

# 요소제거기법을 적용한 지하구조물의 화재손상 예측모델 개발

장수호<sup>1\*</sup>, 최순욱<sup>2</sup>, 배규진<sup>1</sup>, 안성울<sup>3</sup>

## A new element elimination model to predict fire-induced damage on an underground structure

Soo-Ho Chang, Soon-Wook Choi, Gyu-Jin Bae, Sung-Youll Ahn

**Abstract** Thermo-mechanical coupled behavior of an underground structure during a fire accident have not been fully understood yet. Moreover, when such a thermo-mechanical coupled behavior is not considered in numerical analyses based on conventional heat transfer theory, fire-induced damage zone in an underground structure can be considerably underestimated. This study aims to develop a FEM-based numerical technique to simulate the thermo-mechanical coupled behavior of an underground structure in a fire accident. Especially, an element elimination model is newly proposed to simulate fire-induced structural loss together with a convective boundary condition. In the proposed model, an element where the maximum temperature calculated from heat transfer analysis is over a prescribed critical temperature is eliminated. Then, the proposed numerical technique is verified by comparing numerical results with experimental results from real fire model tests. From a series of parametric studies, the key parameters such as critical temperature, element size and temperature-dependent convection coefficients are optimized for the RABT and the RWS fire scenarios.

**Keywords:** Underground structure, thermo-mechanical coupling analysis, element elimination model, fire-induced damage

**요 지** 화재 발생 시 지하구조물의 열-역학 상호작용이 정확히 고려되지 못하고 있으며, 이로 인해 일반적인 열전달 이론에 근거한 수치해석 시 화재로 인한 구조물의 손상정도가 과소평가될 수 있는 문제점이 있다. 따라서 본 연구에서는 화재 발생 시 지하구조물의 열-역학 상호작용을 모사하기 위한 유한요소 기반의 수치모델을 새롭게 개발하였다. 특히, 화재로 인한 구조물의 단면 손실을 모사하기 위한 요소제거모델을 제안하였고 대류 경계조건을 적용하였다. 이때 요소 내의 최대 온도가 해석 시에 설정한 임계온도 이상이 되면 요소가 제거되도록 설정하였다. 모형 화재시험 결과와 해석 결과를 비교한 변수해석을 통하여, RABT와 RWS 화재 시나리오 조건에 대한 최적의 임계온도, 요소크기, 온도에 따른 대류열전달계수 조건 등을 제시하였다.

**주요어:** 지하구조물, 열-역학 연동해석, 요소제거모델, 화재손상

### 1. 서 론

지하구조물은 지하공간이라는 폐쇄성으로 인해 지상에서의 화재에 비해 화재발생 초기에 급격하게 온도가 상승하여 고온에 도달하는 특징을 가지고 있다. PIARC(1999)에서는 지하공간에서 유조차에 의한 화재사고가 발생할 때, 최대 1,400°C에 이르는 고온에 의하여 지하구조물에 심각한 손상이 발생할 수 있다고 보고하였다. 이와 같이 화재 발생 후 온도가 급격히 상승하여 고온에 도달할 경우, 지하구조물의 구성재료인 콘크리트에서는 폭발(spalling) 또는 탈수(dehydration)가 발생하여 구조물의

단면이 손실되고 구조적 안정성이 크게 저하된다. 또한 잔존부에서도 고온의 온도이력으로 인해 콘크리트의 역학적 및 열적 특성이 감소하게 된다(Khoury, 2002).

따라서 화재 발생동안 대피자들의 안전을 확보하고 화재가 진화된 후 지하구조물의 신속한 복구를 위하여, 화재로 인한 지하구조물의 단면 손실과 손상정도를 정량적으로 예측하는 것이 매우 중요하다. 이러한 화재손상 예측과정은 지하구조물의 복구와 내화설계에 있어 가장 핵심적인 부분이다.

일반적으로 지하구조물의 화재손상 예측과 내화설계는 주로 열전달해석(heat transfer analysis)에 의해 이루어지고 있으나, 이는 폭발과 탈수에 의해 단면이 손실되지 않는 조건에서만 타당하다. 이와 같이 단면 손실을 고려하지 못하는 일반적인 열전달해석에서는 화재로 인한 구조물의 손상을 과소평가할 수 있는 가능성이 높다.

<sup>1</sup>정회원, 한국건설기술연구원 지하구조물연구실 책임연구원

<sup>2</sup>정회원, 한국건설기술연구원 지하구조물연구실 연구원, 연세대학교 대학원 박사과정

<sup>3</sup>정회원, (주)사이텍이엔씨 대표이사

\*교신저자: 장수호 (sooho@kict.re.kr)

또한 최근 들어 폭렬과 같은 화재손상에 더욱 취약한 고강도고내구성 콘크리트의 수요와 적용이 증대되고 있는 상황에서, 화재로 인한 단면 손실을 고려할 수 있는 모델이 제시되지 않는 한 실규모 또는 모형 화재시험이 유일한 대안이라고 지적되고 있다(Boström and Larsen, 2006). 하지만 화재시험을 수행하기 위해서는 상당한 시간과 비용이 소요되며, 다양한 화재 및 구조물 조건을 모사하는데도 한계가 있다.

본 연구에서는 화재로 인한 단면 손실과 손상정도를 보다 실제 현상에 가깝게 모사하기 위하여, 유한요소해석에서 임계온도를 초과하는 요소를 제거하여 구조물의 단면 손실을 모사하는 해석모델을 새롭게 제안하고자 하였다. 또한 제안된 요소제거모델을 열-역학 연동해석(thermo-mechanical coupling analysis)과 연계하여, 운용 중인 지하구조물의 화재 시 거동을 보다 정확히 파악하고 화재로 인한 콘크리트의 특성 변화를 함께 고려하고자 하였다. 이상과 같이 제안된 모델을 모형 화재시험 결과(장수호 등, 2006)와 비교하여 모델의 주요 변수와 해석조건을 도출하고자 하였다.

## 2. 화재로 인한 단면 손실을 모사하기 위한 요소제거모델의 개발

### 2.1 배경

현재까지 화재로 인한 지하구조물의 안정성 평가과정에서는 고온으로 인한 단면 손실을 고려하지 않고 단순히 온도로 인한 콘크리트의 열적·역학적 특성 저하만을 고려한 열-역학 연동해석이 적용되고 있다.

Ono and Otsuka(2006)는 콘크리트와 철근에 대한 손상의 기준온도를 300°C로 설정하였다. 300°C를 넘는 콘크리트의 강도와 탄성계수를 각각 상온의 50%와 25%로 가정하였으며, 300°C를 넘는 철근의 강도와 탄성계수를 각각 상온의 50%와 100%로 가정하였다. 또한 RABT60(최대온도 유지시간 60분) 시나리오에서 폭렬로 인한 단면 손실을 5 cm로 가정하고, 폭렬이 발생하기 전과 폭렬이 발생한 후에 대한 열전도 해석을 실시하였다. 즉, 화재경과에 따른 단면 손실을 연속적으로 고려하지 않고, 폭렬 발생 이전과 폭렬로 인해 단면 손실이 발생한 이후의 라이닝 단면을 개별적으로 고려하여 해석을 수행하였다.

Khoury *et al.*(2002)은 고온 하에서 일반강도, 고강도 및 초고강도 콘크리트 구조의 열-수리-역학적 거동을 수치모델링하기 위한 이론적인 배경을 제시하였다. 하지만 실제 폭렬 등에 의한 단면손실을 모사할 수 없었으며, 연구에서 제시한 손상지수(damage index)로 폭렬의 가능성만을 파악할 수 있었다. Khoury *et al.*(2002)도 제안된 이론에 폭렬 기준이 포함되어 있지 않다고 한계를 지적하였으며, 현재까지 폭렬을 모사하기 위한 여러 가지 이론들이 제시되고 있으나 아직까지 완전히 검증되지 못한 상황이라고 기술하였다.

이외에도 콘크리트 구조와 터널 라이닝에 대한 화재 손상을 모사하기 위한 연구들이 다수 수행되었으나, 온도에 따른 콘크리트의 열적·역학적 특성 변화만을 고려하였을 뿐 폭렬 등에 의한 단면 손실을 모사하기 위한 시도는 이루어지지 않았다(Caner *et al.*, 2005; Kodur and Dwaikat, 2008; Pichler *et al.*, 2006). 특히, Kodur and Dwaikat(2008)는 콘크리트의 화재저항성(fire resistance)을 평가하기 위한 일반적인 방법은 표준화재시험과 경험적계산법(ACI, 1997; ASCE, 1999; EN, 2004)으로 구분할 수 있으나, 이들 방법에 의해서는 실제 화재조건을 정확히 고려하기 어렵기 때문에 시간과 비용을 절감할 수 있는 해석방법이 필요하다고 지적하였다.

