Galerkin 유한요소법을 이용한 철근콘크리트 슬래브의 열전달해석 및 실험

한병찬¹⁾ · 김윤용²⁾ · 권영진³⁾ · 조창근^{4)*}

¹⁾우송정보대학 건축공학과 ²⁾충남대학교 토목공학과 ³⁾호서대학교 소방방재학과 ⁴⁾조선대학교 건축학부

Heat Transfer Analysis and Experiments of Reinforced Concrete Slabs Using Galerkin Finite Element Method

Byung-Chan Han,¹⁾ Yun-Yong Kim,²⁾ Young-Jin Kwon,³⁾ and Chang-Geun Cho^{4)*}

¹⁾Dept. of Architectural Engineering, Woosong College, Daejeon 300-715, Korea

²⁾Dept. of Civil and Environmental Engineering, Chungnam University, Daejeon 305-764, Korea

³⁾Dept. of Emergency Management Engineering, Hoseo University, Chunan 336-795, Korea

⁴⁾School of Architecture, Chosun University, Kwangju 501-759, Korea

ABSTRACT A research was conducted to develop a 2-D nonlinear Galerkin finite element analysis of reinforced concrete structures subjected to high temperature with experiments. Algorithms for calculating the closed-form element stiffness for a triangular element with a fully populated material conductance are developed. The validity of the numerical model used in the program is established by comparing the prediction from the computer program with results from full-scale fire resistance tests. Details of fire resistance experiments carried out on reinforced concrete slabs, together with results, are presented. The results obtained from experimental test indicated in that the proposed numerical model and the implemented codes are accurate and reliable. The changes in thermal parameters are discussed from the point of view of changes of structure and chemical composition due to the high temperature exposure. The proposed numerical model takes into account time-varying thermal loads, convection and radiation affected heat fluctuation, and temperature-dependent material properties. Although, this study considered standard fire scenario for reinforced concrete slabs, other time versus temperature relationship can be easily incorporated.

Keywords : fire resistance, nonlinear transient heat flow analysis, Galerkin finite element method, reinforced concrete slabs

1. 서 론

콘크리트 구조물에 있어서 화재에 의한 고온환경 및 이로 인한 높은 수열온도는 극한하중의 하나이다. 지금까지 콘크리트는 우수한 내화구조로 인식되었기 때문에, 간편 해석방법이나 내화시간 규정 확인 등을 통해 내화 성능을 확보하여 왔다.¹⁾ 그러나 철근콘크리트가 장시간 고온에 노출되는 경우, 부재 유효단면의 감소, 폭렬에 의한 철근의 고온 직접 노출, 이로 인한 붕괴의 가능성 등이 여러 사고사례 및 연구를 통해 알려지면서 이에 대한 관심이 증가하고 있다.^{2,3)} 특히 화재 이후 구조물의 재사용 여부를 결정하기 위한 잔존성능의 결정 측면에서도 실험해석적 연구가 필요하다고 할 수 있다.

한편, 국내의 기존연구는 구조물의 단위 부재별 내화 성능에 관한 실험연구나 거시적 관점의 해석 연구가 주를 이루었다.^{4,5)} 그러나 재료의 열적 특성 및 단위 부재 해석에 관한 기존 연구만으로는 부재 내의 시간별 온도 변화나 국부적인 열응력의 변화 등을 파악하기 힘들다. 또한 실험연구는 그 규모 및 경제적 측면에서 한계가 있어, 이에 대한 유한차분법이나 유한요소법과 같은 근사 해석기법을 이용한 콘크리트 부재의 내화성능 평가방법이 제시되었다.^{6,7)} 유한차분법에 의한 콘크리트의 열전달 모델⁶⁾은 차분법이 갖는 요소 내 온도분포가정이나 시간 증분 수렴조건의 한계로 화재 등과 같이 급격한 온도변화를 경험하는 부재의 해석에 대해서는 안정성에 문제가 있다. DIANA 등과 같은 범용유한요소해석 프로그램을 이용한 연구 또한 프로그램이 갖는 여러 제한조건으로 실무적 해석은 타당하나, 연구적 측면에서 다양한 형태의 경계조건이나, 재료의 온도 의존성 열적 특성값을 적용하는데 한계가 있다.⁷⁾ 국외의 경우 Lie,⁸⁾ Harada,⁹⁾ Kodur¹⁰⁾

*Corresponding author E-mail: chocg@chosun.ac.kr

Received April 9, 2012, Revised June 28, 2012,

Accepted August 2, 2012

©2012 by Korea Concrete Institute

등을 중심으로 콘크리트의 내화성능에 관한 해석적 연구가 활발히 진행되었다. 그러나 콘크리트의 열전달을 포함한 내화성능의 해석문제는 지배방정식을 구성하는 편미분방정식의 수치해석방법, 화재하중, 경계조건, 재료의 열적 특성값, 시간-온도 의존성 관계 등 많은 가정과 재료 실험 결과를 요구하기 때문에 각국의 자체 내화실험 결과에 의해 검증되고 있는 것이 현실이다.¹¹⁾

