

동하중을 받는 구조물의 손상해석을 위한 대형균열모형과 수치 알고리즘

Large Crack Model and Its Numerical Algorithm for Damage Analysis of Dynamically Loaded Structures

이지호*

Lee, Jee-Ho

국문요약

본 논문에서는 기존 연속균열모형들이 대형균열 표현에서 소성변형을 과도하게 계산하는 문제점을 극복한 대형균열모형을 제안하였다. 또한 소성손상모형을 수정한 형태로 제안된 균열모형을 수치해석에 사용할 수 있도록 3단계 회귀매핑 알고리즘으로 구성된 알고리즘을 제시하였다. 전산해석 예제들을 통하여 제안된 균열손상모형과 알고리즘이 동적 하중을 받는 구조물의 균열해석문제에서 과도한 소성변형을 억제하는 합리적인 결과를 도출함을 알 수 있었다.

주요어 : 균열해석, 비선형 유한요소법, 소성손상모형, 회귀매핑 알고리즘, 동해석

ABSTRACT

In this paper a constitutive model for large cracks in concrete and other brittle materials subject to dynamic and cyclic loading is presented. The suggested model is based on the plastic-damage model for cyclic loading. A numerical formulation based on the three-step return-mapping algorithm for the proposed large crack model is also present. The numerical examples show that the present algorithm works appropriately under dynamic loading and should be used in large crack problems to prevent excessive tensile plastic strain development causing unrealistic results.

Key words : crack analysis, nonlinear finite element analysis, plastic-damage model, return-mapping algorithm, dynamic analysis

1. 서 론

취성재료로 이루어진 구조물의 균열해석을 위한 모형은 균열을 구조체의 새로운 경계면으로 직접 나타내는 파괴역학모형과, 연속체를 유지하며 변형연화(strain softening) 등의 재료물성의 변화를 통해 간접적으로 표현하는 연속균열모형(continuum crack model)으로 분류할 수 있다.⁽¹⁾ 균열의 선단을 중심으로 응력집중과 균열거동을 해석하는 파괴역학모형은 균열의 진전해석과 관련된 문제에서 성공적으로 적용되나, 균열의 열림과 닫힘을 함께 표현해야 하는 반복하중 및 지진하중 문제에서는 추가적인 균열면 접촉해석이 요구되어 복잡성이 증가한다. 또한 파괴역학모형은 미세균열(microcrack)의 발생과 미세균열에서 균열로의 진전 메커니즘을 표현하는데 취약하다.

연속균열모형의 한 형태로 제시되는 소성손상모형(plastic-damage model)은 연속손상역학(continuum damage mechanics) 모형을 확장하여 소성론과 결합시킨 비탄성재료모형이다.⁽²⁾⁻⁽⁵⁾ 일반적인 연속손상역학모형이 균열발생에 따른 손상을 강성도저하만으로 표현하는데 비해 소성손상모형에서는 강도에 대응하는 응력을 강성도 손상 부분과 유효응력(effective stress) 부분으로 나누며, 유효응력은 전체 변형률에서 균열발생에 따른 손상변형을 나타

내는 소성변형률을 제외한 값의 함수가 된다. 이러한 두 가지 형태의 손상, 즉 강성도손상과 손상변형은 공통의 상태변수를 통하여 서로 연관되어 반복 및 동적 하중을 받는 구조물의 균열손상거동을 효과적으로 나타내어 준다.

소성손상모형은 미세균열 발생에 따른 연성경화 및 연성연화 상태의 재료 거동을 표현하는 능력에 비하여 미세균열의 진전에 따라 형성되는 대형균열을 나타내는 기능이 취약하다. 소성손상모형에서 대형균열은 연성경화의 극단적 말기 상태에 해당하는데 기존의 모형에서는 과도한 소성변형이 발생하여 반복 또는 동하중 상태의 구조물 응답에서 비합리적 결과를 초래한다. 본 논문에서는 이러한 연성경화 말기 상태에서 기존의 소성손상모형 또는 다른 소성론 기반의 연속균열모형이 비합리적으로 계산하는 과도한 비탄성변형을 조절하는 균열모형과 이를 위한 수치해석 알고리즘을 제시한다. 아울러 제시된 알고리즘을 기반으로 구성된 수치모형으로 콘크리트댐의 지진해석을 수행하여 본 논문의 균열모형 및 알고리즘의 유효성을 평가한다.

2. 소성손상모형

2.1 개요

초기에 제안된 소성손상모형은 준정적하중을 받는 구조체의 미세균열 및 변형연화 문제에 적용 가능하였으나 반복 또는 동하중을 받는 경우의 복잡한 하중상태 및 경로에서의 손상을 실제적으로 표현할 수 없다. Lee 등⁽²⁾은 반

* 정회원·동국대학교 토목환경공학과 조교수
(대표저자:jeehofee@dgu.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2006년 2월 28일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.
(논문접수일 : 2005. 10. 31 / 심사종료일 : 2005. 11. 14)

복하중을 받는 콘크리트, 암반 등과 같은 취성재료의 균열 거동을 해석할 수 있도록 Lubliner 등⁽³⁾의 모형을 확장한 소성손상모형을 제안하였다. Lee 등⁽²⁾의 소성손상모형(이하 Lee-Fenves 모형)에서 반복하중에서 균열의 닫힘은 강성도저하의 일시적 회복으로 표현되며 단조증가하는 손상변수와는 별개의 함수로 결정한다.

