
수정 반응률 상수 모델에 의한 콘크리트 압축강도의 예측

Prediction of Concrete Compressive Strength by a Modified Rate Constant Model



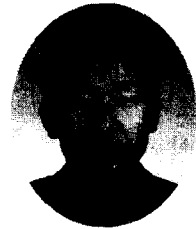
한상훈*

Han, Sang-Hun



김진근**

Kim, Jin-Keun



문영호***

Moon, Yeong-Ho

ABSTRACT

This paper discusses the validity of models predicting the compressive strength of concrete subjected to various temperature histories and the shortcomings of existing rate constant model and apparent activation energy concept. Based on the discussion, a modified rate constant model is proposed. The modified rate constant model, in which apparent activation energy is a nonlinear function of curing temperature and age, accurately estimates the development of the experimental compressive strengths by a few researchers. Also, the apparent activation energy of concrete cured with high temperature decreases rapidly with age, but that of concrete cured with low temperature decreases gradually with age. Finally generalized models to predict apparent activation energy and compressive strength are proposed, which are based on the regression results.

Keywords : concrete strength, curing temperature, rate constant, maturity, equivalent age, activation energy

* 정회원, 한국과학기술원 토목공학과 박사과정
** 정회원, 한국과학기술원 토목공학과 교수
*** 정회원, 산업기술정보원 책임연구원

· 본 논문에 대한 토의를 2000년 8월 31일까지 학회로 보내 주시면 2000년 10월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

시멘트 수화열에 의한 콘크리트 구조물 내부의 온도 상승은 콘크리트의 압축강도에 큰 영향을 미치므로, 구조물의 거동과 내구성을 예측하기 위해서 양생온도에 따른 압축강도 변화를 파악해야 할 필요가 있다. 또한 계절에 따라 콘크리트 구조물의 주변 온도가 변화하므로 이에 대한 영향을 고려하기 위해서도 양생온도에 따른 콘크리트의 압축강도 변화를 정확히 예측할 수 있는 모델식의 개발이 필요하다.

이러한 필요성에서 양생온도에 따른 콘크리트의 압축강도를 예측하기 위한 많은 식들이 제안되었고, 현재에도 많은 연구자들에 의해 연구결과가 발표되고 있다. 그러나 기존의 연구는 주로 등온(isothermal) 양생 콘크리트에 연구가 집중되어 변온양생에 따른 콘크리트 압축강도의 변화를 고려할 수 없다. 또한 압축강도에 대한 양생온도의 영향은 재령에 따라 변화하므로 같은 온도라도 그 양생시점이 다르면, 콘크리트의 성질이 달라지는데 이러한 현상을 기존의 모델식으로는 고려할 수 없다.^(1,2)

이에 본 연구에서는 변온양생, 양생시점의 변화 등을 고려할 수 있는 새로운 압축강도 예측 모델식을 기존의 반응률 상수 모델을 개선하여 제시하고 이 모델식을 기존의 여러 실험결과들을 바탕으로 그 유효성을 검토하였다.

2. 양생온도에 따른 기존의 콘크리트 압축강도 예측식

Saul(1951)⁽³⁾은 증기양생이 콘크리트 압축강도에 미치는 영향을 파악하기 위해 숙성도(Maturity)라는 개념을 처음 제시하였다. Saul은 자신의 제안식을 통하여 '같은 숙성도를 가진 콘크리트는 같은 압축강도를 가진다'는 원칙이 증기양생에서 유효함을 증명하고자 하였다.

한편, Rastrup(1954)⁽⁴⁾은 압축강도에 대한 온도와 재령의 혼합거동을 좀 더 편리하게 나타내기 위해 등가재령의 개념을 도입하였고, 그 후 Plowman(1956)⁽⁵⁾은 Saul의 숙성도 함수를 바탕으로 압축강도-숙성도 관계식을 제안하였다. 그

러나 Plowman이 제안한 식은 숙성도가 증가할수록 압축강도가 계속 증가하는 문제와 작은 숙성도 범위에서는 압축강도-숙성도의 선형관계가 성립하지 않는 문제가 있었다. 이러한 문제를 해결하기 위해 Bernhardt(1956)⁽⁶⁾는 처음으로 쌍곡선 형태의 숙성도-압축강도 관계식을 Saul의 숙성도 함수를 바탕으로 제시하였다. 그 후에 Goral(1956)⁽⁷⁾, ACI Committee 209(1971)⁽⁸⁾ 등이 독립적으로 비슷한 식을 제안하였으며, Chin(1971)⁽⁹⁾은 자신의 실험값에 가장 알맞은 식으로 다시 쌍곡선 형태의 식을 채택하였다.

Tank와 Carino(1991)⁽¹⁰⁾는 쌍곡선 형태의 모델식을 발전시켜 다음과 같은 반응률 상수(rate constant) 모델식을 제시하였다.

$$S = S_u \frac{k_T(t-t_0)}{1 + k_T(t-t_0)} \quad (1)$$

여기서, S_u = 한계압축강도

k_T = 양생온도 T 에서의 반응률 상수

t = 재령

t_0 = 압축강도발현이 시작되는 재령

식 (1)의 반응률 상수를 Arrhenius 함수로 나타내면 다음과 같다.

$$k_T(T) = Ae^{(-\frac{Q}{T})} \quad (2)$$

여기서, T = 양생온도

A = 비례상수

Q = E/R (E : 결보기 활성화에너지,

R : 가스상수)

이 때, 양생온도 이력을 간편하게 모사하기 위해 위의 식 (1)을 등가재령이 포함된 식으로 변형하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{S}{S_u} = \frac{k_r(t_r - t_{or})}{1 + k_r(t_r - t_{or})} \quad (3)$$

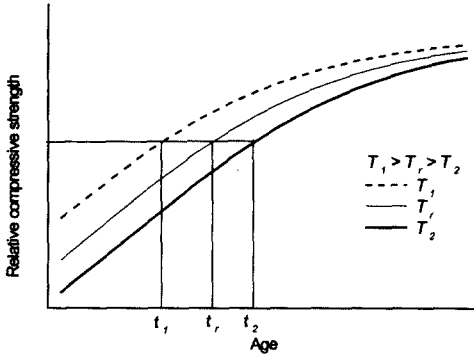


Fig. 1 Relative compressive strength by rate constant model

$$t_r = \sum \frac{k_T}{k_r} \Delta t = \sum e^{-\frac{E}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r} \right)} \Delta t \quad (4)$$

