

# 긴장재의 슬립거동을 고려한 원자로 격납건물의 비선형 해석

## Nonlinear Analysis of Prestressed Concrete Containment Structures Considering Slip Behavior of Tendons

곽 호 경\*                      김 재 홍\*                      김 선 훈\*\*                      정 언 석\*\*\*  
Kwak, Hyo-Gyoung              Kim, Jae-Hong              Kim, Sun-Hoon              Chung, Yun-Suk  
(논문접수일 : 2004년 8월 2일 ; 심사종료일 : 2005년 11월 30일)

### 요 지

이 논문에서는 프리스트레스트 콘크리트 구조로 건설된 원자로 격납건물의 극한내압평가를 위해 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 특히, 상용프로그램 사용 시 콘크리트와 긴장재의 완전부착 가정으로 인해 고려할 수 없었던 콘크리트와 긴장재 사이의 슬립효과를 모사할 수 있는 알고리즘을 개발하였다. 부착된 긴장재의 경우 부착-슬립효과를 기초로 유도된 결보기 항복응력으로 두 재료의 상호거동을 모사할 수 있고, 비부착된 긴장재의 경우 반복해석에 의해 긴장재 전체 길이방향으로의 슬립효과를 모사할 수 있다. 개발된 알고리즘을 이용하여 도출된 긴장재의 응력-변형률 관계를 이용하여 격납건물의 축소모델에 대한 비선형 해석을 수행하였고, 수행한 결과를 바탕으로 격납건물의 극한내압은 가압중수로형과 가압경수로형 모두 설계압력의 약 3배 이상 구조적 여유가 있음을 확인하였다.

**핵심용어** : 원자로 격납건물, 극한내압능력, 비선형해석, 긴장재

### Abstract

This paper concentrates on the nonlinear analysis of prestressed concrete (PSC) containment structures. Unlike a commercialized program which adopts the perfect bond assumption between concrete and tendon in the analysis of PSC structures, a numerical algorithm to consider the slip effect, simultaneously with the use of commercialized programs such as DIANA and ABAQUS, is introduced in this paper. For bonded tendons, the apparent yield stress of an embedded tendon is determined from the bond slip relationship. And for unbonded tendons, Correction for the strength and stiffness of unbonded internal tendons is achieved on the basis of an iteration scheme derived from the slip behavior of tendon along the entire length. Finally, the developed algorithm is applied to two PSC containment structures of PWR and CANDU to verify its efficiency and applicability in simulating the structural behavior of large complex structures, and the obtained result shows that both containment structures represent the ultimate pressure capacity larger than about 3 times of the design pressure.

**keywords** : containment structure, ultimate pressure capacity, nonlinear analysis, tendon

### 1. 서 론

원자로 격납건물(reactor containment structure)은 냉각재 유실사고(LOCA: loss of coolant accident) 등 내부사고 시 주변 주민의 생명과 재산에 막대한 피해를 초래할 수 있는 방사능 물질의 외부 누출을 방지하기 위해 일반 구조물에서 요구되는 안전성 이상을 필요로 한다. 이

로 인해 원자로 격납건물은 주로 프리스트레스트 콘크리트 구조로 건설되며, 격납건물의 극한내압능력 분석 또한 설계 시 중요한 문제로 대두되고 있다(fib, 2001).

격납건물은 원자로(reactor)의 발전 형태에 따라 여러 가지로 분류할 수 있는데, 현재 국내에서는 가압경수로(PWR: pressurized water reactor)와 가압중수로(CANDU: Canada deuterium uranium or PHWR: pressurized

† 책임저자, 한국과학기술원 건설환경공학과 교수  
전화: 042-869-3621 ; Fax: 042-869-3610  
E-mail: khg@kaist.ac.kr

\* 한국과학기술원 건설환경공학과 박사과정

\*\* 영동대학교 토목환경공학과 교수

\*\*\* 한국원자력안전기술원 책임연구원

• 이 논문에 대한 토론을 2006년 3월 31일까지 본 학회에 보내주시면 2005년 6월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

heavy water reactor)를 사용하고 있다. 특히 원자로 노형에 따라 극한사고에 대한 설계내압이 다르므로 원자로 격납건물도 각 노형에 맞게 설계된다. 그러므로 이 논문에서는 유한요소 해석 프로그램인 DIANA 8.1을 이용하여 (TNO, 2002) 두 가지 형태의 격납건물 축소모델 시험체에 대해 각각 내압에 대한 3차원 유한요소 해석을 수행하여 원자로 격납건물의 안전성을 검토하고자 한다.

유한요소 모델링에 있어서 원자로 격납건물은 매우 크고, 철근 및 긴장재의 배치가 복잡하므로 분포모델(distributed model)의 일종인 적층셸요소(layered shell element)로 철근층을 표현하고, 긴장재는 배근된 위치를 고려하도록 매설모델(embedded model)로 모델링하고자 한다. 이 모델링 방법은 Yonezawa 등(2002)이 원자로 격납건물의 해석을 위해 사용한, 긴장재를 별개의 요소로 표현하여 콘크리트 요소와 함께 모델링하는 이산모델(discrete model)에 비해 효율적이고 문힘깊이에 대한 영향을 고려한다는 면에서 장점을 갖는다(ASCE, 1982). 그러나 변형을 적합조건을 만족시키는 매설모델이나 분포모델은 두 재료, 철근과 콘크리트 또는 긴장재와 그라우팅제 사이의 상호거동을 완전부착으로 가정한다. 따라서 철근이나 부착된 긴장재의 경우 주변 재료의 균열에 의한 부분부착(partial bond)을 비부착된 긴장재의 경우 긴장재와 그라우팅제 사이의 마찰(friction)을 표현하는데 한계가 있다. 한편 이산모델에서는 두 재료를 계면요소(interface element)로 연결함으로써 부착슬립효과(bond-slip effect)와 마찰슬립효과(friction-slip effect)를 고려할 수 있지만, 구조물이 대형화되고 사용하는 요소수가 증가할 경우 구조물 모델링상의 제한과 이중절점(double node)의 고려로 인한 자유도 수의 증가로 인해 그 적용이 용이하지 않게 된다.

따라서 이 논문에서는 축소모델 등 기존의 연구에서 고려되지 못했던 두 재료간의 상호거동은 슬립효과를 고려한 긴장재 모델을 개발하여 해석에 반영하였다. 끝으로, 대형 축소모델 실험결과와의 비교연구를 통해 정립된 유한요소해석 모델의 타당성을 검증하였다. CANDU형 원자로 격납건물의 경우 캐나다 Alberta 대학에서 수행한 Gentilly-2 격납건물의 1/14축소모델(Rizkalla 등, 1984)을 선택하였고, PWR형 원자로 격납건물의 경우 미국 Sandia National Lab에서 수행한 Ohi-3 격납건물의 1/4축소모델(Hessheimer 등, 1997)을 선택하였다.

## 2. 격납건물의 형상

원자로 격납건물은 일반적으로 원통형 벽체와 바닥의 기

초 슬래브 그리고 상부 덮개인 돔으로 구성되는 셸구조물을 사용한다. 내압에 저항하기 위해 적합한 셸구조물은 노형에 따라 구조형태의 차이와 함께 프리스트레스 시스템 및 구조특성의 차이가 있다.

현재 월성원자력 발전소에서 사용되고 있는 가압중수로형(CANDU) 격납건물의 경우 부착된 긴장재를 사용하며 부분구형 돔으로 설계된다. 해석하고자 하는 CANDU형 격납건물은 Rizkalla 등(1984)이 시험한 캐나다 Gentilly 원자력발전소 2호기의 1/14축소모델로 원통형 벽체(wall)와 상부 덮개인 돔(dome), 그리고 바닥의 기초(base)로 구성된다. 또한 벽체는 원환(hoop)방향 긴장재를 정착시키기 위한 버트레스(buttress)와 벽체의 자오선(meridional)방향 긴장재와 돔의 긴장재를 정착시키기 위한 링빔(ring beam)이 존재한다(그림 5 참조).

