

고온에서의 콘크리트 재료모델과 열거동해석

강석원^{1)*} · 홍성길²⁾

¹⁾방재시험연구원 건축구조부 ²⁾서울대학교 건축학과
(2000년 10월 14일 원고접수, 2001년 4월 30일 심사완료)

Material Model and Thermal Response Analysis of Concrete at Elevated Temperatures

Suk-Won Kang^{1)*} and Sung-Gul Hong²⁾

¹⁾Fire Insurers Laboratories of Korea, Yeo-ju, 469-881, Korea

²⁾Department of Architecture, Seoul National University, Seoul, 151-742, Korea

(Received October 14, 2000, Revised April 30, 2001)

ABSTRACT

A numerical model for the thermal response analysis of concrete structures is suggested. The model includes the stress-strain relationship, constitutive relationship, and multiaxial failure criteria at elevated temperature conditions. Modified Saenz's model was used to describe the stress-strain relationship at high temperatures. Concrete subjected to elevated temperatures undergoes rapid strain increase and dimensional instability. In order to explain those changes in mechanical properties, a constitutive model of concrete subjected to elevated temperature is proposed. The model consists of four strain components; free thermal creep strain, stress-induced (mechanical) strain, thermal creep strain, and transient strain due to moisture effects. The failure model employs modified Drucker-Prager model in order to describe the temperature dependent multiaxial failure criteria. Some numerical analyses are performed and compared with the experimental results to verify the proposed model. According to the comparison, the suggested material model gives reliable analytical results.

Keywords : Thermal response, constitutive model, failure criteria, thermal creep strain, transient strain

1. 서 론

콘크리트는 다른 구조재료에 비해서 전도율 혹은 열확산계수가 현저히 낮아서 구조체의 방화구획 자체나 내화재료로 널리 사용된다. 또한 콘크리트는 고온에서 완전분괴에 도달하기까지의 에너지 소산 능력이 우수하기 때문에 화재 등과 같은 비상상황에서 건물사용자가 충분한 대피시간을 확보할 수 있도록 해준다. 그러나 이와 같은 장점에도 불구하고 콘크리트 구조물 혹은 구조 부재가 화재 등과 같이 고온에 장시간 노출되어 있을 경우, 부분적 혹은 전체 구조 시스템에 심각한 영향을 끼칠 수 있는 손상이 발생할 우려가 높다. 한편, 최근의 기술 개발과 경제적 이유 등으로 고강도 및 고성능 콘크리트의 사용이 증대되고 있으나, 단면의 크기 감소, 낮은 투수율과 화재시 이로 인한 박리 및 이에 수반하는 철근의 직접적 노출, 그리고 콘크리트의 취성거동 특성 등은 내화성능의 측면에서 불

때 구조물의 안전성에 큰 위해가 되므로 이에 대한 실험적·해석적 연구가 요구된다.

또한, 화재의 진압 이후 구조물의 재사용 여부를 결정하기 위한 잔존성능의 측정, 그리고 필요에 따라서는 부분적인 보수 혹은 보강에 대한 방법론적 접근이 필요하다. 본 논문에서는 이와 같은 문제점을 인식하여 콘크리트 구조물의 열거동에 대한 해석적 연구를 진행하고자 하였다.

구조체에 대한 열거동해석(thermal response analysis)은 외부 열원의 영향에 의한 온도분포해석과 그 결과로 얻은 온도 정보를 이용한 구조해석의 두 단계로 구분할 수 있다. 콘크리트 구조물의 열거동 해석을 수행하기 위해서는 콘크리트의 온도에 따른 재료 물성에 대한 조사와 기존의 연구에 의해 알려진 바와 같이 고온에서 발생하는 비선형 변형률의 증가를 모델링할 필요가 있다. 또한, 온도가 증가할수록 콘크리트 탄성계수의 기울기가 현저히 감소하여 상온에서의 응력-변형률 관계로서는 이를 효과적으로 표시할 수가 없으므로, 이에 대한 보완책이 필요하다.

1940년대 이후, 구조재료로서 철근 및 콘크리트에 대한

* Corresponding author

Tel : 031-881-6151 Fax : 031-882-3527

E-mail : sharkang@freechal.com

온도에 따른 물성의 변화 및 재료적 특성에 대한 연구가 진행되어 왔다. 철근의 경우에는 재료의 균질성으로 인하여 고온에서의 물성변화와 비선형 변형률에 대한 많은 연구가 진행되어 신뢰성있는 재료모델들이 개발되었다. 반면, 콘크리트는 이질재료의 복합체로 실험조건의 균일성을 확보하기가 곤란하고 고온에서 시멘트 풀의 화학적 성분 변화가 발생하여 특히 고온에서의 비선형 변형률에 대한 분석이 용이하지 못하다. 최근까지의 연구결과로는 온도가 증가할수록 콘크리트에 대한 응력-변형도 곡선에서의 기울기는 현저히 완만해지며, 고온일수록 철근에서와 동일한 방법을 이용하여 온도에 대한 재료물성 및 거동상상의 모델링이 가능하다고 알려졌다^{1,2,3)}.

