

고온 하에서 기화열을 고려한 철근콘크리트 부재의 온도해석

Heat Transfer Analysis of Concrete Members Considering Evaporation Heat under High Temperature

이태규*

Lee, Taegyu

Abstract

When water inside the concrete member evaporates by high temperature, the evaporation heat which absorbs surrounding temperature occurs. The rate of increment of the internal temperature in concrete is reduced due to the evaporation heat in spite of continuously increasing external temperature. In this paper, the prediction method of internal temperature of concrete members considering the evaporation heat under the high temperature is presented. Finite element method is employed to facilitate thermal analysis for any position of member. And the thermal characteristics models of high strength concrete affected by high temperature are proposed. To demonstrate the validity of this numerical procedure, the prediction by the proposed algorithm is compared with the test results of other researchers. The proposed algorithm shows a good agreement with the experimental results including the phenomenon that temperature is lost by the evaporation heat.

Keywords : heat transfer analysis, concrete, high temperature, evaporation heat

요 지

고온으로 인하여 콘크리트 내부의 수분이 증발할 경우 주변의 온도를 흡수하는 기화열이 발생하게 된다. 이에 따라 콘크리트의 내부온도는 외부의 온도가 지속적으로 증가함에도 불구하고 증가율이 둔화되는 현상이 나타나게 된다. 본 논문은 콘크리트 부재의 고온 하에서의 기화열을 고려한 내부의 온도변화를 예측하고자 하는 것으로 부재 내부의 임의의 위치에서의 온도를 산정하기 위하여 유한요소방식을 적용하였다. 또한 콘크리트의 고온에서의 열적 특성치에 대해서도 모델식을 제시하였다. 이러한 해석기법의 정확성을 검증하기 위하여 여러 다른 연구자들에 의한 실험 데이터와 비교하였으며, 그 결과 기화열로 인하여 온도가 소실되는 현상을 포함한 전반적인 부재 내부의 온도분포 거동이 실제 실험데이터와 거의 유사하게 나타나는 것으로 확인되었다.

핵심용어 : 온도해석, 콘크리트, 고온, 기화열

1. 서 론

콘크리트는 일반 토목 구조물뿐만 아니라 건축 구조물 등 모든 사회기반 구조물에 폭넓게 적용되어 사용되고 있다. 특히 최근에 들어 각종 구조물의 대형화 추세에 따라 장대교량, 특수교량, 고층 건축물 등이 다양하게 건설되고 있으며 이에 따라 고강도 및 고성능 콘크리트의 사용이 필수적으로 되어가고 있는 추세에 있다.

다른 구조물들과 마찬가지로 콘크리트 구조물 역시 일반적으로 사용성(serviceability)과 안전성(safety)을 만족시키는 조건에서 설계를 하게 되지만, 고강도 콘크리트의 경우 화재 발생과 같은 고온 조건에서 인명피해와 재산손실에 직접적인 영향을 미치기 때문에 일정한 수준 이상의 내화성능을 확보할 필요성이 절실히 제기되고 있으며 이에 따라 고온

하에서의 안전성(fire safety)도 중요한 설계조건으로 급부상되고 있는 상황이다.

화재와 같은 고온 하에서의 안전성은 결국 구조물의 내화성능(fire resistance)으로 평가되며, 내화성능은 고온 하에서의 구조부재의 하중저항성능으로 정의된다. 지금까지의 연구 결과에 따르면 구조물의 내화성능은 콘크리트 압축강도, 내부 습도, 치밀성, 구조물의 크기와 형상, 사용재료, 하중조건, 화재발생조건 등에 따라 매우 큰 차이를 보이는 것으로 알려져 있다(강석원, 2001; 김홍렬, 2002).

지금까지는 교량, 교각, 터널 등 토목 구조물의 구조 재료로서 약 30~40 MPa 정도의 보통강도 콘크리트(NSC)가 주로 사용되어 왔다. 보통강도 콘크리트는 내화성능이 우수한 재료로 평가되어 고온에서의 구조 안전성에 심각한 피해를 주지 않기 때문에 이에 대한 검토는 그다지 중요하게 생각

*정회원 · 교신저자 · 우송대학교 철도건설환경공학과 부교수 · 공학박사 (E-mail : tglee@wsu.ac.kr)

하지 않았었다. 그러나 앞으로 점차적으로 상용화되는 추세에 있는 60 MPa 이상의 고강도 콘크리트(HSC)에서는 많은 연구자들에 의한 실험결과 보통강도 콘크리트와는 고온 하에서의 거동이 다른 것으로 평가되고 있다(Castillo 등, 1990; Lie 등, 1993; Kodur 등, 2004). 즉, 고강도 콘크리트의 경우 단위수량의 감소로 인하여 추가적인 혼화재료를 첨가하여 소모의 작업성(workability)을 확보시키고 있다. 그러나 이러한 낮은 물-시멘트비의 사용으로 인하여 공극률(porosity)이 작게 되고, 투수성(permeability)이 낮아지며, 치밀성(density)이 증가하게 된다. 이 경우 화재와 같은 고온이 발생되면 내부 수분의 증발로 증기압이 형성되며 되며, 이 증기압으로 인하여 콘크리트의 저항력이 감소하게 되어 결국에는 폭발현상을 유발시킨다. 폭발은 급작스러운 온도 상승으로 인하여 콘크리트 부재 표면이 심한 폭음과 함께 폭발적으로 파열(박리 및 탈락)되는 현상으로, 구조물에 치명적인 내력저하를 초래하여 결국에는 구조물의 붕괴로까지 이어지는 대형사고의 원인이 되기도 한다.

그러므로 화재와 같은 고온에서의 철근콘크리트 구조물의 안전성을 평가하기 위하여서는 시간에 따라 외부의 화재온도가 콘크리트 부재 내부로 침투되는 온도전이과정에 대한 정확한 해석적 기법과 기화열에 대한 고려방식, 재료의 배합 조건에 따른 열전달 특성치의 변화에 관한 접근이 가장 먼저 선행되어야 한다. 따라서 본 논문에서는 콘크리트 내부의 수분증발시 발생하는 기화열의 영향을 고려하여 콘크리트의 고온에서의 비정상상태 열전달 방정식을 전개하고, 고온에서의 재료의 열전달 특성에 관한 해석적 모델링을 수행하며, 이로부터 콘크리트 부재 내부부의 시간에 따른 온도전이과정에 대한 해석적 루틴을 개발하고자 한다.

2. 고온에서의 비정상상태 열전달

2.1 열전도 평형방정식

고체 매질 내에서 위치에 따라 온도차가 발생하면 열전도에 의한 열전달이 발생하고, 독립된 온도는 방향으로 서로 다르게 변하므로 각 방향으로 열흐름이 존재하게 되며, 각 방향의 열흐름을 라고 할 때 Fourier 법칙을 이용한 열전도 구성방정식 성분은 식(1)과 같이 나타낼 수 있다(Cook 등, 1988).

$$\begin{aligned} q_x &= -\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} & q_{x+dx} &= q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx \\ q_y &= -\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} & q_{y+dy} &= q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy \\ q_z &= -\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} & q_{z+dz} &= q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} dz \end{aligned} \quad (1)$$

여기서, q_x, q_y, q_z 는 단위시간에 단위면적당 전달되는 열흐름(heat flux), $\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$ 는 x, y, z 방향의 열전도율(thermal conductivity), T 는 콘크리트 내부온도를 의미한다.

