



층 구조를 갖는 강섬유 보강 고강도 콘크리트 보의 충격저항성능 향상

류두열¹⁾ · 민경환¹⁾ · 이진영¹⁾ · 윤영수^{1)*}

¹⁾고려대학교 건축사회환경공학부

Enhancement of Impact Resistance of Layered Steel Fiber Reinforced High Strength Concrete Beam

Doo-Yeol Yoo,¹⁾ Kyung-Hwan Min,¹⁾ Jin-Young Lee,¹⁾ and Young-Soo Yoon^{1)*}

¹⁾School of Civil, Environmental and Architectural Engineering, Korea University, Seoul 136-713, Korea

ABSTRACT The collapse of concrete structures by extreme loads such as impact, explosion, and blast from terrorist attacks causes severe property damage and human casualties. Concrete has excellent impact resistance to such extreme loads in comparison with other construction materials. Nevertheless, existing concrete structures designed without consideration of the impact or blast load with high strain rate are endangered by those unexpected extreme loads. In this study, to improve the impact resistance, the static and impact behaviors of concrete beams cast with steel fiber reinforced concrete (SFRC) with 0~1.5% (by volume) of 30 mm long hooked steel fibers were assessed. Test results indicated that the static and impact resistances, flexural strength, ductility, etc., were significantly increased when higher steel fiber volume fraction was applied. In the case of the layered concrete (LC) beams including greater steel fiber volume fraction in the tensile zone, the higher static and impact resistances were achieved than those of the normal steel fiber reinforced concrete beam with an equivalent steel fiber volume fraction. The impact test results were also compared with the analysis results obtained from the single degree of freedom (SDOF) system analysis considering non-linear material behaviors of steel fiber reinforced concrete. The analysis results from SDOF system showed good agreement with the experimental maximum deflections.

Keywords : impact load, strain-rate, steel fiber reinforced concrete, layered concrete beam, single degree of freedom

1. 서 론

콘크리트는 타 건설재료에 비해 충격 및 폭발하중에 우수한 저항성능을 지니고 있는 것으로 알려져 있다. 그러나 비산물체에 의한 충격이나 테러에 의한 폭발 등을 고려하지 않고 설계된 기존의 콘크리트 구조물은 상기의 예상치 못한 극한하중에 노출될 경우 매우 위험할 수 있으며, 저항성능을 향상시키기 위한 추가적인 보강이 요구된다.^{1,2)}

극한하중에 노출된 콘크리트의 저항성능을 향상시키는 방법은 매우 다양하다. 그 중에서도 강섬유 및 PVA(polyvinyl alcohol) 섬유 등 다양한 종류의 섬유를 혼입하여 구조물의 연성을 향상시키는 방법과 섬유 보강재(fiber reinforced polymer, FRP)를 외부에 부착하여 구조 부재의 단면을 보강하는 방법은 국내·외의 여러 연구자들에 의해서 수행되고 있으며,³⁻⁷⁾ 상기의 보강방법은 특히

높은 변형률 속도를 나타내는 충격이나 폭발하중 하에서 우수한 성능향상을 보여준다.

섬유를 혼입하여 구조 부재를 보강하는 경우에는 인장력을 받는 부분에 섬유를 전략적으로 혼입하여 구조물의 휨-인장성능을 극대화할 수 있다.⁸⁻¹¹⁾ Shen et al.¹⁰⁾은 보 부재의 위치별로 PVA 섬유를 0%에서 2%까지 다양하게 혼입하고 휨강도 및 연성을 평가하여, 인장부에 섬유를 집중적으로 혼입할 경우 동일한 휨 저항성능을 가지면서 섬유 혼입률을 효율적으로 감소시킬 수 있다고 하였다. 또한, Zhang et al.¹¹⁾은 인장부에 ECC(engineered cementitious composites)를 두께별로 타설하여 휨 성능을 극대화할 수 있는 최소 ECC층의 두께를 실험적으로 제시하였다. 그러나 상기의 연구들은 모두 준-정적하중에서만 수행되었으며, 높은 변형률 속도를 갖는 충격 및 폭발하중에서의 연구는 상당히 제한적이다.¹²⁾

그러므로 이 연구에서는 강섬유 혼입에 따른 준-정적 및 충격 저항성능을 평가하기 위하여 120×180×1230 mm 크기의 보에 위치별로 강섬유를 0~1.5%까지 다양하게 혼입하고 정하중 실험과 낙하식 충격시험기(drop-weight

*Corresponding author E-mail : ysoon@korea.ac.kr

Received January 6, 2012, Revised March 30, 2012,

Accepted May 2, 2012

©2012 by Korea Concrete Institute

impact testing machine)를 활용한 저속 충격하중 실험을 수행하였다. 또한, 강섬유 보강 콘크리트(steel fiber reinforced concrete, SFRC)의 재료적 비선형성을 고려하는 단자유도계(single degree of freedom, SDOF) 시스템의 해석 알고리즘을 구성하고 실험 결과와 비교하였다.

2. 실험 연구

2.1 재료 및 배합비

이 실험에는 1종 보통 포틀랜드 시멘트 및 최대치수 13 mm인 부순 자갈을 굵은 골재로 사용하였고 잔골재는 세척사를 사용하였으며, 배합표는 Table 1과 같다. 소정의 워커빌리티를 확보하기 위하여 액상형 폴리카르보산계 고성능 감수제(super-plasticizer, SP)를 배합수량 대비 1% 혼입하였으며, 강섬유의 혼입률에 따른 정적 및 충격 휨 거동을 평가하기 위하여 길이 30 mm인 변들형 양단 hooked type의 강섬유를 0%에서 1.5%까지 다양하게 혼입하였다. 이 연구에서 사용한 강섬유의 물성은 Table 2에 나타내었다.

2.2 시편 제작 및 실험 방법

2.2.1 기초물성 실험

강섬유의 혼입률에 따른 콘크리트의 압축강도를 평가하기 위하여 KS F 2405 규정에 따라서 $\Phi 100 \times 200$ mm

Table 1 Mix proportions of concrete

W/C (%)	S/a (%)	Unit weight (kg/m ³)				
		Water	Cement	Fine agg.	Coarse agg.	SP
35	45	236	675	592	733	2.36

Table 2 Properties of end-hooked steel fiber

Type	l_f (mm)	d_f (mm)	Aspect ratio (l_f/d_f)	Density (kg/m ³)	f_t (MPa)	E_t (GPa)	Ultimate elongation (%)
Hooked fiber	30	0.5	60	7.9	1,196	200	0.6

Where, l_f = fiber length, d_f = fiber diameter, f_t = tensile strength, E_t = modulus of elasticity

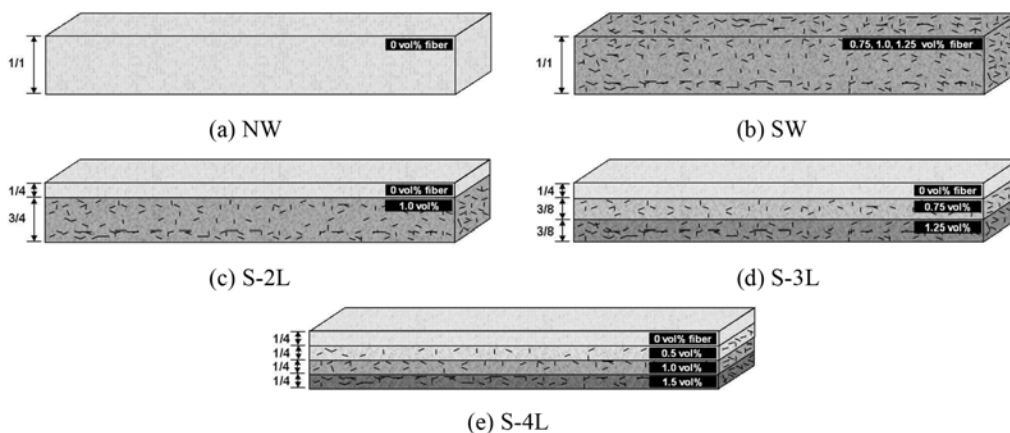


Fig. 1 Details of test specimens

인 원주형 공시체를 제작하고 $20 \pm 3^\circ\text{C}$ 인 수조에서 28일간 수중 양생한 이후에 강도 실험을 수행하였다. 휨강도는 $100 \times 100 \times 400$ mm 크기의 각주형 시편을 제작하여 압축강도와 동일한 수조에서 28일간 수중 양생한 이후에 KS F 2566 규정에 준하여 3등분점 재하 휨 실험을 수행하였으며, 압축강도와 휨강도는 모두 최대용량 2,500 kN의 UTM(universal testing machine)을 이용하여 측정하였다.

