



내부구속에 의한 수화열 균열의 개선된 평가 방법

전세진^{1)*} · 최명성¹⁾ · 김영진¹⁾

¹⁾대우건설기술연구원

An Advanced Assessment Strategy of Thermal Cracks Induced by Hydration Heat and Internal Restraint

Se-Jin Jeon^{1)*}, Myoung-Sung Choi¹⁾, and Young-Jin Kim¹⁾

¹⁾Daewoo Institute of Construction Technology, Suwon 440-210, Korea

ABSTRACT Control of the temperature difference across a section is an effective strategy to minimize the hydration-heat-induced cracks for the structures where internal restraint is dominant. The domestic code, however, overestimates probability of the crack occurrence judging from the foreign codes and construction experiences of real structures. Therefore, the background of the equation presented in the domestic code was investigated step by step to examine validity of the equation, and, as a result, it was found that the equation is established on a basis of simple elastic model where the change of elastic modulus in an early age is not considered. An advanced assessment strategy was proposed taking into account the hypoelastic model which corresponds to an incremental constitutive equation. The presented procedure resulted in an increased crack index, i.e. decreased crack risk, the value of which depends on various conditions of the mix and structures. Also, a prediction equation of the temperature difference was proposed which can readily consider the effect of the curing condition and ambient temperature in a hand calculation. For further study, the assessment equation may be more classified to strictly consider the characteristics of the mix and structures if the analytical and experimental data are accumulated.

Keywords hydration heat, internal restraint, crack, temperature, crack index

1. 서 론

최근 콘크리트 구조물의 장기적인 내구성 확보에 대한 높은 관심과 더불어 이를 위해 구조물의 초기 균열을 저감하기 위한 연구가 활발히 수행되어져 왔다. 초기 거동에 영향을 미치는 다양한 인자들 중에서도 매스 콘크리트의 수화열은 이론적 연구의 중요성은 차치하더라도 설계 또는 시공 실무자들 또한 매우 높은 관심을 갖는 분야라고 할 수 있다.

수화열에 의한 균열 발생 가능성을 파악하고 필요시 대책을 수립하기 위해 해석적 또는 실험적 방법이 동원된다. 물론, 실제 구조물을 모사하는 mock-up 실험을 실시하고 구조 거동을 관찰하는 것이 가장 확실한 방법이 될 수 있겠으나, 과도한 소요비용 이외에 계절별로 변동하는 외기온도, 타설온도 등의 온도조건이나 양생방법 등 시공조건에 변동성을 모두 구현하기에는 한계가 있고, 또한 축소 모형이나 부분 모형을 제작할 경우 실구조물과의 거동 차이가 발생하는 문제도 있다. 따라서, 유한요

소해석 등 해석 방법을 통해 온도나 응력분포를 구하고 이로부터 균열 발생 가능성을 평가하는 절차가 다양한 조건들을 손쉽게 구현할 수 있다는 장점으로부터 선호되고 있다. 이를 위해서는 물성을 포함한 구조해석 모델링이 일차적으로 중요하지만 적절한 평가기준을 채택하는 것도 매우 중요하다. 그러한 평가기준은 국내외의 여러 기준들에서 차이를 보이고 있으며¹⁻⁵⁾, 또한 한 기준 내에서도 구조물의 중요도 등에 따라 차이를 두는 것이 일반적이다.

현재 국내에서 수화열과 관련하여 가장 많이 참조되고 있는 지침은 콘크리트표준시방서(2003)⁹⁾의 매스 콘크리트 편이라고 할 수 있다. 이 중에서도 온도균열지수에 대한 규정은 수화열 평가와 직접적으로 관련된 주요 관심대상이다. 이러한 온도균열지수는 기본적으로 해석을 통해 구한 응력으로부터 산정하지만, 콘크리트표준시방서에는 온도 자체와 온도균열지수를 관련짓는 평가식도 제시되어 있다. 콘크리트의 수화발열시의 온도는 해석뿐 아니라 mock-up 실험체 또는 실구조물에서도 비교적 용이하게 획득할 수 있으며, 계측값에 대한 신뢰성도 상대적으로 높은 것으로 알려져 있다. 따라서, 온도에 의한 평가는 그 활용도가 매우 높은 실정이지만, 그러한 중요

*Corresponding author E-mail : jsj@dwconst.co.kr
Received June 5, 2006, Accepted August 30, 2006
©2006 by Korea Concrete Institute

도에 비해 평가식의 타당성에 대한 집중적인 고찰은 부족했다고 사료된다. 실제로 실무자들을 중심으로 평가식의 타당성에 대한 의문이나 평가기준에 맞춘 시공계획 수립의 어려움이 빈번히 제기되고 있는 실정이다.

본 연구는 이 중에서 내부구속이 지배적인 구조물의 수화열 평가시 적용될 수 있는 단면 내외부 온도차에 의한 온도균열지수 평가식이 유도된 배경을 단계별로 추적하여 그 타당성을 검증하고, 분석 결과에 근거하여 좀 더 합리적으로 개선된 식을 제안해 보고자 한다. 채택되는 재료모델 즉, 구성방정식에 따라 평가식이 차이를 보일 수 있음을 부각하였으며, 이 때 기타 국내외의 설계 기준들이나 구조물 시공 사례들과의 일관성도 고려하였다. 한편, 평가시 필요한 단면 내외부 온도차를 해석이 아닌 수식을 통해서 좀 더 용이하게 추정할 수 있는 식도 제안하였다. 이론적 유도 과정과 더불어 전산구조 해석 또는 실험치와의 비교를 통해 신뢰성을 확보하고자 하였다.

2. 국내외 평가기준의 고찰

2.1 국내 기준 : 콘크리트표준시방서

국내의 콘크리트표준시방서⁵⁾에는 기본적으로 재령에 따라 변하는 콘크리트 인장강도를 평가 시점에서의 온도 응력으로 나누어 온도균열지수(crack index) I_{cr} 를 산출토록 하고 있다. 하지만, 그 외에 내부구속이 지배적인 경우와 외부구속이 지배적인 경우를 나누어 온도에 의한 간이 평가식도 제시하고 있다. 내부구속은 수화열 발생 시 부재 내외부 온도차에 의한 내외부 부피 변화의 차이가 상호 구속됨을 의미하며 매시브한 구조물에서 그 효과가 두드러진다. 반면, 외부구속은 신 타설 부재의 수화열에 의한 평균적인 부피 변화를 이와 접해있는 기타 설 콘크리트나 암반 등 강성이 큰 구조체가 외적으로 구속하는 경우를 의미한다. 이 중 본 논문의 주관심사인 내부구속 문제에 관련된 식은 다음과 같다.

$$I_{cr} = \frac{15}{\Delta T_i} \quad (1)$$

여기에서, ΔT_i 는 내부온도가 최대일 때의 내부와 표면의 온도차를 의미하고 있다. 이는 일반적으로 내부(중심부) 온도가 최대일 때 부재의 내외부 온도차도 가장 크게 발생하여 표면 균열의 발생 가능성이 최대가 됨을 고려한 것이다. 한편, 산출된 온도균열지수의 평가기준으로 균열 방지는 1.5 이상, 균열 제한은 1.2~1.5, 유해한 균열 제한은 0.7~1.2의 값을 갖도록 하고 있다.

