

자기수축 모델을 고려한 철근콘크리트 보의 휨 거동 해석

유성원^{1)*}·소양섭²⁾·조민정³⁾·고경택⁴⁾·정상화⁵⁾

¹⁾ 우석대학교 토목공학과 ²⁾ 전북대학교 건축도시공학부 ³⁾ 한국전자제시협연구원 ⁴⁾ 한국건설기술연구원 ⁵⁾ 전주대학교 토목공학과

(2005년 6월 29일 원고접수, 2005년 7월 30일 심사완료)

Flexural Analysis of RC Beam Considering Autogenous Shrinkage Model

Sung-Won Yoo^{1)*}, Yang-Sub Soh²⁾, Min-Jung Cho³⁾, Kyung-Taek Koh⁴⁾, and Sang-Hwa Jung⁵⁾

¹⁾ Dept. of Civil Engineering, Woosuk University, Jeonbuk, 565-701 Korea

²⁾ Dept. of Civil Engineering, Jeonbuk University, Jeonbuk, 561-756 Korea

³⁾ Korea Institute of Construction Materials, Jeonbuk, 561-769 Korea

⁴⁾ Korea Institute of Construction Technology, Kyunggi, 411-712 Korea

⁵⁾ Dept. of Civil Engineering, Jeonju University, Jeonbuk, 560-759 Korea

(Received June 29, 2005, Accepted July 30, 2005)

Abstract

Recently, it is noticed that autogenous shrinkage of high-performance concrete causes early crack in high performance concrete structures. The purpose of the present study is to derive a realistic equation to estimate the autogenous shrinkage of high performance concrete and to apply to structural analysis. For this purpose, several series of concrete specimens have been tested. When water-binder ratio is fixed to 30%, major test variables were the type and contents of mineral admixture. The autogenous shrinkage of HPC with fly ash slightly decreased than that of OPC concrete, but the use of blast furnace slag increased with the autogenous shrinkage. A prediction equation to estimate the autogenous shrinkage of HPC with mineral admixture was derived and proposed in this study. The proposed equation show reasonably good correlation with test data on autogenous shrinkage of HPC with mineral admixture. The finite element program developed in this study provides the useful tool for the flexural analysis including the autogenous shrinkage model. By this program, we know that the tensile stress considering the autogenous shrinkage of reinforced concrete structures increase 20~27% than that not considering.

Keywords : autogenous shrinkage, high-performance concrete, prediction equation, finite element program

1. 서 론

콘크리트 배합시 물-시멘트비가 50%이하로 낮은 경우에는 배합수의 대부분이 시멘트에 고착된 상태로 존재한다. 이 경우 수화반응 동안에 화학적으로 결합되어 있는 물의 비부피(specific volume)가 감소하므로 시멘트페이스트의 부피는 변화를 하게 될 것이다. 만약 부피의 수축이 제한되어 있고 추가적인 수분의 공급이 없다면 공극은 가장 큰 곳에서부터 점차로 건조하게 될 것이며, 이에 따라 수증기압 및 상대습도가 감소하게 된다. 이러한 현상을 자기건조라고 하며, 이로 인해 발생하는 콘크리트의 수축 현상을 자기수축이라고 한다¹⁾.

한편, 최근 고성능 콘크리트의 사용 실적 증가에 따라

물-시멘트비가 작으면서 단위시멘트 양이 큰 배합을 사용하는 경우가 늘고 있으며, 이에 따라 자기수축에 의한 초기 수축균열이 발생할 가능성이 커지고 있다. 즉, 고강도 콘크리트 및 고유동 콘크리트의 경우에는 전체적인 수축량은 일반적인 수준의 콘크리트에 비해 감소하지만 전체 수축량 중에서 자기수축량이 차지하는 비중은 건조수축에 비해 크게 나타난다²⁾. 이 경우, 초기에 발생한 수축균열은 염소이온, 이산화탄소 가스, 물 등의 성능 저하와 관련된 유해물질의 통로가 되기 때문에 결과적으로 고성능 콘크리트 구조물의 내구성능이 일반 콘크리트 구조물에 비해 저하될 가능성을 배제할 수 없게 된다. 따라서 고성능 콘크리트를 보다 많은 구조물에 안정적으로 적용하기 위해서는 균열제어 측면에서 설계과정을 통해 자기수축에 의한 변형을 고려할 필요성이 발생한다.

본 논문에서는 콘크리트의 자기수축이 철근콘크리트 보의 휨 거동에 미치는 영향을 평가하기 위해서 먼저 자기수축 실험을 통해 자기수축 예측 모델을 도출하였다. 또

* Corresponding author

E-mail : imysw@woosuk.ac.kr

©2005 by Korea Concrete Institute

한, 기존 및 수정 제안된 자기수축 예측 모델을 강영진, Choudhury 등이 이용한 재료 및 기하비선형과 시간의존성을 고려한 유한요소 알고리즘에 추가하여 철근콘크리트 및 프리스트레스트 콘크리트 부재의 휨거동 해석 프로그램을 개발하였다³⁻⁵⁾.

