

강합성 교량의 바닥판 콘크리트 균열관리

Cracking Control of Concrete Deck in Steel-Concrete Composite Bridges

박 해 균* 이 명 섭** 안 병 제*** 곽 호 경**** 서 영 재*****
Park, Hae Geun Lee, Myeong Sub An, Byung Je Kwak, Hyo Gyoung Seo, Young Jae

ABSTRACT

This study deals with cracking control of concrete deck in steel-concrete composite bridges according to the concrete slab casting sequences. In correlation studies between casting sequences, time dependent effects of concrete creep and shrinkage are implemented in the analytical model. Finally, the methods of cracking control in terms of concrete slump and relative humidity are suggested to prevent early transverse cracking of concrete slab.

1. 서론

강합성 교량의 경우 현장타설 콘크리트로 시공되는 바닥판 타설순서에 따라 주형의 각 위치에서 휨모멘트의 변화가 유발되며 이러한 휨모멘트 변화는 바닥판 콘크리트의 타설순서 뿐만 아니라 주형의 강성차이에 의해서도 영향을 받게 된다. 따라서 상부 플랜지가 없는 U형 단면을 사용하고 있는 외국의 경우 이러한 모멘트의 영향이 최소가 되도록 유도하기 위해 영향선 개념에 토대를 둔 단계적인 타설을 추천하고 있다^(1,2). 그러나 이 타설방법은 바닥판 타설완료시 부모멘트가 발생하는 내측지점에 대해서만 타설중 부모멘트의 영향이 최소가 되도록 고려하고 있으므로, 먼저 타설완료된 정모멘트가 발생하는 교량경간 중앙부에서는 그 영향이 증가될 수 있고 이러한 부모멘트의 증가는 이미 타설된 바닥판 콘크리트에 타설중 균열을 유발시킬 수 있다. 또한 먼저 타설된 콘크리트와 나중 타설된 콘크리트의 경계부에서 발생하는 시공 조인트 문제 등 연속타설로 시공된 교량에서 발생하지 않는 추가적인 문제가 발생하게 된다. 그러므로 U형 단면을 사용함으로써 얻을 수 있는 재료비 절감효과는 시공성 저하로 인한 공사비의 증가를 수반하게 되어 단계타설이 연속타설보다 항상 효율적이라고는 볼 수 없다⁽³⁾. 이러한 이유로 우리나라의 일부 교량현장에서는 상대적으로 시공이 편리하고 공기가 짧은 연속타설이 사용되고 있다. 특히 국내의 경우는 외국과 달리 주형의 휨강성이 상대적으로 큰 상부 플랜지가 있는 폐단면을 사용하고 있기 때문에 바닥판 타설에 따른 주형의 곡률변화가 심하지 않게 되어 타설순서에 따른 영향이 비교적 작게 나타

* 정회원, 삼성물산(주)건설부문 토목사업본부 토목기술팀 과장, 공학박사
** 삼성물산(주)건설부문 토목사업본부 토목기술팀 파트장, 구조기술사
*** 정회원, 삼성물산(주)건설부문 토목사업본부 본부장, 전무
**** 정회원, 한국과학기술원 토목공학과 부교수
***** 한국과학기술원 토목공학과 박사과정

나지만 이와 관련한 충분한 연구가 수행되고 있지 않다. 따라서 이 논문에서는 타설방법의 종류에 따른 강박성 거더 교량의 거동을 해석하고 그 결과를 비교하므로써 폐단면이 사용된 강합성 교량에 연속타설의 적용에 대한 적합성을 보였으며 또한 연속타설이 수행될 경우 상부 슬래브에서 발생할 수 있는 균열 등 사용성 문제를 최소화하기 위한 방안이 제시되었다.