그러므로 이 연구는 화재 등과 같은 고온환경을 경험하는 철근콘크리트 구조물의 내화성능에 관한 해석적 연구의 일환으로 갤러킨 유한요소해석 방법을 응용한 비선형, 비정상 온도분포해석(nonlinear transient heat flow analysis) 기법을 제시하였다. 갤러킨 법은 구조해석분야에서는 일반적으로 사용되지 않지만, 온도, 유체, 기체 방정식과 같은 편미분 방정식의 정식화방법으로 많이 이용되는 방법이다. 또한 실규모 슬래브의 1면 내화실험을 실시하여 수치해석 모델의 검증과 유효성을 확인하였다. 이를 통해 각종 화재 규모 및 열적 특성값이 콘크리트의 내화성능에 미치는 영향을 분석하였다. 해석기법의 구축은 FORTRAN 90을 이용하였으며, 콘크리트 구조물의 내화성능 평가방법 정립 및 화재에 대한 안전성 검토를 위한 기초자료를 제시하고자 하였다.

2. 비정상 온도분포해석

2.1 지배방정식

2차원 열전도 지배방정식은,

$$\rho(T)C(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) \quad (1)$$

여기서, ρ = 밀도(kg/m³), λ = 열전도율(W/m·K), C = 비열(J/kg·K)로 해석대상 재료의 온도의존성 열적 특성값이며, T = 온도(°C)이다. 화재 등의 주변온도 T_∞ 에 대한 전체 경계조건은 Fig. 1에서,

$$-\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial n} = q_R + q_h = q_e \quad (2)$$

여기서, q_R = 복사에 의한 수열량(W/m²) q_h = 대류에 의한 수열량, q_e = 등가의 수열량이다. 또한 초기조건은

Fig. 1 2-Dimensional conduction with surface convection (boundary condition)

Fig. 2 Triangular element and real temperature vs ideal temperature (shape function)

$$T(x, 0) = f(x) \quad (3)$$

2.2 요소 방정식의 정식화

대상물체는 Fig. 2와 같이 임의형상에 적용가능한 3절점 삼각형 요소로 분할하고 갤러킨 유한요소법(Galerkin finite element method)으로 정식화하였다. 그림에서 1요소의 각 절점 온도를 T_i^e ($i = 1, 2, 3$)라 하면,

$$\{T^e\} = \begin{Bmatrix} T_1^e \\ T_2^e \\ T_3^e \end{Bmatrix} \quad (4)$$

형상함수 N 으로 단순화시키면,

$$T^e(x, y) = N_1 T_1^e + N_2 T_2^e + N_3 T_3^e = \sum_{i=1}^3 N_i T_i^e \quad (5)$$

식 (1)로부터,

$$R = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) - \rho(T)C(T)\frac{\partial T}{\partial t} \quad (6)$$

요소 내의 임의 온도에서 $\rho(T)$, $\lambda(T)$, $C(T)$ 는 일정하다고 가정하면,

$$R = \lambda\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right) - \rho C \frac{\partial T}{\partial t} \quad (7)$$

이다. N_i 을 중량함수로 이용하면,

$$\iint_{\Omega} N_1 R d\Omega = \iint_{\Omega} N_1 \left[\lambda \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \right) - \rho C \frac{\partial \theta}{\partial t} \right] d\Omega = 0 \quad (8)$$

이고, 식 (5)을 대입하여 정리하면,

$$\sum_{i=1}^3 \left[\lambda \iint_{\Omega} N_1 \left\{ N_1 \frac{\partial^2 N_i}{\partial x^2} + N_1 \frac{\partial^2 N_i}{\partial y^2} \right\} d\Omega T_i^e \right] \quad (9)$$

$$-\sum_{i=1}^3 \left[\rho C \iint_{\Omega} N_1 N_i d\Omega \frac{\partial T_i^e}{\partial t} \right] = 0$$

식 (9)의 첫째 항을 그린-가우스 부분적분으로 전개하면,

$$\begin{aligned} \iint_{\Omega} \left\{ N_1 \frac{\partial^2 N_i}{\partial x^2} + N_1 \frac{\partial^2 N_i}{\partial y^2} \right\} d\Omega \\ = - \iint_{\Omega} \left\{ \frac{\partial N_1}{\partial x} \frac{\partial N_i}{\partial x} + \frac{\partial N_1}{\partial y} \frac{\partial N_i}{\partial y} \right\} d\Omega - \int_{\Gamma} N_1 \frac{\partial N_i}{\partial n} d\Gamma \end{aligned} \quad (10)$$

여기서 $\int_{\Gamma} N_1 \frac{\partial N_i}{\partial n} d\Gamma$ 는 요소 경계에 대한 선적분이다.

