

터널 슛크리트 라이닝의 장기 화학적 열화 손상 평가를 위한 수치 모델링 기법 개발

신휴성^{1*}, 김동규²

Development of a numerical modelling technique for evaluation of a long-term chemical deterioration of tunnel shotcrete lining

Hyu-Soung Shin, Dong-Gyou Kim

Abstract In this study, a new concept for simulating a physical damage of tunnel shotcrete lining due to a long-term chemical deterioration has been proposed. It is known that the damage takes place mainly by internal cracks, reduction of stiffness and strength, which results mainly from volume expansion of the lining and corrosion of cement materials, respectively. This damage mechanism of shotcrete lining appears similar in most kinds of chemical reactions in tunnels. Therefore, the mechanical deterioration mechanism induced by a series of chemical reactions was generalized in this study and mathematically formulated in the framework of thermodynamics. The numerical model was implemented to a 3D finite element code, which can be used to simulate behaviour of tunnel structures undergoing external loads as well as chemical deterioration in time. A number of illustrative examples were given to show a feasibility of the model in tunnel designs.

Keywords: A long-term chemical deterioration of tunnel shotcrete lining, numerical model, 3D finite element analysis, physical damage

요 지 본 논문에서는 터널 슛크리트 라이닝의 장기 화학적 열화에 의한 물리적 손상을 수치적으로 모델링하기 위한 새로운 개념의 해석기법이 제안되었다. 이러한 물리적 손상은 내부균열 발생, 재료 강성과 강도의 저하에 의해 주로 유발되며, 이들은 장기 화학적 열화반응에 의한 체적팽창 및 시멘트질의 침식에 의해 발생된다. 결과적으로, 이러한 슛크리트 라이닝의 손상 메카니즘은 터널내에서 발생할 수 있는 다양한 종류의 열화반응들에서 유사하게 나타난다. 따라서, 본 연구에서는 일련의 화학적 열화 반응에 기인한 물리적 손상 메카니즘을 일반화 하였으며, 열역학에 기반한 수치모델을 수학적으로 유도하였다. 유도된 수치모델은 3차원 유한요소 프로그램으로 코드화 되었으며, 외력과 장기 화학적 열화를 겪고 있는 터널 구조물의 시간의존성 거동 시뮬레이션에 적용된다. 개발된 코드는 몇 개의 예제 수행을 통해 터널설계상에서의 적용성을 검토하였으며, 동일한 열화조건하에서도 주변 지반응력상태에 따라 물리적 손상 속도와 정도가 크게 달라짐을 보였다.

주요어: 터널 슛크리트 라이닝의 장기 화학적 열화반응, 수치 모델링, 3차원 유한요소 해석, 물리적 손상

1. 서 론

국내의 터널의 역사가 점차 길어지면서 예전에는 우려하지 않았던 내구성 검토가 요구되는 노후화 터널들이 철도터널을 중심으로 발생하고 있다. 이러한 노후터널의 내구성 연장을 위하여 주변 화학적 열화조건에 대한 합리적인 잔존 수명평가의 필요성이 요구되고 있으며, 터널의 고성능화 추세에 기인하여 신규 터널의 설계에서도 현장 열화조건을 검토하고 터널의 대략적인 수명을 예측하여 설계에 반영코자 하는 노력이 요구되고

있다(日本コンクリート工學協會, 2004). 나아가, 국외에서는 활발히 적용되고 있는 싱글셀 터널의 경우에 슛크리트 라이닝이 영구 지보재로 설계되므로 화학적 열화에 의한 장기 물리적 내구성 평가가 매우 중요하다(한국건설기술연구원, 2006a).

일반적으로 터널 라이닝의 내구성이란 성능저하외력에 대하여 저항하며 요구되는 역학적 및 기능적인 성능을 보유할 수 있는 능력을 말한다. 내구성을 저하시키는 열화원인으로는 산성 및 황산염 반응, 알칼리 골재반응, 중성화반응, 염해 및 동결융해 등이 있으며, 실제 성능저하는 이들 원인의 몇 가지가 복합하여 진행되는 경우가 많다. 국외에서는 이러한 화학적 열화반응 중 알칼리 골재반응에 대한 연구가 많이 진행되었다. 국외의 골재들

¹정회원, 한국건설기술연구원, 지하구조물연구실 선임연구원
²정회원, 한국건설기술연구원, 지하구조물연구실 선임연구원
*교신저자: 신휴성 (hyushin@kict.re.kr)

은 시멘트 및 물과 반응하여 알칼리 골재반응에 의한 콘크리트 열화 반응이 심각한 것으로 보고하고 있으며, 이에 대한 실험적 기초연구가 활발히 진행되어 왔다(한국건설기술연구원, 2006b). 국내의 경우는 골재 특성상 알칼리 골재반응은 심각한 상황이 아니지만, 광산 산성수 및 동결융해 등에 의한 터널 지보재의 내구성 저하에 대한 위험성은 장기 가속 열화실험을 통해 보고된 바 있다(한국건설기술연구원, 2006b). 하지만, 이러한 화학적 열화반응에 대한 실험적 기초연구에 기반하여 물리적 손상 메카니즘을 일반화 하고, 이를 수치 모델화 하여 터널의 내구성을 정량적으로 평가함으로써 구조물의 수명을 예측하기 위한 연구는 국내외적으로 매우 부족한 상황이다.