식 (1)은 매우 단순한 형태를 갖고 있어 적용시의 용이성으로 인해 매우 빈번히 사용되는 식이지만 몇가지 고찰해 볼 수 있는 사항들이 있다. 첫째, 식 (1)의 형태 및 계수값이 적절한가 하는 문제이다. 이를 위해서는 본 연구와 같이 식 (1)이 산출되게 된 배경을 추적하며 식을

유도해보는 과정이 요망된다. 둘째, 식 (1)에서 표면온도는 구체적으로 어느 부위의 온도를 의미하는가 하는 문제이다. 이에 대한 논의도 추후에 실시하였다.

2.2 국외 기준

일본콘크리트공학협회(JCI)에서 발간한 규정³⁾에서도 온도균열지수를 통한 평가를 언급하고 있으며, 온도균열지수를 균열 발생 확률과 연관지어 설명하고 있다는 점 또한 국내 기준과 같다. 하지만, 상기 JCI 규정에서는 내부구속 또는 외부구속이 지배적인 경우에 대하여 온도와 온도균열지수를 관련짓는 대신 각 경우에 대한 간이 응력계산식을 제공하고 있다. 이 중 내부구속이 지배적인 경우에 대해서는 온도의 포물선 분포 가정으로부터 표면 최대 인장응력을 다음과 같이 제시하고 있다.

$$f_t = \frac{2\alpha\Delta T_i E_c}{3(1-\nu)} \quad (2)$$

여기에서, α 는 열팽창계수, E_c 는 크리프 효과를 고려한 유효탄성계수, ν 는 푸아송비를 의미한다. 식 (2)에서 분모의 $1-\nu$ 는 경우에 따라 포함되기도 하고 생략되기도 한다^{3,6)}.

한편 미국의 ACI 기준⁷⁾에는 온도나 온도균열지수에 의한 균열 발생 가능성의 평가 방법론이 명확히 제시되어 있지는 않다.

유럽의 중요 프로젝트의 경우^{1,2)} 균열위험도(crack risk) 조건 및 온도조건을 병행하여 적용하였다. 균열위험도는 온도균열지수의 역수로 볼 수 있으며, 중요 구조물에는 균열위험도 0.7(온도균열지수 1.43)이 적용되었다. 한편, 단면 내외부 온도차 기준으로, 단면 평균온도와 표면온도의 차이는 15°C 이하, 단면상 최대온도차는 20°C 이하라는 기준을 병용하여 적용하고 있다. 부가적으로 표면온도는 콘크리트 표면으로부터 10 mm 깊이에서의 온도로 정의하고 있다. 이러한 기준은 최근 국내의 중요 프로젝트에도 적용된 바 있다⁴⁾.

2.3 국내 기준의 문제점 도출

앞서 언급한 유럽 기준 중 내외부 온도차 20°C 이하 기준은 실제 수많은 구조물의 시공 사례를 분석한 결과에 의해 도출된 것으로서 이 조건이 만족될 경우 균열 발생 확률이 최소화되었다고 보고되었다. 그러나, 이를 식 (1)의 국내 기준에 적용시킬 경우 온도균열지수가 0.75로 산출되어 균열 발생 확률이 85%에 육박할 정도로 균열 위험도를 높게 평가하게 되는 모순점이 있다. 즉, 국내외 기준을 비교해 볼 때 식 (1)은 균열 발생 확률을 과대평가할 가능성을 내포하고 있으며, 이는 결국 실제로는 요구되지 않았을 수도 있는 수화열 관리를 위한 각종 대책 마련에 수반되는 시공비 증가 및 공기 지연으로 이어질 염려가 있다.

3. 단면 온도분포 추정식 제안

3.1 개요

식 (1)을 분석하기에 앞서 단면의 온도분포 형태에 대해 고찰하고 이로부터 식 (1) 또는 (2)를 활용할 때 필요한 내외부 온도차를 좀 더 용이하게 얻을 수 있는 방안 에 대하여 고찰하였다. 해석을 수행할 경우 내부 및 외부(표면)온도를 구하는 데 큰 어려움이 없다. 그러나, 계측시에는 표면온도의 기준 위치에 대한 정의가 필요한데 국내 기준에는 정확한 지침이 없는 실정이다. 더군다나 표면 부근의 온도 기울기는 내부에 비해 커서 온도가 급변하는 것이 일반적이므로 두께 방향 위치에 대한 명확한 정의가 요망된다. 이 때 주의할 점으로 외기온도와 표면온도를 혼동해서는 안 되며, 콘크리트 표면과 외기와의 대류현상에 의해 외기온도와 표면온도는 다른 값을 갖게 된다. 해외 및 최근 국내 사례⁴⁾에서는 표면에서 10 mm 정도 깊이를 표면온도로 보고 있지만, 실제 타설 과정에서 이처럼 표면부 온도 계측기의 정확한 위치를 유지하는 것은 매우 어려운 일이다.

따라서, 본 연구에서는 용이하게 획득이 가능한 외기 온도 측정을 통해 표면온도 측정을 대체할 수 있는 기법을 제안하고자 한다.

3.2 추정식의 유도

수화열에 의한 콘크리트 단면의 온도분포는 식 (3)의 열확산방정식을 대류조건이나 고정온도조건과 같은 경계 조건과 함께 풀어 구할 수 있다⁸⁾.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\dot{q}}{\lambda_c} = \frac{\rho c_c}{\lambda_c} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3)$$

여기에서, 열전도율 λ_c 는 등방성이 있다고 가정되었으며, ρ 는 밀도, c_c 는 비열, T 는 온도, t 는 시간, \dot{q} 는 수화열에 의한 단위시간당 단위부피당 발열량을 의미한다. 식 (3)의 편미분 방정식의 해는 복잡한 형태를 갖지만 이를 도 시해보면 단면 두께 방향으로 포물선에 가까운 형태임을 알 수 있다. 본 연구에서는 Fig. 1과 같이 포물선 온도분포 가정과 더불어 수식의 명확한 유도를 위해 식 (4)에 의해 계산된 콘크리트 등가두께 $t_{c,eq}$ 를 표면에 덧붙여 고려하였다. 식 (4)는 열속의 동등성을 이용하여 대류효과를 열전도효과로 치환하는 방법⁹⁾에 근거하고 있다.