식 (9)에 대입하면,

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^3 \left[\lambda \iint_{\Omega} \left\{ \frac{\partial N_1}{\partial x} \frac{\partial N_i}{\partial x} + \frac{\partial N_1}{\partial y} \frac{\partial N_i}{\partial y} \right\} d\Omega T_i^e \right] \\ + \sum_{i=1}^3 \left[h \int_{\Gamma} N_1 N_i d\Gamma T_i^e \right] \\ + \sum_{i=1}^3 \left[\rho C \iint_{\Omega} N_1 N_i d\Omega \frac{\partial T_i^e}{\partial t} \right] = 0 \end{aligned} \quad (11)$$

여기서 두 번째 항은,

$$\sum_{i=1}^3 \left[\lambda \int_{\Gamma} N_1 \frac{\partial N_i}{\partial n} d\Gamma T_i^e \right] = \int_{\Gamma} N_1 \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \right) d\Gamma \quad (12)$$

온도구배는 요소경계가 외부경계인 경우 경계조건 식 (2)를 대입하면 되므로,

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^3 \left[\lambda \int_{\Gamma} N_1 \frac{\partial N_i}{\partial n} d\Gamma T_i^e \right] \\ = - \int_{\Gamma} N_1 (q_e T_{\infty}) d\Gamma + \int_{\Gamma} N_1 T_0 d\Gamma \\ = - \int_{\Gamma} N_1 (q_e T_{\infty}) d\Gamma + \sum_{i=1}^3 \int_{\Gamma} N_1 N_i d\Gamma T_i \end{aligned} \quad (13)$$

이므로, 식 (11)에 대입하면,

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^3 \left[\lambda \iint_{\Omega} \left\{ \frac{\partial N_1}{\partial x} \frac{\partial N_i}{\partial x} + \frac{\partial N_1}{\partial y} \frac{\partial N_i}{\partial y} \right\} d\Omega T_i^e \right] \\ + \sum_{i=1}^3 \left[h \int_{\Gamma} N_1 N_i d\Gamma T_i^e \right] + \sum_{i=1}^3 \left[\rho C \iint_{\Omega} N_1 N_i d\Omega \frac{\partial T_i^e}{\partial t} \right] \\ = \int_{\Gamma} N_1 q_e T_{\infty} d\Gamma \end{aligned} \quad (14)$$

마찬가지 방법으로 N_2, N_3 를 유도하면 1요소에 대하여,

$$[C_T^e] \left\{ \frac{\partial T^e}{\partial t} \right\} + [B_T^e + B_T'^e] \{T^e\} = \{f_T^e\} \quad (15)$$

여기서,

$$\{T^e\} = \begin{pmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \end{pmatrix} \quad (16)$$

$$\left\{ \frac{\partial T^e}{\partial t} \right\} = \begin{pmatrix} \partial T_1^e / \partial t \\ \partial T_2^e / \partial t \\ \partial T_3^e / \partial t \end{pmatrix} \quad (17)$$

$$C_T^e = \rho C \iint_{\Omega} N_i N_j d\Omega \quad (18)$$

$$B_{T_{ij}}^e = \lambda \iint_{\Omega} \left\{ \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial N_j}{\partial x} + \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial N_j}{\partial y} \right\} d\Omega \quad (19)$$

$$B_{T_{ij}}'^e = h \int_{\Gamma} N_i N_j d\Gamma \quad (20)$$

$$f_{T_i}^e = \int_{\Gamma} N_i \{q_e T_{\infty}\} d\Gamma \quad (21)$$

삼각형 요소의 기하학적 조건을 이용하면,

$$[C_{T_{ij}}^e] = \frac{\rho C A^e}{12} \begin{bmatrix} 2 & 1 & 1 \\ 1 & 2 & 1 \\ 1 & 1 & 2 \end{bmatrix} \quad (22)$$

$$[B_{T_{ij}}^e] = \frac{\lambda}{4A^e} \begin{bmatrix} b_1 b_1 + c_1 c_1 & b_1 b_2 + c_1 c_2 & b_1 b_3 + c_1 c_3 \\ b_2 b_1 + c_2 c_1 & b_2 b_2 + c_2 c_2 & b_2 b_3 + c_2 c_3 \\ b_3 b_1 + c_3 c_1 & b_3 b_2 + c_3 c_2 & b_3 b_3 + c_3 c_3 \end{bmatrix} \quad (23)$$

이고, $[B_e']$ 와 $\{f_e'\}$ 는 외부경계부에서 아래와 같이 변화시킨다.

$$[B_T'^e] = \frac{h}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 & 0 \\ 1 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \{f_T'^e\} = \frac{q_e T_{\infty} L}{2} \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (1,2\text{절점 경계})(24)$$

$$[B_T'^e] = \frac{h}{6} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 2 & 1 \\ 0 & 1 & 2 \end{bmatrix}, \{f_T'^e\} = \frac{q_e T_{\infty} L}{2} \begin{pmatrix} 0 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (2,3\text{절점 경계})(25)$$

$$[B_T'^e] = \frac{h}{6} \begin{bmatrix} 2 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 2 \end{bmatrix}, \{f_T'^e\} = \frac{q_e T_{\infty} L}{2} \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (3,1\text{절점 경계})(26)$$

2.3 전체방정식 구축 및 시간적분

각 요소방정식 (15)을 각 요소에 대하여 구한 후 전체 방정식을 구축하면,

$$[C] \left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\} + [B + B'] \{T\} = \{f\} \quad (27)$$

식 (27)의 시간(t)에 대한 미분은,

$$\left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\} = \frac{1}{\Delta t} [\{T^{n+1}\} - \{T^n\}] \quad (28)$$

여기서 n =시간 단계를 나타낸다. 그러므로

$$\{T\}^n = \{T_{(t=n\Delta T)}\}, \{T\} = \{T^{n+1}\} \quad (29)$$

이므로, 식 (32)는,

$$\left[\frac{[C]}{\Delta t} + [B + B'] \right] \{T^{n+1}\} = \frac{[C]}{\Delta t} \{T^n\} + \{f\} \quad (30)$$

이고, 이를 이용하여 각 절점의 온도를 구할 수 있다.