2. 실험 개요 및 유한요소 정식화

2.1 사용 재료 및 배합

본 연구의 사용 재료로서, 시멘트는 국내산 보통 포틀랜드시멘트(비중 3.15, 분말도 3,413 cm²/g)를 사용하였고, 골재로서 잔골재는 충남 연기군 강모래(비중 2.67, 조립률 2.55), 굵은골재는 충북 옥산산 부순 굵은골재(최대치수 25 mm, 비중 2.63, 조립률 6.87)를 사용하였다. 혼화재의 경우 플라이애쉬(비중 2.13, 분말도 3,850 cm²/g) 및 고로슬래그미분말(비중 2.91, 분말도 4,463 cm²/g)은 국내산, 실리카 흙(비중 2.1, 분말도 240,000 cm²/g)은 노르웨이산을 사용하였다. 한편, Table 1에는 자기수축 실험을 위해 사용된 콘크리트 배합이 제시되어 있다.

2.2 자기수축 실험 과정

콘크리트의 자기수축 실험은 일본콘크리트공학협회의 자기수축 위원회에서 제안한 방법에 따라 수행하였다.⁶⁾ 시험체는 Fig. 1에 나타나있는 것처럼 양단 중심에 구멍이 뚫린 100×100×400 mm의 철재 빔 몰드를 사용하여 제작하였으며, 게이지플러그(gauge plug)를 몰드 측에 일치하도록 30±5 mm 정도 매입하였다. 또한 몰드의 바닥과 양단에 1 mm 두께의 테플론 시트(teflon sheet)를 깔아서 공시체의 이동이 몰드에 의해 구속을 받지 않게 하고, 표면에서의 수분 증발 및 흡수를 막기 위해 폴리에스테르 필름(polyester film)으로 표면을 덮었다.

콘크리트의 자기수축은 수화반응을 시작하면서 발생하므로 본 연구에서는 KS F 2436에 준하여 초결(initial setting)시간을 측정하여 기준점으로 하였다. 한편, 콘크리트의 수화열은 시멘트 수화를 촉진시켜 경우에 따라서 자기수축에 영향을 줄 수 있다. 본 연구에서는 수화열에 의

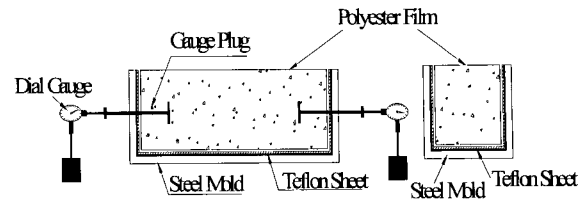


Fig. 1 Test device of autogenous shrinkage

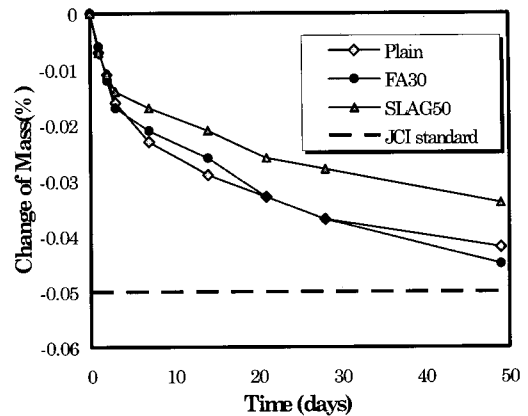


Fig. 2 Change of concrete mass with time

한 온도보정을 하기 위하여 콘크리트 공시체 중심부의 온도를 측정된 결과, 배합에 따라 2~3 °C의 온도 차이가 있었고, 선팽창계수(1.0×10⁻⁶/°C)에 의한 길이를 보정한 결과, 배합별 온도 차이가 자기수축 변형률에 미치는 영향은 작은 것으로 판명되었다.

콘크리트 공시체 탈형 이후에는 온도 20±2 °C, 습도 65±10%로 조절되는 항온항습실에서 알루미늄 접착 테이프를 밀봉하여 건조되지 않도록 하였으며, 질량감소율을 측정하여 건조수축과 구분하였다. Fig. 2는 자기수축 시험을 실시하는 동안의 질량감소율을 측정된 결과이고, 본 시험에서 JCI 기준인 0.05% 이상 공시체 질량감소는 발생하지 않았다.

2.3 철근콘크리트 뼈대의 정식화

철근콘크리트 뼈대의 정식화는 뼈대 요소를 사용하였으며 이때 각 요소는 재료의 비선형성을 고려하기 위하여

Table 1 Mix proportions of concrete

W/B (%)	S/a (%)	Target Air Content (%)	Replacement of Admixture (%)		Unit content(kg/m ³)					SP (B×wt.%)	AE (B×wt.%)	
			FA	BS	W	B			S			G
						OPC	FA	BS				
30	45	4.5±1.5	0	0	175	583.3	0	0	714.7	847.3	1.90	0.042
			15	0		495.8	87.5	0	700.7	830.7	1.80	0.055
			30	0		408.3	175.0	0	686.7	814.2	1.70	0.065
			0	30		408.3	0	175.0	709.2	840.8	1.75	0.040
			0	50		291.7	0	291.7	705.5	836.4	1.30	0.045

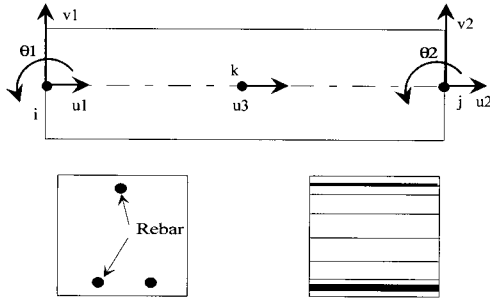


Fig. 3 Forme element configuration of reinforced concrete

Fig. 3과 같이 여러개의 콘크리트 층과 철근 층으로 구성된 것으로 고려하였다. 철근콘크리트 뼈대 요소는 Fig. 3에서처럼 각 절점 당 x축, y축의 축 방향 변위와 회전각 등 3개의 자유도를 가지는 것으로 정하였다. 절점변위의 모든 성분은 \vec{u}, \vec{v} 및 $\vec{\theta}$ 로 나타내었다.

