

철근 및 프리스트레스트 콘크리트 슬래브의 비선형 해석

Nonlinear Analysis of Reinforced and Prestressed Concrete Slabs



최정호*

Choi, Jeong-Ho



김운학**

Kim, Woon-Hak



신현목***

Shin, Hyun-Mock

요 약

본 논문에서는 단조증가하중을 받는 철근 및 프리스트레스트 콘크리트 슬래브의 비선형거동, 즉 탄성, 비탄성, 극한영역에 이르기까지의 모든 하중이력에 대한 응력-변형도 관계와 균열의 진행 및 철근 및 텐던과 콘크리트의 응력과 변형도 등을 정확히 해석할 수 있는 해석법의 제시를 목적으로 한다. 이러한 목적을 위하여 본 연구에서는 재료적 및 기하학적 비선형성을 고려하였다. 기하학적 비선형성은 Von Karman의 가정에 기본을 둔 total Lagrangian formulation에 의해 고려하였으며, 재료적 비선형성에 대해서는 균열콘크리트에 대한 인장, 압축, 전단모델과 콘크리트 중에 있는 철근 및 텐던모델을 조합하여 고려하였다. 이에 대한 콘크리트의 균열모델로서는 분산균열모델을 사용하였으며, 철근 및 텐던에 대해서는 1축 응력상태로 가정하여 등가의 분산분포된 철근 및 텐던중으로 모델화하였다. 본 논문에서 제안한 해석방법의 타당성을 검증하기 위하여 몇 개의 실험치를 해석치와 비교·검토한 결과, 본 논문의 해석방법에 의하면 철근 및 프리스트레스트 콘크리트 슬래브의 비선형거동을 보다 정확하게 예측할 수 있었다.

* 정회원, 안성산업대학교 토목공학과 강사
** 정회원, 안성산업대학교 토목공학과 조교수
*** 정회원, 성균관대학교 토목공학과 부교수

• 본 논문에 대한 토의를 1997년 2월 27일까지 학회로 보내 주시면 1997년 4월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

Abstract

The purpose of this paper is to present an analysis method by using the finite element method which can exactly analyze load-deflection relationships, crack propagations, and stresses and strains of reinforcements, tendons, and concrete in behaviors of elastic, inelastic and ultimate ranges of reinforced and prestressed concrete slabs under monotonically increasing loads. For this purpose, the material and geometric nonlinearities are taken into account in this study. The total Lagrangian formulation based upon the simplified Von Karman strain expressions is used to take into account the geometric nonlinearities of the structure. The material nonlinearities are taken into account by comprising the tension, compression, and shear models of cracked concrete and models for reinforcements and tendons in the concrete ; and also a so-called smeared crack model is incorporated. The reinforcements and tendons are assumed to be in a uniaxial stress state and are modelled as smeared layers of equivalent thickness. For the verification of application and validity of the method proposed in this paper, several numerical examples are analyzed and compared with experimental results. As a result, this method can successfully predict the nonlinear and inelastic behaviors throughout the fracture of reinforced and prestressed concrete slabs.

Keywords : reinforced and prestressed concrete, material and geometric nonlinearity, smeared crack model, layer model, two-way slab

1. 서 론

PS콘크리트 구조물은 구조적 효율성을 이용하는 대표적인 토목구조물로서 보, 교량, 고층건물, 각종 저장탱크 및 격납구조 등에 다양하게 적용되고 있다. 이러한 구조물의 설계 및 안전성 평가에 있어서 유한요소법은 효과적인 도구가 되며, 정형화된 유한요소법을 전제로 할 때 재료적 비선형 모델이 해석결과에 미치는 영향은 상당히 크다고 볼 수 있다. 이러한 재료모델의 개발 및 신뢰성있는 실험에 관한 국내의 연구는 극히 저조한 상황이며 앞으로 계속적인 연구가 요구된다. 따라서 PS콘크리트 구조물을 보다 정확하게 해석하기 위해서 재료적인 비선형 특성을 올바르게 표현할 수 있는 모델이 필요하다. 그러나 PS콘크리트 구조는 재료성질이 서로 다른 콘크리트, 철근 및 텐던으로 구성되어 있기 때문에 그 비선형 특성은 다른 구조에 비해 상당히 복잡하다. PS콘크리트 구조물을 보다 정확하게 해석

하기 위해서는 이와같은 복잡한 재료적 비선형 특성을 올바르게 고려한 해석방법, 즉 균열면 사이의 콘크리트의 인장강성, 균열면에서의 골재의 맞물림 및 철근의 dowel작용, 부착활동 등과 같은 특성에 대한 기초실험결과를 토대로 하여 이론을 발전시켜서 개개의 특성들에 대한 상호작용까지를 고려한 이론이 발전, 전개되어야 할 것이며, 이를 보다 정확하게 고려할 수 있는 해석방법이 필요하다.

본 논문에서는 단조증가하중을 받는 철근 및 PS 콘크리트 슬래브에 대한 역학적 거동, 즉 탄성, 비탄성, 및 파괴에 이르기까지의 하중과 변형의 관계와 균열의 진행, 콘크리트와 철근 및 텐던의 응력과 변형도 등까지를 포함하여 정확히 표현할 수 있는 해석방법의 제시를 목적으로 하였다. 이러한 목적을 위하여 재료적 비선형성은 물론 기하학적 비선형성을 고려하였다. 재료적 비선형성에 대해서는 균열발생후의 콘크리트의 인장강성, 압축강성, 전단전달강성 등과 부착활동을 고려한 철근 및 텐던

의 강성 등을 고려하였다. 콘크리트의 균열모델로서는 부재에 발생하는 균열 개개의 발생과 진전보다는 부재의 전체적인 거동을 종합적으로 파악하는 것에 중점을 두어 분산균열모델(smearred crack model)을 사용하였다. 또한 층상화기법, 즉 슬래브를 두께방향으로 여러개의 층으로 분할하여 두께에 따른 응력의 변화를 파악할 수 있는 방법을 도입하였다. 이 방법에 의하면 재료성질이 임의로 변화해도 취급이 가능하므로 철근 및 PS콘크리트의 경우 철근 및 텐던의 위치나 콘크리트와 철근 및 텐던의 재료특성을 보다 정확하게 고려할 수 있다. 본 연구에서 제안한 해석방법의 타당성을 검증하기 위해 몇 가지의 수치예제를 통하여 해석치와 실험치를 비교·검토하였다.