이에 본 연구에서는 기존 콘크리트 분야에서 수행한 열화 기초 연구(이창수와 윤인석, 2003; Magni et. al., 1986; Hobbs, 1988)와 한국건설기술연구원(2006b)에서 수행해 온 터널 지보재의 열화 실험에 기반하여 물리적 손상 메카니즘을 일반화 하고, 이를 합리적으로 시뮬레이션 하기 위한 수치모델을 개발하였다. 본 고에서는 화학적 열화 반응에 의한 물리적 손상 메카니즘에 대한 일반화 과정과 이를 열역학 이론에 기반한 수치 모델화 과정을 통해 설명하고 간단한 예제들을 통해 개발된 모델의 타당성을 검토하였다.

2. 장기 화학적 열화반응에 의한 물리적 손상 메카니즘의 일반화

터널 숏크리트 라이닝의 열화반응은 화학적 침해로 인해 발생하며, 화학적 침해의 일반적인 형태는 시멘트의 용해, 황산염, 해수, 그리고 소량의 자연 산성물의 작용이다. 콘크리트가 건조한 상태일 때는 침해가 거의 없으나, 부식성 화학물질이 최소 농도 이상의 용액에 노출

되어 있다면 심각한 침해가 발생한다. 또한 황산, 염산, 초산 등의 무기산은 시멘트 수화물중의 석회, 규산, 알루미늄 등을 용해하기 때문에 콘크리트는 심하게 침식되어 붕괴된다. 유기산은 무기산에 비하여 조금 약하지만, 나트륨, 마그네슘, 및 칼슘 등의 황산염은 시멘트 중의 수산화 석회 및 알루미늄 산석회(C₃A)와 반응하여 에트링자이트(Ettringite)를 만들므로 현저하게 팽창하여 콘크리트를 파괴한다(이창수와 윤인석, 2003; 한국건설기술연구원, 2006b).

숏크리트 라이닝은 연속된 미세공극을 가진 다공질 재료이며 산소나 이온, 수분 등의 침투나 이동이 이루어 지는데, 이러한 미세공극과 콘크리트 재료의 표면상에서 열화반응이 일어나게 된다. 열화반응은 장기간에 걸쳐 화학반응이 진행되며 그 반응 과정과 반응 생성물은 골재 중의 알칼리량이나 염화물량, 환경조건 등에 따라 영향을 받는다. 화학반응은 실제 몇가지 원인이 복합하여 발생하며 화학반응 부산물에 의하여 콘크리트 재료가 팽창하고 공극 및 균열이 발생하게 된다. 일반적으로 알려진 숏크리트 라이닝의 주요 화학적 열화과정에 대한 물리적 손상원인을 일반화하여 나타내면 표 1과 같다(한국건설기술연구원, 2006a).

표 1과 같이, 터널 숏크리트 라이닝의 화학적 열화에 의하여 화학반응의 결과로 생성되는 부산물들이 내부 공극내에서 팽창함에 따라 숏크리트 재료에 물리적 손상이 발생한다. 따라서 이러한 숏크리트의 열화에 의한 장기 내구성 저하 특성은 시간에 따른 시료의 부피 팽창률 및 강성/강도 저하율을 이용하여 표현할 수 있다. 또한 화학적 열화는 부피팽창과 강도저하를 초래하여 구조물에 물리적 손상을 주는 공통점이 있으므로 화학반응의 종류와 상관없이 일반화된 손상평가 방법으로 사용될 수 있을 것이다. 일반적으로 알려진 터널 숏크리트 지보재의 주요 화학적 열화과정에 대한 물리적 손상 메

표 1. 대표적인 화학적 열화반응 및 일반화된 물리적 손상원인

화학적 열화과정의 종류	주요 열화반응 결과	주요 물리적 손상원인
중성화 반응	강재부식 및 다공질화	내부압 발생 + 재료강성 저하
염해	강재부식 및 화학 부산물 생성	내부압 발생
산성 및 황산염 반응	강재부식, 화학 부산물 생성, 침식	내부압 발생 + 재료강성 저하
알칼리 골재 반응	화학 부산물 생성	내부압 발생
동결융해	공극수의 동결로 부피 팽창	내부압 발생

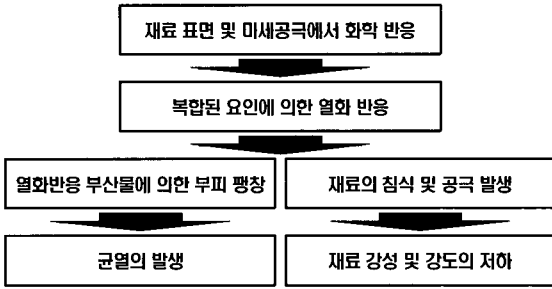


그림 1. 화학적 열화에 의한 내구성 저하 과정

커니즘을 일반화 하여 도시하면 그림 1과 같다.

3. 화학적 열화반응에 대한 매질정수 설정

터널 라이닝의 주재료인 숏크리트상의 다양한 열화반응들은 강섬유 및 와이어 메쉬와 같은 철재를 부식시키고 다양한 화학반응을 통해 생성된 부산물들에 의해 공극의 부피 팽창을 유발하여 궁극적으로 내부압력으로 작용하게 되므로 내부균열 뿐만 아니라 표면부에서는 박리현상을 초래한다. 또한, 다양한 화학반응들에서 공통적으로 요구되는 주요 반응물질은 지하수와 지하수 구성성분, 그리고 숏크리트내의 석회질이므로 이러한 화학반응은 숏크리트의 강성을 좌우하는 석회질 함량을 감소시킴으로써 숏크리트의 다공질화를 초래한다. 이는 즉각적으로 탄성계수와 같은 숏크리트의 역학적 강성뿐만 아니라 강도저하를 초래하여 파괴에 대한 내성을 저하시킨다.