$$\vec{u} = \begin{pmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{pmatrix}, \vec{v} = \begin{pmatrix} v_1 \\ v_2 \end{pmatrix}, \vec{\theta} = \begin{pmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \end{pmatrix}, \vec{r} = \begin{pmatrix} u \\ v \\ \theta \end{pmatrix} \quad (1)$$

단, 식(1)에서 u_3 는 요소강성행렬 형성시 응축하기 (Condensation) 때문에 전체 평형방정식에는 미포함 된다. 접선평형방정식은 식(2), (3)과 같이 표현할 수 있다.

$$\vec{dR} = \vec{K}_t \vec{dr} \quad (2)$$

$$\vec{K}_t = \vec{K}_e + \vec{K}_g \quad (3)$$

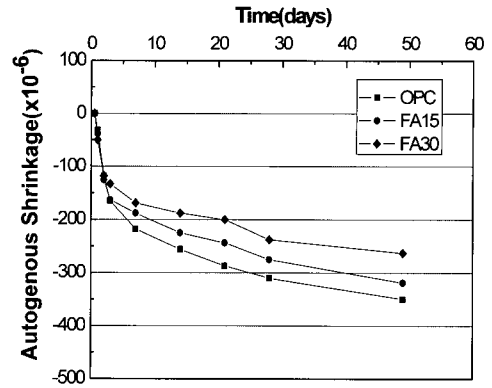
여기서, $\vec{R}, \vec{K}_t, \vec{K}_e, \vec{K}_g$ 는 각각 외력벡터, 접선강성행렬, 탄성강성행렬, 기하강성행렬을 나타낸다.

변형도-변위 관계행렬 \vec{B} 는 식 (4)와 같이 축력에 관계되는 부분과 휨에 관계되는 부분으로 나누어 나타낼 수 있으며 탄성강성행렬 \vec{K}_e 역시 식 (5)와 같이 나타내어 계산되어질 수 있다.

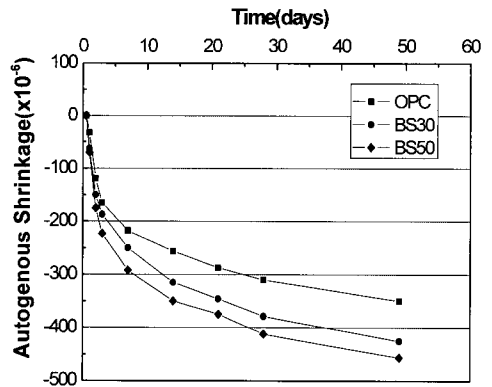
$$\vec{B} = [\vec{\phi}_{,x}, -y\vec{\phi}_{,xx}] = [\vec{B}_a, -y\vec{B}_b] \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \vec{K}_e &= \int_V \vec{B}^T E_t \vec{B} dV \\ &= \int_V \begin{bmatrix} \vec{B}_a^T E_t \vec{B}_a & -y\vec{B}_a^T E_t \vec{B}_b \\ -y\vec{B}_b^T E_t \vec{B}_a & y^2 \vec{B}_b^T E_t \vec{B}_b \end{bmatrix} dV \\ &= \begin{bmatrix} K_{aa} & K_{ab} \\ K_{ba} & K_{bb} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (5)$$

식 (5)의 부피적분 중에서 면적에 관한 적분은 요소 길이의 중간점에서 층 적분에 의해 계산되며, 길이에 대한



(a) Shrinkage according to fly-ash replacement



(b) Shrinkage according to furnace slag replacement
Fig. 4 Autogenous shrinkage according to mineral admixture

적분은 형상함수의 적분에 의해서 형상함수의 적분에 의해서 계산될 수 있다.

뼈대 요소 중앙에서의 기하강 행렬 \vec{K}_g 도 같은 방법으로 다음 식(6)과 같이 계산할 수 있다.

$$\begin{aligned} \vec{K}_g &= \int_V \vec{C}^T \sigma \vec{C} dV = \int_A \sigma dA \int_0^L \vec{C}^T \vec{C} dx \\ &= p \int_0^L \vec{C}^T \vec{C} dx \end{aligned} \quad (6)$$

식(6)에서 p 는 뼈대 요소의 축방향력이며 \vec{C} 는 비선형 변형도-변위관계 행렬이다.

3. 자기수축 실험 결과 및 실험식 도출

3.1 실험 결과 및 고찰

Fig. 4에는 혼화재의 종류 및 치환율이 자기수축에 미치는 영향이 나타나 있으며, 재령 49일에서 OPC 콘크리트

의 자기수축 변형률은 350×10^{-6} 로 나타났다.

Fig. 4(a)를 보면 플라이애쉬 치환율이 15%, 30%인 경우 콘크리트의 자기수축 변형률은 각각 319×10^{-6} , 263×10^{-6} 으로 OPC 콘크리트에 비해 감소하며, 치환율이 증가할수록 자기수축 변형률이 더욱 작아지고 있는 것을 알 수 있다. 또한, Fig. 4(b)를 보면 고로슬래그를 사용한 콘크리트는 치환율이 30%, 50%인 경우 콘크리트의 자기수축 변형률이 각각 425×10^{-6} , 456×10^{-6} 으로 OPC 콘크리트에 비해 자기수축 변형률이 증가하며, 치환율이 증가할수록 자기수축 변형률 증가가 더욱 커지는 것으로 나타났다.