2.2 유효응력과 소성변형률

구조물이 반복하중 등에 노출되어 역학적 손상을 받을 경우의 정밀한 응답해석 및 손상평가에는 초기 미소균열 및 대형균열의 발생, 진전 및 회복을 표현할 수 있는 역학적 재료모형이 필요하다. 소성손상모형은 연속손상모형을 소성모형으로 확장한 비탄성 재료모형이며 초기 및 대형 균열의 발생, 진전, 닫힘/열림 등을 해석적으로 표현하는데 효과적이다. 일반적으로 소성손상모형에서 응력은 강성도저하(stiffness degradation) 부분과 다음과 같은 유효응력(effective stress), $\bar{\sigma}$, 부분으로 구성된다:

$$\bar{\sigma} = \mathbf{E}_0 : (\boldsymbol{\epsilon} - \boldsymbol{\epsilon}^p) \quad (1)$$

식 (1)에서와 같이 유효응력은 비손상의 탄성변형률로 결정된다. 강성도저하 부분에 스칼라 모형을 사용하면 응력은 식 (1)과 함께 다음과 같이 표현된다:

$$\begin{aligned} \sigma &= (1 - D)\bar{\sigma} \\ &= (1 - D)\mathbf{E}_0 : (\boldsymbol{\epsilon} - \boldsymbol{\epsilon}^p) \end{aligned} \quad (2)$$

여기서, D 는 강성도저하변수이며, \mathbf{E}_0 는 탄성강성도텐서, $\boldsymbol{\epsilon}$ 는 변형률텐서, $\boldsymbol{\epsilon}^p$ 는 소성변형률텐서이다. 소성변형률은 구조체에 발생하는 미세균열과 손상을 연속체의 비탄성 잔류변형으로 표현하는 역할을 하며, 취성재료모형에 많이 사용되는 Drucker-Prager 식을 포텐셜식 하여 유도되는 다음과 같은 진전방정식(evolution equation)에서 계산된다:

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p = \dot{\lambda} \left(\frac{\mathbf{s}}{\|\mathbf{s}\|} + \alpha_p \mathbf{I} \right) \quad (3)$$

여기서, \mathbf{s} 는 유효응력텐서의 비체적성분(deviatoric stress tensor)이며, $\dot{\lambda}$ 는 소성파라미터, α_p 는 Drucker-Prager 식의 파라미터, \mathbf{I} 는 단위텐서이다.

2.3 손상변수의 결정

Lee-Fenves 모형⁽²⁾에서는 구조체의 특정 지점에서의 손상을 표현하는 손상변수(damage variable) κ 는 인장손상과 압축손상을 나타내는 두 개의 변수 성분을 갖는 다음과 같은 형태의 벡터이다:

$$\boldsymbol{\kappa} = [\kappa_t, \kappa_c]^T \quad (4)$$

인장손상변수는 단위체적의 파괴에너지(specific fracture energy)가 비탄성 변형으로 소산된 비율로서 정의되며, 압축손상변수도 압축상태에서 이와 상응하는 방법으로 정의될 수 있다⁽³⁾. 단위체적의 파괴에너지의 계산을 위해서는 균열폭(crack bandwidth)과 연관된 특성길이(characteristic length) 개념⁽⁶⁾을 이용한다. 손상변수의 계산은 다음과 같은 비선형 미분방정식의 진전방정식으로 수행된다:

$$\dot{\boldsymbol{\kappa}} = \dot{\lambda} \mathbf{H}(\bar{\boldsymbol{\sigma}}, \boldsymbol{\kappa}) \quad (5)$$

그림 1⁽²⁾은 특성길이와 파괴에너지를 사용한 소성손상모형이 유한요소의 크기에 민감하지 않고 객관적 결과를 도출함을 보여준다.

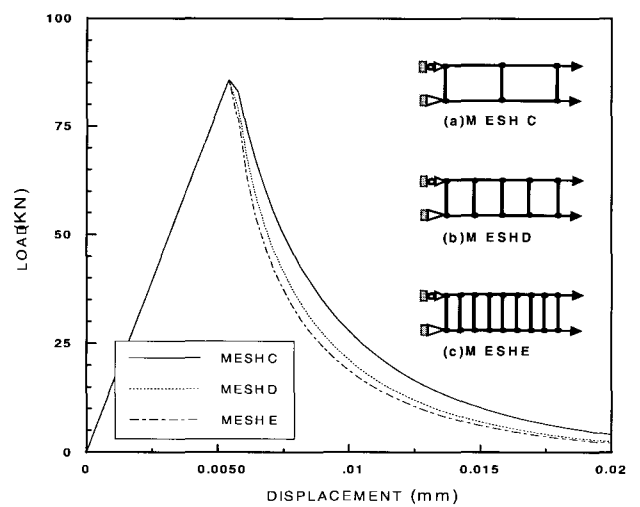


그림 1 요소 크기의 변화에 따른 소성손상모형의 민감도

2.4 파괴포락면

인장과 압축손상변수는 파손포락면(failure surface)의 크기와 모양을 결정하여 유효응력의 탄성범위를 제한한다. 콘크리트 및 암석과 같은 취성재료의 파손포락면의 합리적 표현을 위해 여러 종류의 식이 제안되어 있으며 가장 널리 사용되는 것은 Mohr-Column 식과 Drucker-Prager 식이다. Lee-Fenves 모형에서는 Lubliner 등⁽³⁾의 파손포락면식을 반복하중문제로 확장한 다음과 같은 식을 사용한다.

