

제안된 Spliced PSC-I형 거더의 휨거동에 관한 연구

A Study on the Flexural Behavior
of Proposed Spliced PSC-I Type Girder



심종성*

Sim, Jong-Sung



오홍섭**

Oh, Hong-Seob

ABSTRACT

In this study, an flexural test on half-scale spliced PSC-I girder was conducted to verify the efficiency of the long span spliced girder as suggested by the Korean Highway Design Specification. The experimental variables were construction method and composite section of girder. The experimental results showed that the specimens developed a complex failure mode due to flexural-compression and torsional stress. The cracking moment of each girder was higher the experiment than was calculated by the ACI and the ultimate strength were the almost same.

To estimate the safety and the structural efficiency of the spliced girder, the proposed Yielding Resistance Index(YRI) and ductility index by American Concrete Institutes were used based on the energy concept. The proposed YRI defined the ratio of crack resisting energy and the total energy calculated from load-displacement relationship. Based on the analysis of YRI and ductility index, the flexural behavior of the spliced girder was found to be efficient. Through the experimental results, the structural behavior of proposed spliced PSC I-type girder for long span bridge was found to be more efficient than the existing PSC I-type girders.

Keywords : experiment, flexural behavior, long span bridge, spliced PSC-I type girder, yielding resistance
Index(YRI)

* 정회원, 한양대학교 공과대학 토목·환경공학과 교수

** 정회원, 한양대학교 공과대학 토목·환경공학과

· 본 논문에 대한 토의를 2001년 2월 28일까지 학회로 보
내 주시면 2001년 4월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

도심지 교량의 장경간화에 따라 국내 건설환경에 적합한 장지간 PSC I형 거더를 개발하고자 하였으며, 단면의 설계변수 연구를 통하여 구조 효율성이 높은 장지간 PSC-I형 거더 단면을 제안하였다.^(5,6) 그러나 기존의 일체타설 공법으로 50m이상의 거더를 현장에서 제작하여 가설할 경우, 막대한 거더 자중에 의하여 거더의 국부파손과 횡방향 좌굴 등의 문제점이 발생할 수 있다.^(2,3,4) 본 연구에서는 문제점의 해결방안으로서 선진국에서 연속교 시공에 적용되고 있는 현장 접합시공 공법을 도입하여, 국내 설계기준과 단경간 교량에 맞도록 개량 발전시켰다.^(5,6,7)

그러나 개발된 현장접합공법의 장지간 PSC I형 거더는 안정성과 효율성이 실험적으로 입증되지 않았기 때문에 구조시험을 통한 검증이 필수적이나, 지간의 장대화로 인하여 실제 거더에 대한 구조시험이 어려운 것이 사실이다. 따라서 본 연구에서는 50 m 제안 거더의 거동특성을 규명하기 위하여 1/2 축소단면의 거더 시험체를 제작하여 휨시험을 수행하고자 하였다. 축소모델 시험체는 콘크리트 강도 및 단면 상사조건 등을 충족시켜 시험체를 제작하여야 하나, PSC 부재의 경우에는 철근 및 긴장재 등을 정확하게 모델링하기 어려운 단점이 있다. 따라서 본 연구에서는 50m제안 거더의 단면을 1/2로 축소 시하여 지간 25 m 교폭 7.42 m의 1등급 교량을 설계하였다. 제작된 시험체는 제안거더와 동일한 단면 형태를 적용하였으며, 설계와 시공조건을 동일하게 적용하였기 때문에 거더의 구조효율성과 거동 특성 판정이 축소모델시험을 통해서도 충분히 가능할 수 있을 것으로 판단된다.

또한 본 연구에서는 휨시험에 의한 시험체의 하중-처짐 관계로부터 곡률연성(curvature ductility)과 에너지 개념에 의한 저항에너지를 평가하여 사용상태와 파괴상태에서의 안전성을 정량적으로 평가하고자 하였다.^(1,8)

2. 제안거더의 휨파괴 시험

본 연구에서는 현장접합된 PSC-I형 거더의 휨 파괴시험을 실시하기 위하여 Fig. 1과 같은 제원의 지

간 25 m 교량을 설계하였으며, 기타 설계 조건은 제안 단면의 경우와 동일하게 적용하였다.

2.1 시험체 제작

2.1.1 시험체 설계 및 시험 변수

시험체 제작을 위하여 Fig.1과 같은 단면의 교량을 설계지간 24.9 m, 교폭 7.42 m의 2차선 1등급(DB-24) 교량으로 설계하였으며, 상판과 포장의 두께는 각각 15 cm와 8 cm로 설계하였다. 이때 거더와 상판의 콘크리트 압축강도는 각각 450 kgf/cm²과 270 kgf/cm²를 적용하였다.

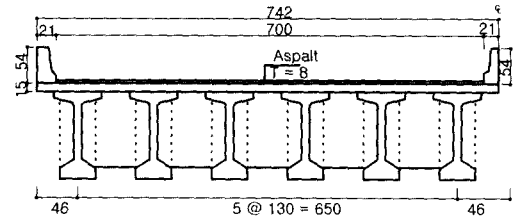
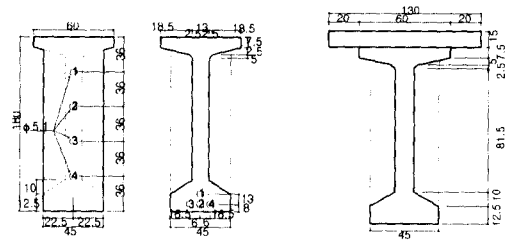


Fig. 1 Section of model bridge

Fig. 2에는 Fig. 1의 모형교량에 사용되는 지간 50 m 제안거더의 1/2 축소 모델 시험체 단면을 나타내었다.^(9,10) 거더의 복부 두께는 최소 콘크리트 덮개를 확보하기 위하여 Fig. 2(a)와 같이 13 cm로 설계하였으며, 복부에는 직경 5.1 cm의 쉬스관과 D10(10 mm)의 종방향 철근 및 D6 (6 mm)의 수직전단철근을 배근하였다.



