

철근콘크리트 벽체의 초기재령 거동 해석

Early-Age Behavior of Base Restrained RC Walls

곽효경* 하수준**

Kwak, Hyo-Gyoung Ha, Soo-Jun

ABSTRACT

The early-age behavior of base restrained reinforced concrete (RC) walls is analyzed using a three-dimensional finite element method in this study. After calculating the temperature and internal relative humidity variations of an RC wall, determination of stresses due to thermal gradients, differential drying shrinkage, and average drying shrinkage is followed, and the relative contribution of these three stress components to the total stress is compared. The mechanical properties of early-age concrete, determined from many experimental studies, are taken into consideration, and a discrete reinforcing steel derived using the equivalent nodal force concept is also used to simulate the cracking behavior of RC walls. In advance, to predict the crack spacing and maximum crack width in a base restrained RC wall, an analytical model which can simulate the post-cracking behavior of an RC tension member is introduced on the basis of the energy equilibrium before and after cracking of concrete.

1. 서론

콘크리트는 시간의 경과에 따라 그 성질이 점진적으로 변화하게 된다. 따라서 일정한 시간간격을 두고 시공되는 콘크리트 구조물은 전 부재에 걸쳐 균질한 재료특성을 갖지 않고 위치에 따라 성질이 서로 다른 비균질성을 나타낸다. 특히 콘크리트 구조물의 비균질성은 초기재령 시기에 뚜렷이 나타나며 이러한 재료성질의 변화는 초기균열을 유발시키는 중요한 원인이 된다. 즉 콘크리트 구조물에 발생하는 초기균열은 수화열 및 건조수축에 의한 부피변화의 비균질성에 기인해 발생할 가능성이 매우 크다고 볼 수 있다.

특히 콘크리트 구조물 가운데 가장 많은 부분을 차지하는 벽체 구조물은 시공상 기초부와 분리시공으로 인해 하부가 구속되는 구조계를 형성하게 되고, 벽체의 길이 방향에 직각방향으로 일정한 간격을 두고 초기균열이 발생하게 되며 발생한 균열은 시간이 경과함에 따라 벽체의 높이 방향으로 진전되는 경향을 나타낸다. 이러한 균열의 발생과 진행에 영향을 미치는 요인으로는 콘크리트의 건조수축, 내부와 외부의 수분 차이에 따른 부등건조수축 및 수화반응시 발생하는 수화열의 대표적 3가지를 들 수 있다. 따라서 이러한 영향인자별 균열거동 특성을 규명하기 위한 해석적 연구와 실험적 연구가 활발히 이루어지고 있다. 그러나 지금까지의 수치해석은 수화열, 부등건조수축 등 특징적인 원인에 초점을 맞춘 것이 주류를 이루어 초기재령 콘크리트의 성질을 효과적으로 반영하지 못하고 있다. 나아가 철근에 의한 구속효과 등을 무시하고 있으며 발생하는 균열의 정량적인 평가 또한 극히 미미한 실정이다.

이 논문에서는 균열을 유발시키는데 영향을 미치는 지배적인 영향인자들을 동시에 고려한 유한요소해석을 통해 하부가 구속된 철근콘크리트 벽체의 수화열 해석 및 수분확산 해석을 수행하고, 이 결과를 토대로 초기균열의 특성을 고찰하고자 한다. 콘크리트는 3차원 8절점 등매개변수 요소를 사용하여 모델링하고, 철근은 일축 인장과 압축을 받는 트러스 요소를 이용하여 모델링하며, 콘크리트의 수화열 및 건조수축은 초기재령에서 급격히 발생하므로 해석결과의 신뢰성을 높이기 위해 실험을 통해 정의된 초기재령 콘크리트의 물성을 잘 예측할 수 있는 모델식을 사용하였다.

* 정회원 · 한국과학기술원 건설 및 환경공학과 부교수

** 한국과학기술원 건설 및 환경공학과 박사과정

2. 열전달 해석과 수분확산 해석

고체 매질 내에서 위치에 따라 온도 차가 발생하면 열전도에 의한 열전달이 발생하고, 콘크리트와 같이 수화반응에 의한 내부발열량이 시간에 따라 변하는 경우에는 시간에 따른 온도변화를 고려한 비정상 열전달 해석 (transient heat analysis)이 필요하게 된다. 시간에 따른 요소 내의 온도분포를 임의의 시간에서의 절점온도와 형상함수의 곱 $T(x, y, z, t) = [N(x, y, z)]\{T(t)\}$ 로 나타내고 Galerkin 법을 이용하여 구조계 전체에 대한 열전달 평형방정식과 외기대류 경계조건식을 전개하면 다음과 같은 행렬방정식을 얻을 수 있다⁽⁴⁾.

