

콘크리트 박스거더 교량 바닥판의 종방향 균열 위험성 평가

김 의 성

현대산업개발 토목개발팀

(2008. 4. 14. 접수 / 2008. 9. 6. 채택)

Risk Evaluation of Longitudinal Cracking in Concrete Deck of Box Girder Bridge

Eui-Sung Kim

Civil Development Team, Hyundai Development Company

(Received April 14, 2008 / Accepted September 6, 2008)

Abstract : The occurrence of longitudinal cracking in concrete deck of box girder bridge is affected by many factors, but the most important factors are the shrinkage and thermal gradient of deck slabs. In this study, therefore, the tensile stresses at the bottom of deck were calculated from the experimental data (autogeneous shrinkage, drying shrinkage, and thermal gradient of deck slab). Also, the possibility of longitudinal cracks at bottom of deck was estimated. For this purpose, full-scale box girder segments have been fabricated and tested. The thermal gradients and shrinkage strains of deck slabs were measured after placement of concrete. Also, analytic program was conducted for the evaluation of longitudinal cracking in bridge deck considering differential shrinkage induced from non-uniform moisture distributions in concrete.

Key Words : longitudinal crack, autogeneous shrinkage, drying shrinkage, thermal gradient, bridge deck, moisture diffusion

1. 서 론

콘크리트 박스거더 세그먼트 교량의 세그먼트 접합부에서 Fig. 1과 같은 종방향 균열의 보고가 최근 잇따르고 있다. 콘크리트 박스거더 교량 바닥판의 종방향 균열은 많은 인자들의 영향으로 발생하는데^{1,7,10)} 그 중 바닥판 단면의 상대습도 차와 온도 차에 의한 인장응력이 주된 요인으로 판단된다.

기존 시방서의 경우, 상대습도 차에 의한 변화 즉, 콘크리트의 수축으로 인한 응력 및 변형률 해석 시 단면내의 건조수축 양을 평균적인 값으로 계산함으로써 외부구속에 의한 응력의 해석만을 수행한다^{1,7,10)}. 따라서 내부구속에 의한 노출 표면부 인장응력의 생성을 무시하게 되지만, 실제 구조물에서는 콘크리트 표면부 건조수축 변형량과 구조물 내부 변형량과의 차이로 인한 내부구속 인장응력과 이로 인한 균열 위험성이 존재한다.

본 연구에서는 이러한 상대습도의 변화에 의한 변형률을 실험적으로 산정하였으며 이를 부등 건조

수축 해석결과와 비교하였다. 또한 바닥판 단면의 온도차를 측정하여 이로 인해 발생할 수 있는 인장 응력을 분석하고 종합적으로 콘크리트 교량 바닥판의 종방향 균열 위험성에 대한 평가를 수행하였다.

2. 실험

2.1. 시험체 제작

콘크리트 박스거더 상부 바닥판의 종방향 균열

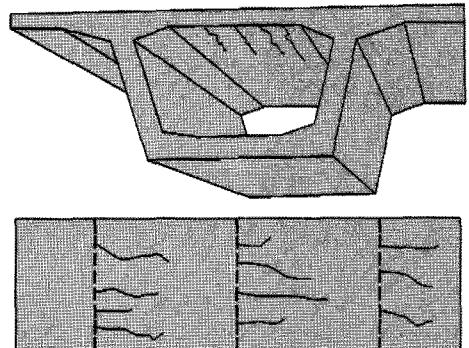
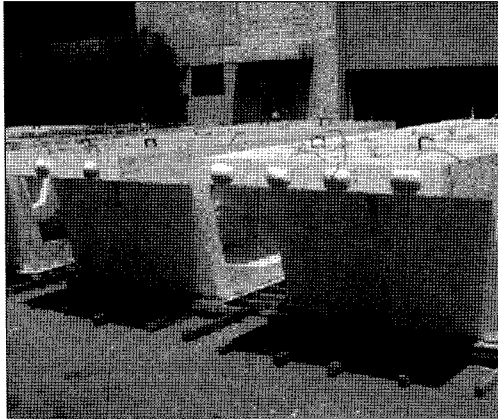
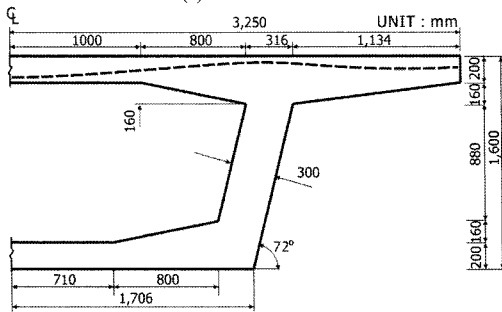


