

## 화재에 노출된 철근콘크리트 기둥의 수치해석적 열전달 모델

이차돈<sup>1)\*</sup>·신영수<sup>2)</sup>·이승환<sup>1)</sup>·이창은<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup> 중앙대학교 건축공학과, <sup>2)</sup> 이화여자대학교 건축학과

(2004년 10월 20일 원고접수, 2005년 11월 30일 심사완료)

### Numerical Modeling of Heat Transfer in Reinforced Concrete Columns Exposed to Fire

Chadon Lee<sup>1)\*</sup>, Yeong-Soo Shin<sup>2)</sup>, Seung-Whan Lee<sup>1)</sup>, and Chang-Eun Lee<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup> Dept. of Architectural Engineering, Chung-Ang University, Ansong, 456-756 Korea

<sup>2)</sup> Dept. of Architecture, Ewha Woman's University, Seoul, 120-750 Korea

(Received October 20, 2004, Accepted November 30, 2005)

#### ABSTRACT

Reinforced concrete columns exposed to fire experience severe deterioration in material properties and subsequent structural capacities. Degree of losses in structural capacity of a column due to fire-damage mainly depends on the amount of heat transferred into the column during the fire. A reasonable heat transfer model of fire-damaged reinforced concrete column needs to take into account the heat-dependent nonlinear properties of heat conductivity and heat capacity of concrete as well as the evaporation of moistures in a section during the fire. Compared to the previously suggested models, the developed model in this study has included all these parameters in its numerical expressions based on explicit finite difference method. The developed model could predict the temperature changes with a reasonable accuracy for the columns exposed to fire.

**Keywords :** fire, heat transfer, numerical modeling, reinforced concrete columns

## 1. 서 론

화재로 인하여 높은 온도에 철근콘크리트 부재가 노출될 경우, 기둥, 보, 슬래브, 전단벽체 등의 강도 및 처짐 등에 큰 영향을 미치게 된다. 특히 기둥은 수직력 뿐 아니라 수평력을 기초에 전달하는 부재로서 화재에 따른 강도손실로 인하여 전체 또는 일부 구조물의 붕괴를 초래할 수 있다. 따라서 화재 중이거나 화해를 입은 철근콘크리트 기둥의 구조적 거동을 이해하는 것은 매우 중요하다고 할 수 있다. 상기와 같은 중요성을 근거로 화재 시 철근콘크리트 기둥에 대한 2 및 이론연구가 국내외적으로 수행되어 왔다<sup>1-5)</sup>. 특히 철근콘크리트 기둥의 경우, 단면크기에 따라 열전달 정도가 다르게 되므로 신뢰할 만한 실험결과를 얻기 위해서는 화재 실험은 주로 실물크기로 실시되어 왔다. 그러나 이러한 실험실험은 매우 고가의 연구비와 장시간의 실험을 요구하므로 이론적으로 이들 화해를 입은 기둥들의 거동을 추적하고자 하는 연구가 병행되어 왔

다. 이론적 연구는 우선적으로 콘크리트와 철근의 화해 시, 그리고 화해 후 물성의 변화에 대한 모델이 개발됨에 따라 가능하여졌다고 할 수 있다<sup>6-8)</sup>.

화해를 입은 철근 콘크리트 기둥의 거동을 정확히 예측하기 위하여 화재 시 콘크리트 단면에 전달되는 열의 양을 예측할 수 있어야 한다. 이를 근거로 화해를 입은 기둥 내 콘크리트 및 철근의 변화된 물성에 근거하여 기둥의 화해거동을 예측할 수 있다. 본 연구에서는 기존에 제시된 열전달식의 수치해석적 모델을 검토하고 이를 개선한 새로운 모델을 제시하였다.

## 2. 모델 개발

### 2.1 기존 모델 고찰

기둥부재와 같이 단면크기에 비하여 상대적으로 축방향 길이가 길고 사면이 화재에 노출될 경우, 다음과 같이 Fourier 가변적 열전도 2계 편미분방정식(second order partial differential equation)의 2차원 비선형 열전달식을 적용하여 단면 내 온도변화를 추적할 수 있다.

\* Corresponding author

E-mail : cdlee@cau.ac.kr

©2005 by Korea Concrete Institute

$$\frac{\partial}{\partial x} (k \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (k \frac{\partial T}{\partial y}) = (\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w) \cdot \frac{\partial T}{\partial \tau} \quad (1)$$

여기서,  $k$ =콘크리트의 열전도율( $W/mK$ ),  $T$ =절대온도( $K$ ),  $\rho_c, \rho_w$ =콘크리트 및 콘크리트 내 잉여수의 밀도( $kg/m^3$ ),  $c_c, c_w$ =콘크리트 및 잉여수의 비열( $J/kg^\circ K$ ),  $\phi_w$ =잉여수 체적비,  $\tau$ =시간(sec)

상기 식 (1)은 포물선형 편미분방정식에 속한다. M.J.Terro<sup>9)</sup>는 유한요소법에 음해법인 후진차분법을 적용하여 상기 (1)식에 대한 근사해를 찾는 방법을 제시하였다. 그러나 M.J.Terro의 경우, 열전도율( $k$ )이 상수인 경우만을 고려함으로써 콘크리트와 같이 온도에 따라  $k$  값이 변하는 경우에 적용하기에는 부적합하다. M.Deaghan<sup>10)</sup>은 ADI method(alternating direction implicit)에 근거하여 적분형태의 경계조건을 갖는 경우에 대한 수치해석법을 제시하였다. 그러나 M.Deaghan의 경우에도 재료의 비선형성을 고려하고 있지 않고 있으며 ADI 방법의 경우, 양해법에 비하여 계산과정이 추가되는 단점을 갖는다. 강석원<sup>11)</sup>은 화해 시 기둥의 거동을 예측하기 위한 유한요소법 모델과 연관하여 단면 내 열전달 모델을 개발하였다. 이 모델은 기본적으로 음해법을 적용하고 있으며 주어진 임의 시간대에서 각 절점의 온도차가 주어진 한계값 내에 수렴하도록 반복 계산이 수행되도록 하였다. 그러나 이 모델에서는 단면 내 잉여수에 대한 고려를 하지 않고 있다. 이상호 등<sup>12)</sup>은 화해를 입은 보의 단면 내 온도를 추적하기 위하여 해석 모델을 제시하였으나 열전도율( $k$ )이 상수인 경우만을 고려하였다. T.T.Lie 등<sup>13,14)</sup>은 유한차분법(finite difference method)에 근거하여 장방향 및 원형 단면의 철근콘크리트 기둥이 화해를 입을 경우에 대한 양해법 형태의 열전달 방정식을 유도하였다. T.T.Lie의 모델은 열전도율 등의 비선형성을 고려함과 동시에 단면 내 잉여수에 대한 고려도 하고 있는 점에서 타 모델과 구분된다고 할 수 있다. T.T.Lie의 모델은 기존의 식에 비하여 주어진 시간대에서 반복계산이 없이 직접적으로 절점의 온도값을 계산한다. 장방향 철근콘크리트 기둥의 경우, Fig. 1과 같이 x 및 y 축에 대하여 마름모꼴 단면분할을 적용하였으며 기둥단면 내 영역(domain)의 임의의 마름모꼴 요소 중심의 절점에 대한 온도 변화를 다음 식 (2)와 같이 산정하였다. 기둥 단면의 경계면(boundaries)에 대한 식은 참고문헌<sup>13,14)</sup>에 제시되어 있으므로 여기서는 생략한다.

