

## 온도 및 내압을 받는 원자로 철근콘크리트 격납구조물의 비선형해석

### Nonlinear Analysis of Nuclear Reinforced Concrete Containment Structures under Accidental Thermal Load and Pressure

오병환\* · 이명규\*\*

Oh, Byung Hwan · Lee, Myung Gue

#### Abstract

Nonlinear analysis of RC containment structure under thermal load and pressure is presented to trace the behaviour after an assumed LOCA. The temperature distribution varying with time through the wall thickness is determined by transient finite element analysis with the two time level scheme in time domain. The layered shell finite elements are used to represent the containment structures in nuclear power plants. Both geometric and material nonlinearities are taken into account in the finite element formulation. The constitutive relation of concrete is modeled according to Drucker-Prager yield criteria in compression. Tension stiffening model is used to represent the tensile behaviour of concrete including bond effect. The reinforcing bars are modeled by smeared layer at the location of reinforcements accounting elasto-plastic axial behaviors. The steel liner model under Von Mises yield criteria is adopted to represent elastic-perfect plastic behaviour. Geometric nonlinearity is formulated to consider the large displacement effect. Thermal stress components are determined by the initial strain concept during each time step. The temperature differential between any two consecutive time steps is considered as a load incremental. The numerical results from this study reveal that nonlinear temperature gradient based on transient thermal analysis will produce excessive large displacement. Nonlinear behavior of containment structures up to ultimate stage can be traced realistically. The present study allows more realistic analysis of concrete containment structures in nuclear power plants.

#### 요 지

본 연구에서는 철근콘크리트 격납구조물에서 가상의 냉각재 유출사고에 의한 온도하중과 압력에 따른 거동을 알아보기 위한 비선형 해석을 수행하였다. 시간에 따른 온도하중을 결정하기 위하여 과도온도해석을 통해 격납구조물 단면내의 온도분포를 구하였다. 구조물은 기하학적 비선형성과 재료비선형성을 고려한 셸요소로 이상화되며, 셸요소는 두께방향에 따라 변하는 응력을 고려하기 위해 몇개의 층으로 이루어진 모델을 사용하였다. 본 연구에서는 재료비선형성을 고려하기 위해 콘크리트의 압축거

\* 정회원 · 서울대학교 토목공학과 교수

\*\* 정회원 · 서울대학교 토목공학과 박사과정 수료

동은 Drucker-Prager 항복기준에 의해 모델링하며 부차효과를 고려한 콘크리트의 인장거동을 나타내기 위해 인장장강모델을 사용하였다. 철근은 축방향력만을 받는 분포 철근층으로 모델링하였으며 steel liner는 Von Mises 항복기준에 따라 모델링하였다. 열응력은 인접한 두시간 단계에서의 온도차를 하중증가로 고려하여 초기변형 문제로 변환하여 결정되었다. 본 연구에서의 수치해석결과에 의하면 과도온도해석에 근거한 비선형온도경사를 고려할때의 응력이 고려하지 않을때의 응력에 비해 크게 나타남을 알 수 있었다. 본 연구는 우리나라에서 많이 건설되고 있는 원자력발전소의 정확하고 진보적인 해석을 위하여 비선형해석 기법을 유도하여 제시하였으며, 특히 온도분포의 비선형성과 재료비선형을 고려한 고급 유한요소해석을 가능케하고 있다.

## 1. 서 론

원자로 격납구조물은 원자력발전소의 정상운전 상태에서 핵분열에 의해 생긴 방사능물질의 유출방지, 방사능의 생물학적 차폐 및 외부의 위협으로부터의 원자로보호와 격납구조물 설계의 기준이 되는 냉각제 상실사고(loss of coolant accident : LOCA)시의 방사능 누출을 최소화할 목적으로 건설된다. 격납구조물은 주냉각계통과 이차냉각계통의 전체적인 배열과 구조물내에 위치하는 필요한 안전장치에 따라 PWR(pressurized water reactor)형, BWR(boiling water reactor)형, CANDU형의 3가지로 대별된다. 격납구조물 설계시 고려되는 하중에는 사하중, 활하중, 지진하중, LOCA시에 발생하는 내부압력, 운전 및 사고시의 온도하중 등이 있다. 이러한 하중에대한 합리적인 고려를 위하여 여러가지 구조해석 기법이 연구되어 왔다.<sup>(10,11,15)</sup> 본 연구에서는 냉각제 상실사고시 내부의 압력하중과 내부온도상승으로 인한 격납구조물의 거동을 규명하기 위하여 비선형 온도해석기법과 비선형 열응력해석기법을 연구하였다.

본 연구에서는 축대칭의 격납구조물을 3차원 요소로 이상화하고,<sup>(11,13,14,7)</sup> 대칭성을 고려해서 전체 구조물의 1/4을 해석한다.<sup>(18)</sup> 격납구조물 내부의 LOCA의 의한 온도와 압력의 시간이력을 입력기초 자료로 이용하여 거동해석을 수행한다. 이러한 거동해석을 수행하기 위하여 본 연구에서는 내부 온도상승에 따른 격납구조물 단면내의 비선형 온도분포에 대한 영향을 효과적으로 고려하기 위해 비선형 과도온도해석기법으로 단면내의 온도분포를 구했으

며, 압력상승과 온도하중이 동시에 작용할 때의 격납구조물의 거동을 예측하였다. 그리고 내부압력상승에 따른 구조물의 전반적인 거동을 예측하기 위해 설계압을 넘어 극한상태에 이르는 극한해석을 수행하였다.

## 2. 유한요소법에 의한 온도 분포 해석

### 2.1 열전도 지배방정식<sup>(1,2,3)</sup>

Fig. 1의 미소체적의 열평형관계를 고려하면 열전도 방정식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$(k_i T_{,i})_{,i} + Q = \dot{\rho} c T, \quad i=1, 2, 3 \quad (1)$$

여기서,  $i$ 는 1, 2, 3의 값을 가지며, 각각  $x$ 방향,  $y$ 방향,  $z$ 방향을 나타낸다.  $(\ )_{,i}$ 는  $i$ 방향으로의 편미분을 나타내며,  $k_i$ 는  $i$ 방향으로의 열전도 계수를 나타낸다.  $Q$ 는 단위 부피당 열발생율을 표시하며,  $\rho$ 는 매질의 밀도,  $c$ 는 매질의 비열을 표시한다. 또한 온도  $T$ 는

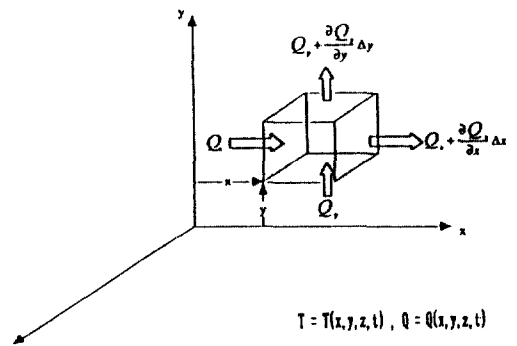


Fig. 1. Thermal equilibrium in differential volume.

