



고온을 받은 나일론 섬유 보강 고강도 콘크리트의 크리프 거동

김영선¹⁾ · 이태규¹⁾ · 김우재²⁾ · 김규용^{1)*}

¹⁾충남대학교 건축공학과 ²⁾포스코 건설 R&D센터

Creep Behavior of High-Strength Concrete with Nylon Fibers at Elevated Temperatures

Young-Sun Kim,¹⁾ Tae-Gyu Lee,¹⁾ Woo-Jae Kim,²⁾ and Gyu-Yong Kim^{1)*}

¹⁾Dept. of Architectural Engineering, Chungnam National University, Taejeon 305-764 Korea

²⁾POSCO E&C R&D Center, Incheon 406-732 Korea

ABSTRACT Recently, to prevent explosive spalling of high-strength concrete (HSC) members, the usage of nylon fiber instead of polypropylene fiber has increased. Past experimental studies have been conducted to examine the spalling and mechanical properties of HSC with nylon fibers when exposed to elevated temperature. However, the previous studies on HSC with nylon fibers subjected to high temperatures were performed only on the properties such as spalling, compressive strength, and elastic modulus rather than investigations on the behaviors such as thermal strain, total strain, steady state creep, and transient creep. Therefore, in this study thermal strain, total strain, steady state creep, and transient creep of HSC mixed with nylon fibers with water to binder ratio of 0.30 to 0.15 were tested. The experimental results showed that nylon fibers did not affect the performance of HSC with nylon fibers at high temperatures. However, HSC with nylon fibers generated a larger transient creep strain than that of HSC without fibers and normal strength concrete.

Keywords : high strength concrete, high temperature, nylon fiber, creep behavior, transient creep

1. 서 론

최근 국내에서 고강도 콘크리트를 사용한 고층 구조물의 건설은 일반화되어지고 있다. 이는 고강도 콘크리트의 강도, 워커빌리티 및 내구성이 상온에서 보통 강도 콘크리트에 비해 매우 우수하기 때문으로 건축 구조물의 고층화 및 거대화를 충족시키기 위해 고강도 콘크리트의 사용은 앞으로도 계속 증가될 것으로 전망된다.¹⁾

이와 같은 고강도 콘크리트는 많은 기존 연구에서 보고된 바와 같이 낮은 물시멘트비에 의해 내부가 치밀해져 화재시 폭발에 따른 급격한 성능 저하뿐만 아니라 보통 강도 콘크리트에 비해 고온에서 역학적 성능의 저하가 더욱 크게 일어난다. 따라서, 고온을 받은 고강도 콘크리트의 성능을 이해하기 위한 연구의 필요성이 강조되고 있다.^{2,3)}

폭발 발생을 억제하기 위해 내화 보드, 내화 도료, 섬유 혼입 등과 같은 다양한 방법들이 이용되고 있다. 이중 섬유 혼입 공법에 의한 연구가 가장 많이 수행되고 있

는데, 특히 김규용,³⁾ 한천구,⁴⁾ 염광수,⁵⁾ 원종필,⁶⁾ Kalifa⁷⁾ 및 Bilodeau⁸⁾ 등과 같은 다수의 연구자들은 폴리프로필렌(polypropylene, PP)섬유에 의한 폭발 억제 성능을 제시하였다.³⁻⁸⁾

이러한 가운데 최근 폭발 방지용 섬유로 PP 섬유를 대신하여 나일론(nylon) 섬유가 사용된 연구가 발표되고 있다.⁹⁻¹¹⁾ 나일론 섬유는 폴리아미드(polyamide) 계열의 합성섬유로서 콘크리트에 혼입시 우수한 분산력과 및 건조 수축을 감소시키는데 효과가 있으며,^{12,13)} PP 섬유를 혼입한 콘크리트 보다 압축강도 및 인장강도에서 향상된 결과를 나타내고 있다.¹³⁾ 또한, 고온 환경에 있어서도 나일론 섬유는 PP 섬유와 동등 및 그 이상으로 고강도 콘크리트의 폭발 방지에 대한 우수한 능력을 보여 콘크리트용 섬유로서 우수한 성능이 입증되어 왔다.^{9,10)}

한편, 고온 및 하중하에서 콘크리트의 변형은 화재시 구조물의 성능을 평가하는데 가장 중요한 특성중 하나이다. 예로서 화재 온도에서 약 120~180분에 노출된 콘크리트 구조 부재의 크리프 변형값은 일반 환경하에서 약 20~30년 동안 발생한 크리프 변형값과 유사할 정도로 구조물의 성능을 크게 좌우할 수 있는 요인이다.¹⁴⁾ 이와 같이 화재시 철근콘크리트 구조 부재의 거동을 평가하기 위해서는 고온에서의 콘크리트 크리프뿐만 아니라, 열팽

*Corresponding author E-mail: gyuyongkim@cnu.ac.kr

Received April 18, 2011, Revised May 30, 2011,

Accepted May 30, 2011

©2011 by Korea Concrete Institute

창 변형(thermal strain), 전체 변형(total strain) 및 과도 변형(transient creep) 등 다양한 변형 요소들의 데이터가 필요하게 된다. 따라서 강석원,¹⁵⁾ 김홍열,¹⁶⁾ Anderberg,¹⁷⁾ Hirashima,¹⁸⁾ Kodur,¹⁹⁾ Khoury²⁰⁾ 및 Wu²¹⁾ 등이 이를 위해 고온을 받은 콘크리트의 다양한 열적 거동 연구를 수행하여 발표하였으나, 고온의 극한 환경하에서 장시간 하중을 유지해야한다는 어려운 실험 조건 때문에 아직 연구 데이터는 부족한 상태이다.

종합적으로 지금까지 언급한 내용에 의해 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 열적 특성에 대한 평가는 필요하다. 그러나, 고온하에서 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 크리프 거동을 평가한 연구는 전무한 상태이다. 이에 이 연구에서는 여러 온도 조건 및 하중하에서 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 압축강도 및 크리프 시험을 수행하여 그 결과를 제시하는데 목적이 있다.

2. 실험 계획 및 방법

2.1 실험 계획

이 연구의 실험 계획은 Table 1에 나타낸 바와 같다.

고온을 받은 고강도 콘크리트의 변형 특성을 평가하기 위하여 물결합재비(W/B)는 0.30, 0.26, 0.23, 0.20 및 0.15로 하였으며, 각각의 W/B에 대하여 가열전 평가한 압축강도의 0% 및 30%의 하중 조건과 100°C, 200°C, ..., 700°C 및 800°C의 온도하에서 압축강도가 평가되었다. 또한, 200°C, 400°C, 600°C 및 800°C의 온도에서 정적 상태 크리프 시험 방법에 의해 열팽창 변형, 전체 변형 및 크리프에 대한 평가가 수행되었으며, 평가된 결과값에 의해 과도 변형을 산출하였다.

한편, 시험체 제작시 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 굳지 않은 콘크리트 특성 평가를 위해 슬럼프-플로우 및 공기량 시험을 실시하였다.

2.2 사용 재료

이 연구에서는 결합 재료로서 KS L 5201에 준한 1종 보통 포틀랜드 시멘트 및 4종 저열 포틀랜드 시멘트와 상용적으로 사용되고 있는 실리카폼, 고로슬래그, 플라이애쉬 및 무수석고를 사용했다. 사용된 결합 재료의 특성은 Table 2와 같다.