$$F(\bar{\boldsymbol{\sigma}}, \boldsymbol{\kappa}) = \frac{1}{1 - \alpha} [\alpha I_1 + \sqrt{3J_2} + \beta(\boldsymbol{\kappa}) \langle \sigma_{\max} \rangle] - c(\boldsymbol{\kappa}) \quad (6)$$

여기서, α 는 초기 파손포락면의 형상과 관련된 파라미터이고, I_1 과 J_2 는 각각 유효응력의 첫째와 해당 비체적성분의 둘째 불변치(invariants), σ_{\max} 는 최대주응력값, $\langle \rangle$ 는 Ramp 함수이다. $c = c_c(\boldsymbol{\kappa})$ 는 항복함수의 크기를 결정하는 파라미터이며, β 는 항복함수의 형상을 결정하는 파

라미타이고 다음과 같다:

$$\beta = \frac{c_c(\boldsymbol{\kappa})}{c_t(\boldsymbol{\kappa})}(1 - \alpha) - (1 + \alpha) \quad (7)$$

Drucker-Prager 식과 von-Mises 식은 식 (6)의 특수한 경우이다.

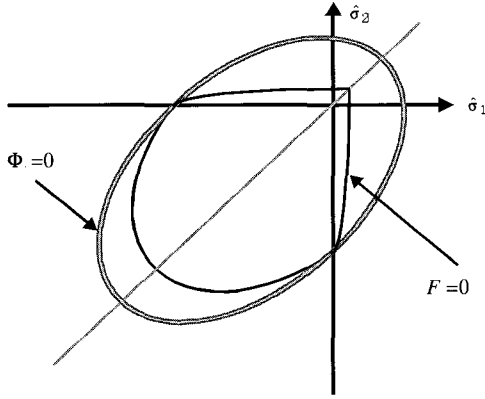


그림 2 Drucker-Prager 식과 Lubliner 식의 비교

인장과 압축 강도 및 거동이 크게 다른 취성재료 특성상, 대부분의 파괴포락면식의 일축압축 부분에서 미분불능점이 존재하며 이는 수치해석에서 좋지 않은 결과를 초래하는 원인이 될 수 있다. 이러한 문제는 많은 취성재료모형에서 서로 다른 식으로 파괴포락면과 소성변형률의 포텐셜함수를 정의하는 이유이다. 그림 2에 식 (6)의 파괴포락면과 식 (3)의 Drucker-Prager 포텐셜함수가 주응력공간의 평면응력 상태에서 비교되어 있다.

2.5 균열의 열림과 닫힘 모형

반복하중 하에서의 손상 받는 구조체의 강성도는 미세 및 대균열의 발생과 열림에 따라 감소되며 역방향 하중상태에 따른 균열의 닫힘으로 전부 내지는 일부 회복(stiffness recovery)되기도 한다. 이러한 현상은 콘크리트 균열모형의 응답거동에 매우 중요한 영향을 미치며 Lee-Fenves 모형에서는 식 (2)의 강성도저하변수 D 를 다음과 같이 정의하여 표현한다:

$$D = 1 - (1 - D_c(\boldsymbol{\kappa}))(1 - sD_t(\boldsymbol{\kappa})) \quad (8)$$

여기서, D_c , D_t 는 각각 일축 압축 및 인장 강성도저하지수를 나타내며 손상변수의 함수로 정의된다. 식(8)의 s 는 균열의 닫힘을 표현하는 식으로 다음과 같은 유효응력의 가중치함수(weight function)로 표현된다:

$$0 \leq s(\hat{\boldsymbol{\sigma}}) = \frac{\sum_{i=1}^3 \langle \hat{\sigma}_i \rangle}{\sum_{i=1}^3 |\hat{\sigma}_i|} \leq 1 \quad (9)$$

식 (1)의 유효응력은 식 (3), $\boldsymbol{\kappa}$ 에 대한 진전방정식 (5), 식 (6), 그리고 하중상태 결정식의 역할을 하는 Kuhn-Tucker 조건식으로 구성된 비선형 연립미분방정식에 의하여 결정된다. 최종적으로 식 (2)의 응력은 식 (8)의 강성도 변화량을 유효응력과 곱하여 계산한다.

