

크리이프와 건조수축영향을 고려한 매스콘크리트에서의 수화열에 대한 온도응력해석

Thermal Stress Analysis for the Heat of Hydration Considering Creep and Shrinkage Effects in Mass Concrete

김진근* 김국한**
Kim, Jin-Keun Kim, Kook-Han

요약

매스콘크리트 구조물에서의 시멘트 수화열은 구조물의 균열을 발생시킬 만큼 큰 내부온도를 발생시킨다. 따라서 매스콘크리트 구조물에서의 설계와 시공단계에서 내부온도응력을 예측할 수 있다면 이와같은 균열로 인한 구조물의 피해를 예방할 수 있을 것이다. 그리고 수화열에 의한 온도증가는 타설초기에 발생하므로 크리이프에 의한 영향도 매우 크다. 따라서 온도응력해석시 크리이프와 건조수축의 영향을 고려하는 것이 구조물의 안전성과 사용성을 정확히 파악하는데 필요하다.

본 연구는 먼저 매스콘크리트의 온도이력을 유한요소법에 의해 해석하고, 작용하중이나 온도이력을 크리이프와 건조수축영향을 고려하여 콘크리트 구조물의 응력과 변형을 유한요소법에 의해 계산하였다. 본 연구에서 온도이력 계산과 콘크리트구조물의 응력과 변형의 계산을 위해 작성한 프로그램 결과를 실제 구조물의 실험결과와 비교하였을 때 양호한 결과를 얻었다.

Abstract

The heat of hydration of cement causes the internal temperature rise at early age, particularly in massive concrete structures such as a mat-slab of nuclear reactor building or a dam or a large footing. As the result of the temperature rise and restraint of foundation, the thermal stress enough to induce concrete cracks can occur. Therefore, the prediction of the thermal stress is very important in the design and construction stages in order to control the cracks developed in massive concrete structures. And, more creep and shrinkage take place at elevated temperatures in young concrete. Thus the effect of creep and shrinkage must be considered for checking the safety and serviceability (crack, durability and leakage).

The objective of this study is largely two folded. Firstly, it is to develop a finite element pro-

* 정회원, 한국과학기술원 토목공학과 부교수, 공박

** 한국도로공사 도로연구소, 연구원

gram which is capable of simulating the temperature history in mass concrete. Secondly, it is to apply a finite element program to analyze the behavior of concrete structures considering creep and shrinkage at working load and temperature rise. It is shown that the analytical results of this study are in good agreement with experimental data available in the literature.

Keywords : heat of hydration, massive concrete, thermal stress, creep, shrinkage, finite element analysis, temperature history

1. 서 론

최근에 토목 및 건축 분야에서 콘크리트 구조물이 대형화함에 따라 콘크리트의 시공시에 문제가 되는 시멘트 수화열에 의한 온도증가의 규제에 많은 관심을 갖게 되었으며, 또한 구조물이 특수화 및 고급화됨에 따라 온도증가에 의한 균열에 대한 관심도 크게 고조되고 있다.

온도에 관한 연구는 1930년에 Boulder Dam⁽¹⁾에 관한 탐구를 시작으로 Mchenry⁽²⁾는 비록 1차원이지만 내부발열을 고려한 해석을 발표하였다. 그후 참고문헌[3]에서는 댐이 한번에 블록이 지어진 경우의 콘크리트 수화열에 의한 구조물의 온도 해석이 이루어졌으며, 참고문헌[4]에서는 댐이 시간에 따라 블록형성이 달라진 경우를 부분적으로 고려하였으며, 참고문헌[5]에서는 외부온도의 변화나 상대습도의 변화는 고려하지 않고 매스콘크리트에서 균열을 고려하여 해석하는 효과적인 방법이 연구되었다. 열진달에 관한 현상을 유한요소법에 의해 정확하게 해석한다면 3차원적인 문제이다. 그러나 3차원해석⁽⁶⁾에 의하면 비록 정확한 값을 얻을 수는 있으나 필요 이상의 많은 비용과 문제의 복잡성 때문에 많은 학자들은 2차원 또는 1차원에 의한 해석으로 문제를 해결하여 왔다.

그리고 철근콘크리트 구조물은 하중이 가해지는 시간에 순간적인 변형(instantaneous deformation : 탄성변형과 구별된다)이 발생하고 그후 시간의 흐름에 따라 계속적인 변형이 일어난다. 콘크리트가 아닌 다른 재료로 이루어진 구조물에서는 거의 볼 수 없는 이런 현상은 콘크리트의 특수한 성질인 크리이프와 건조수축에 기인한다. 이에 대한 연구는 1900년 초 Hatt, McMillan, Smith등에 의해 기초적인 거동에 관해서는 규명되어 최근까지 콘크리트의 크리이프와 건조수축 현상에 대한

이론에서는 급진진을 보여왔다.

그러므로 본 연구에서는 매스콘크리트에 있어 초기재령의 온도이력을 구하는 온도해석 프로그램(HEAT.FOR)을 이차원 직교좌표계에서 만들고, 이 프로그램에서 구한 온도이력과 크리이프 및 건조수축을 고려한 이차원 평면요소를 해석하는 프로그램(CREEP.FOR)을 이용하여 온도응력을 해석하고자 한다.

2. 재료의 모델링

2.1 수화열의 모델링

시멘트와 물이 혼합되어 콘크리트의 강도를 발현하는 과정에서 수화발열반응이 발생한다. 콘크리트 내부의 온도분포는 콘크리트의 단열온도 상승모델식과 표면으로 부터의 열확산성질을 설정함에 의해 산정될 수 있다. 따라서 시멘트 종류, 양생조건에 따른 콘크리트의 단열상승온도값의 모델링은 매우 중요하다.

