

탄성지반상에 놓인 철근콘크리트 축대칭 쉘의 정적 및 동적 해석(Ⅲ)

- 비선형 정적 거동을 중심으로 -

Static and Dynamic Analysis of Reinforced Concrete Axisymmetric Shell on the Elastic Foundation

- With Application to an Static Behavior Analysis of Axisymmetric Shell -

조 진 구*
Cho, Jin Goo

Summary

In all inelastic deformations time rate effects are always present to some degree. Whether or not their exclusion has a significant influence on the prediction of the material behaviour depends upon several factors. In the study of structural components under static loading conditions at normal temperature it is accepted that time rate effects are generally not important. However metals, especially under high temperatures, exhibit simultaneously the phenomena of creep and viscoplasticity.

In this study, elastoplastic and elasto-viscoplastic models include nonlinear geometrical effects were developed and several numerical examples are also included to verify the computer programming work developed here in this work. Comparisons of the calculated results, for the elasto-viscoplastic analysis of an internally pressurised thick cylinder under plane strain condition, have shown that the model yields excellent results.

The results obtained from the numerical examples for an elasto-viscoplastic analysis of the Nuclear Reinforced Concrete Containment Structure(NRCCS) subjected to an incrementally applied internal pressure were summarized as follows :

1. The steady state hoop stress distribution along the shell layer of dome and dome-wall junction part of NRCCS were linearly behave and the stress in interior surfaces was larger than that in exterior.

* 전남대학교 농과대학

키워드 : 축대칭, R.C.구조물, 원형돔, 원자로, 격납건물, 정적해석

2. However in the upper part of the wall of NRCCS the steady state hoop stress increased linearly from its inner to outer surfaces, being the exact reverse to the previous case of dome/dome-wall junction part.

3. At the lower part of wall of NRCCS, the linear change of steady state hoop stress along its wall layer began to disturb above a certain level of load increase.

I. 서 론

모든 비탄성 변형에서 시간변화의 영향은 정도의 차이는 있지만 항상 있게 마련이다. 그러한 시간변화의 고려 여부는 재료의 거동 예측에 중요한 영향을 끼친다. 보통의 온도에서 정하중의 작용을 받는 경우 시간변화의 영향은 특별히 중요하지 않다. 그렇지만 고온상태하에있는 금속등은 크리프나 탄-점소성의 현상이 동시에 나타난다. 전자는 근본적으로 탄성재료 응답하에서의 시간에 따른 응력/변형률의 재분포이고 한편 후자는 시간에 따른 소성변형으로 정의되지만 실제로 이들의 구별은 불가능하고 다만 물리적인 요구 보다는 해석적 편리에 따른 것이다. 본 논문에서는 수치해석 과정에서 이들 양자의 영향이 모두 고려된다.

재료의 최초 항복이후의 소성흐름은 시간중속적이며 이러한 소성변형 과정에서의 시간변화의 영향은 탄-점소성 이론에 의해서 모델링할 수 있다.

점소성의 개념은 1922년 Bingham^{2,20)}에 의해서 최초로 발표되었고 Perzyna²⁰⁾가 더욱 개선된 이론을 제시하였으며 최근에는 Zienkiewicz and Corneau¹¹⁾ 등이 이들의 이론을 수정하여 탄-점소성 모델을 개발하여 유한요소 정식화를 시도하였다. Zienkiewicz et.al.¹²⁾ 등은 내압용기의 탄-점소성 유한요소법을 연구 발표하였다. Corneau⁴⁾는 탄-점소성 해석에 사용된 시간 적분의 수치 안정성을 검토하였으며 Zienkiewicz와 Corneau¹¹⁾는 탄-점소

성 유한요소 해석으로 표준 크리프 현상과 비결합 소성문제를 다루었다.

본 연구에서는 탄소성 및 탄-점소성 모델에 기하학적 비선형 효과를 포함시켜 축대칭 쉘의 문제에 적용할수 있도록 하였으며, 유한요소는 8-절점 등매개변수 요소를 대칭되는 축에 대해서 회전시킨 링 요소를 사용하였다.

II. 비선형 해석

1. 탄소성 구성방정식

재료의 소성거동은 비선형 탄성거동과는 달리 응력-변형률 관계가 유일하지 않는 특징이 있다.