3. 대형균열모형

Lee-Fenves 모형과 같은 소성손상모형은 미세균열 발생에 따른 연성경화 및 연성연화 상태의 재료 거동을 표현하는 능력과 이러한 균열의 진전 및 균열의 닫힘에 따른 손상의 회복을 표현할 수 있다. 그러나 소성손상모형으로 발달된 대형균열을 합리적으로 표현하기 힘들며 과도한 소성변형의 발생이 그 원인이다. 결국 반복하중 또는 동하중 상태에서 손상이 크게 진전되어 자유면이 생성된 대형균열을 연속균열모형으로 표현하기 위해서는 응력이 매우 낮은 상태에서 전체변형률은 증가해도 소성변형은 적정 수준으로 억제되는 균열모형이 필요하다.

본 논문에서 제안하는 균열모형에서는 인장손상변수가 다음조건을 만족하면 대형균열 상태라고 정의한다:

$$\boldsymbol{\kappa}_t \geq \boldsymbol{\kappa}_{cr} \quad (10)$$

여기서 $\boldsymbol{\kappa}_{cr}$ 는 '1'에 근접하는 손상변수의 균열 한계치 값이다. 현재 상태에서 식 (10)을 만족하는 경우, 대형균열에서 소성변형의 과도한 진전을 억제하기 위하여 식 (3)의 소성변형률을 다음과 같이 수정한다:

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^P = (1 - s)\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^P \quad (11)$$

여기서 $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^P$ 은 식 (3)으로 계산되며 s 는 식 (9)의 현재 응력상태를 스칼라 값으로 표시하는 가중치함수이다. 식 (11)으로 수정되어 정의되는 소성변형률로부터 식 (1)의 유효응력을 대체하는 수정유효응력이 다음과 같이 정의된다:

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = (1 - D^{cr})\mathbf{E}_0 : (\boldsymbol{\epsilon} - \boldsymbol{\epsilon}^P) \quad (12)$$

여기서 D^{cr} 은 새로운 강성도저하값이며 식 (2)의 강성도저하변수 D 와는 별개이다. 식 (12)의 수정유효응력의 하중조건식에는 다음과 같은 Kuhn-Tucker 식들이 사용된다:

$$\dot{D}^{cr} \geq 0; \quad \dot{D}^{cr} F(\tilde{\boldsymbol{\sigma}}, \boldsymbol{\kappa}) = 0; \quad F(\tilde{\boldsymbol{\sigma}}, \boldsymbol{\kappa}) \leq 0; \quad (13)$$

비탄성 재하상태에서는 식 (13)으로부터 다음과 같은 조건이 만족되어야 한다:

$$F(\tilde{\boldsymbol{\sigma}}, \boldsymbol{\kappa}) \equiv f(\tilde{\boldsymbol{\sigma}}, \boldsymbol{\kappa}) - c_c(\boldsymbol{\kappa}) = 0 \quad (14)$$

여기서 $f(\bar{\sigma}, \kappa)$ 는 파괴포락면식의 c 를 제외한 부분의 함수식이며 $\bar{\sigma}$ 에 대한 1차 제차함수(homogeneous function)이다. 따라서 식 (14)로부터 유효응력 강성도저하값 D^{cr} 을 결정하는 다음과 같은 식을 얻는다:

$$D^{cr} = 1 - \frac{c_c(\kappa)}{f(\bar{\sigma}, \kappa)} \quad (15)$$

식 (15)와 식 (11)로부터 식 (12)의 수정된 유효응력이 계산되며, 이 유효응력은 식 (2)의 응력 산정에 식 (8)에서 구해진 강성도저하변수 D 와 함께 사용된다.

4. 대형균열모형의 수치해석 알고리즘

4.1 3단계 회귀매핑 알고리즘

이 절에서는 3절에서 기술된 대형균열모형을 수치적으로 구현하기 위하여 3단계 회귀매핑 알고리즘(return-mapping algorithm)을 제안한다. 일반적인 회귀매핑 알고리즘은 탄성시도단계(elastic predictor)와 소성정정단계(plastic corrector)의 2단계로 이루어진다.^{(7),(8)} 시간스텝 ($n+1$)에서 먼저 다음과 같은 시도응력(trial stress)을 계산한다.

$$\tilde{\sigma}_{n+1}^{tr} = (1 - D_n^{cr})\mathbf{E}_0 : (\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1} - \boldsymbol{\varepsilon}_n^p) \quad (16)$$

만약 식 (16)에서 계산된 시도응력이 다음 식을 만족하면 시간스텝 ($n+1$)에서 시도응력은 탄성범위 내에 있고 그 자체가 시간스텝 ($n+1$)의 최종 응력이다.

$$F(\tilde{\sigma}_{n+1}^{tr}, \kappa_n) \equiv f(\tilde{\sigma}_{n+1}^{tr}, \kappa_n) - c(\kappa_n) < 0 \quad (17)$$

시도응력이 만약 식 (17)을 만족하지 않으면 시간스텝 ($n+1$)은 비탄성 구간이며, 2단계와 3단계 과정을 통해 소성 변형률 및 강성도저하값을 계산하여 시도응력을 정정하여야 한다. 먼저 식 (3)으로부터 소성변형률의 증분을 구하면 다음과 같다:

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^p = \gamma_{n+1} \frac{\partial G_{n+1}}{\partial \bar{\sigma}_{n+1}} \quad (18)$$

