

콘크리트 건조수축에 의한 합성거더의 장기거동

Long-term Behavior of Steel-Concrete Composite Girders due to Concrete Shrinkage

배 두 병¹⁾ · 윤 석 구²⁾ · 함 상 희³⁾

Bae, Doo Byong · Youn, Seok Goo · Ham, Sang Hee

요약 : 콘크리트의 건조수축에 의한 합성거더의 장기거동을 평가하기 위해 수행한 실험과 이론적 분석방법에 대해 기술하였다. 합성거더를 제작하여 장기간 실내실험을 통해 콘크리트의 건조수축에 따른 합성보의 처짐, 곡률변화 및 변형률변화를 측정하였으며, 실험결과를 AEMM(Age-adjusted Effective Modulus Method)을 이용한 해석치와 비교하였다. 또한 콘크리트의 건조수축에 의한 합성거더의 장기거동에 영향을 미치는 여러 변수들에 대한 해석을 수행하였다. 실험결과 합성거더의 장기거동은 AEMM에 의해 적절히 평가할 수 있다는 것을 확인할 수 있었다. 합성거더의 콘크리트 단면에 커다란 인장응력이 발생하기 때문에 연속교 부모멘트부뿐만 아니라 단순교 정모멘트부에도 횡방향균열이 발생할 수 있다는 것을 보였으며, 횡방향 균열을 무시하는 경우 강거더에 작용하는 응력이 과대평가 될 수 있다는 것을 확인하였다. 이상의 연구결과를 토대로 콘크리트의 건조수축에 의한 합성거더의 장기거동 평가시 콘크리트 단면에 발생할 수 있는 횡방향균열을 고려하는 것이 합리적이라고 판단된다.

ABSTRACT : Experimental tests and theoretical methods of the analysis of the concrete shrinkage behaviors of steel-concrete composite girders are described herein. Steel-concrete composite test specimens were fabricated in the laboratory, and long-term behaviors such as deflections, curvatures, and strains were measured for one year. Test results were compared to the analytical results obtained by using the age-adjusted effective modulus method (AEMM). In addition, composite girders have been analyzed to investigate the effects of several parameters on the concrete shrinkage behaviors. From the long-term test results, it could be used to validate AEMM for the evaluation of the shrinkage behavior of composite girders. Because the shrinkage of the reinforced concrete slab in composite girders may lead to large tensile stresses in the concrete section, the transverse cracking of the slab could occur both in the positive and negative regions. Therefore, if the cracking of concrete would be ignored, it might lead to an overestimation of the stresses of the steel section of composite girders. Based on this research, it is proposed that the effect of transverse concrete cracking on the shrinkage behavior of steel-concrete composite bridges be considered.

핵심용어 : 합성거더, 콘크리트 건조수축, 장기거동, 횡방향 균열

KEYWORDS : composite girder, concrete shrinkage, long-term test, AEMM, transverse cracking

1. 서론

강거더와 철근콘크리트 바닥판으로 구성된 합성형교량은 콘크리트 건조수축으로 발생하는 압축력과 휨모멘트로 인해 합성거더에 처짐과 곡률변화가 발생한다. 강거더에는 상부플랜지에 압축력이 발생하며, 철근콘크리트 바닥판에는 인장력이

발생하여 부모멘트부를 포함하여 정모멘트부에도 균열이 발생할 수 있다. 콘크리트의 최종건조수축량은 콘크리트 재료특성, 상대습도, 온도 그리고 부재형상에 따라 변화되는데, 심한 경우 1000 $\mu\epsilon$ 정도까지 발생할 수 있다. 강합성거더의 경우 그림 1과 같이 철근콘크리트 바닥판이 강거더의 상부플랜지 위에 있기 때문에 건조수축의 영향이 일반적인 콘크리트구조물

1) 정회원, 국민대학교 건설시스템 공학부 교수, 공학박사
Tel. (02-910)-4637, Fax. (02-910)-4939, E-mail : dbbae@knu.kookmin.ac.kr
2) 정회원, 서울산업대학교 토목공학과 전임강사, 공학박사(sgyoun@snut.ac.kr)
3) 학생회원, 서울산업대학교 토목공학과 석사과정, 공학사(ham32@unitel.co.kr)

본 논문에 대한 토의를 2005년 6월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

보다 매우 크며, 바닥판에 발생하는 인장응력이 콘크리트의 직접인장강도를 초과하는 경우 바닥판을 관통하는 횡방향 균열이 발생한다.

콘크리트의 최종건조수축량은 환경요인에 의한 영향이 크기 때문에 여러 국가들의 규정들은 지역적 특성이 고려되어 일정치 않은 경향을 나타내고 있다. 일본 도로교시방서(2002)의 경우에는 200 $\mu\epsilon$, 캐나다 OHBDC(1992)에는 평균습도의 변화에 따라 130 $\mu\epsilon$ 에서 520 $\mu\epsilon$, 영국 BS규정(1979)에는 환경조건 변화에 따라 100 $\mu\epsilon$ 에서 300 $\mu\epsilon$, 그리고 Eurocode 2(1992)에는 280 $\mu\epsilon$ 에서 330 $\mu\epsilon$ 사이의 값들이 규정되어 있다. 건조수축에 의해 발생하는 크리프를 고려하기 위한 콘크리트의 유효탄성계수 계산방법 또한 다양성을 보이고 있다. 우리나라의 경우 도로교설계기준(2000)의 강교편에는 콘크리트의 최종건조수축량이 180 $\mu\epsilon$ 로 제시되어 있으며, 이 수치는 콘크리트교편에 프리스트레스의 감소량을 계산시 콘크리트 재령이 4일에서 7일 사이인 경우 적용하는 최종건조수축량 270 $\mu\epsilon$ 보다 작은 값이다.

동바리를 이용하지 않고 강거더 위에 콘크리트를 타설하는 합성형교량의 경우, 고정하중에 의해 콘크리트 바닥판에 응력이 발생하지 않고 포장과 방호벽의 경우 합성단면에 작용하기 때문에 크리프의 영향이 매우 작다. 결과적으로 콘크리트의 건조수축에 의한 영향이 장기거동의 대부분을 차지한다 (Bradford, 1997). 대표적인 콘크리트의 건조수축 모델인 ACI 규정(1978)과 CEB-FIP 규정(1991)에 의해 산출되는 최종건조수축량은 서로 간에 많은 차이가 있지만, 현행 도로교설계기준 콘크리트교편의 콘크리트 건조수축 기준은 CEB-FIP 모델에 기초하고 있다. 콘크리트 건조수축에 대한 합성거더의 계산방법들은 EMM(Effective Modulus Method), AEMM(Age-Adjusted Effective Modulus Method), RCM(Rate of Creep Method), IDM(Improved Dischinger Method), 그리고 SSM(Step by Step Method) 등이 있으나, Bazant(1972)가 제안한 AEMM이 실용적으로 적용할 수 있는 유효한 방법으로 여겨지고 있다 (Gilbert, 1989). 하지만, 도로교설계기준에 제시된 합성거더 장기거동 해석방법은 EMM방법과 유사하며, 콘크리트의 재령을 고려하지 않는 단점이 있다.

본 연구에서는 도로교설계기준 강교편의 콘크리트 건조수축 규정에 대한 타당성을 평가하기 위하여 합성거더의 장기거동을 AEMM 방법과 CEB-FIP 콘크리트 모델을 이용하여 해석하였으며, 해석치를 단순합성거더에 대한 장기거동 실험결과와 비교-검토하였다. 연속교의 경우, 시공단계를 고려할 수 있는 유한요소해석 프로그램을 개발하여 콘크리트 건조수축에 의한 1차효과(primary effect)와 2차효과(secondary

effect) 그리고 종방향철근량 변화에 따른 거동을 분석하였다. 연구결과를 토대로 콘크리트 건조수축에 의한 합성거더의 장기거동을 적절히 평가할 수 있는 방안을 대해 고찰하였다.

