

양생온도에 따른 콘크리트 장기강도 예측

Later-Age Strength Prediction of Concrete With Curing Temperature



김진근*

Kim, Jin-Keun



문영호**

Moon, Yeong-Ho



양주경***

Yang, Joo-Kyoung



송영철****

Song, Yeong-Cheol

ABSTRACT

In this study, a strength prediction equation which improves an accuracy of later-age strength with curing temperatures was proposed. The proposed model, was verified by using the existing data which had been reported. The effects of diffusion barrier with curing temperature during hydration on later-age strength were considered using rate constant model.

The verification of the model was performed by regression analysis, in which the existing data were converted to relative ratio of 28-day strength with 8 average curing temperatures in a range of $-0.6 \sim 59.7^{\circ}\text{C}$. It was found that temperature influence factors, such as rate constant, limit strength and reaction exponent were expressed in function of curing temperature.

The results of regression analysis showed that the proposed model was higher in reliability than the previous model. Especially, the proposed model had the higher

* 정회원, 한국과학기술원 토목공학과 교수
** 정회원, 한국과학기술원 토목공학과 박사과정
*** 정회원, 충남산업대학교 토목공학과 전임강사
**** 정회원, 한국전력기술연구원 기계연구소 부장

• 본 논문에 대한 토의를 1998년 10월 30일까지 학회로 보내주
시면 1998년 12월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

accuracy at later-age, meanwhile it made no significant difference from previous model at young-age.

Keywords : curing temperature, later-age strength, model, regression

1. 서 론

최근들어 콘크리트 구조물이 대형화되고, 프리스트레스트 콘크리트의 사용도 늘고 있는 추세에 있다. 그러나, 매스콘크리트 구조물 등에서 초기의 수화열에 의한 내부 온도의 상승, 프리캐스트 제품의 초기 고온 양생 등이 콘크리트의 장기강도에 미치는 영향은 아직 잘 밝혀져 있지 않고 있는 실정이다.

지난 수십년 동안, 많은 연구자들이 콘크리트 강도에 미치는 양생온도의 영향에 대해 연구해 왔다. 1951년에 Saul⁽¹⁾은 콘크리트 강도에 미치는 온도의 영향을 처음으로 체계화하여 적산온도의 개념을 도입하였고, 그 뒤에 적산온도를 등가재령으로 표현하는 방법⁽²⁾, Arrhenius식에 의한 적산온도⁽³⁾ 등이 제안되었다. 양생온도가 콘크리트의 강도에 미치는 영향은 재령의 증가에 따라 감소하지만, 적산온도는 재령에 관계없이 정량적으로 표현된 값이다. 이러한 문제를 해결하기 위하여 Plowman⁽⁴⁾의 로그함수, Carino⁽⁵⁾의 포물선함수 등의 적산온도와 강도에 대한 여러 가지 관계식이 제시되었다.

Tank와 Carino⁽⁶⁾는 콘크리트의 수화도 이론에 의해 양생온도를 반응율상수(rate constant)로 표현하는 반응율상수 모델을 제안하였다. 반응율상수 모델은 여러 가지 온도로 등온양생한 콘크리트의 강도 실험 결과를 회귀분석하여 반응율상수와 강도를 동시에 결정할 수 있다. 김 등⁽⁷⁾은 기존 반응율상수 모델을 개량하여 초기재령의 강도예측의 정확도를 높이기 위해 양생시점의 영향을 고려한 등가재령 모델을 제안하였다.

그러나, Guo⁽⁸⁾, Kjellsen⁽⁹⁾, Carino⁽¹⁰⁾ 등은 기존의 이러한 모델식은 28일 이전의 재령에 적용할 수 있고, 28일 이후의 장기강도 예측에는 적용하기 힘들다고 지적하였다. Klieger,⁽¹¹⁾ Price⁽¹²⁾ 등은 초기의 양생온도의 영향이 장기강도에 미치는 영향에 대해

실험을 통해 조사하였고, Kjellsen⁽⁹⁾은 Arrhenius 식을 이용하여 재령에 따라 활성화에너지가 변하는 양상을 보이고 장기강도 예측에서는 기존 모델은 부적합하다고 하였다.

따라서, 본 연구에서는 콘크리트의 양생온도가 장기강도에 미치는 영향을 보다 더 정확하게 예측하기 위하여 새로운 강도 예측식을 제안한다. 제안식은 수화도이론에 의한 반응율상수 모델을 이용하고, 수화반응의 확산과 침투에 영향을 미치는 확산장벽의 효과를 고려하였다. 회귀분석에 이용된 기존 데이터들의 양생온도 조건은 $-0.6^{\circ}\text{C} \sim 59.7^{\circ}\text{C}$ 범위의 8개의 평균 양생온도이며, 시멘트 종류는 제1종포틀랜드시멘트, 제2종포틀랜드시멘트, 제3종포틀랜드시멘트, 플라이애쉬 시멘트 등이다.

2. 적산온도와 콘크리트의 강도 특성

2.1 적산온도

콘크리트의 강도 예측에 도입된 적산온도는 온도 함수와 시간의 곱으로 나타내어, 어떤 양생시간까지의 온도이력의 합을 말하는 것으로 일반적으로 식(1)과 같이 표현된다.

$$M = \int_0^t H(T)dt \quad (1)$$

여기서, M 은 적산온도, $H(T)$ 는 적산온도함수, T 는 양생온도, t 는 재령이다.