$$[C]_T \{\dot{T}\} + [K]_T \{T\} = \{Q\}_T \quad (1)$$

여기서 $[C]_T = \sum_c [c^{con}] = \sum_c \int_V \rho c [N]^T [N] dV$, $[K]_T = \sum_c ([k^{con}] + [k^{air}]) = \sum_c \left(\int_V k [B]^T [B] dV + \int_S h_s [N]^T [N] dS \right)$, $\{Q\}_T = \sum_c (\{q^{hyd}\} + \{q^{air}\}) = \sum_c \left(\int_V q^B [N]^T dV + \int_S h_s T_a [N]^T dS \right)$ 이다. T 는 온도, ρ 는 단위중량, c 는 비열을 의미한다. 그리고 k 는 열전도율⁽¹⁾, h_s 는 외기대류계수⁽¹⁾, q^B 는 내부발열량, T_a 는 외기온도를 각각 의미한다.

열전달 해석에서 유추할 수 있는 바와 같이 시간에 따른 요소 내의 상대습도 분포를 임의의 시간에서의 절점상대습도와 형상함수의 곱 $H(x, y, z, t) = [N(x, y, z)]\{H(t)\}$ 로 나타내고 Galerkin 법을 이용하여 구조계 전체에 대한 수분확산 평형방정식과 경계조건을 전개하면 다음과 같은 행렬방정식을 얻을 수 있다⁽²⁾.

$$[C]_H \{\dot{H}\} + [K]_H \{H\} = \{Q\}_H \quad (2)$$

여기서 $[C]_H = \sum_c [c^{con}] = \sum_c \int_V [N]^T [N] dV$, $[K]_H = \sum_c ([k^{con}] + [k^{air}]) = \sum_c \left(\int_V D [B]^T [B] dV + \int_S f [N]^T [N] dS \right)$, $\{Q\}_H = \sum_c \{q^{air}\} = \sum_c \int_S f h_m [N]^T dS$ 이다. H 는 상대습도, D 는 수분확산계수⁽⁹⁾, f 는 표면계수 (surface factor)⁽¹⁰⁾, h_m 은 외기상대습도를 각각 의미한다.

임의의 시간에 대한 함수로 정의된 식 (1)과 (2)의 해를 구하기 위해서 이 논문에서는 시간간격의 크기에 대해 무조건 안정 (unconditionally stable)한 결과를 주는 Crank-Nicolson Scheme ($\beta = 1/2$)을 이용하여 시간영역에 대한 해석을 수행하였고, 이와 관련한 자세한 내용은 참고문헌⁽⁴⁾에서 살펴볼 수 있다.

한편 콘크리트의 열전도율과 수분확산계수는 각각 온도와 상대습도에 따라 그 값이 변하는 것으로 알려져 있다^{(1),(9)}. 따라서 식 (1)에서 정의된 열전달행렬 $[K]_T$ 와 식 (2)의 수분확산행렬 $[K]_H$ 는 각각 온도 $\{T\}$ 와 상대습도 $\{H\}$ 의 함수가 되므로 식 (1)과 (2)의 해를 구하기 위해서는 비선형 해석이 필요하게 된다. 그러나 초기재령 콘크리트의 온도 및 상대습도는 각각 열전도율 및 수분확산계수에 큰 영향을 미치는 범위 내에 있지 않기 때문에 이 논문에서는 비선형 해석을 수행하지 않고 이미 구해진 온도 $\{T\}_n$ 과 상대습도 $\{H\}_n$ 을 토대로 $([K]_T)_{n+1}$ 과 $([K]_H)_{n+1}$ 을 계산하는 한편 초기재령에서의 시간간격을 작게 함으로써 선형해석으로 인한 오차를 줄이고 효율적인 해석을 수행하도록 하였다.

나아가 지금까지의 연구 결과에 의하면 식 (1)에서 정의된 수화열에 의한 열전달 및 식 (2)의 수분확산은 각각 독립적으로 발생하는 것이 아니라 콘크리트 내의 온도와 상대습도의 영향을 모두 받으면서 진행되는 것으로 알려져 있다. 그러나 지금까지의 초기재령 콘크리트에 대한 수치해석은 수화열, 수분확산 등 특징적인 성질에 의한 구조물의 거동 분석에 집중된 관계로 콘크리트의 열전달과 수분확산의 상호연관성을 고려하는데 한계가 있는 것 또한 사실이다. 따라서 이 논문에서는 초기재령 콘크리트의 거동특성을 보다 정확히 고려하기 위해 수화열에 의한 열전달과 수분확산의 상호연관성을 고려함으로써 해석결과의 신뢰성과 정확성을 개선시키고자 하였으며, 수화열과 수분확산 각각의 영향인자에 대한 해석모델과 실험결과와의 비교연구는 참고문헌^{(1),(9),(10)}에서 살펴볼 수 있다.

