

혹한기 고강도 콘크리트 매스부재의 현장 압축강도 평가

Evaluation on In-Site Compressive Strength of High-Strength Concrete Mass Elements under Cold Weather

문재성¹

양근혁^{2*}

김도겸³

Mun, Jae-Sung¹

Yang, Keun-Hyeok^{2*}

Kim, Do-Gyeum³

Department of Architectural Engineering, Graduate School Kyonggi University, Seodaemun-Gu, Seoul, 120-702, Korea ¹

Department of Plant · Architectural Engineering, Kyonggi University, Yeongtong-Gu, Suwon, 443-760, Korea ²
Structural Engineering & Bridges Research Division, Korea Institute of Construction Technology, Goyang-si, Gyeonggi-do, Korea, 411-712 ³

Abstract

This study evaluated the in-site compressive strength development of high-strength concrete developed for the mass structures under cold weather condition. Two mock-up wall specimens with 2.0×1.2×1.0 m in dimension were cured under an average temperature of 5°C. Core strengths measured at different locations of the mock-up walls were compared with the companion standard cylinder strengths. Test results revealed that the core strength of mock-up walls at an age of 3 days is higher by approximately 30% than the companion cylinder strength because of the high curing temperature effect generated from the heat of hydration of cementitious materials. Furthermore, comparisons with the prediction models based on maturity function confirmed that the effect of hydration heat on the curing temperature increase needs to be reflected to reasonably evaluate the on-site compressive strength development of concrete for mass elements.

Keywords : mass structures, high strength, compressive strength, mock-up

1. 서론

전 세계적으로 전력 에너지 수요는 급증하고 있으며, 이에 따라 발전 플랜트도 증가 하고 있다. 특히, 원자력 발전플랜트는 석유 플랜트와 비교하여 자원의 효율성이 높고, 약 1%의 이산화탄소량의 배출로 친환경 플랜트로서 각광받고 있는 실정이다[1]. 우리나라는 2009년 UAE에 최초로 한국형

원전 건설을 수주하면서 원전 수출국의 대열에 진입을 성공하였다. 이와 더불어 핀란드 등의 북유럽 지역의 원전수출 타진을 위해 다양하게 노력하고 있다. 하지만, 국내의 원전 건설 기술은 선진국의 기술력에 비하여 낮은 실정이다. 이러한 이유로 국내의 연구자들은 원전 건설의 수출 경쟁력을 확보하기 위하여 건설 재료 및 시공 분야에서 다양한 연구를 진행하고 있다.

혹한 기후에서 원자력 발전소의 건설공사는 낮은 양생온도에 따라서 콘크리트의 압축강도 발현이 저하된다. 낮은 압축강도 발현은 거푸집 탈형 시기 등의 지연으로 인하여 건설 공기의 증가로 이어진다[2]. 혹한기후의 영향을 고려한 핀란드 콘크리트 설계기준[3]에서는 외기온도와 콘크리트 압축강도를 고려하여 거푸집 탈형 시기를 제시하고 있으

Received : July 7, 2015

Revision received : August 4, 2015

Accepted : August 28, 2015

* Corresponding author : Yang, Keun-Hyeok

[Tel: 82-31-249-9703, E-mail: yangkh@kgu.ac.kr]

©2015 The Korea Institute of Building Construction, All rights reserved.

나, 재령 28일 압축강도를 기준으로 60~70%의 압축강도 발현 시 거푸집 탈형이 가능한 성능중심의 설계도 동시에 제시하고 있다.

원자력 발전소의 건설은 내부 원자로의 방사선 유출과 외부의 충격으로 부터 안전성을 확보하기 위하여 일반 건축물과 비교하여 벽체의 부피가 증대됨에 따라 매스 콘크리트의 특성을 갖는다. 매스 콘크리트는 결합재 수화반응으로 인하여 내부에 높은 수화열이 발생한다. 발생된 수화열은 콘크리트의 양생에 영향을 미치고 이는 콘크리트의 수화반응을 촉진시켜 재령 초기에 높은 압축강도 발현율을 유도한다. 이에 따라 혹한기후에서도 원전 건설에서 콘크리트 공사는 초기에 높은 압축강도 발현율에 의하여 거푸집 탈형의 시기를 단축시킬 수도 있지만, 혹한기 환경에서 콘크리트의 수화열에 의한 현장 압축강도 발현에 대하여 평가된 자료는 매우 미미하다.