2.2.2 층 구조 콘크리트(layered concrete, LC) 보의 정하중 및 충격하중 휨 실험

LC 보의 정하중 및 충격하중에 따른 휨 거동을 평가하기 위하여 1부터 4개의 층을 갖는 LC 보 부재를 2개씩 제작하였다. 부재 전체에 혼입된 총 강섬유의 비율은 0%, 0.75%, 1.0%, 1.25%이며, $V_f=0.75\%$ 인 시편에 대해서는 층별로 강섬유의 혼입률을 달리하여 총 4개의 변수에 대해서 실험을 수행하였다. 단, 보 부재의 휨 거동은 인장철근에 의해 주로 지배되고, 따라서 강섬유의 혼입률에 따른 구조적 저항성능의 차이를 명확히 평가하지 못하는 경우가 발생할 수 있기 때문에 이 연구에서는 철근을 배근하지 않고 실험을 수행하였다.

Fig. 1은 실험 시편의 상세이다. 강섬유의 혼입률과 SFRC의 타설 위치를 변수로 하여 총 14개의 부재를 제작하고 정하중과 충격하중 휨 실험을 수행하였다. 실험체의 명칭은 강섬유를 혼입하지 않은 부재의 경우 NW, 0.75%, 1.0%, 1.25%의 강섬유를 부재 전체에 혼입한 경우는 각각 SW-L, SW-M, SW-H, 1.0%의 강섬유를 부재의 3/4만큼 혼입한 경우는 S-2L, 0.75%, 1.25%의 강섬유를 3/8씩 하부층에 혼입한 경우는 S-3L, 0%, 0.5%, 1.0%, 1.5%의 강섬유를 총 네 개의 층으로 나누어 1/4씩 혼입한 경우는 S-4L로 하였다. 여기서, SW-L과 LC 보(S-2L,

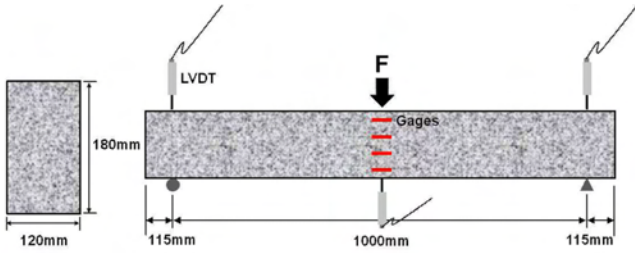


Fig. 2 Test setup for static loading test of beams

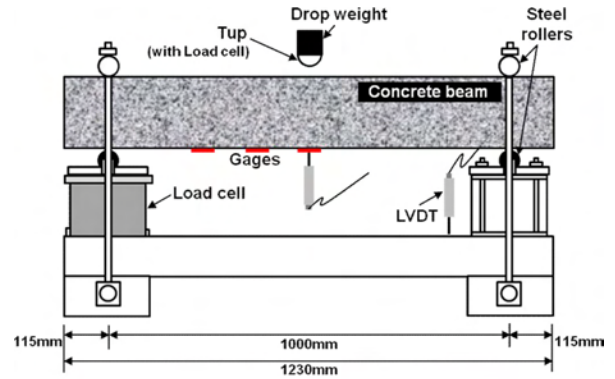
S-3L, S-4L)에 혼입된 강섬유의 양은 0.75%로 동일하다. 정하중 실험의 경우에는 최대용량 2,500 kN의 UTM을 이용하여 실험하였다(Fig. 2). 총 3개의 LVDT(linear voltage differential transformer)를 보 부재의 중앙과 지점에 설치하여 보의 실제 중앙부 처짐을 산정하였으며,¹³⁾ 단면의 중앙부에는 총 4개의 콘크리트 표면게이지를 부착하여 하중단계에 따른 중립축의 변화를 측정하였다. Fig. 2에서와 같이 이 실험에는 사용된 보의 크기는 120 × 180 × 1230 mm이며 순경간은 1,000 mm이고, 3점 재하 실험을 수행하였다.

충격 실험은 Fig. 3과 같이 최대용량 800 J(Joule)인 충격시험기를 사용하여 추를 자유낙하하는 방식으로 실험을 수행하였다. 낙하 추의 직경은 25 mm이고 약 12.97 kg의 추를 1.05 m의 높이에서 자유낙하시켜 부재에 충격을 가하였다. 이때의 위치에너지는 약 133 J($\text{kg} \cdot \text{m}^2/\text{s}^2$)이며, 충격 속도는 평균적으로 약 4.5 m/sec로 나타났다. 충격 하중과 낙하속도는 낙하되는 추에 설치된 로드 셀(load cell)과 속도계를 통해 0.0024 ms(millisecond)의 시간 간격으로 측정하였다. 낙하 추의 충격에 의한 부재의 중앙부 처짐을 측정하기 위해 그림 Fig. 3(a)와 같이 보의 중앙에 LVDT를 설치하였으며, 충격하중에 의한 지그의 들뜸현상을 보정해 주기위해 지점부에 LVDT를 추가로 설치해주어 중앙부 처짐을 보정하였다. 낙하 추의 텡(tup)에서 측정되는 충격하중과 지점에서의 반력을 비교하기 위하여 200 ton 용량의 로드셀을 지점부에 설치하였다. 그러나 로드셀의 정밀도가 약 7 kN으로, 측정된 최대하중이 70 kN 내외인 점을 고려할 때 정밀도가 떨어지는 것으로 판단되어 낙하 추의 텡에서 측정된 충격하중과 비교하여 유사한 값이 측정되는지에 대해서만 평가하였다. 결과적으로 추에서 측정한 최대 하중과 지점의 로드셀에서 측정한 최대 반력은 약 34%의 차이를 나타내었으며, 이는 평균적으로 29%의 차이를 나타낸 기존의 연구 결과와 유사한 값이다.¹⁴⁾

3. 실험 결과 및 분석

3.1 기초물성 특성

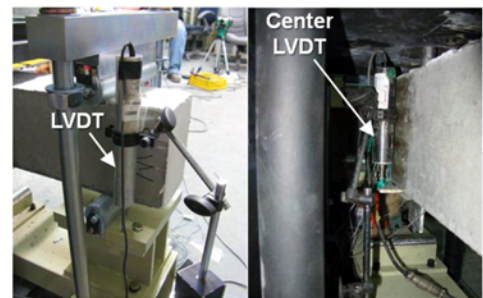
압축강도 및 휨강도 실험 결과는 Table 3과 같다. 압축강도의 경우 섬유의 혼입률이 증가할수록 약간 감소하는 경향을 보였으나 그 차이는 크지 않았다. 그 이유는 콘



(a) Description



(b) Test picture



(c) LVDTs

Fig. 3 Test setup for impact loading test of beams using drop-weight impact testing machine

Table 3 Mechanical properties of NC and SFRC

Specimen	V_f (%)	Compressive strength (MPa)	Flexural strength (MPa)
NC	0.00	53.20	6.02
SFRC	0.50	52.43	6.03
	0.75	50.41	6.33
	1.00	49.59	6.38
	1.25	46.49	7.03
	1.50	50.00	7.49

Where, NC = normal concrete, SFRC = steel fiber reinforced concrete, V_f = volume fraction of steel fiber

크리트 타설 시 강섬유가 잘 분산되지 않아 균질성이 감소했기 때문으로 판단된다.¹⁵⁾ 반면에 휨강도는 섬유의 혼입률이 증가할수록 선형적으로 증가하는 경향을 보였으며, 이는 균열면에서의 강섬유의 가교역할(bridge effect)에

기인한 것이다. 그러므로 인장부에 강섬유의 혼입률을 증가시킬 경우 콘크리트의 휨 성능을 향상시킬 수 있을 것으로 판단되었다.

