

초기재령 철근콘크리트 라멘교의 균열제어에 관한 연구

A Study on Crack Control of Early-aged Reinforced Concrete Rahmen Bridge

김 우 중† 정 희 효* 이 승 렬**

Kim, Woo-Jung Jung, Hee-Hyo Lee, Sung-Yeol

(논문접수일 : 2004년 9월 15일 ; 심사종료일 : 2005년 12월 28일)

요 지

초기재령 콘크리트 수화과정의 메카니즘과 초기재령 콘크리트 균열 제어기법의 개발은 주로 매시브한 콘크리트를 대상으로 실험적 연구와 수치해석적 연구가 이루어져 왔으나 철근 콘크리트 라멘교의 상부슬래브와 같이 비교적 두께가 얇은 부재에 대해서는 연구 내용이 거의 없는 실정이다.

본 연구에서는 4개의 철근 콘크리트 라멘교의 상부 슬래브에 대한 수화열을 현장 실측하여 온도이력과 강도 발현 모델 및 건조수축 모델에 의한 응력들을 근거로 하여 초기 재령 철근 콘크리트 라멘교의 상부슬래브에 발생할 수 있는 균열을 제어할 수 있는 설계기법을 제시하였다. 본 연구의 해석기법을 이용하여 초기재령 철근 콘크리트 라멘교의 상부슬래브에 발생되는 균열 폭을 계산하여 균열제어를 위한 철근량 산정방법을 제시하였고, 설계하중 재하 시 배력철근으로만 취급되는 현치부의 철근이 초기재령 철근콘크리트 라멘교의 온도응력 검토 시에는 주철근이 됨을 알 수 있었다. 제안한 해석기법은 초기재령 철근콘크리트 라멘교의 온도균열제어를 위한 설계에 적용될 수 있을 것으로 판단된다.

핵심용어 : 초기재령 콘크리트, 수화열, 균열제어, 하강온도하중, 라멘교

Abstract

The researches on the early-aged concrete hydration process and the techniques for the early-aged concrete crack control mainly have been focused and developed on the massive concretes in both experimental and numerical studies. However, those researches for relatively thin members such as the upper slab of the reinforced concrete rahmen bridge have nearly been attempted.

In this study, a designing technique for crack controlling in the thin members of the early-aged reinforced concrete rahmen bridges based on measured temperature history, strength revelation model and sinkage model is proposed.

A method of calculating the reinforcing bar area for crack controlling is also proposed and it is found that the distributing bars under the design loads become the main reinforcing bars in the temperature stress analysis of the early-aged reinforced concrete rahmen bridges. It is shown that the proposed analysis technique is able to use the design of crack control for the early-aged reinforced concrete rahmen bridge.

keywords : early-aged concrete, heat of hydration, crack control, descent temperature load, rahmen bridge

1. 서 론

초기재령 철근콘크리트 라멘교의 상부 슬래브부에 수화열 및 건조수축(shrinkage)이 원인으로 판단되는 유해한 균열이 발생되어 관계자들을 매우 당혹스럽게 하는 일들이 적지 않게 발생하고 있다.

본 논문의 연구에서는 다수의 철근콘크리트 라멘교의

시공현장에서 상부 슬래브 초기재령의 온도를 실측하여 온도이력의 특성 파악 및 추세선에 대한 식을 제시하며, 기존의 연구를 통하여 제시된 초기재령 콘크리트의 특성 등을 이용하여 탄성계수를 구한 후, 통상의 3차원 쉘 해석을 초기 콘크리트 재령 단계별로 실시하였다. 증분법을 활용하여 초기재령 철근콘크리트 라멘교 상부 슬래브의 콘크리트 온도응력을 계산하는 시스템을 제시하고, 이를

† 책임저자, 정희원 · 진주산업대학교 토목공학과 교수

전화: 055-751-3293 ; Fax: 055-751-3209

E-mail: wjkim@jinju.ac.kr

* 경상대학교 건설공학부 교수 공학연구원 책임연구원

** 경상대학교 토목공학과 박사수료

• 이 논문에 대한 토론을 2006년 6월 30일까지 본 학회에 보내주시면 2006년 9월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

현장 실측응력과 비교하여 그 타당성을 검토하고자 한다.

De Borst, R.(1987)는 초기재령 콘크리트에서 균열형성과 소성, 균열형성과 크리프, 균열형성과 온도, 의존적인 재료특성들(열팽창, 건조수축 등)을 동시에 다룰 수 있는 알고리즘을 제안하였다. De Borst와 Boogaard(1994)는 초기재령 콘크리트에서 온도변형, 크리프변형, 분포형 균열의 복합작용에 대한 알고리즘을 수립하여 시간에 따른 균열진전 해석을 수행하였다. 최근 일본에서 Ishida와 Maekawa(1951)들이 초기재령 콘크리트의 거동을 해석하고 이 해석결과를 바탕으로 콘크리트 구조물의 장기적인 역학적 거동 및 환경작용을 시간적으로 고려하여 초기재령 콘크리트에서 경화된 콘크리트의 전 과정에 대해 수치해석을 시도하였다. 국내에서도 최근 해석적인 방법으로 콘크리트의 수화발열 특성을 정의하는 방법에 대한 연구와 콘크리트의 발열특성을 정의하는 연구를 수행하고 있다(오병환, 1999; 송하원 등, 2001; 김진호 등, 1994).

2. 초기재령 콘크리트의 구성특성

2.1 콘크리트의 수화발열 특성

2.1.1 시멘트의 수화반응 및 수화열

시멘트는 물과 반응하여 발열 화학반응에 의해 120cal/g 정도의 열이 발생하고, 시멘트의 최종 발열량은 시멘트 조성에 따라 다음 식 (1)과 같이 표현될 수 있다(Saul, A.G.A., 1951).

$$Q_{\infty} = 136(C_3S) + 62(C_2S) + 200(C_3A) + 30(C_4AF) \quad (1)$$

여기서,

C_2S : Dicalcium Silicate

C_3A : Tricalcium Aluminate

C_3S : Tricalcium Silicate

C_4AF : Tetracalcium Aluminoferrite

2.1.2 콘크리트의 단열온도상승곡선

타설온도 T_o 인 콘크리트가 $\Delta T_{ad}(t)$ 만큼 온도가 상승한다면 총 발열량은 다음과 같이 나타낼 수 있다(Saul, A.G.A., 1951).

$$Q_{ad}(t) = c_p \frac{d\Delta T_{ad}(t)}{dt} \quad (2)$$

콘크리트의 단면 내부 온도분포를 결정하기 위하여 일반적으로 콘크리트의 단열온도상승은 식 (3)과 같은 지

수형태의 함수로 나타내며, 최대온도 상승량(K)과 반응속도(α)로써 단열상승 특성을 표현한다.

