

미세역학이론에 의한 콘크리트의 응력-변형도 관계와 연성도의 예측에 관한 연구

Prediction of Stress-Strain Relation and Evolution of Compliance of Concrete by a Micromechanical Model

김진구*

Kim, Jin Koo

요 약

본 연구에서는 미세역학모델을 이용하여 무근 콘크리트의 응력-변형도관계를 예측할 수 있는 모델을 제시하였다. 모델에서는 하중이 가해지기 전에 골재와 모르타의 경계면에 초기 균열이 존재한다고 가정하고 하중에 의한 부착균열과 모르타균열의 형성여부를 판별하기 위하여 선형탄성파괴역학(LEFM) 이론을 사용하였다. 또한 계산의 편의를 위하여 이러한 부착균열-모르타균열의 결합된 형상을 등가 직선 균열로 치환하여 해석하였다. 발생된 균열의 크기와 그 밀도로부터 손상된 콘크리트의 연성도와 변형의 증가량을 계산하고 발표된 실험결과와 비교하여 보았다. 그 결과 본 모델에 의한 응력-변형도 관계의 예측은 압축보다는 인장에, 보통 콘크리트보다 고강도 콘크리트에 더 잘 적용됨을 발견하였다.

Abstract

In this study a model for the constitutive relation of a plane concrete is proposed using a micromechanical model. In this model a precursor crack is assumed to exist in the aggregate-cement paste interface, and the LEFM is used to predict the nucleation of the bond cracks and the growth of mortar cracks. For computational convenience the bond crack-mortar crack configuration is transformed into a straight crack with a point force in the middle. The overall compliance and the constitutive relation are predicted from the damage due to microcracks, and the predicted stress-strain curves are compared with some experimental data. According to the results, the model predictions are better for under tensile loading than under compression, for high strength concrete than for normal strength concrete.

Keywords : bond crack, mortar crack, LEFM, damage, compliance

* 정회원, 삼성 건설기술연구소 선임연구원

• 본 논문에 대한 토의를 1996년 8월 30일까지 학회로 보내주시면 1996년 10월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

콘크리트에 사용되는 골재의 응력-변형도 관계는 파괴가 일어날 때 까지 거의 선형을 유지하며 시멘트 페이스트 또한 강도의 90~95% 정도까지 탄성적 변형을 한다. 하지만 이러한 재료들이 합성된 콘크리트는 각 구성물질보다 더욱 비선형적으로 거동하며 이러한 현상은 주로 모르타와 골재의 경계면(interface)에서 발생하는 미세한 초기균열에 기인한다(Mindess, 1983). 이러한 미세균열들은 콘크리트가 힘을 받기 전부터 블리딩이나 건조수축 및 온도변화에 따른 수축 팽창 등으로 인하여 가장 취약한 지점인 경계면에 존재한다. 콘크리트에 외력이 가해지면 이러한 초기균열들은 경계면을 따라 그 길이가 증가하다가 모르타속으로 진출하게된다. 모르타균열들은 압축력을 받을 경우 다른 균열들과 연결되어 더욱 큰 균열을 형성하게 되고 인장일 경우 그 길이가 급속히 증가하여 취성파괴가 일어난다(Macgregor, 1988).

일반적으로 콘크리트구조물의 비탄성적 거동을 고려하여 해석을 수행하기 위해서는 재료의 비탄성적 응력-변형도 관계를 계량적으로 표시할 수 있어야 하며 이를 위하여 오래전부터 다양한 방법이 이용되어 왔다. 가장 간단한 경우로 경험적모델(empirical model)은 적당한 수식을 선택하고 그 계수들을 실험결과와 일치하도록 조정하는 것으로 실험조건이 복잡해질 경우 필요한 상수의 수가 너무 많아지거나 모델링이 불가능 할 경우도 있다. 소성이론을 이용한 모델들은 오랜 세월동안 다양한 재료의 거동을 나타내기위해 사용되어 왔으나 원래 금속에서 볼 수 있는 바와 같이 입자들의 디스로케이션(dislocation)에 의하여 소성변형이 일어나는 현상에 기초를 둔 것으로, 콘크리트와 같이 균열에 의해 소성 변형이 일어나는 재료에 적용하기에는 근본적인 문제가 있다고 할 수 있다. 연속체파괴역학(continuum damage mechanics)에 기초한 현상학적 모델(phenomenological model)은 열역학이론과 같은 물리적 법칙과 일관성을 갖도록 모델링하는 방법으로 복잡한 거동을 비교적 간단하고 합리적으로 표현할 수 있지만 각 식들의 실제현상과의 관계를 파악하기 어려

운 면이 있다.

