

콘크리트 슬래브의 소성수축균열 해석모델

A Numerical Model for Plastic Shrinkage Cracking of Concrete Slab

곽 효 경 * 하 수 준 **

Kwak, Hyo-Gyoung Ha, Soo-Jun

ABSTRACT

In this paper, an analytical model for estimation of the time at which the concrete surface begins to dry is introduced to predict whether or not plastic shrinkage cracks occur. First of all, the validity of a consolidation model for bleeding of cement paste proposed by Tan et al.⁽⁴⁾ is verified by comparing the analytical results with the experimental results, and used to evaluate the rate and amount of bleed water of concrete. Also an analytical model for evaporation of bleed water which considers the effect of the temperature variation of concrete surface due to hydration heat on the evaporation rate is proposed, and the experimental and analytical results are then compared to verify the validity of the introduced model. In advance, the time at which the concrete surface begins to dry is estimated using above two analytical models, and compared with the experimental results about the time at which plastic shrinkage cracks occur. From the comparison, it is verified that the proposed model can predict the occurrence of plastic shrinkage cracking with comparative precision.

1. 서론

소성수축균열은 콘크리트가 소성인 상태에서 블리딩수의 증발로 인한 표면의 건조에 의해 발생하는 비구조균열로 소성수축으로 인해 콘크리트의 상부에 발생한 인장응력이 충분히 발현되지 않은 콘크리트의 인장강도를 초과하면 발생하게 된다. 소성수축균열은 타설 초기에 육안으로 쉽게 볼 수 있을 정도로 길고 넓게 분포하기 때문에 미관상으로 좋지 않고 콘크리트 부재의 안정성에 대한 불안을 야기시키며 소성수축균열을 그대로 방치할 경우 수분 및 염화물의 침투를 가속시키게 되어 콘크리트의 내구성이 저하되고 철근의 부식이 유발된다. 이와 같은 소성수축균열로 인해 야기되는 많은 문제점 때문에 콘크리트의 소성수축균열에 대한 활발한 연구가 수행되어 왔다. 그러나 지금까지의 소성수축균열에 대한 연구는 수분증발, 콘크리트의 배합 등의 소성수축균열 영향인자와 소성수축의 메커니즘에 대한 실험적 연구가 주를 이루었고 해석적 연구는 소성수축의 복잡한 메커니즘과 불확실성 때문에 극히 미미한 실정이다.⁽¹⁾⁻⁽³⁾ 다만 여러 규준에서는 소성수축균열에 대한 주의가 필요한 한계 수분증발률을 제시하고 있다. 그러나 콘크리트의 블리딩은 여러 가지 영향인자에 따라 변하므로 여러 규준에서 제시하고 있는 한계 수분증발률만을 토대로 소성수축균열에 대한 주의가 필요한지를 판단한다는 것은 문제가 있고 이러한 문제점은 많은 연구자들에 의해 지적되어 왔다.^{(1),(2)} 또한 소성수축이 발생하는 타설 초기에는 수화열로 인해 콘크리트 온도가 급격히 상승하는데 지금까지의 수분증발률 모델식에서는 수화열에 의한 콘크리트 표면온도의 변화를 반영하지 못하였다.

* 정회원 · 한국과학기술원 건설 및 환경공학과 부교수

** 한국과학기술원 건설 및 환경공학과 박사과정

따라서 본 논문에서는 블리딩수가 완전히 증발하는 시기를 수치적으로 해석함으로써 소성수축균열의 발생을 예측할 수 있는 해석모델을 제안하고자 한다. 먼저 Tan 등⁽⁴⁾이 제안한 시멘트 페이스트의 블리딩 해석모델을 타연구자의 블리딩 실험결과와의 비교연구를 통해 검증한 후 콘크리트의 블리딩 해석에 사용하였다. 그리고 콘크리트 타설 초기에는 수화열에 의해 콘크리트 표면온도가 급격히 상승하므로 수화열에 의한 콘크리트 표면온도의 변화를 고려하여 수분증발률을 산정할 수 있는 해석모델을 제안하였고 타연구자의 수분증발에 대한 실험결과와의 비교연구를 통해 제안된 해석모델의 타당성을 검증하였다. 다음으로 Tan 등이 제안한 블리딩 해석모델과 본 논문에서 제안된 수분증발 해석모델로부터 블리딩수가 완전히 증발하는 시기를 수치적으로 해석하여 Almusallam 등⁽¹⁾의 실험에서 측정된 소성수축균열 발생 시기와 비교함으로써 본 논문에서 제안된 소성수축균열 해석모델의 타당성을 검증하였다.