벽체에는 20개의 수직방향 긴장재와 24개의 180° 원환방향 긴장재가 배치되고, 링빔에도 추가적으로 4개의 긴장재가 배치되어 있다. 원환방향 긴장재는 반원을 둘러 마주보는 버트레스에 정착이 되고, 수직방향 긴장재는 기초와 링빔에 정착되어 있다. 그리고 돔에는 22개의 긴장재가 서로 직각방향으로 11개씩 배치되고 링빔에 정착되어 있다. 이때 긴장재의 긴장력은 62kN이고, 긴장 후 시멘트 그라우팅(cement grouting)하여 부착된 긴장재로 시공되었다.

한편 고리, 영광, 울진원자력 발전소에서 사용되고 있는 가압중수로형(PWR) 격납건물의 경우 비부착된 긴장재를 사용하며 반구형 돔으로 설계된다. 해석하고자 하는 PWR형 격납건물은 Hessheimer 등(1997)이 시험한 일본 Ohi 원자력발전소 3호기의 1/4축소모델로 벽체와 연속된 상부 돔, 기초로 구성된다. 또한 원환방향 긴장재를 정착시키기 위한 버트레스가 존재하고, CANDU형과 달리 수직방향 긴장재는 기초에만 정착되어 링빔은 존재하지 않는다. 한편, 콘크리트 자체의 투과성(permeability)으로 인해 방사능 누출이 기준값을 초과할 경우에 대비하여 격납건물 내벽에 라이너(liner)를 설치하는데, CANDU형은 설계내압이 비교적 작아 비구조부재인 에폭시 라이너 시스템(epoxy liner system)을 채택하고 있지만, PWR형의 경우 강재 라이너 평판(steel liner plate)을 사용한다(그림 6 참조).

수직방향 긴장재는 돔의 정상부에서 45°이내에 90개의 긴장재가 서로 직각방향으로 45개씩 배치되며, 360° 원환방향 긴장재는 벽체에 90개가 고르게 분포되어 있고, 돔의 하부에는 벽체와의 접합부에서 45°사이에 2.5°간격으로 18개가 배치되어 있다. 이때 원환방향 긴장재는 격납건물 한 바퀴를 돌아 한쪽 버트레스에만 번갈아 정착되어 있고,

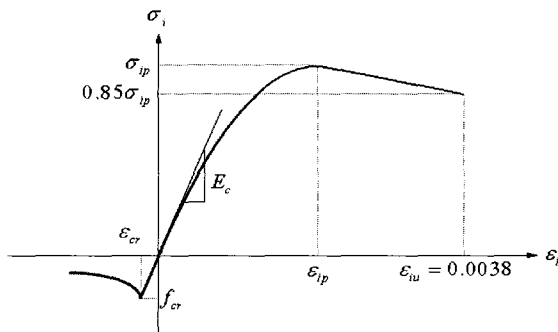


그림 1 콘크리트의 응력-변형률 관계

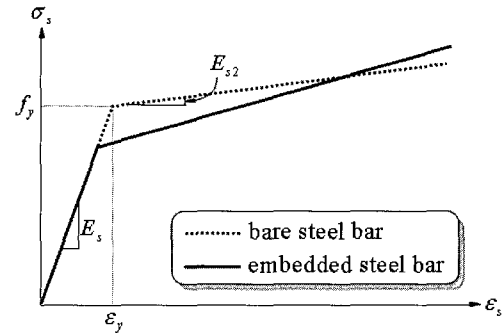


그림 2 철근의 응력-변형률 관계

수직방향 긴장재는 맞은편 기초에 대칭으로 정착되어 있다. 이때 원환방향 긴장재는 444kN, 수직방향 긴장재는 494kN의 긴장력으로 긴장 후 그리스(grease)를 채워 비부착된 긴장재로 시공되었다.

### 3. 재료성질

이 논문에서는 균열선단의 국부적인 거동보다는 구조물 전체 거동에 관심이 있으므로 분산균열모델(smeared crack model)을 사용하여 콘크리트의 재료 비선형성을 표현하였고, 회전균열모델(rotating crack model)로 균열각의 변화를 모사하여 균열로 인한 유한요소 위상의 재정의 없이 자동적인 균열의 발생을 표현하였다(ASCE, 1982). 이에 따라 강도파괴선은 압축영역에서 Drucker-Prager 파괴면으로, 인장영역과 인장-압축영역에서는 Rankine 파괴면으로 표현하였다. 또한 이를 수학적으로 구체화하는 구성방정식(constitutive law)은 탄성모델(elasticity-based model)에 기초한 직교이방성모델(orthotropic model)을 채택하여 구성방정식의 압축영역은 Hognestad(1951)에 의해 제안된 모델식을, 인장영역에는 인장증강효과(tension stiffening effect)를 고려한 Maekawa 등(2003)에 의해 제안된 모델식을 그림 1과 같이 구성하였다.

강재의 경우 기본적으로 철근, 긴장재, 라이너 각각의 실험결과에 기초한 다선형(multi-linear) 모델을 사용하였다. 이때 철근과 콘크리트의 상호거동을 분산균열모델에 표현하기 위해 그림 2와 같은 Belarbi 등(1994)의 매설 철근(embedded bar)에 대한 제안식을 적용하였다.

그리고 매설긴장재(embedded tendon)에 대한 모델 및 상호거동은 긴장재의 전달길이에 걸쳐 일정한 부착응력-슬립관계가 적용된다고 가정하여 구성한 2차 미분방정식으로부터 유도할 수 있다(Balázs, 1992).

$$\delta''(\xi) - K_p f_b(\delta(\xi)) = 0 \tag{1}$$

여기서  $\xi = x/d_p$ 로 긴장재의 지름으로 무차원화한 긴장재 길이방향의 자연좌표이고, 이로부터 식 (1)의 부착응력 슬립 관계  $f_b(\delta(\xi))$ 를 이용하여 무차원화한 슬립  $\delta(\xi) = s(\xi)/d_p$ 을 변수로 갖는 지배방정식을 구성할 수 있다. 또한 계수  $K_p = 4(1 + n\rho_p)\theta/E_p$ 이며, 상수들은 각각  $n = E_p/E_c$ ,  $\rho_p = A_p/A_c$ 이고,  $\theta = d_p^2\pi/(4A_p)$ 이다.