여기서, t_r = 양생온도 T_r 에 대한 등가재령
 t_{or} = 양생온도 T_r 에서 압축강도가
 발현되기 시작하는 재령
 k_r = 양생온도 T_r 에서의 반응률 상수

Kjellsen(1993)⁽²⁾은 수화율의 양생온도에 따른 변화를 고려하기 위해 겔보기 활성화에너지를 수화도와 양생온도의 함수로 가정하였다.

$$\frac{E(T, \alpha)}{R} = \frac{\ln \left[\left(\frac{d\alpha}{dt} \right)_{T'} / \left(\frac{d\alpha}{dt} \right)_{T_r} \right]}{1/T_r - 1/T} \quad (5)$$

여기서, α = 수화도
 $E(T, \alpha)$ = 겔보기 활성화에너지
 T_r = 기준 양생온도

3. 새로운 겔보기 활성화에너지 함수를 도입한 수정 반응률 상수 모델식

등가재령을 사용한 식 (3)에서 오른쪽의 k_r , t_{or} 은 상수이고 t_r 은 양생온도와 재령의 함수이다. 이 관계를 그림으로 나타낸 것이 Fig. 1이다. 생조조건이 등온(isothermal)조건이라면 Fig. 1의 t_1 , t_2 와 t_r 의 관계는 다음의 식과 같이 나타

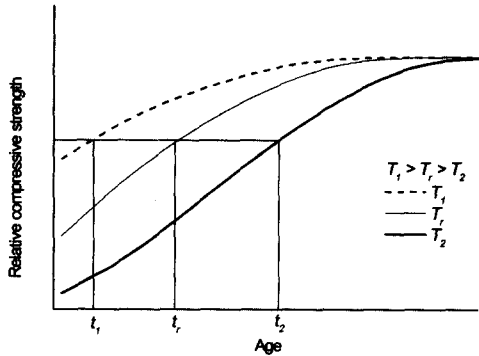


Fig. 2 Hypothetical relative strength

낼 수 있다.

$$t_r = \frac{k_1}{k_r} t_1 = e^{-\frac{E}{R} \left(\frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_r} \right)} t_1 \quad (6)$$

$$t_r = \frac{k_2}{k_r} t_2 = e^{-\frac{E}{R} \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_r} \right)} t_2 \quad (7)$$

여기서, k_r , t_r = 기준 양생온도 T_r 에서의 반응률 상수와 등가재령
 k_1 , t_1 = 양생온도 T_1 에서의 반응률 상수와 재령
 k_2 , t_2 = 양생온도 T_2 에서의 반응률 상수와 재령

t_1 , t_2 에 상수를 곱한 t_r 을 식 (3)에 대입하면 상대압축강도를 구할 수 있다. 그러나 이러한 관계식은 실제의 재령-상대압축강도 거동과는 거리가 있다. 양생온도가 기준온도보다 높으면 초기 재령에서의 압축강도발현 속도는 빠르지만 재령이 경과할수록 느려진다. 이와는 반대로 양생온도가 기준온도보다 낮으면 초기재령에서의 압축강도발현 속도는 느리지만 재령이 경과할수록 고온 양생 콘크리트보다 빨라진다. 즉 압축강도의 변화율은 양생온도와 재령에 따라 변화한다(Fig. 2 참조). 따라서 양생온도에 따른 재령-상대압축강도의 관계가 일정한 상수의 곱으로 나타내어지는 현재의 반응률 상수 모델로는 실제 거동을 정확하게 예측할 수 없다⁽¹¹⁾. 이는 식 (6), (7)의 지수

함수의 지수 부분이 양생온도 뿐만 아니라 재령에 따라서도 변화하여 반응률 상수가 재령에 따라 변해야 한다는 것을 의미한다. 그런데 R 은 상수이고 양생온도 T_1 과 T_2 은 정해진 값이므로 재령에 따라 변화할 수 있는 값은 겉보기 활성화에너지 (E) 밖에 없다.

또한 콘크리트에 대한 미시적 관점에서의 연구 결과들을 통해서도 이러한 기존 모델식의 문제점을 관찰할 수 있다. 초기재령에서의 콘크리트 수화는 각 시멘트 구성성분의 화학반응에 의해 가장 큰 영향을 받는다. 그러나 재령이 경과함에 따라 수화물이 시멘트 페이스트 구조를 형성하고 이러한 페이스트 구조의 형태와 성분이 콘크리트의 수화와 압축강도에 더 큰 영향을 미치게 된다. 특히 이 중에서 시멘트 구성 성분의 수화에 의해 시멘트 입자 주변에 생성되는 장벽(shell)은 콘크리트의 수화 과정과 압축강도에 큰 영향을 미친다. 이러한 재령에 따른 수화 메카니즘의 변화는 양생온도가 콘크리트의 압축강도에 미치는 영향을 감소시킨다(Fig. 3 참조). 초기재령에서는 양생온도가 증가함에 따라 시멘트 반응물들의 수화 반응속도가 빨라지고, 이에 따라 압축강도의 발현속도가 증가하게 된다. 그러나 장기재령으로 갈수록 화학반응이 수화 과정에 미치는 영향은 줄어들고 시멘트 페이스트의 구조와 성질이 수화에 더 큰 영향을 미친다.^(12, 13) 이에 따라 재령이 경과할수록 고온양생 콘크리트의 압축강도발현속도는 저온양생 콘크리트보다 느려지며 이것은 다음과 같이 확산장벽의 효과로 설명될 수 있다. 즉 수화가 진행됨에 따라 수화물에 의한 단단하고 두꺼운 장벽이 시멘트 입자 주위에 형성되는데, 이러한 장벽은 시멘트 입자 성분의 확산을 방해하여 콘크리트의 압축강도발현을 억제한다. 따라서 초기재령에서 압축강도발현속도가 빠른 고온양생 콘크리트가 더 두꺼운 장벽을 갖게 되어, 장기재령에서 압축강도발현 속도가 저온양생 콘크리트보다 느려지게 되는 것이다⁽²⁾. Fig. 1은 시

멘트 입자의 화학반응만을 콘크리트 수화에 가장 지배적인 영향을 미치는 요소로 가정하여 수성도-압축강도 사이의 상관관계를 전개한 것으로 이것은 확산장벽과 같은 페이스트 구조와 성질의 수화에 대한 영향을 배제한 것이라 하겠다. 따라서 좀 더 정확하게 양생온도에 따른 압축강도의 변화 양상을 추정하기 위해서는 새로운 압축강도 예측 모델식이 필요하다.