숏크리트의 열화에 의해 발생하는 내부균열 및 표면 박리현상은 화학반응의 부산물들이 팽창하는 것에 주로 기인하고 팽창 정도에 따라 균열발생 가능성은 높아지게 된다. 이를 일반화된 역학적 손상 메카니즘으로 표현하기 위하여 주어진 화학적 열화조건 및 열화특성은 시간에 따른 시료의 부피 팽창율을 이용하여 표현할 수 있다. 이러한 부피 팽창율은 고려되는 화학적 열화종류가 부피팽창을 초래 하여 구조물에 물리적 손상을 주는 것이라면 해당되는 화학반응의 종류와 상관없이 일반화된 실험정수로서 사용될 수 있을 것이다.

또 다른 하나의 주요한 물리적 손상 요인은 숏크리트의 강성 저하이다. 이는 가속열화실험 등에 의해 결정될 수 있는 시간에 따른 탄성계수의 저하와 강도정수값들

의 감소곡선을 통해 평가될 수 있을 것이다(임종진 등, 2005).

4. 시간 의존성 화학적 열화 손상 평가를 위한 수치모델 개발

4.1 수치모델의 유도 배경

본 연구에서는 주어진 열화조건에 대하여 숏크리트의 시간에 따른 매질정수값들의 변화곡선이 실험을 통해 결정이 되었을 때, 이를 고려하여 터널 구조체의 장기 내구성을 모델링 할 수 있는 수치모델을 유도한다. 이러한 수치모델은 유한요소와 같은 일반적인 구조해석 코드에 접목되어 터널의 기하학적 특성과 주변 초기응력 조건을 고려한 구조해석을 수행하는데 사용된다. 여기서 숏크리트 구조체의 물리적 손상은 화학적 열화반응만에 의해 좌우되는 것이 아니고, 숏크리트 구조체가 받고 있는 하중조건과 연계되어 물리적 손상이 평가되어야 한다. 같은 열화과정을 겪는 숏크리트라도 주어진 외부 하중조건에 따라 예상되는 내부균열 등의 물리적 손상경향이 달라진다. 수치해석 유도배경에 대한 모식도는 그림 2와 같다.

본 연구에서 적용코자 하는 이론적 개념은 열역학에서 사용하는 매질의 열팽창 특성을 모사하는 방식과 유사한 방식이다. 열역학에서는 매질의 열팽창에 의한 크립

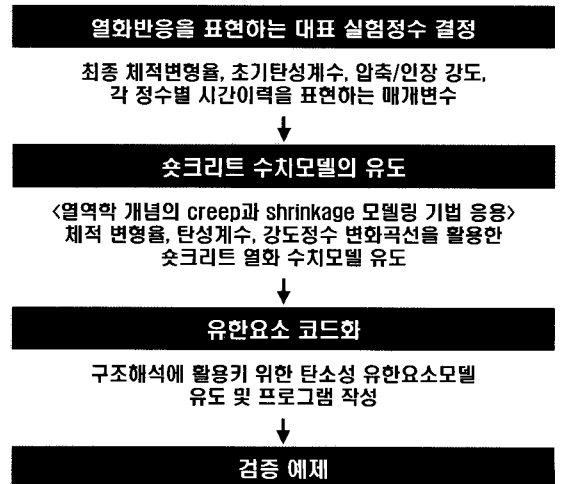


그림 2. 숏크리트 장기 내구성 평가용 수치모델 개발 과정

(creep)과 움츠러짐(shrinkage)현상을 적절히 모사하기 위한 다양한 구성방정식이 제안되어 왔다(Bazant, 1988; Bathe, 1982). 이러한 개념을 도입하여 유사한 형태로 댐 구조물의 알칼리 골재반응에 의한 구조물의 물리적 손상에 대한 구성방정식이 유도된 바 있다(Pietruszczak, 1996). 유도된 구성방정식은 캐나다 몬크리올 근처에 위치한 Beauharnois 댐의 알칼리 골재반응에 의한 구조물의 내구성 저하를 평가에 적용되었다(Huang & Pietruszczak, 1999).

본 연구에서도 숏크리트의 화학적 열화과정에 의해 생성된 부산물의 부피팽창이 숏크리트의 물리적 손상을 초래한다는 점에 착안하여 상기한 열팽창 개념으로 유도된 알칼리 골재반응 모델링 기법을 기반으로 숏크리트 라이닝의 장기 내구성 저하 평가를 위한 수치모델을 유도하고 프로그램화 하였다. 여기서 매질의 물리적 손상을 모사하기 위해 적용되는 체적 팽창율과 탄성계수 그리고 압축/전단강도는 화학적 열화반응시간(pseudo chemical reaction time)에 따라 변화하는 함수가 된다. 이러한 시간의존 매질정수들을 사용하여 매질의 역학적 거동을 모사하기 위해 사용된 구성방정식은 다음과 같이 유도될 수 있다.