$T(x_i, t)$ 로 주어지게 된다. 이러한 지배방정식을 풀기 위한 경계조건과 초기조건은 Fig. 2로 나타낼 수 있으며 과도 온도 해석의 경계조건을 정리해 보면 다음과 같다.

(1) Dirichlet condition : 경계에서 종속변수의 값이 미리 주어진 경우

$$T = T_A^*(x_i, t), \quad x_i \in \Gamma_A \quad (2)$$

(2) Neumann condition : 경계에서 종속변수의 도함수 값이 미리 주어진 경우

$$-kT_{,i}n_i = q^* \quad (3)$$

(3) Cauchy condition : 경계에서 종속변수와 그 도함수가 미리 어떤 관계를 가질 때로 (2)의 경계조건을 포함해 식으로 나타내면

$$kT_{,i}n_i + q + \alpha_c(T - T_a) = 0, \quad x_i \in \Gamma_B \quad (4)$$

로 표시할 수 있다. 여기서  $n_i$ 는 면에 수직인 방향으로의 단위 벡터이고  $q$ 는 단위 면적당의 열플럭스이며  $T_a$ 는 주변 유체(대기)의 온도,  $\alpha_c$ 는 대류 계수이다. 단열면에 대해서는  $q = \alpha_c = 0$ 으로 한다.

과도 온도 해석에서의 경계조건은 Fig. 2에서 보듯이 (1), (2), (3)이나 이것들의 조합으로 나타내어진다. 또한 과도 해석을 위해 초기조건이 필요하므로 이것을 식으로 표시하면

$$T_0 = T_0^*(x_i, 0), \quad x_i \in V \quad (5)$$

로 표시할 수 있다. 이러한 열전도 지배방정식의 해를 얻기 위한 유한요소의 정식화는 다음과 같은 가정하에서 수행한다.<sup>(1)</sup>

- ① 물체 내의 매질입자는 정지되어 있다.
- ② 열전도 상태는 응력 상태와 분리해서 해석할 수 있다.
- ③ 상의 변화가 없고 잠열효과의 재료성질은 온도에 따라 변한다.

과도 온도 해석에서의 공간영역(spatial domain)에서는 경계조건에 대한 고려가 손쉬운 유한요소법을 이용하고 시간영역(time domain)에서는 직접적분법(direct time integration method)을 이용하였다.<sup>(8,1)</sup>

## 2.2 공간영역에서의 유한요소 공식화<sup>(1,7,8)</sup>

유한요소의 기본개념으로부터 어떤 요소 내의 임

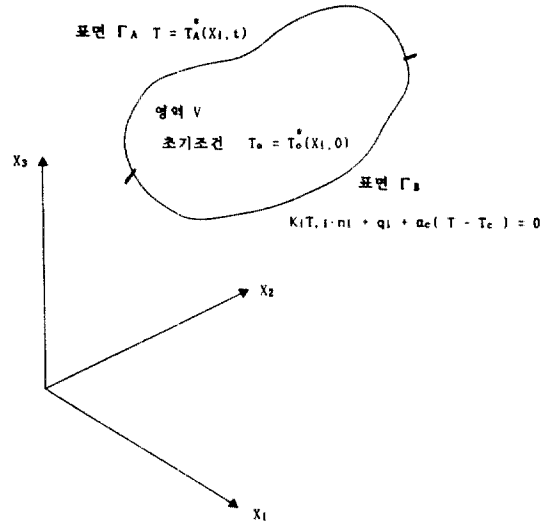


Fig. 2. Initial and boundary condition of thermal problem.

의 위치  $x_i$ 에서의 온도는 시간이  $t$ 일 때 다음 관계로부터 구할 수 있다.

$$T(x_i, t) = \sum_{j=1}^P N_j(x_i) T_j(t) = N \cdot T \quad (6)$$

이 식에서  $P$ 는 요소당 절점의 수이고,  $N_j$ 는  $x_i$ 값에 따른 요소의 형상함수이며  $T_j(t)$ 는 시간  $t$ 에서  $j$ 번째 절점의 온도이다. 열전도 지배방정식인 식 (1)에 Galerkin weighted residual 방법을 적용해 다음과 같은 유한요소관계식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} & \sum_{m=1}^K \int_{V^{(m)}} N_i N_j \rho c \dot{T}_j dV_{(m)} + \sum_{m=1}^K \int_{V^{(m)}} (KN_{,i} N_{,j}) dV_{(m)} \\ & + \sum_{m=1}^K \int_{\Gamma_B^{(m)}} \alpha_c N_j d\Gamma_B^{(m)} - \sum_{m=1}^K \int_{\Gamma_B^{(m)}} Q N_i N_j dV_{(m)} \\ & - \sum_{m=1}^K \int_{\Gamma_B^{(m)}} N_i (-q + \alpha_c T_a) d\Gamma_B^{(m)} \end{aligned} \quad (7)$$

여기서,  $K$ 는 전 영역에서 나누어진 요소의 갯수이다. 식 (7)을 행렬을 사용해 간단히 나타내면 다음과 같다.

$$[C]\{\dot{T}\} + [K]\{T\} = \{F\} \quad (8)$$

이 식에서  $[C]$ 를 열용량 행렬(heat capacity matrix) 이고  $[K]$ 는 열전도 행렬(thermal conductivity mat-

rix)이며  $\{F\}$ 는 열하중 벡터로 다음과 같이 정의된다.

$$F_i = \sum_{m=1}^K \int_{V(m)} QN_i N_j dV(m) - \sum_{m=1}^K \int_{\Gamma_B(m)} N_i (-q + \alpha_r T_n) d\Gamma_B(m) \quad (9)$$

평면에서의 과도 온도 해석을 위해서는 요소에 4개의 절점을 가진 bilinear 요소와 9개의 절점을 가진 요소 또는 내부 절점이 없는 8개의 절점을 가진 bi-quadratic 요소를 주로 사용한다. 4절점 요소는 특수한 경우를 제외하고는 과도 온도 해석에서 더 안정한 결과를 보이므로 4절점 요소를 많이 사용한다. 그러나 콘크리트처럼 비열이 큰 경우에는 8절점 요소가 더 안정한 결과를 보인다.<sup>(1,2)</sup>

### 2.3 시간영역에서의 차분화<sup>(7,1,8)</sup>

시간에 대한 일계도함수의 근사값을 얻기 위한 방법으로는 두 개의 연속적인 시간 단계에서 각 단계에서의 변수를 선형보간에 의해 가중평균해서 근사시키는 방법을 보편적으로 사용한다. 앞에서 유도한 열전도 방정식의 유한요소 관계식인 식 (8)에 가중평균을 구하기 위한 가중치  $\theta$ 를 도입하면 다음의 관계를 얻을 수 있다.

$$\theta \{T\}_{n+1} + (1-\theta) \{T\}_n = \frac{\{T\}_{n+1} - \{T\}_n}{\Delta t_{n+1}} \quad (10)$$

이 식에서  $0 \leq \theta \leq 1$ 이고  $\Delta t_n = t_n - t_{n-1}$ 이다.