사용한 골재는 물결합재비에 따라 구분하여 사용하였다. W/B 0.30~0.20의 경우 잔골재는 밀도 2.60 g/cm³의 세

Table 1 Experimental outline

Factors considered			Test conducted	
W/B ¹⁾	Level of restraining load (f _c %)	Temperature condition ²⁾ (°C)	Fresh concrete	Hardened concrete
0.30	0,	20(room temperature),	· Slump-flow (mm) · Air content (%)	· Compressive strength (MPa) · Thermal strain · Total strain · Steady state creep · Transient creep · Creep recovery
0.26	30	100, 200, 300,		
0.23		400, 500, 600,		
0.20		700, 800		
0.15				

¹⁾Water to binder ratio

²⁾Steady state creep tests are carried out at 200°C, 400°C, 600°C and 800°C

Table 2 Properties of used binders

Materials	OPC ¹⁾	LPC ²⁾	SF ³⁾	BFS ⁴⁾	FA ⁵⁾	AG ⁶⁾
Chemical composition (%)						
SiO ₂	21.65	25.3	96.56	32.75	49.8	0.73
Al ₂ O ₃	5.41	3.1	0.06	13.78	23.9	0.17
Fe ₂ O ₃	3.24	3.6	0.02	0.42	7.64	0.16
CaO	63.37	62.5	0.16	43.51	7.89	41.57
MgO	2.28	1.8	0.3	3.8	3.13	-
K ₂ O	1.04	0.51	0.31	0.49	1.10	0.03
SO ₃	2.04	2.3	-	4.23	-	55.5
Loss on ignition (%)	0.97	0.64	-	-	3.99	-
Density (g/cm ³)	3.15	3.22	2.22	2.91	2.2	2.91
Specific surface (cm ² /g)	3630	3500	2 × 10 ⁵	4530	4600	3550

¹⁾OPC : ordinary portland cement

²⁾LPC : low-heat portland cement

³⁾SF : silica fume

⁴⁾BFS : blast furnace slag

⁵⁾FA : fly ash

⁶⁾AG : anhydrous gypsum

척사, 굵은 골재는 최대 치수 20 mm, 밀도 2.62 g/cm³의 화강암계 쇄석을 사용했다. 반면 W/B 0.15의 경우에는 높은 강도 발현을 위해 잔골재는 밀도 2.88 g/cm³의 현무암계 부순 모래, 굵은 골재는 최대 치수 13 mm, 밀도 2.80 g/cm³의 현무암계 쇄석을 사용하였다.

폭렬 방지를 위한 유기 섬유는 길이 13 mm, 밀도 1.10 g/cm³, 용융점 225°C 및 변장비(aspect ratio, lf/df) 565의 나일론 섬유를 사용했다. 각 W/B에 사용된 나일론 섬유의 혼입량은 선행 연구에서 폭렬을 억제하기 위해 도출된 최적의 혼입량을 적용하였다. 이 최적의 나일론 섬유 혼입량은 Ø100 × 200 mm의 원주형 시험체를 사용하여 ISO-834 표준 화재 온도에 의한 1시간 가열 시험을 통해 결정되었고 400 × 400 × 3,500 mm 크기의 단주 시험체의 3시간 내화 시험에 의해 최종적으로 폭렬 방지 효과가 확인되었다.^{9,21)}

모든 콘크리트 배합은 폴리카르본산 계열의 고성능 감수제를 사용하였다. W/B 0.30~0.20은 고형분 20%의 고성능 감수제를 사용했고, W/B 0.15의 경우 고형분 30%의 고성능 감수제를 사용하였다. 한편, 콘크리트 배합의 준비된 골재의 최대 크기, 조립률, 표면 밀도, 흡수율 등과 같은 골재의 물리적 성질을 시험했으며 결과값은 Table 3과 같다.

2.3 콘크리트 배합 및 시험체 제작

Table 4는 콘크리트 배합을 나타낸 것이다. 설계기준강

Table 3 Physical properties of aggregate

Properties	W/B 0.30~0.20		W/B 0.15	
	Fine aggregate	Coarse aggregate	Fine aggregate	Coarse aggregate
Maximum size (mm)	5	20	5	13
Fineness modulus	2.85	6.50	3.20	5.80
Specific gravity (g/cm ³)	2.60	2.62	2.88	2.80
Water absorption (%)	1.00	0.90	2.37	2.21

Table 4 Mix proportion of high-strength concrete used in study

W/B ¹⁾	S/a ²⁾ (%)	SF/B (%)	BFS/B (%)	FA/B (%)	AG/B (%)	Water (kg/m ³)	Unit weight (kg/m ³)								Unit volume (l/m ³)		
							C	SF	BFS	FA	AG	S	G ³⁾	Fiber	SP ⁴⁾	S	G
0.30	49	-	25	5	-	164	380	-	136	27	-	810	860	0.6	3.91	312	328
0.26	47	-	29	8	-	163	392	-	180	50	-	743	854	0.8	4.54	286	326
0.23	46	5	30	8	-	163	399	35	210	56	-	718	859	1.0	8.40	276	328
0.20	46	8	32	8	-	163	418	64	257	64	-	671	803	1.5	12.04	258	306
0.15	70	12	18	-	5	155	672	124	186	0	52	975	414	3.0	35.12	339	148

¹⁾Water to binder ratio

²⁾Fine aggregate to aggregate ratio : S/a = V_{fine aggregate} / (V_{fine aggregate} + V_{coarse aggregate})

³⁾Coarse aggregate

⁴⁾High range water reducing admixture

도 50 MPa, 60 MPa, 80 MPa, 100 MPa 및 150 MPa을 위한 W/B는 0.30, 0.26, 0.23, 0.20 및 0.15로서 국내 건설사에서 실제 건축 구조물에 사용된바 있는 콘크리트 배합을 이용하였다.

시험체를 제작하기 전 슬럼프-플로우 및 공기량 등의 굳지 않은 콘크리트 성질을 평가하였으며, 잔골재율과 굵은골재 최대치수의 변화에 따른 작업성의 변화 정도를 관찰하였다. 슬럼프-플로우는 KS F 2402 및 KSCE 2003-02, 공기량은 KS F 2421을 참고하여 측정하였으며, 모든 콘크리트에서 650 ± 50 mm의 슬럼프-플로우 값과, 1.5 ± 1%의 공기량 값을 만족하는 것으로 나타났다.

시험체 제작은 각 배합별로 콘크리트를 비빈 후 Ø100 × 200 mm의 철제 몰드에 의해 공시체를 제작하였으며, 24시간 후 탈형하여 20 ± 2°C의 수중에서 표준 양생을 실시하였다. 표준 압축강도 측정을 위한 시험체는 재령 28일까지 수중에서 양생하였고, 가열 시험을 위한 시험체는 수중에서 7일간 양생한 후 상대습도 50 ± 5%, 온도 20 ± 2°C의 항온 항습실에서 가열 시험 전까지 기건 양생하였다. 고온에서의 압축강도 평가 시험은 재령 약 120일, 크리프 시험은 재령 약 180일에서 실시되었으며, 시험 전에는 시험체의 상·하면을 콘크리트용 연마기를 사용하여 평활하게 마감처리를 하였다.

