



콘크리트 비균질성에 대한 수치모델의 영향

이인규¹⁾*·김 우²⁾

¹⁾한국철도기술연구원 ²⁾전남대학교 토목공학과

(2005년 6월 1일 원고접수, 2006년 1월 20일 심사완료)

Effects of Numerical Modeling on Concrete Heterogeneity

In-Kyu Rhee¹⁾* and Woo Kim²⁾

¹⁾Track & Civil Engineering Research Dept., Korea Railroad Research Institute, Uiwang 437-757, Korea

²⁾Dept. of Civil Engineering, Chonnam National University, Gwangju 500-757, Korea

(Received June 1, 2005, Accepted January 20, 2006)

ABSTRACT

The composition of most engineering materials is heterogeneous at some degree. It is simply a question of scale at which the level of heterogeneity becomes apparent. In the case of cementitious granular materials such as concrete the heterogeneity appears at the mesoscale where it is comprised of aggregate particles, a hardened cement paste and voids. Since it is difficult to consider each separate particle in the topological description explicitly, numerical models of the meso-structure are normally confined to two-phase matrix particle composites in which only the larger inclusions are accounted for. 2-D and 3-D concrete blocks (Representative Volume Element, RVE) are used to simulating heterogeneous concrete meso-structures in the form of aggregates in the hardened mortar with nearly zero-thickness linear or planar interfaces. The numerical sensitivity of these meso-structures are investigated with respect to the different morphologies of heterogeneity and the different level of coupling constant among fracture mode I, II and III. In addition, a numerically homogenized concrete block in 3-D using Hashin-Shtrikman variational bounds provides an evidence of the effective cracking paths which are quite different with those of heterogenous concrete block. However, their average force-displacement relationship show a pretty close match each other.

Keywords : representative volume element, heterogeneity, nearly zero-thickness interfaces, mesoscale, homogenization

1. 서 론

대부분의 공학재료의 조직구성은 대부분 비균질성을 기본적으로 내포하고 있다. 이러한 시각은 관찰되고 있는 대상의 크기규모에 따라 달라질 수 있다. 콘크리트의 경우 부재나 구조물의 크기규모에서 보면 재료자체가 통계적 균질화되어 있다고 가정할 수 있다. 실제로 상대적으로 미세한 콘크리트 내부의 비균질성에 의한 영향이 전체 구조거동에 미미하게 영향을 준다. 반면에 서로 다른 공학적 특성을 가진 재료로 구성된 2상 복합체인 콘크리트의 본질적인 균열 발생 현상과 전파 양상을 관찰하기 위해서는 보다 비균질성이 명확해지는 크기 규모에 대한 관찰이 필요하다.

시멘트성 입상재료인 콘크리트의 경우 이러한 비균질성의 영향은 골재입자의 형상, 비등방성, 체적비, 공극률 그리고 골재-모르타르 간의 계면 특성 등으로 나타나며, 주

로 중규모 크기(mesoscale)에서 고려될 수 있다. 실제적으로 이러한 모든 영향 요소를 전부 위상적으로 고려하기는 어려우므로 이러한 중규모 크기의 수치모델은 상대적으로 큰 혼입체인 골재와 그 골재들을 구속하고 있는 모르타르로 구분되는 2상복합체로 간주한다. 이러한 2상복합체 형식의 2-D 중규모 해석은 콘크리트 균열생성의 원인, 복합 모드하의 균열 전파 양상 등을 평면적으로 관찰하기 위해 많은 연구자들에 의해 정적 및 동적해석 연구가 진행되었다¹⁻³⁾. 대부분의 경우 이질재료간의 계면을 부착계면요소로 표현하여 균열 성장을 구현하였는데 이 요소는 한 좌표를 여러 개의 절점이 공유하게 되어 있어 해석시 많은 계산량을 요구하게 되었다. 최근의 급속한 컴퓨터 하드웨어의 발전으로 Bažant¹¹⁾, Carol¹²⁾ 그리고 Nagai¹³⁾ 등에 의해 3D 2상복합체 해석이 시도되고 있다. 이 연구는 Linux 운영체제를 이용한 2-D와 3-D 2상 복합체 해석을 위한 시뮬레이션 기반(platform)을 구축하는데 목표를 두고 동질 재료 간의 점착력과 이질 재료 간의 부착력 등을 표현하기 위해 두께가 거의 0인 계면요소를 이용한 유한요소해

* Corresponding author

E-mail : rheeik@krri.re.kr

©2006 by Korea Concrete Institute

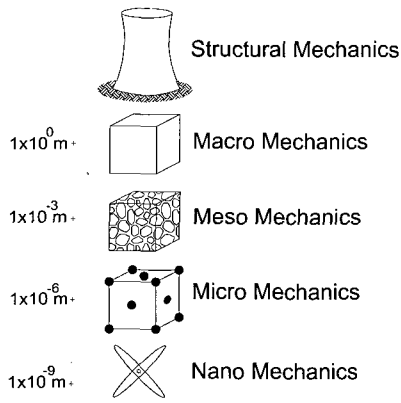


Fig. 1 Scale of observations

석을 통하여 균열 생성 및 전파 해석을 하였다. 본문에 이
 용된 대표체적요소(RVE)의 크기는 그 재료의 특성을 최소
 한의 크기로 대표할 수 있으며, 동시에 재료의 비균질성을
 나타낼 수 있는 최대크기로 정의된다. 이는 재료에 따라
 그 크기가 다르며, 콘크리트의 경우는 한 변이 100 mm 길
 이를 가진다⁴⁾.

실제적인 현상에 대한 비교가 이루어져야 하겠지만 Fig. 1
 의 100 mm×100 mm×100 mm의 크기에 대한 균열 실험이
 쉽지 않다. 따라서 본 논문의 목표는 기본적으로 비균질성
 을 가지며, 복합체 형식인 콘크리트와 같은 재료는 서로
 다른 혼입재료 간의 응력 배분의 불균형 및 재료 특성, 즉
 탄성계수, 계면 특성 등의 차이로 인한 접촉 및 부착파괴
 를 수치적으로 관찰하였다.

2. 콘크리트 비균질성을 고려한 2-D 수치모델 해석

2.1 두께가 거의 0 인 계면요소

새로이 형성되는 균열 면을 계면요소를 통해 수치적으로
 표현하기 위해 다중구속문제 중에서 penalty 방법을 이용하
 여 변분계문제를 설명한다. 예를 들면 Fig. 2처럼 두 개
 의 물체가 서로 분리될 수 있으나 분리된 두 면, Γ_c 가 서
 로 접칠 수 없다고 가정한다.

$$G'u \geq [[u]]_0 \subset \Omega \quad (1)$$

여기서, u 는 직각좌표계 각 성분, x , y 그리고 z 에 관한
 미지변위벡터이고 G 는 계면에 대한 자유도 구속에 대한
 gradient 연산자이다. $[[u]]_0$ 은 물체의 변위연속성을 보장하
 는 초기유한간격의 크기로 정의하며, 이 크기는 이론상
 penalty 가중치가 무한대로 갈 때 0 이 되어 “연속체”가 된
 다.

