

고강도 콘크리트의 역학적 특성에 대한 실험 연구

양인환¹, 황철성^{2*}

An Experimental Study of Mechanical Properties of High-strength Concrete

In-Hwan Yang¹, Chul-Sung Hwang^{2*}

Abstract: An experimental program was carried out to investigate the mechanical properties of high-strength concrete. High-strength concrete with compressive strengths of 80 to 120 MPa was tested. Test results are presented regarding effect of water-binder ratio on compressive strength and compressive strength gain. In addition, the effect of curing methods on compressive strength, elastic modulus, splitting tensile strength, and modulus of rupture is investigated. Test results of elastic modulus, splitting tensile strength, and modulus of rupture are compared with predictions from the current design recommendations. Predictions of elastic modulus by using KCI recommendation has good agreement with test results. However, predictions of modulus of rupture by using KCI recommendation underestimate the test results. ACI 363R recommendations predict well test results of splitting tensile strength and modulus of rupture. ACI 363R recommendations for predicting splitting tensile strength and modulus of rupture can be used for high-strength concrete with compressive strengths up to 120 MPa.

Keywords: High-strength concrete, Curing condition, Compressive strength, Elastic modulus, Modulus of rupture, Splitting tensile strength

1. 서 론

고강도 콘크리트를 제조하기 위한 재료는 보통강도 콘크리트를 제조하기 위한 재료와 대부분 동일하다. 고강도 콘크리트를 제조하기 위하여 포틀랜드 시멘트, 고품질의 굵은 골재와 잔골재, 배합수 및 고성능 감수제 등을 사용한다. 포틀랜드 시멘트 이외에 시멘트 대체 재료로서 플라이애시, 실리카폼, 메타카올린 또는 고로슬래그 등이 사용된다. 보통강도 콘크리트와 구분되는 고강도 콘크리트 배합 특성은 낮은 물-결합재 비이다. 통상적으로 고강도 콘크리트를 제조하기 위해 0.35 이하의 물-결합재 비가 적용된다(Neville, 1995).

Carrasquillo et al.(1981)은 32~77 MPa의 압축강도를 갖는 콘크리트의 재료 특성을 파악하기 위한 실험연구를 수행하였다. Arshad et al.(1995)은 보통강도 콘크리트에서 고강도 콘크리트에 해당하는 설계압축강도 30~70 MPa의 응력-변형률 관계 특성을 연구하였다. Chin et al.(1997)은 시편의 형상, 크기 및 콘크리트 타설 방향이 고강도 콘크리트의 응력-변형률 곡선에 미치

는 영향을 파악하였다. Mokhtarzadeh and French(2000)는 프리캐스트 콘크리트 구조물 적용을 위한 고강도 콘크리트의 역학적 특성을 조사하였다. 또한 Légeron and Paultre(2000)는 고강도 콘크리트의 파괴계수를 $\sqrt{f'_c}$ 또는 $(f'_c)^{2/3}$ 의 함수로 표현하는 식을 제안하였다. Wee et al.(1996)은 고로슬래그, 플라이애시 및 실리카폼 등의 시멘트 대체 재료를 사용한 고강도 콘크리트의 압축응력-변형률 거동 특성을 분석하였다.

그러나, 고강도 콘크리트의 역학적 특성에 관한 다수의 기존 연구(Arshad et al., 1995; Bartlett and MacGregor 1994; Wee et al., 1996)는 압축강도 40~80 MPa 범주의 콘크리트에 대하여 수행되었으며, 압축강도 80 MPa 이상의 고강도 콘크리트의 역학적 특성에 대한 연구결과는 다소 제한적인 상황이다.

한편, KCI(2012)에는 고강도 콘크리트에 대한 정의가 명확히 제시되어 있지 않다. 반면에, 압축강도가 55 MPa(8000 psi) 이상인 콘크리트를 고강도 콘크리트로 정의하고 있다. 또한, ACI 363(2010)에서 고강도 콘크리트의 재료 특성을 예측하거나 구조부재를 설계하기 위해 제안된 여러 예측식은 대부분 55~70 MPa의 압축강도를 갖는 콘크리트의 실험결과를 토대로 제안되었다. 따라서, ACI 363은 70 MPa 이상의 압축강도를 갖는 콘크리트의 재료 및 구조 특성을 예측하기 위해 기존 제안식을 적용할 경우 주의가 필요하며, 가능하다면 재료 특성 관계식을 결정하기 위한 추가의 실험을 요구하고 있다.

이 연구에서는 낮은 물-결합재 비를 이용하여 배합한 압축강

¹정회원, 군산대학교 토목공학과 정교수

²정회원, 가천대학교 토목환경공학과 교수, 교신저자

*Corresponding author: cshwang@gachon.ac.kr

Department of Civil and Environmental Engineering, Gachon University, Seong-Nam, Gyeonggi-do

•본 논문에 대한 토의를 2017년 12월 1일까지 학회로 보내주시면 2018년 1월 호에 토론결과를 게재하겠습니다.

도 80~120 MPa 수준의 고강도 콘크리트의 압축강도, 탄성계수, 쪼갬인장강도 및 파괴계수 등의 역학적 특성을 평가하기 위한 실험연구를 수행하였다. 양생방법이 고강도 콘크리트의 역학적 특성에 미치는 영향을 분석하였다. 또한, 기존 설계코드를 이용한 탄성계수, 쪼갬인장강도 및 파괴계수 예측결과를 실험결과와 비교분석하였다.

2. 콘크리트 배합

보통포틀랜드시멘트를 기본 결합재로 사용하였다. 보통포틀랜드 시멘트 이외에 배합별로 고로슬래그, 플라이애시 및 실리카폼을 결합재로 사용하였다. 굵은골재는 부순자갈로서 최대직경 25 mm, 최소직경 5 mm의 골재를 사용하였다. 잔골재는 부순 모래와 해사를 4:6의 비율로 섞은 혼합잔골재를 사용하였다.