재료의 항복은 현재의 응력(σ)이 식 (1)과 같은 항복조건을 만족할 때 일어난다고 가정하는 것이 일반적이다.^{4,8)}

$$F(\sigma, \kappa) = 0 \dots\dots\dots (1)$$

여기서, κ : 경화 매개변수

최초의 항복이 일어난 후 재료의 거동은 탄성부분과 소성부분으로 이루어질 것이다. 응력의 증분이 일어나는 동안 변형률의 변화는 탄성성분과 소성성분으로 나눌 수 있다고 가정한다. 즉

$$d\epsilon = d\epsilon_e + d\epsilon_p \dots\dots\dots (2)$$

여기서, $d\epsilon_e$: 탄성변형률 증분
 $d\epsilon_p$: 소성변형률 증분

탄성상태에서 응력-변형률 관계식은 식 (3)과 같다.

$$d\sigma = D \cdot d\epsilon_e = D(d\epsilon - d\epsilon_p) \dots\dots\dots (3)$$

한편 소성 변형을 성분과 응력증분 사이의 관계식을 유도하기 위해서 재료거동에 관한 가정이 이루어지지 않으면 안된다. 일반적으로 소성포텐셜(Plastic Potential) $Q=Q(\sigma, \kappa)$ 의 개념을 사용하여 다음과 같은 소성유동방정식을 이용한다.^{4,8)}

$$d\epsilon_p = \lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \dots\dots\dots (4)$$

여기서, $d\epsilon_p$: 소성변형률 증분벡터
 λ : 비례상수로서 소성변형이 일어날 때만 0이 된다.

그런데, Von-Mises는 소성변형률 증분을 항복면과 관련지어 정의하는 기본 구성식을 제안하였다. 그러나 항복함수(F)와 소성변형률 증분벡터($d\epsilon_p$)사이의 구성관계의 정당성은 분명하지 않으나 현재에는 식 (5)과 같은 가정이 일반적으로 받아들여지고 있다.

$$d\epsilon_p = \lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma} \dots\dots\dots (5)$$

식 (5)는 응력공간에서 소성변형률 증분벡터가 항복면에 대하여 수직을 이루므로 직교조건(Normality Condition)이라 한다.

식 (4)와 (5)에서 Q와 F의 도함수가 동일한 유동법칙을 결합유동법칙(Associated flow rule)이라 하며 그렇지 않은 경우를 비결합유동법칙(Non-Associated flow rule)이라 한다. 비결합유동법칙이 일반적이긴 하지만 아직은 연구가 빈약하고 해의 정당성에 관한 기준이 마련되지 못하였으므로 본 연구에서는 결합유동법칙만을 가정하였다.²⁰⁾

탄소성모델에서 응력-변형률 관계식을 증분

형으로 나타내면 다음과 같다.

$$d\sigma = D_{ep} d\epsilon \dots\dots\dots (6)$$

여기서, $d\sigma$: 응력증분
 D_{ep} : 탄소성계수행렬
 $d\epsilon$: 전 변형률 증분

탄성변형률 증분은 식 (3)에서 구해지고 소성변형률 증분은 식 (4)에서 구해지므로 이를 식 (2)에 대입하면 전변형률 증분은 다음과 같이 된다.

$$d\epsilon = D^{-1} d\sigma + \lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \dots\dots\dots (7)$$

결합유동법칙일때는 $Q=F$ 가 된다.

2. 탄-점소성 구성방정식

가. 기본 관계식

탄-점소성 연속체의 해석에서 전체 변형률 속도는 탄성성분 ($\dot{\epsilon}_e$)과 점소성성분 ($\dot{\epsilon}_{vp}$)으로 이루어 진다고 가정한다.

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_e + \dot{\epsilon}_{vp} \dots\dots\dots (8)$$

여기서 ($\dot{\cdot}$)는 시간에 관한 미분을 나타낸다.

응력속도는 변형률 속도와 다음과 같이 관련지을 수 있다.

$$\dot{\sigma} = D\dot{\epsilon}_e \dots\dots\dots (9)$$

여기서 D는 탄성행렬이다. 점소성 거동의 시작은 다음과 같은 스칼라 항복함수의 양(+)의 값에서 일어난다고 가정하는 것이 일반적이다.

$$\bar{F} = F(\sigma, \epsilon_{vp}) - F_0 \dots\dots\dots (10)$$

여기서 F_0 는 일축 항복응력이고 경화 매개

변수, κ 의 함수이다.

점소성 변형률 속도를 현재의 응력상태만의 함수라고 하면 다음과 같은 점소성 유동법칙으로 나타낼 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{vp} = \gamma \langle \phi(\bar{F}) \rangle \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \dots\dots\dots (11)$$

여기서, $Q=Q(\sigma, \epsilon_{vp}, \kappa)$; 소성포텐셜
 γ =유동계수

함수 $\phi(\bar{F})$ 는 $\bar{F} > 0$ 에 대한 양의 단조 증가 함수(Positive Monotonic Increasing Function)로서 기호 $\langle \rangle$ 은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \langle \phi(\bar{F}) \rangle &= \phi(\bar{F}) \quad \bar{F} > 0 \\ \langle \phi(\bar{F}) \rangle &= 0 \quad \bar{F} \geq 0 \end{aligned} \dots\dots\dots (12)$$

다시 결합유동법칙에 국한하면 $F=Q$ 이므로 식 (11)은 다음과 같다.

$$\dot{\epsilon}_{vp} = \gamma \langle \phi(\bar{F}) \rangle \frac{\partial F}{\partial \sigma} \dots\dots\dots (13)$$

Ziekiewicz et al에 의하면 함수 $\phi(\bar{F})$ 는 다음과 같은 2 가지 중에서 선택될 수 있다.

$$\phi(\bar{F}) = e^{M \left(\frac{\bar{F}}{F_0} \right)} - 1 \dots\dots\dots (14)$$

$$\phi(\bar{F}) = \left(\frac{\bar{F}}{F_0} \right)^N \dots\dots\dots (15)$$

여기서, M와 N은 규정된 상수이다.

