Journal of the Korea Concrete Institute
Vol. 22, No. 1, pp. 29~39, February, 2010
DOI 10.4334/JKCI.2010.22.1.029

표준화재 재하조건 Fiber Cocktail을 혼입한 고강도 콘크리트 기둥의 전열 특성 및 화재 거동에 관한 연구

김흥열[1)*] · 김형준[1)] · 전현규[2)] · 염광수[2)]

[1)]한국건설기술연구원 화재안전연구실 [2)]GS건설(주) 기술연구소

A Study on Fire Performance and Heat Transfer of HPC Column with Fiber-Cocktail in ISO Fire under Loading Condition

Heung-Youl Kim,[1)*] Hyung-Jun Kim,[1)] Hyun-Kyu Jeon,[2)] and Kwang-Soo Youm[2)]

[1)]Fire & Engineering Service Research Center, Korea Institute Construction Technology, Goyang 411-712, Korea
[2)]Research Development Team, GS Engineering & Construction Corporation, Yongin 449-831, Korea

ABSTRACT In this study, experimental test and numerical analysis were conducted to investigate the heat transfer characteristics and fiber performance of high strength concrete. The fire characteristics of the high strength concrete that couldn't be obtained through the test due to specific requirements and restrictions were forecast using numerical analysis approach. The outcome from the numerical analysis and the test were compared to verify and improve the reliability of the analysis. A numerical analysis of 80 and 100 MPa high strength concrete cases were carried out to identify the heat transfer characteristics and fire behavior using software, ABACUS (V6.8) From the results of verification experiment, a 25~55% level of beam shrinkage reduction was observed compared to the concrete without Fiber-Cocktail, indicating the improved fire resistance performance, which appeared to be attributable to the function of Fiber-Cocktail that was able to control the heat transfer characteristics and ultimately result in enhancing the fire resistance performance.

Keywords : high strength concrete, heat transfer, fire performance, fiber-coctail, numerical analysis

1. 서 론

건축물이 초고층화 되어감에 따라 콘크리트는 고강도화 되어가고 있다. 최근 고강도 콘크리트의 기술 개발로 인해, 대형 화재 발생 시 초고층 건축물에 적용되는 고강도 콘크리트 기둥의 화재안전성능 확보 방안으로서 성능적 내화 설계에 관한 요구가 증대되고 있는 실정이다. 고강도 콘크리트의 경우 보통 콘크리트보다 낮은 투수성 및 고밀도 특성으로 인해 고온 노출 시, 콘크리트 내·외부의 온도 차에 의한 열응력과 콘크리트 내부의 공극 압력의 급격한 증가로 인해, 폭렬이 발생함으로 고강도 콘크리트를 적용한 초고층 건축물의 구조적 내화안전성 확보를 위해서는 성능적 내화 설계 기술에 대한 연구가 반드시 선행되어야 한다.[1-3)]

화재관련 선진국들은 최근 30여 년간 성능기반 화재안전 내화 설계 대응 기술 개발을 위하여 고강도 콘크리트의 화재 실험과 함께 해석기법에 관한 연구를 꾸준히 수행하여 왔으나, 국내에서의 연구 실적은 아직 미비한 상태이다. 특히, 실물 고온 화재 실험의 경우, 실험에 소요되는 고 비용으로 인해 실험의 반복적인 수행이 어려워[4)] 구조물의 다양한 단면 내에서의 온도 분포 특성 및 열응력 분포 등에 대한 분석이 부족하여, 구조물의 성능기반 내화설계법을 제시하는데 있어 어려움이 있다.

이 연구는 고강도 콘크리트 기둥의 내화성능을 향상시키기 위하여 폭렬저감재(Fiber-Cocktail)의 혼입에 의해 구조물의 단면 내 고온 열 특성 및 거동 특성이 얼마나 효과적으로 개선되는지 살펴보고, 온도증가 하에 고강도 콘크리트 기둥 내 철근의 온도 변화 및 축 변형에 대한 수치해석을 통하여 고강도 콘크리트 기둥의 전열 특성 및 화재 거동에 대하여 분석하고자 한다. 수치해석을 위한 입력 데이터로 기존 문헌조사와 이 연구에서 실제 수행한 재료 실험 결과를 활용하였으며, 고강도 콘크리트 기둥의 수치해석 결과를 실험 결과와 비교하였다. 부가적으로 이 연구에서 제시한 해석기법을 적용하여 높은 하중비로 인해 화재 실험이 불가능한 고강도 콘크리트 기둥 부재의 화재 거동에 관한 수치해석을 수행하였다.

*Corresponding author E-mail : hykim@kict.re.kr
Received June 26, 2009, Revised November 10, 2009,
Accepted December 3, 2009
ⓒ2010 by Korea Concrete Institute

2. 화재 실험 변수 및 해석 입력 데이터

강도에 따른 고강도 콘크리트 기둥의 화재 거동 특성을 분석하기 위해 40~60 MPa 강도의 실험체에 대해 화재 거동 실험과 해석을 동시에 수행하였으며, 실험 결과와의 비교를 통해 해석기법의 신뢰성을 검증하였다. 80~100 MPa의 고강도 콘크리트 기둥에 대해서는 실험값과의 비교를 통해 확립한 해석기법을 적용하여 화재 거동을 예측하였다.

2.1 실험 변수 선정 및 배합 설계

고강도 콘크리트 구조 부재가 고온에 노출될 때, 폭렬을 동반한 콘크리트 탈락 등으로 인하여 단면결손이 발생하게 되며, 이로 인해 콘크리트 부재를 구성하고 있는 철근이 화재에 노출됨으로써 콘크리트 부재는 구조적 내화성능상의 결함으로 인해 구조 기능을 상실할 수 있다.[5,6] 따라서 고강도 콘크리트 구조 부재를 활용하기 위해서는 화재 시 폭렬을 저하시킬 수 있는 내화 설계 기술의 개발이 요구된다.[7-10] 그러므로 고강도 콘크리트의 폭렬 영향성을 분석하기 위하여 기존 선진각국의 폭렬관련 실험논문[11-15]과 폭렬 영향 요인 및 제어 방안에 대한 Case Study[20]를 선행연구로 진행하였으며, 이를 통해 폭렬 저감 방안을 선정하였다.

이중 가장 경제적으로 자체 내화 성능 향상이 가능한 폴리프로필렌 섬유(체적 대비 1.5 kg/m^3 이상, 길이 10~20 mm, 직경 50~200 μm)의 첨가방안[16]을 선정하고자 하였으나, 재료 실험 결과 고강도의 경우 강도 저하 현상이 발생하였다. 이에 PP섬유를 통한 폭렬 제어와 강 섬유를 통한 균열 및 탈락 방지가 가능한 폭렬저감재를 적용하여 재료실험을 수행[21-23]하였으며, Table 1의 시험체 배합설계를 적용하여 고강도 콘크리트 기둥에 대한 실험 및 수치해석을 위한 시험체 계획을 수립하였다. Table 2는 시험체 계획을 요약한 것이다.