앞에서 언급한 바와 같은 양생온도의 영향이 재령에 따라 감소하는 현상은 겉보기 활성화에너지의 재령에 따른 변화로 모델링할 수 있다. 예를 들어 양생온도 23℃와 35℃의 겉보기 활성화에너지의 크기에 따른 반응률 상수비(기준온도가 23℃ 라면 35℃의 등가재령과 같다)의 변화는 다음과 같이 나타낼 수 있다. 여기서 반응률 상수비는 Arrhenius 함수를 사용하여 구하였다. Table 1에 나타난 것과 같이 겉보기 활성화에너지가 감소함에 따라 두 반응률 상수의 차이는 급격히 줄어든다. 이러한 반응률 상수의 변화와 실제 수화반응 과정을 비교해 보면 다음과 같다. 초기재령에서는 양생온도의 변화가 압축강도의 변화에 미치는 영향이 크므로 온도 변화에 따른 반응률 상수의 차이도 클 것이다. 즉 Table 1에서 나타난 바와 같이 겉보기 활성화에너지의 값이 클 것이다. 그러나 재령이 경과할수록 양생온도가 콘크리트의 압축강도에 미치는 영향은 줄어들고 양생온도에 따른 반응률 상수의 변화도 작을 것이다. 마찬가지로 겉보기 활성화에너지의 크기도 초기재령보다는 감소할 것이다. 이러한 이론적인 배경을 바탕으로 Kjellsen⁽²⁾은 겉보기 활성화에너지의 변화를 수화도에 따라 검토하였는데 이러한 접근은 수화도 추정의 어려움으로 실제 압축강도 예측에 적용하기 어렵다. 또한 Kjellsen의 연구결과에 따르면 수화도가 증가함에 따라 겉보기 활성화에너지가 계속 감소하여 0 이하의 값이 되지만 이러한 값은 물리적 개념으로는 다음과 같은 이유로 받아들일 수 없다. 겉보기 활성화에너지가 감소한다는

Table 1 Rate constant variation with apparent activation energy

Apparent activation energy (J/mole)	-10,000	-5,000	0	5,000	10,000	20,000	30,000	40,000
k_{35}/k_{23}	0.854	0.924	1.0	1.08	1.17	1.37	1.61	1.88

것은 앞에서 언급한 바와 같이 양생온도가 콘크리트의 압축강도발현에 미치는 영향의 감소를 의미한다. 일정한 재령 이상에서는 콘크리트의 양생온도가 콘크리트의 압축강도에 큰 영향을 주지 않는다는 연구결과들이 발표되어 있으므로 재령에 따라 겔보기 활성에너지가 계속 감소되어도 0 이하의 값은 가지지 않을 것이다. 즉 겔보기 활성에너지가 0이라는 것은 양생온도가 콘크리트의 압축강도나 수화반응에 영향을 미치지 않는다는 것과 같다. 이러한 기존 모델식의 문제점들을 해결하기 위해서는 양생온도와 재령에 따른 겔보기 활성에너지의 변화를 합리적으로 추정하는 함수를 제시하는 것이 필요하다.

앞에서 언급한 이론적인 배경과 실험결과들을 종합하여 재령과 양생온도에 따른 겔보기 활성에너지의 변화 양상을 추정해 보면 Fig. 4와 같은 것으로 사료된다. 초기재령에서는 양생온도의 증감이 화학반응속도를 증가시키거나 감소시키므로 양생온도가 수화율과 압축강도에 미치는 영향이 매우 크다. 그러나 재령이 경과함에 따라 확산장벽과 같은 시멘트 페이스트 구조와 성질이 화학반응보다 더 많은 영향을 콘크리트에 미치므로, 양생온도의 압축강도와 수화율에의 영향은 급격히 줄어든다. 앞에서 언급한 바와 같이 초기재령에서는 양생온도의 영향이 크므로 겔보기 활성에너지는 장기재령보다 크고, 이러한 겔보기 활성에너지는 재령이 경과함에 따라 감소할 것으로 추정된다(Fig. 4의 T_1). 또한 수화가 진행됨에 따라 수화물에 의한 단단하고 두꺼운 장벽이 시

멘트 입자 주위에 형성되는데 이러한 장벽은 시멘트 입자 성분의 확산을 방해하여 콘크리트의 압축강도발현을 억제한다. 그런데 초기재령의 압축강도발현 속도가 빠른 고온양생 콘크리트는 더 두꺼운 장벽을 가지게 되어 장기재령에서의 압축강도발현 속도가 저온양생 콘크리트보다 느려지게 된다. 즉 재령이 경과할수록 고온양생 콘크리트(Fig. 4의 T_1)는 확산장벽과 같은 미세구조의 압축강도에 대한 영향이 상온보다 좀 더 빨리 나타나므로 겔보기 활성에너지는 상온에서 양생한 것보다 빨리 감소하고, 양생온도가 감소(Fig. 4의 T_2)하면 이러한 영향이 상온보다 늦게 나타나므로 겔보기 활성에너지는 상온에서 양생한 것보다 늦게 감소한다. 이러한 겔보기 활성에너지의 재령에 따른 변화 양상은 이론적으로 Fig. 4와 유사할 것으로 추측되며 본 논문에서는 그림과 같은 곡선 형태를 가진 다음과 같은 함수를 겔보기 활성에너지의 재령에 따른 변화를 추정하는데 사용하고자 한다.