$$T_{m,n}^{j+1} = T_{m,n}^j + \frac{\Delta \tau}{[(\rho_c c_c)_{m,n}^j + \rho_w c_w \phi_{m,n}^j] (\Delta \xi)^2}$$

$$\left\{ \frac{k_{(m-1),(n-1)}^j + k_{m,n}^j}{2} [T_{(m-1),(n-1)}^j - T_{m,n}^j] + \frac{k_{(m+1),(n-1)}^j + k_{m,n}^j}{2} [T_{(m+1),(n-1)}^j - T_{m,n}^j] \right\}$$

$$+ \left[ \frac{k_{(m-1),(n+1)}^j + k_{m,n}^j}{2} [T_{(m-1),(n+1)}^j - T_{m,n}^j] + \frac{k_{(m+1),(n+1)}^j + k_{m,n}^j}{2} [T_{(m+1),(n+1)}^j - T_{m,n}^j] \right] \quad (2)$$

여기서,  $\phi_{m,n}^j$ =j-시간대 (m,n) 셀에서의 잉여수 체적비

T.T.Lie 등<sup>13,14)</sup>은 아래 식 (3)과 같이 기둥 단면 내 임의 요소에 존재하는 잉여수의 초기체적을 나타내었다.

$$V_{m,n} = (\Delta \xi)^2 \phi_{m,n} \quad (3)$$

열평형식으로부터 기둥의 단위 길이 당 임의의 j-시간대에서 증발되는 잉여수 체적( $\Delta V_{m,n}$ )은 다음과 같이 유도된다.

$$\Delta V_{m,n} = \frac{\Delta \tau}{\rho_w \lambda_w} \left\{ \left[ \frac{k_{(m-1),(n-1)}^j + k_{m,n}^j}{2} [T_{(m-1),(n-1)}^j - T_{m,n}^j] + \frac{k_{(m+1),(n-1)}^j + k_{m,n}^j}{2} [T_{(m+1),(n-1)}^j - T_{m,n}^j] + \frac{k_{(m-1),(n+1)}^j + k_{m,n}^j}{2} [T_{(m-1),(n+1)}^j - T_{m,n}^j] + \frac{k_{(m+1),(n+1)}^j + k_{m,n}^j}{2} [T_{(m+1),(n+1)}^j - T_{m,n}^j] \right] \right\} \quad (4)$$

따라서 (j+1) 시간대에서의 잉여수 체적비( $\phi_{m,n}^{j+1}$ )는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\phi_{m,n}^{j+1} = \phi_{m,n}^j - \frac{\Delta V_{m,n}}{(\Delta \xi)^2} \quad (5)$$

여기서,  $\Delta \xi, \Delta V_{m,n}$  = 셀(cell) 한개의 폭 및 셀 (m,n)에 존재하는 잉여수 체적이다. T.T.Lie 등에 의하여 제시된 상기의 식들은 다음 식 (6)에 나타낸 바와 같이 임의

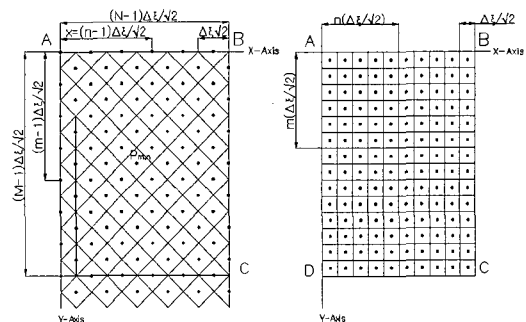


Fig. 1 Thermal network in one-quarter cross section of column<sup>13)</sup>

절점과 이에 인접한 절점(neighboring points)에서의 온도 차이에 열전도율( $k$ )의 평균치를 곱한 값들로 구성함으로써 엄밀한 수치해석론을 따르지 않고 있다.

$$C_{m,n} \cdot \left[ \frac{k_{q,r}^j + k_{q,r}^j}{2} \right] [T_{q,r}^j - T_{q,r}^j] \quad (6)$$

여기서,  $C_{m,n}$ =절점  $n_m(m,n)$ 과 관련된 수치해석적 상수이며  $T_{q,r}^j$ =절점  $n_m(m,n)$ 과 이웃하는 임의 절점  $n_m(q,r)$ 에서  $j$ -시간대의 온도이다.

본 연구에서는 기존 모델을 보완하기 위한 새로운 이론 모델을 유한차분법에 기준하여 개발하고자 하였다. 개발된 모델은 양해법에 근거하였으며 재료의 열적 비선형성이 고려될 수 있도록 하였다. 또한 안정된 수렴을 위한 조건(stability condition)을 제시하였다.

## 2.2 모델 개발

본 절에서는 단면크기가  $b \times h$  인 장방형 철근콘크리트 기둥의 단면을 대상으로 비선형 열전달식에 대한 유한차분법식을 유도하였다. Fig. 2 는 (M, N)개의 절점으로 구성된 장방형 철근콘크리트 기둥 단면을 나타낸다. 따라서 단면은 (M+1)×(N+1)개의 절점으로 구성되었으며 (M×N)개의 장방형 셀(cell)로서 구성되었다. 각 셀의 길이는 X-방향으로  $\Delta x$ , Y-방향으로  $\Delta y$ 를 갖는다.

### 2.2.1 기둥 단면 영역 내 열전달 모델

본 절에서는 기둥단면 영역 내(domain)에 존재하는 임의절점 ( $m,n$ )을 중심으로 열전달식에 대한 유한차분법식을 제시하였다. 영역 내에서 비선형 열전달식 (식(1)) 좌변의  $\frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right)$  항은 아래와 같이 표현될 수 있다.