3.2 정하중 휨 거동

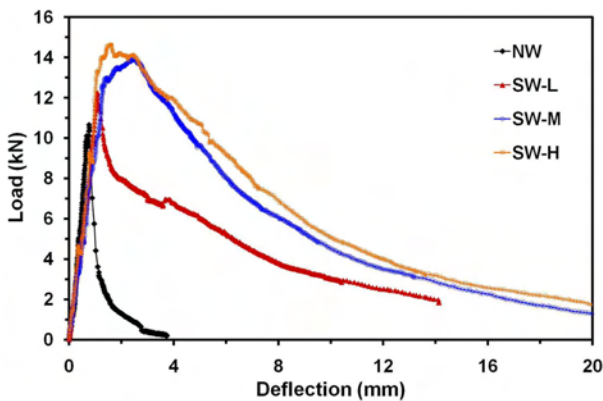
Fig. 4는 강섬유의 혼입률 및 혼입 위치에 따른 하중-처짐 그래프이다. Fig. 4(a)에서 보는 바와 같이 강섬유의 혼입률이 증가할수록 극한 하중(P_u)은 증가하는 경향을 보였으며, NW 및 SW-L은 휨 균열 발생과 함께 급격한 내력 저하가 발생하는 연화거동(deflection softening behavior)을 보였으며, 반대로 SW-M과 SW-H는 휨 균열 발생 이후에도 내력이 점차 증가하는 경화거동(deflection hardening behavior)을 나타내었다.¹⁶⁾

인장부에 강섬유의 혼입률을 증가시킨 LC 보(S-2L, S-3L, S-4L)의 경우, SW-L에 비해 첫 균열 시의 하중(P_{cr}) 및 극한 하중이 증가하는 것으로 나타났다(Fig. 4(b)). 이는 기존의 연구 결과와 유사한 것으로 압축을 받는 상부에 혼입되는 섬유를 인장부에 집중적으로 혼입함으로써 섬유 보강 효과를 극대화했기 때문으로 판단된다. LC 보의 경우 휨 균열 발생 이후에 하중이 급격히 감소하는 연화거동을 보였으며, 그 이유는 보 상부로 갈수록 섬유량이 감소하여 최대 섬유 혼입률을 갖는 최하단 층의 균

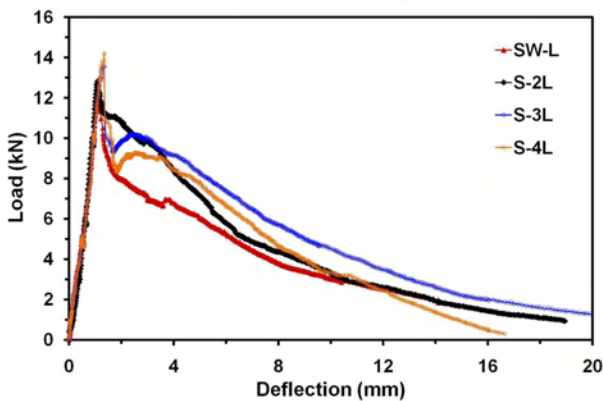
열 시 하중을 견디지 못하기 때문으로 판단된다. 모든 부재에서 휨 강성($k=P/\Delta$)은 유사하게 나타났으며, 보 중앙에서 집중 균열의 발생과 함께 최종적으로 휨 파괴되었다. 가력 하중이 7.5 kN에 도달할 때까지는 모든 시편에서 상부와 하부의 변형률은 거의 유사하였으며, 가력 하중이 약 10 kN에 도달할 때까지는 높이에 따른 변형률 분포가 선형관계를 유지하는 것으로 나타났다. 모든 시편의 첫 균열 시의 하중과 처짐(Δ_{cr}), 극한 하중과 그때의 중앙부 처짐(Δ_u)은 Table 4에 정리하였다. 첫 균열 시의 하중과 극한 하중은 강섬유의 혼입률이 클수록 증가하는 경향을 보였으며, 1.25%의 강섬유를 혼입한 SW-H는 NW에 비해 약 1.4배 큰 극한 하중을 나타내었다.

3.3 충격하중 휨 거동

충격하중 실험 결과는 Table 5와 같다. 충격에너지는 위치에너지(= 133 J)와 유사하게 약 128 J로 나타났으며, 모든 부재에 동일하게 적용되었다. NW는 1회 타격으로 부재가 종국 파괴되었으며 최대 처짐은 29.27 mm로 측정되었다. SW-L은 총 3회 타격으로 부재가 파괴되었으며, 0.75%로 동일한 섬유 혼입률을 갖는 S-2L과 S-4L은 4회, S-3L은 6회 타격으로 최종 파괴되었다. 즉, 인장력을 받는 하부에 섬유량을 증가시켜 집중적으로 혼입할 경우 충격저항성능이 향상되었으며, 이는 정하중 실험에서 LC 보 부재의 극한 하중이 증가한 것과 동일한 이유인 것으로 판단된다. 그러나 S-4L은 하부층에 1.5%로 가장 많은 섬유량을 혼입하여 가장 우수한 충격저항성능을 보일 것으로 판단되었으나, 오히려 S-3L에 비해 충격저항성능이 감소하는 것으로 나타났다. 그 이유는 120 × 180 mm 크기의 단면을 갖는 보 부재를 4개의 층으로 나누어 타설하였기 때문에 한 층의 높이가 45 mm 밖에 되지 않았고, 따라서 강섬유의 혼입률이 1.5%인 최하단 층에서 충분한 균열 저항 성능을 확보하지 못했기 때문으로 판단된다. 그러므로 섬유를 인장부에 집중적으로 혼입하여 충격저항성능을 향상시키기 위해서는 전체 단면의 높이 대비 섬유를 혼입한 최하단 층의 높이 비가 최소 0.375(S-



(a) Various fiber volume fractions



(b) $V_f = 0.75\%$

Fig. 4 Load versus mid-span deflection responses under static loading condition

Table 4 Summary of static loading test results

Specimen	P_{cr} (kN)	Δ_{cr} (mm)	P_u (kN)	Δ_u (mm)	Failure mode
NW	10.5	0.758	10.7	0.776	Flexure
SW-L	12.2	1.077	12.3	1.081	Flexure
S-2L	12.7	1.053	12.8	1.076	Flexure
S-3L	13.0	1.208	13.6	1.328	Flexure
S-4L	13.8	1.283	14.2	1.333	Flexure
SW-M	11.2	1.307	13.9	2.489	Flexure
SW-H	13.2	1.128	14.7	1.612	Flexure

Where, P_{cr} = first cracking load, Δ_{cr} = mid-span deflection at first cracking, P_u = ultimate load, Δ_u = mid-span deflection at ultimate load

Table 5 Summary of impact loading test results

Specimen	Drop weight (kg)	Impact energy (J)	Number of drops	1 st drop			
				Max. d (mm)	Max. F_{DW} (kN)	Max. d_{DW} (mm)	Max. $d\epsilon/dt$ (s^{-1})
NW	12.97	128.35	1	29.27	73.52	7.23	- ^a
SW-L		128.58	3	2.41	70.63	8.41	0.133
S-2L		128.51	4	1.10	73.47	5.15	0.218
S-3L		128.41	6	1.14	61.07	5.99	0.161
S-4L		128.85	4	1.72	71.65	5.80	0.616
SW-M		128.69	4	2.15	69.52	5.49	0.313
SW-H		128.54	4	1.23	64.98	6.42	0.347

Where, d = center deflection, F_{DW} = drop load measured by a load cell in drop weight, d_{DW} = deflection of drop weight, $d\epsilon/dt$ = strain rate
^aAcquired data is not available

3L) 이상 되어야 할 것으로 판단된다. SW-M과 SW-H의 경우에는 총 4회 타격으로 최종 파괴되는 것으로 나타났다. SW-M은 LC 보에 비해 섬유 혼입량이 많음에도 불구하고 최대 처짐은 약 1.3배에서 2배 크게 나타났다. 특히, 최하단 층에 동일한 섬유 혼입률을 갖는 S-2L에 비해 약 2배의 큰 처짐을 보였으며, 이는 상부 층에 일반 콘크리트(normal concrete, NC)를 적용한 S-2L의 경우 낙하 추의 타격에 의해 타격면이 국부적으로 파괴되어 일부의 충격에너지가 손실되었기 때문으로 판단된다.