$\theta$ 값이 0이면 Euler의 전방차분법이 되고 1/2이면 중앙차분법 또는 Crank-Nicolson 방법, 2/3이면 Galerkin 방법, 1이면 후방차분법이 된다.  $\theta$ 값이 1/2보다 작은 경우 시간 간격  $\Delta t_n$ 의 크기에 따라 해의 안정성이 결정되고  $1/2 \leq \theta \leq 1$ 인 경우에는 해가 안정하게 된다. 열전도 방정식의 시간 단계에 따른 적분(step-by-step integration)법으로 시간  $t_n$ 로부터  $t_{n+1}$ 까지  $\Delta t$ 시간 간격동안 온도가 선형으로 변한다고 가정하면,

$$\{T\}_{n+1} = \frac{\{T\}_{n+\alpha} - \{T\}_n}{\alpha \Delta t}, \quad \alpha \in (0, 1), \quad n \in (0, 1, 2, \dots, N) \quad (11)$$

으로 쓸 수 있으며 이 식에서

$$t_{n+1} = t_n + \Delta t \quad (12)$$

이다.

시간  $t_{n+\alpha}$ 에서 열전도 방정식은

$$[C]_{n+\alpha} \{T\}_{n+\alpha} + [K]_{n+\alpha} \{T\}_{n+\alpha} = \{F\}_{n+\alpha} \quad (13)$$

으로 쓸 수 있고, 식 (13)과 식 (8)로부터

$$[\hat{K}]_{n+\alpha} \{T\}_{n+\alpha} = \{\hat{F}\}_{n+\alpha} \quad (14)$$

으로 쓸 수 있다. 이 식에서  $[\hat{K}]_{n+\alpha}$ 와  $\{\hat{F}\}_{n+\alpha}$ 는

$$[\hat{K}]_{n+\alpha} = [K]_{n+\alpha} + [C]_{n+\alpha} (1/\alpha \Delta t) \quad (15)$$

$$\{\hat{F}\}_{n+\alpha} = \{F\}_{n+\alpha} + [C]_{n+\alpha} (1/\alpha \Delta t) \quad (16)$$

이며  $[K]_{n+\alpha}$ ,  $[C]_{n+\alpha}$ ,  $\{F\}_{n+\alpha}$ 는 시간  $t_{n+\alpha} = t_n + \alpha \Delta t$ 에서 계산한 값들이다. 이 값들은 비선형 문제에서는  $\{T\}_{n+\alpha}$ 의 함수로 주어지기도 한다. 식 (14)를 풀어  $\{T\}_{n+\alpha}$ 를 구하면, 시간  $n+1$ 에서 온도는 다음 식 (17)로 구할 수 있다.

$$\{T\}_{n+1} = (1/\alpha) \{T\}_{n+\alpha} + (1-1/\alpha) \{T\}_n \quad (17)$$

## 3. 구조물의 비선형모델

물리적으로는 온도와 응력이 서로 상관되어 있으나, 본 연구에서는 임의의 시간 단계안에서 변위와 온도의 증가에 따른 해를 얻기 위해 과도 열전달 방정식과 증분 평형방정식을 분리하여 풀도록 하고 있다. 응력 해석을 위한 철근 콘크리트 구조물의 모델은 재료 비선형과 기하학적 비선형을 동시에 고려하는 철근 콘크리트 쉘요소를 사용한다.<sup>(5,7,18)</sup>

본 연구에서 사용한 구조물의 모델링은 다음과 같다.

### 3.1 재료 비선형 모델링

#### 3.1.1 콘크리트의 압축거동<sup>(5,6,8)</sup>

소성론의 flow theory에 근거한 비선형 응력-변형 관계에서는 다음 세가지 사항을 고려해 주어야 한다.

#### (1) 항복기준

해석에서 사용하는 두꺼운셸(thick shell)의 모델에서는 횡방향 전단력영향을 고려해 압축 항복기준을 적용해야 한다. 두 개의 응력불변량  $I_1$ ,  $J_2$ 로 정의된 항복기준은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$f(I_1, J_2) = [\beta(J_2) + \alpha I_1]^{1/2} = \sigma_0 \quad (18)$$

여기서,  $\alpha$ 와  $\beta$ 는 재료상수이고  $\sigma_0$ 는 일축압축시험에서 구한 등가 응력(equivalent stress)이 된다.

관과 쉘가정에 의해  $\sigma_2 = 0$ 이므로 재료상수  $\alpha$ ,  $\beta$ 를 Kupfer의 이축압축시험 결과로부터 결정하면,  $\alpha = 0.355\sigma_0$ ,  $\beta = 1.355$ 가 된다. 이 식을 Kupfer의 실험 결과와 비교한 것이 Fig. 3에 나타나 있다.

### (2) flow rule과 hardening rule

콘크리트의 소성변형은 associated flow rule를 따른다고 가정하면 flow rule은 다음과 같이 정의된다.

$$d\epsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial f(\sigma)}{\partial \sigma_{ij}} \quad (19)$$

여기서,  $d\lambda$ 는 소성변형 증가의 크기를 결정하는 비례상수이고, gradient  $\partial f(\sigma)/\partial \sigma_{ij}$ 는 항복면에서 수직 방향을 정의하며  $f(\sigma)$ 는 subsequent loading function이다. hardening rule은 하중면에서의 유효응력  $f(\sigma)$ 과 plastic work(축적된 소성변형) 사이의 관계를 결정한다. 유효응력과 유효변형 사이의 관계는 다음 식에 의해 일축시험의 결과로부터 구한다.

$$\sigma = E_0 \epsilon - \frac{E_0}{2\epsilon_0} \epsilon^2 \quad (20)$$

여기서,  $E_0$ 는 초기탄성계수,  $\epsilon$ 는 총변형,  $\epsilon_0$ 는  $f_c$ 에서의 총변형이다.

탄성변형성분  $\epsilon_e = \sigma/E_0$ 를 식에 대입하면

$$\sigma = -E_0 \epsilon_p + \sqrt{2E_0^2 \epsilon_0 \epsilon_p}, \quad 0.3f_c' \leq \sigma \leq f_c' \quad (21)$$

여기서,  $\epsilon_p$ 는 소성변형 성분이고  $\epsilon_0$ 는  $2f_c'/E_0$ 로 한다.