2.4 시험 방법

2.4.1 시험장치 및 가열 방법

이 연구에서는 가열 및 하중을 동시에 적용하기 위해 Fig. 1과 같이 전기 가열로와 자동적으로 변형 및 하중 재하가 가능한 2,000 kN급 UTM을 연결시킨 재하·가열 시험 장치를 사용하였다. 또한, 가열의 효율성을 높이기 위해 Fig. 1의 사진과 같은 열전달지그를 사용하였으며, 가열 방법은 시험체 상·하부에 위치한 재하지그를 가열하여 시험체에 열을 전달하는 간접 가열 방법을 사용하였다.²³⁾ 전기 가열로는 내열 및 단열을 위해 세라믹 화이버 블랭킷(ceramic fiber blanket)으로 채워져 있으며, 특수 제작 금속히터를 사용해 최고 1,000°C까지 가열 및 자동 온도 조절이 가능하다. 시험체의 변형은 가열로 상·

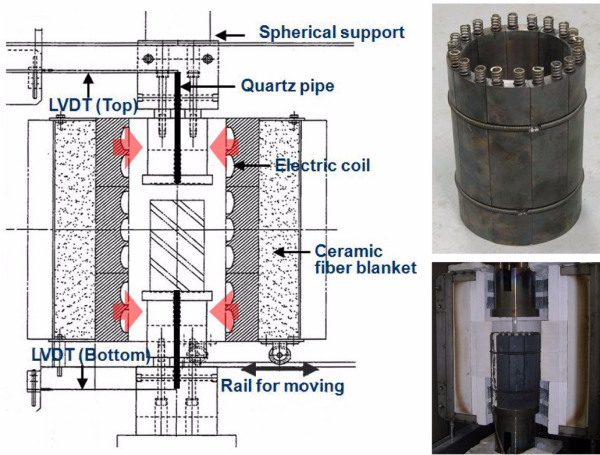


Fig. 1 Test equipment for heating and loading

하부에 설치되어 있는 LVDT에 의해 측정되었다. 시험체의 축변형은 직경 10 mm의 석영관에 의해 가열로 외부에 설치된 LVDT로 시험체의 변형이 역학적으로 전달되었다. 하중과 변형 데이터는 데이터로거에 의해 1초 주기로 기록되었다.

가열 방법은 1°C/min의 속도로 목표 온도까지 가열하고 30분간 목표 온도를 유지한 후 압축강도 평가 또는 크리프 시험을 실시하였다.

2.4.2 압축강도 시험

고온에서 콘크리트의 압축강도 시험은 비재하(unstressed test) 및 재하 시험(stressed test)에 의해 실시하였다. 비재하 시험은 Fig. 2의 열팽창 변형 시험과 같이 시험체를 고정하기 위해 약 0.25 MPa의 하중을 재하한 후 목표 온도까지 가열을 실시하였고, 재하 시험은 Fig. 2의 전체 시험과 같이 가열 시험전 평가한 상온 압축강도의 30% 하중(σ)을 재하한 후 시험체의 변형이 안정된 상태에서 가열을 실시하였다. 최종적으로 압축강도 시험은 KS F 2405에 준하였으며, 축하중은 분당 0.5 mm의 축 변형 속도로 적용하였다.

2.4.3 크리프 시험

Fig. 2는 콘크리트의 열팽창 변형, 전체 변형 및 고온에서의 크리프 시험 방법을 나타낸 것으로 RILEM에서 추천하는 시험 방법을 사용하였다.²²⁾

열팽창 변형은 콘크리트의 변형에 영향을 미치지 않는 범위의 하중하에서(이 연구에서는 0.25 MPa를 적용) 목표온도(T_{max})까지 가열을 실시할 때 발생하는 콘크리트의 변형을 측정하였다.

전체 변형은 콘크리트 상온 강도의 30% 하중(σ)을 재하한 후 목표 온도(T_{max})까지 가열을 실시할 때 발생하는 콘크리트 시험체의 변형을 측정하였다.

크리프 시험은 앞서 기술한 열팽창 변형 시험 방법에 의해 설정된 목표 온도(T_{max})에 도달한 후 30분간 유지한 상태인 t_0 에서 상온 압축강도의 30% 하중을 재하하였다. 이 하중은 5시간(t_1) 유지되었으며, 이 때 발생한 시험체의 변형을 크리프로서 산정하였다.

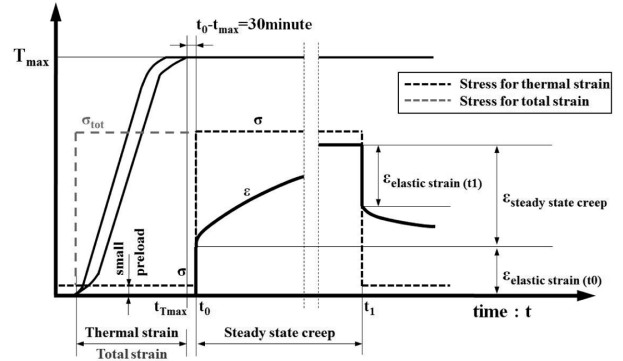


Fig. 2 Heating and loading schemes for test²²⁾

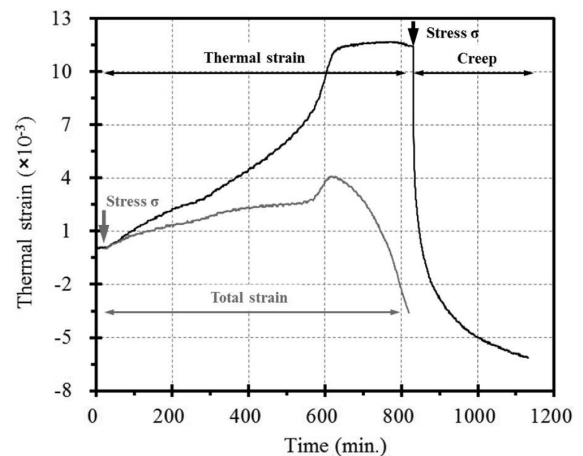


Fig. 3 Creep test result of HSC with nylon fiber (W/C 0.30, 800°C)

크리프 시험을 실시하는 동안의 모든 데이터는 30초 주기로 기록하였다. Fig. 3은 Fig. 2에 도식화한 시험 방법으로 목표 온도 800°C에 대한 W/B 0.30 콘크리트 시험체의 전체 실험 결과를 예시로 나타낸 것이다.

3. 실험 결과 및 고찰

3.1 압축강도

이 연구에 사용된 시험체의 압축강도는 Table 5와 같다. 시험체의 28일 표준 압축강도는 W/B 0.30, 0.26, 0.23, 0.20 및 0.15에 대하여 각각 77.0 MPa, 89.5 MPa, 95.8 MPa, 98.6 MPa 및 176.0 MPa로 나타났다. 또한, 7일 수중 양생 및 가열 전까지 기건 양생을 실시한 시험체의 경우 재령 약 120일에서의 압축강도는 66.6 MPa, 75.1 MPa, 97.3 MPa, 104.2 MPa 및 162.1 MPa로 각각 나타났다.

또한, 100~800°C 범위에서 평가한 고온에서의 압축강도 시험 결과는 기존 연구 결과^{12,16-18)}들과 유사한 경향으로 온도가 증가함에 따라 압축강도가 감소하는 것으로 나타났으며, 상온 압축강도의 30%를 재하한 경우 800°C에서 W/B 0.30의 시험체를 제외한 대부분의 시험체가 압축강도 시험전 가열중 축하중에 의해 파괴되는 것으로 나타났다.