Table 1 Mix proportions

Mixtures	Unit content(kg/m ³)									
	w/b	S/a (%)	Water	Binder				Fine Aggregate		Coarse aggregate
				Cement	Slag	Fly ash	Silica fume	Crushed	Sea-sand	
H80	0.23	42	150	467	133	67	-	260	387	898
H100	0.20	42	165	578	165	-	83	230	342	792
H120	0.15	38	150	700	150	-	120	188	279	765

Table 2 Test results of H80 and H100 Series

Mixtures	28 days				
	Compressive strength(MPa)	Elastic modulus(MPa)	Split tensile strength(MPa)	Modulus of rupture(MPa)	
H80 Series	80-M1	73.7	30,401	-	7.1
	80-M2	78.2	30,695	-	5.9
	80-M3	80.9	30,350	-	5.5
H100 Series	100-M1-3W	98.6	36,131	6.2	11.0
	100-M1-28W	93.5	34,973	5.7	9.7
	100-M1-AC	93.7	34,421	4.7	9.6
	100-M2-3W	92.1	35,710	7.0	12.5
	100-M2-28W	90.7	35,167	4.6	10.9
	100-M2-AC	88.7	35,297	5.8	10.4
	100-M3-3W	94.7 (134.2)	36,164 (49,478)	5.0 (7.2)	9.8 (10.3)
	100-M3-28W	94.1 (134.1)	34,910 (49,127)	4.6 (6.9)	10.3 (10.6)
	100-M3-AC	91.5 (131.0)	35,089 (48,830)	4.2 (5.8)	10.3 (10.7)
	100-M4-3W	86.7 (130.7)	36,186 (50,441)	3.8 (5.3)	10.0
	100-M4-28W	88.4 (130.4)	35,967 (48,904)	3.4 (5.7)	9.8
	100-M4-AC	88.4 (129.1)	35,849 (48,829)	3.0 (6.3)	9.5
100-M5-AC	91.7	34,438	5.1	8.6	
100-M6-AC	101.0	38,522	-	7.7	
100-M7-AC	99.2	35,660	-	7.1	
100-M8-AC	99.2	36,655	5.0	7.1	
100-M9-AC	100.3	37,848	7.3	8.2	
100-M10-AC	100.6	39,655	7.2	8.9	
100-M11-AC	93.4	37,173	5.9	8.3	
100-M12-AC	92.6	37,616	-	8.6	

Note : Values in blanket denotes test results at 56 days

Table 1에 콘크리트 배합표를 나타내었다. 여러 번의 실험 배합을 통해 고강도 콘크리트를 제조하기 위한 3가지의 배합을 결정하였다. 배합 설계 시에 콘크리트의 목표압축강도 등급별로 3가지의 물-결합재 비(w/b)를 고려하였으며, 물-결합재 비는 각각 0.23, 0.20 및 0.15이다. 각 배합의 콘크리트 목표 압축강도는 80, 100 및 120 MPa이고, 각 배합을 H80, H100 및 H120으로 나타내었다. 또한, 낮은 물-결합재에 의한 콘크리트 비빔 시의 유동성 확보를 위해 고성능유동화제(super-plasticizer)를 사용하였다.

본 연구에서는 배합별로 양생조건을 다르게 하여 콘크리트의 역학적 특성을 분석하고자 하였다. H80 배합의 콘크리트는 양생막을 이용한 양생을 수행하였다. 즉, 콘크리트를 타설한 후 7일 동안 젖은 양생막(sheet)으로 실험시편을 덮어 양생하였다. 이후, 실험일까지 대기온도에 시편을 노출한 후 양생을 실시하였다(Tables 2와 3의 배합명에서 AC로 표기). H100 배합의 콘크리트는 3일 습윤양생, 28일 습윤양생 및 양생막을 이용한 양생을 수행하였다. 3일 습윤양생은 콘크리트 타설 후 시편을 2일 동안

젖은 양생막으로 보호한 후 몰드를 탈형하고 $20\pm 3^{\circ}\text{C}$ 의 온도 조건의 수조에서 3일 동안의 양생과정과 이후 실험 재령일까지의 실험실의 대기 조건에 노출시키는 양생과정으로 진행되었다(Tables 2와 3의 배합명에서 3W로 표기). 28일 습윤양생은 콘크리트 타설 후 시편을 2일 동안 젖은 양생막으로 보호한 후에 몰드를 탈형하고 $20\pm 3^{\circ}\text{C}$ 의 온도 조건의 수조에서 실험 재령일까지의 양생과정으로 이루어졌다(Tables 2와 3의 배합명에서 28W로 표기). H100 배합의 양생막을 이용한 양생방법은 H80 배합의 양생막을 이용한 양생방법과 동일하게 진행되었다.

한편, H120 배합의 콘크리트는 증기양생과 양생막 이용 양생으로 수행하였다. 증기양생은 콘크리트 타설 후 시편을 2일 동안 양생막으로 보호한 후에 몰드를 탈형하고 $90\pm 5^{\circ}\text{C}$ 의 온도 조건에서 3일 동안의 증기양생과정과 이후 실험 재령일까지의 대기 조건에 노출되는 과정으로 이루어진다(Tables 2와 3의 배합명에서 SC로 표기). H120 배합의 양생막을 이용한 양생방법도 H80 배합의 양생막을 이용한 양생방법과 동일하게 진행되었다.

대표적으로 100-M1-3 배합에 대하여 100은 콘크리트 압축강

Table 3 Test results of H120 Series

Mixtures	28 days			
	Compressive strength(MPa)	Elastic modulus(MPa)	Split tensile strength(MPa)	Modulus of rupture(MPa)
120-M1-SC	122.8 (142.3)	40,826 (41,844)	7.7 (8.1)	9.8 (11.6)
120-M1-AC	108.7 (140.4)	39,166 (45,782)	6.4 (7.1)	9.1 (10.7)
120-M2-SC	124.1 (143.8)	41,692 (42,886)	7.1 (7.3)	9.5 (10.6)
120-M2-AC	108.4 (137.5)	38,512 (40,840)	7.1 (7.5)	7.9 (10.7)
120-M3-SC	117.9	42,015	5.7 (5.8)	9.7 (11.9)
120-M3-AC	113.2	39,074	6.6 (7.3)	8.3 (10.7)
H120 Series 120-M4-SC	119.5	40,995	6.5 (7.2)	9.3 (11.2)
120-M4-AC	107.7	36,948	7.6 (7.8)	6.8 (8.7)
120-M5-SC	127.2	43,255	6.7	10.4
120-M5-AC	108.6	42,095	6.4	10.8
120-M6-SC	118.3	44,124	7.0	10.7
120-M6-AC	104.1	43,833	6.5	10.1
120-M7-SC	125.4	43,287	5.5	10.5
120-M7-AC	115.8	42,359	6.4	9.7
120-M8-SC	120.4	44,131	6.8	10.7
120-M8-AC	105.4	53,985	6.6	9.9

Note : Values in blanket denotes test results at 56 days

도, M은 배치구분, 3W는 양생조건을 나타낸다.