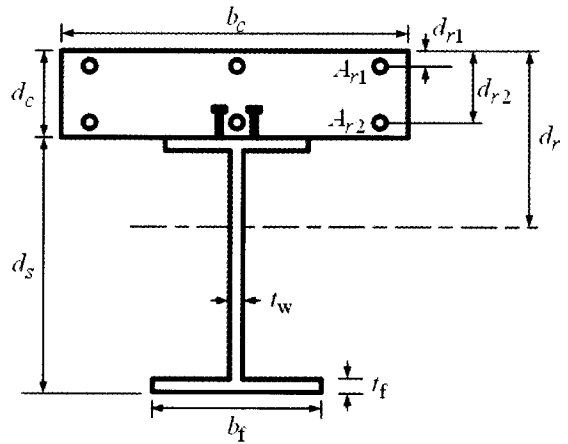


그림 1. 합성거더의 일반적인 단면 형상

2. 장기거동 해석 방법

2.1 EMM

콘크리트의 건조수축에 대한 합성거더의 해석방법으로 가장 초보적인 방법인 EMM을 들 수 있다. EMM은 콘크리트에 작용하는 응력이 일정한 경우 크리프를 고려한 장기거동 해석 시 적용할 수 있는 적합한 방법으로 매우 간단하다. 시간 t_0 에 콘크리트에 응력 σ 가 작용할 때 시간 t 에 대한 변형률 변화는 아래 식 1과 같으며, 이때 콘크리트의 유효탄성계수 $E_c(t, t_0)$ 는 식 2와 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \epsilon(t, t_0) &= \frac{\sigma}{E_c(t_0)} [1 + \phi(t, t_0)] + \epsilon_{sh}(t) \\ &= \frac{\sigma}{E_c(t, t_0)} + \epsilon_{sh}(t) \end{aligned} \quad (1)$$

$$E_c(t, t_0) = \frac{E_c(t_0)}{1 + \phi(t, t_0)} \quad (2)$$

- 여기서, $\epsilon(t, t_0)$: 시간 t_0 시점부터 시간 t 까지의 총 변형량
- $\epsilon_{sh}(t)$: 시간 t 까지의 건조수축 변형량
- $E_c(t_0)$: 시간 t_0 에서의 콘크리트 탄성계수
- $E_c(t, t_0)$: 시간 t 에서 콘크리트의 유효탄성계수
- $\phi(t, t_0)$: 하중재하시점 t_0 부터 시간 t 까지의 크리프계수

EMM을 이용한 장기거동 해석은 식 2에 나타난 바와 같이 탄성계수를 감소시킨 유효탄성계수를 이용한 탄성해석방법과 동일하다. 건조수축에 대한 장기거동 해석도 온도변화에 따른 탄성해석과 유사하나 유효탄성계수 $E_c(t, t_0)$ 를 사용한다는 차이가 있다. 도로교설계기준에 제시된 해석방법은 EMM과 유사하며 야쓰미 해법에 따라 아래 식 3과 같은 유효탄성계수가 사용된다. 야쓰미 해법에 의하면 크리프계수 ϕ_2 가 4이기 때문에 유효탄성계수비가 $3n$ 이 되며 AEMM 적용시 콘크리트 크리프계수 $\phi(t, t_0)$ 가 2.5, 콘크리트 재령을 고려한 계수 $\chi(t, t_0)$ 가 0.8인 경우와 동일한 수치가 된다(식 7 참조).

$$E_c(t, t_0) = \frac{E_c(t_0)}{1 + \phi_2(t, t_0)/2} \quad (3)$$

여기서, $\phi_2(t, t_0)$: 건조수축에 대한 크리프 계수, 4

2.2 AEMM(Age-adjusted Effective Modulus Method)

AEMM은 Trost(1967)에 의해서 콘크리트의 재령을 유효탄성계수방법(EMM)에 적용시키는 방법으로 처음 제안되었으며, 이후 Bazant(1972)에 의해 보다 발전된 방법으로 개선되었다. 콘크리트의 초기 응력 $\sigma(t_0)$ 는 시간이 경과하면서 외부하중, 콘크리트 크리프 및 건조수축 등에 의해 서서히 감소되어 그림 2와 같은 곡선 형태를 보이며 응력의 변화량은 초기 해석시 미지수가 된다. 시간 의존적인 응력 이력이 그림 2과 같을 때 전체 변형률 $\epsilon(t)$ 는 식 4와 같이 표현된다.

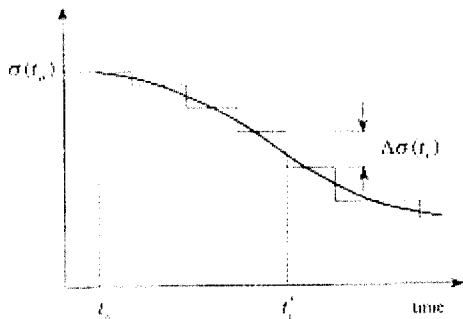


그림 2. 콘크리트의 시간 의존적인 응력 이력

$$\begin{aligned} \epsilon(t) &= \epsilon_e(t') + \epsilon_c(t') + \epsilon_{sh}(t') \\ &= \frac{\sigma(t_0)}{E_c(t_0)} + \sum_i \frac{\Delta\sigma(t_i)}{E_c(t_i)} \\ &\quad + \phi(t, t_0) \frac{\sigma(t_0)}{E_c(t_0)} + \sum_i \phi(t, t_0) \frac{\Delta\sigma(t_i)}{E_c(t_i)} + \epsilon_{sh}(t) \end{aligned} \quad (4)$$

여기서, $\epsilon_e(t')$ 는 탄성 변형률, $\epsilon_c(t')$ 는 크리프 변형률, $\epsilon_{sh}(t')$ 는 건조수축에 따른 변형률을 나타낸다.

윗 식(4)에서 $\Delta\sigma(t_i)$ 와 같이 점진적으로 작용되는 응력에 대한 크리프계수는 일시적으로 작용되는 경우보다 작기 때문에 시간 경과에 따른 재령계수 $\chi(t, t_0)$ 를 곱하여 그 크기를 감소시킨다. 재령계수 $\chi(t, t_0)$ 를 고려하여 식 4를 정리하면 식 5를 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} \epsilon(t) &= \sigma(t_0) \frac{1 + \phi(t, t_0)}{E_c(t_0)} + \Delta\sigma(t) \frac{1 + \chi(t, t_0)\phi(t, t_0)}{E_c(t_0)} + \epsilon_{sh}(t) \\ &= \frac{\sigma(t_0)}{E_c(t, t_0)} + \frac{\Delta\sigma(t)}{E_c(t, t_0)} + \epsilon_{sh}(t) \end{aligned} \quad (5)$$

윗 식(5)에서 $E_c(t, t_0)$ 는 재령계수 $\chi(t, t_0)$ 가 고려된 유효탄성계수이며, 재령계수 $\chi(t, t_0)$ 는 주로 0.6에서 0.9사이의 값을 가지나 합성형교량의 경우 콘크리트 타설후 통상 습윤양생을 실시하기 때문에 0.8로 가정할 수 있다. 재령계수 $\chi(t, t_0)$ 와 재령계수를 이용한 유효탄성계수 $E_c(t, t_0)$ 를 식 6과 식 7에 나타내었다.

$$\chi(t, t_0) = \frac{\sigma(t_0)}{\sigma(t_0) - \sigma(t)} - \frac{1}{\phi(t, t_0)} \quad (6)$$

$$E_c(t, t_0) = \frac{E_c(t_0)}{1 + \chi(t, t_0)\phi(t, t_0)} \quad (7)$$

2.3 AEMM을 의한 합성거더의 건조수축 해석방법

바닥판 콘크리트의 건조수축에 의한 합성거더에 생기는 응력의 변화량을 해석하는 방법은 두가지로 구분할 수 있는데, 현행 도로교설계기준에서 채택하고 있는 LFA방법(Lack of Fit Approach: LFA)과 RA방법(Relaxation Approach: RA)이 있다.