(a) Non-composite girder (b) Composite Girder
Fig. 2 Section of specimens (unit : cm)

시험체는 일체제작 거더와 제안된 세그먼트 접합공법에 의한 현장접합(spliced) 거더, 그리고 슬래브를 타설한 현장접합된 합성거더 시험체를

제작하였으며, 시험 변수는 Table 1과 Fig. 3에 나타내었다. 현장접합거더의 접합부는 지점으로부터 6.25 m 떨어진 곳에 두어 휨 및 전단하중에 의한 국부파괴 위험을 최소화하고자 하였다.

시험체의 설계는 개발된 PSC I형 거더 교량 설계프로그램을 사용하여 휨, 전단 및 정착부에 대한 상세 설계를 실시하였다.^(15,16)

Table 1 Experimental parameter

| Variable | Design length | Concrete compressive strength | Construction method | Top slab |
|----------|---------------|-------------------------------|----------------------|----------|
| CON | 25m | 450 kgf/cm ² | Whole Construction | × |
| SG* | | | Segment Construction | × |
| CSG** | | | Segment Construction | ○ |

* SG : Spliced Girder

** CSG : Composite Spliced Girder

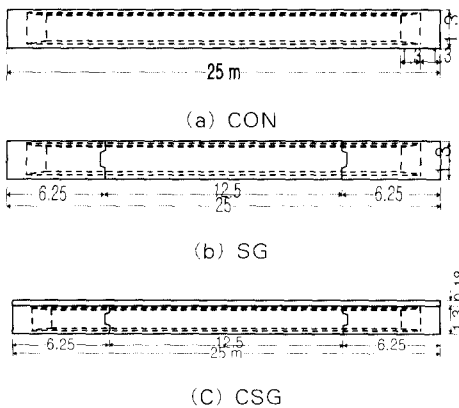


Fig. 3 Details of specimens

SG 시험체의 접합부는 전단응력에 대하여 충분히 저항할 수 있도록 설계하여야 한다. 그러나 PSC-I형 거더의 경우는 박스구조물에 비하여 복부 단면이 작기 때문에 본 연구에서는 Fig. 3과 Fig. 4에 나타낸 것과 같이 단순 전단키(shear key)를 제안하였으며, 전단설계는 도로교 설계기준의 직접전단과 휨 인장응력에 대한 제한규정을 적용하였다.^(15,19) 또한 압축응력 및 불연속면의 응력 차이로 접합부에서 발생할 수 있는 균열을 방지하기 위하여 접합부에 충분한 보강철근을 배근

하였다. 접합부 시공은 긴장재 긴장전에 에폭시 접합공법으로 시공하도록 하였으며, 임시긴장재(temporary tendon)를 Fig. 4와 같이 시험체 복부에서 긴장하여 접합부가 완전히 접합되도록 설계하였다. 이때 거더의 선형은 거더 상부철근에 기계이음을 사용하는 방법으로서 제작오차가 발생하지 않도록 하였다.

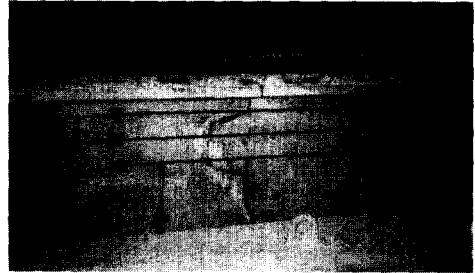


Fig. 4 Construction view of joint section

2.1.2 시험체 제작

콘크리트의 타설 후 건조수축 등으로 인한 품질저하를 피하고 콘크리트의 조기강도 발현을 위하여 타설후 12시간동안 증기양생을 실시하였다.

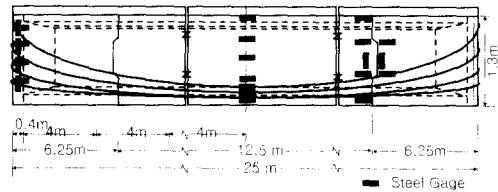


Fig. 5 Installation of steel gage

긴장재 긴장시의 정착부와 중앙부의 응력을 측정하기 위하여 철근게이지를 Fig. 5와 같이 긴장재, 거더 단부와 중앙부의 종방향 철근 및 스티립에 설치하였으며, 긴장후 캠버량을 측정, 관리하였다.

긴장재 긴장시 긴장방식에 따라 정착부와 접합부의 응력차에 의하여 예기치 못한 국부파손이 발생할 수 있다. 따라서 긴장방식에 따른 거더 단부에서의 응력분배 효율성을 고찰하기 위하여 3번과 4번 긴장재의 긴장방식(jacking process)에 차이를 두어 시공하였다(Fig. 2(a)참조). 긴

장방식 I에서는 긴장재를 1번 → 2번 → 3번 → 4번 순서로 긴장하였고, 긴장방식 II는 긴장재를 1번 → 2번 → 3번(최대 긴장력의 1/2 긴장) → 4번 → 3번 순서로 긴장하였다. 긴장방식에 따른 거더 정착부에서의 종방향 변형률은 Fig. 6과 Fig. 7에 나타내었다.

