

수정된 2차손상텐서를 이용한 손상된 구조체의 거동해석

Global Behavior Analyses of Structures with Damages Using a Modified Second Order Damage Tensor

이 상 호* 이 형 기** 허 용 학***
Lee, Sang-Ho Lee, Hyung-Gi Huh, Yong-Hak

요 지

본 연구는 결함을 지닌 구조체의 거시적인 역학적 거동을 손상역학이론에 근거하여 해석할 수 있는 손상모델을 개발하고 이를 손상을 입은 구조체에 적용하여 손상된 구조체의 전체거동을 해석적으로 규명하는데 그 목적이 있다. 이를 위하여 수정된 2차손상텐서를 이용하였으며, 유효응력을 통해서 산정된 손상응력을 절점에 작용하는 추가의 하중 항으로 고려할 수 있고 균열면의 성질을 반영할 수 있는 유한요소해석 알고리즘을 개발하였다. 개발된 알고리즘은 실험치 및 횡등방성 이론에 의한 이론치와의 비교·검증을 통하여 그 신뢰성을 검토하였다. 선형탄성 가정 하에서 균열을 지닌 구조체에 개발된 알고리즘을 적용하여 해석한 결과, 균열의 방향과 균열면에 따른 손상된 구조체의 거동을 정량적으로 추정할 수 있었다. 개발된 모델을 균열이 존재하는 암반의 굴착문제와 파쇄대를 지니고 있는 지하구조체 문제에 적용해 본 결과, 손상으로 인해 야기되는 구조체의 전체 거동상의 차이를 규명할 수 있었다.

핵심용어 : 손상역학, 2차손상텐서, 유효응력, 횡등방성 이론, 균열, 파쇄대

Abstract

The objective of this study is to develop a damage model based on damage mechanics that can be used to analyze the mechanical behavior of structures with defects and the global behavior of damaged structures. A modified second order damage tensor that can be applied to finite element analysis is used to reflect the effect of damage. The damage stress computed from the effective stress is considered as an additional loading term acting on nodes and can represent the effect of crack surface. The accuracy of the proposed algorithm is verified by comparing the analysis results with the experimental data from other studies and the analysis results based on transverse isotropic theory. The developed damage model is applied to the analyses of structures with cracks under linear elastic condition. The comparisons confirmed that the quantitative analysis of the structural behavior due to crack orientation and multiple sets of cracks is possible. Also, the damage caused by rock excavation and fault zone is analyzed. The results also showed that the developed model can effectively analyze the global behavior of damaged structures.

Keywords : *damage mechanics, second order damage tensor, effective stress, transversely isotropic theory, crack, fault zone*

* 정회원 · 연세대학교 토목공학과, 조교수
** 정회원 · 연세대학교 토목공학과, 대학원과정
*** 한국표준과학연구원 물질량 표준부 선임연구원, 공학박사

* 이 논문에 대한 토론을 2000년 9월 30일까지 본 학회에 보내주시면 2000년 12월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

1. 서 론

구조물에 발생한 균열과 같은 불연속면은 구조물의 안전성을 위협하고 사용성과 수명을 감소시키는 주요한 파괴인자이므로 그 피해를 최소화시키며 구조적 안전성을 확보하고, 유지관리의 효율성을 향상시키기 위해서는 발생한 균열에 의한 손상을 정확히 평가하는 것이 필요하다. 특히, 암반구조에 균열이 발생한 경우에는 그 구조물의 부피 변화와 관련하여 결합에 의한 불연속면의 영향을 고려해야 한다. 그러나 균열과 같은 결합을 지니고 있는 구조체의 수치해석모델은 여전히 풀기 어려운 문제 중의 하나로 인식되고 있다. 그 주된 이유는 결합을 지닌 구조체의 경우 복잡한 불연속구조를 지니고 있어 연속체로 보기 어려울 뿐만 아니라 지하구조체의 경우 균열면의 영향을 고려해 주어야 하기 때문이다.

이와 같은 불연속한 구조체를 효과적으로 해석하기 위한 방법으로 손상역학을 이용할 수 있다. 손상역학은 Kachanov¹⁾가 금속의 크리프 파손을 모형화하면서 작용하는 하중으로 인해 발생한 균열이나 결합으로 인하여 하중에 저항하는 재료의 면적이 감소하기 때문에 실제로 재료가 받는 유효응력은 그 만큼 증가한다는 유효응력개념을 제안하면서 시작되었다. 이 후, Rabotnov²⁾는 손상된 재료의 역학적 거동과 미세균열의 전개를 나타내는 역학적인 방정식을 세우기 위해 Kachanov의 이론에 수정을 가하여 유효응력개념을 체계화하였다. 그러나, Kachanov와 Rabotnov의 기본개념을 다축의 손상상태로 일반화시키기 위해서는 손상의 방향특성을 표현하는 벡터형의 손상변수나 텐서형의 손상변수가 필요하게 되었다. 이에 Kachanov³⁾는 균열배열의 평균화된 기하형태를 나타내는 균열밀도텐서를 이용하여 유효탄성특성의 이방성을 표현하였고, Murakami와 Ohno⁴⁾는 기하학적인 방법을 이용하여 손상의 이방성을 텐서형 손상변수로 나타내었으며, Betten⁵⁾은 크리프 상태에서의 등방성과 이방성 재료의 구성방정식을 공식화하는데 텐서함수를 적용하였다. 이 후에 Murakami^{6),7)}는 보다 체계적인 방법으로 손상재료의 역학적인 모형화가 가능하도록 손상된 재료와 손상되지 않은 재료의 관계를 2차의 손상텐서를 이용하여 정의하였다. Stumvoll과 Swoboda⁸⁾는 이방성 손상을 표현하기 위해 2차손상텐서를 이용하였으며, 혼합모드 상태에 있는 균열의 성장을 나타

낼 수 있는 모델을 개발하였다. Yazdchi *et al.*⁹⁾은 이방성 취성재료의 손상을 다루기 위해서 탄성-취성 손상모델에 근거한 2차손상텐서를 이용하였다.

이러한 손상역학의 개념은 복합재료, 콘크리트, 암반, 일반 금속 등과 같은 여러 분야에서 적용되어 왔으나, 지하구조체에 대한 적용 사례는 많지 않은 편이다. Kyoya *et al.*¹⁰⁾은 임의로 분포된 불연속면이 있는 암반에 대한 손상역학이론을 제안하였으며, Kawamoto *et al.*¹¹⁾은 손상이론을 도입하여 암반의 변위와 파괴 거동을 연구하였다. 또한 Valliappan *et al.*¹²⁾은 손상텐서의 주 손상값을 이용하여 이방성 손상역학의 탄성 구성방정식을 제시하였으며, Swoboda와 Stumvoll¹³⁾은 암석의 거시적인 거동해석을 위해서 손상 크리프 이론을 이용해 지하구조체에 적용하였다.

본 연구에서 손상을 고려할 때 불연속면은 평탄한 평면이며 구조물에 비해 충분히 작고 일정한 크기와 간격을 지니고 있는 것으로 간주 하였으며, 손상의 진전은 없는 것으로 가정하였다. 이러한 가정 하에 불연속면에 의한 손상을 지니고 있는 암반구조체의 전체 거동을 분석하기 위하여 연속체 손상역학의 개념을 바탕으로 불연속면을 수정한 2차손상텐서를 이용하였으며, 균열면의 영향을 고려하여 구조체의 역학적 거동을 분석할 수 있는 유한요소 손상모델을 개발하였다. 또한, 개발된 모델을 손상을 입은 여러 가지 구조체에 적용하여 균열의 방향과 균열면에 따른 거동상의 차이를 분석하였으며, 굴착이나 국부적인 손상에 의한 영향을 고려하여 전체 구조체의 거동변화를 파악하였다.

