

요소제거모형을 활용한 열전달해석에서 터널 화재이력곡선의 초기가열구배에 따른 대류열전달계수의 변화

최순욱¹, 장수호^{2*}, 이준환³, 안성율⁴

Variation of time-dependent convection heat transfer coefficients in heat transfer analysis at various initial heating rates of tunnel fire scenarios

Soon-Wook Choi, Soo-Ho Chang, Jun-Hwan Lee, Sung-Yul Ahn

Abstract The initial heating rate is well known as one of the most influencing factors on the occurrence of spalling and the loss of strength in concrete after fire initiation. In this study, a series of fire tests were carried out at different initial heating rates to find out its effects on the deterioration of tunnel structural members. Heat transfer analyses combined with an element elimination model were also carried out to verify its applicability in the same conditions as the fire tests. Moreover, the convection heat transfer coefficients compatible with fire test results were derived from parametric studies. In this course, their time-dependent variations were also analyzed at different initial heating rates. Finally, a numerical formula to estimate the heat transfer coefficients at the various initial heating rates was proposed by the interpolation of the results of numerical analyses.

Keywords: Tunnel, fire, heating rate, convection coefficient, element elimination model

요 지 본 연구에서는 화재에 의한 콘크리트의 단면손실과 역학적 특성을 저하하는 주요 요인 가운데 온도증가율, 즉 초기가열구배를 변화시키면서 모의화재실험을 수행하였다. 그리고 수행된 모의화재실험에서 관찰된 단면손실을 모사하기 위하여 요소제거모형을 활용한 유한요소해석법에 의해 열전달해석을 수행하였다. 이때 모의화재실험결과와 수치해석결과가 가장 일치하는 대류열전달계수를 반복적인 해석과정을 통해 도출하였다. 이상의 과정으로부터 얻어진 초기가열구배에 따른 대류열전달계수의 변화를 조사한 결과, 각 초기가열구배별 대류열전달계수의 변화는 분수함수 형태로 근사시킬 수 있었다. 최종적으로 모의화재실험으로부터 도출된 초기가열구배별 대류열전달계수의 변화 결과를 내삽하여 다양한 초기가열구배에 따른 화재경과시간별 대류열전달계수의 변화를 추정할 수 있는 수식을 함께 제시하였다.

주요어: 터널, 화재, 초기가열구배, 대류열전달계수, 요소제거모형

1. 서 론

터널 화재에 의한 열방출속도(Heat release rate)는 지상공간 화재시에 비해 약 4배 정도라고 알려져 있다 (Carvel, 2002). 이와 같이 지하공간에서의 화재는 지상 공간에서의 화재에 비해 화재강도가 크고 지속시간이 길어서 화재에 의한 피해와 구조물의 손상이 더욱 심각하게 발생할 수 있다.

콘크리트 구조체와 터널 라이닝에 대한 화재 손상을 모사하기 위한 연구들이 다수 수행되었으나, 온도에 따

른 콘크리트의 열작역학적 특성 변화만을 고려하였을 뿐 폭발(explosive spalling) 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)은 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 어렵다는 점과 시간과 비용을 절감할 수 있는 새로운 해석방법이 필요하다는 점을 지적하였다.

Boström and Larsen(2006)은 화재에 의한 박리와 박락은 폭발과 박리(surface spalling), 골재박락(aggregate spalling), 모서리부 박락(corner spalling) 등의 형태로

¹한국건설기술연구원 기반시설연구본부 지반연구실 연구원, 연세대학교 사회환경시스템공학부 대학원

²한국건설기술연구원 기반시설연구본부 지반연구실 연구위원

³연세대학교 사회환경시스템공학부 부교수

⁴사이텍이앤씨 대표이사

*교신저자: 장수호 (E-mail: sooho@kict.re.kr)

나타나며, 매우 복잡한 현상으로서 현재까지 박리와 박락 정도와 그 가능성을 예측할 수 있는 이론적인 모델은 없다고 하였다. 그리고 일반적인 화재손상 예측과 내화 설계에서 사용하는 열전달해석(heat transfer analysis)을 비롯하여 화재손상을 모사하는 모델에서 화재에 의한 박리와 박락을 고려하지 못한다면 그 해석모델은 잘못된 결과를 산출할 수 있다고 하였다.

Khoury et al.(2002)은 고온 하에서 일반강도, 고강도 및 초고강도 콘크리트 구조의 열-수리-역학적 거동을 수치모델링하기 위한 이론적인 배경을 제시하였으나, 제안된 이론에 폭렬 기준이 포함되어 있지 않은 한계를 스스로 지적하였으며, 현재까지 폭렬을 모사하기 위한 여러 가지 이론들이 제시되고 있으나 아직까지 완전히 검증되지 못한 상황이라고 기술하였다.

Khoury(2000)는 화재에 의한 콘크리트의 역학적 특성 저하에 영향을 미치는 요인으로 재료적인 요인과 환경적인 요인이 있다고 하였다. 재료적인 요인은 시멘트 페이스트와 골재의 물리화학적 변화, 그리고 시멘트 페이스트와 골재의 열적 특성의 차이를 언급하였으며, 환경적인 요인으로는 최고온도와 온도증가율(heating rates), 작용하중, 함수량 등을 지적하였다.

폭렬과 관련된 선행 연구들에서 주된 폭렬 발생원인으로 공통으로 설명하고 있는 요인은 온도증가율과 함수량이다(Buchanan, 2002; Hertz, 2003; Khoury, 2000; Kodur, 2000; Kodur and Phan, 2007; Peng, 2000; Phan, 1996). 온도증가율과 함수량이 폭렬의 주요 발생원인으로 언급되는 이유는 온도증가에 따라 콘크리트 표면부근의 공극수가 기화하여 일정 깊이에서 수증기층을 형성하는 “moisture clog” 현상 때문으로, 수증기층에서의 압력이 높아져 콘크리트의 인장강도를 넘어서면 단면손실이 발생한다는 이론의 핵심요인이기 때문인 것으로 판단된다(Ahmed, 1990; Khoylou, 1997; Lamond and Pielert, 2006).

최근 들어 장수호 등(2008)은 화재로 인한 단면 손실과 손상정도를 보다 실제 현상에 가깝게 모사하기 위하여, 유한요소해석에서 임계온도를 넘는 요소를 제거하여 구조물의 단면 손실을 모사하는 해석모델인 요소제거모형을 새롭게 제안하였다. 제안된 요소제거모형은 열-역학 연동해석(thermo-mechanical coupling analysis)과 연계되어, 운용 중인 지하구조물의 화재 시 거동을

보다 정확히 파악할 수 있고, 화재로 인한 콘크리트의 특성 변화를 함께 고려할 수 있다.

본 연구에서는 선행 연구들에서 파악된 화재에 의한 콘크리트의 단면손실과 역학적 특성 저하를 야기하는 요인들 가운데 온도증가율, 즉 초기가열구배를 변화시키면서 모의화재실험을 수행하였다. 또한 이와 같이 수행된 모의화재실험을 장수호 등(2008)이 제안한 요소제거모형을 적용한 유한요소해석으로 모델링하여 열전달 해석을 수행하였다. 이때 모의화재실험결과와 해석결과가 가장 일치하는 대류열전달계수(convection heat transfer coefficient)를 반복적인 해석수행으로 찾아내었다. 이상과 같이 얻어진 대류열전달계수로부터 초기가열구배에 따른 대류열전달계수의 변화를 살펴보고자 한다.

2. 요소제거모형을 활용한 열전달해석

2.1 요소제거모형의 개요

본 연구에서는 범용유한요소해석 프로그램인 Visual FEA/Geo에 포함된 요소제거모형을 사용하여 터널 화재가 발생하였을 경우, 발생화재의 초기가열구배에 따른 터널 콘크리트라이닝의 대류열전달계수의 변화를 살펴보고자 하였다. 이에 앞서 본 연구에 사용된 요소제거모형에 대하여 설명하고자 한다.

화재에 의한 열전달은 전도(conduction), 대류(convection) 및 복사(radiation)의 세 가지 과정으로 나타나며, 이 과정들은 주변 환경에 따라 개별적으로 또는 복합적으로 발생할 수 있다(Buchanan, 2002). 일반적으로 터널에서 화재가 발생하면 열원으로부터 대류와 복사에 의해 구조물 표면부근의 온도가 상승하고, 온도가 상승된 구조물 표면으로부터 열전도에 의해 구조물 내부로 열전달이 이루어지게 된다.