2.2 수치해석 입력 데이터 확보를 위한 고온 재료 실험

해석을 위한 고온 영역 온도에 따른 재료 물성을 도출하기 위하여 콘크리트 공시체를 통한 사전재하 가력 조건하에 온도별로 가열하여 재료 실험을 수행하였다. 시험 배합표는 Table 1과 같고, 시험체 형상 및 가열로는 Fig 1과 같다.

콘크리트 고온 특성 실험 결과 40~100 MPa 고강도 콘크리트의 내부 온도에 따른 열팽창률 특성[21]을 Table 3에 정리하였다. Table 4는 고강도 콘크리트의 비열계수[22]이며, 탄성계수 저감계수[23]특성은 Table 5, 콘크리트 온도별 열전도계수는 Table 6에 정리하였다. 각각의 표에 정리된 결과들은 폭렬저감재 혼입유무에 따른 입력 데이터로 사용되었으며, 온도별로 측정되지 않은 재료 데이터는 선형으로 계산된 값을 대체하여 해석을 수행하였다.

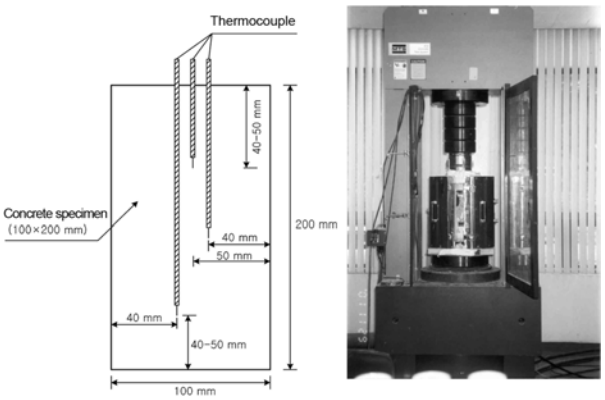
이 실험에 사용된 철근의 고온 열특성은 Table 7에 정

Table 1 Mix proportions of HSC

Specimen	W/C (%)	S/a (%)	PP fiber (kg/m^3)	Steel fiber (Vol.%)	Mixed ratio (kg/m^3)				
					W	C	F/A	S/F	AD (%)
I-25-40-23(F/A:0%)	35	47	0	0	163	466	-	-	1.4
II-25-40-23(F/A:0%)	35	47	0.5	0.5	163	466	-	-	1.4
III-25-50-23(F/A:0%)	30	45	0	0	163	544	-	-	1.4
IV-25-50-23(F/A:0%)	30	45	0.5	0.5	163	544	-	-	1.4
V-20-60-23(F/A:0%)	27.5	45	0	0	163	593	-	-	1.5
VI- 20-60-23(F/A:0%)	27.5	45	0.5	0.5	163	593	-	-	1.5
VII-20-80-23(F/A:10%)	24.9	41.5	0	0	162	533	65	52	1.9
VIII-20-80-23(F/A:10%)	24.9	41.5	0.5	0.5	162	533	65	52	1.9
IX-20-100-23(F/A:10%)	18	33	0	0	145	604	81	121	2.9
X-20-100-23(F/A:10%)	18	33	1.0	0.5	145	604	81	121	2.9

Table 2 Scope of test and analysis

Model	Strength (MPa)	Load (kN)	Load ratio (%)	Fiber cocktail	Research scope	
					Test	Analysis
Model-I(-25-40-23)	40	1,219	0.40	×	O	O
Model-II(-25-40-23)	40			O	O	O
Model-III(-25-50-23)	50	1,414	0.38	×	O	O
Model-IV(-25-50-23)	50			O	O	O
Model-V(-20-60-23)	60	1,608	0.36	×	O	O
Model-VI(-20-60-23)	60			O	O	O
Model-VII(-20-80-23)	80	1,997	0.34	×	×	O
Model-VIII(-20-80-23)	80			O	×	O
Model-IX(-20-100-23)	100	2,386	0.32	×	×	O
Model-X(-20-100-23)	100			O	×	O



(a) Shape of test sample (b) Furnace of test

Fig. 1 Material test of HSC in high temperatures

리하였으며, 실험체에 적용된 폭렬저감재는 강섬유의 재료물성은 Table 8과 같고, 폴리프로필렌 섬유의 재료물성은 Table 9와 같다.

2.3 고강도 콘크리트 기둥실험체 상세

고강도 콘크리트 실물 화재실험 수행을 위한 실험체는 270 × 270 × 3,000 mm (B × D × L)로 제작였으며, 철근은 SD 400을 원재료로 하여 주근은 D22, 늑근은 D10으로 Fig. 2와 같이 배근하였고, 총 5개의 열전대를 설치하였다.

3. 고강도 콘크리트 기둥 실증 화재 실험

고강도 콘크리트 구조 부재의 폭렬 등을 포함한 화재시 안전성을 평가하기 위해서는 하중조건하에 ISO 834 화재곡선에 따라 부재를 가열하여 구조 부재의 내부 온도, 기둥 수축량, 폭렬 깊이를 계측하여 내화 성능을 평가하여야 한다.[24] 따라서 이 연구에서는 폭렬저감재 혼입유무에 따른 고강도 콘크리트 구조 부재의 고온시의 폭렬 등에 따른 역학적 특성 파악 및 부재의 하중 조건에 따른 폭렬 성능 평가를 위한 재하 조건으로 고강도

Table 3 Thermal expansion properties of HSC

Temperature	40 MPa (mm × 10^{-8})		50 MPa (mm × 10^{-8})		60 MPa (mm × 10^{-8})		80 MPa (mm × 10^{-8})		100 MPa (mm × 10^{-8})	
(°C)	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X
20	1102	871	942	972	987	1054	1028	999	1148	992
100	1537	1754	1245	1736	1859	1777	1435	1388	1370	1387
200	2511	2844	1937	2991	3168	2898	2169	2242	1935	2228
300	3552	4099	2755	4490	4761	4257	3084	3275	2667	3547
400	4802	5340	3623	6304	6846	5962	4254	4644	3436	4960
500	9154	8029	6497	11443	12365	10540	8688	9096	7111	10572
600	9377	8951	6663	12146	13134	11665	9365	9392	7068	11280
800	9721	9851	7420	12443	13926	11837	10085	9452	6944	14188

Table 4 Specific heat properties of HSC

Temperature	40 MPa (J/kg°C)		50 MPa (J/kg°C)		60 MPa (J/kg°C)		80 MPa (J/kg°C)		100 MPa (J/kg°C)	
(°C)	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X
100	497	546	646	609	676	754	-	-	-	-
200	625	551	634	631	683	743	-	738	716	-
300	687	-	713	749	759	-	713	742	-	701
400	721	677	779	-	789	-	729	-	739	725
500	756	789	789	-	832	812	833	825	870	858
600	823	797	-	805	-	-	853	846	-	-
800	843	855	849	831	842	819	0	-	-	-