나. 점소성 변형률 증분

시간간격 $\Delta t_n = t_{n+1} - t_n$ 에서 점소성 변형률 증분 $\Delta \epsilon_{vp}^n$ 은 다음과 같이 정의된다.

$$\Delta \epsilon_{vp}^n = \Delta t_n [(1-\theta) \dot{\epsilon}_{vp}^n + \theta \dot{\epsilon}_{vp}^{n+1}] \dots (16)$$

여기서 θ 는 $0 \leq \theta \leq 1$ 의 값을 가지며 θ 의 값에 따라 여러가지 시간적분법이 결정된다.

식 (16)에서 $\dot{\epsilon}_{vp}^{n+1}$ 을 정의하기 위하여 Taylor 급수로 전개하고 $\Delta \sigma^n$ 은 시간간격 $\Delta t_n = t_{n+1} - t_n$ 에서의 응력의 변화이므로

$$\Delta \epsilon_{vp}^n = \Delta \dot{\epsilon}_{vp}^n \Delta t_n + C^n \Delta \sigma^n \dots\dots\dots (17)$$

$$\text{여기서 } C^n = \theta \Delta t_n \left(\frac{\partial \dot{\epsilon}_{vp}}{\partial \sigma} \right)^n \dots\dots\dots (18)$$

다. 응력증분

식 (9)를 증분의 형태로 나타내면

$$\Delta \sigma = D \Delta \epsilon_c^n = D (\Delta \epsilon^n - \Delta \epsilon_{vp}^n) \dots\dots\dots (19)$$

전 변형률 증분을 변위증분의 항으로 나타내면

$$\Delta \epsilon^n = B^n \Delta d^n \dots\dots\dots (20)$$

식 (17) 및 식 (20)을 식 (19)에 대입하면

$$\Delta \sigma^n = \hat{D}^n (B^n \Delta d^n - \Delta \dot{\epsilon}_{vp}^n \Delta t_n) \dots\dots\dots (21)$$

$$\text{여기서 } \hat{D}^n = (D^{-1} + D^n)^{-1} \dots\dots\dots (22)$$

식 (20) 및 식 (21) 에서 B^n 행렬은 대변형의 경우와 같이 비선형인 경우 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$B^n = B_0 + B_{NL}^n \dots\dots\dots (23)$$

여기서 B_0 는 해를 구하는 전과정동안 일정한 값을 갖는 선형성분이고 B_{NL}^n 은 현재의 변위상태에 따른 비선형 항이다.

라. 평형방정식

임의의 시간 t_n 에서 평형방정식은 다음과 같다.

$$\int_{\Omega} [B^n]^T \sigma^n d\Omega + f^n = 0 \dots\dots\dots (24)$$

여기서 f^n : 등가절점력 벡터
 Δt_n 의 시간증분동안 평형방정식은 다음과 같은 증분형태로 나타낼 수 있다.

$$\int_{\Omega} [B^n]^T \Delta \sigma^n d\Omega + \Delta f^n = 0 \quad \dots\dots\dots (25)$$

여기서 Δf^n : 시간간격 Δt_n 에서 등가절점력의 증분양

식 (21)을 식 (25)에 대입하면 시간간격 Δt_n 동안의 변위증분은 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta d^n = [K_T^n]^{-1} \Delta V^n \quad \dots\dots\dots (26)$$

여기서

$$\Delta V^n = \int_{\Omega} [B^n]^T \hat{D}^n \dot{\epsilon}_{vp}^n \Delta t_n d\Omega + \Delta f^n \quad \dots\dots\dots (27)$$

$$K_T^n = \int_{\Omega} [B^n]^T \hat{D}^n B^n d\Omega \quad \dots\dots\dots (28)$$

식 (26)에서 변위증분(Δd^n)이 구해지면 식 (21)에서 응력증분($\Delta \sigma^n$)이 구해진다.