2.3.1 LFA방법

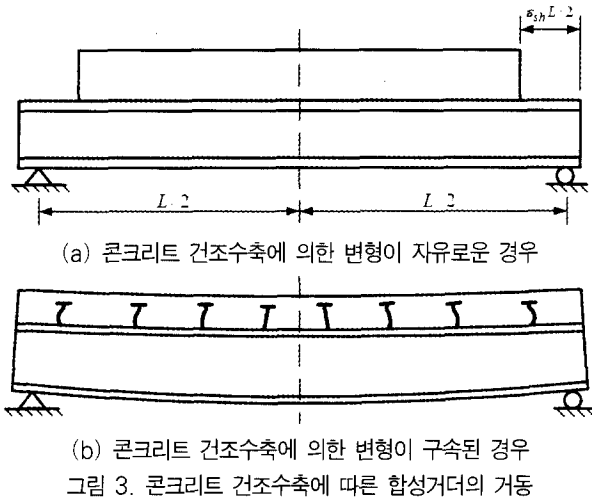
바닥판이 콘크리트의 건조수축에 의해 자유롭게 수축하는 경우 그림 3(a)와 같이 슬립(slip)이 발생하나 전단연결재에 의해 구속되면 그림 3(b)와 같이 합성거더에 처짐이 발생된다. LFA방법은 전단연결재가 콘크리트의 건조수축에 의한 슬립을 구속하기 때문에 이 구속력 ΔN 을 그림 4와 같이 바닥판의 단면도심에 작용시키는 개념이다. 콘크리트의 건조수축 ϵ_{sh} 가 발생할 때 바닥판의 도심에 도입되는 압축력 ΔN 은 식

8과 같으며, 압축력이 환산단면의 도심으로부터 편심을 가지고 작용하기 때문에 휨모멘트 ΔM (식 9 참조)을 환산단면 도심에 작용시킨다.

$$\Delta N = \bar{E}_c \epsilon_{sh} A_c \quad (8)$$

$$\Delta M = \Delta N (d_n - d_c/2) \quad (9)$$

여기서, A_c 는 콘크리트 바닥판의 단면적이며 d_n 은 합성거더 상면에서 환산단면의 도심까지 길이를 나타낸다.



(a) 콘크리트 건조수축에 의한 변형이 자유로운 경우

(b) 콘크리트 건조수축에 의한 변형이 구속된 경우
그림 3. 콘크리트 건조수축에 따른 합성거더의 거동

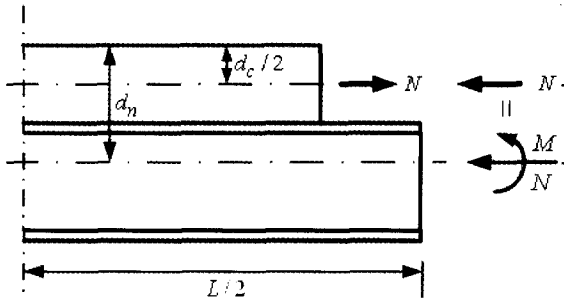


그림 4. LFA방법의 개념도

2.3.2 RA 방법

임의의 시간동안, 변형률의 분포는 변화되지 않고 일정하다는 조건에서 콘크리트의 건조수축과 크리프에 의한 변형률이 변화되면, 그 변화량만큼 반대방향으로 탄성변형률이 변화되어야 한다. 탄성변형률의 변화는 결과적으로 콘크리트의 응력변화를 유발시키기 때문에, 내력의 변화가 발생하여 평형상태가 유지되지 않는다. 평형조건을 만족시키기 위해서는 축방향력 ΔN 과 휨모멘트 ΔM 을 부재단면에 작용시켜야 한다. 결국 RA는 콘크리트의 크리프와 건조수축에 의한 변형률 변화는 구속력 $-\Delta N$ 과 $-\Delta M$ 에 의해 억제되는 것으로 생각할 수 있

기 때문에 ΔN 과 ΔM 을 부재단면에 작용시키면 구속작용은 없어지고 평형조건이 성립하게 된다는 개념이다. 콘크리트의 크리프와 건조수축에 대한 구속력 ΔN 과 ΔM 을 바닥판의 상면을 기준으로 나타내면 각각 아래 식 10과 식 11이 된다.

$$\Delta N = \bar{E}_c [\phi (A_c \epsilon_{oi} - B_c \kappa_i) + \epsilon_{sh} A_c] \quad (10)$$

$$\Delta M = \bar{E}_c [\phi (-B_c \epsilon_{oi} + I_c \kappa_i) - \epsilon_{sh} B_c] \quad (11)$$

여기서, B_c 와 I_c 는 바닥판 상면에 대한 콘크리트 단면의 1차모멘트와 2차모멘트를 나타내며, ϵ_{oi} 와 κ_i 는 외부하중에 의한 바닥판 상면의 초기 변형률과 곡률을 나타낸다(그림 5 참조).

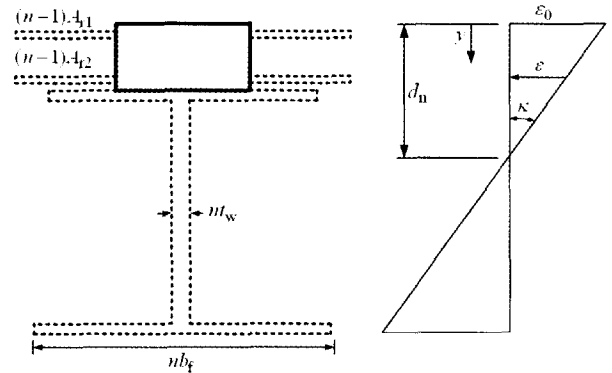


그림 5. RA방법 적용시 합성거더의 환산단면 및 변형률곡선

콘크리트의 건조수축만을 고려하는 경우 식 10은 $\bar{E}_c \epsilon_{sh} A_c$ 이 되어 LFA방법으로 구한 ΔN (식 8 참조)과 같으며 식 9의 휨모멘트 작용위치를 도심에서 바닥판 상면으로 변경시키면 $-\bar{E}_c \epsilon_{sh} B_c$ 로 식 11에서 크리프 영향을 제외한 부분과 동일해지기 때문에 LFA 방법과 RA 방법으로 구한 해석치는 동일한 결과를 나타낸다. 본 연구에서는 RA방법을 이용하여 합성거더의 장기거동을 해석하였다.

2.4 현행 설계기준과의 비교

콘크리트 건조수축에 의한 합성거더의 장기거동에 대해 현행 도로교설계기준에 따른 해석결과와 AEMM과 RA방법을 이용한 해석결과를 비교해 보았다. 해석에 사용된 합성거더 예제는 고속도로상 분리구간 편도2차선에 적용된 지간 40m 단순교로 단면제원 및 재료특성치를 표 1에 나타내었다. 콘크리트 건조수축량은 현행 설계규정을 따르는 경우에는 $180\mu\epsilon$, AEMM을 이용하는 경우에는 CEB-FIP 콘크리트 모델 규정

을 적용하였다. 이때 온도는 20℃, 상대습도는 70%로 가정하였으며, 교량바닥판에 배근되는 철근의 영향은 무시하였다. 현행 설계기준과 AEMM에 의한 해석결과를 표 2에 나타내었다. 단순교 중앙의 처짐은 아래 식을 이용해 산정하였다.

$$\delta = \frac{\kappa L^2}{8} \quad (12)$$

여기서 δ 는 처짐, κ 는 곡률, 그리고 L 은 지간장을 나타낸다.