4.2 화학적 열화에 대한 구성방정식의 유도

탄성영역내에서 매질의 부피팽창에 대한 매질의 변형과정의 일반적인 구성관계는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\{\epsilon\} = [C^e]\{\sigma\} + \frac{1}{3}\epsilon_A\{m\} + \{\epsilon_T\} \quad (1)$$

여기서 $[C^e]$ 는 탄성행렬의 역행렬인 컴플라이언스(compliance) 행렬이며, $\{m\}$ 은 Kronecker delta와 유사한 형태의 연산자 벡터이다. 또한, ϵ_A 는 화학적 열화반응에 기인한 체적 팽창률이며 $\{\epsilon_T\}$ 는 열변형을 벡터이다. 식 (1)의 우측변 마지막항의 열변형을 벡터는 다음과 같이 정의된다.

$$\{\epsilon_T\} = \frac{1}{3}\beta_T(T - \bar{T})\{m\} \quad (2)$$

여기서 β_T 는 열팽창 계수이며 T 와 \bar{T} 는 각각 현 시점의 온도와 기준온도를 의미한다. 식 (1)을 시간에 대하여 미분하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$\{\dot{\epsilon}\} = [C^e]\{\dot{\sigma}\} + [C^e]\{\dot{\sigma}\} + \frac{1}{3}\dot{\epsilon}_A\{m\} + \frac{1}{3}\beta_T\dot{T}\{m\} \quad (3)$$

식 (3)의 우측 두 번째 항은 지속적인 화학적 열화반응에 기인한 숏크리트 매질의 탄성물성의 저하를 묘사한다. 상기식들을 기반으로 숏크리트 라이닝의 화학적 열화반응에 대한 역학적 거동특성을 수학적으로 모사하기 위하여 다음과 같은 화학적 열화진행 시간 t' 를 도입한다. 이는 화학적 열화반응 이력에 의하여 영향을 받는 하나의 국부적인 매질특성으로 고려될 수 있다. 이러한 열화진행 시간 t' 에 대하여 매질의 물리적인 거동특성 변화는 다음과 같은 형태로 진행되는 것으로 가정한다.

$$\dot{\epsilon}_A = g_1(\{m\}^T\{\sigma\})\dot{g}_3(t'); \quad dt' = g_2(T)dt \quad (4)$$

여기서 g_3 는 주어진 화학적 열화조건하에서의 자유 체적 팽창율을 나타내며, g_1 과 g_2 는 각각 정수압 및 온도에 의한 구속효과를 나타낸다. 기존의 실험적 연구결과(Magni et al., 1986; Hobbs, 1988)에 따르면 함수 g_1 과 g_3 는 다음과 같이 결정될 수 있다.

$$g_3(t') = \frac{\epsilon_{\max}t'}{A_3 + t'}, \quad t' \rightarrow \infty \rightarrow g_3 \rightarrow \epsilon_{\max} \quad (5)$$

$$g_1(\{m\}^T\{\sigma\}) = \exp(A_1\{m\}^T\{\sigma\}/f_c), \quad 0 \leq g_1 \leq 1 \quad (6)$$

여기서 f_c 는 초기 일축 압축강도이며, A_1 은 초기응력 상태의 수직성분(정수압)에 대한 내부 팽창압 구속정도를 나타내는 매질 상수이다. A_3 는 시간에 따른 체적 팽창률의 변화속도를 정의하기 위한 매질상수로서 최종 체적 팽창율이 수렴되기까지 소요된 시간의 1/2시간을 의미한다. ϵ_{\max} 는 화학적 열화반응이 완료된 후(즉, $A_3 \times 2$ 시간)에 측정된 최대 체적 팽창율이다. 일반적으로 매질의 부피팽창에 직접적으로 영향을 주는 화학 열화반응속도는 대상 매질내에 대상 화학반응식에 사용되는 성분들이 얼마만큼 함유되어 있는가에 좌우된다. 또한, 터널의 숏크리트 라이닝에 작용 가능한 열화반응 중 중성화 반응과 알칼리 골재반응 등의 열화 반응속도는 온도에 큰 영향을 받는다. 이러한 온도의 영향을 모델링하기 위하여 함수 $g_2(T)$ 를 사용할 수 있다. 범함수 형태의 g_2 는 기존 실험적 연구결과(Pleau et al., 1989)에 기초하여 식 (7)과 같이 표현된다.

$$g_2(T) = \frac{1}{2} \left[1 + \tanh \left(\frac{T - T_0}{A_2} \right) \right] \quad (7)$$

여기서 A_2 와 T_0 는 매질상수들이다. 일반적으로 g_2 는 0과 1사이의 범위내에서 정의된다. 낮은 온도에서는 반응속도가 늦어지며 즉, $g_2 \rightarrow 0$ 으로 되며, 높은 온도에서는 1에 가까워 진다, 즉, 식 (4)에서 $dt' = dt$ 이 된다. 온도가 올라가면 가상의 시간 개념인 화학적 열화진행 시간 t' 가 실시간 개념의 t 에 가까워 진다는 것을 의미한다. 주어진 상기의 정의에 의하여 반응속도를 지배하는 상관관계식은 식 (4)~식 (6)으로부터 다음과 같이 유도된다.

$$g_3 = \frac{\epsilon_{\max} \left(1 - \frac{g_3}{\epsilon_{\max}} \right)^2}{A_3} g_2(T) \quad (8)$$

여기서 $\frac{g_3}{\epsilon_{\max}}$ 은 0에서 1사이의 값을 갖으며, 화학적 열화반응의 진전과정을 나타낸다. 슛크리트 라이닝의 역학적 매질특성, 특히 탄성계수와 압축 및 인장강도의 저하는 주로 매질의 역학적 손상에 의해 초래된다. 이러한 역학적 손상은 지속되는 화학적 열화과정동안 생성되는 화학반응의 부산물들에 의해 발생하는 내부압에 기인한 내부균열과 화학반응을 통해 슛크리트의 주요성분의 함량이 감소함에 따른 다공질화에 의해 발생한다. 이러한 탄성계수와 강도정수들의 감소현상은 다음과 같은 간단한 형태의 함수로 표현될 수 있다.