3. 평형방정식의 구성

식 (1)과 (2)로부터 임의의 시각 t_n 에 대한 각 절점의 온도 $\{T\}_n$ 과 상대습도 $\{H\}_n$ 이 각각 결정되면 이를 토대로 최소 일의 원리에 의해 구성된 다음의 평형방정식으로부터 구조물의 변형과 이에 따른 내부의 응력변화를 해석할 수 있다.

$$[K]\{U\} = \{F\} \quad (3a)$$

$$[K] = \sum_{e_c} \left(\int_V [B]^T [D] [B] dV \right) + \sum_{e_c} [k_{GL}]_s \quad (3b)$$

$$\{F\} = \sum_{e_c} \left\{ \int_V [B]^T [D] \{\varepsilon_c^{th}\} dV + \int_V [B]^T [D] \{\varepsilon_c^{sh}\} dV + \int_V [B]^T [D] \{\varepsilon_c^{cr}\} dV \right\} + \sum_{e_c} \{f_T\}_s \quad (3c)$$

여기서 ε_c^{th} 는 식 (1)에 의해 결정된 온도분포를 토대로 $\varepsilon_c^{th} = \alpha \cdot (T_n - T_{n1})$ 에 의해 계산되는 온도변화에 의한 변형률, ε_c^{sh} 는 식 (2)에 의해 결정된 상대습도분포를 토대로 $\varepsilon_c^{sh} = \varepsilon_{sho} \cdot (f_s(H_n) - f_s(H_{n-1}))$ 에 의해 계산되는 건조수축 변형률⁽²⁾, ε_c^{cr} 은 크리프 변형률⁽³⁾을 각각 의미하고, α 는 열팽창계수, ε_{sho} 는 최종 건조수축 변형률⁽³⁾, $f_s(H) = 0.97 - 1.895(H - 0.2)^3$ 이다⁽²⁾. $[M]$ 은 형상함수 행렬, $[B]$ 는 변형률-변위 행렬이고, $[D]$ 는 응력-변형률 행렬로서 콘크리트의 탄성계수는 Kim 등⁽⁶⁾이 초기 재령 콘크리트의 물성실험을 통해 제안한 모델식을 사용하였다.

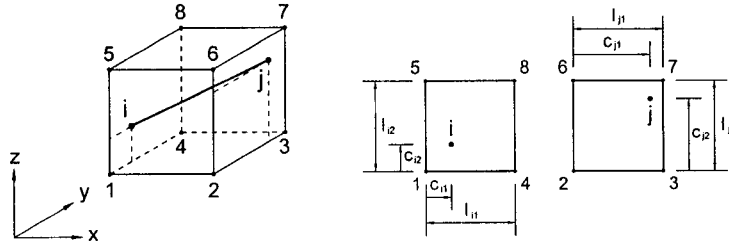


그림 1. 콘크리트 요소에 포함된 철근 요소

특히 이 논문에서는 철근의 강성행렬을 구성함에 있어 콘크리트와 변위장을 공유함으로써 콘크리트 내에 위치한 철근을 묘사하는 매립형 모델 (embedded model)을 이용하여 철근을 모델링하였다⁽⁷⁾. 매립형 모델에서는 그림 1에 나타난 바와 같이 철근을 콘크리트 요소에 포함된 1차원 트러스 요소로 표현한 후 국지좌표계에서 구한 철근 요소의 강성행렬을 전체좌표계로 변환해 주고, 철근 요소의 강성행렬을 콘크리트 요소의 강성행렬에 합하기 위해 등가절점하중 개념을 이용해 콘크리트 요소의 각 절점에 대한 영향으로 변환하게 되는데 이를 식으로 표현하면 다음과 같다.

$$[K_{GL}]_s = [T_2]^T [T_1]^T [K_{LO}]_s [T_1] [T_2] \quad (4)$$

여기서, $[k_{LO}]_s$ 는 국지좌표계에서 구한 철근 요소의 강성행렬이고, $[T_1]$ 은 국지좌표계와 전체좌표계 사이의 변환행렬이며, $[T_2]$ 는 등가절점하중 개념을 토대로 한 강성의 각 절점에 미치는 영향을 나타내는 행렬을 의미한다. 이 때 그림 1에서 보는 바와 같이 만약 철근이 1, 4, 8, 5와 절점 2, 3, 7, 6으로 구성된 두 평면을 각각 통과한다면 $[T_1]$, $[T_2]$ 는 다음 식 (5)로 나타낼 수 있다.