2. 해석모델

연속타설의 경우 바닥판 콘크리트의 타설은 하루에 완료된다고 가정되므로 바닥판 타설 중 콘크리트의 시간에 따라 발생하는 크리프와 건조수축은 타설중 발생되지 않는다. 그러나 바닥판 콘크리트의 타설완료후 발생하는 장기거동에서 콘크리트는 시간이 경과함에 따라 크리프 및 건조수축이 발생하게 된다. 이러한 콘크리트의 시간에 따른 거동을 수치적으로 모사하기 위해 제안된 많은 수치모델 가운데 비교적 간단하면서도 응력변화 이력을 효과적으로 나타낼 수 있는 크리프 Compliance전개에 기본을 둔 1차 순환적 단계 알고리즘이 이 연구의 해석모델에 도입되었다⁽⁴⁾. 또한 콘크리트 건조수축에 의한 변형률의 경우 이 연구에서는 슬래브 단면의 깊이에 따라 일정하다고 가정되었으며, 응력변화이력에 영향을 받지 않으므로 각 모델식이 직접 적용되었다.

콘크리트의 응력-변형률 관계로는 널리 사용되고 있는 Hognestad의 제안식에 인장축의 변형강화효과(tension stiffening effects)가 고려되도록 수정되어 사용되었으며⁽⁵⁾ 강재의 경우는 선형탄성-완전소성 재료로 가정되었다. 이러한 재료의 응력-변형률 관계를 이용하여 임의의 단면의 평형조건을 만족시키고, 각 단면에서 발생하는 크리프와 건조수축에 따른 영향과 단면의 깊이방향으로 다른 재료를 사용한 경우 이를 효과적으로 고려하기 위하여 단면을 가상의 여러 층으로 나누어 해석하는 적층단면이 사용되었다⁽⁶⁾. 다음으로 이 연구에서는 단면의 수직축 대칭인 보요소를 이용한 변위법을 바탕으로 요소강성행렬 등 기본적인 식이 유도되었으며 이들 강성행렬과 절점하중을 이용하여 구조물을 해석함에 있어서는 하중 증분법과 반복법을 함께 사용하는 복합법이 사용되었다⁽⁷⁾. 또한 강합성 교량의 콘크리트 바닥판과 강재 주형의 연결에 따른 거동을 고려하기 위하여 선형부분 전단연결이론을 기본으로 구성된 해석알고리즘이 추가되었다. 이러한 해석모델의 유도 및 관련 수식들과 더불어 개발된 해석 알고리즘의 검증을 위한 기존 실험연구와의 비교연구는 참고문헌 7과 8에 자세히 설명되었다.

3. 강합성 보의 부분연결 거동

강합성 보와 같이 강재 보의 크기가 작은 경우 충분한 수의 전단연결재를 설치하는 것은 어렵기 때문에 스티드형 전단연결재와 같이 상대적으로 휨강성이 작은 연결재로 콘크리트 슬래브와 강재보를 연결한 경우 사용하중 하에서 두 부재사이에서 슬립(slip)이 발생하게 된다. 이러한 슬립이 바닥판 콘크리트의 미치는 영향을 알아보기 위하여 그림 1의 단면을 갖고 등분포하중 25.5kg/cm를 받는 1경간길이 12m의 2경간 연속보가 해석되었다. 해석에 사용된 콘크리트 모델은 CEB-FIP(90)모델로 $E_c=3.4 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$, $E_s=2.04 \times 10^6 \text{kg/cm}^2$ 가 적용되었다.