Savov *et al.*(2005)은 화재 발생 후 5분부터 폭렬이 발생하고 30분 후에 종료되고 그 사이에 폭렬 깊이가 선형적으로 증가한다는 가정 하에, 폭렬 깊이가 0, 10, 20 및 30 cm인 4가지 폭렬 시나리오에 대해 수치 모델링을 수행하였다. 이 연구에서는 폭렬 시나리오에 따라 미리 구분된 다층의 보-스프링 모델(layered beam-spring model)을 차례대로 비활성화(deactivation)시켜 폭렬을 모사하였다. 또한 온도로 인한 라이닝의 변형률, 콘크리트의 물성, 철근의 강성과 항복응력 등의 변화를 고려하였다. 이 연구는 기존 연구들과는 달리 폭렬로 인한 단면 손실을 처음 고려하였다는 의미를 가지고 있다. 하지만 열원으로부터의 대류현상을 고려하지 않고 라이닝 표면에 온도이력만을 고려한 열전도 해석에 국한된 내용이며, 열-역학 연동해석이 아니라 열전달 해석을 먼저 실시하고 열전달해석에서 얻어진 온도분포를 역학적 해석 시에 입력값으로 활용하였다는 한계를 가지고 있다.

## 2.2 화재로 인한 구조물의 단면 손실과 손상 메커니즘을 고려한 모델 개념

지하구조물에서 화재가 발생하면 열원으로부터 대류(convection)와 복사(radiation)에 의해 구조물 표면에서 온도가 상승하고 그 이후로는 열전도(conduction)에 의해 구조물 내부로 열전달이 이루어지게 된다. 또한 앞서 설명한 바와 같이 지하구조물의 주 시공재료인 콘크리트의 내부 온도가 고온에 도달하게 되면, 온도증가에 따라 형성된 수증기압에 의해 발생하는 폭발 및 자유수와 시멘트 수화물의 탈수 등에 의해 구조물의 단면이 손실된다(Khoury, 2002). 이러한 단면 손실은 화재특성과 구조물의 특성에 따라, 폭발에 의해 급격하게 나타나기도 하고 탈수에 의해 점진적으로 발생하기도 한다. 구조물의 단면 손실 이외에도 화재에 의한 고온의 영향으로 상당한 깊이까지 콘크리트의 제반 특성이 저하될 수 있다(그림 1).

하지만 일반적인 열전달 해석을 수행하게 되면 단면 손실이 고려되지 못하고 구조물의 내부 온도만 높게 예측될 뿐, 구조물의 전체적인 화재 후 안정성을 과소평가할 가능성이 있다. 이에 대한 비교 예제는 다음의 3.3절에서 소개하고자 한다.

따라서 본 연구에서는 화재로 인한 지하구조물의 단면 손실을 모사하기 위하여 단면 손실부의 요소를 제거하는 개념을 도입하였다. 요소를 제거하는 기준으로는 재료의 열-역학적 파괴규준을 적용하는 방법과 단면 손실에 대한 임계온도를 설정하고 임계온도를 초과하는 요소를 제거하는 방법으로 구분할 수 있다. 재료의 파괴규준을 적용하는 방법은 화재에 의한 재료의 파괴와 탈락을 보다 이론적으로 모사할 수 있다는 장점이 있겠

나, 유한요소의 정식화와 관련 변수들의 산정이 어렵다는 문제점이 있다. 특히, 앞서 논의한 바와 같이 Khoury 등(2002)은 폭발 등으로 인한 단면 손실을 모사하기 위해 제시된 이론들이 아직 검증되지 못한 상황이라고 지적한 바 있다. 반면, 임계온도 기준을 적용하는 방법은 단면 손실을 정의하는 기준 온도 설정의 타당성에 문제가 될 수 있으나, 유한요소 정식화와 변수해석이 상대적으로 용이하다는 장점을 가지고 있다. 따라서 본 연구에서는 해석 전에 설정한 임계온도를 초과하는 요소를 제거하는 방식을 채택하였다. 또한 화재 후 잔존 구조물의 안정성 평가를 위하여 온도에 따른 콘크리트 재료의 열-역학적 특성 변화를 고려한 온도 비선형 조건을 도입하였으며, 열-역학 연동해석이 가능하도록 유한요소 정식화를 실시하였다. 이에 대해서는 다음 절에서 자세히 설명하고자 한다.

## 2.3 열전달해석 이론과 유한요소 정식화

일반적으로 열전달이라고 하면 물체들 사이의 열전도, 대류, 열복사 등 3가지 열이동 과정을 포함하는데, 좁은 의미로는 유체와 고체 표면 사이에서 열을 주고 받는 현상만을 의미한다. 보통 열전달이라고 하면 열전도와 대류가 고려된 대류열전달을 의미하게 된다. 즉, 열원으로부터 지하구조물로의 열전달은 기존 연구들에서 수행된 단순한 열전도 해석(Caner *et al.*, 2005; Pichler *et al.*, 2006)에 국한되어는 안 되며, 이상의 3가지 열이동 과정을 함께 고려해야 한다. 그러나 일반적으로 열복사에 의한 영향은 크지 않으므로, 본 연구에서는 열원으로부터 지하구조물 표면으로의 대류현상과 지하구조물 내부로의 열전도 과정을 포함한 대류열전달을 모사하였다. 특히, 요소제거모델에서 온도 경계조건을 일반적인 열전도 조건으로 설정하면 안 되는 이유는 본 연구에서 제안한 요소제거의 기준은 임계온도 기준이므로 해석 초기부터 경계면의 고온 조건으로 인해 연속적으로 요소가 제거되기 때문이다.

열전달이론에서 대류가 포함된 일차원 열전달에 대한 방정식은 다음과 같다(Logan, 1992).

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( K_{xx} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + Q = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{hP}{A} (T - T_{\infty}) \quad (1)$$

여기서,  $K_{xx}$ 는 x방향의 열전도도(thermal conductivity),

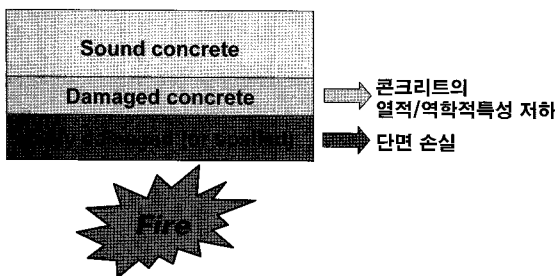


그림 1. 화재에 의한 단면 손실과 콘크리트의 특성저하 과정의 개념

$T$ 는 온도,  $\frac{dT}{dx}$ 는 온도구배,  $c$ 는 비열(specific heat),  $\rho$ 는 밀도,  $P$ 는 일정단면의 면적  $A$ 를 둘러싸는 주변길이(perimeter),  $h$ 는 대류열전달계수(convection heat transfer coefficient),  $T_s$ 는 고체와 유체의 접촉면에서의 고체 표면온도, 그리고  $T_\infty$ 는 유체온도이다.

식 (1)을 기반으로 열전달 방정식을 정식화하면 다음과 같다(Cook *et al.*, 1988).

$$([K_T] + [H])\{T\} + [C]\{\dot{T}\} = \{Q\} \quad (2)$$

여기서,  $[H]$ 는 대류행렬(convection matrix),  $[C]$ 는 비열과 밀도에 의해 결정되는 열용량행렬(capacitance matrix),  $\{T\}$ 는 온도벡터, 그리고  $\{Q\}$ 는 열원벡터(heat source vector)이다. 또한 대부분의 열전달 이론에서 열전도행렬(conductivity matrix)은 일반적으로  $[K]$ 로 표기되나, 본 연구에서는 역학적 해석에서의 강성행렬(stiffness matrix)과 혼동을 피하기 위하여  $[K_T]$ 로 나타내었다.

이상의 열전달 방정식들에서는 여러 가지 열물성(thermal property)들이 적용된다. 첫 번째로 열전도도(또는 열전도율)는 열의 전달 정도를 나타내는 물질에 관한 상수로서 온도와 압력에 따라 달라진다. 대다수 물질의 열전도도는 온도에 따라 감소한다. 반면, 대류열전달계수는 열전도도와는 달리 물질의 성질이 아니다. 즉, 대류열전달계수는 열유동의 형태, 열전달면의 기하학적 형태와 흐름 단면적, 유체의 열역학적 성질, 열전달면에 따른 위치에 따라 크게 달라진다. 마지막으로 비열은 단위질량을 가진 물체의 열용량으로서 1 g인 물체의 온도를 1°C 높이는 데 필요한 열량으로 정의된다. 일반적으로 비열은 온도에 따라 변한다.