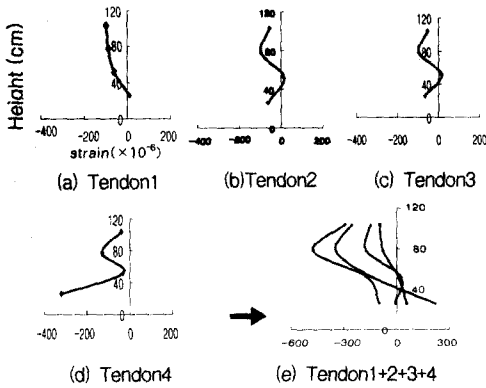


Fig. 6 Strain distribution at the anchor block due to jacking process I

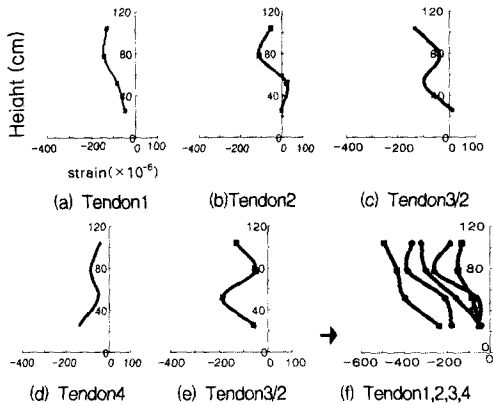


Fig. 7 Strain distribution at the anchor block due to jacking process II

긴장단계에 따라 정착부의 변형이 중첩됨을 알 수 있다(Fig.6(e), Fig.7(f) 참조). 압축 변형률은 긴장방식에 따라 변형률의 차이가 없는 것으로 나타났다. 그러나 인장변형률의 경우에는 긴장단계에 따라 부분적인 인장변형이 발생하였으며, 긴장방식 II를 적용한 시험체의 단부 변형이 긴장방식 I의 경우보다 상대적으로 등분포하는 것으로 관찰되어 전체적인 응력분배가 원활이

이루어진 것으로 판단된다.

2.2 재하 및 측정방법

PSC I형 거더에 대한 휨시험은 Fig. 8과 같이 이동식 재하장치를 이용하여 수행하였으며, 거더의 지점 장치는 PSC I형 교량에 적용되고 있는 교량용 포트받침을 사용하였다. 하중은 200 tonf 용량의 유압잭을 사용하여 Fig. 8과 같이 재하하였으며, 10 ton 단위로 하중을 증가시킨 후, 하중을 제거하였다가 다시 가력하는 방식으로 극한 하중까지 재하하였다. Fig. 5와 Fig. 8과 같이 시험체 중앙부에 철근게이지 및 콘크리트게이지를 부착하였고 시험체 중앙부 및 단부로부터 4m, 8m 지점에 변위계를 설치하여 중앙부의 변형률 및 변위를 측정하였다.

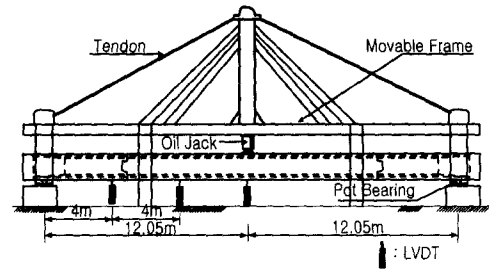


Fig. 8 Loading setup

2.3 시험결과

2.3.1 파괴 양상

각 거더의 파괴 양상을 살펴보면 Fig. 9에 나타낸 것과 같이 모든 시험체가 하중 진행 단계에 따라 가력 초기에 시험체 중앙부에서 휨 균열이 발생하였으며, 하중이 증가함에 따라 균열개수가 증가하고 거더의 복부로 균열이 진전되는 전형적인 휨균열 형태를 나타내었다. 대체로 균열의 범위는 중앙부에서 4~5m로 대칭의 형상을 띄고 있으며, CON 시험체와 SG 시험체는 주 균열이 단면의 중립축까지 진전한 후 상부콘크리트 압괴 및 복부 비틀림에 의하여 복합파괴되는 형태를 나타내었다.

(1) CON 시험체

균열 발생이후 하중이 증가함에 따라 가력점을 향하여 균열이 진전되는 전형적인 휨균열 형태를 나타내었다. 그러나 하중이 증가하고 균열이 진전됨에 따라 시험체 복부의 횡방향 강성이 급격히 저하되고 긴장재에 의한 압축응력이 상대적으로 높아지게 되어 복부의 비틀림 응력과 압축응력에 의하여 취성파괴되는 형태를 나타내었다(Fig. 9(a) 참조).

(2) SG 시험체

SG 시험체는 하중이 증가함에 따라 Fig. 9(b)에 나타난 것과 같이 휨인장응력에 의하여 접합부 전단기에 균열이 발생하게 되어 접합부가 내부 지점과 같이 거동하기 때문에 단부세그먼트와 중앙부 세그먼트의 거동이 미소한 차이를 보이는 것으로 나타났다. 그러나 전반적인 균열형태는 CON 시험체의 경우와 동일하게 나타났으며, 최대하중에 도달한 후 휨 및 비틀림 모멘트에 의한 복합거동에 의하여 파괴되는 형태를 나타내었다.