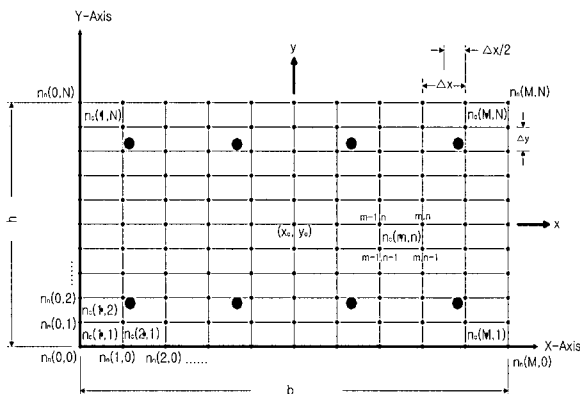


Fig. 2 Division of a concrete column section by rectangular grids

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \frac{\partial k}{\partial x} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} + k \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (7)$$

식 (7)에서  $\frac{\partial k}{\partial x}$  및  $\frac{\partial T}{\partial x}$  는 절점 ( $m,n$ )의 인접 절점(neighboring points)들을 적용하여 중앙차분법에 의하여 다음과 같은 근사치로 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial k}{\partial x} \Big|_{m,n}^p \approx \frac{k_{m+1,n}^p - k_{m-1,n}^p}{2\Delta x}, \quad \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{m,n}^p \approx \frac{T_{m+1,n}^p - T_{m-1,n}^p}{2\Delta x} \quad (8)$$

상기에서  $p$  는 임의시간대를 나타낸다.

식 (7)에서  $k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}$  항은 ( $m,n$ ) 절점을 중심으로 중앙차분법을 적용하여 다음과 같은 근사치로 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \Big|_{m,n}^p \approx \frac{T_{m+1,n}^p + T_{m-1,n}^p - 2T_{m,n}^p}{(\Delta x)^2} \quad (9)$$

따라서 식 (7)의  $\frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right)$  항은 식(8)과 식(9)를 이용하여 다음과 같은 근사치로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) \Big|_{m,n}^p &\approx \left( \frac{k_{m+1,n}^p - k_{m-1,n}^p}{2\Delta x} \right) \cdot \left( \frac{T_{m+1,n}^p - T_{m-1,n}^p}{2\Delta x} \right) \\ &+ k_{m,n}^p \frac{T_{m+1,n}^p + T_{m-1,n}^p - 2T_{m,n}^p}{(\Delta x)^2} \\ &= \frac{1}{4(\Delta x)^2} [(k_{m+1,n}^p + 4k_{m,n}^p - k_{m-1,n}^p) \cdot T_{m+1,n}^p - 8k_{m,n}^p \cdot T_{m,n}^p + (k_{m-1,n}^p + 4k_{m,n}^p - k_{m+1,n}^p) \cdot T_{m-1,n}^p] \end{aligned} \quad (10)$$

마찬가지로 방법으로 식 (1) 좌변의  $\frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right)$  항도 다음과 같은 근사치로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right) \Big|_{m,n}^p &\approx \left( \frac{k_{m,n+1}^p - k_{m,n-1}^p}{2\Delta y} \right) \cdot \left( \frac{T_{m,n+1}^p - T_{m,n-1}^p}{2\Delta y} \right) \\ &+ k_{m,n}^p \frac{T_{m,n+1}^p + T_{m,n-1}^p - 2T_{m,n}^p}{(\Delta y)^2} \\ &= \frac{1}{4(\Delta y)^2} [(k_{m,n+1}^p + 4k_{m,n}^p - k_{m,n-1}^p) \cdot T_{m,n+1}^p - 8k_{m,n}^p \cdot T_{m,n}^p + (k_{m,n-1}^p + 4k_{m,n}^p - k_{m,n+1}^p) \cdot T_{m,n-1}^p] \end{aligned} \quad (11)$$

한편 식 (1)의 우항의 시간에 대한 미분항은 다음과 같이 시간에 대한 전진차분을 적용한다.

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} \approx \frac{T_{m,n}^{p+1} - T_{m,n}^p}{\Delta \tau} \quad (12)$$

상기에서 전개된 식 (10), (11), (12) 식들을 조합하여 기둥 단면 영역 내에 온도변화에 대한 다음과 같은 유한차분법을 산정할 수 있다.

$$T_{m,n}^{p+1} = T_{m,n}^p + \frac{\Delta\tau}{(\rho_c c_c)_{m,n}^p + \rho_w c_w \phi_w^p} \left\{ \frac{1}{4(\Delta x)^2} [K_{x,m+1,n}^p \cdot T_{m+1,n}^p - 8k_{m,n}^p \cdot T_{m,n}^p + K_{x,m-1,n}^p \cdot T_{m-1,n}^p] + \frac{1}{4(\Delta y)^2} [K_{y,m,n+1}^p \cdot T_{m,n+1}^p - 8k_{m,n}^p \cdot T_{m,n}^p + K_{y,m,n-1}^p \cdot T_{m,n-1}^p] \right\} \quad (13)$$

여기서,  $K_{x,m+1,n}^p = k_{m+1,n}^p + 4k_{m,n}^p - k_{m-1,n}^p$   
 $K_{x,m-1,n}^p = k_{m-1,n}^p + 4k_{m,n}^p - k_{m+1,n}^p$   
 $K_{y,m,n+1}^p = k_{m,n+1}^p + 4k_{m,n}^p - k_{m,n-1}^p$   
 $K_{y,m,n-1}^p = k_{m,n-1}^p + 4k_{m,n}^p - k_{m,n+1}^p$

가열에 따른 단위체적당 잉여수량의 변화는 이에 대한 열전달식 및 상기에서 제안한 유한차분법 방법으로 다음과 같은 양해법 수치해석 근사식을 유도할 수 있다.

$$\phi_{m,n}^{p+1} = \phi_{m,n}^p - \frac{\Delta\tau}{(\rho_w \lambda_w)_{m,n}^p} \times \left\{ \frac{1}{4(\Delta x)^2} [K_{x,m+1,n}^p \cdot T_{m+1,n}^p - 8k_{m,n}^p \cdot T_{m,n}^p + K_{x,m-1,n}^p \cdot T_{m-1,n}^p] + \frac{1}{4(\Delta y)^2} [K_{y,m,n+1}^p \cdot T_{m,n+1}^p - 8k_{m,n}^p \cdot T_{m,n}^p + K_{y,m,n-1}^p \cdot T_{m,n-1}^p] \right\} \quad (14)$$

여기서,  $\lambda_w =$  증발열 ( $2.3 \times 10^6$  J/kg)

### 2.2.2 경계면에서의 열전달식

Fig. 2와 같은 기둥단면의 우측 경계에서 열은 전도, 대류, 복사에 의하여 전달되며 흡수된 에너지와 유입된 에너지의 평형식은 아래와 같이 구분되어 나타내어진다. 유입되는 열량( $q_{in}$ )은 흡수된 열량( $q_{abs}$ )과 내부 열량( $q_{ic}$ )의 변화와 평형을 이룬다. 즉,

$$q_{in} = q_{abs} + q_{ic} \quad \text{혹은} \quad q_{in} - q_{abs} = q_{ic} \quad (15a)$$