2.1.1 콘크리트의 열적성질

일반적으로 열특성을 나타내는 콘크리트의 비열 C_c (Kcal/kg · °C), 열확산율 h_c (m²/hr) 및 열전도율 K_c (Kcal/m · hr · °C)는 각각 다음식에 의해서 산정할 수 있다.

$$C_c = \frac{C_a(S+G) + C_c C + C_w W}{S+G+C+W} \quad (1)$$

$$K_c = \frac{K_a(S+G) + K_c C + K_w W}{S+G+C+W} \quad (2)$$

$$h_c^2 = \frac{K_c}{C_c \rho_c} \quad (3)$$

C_a, C_c, C_w : 골재, 시멘트, 물의 비열

K_a, K_o, K_w : 골재, 시멘트, 물의 열전도율
 S, G, C, W : 세골재, 조골재, 시멘트, 물의 단위
 용적중량(kg/m^3)
 ρ_c : 콘크리트의 단위용적중량 (kg/m^3)

2.1.2 단열온도 상승곡선의 모델링식

콘크리트의 각종 열적성질중에도 특히 온도해석상의 기준이 되는 단열 온도상승의 경향을 바르게 평가하는 것은 매우 중요하다. 따라서 단열온도를 추정하는塚山の 실험식^(7,8)과 시멘트 수화열에 의한 실험식⁽⁹⁾의 문제점을 보완한 새로운 단열상승온도곡선의 모델식⁽⁴⁾(이하 “복합모델식”으로 지칭)을 사용하도록 하겠다.

塚山은 단열온도상승의 모델식으로 식(4)와 같은 지수형태의 식을 제안하였으며, 식(4)에서의 최대상승온도(K)와 반응속도(α)는 시멘트 종류와 단위 시멘트량 및 타설시의 온도에 따라서 변한다고 하였다.

$$T = K(1 - e^{-\alpha t}) \quad (4)$$

T : 단열 온도상승치($^{\circ}C$)
 K : 최대상승온도($^{\circ}C$)
 α : 반응속도
 t : 시간(h)

시멘트 수화열에 의한 실험식⁽⁹⁾은 실험시 주위온도는 $20^{\circ}C$ 로 일정한 상태로 하고 시멘트의 수화열을 측정하여 이 값을 이용하여 단열상승온도의 모델식을 구하였다.

그런데塚山の 실험식과 시멘트 수화열에 의한 실험식은 실측치와 비교하여 보면 각각의 모델식에 문제점이 있다⁽⁹⁾. 즉 시멘트 수화열에 의한 실험식은 최대상승온도는 실측온도와 비슷하지만 반응속도(α)는 대단히 작고,塚山の 실험식은 K, α 모두 실측치보다 작지만 반응속도(α)는 시멘트 수화열에 의한 실험식보다는 정확한 편이다. 따라서 모델식은 두가지 실험식의 장점을 이용한 복합모델⁽⁴⁾을 사용하고자 한다.

즉 최대상승온도(K)는 시멘트 수화열에 의한 실험식과塚山の 실험식에 의해 구한 식(5)와 같이 하고 반응속도(α)는塚山の 실험식에 의해 구한다.

$$K = \frac{C \cdot Q_1}{C_d \rho_c} \quad (5)$$

여기서 C 는 단위시멘트량(kg/m^3)이고 Q_1 값은 3개월 때의 수화열 값을 사용하며, 외기온도는 $20^{\circ}C$ 를 기준하였으므로 외기온도에 관한 보정을 실시하여야 한다.

각종 모델식과 실측치를 비교검토하기 위하여 타설온도가 $32^{\circ}C$ 이고 플라이애쉬 B종 시멘트를 사용한 경우의 단열상승 온도곡선식을 각종 모델식에 대해서 알아보면 다음과 같다⁽⁹⁾.塚山の 실험식은 식(6)과 같고 시멘트 수화열에 의한 실험식은 식(7)과 같으며, 복합모델식은 식(8)과 같다.

$$T = 33.61(1 - e^{-1.277t}) \quad (6)$$

$$T = 39.32(1 - e^{-0.236t}) \quad (7)$$

$$T = 40.77(1 - e^{-1.277t}) \quad (8)$$

이들 각종 식을 비교하면 Fig.1과 같다. 여기서 복합모델식이 실측치와 가장 잘 맞는 것을 알 수 있다.

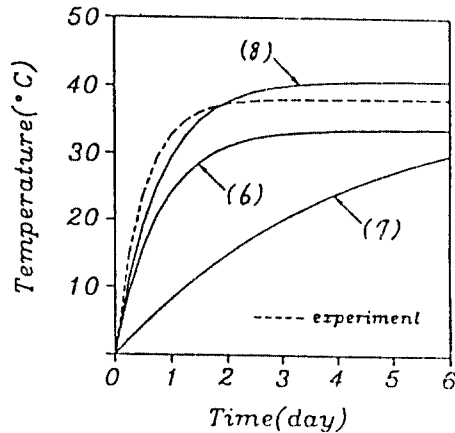


Fig.1 Comparison of experimental value with model equations

2.1.3 콘크리트의 내부 발열량

위의 콘크리트의 단열 온도상승으로 단위시간에 대한 콘크리트의 단위체적당 내부발열량(q^B)을 구하기 위해서 식(4)를 이용하여 구한 내부발열온도를 내부발열량으로 나타내면 식(9)와 같다⁽¹¹⁾.

$$q^B = \frac{C_c \cdot \rho_c \cdot \Delta T}{\Delta t} \quad (9)$$

q^B : 단위시간의 단위체적당 발열량
 ($Kcal/hr \cdot m^3$)

ΔT : 콘크리트의 단열온도상승에 의한 온도차 (°C)

Δt : 시간차분(hr)

2.2 크리이프와 건조수축의 모델링

일반적으로 크리이프의 성격상 약재령 콘크리트 (young concrete)에서는 크리이프 변형율이 매우 크게 일어나므로, 초기에 아무리 작은 하중이 재하되더라도 크리이프의 영향은 아주 치명적이다. 따라서 장기의 크리이프 영향도 중요하지만 초기 재령에 하중이 가해질 때는 반드시 크리이프의 영향을 고려하여야 한다. 그리고 건조수축의 물리적인 양상은 그 위치에 따라서 수분의 확산이 달라지는 것을 고려하여야 하나 그 현상의 복잡성 때문에 여기서 사용할 ACI모델과 BP모델에서는 평균적인 개념의 건조수축을 고려하도록 하겠다.