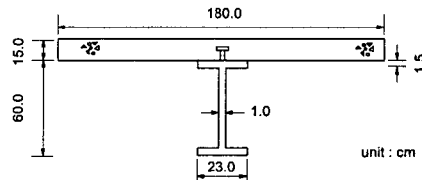


그림 1. 강합성보의 단면

해석결과는 전단연결강성(K_s/L_s)의 값에 따라 경간중앙과 내측지점에서 콘크리트의 균열과 관계된 역학적 변형률의 시간변화를 타설후 1년까지 그림 2에 나타내었다. 해석결과에서도 알 수 있듯이 전단연결강성이 증가할 수록 콘크리트의 시간에 따른 변형인 크리프와 건조수축에 대한 구속이 증가하게 되므로 바닥판의 인장변형률이 시간이 증가함에 따라 증가하게 된다. 그러므로 합성 구조물의 시간에 따른 거동, 특히 콘크리트의 균열은 전단연결강성이 클수록 더 발생하기 쉽게 된다. 반면에 전단연결강성이 감소하면 처짐이 증가하므로 외국에서는 합성보를 사용하는 건축구조물에서도 경간길이 20m이상에서는 슬립이 발생되지 않도록 규정하고 있다. 또한 합성형 교량과 같이 주형단면이 큰 경우 충분한 수의 전단연결재를 설치할 수 있으므로 그 거동은 완전연결에 가까운 거동을 보이게 되고 따라서 설계규준에서도 슬립효과는 고려하지 않도록 규정하고 있다. 이러한 이유 등으로 이 연구의 합성형 교량의 해석은 모두 완전연결로 가정되었다.

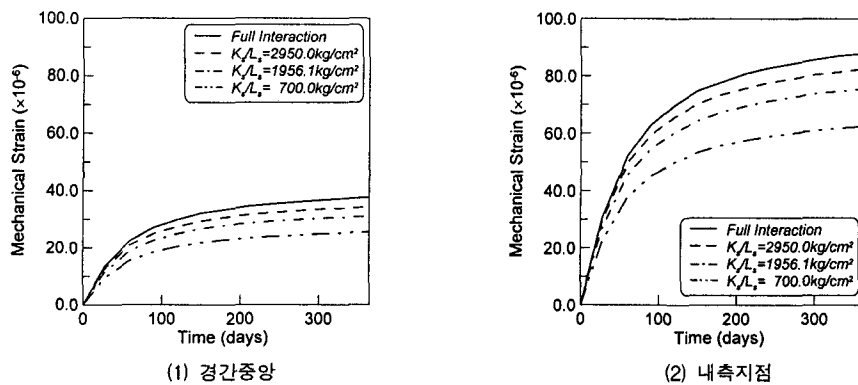


그림 2. 전단연결강성에 따른 바닥판 콘크리트의 역학적 변형률의 시간변화

4. 실험 및 해석결과의 비교

현장실험 및 해석이 이루어진 교량은 국도상에 위치한 교량으로 바닥판은 연속타설로 시공되었으며 변형률의 계측위치는 그림 3에 나타내었다. 사용된 게이지의 종류로는 단면 A~D에는 거더의 내부에 부착되어 약 1개월내의 동안의 거동을 계측하는데 무리가 없는 일반형 방수게이지가 사용되었으며 슬래브의 타설과정중 곡률 변화가 상대적으로 크지 않을 것으로 예견되는 단면 E와 F에는 타설중 비교 값의 검증을 위해 일반 전기저항식 게이지가 사용되었다. 또한 바닥판 콘크리트의 타설은 오전 6시부터 시작되어 20시간이 소요되었다.

