

## 폭발하중을 받는 콘크리트 벽체 구조물의 보강 성능에 대한 해석적 분석

김호진<sup>1)\*</sup> · 남진원<sup>1)</sup> · 김성배<sup>1)</sup> · 김장호<sup>1)</sup> · 변근주<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>연세대학교 사회환경시스템공학부

## Analytical Evaluations of the Retrofit Performances of Concrete Wall Structures Subjected to Blast Load

Ho Jin Kim<sup>1)\*</sup>, Jin Won Nam<sup>1)</sup>, Sung Bae Kim<sup>1)</sup>, Jang Ho Kim<sup>1)</sup>, and Keun Joo Byun<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>School of Civil and Environmental Engineering, Yonsei University, Seoul 120-749, Korea

**ABSTRACT** In case of retrofitting a concrete structure subjected to blast load by using retrofit materials such as FRP (fiber-reinforced polymer), appropriate ductility as well as raising stiffness must be obtained. But the previous approximate and simplified models, which have been generally used in the design and analysis of structures subjected to blast load, cannot accurately consider effects on retrofit materials. Problems on the accuracy and reliability of analysis results have also been pointed out. In addition, as the response of concrete and reinforcement on dynamic load is different from that on static load, it is not appropriate to use material properties defined in the previous static or quasi-static conditions to in calculating the response on the blast load. In this study, therefore, an accurate HFPB (high fidelity physics based) finite element analysis technique, which includes material models considering strength increase, and strain rate effect on blast load with very fast loading velocity, has been suggested using LS-DYNA, an explicit analysis program. Through the suggested analysis technique, the behavior on the blast load of retrofitted concrete walls using CFRP (carbon fiber-reinforced polymer) and GFRP (glass fiber-reinforced polymer) have been analyzed, and the retrofit capacity analysis has also been carried out by comparing with the analysis results of a wall without retrofit. As a result of the analysis, the retrofit capacity showing an approximate 26~28% reduction of maximum deflection, according to the retrofit, was confirmed, and it is judged that the suggested analysis technique can be effectively applicable in evaluating the effectiveness of retrofit materials and techniques.

**Keywords** blast load, fiber-reinforced polymer composite, retrofit performance, high fidelity physics based analysis, concrete wall

### 1. 서 론

폭발하중을 받는 구조물은 하중에 저항할 수 있는 충분한 강성을 지니거나 폭발에너지를 충분히 흡수할 수 있어야 한다. 콘크리트는 일반적으로 다른 건설 재료와 비교할 때 폭발하중에 대한 저항 성능이 상대적으로 우수한 것으로 알려져 있지만, 설계 단계에서 폭발하중에 대한 저항 성능을 향상시키기 위하여 별도의 보강이 요구되는 경우가 존재한다. 추가적인 구조 부재나 지지 구조물 등을 설치하여 저항 성능을 향상시키는 방법은 공간의 제약과 추가 비용의 문제 등이 발생하며, 부재자체의 성능을 향상시키는 것이 아니기 때문에 경제적인 측면이나 구조적 측면에서 효율이 떨어진다. 이와 비교하여 섬유 복합재를 부착하여 주요 구조 부재의 단

면을 보강하는 방법은 부재 자체의 성능을 향상시킴과 동시에 추가적인 공간이 필요하지 않으므로 구조적 성능이나 경제적 및 공간적 효율을 높이는데 유리한 대표적인 보강 공법이라 할 수 있다. 현재 토목 및 건축 구조물에 주로 사용되는 섬유 복합재료는 탄소섬유(CFRP), 유리섬유(GFRP) 등이 있으며, 이러한 섬유 복합재를 사용하여 폭발하중에 대하여 구조물을 보강하는 경우에는 단순히 구조물의 강성 증가만으로는 소요 저항 성능을 확보할 수 없으며, 오히려 취성적인 파괴 모드를 유발하기도 한다. 따라서, 강성 증가와 함께 적절한 연성을 확보할 수 있는 섬유 복합재를 선정하는 것은 매우 중요하다고 할 수 있다.