콘크리트와 같은 경우에는 각 방향으로의 열전달 차이가 매우 작은 관계로 등방향의 열전달이라고 가정하면 각 방향의 열전도율은 모두 λ 로 정의된다. 등방성 재료에서 시간에 따라 열량 변화가 발생하는 열전도 해석을 위해서는 비정상상태(transient)로 평가하여야 하므로 콘크리트 내부에서의 열

전도 평형방정식을 구성하면 식(2)와 같다.

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2)$$

여기서, λ 는 각 방향의 열전도율, c 는 콘크리트의 비열(specific heat), ρ 는 콘크리트의 단위중량(unit weight)이다.

2.2 기화열로 인한 열손실

콘크리트가 고온을 받았을 때 콘크리트 내부의 수분이 기화하여 기체로 되며 이때 주변에서 열을 흡수하게 되는데, 이를 기화열(evaporation heat) 또는 증발잠열(蒸發潛熱)이라고 한다. 기화열이 큰 물질일수록 주변의 열을 많이 흡수하며 모든 액체가 기체로 될 때에는 기화열이 필요한데, 기화온도(비등점)가 주위온도 보다 낮을 때에는 주위로부터 열을 흡수하여 주위의 온도가 낮아지게 된다. 보통 기화열은 일정한 온도에서의 단위질량당 또는 1 mol 당의 열량으로 표시하며, 일반적으로 물의 경우 온도가 100°C일 때 소진되는 기화열은 2257 kJ/(kgf · °C)로 알려져 있다.

이러한 기화열은 액체의 분자 사이의 힘을 제거하여 분자를 따로따로 이산시키기 위해 사용하는 에너지이다. 따라서 온도를 상승시키는 효과가 없는 숨은 열의 일종이며, 주변온도에 따라 다소 변화되는 것으로 알려져 있다.

실제 콘크리트 구조물에서 화재와 같은 고온을 받는 시기는 이미 구조물이 완공되어 상당기간 사용된 이후이다. 따라서 고온에서의 콘크리트에서 발생하는 기화열을 고려하기 위해서는 식(2)의 우측항에 있는 비열대신에 기화열을 대입하고 열손실이기 때문에 부호를 반대로 한 상태인 다음 식의 형태로 표시할 수 있으며, 주변온도가 100°C 이상이고 부재 내부에 수분이 존재하는 경우인 기화조건에 대해서만 값을 발현하는 것으로 설정하였다.

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = -\rho c_u \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3)$$

여기서, c_u 는 내부수분의 기화열이다.

2.3 경계조건을 고려한 정식화

열전달의 경계조건은 열전달 해석의 해석 범위에 따라 달라지게 된다. 본 논문에서는 고온에 의한 외기대류조건을 콘크리트의 주요 열적 특성으로 고려하였으며, 일반적인 열전달 해석에서 고려되는 기지온도(prescribed temperature)에 대해서도 고려하였다.

외기대류에 관한 항은 초기온도나 기지온도의 표현 방법과 달리 외기대류에 의한 열량의 형태로 나타내며, 외기와 대상 구조물이 접하는 면적(Γ_{S_a})에 관계된다. 대류에 의한 열량 발생은 외기와 외기가 접하는 대상 구조물간의 온도차에 의해 발생되므로, 식(4)와 같은 형태로 나타낼 수 있다.

$$q_a = K_n \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\Gamma_{S_a}} = h_a [T_{\text{ext}} - T_S] \quad (4)$$

여기서, q_n 는 외기와 대류면(Γ_{S_a})에 작용하는 열흐름, k_n 는 표면의 열전달계수, n 은 대류면의 수직방향, h_a 는 외기대류계수, T_{ext} 는 외부의 화재온도, T_S 는 콘크리트 표면온도이다.

기온도에 대한 경계조건을 나타내면 다음과 같이 임의의 시간(t)에서 임의의 위치(x_i)에서의 구조물의 온도는 T_i 라고 표현할 수 있다.

$$T_i = T_A(x_i, t) \quad x_i \in \Gamma_A \quad (5)$$

이상에서와 같은 열전도 평형방정식과 열손실 및 경계조건을 Gauss의 부분적분공식과 변분법(variational formulation)을 이용하여 유한요소법으로 해석 가능한 행렬방정식 형태로 구성하면 다음과 같이 유도된다.

$$\int_V c\rho \dot{T}dV + \int_V \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) dV + \int_{\Gamma_{s_a}} h_a T_s dS = \int_{\Gamma_{s_a}} h_a T_{ext} dS - \int_V \rho c_u \frac{\partial T}{\partial t} dV \quad (6)$$

위 식을 시간에 따라 온도가 변하는 비정상상태 열전달해석(transient heat transfer analysis)에 대한 평가를 위하여 식(7)과 같은 시간에 따른 형상함수(shape function)를 사용하여 최종적으로 정리하면 식(8)과 같이 시간영역에서 매트릭스 형태의 행렬방정식으로 표현할 수 있는 식으로 전개된다. 이에 시간의존성 해석기법인 Crank-Nicolson 방법(Smith 등, 1998)을 적용하여 각 시간에 따른 콘크리트의 내부온도를 산정하게 된다.

$$\begin{aligned} T(x, y, z, t) &= N(\xi, \eta, \zeta) |J| T(t) \\ \dot{T}(x, y, z, t) &= N(\xi, \eta, \zeta) |J| \dot{T}(t) \\ \partial T(x, y, z, t) &= B(\xi, \eta, \zeta) |J| T(t) \\ \iiint (c\rho) N^T N |J| d\xi d\eta d\zeta \dot{T} &+ \left[\iint \lambda B^T B |J| d\xi d\eta d\zeta + \iint h_a T_{ext} N^T |J| d\xi d\eta \right] T \\ &= \iint h_a T_{ext} N^T |J| d\xi d\eta - \iiint \left(\rho c_u \frac{\partial T}{\partial t} \right) N^T |J| d\xi d\eta d\zeta \end{aligned} \quad (8)$$

여기서, N 은 자연좌표계의 보간함수(interpolation function), J 는 Jacobian 행렬, B 는 변형률과 변위 관계(strain-displacement relations)이다.

이와 같이 전개된 행렬방정식으로부터 구조물에 적용할 수 있도록 그림 1과 같은 루틴을 가지는 해석 프로그램을 개발하였다. 해석 프로그램의 개발과정은 일반적인 구조해석 방

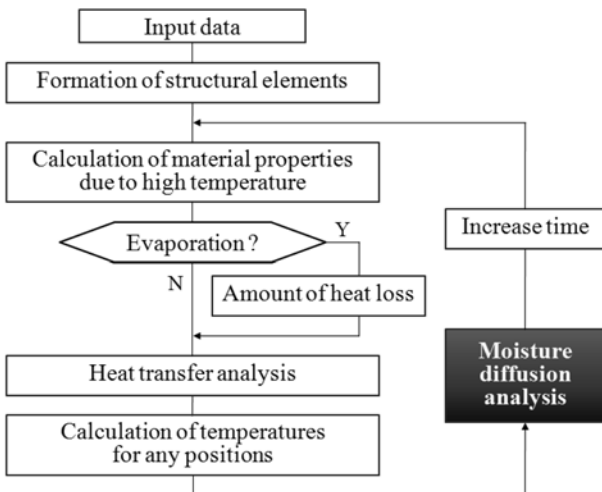


그림 1. 해석 프로그램의 전체적인 흐름도

식으로 기존에 많이 알려져 있기 때문에 구체적인 언급은 생략하기로 한다. 다만 기존의 해석 프로그램들의 경우에는 온도와 습도(혹은 수분확산)를 독립적인 관계로 취급하여 각기 별도의 해석을 수행하고 그 최종적인 결과들만을 단순히 합산(summation)하는 방식을 취하고 있으나, 기화조건을 판정하고 기화열을 고려하기 위해서는 온도와 수분확산을 병행하여 동시에 평가하는 방식을 적용하여야 하며, 이중 본 논문은 온도해석에 관한 내용만으로 구성하였다.