Table 5 Compressive strength of high-strength concrete at high temperature and room temperature

W/B	Stress ratio (%) ¹⁾	Age : 28 days Compressive strength (MPa)	Age : 120 days Compressive strength (MPa)									Moisture content ²⁾ (%)
			20°C	100°C	200°C	300°C	400°C	500°C	600°C	700°C	800°C	
			0.30	0	77.0	66.6	63.7	54.0	72.4	61.1	49.8	
30	77.0	66.6	64.7	75.4	80.7	68.3	56.0	49.2	42.3	35.6		
0.26	0	89.5	75.1	55.9	72.9	55.0	49.0	43.1	36.7	30.3	23.6	3.74
	30			62.2	72.0	67.2	62.0	56.7	41.1	25.4	9.8	
0.23	0	95.8	97.3	73.6	64.3	81.5	61.4	41.2	35.8	30.3	24.9	3.95
	30			73.2	78.2	73.1	67.7	62.4	49.9	37.4	24.9	
0.20	0	98.6	104.2	75.4	83.1	72.4	60.3	48.3	41.1	34.0	26.9	2.85
	30			76.2	80.6	77.9	70.0	62.2	43.2	24.2	5.3	
0.15	0	176	162.1	90.8	138.0	109.5	106.0	102.4	82.3	62.1	42.0	1.93
	30			136.3	155.5	126.3	119.8	113.4	78.9	44.4	10.0	

¹⁾Stress ratio = prestress/compressive strength at room temperature

²⁾Dry in a 105°C oven for 1week

3.2 열팽창 변형

Fig. 4는 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 열 팽창 변형을 나타낸 것이다. W/B 0.30~0.20 범위에 대한 나일론 섬유보강 고강도 콘크리트의 열팽창 변형은 약 630°C까지 온도가 상승함에 따라 팽창하였으며, 이후에는 큰 변화 없이 유지되는 것으로 나타났다. 약 500°C 이후의 온도에서 열팽창 변형이 급격하게 증가하는데, 이는 골재에서 석영의 변화에 의해 야기된 것으로 판단된다.^{16,19)} 또한, 이 연구에서 약 630°C 이후 급격히 증가하던 열팽창 변형은 일정한 값으로 수렴하였으며, 700°C 이후 수렴된 값과 유사하게 유지 또는 미소하게 수축하는 경향을 나타냈다. 이는 Fig. 5와 같이 사용된 골재의 원석인 화강암의 열팽창계수가 계속 상승하다 약 600~700°C까지 감소하는 결과에 의한 것으로 생각된다. 또한, 700°C 이후 골재의 열팽창계수는 다시 상승되나 이 온도 범위에서는

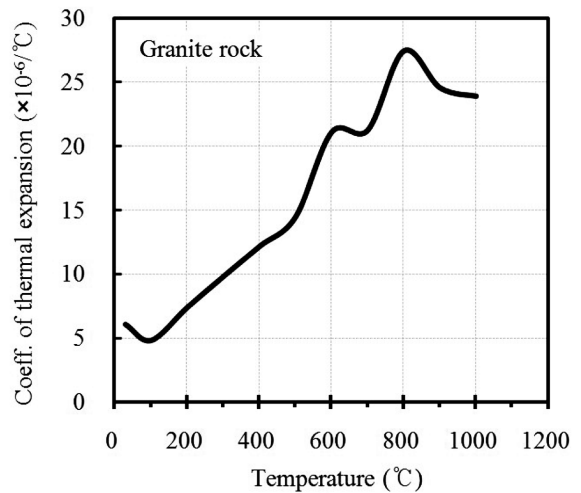


Fig. 5 Coefficient of thermal expansion of granite

경화한 시멘트풀의 수축이 시작되고, 이어서 CSH상이 분해되기 때문에 고강도 콘크리트의 열팽창 변형은 골재의 팽창에 따라 더 이상 상승하지 않고 유지 또는 감소하는 경향을 나타낸 것으로 판단된다.^{19,24)}

한편, W/B 0.15의 콘크리트는 앞서 기술한 W/B 0.30~0.20 범위의 콘크리트 시험체 열팽창 변형과 다른 경향을 나타내고 있다. 약 250°C까지 열팽창 변형이 증가하다 이후 700°C까지는 큰 변화 없이 250°C에서의 변형값과 유사한 값을 나타내었으며, 700°C 이후 급격하게 열팽창 변형이 저하하는 것으로 나타났다. 그러나, 일반적으로 현무암 골재는 화강암 또는 다른 암석에 비해 열팽창 계수가 낮기 때문에 이를 사용한 콘크리트는 열팽창 변형이 작게 일어날 뿐 온도 상승에 따른 변형 패턴은 화강암, 규산질 및 탄산염 골재를 사용한 콘크리트와 유사한 변형 패턴을 나타내는 것으로 보고되고 있다.^{20,24)} 이 연구와 기존 연구의 상이한 열팽창 변형은 고강도 콘크리트의 높은 단위 결합 재량과 잔골재율의 차이에 의한 결

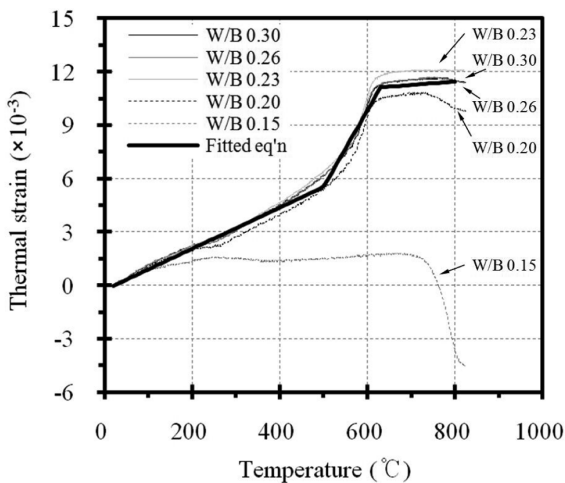


Fig. 4 Thermal strain of HSC with W/B

과로 판단된다. Table 3에서 W/B 0.30, 0.26, 0.23, 0.20 및 0.15에 대한 시멘트/굵은 골재 비는 각각 0.44, 0.46, 0.46, 0.52 및 1.62이다. 또한, 콘크리트 부피에 대한 굵은 골재 부피는 각각 32.8%, 32.6%, 32.8%, 30.6% 및 14.8%로 나타난다. W/B 0.15%의 시멘트/굵은 골재 비는 다른 배합에 비해 약 3배 이상 높은 값을 나타내며, 콘크리트 부피에 대한 굵은 골재 부피는 약 1/2의 값을 나타내고 있다. 따라서 콘크리트의 열팽창 변형을 증가시키는 주요 요인인 굵은 골재의 부피가 감소되어 열팽창 변형 값은 감소되고, 높은 단위 결합 재량은 온도가 상승함에 따라 수축 정도가 더 크기 때문에 Fig. 4와 같이 W/B 0.15의 콘크리트 열팽창 변형이 약 250°C 이후 증가하지 못하고 일정한 값으로 유지되는 결과를 나타낸 것으로 생각된다. 700°C 이후의 온도에서는 앞서 기술한 바와 같이 경화 시멘트풀의 수축과 함께 CSH상의 분해로 열팽창 변형의 감소는 더욱 증가한 것으로 보인다.