그러면 t_{n+1} 시간에서의 응력(σ^{n+1})과 변위(d^{n+1})는 다음과 같이 된다.

$$\sigma^{n+1} = \sigma^n + \Delta \sigma^n \quad \dots\dots\dots (29)$$

$$d^{n+1} = d^n + \Delta d^n \quad \dots\dots\dots (30)$$

한편 점소성 변형률 증분 $\Delta \epsilon_{vp}^n$ 은 식 (19) 및 식 (20)으로부터 다음과 같이 구해진다.

$$\Delta \epsilon_{vp}^n = B^n d^n - D^{-1} \Delta \sigma^n \quad \dots\dots\dots (31)$$

$$\epsilon_{vp}^{n+1} = \epsilon_{vp}^n + \Delta \epsilon_{vp}^n \quad \dots\dots\dots (32)$$

III. 유한요소 해석

축대칭 셀의 비선형 정적 해석에 있어서 사

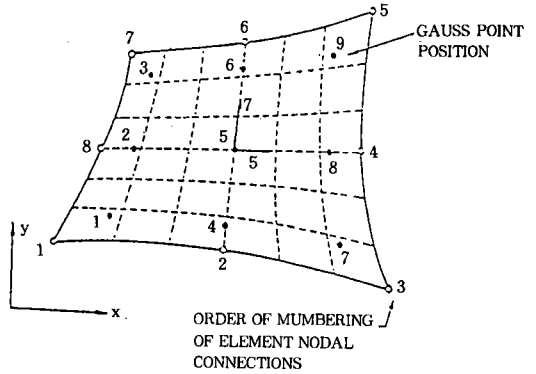


Fig. 1. Two dimensional parabolic isoparametric element

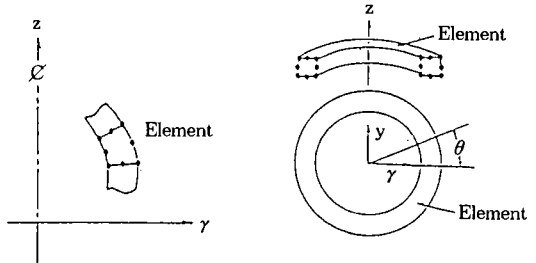


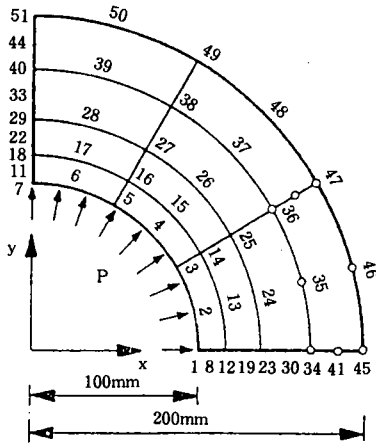
Fig. 2. Typical 8-noded isoparametric ring element

용된 요소는 Fig. 1과 같은 8-절점 등매개변수 요소를 대칭되는 축에 대해서 회전시킨 Fig. 2와 같은 링 요소를 채용하였다.

IV. 프로그램의 검증

본 연구에서 개발된 프로그램의 유효성을 알아보기 위하여 Fig. 3과 같은 두꺼운 실린더에 점증적으로 증가하는 내압이 작용하는 경우의 탄-점소성 변형문제를 고려하였다. 본 예제는 프로그램의 검증이 목적이므로 문헌 (4)의 모델을 그대로 사용하였으며 재료성질과 하중도 동일하게 하였다.

하중은 최종 내압을 20dN/mm²으로 정하고 하중증분은 증분계수를 변화시키며 처짐과 응력을 시간 단계별로 계산하였다.



Elastic modulus, $E = 2.1 \times 10^4 \text{dN/mm}^2$
 Poissons ratio, $\nu = 0.3$
 Uniaxial yield stress, $\sigma_y = 24.0 \text{dN/mm}^2$
 Strain hardening parameter, $H' = 0.0$
 Von mises yield criterion

Fig. 3. Mesh and material properties employed in the elasto-viscoplastic analysis of an internally pressurised thick cylinder under plane strain condition

먼저 하중계수 0.6, 즉 $P = 12 \text{dN/mm}^2$ 가 작용할 때 안정상태에 도달하게 한 다음 하중을 2dN/mm^2 만큼 증가시켰다. $P = 12 \text{dN/mm}^2$ 의 경우 11번째 시간단계 즉 $t = 3.4 \text{day}$ 일때 변위가 0.1113mm 이었고 $P = 14 \text{dN/mm}^2$ 의 경우에는 $t = 3.4 \text{day}$ 에서부터 26번째 시간단계 즉 $t = 9.5 \text{day}$ 에서의 변위가 0.1391mm 이었다.

Fig. 4에서 위의 곡선은 $P = 14 \text{dN/mm}^2$ 의 내압을 순간적으로 작용시켰을 때의 시간별

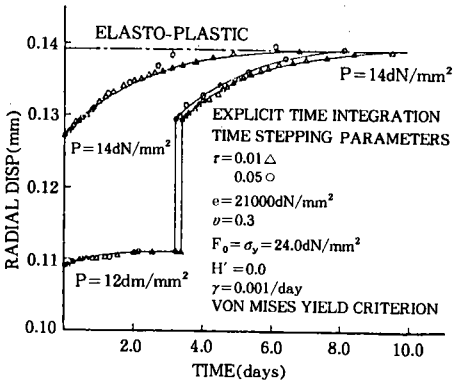


Fig. 4. Displacement of the inner surface with time of an elasto-viscoplastic cylinder subjected to an incrementally applied internal pressure

Fig. 4는 내압의 하중 증분을 두 단계로 나누어 작용시킬 때 시간의 경과에 따른 실린더 내측면의 반경방향 변위를 그림으로 나타낸 것이다.