식 (11)과 (18)로부터 시간스텝 ($n+1$)에서의 소성변형률은 다음과 같은 식으로 계산된다:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^p = \boldsymbol{\varepsilon}_n^p + (1 - s_{n+1})\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (19)$$

여기서 시간스텝 ($n+1$)에서 식 (10)이 적용되지 않는 경우, 즉 대형균열 상태가 아닌 경우에는 식 (19)의 가중치 s 는 '0'이 되고 일반적인 회귀매핑 알고리즘의 계산 과정이 된다. 식 (10)이 적용되는 경우, 회귀매핑 알고리즘의 3번째 단계에서 필요한 식 (15)의 유효응력 강성도저하값

을 다음 식으로 계산한다:

$$D_{n+1}^{cr} = 1 - \frac{c_c(\kappa_{n+1})}{f(\bar{\sigma}_{n+1}, \kappa_{n+1})} \quad (20)$$

식 (20)의 결과에서 다음의 수정유효응력을 계산하여 3단계 회귀매핑 알고리즘을 끝낸다.

$$\tilde{\sigma}_{n+1} = (1 - D_{n+1}^{cr})\mathbf{E}_0 : (\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1} - \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^p) \quad (21)$$

그림 3은 제시된 회귀매핑 알고리즘에 따라 수정유효응력이 응력-손상변수 공간에서 파괴포락면에 회귀하는 3단계 과정을 나타낸다. 식 (20)은 수정된 유효응력이고 시간스텝 ($n+1$)에서의 최종적인 응력은 식 (2), (8), (21)로부터 다음 식으로 계산된다:

$$\sigma_{n+1} = (1 - D_{n+1})\tilde{\sigma}_{n+1} \quad (22)$$

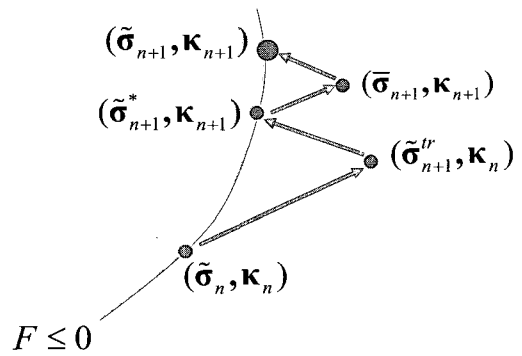


그림 3 균열모형의 3단계 회귀매핑 알고리즘

4.2 일축 반복하중 수치해석

본 논문에서 제안한 균열손상모형을 일축 반복하중문제의 수치해석에 사용하여 제안된 모형 및 알고리즘의 합리성 및 필요성을 알아보았다. 수치해석에는 4.1절에서 기술한 알고리즘을 비선형 유한요소 프로그램 FEAP⁽⁹⁾에 결합하여 구현한 프로그램을 사용하였으며 요소망과 물성은 그림 1의 'MESH C' 경우⁽²⁾와 같다. 먼저 대형균열 구간을 구분하는 인장손상변수의 한계치 κ_{cr} 에 따른 잔류 소성 변형을 살펴보기 위해 '0.6', '0.9', '1'의 세가지 κ_{cr} 값에 대한 수치해석을 진행하였으며 그림 4는 비교된 결과들을 나타낸다. κ_{cr} 이 '1'인 시험은 4.1절의 대형균열 알고리즘을 사용하지 않은 경우로, 상당한 잔류 변형이 발생하는 것을 알 수 있다. 콘크리트 등의 경우 어느 정도의 잔류 변형이 생기는 수치해석 결과 이러한 현상을 사실적으로 표현하는 κ_{cr} 값은 '0.9' 근방으로 추정되나 보다 정확한 수치는 실험치와 비교를 통하여 결정될 수 있다. 이러한 잔류 변형이 반복하중 및 동하중의 한 사이클 응답에 미치는 영향은 그림 5에서 볼 수 있다. 대형균열 알고리즘

