



## 고속충격하중을 받는 강섬유보강콘크리트 패널의 내충격성능

김상희<sup>1)</sup> · 강현구<sup>1)</sup> · 홍성걸<sup>1)</sup> · 김규용<sup>2)</sup> · 윤현도<sup>2)\*</sup>

<sup>1)</sup>서울대학교 건축학과 <sup>2)</sup>충남대학교 건축공학과

### Impact Resistance of Steel Fiber-Reinforced Concrete Panels Under High Velocity Impact-Load

Sang-Hee Kim,<sup>1)</sup> Thomas H.-K. Kang,<sup>1)</sup> Sung-Gul Hong,<sup>1)</sup> Gyu-Yong Kim,<sup>2)</sup> and Hyun-Do Yun<sup>2)\*</sup>

<sup>1)</sup>Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul 151-744, Korea

<sup>2)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Chungnam National University, Daejeon 305-742, Korea

**ABSTRACT** This paper describes the evaluation of the impact performance of steel fiber-reinforced concrete based on high-velocity impact experiments using hard spherical balls. In this experimental study, panel specimens with panel thickness to ball diameter ( $h/d$ ) ratios of 3.5 or less were tested with variables of steel fiber volume fraction, panel thickness, impact velocity, and aggregate size. Test results were compared with each other to evaluate the impact resistance. The results showed that the percentage of weight and surface loss decreased as the steel volume fraction increased. However, the penetration depth increased with up to steel fiber volume fraction of 1.5%. Particularly the results of specimens with 20 mm aggregates showed poorer performance than those with 8 mm aggregates. The results also confirmed that the impact performance prediction formulas are conservative with ( $h/d$ ) ratios of 3.5 or less. Despite the conservative predictions, the modified NDRC formula and ACE formula predict the impact performance more consistently than the Hughes formula.

**Keywords** : steel fiber-reinforced concrete, impact resistance, penetration, high velocity impact-load, steel fiber volume fraction

#### 1. 서 론

최근 다양한 원인에 의해 설계과정에서 예상하지 못한 큰 운동에너지를 가지는 물체의 충격 또는 폭발하중으로 구조물이 손상되거나 붕괴에 이르는 사례가 증가하고 있다. 특히 콘크리트 구조물에서 충격하중이 가해지면 콘크리트가 파쇄되고, 파편이 날아가서 2차적인 물적, 인적 피해가 발생한다. 외부의 충격으로부터 피해를 최소화하기 위해서 내충격성을 가지는 콘크리트의 필요성이 대두되고 있다. 또한 콘크리트 패널은 건축기술의 발달로 점점 많아지고 있는 추세이다. 이에 대한 대안으로 손상제어 및 인성이 우수한 강섬유보강콘크리트(steel fiber-reinforced concrete, SFRC)가 주목받고 있으며, 많은 연구자들이 강섬유보강콘크리트의 내충격성에 대하여 활발한 연구를 진행하고 있다.<sup>1,2)</sup>

본 연구에서는 패널두께( $h$ ) 대 탄환지름( $d$ )의 비가 3.5

이하일 때 강섬유보강콘크리트의 내충격성을 평가하기 위해 총 3개의 변수를 가지는 콘크리트 패널형 실험체를 제작하였다. 주요 변수는 강섬유 혼입률이고, 추가적으로 굵은 골재의 크기와 실험체의 두께를 추가적인 변수로 선별하였는데, 이는 강섬유 혼입률에 따른 강섬유보강콘크리트의 내충격성 증가를 다양한 조건 하에서 검증하기 위함이다. 본 연구에서는 고속비상체가 SFRC 실험체에 충돌하였을 때 발생하는 1) 강섬유 혼입률에 따른 파괴 모드, 2) 패널 두께에 따른 파괴모드, 3) 골재 크기에 따른 실험체의 파괴모드, 그리고 4) 관입깊이, 관통한계 및 배면박리한계 두께 등을 평가하였다.

또한 기존 연구자들의 연구와 각종 기준에서 제시하는 콘크리트 패널의 내충격 성능평가식을 이용하여 정량적 평가를 수행하였고, 일반콘크리트와 강섬유보강콘크리트의 내충격성의 차이를 규명하였다. 또한 기존 제안식을 강섬유보강콘크리트의 내충격성 평가에 대한 적용가능성을 평가함으로써 SFRC를 활용한 방폭구조물의 설계를 위한 기초자료를 제공하고자 하였다.

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

Received June 27, 2014, Revised October 10, 2014,

Accepted October 14, 2014

©2014 by Korea Concrete Institute

## 2. 콘크리트의 내충격 성능에 대한 기존연구

콘크리트의 내충격성에 대한 평가는 여러 연구자들에 의해 진행되고 있으며 충격실험사례 또한 증가하고 있는 추세이다. 충격에 의한 콘크리트의 파괴모드는 일반적으로 Fig. 1과 같이 4단계로 나눈다. a) 관입과 표면파괴, b) 관입과 배면파괴, c) 관통, d) 패널의 변형으로 나누어진다. 콘크리트 구조물에 대한 충격성능 평가에 관한 연구는 국방의 목적으로 약 100년 전인 1910년 Perty의 연구

