

# 크리이프를 고려한 매스콘크리트의 수화열에 대한 온도응력 해석

## Thermal Stress Analysis of the Heat Generation for Mass Concrete Considering Creep Effect

김진근\* · 이종대\*\*

Kim, Jin Keun · Lee, Jong Dae

### Abstract

The heat generation of cement causes the internal temperature rise and volume change at early age, particularly in massive concrete structures. As the results of the temperature rise and restraint conditions, the thermal stress may induce cracks in concrete. Therefore, the prediction of the thermal stress is very important in the design and construction in order to control the cracks developed in mass concrete. In case of young concrete, creep effect by the temperature load is larger than that of old concrete. Thus, the effect of creep must be considered for checking the cracks, serviceability, durability and leakage. This paper is concentrated on the development of a finite element program which is capable of simulating the temperature history and the thermal stress considering creep and the modified elastic modulus due to inner temperature change and maturity. The analytical results in the inner parts highest important to control cracks are in good agreement with experimental data. Therefore this study may provide available method to control the cracks.

### 요 지

매스콘크리트에서 시멘트의 수화반응에 의해 발생하는 열은 약재령 콘크리트(young concrete)에서 내부온도의 증가와 체적변화를 초래하므로 외적인 구속이 존재하면 구조물에는 인장응력이 발생하고 이는 구조물에 균열을 일으킬 수 있다. 따라서 매스콘크리트의 설계와 시공단계에서 균열을 제어하기 위해서는 온도응력을 정확하게 예측하는 것이 매우 중요하다. 또한 약재령 콘크리트에서는 크리이프 효과가 노재령 콘크리트(old concrete)의 경우에 비하여 현저하게 크므로 이를 반드시 고려하여야 할 것이다. 이 논문은 매스콘크리트에서의 온도에 관한 시간이력을 구하고 크리이프와 각 요소의 온도를 고려한 탄성계수를 적용하여 온도응력을 구하는 유한요소 프로그램을 개발하는데 그 목적이 있다. 개발된 프로그램의 해석결과를 문헌의 자료들과 비교해 볼 때 온도균열의 제어에 가장 중요한 내부에서의 온도이력과 응력이 실험결과와 잘 부합되고 있다. 따라서, 이 논문의 해석방법은 매스콘크리트 구조물의 설계와 시공단계에서 균열의 제어를 위해 유용하게 사용될 수 있을 것이다.

\* 정희원 · 한국과학기술원 토목공학과 부교수

\*\* (주) 삼우기술단 도로3부

## 1. 서 론

최근에 토목 및 건축 분야에서 콘크리트 구조물이 특수화, 대형화 되어가고 설계기준강도가 높아짐에 따라 많은 단위시멘트량의 사용이 요구되고 있다. 그러나 배근이나 작업의 제약 등으로 인해 슬럼프가 크고 굵은골재의 최대치수도 작으며 단위 수량이 많은 부배합(rich mix) 콘크리트를 사용하기 때문에 콘크리트의 응결경화과정에서 시멘트의 수화발열반응에 의해 구조물 내부에서는 커다란 온도의 상승이 일어난다. 이때 상승된 온도가 하강할 때 구조물이 외적인 구속을 받으면 인장응력에 의해 균열이 발생할 수 있고, 이는 구조물의 안전성, 내구성 및 방수성 등에 영향을 미치게 되므로 이에 대한 연구의 필요성이 증대되고 있다.

시멘트 수화열에 의한 매스콘크리트의 온도상승에 관한 연구는 1930년대에 Boulder Dam에 관한 연구<sup>(1)</sup>, Carson<sup>(2)</sup>, Schmit<sup>(3)</sup> 등의 일련의 연구를 시작으로 오늘날까지 많은 연구가 되고 있으며, 이 중에서 1차원 문제에 적용되는 Carson의 방법과 1~3차원 문제에 적용되는 Schmit의 방법은 계산이 간단하므로 단순한 경계조건의 경우에 오늘날에도 많이 사용되고 있다. 그러나 컴퓨터의 보급이 확산됨에 따라 유한요소법에 의한 전체 구조물에서의 온도응력 해석이 가능하게 되었으므로 이에 대한 연구가 필요하게 되었다.

또한, 콘크리트 구조물은 재료의 특성에 의해 하중이 가해지는 시간에 일어나는 순간적인 변형과 하중의 증가가 없어도 시간의 흐름에 따라 계속적인 변형이 일어나는 크리프(creep)현상이 존재한다. 이러한 크리프현상은 부재가 항상 압축 혹은 인장 상태에 있는 경우에 응력완화현상(stress relaxation)을 일으키지만 응력의 상태가 변화하는 경우에는 구조물의 응력을 증가시킬 수도 있다. 더우기 초기 재령의 온도하중에 대한 크리프의 영향은 더욱 크므로 구조물의 해석시에 이를 고려해야 할 것이다.

본 연구는 구조물의 시공시 발생할 수 있는 약재령 콘크리트의 온도하중에 의한 균열의 제어를 위해 사용할 수 있는 유한요소 해석법을 개발하므로써 온도응력 해석의 신뢰성을 높이는데 그 목적이 있다.