이에 따라 본 연구에서는, 고온에서 콘크리트의 거동을 표현하기 위해 Saenz⁴⁾가 제시한 응력-변형률 관계를 변형한 재료거동모델을 제시하였다. 또한, 콘크리트의 구성 모델로서는 고온에서의 비선형 변형을 고려하기 위하여 온도에 따른 자유열팽창 변형률(free thermal strain) 뿐만 아니라, 고온에서 콘크리트의 변형에 가장 큰 영향을 미치는 것으로 알려진 콘크리트의 열적크리프 변형률(thermal creep strain), 그리고 고온에서의 수분의 영향을 반영한 과도변형률(transient strain) 등이 포함된 4성분 구성방정식 모델을 제시하였다. Kordina et al.⁵⁾, Thienel et al.⁶⁾ 등에 의한 고온에서의 콘크리트 2축거동에 대한 연구결과는 온도가 증가할수록 파괴포락면의 크기가 점차 감소하며, 정수압(hydrostatic pressure) 방향으로의 강성증가현상이 존재함을 보여주었다. 이와 같은 다축파괴면의 온도에 따른 형상 변형은 온도 변수가 추가된 Drucker-Prager 파괴규준을 사용하여 나타내었다.

2. 고온에서의 콘크리트 재료모델

2.1 응력-변형률 관계

고온에서의 콘크리트 응력-변형률 관계는 Saenz⁴⁾가 제시한 다차방정식의 조건을 이용하여 식(1)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma = \frac{(\sum_{i=0}^4 b_i \epsilon^i) E_c}{\sum_{i=0}^4 c_i \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_c}\right)^i} \quad (1)$$

여기서 E_c , ϵ_c 는 각각 초기 탄성계수 및 최대응력 상태에서의 변형률이다. 그리고 b_i 및 c_i 는 상수이며, 이들은 4개 지점에서의 6개의 좌표 조건들을 통해서 구할 수 있다(Fig. 1 참조).

At pt. 1; if $\epsilon=0, \sigma=0$ & $E_T=E_c$

At pt. 2; if $\epsilon=\epsilon_{el}, \sigma=\sigma_{el}$

At pt. 3; if $\epsilon=\epsilon_c, \sigma=f_{ck}$ & $E_T=0$

At pt. 4; if $\epsilon=\epsilon_u, \sigma=f_u$

위의 조건들 중에서 첫 번째 조건을 이용하면 b_0 는 0임을 쉽게 알 수 있고, 또한 분모에 포함된 상수 c_i 에 대해 b_1 으로 나누게 되면 다음과 같이 간단히 정리할 수 있다.

$$\sigma = \frac{\epsilon E_c}{\sum_{i=0}^4 a_i \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_c}\right)^i} \quad (2)$$

여기서 a_i 는 상수이며, 콘크리트의 응력-변형률 곡선에서의 좌표 조건들을 통해서 구할 수 있다. Fig. 2는 제시된 온도조건에서 Saenz 수정모델을 통해서 얻은 응력-변형률 곡선이다. 그림에서 파괴시 응력 값은 여러 연구자들에 의한 고온에서의 콘크리트 재료실험 결과를 토대로 콘크리트 압축강도의 75%로 가정하였다.

2.2 콘크리트의 구성방정식 모델

고온에서의 콘크리트 변형률 성분을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

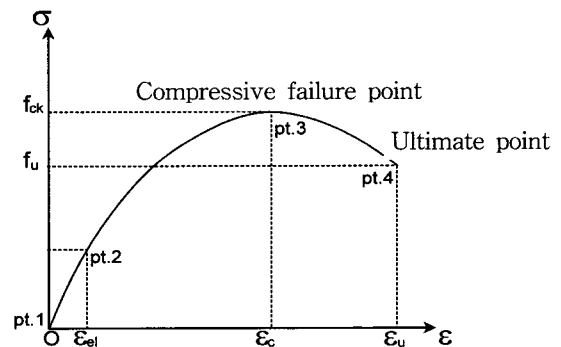


Fig. 1 Coordinate conditions at the stress-strain curve

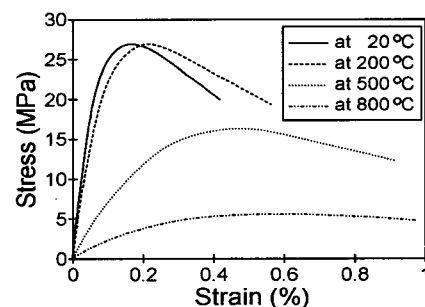


Fig. 2 Stress-strain curves at elevated temperatures

$$\begin{aligned} \varepsilon_{tot}(T) = & \varepsilon_{\sigma}(\sigma, T) + \varepsilon_{th}(T) \\ & + \varepsilon_{cr}(\sigma, T, t) + \varepsilon_{tr}(\sigma, T) \end{aligned} \quad (3)$$

여기서 ε_{σ} , ε_{th} , ε_{cr} , ε_{tr} 은 각각 응력유발 변형률 (stress-induced strain), 콘크리트의 열팽창계수에 따른 자유열팽창변형률, 열적크리프 변형률, 수분의 이동 및 증발의 영향을 고려한 과도변형률이다.

2.2.1 열팽창 변형률

열팽창변형률은 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\varepsilon_{th} = \int_{T_1}^{T_2} \alpha(T) dT \quad (4)$$

여기서 $\alpha(T)$ 는 콘크리트의 열팽창계수이다.