위의 열전달 과정중 복사에 의한 열전달은 복사열 방출면(emitting surface)과 복사열 흡수면(receiving surface) 사이의 거리와 각도 등을 고려하여 산정하기 때문에 일반화하기 어려운 문제가 있다. 따라서 본 연구에서는 전도와 대류에 의한 열전달만을 고려하여 열전달해석을 수행하였다.

터널의 주 시공재료인 콘크리트의 내부 온도가 고온에 도달하게 되면, 온도증가에 따라 형성된 수증기압에 의해 발생하는 폭렬과 자유수 및 시멘트 수화물의 탈수

등에 의해 구조물의 단면이 손실된다. 이러한 단면 손실은 화재특성과 구조물의 특성에 따라, 폭렬에 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).

본 연구에서는 유한요소해석에서 열원으로부터 대류 열전달에 의해 해석부재의 표면온도가 증가하고 내부로 열전달이 발생하는 경우에, 해석부재의 유한요소 각 절점에서 산정된 온도가 사전에 설정된 임계온도를 초과할 경우에 해당 요소를 제거하고, 제거되지 않은 요소와 제거된 요소사이의 경계선에 새로운 열전달 및 역학적 경계조건을 설정하는 방법을 사용하는 요소제거모형(장수호 등, 2008)을 적용하였다. 본 연구에 적용된 요소제거모형은 Ono and Otsuka(2006)가 단면손실 전과 후의 라이닝 단면을 개별적으로 해석한 방법과 Savov et al. (2005)이 다층의 보-스프링모형(layered beam-spring model)을 차례대로 비활성화 시켜 단면손실을 모사한 방법과 달리, 화재경과시간에 따라 연속적으로 열-역학 연동해석이 이루어지는 특징을 가진다.

장수호 등(2008)은 요소제거모형에서 요소제거 기준으로서 재료의 열-역학적 파괴규준을 적용하는 방법이 임계온도에 의한 방법보다 재료의 파괴와 탈락을 보다 이론적으로 모사할 수 있다는 장점이 있으나, 유한요소의 정식화와 관련 변수 산정이 어려운 단점이 있다고 지적하였다.

2.2 요소제거모형의 해석과정

요소제거모형에서의 열-역학 연동해석 과정은 그림 2와 같다(장수호 등, 2008). 본 연구에서는 열전달해석만 수행하였지만, 요소제거모형은 본래 열-역학연동해석으로 개발된 것이므로 열-역학이 연동된 해석과정으로 설

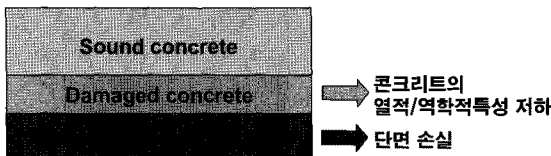
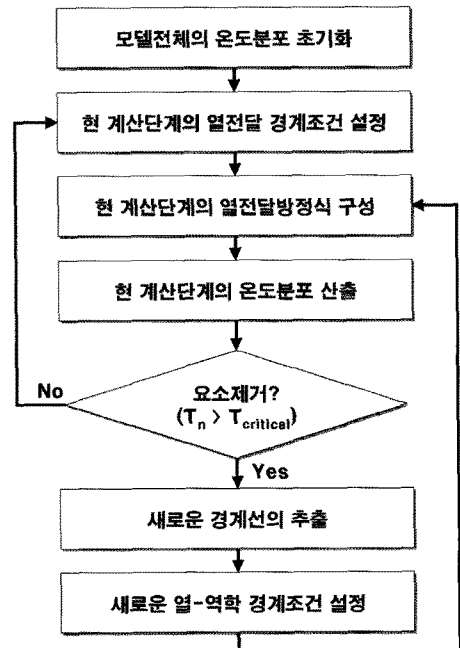


그림 1. 화재에 의한 단면 손실과 콘크리트 역학적특성 저하의 개념(장수호 등, 2008)

명하였다.

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 비선형조건으로 구분된다. 본 연구에서는 온도에 따른 물성변화를 고려하였기 때문에 식 (1)과 같이 온도 비선형조건을 열전달 방정식으로 표현할 수 있다. 이때 정해진 반복(iteration) 회수만큼 방정식을 조립하고 푸는 과정을 반복하게 되며, 매 과정마다 선행과정에서 계산된 대류 열전달계수, 비열 등의 열물성을 적용하여 대류행렬, 열전도행렬, 열용량행렬을 계산한다.

$$\begin{aligned}
 & \{ \mathbf{K}_T(T) \} + \{ \mathbf{H}(T) \} \{ \mathbf{T}^n \} \\
 & + \frac{1}{\Delta t} [\mathbf{C}(T)] (\{ \mathbf{T}^n \} - \{ \mathbf{T}^{n-1} \}) = \{ \mathbf{Q}^n \} \quad (1)
 \end{aligned}$$



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

그림 2. 요소제거 모형을 적용한 열-역학 연동해석의 흐름도(장수호 등, 2008)

여기서 열전도행렬($[K_T]$), 대류행렬($[H]$), 열용량행렬($[C]$)은 온도 T 의 함수이며, Δt 는 $t^n - t^{n-1}$ 로서 시간증분을 의미하고, $\{T^n\}$ 과 $\{Q^n\}$ 은 각각 시간 t^n 에서의 온도벡터와 열원벡터이다.

네 번째로 식 (1)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.

$$[K(T)]\{D\} = \{F\} \quad (2)$$

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 적합한 모의화재시험에 활용된 콘크리트 재료에 대해 도출된 실험식(장수호 등, 2007)을 적용하였다.

식 (2)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 해석과 정들을 모든 시간단계에 대해 반복하게 된다.

2.3 해석조건

장수호 등(2008)은 요소제거모형을 활용하는 데 있어 중요한 변수로서 요소를 제거하기 위한 기준온도(임계온도), 요소크기 및 화재이력에 따른 대류열전달계수의 변화를 고려하였다. 또한 터널 콘크리트라이닝의 재료 구성에 따라 무근콘크리트, 철근콘크리트, 세그먼트콘크리트로 구분하여 수행된 모의화재시험결과를 요소제거모형을 활용한 열전달해석결과와 비교하여 변수해석을 수행하였다. 중요변수인 단면손실을 정의하는 임계온도의 경우, 온도에 따른 콘크리트의 역학적 특성이 급격히 저하되는 600°C 를 기준으로 500°C , 600°C , 700°C 로 설정하고, 각각의 경우에서 요소크기를 1.0 cm 및 2.5 cm로 변화시키면서 요소크기와 임계온도에 따른 열전달해석결과와 모의화재시험결과를 비교하였다. 이때

표 1. 열전달해석에 사용된 입력변수

입력변수	단위	입력수치	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, γ_c)	kN/m ³	22.56	ENV 1992-1-2(2004)
열팽창계수 (Thermal dilation coefficient, α)	mm/mm	1×10^{-5}	Kwak et al.(2006)
단면손실 임계온도 (Critical temperature, T_{critical})	$^\circ\text{C}$	600°C	장수호 등(2008)
대류열전달계수 (Convection heat transfer coefficient, h)	W/m ² -K	변수해석으로부터 결정	

각각의 해석조건에서 모의화재시험결과를 가장 유사하게 모사하는 대류열전달계수를 시행오차(trial and error)를 통해 도출하였다. 이상과 같은 변수해석 결과, 임계온도가 600°C이고 요소크기가 2.5 cm일 경우에 요소제거모델을 활용한 열전달해석결과가 모의화재시험결과에 가장 가까운 결과를 보인다고 하였다.

따라서 본 연구에서는 이상과 같이 장수호 등(2008)이 제시한 해석조건인 임계온도 600°C 및 요소크기 2.5 cm를 유한요소해석에 적용하였다. 또한 초기가열구배가 다른 일련의 모의화재시험을 수행하고 모의화재시험결과를 가장 유사하게 모사할 수 있는 대류열전달계수를 도출하여, 초기가열구배에 따른 대류열전달계수 변화를 살펴보고자 하였다. 표 1은 본 연구에 사용된 입력 변수를 정리한 것이다.