Fig. 1. Longitudinal cracks in box girder bridges.

eskim@hyundai-dvp.com



(a) test members



(b) Cross section

Fig. 2. Fabricated concrete box girder segments.

Table 1. Mixture proportion of the concrete

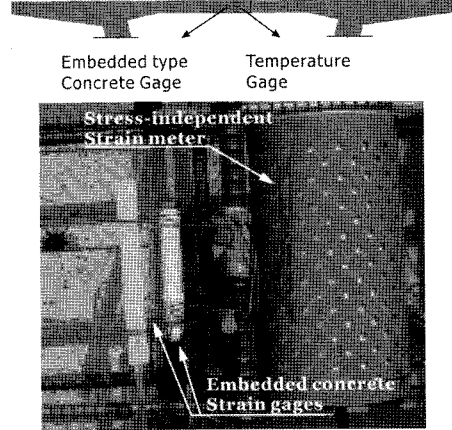
물시멘트 비(%)	잔골재비 (%)	단위부피당 중량(kg/m ³)			
		물	시멘트	잔골재	굵은골재
32.8	50.1	138	421	886	880

위험성 평가를 위해 아래 Fig. 2와 같은 박스거더 세그먼트 시험체 내부 소정 위치에 온도 센서 및 변형률 센서를 설치하여 콘크리트 타설 시점부터 계측을 실시하였다.

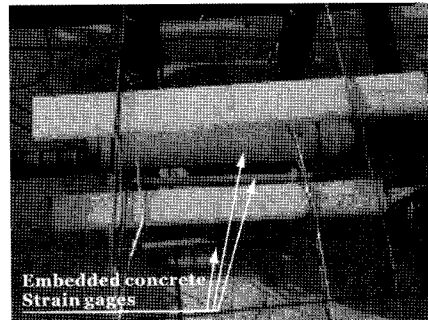
세그먼트 제작에 사용된 콘크리트는 물시멘트비 33%로 28일 설계강도는 40MPa이며 굵은 골재의 최대치수는 25mm이다(Table 1).

2.2. 콘크리트 변형률 및 온도 센서 설치

Fig. 3은 콘크리트 박스거더 시험체의 바닥판 중앙부에 설치된 게이지를 나타내고 있다. 그림과 같이 원통형의 무응력통을 설치하고 통속에 콘크리트 매립형 게이지를 매설하였다. 무응력통은 응력을 차폐시키는 역할을 하므로 통 안의 콘크리트 매립형 게이지에서 측정된 변형률은 온도, 자기수축 및 건조수축에 의한 변형률만을 나타낸다. 또한 동일한



(a) Stress-independent strain meter



(b) stress-dependent strain meter

Fig. 3. Installation of concrete strain gages.

위치에 콘크리트 매립형 게이지를 설치하고 각 게이지 위치에서의 온도를 함께 측정함으로써 매립형 게이지에서 측정된 변형률에 대해 온도 영향에 의한 변형률을 보정하였다.

2.3. 측정 변형률의 온도보정 및 습도측정

매립형 게이지에서 측정되는 변형률은 수분변화에 따른 수축 변형률과 센서자체의 온도변화에 따른 변형률을 동시에 포함하게 된다. 따라서 콘크리트 매립형 게이지에서 측정된 변형률은 다음 식에 의해서 온도에 의한 영향을 보정하였다.

$$\epsilon_{nonthermal} = \epsilon_{raw} + \Delta T(\alpha_{gauge} - \alpha_{conc}) \quad (1)$$

여기서, ϵ_{raw} = 데이터로거에서 측정된 변형률, ΔT = 온도변화, α_{gauge} = 게이지의 열팽창 계수, α_{conc} = 콘크리트 열팽창계수를 나타낸다.

