

전산수치해석을 이용한 일방향 철근콘크리트 부재의 폭발 실험결과 분석

지 훈^{*,1)}

¹⁾ 국방과학연구소 제4기술연구본부

Experimental Data Analysis using Computational Numerical Analysis on the Response of One-way Reinforced Concrete Slab under Blast Loading

Hun Ji^{*,1)}

¹⁾ The 4th Research and Development Institute, Agency for Defense Development, Korea

(Received 19 February 2016 / Revised 18 March 2016 / Accepted 17 June 2016)

ABSTRACT

A few blast experiments are conducted to investigate the behavior of one-way reinforced concrete(RC) slabs under blast loading. Reflected blast characteristics as well as displacements and damage patterns of RC slabs are measured. Numerical models are also established in the software ANSYS AUTODYN to reproduce the experiments on RC slabs. The numerical models are distinguished from each other by different boundary conditions at the edges of RC slabs, which are assumed to reproduce displacements and damage patterns resulted from the experiments. The boundary condition of the experimental tests is estimated from the numerical simulation results. From the numerical simulation results, the boundary condition should be improved in order to measure the accurate maximum displacement in the experimental tests.

Key Words : Blast Loading(폭발하중), Computational Numerical Analysis(전산수치해석), Reinforced Concrete(철근콘크리트), Displacement(변위), Damage Distribution(파손 분포)

1. 서론

1995년 4월 미국 오클라호마 Murrah 연방건물과 2001

년 9월 11일 미국 세계무역센터 테러 이후로, 이에 대한 피해를 최소화하기 위한 기술에 국제적인 관심이 지속되고 있다. 국내에서도 2010년 연평도 포격사건과 장사정포 공격 및 폭발물 테러로부터 시민과 시설을 보호하거나 피해를 최소화하기 위한 방호설계 기술에 대한 관심이 증가하고 있다¹⁾.

* Corresponding author, E-mail: hji@add.re.kr
Copyright © The Korea Institute of Military Science and Technology

시설물에 대한 방호설계의 기본은 폭발하중에 의한 구조부재의 거동을 해석하여 부재의 피해를 평가하는 것이다. 구조부재의 피해를 신속히 평가하는 방법으로는 압력-충격량 곡선(P-I curve)을 이용하거나, 구조부재 중심의 변위를 계산하여 피해를 판단하는 방법이 있다. 압력-충격량 곡선을 이용한 피해평가 도구로는 미국의 FACEDAP(Facility and Component Explosive Damage Assessment Program)^[2]과 CEDAW(Component Explosive Damage Assessment Worksheet)^[3]가 알려져 있고, 구조부재 중심 변위를 계산하는 도구로는 단자유도(SDOF, Single Degree of Freedom)^[4]등가모델을 이용한 SBEDS가 대표적이다. 이러한 도구에 사용된 방법은 계산 속도가 빠르기 때문에 널리 사용되고 있으나, 근사적이고 단순화된 모델을 사용한 해석방법으로서 구조물의 국부적인 손상과 피해를 판단하는데 사용하기는 적합하지 않다.

최근에는 컴퓨터의 기술이 급속도로 발전하면서 단순화된 모델을 사용한 해석 방법 보다 폭발하중의 특성을 고려하여 재료의 강도증진 효과(Dynamic increase effect) 및 변형률 속도(Strain rate)를 고려할 수 있는 재료모델이 개발되고 이를 이용한 유한요소 모델링 연구가 활발히 진행되고 있다^[5,6].

이와 관련하여 국내에서는 김한수^[7,8] 등이 전산해석을 이용하여 철근콘크리트의 폭발 저항성능을 평가하였고, 최호순^[9] 등은 폭발 이후 철근콘크리트 기둥의 잔류강도를 추정하였다. 이나현^[10,11] 등은 폭발하중을 받는 콘크리트 구조물의 거동을 실험적으로 분석했으며, 김한수^[12,13] 등은 콘크리트의 파손 특성을 실험과

비교하여 철근콘크리트의 폭발 해석과 연쇄붕괴 해석을 위한 침식 기준을 제시하였다. 윤성환^[14] 등은 고강도 콘크리트에 대해 다 물리계 폭발 시뮬레이션을 수행하여 기존 문헌과 비교분석 하였다.

최근 해외에서는 Haokai Jia^[15] 등이 이방향 철근콘크리트 구조물에 대한 폭발해석을 수행하여 부재의 피해를 평가하는 새로운 방법을 제시하였고, F. H. Wittmann^[16]는 일반 콘크리트 및 고강도 콘크리트 균열에 따른 파괴 에너지를 분석하였다. 또한 G. Morales-Alonso^[17] 등은 폭발하중을 받는 철근콘크리트 부재의 균열에 대한 실험과 해석 결과를 비교하여, 적절하게 사용할 수 있는 재료모델을 추천하였다.

본 논문에서는 폭발실험을 수행하고 전산해석을 통해 경계조건의 영향을 분석하였다. 해석은 상용 하이드로코드(Hydrocode) ANSYS AUTODYN^[18]을 사용했다. 실험에서 측정된 부재의 고정지지 경계조건의 영향을 분석하기 위해, 완전한 고정지지 모델과 강재 프레임의 탄성거동을 고려할 수 있는 두 가지 모델이 해석적으로 고려되었다. 두 가지 해석모델에 대한 최대변위와 파손형상의 결과를 바탕으로 실험결과를 분석하였다.