적산온도를 등가재령으로 나타내기 위해, 등가재령은 기준온도, T_c 에 대해 같은 적산온도를 나타내는 양생시간으로 정의된다. 등가재령의 개념을 수식으로 나타내면 다음과 같다.

$$t_c = \frac{\int_0^t H(T)dt}{H(T_c)} \quad (2)$$

여기서 t_e 는 등가재령이다.

Saul⁽¹¹⁾이 제안한 적산온도, Freiesleben과 Pedersen⁽¹²⁾이 Arrhenius식을 이용해 제안한 적산온도를 등가재령으로 나타내면 각각 식(3), 식(4)와 같다.

$$t_{es} = \frac{\sum (T - T_o) \Delta t}{(T_r - T_o)} \quad (3)$$

$$t_{ea} = \sum \exp \left[\frac{-E}{R} \left(\frac{1}{T_r + 273} - \frac{1}{T + 273} \right) \right] \quad (4)$$

여기서, t_{es} , t_{ea} 는 각각 Saul모델, Arrhenius식에 의한 등가재령을 나타내고, T_o 는 강도발현온도 (datum temperature, °C), E 는 활성화에너지 (J/mol), R 은 가스상수 ($8.3144 J/mol \cdot ^\circ C$)이다.

2.2 콘크리트의 강도

콘크리트의 양생온도에 따른 강도 예측을 위해서 적산온도와 강도와의 관계식이 필요하다.

Plowman⁽¹³⁾은 압축강도와 Saul의 적산온도의 관계를 상용로그의 함수로 다음과 같이 표현하였다.

$$S_p = a + b \log M_s \quad (5)$$

여기서, S_p 는 Plowman식에 의한 강도예측값이고, M_s 는 Saul모델의 적산온도, a, b 는 각각 상수이다.

1956년에 Bernhardt⁽¹³⁾는 콘크리트의 상대적인 강도 발현율은 미발현 부분에 비례하고 비례상수로써 시멘트의 수화반응시의 반응율상수인 k 를 도입하여, 시간에 따른 콘크리트의 강도증가율을 다음과 같이 제안하였다.

$$\frac{d(S/S_u)}{dt} = k(1 - S/S_u) \quad (6)$$

여기서, S 는 임의의 재령 t 에서의 콘크리트의 강도, S_u 는 한계강도를 나타내고, k 는 반응율상수로 양생온도의 영향을 받는다.

시멘트의 수화는 시멘트와 물의 화학반응에 의해

시멘트 입자 표면에서 일어나고, 2차적으로 수화물의 확산과 침투에 의해 일어난다. 이로 인해 콘크리트의 강도증가가 이루어진다. 그런데, 식(6)은 이러한 2차적인 반응이 고려되지 않았다. 즉, 시멘트 입자가 물과 반응하면서 시멘트 입자 표면의 수화 생성물이 수화물의 확산에 대한 장벽으로 작용하게 되어 지속적인 강도증가에 대한 방해작용을 하게 된다. Bernhardt⁽¹³⁾, Carino⁽¹⁴⁾ 등은 이러한 확산장벽의 효과를 고려하여 경험적으로 다음 식을 제안하였다.

$$\frac{d(S/S_u)}{dt} = k(1 - S/S_u)^2 \quad (7)$$

콘크리트의 강도가 발현되는 시점은 타설후, 일정 시간이 경과한 후부터이다. 그러나 장기강도는 강도 발현 시점에 큰 영향을 받지 않으므로, 경화는 타설 직후부터 시작된다고 가정하여 경계조건을 적용하면 등온양생인 경우에 식(6), (7)의 콘크리트 강도는 각각 식(8)과 식(9)와 같이 표현된다.

$$S = S_u [1 - \exp(-kt)] \quad (8)$$

$$S = \frac{S_u kt}{1 + kt} \quad (9)$$

식(8) 및 식(9)는 반응율상수 모델에 의한 강도에 측식인데, 식 중의 반응율상수, k 와 한계강도, S_u 는 등온양생한 콘크리트 압축강도의 실험결과를 회귀분석하여 구할 수 있으며 양생온도에 따라 그 값들은 각각 달라진다.

3. 양생온도에 따른 장기강도 예측식의 개발

3.1 양생온도에 따른 확산장벽의 효과

콘크리트의 양생온도에 의한 강도의 변화는 화학적 원인과 시멘트페이스트 조직구조의 변화에 의한 효과로 나누어 생각할 수 있다.

화학적 원인에 의한 강도 증가는 주로 초기 단계에서 수화물의 생성 속도에 의해 영향을 받게 되고, 시간이 지날수록 그 영향은 점점 줄어든다. 따라서, 초기단계에서 콘크리트 강도는 수화속도에 의해 지배된다.⁽¹⁵⁾