본 연구에서는 콘크리트가 외력을 받아 경계면으로부터 균열이 발생하여 변형이 증가하는 현상을 미세역학모델(micromechanical model)을 통하여 예측한 후 이미 발표된 실험결과와 비교하여 보았다. 이 방법은 Horii and Nemat-Nasser(1983, 1986)의 이론적 연구에 바탕을 둔 것으로, 실제로 일어나는 현상을 비교적 정확히 고려하여 응력-변형도관계를 모델링하는 방법이다. 이와 유사한 시도는 이미 Fanella and Krajcinovic(1988)에 의하여 콘크리트에 적용되어 좋은 결과를 얻은 바 있다. 본 연구에서는 부착균열과 몰탈균열의 결합된 형태를 단순한 직선균열로 치환하고 부착균열의 미끄러짐에 의해 모르타균열이 벌어지는 현상을 직선균열에 작용하는 집중하중으로 치환하여 수식의 단순화를 도모하였다. 변형도의 계산에 있어 단기하중에 의한 변형이므로 탄성변형과 균열에 의한 부가적 변형만 고려하고 건조수축이나 크리프에 의한 영향은 고려하지 않았다.

2. 부착균열(Bond Crack)의 형성

콘크리트에 압축하중이 가해지면 강도의 약 30%정도까지는 내부구조에 거의 변화가 없으나 하중이 증가하면 경계면에 존재하던 미세균열이 모르타와 골재의 경계면을 따라 성장하여 부착균열을 형성한다(그림1a,b). 하중이 증가하여 강도

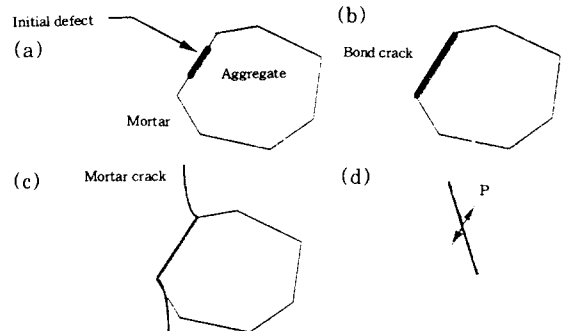


Fig. 1 Schematic of microcracks: (a) location of a initial defects, (b) formation of a bond crack along the boundary, (c) growth of a mortar crack, (d) idealization of the crack system to a straight crack with a point force

의 50~60%에 이르면 부착균열은 경계면을 벗어나 몰탈속으로 진입하게 되어 모르타균열(mortar crack)을 형성하게 된다(그림 1c). 강도의 70~80% 이상 하중이 증가하면 모르타균열들이 서로 연결되어 연속적인 균열들을 형성하며 곧 파괴에 이르게 된다 (Ziegeldorf, 1983). 이러한 현상을 모델링하기 위하여 본 연구에서는 콘크리트를 가상적인 경계면(interface boundaries)을 가진 균질하고 방향성이 없으며 선형탄성인 물질로 가정한다. 이러한 가정은 콘크리트 시험체의 크기가 일정한도 이상이 되면 골재와 그에 수반되는 초기 균열이 확률적으로 모든 부분과 방향에 골고루 분포될 수 있는 현상에 근거를 둔 것이다. 초기균열의 크기는 골재의 크기에 비례한다고 가정하고 부착균열의 발생과 모르타균열로의 성장을 판단하기 위해 선형탄성파괴역학(linear elastic fracture mechanics, LEFM)의 이론을 사용하였다. 일반적으로 큰 균열(notch)이 있는 콘크리트의 파괴양상을 보면, 주균열의 전방에 발생하는 미세균열이 여분의 에너지를 소산시키므로 LEFM을 적용할 경우 콘크리트의 파괴에 대한 저항성을 과소평가하여 실제 현상과 맞지 않을 수 있다. 하지만 초기 주균열이 없는 콘크리트의 미세구조(micro-structure)를 고려하여 미세균열의 발생여부를 추측할 경우 LEFM을 이용하는 것이 간편하고 합리적인 방법이 될 수 있다 (Wang et. al., 1993).