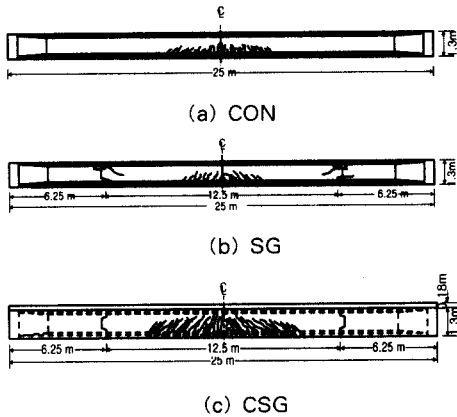


Fig. 9 Crack patterns

(3) CSG 시험체

CSG시험체의 경우 슬래브의 합성거동에 의하여 비합성단면 거더의 경우 복부까지 존재하던 콘크리트의 압축응력 불력이 상부플랜지 내로 상승하게 된다. 따라서, 하중이 증가함에 따라 SG 시험체에 비하여 균열발생수가 증가하였으며, 균열 폭은 감소하는 것으로 나타났다. 이것은 상부

슬래브에 의한 합성작용으로 인하여 재하하중에 대한 모멘트분배가 충분히 이루어졌기 때문인 것으로 판단된다. 또한 시험체는 공칭모멘트 532 tonf·m($P=88.6\text{tonf}$)를 초과한 후 상부슬래브의 콘크리트가 압괴되었으며 CON시험체 및 SG 시험체에 비하여 안정적인 거동을 보이는 것으로 나타났다. CSG시험체는 슬래브에 의한 횡방향 휨강성의 증대로 인하여 종방향 철근 항복이후에도 비틀림 모멘트에 대하여 충분한 저항력을 갖는 것으로 관찰되었으며, CSG시험체의 파괴모드는 휨모멘트에 의한 전형적인 휨파괴 형태를 나타내었다.

2.3.2 하중-변위 관계

(1) CON 시험체

CON 시험체의 중앙부와 단부의 하중-변위관계는 Fig.10에 나타내었으며, 균열 하중은 약 49.4 tonf인 것으로 관찰되었다. 그리고 약 67.2 tonf에서 한계상태에 도달하고 71.4 tonf에서 파괴되었다. 강도설계법에 의한 균열하중과 극한하중은 각각 33.7 tonf과 66.7 tonf으로 균열하중의 값은 실험치가 약 15 tonf정도의 높은 것으로 나타났으며, 공칭하중은 약간 높은 것으로 나타났다.

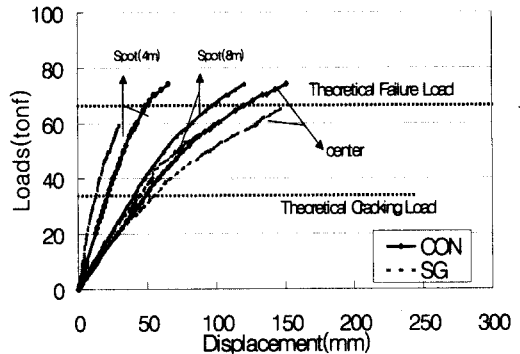


Fig. 10 Loads-Displacement relationship of CON and SG specimens

(2) SG 시험체

SG 시험체의 하중-변위관계는 Fig. 10과 같으며 균열 하중과 파괴강도는 각각 38.2 tonf과 65.6 tonf인 것으로 관찰되었다. 이를 강도설계법에 의한 해석결과와 비교하면, 균열하중은 CON

거더와 같이 높게 나타났으나, 공칭하중의 값은 약간 작은 것으로 나타났다.

SG시험체의 경우 하중이 증가함에 따라 중앙부와 단부의 거동이 부분적으로 불연속한 것으로 나타났으며, 이는 하중 증가에 따라 접합부의 일체 거동이 부분적으로 손상되었기 때문인 것으로 판단된다. 따라서 국부손상으로 인하여 접합부의 응력 분배가 이루어지지 않아 CON 시험체보다 낮은 하중에서 균열이 발생한 것으로 판단된다. 그러나 이후의 거동에서는 CON 시험체와 거의 동일한 강성을 나타내는 것으로 관찰되었으며, 접합부에서의 응력 불균형 및 불연속성은 관찰되지 않았다.

SG 시험체의 파괴하중은 CON시험체에 비하여 약간 작은 것으로 관찰되었으며, 이는 비합성 단면에서 접합부의 경계조건이 하중 단계에 따라 변화됨에 그 원인이 있는 것으로 판단된다. 하중에 의한 부재의 인장력은 긴장재에 의하여 전 부재에 걸쳐 유효하게 작용하나, 상단 압축부의 경우에는 접합부가 내부지점과 같이 작용하여 압축 응력 전달이 이루어지지 않고, 이로 인한 중앙부의 응력집중으로 인하여 상대적으로 작은 하중에서 보가 파괴된 것으로 판단된다.

CON 시험체와 SG시험체의 종방향철근 항복이후 시험체는 일반적인 PSC I형 거더와 같이 비틀림 응력에 대한 저항력이 감소로 인하여 부재가 파괴되었다.

(3) CSG 시험체

CSG시험체의 하중-처짐 관계는 Fig. 11과 같다. CSG시험체의 균열 하중은 약 58.1 tonf인 것으로 나타났으며, 91.3 tonf의 하중에서 슬래브의 상단 압축변형률이 0.003에 도달한 후 압괴되었다. 강도설계법에 의한 균열하중과 공칭하중은 각각 44.0 tonf과 88.3 tonf으로 계산되었으며, 균열하중은 실험치가 42 tonf정도 큰 것으로 나타났다.

CSG 시험체에서는 SG 시험체에서 나타난 균열하중의 저하 및 접합부의 부분적인 균열은 나타나지 않았으며, 전체적인 구조거동이 CON 시험체와 유사한 것으로 관찰되었다.

따라서 슬래브 타설 후 상단부의 일체화로 인

하여 압축응력의 분배가 원활하게 이루어짐에 따라 SG 시험체와 같은 불연속 거동이 발생하지 않았으며, 전체적인 거동인 거동을 보인 것으로 판단된다.