2. 연속체의 손상

재료의 손상이란 열역학적 하중이 작용하여 일련의 비복원적인 물리적 균열과정을 거쳐 발생하는 재료특성들의 영구적인 변화의 집합, 또는 내적이거나 외적 변형률에 의해 재료의 점착력이 회복될 수 없는 상태에 이르게 되는 것이라고 정의할 수 있다. 손상에 대한 대부분의 초기 연구에서는 금속에 대한 일축 크리프 변형을 설명하기 위해 손상을 스칼라로 표현하였다. 손상역학이론은 그 후에 이방성을 표현할 수 있는 벡터 또는 텐서 손상변수를 사용하여 3차원의 경우로 확장되었다. 본 장에서는 손상을 정의하는 방법으로 스칼라 손상과 이방성 손상에 대해 간략히 살펴보기로 한다.

2.1 1차원 손상이론

Kachanov¹⁾는 손상을 무차원량으로 표현하기 위해 대표체적요소 (representative volume element, RVE)의 크기를 만들어 체적요소 전체에 대한 미소결함의 면적으로 손상을 나타내었다. Fig. 1과 같이 손상된 재료에서 수직벡터 n 과 이것에 직각인 축 x 에 의해 정의되는 한 점 M 의 위치에 있는 대표체적요소를 생각해 보자. 여기서, δS 는 대표체적요소의 단면적이라 하고 δS_{Dx} 를 δS 상에 있는 미세균열과 미소공극의 면적이라고 하면 손상값 $D(M, n, x)$ 는

$$D(M, n, x) = \frac{\delta S_{Dx}}{\delta S} \quad (1)$$

로 표현된다. 이 정의로부터 손상변수 D 는 0과 1사이의 값을 갖게 되며, D 가 0이면 손상되지 않은 상태를, 1이면 완전히 손상되어 요소가 두 개로 분리되었음을 의미한다.

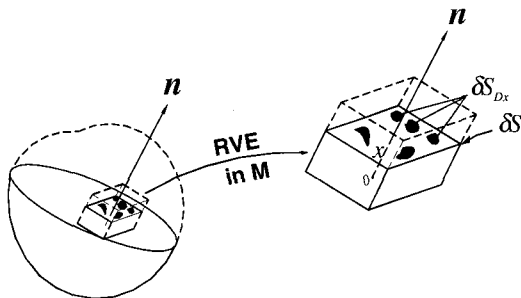


Fig. 1 Micro-meso definition of damage

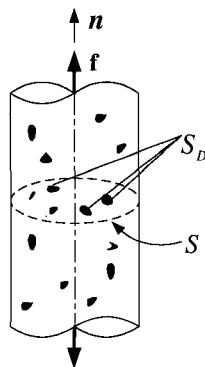


Fig. 2 One-dimensional damaged element

Rabotnov²⁾는 Kachanov¹⁾의 손상개념을 발전시켜 유효응력 개념을 제안하였다. Fig. 2와 같이 대표체적요소가 힘 $f = nf$ 를 받는다면, 1축 공칭응력은

$$\sigma = \frac{f}{S} \quad (2)$$

가 된다. 그러나 내부에 존재하는 모든 결함들이 하중에 저항할 수 없게 되어 힘이 결함의 면적에 작용하지 못한다고 하면, 하중에 저항할 수 있는 면적은 $S - S_D$ 가 되므로 이 면적에 대한 유효응력 σ^* 를 생각하면

$$\sigma^* = \frac{f}{S - S_D} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (3)$$

가 된다. 여기서, $D = \frac{S_D}{S}$ 이다.

2.2 이방성 손상이론

스칼라 손상변수에 의한 등방성 손상은 다루기도 쉽고 주응력의 방향이 변하지 않는 비례하중의 경우에 비교적 정확하게 균열의 조건을 예측할 수 있으나 암반, 콘크리트 등과 같은 취성재료들에서는 손상이 이방성으로 발달한다. 따라서 스칼라값의 손상변수로는 이들 재료의 손상현상을 나타내기 어렵으므로 이방성 손상을 표현할 수 있는 일반화된 방법을 정립하는 것이 필요하다.

이방성을 나타내는 재료에 대한 2차손상텐서를 정의하기 위하여 Murakami와 Ohno⁴⁾는 현재의 손상된 상태를 가상의 손상되지 않은 상태의 요소로 가정하는 관계로부터 다음과 같이 손상의 이방성을 설명하였다. Fig. 3과 같이 손상된 재료에서 임의의 위치에 있는 면적요소 ΔPQR 을 선택하고 이 요소를 현재의 손상된 상태 Bc라고 하자. 역학적으로 상태 Bc와 등가인 가상의 손상되지 않은 상태 Bf를 가정하면 순면적 ΔPQR 은 Bf에서의 등가의 면적인 $\Delta \overline{PQR}$ 로 된다. 또한 Bf의 선요소 \overline{PQ} 와 \overline{PR} 및 면적 $\Delta \overline{PQR}$ 은 벡터 영역에서 각각 $d\overline{x}$, $d\overline{y}$, $n d\overline{A}$ 가 된다. 공칭면적과 유효저항면적과의 관계식으로부터 상태 Bc의 $n dA$ 와 Bf의 $\overline{n d\overline{A}}$ 사이의 변형관계를 규정하면 일반적인 손상 상태에 대한 손상변수 D 를 정의할 수 있다.

Bc에서 Bf로의 과정을 M 으로 나타내면 상태 Bf의

요소 $d\bar{x}, d\bar{y}$ 는 다음과 같이 주어진다.

$$d\bar{x} = M dx \quad (4a)$$

$$d\bar{y} = M dy \quad (4b)$$

또한, Bf에서의 면적벡터 $\bar{n}d\bar{A}$ 는 Bc의 벡터 $n dA$ 와 다음과 같은 관계를 갖는다.

$$\begin{aligned} \bar{n}d\bar{A} &= \frac{1}{2} d\bar{x} \otimes d\bar{y} \\ &= \frac{1}{2} (M dx) \otimes (M dy) \\ &= G (M^{-1})^T (n dA) \end{aligned} \quad (5)$$

여기서, \otimes 는 외적곱 (tensor product) 이며 G 는 M 의 행렬식 (determinant)이다.

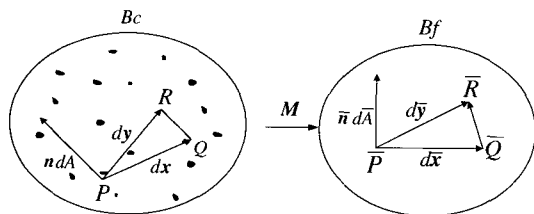
위 식에서 텐서 $G(M^{-1})^T$ 를 대표하는 새로운 텐서 $(I - D)$ 로 대치하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\bar{n}d\bar{A} = (I - D)(n dA) \quad (6)$$

여기서, I 는 단위행렬이다.

