

압력절점을 갖는 적층셸 요소에 의한 콘크리트 원통형 구조물의 파괴해석

Failure Analysis of RC Cylindrical Structures using Layered Shell Element with a Pressure Node

송 하 원* 방 정 용** 변 근 주*** 최 강 룡****
Song, Ha-Won Bang, Jung-Yong Byun, Keun-Joo Choi, Kang-Ryoung

요 지

압력절점은 요소의 균등한 압력증분을 1개의 자유도로 갖는 절점이며, 유한요소의 하중-변위 평형방정식에 체적과 압력의 관계를 추가하여 한계압력 이후에서도 체적변화에 따른 압력증분을 직접적으로 제어할 수 있는 절점이다. 본 연구에서는 철근콘크리트의 평면 구성 방정식과 적층정식화를 적용한 셸 요소에 압력절점을 추가하고 해석시 체적을 제어함으로써 철근콘크리트 원통형 구조에 대해 파괴까지의 극한내압 능력을 해석할 수 있는 체적제어 비선형 해석기법을 개발하였다. 본 논문에서 제안한 해석기법을 이용하여 철근콘크리트 원통형 구조물에 대하여 비선형 해석을 수행하여 한계압력과 한계압력 이후의 구조물의 거동을 예측하였으며 실험결과와 비교 검증하였다.

핵심용어 : 압력절점, 적층셸요소, RC원통형구조물, 체적제어법, 파괴해석

Abstract

The so-called pressure node has a single degree of freedom, namely, the uniform change of pressure on finite elements. With pressure-node formulation, one can control the change in volume enclosed by the cylindrical structures and determine required change in pressure. In this study, in order to develop a volume-control failure analysis technique of RC cylindrical structures, the pressure node is added into a layered shell element utilizing in-plane constitutive models of reinforced concrete and layered formulation. By the so-called volume-control method, softening post-peak behavior after maximum pressure of reinforced concrete cylindrical structures can be obtained. For the verification of the technique in this paper, the failure analyses for concrete cylindrical structures are carried out and numerical results are compared with experimental data and other analysis results. Results show that the techniques in this paper can be applied to the failure analysis of concrete cylindrical structures like nuclear containment vessels.

Keywords : pressure node, layered shell element, RC cylindrical structures, volume-control method, failure analysis

*정회원 · 연세대학교 토목공학과 부교수
**정회원 · 연세대학교 토목공학과 석사, 현 현대건설(주) 사원
***정회원 · 연세대학교 토목공학과 교수
****정회원 · 한국원자력 안전기술원 책임연구원

· 이 논문에 대한 토론을 1999년 9월 30일까지 본 학회에 보내주시면 1999년 12월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

1. 서 론

철근 콘크리트 원통형 구조에는 대표적으로 물질의 운반과 이동통로로 사용되는 상수도관, 하수도관, 원자력 중·저준위 폐기물을 저장하는 용기 등과 같은 중공 원통형관이 있으며, 시멘트, 곡물 등을 저장하는 원통형 사일로와 원자로 격납건물 등이 있다. 주로 지하에 매설되는 원통형관은 매장 압축력에 견딜 수 있는 강도가 필요하며, 저장 사일로는 저장물의 유입과 유출에 따른 내압증가에 대한 안전성의 확보가 필요하고, 원자로 격납건물등은 사용하중은 물론 사고압력에 대해서도 구조적 저항능력을 반드시 확보하도록 하여야 한다. 따라서 이러한 극한능력을 평가할 수 있는 파괴해석 기술은 설계단계에서 아주 유용하게 사용될 수 있다.

철근 콘크리트 원통형 구조물의 비선형 파괴해석은 주로 철근의 항복, 콘크리트의 전단파괴 등을 파괴기준으로 한 하중제어 방법을 이용하여 수행되는 경우 구조물의 실제적인 한계하중 및 한계하중 이후의 연화거동을 해석하지 못하거나, 철근과 콘크리트의 상호작용에 의한 재료 모델링이 적절히 수행되지 않아 콘크리트 균열발생이후에 수치해석이 불안정해지는 문제점을 갖고 있다. 한편 구조물의 대변형 문제나 안정성 문제에 널리 적용되어 온 변위제어 방법은 구조물의 일부분의 변위가 구조물의 거동을 지배하는 경우 그 부분의 변위를 제어함으로써 최대 하중 이후의 파괴거동을 해석할 수 있으나 원통형구조와 같이 특정변위를 정하기 어려운 경우 적용하기 어려운 한계를 갖고 있다. 이에 본 논문은 철근 콘크리트 구조내에서의 철근과 콘크리트의 상호 부착작용이 고려되어 모델링된 구성방정식을 도입한 적층셀 요소를 이용하여 철근 콘크리트 구조물을 정확하고 효율적으로 모델링하였고, 적층셀 요소에 압력증분을 자유도로 갖는 소위 압력절점을 추가하여 유한요소법의 평형방정식으로부터 원통형 구조의 변형에 따른 체적의 변화와 이에 따른 하중의 변화를 직접적으로 구할 수 있게 하였다. 즉 전체적인 변형이 구조물의 거동을 지배하는 원통형 구조물의 체적을 직접적으로 제어함으로써 최대하중과 이후의 파괴거동을 해석할 수 있게 하였다.