낙하 추의 텡에서 측정된 최대 충격하중은 61.1 kN에서 73.5 kN으로 나타났다. 최대 변형률 속도($d\epsilon/dt$)는 보 부재의 중앙 하부에 부착한 변형률 게이지를 통해 측정하였으며,¹⁷⁾ 0.13 s^{-1} 에서 0.62 s^{-1} 로 나타났다. 강섬유의 혼

입률이 클수록 증가하는 경향을 보였으나 이는 타격면의 표면 상태와 낙하 추의 관입 정도, 지점 조건 등에 의해 영향을 받기 때문에 동일한 섬유 혼입률을 갖는 시편별로도 값의 차이가 크게 발생하였다. 이 연구에서는 추를 자유낙하시켜 충격 하중을 가한 것으로써 저속 충격실험에 해당되며 기존의 폭발이나 고속 충격실험에 비해 변형률 속도가 작게 나타나는 경향을 보였다.

Fig. 5는 충격하중 단계별 최대 균열폭의 그래프이다. NW는 1회 타격으로 부재가 파괴되어 균열폭을 측정하지 못하였다. SW-L의 경우에는 2회 타격 시까지 가장 큰 균열폭을 나타내었으며, 반면에 동일한 섬유 혼입률을 갖는 S-3L은 가장 작은 균열폭을 나타내었다. S-2L, S-4L과 SW-M, SW-H는 2회 타격 시까지 유사한 균열 폭을 나타내었으나, 3회 타격 시에는 LC 보의 경우 균열 폭이 더 크게 나타나는 경향을 보였다(Table 6). 그 이유는 2회 타격 이후에는 최하단 층에 비해 상대적으로 낮은 섬유 혼입률을 갖는 상부 층까지 균열이 진전되어 효율적으로 균열 제어를 하지 못했기 때문으로 판단된다.

타격 시 낙하 추의 텡에서 측정된 하중은 Fig. 6과 같다. 모든 시편에서 충격하중은 점진적으로 증가하여 최대 하중에 도달하는 것으로 나타났으며, 타격면에서의 국부적인 파쇄에 의해 하중이 진동하는 모양으로 측정되었다. 최대 하중에 도달한 이후에는 하중이 급격히 감소하는 경향을 보였으며, 이는 낙하 추 타격 시 부재의 중앙

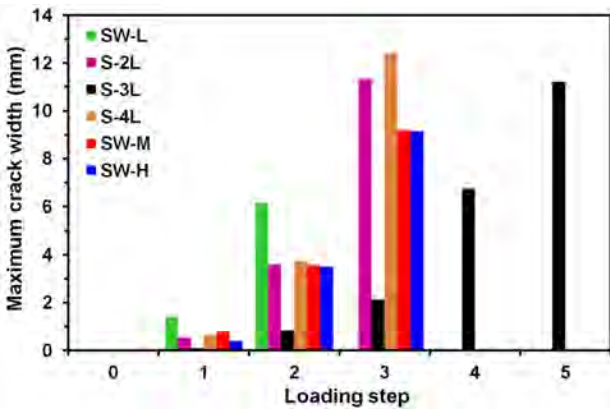


Fig. 5 Maximum crack widths with different loading steps

Table 6 Maximum crack width

Specimen	Number of drops	Max. crack width (mm)
NW	1	- ^a
SW-L	2	6.16
S-2L	3	11.35
S-3L	5	11.22
S-4L	3	12.44
SW-M	3	9.20
SW-H	3	9.16

^aAcquired data is not available

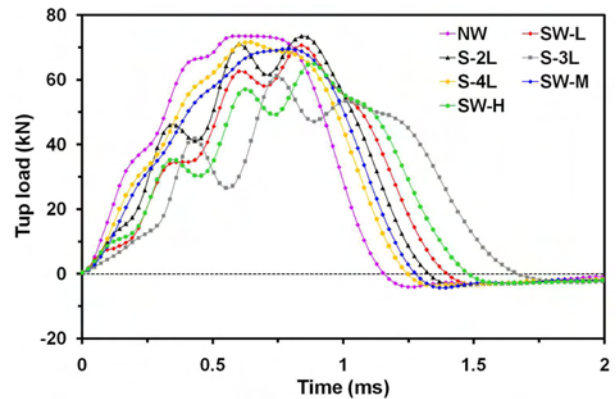


Fig. 6 Top load versus time responses

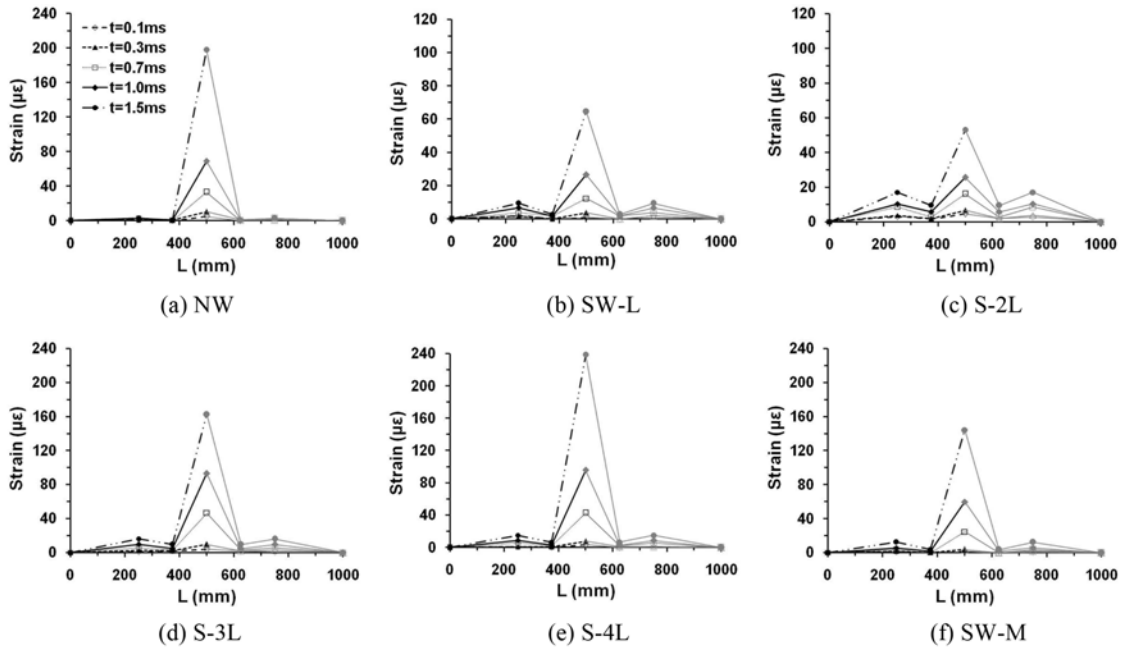


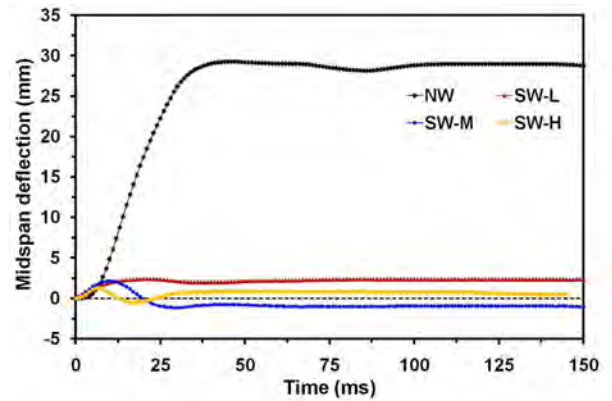
Fig. 7 Distribution of maximum tensile strains at each time step by 1st drop

에서 균열이 발생하여 충격에너지가 급격히 소산되었기 때문에 판단된다.