Table 5 Elastic moduli of HSC

Temperature	40 MPa (N/m×10^8)		50 MPa (N/m×10^8)		60 MPa (N/m×10^8)		80 MPa (N/m×10^8)		100 MPa (N/m×10^8)	
(°C)	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X
20	110.0	104.1	110.0	110.0	110.0	110.0	110.0	110.0	110.0	110.0
100	106.9	105.1	100.8	103.1	100.9	103.3	99.9	101.4	96.7	101.4
200	108.4	108.0	105.0	106.0	102.6	108.4	102.6	106.0	100.3	106.4
300	108.0	108.6	105.4	107.4	106.5	109.1	105.5	106.8	102.8	107.0
400	107.1	107.1	104.2	105.4	105.2	107.3	104.6	105.9	103.0	105.8
500	101.4	103.0	99.6	102.5	99.7	103.8	96.9	99.5	98.1	100.3
600	95.4	97.5	94.2	97.9	96.3	97.0	90.2	95.1	93.5	95.9
800	89.4	91.2	85.5	91.4	88.9	90.6	85.8	89.8	88.0	90.2

Table 6 Coefficients of thermal conductivities of HSC

Temperature (°C)	40 MPa (W/M·K)		50 MPa (N/m×10^8)		60 MPa (N/m×10^8)		80 MPa (N/m×10^8)		100 MPa (N/m×10^8)	
	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X
20	2.28	2.33	2.18	2.09	2.00	1.94	2.27	1.95	1.81	1.73
100	1.86	1.82	-	2.00	-	1.75	2.03	1.83	1.76	1.70
200	1.65	1.81	1.81	1.7	1.57	1.69	1.9	1.43	1.58	1.46
300	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
400	1.5	1.55	-	1.62	1.56	1.35	1.55	1.25	1.68	1.36
500	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
600	-	1.33	-	-	1.09	1.25	1.44	1.15	1.31	-
800	1.46	1.24	1.77	1.247	-	-	1.37	-	1.2	-

Table 7 Reinforce-bar property of HSC in high temperature

Temperature (°C)	Elastic coefficient (N/m)	Conductivity (W/M × K)	Expansion coefficient (mm/mm×10^{-8})	Specific heat (J/kg°C)
20	2.14784E + 11	45.563	1220	440.4
119	2.0868E + 11	42.305	-	456.1
205	1.89343E + 11	42.634	1270	500.2
306	1.86153E + 11	40.527	1310	542.1
411	1.9251E + 11	39.758	1350	611
514	1.34255E + 11	37.806	1400	682.8
617	1.11282E + 11	34.849	1440	786.7
718	45244450000	48.657	1490	-
817	56930040000	43.305	-	1015.3
913	38571860000	53.448	-	1089.7

Table 8 Material property of steel fiber

Elastic modulas (N/m)	Specific gravity	Fiber length	Tensile strength (MPa)	Ultimate elongation (%)
200,000	7.85	30	1,100	3.5

Table 9 Material property of pp fiber

Type	Shape	Specific gravity	Melting point (°C)	Ignition point (°C)	Tensile elastic modulas (MPa)
PM type	Homopolymer	0.91	162	3.5	350~770

콘크리트 기둥의 허용응력설계법을 통해 실험 하중을 Table 2와 같이 계산하여 기둥 축력비로 적용하였다. 계산된 하중조건하에 고강도 콘크리트 구조부재의 폭렬·피부두께별 온도·기둥수축 변형량 등을 측정하여 콘크리트 기둥 부재의 내화 성능을 분석하였다.[25] 폭렬 깊이는 최대 깊이와 주변 5개소를 버니어 캘리퍼스를 사용하여 측정하였으며, 평균온도는 Fig 2와 같이 KS F 2257-1에 의거하여 측정하였다.

3.1 40 MPa 콘크리트 기둥

폭렬저감재를 혼입하지 않은 40 MPa 기둥의 경우 가열시작 5분에 수분이 발생하기 시작하여 25분(114°C)까지 지속적으로 수분이 증발하였고, 43분(180°C) 표면에 수직으로 길게 균열이 발생하였으며, 67분(240°C)에 표면 일부에 부분적으로 탈락이 발생하였고, 75분(288°C)에 표면 균열 발생량이 Fig. 3과 같이 증가하였다. 그러나 시험체에서 발생한 폭렬 최대 깊이는 15 mm, 평균 폭렬 깊이는 6 mm 정도로 나타났다. 시험체가 가열이 종료된 180분에서의 콘크리트 평균온도는 516°C, 최고 온도는 633°C로 180분 내화 성능을 만족하였다.

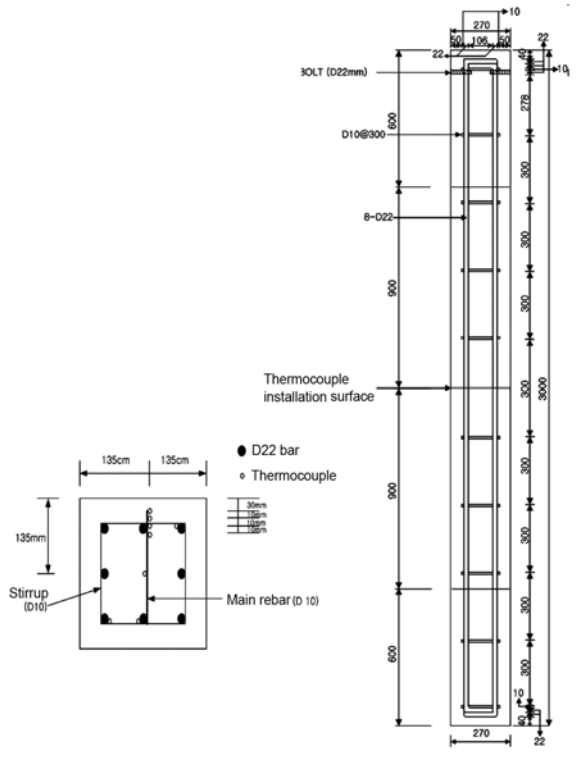


Fig. 2 Details of HSC column

3.2 50 MPa 콘크리트 기둥

3.2.1 폭렬저감재 미혼입

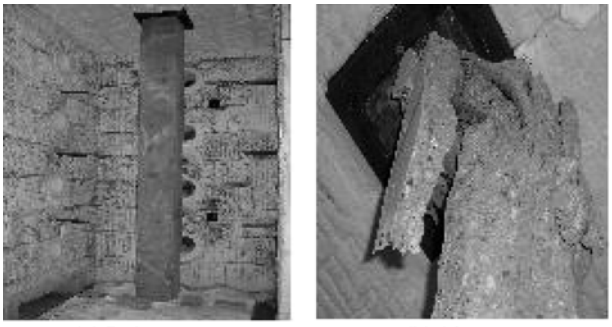
폭렬저감재를 혼입하지 않는 콘크리트는 가열시작 5분 만에 골재의 파열을 시작으로 폭렬이 발생되기 시작하였으며, 수분의 증발과 탈락이 동시에 진행되었다. 가열된 콘크리트의 열팽창과 하중 부담 증가 등으로 인하여 기둥 상부 콘크리트 표면이 탈락되었고, 노출된 철근은 화열과 하중에 의해 큰 변형이 유발되었다. 폭렬 최대 깊이는 92 mm이며, 평균 폭렬 깊이는 40~50 mm로 Fig. 4와 같이 나타났다.