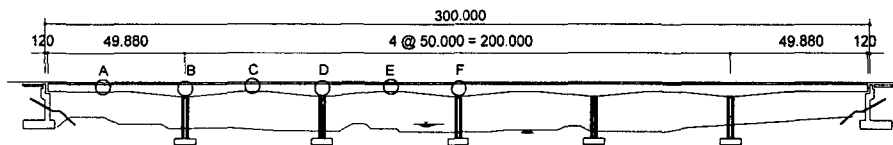


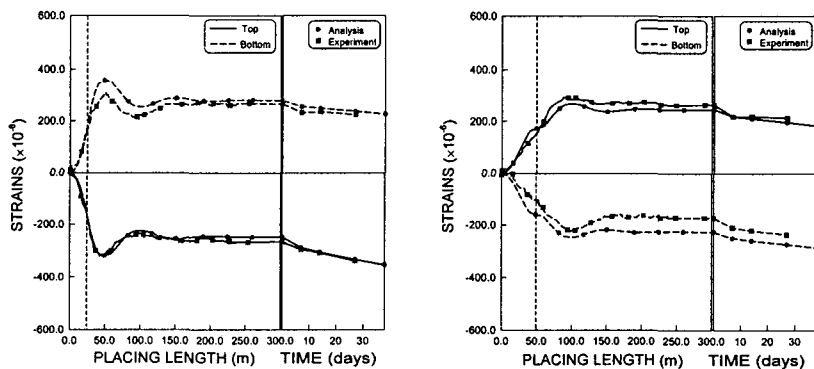
그림 3. 실험교량

계측은 중앙에 위치한 박스 주형에 대하여 바닥판 타설중에는 5분 간격으로 수행되었으며, 타설완료후 교량의 시간에 따른 거동을 살펴보기 위해 타설후 3일, 7일, 14일, 25일에서 현장계측이 진행되었다. 일반적으로 장기계측의 경우 콘크리트의 전체 장기거동의 80%이상이 발생하는 약 6개월 정도의 시간이 필요하나 이 연구에서

는 타설순서에 따른 영향과악에 초점이 맞추어졌기 때문에 위의 기간이 선정되었다. 해석의 경우 콘크리트의 압축강도는 280kg/cm^2 , 강재의 항복강도는 2800kg/cm^2 , 콘크리트와 강재의 탄성계수는 각각 $2.5 \times 10^5\text{kg/cm}^2$ 와 $2.04 \times 10^6\text{kg/cm}^2$ 이 사용되었다.

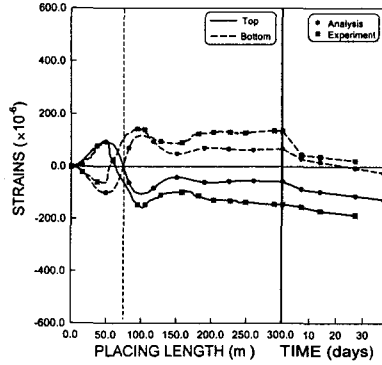
그림 4에는 해석교량의 각 지간 중앙과 지점에서의 현장계측결과와 수치해석결과를 함께 나타내었다. 두 결과를 비교해 보면 해석결과와 실험결과가 전반적으로 잘 일치하고 있다. 결과로부터 바닥판 콘크리트의 타설에 따른 영향을 살펴보면 해석교량의 경우 상부 플랜지가 있는 폐단면이며 임의의 단면에서 상, 하 리브의 개수 차이는 있으나 전체적으로 상, 하 대칭단면이므로 인장측 변형률과 압축측 변형률이 비교적 동일한 대칭성을 나타내었다. 또한 연직의 점선으로 표시한 타설시점 이후의 거동을 살펴볼 때 큰 변형률의 증감이 나타나지 않으며, 변형률은 지점조건의 영향으로 모멘트가 가장 큰 최외측 지간에서(그림 4(1)참조) 최대값인 400×10^{-6} 을 나타내었다. 한편 2경간 중앙부와 각 내측지점의 상부 플랜지에서 계측값이 해석값보다 다소 크게 나타나고 있는데, 특히 2경간 중앙점의 경우는 변형률 측정을 위한 게이지 부착에 문제가 있었던 것으로 파악되며(그림 4(3)참조) 다른 부분의 차이는 교량의 타설 150m지점 이후 부분에서 발생하는 것으로 보아 이 연구에서 고려되지 않은 수화열 등에 의한 온도의 영향이 추가되는 것으로 판단된다.