$$T = K(1 - e^{-\alpha t}) \quad (3)$$

단위부피 당 단위시간 당 내부발열량 q 를 다음과 같이 결정한다.

$$q = \frac{\rho c \alpha e^{-\alpha t/24}}{24} \quad (4)$$

2.2 콘크리트의 강도 발현 특성

2.2.1 강도 발현 모델

Kee(1986)는 Nurse-Saul함수의 성숙도를 사용하여 쌍곡선 형태의 강도 발현식을 다음의 식 (5)와 같이 제시하였다.

$$S = \frac{M_s}{a M_s + b} \quad (5)$$

여기서,

M_s : Nurse-Saul 함수의 성숙도

콘크리트 표준시방서(1999)에는 온도균열을 검토하기 위한 재령별 압축강도와 인장강도식을 다음의 식 (6)과 같이 규정하고 있다.

$$f_{cu}(t) = \frac{t}{a+bt} f_{cu(91)}, f_{sp}(t) = c \sqrt{f_{cu}(t)} \quad (6)$$

여기서,

$f_{cu}(t)$: 재령 t 일의 콘크리트 압축강도(kgf/cm²)

$f_{sp}(t)$: 재령 t 일의 콘크리트 인장강도(kgf/cm²)

2.3 콘크리트의 건조수축 특성

2.3.1 건조수축

콘크리트가 건조하면 수축하게 되고 수분을 흡수하면 팽창하게 되는데, 이와 같이 수분량의 변화로 인한 체적 변화는 콘크리트에 내재하는 특성이다.

콘크리트 구조설계기준(1999)에서는 다음 식과 같은 재령별 건조수축률 계산식을 제안하고 있다.

$$\epsilon_{sh}(t, t_s) = \epsilon_{sho} \beta_s(t - t_s) \quad (7)$$

여기서, ϵ_{sh} : 콘크리트 건조수축 변형률

ϵ_{sho} : 콘크리트 기본 건조수축 변형률

$\beta_s(t-t_s)$: 건조기간에 따른 건조수축 변형률함수

3. 수화열에 의한 온도균열 발생 메카니즘

3.1. 수화열에 의한 응력

3.1.1 내·외부 구속에 의한 응력

내부구속에 의한 균열은 콘크리트의 내부와 표면과의 온도차에 의해 발생한다. 외부구속에 의한 균열은 타설된 콘크리트의 열변형이 지반 또는 기 타설된 콘크리트에 의해 구속되어 발생한다.

3.2. 온도응력의 영향인자

3.2.1 온도 상승량이 온도응력에 미치는 영향

단위 시멘트량은 콘크리트의 온도상승량에 가장 큰 영향을 미치기 때문에 배합설계 시에 소요의 품질을 확보할 수 있는 범위 내에서 단위 시멘트량을 적극적으로 줄이는 것이 요구된다.

3.2.2 구속도가 온도응력에 미치는 영향

콘크리트의 온도변화는 구조물 자체의 체적 변화를 일으키고, 이러한 체적변화가 구속됨으로써 구속응력이 발생하게 된다.

3.2.3 콘크리트의 역학적 특성이 온도응력에 미치는 영향

초기재령 콘크리트의 역학적 특성은 재령에 따른 탄성계수, 압축강도 및 인장강도 증진 등의 콘크리트의 역학적 성질을 모델링하는 과정이 요구된다.

3.3 RC 라멘교의 수화열 응력

3.3.1 수화열 응력 발생기구

타설된 상부 슬래브 콘크리트는 수화작용에 의하여 온도가 상승하게 되고, 재령 2~3일에 최고 값에 도달한 후, 차츰 대기온도에 도달할 때까지 하강하게 된다. 이 과정에서 콘크리트는 온도상승 시에는 팽창하고, 온도하강 시에는 수축하게 되는데, 이러한 팽창과 수축변형이 기 타설된 벽체 콘크리트에 의해 구속되므로 상부 슬래브에는 압축응력과 인장응력이 발생하게 된다.

4. 수화열 현장측정 및 분석

4.1. RC 라멘교의 수화열의 측정

4.1.1 가천교의 재령별 온도 측정 및 분석

1) 교량의 제원 및 설계조건

위치는 경남 거창군 가조면에 있으며, 교량형식은 균형 라멘교이고, 교량 평면 형식은 곡선교이다. 총연장은 45.0m이며, 교폭은 10.0m이다. 철근의 설계기준 항복강도 f_y 는 4000kgf/cm²이며, 콘크리트의 설계기준강도 f_{ck} 는 270kgf/cm²이다.

온도감지센서의 평면상 위치는 그림 1에서 보는 바와 같이 교각부, 헌치 끝단부, 경간 중앙부로 구분하여 설치하고, 슬래브 두께방향의 온도 변화를 알아보기 위하여 상부 표면에서 10cm, 40cm, 70cm의 깊이에 온도감지센서를 배치하였다. 사용된 온도측정기는 TES-1300을 사용하였다.

2) 재령별 온도 측정결과 분석

본 연구에서 현장 실측치를 근거하여 구하고자 하는 하강온도 이력을 살펴보기 위하여 전체 온도감지센서의 위치별 및 재령별로 구분하여 이를 그래프화하여 그림 2에 나타내었다.

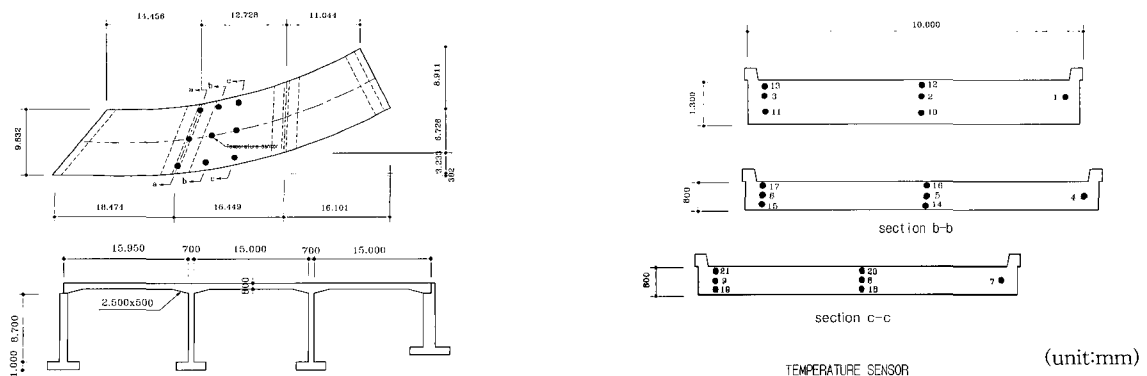


그림 1 Section of the Gachean bridge and temperature sensor locations.