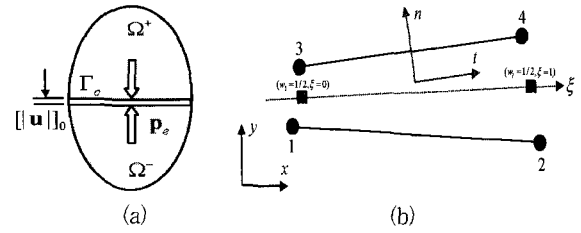
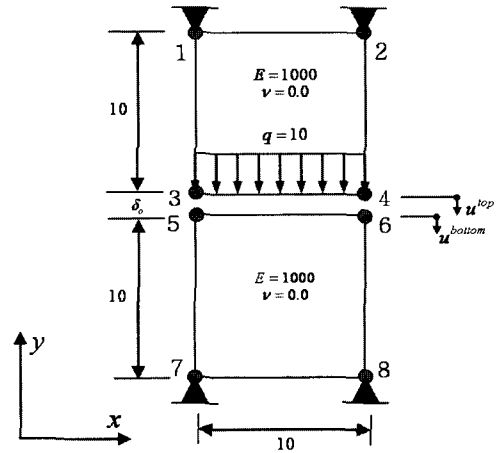
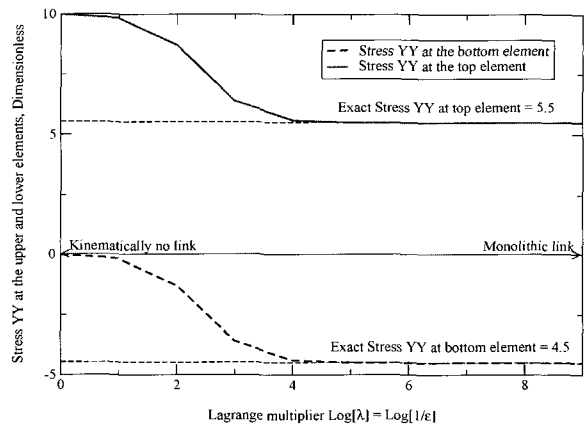


Fig. 2 2-D linear interface element: (a) Multiple kinematic constraints, (b) Newton-Cotes integrations



(a) Contact problem with horizontal interface



(b) Convergence to analytical stress at the different level of w

Fig. 3 Patch test for trade-off value of penalty weight, w

컴퓨터 상의 이러한 표현은 그의 컴플라이언스가 0이 되
 어 특이해를 유발할 수 있으며, 컴퓨터 자체의 수치표현범
 위인 기계오차(machine epsilon, ϵ_0)의 역수의 범위까지만
 현실적으로 가능하다. 일반적으로 계면의 강성, 즉 penalty
 가중치가 주변의 고체요소의 강성에 비해 크면 해석은 가
 능하나 최종 응력-변형관계 등의 오차를 감안하면 고체요
 소의 강성에 약 10^3 배 이상 크면 정해와 수렴하는 것으로
 판단된다. 이와 같은 내용은 Fig. 3의 서로 분리되어 있는
 두 부체에 상부의 자유면에 분포하중을 아랫방향으로 주어

하부의 부재의 상면과의 접촉이 되었을 때 계면강성의 크기 변화에 따른 축방향 응력이 정해로의 수렴정도를 파악하여 적절한 고체요소와 계면강성의 비를 추정하였다. 일반적인 유한요소법에서는 절점변위벡터를 요소영역으로의 보간하고 이 연속체 변위장의 포텐셜에너지를 Π_0 로 근사한다. 새로이 형성될 미지경계조건에 대한 Π_0 를 최소화 하기 위해서는 penalty 가중치 또는 표면에너지에 의해 연속체구속 위반조건이 증가한다. 다시 말하면, 새로운 미지경계조건을 포함한 포텐셜에너지를 Π 로 정의하면 식 (2)과 같다.

$$\Pi(\mathbf{u}) = \Pi_0(\mathbf{u}) + \frac{1}{2}w[\|\mathbf{u}\|]^T[\|\mathbf{u}\|] \quad (2)$$

$$\mathbf{p}_\epsilon = \frac{\partial \Pi}{\partial \mathbf{u}} = w[\|\mathbf{u}\|], \text{ where } [\|\mathbf{u}\|] = \mathbf{G}\mathbf{u} \in X_\epsilon$$

식 (2)는 미지경계조건에 의한 표면에너지를 2차식의 형태로 표현하고 그의 최소치인 \mathbf{p}_ϵ 을 분리저항력에 의한 일로 표현할 수 있다. 이때 w 는 앞서 기술한 penalty 가중치의 조건을 따른다. 식 (2)의 Π 의 일차미분형태와 식 (1)의 구속경계조건을 조합하면 다음 식 (3)과 같은 하중-변위 관계식을 정립할 수 있다.

$$[\mathbf{K} + \mathbf{K}_I]\mathbf{u} = \mathbf{f} + \mathbf{f}_0 \quad (3)$$

$$\text{where, } \mathbf{K}_I = w\mathbf{G}\mathbf{G}^T, \mathbf{f}_0 = w\mathbf{G}[\|\mathbf{u}\|]_0$$

이때 \mathbf{K}_I 는 계면요소의 강성행렬이며, 대각선 행렬의 형태를 갖고, \mathbf{f}_0 는 초기계면력으로 $[\|\mathbf{u}\|]_0$ 가 0에 가까울 때 0에 근사한 값을 갖는다.

2.2 계면요소의 재료 모델

동질 재료의 분리와 그에 따르는 구조물의 손상은 점성 계면요소를 사용하여 묘사하였다. 여기서 인접 고체요소들은 손상을 고려하지 않으며, 이 고체요소의 각 변에 점성 계면요소를 위치시키고 유한요소그물망의 임의성을 부여하여 그 ‘가능한’ 균열 후보 균열을 분포시켰다. 이 기법에서는 유한요소 영역내의 탄성거동을 하는 무손상연속체가 재료 비선형성에 의해 분리되는 현상을 말하며, 이들은 연속체요소들 사이에서 재료의 국부손상을 대표하는 점성계면 영역들이 영역 전체에 걸쳐 임의로 산재한다. 이때 재료 손상이 발생하면 계면요소가 열리게 되며, 최종 파괴상태에 도달하면 그의 강성이 상실되며, 인접 연속체요소와 완전히 분리된다. 또한 발생된 균열 진전은 이들 인접요소들의 변을 따라 전파된다. 만약 균열의 전파 방향을 미리 예측할 수 없는 경우에는 유한요소그물망을 더 세밀하게 조