2. 철근 콘크리트 적층셀 요소

Fig. 1에서 처럼 콘크리트층과 철근층으로 나누어 모델링된 적층셀 요소에 사용되는 철근콘크리트의 비선형 재료모델은 콘크리트의 압축균열모델, 인장균열모델, 전단균열모델에 콘크리트내의 철근에 대한 구성법칙을 평균화하여 조합함으로써 구성된다¹⁾. 압축응력하의 균열 콘크리트 모델은 균열전의 탄소성 파괴모델에 파괴계수를 균열면에 직각인 변형률의 함수로 수정함으로써 구성되었으며, 인장응력하의 균열 콘크리트 모델은 철근과 콘크리트의 부착특성으로 인한 인장경화 현상을 고려하여 모델링되었다. 또한 콘크리트 전단모델은 Li et al.²⁾에 의하여 제안된 접촉밀도함수(contact density function)을 근거로 하였으며 철근의 전단 저항능력에 의한 전단경화 현상을 고려하여 모델링되었다. 콘크리트 내의 철근모델은 탄성부분과 항복후의 경화부분을 갖는 이선형(bilinear)으로 모델링되었다. 본 모델링은 Fig. 1에서 보듯이 대표 체적요소에서 정의된 평균화된 응력-변형률 관계를 사용함으로써 균열간격, 균열밀도, 철근의 직경에 의한 크기효과에 무관하게 균열이 발생한 콘크리트에 대하여 유일성을 만족하는 구성방정식을 얻을 수 있다.

본 논문의 적층셀 요소는 8절점 serendipity 형태의 degenerate isoparametric quadratic 셀요소이며 면외방향 전단변형을 고려한 Reissner-Mindlin형식의 셀요소로서, 두께방향으로 여러 층으로 나누어 각각의 층에 철근콘크리트의 구성방정식 및 다방향 고정 분산균열모델을 적용하여 구성되었다³⁾. 즉, 적층셀의 정식화는 두께 방향으로 여러 개로 나누어진 층을 무근콘크리트 층과 철근이 분포된 철근콘크리트 층으로 구분하여 수행되었다.

셀 요소의 각 절점은 3개의 변위와 2개의 회전, 그리고 요소 평면에 수직한 방향의 회전에 대한 drilling 자유도⁴⁾를 포함한 6개의 자유도를 보유하고 있으며, 각층은 중간 표면에 응력 적분점을 보유하여 응력의 계산은 이 점들에서 이루어지며 각층의 두께에 대해 응력은 일정하다고 가정하였다. 한편 얇은 셀의 shear locking 현상을 해결하기 위해 감차적분 방법을 적용하였다⁵⁾.