위 식의 2차텐서 D 는 재료의 일반적인 손상상태인 이방성 손상을 나타내는 내부상태변수이며, 현재의 손상된 상태 Bc에 대한 손상텐서로서 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$D = \sum_{i=1}^3 D_i n_i \otimes n_i \quad (7)$$



(a) Current damaged configuration (b) Fictitious undamaged configuration

Fig. 3 Transformation from damaged state to undamaged state

3. 불연속 구조체의 유한요소 손상모델

스칼라 손상은 수식의 전개과정이 간편하므로 사용하기에 편리하지만 실제 공학분야의 적용에 있어서 제한이 있다. 벡터 손상은 미소균열 면적과 방향을 표시할 수 있으나, 미소균열 형상의 차이와 일반적인 응력변환이 관계된 텐서 문제를 해결하는 데에는 어려움이 있다. 따라서 이러한 문제를 해결하기 위해서 2차손상텐서를 사용하였다. 그러나 2차손상텐서를 균열이 많이 존재하는 암반구조물에 적용하기 위해서는 수정이 요구되며, 또한 균열면의 영향을 반영하기 위한 계수의 도입이 필요하다.

3.1 2차손상텐서의 수정

Fig. 4에서처럼 내부 셀 요소의 부피는 균열의 평균간격으로부터 결정된다. v 와 V 를 각각 셀 요소와 구조체의 부피라 하고, 셀 요소를 동일한 부피를 가진 동등한 입방체라고 하면, 전체유효면적은 다음과 같다.¹⁰⁾

$$S = 3V^{2/3} \left(\frac{V}{v} \right)^{1/3} = 3 \frac{V}{l} \quad (8)$$

전체 부피 V 에 N 개의 균열이 존재하고 k 번째 균열의 면적을 a^k , 단위수직벡터를 n^k 라고 한다면, k 번째 균열에 대해서 균열의 면적밀도는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Omega^k = \frac{a^k}{S/3} \quad (9)$$

또한, 이 균열의 손상텐서는 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$\mathcal{Q}^k = \frac{l}{V} a^k (n^k \otimes n^k) \quad (10)$$

따라서, N 개의 균열에 대해서, 전체 부피 V 에서의 손상텐서는 다음과 같다.

$$\mathcal{Q} = \frac{l}{V} \sum_{k=1}^N a^k (n^k \otimes n^k) \quad (11)$$

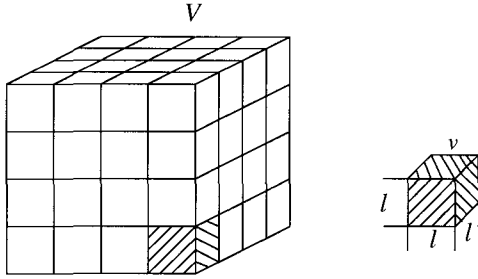


Fig. 4 Intrinsic cell element

3.2 균열면의 성질을 고려한 유효응력

구조체 내부에 존재하는 모든 결함들이 하중에 저항할 수 없게 되어 힘이 결함의 면적에 작용하지 못한다면, 하중에 저항할 수 있는 면적은 감소하게 된다. 이 감소된 면적에 대한 유효응력은 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$\sigma^* = \sigma(I - \Omega)^{-1} \quad (12)$$

손상텐서 Ω 의 직교텐서 (orthogonal tensor)를 T 라고 하면, 손상텐서의 대각선텐서 (diagonal tensor) Ω' 은

$$\Omega' = T\Omega T^T \quad (13)$$

로 표현할 수 있다. 마찬가지로 T 를 이용하여 공칭응력 σ 를 Ω 의 주축 방향으로 전환시킨 응력 σ' 은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\sigma' = T\sigma T^T \quad (14)$$

균열면이 완전히 매끄러운 경우, 균열은 전단력에 저항을 못하므로 유효응력은 $(I - \Omega')$ 가 되지만 압축력을 받는 압반과 같은 구조체의 균열면은 일반적으로 거칠거나 다른 충전재로 채워져 있다. 이 경우 전단력은 직접적으로 전달되지 않으므로 유효응력은 $(I - C_l \Omega')$ 로 표현할 수 있다. 여기서, C_l 는 균열면에서 전단응력이 미치는 영향을 나타내는 변수로서 0에서 1사이의 값을 가짐으로서 충전상태에 따른 전단저항 상태를

표현할 수 있다. 반면, 균열에 수직인 인장응력은 전달되지 않으므로 유효응력은 $(I - \Omega')$ 가 되고, 균열에 수직인 압축응력이 작용하는 경우에는 마찬가지로 $(I - C_n \Omega')$ 로 표현할 수 있다. 여기서, C_n 은 0에서 1사이의 값을 갖는다. $C_n = 0$ 이면 충전물이 균열면을 가득 채우는 경우를 의미하며, $C_n = 1$ 이면 균열면은 충전물에 의해 영향을 받지 않는 것을 의미한다.

이와 같이 균열면의 성질을 반영하여 손상에 의해 추가된 Ω 의 주축 방향에서의 유효응력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma^* = \sigma'_i (I - C_l \Omega')^{-1} + \sigma'_n [H \langle \sigma'_n \rangle (I - \Omega')^{-1} + H \langle \sigma'_n \rangle (I - C_n \Omega')^{-1}] \quad (15)$$

여기서, $H \langle \cdot \rangle$ 는 균열면에 작용하는 수직응력의 상태를 정의하는 함수로서 압축과 인장상태를 구분하기 위하여 다음과 같이 정의된다.

$$H_{ij} \langle X_{ij} \rangle = \begin{cases} 1 & \text{if } X_{ij} > 0 \\ 0 & \text{if } X_{ij} \leq 0 \end{cases} \quad (i, j; \text{ not summed}) \quad (16)$$

응력 σ^* 를 원래의 좌표로 전환하면 다음 식과 같으며 이는 손상에 의한 유효응력을 의미한다.

$$\sigma^* = T^T \sigma'^* T \quad (17)$$

3.3 유한요소 손상모델

고체정역학 문제에서 내부에너지와 외부에너지의 평형관계는 가상일의 원리에 의해 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$\int_{\Omega} \delta \epsilon^T \sigma d\Omega = \int_{\Gamma_i} \delta u^T \bar{t} d\Gamma + \int_{\Omega} \delta u^T b d\Omega \quad (18)$$

여기서, \bar{t} 는 경계 Γ_i 에서 규정되는 표면력이며, b 는 물체력이다. 상기 식에 앞에서 정의한 유효응력 σ^* 를 도입하기 위하여 유효응력과 공칭응력 사이의 차이를

손상응력 항으로 가정하게 되면, 공칭응력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma = \sigma^* - \phi \quad (19)$$

여기서, 손상응력 ϕ 는 압축을 받는 재료에 대해서 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$\phi = T^T [\sigma'_i(\phi_i - I) + \sigma'_n(H \langle \sigma'_n \rangle \phi + H \langle -\sigma'_n \rangle \phi_n - I)] T \quad (20)$$

여기서, $\phi_i = I - C_i \mathcal{Q}$, $\phi = I - \mathcal{Q}$, 그리고 $\phi_n = I - C_n \mathcal{Q}$ 을 나타낸다. 식 (19)를 식 (18)에 대입하면, 가상일의 원리에 의한 식 (18)은 유효응력을 포함하는 식으로 다음과 같이 정리될 수 있다.

$$\int_{\Omega} \delta \epsilon^T \sigma^* d\Omega = \int_{\Gamma_i} \delta u^T \bar{t} d\Gamma + \int_{\Omega} \delta u^T b d\Omega + \int_{\Omega} \delta \epsilon^T \phi d\Omega \quad (21)$$

유한요소법에서 Galerkin 방법에 의해 이산화된 변위와 변형률은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$u = N d \quad (22)$$

$$\epsilon = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_x \\ u_y \end{Bmatrix} = B d \quad (23)$$

여기서, d 는 절점변위벡터, N 은 형상함수행렬, B 는 형상함수의 미분행렬을 의미한다. 식 (21)에 식 (22)와 식 (23)을 적용하면 다음과 같이 정적 손상해석을 위한 선형 계방정식을 얻을 수 있다.

$$K d = f + f^* \quad (24)$$

$$K = \int_{\Omega} B^T C B d\Omega \quad (25)$$

여기서,

$$f = \int_{\Gamma_i} N^T \bar{t} d\Gamma + \int_{\Omega} N^T b d\Omega \quad (26)$$

$$f^* = \int_{\Omega} B^T \phi d\Omega \quad (27)$$

이다. 식 (25)에서 강성도 행렬 K 는 단지 압반 원래의 재료성질에만 관계가 있으며, 손상텐서와는 관계가 없다. 식 (26)의 f 는 외부에서 작용하는 하중에 의한 절점력을 나타내며, 식 (27)의 f^* 는 손상에 의한 영향을 나타내는 것으로서 손상으로 인해 절점에 추가적으로 작용하는 힘을 의미한다.