## 2. 재료의 모델링

### 2.1 수화열에 대한 모델링

콘크리트는 사용된 골재 및 시멘트의 종류와 양, 그리고 단위수량에 따라 서로 상이한 열적 성질을 가지므로 수화열에 의한 온도상승을 추정하기 위해서는 열정수를 실험에 의해 측정하여야 한다. 그러나 모든 경우에 있어서 실험에 의한 방법은 현실성이 부족하므로 배합표에 의해 비열  $C_c$ (kcal/kg·°C), 열확산율  $h_c^2$ (m<sup>2</sup>/hr) 및 열전도율  $\lambda_c$ (kcal/m·hr·°C)을 식 (1)에 의해서 산정할 수 있다.<sup>(5)</sup>

$$C_c = \frac{C_G G + C_S S + C_W W + C_0 C}{G + S + W + C}$$

$$\lambda_c = \frac{\lambda_G G + \lambda_S S + \lambda_W W + \lambda_0 C}{G + S + W + C} \quad (1)$$

$$h_c^2 = \frac{\lambda_c C_c}{\rho_c}$$

여기서,

$C_G, C_S, C_W, C_0$  : 굵은골재, 잔골재, 물, 시멘트의 비열(kcal/kg·°C)

$\lambda_G, \lambda_S, \lambda_W, \lambda_0$  : 굵은골재, 잔골재, 물, 시멘트의 열전도율(kcal/m·hr·°C)

$G, S, W, C$  : 굵은골재, 잔골재, 물, 시멘트의 단위용적중량(kg/m<sup>3</sup>)

$\rho_c$  : 콘크리트의 단위용적중량(kg/m<sup>3</sup>)

대기와의 경계면에서 열전달율은 풍속에 따라 변화하며, 小澤<sup>(5)</sup>은 아래의 식 (2)를 제안하고 있다.

$$\omega = 9.60 + 1.12v \text{ (kcal/m}^2\text{hr}\cdot\text{°C)} \quad (2)$$

여기서,  $v$  = 풍속(m/sec)

콘크리트 온도상승의 정도는 부재의 단면치수 및 형상, 시멘트의 종류, 혼화재료, 단위시멘트량, 거푸집의 재질과 두께, 양생조건, 외부 기온, 타설시 콘크리트의 온도 등과 같은 영향 인자에 따라 변화하며, 온도상승에 의한 실험 방법으로는 식 (3)과 같은 형태로 표현되는 단일온도 상승시험법이 있다.

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

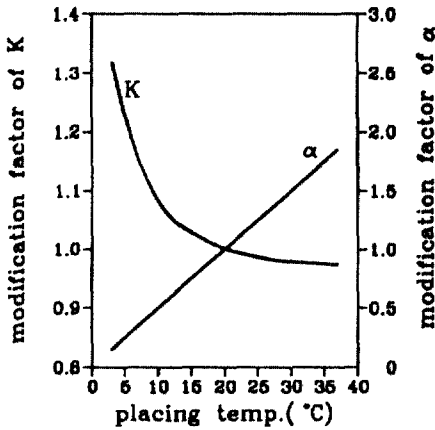


그림 1. 타설온도와 실험 변수 K, α의 관계

여기서, T : 단열 온도상승치(°C)

K : 최고상승온도(°C)

α : 반응속도

t : 재령(일)

그러나 각각의 구조물마다 실험을 행하는 것은 현실상 어려우므로, 본 연구에서는 단위시멘트량 및 타설시의 온도를 실험변수로 하여 최고상승온도(K)와 반응속도(α)를 구한塚山の 실험식<sup>(6)</sup>, 시멘트 수화열에 관한 실험식<sup>(7)</sup>을 소개하고 이를 이용하여 새로운 모델식을 제안하고자 한다.

### 2.1.1 塚山の 실험식<sup>(6)</sup>

塚山은 각종 시멘트에 대한 많은 단열온도 상승 실험을 행하여 식(3)에서의 최고상승온도(K)와 반응속도(α)는 시멘트의 종류와 단위 시멘트량 및 타설시의 온도에 따라서 변한다는 제안(그림 1)을 하였다.

### 2.1.2 시멘트 수화열에 의한 실험식<sup>(7)</sup>

수화열에 의한 실험식은 콘크리트의 단열온도상승식을 식 (4)와 같이 나타내고, 이때 시멘트의 수화열( $H_{T,28}$ )에 대한 실험자료를 식 (3)과 같은 형태가 되도록 회귀분석하여 식 (5)에서의 반응속도계수(α)를 구하는 방법을 사용하고 있다.

$$K = \frac{W_c H_{T,28}}{C_c \rho_c} \quad (4)$$

$$H_{T,28} = Q(1 - e^{-\alpha t}) \quad (5)$$

여기서,  $W_c$  : 단위시멘트량(kg/m<sup>3</sup>)

$H_{T,28}$  : 시멘트의 수화열(kcal/kg)

$C_c, \rho_c$  : 콘크리트의 비열 및 단위중량(kg/m<sup>3</sup>)

Q : 시멘트의 최대 수화열(kcal/kg)

이때 시멘트의 최대 수화열은 28일에서의 수화열 값을 이용하고 있으며 각종 시멘트에 대한 수화열값(Q)은 표 1에 주어져 있다.

표 1. 각종 시멘트의 수화열

시멘트의 종류	수화열(kcal/kg)					
	3일	7일	28일	3월	1년	13년
보 통	60.9	79.2	95.6	103.8	108.6	118.2
조 강	75.9	90.6	101.6	106.8	114.2	120.5
중용열	46.9	60.9	79.6	88.1	95.4	100.7
Fly-ash B종	49.0	63.1	77.9	83.0	*	*

### 2.1.3 단열온도상승식의 비교와 제안

塚山の 실험식은 비교적 두께가 얇은 콘크리트 구조물(1m 이하)에 대하여 실험을 행하였으므로 부재의 두께가 1m 이상인 매스콘크리트에서 최고상승온도(K)는 지나치게 과소평가되고 있다. 그러나 반응속도 α는 실측치보다 약간 과소평가되고 있으나 수화열에 의한 실험식보다는 실측치에 근접한 결과를 보이고 있다.