Fig. 4는 콘크리트 타설 시부터 측정된 대기의 상대습도 변화 그래프이다.

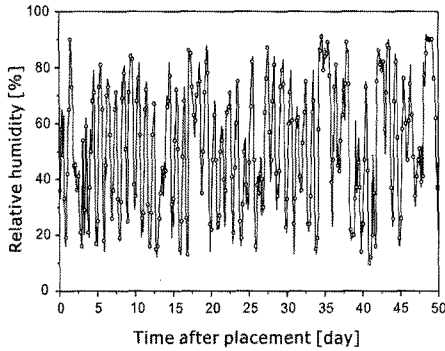


Fig. 4. Relative humidity of atmosphere after placement.

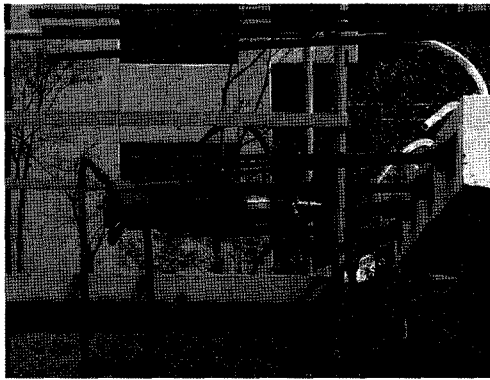


Fig. 5. Post-tensioning by mono-hydraulic jack.

2.4. 횡방향 프리스트레싱

콘크리트 박스거더의 종방향 균열 방지대책으로 횡방향 프리스트레싱의 유효성을 살펴보기 위해 타설 후 약 30일 이후에 Fig. 5와 같이 횡방향 프리스트레싱을 도입하였다. 강연선의 직경은 15.2 mm이며, 극한강도의 75%로 긴장하였다.

3. 건조수축 해석 모델링

3.1. 개요

콘크리트 내부 미소요소에서는 요소 위치에 따른 습도 차에 의하여 수분이 이동함으로써 확산이 일어나며, 대기에 노출된 콘크리트 표면에서는 대기와의 습도 차에 의해 수분이 빠져나감으로써 건조가 발생한다.

일반적으로 박스거더 교량 구조물에는 고강도 콘크리트가 사용되므로 자기수축에 의한 수분의 변화를 고려하여야 한다. Fig. 6에서 보는 바와 같이 보통 강도 콘크리트(NSC)에서는 자기수축에 의한 변형률이 작고 콘크리트 표면부 수분이동에 따른 건조수축의 영향이 크다. 하지만 고강도 콘크리트

(HPC) 일수록 수화과정에서 물의 소비에 따른 자기수축³⁾에 의한 변형이 크기 때문에 이러한 현상을 무시하여서는 안 된다.

본 연구에서는 이러한 점을 고려하여 콘크리트 내부의 수분분포를 예측하기 위해 다음과 같은 지배방정식을 이용하였다^{1,4)}.

$$\frac{\partial h}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D_x \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(D_y \frac{\partial h}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(D_z \frac{\partial h}{\partial z} \right) + \frac{\partial h_{as}}{\partial t} \tag{2}$$

여기서, h = 공극의 상대습도, t = 시간, D_x, D_y, D_z = x, y, z 방향의 수분확산계수, h_{as} = 자기수축에 의한 상대습도 변화량을 나타낸다.

$$\frac{\partial h_{as}}{\partial t} = \frac{1}{\alpha_{ah}} \frac{\partial \varepsilon_{cas}}{\partial t} \tag{3}$$

$$\varepsilon_{cas}(t) = -\alpha_{as} \left(\frac{f_{cm}/f_{cm,0}}{6 + f_{cm}/f_{cm,0}} \right)^{2.5} \times [1 + \exp(-0.2(t/t_1)^{0.5})] \times 10^{-6} \tag{4}$$

여기서, ε_{cas} = 자기수축에 의한 변형률, α_{as} = 시멘트 종류에 따른 재료상수, $f_{cm} = 28$ 일 콘크리트 평균압축강도, $f_{cm,0} = 10\text{MPa}$, α_{ah} = 습도변형계수를 나타낸다.