$$E = E_0 e^{-\alpha t} \quad (8)$$

여기서, E = 겔보기 활성에너지(J/mole)
 E_0 = 초기 겔보기 활성에너지(J/mole)
 t = 재령(days)
 α = 비례상수

새로운 수정 반응률 상수 모델식을 만들기 위해 다음과 같은 압축강도의 수학적 모델링을

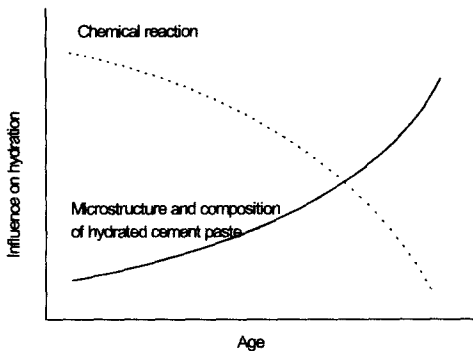


Fig. 3 Variation of influence factor on hydration with age

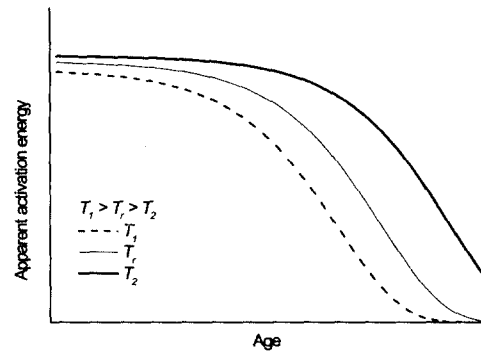


Fig. 4 Hypothetical apparent activation energy

먼저 고려한다.

$$\frac{dS}{dt} = \left\{ S_u \left[1 - \frac{S}{S_u} \right]^r \right\} \cdot k(T, t) \quad (9)$$

$$\int_0^S \frac{1}{S_u \left[1 - \frac{S}{S_u} \right]^r} dS = \int_{t_0}^t k(T, t) dt \quad (10)$$

위 식을 적분하면 다음과 같다.

$$S = S_u \left[1 - \frac{1}{[1 + (r-1) \int_{t_0}^t k(T, t) dt]^{\frac{1}{r-1}}} \right] \quad (11)$$

여기서, T = 양생온도(Kelvin)

$k_T(T, t)$ = 양생온도 T , 재령 t 에서의
반응률 상수

r = 반응지수

식 (11)에서 $r=2$ 이고 $k(T, t)$ 가 재령에 관계 없이 일정하다면 식 (1)의 반응률 상수모델과 동일하다. 그러나 본 논문에서는 식 (8)에서 겔보기 활성화에너지의 재령에 따른 변화를 가정했으므로 반응률 상수는 양생온도 뿐만아니라 재령에 따라서도 변화한다. 식 (8)을 바탕으로 숙성도함수를 구하면 다음 식 (12)와 같다(이 식에서 적분함수와 근사함수에 의한 상대압축강도의 차이는 2%미만이다). 식의 t_{i-1} 과 t_i 는 양생온도가 T 인 재령의 시작점과 종료점을 나타낸다. r 이 2이면 장기재령에서의 콘크리트 압축강도를 제대로 모사할 수 없고 그 값이 3 이상이 되어야 한다는 연구결과⁽¹⁴⁾가 제시되어 있어 본 논문에서는 모델식에 사용되는 r 값을 3으로 하였다. 또한 양생온도에 따

른 압축강도 변화 양상을 좀 더 뚜렷하게 관찰하기 위해 재령 28일 압축강도를 1로 설정하고 양생조건이 등온이라면 수정 반응률 상수 모델식은 식 (13)과 같이 나타낼 수 있다. 이 식에서 R_u 는 한계상대압축강도($S_u = R_u S_{28}$)를 나타낸다.

4. 기존의 실험결과 분석

기존의 여러 실험값들을 위의 수정 반응률 상수 모델식 (13)에 적용하면 Table 2와 같은 결과를 얻을 수 있다. 여기서 A 는 양생온도와 재령의 함수가 아니고 물/시멘트비나 시멘트의 종류 등에 따라 조금씩 달라지는 값이다. 그러나 그 값이 각 실험결과와 회귀분석에 미치는 영향이 크지 않아 여기서는 동일한 값을 사용하였다. 그리고 대부분의 실험결과들이 28일 이내의 재령이므로 회귀분석한 결과들을 사용하여 장기재령을 예측하는데에는 오차가 발생할 수 있다. 또한 이러한 이유로 콘크리트의 장기재령 압축강도 증가율과 관련이 있는 α 값이 실제와는 다르게 분석될 수 있다. 따라서 이러한 오차 요인을 제거하기 위해 재령 1년일 때의 상대압축강도를 기존의 다른 연구자들^(9,18)의 연구결과들을 통하여 예측한 후에 이를 실험결과에 편입시켜 회귀분석을 하였다.

Fig. 5는 Moon(w/c=0.35)의 콘크리트 실험결과를 수정 반응률 상수 모델로 회귀분석한 결과를 나타내고 있다. Fig. 5(b)에 나타난 바와 같이 수정 반응률 상수 모델식은 실험결과와 변화양상을 잘 추정하고 있음을 알 수 있다. 또한 Fig. 5(a)는 재령과 양생온도에 따른 겔보기 활성화에너지의 변화율을 나타내고 있다. 초기재령에서는 재령에 따른 겔보기 활성화에너지의 변화율이 크지 않지만 재령이 경과할수록 겔보기 활성화에너지는 급격히 감소하여 앞에서 예측한 형태의 곡

$$\int_{t_0}^t k(T, t) dt = \int_{t_0}^t A e^{-\frac{E_0}{RT} e^{-\alpha t}} dt \approx \frac{1}{2} A \sum_{i=1}^n \left(e^{-\frac{E_0}{RT} e^{-\alpha t_i}} + e^{-\frac{E_0}{RT} e^{-\alpha t_{i-1}}} \right) (t_i - t_{i-1}) \quad (12)$$

$$\frac{S}{S_{28}} = R_u \left[1 - \frac{1}{\sqrt{1 + 2 \int_{t_0}^t k(T, t) dt}} \right] = R_u \left[1 - \frac{1}{\sqrt{1 + A \left(e^{-\frac{E_0}{RT} e^{-\alpha t}} + e^{-\frac{E_0}{RT} e^{-\alpha t_0}} \right) (t - t_0)}} \right] \quad (13)$$