## 2.4 요소제거모형을 적용한 열-역학 연동해석 과정

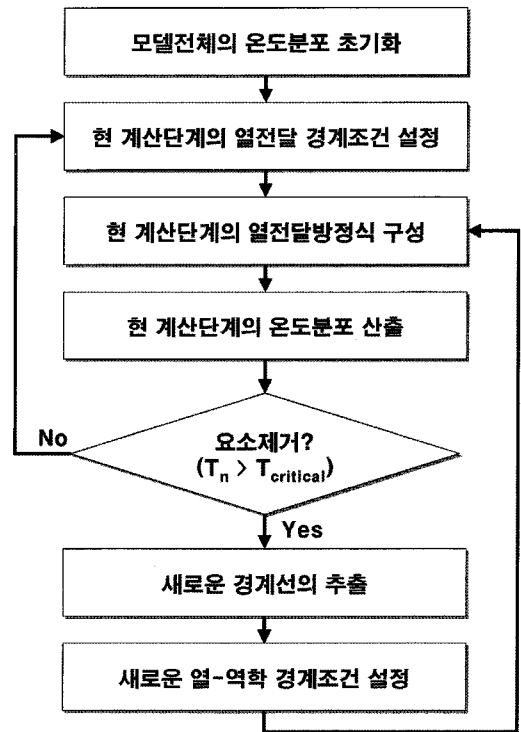
본 연구에서 개발한 요소제거모형에 의한 열-역학 연동해석 과정을 정리하면 그림 2와 같다.

첫 번째로 해석대상 요소전체에 대해 온도 분포를 초기화한 후, 두 번째로 시간  $t=0$ 부터 주어진 시간 간격으로 해석을 진행하게 된다. 현 해석단계의 시간인  $t^n$ 의 경계조건은 보간법에 의해 결정된다. 세 번째로  $t^n$ 에서의 열전달 방정식은 온도에 무관한 열물성을 적용하는 선형조건과 온도에 의존적인 열물성을 적용하는 비선형

조건으로 구분된다. 본 연구에서는 온도에 따른 물성변화를 고려하므로 식 (2)의 열전달 방정식을 온도 비선형 조건으로 다시 표현하면 다음의 식 (3)과 같다. 이때 정해진 반복(iteration) 회수만큼 방정식을 조립하고 푸는 과정을 반복하게 되며, 매 과정마다 선행과정에서 계산된 대류열전달계수, 비열 등의 열물성값을 적용하여 대류행렬, 열전도행렬, 열용량행렬을 계산한다.

$$([K_T(T)] + [H(T)])\{T^n\} + \frac{1}{\Delta t} [C(T)](\{T^n\} - \{T^{n-1}\}) = \{Q^n\} \quad (3)$$

여기서, 열전도행렬, 대류행렬, 열용량행렬은 온도  $T$ 의 함수이며,  $\Delta t$ 는  $t^n - t^{n-1}$ 로서 시간증분을 의미하고,  $\{T^n\}$ 과  $\{Q^n\}$ 은 각각 시간  $t^n$ 에서의 온도벡터와 열원벡터이다.



\*  $T_n$ : 시간  $t_n$ 에서 요소 내부 온도  
\*  $T_{critical}$ : 요소제거 기준온도

그림 2. 요소제거 모형을 적용한 열-역학 연동해석의 흐름도

네 번째로 식 (3)의 열전달 방정식을 풀어서 구한 절점의 온도로부터 각 요소별로 적분점의 온도를 보간 함수를 이용하여 계산한다. 다섯 번째로 열전달해석으로부터 계산된 적분점의 온도에 대응되는 재료의 열팽창계수(coefficient of thermal expansion), 탄성계수 및 압축강도를 산출하고 역학적 평형방정식을 풀게 된다.

$$[K(T)]\{D\} = \{F\} \quad (4)$$

여기서,  $[K(T)]$ 는 온도  $T$ 의 함수인 강성행렬,  $\{D\}$ 는 변위벡터, 그리고  $\{F\}$ 는 힘벡터(force vector)이다.

온도에 따른 콘크리트의 탄성계수와 압축강도에 대한 많은 자료들이 제시되고 있으나, 본 연구에서는 유한요소해석의 비교대상으로 적용한 모형 화재시험에 활용된 콘크리트 재료에 대해 도출된 실험식(장수호 등, 2007)을 적용하였다.

식 (4)의 평형방정식을 풀어서 구한 절점의 변위로부터 각 적분점의 변형률과 응력을 계산하고, 평활화 과정을 거쳐서 절점의 변형률과 응력을 계산하게 된다. 그 다음 각 요소별로 계산된 온도와 요소제거의 기준이 되

는 임계온도를 비교하여 각 요소의 제거 여부를 결정한다. 각 요소의 온도는 요소 중앙온도, 요소내 최소온도 및 요소내 최대온도로 구분할 수 있으나, 본 연구에서는 요소내 최대온도가 요소제거 기준온도보다 높을 때 해당 요소를 제거하였다.

마지막으로 요소가 제거되고 남은 부분의 가장 바깥쪽 경계를 경계선으로 추출하고, 이전단계에서 적용된 바깥쪽 경계선의 열전달 경계조건 및 역학적 경계조건을 새로 형성된 경계선으로 이동시킨다. 이상의 해석과정을 모든 시간단계에 대해 반복하게 된다. 본 연구에서는 범용 유한요소해석 프로그램인 “VisualFEA/Geo”에 제안된 모델 개념을 구현하고 연구에 활용하였다.

### 3. 요소제거모델의 적용을 위한 변수해석

#### 3.1 입력변수 및 해석조건

본 연구에서는 요소제거모델을 적용한 열-역학 연동 해석 시에 표 1과 같은 입력변수들을 적용하였다. 이때 Eurocode 2(2004)에 제시된 식을 적용하여 온도에 따른

표 1. 열-역학 연동해석에 사용된 입력변수

입력변수	단위	입력값	비고
비열 (volume heat capacity, $C_c$ )	J/kg·K	$C_c = 900 + \frac{80T}{120} - 4\left(\frac{T}{120}\right)^2$ ( $20^\circ\text{C} < T \leq 1,200^\circ\text{C}$ )	ENV 1992-1-2(2004)
열전도율 (thermal conductivity, $K_c$ )	W/m·K	$\lambda_c = 2 - 0.24\frac{T}{120} + 0.012\left(\frac{T}{120}\right)^2$ ( $20^\circ\text{C} < T \leq 1,200^\circ\text{C}$ )	ENV 1992-1-2(2004)
단위중량(unit weight, $\gamma_c$ )	kN/m <sup>3</sup>	22.56	ENV 1992-1-2(2004)
열팽창계수 (thermal dilation coefficient, $\alpha$ )	mm/mm	$1 \times 10^{-5}$	Kwak et al.(2006)
탄성계수 (elastic modulus, $E$ )	GPa	$E = \frac{16.02}{1 + e^{\frac{(T-451.13)}{96.17}}} + 0.56$ (목표강도 24 MPa) $E = \frac{31.49}{1 + e^{\frac{(T-504.47)}{127.52}}} - 1.56$ (목표강도 40 MPa)	장수호 등(2007) (상온 $< T \leq 1,000^\circ\text{C}$ )
단면손실 임계온도 (critical temperature, $T_{critical}$ )	°C	변수해석으로부터 결정	3.2절 참조
대류열전달계수 (convection coefficient, $h$ )	W/m <sup>2</sup> ·K	변수해석으로부터 결정	3.2절 참조

비열과 열전도율의 변화를 고려하였으며, 온도에 따른 콘크리트의 탄성계수 변화는 앞서 설명한 바와 같이 본 연구의 비교 대상인 모형 화재시험에서 활용된 콘크리트 재료에 대해 제시된 실험식(장수호 등, 2007)을 적용하여 고려하였다. 변수해석 조건은 외부의 작용 하중이 없는 조건이기 때문에 온도에 따른 콘크리트의 역학적 물성변화를 고려할 필요는 없으나, 열-역학 연동해석 과정의 검토를 위해 열물성 변화와 역학적 물성변화를 함께 고려하였다.

대류를 고려한 열-역학 연동해석을 위해서는 앞선 2.3절과 2.4절에서 설명한 바와 같이 대류열전달계수가 가장 중요한 입력변수인데, 본 연구에서는 그림 3과 같은 RABT(Richtlinien für die Ausstattung und den Betrieb von Straßentunneln) 및 RWS(Rijkswaterstaat) 화재시나리오 조건에서 수행된 모형 화재시험 결과와 열-역학 연동해석의 결과를 비교하여 모형 화재시험 결과에 가장 부합되는 해석결과를 얻을 수 있는 대류열전달계수를 산정하였다. 요소제거의 기준이 되는 임계온도 또한 모형 화재시험 결과와의 비교를 통한 변수해석을 통해

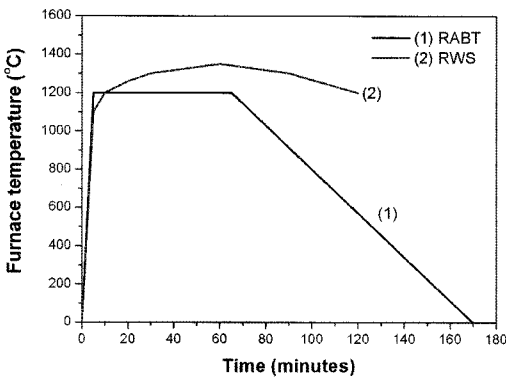


그림 3. RABT 및 RWS 화재 시나리오

산정하였다. 이에 대해서는 다음의 3.2절에서 자세히 설명하고자 한다.