$$[T_1] = \begin{bmatrix} \cos \theta_{xi} & \cos \theta_{yi} & \cos \theta_{zi} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos \theta_{xj} & \cos \theta_{yj} & \cos \theta_{zj} \end{bmatrix} \quad (5a)$$

$$[T_2] = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{11} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{A}_{21} & \mathbf{A}_{41} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{A}_{31} \\ \mathbf{0} & \mathbf{A}_{1j} & \mathbf{A}_{2j} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{A}_{4j} & \mathbf{A}_{3j} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (5b)$$

여기서

$$\mathbf{A}_{1k} = \begin{bmatrix} (1-p_k)(1-q_k) & 0 & 0 \\ 0 & (1-p_k)(1-q_k) & 0 \\ 0 & 0 & (1-p_k)(1-q_k) \end{bmatrix} \quad \mathbf{A}_{2k} = \begin{bmatrix} p_k(1-q_k) & 0 & 0 \\ 0 & p_k(1-q_k) & 0 \\ 0 & 0 & p_k(1-q_k) \end{bmatrix} \quad (5c)$$

$$\mathbf{A}_{3k} = \begin{bmatrix} p_k q_k & 0 & 0 \\ 0 & p_k q_k & 0 \\ 0 & 0 & p_k q_k \end{bmatrix} \quad \mathbf{A}_{4k} = \begin{bmatrix} (1-p_k)q_k & 0 & 0 \\ 0 & (1-p_k)q_k & 0 \\ 0 & 0 & (1-p_k)q_k \end{bmatrix}$$

$\theta_x, \theta_y, \theta_z$ 는 철근 요소 축이 x, y, z 축과 이루는 각을 의미하며, $p_k = 2c_{k1} / l_{k1} - 1, q_k = 2c_{k2} / l_{k2} - 1, k$ 는 트러스 요소의 양 절점인 i 또는 j 를 의미한다. 또한 $\mathbf{0}$ 는 3×3 의 0의 행렬 (null matrix)을 의미한다.

한편 철근은 건조수축이 일어나지 않고 크리프 변형과 자중이 콘크리트에 비해 무시할 수 있을 정도로 작으므로 온도변화로 인한 온도하중만을 고려하게 되는데, 이 때 절점하중 $\{f_i\}_s$ 는 각 요소의 두 절점에서 계산된 온도변화의 평균값을 토대로 계산하게 된다. 또한 계산된 절점하중 $\{f_i\}_s$ 는 앞에서 계산한 콘크리트의 온도변화에 의한 절점하중 $\{f_i\}_c$ 와 결합하게 된다.

4. 균열의 간격 결정

철근콘크리트 벽체에서 수화열과 건조수축에 의해 발생하는 균열은 일반적으로 수축성질의 구속으로 인한 축방향 인장응력이 상대적으로 크게 나타나는 이유로 인해 벽체의 길이 방향에 따라 일정한 간격으로 발생하며 벽체의 높이 방향으로 진행하게 된다. 따라서 이 논문에서는 벽체의 균열거동을 정량적으로 예측함에 있어 벽체와 균열거동이 유사한 축방향 철근콘크리트 인장부재의 균열거동을 토대로 균열의 정량적 평가를 도모하고자 한다.

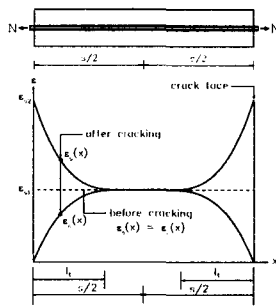


그림 2. 축방향 부재의 균열 전과 후의 변형을 분포⁸⁾

먼저 그림 2에 나타난 바와 같이 축방향 부재에 인장력 N 이 작용할 때 부재의 양 끝단에서 철근의 변형률은 ϵ_{s2} 가 되고, 부착 전달길이 l_t 만큼 떨어진 지점에서는 철근과 콘크리트가 일체 거동을 하므로 ϵ_{s1} 이 된다고 가정할 수 있다. 일반적으로 철근과 콘크리트의 탄성계수비와 면적비의 곱으로 이루어지는 일축 인장부재의 면적변수 (area parameter) $n\rho$ 값은 0.02~0.5 범위의 값을 가지며, 이 때 균열 이후 콘크리트 변형률은 철근에 비해 상대적으로 작은 변화폭을 나타내게 된다. 따라서 부착 전달길이 l_t 내에서 콘크리트의 변형을 분포함수 $\epsilon_c(x)$ 를 n_c 차의 다항식으로 가정할 수 있으며, 힘의 평형관계로부터 철근의 변형을 분포함수 $\epsilon_s(x)$ 를 다음과 같이 콘크리트의 변형을 분포함수로 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_s(x) = \epsilon_{s2} - \epsilon_c(x)/n\rho \quad x \leq l_t \quad (6a)$$

$$\epsilon_c(x) = \epsilon_{s1} \{1 - (1 - x/l_t)^{n_c}\} \quad l_t \leq x \leq s/2 \quad (6b)$$