다음으로 조직구조의 변화는 콘크리트의 양생온도

에 따른 물리적 원인과 시멘트 수화의 2차적인 반응시에 나타나는 수화물의 확산에 대한 장벽(shell)의 방해작용 때문에 발생한다.^(9,10,16) 이 중에서 물리적 원인은 상대적인 체적팽창의 차이에 의한 것으로, 양생온도가 높으면 콘크리트 내의 물과 공기의 체적이 상대적으로 커지게 된다. 이로 인해 초기응력이 발생하게 되고 인장강도가 이러한 초기응력을 견디지 못하면 미소균열의 형성, 공극의 증가 등으로 이어져서 콘크리트 강도가 저하된다. 이 때문에 초기의 양생온도가 높을수록 상대적으로 장기강도가 저하되는 현상을 나타낸다.^(10,17,18) 그리고 양생온도가 높아질수록 수화도는 빨라지고 수화물에 의한 단단하고 두꺼운 장벽이 시멘트 입자 주위에 더 많이 형성되는데, 이러한 장벽은 시멘트 입자의 확산을 방해하는 역할을 하게 된다. 그런데, Bernhardt와 Carino는 수화물의 확산장벽에 대한 방해과정은 양생온도에 관계없이 일정하다고 가정하였다. 즉, 양생온도에 관계없이 시멘트 수화물의 확산은 일정한 것으로 간주한 것이다. 그러나, 양생온도의 차이에 의해 시멘트 페이스트의 조직구조는 변하게 되고 수화물의 확산에 영향을 미치게 되는 확산장벽의 효과도 달라진다.^(8,19,21)

3.2 새로운 반응율상수 모델

콘크리트의 강도 증가율은 강도함수와 반응율상수를 사용하여 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\frac{dS}{dt} = f(S) \cdot k \quad (10)$$

여기서, dS/dt 는 강도의 증가율, $f(S)$ 는 강도 함수이다.

본 연구에서는 앞에서 설명한 확산장벽의 영향을 고려하기 위하여 반응지수 r 을 도입하고 양생온도의 함수로 한다. 반응지수는 앞의 식(6) 및 식(7)에서 각각 1.0, 2.0으로 양생온도에 관계없이 일정한 것으로 간주하였듯이 기존의 연구에서는 양생온도에 독립적인 항으로 간주하였다. 따라서, 반응지수가 양생온도의 함수로 되면 시멘트의 2차적인 반응에 영향을 미치는 확산과 침투에 대한 양생온도의 영향이 고려될 수 있고, 임의의 등온양생 조건에서 강도함수는 반응지수를 사용하여 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$f(S) = S_u \left[1 - \left(\frac{S}{S_u} \right)^r \right] \quad (11)$$

식(11)의 $f(S)$ 를 식(10)에 치환하고, 콘크리트의 강도발현이 타설직후부터 시작된다고 보고 경계조건을 적용하여 식(10)을 적분항으로 나타내면 다음과 같다.

$$\int_0^S dS / \left[1 - \left(\frac{S}{S_u} \right)^r \right] = S_u \int_0^t k dt \quad (12)$$

식(12)를 양생온도에 독립적으로 적분하여, 콘크리트의 양생온도가 T 로 일정한 등온양생조건을 적용하면 강도식은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$S_T(t) = S_{ur} \cdot 1 - \frac{1}{\left[1 + (r_T - 1)k_{rT}t \right]^{\frac{1}{r_T-1}}} \quad (13)$$

여기서, S_{ur} 는 양생온도 T 에서의 한계강도, k_r 는 양생온도 T 에서의 반응율상수, r_T 는 양생온도 T 에서의 반응지수이다. 식(13)은 초기 기울기가 $k_T \cdot S_{ur}$ 인 포물선식이고 한계강도 S_{ur} 에 수렴한다.

식(13)을 이용하여 양생온도에 따른 콘크리트 강도를 예측하기 위해서는 반응율상수, 한계강도 및 반응지수의 양생온도에 따른 변화를 알아야 한다. 이러한 온도영향 계수 값은 실험실에서 여러 가지 온도로 등온양생한 콘크리트 실험체의 재령-강도 실험으로부터 구할 수 있다. 즉, 여러 가지의 등온양생 실험 결과를 이용하여 식(13)에서 회귀분석에 의해 구할 수 있다.

4. 기존 데이터를 이용한 제안식의 검증

4.1 회귀분석

양생온도에 따른 확산장벽의 효과를 고려한 강도 예측식을 검증하기 위하여 여러 가지 양생온도에 대한 실험데이터를 수집하여 회귀분석을 실시하였다. 회귀분석은 마이크로소프트사의 윈도우즈용 비선형 회귀분석 프로그램인 Curve Expert를 사용하였다. 제안식의 정확도는 상관계수의 제곱으로 표현되는