정하게 되면 ‘가능한’ 균열 전파 방향이 증가하게 되므로 올바른 균열 전파 경로를 스스로 찾을 수 있다. 점성계면의 분리는 상대변위(displacement jump), $[\|\mathbf{u}\|]$, 즉 인접 연속체요소들의 변위차이로 정의할 수 있다.

$$[\|\mathbf{u}\|] = \mathbf{u}^+ - \mathbf{u}^- \quad (4)$$

일반적인 응력벡터 대 점성표면의 분리벡터간의 등방성 손상관계식은 간단히 다음 식 (5)와 같이 표현할 수 있다. 여기서 \mathbf{t} 와 $[\|\mathbf{u}\|]$ 는 각각 표면응력벡터와 표면분리벡터로 접선과 수직방향의 성분을 나타낸다.

$$\mathbf{t} = (1 - \omega)\mathbf{D}[\|\mathbf{u}\|]$$

$$\text{where } \mathbf{t} = \{t_t, t_n\}^T \quad (5)$$

$$[\|\mathbf{u}\|] = \{[\|\mathbf{u}\|]_t, [\|\mathbf{u}\|]_n\}^T$$

$$\mathbf{D} = \text{diag}(\mathbf{k}_0)$$

재료행렬인 \mathbf{D} 에 대해서는 손상이 발생하지 않는 경우에는 접선 및 수직방향 상호 결합 부분이 존재하지 않으며, 또한 접선강성과 수직강성이 서로 같다. 손상지수 ω 는 0부터 1까지 변화하며 손상정도를 표현하고 있다. Mazars⁵⁾, Camacho & Ortiz⁶⁾ 그리고 Tijssens⁷⁾ 등의 상대적으로 간략화된 형식을 기본으로 모드 I과 모드 II의 상호결합계수 α 의 형태 수정으로 $\alpha = 0$ 일 때 순수인장모드, $0 < \alpha \leq 1$ 의 경우는 복합모드를 나타내도록 되어 있으며, 순수인장의 경우 미지경계면의 결합현상을 제거하기 위해 양의 상대변위만을 허용하도록 되어 있다. 이때 유효상대변위 ζ 는 식 (6)과 같이 2-노름의 형식으로 일차원 상대변위로 정의한다.

$$\zeta = \sqrt{\langle [\|\mathbf{u}_n\|] \rangle^2 + \alpha [\|\mathbf{u}_t\|]^2} \quad (6)$$

α = 모드 결합계수, $\langle \cdot \rangle$ = Macaulay 괄호

이러한 α 계수에 의한 균열 생성 및 전파 양상은 서로 다를 수 있으며, 특히 응력장의 분기점에서 균열 진전 방향 또한 영향을 줄 수 있다. α 계수의 변화에 따른 파괴 패턴의 민감도 분석은 다음 절에 별도로 논의하였다. 식 (5)의 점성 표면 관계식은 그의 일차 미분방정식을 다음 식 (7)과 같이 표현할 수 있으며, $d\omega/d\zeta$ 는 1차원 유효응력 대 유효상대변위의 관계인 $\sigma(\zeta) = (1 - \omega(\zeta))k_0\zeta$ 에서 정의될 수 있으며, Fig. 4와 같다. 계면요소의 재료 비선형성은 Fig. 7(b)와 같이 일차원 유효응력, $\sigma([\|\mathbf{u}\|])$ 대 유효상대변위, $[\|\mathbf{u}\|]$ 로 정의되며, 이들의 구성인자들은 인장강도, f'_t , 탄성유효상대변위, $[\|\mathbf{u}\|]_0$, 완전분리변위, $[\|\mathbf{u}\|]_f$ 그리고 파괴에너지, G_F 에 의해 식 (8)의 지수연화법칙으로 구성하였다.

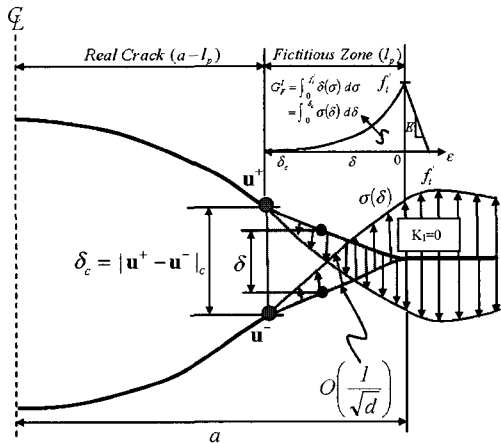
$$\dot{t} = (1 - \omega)D[\dot{u}] - \dot{\omega}D[u] \quad (7)$$

$$\dot{\omega} = \frac{d\omega}{d\zeta} \left[\frac{d\omega}{d[u_n]} [\dot{u}_n] + \frac{d\omega}{d[u_t]} [\dot{u}_t] \right]$$

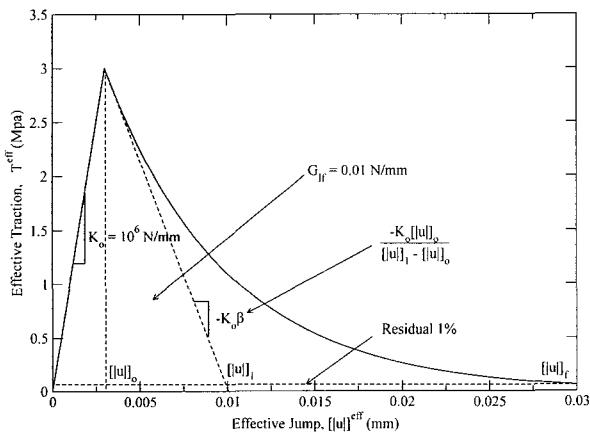
$$\sigma([u]) = f'_t e^{\beta \left(1 - \frac{[u]}{[u]_0} \right)}, \quad \beta = \frac{[u]_0}{[u]_f - [u]_0} \quad (8)$$

2.3 2-D 콘크리트 RVE 모델

유한요소해석은 SuSE-Linux 운영체제를 기반으로 하는 FEM-C++⁹⁾을 이용하였고, 이 프로그램은 CU-Boulder의 토목공학과와 항공공학과에서 공동 개발되어 주로 항공기, 잠수함설계, 콘크리트 중력댐 그리고 건축물 등의 정밀해석에 사용되고 있으며, 최근 병렬처리기술 중 하나인 FETI 모듈[Farhat, C.]을 포함하여 확장되었다. 여기에 비선형 2, 3차 점착, 부착계면요소와 재료 모델이 추가되었다. 유한요소 정식화과정은 이전 결과 같이 전형적인 2차원 선형



(a) Hillerborg's fictitious model⁸⁾



(b) Exponential softening law for Mode I concrete cracking in effective traction vs. effective jump

Fig. 4 Cohesive material law

계면요소와 전형적인 점선탄성계수를 이용한 Newton-Rapson법을 사용하였고 단방향 변위재하형식으로 하중을 가하였다. 기본적으로 계면요소는 다자유도 구속문제, 즉 Lagrangian-Multiplier법, Penalty법 등과 그 근본논리가 유사하다. 따라서 최초의 변위연속성의 상태를 묘사하는데는 이론적으로 무한대의 강성이 계면요소에 필요로 하는데, 이들의 컴플라이언스가 0이 되어 특이화가 된다. 이러한 점을 수치적으로 컴퓨터의 기계정도, $1/\epsilon_0 \ll 10^{16}$ 보다 낮아야하며, 그 계면요소를 공유하고 있는 인접 고체요소의 강성과의 비가 약 10^3 이상이 되면 실제 해와 근사해지며 수렴한다. 본 해석에서는 초기 계면강성을 수직 그리고 점선 강성비를 콘크리트 강성의 10^3 로 정의하고 수행하였다.