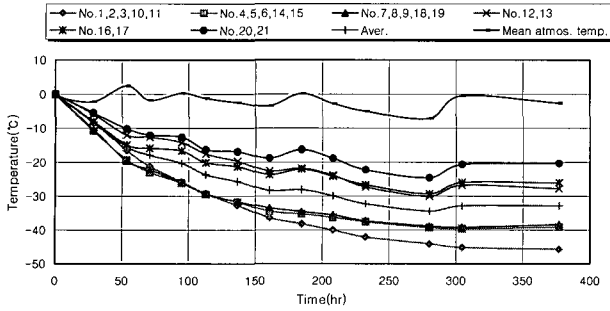


그림 2 Relative temperature variation based on the maximum temperature according to curing time.

그림 2에서 상부그룹(12, 13과 16, 17 및 20, 21감지봉)의 온도는 측정 시의 온도 변화에 민감한 반응을 보이고 있음을 알 수 있으며, 재령 15일에서는 온도 하강이 없음을 알 수 있고 하부 및 중간부 (1, 2, 3, 10, 11 및 4, 5, 6, 14, 15 및 7, 8, 9, 18, 19감지봉)의 그룹에서도 재령 15일에서는 온도 하강이 없음을 알 수 있다. 따라서 수화열에 의한 온도응력 해석은 재령 15일까지만 실시하는 것으로 하였다.

교각부 온도감지센서 그룹(No.1, No.2, No.3, No.10, No.11)의 온도하강이 현치끝단부 감지봉 그룹(No.4, No.5, No.6, No.14, No.15) 및 경간중앙부 온도감지센서 그룹(No.7, No.8, No.9, No.18, No.19)에 비하여 매우 큼을 알 수 있고, 현치끝단부 온도감지센서 그룹과 경간중앙부 온도감지센서 그룹은 비슷한 온도하강 이력을 보임을 확인하게 알 수 있었다.

4.1.2 동령교의 재령별 온도 측정 및 분석

1) 교량의 제원 및 설계조건

위치는 경남 거창군 남상면에 있으며, 교량형식은 1경간 라멘교이고, 교량 평면 형식은 경사교(사각:85°)이다. 총연장은 16.0m이며, 교폭은 7.5m이다. 철근의 설계기준 항복강도 f_y 는 4000kgf/cm²이며, 콘크리트의 설계기준강도 f_{ck} : 270kgf/cm²이다.

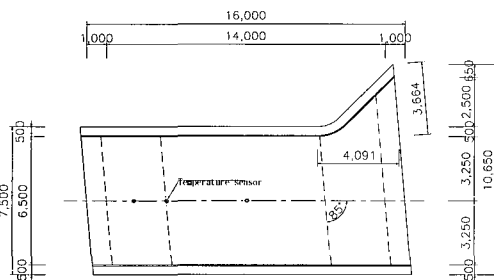


그림 3에서 보는 바와 같이 종점측에 가각 처리가 되어 있어서 시점부에 온도감지센서를 설치하였으며, 가천교의 온도측정 및 분석의 결과에 의하여 현치 중간부, 현치 끝단부 및 경간중앙부로 구분하여 교축부의 중간 하단에서 20cm 높이에 온도감지센서를 설치하였다.

2) 재령별 온도 측정결과 분석

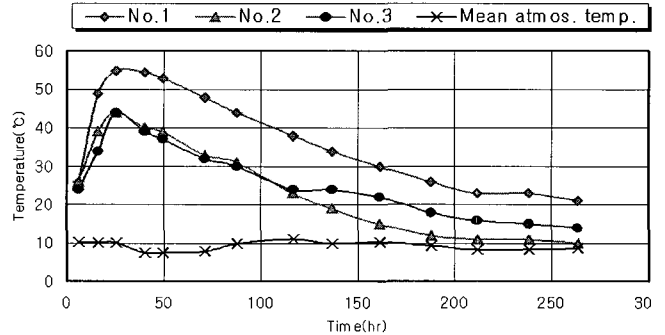


그림 4 Measured temperature variation of the Dongnyeong bridge according to curing time.

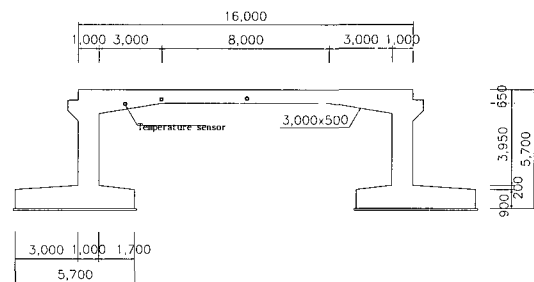
그림 4에서 보는 바와 같이 콘크리트의 두께가 두꺼운 현치 중간부의 수화열 상승온도가 높게 나타나고 두께가 일정한 현치 끝단부와 경간 중앙부의 수화열 상승온도가 낮게 나타남을 확인할 수 있다.

4.1.3 산포교의 재령별 온도 측정 및 분석

1) 교량의 제원 및 설계조건

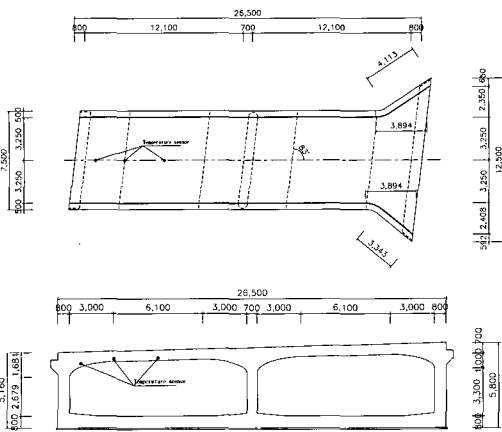
위치: 경남거창군 웅양면, 교량형식: 2경간 박스형 라멘교, 교량평면형식: 경사교(사각:83°), 총연장: 26.5m, 교폭: 7.5m, 철근의 항복강도 f_y : 4000kgf/cm², 설계기준강도 f_{ck} : 270kgf/cm²이다.

그림 5에서 보는 바와 같이 종점측에 가각 처리가 되어 있어서 시점부에 온도감지센서를 설치하였으며, 가천교의 온도측정 및 분석의 결과에 의하여 현치 중간부, 현치 끝단부 및 경간 중앙부로 구분하여 교축부의 중간 하단에서 20cm 높이에 온도감지센서를 설치하였다.



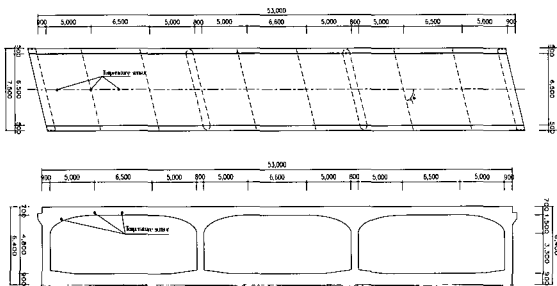
(unit:mm)

그림 3 Section of the Dongnyeong bridge and temperature sensor locations.