한편, Balázs(1992)에 따르면 전달길이를 구할 때 정착단에서 긴장재의 프리스트레스(prestress)를 부착응력으로 저항하게 되므로 긴장재의 응력은 프리스트레스에서 부착응력을 차감하여 구할 수 있다고 보고하고 있다. 그러나 콘크리트에 균열이 발생하였을 때는 균열 사이 중앙부에서 긴장재의 인장응력에 부착응력이 더해져 균열부에서 긴장재의 인장응력으로 전달되므로 긴장재의 응력분포는 중앙부에서의 응력  $\sigma_{p0}$ 에 4 $\theta$ 를 이용하여 단면응력으로 환산시킨 부착응력  $\sigma_{pb}$ 를 누적해주어 식 (2)를 유도할 수 있다.

$$\begin{aligned} \sigma_p(\xi) &= \sigma_{p0} + 4\theta \int_0^\xi f_b(\xi) d\xi = \sigma_{p0} + 4\theta \int_0^\xi \psi c \sqrt{f'_c} \sqrt{\delta(\xi)} d\xi \\ &= \sigma_{p0} + B \xi^{1+b} = \sigma_{p0} + \left[ \frac{4\theta(1-b)}{1+b} \psi c \sqrt{f'_c} \kappa^b \right] \xi^{1+b} \\ &= \sigma_{p0} + 8.53 \sqrt{f'_c/E_p} \xi^{5/3} \end{aligned} \tag{2}$$

만약 부착응력이 균열 사이 모든 위치에서 발생한다고 가정하면, 식 (3)과 같이 매설긴장재의 평균 응력( $\sigma_{pa}$ )과 실제 균열부에서 발생하는 응력( $\sigma_{p1}$ )의 차이를 구할 수 있다. 긴장재가 프리텐서닝(pre-tensioning)으로 시공되는 경우 콘크리트가 그라우팅제 역할을 하게 되며, 포스트텐서닝(post-tensioning)으로 시공되는 경우 보통 시멘트 풀(cement paste)로 그라우팅 한다. 그러므로 일반적인 그라우팅제의 강도는 프리텐서닝으로 시공되는 경우 24MPa, 포스트텐서닝으로 시공되는 경우 55MPa이라 할 수 있다(fib, 2000). 또한 긴장재의 탄성계수  $E_p = 200000\text{MPa}$ ,

균열간 거리는 보통 150mm~250mm로 나타나므로 대표값인 200mm를 사용하였다. 여기서  $d_p$ 는 긴장재의 공칭지름으로 단위는 mm이며, 응력차이는 MPa단위로 계산된다.

$$\sigma_{p1} - \sigma_{pu} = \begin{cases} 7300/d_p^{5/3} & \text{for pre-tensioning} \\ 12700/d_p^{5/3} & \text{for post-tensioning} \end{cases} \quad (3)$$

식 (3)은 단순히 부착슬립이 콘크리트의 균열 사이 전 영역에서 발생한다고 가정하여 계산된 응력차이이므로, 실제 중앙부의 일부 구간에서 부착슬립이 발생하지 않는 경우 응력차이는 식 (3)에서 계산된 값보다 작아지게 된다. 따라서 중앙부에서 부착슬립이 발생되지 않는 경우 힘의 평형조건을 이용하여 응력차이를 계산함으로써 식 (3)의 상한값을 결정할 수 있다. 이때 긴장재의 항복점은 확연히 드러나지는 않지만, 보통  $\epsilon=0.01$ 정도에서 항복이 발생한다고 볼 수 있다.

$$\sigma_{p1} - \sigma_{p0} = \frac{1}{\rho} \sigma_c = \frac{f_{cr}}{\rho} \left( \frac{\epsilon_{cr}}{\epsilon} \right)^{0.4} = \frac{f_{cr}}{\rho} \left( \frac{f_{cr}/E_c}{0.01} \right)^{0.4} = \frac{6.3 f_{cr}^{1.4}}{\rho E_c^{0.4}} \quad (4)$$

유도된 식 (4)에 따르면 부착된 긴장재(bonded tendon)와 그라우팅제의 상호거동은 매설철근과 같은 현격한 차이는 보이지 않으므로 평균응력-변형률 관계를 기본으로 유도된 식 (5)와 같은 겉보기 항복응력(apparent yield stress)을 기준으로 다선형 모델을 사용하였다. 이 때, 그림 3의 다선형 모델은 항복변형률의 70%정도인 탄성한계점(A), 겉보기 항복응력(B), 극한강도(C)를 이용하여 선형구간 AB와 BC로 간단히 구성할 수 있다.

$$\sigma_{py}^* = \begin{cases} \sigma_{py} - \min[7300/d_p^{5/3}, 6.3 f_{cr}^{1.4}/\rho E_c^{0.4}] & \text{for pre-tensioning} \\ \sigma_{py} - \min[12700/d_p^{5/3}, 6.3 f_{cr}^{1.4}/\rho E_c^{0.4}] & \text{for post-tensioning} \end{cases} \quad (5)$$

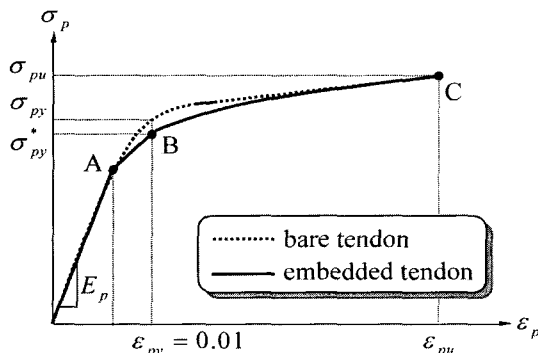


그림 3 부착된 긴장재의 응력-변형률 관계

한편, 비부착된 긴장재(unbonded tendon)를 매설긴장재로 표현하는 경우 변형률 적합조건을 만족하지 않는 비부착된 긴장재와 그라우팅제 사이를 매설모델의 이론상 완전부착으로 가정하게 되는 문제가 발생한다. 즉, 일반적인 상용 프로그램인 DIANA와 ABAQUS 등은 기본적으로 완전부착 가정인 긴장재를 모사하여 비부착된 긴장재가 배치된 부재의 저항력을 상대적으로 과대 평가하게 된다. 따라서 본 논문에서는 쉬스관 내에서 자유롭게 이동할 수 있는 비부착된 긴장재의 슬립효과를 일반적인 상용 프로그램 사용 시 간접적으로 모사하기 위해서 독립적인 알고리즘을 제안하고자 한다. 제안된 알고리즘은 각 하중단계에 따라 비부착된 긴장재의 응력-변형률 관계를 반복해석을 통하여 식 (6)과 같이 결정함으로써, 결정된 응력-변형률 관계를 실제 구조물의 긴장재 재료모델에 적용하여 간접적으로 고려할 수 있다.

$$g_j^{-1}(\sigma_{j,ave}(p_i)) = f^{-1}(\sigma_{j,max}(p_i)) \quad (6)$$

여기서  $p_i$ 는  $A_p \sigma_{pe} \leq p_i \leq A_p \sigma_{pu}$ 의 긴장재의 유효 긴장력과 극한상태에서 긴장재의 긴장력 사이 범위를 갖는 임의의 하중크기이고, 비부착된 긴장재의 수정된 응력-변형률 관계  $g_j$ 는 그림 4와 같이 반복과정을 통해 긴장재 자체의 응력-변형률관계  $f$ 를 각 하중단계별로 유한요소 해석하여 나온 응력( $\sigma_{j,max}(p)$ ) 대신 평균 변형률에 해당하는 응력( $\sigma_{j,ave}(p)$ )으로 수정하여 구성됨을 의미한다. 여기서 긴장재와 쉬스관 사이의 마찰을 무시하였다.