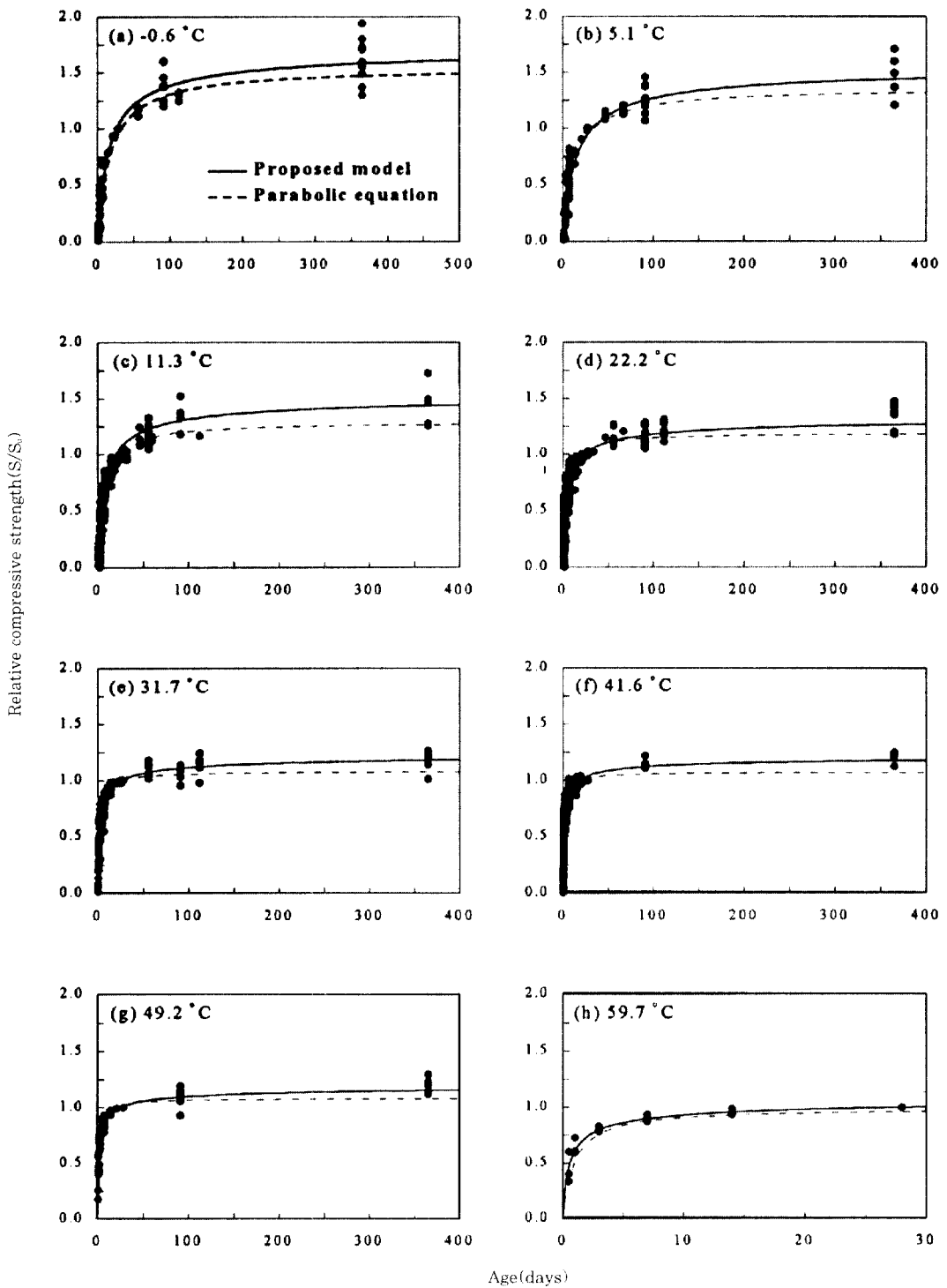


Fig. 1 Regression results of proposed model and parabolic equation at various curing temperatures

Table 1 Regression results of proposed model and parabolic equation

양생온도 (°C)	반응율상수 (k)	한계강도 (S _u)	반응지수 (r)	결정계수 (R ²)	
-0.6	P.M	0.0670	1.76	2.58	0.94
	C.M	0.0570	1.64	2.00	0.93
5.1	P.M	0.0799	1.56	2.43	0.91
	C.M	0.0793	1.46	2.00	0.90
11.3	P.M	0.1423	1.44	2.66	0.90
	C.M	0.1431	1.29	2.00	0.89
22.2	P.M	0.2654	1.35	2.91	0.93
	C.M	0.2521	1.19	2.00	0.91
31.7	P.M	0.5439	1.25	3.14	0.93
	C.M	0.4524	1.10	2.00	0.91
41.6	P.M	0.7942	1.22	3.02	0.91
	C.M	0.7342	1.07	2.00	0.90
49.2	P.M	1.0586	1.22	3.39	0.93
	C.M	0.7144	1.08	2.00	0.92
59.7	P.M	2.0280	1.11	2.92	0.92
	C.M	1.6571	1.01	2.00	0.91

결정계수 (R²)로 비교하였다. 비선형 회귀분석 결과에서 나타난 결정계수는 제안식의 값과 데이터 값의 선형관계식에서 도출된 것이다.

양생온도별 반응지수의 변화를 살펴보기 위해서 양생온도가 -0.6°C, 5.1°C, 11.3°C, 22.2°C, 31.7°C, 41.6°C, 49.2°C 및 59.7°C의 실험 데이터를 수집하여 8가지의 평균 양생온도별로 분류하여 정리하였다. 기존 모델식에서 지금까지 양생온도에 따른 강도예측을 가장 잘 표현하고 있는 식(9)와 본 연구의 제안식 식(13)을 각각의 양생온도별로 회귀분석한 결과는 Fig. 1의 (a)~(h)와 같다. 또 회귀분석에서 구한 각각의 계수 값은 Table 1과 같다. Table 1에서 P.M의 온도영향계수 값은 이 연구에서 제안된 모델식 식(13)에서 각각의 양생온도에 대해 회귀분석하여 구한 것이고, C.M은 Carino의 포물선함수식 식(9)를 이용하여 나타낸 것이다.

Fig. 1에서 보는 바와 같이 제안식과 포물선식은 7일까지는 거의 차이가 없지만 28일 이후의 장기재령으로 갈수록 제안식이 더 잘 맞고 있음을 알 수 있다. 이로부터, Bernhardt와 Carino처럼 반응지수가 양생온도에 따라 일정하다고 가정하면 초기 양생온도가 장기강도에 미치는 영향을 제대로 반영하지 못함을 알 수 있다.