2. 실험

2.1 실험 구성

폭발하중에 의한 철근콘크리트 부재의 거동을 계측하기 위한 실험은 다음과 같다. 철근콘크리트 부재의

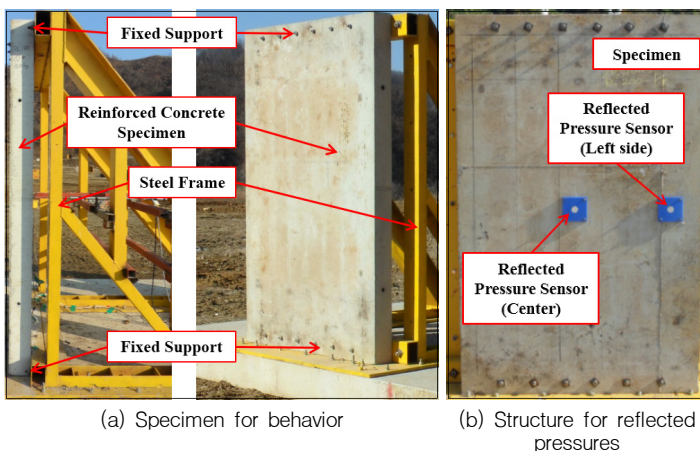


Fig. 1. Experimental test configurations

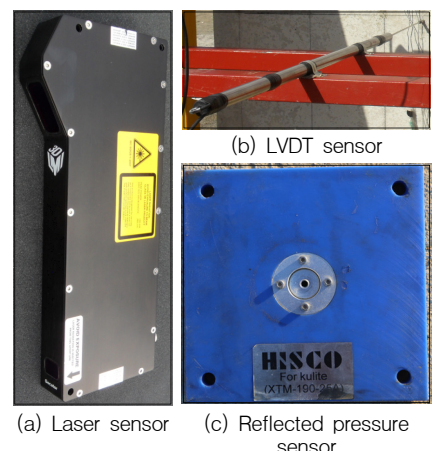


Fig. 2. Sensors for experiment

일방향 거동을 관찰하기 위해, 강제 프레임에 시편을 고정하였다. 시편 고정은 상/하단 150 mm를 볼트로 체결하여 일방향 거동을 구현하였다. 부재거동 측정 시편은 2개(Fig. 1(a)), 반사압력 측정 구조물은 1개(Fig. 1(b))가 사용되었다.

반사압력 측정은 별도 제작된 구조물을 이용하였다. 이 구조물은 시편과 같은 면적을 가지는 철근콘크리트 구조물이다. 두께가 200 mm, 주 철근의 지름은 13 mm, 철근간격은 200 mm로 배치하여, 폭발로 인한 구조물의 움직임 최소화 하였다.

폭발은 TNT를 사용하여 2회 수행하였다. 폭발물과 시편의 환산거리(Scald distance)는 2.15 m/kg^(1/3) 이다.

시편이름은 폭발 차수에 따라 R1, R2로 구분하였다. Table 1과 같이 R1-RC150 시편은 LVDT(Linear Variable Differential Transformer) 1개, R2-RC150 시편은 LVDT 1개와 레이저 변위계 1개를 사용했다.

변위측정을 위해 사용된 레이저 변위계 모델은 Gocator 1390(Fig. 2(a)), LVDT의 모델은 Hanse AC/300(Fig. 2(b))이다. 반사압력 측정을 위해 사용된 센서는 XTM-190 Series 이다(Fig. 2(c)). 사용된 센서의 사양은 Table 2와 같다.

시편의 상세제원은 Fig. 3과 같다. 크기는 가로 × 세로 × 두께가 각각 1500 × 2350 × 150 mm이다. 사용된 철근의 지름은 10 mm, 커버(Cover)는 20 mm이다. 시편 제작에 사용된 콘크리트는 압축강도가 26.6 MPa, 탄성계수가 27.708 GPa이다. 콘크리트 물성은 실험 현장과 동일한 환경 조건에서 양생하여 29일 후에 압축강도 실험을 실시하였다. 압축강도 실험에 사용된 콘크리트 시편의 크기는 지름 100 mm, 높이 200 mm, 단면적 7,854 mm² 이다. 철근은 인장실험을 수행하여 항복강도 496.9 MPa, 인장강도 620.9 MPa, 탄성계수 202.804 GPa를 얻었다.

Table 1. Specimen name and sensors

Specimen Name	Sensor	
	LVDT	LASER
R1-RC150	○	
R2-RC150	○	○

Table 2. Sensor details

LVDT (Hanse AC/300)	
Linear measuring stroke [±mm]	300
Sensitivity [mV/V/mm]	1.7
Energising current [mA]	9
Temperature range [°C]	-40~100
Laser (Gocator 1390)	
Scan rate [Hz]	32,000
Clearance distance [mm]	500
Measurement range [mm]	2000
Linearity [±mm]	2.0
Resolution [mm]	0.0250~0.0600
Reflected pressure sensor (XTM-190 Series)	
Pressure range [psi]	250
Over pressure [psi]	500
Operating temperature range [°C]	-29~175
Compensated temperature range [°C]	25~80
Thermal sensitivity shift	±2% / 37.8 °C

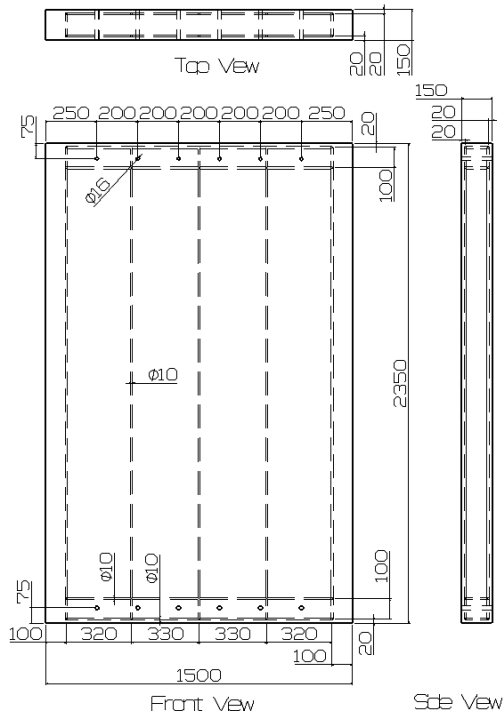


Fig. 3. Specimen detail (Unit : mm)

변위측정 장비는 시편 뒤쪽 중앙에 설치되어 변위를 기록하게 된다. 반사압 측정 센서의 부착위치는 구조물의 중앙과 왼쪽에서 70 mm 떨어진 위치이다.