식 (21)의 소성변형을 사용해 loading surface에서의 유효응력  $\sigma = \sigma_0$ 를 얻을 수 있다.

### (3) 압축파쇄규준(crushing condition)

파쇄현상(crushing)은 변형에 의해 지배되는 현상이므로 적당한 변형 기준은 응력항으로 표시된 항복규준을 변형항으로 변환하여 얻을 수 있다.

$$\beta(3J_2') + \sigma I_1' = \epsilon_0'^2 \quad (22)$$

여기서,  $I_1'$ ,  $J_2'$ 는 변형 불변량(invariant)이고 Kupfer의 실험에 의한 상수값을 사용한다. 등가변형  $\epsilon_0'$ 가

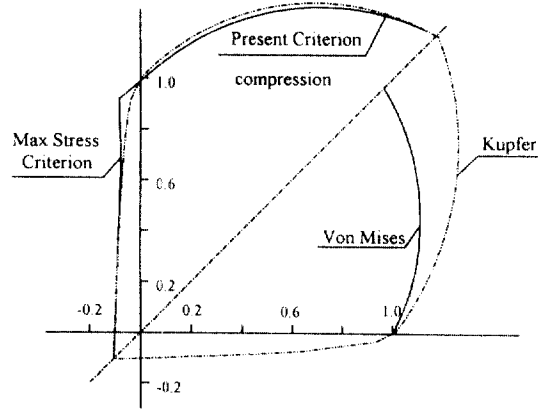


Fig. 3. Comparison of proposed model and experimental data.

극한변형에 이르면 재료는 강도와 강성을 모두 잃어버리는 것으로 모델링한다.

### 3.1.2 콘크리트의 인장거동<sup>(5,6,8,9)</sup>

인장응력하에서 콘크리트의 거동은 파괴가 발생할 때까지 탄성거동을 한다고 가정한다. 일반적으로 균열현상은 최대인장응력에 의해 지배된다. 쉘요소의 사용으로 균열은 구조평면(structural plane)에 수직한 면에서만 일어나고 이 면에 수직한 방향으로의 탄성계수와 포와송비는 균열이 발생하면 "0"으로 줄어든다. 이 면에서는 또한 균열 발생에 따른 골재의 맞물림과 철근의 dowel효과를 고려하여 감소된 전단탄성계수를 사용한다. 균열이 발생한 콘크리트는 이방성(anisotropic)이므로 극부좌표의 관계식을  $xy$ 축으로 변환시켜야 한다. 해석 모델에 있어서는 유한요소내에 균열이 분포된 것으로 가정하는 분포 모델(smearred representation)을 사용한다. 1방향으로 균열이 발생한 콘크리트와 1, 2방향으로 모두 발생한 경우의 구성 방정식은 각각 (23), (24)와 같다.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \\ \tau_{13} \\ \tau_{23} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & & & & \\ & E & & & \\ & & G_{12}^c & & \\ & & & G_{12}^c & \\ & & & & G \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{Bmatrix} \quad (23)$$

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \\ \tau_{13} \\ \tau_{23} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & & & & \\ & 0 & & & \\ & & G_{12}^c/2 & & \\ & & & G_{13}^c & \\ & & & & G \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{Bmatrix} \quad (24)$$

(1) 인장증강(tension stiffening)

부착효과(bond effect)에 의해 균열이 발생한 후에도 균열면은 상당한 인장력을 부담할 수 있으며 이러한 현상은 균열이 발생한 철근 콘크리트 강성을 증가시킨다. 본 연구에서 사용한 인장증강모델은 Fig. 4와 같이 이상화한 것이다.

(2) 균열면의 전단 탄성계수(cracked shear modulus)

분포균열모델(smearred cracking model)에서 골재 사이의 맞물림(interlocking)과 철근의 dowel action을 고려해 주기 위해 전단탄성계수를 인장변형의 함수로 정하였다. 균열이 발생한 각 경우에 대해 살펴보면 다음과 같다.

① 1방향으로 균열이 발생한 경우

$$G_{12}^c = \begin{cases} 0.25 \times G(1 - \epsilon_1/0.004) \\ 0 \text{ if } \epsilon_1 \geq 0.004 \end{cases}$$

$$G_{13}^c = G_{12}^c, \quad G_{23} = G \quad (25)$$

여기서, G는 비균열 단면의 전단탄성계수이며,  $\epsilon_1$ 은 1의 방향으로의 인장 변형이다.

② 1, 2의 양방향 모두 균열이 발생한 콘크리트의 경우

$$G_{13}^c = \begin{cases} 0.25 \times G(1 - \epsilon_1/0.004) \\ 0 \text{ if } \epsilon_1 \geq 0.004 \end{cases}$$

$$G_{23}^c = \begin{cases} 0.25 \times G(1 - \epsilon_2/0.004) \\ 0 \text{ if } \epsilon_2 \geq 0.004 \end{cases}$$

$$G_{12}^c = \begin{cases} 0.5 \times G_{13}^c \\ 0.5 \times G_{23}^c \text{ if } G_{23}^c < G_{13}^c \end{cases} \quad (26)$$

3.1.3 철근의 거동<sup>(5)</sup>

본 연구의 모델에서 철근은 등가두께(equivalent thickness)의 철근층으로 생각할 수 있다. 각 철근 층은 철근 방향으로 축력만 받으므로 일축거동을 한다. 탄소성응력-변형관계를 나타내기 위해 Fig. 5와 같은 bilinear idealization을 사용했다.

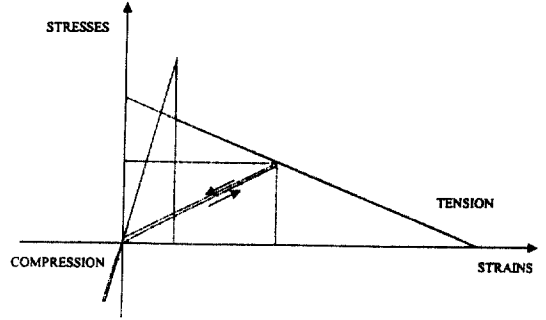


Fig. 4. Tension stiffening behavior of cracked concrete.