28일에서의 수화열을 중국 수화열로 가정한 수화열에 의한 실험식에서 최고상승온도(K)는 실측치와 유사하나 반응속도(α)는 지나치게 과소평가되고 있다. 이것은 주위 온도를 20°C로 일정하게 하여 실험을 행함으로써 스스로의 반응열에 의해 반응이 가속되는 실제 콘크리트 구조물의 현상을 반영하지 못하기 때문이다.<sup>(4)</sup>

따라서 이 연구에서는 91일의 중국수화열 값을 사용하여 식 (4)에 의해 구해진 온도를, 타설시의 온도에 의한 보정계수(그림 1)를 곱하여 최대상승온도(K)로 사용하고, 또한 구해진 K값과 실험에 의한 2~3일간의 온도이력을 회귀분석함으로써 반응속도를 결정하고, 실험이 불가능한 경우에는塚山の 실험식을 사용하고자 한다.

단위시멘트량이 298 kg/m<sup>3</sup>인 플라이애쉬 콘크리트를 32°C에서 타설한 경우에 각각의 단열온도상승식은 다음과 같고 그들의 비교는 그림 2와 같다.

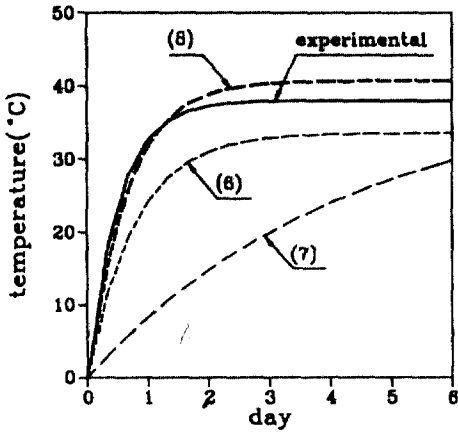


그림 2. 단열온도상승 모델식의 비교

$$\text{塚山の 실험식} : T = 33.61(1 - e^{-1.2770t}) \quad (6)$$

$$\text{시멘트 수화열에 의한 식} : T = 39.32(1 - e^{-0.2364t}) \quad (7)$$

$$\text{제안식} : T = 40.77(1 - e^{-1.5534t}) \quad (8)$$

콘크리트의 단열온도 상승에 의한 단위시간, 단위 체적당의 내부발열량(Q)은 식 (3)을 시간에 대하여 미분한 식 (9)와 같다.

$$\dot{Q} = \frac{\rho_c C_c \Delta T}{\Delta t} = \frac{1}{24} \rho_c C_c K e^{-at/24} \quad (9)$$

여기서,

- Q̇ : 단위시간의 단위체적당 발열량(Kcal/hr·m<sup>3</sup>)
- ΔT : 콘크리트의 단열온도상승에 의한 온도차(°C)
- Δt : 시간차분(시간)

## 2.2 응력 해석에 관한 모델링

콘크리트의 강도발현이 거의 없는 -12°C ~ -10°C 를 기준온도(base temperature)로 하여 시간 간격과 그 시간에서의 온도를 곱하여 적산한 식 (10)의 숙성도(maturity)에 따라 콘크리트의 압축강도가 변화한다.

$$M_{\text{maturity}} = \int_0^t (T - T_0) dt \quad (10)$$

여기서, T<sub>0</sub>는 기준온도로서 일반적으로 -10°C 를 이용한다.

이렇게 구하여진 압축강도는 각 시간 간격과 각

표 2. 적산온도와 강도발현곡선의 관계

시멘트 종 별	M	강도발현 곡 선	a	b	c
조 강	≤30	y = ax <sup>2</sup> + bx + c -0.005	0.024	-0.028	0.010
	>30			0.162	-0.286
보 통	≤30	y = ax <sup>2</sup> + bx + c	0.012	-0.028	0.020
	>30	y = ax + b	0.112	-0.347	
중 용 열	≤30	y = ax <sup>2</sup> + bx + c	0.010	-0.027	0.020
	>30		0.006	0.014	-0.077
고 로	≤30	y = ax <sup>2</sup> + bx + c	0.010	-0.027	0.020
	>30		0.006	0.014	-0.077
Fly-ash	≤30	y = ax <sup>2</sup> + bx + c	0.012	-0.034	0.028
	>30		0.002	0.074	-0.251

$$*여기서, x = 2.398 \ln \frac{M}{3.5} - 1.0$$

요소마다 서로 다른 값을 가지게 되므로 ACI 모델식<sup>(8)</sup> (11)에 의하면 탄성계수도 각 시간단계에서 요소마다 다른 값을 가지게 된다.

$$E_c = 4270 \rho_c^{1.5} \sqrt{\sigma_c(t)} \quad (\text{kg/cm}^2) \quad (11)$$

여기서, ρ<sub>c</sub>는 콘크리트의 단위중량으로서 ton/m<sup>3</sup>의 단위를 가진다.

Plowman<sup>(9)</sup>은 숙성도를 위의 식 (10)과 같이 나타내고 강도수준에 따른 압축강도와 숙성도의 관계식을 제안하였으며, 大崎는 식 (12)를 이용하여 적산온도와 강도발현의 관계식을 표 2와 같이 제안하였다.

大崎의 식은 초기재령에서 숙성도에 따른 강도발현율의 곡선이 변곡점을 가지며, 이는 약재령 콘크리트의 특성을 Plowman의 식보다 잘 나타내고 있다고 판단된다.