3. 모의화재시험

본 연구에서는 모의화재시험결과와 요소제거모델을 활용한 열전달해석결과를 비교하기 위하여, 철근보강 콘크리트라이닝을 대상으로 화재에 의한 콘크리트의 단면손실 및 역학적 특성저하의 주요 원인인 초기가열구배를 변화시켜 가며 모의화재시험을 수행하였다.

3.1 화재이력곡선과 모의화재시험용 가열로

그림 3은 본 연구에서 적용한 화재이력곡선별 초기가열구배이다. 강력한 터널 화재시나리오로서 적용되고 있는 독일의 RABT(Richtlinien für die Ausstattung und

den Betrieb von Straßentunneln) 및 네덜란드의 RWS(RijksWaterStaat) 를 화재이력곡선으로서 적용하였다. RABT와 RWS 화재이력곡선은 초기가열구배가 비슷하기 때문에, 다양한 초기가열구배를 모사하기 위해 추가적인 화재이력곡선이 필요하였다. 그래서 다른 화재이력곡선에 비해 지하공간에서의 화재를 좀 더 현실적으로 반영하고 있는 RABT 화재이력곡선(Haack, 1998; Ingason and Lönnemark, 2004)을 수정하여 최대온도 도달시간에 따라 RABT10(최대온도 도달시간 10분) 및 RABT15(최대온도 도달시간 15분)로 명명하여 구분하고, 최대온도 유지시간과 소화시간은 그림 3과 같이 기존의 RABT와 동일하게 만든 변형된 RABT 화재이력곡선을 적용하였다.

본 연구에서는 모의화재시험을 위해 버너의 최대용량이 580,000 kcal/hr이고, 가로 1,100 mm, 세로 700 mm, 높이 600 mm인 수평 가열로를 사용하였다(그림 4). 가열로에서는 R-type 열전대(thermocouple)를 사용하여 가열로 내부의 온도를 제어할 수 있다.

3.2 시험체 제작 및 시험방법

본 연구는 지하철터널, 복개터널, 침매터널 등에서 사용되는 철근보강 콘크리트를 대상으로 모의화재시험을 수행하였다. 모의화재시험을 위하여 그림 4의 가열로에 적합한 1,400 mm(가로) × 1,000 mm(세로) × 500 mm(높이) 크기의 시험체를 4개 제작하였다. 시험체의 배합 설계는 표 2와 같다.

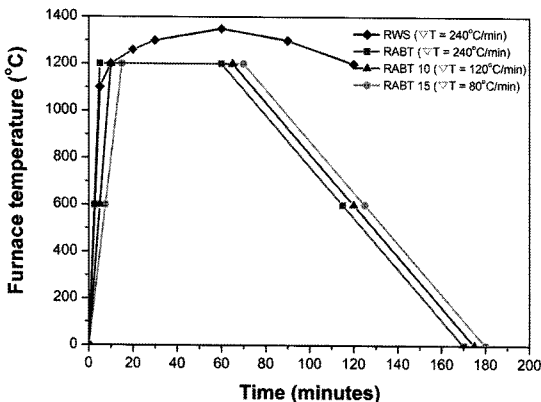


그림 3. 적용된 화재이력곡선별 초기가열구배

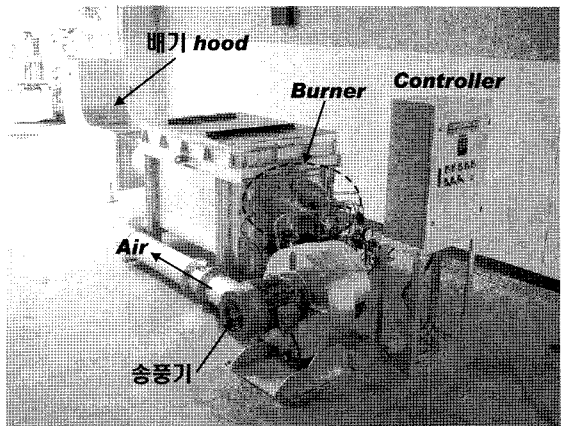


그림 4. 지하공간 화재 모의시험용 가열로 전경

표 2. 철근콘크리트라이닝 시험체의 배합설계

구분	Gmax (mm)	W/C (%)	S/a (%)	슬럼프 (cm)	air (%)	단위중량(kg/m ³)								재령 28일 설계강도 (MPa)
						물 (W, kg)	시멘트 (C, kg)	세골재 (S, kg)	조골재 (a, kg)	고성능 감수제(%)	유동화제 (kg)	급결제 (kg)	강섬유 (kg)	
철근보강 콘크리트	25	50	42	15	4~6	167	334	739	1048	0.3 (1.002 kg)	-	-	-	24



그림 5. 철근 콘크리트 시험체의 철근배근과 열전대 설치

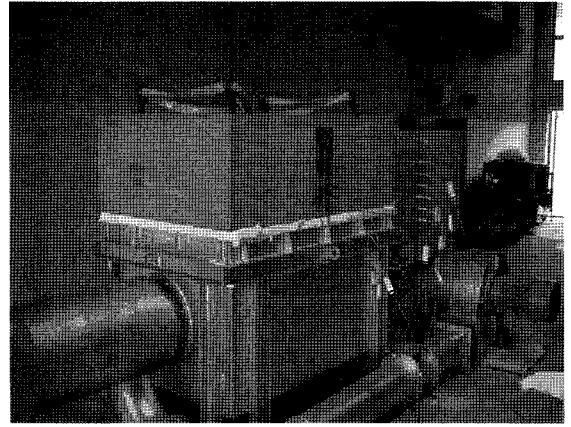


그림 6. 화재시험 준비완료후 장면

콘크리트의 강도는 일반적인 터널 콘크리트라이닝의 표준강도인 21~24 MPa(재령 28일 기준)를 사용하였다(터널설계기준, 2007). 콘크리트 배합은 현장 배합시험 결과에 따라 조정되어 현장에서 사용하고 있는 현장 배합표를 사용하였다.

그림 5는 시험체의 제작에 사용된 거푸집과 철근배근 및 열전대 설치사진이다. 철근콘크리트 시험체의 철근 배근은 터널의 천단부 철근 시공의 배근도를 모사하였다. 이때 사용한 주철근은 D25와 D16이며 스테럽으로는 D13을 사용하였다.

시험체 제작 시에는 열전대를 미리 설치하고 시험체를 제작하였다(그림 5). 시험체의 열전대는 시험체의 초기 가열면으로부터 5, 10, 15, 20, 25, 30, 40 cm 위치에 총 7개가 설치되었다. 시험에 사용된 열전대는 시즈 열전대(sheathed thermocouple)이다. 시즈 열전대는 외피가 스테인리스 재질(SUS316)이며, 내부는 산화마그네슘으로 충전되어 있고, 지름이 6.4 mm으로서, 충격에 강하며 외피의 절연효과가 우수하여 시험결과의 편차가 작다는 장점이 있다. 또한 시험체 타설로 인해 당초 설

정한 열전대 위치가 변화되는 것을 방지하기 위하여 열전대 가이드를 몰드에 설치하였고, 열전대의 맨 끝부분에서 온도가 측정되므로 끝부분을 시험체의 중심에 맞추었다.

열전대가 설치된 시험체를 그림 6과 같이 거치한 후 각 열전대에서 측정되는 온도 자료를 1초 간격으로 저장하였으며, 함수량의 영향을 최소화하고자 모두 재령 28일 이후에 양생된 시험체에 대하여 화재 시험을 실시하였다.

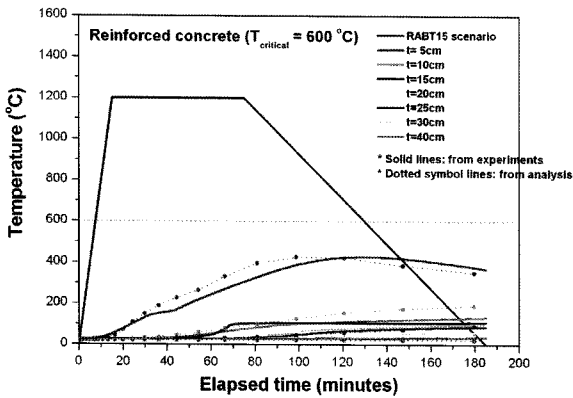
3.3 모의화재시험결과와 요소제거모델을 적용한 열전달해석결과와 비교

철근보강 콘크리트 시험체를 대상으로 표 3과 같이 초기가열구배가 다른 4가지의 화재이력곡선(그림 3 참조)을 적용하여 모의화재시험을 수행하였다.