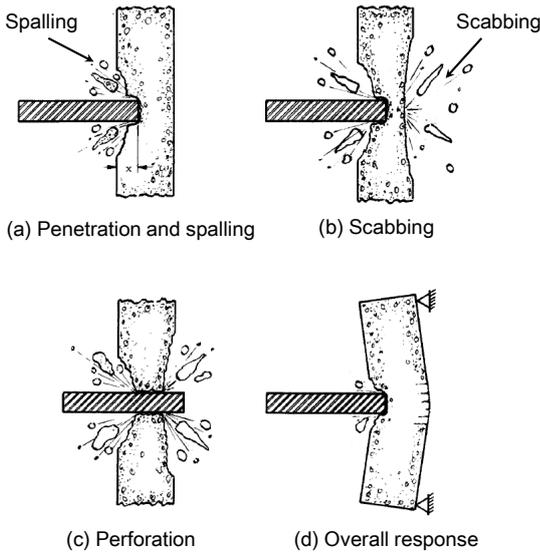


Fig. 1 Missile impact phenomena<sup>3)</sup>

로부터 시작되었다. Perty 제안식<sup>3)</sup>은 콘크리트 구조물에 가해지는 비변형 탄환체(hard missile)에 대한 연구를 기반으로 국부적인 운동방정식을 사용하여 평가한 식이다. 그 후 콘크리트의 내충격성에 관한 연구는 미군 공병대 (army corp of engineers, ACE)와 미국 국방위원회(national defense research committee, NDRC)에 의해 꾸준히 진행되었다. 1943년 이전에 미군 군수부(ordnance department of the US army)와 탄도학연구소(ballistic reserch laboratory, BRL)에서는 콘크리트 구조물에 대한 많은 충격실험을 수행하였으며, 이러한 실험결과를 바탕으로 관통깊이 한계두께식, 배면박리 한계두께식, 그리고 탄도의 관입깊이 식인 ACE 제안식<sup>4)</sup>을 제안하였다. 미국 국방위원회(national defense research committee, NDRC)는 ACE 제안식을 바탕으로 추가적인 실험을 수행하였으며, 매스콘크리트(massive concrete targets)에 대한 강탄환체(rigid missile)의 관입모델인 수정(modified) NDRC 제안식<sup>5)</sup>(Table 1)를 제시하였다. 특히 수정 NDRC 제안식은 탄도의 형태에 따른 형상 계수(nose shape factor,  $N^*$ )를 제시하고 있다. 한편 1984년에 제안된 Hughes 제안식<sup>6)</sup>(Table 1)은 동적증폭계수(dynamic increase factor, DIF)를 사용하여 콘크리트 인장강도의 변형속도에 따른 영향을 고려하고 있다.

## 3. SFRC의 내충격성 평가 실험

### 3.1 실험 계획

이 연구에서는 강섬유 혼입률에 따른 패널의 내충격성을 평가하기 위한 실험을 계획하였다. 변수로는 주요 변

Table 1 Predictive formulas of penetration depth, perforation and scabbing limit thickness for local failure of reinforced concrete

Formula	Penetration depth	Perforation limit thickness	Scabbing limit thickness	Remark
Modified NDRC	$G = 3.8 \times 1.0^{-5} \frac{N^* M}{d \sqrt{f_c}} \left( \frac{V_o}{d} \right)^{1.8}$ $\frac{x}{d} = 2G^{0.5} \text{ for } G \geq 1$ $\frac{x}{d} = G + 1 \text{ for } G < 1$	$\frac{e}{d} = 3.19 \left( \frac{x}{d} \right) - 0.718 \left( \frac{x}{d} \right)^2$ for $\frac{x}{d} \leq 1.35$ $\frac{e}{d} = 1.32 + 1.24 \left( \frac{x}{d} \right)$ for $1.35 < \frac{x}{d} \leq 13.5$	$\frac{h_s}{d} = 7.91 \left( \frac{x}{d} \right) - 5.06 \left( \frac{x}{d} \right)^2$ for $\frac{x}{d} \leq 0.65$ $\frac{h_s}{d} = 2.12 + 1.36 \left( \frac{x}{d} \right)$ for $0.65 < \frac{x}{d} \leq 11.75$	$G$ = impact function; $x$ = penetration depth; $e$ = perforation limit thickness; $h_s$ = scabbing limit thickness;
US ACE	$\frac{x}{d} = \frac{3.5 \times 10^{-4}}{\sqrt{f_c}} \left( \frac{M}{d^3} \right) d^{0.2} V_o^{0.5} + 0.5$	$\frac{e}{d} = 1.32 + 1.24 \left( \frac{x}{d} \right)$ for $3 < \frac{e}{d} \leq 18$	$\frac{h_s}{d} = 2.12 + 1.36 \left( \frac{x}{d} \right)$ for $3 < \frac{h_s}{d} \leq 18$	$I$ = impact factor; $S$ = dynamic increase factor; $d$ = diameter of missile; $M$ = mass;
Hughes	$\frac{x}{d} = 0.19kI/S; I < 3500$ $I = \frac{MV^2}{f_r d^3}$ $S = 1 + 12.3 \ln(1 + 0.03I)$	$\frac{e}{d} = 1.58 \left( \frac{x}{d} \right) + 1.4; I < 3500$	$\frac{h_s}{d} = 1.74 \left( \frac{x}{d} \right) + 2.3; I < 3500$	$f_c$ = compressive strength of concrete; $f_r$ = tensile strength of concrete; $V_o$ = velocity of missile

Nose shape factor ( $N^*$ ) for modified NDRC formula = 0.72, 0.84, 1.0 and 1.14 for flat, hemispherical, blunt and very sharp noses. Nose shape coefficient ( $k$ ) for Hughes formula = 1, 1.12, 1.26 and 1.39 for flat, blunt, spherical and very sharp noses respectively.

수인 강섬유 혼입률을 비롯하여, 추가적으로 골재의 크기, 패널 두께, 그리고 충격속도가 사용되었다(Table 2). 강섬유 혼입률은 0.5, 1.0, 1.5, 2.0%로 구분하였으며, 일반콘크리트 상대적인 비교를 위하여 강섬유를 혼입하지 않은 패널 실험체(0%) 제작하여 총 5가지 배합의 콘크리트를 사용한 패널을 대상으로 내충격성을 평가하였다. 실험에 사용된 강섬유의 제원은 Table 3에 나타내었다. 콘크리트의 설계기준압축강도( $f_{ck}$ )는 30 MPa을 목표로 Table 4와 같은 배합을 사용하였다. 이 때 골재크기에 따른 역학적 성능과 내충격성을 평가하고자 골재크기를 8 mm와 20 mm로 구분하여 배합하였다. 그리고 강섬유의 뭉침현상(fiber balling)을 방지하기 위해 2회에 걸쳐 콘크리트 믹서에 투입하였다. 한편 콘크리트의 역학적 성능을 파악하기 위해서 압축강도 및 휨인장강도 시험은 KS 규격에 준하여 실시하였다. 그리고 내충격성을 평가하기 위한 실험체의 크기는 200 × 200 × 30, 200 × 200 × 50, 200 × 200 × 70 mm(가로 × 세로 × 두께)로 제작하였으며(Fig. 2), 각 변수에 따라서 Fig. 3과 같이 실험체를 구분하였다.

### 3.2 실험방법

#### 3.2.1 압축강도 및 휨강도 시험 방법

압축강도 시험을 위해  $\varnothing 100 \times 200$  mm의 원주형 공시

체를 각 배합에 대하여 3개씩 제작하였으며, 시험방법은 KS F 2405<sup>7)</sup>에 따라 만능재료시험기를 사용하여 28일 압축강도( $f_{cu}$ )를 측정하였다. 그리고 휨강도 시험을 위하여 100 × 100 × 400 mm 사각형 시험체를 각 배합에 따라 3개씩 제작하였고, 시험방법은 KS F 2408<sup>8)</sup>을 따랐다(Fig. 4). 내충격성 평가를 위한 패널 실험체, 압축강도 공시체 그리고 휨인장강도 공시체 모두 24시간 동안 기건 양생한 후 탈형후 20 ± 2°C의 수조에서 28일간 수중양생을 하였다.