(unit:mm)

그림 5 Section of the Sanpo bridge and temperature sensor locations.



(unit:mm)

그림 7 Section of the Seonggi bridge and temperature sensor locations.

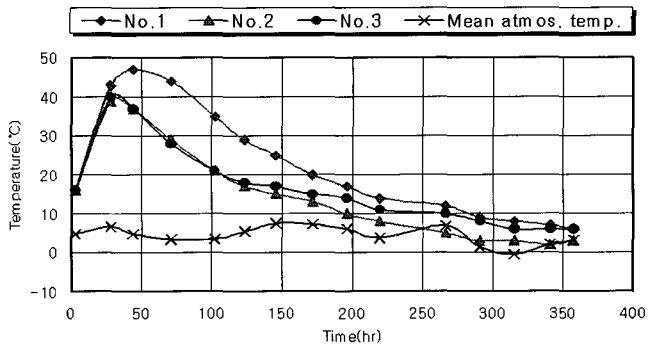


그림 6 Measured temperature variation of the Sanpo bridge according to curing time.

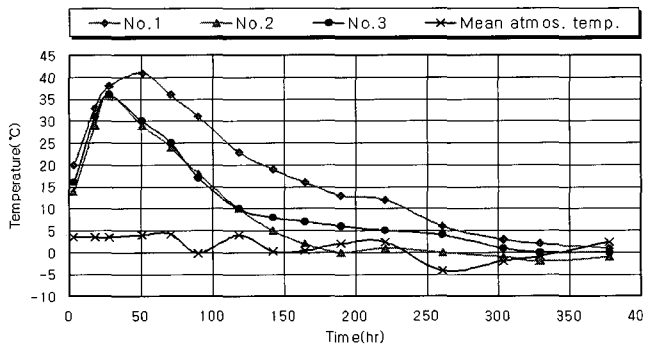


그림 8 Measured temperature variation of the Seonggi bridge according to curing time.

2) 재령별 온도 측정 결과 분석

그림 6에서 보는 바와 같이 콘크리트의 두께가 두꺼운 현치 중간부의 수화열 상승온도가 높게 나타나고 두께가 일정한 현치 끝단부와 경간 중앙부의 수화열 상승온도가 낮게 나타남을 확인할 수 있다.

4.1.4 성기교의 재령별 온도 측정 및 분석

1) 교량의 제원 및 설계조건

위치는 경남 거창군 주상면에 있으며, 교량형식은 3경간 박스형 라멘교이고, 교량 평면 형식은 경사교(사각:74°)이다. 총연장은 53.0m이며, 교폭은 7.5m이다. 철근의 설계기준 항복강도 f_y 는 4000kgf/cm²이며, 콘크리트의 설계기준강도 f_{ck} 는 270kgf/cm²이다.

그림 7에서 보는 바와 같이 시점부에 온도감지센서를 설치하였으며, 가천교의 온도측정 및 분석의 결과에 의하여 현치중간부, 현치끝단부 및 경간중앙부로 구분하여 교축부의 중간하단에서 20cm 높이에 온도감지센서를 설치하였다.

2) 재령별 온도 측정결과 분석

그림 8에서 보는 바와 같이 콘크리트의 두께가 두꺼운 현치 중간부의 수화열 상승온도가 높게 나타나고 두께가 일정한 현치 끝단부와 경간 중앙부의 수화열 상승온도가 낮게 나타남을 확인할 수 있다.

4.1.5 재령별 온도이력 분석 결과

- 1) 콘크리트의 상부 표면부는 열발산이 용이하여 최고온도가 중간 높이부와 하부에 비하여 상대적으로 낮고, 중간 높이부와 하부의 온도이력은 비슷한 양상을 나타내었다.
- 2) 콘크리트 단면의 두께가 두꺼운 벽체 상단부의 수화온도는 두께가 상대적으로 얇은 경간중앙부보다 높게 나타났으므로, 수화온도 이력은 현치부와 일반부로 나누어서 분석되어야 함을 알 수 있었다.
- 3) 슬래브 가장자리부의 수화열에 의한 온도 이력은 예상과는 달리 교축부와 크게 다르지 않으므로 교축부와 가장자리부를 분리하여 고려하지 않아도 됨을 알 수 있었다.

4.2. 재령별 온도하중의 정식화

4개 교량에 대한 교량별 재령별의 온도이력을 현치부와 일반부로 구분하였다.

교량별 현치부의 온도감소치를 그래프화하여 그림 9에 나타내었고, 4개 교량의 평균 온도감소를 구하고 이 곡선을 3차 다항식으로 표시하였다.

그림 9의 현치부 재령별 온도감소 곡선의 다항식을 이용하여 응력해석 시 사용될 온도하중을 구하여 나타내었다. 정밀한 해석을 위해서는 시간구간을 짧게 하여야 하며, 본 연구에서는 시간 간격을 50시간으로 정하였다.

4개 교량의 현치부 평균 온도감소를 구하고 이 곡선들의 추세선을 다음과 같은 3차 다항식으로 표시하였다.

$$y = -7E-07x^3 + 0.0008x^2 - 0.3424x + 12 \quad (8)$$

그림 10의 일반부 재령별 온도감소곡선의 다항식을 이용하여 응력해석시 사용될 온도하중을 구할 수 있다. 정밀한 해석을 위해서는 시간 구간을 짧게 하여야 하며, 본 연구에서는 시간 간격을 50시간으로 정하였다. 임의 시간에 대한 하강온도 이력은 그림 10에 주어진 다항식을 이용하여 구할 수 있다. 4개 교량의 일반부 평균 온도감소를 구하고 이 곡선들의 추세선을 다음과 같은 3차 다항식으로 표시하였다.

$$y = -2E-06x^3 + 0.0016x^2 - 0.4441x + 12 \quad (9)$$

5. RC 라멘교의 수화열 응력해석 알고리즘

5.1. 해석 알고리즘

철근콘크리트 라멘교의 슬래브부에 대한 수화열 응력 해석은 3차원 쉘요소로 모델링하고 상부 슬래브 콘크리트 타설을 위하여 설치된 동바리의 영향을 고려하여 유한요소 해석 프로그램인 SAP2000을 사용하였다.