3.2. 수분확산계수

콘크리트의 수분 확산계수는 콘크리트 내부의 습도와 강도의 함수로서 콘크리트의 강도가 증가할수록, 콘크리트 내부의 습도가 감소할수록 확산은 느리게 일어난다. 본 논문에서는 CEB-FIP⁷⁾에서 제안한 확산계수를 사용하였으며 아래 식 (5)와 같다. 식 (5)에 의한 수분 확산계수의 변화는 Fig. 6과 같다.

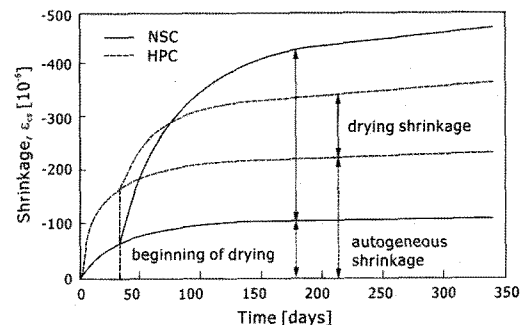


Fig. 6. Comparison of shrinkage strain between NSC & HPC.

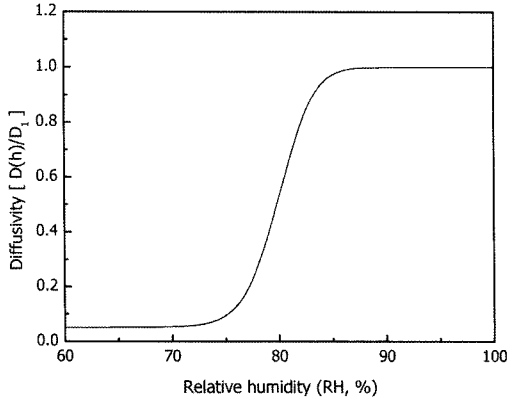


Fig. 7. Variation of diffusion coefficient of humidity.

$$D(h) = D_1 \left[m + \frac{1-m}{1 + [(1-h)/(1-h_c)]^n} \right] \quad (5)$$

$$D_1 = \frac{D_{1,0}}{f_{ck}/f_{ck,0}} \quad (6)$$

여기서, D_1 = 콘크리트 수분 확산계수의 최대값, $m = 0.05$, $h_c = 0.80$, $n = 15$, $D_{1,0} = 1 \times 10^{-9} \text{m}^2/\text{s}$, $f_{ck} =$ 콘크리트 압축강도, $f_{ck,0} = 10 \text{MPa}$ 를 나타낸다.

3.3. 자유 수축변형률

콘크리트 단면 내 상대습도 분포는 표면을 통한 수분이동과 자기수축에 의한 수분 감소에 의해 단면 내에서 균일하지 못하며, 이는 부등건조수축을 발생시킨다^{1,2,4}). 콘크리트 내부에서의 수분이동은 상대습도 함수로 구할 수 있기 때문에 자유 수축 변형률을 구하기 위해서는 공극의 상대습도와 건조 수축 변형률과의 관계식을 파악하는 것이 필요하다. 본 연구에서는 선형적인 관계식³)을 이용하여 콘크리트의 자유 수축변형률을 다음 식과 같이 산정하였다.

$$\Delta \varepsilon_{sh} = \alpha_{sh} \Delta h \quad (7)$$

여기서 α_{sh} 는 건조수축 계수를 나타낸다.

4. 종방향 균열 위험성 평가

4.1. 실험결과 분석

Table 2는 수분확산해석과 그에 따른 응력해석에 사용된 재료특성이다. 본 해석에서는 정확한 비교를 위해 Fig. 4의 매 시간별 대기의 상대습도 측정 자료를 사용하였다.