2. 블리딩

2.1. 블리딩의 해석모델

콘크리트의 블리딩은 초기에는 일정한 속도를 나타내지만 어느 정도 시간이 경과하면 속도가 점점 줄어들면서 수렴하게 되므로 이를 수치적으로 모사하기 위해 Tan 등⁽⁴⁾은 블리딩을 자중압밀에 의한 현상으로 가정하여 일정한 블리딩률을 나타내는 구간과 점차 수렴하는 구간을 모두 해석할 수 있는 해석모델을 제시하였다. Tan 등은 시멘트 페이스트는 농도가 커서 시멘트 입자들이 서로 가까이 위치하고 있는 것으로 가정하였고, 시멘트 입자 간에 존재하는 힘을 토질에서의 유효응력과 유사한 개념으로 간주하여 블리딩에 대한 자중압밀 지배방정식을 유도하였다. 본 논문에서는 콘크리트의 블리딩을 해석함에 있어 Tan 등이 제안한 시멘트 페이스트의 자중압밀 지배방정식을 사용하였다.

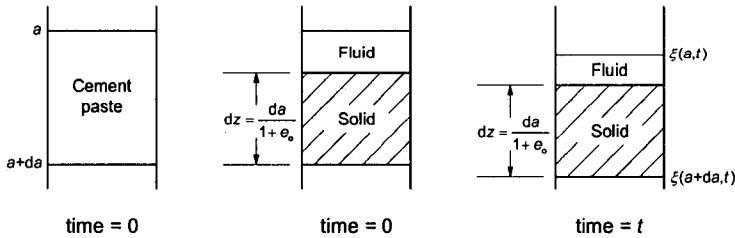


그림 1. 자중압밀 지배방정식의 유도를 위해 사용된 좌표계⁽⁴⁾

자중압밀에 의해 시멘트 페이스트의 형상이 시간에 따라 변하는 것을 고려하기 위해 그림 1에 나타낸 바와 같이 세 가지의 좌표계를 설정하였다. 초기상태의 시멘트 페이스트는 a 좌표계를, 시간 t 에서의 변형된 시멘트 페이스트는 ξ 좌표계를, 그리고 시멘트 페이스트 요소에 포함된 시멘트의 양을 표현하기 위해 z 좌표계를 각각 사용하였다. 시멘트 입자가 비압축성이라고 가정하면 자중압밀에 의해 물이 상승할 때 시멘트 페이스트 요소의 부피는 변하더라도 요소에 포함된 시멘트의 부피는 변하지 않으므로 세 좌표계 a, z, ξ 사이에는 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$dz = \frac{da}{1+e_0} = \frac{d\xi}{1+e} \quad (1)$$

여기서, e_0 는 초기 물-시멘트 부피비 또는 초기 공극비를 의미하고, e 는 시간 t 에서의 공극비를 의미한다.

다음으로 그림 1에 나타낸 요소 $d\xi$ 에 작용하는 힘의 평형방정식과 연속방정식으로부터 식 (2)와 같은 자중압밀 지배방정식을 유도하였다. 유도과정에서 시멘트 페이스트 내 물의 흐름을 표현하기 위해 Darcy의 법칙을 사용하였고 힘의 평형방정식, 연속방정식, Darcy의 법칙을 연결하기 위해 토질역학에서 사용되는 유효응력 개념을 사용하였으며 자중압밀에 의한 시멘트 페이스트의 변형이 작다는 가정 하에 유효응력-공극비 관계를 $d\sigma' / de = -\beta\sigma'$ 로, 투수

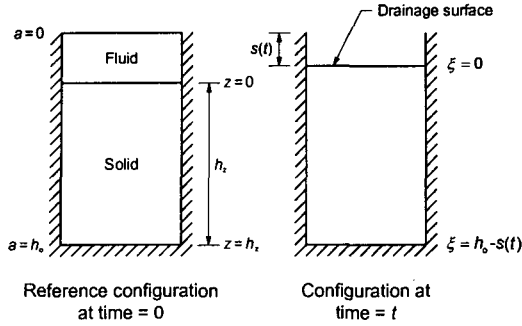


그림 2. 시멘트 페이스트의 자중압밀⁽⁴⁾

계수-공극비 관계를 $k=K_0(1+e)$ 로 가정하였다. Tan 등이 유도한 시멘트 페이스트의 자중압밀 지배방정식에 관한 자세한 사항은 참고문헌⁽⁴⁾에서 살펴볼 수 있다.