표 1 합성거더 해석 예제의 단면 제원 및 재료특성치

구분	단면제원	재료성질
강거더	상부플랜지 폭 = 480mm 두께 = 28mm 복부 높이 = 2,200mm 두께 = 12mm 하부플랜지 폭 = 650mm 두께 = 3.0mm	$f_y = 320\text{MPa}$ $E_s = 210,000\text{MPa}$
철근 콘크리트 바닥판	바닥판 유효폭 = 2600mm 두께 = 220mm 현치높이 = 0mm	$f_{ck} = 27\text{MPa}$ $E_c = 24,600\text{Mpa}$

표 2에 나타내었듯이 CEB-FIP 콘크리트 모델 규정을 따라 산정된 콘크리트 최종건조수축량 $426\mu\epsilon$ 은 현행 도로교설계 기준에 제시된 최종건조수축량은 보다 2.37배 크며, 유효탄성계수비는 3n으로 동일한 수치를 보인다. 두 방법의 유효탄성계수비가 동일하기 때문에 콘크리트의 자유로운 건조수축을 구속하는 구속력의 크기는 건조수축량에 정비례하며, 합성단면에 발생하는 응력과 처짐 또한 같은 양상을 보인다. 표에 보이듯이 두가지 방법으로 산정된 구속력비, 응력비 그리고

중앙단면의 처짐비는 건조수축량비와 거의 비슷한 수치를 보이고 있음을 알 수 있다. 이러한 약간의 차이는 도로교설계 기준의 경우 강재의 탄성계수를 탄성계수비 3n으로 나눈 수치에 콘크리트 단면적과 최종건조수축량을 곱한 $E_s \epsilon_{sh} A_c / 3n$ 을 통해 산정하기 때문에 구속력 ΔN 수치가 약 6% 정도 과대평가되기 때문이다. 만약 해석시 콘크리트 탄성계수를 직접 3으로 나눈 수치 $E_c \epsilon_{sh} A_c / 3$ 을 이용한다면 구속력비는 2.37이 되며, 응력비와 처짐비도 2.37이 된다. 이러한 결과로부터 현행 설계방법과 AEMM은 동일한 해석방법이며, 다만 콘크리트 건조수축량 수치만이 차이가 난다는 것을 알 수 있다.

3. 합성보의 장기거동 실험

3.1 실험 부재

콘크리트의 건조수축에 의한 합성거더의 장기거동 분석시 AEMM에 대한 타당성을 평가하기 위해, 그림 6과 같이 지간 6.5m인 단순합성보를 제작하여 실내실험을 수행하였다. 유효폭 400mm, 두께 160mm인 콘크리트 바닥판과 강거더를 전단연결재를 이용하여 완전합성시켰다. 강거더는 상하부플랜지 폭과 두께는 각각 150mm, 9mm이며 복부판의 높이와 두께는 각각 282mm, 6.5mm인 H형강을 이용하였다. 종방향 철근비는 0.75%이며 바닥판의 상하부에 배근하였다. 강거더를 거치한 후 동바리가 없는 상태에서 콘크리트(28일 설계기준압축강도 27MPa)를 타설하였으며, 습윤양생은 7일간 수행하였다. 콘크리트 배합은 한국도로공사에서 현장타설 교량바닥판에 적용되는 기준배합을 적용하였다. 또한 계절변화에 따라 실험실

표 2 현행 설계기준과 AEMM에 의한 해석결과 비교

해석방법	건조수축량 ϵ_{sh}	크리프계수 ϕ 와 유효탄성계수비 n	구속력 ΔN	응력산정결과	중앙단면 처짐 δ (식 12 참조)
도로교설계기준 ①	-180 $\mu\epsilon$	$\phi_2 / 2 = 2$ $3n = (1 + \phi_2 / 2)n$	900.90kN	$\sigma_{ct} = 0.70\text{MPa}$, $\sigma_{cb} = 0.79\text{MPa}$ $\sigma_{st} = -18.76\text{MPa}$, $\sigma_{sb} = 4.36\text{MPa}$	9.75mm
AEMM CEB-FIP 규정 ②	-426 $\mu\epsilon$	$\phi = 2.5$, $\chi = 0.8$ $3n = (1 + \chi \phi)n$	2001.97kN	$\sigma_{ct} = 1.63\text{MPa}$, $\sigma_{cb} = 1.83\text{MPa}$ $\sigma_{st} = -42.71\text{MPa}$, $\sigma_{sb} = 9.94\text{MPa}$	22.21mm
③=②/①	2.37	1.0	2.22	③ _{ct} = 2.33 ③ _{cb} = 2.33 ③ _{st} = 2.28 ③ _{sb} = 2.28	2.28

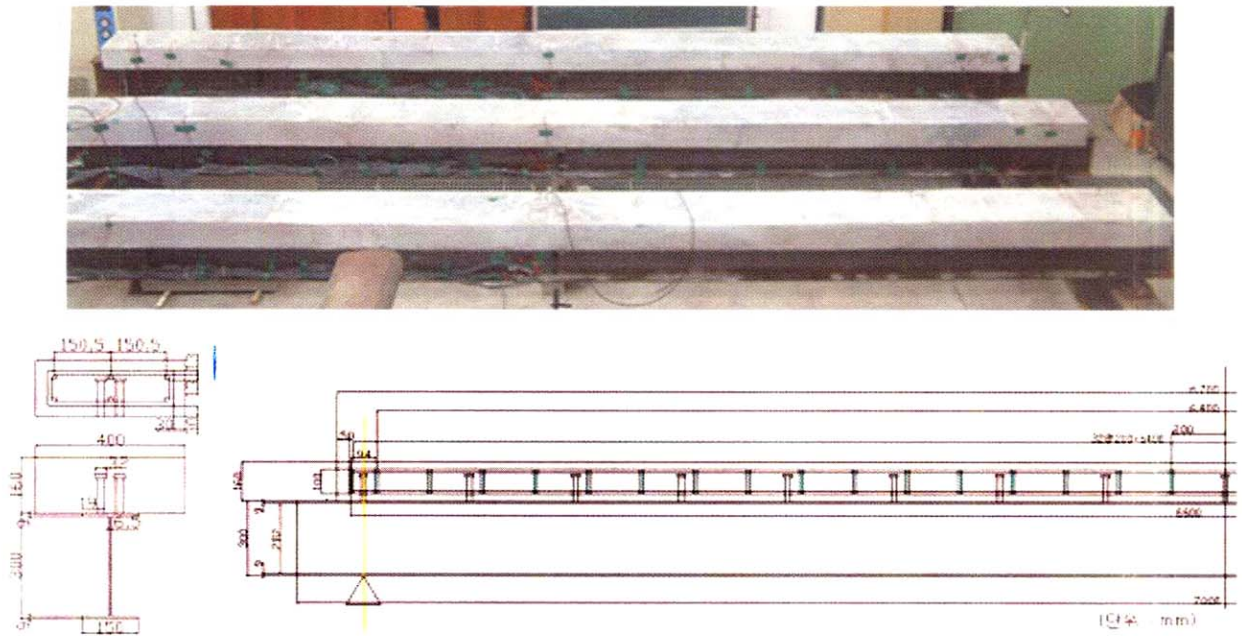


그림 6. 장기거동 시편

내부의 온도변화가 발생하기 때문에 2003년 8월 7일부터 2004년 8월 6일까지 365일간 장기계측을 수행하는 방법을 적용하여 실험초기와 유사한 환경조건에서 실험을 종료시켜 실험치와 해석치의 차이를 줄이도록 계획하였다.