Fig. 11에 나타낸 것과 같이 CSG시험체가 SG 시험체에 비하여 구조성능이 우수한 것으로 관찰되었으며, 균열하중과 최대하중이 각각 65%와 35% 증가하는 것으로 나타났다. 사용하중 상태의 거동을 판별하는 균열전의 초기 강성은 CSG시험체가 크게 증가하는 것으로 관찰되었으며, 균열 후 강성은 거의 동일한 것으로 나타났다.

따라서 CSG시험체의 경우 자중에 의한 내하력 저하보다는 슬래브의 합성으로 인한 콘크리트 압축블럭 깊이의 감소로 인한 저항 모멘트의 증가가 상대적으로 큰 것으로 관찰되었다.

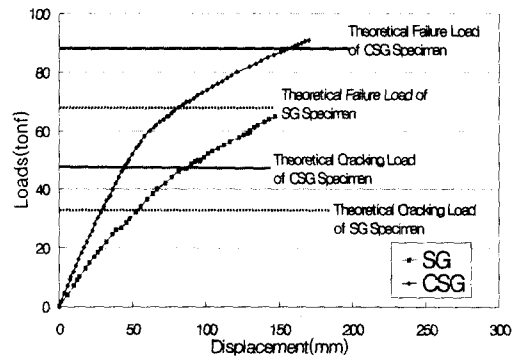


Fig. 11 Load-Displacement relationship of SG and CSG specimens

2.3.3 하중-변형률 관계

하중단계별 거더의 각 위치에서의 하중-변형률 관계를 다음과 같이 정리하였다.

(1) CON 시험체

Fig. 12에는 시험체 중앙단면의 하중 단계에 따른 변형을 변화를 나타내었다. 하중가력 초기의 중립축은 하연으로부터 60 cm 정도로 관찰되었으며, 탄성설계에 의한 결과와 거의 동일한 것으로 나타났다.

초기하중에서 시험체 상하부의 변형률은 선형 관계를 유지하고 있으나 하중이 증가함에 따라 복부의 변형이 상대적으로 증가하는 것으로 나타

났다. 이는 하중이 증가함에 따라 시험체 하부에 발생한 균열이 복부로 진전되고, 이로 인하여 콘크리트 사이의 연속성이 상실되기 때문인 것으로 판단된다. 균열이 발생한 PSC 부재는 연직하중에 대하여 복부콘크리트의 스트립(strip)과 상부콘크리트 및 하부의 긴장재에 의하여 지지된다. 그러나 부재 상하부의 강성에 비하여 복부의 압축강성이 상대적으로 작고, 긴장재의 횡방향 형상에 의하여 시험체 복부에 횡변위가 발생하게 된다. 따라서 PSC 거더에 비틀림 응력이 발생하게 되고, 하중이 증가함에 따라 상부콘크리트의 압축응력과 복부의 비틀림 응력에 의하여 부재가 파괴되는 것으로 나타났다.

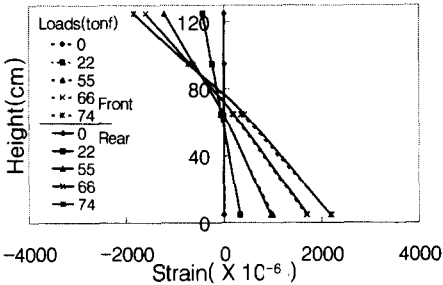


Fig. 12 Load-Strain relationship at the mid-span of the CON specimen

(2) SG 시험체

SG 시험체의 경우도 CON 시험체의 경우와 같이 하중이 증가함에 따라 시험체 복부의 철근 변형률이 위치에 따라 차이를 나타내는 것으로 관찰되었다. 콘크리트 균열 진전 및 주철근 항복에 따라 횡방향 강성이 저하되고, 거더 횡단면의 긴장재의 위치 차이에 의하여 발생하는 비틀림

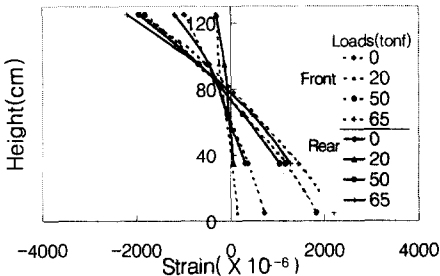


Fig. 13 Load-Strain relationship at the mid-span of the SG Specimen

응력에 의하여 거더 상하부의 변형률이 비선형 상태를 이루게 되며, 거더 전면과 후면의 변형률 차이가 발생하는 것으로 판단된다.

따라서 CON 거더와 SG 거더의 거동에 일치성을 볼 수 있으며, 현장접합된 거더와 일체 제작된 거더의 거동에는 큰 차이가 없는 것으로 나타났다(Fig.13 참조).

(3) CSG시험체

Fig. 14에는 CSG 시험체의 단면 위치에 따른 하중별 변형률 선도를 나타내었다. CSG 시험체는 비합성 단면(CON 및 SG 시험체) 시험체에 비하여 복부중앙에서의 항복이후 전면과 후면의 변형률 차이가 크지 않은 것으로 나타났으며, CSG시험체의 경우 슬래브 합성에 의하여 중립축의 위치가 높아진 것을 알 수 있다. 또한 최대하중 작용시 다른 시험체와 같이 복부에서 비틀림 응력이 발생하고 있음을 나타내고 있다.