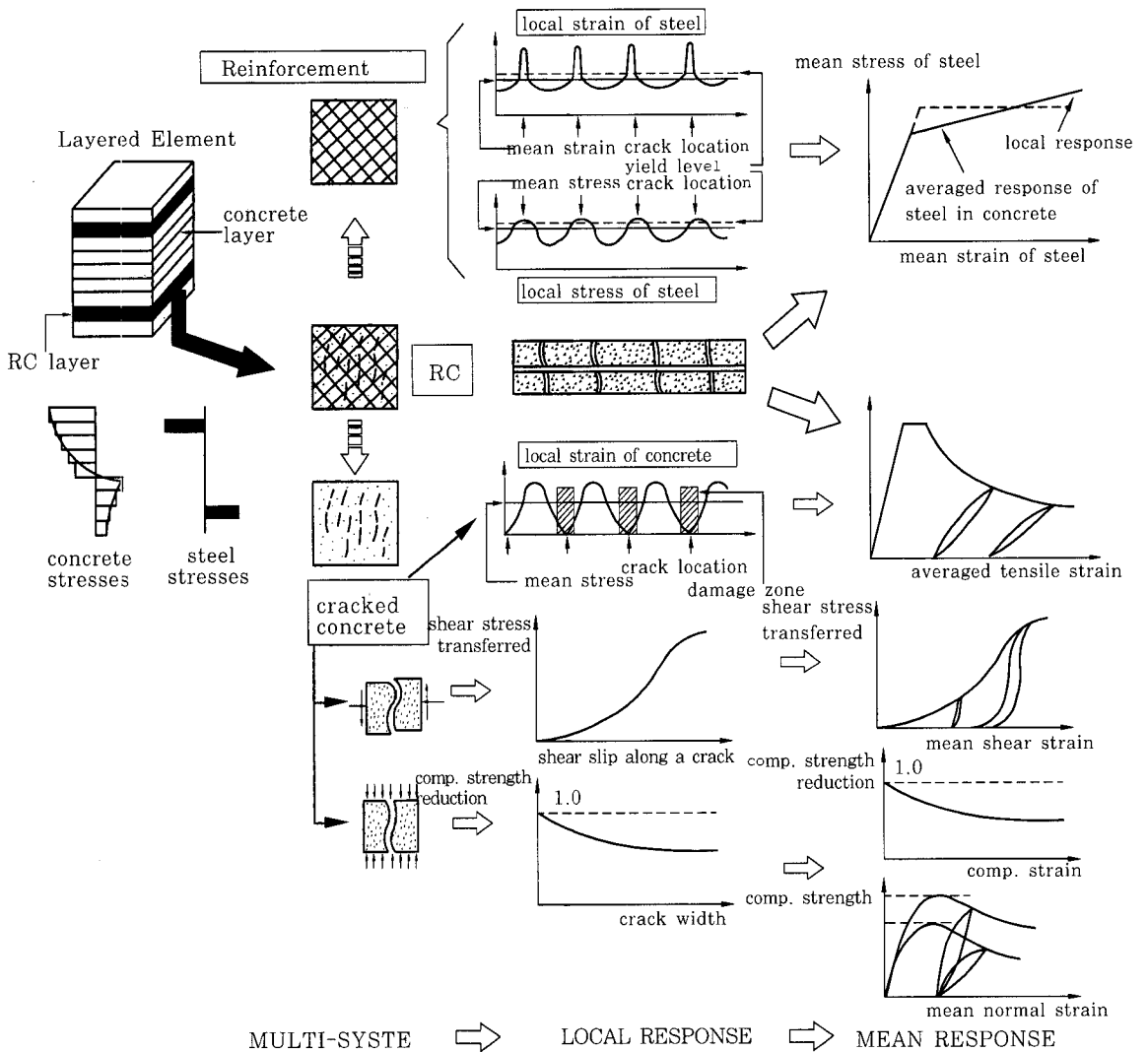


Fig. 1 In-plane constitutive modeling for reinforced concrete

3. 압력절점을 이용한 체적제어 방법

3.1 압력절점

압력절점은 요소의 균등한 압력증분 Δp 로 1개의 자유도를 가지는 가상의 절점이며, 유한요소의 강성도 매트릭스와 하중벡터에 체적과 압력의 관계를 추가하여 체적변화에 따른 압력증분을 직접적으로 제어하기 위한 절점이다^(6),7). 본 논문에서는 한

절점이 6개의 자유도를 가지는 8절점 적층셀 요소에 압력절점을 추가함으로써 요소당 총 49개의 자유도를 갖는 적층셀 요소를 재구성하였다.

경계 b 로 둘러싸인 물체의 체적 V 와 변위 증감에 따른 체적변화 ΔV 는 식 (1)과 같이 정의된다.

$$V = \frac{1}{3} \int_b \mathbf{n}^T \cdot \mathbf{x} db, \quad \Delta V = \int_b \mathbf{n}^T \cdot \Delta \mathbf{u} db \quad (1)$$

여기서 \mathbf{n} 은 요소 경계면에 수직방향 단위벡터,

\mathbf{x} 는 요소 경계면상의 임의의 점의 위치벡터이며 $\Delta \mathbf{u}$ 는 변형벡터이다. ΔV 는 유한요소의 형상함수 N 을 이용하여 식 (2)로 표현할 수 있다.

$$\Delta V = \int_b \mathbf{n}^T \cdot \Delta \mathbf{u} db = \left(\int_b \mathbf{n}^T \cdot N db \right) \Delta U \quad (2)$$

외압이나 내압의 하중조건에서 요소 경계면에 작용하는 표면력의 증감 $\Delta \mathbf{t}$ 는 식 (3)과 같이 경계면에 수직방향 압력 Δp 의 증감으로 나타낼 수 있다.

$$\Delta \mathbf{t} \approx -\Delta p \mathbf{n} \quad (3)$$

경계면에 작용하는 압력은 경계면으로 둘러싸인 체적안에서 변하게 되므로 가상변위의 법칙을 기초로 하는 유한요소법에서 표면력의 항은 식 (4)로 표현된다.

$$\int_b N^T(\mathbf{t} + \Delta \mathbf{t}) db = (\mathbf{p} + \Delta \mathbf{p}) \int_b N^T \mathbf{n} db \quad (4)$$

압력절점을 갖는 적층셀 요소는 식 (2)와 식 (4)의 체적과 압력의 관계를 유한요소의 평형방정식을 만족하면서 요소의 강성도 매트릭스와 하중벡터에 포함하여 정식화된다. 유한요소법에서 요소의 평형방정식은 외부하중 벡터로 표면력만을 고려하여 식 (5)와 같이 간단히 나타낼 수 있다.

$$\mathbf{K} \Delta U = -(\mathbf{p} + \Delta \mathbf{p}) \int_b N^T \mathbf{n} db - \mathbf{F} \quad (5)$$

체적 증분 ΔV 와 압력증분 Δp 를 평형방정식에 포함시켜 식 (6)과 같이 압력증분과 체적증분의 관계를 유한요소법의 강성도 매트릭스와 하중벡터에 포함하였다.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K} & \int_b N^T \mathbf{n} db \\ \int_b \mathbf{n}^T N db & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta U \\ \Delta p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{p} \int_b N^T \mathbf{n} db - \mathbf{F} \\ \Delta V \end{bmatrix} \quad (6)$$

재구성된 요소 강성도 매트릭스의 마지막 행과 열은 압력증분 Δp 자유도에 상응하며, 하중벡터는 추가적으로 체적증분 ΔV 를 포함한다. 따라서 유한요소법의 평형방정식을 만족하면서 체적변화에 상응하는 압력 증분량을 결정할 수 있다. 역으로 압력 증분에 따른 체적변화도 추정할 수 있다.

압력을 받는 적층셀 요소는 압력절점을 공유하게 되고, 식 (6)으로 수정된 요소의 강성도 매트릭스는 전체 강성도 매트릭스에 조합된다. 따라서 적층셀 요소를 이용한 구조모델링에서 균등한 내압이나 외압을 받는 경우는 물론 부분적으로 압력을 받는 경우에도 하중조건에 적합하게 적층셀 요소에 압력절점을 분배함으로써 체적과 압력의 관계를 구할 수 있다.

3.2 체적제어 비선형 해석 방법

극한하중 이후의 평형방정식을 만족하면서 하중-변형 경로를 해석하기 위해서는 변위제어 비선형 해석을 해야한다. 하지만 일반적인 변위제어 방법은 지점의 변위를 조절하면서 해석하므로 단순보에 집중하중이 작용할 경우와 같이 전체 구조물의 거동을 지배하는 한 지점의 변위가 명확한 구조물에 만 적용이 가능하다. 본 논문에서는 앞서 전개한 압력절점에 의한 정식화를 이용하여 체적과 압력의 관계를 유한요소법의 평형방정식을 통해 구현할 수 있으므로, 한 지점이 아닌 전체적인 변형이 구조물의 거동을 지배하는 원통형 구조물의 체적을 직접적으로 제어하여 작용하는 하중을 구함으로써 한계 하중 이후의 거동을 편리하게 해석할 수 있다.