수 있다. :

$$\sigma_{11} = \left(\frac{\sigma_{11} + \sigma_{22}}{2}\right) + \left(\frac{\sigma_{22} - \sigma_{11}}{2}\right) \cos 2\beta - \sigma_{12} \sin 2\beta \quad (1)$$

$$\sigma_{12} = \left(\frac{\sigma_{11} - \sigma_{22}}{2}\right) \sin 2\beta - \sigma_{12} \cos 2\beta \pm \mu \sigma_{11}$$

여기서 μ 는 균열면의 마찰계수이고, $\mu \sigma_{11}$ 은 σ_{11} 이 압축응력일 때 균열면의 미끄러짐을 억제하는 마찰력이다. 균열단부에서의 1차, 2차모드 응력확대계수(stress intensity factor, SIF)는 다음과 같다 :

$$K_I = \sigma_{11} \sqrt{\pi a} \quad (2)$$

$$K_{II} = \sigma_{12} \sqrt{\pi a}$$

여기서 a 는 균열길이의 반이다. 일반적으로 균열의 양단에서의 응력분포 상태를 나타내기 위해 극좌표계(polar coordinate system)가 사용되는데 극좌표계를 이용한 θ 방향 응력과 전단응력의 점근분포(asymptotic distribution)는 다음과 같이 표시되며 :

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{\theta}{3} K_{II} \sin \theta \right] \quad (3)$$

$$\sigma_{r\theta} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \sin \theta + K_{II} (\cos \theta - 1) \right]$$

여기서 θ 는 균열축으로부터 시계 반대방향의 각도이고 r 은 균열 끝에서의 거리(radial distance)이다 (그림 2b). 본 연구에서는 초기균열로부터 부착균열이 생성되는지 여부를 판단하기 위해 Erdogan 과 Sih(1963)의 최대주응력기준(maximum principal stress criterion)을 사용하였다. 이 방법은 균열에 작용하는 응력분포가 다음 관계를 만족시킬 때 초기균열로부터 부착균열이 발생한다고 가정한다.

$$K_I \cos^3 \frac{\theta_m}{2} + 3K_{II} \cos^2 \frac{\theta_m}{2} \sin \frac{\theta_m}{2} = k_{Ic} \quad (4)$$

여기서 k_{Ic} 는 모르타와 골재 경계면의 파괴인성(fracture toughness)이고, θ_m 은 균열의 단부에

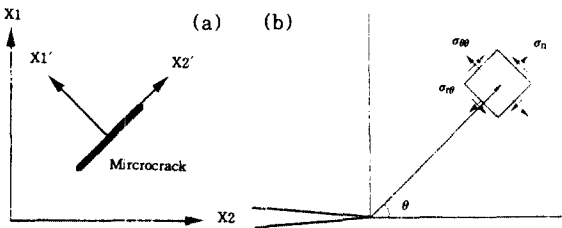


Fig. 2 (a) Global and local coordinate systems, (b) Asymptotic distribution of crack tip stress fields

그림 2a에 나타난 바와 같이 x_1 축과 β 의 각도로 위치해 있는 초기 균열이 외력에 의한 응력 σ_{ij} 를 받을 때 균열좌표계 x_1-x_2 으로 표시된 연직응력 σ_{11} 과 전단응력 전단응력 σ_{12} 는 다음과 같이 나타낼

접근하는 전단응력(asymptotic shear stress)이 영일 때 x 축으로부터의 각도이며 다음과 같은 식으로부터 구할 수 있다 (Erdogan and Sih, 1963) :

$$\tan \frac{\theta_m}{2} = \frac{1}{4} \left[\frac{K_I}{K_{II}} \pm \sqrt{\left(\frac{K_I}{K_{II}}\right)^2 + 8} \right] \quad (5)$$

식 (4)와 (5)는 식 (3)의 전단응력 $\sigma_{\theta\theta}$ 가 0일 때 $\sigma_{\theta\theta}$ 가 주응력(principal stress)이 된다는 것과 그 값이 1차모드의 파괴기준인 $k_{Ic} / \sqrt{2\pi r}$ 과 같을 때 균열이 발생한다는 가정에서 얻어진다. 초기균열로부터 부착균열이 발생하는 것은 순간적으로 일어나며, 그 길이는 골재의 크기에 비례한다고 가정하였다.

3. 모르터균열의 형성

골재와 모르터의 경계면에 부착균열이 형성된 후 하중이 더욱 증가하면 균열은 경계면을 벗어나 주응력방향으로 증가하며 날개균열(wing crack or kinked crack)을 형성하는데 콘크리트에 형성된 날개균열을 모르터균열이라 한다 (Macgregor, 1988). 부착균열과 날개균열의 조합된 형태를 가진 균열의 응력확대계수의 이론해(analytic solution)는 상당히 난해하므로 Fanella and Krajcinovic(1988)은 직선균열의 중간부분에 분포하중이 작용하는 형태로 모델링한 바 있다. Horii and Nemat-Nasser(1986)는 이러한 균열을 그림 1d와 같이 중앙에 집중하중을 받는 직선균열로 치환하여 응력확대계수를 구한 결과 정해와 유사한 결과를 얻었다. 이를 바탕으로 본 논문에서는 치환된 직선균열을 사용하여 모르터균열의 응력확대계수를 구한 다음 균열의 길이와 각도를 구하였다. 부착균열의 전단변형에 의해 모르터균열이 벌어지는 현상을 고려하기 위해 직선균열에 가해져야 하는 집중하중의 크기 F는 다음과 같이 경계면의 길이 l 과 그 면에 작용하는 전단력의 곱으로 표시할 수 있다 :