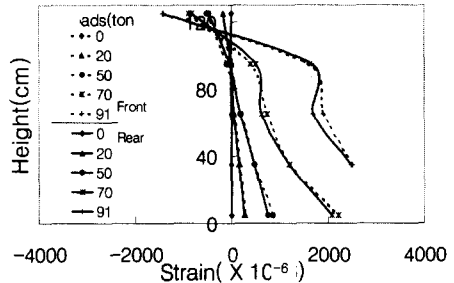


Fig. 14 Load-Strain relationship at the mid-span of the CSG specimen

2.3.4 시험결과 분석

각 시험체별 균열모멘트와 파괴강도는 Table 2와 같다. 시험체별 균열모멘트는 CON 시험체와 SG 시험체의 경우 해석값에 비하여 시험값이 13~23% 정도 큰 것으로 나타났으며, 설계공칭강도와 시험시의 파괴강도를 비교한 결과 파괴강도가 공칭강도에 비하여 3~7% 정도 크게 나타났다.

그리고 각 시험체의 최대하중 작용시 처짐량은 Table 3과 같다. CON 시험체와 SG 시험체의 경우 처짐량이 차이가 있는 것으로 나타났으나, 하중 재하에 의한 총 처짐은 거의 같은 값이며, CSG시험체의 경우에는 해석결과와 비교하여 실

제 처짐량이 38 % 정도 증가한 것으로 나타났다.

Table 2 Comparison of the cracking-moment and failure moment(Tonf · m)

| Specimens | Cracking moment | | | Failure moment | | |
|-----------|-----------------|------|-----------|----------------|------|-----------|
| | Exp. | Cal. | Exp./Cal. | Exp. | Cal. | Exp./Cal. |
| CON | 250 | 203 | 1.23 | 430 | 402 | 1.07 |
| SG | 230 | 203 | 1.13 | 395 | 402 | 0.983 |
| CSG | 350 | 265 | 1.33 | 550 | 532 | 1.034 |

Table 3 Comparison between with experimental and calculated results(USD) of the Max. moment and deformation

| Specimens | Max. deformation(cm) (Experimental deformation/ Calculated deformation) | | |
|-----------|---|---------|---------|
| | Exp.(A) | Cal.(B) | (A)/(B) |
| CON | 15.3 | 15.074 | 1.015 |
| SG | 15 | 15.074 | 0.995 |
| CSG | 17.1 | 12.393 | 1.38 |

3. 곡률연성 및 항복저항지수

3.1 개설

프리스트레스 콘크리트 구조물은 일반 철근콘크리트 구조와 비교하여 파괴하중에 대한 사용하중의 비가 높으며, 항복강도가 명확하지 않고 항복후의 거동이 상대적으로 취성적인 것이 사실이다. 따라서 제안된 PSC I형 거더를 실제구조물에 적용하기 위해서는 구조거동시의 에너지 흡수 능력인 연성과 균열 발생이후의 안전성을 정량적으로 평가하여야 한다. 따라서 본 연구에서는 ACI(American Concrete Institute)에서 제안된 연성평가식을 사용하여 제안거더의 연성을 평가하였으며, 에너지개념에 의한 균열이후의 사용성과 파괴저항성을 평가할 수 있는 항복저항지수를 제안하여 제안거더의 사용성능을 정량적으로 평가하였다.^(1,8)

3.2 곡률연성

3.2.1 연성지수에 의한 거동분석

구조물의 곡률연성(curvature ductility)은 구조부재가 파괴 전까지 보여주는 변형에너지의 정도를 나타내는 정성적인 개념으로서 구조물의 안전도를 평가함에 있어 고려해야하는 중요한 요소이다. 또한 곡률연성은 내진 설계시 유입된 지진에너지를 흡수 소모하는 지표로서 사용된다. 일반적으로 연성에 대한 정량적인 평가방법은 식(1)과 같이 곡률 ϕ , 회전 θ , 처짐 δ 등의 항복상태와 극한상태의 비로 나타내며, 이를 연성비(ductility ratio) 또는 연성지수(ductility index)라고 부른다.⁽⁸⁾

$$\mu_{\phi} = \frac{\phi_u}{\phi_y} \left(\text{or } \frac{\theta_u}{\theta_y} \text{ or } \frac{\delta_u}{\delta_y} \right) \quad (1)$$

3.2.2 에너지 개념에 의한 거동분석

철근콘크리트 및 강구조물의 경우, 강재의 특성상 항복상태에 대한 정의가 명확하게 나타나지만 PSC 부재의 경우에는 PS강재의 항복점이 뚜렷하지 않기 때문에 식(1)의 적용이 어렵다. 따라서 본 연구에서는 파괴에너지 개념을 도입하여 사용상태 하에서의 파괴저항도인 안전성을 정량적으로 평가하고자 하였다.

에너지 개념을 통하여 구조물의 거동을 분석하면 Fig. 15와 같다. 이때 $W_{total\ energy}$ 는 총 흡수 에너지로서 부재의 하중-변위 관계 또는 단면의

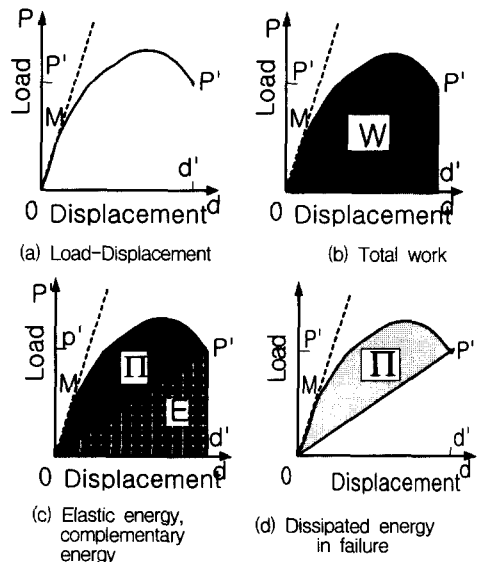


Fig. 15 Yielding resistance energy[1]