$$\frac{\beta K_0}{\gamma_w} \frac{\partial^2 e(z,t)}{\partial z^2} = \frac{\partial e(z,t)}{\partial t} \quad (2)$$

여기서 β 와 K_0 는 시멘트 페이스트의 배합에 따라 결정되는 재료상수이다. 한편 식 (2)와 같은 자중압밀 해석의 초기조건은 $e(z,0)=e_0$ 로 표현할 수 있고, 시멘트의 상부 경계면에서는 $e(0,t)=e_0$ 의 경계조건이, 불투수면인 하부 경계면에서는 $\partial e/\partial z=(\gamma_w-\gamma_s)/\beta$, $z=h_0$ 의 경계조건이 적용된다. 여기서, h_0 는 그림 2에 나타난 바와 같이 시멘트 페이스트 중에서 시멘트가 차지하는 등가 높이를 의미한다. 나아가 그림 2에서 알 수 있는 바와 같이 시멘트 페이스트의 블리딩은 시멘트 표면의 침하량 $s(t)$ 와 같고 다음 식과 같이 시멘트 페이스트의 공극비로부터 구할 수 있다.

$$s(t) = h_0 - \int_0^{h_0} [1+e(z,t)] dz \quad (3)$$

여기서, h_0 는 그림 2에 나타난 바와 같이 시멘트 페이스트의 초기 높이를 의미한다. 한편 본 논문에서는 Tan 등과 달리 식 (2)의 자중압밀 지배방정식과 초기조건 및 경계조건에 유한차분법을 적용하여 위치와 시간에 따른 시멘트 페이스트의 공극비 $e(z,t)$ 를 산정하였다.

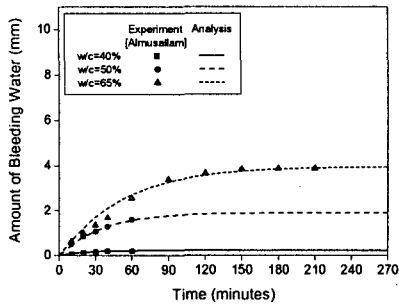
2.2. 블리딩의 산정

소개된 블리딩 해석모델의 타당성을 검증하기 위하여 Almusallam 등⁽¹⁾이 수행한 콘크리트의 블리딩 실험으로부터 얻어진 실험결과를 블리딩 해석결과와 비교해 보았다. Almusallam 등은 일반적인 슬래브의 치수비를 고려한 폭과 길이가 45cm, 두께가 2cm인 직육면체 콘크리트 공시체의 블리딩을 측정하였다. 잔골재와 굵은골재의 비중은 각각 2.54, 2.46이고 시멘트의 비중은 3.14로 가정하였으며 요소는 총 80개로 분할하고 시간간격의 크기 Δt 는 0.18 초로 하였다. 콘크리트의 배합 및 해석에 사용된 재료상수는 표 1에 나타내었고, 여기서 w/c는 물-시멘트비, C는 단위시멘트량, C:G:S는 시멘트, 굵은골재, 잔골재의 중량비율을 나타낸다. 시멘트의 구성성분과 골재의 종류 및 실험방법 등에 대한 자세한 내용은 참고문헌⁽¹⁾에서 살펴볼 수 있다.

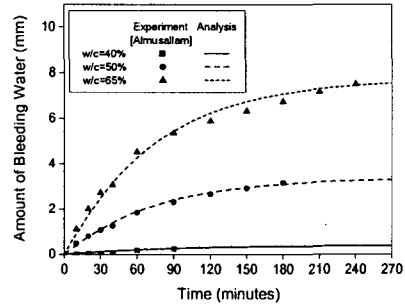
그림 3에서 보는 바와 같이 블리딩 해석모델로부터 얻어진 해석결과는 Almusallam 등의 실험결과와 잘 일치하고 있다. 따라서 시멘트 페이스트의 블리딩 해석을 위해 제안된 해석모델은 콘크리트의 블리딩 해석에도 적용할 수 있음을 알 수 있다. 그림 3에 나타난 바와 같이 단위시멘트량이 동일한 경우 물-시멘트비가 클수록 초기 블리딩률과