각 배합의 양생 조건에 따라 실험시편을 제작하여 콘크리트의 압축강도, 탄성계수, 쪼갬인장강도 및 파괴계수를 측정하였다.

3. 실험방법

본 연구에서는 고강도 콘크리트의 압축강도, 탄성계수, 쪼갬인장강도 및 파괴계수 측정실험을 진행하였다.

압축강도실험은 Fig. 1과 같이 직경 100 mm이고 높이가 200 mm인 실린더 공시체를 이용하여 측정하였다. 압축강도 실험 시에 탄성계수 측정을 위한 LVDT(변위계)를 거치하기 위해, 두 개의 원형 치구를 공시체 중앙 100 mm 구간에 설치하였다. 원형 치구 사이에 실린더 공시체 원주방향 120°간격으로 3개의 LVDT를 설치하였으며, 하중을 재하하는 동안 변위를 측정하였다. 하중 재하는 2000 kN 용량의 만능시험기(UTM)을 사용하여 변위 제어 방식으로 하중을 재하하였다.

지름이 100 mm이고 높이가 200 mm인 원주형 시편을 이용하여 쪼갬인장강도실험을 수행하였다. 또한, 크기가 100×100×400 mm의 프리즘 형상 시편을 이용하여 4점하중재하실험을 통해 고강도 콘크리트의 파괴계수를 측정하였다. 실험은 만능재료시험기(UTM)을 사용하여 변위제어방식으로 하중을 재하하였다.

4. 실험결과 및 분석

4.1 압축강도 발현

Tables 2와 3에 각 콘크리트 배합의 압축강도, 탄성계수, 쪼갬인장강도 및 파괴계수 측정결과를 나타내었다. 실험결과는 재령 28일에서의 실험결과를 나타내고 괄호의 값은 재령 56일에서의

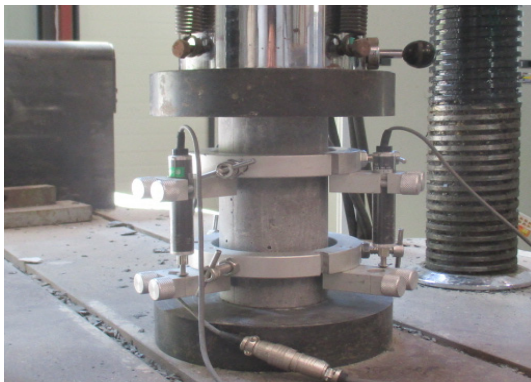


Fig. 1 Compressive test of concrete

측정값을 나타낸다. 표에서 실험결과는 각 배합의 실험시편 측정값의 평균값을 나타낸다.

양생막 이용 양생조건에서의 물-결합재 비(w/b)에 따른 28일 압축강도 실험결과를 Fig. 2에 나타내었다. $w/b=0.15$ (H120 시리즈 배합), 0.20(H100 시리즈 배합) 및 0.23(H80 시리즈 배합) 일 때의 배치별 압축강도는 각각 73.7~80.9, 86.7~101.0 및 104.1~127.2이다. 물시멘트비 $w/c=0.23$ 일 때의 28일 압축강도에 비해 $w/b=0.20$ 및 0.15일 때의 28일 압축강도는 각각 21.1 및 48.8% 증가하였다. 실험결과는 본 연구 압축강도 범주에서 물-시멘트 비가 증가함에 따라 고강도 콘크리트의 압축강도는 거의 선형적으로 감소하는 것을 나타낸다.

콘크리트의 재령에 따른 압축강도 발현을 분석하기 위하여 H100과 H120 배합의 일부 배치(batch)의 재령 28일과 56일에 콘크리트 압축강도를 측정하였다. Fig. 3에 H100 배합 중에서 대표적으로 H100-M3 배치의 시간에 따른 압축강도 발현을 나타내었고, Fig. 4에 H120 배합 중에서 H120-M2 배치의 시간에 따른 압축강도 발현을 나타내었다. H100-M3 배치 및 H100-M4 배치에서 28일 압축강도에 대한 56일 압축강도의 비는 각각 143%과 148%이고, 28일에서 56일까지 40% 이상의 압축강도가 지속적으로 발현된다. 이는 Parrot(1979)의 연구결과에 토대

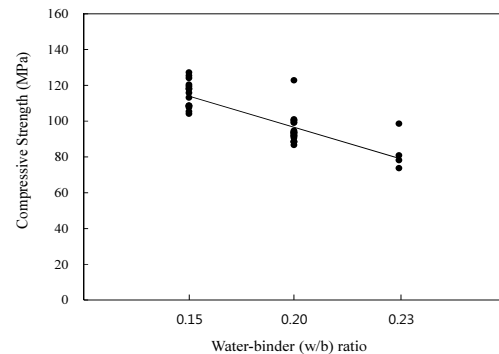


Fig. 2 Comparison of compressive strength of concrete at various w/b ratio

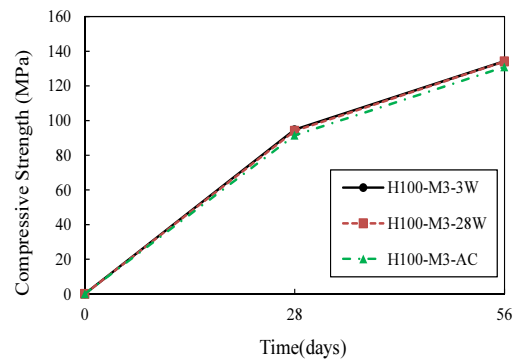


Fig. 3 Compressive strength gain with days(H100 mixture)

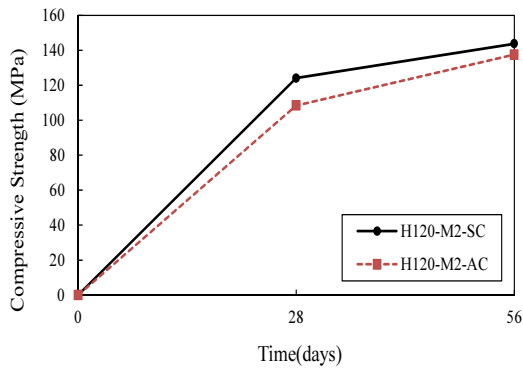


Fig. 4 Compressive strength gain with days(H120 mixture)

를 둔 ACI 363의 연구결과와 유사하다. 반면에 H120-M1 배치 및 H120-M2 배치에서 28일 압축강도에 대한 56일 압축강도의 비는 각각 122%와 121%이다. H100 시리즈 배합의 28일 이후의 압축강도 발현에 비하여 H120 시리즈의 28일 이후의 압축강도 발현은 상대적으로 작다. 이는 H120 시리즈는 H100 시리즈보다 더 많은 실리카폼을 포함하고 있으며, 본 연구의 실험결과는 Sarkar의 연구결과와도 일치한다. Sarkar and Aitcin(1987)는 고강도 콘크리트에서 물-결합재 비가 낮을 때, 콘크리트 내의 모든 실리카폼이 소모되지 않는다고 보고하였다. 낮은 물-결합재 비는 실리카폼 입자의 용해를 지연시키기 때문에 수화과정을 변화시킨다.