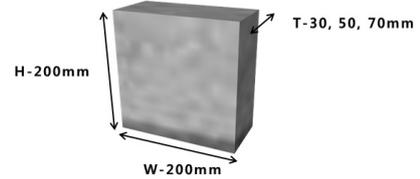


Fig. 2 Specimens dimensions

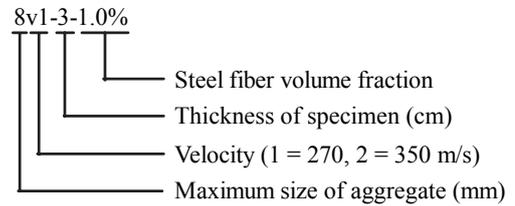


Fig. 3 Specimen ID

Table 2 Experiment plan and specimen details

Specimens	Concrete (MPa)		Steel fiber volume fracture (%)	Size of coarse aggregate (mm)	Thickness of panel (mm)	Impact velocity (m/s)
	$f_{cu}$	$f_r$				
8v-0%-series	45.5	6.93	0	8	30	270
8v-0.5%-series	40.13	7.19	0.5			
8v-1.0%-series	40.30	11.61	1			
8v-1.5%-series	31.70	12.94	1.5			
8v-2.0%-series	28.67	12.93	2			
20v-0%-series	37.85	6.37	0	20	50	350
20v-0.5%-series	42.16	9.04	0.5			
20v-1.0%-series	33.96	10.21	1			
20v-1.5%-series	35.87	10.87	1.5			
20v-2.0%-series	36.35	11.81	2			

$f_{ck}$  = Average of measured compressive strength at 28 day,  $f_r$  = Modulus of rupture of concrete

Table 3 Properties of end-hooked steel fiber

Type	Specific gravity	Diameter (mm)	Length (mm)	Aspect ratio ( $l/d$ )	Tensile strength (MPa)	Elastic modulus (GPa)
Hooked	7.85	0.5	30	60	1100	205

Table 4 Mix proportion of concrete

$f_{ck}$ (MPa)	W/B (%)	S/a (%)	$V_f$ (%)	Unit weight ( $\text{kg/m}^3$ )				
				W	C	S	G	Steel fiber
30	55	45	0-2	205	373	756	924	0-157

$f_{ck}$  = Specified compressive strength, W = Water, C = Cement, S = Sand, G = Coarse aggregate,  $V_f$  = Steel fiber volume fraction, W/B = Water-binder ratio, S/a = Fine aggregate ratio

### 3.2.2 충격 실험

콘크리트 패널의 내충격성 평가를 위해 패널 두께, 충격 속도, 발사체 크기 등 규정된 실험방법이 제시되지 않았으므로 기존 연구자들의 내충격성 평가방법을 토대로 수행하였다.<sup>9-12)</sup> 고정틀에 패널 실험체를 고정시킨 후 비상체를 가스압력방식으로 발사하였다(Fig. 5). 고정틀 아래부분에 140 mm 높이의 테두리판을 함께 설치하여 고정하였다. 따라서 실험체와 고정틀이 겹쳐지는 부분은 좌/우측 각 10 mm, 상부 5 mm 그리고 하부 15 mm이다. 그리고 비상체는 지름 20 mm, 무게 32.8 g의 강체구(spherical ball)이며, 가스압력방식으로 충돌속도 270 또는 350 m/s로 발사하였다. 비상체가 실험체에 충돌 후 파괴형상에 따라서 1) 관입 및 표면파괴(spalling), 2) 배면균열(spalling (R)), 3) 배면파괴(scabbing) 4) 관통파괴(perforation)의 등급으로 육안으로 판단하여 파괴현상을 분류하였다(Table 5). 이 때 중량 손실량 및 전면과 배면의 손실범위를 함