2상 복합체 모형은 동일한 RVE 크기에 서로 다른 골재 입도를 가진 모형으로 굵은 골재, 잔골재를 이용한 유한요소망으로 표현되었다. Figs. 5와 6의 (a)와 (c)같이 모르타르 기반에 다각형의 쇠석 형태의 입자들이 임의의 크기와 위치로 내재되어 있는 상태를 묘사하였다. 이 복합체의 크기는 RVE 크기인 $100\text{ mm} \times 100\text{ mm}$ 이며 골재체적비는 각각 굵은골재의 경우, $\mu_a^c = 0.413$, 잔골재의 경우, $\mu_a^f = 0.462$ 이다. 골재와 모르타르 사이의 부착계면과 모르타르와 모르타르 사이의 점착계면은 Figs. 5와 6의 (b)와 (d)같이 배치되었다.

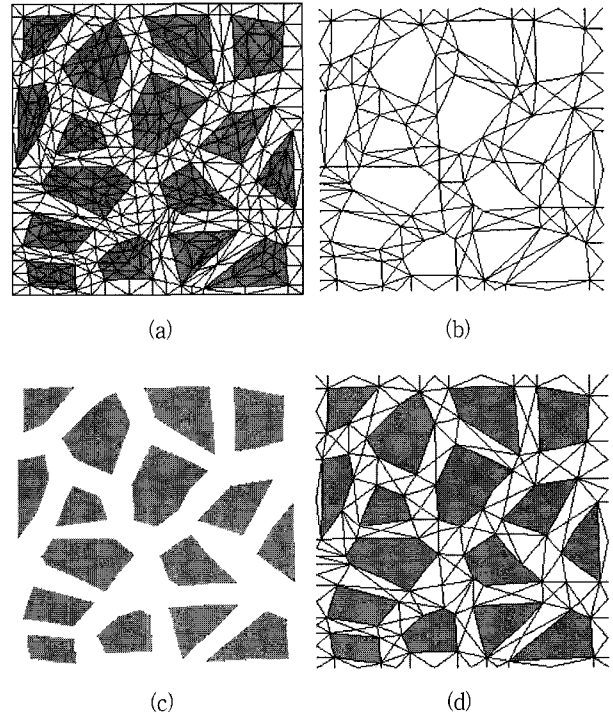


Fig. 5 Two phase composite model with crushed aggregate inclusions(Coarse aggregates, $100\text{ mm} \times 100\text{ mm}$): (a) Total form of mesh layout, (b) Cohesive and adhesive interface lines, (c) Meshless geometry and (d) Alignments of interfaces

재료 비선형성은 오직 접촉 및 부착계면에서 발생되며, 고체요소 내부는 탄성관계로 정의하였다. 이때 고체요소는 CST(constant strain triangle) 요소를 사용하였는데, 삼각형요소를 이용하게 되어 비정형성 유한요소망을 구성하게 되면 다양한 '가능한' 균열 방향을 정의할 수 있으므로 다른 다각형 요소보다 유리하다. 또한 사각형 요소 이상에서 발생할 수 있는 전단잠금현상 등을 회피할 수 있는 장점이 있다. 계면요소는 중규모 크기이하의 해석에서는 주로 혼합체인 골재와 모르타르인 매트릭스사이의 계면에서 균열이 최초 발생하는 만큼 주요 '가능한' 계면의 배치를 골재-모르타르 계면과 모르타르-모르타르사이의 계면에 한다. 입력재료특성은 골재의 탄성계수, $E_a = 75 \text{ GPa}$, 매트릭스의 탄성계수, $E_m = 25 \text{ GPa}$ 로 3배의 차이가 있고, 푸아송의 비는 0.2로 서로 같다. 계면요소의 입력상수는 동질접착파괴강도(모르타르-모르타르)가 $f'_{t,mm} = 3.0 \text{ MPa}$ 이며, 이질부착파괴강도(모르타르-골재)는 $f'_{t,ma} = 6.0 \text{ MPa}$ 이다. 파괴에너지는 모드 I 에너지로 $G'_F = 0.11 \text{ N/mm}$ 로 동일하며, Fig. 4(b)의 지수연화관계를 가진 일차원 유효인력 대 유효상대변위의 관계로 그 구성관계를 정의한다.

Fig. 6은 하중조건으로 일축인장시험에 대한 변위제하조건을 나타내고 있다.

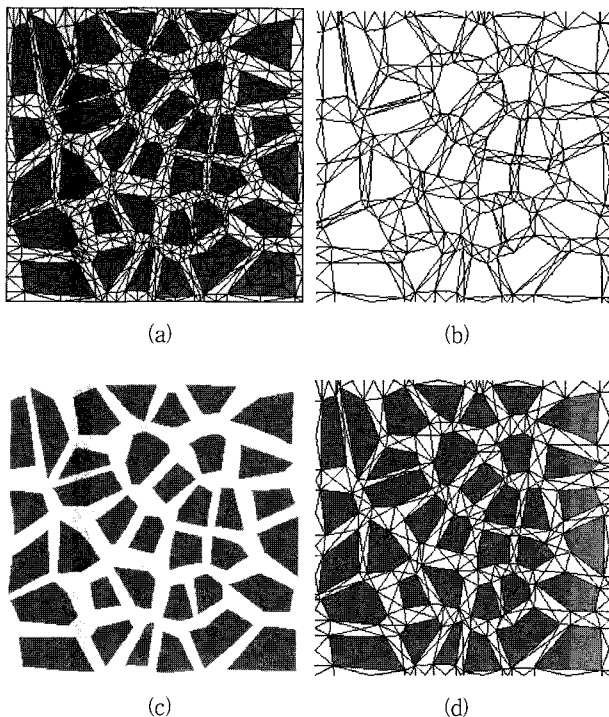


Fig. 6 Two phase composite model with crushed aggregate inclusions(Fine aggregates, $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$): (a) Total form of mesh layout, (b) Cohesive and adhesive interface lines, (c) Meshless geometry and (d) Alignments of interfaces