여기서,

$$q_{in} = h \cdot \Delta y \cdot (T_{\infty}^p - T_{M,n}^p) + \varepsilon \sigma \cdot \Delta y \cdot (T_{\infty}^{p4} - T_{M,n}^{p4}) \quad (15b)$$

$$q_{ic} = \frac{\Delta x}{2} \cdot \Delta y \cdot (\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{M,n}^p \frac{\partial T}{\partial \tau} \Big|_{M,n} \quad (15c)$$

$$q_{abs} = q_x + q_{y,u} + q_{y,l} \quad (16)$$

$q_x =$  경계 절점  $n_n(M,n)$ 에 -X 방향으로 흡수되는 열량

$$= k \Delta y \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_x \quad (17a)$$

$q_{y,u} =$  경계절점  $n_n(M,n+1)$ 에 Y-방향(upper)으로 흡수되는 열량

$$= -k \frac{\Delta x}{2} \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y,u} \quad (17b)$$

$q_{y,l} =$  경계절점  $n_n(M,n-1)$ 에 -Y 방향(lower)으로 흡수되는 열량

$$= k \frac{\Delta x}{2} \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y,l} \quad (17c)$$

여기서,  $h =$  열전달계수 ( $675 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ),  $T_{\infty} =$  유체 온도

$\varepsilon =$  난류운동 에너지 방사율계수 (emissivity=0.9)

$\sigma =$  슈테판 볼츠만 열복사계수 ( $=5.669 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$ )

상기의 (15b), (15c)식들과 (16)식 및 (17a)부터 (17c)식을 식 (15a)에 대입하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$-k \cdot \Delta y \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_x - k \cdot \frac{\Delta x}{2} \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y,l} + k \cdot \frac{\Delta x}{2} \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y,u} + h(\Delta y)(T_{\infty}^p - T_{M,n}^p) + \varepsilon \sigma (\Delta y)(T_{\infty}^{p4} - T_{M,n}^{p4}) = \frac{\Delta x}{2} \cdot \Delta y \cdot (\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{M,n}^p \frac{\partial T}{\partial \tau} \Big|_{M,n} \quad (18)$$

상기 식 (18) 좌변의 첫 항인  $k \cdot \Delta y \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_x$  는 다음과 같이 경계면에서 절점  $n_n(M-1,n)$ 과 절점  $n_n(M,n)$ 에 전달된 평균 열량값을 취하는 것으로 근사식을 유도한다.

$$k \cdot \Delta y \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_x \approx \frac{1}{2} (k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{M-1,n} + k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{M,n}) \Delta y \approx \frac{1}{2} [k_{M-1,n}^p \frac{T_{M,n}^p - T_{M-1,n}^p}{\Delta x} + k_{M,n}^p \frac{T_{M,n}^p - T_{M-1,n}^p}{\Delta x}] \Delta y = \frac{1}{2} \cdot \frac{\Delta y}{\Delta x} (k_{M-1,n}^p + k_{M,n}^p) (T_{M,n}^p - T_{M-1,n}^p) \quad (19)$$

마찬가지로 식 (18)의 두 번째 및 세 번째 항도 다음과 같이 근사식으로 나타낼 수 있다.

$$k \cdot \frac{\Delta x}{2} \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y,l} \approx \frac{1}{4} \cdot \frac{\Delta x}{\Delta y} (k_{M,n-1}^p + k_{M,n}^p) (T_{M,n}^p - T_{M,n-1}^p) \quad (20)$$

$$k \cdot \frac{\Delta x}{2} \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y,u} \approx \frac{1}{4} \cdot \frac{\Delta x}{\Delta y} (k_{M,n+1}^p + k_{M,n}^p) (T_{M,n+1}^p - T_{M,n}^p) \quad (21)$$

상기의 식 (19), (20) 및 (21)을 식 (18)에 대입하여 (p+1) 시간대에 관하여 다음과 같은 식을 얻는다.

$$T_{M,n}^{p+1} = T_{M,n}^p + \frac{\Delta\tau}{(\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{M,n}^p} \left\{ \frac{1}{(\Delta x)^2} (k_{M-1,n}^p + k_{M,n}^p) (T_{M-1,n}^p - T_{M,n}^p) + \frac{1}{2(\Delta y)^2} [(k_{M,n+1}^p + k_{M,n}^p) (T_{M-1,n}^p - T_{M,n}^p) + (k_{M,n}^p + k_{M,n-1}^p) (T_{M,n+1}^p - T_{M,n}^p)] + \frac{2h}{\Delta x} (T_{\infty}^p - T_{M,n}^p) + \varepsilon \sigma \frac{2h}{\Delta x} (T_{\infty}^{p4} - T_{M,n}^{p4}) \right\} \quad (22)$$

우측 경계면에서의 잉여수량의 변화는 상기와 같은 방법으로 다음과 같이 유도된다.

$$\begin{aligned} \phi_{M,n}^{p+1} = & \phi_{M,n}^p - \frac{\Delta\tau}{(\rho_w c_w)_{M,n}^p} \left\{ \frac{1}{(\Delta x)^2} (k_{M-1,n}^p + k_{M,n}^p)(T_{M-1,n}^p - T_{M,n}^p) \right. \\ & + \frac{1}{2(\Delta y)^2} [(k_{M,n+1}^p + k_{M,n}^p)(T_{M-1,n}^p - T_{M,n}^p) + (k_{M,n}^p + k_{M,n-1}^p)(T_{M,n-1}^p - T_{M,n}^p)] \\ & \left. + \frac{2h}{\Delta x} (T_{\infty}^p - T_{M,n}^p) + \varepsilon\sigma \frac{2h}{\Delta x} (T_{\infty}^{p4} - T_{M,n}^{p4}) \right\} \end{aligned} \quad (23)$$

우측면 경계에 대한 식 이외의 각 경계면 및 각 모서리에 대한 다른 식들도 상기와 유사하게 유도될 수 있으며 이에 대한 식들 및 잉여수 증발에 관련된 식은 본 논문 부록에 정리하여 나타내었다.