W/B 0.30~0.20의 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 온도(T)에 대한 열팽창 변형(ϵ_{th})의 예측식을 다음과 같이 제시했다.

$$\begin{aligned} \epsilon_{th} &= 0.0116T - 0.2677 & (20^\circ\text{C} \leq T < 500^\circ\text{C}) \\ \epsilon_{th} &= 0.043T - 15.9679 & (500^\circ\text{C} \leq T < 630^\circ\text{C}) \\ \epsilon_{th} &= 0.0019T + 9.925 & (630^\circ\text{C} \leq T < 800^\circ\text{C}) \end{aligned} \quad (1)$$

예측식은 실험 결과의 회귀 분석을 통하여 얻어졌다. 예측식에 의한 열팽창 변형의 값은 비교적으로 참고하기 위해 Fig. 4에 표시하였다.

Fig. 6은 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트(화강암 골재), PP 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트(탄산염 골재), 섬유를 혼입하지 않은 고강도 콘크리트(규산질 골재) 및 보통 강도 콘크리트의 열팽창 변형을 나타낸 것이다.^{19,14,25-26)}

약 500°C까지 고강도 콘크리트가 보통 강도 콘크리트보다 다소 크지만 유사한 형태의 열팽창 변형을 나타내고 있다. 그러나, 약 500°C 이후 고강도 콘크리트는 섬유 혼입 유무 및 종류와 관계없이 열팽창 변형이 급격하게

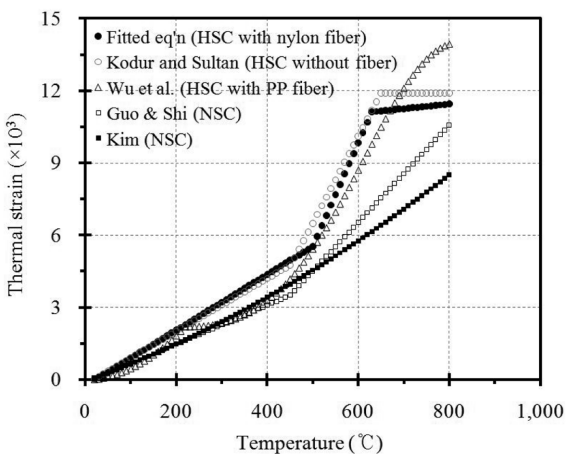


Fig. 6 Comparisons between HSC with/without fiber and NSC

상승하여 보통 강도 콘크리트의 열팽창 변형과 차이를 나타내고 있다. 또한, 나일론 섬유를 혼입한 콘크리트의 열팽창 변형은 섬유를 혼입하지 않은 콘크리트에 비해 500°C 이후 약간 낮은 값을 보이고 있지만, 전체적으로 아주 유사하게 나타났다.

3.3 전체 변형

Fig. 7은 W/B에 따른 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 전체 변형을 나타낸 것이다. 유사한 시험 결과를 나타낸 열팽창 변형과 달리 전체 변형은 W/B가 낮아짐에 따라 높은 온도에서 더 큰 수축 경향을 나타내고 있다. Table 5와 같이 온도 증가에 따른 압축강도의 감소는 W/B가 작을수록 큰 것으로 나타났다. 이에 초기에 재하한 상온 압축강도 30%에 해당하는 하중(σ)과 각 온도별 압축강도($f_c(T)$)와의 비는 Fig. 8과 같이 온도가 상승함에 따라 증가하고, W/B가 작을수록 크게 증가하는 것으로 나타났다. 따라서 상온 압축강도의 30% 하중을 동일하게 적용하였으나 온도가 높아짐에 따라 압축강도의 저하율

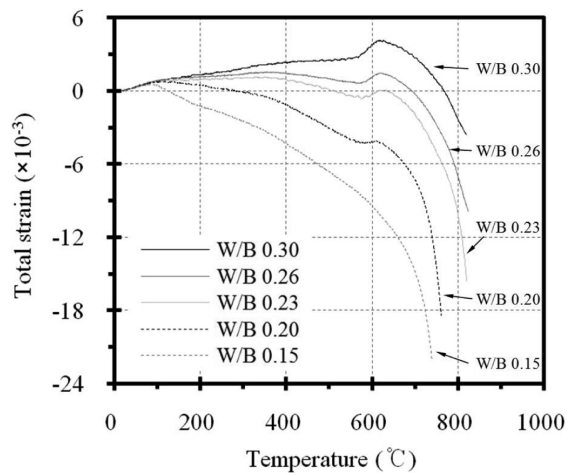


Fig. 7 Total strain of HSC with W/B ratios

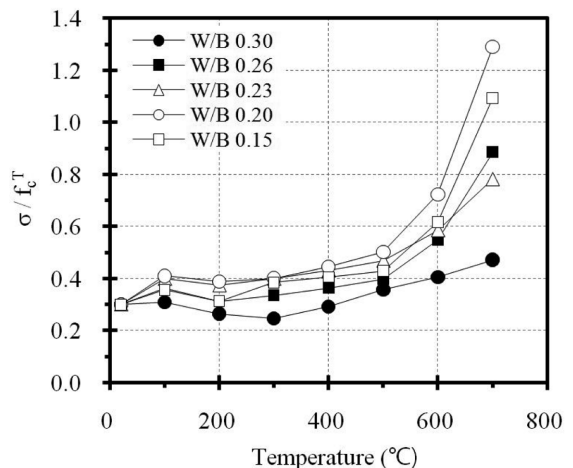


Fig. 8 Plot of $\sigma/f_c(T)$ with temperature

은 W/B가 작을수록 크게 증가하여 고온에서는 더 큰 하중비로 작용된 원인이 W/B작을수록 전체 변형이 크게 수축하는 결과에 기인한 것으로 판단된다. 한편, W/B 0.15의 전체 변형이 크게 수축한 결과는 상술한 원인과 함께 다른 시험체에 비해 열팽창 변형이 작기 때문으로 생각된다.