2.2.2 열적크리프 변형률

고온에서의 열적크리프 변형률은 응력, 시간과 더불어 온도의 변화가 주요변수에 포함된다. 그러나, 기존의 콘크리트 열적크리프 변형률에 대한 제안식은 대부분 일정한 응력 상태 하에서 온도변화에 따른 변형률의 변화를 표시하였다. 이와 같은 방법을 사용할 경우, 철근콘크리트 부재가 고온에 장시간 노출되어 부재 단면에서의 온도분포가 정상상태 (steady state)에 이르러 온도변화가 크지 않을 경우 열적크리프 변형률의 값을 추정하지 못하는 단점이 있었다. 본 논문에서는 이러한 문제점을 극복하기 위하여 콘크리트의 장기크리프 변형률을 나타낸 Baily-Norton 방정식⁷⁾을 변형하여 사용하였다.

기존의 Baily-Norton 크리프 함수식에서 콘크리트의 크리프 변형률은 응력과 시간의 지수함수로 표현된다. 고온에서의 콘크리트의 거동이 매우 높은 연성도를 지니는 특성을 감안하여, Dom⁸⁾이 제시하고 금속계열 물질의 열적크리프 변형률을 표현할 때 사용되는 온도보상시간 (temperature compensated time, θ)의 개념을 도입하여 이를 Baily-Norton 방정식에 적용하면 콘크리트의 열적크리프 변형률은 응력과 온도보상시간의 지수함수로 나타낼 수 있으며, 아래의 식(5)와 같이 표현된다.

$$\varepsilon_{cr}(\sigma, T, t) = C \cdot \sigma^m \cdot \theta^{n'} + \varepsilon_{cr,0} \quad (5)$$

여기서

$$\theta = \int_0^t \exp(-\Delta H/RT) dt \quad (6)$$

위의 식에서 C , m , n' 및 $\varepsilon_{cr,0}$ 은 상수이며, R 과

ΔH 는 각각 일반기체상수(universal gas constant, 8315 J/kmol·K) 및 콘크리트의 내부 활성화에너지(activation energy)이다. 콘크리트 열적크리프 변형률이 가해진 응력의 크기에 대해 유일해를 지닌다고 가정하면, 식(5)를 다음과 같이 변형하여 사용할 수 있다.

$$\dot{\varepsilon}_{cr}(\sigma, T, t) = C \cdot \sigma^m \cdot \theta^n \quad (7)$$

여기서 n 은 상수이다. 식(7)에서의 열적크리프 계수들과 콘크리트의 내부 활성화에너지는 크리프변형률율을 온도변화에 따른 로그함수로 나타낸 아레니우스 곡선 (Arrhenius plot)을 이용하여 구할 수 있다²⁸⁾. 본 연구에서 사용된 각 계수들의 값을 Table 1에 나타내었다. 여기서 T_0 는 임계온도(critical temperature)이며 Lin et al.⁹⁾, Dias et al.²⁾ 등의 연구결과를 고려하여 520°C로 설정하였다. Fig. 3은 이와 같은 열적크리프 모델을 이용하여 구한 변형률의 값을 Dias 등이 재료실험을 통해 구한 열적크리프 변형률과 비교한 것이다.

실제 콘크리트 구조물의 경우 주응력 방향과 함께 이와 수직한 방향으로의 응력 또는 전단응력을 아울러 고려하여야한다. 여태까지의 열응력해석에서는 1축압축실험에 의한 값을 단순히 다차원으로 확장하여 사용하였다. 이 경우, 온도에 따른 크리프 포와송비(ν_{cr})의 값을 알고 있어야 하지만 이에 대한 실험자료가 거의 전무하며, 따라서 해석 시에는 일반 콘크리트에 사용되는 값을 임의로 사용하는 실정이다. 따라서 1축압축실험결과를 이용하여 다축

Table 1 Thermal creep coefficients

if $T \leq T_0$	if $T \geq T_0$
$C = 2.651 \times 10^{-6}$	$C = 1.070 \times 10^{-6}$
$m = 0.865$	$m = 0.865$
$n = 0.408$	$n = 0.339$
$\Delta H = 15.7 \times 10^6$	$\Delta H = 25.9 \times 10^6$

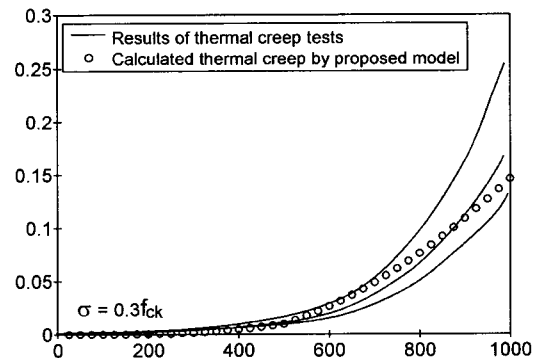


Fig. 3 Thermal creep strain with temperature

방향에 대한 콘크리트의 열적크리프 변형률로 일반화시키는 과정이 필요하게 된다.