다음으로 교량의 시공후 장기거동을 살펴보면 3번째 내측지점의 상부에 위치한 게이지에서는 시간에 따른 변형률을 나타내지 못하고 있다. 이 위치에서는 다른 부분에 사용된 게이지와는 달리 전기저항식 일반 변형률 게이지가 사용되었는데 부착과 방수처리가 효과적으로 이루어지지 않아 게이지가 비교적 정확한 거동을 나타내지 않은 것으로 판단된다. 한편 수치해석에 의한 장기거동은 바닥판 콘크리트의 극한 건조수축률과 극한 크리프계수의 가정값에 크게 영향을 받는다. 그러나 강박스 합성교량의 경우는 시공중 지점변화와 같은 구조계의 변화가 없기 때문에 크리프의 영향은 거의 나타나지 않으므로 시방서에서 제시한 극한크리프 계수값인 4로 가정되었다. 반면 바닥판 콘크리트의 건조수축은 교량의 장기거동에 크게 영향을 나타내므로 계측된 장기거동과 유사한 해석값을 얻기 위하여 극한 건조수축률, ϵ_{sh} 를 200×10^{-6} , $400 \times 10^{-6} \sim 800 \times 10^{-6}$ 의 값으로 가정하고 해석을 수행하여 각각의 ϵ_{sh} 에 대한 해석을 토대로 계산된 해석결과와 계측결과와의 각 오차에 대한 정규화를 한 후 SRSS기법⁽⁹⁾에 의한 상대오차가 가장 작은 값을 나타내는 건조수축이 $\epsilon_{sh}=600 \times 10^{-6}$ 임을 확인할 수 있었다. 이 값을 시방서에서 설계시 가정하고 있는 건조수축률인 $\epsilon_{sh}=150 \sim 200 \times 10^{-6}$ 과 비교해 볼 때 다소 크게 나타나는 것을 알 수 있다.

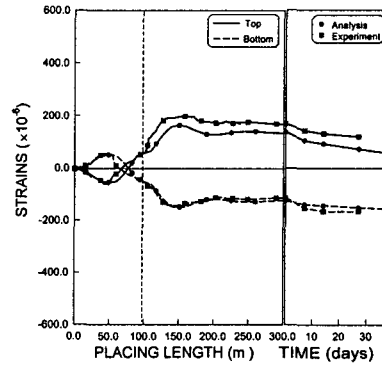


(1) 1경간 중앙점(A)

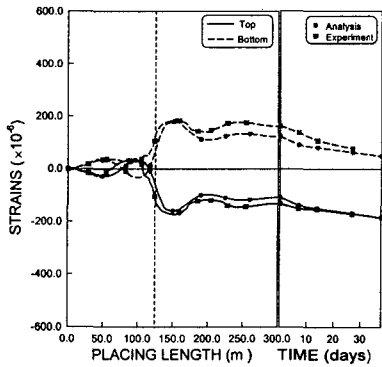
(2) 1번째 내측지점(B)



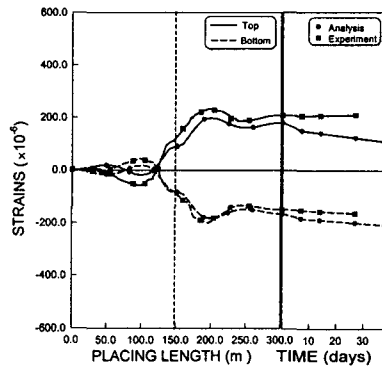
(3) 2경간 중앙점(C)



(4) 2번째 내측지점(D)



(5) 3경간 중앙점(E)



(6) 3번째 내측지점(F)

그림 4. 실험교량의 바닥판 타설과정에 따른 변형률의 변화

5. 바닥판 콘크리트에 대한 타설방법의 영향

장비의 운용, 거푸집의 가설 및 철거 등을 고려할 때 단계타설의 경우 하루에 타설이 완료되기는 어려우므로 그림 5에 표시된 단계타설의 경우에 대하여 하나의 타설단계에 필요한 시간(dt)를 0일, 3일, 7일 15일로 변화시켜 교량에 적용하였고 연속타설의 경우는 하루에 타설이 완료되는 것으로 가정되었다. 따라서 dt=0일인 경우의 단계타설의 결과와 일치한다.