2.2 실험 결과
2.2.1 반사압력

반사압력 센서에서 기록된 압력은 Fig. 4와 같다. 측정된 2개의 압력은 기록된 압력 형태가 매우 유사하다. Table 3과 같이 최대 압력은 중앙(Center)위치에서 936 kPa, 왼쪽 끝단(Left side)위치에서 938 kPa이다.

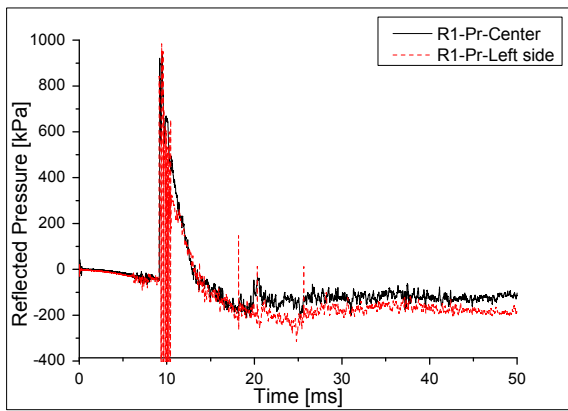


Fig. 4. Time-Reflected pressure curves(Experiment)

Table 3. Experimental test results(Pressure)

Sensor Location	Maximum Reflected Pressure [kPa]
R1-Pr-Center	936
R1-Pr-Left side	938

2.2.2 변위

시편 중앙에서 측정된 최대 변위는 Fig. 5, Table 4과 같이 R1-RC150(LVDT), R2-RC150(LVDT)에서 각각 101.7, 72.2 mm이다.

R1-RC150 시편에서는 LVDT 1개를 사용하여 변위를 측정하였는데, 실험 과정에서 폭발 충격으로 인해 고정된 LVDT가 고정장치에서 분리되었다. 따라서 측정된 데이터의 신뢰성을 확보하기 어렵기 때문에, 경향을 판단하는데 참고용으로 사용하였다.

R2-RC150 시편에서는 LVDT 1개, 레이저 변위계 1개를 사용하여 변위를 동시에 측정하였다. R1 실험에

서 관찰된 LVDT의 분리를 방지하기 위해 철제 프레임에 단단히 고정시켰다. 레이저 변위계는 LVDT에서 측정된 데이터와 유사한 경향을 보이고 있지만, 변위 측정에서 가장 중요한 25~50 ms 구간에서 데이터가 기록되지 않았다. 이는 폭발이 발생할 때 충격파의 굴절과 폭발, 화염에 의해 레이저 빛이 산란되거나 폭발 충격으로 인해 전기적인 신호가 일시적으로 끊어진 것으로 판단된다. 그러나 변위가 기록된 부분인 0~25 ms, 50~250 ms 구간은 LVDT의 측정 데이터와 매우 유사하기 때문에 R2-RC150(LVDT)를 기준변위로 선정하였다.

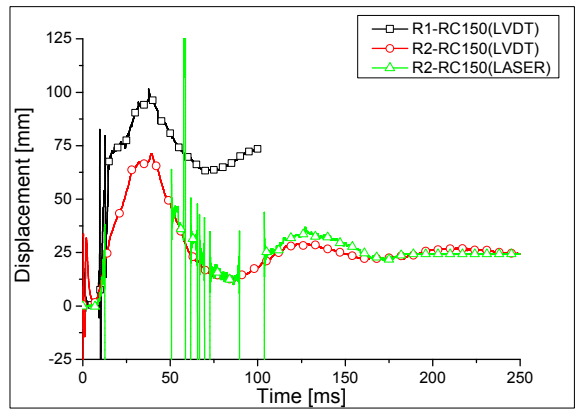


Fig. 5. Time-displacement curves(Experiment)

Table 4. Experimental test results(Displacement)

Sensor Name	Max. Displacement [mm]	Permanent Deformation [mm]
R1-RC150(LVDT)	101.7	-
R2-RC150(LVDT)	72.2	24.1
R2-RC150(LASER)	-	24.3

2.2.3 파손형상

철근콘크리트 시편(R2-RC150)의 파손형태는 Fig. 6과 같다. 폭발하중을 받는 앞면의 경우는 시편의 가운데 부분에서 세로 방향과 가로방향의 미세한 균열이 발생하였다(Fig. 6(a)). 뒷면은 굽힘으로 인한 인장하중으로 가운데 부분에서 가로방향의 파손이 발생한 것을 확인할 수 있다(Fig. 6(b)). 오른쪽과 왼쪽 면은 주로 중앙에서 파손이 발생하였다. 대부분의 균열은 뒷