3. 재료의 열전달 특성

3.1 개요

콘크리트 구조물의 고온에서의 열전달 거동은 그림 2와 같이 물리적인 특성 및 역학적인 특성이 모두 반영되어서 최종적인 내화성능으로 평가되게 된다(Grosshandler, 2002). 본 논문에서는 고온에서 콘크리트 내부로의 온도전이과정에 대한 평가를 수행하고자 하는 것이므로, 구조물이 고온에 노출되는 동안의 열전달 특성 변화에 따른 성능저하를 평가하기 위해 고온에서의 열전도율, 비열과 같은 재료의 물리적 특성에 대한 보다 정확한 평가가 필요하다.

고온에서 콘크리트의 물리적 특성은 골재의 형태, 수분 함량, 공극의 부피, 물-결합재비, 혼화제 등 많은 인자들에 의하여 결정되는 것으로 알려져 있으며, 특히 골재의 형태 및 콘크리트 강도가 주된 요인으로 작용하는 것으로 알려져 있다(김홍렬, 2002). 현재 고온에서 콘크리트의 재료성상에 관한 모델은 주로 실험데이터에 의한 수치해석적 기법에 의하여 설정되고 있는데, 콘크리트의 구성인자가 다양하고 매트릭스가 강재 등과 비교하여 균질하지 않기 때문에 고온에서의 변화양상에 대한 모델링 위주로 제시되고 있으며 콘크리트의 재료배합적 특성까지는 고려되지 못하고 있다.

3.2 열전도율

콘크리트의 열전도율은 일반적으로 기준온도 20일 때 약 2.6~2.8 W/(m·°C) 정도로 평가되고 있으며(콘크리트표준시방서, 2003), 골재의 비중, 잔골재율, 내부 함수율(상대습도)에 비례하고, 물-결합재비, 혼화제 치환율, 온도에 반비례하는 것으로 알려져 있다.

기존 연구자들에 의한 고온영역에서의 온도에 따른 열전도율의 변화는 그림 3에 나타나 있는 바와 같다(김홍렬, 2002; ECCS, 2001; Eurocode4, 1994; Kodur 등, 1998; Lie, 1992). 그림에서 알 수 있듯이 기존 연구자들의 모델식

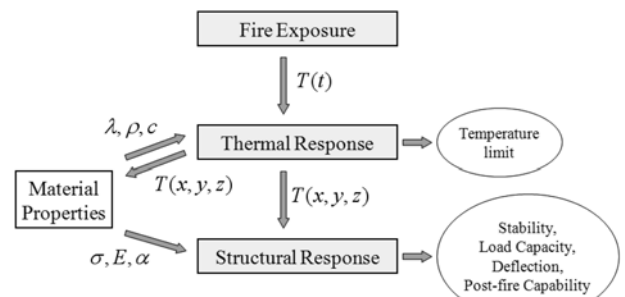


그림 2. 고온에서의 열전달 거동

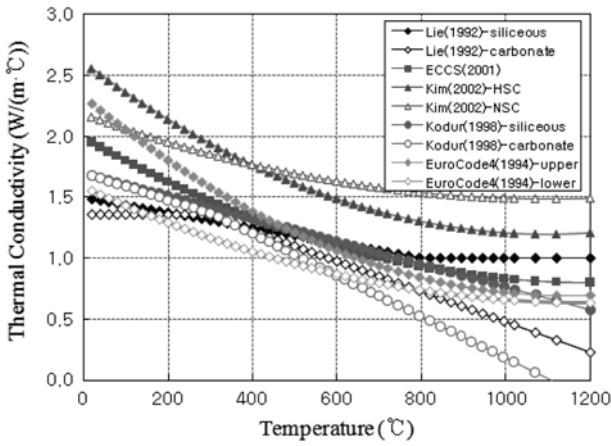


그림 3. 고온에서 열전도율의 변화

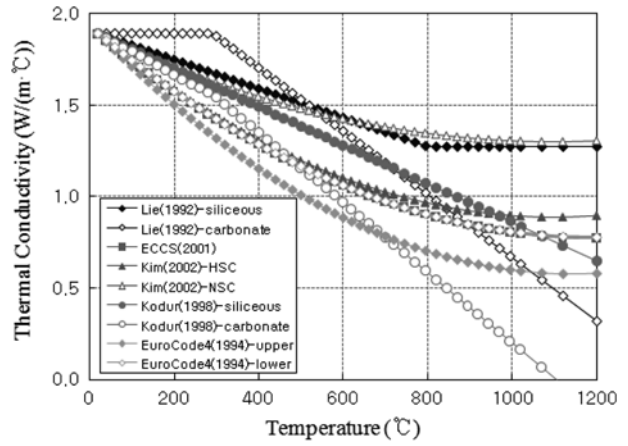


그림 5. 제안된 수식에 따른 열전도율

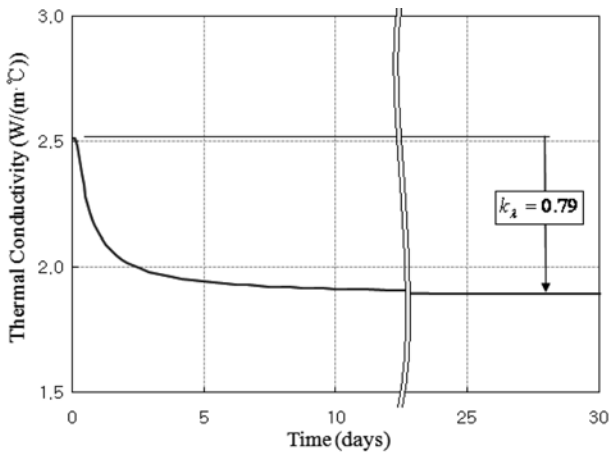


그림 4. 수화반응에 따른 열전도율 감소사례

들은 모두 온도에 따른 변화양상을 모델화하였을 뿐 콘크리트의 재료배합적인 특성을 고려하지 못하여 기준온도(20°C)에서의 초기값이 서로 다르게 예측되고 있다. 이에 따라 이중 몇몇 모델식들은 온도에 따른 변화양상이 거의 비슷함에도 불구하고 초기값의 차이로 인하여 서로 다른 결과를 보이고 있는 것으로 나타나고 있다.