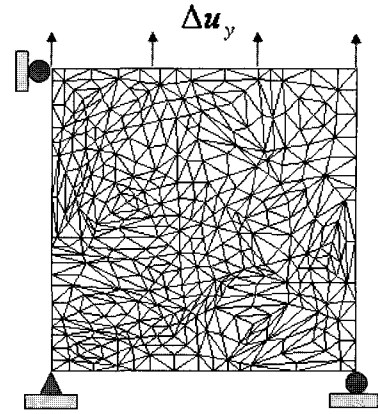


Fig. 7 Uniaxial tension test for 2-D simulation under displacement control

2.4 2-D 콘크리트 RVE 모델의 인장균열 해석 결과

Figs. 8 과 9는 일축인장시험에 대한 변형 후 각각 굵은 골재와 잔골재의 인장균열 양상이다. Figs. 8과 9의 (a)~(d)는 모드결합계수 α 의 변화에 따른 균열 생성과 전파의 영향을 보여주고 있다. 비선형성이 모두 계면에서 발생한다고 가정하였으므로 Fig. 5(a)와 Fig. 6(a)의 근원적인 차이는 포텐셜 균열길이의 차이, 즉 저장된 파괴에너지가 전체 계면길이의 총합과 비례한다는 점이다. 비균질성의 영향으로 인한 균열생성에 대해서는 부착계면길이의 합(골재 외부 윤변의 합)이 굵은 골재의 경우보다 잔골재의 경우가 대개 크기 때문에 균열생성 위치나 전파양상도 달라진다.

Fig. 8의 굵은골재의 경우에는 모드결합계수의 변화에 대해 균열양상은 거의 민감하지 않게 나타났다. Fig. 9의 평균하중-변위 관계도 완전모드 결합상태인 $\alpha = 1$ 인 경우를 제외하고는 유사한 관계를 보여주었다. 굵은골재의 경우와는 달리 Fig. 10에서는 $\alpha = 1, 2/3$ 일 때는 Fig. 8의 결과와 비교하면 균열 발생 위치와 전파 양상이 서로 다르다. 그러나 $\alpha = 1/3, 0$ 경우에는 균열 양상 자체는 Fig. 8의 결과와 유사하다. Fig. 11의 평균하중-변위관계도 역시 유사하다. 다만 골재체적비의 근소한 차이로 인해 잔골재를 이용한 모형의 정점하중이 다소 크다.

결론적으로 골재의 기하 형상, 골재체적비, 골재배열, 형상에 따라 하중방향(형태학상 이방성)에 따라 중규모 크기 내의 기하형상의 작은 변화도 균열 생성 및 전파에는 큰 영향을 주었음을 알 수 있었다. 모드 I 과 모드 IIa 파괴의 상호연관성을 정의하고 있는 α 의 선정은 매우 중요하다. 하중변화 상태에 따라 지속적으로 변화하는 복합응력상태에 따른 α 의 이력변수정의는 상당히 어려운 점이 있다. 균열선단의 복합응력장의 변화에 영향을 받는 이 변수는 구조물의 기하형상 및 국부재료강성의 차이 등에 민감하기 때문이다. 이러한 단점을 해결하기 위해서는 상대적인 급격한 응력구배의 변화를 충분히 수용할 수 있을 정도의 유

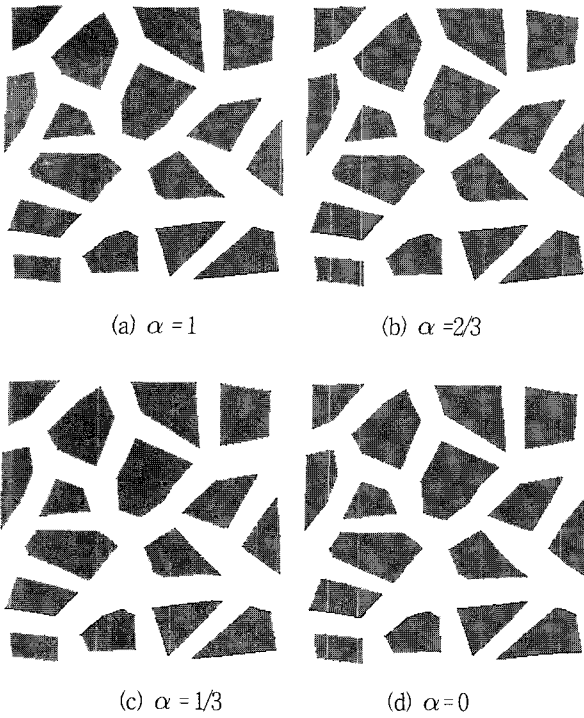


Fig. 8 Deformed shapes of uniaxial tension test at the different level of α : (a) Full coupling between normal opening and tangential slip, (b)(c) Partial coupling between normal opening and tangential slip, (d) No coupling between normal opening and tangential slip

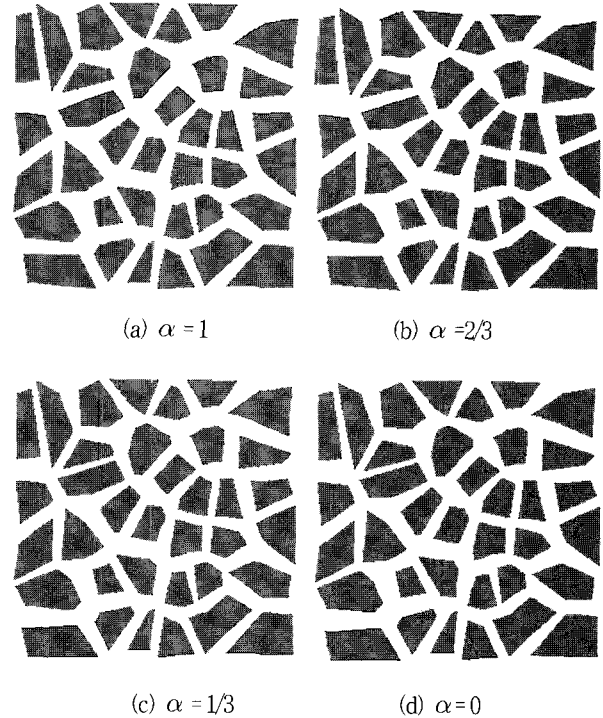


Fig. 10 Deformed shapes of uniaxial tension test at the different level of α : (a) Full coupling between normal opening and tangential slip, (b)(c) Partial coupling between normal opening and tangential slip, (d) No coupling between normal opening and tangential slip

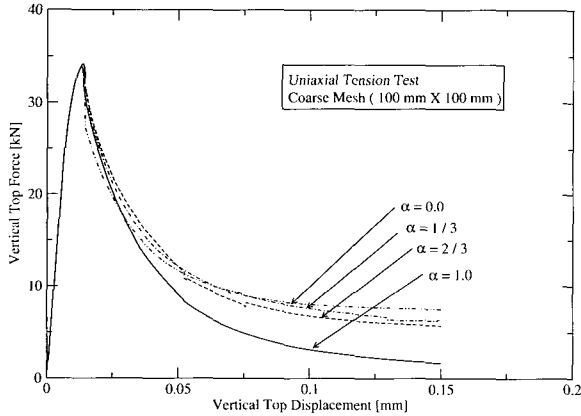


Fig. 9 Force-top displacement curve of 2-D coarse mesh under uniaxial tension at different level of α