2.2.1 크리이프 모델식의 수치해석

일반적으로 유한요소법을 이용한 수치해석방법으로 중첩의 원리를 이용한 단계적 해석방법⁽¹²⁾을 사용한다. 중첩의 원리란 다수의 응력이력의 합에 대한 응답은 각각의 응력이력에 대한 응답의 합과 같다는 것이다. 이 원리를 콘크리트 구조물의 크리이프해석에 적용할 때, 다음의 네가지 조건이 만족되면 보다 정확한 예측이 가능하다.⁽¹²⁾

첫째, 콘크리트에 작용하는 하중이 탄성영역인 사용응력(service stress) $0.4f_c$ 를 넘어서는 안되며, 둘째, 하중제거(unloading)가 없어야 하고, 셋째, 크리이프가 진행되는 동안 급격한 건조가 일어나지 않아야 하며, 넷째, 초기하중이후 크고 갑작스러운 하중 증가가 없어야 한다.

일반적으로 이들 조건중에서 두번째~네번째 조건들은 종종 무시되지만, 첫째 조건은 반드시 지켜져야 한다.

3. 유한 요소법에 의한 해석

3.1 수화열에 관한 유한요소해석

3.1.1 열전도 구성 방정식

열전달 상태의 해석에서 모든 물체는 Fourier's 법칙(열흐름은 온도의 변화율에 의해 구성됨)을

따르는 것으로 가정할 수 있으며, 따라서 Fig.2에서와 같이 3차원미소체적에서의 열평형 관계^(13,14)는 식(10)과 같이 나타낼 수 있다.

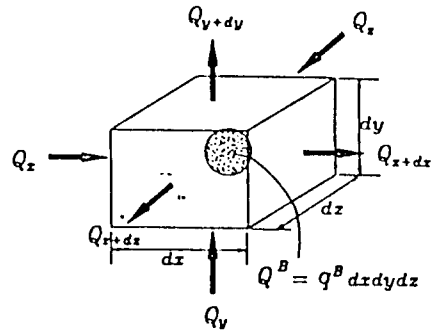


Fig.2 Heat flow on small volume

$$\hat{q}_i = \hat{k}_i \frac{\partial T}{\partial i} \quad \hat{q}_i + d\hat{q}_i = \hat{q}_i + \frac{\partial \hat{q}_i}{\partial i} d_i \quad (10)$$

(i=x,y,z)

\hat{q}_i : 단위시간에 단위면적당 전달된 열흐름

\hat{k}_i : x,y,z 방향의 열전도계수

T: 온도(°C)

Fig.2에서와 같이 물체 내부에서 열흐름의 평형 방정식을 고려하면 다음과 같다.

$$Q_x + Q_y + Q_z + Q_B = Q_{x+dx} + Q_{y+dy} + Q_{z+dz} \quad (11)$$

$$Q_B = q^B \cdot dx \cdot dy \cdot dz$$

$$Q_x = q_x dy dz, \quad Q_y = q_y dx dz, \quad Q_z = q_z dx dy$$

q^B : 단위시간에 단위체적당 발열량

식(11)을 정리하면, 식(12)와 같은 내부의 열흐름 평형방정식이 성립한다.

$$\frac{\partial}{\partial x} (k_x \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (k_y \frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z} (k_z \frac{\partial T}{\partial z}) + q^B = 0 \quad (12)$$

위의 열흐름 평형방정식에 적용될 경계조건과 초기조건은 다음과 같다.

초기조건으로는,

$$T_0 = T_0(x,y,z,0) \quad x,y,z \in v \quad (13)$$

T_0 : 초기온도(°C)이고, 경계조건으로는,

$$T = T_A^*(x, y, z, t) \quad x, y, z \in T_A \quad (14)$$

T_A^* : 주어진 온도(prescribed temperature)

$$K_n = \frac{\partial T}{\partial n} |_{\Gamma_s} = q^s \Gamma_s + Q^i \quad (15)$$

q^s : 물체 표면(Γ_s)에 가해지는 총열흐름

Q^i : 절점(i)에 가해지는 총집중열흐름

k_n : 표면이나 절점에 가해지는 열흐름(q_s, Q^i) 방향의 열전도계수

위의 식(12), 식(14) 및 식(15)를 이용하여 열전도 구성방정식을 구하기 위해서는 다음과 같은 세가지 가정이 성립되어야 한다. 첫째, 물체내에서 매질입자는 정지되어야 한다. 둘째, 열전달 상태는 응력 상태와 분리해서 해석할 수 있다. 셋째, 형상의 변화가 없고 잠복성 열효과의 재료성질은 온도에 따라 변한다.

그리고 위의 식(15)의 경계조건의 q^s 값을 세부적으로 정리하면 다음의 네가지의 경우로 분류할 수 있다. 첫째, 외기의 대류조건(air convection) 둘째, 냉각관의 대류조건(water convection) 셋째, 복사 경계조건(radiation) 넷째, 임의의 표면 열흐름 등이다.