다축방향에 대한 콘크리트의 열적크리프를 유도하기 위하여, 본 논문에서는 응력-변형률 곡선 상에서 응력과 열적크리프 변형률이 1대1 대응법칙을 준수한다고 가정하여 다음과 같이 정의한다.

$$(\dot{\epsilon}_{ij})_{cr} = \lambda \cdot s_{ij} \quad i, j = 1, 2, 3 \quad (8)$$

여기서 λ , s_{ij} 는 각각 크리프 비례계수, 응력편차텐서(stress deviation tensor)이다. 이 비례계수는 소성유동법칙에서와 같이 콘크리트 열적크리프 변형률을 응력에 따른 값으로 단순화시킬 수 있으며, 다음과 같이 정의되는 유효응력과 유효변형률과의 관계에서 구할 수 있다.

$$\sigma_e = \sqrt{3J_2} \text{ and } J_2 = \frac{1}{2} s_{ij}s_{ij} \quad (9)$$

$$\dot{\epsilon}_e = \sqrt{\frac{4}{3} J_2'} \text{ and } J_2' = \frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij}\dot{\epsilon}_{ij} \quad (10)$$

여기서 J_2 와 J_2' 은 각각 2차응력불변계수와 2차변형률불변계수이며, 1축에 대한 열적크리프변형률 관계식을 대입하면 다음과 같이 λ 를 구할 수 있다.

$$\lambda = \frac{3}{2} \frac{\dot{\epsilon}_e}{\sigma_e} = \frac{3}{2} C \cdot \sigma_e^{m-1} \cdot \theta^{n-1} \cdot \frac{d\theta}{dt} \quad (11)$$

콘크리트의 열적크리프 변형의 발생시 체적의 변화는 무시할 수 있다고 가정하면, 열적크리프 변형률에 대한 1축 실험자료를 사용하여 다축 상태에서의 콘크리트 열적크리프 변형률은 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$(\dot{\epsilon}_{ij})_{cr} = \frac{3}{2} \cdot C \cdot \sigma_{ii}^{m-1} \cdot \theta^{n-1} \cdot A_e \cdot s_{ij} \quad (12)$$

여기서

$$A_e = \exp(-\Delta H/RT)$$

2.2.3 수분의 영향을 고려한 과도 변형률

다공성물질로써 콘크리트는 내부에 수분을 함유한 공극을 포함하고 있다. 온도가 증가할수록 공극 내의 수분은 여러 탈출경로를 통해 외기로 빠져나가거나 혹은 공극 내에서 수증기로 기화하면서 주위 콘크리트에 역학적 영향을 미치게 된다. 이러한 수분의 작용에 의한 콘크리트의 역학적 변화를 추정하기 위하여 우선적으로 온도에 따른 수분의 특성 변화와 함께, 이들의 영향으로 인한 콘크리트의 역학적 변화가 발생하는 과정에 대한 이해가 필요하다.

이에 대해 본 논문에서는 고온에서 깁스(Gibbs)의 자유에너지 이론과 반 데르 발스(van der Waals)의 수분의 증발에 따른 수증기 상태방정식을 이용하여 수증기의 역학적 변화를 추정하고, 다공탄성체 내에서의 유체역학법칙을 이용하여 콘크리트 내의 공극압을 표시하고자 하였으며, 저온에서 수분의 이동에 의한 온도저하현상이나 역학적 변화는 무시하였다.

Gibbs 등에 의해 임의의 조건하에서 한 시스템 내의 전체 에너지는 열역학적 평형조건에 따라 다음과 같은 표현이 가능하다고 알려졌다.

$$G = U + PV - TS \quad (13)$$

여기서 G , U , S 는 각각 Gibbs 에너지, 내부에너지, 엔트로피이며, P , V 는 공극에 가해지는 압력 및 공극의 체적이다. 또한, 고온에서 공극 내에 포함되어 있는 수증기에 대해서 반 데르 발스의 상태방정식을 이용하여 다음과 같이 표시가 가능하다.

$$\left(p + \frac{a}{x^2}\right)(x - b) = mRT \quad (14)$$

여기서 p 는 공극 내의 수증기압이며, 상수 a , b 는 수증기의 경우 각각 반데르발스에 의해 $551.7[kPa \cdot (m^6/kmol^2)]$, $0.0304[m^3/kmol]$ 로 주어진다. x , m 은 각각 수증기의 비체적(specific volume), 공극 내에 포함된 수분의 질량이며, R 은 특정기체상수(specific gas constant)로서 $461.47[N \cdot m/kg \cdot K]$ 이다. 온도변화에 따른 내부에너지의 변화 없이 모든 열이 수증기의 증발 및 팽창에 사용된다고 가정하면, 식 (13)은 기준체적(control volume)에 대해 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$G_{i+1} = G_i + dG_i \quad (15)$$

그리고

$$dG_i = x_i dP_i - d(TS)_i \quad (16)$$

위 식에서 x_i 는 각 해석시간에서의 온도에 따른 비체적으로 포화증기표(saturation vapor table)에서 구한다. 구조해석에서 각 단계에서의 수증기압 변화는 식 (14)~(16)으로 부터 구할 수 있다.

$$dP_i = \frac{mR}{x_i - b} dT_i \quad (17)$$

그리고, 내부에너지 변화가 없다는 가정을 따르면, 다음

과 같이 수증기압을 계산할 수 있다.

$$p_{i+1} = \frac{v_i^e}{v_{i+1}^e} p_i + \frac{x_i}{v_{i+1}^e} \cdot \frac{m_i^e R}{x_i - b} dT_i \quad (18)$$

여기서 m^e, v^e 는 각각 유효질량 및 유효체적으로 공극 내에서 수증기의 증발 혹은 이동에 따른 수증기압의 변화에 참여하는 부분으로 ASTM steam table¹⁰⁾에서 계산할 수 있다.