Table 2. Material properties used in analysis

Density (kg/m ³)	2,500
Max. diffusion coefficient of humidity (m ² /s)	2.55×10 ⁻¹⁰
Convection coefficient of humidity (m/s)	5.8×10 ⁻⁸
Coefficient of shrinkage (10 ⁻⁶ /unit)	1,300
Modulus of elasticity (MPa)	2.74×10 ⁴

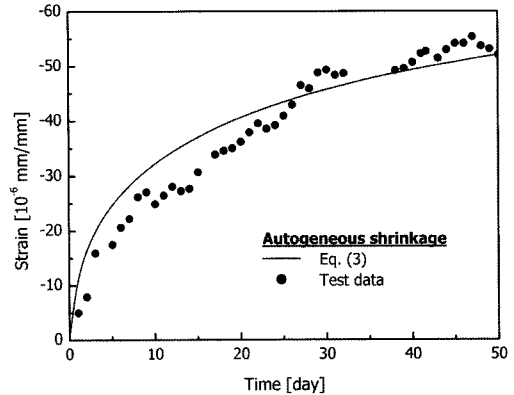


Fig. 8. Autogeneous shrinkage at mid-depth of deck slab.

Fig. 8은 무응력통 안에 설치한 콘크리트 매립형 게이지 측정치에서 식 (1)에 의한 온도 영향을 배제한 변형률과 식 (3)에 의한 자기수축 변형률을 비교한 결과이다. 콘크리트의 수분확산계수는 매우 작은 값을 가지고 있고, 무응력통이 바닥판의 중심부에 설치되어 있어 측정시기까지 중심부의 수분 변화가 거의 발생하지 않기 때문에 이 결과는 자기수축 결과로 볼 수 있다.

Fig. 9는 동일 위치의 콘크리트 매립형 게이지에서 측정된 결과로서 부등건조수축 해석결과와 상당히 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. CEB-FIP code⁷)에 의한 결과는 실험치와 비교 하였을 때 상당히

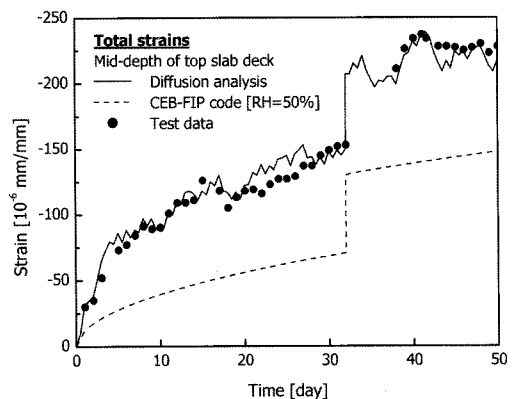


Fig. 9. Total shrinkage at mid-depth of deck slab.

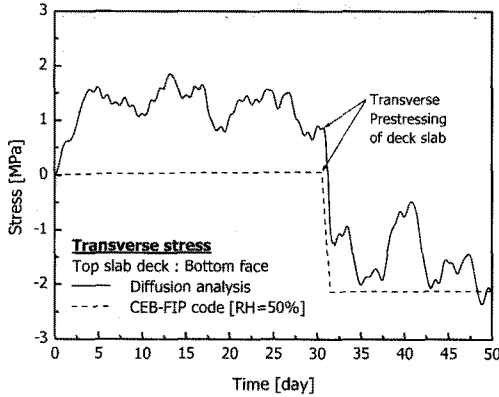


Fig. 10. Shrinkage stress at bottom surface of deck slab.

과소평가된 변형률을 산출하는 것으로 나타나, 건조수축에 의한 변형률 분포 예측시 부등건조수축 해석에 의하는 것이 바람직한 것으로 판단된다.

건조수축에 의한 바닥판 표면부(하면)의 응력분포를 Fig. 10에 나타내었다. Fig. 10에서 보는 바와 같이 CEB-FIP code⁷⁾식에 의해 발생되는 인장응력과 수분확산에 의한 부등건조수축해석에 의한 응력은 상당히 다른 양상을 보인다. 본 시험체의 경우 건조수축에 의한 최대 인장응력은 1.8MPa로 나타났다.

Fig. 11은 바닥판의 높이 방향으로 설치한 온도 측정 센서를 통하여 30분 간격으로 측정한 온도 변화 결과이다. 측정기간 동안 단면 내의 온도 변화 양상은 거의 일정하였으며 하면과 상부의 최대 온도차는 약 5°C로 나타났다. Fig. 12는 Fig. 11의 온도 변화에 따른 응력분포로서 최대 인장응력은 0.5 MPa로 나타났다.