3.1.2 공간 영역에서의 유한요소 공식화

식(12), 식(14) 및 식(15)의 열전도 구성방정식을 변분법(variation formulation)을 이용하여 범함수(functional) π 를 구하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \pi = \int_V \frac{1}{2} \{ k_x \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + k_y \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 + k_z \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right)^2 \} dV \\ - \int_V \theta q^B - \int_{\Gamma_s} \theta q^s dS - \sum \theta Q^i \end{aligned} \quad (16)$$

범함수(π)의 불변성(stationarity)를 이용하여 식(17)과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} \int_V \delta \theta^T k \delta \theta dV = \int_V \delta \theta q^B dV + \int_{\Gamma_s} \delta \theta q^s dS \\ + \sum \delta \theta Q^i \end{aligned} \quad (17)$$

여기서,

$$\{\theta\} = \left\{ \frac{\partial T}{\partial x} \quad \frac{\partial T}{\partial y} \quad \frac{\partial T}{\partial z} \right\}$$

$$\bar{k} = \begin{bmatrix} k_x & 0 & 0 \\ 0 & k_y & 0 \\ 0 & 0 & k_z \end{bmatrix}$$

그리고, 시간에 따라 온도가 변하는 비정상 열전달(transient analysis)의 경우 식(18)과 같다.

$$q^B \leftarrow q^B - C_c \rho_c \dot{\theta} \quad (18)$$

C_c : 콘크리트의 비열(Kcal/hr · °C)

ρ_c : 콘크리트의 단위중량(kg/m³)

식(17)에 식(18)을 대입하고, 보정매트릭스를 사용하여 행렬형태로 나타내면 식(19)와 같다.

$$[C]\{\dot{T}\} + [K]\{T\} = \{Q\} \quad (19)$$

$$[K] = [K^k] + [K^a] + [K^{cw}] + [K^i]$$

$$[Q] = [Q^B] + [Q^{ca}] + [Q^{cw}] + [Q^h] + [Q^i] + [Q^r]$$

[C]: 열용적 행렬

[K^k], [K^a], [K^{cw}], [Kⁱ]: 전도, 외기대류, 파이프 대류, 복사 행렬 (heat capacity matrix)

[Q^B], [Q^{ca}], [Q^{cw}], [Q^h], [Qⁱ], [Q^r]: 내부발열, 외기대류열, 파이프대류열, 표면열흐름, 절점열흐름, 복사열 행렬

3.1.3 시간 영역에서의 차분화

동적 거동해석에 주로 이용되는 이계도함수인 식(20)에 관한 직접적분법(direct integration)을 사용하여 계산하면 정확도를 높일 수 있다⁽¹⁵⁾. 식(19)와 같은 일계도함수를 얻기 위해서는 질량행렬[M]의 값은 영이다.

$$[M]\{\ddot{T}\} + [C]\{\dot{T}\} + [K]\{T\} = \{Q\} \quad (20)$$

일반적으로 시간간격이 커짐에 따라 컴퓨터상의 truncation error가 발생하여 계산값에 영향을 주지만, 시간간격의 크기에 큰 영향을 받지않고 안정된 해를 가지는 NEWMARK 방법이 많이 사용된다. 여기서는 NEWMARK 방법에 의해 직접적분법을 사용하였다.

3.1.4 해석과정

온도해석프로그램(HEAT.FOR)의 순서도는 Fig.3과 같다. 이 프로그램은 타설이 한번에 이루어지지 않는 구조물의 수화열분포를 고려할 뿐만 아니라, 시간에 따른 외기온도의 변화와 표면방열 계수의 변화를 고려할 수가 있어 실질적인 온도분포 해석이 가능하다.

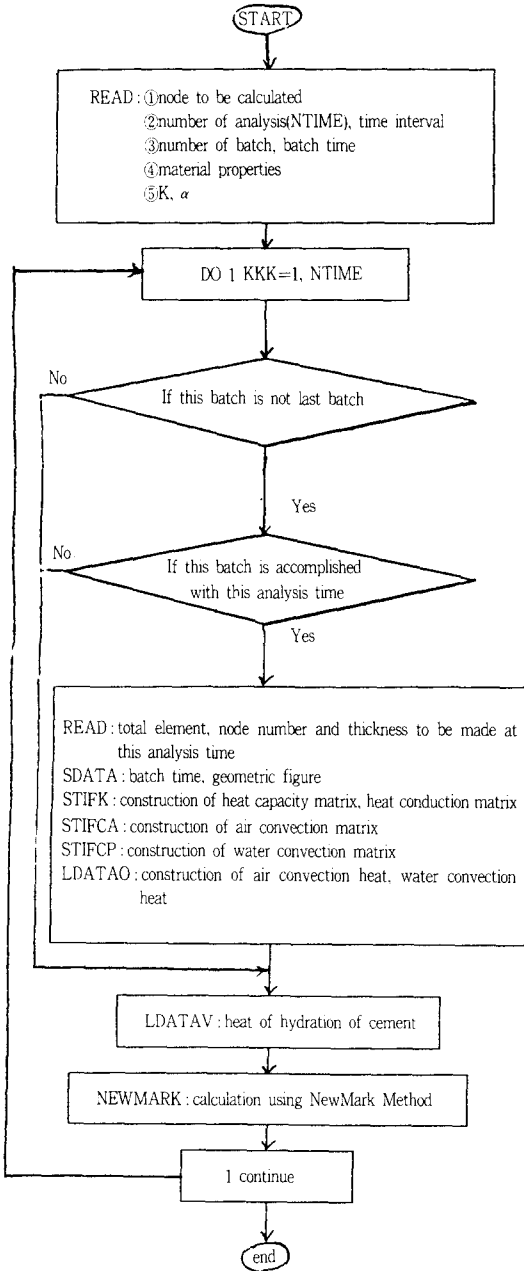


Fig.3 Flow chart of HEAT.FOR

3.2 온도, 크리이프와 건조수축의 유한요소해석

3.2.1 유한요소 방정식의 유도

온도하중, 크리이프하중 및 건조수축하중을 구하기 위해서 Minimum potential energy⁽¹⁶⁾를 이용하여 정리하면 식(21)과 같다.