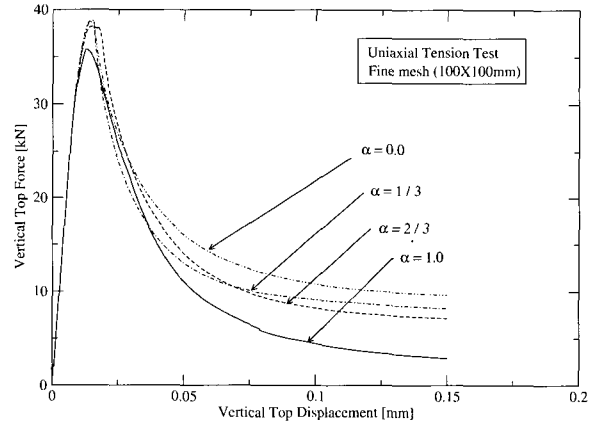


Fig. 11 Force-top displacement curve of 2-D fine mesh under uniaxial tension at different level of α

한요소망의 세밀화가 필요하다. 이러한 세밀화는 앞서 언급한 포텐셜 균열길이의 총합을 균등화하려는 파괴에너지 손실의 최소 평형조건으로의 근접을 의미하기 때문이다. 현실적으로는 계산상과 수치적으로 경제적인 방법이고 본 논문의 영역을 벗어난다.

3. 콘크리트 비균질성을 고려한 3-D 수치모델 해석

3.1 3-D 콘크리트 RVE 모델

3-D 2상복합체인 콘크리트 모형은 Fig. 12(a)와 같이 모르타르에 Fig. 12(c)의 구형 골재입자들이 Fig. 18과 같은 입도곡선을 따라 약 10 mm ~ 35 mm 사이의 크기로 임의의 위치에 배열되어 있다. 이 복합체의 크기는 RVE 크기로 100 mm × 100 mm × 100 mm로 골재와 모르타르의

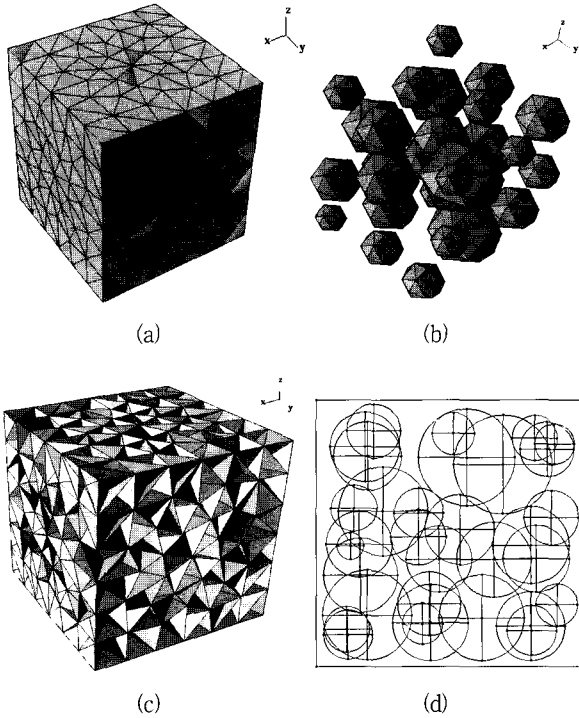


Fig. 12 3-D two phase composite model with crushed aggregate inclusions(100 mm×100 mm×100 mm) : (a) Total form of mesh layout, (b) Planar projection geometry in x-y plane, (c) Random spherical aggregates with different sizes(32 pebbles) and (d) Alignments of planar interfaces

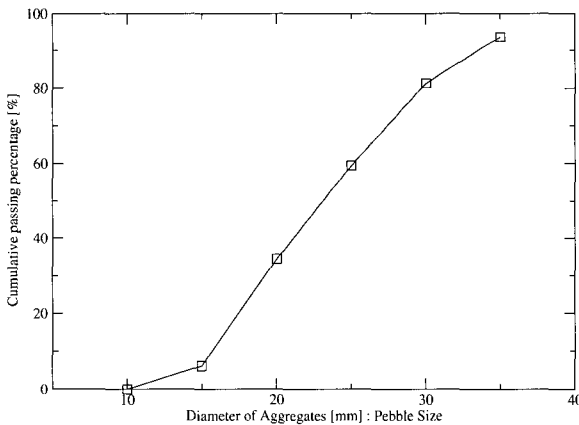
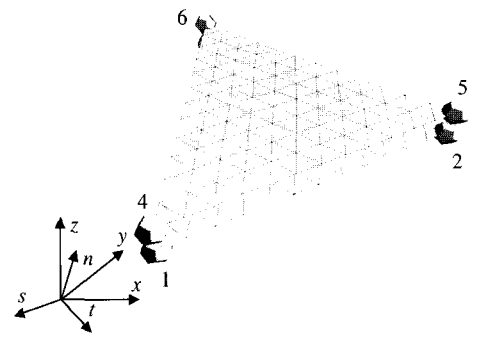


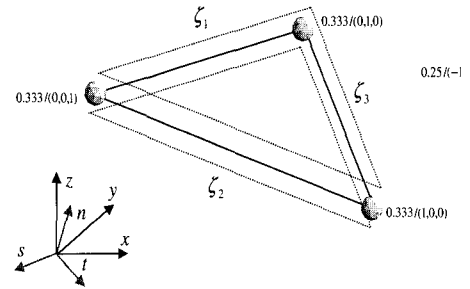
Fig. 13 Sieve line of aggregate inclusions in 3-D concrete cube in Fig. 12(c), pebble size

탄성계수, 푸아송 비 등은 2-D 모형과 동일하며, 골재혼입 륨인 체적비는 $\mu_a = 0.262$ 로 다소 낮은 상태이다. 이때 초기 Hashin-Shtrikman 유계¹⁰⁾는 각각 하계, 상계일 경우 $E_{(-)}^* = 31.753 \text{ GPa}$, $E_{(+)}^* = 35.564 \text{ GPa}$ 이다. 2-D의 경우와 유사하게 모르타르-모르타르, 골재-모르타르 사이의 평면 계면을 Fig. 12(d)와 같이 6절점 삼각평면 계면요소로 각각 점착 및 부착계면을 묘사하였다.