제안된 변형률 분포함수의 미지수인 콘크리트의 변형률 분포함수의 차수 n_c 는 균열 전, 후의 에너지 변화량이 같다는 에너지 평형관계로부터 구할 수 있다. 즉 균열 전, 후의 변형에너지 변화량의 합은 0이므로 철근의 변형에너지 변화량 ΔU_s , 콘크리트의 변형에너지 변화량 ΔU_c , 부착에너지 변화량 ΔU_b 는 다음과 같은 식을 만족해야 한다⁸⁾.

$$\Delta U_s - \Delta U_c = \Delta U_b \quad (7)$$

여기서 $\Delta U_s = A_s E_s \int_0^{l_t} (\epsilon_s(x) - \epsilon_{s1})^2 dx$, $\Delta U_c = A_c E_c \int_0^{l_t} (\epsilon_{s1} - \epsilon_c(x))^2 dx$, $\Delta U_b = \int_0^{l_t} \tau_b(x) \Sigma_0 w(x) dx$, E_s 는 철근의 탄성계수, A_s 는 철근의 단면적, E_c 는 콘크리트의 탄성계수, A_c 는 콘크리트의 단면적을 의미한다. 콘크리트의 부착에너지 변화량은 CEB-FIP 규준³⁾에서 제시한 부착응력-슬립 관계식 τ_b 와 $w(x) = \int_x^{s/2} (\epsilon_s(x) - \epsilon_c(x)) dx$ 의 관계식을 토대로 산정하게 된다.

임의의 축력 N 이 작용할 때 식 (7)에 의해 변형률 분포함수의 차수 n_c 와 Somayaji 등의 제안식으로부터 l_t 가 결정되

면 식 (6)에 의해 철근과 콘크리트의 변형률 분포를 결정하게 되며 계산된 변형률을 토대로 부재 내에 균열의 발생여부를 평가하게 된다⁽⁸⁾. 이 때 일반적으로 균열 이후 콘크리트와 철근 사이의 부착응력에 의하여 콘크리트 응력이 인장부재 길이의 축방향과 횡방향으로 불규칙하게 분포하기 때문에 철근콘크리트 인장부재의 균열강도 f_t 는 무근콘크리트의 인장강도 f_c 와는 다른 값을 나타내게 된다. 철근콘크리트 부재의 균열강도는 Blackman과 Somayaji 등의 연구 결과에 의하면 실험체의 단면적 대 길이의 비가 작아질수록 증가하는데 Chan 등은 이러한 균열강도 증가값을 부재 내의 콘크리트 최대응력 σ_{cmax} 대 평균응력 σ_{cave} 의 비를 이용하여 $f_t = \alpha f_c (\sigma_{cmax} / \sigma_{cave})^\beta$ 의 관계식을 제안하고 있다. 이 논문에서 언급하고 있는 균열의 정량적 평가와 관련한 모델의 구성, 해석과정 및 실험치와의 비교연구 등 해석모델과 관련한 자세한 사항은 참고문헌⁽⁹⁾에서 살펴볼 수 있다.

5. 수치해석

제안된 해석모델의 타당성을 검토하기 위한 해석예제로는 그림 3(a)에 나타난 바와 같이 일반적으로 널리 시공되고 있는 전형적인 콘크리트 벽체를 선정하였다. 그리고 벽체로부터 이와 경계하고 있는 하부지반으로의 열전달과 수분확산을 고려하고, 응력 해석 시 구속조건을 정의하기 위해 벽체의 하부를 암반으로 가정하였다. 철근은 그림 3(b)에 나타난 바와 같이 D19 철근을 벽체 길이 방향과 높이 방향으로 철근비가 0.5%가 되도록 배근하였다. 수치해석을 위한 요소분할은 그림 4에 나타난 바와 같이 해석 대상구조물인 벽체 요소를 암반 요소보다 작게 동일한 크기로 분할하였다. 수화열 해석과 수분확산 해석 시 적용되는 외기대류와 수분증발의 경계조건과 응력 해석 시 적용되는 구속조건은 그림 4에 나타난 바와 같다.