2.4 화재성상을 고려한 경계조건의 검토

식 (2)의 경계조건에서 연기, 쉴드재 등에 의한 실제 화재성상을 고려한다. 즉,

$$q_e = q_R + q_h \quad (31)$$

여기서 복사에 의한 수열량(W/m^2) q_R 은

$$q_R = \varepsilon \sigma (T_\infty^4 - T_0^4) \quad (32)$$

여기서, σ =슈테판-볼츠만 상수, 5.6697×10^8 (W/m^2K), ε =표면 복사율, T_∞ , T_0 =각각 주변 공기와 표면온도이다.

표면복사율 ε 은 란베르트-베를 법칙을 이용하였다. 즉,

$$\varepsilon = \frac{i_0 - i}{i_0} = 1 - e^{-k\bar{L}} \quad (33)$$

여기서, i =복사 투과성 기체(매체) 등의 복사강도, k =흡수계수, $\bar{L}$ =복사 투과 기체의 평균광로장을 나타낸다.

연기를 동반하는 경우 단일 구획 내의 q_R 은

$$q_R = \frac{\varepsilon_1 \varepsilon_G \sigma A_G}{1 - (1 - \varepsilon_1) \left(1 - \varepsilon_G \frac{A_G}{A_1} \right)} (T_\infty^4 - T_0^4) \quad (34)$$

여기서, 첨자 1, G 는 각각 연기가 없는 부분과 있는 부분을 나타낸다. 만약 전체 공간이 연기로 가득찬 경우($A_G = A_1$)는,

$$q_R = \frac{\varepsilon_1 \varepsilon_G \sigma}{1 - (1 - \varepsilon_1)(1 - \varepsilon_G)} (T_\infty^4 - T_0^4) \quad (35)$$

천장재에 의해 쉴드가 있는 경우, $q_{RL} \gg q_{RU}$ 이므로,

$$q_R = \frac{q_{RL} + q_{RU}}{2} \approx \frac{q_{RL}}{2} \quad (36)$$

여기서, 첨자 L , U 는 각각 천장 아래와 위를 나타낸다.

대류에 의한 수열량 q_h 는 뉴턴의 냉각법칙에 의해,

$$q_h = h(T_\infty - T_0) \quad (37)$$

여기서, h =대류계수(W/m^2C)이다. 화재는 강제 대류 열

전달이고, 난류이므로 평균 너셀트 수 N_u 를 이용한다.

$$h = \frac{\lambda}{L} N_u \quad (38)$$

여기서,

$$N_u = 0.037 Pr^{1/3} Re_x^{4/5} \quad (\text{난류}) \quad (39)$$

이고, 공기에 대한 계수는 비열(c_p)=1.0 ($kJ/kg \cdot K$), 점성계수 $\mu = 2.5 \times 10^{-7} T^{3/4}$ ($Pa \cdot s$), 동적 점성계수 $\nu = \mu/\rho = 7.2 \times 10^{-10} T^{7/4}$ ($m^2 \cdot s$), 열전도율 $\lambda = 3.7 \times 10^{-7} T^{3/4}$ ($kW/m \cdot K$), 열확산계수 $\alpha = 1.0 \times 10^{-9} T^{7/4}$ (m^2/s), Prandtl 수 $Pr = \nu/\alpha = 0.72$, $Re_x = qL/\nu$, q =공기의 열유속을 나타낸다. 물론 텍스 등의 쉴드가 있는 경우 $q_h = 0$ 이다.

그러므로 식 (2)에 식 (32), (37)을 대입하여 정리하면,

$$q_e = (h + \alpha_R)(T_\infty - T_0) \quad (40)$$

여기서, $\alpha_R = \varepsilon \sigma (T_\infty^2 + T_0^2)(T_\infty + T_0)$, T_0 는 시간 t_n 에서 계산된 표면온도이다.

2.5 해석 알고리즘

앞에서 정식화한 갤러킨 유한요소해석기법을 Fig. 3과 같은 알고리즘으로 FORTRAN 90을 이용하여 프로그램을 작성하였다. 해석 프로세스는 강성행렬이 변하지 않는 장점이 있는 양해법(explicit scheme)을 이용하였다.

적용한 알고리즘은 각 단계의 계산이 독립적으로 수행되고, 온도와 시간의 계산이 단계별로 처리되기 때문에 필요한 경우 여러 컴퓨터를 이용하는 병렬처리(parallel processing)환경에도 적합하다. 또한 유한요소법이 가지고

Fig. 3 Program algorithm (flowchart)

있는 기하학적 유연성으로 인하여 수열온도를 고려한 응력계산의 결합성 면에서도 유리하다고 할 수 있다.

프로그램에서 도입되는 콘크리트 및 철근의 온도의존성 열적 특성값은 기존문헌¹²⁾ 및 표준¹³⁾이나 실험 결과 등을 직접 입력(user subroutines)할 수 있도록 하였다.

3. 수치해석 검증을 위한 실험

갤러킨 유한요소법에 의한 비정상 온도분포해석의 유효성을 검증하고 철근콘크리트 부재의 열적 거동특성을 규명하기 위하여 실험을 실시하였다.