수증기에 의해 콘크리트에 직접적으로 영향을 미치는 공극압(pore pressure)을 추정하기 위하여, Bazant¹¹⁾ 등은 수분에 의한 유효응력을 단순히 공극비에 비례하여 나타내었으나 이 경우 온도가 높아질수록 공극압이 과다계산되는 경향이 있었다. 본 논문에서는 Rice와 Cleary¹²⁾에 의해 제시된 다공탄성(poro-elastic) 물질에 대한 구성방정식 모델을 사용하여, 미세균열 등에 의한 공극압의 완화현상을 고려하고자 하였다. 수분과 콘크리트 모재의 팽창계수 차이로 인한 마찰과 내부응력에 의한 일로 발생하는 열의 크기는 무시할 수 있다고 가정하면, 공극압은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$(\sigma_{es})_{ij} = -\eta \cdot p \delta_{ij} \quad (19)$$

여기서 σ_{es} 는 수분에 의한 유효응력 즉 공극압이며, η 는 다공구성모델 계수로 온도 및 압력 조건에 따라서 0.017~0.067 정도의 값을 지닌다. 다공탄성구성모델에 따라 공극압의 영향에 의한 콘크리트의 과도변형률은 Heinfling et al.⁵⁾ 등의 연구자료에 따라 다음과 같이 표현한다.

$$(\dot{\epsilon}_{tr})_{ij} = H_{ijkl} \cdot (\sigma_{es})_{kl} \cdot \dot{T} \quad (20)$$

여기서

$$H_{ijkl} = \frac{\alpha \cdot k}{f_c(T)} \cdot \left[-\gamma \delta_{ij} \delta_{kl} + \frac{1}{2} (1 + \gamma) (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) \right] \quad (21)$$

여기서 δ_{ij} 는 Kronecker-delta 함수이다.

2.2.4 응력유발변형률 및 자기평형응력

응력유발변형률은 식(3)으로부터 가력하중에 의한 변형률과 온도에 따른 비선형 변형률과의 차가 되며, 구조물에 작용하는 자기평형응력($\sigma_{s,e}$)을 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\epsilon_{\sigma} = \epsilon_{tot} - (\epsilon_{th} + \epsilon_{cr} + \epsilon_{tr}) \quad (22)$$

그리고

$$\sigma_{s,e} = E(\epsilon, T) \cdot \epsilon_{\sigma} \quad (23)$$

2.2.5 다축파괴규준

Fig 4는 온도 증가에 따른 콘크리트의 2축 파괴 양상^{5,11,13)}을 나타낸 것이다. 그림에서 보듯이 온도가 증가할수록 파괴포락면의 크기는 전체적으로 줄어들으나, hydrostatic pressure 방향으로 갈수록 온도의 영향이 줄어든다. 그 이유는 열팽창과 콘크리트 구성성분의 화학적 변화에 의해 콘크리트가 보다 밀실해졌기 때문이라고 여겨진다. 이와 같은 다축 파괴규준의 온도에 따른 형상 변화를 고려하기 위하여 Drucker-Prager 파괴규준을 다음과 같이 변형하였다.

$$f(I_1, J_2) = a(T)I_1 + b(T)\sqrt{J_2} - k(T) = 0 \quad (24)$$

여기서 I_1, J_2 는 각각 제1차 응력불변계수, 제2차 변형률불변계수이다. $a(T)$ 와 $b(T)$ 는 온도에 따른 파괴면함수의 형태변화를 나타내기 위하여 제시된 변수들이다. 콘크리트의 종류, 골재의 특성, 물시멘트비 등 콘크리트의 물성에 영향을 미치는 여러 요소들이 변수에 포함될 수 있겠으나 이에 대한 실험자료가 충분하지 않으며, 또한 기존에 제시된 연구결과에 따르면 그 영향정도가 온도에 비해 상대적으로 미약하다고 판단되므로 본 연구에서는 이들의 영향을 무시하였다. 식 (24)에 대해서, 1축 파괴실험을 통해 구할 수 있는 자료를 이용할 수 있도록 상온에서의 Drucker-Prager 모델 조건을 이용하여 다음과 같이 다시 표현할 수 있었다.

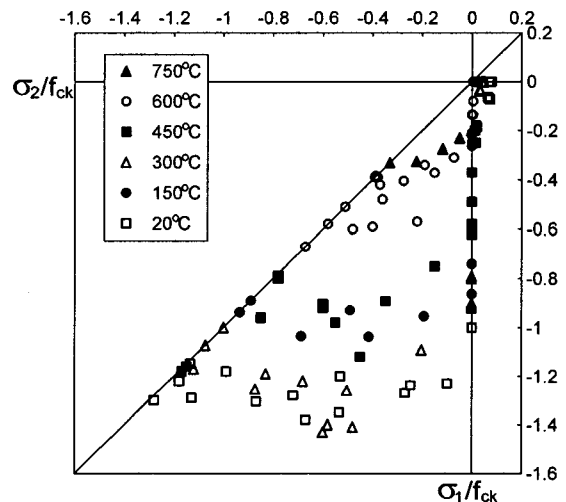


Fig. 4 Experimental results on the biaxial failure envelopes of concrete with temperature

$$f(I_1, J_2) = \alpha(T) \{f_{ck}(T) - f_t(T)\} I_1 + \beta(T) \{f_{ck}(T) + 2f_t(T)\} \sqrt{J_2} - \{f_{ck}(T)\}^2 = 0 \quad (25)$$