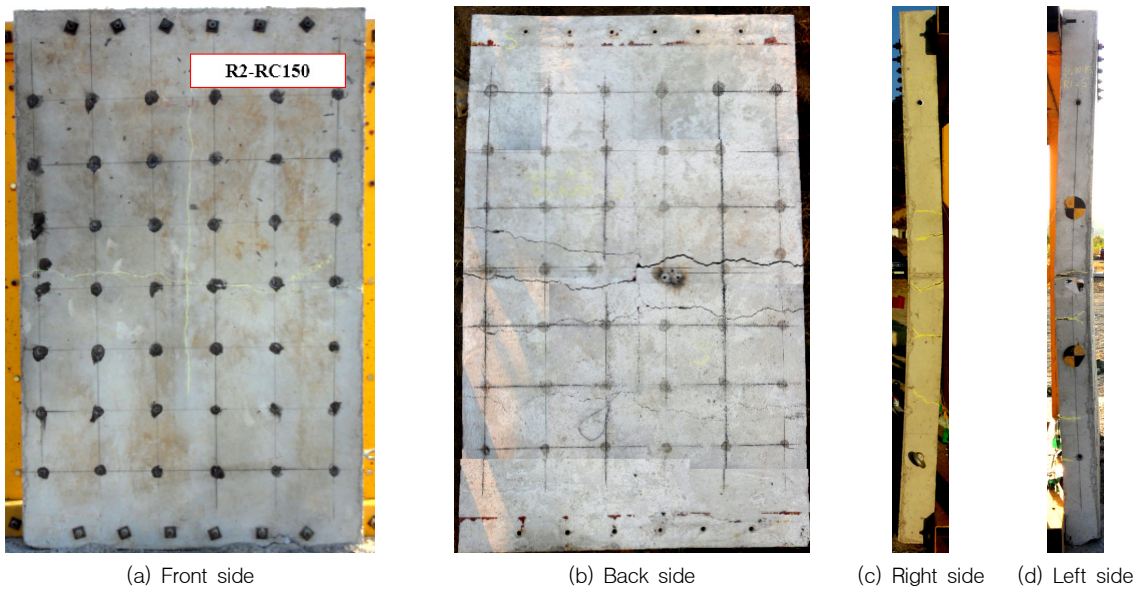


Fig. 6. Specimen damage and cracks after experimental test

면에서 발생한 파손과 연결되었다(Fig. 6(c, d)).

편을 고정하는 프레임은 10 mm 두께를 가지는 평판 (Shell) 요소로 모델링하고 시편과 접촉조건만 고려하였다(Fig. 8(b)).

3. 전산 수치 해석

3.1 모델링

전산 수치 해석을 위해 ANSYS AUTODYN 16.0을 사용하여 실험시편을 모델링하였다. 해석에 사용된 철근콘크리트 모델은 Fig. 7과 같이 가로 1500, 세로 2350, 폭 150 mm의 크기를 가진다.

콘크리트와 철근은 각각 고체(Solid)와 빔(Beam) 요소(Element)를 사용하여 모델링하였다. 철근은 콘크리트 내에 삽입되어 콘크리트 거동이 발생할 때 하중을 받을 수 있도록 설정했다.

전산 모델의 상/하단 부분의 경계조건은 고정지지 조건이다. 경계조건은 Fig. 8과 같이 CASE1, CASE2의 총 2가지 형태의 해석모델이 고려되었다. CASE1은 고정지지에 해당하는 절점(Node) 변위를 구속한 형태로, 이론적으로 완벽한 고정지지 경계조건을 모사한다 (Fig. 8(a)). CASE2는 시편을 고정하고 있는 강제 프레임과 고정 볼트의 탄성거동을 고려하였다. 이 모델은 시편의 경계조건에서 발생하는 미세한 움직임을 고려할 수 있다. 볼트 체결위치에는 16 mm의 지름을 가지는 빔 요소를 사용하여 시편과 절점을 결합하였다. 시

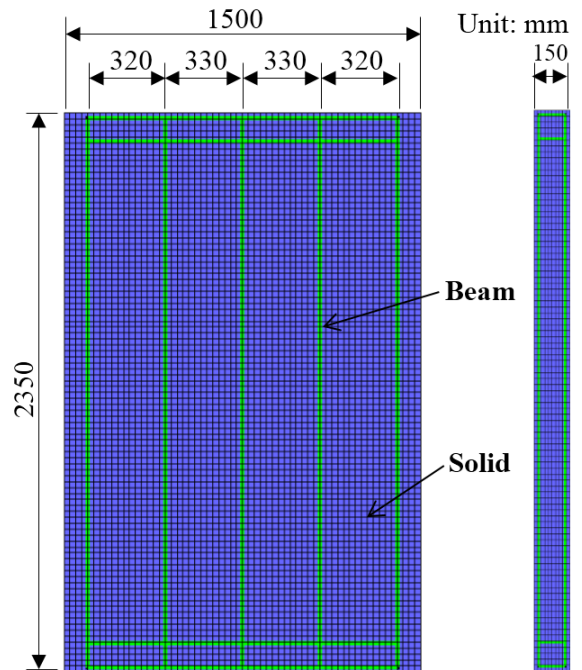


Fig. 7. RC slab modeling for numerical analysis

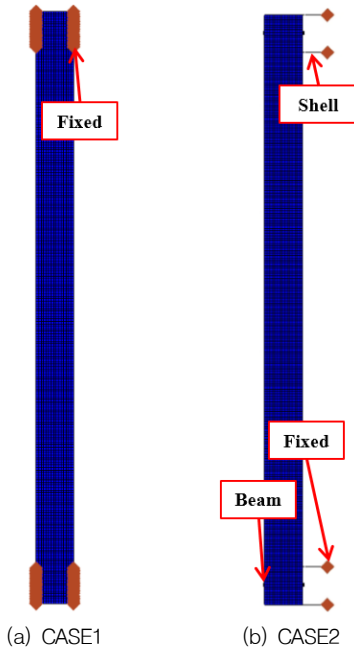


Fig. 8. Boundary conditions

유한요소해석에서 격자(Grid)의 크기는 해석의 정확성을 결정한다. 적합한 격자의 크기를 선정하기 위해서 CASE1 모델의 격자 크기를 조절하였다. 격자 크기에 따라 측정된 최대 변위는 Table 5와 같다. 해석의 정확성을 향상시키고 해석이후 상세한 균열패턴을 관찰하기 위해서 10 mm의 격자크기를 선정하였다. 사용된 모델의 요소(Element)개수는 콘크리트 528,750개, 철근 694개이다.