2. 철근 및 프리스트레스트 콘크리트 요소의 해석모델

PS콘크리트는 일반적으로 Fig. 1과 같이 콘크리트와 철근 및 텐던이 중첩된 것으로 표현할 수 있다. 다만, 콘크리트와 철근 및 부착텐던 사이에는 부착이 존재하기 때문에 개개의 철근, 텐던, 그리고 콘크리트의 해석모델을 단순히 합하는 것이 아니라, PS콘크리트로서의 각각의 해석모델이 조합된 것으로 표현된다는 것에 주의하지 않으면 안된다. 이때, 텐던은 철근과 마찬가지로 별도의 텐던 층으로 다루며, 비부착텐던의 경우는 콘크리트와 부착 거동을 갖지 않는 것으로 고려하였다.

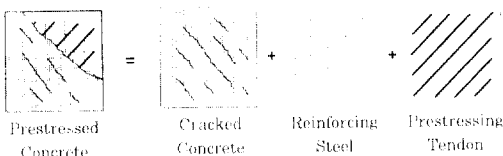


Fig. 1 Composition of reinforced and prestressed concrete element model

2.1 균열발생전 콘크리트 모델

콘크리트의 비선형성, 이방성 등을 포함하는 콘크리트의 구성방정식으로는 Maekawa와 Okamura가 제안한 이축응력상태에 대한 탄소성

파괴모델(elasto-plastic and fracture model)¹⁾을 사용하였다. 이와 같은 모델을 사용하는 주된 이유는 이 모델이 콘크리트의 최대응력을 지나서 변형도 연화영역까지의 어떠한 하중이력에 대해서도 동일한 모델로서 표현이 가능하기 때문이다. 탄소성 파괴모델은 Fig. 2와 같다.

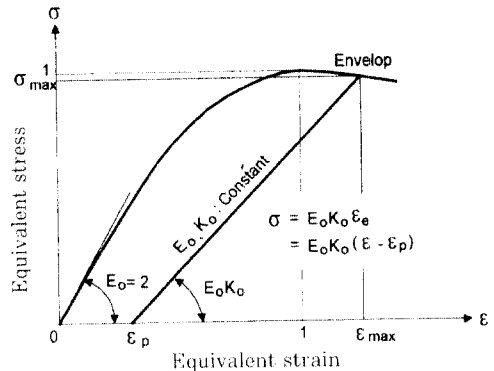


Fig. 2 Elasto-plastic and fracture model

2.2 균열발생기준

본 연구에서는 균열의 발생기준을 균열발생시의 인장응력에 중점을 두어 설정하고, 부재의 크기효과나 콘크리트의 시공조건 등의 영향은 콘크리트의 일축인장강도를 수정함으로써 고려하였다. 즉, 제1 균열 발생기준은 콘크리트의 주인장변형도 ϵ_1 가 인장변형도 ϵ_{c1} 에 도달하게 되면 균열이 발생하는 것으로 하였으며, 이 값은 콘크리트의 응력이 파괴포락선에 도달하였을 때의 주인장변형도를 나타낸다. 이축응력하의 콘크리트의 파괴포락선으로서 Fig. 3과 같이 인장강도에 중점을 두어 제안된 압축-인장영역에 대해서는 Niwa²⁾의 식, 인장-인장영역에 대

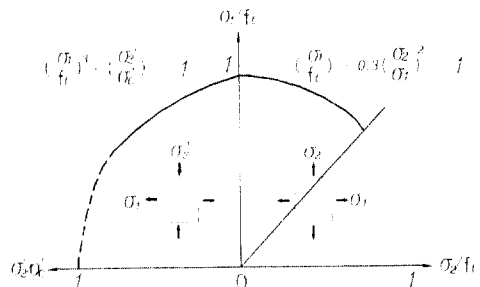


Fig. 3 Cracking stress criteria for 2-D stress state

해서는 Yamada³⁾의 식을 사용하였다.

콘크리트와 철근 및 부착텐던 사이의 부착효과로 인하여 PS콘크리트 요소에 균열이 발생한 후에도 콘크리트는 인장력의 일부를 부담하게 되고, 균열면에 평행한 방향으로 작용하는 전단력에 대해서는 골재의 맞물림 등에 의하여 균열면에서 힘을 전달하므로 균열발생 후에도 콘크리트에는 응력이 증가하며 콘크리트 내부의 주응력이 콘크리트의 인장강도를 넘게되면 첫번째 균열과는 다른 방향으로 제 2의 균열이 발생하게 된다. 따라서, 초기균열이 발생한 이후부터는 요소 내부의 주응력의 방향이 주균열의 방향과 일치하지 않는 것이 일반적이며, 특히 일방향으로만 배근되어 요소의 이방성이 현저한 경우에 발생할 수 있는 제 2 균열에 대해서는 제 1 균열과 제 2 균열에 대한 콘크리트의 변형에너지를 비교한 후, 변형에너지가 적은 쪽의 균열을 응력산정을 위한 주균열로 간주한다. 이때, 제 2 균열의 발생기준은 제 1 균열의 발생기준과 동일한 것으로 한다. 다만, 제 2 균열과 제 1 균열과 이루는 각이 15도 이상이 아니면 콘크리트의 인장응력이 파괴포락선에 도달하여도 제 2 균열은 발생하지 않는다고 가정한다. 이는 예각을 이루는 제 2 균열이 과연 제 1 균열과 실제 역학적으로 다른지가 아직 불명확한 것과 수치해석상의 곤란함을 피하기 위한 두가지 이유에 있다.