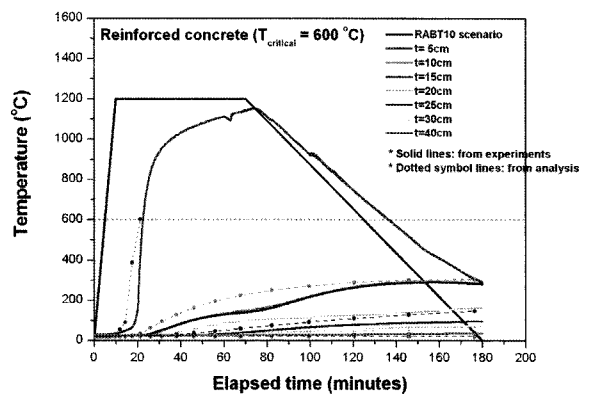
그림 7은 모의화재시험으로부터 얻어진 시간에 따른 철근콘크리트 시험체내의 온도분포와 이 온도분포와 가장 유사한 열전달해석결과를 도시한 것이다. 그림 7의 점선은 요소제거모델을 이용한 열전달해석에서 대류열

표 3. 화재이력곡선별 초기가열구배

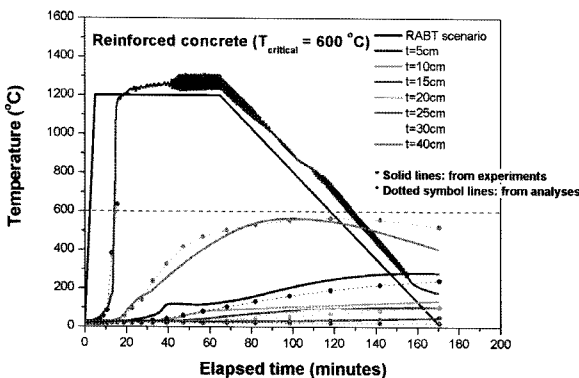
화재이력곡선	초기가열구배	비 고
RABT15	80°C/min	RABT 변형, 최대온도 도달시간 15분
RABT10	120°C/min	RABT 변형, 최대온도 도달시간 10분
RABT	240°C/min	
RWS	240°C/min	



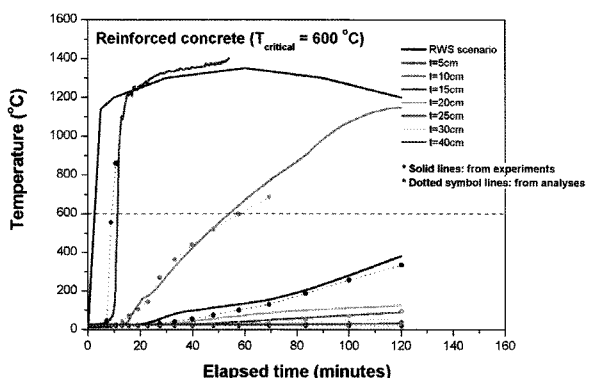
(a) RABT15 화재이력곡선



(b) RABT10 화재이력곡선



(c) RABT 화재이력곡선



(d) RWS 화재이력곡선

그림 7. 모의화재시험결과와 최적화된 열전달해석 결과의 비교

전달계수를 변화시켜 가며 모의화재시험결과에 가장 유사하게 해석한 결과이다. 이와 같이 시행오차를 통해 얻어진 최적화된 대류열전달계수를 정리하면 다음의 그림 8과 같다. 그리고 화재시험 경과시간 전반에 걸쳐 표시된 점선은 요소의 제거가 이루어졌는가를 보여주기 위해 요소제거 임계온도인 600°C를 나타낸 것이다.

화재이력곡선에 따른 철근보강 콘크리트 시험체내의

온도분포를 살펴보면 초기가열구배가 높을수록 시험체의 단면손실 및 온도상승이 커지는 경향이 잘 나타났다. 그림 7(d)의 RWS 화재이력곡선은 그림 7(c)의 RABT 화재이력곡선과 초기가열구배는 같지만 최대온도가 1,350°C로 높을 뿐 아니라 1,200°C 이상 유지되는 시간이 길기 때문에 RABT 화재이력곡선의 결과보다 더 단면손실 및 온도상승이 커지는 경향이 나타났다.

단면손실이 발생한 그림 7(b), 그림 7(c) 및 그림 7(d)에서 가열면으로부터 5 cm깊이의 온도변화를 보면, 초기가열구배가 유사한 그림 7(c) 및 그림 7(d)의 RABT 화재이력곡선과 RWS 화재이력곡선은 각각 13분 및 10분에서 폭렬에 의한 급격한 온도상승이 나타났다. 반면, 그림 7(b)의 RABT10 화재이력곡선은 화재발생 후 약 20분 경과 시에 폭렬에 의한 급격한 온도상승이 나타났다. 그리고 그림 7(a)의 RABT15 화재이력곡선에서는 폭렬이 발생하지 않았다. 이와 같은 결과는 초기가열구배가 폭렬에 미치는 영향을 보여준다.

모의화재시험 종료 후 시험체의 가열면을 확인한 결과, RABT15 하에서는 단면손실이 발생하지 않았다. 그리고 RABT10 화재이력곡선의 경우는 약 6 cm 단면손실이 발생하였고, RABT 화재이력곡선은 약 9 cm, 그리고 RWS 화재이력곡선은 약 11 cm의 단면손실이 발생하였다. 이로부터 단면손실 역시 초기가열구배가 높아짐에 따라 증가함을 알 수 있었다.

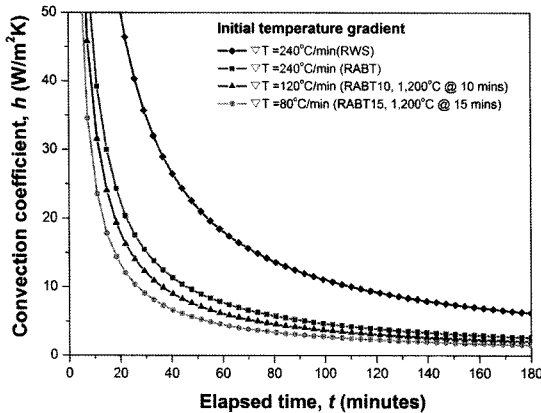


그림 8. 초기가열구배에 따른 화재경과시간과 대류열전달계수의 관계

3.4 초기가열구배에 따른 대류열전달계수 변화

위 3.3절에서 수행된 모의화재시험결과와 가장 유사한 열전달해석결과로부터 각 화재이력곡선별로 대류열전달계수를 도출한 다음, 그림 8과 같이 초기가열구배에 따른 화재경과시간과 대류열전달계수의 관계를 도출하였다. 식 (3)은 그림 8의 결과로부터 각 화재이력곡선별 초기가열구배에 따른 대류열전달계수 변화의 수식화에 사용된 분수함수(fractional function)이다. 또한 표 4는 식 (3)의 함수형태를 적용하여 회귀분석으로부터 얻어진 회귀상수와 결정계수이다.

일반적으로 열전달해석에서 대류열전달계수는 대기 중에서 공기의 유속을 고려하지 않을 경우는 약 4~5 W/m²K(Kwak et al, 2006; Lamont et al, 2001, Ulm et al, 1999), 그리고 유속을 고려할 경우는 약 9~10 W/m²K(Capua and Mari, 2007; Lamont et al, 2001; Kwak et al, 2006)이고, 화재에 노출된 면에서는 23~25 W/m²K(Capua, et al, 2007; ITA, 2004; Lamont et al, 2001)를 사용한다. 그러나 대류열전달계수는 온도와 공기의 유속에 따라 변화하므로 이와 같이 일정한 값의 대류열전달계수를 열전달해석에 적용하게 되면 실제 현상을 묘사하기 어렵다.

$$h = \frac{a}{1 + bt} \quad (3)$$

여기서 h는 대류열전달계수(W/m²K), t는 화재경과시간(분), 그리고 a와 b는 회귀분석 또는 내삽(interpolation)으로부터 얻어지는 계수이다.