표 1. 콘크리트 배합 및 해석에 사용된 재료상수

	C (kg/m ³)	w/c (%)	C:G:S (by weight)	K ₀ (m/min)	β (kgf/m ²)	e ₀
Case 1	300	40.0	1.0:2.2:4.4	4.53×10 ⁻⁶	1.48×10 ³	0.1358
Case 2		50.0	1.0:2.1:4.2	2.10×10 ⁻⁵	1.64×10 ²	0.1769
Case 3		65.0	1.0:2.0:4.0	2.92×10 ⁻⁵	7.05×10	0.2402
Case 4	350	40.0	1.0:1.8:3.6	1.89×10 ⁻⁶	7.95×10 ²	0.1621
Case 5		50.0	1.0:1.7:3.2	1.78×10 ⁻⁵	8.49×10	0.2203
Case 6		65.0	1.0:1.6:3.2	4.01×10 ⁻⁵	3.32×10	0.2916



(a) 단위시멘트량이 300kg/m³인 경우



(b) 단위시멘트량이 350kg/m³인 경우

그림 3. 콘크리트의 블리딩

블리딩양이 모두 증가한다. 또한 물-시멘트비가 동일한 경우 단위시멘트량이 클수록 초기 블리딩률과 블리딩양이 증가하는데, 이는 물-시멘트비가 동일한 경우 단위시멘트량이 크면 단위수량이 증가하기 때문인 것으로 사료된다. 따라서 콘크리트의 초기 블리딩률과 블리딩양은 단위수량이 많을수록 증가하게 되며 그림 3에서 보는 바와 같이 콘크리트의 단위수량이 증가하면 블리딩의 지속시간이 길어진다. Almusallam 등의 블리딩 실험결과로부터 블리딩은 콘크리트의 배합, 부재의 크기 등 여러 가지 변수에 의해 달라진다는 것을 알 수 있다. 따라서 여러 규준에서 제시하고 있는 한계 수분증발률을 모든 콘크리트 부재에 대해 동일하게 적용한다는 것은 문제가 있음을 확인할 수 있다.

3. 수분증발

3.1. 수분증발률의 산정

수분증발률은 풍속 및 외기와 물의 증기압의 영향을 받는데 실험을 통해 제안된 많은 모델식 가운데 가장 널리 알려져 있는 식은 Menzel의 모델식이다. 그러나 Menzel의 모델식을 이용해 수분증발률을 산정하기 위해서는 증기압 계산이 필요하다는 문제점이 있다. 이러한 어려움을 해결하기 위해 Uno⁽⁵⁾는 수분증발률 모델식을 네 개의 외기조건으로 식 (4)와 같이 제안하였고 본 논문에서는 이 식을 사용하여 블리딩수의 증발을 해석하였다.

$$E = 5 \times 10^{-6} (V + 4) [(T_c + 18)^{2.5} - (R_h / 100) \cdot (T_a + 18)^{2.5}] \quad (4)$$

여기서, E는 수분증발률(kg/m²/hr), V는 풍속(kph), R_h는 상대습도(%), T_c는 콘크리트 표면온도(°C), T_a는 외기온도(°C)를 각각 의미한다. 한편 소성수축균열이 발생하는 타설 초기에는 수화열로 인해 콘크리트의 온도가 급격히 상승하게 된다. 비록 슬래브 내부온도에 비해 표면온도는 상대적으로 작은 변화를 나타내지만 식 (4)를 살펴보면 콘크리트 표면온도의 작은 변화에도 수분증발률은 상당한 영향을 받게 됨을 알 수 있다. 따라서 콘크리트 블리딩수의 증발해석과 같이 수분증발해석 중에서도 특수한 경우에는 외기온도, 상대습도 등의 외기조건을 변화를 고려하는 것뿐

만 아니라 수화열에 의한 콘크리트 표면온도의 변화를 고려하는 것도 반드시 필요함을 알 수 있다.