수치해석 결과와 비교하기 위한 모형 화재시험결과로는 RABT 및 RWS 화재 시나리오 하에서 일반 NATM 터널의 콘크리트 라이닝을 모사하기 위한 무근 콘크리트(갹구부 등 제외), 복개터널과 지하박스 구조물 등에 사용되는 철근보강 콘크리트, 그리고 쉴드터널에 적용되는 콘크리트 세그먼트에 대해 수행된 장수호 등(2006)의 연구결과를 활용하였다. 이 연구에서 사용된 콘크리트 시험체의 크기는 1.4 m, 세로 1.0 m, 높이 0.5 m이며 배합조건은 다음의 표 2와 같다. 또한 철근콘크리트와 콘크리트 세그먼트의 경우에는 철근배근에 대한 세부적인 시방기준이 없는 관계로, 각각 부산지하철 3호선 ○○공구 설계사레와 세그먼트 제작업체에서 제공한 시공도면을 참고로 하여 철근이 배근되었다.

또한 이 연구에서는 콘크리트 재료와 화재 시나리오 조건에 따른 단면 손실량과 함께, 각 시험체 별로 초기 가열면으로부터 5, 10, 15, 20, 25, 30, 40 cm 위치에 총 7개의 열전대를 설치하고 각 위치에서의 온도변화가 측정되었다. 이와 같은 단면 손실량과 시험체 내부의 온도 측정결과를 본 연구의 수치해석 결과와 비교하여 해석에 사용되는 제반 변수에 대한 검토를 실시하였다.

### 3.2 변수해석 결과

요소제거모형을 활용하는 데 있어 중요한 변수로는 요소를 제거하기 위한 기준온도(임계온도), 요소 크기 및 화재 이력에 따른 대류열전달계수의 변화를 들 수 있다.

사전해석에서 동일한 화재 시나리오, 요소크기 및 대류열전달계수 조건을 적용하고 요소제거를 위한 임계온도만 달리한 결과, 그림 4와 같이 단면 손실량과 잔존부의 온도분포가 매우 다르게 나타남을 알 수 있다. 특히,

표 2. 모형 화재시험에 활용된 시험체의 배합설계조건(장수호 등, 2006)

구분	G <sub>max</sub> (mm)	W/C (%)	S/a (%)	슬럼프 (cm)	air (%)	단위중량(kg/m <sup>3</sup> )								재령 28일 설계강도 (MPa)
						물 (W, kg)	시멘트 (C, kg)	세골재 (S, kg)	조골재 (a, kg)	고성능 감수제 (%)	유동화제 (kg)	급결제 (kg)	강섬유 (kg)	
무근 및 철근	25	50	42	15	4~6	167	334	739	1048	0.3 (1.002 kg)				24
세그먼트	20	34.7	39.9	5		131	378	748	1153	4.91				40

임계온도가 커질수록 단면 손실은 감소하고 잔존부의 최대온도는 증가하는 것을 볼 수 있다.

따라서 본 연구에서는 단면 손실을 정의하는 임계온도를 결정하기 위하여 요소 크기에 따른 열전달해석 결과와 모형 화재시험 결과를 비교하였다. 이때 각각의 해석조건에서 모형 화재시험 결과를 가장 유사하게 모사하기 위한 대류열전달계수를 시행오차(trial and error)를 통해 도출하였다.

RABT 화재 시나리오 하에서 무근 콘크리트 시험체에 대해 요소 1개의 크기를 1.0 cm로 설정했을 때의 해석결과와 모형 화재시험 결과를 비교하면 그림 5와 같다. 이때 임계온도가 600°C 및 700°C인 경우보다 임계온도를 500°C로 설정한 경우에 실제 화재 시험결과에 가까운 내부 온도분포와 단면 손실(약 10 cm)을 모사할 수 있었다. 특히, 임계온도를 600°C 및 700°C로 설정한 경우에는 시행오차를 통해 대류열전달계수 변화를 고려하더라도 화재시험 결과와 유사한 결과를 도출하기가 어려웠다. 반면, 동일한 조건에서 요소크기를 2.5 cm로 증가시키면 임계온도가 600°C일 때 화재 시험결과에 가장 가까운 해석결과를 얻을 수 있었다(그림 6).

따라서 이상의 결과로부터 요소제거모형을 적용할 경

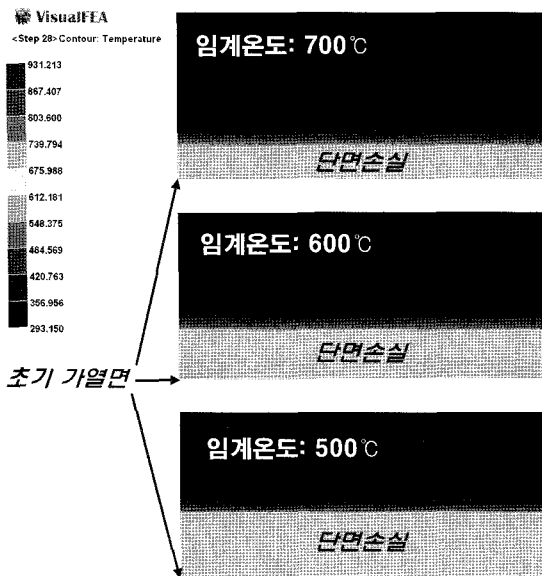
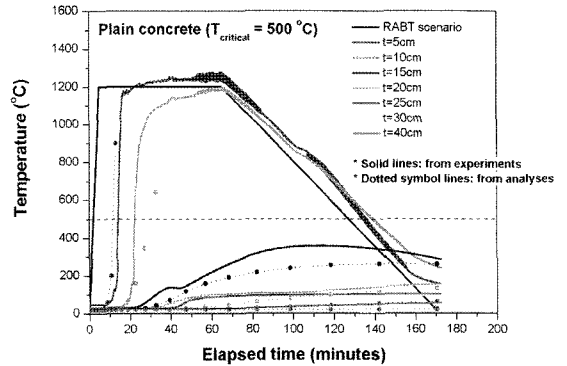
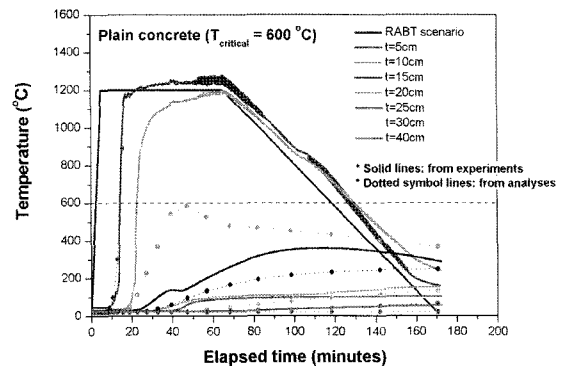


그림 4. 임계온도에 따른 요소제거와 열전달해석 결과의 비교 (단위: Kelvin)

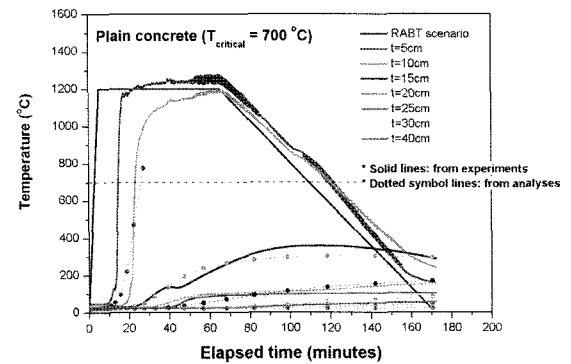
우, 단면 손실을 정의하는 임계온도는 요소크기에 크게 좌우된다는 것을 확인할 수 있었다. 기존의 실험 연구들로부터 폭발과 단면 손실이 발생하는 기준 온도가 명확



(a) 임계온도 500°C



(b) 임계온도 600°C



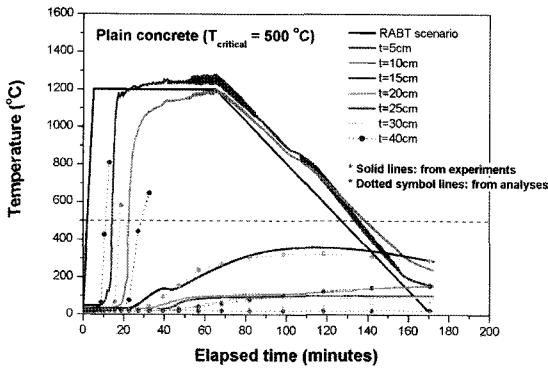
(c) 임계온도 700°C

그림 5. 요소제거모형을 적용한 해석결과와 모형 화재시험 결과의 비교(요소크기 1.0 cm)