이 연구의 목적은 혹한기 환경에서 수화열을 고려한 원전 격납벽과 같은 매스부재에 적용을 위한 고강도 콘크리트의 실제 압축강도 발현을 평가하는 것이다. 이를 위하여 동일한 외기 양생조건에서 $\phi 100 \times 200\text{mm}$ 의 원주형 공시체와 두께 1,200mm의 Mock-up 실험체에서 채취된 동일한 크기의 코어 실험체의 압축강도 발현을 비교하였다. 측정된 압축강도는 수화열을 고려한 성숙도 함수를 적용한 예측된 값들과 비교하였다.

2. 실험계획

2.1 배합설계

원자력 발전소의 격납시설과 같은 매스콘크리트 부재에서 고강도 콘크리트의 적용성이 시도되고 있다. 고강도 콘크리트의 사용은 목표 압축강도 증가에 따라 전 재령에서 압축강도를 증가시킬 수 있으며, 특히 혹한기에서 초기강도 발현에 대한 장점을 갖는다. 이러한 점을 고려하여 목표 압축강도는 55MPa(Type 1), 68MPa(Type 2) 두 수준으로 설정 하였다. 압축강도를 고려하여 물-결합재비(W/B)는 각각 34%, 28%로 하였으며, 고강도 배합을 위하여 실리카흄을 5% 치환하였다. 단위수량과 잔골재율(S/a)은 각각 155kg/m^3 , 45%로 고정하였다(Table 1).

2.2 실험체 계획

Mock-up 실험체의 상세는 Figure 1에 나타내었다. 실험체는 원자력 발전소 격납벽체 모사하였다. 격납벽체 실험체의 크기(B×D×H)는 각각 $2,000 \times 1,200 \times 1,000\text{mm}$ 로 수행하였다. 일반적으로 원자력 발전소의 격납벽체는 내외부의 위험요소로부터 안전성을 고려하여 전력산업기술기준에서 두께를 1,200mm로 제한하고 있다. Mock-up 실험체의 가로길이는 재령별 압축강도용 코어 채취를 고려하여 2,000mm로 설정하였으며 높이는 양생과 타설을 고려하여 1,000mm로 하였다. 압축강도 측정을 위한 코어 시료는 Figure 2와 같이 벽체의 직각 방향으로 채취 하였다.

Table 1. Mix proportions of concrete prepared

Concrete	W/B (%)	S/a (%)	Unit weight, (kg/m ³)				
			W	C	SF	FA	CA
Type1	34	45	155	433	29	737	941
Type2	28	45	155	526	28	701	895

* W, C, SF, FA and CA indicate water, cement, silica fume, fine aggregate and coarse aggregate, respectively.

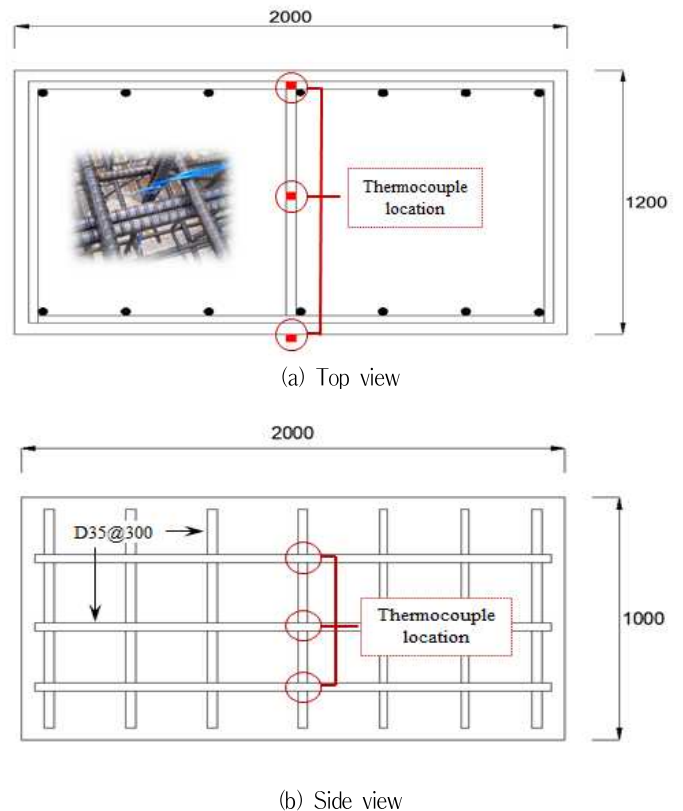


Figure 1. Detail of mock-up walls (unit : mm)