3.4 정적 상태 크리프

Figs. 9 및 10은 정적 크리프 시험 방법에 의해 평가된

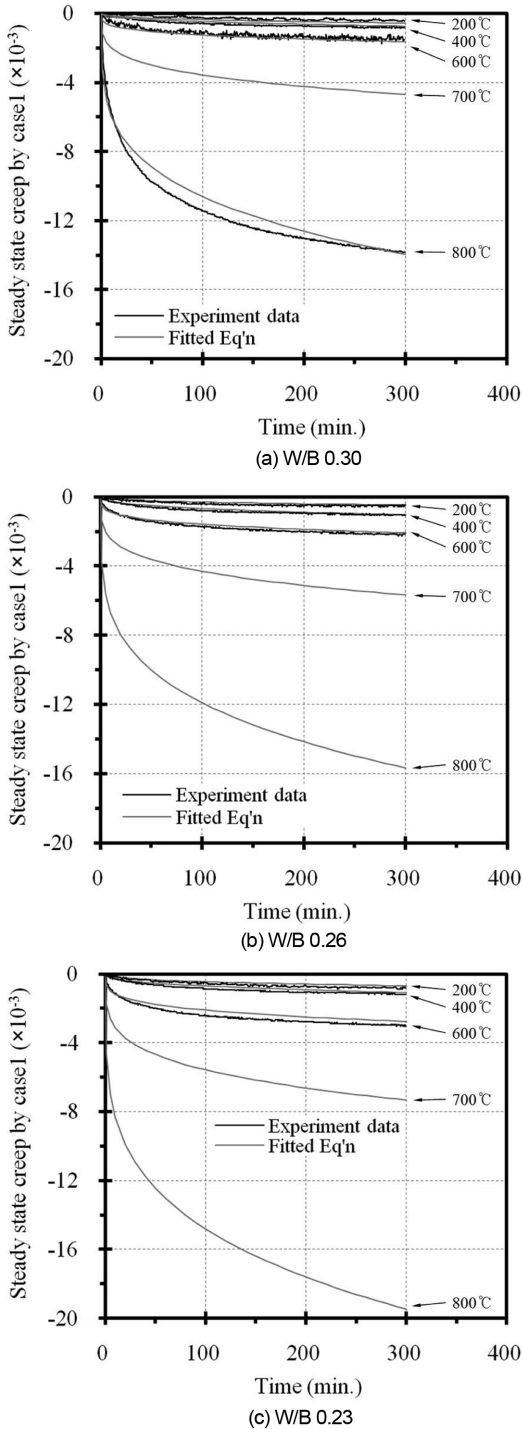


Fig. 9 Steady state creep of HSC with W/B 0.30 to 0.23 by case1

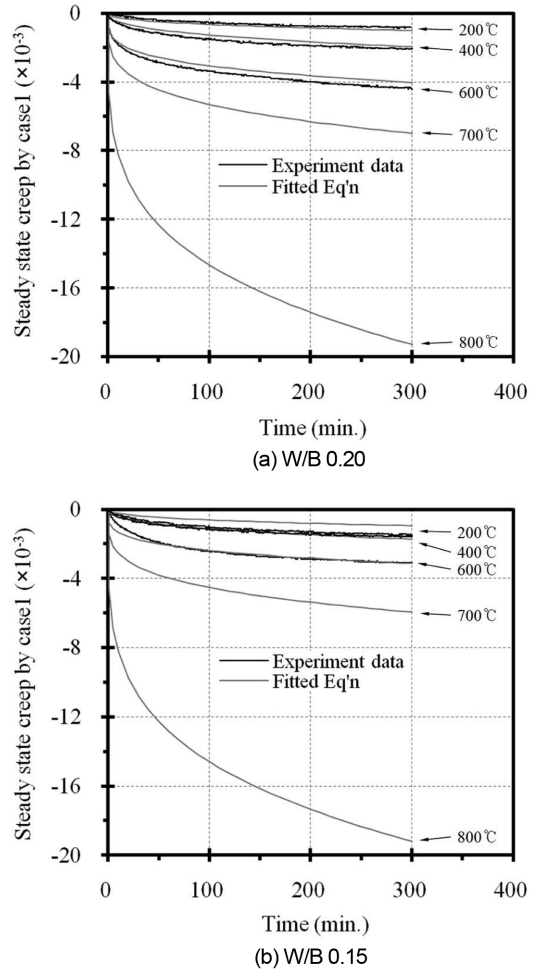


Fig. 10 Steady state creep of HSC with W/B 0.20 to 0.15 by case1 test method

나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 크리프(5시간)를 나타낸 것이다. 800°C에서의 크리프는 W/B 0.30 시험체를 제외한 모든 W/B 시험체에서 크리프 시험전 하중(σ)에 의한 압축 파괴가 발생하였다.

나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 크리프는 W/B에 관계없이 온도가 높아짐에 따라 증가하였다. 또한, 처음 50분까지 매우 빠른 속도의 크리프 거동을 나타내었으며 이후 변형 속도가 서서히 감소되는 것으로 나타났다. 600°C 이하 온도에서 크리프 변형은 초기 100분까지 300분 동안 평가된 전체 크리프의 약 80% 이상에 해당하는 수축 변형이 발생하였고 이후 일정한 변형 값에 수렴하는 종국 크리프 형태를 나타내고 있다. 반면, 600°C 이후의 온도 범위에서 크리프 변형은 초기 100분까지 전체 크리프 변형(300분)의 60% 이상으로 크리프 수축을 나타내고 있고 이후 수축률은 감소하나 무시할 수 없는 정도의 크리프가 계속 발생하였다.

600°C까지는 크리프 시험 5시간에서 약 4×10^{-3} 보다 작은 크리프를 보였으나, 800°C에서의 크리프(Fig. 9(a) 참조)는 분명한 차이를 나타내고 있다. 800°C에서의 크리프는 600°C 이하의 크리프에 비해 약 7배 이상으로 크게 나타나고 있다. 이는 기존 연구에서 섬유를 혼입하지 않은 고

강도 콘크리트 및 PP 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 크리프 시험 결과와 유사한 결과이다.¹⁴⁾ 또한, 크리프 변형 거동은 W/B가 낮아짐에 따라 다소 크게 나타나고 있는데 이는 크리프는 축력비(σ/f_c^T)와 선형 비례적 관계를 가지고 있기 때문에 앞서 전체 변형에서 기술한 원인(Fig. 8)에 의한 결과로 생각된다. 한편, 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트는 600°C 이후 점차적으로 소성적 변형으로 인해 구조적 능력을 상실하는 것으로 보인다.

이 연구에서는 Anderberg¹⁷⁾ 등이 제시한 식을 활용하여 고온을 받은 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 크리프 변형을 산출하였다.

식 (2)에서 β_0 및 k_1 은 실험 데이터의 $\epsilon_{cr}/(\sigma/f_{c,T})$ 와 온도와의 관계에 의해 도출된 회귀 곡선식의 상수값으로 결정하였으며, p 는 식 (3)에 의해 산출하였다. 모델식에 의해 산출된 계산값은 비교를 위해 Figs. 9 및 10에 나타내었다.

$$\epsilon_{cr} = \beta_0 \frac{\sigma}{f_{c,T}} \left(\frac{t}{t_{top}} \right)^p \times e^{k_1 \cdot (T-20)} \quad (2)$$

여기서,

ϵ_{cr} = 크리프

σ = 응력(상온 압축강도의 30%)

$f_{c,T}$ = 각 온도에서의 압축강도

t = 시간

t_{top} = 5시간

T = 온도

• 20°C ≤ T < 600°C

$\beta_0 = -1.06 \times 10^{-3}$ (W/B 0.30~0.23)

$\beta_0 = -1.98 \times 10^{-3}$ (W/B 0.20~0.15)

$k_1 = 2.0 \times 10^{-3}/^\circ\text{C}$ (W/B 0.30~0.23)

$k_1 = 1.7 \times 10^{-3}/^\circ\text{C}$ (W/B 0.20~0.15)

$p = 0.4$

• 600°C ≤ T < 800°C

$\beta_0 = -3.78 \times 10^{-5}$

$k_1 = 7.8 \times 10^{-3}/^\circ\text{C}$

$p = 0.25$

$$\epsilon_{cr} = \epsilon_{cr, 5h} \cdot \left(\frac{t}{t_{tot}} \right)^p \quad (3)$$

3.5 과도 변형

콘크리트가 압축응력을 받고 있는 상태에서 온도가 상승할 경우 발생하는 변형은 열팽창 변형, 응력에 의한 탄성 변형 및 크리프로 구성된다. 그러나 실제로 하중과 고온을 받은 콘크리트의 변형은 상술한 구성 성분 이외에 더 큰 수축 변형을 나타내게 된다. 이와 같이 하중과 고온에 의해 추가적으로 발생하는 변형을 과도 변형이라고 하며 이는 Anderberg¹⁷⁾에 의해서 이론화 되었고 식 (4)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_{tr} = \epsilon_{tot} - \epsilon_{th} - \epsilon_{\sigma} - \epsilon_{cr} \quad (4)$$

여기서,

ϵ_{tr} = 과도 변형

ϵ_{tot} = 전체 변형

ϵ_{σ} = 응력 변형 또는 탄성 변형

Fig. 11은 W/B 0.30 시험체의 하중과 가열에 의해 나타나는 다양한 변형 성분을 분리한 결과값을 나타낸 것이다. 또한, 이와 같은 방법으로 산정한 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 W/B 차이에 따른 과도 변형은 Fig. 12에 나타낸 바와 같다.