3.1 실험 개요 및 실험체

실험체는 가열하중의 크기와 가열시간을 주요 변수로 Table 1과 같이 3개를 제작하였다. 실험체 크기는 600×180×4000 mm의 1방향 슬래브 형태로 상하부에 SD40급 HD13 4본을 배근하였다.¹²⁾ 콘크리트의 배합은 Table 2와 같다. 또한 내부온도 측정을 위하여 열전대를 Fig. 4와 같이 실험체 중앙에 가열면으로부터 0, 20, 40, 60, 100 mm에 설치하였다. 재료시험 결과 콘크리트의 압축강도 31 MPa, 철근의 인장강도 410 MPa, 함수율 4.9%로 나타났다.

가열실험은 방재시험연구원에서 진행되었으며, 설치사항은 Fig. 5와 같다. 실험체는 수평 가열로에 단순지지 상

Fig. 5 Experimental test set-up and measurements

태로 설치하여 1면 가열실험을 실시하였으며, 실제 가열면은 600×180×3700 mm이다. 가열방식은 표준화재시험 방법인 ISO 834 식 (41)과 화재하중을 임의로 증가시킨 경우 식 (42)로 하였으며, 가열시간은 60, 120분으로 설정하였다.

$$T_{\infty} = 345 \log(8t + 1) + 20 \quad (41)$$

$$T_{\infty} = 510t^{1/6} + 20 \quad (42)$$

여기서 t = 시간(분)이다.

3.2 실험 결과

실험 후 실험체의 가열면 사진을 Fig. 6에 나타냈다. 내화실험 중 전반적인 실험체의 거동은 가열 후 처짐이 관찰되었으며, RC-2A실험체의 경우 최대 100 mm의 처짐이 나타났다. 또한 모든 실험체에서 일부 폭렬이 발생하였으나 수열온도 측정위치에서는 발생하지 않았다. 실험변수별 폭렬 특성은 가열 규모가 큰 RC-1, RC-3실험체가 RC-2실험체보다 상대적으로 많이 발생하였다. 가열 크기 및 시간에 따른 내부 온도 분포 결과를 Fig. 8 및 Table 3에 나타냈다.

가열면(0 mm)의 온도는 모든 실험체가 대류계수의 영

Table 1 List of specimens

Specimen	f_{ck} (MPa)	f_y (MPa)	Cover depth (mm)	Water content wt. %	Heating rate ⁽¹⁾	Heating time (min)
RC-1	30	400	20	3.5	II	60
RC-2	30	400	20	3.5	I	120
RC-3	30	40	20	3.5	II	120

⁽¹⁾I = Eq. (41), II = Eq. (42)

Table 2 Concrete mix proportion

f_{ck} (MPa)	W/B (%)	Air	FA/B (wt.)	Unit weight (kg/m ³)					
				W	C	FA	SF	Sand	Gravel
30	60	4	0.10	168	244	28	8	750	1014

Fig. 4 Basic details for specimen and thermocouple (unit: mm)

Fig. 6 Picture of specimens after fire test

Fig. 7 Analysis model for specimens (unit: mm)

향으로 가열곡선과 차이를 보였으며, 100~150°C 부분에서 내부 잉여수의 영향으로 수열온도의 구배가 작아지는 특성을 보였다. 철근위치(20 mm)에서의 최대 온도는 RC-1, RC-2, RC-3 실험체가 각각 555.9°C, 730.5°C, 785.2°C로 나타났다.

4. 수치해석 검증

4.1 해석 기법의 검증을 위한 모델링

실험 결과를 이용하여 비정상 유한요소 온도분포 해석 기법의 적합성을 검증하였다. 모델링 및 해석은 Fig. 7과 같이 실험체의 대칭성을 고려하여 190×180 mm를 대상으로, 2절에서 유도한 3절점 삼각형 요소를 이용하였다. 요소분할은 20×20 mm를 기준으로 경계부에 급격한 온도구배를 고려하여 1/2로 세분하였다.

4.1.1 경계조건의 검토

q_R 향을 검토하면, 가열로의 크기는 4×3×1.6 m(하면 배연구 무시), 체적 $V = 19.2 \text{ m}^3$, 표면적 $A = 46.4 \text{ m}^2$, 평균 복사 길이 $\bar{L} = 3.6(V/A) = 1.49 \text{ m}$ 이고, 사용연료는 경유($k = 0.43 \text{ m}^{-1}$)이므로 식 (33)에서,

$$\varepsilon = 1 - e^{-k\bar{L}} = 0.4731 \quad (43)$$

이므로 $\varepsilon = 0.4 \sim 0.5$ 의 값을 갖는다.

q_h 향은, 강제대류이고 가열면에 열 유속이 평행하게 작용하는 난류, 유속 $u_\infty = 8 \text{ m/s}$ 로 가정하면, 식 (38) 및 식 (39)로부터 $3 \times 10^5 < Re_x < 3 \times 10^6$, $13.4 < h < 33.3$ 범위에 존재한다. 그러므로 평균값 $h = 23$ 을 이용하였다.