손상의 진전을 고려하지 않고, 구조체가 선형탄성 거동을 하여 중첩의 원리를 적용할 수 있다고 하면 식 (24)의 우측 항들은 각각 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$K d' = f \quad (28a)$$

$$K d'' = f^* \quad (28b)$$

따라서 손상을 고려한 구조체의 전체변위는 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$d = d' + d'' \quad (29)$$

손상을 고려한 전체거동을 파악하기 위한 계산과정의 순서는 식 (28a)로부터 비손상 상태의 절점 변위 d' 를 계산한 후, 비손상 상태에서의 공칭응력 σ 를 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\sigma = C B d \quad (30)$$

계산된 공칭응력 σ 와 손상텐서 \mathcal{Q} 로부터 유효응력 σ^* 를 구할 수 있으며, 이로부터 손상으로 인한 절점추가하중 f^* 를 계산할 수 있다. f^* 이 계산되면 손상에 의한 변위증가량 d'' 이 계산될 수 있으므로, 손상된 구조체의 전체변위 d 를 구할 수 있다. 손상을 지닌 구조체의 전체거동을 해석하기 위해 본 연구에서 개발한 손상해석 알고리즘의 흐름도는 Fig. 5와 같다.

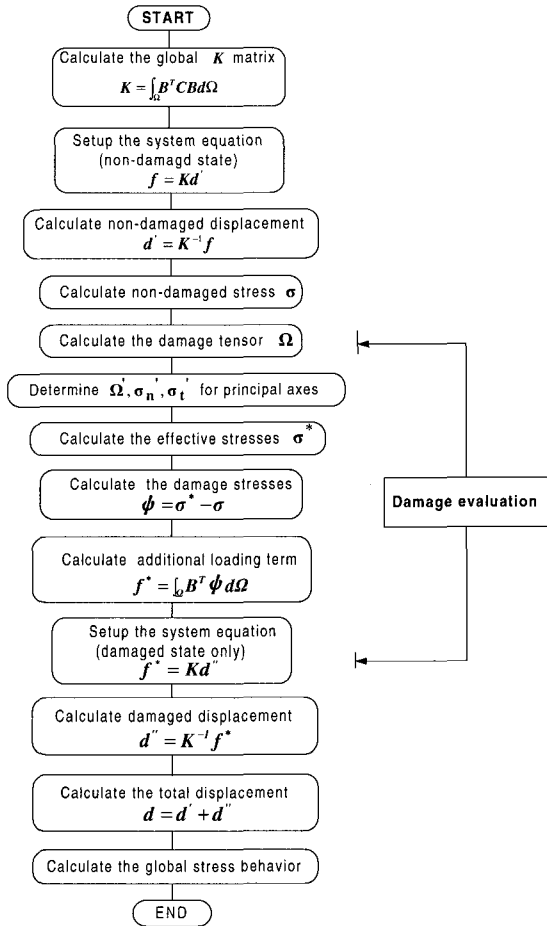


Fig. 5 Flowchart of finite element analysis algorithm for damaged structure

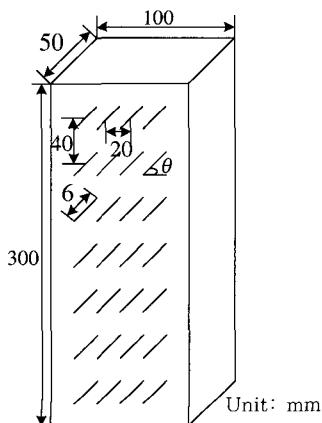


Fig. 6 Specimen under uniaxial loading

4. 개발된 손상모델의 정확성 검증

4.1 실험치와의 비교

불연속성을 지닌 손상된 구조체의 거동해석을 위해 개발된 손상해석 알고리즘의 정확성을 검증하기 위하여 Kawamoto *et al.*¹¹⁾이 균열을 지닌 시편의 탄성계수 변화치를 실험적으로 구한 결과와 본 연구의 해석 결과를 서로 비교·검증하였다. Kawamoto *et al.*은 Fig. 6과 같이 plaster mortar와 cement mortar를 사용하여 인위적으로 각도를 달리하여 결함이 내재하도록 시편을 제작한 후 상단에 등분포하중 $1,000 t/m^2$ 을 작용시켜 시편의 탄성계수 변화를 측정하였다. 손상해석 시에는 충전물의 정도에 따른 탄성계수의 변화를 살펴보기 위하여 C_t 와 C_n 을 변화시켰으며, 균열의 각도는 하중방향과 수직인 경우를 0° 로 가정하고 15° , 30° , 45° , 60° , 75° , 90° 로 변화시켜 해석을 수행하였다. 이 때 손상을 받지 않은 상태의 재료물성치는 Table 1과 같다.

Fig. 7과 Fig. 8은 각각 plaster mortar와 cement mortar에 대한 실험치와 해석결과에 의한 정규화된 탄성계수를 비교한 그림이다. 두 경우 모두 C_n 이 1일 때

Table 1 Material properties of specimens

	Plaster mortar	Cement mortar
Elastic modulus $E(t/m^2)$	113,190	1,429,650
Poisson's ratio ν	0.17	0.125

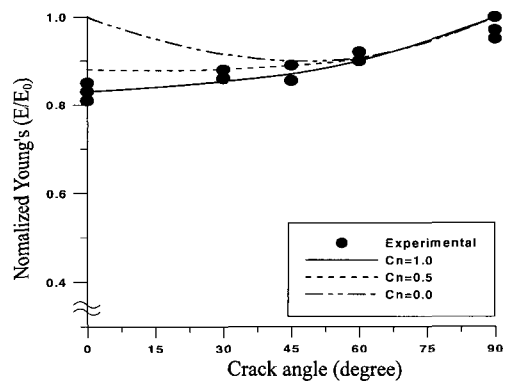


Fig. 7 Comparison of normalized Young's modulus by experiments and damage analysis for plaster mortar