이때 긴장재 재료 자체의 응력-변형률 곡선  $\sigma=f(\epsilon)$ 을 이용한 등가의 부착된 긴장재로 해석하여 얻어진 임의의 하중( $p$ )에서 긴장재 길이방향( $x=0 \sim L$ )으로의 변형률 분포를  $\epsilon_j(x,p)$ 이라 할 때, 등가의 부착된 긴장재로 해석한 결과는 변형률 적합조건을 만족하므로 비부착된 긴장재가 받는 평균응력( $\sigma_{j,ave}$ )은 긴장재 재료 자체의 응력-변형률 관계에서 그 변형률에 대응하는 값을 계산함으로써 식 (7)과

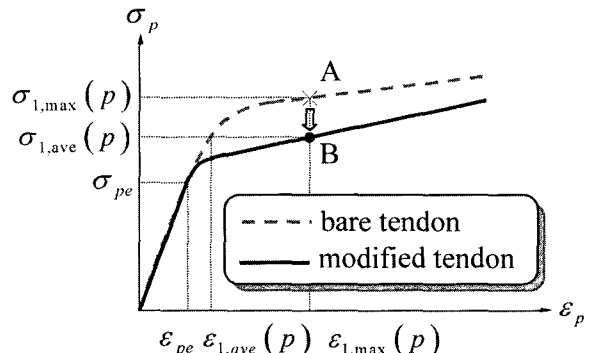


그림 4 비부착된 긴장재의 응력-변형률 관계

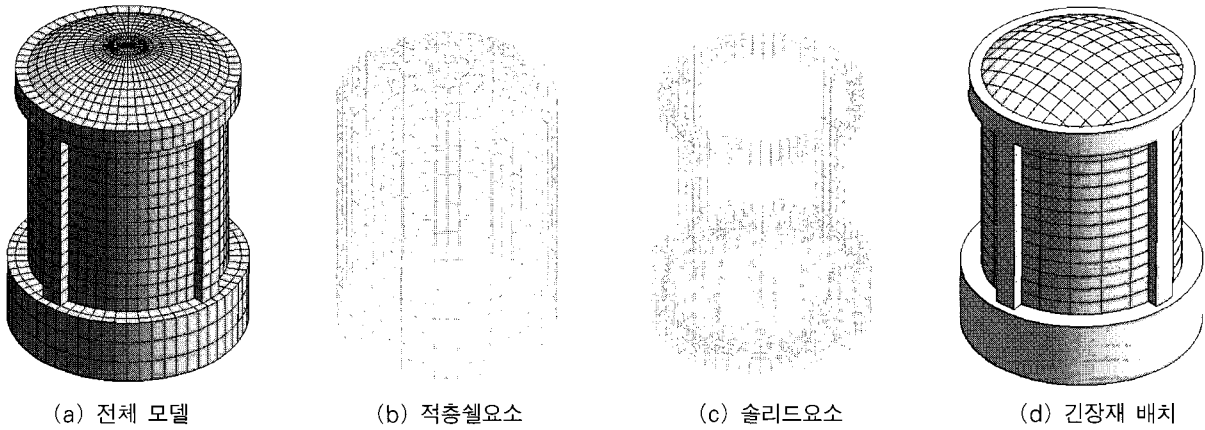


그림 5 1/14 PCCM의 유한요소 모델

같이 구할 수 있다.

$$\epsilon_{j,ave}(p) = \frac{1}{L} \int_0^L \epsilon_j(x, p) dx, \quad \sigma_{j,ave}(p) = f(\epsilon_{j,ave}(p)) \quad (7)$$

한편, 등가의 부착된 긴장재를 토대로 한 해석 시 부재의 위험단면은 긴장재의 변형률이 가장 큰 단면이라 할 수 있다. 그러므로 위험단면의 변형률을 해석한 결과에서 얻어지는 최대 변형률( $\epsilon_{j,max}$ ) 값으로 규정할 수 있다. 이때 긴장재가 받는 응력 또한 긴장재 재료 자체의 응력-변형률 관계를 이용하여 쉽게 계산할 수 있다.

$$\epsilon_{j,max}(p) = \max[\epsilon_j(x, p)], \quad \sigma_{j,max}(p) = f(\epsilon_{j,max}(p)) \quad (8)$$

#### 4. 유한요소 모델링

프리스트레스트 콘크리트 원자로 격납건물의 내압하중에 대한 전반적인 거동 및 극한내압능력 평가를 위해 3차원 유한요소로 모델링하였다. 일반적으로 내부압력을 받는 격납건물은 막응력(membrane stress)이 지배적인 거동을 보이게 되므로 Mindlin이론에 근거한 감절점 쉘요소(degenerated shell element)로, 기초부분은 솔리드요소(solid element)로 모델링하였다(TNO, 2002). 또한,

장비출입구(E/H)와 인원출입구(A/L) 등의 개구부는 급작스런 국부파괴를 방지하기 위해 부분 보강되어 있으므로, 격납건물의 전체적인 구조거동에 영향을 끼치지 않는 것으로 판단되어(Yonezawa 등, 2002), 해석모델에 포함시키지 않았다. 비선형 해석을 위해서는 전통적인 해석방법인 복합법(combined incremental-tangential method: Regular Newton-Raphson iteration)을 사용하였다.

#### 4.1 CANDU형 격납건물의 모델링

1/14 PCCM을 유한요소 모델링 시, 벽체와 돔의 하부에는 1380개의 8절점 사각형 적층셀요소(CQ40L)를, 돔의 상부는 125개의 6절점 삼각형 적층셀요소(CT30L)를 사용하였고, 버트레스와 링빔 그리고 기초는 20절점 육면체 솔리드요소(CHX60) 2024개를 사용하였다.

그림 5에서 철근과 콘크리트를 표현하는 적층셀요소는 8개의 층(layer)을 갖도록 모델링하였다. 철근은 긴장재를 기준으로 격납건물의 내측부와 외측부에 각각 원환방향과 수직방향으로 배근되므로 격자형태로 분포하는 철근을 하나의 등가 층으로 하여 내측 철근 층(inner steel layer)과 외측 철근 층(outer steel layer)으로 모델링하였다. 두 철근 층은 피복 콘크리트 층 안쪽에 위치하도록 하였으며, 내측 철근 층과 외측 철근 층 사이 콘크리트는 4개의 층으로 나누어 해석의 정확도를 확보하였고, 이 부분으로

표 1 1/14 PCCM의 재료특성 및 구조특성

Properties	Dome	Wall	Base
Geometry	100mm Shell $\rho_{s,in}=1.25\% \rho_{s,out}=1.25\%$	127mm Shell $\rho_{s,in}=0.44\% \rho_{s,out}=0.44\%$	Solid
Concrete	$f'_c = 30.0\text{MPa}$		
Re-bar	$f_y = 483\text{MPa}$		
Tendon	One 1/2in. seven wire strand ( $A_p = 98.7\text{mm}^2$ ) with $f_{pu} = 1862\text{MPa}$		

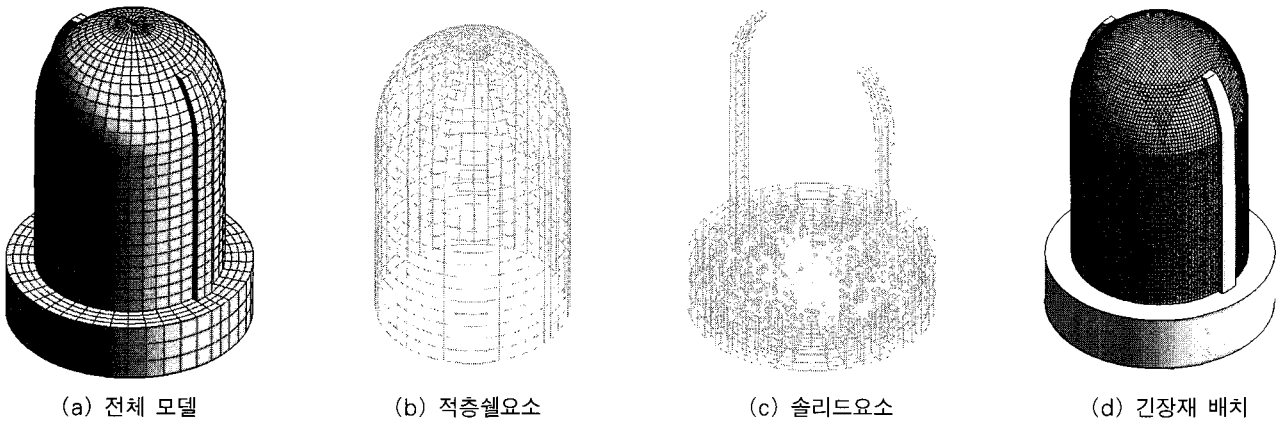


그림 6 1/4 PCCV의 유한요소 모델

긴장재가 관통하게 된다.