4.2 온도 영향계수의 결정

Table 1에서 반응율상수, 한계강도, 반응지수는 강도 예측을 위한 온도영향계수로 양생온도에 따른 함수의 형태로 나타낼 수 있다. 이들중 확산장벽의 영향을 고려한 반응지수가 양생온도의 증가에 따라 커지는 경향을 보임을 알 수 있고, 이로부터 시멘트 수화물의 확산반응에 미치는 양생온도의 영향이 일정하지 않음을 알 수 있다.

반응율상수는 양생온도의 함수가 되고 Saul모델과 Arrhenius식의 형태로 나타낼 수 있다. Saul모델은 오래전부터 계산의 단순함으로 널리 사용되고 있고, Arrhenius식은 양생온도의 영향을 보다 잘 반영하는 것으로 알려져 있다. Table 1에서 포물선식에 의해 구한 반응율상수를 Saul모델과 Arrhenius식을 이용하여 회귀분석하여 양생온도별 온도함수로 나타내면 각각 식(14), 식(15)와 같다.

$$k_s(T) = 0.0156(T + 10) \quad (14)$$

$$k_a(T) = 8.41 \times 10^6 \exp\left(\frac{-5142}{T + 273}\right) \quad (15)$$

여기서, k_s , k_a 는 각각 Saul모델과 Arrhenius식에 의한 반응율상수이다. 식(14)에서 Saul모델의 경우에 강도발현온도는 -10°C로 하였다. 식(14), 식(15)와 실제 데이터 값과의 상관도를 나타내는 결정계수 R²는 각각 0.73, 0.96으로서 양생온도의 영향을 Arrhenius식의 형태로 표현된 반응율상수의 정확도가 높은 것을 알 수 있다.

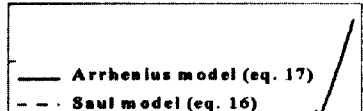
또, Table 1에서 본 연구의 제안식인 식(13)에 의해 구한 반응율상수를 양생온도의 함수로 나타내면 다음과 같고, 이때의 결정계수는 각각 0.73과 0.99로 나타났다.

$$k_s(T) = 0.0193(T + 10) \quad (16)$$

$$k_a(T) = 1.80 \times 10^7 \exp\left(\frac{-5311}{T + 273}\right) \quad (17)$$

그런데, 포물선식과 제안식에서 구한 반응율상수를 Saul식에 의한 온도함수로 나타내면 상관도는 같

3.0



게 나타났지만, Arrhenius식에 의해 온도함수로 표현하면 제안식의 경우에 상관도가 향상되었음을 알 수 있다. 포물선식과 제안식을 Arrhenius식의 온도

으로 바꾼 후에 각 모델식에 적용한다.

김 등⁷⁾은 기존의 Saul모델과 Arrhenius식에 의한 등가재령식을 개량하여 실험을 통해 초기의 양생 온도 폭이 큰 경우에 보다 더 정확한 등가재령식을 제안하였다. 그러나 본 연구에 이용된 데이터 값들은 등온양생한 경우이고 장기강도 예측에 주안점을 둔 것이다. 또 이들의 연구에 의하면 반응율상수와 한계 강도가 초기재령에서는 양생시점에 따라 변하지만 7일 이후에서는 양생시점의 영향이 거의 없다고 하였다. 따라서 본 연구는 28일 이후의 장기강도의 예측에는 등가재령의 계산에 양생시점의 영향을 고려하지 않았다.

먼저 Saul모델에 의한 등가재령을 이용하여 기존

의 모델식과 제안식을 비교한다. 각각의 평균 양생 온도별 재령은 기준온도 20℃, 강도발현온도를 -10℃로 하여 식(3)의 Saul모델을 이용하여 등가재령으로 변환할 수 있다. Saul모델을 이용해서 등가재령으로 변환하여 기존의 Plowman식인 식(5), 지수함수식인 식(8), Carino의 포물선식인 식(9) 및 이 연구의 제안식인 식(13)에 대해서 회귀분석한 결과는 각각 식(20), 식(21), 식(22) 및 식(23)과 같다.