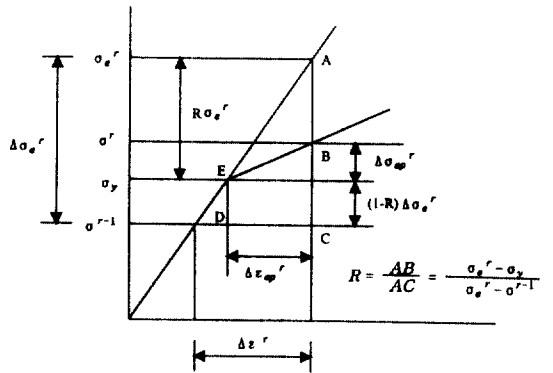


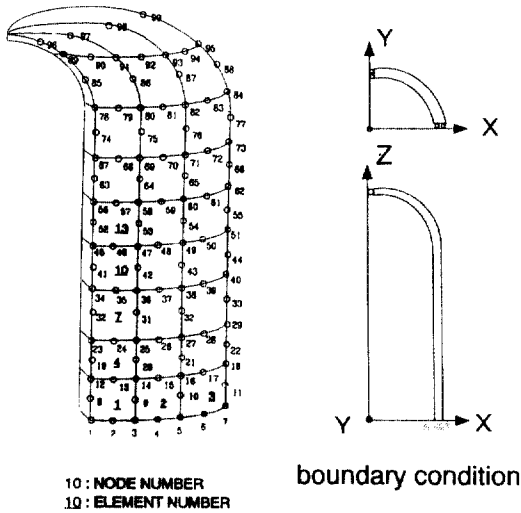
Fig. 5. Reinforcement Constitutive model representing uniaxial behavior.

3.1.4 라이너의 거동<sup>(5,7)</sup>

본 연구에서는 라이너의 거동을 철근콘크리트 격납구조물에 완전 부착해서 일체로 거동하는 것으로 보았으며, Von Mises의 항복기준을 사용해 라이너의 탄성-소성(Elastic-Plastic)거동을 모델링하였다.

3.2 기하학적 비선형모델<sup>(5,7)</sup>

해석에서는 두꺼운 셸요소(thick shell element)를 사용하며 철근과 라이너를 합리적으로 나타내고 두께 방향의 콘크리트 거동을 살피기 위해 층접근법(layered approach)을 사용해 콘크리트의 압축 거동과 균열 진전을 각 층요소의 적분점(gauss point)에서 해석하고 관찰하였다.<sup>(19)</sup> 철근 콘크리트 보, 판, 셸의 거동에서 중요한 역할을 한다고 알려진 기하학적 비선형성을 고려하기 위해 Von Karman 변형식을 사용한 total lagrangian 접근법을 사용하였다.



10: NODE NUMBER  
10: ELEMENT NUMBER

boundary condition

Fig. 6. F.E. Model of RC containment.

층	형태	직경
1	Hoop	φ 4
2	Meridional	φ 4
3	Hoop	φ 4
4	Hoop	φ 4
5	Meridional	φ 4
6	Hoop	φ 4
7	Seismic(45° Diag)	φ 4
8	Seismic(45° Diag)	φ 4

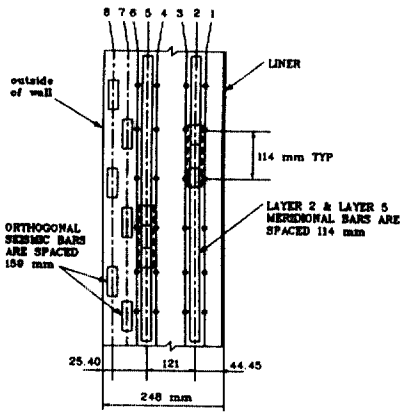


Fig. 7. Reinforcement details.

#### 4. 원자로 격납구조물의 비선형해석

##### 4.1 해석모델의 선정<sup>(17,16)</sup>

본 연구에서는 해석모델로 미국의 Lawrence Livermore 연구소에서 모형실험을 수행한 1/6크기의 철근콘크리트 격납구조물을 선정하였다. 구조물의

Table 1. Material properties of RC containment structures

콘크리트	열 특성	
	밀도	2.4 ton/m <sup>3</sup>
비열	960 J/kg·°C	
열전도율	1.4 W/m·°C	
열팽창계수	1.5E-5	
역학적 성질		
압축강도	400.7 kg/cm <sup>2</sup>	
인장강도	23.2 kg/cm <sup>2</sup>	
인장증강 계수(α)*	0.7	
최대 인장변형도*	0.002	
포아송비	0.167	
철근	역학적 특성	
	탄성계수	2.04 × 10 <sup>6</sup> kg/cm <sup>2</sup>
	항복강도	4200 kg/cm <sup>2</sup>
	열팽창계수	1.5E-5
Steel Liner	역학적 특성	
	탄성계수	2.04 × 10 <sup>6</sup> kg/cm <sup>2</sup>
	항복강도	3500 kg/cm <sup>2</sup>
	포아송비	0.20
	열팽창계수	15E-5

해석모델에서 경계면은 base mat와 지반과의 상호 작용을 무시하는 고정단이라고 가정한다. 구조물은 단면내의 응력의 분포해석을 위해 여러개의 층으로 이루어진 쉘요소로 모델링된다. 해석구조물의 유한요소모델은 Fig. 6과 같으며, 재료의 특성은 Table 1과 같다. 해석모델 철근의 배근상세는 Fig. 7에 보인 바와 같다. 수치모델에서 격납구조물을 실린더형 벽체에서는 8개의 콘크리트층으로 이루어진 유한요소로 돔부분에서는 6개의 콘크리트층으로 이루어진 유한요소로 모델링하였다. 벽체나 돔부분의 steel 라이너는 Von Mises 항복기준에 따른 거동을 하는 층으로, 철근은 유한요소내에 분포되어 축방향력을 받는 6개의 층으로 모델링하였다.

온도하중에 따른 격납구조물의 거동을 알아보기

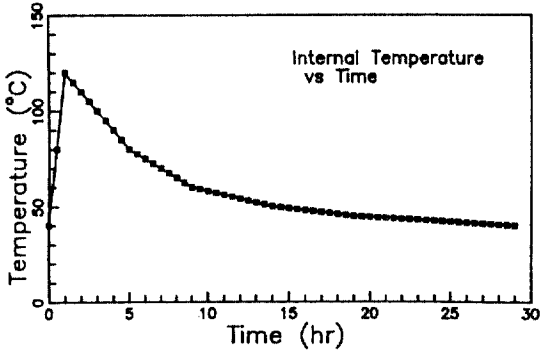


Fig. 8. Time history of temperature in the RC containment due to assumed LOCA.