2.3 균열발생후 콘크리트 모델

2.3.1 균열직각방향의 인장강성모델

콘크리트와 철근 및 부착텐던 사이에는 부착이 존재하기 때문에 균열이 발생한 후에도 콘크리트는 인장력의 일부를 부담하게 된다. 따라서, PS콘크리트의 강성은 철근 및 부착텐던만의 강성보다 크다. 이와같은 인장강성효과를 표현하는 방법으로서 균열의 간격, 철근의 방향 및 철근비에 관계없는 방법을 사용하는 것이 편리하다. Okamura⁴⁾ 등은 이와같은 균열면 직각방향의 콘크리트의 평균응력-평균변형도 관계를 축방향부재에 대한 실험결과로부터 모델화하였다. 그러나, Okamura⁴⁾ 등의 연구에서는 콘크리트가 부담하는 인장력이 철근 또는 텐던과의 부착에 기인한다는 사실을 간과하고, 단지 콘

크리트의 인장강성모델을 간단히 표현하고자 하는 것으로서 비교적 응력이력이 간단한 경우에는 위의 방법으로 해석하여도 문제점을 찾을 수 없지만, 응력이력이 보다 복잡한 경우에는 반드시 위의 방법에 문제가 없다고 보기 어렵다. 따라서, 본 연구에서는 식 (2.1)과 같이 각각의 철근 및 부착텐던의 방향에 대하여 부착모델을 적용하고, 이로부터 구한 콘크리트의 인장응력을 균열면의 직각방향으로 응력변환을 하여 균열직각방향의 응력을 구하므로써 보다 실제적으로 인장강성효과를 고려하였다. 이때 각 방향의 철근과의 부착에 의한 콘크리트의 인장응력은 Fig. 4와 같은 Okamura⁴⁾ 등의 제안식을 사용하였다.

$$\begin{aligned} \sigma_t &= \sigma_{vt} \cos^2 \theta + \sigma_{vt} \sin^2 \theta \\ \tau_t &= -(\sigma_{vt} - \sigma_{vt}) \sin \theta \cos \theta \end{aligned} \quad (2.1)$$

$$\frac{\sigma_{vt}}{f_t} = \left(\frac{\epsilon_{cr}}{\epsilon_t} \right)^c, \quad \frac{\sigma_{vt}}{f_t} = \left(\frac{\epsilon_{cr}}{\epsilon_t} \right)^c$$

여기서

- σ_t : 균열직각방향의 콘크리트의 인장응력
- τ_t : 균열평행방향의 콘크리트의 전단응력
- σ_{vt}, σ_{vt} : x, y방향 철근 및 부착텐던의 축방향에 대한 콘크리트 인장응력
- $\epsilon_{cr}, \epsilon_{cr}$: x, y방향 철근 및 부착텐던의 축방향에 대한 콘크리트 변형도
- c : 부착상태를 나타내는 파라미터
- θ : 철근 및 부착텐던의 방향과 균열직각방향에 이루는 각

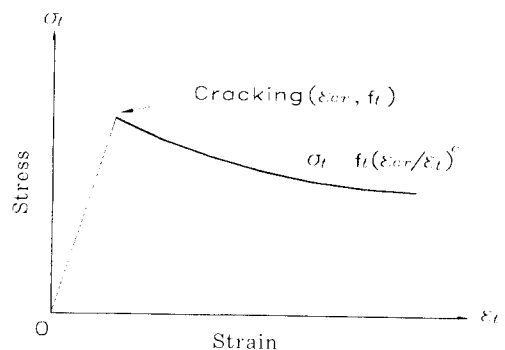


Fig. 4 Tension stiffening model

2.3.2 균열평행방향의 압축강성모델

균열이 발생한 후 콘크리트의 압축강성은 균열이 발생하기 전의 콘크리트의 압축강성보다 저하한다는 것은 Vecchio와 Collins의 철근콘크리트 관요소의 실험⁵⁾ 및 Maekawa의 균열을 포함한 철근콘크리트 원통관의 압축재하실험⁶⁾에 의해 알 수 있다. 본 연구에서는 콘크리트의 압축강성모델로서 Okamura 등이 제안하고 있는 수정Maekawa모델⁷⁾을 사용하였다. 이 모델은 균열발생전의 콘크리트의 해석모델에 사용한 Maekawa 등의 탄소성파괴 모델⁸⁾을 기본으로 하여, Fig. 5와 같이 균열발생으로 인한 강성의 저하를 콘크리트 파괴진전을 표시하는 파괴파라미터를 감소시킴으로써 표현하고 있다. 균열발생후의 파괴파라미터 K 와 균열이 없는 콘크리트의 파괴파라미터 K_0 와의 비는 균열에 직각방향의 변형도 ϵ_t 의 함수인 ω 를 사용해서 다음과 같이 표현된다.

$$K = \omega K_0 \quad (2.2)$$

따라서, 균열발생 후의 콘크리트에 대한 압축강성모델은 다음 식으로 표현된다.

$$\sigma'_t = E_0 K (\epsilon'_t - \epsilon'_{tp}) \quad (2.3)$$

여기서

σ_t : 균열평행방향의 콘크리트의 압축응력

ϵ_t : 균열평행방향의 전변형도

ϵ_{tp} : 균열평행방향의 소성변형도

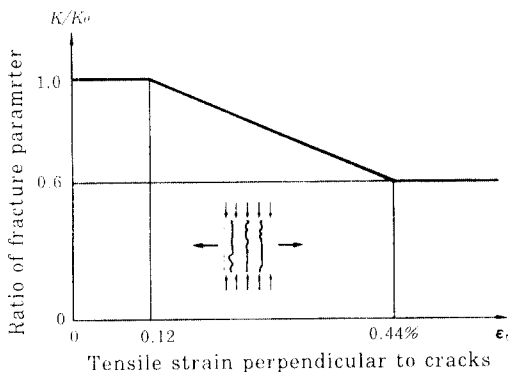


Fig. 5 Reduction in fracture parameter

2.3.3 균열면에서의 전단전달모델

단조증가하중이 작용할 때 균열면에 대한 전단응력의 전달기구, 즉 균열면에서의 골재의 맞물림과 철근의 dowel 작용으로 인한 전달전단강성에 대해서는 면내전단전달강성과 면외전단전달강성을 서로 독립적이라고 가정하여 고려하였다. 면내전단전달강성에 대해서는 Li와 Maekawa⁹⁾가 제안한 접촉면밀도함수에 바탕을 둔 콘크리트 균열면의 응력전달모델을 기본적으로 수용한다. 이 모델은 균열면의 형상을 3개의 파라미터(ω , δ , θ_s)로 표현하며, 접촉면에서의 탄소성거동을 가정하고 있으므로 임의의 이력에 대해서 높은 적용성을 갖고 있다. 본 연구에서는 Li⁹⁾ 등의 단조재하시에 대한 적분해에 분산균열의 개념을 적용하여, 균열이 없는 콘크리트 내부의 전단변형을 고려하고 수치해석상의 간편성을 도모하기 위해서 다음 식과 같이 균열과 평행한 방향의 전단응력 τ_{xy} 와 균열면의 전단전달에 의한 압축응력 σ'_{xs} 를 구한다.