폭발하중에 대한 구조물의 거동에 관한 연구로 1964년 Biggs<sup>1)</sup>는 실제 방호 구조물의 설계 및 해석에 직접적으로 적용할 수 있도록 단자유도계(SDOF)와 다자유도계(MDOF)의 lumped mass model에 이용하여 폭발하중에 대한 구조물의 거동을 평가하고 근사적으로 설계할 수 있는 기법을 제시한 바 있다. 이러한 해석 기법은 주요한 구조 부재의 변위 거동을 근사적으로 평가하기 위하

\*Corresponding author E-mail : kimhj78@yonsei.ac.kr  
Received December 4, 2006, Accepted March 12, 2007  
©2007 by Korea Concrete Institute

여 하중, 질량 및 저항변환계수를 사용하여 단순화된 폭발파를 받는 단자유도계로 실제 구조를 변환하여 구조물의 지배적인 변위 거동을 근사적으로 해석하는 기법으로 설계 및 해석의 편의상 현재까지도 방호 구조물의 설계 및 근사 해석에 보편적인 이론으로 통용되고 있다.

그러나, 최근에는 이러한 근사적이며 단순화 모델을 사용한 경우에는 보강 재료에 대한 효과를 정확히 반영할 수 없을 뿐 아니라 해석 결과의 정확성 및 신뢰성이 낮기 때문에, 이를 향상시키기 위하여 적절한 재료 모델과 유한요소모델링을 적용한 HFPB(high fidelity physics based) 유한요소해석기법에 관한 연구가 활발히 진행 중이다. HFPB 유한요소해석 결과와 실제 폭발 실험 결과와 비교 분석을 통하여 해석 기법의 타당성을 검토하는 연구는 많은 비용이 소모되는 폭발 실험을 대신하면서, 기존의 단순 해석 기법보다 높은 정확도를 확보할 수 있는 효율적인 연구 분야이다. 또한, HFPB 유한요소해석 기법은 폭발하중과 구조물의 동적 거동과 같은 물리적 현상을 신뢰성 있게 묘사할 수 있으며, 실제 실험을 수행하기가 거의 불가능한 경우에는 유일한 가상의 실험 도구로 활용할 수 있기 때문에 실제 폭발 시험 수행에 많은 제약이 존재하는 국내 실정을 감안할 때 폭발하중에 대한 콘크리트 구조물 및 보강된 콘크리트 구조물의 거동을 예측할 수 있는 해석 기법을 구축하는 것은 효율적인 최적의 보강 기법을 선택하기 위한 필수적인 연구라 할 수 있다.

따라서, 본 연구에서는 제한적으로 공개된 국내외 관련 자료 및 기존 연구 결과의 수집 분석을 바탕으로 폭발하중을 받는 보강된 콘크리트 구조물의 거동을 정밀하게 해석할 수 있는 해석 기법 및 절차를 구축하는 것을 최종 목적으로 설정하였다. 폭발하중과 같은 순간적으로 빠르게 작용하는 동역학 문제를 해석하기 위해서 명시적 시간적분법(explicit time integration)을 기반으로 하는 명시적(explicit) 유한요소해석 프로그램인 LS-DYNA v.970을 사용하였으며, 폭발하중은 ConWep을 사용하여 산정하였다. 또한, 본 연구에서 구축한 해석 기법을 적용하여 보강 유무를 변수로 폭발하중에 대한 콘크리트 벽체의 동적 거동과 보강 재료에 따른 보강 성능의 평가를 시도하였다.

## 2. 폭발하중의 적용

구조물에 작용하는 하중을 작용 시간의 관점에서 볼 때 폭발하중은 아주 짧은 시간 동안 작용하는 충격압력하중의 일종으로 작용 시간이 일반적인 지진의 작용 시간에 비해 약 1/1,000 가량 짧고, 작용 크기는 극도로 큰 특징을 가지고 있다. 폭발에는 고온·고압의 가스와 함께 폭발물 혹은 구조물의 잔해에 의한 파편, 고온의 열이 방사되며, 그 중에서도 구조물에 높은 온도와 압력으로 작용하게 되는 폭풍파(air blast)가 주요 압력하중으로 고려된다. 폭발에 의해 구조물에 작용하게 되는 전형적인 압력하중의 형태를 나타내면 Fig. 1과 같다. 시간에 따른 압력하중의 곡선은 정압력 단계와 부압력 단계로 구분되며,