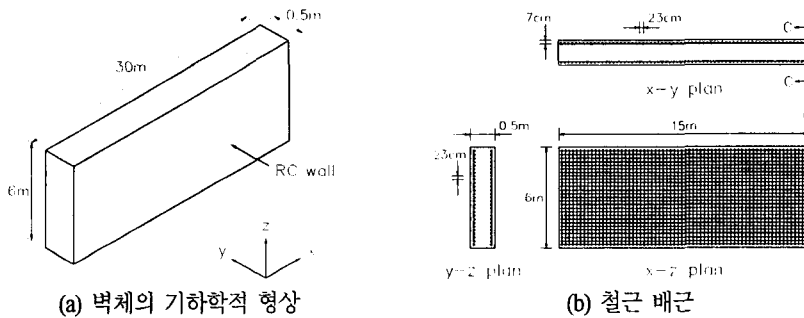


그림 3. 철근콘크리트 벽체의 형상

Thermal conductivity	: 2.08 kcal/m·hr·°C
Atmosphere conductivity	: 10.72 kcal/m ² ·hr·°C (w/o formwork)
	: 8.49 kcal/m ² ·hr·°C (w/ formwork)
Maximum adiabatic temperature rise	: 51.5 °C
Reaction Rate	: 1.90 day ⁻¹
Moisture diffusion coefficient	: 6.497 × 10 ⁻⁶ m ² /hr
Surface factor	: 6.885 × 10 ⁻⁵ m/hr
Initial temperature	: 28 °C
Ambient temperature	: 25 °C
Ambient relative humidity	: 67 %

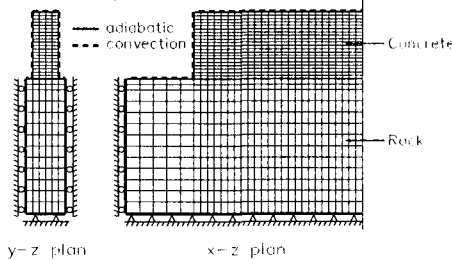


그림 4. 벽체와 암반의 요소분할과 경계조건

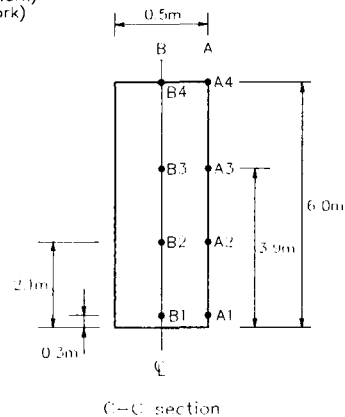


그림 5. 해석결과가 출력되는 위치

그림 6에서는 수화열에 의한 온도변화를 토대로 산정된 응력을 나타내었다. 표면부와 내부 모두 초기에는 온도 상승으로 인해 팽창성질이 유발되나 그 성질이 구속됨으로 인한 압축응력이 발생하고, 최대상승온도 이후로는 온도 하

강으로 인해 벽체의 수축이 발생하나 이 또한 구속되는 관계로 구속에 의한 인장응력이 발생하게 된다. 또한 수화열에 의한 온도변화가 완료된 시점인 콘크리트 타설 후 6일 이후에는 크리프에 의해 잔류 인장응력이 조금씩 감소하는 경향을 나타낸다.

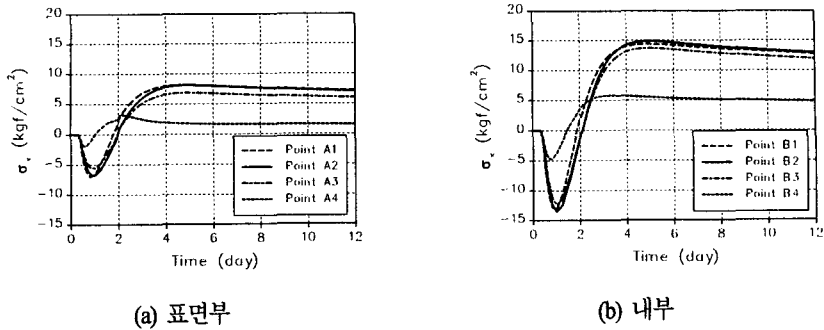


그림 6. 수화열에 의한 응력

그림 7에서는 수분확산 해석을 통해 얻어진 건조수축 변형률을 토대로 산정된 부등건조수축에 의한 응력을 나타내었다. 이 그림에서 알 수 있는 바와 같이 초기에는 표면부와 내부에서 각각 인장응력과 압축응력이 발생하고, 시간이 경과함에 따라 표면부의 인장응력과 내부의 압축응력은 그 값이 점차적으로 감소하게 된다. 나아가 그림 8에서는 평균적인 건조수축에 의한 응력을 나타내었다. 이 그림에서 알 수 있는 바와 같이 표면부와 내부 모두 하부의 인장응력이 가장 크게 나타나는데, 이는 벽체의 하부가 외부구속의 영향을 가장 크게 받기 때문인 것으로 판단된다.