2.3 실험방법 및 측정

매스 콘크리트 부재의 실제 콘크리트 압축강도 발현율의

평가는 Mock-up 실험체에서 벽체 두께의 직각방향에서 ϕ 100×200mm의 원주형 코어 실험체를 채취하여 동일한 양생조건(5±3℃)에서 기건양생을 실시한 동일한 크기의 원주형 공시체와 압축강도 발현율을 비교 하였다(Figure 2). 코어 채취한 실험체는 실험체의 형상비, 직경, 드릴링에 의한 외관 등으로 인하여 공시체 압축강도와 비교를 위해서는 보정이 필요하다. 코어 실험체의 압축강도 보정은 ACI 214.4R-10[4]의 식을 사용하였다(식 (1)).



Figure 2. Coring from specimens

$$S = F_{H/D} F_{dia} F_{mc} F_d f_{core} \text{-----} (1)$$

여기서, S 는 압축강도, $F_{H/D}$ 는 실험체의 형상비 및 양생 조건, F_{dia} 는 실험체의 직경, F_{mc} 는 코어 실험체의 습윤상태 정도, F_d 는 코어 채취에 따른 표면 손상상태 그리고 f_{core} 는 채취된 코어의 압축강도이다. 채취된 코어의 압축강도에 영향을 미치는 수화열의 측정은 실험체 내부의 각 지점에 T형 열전대(thermocouple)를 매설하여 10분 간격으로 측정하였다. Mock-up 실험체의 양생은 흑한기후를 고려하여 챔버를 제작하고 평균 5±3℃로 관리하였다. Mock-up 실험체의 상부 표면은 콘크리트 타설 직후 비닐포로 보양하였다.

콘크리트의 활성화 에너지의 측정을 위한 콘크리트의 응결특성은 KS F 2436[5]에 따라서 콘크리트에서 모르타르를 채취하여 측정하였다. ASTM C 1074[6]에서 제시하고 있는 활성화에너지의 산출은 강도발현 상수를 구하기 위하여 양생온도 5, 20, 35℃에서 각각의 종결시간으로부터 모르타르의 압축강도를 종결시간의 2, 4, 8, 16, 32 그리고 64배에서 측정하였다. 그리고 산출된 강도발현 상수의 자연로그를 취한 값과 양생온도의 역수의 관계로부터 활성화 에너지를 산정하였다.

3. 실험결과

3.1 응결특성 및 활성화에너지

Figure 3에는 각 양생온도에 따른 초결 및 종결을 나타내었다. 모든 배합에서 초결 및 종결 시간은 양생온도가 증가함에 따라 감소하였다. 또한 Type 2 콘크리트의 배합이 Type 1 콘크리트의 배합보다 초결 및 종결시간이 감소하는 경향을 보였으며, 양생온도의 증가에 따라 그 차이는 현저하였다. 즉, 콘크리트의 초결 및 종결 시간은 양생온도의 증가 및 W/B 의 감소에 따라서 감소하였다.