일반적으로 플라이애쉬 사용에 의해 자기수축이 저감되는 이유는 초기 수화반응이 지연되고 시간 경과에 따라 수화반응이 진행되더라도 콘크리트의 상대습도가 거의 변하지 않기 때문에 자기건조(self desiccation)로 인한 자기수축이 저감되는 것으로 알려져 있다. 반면에, 고로슬래그 사용에 의해 자기수축이 크게 증가하는 것은 잠재수경성 반응에 의해 생성된 경화조직의 모세관장력이 증대현상과 플라이애쉬와 반대로 수화반응의 진행에 따라 내부습도가 크게 저하되어 자기건조 현상이 크게 발생하기 때문이다.⁷⁾

이상과 같이 플라이애쉬는 자기수축 저감에 기여하는 혼화재로 취급할 수 있지만, 초기강도 저하 및 중성화 촉진을 초래하므로 자기수축 저감 목적으로 플라이애쉬를 사용하는 경우에는 자기수축 저감효과와 함께 강도와 내구성에 미치는 영향을 고려하여 적용성을 검토할 필요가 있다고 판단된다.

3.2 수정 제안된 자기수축 실험식

콘크리트의 자기수축을 예측하기 위한 기존 모델은 시멘트 및 결합재의 종류, 물-결합재비 및 온도의 영향 등을 영향인자로 하는 Tazawa 모델⁸⁾, 물-시멘트비에 기초한 Jonasson 모델⁹⁾ 및 콘크리트의 28일 압축강도에 따른 RILEM과 CEB-FIB의 자기수축 예측 모델^{2,10)} 등으로 나눌 수 있다.

Fig. 5에 각각의 예측 모델에 의한 시간에 따른 자기수축 변화량과 본 연구에서 보통 포틀랜드시멘트를 사용한 경우의 자기수축 실험 결과를 함께 도시하였다. 이에 따르면 RILEM과 CEB-FIP에서 제안한 모델들이 유사한 자기수축 진행을 보이고 있지만 본 실험 결과와 비교할 경우 매우 작은 자기수축 양이 발생하는 것으로 예측하고 있음을 알 수 있으며, Jonasson의 경우도 본 실험 결과와는 많은 차이를 보이고 있다. 한편, Tazawa 모델에 의한 자기수축 예측 값의 경우 비교적 본 실험 결과와 유사하므로 이를 기초로 자기수축 실험식을 도출하였다.

Tazawa가 제안한 자기수축 예측모델은 식(7)과 같으며, $\epsilon_{c0}(W/B)$ 및 $\beta(t)$ 는 각각 식(8) 및 식(9)로 표현되는 최

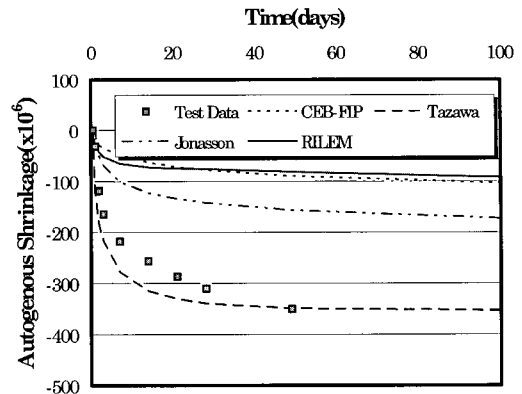


Fig. 5 Comparison of the autogenous shrinkage model

종자기수축 양과 시간에 따른 자기수축 변화를 나타내는 함수이다. 또한, 식(7)에서 γ 는 시멘트 종류에 따른 계수를 나타낸다.

$$\epsilon_c(t) = \gamma \epsilon_{c0}(W/B) \cdot \beta(t) \quad (7)$$

$$\epsilon_{c0}(W/B) = 3070 \exp\{-7.2(W/B)\} \quad (0.2 \leq W/B \leq 0.5),$$

$$\epsilon_{c0}(W/B) = 80 \quad (0.5 < W/B) \quad (8)$$

$$\beta(t) = 1 - \exp\{-a(t-t_0)^b\} \quad (9)$$

여기서, $\epsilon_c(t)$: 재령 t에서 자기수축 변형률($\times 10^{-6}$)

γ : 시멘트 및 혼화재 종류의 영향 계수

$\epsilon_{c0}(W/B)$: 자기수축 변형률의 극한값($\times 10^{-6}$)

$\beta(t)$: 자기수축 진행을 표현하는 함수

W/B: 물-결합재비, a, b: W/B에 따른 계수

t_0 : 초결 시점(day), t: 재령(day)

자기수축 실험 결과를 토대로 회귀분석을 통해 Tazawa가 제안한 자기수축 예측모델을 수정·제안한 결과가 Table 2 및 Fig. 6에 제시되어있다. Table 2에서 계수 a, b의 값을 각각 0.375, 0.5로 고정한 이유는 동일한 물-결합재비에 대해서는 자기수축 발현과정을 동일하게 취급하고 계수 γ 를 통해 시멘트 종류에 따른 최종 자기수축량의 차이를 나타내는 것이 합리적인 것으로 판단하였기 때문이다. 이 경우 Tazawa는 계수 a, b의 값을 각각 0.6, 0.5로 제안하고 있으나 이를 이용하는 경우 Fig. 5에서 알 수 있는 것처럼 본 실험결과와는 다소의 차이를 보인다.