과도 변형은 W/B에 따라 약간의 차이는 있으나 전체적으로 100°C에서는 팽창한 후 온도가 증가함에 따라 계속적으로 수축하는 경향을 나타냈다. 또한, 전체 변형과 유사한 경향으로 약 500°C 이후 변형률은 크게 증가하는 것으로 나타났다. 이러한 관계에서 제시된 Anderberg¹⁷⁾의 과

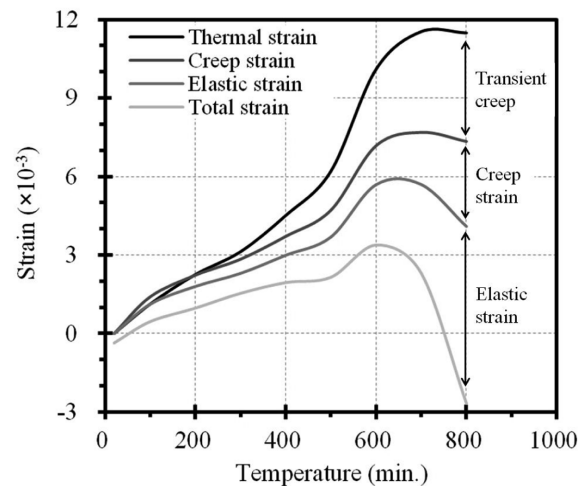


Fig. 11 Various strain properties of HSC with nylon fiber at elevated temperature

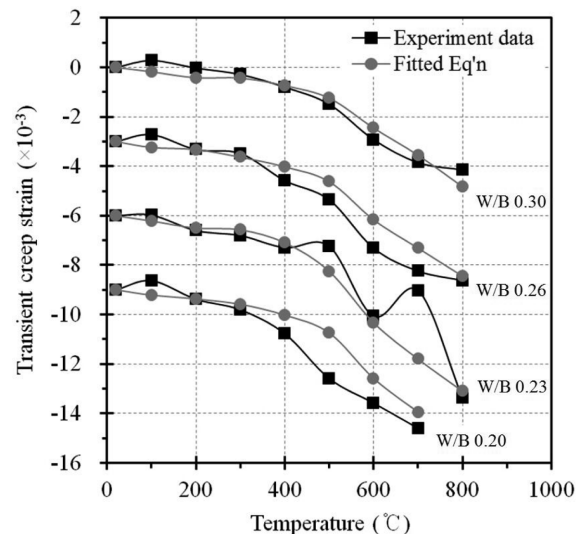


Fig. 12 Transient creep of HSC with W/B

도 변형 모델식을 활용하여 이 실험 결과의 예측식을 식 (5)와 같이 도출하였으며, 그 결과는 Fig. 12에 함께 나타내었다.

$$\varepsilon_{ir} = -k_2 \times \varepsilon_{ih} \times (\sigma/f_{c,T}) \quad (5)$$

여기서, k_2 = 비례 정수(5.0 적용)

k_2 의 경우 ε_{ir} 과 $\varepsilon_{ih} \times (\sigma/f_{c,T})$ 의 온도에 따른 상관관계에서 추세하여 산출하였으며, 이 연구에서는 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트에 대하여 k_2 값을 5.0로 하였다. 기존 연구에서 이 연구와 유사한 값은 섬유를 혼입하지 않은 고강도 콘크리트에 대하여 平島¹⁸⁾가 4.03을 사용하였다. 그 밖에 보통 강도 콘크리트에 대하여 Anderberg¹⁷⁾는 2.35, 常世田²⁷⁾는 1.75 등을 사용한 연구가 보고되고 있다. 따라서, 기존 연구자들의 연구 결과에서 열팽창 변형은 이 연구의 열팽창 변형보다 작은 결과로부터 나일론 섬유 보강 고강도 콘크리트의 과도 변형은 섬유를 혼입하지 않은 고강도 콘크리트 및 일반 강도 콘크리트보다 크다고 판단된다. 이와 유사한 경향은 PP 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 과도 변형을 평가한 기존 연구 결과에서도 나타났다.¹⁴⁾

4. 결 론

고온을 받은 나일론 섬유보강 고강도 콘크리트의 크리프 거동 특성을 평가한 결과는 다음과 같다.

- 1) 나일론 섬유 보강 고강도 콘크리트의 열팽창 변형은 약 630°C까지 온도가 상승함에 따라 팽창하였고, 이후에는 큰 변화 없이 유지되는 것으로 나타났다. 또한, 열팽창변형은 굵은 골재의 열팽창 계수 및 단위 결합재량에 크게 영향을 받는 것으로 나타났다.
- 2) 전체 변형은 가열전 재하한 하중과 각 온도별 압축 강도와 비에 영향을 받는 것으로 나타났다. 온도가 증가함에 따라 압축강도 감소율이 크게 될 경우, 전체 변형 값이 작게 나타났으며, 이 연구에서 압축강도 감소율은 W/B가 작을수록 크게 증가하는 것으로 나타났다.
- 3) 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트는 온도가 증가함에 따라 크리프가 증가하는 것으로 나타났으며, 크리프시험 초기 100분 이내에서 전체 크리프(5시간)의 60% 이상이 발생한 후 200분 부터 일정한 값에 서서히 수렴하는 것으로 나타났다. 또한, 온도가 증가할수록 초기 크리프는 더욱 크게 나타났고, 일부 시험체에서만 평가가 가능하였으나, 600°C 이후의 크리프는 시간이 지나도 일정한 값에 수렴하지 않고 계속적으로 크리프가 발생하는 것으로 나타났다.
- 4) 시험 결과에서는 나일론 섬유가 고온에서 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 성능에 특별한 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다.
- 5) 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트는 섬유를

혼입하지 않은 고강도 콘크리트 및 보통 강도 콘크리트에 비해 큰 과도 변형을 보였다.