$$S = S_{28} [0.5466 + 0.3159 \log(t_{es})] \quad (20)$$

$$S = 1.11S_{28} [1 - \exp(-0.1420t_{es})] \quad (21)$$

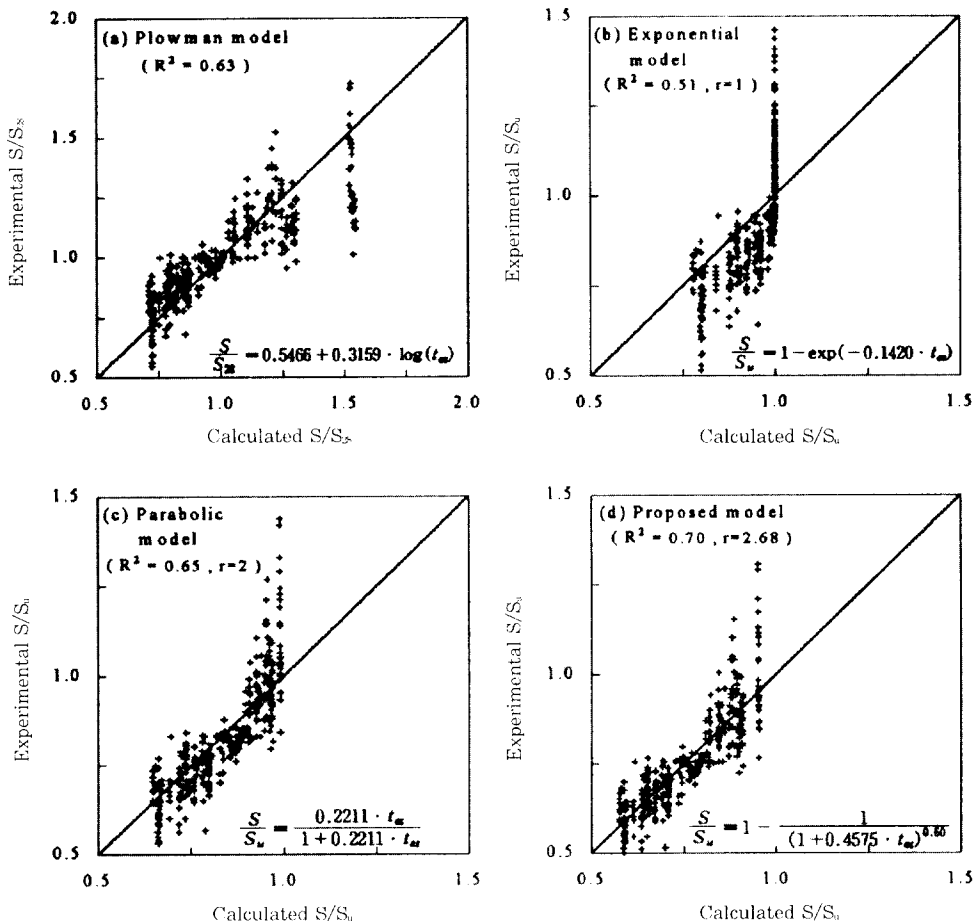


Fig. 3 Comparison of experimental data and predicted value by proposed model and existing models with Saul's equivalent age

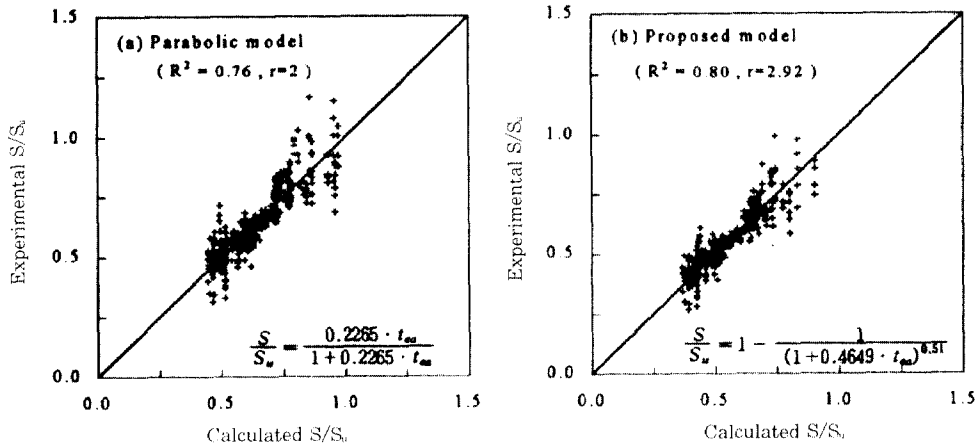


Fig. 4 Comparison of experimental data and predicted value by proposed model and parabolic equation with equivalent age of Arrhenius' equation

$$S = 1.22S_{28} \left[\frac{0.2211t_{es}}{1 + 0.2211t_{es}} \right] \quad (22)$$

$$S = 1.51S_{28} \left[1 - \frac{1}{(1 + 0.4649t_{ca})^{0.51}} \right] \quad (25)$$

$$S = 1.35S_{28} \left[1 - \frac{1}{(1 + 0.4575t_{ca})^{0.60}} \right] \quad (23)$$

식(20)~식(23)은 각각의 강도에측식을 28일 강도에 대한 상대강도의 비로 표현한 것이다. Fig. 3은 등가재령으로 Saul모델을 적용했을 때의 제안식과 기존의 모델식을 비교한 것이다. 여기에 사용된 값은 양생온도가 콘크리트의 장기강도에 미치는 영향을 효과적으로 비교하기 위하여 재령 7일 이후의 것을 사용하였다. 이 그림에서 등가재령으로 Saul모델을 사용했을 때, 본 연구에서 제안된 강도에측식이 기존의 강도에측식보다 높은 정확도를 보임을 알 수 있다.

한편, Arrhenius식에 의해 등가재령으로 변환하기 위해서는 식(4)를 이용할 수 있다. 이때, 제안식과 포물선식의 활성화에너지는 식(15), 식(17)에서 계산한 값을 사용하였다. Arrhenius식에 의해 계산한 등가재령을 이용한 포물선식과 제안식의 회귀분석 결과는 각각 식(24), 식(25)와 같다.

$$S = 1.37S_{28} \left[\frac{0.2265t_{ca}}{1 + 0.2265t_{ca}} \right] \quad (24)$$

Fig. 4는 식(24), (25)를 한계강도에 대한 상도강도의 비로 나타낸 것이다. 이때 기존의 포물선식의 반응지수는 양생온도와 관계없이 2.0으로 일정한 경우이다. 이 그림에서 기존의 강도 예측식에 비해서 본 연구의 제안식이 장기재령으로 갈수록 실제 데이터를 더 정확하게 표현함을 알 수 있다. Fig. 4의 Arrhenius모델을 이용한 등가재령을 사용한 강도에측식들은 Fig. 3의 Saul모델을 이용한 경우보다는 양생온도의 영향을 등가재령에 더 잘 반영하여 강도 예측의 신뢰도가 향상되었지만, 장기재령으로 갈수록 신뢰도는 크게 높아지지 않는다. 이러한 이유는 기존의 적산온도 개념이 주로 28일 이전의 온도 영향을 산정하기 위하여 제안된 것이고, 반응율상수는 주로 초기단계의 강도증가에 영향을 미치기 때문이다.