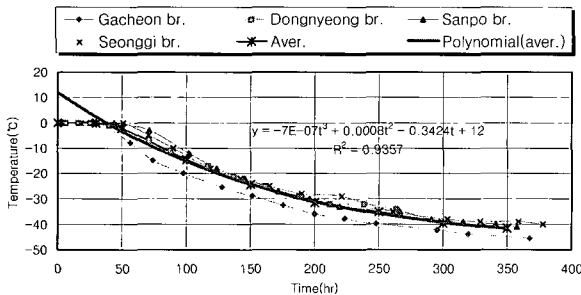


그림 9 Temperature descent curves of haunch according to curing time.

초기재령 시의 콘크리트 강도는 증진되어가는 과정에 있고 온도이력도 재령에 따라 변하므로 임의 재령 시의 응력해석은 증분법을 적용하여 각 단계별 응력을 구하고 임의 재령 시까지의 응력을 누적함으로써 구하였다.

그리고 임의 재령에서 구한 인장응력이 인장강도를 초과하는 경우는 철근으로 보강하고, 균열에 대한 사용성을 검토하였다.

5.2. 해석 단계별 하강온도하중

철근콘크리트 라멘교의 상부 슬래브에 대한 초기재령의 실측된 수화열에 의한 온도이력은 타설된 직후부터 온도가 상승하여 재령 30시간에서 최대 값에 도달하고, 그 이후에는 각 측정에서 서서히 온도가 하강하여 대기온도와 같아지며, 콘크리트의 수화열 발산이 종료되는 시기는 대략 재령 350시간(14.58일)이다. 따라서 초기재령 콘크리트에 수화열의 온도하강에 따른 인장응력 발생시기는 재령 30시간에서 재령 350시간이 된다.

표 1 Descent temperature of haunch according to curing time(Unit : °C)

Time	Time(시간)						
	50	100	150	200	250	300	350
Temp.	-3.2	-14.9	-23.7	-30.1	-34.5	-37.6	-39.9
Shrinkage	-0.81	-1.09	-1.32	-1.50	-1.65	-1.78	-1.89
Total	-4.0	-16.0	-25.0	-31.6	-36.2	-39.4	-41.8

표 2 Descent temperature of slab according to curing time(Unit : °C)

Time	Time(시간)						
	50	100	150	200	250	300	350
Temp.	-6.5	-18.4	-25.4	-28.8	-30.3	-31.2	-33.2
Shrinkage	-0.81	-1.09	-1.32	-1.50	-1.65	-1.78	-1.89
Total	-7.3	-19.5	-26.7	-30.3	-32.0	-33.0	-35.1

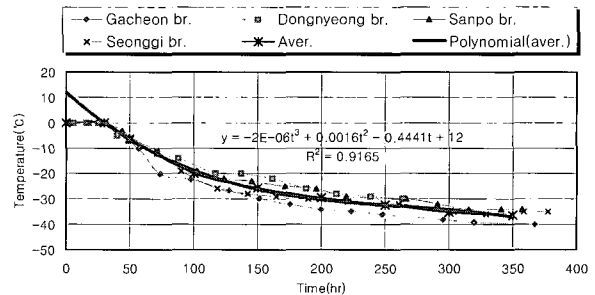


그림 10 Temperature descent curves of slab according to curing time.

5.3. 해석 단계별 콘크리트 강도

초기재령 콘크리트의 온도응력은 각 단계별로 구한 후 누적응력을 구해야 하므로 재료의 특성 값도 단계별로 50시간의 단계로 구분한 각 단계별 재료의 특성 값을 다음의 표 3에 나타내었다.

표 3 Compressive strength and mean elastic modulus according to curing time

	Time(시간)						
	30 ~50	50 ~100	100 ~150	150 ~200	200 ~250	250 ~300	300 ~350
Compressive strength(kgf/cm ²)	83 ~138	138 ~181	181 ~204	204 ~219	219 ~230	230 ~238	238 ~245
Mean elastic modulus(kgf/cm ²)	1.029e5	1.516e5	1.944e5	2.181e5	2.248e5	2.295e5	2.331e5

5.4. 온도균열 제어

5.4.1 온도 균열지수에 의한 평가

온도균열지수는 콘크리트의 인장강도를 인장응력으로 나눈 값으로 다음의 식 (10)과 같다.

$$\text{온도 균열지수 } I_{\sigma(t)} = \frac{f_{sp}(t)}{f_t(t)} \quad (10)$$

5.4.2 온도 균열폭의 제어

또한 콘크리트 구조설계기준에서는 사용하중하에서의 휨모멘트와 축력에 의해 발생하는 균열폭을 다음과 같이 나타내었다.

$$w = 1.08 \beta_c f_s^3 \sqrt{d_c A} \times 10^{-5} \text{ (mm)} \quad (11)$$

여기서,

$$\beta_c : \frac{\text{단면의 인장부 연단으로부터 중립축까지의 거리}}{\text{단면의 주철근의 도심으로부터 중립축까지의 거리}}$$

표 4 Allowable crack width w_c (mm)

Steel bar	Environment condition for steel material corrosion			
	Drying env.	General env.	Corrosive env.	Very corrosive env.
Reinfor. bar	0.006 t_c	0.005 t_c	0.004 t_c	0.0035 t_c
PS steel	0.005 t_c	0.004 t_c	-	-

Note : env. : Environment condition

6. RC 라멘교의 수화열에 의한 응력 해석

6.1. 모델링 및 하중

6.1.1 모델링

콘크리트 교량의 초기재령 시 구조해석은 성기교를 대상으로 3차원 쉘 요소로 해석하였다. 쉘 요소는 하부 슬래브 357요소, 내외측 벽체 196요소, 상부 슬래브 357요소로 분할하여 상부슬래브는 단면의 특성치를 정확하게 입력하기 위하여 현치부의 변단면을 고려하여 모델링하였다.

하부 슬래브를 지지하고 있는 지반은 스프링요소로 모델링 하였는데, 이는 압반 상에 기초가 놓여지는 고정지점으로 모델링되는 일반 라멘교가 아니라 $N=30$ 정도의 지반에 놓이는 박스형 라멘교임을 감안한 것이며 스프링계수는 도로교 표준시방서의 제안식을 활용하여 구하였다.

성기교에 사용된 등바리는 강관 $\phi 48.6 \text{ mm}$, $t=2.4 \text{ mm}$, $L=3.0 \text{ m}$, 설치간격 $1.0\text{m} \times 1.0\text{m}$ 이므로 이를 고려하였다.

6.1.2 하중

철근콘크리트 라멘의 상부 슬래브의 하강온도 하중은 현치부와 일반부로 구분하여 입력되어야 하므로, 현치부는 표 1의 값을 사용하고, 일반부는 표 2의 값을 사용하였다. 본 교량의 상부 슬래브의 현치부는 길이 5m의 포물선으로 계획되어 있으므로 3m까지는 현치부로 타부분은 일반부로 구분하여 하중을 입력하였고 이를 그림 11에 나타내었다.