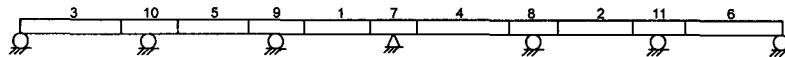
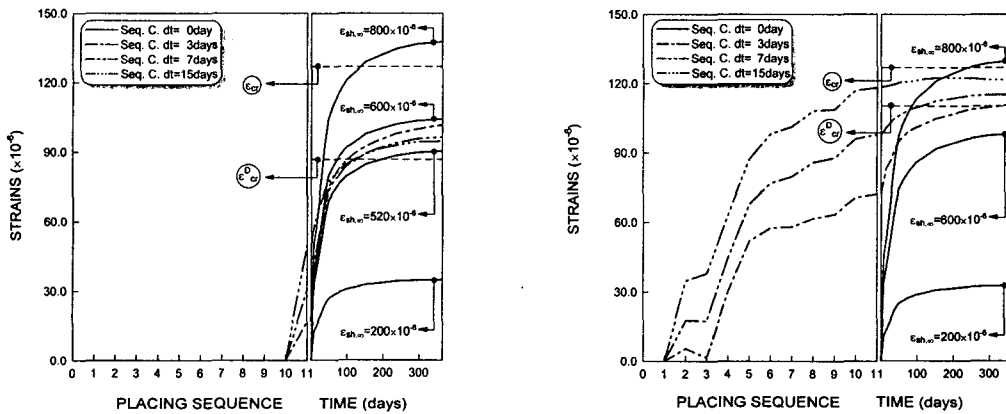


그림 5. 단계타설

해석결과는 콘크리트 바닥판의 균열과 직접적인 관련을 갖는 콘크리트의 역학적 변형률(mechanical strain)의 시간에 따른 변화를 변형률의 값이 가장 큰 1번째 내측지점과 3경간 중앙점에 대하여 그림 6에 나타내었다. dt=0일인 경우 콘크리트의 강도발현 시간을 1일로 가정하였으므로 타설중에는 역학적 변형률이 발생하지 않고

있다. 전체적인 해석결과를 살펴보면 경간 중앙에서 바닥판 콘크리트의 전체 변형률은 압축을 나타내지만 역학적 변형률은 예상했던 바와 같이 모든 점에서 인장변형률을 나타내고 있다. 또한 단계별 타설시간 간격이 클수록 타설중에 인장 변형률의 증가가 크게 나타나고 있으며 장기거동에서 그 변화는 타설중에 시간에 따른 변화가 거의 완료되기 때문에 상대적으로 작게 나타나고 있다. 한편 각 단계에 따라 바닥판 콘크리트의 재령은 차이가 발생하므로 타설이 완료된 후 시간에 따른 거동은 인접 콘크리트의 건조수축에 영향을 받게 된다. 이로부터 타설 순서가 늦은 내측지점에서의 변형률의 변화가 크게 나타나고 있다. 이러한 효과에 의하여 타설이 완료된 후 장기거동에 있어서도 인장 변형률의 증가가 크게 발생하게 된다. 각 단계별 시간간격에 의한 바닥판 콘크리트의 역학적 변형률에 대한 효과를 살펴보면 시간간격이 증가할수록 콘크리트의 건조수축량이 증가하므로 강제 주형에는 보다 큰 압축응력이, 콘크리트에는 더 큰 인장응력이 작용하게 된다. 특히 $dt=0$ 인 해석결과와 일치하는 연속타설의 경우 경간 중앙점에서 역학적 변형률은 다른 해석결과에 비해 작았으며, 내측지점에서는 비슷한 값을 나타내고 있어 교량의 상부 슬래브에서 발생하는 균열의 관점에서 볼 때 연속타설에 따른 영향은 없는 것으로 판단된다.