체적제어 비선형 해석 방법은 압력절점을 갖는 요소의 평형상태인 식(6)을 만족하는 체적증분 ΔV 에 대한 등가 압력증분 Δp 를 반복해석으로 구하는 방법이다. 반복해석 과정은 일반적인 Newton-Raphson 반복과정을 이용하였다. 즉, 현재 p 의 압력을 받고 있는 다층셀 요소에 외적 체적증분 ΔV^{ext} 을 압력절점을 이용하여 제공하면, 체적-압력 관계항이 추가된 요소의 강성도 매트릭스를 이용하여 다음 식 (7)로부터 외부 체적증분 ΔV^{ext} 에 대한 변위증분 $\Delta \mathbf{u}^i$ 와 압력증분 Δp^i 가 결정된다.

$$\begin{bmatrix} \Delta \mathbf{u} \\ \Delta p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_e & \int_b \mathbf{N}^T \mathbf{n} db \\ \int_b \mathbf{n}^T \mathbf{N} db & 0 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} p \\ \Delta V^{ext} \end{bmatrix} \quad (7)$$

변위증분 $\Delta \mathbf{u}^i$ 를 이용하여 내적 체적증분 ΔV^{int} 이 계산되며, 이 내적체적 증분이 외적 체적증분과 체적 평형상태를 만족하지 않으면, 식 (8)과 같이 평형을 이루지 못하기 때문에 잔차 체적증분 ΔV_i^R 이 발생하게 된다.

$$\Delta V_i^R = \Delta V^{ext} - \Delta V^{int} \quad (8)$$

다음 단계 반복에서 잔차체적증분 ΔV_i^R 이 다시 하중벡터에 포함되어, 식 (7)를 이용하여 잔차체적에 대한 변위증분 $\delta \mathbf{u}^{i+1}$ 과 압력증분 δp^{i+1} 이 결정된다. 이 때, 총 변위증분과 압력증분은 식 (9)와 같다.

$$\begin{aligned} \Delta \mathbf{u}^{i+1} &= \Delta \mathbf{u}^i + \delta \mathbf{u}^{i+1} \\ \Delta p^{i+1} &= \Delta p^i + \delta p^{i+1} \end{aligned} \quad (9)$$

반복법에 의하여 잔차체적증분 ΔV_i^R 이 영에 가까운 일정한 수렴조건을 만족하도록 반복계산을 수행하게 되며, 이러한 계산과정을 통하여 평형방정식을 만족하는 외적 체적변화 ΔV 에 대한 등가 압력증분 Δp 를 구할 수 있다. 따라서 체적을 계속 감소시키거나 증가시켜서 압력증분 Δp 의 부호가 바뀌는 한계하중 또는 한계압력에서의 해를 구할 수 있다.

3.3 해석기법의 검증

체적제어 비선형 해석방법을 검증하기 위하여 외압을 받는 원통형 탄소성관을 압력절점을 갖는 적층셀 요소로 모델링하여 해석을 수행하였다.

해석에 사용된 원통형 강관은 반경이 50 cm, 두께가 2 cm이며, Fig.2에서보여주는 것처럼 축대칭성을 이용하여 1/4 단면을 모델링하였고, 20 cm 길이에 대하여 모델링하였다. 또한, 변형을 유도하기 위하여 상부 중앙에 초기 작은 하중에 의한 초기변형을 도입하였다. 탄소성 원통형관의 탄성계수

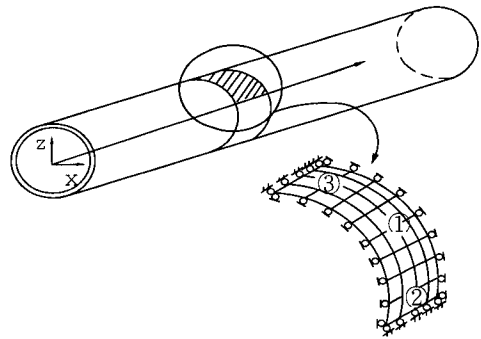
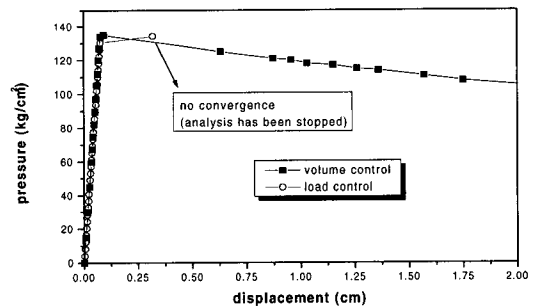


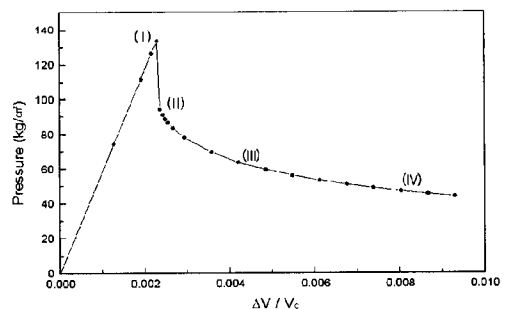
Fig. 2 Cylindrical steel pipe modeling

는 2,000,000 kgf/cm², 항복강도는 3,000 kgf/cm², 포아송비는 0.3으로 완전 탄소성 강관으로 가정하였다.

Fig. 3(a)는 하중제어법에 의한 해석결과로서 극한하중에 도달한 이후에 해석이 중지됨을 알 수



(a) Pressure versus top displacement



(b) Pressure versus volume

Fig. 3 Behavior of steel pipe

있으며 Fig. 3(b)는 변형전의 강관내 체적으로 정규화된 변형에 따른 체적 변화와 이에 따른 작용 외부압력의 변화를 도시한 것으로 체적제어 방법에 의하여 최대하중 이후의 거동을 해석할 수 있음을 확인할 수 있으며, 체적 감소에 따라 한계압력까지 외압이 증가하다가 좌굴에 의하여 압력이 급격히 감소하고 어느 일정한 값으로 수렴해 가는 것을 볼 수 있다.