$$[K]\{d\} = \{F\} + \{F\}_c + \{F\}_{sh} + \{F\}_T \quad (21)$$

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

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

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

$$\{F\}_{sh} = \int_V [B]^T [D] \{\epsilon\}_{sh} dV : \text{건조수축 하중}$$

3.2.2 강성행렬의 구성

구조물을 구성하는 재료가 시간에 따라서 그 성질이 변하지 않는 재료일 경우는 강성행렬이 일정하다. 그러나 콘크리트는 재령에 따라서 탄성 계수 값이 변하므로 강성행렬은 시간에 따라서 재구성 되어야 한다. 탄성계수값은 ACI모델, BP 모델에 따라서 각각 다르게 제안되었다.

3.2.3 가정된 재료 성질

앞에서 콘크리트의 크리이프 해석은 중첩의 원리를 이용하여 해석하였다. 중첩의 원리는 탄성 영역내에서만 성립하므로 콘크리트 재료는 압축응력에서는 $0.4f'_c$ 이하, 인장응력에서는 $0.1f'_c$ 이하의 영역에서만 해석을 실시한다. 그리고 인장응력이 $0.1f'_c$ 이상에서는 균열이 발생한 것으로 한다. Fig. 4은 콘크리트 재료의 응력-변형을 곡선과 해석이 이루어지는 영역을 표시하였다.

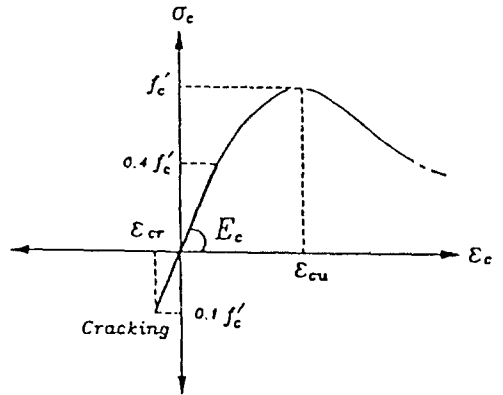


Fig.4 Stress-strain relationship of concrete

3.2.5 해석 과정

크리프 해석프로그램(CREEP.FOR)의 순서는 Fig.5와 같다. 그리고, 크리프 해석의 순서는 다음과 같다.

(1) 제1단계

제일 처음단계(하중이 처음 가해진 단계)에서의 강성행렬을 구성하고 변위와 응력을 구한다. 첫번째 단계에서의 총 크리프 변형율을 구한다. 첫단계는 이 값이 증가 크리프 변형율이다.

(2) 제2단계

두번째 단계에 가해진 증가하중(앞 단계에서 계산한 증가 크리프 변형율에 의한 하중도 포

함)과 강성행렬을 재구성하여 증가변위와 증가응력을 구한다. 두번째 단계까지의 총변위와 총응력을 구한다. 두번째 단계에서의 총 크리프 변형율을 계산하여 바로 전단계의 총 크리프 변형율과의 차이를 구하면 그 값이 이 단계의 증가 크리프 변형율이다.

(3) 제3단계

앞의 제2단계의 수행 과정과 같음.

4. 해석 및 결과분석

4.1 온도해석 및 결과분석

4.1.1 실험대상 구조물 선정 및 제반조건 검토

참고문헌[10]의 실험결과를 앞장에서 개발한 프로그램의 해석결과와 비교함으로써 개발된 프로그램의 타당성을 보이고자 한다.

해석에 사용한 콘크리트 배합, 사용열적성질, 사용골재의 실험결과 및 콘크리트의 열적성질은 참고문헌[9]의 값을 이용하였다.

콘크리트 공사는 Fig.6의 A,B,C의 세 블록으로 나누어 행해지고 있다. 본 연구에서는 이 가운데 슬래브 두께가 가장 두꺼운 B블록에 대하여 고찰 검토하였다. 온도의 실측 위치는 Fig.7에 나타나 있다. 그리고 콘크리트의 타설은 한번에 이루어진 것으로 가정하고, 타설표면은 침수 양생을 실시하고 시터를 덮어 통풍에 의한 표면건조는 없는