### 2.2.3 안정성(stability) 조건

개발된 알고리즘의 안정성을 확보하기 위하여 변수간의 상대적 크기에 제한을 두어야 한다. 시간  $p$  에서 기동 단면 영역 내  $(x,y)=(x_m,y_n)$ 에 위치한 절점  $n_n(m,n)$ 에서의 실제 온도를  $T_{x,y}^p$  라고 하고 이에 대한근사온도를  $T_{m,n}^p$  이라고 하면 이에 대한 오차는 다음과 같다.

$$e_{m,n}^p = T_{x,y}^p - T_{m,n}^p \quad (24)$$

상기 식 (24)는 식 (13)으로부터 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} e_{m,n}^{p+1} = & C_{m+1,n}^p \cdot e_{m+1,n}^p + C_{m-1,n}^p \cdot e_{m-1,n}^p + (C_{m,n}^p + 1) \cdot e_{m,n}^p + C_{m,n+1}^p \cdot e_{m,n+1}^p \\ & + C_{m,n-1}^p \cdot e_{m,n-1}^p + Q(\Delta\tau, \Delta x, \Delta y) \end{aligned} \quad (25)$$

여기서, 
$$C_{m+1,n}^p = \frac{\Delta\tau \cdot K_{x,m+1,n}^p}{4 \cdot (\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{m+1,n}^p (\Delta x)^2}$$

$$C_{m-1,n}^p = \frac{\Delta\tau \cdot K_{x,m-1,n}^p}{4 \cdot (\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{m-1,n}^p (\Delta x)^2}$$

$$C_{m,n+1}^p = \frac{\Delta\tau \cdot K_{y,m,n+1}^p}{4 \cdot (\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{m,n+1}^p (\Delta y)^2}$$

$$C_{m,n-1}^p = \frac{\Delta\tau \cdot K_{y,m,n-1}^p}{4 \cdot (\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{m,n-1}^p (\Delta y)^2}$$

$$C_{m,n}^p = -\frac{2 \cdot \Delta\tau \cdot k_{m,n}^p}{(\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{m,n}^p} \left[ \frac{1}{(\Delta x)^2} + \frac{1}{(\Delta y)^2} \right]$$

$Q(\Delta\tau, \Delta x, \Delta y)$ 은 고차항 생략으로 인한 오차항

$$\begin{aligned} = & \Delta\tau \cdot \left\{ \frac{\partial^2 T(x_m, y_n, \tau_p + \eta_p \cdot \Delta\tau)}{\partial \tau^2} \cdot \frac{\Delta\tau}{2} \right. \\ & \left. - \alpha^2 \cdot \left( \frac{\partial^4 T(x_m + \xi_m \cdot \Delta x, y_n, \tau_p)}{\partial x^4} \cdot \frac{(\Delta x)^2}{12} + \frac{\partial^4 T(x_m, y_n + \delta_n \cdot \Delta y, \tau_p)}{\partial y^4} \cdot \frac{(\Delta y)^2}{12} \right) \right\} \end{aligned}$$

$$\text{여기서, } \alpha^2 = \frac{k}{\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w}, \quad 0 \leq \eta_p, \xi_m, \delta_n \leq 1.0$$

상기에서 오차항  $Q(\Delta\tau, \Delta x, \Delta y)$ 은 임의 양수  $M_1, M_2, M_3$ 에 대하여 다음 관계가 성립한다.

$$Q(\Delta\tau, \Delta x, \Delta y) \leq \Delta\tau \cdot [M_1 \cdot \Delta\tau + M_2 \cdot (\Delta x)^2 + M_3 \cdot (\Delta y)^2] \quad (26)$$

$E^p = \max |e_{m,n}^p|, m=0,1,\dots,M, n=0,1,\dots,N$ 으로 정의하면 상기 식 (25)에서  $C_{m,n}^p + 1 \geq 0$ 일 경우, 식 (26)에 따라  $(P+1)$  시간대에서  $E^{p+1}$ 의 값의 범위는 아래와 같다.

$$\begin{aligned} E^{p+1} \leq & E^p + \Delta\tau \cdot [M_1 \cdot \Delta\tau + M_2 \cdot (\Delta x)^2 + M_3 \cdot (\Delta y)^2] \quad (27) \\ \leq & E^{p-1} + 2\Delta\tau \cdot [M_1 \cdot \Delta\tau + M_2 \cdot (\Delta x)^2 + M_3 \cdot (\Delta y)^2] \dots \\ \leq & E^0 + (p+1)\Delta\tau \cdot [M_1 \cdot \Delta\tau + M_2 \cdot (\Delta x)^2 + M_3 \cdot (\Delta y)^2] \\ = & (p+1)\Delta\tau \cdot [M_1 \cdot \Delta\tau + M_2 \cdot (\Delta x)^2 + M_3 \cdot (\Delta y)^2] \end{aligned}$$

만일  $(\Delta\tau, \Delta x, \Delta y)$ 의 값을  $(0,0,0)$ 에 가까운 작은 값을 취할 경우, 식 (27)에 따라  $(P+1)$  시간대에서의 오차항  $E^{p+1}$ 은 영(0)에 수렴하게 된다. 따라서 안정성 확보를 위한 조건은 다음을 만족해야 한다<sup>19)</sup>.

$$C_{m,n}^p + 1 \geq 0 \quad \text{for all } p \quad (28)$$

식 (28)과 식 (25)로부터 다음과 같은 조건식을 얻는다.

$$\alpha_{\max}^2 \cdot \Delta\tau \cdot \left( \frac{1}{(\Delta x)^2} + \frac{1}{(\Delta y)^2} \right) \leq \frac{1}{2} \quad (29)$$

여기서, 
$$\alpha_{\max}^2 = \frac{k_{\max}}{(\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{\min}}$$

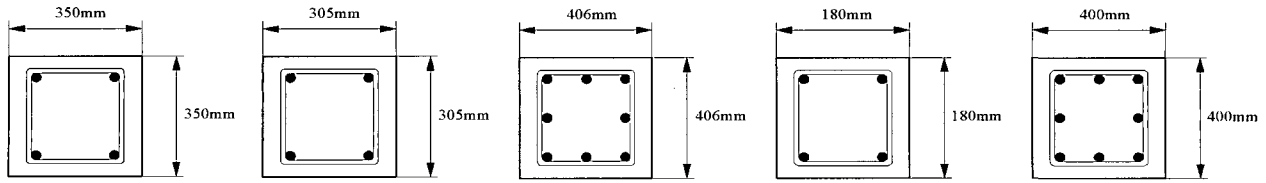
$(\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{\min}$  = 모든 시간대  $P$ 와 절점  $(m,n)$ 에 대하여 최소  $(\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{m,n}$  값

$k_{\max}$  = 모든 시간대  $P$ 와 절점 $(m,n)$ 에 대하여 최대  $k_{m,n}^p$  값

### 3. 해석치와 실험치와의 비교

개발된 모델에 T.T.Lie 등<sup>15)</sup>에 의하여 제시된 다음과 같은 콘크리트의 열전도율( $k=W/m^\circ C$ ) 및 열용량( $\rho_c c_c = J/^\circ C \cdot m^3$ )을 적용하였다.

$$\begin{aligned} k_c = & -0.000625T + 1.5 \quad \text{for } 0 \leq T \leq 800^\circ C \\ k_c = & 1.0 \quad \text{for } T > 800^\circ C \\ \rho_c c_c = & (0.005T + 1.7) \times 10^6 \quad \text{for } 0 \leq T \leq 200^\circ C \\ \rho_c c_c = & 2.7 \times 10^6 \quad \text{for } 200^\circ C < T \leq 400^\circ C \end{aligned} \quad (30)$$



(a) column in Ref.[5] (b) columns in Ref.[7] (c) columns in Ref.[7] (d) Column in Ref.[11] (e) Column in Ref.[16]