(1) 1번째 내측지점 (2) 3경간 중앙점
 그림 6. 타설방법과 극한 건조수축변형률에 따른 바닥판 콘크리트의 역학적 변형률 변화

6. 바닥판 콘크리트에 대한 건조수축의 영향

지금까지 해석에서는 바닥판 콘크리트의 극한 건조수축 변형률이 600×10^{-6} 로 일정하게 사용되었으나 이 절에서는 바닥판 콘크리트의 극한 건조수축 변형률의 값이 200×10^{-6} , 600×10^{-6} , 800×10^{-6} 일 때 1번째 내측지점과 3경간 중앙점에 대하여 바닥판 콘크리트의 역학적 변형률의 변화를 앞의 그림 6에 나타내었다. 일반적으로 보통 콘크리트의 인장강도를 $2.0 \times (f'_c)^{1/2}$, 탄성계수를 $2.5 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$ 이라 할 때, 이 예제의 콘크리트 인장강도는 31.95 kg/cm^2 이고, 이에 해당되는 변형률은 127.51×10^{-6} 으로 그림 6에 ϵ_{cr} 로 표시되었으며, 콘크리트의 역학적 변형률이 이 값을 초과할 때 균열이 발생하게 된다. 또한 교량의 경우 시공완료 후 활하중이 작용하게 되므로 DB-24하중이 고려되었다. 역학적 변형률이 큰 1번째 내측지점의 경우 활하중에 의한 변형률은 약 38×10^{-6} 이었고 이를 고려한 균열 변형률, ϵ_{cr}^D 는 약 89×10^{-6} ($=127.51 \times 10^{-6} - 38 \times 10^{-6}$)으로 계산되었다. 따라서 활하중이 작용되는 경우 최대 건조수축 변형률이 3경간 중앙점에서는 655×10^{-6} , 1번째 내측지점에서는 520×10^{-6} 을 초과하는 경우 균열이 발생될 수 있으므로 바닥판 콘크리트에 균열이 발생되지 않게 하기 위해서는 극한 건조수축 변형률이 이 값 이하가 되도록 관리해야 함을 알 수 있다.

7. 건조수축의 관리

지금까지 바닥판의 균열에 크게 영향을 주는 인자로서 바닥판 콘크리트의 극한 건조수축 변형률에 대하여 언급되었다. 이러한 콘크리트의 건조수축에 영향을 주는 요소로는 콘크리트의 배합성분, 대기상대습도 등 여러 가지가 있으나 이 연구에서는 바닥판 타설 중 관리할 수 있는 요소로써 콘크리트의 슬럼프값과 상대습도에 따른 영향을 ACI모형을 통하여 알아보았다. ACI모형은 극한 건조수축 변형률로 다음 식을 제안하고 있다⁽¹⁰⁾.

$$\epsilon_{sh,\infty} = 780 \times 10^{-6} k_H k_T k_S k_C k_F k_A k_{thk} \quad (1)$$

여기서 k_H 는 상대습도, k_T 는 양생시간, k_S 는 슬럼프, k_C 는 단위시멘트량, k_F 는 잔골재율, k_A 는 공기량, k_{thk} 는 부재 두께의 영향을 각각 나타내는 계수이다. 이 연구에서 적용된 바닥판의 조건과 일반적인 콘크리트 배합성분을 사용하여 k_H 와 k_S 를 제외한 계수를 계산하면 각각 $k_F=0.86$, $k_C=0.99$, $k_A=0.99$, $k_T=1$, $k_{thk}=0.86$ 이 되며 이 값들을 식 (1)에 적용하면 다음과 같다.

$$\epsilon_{sh,\infty} = 565.4 \times 10^{-6} \cdot k_H \cdot k_S \quad (2)$$

바닥판 콘크리트에 균열이 발생하지 않기 위해서는 k_H 와 k_S 를 조절하여 식 (2)로부터 계산되는 극한 건조수축 변형률이 앞에서 구한 균열 변형률 520×10^{-6} 이하 값을 갖도록 해야 하므로 현장에서 많이 사용되고 있는 콘크리트의 슬럼프값과 대기상대습도를 적용하여 표 1에 나타내었다. 표 1에 음영으로 나타낸 부분이 극한 건조수축 변형률이 520×10^{-6} 이하 값을 갖도록 하는 슬럼프와 상대습도를 나타낸다. 즉 대기상대습도가 70%이상인 경우 균열은 슬럼프와 무관하게 발생하지 않으며 상대습도가 60%인 경우 슬럼프값이 16m이하가 되도록 해야 함을 알 수 있다.