4.1.2 재료 열적 특성값

재료의 열적 특성값은, 콘크리트(λ_c , $\rho_c C_c(t)$)와 철근(λ_s , $\rho_s C_s$)에 대한 온도·시간의존 열적 특성¹²⁾은,

$$\lambda_c(t) = \begin{cases} \xi[1.5 - (0.5/800)T] & (\lambda > 1.0) \\ \xi & (\lambda < 1.0) \end{cases} \quad (44)$$

(a) RC-1 ($T_\infty = 510t^{1/6} + 20$, 1hr)

(b) RC-2 ($T_\infty = 345 \log(8t+1) + 20$, 2hr)

(c) RC-3 ($T_\infty = 510t^{1/6} + 20$, 2hr)

Fig. 8 Analysis results on internal temperature distribution of specimens

$$\lambda_s = 40 \quad (45)$$

$$\rho_c C_c(t) = \begin{cases} \rho_c(930) & (T < 90) \\ \rho_c(930) + \rho_c w_t \frac{(590 \times 4190)}{20} & (90 \leq T < 110) \\ \rho_c(930) & (T \geq 110) \end{cases} \quad (46)$$

$$\rho_s C_s = 7850(482) \quad (47)$$

여기서, $\xi = 0.8$, w_t = 함수율(4.9%, 단면 내 일정 가정)이다.

Table 3 Verifications; internal temperature distribution of specimens

Specimen	Ambient temp.	Temperature distribution												
		mm	30 min		Exp/ ana.	60 min		Exp/ Ana.	90 min		Exp/ ana.	120 min		Exp/ ana.
			Exp.	Ana.		Exp.	Ana.		Exp.	Ana.		Exp.	Ana.	
RC-1	II 60 min	0	757.5	787.6	0.96	953.5	956.1	1.00						
		20	313.3	373.0	0.84	555.9	579.3	0.96						
		40	162.8	132.9	1.22	341.7	324.7	1.05	-	-	-	-	-	-
		60	102.6	59.9	1.71	144.7	150.0	0.96						
		100	25.6	24.5	1.05	70.6	48.9	1.44						
RC-2	I 120 min	0	674.3	686.4	0.98	867.0	861.2	1.01	941.9	945.5	1.00	1011.4	1000.9	1.01
		20	320.1	310.3	1.03	532.3	519.3	1.03	648.6	632.8	1.03	730.5	713.4	1.02
		40	146.7	110.7	1.33	303.6	288.6	1.05	411.8	406.0	1.01	491.9	490.6	1.00
		60	97.2	52.4	1.85	131.6	129.9	1.01	207.5	243.2	0.85	273.1	324.2	0.84
		100	32.9	23.5	1.40	93.4	46.3	2.02	96.7	75.9	1.27	109.0	114.7	0.95
RC-3	II 120 min	0	785.4	787.6	1.00	964.4	956.1	1.01	1056.8	1046.5	1.01	1091.4	1110.3	0.98
		20	377.1	373.0	1.01	578.2	579.3	1.00	704.7	703.2	1.00	785.2	793.7	0.99
		40	161.1	132.9	1.21	317.6	324.7	0.98	429.3	451.5	0.95	515.0	544.6	0.95
		60	125.9	59.9	2.10	176.8	150.0	1.18	260.1	270.6	0.96	338.4	361.5	0.94
		100	57.0	24.5	2.33	100.7	48.9	2.06	119.3	77.1	1.55	140.1	124.5	1.13

4.2 해석 결과 및 검증

Fig. 8 및 Table 3은 해석 및 실험 결과를 비교한 것으로, 시험체의 온도이력곡선과 해석곡선으로부터 해석기법은 온도이력을 매우 유사하게 추정하고 있음을 알 수 있다. 특히 철근위치(20 mm)에서 해석 결과를 가열시간별(30분, 60분, 90분, 120분)로 분석해보면(Table 2), 실험 결과에 대한 해석 결과의 비(exp./ana.)는 RC-1 30분(=0.84)를 제외한 모든 실험체에서 0.96~1.03으로써 오차는 10% 내에 있음을 알 수 있다.

다만 가열면에서 측정위치가 깊어질수록 해석 결과의 오차는 점점 커지는 경향을 보였다. 예를 들어 가열면으로부터 100 mm 부분의 가열시간별 해석 결과의 비(exp./ana.)는 최대 2.33으로 나타났으며, 이러한 원인은 해석 결과가 수분이동이나 잠열에 의한 온도구배의 완화를 고려하지 않고 있으며, 실험 오차 및 작은 온도값에 대한 오차의 확대 때문으로 판단되었다. 그러나 온도이력의 추세선은 실제 실험값을 근사하게 추정하고 있으며, 특히 철근 위치에서의 온도 분포를 매우 유사하게 묘사하는 것으로 볼 때 해석기법의 유효성을 확인할 수 있었다.

5. 변수 분석

여러 변수에 대한 열전달해석 결과가 나타내는 콘크리트의 열전달 특성을 확인하고, 각각의 변수들이 해석 결과에 미치는 영향을 분석하기 위하여, 구축된 비선형, 비정상 온도분포 해석기법을 이용한 변수분석을 실시하였다. 주요변수는 화재규모, 콘크리트의 열적 특성값, 그리고 함수율로 설정하였다. 해석 대상 모델은 Fig. 7을 이용하였으며, 슬래브(20 mm)와 기둥(40 mm)에서 철근의 수열온도를 분석대상으로 설정하였다.