3.2 실험결과 및 분석

시간이 경과함에 따라 콘크리트의 건조수축 발생으로 인해 합성보의 중앙 처짐이 증가되었으며 처짐발생과 함께 합성단면의 변형률이 변화되었다. 또한 시간이 경과함에 따라 콘크리트 단면 하부에서 상부쪽으로 진전되는 횡방향균열이 주로 발생하였으며, 상부에서 하부로 진전되는 미세한 횡방향 균열도 발생되었다. 그림 7에 합성보 중앙의 처짐변화를 나타내었는데 실선이 측정치를 나타내며 점선들은 AEMM과 CEB-FIP 콘크리트 모델 규정을 이용한 해석치를 나타낸다. 실험치와 해석치에 대한 비교결과 초기에는 해석치가 실측치보다 작았으나 시간이 경과하면서 해석치와 측정치가 근접되는 것을 확인할 수 있다. 또한 실험치에 대한 분석결과 합성보의 처짐은 콘크리트 건조수축뿐만 아니라 계절에 따른 온도 변화에도 커다란 영향을 받는다는 것을 확인할 수 있었다. 그림에서 150일 부근은 겨울철에 해당하는데 이 기간 동안 처짐변화량이 매우 미미함을 확인할 수 있다. 온도가 하강하는 겨울철에는 강재와 콘크리트의 온도팽창계수의 차이에 의한 영향으로 합성보의 처짐이 오히려 감소되어 콘크리트 건조수축에 의한 하향처짐량을 상쇄시키는 것으로 분석되었다. 이러

한 경향은 온도보정을 수행한 해석치의 경우도 겨울철에는 처짐변화량이 미미하였는데, 처짐형태가 실측치와 매우 유사함을 그림에서 확인할 수 있다. 온도보정시 콘크리트와 강재의 온도팽창계수는 각각 $10\mu\epsilon/\text{C}$ 와 $12\mu\epsilon/\text{C}$ 로 가정하였다. 온도변화 영향으로 인한 실험치와 해석치의 차이는 변형률 측정결과를 통해 보다 명확하게 알 수 있었다. 그림 8에 합성보의 변형률변화를 나타내었는데 150일 부근(겨울철)의 경우 강거더 상부플랜지의 압축변형률이 콘크리트 단면의 압축변형률보다 오히려 크게 나타나 합성단면의 변형이 선형적이지 않다는 것을 확인할 수 있다. 하지만 온도영향이 감소되는 실험 종료시점에 가까워지면서 합성보의 변형률 변화가 선형적으로 변화되어 해석치에 근접되었다(그림 9 참조). 이상과 같은 실험결과를 토대로 AEMM은 콘크리트 건조수축에 의한 합성거더의 장기거동을 평가하는데 매우 적절한 방법으로 판단되었다.

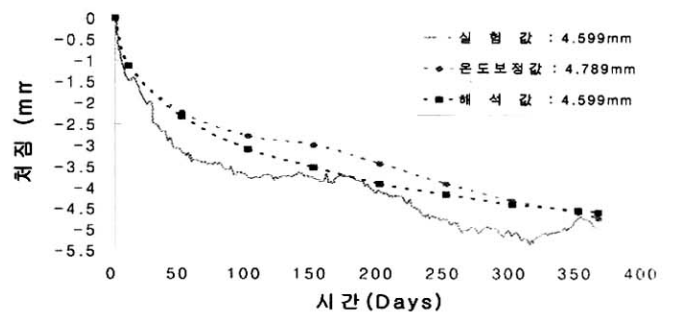


그림 7. 시간에 따른 합성보 실험체의 처짐 변화

응력계산단면	실험종료시점(04.08.06)			
	실험값	해석값	온도보정값	실험값/온도보정
콘크리트 상부(6)	217	284.02	234.02	0.93
콘크리트 하부(10)	164	248.7	198.7	0.83
강거더 상부(282.9)	104	187.78	127.78	0.81
강거더 하부(460)	-109	-69.18	-129.18	0.84

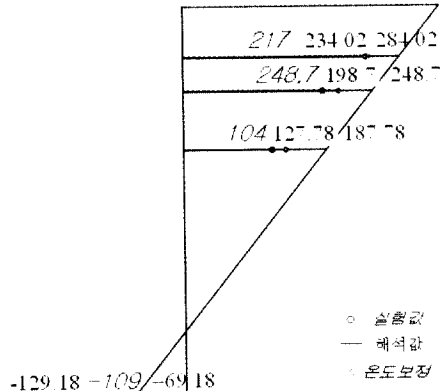


그림 9. 합성보 실험체의 변형률 변화 비교

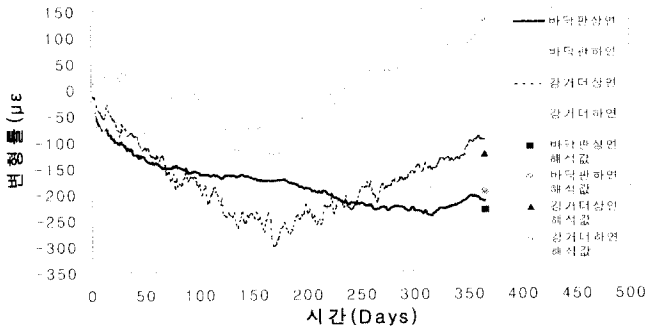


그림 8. 시간에 따른 합성보 실험체의 변형률 변화

4. 합성거더의 장기거동 변수 해석

4.1 해석조건

AEMM을 이용하여 그림 1과 같이 일반적인 단면을 갖는 합성거더에 대해 콘크리트 건조수축에 영향을 미치는 여러 변수들의 효과를 분석하기 위하여 장기거동 해석을 수행하였다. 지간이 40m인 단순교는 수계산 방법을 이용하였으며, 2경간 연속교(40m@2=80m)의 경우에는 자체개발한 합성거더 장기거동해석 전용프로그램을 이용하였다. 해석변수를 제외한 합성거더의 단면제원 및 재료특성치는 표 1의 수치를 사용하였다. 콘크리트 건조수축 모델은 CEB-FIP 콘크리트 모델(1991)을 적용하였으며 이때 온도는 20℃, 상대습도는 70%로 가정하였다. 단순교의 해석시 재령계수 χ 는 0.8을 사용하였다. 장기거동해석시 교량바닥판에 발생하는 인장응력이 콘크리트의 직접인장강도를 초과하는 경우 균열이 발생하지만 변수해석시 콘크리트 균열은 발생하지 않는다고 가정하였다.

4.2 교면 포장의 영향

교량 바닥판의 유효폭은 2.6m로 고정하고, Case 1(바닥판 두께 $D_c = 220\text{mm}$, 비포장), Case 2($D_c = 220\text{mm}$, 포장), Case 3($D_c = 250\text{mm}$, 비포장), Case 4($D_c = 250\text{mm}$, 포장)의 경우에 대하여 CEB-FIP규정을 따라 건조수축량 ϵ_{sh} 을 산정하였다. 포장과 접하는 면으로 콘크리트 건조수축이 발생하지 않는다고 가정하였다. 그림 10에 시간에 따른 건조수축량의 변화를 나타내었다. 포장이 없는 경우 재령 70년에 대한 최종건조수축량 $\epsilon_{sh,70}$ 는 $422\mu\epsilon$ 이상이었으며, 포장이 있는 경우에도 $360\mu\epsilon$ 이상이었다. 또한 교량바닥판이 두껍고 포장이 있는 경우 콘크리트 건조수축이 천천히 진행됨을 알 수 있었다. 하지만 모든 경우 최종건조수축량은 도로교 설계기준의 규정치 $180\mu\epsilon$ 보다 2배 이상이기 때문에 현행 규정이 콘크리트의 건조수축을 과소평가하고 있음을 알 수 있다. 콘크리트의 건조수축 속도를 늦추면 교량바닥판에 발생하는 횡방향균열을 조절할 수 있기 때문에, 시공시 영구거푸집을 활용하여 건조수축속도를 감소시키는 것이 초기에 횡방향 균열 발생을 억제하는데 효과적인 방안이라 판단된다.