따라서 본 논문에서는 재료배합적인 특성을 고려하면서 고온에서의 변화양상을 적용시키기 위하여 다음 과 같은 방식을 적용하였다. 즉, 기준온도(20°C)에서의 초기값이 바로 재료의 배합특성으로부터 결정되는 것이기 때문에 초기재령에서 수화반응이 완료된 상태에서의 극한값을 초기값으로 설정하였으며, 수화반응이 완료된 상태는 통상적으로 압축강도를 측정하는 시기인 28일로 선정하였다. 수화반응이 완료된 상태로 초기값을 선정하는 이유는 그림 4의 사례와 같이 콘크리트 타설 직후의 굳지 않은 콘크리트(fresh concrete)에서는 각 재료의 열적 특성값인 구성 재료의 열전도율과 이의 부피비를 이용한 평균화의 개념으로 열전도율을 평가하게 되지만 이후 수화반응의 진행에 따라 내부의 수분이 감소되면서 콘크리트 내 상대습도의 변화가 생겨 열전도율이 급격히 감소하게 된다. 이후 수화반응이 완료되면서 어느 일정한 극한값으로 수렴하는 경향을 가지며 최종적으로 이 값을 경화된 콘크리트(hardened concrete)에서의 열전도율로 평가할 수 있다. 본 논문에서는 이와 같은 초기값에 고온에서 제안된 기존의 모델식들을 결합시키는 다음과 방법을 제안하여

사용하였다.

$$\lambda = \lambda_{20} \frac{\lambda_T(T)}{\lambda_T(20)} \quad (9)$$

$$\lambda_{20} = \frac{\sum \lambda_i \cdot v_i}{v} \times k_2 \quad (10)$$

여기서, λ 는 콘크리트의 열전도율, λ_{20} 은 수화반응이 완료된 상태에서 기준온도(20°C)에서의 열전도율, $\lambda_T(T)$ 는 고온영역에서 임의의 온도에 대한 열전도율(기존의 모델식 중 한 개를 적용), $\lambda_T(20)$ 은 앞서 적용된 기존의 모델식에 온도 20°C를 대입하여 구한 열전도율, λ_i , v_i 는 각 콘크리트 구성 성분의 열전도율과 체적, v 는 콘크리트의 전체체적, k_2 는 타설 후 28일 경과 시의 수화도 변화에 따른 감소계수(조호진 등, 2003)이다.

식 (9)에 따른 콘크리트의 열전도율 변화추이를 보면 그림 5와 같으며($\lambda_{20}=1.89 \text{ W/(m} \cdot \text{°C)}$ 사용), 1차식으로 제안된 Kodur 등(1998)의 모델식을 제외하면 다른 모델식들은 대부분 상호간에 근접한 결과들을 보이고 있음을 알 수 있다. 그러므로 제안된 수식은 재료의 배합적 특성을 고려하면서도 모델식의 선택에 따른 해석결과의 차이를 최소화할 수 있는 장점이 있다.

3.3 비열

콘크리트에서 비열이란 콘크리트 단위무게당 단위온도를 변화시키는데 필요한 열량의 크기로, 일반적으로 기준온도 20일 때 약 1.05~1.26 kJ/(kgf·°C) 정도로 평가되고 있다(콘크리트표준시방서, 2003). 콘크리트 열적 특성값의 하나인 비열은 일반적인 온도조건 하에서는 콘크리트 내에 점유하는 각 재료의 중량 비율 및 비열의 평균적인 값으로 계산하거나 또는 콘크리트에 가해진 열량과 온도 상승량으로부터 직접 측정하는 방법이 현재 보편적으로 사용되고 있다.

한편 고온에서의 콘크리트 비열은 약 400~500°C 정도를 기점으로 양상이 변화되는 것으로 알려져 있다. 보통 400~500°C 이전에서 결정질의 물은 증발 및 기타 전이에 의한 손실이 적게 되는데, 이는 시멘트풀 구성인자를 흡착시키기 위하여 반데어발스힘(van der Waal's force)이 물분자를 잡아당겨서 수증기로의 증발 및 기타 다른 공간으로의 전이를 어느 정도 억제하기 때문이다. 그러나 400~500°C

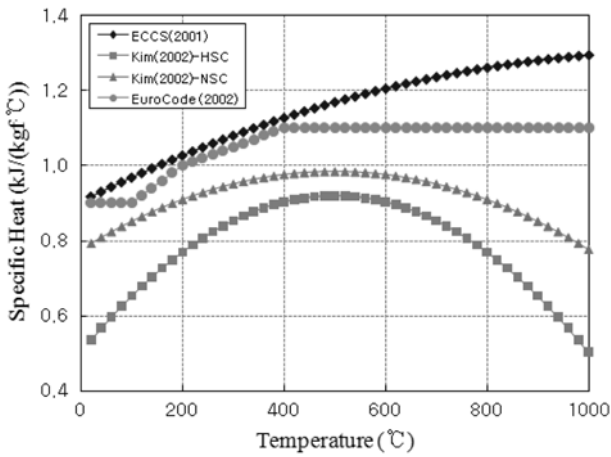


그림 6. 고온에서 비열의 변화

이후에서는 결정질 물은 화학적 성상의 변화와 물의 이동 및 수증기 증발을 억제하는 반발력이 제거되기 때문에 변화하거나 또는 소실되는 것으로 평가되고 있다(Lie, 1992; Schneider, 1985). 하지만 400~500°C 이후에서 온도에 따른 비열의 변화추이는 증가율이 둔화된다는 의견(ECCS, 2001; Eurocode2, 2002)과 반대로 감소된다는 의견(김홍렬, 2002)들이 다양하게 제시되고 있다.

기존 연구지들에 의한 고온영역에서의 온도에 따른 비열의 변화는 그림 6에 나타나 있는 바와 같다(ECCS, 2001; Eurocode2, 2002; 김홍렬, 2002). 앞서 언급된 열전도율과 마찬가지로 비열도 기존 연구지들의 모델식들은 모두 온도에 따른 변화양상만을 모델화하였을 뿐 콘크리트의 재료배합적인 특성을 고려하지 못하여 기준온도(20°C)에서의 초기값이 서로 다르게 예측되고 있으며, 또한 400~500°C 이후에서의 비열의 변화양상도 서로 다른 경향을 보여주고 있다.

따라서 본 논문에서는 재료배합적인 특성을 고려하면서 고온에서의 변화양상을 적용시키기 위하여 열전도율의 적용방식과 동일한 방법으로 다음과 같이 적용하였다. 재료의 배합 특성을 고려하기 위하여 기준온도(20°C)에서의 초기값은 수화반응이 완료된 상태에서의 극한값으로 설정하였다. 열전도율과 마찬가지로 비열도 초기제령에서의 시간 경과에 따라 변화되어 감소하게 되는데, 이는 상대적으로 비열이 큰 배합수가 수화반응이 진전됨에 따라 시멘트 페이스트의 화학적 결합수가 되면서 비열이 작은 물질로 변화되기 때문이다(그림 7의 비열 감소사례 참조). 여기에 기존 모델식 중 한 개를 적용하여 고온에서의 온도에 따른 비열의 변화와 다음과 같이 고려하였다.

$$c = c_{20} \frac{c_T(T)}{c_T(20)} \quad (11)$$

$$c_{20} = \frac{1}{\rho} [k_c \sum c_i w_i + \sum c_j w_j] \quad (12)$$

여기서, c 는 콘크리트의 비열, c_{20} 은 수화반응이 완료된 상태에서 기준온도(20°C)에서의 비열, $c_T(T)$ 는 고온영역에서 임의의 온도에 대한 비열(기존의 모델식 중 한 개를 적용), $c_T(20)$ 은 앞서 적용된 기존의 모델식에 온도 20°C를 대입하여 구한 비열, c_i, w_i 는 콘크리트 구성성분 중 물, 시멘트, 혼화제의 비열과 단위중량, c_j, w_j 는 콘크리트 구성성분 중 잔골재, 굵은골재의 비열과 단위중량, k_c 는 타설후 28일 경