3.2. 수화열에 의한 콘크리트 표면온도의 변화

슬래브와 같이 두께가 폭과 길이에 비해 매우 작은 구조물의 경우 수화반응에 의해 발생한 열량은 외기와 접한 경계면 중에서도 상·하부 표면을 통해 주로 방출되기 때문에 본 논문에서는 수화열에 의한 콘크리트의 온도변화를 해석함에 있어 구조물의 높이 방향으로 1차원 해석을 수행하였다. 이와 같이 1차원 열전달을 가정한다면 비정상 상태에서의 열전도에 의한 열전달 평형방정식은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$k_c \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + q^B = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (5)$$

여기서, T 는 온도(°C), k_c 는 열전도율(kcal/m/hr/°C), ρ 는 단위중량(kg/m³), c 는 비열(kcal/kg/°C), q^B 는 내부발열량(kcal/m³/hr), K_s 는 최대단열상승온도(°C), α 는 반응속도(day⁻¹)를 각각 의미한다. 한편 구조물이 외기와 접하고 있는 경계부에서는 외기에 의한 대류가 발생하고, 경계면에서 발생하는 열전달량은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$q^a(t) = k_n \left. \frac{\partial T}{\partial n} \right|_{\Gamma_n} = h_a(t) \{T_a(t) - T_c(t)\} \quad (6)$$

여기서, $q^a(t)$ 는 시간에 따른 외기대류에 의한 열전달량, $h_a(t)$ 는 외기대류계수(kcal/m²/hr/°C), $T_c(t)$ 는 외기대류 경계면에서의 콘크리트 온도(°C)이고, $T_a(t)$ 는 외기온도(°C)로서 변화를 고려하기 위해 시간의 함수로 표시된다. 그리고 k_n 은 경계면에 수직한 방향의 열전도율을, Γ_{sa} 는 외기대류 경계면을 각각 의미한다. 한편 열전달 해석의 정식화 과정 중에서 식 (6)의 경계조건과 외기대류계수 관계식을 살펴보면 콘크리트 표면에서의 열전달량은 외기온도와 풍속의 영향을 받음을 알 수 있다. 이는 식 (4)의 수분증발률 모델식에서 알 수 있는 바와 같이 외기온도와 풍속은 수분증발률에 직접적으로 영향을 미침과 동시에 콘크리트 표면온도에 영향을 줌으로써 수분증발률에 간접적인 영향을 미치는 것을 나타내는 것으로 일반적인 수면에서의 증발량을 산정하는 경우와 달리 콘크리트 표면에서의 블리딩수의 증발률을 산정하는 경우에는 위와 같은 열전달 해석이 반드시 필요함을 나타낸다. 본 논문에서는 식 (5)의 열전달 평형방정식과 식 (6)의 경계조건에 유한차분법을 적용하여 위치와 시간에 따른 콘크리트의 온도를 산정하였다.

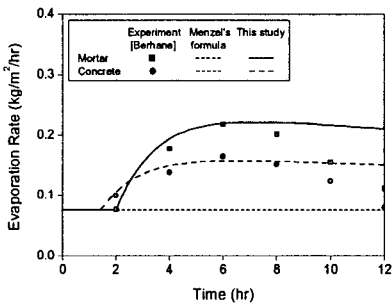
3.3. 수화열을 고려한 수분증발 해석

이 절에서는 Berhane⁽⁶⁾이 수행한 콘크리트의 수분증발 실험결과와의 비교를 통해 콘크리트 표면온도의 변화를 고려한 수분증발 해석모델의 타당성을 검증하였다. 실험에 사용된 시험체는 단면이 177cm², 높이가 5.7cm인 원기둥 공시체로 1종 보통 포틀랜드 시멘트가 사용되었다. 시멘트, 잔골재, 굵은골재의 비중은 각각 3.14, 2.70, 2.58로 가정하였고 요소의 크기 Δx 와 시간간격의 크기 Δt 는 각각 0.19cm와 0.144초로 하였다. 콘크리트 배합과 외기조건 및 해석에서 가정된 재료상수는 표 2에 나타내었고 실험방법 등에 대한 내용은 참고문헌⁽⁶⁾에서 살펴볼 수 있다.