Table 2 Regression results

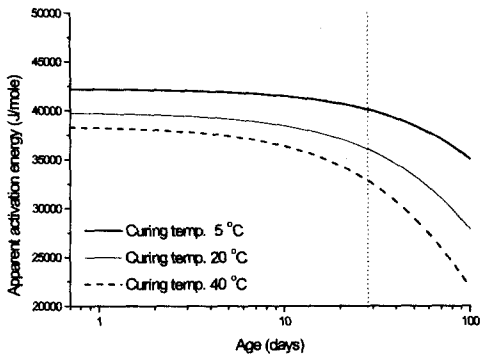
	Curing temperature (°C)	Ages of experimental data (days)	E_o (J/mole)	α	R_u	t_o (days)
Brooks-concrete ⁽¹⁵⁾ w/c=0.42	20	0.5,1,3,7,14,28,365	43,789	0.0037	1.24	0.26
	40		42,629	0.0054	1.09	0.26
	47		41,120	0.0064	1.05	0.30
	60		41,869	0.0129	1.02	0.21
Carino-concrete ⁽¹⁰⁾ w/c=0.45	10	1,2,5,15,28,57,365	41,295	0.0013	1.28	0.90
	21.5	0.5,1,2,4,7,14,28,365	41,352	0.0039	1.11	0.00
	41	0.5,1,2,4,7,15,28,365	38,512	0.0100	1.03	0.00
Klieger-concrete ⁽¹⁶⁾ w/c=0.77	4.4	1,3,7,28,90,365	43,684	0.0026	1.48	0.99
	13		42,702	0.0023	1.29	0.55
	23		42,192	0.0033	1.15	0.23
Moon-concrete ⁽¹⁷⁾ w/c=0.35	5	1,2,3,7,14,28,365	42,233	0.0019	1.40	0.42
	20		39,837	0.0036	1.10	0.60
	40		38,467	0.0057	1.03	0.00
Moon-concrete ⁽¹⁷⁾ w/c=0.55	5	1,2,3,7,14,28,365	43,518	0.0001	1.88	0.56
	20		42,344	0.0031	1.20	0.31
	40		42,048	0.0048	1.07	0.00
Kjellsen-mortar ⁽²⁾ w/c=0.50	5	1,9,3,7,14,28,91,365	40,216	0.0001	1.35	1.12
	13	1,2,3,7,28,91,365	39,566	0.0018	1.15	0.66
	20	0.5,1,2,7,28,91,365	39,221	0.0020	1.11	0.37
	35	0.5,1,3,28,365	38,023	0.0056	1.03	0.22

* 모두 1종 시멘트를 사용하여 실험한 결과이다.

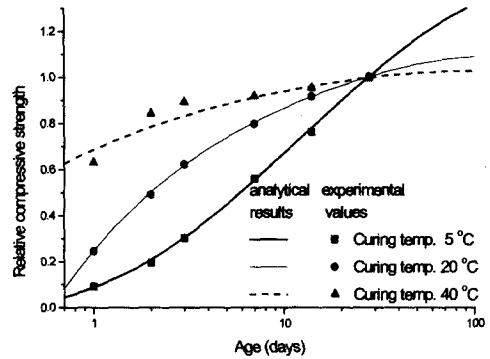
** 회귀분석시 모든 실험자들의 실험결과들에 대해 A 는 10^7 값을 사용했다.

*** 회귀분석에 사용된 각 연구자들의 콘크리트의 28일 압축강도는 30~60 MPa이다.

___ 이 재형에서의 상대압축강도는 예측된 값을 사용했다.



(a) Apparent activation energy



(b) Relative compressive strength

Fig. 5 Apparent activation energy and relative compressive strength by modified rate constant model (Moon-concrete, w/c=0.35)

선과 유사한 모양을 나타낸다. 또한 양생온도가 높은 콘크리트는 저온에서 양생한 콘크리트보다 초기재형에서 결보기 활성화에너지가 조금 작거나

거의 유사하지만 재형이 경과할수록 고온에서 양생한 콘크리트의 결보기 활성화에너지의 감소량이 저온에서 양생한 콘크리트의 결보기 활성화에너지

감소량보다 커진다. 나머지 연구자들의 실험값에 대한 회귀분석결과도 Moon의 실험값에 대한 회귀분석결과와 유사한 경향을 나타내었다.

5. 겉보기 활성화에너지와 압축강도의 일반 예측식

Fig. 6은 앞에서 행한 모든 회귀분석 결과를 그림으로 나타낸 것이다. 그림에서 나타난 바와 같이 모든 실험값의 회귀분석 결과에서 α 는 양생온도에 따라 증가하며 이러한 증가는 콘크리트와 모르타르가 크게 다르지 않다. 즉, 물/시멘트비, 감수제 사용량, 골재량 등과 같은 배합비와 제조회사에 따른 시멘트 성분의 차이에 따라 α 값의 절대값은 조금씩 차이가 있지만, 그 값이 양생온도에 따라 선형적으로 증가한다는 경향에는 변함이 없다. 양생온도가 증가할수록 α 값이 선형적으로 증가한다면 양생온도에 따른 α 값의 변화는 다음과 같이 추정할 수 있다.

$$\alpha = 0.00017 T_c \quad (14)$$

여기서, T_c = 양생온도(°C)

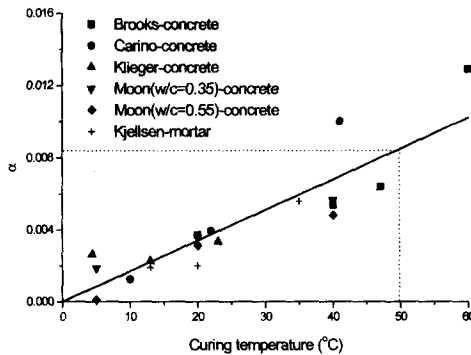
초기 겉보기 활성화에너지의 양생온도에 따른 변화는 Fig. 6(b)에 나타나 있다. 그림에 나타난 바와 같이 연구자들에 따라 겉보기 활성화에너지의 절대값이 다르지만 모든 연구자들의 겉보기 활성화에너지값이 양생온도가 증가함에 따라 조금씩 감