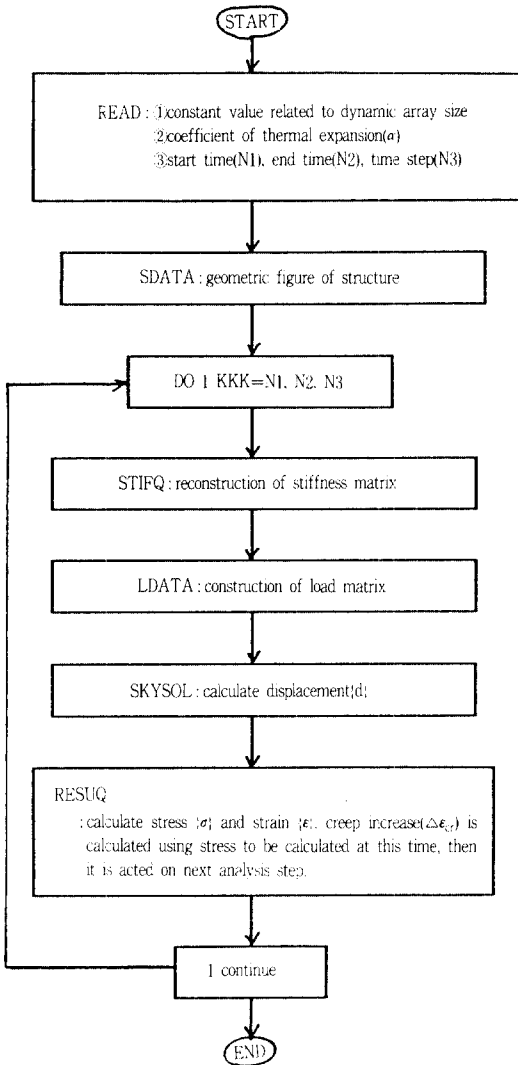


Fig.5 Flow chart of CREEP.FOR

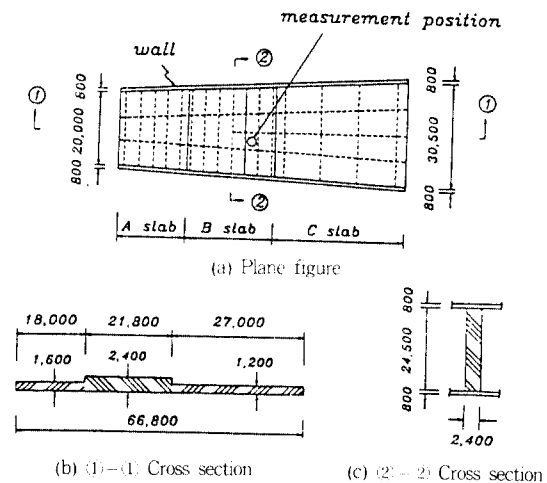


Fig.6 Structure for test

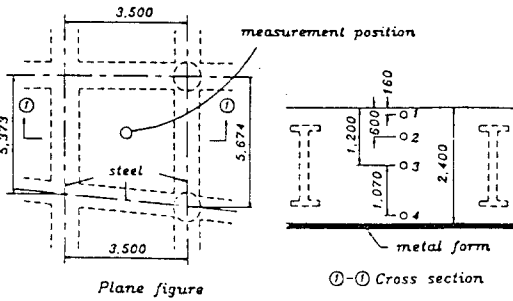


Fig.7 Layout of temperature measurement position

것으로, 바깥 기온은 지하 구조물이기 때문에 하루동안의 기온 변동은 없는 것으로 가정하였다.

4.1.2 온도해석 모델선정 및 상수결정

실험대상 구조물의 열전달 경계조건은 Fig.8 과 같다. 즉 슬래브 중심부의 위치인 Fig.8의 좌변은 단열경계조건이고, Fig.8의 상하, 우변은 외기와 접하는 열전달 경계조건을 가진다. 그리고 해석에 사용한 요소는 4절점요소를 사용한 이차원 좌표계(z축 방향으로 열흐름이 없다고 가정)을 해석 모델로 선택하였으며 단열온도 상승곡선은 이 연구에서 새롭게 제시한 식(8)을 사용하였다.

B슬래브는 상하면에서는 기류집, 양생수, 바람, 주위 온도등이 복잡하게 영향을 미치고 있기 때문에 콘크리트면에서의 표면방열(겉보기 열전도율)을 바르게 평가하는 것은 매우 어려운 문제이다. 그래서 각종 실험식을 이용하여 슬래브 하면의 표면방열은 시간과 조건에 따라 조금씩 다르지만, 모든 시간에 슬래브 하면의 표면방열은 $4.8(\text{Kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot ^\circ\text{C})$ 로 하였고 슬래브 상면의 표면방열은 $7.0(\text{Kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot ^\circ\text{C})$ 로 하였다. 또한 주위

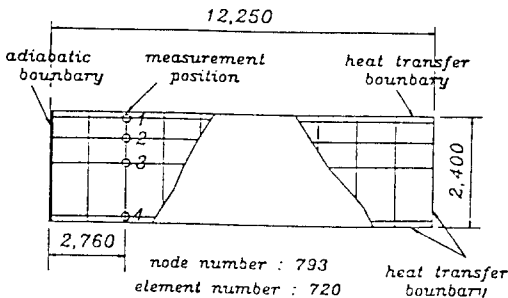


Fig.8 Input mesh for temperature analysis

온도는 슬래브 하면에서 36°C 이고, 슬래브의 상면에서는 29°C 로 가정하였다(9).

4.1.3 온도해석결과와 실험결과와의 비교

Fig.9에 유한요소 해석결과와 비교하였다. 여기서 슬래브 상부인 NO.1에서는 해석결과가 실험결과보다 크게 나타난다. 이것은 슬래브 상부의 침수양생으로 인하여 외기와 표면방열이 크게 작용하기 때문으로 보이며, 따라서 정확한 해석을 위해서는 침수양생시 표면 부분에서 공기와 의 싱층 효과에 의한 표면 방열의 값을 정확히 추정하여야 할 것으로 판단한다. 그리고 슬래브 하부인 NO.4에서도 해석치와 실측치와 차이가 있는데, 이것도 하루동안의 외기온도와 표면방열이 조금씩 바뀌기 때문이다. 그리고 콘크리트의 타설은 실제로 몇시간에 걸쳐 타설되지만 유한요소 해석에서는 타설이 한번에 이루어진 상태로 보고 해석하였으므로 여기서도 오차가 생길 수 있다.

슬래브 중앙인 NO.2와 NO.3은 단열온도 상태와 흡사하며, 이는 외기에 의한 영향을 받지 않으므로 거의 실측치와 일치하는 것으로 판단된다.