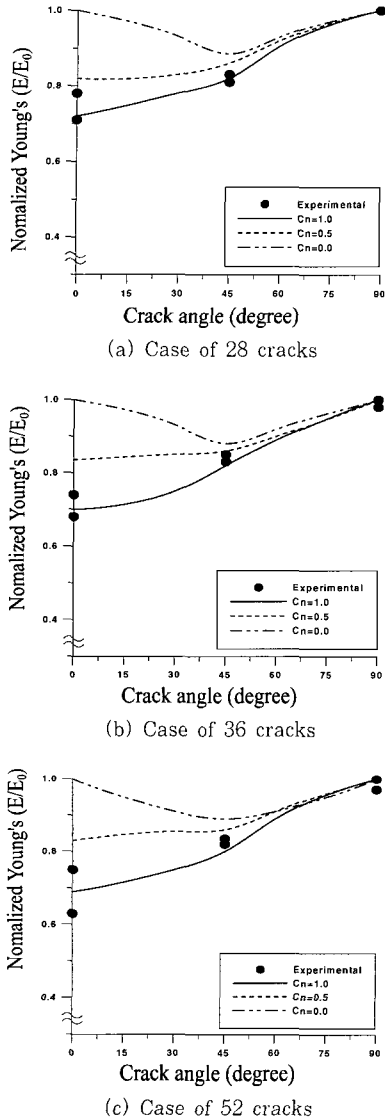


Fig. 8 Comparison of normalized Young's modulus by experiments and damage analysis for cement mortar

(균열내부가 비어있는 실험의 경우와 가장 유사한 조건) 실험치와 해석치가 잘 일치하고 있음을 보이고 있다. 반면 C_n 이 감소함에 따라 즉, 균열내부가 충전물로 채워짐에 따라 정규화된 탄성계수는 증가하는 현상을 보이고 있다. 또한, Fig. 8에서 알 수 있듯이 균열의 수가 증가함에 따라 실험치와 해석치의 탄성계수 E 값이 감소하는 현상을 확인할 수 있다.

4.2 횡등방성 이론에 의한 검증

개발된 손상해석 알고리즘을 검증하기 위한 다른 방법으로서 횡등방성 이론¹⁴⁾을 이용한 이론치와 해석에 의한 결과치를 비교·검증하였다. Fig. 9에는 균열간격, 균열길이 그리고 작용하중이 도시되어 있으며 손상에 의한 영향을 평가하기 위하여 균열면을 x 축으로부터 반시계 방향으로 α° 만큼의 경사를 주어 표현하였다. Fig. 9(a)는 압축을 받고 있는 손상된 시편의 형상이며, Fig. 9(b)는 횡등방성 모델을 나타낸다. Fig. 9(b)에서와 같이 어느 특정 방향으로 손상을 입은 구조체의 거동을 분석하는데 이용할 수 있는 횡등방성 모델에서 n 은 직교방향의 탄성계수 E_1 과 E_2 의 비로 정의 ($n = E_2/E_1$)되며, 본 연구에서는 n 을 0.6, 0.7, 0.8로 변화시키며 이론치와 본 연구에서 개발한 손상해석 알고리즘에 의한 해석결과를 비교하였다. 이때, $n = 1.0$ 은 손상이 없는 등방성 물질을 의미한다.

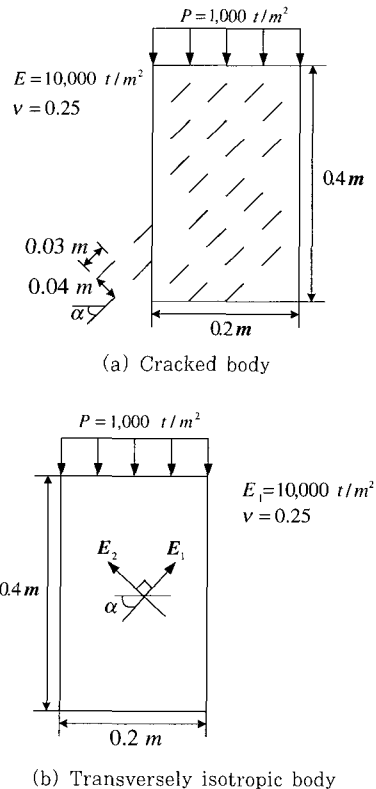


Fig. 9 Cracked body and transversely isotropic body under uniaxial compression

Fig. 10은 손상해석과 횡등방성 이론에 의한 x, y 방향의 최대변위를 손상이 없을 때의 최대변위로 정규화한 값을 비교한 것으로, 균열의 각도가 $30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ 의 경우 각각 횡등방성 이론의 $n=0.65, n=0.71$ 그리고 $n=0.75\sim 0.8$ 의 경우와 가까운 값을 나타내고 있어, 손상해석 결과의 분포가 횡등방성 이론과 거의 일치하는 것을 알 수 있다.

4.1절과 4.2절의 비교·검증 결과로부터 본 연구에서 개발된 손상모델의 정확성과 타당성을 확인할 수 있다.

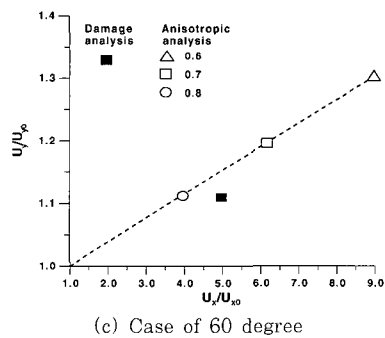
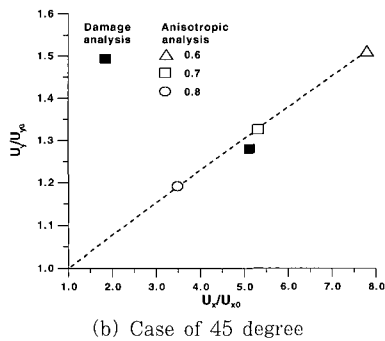
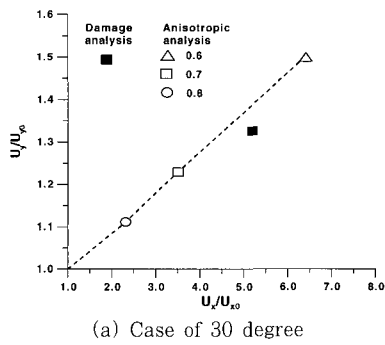


Fig. 10 Comparison of normalized displacements by anisotropic theory and damage analysis

5. 개발된 손상모델의 적용

5.1 균열방향과 균열군에 따른 거동변화

균열이 발생한 암반구조체의 경우 균열의 방향 또는 균열군의 특성에 의해 구조물의 거동은 영향을 받는다. 본 절에서는 이러한 영향을 파악하기 위해서 Fig. 11과 같이 균열이 발생한 암반 위의 일정구간에 등분포하중이 작용하고 있는 경우를 대상으로 하였으며, 손상을 고려한 구조체의 해석결과는 수직처짐에 대한 결과를 위주로 분석하였다.

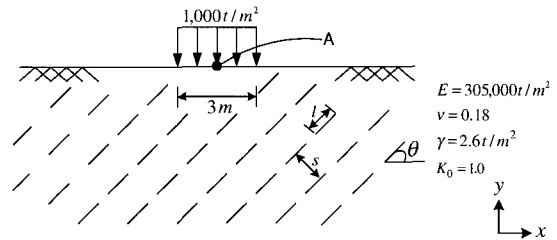


Fig. 11 Problem of rock mass with cracks

5.1.1 균열각도에 따른 영향

균열의 방향성에 따른 손상된 구조체의 전체적인 거동을 분석하기 위하여, x 축을 기준으로 그 각이 하중작용 방향과 수직인 경우를 0° 라고 정의하고 θ 를 $0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ, 90^\circ$ 로 변화시키면서 해석을 수행하였다. 이때 균열길이 l 은 $1.0m$, 균열간격 s 은 $0.6m$ 로 고정하였으며, 균열면의 영향을 반영하기 위한 변수로서 전단응력이 미치는 영향을 나타내는 C_t 는 $0.0, 0.5, 1.0$, 그리고 압축응력이 미치는 영향을 나타내는 C_n 은 $0.0, 0.25, 0.5, 0.75, 1.0$ 으로 각각 변화시키며 손상된 구조체의 거동을 분석하였다.