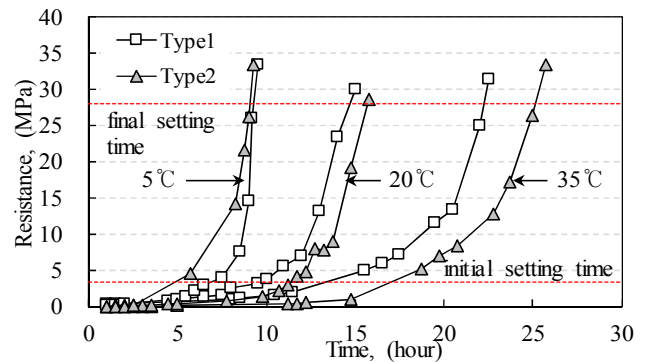


Figure 3. Setting behavior of concrete according to curing temperatures

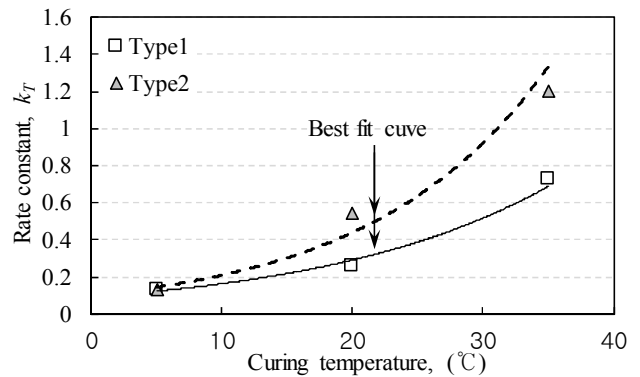


Figure 4. Rate constant at hardening phase of concrete

활성화에너지를 산출하기 위한 강도발현 상수는 Figure 4에 나타내었다. 강도발현 상수는 양생온도가 증가할수록 지수 형태로 증가하는 경향을 보였다. 특히, W/B 가 작은 Type 2 콘크리트가 Type 1 콘크리트에 비하여 양생온도가 증가할수록 강도 상수의 증가율이 더 커지는 것으로 나타났다.

강도발현 상수 평가로부터 활성화에너지는 종결시점의 활

성화에너지(E_s)와 경화된 콘크리트의 활성화에너지(E_i)로 산출하였다. 산출결과 경화된 콘크리트의 활성화에너지(E_i)는 Type 1 콘크리트와 Type 2 콘크리트의 배합이 각각 42,150, 43,332 J/mol로 산출되었으며, 종결시점의 활성화에너지(E_s)는 Type 1 콘크리트와 Type 2 콘크리트의 배합이 각각 22,697, 23,204 J/mol로 산출되었다.

3.2 수화열 특성

Figure 5에는 Mock-up 실험체의 시멘트계 재료의 발열에 의한 콘크리트 내부의 온도이력을 나타내었다. 동일한 그래프에 흑한기후를 모사한 외기 양생온도 이력을 같이 나타내었다. 일반적으로 W/B 가 적은 고강도 콘크리트의 경우 수화 시 내부의 잉여수가 감소하고 수화도가 높아지게 된다. 즉, W/B 의 감소는 수화도를 증가시키고 이는 수화열 증가의 원인이 된다.

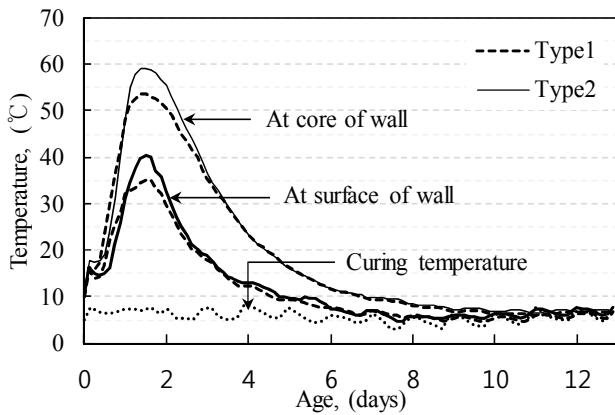


Figure 5. Hydration heat history for each concrete wall

수화열의 평가는 벽체의 최고 수화열인 Mock-up 벽체 내부 중앙부와 외부 표면부에서 측정되었다. Type1 콘크리트를 적용한 Mock-up 실험체는 내외부 수화열은 각각 53.5°C, 35.2°C로 측정되었으며, 내외부의 온도차는 18.3°C로 나타났다. Type 2 콘크리트가 적용된 실험체의 내외부 수화열은 각각 59.2°C, 40.2°C로 내외부의 온도차는 18.9°C로 평가되었다. ACI 301[7] 기준에서 콘크리트 부재에서 온도응력에 의한 균열발생을 억제하기 위하여 발생하는 수화열의 최고온도를 70°C이하 내외부 온도차이를 19.4°C이하로 규정하고 있다. Mock-up 실험체에서 적용된 콘크리트의 수화열은 위의 두 조건을 만족하였다.