4.2 양생조건의 압축강도에 대한 영향

콘크리트 코어시편 측정값을 토대로 한 Bartlett and MacGregor(1994)의 실험결과에서 콘크리트 내부의 습도가 체적 전체에 걸쳐 균등하게 분포하여 증가하면 콘크리트의 압축강도는 감소하는 것을 나타낸다. 즉, 이는 콘크리트 습도가 균등히 감소하면 콘크리트 압축강도가 증가하는 것을 의미한다. 또한, 콘크리트 시편 내부와 외부의 습도분포의 큰 차이는 콘크리트 압축강도에 영향을 준다고 보고하였다. 또한 콘크리트의 건조는 시편 표면에 수축을 유발하고 압축강도를 증가시키는 것으로 나타났다.

Parrott(1979)의 연구결과에 의하면 7, 14 및 28일 동안 습윤양생한 후에 90일까지 상대습도 65%의 대기상태에 노출된 콘크리트의 90일 압축강도는 90일까지 지속적으로 습윤양생한 시편의 압축강도의 각각 90%, 95% 및 100%를 나타내었다.

Aitcin et al.(1994)은 기건양생, 실링(sealing)상태 및 습윤양생한 시편의 강도 특성을 연구하였다. 기건양생 시편은 콘크리트 타설 후 대기 조건에서 지속적으로 양생하였다. 습윤양생한 시편의 압축강도는 실링상태 및 기건양생한 시편의 압축강도보다 더 크게 나타났다. 기건양생한 시편의 압축강도는 습윤양생한 시편의 80% 및 실링시편의 85%의 압축강도를 나타내었다.

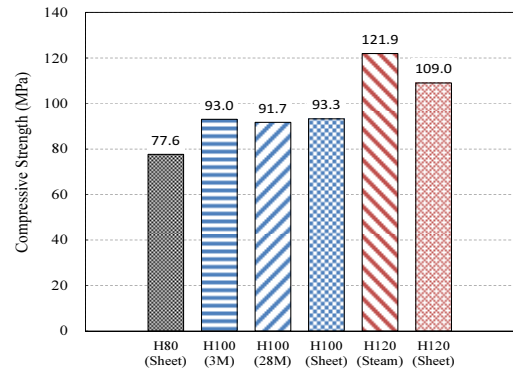


Fig. 5 Effect of curing method on compressive strength at 28 days

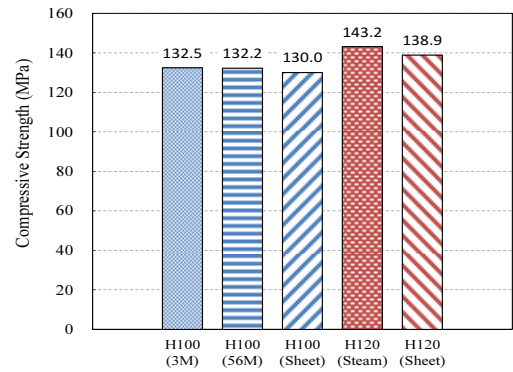


Fig. 6 Effect of curing method on compressive strength at 56 days

습윤양생 시편과 실링 시편 사이의 압축강도 최대 차는 120 MPa 수준의 고강도 콘크리트에서 나타났다. 13%의 차이는 낮은 물-시멘트 비($w/c=0.25$)의 경우에 나타났다.

Asselani et al.(1989)의 실험결과는 7일 동안 습윤양생한 시편의 압축강도와 지속적으로 습윤양생한 시편의 압축강도는 재령 28일에서 거의 비슷하고, 또한 이들은 타설 후부터 기건양생한 시편의 압축강도보다 16% 크게 나타났다. 또한 이들의 실험결과에서, 28일 동안 습윤양생한 시편의 재령 56일 압축강도는 콘크리트 타설 후 지속적으로 습윤양생한 시편 및 기건양생한 시편의 56일 압축강도보다 각각 8% 및 22% 크게 나타났다.

반면에 Carrasquillo(1981)의 실험결과는 콘크리트 타설 후에 지속적으로 습윤양생한 시편의 압축강도는 충분한 습윤양생 기간 후에 기건양생한 시편의 압축강도보다 작은 것을 나타낸다.

Figs. 5와 6에 양생조건에 따른 H100 및 H120 콘크리트의 28일 압축강도 및 56일 압축강도 측정값을 각각 나타내었다. 그림에 나타난 측정값은 모든 배치의 측정값을 반영한 평균값이다. 대부분의 H100 콘크리트 배치에서 3일 습윤양생한 시편의 압축강도는 지속적으로 습윤양생한 시편의 압축강도와 거의 비슷한 값을 나타낸다. 이러한 본 연구 실험결과는 앞서 이미 기술한 Asselani et al. 및 Carrasquillo의 연구결과와도 일치하는 경향

을 나타낸다. 구체적으로 H100 M1, M2, M3 및 M4 배치의 3일 습윤양생 시편의 28일 압축강도는 98.6, 92.1, 94.7 및 86.7 MPa 이고, 지속적으로 재령 28일까지 습윤양생한 시편의 28일 압축 강도는 93.5, 90.7, 94.1 및 88.4 MPa이다.

한편, H100 M1, M2, M3 및 M4 배치의 양생막 양생 시편의 28일 압축강도는 93.7, 88.7, 91.5 및 88.4 MPa이다. 양생막 양 생 시편의 압축강도는 3일 습윤양생 시편의 압축강도와 유사한 값을 나타낸다. 실험결과는 7일 동안의 양생막을 이용한 콘크리트의 보온과 습도 상태 유지가 콘크리트 강도 발현에 유리한 영 향을 미친 것을 나타낸다.