Fig. 12는 균열각 θ 의 변화에 따른 표면 중심점 A에서의 수직처짐 y 와 손상을 받지 않았을 때의 처짐 y_0 를 이용하여 정규화시킨 값을 도시한 것이다. 균열각도에 대해 살펴보면, 0° 에 가까울수록 균열은 하중방향과 수직하게 위치하기 때문에 손상에 의한 변위 발생이 커지는 반면, 90° 에서는 손상에 의한 변위가 거의 발생하지 않았다. 충전물의 상태에 따른 거동상의 변화를 고려하여 살펴보면, 균열내부가 빈 상태에서 충전물이 채워진 상태로 ($C_n = 1.0 \rightarrow C_n = 0.0$) 갈수록 손상에 의한 변위량은 감소하였다. $C_n = 0.0$ 인

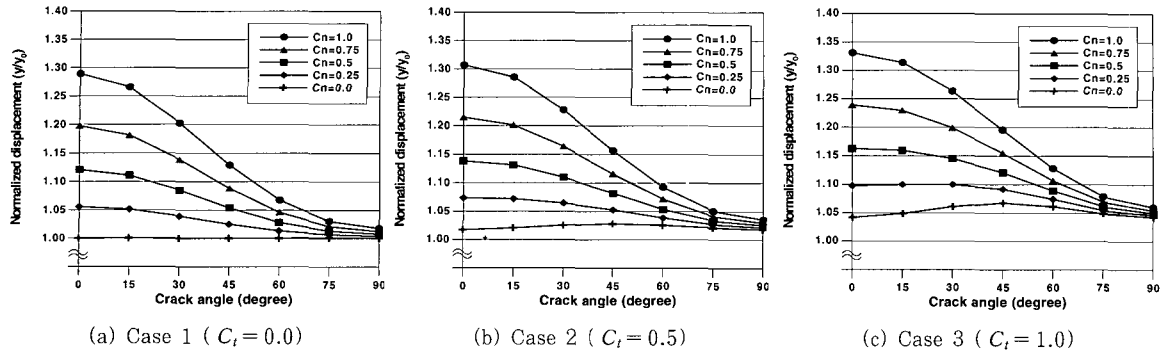


Fig. 12 Normalized vertical displacements by crack angles

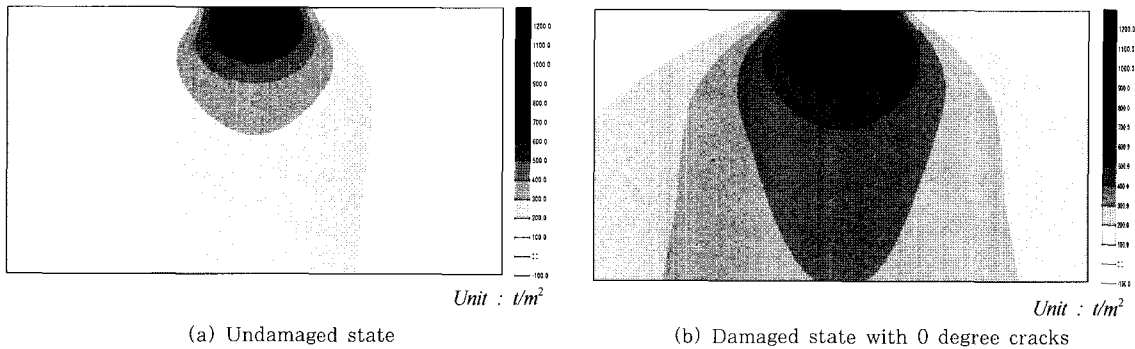


Fig. 13 Comparison of principal stress distribution for undamaged and damaged states

경우에 대해서는 균열각 θ 가 45°인 경우에 상대적으로 큰 손상변위가 발생하였는데 그 이유는 압축의 영향은 없는 대신 전단의 영향이 지배적이기 때문이다. 또한 C_t 보다는 C_n 에 의한 영향이 훨씬 크다는 것으로부터 본 문제에 있어 전단력 보다는 압축력이 전체 거동에 영향을 미치는 중요한 변수라는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 13은 비손상상태와 0°의 균열을 지닌 손상상태의 주응력을 비교한 것으로, 손상을 반영한 경우의 해석결과가 큰 차이가 있음을 확인할 수 있다.

5.1.2 균열군에 따른 영향

균열군이 존재하는 구조체에서 복수균열군의 사이각을 달리했을 때의 전체거동을 분석하기 위하여 해석 시 균열길이는 $l=1.4m$, 균열간격은 $s=0.6m$ 로 고정하였으며, $C_t=1.0$ 그리고 $C_n=0.0, 0.25, 0.5, 0.75, 1.0$ 으로 각각 변화시키며 손상에 의한 구조체의 거동을 분

석하였다.

Fig. 14는 복수균열의 사이각을 15°, 30°, 45°, 60°, 75°로 달리 하였을 때 복수균열군의 위치를 변화시키면서 해석한 결과이다. 이 때, 0°/15°와 15°/30°는 절대적인 복수균열군의 사이각은 같으나 균열의 위치각이 서로 다름을 의미한다. 균열이 비어있는 상태인 $C_n=1.0$ 인 경우 복수균열의 사이각이 작고 균열이 하중방향과 수직하게 존재할수록 손상변위는 크게 발생한 반면, 복수균열의 사이각이 커짐에 따라 손상변위는 점점 감소하는 경향을 보이고 있다. 또한, C_n 이 감소하면서 즉, 균열내부의 충전 정도가 커짐에 따라 손상변위는 복수균열의 위치각이 서로 다름에도 불구하고 전체적으로 큰 차이가 발생하지 않음을 확인할 수 있다. 특히, 복수균열군의 사이각이 75°인 경우 전체적으로 뚜렷한 손상변위의 증가나 감소가 없는 것으로 보아 복수균열각의 위치변화에 따른 영향이 크지 않은 것을 알 수 있다.