$$\tau_{xy} = G\gamma_{xy}, \quad \sigma'_{xs} = -f_w \left(\frac{\pi}{2} - \tan^{-1} \left(\frac{1}{\beta} \right) - \frac{\beta}{1 + \beta^2} \right) \quad (2.4)$$

여기서,

$$G = \frac{1}{\frac{1}{G_w} + \frac{1}{G_c}}, \quad G_w = f_w \frac{\gamma_w}{\gamma_w^2 + \epsilon_t^2}, \quad \beta = \sqrt{\frac{\tau_w}{f_w - \tau_w}}$$

G_w : 균열면의 전단강성

G_c : 균열과 균열 사이의 콘크리트의 전단강성

본 연구에서는 면외전단전달강성을 고려하기 위해서 앞에서 언급된 Li모델⁹⁾보다는 push-off 전단 실험결과로부터 얻은 Yamada모델¹⁰⁾을 사용하였다. 그 이유는 Yamada모델이 Li모델에 비해 정확성은 다소 떨어지지만 수식이 간단하며 수렴이 잘되는 장점이 있기 때문이다. 더구나 면외전단전달강성이 슬래브 전체의 거동에 미치는 영향이 미소하므로, 이와 같은 Yamada모델을 사용하여도 좋은 결과를 얻을 수 있다고 판단된다. 따라서 면외전단전달모델로서 균열면사이의 콘크리트의 전단강성을 고려하여 Yamada모델¹⁰⁾을 도입하였다. 즉,

$$\tau_{xz} = G_{sh} \gamma_{xz}, \quad \tau_{yz} = G_{sh} \gamma_{yz} \quad (2.5)$$

여기서,

$$G_{sh} = \frac{1}{\frac{1}{G_b} + \frac{1}{G_c}}, \quad G_b = \frac{36}{\epsilon_s}$$

2.4 철근모델

콘크리트속에서의 철근의 응력과 변형도의 관계는 콘크리트와 철근 사이의 부착효과로 인하여 철근만의 그것과는 다르다. 즉, 균열면에서의 철근이 항복응력에 도달할 때까지는 철근의 응력과 변형도의 관계가 탄성이므로 철근만의 것과 동일하지만, 임의의 균열면에서 철근의 응력이 항복응력에 도달하면 균열면에서의 철근이 먼저 항복하여 철근의 응력과 변형도의 관계는 더이상 탄성관계를 이루지 못한다. 그때의 철근의 평균응력은 철근만의 항복응력보다 작다. 또한, 철근의 평균응력과 평균변형도의 관계에서는 단일철근에서 보는 것과 같은 항복고원은 볼 수가 없으며, 변형도의 증가에 따라 응력이 증가하는 변형도경화영역이 바로 나타난다. 본 연구에서는 철근모델로서 이와 같은 현상을 충분히 고려한 Shin의 철근모델⁽¹⁰⁾을 사용하였다. 이 모델은 항복 후의 철근모델로서 일정한 변형도 경화율과 변형도 경화개시점을 갖는다. 이에 대한 평균응력과 평균변형도의 관계는 Fig. 6와 같은 bilinear의 형태로 나타나며, 다음 식과 같다.

$$\sigma_s = \sigma_{sy} + E_{sh}(\epsilon_s - \epsilon_{sy}) \quad (2.6)$$

여기서,

σ_s : 철근의 평균응력

ϵ_s : 철근의 평균변형도

σ_{sy} : 철근의 변형도경화 개시점

ϵ_{sy} : 철근의 변형도경화 개시점에 대한 철근의 평균변형도

E_{sh} : 콘크리트속에 있는 철근의 변형도 경화율

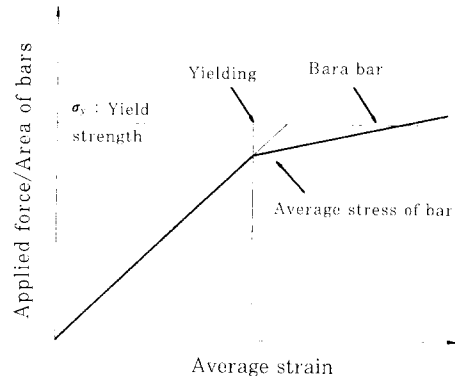


Fig. 6 Bilinear model of steel reinforcement

2.5 텐던모델

이형 및 원형 부착텐던의 부착효과는 각각 이형 및 원형철근과 동일하게 취급하였다. 비부착텐던의 경우는 마찰과 부식 등을 방지하기 위하여 그리스 등으로 충전된 쉬스관 내에 위치하게 된다. 따라서, 철근과는 달리 콘크리트와 부착에 의한 상호작용을 갖지 않고, 콘크리트의 인장강성효과에 기여하지 않는다. 또한, 슬래브에서의 파괴형태는 텐던의 응력이 항복응력에 도달하기 전에 압축측의 콘크리트의 압축파괴나 철근의 인장파괴가 일어나는 것이 일반적이다. 따라서, 비부착텐던에 대해서는 Fig. 7에 나타낸 Ramberg-Osgood의 곡선을 적용하여 항복 후의 응력-변형도 관계를 표현하는 것으로 하였으며, 그에 대한 식은 다음과 같다. 이때, 텐던의 항복응력은 표준 콘크리트 시방서에 따라 극한강도의 70%를 나타내는 응력을 항복응력으로 본다.

$$\sigma_p = E_s(\epsilon_{dec} + \epsilon_s), \quad \epsilon_p \leq 0.7\sigma_{pu} \quad (2.7)$$

$$\sigma_p = \frac{E'_p(\epsilon_{dec} + \epsilon_s)}{\left\{ 1 + \left[\frac{E'_p(\epsilon_{dec} + \epsilon_s)}{\sigma_{pu}} \right]^m \right\}^{1/m}}, \quad \epsilon_p > 0.7\sigma_{pu}$$