Table 5. Comparison of the displacement corresponding to the mesh size

Mesh Size [mm]	Maximum Displacement [mm]
10×10×10	8.532
25×25×10	7.753
25×25×25	7.736

3.2 적용 물성

재료의 물성은 Table 6과 같이 AUTODYN의 라이브러리에서 제공하고 있는 RHT Concrete와 Johnson-Cook 모델을 기본으로 하여 필요한 값을 수정 후 사용하였

다. RHT Concrete 모델은 콘크리트를 모델링하기 위해 사용하였다. 이 모델은 취성 재료가 동적하중을 받을 때 발생하는 거동을 표현하고 소성 및 전단에 의한 손상을 동시에 고려한다. 또한 $10^2 \sim 10^4 [s^{-1}]$ 정도의 높은 변형률(Strain rate)을 발생시키는 폭발하중의 특징을 고려할 수 있다. 콘크리트의 파괴를 분석하기 위해 기본적으로 설정된 삼축응력상태(Hydro)를 주인장 응력(Principal stress)으로 변경하여 해석을 수행하였다^[13]. 콘크리트의 균열로 인해 파괴에 저항하는 파괴 에너지(Fracture energy)값을 설정했다^[14,16]. Johnson-Cook 모델은 철근과 강재 프레임을 모델링하는데 사용했다. 이 모델은 항복응력을 변형률 속도와 탄성거동으로 묘사한다. 시편에 사용된 콘크리트와 철근은 재료실험을 통해 얻은 값을 입력하고, 강재 프레임은 라이브러리에 있는 STEEL 4340의 물성을 사용했다.

Table 6. Material properties of the concrete and steel

Concrete($p-\alpha$ EOS, RHT strength and failure)	
Reference density [g/cm^3]	2.75
Porous density [g/cm^3]	2.31
Bulk modulus, A1 [GPa]	35.27
Shear modulus [GPa]	11.871
Compressive strength, f_c [MPa]	26.6
Compressive Strain Rate Exp. [α]	0.032
Principal tensile failure stress [MPa]	2.66/4/5
Fracture energy, G_f [J/m^2]	60/80/100
SD400(Linear EOS, Johnson-Cook strength)	
Reference density [g/cm^3]	7.83
Bulk modulus [GPa]	168.997
Shear modulus [GPa]	78.002
Yield stress [MPa]	496.9
Frame Steel(Linear EOS, Johnson-Cook strength)	
Reference density [g/cm^3]	7.83
Bulk modulus [GPa]	159
Shear modulus [GPa]	81.8
Yield stress [MPa]	792

3.3 적용 하중

모델링에 적용되는 폭발하중은 AUTODYN에서 제공하는 Analytical Blast^[18] 기능을 사용했다. 이 기능은 폭발하중을 산출하는데 널리 사용되는 CONWEP^[19]에 기반을 두고 있다. 하중을 받는 각각의 요소는 폭약량, 거리, 각도에 따라 적절한 하중을 부여받기 때문에 간단하게 폭발하중을 설정할 때 사용한다. 이 연구에서는 모델의 형상이 복잡하지 않고, 다른 구조물에 의해 폭압의 간섭이 일어나지 않기 때문에 이 기능을 사용하였다. 폭발하중의 설정은 실제 실험과 같은 조건을 만족하기 위해 지면 폭발(Surface burst)^[19]과 클리어링 효과(Clearing effect)^[20]를 고려할 수 있도록 설정하였다.

폭압 데이터의 비교를 위해 Fig. 9와 같이 CONWEP을 통해 도출된 지면폭발 조건의 반사압력과 AUTODYN의 전산 모델에 적용된 반사압력을 비교하였다. 실험에서 측정된 환산거리 2.15 m/kg^(1/3) 폭발하중 조건은 CONWEP의 반사압력을 적용할 수 있는 영역에 포함된다. 본 논문에서는 CONWEP의 부압(Negative pressure)을 고려하지 않았다.

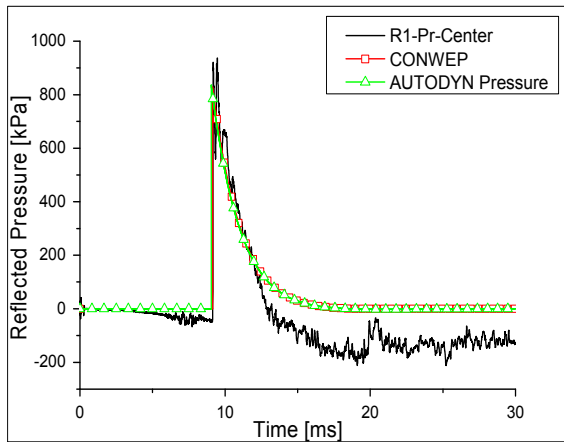


Fig. 9. Reflected pressure curves compression

비교결과 실험에서 측정된 최대 압력은 936 kPa, CONWEP은 828 kPa, AUTODYN은 806 kPa를 나타냈으며, 실험 결과 대비 각각 12%, 14%의 차이를 보였다(Table 7). 실험과 CONWEP, AUTODYN의 3가지 압력 이력곡선은 유사한 형태를 나타내고 있으며, 실험 데이터의 초기 부분 노이즈(Noise)를 감안하면 그 차이가 미미한 수준이다.

Table 7. Maximum reflected pressure compression

Pressure Measure Type	Gauge Name	Max. Reflected Pressure [kPa]	Error [%]
Exp. pressure sensor	R1-Pr-Center	936	0
Calculated pressures	CONWEP	828	12
	AUTODYN	806	14

CONWEP과 AUTODYN의 반사압력 곡선이 매우 유사한 이유는 CONWEP을 기반으로 AUTODYN에서 하중을 계산하기 때문이다^[18]. 따라서 CONWEP과의 비교를 통해 실험과 전산 모델에서 적절한 반사압력이 적용된 것을 알 수 있다. 이는 유사한 모델에서 AUTODYN의 Analytical Blast기능을 사용했을 때 신뢰할만한 수준의 폭발하중을 적용할 수 있을 것으로 판단된다.