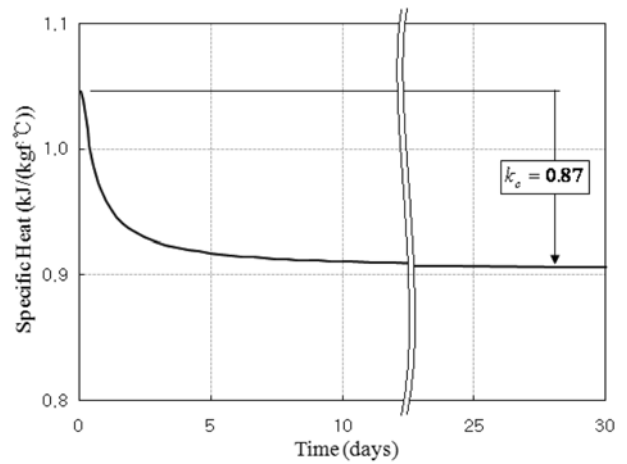


그림 7. 수화반응에 따른 비열 감소사례

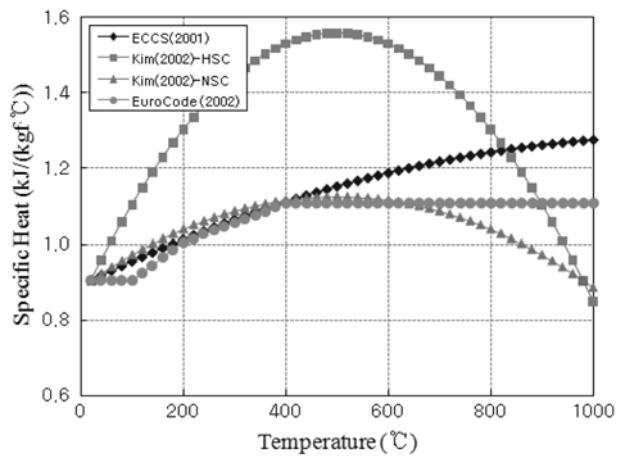


그림 8. 제안된 수식에 따른 비열

과 시의 수화도 변화에 따른 감소계수(조호진 등, 2003)이다.

식(11)에 따른 콘크리트 비열의 변화추이를 보면 그림 8과 같다($c_{20}=0.91 \text{ kJ}/(\text{kgf} \cdot ^\circ\text{C})$ 사용). 고강도(HSC)에 대하여 제안된 김홍렬(2002)의 모델은 본 논문에서의 접근방식과는 차이를 보이고 있어 적용이 불가능할 것으로 보이며, 그 외의 다른 모델식들은 상호간에 거의 일치하는 모습을 보여주고 있다. 다만 앞서 언급된 바와 같이 약 400~500°C 이후에서의 비열의 변화양상은 아직 명확히 규명되지 못하였기 때문에 각 모델식들마다 상승, 정지, 하강의 서로 다른 경향으로 나타나고 있다.

4. 실험치와의 비교

4.1 해석적 모델링

본 논문에서의 기화열을 고려한 비정상상태 온도분포해석의 적합성을 검증하기 위하여 타 연구자들의 시험체를 대상으로 하여 모델링 및 해석을 실시하였다. FEM 기법을 사용하여 콘크리트는 3D solid 요소로 적용하였으며, 철근은 line 요소를 적용하였다. 열전도율 및 비열의 초기값은 각 시험체의 배합설계조건에 따라 변화되게 되며, 열전도율의 고온에서의 변화는 Eurocode4(1994)의 하한선을, 비열의 고온에서의 변화는 Eurocode2(2002)를 적용하였다. 대류계수는 화재에 직접적으로 노출되는 면은 고온조건에서의 값인

400W/(m²·°C)를 사용하였고(한병찬 등, 2007), 화재에 접하지 않는 면은 일반조건에서의 값인 10W/(m²·°C)를 사용하였다.

4.2 박찬규 등에 의한 실험치 비교

박찬규 등(2006)은 고강도 콘크리트의 최적 내화 피복두께에 관한 설정을 위하여 철근콘크리트 부재에 대한 내화성능 판정방법 중의 하나인 하중을 재하하지 않고 가열실험만을 실시하여 강재의 온도를 파악하여 강재의 온도가 500°C를 초과하지 않을 때까지의 시간을 설정하였다.

시험체는 500×500 mm 정사각형 단면으로 그림 9와 같이 길이 800 mm로 제작하였다. 주철근은 8-D25를, 띠철근은 D10을 사용하고 피복두께는 40 mm로 배치하였다. 단면 내의 각 위치에서 온도를 측정하기 위하여 그림 10과 같이 모서리 철근, 중앙부 철근 및 콘크리트 표면으로부터 60 mm, 125 mm, 250 mm 위치에 총 4개의 센서를 설치하였으며, 주철근에는 직경 2 mm의 구멍을 뚫어 온도감지부분이 가능한 한 주철근의 중심부에 위치하도록 하였다. 온도센서의 직경은 1.6 mm이고 온도감지부분은 약 4 mm에 해당한다.

사용된 콘크리트 배합은 표 1에 나타난 바와 같으며, 이로부터 기준온도에서의 초기값으로 λ₂₀=1.68W/(m·°C), c₂₀=0.89 kJ/(kgf·°C)를 적용하였다. 폭발방지를 위하여 길이 6 mm, 직경 4.6 μm의 PP(Polypropylene) 섬유를 0.2 vol.% 혼입하였다. 콘크리트 부재는 타설 후 기건양생을 실시하였으며, 28일 압축강도는 79 MPa이고, 재령 35일 경과한 시

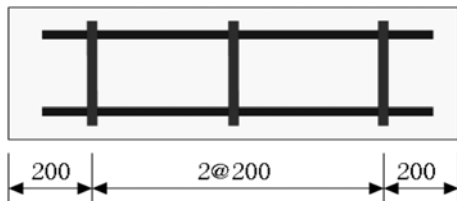


그림 9. 시험체 80-25의 형상

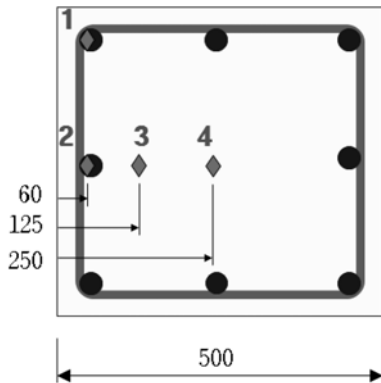


그림 10. 시험체 80-25의 센서 위치

표 1. 시험체 80-25의 배합조건표

Type	W/B (%)	Unit Weight (kg/m ³)							PP Fiber (vol.%)
		W	C	SF	FA	S	G	SP (%)	
80-25	25	165	515	46	99	629	878	2.1	0.2