여기서 $f_{ck}(T)$, $f_t(T)$ 는 1축에 대한 압축강도 및 인장강도이다. $\alpha(T)$, $\beta(T)$ 는 기존의 다축파괴실험결과를 이용한 회귀분석으로 구할 수 있었으며, 그 결과는 다음과 같다.

$$\alpha(T) = 0.1222 - 6.096 \times 10^{-4} T \quad (20 \leq T < 100^\circ\text{C})$$

$$3.733 \times 10^{-2} + 2.39 \times 10^{-4} T \quad (100 \leq T < 520^\circ\text{C})$$

$$2.67210^{-3} \cdot T^{0.656} \quad (T \geq 520^\circ\text{C}) \quad (26)$$

$$\beta(T) = 0.590 + 2.075 \times 10^{-4} T \quad (20 \leq T < 100^\circ\text{C})$$

$$0.630 - 1.940 \times 10^{-4} T \quad (T \geq 100^\circ\text{C}) \quad (27)$$

3. 재료모델의 적용

3.1 실린더형 콘크리트 공시체의 공극압

고온에서 콘크리트 내에 존재하는 수분에 영향을 의한 공극압을 조사하기 위하여 Noumowe¹⁴⁾ 등에 의해 수행된 실린더형 콘크리트 공시체의 공극압 측정 결과자료를 본 논문에서 제시한 재료모델에 의한 수분영향과 비교하였다.

공시체의 치수는 직경 16 cm, 길이 32 cm이다(Fig. 5). 가열조건은 실험 실시후 1시간동안 1 °C/min의 속도로 가열한 이후, 동일한 속도로 냉각하였다. 시험체 내부에서의 온도분포는 화재실험 당시 Noumowe 등이 측정한 결과자료를 사용하였으며, 표면온도를 기준으로 하여 Fig. 6에 나타내었다. 시험체의 표면부분과 중심부에서의 공극압에 대한 해석결과는 다른 연구자들에 의한 값들과 비교하여 Fig. 7에 나타내었다. 그림에서 보듯이 본 논문에서 제시한 공극압 모델은 시험체의 표면온도가 350 °C 보다 낮을 때에는 실제 측정결과나 혹은 Heinfling et al.¹⁵⁾의 해석결과에 비해 공극압을 다소 과다평가하는 경향이 있다. 반면, 제시한 모델은 온도가 약 350 °C에 도달할 경우 공극내에서 증발에 참여하는 수분의 양이 급격히 줄어들므로써 나타나는 공극압의 감소현상을 실제와 유사하게 나타낼 수 있다.

3.2 압축력을 받는 부재의 축변형계산

Fig. 8에서와 같이 4면에서 작용하는 외부가열조건을 가진 압축부재에 대한 열거동해석을 수행하여 기존의 실험연구 결과¹⁶⁾와 비교하였다. 화재실험 당시의 콘크리트 압축강도는 62 MPa이며, 부재 중심축에 564 kN 크기의 축력만이 일정하게 작용하였다.

열거동해석은 부재의 대칭조건을 이용하여 전체의 1/4에 대해서만 수행하였다. 온도해석시 철근과 콘크리트 계면에서 불완전한 접촉에 따른 온도강하현상이 철근의 높은 열전도 성능을 상쇄하는 효과를 고려하여 철근의 존재는 무시하였다¹⁷⁾. 그리고, 1축거동을 가정한 구조해석의 경우, 철근과 콘크리트의 마찰은 무시하였으며, 변형 전후의 단면은 동일하다고 가정하였다.

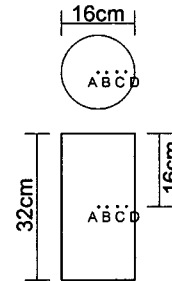


Fig. 5 Cylindrical test specimen (Noumowe et al.,²⁾)