Fig. 4는 변형단계 (I), (II), (III), (IV)에서의 구조물의 변형도를, 실제 변형량의 5배로 나타낸 것이다. 그림으로부터 한계압력 (I) 이후에 좌굴현상이 발생하였음을 확인할 수 있다.

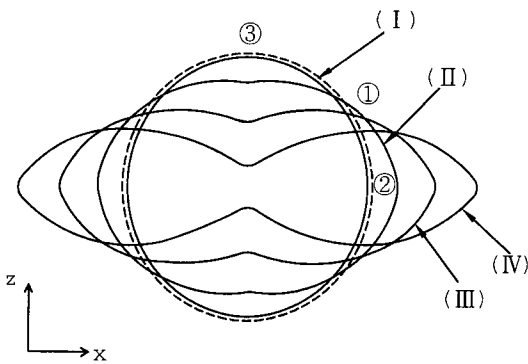


Fig. 4 Deformation of steel pipe under volume

4. 철근 콘크리트 원통형 구조에의 적용

4.1 내압을 받는 철근콘크리트 원통형 용기

격납건물과 같은 원통형 구조물은 가동중 중대한 사고가 발생하는 경우 내부 압력이 증가하여 구조물이 파괴에 이른다. 이러한 경우에 대해 본 체적제어 해석방법의 타당성을 검증하기 위하여 철근콘크리트 원통형 용기에 대하여 해석하였다. 하중은 Fig. 5에서 보여 주는 것처럼 먼저 집중하중 P에 의하여 중앙에 변형의 방향성을 유도한 후 내압에 의한 파괴해석을 수행하였다.

해석대상 RC 원통은 반지름 100 cm, 높이 200 cm, 두께 10 cm 이다. 원통형 용기의 단면을 축대칭성을 이용하여 1/4 모델링하였으며, 메쉬 상단과 하단의 변위와 회전을 완전 구속하였다. 콘크리트의

압축강도는 370 kgf/cm², 인장강도는 37 kgf/cm², 포아송비는 0.18, 철근의 탄성계수는 2,100,000 kgf/cm², 항복강도는 3,800 kgf/cm², 포아송비는 0.3 을 사용하였다. 원주방향 철근비와 수직방향 철근비는 각각 0.78 % 이며, 그림에서 보듯이 철근은 적층셀 요소에 4개의 RC층으로 모델링되었다.

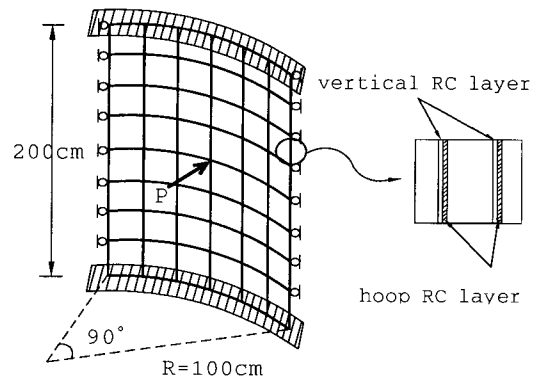


Fig. 5 Example of RC vessel model

초기 하중단계는 변형을 유도하기 위하여 용기 중앙부에 집중하중 2,000 kgf를 주었으며, 다음 단계부터 압력절점을 이용하여 전 요소에 체적을 점진적으로 증가시켜서 해석을 수행하였다. Fig. 6은 철근 콘크리트 원통형 용기의 체적제어 비선형 해석결과 내압과 정규화된 체적과의 관계를 도시한 것이다.