소한다. 기존의 연구결과들^(2,10)에 의하면 겉보기 활성화에너지는 시멘트의 성분과 분말도, 물/시멘트비 등에 따라 그 값이 조금씩 변화하므로 각 연구자들의 겉보기 활성화에너지의 차이는 각각의 배합의 차이에서 기인한 것으로 사료된다. 또한 양생온도의 증가에 따른 겉보기 활성화에너지의 감소 경향은 기존의 연구결과⁽²⁾와 유사하지만 그 감소율은 기존의 연구결과보다는 작다. 배합 차이를 고려하지 않고 전체 회귀분석 결과에 대한 초기 겉보기 활성화에너지의 양생온도에 따른 변화를 추정해 보면 다음과 같다.

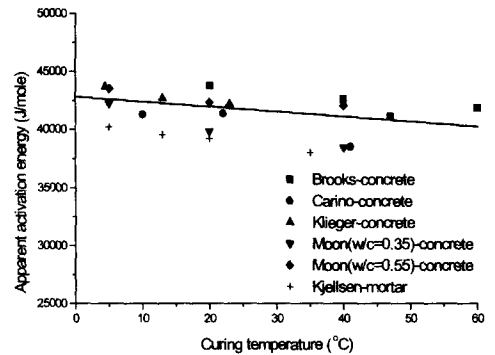
$$E_o = 42,830 - 43 T_c \quad (\text{J/mole}) \quad (15)$$

여기서, T_c = 양생온도(°C)

Table 3은 식 (14)와 (15)의 일반화된 겉보기 활성화에너지량을 바탕으로 실험결과들을 다시 회귀분석한 결과이다. 이러한 회귀분석결과를 바탕으로 한 예측값의 상대압축강도를 실험값의 상대압축강도와 비교한 것이 Fig. 7의 (b)이다. Fig. 7에서 나타난 바와 같이 일반화된 겉보기 활성화에너지 식 (14)와 (15)를 사용하면 그렇지 않은 경우(Fig. 7의 (a) 참조)보다 실험값과 예측값의 오차는 증가하지만 그 차이가 크지 않다. 즉 일반화된 겉보기 활성화에너지 식 (14)와 (15)는 일정오차의 범위내에서 기존의 실험결과들의 양생온도와 재령에 따른 겉보기 활성화에너지의 변



(a) α



(b) E_o

Fig. 6 Regression results of α and E_o .

Table 3 Regression results based on the generalized equation of E_o, α

	Curing temperature (°C)	Ages of experimental data (days)	E_o (J/mole)	α	R_u	t_o (days)
Brooks-concrete ⁽¹⁵⁾ w/c=0.42	20	0.5,1,3,7,14,28	41,970	0.0034	1.14	0.49
	40		41,110	0.0068	1.03	0.38
	47		40,810	0.0080	1.03	0.33
	60		40,250	0.0102	1.02	0.34
Carino-concrete ⁽¹⁰⁾ w/c=0.45	10	1,2,5,15,28,57	42,400	0.0017	1.36	0.56
	21.5	0.5,1,2,4,7,14,28	41,905	0.0037	1.14	0.26
	41	0.5,1,2,4,7,15,28	41,067	0.0070	1.04	0.00
Klieger-concrete ⁽¹⁶⁾ w/c=0.77	4.4	1,3,7,28,90,365	42,641	0.0009	1.54	0.99
	13		42,271	0.0022	1.27	0.69
	23		41,841	0.0039	1.12	0.34
Moon-concrete ⁽¹⁷⁾ w/c=0.35	5	1,2,3,7,14,28	42,615	0.0009	1.50	0.34
	20		41,970	0.0034	1.17	0.24
	40		41,110	0.0068	1.04	0.00
Moon-concrete ⁽¹⁷⁾ w/c=0.55	5	1,2,3,7,14,28	42,615	0.0009	1.52	0.78
	20		41,970	0.0034	1.16	0.42
	40		41,110	0.0068	1.04	0.22

화량을 대표하고 있다고 사료된다. 비록 이 값들이 화학적인 의미의 절대값은 아니지만 재령과 양생온도에 따른 결보기 활성화에너지의 상대적인 변화량을 추정하고자 한다면 식 (14)와 (15)는 좋은 추정식이 될 것이다.

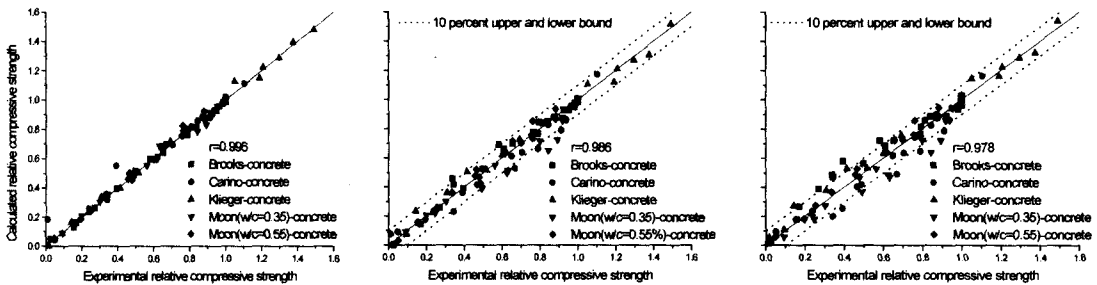
실험결과가 전혀 없는 상황에서 양생온도와 재령에 따른 등온양생 콘크리트의 압축강도를 추정하고자 한다면 식 (14)와 (15)에 제시된 식들 뿐만 아니라 R_u 와 t_o 에 대한 일반 모델식도 필요하다. Table 3의 회귀분석결과를 바탕으로 양생온도에 따른 R_u 와 t_o 의 변화를 나타낸 식이 (16)과 (17)이다.