3.4 해석 결과

3.4.1 변위

CASE1의 해석결과는 Fig. 10과 같고, CASE2의 결과는 Fig. 11과 같다. Table 8에는 CASE1과 CASE2의 최대변위를 나타내었다. 해석에서는 주요 변수로 판단되는 파괴 에너지(Gf [J/m²])와 주인장응력(PS [kPa])을 변화시켰다.

R2-RC150(LVDT)에서 측정된 최대변위인 72.2 mm를 기준으로 해석결과를 분석하면 다음과 같다. 최대변위는 CASE1과 CASE2에서 분명한 차이가 나타난다. CASE1의 경우에는 변수에 따라 8.53~13.34 mm의 변위를 나타내고 있지만, 강제 프레임의 탄성거동을 같이 모사하는 모델인 CASE2의 경우에는 25.09~75.91 mm의 변위를 기록했다.

본 연구에서 실험과 가장 유사한 최대변위를 기록한 모델은 $Gf=100_PS=2660$ (CASE2) 모델이다. 이 모델은 최대변위가 75.91 mm로 실험대비 차이가 5%이다. 변위 시간이력을 기준으로 하면 $Gf=100_PS=5000$ (CASE2) 모델이 가장 유사한 형태를 보이고 있다. 하지만 이 모델은 최대변위가 37.75 mm로 실험대비 차이가 48%이다. 이러한 차이는 실제 실험조건을 모델링 할 때 강제 프레임의 경계조건을 일부분만 모델링했기 때문

에 생략된 부분에서 나타나는 탄성거동을 표현할 수 없어서 발생한 것으로 추정된다. 또한 재료모델의 선정과 재료변수에 따라 해석 결과가 달라질 수 있고, 폭발에서는 부압을 고려하지 않았기 때문에 차이가 발생한 것으로 판단된다.

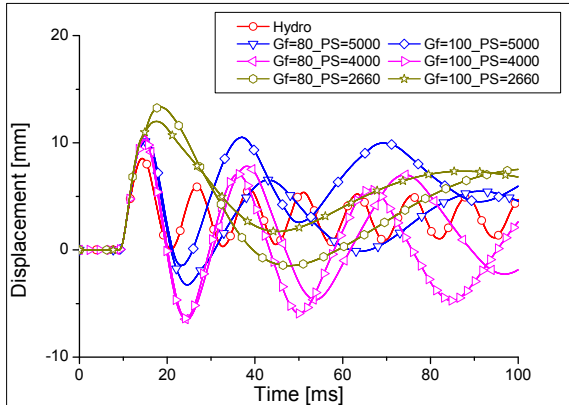


Fig. 10. Time-displacement curves of numerical analysis(CASE1)

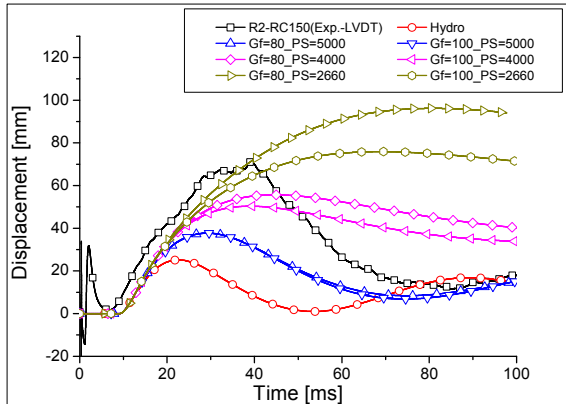


Fig. 11. Time-displacement curves both experiment and numerical analysis(CASE2)

Gf=100_PS=2660(CASE2) 모델의 결과에서 얻은 최대변위를 기준으로 하여 CASE1의 최대변위를 예측하였다. CASE1에서 예측되는 최대변위는 같은 변수를 사용한 Gf=100_PS=2660(CASE1) 모델에서 11.99 mm를 확인하였다. 경계조건으로 인한 최대변위 차이로부터, 실험은 강제 프레임의 탄성거동으로 인하여 완벽한 고정지지 조건이 적용되지 않은 것으로 판단된다.

Table 8. Maximum displacements compression

Type	Name	Max. Displacement [mm]	Error [%]
Exp. LVDT	R2-RC150	72.20	0
AUTODYN CASE1	Hydro	8.53	88.2
	Gf=80, PS=5000	10.14	86.6
	Gf=100, PS=5000	10.51	85.4
	Gf=80, PS=4000	10.65	85.2
	Gf=100, PS=4000	10.27	85.8
	Gf=80, PS=2660	13.34	81.5
	Gf=100, PS=2660	11.99	83.4
AUTODYN CASE2	Hydro	25.09	65.2
	Gf=80, PS=5000	37.73	47.7
	Gf=100, PS=5000	37.75	47.7
	Gf=80, PS=4000	55.64	22.9
	Gf=100, PS=4000	50.34	30.3
	Gf=80, PS=2660	96.19	33.2
	Gf=100, PS=2660	75.91	5.14

3.4.2 파손형상

경계조건을 다르게 모델링한 해석결과의 차이는 파손형상에서도 나타난다. CASE1, CASE2의 파손 분포도 (Damage distribution)는 Fig. 12, 13에 각각 나타내었다.

CASE1의 경우에는 앞면에서 세로방향의 미세균열이 관찰되며, 고정지지 경계조건 주변으로 가로방향의 파손이 눈에 띄게 발생한다(Fig. 12(a)). 뒷면은 주철근 주변과 가로방향의 파손분포가 중앙에서 나타났다(Fig. 12(b)). 옆면은 중앙부분과 고정지지 경계조건 부근에서 파손이 발생했다(Fig. 12(c, d)). 일반적으로 양단고정 지지조건의 일방향 부재의 경우 외력에 의한 휨응력(Bending stress)이 지지부위와 부재의 중앙부근에 집중된다. 특히 폭발이 부재의 면에 균일하게 작용한다고 가정하면 지지부위에서 일차적인 항복이 발생하고, 다음으로 부재의 중앙부근에서 항복이 발생한다. CASE1의 경우, 폭발에 의한 외력이 지지부위와 부재의 중앙에서 항복강도 이상으로 작용하였기 때문에 두 부분에서 모두 파손이 발생하는 형태를 보였다.