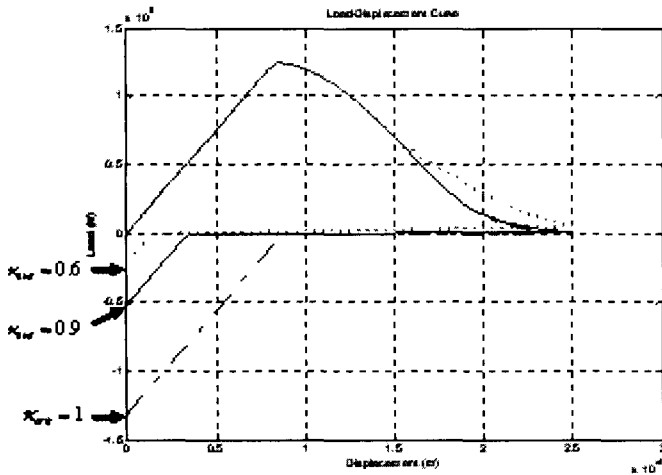


그림 4 한계치에 따른 잔류 소성변형

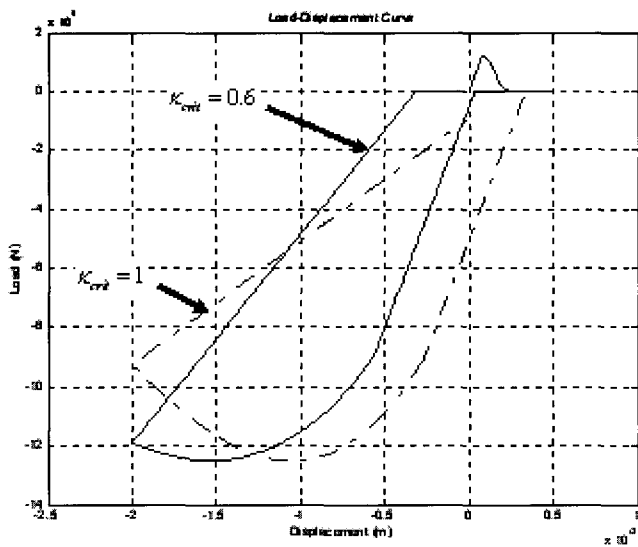


그림 5 인장손상변수의 한계치에 따른 해석결과

을 사용하지 않은 경우($\kappa_{cr}=1$) 과도한 잔류 변형으로 하중 사이클의 끝 지점이 압축응력 쪽으로 크게 치우치는, 따라서 비현실적인 해석 결과를 보여준다.

5. 전산해석 예

5.1 균열손상 동해석과정

2절의 손상손상모형과 3절 및 4절의 균열손상모형의 수치 알고리즘을 응력계산 과정으로 사용하여 동하중 상태에서 균열이 발생하는 구조물의 비선형 전산해석을 수행하는 과정은 그림 6과 같다. 고차 비선형문제의 수치시간 적분에서 안정적으로 해를 계산하는 것으로 알려진⁽¹⁰⁾ 확장중간값적분법(Generalized Midpoint Scheme)을 사용한다. 점소성 정규화(viscoplastic regularization) 과정을 통하여 변형연화 구간에서 비탄성 재료모형의 불안정성을 해결하며, 연속점탄성감쇠모형(Consistent Viscoelastic Damping Model)을 사용하여 연속균열모형에서 발생하는 과도 감쇠력의 발생을 억제한다.⁽¹¹⁾

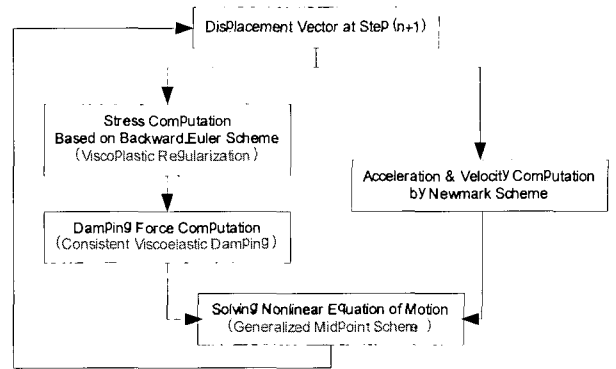


그림 6 동하중을 받는 구조물의 균열손상 전산해석 과정

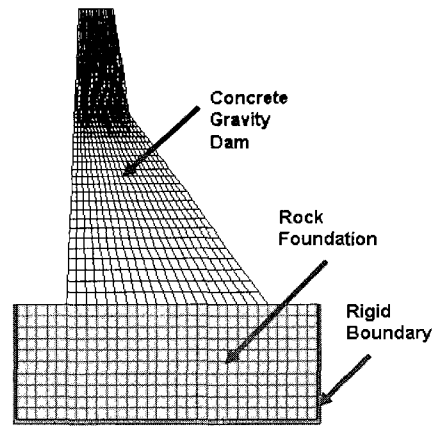


그림 7 콘크리트댐 및 기초암반의 유한요소 모형

5.2 해석대상 및 지진손상해석모형

제안된 균열손상모형을 실제 구조물의 동해석에 사용하여 균열모형 및 알고리즘의 유용성을 알아보았다. 해석 대상은 지진 피해를 겪은 길이 850 m, 중심부 높이 103 m의 콘크리트 중력댐으로, 1967년 인도 남서부 Koyna에서 발생한 리히터규모 6.5, MM 진도 9의 강한 지진으로 대형 균열손상이 발생하였다.⁽¹²⁾

비선형 시간이력해석에서 댐 길이 방향의 일정 두께로 격리된 댐체(monolith)와 기초암반부의 유한요소모형은 그림 7과 같이 평면응력의 균열손상모형 요소로 구성하였다. 댐체의 기초암반에서 충분히 떨어진 암반 영역은 완전 강체로 가정하였으며, 암반 영역과 기초암반의 가상경계면에서 반사되는 파의 영향은 매우 작아 무시할 수 있다고 가정하였다. 해석시간간격은 0.005 sec이고 시간이력해석은 10 sec까지 수행되었다. 해석에 사용된 콘크리트의 재료물성은 다음과 같다: 인장강도 = 2.9 MPa, 압축강도 = 24.1 MPa, 초기탄성계수 = 30 GPa, Poisson비 = 0.2, 파괴에너지 = 200 N/m, 밀도 = 2630 kg/m³. 지진시간이력해석을 위한 기초암반의 물성은 균질한 등방성으로 가정하였으며 다음과 같은 재료물성을 사용하였다: 인장강도 = 3 MPa, 압축강도 = 60 MPa, 초기탄성계수 = 30 GPa, Poisson비 = 0.25, 밀도 = 2700 kg/m³. 댐의 지진해석에 고려된 하중은 그림 8과 같은 수평, 수직 지진력이외에