4.2. 종방향 균열 위험성 분석

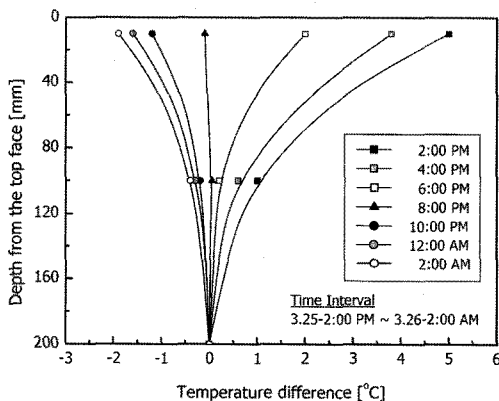


Fig. 11. Temperature gradients of top slab.

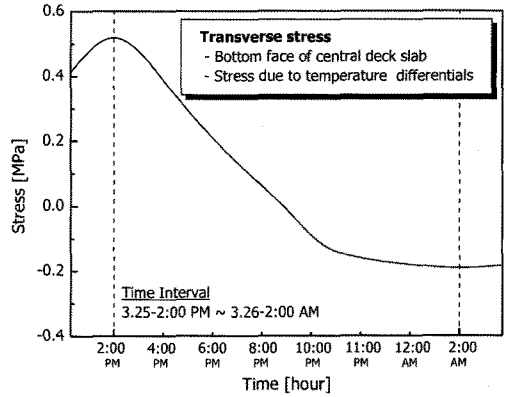


Fig. 12. Thermal stress according to time of day(24 hours).

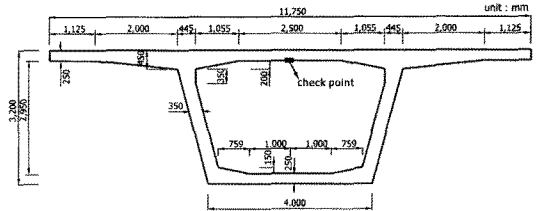


Fig. 13. Cross section for evaluating cracking risk.

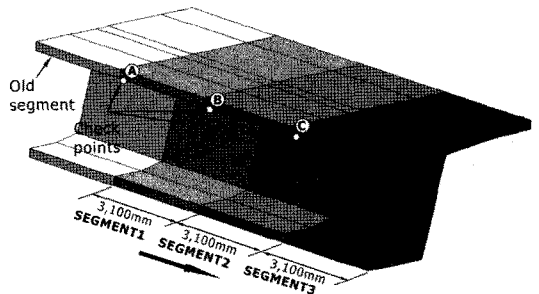


Fig. 14. Modelling of construction stages.

교량 바닥판의 종방향 균열 위험성 분석을 위해 실제 시공된 교량 단면(Fig. 13)을 기준으로 부등건조수축과 단면의 온도차에 의한 인장응력을 분석하였다. 이 때, 주변 대기의 상대습도는 60% 및 70%로 설정하였으며, 시공방법에 따른 영향을 살펴보기 위해 Fig. 14와 같이 FCM 구간의 교량을 모사하여 시공단계별 해석을 수행하였다.

온도차에 의한 응력

콘크리트 박스거더 교량 바닥판 단면의 온도차에 의한 응력변화를 살펴보기 위해 Fig. 15와 같이 상부 바닥판 단면의 온도차가 5°C와 10°C인 경우에 대하여 해석을 수행하였다. 각각의 온도차에 의한 횡방향 응력은 Fig. 16에서 보는 바와 같이 5°C

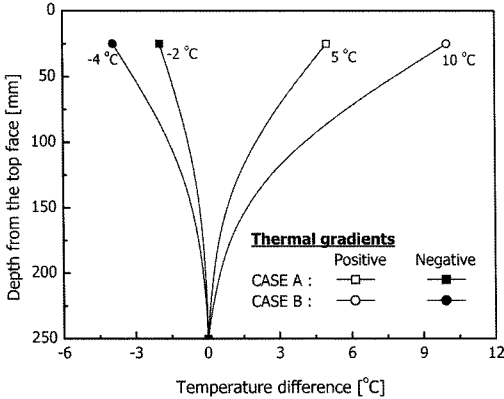


Fig. 15. Thermal gradients of the deck used in analysis.