3.3 28일 압축강도 및 압축강도 발현율

원주형 공시체와 벽체에서 채취된 각 코어의 28일 압축강도는 Figure 6에 나타내었다. 코어에서 채취된 실험체의 압축강도는 재령 28일 기준에서 원주형 공시체와 비교하여 높은 압축강도를 보였다. 이는 초기 수화열의 영향으로 코어 실험체가 영향을 받아 높아진 것으로 판단된다. Type 2 콘크리트의 원주형 공시체 압축강도는 Type 1 콘크리트 보다 약 5MPa 컷다. 코어 실험체의 경우는 Type 2 콘크리트가 Type 1 콘크리트 보다 약간 높지만 그 차이는 매우 작았다.

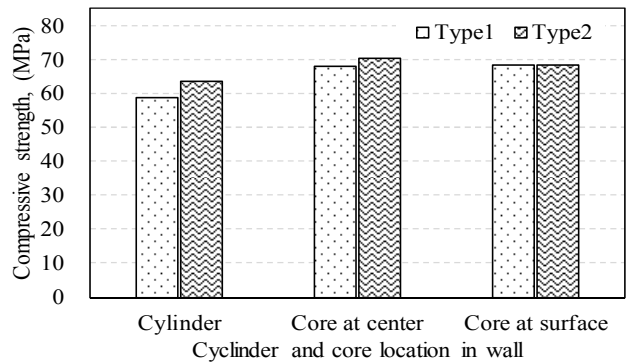


Figure 6. Comparison of cylinder and core strengths at 28 days

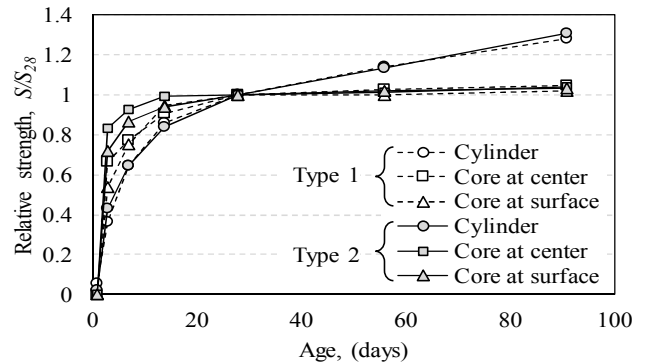


Figure 7. Relative strength development of concrete specimens

압축강도 발현율은 재령 28일을 기준으로하여 기건 양생된 원주형 공시체와 Mock-up 벽체에서 채취된 코어 실험체를 비교하였다(Figure 7). 초기 재령에서 코어 실험체의 압축강도 발현율은 수화열의 영향을 크게 받았다. 특히, Type 2 콘크리트의 경우는 초기 재령인 3일에서 28일 압축강도와 비교하여 중앙부 내부에서 채취된 실험체의 경우 약 70~80%의 높은 압축강도 발현율을 보였다. Type 2 콘크리트의 초기 압축강도발현율은 Type 1 콘크리트와 비교하여

Table 2. Predicted model for compressive strength development of concrete by maturity