구성된 유한요소모델의 재료특성 및 구조특성은 도면에 근거하여 표 1과 같이 산정하였다. 이때 돔 부분의 철근비는 돔의 중심에서 벽체 반경의 절반 위치를 기준으로, 벽체의 철근비는 가운데 높이를 기준으로 산정하였다. 그밖에 구조해석 시 필요한 재료성질은 CEB-FIP-MC90에 따라 결정하였다.

1/14 PCCM은 비교적 단단한 기초에 설치되어 있으므로 경계조건은 기초 바닥면의 모든 변위방향 자유도를 고정시켰다. 또한 벽체와 기초는 별다른 고정없이 긴장재와 철근을 이용하여 접합되어 약간의 회전변형을 허용하는 부분인 접합으로 이루어진다. 유한요소 모델에서도 회전자유도가 있는 셀요소와 회전자유도가 없는 솔리드가 만나는 부분에서 자유도 차이로 인해 강절접합 또는 힌지접합을 선택할 수 있다. 부분힌지 접합은 힌지접합을 선택한 접합부에 긴장재를 통과시킴으로써 모사할 수 있다. 긴장재의 초기 포스트텐셔닝 과정을 모사하기 위해 자중, 긴장력, 내압을 단계적으로 재하시켜 해석하였는데, 자중이 재하될 때는 구조물에 긴장재가 존재하지 않고, 긴장력을 가할 때는 긴장재와 콘크리트가 서로 독립적인 구조거동을 하므로 긴장재의 강성이 콘크리트 요소의 강성에 더해지지 않은 상태에서 하중이 재하되도록 하였다. 이때 긴장력에 대한 손실은 상대적으로 큰 마찰손실과 정착손실을 이론식  $\Delta f_{anc} = E_p \Delta L / L$ ,  $\Delta f_{fr} = f_j (1 - e^{-(Kl + \mu a)})$ 에 따라 고려하였다. 그라우팅 후 구조물이 내압을 받을 때는 긴장재와 콘크리트가 일체 거동을 하므로 긴장재의 강성을 고려한 프리스트레스트 콘크리트 요소로 해석을 할 수 있다.

#### 4.2 PWR형 격납건물의 유한요소 모델링

DIANA 8.1로 유한요소 모델링 시 벽체와 돔의 하부는

1,144개의 8절점 사각형 적층셀요소(CQ40L)를, 돔의 상부는 180개의 6절점 삼각형 적층셀요소(CT30L)를 사용하였고, 버트레스는 80개의 20절점 육면체 솔리드요소(CHX60)를 사용하였다. 그리고 기초의 중심은 264개의 15절점 사면체 솔리드요소(CTP45)로, 외측은 20절점 육면체 솔리드요소(CHX60) 1584개를 사용하였다.

그림 6에서 적층셀요소는 철근, 콘크리트, 그리고 라이너를 표현하는 요소로 9개의 층(layer)을 가지며, 이 중 격납건물 내측부 및 외측부의 피복 콘크리트 층 안쪽에 두 개의 철근 층이 각각 위치하며 라이너는 격납건물의 내부 콘크리트 외면에 위치한다. 이때 라이너는 콘크리트 블록에 덧붙여지므로 적층셀 요소의 두께는 콘크리트의 기본 두께에 라이너의 두께(1.6mm)를 더하여 산정되었다. 각 철근층은 1/14 PCCM과 같이 격자형태로 분포하므로 하나의 층으로 모델링하였다. 또한 내측철근 층과 외측철근 층 사이의 콘크리트를 4개의 층으로 나누어 해석의 정확도를 확보하였고, 이 부분으로 긴장재가 관통하도록 매설모델을 구성하였다.

구성된 유한요소모델의 재료특성 및 구조특성은 참고자료(Sandia National Laboratories, 2000; Hessheimer, 2003)에 근거하여 표 2와 같이 산정하였다. 이때 돔의 철근비는 중앙부인 30°~45° 위치를 기준으로, 벽체의 철근비는 가운데 높이를 기준으로 산정하였다. 그밖에 구조해석에 필요한 재료성질은 CEB-FIP MC90에 따라 결정하였다.

1/4 PCCV도 비교적 단단한 기초에 설치되어 있으므로 경계조건은 기초 바닥면의 모든 변위방향 자유도를 고정시켰다. 또한 벽체와 기초는 강절접합되어 있으므로 유한요소 모델에서 셀요소와 솔리드요소가 만나는 부분의 자유도를 묶어줌으로써 강절접합을 모사할 수 있다. 비부착 특성을 고려하기 위해 필요한 등가의 부착된 긴장재로 해석하

표 2 1/4 PCCV의 재료특성 및 구조특성

Properties	Dome	Wall	Base
Geometry	325mm+1.6mm Shell $\rho_{s,in}=0.29\%$ $\rho_{s,out}=0.28\%$	275mm+1.6mm Shell $\rho_{s,in}=0.80\%$ $\rho_{s,out}=0.64\%$	Solid
Concrete	$f'_c=53.4\text{MPa}$ $f_{cr}=2.21\text{MPa}$		$f'_c=45.6\text{MPa}$ $f_{cr}=2.21\text{MPa}$
Re-bar	$f'_y=480\text{MPa}$ $f_u=629\text{MPa}$		
Liner	$f_{y1}=375\text{MPa}$ $\epsilon_{y1}=0.18\%$ $f_{y2}=447\text{MPa}$ $\epsilon_{y2}=5.08\%$ $f_{tu}=488\text{MPa}$ $\epsilon_{tu}=33.2\%$		
Tendon	Three 13.7mm seven wire strand( $A_p=339\text{mm}^2$ ) with $f_{pu}=1886\text{MPa}$ $\epsilon_{pu}=3.37\%$		

는 과정은 1/14 PCCM과 같은 방법으로 모사할 수 있다.

### 5. 비선형 해석결과

#### 5.1 CANDU형 격납건물의 해석결과

부착된 매설긴장재의 특성을 고려하기 위해서 제안된 식 (5)를 이용하여 돔과 벽체에 배치된 긴장재의 겉보기 항복 응력(apparent yield stress)과 실제 항복응력의 차이를 계산하면 각각 57MPa과 20MPa이며, 이는 긴장재 극한 응력의 약 3%와 1%에 해당된다. 이를 이용하여 매설긴장재의 평균응력-변형률 관계를 정의하고, 비선형 해석을 수행할 수 있다. 일반적인 CANDU형 원자로 격납건물의 LOCA 시 설계내압 0.3MPa의 3배가 작용할 때 변위형상은 아래의 그림 7(a)와 같다. 또한 버트레스 사이 종단면(버트레스에서 45도 위치)의 내압 단계 별 변형도를 도시한 그림 7(b)에서 격납건물의 파괴모드를 확인할 수 있다.

내압에 대한 1/14 PCCM의 전체 변형을 대표하는 위치는 돔의 정상부(dome-apex)와 벽체의 중간높이(mid-

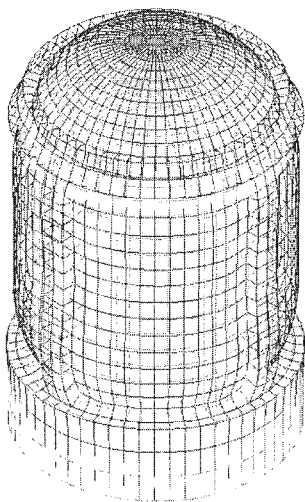
height)라 할 수 있으므로 두 부분의 거동특성을 파악하였다.