또한, H100 배합의 M3 및 M4 배치의 3일 습윤양생 시편의 56일 압축강도는 134.2 및 130.7 MPa이고, 지속적으로 습윤양 생한 시편의 56일 압축강도는 134.1 및 130.4 MPa이다. H100 배합의 3일 습윤양생 시편의 56일 압축강도와 지속적으로 습윤 양생한 시편의 56일 압축강도는 비슷하게 나타난다. 반면에, H100 M3 및 M4 배치의 양생막 양생 시편의 56일 압축강도는 131.0, 및 129.1 MPa로서, 3일 습윤양생 시편 및 56일 재령까지 지속적으로 습윤양생한 시편의 압축강도보다 작게 나타난다.

따라서, H100 배합의 경우, 3일 동안의 습윤양생은 콘크리트 의 28일 및 56일 압축강도에 효과적인 영향을 나타낸다.

Fig. 5에서 H120 배합의 3일 동안 증기양생한 시편의 28일 압 축강도는 양생막으로 양생한 시편의 28일 압축강도보다 11.8% 크게 나타난다. 또한, Fig. 6에서 H120 배합의 3일 동안 증기양 생한 시편의 56일 압축강도는 기건양생한 시편의 56일 압축강 도보다 3.1% 크게 나타난다. 따라서, 본 연구의 실험결과는 H120 배합의 압축강도 증가를 위해서 증기양생을 수행하는 것 이 효과적인 것을 나타낸다.

4.3 탄성계수

압축강도 실험에서 측정된 하중과 변위를 이용하여 압축강도 -변형률 곡선을 측정하였으며, 압축응력-변형률 곡선에서 변형 률이 0.00005인 점과 최대 하중의 40%에 해당하는 점의 선분의 기울기를 이용하여 탄성계수를 산정하였다.

$$E_c = \frac{f_2 - f_1}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \quad (1)$$

여기서, f_2 : 콘크리트 압축강도의 40%에 해당하는 압축응력
 f_1 : 변형률=0.00005에 해당하는 콘크리트 압축응력
 ε_2 : 콘크리트 압축강도의 40%에 해당하는 압축변형률
 ε_1 : 변형률=0.00005

Fig. 7에 양생조건에 따른 재령 28일 탄성계수 실험결과를 나 타내었으며, 실험결과는 모든 배치의 평균값이다. H100 배합의

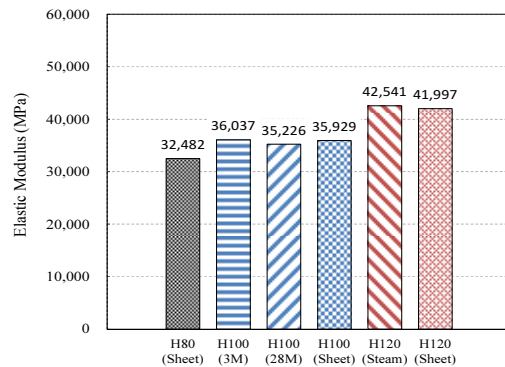


Fig. 7 Effect of curing method on elastic modulus at 28 days

경우, 3일 습윤양생 시편, 28일까지 지속적으로 습윤양생한 시 편 및 양생막으로 양생한 시편의 탄성계수는 각각 36037, 35226 및 35,929 MPa를 나타낸다. H100 배합의 실험결과는 3일 습윤 양생과 양생막 양생 기법은 콘크리트의 탄성계수 발현에 효과적 임을 나타낸다. H120 배합의 경우, 증기양생 시편 및 양생막 양 생 시편의 탄성계수는 각각 42,541 및 41,997 MPa로서 증기양 생 방법이 탄성계수 발현에 다소 유리한 것을 나타낸다.

콘크리트의 탄성계수는 콘크리트의 중요한 역학적 특성 중 하 나이다. 콘크리트의 탄성계수는 시멘트 페이스트, 골재의 강성, 화학혼화제, 양생방법 및 탄성계수 결정방법 등에 영향을 받는다. 대부분의 설계코드에서 콘크리트의 탄성계수는 압축실험에 서 결정된 콘크리트의 압축강도를 이용하여 탄성계수를 예측한다. 대부분 기존 제안식은 통상적인 배합과 재료를 사용하는 보 통강도 콘크리트에 효과적이다. 그러나 고강도 콘크리트는 시멘 트 대체 재료와 화학혼화제를 사용하여 매우 낮은 물-시멘트 비 를 갖는 배합을 사용한다. 이러한 인자는 콘크리트 탄성계수에 영향을 미칠 수 있으므로 기존 제안식의 적절한 적용 여부를 검 토하여야 한다. 현재 설계코드에서의 콘크리트 압축강도를 이용 한 탄성계수 예측식은 다음과 같은 형태를 나타낸다.

$$E_c = A (f_{ck})^B (\text{MPa}) \quad (2)$$

여기서, f_{ck} 는 콘크리트 압축강도, A 는 계수, B 는 지수이다. 콘크리트구조기준(KCI, 2012)의 콘크리트의 압축강도를 이 용한 탄성계수 산정식은 다음과 같다.

$$E_c = 8,500 \sqrt[3]{f_{ck}} (\text{MPa}) \quad (3)$$

ACI 318-14(ACI, 2014)과 AASHTO LRFD 설계기준(AASHTO, 2014)에서는 콘크리트의 압축강도를 이용한 탄성계수 예측식은 다음과 같이 제시하고 있다.

$$E_c = 4,700 \sqrt{f'_c} \text{ (MPa)} \quad (4)$$

반면에, ACI 363R-10(2010)은 콘크리트의 압축강도를 이용한 탄성계수를 다음과 같이 제안하고 있다.

$$E_c = 3,300 \sqrt{f'_c} + 6900 \text{ (MPa)} \quad (5)$$

또한, fib Model Code 2010에서의 탄성계수 산정식은 다음과 같다.

$$E_c = E_{co} \left(\frac{f_{ck}}{10} \right)^{\frac{1}{3}} \text{ (MPa)} \quad (6)$$

여기서, $E_{co}=21,500 \text{ (MPa)}$ 이다.