위하여 2.에 설명한 절차에 따라 과도온도해석을 수행하여 각 시간단계에서 단면내의 온도분포를 산정하였다. 각 시간단계별로 발생하는 온도차에 의한 변형도 증분은 다음 식에 의해 결정된다.<sup>(7,18,19)</sup>

$$\{\Delta\epsilon_T\} = [\alpha_T \Delta T \quad \alpha_T \Delta T \quad \alpha_T \Delta T \quad 0 \quad 0 \quad 0]^T,$$

$$T = \sum_{i=1}^n N_i T_i \quad (27)$$

여기서,  $\Delta\epsilon_T$ 는 온도차에 따른 변형도 증분,  $\alpha_T$ 는 열팽창계수이며  $\Delta T$ 는 고려하는 위치에서의 온도 증분이다. 변형도 증분에 따른 정역학적 등가하중은 식(28)로 계산된다.<sup>(7,19)</sup>

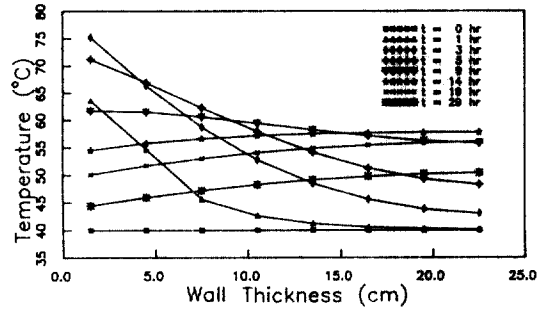
$$\{\Delta F\}^T = \int [B]^T [D] \{\Delta\epsilon_T\} dvol$$

$$\int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 [B]^T [D] \{\Delta\epsilon_T\} d\xi d\eta d\zeta \quad (28)$$

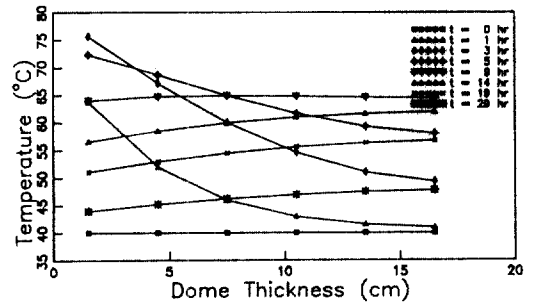
#### 4.2 온도하중만 고려할 때의 거동해석

본 연구에서 가상의 LOCA시 격납구조물 내부 온도 변화에 따른 벽체내의 온도분포를 구하기 위하여 입력으로 사용한 내부 온도이력은 Fig.8과 같다.<sup>(21)</sup> 과도온도해석에서는 라이너층은 얇고 열전도율이 크므로 온도해석 모델에서는 제외하였다. 콘크리트의 온도는 모델의 각 층에서의 평균온도를 사용하였으며 철근의 온도는 철근위치의 콘크리트층의 평균온도와 같다고 보았다.

격납구조물 내부 온도변화에 따른 해석모델 벽체내의 시간에 따른 온도분포는 Fig.9와 같이 구해진다. 해석결과에 의하면 단면내의 온도분포는 LOCA 초기 단면내의 온도경사는 상당한 비선형성을 보이



(a)



(b)

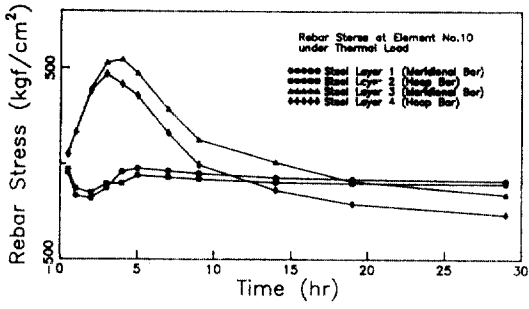
Fig. 9. Temperature distribution within concrete wall and dome due to assumed LOCA.

나 시간이 경과함에 따라 선형분포를 보이고 있다.

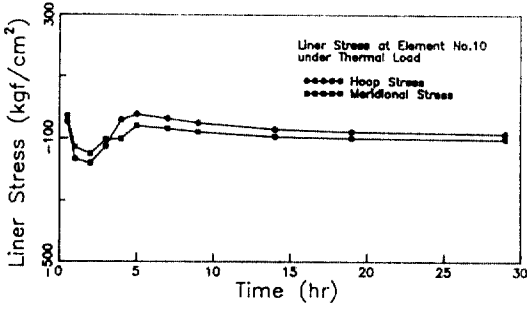
열응력의 해석은 초기 변형 문제로 변환하여 각 시간단계에서 온도증분에 의한 정역학적 등가하중을 하나의 하중단계로 취급하여 해석하였다. Fig.10은 격납구조물 실린더부분의 중간높이에 해당하는 10번 요소에서의 시간에 따른 철근 및 라이너의 응력변화를 도시한 것이다. 응력의 분포는 단면내의 온도경사에 크게 의존하는 바 온도경사의 변화에 따라 응력상태로 변하게 된다. 해석결과 Fig.10(a)에 의하면 LOCA 발생 직후에는 벽체 내측 부분(철근층 1, 2)에서는 압축응력을, 외측 부분(철근층 3, 4)에서는 인장응력을 각각 받다가 시간이 경과하면서 온도경사의 변화에 따라 부담하는 응력이 변화함을 알 수 있다.

일반적으로 콘크리트 구조물의 비선형해석에서는 콘크리트내에 발생하는 균열의 전파현상에 의해 비선형해법의 수렴판정기준을 만족하기가 곤란하다고 알려져 있다.<sup>(5,8,18,19)</sup> 따라서 본 연구에서는 초기균열 발생 이후에는 하중 단계를 작게 나누어서 비선형





(a)



(b)

Fig. 10. Stresses in reinforcing bar and steel liner due to thermal load.

해석에서의 잔류력(residual force)에 의한 영향을 줄여주도록 하였다.<sup>(18,19)</sup>

#### 4.3 내압만 고려할 때의 거동해석

LOCA에 따른 격납구조내부의 압력이력은 Fig. 11과 같이 모델링하였다.<sup>(21)</sup> Fig. 12는 10번 요소에서의 시간에 따른 철근 및 라이너의 응력 변화를 도시한 것으로 Fig. 12(a)에 의하면 원주방향 철근(철근층 2, 4)이 큰 응력을 부담하고 있음을 알 수 있다. 또한, 해석결과 Fig. 12(b)로부터 라이너의 경우 자오선방향의 응력성분이 역학적 거동에 더 큰 영향을 준다고 판단된다.