여기서,

ϵ_s : 텐던방향으로 배치된 철근의 변형도

ϵ_{dec} : 정착후 텐던의 변형도

E'_p : 텐던의 탄성계수

E'_p : 곡선에서의 텐던의 초기접선강성

σ_{pu} : 텐던의 극한강도

m : 곡선형태를 결정하는 계수

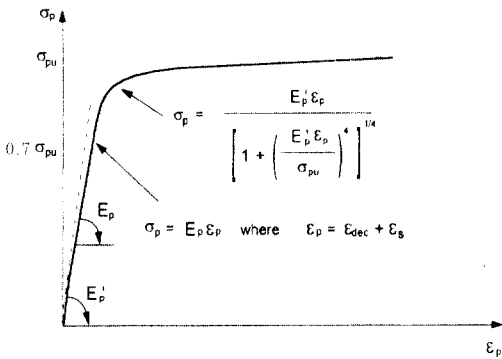


Fig. 7 Ramberg-Osgood curve

3. 유한요소의 정식화

본 연구에서는 보다 정확한 해를 얻기 위해서 앞에서 언급한 재료적 비선형성은 물론 Von Karman의 가정에 기본을 둔 total Lagrangian formulation에 의한 기하학적 비선형성을 고려하였으며, 해석방법으로는 유한요소법¹¹⁾을 사용하였다. 유한요소로서는 차후에 원구조물까지 해석할 수 있도록 하기 위해서 변의전단변형의 효과를 고려할 수 있는 Mindlin의 가정을 이용하여 Degeneration방법에 의해 유도된 곡면을 갖는 2차원 등매개변수 요소인 8절점 Serendipity 요소를 사용하였으며, 수치적분으로서 shear-locking현상을 피하기 위하여 감차적분을 채택하였다. 또한 철근 및 PS콘크리트 슬레브를 해석하는데 있어서 하중의 증가에 따른 인장균열의 진행과 콘크리트의 강도감소를 보다 자세히 고려하기 위하여 총상화 기법을 도입하였다. 이 방법은 구조물의 두께를 여러개의 층으로 분할하여 두께에 따른 응력의 변화를 파악할 수 있는 방법으로서 각 층의 재료성질이 임의로 변화해도 취급이 가능하므로, 철근 및 PS콘크리트의 경우 철근 및 텐던의 위치나 철근 및 텐던과 콘크리트의 재료성질을 보다 정확하게 고려할 수 있다. 비선형 해석방법은 충분반복법으로서 Newton-Raphson법과 초기강성법을 조합하여 사용하였다.

4. 해석방법

철근 및 PS콘크리트의 강성은 균열발생 또는 철근이나 텐던이 항복할 때 크게 변하고, 그 이후에는 강성변화가 적기 때문에 매번 강성행렬을 계산하여 사용할 필요가 없다. 따라서 본 연구에서는 철근 및 PS콘크리트의 이와 같은 특성을 고려하여 매 하중 증분 또는 매 변위증분에서 처음 3회 반복수행까지는 강성행렬을 재계산하여 조립하였다. 단 각 요소의 각 층의 Gauss 적분점에서 새로운 균열이 발생하거나 철근 또는 텐던이 항복할 경우에는 기존의 강성행렬을 사용하였다.

본 연구에서는 철근 및 텐던과 콘크리트의 응력을 구할 때, 접선강성을 적분하여 구하는 것이 아니고, 응력과 변형도의 관계에 의해 주어진 전변형도 ϵ 에서 직접 계산하여 구하였다. 그 계산과정은 다음과 같다.

- (1) 각 구성재료의 재료성질 및 유효프리스트레스 $\{\sigma_{ps}\}$ 및 응력증분 $\{d\sigma\}$ 을 입력한다.
- (2) 현재 구조물에 작용하는 전응력 $\{\sigma_{ps}\}$ 를 구한다. 여기서, $\{\sigma_{ps}\} \neq \{0\}$ 이면 유효프리스트레스를 첫 번째 하중단계로 다루며, $\{\sigma_{ps}\} = \{0\}$ 이면 철근콘크리트로 간주하여 첫 번째 응력증분 $\{d\sigma\}$ 에 대하여 해석한다.
- (3) 응력증분에 대한 강성행렬을 구성하고 변형도증분 $\{d\epsilon\}$ 을 구한다. 직진의 반복과정에서 얻은 전변형도에 변형도증분을 더해서 전변형도 $\{\epsilon\}$ 를 구한다.
- (4) 각 구성재료의 국소좌표계에 대한 평균변형도 $\{\epsilon'_1\}$, $\{\epsilon'_2\}$, $\{\epsilon'_3\}$ 를 구하고, 평균응력-평균변형도 관계를 이용하여 각 구성재료의 평균응력 $\{\sigma'_1\}$, $\{\sigma'_2\}$, $\{\sigma'_3\}$ 을 구한다.
- (5) (4)에서 얻은 평균응력을 기준좌표계에 대한 응력 $\{\sigma_1\}$, $\{\sigma_2\}$, $\{\sigma_3\}$ 으로 변환하여, 요소의 평균응력 $\{\sigma\}$ 을 구한다.
- (6) 요소의 평균응력 $\{\sigma\}$ 이 현재 하중단계의 요소의 평균응력 $\{\sigma\}$ 에 수렴할 때까지 (3)~(6)과정을 반복하고, 수렴했을 경우는 다음 하중단계로 넘어가 (2)~(6)과정을 반복한다.

5. 수치예제 해석 및 고찰

5.1 Marti의 PS콘크리트 판요소

본 연구에서 제안한 철근 및 PS콘크리트의 재료적 비선형성에 대한 해석모델의 타당성을 검증하기 위하여 Marti와 Meyboom¹²⁾이 실험한 PS콘크리트 판요소 시험체들을 해석하였다. 이 예제는 단조 증가되는 면내력을 받는 PS콘크리트 판요소로서 가로, 세로방향 철근비 및 텐던비 등을 변수로 다루었으며, 시험체는 Fig. 8과 같이 1.626mm의 정방형에 두께 287mm로서 단면의 상부와 하부를 계획된 철근비를 갖도록 하였으며, 단면 중앙에 비부착 이형 텐던을 배치하였다. 시험체의 주요 재원은 Table 1과 같으며, 하중은 시험체의 네 측면마다 강재 전단키를 이용해서 단조증가되는 전단응력을 작용시켰다.