Fig. 8에 본 연구에서의 탄성계수 실험값과 주요 설계기준 제안식에 의한 탄성계수 예측값을 나타내었다. H100 배합 콘크리트의 탄성계수는 재령 28일의 탄성계수뿐만 아니라 재령 56일의 탄성계수를 포함한다. 따라서, H100 배합 콘크리트의 탄성계수는 두 개의 그룹으로 나뉘어 나타내었다. ACI 318-14 제안식과 fib Model Code 2010 제안식은 본 연구에서의 탄성계수 실험값을 과다평가한다. 특히, ACI 318-14 제안식은 실험값의 상한

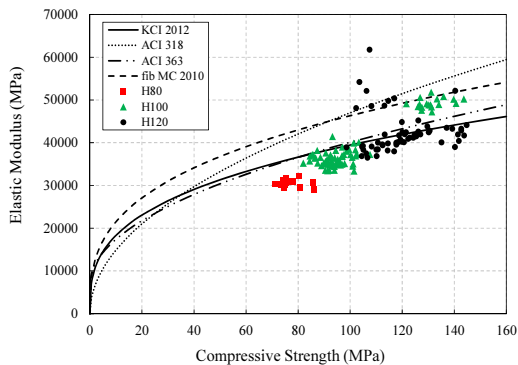


Fig. 8 Comparison of test results with predictions of elastic modulus

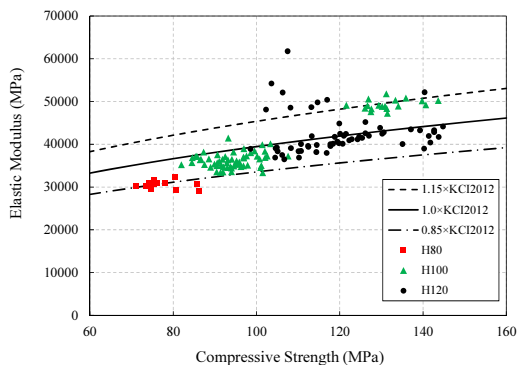


Fig. 9 Band of prediction of elastic modulus

선에 가까이 위치한다.

반면에, 콘크리트구조기준(2012)의 제안식과 ACI 363 제안식에 의한 예측값은 실험값과 잘 일치한다. Fig. 9에 콘크리트구조기준의 탄성계수 예측값, 콘크리트구조기준 제안값의 115%에 해당하는 예측선과 85%에 해당하는 예측선을 함께 나타내었다. 대부분의 실험값은 115% 예측값과 85% 예측값 사이에 존재한다. 따라서, 콘크리트구조기준 제안식에 의한 탄성계수 예측 결과는 본 연구의 압축강도 대상 범위에서 약 ±15%의 오차범위 내에서 실험값을 잘 예측한다.

4.4 쪼갬인장강도

양생조건에 따른 재령 28일 쪼갬인장강도 실험결과를 Fig. 10에 나타내었으며, 실험결과는 모든 배치의 평균값이다. H100 배합의 경우, 3일 습윤양생 시편, 28일까지 지속적으로 습윤양생한 시편 및 기건양생한 시편의 쪼갬인장강도는 각각 5.5, 4.6 및 4.4 MPa를 나타낸다. 실험결과는 3일 습윤양생은 콘크리트의 쪼갬인장강도 발현에 매우 효과적임을 의미한다. H120 배합의 경우, 증기양생 시편 및 기건양생한 시편의 쪼갬인장강도는 각각 6.6 및 6.7 MPa를 나타낸다.

현재 설계코드에서의 콘크리트 압축강도를 이용한 쪼갬인장강도 예측식은 식 (2)의 형태를 나타낸다. ACI 318-14(ACI, 2014)의 쪼갬인장강도 예측식은 다음과 같다.

$$f_{sp} = 0.56 \sqrt{f'_c} \text{ (MPa)} \quad (7)$$

여기서, f'_c 은 콘크리트의 압축강도이다.

ACI 363R-10(ACI, 2010)은 고강도 콘크리트의 쪼갬인장강도를 예측하기 위하여 두가지 예측식을 권장한다. 두 가지 예측식은 Carraquillo(1981)의 제안식과 Mokhtarzadeh(2000)의 제안식에 근거를 두고 있으며, 두 제안식을 식 (8)과 식 (9)에 나타내었다.

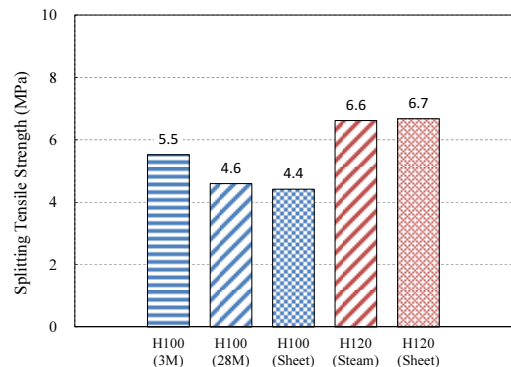


Fig. 10 Effect of curing method on splitting tensile strength at 28 days

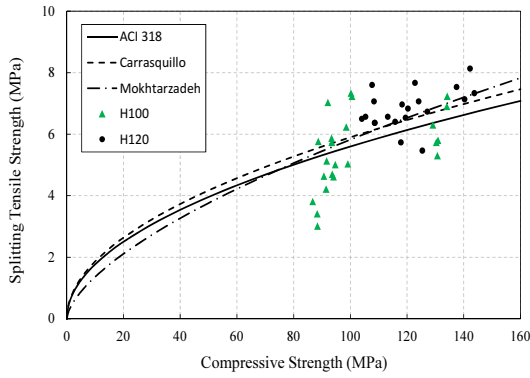


Fig. 11 Comparison of test results with predictions of splitting tensile strength

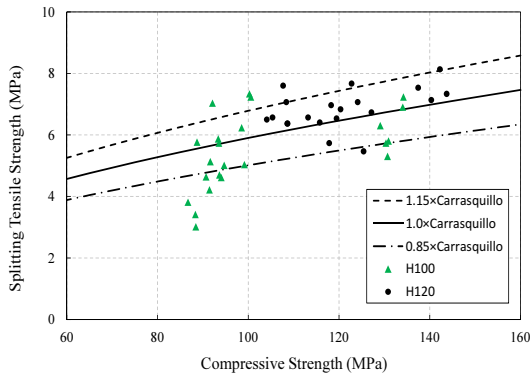


Fig. 12 Band of prediction of splitting tensile strength

$$f_{sp} = 0.59 \sqrt{f'_c} \text{ (MPa)} \quad (8)$$

$$f_{sp} = 0.32 (f'_c)^{0.63} \text{ (MPa)} \quad (9)$$

Fig. 11에 ACI 318-14와 ACI 363의 제안식에 의한 쪼갬인장 강도 예측결과를 본 연구의 실험결과와 나타내었다. 압축강도가 70 MPa 이하의 보통강도 콘크리트의 경우, Carrasquillo의 예측값이 제일 크고, Mokhtarzadeh의 예측값이 제일 작게 나타난다. 반면에 본 연구에서 대상으로 하고 있는 80~120 MPa의 압축강도 범주에서 ACI 318 예측값이 제일 작게 나타나며, ACI 363의 예측값이 실험값을 더욱 잘 예측한다. Fig. 12에 ACI 363의 Carrasquillo의 예측값과 함께 예측값의 115%에 해당하는 예측선과 85%에 해당하는 예측선을 함께 나타내었다. 대부분의 실험값은 115% 예측값과 85% 예측값 사이에 존재한다. 따라서, Carrasquillo 제안식에 의한 쪼갬인장강도 예측결과는 본 연구의 압축강도 대상 범위에서 약 ±15%의 오차범위 내에서 실험값을 잘 예측하고 있다.