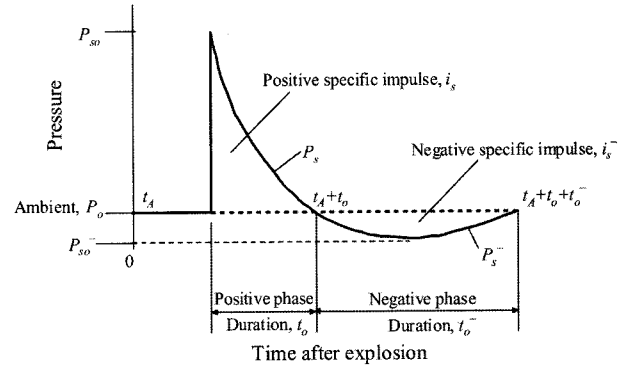


Fig. 1 Free-field pressure-time variation<sup>2)</sup>

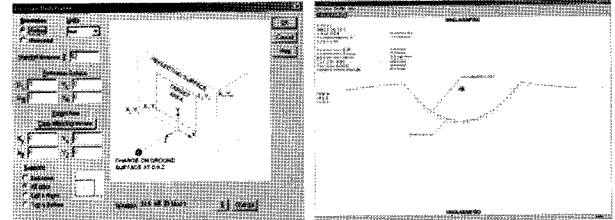
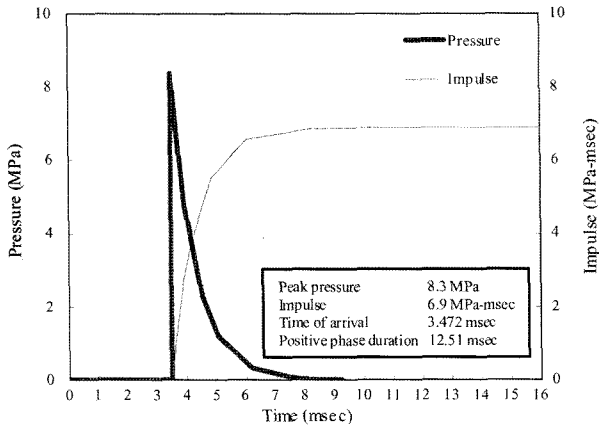


Fig. 2 Description of ConWep<sup>4)</sup>

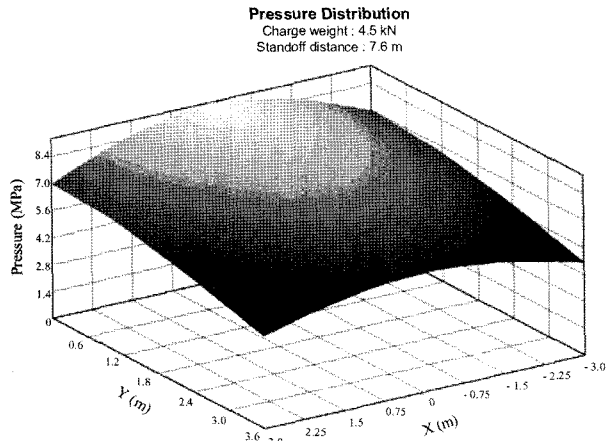
일반적으로 폭발하중에 대한 설계에서 부압력은 고려하지 않는 것이 일반적이다. 압력-시간 이력 곡선의 적분은 충격량  $I$ 를 나타내며, 폭발하중에 대한 구조물의 응답은 최대압력보다는 하중지속시간과 연관된 충격량에 의해 보다 민감한 것으로 알려져 있다<sup>2,3)</sup>.