따라서 이 연구에서는 숙성도에 따른 압축강도 발현율로써 大崎의 식을 사용하였다.

$$M_{\text{maturity}} = \Sigma \beta(\theta + 10) \Delta t \quad (12)$$

여기서, β = 0.0003(θ + 10)<sup>2</sup> + 0.006(θ + 10) + 0.55 : 온도보정항

M : 시간 t에서의 적산온도(°C-days)

θ : Δt 기간중의 콘크리트의 온도(°C)

$\Delta t$  : 시간(day)

여기서,  $y$ 는 재령 28일의 압축강도에 대한 강도 발현율로서 이를 이용하여 적산온도에 의한 압축강도를 식 (13)과 같이 구하고, 식 (11)과 식 (14)에 대입하여 탄성계수와 인장강도를 구할 수 있다.

$$\sigma_c(T, t) = \sigma_{c,28} \times y \quad (13)$$

$$\sigma_c(T, t) = 0.396 \times \sigma_c(T, t)^{0.79} \quad (14)$$

여기서,  $\sigma_{c,28}$  : 28일 재령의 압축강도 실측치 또는  $1.2 \times$  설계기준강도

한편, 콘크리트의 탄성계수는 온도에 따라 서로 다른 값을 갖기 때문에 속성도와 식 (11)에 의해 구해진 탄성계수는 각각의 요소에서 온도에 대해 다시 보정을 해주어야 한다. 이를 위하여 Bangash와 England의 모델식(15)<sup>(11)</sup>을 사용하였다. 이때 기준 탄성계수  $E_c$ 는  $20^\circ\text{C}$ 에서의 값이며 온도  $T$ 는  $85^\circ\text{C}$ 를 초과하지 않는 경우에 적용된다.

$$E_T = E_{20} \left(1 - \frac{T - 20}{137}\right) \quad \text{for } 20^\circ\text{C} \leq T \leq 50^\circ\text{C}$$

$$E_T = 0.78 E_{20} \left(1 - \frac{T - 50}{341}\right) \quad \text{for } 50^\circ\text{C} \leq T \leq 85^\circ\text{C} \quad (15)$$

크리이프 함수는 응력이 작용하였을 경우에만 생기는 값이므로 크리이프 함수를 나타낼 때는 일반적으로 단위응력을 가했을 때 생기는 변형율로 아래의 식 (16)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} J(t, t') &= \varepsilon_E(t) + \varepsilon_c(t) = \frac{1}{E(t')} + C(t, t') \\ &= \frac{1}{E(t')} + \frac{\phi(t, t')}{E(t')} \\ &= \frac{1}{E(t')} [1 + \phi(t, t')] \end{aligned} \quad (16)$$

여기서,  $J(t, t')$  : 크리이프 함수  
 $C(t, t')$  : 비 크리이프(specific creep, creep compliance)  
 $\phi(t, t')$  : 크리이프 상수  
 $E(t')$  : 재령  $t'$ 에서 콘크리트의 탄성계수

여기서, 크리이프 계수(creep coefficient)는 ACI의 모델식을 이용하였다.

### 3. 유한요소법에 의한 열전도 해석

#### 3.1 열전도 해석에 관한 이론

프랑스의 수리물리학자 Joseph Fourier에 의한 한 방향으로의 전도에 의한 열전달율은 열류에 수직인 면적과 그 방향의 온도 기울기의 곱에 비례한다. 따라서 단위 시간, 단위 면적당 이동되는 열량인 열유속(heat flux)  $q$ 는 식 (17)과 같이 나타낼 수 있다.

$$q = \lambda \frac{\partial T}{\partial n} \quad (17)$$

여기서 비례상수  $\lambda$ 는 물질의 열전도율(열전도 계수)로서 kcal/hr·m· $^\circ\text{C}$ 의 단위를 가진다.

유체가 고체 위 또는 유로내를 흐를 때 유체의 온도( $T_i$ )와 고체 표면의 온도( $T$ )가 다르면 표면에 대한 유체의 상대운동의 결과로 유체와 고체 표면 사이에 열이 전달되는데 이를 대류라 하며 식 (18)과 같이 표현된다.

$$q = \alpha(T - T_i) \quad (18)$$

#### 3.2 열전도 지배방정식

임의의 시간  $t$ 에서의 온도 분포를  $T(x, y, z, t)$ 로 나타낼 때 온도의 변화율에 의해 열흐름이 일어나게 된다.

일반적으로 온도는  $x, y, z$ 방향으로 모두 변하므로 각 방향으로 열유속이 존재하게 되며, 그림 3에서 각 방향의 열유속을  $q_x$ 는 Fourier 법칙에 따른 식 (19)와 같다.

$$\begin{aligned} q_x &= -\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \\ Q_{x+dx} &= q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx \end{aligned} \quad (19)$$

여기서,  $\lambda_x$  :  $x$ 방향의 열전도계수(kcal/hr·m· $^\circ\text{C}$ )

따라서 그림 3에서  $x$ 방향의 전도에 관한 열흐름 평형방정식은 식 (20)과 같다.

$$(dq_x)_{in} - (dq_x)_{out} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx dy dz dt \quad (20)$$

콘크리트의 수화열에 의한 미소 체적요소 내에서

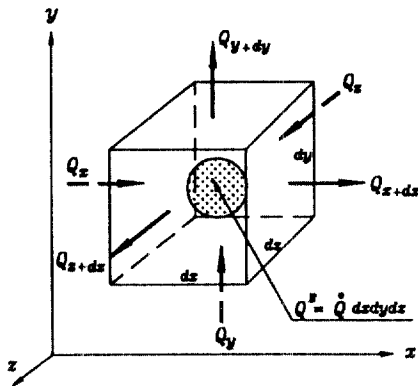


그림 3. 미소체적에서의 열평형 관계

의 에너지발생율은 (21)과 같고, 내부에너지의 증가율은 체적요소 내의 에너지 저장율이므로 (22)와 같다.

$$\dot{Q} dx dy dz dt \quad (21)$$

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz dt \quad (22)$$

열전도율이 등방성을 가진다고 가정하면 3차원 미소체적에 대한 비정상 열전도 방정식은 식 (20) 및 (21), (22)에 의하여 식 (23)과 같이 구할 수 있다.