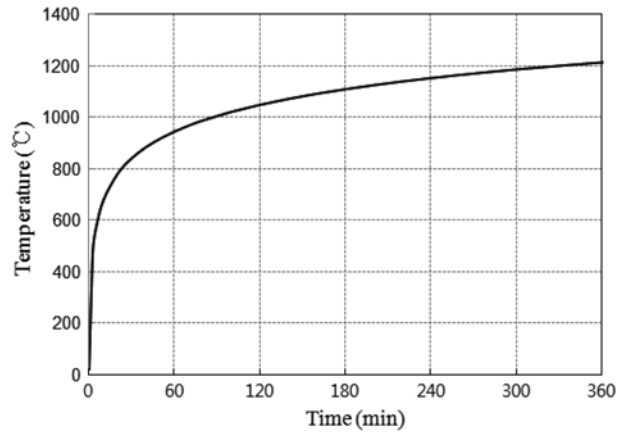


그림 11. ISO 표준가열곡선

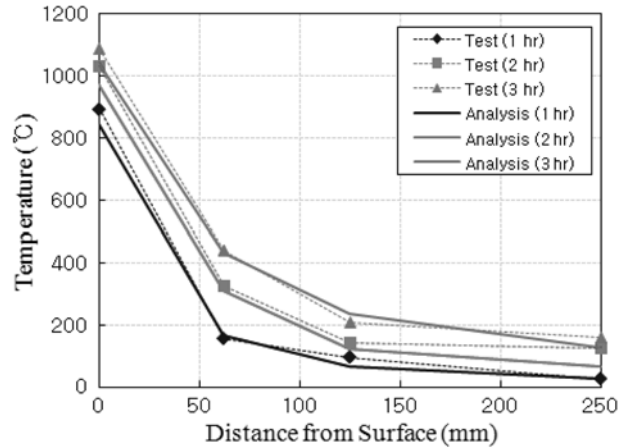


그림 12. 시험체 80-25의 내부온도전이

점에서 비가력 내화실험을 실시하였다. 비가력 내화실험은 콘크리트 기둥의 상하면에 압면 슈트를 사용하여 가열로 내부의 열이 가능한 한 측면으로 유입되도록 하였으며, 가열온도는 그림 11과 같은 ISO 표준가열곡선(1985)에 맞추었으며, 3시간 동안 가열 실험을 실시하였다.

이에 따른 해석을 수행한 결과 화재진행시간에 따라 콘크리트 표면에서 내부로의 온도전이과정을 살펴보면 그림 12와 같다. 그림에서 y축 상의 온도(distance 0)에 있어 실험치는 가해지는 외부 화재온도를, 해석치는 해석에 따른 표면 온도를 의미한다. 그림에서 볼 수 있듯이 실험시작 후 1시간에서는 모든 위치에서 실험치와 해석결과가 거의 일치하는 모습을 보이고 있으며, 2시간에서는 기둥 중앙부에서의 해석결과가 실험치보다 다소 저하되고는 있으나 전체적으로 거의 일치하고 있고, 3시간에서는 표면에서 125 mm에서와 기둥 중앙부가 다소 차이를 보이지만 전반적으로 볼 때 시간에 따른 콘크리트 부재 내부로의 온도전이양상을 잘 예측하고 있는 것으로 판단된다.

각 센서 측정 위치에서의 시간에 따른 온도변화를 살펴보면 그림 13(a)에서와 같이 기화열을 고려한 해석결과는 전체적으로 실험치를 거의 유사하게 모사하고 있는 것으로 나타나고 있다. 특히 온도 해석결과에 있어서 100°C 부근에서 해석결과의 그래프가 수평으로 완만하게 저하되는 현상을 보여주고 있는데 이는 고온에서의 수분 증발시 발생하는 기화열에 의한 영향이 나타나기 때문인 것으로, 콘크리트 내부의

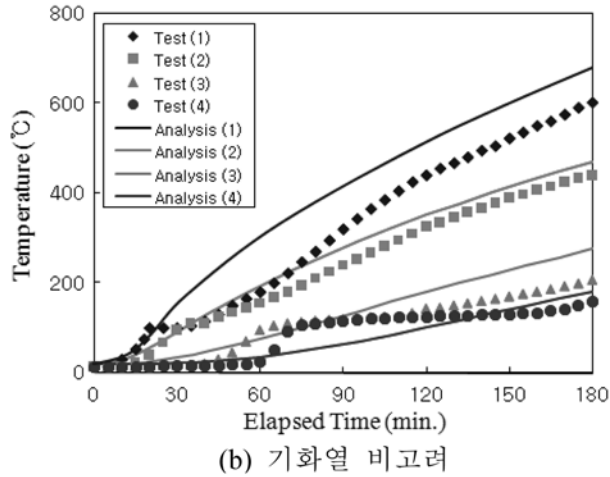
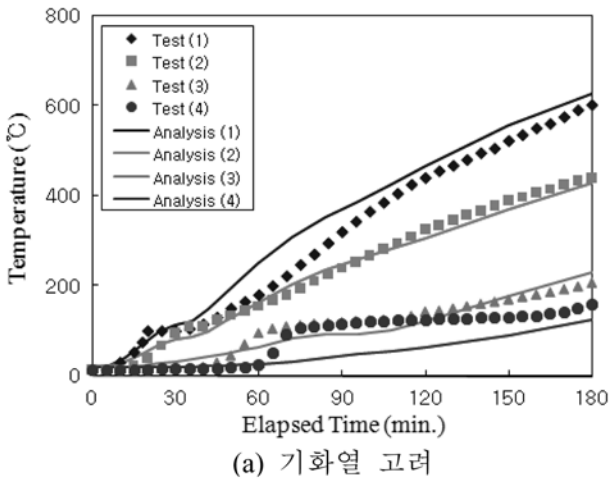


그림 13. 시험체 80-25의 온도변화

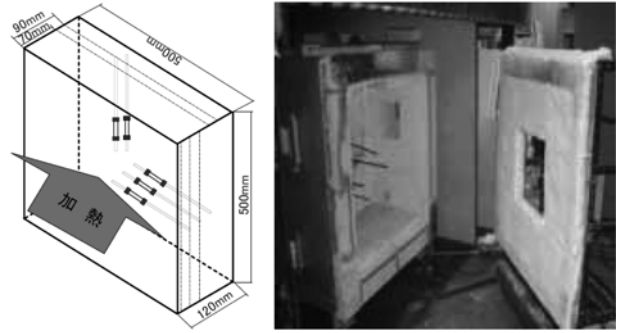


그림 14. 시험체 PC-25의 형상

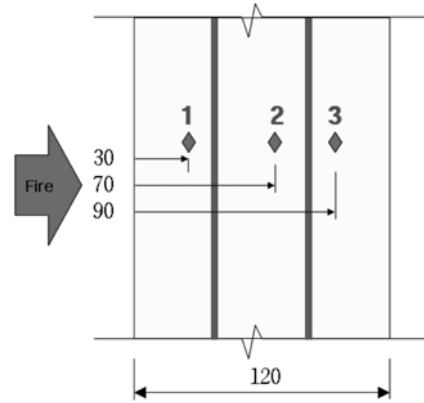


그림 15. 시험체 PC-25의 센서 위치

표 2. 시험체 PC-25의 배합조건표

Type	W/B (%)	W	C	S	G	Ad. (C×%)
PC-25	25	165	660	818	742	0.75

수분이 증발하여 증기로 변화할 때 주변의 열을 흡수하여 열손실이 발생되기 때문에 온도 증가율이 둔화되는 결과를 보이게 되는 것이다. 이는 실험치에서도 마찬가지로 콘크리트 표면부에서 실험시작 후 약 15~40분 사이에서 기화열에 의한 열손실 특성이 나타나고 있어 기화열에 대한 해석적 고려가 적절함을 보여주고 있다.