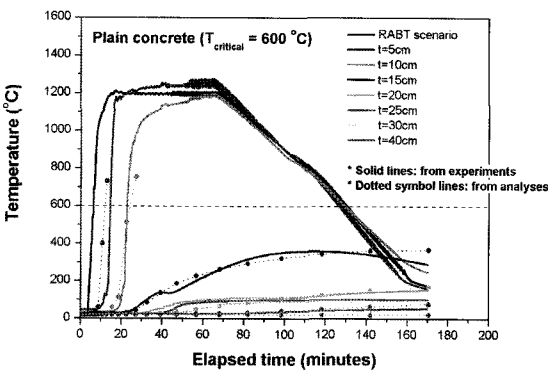
히 제시되지 않고 있으나, 일본콘크리트공학협회(2002)에서는 600~700°C에서 C-S-H상이 분해된다고 하였으며 장수호 등(2007)은 역시 600~700°C를 역학적 특성

이 급격히 감소하고 거시적인 파괴가 발생하는 온도수준으로 보고한 바 있다. 또한 요소크기를 너무 작게 하면 해석시간이 오래 소요되며, 반대로 요소크기를 너무 크게 설정하면 단면 손실이 크게 발생하지 않는 조건을 모사하기 어려울 수 있다. 따라서 본 연구에서는 실제 현상에서 거시적인 파괴가 시작되는 온도수준을 고려하고 경제적인 해석을 수행하기 위하여, 요소크기가 2.5 cm이고 단면 손실 임계온도가 600°C인 경우를 최적 조건으로 설정하였다.

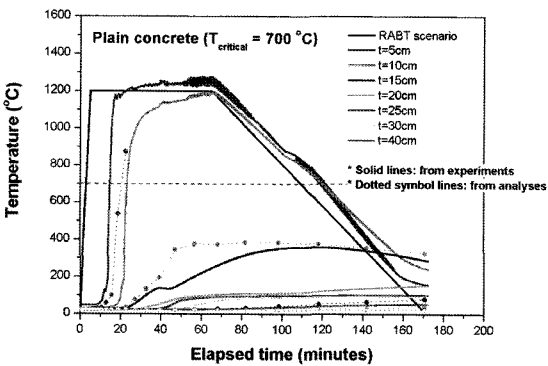
이상과 같이 결정된 요소크기와 단면 손실 임계온도를 적용하고 화재 시나리오와 콘크리트 재료조건별로 역시 시행오차를 통해 도출된 대류열전달계수 변화를 적용하여 얻어진 최적의 해석결과를 정리하면 그림 7 및 그림 8과 같다. 그림 7은 RABT 화재 시나리오 조건에 대해 얻어진 결과이며, 그림 8은 RWS 화재 시나리



(a) 임계온도 500°C

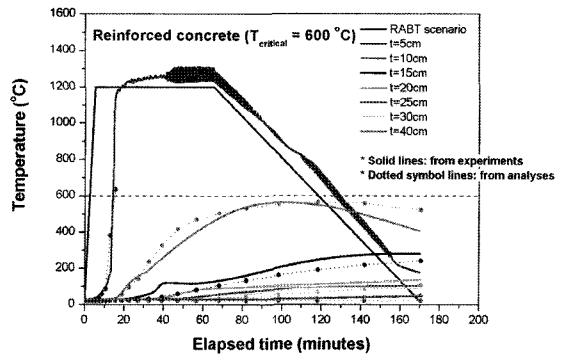


(b) 임계온도 600°C

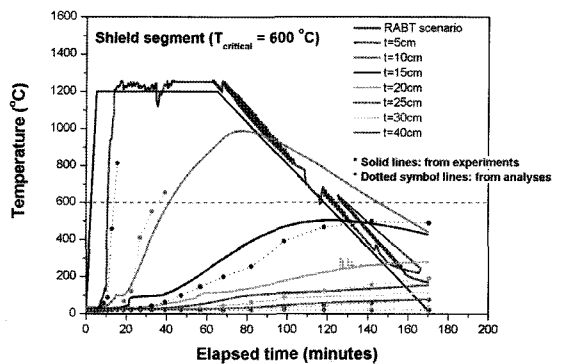


(c) 임계온도 700°C

그림 6. 요소제거모형을 적용한 해석결과와 모형 화재시험 결과의 비교(요소크기 2.5 cm)



(a) 철근보강 콘크리트



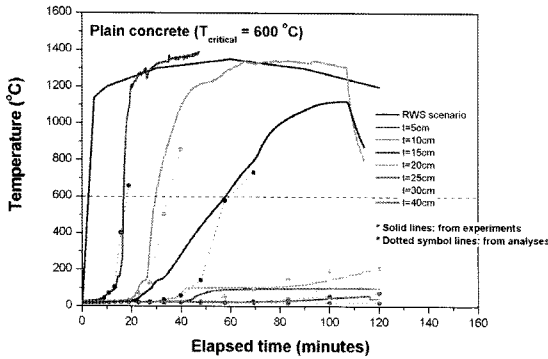
(b) 콘크리트 세그먼트

그림 7. RABT 화재시험결과와 최적화된 수치해석 결과의 비교

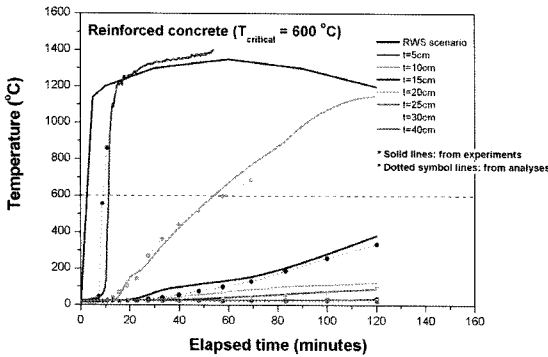


오 조건에서 얻어진 결과이다. 이때 RABT 화재 시나리오 조건 하에서 최적화된 무근 콘크리트의 해석결과를 그림 6(b)에 해당된다.

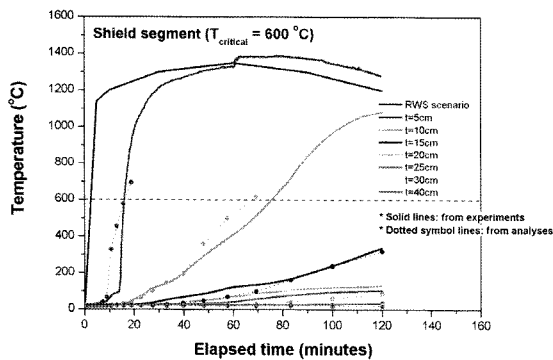
그림 7과 그림 8에서 사용된 대류열전달계수 조건들과 화재 경과시간과의 관계를 나타내면 그림 9와 같다.



(a) 무근 콘크리트



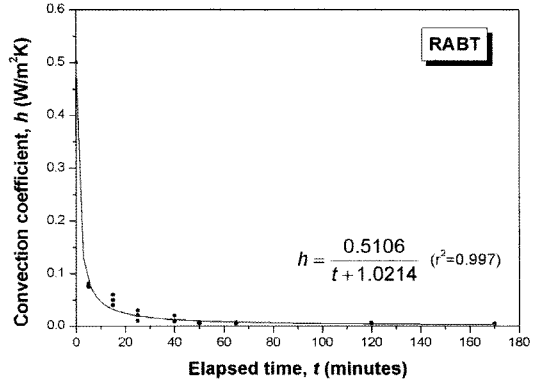
(b) 철근보강 콘크리트



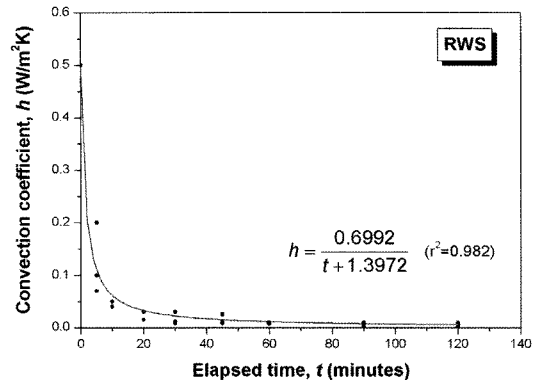
(c) 콘크리트 세그먼트

그림 8. RWS 화재시험결과와 최적화된 수치해석 결과의 비교

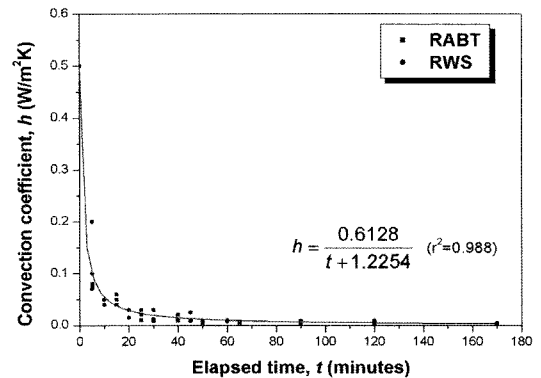
RABT와 RWS 화재 시나리오 조건 모두에서 시간 경과에 따라 최적의 대류열전달계수는 식 (5) 및 식 (6)과 같이 음지수 함수 형태로 감소하는 것을 볼 수 있으며,