$$t_{c,eq} = \frac{\lambda_c}{\eta_c} \quad (4)$$

여기에서 η_c 는 양생조건이나 거푸집 종류에 따른 열전달률(대류계수)이다. 여러 가지 경우를 포괄하기 위해 Fig. 1에서 두께 t_c 의 콘크리트 단면 양쪽 표면의 대류계수가 서로 다른 경우를 가정하였으며, T_{max} 가 발생하는 위치를 z 축 원점으로 잡았고, T_e 는 외기온도, T_s 는 표면온도

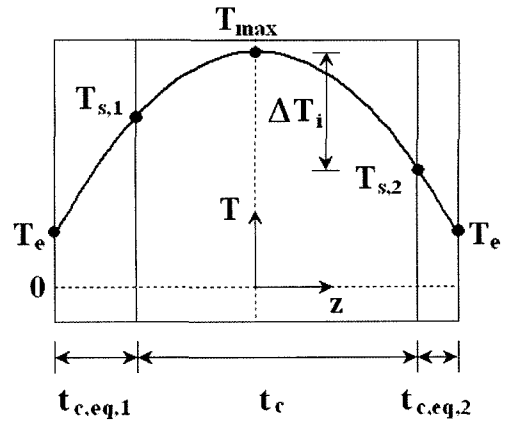


Fig. 1 Temperature distribution across a section

를 의미한다. 이 때 온도분포식을 유도해보면 다음과 같다.

$$T = (T_{max} - T_e) \left[1 - \left(\frac{2z}{t_c + t_{c,eq,1} + t_{c,eq,2}} \right)^2 \right] + T_e \quad (5)$$

만약 $t_{c,eq,1} > t_{c,eq,2}$ 라면 최대 내외부 온도차 ΔT_i 는 식 (6)과 같이 유도되며, 여기에서 계수 β 는 양생조건을 고려하여 내외부 온도차와 내부-외기 온도차를 관련지어 주는 일종의 감소계수로 식 (7)과 같다. T_{max} 는 실측할 수도 있으나, 두꺼운 부재의 경우 안전측으로 수식 또는 실험으로 얻은 단열온도상승량에 타설온도를 더해서 산정하는 것도 가능하리라 생각된다.

본 유도식에는 양생조건과 같은 시공조건 변화(=대류계수의 변화)나 온도조건 변화가 단면 내외부 온도차에 미치는 영향이 일목요연하게 포함되어 있으므로 수화열을 고려한 시공계획 수립시 유용하게 활용될 수 있을 것으로 기대된다.

$$\Delta T_i = \beta (T_{max} - T_e) \quad (6)$$

$$\beta = \left(\frac{t_c + t_{c,eq,1} - t_{c,eq,2}}{t_c + t_{c,eq,1} + t_{c,eq,2}} \right)^2 \quad (7)$$

4. 내부구속에 의한 온도균열지수의 유도

4.1 개요

단계별 유도를 통해 식 (1)과 같은 내외부 온도차와 온도균열지수의 관계식이 산출되는지 고찰하였으며, 초기 재령에서 탄성계수의 발현 양상에 대한 엄밀한 모델링이 식 형태에 어떠한 영향을 미치는지 분석하였다. 이를 바탕으로 좀 더 합리적인 식 형태를 제안해 보았다.

4.2 탄성 모델(elastic model)

Fig. 1에서 온도가 단면 중심을 기준으로 대칭으로 분포되고 표면온도는 T_s 로 일정하다고 가정하면 온도분포는 다음과 같이 단순화된다.

$$T = \Delta T_i \left[1 - \left(\frac{2z}{t_c} \right)^2 \right] + T_s \quad (8)$$

내부구속 응력은 식 (8)의 온도분포에 의한 단면 두께에 따른 신축의 차이가 베르누이의 평면 유지 가정에 의해 구속되는 것으로 설명될 수 있다. 온도가 대칭 분포이므로 단면 곡률은 0이며 단면의 축방향 변형률은 식 (9)와 같다.

$$\epsilon_0 = \frac{\alpha}{t_c} \int_{(-t_c/2)}^{t_c/2} T dz = \alpha \left(\frac{2\Delta T_i}{3} + T_s \right) \quad (9)$$

이 때 탄성 모델을 적용하면 식 (10)과 같이 총 변형률에서 온도에 의한 신축분을 감해준 후 관심대상 시점의 탄성계수를 곱해서 응력이 유도된다. 여기에는 특정 시점의 응력상태는 단지 그 시점의 변형상태에만 의존하고 응력-변형률 이력에 의존하지 않는다는 가정이 전제된다¹⁰⁾.

$$f_c = E_e(\epsilon_0 - \alpha T) = \alpha E_e \Delta T_i \left[\left(\frac{2z}{t_c} \right)^2 - \frac{1}{3} \right] \quad (10)$$

Fig. 2는 본 유도에 의한 응력 분포를 보여주고 있으며, 표면에서 발생하는 최대 인장응력은 분모의 $1 - \nu$ 를 제외한다면 식 (2)와 동일하다. 푸아송비의 영향이 포함되는 이유는 다음과 같은 것으로 판단된다. 슬래브나 벽체와 같은 부재에서 두께 z방향 응력이 0에 가깝다고 가정하면 xy평면상의 평면응력(plane stress) 상태가 되어, 식 (11)과 같은 응력-변형률 관계가 성립한다¹⁰⁾.

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \end{bmatrix} = \frac{E_e}{1 - \nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu \\ \nu & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \end{bmatrix} \quad (11)$$

$\epsilon_x = \epsilon_y = \epsilon_0 - \alpha \Delta T_i$ 이면, $\sigma_x = \sigma_y = f_c / (1 - \nu)$ 가 되어 표면 부 최대 인장응력은 식 (2)와 동일한 형태를 산출함이 증명되며, 즉, Fig. 2보다는 응력이 다소 증가한다. 푸아송비의 고려 여부는 고려대상 부재가 일방향 거동과 이방향 거동 중 어디에 가까운지에 의존하지만, 슬래브나 벽체와 같이 내부구속을 고려하는 주요 부재의 경우 넓은 평면 형상으로 이방향 거동을 하므로 푸아송비의 영향을 고려하는 것이 타당하다 생각된다.