Fig. 5는 본 연구에 의한 제안식 식(13)과 양생온도에 따른 온도영향계수 식(17)~식(19)를 이용하여, 양생온도에 따른 장기강도 값을 한계강도에 대한 상대강도의 비로 나타낸 것이다. 앞의 Fig.3과 Fig.4는 반응지수가 양생온도에 따라 일정한 경우로서 반응지수의 양생온도에 따른 변화를 반영하지 않은 경우이다. 그러므로 Fig. 3, Fig. 4에서는 장기강도 예측의 신뢰도가 크게 개선되지 않았으나, Fig. 5

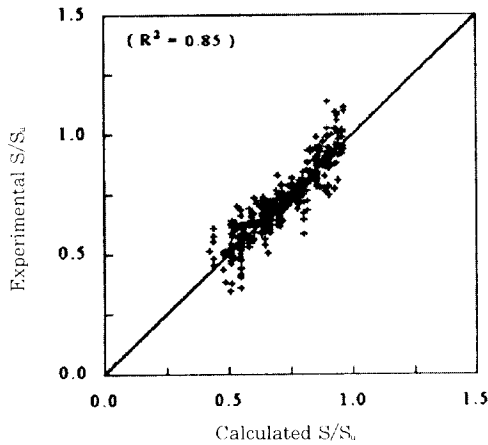


Fig.5 Comparison of data and predicted value by proposed model(eq.(13))with temperature influence factors(eq.(17)~eq.(19))

에서는 장기강도로 갈수록 강도예측의 편차가 크게 줄고 있음을 알 수 있다. 기존의 모델식 중에서 정확도가 가장 높은 것으로 알려진 식(9)에 의한 Fig. 4(a)의 결정계수가 0.76이고, 본 연구의 제안식에 Arrhenius식에 의한 등가재령과 반응지수가 일정한 경우(본 연구에서는 2.92)에 대해서는 0.80인데 비하여, 본 연구의 제안식에 양생온도에 따라 반응지수를 고려한 경우인 Fig. 5의 결정계수는 0.85로 장기강도예측의 정확도가 상당히 개선되었음을 알 수 있다. 이로부터 양생온도에 따른 한계강도와 확산장벽의 영향을 고려해야만 보다 더 정확한 장기강도의 예측이 가능함을 알 수 있다.

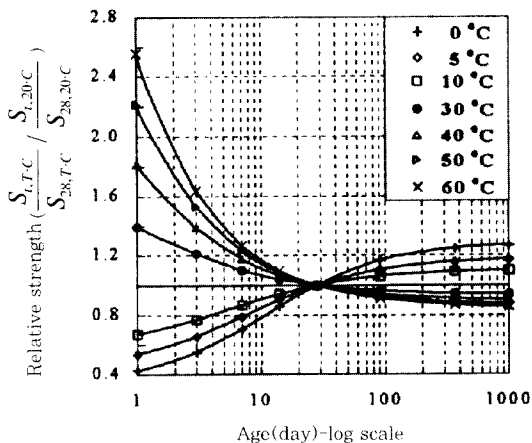


Fig.6 Relative strength at various curing temperatures

Fig.6은 본 연구의 제안식과 온도영향계수를 고려하여 기준온도 20℃, 28일 상대강도의 비로 나타낸 것이다. 이 그림으로부터 양생온도가 높을수록 콘크리트 초기강도는 증진되나 장기강도는 감소됨을 알 수 있다.

5. 결 론

양생온도에 따른 콘크리트의 장기강도 예측 연구를 수행한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 콘크리트의 양생온도가 다르면 수화물의 조직구조가 변하게 되고, 이러한 수화물의 조직변화는 콘크리트의 중장기강도에 영향을 미치는 수화물의 확산과 침투에 영향을 미친다. 이러한 양생온도에 따른 수화물의 확산과 침투의 영향을 고려한 새로운 강도 예측식을 제안하였다.

2) 회귀분석 결과에서 반응지수의 값이 양생온도가 높을수록 커지는 경향을 보였다. 이로부터 양생온도가 증가함에 따라 수화물의 확산과 침투는 둔화된다는 것을 알 수 있었다.

3) 제안식을 이용하여 기존의 -0.6~59.7℃ 양생온도 범위의 데이터에 대하여 회귀분석을 실시한 결과, 제안식은 기존의 모델식에 비해 신뢰성이 높음을 알 수 있었다. 특히, 초기재령에서는 기존의 모델식과 큰 차이를 나타내지 않았으나 28일 이후의 장기재령에서는 제안식의 정확도가 크게 높아짐을 알 수 있었다.