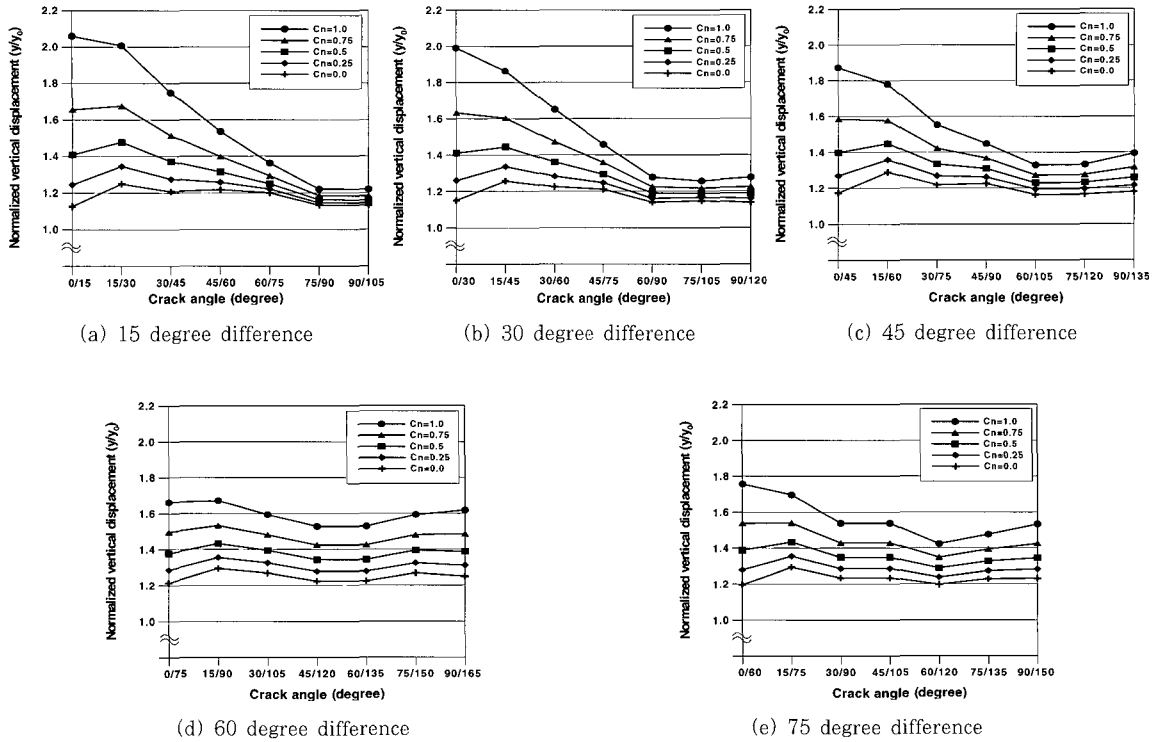


Fig. 14 Normalized vertical displacements by the angle difference of multiple sets of cracks

5.2 균열을 지닌 암반의 굴착에 의한 거동분석

균열이 존재하는 암반을 굴착하므로써 발생하는 구조체의 거동변화를 균열각도와 충전물의 정도에 따라 분석하기 위하여, 본 절에서는 Fig. 15처럼 일정한 간격의 균열을 지닌 암반대상체를 굴착함으로써 새로이 발생하는 불평형력을 고려하며 손상을 지닌 구조체의 거동을 해석하였다. 균열길이 $l=2.0\text{ m}$, 균열간격 $s=1.4\text{ m}$ 로 설정하였으며 균열면의 영향을 나타내는 변수 C_n 는 1.0 그리고 C_n 은 0.0, 0.5, 1.0의 값에 대해 균열각 θ 를 $0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ, 90^\circ$ 로 변화시키며 암반 굴착면의 거동변화를 분석하였다.

Fig. 16는 굴착면 P의 수평거동을 나타낸 것으로 비손상상태 즉, 균열이 없는 경우에 비해 존재하는 균열의 방향에 따른 손상에 의한 영향은 크게 달리 나타나고 있음을 확인할 수 있다. 굴착면의 수평변위는 상단에서부터 계속적으로 증가하여 8m지점에서 가장

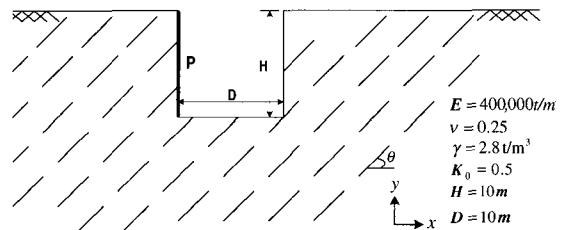


Fig. 15 Rock mass configuration after excavation

큰 변위가 발생하고 굴착하단에서는 다시 감소하는 거동을 보임으로서 전체적으로 비슷한 거동현상을 띄고 있음을 확인할 수 있으며, 균열의 방향이 $45^\circ \sim 60^\circ$ 인 경우에 굴착면의 수평변위가 가장 크게 발생함을 알 수 있다. 충전물의 정도를 기준으로 살펴보면 균열내부가 충전물로 채워진 경우에는 균열의 방향이 45° 일 때 최대변위가 발생한 반면, 균열내부가 비어있을 경우에는 60° 에서 최대변위가 발생하였다.

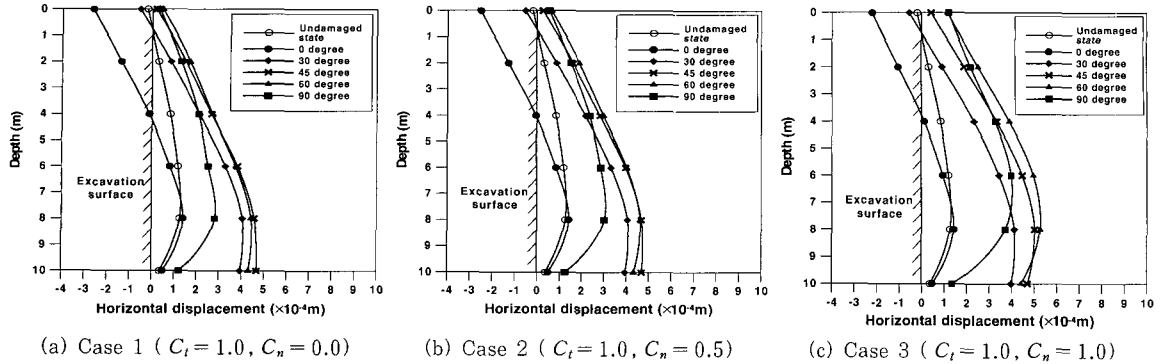


Fig. 16 Horizontal displacements at excavation surface

5.3 파쇄대를 지니고 있는 지하구조체의 거동해석

터널공이나 암반굴착을 실시할 때 파쇄대가 존재한다면 이러한 손상이 구조체의 거동에 미치는 영향은 매우 크기 때문에 본 절에서는 일정한 폭을 가지고 분포하는 파쇄대가 구조체에 미치는 영향을 분석하였다. Fig. 17은 폭 2m로 70°의 경사각을 이루며 존재하는 파쇄대를 지닌 암반대상체에 마체형 터널을 굴착한 모습을 나타낸다. 본 연구에서는 국부적으로 손상된 파쇄대의 영향을 반영하기 위하여 파쇄대 영역 내부에 일정한 방향을 갖는 균열들을 분포시키고 해석을 수행하였으며 해석 시 터널굴착으로 인해 발생한 불평형력을 고려하였다. 이때, 파쇄대 영역에 분포시킨 균열들은 균열길이 $l=2.0m$, 균열간격 $s=0.6m$, 균열각도는 60°로 배치된 것으로 가정하였다. 균열면의 성질을 나타내는 변수 C_t 와 C_n 은 각각 1.0으로 가정하였다.

Fig. 18은 손상상태와 비손상상태에서의 터널 spring-line의 변형형상을 비교하여 나타낸 것이다. 파쇄대의 영향을 고려한 손상상태의 경우 터널 라이닝의 최대변위는 비손상상태의 경우보다 상단에서는 약 90%, 하단에서는 약 120% 정도 증가하였음을 보이고 있다. Fig. 19는 파쇄대가 존재하지 않는 비손상상태에서의 주응력과 파쇄대의 영향을 고려한 손상상태에서의 주응력을 도시한 것이다. 비손상상태의 경우 주응력의 분포는 좌우 대칭형상을 보이고 있으나 손상상태의 경우 파쇄대가 위치하는 면을 따라 응력이 집중되어 있음을 확인할 수 있다.