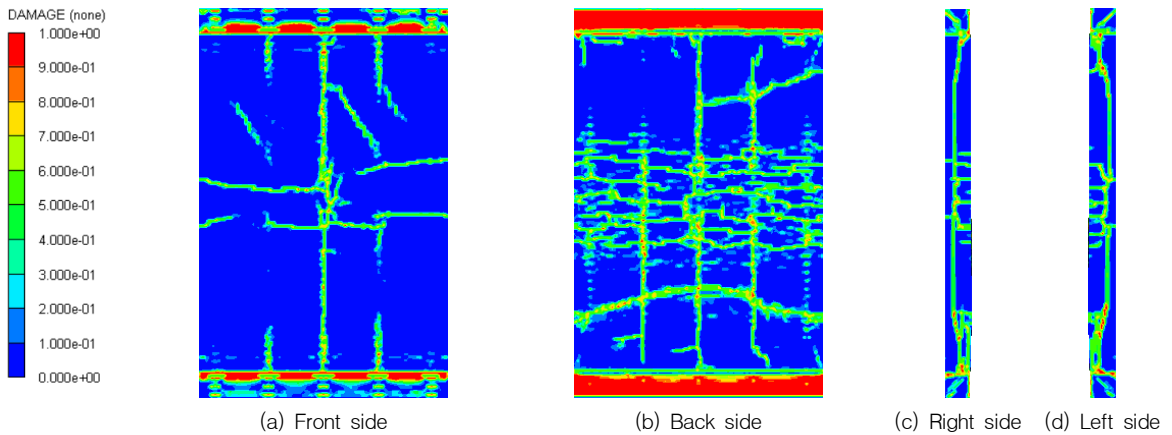


Fig. 12. Damage distribution contour at 100 ms(AUTODYN-CASE1)

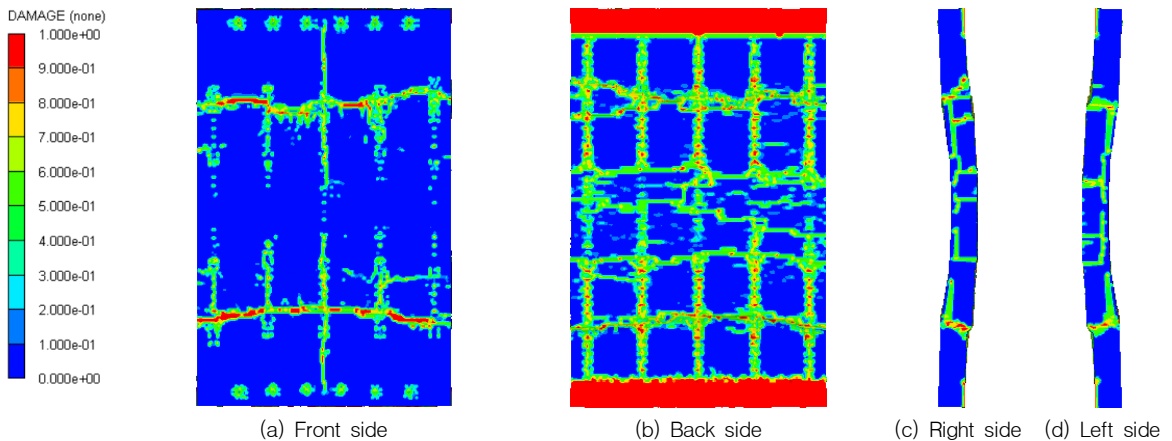


Fig. 13. Damage distribution contour at 100 ms(AUTODYN-CASE2)

하지만 CASE2의 경우에는 조금 다른 파손 형태를 보인다. 앞면은 세로방향과 가로방향의 균열이 함께 관찰되며, 경계조건 주변으로는 볼트로 인한 국부 파손이 관찰될 뿐이다(Fig. 13(a)). 뒷면은 주철근 주변과 가로방향의 파손분포가 눈에 띄게 나타나고 있다(Fig. 13(b)). 옆면은 중앙부근에서 파손이 관찰된다(Fig. 13(c, d)). 이는 고정지지 경계조건 부근에서 파손이 발생하는 CASE1의 해석결과와는 대조적으로, 실험에서 관찰된 파손형태와 유사하다. 이는 평판 형태로 모델링 되어있는 강제 프레임이 양단의 지지부위에서 발생하는 휨응력을 버티지 못하고 탄성거동을 보이기 때문에, 지지부위 부근으로 응력이 집중되지 못하여 파손이 발생하지 않은 것으로 판단된다.

4. 결론

본 연구는 철근콘크리트 부재가 폭발하중을 받을 때 나타나는 일방향 거동과 파손형상을 분석한 것이다. 실험에서 측정된 부재의 거동은 전산수치해석을 이용하여 최대변위와 파손형상 결과를 분석했다. 두 가지 해석모델(CASE1, CASE2)을 고려하여 실험과 비교한 결과는 다음과 같다.

실험에서 측정된 반사압력과 해석에 적용된 압력은 매우 유사한 형태로 관찰되었다. 간단한 해석 모델에서 적용하는 반사압력을 신뢰하여 사용할 수 있을 것으로 판단된다.