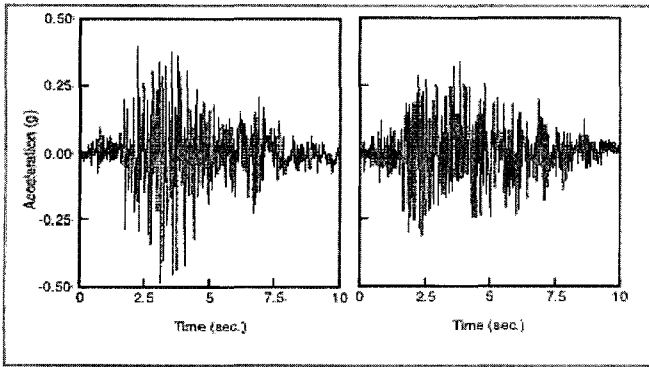


그림 8 Koyana 지진 수평(왼쪽) 및 수직(오른쪽) 지반 가속도 성분

담체 자중, 정수압 및 동수압이 있다. 동수압의 계산에는 담체의 변형이 유체에 미치는 영향이 무시할 정도로 작다고 가정하여 Westergaard 동수압식에 의한 부가질량법을 사용하였다.

5.3 해석 결과

그림 9a, b, c, d는 균열손상해석에서 담체 및 기초암반부에 균열이 발생하여 전파하는 양상을 시간단계별로 보여준다. 초기 균열은 담체의 상류부 하단과 기초 암반부가 만나는 지점에서 발생한다(그림 9a). 다음으로 담체의 하류부 중간 지점에서 발생한 균열(그림 9b)은 중심부로 전파된 후 상류부의 유사한 높이에서 독립적으로 발생한 균열과 합치된다(그림 9c, d). 상류 기초 경계부에서 발생한 균열은 점차 담체 기초 암반부에 약 45° 기울기로 전파되며(그림 9d) 콘크리트 담체의 자중에서 기인한 압축력의 영향으로 빠른 진전은 억제되는 것으로 보인다. 최종적으로, 담체 중간부의 균열이 관통하였지만 담체의 균열 지점 상부의 자중으로 전면적 붕괴는 발생하지 않는 것으로 해석되었으며, 실제 지진피해 사례에서도 균열로 인한 파손이 담의 붕괴로 이어지지는 않았다.⁽¹²⁾ 이러한 결과로부터 본 논문에서 제안한 균열손상 모형 및 알고리즘이 콘크리트담의 지진해석을 실제적으로 수행하여 유용성이 크다는 것을 확인할 수 있다.

그림 10은 담체 수평 변위응답 해석 결과에서 대형균열 모형 사용의 영향을 보여준다. 실선이 본 논문에서 제안한 균열모형 알고리즘을 사용하여 과도한 인장축 잔류변형을 억제하여 해석한 결과이고, 점선이 대형균열이 발생할 경우에도 일반적인 소성손상모형을 사용하여 큰 잔류변형이 발생하는 것으로 해석한 결과이다. 탄성 및 초기 손상 구간인 4 sec까지는 두 해석결과 간에 큰 차이가 없으나, 그 후 균열이 커진 것을 나타내는 중기 및 말기 손상이 발생하기 시작하면서 결과의 차이가 커짐을 알 수 있다. 이는 잔류변형의 특성 상 진동에 따른 사이클 횟수가 증가함에 따라 응답의 차이가 커지는 것으로부터 기인한다. 본 전산해석 예와 4.2절의 결과로부터 큰 균열이 발생하는 구조물의 동하중 해석에는 본 논문의 제안 알고리즘,

