 1.11 | 1.03 |
| Average | 464.48 | 54.35 | 49.66 | 63.24 | 1.25 | 1.15 | 98.42 | 105.44 | 102.98 | 1.04 | 0.97 |

* ④ Calculated nominal strength by ultimate strength design methods
 ⑤ Calculated nominal strength by strain compatibility methods

Table 5 Deflection of rectangular beams

| Name of specimens | Theoretical camber at center of 8.4m beam(mm) | Measured camber at center of 8.4m beam(mm) | Measured camber for real beam(6~4m) (mm)① | Measured deflection with full service loading(mm)② | Measured deflection (mm) ②-① | Maximum allowable deflection, L/360(mm) | measured deflection at failure (mm) |
|-------------------|---|--|---|--|------------------------------|---|-------------------------------------|
| RB500-1 | 19.08 | 24 | 19.6 | 15.2 | -4.4 | 16.7 | 55.4 |
| RB500-2 | 19.08 | 22 | 9.7 | 11.63 | 1.93 | 11.1 | 36.9 |
| RB1200-1 | 20.16 | 18 | 14.7 | 16.15 | 1.45 | 16.7 | 43.4 |
| RB1200-2 | 20.16 | 23 | 10.2 | 14.39 | 4.19 | 11.1 | 34.4 |

Table 6 Deflection of inverted tee beams

| Name of specimens | Theoretical camber at center of 8.4m beam(mm) | Measured camber at center of 8.4m beam(mm) | Measured camber for real beam(6~4m) (mm)① | Measured deflection with full service loading(mm)② | Measured deflection (mm) ②-① | Maximum allowable deflection, L/360(mm) | Measured deflection at failure (mm) |
|-------------------|---|--|---|--|------------------------------|---|-------------------------------------|
| IB500-1 | 14.2 | 21 | 17.2 | 13.7 | -3.5 | 16.7 | 41.6 |
| IB500-2 | 14.2 | 19 | 8.4 | 9.9 | 1.5 | 11.1 | 16.8 |
| IB1200-1 | 12.29 | 17 | 13.9 | 11.84 | -2.06 | 16.7 | 38.5 |
| IB1200-2 | 12.29 | 15 | 6.7 | 12.56 | 5.86 | 11.1 | 22.9 |

IB500-1의 경우 사용하중의 88%정도에서 초기 균열이 발생하였다. 휨균열은 공통적으로 가력점 하단의 플랜지 옆면에서 발생되어 상부로 진행되었고 약 20cm간격을 두고 계속적으로 새로운 균열이 발생되었다. 균열폭이 점점 증가함에 따라 처짐의 양상은 선형구간을 벗어나 비선형 증가추세가 두드러졌다. 6.0m와 4.0m의 실험스팬 적용 실험체에서 별다른 차이점은 관찰되지 않았다. 플랜지 옆면을 타고 가력점까지 진행된 균열은 플랜지 윗면으로 진행되어 복부상부에서 진행되어 내려온 균열들과 겹쳐지는 양상이 관찰되었다. 모든 실험체는 압축측 콘크리트의 파괴를 동반한 인장측 파괴로 최종 휨 파괴되었다. (Fig. 13 참조)

실험체의 결과/예측 비율은 강도설계규준의 공칭휨강도 산정방법에 의한 결과/예측 비율은 0.98-1.11로 평균 1.04였으며 변형-적합 방정식에 의한 공칭휨강도 산정방법에 의한 결과/예측 비율은 0.93-1.03로 평균 0.97을 산출하였다. 이것으로 변형-적합 방정식에 의한 결과/예측이 강도설계규준의 방법보다 역티정보에서도 미



Fig. 12 View of experiment 2 (IB1200)



Fig. 13 Example of flexural failure with local compression crackings (IB500-1)

소하나마 더 정확한 예측이 가능하였다.

역티형 실험체의 이론 캠버치와 강선절단시 실험체 중앙에서 실측한 캠버치를 Table 6에 기록하였다. 직사각형 단면과 마찬가지로 이론치보다 실측된 캠버가 크게 산출되었다. 또한 처짐 측정 위치에서의 캠버는 직사각형 단면의 경우와 마찬가지로 중앙에서의 캠버를 이용하여 곡선방정식에 의하여 구하였다. 사용하중하의 처짐에서 캠버를 제한 실제처짐은 모든 실험체에서 허용 처짐 범위를 벗어나지 않았다. IB500-1와 IB1200-1 실험체의 경우 RB500-1 실험체와 마찬가지로 캠버를 제한 실제 처짐이 (-)인 상태에서 초기 균열이 발생되었는데, 직사각형보와 마찬가지로 가력점 밑에서 발생한 아주 미세한 균열이었다.

4.4 휨-변위 관계

Fig. 14는 스펠 6.0 m를 적용한 실험체의 모멘트-처짐곡선이다. 활하중 500 kgf/m²를 적용한 실험체는 처짐양상이 직사각형보나 역티형보나 비슷한 양상이 나타났다.

그러나 활하중 1,200 kgf/m²를 적용한 실험체는 단면의 강성이 큰 역티형보 실험체의 처짐이 직사각형보와는 적었다. Fig. 14의 모멘트-처짐 곡선에서 역티형보의 경우가 직사각형보의 경우보다 에너지 흡수능력이 떨어져 연성파괴의 특성이 직사각형보의 형태보다는 떨어짐을 알 수 있다.