한편, Table 2에서 플라이애쉬를 15% 및 30%치환한 경우 계수 γ 의 값은 각각 0.90 및 0.77을 나타내고 있으며 이것은 플라이애쉬 혼입에 따른 OPC 콘크리트에 대한 자

Table 2 Proposed coefficients of modified Tazawa model

W/B(%)	Kinds	γ	a	b	R ²
30	OPC	1.00	0.375	0.5	0.9699
	FA15	0.90	0.375	0.5	0.9691
	FA30	0.77	0.375	0.5	0.9736
	BS30	1.21	0.375	0.5	0.9837
	BS50	1.34	0.375	0.5	0.9886

기수축의 감소 정도를 정량적으로 표현한다. 또한, 고로슬래그미분말의 치환율에 따라 계수 γ 의 값은 각각 1.21, 1.34 를 나타내고 있는데 이로부터 고로슬래그미분말의 치환에 따른 자기수축의 증가상태를 정량적으로 고려할 수 있다. 한편, Tazawa는 광물질 혼화재의 경우에는 고로슬래그미분말을 치환한 경우 계수 γ 의 값으로 1.2를 제안했는데 이것은 본 연구 결과에 따르면 고로슬래그미분말을 30% 치환한 경우에 해당하는 것으로 이로부터 Tazawa의 자기수축 모델을 이용하는 경우 광물질 혼화재에 대한 계수 γ 의 값으로 본 연구 결과를 활용할 수 있을 것으로 판단된다.

4. 자기수축을 고려한 RC보의 휨 거동

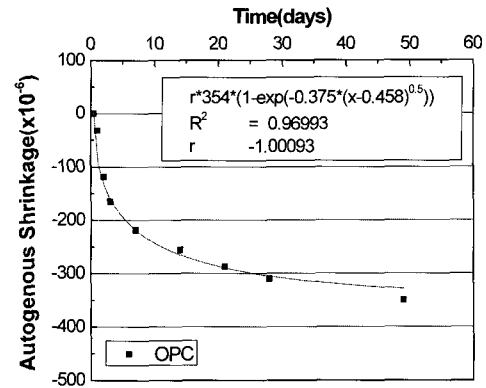
4.1 1경간 단순보

본 절에서는 자기수축이 보 부재의 휨 거동에 미치는 영향을 검토하기 폭 500mm, 높이 700mm, 길이 8m인 철근콘크리트 단순보를 이용한 구조 해석을 수행하였다. 제시된 단면은 자중을 제외한 고정하중 3kN/m, 활하중 9kN/m을 받는 것으로 가정하여 설계되었다.

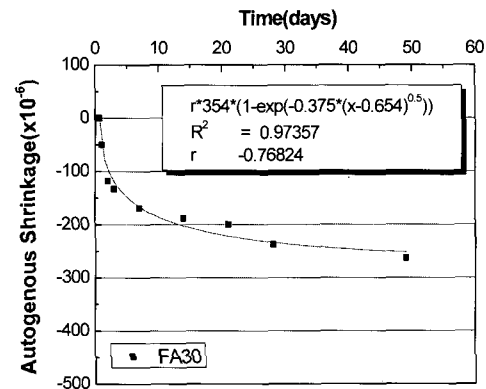
4.1.1 하중조건에 따른 휨 거동

Fig. 7에는 시간에 따른 단순보 중앙부의 응력 및 처짐이 하중조건별로 나타나있다. 여기서 기호 SW는 자중, Sh는 건조수축, Self Sh는 자기수축을 나타내며, Load는 자중을 제외한 하중이 재하된 것을 나타낸다.

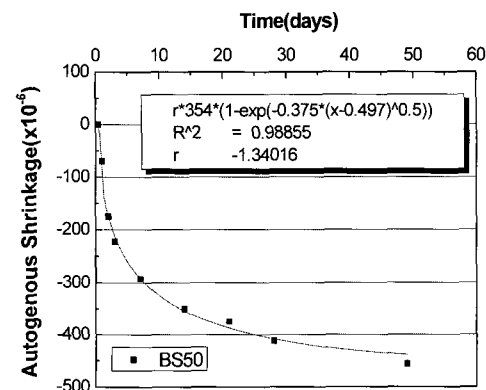
Fig. 7(a)를 보면 자중이나 하중만이 작용하는 경우 하중 작용시점 이후에는 중앙하부 인장응력의 변화가 없는 것을 알 수 있다. 이 경우 자중만을 고려한 경우와 자중과 건조 및 자기수축이 동시에 작용하는 경우를 비교해보면 건조 및 자기수축을 고려하는 경우 약 60~100일까지 점진적으로 인장응력이 증가하는 것을 알 수 있으며, 재령 1년이 지난 시점에는 2.11 MPa로 자중만이 작용하는 경우의 1.42 MPa에 비해 약 48.6% 정도 인장응력이 증가하고 있다. 한편, 사하중 및 활하중을 모두 고려한 경우 재령 1000일 시점에서 중앙 하부의 인장응력은 각각 3.47 MPa이며, 건조수축을 고려한 경우와 건조수축 및 자기수축을