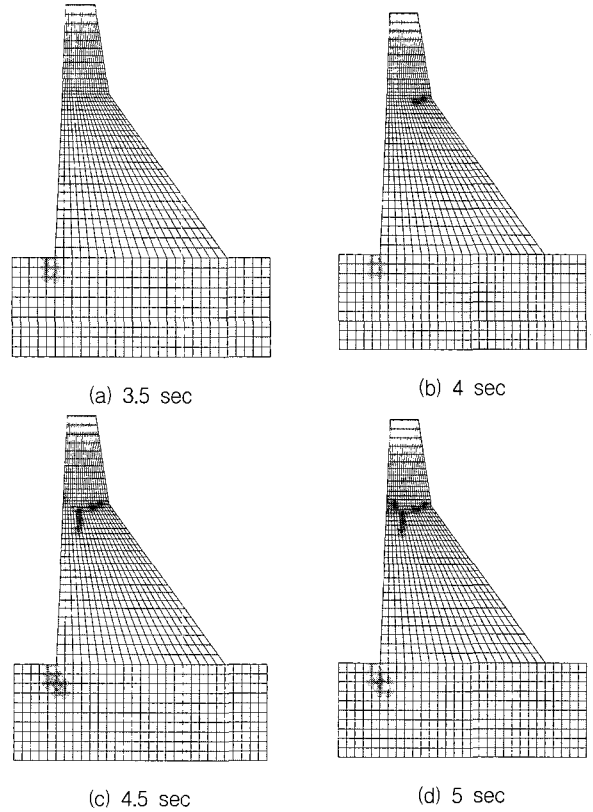


그림 9 시간단계별 균열손상도

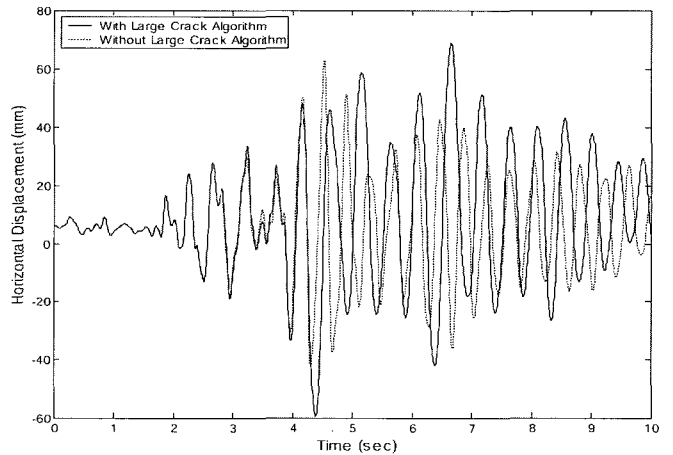


그림 10 담체 수평 변위응답에서 대형균열모형 사용의 영향

또는 이와 같은 기능을 수행하는 대형균열 알고리즘이 필요함을 알 수 있다.

6. 결 론

본 논문에서는 반복하중 및 동하중을 받는 구조물의 비탄성해석에서 기존 연속균열모형들이 과도하게 계산하는 소성변형을 합리적으로 조절하는 균열모형을 소성손상모형을 수정한 형태로 제시하였다. 또한 이러한 균열손상모형을 전산해석에 사용할 수 있도록 3단계 회귀매핑 알고리즘으로 구성된 수치 알고리즘을 제안하였다.

일측 반복하중 문제에 제안된 알고리즘을 사용한 결과

와 비교하여, 균열 알고리즘을 사용하지 않은 경우에는 과도한 잔류 변형으로 비현실적 해석 결과를 나타냈으며, 결국 본 논문에서 제안한 균열모형 및 알고리즘의 합리성과 필요성을 알 수 있었다. 또한 콘크리트댐의 전산지진해석에 적용하여 제안된 대형균열모형이 실제 구조물의 동적 균열해석에서 손상의 시작 및 미세균열 형성, 대형균열로의 진전 및 균열의 닫힘을 합리적이고 효과적으로 표현할 수 있음을 확인하였다.

감사의 글

본 연구는 2005년 건설교통부 건설핵심기술연구사업 교량설계핵심기술연구단의 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고 문헌

1. ABAQUS, *ABAQUS Theory Manual*, ABAQUS Inc., RI., USA, 2005.
2. Lee, J. and Fenves, G.L., "Plastic-Damage Model for Cyclic Loading of Concrete Structures," *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, Vol.124, No.8, 1998, pp. 892-900.
3. Lubliner, J., Oliver, J., Oller, S. and Onate, E., "A Plastic-damage Model for Concrete," *International Journal of Solids and Structures*, Vol.25, No.3, 1989, pp. 299-326.
4. Mazars, J. and Pijaudier-Cabot, G., "Continuum Damage Theory-Application to Concrete," *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, Vol.115, 1989, pp. 345-365.
5. Simo, J.C. and Ju, J.W., "Stress and Strain Based Continuum Damage Models - I. Formulation," *International Journal of Solids and Structures*, Vol.23, 1987, pp. 821-840.
6. Oliver, J., "A Consistent Characteristic Length of Smeared Cracking Models," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol.28, 1989, pp. 461-474.
7. Simo, J.C. and Taylor, R.L., "A Return Mapping Algorithm for Plane Stress Elastoplasticity," *International Journal for Numerical Method in Engineering*, Vol.22, 1986, pp. 649-670.
8. Lee, J. and Fenves, G.L., "A Return-mapping Algorithm for Plastic-damage Models: 3-D and Plane Stress Formulation," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol.50, 2001, pp. 487-506.
9. Taylor, R.L., *FEAP: A Finite Element Analysis Program (Version 5.01 Manual)*, University of California at Berkeley, CA, USA, 1996.
10. Simo, J.C., "Nonlinear Stability of Time-discrete Variational Problem of Evolution in Nonlinear Heat Conduction: Plasticity and Viscoplasticity," *Computer Method in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.88, 1991, pp. 111-131.
11. Lee, J. and Fenves, G.L., "A Plastic-Damage Concrete Model for Earthquake Analysis of Dams," *Earthquake Engineering Structural Dynamics*, Vol.27, 1998, pp. 937-956.
12. Chopra, A.K. and Chakrabarti, P., "The Koyna Earthquake and Damage to Koyna Dam," *Bulletin of the Seismology Society of America*, Vol.63, 1973, pp. 381-397.