$$F = l\sigma_{12} \quad (6)$$

이러한 경우 응력확대계수는 :

$$K_I = \sigma_{11}'\sqrt{\pi c} + \frac{F \sin\psi}{\sqrt{\pi(c+c')}} \quad (7)$$

$$K_{II} = \sigma_{12}'\sqrt{\pi c} + \frac{F \cos\psi}{\sqrt{\pi(c+c')}} \quad (7)$$

여기서 $\psi = \beta - \chi$ 이고, χ 는 직선균열의 각도이며, c는 그 길이의 반이다. c'은 0.271의 값을 가지며 날개균열의 발생직전에 응력확대계수가 무한대가 되는 것을 방지하기 위한 보정값으로 c가 0, $\psi = \theta_m = 70.5^\circ$ 일 때 식 (4)와 (7)에서 구할 수 있고 (Horii and Nemat Nasser, 1986), σ_{ij}' 은 직선균열의 좌표로 표시된 응력이다. 본 연구에서는 치환된 직선균열의 K_I 값이 모르터의 파괴인성 K_{Ic} 에 이르면 균열이 증가한다고 가정하여 그 길이는 $K_I = K_{Ic}$ 에서 구하고, 그 각도는 K_{II} 이 ψ 에 대하여 최대값을 갖도록 산정하였다.

4. 손상된 콘크리트의 연성도

콘크리트의 내부에 균열이 발생함에 따라 강성이 감소하며, 전반적인 연성도 (compliance)는 증가하게 된다. 손상된 콘크리트의 연성도는 원래의 연성도 S_0 에 균열에 의한 부가적 연성도 H의 합으로 표시된다 :

$$S = S_0 + H \quad (8)$$

평면응력상태에서 손상되지 않은 콘크리트의 연성도 행렬은 다음과 같다 :

$$[S_0] = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -\nu & 0 \\ -\nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 2(1+\nu) \end{bmatrix} \quad (9)$$

여기서 E, ν 는 각각 콘크리트의 탄성계수와 포아송 비이다. 만약 단일 균열에 의한 부가적 연성도를 K 라 하면 그것은 다음과 같은 식에서 구할 수 있다 (Horii and Nemat-Nasser, 1983) :

$$K\sigma = \int \frac{1}{2} (un + nu) \delta l \quad (10)$$

여기서 u 는 균열면변위(crack opening displacement, COD)이고 n 은 균열면의 수직 단위 벡터이다. 부착균열의 균열면 거리는 균열 좌표계 x_1-x_2 의 원점이 균열의 가운데 위치하고 x_2 축이 균열의 길이방향과 평행하도록 배치하면 균열의 면변위는 열린 균열(open crack)의 경우 다음과 같다 :

$$u_1 = 4\sqrt{1^2 - x_2^2} S_{11} \sigma_{11} \quad (11)$$

$$u_2 = 4\sqrt{1^2 - x_2^2} S_{11} \sigma_{12}$$

닫힌 균열 (closed crack)의 경우 :

$$\dot{u}_1 = 0$$

$$u_2 = 4\sqrt{1^2 - x_2^2} S_{11} [u_{12} + \mu \sigma_{11} \text{sgn}(\sigma_{12})] \quad (12)$$

여기서 S_{11} 은 연성도 행렬의 11 구성요소이고 $\text{sgn}(\)$ 은 괄호 속이 양수이면 1, 음수이면 -1을 나타낸다. 부착균열-모르터균열을 직선균열과 집중하중으로 치환한 경우도 유사한 방법으로 표시할 수 있다. 모든 균열의 영향을 종합한 부가적 연성행렬 H 는 초기 균열이 0 부터 π 까지 고르게 분포되어 있고 그 크기와 밀도가 일정하다는 가정 아래 다음과 같이 표시 될 수 있다 :

$$H = \frac{M}{\pi} \int T^T (K_b + K_m) T d\beta \quad (13)$$

여기서 K_b, K_m 은 각각 하나의 부착균열과 모르터균열에 의한 부가적 연성행렬이고, M 은 단위면적당 초기균열의 수이며, 골재당 n 개의 초기균열이 있고 골재의 용적비가 f_v , 골재의 면적을 원으로 치환하여 그 반지름을 d 라 할 때 다음과 같이 나타낼 수 있다 :