3.2.2 폭렬저감재 혼입

Fiber-Cocktail을 혼입한 콘크리트와 미혼입 콘크리트 모두 가열시작 5분만에 골재의 파열을 시작으로 폭렬이 발생되기 시작하였으며, 수분의 증발과 탈락이 동시에 진행되었다. 그러나 폭렬저감재가 혼입된 콘크리트의 폭렬은 시험체 중앙부근을 중심으로 발생하였으며, 폭렬보다는 콘크리트 탈락이 더 많이 발생하였다. 가열된 콘크리트 기둥은 열팽창과 하중부담 증가 등으로 인하여 기둥 중앙부 콘크리트 표면의 일부가 크게 탈락되었으며, 폭렬 최대 깊이는 60 mm, 평균 폭렬 깊이는 20~30 mm로 나타났다. 폭렬저감재를 혼입하지 않은 콘크리트에 비해 폭렬 최대 깊이 및 평균 폭렬 깊이는 약 30 mm 정도 낮게 나타났으며, 특히 평균 폭렬 깊이는 철근 피복두께인 50 mm에 도달되지 않았다.

(a) Before test (b) After test

Fig. 3 Fire test of HSC column (40 MPa, non fiber-cocktail)



(a) Before test (b) After test

Fig. 4 Fire test of HSC column (50 MPa, non fiber-cocktail)

3.3 60 MPa 콘크리트 기둥

3.3.1 폭렬저감재 미혼입

가열시작 5분 만에 기둥 상부에서부터 골재의 파열을 시작으로 폭렬이 발생되기 시작하였으며, 18분(124°C)에는 콘크리트 탈락・폭렬 등이 복합적으로 발생되었으며, 급격한 수분의 분출에 따른 물 흘러내림 현상도 발생하였다. 12분(86.6°C)에는 화염을 받는 4면 모두에서 콘크리트 탈락・골재의 파열을 동반한 폭렬 등이 발생되었으며, 이러한 현상은 25분(220.9°C)까지 지속되어 4면 모두에서 철근이 노출되었다. 또한 폭렬 현상은 굉음과 더불어 40 MPa 콘크리트 보에서 볼 수 없었던 심각한 수준으로 Fig. 6과 같이 진행되었으며, 콘크리트 기둥의 모든 면에서 발생하였다. 폭렬 최대 깊이는 73.47 mm이며, 평균 폭렬 깊이는 59.95 mm로 분석되었다.

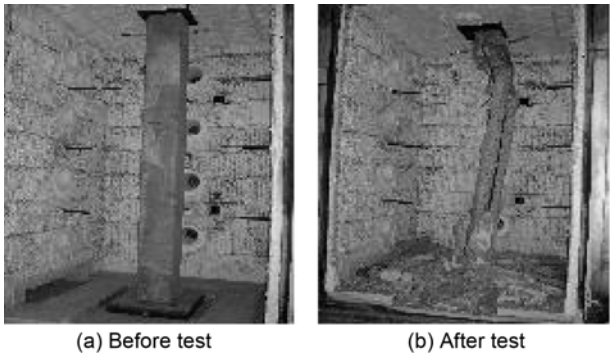
3.3.2 폭렬저감재 혼입

가열시작 5분 만에 기둥 중앙부 표면에서부터 콘크리트 탈락이 시작되었으며, 20분(107°C) 경에는 급격한 수분의 분출에 따른 물 흘러내림 현상이 발생하였다. 이러한 현상은 30분(158.7°C)까지 지속되어 시험체 중앙부근의 콘크리트 표면 4면 모두에서 심한 콘크리트 탈락이 Fig. 7과 같이 발생되었다.

폭렬의 범위는 시험체 중앙 부근에서만 발생되었으며, 폭렬 최대 깊이는 60 mm, 평균 폭렬 깊이는 철근 피복

(a) Before test (b) After test

Fig. 5 Fire test of HSC column (50 MPa, fiber-cocktail)



(a) Before test (b) After test

Fig. 6 Fire test of HSC column (60 MPa, non fiber-cocktail)

두께인 50 mm 보다 상당히 낮은 20 mm로 미 혼입 콘크리트에 비해 약 40 mm 정도 적었으며, 섬유용융으로 인한 미세공극의 발생으로 수증기의 이동으로 인한 공극압력과 수증기의 효과적인 방출을 통해 폭렬 및 온도 상승 제어가 가능한 것으로 판단되었다.

3.4 폭렬저감재 혼입에 대한 폭렬 및 내화 성능 분석

고강도 콘크리트의 폭렬은 국내 표준시방서에서 고강도 콘크리트로 간주하고 있는 압축강도 40 MPa 콘크리트 기둥에서도 발생되었지만, 구조부재의 화재안전성을 손상시킬 정도의 수준이 아닌 것으로 분석된다. 폭렬저감재를 혼입한 50, 60 MPa 콘크리트 기둥의 경우에는 미혼입 콘크리트와 동일하게 가열시작 5분 만에 골재의 파열을 시작으로 폭렬이 발생되기 시작하였으나, 평균 20~40 mm의 폭렬 저감 효과가 있는 것으로 나타났다. 강도별로는 50 MPa 보다 60 MPa의 경우 폭렬저감재에 의한 폭렬 저감 효과가 큰 것으로 나타났다. Fig. 8은 폭렬저감재의 유·무에 따른 고강도 콘크리트 기둥의 강도별 폭렬 깊이를 비교한 것이다.

시험 결과, 폭렬저감재를 혼입하지 않은 40 MPa 콘크리트 기둥은 구조적 붕괴를 유발하는 변형에 도달되지 않아 법에서 정하는 180분의 화재안전성을 확보하고 있는 것으로 판단되었다. 그러나 50, 60 MPa의 경우, 가열시작 초기에 열에 의한 콘크리트의 팽창 및 하중 부담 등으로 인하여 기둥 상부에서 콘크리트 탈락과 폭렬이 동시에 발생되면서 철근에 급격한 변형이 발생하여 각각 130분, 103분의 내화 성능 시간을 보였으며, 법에서 정하는 내화 성능 시간에 대하여 각각 50분과 77분 부족하였다. Table 10은 실험 결과를 요약한 것이다.

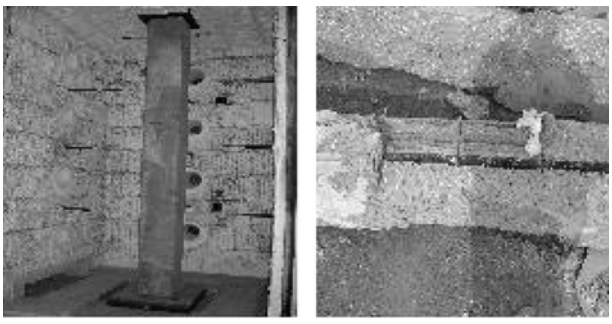


Fig. 7 Fire test specimens of HSC column (60 MPa, fiber-cocktail)

4. 콘크리트 강도별 FE 해석

4.1 콘크리트 기둥 화재 거동 FE 해석 조건

이 실험 및 해석에 적용된 화재 시나리오는 빌딩표준화재조건인 ISO 834으로 “cellulose fire”를 기반으로 한 화재 곡선으로 전형적인 온도상승 특성은 식 (1)과 같다. 해석을 위해 상용프로그램으로 ABAQUS를 사용하였으며, 건축 구조물의 최대 내화 요구 시간인 3시간을 기준으로 해석을 수행하였다.