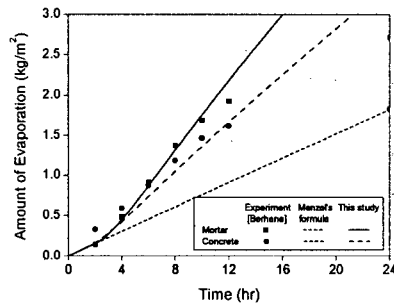
그림 4에서는 물-시멘트비가 50%인 모르타르와 콘크리트에 대한 수분증발 해석결과와 실험결과를 비교하였고, 본 논문에서 제안된 수분증발 해석모델의 해석결과가 실험결과와 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 그림 4(a)에서 보는 바와 같이 외기조건이 일정함에도 불구하고 실험에서 측정된 수분증발률이 증가하는 것은 수화열에 의해 표면온도가 상승하기 때문인 것으로 사료된다. 또한 표면온도와 외기온도를 같다고 가정하고 Menzel의 수분증발률 모델식을 사용해 수분증발을 해석하면 수화열에 의한 표면온도의 변화를 고려하지 못하므로 항상 일정한 수분증발률을 나타내고 Berhane이 언급한 바와 같이 실험결과와 상당한 차이가 남을 알 수 있다. 나아가 Menzel의 모델식은 모르타르와 콘크리트 사이의 수분증발률 차이를 해석할 수 없음을 알 수 있다. 한편 그림 4(a)에서 보는 바와 같이 어느 정도 시간이 지난 후 콘크리트 표면온도가 계속해서 증가함에도 불구하고 수분증발률이 감소하기 시작하는데, 이는

표 2. 모르타르와 콘크리트의 배합과 외기조건 및 해석에서 가정된 재료상수

	C (kg/m ³)	w/c (%)	AG (%)	s/a (%)	ρ (kg/m ³)
Mortar	550	50.0	55.0	—	2241
Concrete	350	50.0	71.5	46.3	2420
	k_c (kcal/m/hr/°C)	c (kcal/kg/°C)	K (°C)	α (day ⁻¹)	t_0 (day)
Mortar	2.04	0.30	62.3	0.59	0.083
Concrete	2.06	0.26	42.5	0.50	0.060
	h_a (kcal/m ² /hr/°C)	T_0 (°C)	T_a (°C)	R_h (%)	V (m/s)
Mortar	14.27 (h_{as})	30.0	30.0	95.0	4.17
Concrete	11.76 (h_{ab})				



(a) 수분증발률



(b) 수분증발량

그림 4. 수분증발률과 수분증발량

블리딩수가 모두 증발하여 블리딩수의 표면이 아닌 콘크리트 표면에서의 수분증발이 시작되기 때문인 것으로 생각된다. 따라서 본 논문에서 제시한 수분증발 해석모델과 Menzel의 수분증발 모델식으로는 이 부분의 수분증발률을 해석할 수 없고 이에 대해서는 새로운 해석방법의 제안이 필요할 것으로 생각된다.

4. 블리딩수의 증발 해석

본 논문에서 제안한 블리딩 해석모델과 수화열을 고려한 수분증발 해석모델을 토대로 블리딩수가 완전히 증발하는 시기를 해석한 후 Almusallam 등⁽¹⁾의 실험으로부터 측정된 소성수축균열 발생 시기와의 비교를 통해 본 논문에서 제안한 소성수축균열 해석방법의 타당성을 검증하였다. Almusallam 등은 이 실험에서 서로 다른 배합의 콘크리트가 동일한 조건의 외기에 노출되었을 때 소성수축균열 발생 시기를 측정하여 소성수축균열에 대한 콘크리트의 배합의 영향을 분석하였다. 실험에 사용된 시험체는 폭과 길이가 45cm, 두께가 2cm인 슬래브 형태의 공시체로 시멘트는 5종 포틀랜드 시멘트가 사용되었다. 잔골재와 굵은골재의 비중은 각각 2.54, 2.46이고 시멘트의 비중은 3.14로 가정하였다. 블리딩 해석에서는 요소를 총 80개로 분할하고 시간간격의 크기 Δt 는 0.18초로 하였으며 수화열 해석에서는 요소의 크기 Δx 와 시간간격의 크기 Δt 를 각각 0.67mm와 0.18초로 하였다. 콘크리트의 배합과 해석에 사용된 재료상수 및 외기조건은 표 3에 나타내었고 실험방법 등에 대한 자세한 내용은 참고문헌⁽¹⁾에서 살펴볼 수 있다.