Fig. 13에 나타난 입도곡선은 보통의 경우와 비교하였을



(a) 6-node trian-gular element



(b) Newton-cotes integration

Fig. 14 3-D planar interface element

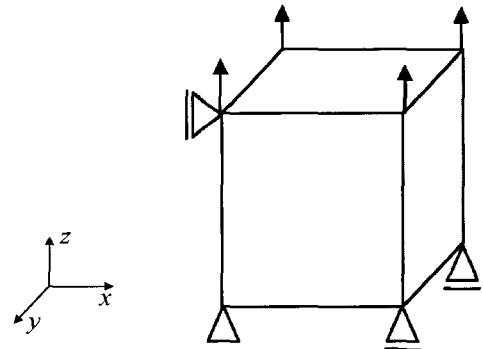


Fig. 15 Uniaxial tension test for 3-D simulation under displacement control

때 10 mm이하의 골재와 35 mm 이상의 골재를 고려하지 않았으며, 따라서 균등지수가 높은 상태이다. 그러나 실제의 입도곡선에 분포되어 있는 골재의 모델링은 매우 어렵기 때문에 자갈(pebbles) 크기로 한정하였다.

3.2 3차원 계면균열해석

2-D 계면요소와는 달리 3-D 계면요소는 Fig. 14와 같이 평면이므로 그의 유한요소 유도과정은 쉘요소의 그것과 매우 유사하다.

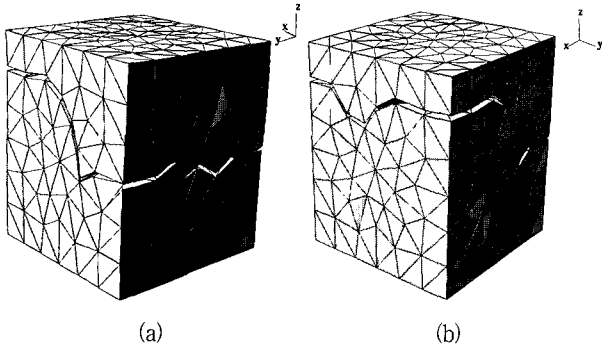


Fig. 16 Anisotropic tension cracking patterns due to stresses mismatch and mesh objectivity of planar interfaces between aggregates and matrix(mortar) at the different views

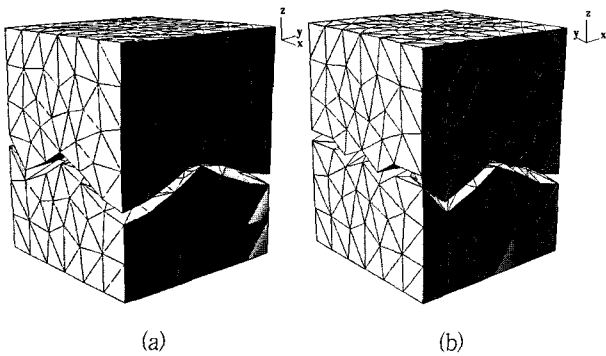


Fig. 17 Isotropic tension cracking patterns due to mesh objectivity of planar interfaces between aggregates and matrix(mortar) at the different views

여러 가지 다양한 차수와 형상을 가진 평면계면요소가 있으나 여기서는 3차원 균열계면을 임의로 산재하기 위해서는 사면체요소가 적절하다고 판단되어 그에 따라 계면요소도 두께가 거의 0인 6절점 선형삼각평면 계면요소로 정하였다. 3-D 2상복합체 해석에서는 그의 비균질성의 효과가 다양한 방향성을 가지고 균열 생성이나 전파에 대해 복합적인 영향을 줄 것으로 예상된다.

재료 비선형성은 일차원 유효인력 대 유효상대변위의 관계로 Fig. 4의 지수연화관계를 따른다. 이때 유효상대변위 노름에 성분으로 2차 모드의 접선슬립 성분은 두 방향으로 확장되며, Fig 14와 식 (9)와 같이 면내, 면외의 접선슬립의 성분으로 구분된다.

그러나 기본 형식은 2-D의 경우와 동일하며, Fig. 15는 일축인장시험의 모형 및 경계조건을 보여주고 있으며, 상부평면에 변위제하를 하였다.

$$[|u|] = \sqrt{\langle [|u|] \rangle_n^2 + \alpha [|u|]_t^2 + \alpha [|u|]_s^2} \quad (9)$$

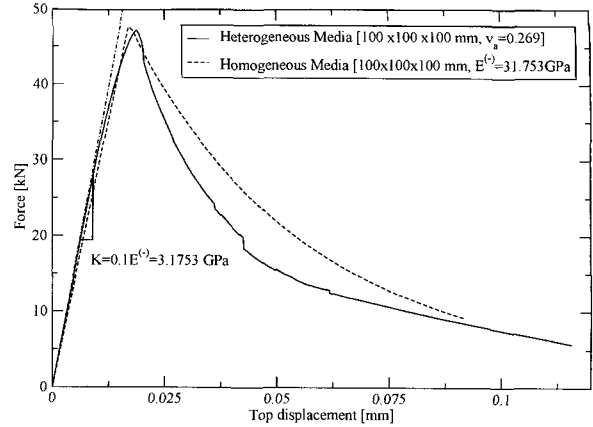


Fig. 18 Force-top displacement curve of 3-D heterogeneous and homogeneous concrete cube under uniaxial tension

3.3 3-D 콘크리트 RVE 모델의 인장균열 해석 결과

Fig. 16은 서로 다른 재료 특성을 가진 골재와 모르타르의 2상 복합체에 대한 일축인장해석의 결과로 Fig. 16(a)와 (b)는 각각 다른 시점에서 본 균열면의 형상이다. 예상했던 바와 같이 균열의 형상은 이방성을 띠며, RVE 내부의 골재의 분포에 따라 균열이 파괴에너지 손실의 최소평형조건을 따라 전파되었다.

Fig. 17은 이러한 서로 다른 재료 특성을 Hashin-Shtrikman 유계를 통해 RVE의 유효탄성계수를 계산하고, 이를 통하여 기존 RVE의 비균질 특성을 수치동질화를 통하여 거시화 하였다. 즉, 일정한 유효탄성계수를 가지는 동질 RVE에 대한 일축 인장해석이 이루어졌다.

Fig. 17(a)와 (b)는 각각 서로 다른 시점에서 본 균열양상으로 대체로 중앙부위에 형성되어 있음을 알 수 있다. 이로 인해 내부의 동질화에 따라 균열도 역시 비균질성의 효과의 상실과 더불어 계면에 발생하는 주응력방향의 직각방향으로의 응력전달이 지배적인 영향을 준다. 골재와 모르타르 사이의 약한 점착부분이나 골재와 모르타르의 강성 차이 등의 효과를 분산시키므로 인장균열 역시 특정부위에서의 국부화를 회피하게 되며, 일반적인 양상으로 보편화되었다. 그럼에도 불구하고, 이들의 서로 다른 기하상, 형태상 특징을 가진 두 가지 모형, 비균질 RVE, 동질 RVE의 동일한 일축인장시험에 대한 평균하중-상부변위와의 관계는 Fig. 18에 나타나 있는 것처럼 유사하며, 그의 평균(혹은 변분평균) 역학특성이 매우 근접하기 때문이다. 균열 발생 이전의 탄성구간의 기울기는 Hashin-Shtrikman 유계의 하계, $E^{(-)}=31.753 \text{ GPa}$ 과 $\pm 1.6\%$ 내에서 매우 유사하며, 이는 Hashin-Shtrikman 변분유계의 정확성을 검증하기도 한다. 정점 후 거동에 대해서는 이들 두 형식의 RVE는 서로 다른 균열 양상을 보이며, 서로 다른 평면균열로 발산되는 파괴에너지 비율이 달라 다소의 편차를 보이고 있다.