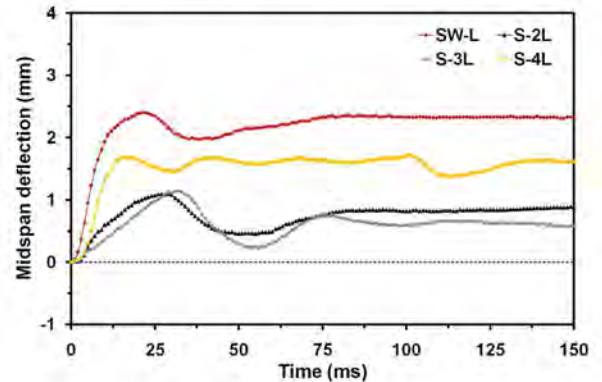
충격하중에 의한 보의 길이방향 변형률 분포를 측정하기 위해 부재의 중앙을 기준으로 하부면의 한쪽 면에만 표면계이저를 부착하여 변형률 측정을 하였으며(Fig. 3), 반대면은 동일하다고 가정하고 그래프를 도시하였다(Fig. 7). 데이터를 측정하지 못한 SW-H를 제외하고는 모든 부재에서 낙하 추의 타격 이후 약 0.7 ms 쯤에 보의 중앙에서 변형률이 급격히 증가하는 경향을 보였다. 이는 최대 충격하중 도달 시점과 유사하며, 이 시점에서 인장균열과 함께 소성흔지가 발생하는 것으로 판단되었다. 또한 보의 중앙에서만 변형률이 급격히 증가하는 것으로 보아, 보의 중앙에서 휨 균열이 집중적으로 발생하여 최종적으로 휨 파괴되는 것을 확인할 수 있었다.

Fig. 8(a)는 강섬유의 혼입률에 따른 보의 중앙부 처짐 그래프이다. NW의 경우 1회 타격으로 부재가 파괴되었으며, 최대 변위는 29.27 mm로 나타났다. 부재가 1회 타격으로 중구 파괴되었기 때문에 최대 처짐 이후의 지점 구속에 의한 처짐 감소는 발생하지 않았다. 섬유를 단면 전체에 혼입한 SW-series의 경우에는 최대 처짐 이후에 지점 구속에 의해 처짐이 감소하였으며, 그래프가 진동하는 형태로 나타났다. 강섬유의 혼입률이 가장 낮은 SW-L의 경우에는 최대 처짐과 유사한 잔류 처짐이 발생하였으며, SW-M과 SW-H는 지점 구속에 의한 (-)방향의 처짐이 발생하였고, 2.15 mm와 1.23 mm의 최대 처짐을 보였다.

강섬유 혼입률이 0.75%인 보 부재의 처짐은 Fig. 8(b)와 같다. 인장부에 섬유를 집중적으로 혼입한 LC 보의 경우에 충격하중에 의한 최대 처짐 및 잔류 처짐이 크게 감소하는 것으로 나타났다. 특히 S-2L과 S-3L의 경우에는 SW-L에 비해 약 2배의 최대 처짐 감소를 보였다.



(a) Various fiber volume fractions



(b) $V_f=0.75\%$

Fig. 8 Midspan deflections by 1st drop

며, 잔류 처짐은 약 3배 감소하는 것으로 나타났다. S-4L의 경우에는 SW-L에 비해 최대 처짐과 잔류 처짐 모두 약 1.4배 감소하는 것으로 나타났다. LC 보의 경우 SW-L에 비해 시간에 따른 처짐의 증가 기울기가 작게 나타나는 경향을 보였으며, 이는 인장을 받는 보의 하부층

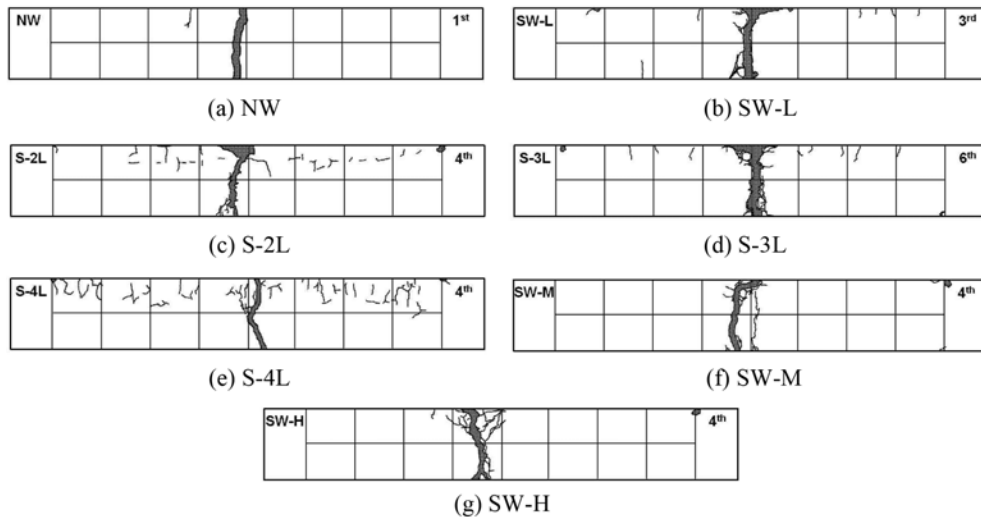


Fig. 9 Crack patterns at final loading step

에 강섬유의 혼입량을 증가시켜 휨 저항성은 향상되었지만, 타격면인 최상단 층에는 NC를 타설하여 낙하 추의 관입현상이 더 크게 발생했기 때문으로 판단된다.

Fig. 9는 충격하중에서의 균열 양상 및 파괴모드를 나타낸다. 모든 부재에서 보의 중앙에 균열이 집중되어 휨 파괴되는 양상을 보였다. 강섬유를 혼입하지 않은 NW는 단 한 개의 균열이 진전되어 중중적으로 파괴되었다. SW-L 및 S-2L, S-3L의 경우에는 낙하 추의 충격에 의해 상부 콘크리트가 국부적으로 파쇄되는 양상을 보였으며 충격에너지의 일부가 손실되는 경향을 보였다. 반면에 전체 단면에 1.0% 이상의 강섬유를 혼입한 SW-M과 SW-H의 경우에는 압축부의 국부적인 파쇄가 거의 발생하지 않았다. 또한, LC 보의 경우 상대적으로 강섬유의 혼입률이 낮은 상부에서 다수의 균열이 발생하는 것으로 나타났다. 이는 하부층에 강섬유를 집중적으로 혼입하여 인장력은 크게 향상되는데 반해 상부층에 타설된 콘크리트의 압축강도는 향상되지 못하여 압축파쇄(crushing)가 발생했기 때문으로 판단된다. SW-H의 경우에는 압축부에서 집중 균열주위에 다수의 미세균열이 발생하는 것으로 나타났다. 이는 혼입된 다수의 섬유가 추의 충격에 의해 발생하는 압축부의 스폐링 파괴(spalling failure)를 억제하고, 집중되는 응력을 균열이 나지 않은 부위로 잘 분배하였기 때문으로 생각된다.

3.4 SDOF 시스템 분석

1988년에 출간된 CEB-FIP 보고서에 의하면 충격 하중은 연성충격(soft impact)과 강성충격(hard impact) 하중으로 대별될 수 있다.¹⁸⁾ 연성충격은 충격체의 소성변형에 의해 대부분의 충격에너지가 소산되는 경우이며, 강성충격은 충격체의 변형을 무시하고 피충격체의 변형과 파괴에 의해 충격에너지가 소산되는 경우이다. 강성충격의 경우에는 충돌지점의 국부적인 거동을 고려하는 2 질량모델 또는 단일 질량모델로 접근할 수 있으며, 이 연구에서는

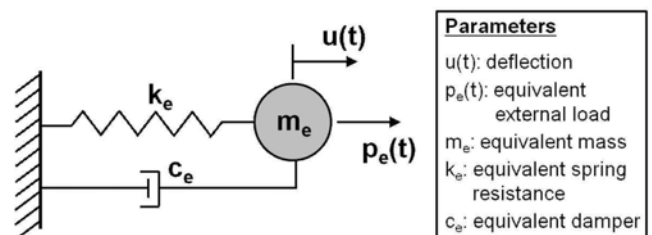


Fig. 10 One mass-spring model of concrete beam

낙하 추의 관입에 의한 상대변위를 고려하지 않는 단일 질량모델을 사용하여 충격 거동을 분석하였다(Fig. 10).