(a) Shrinkage according to ordinary portland cement



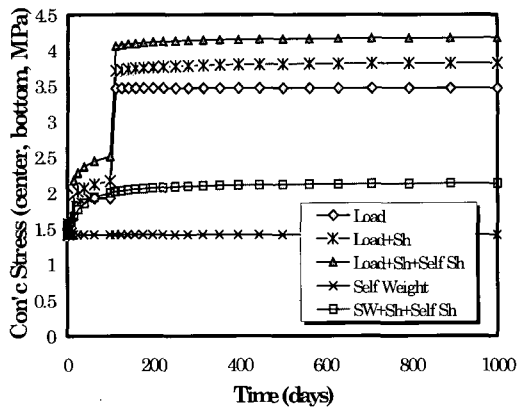
(b) Shrinkage according to 30% fly ash substitution



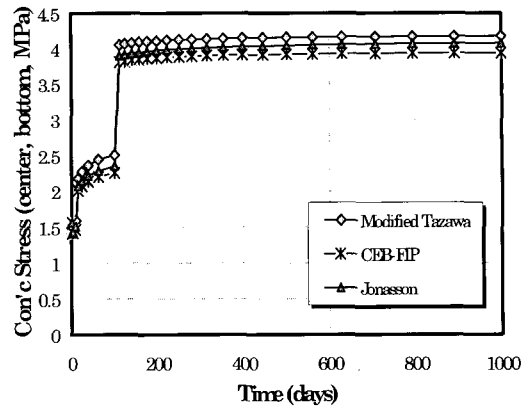
(c) Shrinkage according to 50% furnace slag substitution

Fig. 6 Regression analysis of autogenous shrinkage test

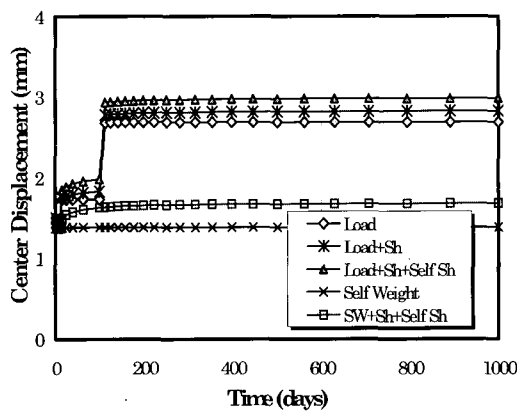
모두 고려한 경우에는 각각 3.82 MPa, 4.18 MPa로 예측되었다. 이 경우 콘크리트의 인장강도는 압축강도의 1/9~1/13 정도이므로 철근콘크리트 부재의 설계기준 압축강도를 30~40 MPa로 가정할 경우 인장균열의 발생 가능성은



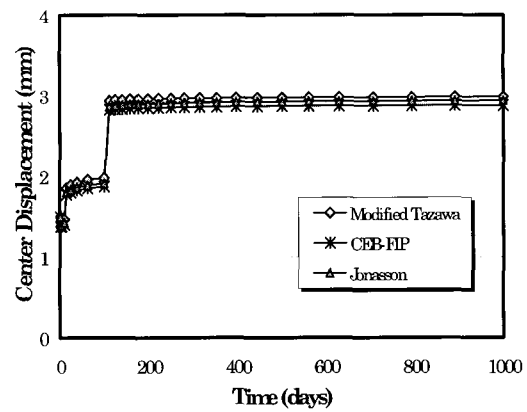
(a) Tensile stress of center span at bottom



(a) Tensile stress of center span at bottom



(b) Displacement of center span



(b) Displacement of center span

Fig. 7 Flexural analysis of center span according to time with various load condition

Fig. 8 Flexural analysis of center span according to time with various autogenous model

자기수축을 고려할 경우 하중만을 고려하는 경우에 비해 매우 증가할 것으로 판단된다.

Fig. 7(b)에는 보 중앙부에서의 시간에 따른 처짐 변화가 하중조건별로 도시되어 있다. 이 경우 건조 및 자기수축을 고려한 경우 처짐 변화는 인장응력과 유사한 것을 알 수 있다. 한편, 재령 1000일 시점에서 건조수축을 고려한 경우와 건조 및 자기수축을 동시에 고려한 경우의 처짐은 각각 2.83mm 및 2.98mm로 하중만을 작용시킨 경우의 2.69mm에 비해 5.2% 및 10.8%의 비율로 증가한다.

4.1.2 자기수축 모델에 따른 휨 거동 변화

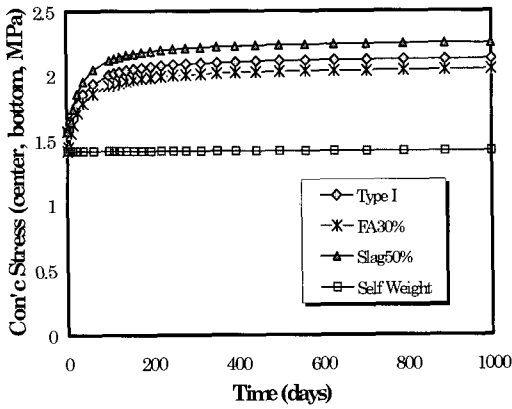
Fig. 8에는 본 연구에서 도출한 수정 Tazawa 모델과 기타 자기수축 예측 모델을 적용한 경우 철근콘크리트 단순보의 휨 거동 차이가 제시되어 있다. 이 경우 수정 Tazawa 모델에 의한 중앙부 인장응력과 처짐이 기존 모델보다 크게 나타나고 있으며 인장응력의 경우 CEB 및 Jonasson 모델에 비해 재령 1000일에서 각각 6.1%, 2.5% 증가하는 것으로 나타났다.