한편, 일반적으로 여러 가지 폭발물에 의한 폭풍파의 특성은 매우 유사하기 때문에, 등가 중량계수 및 환산계수를 이용하여 TNT 폭발물과 동일 효과를 발생시키는 데 필요한 등가 폭발작약 무게를 환산하여 사용하므로 표준곡선을 다른 폭발물의 경우에 대하여도 활용 가능하다<sup>2)</sup>. 현재는 폭발하중과 관련된 일부 실험 자료들을 UFC3-340-01, TM5-1300 및 DOE/TIC-11268에서 제한적으로 제공하고 있으며, 최근 폭풍파, 파편, 지표면 충격, 탄공 등의 효과를 고려하여 전형적인 무기 효과에 대한 폭발하중을 계산할 수 있는 프로그램으로서 미공병단에서 개발된 ConWep이 제한적으로 개방되었다<sup>4,5)</sup>. ConWep은 Fig. 2와 같이 폭풍파, 파편, 지표면 충격 및 탄공 등의 효과를 고려한 폭발하중의 산정이 가능하며, 그 중 폭풍파의 경우 폭발 각도를 고려하여 자유공간, 지표면 근접 및 지표면 폭발시의 폭발하중을 산정할 수 있다. 본 연구에서는 폭발물 중심으로부터의 거리가 7.6m이며, 4.5 kN 무게의 TNT가 지표면에서 반구형 형태로 폭발했을 경우의 폭발하중을 ConWep을 이용하여 산정하였으며, 시간에 따른 최대압력과 충격량에 대한 시간이력곡선은 Fig. 3(a)과 같다.

한편, 폭발하중은 시간의존적 함수로서 벽체의 위치별로 상이한 시간이력을 갖는 하중으로 작용하게 되며, 이러한 하중은 폭발물의 폭발 위치, 폭발 조건 및 구조물의 기하학적 조건과 경계조건에 따라 상이하게 작용된다. 대부분의 기존 연구에서는 일반적으로 폭발압력의 물리적 전달현상(wave propagation)을 정확히 고려하지 못하고, 위



(a) Time history of blast pressure and impulse



(b) Peak blast pressure distribution

Fig. 3 Calculations of blast loads

치별 동일한 시간이력을 갖는 하중을 적용하고 있다. 그러나, 본 연구에서는 지표면 폭발 조건과 벽체의 형상을 고려하여 Fig. 3(b)와 같이 300여개의 시간의준적 폭발하중을 벽체 위치별로 동일한 시간영역대에서 상이한 하중 분포를 적용함으로써 실제 폭발하중을 정밀하게 고려하였다.

### 3. 폭발하중을 고려한 재료의 구성 모델

동적하중에 대한 콘크리트와 철근의 응답은 정적하중에 대한 응답과 상이하기 때문에 기존의 정적, 준정적하중에서 정의된 재료물성 값들을 폭발하중에 대한 응답계산에 사용하는 것은 부적절하다. 즉, 동적 하중의 재하 속도가 증가할수록 재료의 강도는 증가하는 경향이 있으며, 이러한 강도 증가 효과는 변형률 속도와 강도의 증가와의 관계로 표현할 수 있다. 폭발하중의 경우에는 아주 짧은 시간에 걸쳐서 구조물에 커다란 변형률 변화를 야기시키고, 이러한 높은 변형률 속도는 재료의 강도를 증가시켜 국부적인 파괴와 동적 전단파괴에 대한 저항을 증가시킬 수 있다. 따라서, 본 연구에서는 매우 빠른 재하속도를 갖는 동적하중에 대한 콘크리트와 철근의 변형률 증대 효과를 반영한 재료 모델을 적용하였다. 적용된 재료 모델은 기존 연구의 문헌분석과 미정부 산하의 전문 방호 설계 및 해석 기관인 Karagozian & Case와 기술교류를 통한 검증 작업을 거쳐 최적의 재료 모델을 채택하였다.