본 연구의 모의화재시험에서 콘크리트시험체의 표면은 상온상태에 있다가 화재가 개시되면 급격한 온도상승에 의해 단면손실이 발생한다. 이때 가열로내의 온도와 콘크리트시험체 표면의 온도차가 클수록 열전달이

표 4. 초기가열구배에 따른 대류열전달계수의 회귀분석 결과

화재이력곡선	초기가열구배	회귀계수		결정계수(R ²)
		a	b	
RABT15	80°C/min	500.0011	1.83624	0.9998
RABT10	120°C/min	499.9548	1.34893	0.9982
RABT	240°C/min	499.9781	1.06783	0.9989
RWS	240°C/min	503.8637	0.44674	0.9541

활발히 이루어지므로 대류열전달계수는 큰 값을 가지게 된다(그림 8). 또한 시간이 경과함에 따라 콘크리트시험체가 충분히 가열되어 가열로 내부와 콘크리트 표면 사이의 온도차이가 작아지면 그림 8과 같이 대류열전달계수는 감소하게 된다. 그러나 단면손실이 발생할 경우에는 가열로 내부와 콘크리트 시험체 표면의 온도 차이가 다시 커지게 되므로 단면손실이 발생하지 않은 경우에 비해 대류열전달계수가 크게 나타난다.

그림 7에서 화재 개시 후 약 20분이 경과하면 급격한 단면손실의 원인인 폭렬에 의한 단면손실은 완료되는 것으로 추정할 수 있다. 이후의 단면손실은 탈수에 의한 점진적인 단면손실로 볼 수 있으며, 그림 7(d)의 RWS 화재이력곡선에서와 같이 가열로내 온도가 1,200°C를 넘을 경우는 콘크리트 재료의 용융(melting)이 발생하여 단면손실이 발생할 수도 있다(장수호 등, 2006). 이상의 결과에 근거하여 그림 8로부터 화재 개시 후 20분에서의 대류열전달계수를 찾아보면 RWS 화재이력곡선의 대류열전달계수(52.71 W/m²K)를 제외한 나머지 화재이력곡선에서는 13.86~23.35 W/m²K의 대류열전달계수가 나타났다. 이것은 앞서 논의한 바와 같이 기존 연구들에서 제시된 화재 노출면의 대류열전달계수의 범위인 23~25 W/m²K와 비교적 유사하다고 할 수 있다.

요소제거모형에서 대류열전달계수가 높다는 것은 열전달 경계에서 요소내로의 온도 상승이 빨리 일어남을 의미한다. 또한 요소 내부의 온도가 사전에 설정된 임계온도에 도달하면 단면손실이 발생하므로, RABT와 RWS

화재이력곡선과 같이 초기에 급격한 단면손실이 발생하는 경우는 대류열전달계수가 필연적으로 커지게 된다. 또한 요소제거모형은 열전달의 3대요소인 전도, 대류, 복사 중에서 전도와 대류만을 고려하기 때문에 실제 모의화재시험 시에 발생하는 복사는 고려하지 못한다. 따라서 본 연구의 열전달해석결과에서는 복사에 의한 열전달효과가 다른 두 요소에 전가되어 나타나기 때문에, 대류열전달계수가 상대적으로 크게 나타날 수 있다. 그림 8과 같이 화재 발생 초기의 대류열전달계수가 일반적인 값보다 큰 것은 이와 같은 이유에 일부 기인된 것으로 판단된다.

그림 8과 같이 초기가열구배가 80°C/min~240°C/min 일 경우의 대류열전달계수를 살펴보면, 초기가열구배가 증가함에 따라 대류열전달계수도 증가하는 경향을 잘 보여준다. 그러나 초기가열구배가 거의 동일한 RABT와 RWS 화재이력곡선의 경우에 각각의 대류열전달계수가 큰 차이를 보이고 있는데, 이것은 RWS 화재이력곡선이 RABT 화재이력곡선에 비해 초기가열구배이후 최대온도가 더 높고 최대온도 유지시간이 길기 때문인 것으로 판단된다. 유사한 최대온도와 유사한 초기가열구배를 가진 두개의 화재이력곡선에서 하나의 화재이력곡선이 다른 화재이력곡선에 비해 최대온도 유지시간이 길다는 것은 유지시간이 긴 쪽의 화재강도가 더 크다는 것을 의미하며, 화재강도가 크면 폭렬 및 열전달이 더 많이 발생하게 된다.

이상과 같이 그림 8의 결과로 미루어 볼 때, 대류열전달계수의 변화는 최대온도, 최대온도 유지시간 등과 같은 화재이력특성이 유사할 경우에 초기가열구배에 따라 대류열전달계수의 변화가 크게 지배되는 것을 알 수 있다.

위와 같이 모의화재시험으로부터 일련의 열전달해석을 수행하여 대류열전달계수를 도출하기 위해서는 상당한 시간과 노력이 요구되기 때문에, 본 연구에서는 그림 8과 같이 도출된 초기가열구배가 80°C/min~240°C/min 일 경우의 대류열전달계수 변화 결과로부터 좀 더 다양한 초기가열구배에 따른 화재경과시간과 대류열전달계수의 관계를 얻고자, 그림 9와 같이 내삽을 통해 다양한 초기가열구배와 화재경과시간에 따른 대류열전달계수를 추정할 수 있는 그래프를 제시하였다. RWS 화재이력곡선의 결과는 앞서 설명한 바와 같이 본 연구에서 적용된 다른 화재이력곡선들과 그 특성을 달리 하기 때

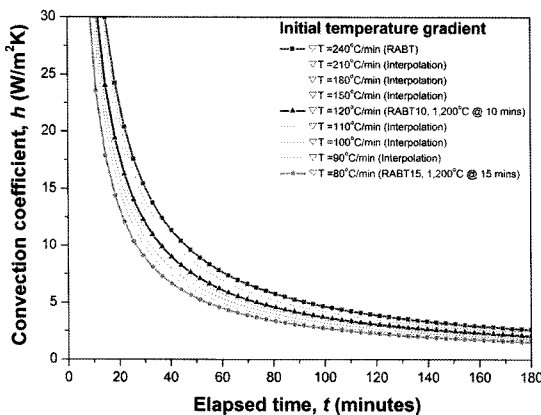


그림 9. 내삽에 의해 얻어진 초기가열구배에 따른 화재경과시간과 대류열전달계수의 관계

표 5. 내삼으로 얻어진 초기가열구배별 대류열전달계수의 회귀분석 결과

초기가열구배	계수	
	a	b
80℃/min	500.0011	1.83624
90℃/min	499.9422	1.69071
100℃/min	499.9072	1.56276
110℃/min	499.9073	1.44963
120℃/min	499.9548	1.34893
150℃/min	499.9061	1.26877
180℃/min	499.8882	1.19568
210℃/min	499.9088	1.12904
240℃/min	499.9781	1.06783

문에 내삼 시에 제외하였다. 표 5는 내삼으로 얻어진 초기가열구배별 화재경과시간에 따른 대류열전달계수 식 (3)의 분수함수로 회귀 분석하여 얻은 결과이다.

4. 초기가열구배에 따른 대류열전달계수 변화를 고려한 열전달해석 사례

4.1 CFD를 활용한 화재이력곡선 도출

일본에서는 터널의 내화설계시 해당 터널의 상황에 맞게 화재이력곡선을 설정하는 것을 원칙으로 하나, 일반적으로 화재이력곡선을 가정할 때 그림 10과 같이 화재규모는 30 MW, 최고출력 도달시간은 10분, 최고출력 유지시간은 20~30분, 그리고 소화시간은 30~40분으로 설정하고 있다(일본콘크리트공학협회, 2002).