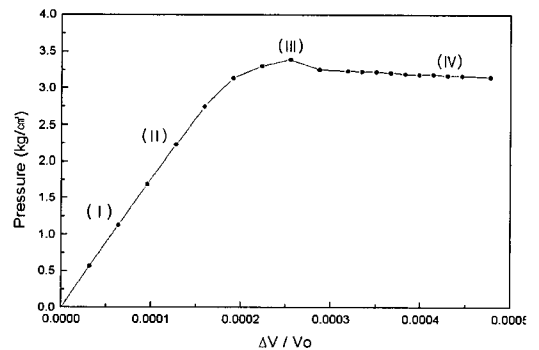


Fig. 6 Pressure versus volume of RC vessel

용기 중앙부의 집중하중에 의해 철근콘크리트 용기에 초기변형이 발생하였으며, 내압이 증가함에 따

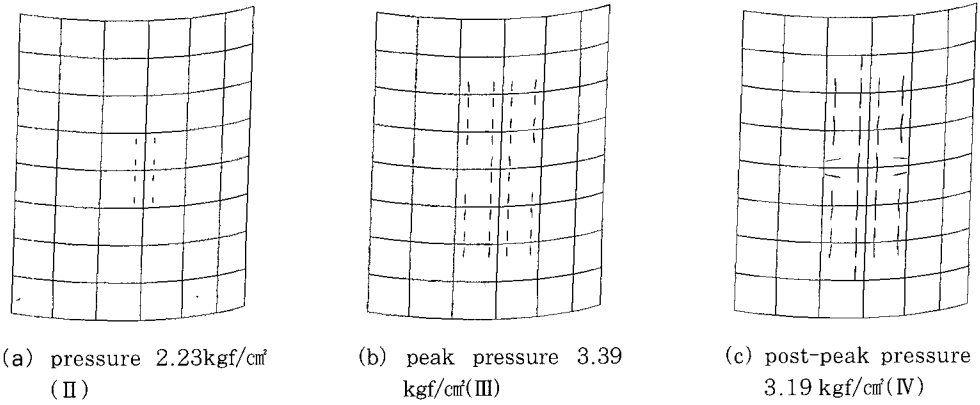


Fig. 7 Crack status of RC vessel at outer layer

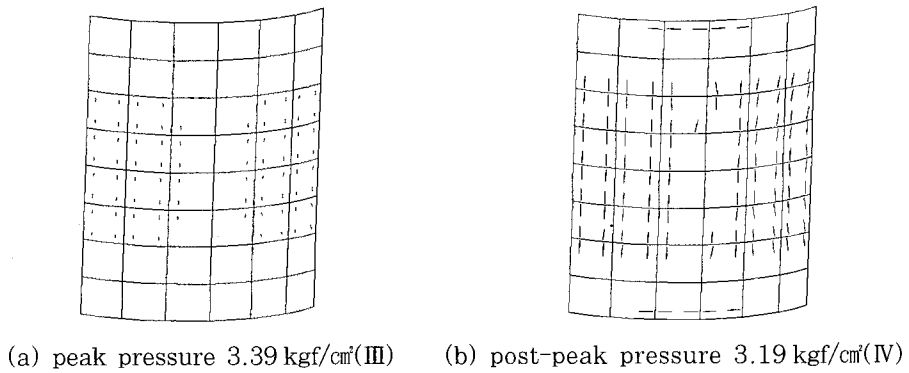


Fig. 8 Crack status of RC vessel at inner layer

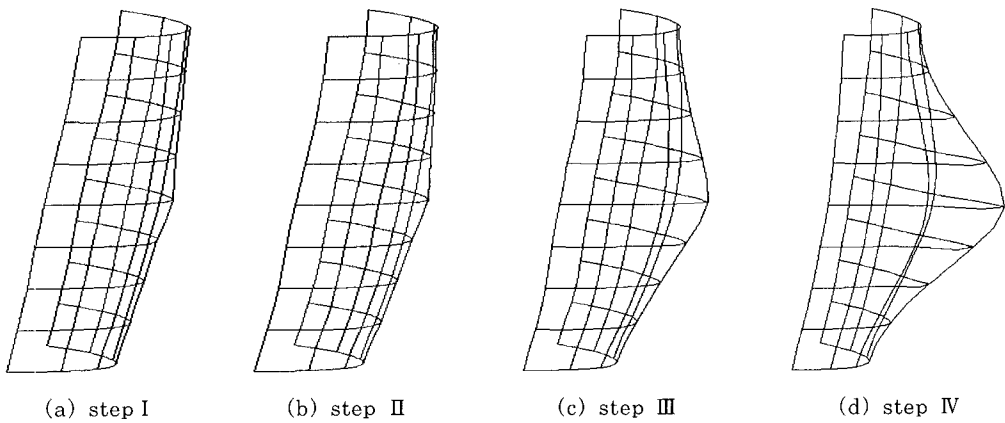


Fig. 9 Deformation of RC vessel at each step

라 초기변형이 발생한 용기 중앙부를 중심으로 변형이 증가하고 균열이 진전함을 확인할 수 있었다. Fig. 7은 철근 콘크리트 용기의 바깥층의 균열을

(II), (III), (IV)의 압력 단계에서 도시한 것으로 한계압력 3.39 kgf/cm² (III) 이후에도 변위가 증가함에 따라 균열이 발생하였음을 알 수 있다. 이러한

한계압력 이후에 발생한 균열의 영향으로 변위는 증가함에도 불구하고 내부 압력이 감소하는 구조물의 연화현상이 발생하였다. Fig. 8은 한계압력과 한계압력 이후의 철근콘크리트 용기 안쪽층에서의 균열도이며, Fig. 9는 Fig. 7의 (I), (II), (III), (IV)에서의 변형을 실제 변형량이 500배 확대하여 도시한 것이다.

4.2 외압을 받는 철근콘크리트 원통형관

본 예제는 RC 원통형관의 중앙에 집중하중을 가해 초기변형을 발생시킨 후 원통형관 상부에 등분포의 외압을 받는 경우로서 반지름 50 cm, 두께 10 cm 인 철근콘크리트 원통형관을 1/2 모델링하였으며, 축대칭성을 이용하여 집중하중 작용 단면을 기준으로 길이방향 300 cm 를 모델링하였다. 콘크리트와 철근의 물성치는 앞의 내압을 받는 철근콘크리트 원통형 용기 예제와 동일하게 적용하였으며, 철근은 두께 중앙에서 길이방향으로 배근되었고 다층셀 요소에 RC층으로 모델링되었다. 철근비는 0.78% 이다.

초기 하중단계는 집중하중 2,000 kgf/cm² 을 주었으며 다음 단계부터 Fig. 10의 음영부분과 같이 단면 상부 요소에 압력절점을 이용하여 체적을 점진적으로 감소시켜서 해석을 수행하였다.

Fig. 11은 철근콘크리트 원통형관의 해석결과 정규화된 체적과 외압의 관계를 도시한 것이다.