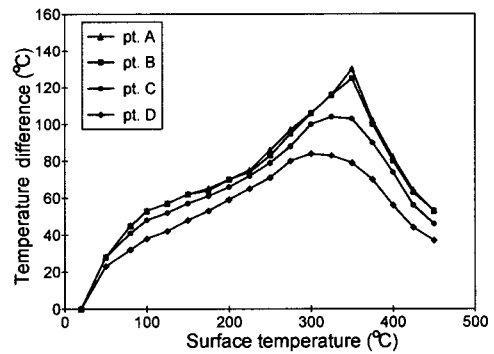


Fig. 6 Temperature conditions with time

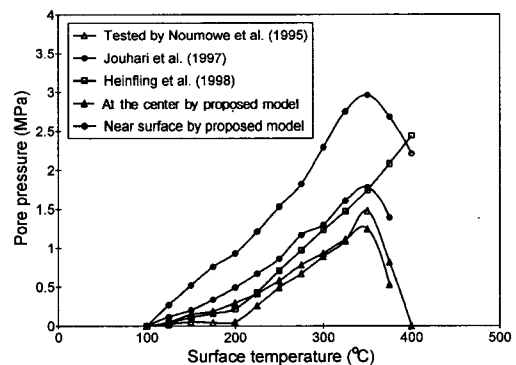


Fig. 7 Pore pressures

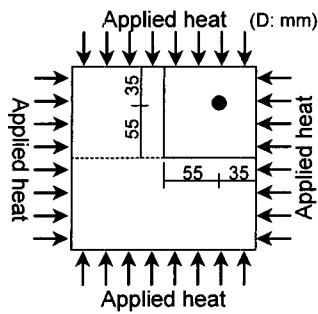


Fig. 8 Section and applied heat condition

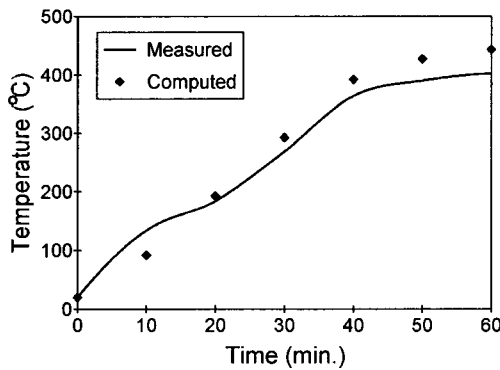


Fig. 9 Temperature with time

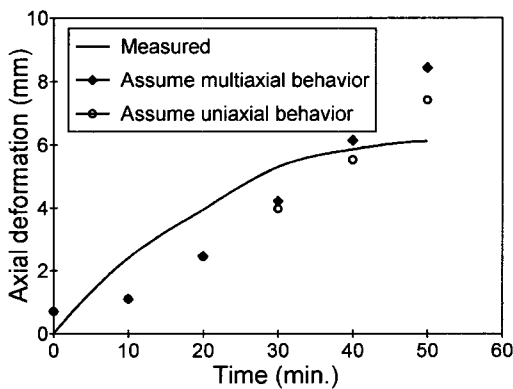


Fig. 10 Axial deformations

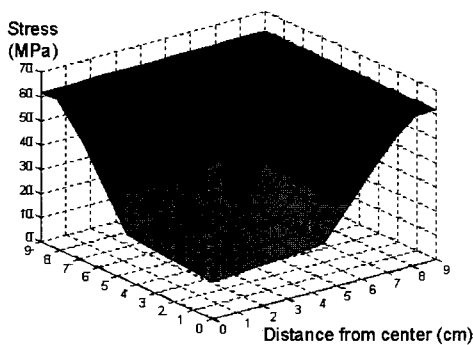


Fig. 11 Numerical analysis result for stress distribution at the section after 20 min. of the fire test

철근이 존재하는 위치에서의 온도해석 결과를 화재실험 시 측정결과와 비교하여 Fig. 9에 나타내었다. 그림에서 보듯이 가열초기에 측정온도가 다소 높게 나타났는데, 이는 콘크리트의 불균형 응력분포로 발생하는 초기균열로 인하여 부분적으로 철근이 외기에 직접 노출된 결과로 여겨진다. 그러나 이와 같은 현상은 전체적인 온도분포곡선에는 큰 영향을 끼치지 못한다.

Fig. 10은 축방향으로의 변형만을 고려하였을 경우와 다축변형을 모두 고려하였을 때의 변위 해석 결과를 나타낸 것이다. 본 예제에서와 같이 부재 전체에 걸쳐 압축응력만 존재하는 경우에 있어서 일축거동을 가정한 경우와 다축거동을 모두 고려한 경우에 있어서 두드러진 차이가 나지 않으며, 본 연구에서 제시한 재료모델을 이용한 해석 결과는 실제 화재실험에 의한 측정결과와 큰 차이가 나지 않음을 알 수 있다. Fig. 11은 수치해석을 통해, 화재실험 20분 후의 부재단면(1/4 단면)에서의 재축방향 응력상태 (σ_{11} , [MPa])를 대략적으로 나타낸 것이다. 단면 상에서의 불균형온도분포에 의해서 표면에 가까울수록 온도영향에 의한 열적변형률(thermal strain)의 크기가 증대되며, 단면의 평면유지법칙(planeity condition)에 따른 자기평형응력(self-equilibrating stress)이 발생한 양상이다.

4. 결 론

본 논문에서는 고온에서의 콘크리트 재료거동특성을 효과적으로 나타낼 수 있는 재료모델을 제시하고자 하였다. 이를 위해, 제시한 재료모델을 이용한 수치해석결과를 철근콘크리트 부재들에 대한 기존의 화재실험 결과자료와 비교하였으며, 이와 같은 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 1) 콘크리트의 재료 거동은 온도가 증가할수록 탄성계수의 기울기는 현저히 완만해지며, Saenz의 응력-변형률 관계식을 수정한 모델을 이용하여 효과적으로 나타낼 수 있다.
- 2) 열적크리프 변형률은 Bailey-Norton의 장기크리프 곡선식을 수정하여 제시한 방정식을 이용하여 1축 하중에 의한 응력 및 온도보상시간의 지수함수로 표현 할 수 있다. 또한 소성유동법칙을 응용한 비례계수와 유효응력 및 유효변형률 개념을 도입하여 다축하중에 대한 열적크리프 방정식으로 확장할 수 있다.
- 3) 콘크리트를 다공탄성체 물질로 간주하여 고온에서 콘크리트 내부에 포함된 수분의 증발에 따른 공극의 역학적 거동특성을 고려할 수 있었다.
- 4) 철근콘크리트 부재의 온도분포해석시 철근의 영향은 무시할 수 있다. 그 이유는 부재단면에서 철근이 차지하는 면적이 상대적으로 매우 작으며, 콘크리트와의 부착이

완전하지 않기 때문에 계면에서의 온도저하가 발생하기 때문이다.