$$E = E_0 \left[1 - (1 - B_1) \frac{g_3}{\epsilon_{\max}} \right]; f_c = f_{c_0} \left[1 - (1 - B_2) \frac{g_3}{\epsilon_{\max}} \right] \quad (9)$$

여기서 B_1 과 B_2 는 매질상수이며, 명백히 g_3 가 ϵ_{\max} 에 가까워짐에 따라 $E \rightarrow B_1 E_0$ 이 되며 $f_c \rightarrow B_2 f_{c_0}$ 가 된다. 따라서 매질정수들은 본 유도에서 도입한 화학적 열화 진행 시간 t' 에 대해 변화하는 함수이면서 실시간 개념의 t 와도 관련이 있다. 하지만 일반적인 수치해석과정에서는 실험결과와 연계하여 실시간 t 개념으로 수행될 수 있을 것이다.

이상과 같이 유도된 슛크리트의 화학적 열화모델은 정의된 변형율을 일반적인 탄소성 매질모델의 응력 및 변형율항에 추가함으로써 일반적인 구조해석에 적용될 수 있다. 따라서 식 (3)에서 정의된 구성관계식을 다음

과 같이 일반화할 수 있다.

$$\dot{\epsilon} = [C^e] \dot{\sigma} + [C^e] \sigma + \frac{1}{3} \dot{\epsilon}_A \{m\} + \frac{1}{3} \beta_T \dot{T} \{m\} + \dot{\epsilon}^p \quad (10)$$

또는

$$\dot{\sigma} = [D^e] \left(\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}^p - [C^e] \sigma - \frac{1}{3} \dot{\epsilon}_A \{m\} - \frac{1}{3} \beta_T \dot{T} \{m\} \right) \quad (11)$$

여기서 $[D^e]$ 는 탄성 구성행렬이다. 소성변형율을 정의하기 위하여 적용되는 항복함수 $f=0$ 는 t' 에 대한 화학적 열화과정에 의해 영향을 받는 것으로 가정한다. 따라서

$$f(\{\sigma\}, \{\epsilon^p\}, t') = 0; \quad \{\dot{\epsilon}^p\} = \lambda \frac{\partial Q}{\partial \{\sigma\}} \quad (12)$$

이다. 여기서, $Q(\{\sigma\})$ 은 표준 소성 포텐셜 함수이다. 주어진 항복함수에 대한 항복조건 $df=0$ 을 만족시키기 위한 조건식을 시간에 대하여 다음과 같이 유도할 수 있다. 본 연구에서 터널 라이닝 열화모델과 연계하여 사용된 항복함수는 2개의 항복면으로 매질의 다양한 소성거동 특성을 모사할 수 있는 two surface 모델이다(Pietruszczak et al., 1988).

$$\dot{f} = \left(\frac{\partial f}{\partial \{\sigma\}} \right)^T \{\dot{\sigma}\} + \left(\frac{\partial f}{\partial \{\epsilon^p\}} \right)^T \lambda \frac{\partial Q}{\partial \{\sigma\}} + g_2 \frac{\partial f}{\partial t'} = 0 \quad (13)$$

표준 탄소성 유도과정에 따르면 다음과 같은 최종적인 구성방정식을 얻을 수 있다(Owen & Hinton, 1980; Zienkiewicz and Taylor, 2000).

$$\begin{aligned} \{\dot{\sigma}\} = & [D^{ep}] \left(\dot{\epsilon} - \frac{1}{3} \dot{\epsilon}_A \{m\} - \frac{1}{3} \beta_T \dot{T} \{m\} \right) \\ & - \left(\frac{1}{H} [D^e] \frac{\partial Q}{\partial \{\sigma\}} \left(\frac{\partial f}{\partial \{\sigma\}} \right)^T - [I] \right) [D^e] [C^e] \{\sigma\} \\ & - \frac{g_2}{H} \frac{\partial f}{\partial t'} [D^e] \frac{\partial Q}{\partial \{\sigma\}} \end{aligned} \quad (14)$$

여기서 $[I]$ 는 단위행렬이며,

$$\begin{aligned} [D^{ep}] = & [D^e] \left(1 - \frac{1}{H} [D^e] \frac{\partial Q}{\partial \{\sigma\}} \left(\frac{\partial f}{\partial \{\sigma\}} \right)^T \right); \\ H = & \left(\frac{\partial f}{\partial \{\sigma\}} \right)^T [D^e] \frac{\partial Q}{\partial \{\sigma\}} - \left(\frac{\partial f}{\partial \{\epsilon^p\}} \right)^T \frac{\partial Q}{\partial \{\sigma\}} \end{aligned} \quad (15)$$

이다. 유도된 최종 구성방정식 (14)는 일반적인 유한요소 코드내의 매질모델로서 코드화되어 다양한 구조형상 및 초기 응력조건하의 구조해석에 적용된다. 그림 3은 상기의 수치모델이 유한요소 코드에 프로그램화된 개념도를 보여준다. 상기에서 유도된 수치모델은 일반적인 유한요소 해석과정에서 주어진 time step에서의 저하된 물성값들을 결정함으로써 적절한 매질의 탄성행렬을 계산할 수 있도록 하며, 항복조건과 응력누적과정에서 요구되는 탄소성행렬을 제공한다. 그림 3의 우측에 나타낸 바와 같이, 본 연구에서 유도된 수치모델에서 요구되는 매질정수들은 일반적인 매질의 역학적 물성 외에 다음과 같은 것들이 있다.