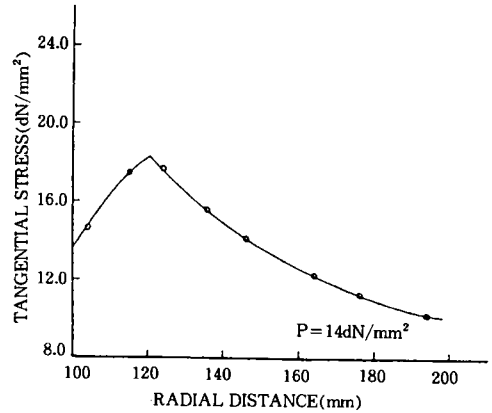


Fig. 5. Steady state tangential stress distribution in an elasto-viscoplastic internally pressurised cylinder

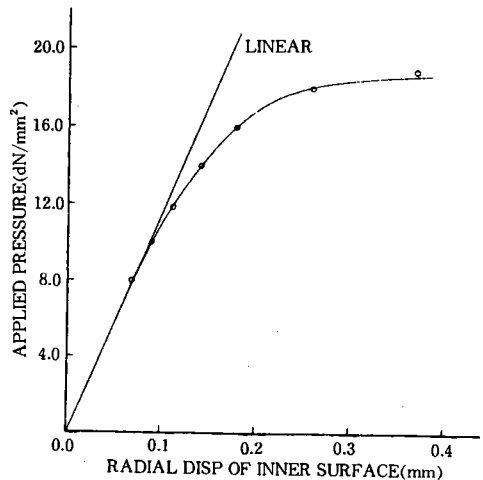


Fig. 6. Displacement of the inner surface with increasing pressure

변위로서 $t=6.8\text{day}$ 일때 변위가 0.1391mm 이었다.

정상상태에서의 접선방향 응력의 분포는 Fig. 5와 같으며 모두 문헌(4)의 결과와 잘 일치되었다.

또한 개발된 프로그램의 탄소성 변형 문제에의 적용성을 알아보기 위해서 앞의 예제문제를 탄소성 해석을한 후 문헌(4)의 결과와 비교하였다. 압력-반경방향 변위의 관계를 그림으로 나타내면 Fig. 6과 같고 문헌(4)의 결과와 잘 일치되었다.

Fig. 7은 특정 하중값에 대한 원주방향 응력 분포를 나타낸 것이다.

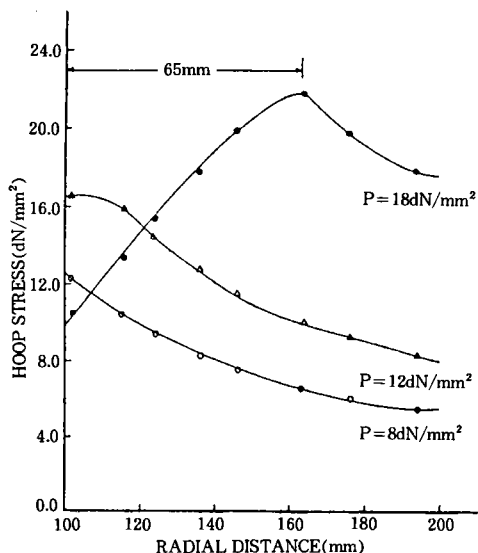


Fig. 7. Hoop stress distribution at various pressure values

V. 해석에 및 고찰

본 연구에서 개발된 프로그램을 모델케이스로 선정된 원자로 격납건물의 탄-점소성 및 탄소성 정적해석에 적용하였으며 이때 모델구조물의 기하학적 형상 및 요소의 분할은 Fig. 8(a) 및 Fig. 8(b)와 같으며 사용된 재료의

Table-1. Material properties and internal pressure

콘크리트	탄성 계수	$E_c = 2,600,000\text{tf/m}^2$
	포아손 비	$\nu = 0.202$
	자 중	$\omega = 2.5\text{tf/m}^3$
	강 도	$\sigma_{ck} = 3,500\text{tf/m}^2$
	유동 계수	$\gamma = 0.001$
	경화 계수	$H' = 0.0$
작용내압		$P = 200\text{tf/m} \cdot \text{rad}$

성질은 Table-1과 같이 하였다.