Researcher	Compressive strength development of concrete by maturity
Kim et al.[9]	$\frac{S}{S_{28}} = R_u \left\{ 1 - \frac{1}{\sqrt{1 + \sum_{i=1}^n A \left[\exp\left(-\frac{E_0}{RT_i} \exp(-\alpha t_i)\right) + \exp\left(-\frac{E_0}{RT_i} \exp(-\alpha t_{i-1})\right) (t_i - t_{i-1}) \right]}} \right\}$ <p>where, $A = 1 \times 10^7$ (experimental constant); $E_a(i) = 42830 - 43 T_c(i)$ (J/mol); $\alpha = 0.00017 T_c(i)$; and $t_0 = 0.66 - 0.011 T_c(i) \geq 0$</p>
Pinto and Schindler[10]	$\frac{S}{S_u} = \frac{k_r(t_e^* - t_{sr})}{1 + k_r(t_e^* - t_{sr})}$ <p>where, $t_{sr} = t_s \exp\left[-\frac{E_s}{R} \left(\frac{1}{T_c(i) + 273} + \frac{1}{T_r + 273}\right)\right]$; and</p> $t_e^* = \sum_0^{t_{sr}} \exp\left[-\frac{E_s}{R} \left(\frac{1}{T_c(i) + 273} - \frac{1}{T_r + 273}\right)\right] \Delta t_i + \sum_{t_{sr}}^t \left[-\frac{E_i}{R} \left(\frac{1}{T_c(i) + 273} - \frac{1}{T_r + 273}\right)\right] \Delta t_i$
Yang et al.[12]	$\frac{S}{S_{28}} = \frac{k_r(t_e - t_{or})}{1 + k_r(t_e - t_{or})}$ <p>where, $\beta_1 = \frac{S_u}{S_{28}} = 1 + \frac{1}{k_r \cdot 28}$; $k_T = k_r \exp\left[-\frac{E_a(i)}{R} \left(\frac{1}{T_c(i) + 273} - \frac{1}{T_r + 273}\right)\right]$;</p> $t_{or} = t_{sr} \exp\left[-\frac{E_s}{R} \left(\frac{1}{T_c(i) + 273} - \frac{1}{T_r + 273}\right)\right]$; $t_{or} = t_{sr} \exp\left[-\frac{E_s}{R} \left(\frac{1}{T_c(i) + 273} - \frac{1}{T_r + 273}\right)\right]$ $t_e = \sum_0^{t_{sr}} \exp\left[-\frac{E_s}{R} \left(\frac{1}{T_r + 273} - \frac{1}{T_c(i) + 273}\right)\right] \Delta t_i + \sum_{t_{sr}}^3 \exp\left[-\frac{E_a(i)}{R} \left(\frac{1}{T_c(i) + 273} - \frac{1}{T_r + 273}\right)\right] \Delta t_i$ $+ \sum_3^t \exp\left[-\frac{E_a(i)}{R} \left(\frac{1}{T_{A3} + 273} - \frac{1}{T_r + 273}\right)\right] \Delta t_i$ $S_{28} = \left[\left(\frac{T_{A3}}{T_r}\right)^2 (W/C)^4 + 0.97\right] (S_{28})_{T_r}$; and $E_a(i) = E_i \exp(-0.0001 T_c(i) \cdot t)$

약 10%이상 높았다. 반면, 장기 압축강도발현율은 Type 1,2 콘크리트 모두 수렴하는 경향을 보였다. 원주형 공시체의 초기 압축강도 발현율은 코어 실험체와 비교하여 약 20~30% 낮게 평가된 반면, 장기재령에서의 압축강도 발현율은 120% 이상 높게 평가되었다. 이는, 양생온도가 낮은 경우(약 4~10℃)에는 초기 재령에서 낮은 압축강도 발현율을 나타내지만, 장기재령에서는 압축강도 발현율 및 압축강도 절대 값이 표준양생온도에서 양생한 경우와 비교하여 높게 나타나기 때문인 것으로 판단된다[8].

4. 압축강도 예측모델 비교

4.1 성속도 기반의 압축강도 모델

콘크리트의 양생온도와 재령에 따른 압축강도 예측은 성속도 이론을 기본으로 하고 있다. 성속도 이론은 재령과 양생온도의 관계만으로 이루어지는 성속도 기본 모델과 활성화

화 에너지를 적용시켜 예측하는 등가재령 모델로 나뉜다. 성속도 기본 모델을 바탕으로 하는 압축강도 예측모델은 적용이 단순하다는 편의성은 갖지만, 장기재령으로 갈수록 압축강도의 예측의 정확성이 떨어지는 경향을 보인다. 등가재령의 모델의 경우는 성속도 기본 모델과 비교하여 압축강도 예측의 정확성이 높지만, 한계강도 및 활성화 에너지의 산출에 대한 실험이 수반되어야 한다는 단점을 갖는다. 하지만, 이러한 실험이 수반되어야 하는 단점에도 불구하고 기존 연구자들은 압축강도 예측의 정확성 측면에서 등가재령 모델을 많이 사용하고 있다. 이 연구에서 실험값과 비교할 성속도 기반의 압축강도 모델을 Table 2에 정리하였다.

압축강도 예측의 비교를 위한 Kim 등[9]의 압축강도 예측 모델은 가변양생온도를 고려하여 경화된 콘크리트의 활성화 에너지와 양생온도에 따른 종결시간을 모델로 제안하고 있다. 또한, 재령 28일의 강도를 한계강도의 관계로 제안하고 있다. 하지만, 경화된 활성화 에너지가 42,830 J/mol 이하

에서만 적용이 가능하며, 콘크리트 한계강도의 산출이 다소 모호한 단점을 갖는다.