5.1 화재 규모의 영향

표준화재 가열곡선(ISO 834)의 시간별(1, 2, 3, 4시간) 온도분포 해석 결과를 Fig. 11에 나타냈다(함수율 = 3%, 콘크리트의 열적 특성값 = 식 (44)~(47), q_e 일정). 그림에서 가열 이후 냉각은,

$$T_{\infty} = [345 \log(8t + 1) + 20] \quad (48)$$

$$-\eta[\{345 \log 8(t - t_{max}) + 1\} + 20]$$

여기서, t_{max} = 가열기준시간, $\eta = 4.5/3.2$ 를 이용하였다.⁹⁾ 해석 결과 슬래브(철근위치 20 mm)의 화재규모(ISO 834 2시간)에 의한 온도는 729°C, 기둥(철근위치 40 mm)의 경우(ISO 834 3시간)는 641°C 나타나, 내화성능 기준(547°C)을 만족하지 못했다. 물론 실제 구조물에서는 연기의

Fig. 9 Case study: effects of heating rate and time (ISO 834) in reinforce concrete member

Fig. 10 Case study: effects of thermal properties in concrete

유동(기체 복사 흡수율)이나, 대류계수의 영향에 의해 수열온도의 감소가 예상되지만, 기존의 내화규준을 만족시킬 필요가 있는 경우에는 내화대책(예를 들어 피복두께의 증가 등)이 추가적으로 필요하다.

5.2 콘크리트 열적 특성값의 영향

Fig. 10은 콘크리트 열전도율의 영향을 나타낸 것이다 (함수율 = 3%, ISO 834 2 hr, q_e = 식 (44) 일정). 분석 결과규준(Eurocode 2)¹³⁾의 열적 특성값을 적용하는 경우가 제안식¹⁴⁾에 의한 결과보다 9~10% 낮게 나타났다. 이러한 결과는 기본적으로 제안식의 열적 특성값이 크기 때문으로, 실험 결과가 충분하지 않거나, 국내에서 사용되는 콘크리트의 조성비율차에 기인할 것으로 판단된다. 그러므로 향후 콘크리트의 열적특성값에 대한 실험자료의 축적이 필요하다.

5.3 콘크리트 내 함수율의 영향

Fig. 11은 콘크리트 내 함수율의 영향을 나타낸 것이다 (ISO 834 2 hr, q_e 일정, 열전도율 식 (44) 일정). 분석 결과 콘크리트 내 함수율이 증가할수록 내부 수열온도는 감소하는 것으로 나타났다. 특히 해석 결과는 90~110°C 구

Fig. 11 Case study: effects of water contents in concrete

간에서 잉여수의 위상변화(액체 → 기체)에 따른 잠열의 영향으로 수열온도의 구배가 작아지는 특성을 잘 나타내고 있다. 물론 이 논문에서는 콘크리트 내부로의 수분이 동 및 이를 통해 추가되는 증발속도를 고려하고 있지 않기 때문에 실제 실험결과와 차이가 있지만, 아직까지 열수분이동을 고려한 해석기법은 소규모의 단일 부재해석에만 가능하기 때문에, 이 효용성이 클 것으로 판단된다.

6. 결 론

화재 등과 같은 고온환경을 경험하는 철근콘크리트 구조물의 내화성능에 관한 해석적 연구의 일환으로 수행된, 갤러킨 유한요소해석 방법을 응용한 비선형비정상 온도분포해석(nonlinear transient heat flow analysis) 기법 구축 및 해석을 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 이 연구에서 수행된 고온 환경 하의 철근콘크리트 구조물에 대한 갤러킨 유한요소해석 방법을 응용한 비선형 · 비정상 온도분포 해석기법의 검증을 통해, 온도이력 추세선은 실제 실험값을 근사하게 추정하고 있으며, 특히 철근 위치에서의 온도 분포예측은 해석기법의 유효성을 검증해준다.
- 2) 이 연구에서 구축된 해석기법은 다양한 화재규모와 대류, 복사 경계조건, 재료의 온도 의존성 열적 특성값을 자유롭게 고려할 수 있으며, 추후 관련해석에 용이하게 사용될 수 있을 것으로 판단되었다.
- 3) 변수분석을 통하여 콘크리트 내에 포함된 수분이 온도 상승 구배를 완화시키는 것을 확인할 수 있었으며, 이를 통하여 구조물의 열해석 시 함수율에 대한 적절한 평가를 통하여 보다 정확한 화재의 구현이 가능할 것으로 판단되었다.
- 4) 이 연구에서 열의 대류, 복사특성 및 온도의존성을 고려한 경계조건은, 화재에 의한 철근콘크리트 구조부재의 열전달 특성을 보다 실제 상황에 근접하게 구현할 수 있을 것으로 판단되었으며, 검증을 위한 실험을 통해 방재시험연구원이 보유하고 있는 가열로의 제원 및 연료 등에 대한 등가 대류계수에서 대류계수 $h=23$, 가열로 내부 함수율 $\varepsilon=0.4-0.5$ 로 나타났다.
- 5) 이 연구에서 구축된 콘크리트의 비선형 · 비정상 온도분포 해석기법은 수분이동 및 이를 통해 추가되는 증발속도를 고려하고 있지 않으며, 향후 수분이동 및 공극압력에 의한 폭발해석, 수열온도 응력으로 인해 균열이 발생한 경우의 물질 이동 및 응력분배의 해명, 시간 증분(Δt)에 대한 유한요소의 형상함수 도입 및 가우스 적분방법, 그리고 콘크리트의 열적 특성값에 대한 충분한 실험자료의 축적에 관한 연구가 필요하다.