$$\text{Temperature}(^{o}\text{C}) = 20 + 345 \times \text{LOG}(8 \times \text{time} + 1) \qquad (1)$$

해석을 위한 전열 해석식[17,18]은 식 (2)와 같으며, 해석에 사용된 요소 모델은 3CD8I을 사용하였다.

$$q = \alpha_c(\theta_g - \theta_m)^m + V_\sigma(\alpha_m \varepsilon_f \theta_g^4 - \varepsilon_m \theta_m^4) \qquad (2)$$

여기서 α_c 열대류계수(7 W/m^{2}Km, 화재노출조건)
m 열대류 발생계수(1.0, 화재노출표면)
θ_g 로의 온도(K)
θ_m 모델온도(K)
V 복사각 계수(1.0)
ε_f 화염(가열로) 열방사율(=0.7)

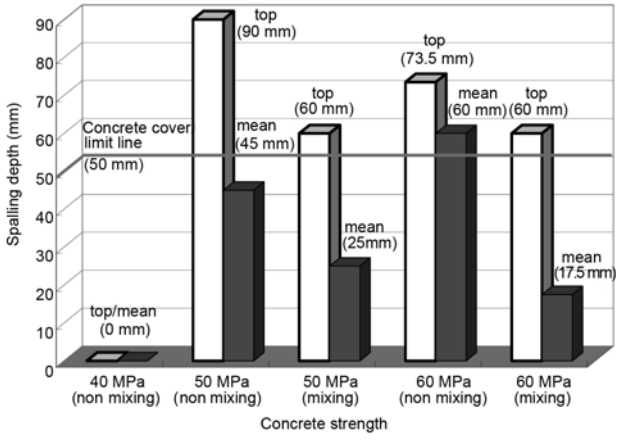


Fig. 8 Spalling effect compare mixing fiber-cocktail with non mixing fiber-cocktail of HSC

Table 10 Fire resistance performance of HSC column specimens obtained from the test

Strength (MPa)	Fiber Cocktail	Deformation ratio (mm/min)	Displacement (mm)	Fire resistance (Minute)	Temperature (°C)	
					Ava.	Max.
40	×	8.6	15.5	180	516	633
	O	7.3	10.1	180	382	390
50	×	19.2	45.2	130	436	759
	O	62.5	56.0	168	472	740
60	×	65	78	103	435	887
	O	29.0	39.7	138	362	566

ε_m 모델 열방사율(=0.8)
α_m 표면 흡수율
σ Stefan-Boltzmann 상수(= 5.67×10^{-8} W/m^{2}K^4)

이 연구에서 해석적 연구는 현재 국내 콘크리트 기둥의 내화 기준 만족여부를 고찰하기 위한 것으로 콘크리트 기둥의 내부 철근 온도와 기둥의 축 변형량 예측에 국한하여 수행하였다. 콘크리트 기둥의 국내 내화기준을 Table 11에 정리하였다.

고강도 콘크리트(80~90 MPa) 기둥부재의 해석 수행을 위하여 선행 재료 시험을 통해 얻어진 온도에 따른 재료실험값을 해석 입력 데이터로 사용하였으며, KS기준에 따라 온도와 기둥 수축량을 예측하고자 이 시험체와 동일한 배합비의 재료 실험을 통해 도출된 비열 · 열전도율 · 열팽창율을 사용하여 해석하였다.

해석을 위한 가정 사항[19]은 다음과 같으며, Fig. 9는 해석을 위해 사용된 모델 형상을 보여주며, 메쉬의 크기는 30 mm^{2}로 모델링 하였다.

- 고강도 콘크리트 기둥의 종방향 단면은 표준화재조건에 균일하게 노출되며, Z축 방향으로의 열전달은 없는 것으로 가정하며, 기둥의 직접적 화재 노출 부위인 콘크리트 표면은 균일하게 평활한 것으로 가정한다. 그러므로 열전달은 기둥의 단면 방향(X-Y축)으로만 발생하는 것을 전열 해석의 기본으로 설정한다.
- 철근콘크리트의 접합 조건은 완전 접합이므로, 이 접합부에서의 열전달 및 열 유량의 변화는 없는 것으로 가정한다.

4.2 수치해석과 화재 실험 결과 비교

4.2.1 콘크리트 기둥 온도 변화 비교(Model-I~VI)

고강도 콘크리트의 전열 및 거동 특성을 예측하기 위한 해석 기법을 검증하기 위해 Model-I~VI의 실험값과 해석값을 비교 · 분석하였다. 비교대상은 Fig. 2의 화재가열 면으로부터 콘크리트에 30 mm · 40 mm · 50 mm으로 매립된 열전대의 실험 결과와 비교하였다. Model-I의 경우 180분간 실험이 진행되었으나, Model-III과 Model-V의 경우 각각 130분 · 105분에 실험이 중단되었으므로, 해석은 각각의 실험시간과 동일한 시간까지 수행하였다. Figs. 10~12에서 보이는 바와 같이 해석값과 실험값은 비교적 유사한 경향을 보였다.

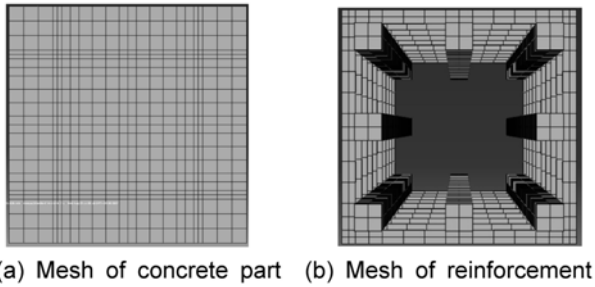
콘크리트 강도 및 폭렬저감재 혼입에 따른 전열 특성을 비교하기 위해 화염노출면으로부터 30 mm깊이의 온도 변화를 비교한 결과, 강도증가에 따라 온도가 상승하였으나 그 영향은 크지 않았다. 그러나 폭렬저감재 혼입이 재료의 열전도율 및 비열에 영향을 주기 때문에 무 혼입보다 열전달이 약 100°C정도 제어될 수 있는 것으로 나타났으며, Fig. 12는 그 결과를 보여준다.[26]

콘크리트강도 및 폭렬저감재 혼입에 따른 전열특성을 비교하기 위해 화염노출면으로부터 30 mm깊이의 온도변화를 비교한 결과, 강도증가에 따라 온도가 상승하였으나 그 영향은 크지 않았다. 그러나 폭렬저감재 혼입이 재료의 열전도율 및 비열에 영향을 주기 때문에 무 혼입보다 열전달이 약 100°C 정도 제어될 수 있는 것으로 나타났으며, Fig. 13은 그 결과를 보여준다.[26]

그러한 결과는 PP-섬유의 녹는점이 낮은 특성으로 인해 고온가열시 열기류 및 수증기가 빠져나갈 수 있는 미세균열을 발생시키기 때문이며, 이와 동시에 강섬유의 적정한 혼입으로 미세균열과 폭발성 폭렬로 인한 파단응력을 상쇄하여 단면결손을 미연에 방지하는 효과에 기인하

Table 11 KS F 2257-1 standard on concrete column

Temperature of reinforcing bar	Deformation of cloumn
Avarage : 538°C, Max : 649°C	H/30