4.1.3 혼합 콘크리트의 자기수축에 따른

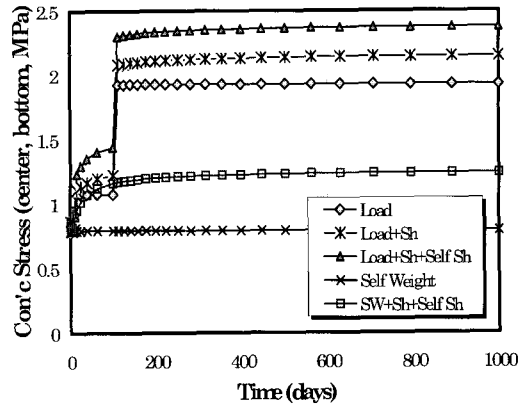
휨 거동 변화

Fig. 9에는 건조 및 자기수축을 고려한 경우 혼화재료 혼입에 따른 철근콘크리트 휨 부재의 거동이 나타나 있다. 단, Fig. 9는 건조 및 자기수축의 시간에 따른 영향을 명확히 보기 위해서 자중 이외의 활하중을 고려하지 않았다.

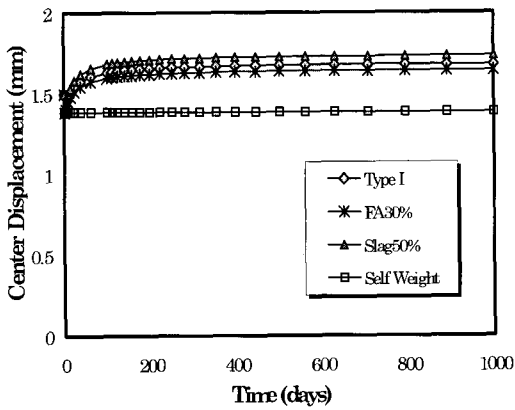
Fig. 9를 보면 재령 60일까지 건조 및 자기수축에 의한 인장응력 증가가 급격히 이루어진 후 재령 100일까지 이들의 영향이 계속적으로 유지되는 것을 명확히 알 수 있으며 이후 재령 300일 이후에는 건조 및 자기수축에 의한 변화가 거의 없는 것을 알 수 있다. 이 경우 재령 1000일에서 중앙단면 하부의 인장응력은 보통 포틀랜드시멘트, 플라이애쉬 30%혼입 및 고로슬래그 50%혼입의 경우에 각각 2.13MPa, 2.05MPa, 2.25MPa로 나타나 플라이애쉬를 혼입한 경우 자기수축이 감소하고 고로슬래그를 혼입한 경우 자기수축이 증가하는 3.1절의 실험 결과가 명확히 반영되고 있음을 알 수 있다.



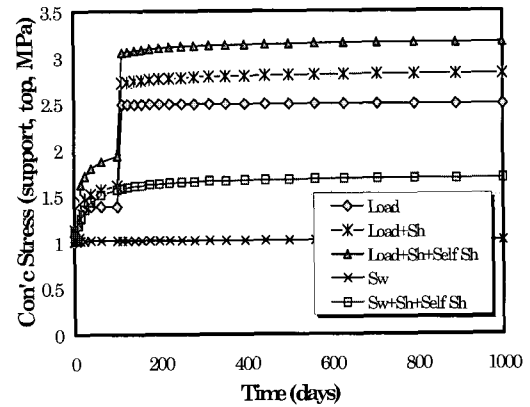
(a) Tensile stress of center span at bottom



(a) Tensile stress of center span at bottom



(b) Displacement of center span



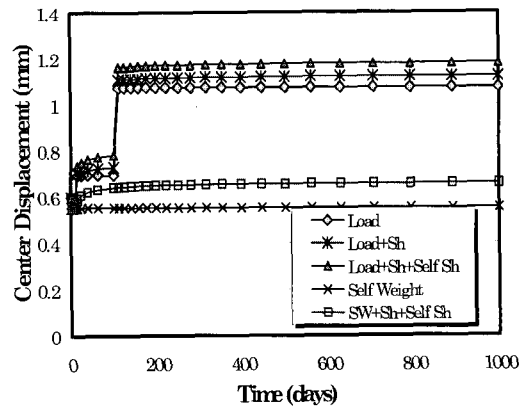
(b) Tensile stress of inner support at top

Fig. 9 Flexural analysis of center span according to time with various load condition

4.2 2경간 연속보

본 절에서는 자기수축이 연속보 휨 거동에 미치는 영향을 검토하기 4.1절의 단순보와 동일한 단면 및 하중을 받는 1경간의 길이가 8m인 2경간 철근콘크리트 연속보에 대한 구조해석을 수행하였다.

Fig. 10(a)를 보면 사하중 및 활하중을 모두 고려한 경우 재령 1000일 시점에서 1경간 중앙 하부의 인장응력은 각각 1.93MPa이며, 건조수축을 고려한 경우와 건조수축 및 자기수축을 모두 고려한 경우에는 각각 2.15MPa, 2.37MPa로 나타나 하중만을 고려한 경우에 비해 인장응력이 11.4% 및 22.8% 증가하였다. 이것은 단순보의 경우 각각 10.1%, 20.5% 증가한 것에 비해 건조 및 자기수축의 영향이 다소 증가한 것이다. 또한, Fig. 10(b)에서 내부지점 상부의 인장응력은 각각의 경우에 2.49MPa, 2.82MPa, 3.16MPa로 나타나 하중만을 고려한 경우에 비해 인장응력이 13.3% 및 26.9% 증가하였다.