본 연구에서 제안한 해석모델에 의한 해석결과와 실험결과를 Table 2와 Fig. 9에 정리하였다. Fig. 9(a)는 순수전단을 받는 PP1에 대한 응력-변형도

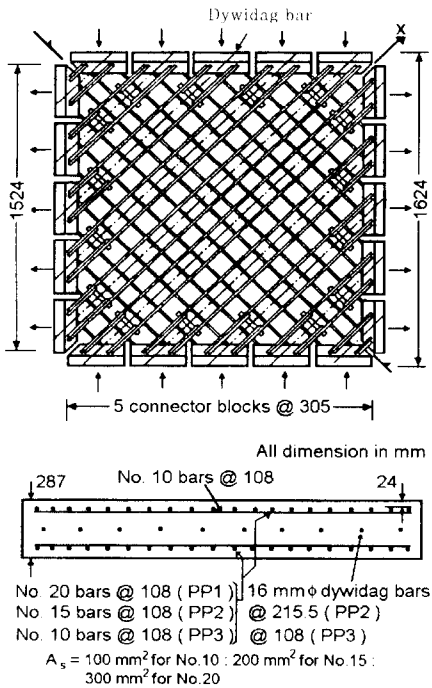
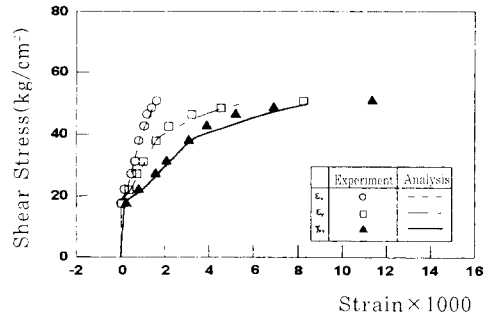
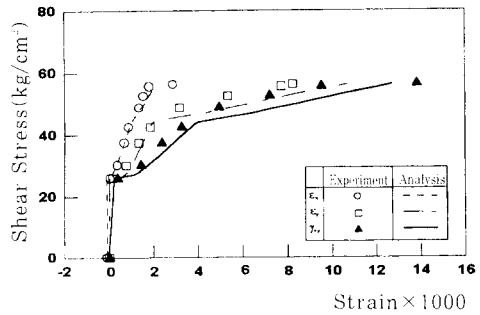


Fig. 8 Test Specimens (Marti & Meyboom)

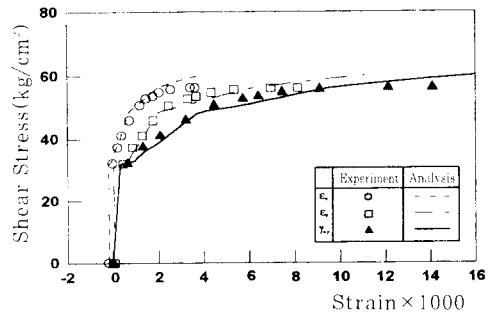
관계로서 균열의 발생, 철근의 항복, 그리고 극한응력 등을 전체적으로 잘 추적하고 있으며, 실험체에 대한 해석치의 극한응력비는 0.98로서 실험에 의한 극한응력 및 y방향 철근의 항복후 인장과괴 형태가 잘 일치하고 있다. Fig. 9(b)는 순수전단을 받는 PP2에 대한 응력-변형도 관계로서 균열의 발생, 철근의 항복, 그리고 극한응력 등을 전체적으로 잘 추



(a) Specimen PP1



(b) Specimen PP2



(c) Specimen PP3

Fig. 9 Stress-strain relationships

Table 1 Summary of experimental program
(unit: kg/cm²)

Specimen	PP1	PP2	PP3	
Prestress in x-direction	0	21.1	44.9	
Effective prestress	0	7620	7645	
Concrete	σ'_c	275	287	282
	f_c	17.4	17.8	17.7
Reinforcement	$\rho_{ps}(\%)$	-	0.293	0.586
	σ_{sp}	-	9280	9280
	ρ_s	1.942	1.295	0.647
	σ_{sx}	4880	4960	4960
	$\rho_s(\%)$	0.647	0.647	0.648
	σ_{sy}	4960	4960	4960

적하고 있으며, 실험치에 대한 해석치의 극한응력비는 1.00로서 실험에 의한 극한응력을 정확하게 예측하고 있다. Fig. 9(c)는 순수전단을 받는 PP3에 대한 응력-변형도 관계로서 균열의 발생, 철근 및 텐던의 항복, 그리고 극한응력 등을 전체적으로 잘 추적하고 있으며, 실험치에 대한 해석치의 극한응력비는 1.07로서 실험에 의한 극한응력을 정확하게 예측하고 있다.

5.2 Chakrabarti의 철근 및 PS콘크리트 슬래브

앞의 예제에서 PS콘크리트의 재료적 비선형성에 대한 해석모델의 타당성이 입증되었다. 이를 이용

한 구조물의 해석방법의 타당성을 검증하기 위하여 Chakrabarti¹³⁾의 post-tensioned flat plate를 해석하였다. 본 예제는 텐던만이 배치된 시험체 RP-1~3, 그리고 텐던과 함께 균열제어를 목적으로 철근을 배근한 시험체 RP-4로 구성되었으며, Fig. 10(a)와 같이 1,600mm의 정방형에 두께 33.3mm를 갖는 슬래브이다. 텐던은 비부착 원형텐던을 곡선 배치하였으며, 하중은 시험체 하면에서 단조증가의 등분포하중을 작용시켰으며, 슬래브 중앙에는 정방형 기둥에 load cell을 장치하였다. 시험체에 사용된 재료의 특성들은 Table 3과 같다. 본 수치예제는 텐던의 배치형태에 따른 변형거동을 파악하기 위한 실험으로서, Fig. 10(b)와 같이 RP-1은 양방향으로 텐던을 균일하게 배치하였으며, RP-2는 ACI 318-71에 따라 기둥 부근에 67%의 텐던을 띠를 이루도록 배치하였다. RP-3는 가로방향으로는 균일하게, 세로방향으로는 띠를 이루도록 배치하였으며, RP-4는 RP-1과 텐던의 배치형태는 동일하나 기둥부근에 철근을 추가 배치하였다. 유한요소 해석은 구조물의 형상과 하중이 대칭이므로 Fig. 10(c)와 같이 시험체의 1/4만을 요소 25개, 절점 96개로 모델화하였으며, 콘크리트는 면외방향에 대하여 6개의 층으로 나누어 해석하였다.

이와 같이 해석한 결과, Fig. 11과 같은 실험치와 해석치에 대한 하중-변위 관계를 얻을 수 있었다.