Fig. 9는 내압의 하중증분을 두 단계로 나누어 작용시킬 때 시간의 경과에 따른 격납건물 돔의 정점의 연직변위 시간이력 곡선이다. 먼저 하중계수 1.0 즉 $P=200\text{tf/m} \cdot \text{rad}$ 가 작용할 때 안정상태에 도달하게한 다음 $40\text{tf/m} \cdot \text{rad}$ 만큼 증가 시켰다. $P=200\text{tf/m} \cdot \text{rad}$ 의 경우 5번째 시간단계 즉 $t=8.125\text{day}$ 일 때 연직 변위가 3.237cm 이었고 $P=240\text{tf/m} \cdot \text{rad}$ 의 경우에는 $t=8.125\text{day}$ 에서부터 6번째 시간단계 즉 $t=16.25\text{day}$ 에서의 변위가 3.949cm 이었다.

Fig. 9에서 위의 곡선은 $P=240\text{tf/m} \cdot \text{rad}$ 의 내압을 순간적으로 작용시켰을 경우의 돔의 정점의 연직변위 시간이력 곡선으로서 13번째 시간단계 즉 $t=25.749\text{day}$ 에서 안정상태에 도달하였고 그때의 연직변위는 3.948cm 이었다.

격납건물 돔의 정부에서 두께방향으로 원주방향 응력의 변화를 그림으로 나타내면 Fig. 10과 같으며 돔의 중앙부 및 돔-벽체 연결부의 두께방향으로 응력의 변화는 Fig. 11 및 Fig. 12와 같다. 모든 경우 두께방향으로의 응력은 선형분포를 하였으며 내측에 큰 응력이 발생하고 외측으로 갈수록 응력이 감소하였다.

한편 벽체상부에서 두께방향으로 원주방향 응력의 변화를 그림으로 나타내면 Fig. 13과 같다. 두께방향으로 응력의 변화가 선형분포를 하는것은 돔에서의 변화와 유사하였지만 돔에서와는 달리 내측에서의 응력의 크기가

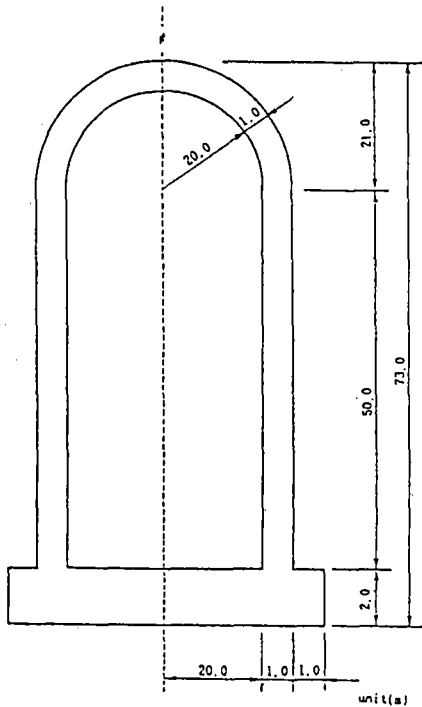


Fig. 8a. Model structure for example

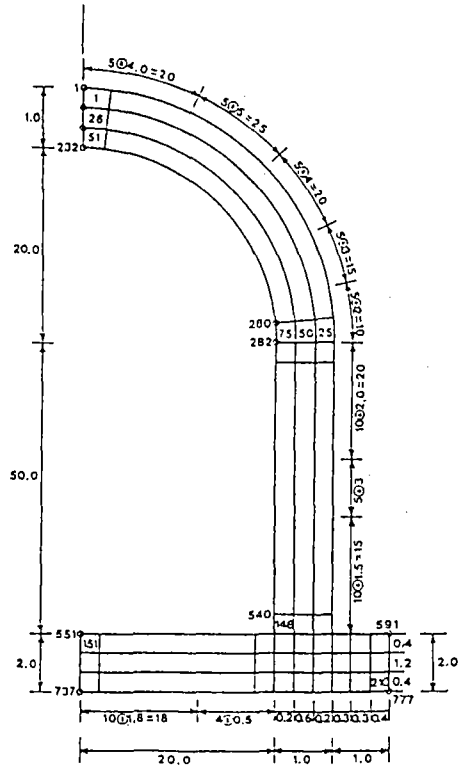


Fig. 8b. Model generation for example

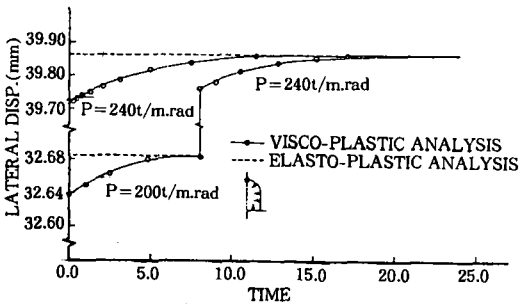


Fig. 9. Vertical displacement of the crown with time of elasto-viscoplastic container subjected to an incrementally applied internal pressure

외측에서의 값보다 적은 것으로 되었다.