실험에서는 부재의 최대변위가 72.2 mm로 측정되었

다. 강재 프레임으로 부재를 고정한 폭발실험에서 고정지지 경계조건 분석결과는 다음과 같다. 해석에서는 두 가지 경계조건(CASE1, CASE2)에 따라 파손형상이 다르게 나타났다. CASE1의 해석결과는 경계조건 근처와 중앙부에서 파손이 관찰되었다. 하지만 CASE2는 강재 프레임의 탄성거동으로 인해 시편 중앙부에서 집중적인 파손이 관찰되었다. 따라서 CASE2와 비슷한 부분에서 파손이 발생한 실험결과는 강재 프레임의 탄성거동 영향을 받은 것으로 판단된다. 이는 실험에서 완벽한 고정지지 조건이 적용되었다고 판단하기 어렵다. 반면 CASE1 모델과 같은 완벽한 고정지지 조건의 해석에서는 약 12 mm의 최대변위가 발생하였다.

보통 철근콘크리트 부재의 피해를 평가할 때, 최대 변위 혹은 단부회전각으로부터 부재의 피해수준을 결정한다. 철근콘크리트 전체 구조물은 연속되는 구조에 의해 서로 지지되는 상황이기 때문에 부재단위의 실험에서는 정확한 경계조건 설정이 필요하다. 그러므로 이와 유사한 실험을 통해 철근콘크리트 부재의 거동을 관찰하고 피해를 평가하기 위해서는 부재를 견고하게 고정시키는 방법이 고려되어야 할 것으로 판단된다.

References

[1] N. H. Yi, S. W. Lee, S. J. Lee, J. H. Kim, "Experimental Evaluation of Bi-directionally Unbonded Prestressed Concrete Panel Impact-Resistance Behavior under Impact Loading," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 25, No. 5, pp. 485-496, 2013.

[2] C. J. Oswald, E. J. Conrath, "A Computer Program for Explosive Damage Assessment of Conventional Buildings," 26th DoD Explosive Safety Seminar, 1994.

[3] R. Pape, K. R. Mniszewski, A. Longinow, M. Kenner, "Explosion Phenomena and Effects of Explosions on Structures. III: Methods of Analysis (Explosion Damage to Structures) and Example Cases," *Practice Periodical on Structural Design and Construction*, Vol. 15, No. 2, pp. 153-169, 2010.

[4] M. C. Song, C. K. Jee, S. H. Kim, D. Y. Lee, J. Y. Park, "An Analysis on Structural Response using SDOF Method for Estimating the Effectiveness of

Sea Guided Sea Mine," *KIMST Annual Conference Proceedings*, pp. 1613-1614, 2015.

[5] H. J. Choi, T. Krauthammer, "Investigation of Progressive Collapse Phenomena in a Multi Story Building," 11th International Symposium on Interaction of Effects of Munitions with Structures, 2003.

[6] C. S. Meyer, "Development of Geomaterial Parameters for Numerical Simulations Using the Holmquist-Johnson-Cook Constitutive Model for Concrete," U.S. Army Research Laboratory, ARL-TR-5556, 2011.

[7] H. S. Kim, J. P. Park, "An Evaluation of Blast Resistance Performance of RC Columns According to the Shape of Cross Section," *Journal of the Computational Structural Engineering Institute of Korea*, Vol. 23, No. 4, pp. 387-394, 2010.

[8] H. S. Kim, J. Y. Lee, "An Evaluation of Blast Resistance Performance of RC Columns by Using P-M Interaction Diagram," *Journal of the Architectural Institute of Korea Structure & Construction*, Vol. 27, No. 10, pp. 47-54, 2011.

[9] H. S. Choi, D. H. Shin, M. S. Kim, D. J. Kim, H. C. Lee, H. Y. Lee, "A Study on the Proposal of Residual Strength Equation of Reinforced Concrete Columns under Blast Load," *Journal of KOSHAM*, Vol. 13, No. 1, pp. 17-23, 2013.

[10] N. H. Yi, B. S. Kim, H. J. Kim, K. J. Choi, "Behavior Analysis of Concrete Structure under Blast Loading : (I) Experiment Procedures," *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol. 29, No. 5, pp. 557-564, 2009.

[11] N. H. Yi, B. S. Kim, H. J. Kim, Y. G. Cho, "Behavior Analysis of Concrete Structure under Blast Loading : (II) Blast Loading Response of Ultra High Strength Concrete and Reactive Powder Concrete Slabs," *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol. 29, No. 5, pp. 565-575, 2009.

[12] H. S. Kim, H. S. Ahn, J. G. Ahn, "Erosion Criteria for the Blast Analysis of Reinforcement Concrete Members," *Architectural Research*, Vol. 30, No. 3, pp. 21-28, 2014.

[13] H. S. Kim, H. S. Ahn, "Erosion Criteria for the

- Progressive Collapse Analysis of Reinforcement Concrete Structure due to Blast Load,” Journal of the Korea Concrete Institute, Vol. 26, No. 3, pp. 335-342, 2014.
- [14] S. H. Yun, T. H. Park, “Multi-Physics Blast Analysis of Reinforced High Strength Concrete,” Journal of Civil Engineering, Vol. 17, No. 4, pp. 777-788, 2013.
- [15] H. Jia, L. Yu, G. Wu, “Damage Assessment of Two-Way Bending RC Slabs Subjected to Blast Loadings,” The Scientific World Journal, 2014.
- [16] F. T. Wittmann, “Crack Formation and Fracture Energy of Normal and High Strength Concrete,” Sadhana, Vol. 27, No. 4, pp. 413-423, 2002.
- [17] G. Morales-Alonso, D. A. Cendon, F. Galvez, B. Erice, V. Sanchez-Galvez, “Blast Response Analysis of Reinforced Concrete Slabs: Experimental Procedure and Numerical Simulation,” 26th International Symposium on Ballistics, 2011.
- [18] Ansys, AUTODYN Theory Manual, Century Dynamics, 2005.
- [19] M. R. Driels, “Weaponeering: Conventional Weapon System Effectiveness,” American Institute of Aeronautics and Astronautics. 2013.
- [20] S. E. Rigby, “Blast Wave Clearing Effects on Finite-Sized Targets Subjected to Explosive Loads,” The Department of Civil and Structural Engineering at the University of Sheffield, pp. 23-27, 2014.