Table 2 Comparisons of experiment and analysis results (unit : kg/cm²)

Specimen	PP1			PP2			PP3		
	Exp.	Analy.	A/E	Exp.	Analy.	A/E	Exp.	Analy.	A/E
Cracking	17.5	18.0	-	25.9	25.0	-	32.1	32.0	-
Yielding	ρ_{ps}	-	-	42.4	44.9	-	43.9	47.9	-
	ρ_s	-	-	55.8	-	-	55.4	56.0	-
	ρ_s	37.8	37.5	-	45.0	43.9	-	50.2	47.9
Ultimate	50.5	49.5	0.98	56.1	56.0	1.00	56.1	1.11	1.07
Failure	-	shear	-	-	tension	-	-	tension	-

Table 3 Summary of experimental program (unit, kg/cm²)

Slab No.	σ'_c	f_c	σ_c	E_c	For each directions		σ_{ps}	σ_{ps}	Mild steel (ρ_s)
					ρ_{ps}	ρ_{ps}			
RP-1	403	31	38	303000	0.8756	0.22	10900	19900	-
RP-2	392	28	36	299000	0.8756	0.22	11100	19900	-
RP-3	394	31	37	300000	0.8756	0.22	11000	19900	-
RP-4	415	30	40	308000	0.8756	0.22	11200	19900	0.1596

이 그림으로부터 해석치가 초기상태에서부터 균열의 발생, 비선형성, 파괴에 이르기까지의 극한상태 등 전반적으로 실험치를 잘 추적함을 알 수 있다. 텐던의 배치형태에 따라 극한상태에서의 변위는 실험치보다 해석치가 다소 과대평가되고 있으나, 극한하중의 비는 최대 7% 이내로 잘 일치하였다. Fig. 12는 극한상태에서의 실험치와 해석치에 대한

슬래브 상면에서의 균열형상을 나타낸 것으로서, 해석치가 항복선을 따르는 균열형상을 비교적 정확하게 예측할 수 있었다.

6. 결론

본 연구에서 제안한 해석방법을 이용하여 수치에

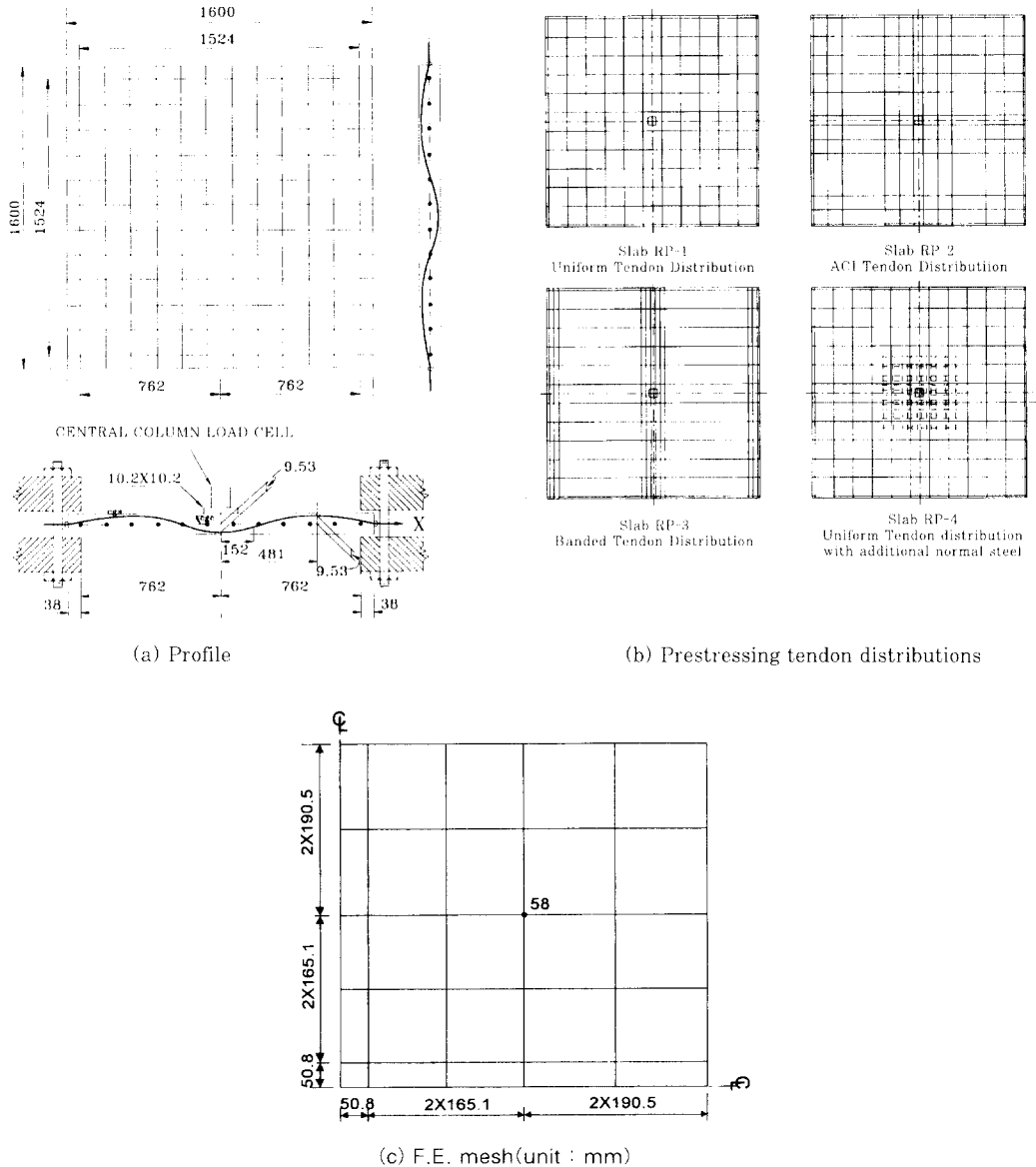
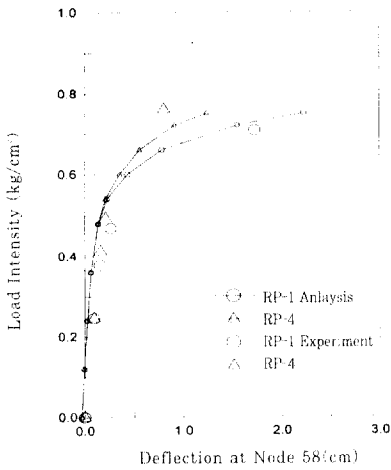
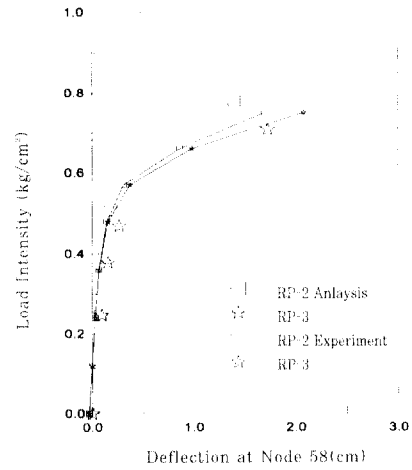