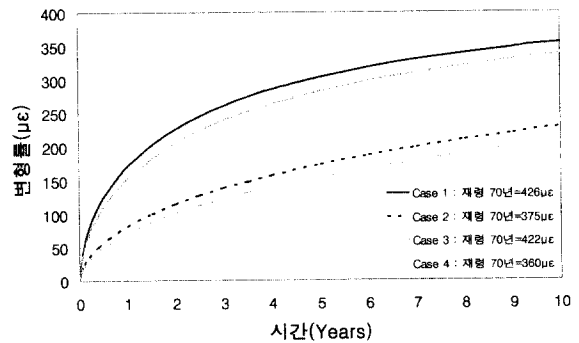


그림 10. 교면 포장의 영향에 대한 재령 5년 동안의 교량바닥판의 건조수축 변화

4.3 콘크리트의 최종건조수축량에 의한 영향

유효폭이 2.6m, 바닥판 두께가 220mm인 교량바닥판의 종방향 철근비 ρ 와 최종건조수축량 ϵ_{sho} 가 각각 0~2%, 200~600 $\mu\epsilon$ 로 변하는 경우에 대해 교량바닥판의 상하부에 발생하는 인장응력과 강거더 상부플랜지에 발생하는 압축응력을 각각 그림 11(a)와 그림 11(b)에 나타내었다. 그림 11(a)에 나타내었듯이 종방향 철근비 ρ 와 최종건조수축량 ϵ_{sho} 가 높을수록 콘크리트 인장응력이 많이 발생한다는 것을 알 수 있다. 콘크리트 건조수축에 의해 콘크리트 단면에 발생하는 인장응력으로 인해 횡방향 균열 발생 여부는 콘크리트의 직접인장강도와 비교를 통해 판단할 수 있다. CEB-FIP 콘크리트 모델 규정에 의하면 콘크리트의 직접인장강도는 최소직접인장강도(식 13 참조)와 최대직접인장강도(식 14 참조)의 사이로 제시되어 있다. Gilbert(1992)와 Bradford(1997)는 식 15와 같은 직접인장강도 간략식을 사용하였다. 이와 같은 식들을 참조하여 본 논문에서는 합성형교량의 교량바닥판에 적용되는 콘크리트(설계압축강도 27MPa)의 직접인장강도를 2.0MPa로 가정하였다.

$$f_{ctk.min} = 0.95 \left(\frac{f_{ck}}{10} \right)^{2/3} \quad (13)$$

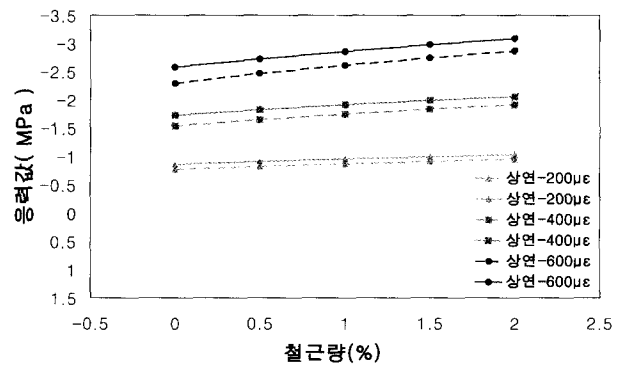
$$f_{ctk.max} = 1.85 \left(\frac{f_{ck}}{10} \right)^{2/3} \quad (14)$$

$$f_{ct} = 0.4 \sqrt{f_{ck}} \quad (15)$$

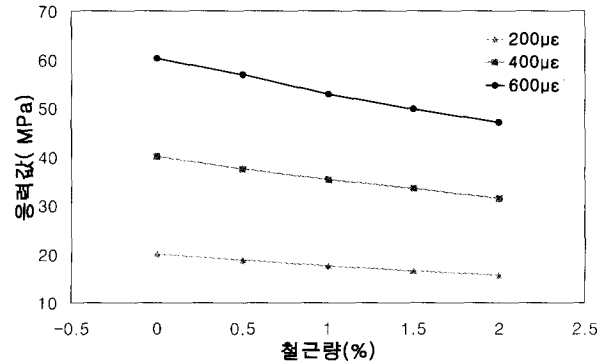
여기서, f_{ck} 는 콘크리트의 28일 설계기준압축강도를 나타낸다.

그림 11(a)에서 철근비 ρ 가 2%, 최종건조수축률 ϵ_{sho} 가 400 $\mu\epsilon$ 이상인 경우 콘크리트 인장응력이 직접인장강도 2.0MPa에 근접하기 때문에 횡방향균열 가능성이 매우 높다는 것을 확인할 수 있다. 최종건조수축량 ϵ_{sho} 이 600 $\mu\epsilon$ 인 경우에는 철근비가 낮아도 콘크리트의 직접인장강도 2.0MPa를 초과하기 때문에 콘크리트에 횡방향균열이 발생한다고 예상할 수 있다. 강거더의 상부플랜지에 발생하는 압축응력은 콘크리트의 최종건조수축량 ϵ_{sho} 이 증가함에 따라 비례적으로 증가됨을 그림 11(b)에서 알 수 있다. 하지만 철근비가 증가되면 강거더 상부플랜지의 압축응력은 반대로 감소하는데, 이는 콘크리트의 건조수축에 의한 구속력을 종방향 철근이 분담하기 때문이며 이 분담량만큼 강거더에 작용하는 압축력은 줄어들고 콘크리트 단면에는 반대로 인장응력이 증가된다. 콘크리트

의 최종건조수축량 ϵ_{sho} 이 600 $\mu\epsilon$ 인 경우 강거더 상부플랜지에 압축응력은 최대 60MPa 정도까지 발생했는데 이는 구속력 ΔN 이 콘크리트의 직접인장강도를 초과해서 작용하기 때문이다. 콘크리트의 횡방향균열을 고려하는 경우 구속력이 감소되어 실제 강거더 상부플랜지에 발생하는 압축응력은 감소할 것으로 판단된다.



(a)교량바닥판



(b)강거더 상부 플랜지

그림 11. 교량바닥판 최종건조수축에 따른 합성거더의 응력 변화 (유효폭 : 2.6m, 두께 : 0.22m)

4.4 교량바닥판 두께에 의한 영향

최종건조수축량은 400 $\mu\epsilon$, 유효폭은 2.60m로 가정한 상태에서 종방향 철근비와 바닥판 두께를 각각 0~2%, 180~240mm로 변하는 경우에 대해 해석을 수행하였다. 그림 12에 나타낸 바와 같이 철근비가 증가하고 바닥판 두께는 감소할수록 콘크리트 인장응력이 증가되는 것을 알 수 있다. 이같은 이유는 교량바닥판의 두께가 작아지면 합성형교량에서 강거더가 차지하는 강성이 커지기 때문이며, 이 경우 콘크리트의 자유로운 건조수축을 구속하는 힘이 커져 콘크리트에 발생하는 인장응력이 증가된다.

4.5 교량바닥판의 유효폭에 의한 영향

최종건조수축량은 $400\mu\epsilon$, 바닥판 두께는 220mm로 가장한 상태에서 종방향 철근비와 바닥판 유효폭을 각각 0~2%,

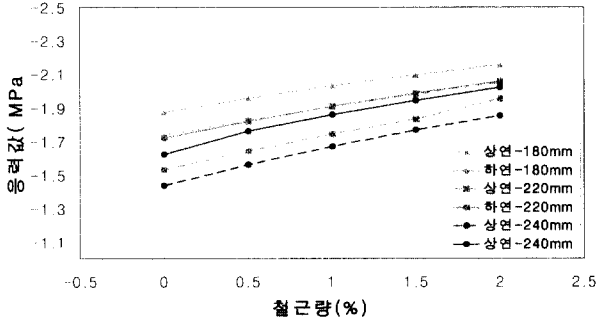


그림 12. 교량바닥판 두께에 따른 응력 변화
(최종건조수축량 : $400\mu\epsilon$, 유효폭 : 2.6m)

2.2~3.0m로 변하는 경우에 대해 해석을 수행하였다. 그림 13에 나타낸 바와 같이 철근비가 증가하고 바닥판 유효폭이 감소할수록 콘크리트 인장응력이 크게 발생하는 것을 알 수 있다. 거더간격이 좁아지면 교량바닥판에 대한 강거더의 휨강성이 상대적으로 커진다는 것을 의미하며, 교량바닥판 두께가 줄어드는 경우와 마찬가지로 콘크리트의 자유로운 건조수축을 구속하는 힘이 증가되어 결국 콘크리트의 인장응력이 증가된다. 따라서 많은 수의 거더를 사용하기보다는 거더 갯수를 줄여 교량바닥판의 유효폭이 커지도록 설계하는 것이 교량바닥판의 건조수축에 대한 내구성을 향상시키는 방안이라고 분석되었다.