Table 5, 6과 Fig. 14에서와 같이 단면별 실험체의 처짐양상은 두 단면 비교에서 사용하중 적용시 평균 약 2 mm정도 직사각형단면의 처짐이 더 컸고 최종 파괴시에도 평균 약 12.56 mm 정도 직사각형단면의 처짐이 더 컸다.

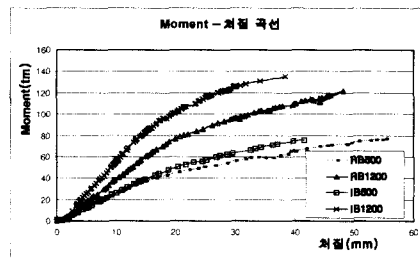


Fig. 14 Moment-displacement curve

5. 결 론

건축용 프리스트레스트 프리캐스트 역티형보와 직사각형보에 대한 휨실험 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 1) 동일한 크기의 단면과 유사한 강도로 설계된 두 보에서, 역티형보는 복잡한 단면으로 생산, 운송, 시공이 직사각형보보다 난이하다고 판단된다.
- 2) 전체 사용하중에 해당되는 실제 처짐은 모든 역티와 직사각형보에서 허용치내의 값을 산출하였다.
- 3) 본 연구에서 고려한 일반 건축용 역티와 직사각형보는 그 사용성과 내력에서 모두 만족하는 것으로 판단된다. 실험강도는 강도설계에 이론치에 97~111%의 값으로 2~3% 부족한 시험체가 두 개 있으나, 강도설계 규준에 매우 근접한 결과를 산출하였다.
- 4) 강도설계규준에 의한 프리스트레스트 부재의 휨강도 예측식은 결과/예측비가 0.97~1.11 사이 값으로 평균 1.04이고 변형-적합 방정식에 의한 휨강도 예측식은 결과/예측비가 0.93~1.07 사이값으로 평균 0.99로 산출되었다. 변형-적합 방정식에 의한 휨강도 예측이 강도설계규준에 의한 예측보다 미소하나마 정확하게 산출되었다.

5) 단 IB500-1 실험체의 경우 사용하중의 약 88%에서 초기 휨균열이 발생하였다. 이는 설계 시 사용하중 단계에서의 하부 인장응력 제한 규정을 지켜주었는데도 발생된 균열로서 이에 대한 추가적인 연구가 필요하다.

참고문헌

1. Mirza, S. A., and Furlong, R. W., "Design of Reinforced and Prestressed Concrete Inverted T Beams for Bridge Structures," *PCI Journal*, V. 30, No. 4, July-Aug. 1985, pp. 112-136.
2. Mirza, S. A., and Furlong, R. W., "Strength Criteria for Concrete Inverted T-Girders," *ASCE Journal*, V. 109, No. 8, Aug. 1983, pp. 1836-1853.
3. 유승룡, "국내 대공간 건축물에 적합한 더블티 PS슬래브 시스템 개발," 과학기술부 보고서, 2000. 11. 2.
4. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Reinforced Concrete, ACI 318-95," American Concrete Institute, Detroit, Michigan, 1995.
5. PCI Design Hand Book - Precast and Prestressed Concrete, fifth Edition, Prestressed Concrete Institute, Chicago, Illinois, 1999.
6. 유승룡, 유재천, "최적이론에 의하여 설계된 최소 깊이 더블티 슬래브의 휨거동 평가," 한국콘크리트학회논문집, 제11권 3호 1999. 6.

요 약

본 연구에서 건축용 프리캐스트보로 대표적인 역티형보와 직사각형보의 휨거동을 비교·분석하였다. 건축구조물에서의 역티형보의 복부는 관련된 더블티의 뎁깊이를 맞추기 위하여 그 높이는 일반적으로 전체높이의 50%를 넘지 않는다. 역티형보는 주차장 500 kgf/m²과 매장 1,200 kgf/m² 활하중에 대하여, 국내 대형매장 건축공사에 일반적으로 적용되는 단면을 사용하였다. 직사각형보는 그 보 하단면 길이와 면적을 역티형보와 같게 하여 단면을 정하였다. 두 보의 공칭 휨강도를 유사하도록 배근한 두 단면에 대하여 휨실험을 실행하였다.

실험을 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다. 1) 동일한 크기의 단면과 유사한 강도로 설계된 두 보에서, 역티형보는 복잡한 단면으로 생산, 운송, 시공이 직사각형보보다 난이하였다. 2) 제시된 절차에 따른 프리스트레스트 휨 부재의 강도산정은 실험결과와 매우 일치하였다. 변형-적합 방정식에 의한 휨강도 예측이 강도설계규준에 의한 예측보다 미소하나 더 정확하게 산출되었다. 3) 실제 처짐은 모든 실험체에서 허용치내의 값을 산출하였다. 4) 역티형 단면보다 직사각형 단면이 보다 평균 약 12.56mm정도 더 큰 처짐을 발생하며 연속적으로 파괴되었다. 5) 본 연구에서 고려한 일반 건축용 역티형보와 직사각형보는 그 사용성과 내력에서 모두 만족하는 것으로 판단된다. 단 IB500-1 실험체의 경우 사용하중의 약 88%에서 초기 휨균열이 발생하였다. 이는 설계시 사용하중 단계에서의 하부 인장응력 제한 규정을 지켜주었는데도 발생된 균열로서 이에 대해서는 추가적인 연구가 필요하다.

(접수일자 : 2000. 8. 17.)