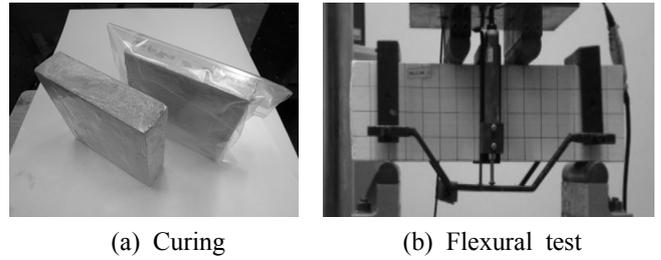


Fig. 4 Curing and flexural test

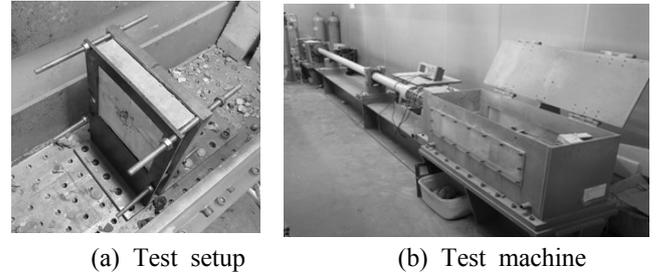


Fig. 5 Impact test

Table 5 Selected experimental results of damage

Specimens	Velocity	Failure mode	Front (mm)			Rear (mm)			Weight (kg)		
			Range	Depth	Loss (%)	Range	Depth	Loss (%)	Before	After	Loss (%)
8v1-3-0%	270	Perforation	58.0~74.0	10	9.29	84~102	20	16.8	2.848	2.64	7.3
8v2-3-0%	350	Perforation	58.0~78.0	10	9.35	80~104	20	17.34	2.852	2.574	9.75
8v1-5-0%	270	Perforation	52.0~67.0	16	9.62	44~148	34	9.07	4.807	4.64	3.47
8v2-5-0%	350	Perforation	76.0~100	18	16.32	122~152	32	41.16	4.8	4.211	12.27
8v1-7-0%	270	Spalling (R)	58.0~77.0	14	10.77	0	0	0	6.7	6.6	1.49
8v2-7-0%	350	Perforation	74.0~104	21.82	18.14	38~67	48.18	6.55	6.72	6.39	4.91
8v1-3-0.5%	270	Perforation	52.0~64.3	10.35	6.18	81.9~95.4	19.65	14.23	2.902	2.758	4.96
8v2-3-0.5%	350	Perforation	61.6~66.9	12.45	7.05	90.2~93.7	17.55	15.89	2.92	2.745	5.99
8v1-5-0.5%	270	Spalling (R)	63.0~92.4	16	12	0	0	0	4.806	4.728	1.62
8v2-5-0.5%	350	Perforation	72.0~80.3	15.34	13.29	99.0~127	34.66	27	4.743	4.424	6.73
8v1-7-0.5%	270	Spalling (R)	60.0~64.7	14.6	8	0	0	0	6.65	6.58	1.05
8v2-7-0.5%	350	Spalling (R)	77.0~96.7	19.4	15.24	0	0	0	6.58	6.44	2.13
8v1-3-1.0%	270	Perforation	45.4~67.7	9.23	7.26	61.6~24.1	20.77	10.87	2.866	2.782	2.93
8v2-3-1.0%	350	Perforation	54.7~72.4	11.92	8.37	66.5~80.7	18.08	12.05	2.89	2.762	4.43
8v1-5-1.0%	270	Spalling (R)	56.0~70.5	14.6	8.81	0	0	0	4.897	4.851	0.94
8v2-5-1.0%	350	Perforation	60.7~86.1	14.94	11.22	100~115	35.06	27.26	4.749	4.469	5.9
8v1-7-1.0%	270	Spalling (R)	61.1~74.2	15.3	10.14	0	0	0	6.866	6.811	0.8
8v2-7-1.0%	350	Spalling (R)	79.0~87.9	19.1	14.42	0	0	0	6.739	6.641	1.45
8v1-3-1.5%	270	Perforation	46.9~60.0	8.92	5.7	70.5~85.6	21.08	11.83	2.87	2.743	4.43
8v2-3-1.5%	350	Perforation	53.5~72.7	13.1	7.32	62.8~77.8	16.9	11.62	2.914	2.77	4.94
8v1-5-1.5%	270	Spalling (R)	57.0~62.2	13.7	7.32	0	0	0	4.963	4.82	2.88
8v2-5-1.5%	350	Perforation	63.4~73.6	14.6	9.75	71.4~115	28.5	18.2	4.841	4.589	5.21
8v1-7-1.5%	270	Spalling (R)	61.6~73.2	17.9	9.71	0	0	0	6.58	6.5	1.22
8v2-7-1.5%	350	Spalling (R)	75.4~86.8	19.3	12.36	0	0	0	6.66	6.56	1.5
8v1-3-2.0%	270	Perforation	46.5~66.5	10.3	6.85	65.6~86.5	19.7	10.97	2.85	2.755	3.33
8v2-3-2.0%	350	Perforation	57.0~71.0	12.89	8.12	68~88.0	17.11	11.69	2.828	2.684	5.09

**Table 5** Selected experimental results of damage (continue)

Specimens	Velocity	Failure mode	Front (mm)			Rear (mm)			Weight (kg)		
			Range	Depth	Loss (%)	Range	Depth	Loss (%)	Before	After	Loss (%)
8v1-5-2.0%	270	Spalling (R)	58.6~76.6	17.07	9.22	0	0	0	4.765	4.685	1.68
8v2-5-2.0%	350	Scabbing	62.0~93.5	20.3	12.83	34.5~67.1	18.36	9.98	4.864	4.717	3.02
20v1-3-0%	270	Perforation	54.5~98.9	13.24	14.23	84.8~136	16.76	22.64	2.921	2.571	11.98
20v2-3-0%	350	Perforation	60.0~95.0	10.34	12.41	87.0~142	19.66	24.55	2.939	2.522	14.19
20v1-5-0%	270	Perforation	69.1~104	14.46	15.6	111~139	35.54	31.13	4.872	4.304	11.66
20v2-5-0%	350	Perforation	81.4~122	18.2	25.78	132~159	31.8	40.92	4.838	3.963	18.09
20v1-7-0%	270	Spalling (R)	64.5~81.0	12.13	12.2	0	0	0	6.87	6.7	2.47
20v1-7-0%	270	Spalling (R)	64.0~87.0	16.46	10.59	0	0	0	7.18	6.82	5.01
20v1-3-0.5%	270	Perforation	60.2~94.5	9.09	8.05	53.2~64.6	20.91	14.7	2.912	2.751	5.53
20v2-3-0.5%	350	Perforation	75.9~103	13.37	13.27	60.7~76.2	16.63	19.78	2.965	2.687	9.38
20v1-7-0.5%	270	Spalling (R)	63.1~77.3	11.26	9.91	0	0	0	6.75	6.72	0.44
20v2-7-0.5%	350	Spalling (R)	84.2~101	19.12	16.71	0	0	0	6.93	6.67	3.75
20v1-3-1.0%	270	Perforation	34.7~60.8	8.58	6.52	71.6~106	21.42	13.91	2.963	2.802	5.43
20v1-3-1.0%	270	Perforation	45.8~66.5	12.7	6.57	59.9~88.9	17.3	16.41	2.901	2.88	0.72
20v1-5-1.0%	270	Spalling (R)	49.1~79.6	18.9	8.42	0	0	0	4.864	4.803	1.25
20v2-5-1.0%	350	Scabbing	62.1~91.9	19.6	11.44	56.3~86.4	12.9	11.64	4.796	4.667	2.69
20v1-7-1.0%	270	Spalling (R)	71.6~85.1	15.9	12.1	0	0	0	6.78	6.68	1.47
20v2-7-1.0%	350	Spalling (R)	67.5~98.9	20	12.68	0	0	0	6.8	6.68	1.76
20v1-3-1.5%	270	Perforation	52.0~71.0	8.33	7.15	69.0~103	21.67	14.4	2.936	2.791	4.94
20v2-3-1.5%	350	Perforation	51.2~75.0	11.72	9.63	65.0~110	18.28	16.54	N/A	N/A	N/A
20v1-5-1.5%	270	Scabbing	52.0~81.0	15	8.3	26.9~46.6	12.5	3.17	4.885	4.844	0.84
20v2-5-1.5%	350	Scabbing	55.8~84.0	19	12.09	25.8~40.2	17	6.24	4.845	4.774	1.47
20v1-7-1.5%	270	Spalling (R)	49.0~79.0	17.5	8.01	0	0	0	6.803	6.763	0.59
20v2-7-1.5%	350	Spalling (R)	71.1~110	22	15.92	0	0	0	6.79	6.678	1.65
20v1-3-2.0%	270	Perforation	52.9~72.1	9.02	6.89	69.6~92.6	20.98	11.86	3.067	2.946	3.95
20v2-3-2.0%	350	Perforation	54.8~75.0	9.32	7.56	71.9~91.9	20.68	13.61	3.004	2.858	4.86
20v1-5-2.0%	270	Spalling (R)	53.4~68.0	11.7	7.72	0	0	0	4.948	4.92	0.57
20v2-5-2.0%	350	Perforation	67.6~84.7	19.53	12.95	60.6~116	30.47	13.71	4.948	4.794	3.11
20v1-7-2.0%	270	Spalling (R)	49.7~74.9	11.9	7.09	0	0	0	6.84	6.81	0.44
20v2-7-2.0%	350	Spalling (R)	63.6~83.6	19.6	10.74	0	0	0	6.864	6.806	0.84

Spalling (R) = Spalling with rear crack

께 측정하였다.