$$t_o = 0.66 - 0.011 T_c \quad (t_o \geq 0) \quad (16)$$

$$R_u = 2.04 T_c^{-0.18} \quad (R_u \geq 1) \quad (17)$$

여기서, T_c = 양생온도(°C)

R_u, t_o, E_o 와 α 의 예측식에 의한 상대압축강도의 예측값과 실험값을 비교한 것이 Fig. 7의 (c)이다. 그림에 나타난 바와 같이 실험값과 예측값의 오차는 Fig. 7의 (a)나 (b)에 비해 증가하지만 그 크기는 그렇게 크지 않다. 즉 결정계수값이 0.978 정도로 1에 가깝고 모든 실험값과 예측값의 오차가 $\pm 10\%$ 이내이다. 이를 종합해 볼 때,



(a) Variables of R_u, t_o, E_o and α (Table 2) (b) Variables of R_u and t_o (Table 3) (c) Generalized R_u, t_o, E_o and α

Fig. 7 Comparison of relative compressive strength between experimental and calculated

$$\frac{S}{S_u} = \left[1 - \frac{1}{\sqrt{1 + A \sum_{i=1}^n \left(e^{-\frac{E_a}{RT}} e^{-\alpha t_i} + e^{-\frac{E_a}{RT}} e^{-\alpha t_{i-1}} \right) (t_i - t_{i-1})}} \right] \quad (18)$$

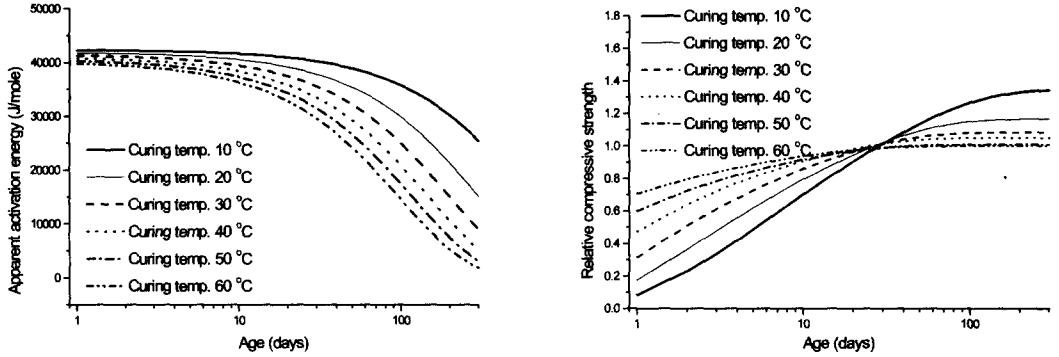


Fig. 8 Apparent activation energy and relative compressive strength by generalized model

R_u , t_o , E_o 와 α 의 예측식으로 일반적인 콘크리트의 양생온도와 재령에 따른 압축강도를 일정오차내에서 추정할 수 있다고 사료된다. 한편 본 모델식들을 회귀분석에 사용한 실험값들의 압축강도범위와 유사한 범위에 적용한다면 Fig. 7(c)와 같은 오차를 보일 것으로 사료된다. 또한 이 범위 이하나 이상의 압축강도 범위의 실험값들에 본 모델식을 사용하면 현재보다는 오차가 조금 증가될 것이다. 일반적인 예측식에 의한 결보기 활성화에너지와 상대압축강도의 양생온도와 재령에 따른 변화를 그림으로 나타내면 Fig. 8과 같다.

양생온도가 재령에 따라 변화하면 앞의 식 (14), (15)와 (16)을 이용하여 E_o , α 와 t_o 의 값을 구한 후 이를 식 (12)에 대입하여 속성도 함수를 구할 수 있다. 그러나 양생온도가 재령에 따라 변화하면 R_u 값은 식 (18)로 예측할 수 없다. 이러한 경우에는 다음과 같이 수정 반응률 모델식을 S/S_u 에 대한 식으로 변환시켜 압축강도를 예측할 수 있다. 식 (18)로 재령에 따른 S/S_u 에 대한 값을 구하고 재령 28일의 S/S_u 로 그 값들을 나누어 주면 S/S_{28} 값을 구하게 되어 재령 28일 압축강도만 알면 나머지 재령에서의 압축강도를 예측할 수 있다.

6. 결 론

기존의 반응률 상수 모델식은 양생온도가 콘크리트의 수화 진행 과정에 미치는 영향을 제대로 모사할 수 없었다. 본 연구에서는 이러한 문제점을 보완하기 위하여 새로운 결보기 활성화에너지 개념을 바탕으로 한 수정 반응률 상수 모델식을 제시하였으며 이를 기존의 여러 연구자들의 실험 결과에 적용해 보았다. 본 연구로부터 얻어진 주요 결론을 요약하면 다음과 같다.

- 1) 양생온도와 양생시점의 변화에 따른 압축강도의 변화를 새로운 결보기 활성화에너지 개념을 도입하여 모델링하였고 새로운 결보기 활성화에너지 개념을 도입한 수정 반응률 상수 모델은 다른 연구자들의 상대압축강도-재령의 관계를 정확하게 추정하였다.
- 2) 결보기 활성화에너지는 양생온도의 영향이 큰 초기재령에서 크고 재령이 경과할수록 그 값은 감소하였다. 또한 양생온도가 증가하거나 감소해도 초기재령에서는 화학반응속도가 변화하므로 결보기 활성화에너지의 변화는 크지 않았다. 그러나 재령이 경과할수록 고온양생 콘크리트는 확산장벽의 영향이 상온보다 좀더 빨리 나타나므로 결보기 활성화에너지는 상

온에서 양생한 콘크리트보다 빨리 감소하였다. 반면에 양생온도가 감소하면 확산장벽의 영향이 상온보다 늦게 나타나므로 겉보기 활성에너지는 상온에서 양생한 콘크리트보다 늦게 감소하였다.

- 3) 기존의 여러 실험결과들을 종합하여 일반적으로 사용가능한 겉보기 활성에너지의 양생온도와 재령에 따른 모델식을 제시하고 이를 바탕으로 압축강도를 예측하였는데 $\pm 10\%$ 의 오차범위내에서 예측값과 실험값이 잘 일치하였다. 또한 실험에 의하지 않고 양생온도와 재령에 따른 압축강도를 예측할 수 있는 일반적인 압축강도 예측 모델식을 제시하였다.