참고 문헌

1. 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.
2. Rastrup, E., "Heat of Hydration in Concrete", Magazine of Concrete Research, Vol. 6, No. 17, 1954, pp. 79-92.
3. Freiesleben, H. P. and Pedersen, E. J., "Maturity Computer for Controlled Curing and Hardening of Concrete," Journal of the Nordic Concrete Federation, No. 1, 1977, pp. 21-25.
4. Plowman, J. M., "Maturity and the Strength of

- Concrete." Magazine of Concrete Research, Vol. 8, No. 22, 1956, pp. 13-22.
5. Carino, N. J., "Maturity Functions for Concrete", Proceedings, RILEM International Conference on Concrete Early-Ages, Ecole Nationale des Ponts et Chaussees, Paris, Vol. 1, 1982, pp. 123-128.
 6. Tank, R. C. and Carino, N. J., "Rate Constant Functions for Strength Development of Concrete," ACI Material Journal, Vol. 88, No. 1, 1991, pp. 74-83.
 7. 김진근, 문영호, 어석홍, 최응규, "콘크리트 압축강도에 미치는 양생온도와 양생시점의 영향," 콘크리트학회지, 십사중
 8. Guo Chengju, "Maturity of Concrete : Method for Predicting Early Stage Strength," ACI Material Journal, Vol. 86, No. 4, July-Aug. 1989, pp. 341-353.
 9. Kjellsen, K. O. and Detwiler, R. J., "Later-Age Strength Prediction by a Modified Maturity Model," ACI Material Journal, Vol. 90, No. 3, 1993, pp. 220-227.
 10. Carino, N. J., "Temperature Effects on the Strength-Maturity Relation of Mortar," Report No. NBSIR 81-2244, National Bureau of Standards, Washington, D.C., 1981, 90 pp.
 11. Klieger, P., "Effect of Mixing and Curing Temperature on Concrete Strength," ACI Journal, Proceedings, Vol. 55, No. 6, June, 1958, pp. 1063-1081.
 12. Price, W. H., "Factors Influencing Concrete Strength," ACI Journal, Proceedings, Vol. 47, No. 2, Feb. 1951, pp. 417-432.
 13. 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.
 14. Carino, N. J., "Maturity Method : Theory and Application," Journal of Cement Concrete and Aggregate, ASTM, Vol. 6, No. 2, 1984, pp. 61-73.
 15. Tank, R. C., "Rate Constant Model for Strength Development of Concrete," Ph.D. Dissertation at Polytechnic University of New York, June 1988, 209 pp.
 16. Alexander, K. M. and Taplin, J. H., "Concrete Strength, Paste Strength, Cement Hydration, and the Maturity Rule," Australian Journal of Applied Science, Vol. 13, 1962, pp. 277-284.
 17. Verbeck, G. J. and Helmuth, R. H., "Structures and Physical Properties of Cement Paste," Proceedings of the 5th International Conference on the Chemistry of Cement, Tokyo, 1968, pp. 1-32.
 18. Kjellsen, K. O., Detwiler, R. J. and Gjør, O. E., "Pore Structure of Plain Cement Pastes Hydrated at Different Temperatures," Cement and Concrete Research, Vol. 20, No. 6, Nov. 1990, pp. 927-933.
 19. Kjellsen, K. O., Detwiler, R. J. and Gjør, O. E., "Pore Structure of Plain Cement Pastes Hydrated at Different Temperatures," Cement and Concrete Research, Vol. 20, No. 6, Nov. 1990, pp. 927-933.
 20. 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.
 21. Knudsen, T., "The Dispersion Model for Hydration of Portland Cement I. General Concepts," Cement and Concrete Research, Vol. 14, No. 3, 1984, pp. 622-628.
 22. Kjellsen, K. O., Detwiler, R. J. and Gjør, O. E., "Development of Microstructures in Plain Cement Pastes Hydrated at Different Temperatures," Cement and Concrete Research, Vol. 21, No. 1, 1991, pp. 179-189.
 23. Jalali, S. and Abyaneh, M. Y., "Prediction of Final Concrete Strength in Hot Climates," Magazine of Concrete Research, Vol. 47, No. 173, 1995, pp. 291-297.
 24. Gardner, N. J., "Effect of Temperature on the Early-Age Properties of Type I, Type II and Type I/Fly Ash Concretes," ACI Material Journal, Vol. 87, No. 1, 1989.
 25. Brooks, J. J. and Al-Kaisi, A. F., "Early Strength Development of Portland and Slag Cement Concrete Cured at Elevated Temperatures," ACI Material Journal, Vol. 87, No. 5, 1990, pp. 503-507.
 26. Carino, N. J., Lew, H. S., and Volz, C. K., "Early Age Temperature Effects on Concrete Strength Prediction by the Maturity Method," Journal of ACI, Proceedings, Vol. 80, No. 2, 1983, pp. 93-101.

요 약

본 연구는 양생온도의 영향에 따른 콘크리트의 장기강도 예측식을 개발하고, 기존에 보고된 데이터를 이용하여 제안식의 신뢰성을 검증하기 위한 것이다. 제안식은 반응율상수 모델을 이용하였으며, 콘크리트의 장기강도에 영향을 미치는 인자로 양생온도에 따른 확산장벽의 효과를 고려하였다.

제안식을 검증하기 위하여 각각의 데이터를 28일 상대강도의 비로 바꾸어 $-0.6 \sim 59.7^{\circ}\text{C}$ 범위의 8개의 평균 양생온도에 대해서 회귀분석하였다. 회귀분석을 통해 제안식의 온도 영향계수인 반응율상수, 한계강도, 반응지수를 양생온도에 따른 함수식으로 표현하였다.

제안식은 기존의 모델식에 비해 신뢰성이 높았으며, 초기재령에서는 기존의 모델식 등과 큰 차이를 나타내지 않았으나 장기재령으로 갈수록 제안식의 정확도가 크게 높아짐을 알 수 있었다.

(접수일자 : 1997. 10. 30)