6.1.3 증분법에 의한 해석

재령별로 콘크리트의 재료특성 값과 하강온도하중이 변하므로 재령 50시간 간격의 7단계로 나누어서 단계별 해석을 실시하였다.

6.2. 응력해석 결과

초기재령 콘크리트의 온도하강하중으로 인한 임의 재령의 인장응력은 각 단계별로 실시하여 누적함으로써 구할 수 있으며, 재령 100시간~150시간의 경우에 대한 교축방향의 응력도를 그림 12에 나타내었고, 교축직각방향의 응력도를 그림 13에 나타내었다.

가장 큰 응력은 교축방향의 중앙 위치에서 발생되므로 교축 중앙위치에 있는 요소들의 교축방향과 교축직각방향

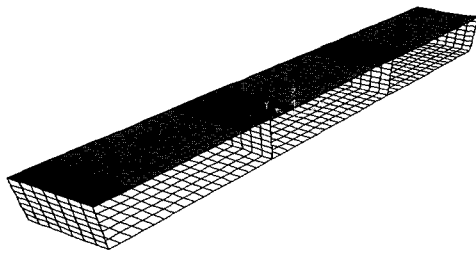


그림 11 Temperature loads.

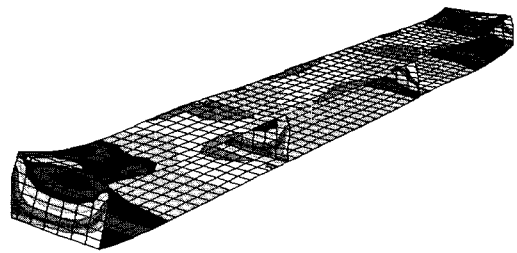


그림 12 Longitudinal stress contour.

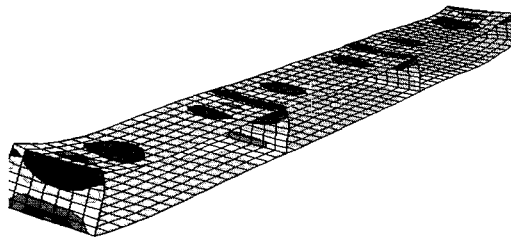


그림 13 Transverse stress contour.

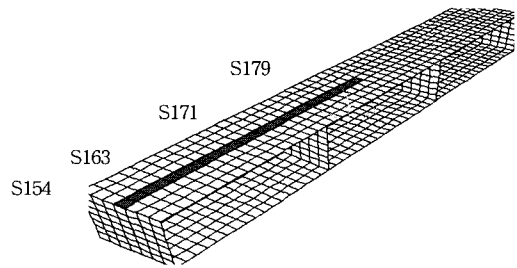


그림 14 Element number of stress analysis.

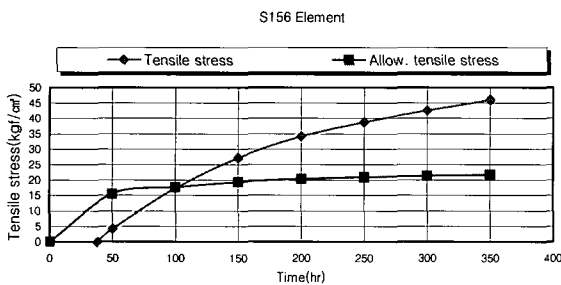


그림 15 Accumulation of longitudinal maximum tensile stress.

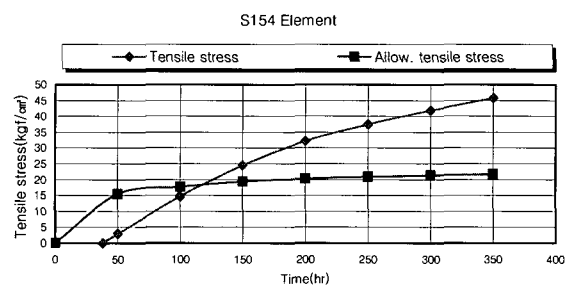


그림 16 Accumulation of transverse maximum tensile stress.

의 단면력과 응력을 집중적으로 분석하였으며 이들의 요소번호는 그림 14와 같다.

도 및 건조수축에 의한 응력은 서서히 증가하여 재령 120시간부터 인장강도를 초과한다. 이 인장강도를 초과하는 구간부에는 인장철근이 요구된다.

6.2.1 교축방향 응력 해석 결과

누적응력이 가장 큰 S156 요소에 대해 교축방향의 누적응력을 그래프화하여 그림 15에 나타내었다.

6.3. 현장 실측 응력과 비교

콘크리트의 인장강도는 재령 50시간까지 급하게 증가한 후 서서히 증가하며, 온도 및 건조수축에 의한 응력은 서서히 증가하여 재령 100시간 정도부터 인장강도를 초과한다. 이 인장강도를 초과하는 구간부에는 인장철근이 요구된다.

6.3.1 현장실측응력

본 연구에서 제안하는 설계기법에 의한 해석결과를 검증하기 위하여 해석예제로 채택한 성기교에 대하여 콘크리트용 스트레인게이지와 철근용 스트레인게이지를 설치하여 재령별 응력이력을 측정하였다.

6.2.2 교축직각방향 응력해석 결과

그림 16에서 보는 바와 같이 콘크리트의 인장강도는 재령 50시간까지 급하게 증가한 후 서서히 증가하며, 온

1) 성기교의 재령별 변형률 측정

변형률 측정은 재령 21시간에서 재령 358시간 동안 실시하였고, 측정시간 간격은 3시간이며, 이를 그래프화하여 그림 17에 나타내었다.

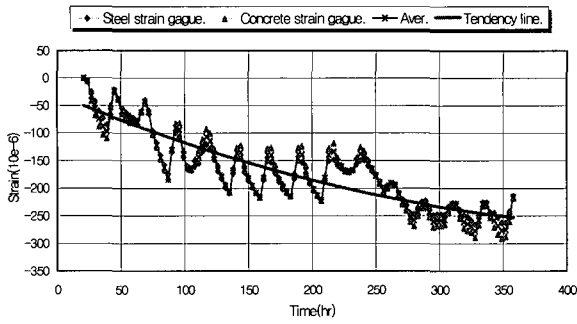


그림 17 Longitudinal strain at haunch's end (Seonggi bridge).

콘크리트용 변형률 게이지와 철근용 변형률 게이지의 평균값을 구하고, 이를 근거하여 구한 추세선도 성기교와 비슷한 양상을 보이며, 재령이 증가해 감에 따라 변형률이 점차 증가해감을 알 수 있으며, 재령 300~350시간에는 그 증가폭이 둔화됨을 알 수 있다.