콘크리트 표면에서 125 mm 이상이 되는 부재 내부에서의 온도 해석결과는 화재발생 후 약 1~2시간 사이에서 기화열에 의한 열손실이 나타나고 있음을 볼 수 있다. 반면 실험치의 경우 센서 3번 및 4번 위치에서의 온도가 1시간 부근에서 급속히 증가되는 것으로 나타나고 있는데, 이는 센서 매설위치 부근에서 그 시간에 균열이 발생되어 외부의 화재 온도가 콘크리트 매질을 통하지 않고 공기 중으로 거의 직접적으로 센서부에 도달하면서 온도가 급상승하였기 때문인 것으로 판단된다.

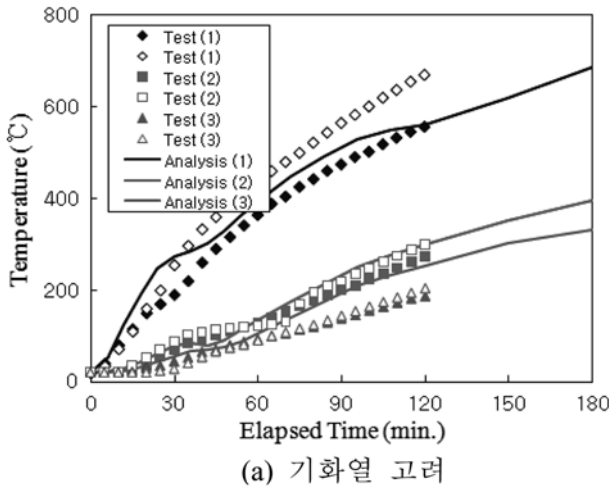
한편 기존의 고온 하에서의 온도해석과 마찬가지로 기화열을 고려하지 않고 수행한 해석결과를 보면 그림 13(b)와 같다. 기화열을 고려하지 않았을 경우에는 열손실이 발생되지 않기 때문에 외부의 화재온도상승이 그대로 콘크리트 내부에 영향을 주면서 지속적인 온도 상승이 이루어지는 해석결과를 보이고 있음을 알 수 있다. 이는 부재의 실제 거동과는 다른 양상으로 보다 정확한 해석을 수행하기 위해서는 기화열에 대한 고려가 반드시 필요하다는 것을 보여주고 있다.

4.3 高正遠 등에 의한 실험치 비교

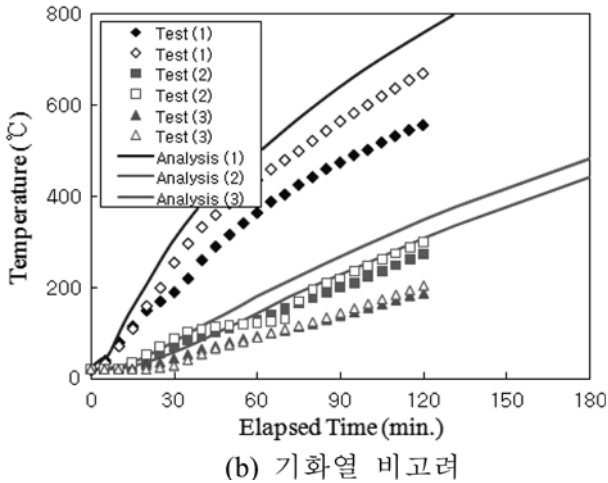
高正遠 등(2005)은 고강도 콘크리트에 대한 화재시 온도의 변화를 파악하기 위하여 그림 14와 같이 벽체에 대한 실험을 수행하였다. 벽체는 두께 120 mm에 500×500 mm 크기로 제작하였으며, 콘크리트 설계압축강도는 60 MPa이고, 철근은 D10을 사용하고 피복두께는 40 mm로 배치하였다. 온도 변화를 측정하기 위한 센서는 Type K 열전대를 사용하여 그림 15와 같이 표면으로부터 각각 30 mm, 70 mm, 90 mm의 위치에 총 3개를 매설하였다. 시험체는 2개를 제작하여 각각 실험을 수행하였다. 화재는 비재하 조건으로 그림 11과 같은 ISO 표준가열곡선(1985)을 적용하여 한 면에서만 화재가 발생하는 것으로 하였으며, 시험시간은 2시간으로 설정하였다.

사용된 콘크리트 배합은 표 2에 나타난 바와 같으며, 이로부터 기준온도에서의 초기값으로 $\lambda_{20}=1.71 \text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$, $c_{20}=0.89 \text{ kJ}/(\text{kgf} \cdot ^\circ\text{C})$ 를 적용하였다.

高正遠 등에 의한 실험치를 본 논문에서의 해석결과와 비교하여 보면 그림 16(a)와 같다. 온도 해석결과를 살펴보면 1, 2번 계측위치에서는 실험치와 해석결과가 전반적으로 거의 유사한 분포를 보이고 있으며, 또한 실험치에서 1번 계측위치는 100°C 부근에서 기화열의 특성이 나타나지 않고 있지만 2번 및 3번 계측위치에서는 실험시작 후 약 40분 정도에서부터 기화열로 인한 열손실 특성이 뚜렷이 나타나



(a) 기화열 고려



(b) 기화열 비고려

그림 16. 시험체 PC-25의 온도변화

고 있는데 해석결과에서도 거의 동일한 거동 양상을 보여주고 있음을 알 수 있다.

실험치에서 1번 계측위치는 피복두께 이내로서 외부 화재와 매우 근접해 있기 때문에 실제 기화열에 의한 열손실이 있더라도 급상승하는 외부의 화재온도가 바로 이를 보완해주어서 결과적으로 그림상에서는 영향이 잘 나타나지 않고 있는 것으로 판단되며, 해석결과에서도 100°C 부근에서는 기화열에 의한 열손실 효과가 잘 보이지 않고 있다가 약 20분 정도 이후부터 부재 내부에서의 열손실량이 어느 정도 많아지면서 그 효과가 가시적으로 나타나고 있다.

3번 계측위치에서의 해석결과와 실험치를 비교하여 보면 초기에는 유사한 분포를 보이다가 1시간 이후부터는 해석결과가 조금씩 높게 나타나고 있다. 이는 본 실험이 한쪽 면에서만 화재를 가한 형태이므로 해석에서 화재가 가해지지 않은 반대쪽 면은 일반적인 조건이라고 가정하여 대류계수를 일반조건에서의 값으로 입력하였으나, 실제로는 반대쪽 면에서도 콘크리트 내부의 상당한 열량이 대기 중으로 유출되고 있는 것으로 판단된다. 이에 따라 화재가 발생하였을 경우 화재에 직접적으로 접하지 않는 면에서의 대류계수 선정에 관한 연구가 추가적으로 필요할 것으로 보이며, 아직까지는 이에 대한 연구 자체가 발표된 바가 없기 때문에 본 논문에서와 같은 결과의 차이가 발생되고 있다.