따라서, 표면에서의 최소 온도균열지수는 다음과 같이 유도될 수 있다. 여기에서 활렬인장강도 f_{sp} 및 유효탄성

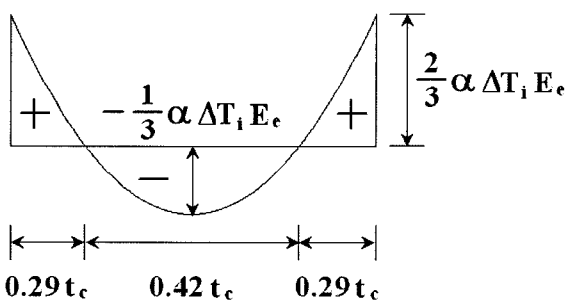


Fig. 2 Stress distribution across a section in the elastic model

계수 E_e 는 콘크리트표준시방서⁵⁾의 값을 사용하였으며, 중심부 최대온도 발생시점은 조건에 따라 차이가 있지만 일반적으로 3일 이내임을 고려하여 유효탄성계수 계산 시 크리프에 의한 보정계수를 0.73으로 본 것이다.

$$I_{cr} = \frac{f_{sp}}{f_t} = \frac{0.44 \sqrt{f_{cu}}}{\frac{2\alpha \Delta T_i}{3(1-\nu)} (0.73 \times 4.7 \times 10^3 \sqrt{f_{cu}})} \quad (12)$$

식 (12)에 $\alpha = 10 \times 10^{-6}$, $\nu = 0.2$ 를 대입해보면, $I_{cr} = 15.4 / \Delta T_i$ 가 산출되어 식 (1)의 국내 기준과 유사하다. 이로써, 식 (1)이 유도된 배경을 추적해 볼 수 있었다. 하지만, 내부구속 응력과 같이 수화열이 급속히 발현되고, 탄성계수가 급변하는 초기 재령의 문제일 경우 탄성 모델로써 해당 시점(내외부 온도차가 최대인 시점)의 탄성계수만 가지고 응력을 산정할 경우 탄성계수의 변화 이력이 고려되지 않으므로 올바른 응력값을 산출하지 못할 것으로 생각된다.

반면, 외부구속 응력의 경우 발열시 팽창이 외부구속되어 도입되는 압축응력은 경화 초기 단계에서 지배적인 크리프 현상에 의해 완화되므로¹¹⁾ 근사적으로 온도 하강시만을 고려할 수 있으며, 이때에는 탄성계수의 변화가 비교적 작아 탄성 모델을 사용함으로써 발생하는 오차가 크지는 않을 것으로 추정된다. 따라서, 구속도를 R 로 두되 한 방향의 구속만을 고려하고, 최대평균온도부터 외기온도까지의 온도 하강량을 ΔT_0 로 두면 다음 식이 성립된다. 여기에서 탄성계수식은 역시 콘크리트표준시방서를 따르되 외부구속 응력의 발현 시기를 고려해 크리프 보정계수는 재령 5일 이후의 값인 1.0으로 두었다. 콘크리트표준시방서의 경우 식 (13)과 형태는 동일하되 분자가 10이므로 거의 유사한 값을 산출함을 알 수 있다.

$$I_{cr} = \frac{f_{sp}}{R f_t} = \frac{0.44 \sqrt{f_{cu}}}{R \alpha \Delta T_0 E_e} = \frac{9.4}{R \Delta T_0} \quad (13)$$

이처럼 외부구속 응력의 경우에는 시방서의 간이식이 타당하다 생각되나 내부구속 응력의 경우에는 수정이 필요하다고 판단되어 다음과 같이 개선된 재료모델을 적용하여 식을 재구성하여 보았다.

4.3 Hypoelastic 모델

Hypoelastic 모델¹⁰⁾은 증분형태의 구성방정식으로, 계산된 응력 증분을 누적합산하여 특정 시점의 응력을 구하는 것이다. 이렇게 구한 응력은 응력의 이력에 의존하게 되며, 즉, 수화열 문제와 같이 초기 재령에서 재령에 크게 의존하는 탄성계수가 자연스럽게 고려될 것으로 판단된다¹²⁾. 최대온도 도달시점까지의 재령을 n 단계로 분할하여, 식 (12)를 hypoelastic 모델로 전환하면 식 (14)와 같다. 식 (12)는 탄성계수가 평가시점의 값을 가지고 처음부터 일정하다고 본 반면, 식 (14)는 0에서부터 평가시점의 탄성계수로 차차 경화되는 과정이 고려되었으므로 응

력이 더 작게 평가되어 더 큰 온도균열지수를 산출할 것으로 예상할 수 있다. 즉, 두 모델은 식 (15)와 같은 관계를 갖는다. 여기에서, γ 는 재료모델 개선에 따른 온도균열지수의 증가계수로서 발열특성, 부재 치수, 양생조건, 최대온도 발생 시점, 경화 특성, 즉, 탄성계수 발현특성 등에 의존하게 된다. 반면 식 (1), (2) 및 식 (12)에는 이러한 다양한 사항들이 반영되지 못하고 오로지 최대 내외부 온도차의 영향만이 반영되어 있으므로 근사화 및 오차가 매우 클 것으로 예상된다. 이러한 경향은 5장에서 수치 예제를 통해 확인하였다.

$$I_{cr} = \frac{f_{sp}}{\frac{2\alpha}{3(1-\nu)} \sum_{j=1}^n (\Delta T_j) E_{e,j}} \quad (14)$$

$$I_{cr,hypoel} = \gamma I_{cr,el} \quad (15)$$

유한요소해석시 hypoelastic 모델이 사용가능한 구조해석 프로그램¹³⁾에서는 이를 사용하되, 만약 이러한 모델을 제공하지 않을 경우 탄성 모델의 결과값을 가지고 별도로 증분 응력을 계산하는 방법도 가능하다^{12,14)}.

한편, 4.2절 및 4.3절의 논의는 온도가 단면 중심을 기준으로 대칭분포하는 경우를 가정하고 있으나, 양쪽면의 경계조건 차이로 비대칭 분포할 경우에는 식 (8) 대신 식 (5)를 응용한 식을 고려하여 같은 방식으로 식을 유도하면 된다.

5. 유한요소해석 및 실험을 통한 검증

5.1 조건에 따른 내외부 온도차의 변동성

이상의 논의를 참조할 때 내부구속에 의한 응력을 최소화하여 표면 균열을 저감하기 위해서는 단면 내외부 온도차를 조절하는 것이 유력한 한 방법이 된다. 본 연구에서 도출된 식 (6) 및 (7)을 사용하여 양생조건이나 외기온도, 타설온도 변화에 따른 영향을 추정해보고 유한요소해석을 통해 그 타당성을 검증하였다.

해석예제인 Fig. 3은 실구조물의 벽체 또는 상부슬래브를 모사하고 있으며, 범용구조해석 프로그램 ABAQUS¹³⁾를 사용하여 8절점 솔리드요소로 유한요소모델을 구성하였다. 내부구속의 효과만을 추출하기 위해 외부구속을 부과하는 경계조건은 설정하지 않았다. Fig. 3의 왼쪽과 오른쪽 면에 대류조건을 주었으며 나머지 면에는 대류가 발생하지 않는다고 보았다. 1.33 m의 두께방향으로는 8개 요소로 잘게 나누어 온도 및 응력의 두께방향 분포를 비교적 정확히 구하고자 하였다. 그 외의 해석조건들은 Table 1과 같으며 주로 콘크리트표준시방서⁵⁾의 값을 참조하였다.