감사의 글

이 연구는 국토해양부 첨단도시개발사업의 연구비지원

(과제번호 11CHUD-C058205-01)에 의해 수행되고, 2011년도 정부(교과부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업이다(No. 2011-0020027).

참고문헌

1. Harmathy, T. Z., "Fire Safety Design and Concrete," Longman Scientific and Technical, Longman House, Burnt Mill, Harlow, ESSEX CM20 2JE, UK, 1993, pp. 38-41.
2. Kodur, V., "World Trade Centre Disaster-Building performance Investigation," CSCE workshop at Toronto, 2003, pp. 1-18.
3. Kwon, Y. J., "Case Study Damaged by Fire and Repair Methods for Concrete Building," *Magazine of the Korea Concrete Institute*, Vol. 23, No. 3, 2011, pp. 44-46.
4. Shin, Y. S., Park, J. E., Mun, J. Y., and Kim, H. S., "Experimental Studies on the Effect of Various Design Parameters on Thermal Behaviors of High Strength Concrete Columns under High Temperatures," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 23, No. 3, 2011, pp. 377-384.
5. Kang, S. W. and Hong, S. G., "Material Model and Thermal Response Analysis of Concrete at Elevated Temperatures," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 13, No. 3, 2001, pp. 268-276.
6. Lee, C. D., Shin, Y. S., Lee, S. W., and Lee, C. E., "Numerical Modeling of Heat Transfer in Reinforced Concrete Columns Exposed to Fire," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 17, No. 6, 2005, pp. 871-878.
7. Han, B. C., Kwon, Y. J., Kim, J. H., Shin, Y. S., and Choi, E. G., "Temperature-Dependency Thermal Properties and Transient Thermal Analysis of Structural Frames Exposed to Fire," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 19, No. 3, 2007, pp. 283-292.
8. Lie, T. T., Lin, T. D., Allen, D. E., and Abrams, M. S., "Fire Resistance of Reinforce Concrete Columns," *National Research Council Canada Division of Building Research*, No. 1167, Ottawa, 1984, pp. 25-45.
9. Harada, K., "A Study on the Prediction of Temperature Rise of Concrete in Fire-Resistance Test(耐火試験におけるコンクロートの温度上昇の豫測に関する研究)," Ph.D Thesis, Kyoto University, 1992.
10. Kodur, V. K. R., "Fire Performance of High-Strength Concrete Structural Members," Construction Technology Update No. 31, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, 1999, pp. 1-20.
11. Loh, J. S., Seetheramu, K. N., and Quadir, G. A., "Fast Transient Analysis of Fourier and Non-Fourier Heat Conduction," *International Journal of Heat and Mass transfer*, Vol. 50, No. 21, 2007, pp. 4400-4408.
12. Cho, C. G., Han, B. C., Lee, J. H., and Kim, Y. Y., "Flexural Test on Composite Deck Slab Produced with Extruded ECC Panel," *Journal of Korea Concrete Institute*, Vol. 22, No. 5, 2010, pp. 695-702.
13. Eurocode 2, *Design of Concrete Structures Part 1, 2 General Rules-Structural Fire Design*, DO ENV 1992, 1996, pp. 56-65.
14. Kwon, Y. J., Kim, N. H., Lee, J. Y., Kim, D. J., and Harada K., "Temperature Dependency Thermal Properties of High-Strength Concrete," *Proceedings of Fire Science and Engineering in Japan Association*, 2010, pp. 282-283.

요약 이 연구는 실험과 병행 화재에 노출된 철근콘크리트 구조물의 갤러킨 유한요소해석 방법을 제시하였다. 이 방법은 비선형·비정상 온도분포해석에 관한 것으로 2차원 삼각형 요소에 대한 해석기법을 구축하였다. 해석기법의 검증을 위하여 실규모 철근콘크리트 슬래브에 대한 내화실험을 실시하였으며, 실험 결과와의 비교를 통해 해석기법의 유효성을 확인하였다. 또한 콘크리트 부재의 내화성능에 대한 실험 결과를 분석하였다. 변수분석에서는 화재규모, 콘크리트의 온도의존성 열적특성값, 콘크리트의 함수율이 콘크리트의 내화성능에 미치는 영향을 평가하였다. 이 연구에서 구축된 수치해석모델은 다양한 화재규모와 대류, 복사 경계조건, 재료의 온도의존성 열적특성값을 자유롭게 고려할 수 있다. 또한 이 논문에서는 콘크리트 슬래브를 대상으로 표준화재곡선을 대상으로만 분석하였지만 관련된 철근콘크리트 기둥 골조 해석에 용이하게 사용될 수 있을 것으로 판단되었다.

핵심용어 : 내화성능, 비선형비정상 열전달해석, 갤러킨 유한요소해석, 철근콘크리트 슬래브