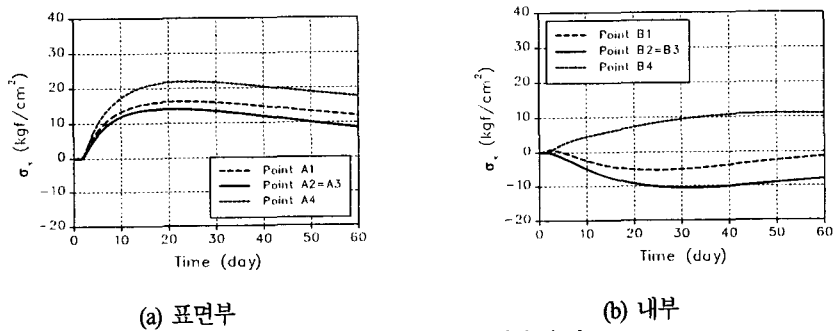


그림 7. 부등건조수축에 의한 응력

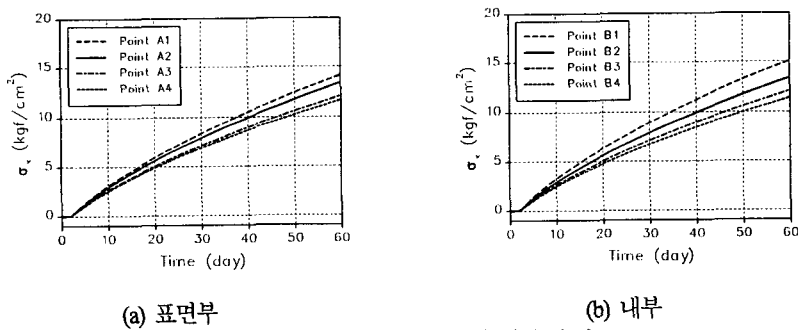


그림 8. 평균적인 건조수축에 의한 응력

그림 9에서는 수화열, 단면의 내부와 외부의 건조수축률 차이에 의한 부등건조수축, 단면을 통해 일정하게 발생하는 평균적인 건조수축의 영향을 모두 고려하여 산정된 전체 응력을 나타내었다. 표면부에서는 초기에 온도 상승으로

인해 압축응력이 발생하지만 온도가 하강하고 건조수축이 일어나면서 큰 인장응력이 급격히 발생하는 반면, 내부의 응력은 초기에는 표면부와 비슷한 경향을 보이지만 시간이 경과함에 따라 표면부와는 달리 인장응력이 서서히 증가하는 경향을 나타낸다. 따라서 수화열과 건조수축으로 인한 벽체의 균열은 초기에는 주로 표면부에서 발생하게 되고 시간이 경과함에 따라서 내부에서도 균열이 발생할 가능성이 커지게 됨을 알 수 있다.

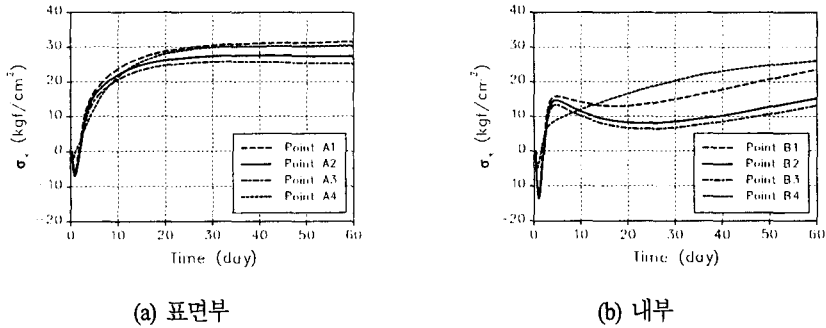


그림 9. 전체 응력

6. 균열의 정량적 평가

그림 9로부터 전체 인장응력은 벽체 중앙단면의 표면부 중에 하단, 즉 A1에서 가장 크게 나타남을 알 수 있었다. 따라서 A1 주위의 응력을 토대로 철근콘크리트 벽체의 정량적인 균열간격을 산정하였고, 이 때 4장에서 기술한 축방향 인장부재의 균열거동 해석모델의 적용을 위해 설정된 A1에서의 유효인장단면은 그림 10에 나타난 바와 같다.

그림 11에서는 유효인장단면의 응력으로부터 구한 평균하중 ($P = \int_{A_m} \sigma_x dA$)과 축방향 인장부재의 균열 해석모델을 통해 산정된 그림 2의 균열하중 (M)을 나타내었다. 이 그림에서 알 수 있는 바와 같이 첫 번째 균열은 15일이 지난 시점에서 발생하고, 그 후 18일, 47일이 지난 시점에서 두 번의 균열이 더 발생하여 최종 균열간격은 3.75m가 된다. 나아가 단면에 균열이 발생하면 콘크리트가 저항하던 힘을 모두 철근이 저항하게 된다고 가정하면 마지막 균열이 발생한 시점에서 철근의 응력은 2050 kgf/cm²가 되고, 이 값을 토대로 ACI 207에서 채택한 모델식을 이용해 균열폭을 산정하면 A1에서의 균열폭은 0.25mm가 된다.