본 구조물에서 최대온도는 3일 이전에 발생하므로 3일까지 해석을 수행하였으며 통상적인 예에 따라 이때까지 거푸집이 존치된다고 보았다. 거푸집의 종류는 강재 거

푸집 및 합판 거푸집의 2가지를 고려해 보았고, 상부슬래브의 상면에는 거푸집을 설치하지 않으므로 콘크리트면 또는 양생포 양생을 가정하였다. 이처럼 실제 벽체 및 상부슬래브 시공시 발생할 수 있는 다양한 양생조건들을 고려하여 해석하고 이를 본 연구의 내외부 온도차 예측식과 비교한 결과는 Table 2와 같다. Table 2를 살펴보면 제안식은 양생조건 변화에 따른 내외부 온도차의 변동성을 비교적 올바르게 예측하고 있음을 알 수 있다.

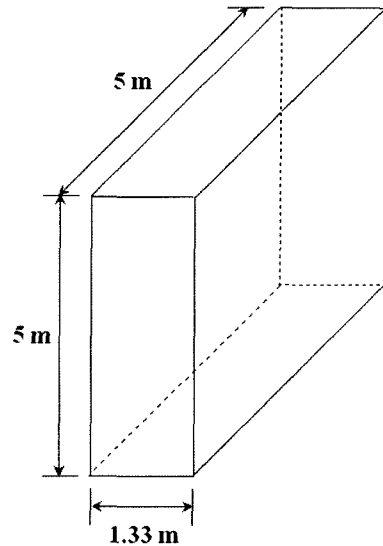


Fig. 3 Analysis example

Table 1 Analysis conditions of the example

Item	Value	Remarks
η_c	14 W/(m ² · °C)	- Bare concrete surface - Steel form
	8 W/(m ² · °C)	- Curing sheet - Wood form
λ_c	2.7 W/(m · °C)	
c_c	1.16 kJ/(kg · °C)	
ρ	2300 kg/m ³	
α	10 × 10 ⁻⁶ /°C	
ν	0.2	
Adiabatic temperature rise	Q = 40(1 - e ^{-0.7t})°C t in days	
Placing temperature	20°C	
Average ambient temperature	15°C	
f_{ck}	35 MPa	
Compressive strength	$f_{cu}(t) = \frac{t}{4.5 + 0.95t} \times 1.11 \times f_{ck}$ t in days	
Splitting tensile strength	$f_{sp}(t) = 0.44 \sqrt{f_{cu}(t)}$	
Effective elastic modulus	$E_e(t) = 0.73 \times 4,700 \sqrt{f_{cu}(t)}$ for 3 days after placing	

Table 2 Analysis results for the example

Curing condition		$T_{max}(^{\circ}C)$	$\Delta T_i(^{\circ}C)$		Ratio [2]/[1]	Remarks
One side	The other side		FEM [1]	Proposed eqs. (6) & (7) [2]		
Steel form	Steel form	42.9	17.4	16.7	0.96	Wall
Wood form	Wood form	44.8	14.5	13.1	0.90	
Steel form	Curing sheet	43.8	18.4	18.1	0.98	Top slab
Wood form	Bare concrete					
Steel form	Bare concrete	42.9	17.4	16.7	0.96	
Wood form	Curing sheet	44.8	14.5	13.1	0.90	

Table 3 Comparison of alternatives of the example

Item	$\Delta T_i(^{\circ}C)$		Difference ($^{\circ}C$) [1]-[2]
	Before [1]	After [2]	
Improve the curing condition by lowering η_c from 14 to 8 $W/(m^2 \cdot ^{\circ}C)$	16.7	13.1	3.6
Lower the placing temperature from 20 to 10 $^{\circ}C$ (pre-cooling)	16.7	13.0	3.7
Raise the ambient temperature from 15 to 25 $^{\circ}C$ (steam or boiler curing)	16.7	13.0	3.7

한가지 주목할 만한 점으로 본 예제에서 단면 한쪽 면은 보온성이 높고 다른 쪽은 낮은 경우에 내외부 온도차가 가장 크게 발생했다는 점이다. 이는 비대칭 양생조건의 경우 최대온도 발생 지점이 단면 한쪽에 편중되면서 반대편의 내외부 온도차가 벌어지기 때문으로 온도차 관리를 고려한 시공계획 편성시 참조할 수 있는 부분이다. 즉, 내외부 온도차 저감을 위해서는 양쪽 면의 보온양생 수준을 함께 높여야 하며, 한쪽 면만 높일 경우 오히려 보온 양생을 실시하지 않은 경우보다 불리할 수도 있다.

한편, 제안된 식 (6)에서 타설온도는 T_{max} 를 변동시키는 효과가 있지만, T_{max} 는 열확산방정식을 푼 결과이므로 그 변동량은 타설온도 상승 및 하강량과 일치하지는 않는다. 예를들어 본 예제에서 타설온도를 20 $^{\circ}C$ 에서 10 $^{\circ}C$ 로 10 $^{\circ}C$ 낮출 경우 T_{max} 는 6.3 $^{\circ}C$ 하강한다.

외기온도의 경우, 예를 들어 본 예제에서 온풍기나 스템을 이용하여 외기온도를 15 $^{\circ}C$ 에서 25 $^{\circ}C$ 로 10 $^{\circ}C$ 상승시킬 경우 T_{max} 가 3.7 $^{\circ}C$ 상승한다. 따라서, $T_{max} - T_e$ 는 6.3 $^{\circ}C$ 하강한다. 이처럼 내외부 온도차 조절을 위해 외기온도 T_e 를 일정량 조절하는 것은 타설온도를 반대방향으로 일정량 조절하는 것과 거의 유사한 효과를 나타낸다. 왜냐하면 타설온도 차이에 따른 발열특성 차이가 크지 않다고 가정할 때 양생조건이 같다면 결국 내외부 온도차는 외기온도와 타설온도의 상대적인 차이에 의존하기 때문이다.

Table 3에는 벽체의 경우 양쪽 면이 강제 거푸집, 상부 슬래브의 경우 하면이 강제 거푸집이고 상면이 노출된 콘크리트 면일 경우, 이처럼 시공조건의 변화를 통해서 저감된 내외부 온도차를 제안된 예측식을 통해 계산한 결과를 비교하고 있다. 예로 든 세가지의 방안은 유사한 효과를 산출하고 있지만 시공 상황에 따라 좀 더 경제적이고 효율적인 대안을 선택해야 하며, 이 때 본 예측

식이 유용하게 활용될 수 있을 것으로 기대된다. 이와 더불어 목표하는 내외부 온도차 이하를 확보하기 위한 거푸집 종류, 양생포 종류 및 개수와 같은 보온 양생의 수준을 가능하거나 거푸집 탈형이나 양생포 제거시 역시 목표 내외부 온도차 이하를 유지하면서 효율적으로 제거할 수 있도록 시공 계획을 세우는 데에도 도움을 줄 것으로 생각된다.