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \nabla^2 T + \dot{Q} \quad (23)$$

### 3.3 유한요소 정식화

#### 3.3.1 공간영역에서의 유한요소 공식화

유한요소 공식화를 위해, 절점온도와 요소내의 온도를 결합시켜 주는 형상함수  $N(x, y, z)$ 와 시간에 따른 요소의 절점온도를 나타내는 함수  $\{\Phi(t)\}$ 의 곱으로 요소내의 온도분포를 식 (24)와 같이 표현하여 식 (23)을 정리하면 식 (25)와 같다.

$$T(x, y, z, t) = [N(x, y, z)] \{\Phi(t)\} \quad (24)$$

$$\int_{V_e} [N]^T \left\{ \lambda \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \dot{Q} - \rho C \frac{\partial T}{\partial t} \right\} dV = 0 \quad (25)$$

이때 Gauss의 부분적분공식과 Galerkin법을 이용하고, 전도와 대기와와의 대류에 의한 경계조건을 도

입하여 정리하면, 비정상 열전도에 관한 요소내의 유한요소식 (26)을 유도할 수 있다.<sup>(12)</sup>

$$[h] \{\Phi\} + [c] \left\{ \frac{\partial \Phi}{\partial t} \right\} = \{q\} \quad (26)$$

여기서,

$$[h] = \int_{V_e} \lambda \left( \frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} \frac{\partial [N]}{\partial z} \right) dV + \int_{S_1} \alpha [N]^T [N] dS$$

$$[c] = \int_{V_e} \rho C [N]^T [N] dV$$

$$\{q\} = \int_{V_e} \dot{Q} [N]^T dV - \int_{S_1} q_0 [N]^T dS + \int_{S_2} \alpha T_f [N]^T dS$$

#### 3.3.2 시간영역에서의 차분화

시간 영역에 대한 해를 구하기 위해서는, 시간 간격의 선택에 관계없이 비교적 안정된 해를 가지는 Newmark- $\beta$  방법<sup>(13)</sup>을 사용하였다.

## 4. 유한요소법에 의한 열응력 해석

열전도 해석과 응력 해석은 다 같이 2계 미분방정식의 형태를 가진다. 따라서 열전도 해석과 응력 해석에 동일하게 8절점 육면체의 등매개변수 요소 (hexahedral isoparametric element)를 사용하였다.

온도하중 및 크리이프 하중을 고려하기 위하여 최소일의 원리(minimum potential energy principle)를 이용하였으며, 탄성체에서의 포텐셜 에너지를 정리하면 식 (27)과 같다.

$$[K] \{d\} = \{F\} + \{F\}_c + \{F\}_T \quad (27)$$

$$[K] = \int_V [B]^T [D] [B] dV : \text{강성행렬}$$

$$[F]_c = \int_V [B]^T [D] [\epsilon]_c dV : \text{크리이프하중}$$

$$[F]_T = \int_V [B]^T [D] [\epsilon]_T dV : \text{온도하중}$$

여기서,  $[D]$ 는 재료에 관계되는 행렬로서 콘크리트가 재령과 온도에 의해 성질이 상이하므로 강성

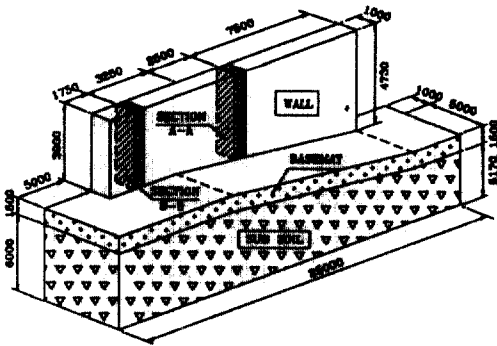


그림 4. 3차원 매스 콘크리트 해석 모델

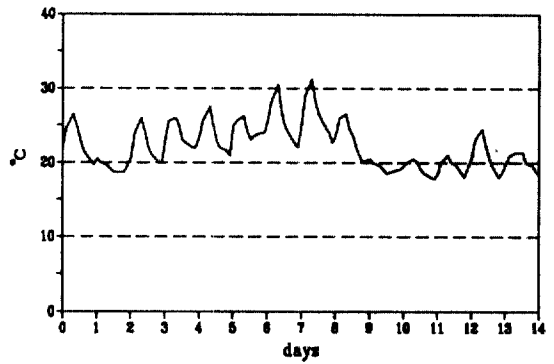


그림 6. 외기 온도의 변화

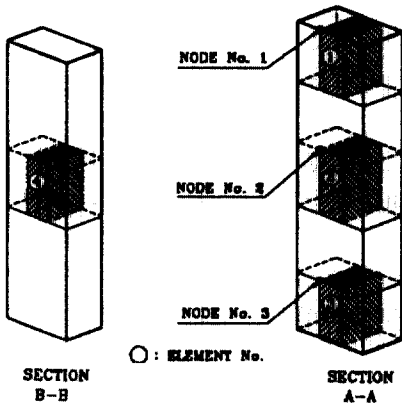


그림 5. 온도이력과 응력의 측정위치

행렬은 각 시간 단계에서 재구성되어야 한다.

구조물의 크리이프를 계산하는 방법으로는 해석적 방법(analytical method)과 수치적 방법이 있으나, 이 연구에서는 수치적 방법인 중첩의 원리를 이용한 단계적 해석방법(step-by-step method)을 사용하였다.

## 5. 예제 해석 및 결과분석

### 5.1 열전도 해석의 비교 분석

그림 4의 3차원 매스콘크리트 구조물에 대해 해석을 행하여 참고문헌[14]의 실험결과, 그리고 범용프로그램인 ADINA-T의 해석결과와 비교하였다.