그림 5에는 본 논문에서 제안한 해석모델로부터 배합이 서로 다른 세 가지 콘크리트의 블리딩과 수분증발을 해석한 결과를 나타내었다. 이 그림에 나타난 바와 같이 Almusallam 등의 실험에서 단위시멘트량이 300kg/m³인 콘크리트의 경우 타설 후 269분이 지난 후에 소성수축균열이 발생하였고, 단위시멘트량이 350, 400kg/m³인 콘크리트의 경우 각각 타설 후 269, 298분이 경과한 후에 소성수축균열이 발생하였다. 한편 그림 5에서 알 수 있는 바와 같이

단위시멘트량이 300kg/m³인 콘크리트에서는 타설 후 122분이 지난 후에 블리딩수가 완전히 증발하고, 단위시멘트량이 350, 400kg/m³인 콘크리트에서는 각각 245, 260분이 경과한 후에 블리딩수가 완전히 증발하는 것으로 나타났다. 또한 블리딩수의 완전증발시기가 122, 245, 260분인 경우 소성수축균열은 각각 블리딩수가 완전히 증발한 후로부터 147, 24, 38분이 지난 후에 발생하는 것을 알 수 있고, 이는 일반적으로 소성수축균열은 콘크리트의 표면이 외기에 직접 노출된 후 1~3시간 이내에 발생한다는 연구결과^{(2),(7)}와 비슷한 결과를 나타낸다.

표 3. 콘크리트의 배합과 외기조건 및 해석에서 가정된 재료상수

	C (kg/m ³)	w/c (%)	C:G:S (by weight)	K ₀ (m/min)	β (kgf/m ²)	e ₀
Case 1	300	65.0	1.0:2.0:4.0	2.92 × 10 ⁻⁵	7.05 × 10	0.2402
Case 2	350	65.0	1.0:1.6:3.2	4.01 × 10 ⁻⁵	3.32 × 10	0.2916
Case 3	400	65.0	1.0:1.3:2.6	3.76 × 10 ⁻⁵	2.78 × 10	0.3475
	ρ (kg/m ³)	c (kcal/kg/°C)	k _c (kcal/m/hr/°C)	K (°C)	α (day ⁻¹)	t ₀ (day)
Case 1	2295	0.27	1.66	40.4	0.83	0.04
Case 2	2258	0.28	1.58	45.7	1.08	0.04
Case 3	2220	0.29	1.51	51.1	1.33	0.04
	h _a (kcal/m ² /hr/°C)		T ₀ (°C)	T _a (°C)	R _h (%)	V (m/s)
Case 1	14.27 (h _{as}) 11.76 (h _{ab})		45.0	45.0	50.0	4.17
Case 2						
Case 3						

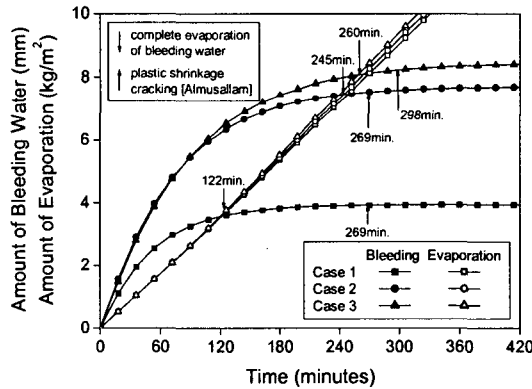


그림 5. 소성수축균열의 발생 시기와 블리딩수의 완전증발 시기

이 예제의 해석결과로부터 알 수 있듯이 물-시멘트비가 동일한 경우 단위시멘트량이 증가하면 단위수량이 증가하므로 콘크리트의 초기 블리딩률과 블리딩량이 커지고, 외기조건이 동일한 경우 단위시멘트량이 증가하면 최대상승온도와 반응속도의 증가로 인하여 수화열에 의한 콘크리트 표면온도의 상승폭이 커지므로 시간에 따른 수분증발량이 커진다. 그러나 이 해석예제에서는 단위시멘트량의 증가에 따른 수분증발량의 증가는 크지 않은 것으로 나타났는데, 이는 슬래브의 두께가 2cm로 매우 얇고 풍속이 4.17m/s로 크기 때문에 수화반응으로 인해 발생한 열이 슬래브의 표면에서의 외기대류를 통해 빠르게 소산되어 콘크리트의 표면온도가 크게 상승하지 않기 때문인 것으로 판단된다. 또한 같은 이유로 인해 이 해석예제의 경우 그림 4(b)의 수분증발량 그래프가 비선형성을 나타내는 것과 달리 수분증발량이 거의 시간에 비례하여 증가하게 된다. 따라서 이 해석예제에서와 같이 슬래브의 두께가 매우 작은 경우에