(a) Mesh of concrete part (b) Mesh of reinforcement

Fig. 9 Analysis model geometry

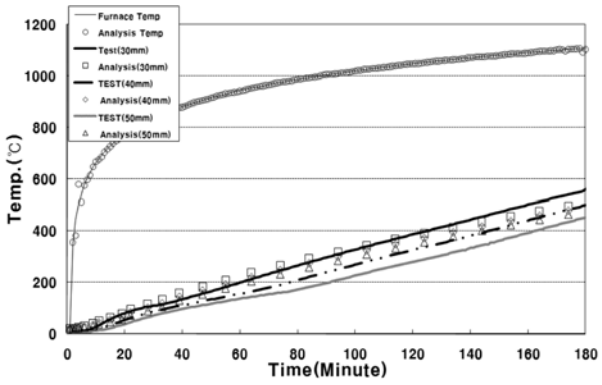


Fig. 10 Compared test to analysis (Model-I)

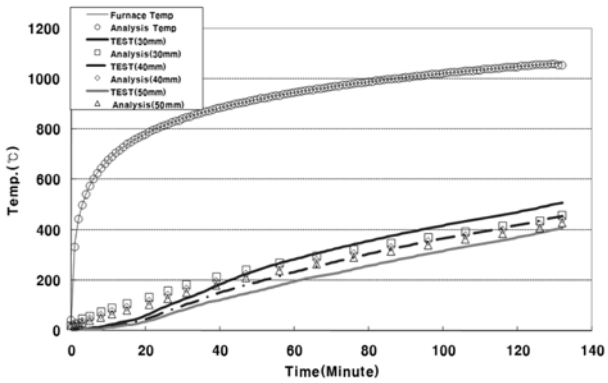


Fig. 11 Compared test to analysis (Model-III)

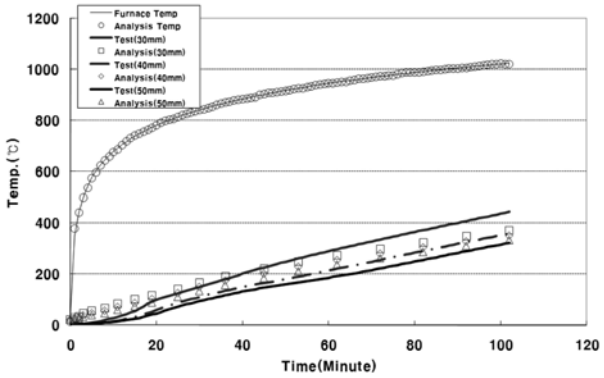


Fig. 12 Compared test to analysis (Model-V)

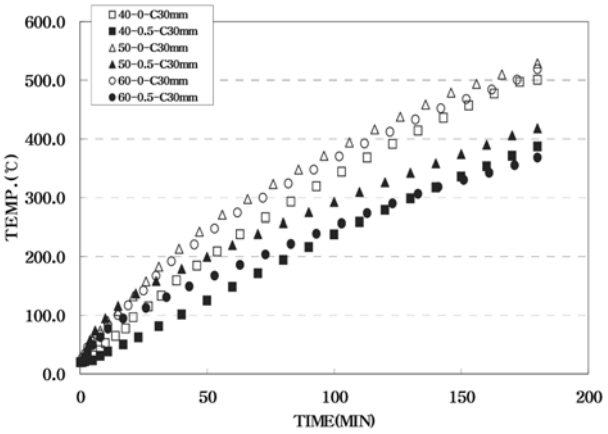


Fig. 13 Compared test to analysis (Model-Ⅰ,Ⅲ,Ⅴ)

는 것으로 판단된다.

폭렬저감재 혼입에 의한 철근의 온도영향을 해석한 결과는 Table 12와 같으며, Model-I의 경우 428°C, Model-II는 384°C의 최대온도로 해석되었는데, 이는 섬유 용융에 의해 유발된 콘크리트의 미세공극으로 콘크리트 내부의 열이 효과적으로 방출되었기 때문으로 판단된다.

4.2.2 기둥의 변형량 비교(Model-I~VI)

고강도 콘크리트의 전열해석에 의한 열응력 해석값을 적용하고, 고온 재료 물성의 열팽창률과 탄성계수 실험값을 해석 데이터로 입력하여 기둥 변형량을 해석하였다. Fig. 14와 같이 전반적인 기둥 변형량에 대한 해석 결과와 실험값이 서로 유사한 것으로 나타났다. 화재실험의 기준 (KS F1157-1)에 따라 H/100 이상의 변형이 생길경우 실험을 중단하므로, 최대 180분까지 수치해석을 수행하여 실험에서 확보할 수 없는 기둥의 고온화재 변형 특성을 예측하였다.

무 혼입 콘크리트의 강도에 따른 기둥 수축량을 분석한 결과 강도 증가에 따라 처짐이 조기에 발생하는 것으로 나타났다. 이는 강도 상승에 따른 온도영향과 고강도 기둥일 수록 높은 축력비의 하중조건에 의해 고온 노출시 강성저하가 크게 유발되기 때문이다.

폭렬저감재 혼입 콘크리트의 경우 무 혼입 콘크리트에 비해 기둥 수축량 저감으로 인해 내화 성능이 향상된 것으로 나타났으며, 고강도 콘크리트의 기둥강도 및 폭렬저감재 혼입에 따른 수축변위에 대한 모델별 변화는 Fig. 15와 같이 나타났다.[27] 이는 선행 재료 실험에서의 무 혼입 콘크리트에 비해 섬유 혼입 콘크리트가 전반적으로 400°C 이하에서 비열이 높고 열팽창율과 열전도성이 낮기 때문으로 판단된다.

해석 결과와 실험 결과의 비교로부터 콘크리트 기둥의 전열 특성과 무 혼입 콘크리트의 기둥의 축 변형량을 예측하기 위한 해석 기법은 신뢰성을 확보한 것으로 판단되며, 50 MPa 이하의 혼입 콘크리트의 경우에도 해석 결과는 실험 결과와 거의 유사한 경향을 나타냈다. 그러나 Table 13에서 보이는 바와 같이 폭렬저감재를 혼입한 Model-VI의 경우, 내화 성능을 예측하는데 있어 해석 결

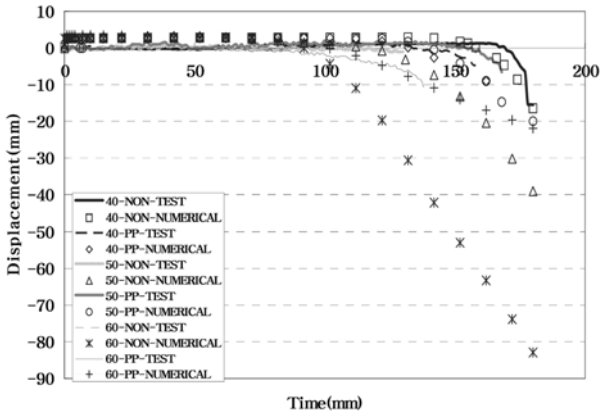


Fig. 14 Compared test to analysis under load condition (Model-Ⅰ~Ⅵ)