해석에 사용한 콘크리트의 배합표와 재료의 물성 및 콘크리트와 암반의 열적 성질은 참고문헌 [14]에서 주어진 값들을 사용하였다.

타설되는 콘크리트의 온도는 25°C, 암반의 초기 온도는 상부에서 22°C, 하부에서 17°C의 선형적 분

포로 하였으며, 대기와의 열전달율은  $9.0 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot ^\circ\text{C}$ 로 하였다.

그림 5에 나타낸 3개 절점에 대한 실험값과 ADINA-T의 해석 결과,<sup>[14]</sup> 그리고 이 연구의 해석 결과를 그림 7에 나타내었다. 여기서, ADINA-T와 이 연구의 (1)은 외부의 온도를 22°C로 평균값을 취한 결과이며, (2)는 그림 6과 같이 변화하는 외기온도를 중첩의 원리에 의해 해석한 결과이다.

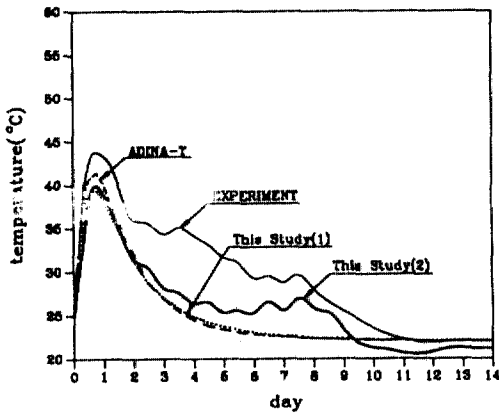
그림 7(a)는 절점번호가 1인 위치(대기와 접하는 면)에서의 온도이력으로서 실험치와 상당한 차이를 나타내고 있으며, 이 오차는 그림 7(b), (c)에서 보여주듯이 콘크리트의 중심부로 들어갈수록 줄어들고 있다. 즉, 외기와의 경계조건이 표면에서는 온도분포에 커다란 영향을 미치나, 수화열이 큰 비중을 차지하는 내부로 들어갈수록 그 영향이 줄어들는 것을 알 수 있다.

그림 7(b)는 벽체 중앙 부위에서의 온도이력으로서 온도응력에 가장 큰 영향을 미치는 최고상승 온도가 실험치와 근접한 결과를 보여주고 있으며, 외부의 온도를 고려하는 해석 (2)의 결과가 더욱 양호한 결과를 보여주고 있다.

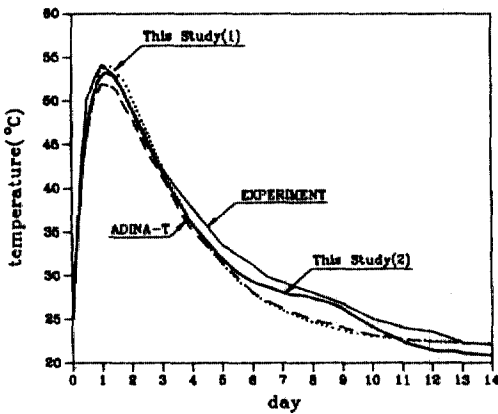
이상의 결과를 종합할 때 열전달 계수는 외기와의 경계면에서 매우 민감하게 반영되고 있음을 알 수 있다. 그러나, 열전달 계수가 풍속 등의 조건에 따라 수시로 변화하므로 정확하게 규명하기가 어렵다는 것을 고려할 때, 본 연구의 열전도 해석은 온도응력 해석의 정확도를 높일 수 있을 것으로 기대된다.

### 5.2 크리이프를 고려한 온도응력의 비교 분석

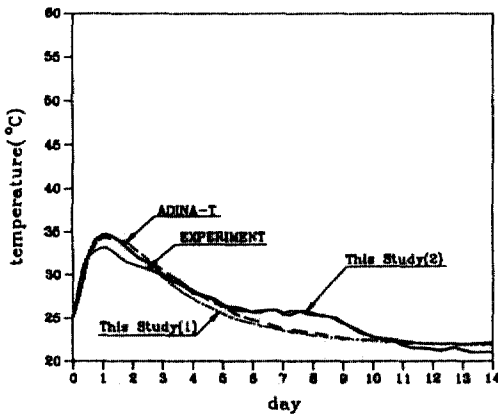
참고문헌 [14]에 주어진 배합표에 의해 크리이



(a) 절점 번호 1



(b) 절점 번호 2



(c) 절점 번호 3

그림 7. 온도이력의 비교

프의 영향인자를 계산하여 실행한 해석 결과는 그림 8-(a), (b), (c), (d)와 같다. 이때, T는 온도만을 고려한 해석, C는 크리이프를 고려한 해석, E와 A는 참고

문헌[14]의 실험과 해석결과이며, V는 외기의 변화하는 온도를 중첩의 원리에 의해 고려하여 해석한 결과이다.

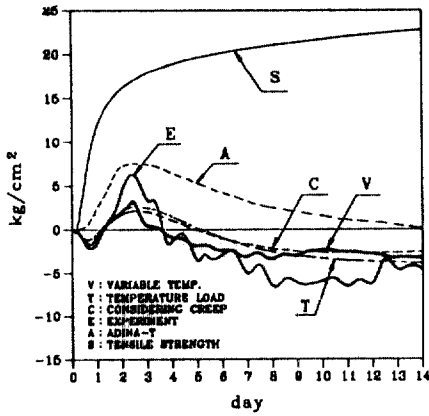
이 결과에서 크리이프를 고려하는 경우(C)에 압축 영역(온도가 증가하는 단계)에서는 응력이 감소하는 추세에 있으나, 인장으로 반전되는 단계에서는 크리이프를 고려하지 않은 경우(T)보다 더 큰 인장응력이 발생하고 시간이 경과한 후에는 다시 인장응력도 감소하는 경향이 있음을 알 수 있다.