단위시멘트량이 증가함에 따라 소성수축균열의 발생 시기가 지연되는 주된 원인은 그림 5에서 보는 바와 같이 단위 시멘트량이 증가하면 블리딩양이 증가하기 때문임을 알 수 있다. 한편 그림 5에 나타난 바와 같이 블리딩수의 완전 증발 시기가 늦을수록 콘크리트 표면이 외기에 노출된 후부터 소성수축균열이 발생하기까지 더 적은 시간이 소요되는데, 이는 콘크리트 표면이 외기에 노출되는 시간이 늦을수록 더 큰 모세관압력이 발생하기 때문인 것으로 생각된다⁽³⁾. 그러나 블리딩수의 완전증발 시기가 늦어지면 콘크리트의 인장강도 또한 증가하게 되고 소성수축균열의 발생 여부는 모세관압력에 의한 인장응력과 인장강도의 비교를 통해 판단해야 하므로 모세관압력의 증가만이 이러한 결과의 원인이라고 단정지을 수는 없고, 더 많은 소성수축균열에 대한 실험결과와 분석이 필요할 것으로 판단된다.

5. 결론

본 논문에서는 블리딩수가 완전히 증발하는 시기를 수치적으로 해석하여 소성수축균열의 발생을 예측할 수 있는 해석모델을 제안하였다. 먼저 Tan 등⁽⁴⁾이 제안한 시멘트 페이스트의 블리딩 해석모델로부터 얻어진 해석결과와 타 연구자들의 블리딩 실험결과와 비교를 통해 Tan 등의 블리딩 해석모델은 시멘트 페이스트뿐만 아니라 콘크리트의 블리딩을 해석하는 경우에도 적용할 수 있음을 확인하였다. 그리고 콘크리트 타설 초기에는 수화열에 의해 콘크리트 표면온도가 급격히 상승하므로 수화열에 의한 콘크리트 표면온도의 변화를 고려하여 수분증발을 해석할 수 있는 해석모델을 제안하였고, Berhane⁽⁶⁾이 수행한 콘크리트의 수분증발 실험결과와 비교연구를 통해 이 해석모델의 타당성을 검증하였다. 나아가 Tan 등이 제안한 블리딩 해석모델과 본 논문에서 제안된 수분증발 해석모델로부터 블리딩수가 완전히 증발하는 시기를 수치적으로 해석하여 Almusallam 등⁽¹⁾의 실험에서 측정된 소성수축균열 발생 시기와 비교함으로써 본 논문에서 제안된 소성수축균열 해석모델의 타당성을 검증하였다. 그러나 보다 정확한 예측을 위해서는 블리딩, 수분증발, 소성수축균열에 대한 실험결과와의 상호연관성 연구와 더불어 신뢰성 이론의 도입 등 예측결과와 정확성을 높이기 위한 연구가 병행되어야 할 것으로 판단된다.

감사의 글

이 연구는 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁시행한 2004년도 건설핵심기술연구개발사업(과제번호: 04핵심기술C02-02)의 연구비 지원에 의하여 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고 문헌

1. Almusallam, A.A., Maslehuddin, M., Abdul-Waris, M., Khan, M.M., "Effect of Mix Proportions on Plastic Shrinkage Cracking of Concrete in Hot Environments," *Construction and Building Materials*, Vol. 12, No. 6/7, 1998, pp.353~358
2. Cohen, M.D., Olek, J., Dolch, W.L., "Mechanism of Plastic Shrinkage Cracking in Portland Cement and Portland Cement-Silica Fume Paste and Mortar," *Cement and Concrete Research*, Vol. 20, No. 1, 1990, pp. 103~119
3. Wittmann, F.H., "On the Action of Capillary Pressure in Fresh Concrete," *Cement and Concrete Research*, Vol. 6, No. 1, 1976, pp.49~56
4. Tan, T.S., Wee, T.H., Tan, S.A., Tam, C.T., Lee, S.L., "A Consolidation Model for Bleeding of Cement Paste," *Advances in Cement Research*, Vol. 1, No. 1, 1987, pp.18~26
5. Uno, P.J., "Plastic Shrinkage Cracking and Evaporation Formulas," *ACI Materials Journal*, Vol. 95, No. 4, 1998, pp.365~375
6. Berhane, Z., "Evaporation of Water from Fresh Mortar and Concrete at Different Environmental Conditions," *ACI Journal*, Vol. 81, No. 6, 1984, pp.560~565
7. Ravina, D., Shalon, R., "Plastic Shrinkage Cracking," *ACI Journal*, Vol. 65, No. 4, 1968, pp.282~292