Fig 3 Geometries of columns exposed to fire tests

$$\rho_c c_c = (0.013T - 2.5) \times 10^6 \text{ for } 400^\circ\text{C} < T \leq 500^\circ\text{C}$$

$$\rho_c c_c = (-0.013T + 10.5) \times 10^6 \text{ for } 500^\circ\text{C} < T \leq 600^\circ\text{C}$$

$$\rho_c c_c = 2.7 \times 10^6 \text{ for } T > 600^\circ\text{C} \quad (31)$$

Fig. 3 은 기존의 화재실험을 통하여 철근콘크리트 기둥 내 단면의 온도를 측정 한 기둥들의 단면 형상을 나타낸다. Table 1 은 이들 철근콘크리트 기둥 내 단면의 온도변화를 측정 한 기둥들의 특성을 나타내고 있다. 실험치와의 비교를 위하여  $\Delta x = \Delta y = 5\text{mm}$ 를 적용하였다. 시간증가분 ( $\Delta t$ )은 1.0초로 하였다. 모든 경우, 상온에서의 콘크리트 기둥 내 잉여수 체적비가 측정되지 않은 상태였으나 T.T.Lie<sup>[13,14]</sup>의 경우와 같이 잉여수 체적비는  $\phi_w = 5\%$ 로 가정 하였다. Fig. 4 에 이들 실험 결과와 본 연구에서 개발된 이론 모델의 예측치 및 부분적으로 타 연구자들의 이론모델 결과들과 비교하였다. 본 연구에서 개발된 모델은 전체적으로 실험치를 잘 예측함을 살펴볼 수 있다. 또한 타 이론 모델의 예측치들과도 유사한 값을 나타내고 있음을 볼 수 있다.

#### 4. 결 론

철근콘크리트 기둥 내에 침투하는 열은 온도에 따라 변하는 기둥 내 콘크리트 열 특성값 들에 따른 비선형 열전달식을 만족하여야 한다. 따라서 화재에 노출된 철근콘크리트의 구조적 특성을 규명하기 위하여 비선형 열전달식을 근거로 정확한 수치해석적 모델의 개발이 우선되어야 한다.

본 연구에서는 기존에 개발된 대표적인 열전달식 모델 들에 대하여 검토하였으며 이를 근거로 기존의 모델에 비하여 개선된 수치해석 모델을 제시하였다. 개발된 모델은 양해법인 유한차분법에 근거하여 개발되었으며 기존의 다른 모델들에 비하여 가열된 콘크리트의 온도변화에 따른 비선형 열특성 및 잉여수의 체적비 변화에 따른 열변화를 고려할 수 있는 특성을 갖는다. 개발된 모델은 다양한 연구자들에 의하여 실시된 실험치를 잘 예측하였으며 또한 타 연구자들의 이론 예측치와도 거의 유사한 값을 나타내었다. 비선형 열전달식은 온도에 따라 변하는 콘크리트의 열전도율 및 열용량을 적용하여야 하므로 정확한 단면 내

Table 1 Test specimens of reinforced concrete columns exposed to fire

No	Refs	Specimen names	Column sizes		$f_{ck}$ (MPa)	Cover thickness (mm)	Reinforcement		Heating curve
			b (mm)	h (mm)			Main bars (cm)	Tie	
1	5	RC5A	350	350	24.5	37.5	4-D22 (15.48)	D10 @300	ISO*
2	5	RC5B	350	350	24.5	37.5	4-D22 (15.48)	D10 @300	ISO
3	7	RC7A	203	203	34.8	48	4-D20 (12.6)	D10 @200	ISO
4	7	RC7B	305	305	34.2	48	4-D25 (20.3)	D10 @300	ISO
5	7	RC7C	406	406	35.9	48	8-D25 (40.56)	D10 @400	ISO
6	11	RC11	180	180	62	25	4-D19 (11.48)	-	BS**
7	16	RC16	400	400	16	50	6-D22 (23.2)	D10 @250	BS

\* ISO : International Standards Organization<sup>17)</sup>  
 \*\* BS : British Standards Institution<sup>18)</sup>

열추적을 위하여 추후 고강도 콘크리트 등 다양한 콘크리트 구성 재료에 대한 이들의 구체적 실험식들이 요구된다.

#### 감사의 글

본 연구는 한국과학재단 특정기초연구과제(과제번호 R01-2004-000-10348-0)의 지원사업으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

#### 참고문헌

- 오창희, "화해건물의 구조내력에 관한 연구", 조선대학교 박사학위 논문, 1983.
- 조재열, "고온에 노출된 콘크리트의 잔류압축강도 특성에 관한 연구", 서울대학교 석사학위 논문, 1995.
- 허은진, "철근콘크리트 휨 부재의 내화성능에 관한 해석적 연구", 부산대학교 석사학위 논문, 2001.
- 건설교통부, "화재피해를 입은 고강도 및 일반강도 철근 콘크리트 부재의 구조적 성능 규명 및 보수", 건설교통부 한국건설교통기술평가원, 2003.
- 이차돈, 이승환, "화해를 입은 실물크기 보통강도 RC 기둥의 거동", 한국콘크리트학회, Dec. 2003, Vol.15, No.6, pp.866~876.
- Bobrowski J(Ed.), "Design and Detailing of Concrete Structures for Fire Resistance", Interim Guidance by a Joint Committee of the Institution of Structural