### 3.1 콘크리트의 구성 모델

일반적으로 동적하중으로 인한 강도 증가는 변형률을 기본으로한 파괴면(failure surface)을 향상시킴으로 고려되고 있으며, 동적하중을 받는 콘크리트 구조물의 거동 해석을 위한 유한요소 코드인 LS-DYNA에서는 숫자로 표현하는 재료 모델 5, 16, 17, 25 및 72 등을 제공하고 있다<sup>6,7)</sup>. 그러나, 이 중 재료 모델 5, 17, 25는 폭발하중과 같은 특수한 하중에 대한 콘크리트 재료 모델로 적용함에 있어 정확도의 문제가 있는 것으로 알려져 있다<sup>8)</sup>. 따라서, 본 연구에서는 재료 모델 16를 수정 보완하여 개발된 concrete damage model (MAT\_72)을 콘크리트에 적용하였다. 이 콘크리트 재료 모델은 표준 1축, 2축 및 3축 콘크리트 압축과 인장 거동을 신뢰성 있게 예측할 수 있다는 것이 실험적으로 입증된 바 있으며, 본 연구에서 적용한 폭발하중에 대해서도 효과적으로 거동 예측이 가능한 선형등방성의 hypoelastic-plastic 모델이다<sup>9)</sup>. 한편, 콘크리트 요소는 일축 응력-변형률 특성을 사용한 모델로는 거동을 정확히 예측할 수 없는 것이 일반적이기 때문에 삼축 응력 상태를 고려할 필요가 있다. 콘크리트의 파괴 한계는 3차원 주응력 공간에서의 면(surface)으로 표현될 수 있다. 본 연구에서는 식 (1)~(4)와 같은 3개의 독립된 파괴면과 함께 빠른 동적 폭발하중에 대한 콘크리트 재료 강도 증진이 추가적인 파괴면과 변형률 속도를 고려하였다. 본 연구에서 적용한 콘크리트 모델은 Fig. 4와 같이 작용된 압력에 의하여 변화하는 3개의 독립적인 파괴면을 갖는 소성이론을 기반으로 하고 있으며, Fig. 4의 압축인장 파괴면 곡선에서 폭발하중에 대한 콘크리트 내 압력을 나타내는  $y$ 축( $p$ 축)의 상하부는 각각 압축과 인장 영역을 나타낸다. 3개의 콘크리트 파괴면은 식 (1)~(4)와 같고, 변형률 속도에 따른 증가된 콘크리트 파괴면은 식 (4)와 같다<sup>9)</sup>. 한편, 변형률 속도에 따른 증가된 콘크리트 강도는 보통 콘크리트 강도에 강도증진계수  $r_f$ (enhancement factor)를 곱하여 산정하며, CEB-FIP 및 실험 결과에 기초하여 본 연구에서 적용한 변형률 속도에 따른 강도증진계수는 Fig. 5와 같다.

$$\Delta\sigma_m = \alpha_0 + \frac{p}{\alpha_1 + \alpha_2 p} \quad (\text{maximum failure surface}) \quad (1)$$

$$\Delta\sigma_r = \frac{p}{\alpha_{1f} + \alpha_{2f} p} \quad (\text{residual failure surface}) \quad (2)$$

$$\Delta\sigma_y = \alpha_{0y} + \frac{p}{\alpha_{1y} + \alpha_{2y} p} \quad (\text{yield failure surface}) \quad (3)$$

$$\Delta\sigma_e = r_f \Delta\sigma(p/r_f) \quad (\text{enhanced failure surface}) \quad (4)$$

여기서,  $\Delta\sigma$ 는 편차응력(deviatoric stress)에 대한 파괴면,  $p$ 는 폭발하중에 대한 콘크리트 응력에 대한 환산압력,  $\alpha_0, \alpha_1, \alpha_2$  등은 비구속 압축 실험 결과와 구속압력 상태에서의 삼축압축 실험 결과를 통해 획득되는 파괴면