모멘트-곡률 관계의 구조물 항복상태까지의 총 면적으로 계산되며, 탄성 변형에너지인 $E_{elastic strain energy}$ 는 총 에너지중 소모되지 않고 저장되는 에너지를 의미한다. 즉, Fig. 15(a)와 같은 하중-변위관계를 갖는 구조물에서 총 흡수 에너지는 Fig. 15(b)의 W 의 면적과 같으며, 탄성변형에너지는 Fig. 15(c)의 E 의 면적으로서 계산된다. 따라서 구조물 항복시 균열에 의하여 방출되는 에너지는 (d)의 Π 와 같으며, 이는 항복시의 저항에너지와 동일하게 생각할 수 있다. 따라서 각 시험체의 에너지 개념에 의한 파괴시의 에너지 방출량을 비교할 수 있으며, 연성능력 및 균열 제어능력과 제안거더의 안전성을 평가할 수 있다. 이때 저항에너지(Π)는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$W_{total energy} = E_{elastic strain energy} + \Pi \quad (2)$$

$$\Pi = W_{total energy} - E_{elastic strain energy} \quad (3)$$

$$\text{여기서, } W_{total energy} = \int_0^{d'(\text{yielding point})} P dd'$$

= 외부일에 의한 총 에너지

$$E_{elastic strain energy} = \frac{1}{2} P d'$$

= 탄성변형에너지 (고유특성치)

$$\Pi = \text{균열면을 통해 방출되는 저항에너지 (저항치)}$$

본 연구에서는 다음의 두 가지 방법에 의해 시험체의 거동 및 제안거더의 안전성을 평가하였다.

(1) 연성지수 평가식

먼저 식(4)와 같은 ACI제안식인 연성지수 평가식을 사용하였다^(7,8).

$$\mu_E = \frac{1}{2} \left(\frac{W_{total energy}}{E_{elastic strain energy}} + 1 \right) \quad (4)$$

위의 연성지수 평가식에서 총에너지와 탄성에너지는 Fig. 16와 같이 적용하였으며, 결과는 Fig. 17과 같다.

식 (4)에 의한 해석결과 SG 시험체의 연성지

수가 CON 시험체에 비하여 약간 작은 것으로 나타났으며, 이는 SG 시험체 접합부의 불연속 거동에 기한 것으로 판단된다. 그러나, SG 시험체에 슬래브를 일체 타설한 CSG 시험체의 경우 불연속성이 상쇄되어 월등한 연성능력의 향상을 유발하고 있다. 따라서 제안된 현장접합 공법을 적용한 PSC-I 거더의 경우 슬래브를 합성함으로써 일체거더와 비교하여 큰 차이점이 없이 거동함을 알 수 있다.

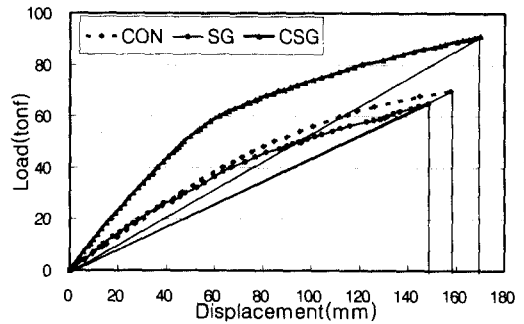


Fig. 16 Load-Displacement relationship and ductility index of specimens

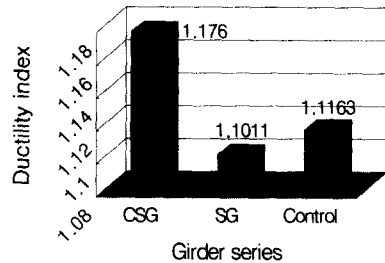


Fig. 17 Ductility index of specimens

(2) 항복저항지수 평가 제안식

본 연구에서는 장지간 PSC-I형 거더의 휨 거동을 평가하기 위하여 균열발생이후의 거동을 평가하는 항복저항지수 평가식을 제안하였다.

PSC구조물은 다음과 같은 성질을 갖는다.

- i) PSC구조물의 특성상 갑작스러운 취성파괴를 일으킨다.
- ii) 균열발생이전의 거동이 선형성을 유지함으로써 모든 에너지가 탄성에너지와 같다고 가정할 수 있다.

iii) 긴장재의 항복이후의 거동은 구조물의 내력을 상실한다.

따라서 PSC구조물의 구조물항복상태에서 식 (5)와 같이 총에너지에서 균열에 저항하는 에너지의 비율을 고찰함으로써 구조물의 연성거동 능력 및 안전성을 분석할 수 있다.

$$YRI = \frac{\Pi}{W_{total\ energy}} = \frac{\Pi}{E_{elastic\ strain\ energy} + \Pi} \quad (5)$$

여기서, YRI = 항복저항지수

각 시험체의 항복상태는 시험체 중앙부에서의 최하단 긴장재 위치의 주철근 변형율이 0.002에 도달할 때를 기준으로 하였으며, Fig. 18에는 균열하중과 항복하중을 나타내었다.