반면, 터널의 화재 손상을 평가하기 위한 우리나라의 상당수 열전달해석 사례에서는 그림 11과 같이 소화과정이 생략된 단순화된 화재이력곡선 또는 ASTM E119와 같은 화재이력곡선을 사용하고 있다. ISO834 화재이력곡선과 온도이력이 유사한 ASTM E119 화재이력곡선은 RABT와 ISO834 화재이력곡선과 같이 온도-시간으로 표시되므로 별도의 CFD(Computational Fluid Dynamics) 해석이 필요하지 않다. 따라서 CFD해석을 수행할 경우는 그림 11과 같이 단순화된 화재이력곡선을 적용하고 있다. 여기서 소화과정을 고려하지 않는 이유로는 화재에 의한 터널의 손상을 추정하고자 할 경우, 터널에 작용하는 최대온도를 파악하는 것이 주된 목표이기 때문

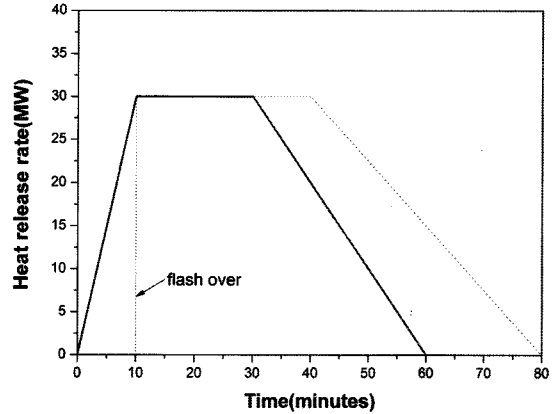


그림 10. 일본의 일반적인 화재이력곡선(일본콘크리트공학협회, 2002)

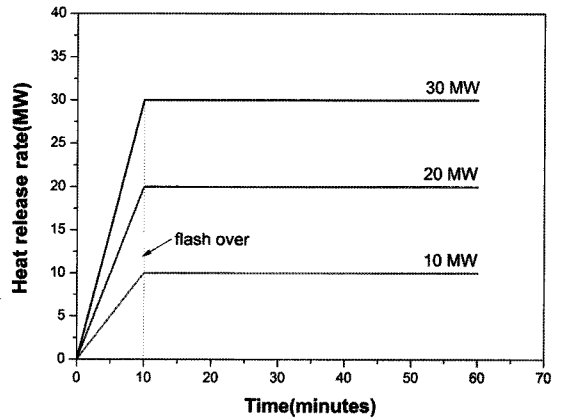


그림 11. 단순화된 화재이력곡선 적용 사례

인 것으로 파악된다.

CFD해석을 수행하여 온도-시간 형식의 화재이력곡선을 얻는 과정은 다음과 같다. 첫 번째로 해석대상 터널의 단면과 종단구배, 환기방식 등을 결정하고, 표 6과 같이 차량별 화재시 최대온도와 최대열출력자료로부터 예상되는 최대열출력을 결정한다.

국내에서는 지하철터널의 경우 최대열출력을 10 MW로 결정하여 설계하는 경우가 많고, 좀 더 강화된 설계가 필요할 경우는 20 MW를 적용하고 있다. 그리고 도로터널의 경우는 터널의 연장과 중요도 등에 따라 최대열출력을 산정하여 사용하게 된다. 국내 최초의 침매터널인 거가대교 침매터널(가칭)의 경우는 구조물의 특성

표 6. 차량별 화재시 최대온도와 최대열출력(Haack, 1998; PIARC, 1999)

차량종류	EUREKA(1995)		PIARC(1999)	
	최대온도(°C)	최대열출력(MW)	최대온도(°C)	최대열출력(MW)
소형승용차1대	400~500	3~5	400	2.5
대형승용차1대				5
승용차2~3대	-	-	-	8
소형트럭(van)	700~800	15~20	700	15
버스				20
가연성물질을 실은 트럭	1,000~1,200	50~100	1,000	20~30
철도객차	800~900	15~20	-	-
유조차(일반)	-	-	1,200	-
유조차(특수)	-	-	1,400	-

* 화염이 구조물 표면에 닿을 경우, 최대온도가 위 기준보다 더 높다.

* PIARC(1999)에서는 유조차 화재와 같이 1000°C를 넘는 경우는 유류의 유출률과 터널의 배수시스템 용량에 크게 좌우되며, 이와 같은 고온은 침매터널과 같이 특수한 환경조건의 터널에 적용하는 것이 요구된다고 하였다.

상 화재에 의한 손상이 발생할 경우 대형사고를 유발할 수 있고 화물차 통행을 허용하기 때문에 RWS 화재이력곡선과 더불어 가장 강력한 화재이력곡선인 HC_{inc}(Modified Hydro-Carbon) 화재이력곡선을 적용하여 화재에 대한 구조안정성을 도모한 바 있다(최순욱 등, 2009).

최대열출력이 결정되면 초기가열구배, 최대온도 및 최대온도 유지시간으로 정의할 수 있는 그림 11의 화재이력곡선을 기반으로 터널의 단면크기와 화재규모, 제연 모드 등을 고려하여 CFD해석을 수행한다. 그리고 그 결과로부터 온도-시간 형식의 화재이력곡선을 도출하게 된다.

화재이력곡선은 연구분야별로 다른 표기 방식을 사용한다. 환기설계를 다루는 분야에서는 그림 10과 같이 시간에 따른 열출력(단위: MW) 이력곡선을 일반적으로 사용하지만, 화재에 의한 구조물의 손상 및 내화설계를 다루는 분야에서는 시간에 따른 온도변화를 적용하는 것이 일반적이다(PIARC, 1999).

본 연구에서는 해석사례로서 그림 12와 같이 높이가 5.3 m이고 단면적이 51.3 m²인 직사각형 단면의 2련박스 타입의 터널(중단구배 0.3%)에서 소형트럭이나 버스에 의한 화재발생(20 MW)과 가연성 물질을 실은 트럭(50 MW)에 대한 구조물의 화재 안정성을 평가하기 위하여 범용 CFD프로그램인 FLUENT 6.3.16에 의해 CFD해석을 수행하였다.

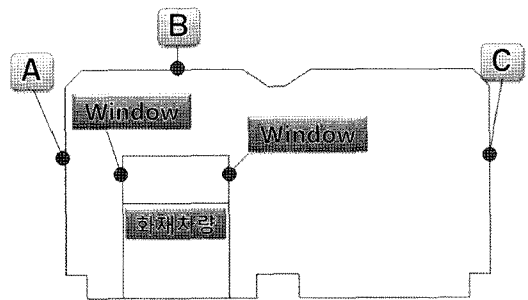


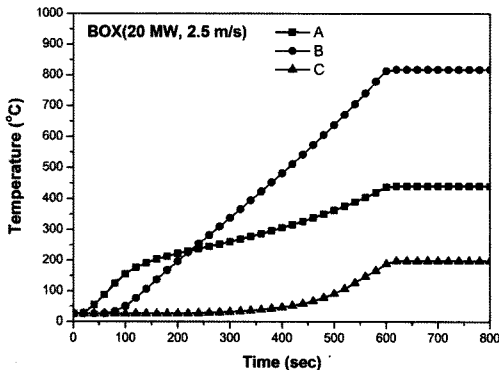
그림 12. 해석대상 터널의 형상, 화재차량위치 및 화재온도 측정위치

본 연구의 해석단면인 2련박스는 중앙부의 벽체가 완전히 각 차선을 구분하는 격벽으로 존재하는 것이 아니라 일정간격을 두고 설치되는 구조이다. 따라서 중앙의 벽체부에서도 유체유동이 발생하므로 그림 12에서 중앙부의 벽체를 나타내지 않았다. 그러나 CFD해석에 의해 도출된 최대온도로부터 구조물의 손상을 예측하는 열전달 해석결과에서는 중앙부의 벽체에서도 손상이 발생할 수 있으므로 그림 15 및 그림 16과 같이 중앙부의 벽체를 나타내었다.