Pinto and Schindler[10]의 모델은 Carino[11]에 의하여 제시된 압축강도 예측모델에서 등가재령을 수정하여 적용하였다. 등가재령 모델에서 콘크리트의 종결시점에서의 활성화 에너지와 경화된 콘크리트의 활성화 에너지를 산출하여 각 재령에서 적용하였다. 하지만, 이 모델 또한 재령별 압축강도의 예측에서 한계강도를 사용해야 하는 단점을 갖는다.

Yang[12] 등의 압축강도 예측모델의 경우는 Pinto and Schindler[10]와 마찬가지로 Carino[11]의 모델을 기본으로 하고 있다. 하지만, 한계강도의 산출이 모호한 점을 지적하여 재령 3일을 기준으로 W/B 와 표준양생온도에서의 압축강도를 이용하여 가변 양생온도에 대한 재령 28일 압축강도를 산출하여 기본값으로 사용한다. 또한 압축강도 예측을 위한 등가재령은 Pinto and Schindler[10]의 등가재령 모델을 기본으로 종결시점과 재령 3일 시점 그리고 재령 3일 이후로 구간을 나누어 산출한다. 특히, 압축강도의 예측을 기존 모델에서는 등온 조건에서만 가능한 반면, 이 제안 모델은 가변온도 조건에서도 평가가 가능하다.

4.2 압축강도 예측모델의 비교

기존 연구자들의 제안 모델로 산출한 압축강도 예측값은 실험값으로 무차원하여 평균과 표준편차로 비교하여 Table 3에 나타내었다.

Table 3. Statistical values of ratios between measured and predicted strengths.

Model	Specimens	Mean	Standard deviation
Kim et al. [9]	Cylinder	0.653	0.073
	Core-center	0.830	0.104
	Core-surface	0.765	0.080
	Total	0.749	0.112
Pinto and Schindler [10]	Cylinder	0.703	0.138
	Core-center	0.831	0.070
	Core-surface	0.806	0.064
	Total	0.780	0.109
Yang et al. [12]	Cylinder	0.906	0.062
	Core-center	1.055	0.075
	Core-surface	0.993	0.073
	Total	0.985	0.092

Kim[9] 등에 의하여 제시된 예측모델은 대부분의 예측값이 실험값보다 낮은 압축강도를 갖었다. 특히, 원주형 공시체의

경우 평균 약 65% 수준의 압축강도를 예측하였다. Kim et al.[9] 등에 의한 제안모델은 전 재령의 평균과 표준편차는 각각 0.74, 0.11으로 평가되었다. Pinto and Schindler[10]의 예측모델 역시 압축강도 예측값을 낮게 예측하였으나 Kim et al.[9] 등에 제안된 모델과 비교하여 실험값에 약 10% 이상 정확성을 가졌으며, 전 재령에서 평균과 표준편차는 각각 0.78, 0.10으로 평가되었다. Yang et al.[12] 등에 의한 예측값은 전 재령 평균이 약 99%로 타 모델에 비해 실험결과와 잘 일치하였다. 벽체 중앙부 내부에서 채취된 코어 실험체의 경우는 실험값과 비교하여 전 재령에서 다소 높게 예측되었으나, 그 차이는 약 7%이하였다.

5. 결 론

이 연구에서는 혹한기 조건에서 매스 부재 적용을 위한 고강도 콘크리트 개발을 위한 기초자료로써, 실리카흙을 5% 치환하여 물-결합재비를 변수로 Type 1($W/B = 34%$)과 Type 2($W/B = 28%$)의 실험을 수행하였다. 수화열 영향을 고려한 현장 압축강도 발현 평가를 위하여 두께 1,200mm의 Mock-up 벽체 실험을 수행하였으며, 그 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 콘크리트의 종결시간은 Type 2가 Type 1보다 빨랐으며, 양생온도가 증가할수록 그 차이는 현저하였다.
- 2) Type 1과 Type 2의 종결 시 활성화 에너지와 경화 후 활성화 에너지는 각각 22,697, 23,204 J/mol 그리고 42,150, 43,332 J/mol로 산출되었다.
- 3) Mock-up 벽체에서 시멘트계 재료의 발열에 의한 내부 최고 온도 및 내외부 온도차는 Type 1 콘크리트의 경우에는 각각 53.5℃, 18.3℃ 그리고 Type 2 콘크리트의 경우에는 59.2℃, 18.9℃로 ACI 301의 기준에서 제시하는 요구조건을 만족하였다.
- 4) Mock-up 벽체의 각 위치에서 채취된 코어 실험체와 원주형 공시체의 압축강도 발현율은 코어 실험체의 경우 초기 수화열에 영향을 받아 28일 압축강도와 비교하여 약 70~80%의 발현율을 보였으나, 장기재령에서는 강도발현율은 무시할 수 있었다. 매스 콘크리트 부재의 실제 압축강도 발현 평가는 수화열에 의한 영향을 고려할 필요가 있다.
- 5) 수화열을 고려한 강도발현 예측모델들과 실험결과와의