실제 구조물은 상당히 복잡한 구조를 보이며 연속적이기 때문에 무한한 자유도를 갖는다. 따라서 물체가 한 방향으로만 움직이도록 허용하는 단자유도계로 가정하여 실제 구조물을 분석할 경우 질량 및 하중, 저항력(스프링 강성)에 변환계수(transformation factor)를 각각 고려해 주어야 한다. 여기서 변환계수는 SDOF 시스템과 실제 구조물의 일과 운동에너지 및 변형에너지가 같다는 조건들에 의해 계산할 수 있으며, 작용하는 외부 하중의 형태와 지점 조건, 부재의 탄성 거동 및 소성 거동에 따른 형상계수(shape function)를 적절히 고려하여 결정할 수 있다.^{19,20)} 이 연구에서는 집중 하중이 작용하는 길이 L 의 단순지지보라고 가정하였으며, TM5-1300¹⁹⁾에서 제안하고 있는 탄성 및 소성 구간에서의 변환계수를 적용하였다(Table 7).

작용하는 외부 하중이 시간에 따라서 임의로 변하거나 SFRC와 같이 비선형성을 갖는 시스템의 경우에는 SDOF의 운동 방정식의 해를 해석적으로 구하는 것은 불가능

Table 7 Transformation factors for equivalent SDOF system¹⁹⁾

	Elastic region	Plastic region
Load factor, k_p	1.0	1.0
Mass factor, k_m	0.486	0.333
Stiffness factor, k_k	1.0	1.0

하다. 따라서 미분 방정식의 적분에 대한 수치적 시간증분법을 사용해서 접근해야 하며 일반적으로 중심차분법(central difference method)과 뉴마크 방법(Newmark method)이 주로 사용된다.²¹⁾ 중심차분법의 경우 단순계산을 통해서 해가 도출되지만, 시간단계를 얼마로 하느냐에 따라서 해석 결과가 크게 변동한다. 수치안정성을 위하여 시간단계를 $\Delta t/T_n < 1/\pi$ 로 하도록 규정되어 있지만 해석 결과의 정확도 측면에서 보통 Δt 를 0.01초에서 0.02초로 훨씬 더 짧은 시간을 선택하고, 그렇게 되면 수치해석에 걸리는 시간이 길어지게 된다. 여기서, Δt 는 단위 시간이며, T_n 은 주기(= $1/\omega_n$)를 의미한다. 이 연구에서는 추를 자유낙하시켜 부재에 충격 하중을 가하였기 때문에 변형률 속도 범위($0.13 \text{ s}^{-1} \sim 0.62 \text{ s}^{-1}$)가 지진과 저속 충격에 모두 해당되고,²²⁾ 따라서 지진응답해석에 주로 사용되는 뉴마크 방법을 사용하여 SDOF 시스템을 분석하였다.

Fig. 10과 같이 외부하중 $P(t)$ 가 작용하는 SDOF 시스템의 미분 운동 방정식에서 외부 하중 $P(t)$ 를 $i=0$ 에서 N 까지 이산화시키면 SDOF 시스템의 응답은 이산화된 시간의 순간 t_i 마다 결정되고, 식 (1)과 같이 표현된다.

$$m_e \ddot{u}_i + c_e \dot{u}_i + k_e u_i = k_p P_i \quad (1)$$

여기서, m_e 는 등가 질량, k_e 는 등가 강성, c_e 는 등가 감쇠, P_i 는 외부하중이며, u_i , \dot{u}_i , \ddot{u}_i 는 시간 i 에서의 변위, 속도, 가속도를 의미한다.

실제의 모든 구조물은 감쇠작용을 보인다. 그러나 충격 및 폭발과 같이 매우 짧은 시간에 하중이 가해지는 특수한 경우에는 감쇠효과가 크지 않고, 최대 처짐에 미치는 영향은 미미하여 무시하고 해석하는 것이 보통이다. 따라서 감쇠가 없다고 가정($c_e=0$)하면, 식 (1)은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$m_e \ddot{u}_i + k_e u_i = k_p P_i \quad (2)$$

여기서, $m_e = k_m \times m$, $k_e = k_k \times k$ 이며, m 과 k 는 질량과 강성을 의미한다.

뉴마크의 제안에 의해 변위와 속도 및 가속도, 외부하중에 증분량($\Delta x_i = x_{i+1} - x_i$)의 개념을 적용하면 i 에 따른 반복계산이 필요 없는 비반복공식을 유도할 수 있고, 다음과 같이 표현된다.²¹⁾

$$\Delta \dot{u}_i = (\Delta t) \ddot{u}_i + (\gamma \Delta t) \Delta \ddot{u}_i \quad (3)$$

$$\Delta u_i = (\Delta t) \dot{u}_i + \frac{(\Delta t)^2}{2} \ddot{u}_i + \beta (\Delta t)^2 \Delta \ddot{u}_i \quad (4)$$

여기서, γ , β 는 한 시간단계에서의 가속도의 변동과 수치적 안정성 및 정확도를 결정하는 상수이며, 이 해석에서는 $\gamma=0.5$, $\beta=0.25$ 를 적용하였다.

식 (4)를 가속도 증분량($\Delta \ddot{u}_i$)에 대한 식으로 정리하고, 이를 식 (3)에 대입할 경우 속도 증분량($\Delta \dot{u}_i$)에 대한 식

을 다시 정리할 수 있고, 상기의 식들을 증분형식으로 표현한 운동방정식에 대입할 경우 식 (5)를 유도할 수 있다.

$$\hat{k}_i \Delta u_i = \Delta \hat{P}_i \quad (5)$$

여기서,

$$\hat{k}_i = k_i + \frac{m_e}{\beta(\Delta t)^2} + \frac{\gamma c_e}{\beta \Delta t} \quad (6)$$

$$\Delta \hat{P}_i = \Delta P_i + \left(\frac{m_e}{\beta \Delta t} + \frac{\gamma c_e}{\beta} \right) \dot{u}_i + \left[\frac{m_e}{2\beta} + \Delta t \left(\frac{\gamma}{2\beta} - 1 \right) c_e \right] \ddot{u}_i \quad (7)$$

여기서 감쇠가 없다고 가정하였으므로 $c_e=0$ 이다.

작용하중은 Fig. 6의 실험 결과를 토대로 Fig. 11과 같이 모델링을 하였으며, 각 구간별 하중과 시간의 관계식은 다음의 식 (8)~(10)과 같다. 이 연구에서는 시간에 따라 작용 하중이 감소하는 삼각형 형태의 하중에 대해서 TM5-1300에서 제안하고 있는 동적하중계수(Dynamic Load Factor, DLF)값을 구하여 충격 하중에 곱하여 반영하였다.¹⁹⁾

$$P_i = \frac{t}{t_1} P_1, \quad t \leq t_1 \quad (8)$$

$$P_i = P_1 \left(1 - \frac{t-t_1}{t_2-t_1} \right), \quad t_1 < t \leq t_2 \quad (9)$$

$$P_i = 0, \quad t > t_2 \quad (10)$$

재료모델은 변형 경화거동을 보이는 경우 Fig. 12(a)에서와 같이 탄성-소성으로 가정하였고, 변형 연화거동을 보이는 경우에는 첫 균열 이후에 급격히 감소하는 저항력을 고려한 Fig. 12(b)와 같은 재료모델을 적용하였다. 초기값과 시간단계를 결정한 이후에 제안한 하중 모델과 재료 모델을 반영하여 각각의 파라미터들을 결정하였으며, 해석 알고리즘의 상세는 Fig. 13에 나타내었다.