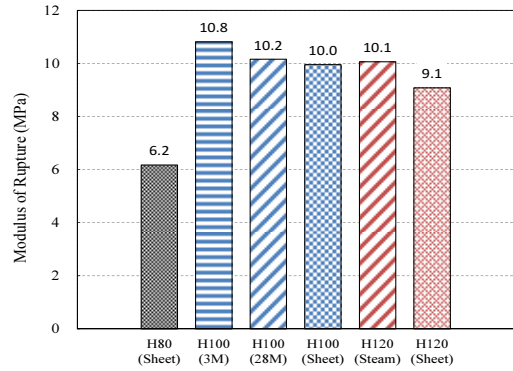


Fig. 13 Effect of curing method on modulus of rupture at 28 days

4.5 파괴계수

양생조건에 따른 재령 28일 파괴계수 실험결과를 Fig. 13에 나타내었으며, 실험결과는 모든 배치의 평균값이다. H100 배합의 3일 습윤양생 시편, 지속적으로 습윤양생한 시편 및 양생막을 이용하여 양생한 시편의 파괴계수는 각각 10.8, 10.2 및 10.0 MPa를 나타낸다. 실험결과는 3일 습윤양생이 콘크리트의 파괴계수 발현에 효과적임을 의미한다. H120 배합의 증기양생 시편 및 기건양생한 시편의 파괴계수는 각각 10.1 및 9.1 MPa이다. H120 배합의 경우, 증기양생이 콘크리트의 파괴계수 발현에 더욱 효과적임을 나타낸다.

설계코드에서의 콘크리트 압축강도를 이용한 파괴계수 예측식은 식(2)의 형태를 나타낸다. ACI 318-14(ACI, 2014)의 파괴계수 예측식은 다음과 같다.

$$f_r = 0.62 \sqrt{f'_c} \text{ (MPa)} \quad (10)$$

여기서, f'_c 은 콘크리트의 압축강도이다. 콘크리트구조기준(2012)의 파괴계수 예측식은 식(10)에서 계수를 0.62 대신에 0.63으로 규정하고 있으며, 이는 실질적으로 ACI 318-14의 파괴계수 예측식과 동일한 제안식이다.

ACI 363(ACI, 2010)은 고강도 콘크리트의 파괴계수를 예측하기 위하여 두 가지 예측식을 권장한다. 쪼갬인장강도를 예측하기 위한 제안식과 마찬가지로 파괴계수를 예측하기 위해 두 가지 식을 권장하고 있으며, Carrasquillo(1981)의 제안식과 Mokhtarzadeh(2000)의 제안식에 근거를 두고 있다. 두 제안식을 식(11)과 식(12)에 나타내었다.

$$f_r = 0.94 \sqrt{f'_c} \text{ (MPa)} \quad (11)$$

$$f_r = 0.25 (f'_c)^{0.79} \text{ (MPa)} \quad (12)$$

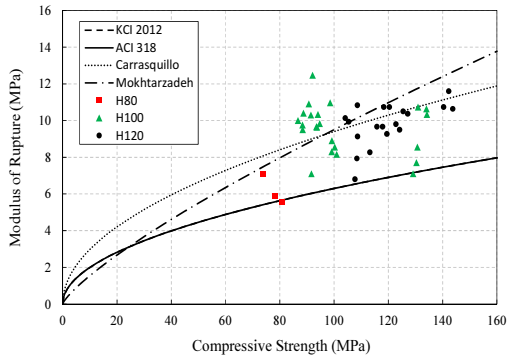


Fig. 14 Comparison of test results with predictions of modulus of rupture

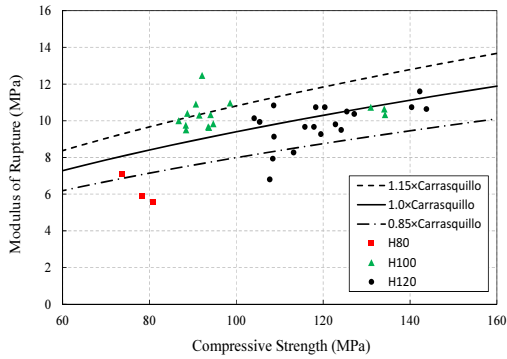


Fig. 15 Band of prediction of modulus of rupture

Fig. 14에 콘크리트구조기준 제안식, ACI 318-14의 제안식 및 ACI 363의 두 제안식에 의한 파괴계수 예측결과를 본 연구의 실험결과와 나타내었다. 콘크리트구조기준과 ACI 318의 예측값은 실험값을 과소평가하고 있다. 본 연구에서 대상으로 하고 있는 80~120 MPa의 압축강도 범위에서 ACI 363의 두 제안식에 의한 예측값이 실험값과 더욱 일치한다. 압축강도가 95 MPa 이상일 때, Mokhtarzadeh의 예측값은 Carrasquillo의 예측값보다 크게 나타난다.

Fig. 15에 ACI 363에서 제안한 Carrasquillo의 예측선과 함께 예측값의 115%에 해당하는 예측선과 85%에 해당하는 예측선을 함께 나타내었다. 대부분의 실험값은 115% 예측값과 85% 예측값 사이에 존재한다. 따라서, Carrasquillo 제안식에 의한 파괴계수 예측결과는 본 연구의 압축강도 대상 범위에서 약 ±15%의 오차범위 내에서 실험값을 잘 예측하고 있다.

5. 결론

이 연구에서는 압축강도 80~120 MPa 범위의 고강도 콘크리트의 역학 특성을 파악하기 위한 실험연구를 수행하였으며, 주

요결론은 다음과 같다.