5.2 재료모델에 따른 온도균열지수

Fig. 1의 예제에서 양쪽 면이 강제 거푸집인 경우, 또는 유사한 대류계수 조건을 가진 경우에 대하여 표면의 응력을 산출하되 탄성 모델, hypoelastic 모델로 각각 산출하여 비교해 보았다. 최대온도는 타설 후 50시간 경과 시 도달하며, ABAQUS의 *ELASTIC 옵션으로 탄성 모델을 구현했을 때 이 시점에서의 표면 응력은 유한요소 해석에 의할 때 1.78 MPa, 식 (12)의 분모에 해당하는 계산식에 의할 때 1.76 MPa로 서로 거의 일치한다. 유한요소 해석 결과가 제반사항이 모두 엄밀히 반영된 정밀한 값을 준다고 볼 때, 이는 표면 응력 계산식의 검증시 도입된 포물선 온도분포 가정, 베르누이 가정에 근거한 응력분포, 평면응력 가정에 근거한 푸아송비의 영향 등 제반조건들이 합당함을 의미한다.

따라서, 식 (12)와 같이 $I_{cr} = 15.4 / \Delta T_i$ 로 계산되어 일견 콘크리트표준시방서의 식 (1)이 타당한 것으로 보일 수도 있다. 본 예제에서 $\Delta T_i = 17.4^{\circ}C$ 이므로, $I_{cr} = 0.89$ 이다. 그러나, 앞서 언급하였듯 이러한 응력값 및 온도균열지수 산정식은 탄성 모델이 유효할 때에만 의미를 가지며, 좀 더 실제적인 응력을 산출하기 위해 탄성 모델이 아닌 hypoelastic 모델을 도입할 경우 다른 값을 산출하게 된다. ABAQUS의 *HYPOELASTIC 옵션을 사용하여 hypoelastic 모델로 해석한 결과 표면 응력값은 1.05 MPa

로 탄성 모델보다 더 작은 값이 산출되었다. 이는 경화 시 탄성계수의 이력을 고려할 때 예상된 결과이다. 이때, $I_{cr} = 26.2 / \Delta T_i = 1.51$ 이 되어 식 (15)의 온도균열지수 증가계수 γ 는 1.70으로 산정된다. 이는 바꾸어 말하면 본문에서 탄성 모델로 산정한 응력에 $1/1.70 = 0.59$ 라는 감소계수를 곱해야 탄성계수의 이력이 올바르게 반영된다는 뜻이기도 하다.

이는 앞서 탄성 모델로 계산한 결과와 비교할 때 매우 큰 차이이며, 온도균열지수에 의한 평가 결과도 콘크리트표준시방서에 의한 탄성 모델에서는 유해한 균열이 제한되는 수준이었지만 hypoelastic 모델에서는 균열이 방지되는 수준으로 평가가 바뀌게 된다. 앞서 언급했듯 온도균열지수 증가계수를 일률적으로 정하기는 어렵지만 콘크리트표준시방서의 식 (1)이 온도균열지수를 지나치게 낮게 평가하고 있음은 분명하다고 생각되며, 이처럼 과대평가되는 균열 발생 가능성을 합리적인 수준으로 조정하는 것이 바람직하다 판단된다.

덴마크와 스웨덴을 잇는 Øresund 침매터널 시공시 내외부 온도차와 균열 발생 확률과의 관계를 반복적인 계측을 통해 조사한 바 있다¹⁾. 조사 결과 $\Delta T_i < 15^\circ\text{C}$ 인 경우 균열이 거의 발생하지 않았다고 보고되었다. 또한, $\Delta T_i < 20^\circ\text{C}$ 까지 범위를 확장해도 균열 발생은 최소화된 사례가 많으므로, 해외 중요 구조물 시공시 이를 기준삼은 경우도 많다^{2,4)}. 이러한 사례들을 참조할 때, 이처럼 안전하다고 판명된 내외부 온도차가 국내 기준에 의한 균열을 방지할 수 있는 온도균열지수인 1.5 정도를 산출하기 위해서 식 (1)은 $I_{cr} = 22.5 / \Delta T_i \sim 30 / \Delta T_i$ 수준으로 조정되는 것이 타당한 것으로 생각된다. 본 연구의 전형적인 예제에서 hypoelastic 모델을 사용한 이론적인 정밀계산 결과도 이를 뒷받침하고 있다.

단, 본 예제와는 또 다른 조건의 다양한 구조물에 대해서도 추가적으로 해석을 수행하고 통계적인 연구를 실시하여 결과를 보완할 필요성이 있다고 사료되며, 그와 동시에 내외부 온도차와 균열 발생의 상관 관계에 대한 자료도 좀 더 축적하여 반영할 필요가 있다. 이러한 자료들이 확보된다면 온도균열지수 증가계수 γ 를 배합의 종류나 부재 치수 등에 의존하는 계수로 세분화하여 구조물 조건별로 좀 더 정밀한 평가를 실시할 수 있는 바탕이 마련될 것으로 기대된다.

5.3 실구조물 계측

Fig. 4와 같은 대상구조물의 주요 부위에 thermocouple을 설치하여 온도를 계측하고 본 연구의 이론식이나 거동 예측모델과 비교해 보았다. 표면부의 계측기는 가능하면 표면에서 10 mm 깊이를 유지하도록 조치하였다. 대상구조물은 부산-거제간 연결도로 민간투자사업 구간에서 시공될 침매터널⁴⁾ 프리캐스트 세그먼트 1개의 1/4 모형(통로방향 1/2, 통로직각방향 1/2)이다. 본 침매터널의 시공상 특징은 구조물 전체를 연속타설한다는 점으로, 유

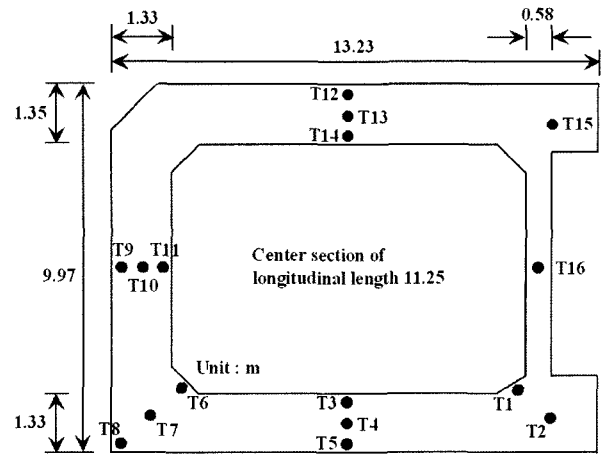


Fig. 4 Locations of temperature measurement for an immersed tunnel model

사 구조물의 슬래브와 벽체를 분할타설하는 경우¹⁵⁾와 비교할 때 외부구속의 영향이 최소화되어 수화열 관리의 주된 초점이 내부구속 응력, 즉, 내외부 온도차로 귀결된다는 큰 장점이 있다.