Table 8은 실험 결과와 SDOF 해석값의 비교이다. 최대 처짐의 경우 S-2L을 제외하고는 오차범위가 10% 내외로 비교적 정확하게 예측되는 것으로 나타났다. LC 보의 경우 예측값이 실험 결과에 비해 모두 크게 나타났

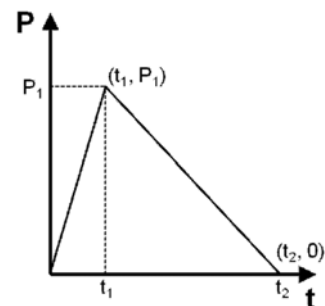


Fig. 11 Idealized load-time curve

Table 8 Comparison of experimental and theoretical deflections

Specimen	Experimental results		SDOF		Ratio of $\Delta_{max.}$ & $\Delta_{res.}$	
	$\Delta_{max.}$ (1)	$\Delta_{res.}$ (2)	$\Delta_{max.}$ (3)	$\Delta_{res.}$ (4)	(3) / (1)	(4) / (2)
NW	29.27	28.94	-	-	-	-
SW-L	2.41	2.33	2.39	1.78	0.99	0.76
S-2L	1.10	0.85	1.68	0.75	1.53	0.88
S-3L	1.14	0.60	1.24	0.33	1.09	0.55
S-4L	1.72	1.60	1.86	1.19	1.08	0.74
SW-M	2.15	-1.00	2.13	0.46	0.97	- ^a
SW-H	1.23	0.78	1.40	0.50	1.14	0.64

Where, $\Delta_{max.}$ = maximum deflection, $\Delta_{res.}$ = residual deflection
^aData comparison is not available

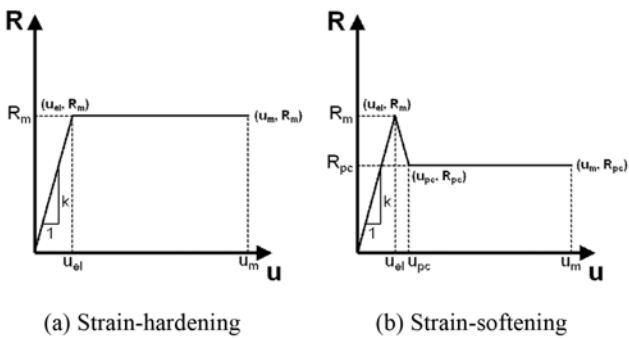


Fig. 12 Idealized material models

으며, 그 이유는 하부층에 섬유를 집중적으로 혼입하여 발생하는 낙하 추의 관입현상을 고려하지 못했기 때문으로 판단된다. 잔류 처짐의 경우에는 SDOF 해석 결과가 실험값에 비해 모두 작게 나타나는 경향을 보였으며, 이는 잔류 처짐이 균열 이후의 재료 특성과 지점 조건에 큰 영향을 받기 때문으로 판단된다. Fig. 12에서 제안한 재료 모델에서 정하중 실험 결과를 토대로 소성구간을 일정한 비율로 감소하는 감소구간으로 변경할 경우 평균적으로 약 3%의 잔류 처짐에 대한 정확도를 향상시킬 수 있었다. 그러나 3%는 전체 오차에서 미미한 값이며, 따라서 잔류 처짐에 대한 SDOF 해석 결과의 오차는 균열 이후의 재료특성보다는 실험 시 지점조건에 의한 것으로 판단된다.

4. 결 론

이 연구에서는 강섬유의 혼입률과 혼입 위치에 따른 NC와 SFRC, LC 보의 정하중 및 충격하중하에서의 휨 저항 성능을 실험적으로 평가하였다. 또한, 비선형 재료 모델을 고려한 SDOF 해석 알고리즘을 구성하여 충격 해석을 수행하였으며, 다음과 같은 결론을 도출하였다.

정하중 실험 결과: 강섬유의 혼입률이 클수록 정하중 하에서의 휨 저항성능은 증가하는 것으로 나타났다. 모든 부재에서의 휨 강성은 유사했으며 최종적으로 휨 파괴되는 것으로 나타났다. $V_f=0.75\%$ 인 보의 경우에는 인장부에 섬유를 집중적으로 혼입한 LC 보(S-2L, S-3L, S-

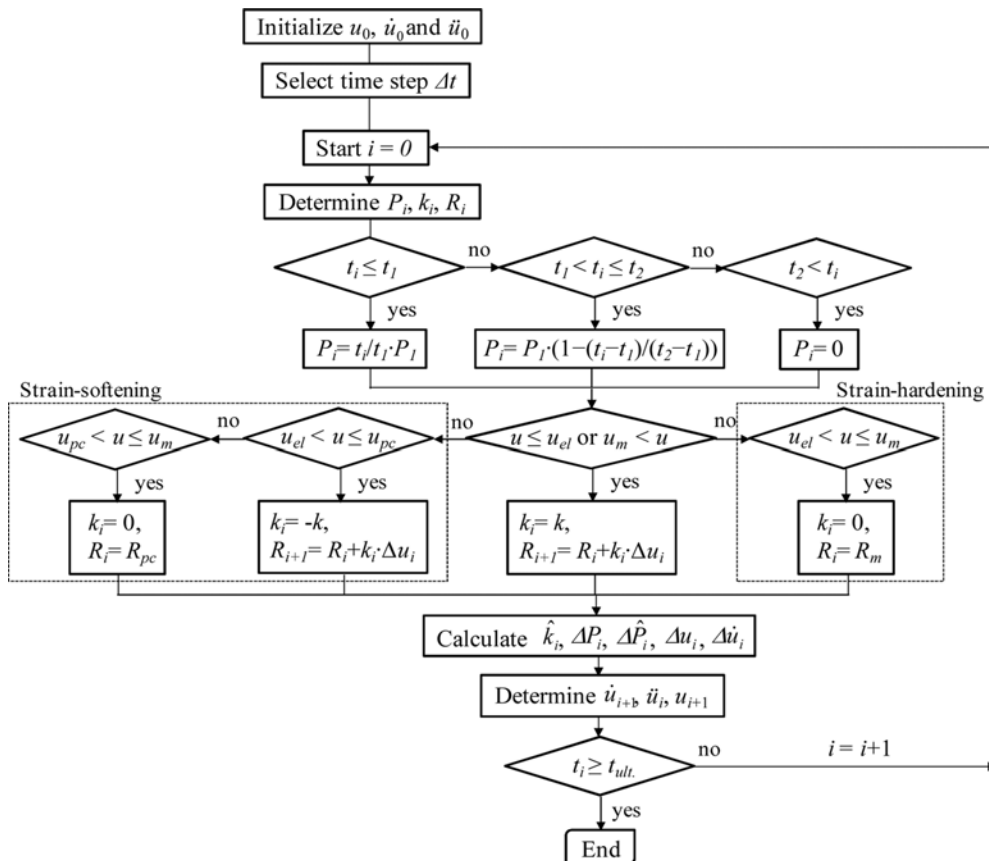


Fig. 13 Algorithm for calculating displacement at each time step by using Newmark method

4L)가 SW-L에 비해 첫 균열시의 하중 및 극한 하중이 증가하는 경향을 보였으며, 이는 압축부에 혼입되는 섬유 일부가 인장부에 혼입하여 섬유 보강 효과를 극대화했기 때문으로 판단된다.