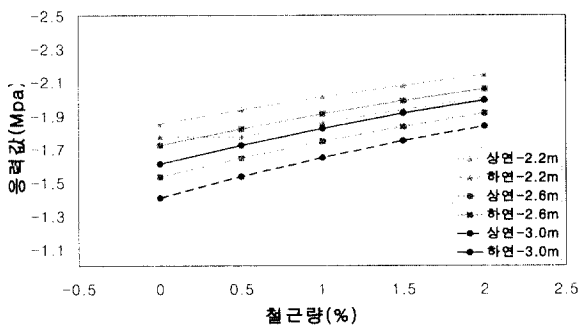
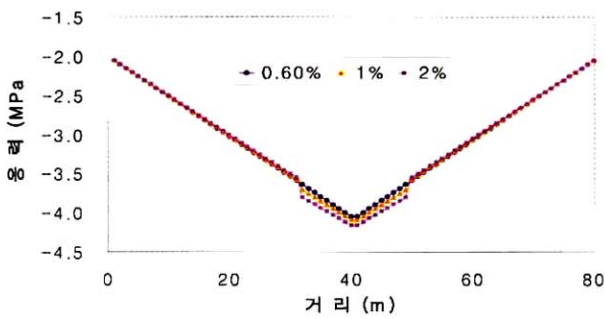


그림 13. 교량바닥판 유효폭에 따른 응력 변화
(최종건조수축량 : $400\mu\epsilon$, 두께 : 220mm)

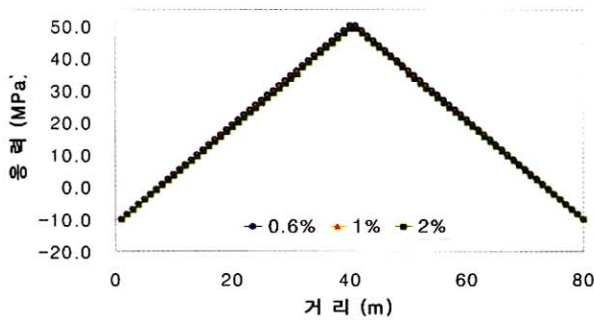
4.6 연속교 콘크리트 건조수축의 2차효과에 의한 영향

2경간 연속교의 경우 콘크리트 건조수축에 의한 2차효과를 고려해야하기 때문에 자체 개발한 합성거더 전용해석프로그램을 사용하였다. 총연장이 80m인 2경간 연속 합성거더에 대

해 바닥판의 유효폭 2.6m, 두께 220mm 그리고 부모멘트부 종방향 철근비가 0.6%, 1%, 2%인 경우에 대해 장기거동해석을 수행하였다. 종방향 철근비 ρ 의 변화 범위는 내부지점부를 중심으로 양 지간의 15%로 가정하였다(Eurocode 4). 해석결과 단순교와 동일하게 연속교의 경우, 철근비가 높을수록 콘크리트 인장응력이 증가하는 것을 그림 14(a)에서 확인할 수 있으며, 최대인장응력이 4.04MPa로 콘크리트의 휨인장강도 3.3MPa보다도 크고 콘크리트의 직접인장강도 2.0MPa보다 약 2배 정도 크다는 것을 알 수 있다. 콘크리트 건조수축 1차효과로 콘크리트에 발생하는 인장응력이 2.0MPa 정도임을 고려할 때 2경간 연속교의 경우 2차효과에 의해 발생하는 내부지점부의 반력변화로 콘크리트의 인장응력이 2배정도 증가된다. 이는 2차효과에 영향을 받지 않는 단부의 콘크리트 인장응력이 2MPa이라는 것으로부터 알 수 있으며 그림 14(a)에서 확인할 수 있다. 이러한 해석결과는 Gilbert와 Bradford(1995)가 수행한 2경간 연속 합성거더의 실험결과와도 일치된다. 2차효과에 의해 강거더의 하부플랜지에 압축응력이 크게 발생되는데 그림 14(b)에서 약 50MPa 정도임을 확인할 수 있다. 이 수치는 강거더와 콘크리트바닥판의 자중, 그리고 포장 및 방호벽 등 추가 고정하중의 영향을 고려하지 않은 상태이기 때문에, 연속교 내부지점부 하부플랜지 설계시 콘크리트 건조수축에 의한 2차효과에 영향이 매우 크다는 것을 의미한다. 하지만 이 해석결과는 콘크리트 인장균열이 발생되지 않는다는 가정하에 산정되었기 때문에 균열을 고려하는 경우 콘크리트의 건조수축에 의해 발생하는 구속력이 감소되어 결국 강거더 하부플랜지에 발생하는 압축응력의 수치도 동시에 감소될 것으로 판단된다. 콘크리트의 균열을 무시하는 경우 구속력은 식 8의 ΔN 과 같으나, 콘크리트 균열을 고려하는 경우 식 8에서 재령을 고려한 유효탄성계수 E_c 와 콘크리트 건조수축량 ϵ_{sh} 의 곱이 콘크리트의 직접인장강도 f_t 를 초과할 수 없다. 콘크리트의 직접인장강도 f_t 가 2.0MPa이라면 식 8의 구속력 ΔN 은 약 36% 정도 감소된다. 연속합성거더의 경우 전 지간에 걸쳐 콘크리트의 인장응력이 직접인장강도를 초과하기 때문에 구속력 ΔN 의 감소에 따라 강거더 하부플랜지에 발생하는 압축응력도 비례적으로 감소하게 된다.



(a) 바닥판 상면의 응력



(b) 강거더 하부플랜지의 응력

그림 14. 연속교의 부모멘트부 철근량의 영향

4.7 변수해석 결과 및 현행 설계규정의 분석

콘크리트의 건조수축에 의한 합성거더의 장기거동에 영향을 미치는 여러 변수들에 대해 AEMM을 적용하여 장기거동 해석을 수행하였다. 먼저 일반적인 단면을 갖는 합성형교량의 콘크리트의 최종건조수축량 $\epsilon_{sh,0}$ 는 재령 70년에 대해 $426\mu\epsilon$ 정도이며, 이 수치는 현행 설계규정 $180\mu\epsilon$ 의 약 2.37배에 해당한다. 콘크리트의 건조수축량을 과소평가하는 경우 여러 문제점들이 발생할 수 있는데, 단순 합성거더의 경우 콘크리트 건조수축에 의해 발생하는 콘크리트 인장응력이 직접인장강도의 1/2을 초과하지 않기 때문에 횡방향 균열발생 위험을 간과할 수 있다. 실제 단순 합성거더교의 경우 콘크리트 양생시 수화열에 의한 온도차이로 횡방향 균열이 발생(TRB, 1996)할 수 있으며 콘크리트 건조수축과 반복하중에 의해 횡방향 관통 균열이 공용 초기에 쉽게 발생할 수 있기 때문(장승필 등, 1996)에 설계 및 시공시 세밀한 주의가 필요하다. 강거더 상부플랜지에 발생하는 압축응력도 과소평가되지만 단순 합성거더의 경우 합성단면의 중립축이 통상 강거더 상부플랜지 부근에 위치하기 때문에 추가 응력발생량이 작고 콘크리트 바닥판에 발생하는 횡방향 균열로 인해 서서히 구속력이 감소되기 때문에 압축응력이 감소되어 커다란 문제를 유발하지는 않는다. 연속 합성거더의 경우에는 콘크리트의 건조수축에 의한 1차효과와 2차효과에 의한 영향을 동시에 받기 때문