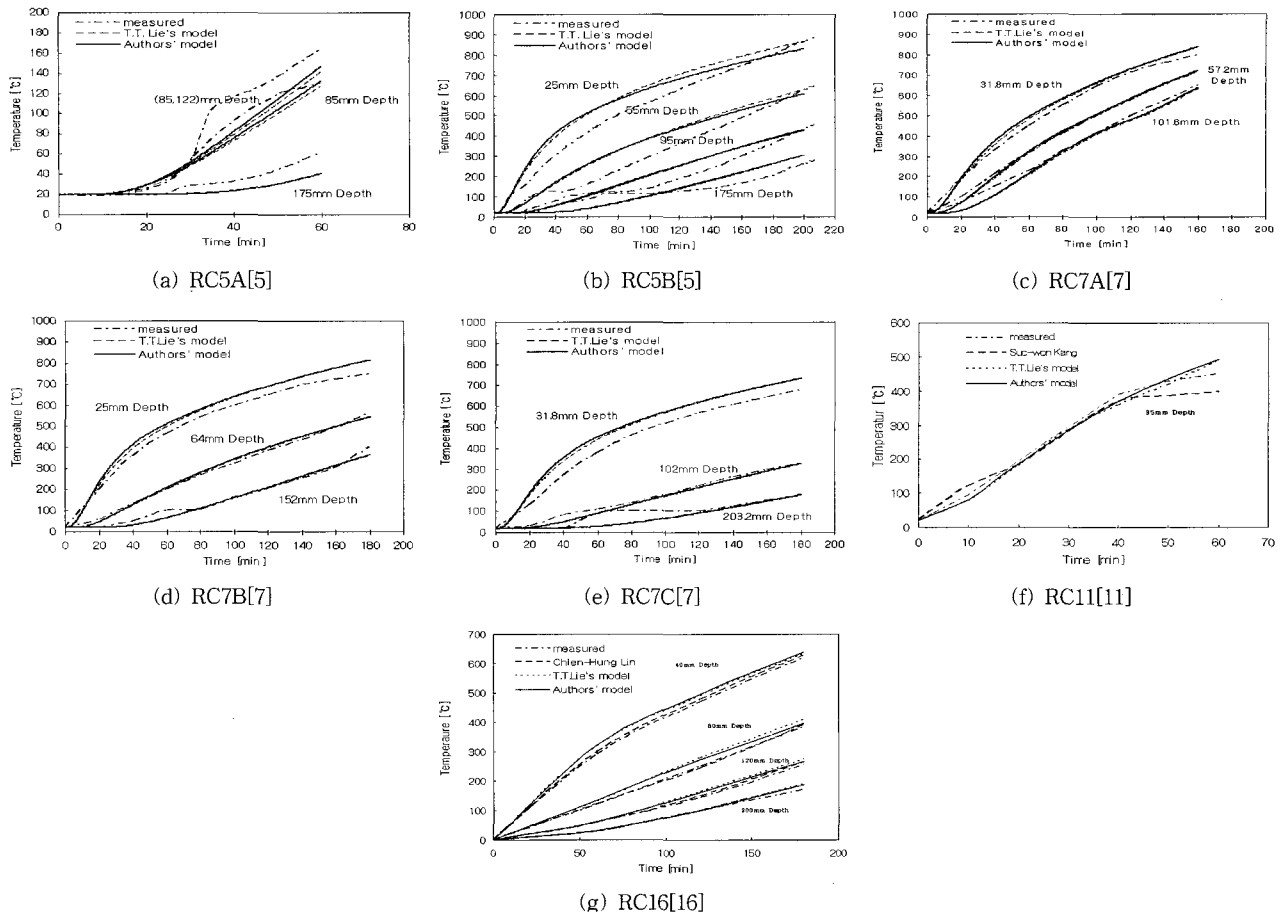


Fig. 4 Comparisons of model predictions with test results for temperature variations of concrete in reinforced concrete columns during fire

- Engineers and the Concrete Society, The Institution of Structural Engineers, London, (Chap 6, 7, 8, 12, 13), 1978.
- Lie, T.T., Lin, T.D., Allen, D.E., Abrams, M.S., "Fire Resistance of Reinforced Concrete Columns", National Research Council Canada Division of Building Research, Ottawa, 1984.
  - 권영진, "철근 콘크리트 구조물 화재조사 진단방법 및 유지관리 방법", 콘크리트학회지, Sep. 2002, Vol.14, No.5, pp.40~46.
  - Mohamad J. Terro, "Numerical Modeling of the Behavior of Concrete Structures in Fire", *ACI Structural Journal*, Mar.-Apr. 1998, pp.183~193.
  - Dehghan, M., "A New ADI Technique for Two-Dimensional Parabolic Equation with an Integral Condition", *Computers & Mathematics with Applications*, Vol.43, 2002, pp.1477~1488.
  - 강석원, "Numerical Analysis of Reinforced Concrete Column and Beam at High Temperature", 서울대학교 박사학위논문, 2001.2.
  - 이상호, 허은진, "가열조건에 따른 철근콘크리트 부재의 휨강도에 관한 해석적 연구", 콘크리트학회 논문집, 13권 3호, Jun. 2001, pp.196~205.
  - Lie, T.T. and Irwin, R.J., "Method to Calculate the Fire Resistance of Reinforced Concrete Columns with Rectangular Cross Section", *ACI Structural Journal*, Vol.90, No.1, Jan.-Feb. 1993, pp.52~60.
  - Lie, T.T. and Celikkol, B., "Method to Calculate the Fire Resistance of Circular Reinforced Concrete Columns", *ACI Structural Journal*, Vol.88, No.1, Jan.-Feb. 1991, pp.84~90.
  - Lie, T.T., "Temperature Distribution in Fire-Exposed Building Columns", *Journal of Heat Transfer 99 Series C*, 1977, 113pp. (Chap. 13).
  - Lin, Chien-Hung, Chen, Shun-Tyan, and Yang, Chen-An, "Repair of Fire-Damaged Reinforced Concrete Columns", *ACI Structural Journal*, Vol.92, No.4, Jul.-Aug. 1995, pp.406~411.
  - ISO, *Fire Resistance Tests-Elements of Building Construction*, ISO 834-1975, International Organization for Standardization, 1975.
  - British Standards Institution, *Fire Tests on Building Materials and Structures, Part 8: Test Methods and Criteria for the Fire Resistance of Elements of Building Construction*, BS 476, London, 1972.
  - Johnson, Lee W. and Riess R. Dean, *Numerical Analysis*, Addison-Wesley Publishing Company, 1982.

## 부 록

[경계면에서의 열전달식]

1) 최상면

$$T_{m,N}^{p+1} = T_{m,N}^p + \frac{\Delta\tau}{(\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{m,N}^p} \times \Psi_{m,N}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\phi_{m,N}^{p+1} = \phi_{m,N}^p - \frac{\Delta\tau}{(\rho_w \lambda_w)_{m,N}^p} \times \Psi_{m,N}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\Psi_{m,N}^p(k, T, \Delta x, \Delta y) = \frac{1}{(\Delta y)^2} (k_{m,N-1}^p + k_{m,N}^p)(T_{m,N-1}^p - T_{m,N}^p)$$

$$+ \frac{1}{2(\Delta x)^2} [(k_{m-1,N}^p + k_{m,N}^p)(T_{m-1,N}^p - T_{m,N}^p) + (k_{m,N}^p + k_{m+1,N}^p)(T_{m+1,N}^p - T_{m,N}^p)]$$

$$+ \frac{2h}{\Delta y} (T_\infty^p - T_{m,N}^p) + \varepsilon\sigma \frac{2h}{\Delta y} (T_\infty^{p4} - T_{m,N}^{p4})$$

2) 좌측면

$$T_{0,n}^{p+1} = T_{0,n}^p + \frac{\Delta\tau}{(\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{0,n}^p} \times \Psi_{0,n}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\phi_{0,n}^{p+1} = \phi_{0,n}^p - \frac{\Delta\tau}{(\rho_w \lambda_w)_{0,n}^p} \times \Psi_{0,n}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\Psi_{0,n}^p(k, T, \Delta x, \Delta y) = \frac{1}{(\Delta x)^2} (k_{1,n}^p + k_{0,n}^p)(T_{1,n}^p - T_{0,n}^p)$$

$$+ \frac{1}{2(\Delta y)^2} [(k_{0,n-1}^p + k_{0,n}^p)(T_{0,n-1}^p - T_{0,n}^p) + (k_{0,n}^p + k_{0,n+1}^p)(T_{0,n+1}^p - T_{0,n}^p)]$$

$$+ \frac{2h}{\Delta x} (T_\infty^p - T_{0,n}^p) + \varepsilon\sigma \frac{2h}{\Delta x} (T_\infty^{p4} - T_{0,n}^{p4})$$