#### 4. 실험결과 및 고찰

##### 4.1 강섬유 혼입률에 따른 압축강도와 휨강도 평가

강섬유가 콘크리트의 압축강도에 큰 영향을 미치지 않는 사실은 많은 연구에 의해서 확인되었다.<sup>13,14)</sup> 최대굽은 골재 크기가 8 mm 인 콘크리트의 압축강도는 오히려 강섬유 혼입률이 증가됨에 따라 감소되는 반비례 관계를 보였다(Table 5, Fig. 6). 특히 최대굽은골재로 8 mm 골재

를 사용하고 2.0% 강섬유를 혼입한 콘크리트의 압축강도는 설계압축강도보다 낮게 나타났다. 반면 20 mm 골재를 사용한 콘크리트에서는 강섬유 혼입률이 증가하더라도 압축강도의 변화량은 크지 않은 것으로 나타났다. 그러나 본 연구만으로는 강섬유가 강섬유보강콘크리트의 압축강도에 미치는 영향을 판단하기는 어려운 것으로 판단된다.

강섬유보강콘크리트의 휨강도는 강섬유 혼입률에 따라 강도가 증가되는 경향을 명확하게 보였다(Fig. 6). 특히 이러한 경향은 최대굽은골재로 8 mm 골재를 사용한 콘크리트에 있어서 20 mm 골재를 사용한 콘크리트에 비

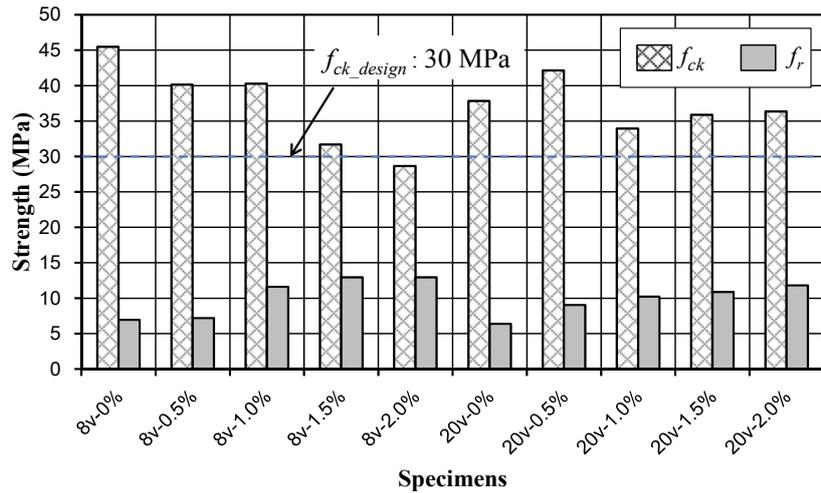


Fig. 6 Compressive and flexural strengths

하여 현저하게 나타났다. 이는 골재의 크기가 감소됨에 따라 섬유 분산도가 향상되었기 때문인 것으로 판단된다.

#### 4.2 강섬유 혼입률의 영향

350 m/s 속도를 갖는 비상체의 충돌에 의한 충격하중을 받은 콘크리트 패널 실험체의 중량손실율에 대하여 골재의 크기, 패널 두께 및 섬유 혼입률에 따른 경향을 비교하여 Fig. 7에 나타내었다. 콘크리트 패널의 중량손실율은 강섬유 혼입률 1.0%까지는 골재의 크기 및 패널 두께에 따라 급격하게 변화되었으나, 섬유 혼입률이 1.0%를 초과함에 따라 그 차이는 크지 않은 것으로 나타났다. 골재의 크기에 따른 내충격성을 비교하면 강섬유 혼입률 1.5%까지는 골재의 크기가 큰 실험체의 중량손실량이 더욱 컸고, 중량손실량 측면에서 보면 골재크기가 클수록 내충격성이 더 취약하였다.

Fig. 8에는 콘크리트 패널의 전면 손실면적비율의 경향이 나타나 있는데, 비상체가 관통된 콘크리트 패널의 전면 손실면적비율은 혼입율에 따라 큰 차이를 보이지 않고 있으나 관통 파괴되지 않은 콘크리트 패널(8v-7, 20v-5,

20v-7)에 있어서는 혼입률이 증가됨에 따라 전면 손실면적비율은 감소되는 경향을 보였다. 이상과 같은 결과로부터 콘크리트내 혼입되는 강섬유는 비상체 충돌에 의한 충격하중에 대한 콘크리트 패널의 손상범위를 저감하는데 유효한 것으로 판단된다. 또한 그래프에서 350 m/s의 속도로 비상체가 충돌할 때 패널 실험체가 두꺼울수록 전면 손실범위가 넓게 측정되었다.

Fig. 9에는 각 실험체의 전면 관입깊이( $x$ )와 배면박리에 의한 탈락 깊이( $h_s$ )의 비를 비교하여 나타낸 것으로 비상체의 속도가 증가됨에 따라  $x/h_s$  비가 증가됨을 알 수 있다. 또한 270 m/s 속도의 비상체 충돌에 의한 충격하중하에서 강섬유 혼입률이 0, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0%로 증가됨에 따라  $x/h_s$  비는 각각 0.54, 0.59, 0.52, 0.60, 0.56로 나타났으며 전체적으로 큰 차이를 보이지 않았다. 골재 크기가 작은 8v-series 실험체에서 골재 크기가 큰 20v-series 실험체에 비하여  $x/h_s$  비가 크게 나타났다. 이는 8v-series 배합의 콘크리트 평균압축강도가 20v-series 배합의 콘크리트에 비하여 낮은 반면 휨강도는 높기 때문인 것으로 판단된다.

배면박리 없이 관입 및 표면박리가 발생된 실험체를

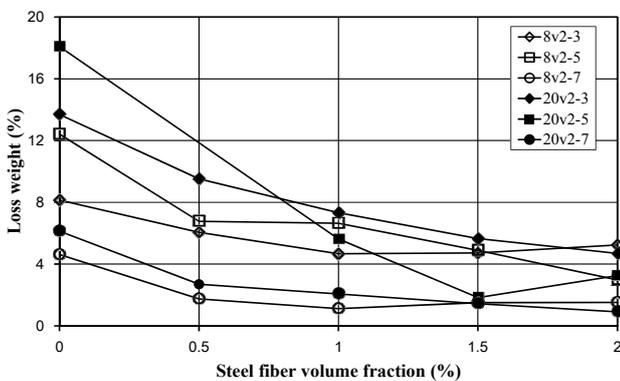


Fig. 7 Weight loss and steel fiber volume fraction relationship of perforation specimens under 350 m/s