- 1) H100 배합의 28일 이전 압축강도 발현율은 H120 배합의 28일 이전 압축강도 발현율보다 큰 반면에, H100 배합의 28일 이후 압축강도 발현율은 H120 배합의 28일 이후 압축강도 발현율보다 작다. 이는 각 배합의 실리카폼 배합량이 달라 압축강도 발현에 영향을 미친 것으로 판단된다.
- 2) H100 배합에서 3일 습윤양생은 고강도 콘크리트의 압축강도 발현에 유리한 영향을 미친다. 또한, H120 배합에서 증기양생을 수행한 콘크리트의 압축강도는 양생막을 이용하여 양생한 콘크리트의 압축강도보다 크게 나타난다.
- 3) 콘크리트구조기준 제안식과 ACI 363 제안식에 의한 탄성계수 예측값은 실험값과 잘 일치한다. 반면에, ACI 318 제안식을 이용한 탄성계수 예측값은 실험값을 과다평가한다.
- 4) 본 연구에서 대상으로 하고 있는 80~120 MPa의 압축강도 범주에서 ACI 318의 조깅인장강도 예측값이 실험값을 과소평가하며, ACI 363의 예측값이 실험값을 더욱 잘 예측한다.
- 5) 콘크리트구조기준과 ACI 318 제안식보다 ACI 363의 제안식에 의한 파괴계수 예측값이 실험값과 더욱 잘 일치한다. ACI 363의 파괴계수 예측결과는 ±15%의 오차범위 내에서 실험값을 합리적으로 예측하고 있다. 따라서, 80 MPa 이하의 압축강도를 갖는 콘크리트 실험결과를 주로 이용하여 제안된 ACI 363의 조깅인장강도와 파괴계수 예측식은 압축강도 120 MPa까지의 고강도 콘크리트에도 확장하여 적용할 수 있다고 판단된다.

감사의 글

본 연구는 환경부 환경정책기반공공기술개발사업(No.2016000700003) 연구비지원에 의해 수행되었습니다.

References

AASHTO LRFD (2014), Bridge Design Specifications, Seventh Edition, American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington DC

ACI Committee 318 (2014), Building Code Requirements for Structural Concrete and commentary (318-14), American Concrete Institute, Farmington Hills, Mi, 503.

ACI Committee 363 (2010), Report on High-Strength Concrete(ACI 363R-10), American Concrete Institute, Detroit, 65.

Aïtcin, P. C., Miao, B., Cook, W. D., and Mitchell, D. (1994), Effects of Size and Curing on the Cylinder Compressive Strength of normal and High-Strength Concrete, *ACI Materials Journal*, 91(4), 349-355.

Arshad, A. K., Cook, W. D., and Mitchell, D. (1995), Early Age

- Compressive Stress-Strain Properties of Low, Medium, and High-Strength Concretes, *ACI Materials Journal*, 92(6), 617-624.
- Asselanis, J. G., Aitcin, P. C., and Mehta, P. K. (1989), Effect of Curing Conditions on the Compressive Strength and Elastic Modulus of Very High-Strength Concrete, *Cement, Concrete, and Aggregates*, 11(1), 80-83.
- Bartlett, F. M. and MacGregor, J. G. (1994), Assessment of Concrete Strength in Existing Structures, *Structural Engineering Report*, No. 198, Department of Civil Engineering, University of Alberta, Edmonton, AB, Canada, 297.
- Carrasquillo, R. L., Nilson, A. H., and Slate, F. O. (1981), Properties of High Strength Concrete Subject Short-Term Loads, *ACI Structural Journal*, 78(3), 161-178.
- Chin, M. S., Mansur, M. A. and Wee, T. H. (1997), Effects of Shape, Size and Casting Direction of Specimens on Stress-Strain Curves of High-Strength Concrete, *ACI Materials Journal*, 94(3), 209-218.
- Iravani, S. (1996), Mechanical Properties of High-Performance Concrete, *ACI Materials Journal*, 93(5), 416-425.
- KCI (2012), Design Code for Structural Concrete, Korea Concrete Institute.
- Légeron, F. and Paultre, P. (2000), Prediction of Modulus of Rupture of Concrete, *ACI Materials Journal*, 97(2), 193-200.
- Mokhtarzadeh, A. and French, C. (2000) Mechanical Properties of High-Strength Concrete with Consideration for Precast Applications, *ACI Materials Journal*, 97(2), 136-148.
- Neville, A. M. (1995), Properties of Concrete, Fourth Edition, New York: J. Wiley, New York, 844.
- Parrott, L. J. (1979), Simplified Methods of Predicting the Deformation of Structural Concrete, *Development Report*, No.3, Cement and Concrete Association, 11.
- Sarkar, S. L. and Aitcin, P. C. (1987), Dissolution Rate of Silica Fume in Very High-Strength Concrete, *Cement and Concrete Research*, 17, 591-601.
- Wee, T. H., Chin, M. S., and Mansur, M. A. (1996) Stress-Strain Relationship of High-Strength Concrete in Compression, *Journal of Materials in Civil Engineering*, 8(2), 70-76.
- Zhang, D. and Wu, K. (2001) Fracture Properties of High-Strength Concrete, *Journal of Materials in Civil Engineering*, 13(1), 86-88.

Received : 10/13/2017

Revised : 10/16/2017

Accepted : 10/17/2017

요 지 : 이 연구에서는 고강도 콘크리트의 역학적 특성을 파악하기 위한 실험연구를 수행하였다. 80~120 MPa 범위의 압축강도를 갖는 고강도 콘크리트를 대상으로 실험연구를 수행하였다. 물-결합재비의 압축강도에 대한 영향, 시간에 따른 압축강도의 발현 및 양생조건의 압축강도에 대한 영향을 분석하였다. 또한, 양생조건에 따른 콘크리트의 탄성계수, 쪼갬인장강도 및 파괴계수 특성을 파악하였다. 탄성계수, 쪼갬인장강도 및 파괴계수의 실험결과와 기존설계코드에 의한 예측결과를 비교하였다. 콘크리트구조기준의 탄성계수 제안식은 실험값을 합리적으로 예측한다. 반면에, 콘크리트구조기준은 파괴계수 실험값을 과소평가하고 있다. ACI 363R의 쪼갬인장강도와 파괴계수 예측값과 실험값은 잘 일치하고 있다. 따라서, ACI 363R의 쪼갬인장강도와 파괴계수 예측식은 120 MPa까지의 고강도 콘크리트에 효과적으로 활용될 수 있다.

핵심용어 : 고강도 콘크리트, 양생 조건, 압축강도, 탄성계수, 쪼갬인장강도