Table 12 Analysis result of heat transfer

Model	Strength (MPa)	Fiber cocktail	Temperature (180 min.)				
			Concrete (°C)				Reinforced bar (°C)
			0 mm	30 mm	40 mm	50 mm	
I	40	×	612	501	484	467	428
II	40	O	516	387	376	364	384
III	50	×	638	529	514	501	484
IV	50	O	488	418	407	398	355
V	60	×	669	519	498	492	459
VI	60	O	482	368	357	334	326

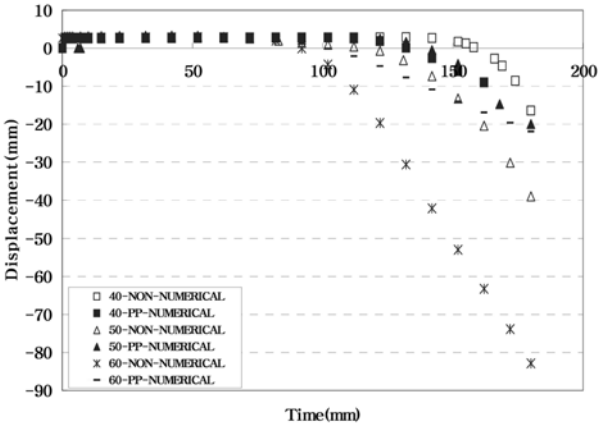


Fig. 15 Analysis of column behaviour (Model-Ⅰ~Ⅵ)

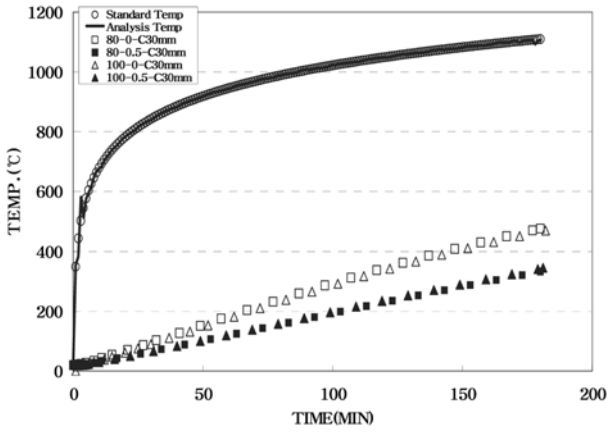


Fig. 16 Prediction to heat transfer (Model-Ⅶ~Ⅹ)

과는 실험 결과와 약 42분 정도의 차이를 보였다. 이는 재료 물성 실험에서의 폭렬저감재 혼입 공시체의 열팽창률이 실제 기둥 구조에서의 열팽창률에 비해 작기 때문으로 판단된다.

4.3 고강도 콘크리트 기둥 전열 특성 및 화재 거동 예측

4.3.1 전열 특성 예측(Model-Ⅶ~Ⅹ)

표준화재 180분 조건에서 폭렬저감재 혼입의 경우 무혼입 콘크리트에 비해 약 120°C 정도 낮은 온도로 해석되어 혼입에 따른 열전달 제어가 발생한 것으로 판단되며, 강도에 따른 온도 변화는 크지 않은 것으로 Fig. 16과 같이 분석되었다.

4.3.2 화재 거동 예측(Model-Ⅶ~Ⅹ)

고강도 콘크리트의 화재에 의한 변형을 예측하기 위한 수치해석을 수행한 결과, 폭렬저감재를 무 혼입한 모델이 혼입 모델에 비해 약 70 mm 정도 처짐이 발생하는 것으로 Fig. 17과 같이 해석되었다. 이는 상기 4.2.1에서 수행한 전열 해석에서 약 120°C 정도의 온도차에 의한 열응력 및 열팽창에 기인한 것으로 판단된다. 그러나 이는 폭렬저감재를 혼입한 고강도 콘크리트의 경우 강성저하가 발생할 수 있으므로, 180분 내화성능을 확보하기 위해 이에 대한 문제를 해결 할 수 있는 배합설계의 개발이 필요할 것으로 판단된다.

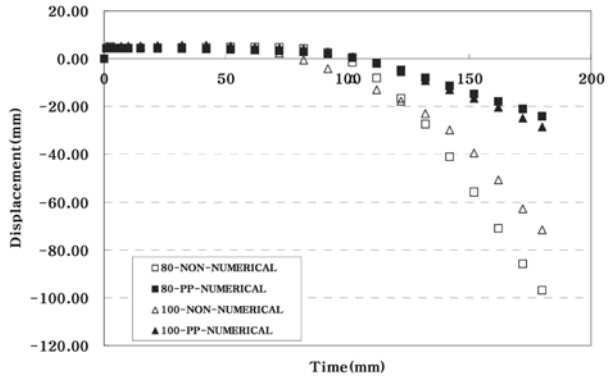


Fig. 17 Prediction to column behaviour (Model-Ⅶ~Ⅹ)

5. 결 론

이 연구에서는 실험을 통하여 폭렬저감재의 혼입 유·무에 따른 고강도 콘크리트 기둥의 폭렬 효과를 고찰하였으며, 국내 기준에 따른 콘크리트 기둥의 내화 성능을 예측하기 위한 수치해석을 수행하여 그 결과를 실험 결과와 비교·분석하였다. 이 연구를 통해 도출된 결과는 다음과 같다.

1) 콘크리트 폭렬 저감을 위해 폭렬저감재(PP-0.5 kg/m^3, 강섬유 0.5%/VOL)을 혼합할 경우 50, 60 MPa의 고강도 기둥의 폭렬을 평균 20~40 mm까지 제어할 수 있다.

Table 13 Comparisons between the experimental and analytical fire resistance performance of HSC column

Model	Strength (MPa)	Fiber cocktail	Deformation ratio (mm/min)	Displacement (mm)	Fire resistance (min.)	
					Test	Analysis
I	40	×	1.306	16.5	180	180
II		O	0.49	9	180	180
III	50	×	1.133	41	130	131
IV		O	0.67	21	168	180
V	60	×	1.16	83	103	102
VI		O	0.32	22	138	180

2) 폭렬저감재를 혼입한 콘크리트의 경우 무 혼입 콘크리트에 비해 표준화재조건에서 약 25~55% 정도의 기둥 변형량이 제어되어 내화성능이 향상되었다.
3) 폭렬저감재의 사용으로 인한 내화성능의 향상은 PP-섬유의 녹는점이 낮은 특성으로 인해 고온가열시 열기류 및 수증기가 빠져나갈 수 있는 미세균열을 발생시키기 때문이며, 이와 동시에 강섬유의 적정한 혼입은 미세균열을 제어함과 동시에 폭발성 폭렬로 인한 파단응력을 상쇄하여 단면결손을 미연에 방지하는 효과에 기인한 것이다.
4) 비재하조건 온도에 따른 내화 성능을 추정하는 기준은 부재 내부의 온도가 한계기준(649°C)을 초과하지 않아야 하며, 이 기준에 의해 해석 모델에 따른 내화 성능을 분석한 결과 MODEL-V, VII, IX는 180분 기준의 경우 한계온도를 초과하였다.
5) 해석 결과 Model-V, VI과 Model-VII, VIII의 화재거동 경향은 표준화재노출시간 140분까지 유사하게 나타났으나, 그 이후에는 MODEL-VII의 기둥 변형량이 증가하여 최대 96.8 mm까지 기둥의 축변형이 발생하는 것으로 예측되었다.