또한 벽체 하부에서의 두께 방향으로 원주방향 응력의 변화를 그림으로 나타내면 Fig. 14 와 같다. 벽체 하부에서는 하중이 $P=200\text{tf/}$

$\text{m}\cdot\text{rad}$ 일때는 선형의 분포를 하였지만 하중이 $240\text{tf/m}\cdot\text{rad}$ 일때는 두께에 따른 응력의 분포에 상당한 교란현상이 발생하였다. 하중이 적은 값일 때는 완전한 선형 분포를 하였다.

VI. 결 론

모든 비탄성 변형에서 시간변화의 영향은 정도의 차이는 있지만 항상 있게 마련이다. 그러한 시간 변화의 고려 여부는 재료의 거동 예측에 중요한 영향을 끼친다. 보통의 온도에서 정하중의 작용을 받는 경우 시간 변화의 영향은 특별히 중요하지 않지만 고온 상태하에 있는 금속등은 크리프나 탄-점소성의 현상이 동시에 나타난다.

본 연구에서는 탄소성 및 탄-점소성 모델에

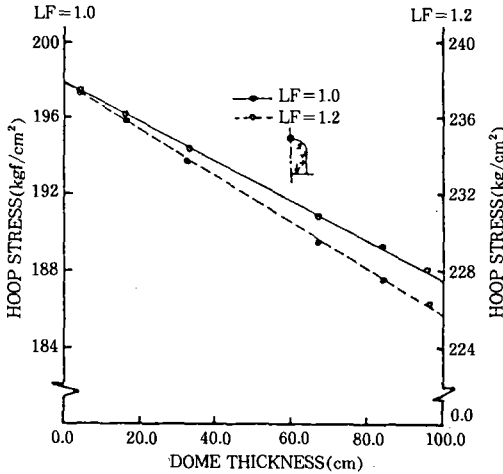


Fig. 10. Steady state hoop-stress distribution along the thickness at crown for various load

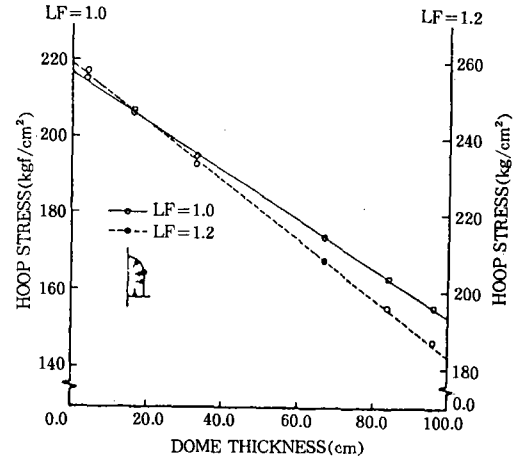


Fig. 12. Steady state hoop-stress distribution along the thickness at dome-wall junction for various load

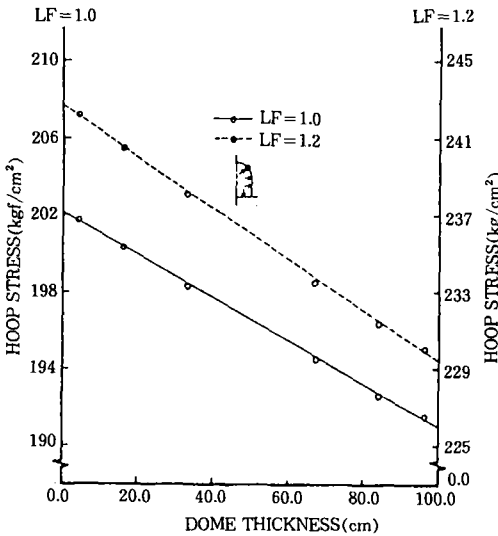


Fig. 11. Steady state hoop-stress distribution along the thickness at dome for various load(돛의 중앙)

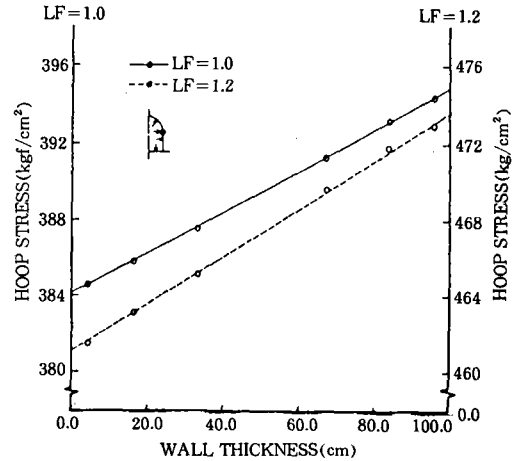


Fig. 13. Steady state hoop-stress distribution along the thickness at upper part of wall for various load

기하학적 비선형 효과를 포함시켜 축대칭 구조물의 비선형 정적 거동을 해석할 수 있는 프로그램을 개발하였으며 적용예를 통하여 그의 유용성을 검증하였다.

내압을 받는 원자로 격납건물의 정적거동 해석을 위한 수치예를 통하여 다음과같은 결

론을 얻을수 있었다.