그림 8은 돔의 정상부와 중간높이인 기초로부터 1.8m 위치에 있는 벽체에서 내압과 변위관계이다. 해석결과는 1/14 PCCM의 극한내압을 비교적 정확히 예측하고 있다. 이때 돔 부분에서는 약간의 오차가 발생하는데, 이는 높이에 따라 변화하는 돔의 철근비를 고려하지 않고 하나의 대표값을 산정하여 발생한 오차로 추측된다.

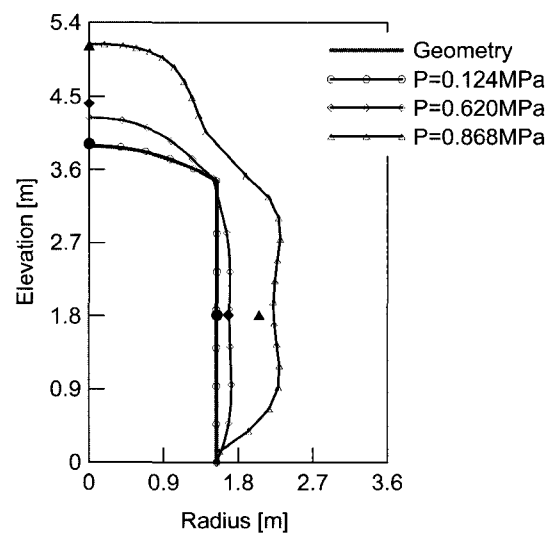
또한 demec strain gauge로 측정한 돔의 정상부근에서 콘크리트 외면의 수직방향 변형률과 벽체의 중간높이에서 원환방향 변형률을 해석결과와 비교하여 그림 9에 나타내었다.

그림 9에서 도시한 바와 같이 격납건물의 거동은 내압이 증가함에 따라 콘크리트의 균열 및 철근과 긴장재의 항복거동을 보이고 있다. 이때 개발된 긴장재 모델이 아닌 긴장재 자체의 응력-변형률 관계를 이용하여 해석 시 국부적으로 차이가 있으나, 전체 거동은 거의 비슷한 경향을 보여주었다.

격납건물의 균열은 셸요소의 주응력이 콘크리트의 인장

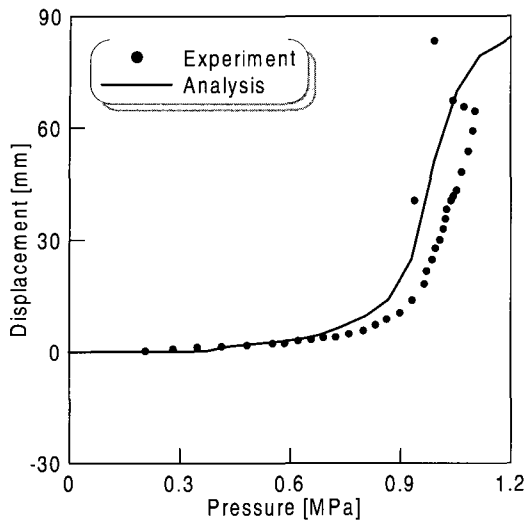


(a) 전체 변형도

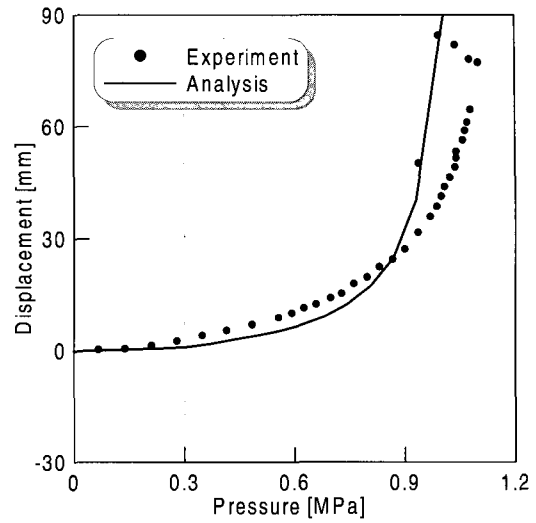


(b) 내압 단계 별 변형도 (변형 50배 확대)

그림 7 1/14 PCCM의 변형도



(a) radial at mid-height



(b) vertical at dome-apex

그림 8 1/14 PCCM의 내압-변위 관계

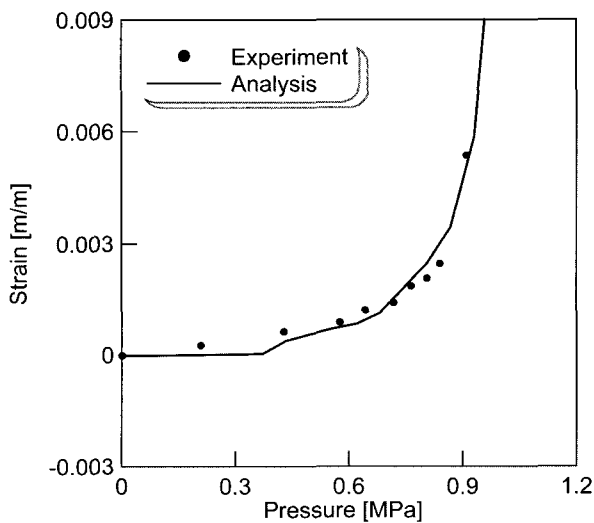
강도를 넘어설 때 발생한다고 추론할 수 있다. 이를 기준으로, 돔은 내압이 0.248MPa일 때 링빔주변에서 내측 균열이 중앙부에서 외측균열이 발생하였고, 벽체에서는 내압이 0.372MPa일 때 버트레스에서 내측균열이 외측에는 전체적으로 분포된 균열이 발생하였다. 철근의 경우 0.744MPa 전체적으로 국부적인 항복이 발생하여 재료의 비선형 거동을 유발하였다. 또한, 긴장재의 경우 변형률이 0.01일 때를 항복으로 가정하면, 내압이 0.868MPa에서는 탄성거동을 보였으나 0.930MPa에서 긴장재의 국부적인 항복을 확인하였다. 따라서 격납건물의 극한내압을 긴장재의 항복으로 정의한다면, 극한내압은 보수적인 관점에서 긴장재의 최종적으로 탄성을 나타내는 시점인 설계내압(0.3MPa)의

2.9배라 판단할 수 있다.

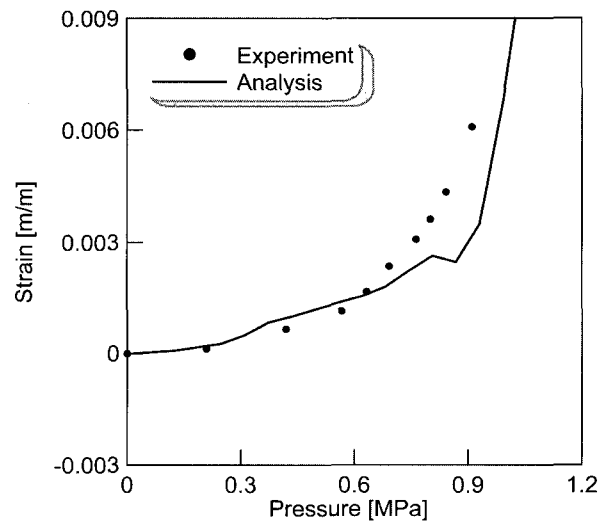
### 5.2 가압경수로형 격납건물 - 비부착된 긴장재

비부착된 매설긴장재의 특성을 고려하기 위해 3장에서 제안된 반복해석 방법을 이용하여 매설긴장재의 수정된 응력 변형률 곡선을 그림 10와 같이 구할 수 있다. 이때 긴장재는 배치된 형태에 따라 변형률 분포가 다르게 나타나므로 크게 원환방향 긴장재와 수직방향 긴장재로 나누어 각각의 경우에 대해 수정된 응력-변형률 곡선을 유도하였다.