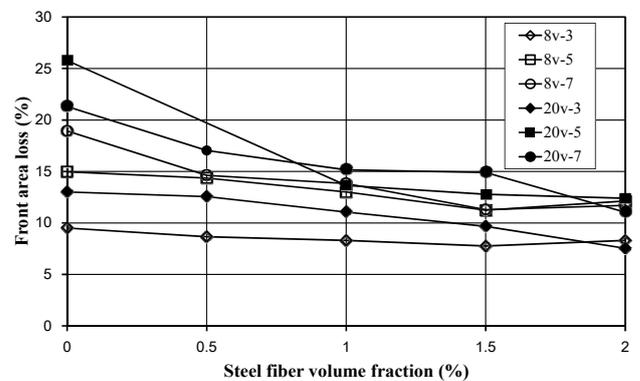


Fig. 8 Front area loss and steel fiber volume fraction relationship of perforation specimens under 350 m/s

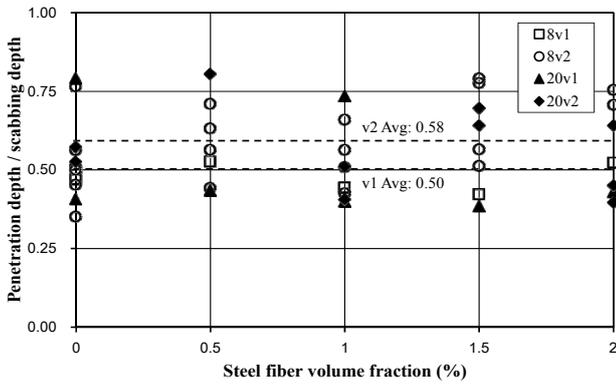


Fig. 9 Penetration and scabbing depth ratio of perforation specimens

대상으로 전면 관입깊이를 강섬유 혼입률에 따라 비교하여 Fig. 10에 나타내었다. 그림에 나타난 바와 같이 강섬유 혼입률 1.0%까지는 강섬유 혼입률이 증가될수록 관입깊이가 증가하였다. Fig. 8과 Fig. 10의 비교 결과 1.0%이내에서 강섬유 혼입률의 증가는 콘크리트 패널의 표면박리 손상은 어느 정도 억제하는 반면 관입깊이를 제어하는데에는 한계가 있는 것으로 사료된다. 그러나 1.0%까지 강섬유 혼입률이 증가됨에 따라 전면 표면박리 및 중량손실량 모두 감소하였다. 이러한 결과를 근거로 볼 때, 강섬유를 혼입하여 관입깊이를 억제하기는 힘들지만, 콘크리트 패널의 표면박리 및 중량손실량을 억제하기 위해서는 1.0%이상의 강섬유를 혼입하는 것이 바람직할 것으로 판단된다.

8v1-7과 8v2-7을 비교하였을 때 v2(350 m/s)의 충돌속도를 받을 때의 관입깊이는 강섬유 혼입률과 무관하게 약 20 mm 정도 발생하였다. 하지만 v1(250 m/s)의 충돌속도를 받는 8v1-7은 강섬유 혼입률이 1.5%까지 관입깊이도 증가하는 추세를 보인다. 20 mm 골재를 사용한 20v1-7과 20v2-7에서도 비슷한 경향을 보이고 있다. 이는 270 m/s 속도로 비상체가 충돌할 때, 350 m/s 속도로 충돌할 때보다 골재 크기 및 패널 두께 등의 변수에 보다 더 영향을 받기 때문으로 것으로 사료된다.

### 4.3 충격 관입 산정식에 의한 결과 평가

#### 4.3.1 관입깊이 평가

2절에서 소개한 수정 NDRC 제안식, ACE 제안식, Hughes 제안식에 의해 콘크리트 패널의 관입깊이를 예측한 값과 실험값을 강섬유 혼입률에 따라 비교한 결과가 Fig. 11에 나타나 있다. 그림에서는 실험에서 측정된 관입깊이와 예측값의 비( $x_{\text{test}}/x_{\text{predicted}}$ )를 강섬유 혼입률로 구분하였다. 강섬유 혼입률에 따른 관입깊이 예측식의 타당성을 평가하기 전에, 강섬유 혼입률 0% 실험체에서 실제 관입깊이가 예상값보다 적은 값을 가진다는 사실을 알 수 있다. 수정 NDRC 제안식, ACE 제안식 및 Hughes 제안식에 의한 계산결과와 실험결과의 비는 각각 평균적

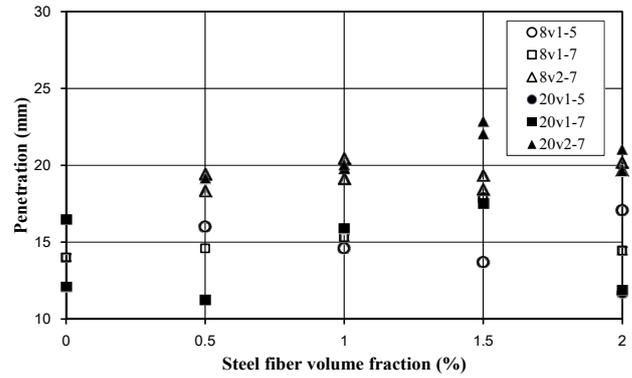


Fig. 10 Penetration depth and steel fiber volume fraction relationship

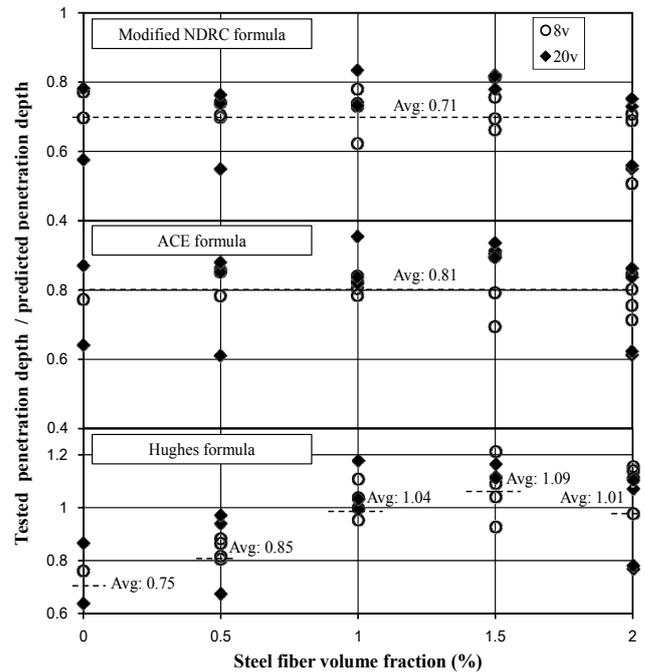


Fig. 11 Tested penetration depth to predict depth ratio by steel fiber volume fraction

으로 0.71, 0.81 그리고 0.7의 비로 나타났다. 이러한 이유는 비상체 지름( $d$ )에 대한 패널의 두께( $h$ ) 비가 1.0~3.5로 값이 비교적 작았기 때문인 것으로 판단된다. 한편 수정 NDRC 제안식은 비상체가 실험체의 변형을 무시할 만큼 두꺼운 콘크리트(massive concrete)에 충돌할 때의 관입깊이를 예측하기 위한 것이다. 또한 Hughes 제안식 역시  $I < 40$ ,  $h/d < 3.5$  일 경우에는 패널의 탄성능력과 변형능력으로 인하여 예측 관입깊이가 보수적일 수 있다고 보고되고 있다.<sup>4)</sup> 즉 관입깊이 예측식은 얇은 실험체가 변형하는 동안 운동에너지를 흡수하기 때문에 관입깊이를 정확히 예측하는 데 어려움이 있는 것으로 판단된다.