거푸집의 재질은 시트가 부착된 강재로서 거푸집의 열전도를 측정 결과에 근거하여 복합적인 양생재료 사용시의 대류계수 계산식⁵⁾에 의한 때, 거푸집 면의 대류계수는 $7.9 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ 로 양생포 양생시(대류계수 $8.0 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$)와 유사한 보온성을 보유한 것으로 나타났다. 상부 및 하부슬래브 상면은 타설 후 어느정도 경화된 후 바로 양생포를 덮어 양생을 실시하였다. 따라서, 모든 구조물 면에 대하여 소정의 보온 양생이 실시된 것으로 볼 수 있으며, 이는 내외부 온도차 저감을 위하여 취해진 조치이다. 타설온도는 $15^\circ\text{C} \sim 20^\circ\text{C}$ 로 측정되었고, 5.1절의 논의에 따라 역시 단면 내외부 온도차를 저감할 목적으로 천막을 덮고 내부에 스팀 양생을 실시하여 외기온도를 25°C (벽체)~ 30°C (상부슬래브) 정도로 유지하였다. 슬래그 시멘트와 플라이애쉬를 혼합한 본 배합의 단열온도 상승량은 약 40°C 이다.

Fig. 5는 주요 부위의 온도측정 결과를 보여주고 있다. 하부슬래브에서는 하면이 지반과 접한 관계로 상당한 시간이 경과하면 하면에서의 온도가 중심부보다 오히려 더 커지는 경향을 보였다. 이처럼 하부슬래브는 양쪽면이 외기와 접한 전형적인 형태에서 벗어나 있는 관계로 중심부와 상면의 최대 온도차는 중심부 온도가 최대인 시점이 아닌 온도 하강기에 발생하였으며 그 차이는 14.6°C 였다. 중심부와 하면의 최대 온도차는 중심부 온도가 최대일 때 11.9°C 였다. 벽체의 경우 중심부와 표면의 온도차는 양쪽 방향 모두 거의 비슷한 경향을 보였으며, 중심부 온도가 최대일 때 최대 내외부 온도차 12.6°C 가 발생하였다. 이를 본 연구에서 제안된 식 (6) 및 (7)로 계산해보면 11.3°C 가 산출되어 실제의 내외부 온도차를 비교적 정확히 예측하고 있음을 알 수 있다.

한편, 상부슬래브에서 중심부와 하면의 최대 온도차는

6. 결 론

수화열에 의한 균열 발생 가능성의 평가시 수화열 이외에도 크리프나 건조수축 등 초기 거동에 영향을 미치는 다양한 요인들이 존재하므로, 이들을 반영한 유한요소해석 등의 정밀 해석으로부터 산출한 응력에 근거하여 평가하는 것이 기본이 된다. 하지만, 온도에 의한 평가 방법 또한 실구조물의 온도 분포를 계측을 통해 비교적 용이하게 획득할 수 있다는 장점으로 국내외에서 널리 활용되어져 왔다. 특히 그 중에서도 내부구속이 지배적인 구조물에서 단면 내외부 온도차 관리에 의해 표면 균열을 저감하는 방식은 활용도가 매우 높지만 적절한 평가기준의 제시가 무엇보다 중요하다. 현재 콘크리트표준시방서에 제시된 내외부 온도차와 온도균열지수의 관계식은 해외사례에 비추어 볼 때 균열 발생 가능성을 실제 이상으로 높게 평가하고 있다고 생각된다.

따라서, 본 연구에서는 그러한 평가식이 유도되게 된 배경을 단계별로 추적하여 타당성을 검증해 보았다. 그 결과 기존 식은 초기 재령에서 탄성계수의 급격한 변동성이 고려되지 않은 단순한 재료모델을 사용한 경우에 해당되며, 개선된 콘크리트 구성방정식을 사용할 경우 온도균열지수가 증가되어 좀 더 실제 사례에 부합하는 값을 산출함을 보였다. 이러한 결과에 근거하여 기존의 온도균열지수 산정식 형태를 개선할 것을 제안하였으며, 엄밀히 말해 그 형태는 배합의 발열특성, 부재 치수, 양생 조건, 최대온도 발생 시점, 경화 특성 등에 의존하여 차이가 있다. 기존 해외사례 및 본 연구의 이론적 유도, 유한요소해석 및 실구조물의 계측을 통한 분석 결과를 참조하여 합리적인 온도균열지수 수준에 대하여 논의하였다. 한편, 본 연구에서는 평가시 필요한 내외부 온도차를 다양한 양생조건이나 외기온도가 반영된 수식을 통해 좀 더 용이하게 추정할 수 있는 절차도 제안하였다.

본 연구의 이론적 유도 과정을 살펴볼 때 내부구속에 대한 온도균열지수를 내외부 온도차만의 함수로 표현하는 것은 근사화 및 오차가 클 수 있다고 생각되며, 추후 다양한 구조물에 대한 해석 및 실험 자료가 축적되면 배합이나 부재 치수 등의 중요 조건들을 반영하여 평가식을 세분화하는 것도 바람직하다고 생각된다.

참고문헌

1. Lykke, S., Skotting, E., and Kjær, U., "Prediction and Control of Early-Age Cracking: Experiences from the Øresund Tunnel", *Concrete International*, Vol.22, No.9, Sep. 2000, pp.61~65.
2. Gimsing, N. J. and Iversen, C., *The Tunnel*, The Øresund Technical Publication, Øresundsbro Konsortiet, 2001, pp.175~176.
3. 日本マスコンクリト工學協會, "マスコンクリートのひびわれ制御地針", 日本マスコンクリト工學協會, 1986, pp.51~82.
4. Daewoo E & C, *Busan-Geoje Fixed Link(Tunnels and*