한편 기존의 고온 하에서의 온도해석과 마찬가지로 기화열을 고려하지 않고 수행한 해석결과를 보면 그림 16(b)와 같다.

앞에서의 예제와 마찬가지로 기화열을 고려하지 않았을 경우에는 열손실이 발생되지 않기 때문에 외부의 화재온도상승이 그대로 콘크리트 내부에 영향을 주면서 지속적인 온도 상승이 이루어지는 해석결과를 보이고 있음을 알 수 있다.

5. 결 론

본 논문에서는 고온 하에서 콘크리트 내부의 수분이 증발하면서 발생하는 기화열에 의한 열손실을 고려한 콘크리트 내부의 온도전이과정에 대한 해석적 알고리즘을 개발하였다. 화재와 같은 고온조건에서는 온도와 수분확산이 상호 밀접한 연관 관계를 가지기 때문에 보다 정밀한 해석을 수행하기 위하여 기화조건을 판단하고 이에 따라 온도해석과 수분확산해석을 동시에 병행하는 기법의 적용이 필요하였으며, 이중 본 논문에서는 다음과 같이 온도해석에 관련된 내용만을 기술하였다.

부재온도가 100°C 이상이고 부재내부에 수분이 존재하는 기화조건이 성립되는 경우에서 부재내부의 수분증발에 따른 기화열로 인하여 발생하는 열손실을 고려한 비정상상태 열전달방정식을 전개하였으며, 이를 이용하여 시간의존성 해석 기법을 적용하여 부재내부로의 온도전이과정을 예측하는 해석적 기법을 개발하였다.

또한 사용되는 재료의 열적 특성치인 열전도율과 비열에 대하여 각 골재의 종류 및 특성과 같은 각기의 재료배합적 특성을 고려하면서 고온에서의 온도에 따른 변화양상도 적용할 수 있도록 먼저 초기값을 선정하고 고온에서의 변화양상은 기존 모델식을 적용할 수 있는 새로운 형태의 모델식을 제안하였다. 초기값은 타설후 수화반응이 완료되는 시점을 28일로 가정하여 이때의 값으로 사용하였는데, 이는 콘크리트가 경화되는 과정에서 내부수분의 변화로 인하여 열적 특성치들이 변화되기 때문이다.

이러한 해석적 결과를 타 연구자들에 의한 실험치와 비교하였으며, 실험치와의 비교결과 콘크리트 내부로의 온도전이 과정에 대하여 본 해석결과는 콘크리트 내부의 실제 온도전이를 거의 유사하게 예측하고 있는 것으로 평가되었다. 또한 고온에서 수분증발에 따른 열손실에 대한 고려에 있어서도 실제 발생하는 열손실량을 거의 유사하게 예측하고 있는 것으로 평가되었다. 기존의 고온 하에서의 온도해석과 마찬가지로 기화열을 고려하지 않고 수행한 해석결과와 비교하여 보면, 기화열을 고려하지 않았을 경우에는 열손실이 발생되지 않기 때문에 외부의 화재온도상승이 그대로 콘크리트 내부에 영향을 주면서 지속적인 온도 상승이 이루어지는 결과를 보이고 있다. 하지만 이는 부재의 실제 거동과는 다른 양상으로 보다 정확한 해석을 위해서는 기화열에 대한 고려가 반드시 필요하다는 것을 입증하였다.

향후 본 연구결과를 활용하여 철근콘크리트의 수분해석, 비정상상태 크리프 해석 및 폭렬상태 해석 등을 수행하면 최종적인 콘크리트 구조물의 내화특성에 대한 평가가 이루어질 것으로 사료된다.

감사의 글

본 연구는 국토해양부 미래철도기술개발사업의 연구비지원

(과제번호 07 차세대고속철도 A01)에 의해 수행되었습니다.

참고문헌

- 강석원(2001) 고온에 노출된 철근콘크리트 보 및 기둥의 수치해석, 박사학위논문, 서울대학교.
- 김홍열(2002) 고온영역에서 고강도 콘크리트의 역학적 특성에 관한 실험적 연구, 박사학위논문, 건국대학교.
- 박찬규, 이승훈(2006) 건축구조물에 사용되는 고강도 콘크리트 기둥의 내화성능 개선연구, 연구보고서, 삼성물산(주) 건설부문 기술연구소.
- 조호진, 송하원, 변근주(2003) 온도변형 및 자기수축을 고려한 초기재령 콘크리트의 거동해석, *대한토목학회 논문집*, 대한토목학회, 제23권 제3A호, pp. 537-547.
- 한국콘크리트학회(2003), *콘크리트표준시방서*, pp. 301.
- 한병찬, 권영진, 김재환, 신영수, 최은규(2007) 온도의존성 열특성 계수를 고려한 화재에 노출된 철근콘크리트 골조의 해석적 연구, *한국콘크리트학회 논문집*, 한국콘크리트학회, 제19권 제3호, pp. 283-292.
- 高正遠, 田村政道, 兼松學, 野口貴文(2005) 火災加熱条件下にあるコシクリートの細孔構造の變化と熱・水分移動に関する實驗的研究, *日本建築學會 大會學術講演概要集*, pp. 55-56.
- Castillo, C. and Durrani, A.J. (1990) Effect of transient high temperature on high strength concrete, *ACI Material Journal*, Vol. 87, No. 1, pp. 47-52.
- Cook, R.D., Malkus, D.S., and Plesha, M.E. (1988) *Concepts and Applications of Finite Element Analysis*, John Wiley & Sons, pp. 630.
- ECCS-Technical Committee 3 (2001) Model Code for Fire Engineering, *European Convention for Construction Steel Work*, 1st Edition, p. 47.
- Eurocode2 (2002) *Design of Concrete Structures Part 1,2 : General Rules-Structural Fire Design*, England.
- Eurocode4 (1994) *Design of Composite Steel and Concrete Structures : Structural Fire Design*, CEN/TC250/SC4, N39, Second Draft.
- Grosshandler, W. (2002) Fire resistance determination and performance prediction research, *National Institute of Standards and Technology*, NISTIR 6890.
- ISO Technical Committee 92 (1985) *Properties of Materials at High Temperatures*, RILEM Committee 44.
- Kodur, V.K.R. and Mohamed, S. (1998) Thermal properties of high strength concrete at evaluated temperature, *CANMET-ACI-JCI International Conference on Recent Advances in Concrete Technology*, Japan, pp. 467-480.
- Kodur, V.K.R., Wang, T.C., and Cheng, F.P. (2004) Predicting the fire resistance behavior of high strength concrete columns, *Cement and Concrete Composites*, Vol. 26, No. 2, pp. 141-153.
- Lie, T.T. (1992) Structural fire protection, *ASCE Manuals and Reports on Engineering Practice*, No. 78, American Society of Civil Engineering, New York, USA.
- Lie, T.T. and Irwin, R.J. (1993) Method to calculate the fire resistance of reinforced concrete columns with rectangular cross section, *ACI Structural Journal*, Vol. 90, No. 1, pp. 52-60.
- Schneider, U. (1985) *Properties of Materials at High Temperatures - Concrete*, RILEM Committee 44, Gesamthochschule Kassel, Germany.
- Smith, I.M. and Griffiths, D.V. (1998) *Programming the Finite Element Method*, 3rd Edition, John Wiley & Sons.

(접수일: 2008.12.2/심사일: 2009.2.27/심사완료일: 2009.5.20)