4. 결 론

거시역학의 관점에서 보면 콘크리트의 비균질성의 영향은 미소하나 그 균열 생성, 전파 그리고 최종 균열 양상은 매우 다르다. 또한 정점 후의 거동은 균열 양상에 영향을 받는 것을 알 수 있었다.

2-D 모형에서는 골재의 형상과 골재체적비의 변화에 의한 포텐셜 균열길이의 총화를 변화시키지만 일축인장시험에서 균열 양상은 상대적으로 유사하였다. 이는 하중 경계 조건상의 모드 II에 관한 성분이 없음에도 불구하고 서로 다른 재료 특성을 가진 혼입재간의 형태상의 조건에 의해 발생하는 접선 슬립량이 상대적으로 크지 않았기 때문으로 판단된다.

3-D의 경우는 자갈크기의 골재를 가진 비균질 RVE와 Hashin-Shtrikman 변분유계에 의한 동질 RVE의 인장균열 양상을 비교하였을 때 각각 균열 양상은 매우 다르다. 구형 혼입재의 불규칙한 체적과 위치가 이방성의 효과를 나타내어 균열 양상이 각 평면 별로 다르게 나타났지만 균질 RVE에서는 중앙부위에서 하중방향에 직각평면으로 발생하는 것을 알 수 있었다.

평균하중-변위관계를 살펴보면 이 두 가지의 경우에 정점 이전의 거동이 매우 유사하였고 정점 후에는 비균질 RVE가 더욱 취성적으로 파괴에너지를 손실하였다. 모드결합계수인 α 에 따른 균열 양상의 변화는 2-D의 잔골재를 이용한 유한요소해석에서 그 존재를 알 수 있었다. 그러나 α 의 정규화 및 선정은 매우 어려운 과제이며, 반드시 실험 결과와 정량적인 비교 분석이 필요하다. 이러한 α 의 영향은 균열길이나 균열면에 의해 소산된 파괴에너지의 적분값을 이용하여 모드별 해석과 복합모드의 인자해석 등을 통해 정량적으로 파악될 수 있을 것이다. 이와 더불어 경계면에 따른 파괴에너지 손실의 비선형 변화의 영향 또한 이러한 적분값 추정 자체가 변수이며, 이 부분에 대해 독립적인 연구가 필요하다.

감사의 글

이 연구는 교량설계핵심기술 연구단을 통하여 지원된 건설교통부 건설핵심기술연구개발 사업에 의하여 수행되었습니다. 연구 지원에 감사드립니다.

참고문헌

1. Stankowski, T., *Numerical Simulation of Progressive Failure in the Particle Composite*, Ph.D. Thesis, CU-Boulder, 1990. 118pp.
2. Carol, I., Prat, P. C., and López, C. M., "A Normal/Shear Cracking Model: Application to Discrete Crack Analysis", *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, Vol.123, 1997, pp.765~773.
3. Willam, K., Rhee, I., and Shing, B., "Interface Damage Model for Thermo-Mechanical Degradation of Heterogeneous Materials", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.193, 2004, pp.3327~3350.
4. Lemaitre, J., *A Course on Damage Mechanics*, Springer-Verlag, New York, 1996. pp.1~228.
5. Mazars, J., "A Description of Micro-and Macro-Scale Damage of Concrete Structures", *Journal of Engineering Fracture Mechanics*, Vol.25, 2001, pp.729~737.
6. Camacho, G. and Ortiz, M., "Computational Modeling of Impact Damage in Brittle Materials", *Int'l Journal of Solids and Structures*, Vol.33, 1996, pp.2899~2938.
7. Tjssens, M.G.A., *On the Cohesive Surface Methodology for Fracture of Brittle Heterogeneous Solids*, Ph.D. Thesis, Technische Universiteit Delft, The Netherlands, 2001, 152pp.
8. Hillerborg, A., Modeer, M. and Petersson, P.E., "Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements", *Cement and Concrete Research*, Vol.6, 1976, pp.773~782.
9. Dept. of CEAE and Dept. of AE, *FEM-C++: A Totally Objected Oriented Program for Finite Element Modeling*, User's Manual, CU-Boulder, 2004, 104pp.
10. Hashin, Z., "Analysis of composite materials", *Journal of Applied Mechanics*, ASME, Vol.50, 1987, pp.481~505.
11. Bažant, Z. P., Caner, F. C., Cedolin, L., Cusatis, G., and Di Luzio, G., "Fracturing Material Models Based on Micromechanical Concepts: Recent Advances", *Ia-FraMCos5*, Vail, CO USA, April, 2004, pp.83~89.
12. Caballero, A., López, C. M., and Carol, I., "3D Meso-Structural Analysis of Concrete Specimens under Uniaxial Tension", *Ia-FraMCos5*, Vail, CO USA, April, 2004, pp.329~335.
13. Nagai, K., Sato, Y., and Ueda, T., "Three Dimensional Mesoscopic Analyses of Mortar and Concrete Model by Rigid Body Spring Model", *Ia-FraMCos5*, Vail, CO USA, April, 2004, pp.353~360.

요 약

서로 다른 공학적 특성을 가진 재료로 구성된 2상 복합체인 콘크리트의 본질적인 균열 발생 현상과 전파 양상을 관찰하기 위해서는 보다 비균질성이 명확해지는 크기 규모에 대한 관찰이 필요하다. 시멘트성 입상재료인 콘크리트의 경우 이러한 비균질성의 영향은 골재입자의 형상, 비등방성, 체적비, 공극률 그리고 골재-모르타르 간의 계면 특성 등으로 나타나며, 주로 중규모 크기에서 고려될 수 있다. 실제적으로 이러한 모든 영향요소를 전부 위상적으로 고려하기는 어려우므로 이러한 중규모 크기의 수치모델은 상대적으로 큰 혼입체인 골재와 그 골재들을 구속하고 있는 모르타르로 구분되는 2상 복합체로 간주하고 임의의 응력 상태에서 모르타르-모르타르 간 점착파괴와 골재-모르타르 간 부착파괴가 재료의 비균질성에 따라 달라지는 현상을 관찰하였다. 더불어 중규모의 균열과 거시규모의 균열 양상을 비교하는 데 수치 동질화 과정을 이용하여 비교하였다.

핵심용어 : 대표체적요소, 비균질성, 거의 두께가 0인 계면, 중규모, 동질화