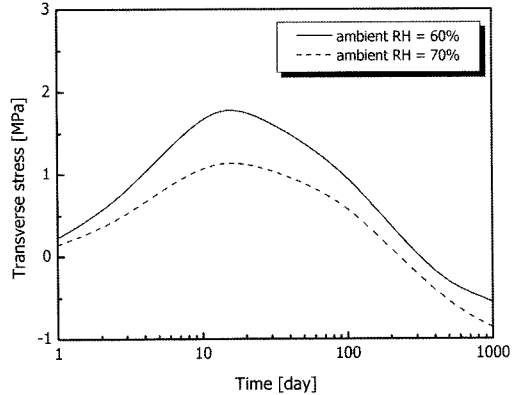


Fig. 17. Transverse stresses due to drying shrinkage.

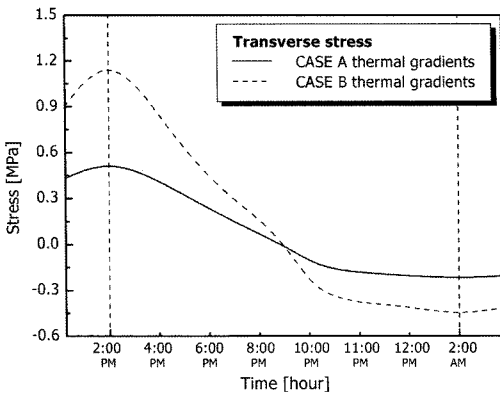


Fig. 16. Transverse stresses due to thermal gradients.

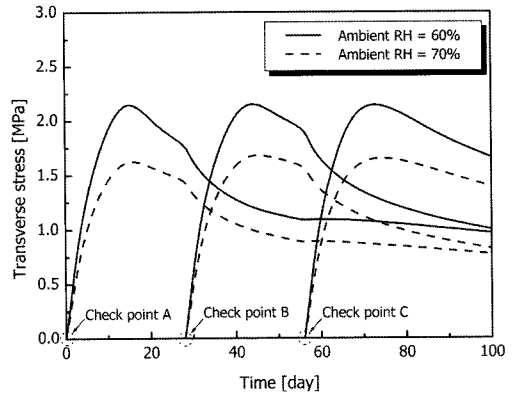


Fig. 18. Transverse stresses due to drying shrinkage considering construction stages.

인 경우 0.5MPa, 10°C인 경우 1.1MPa의 인장응력이 발생하였다.

건조수축에 의한 응력

Fig. 17, 18은 대기의 상대습도 60%, 70%인 경우와 시공단계 고려유무에 따라 건조수축 응력을 비교한 결과이다. Fig. 18과 같이 시공단계를 고려하였을 경우 그렇지 않은 경우(Fig. 17)에 비해 약 1.5배 정도 더 큰 인장응력이 발생하였으며, 이는 신규 세그먼트의 구속효과에 의한 영향으로 판단된다.

이상의 결과로 볼 때 콘크리트 박스거더 바닥판의 종방향 균열은 건조수축 및 단면의 온도차 그리고 시공단계에 따른 구속효과에 의해 현장에서 발생가능성이 상당히 높은 것으로 판단된다. 바닥판의 종방향 균열을 제어 또는 방지하기 위해서는 콘크리트 타설 및 시공 중에 온도 및 건조수축 응력을 최소화 할 수 있는 시공방안이 마련되어야 할 것이다. 또한 Fig. 10에서 보듯이 횡방향 프리스트레싱도 효과적인 예방책으로 판단된다.