1. 격납건물 돔 및 돔-벽체 연결부에서의 두께방향으로의 원주방향 응력분포는 선형 분포를 하였고 내측에서 큰 응력이 발생하고 외측으로 갈수록 응력이 감소 하였다.

2. 격납건물 벽체 상부에서의 두께방향으로의 원주방향 응력분포는 선형 분포를 하였지만 돔에서와는 달리 내측에서 응력의 크기가

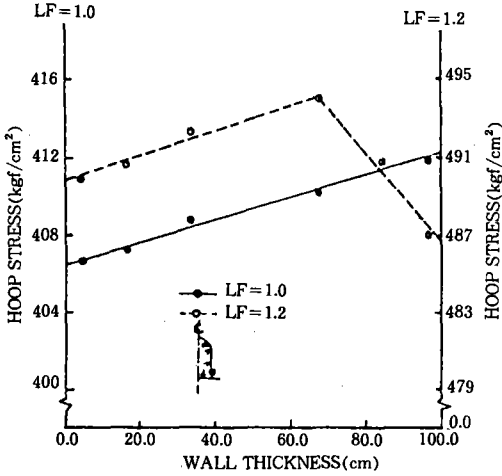


Fig. 14. Steady state hoop-stress distribution along the thickness at lower part of wall for various load

외측에서의 값보다 적게 나타났다.

3. 격납건물 하부에서의 두께방향으로의 원주방향 응력분포는 선형 분포에서 하중이 증가함에 따라 일정한 경향의 분포가 아니라 교란현상이 발생하였다.

참 고 문 헌

1. Bathe, K. J. and Ozdemir, H. : Elasto-Plastic large deformation static and dynamic analysis, Computers and Structures, Vol.6, pp181-192, 1976.
2. Bingham, E. C. : Fluidity and Plasticity, McGraw-Hill, pp.215-218, 1922.
3. D. P. Mondkar and G. H. Powell : Evaluation of solution schemes for nonlinear structures, computers and structures Vol. 9, pp.223-236, 1978.
4. D. R. J. Owen and E. Hinton : Finite elements in plasticity, 1980.
5. Gergely, P., and White, N. : Research Needs for Design of Concrete Contain-

ment Structures, Nuclear Engineering and Design, Vol. 69, 1982, pp.183-186.

6. Kanchi, M. B., Zienkiewicz, O. C. and Owen, D. R. J. : The viscoplastic approach to problems of elasticity and creep involving geometric nonlinear effects, Int. J. Num. Meth. Engng., 12, pp. 169-181, 1978.
7. Nagarajan S. and Popov E. P. : Elastio-plastic dynamic analysis of axisymmetric solid, Computers and structures, Vol. 4, pp.1117-1134, 1974.
8. O. C. Zienkiewicz : The finite element method(3/e), pp.450-606, 1977.
9. 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, pp.1-13, 1990.
10. R. Bukowski and W. Wojewodzki : Dynamic buckling of Visco-plastic spherical shell, Int. J. Solids structures Vol. 20 NO. 8, pp.761- 776, 1984.
11. Zienkiewicz, O. C. and Corneau, I. C. : Viscoplasticity-plasticity and creep in elastic solids-a unified numerical solution approach, Int. J. Num. Meth. Engng. 8. pp.821-845, 1974.
12. Zienkiewicz, O. C., Owen, D. R. J. and Corneau, I. C. : Analysis of viscoplastic effects in pressure vessels by the finite element method, Nuclear Eng. and Design, 28, pp.278-288, 1874.
13. 山田嘉昭 : 소성·점탄성, 培風館, 1980
14. 김문겸외 : 시간의존 비탄성 문제의 유한 요소-경계요소 조합에 의한 해석, 대한토목학회논문집 제13호, pp.25-34, 1993
15. 오 병환·이 명규 : 온도 및 내압을 받는

- 원자로 철근콘크리트 격납구조물의 비선형해석 대한토목학회지 제14권 제3호 pp. 403-414, 1994.
16. 조진구·조현영 : 지반과 구조물사이의 상호작용을 고려한 농업용 사이로의 해석에 관한 연구(I - IV), 한국농공학회지
17. 조진구 : 탄성지반상에 놓인 철근 콘크리트 축대칭 셸의 정적 및 동적 해석(1), 한국농공학회지 제38권 제3호, pp.82-91, 1996.
18. 조진구 : 탄성지반상에 놓인 철근 콘크리트 축대칭 셸의 정적 및 동적 해석(2), 한국농공학회지 제38권 제5호, pp.74-84, 1996.
19. 조진구 : 철근 콘크리트 축대칭 구조물 해석 모형의 개발, 한국농공학회지 제37권 제2호, pp.86-94, 1996.
20. 진치섭, 김수석 : 석유비축을 위한 지하저장 공동의 탄·점소성 동적해석, 한국전산구조공학 제2권 제2호, pp.53-62, 1989.
- (접수일자 : 1997년 2월 26일)