$$M = \frac{nf_v}{\pi d^2} \quad (14)$$

또한 T 는 다음과 같이 표시되는 변환행렬(tran-

sformation matrix)이다 :

$$T = \begin{bmatrix} \sin^2\beta & \cos^2\beta & -\sin 2\beta \\ \cos^2\beta & \sin^2\beta & \sin 2\beta \\ \frac{1}{2}\sin 2\beta & -\frac{1}{2}\sin 2\beta & -\cos 2\beta \end{bmatrix} \quad (15)$$

이와같은 과정을 거쳐 균열에 의해 손상된 콘크리트의 연성행렬 S 가 구해지면 외력에 의한 응력 σ 로부터 다음과 같이 변형도벡터 ϵ 을 구할 수 있다 :

$$\epsilon = S\sigma \quad (16)$$

5. 모델에 의한 예측 결과

본 모델에 필요한 입력상수는 재료의 특성과 관련된 탄성계수, 포아송비, 마찰계수, 파괴인성등이고, 골재의 크기와 용적율등 형상계수도 필요하다. 골재의 형상은 정육각형으로 가정하였고, 한 골재에 하나의 초기균열이 존재한다고 가정하였으며, 그 크기는 한면의 50%로 가정하였다. 또한 균열면의 마찰계수는 모든 경우에 0.6으로 가정하였다. 그림 4는 일축압축을 받는 콘크리트에서 입력상수의 변화에 따른 응력-변형도관계를 나타낸다. 그림 3a는 골재의 용적율이 증가할 때 더 많은 변형이 일어남을 나타낸다. 이것은 단위 면적당 더 많은 균열이 발생하기 때문인데 편이상 탄성계수와 포아송비는 일정하다고 가정하였다. 그림 3b는 R 측 골재면에 대한 초기균열의 크기가 0.5보다 크면 응력-변형관계는 초기균열의 크기에 큰 영향을 받지 않는 것을 보여준다. 그림 3c와 3d는 골재크기와 마찰계수의 변화에 따른 응력-변형관계를 나타내며 골재의 크기가 커질수록 그리고 마찰계수가 작아질수록 더욱 큰 변형도가 발생하는 것을 보여준다. 이것은 골재가 커질수록 발생하는 집착 균열과 모르터균열의 크기가 커지며, 마찰계수가 작을수록 집착균열의 미끄러짐에 의한 날개 균열의 발생이 용이해지기 때문이다.

그림 4는 Tasuji et. al.(1978)의 실험결과와 모델에 의해 예측된 콘크리트의 응력-변형 관계를 나타낸다. 실험에 사용된 콘크리트의 영계수와 포아송비는 압축일 경우 각각 20GPa와 0.22 이고