에 교량바닥판에 발생하는 인장응력이 단순교보다 매우 크며 부모멘트부뿐만 아니라 정모멘트부에도 쉽게 횡방향 균열이 발생하여 사용성 문제를 야기할 수 있다. 또한 연속부 강거더 하부플랜지의 경우 콘크리트 건조수축의 2차효과에 의한 영향이 매우 크기 때문에 현행 설계규정을 적용하는 경우 하부플랜지에 발생하는 압축응력이 과소평가될 수 있다. 따라서 합성거더의 철근콘크리트 바닥판 설계시 실제 콘크리트 건조수축으로 콘크리트 단면에 발생하는 인장응력을 토대로 횡방향 균열과 균열폭을 저감시키는 철근량 산정이 필요하며, 강거더의 경우에는 횡방향균열이 고려된 구속력을 토대로 강거더 단면에 발생하는 응력을 산정하는 것이 타당하다. 예를 들어 콘크리트의 최종건조수축량이 $426\mu\epsilon$ 이고 콘크리트의 직접인장강도가 2.0MPa인 경우 횡방향 균열을 고려하면 구속력이 약 36% 감소되며 이 크기를 식 8을 이용해 콘크리트 최종건조수축량으로 환산하면 약 $273\mu\epsilon$ 에 해당된다. 참고로 철근콘크리트 바닥판과 달리 종방향 프리스트레스를 도입한 프리스트레스트 콘크리트바닥판의 경우에는 횡방향 균열이 허용되지 않기 때문에 구속력 ΔN 의 감소현상이 일어나지 않으며 장기 거동 평가시 실제 발생하는 콘크리트 건조수축량을 전부 다 고려해야 한다.

5. 결 론

본 논문에서는 콘크리트 건조수축에 의한 합성거더의 장기 거동을 분석하기 위해 합성보에 대한 장기거동 실험을 수행하였으며 여러 변수들에 대한 합성거더의 장기거동을 AEMM을 적용하여 해석을 실시하였다. 또한 실험결과 및 해석결과를 현행 설계규정과 비교해보았다. 이상의 연구결과를 정리하면 다음과 같다.

- (1) 현행 설계기준에 제시된 콘크리트의 건조수축에 대한 합성거더의 장기거동 해석방법은 콘크리트의 재령을 고려하는 AEMM과 차이점이 있으나 해석결과만을 비교하면 동일한 결과를 나타낸다. 하지만 현행 설계기준에 규정되어 있는 콘크리트의 건조수축량 $180\mu\epsilon$ 은 실제 콘크리트의 건조수축량보다 매우 낮기 때문에 합성거더의 장기거동 영향을 과소평가할 수 있다고 분석되었다.
- (2) 장기거동 실험결과는 AEMM과 CEB-FIP(1991)의 콘크리트 건조수축모델을 이용한 해석치와 유사한 결과를 보여주기 때문에 합성거더의 장기거동 해석방법으로 AEMM을 유효하게 적용할 수 있다고 분석되었다.

- (3) 또한 장기거동 실험부재가 단순합성보로 콘크리트의 건조수축에 의한 2차효과가 없어 해석결과 콘크리트 단면에 발생하는 인장응력이 인장강도보다 조금 낮음에도 불구하고 시간이 경과함에 따라 횡방향균열이 일정간격으로 발생되었다. 특히 콘크리트 단면 하부에서 상부쪽으로 진전되는 횡방향균열이 주로 발생하였으며 상부에서 하부로 진전되는 미세한 횡방향 균열도 발생되었다. 일부 구간에는 횡방향 균열이 관통균열로 진전되었다. 이러한 횡방향균열은 결국 콘크리트의 건조수축에 의한 구속력을 감소시키는 결과를 초래하는 것으로 분석되었다.
- (4) 단순합성거더에 대한 변수해석 결과 강거더 단면에 대한 콘크리트 단면의 강성비가 감소할수록 콘크리트 단면에 발생하는 인장응력이 증가되었는데, 콘크리트 바닥판 두께가 얇아지거나 거더간격이 좁아지는 경우가 이에 해당된다. 또한 콘크리트 단면에 배근된 종방향 철근비가 증가되면 콘크리트의 자유로운 건조수축이 전 단연결재뿐만 아니라 철근에 의해서도 구속받기 때문에 콘크리트 단면에 추가적인 인장응력이 발생하여 횡방향 균열 가능성이 높아진다. 따라서 두께가 얇고 종방향 철근비가 높은 콘크리트 바닥판은 콘크리트 단면에 과도한 인장응력이 도입되기 쉽고 과도한 횡방향 균열발생으로 사용성 저하가 예상된다.
- (5) 연속합성거더의 경우에는 콘크리트 건조수축에 의한 1차효과 및 2차효과로 인해 콘크리트 단면에 높은 인장응력이 발생한다. 2경간 연속교의 부모멘트부에 발생하는 콘크리트 단면의 인장응력은 단순합성거더교와 비교시 약 2배 정도 되며 단부쪽으로 갈수록 2차효과는 감소되고 1차효과에 의한 인장응력 수준을 보인다. 따라서 연속합성거더의 경우 전 지간에 걸쳐 콘크리트 단면에 작용하는 인장응력이 콘크리트 직접인장강도를 상회하기 때문에 횡방향 균열이 광범위하게 발생할 것으로 평가되었다.
- (6) 이상의 연구결과로부터 콘크리트의 건조수축에 의해 합성거더는 콘크리트 단면에 발생하는 인장응력이 콘크리트의 직접인장강도를 초과하기 때문에 횡방향균열이 발생할 수 있으며, 강거더에 작용하는 응력은 콘크리트의 횡방향균열 발생으로 인한 구속력 감소를 고려해 산정하는 것이 타당하다고 생각된다. 교량바닥판에 발생하는 횡방향 균열은 사용성에 좋지 않은 영향을 미치기 때문에 균열폭을 허용치 이내로 제어할 수 있는 종방향 철근량 산정이 필요하다고 판단된다.

참 고 문 헌

- 한국도로교통협회 (2000), 도로교설계기준.
- 일본도로협회 (2002), 도로교시방서·동해설
- 장승필, 심창수, 윤석구 (1996), "피로하중을 받는 합성보의 휨강성 감소에 관한 실험적 연구," 대한토목학회논문집, 제16권, 제I-4호, 7월, pp. 445-454.
- ACI Committee 209 (1978), *Prediction of Creep, Shrinkage and Temperature Effects*, 2, Draft Report, Detroit, October.
- Bazant, Z. P. (1972), "Prediction of Concrete Creep Effects Using Age-Adjusted Effective Modulus Method," *Proceedings, ACI Journal*, Vol. 69, pp. 212-217.
- Bradford M. A. (1997), "Shrinkage Behavior of Steel-Concrete Composite Beams," *ACI Structural Journal*, Vol. 94, No. 6, November-December, pp. 625-632.
- BSI, (1979), *BS5400, Part 5*, Steel, Concrete and Composite Bridges.
- CEB (1991), *CEB-FIP MODEL CODE 1990*, Final Draft, July.
- Eurocode 2: *Design of Concrete Structures, Part 1*, General rules and rules for buildings, pp. 71-73.
- Gilbert, R. I., (1989), "Time-Dependent Analysis of Composite Steel-Concrete Sections," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 115, No. 11, November, pp. 2687-2705.
- Gilbert, R. I. (1992), "Shrinkage Cracking in Fully Restrained Concrete Members," *ACI Structural Journal*, V. 89, No. 2, March-April, pp. 141-149.
- Gilbert, R. I., and Bradford, M. A., (1995), "Time-Dependent Behavior of Continuous Composite Beams at Service Loads," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 121, No. 2, February, pp. 319-327.
- Ontario MOT, (1992), *OHBDC*, 3rd ed.
- TRB (1996), *Transverse Cracking in Newly Constructed Bridge Decks*, NCHRP Report 380, National Academy Press, Washington, D. C.

Trost, H. (1967), "Auswirkungen des Superposition
-sprinzips auf Kriech und Relaxations
Probleme bei Beton und Spannbeton," *Beton und*

Stahlbetonbau, Vol. 62, No. 10, pp. 230-238.

(접수일자 : 2004. 9. 15 / 심사일 2004. 9. 23 /
심사완료일 2004. 12. 10)