이것은 크리이프 효과가 압축단계에서는 응력을 감소시키지만, 인장응력으로 변화할 때는 이전 단계에서의 압축응력이 인장응력을 증가시키는 결과를 나타내기 때문이다. 또한, 지속적으로 인장응력이 계속 유지되면 크리이프는 그 응력을 또 다시 감소시켜 주는 방향으로 작용하게 되므로 크리이프를 고려하지 않은 경우보다 인장응력이 작아지게 된다.

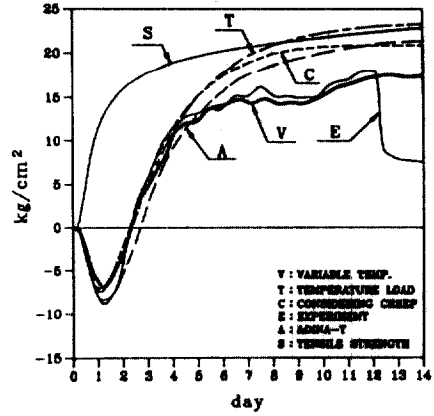
ADINA-T에서의 온도응력 해석은 크리이프를 고려하기 위하여 유효탄성계수법(effective modulus method)로서 해석을 실행하고 있으나, 이는 재령과 온도에 대해 탄성계수가 변화하고 이에 따라 크리이프 계수가 현저하게 변화(horizontal shift)하는 약재령 콘크리트의 재 성질을 고려하지 못하고 있으므로 오랜시간의 경과시 구조물의 온도에 의한 응력이 0으로 수렴하여 실제 구조물에서 수화열에 의한 잔류응력과는 상이한 결과를 나타낸다. 더우기, 매스콘크리트의 타설은 1회에 완료되는 것이 아니라 수 회에 걸쳐서 단계적으로 타설되므로, 이를 고려하기 위해서는 각 요소의 재령과 탄성계수를 고려하여 크리이프 계수를 구하고, 중첩의 원리를 사용하여 해석하는 것이 타당하다고 생각된다. 따라서, 본 연구에서는 수화열에 의한 각 요소의 시간적 온도이력을 구하고, 이에 따른 탄성계수와 크리이프계수의 시간적 변화를 복합적으로 고려함으로써 온도응력의 시간적 거동과 잔류인장응력을 합리적으로 해석할 수 있도록 하였다.

그림 8-(a)는 대기와 접한 요소 ①의 응력을 나타내고 있으며, 온도이력의 경우와 마찬가지로 실험 결과와 비교적 커다란 오차를 내포하고 있다. 그러나 표면부위에서는 대기와의 열전달에 의해 인장응력을 일으키지 않을 정도의 낮은 온도상승이 일어나므로, 응력의 오차는 균열의 제어에 커다란 영향을 미치지 않는다.

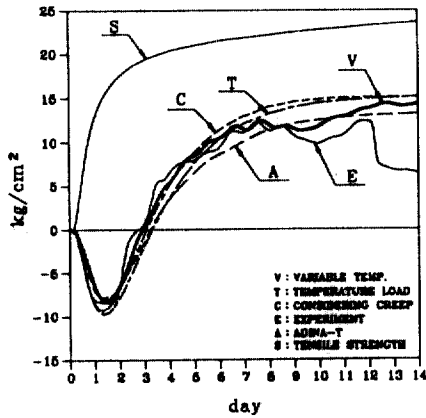




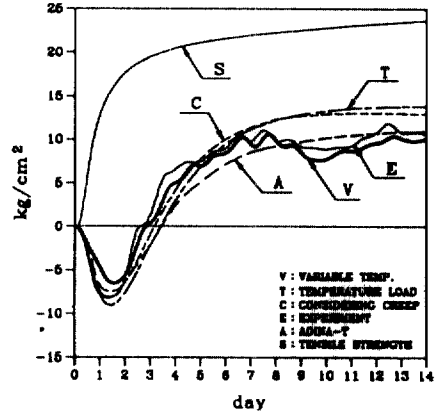
(a) 요소번호 ①



(b) 요소번호 ②



(c) 요소번호 ③



(d) 요소번호 ④

그림 8. 온도응력의 결과 비교

그림 8-(b), (c), (d)는 요소번호 ②, ③, 그리고 ④의 응력으로서 외기의 온도변화를 고려하는 경우 (V)가 실제의 응력을 잘 표현하고 있다. 그러나 계속적으로 변화하는 외기의 온도를 각 시간 간격마다 입력항으로 처리하기 위해서는 수 많은 데이터가 필요하고, 특히 타설이 완료된 후의 온도변화를 예측할 수는 없으므로, 안전측의 값을 가지는 평균온도에 의한 해석이 실제 매스콘크리트 구조물에서 온도응력에 의한 균열의 제어에 적합하다고 생각된다.

그러나, 그림 6의 외기온도 변화와 응력의 상관관계를 비교해 볼 때 외부의 온도가 평균 이상인 5~9일 사이에서, 외부온도의 변화를 고려하는 경우가 평균온도를 취한 해석결과와 실험치보다 낮은 인장응력값을 가지게 됨을 알 수 있다. 따라서, 균열의 제어를 위한 안전율(safety factor)을 확보하기

위해서는 평균온도를 예년의 평균기온보다 다소 낮게 선택하는 것이 바람직하다고 판단된다.