감사의 글

이 논문은 GS건설(주) 및 지식경제부에서 지원하여 국가 R&D로 수행되고 있는 한국건설기술연구원의 기관고유사업인 "구조물 성능기반 화재거동해석 및 설계기술연구(2008)"과제와 관련한 연구에 의해 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. British Standards Institution, "BS 7974 Application of fire Safety Engineering Principles to the Design of Building-Code of Practice," British Standards Institution, 2001, pp. 12~23.
2. Philip, J. Dinenno, P. E. et al., "SFPE Handbook of Fire Protection Engineering," Society Fire Protection Engineers (SFPE) & National Fire Protection Agency (NFPA), 1988, pp. 180~184.
3. Patrick, V. H. and Heimo, T., "Description of Swedish System of Fire Performance Based Regulation and Temperature Analysis of Structural Sections," Swedish Institute of Steel Construction, 2003, pp. 18~38.
4. Kirby, B. R., "Natural Fires in Large Scale Compartments-A British Steel Technical," *Fire Research Station Collaborative Project*, 1994, pp. 3~4.
5. Hertz, K. D., "Limits of Spalling of Fire-Exposed Concrete," *Fire Safety Journal*, 2003, pp. 103~116.
6. Harada, T., "Strength, Elasticity and Thermal Properties of Concrete Subjected to Elevated Temperatures," ACI SP-34, Vol. 1, 1972, 393 pp.
7. CEN, "Eurocode 3, Design of Steel Structure Part 1.2: General Rules Structural Fire Design," CEN, 1995, pp. 15~21.
8. European Committee for Standardization, "ENV 1994 -1-2: Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures. Part 1.2: General Rules: Structural Fire Design," Brussels, 1994, pp. 38~45.
9. Purkiss, J. A., "Fire Safety Engineering Design of Structures," Butterworth-Heinemann, 1966, pp. 89~92.
10. Morris, W. A., "Guidelines for the Construction of Fire-resisting Structural Elements," Building Research Establishment Report, 1998, pp. 24~45.
11. Anderberg, Y., "Spalling Phenomena of HPC and OC," NIST Workshop on Fire Performance of High Strength Concrete in Gaithersburg, 1997, pp. 69~73.
12. Franssen, J. M., "Failure Temperature of a System Comprising a Restrained Column Submitted to Fire," *Fire Safety Journal*, Vol. 34, No. 2, 2000, pp. 191~207.
13. Jumpannen, U. M., "Effect of Strength on Fire Behaviour of Concrete," Nordic Concrete Research, 1989, pp. 34~45.
14. Kodur, V. K. R., "Design Equations for Evaluating the Fire Resistance of SFRC Filled Steel Columns," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 124, No. 6, 1998, pp. 671~677.
15. Lie, T. T., "Fire Resistance of Circular Steel Columns Filled with Bar-reinforced Concrete," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 120, No. 5, 1994, pp. 1489~1509.
16. Phan, L. T., "High-strength Concrete at High Temperature: an Overview," *Proceedings of 6th International Symposiumon Utilization of High Strength/High Performance Concrete*, Leipzig, Germany, 2002, pp. 501~518.
17. Bailey, C. G., "Simulation of the Structural Behaviour of Steel-Framed Buildings in Fire," PhD Thesis, University of Sheffield, 1995, pp. 58~84.
18. Cai, J., "Developments in Modelling of Composite Building Structures in Fire," PhD thesis, University of Sheffield, 2002, pp. 56~68.
19. KAL, J., "Modelling of Asymmetric Cross-section Members for Fire Conditions," Department of Civil and Structural Studies, The university of Sheffield, 2001, pp. 391~396.
20. 김형준, 한상훈, 최승관, "화재시 콘크리트요소 폭렬영향성 고찰," 화재소방학회 논문지, 21권, 2호, 2007, pp. 54~63.
21. 김홍열, 채한식, 전현규, 염광수, "Fiber Cocktail을 혼입한 고강도 콘크리트의 고온시 변형성 및 모델시에 관한 실험적 연구," 한국콘크리트학회 학술대회 발표논문집, 19권, 2호, 2007, pp. 877~880.
22. 김홍열, 채한식, 전현규, 염광수, "Fiber Cocktail을 혼입한 고강도 콘크리트의 고온시 압축강도특성 및 모델제시에 관한 실험적 연구," 한국콘크리트학회 학술대회 발표논문집, 19권, 2호, 2007, pp. 605~608.
23. 김홍열, 채한식, 전현규, 염광수, "Fiber Cocktail을 혼입한 고강도 콘크리트의 고온시 탄성계수특성 및 모델제시에 관한 실험적 연구," 한국콘크리트학회 학술대회 발표논문집, 19권, 2호, 2007, 609~612.
24. 김홍열, "고온가열시 콘크리트의 역학적 특성에 관한 실험적 연구," 대한건축학회논문집, 8권, 118호, 2002, pp. 77~84.
25. 김홍열, 전현규, "포렬저감재 혼입에 따른 고강도 콘크리트 구조부재의 내화성능에 관한 실험적 연구," 한국콘크리트학회 학술대회 논문집, 19권, 1호, 2007, pp. 513~516.
26. 김홍열, 채한식, 김형준, 전현규, 염광수, "표준화재 표준화재 재하조건에서 Fiber Cocktail을 혼입한 고강도 콘크리트 기둥의 강도별 전열 특성에 관한 연구," 한국콘크리트

학회 학술대회 발표논문집, 20권, 1호, 2008, pp. 397~400.
27. 김홍열, 채한식, 김형준, 전현규, 염광수, “표준화재 재하조건에서 Fiber Cocktail을 혼입한 고강도 콘크리트 기둥의 강도별 화재거동에 관한 연구,” 한국콘크리트학회 학술대회 발표논문집, 20권, 1호, 2008, pp. 377~380.

요 약 이 연구에서는 고강도 콘크리트의 전열특성 및 화재거동을 구명하기 위해 실증실험과 수치해석을 병행하였으며, 화재실험조건 및 제약 상황으로 인해 실험을 통해 도출할 수 없는 고강도 콘크리트의 화재성상은 수치해석을 통해 예측하였다. 이를 위해 수치해석결과와 실험 결과를 비교・검증하여 해석기법의 신뢰성을 확보하였으며, 80 MPa 및 100 MPa의 고강도 콘크리트의 전열특성 및 화재거동을 상용 소프트웨어인 아바쿠스(V.6.8)를 사용하여 수치해석을 수행하였다. 실증실험결과 폭렬저감재를 혼입한 콘크리트의 경우 무 혼입 콘크리트에 비해 표준화재조건에서 약 25~55% 정도의 기둥 수축량이 제어되어 내화성능이 향상되었으며, 이는 섬유혼입으로 인해 콘크리트의 전열특성이 제어되어 기둥부재의 내화성능을 향상시키기 때문이다.

핵심용어 : 고강도 콘크리트, 전열 특성, 화재 거동, 파이버 칵테일, 수치해석