#### 4.4 내압과 온도하중을 동시에 고려하는 경우의 거동해석

Fig. 13은 10번 요소에서의 철근응력과 라이너 응력의 해석결과를 시간에 따라 나타낸 것으로 이를 Fig. 10 및 Fig. 12와 비교해보면 구조물내의 응력분포는 LOCA 발생직후에는 비선형 온도경사에 따른

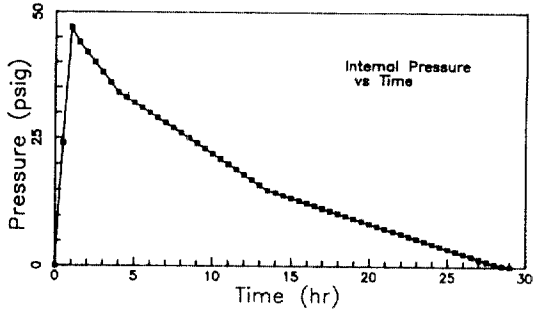
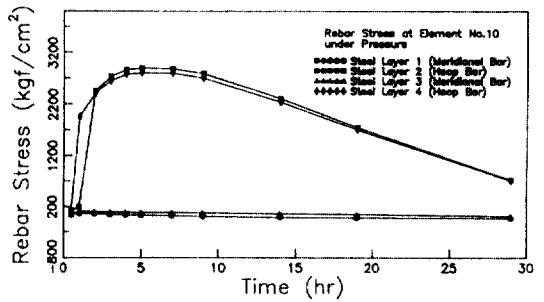
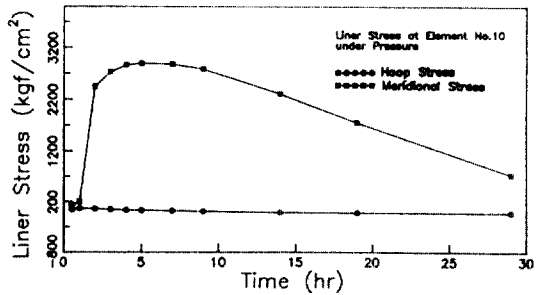


Fig. 11. Time history of internal pressure in the RC containment due to assumed LOCA.



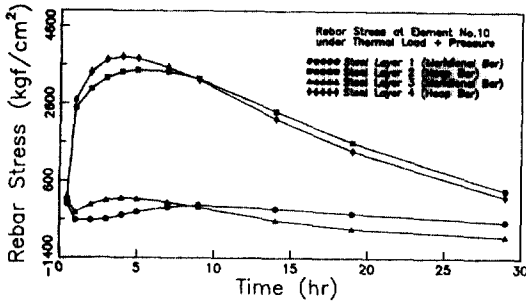
(a)



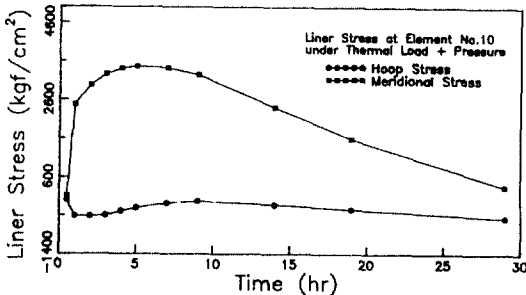
(b)

Fig. 12. Stresses in reinforcing bars and steel liner due to pressure.

열응력의 영향에 의해 자오선방향의 철근에 압축응력이 발생하고 원주철근에는 인장응력이 부가적으로 발생해 철근의 인장응력이 상당히 크게 유발되나 시간이 경과함에 따라 응력거동은 압력에 의한 응력거동과 유사하다. 따라서, LOCA 후의 초기 거동을 합리적으로 고려하기 위해서는 단면내의 온도분포에 따른 영향을 고려해주어야 한다.



(a)



(b)

Fig. 13. Stresses in reinforcing bar and steel liner considering thermal load and pressure simultaneously.

#### 4.5 격납구조물의 극한해석

격납구조물의 극한내압능력을 예측하기 위해 내부 압력을 증가시키면서 구조물의 거동을 해석하였다. Fig. 14는 내부압력 증가에 따른 33번 절점의 반지름 방향 변위를 도시하여 놓은 것이며, Fig. 15는 10번 요소의 철근 및 라이너의 내부압력 증가에 따른 응력변화 도시한것이다. Fig. 15(a)와 Fig. 16(a)로부터 원환 철근의 응력이 20 psig와 40 psig 사이에 크게 증가한 것은 단면내의 균열발생으로 인한 응력재분배현상에 의한 것이다. 본 연구의 해석에 의하면 고정단인 2번 요소의 경우 25 psig 부근에서 초기균열이 발생하였고 실린더벽체의 경우 35 psig 정도에서 초기균열이 발생하는 결과를 보였다. 이 결과는 참고문헌 17의 해석결과와 2번 요소위치 25~40 psig, 10번 요소위치 40 psig보다는 다소 작은 결과이다. 라이너와 철근의 초기항복 압력의 경우도 같은 경향을 보이고 있다. 철근콘크리트 격납구조

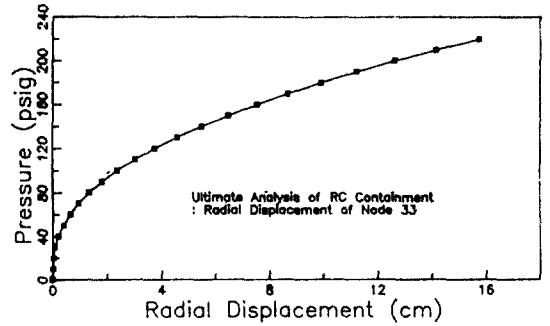
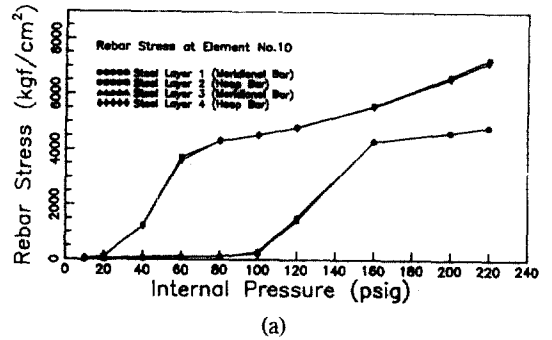
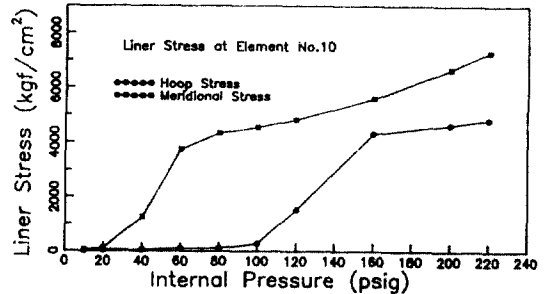


Fig. 14. Radial displacement at Node 33 with pressure.



(a)



(b)

Fig. 15. Stresses in reinforcing bars and steel liner with pressure(element no. 10: mid height).

물의 극한 내압능력을 단면의 모든 부재가 강성을 상실한 시점으로 볼때 본 연구의 해석결과는 구조물 높이의 중간에 위치한 자오선 방향의 철근이 항복하는 140 psig로 볼 수 있으며 참고문헌의 결과 180 psig~190 psig보다는 작은 결과를 보이고 있다.