(a) RABT 화재 시나리오



(b) RWS 화재 시나리오



(c) RABT 및 RWS 화재 시나리오

그림 9. 최적 대류열전달계수와 화재 경과시간과의 상관관계

두 가지 화재 시나리오 조건에서 얻어진 대류열전달계수의 범위 또한 유사한 것을 확인할 수 있었다. 두 가지 화재 시나리오 조건에서 도출된 모든 대류열전달계수 조건들을 함께 도시하고 회귀분석을 수행한 결과에서도 식 (7)과 같이 결정계수가 0.926로서 매우 양호한 상관관계를 도출할 수 있었다(그림 9(c)).

$$h = \frac{0.5106}{t+1.0214} \quad (\text{RABT}, r^2 = 0.997) \quad (5)$$

$$h = \frac{0.6992}{t+1.3972} \quad (\text{RWS}, r^2 = 0.982) \quad (6)$$

$$h = \frac{0.6128}{t+1.2254} \quad (\text{RABT 및 RWS}, r^2 = 0.988) \quad (7)$$

여기서,  $t$ 는 화재 개시 후 경과시간,  $h$ 는 시간  $t$ 에서의 대류열전달계수이다.

실제로 RWS 화재 시나리오 조건과는 달리 RABT 화재 시나리오 조건에서는 일정 시간(본 연구에서는 60분) 동안 1,200°C가 유지된 후 냉각이 이루어지게 됨에도 불구하고 경과 시간에 따른 대류열전달계수의 변화는 유사하게 나타났다. 이는 해석에서 도출된 대류열전달계수가 화재 개시 후 5분 정도에 약 1,200°C까지 상승하는 초기의 급격한 온도 상승구배에 크게 좌우됐기 때문인 것으로 판단된다. 대류열전달계수와 화재 경과시간과의 상관관계(그림 9(c))에서도 화재 발생 시 약 0.5 W/m<sup>2</sup>K이었던 대류열전달계수가 화재 개시 후 약 10분 이내에 급격히 감소하고 그 이후부터는 감소정도가 작고 점차 0에 가까워지는 것을 확인할 수 있다.

또한 앞선 2장에서 대류열전달계수는 물질의 성질이 아니라 열유동의 형태, 열전달면의 기하학적 형태, 열전달면의 위치에 따라 좌우된다고 설명하였다. 따라서 본 연구에서 도출된 대류열전달계수와 화재 경과시간의 상관관계에는 본 연구에서 비교대상으로 적용한 모형 화재시험 조건, 즉 화재 시험에 활용된 시험체 크기, 가열로의 사양 및 대류조건 등의 영향이 포함되었을 수 있다. 따라서 열원과 가열면 사이의 이격 거리, 대류가 발생하는 공간 면적 등의 영향에 대해서는 향후에 실규모 화재시험 등을 통해 검토될 필요가 있을 것으로 사료된다.

마지막으로 본 연구에서 도출된 대류열전달계수는 일반적인 열전달 해석에서 적용되고 있는 공기와 콘크리트

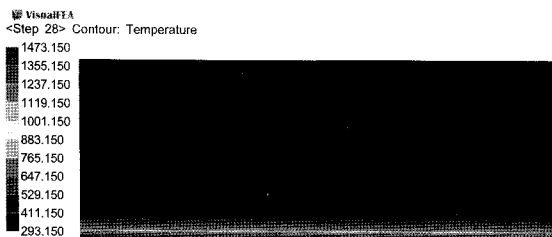
사이의 대류열전달계수(Cioni, 2001)인 약 25 W/m<sup>2</sup>K와 상당한 차이가 있다. 이는 기존에 적용된 대류열전달계수에서는 단면 손실과 지하공간에서의 급격한 초기 온도 상승구배를 고려하지 못했기 때문인 것으로 판단된다. 즉, 본 연구에서 도출된 대류열전달계수는 물질 사이의 고유한 특성이 아니라 RABT와 RWS 화재 시나리오와 같이 화재 개시 후에 급격히 고온에 도달하는 경우에서 고온에 의한 요소 제거를 모사하는데 적용되는 해석 조건임에 유의해야 할 것으로 판단된다. 따라서 화재 시나리오와 콘크리트 재료 특성 등이 크게 달라지는 경우에는 별도의 화재 시험을 수행하여 그에 따른 최적의 대류열전달계수를 도출해야 할 것으로 사료된다.

### 3.3 단면 손실을 고려한 해석결과와 일반적인 열전달 해석결과와의 비교

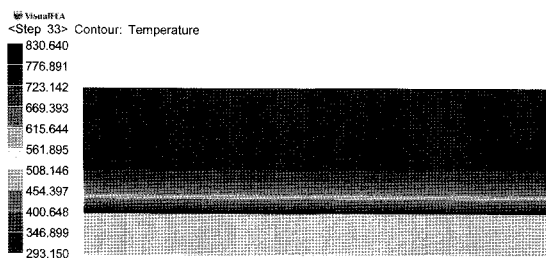
본 연구에서는 요소제거모델에 의해 단면 손실을 모사한 해석결과와 단면 손실을 고려하지 않는 일반적인 열전달 해석결과를 비교하고자, 동일한 조건에서 앞선 3.1절과 3.2절에서 도출된 입력변수들을 적용하여 해석을 수행하였다. 이때 해석 예제로서 무근 콘크리트에 대한 RABT 화재 시나리오를 모사하였다.

단면 손실을 고려하지 않고 가열면 표면의 경계 온도 이력에 의한 열전도 과정만 고려된 일반적인 열전달 해석을 수행한 결과(그림 10(a)), 초기 가열면으로부터 2.5 cm 지점에서는 약 600°C의 고온이 발생하며 5 cm 지점에서 400°C에 가깝게 온도가 상승하여 콘크리트에 상당한 손상이 발생하는 것으로 나타났다. 반면, 단면 손실을 고려한 경우에는 초기 가열면으로부터 10 cm까지는 임계온도인 600°C를 상회하여 약 10 cm까지 단면 손실이 발생하고, 15 cm 위치의 잔존부 온도도 300°C를 넘는 것으로 예측되었다.

이와 같이 고온의 화재로 인한 단면 손실을 고려하지 않는 경우에는 단면 손실뿐만 아니라 고온에 의한 잔존부의 손상정도도 과소평가할 수 있는 문제가 있음을 증명하였다. 이상과 같이 강력한 열원에 의해 발생한 지하 구조물 화재에 대한 구조물의 화재 저항성을 보다 정확히 평가하고 예측하기 위해서는 본 연구에서 시도한 바와 같이 고온에 의한 구조물의 단면 손실을 반드시 고려해야 할 것으로 판단된다.

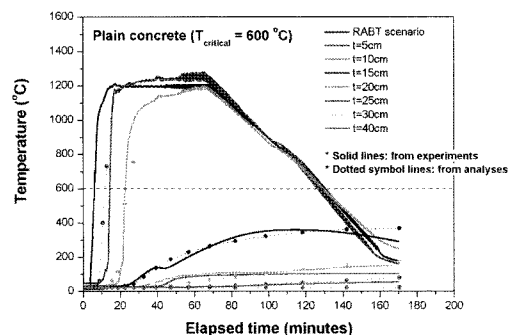
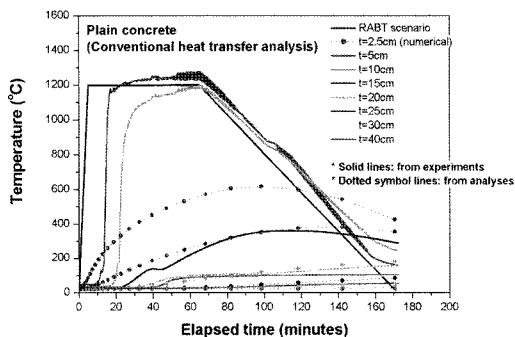


(a) 일반적인 열전달해석



(b) 요소제거모델의 적용에 의한 단면 손실 묘사

그림 10. 단면 손실을 고려한 해석결과와 일반적인 열전달해석 결과의 비교(무근 콘크리트, RABT 화재 시나리오)



## 4. 요소제거모델과 열-역학 연동해석에 의한 NATM 콘크리트 라이닝의 화재손상 평가

### 4.1 해석조건

본 연구에서는 요소제거모델과 열-역학 연동해석에 의한 지하구조물의 화재손상 평가의 예로서, 고속도로 2차선 NATM터널의 콘크리트 라이닝을 해석대상으로 선정하였다. 수치해석에 적용된 콘크리트 라이닝의 일반적인 사항을 정리하면 다음의 표 3과 같다.