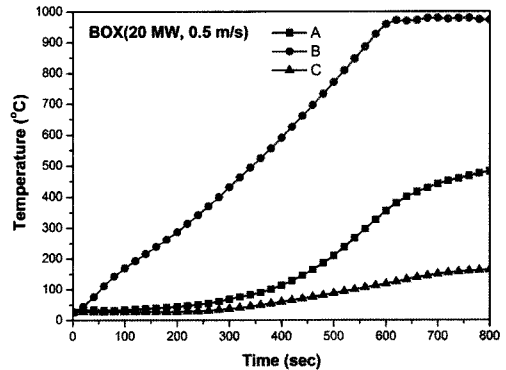
시간에 따른 열출력의 변화는 그림 11과 같이 설정하였고 화재지속시간은 1시간으로 가정하였다. 환기방식은 기계환기방식(풍속 2.5 m/s)과 자연환기방식(교통환기량 0.5 m/s)를 고려하여 해석을 수행하였다. 표 7은

표 7. CFD해석을 위한 주요 물성

구분		Air (at 25°C)	CO (at 25°C)
Density	kg/m ³	1.2250	1.1233
Cp	J/kg-K	1006.43	1043
k	W/m-K	0.0242	0.25
μ	kg/m-s	1.7894×10^{-5}	1.75×10^{-5}

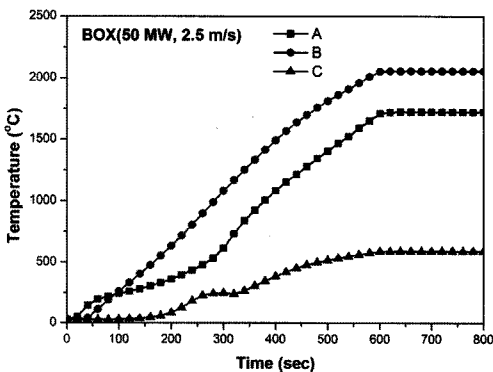


(a) 기계환기(2.5 m/s)

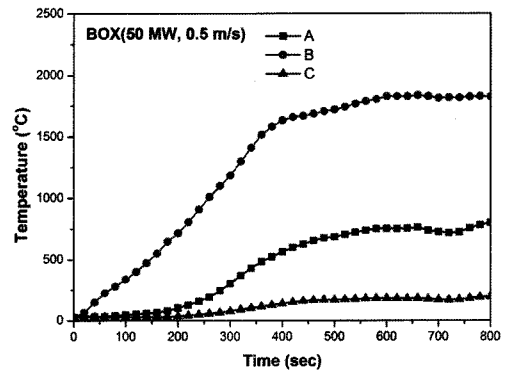


(b) 자연환기(0.5 m/s)

그림 13. CFD해석결과(20 MW)



(a) 기계환기(2.5 m/s)



(b) 자연환기(0.5 m/s)

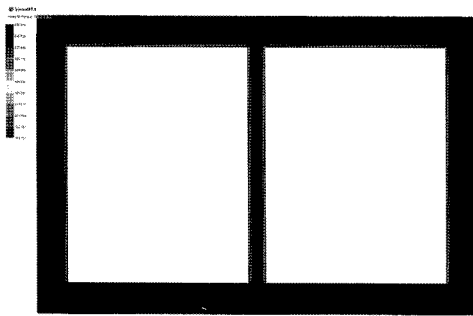
그림 14. CFD해석결과(50 MW)

본 연구의 CFD해석에 사용된 물성이다.

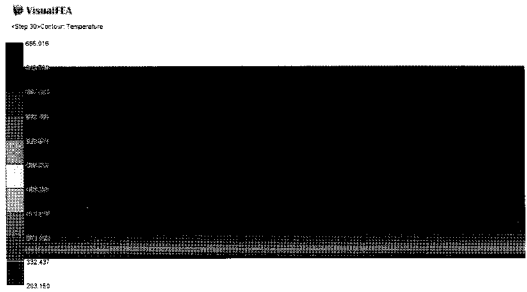
CFD해석결과, 환기에 따른 공기의 유속으로 인하여 최대온도가 나타나는 지점은 기계환기방식과 자연환기 방식 모두에서 화재발생지점으로부터 약 10 m로 나타났다. 최고출력(flash over)에 도달한 후 10분이 경과하면 CFD해석에 의해 산정된 시간에 따른 온도결과가 일

정해지기 때문에 총 15분까지만 해석을 수행하였다.

그림 13은 20 MW 화재규모에서 기계환기방식과 자연환기방식을 적용하였을 경우, 화재발생지점으로부터 약 10 m 지점에서의 CFD해석결과이고, 그림 14는 50 MW 화재규모에서 기계환기방식과 자연환기방식을 적용하였을 경우, 화재발생지점으로부터 약 10 m 지점에

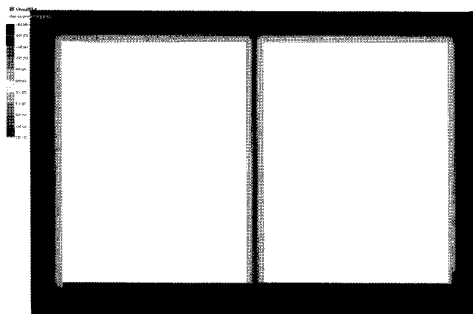


(a) 전체

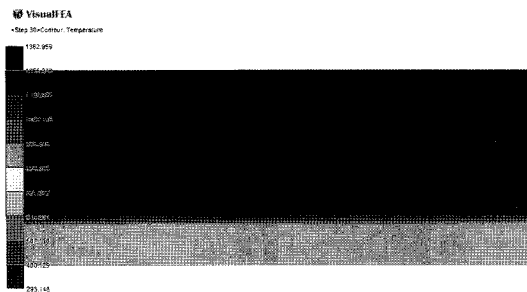


(b) 확대(천장부)

그림 15. 박스 터널에 대한 열전달해석결과 (20 MW, 초기가열구배 100°C/min, 요소제거 고려)



(a) 전체



(b) 확대(천장부)

그림 16. 박스 터널에 대한 열전달해석결과 (50 MW, 초기가열구배 210°C/min, 요소제거 고려)

서의 CFD해석결과이다. 20 MW 화재규모의 기계환기 방식에서 최대온도는 818°C로 나타났으며, 자연환기방식에서는 972°C로 나타났다. 그리고 50 MW 화재규모의 기계환기방식에서 최대온도는 2,055°C로 나타났으며, 자연환기방식에서는 1,832°C로 나타났다.

4.2 열전달 해석결과

화재규모와 환기방식이 다른 CFD해석결과로부터 열전달해석을 수행하기 위하여 각 화재규모에서 최대온도가 발생하고 유지되는 화재 발생 후 10분의 최대온도에서 초기가열구배를 산정하였다. 20 MW 화재규모의 자연환기방식에서는 화재 발생 10분 후 최대온도가 959°C로 나타났고, 초기가열구배는 95.9°C/min로 산정되었다. 그리고 50 MW 화재규모의 기계환기방식에서는 화재 발생 10분 후 최대온도가 2,055°C로 나타났고, 초기가열구배는 205°C/min로 산정되었다.

앞서 도출된 표 5에서 95.9°C/min, 205°C/min와 근사

한 초기가열구배인 100°C/min, 210°C/min를 적용하여 각 초기가열구배에 해당하는 시간경과에 따른 대류열전달계수 변화를 분수함수로 고려하여 요소제거모형을 적용한 열전달해석을 수행하였다. 이때 대류열전달계수를 제외하고 열전달해석에 사용된 주요 입력변수는 표 1과 같다.

그림 15는 화재규모가 20 MW이고 초기가열구배가 100°C/min에서의 대류열전달계수 변화를 고려하여 얻어진 열전달해석 결과이다. 해석결과, 표면부 최대온도는 413°C(686K)로 나타났고, 가열면으로부터 50 mm 깊이에서의 온도는 126°C(399K)로 나타났다. 따라서 4.1절에서 설명된 박스타입의 구조물에서 20 MW급 화재규모가 발생하였을 경우에는 표면에서 1 cm 내외에서 ITA(2004)에서 제시하는 콘크리트의 한계온도 380°C를 상회할 것으로 예상되며, 이로부터 화재 시에도 구조적인 안정성이 유지될 수 있을 것으로 판단된다.