수정 NDRC 제안식과 ACE 제안식에 의해 예측된 관입깊이는 큰 차이를 보이지 않음이 Fig. 11에 나타나 있다. 이는 전체 충격운동에너지( $E_k$ , impact kinetic energy of projectile)<sup>15)</sup> 중에서 실제충격에너지( $E_c$ , critical impact

energy of projectile)로 전환 된 것이 수정 NDRC 제안식의 경우 70%, ACE 제안식의 경우 80% 정도로 큰 차이가 없기 때문인 것으로 판단된다.

반면 Hughes 제안식은 강섬유 혼입률에 따라서 측정된 관입깊이와 예측된 관입깊이의 비(tested penetration depth/predicted penetration depth)가 다른 두 모델과 상이한 결과를 보이고 있다. 이는 수정 NDRC 제안식과 ACE 제안식에서 관입깊이의 산정시 압축강도를 주요변수로 활용하는 반면 Hughes 제안식에서는 파괴계수(modulus of rupture, MOR)를 관입깊이의 변수로 사용하기 때문인 것으로 판단된다. Fig. 11과 같이 실험결과와 계산된 관입깊이 비를 근거한다면 관입깊이 예측에서 콘크리트의 파괴계수를 활용하기보다는 압축강도를 활용하는 것이 강섬유보강콘크리트에 있어서는 보다 합리적인 것으로 판단된다. 수정 NDRC 제안식과 ACE 제안식은 강섬유 혼입률이 변화하더라도 측정된 관입깊이와 예상 관입깊이 비의 평균값은 비교적 일관되게 나타났다.

### 4.3.2 관통 및 배면박리 평가

본 연구에서는 수정 NDRC 제안식과 Hughes 제안식을 근거로 관통한계 및 배면박리한계 두께를 각각 평가하였다. ACE 제안식은 관통한계두께 조건을 만족시키지 못하여서 제외하기로 한다. Fig. 12는 실험체의 두께( $t$ )를

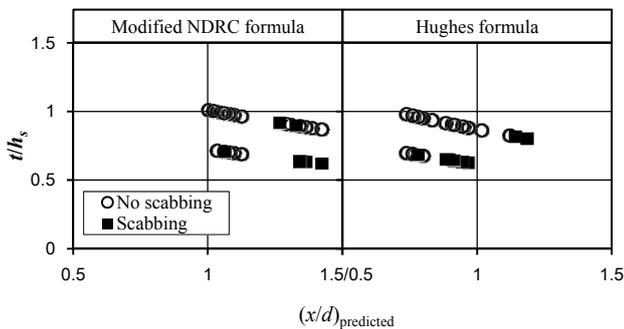


Fig. 12 Panel thickness divided by predicted scabbing thickness for penetration depth ( $x$  = penetration depth,  $d$  = missile diameter)

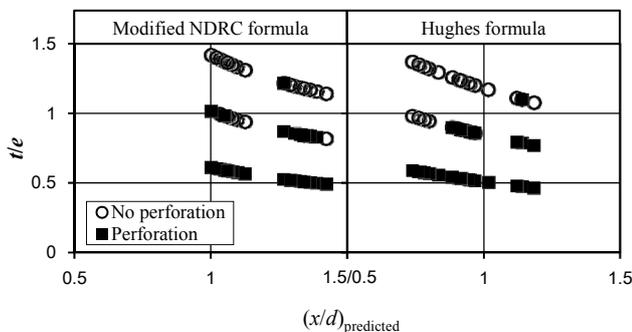


Fig. 13 Panel thickness divided by predicted perforation thickness for penetration depth ( $x$  = penetration depth,  $d$  = missile diameter)

배면박리한계 예상식을 통해 얻은 두께( $h_s$ )로 나눈 값을 예측된 관입깊이와 비상체 직경의 비( $x/d$ )를 비교하여 나타낸 것이다. 이상적으로 배면박리는  $1(=t/h_s)$  이하의 값을 가지는 실험체에서 나타나야 한다.<sup>16)</sup> 반면  $1(=t/h_s)$  이상인 실험체는 배면박리가 발생하지 않아야 한다. 하지만 실험데이터의 대부분이 1이하로 나타났다. 두 식 모두 믿을 만한 예상값을 도출하지는 못한다고 평가된다. 즉, 두 예상식 모두 강섬유보강콘크리트의 배면박리두께를 과대평가하고 있는 것으로 나타났다.

실험체의 두께( $t$ )와 관통한계두께 예상식을 통해 계산된 두께( $e$ )의 비를  $x/d$ 에 따라 비교하여 Fig. 13에 나타내었다. 역시 이상적으로 관통 실험체는  $1(=t/e)$  이하 값을 가져야 한다. 반면 관통이 없는 실험체는  $1(=t/e)$  이상의 값을 가져야 한다.<sup>16)</sup> 두 식은 일부 실험체를 제외하고 전체적으로 관통한계두께를 비교적 정확하게 예상하고 있는 것으로 나타났다.