집중하중과 상부 외압으로 인해 철근콘크리트 원통형관은 상부면에 압축변위가 발생하였고 측면에 인장변위가 발생하게 되었다. 이러한 변형은 상부면의 안쪽층과 측면의 바깥층에서 인장균열을 유발하였고 균열의 진전으로 말미암아 외압 2.29 kgf/cm²

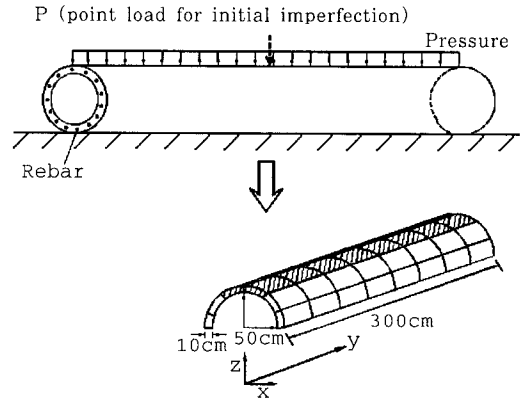


Fig. 10 Example of RC pipe model

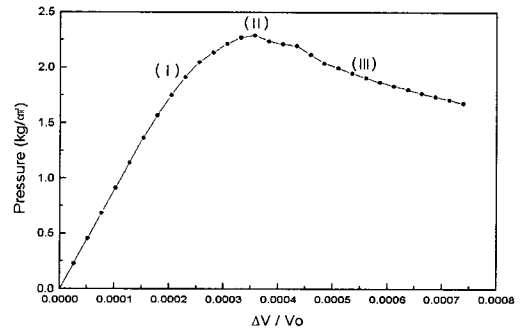


Fig. 11 Pressure versus volume of RC pipe

에서 한계압력에 이르렀다. 한계압력 이후에도 변위 증가에 따른 균열의 발생으로 압력이 감소하는 연화거동이 나타났다.

Fig. 12의 (a)는 집중하중에 의한 초기변형을 2,000배 확대하여 도시한 것이며, (b)와 (c)는 각

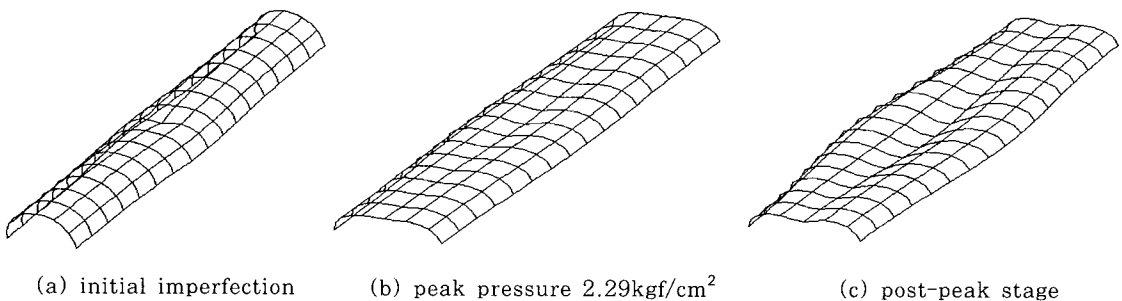


Fig. 12 Deformation of RC pipe at each step

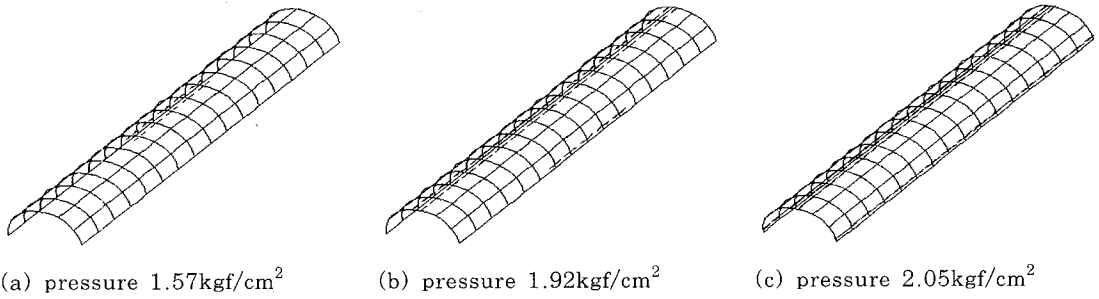


Fig. 13 Crack status of RC pipe at different pressure level

각 한계압력과 이후의 변형을 실제 변형에 300배하여 도시한 것으로 한계압력(II) 이후에도 변형이 증가하였고 외압이 증가할수록 집중하중에 의하여 초기변형이 발생한 중앙부에 변형이 집중하였음을 알 수 있다. Fig. 13은 외압이 1.57 kgf/cm², 1.92 kgf/cm², 2.05 kgf/cm² 일 경우의 단면 안쪽층과 바깥층에서 발생한 균열을 나타낸 것으로 상부면의 균열은 안쪽층에서 발생한 균열이고, 측면의 균열은 바깥층에서 발생한 균열이다.

4.3 콘크리트 원통형관 파괴

파괴 해석 대상 원통형관은 Fig. 14에서 보여주는 것처럼 길이 360 mm, 직경 290 mm, 두께 30 mm의 고강도 콘크리트 관으로서, 고무패드 위에 5 cm 두께의 강판을 설치하여 등분포하중에 의해 파괴시험이 수행되었던 관이다⁸⁾.

관에 사용된 콘크리트의 탄성계수는 402,972 kgf/cm²이며, 압축강도는 780 kgf/cm², 포아송비는 0.19이다.