내압에 대한 1/4 PCCV의 전체 변형을 대표하는 위치는 돔의 정상부와 벽체의 중간높이이므로 두 부분의 변위와



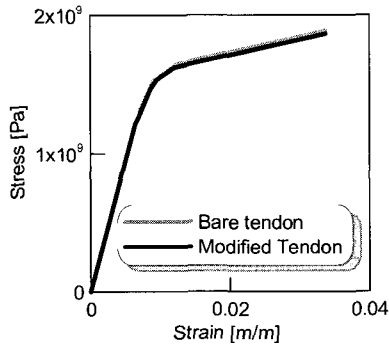
(a) hoop at mid-height



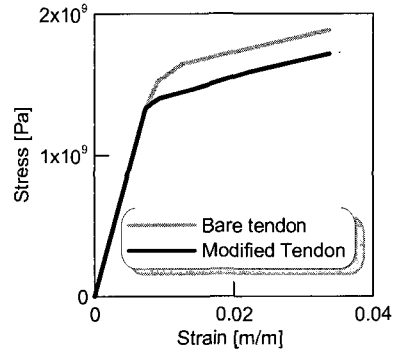
(b) meridional at dome-apex

그림 9 1/14 PCCM 콘크리트 외면의 내압-변형률 관계





(a) Hoop tendon



(b) Meridional tendon

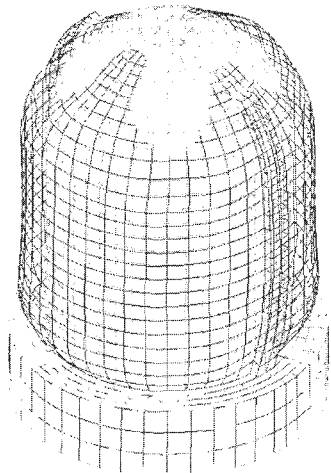
그림 10 1/4 PCCV 긴장재의 수정된 응력-변형률 곡선

변형률을 내압에 관해 도시하여 1/4 PCCV의 거동 특성을 파악할 수 있다. 수정된 응력-변형률 곡선을 이용하여 비부착 특성을 고려한 1/4 PCCV의 설계내압 0.39MPa의 3배가 작용할 때 변위형상은 아래의 그림 11(a)와 같다. 또한, 버트레스 사이 종단면(버트레스에서 135도 위

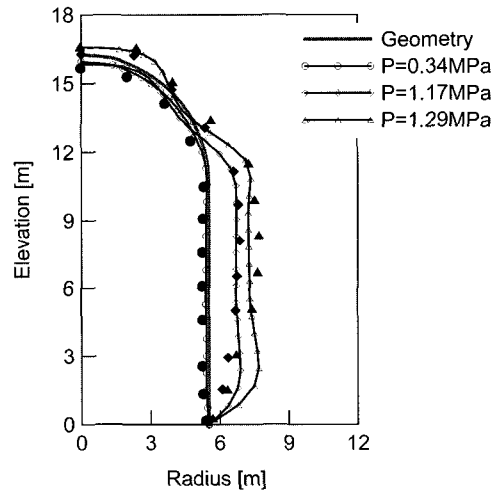
치)의 내압 단계 별 변형도를 도시한 그림 11(b)에서 격납건물의 파괴모드를 확인할 수 있다.

아래 그림 12에서 돔의 정상부와 기초로부터 6.2m 위치의 벽체에서 내압과 변위관계를 도시하였다.

또한, 돔과 벽체가 이어지는 부분인 돔의 90°위치(spring-

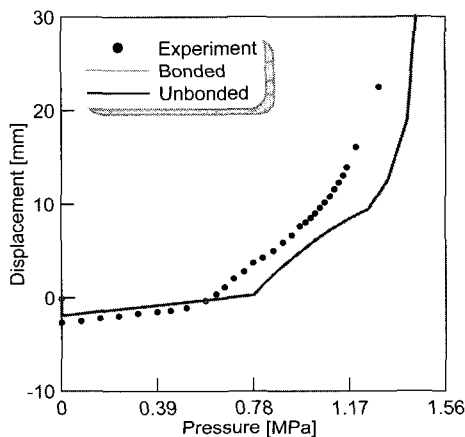


(a) 전체 변형도

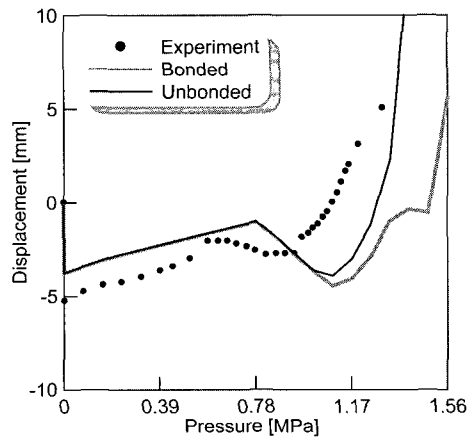


(b) 내압 단계 별 변형도 (변형 100배 확대)

그림 11 1/4 PCCV의 변형도



(a) radial at mid-height



(b) vertical at dome-apex

그림 12 1/4 PCCV의 내압-변위 관계

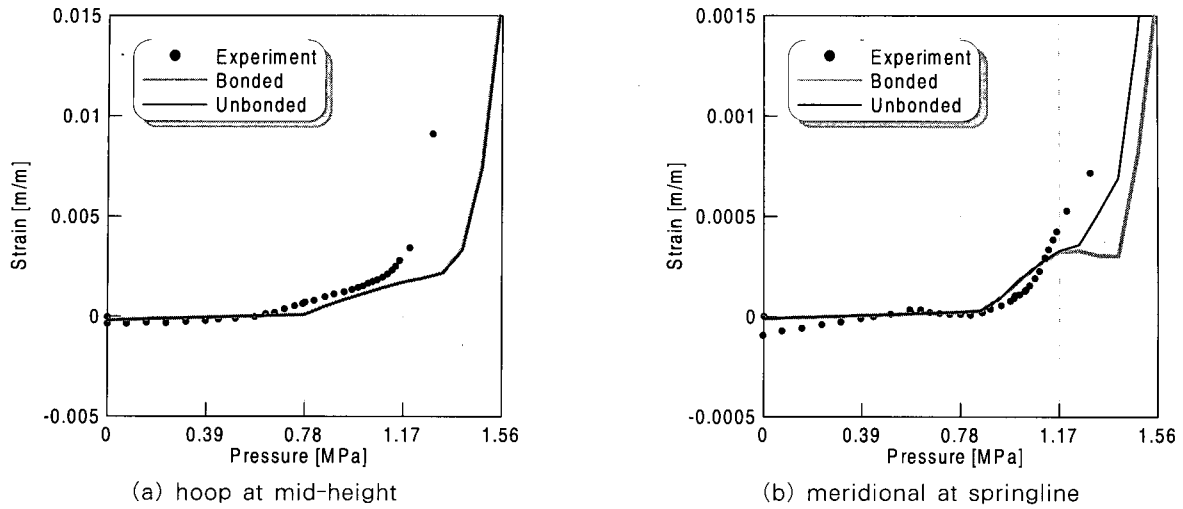


그림 13 1/4 PCCV 외측 철근의 내압-변형을 관계

line)의 외측 철근의 자오선방향 변형률과 기초로부터 6.2m 위치(mid-height)에 있는 외측 철근의 원환방향 변형률을 그림 13에서 도시하였다.