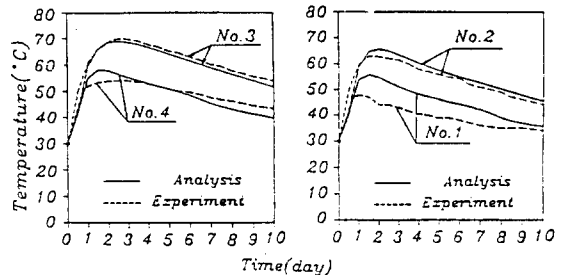


Fig.9 Temperature history result

4.2 크리이프 건조수축 해석과 결과 분석

4.2.1 크리이프와 건조수축영향을 고려한 온도응력해석

(1) 해석모델선정

앞의 4.1.3점의 온도해석 프로그램에서 계산한 수화열에 의한 온도변화가 구조물에 어떤 온도응력을 발생시키는지 계산해 보고, 이때 크리이프와 건조수축영향을 고려하지 않은 온도응력해석, 크리이프만 고려한 온도응력해석 및 두가지 영향

을 모두 고려한 온도응력해석을 비교검토하여 보겠다.

4.1.3절에서 구한 절점의 온도값을 이용하여 온도응력을 구하여야 하기 때문에, 응력을 구하기

위한 구조해석용 프로그램에서 사용해야 할 mesh는 온도해석에서 사용한 mesh와 꼭 같아야 한다. 따라서 온도응력을 구하기 위한 해석모델은 Fig.10과 같은 4절점 요소로서 Fig.8과 꼭같은

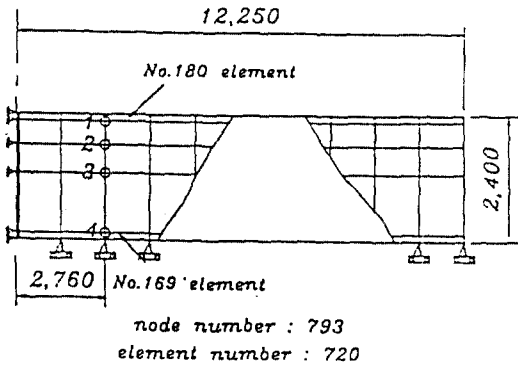
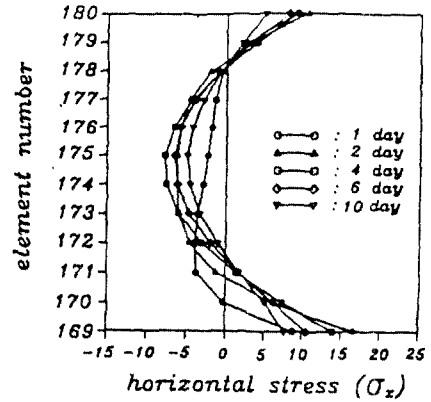
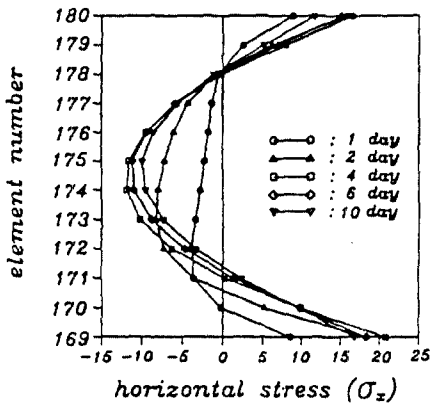


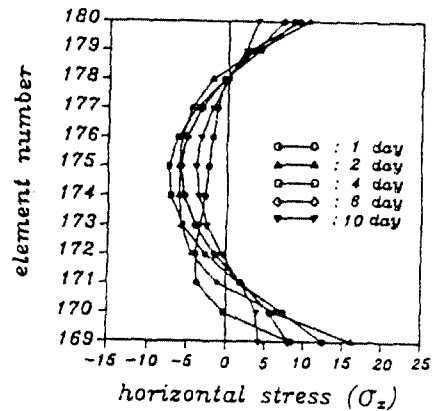
Fig.10 Input mesh for thermal stress analysis



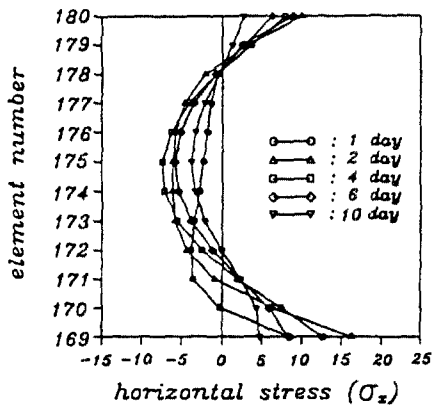
(c) Thermal stress only considering creep(BP model)



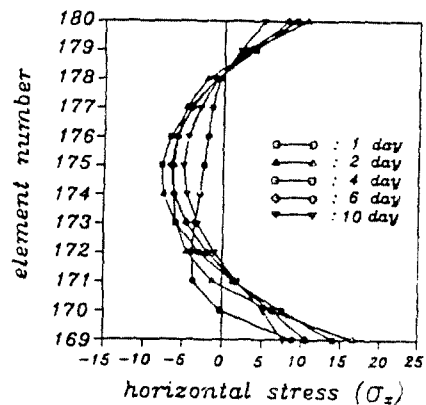
(a) Thermal stress not considering creep, shrinkage



(d) Thermal stress considering creep, shrinkage(ACI model)



(b) Thermal stress only considering creep(ACI model)



(e) Thermal stress considering creep, shrinkage(BP model)

Fig.11 Thermal stress

형상을 가진다. 그리고 해석을 위한 경계조건은 구조물의 실제거동을 가장 잘 설명할 수 있는 상태로써 좌측은 수평수직변위를 구속하고 밑면은 수직변위만을 구속한다.