Fig. 10 Test specimens (Chakrabarti)

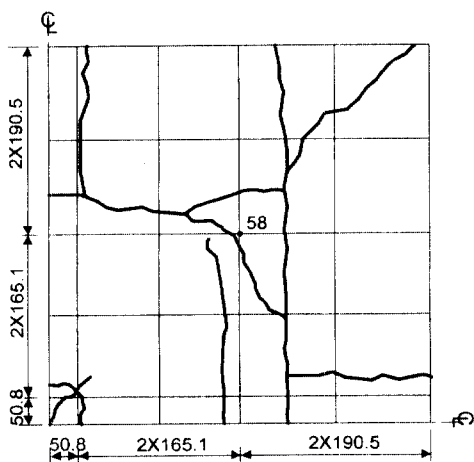


(a) Specimen RP-1, RP-4

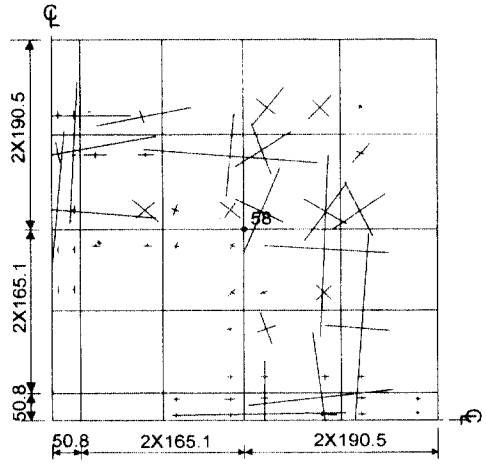


(b) Specimen RP-2, RP-3

Fig. 11 Load-deflection relationships



(a) Experiment



(b) Analysis (unit : mm)

Fig. 12 Crack Patterns of Slab RP-4

제를 해석한 결과, 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 본 해석모델에 의하면 단조증가의 전단응력을 받는 PS콘크리트 판요소의 균열발생에서부터 철근 및 텐던의 항복 및 파괴에 이르는 비선형거동을 비교적 정확하게 예측할 수 있었으며, 다양한 조합응력을 받는 시험체에 대하여도 좋은 결과를 줄 수 있을 것으로 판단된다.

(2) 면외력을 받는 일반적인 철근 및 PS콘크리트 슬래브에 대해서도 전응력상태에 대한 비선형거

동을 정확하게 예측할 수 있었다.

(3) 기존의 인장강성모델에 철근의 방향을 고려하여 보다 실제적인 응력평가를 하므로써 더욱 향상된 해석결과를 얻을 수 있었다.

(4) 본 연구에서는 시간의존효과에 대한 영향을 고려하지 못하였으므로 이에 대한 연구는 차후의 연구과제로 다루고자 한다.

감사의 글

본 연구는 한국과학재단의 연구비지원(94목적기초(특정연구과제-94-1328)연구)에 의해 수행된 연구결과와 일부로 그 재정적 지원에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Maekawa, K. and Okamura, H., "The Deformational Behavior and Constitutive Equation of Concrete using Elasto-plastic and Fracture Model" Journal of Faculty of Engineering, The University of Tokyo, Vol. 37, No. 2, 1983, pp. 253-328
2. 二羽淳一郎, "鐵筋콘크리트板要素의力學的性狀", 修士學位論文, 日本東京大學, 1980
3. 山田一字, "面內力を受ける鐵筋콘크리트のせん斷 達機構及び耐力・變形に關する研究", 博士學位論文, 日本東京大學, 1981
4. Okamura, H., Maekawa, K., and Sivasubramaniyam, S., "Verification of Modeling for Reinforced Concrete Finite Element", Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Structures, ASCE, Aug. 1985, pp. 528-543
5. Vecchio, F. J. and Collins, M. P., "The Modified Compression-Field Theory for Reinforced Concrete Elements Subjected to Shear", ACI Journal Proc., Vol. 83, No. 4, 1986, pp. 219-231
6. 宮原長久, 川上泰司, 前川宏一, "ひび割れを含む鐵筋コンクリートの板要素の一軸壓縮應力下における非線形舉動", 日本土木學會論文集, 第378號, 1987, pp. 249-258
7. 出雲淳一, 島 弘, 岡村 甫, "面內力を受ける鐵筋コンクリート板要素の解析モデル", 日本コンクリート工學協會, Vol. 25, No. 9, 1987, pp. 107-120
8. 李寶祿, 前川宏一, "接觸面密度關數に基づくコンクリートひびわれ面の應力傳達構成式", 日本コンクリート工學協會, Vol. 26, No. 1, Jan. 1988
9. 山田一字, "面內力お受ける鐵筋コンクリートのせん斷傳達機構及び耐力・變形に關する研究", 博士學位論文, 日本東京大學, 1981
10. 申鉉穆, "繰り返し面內力を受ける鐵筋コンクリート部材の有限要素解析", 博士學位論文, 日本東京大學, 1988
11. 金雲鶴, "鐵筋콘크리트 쉘構造의 有限要素解析", 博士學位論文, 成均館大學校, 1989
12. Marti, P. and Meyboom, J., "Response of Prestressed Concrete Element to In-plane Shear Force Structures", ACI Structural Journal, Vol. 89, No. 5, Sep.-Oct., 1992, pp. 503-514
13. Chakrabarti, P. R., "Ultimate Strength of Corner Panels of Post-Tensioned Flat Plates", ACI Structural Journal, Vol. 84, No. 7, Jan.-Feb., 1987, pp. 54-60

(접수일자 : 1996. 11. 4)