2) 실측응력과 계산응력의 비교

성기교에 대해 본 연구에서 제안한 방법에 의하여 산출된 재령별 계산된 응력과 현장 실측 응력의 비교는 인장 응력이 크게 발생하는 현치끝단부(S157요소와 S158요소의 중간 위치)에 대하여 실시하였다.

그림 18에서 성기교의 실측응력과 계산응력을 비교해보면 본 연구에서 제안한 방법에 의한 계산응력은 실측응력에 비하여 응력의 증가가 다소 급하지만 재령이 증가할수록 실측 응력과 비슷한 결과를 나타내고, 초기 부분을 제외한 나머지 부분은 1~8%정도의 오차를 나타내고 있다.

6.4. 균열제어를 위한 철근량 산정

6.4.1 교축방향 균열제어

1) 현치 끝단부(S158요소)

(1) 균열지수에 의한 검토

온도 균열지수는 식 (10)에 의해 다음과 같다.

$$I_{cr(350hr, 14.58 day)} = \frac{f_{sp(14.58 day)}}{f_t(14.58 day)} = \frac{21.76}{36.20} = 0.60$$

현치 끝단부의 단면은 B100×H70(cm)이고, 하단부 철근량은 H29@125=51.392 cm²이며, 철근비는 0.00734이다. 이 철근비와 온도균열지수를 근거로 하여 구한 최대균열폭은 0.15mm이다.

허용균열폭은 표 4에서 0.005 t_c = 0.005 × 35.5 = 0.178 mm이며, 최대균열폭이 허용균열폭 이하이다.

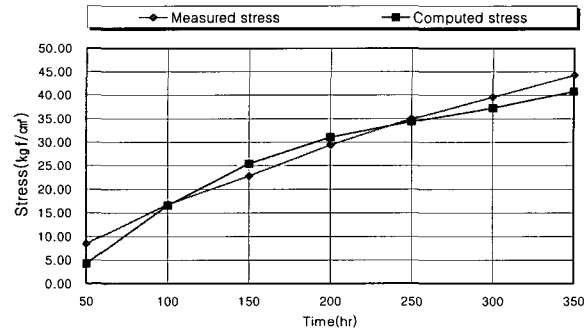


그림 18 Measured and computed longitudinal stresses (Seonggi bridge).

(2) 균열폭 계산식에 의한 검토

표 5 Accumulated rebar stresses due to axial forces

Ele.	Time (시간)	Axial force (tonf)	Con'c com. strength (f _{cc} (t)) (kgf/cm ²)	Con'c tens. strength (f _{ct} (t)) (kgf/cm ²)	Con'c stress (f _s (t)) = P/A (kgf/cm ²)	Elastic modulus ratio (n = E _s /E _c)	Rein. bar stress (f _s (t)) (kgf/cm ²)	Accumul. rein. bar stress (f _s (t)) (kgf/cm ²)
S158	0~350	4.34	241.5	21.76	0.62	8.58	5.32	93.59
S156	0~350	9.12	241.5	21.76	0.81	8.58	6.92	103.89

표 6 Accumulated rebar stresses due to bending moments

Ele.	Time (시간)	Bending moment M(tf·m)	Elastic modulus ratio (n = E _s /E _c)	Rein. bar ratio (ρ = A _s /bd)	k	j	Rein. bar stress (f _s (t)) (kgf/cm ²)	Accumul. rein. bar stress (f _s (t)) (kgf/cm ²)
S158	0~350	2.19	8.58	0.0079	0.3064	0.8979	73.02	833.23
S156	0~350	3.97	8.58	0.0011	0.1261	0.9580	334.84	3907.67

이 때 철근비는 ρ = 0.0079이며, 유효깊이는 d = 65 cm이다. 균열폭(w)은 식 (11)에 의하여 아래와 같이 계산하였고, 이때 사용된 β_c = 35/30 = 1.167이고, d_c = 5cm이며, A = 2×5×100/10 = 100 cm²이며, 철근응력(f_s)은 축력에 의한 응력 93.6 kgf/cm²와 휨모멘트에 의한 응력 833.0 kgf/cm²을 합한 f_s = 927 kgf/cm²이다. 균열폭은 다음과 같다.

$$w = 1.08 \times 1.167 \times 926.82 \times \sqrt[3]{5 \times 100} \times 10^{-5}$$

$$= 0.093 \text{ mm}$$

이 때, 허용균열폭은 w_a = 0.005 t_c

$$= 0.005 \times 35.5 = 0.178 \text{ mm}$$

이므로 적절한 것으로 나타난다.

2) 현치 중간부(S156요소)

(1) 균열지수에 의한 검토

온도 균열지수는 식 (10)에 의해 다음과 같다.

$$I_{cr(350hr, 14.58 day)} = \frac{f_{sp}(14.58 day)}{f_t(14.58 day)} = \frac{21.76}{46.52} = 0.47$$

현치 중간부의 단면은 $B100 \times H113$ (cm)이고, 하단부 철근량은 $H19@250 = 11.460\text{cm}^2$ 이며, 철근비는 0.00110이다. 이 철근비와 온도균열지수를 근거로 하여 구한 최대균열폭은 제시한 철근비를 초과하므로 균열지수에 의해서 평가할 수 없다.

(2) 균열폭 계산식에 의한 검토

이때 철근비 $\rho = 0.0011$ 이며, 유효깊이 $d = 108\text{cm}$ 이다. 균열폭(w)는 식(11)에 의하여 아래와 같이 계산하였고, 이때 사용된 $\beta_c = 56.5/51.5$ 이고, $d_c = 5\text{cm}$ 이며, $A = 2 \times 5 \times 100/4 = 250\text{cm}^2$ 이며, 철근응력(f_s)는 축력에 의한 응력 104kgf/cm^2 와 휨모멘트에 의한 응력 3908kgf/cm^2 을 합한 $f_s = 4012\text{kgf/cm}^2$ 이다. 균열폭은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} w &= 1.08 \times 1.097 \times 4011.56 \times \sqrt{5 \times 250} \times 10^{-5} \\ &= 0.512\text{mm} \text{이며, 허용균열폭은 } w_a = 0.005 t_c \\ &= 0.005 \times 59.5 = 0.298\text{mm} \text{이므로 온도응력으로 인} \\ &\text{한 균열폭은 허용폭을 초과하므로 철근량 및 배근} \\ &\text{간격이 적절치 못함을 나타내고 있다. 적절한 철근} \\ &\text{량은 } H16@125 = 15.888\text{cm}^2 \text{이며, 이때 균열폭}(w) \text{는} \\ &0.296\text{mm} \text{이다.} \end{aligned}$$

6.4.2 교축직각방향 균열제어(S154요소)

1) 균열지수에 의한 검토

온도 균열지수는 식 (10)에 의해 다음과 같다.

$$I_{cr(350hr, 14.58 day)} = \frac{f_{sp}(14.58 day)}{f_t(14.58 day)} = \frac{21.76}{45.84} = 0.47$$

우각부 슬래브 하단의 단면은 $B100 \times H220$ (cm)이고, 하단부 철근량은 $H16@250 = 7.944\text{cm}^2$ 이며, 철근비는 0.00037이다. 이 철근비와 온도균열지수를 근거로 하여 구한 최대균열폭은 제시된 철근비에 포함되지 않으므로 구할 수 없다.