(2) 온도응력의 해석결과 비교검토

Fig.11(a)는 크리이프와 건조수축을 고려하지 않은 온도응력해석결과이다. 그리고 Fig.11(b)와 Fig.11(c)는 크리이프만 고려한 온도응력해석으로서 각각 ACI모델, BP모델에 의한 해석결과이다. 마지막으로 Fig.11(d)와 Fig.11(e)는 크리이프와 건조수축을 모두 고려한 온도응력해석으로서 각각 ACI모델, BP모델에 의한 해석결과이다.

해석결과에서 알 수 있듯이 크리이프에 의한 영향은 응력을 감소시켜 주는 결과를 가져오며, 건조수축에 의한 영향은 무시할 만큼 적은 값이다. 그 원인은 크리이프의 경우 응력의 재분배로 인하여 응력감소 효과가 나타나며, 건조수축의 경우 초기상태인 건조수축 변형율이 매우 적기 때문이다. 이는 앞에서 언급한 바와 같이 전 두께에 걸쳐 평균적인 건조수축으로 계산하였기 때문에 이와같이 큰 부재에서는 건조수축에 의한 영향은 적다. 그러나 실제로는 온도의 변화와 마찬가지로 수분의 분산에 따른 각 위치에서 건조수축을 고려한 해석을 한다면 표면에서의 인장응력은 상당히 상승할 것으로 본다.

그리고 일반적으로 건조수축의 경우에는 도로포장체와 같이 비표면적이 크고 두께가 얇을 경우에는 평균적인 건조수축량으로 해석하여도 큰 차이가 없지만, 상대적으로 두께가 두꺼운 구조에서는 물의 확산이 장시간에 걸쳐 이루어지므로 평균적인 건조수축량으로 해석할 때 실질적 현상과 큰 차이를 보인다.

위와같은 조건으로 해석하였을 때 외기와 접하는 아래 윗부분에서는 인장응력이 발생하며 내부에서는 압축응력이 발생한다. 이때 인장응력 값은 균열이 발생할 만큼 큰 인장응력이 발생된다. 그리고 0~3일까지는 BP모델이 ACI모델보다 조금 큰 응력값을 나타내고 그 이후는 비슷한 응력값을 나타내었다.

5. 결 론

온도해석과 크리이프, 건조수축 해석을 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 유한요소법을 이용한 온도해석에서 단열상태와 유사한 물체내부에서의 결과는 양호하며 복합모델식의 타당성을 보여주는 것으로 사료된다.
2. 물체 표면에서의 결과는 외부조건인 표면방열과 온도변화를 정확히 알 수 있을 때 더 정확한 결과를 얻을 수 있을 것으로 보며, 온도해석시에 정확한 표면조건의 제시가 필요하다.
3. 크리이프에 의한 유한요소해석을 수행한 결과 비교적 양호한 결과를 얻었고, ACI모델이 BP모델보다 약 1.2배 정도 큰 값을 보인다.
4. 본 논문에서 크리이프와 건조수축 해석에 사용한 구조물은 평면요소 구조물만 고려하였으며, 콘크리트 구조물이 불규칙할 경우 이차원적이고 좌표계 해석이 불가능하므로 3차원 해석에 관한 프로그램과 수분확산 이론(diffusion theory of humidity)을 이용한 건조수축해석 프로그램 개발이 필요하다.

참 고 문 헌

1. U.S. Bureau of Reclamation, "Cooling of Concrete dam final reports, boulder canyon project, part VII-cement concrete investigations, bulletin 3". U.S. Bureau of Reclamation, 1949, pp.236.
2. Mchenry, Douglas, "Measured and computed temperature of concrete of norris dam", Proceedings ACI vol.34(19-38), pp.117.
3. Widmann, R.: "How to avoid thermal cracking of mass concrete". Quinzieme Congress des Grandes Barrages, Q.57, R.15, 1985, pp. 263-277.
4. Fujisawa, T., Nagayama, i.: "Cause and control of cracks by thermal stress in concrete dams". Quinzieme Congress des Grands Barrages, Q.57, R.7, 1985, pp.117-141.
5. Machida, N., Uehera, K.: "Nonlinear thermal stress of massive concrete structure", Com-

- puters & Structures, n. 1/2, 1987, pp.287-296.
6. Rambhai, P.: "Thermal effects in concrete box-girder bridges", Report No.139, School of Engineering, University of Auckland, Feb. 1976. pp.256.
 7. 塚山隆一: "マツシブな鉄筋コンクリートの温度上昇ならびに温度ひび割れに関する基礎研究", 東大學位論文, 昭和 49年 3月.
 8. 塚山隆一: "コンクリートの温度上昇とその対策, 基礎工, 1978.912. "マブコンクリート工学", 朝倉書店.
 9. 佐藤英明, 佐谷靖郎: "マブコンクリートの温度應力に関する研究", 熊谷技報 第33號, 1983, pp.35-49.
 10. Nobuhiro Machida and Kazuo Uehara, "Nonlinear thermal stress analysis of a massive concrete structure" Computers & Structures Vol.26, 1987, No.1/2, pp.287-296.
 11. Bazant, Z.P., "Creep and shrinkage of concrete mathematical modeling", 4th Rilem International Symposium August 26-29, 1980, 86pp.
 12. Bazant, Z.P., "Creep and shrinkage of concrete mathematical modeling", 4th Rilem International Symposium August 26-29, 1980, pp.90.
 13. O.C. Zienkiewicz and Y.K. Cheung: "Finite elements in the solution of field problems", the Engineer, Sept.24, 1964.
 14. K.J. Bathe and M.R. Khoshgoftaar, "Finite element formulation and solution of nonlinear heat transfer", J. nuclear Engineering and Design, Vol.51, 1979, pp.398-401.
 15. Bathe, Klaus-Jurgen: "Finite element procedures in engineering analysis", Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1982, pp.511-514.
 16. Daryl I. Logan, "A first course in the finite element method", PWS Engineering, 1986.

(접수일자: 1992. 4. 3)