(c) Displacement of center span

Fig. 10 Flexural analysis of 2 span continuous beam according to time with various load condition

한편 Fig. 10(c)에서보면 재령 1000일 시점에서 건조수축을 고려한 경우와 건조 및 자기수축을 동시에 고려한 경우의 처짐은 각각 1.12mm 및 1.18mm로 하중만을 작용시킨 경우의 1.08mm에 비해 3.7% 및 9.3% 증가하였다.

5. 결 론

본 연구는 플라이애쉬 및 고로슬래그미분말을 사용한 고성능 콘크리트의 자기수축 실험에 의해 제안된 자기수축 예측 모델을 철근콘크리트 부재의 휨거동 분석에 적용하였으며, 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 플라이애쉬는 치환율이 증가할수록 자기수축이 감소하는 경향을 나타내었으며, 고로슬래그는 치환율이 증가할수록 자기수축이 크게 증가하였다.
- 2) 기존 자기수축 예측 모델에 대한 비교·분석을 통해 Tazawa모델이 본 실험과 비교적 유사한 경향을 보였으며, 회귀분석을 통해 본 연구 결과에 적합한 수정 Tazawa모델을 제안하였다.
- 3) 1경간 및 2경간 철근콘크리트 휨 부재에 대한 해석 결과 건조수축 및 자기수축을 고려한 경우 장기적인 인장응력은 하중만을 고려한 경우에 비해 약 20~27%정도 증가하였다. 이로부터 고성능 콘크리트 휨 부재에 대한 구조 해석을 수행하는 경우 균열 발생 가능성을 정확히 예측하기 위해서는 건조수축과 함께 자기수축을 고려하는 것이 타당할 것으로 판단된다.

감사의 글

이 연구는 교량설계핵심기술연구단을 통하여 지원된 건설교통부 건설핵심기술연구개발사업에 의하여 수행되었습니다. 연구 지원에 감사드립니다.

참고문헌

1. Neville, A. M., *Properties of Concrete*, Addison Wesley Longman Limited, London, 1995, pp.425~438.
2. CEB-FIP 2000, *Structural Concrete : Textbook on Behavior, Design and Performance*, Vol.1, Sprint-Druck Stuttgart, 1999, pp.43~46.
3. Kang, Y. J., *Nonlinear Geometric, Material and Time Dependent Analysis of Reinforced and Prestressed Concrete Frames*, University of California at Berkely, Report No. UCB/SESM 77-1, Jan., 1977.
4. Kang, Y. J., *SPCFRAME-Computer Program for Nonlinear Segmental Analysis of Planar Concrete Frames*, University of California at Berkely, Report No. UCB/SESM 89/07, 1989.
5. Choudhury, D., *Analysis of Curved Nonprismatic Reinforced and Prestressed Concrete Box Girder Bridges*, University of California at Berkely, Report No. UCB/SESM 86/13, 1986.
6. 自己收縮研究委員, 콘크리트의自己收縮研究委員會報告書, 日本콘크리트工學協會, 2002, pp.241~245.
7. 고경택, 박정준, 이종석, 김성욱, “광물질 혼화재를 사용한 고성능 콘크리트의 수축특성”, 대한토목학회논문집, Vol.23, No.A-6, 2003, pp.1133~1141.
8. Miyazawa, S. and Tazawa, E., “Prediction Model for Shrinkage of Concrete Including Autogenous Shrinkage, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and Other Quasi-Brittle Materials”, *Proceedings of Sixth International Conference*, Elsevier Science Ltd., 2001, pp.735~746.
9. Jonasson, J. and Hedlund, H., “An Engineering Model for Creep and Shrinkage in High Performance Concrete”, *Proceedings of International RILEM Workshop on Shrinkage of Concrete*, Shrinkage 2000, Edited by Baroghel-Bouny, V. and Aitcin, P. C., Paris, France, 2000, pp.173~178.
10. RILEM TC 119-TCE, “Avoidance of Thermal Cracking in Concrete at Early Age Recommendations”, *Materials and Structures*, Vol.30, No.202, 1997, pp.451~464.

요 약

최근, 고성능 콘크리트의 경우 자기수축으로 인해 발생하는 초기균열에 대한 관심이 커지고 있다. 본 논문의 목적은 고성능 콘크리트의 자기수축 예측모델의 제안 및 이를 통한 철근콘크리트 부재의 휨 거동 영향 분석에 있다. 이를 위해 물-결합재비가 30%이고 광물질 혼화재의 종류 및 치환율을 변수로 한 자기수축 실험을 수행하였다. 실험 결과 플라이애쉬를 혼입한 고성능 콘크리트의 자기수축은 OPC 콘크리트의 경우에 비해 감소하였으며, 고로슬래그미분말 및 실리카폼을 치환한 경우에는 증가하였다. 실험 결과에 대한 회귀분석을 통해 광물질 혼화재를 혼입한 고성능 콘크리트의 자기수축 예측식을 수정 제안 하였으며, 제안된 자기수축 예측식은 실험 결과와 비교적 일치하였다. 본 연구에서 제안된 유한요소해석 프로그램은 자기수축을 고려한 휨 해석을 가능하도록 하였으며, 이를 이용한 구조해석 결과 철근콘크리트 구조물의 자기수축을 고려한 휨 응력은 자기수축을 고려하지 않은 경우와 비교하여 20~27% 정도 크게 나타났다.

핵심용어 : 자기수축, 고성능 콘크리트, 예측식, 유한요소해석 프로그램