- A₁: 초기응력 상태의 수직성분(정수압)에 대한 내부 팽창압 구속정도를 나타내는 매질 상수
- A₃: 체적 팽창 속도를 나타내는 매질상수(체적팽창 수렴 시간의 1/2)
- B₁: 초기 탄성계수에 대한 최종 탄성계수의 비
- B₂: 초기 강도에 대한 최종 강도의 비
- EAM: 최종 체적 팽창률

이외에도 유도과정에 포함되어 있는 정수 A₂는 열팽창에 관련된 항목이므로 본 연구에서는 고려하지 않는 것으로 한다.

5. 검토예제(I): 다양한 구속압 조건하 단위매질의 열화 거동

본 연구에서 유도된 쏫크리트 내구성저하 수치모델을 개략적으로 검증하기 위하여 단순 일축압축 및 직접인장 가압조건에 대한 매개변수 연구를 수행하였다. 이때, 본 연구에서 개발된 쏫크리트 열화 수치모델이 포함되어 있는 자체 개발 유한요소 코드 SELINA3D를 이용하였다. 프로그램화된 수치모델의 코드화 작업의 적절성을 검토하기 위하여 한개의 20절점 강체요소를 이용한 매우 단순화된 모델을 설정하고, 다양한 초기응력조건에서 열화과정동안 매질의 응력변화 추이를 고찰하였다. 일축압축조건인 경우, 일축 압축력을 일정방향으로 가압하고, 일정수준까지 가압이 완료된 후에 열화가 개시되어 일정기간동안 지속되는 것으로 하였다. 열화가 개시된 후에는 추가 가압은 없도록 하였다. 직접인장조건인 경우에도 같은 방식으로 모델링을 수행하였다. 축방향으로 인장력을 일정수준까지 가압하고, 가압이 완료된 후에 열화가 일정기간동안 진행된다. 이상과 같은 다양한 초기응력조건상에서 열화가 진행되는 시료의 축 변형율의 변화추이를 관찰하였다. 사용된 매질정수값들은 표 2와 같다(한국건설기술연구원, 2006a).

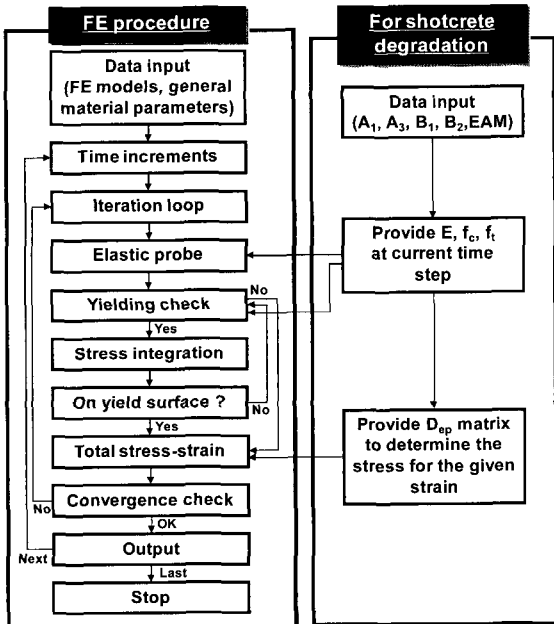


그림 3. 쏫크리트 내구성 저하 수치모델과 연계된 유한요소 계산과정

표 2. 매개변수 연구에 사용된 매질정수

매질정수	정수값
초기 탄성계수	50 GPa
포아송비	0.25
초기 압축강도	30 MPa
초기 인장강도	3 MPa
A ₁	0.1
A ₃	200 days
B ₁	0.3
B ₂	0.8
EAM	0.001

5.1 압축 구속압 조건

열화가 개시되는 시점의 축방향 압축력(10 MPa, 20 MPa, 25 MPa)을 달리 설정하고 숏크리트 매질의 열화거동 특성을 알아보았다. 열화가 개시된 시점 이후부터는 추가하중은 재하되지 않는다. 그림 4는 열화가 개시된 각 초기 압축응력상태에 대한 축방향 변형을 변화시켜 보여준다. 그림 4에서 수평축은 열화가 진행된 시간을 의미한다.

그림 4에 의하면, 수평방향으로 구속압 없이 수직으로만 압축력을 가한 시료에서는 열화개시 시점에서의 일축압축응력이 클수록 파괴 가능성이 커짐을 알 수 있다. 이는, 같은 가압조건에서도 열화개시 당시의 응력상태에 따라 매질이 안정하게 유지될 수도 있지만, 파괴가 발생할 수도 있음을 의미한다. 본 실험에서 발생된 파괴는 일축 압축력이 가해지면서 수평 변형율이 발생하고, 추가로 숏크리트의 화학적 열화가 개시됨과 동시에 내부 체적 팽창율이 증가되므로 수평 변형율의 증가속도가 가속되면서 발생한다. 이로부터, 열화에 의한 숏크리트 구조물의 파괴 안전성은 열화시점의 응력상태에 크게 영향을 미치므로 숏크리트 구조체의 장기 내구성 평가를 위해서는 다양한 열화반응에 대한 숏크리트 시료의 정성적 강도저하 경향 파악뿐만 아니라, 터널내의 숏크리트 구조체의 구속압 조건을 함께 고려하는 것이 무척 중요함을 알 수 있다.

5.2 인장 구속압 조건

열화가 개시되는 시점의 인장력(2 MPa, 2.5 MPa, 2.8

MPa)을 설정하고 숏크리트 매질의 열화거동 특성을 알아보았다. 압축 구속조건에서와 유사하게 열화 개시시점 이후에는 추가 하중이 재하 되지 않는다. 그림 5는 각 인장 구속압 조건에 대한 축방향 변형을 변화시켜 보여준다.