비교에서 Yang의 모델은 평균 0.99, 표준편차 0.09로 Kim 등과 Pinto and Schindler의 모델에 비해 실험 결과를 잘 예측하였다.

요 약

이 연구에서는 혹한기 환경에서 매스부재에서 수화열을 고려한 고강도 콘크리트의 실제 압축강도 특성을 평가하였다. 목업 실험체는 가로×세로×높이가 2.0×1.2×1.0 m로 제작하였다. 콘크리트 현장 압축강도 발현 특성은 5℃에서 기건양생된 원주형 공시체와 수화열의 영향이 반영된 목업 벽체에서 채취된 코어 실험체를 비교하였다. 실험결과, 목업 벽체에서 채취된 코어의 재령 3일까지 압축강도는 실린더 강도에 비해 30% 높았는데, 이는 시멘트계 재료의 수화열에 의한 고온의 양생온도 효과 때문이다. 또한 성숙도 함수에 기반한 예측모델과 실험결과의 비교로부터 매스 부재에서 콘크리트의 현장 압축강도 발현을 합리적으로 평가하기 위해서는 수화열의 양생효과를 고려할 필요가 있음이 제시될 수 있다.

키워드 : 매스 부재, 고강도 콘크리트, 압축강도, 목업

Acknowledgement

This work was supported by a Nuclear Research and Development program of the Korea Institute of Energy Technology Evaluation and Planning (KETEP) grant funded by the Korea Government Ministry of Knowledge Economy (2011T100200161).

References

1. KAIA, Ministry of land, infrastructure and transport R & D trends report (plant). Ministry of Land, infrastructure and Transport, 2013. 176 p.
2. Barnett SJ, Soutsos MN, Bungey JH, Millard SG. Fast-track Construction with Slag Cement Concrete: Adiabatic Strength Development and Strength Prediction. *ACI Materials Journal*, 2007 July;104(4):388-96.
3. Concrete association of finland, By 50 concrete code 2012. Helsinki(Finland) 2011, 215 p.
4. ACI Committee 214, Guide for obtaining cores and interpreting compressive strength results (ACI 214, 4R-10). FA: American Concrete Institute; 2010. 17 p.
5. KS F 2436, Testing method for time of setting of concrete mixtures by penetration resistance. Korea Industrial Standard, Seoul(Korea): Korean standards information center; 2012.
6. American Society for Testing and Materials, Standard practice for estimating concrete strength by the maturity method (ASTM C 1074-11). PA: ASTM International; 2011. PA
7. ACI Committee 301, Specifications for structural concrete (ACI 301-10). FA: American Concrete Institute; 2010. 77 p.
8. Neville AM, Properties of Concrete. 4th ed, NY: AddisonWesley Longman; 1995. 884 p.
9. Kim JK, Han SH, Park SK, Effect of Temperature and Aging on the Mechanical Properties of Concrete: part II. Prediction model. *Cement and Concrete Research*. 2002 July;32(7):1095-100.
10. Pinto RCA, Schindler AK, Unified modeling of Setting and Strength Development. *Cement and Concrete Research*, 2010;40(1):58-65.
11. Carino NJ, Tank RC, Maturity Functions for Concretes Made with Various Cements and Admixtures, *ACI Materials Journal*, 1992;89(2):188-96.
12. Yang KH, Mun JS, Cho MS, Effect of Curing Temperature Histories on the Compressive Strength Development of High-strength Concrete. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2015;2015 Article ID 965471, <http://dx.doi.org/10.1155/2015/965471>.