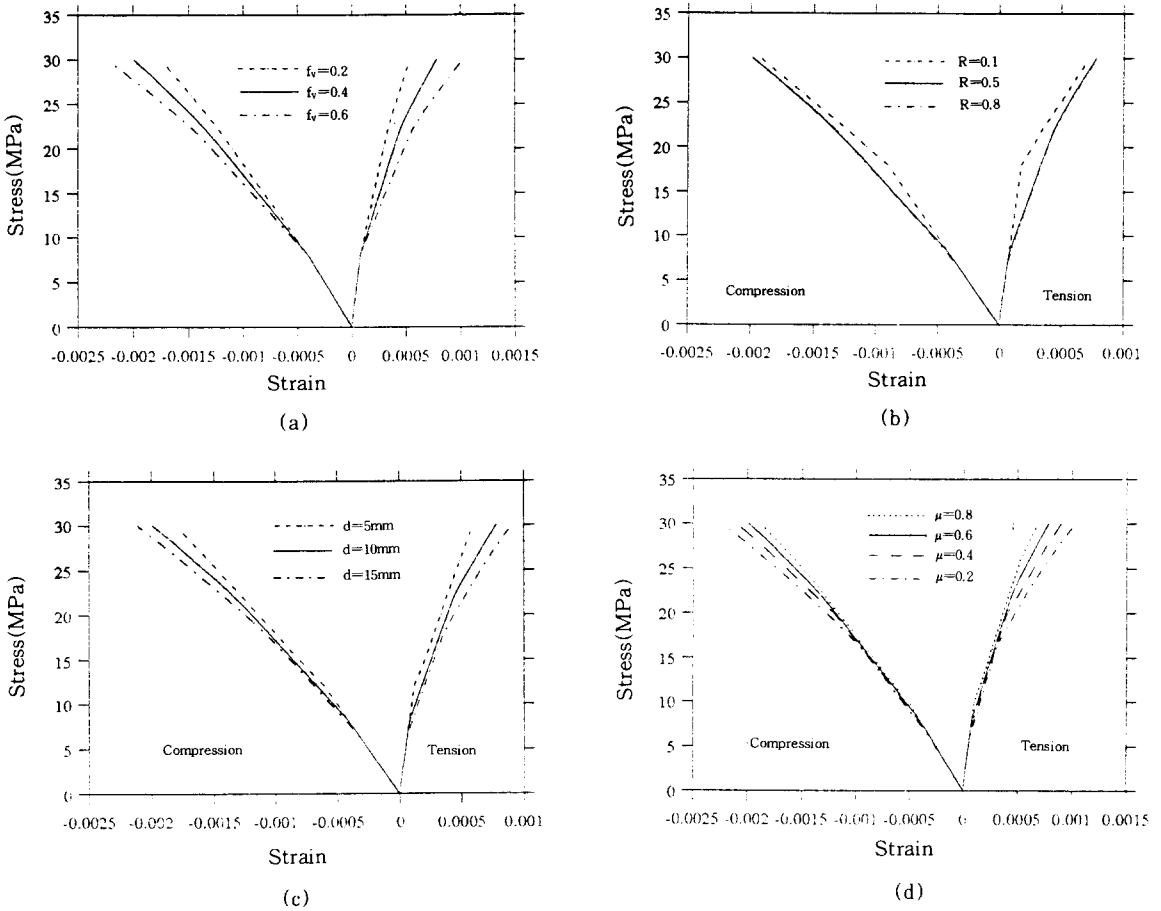


Fig. 3 Parametric study of stress-strain curves with: (a) volume fraction of aggregates, (b) length of initial defect, (c) aggregate size, (d) friction coefficient

인장시험일 경우 각각 21GPa 와 0.16이며, 모델 에도 같은 값들이 사용되었다. 또한 세골재의 용적율은 0.5, 크기는 10mm가 사용되었다. 모델에 사용된 경계면과 모르타의 파괴인성은 Ziegeldorf(1983)에 따라 각각 0.16과 0.24MPa \sqrt{m} 이고 각 골재당 하나의 초기균열이 존재한다고 가정하였다. 그림 4a 는 일축 압축에 의한 결과로 파괴 강도의 약 70%까지는 실험결과와 예측식에 의한 결과가 거의 일치하나 그 이상에서는 모델에 의한 변형이 실험치보다 적어짐을 볼 수 있다. 이것은 보통 콘크리트에 있어서 응력이 파괴강도에 가까와질수록 작은 균열들이 서로 연결되어 긴 균열들이 형성되며 강도가 급속히 떨어지는데 본 예측식

에서는 이러한 현상을 고려하지 않았기 때문이다. 하지만 그림 4b와 같이 일축 인장을 받을 경우 가장 취약한 지점에서 균열이 발생함과 거의 동시에 취성 파괴가 일어나기 때문에 실험과 모델에 의한 결과가 거의 일치함을 볼 수 있다. 그림 4c는 이축 압축-인장에 의한 응력-변형 관계를 나타내며, 인장력의 크기는 압축력의 25%를 유지하도록 하였다. 이 경우에 모델에 의한 결과가 실험치를 약간 상회하는 것으로 나타났다. 그림 5는 그림 4a와 같은 조건에서 내부에 균열이 발생하여 연성도가 증가하는 것을 나타낸다. 여기서 균열이 하중방향을 따라 증가하기 때문에 횡방향과 전단에 대한 연성도가 하중방향 연성도보다 빨리 증가하는 것을 볼