감사의 글

본 연구는 한국과학기술평가원(KISTEP)의 연구비 지원하에 이루어진 것으로 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. Chanvillard, G. and D'Aloia, L., "Concrete Strength Estimation at Early Ages : Modification of the Method of Equivalent Age," *ACI Materials Journal*, Vol. 94, No. 6, 1996, pp. 520-530.
2. Kjellsen, K. O. and Detwiler, R. J., "Later Ages Strength Prediction by a Modified Maturity Method," *ACI Materials Journal*, Vol. 90, No. 3, 1993, pp. 220-227.
3. Saul, A. G. A., "Principles Underlying the Steam Curing of Concrete at Atmospheric Pressure," *Magazine of Concrete Research*, Vol. 2, No. 6, 1951, pp.127-140.
4. Rastrup, E., "Heat of Hydration in Concrete," *Magazine of Concrete Research*, Vol. 6, No. 17, 1954, pp.127-140.
5. Plowman, J. M., "Maturity and the Strength of Concrete," *Magazine of Concrete Research*, Vol. 8, No. 22, 1956, pp.13-22.
6. Bernhardt, C. J., *Hardening of Concrete at Different Temperatures*, Proceedings, RILEM Symposium on Winter Concreting, Copenhagen, Danish, 1956, Institute for Building Research Copenhagen, Session B II.
7. Goral, M. L., "Empirical Time-Strength Relations of Concrete," *ACI Journal*, Vol. 53, No. 2, 1956, pp. 215-227.
8. ACI Committee 209, *Prediction of Creep, Shrinkage, and Temperature Effects in Concrete Structures*, American Concrete Institute, Detroit, MI, SP-27, 1971.
9. Chin, F. K., "Relation between Strength and Maturity of Concrete," *ACI Journal*, Vol. 63, No. 3, 1956, pp. 196-215.
10. Tank, R. C. and Carino, N. J., "Rate Constant Functions for Strength Development of Concrete," *ACI Materials Journal*, Vol. 88, No. 1, 1991, pp. 74-83.
11. Guo, C., "Maturity of Concrete : Method for Predicting Early-Stage Strength," *ACI Materials Journal*, Vol. 86, No. 4, 1989, pp. 341-353.
12. Kjellsen, K. O., Detwiler, R. J. and Gjorv, O. E., "Pore Structure of Plain Cement Pastes Hydrated at Different Temperatures," *Cement and Concrete Research*, Vol. 20, No. 6, 1990, pp. 927-933.
13. Kjellsen, K. O. and Detwiler, R. J., "Reaction Kinetics of Portland Cement Mortars Hydrated at Different Temperatures," *Cement and Concrete Research*, Vol. 22, No. 1, 1992, pp. 112-120.
14. 김진근, 문영호, 외 2명, "양생온도에 따른 콘크리트의 장기강도 예측," *한국콘크리트학회 논문집*, 제10권 3호, 1998 6, pp. 153-164.
15. Brooks, J. J. and Al-Kaisi, A. F., "Early Strength Development of Portland and Slag Cement Concretes Cured at Elevated Temperatures," *ACI Material Journal*, Vol. 87, No. 5, 1990, pp. 503-506.
16. Klieger, P., "Effect of Mixing and Curing Temperature on Concrete Strength," *ACI Journal*, Vol. 54, No. 1, 1958, pp. 1063-1074.
17. 김진근, 문영호, 외 2명, "콘크리트 압축강도에 미치는 양생온도와 양생시점의 영향," *한국콘크리트학회 논문집*, 제10권 3호, 1998 6, pp. 143-152.
18. Lew, H. S. and Reichard, T. W., "Mechanical Properties of Concrete at Early Ages," *ACI Journal*, Vol. 75, No. 10, 1978, pp. 533-542.
19. Jalali, S. and Abyaneh, M. Y., "Prediction of Final Concrete Strength in Hot Climates," *Magazine of Concrete* Vol. 47,

- No. 173, 1995, pp.291-297.
20. Chengju, G., "Maturity of Concrete : Method for Predicting Early-Stage Strength," ACI Materials Journal, Vol. 86, No. 4, 1989, pp. 341-353.
21. 김진근, 한상훈, 외 3명, "양생온도 변화에 따른 콘크리트의 재료역학적 특성," 한국콘크리트학회 가을학술발표회 논문집, 제10권 2호, 1998 11, pp. 42-47.
22. 오병환, 외 3명, "성숙도 개념을 이용한 콘크리트 초기강도 예측 모델 개발 연구," 한국콘크리트학회 논문집, 제8권 3호, 1996 6, pp. 197-207.

요 약

본 논문에서는 양생온도에 따른 콘크리트의 압축강도를 예측하기 위한 여러 모델식들의 발전과정을 고찰하고 그 중 최근에 제안된 모델식인 반응을 상수 모델의 단점과 기존의 겉보기 활성에너지 개념의 불합리성을 지적하였다. 기존의 모델식들의 단점을 개선하기 위해 겉보기 활성에너지에 대한 새로운 모델식을 제안하고 이를 반응을 상수 모델에 적용하여 새로운 압축강도 예측 모델을 제시하였다. 기존의 여러 연구자들의 실험결과에 새로운 반응을 상수 모델식을 적용하여 재령에 따른 겉보기 활성에너지와 상대압축강도의 변화를 고찰하였다. 이에 따르면 새로운 반응을 상수 모델식은 양생온도에 따른 압축강도 변화를 잘 추정하였으며 겉보기 활성에너지의 재령에 따른 변화도 앞서 예측한 곡선형태와 유사하였다. 또한 양생온도가 높을 때의 겉보기 활성에너지는 재령에 따라 크게 감소하지만 양생온도가 낮은 경우에는 재령에 따른 겉보기 활성에너지의 변화량이 크지 않다. 그리고 회귀분석결과를 종합하여 일반적으로 사용 가능한 재령에 따른 겉보기 활성에너지와 압축강도 예측 모델식을 제안하였다.

(접수일자 : 1999. 10. 18)