## 5. 결 론

이 연구에서는 비상체의 고속충돌에 의한 충격하중을 받는 강섬유보강콘크리트의 내충격성에 대하여 평가하였다. 실험변수로 강섬유 혼입률, 패널 두께, 골재 크기, 충격속도가 고려되었으며 이러한 실험결과를 근거로 현재까지 콘크리트 패널의 충격손상 평가 제안식에 대한 적용성을 평가하였다. 이상과 같은 실험 및 분석연구결과 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- 1) 본 연구에서 사용된 강섬유보강콘크리트는 외부의 충격에너지가 가해졌을 때 강섬유 혼입률이 1.5%까지는 일반 콘크리트에 비해 관입깊이가 증가하였다. 하지만 강섬유 혼입률이 증가하면서 충격에 의한 중량손실량은 감소하였고, 특히 1.0%까지는 급격하게 감소하였다. 이를 종합적으로 고려할 때 가장 효율적인 강섬유 혼입률은 1.0%라 할 수 있다. 비슷한 중량손실량 및 표면 탈락면적을 가지지만, 관입깊이가 비교적 적게 나타났기 때문이다.
- 2) 패널두께( $h$ ) 대 탄환지름( $d$ ) 비가 3.5 이하일 때 기존 예상식에 의한 관입깊이와 배면박리한계두께값이 실제보다 크게 예측하고 있다. 이는 실험체 변형에 의한 운동에너지 흡수를 모델식에서 반영하지 않기 때문이다. 그럼에도 불구하고 수정 NDRC 제안식과 ACE 제안식의 예측관입깊이는 강섬유 혼입률이 증가하더라도 이를 반영하는 경향을 보인다. 배면박리한계두께에 대해서는 수정 NDRC 제안식과 Hughes 제안식 모두 잘 예측하지 못한 반면, 관통한계두께에 있어서는 두 식 모두 잘 예측하는 것으로 나타났다. 전면손실 범위와 탈락 중량이 감소한다는 측면에서 강섬유로 인하여 내충격성이 향상하였다고 판단할 수 있으므로 향후 강섬유의 영향을 정확하게 반영할 수 있는 모델의 개발이 필요하다.

3) 이 연구에서는 패널두께( $h$ ) 대 탄환지름( $d$ ) 비가 3.5 이하인 얇은 패널의 강섬유보강콘크리트의 내충격성을 몇가지 변수에 대하여 실험적으로 파악하였다. 하지만 동일조건인 실험체의 표본이 적어서 표준편차가 상대적으로 크게 나타났다. 따라서 정확한 성능파악을 위해서는 추후 추가 실험이 필요하며,  $h/d$ 가 3.5 이상의 강섬유보강콘크리트의 평가도 추가적으로 수행되어야 할 것으로 사료된다.

## 감사의 글

본 연구는 국토교통부/국토교통과학기술진흥원 건설기술연구사업의 연구비지원(13건설연구A02) 및 한국연구재단의 연구비지원(2012005905)에 의해 수행되었습니다.

## 참고문헌

1. Wang, Z. L., Zhu, H. H., and Wang, J. G., "Repeated-Impact Response of Ultrashort Steel Fiber Reinforced Concrete", *Experimental Techniques*, Vol. 37, 2013, pp. 6-13.
2. Yazici, S., Arel, H. S., and Tabak, V., "The Effects of Impact Loading on the Mechanical Properties of the SFRCs", *Construction and Buildings Materials*, Vol. 41, 2013, pp. 68-72.
3. Kennedy, R. P., "A Review of Procedures for the Analysis and Design of Concrete Structures to Resist Missiles Impact Effects", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 37, 1976, pp. 183-203.
4. ACE, Fundamentals of Protective Structure. *Report AT120 AT1207821*, Army Corps of Engineer, Office of the Chief of Engineers, 1946.
5. NDRC, Effect of Impact and Explosion, *Summary Technical Report of Division 2*, Vol. 1, National Defence Research Committee, 1946.
6. Hughes, G., "Hard Missile Impact on Reinforced Concrete", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 77, 1984, pp. 23-35.
7. Korea Agency for Technology and Standards, *Concrete Compressive Strength Test Method, KS F 2405:2010, Bulltin No. 2010-0654*, Korea Standards Association, 2010 (in Korean).
8. Korea Agency for Technology and Standards, *Method of Test for Flexural Strength of Concrete, KS F 2408:2000*, Korea Standards Association, 2010 (in Korean).
9. Kim, G. Y., Nam, J. S., and Miyauchi, H., "Evaluation on Impact Resistance Performance of Fiber Reinforced Mortar under High-Velocity Impact of Projectile", *Journal of Korea Architecture Institute*, Vol. 27, No. 9, Sep. 2011, pp. 101-108 (in Korean).
10. Kim, H. S., Nam, J. S., Hwang, H. K., Jeon, J. K., and Kim, G. Y., "A Study on the Penetration Resistance and Spalling Properties of High Strength Concrete by Impact of High Velocity Projectile", *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 25, No. 1, 2013, pp. 99-106 (in Korean).
11. Zhang, M. H., Shim, V. P. W., Lu, G., and Chew, C. W., "Resistance of High-strength Concrete to Projectile Impact", *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 31, No. 7, Aug. 2005, pp. 825-841.
12. Beppu, M., Miwa, K., Itoh, M., Katayama, M., and Ohno, T., "Damage Evaluation of Concrete Plates by High-velocity Impact", *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 35, No. 12, Dec. 2008, pp. 1419-1426.
13. ACI Committee 544, *ACI544.4R-88 (Reapproved 2009) Design Considerations for Steel Fiber Reinforced Concrete*, American Concrete Institute, 1988.
14. Ezeldin, A. S., and Balaguru, P. N., "Normal-and High-strength Fiber-Reinforced Concrete under Compression", *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 4, No. 4, Nov. 1992, pp. 415-429.
15. Li, Q. M., Reid, S. R., and Ahmad-Zaidi, A. M., "Critical Impact Energies for Scabbing and Perforation of Concrete Target", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 236, No. 11, 2006, pp. 1140-1148.
16. Williams, M. S., "Modeling of Local Impact Effects on Plain and Reinforced Concrete", *ACI Structural Journal*, Vol. 91, No. 2, March-April 1994, pp. 178-187.

**요약** 본 실험적 연구는 고속 비상체에 의한 강섬유보강콘크리트의 내충격성을 파악하는데 그 목적이 있다. 이 연구에서는 패널두께 대 탄환지름 비가 3.5 이하인 패널 실험체에 강섬유 혼입률, 패널 두께, 충격 속도, 골재 크기를 변수로 조절하면서 고속충격을 가하여서 실험체의 성능을 비교하였다. 강섬유 혼입률이 증가할수록 중량손실량 및 표면 탈락률은 감소하지만, 관입깊이는 증가하는 추세를 보였다. 그리고 충격하중을 받을 때의 거동은 골재 20 mm를 사용하였을 경우 더욱 불리하게 나타났다. 실험결과는 기존 모델에 의한 예측값과 비교하였고, 이를 통해 패널두께 대 탄환지름 비가 3.5 이하일 때 보수적인 예측을 하는 것을 확인하였다. 이 중 수정 NDRC 제안식과 ACE 제안식이 Hughes 제안식보다 안정되게 예측하는 것으로 나타났다. 관입깊이와 배면박리한계두께에 있어서는 강섬유 혼입률에 따라서 예측식과 오차가 크게 나타나기도 하지만, 관통깊이는 수정 NDRC 제안식 및 Hughes 제안식에 의해 비교적 정확하게 예측되었다.

**핵심용어** : 강섬유보강콘크리트, 내충격성, 관입, 고속충격하중, 강섬유 혼입률