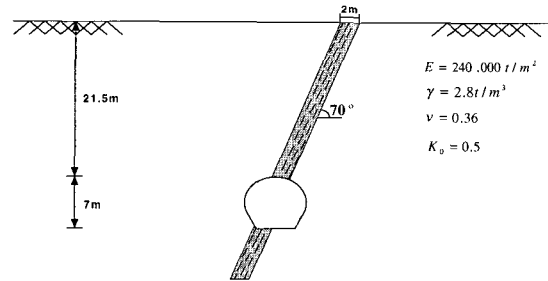


Fig. 17 Underground structure with fault zone

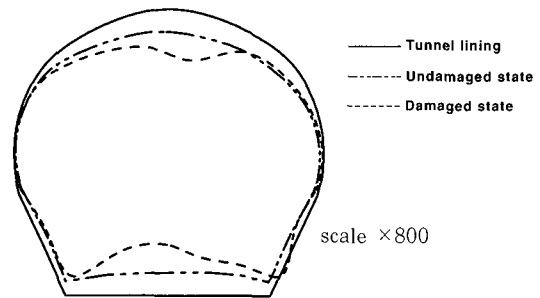


Fig. 18 Deformed shapes of tunnel spring-line

6. 결 론

본 연구에서는 손상을 입은 구조체의 손상 정도를 정량화하기 위하여 유한요소법에 적용 가능한 수정된 2차손상텐서를 이용하여 결함을 지닌 구조체의 전체적인 거동을 파악할 수 있는 손상해석 알고리즘을 개발하였다. 개발된 알고리즘을 이용하여 균열에 의한 손상에 대해 균열각도, 균열군 그리고 균열내부 충전

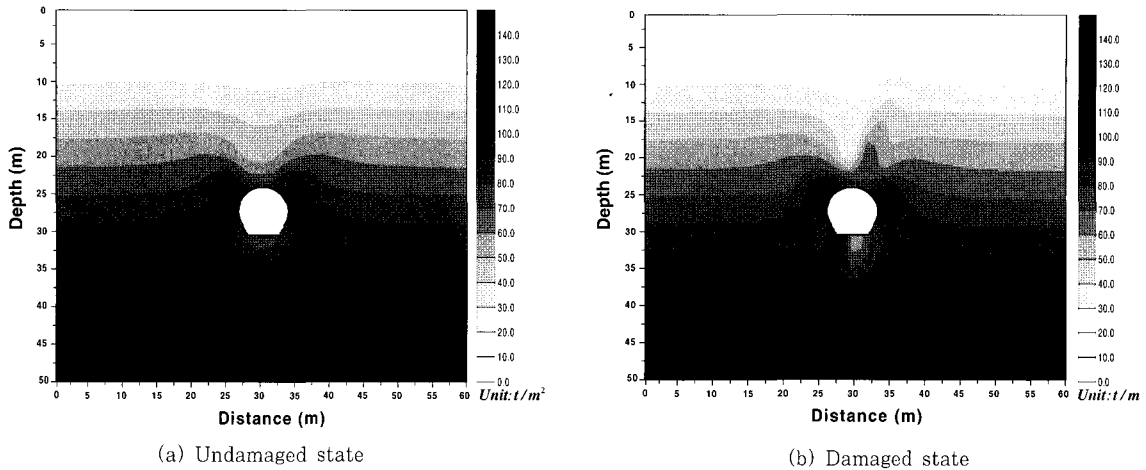


Fig. 19 Comparison of principal stress distribution in undamaged and damaged states

물의 정도에 따른 분석적 연구를 수행하였으며, 손상을 지닌 구조체 문제에 적용하여 손상에 따른 구조물의 거동변화를 파악하였다. 연구결과 얻어진 결론은 다음과 같다.

- 1) 본 연구에서 개발된 알고리즘은 균열의 방향성, 복합균열에 의한 규칙적인 균열군, 그리고 균열면의 영향을 고려할 필요가 있는 손상된 구조체의 전체적인 거동을 합리적으로 파악할 수 있는 수단으로 이용될 수 있음을 확인하였다.
- 2) 균열면의 충전정도나 거칠기를 반영할 수 있도록 압축응력에 관한 변수(C_n)와 전단응력에 관한 변수(C_t)를 이용하여 균열면의 성질에 따른 구조체의 전체거동에 미치는 영향을 나타낼 수 있었다. 균열이 열려있는 상태인 $C_n = 1.0$ 인 경우는 균열이 하중방향과 수직하게 존재할수록 손상변형이 크게 발생한 반면, 균열이 충전물에 의해 닫혀있는 경우인 $C_n = 0$ 인 경우는 균열의 방향에 관계없이 손상변형이 거의 발생하지 않았다.
- 3) 본 연구에서 개발한 알고리즘을 사용하여 균열에 의한 손상을 지닌 압반의 굴착에 따른 굴착면의 거동해석 문제에 적용해 본 결과 균열의 방향이 $45^\circ \sim 60^\circ$ 가 될 때 $C_n < 0.5$ 인 경우는 45° 에서 $C_n > 0.5$ 인 경우는 60° 에서 각각 손상변위가 가장 크게 발생하였다.
- 4) 파쇄대를 지닌 지하구조체의 거동해석 문제에 있

어서는 파쇄대를 균열에 의한 손상대로 모형화할 수 있었으며, 본 알고리즘을 사용할 경우 손상의 영향을 고려하여 터널굴착에 따른 터널 spring-line의 거동변화와 터널 주변의 응력상태의 변화를 효과적으로 해석할 수 있었다.

감사의 글

본 연구는 한국표준과학연구원 시설안전계측센터와 삼주건설(주)의 부분적인 지원을 받아 이루어졌으며 이에 감사를 드립니다.

참고 문헌

1. Kachanov, L.M., *The Theory of Creep*, English translation (A. J. Kennedy Ed.), Ch. IX, X, National Lending Library, Boston, 1958
2. Rabotnov, Y.N., *Creep Problems of Structural Members*, North-Holland, Amsterdam, 1969
3. Kachanov, L.M., "Continuum model of medium with cracks", *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 107, 1980, pp.1039~1051
4. Murakami, S. and Ohno, N., "A continuum theory of creep and creep damage", *Creep in Structures*, Springer, Berlin, 1980, pp.422~444
5. Betten, J., "Applications of tensor functions to the

- formulation of constitutive equations involving damage and initial anisotropy", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 25, 1986, pp.573~584
6. Murakami, S., "Anisotropic aspects of material damage and application of continuum damage mechanics", *Continuum Damage Mechanics*, 1987, pp.91~133
 7. Murakami, S., "Mechanical modelling of material damage", *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 55, 1988, pp.280~286
 8. Stumvoll, M. and Swoboda, G., "Deformation behavior of ductile solids containing anisotropic damage", *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 119, 1993, pp.1331~1352
 9. Yazdchi, M., Valliappan, S. and Zhang, W., "A continuum model for dynamic damage evolution of anisotropic brittle materials", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 39, 1996, pp.1555~1583
 10. Kyoya T., Ichikawa, Y. and Kawamoto, A damage mechanics theory for discontinuous rock mass, *Fifth International Conference on Numerical Methods in Geomechanics*, 1985, pp.469~480
 11. Kawamoto T., Ichikawa, Y. and Kyoya, T., "Deformation and fracturing behavior of discontinuous rock mass and damage mechanics theory", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol. 12, 1988, pp.1~30
 12. Valliappan, S., Murti, V. and Zhang, W., "Finite element analysis of anisotropic damage mechanics problems", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 35, 1990, pp.1061~1071
 13. Swoboda, G. and Stumvoll, M., "Damage tensor theory and its application to tunnelling", *Mechanics of Jointed and Faulted Rock*, 1990, pp.51~58
 14. Zienkiewicz, O.C. and Taylor, R.L., *The Finite Element Method*, McGRAW-HILL, London, 1989

(접수일자 : 2000. 2. 22)