그림 5는 열화가 개시되는 시점에서의 인장력이 클수록 파괴 가능성이 큰 것을 보여주고 있다. 이는 축방향으로 가해진 인장력에 의해 발생된 인장 변형율에 열화로 인한 인장 변형율이 더해져 변형을 진행속도가 축방향으로 가속되고 있음을 의미한다. 따라서, 압축의 경우와 같이 열화개시 시점에서의 응력상태가 열화구조물의 파괴 가능성에 크게 영향을 미침을 알 수 있다.

6. 검토예제(II): 다양한 축압조건에 대한 터널 숏크리트 라이닝의 열화거동

본 절에서는 단순화된 터널 모델을 설정하고 같은 열화조건에서 축압계수 변화에 대한 터널의 거동특성 변화를 검토하였다. 그림 6과 같이 총 405개의 절점들과 120개의 8절점 요소들로 구성된 2차원 구성요소망을 작성하였다. 지반(연암 조건) 및 숏크리트에 대한 물성은 표 3과 같으며, 토피 15 m 경우의 수직하중이 초기응력으로 작용하는 경우를 가정하였다. 적용된 열화 매질정수들은 표 3과 같다. 하중재하 후 25년간 열화진행을 모사했으며, 축압계수 K_0 값은 0, 0.25, 0.5, 0.75, 1.0으로 총 다섯 경우를 고려하였고, 각 경우에 대한 터널 천

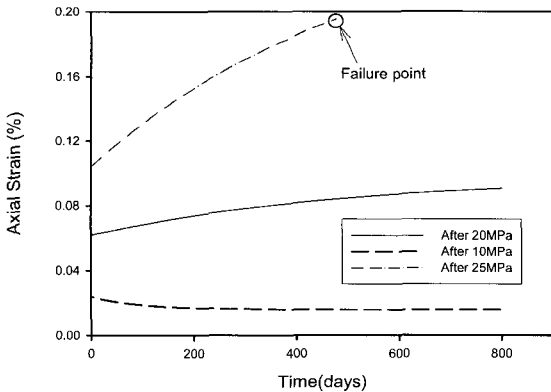


그림 4. 서로 다른 압축응력 상태에서 개시된 열화시료의 축 변형을 변화 추이

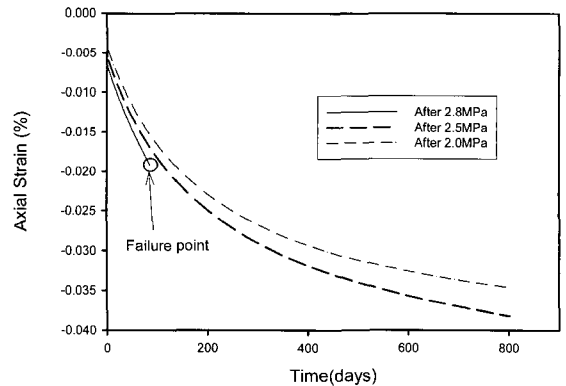


그림 5. 서로 다른 인장응력 상태에서 개시된 열화시료의 축 변형을 변화 추이

표 3. 열화평가에 적용된 숏크리트 물성 및 열화정수

구분		정수값
지반 물성 (탄성)	탄성계수	11.5 GPa
	포아송비	0.2
숏크리트 물성	탄성계수	15.0 GPa
	포아송비	0.17
	압축강도	20 MPa
	인장강도	4 MPa
열화 정수	A ₁	0.1
	A ₃	150 months
	B ₁	0.05
	B ₂	0.2
	EAM	0.001

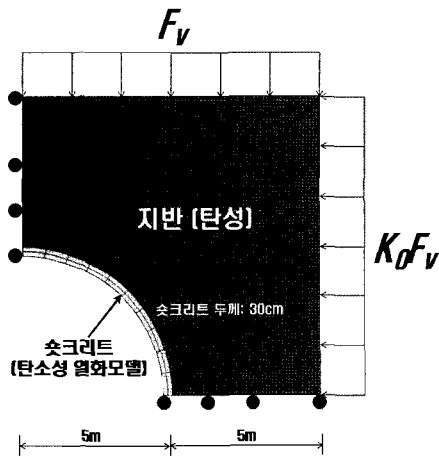


그림 6. 유한요소 모델

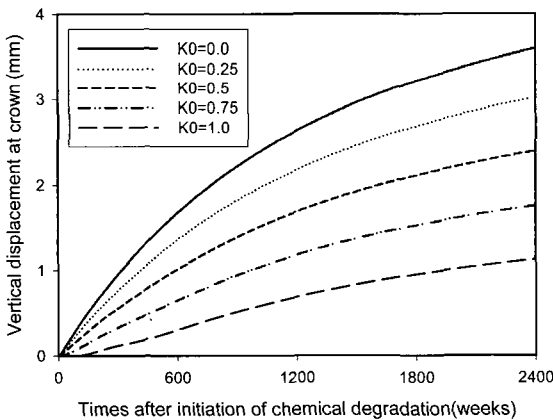


그림 7. 시간에 따른 변위이력 그래프

단부의 처짐을 비교하였다.