2) 균열폭 계산식에 의한 검토

표 7 Accumulated rebar stresses due to axial forces

Time (시간)	Axial force (tonf)	Con'c com. strength ($f_{cu}(t)$) (kgf/cm ²)	Con'c tens. strength ($f_{sp}(t)$) (kgf/cm ²)	Con'c stress ($f_c(t) = P/A$) (kgf/cm ²)	Elastic modulus ratio ($n = E/E_c$)	Rein. bar stress ($f_s(t) = n f_c(t)$) (kgf/cm ²)	Accumul. rein. bar stress ($f_s(t)$) (kgf/cm ²)
0~350	48.91	241.5	21.76	2.22	8.58	19.07	291.52

표 8 Accumulated rebar stresses due to bending moments

Time (시간)	Bending moment M(tf·m)	Elastic modulus ratio ($n = E/E_c$)	Rein. bar ratio ($\rho = A_s/bd$)	k	j	Rein. bar stress ($f_s(t)$) (kgf/cm ²)	Accumul. rein. bar stress ($f_s(t)$) (kgf/cm ²)
0~350	3.60	8.58	0.00037	0.0765	0.9745	216.29	2289.47

이때 철근비 $\rho = 0.00037$ 이며, 유효깊이 $d = 215\text{cm}$ 이다. 균열폭(w)는 식 (11)에 의하여 아래와 같이 계산하였고, 이때 사용된 $\beta_c = 110/105 = 1.048$ 이고, $d_c = 5\text{cm}$ 이며, $A = 2 \times 5 \times 100/4 = 250\text{cm}^2$ 이며, 철근응력(f_s)는 축력에 의한 응력 292kgf/cm^2 와 휨모멘트에 의한 응력 2289.47kgf/cm^2 을 합한 $f_s = 2580.99\text{kgf/cm}^2$ 이다. 균열폭은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} w &= 1.08 \times 1.048 \times 2580.99 \times \sqrt{5 \times 250} \times 10^{-5} \\ &= 0.315\text{mm} \text{이며, 허용균열폭} \end{aligned}$$

(w_a) = $0.005 t_c = 0.005 \times 59.5 = 0.298\text{mm}$ 이므로, 균열폭이 허용균열폭을 약간 초과하고 있으므로 철근량과 철근간격이 적절하지 못함을 알 수 있다. 적절한 철근량은 $H16@200 = 9.930\text{cm}^2$ 이며, 이때 균열폭(w)는 0.241mm 이다.

7. 결 론

- ① 연구기간 동안 건설된 철근콘크리트 라멘교 4기에 대하여 초기 재령시의 슬래브부와 현치부의 온도이력을 현장실측을 통하여 제시하였고, 초기 재령 콘크리트 온도응력 해석시에 사용하기 위한 하강온도 하중을 재령별로 제시하였다.
- ② 초기재령 철근콘크리트 라멘교의 온도응력을 해석하기 위한 알고리즘으로, 증분법에 의한 단계별 해석시 요구되는 콘크리트의 탄성계수, 온도하강하중, 동바리를 고려하기 위한 모델링 및 통상의 유한요소법에 적용하기 위한 해석기법을 제시하였다.
- ③ 제시한 해석법을 조사대상 교량 중 1기의 교량에 대

하여 적용하여 이를 검증하기 위해 현장 실측값과 비교하여, 초기 부분을 제외한 나머지 부분은 1~8% 정도의 오차 범위 내에 있어 만족한 결과를 얻을 수 있었다.

- ④ 본 연구에서 제시한 해석기법을 이용하여 초기 재령 철근 콘크리트 라멘교에 발생하는 균열 폭을 계산하여 균열을 제어하기 위한 철근량 산정방법을 제시하였고, 설계하중 재하시 배력철근으로만 취급되는 현치부의 철근이 초기재령 철근콘크리트 라멘교의 온도응력에 대한 주철근이 됨을 알 수 있었다.

8. 기호정리

- A : 부재의 단면적, 유효 인장단면적(m^2)
- a : 시멘트 종류와 물-시멘트비에 따른 상수
- b : 시멘트 종류와 물-시멘트비에 따른 상수, 단면폭
- c : 콘크리트 비열($kJ/kgfK$), 콘크리트 건조정도 에 따른 상수
- d : 유효폭 높이(m)
- d_c : 콘크리트의 피복두께(cm)
- E_c : 콘크리트 탄성계수(kgf/cm^2)
- $f_{sp}(t)$: 재령 t 일의 콘크리트 인장강도(kgf/cm^2)
- $f_s(t)$: 철근 누적 응력(kgf/cm^2)
- $f_t(t)$: 인장강도(kgf/cm^2)
- M : 휨 모멘트($tf \cdot m$)
- t : 콘크리트 재령(시간, day)

ρ : 콘크리트 밀도(kgf/m^3), 철근비

참고 문헌

- 오병환 (1999) 초기재령 콘크리트의 수화열 및 건조수축의 수학적 모델링 및 합리적인 응력해석기법 연구, 한국콘크리트학회 연구소위원회 발표집, pp.107~137.
- 송하원, 조호진, 박상순, 변근주 (2001) 유한요소법에 의한 초기재령 콘크리트의 거동해석, 한국전산구조공학회 학술발표회 논문집, pp.10~17.
- 김진근, 김효범 (1994) 콘크리트의 부등건조수축으로 인한 응력의 해석, 한국전산구조공학회 학술발표회 논문집, pp.155~162.
- 건설교통부 (1999) 콘크리트 표준시방서.
- 건설교통부 (1999) 콘크리트 구조설계기준.
- De Borst, R.(1987). Smearred Cracking, Plasticity, Creep and Thermal Loading a Unified Approach. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 62, pp.89~110.
- De Borst, R., Boogaard, A., H. (1994) Finite- Element Modeling of Deformation and Cracking in Early-Age Concrete. *Journal of Engineering Mechanics*. 230(12) pp.2519~2534.
- Saul, A. G. A. (1951) principle underlying the steam curing of concrete at atmospheric pressure. *Magazine of Concrete Research*, 3, pp.127~140.
- Kee, C. F. (1956) Relation Between Strength and Maturity of Concrete. *ACI Journal Proceedings*, 68(3) pp.196~203.