5) 콘크리트 부재의 열거동해석시 축력을 받는 부재의 경우 1축 거동을 가정하여도 비교적 신뢰성있는 결과를 얻을 수 있다.

감사의 글

본 연구는 교육부가 지원한 두뇌한국 21 연구의 일환으로 수행되었음을 밝히며, 지원에 감사드립니다.

참고문헌

1. Khoury, G. A., Grainger, B. N., and Sullivan, P. J. E., "Strain of Concrete During First Heating to 600 under Load," *Magazine of Concrete Research*, Vol.37, 1983, pp.195~215.
2. Dias, W. P. S., Khoury, G. A. and Sullivan, P. J. E., "An Activation Energy Approach for the Temperature Dependence of Basic Creep of Hardened Cement Paste," *Magazine of Concrete Research*, Vol.39, No.140, September 1987, pp.141~147.
3. Dias, W. P. S., Khoury G. A. and Sullivan, P. J. E., "The Thermal and Structural Effects of Elevated Temperatures on the Basic Creep of Hardened Cement Paste," *Materials and Structures*, Vol.23, 1990, pp.418~425.
4. Saenz, S. P., "Discussion of Equation for the Stress-Strain Curve of Concrete by Desayi and Krishman," *J. Am. Concrete Inst.*, Vol.61, September, 1964, pp.1229~1235.
5. Kordina, K., Ehm, C. and Schneider, U., "Effects of Biaxial Loading on the High Temperature Behaviour of Concrete," *Fire Safety Science*, 1985, pp.281~290.
6. Thienel, K.-CH. and Rostasy, F. S., "Strength of Concrete Subjected to High Temperature and Biaxial Stress: Experiments and Modelling," *Materials and Structures*, Vol.28, 1995, pp.575~581.
7. Kraus, H., "Creep Analysis," John Wiley & Inc., 1980.
8. Dorn, J. E., "Mechanical Behavior of Materials at Elevated Temperatures," McGraw-Hill Book, 1961.
9. Lin, W.-M., Lin, T. D. and Powers-Couche, L. J., "Microstructures of Fire-Damaged Concrete," *ACI Material Journal*, May-June, 1996.
10. ASTM Designation: E 119-88, "Standard Test Methods for Fire Tests of Building Construction and Materials," ASTM, 1988, pp.922~942.
11. Bazant, Z. P. and Kaplan, M. F., "Concrete at High Temperatures: Material Properties and Mathematical Models," Longman Group Limited, 1996.
12. Rice, J. and Cleary, M., "Some Basic Stress Diffusion Solutions for Fluid-Saturated Elastic Porous Media with Compressible Constituents," *Reviews of Geophysics and Space Physics*, 14, 1976.
13. Schneider, U., "Properties of Materials at High Temperatures: Concrete," *RILEM, International Union of Testing and Research Laboratories for Materials and Structures*, June, 1985.
14. Noumowe, A. N., Clastres, P., Debicki, G., and Costaz J. L., "Thermal Stresses and Water Vapour Pressure of High Performance Concrete at High Temperature," *4th International Symposium on Utilisation of High-Strength/High-Performance Concrete*, Paris, 1996, pp.561~570.
15. Heinfling, G., Reynouard, J. M., Merabet, O., and Dubal, C., "Computational Modelling of the Mechanical Effects of Pore Pressures in Concrete at High Temperatures," *Proceedings of the Euro-C 1998 Conference on Computational Modelling of Concrete Structures*, 1998, pp.539~548.
16. Terro, M. J., "Numerical Modelling of Thermal And Structural Response of Reinforced Concrete Structures in Fire," Ph. D. Dissertation, Civil Engineering Department, Imperial College of Science, Technology and Medicine, University of London, January, 1991.
17. ASCE Manuals and Reports on Engineering Practice No.78, "Structural Fire Protection," American Society of Civil Engineering.

요 약

본 논문은 고온에서의 콘크리트 재료모델을 연구하였다. 콘크리트 응력-변형률 곡선은 온도가 증가함에 따라 그 형태가 변한다. 온도에 따른 콘크리트 재료거동의 변화를 나타내기 위하여 변형된 Saenz 제안식을 이용하여 응력-변형률 관계를 표시하였다. 고온에서의 급격한 변형률의 증가현상을 설명하기 위하여, 콘크리트의 변형률 성분을 순수 열팽창 변형률, 열적크리프 변형률, 과도 변형률 및 역학적 변형률로 구분하여 나타내었다. 열적크리프 변형률은 Baily-Norton의 장기크리프 곡선식을 수정·제안하여 1축 실험 결과를 온도, 시간 및 응력의 함수로 표현하였고, 또한 유효응력 및 유효변형률 개념을 도입하여 다차원에서도 적용할 수 있는 모델을 제시하였다. 과도 변형률을 제안하여 다공탄성 거동을 가정한 콘크리트 내에 포함된 공극 및 수분의 작용을 역학적 거동의 영향을 분석하고자 하였다. 마지막으로, 본 논문에서 제시한 고온에서의 콘크리트 재료모델을 이용한 해석결과를 실제 화재실험자료와 비교하였다.

핵심용어 : 열적크리프 변형률, 과도 변형률, 유효응력, 유효변형률, 다공탄성 거동