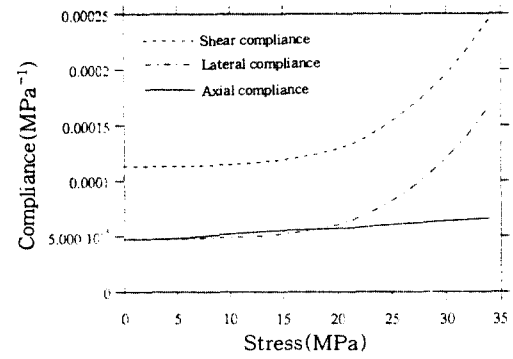
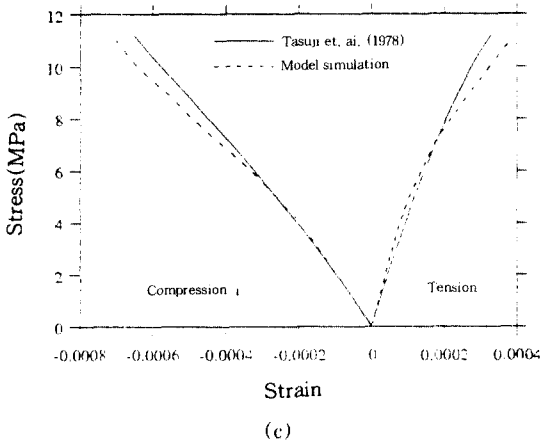
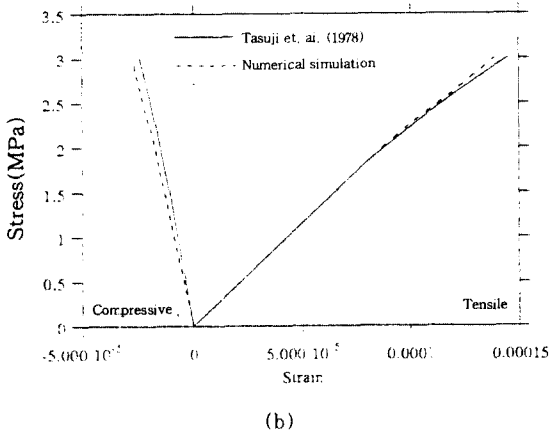
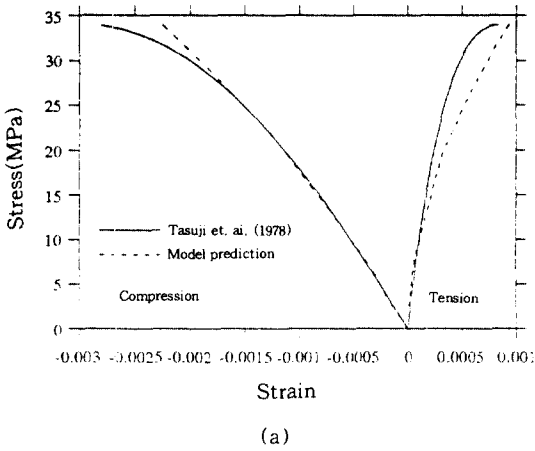


Fig. 5 Evolution of compliance under uniaxial compression ($E=20$ GPa, Poisson's ratio $=0.22$)

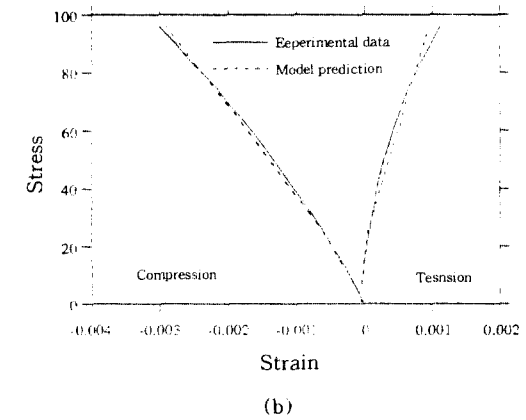
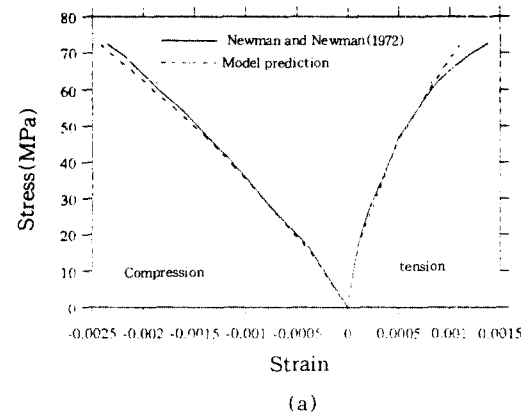


Fig. 6 Stress-strain curve of high-strength concrete under: (a) uniaxial compression, (b) biaxial compression

Fig. 4 Stress-strain curve of normal strength concrete under: (a) uniaxial compression, (b) uniaxial tension, (c) biaxial compression-tension

수 있다.