그림 16은 화재규모가 50 MW이고 초기가열구배 21

0°C/min에서의 대류열전달계수 변화를 고려하여 얻어진 열전달해석 결과이다. 해석결과, 화재면으로부터 12.5 cm까지 단면손실이 발생할 수 있는 것으로 예상되었다. 해석 대상 구조물인 박스타입 터널은 상재하중을 직접적으로 지지하는 구조체이기 때문에 위 해석결과와 같이 큰 단면손실이 발생한다면 구조적인 안정성 유지가 어려울 것으로 판단할 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 터널 화재를 모사하기 위해 가장 널리 사용되고 있는 RABT 및 RWS 화재이력곡선과 더불어 RABT를 변형한 화재이력곡선에 대하여 모의화재시험을 수행하고, 모의화재시험결과와 해석결과가 가장 일치하는 대류열전달계수를 화재로 인한 요소제거를 고려할 수 있는 유한요소해석 결과로부터 도출하였다. 또한 이상과 같이 얻어진 결과를 내삽하여 다양한 초기가열구배에 따른 대류열전달계수 함수를 도출하였다. 이상으로부터 얻어진 주요 결과들을 요약하면 다음과 같다.

1. 철근보강 콘크리트시험체를 대상으로 RABT, RWS 및 변형 RABT 화재이력곡선들에 대한 모의화재시험을 수행한 결과, 초기가열구배가 클수록 시험체의 단면손실 및 시험체 내부의 최대온도가 증가하는 결과가 나타났다. 그러나 초기가열구배가 유사하더라도 최대온도와 최대온도 유지시간에 따라, 즉 시험체에 가해진 화재로 인한 총 열에너지에 따라 화재손상의 정도가 크게 좌우되었다.
2. 폭렬에 의한 급격한 온도상승이 나타나는 시간은 초기가열구배가 증가함에 따라 감소하는 경향이 나타났으며, 모의화재시험 종료 후 시험체의 가열면을 확인한 결과, 최종적인 단면손실량은 초기가열구배와 비례함을 확인하였다.
3. 대류열전달계수는 화재 개시 초기에는 상대적으로 매우 큰 값을 가지다가 시간이 경과함에 따라 작아지면서 점차 수렴하는 경향을 보여 분수함수 형태로 근사시킬 수 있었다.
4. 모의화재시험결과에서 화재 개시 후 약 20분이 경과되면 폭렬에 의한 단면손실이 종료되는 것으로 파악되었으며, 이때의 대류열전달계수는 3.86~23.35 W/

m²K로서 기존 연구들에서 제시된 화재 노출면의 대류열전달계수의 범위와 비교적 유사하였다.

감사의 글

본 연구는 건설교통부의 2003 건설핵심기술연구개발사업인 “지하공간 환경조성 및 방재기술 개발 - 지하구조물 재해손상 대응기술 개발(과제번호: C03-02)” 연구사업의 일환으로 수행되었습니다.

참고문헌

1. 건설교통부 (2007), 터널설계기준.
2. 장수호, 최순욱, 권중욱, 배규진 (2006), “화재에 의한 터널구조물 시공재료의 손상 평가” 대한토목학회논문집, 제26권 제3C호, pp. 219-228.
3. 장수호, 최순욱, 권중욱, 김상환, 배규진 (2007), “화재 후 터널구조물 시공재료의 역학적 특성변화” 한국터널공학회논문집, 제9권 제2호, pp. 157-169.
4. 장수호, 최순욱, 배규진, 안성울 (2008), “요소제거기법을 적용한 지하구조물의 화재손상 예측모델 개발”, 한국터널공학회 논문집, 제10권 제4호, pp. 1-15.
5. 최순욱, 장수호, 박태환, 조봉현 (2009), “ISO834(4시간) 화재이력곡선에서의 침매터널 내화재 성능평가”, 제35회 대한토목학회 정기학술대회 논문집, pp. 1015-1018.
6. 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.
7. ACI (1997), Standard Method for Determining Fire Resistance of Concrete and Masonry Construction Assemblies, ACI 216.1-97 / TMS 0216.1-97, pp. 1-26.
8. Ahmed, G.N. (1990), Modelling of coupled heat and mass transfer in concrete structures exposed to elevated temperatures, PhD thesis Kansas State University, Manhattan, Kansas, USA.
9. ASCE/SFPE29 (1999), Standard calculation method for structural fire protection, Reston, VA, American Society of Civil Engineers.
10. Boström, L. and Larsen, C.K. (2006), “Concrete for tunnel linings exposed to severe fire exposure”, Fire Technology, Vol. 42, pp. 351-362.
11. Buchanan, A. H. (2002), Structural Design for Fire Safety, WILEY.
12. Caner, A., Zlatanic, S. and Munfah, N. (2005), “Structural fire performance of concrete and shotcrete tunnel liners”, J. Struct. Eng., 131(12), pp. 1920-1925.

13. Capua, D.D. and Mari, A.R. (2007), "Nonlinear analysis of reinforced concrete cross-sections exposed to fire", *Fire Safety Journal* 42, pp. 139-149.
14. Carvel, R. (2002), "The history and future of fire tests", *Tunnels & Tunnelling International*, November 2002, pp. 34-35.
15. EN1992-1-2 Eurocode 2 (2004), Design of concrete structures, Part 1-2: General rules - Structural Fire Design, Brussels, Commission of European Communities.
16. Haack, A. (1998), "Fire protection in traffic tunnels: general aspects and results of the EUREKA project", *Tunneling and Underground Space Technology*, Vol. 13, No. 4, pp. 377-381.
17. Hertz, K.D. (2003), "Limits of spalling of fire-exposed concrete", *Fire Safety Journal*, Vol. 38, pp. 103-116.
18. Ingason, H. and Lönnemark, A. (2004), "Recent achievements regarding measuring of time-heat and time-temperature development in tunnels", 1st International Symposium on Safe&Reliable Tunnels, Prague, Czech Republic, 4-6 February.
19. ITA WG-6 (2004), guidelines for structural fire resistance for road tunnels.
20. Houry, G.A. (2000), "Effect of fire on concrete and concrete structures", *Prog. Struct. Engng Mater.* 2000; 2, pp. 429-447.
21. Houry, G.A., Majorana, C.E., Pesavento, F. and Schrefler, B.A. (2002), "Modelling of heated concrete", *Magazine of Concrete Research*, 54, No.2, April, pp. 77-101.
22. Khoylou N. (1997), Modelling of moisture migration and spalling behaviour in non-uniformly heated concrete, PhD Thesis, University of London.
23. Kodur, V.K.R. (2000), "Spalling in high strength concrete exposed to fire-concerns, causes, critical parameters and cures", Proceedings, ASCE Structures Congress, Philadelphia, PA, 2000.
24. Kodur, V.K.R. and Dwaikat, M. (2008), "A numerical model for predicting the fire resistance of reinforced concrete beams", *Cement & Concrete Composites* 30, pp. 431-443.
25. Kodur, V.K.R. and Phan, L. (2007), "Critical factors governing the fire performance of high strength concrete systems", *Fire Safety J.*, Vol. 42, pp. 482-488.
26. 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.
27. Lamond, J.F. and Pielert, J.H. (2006), Significance of tests and properties of concrete & concrete-making materials, ASTM international.
28. Lamont, S., Usmani, A.S. and Drysdale, D.D. (2001), "Heat transfer analysis of the composite slab in the cardington frame fire tests", *Fire Safety Journal* 36, pp. 815-839.
29. Ono, K. and Otsuka, T. (2006), "Fire design requirement for various tunnel", Proc. of 32nd ITA - World Tunnel Congress, Seoul, Keynote lecture.
30. Peng, G-F. (2000), "Evaluation of fire damage to high performance concrete" Ph.D. Dissertation, Hong Kong Polytechnic University, pp. 26-48.
31. Phan, L.T. (1996), Fire performance of high-strength concrete: A report of the state-of-the-Art, NISTIR 5934, National Institute of Standards and Technology, pp. 59-60.
32. PIARC (1999), "Fire and smoke control in road tunnels", PIARC committee on road tunnels, 5 May 1999.
33. Pichler, C., Lackner, R. and Mang, H.A. (2006), "Safety assessment of concrete tunnel linings under fire load", *J. Struct. Eng.*, 132(6), pp. 961-969.
34. 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.
35. Ulm, F.J., Acker P. and Levy, M. (1999), "The chunnel fire. II: Analysis of concrete damage", *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 125, No. 3, March, pp. 283-289.

접수일(2010.2.22), 수정일(2010.4.6), 게재확정일(2010.4.26)