8. 결론

이 연구에서는 현재 시공완료된 교량을 대상으로 타설방법이 바닥판 콘크리트에 끼치는 영향에 대하여 알아보았다. 또한 ACI모형을 사용하여 콘크리트의 건조수축을 감소시키기 위한 방안을 현장에서 제어가능한 콘크리트의 슬럼프와 대기 상대습도를 이용하여 조절하는 방법이 제안되었다. 해석결과들에서 나타난 바와 같이 바닥판 상부의 균열발생과 직접 관련을 갖는 시간에 따른 콘크리트의 역학적 인장변형률의 증가는 연속타설의 경우가 단계타설에 비해 크지 않음을 알 수 있다. 특히 바닥판에서 발생하는 콘크리트의 역학적 인장 변형률의 크기는 현장타설 콘크리트의 건조수축률과 직접적인 관련을 갖게 되므로 바닥판의 균열발생을 억제시키기 위해서는 현장타설 콘크리트의 건조수축이 최소가 되도록 유지할 필요가 있다. 특히 이 연구의 해석예제의 경우 상대습도 50%이하에서는 콘크리트의 슬럼프값과 관계없이 균열이 발생할 가능성이 큰 것을 알 수 있었다. 따라서 이 연구의 결과들을 각 현장조건에 맞도록 수정하면 바닥판 콘크리트의 균열제어에 효과적으로 사용될 수 있다.

감사의 글

이 연구는 한국과학기술원 토목공학과와의 공동연구에 의해 수행되었습니다.

표 1 상대습도와 슬럼프값에 따른 극한 건조수축 변형률($\times 10^{-6}$)

humid. slump (%) (cm)	40	50	60	70	80	90	99
8	576.04	518.44	460.83	403.23	345.62	172.81	17.28
9	585.14	526.63	468.11	409.60	351.09	175.54	17.55
10	594.25	534.82	475.40	415.97	356.55	178.27	17.83
11	603.35	543.01	482.68	422.34	362.01	181.00	18.10
12	612.56	551.21	489.96	428.72	367.47	183.74	18.37
13	621.45	559.40	497.24	435.09	372.93	186.47	18.65
14	630.66	567.59	504.53	441.46	378.40	189.20	18.92
15	639.76	575.79	511.81	447.83	383.86	191.93	19.19
16	648.86	583.98	519.09	454.21	389.32	194.66	19.47
17	657.97	592.17	526.37	460.58	394.78	197.39	19.74
18	667.07	600.36	533.66	466.95	400.24	200.12	20.01

참고문헌

1. 건설부, 도로교 표준 시방서, 1996.
2. AASHTO, Standard Specifications for Highway Bridges, 1996.
3. 한국도로공사, 합성형 교량의 설계, 시공 및 유지관리 기술개발 연구보고서, 1998.
4. ASCE, State-of-Art Report on Finite Element Analysis of Reinforced Concrete, New York, 1982.
5. Kwak, H.G. and Filippou, F.C., "Nonlinear FE Analysis of R/C Structures under Monotonic Loads," Computers & Structures, Vol. 65, No.1 1997, pp.1-16.
6. Kang, Y.J., Nonlinear Geometric, Material and Time Dependent Analysis of Reinforced and Prestressed Concrete Frame, Report No. UC-SEEM77-1, UC Berkeley, California, 1977.
7. 박효경, 서영재, 정찬목, 박영하, "바닥판 콘크리트 타설순서에 따른 합성형 교량의 거동해석", 한국강구조공학회논문집, 제 10권 제 2호, 1998, pp.233-251.
8. 박효경, 서영재, "부분 강합성보의 시간의존적 거동해석", 한국전산구조공학회 논문집, 제 13권, 4호, 2000, pp.461-473
9. Clough, R.W. and Penzien, J., Dynamics of Structures, McGraw-Hill, New York. 1993.
10. ACI committee 209, Prediction of Creep, Shrinkage, and Temperature Effects in Concrete Structure, 1992.