그림 6은 일축과 이축 압축응력을 받는 압축강도 73MPa인 고강도 콘크리트의 응력 변형 관계를 나타낸다. 실험에 의해 얻어진 영계수와 포아송비는 각각 40GPa 와 0.2이며 (Fanella and Krajcinovic, 1988) 모델에도 같은 값이 사용되었다. 실험에 사용된 골재의 용적율은 0.39, 골재의 크기는 5~19mm이며 모델에는 평균값인 12mm가 사용되었다. 콘크리트의 파괴인성은 고강도 콘크리트일수록 증가하며 (Larard et. al., 1983) 본 연구에서는 경계면과 몰탈의 파괴인성으로 각각 0.3과 $0.45MP\sqrt{a}$ 가 사용되었다. 보통 콘크리트에서 얻었던 결과와 비교하면 고강도 콘크리트의 응력-변형 관계는 보다 직선에 가깝다. 이것은 고강도 콘크리트에 있어서는 균열의 발생이 더 높은 응력 까지 억제되고 (파괴 강도의 약 50%) 그 수도 감소하기 때문이다. 또한 여러개의 작은 균열들이 연결되며 서서히 파괴가 일어나기 보다 응력이 어느 점에 이르렀을 때 소수의 균열의 길이가 급격히 증가하며 취성파괴가 일어나기 때문에 본 모델의 예측 결과와 비교적 잘 맞는 것을 알 수 있다.

6. 결 론

본 모델에 의해 예측된 콘크리트의 변형은 사용된 골재의 크기와 용적율에 비례하며, 실험결과와 비교한 결과 압축 보다는 인장에 의한 변형을 예측하는데 더 적합하고, 보통콘크리트 보다는 고강도 콘크리트에 정확하게 적용된다는 것을 발견하였다. 또한 균열이 주응력의 방향을 따라 증가하므로 균열에 의해 증가하는 연성도는 횡방향과 전단에 대한 연성도가 축방향보다 빠르게 증가함을 볼 수 있었다.

본 연구에서는 이른바 미세역학 모델(micromechanical model)을 이용하여 콘크리트의 응력-변형 관계를 예측하고 이미 발표된 실험결과와 비교하였다. 본 모델은 크기가 규정되지 않은 콘크리트를 대상으로 하였으며 균열의 밀도가 그리 크지않아 균열간 상호작용을 무시할 수 있다고 가정하였다. 만약 균열의 밀도가 높은 경우에는 균열

간 상호작용에 의하여 응력확대계수가 달라지므로 본 연구에서 사용된 방법은 부적당하게 된다. 또한 어느한도(representative volume element) 보다 작은 시험체를 대상으로 해석하는 경우 시험체 표면과 균열의 상호작용으로 응력확대계수가 증가할 수 있으므로 경계면조건(boundary condition)을 고려하여야 할 것이다. 이러한 모델은 궁극적으로 해석용 프로그램에 삽입되어 특정한 하중상태에서 콘크리트의 탄성계수와 응력-변형도관계식을 유도하는 데 사용될 수 있을 것이다. 본 모델은 균열들이 서로 연결되어 더욱 큰 균열을 형성하는 현상을 고려하지 않아 압축 파괴시 응력을 구할 수 없는 한계가 있으며, 이것은 앞으로 더욱 연구되어야 할 과제라 할 수 있다.

참 고 문 헌

1. Erdogan, F. and Sih, G. C., On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear, *Journal of Basic Engineering*, Vol. 85, 1963, pp.519-527
2. Fanella, D. and Krajcinovic, D., "A micromechanical model for concrete in compression", *Engineering Fracture Mechanics*, 1988, Vol. 29, No. 1, pp.49-66
3. Horii, H, Nemat-Nasser, S., "Overall moduli of solids with microcracks", *Journal of Mechanics and Physical. Solids*, Vol. 31, No. 2, 1983, pp.155-171
4. Horii H., Nemat-Nasser, S., "Brittle failure in compression", *Philosophical Transaction of Royal Society of London*, A 319, 1986, pp. 337-374
5. Larrard, F.D., Boulay, C. and Rossi, P., "Fracture toughness of high-strength concretes, Utilization of high strength concrete", *Proceedings of symposium in Stavanger, Norway*, 1987, pp.215-222
6. Macgregor, J.G., *Reinforced concrete-Mechanics and design*, Prentice Hall, 1988
7. Mindess, S., "The application of fracture mechanics to cement and concrete: A historical review", *Fracture mechanics of concrete*, Elsevier, Amsterdam, 1983, pp.1-30

8. Tasuji, M.E., Slate, F.O. and Nilson. A.H., "Stress-strain response and fracture of concrete in biaxial loading", ACI Journal, 1978, Vol. 75, No. 7, pp.306-312
9. Wang, J., Navi, P. and Huet, C., Fracture and damage of concrete and rock, FDCR-2,

Edited by H.P. Rossmanith, E&FN Spon, 1993

10. Ziegeldorf, S., "Fracture mechanics parameters of hardened cement paste, aggregates and interfaces", Fracture mechanics of concrete, Elsevier, Amsterdam, 1983, pp.371-407

(접수일자 : 1996. 2. 14)