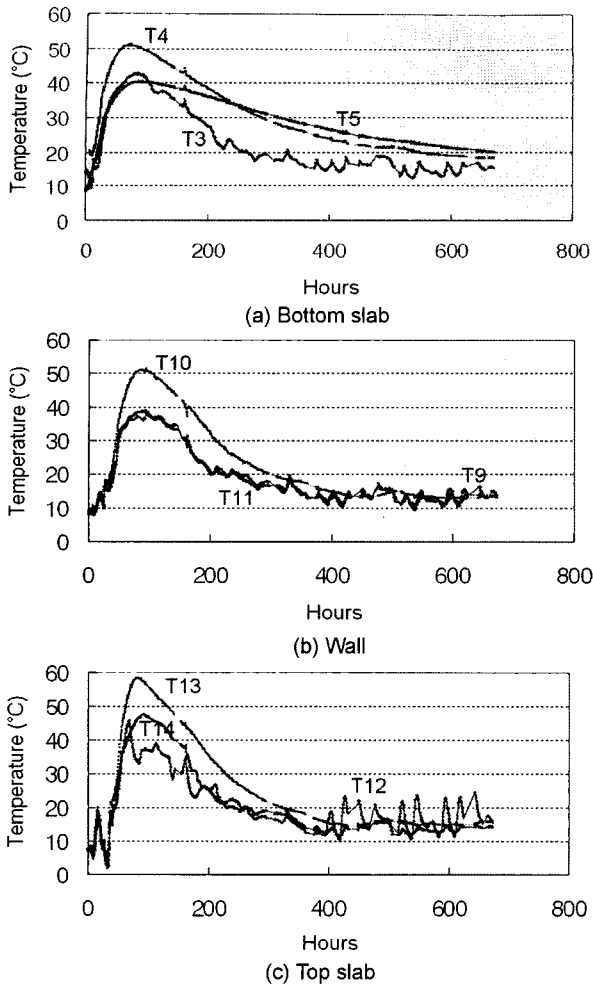


Fig. 5 Measured temperature history

12.8°C였는데, 이를 제안식으로 계산하면 12.6°C로 실측치와 매우 유사한 값을 산출하였다. 하지만 상부슬래브에서 상면의 온도는 원래의 의도대로 표면에서 10mm 깊이에 계측기를 묻지 못하고 타설과정에서 표면에 거의 드러난 관계로 외기온도와 유사한 경향을 보여 중심부와 상면의 온도차는 측정하기 어려웠다.

이상과 같이 내외부 온도차를 최대한 저감할 수 있는 양생관리 기법을 도입한 결과 수화발열시 벽체와 슬래브 주요 부위의 내외부 온도차를 15°C 이하로 유지할 수 있었으며, 조사 결과 표면에서 균열이 발생하지 않은 것으로 관찰되었다. 따라서, 내외부 온도차 15°C 이하라는 규정은 내부구속에 의한 표면 균열을 최소화할 수 있는 충분한 조건이 된다고 판단된다. 참고로 본 침매터널 시방서⁴⁾ 상에 제시된 내외부 온도차의 관리기준은 20°C이다. 내외부 온도차 15°C를 현 국내기준⁵⁾인 식 (1)에 대입하면 온도균열지수 1.0을 산출하여 유해한 균열은 제한할 수 있지만 균열 발생 확률이 50% 정도로 매우 크게 예측되는 모순이 있다. 앞서 언급한 대로 내외부 온도차 15°C~20°C의 기준이 균열방지에 가까운 온도균열지수를 산출할 수 있도록 시방서 식의 계수값을 조정할 필요성이 있다고 판단된다.

- Ramps*): *Technical Specifications for Concrete Structures*, Daewoo E & C, 2005, pp.71~73.
5. 한국콘크리트학회, 콘크리트표준시방서, 한국콘크리트학회, 2003, pp.257~287.
 6. Suzuki, N., Iisaka, T., Shiramura, S., and Sugiyama, A., "Establishment of a New Crack Prevention Method for Dams by RCD Method", *Thermal Cracking in Concrete at Early Ages*, Springenschmid, R., Eds., E & FN Spon, London, UK, 1994, pp.457~464.
 7. American Concrete Institute, *ACI 207.2R-95: Effect of Restraint, Volume Change, and Reinforcement on Cracking of Mass Concrete*, ACI, 1995.
 8. Incropera, F. P. and DeWitt, D. P., *Introduction to Heat Transfer*, 4th Ed., John Wiley & Sons, New York, 2002, pp.61~64.
 9. 전세진, 정철현, 진병무, "LNG 저장탱크의 개선된 온도 해석 모델", 대한토목학회논문집, 제23권 6A호, 2003, pp.1087~1094.
 10. Chen, W. F. and Saleeb, A. F., *Constitutive Equations for Engineering Materials, Volume 1: Elasticity and Modeling*, John Wiley & Sons, New York, 1982, pp.147~148, 158pp.
 11. American Concrete Institute, *ACI 207.4R-05: Cooling and Insulating Systems for Mass Concrete*, ACI, 2005, 4pp.
 12. 전세진, "범용구조해석 프로그램의 수화열응력 산정기법 연구", 한국콘크리트학회 가을학술발표회 논문집, 한국콘크리트학회, 14권 2호, 2002, pp.789~794.
 13. *ABAQUS/Standard 6.3 - User's Manual*, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, USA, 2002.
 14. Ayotte, E., Massicotte, B., Houde, J. and Gocevski V., "Modeling the Thermal Stresses at Early Ages in a Concrete Monolith", *ACI Material Journal*, Vol.94, No.6, Nov.-Dec. 1997, pp.577~587.
 15. 横田季彦, "沈埋函製作時における温度ひび割れ対策について", 日本国土開発技術研究報告, No.13, 1994, pp.113~126.

요 약 수화열 균열 저감 기법 중 내부구속이 지배적인 구조물에서 단면의 내외부 온도차를 관리하는 방식은 그 활용도가 매우 높다. 그러나, 현 국내 기준의 내외부 온도차와 온도균열지수 관계식은 균열 발생 가능성을 과대평가하는 경향이 있다. 본 연구에서는 그러한 평가식이 유도된 배경을 단계별로 추적하여 타당성을 검증해 보았으며, 그 결과 재령에 따른 탄성계수의 변동성이 고려되지 않은 단순한 재료모델을 사용한 경우에 해당됨을 밝혔다. 개선된 재료모델로 증분형태 구성방정식인 hypoelastic 모델을 사용한 결과 온도균열지수가 기존 식보다 증가되었으며, 그 증가량은 다양한 조건들에 의존하는 것으로 나타났다. 본 연구의 분석 결과와 해외사례를 참조하여 평가식의 개선된 형태를 고찰하였으며, 또한 평가시 필요한 내외부 온도차를 시공 조건들의 영향을 고려하여 용이하게 추정할 수 있는 식도 제안하였다. 추후 해석 및 실험 자료가 축적되면 구조물과 배합의 주요 특징들을 반영하여 평가식을 세분화하는 것도 바람직하다고 생각된다.

핵심용어 수화열, 내부구속, 균열, 온도, 온도균열지수