터널 화재발생시 터널 종방향으로 화재가 급속하게 확산되기 때문에 화재로 인한 안정성 평가 시에는 2차원 해석도 타당한 것으로 보고되고 있다(Pichler *et al.*, 2006). 따라서 본 연구에서는 콘크리트 라이닝의 단면을 2차원 평면변형률 요소로 모델링하였으며, 요소크기를 2.5 cm × 2.5 cm 로 구성하고 요소 내 최대온도가 600°C가 될 때 요소가 제거되도록 설정하였다. 이때 온도에 따른 열물성과 탄성계수의 변화는 3.1 절의 표 1과 동일하게 고

표 3. NATM 콘크리트 라이닝의 해석조건

항 목	사 양	
단면크기	2차선 고속도로 터널단면	
단면형상(등가환산직경)	난형(10.48 m)	
콘크리트 특성 (상온)	강도( $\sigma_{ck}$ )	24,000 kN/m <sup>2</sup>
	탄성계수(E)	1.65×10 <sup>7</sup> kN/m <sup>2</sup>
	포아송비( $\nu$ )	0.25
	단위중량( $\gamma_c$ )	22.56 kN/m <sup>3</sup>
콘크리트 라이닝의 두께	30 cm	
철근유무	무	

려하였으며, 그림 9에서 도출된 결과로부터 화재 시나리오별 온도에 따른 대류열전달계수의 변화도 함께 고려하였다.

콘크리트 라이닝에 작용하는 하중으로는 라이닝의 자중, 수직이완하중, 수평이완하중, 그리고 잔류수압을 고려하였다. 수직이완하중은 발파이완하중(H) 0.5 m를

표 4. 콘크리트 라이닝의 작용하중 조합과 산정

하중조합	작용하중	비고
수직이완하중	11.95 kN/m <sup>2</sup>	$P_{\text{roof}} = \gamma_s \times H$ ( $\because H=0.5$ m 가정)
수평이완하중	3.94 kN/m <sup>2</sup>	수직이완하중 $\times K_o$ ( $\because K_o = \nu/(1-\nu)$ )
잔류수압	24.85 kN/m <sup>2</sup>	$P_w = 1/3 \times H_t \times \gamma_w$

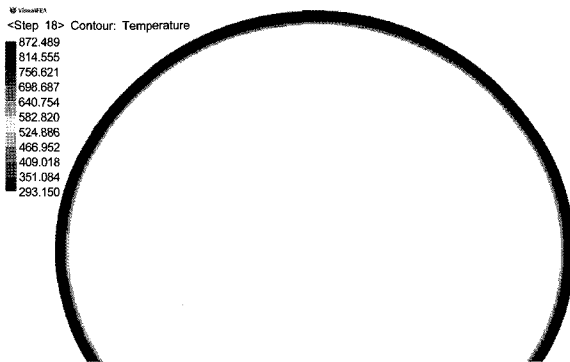
가정하여 산정되었고, 잔류수압과 수평이완하중은 표 4와 같이 산정되었다.

#### 4.2 콘크리트 라이닝의 화재손상 평가 결과

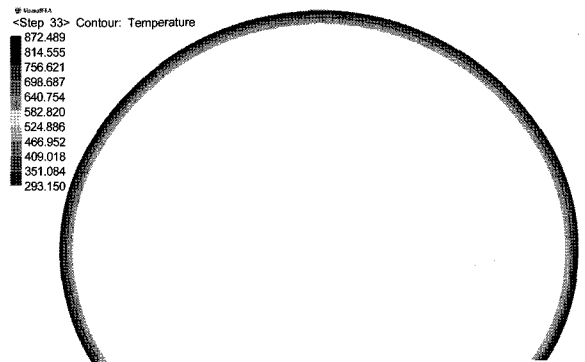
그림 11과 그림 12는 각각 RABT와 RWS 화재 시나리오 조건에서 화재 경과에 따른 콘크리트 라이닝 내부의 온도분포와 단면 손실 정도이다.

RABT 화재 시나리오에서는 화재 종료 후 10~12.5 cm의 단면이 손실되었고 잔존부의 최대 온도는 약 829 K(556°C)이었다. 또한 화재 개시 후 5분이 경과되었을 때는 단면 손실이 발생하지 않았고 최대 온도가 828 K(555°C)이었으며, 화재 개시 후 약 10분에 2.5~5 cm의 단면 손실이 발생하였다.

반면, RWS 화재조건에서는 화재 종료 후 15~17.5 cm

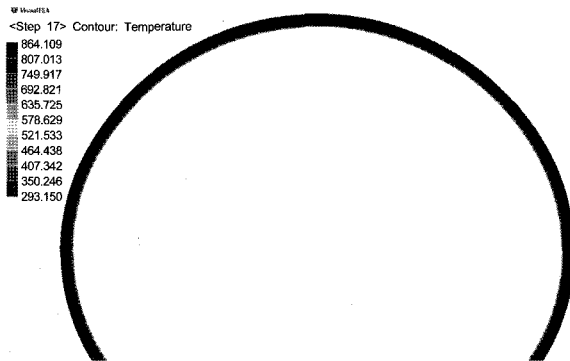


(a) 화재 경과시간 10분

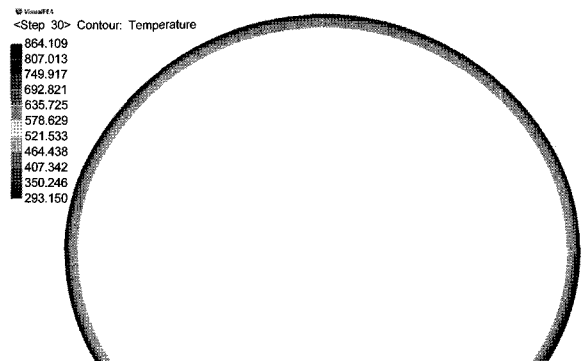


(b) 화재 종료 후

그림 11. 화재 경과시간에 따른 콘크리트 라이닝의 단면손실 및 화재손상(RABT 화재 시나리오, 단위: Kelvin)



(a) 화재 경과시간 10분



(b) 화재 종료 후

그림 12. 화재 경과시간에 따른 콘크리트 라이닝의 단면손실 및 화재손상(RWS 화재 시나리오, 단위: Kelvin)

의 단면이 손실되어 RABT보다 다소 크게 나타났으며, 잔존부의 최대온도는 약 652 K(379°C)로 나타났다. 역시 화재 개시 후 5분에서는 단면 손실이 발생하지 않았으며, RABT의 경우와 마찬가지로 약 10분 경과시 2.5 cm의 단면 손실이 발생하였다. 이상과 같이 화재 종료 후의 최종 단면 손실은 RWS에서 더 크게 나타나고 초기의 단면 손실은 RABT에서 더 크게 나타나는 이유는, RWS에서는 최대 1,350°C의 높은 온도가 2시간 동안 유지되기 때문에 전체적인 단면 손실과 화재 손상은 크지만 화재 개시 후 1,200°C에 도달되는 시간이 약 10분으로서 초기 가열구배가 RABT보다는 상대적으로 다소 작기 때문이다.

전체적으로 모형 화재시험 결과보다는 단면 손실과 잔존부의 온도가 다소 크게 발생하였는데, 이는 라이닝에 작용하는 외부 하중을 고려한 이유 등으로 사료된다. 또한 ITA(2004)와 Ono and Otsuka(2006)는 콘크리트의 손상 온도를 300°C로 제시하고 있는데, RABT와 RWS에서 300°C 이상의 온도가 발생한 지점은 각각 초기 가열면으로부터 15 cm 및 20 cm로 나타났다. 즉, 단면 손실이 발생한 후, 잔존부의 표면으로부터 약 2.5 cm 정도는 300°C이상의 온도로 인해 콘크리트가 상당히 손상된 상황이므로 화재 후 복구 시에는 이 부분을 제거하고 보수보강을 실시해야 할 것으로 판단된다. 그러나 여기서 2.5 cm라는 손상 영역은 앞선 변수해석에서 결정된 1개 요소의 크기이므로 실제의 정확한 손상 범위와는 다소 다를 수 있다.