그림 12와 그림 13에서 볼 수 있듯이 해석결과는 비선형 거동과 극한내압을 비교적 정확히 예측하고 있음을 알 수 있는데, 이때 긴장 직후의 변위가 적게 산정되고, 콘크리트에 균열이 발생하였을 때의 내압이 크게 예측되는 것으로 미루어 해석값은 실험치에 비해 구조물의 강성을 과다 산정하고 있음을 확인할 수 있다. 이는 라이너의 모델링에 있어서 앵커(anchor) 등 부분적인 접촉특성을 정확히 고려하지 않고 콘크리트 블록과 강결된 하나의 축철헤 요소로 해석함으로써 인해 나타나는 결과로 사료된다.

구조물이 내압을 받을 때 원환방향 긴장재는 전체 길이에서 일정하게 하중을 받아 변형률 분포가 버트레스부를 제외하고는 거의 일정한 반면, 수직방향 긴장재의 변형률 분포는 위치에 따라 변화가 크다. 이로 인해 그림 10과 같이 비부착된 매설긴장재의 특성이 수직방향 긴장재에서 더 크게 나타나게 된다. 이에 따라 그림 12와 그림 13에서 반경방향 변위와 원환방향 변형률은 등가의 부착된 긴장재로 해석한 결과와 거의 동일하고, 수직방향 변위와 자오선방향 변형률은 부착된 긴장재로 해석한 경우와 비교해 오차가 다소 크게 나타남을 볼 수 있다.

가압중수로형 격납건물의 균열은 내압이 0.78MPa 작용시 돔의 중앙부와 벽체의 버트레스 부분에서 초기 균열을 확인할 수 있으며, 철근의 경우 1.248MPa에서 버트레스 부분에서 원환방향으로 항복거동을 나타내기 시작하였다. 또한, 라이너의 경우 철근보다 약간 앞서 내압이 1.17MPa에서 항복을 보이기 시작하였으나 재료적 연성으로 인해 차폐기능이 가능하리라 판단된다. 극한내압을 정의할 수

있는 긴장재의 항복은 1.248MPa에서는 발생하지 않았으나 1.326MPa에서 확인되었으므로, 보수적으로 추론하여 설계내압(0.39MPa)의 3.2배로 판단할 수 있다.

## 6. 결 론

이 논문에서는 프리스트레스트 콘크리트 격납건물의 극한내압능력 평가기술을 개발하기 위해 유한요소해석 적용시 긴장재의 슬립거동을 고려할 수 있도록 긴장재 모델을 개발, 이를 축소모델의 비선형해석에 적용하여 해석모델의 타당성을 검증하고 구조해석방법을 개선하였다.

대규모의 실 구조물을 모델링하기 위해서는 다량의 긴장재를 매설모델로 표현하는 것이 바람직하다고 판단하여 이를 적용할 수 있는 구조해석 방법을 적용하였다. 부착된 긴장재의 경우 철근과 같이 부착응력-슬립 관계에 의한 영향을 고려하여 부착된 긴장재의 평균응력-변형률 관계를, 비부착된 긴장재의 경우 변형률 적합조건이 성립하지 않는 실제 메커니즘을 표현하기 위해 반복해석을 이용한 비부착된 긴장재의 수정된 응력-변형률 관계를 사용할 수 있다. 특히 비부착된 긴장재를 사용하는 PWR형의 경우 기존의 변형률 적합조건에 기초한 해석방법은 극한내압을 과다 산정할 수 있으므로 비부착된 긴장재를 필히 고려해야 한다.

이와 같이 정립된 해석방법을 이용하여 수행한 연구를 통해 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

- (1) 유한요소해석을 통해 프리스트레스트 콘크리트 격납건물의 극한내압능력을 분석하였고, 축소모델인 1/14 PCCM과 1/4 PCCV의 실험결과와 비교를 통하여 해석방법을 검증하였다.
- (2) 부착된 긴장재를 사용하는 가압중수로형(CANDU)

원자로 격납건물의 경우 긴장재의 부착슬립거동은 미미한 수준이고, 비부착된 긴장재를 사용하는 가압경수로형(PWR) 원자로 격납건물의 경우 긴장재의 슬립거동은 극한내압을 과다 산정할 수 있다.

- (3) 비선형 해석결과 불안정한 변형과 변형률이 발생하는 시점을 근거로, 긴장재의 항복시점을 원자로 격납건물의 극한내압을 정의하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다. 가압중수로형(CANDU) 격납건물인 1/14 PCCM은 설계내압(0.3MPa)의 2.9배에 해당하는 극한내압능력을 보이며, 가압경수로형(PWR) 격납건물인 1/4 PCCV는 설계내압(0.39MPa)의 3.2배에 해당하는 극한내압능력을 확인하였다.
- (4) 원자로 격납건물의 극한내압에 영향을 주는 주요 지배인자는 긴장재의 거동이라 할 수 있으므로, 정확한 해석을 위해서는 긴장재의 배치와 특성을 고려해야 할뿐만 아니라 실제 구조거동을 모사할 수 있는 재료모델이 필요로 하다.

### 감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력 중장기 연구개발 사업의 일환으로 한국원자력안전기술원(KINS)의 연구비 지원에 의하여 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

### 참 고 문 헌

**ASCE Task Committee on Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Structures**(1982) State-of the Art Report on Finite Element Analysis of Reinforced Concrete, *ASCE*.

**Balázs, G. L.**(1992) Transfer control of Prestressing Strands, *PCI Journal*, pp.60~69.

**Belarbi, A., Hsu, T. T. C.**(1994) Constitutive Laws of Concrete in Tension and Reinforcing Bars Stiffened by Concrete, *ACI Structural Journal*, 91(4), pp.465~474.

**Comite Euro International du Beton**(1990) CEB FIP Model Code for Concrete Structures, Thomas Telford.

**De Witte, F. C., Kikstra, W. P.**(2002) DIANA 8.1

User's Manual - Element Library, Material Library, Analysis Procedures, TNO Building and Construction Research.

**Fib Task Group on Bond Models**(2000) Bond of Reinforcement in Concrete, *International Federation for Structural Concrete* (fib).

**Fib Task Group on Containment Structures**(2001) Nuclear Containments, *International Federation for Structural Concrete* (fib).

**Hessheimer, M. F., Pace, D. W., Klammer, E. W., Matsumoto, T., Costello, J. F.**(1997) Instrumentation and Testing of a Prestressed Concrete Containment Vessel Model, Transactions of the 14th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 14), Lyon, France, H03-4, pp.97~103.

**Hessheimer, M. F., Shibata, S., Costello, J. F.** (2003) Functional and Structural Failure Mode Overpressurization Tests of 1:4 Scale Prestressed Concrete Containment Vessel Model, Transactions of the 17th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 17), Prague, Czech Republic, H02-3.

**Hognestad, E.**(1951) A Study on Combined Bending and Axial Load in Reinforced Concrete Members, *Univ. of Illinois Engineering Experiment Station, Bulletin* 339(1).

**Maekawa, K., Pimanmas, A., Okamura, H.** (2003) Nonlinear Mechanics of Reinforced Concrete, Spon Press.

**Rizkalla, S. H., Simmonds, S. H., MacGregor, J. G.**(1984) Prestressed Concrete Containment Model, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 110(4), pp.730~743.

**Sandia National Laboratories**(2000) Pretest Round Robin Analysis of a Prestressed Concrete Containment Vessel Model. U. S. Nuclear Regulatory Commission (NRC) and Nuclear Power Engineering Corporation (NUPEC), NUREG/CR 6678.

**Yonezawa, K., Imoto, K., Watanabe, Y. Akimoto, M.** (2002) Ultimate capacity analysis of 1/4 PCCV model subjected to internal pressure, *Nuclear Engineering and Design*, 212, pp.357~379.