해석결과, 각각의 축압계수값에 따라 시간-천단부의 처짐이력을 살펴보면 그림 7과 같다. 그림 7에서와 같이 축압계수 K_0 값이 작을수록 천단 변위가 크게 나타나며, 숏크리트의 화학적 열화가 발생됨에 따라 천단부 변위가 지속적으로 증가하게됨을 알 수 있다. 시간의 경과에 따라 터널구조물의 변위가 증가하는 것은, 열화에 의해 숏크리트 라이닝의 물리적 손상이 지속적으로 발생하는 것을 반증하는 것이며, 특히 장기적으로 열화에 영향을 받는 K_0 값이 작은 지반의 경우 터널에 발생하는 변위에 따른 구조적 결합에 주의를 기울여야 한다.

7. 결 론

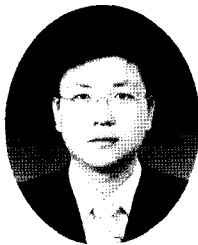
본 연구에서는 온천지역, 광산지역 및 해안 연안 등지에서 발생 가능한 염해, 황산염 반응 등과 같은 터널 숏크리트 지보재의 다양한 화학적 열화 반응으로 부터의 유발되는 물리적 손상에 의한 숏크리트의 장기 내구성 저하 정도를 정량적으로 예측하기 위한 수치모델을 유도하였다. 유도된 수치모델은 주어진 터널현장의 열화 조건에 대한 가속열화실험을 통해 결정된 열화정수들을 기반으로 다양한 경계 하중조건하에서 터널 숏크리트 구조체의 장기거동을 예측하고 시간 경과에 따른 물리적 손상정도를 예측하는데 적용될 수 있다.

간단한 예제를 통해 화학적 열화반응 뿐만 아니라 경계 하중조건에 따라 숏크리트 구조체의 유효연령이나 물리적 손상속도에 큰 차이가 있음을 알 수 있었다. 이러한 예제를 통해 일반적인 화학적 열화에 의한 실험적 고찰 결과만을 가지고 각 열화조건과 지반조건이 다른 터널의 내구성 저하 정도를 예측하는 것은 한계가 있다고 판단된다. 따라서, 열화에 의한 물리적 손상 정도의 평가는 주어진 현장의 지반조건과 경계조건을 고려하고, 현장여건을 고려한 열화 실험결과를 토대로 시간 의존성 수치 모델링을 수행함으로써, 터널 구조체의 내구성을 종합평가하는 것이 합리적인 것으로 판단된다.

본 연구를 통해 개발된 수치모델의 현장 적용성을 높이기 위해서는 제안된 열화 정수들의 합리적인 선정을 위한 합리적인 실험방안이 마련되어야 할 것이며, 실제 현장여건을 고려한 가속열화실험과 연계된 현장 적용성 검토가 필수적으로 수행되어야 한다.

참고문헌

1. 이창수, 윤인석 (2003), “중성화와 염해를 고려한 콘크리트의 복합열화 예측”, 콘크리트학회 논문집, Vol. 15, No. 6, pp. 902-912.
2. 임종진, 신휴성, 배규진 (2005), “터널 숏크리트 라이닝의 장기 내구성 평가를 위한 실험기법 개발”, 한국지반공학회 봄 학술발표회논문집, pp. 439-444.
3. 한국건설기술연구원 (2006a), 한국형 싱글셀 터널공법의 개발, 건설교통부 건설핵심연구개발사업 최종보고서, R&D/03산학연A01-06, p. 325.
4. 한국건설기술연구원 (2006b), 노후터널 안전관리 및 재해 예방기술 개발, 한국건설기술연구원 기관고유사업, 3차년도 연차 보고서.
5. 日本コンクリート工學協會 (2004), 콘크리트구조물의 전략적 매니지먼트-4.1 열화예측기술의 현상과 과제, 콘크리트工學.
6. Bathe, K.J. (1982), Finite element procedures in engineering analysis, Prentice Hall.
7. Bazant, Z.P. (1988), Mathematical modelling of creep and shrinkage of concrete, Wiley, New York.
8. Hobbs, D.W. (1988), Alkali-silica reaction in concrete, Thomas Telford, London.
9. Huang, M., Pietruszczak, S. (1999), “Modelling of thermomechanical effects of alkali-silica reaction”, Journal of Engineering Mechanics, Vol. 125, Issue 4, pp. 476-485.
10. Magni, E.R., Rogers, C.A., Grattan-Bellew, P.E. (1986), “The influence of the alkali-silica reaction on structures in the vicinity of Sudbury, Ontario”, Proc., 7th Int. Conf on Alkali-Aggregate Reaction in Concrete, pp. 17-21.
11. Owen, D.R.J., Hinton, E. (1980), Finite elements in plasticity: Theory and practice, Pineridge Press Limited, Swansea, U.K.
12. Pietruszczak, S., Jiang, J., Mirza, F.A. (1988), “An elastoplastic constitutive model for concrete”, Int. J. Solid Structure, Vol. 24, No. 7, pp. 705-722.
13. Pietruszczak, S. (1996), “On the mechanical behaviour of concrete subjected to alkali-aggregate reaction”, Computers & Structures, Vol. 58, No. 6, pp. 1093-1097.
14. Pleau, R., Berube, M.A., Pigeon, M., Fournier, B., Paphael, S. (1989), “Mechanical behaviour of concrete affected by ASR”, Proc. of 8th Int. Conf. on Alkali-Aggregate Reaction, pp. 721-726.
15. Zienkiewicz, O.C., Taylor, R.L. (2000), Finite element method, Fifth edition, Volume 1-3, London, McGraw-Hill Book Company.



신 휴 성

한국건설기술연구원
지하구조물연구실
선임연구원

E-mail: hyushin@kict.re.kr



김 동 규

한국건설기술연구원
지하구조물연구실
선임연구원

E-mail: dgkim2004@kict.re.kr