3) 하단면

$$T_{m,0}^{p+1} = T_{m,0}^p + \frac{\Delta\tau}{(\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{m,0}^p} \times \Psi_{m,0}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\phi_{m,0}^{p+1} = \phi_{m,0}^p - \frac{\Delta\tau}{(\rho_w \lambda_w)_{m,0}^p} \times \Psi_{m,0}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\Psi_{m,0}^p(k, T, \Delta x, \Delta y) = \frac{1}{(\Delta y)^2} (k_{m,1}^p + k_{m,0}^p)(T_{m,1}^p - T_{m,0}^p)$$

$$+ \frac{1}{2(\Delta x)^2} [(k_{m-1,0}^p + k_{m,0}^p)(T_{m-1,0}^p - T_{m,0}^p) + (k_{m,0}^p + k_{m+1,0}^p)(T_{m+1,0}^p - T_{m,0}^p)]$$

$$+ \frac{2h}{\Delta y} (T_\infty^p - T_{m,0}^p) + \varepsilon\sigma \frac{2h}{\Delta y} (T_\infty^{p4} - T_{m,0}^{p4})$$

[모서리에서의 열전달식]

1) 상단 좌측모서리

$$T_{0,N}^{p+1} = T_{0,N}^p + \frac{\Delta\tau}{(\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{0,N}^p} \times \Omega_{0,N}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\phi_{0,N}^{p+1} = \phi_{0,N}^p - \frac{\Delta\tau}{(\rho_w \lambda_w)_{0,N}^p} \times \Omega_{0,N}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\Omega_{0,N}^p(k, T, \Delta x, \Delta y) = \frac{1}{(\Delta x)^2} (k_{1,N}^p + k_{0,N}^p)(T_{1,N}^p - T_{0,N}^p)$$

$$+ \frac{1}{(\Delta y)^2} (k_{0,N-1}^p + k_{0,N}^p)(T_{0,N-1}^p - T_{0,N}^p)$$

$$+ \frac{2(\Delta x + \Delta y)}{\Delta x \Delta y} [h(T_\infty^p - T_{0,N}^p) + \varepsilon\sigma(T_\infty^{p4} - T_{0,N}^{p4})]$$

2) 상단 우측모서리

$$T_{M,N}^{p+1} = T_{M,N}^p + \frac{\Delta\tau}{(\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{M,N}^p} \times \Omega_{M,N}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\phi_{M,N}^{p+1} = \phi_{M,N}^p - \frac{\Delta\tau}{(\rho_w \lambda_w)_{M,N}^p} \times \Omega_{M,N}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\Omega_{M,N}^p(k, T, \Delta x, \Delta y) = \frac{1}{(\Delta x)^2} (k_{M-1,N}^p + k_{M,N}^p)(T_{M-1,N}^p - T_{M,N}^p)$$

$$+ \frac{1}{(\Delta y)^2} (k_{M,N-1}^p + k_{M,N}^p)(T_{M,N-1}^p - T_{M,N}^p)$$

$$+ \frac{2(\Delta x + \Delta y)}{\Delta x \Delta y} [h(T_\infty^p - T_{M,N}^p) + \varepsilon\sigma(T_\infty^{p4} - T_{M,N}^{p4})]$$

3) 하단 좌측모서리

$$T_{0,0}^{p+1} = T_{0,0}^p + \frac{\Delta\tau}{(\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{0,0}^p} \times \Omega_{0,0}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\phi_{0,0}^{p+1} = \phi_{0,0}^p - \frac{\Delta\tau}{(\rho_w \lambda_w)_{0,0}^p} \times \Omega_{0,0}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\Omega_{0,0}^p(k, T, \Delta x, \Delta y) = \frac{1}{(\Delta x)^2} (k_{1,0}^p + k_{0,0}^p)(T_{1,0}^p - T_{0,0}^p)$$

$$+ \frac{1}{(\Delta y)^2} (k_{0,1}^p + k_{0,0}^p)(T_{0,1}^p - T_{0,0}^p)$$

$$+ \frac{2(\Delta x + \Delta y)}{\Delta x \Delta y} [h(T_\infty^p - T_{0,0}^p) + \varepsilon\sigma(T_\infty^{p4} - T_{0,0}^{p4})]$$

4) 하단 우측모서리

$$T_{M,0}^{p+1} = T_{M,0}^p + \frac{\Delta\tau}{(\rho_c c_c + \rho_w c_w \phi_w)_{M,0}^p} \times \Omega_{M,0}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\phi_{M,0}^{p+1} = \phi_{M,0}^p - \frac{\Delta\tau}{(\rho_w \lambda_w)_{M,0}^p} \times \Omega_{M,0}^p(k, T, \Delta x, \Delta y)$$

$$\Omega_{M,0}^p(k, T, \Delta x, \Delta y) = \frac{1}{(\Delta x)^2} (k_{M-1,0}^p + k_{M,0}^p)(T_{M-1,0}^p - T_{M,0}^p)$$

$$+ \frac{1}{(\Delta y)^2} (k_{M,1}^p + k_{M,0}^p)(T_{M,1}^p - T_{M,0}^p)$$

$$+ \frac{2(\Delta x + \Delta y)}{\Delta x \Delta y} [h(T_\infty^p - T_{M,0}^p) + \varepsilon\sigma(T_\infty^{p4} - T_{M,0}^{p4})]$$

## 요 약

화재에 노출된 철근콘크리트 기둥은 기둥을 구성하는 재료물성의 변화와 함께 기둥의 구조적 성능에도 결과적으로 열화현상을 나타내게 된다. 기둥의 구조적 성능의 열화정도는 화재동안 기둥단면에 전달된 열의 양과 관련이 있다. 이를 예측하기 위한 합리적인 열전달 모델은 기둥이 가열을 받는 동안 전달된 열 정도에 따라 변하는 콘크리트의 전도율 및 열용량, 그리고 단면 내 잉여수 증발에 대한 적절한 고려를 하여야 한다. 본 연구에서 제안한 모델은 양해법 유한차분법에 근거하여 개발되었으며 기존에 제안된 모델들에 비하여 이들 모든 변수들의 영향을 적절하게 고려하고 있다. 본 연구에서 개발된 모델은 기존 화재 실험에 의한 기둥 단면 내 온도를 적절하게 예측하였다.

**핵심용어** : 화재, 열전달, 수치모델링, 철근콘크리트 기둥