충격하중 실험 결과: 섬유를 혼입하지 않은 NW의 경우에 충격 하중에 의한 최대 처짐이 가장 큰 것으로 나타났다. 또한, 파괴 시 최소 타격 횟수를 나타내었다. 강섬유의 혼입률이 증가할수록 1회 타격 시의 최대 처짐은 감소하는 경향을 보였으며, 파괴 시의 타격 횟수는 증가하는 경향을 보였다. LC 보의 경우에는 동일한 섬유 혼입률을 갖는 SW-L에 비해 동일한 타격 횟수에서의 최대 처짐과 최대 균열폭이 감소하였으며, 파괴 시 타격 횟수의 증가를 나타내어 충격저항성능이 향상되는 것을 확인할 수 있었다. 그러나 인장부에 가장 많은 섬유량을 혼입한 S-4L의 경우에는 S-3L에 비해 오히려 충격저항성능이 감소하는 것으로 나타났으며, 따라서 섬유를 인장부에 집중적으로 혼입하여 충격저항성능을 향상시키기 위해서는 전체 단면의 높이대비 일정한 SFRC 층의 높이를 가져야 할 것으로 판단되었다. 모든 부재에서 보의 중앙에 균열이 집중되어 휨 파괴되는 양상을 보였으며, 강섬유를 혼입하지 않은 NW는 단 한 개의 균열이 진전되어 종국적으로 파괴되었다. SW-L과 S-2L, S-3L의 경우에는 타격면에서 콘크리트가 국부적으로 파쇄되는 양상을 보였고, 전체 단면에 1.0% 이상의 강섬유를 혼입한 SW-M과 SW-H의 경우에는 타격면에서 국부적인 파쇄가 발생하지 않았다. 단일 질량 모델을 토대로 SDOF 해석을 수행한 결과 최대 처짐 측면에서 실험값과 비교적 유사한 것으로 나타났다. 그러나 잔류 처짐의 경우에는 해석 결과가 실험값에 비해 작게 나타나는 경향을 보였으며, 그 이유는 잔류 처짐이 충격 실험 시 지점조건에 크게 영향을 받았기 때문으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 2012년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구이며 이에 감사드립니다(No. 2012R1A2A1A05026406).

참고문헌

1. Krauthammer, T., *Modern Protective Structures*, CRC Press, 2007.
2. Malvar, L. J., Crawford, J. E., and Morrill, K. B., "Use of Composites to Resist Blast," *Journal of Composites for Construction*, Vol. 11, No. 6, 2007, pp. 601~610.
3. 류두열, 민경환, 이진영, 윤영수, "섬유 보강재로 외부 보강된 강섬유 보강 콘크리트 슬래브의 충격저항성능 평가," 콘크리트학회 논문집, 24권, 3호, 2012, pp. 293~303.
4. 조성훈, 민경환, 김윤지, 윤영수, "CFRP Sheet 및 강섬유로 보강된 RC 보의 충격저항성능 평가," 콘크리트학회 논문집, 22권, 5호, 2010, pp. 719~725.
5. 이나현, 김성배, 김장호, 조운구, "폭발하중을 받는 콘크리트 구조물의 실험적 거동분석: (2) 초고강도 콘크리트 및 RPC 슬래브의 실험 결과," 대한토목학회 논문집, 29권, 5A호, 2009, pp. 565~575.
6. Wu, C., Oehlers, D. J., Rebetrost, M., Leach, J., and Whitaker, A. S., "Blast Testing of Ultra-High Performance Fibre and FRP-Retrofitted Concrete Slabs," *Engineering Structures*, Vol. 31, No. 9, 2009, pp. 2060~2069.
7. Teng, T. L., Chu, Y. A., Chang, F. A., Shen, B. C., and Cheng, D. S., "Development and Validation of Numerical Model of Steel Fiber Reinforced Concrete for High-Velocity Impact," *Computational Materials Science*, Vol. 42, No. 1, 2008, pp. 90~99.
8. Shin, S. K., Kim, J. J. H., and Lim, Y. M., "Investigation of the Strengthening Effect of DFRCC Applied to Plain Concrete Beams," *Cement and Concrete Composites*, Vol. 11, No. 6, 2007, pp. 465~473.
9. Park, K. S., Paulino, G. H., and Roesler, J., "Cohesive Fracture Model for Functionally Graded Fiber Reinforced Concrete," *Cement and Concrete Research*, Vol. 11, No. 6, 2010, pp. 956~965.
10. Shen, B., Hubler, M., Paulino, G. H., and Struble, L. J., "Functionally-Graded Fiber-Reinforced Cement Composite: Processing, Microstructure, and Properties," *Cement and Concrete Composites*, Vol. 11, No. 6, 2008, pp. 663~673.
11. Zhang, J., Leung, C. K. Y., and Cheung, Y. N., "Flexural Performance of Layered ECC-Concrete Composite Beam," *Composites Science and Technology*, Vol. 11, No. 6, 2005, pp. 1501~1512.
12. 민경환, 양준모, 김미혜, 윤임준, 윤영수, "층 구조를 갖는 하이브리드 PVA FRCC RC 보의 충격하중에서의 휨 거동," 한국콘크리트학회 가을학술대회 논문집, 23권, 2호, 2011, pp. 621~622.
13. 양준모, 신현오, 민경환, 윤영수, "이질 보강근 및 섬유와 함께 보강된 FRP 보강근 보강 고강도 콘크리트 보의 휨 거동," 콘크리트학회 논문집, 23권, 3호, 2011, pp. 273~280.
14. Wang, N., Mindess, S., and Ko, K., "Fibre Reinforced Concrete Beams under Impact Loading," *Cement and Concrete Research*, Vol. 26, No. 3, 1996, pp. 363~376.
15. Ati, C. D. and Karaham, O., "Properties of Steel Fiber Reinforced Fly Ash Concrete," *Construction and Building Materials*, Vol. 23, No. 1, 2009, pp. 392~399.
16. Naaman, A. E. and Reinhardt, H. W., "Proposed Classification of HPFRC Composites Based on their Tensile Response," *Materials and Structures*, Vol. 39, No. 5, 2006, pp. 547~555.
17. Habel, K. and Gauvreau, P., "Response of Ultra-High Performance Fiber Reinforced Concrete (UHPFRC) to Impact and Static Loading," *Cement and Concrete Composites*, Vol. 30, No. 10, 2008, pp. 938~946.
18. CEB-FIP, "Concrete Structures under Impact and Impulsive Loading," Bulletin No. 187, 1988.
19. TM5-1300/AFR 88-2/NAVFAC P-39, Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions, Joint Departments of the Army, Air Force and Navy Washington, DC, 1990.
20. Comert, M. and Ilki, A., "Explosion Performance of a Ball Powder Production Facility," *Journal of Performance of Constructed Facilities*, ASCE, Vol. 24, No. 4, 2010, pp.

21. Chopra, A. K., *Dynamics of Structures-Theory and Applications to Earthquake Engineering*, 2nd Edition, Prentice Hall, 2001.

22. Ngo, T., Mendis, P., Gupta, A., and Ramsay, J., "Blast Loading and Blast Effects on Structures-An Overview," *Electronic Journal of Structural Engineering*, Special Issue: Loading on Structures, 2007, pp. 76~91.

요 약 비산물체의 충돌 및 폭발, 테러 등의 극한하중에 의한 구조물의 붕괴는 재산상의 손실뿐만 아니라 다수의 인명피해를 유발한다. 일반적으로 콘크리트는 타 건설재료에 비해 충격 및 폭발 하중에 우수한 저항성을 지니고 있다고 알려져 있으나, 준-정적(quasi-static)하중과는 달리 높은 변형률 속도를 갖는 극한하중을 고려하지 않고 설계된 기존의 콘크리트 구조물은 예상치 못한 극한하중에 노출될 경우 상당히 위협할 수 있다. 이 연구에서는 콘크리트 보의 충격저항성을 향상시키기 위해 길이 30 mm의 번들형 양단 hooked type의 강섬유를 전체 부피의 0%에서 1.5%까지 혼입하여 정하중 및 충격하중 휨 실험을 수행하고, 그 성능을 평가하였다. 실험 결과 강섬유의 혼입률을 증가시킬 경우 정하중뿐만 아니라 충격하중에서도 휨강도와 연성 등 휨 저항성능이 크게 향상되는 경향을 보였다. 강섬유를 인장부에 집중적으로 혼입한 층 구조 콘크리트 보의 경우에는 동일한 양의 섬유를 보 전체에 타설한 시편에 비해 휨 저항성능이 향상되는 것으로 나타났다. 또한, 강섬유 보강 콘크리트의 재료적 비선형성을 고려하여 단자유도계(sing degree of freedom, SDOF) 시스템의 해석 알고리즘을 구성하고 실험 결과와 비교하였으며, 비교적 정확하게 최대 처짐을 예측하는 것으로 나타났다.

핵심용어 : 충격하중, 변형률 속도, 강섬유 보강 콘크리트, 층 구조 콘크리트 보, 단자유도계