감사의 글

이 연구는 포스코건설 기술연구소의 연구개발사업 ‘펌프압송이 가능한 섬유 보강 폭렬 방지 고강도 콘크리트 개발’ 의한 결과로서 연구지원에 감사드립니다. 논문에 참여한 연구자의 일부는 2단계 BK21사업의 지원비를 받았으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. Kim, G. Y., Kim, Y. S., and Lee, T. G., “Mechanical Properties of High-Strength Concrete Subjected to High Temperature by Stressed Test,” *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, Vol. 19, 2009, pp. 128-133.
2. 김규용, 김영선, 이태규, 박찬규, 이승훈, “설계 하중 사전제하 및 비재하 방식에 의한 고강도 콘크리트의 고온 특성 평가,” 콘크리트학회 논문집, 20권, 5호, 2008, pp. 583~592.
3. Kim, G. Y., Kim, Y. S., and Lee, T. G., “An Experimental Study on the Explosive Spalling Properties of High Strength Concrete with Contents of Fiber and Prestressed,” 9th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Concrete Structures (FRPRCS-9), Sydney Australia, 2009, pp. 1~4.
4. 한천구, 한민철, 김원기, 이주선, “고강도 콘크리트의 폭렬 방지에 미치는 혼화재 및 PP 섬유의 영향,” 대한건축학회 논문집(구조계), 25권, 11호, 2009, pp. 105~111.
5. 염광수, 전현규, 김홍열, “섬유 혼입 공법을 적용한 고강도 콘크리트 기둥의 비재하 내화 시험,” 콘크리트학회 논문집, 21권, 4호, 2009, pp. 465~471.
6. 원종필, 장창일, 김홍열, 김완영, “폴리프로필렌 섬유 혼입률에 따른 고강도 콘크리트 기둥 부재의 폭렬 및 내부 온도 분포 특성,” 콘크리트학회 논문집, 20권, 6호, 2008, pp. 821~826.
7. Kalifa, P., Chéné, G., and Gallé, C., “High-Temperature Behaviour of HPC with Polypropylene Fibres from Spalling to Microstructure,” *Cement and Concrete Research*, Vol. 31, 2001, pp. 1487~1499.
8. Bilodeau, A., Kodur, V. K. R., and Hoff, G. C., “Optimization of the Type and Amount of Polypropylene Fibres for Preventing the Spalling of Lightweight Concrete Subjected to Hydrocarbon Fire,” *Cement & Concrete Composites*, Vol. 26, 2004, pp. 163~174.
9. 김영선, “섬유를 혼입한 고강도 철근콘크리트 기둥의 내화 특성 평가에 관한 연구,” 충남대학교 학위논문, 박사학위, 2010, pp. 154~168.
10. 한천구, 양성환, 한민철, 송용원, “PP와 NY섬유의 형상비 및 혼입률 변화에 따른 고강도 콘크리트의 폭렬 방지 특성,” 대한건축학회 논문집(구조계), 24권, 7호, 2008, pp. 69~76.
11. Lee, T. G., Kim, G. Y., Miyauchi, H., Kim, Y. S., Chung, C. S., Jun, Y. S., Kim, W. J., Kim, M. H., “Evaluation on Fire Resistance Performance of Ultra High Strength Concrete

- Column Subjected to Axial Loading: Part 1 Temperature Histories of RC Column,” Summaries of Technical Papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan A-2, Fire Safety, 2010, pp. 75~76.
12. 허영선, “초고강도 콘크리트의 내화성에 미치는 영향요인 분석 및 폭렬 메커니즘 구명,” 청주대학교 석사학위논문, 2007, pp. 195~215.
 13. Song, P. S., Hwang, S., Sheu, B. C., “Strength Properties of Nylon-and Polypropylene-Fiber-Reinforced Concretes,” *Cement and Concrete Research*, Vol. 35, 2005, pp. 1546~1550.
 14. Wu, B., Lam, S. S., Liu, Q., Chung, Y. M., Ho, L. F. Y., “Creep Behavior of High-Strength Concrete with Polypropylene Fibers at Elevated Temperatures,” *ACI Materials Journal*, Vol. 107, No. 2, 2010, pp. 176~184.
 15. 강석원, 홍성걸, “고온에서의 콘크리트 재료모델과 열거동해석,” 콘크리트학회 논문집, 13권, 3호, 2001, pp. 268~276.
 16. 김홍열, 이세현, 서치호, “고온 가열시 콘크리트의 역학적 특성에 관한 실험적 연구,” 대한건축학회 논문집(구조계), 18권, 11호, 2002, pp. 77~84.
 17. Anderberg, Y. and Thelandersson, S., “Stress and Deformation Characteristics of Concrete at High Temperature: Part 2 Experimental Investigation and Material Behaviour Model,” Bulletin 54, University of Lund, Sweden, 1976, pp. 1~84.
 18. Hirashima, T., Toyoda, K., Yamashita, H., Tokoyoda, M., and Uesugi, H., “Compression Tests of High-Strength Concrete Cylinders at Elevated Temperature,” *International Workshop fib 2007, Fire Design of Concrete Structure*, University of Coimbra, Portugal, 2007, pp. 1~12.
 19. Kodur, V. K. R. and Sultan, M. A., “Effect of Temperature on Thermal Properties of High-Strength Concrete,” *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 15, No. 2, 2003, pp. 101~107.
 20. Khoury, G. A., “Strain of Heated Concrete during Two Thermal Cycles: Part 1 Strain Over Two Cycles, during First Heating and at Subsequent Constant Temperature,” *Magazine of Concrete Research*, Vol. 58, No. 6, 2006, pp. 367~385.
 21. Kim, G. Y., Miyauchi, H., Lee, T. G., Nam, J. S., Rahul, D., Kim, Y. S., Park, G. Y., and Kim, M. H., “Evaluation on Fire Resistance Performance of Ultra High Strength Concrete Column Subjected to Axial Loading: Part 2 Strain of RC Column,” Summaries of Technical papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan A-2, Fire Safety, 2010, pp. 77~78.
 22. RILEM TC 129-MHT, “Test Methods for Mechanical Properties of Concrete at High Temperatures: Part 8 Steady-State Creep and Creep Recovery for Service and Accident Conditions,” *Materials and Structures*, Vol. 33, 2000, pp. 6~13.
 23. 김규용, 김영선, 이태규, 윤문기, “콘크리트의 고온 특성 평가를 위한 열전달 가열 시험 방법에 관한 기초적 연구,” 대한건축학회 논문집(구조계), 24권, 4호, 2008, pp. 109~116.
 24. Schneider, U., *Behaviour of Concrete at High Temperatures*, Wilhelm Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 1982, pp. 86~108.
 25. 김홍열, 이세현, 서치호, “고온 가열시 콘크리트의 강도 영역별 물리적 특성에 관한 실험적 연구,” 대한건축학회 논문집(구조계), 20권, 11호, 2004, pp. 75~82.
 26. Guo, Z. H. and Shi, X. D., *Behaviour of Reinforced Concrete at Elevated Temperature and Its Calculation*, Tsinghua University Press, Beijing, China, 2003, 262 pp.
 27. Tokoyoda, M., Toyoda, K., Orimo, T., Kikuta, S., Takahashi, K., Hori, A., Matsudo, M., Nakagome, A., Hirasima, T., and Uesugi, H., “Experimental Study on Transient Strain of Normal Concrete,” *Journal of Structural Engineering*, Vol. 48B, 2002, pp. 149~154.

요 약 최근 고강도 콘크리트의 폭렬 방지용 보강 섬유로서 폴리프로필렌 섬유를 대신하여 나일론 섬유의 사용이 증가됨에 따라 고온에 노출된 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 폭렬 및 역학적 특성에 관한 실험적 연구가 수행되고 있다. 그러나, 고온을 받은 나일론 섬유 보강 고강도 콘크리트에 관한 연구는 주로 폭렬 특성, 압축강도 및 탄성계수에 대한 평가만이 수행되고 있으며, 열팽창 변형, 전체 변형, 크리프 변형 및 과도 변형과 같은 거동은 평가된 바가 없다. 따라서 이 연구에서는 W/B 0.30~0.15에 따른 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트에 대하여 열팽창 변형, 전체 변형, 크리프 및 과도 변형 등을 평가하였다. 실험 결과, 나일론 섬유는 고온을 받은 나일론 섬유를 혼입한 고강도 콘크리트의 성능에 특별한 영향을 미치지 않는 것으로 보였으며, 나일론 섬유 보강 고강도 콘크리트는 섬유를 혼입하지 않은 고강도 콘크리트 또는 보통 강도 콘크리트보다 큰 과도 변형을 나타냈다.

핵심용어 : 고강도 콘크리트, 고온, 나일론 섬유, 크리프 거동, 과도 변형