4. 결론 및 토의

본 연구에서는 콘크리트 박스거더 교량 바닥판에 대한 종방향 균열 위험성 평가를 수행하였다. 이를 위해 실제 박스거더 세그먼트 타설 후 온도 및 변형률을 지속적으로 측정하였다. 또한 해석적인 방법을 통해 가능한 온도차와 상대습도 조건 그리고 시공단계를 고려하여 종방향 균열 위험성을 평가하였으며 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 부등 건조수축 및 단면의 온도차에 의한 콘크리트 인장응력은 교량 바닥판의 종방향 균열을 발생시키는 주요 요인이며, 이러한 건조수축에 의한 응력 및 변형률의 합리적인 평가를 위하여 부등 건조수축 해석이 바람직한 것으로 판단된다.
- 2) 콘크리트 박스거더 교량 바닥판의 온도차가 5°C인 경우는 0.5MPa, 10°C인 경우는 1.1MPa 정도의 인장응력이 발생하였으며, 건조수축에 의한 응력 등과 복합 작용시 종방향 균열을 발생시킬 수

있는 것으로 나타났다.

3) 건조수축에 의한 응력분포는 CEB-FIP code에 의해 계산되는 인장응력과 부등건조수축해석에 의한 응력이 상당히 다른 양상을 보였다. 본 연구의 시험체에서는 CEB-FIP 식에 의한 응력은 거의 발생하지 않은 반면 부등건조수축해석에 의한 인장응력은 최대 1.8MPa로 나타났다.

4) 대기의 상대습도 60%, 70%인 경우에 대해 시공단계별 건조수축에 의한 인장응력을 비교한 결과, 시공단계를 고려하였을 경우 그렇지 않은 경우에 비해 약 1.5배 정도 큰 인장응력이 발생하였다. 이는 신규 세그먼트의 구속효과에 의한 영향으로서 종방향 균열을 방지하기 위한 시공상의 적절한 대책 마련이 필요한 것으로 판단되며, 횡방향 프리스트레싱 또한 효과적인 제어책이 될 수 있는 것으로 사료된다.

참고문헌

- 1) 김진근, 김효범, “콘크리트의 부등건조수축으로 인한 응력의 해석”, 콘크리트학회 논문집, 제6권, 제4호, 102~112, 1994.
- 2) 차수원, 오병환, 이형준, “초기재령 콘크리트의 크리프를 고려한 온도 및 수축응력 해석”, 콘크리트학회 논문집, 제14권, 제3호, 382~391, 2002.
- 3) Alberedo, A.M., “Drying shrinkage and crack formation”, Building Materials Reports, No. 5, Lab. for Building Materials, Swiss Federal Institute of Technology, Zurich(Switzerland), 102, 1994.
- 4) Bažant, Z. P., Křístek V. and Vitek, J. L., “Drying and Cracking Effects in Box-Girder Bridge Segment. Journal of Structural Engineering”, ASCE, Vol. 118, No. 1, January, 305~321, 1992.
- 5) Bažant, Z. P. and Najjar, L. J., “Nonlinear Water Diffusion in Nonsaturated Concrete”, Materials and Structures, Vol. 5, No. 25, 3~20.1972.
- 6) Bažant, Z. P. and Thonguthai, W., “Pore pressure and drying of concrete at high temperature”, Journal of Engineering Mechanic Division, ASCE, Vol. 104, No. 5, 1059~1079. 1978.
- 7) CEB-FIP, “CEB-FIP Model Code 1990”, Comite-Euro international du Beton/Federation Internationale de la Precomtrainte, Thomas Telford, London, 247~255.
- 8) Janasson, O.M., and Hansen, P. F., “Autogeneous deformation and RH-change in perspective”, Cement and Concrete Research, Vol. 31, 1859~1865, 2001.
- 9) Kim, J. K., and Lee, C.S., “Prediction of differential drying shrinkage in concrete”, Cement and Concrete Research, Vol. 28, No. 7, 985~994, 1998.
- 10) Oh, B.H., and Cha, S.W., “Nonlinear Analysis of Temperature and Moisture Distributions in Early-age Concrete Structures Based on Degree of Hydration”, ACI Materials Journal, Vol. 100, No. 5, 361~370, 2003.
- 11) Technical Committee on Autogeneous Shrinkage of Concrete, Part 1, Committee Report, Autogeneous Shrinkage of Concrete, Proceeding of the International Workshop organized by JCI, Tazawa, E., (Ed.), E&FN Spon, 3~67, 1998.