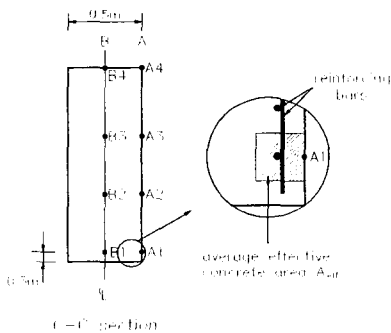


그림 10. 유효인장단면

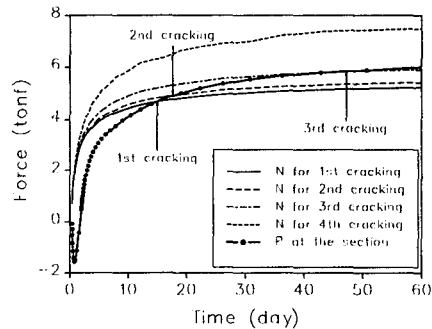


그림 11. 유효인장단면에서의 평균하중과 균열하중

한편, Kheder가 제시한 모델식⁽⁹⁾에 따라 벽체의 균열거동을 산정하면 최소 균열간격은 1.595m, 최대 균열간격은 3.190m가 되고, 마지막 균열이 발생한 시점에서 A1에서의 균열폭은 0.22mm가 된다. 따라서 본 논문에서 얻은 균열간격과 균열폭을 모델식⁽⁹⁾에 의해 산정된 균열간격 및 균열폭과 비교해 볼 때, 이 논문에서 제시한 해석방법이 비교적

타당한 결과를 나타냄을 확인할 수 있다.

7. 결론

이 논문에서는 3차원 유한요소해석을 통해 하부가 구속된 철근콘크리트 벽체의 온도이력 및 상대습도를 구한 후 이 결과를 토대로 수화열, 부동건조수축 및 건조수축에 의한 응력을 각각 산정하여 전체 응력에서 이들이 차지하는 상대적인 기여도를 검토하였다. 그리고 응력 해석결과로부터 최종 균열간격 및 균열폭을 예측하였고, 철근콘크리트 벽체의 균열거동에 대한 모델식⁶⁾에 의해 산정된 값과 비교해 볼 때 타당한 결과를 나타냄을 알 수 있었다. 그러나 균열의 보다 정확한 정량적 평가를 위해서는 현장계측 결과와의 상호연관성 연구와 더불어 신뢰성 이론의 도입 등 예측결과의 정확성을 높이기 위한 연구가 병행되어야 할 것으로 판단된다.

참고 문헌

1. 김진근, 송영철 외 4인, "콘크리트 구조물에서의 수화열 저감 방안 연구", 한국전력공사 전력연구원 보고서, 1998.8, 270pp.
2. 김진근, 어석홍 외 2인, "콘크리트 구조물의 부동건조수축에 의한 균열해석법의 개발", 기초전력공학공동연구소 보고서, 1995.9, 70pp.
3. Comite Euro-International du Beton, "CEB-FIP Model Code 1990", 1993, 437pp.
4. Cook, R. D. and Malkus, D. S. and Plesha, M. E., "Concepts and Applications of Finite Element Analysis", John Wiley & Sons, 1989, 630pp.
5. Kheder, G. F., "A New Look at the Control of Volume Change Cracking of Base Restrained Concrete Walls", ACI Structural Journal, Vol. 94, No. 3, 1997, pp. 262~271.
6. Kim, J. K. and Han, S. H. and Park, S. K., "Effect of Temperature and Aging on the Mechanical Properties of Concrete Part II. Prediction Model", Cement & Concrete Research, Vol. 32, No. 7, 2002, pp. 1095~1100.
7. Kwak, H. G. and Filippou, F. C., "A finite Element Analysis of Reinforced Concrete Structures under Monotonic Loads", Report No. UCB/SEMM-90/14, Univ. of California, Berkeley, 1990.
8. Kwak, H. G. and Song, J. Y., "Cracking Analysis of RC Members Using Polynomial Strain Distribution Function", Engineering Structures, Vol. 24, No. 4, 2002, pp. 455~468.
9. Mihashi, H. and Numao, T., "Influence of Curing Condition on Diffusion Process of Concrete at Elevated Temperatures", Proceeding of the Japan Concrete Institute, Vol. 11, No. 1, 1989, pp. 229~234.
10. Sakata, K., "A Study on Moisture Diffusion in Drying and Drying Shrinkage of Concrete", Cement & Concrete Research, Vol. 13, No. 2, 1983, pp. 216~224.