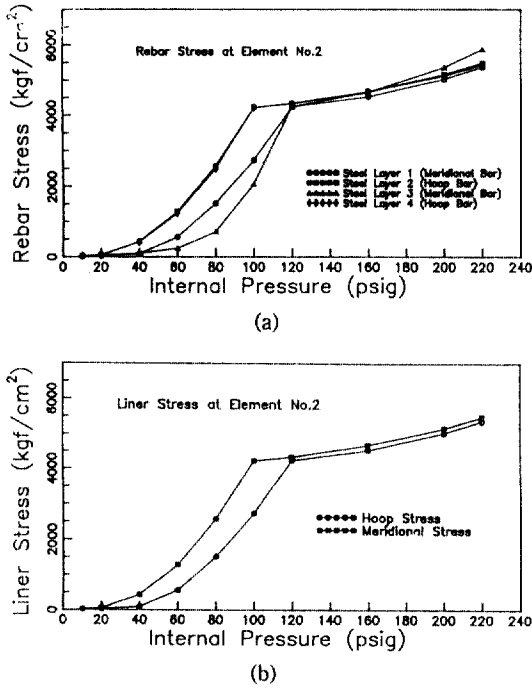


Fig. 16. Stresses in reinforcing bars and steel liner with pressure(element no. 2: fixed base).

## 5. 결론

본 연구에서는 철근콘크리트 격납구조물의 LOCA 발생시 유발되는 고온고압 상태에 대하여 격납구조물 벽체 내의 비선형 온도 분포를 결정하여 각 시간 단계별 변위와 응력을 계산할 수 있는 비선형 유한요소 해석 프로그램을 개발하였다. 이를 이용하여 철근콘크리트 격납 구조물의 LOCA 발생 후의 거동을 시간 변화에 따라 예측하였으며, 내부 압력의 증가에 따른 극한상태에서의 철근콘크리트 격납구조물의 거동을 규명하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

1. 본 연구에서는 외부열원을 받는 철근콘크리트 구조물의 단면내의 비선형온도분포를 구하기 위한 유한요소 코드를 개발하여 가상의 LOCA시 단면내의 온도분포를 결정하였다. 해석에 의하면 LOCA에 의한 단면내의 온도분포는 발생초기에는 온도경사가 급격한 비선형성을 보이거나 시간이 경과함에 따라 선형분포를 보인다.

2. 단면내의 온도분포로부터 결정되는 열응력의 분포는 온도경사의 변화에 따라 변하는 바 단면내의 온도경사가 크게 발생하는 LOCA 초기에 응력 변화의 폭이 크게된다.

3. LOCA 발생에 따른 내압해석에서는 LOCA 직후의 비선형 온도분포에 따른 부가 응력이 상당량 발생하므로 온도하중을 고려해야 합리적인 해석결과를 기대할 수 있으리라 사료된다.

4. 격납구조물의 극한해석을 위한 내압해석에서는 실린더 하단의 고정단에서는 25 psig에서 초기균열이 발생하며 실린더벽체의 중간위치에서는 35 psig에서 초기균열이 발생한다. 초기 균열발생 이후 단면내의 응력재분배 현상으로 인하여 철근 및 라이너의 응력은 도시한 바와 같이 불연속적으로 증가하게 된다. 극한해석으로부터 해석모델의 극한내압능력은 140 psig로 계산되었다.

5. 본 연구에서는 LOCA시 내부열원에 의한 격납구조물의 거동을 예측하기위하여 단면내의 비선형 온도경사 및 응력해석을 위한 유한요소 코드를 개발하였으며 이를 통하여 열하중의 합리적인 고려방안을 제시하였다.

## 참고문헌

1. Damjanic, F., and Owen, D.R.J., "Practical Considerations for Thermal Transient Finite Element Analysis using Isoparametric Elements", Nuclear Engineering and Design, Vol. 69, 1982, pp. 109-126.
2. Carslaw, H.S., and Jager, JournalC., Conduction of Heat in Solids, Clarendon Press, Oxford, 1959.
3. 최인규, 조성환, 노승탁, 열전달, 보성문화사, 서울, 1981.
4. Chen, W.F., Plasticity in Reinforced Concrete, McGraw-Hill, New York, 1982.
5. Owen, D.R.J., and Hinton, E., Finite Elements in Plasticity-Theory and Practice, Pineridge Press, Swansea, U.K., 1980.
6. Kupfer, H., and Gerstle, K.H., "Behaviour of Concrete under Biaxial Stress", ASCE, Vol.99, No. ST4, 1973, pp. 1025-1034.
7. Zienkiewicz, O.C., The Finite Element Method, 3rd ed., McGraw-Hill, New York, 1977.
8. Owen, D.R.J., Figueiras, J.A., and Damjanic, F.,

- "Finite Element Analysis of Reinforced and Prestressed Concrete Structures including Thermal Loading", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 41, 1983, pp. 323-366.
9. Gilbert, R.I., and Wanger, R.F., "Tension Stiffening in Reinforced Concrete Slabs", *ASCE*, Vol. 104, No. ST12, 1978, pp. 1885-1900.
  10. Gergely, P., and White, N., "Research Needs for Design of Concrete Containment Structures", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 69, 1982, pp. 183-186.
  11. 한국전력공사, 원자로 건물 구조해석기술에 관한 연구, KRC-90H-J01 Vol. 4, 1992.
  12. 오병환, 이명규, 유한요소법을 이용한 콘크리트구조물내의 온도분포에 관한 연구, 1993년도 춘계학술발표회 논문집, 한국콘크리트학회, 1993.
  13. 오병환, 이명규, 원자로 격납건물의 열응력해석 연구, 1993년도 춘계학술발표회 논문집, 한국콘크리트학회, 1993.
  14. 오병환, 이명규, 온도 및 내압을 받는 철근콘크리트 원자로 격납구조물의 비선형해석, 1993년도 학술발표회 논문집, 대한토목학회, 1993.
  15. Oyamada, O. et al., "Experimental Study of the Structural Behavior of the Reinforced Concrete Containment Vessel beyond Design Pressure", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 120, 1990, pp. 1-13.
  16. Pfeiffer, P.A. et al., "Thermal Effects in the Overpressurization Responce of Reinforced Concrete Containment", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 120, 1990, pp. 25-34.
  17. Pfeiffer, P.A. et al., "Pretest Analysis of a 1:6-Scale Reinforced Concrete Containment Model Subjected to Pressurization", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 115, 1989, pp. 73-89.
  18. Chen, W.F., *Plasticity in Reinforced Concrete*, McGraw-Hill, 1982.
  19. Cook, R.D., *Concepts and Applications of Finite Element Analysis*, 2nd ed., John Wiley and Sons, New York, 1981.
  20. Habibulah, A., and Wilson, E.L. *SAP90 Sample Example Manual and Verification manual*, Computer and Structures, Inc, 1992.
  21. 한국전력공사, 영광1호기 FSAR.  
(接受 : 1993. 9 15)