본 해석에는 축대칭성을 이용하여 1/4 단면을 모델링하였으며, 길이방향으로도 1/4 모델링하였다. 실제 하중이 5 cm 폭을 가지는 분포하중인 것을 고려하여 중앙 원점을 기준으로 11.25°의 등간격(약 2.55 cm)으로 유한요소를 구성하였다. 실제 하중조건과 유사하게 압력이 계산되도록 Fig. 15의 음영 부분 요소에 압력절점을 분배하였으며 음영 부분 요소가 담당하는 체적을 제어하여 비선형 파괴해석을 수행하였다. Fig. 16에 실험으로부터 구한 연직 변위와 하중의 관계를 해석결과와 비교하였다. 실험으로 구한 극한 등분포 하중은 950 kgf이고, 해석

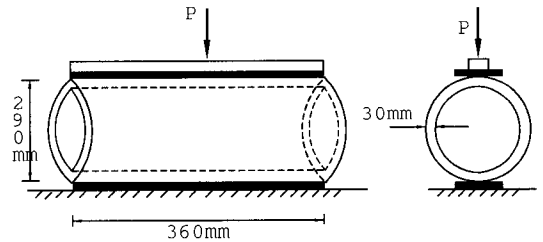


Fig. 14 Concrete cylinder

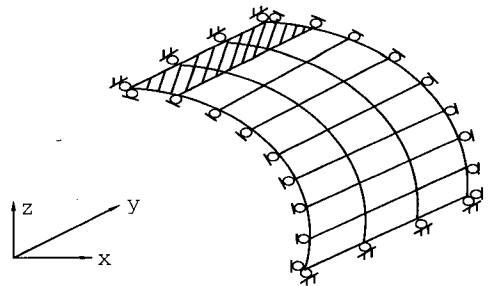


Fig. 15 Mesh for concrete cylinder

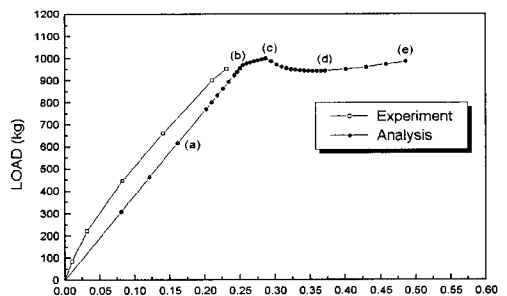


Fig. 16 Load-displacement relation of concrete cylinder

으로부터 구한 극한 등분포 하중은 1,001 kgf이다. 실험을 하중제어 방법으로 하였으므로 극한 하중 이후의 해석결과와 비교할 수 없으나, 체적제어 비선형 해석 방법으로 극한 하중의 예측은 물론 그 이후의 거동도 예측할 수 있음을 확인할 수 있다. Fig. 17은 Fig. 16 (a), (b), (c), (d), (e)의 압축하중에 의한 원통형관의 변형을 실제 변형량에 200배 확대하여 도시한 것이다. 그림에서 점선부분이 변형전 단면이다.

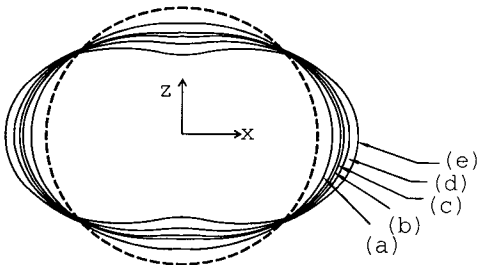


Fig. 17 Deformation of concrete cylinder under volume control

5. 결 론

본 논문에서는 철근콘크리트 구성방정식이 도입된 적층셀 요소에 압력절점을 추가하여 수정된 적층셀 요소로 철근 콘크리트 원통형 구조물을 모델링한 후 원통형구조물의 내압 혹은 외압에 따른 체적을 제어하여 최대하중과 최대하중 이후의 재료적 및 구조적 연화 거동을 구할 수 있는 체적제어 비선형 파괴해석 방법을 개발하였다.

외압을 받는 탄소성 원통형 파이프를 기존의 하중 제어법과 체적제어법으로 해석하여 압력절점에 의한 체적제어 해석기법을 검증하였으며, 체적제어법으로 내압과 외압을 받는 철근콘크리트 원통형 구조물의 압력의 변화에 따른 균열진행등을 포함한 파괴거동을 해석하여 해석기법의 적용성을 검증하였다. 또한 고강도 콘크리트관에 대해 파괴해석을 수행하여 실험결과와 비교하여 철근콘크리트 원통형구조물 해석 방법으로서의 타당성을 검증하였다.

참 고 문 헌

1. Okamura, H. and Maekawa, K., *Non-linear Analysis and Constitutive Models of Reinforced Concrete*, Dept. of Civil Engineering, Univ. of Tokyo, 1991
2. Li, B., Maekawa, K., and Okamura, H., "Contact Density Model for Stress Transfer across Cracks in Concrete", *J. of the Faculty of Engineering*, University of Tokyo, Vol. 40, 1989, pp.9~50
3. Irawan, P., "Development of Reinforced Concrete Shell Element", Chapter 5, *Three-Dimensional Analysis of Reinforced Concrete Structure*, Ph.D. Dissertation, Dept. of Civil Engineering, Univ. of Tokyo, 1995
4. Zienkiewicz, O. C. and Taylor, R. L., *The Finite Element Method*, Vol. 1, 2., 4th ed., MacGraw Hill Book Co., 1991
5. Zienkiewicz, O. C. and Talyor, R. L., and Too, J. M., "Reduced Integration Technique in General Analysis of Plates and Shells", *Int. J. of Numerical Engineering*, Vol. 3(2), 1971, pp.275~290
6. Song, H. W. and Tassoulas, J. L., "Finite Element Analysis of Propagating Buckles", *Int. J. of Numerical Methods in Engineering*, Vol. 36, 1993, pp.3529~3552
7. Song, H. W. and Tassoulas, J. L., "Large Deformation Buckle Analysis of an Inelastic Ring under External Pressure", *Computers and Structures*, Vol. 31(2), 1994, pp.225~233
8. 송하원, 이주영, 전재홍, 변근주, "콘크리트 원통형관의 횡방향 파괴거동", 학술발표회 논문집(I), 1995, 대한토목학회, pp.227~230
(접수일자 : 1999. 5. 17)