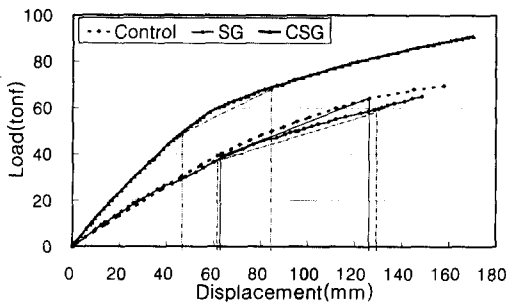


Fig. 18 Load-Deflection relationship of specimens and failure criteria

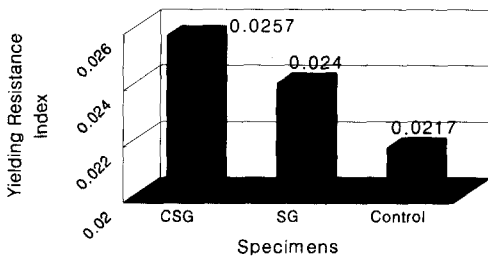


Fig. 19 Yielding resistance index

Fig. 19에는 식 (5)에 의한 항복저항지수를 나타내었으며, CSG 시험체가 가장 큰 것으로 나타났다. 균열발생 후부터 긴장재 항복까지의 거동에서는 SG 시험체가 CON 시험체에 비하여 파괴

저항에너지가 약간 높은 값을 나타내고 있으며, 이는 실제 상태에서 SG 시험체가 충분한 안전성을 확보하고 있음을 보여주는 것이라고 판단된다.

따라서 현장접합된 PSC-I형 거더의 휨 균열 발생이후의 구조물 한계상태 영역에서의 연성거동능력은 일반거더에 비해 떨어지지 않는 것으로 고찰되었으며, CSG 시험체와 같이 합성단면의 경우에는 충분한 안전성을 갖고 있음을 알 수 있다.

4. 결론

장시간 Spliced PSC-I 거더의 휨시험을 통하여 도출된 결과를 정리하면 다음과 같다.

- 1) CON 시험체와 SG 시험체의 경우 주철근 항복 후 압축응력 및 복부의 비틀림 응력에 의하여 취성파괴되었으나, CSG 시험체의 경우에는 충분한 연성거동 후 상부콘크리트가 압괴되었다.
- 2) CON 시험체의 균열강도 및 파괴강도는 SG 시험체에 비해 약간 큰 값을 갖는 것으로 계측되었으나 전체적인 강성의 변화는 없었으며, 파괴형상은 동일한 것으로 나타났다.
- 3) CSG 시험체의 경우, 슬래브의 합성작용으로 인하여 초기 휨강성 및 휨강도가 비합성 단면에 비하여 증가하는 것으로 나타났으며, 사용하중 재하시에 충분한 안전성을 확보할 수 있는 것으로 판단된다.
- 4) 구조물 한계상태에서의 안전성을 평가하기 위하여 균열하중이후 항복하중까지의 총에너지에 대한 균열에너지의 비를 항복저항지수로 제안하였다. 항복저항지수에 대한 비교 결과, CON 시험체에 비하여 SG 시험체가 약간 높게 나타났으며, SG 시험체가 안전성 측면에서 문제가 없음을 보여주고 있는 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 대우엔지니어링의 연구비 지원에 의

하여 수행되었으며, 저자들은 이에 깊은 감사를 드립니다.

참고문헌

1. Bazant, Z. P., Planas, J. "Fracture and Size Effect in Concrete and Other Quasibrittle Materials," CRC Press, 1998.
2. Donald Mills, Chow, Kenneth T., Marshall, Scott L., "Design-Construction of Esker Overhead," PCI JOURNAL, Sep-Opt 91, pp44-51.
3. Janssen, h. Hubert, Spaans, L., "Record Span Spliced Bulb-Tee Girders Used in Highland View Bridge," PCI JOURNAL, V. 1, January-February, 1994, pp.12-19.
4. Roller, John. J., Martin, B.T., Russel, H. G., and Bruce, R. N., "Performance of Prestressed High Strength Concrete Bridge Girders," PCI JOURNAL, Vol. 38, No 3., May-June, 1993, pp. 34-45.
5. 심종성의 다수, "국내 시방규정에 적합한 Bulb-Tee 거더의 사용가능성에 대한 연구(제1단계)," 한양대학교 공학기술연구소, 1998.3.
6. 심종성 외 다수, "장경간 Spliced PSC 거더교량의 개발에 대한 연구," Vol. 10, No. 2, 한국콘크리트학회 학술발표회 논문집, 1998., pp. 680~685.
7. 심종성, 오홍섭, 김민수, "장경간 Spliced PSC 거더의 휨거동에 관한 실험적 연구," Vol. 11, No. 1, 한국콘크리트학회 학술발표회 논문집, 1999., pp.519~524.
8. 정상모, "FRP 긴장재를 이용한 콘크리트 보의 연성지수 평가," 대한 토목학회논문집, 1998.10.
9. "콘크리트구조설계기준," 한국콘크리트학회, 1999

요 약

본 연구에서는 이론상으로 제안된 장지간 PSC I형 거더의 효율을 입증하기 위하여 비합성단면과 합성 단면 시험체에 대하여 1/2축소모델 시험을 실시하였으며, 시험결과 휨-압축 및 비틀림 파괴가 일어났다. 시험체의 균열하중과 극한강도는 실험값이 해석값보다 크게 나타났으며, 구조 효율성이 뛰어난 것으로 고찰되었다.

본 연구에서는 제안된 현장접합 거더의 사용하중상태에서의 안전성을 판정하기 위하여 항복저항지수 (YRI)를 제안하였으며, YRI는 시험체의 균열하중부터 항복점까지의 전체에너지와 균열에 의한 방출에너지의 비로써 정의하였다. 또한 슬래브를 합성한 합성거더는 단면중대로 인하여 구조효율성이 크게 향상되는 것으로 나타났으며, 제안거더의 안전성과 사용성이 증대하는 것을 고찰되었다. 따라서 제안된 Spliced PSC-I형 거더는 현장적용에 적합한 것으로 고찰되었으며, 장지간 교량의 시공에 적절하고, 사용하중 상태에서 충분한 구조적 안정성을 확보하고 있는 것으로 판단된다.

(접수일자 : 2000. 3. 27.)