요소번호 ③의 응력곡선인 그림 8-(c)는 약 12일 경에서 균열이 발생하고 있는데, 이는 평균온도를 택하고 크리이프를 고려한 응력이력(stress history) C에 대해 식 (28)의 균열지수(crack index,  $I_c$ )를 도입함으로써 예측이 가능하다.<sup>(14)</sup>

$$I_c = \frac{f_t}{\sigma_t} \quad (28)$$

여기서,  $\sigma_t$  : 현재 시간에서 요소의 인장 응력

$f_t$  : 현재 시간에서 요소의 콘크리트 인장 강도

이때, 균열지수가 1.5와 같거나 큰 경우에는 균열이 없을 확률이 95% 이상이며, 1.0인 경우에는 50% 이하라고 보고되어 있다.<sup>(14)</sup>

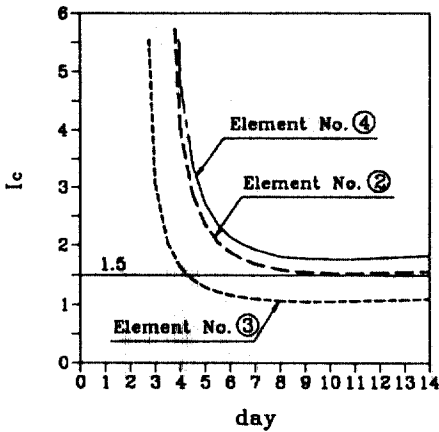


그림 9. 균열지수(crack index)

그림 9는 균열지수를 나타낸 것으로서, ③번 요소는 4일 경에서 1.5 보다 작은 균열지수를 가지며 시간이 경과함에 따라 1.0에 접근하여, 그림 8-(c)에서 약 12일경에 균열을 발생시키고 있음을 알 수 있다.

그림 8-(d)의 실험결과도 균열의 양상을 보이고 있으나 요소 ④의 균열은 균열지수에 의해 판단할 때, 요소 ③의 균열과 같은 시간에 발생한 것으로서 요소 ③의 주균열이 연장된 결과라고 판단된다.

## 6. 결 론

콘크리트의 수화열에 의한 열전도 해석과 크리이프를 고려한 열응력 해석을 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 온도이력과 온도응력 해석은 매스콘크리트에서 잔류 인장응력의 산출을 위해 반드시 필요한 것이며, 이러한 측면에서 이 연구에서 개발된 프로그램은 좋은 결과를 보여주고 있으므로 콘크리트의 인장균열을 제어하기 위해 효율적으로 이용될 수 있으리라 생각된다.

2) 압축과 인장이 시간에 따라 변화하는 경우 크리이프가 항상 응력을 줄여 주지는 않으므로 크리이프에 대한 고려가 필요함을 보여주고 있다.

3) 내부의 온도증가로 인해 각 요소는 숙성도(maturity)가 서로 상이하므로 탄성계수가 서로 다른 값을 가지게 되고, 이에 따라 크리이프계수도 다르게 변한다. 따라서, 시간에 따른 온도응력은 각 시간

간격마다의 크리이프계수를 고려하여 중첩의 원리에 의해 해석하는 것이 타당하다고 판단된다.

4) 매스콘크리트에서 건조수축에 의한 변형률을 확산이론(diffusion theory)에 의해 부재의 요소별로 상이하게 고려하는 해석법이 요망된다.

## 감사의 글

이 논문은 1993년도 한국학술진흥재단의 공모과제 연구비에 의하여 연구되었으며, 동 재단에 감사드립니다.

## 참고문헌

1. U.S. Bureau of Reclamation, "Cooling of Concrete Dam Final Reports, Boulder Canyon Project, Part VII-Cement Concrete Investigations", Bulletin 3, 1949.
2. Carson, R.W., "A Simple Method for the Computation of Temperatures in Concrete Structures", *J. of ACI*, Vol. 34, 1938, pp. 89-104.
3. Schmidt, E., "Fopple Festschrift Springer", Berlin, 1924.
4. 佐藤英明, 佐谷靖朗, "마스콘크리트의 온도應力에 關する 研究", 熊谷技報 第33號, 1983.
5. 小澤章三, "마스콘크리트의 初期ひび割れとそ防止對策に 關する 研究(I)", 發電水力, No. 57, 1962, 3.
6. 塚山隆一, "マツシブな 鐵筋 콘크리트의 溫度上昇ならびに 溫度ひび割れ에 關する 基礎研究", 東大學位論文, 昭和 49年 3월.
7. "마스콘크리트 工學 핸드북", 朝倉書店, 1975.
8. ACI Committee 209 Subcommittee 2, "Prediction of Creep, Shrinkage, and Temperature Effects in Concrete Structures", ACI SP-27, 1971, pp. 51-93.
9. Plowman, J.M., "Maturity and the Strength of Concrete", *Magazine of Concrete Research*, Vol. 8, No. 22, 1956, pp. 13-22.
10. 大崎幸雄 外, "溫度ひびわれ發生危險度の 簡易豫測手法", 間組研究年報, 1985, pp. 99-108.
11. Bangash, Y., and England, G.L., "The Influence of Thermal Creep on the Operational Behavior of Complex Structures", *International Conference on Fundamental Creep and Shrinkage*, Lausanne, Switzerland, 1980.
12. 矢川元基, 宮崎則幸, "有限要素法による 熱應力ク

- リブ 熱傳導解析”. 사이엔스社, 1985.
13. Bathe, K.-J., *Finite Element Procedures in Engineering Analysis*, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1982, pp. 511-514.
  14. Machida, N., and Uehera, K., “Nonlinear Thermal Stress of Massive Concrete Structure”, *Computers & Structures*, Vol. 26, No. 1/2, 1987, pp. 287-296.
  15. 김진근, 김국한, “크리이프와 건조수축영향을 고려한 매스콘크리트에서의 수화열에 대한 온도응력 해석”, **한국콘크리트학회 논문집**, 제 4권, 1992. 9, pp. 101-111.

(接受 : 1994. 3. 16)