본 연구에서는 열-역학 연동해석의 수행 예로서 무근 콘크리트 라이닝의 화재 손상을 단면 손실과 온도 분포를 기준으로만 파악하였으므로, 향후에는 보다 다양한 화재 조건과 지하구조물에 대한 체계적인 연구와 화재 후의 구조적인 안정성 평가에 대해 심도 있는 후속 연구가 필요할 것으로 사료된다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 화재로 인한 지하구조물의 단면 손실과 손상정도를 실제에 가깝게 모사하기 위하여, 임계온도를 초과하는 요소를 제거하여 구조물의 단면 손실을 모사하는 유한요소 해석모델을 새롭게 제안하였다. 특히, 제안된 요소제거모델을 열-역학 연동해석과 연계하

고 온도에 따른 콘크리트 재료의 열특성 및 역학적 특성의 변화를 함께 고려하였다. 또한 RABT와 RWS 화재 시나리오에 따라 수행된 모형 화재시험 결과와 비교하여 최적의 해석조건과 온도에 따른 대류열전달계수 조건을 제시하였다. 이상으로부터 얻어진 주요 결과들을 요약하면 다음과 같다.

1. 화재 시나리오, 요소크기 및 대류열전달계수 조건이 동일한 경우, 요소제거의 기준으로 적용되는 임계온도에 따라 단면 손실량과 잔존부의 온도가 크게 좌우되는 것으로 나타났다. 특히, 임계온도가 커질수록 단면 손실은 감소하고 잔존부의 최대온도가 증가하였다. 기존의 실험 연구들에서 제시된 거시적인 파괴개시의 온도 수준을 고려하고 신속한 해석이 수행될 수 있도록, 본 연구에서는 요소크기가 2.5 cm이고 임계온도가 600°C인 경우를 최적의 조건으로 제안하였다.
2. RABT와 RWS 화재 시나리오 조건에서 도출된 최적 대류열전달계수는 화재 경과시간에 따라 음지수 함수 형태로 감소하는 것으로 나타났다. 특히, RABT 화재 시나리오에서는 60분 동안 1,200°C가 유지된 후 냉각이 이루어짐에도 불구하고, 두 가지 화재 시나리오 조건에서 얻어진 대류열전달계수는 매우 유사하였다. 이는 해석에서 도출된 대류열전달계수가 화재 초기의 급격한 온도 상승구배에 크게 좌우됐기 때문인 것으로 판단되었다. 대류열전달계수와 화재 경과시간과의 상관관계에서도 화재 발생 시 약 0.5 W/m<sup>2</sup>K이었던 대류열전달계수가 약 10분 경과 후에 급격히 감소하여 점차 0에 가까워지는 것으로 나타났다.
3. 본 연구에서 도출된 대류열전달계수는 일반적인 열전달 해석에서 적용되고 있는 대류열전달계수와 상당한 차이를 보이는 데, 이는 단면 손실과 지하공간에서의 급격한 초기 온도 상승구배와 기류조건 차이가 고려되지 못했기 때문인 것으로 사료된다. 따라서 본 연구에서 도출된 대류열전달계수는 RABT 및 RWS 화재 시나리오와 같이 급격한 온도 상승조건과 본 연구에서 활용된 가열로의 기류조건에서 고온에 의한 요소제거를 모사하는데 적용되는 해석조건임에 유의해야 할 것으로 판단된다. 화재 시나리오와 콘크리트 재료 특성 등이 본 연구에서 적용한 해석조건과

크게 상이할 경우에는 별도의 화재 시험 등을 수행하여 그에 따른 최적의 대류열전달계수를 도출해야 할 것으로 사료된다.

4. RABT 화재 시나리오 조건에서 요소제거모델에 의해 무근 콘크리트의 단면 손실을 모사한 해석결과, 약 10 cm 정도 단면이 손실되고, 15 cm 위치의 잔존부 온도도 300°C를 상회하는 것으로 예측되었다. 반면 동일한 조건에서 일반적인 열전달 해석을 수행한 경우에는 초기 가열면으로부터 5 cm 위치의 온도가 400°C에 불과한 것으로 나타났다. 이와 같이 고온의 화재로 인한 단면 손실을 고려하지 못하면 화재로 인한 구조물의 손상을 과소평가할 수 있음을 증명하였다. 따라서 강력한 열원에 의한 구조물의 화재 저항성을 정확히 평가하기 위해서는 구조물의 단면 손실을 반드시 고려해야 할 것으로 판단되었다.

## 감사의 글

본 연구는 국토해양부의 건설핵심기술연구개발사업인 “지하공간 환경조성 및 방재기술 개발 - 지하구조물 재해손상 대응기술 개발” 연구사업의 일환으로 수행되었습니다.

## 참고문헌

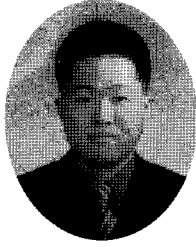
1. 장수호, 최순욱, 권종욱, 배규진 (2006), “화재에 의한 터널구조물 시공재료의 손상 평가”, 대한토목학회논문집, 제26권 제3C호, pp. 219-228.
2. 장수호, 최순욱, 권종욱, 김상환, 배규진 (2007), “화재 후 터널구조물 시공재료의 역학적 특성변화”, 한국터널공학학회논문집, 제9권 제2호, pp. 157-169.
3. 日本コンクリート工學協會 (2002), 콘크리트構造物の火災安全性研究委員會 報告書, pp. 94-112.
4. ACI Committee (1997), Standard method for determining fire resistance of concrete and masonry construction assemblies, Detroit, American Concrete Institute.
5. ASCE/SFPE29 (1999), Standard calculation method for structural fire protection, Reston, VA, American Society of Civil Engineers.
6. EN1992-1-2 Eurocode 2 (2004), Design of concrete structures, Part 1-2: General rules - Structural Fire Design, Brussels, Commission of European Communities.
7. Boström, Lars and Larsen, Claus K. (2006), “Concrete for tunnel linings exposed to severe fire exposure”, Fire Technology, Vol. 42, pp. 351-362.
8. Caner, A., Zlatanic, S. and Munfah, N. (2005), “Structural fire performance of concrete and shotcrete tunnel liners”, Journal of Structural Engineering, Vol. 131, No. 12, pp. 1920-1925.
9. Cook, R. D., Malkus, D. S. and Plesha, M. E. (1989), Concepts and applications of finite element analysis, 3rd ed., John Wiley & Sons, Inc., pp. 474-482.
10. Cioni, P., Pietro, C. and Salvatore, W. (2001), “Assessing fire damage to r.c. element”, Fire Safety Journal, Vol. 36, pp. 181-199.
11. ITA (2004), Guidelines for structural fire resistance for road tunnels, Working Group No. 6 Maintenance and Repair, pp. 21.
12. Kwak, H. Y., Ha, S. J. and Kim, J. K. (2006), “Non-structural cracking in RC walls Part I. Finite element formulation”, Cement and Concrete Research, Vol. 36, pp. 749-760.
13. Khoury, G. A. (2002), “Passive protection against fire”, Tunnels & Tunnelling International, November, pp. 40-42.
14. Khoury, G. A., Majorana, C. E., Pesavento, F. and Schrefler, B. A. (2002), “Modelling of heated concrete”, Magazine of Concrete Research, Vol. 54, No. 2, pp. 77-101.
15. Kodur, V. K. R and Dwaikat, M. (2008), “A numerical model for predicting the fire resistance of reinforced concrete beams”, Cement & Concrete Composites, Vol. 30, pp. 431-443.
16. Logan, D. L. (1992), A first course in the finite element method, 2nd ed., PWS Publishing Company, pp. 471-486.
17. Ono, Koichi and Otsuka, Takayoshi (2006), “Fire design requirement for various tunnel”, Proc. of 32nd ITA - World Tunnel Congress, Seoul, Keynote lecture.
18. PIARC (1999), Fire and Smoke Control in Road Tunnels, PIARC Committee on Road Tunnels, May 1999.
19. Pichler, C., Lackner, R. and Mang, H. A. (2006), “safety assessment of concrete tunnel linings under fire load”, Journal of Structural Engineering, Vol. 132, No. 6, pp. 961-969.
20. Savov, K., Lacker, R. and Mang, H. A. (2005), “Stability assessment of shallow tunnels subjected to fire load”, Fire Safety Journal, Vol. 40, pp. 745-763.



**장 수 호**

한국건설기술연구원  
지하구조물연구실  
책임연구원

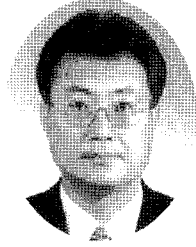
E-mail: sooho@kict.re.kr



**최 순 욱**

한국건설기술연구원  
지하구조물연구실 연구원  
연세대학교 대학원 박사과정  
책임연구원

E-mail: soonugi@kict.re.kr



**배 규 진**

한국건설기술연구원  
지하구조물연구실  
책임연구원

E-mail: gjbae@kict.re.kr



**안 성 율**

(주)사이텍이엔씨  
대표이사

E-mail: shipdo@chol.com