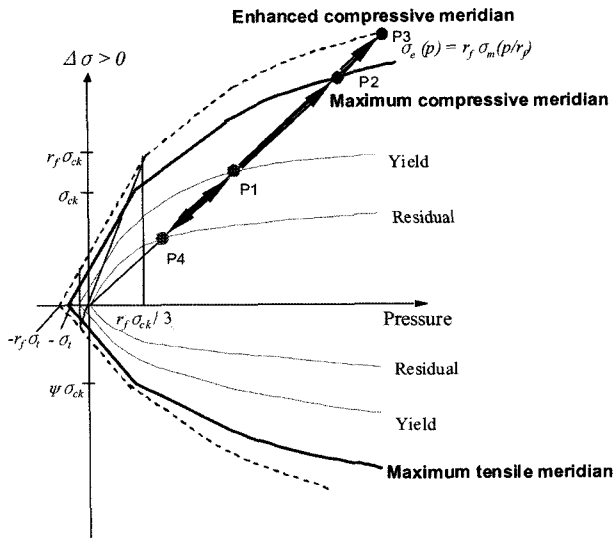


Fig. 4 Concrete material model

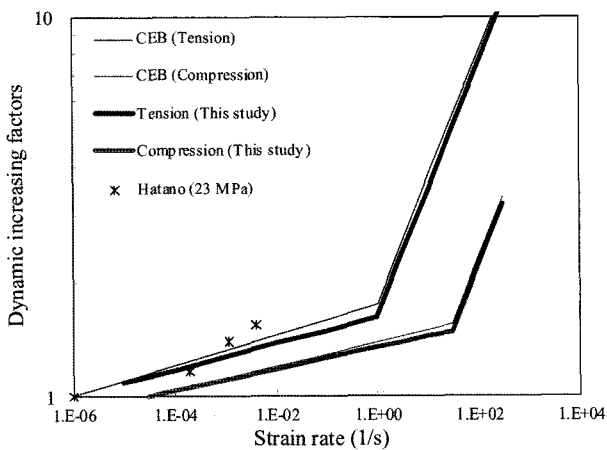


Fig. 5 Strength enhancement due to high strain rates

의 변수이고,  $r_f$ 는 강도증진계수(enhancement factor)이다.

### 3.2 철근의 구성 모델

콘크리트 내의 철근의 재료 모델에는 동적증가계수 DIF (dynamic increasing factor) 및 강도증진계수 SIF (strength increasing factor)를 단순히 항복강도에 곱하여 동적 재료특성을 반영하는 방법을 보완하여 빔 요소 (beam element)에 변형률 속도 효과를 효율적으로 고려할 수 있는 piecewise linear plasticity model (MAT\_24)를 적용하였다. Von Mises 파괴 기준에 기초한 철근의 항복응력 함수는 식 (5)와 같다.

$$\sigma_y = \beta[\sigma_o + f_h(\epsilon_{eff}^p)] \quad (5)$$

여기서,  $\beta$ 는 변형률 속도 효과에 대한 변수로서 Cowper와 Symonds의 모델을 적용하여 식 (6)으로부터 계산되며<sup>10)</sup>,  $\sigma_o$ 는 초기항복응력이고,  $f_h(\epsilon_{eff}^p)$ 는 경화함수 (hardening function)로서 선형 경화 형태로 소성탄성계수  $E_p$ 와 유효소성변형률  $\epsilon_{eff}^p$ 를 사용하여 식 (7)과 같이 표현된다.

$$\beta = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C}\right)^{(1/p)} \quad (6)$$

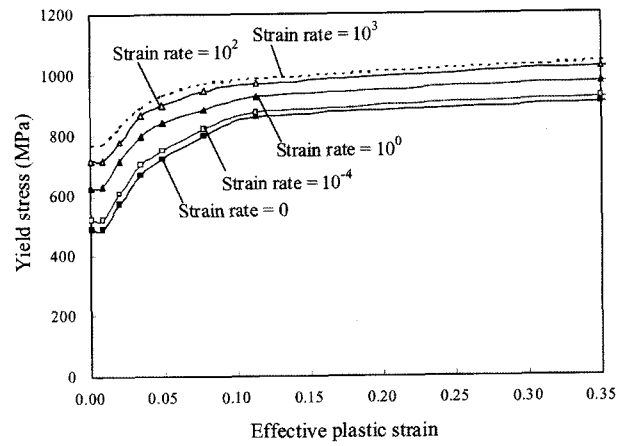


Fig. 6 Effective plastic strain versus yield stress

$$f_h(\epsilon_{eff}^p) = E_p(\epsilon_{eff}^p) \quad (7)$$

여기서,  $C$ 는 변형률 속도 효과에 대한 변수로서 사용자에게 의해 정의된다. 본 연구에서는 사용된 철근의 실험 자료에 근거하여 유효소성변형률과 항복강도와의 관계를 Fig. 6과 같이 정의하여 변형률 속도 효과를 고려하였다.

### 3.3 섬유 보강재의 구성 모델

섬유 보강재의 파괴 기준은 일반적으로 인장강도에 도달하기 전의 거동을 선형탄성으로 가정하는 이론이 주를 이루고 있으며, 섬유 보강재와 콘크리트 사이의 부착 거동을 중심으로 한 연구들이 진행되어 왔다. 그러나, 매우 높은 진동수와 함께 높은 압력으로 작용하는 폭발파에 대한 구조물의 응답이 주된 관심사인 폭발 거동 영역에서는 섬유 보강재와 콘크리트의 점탄소성 부착 거동을 정확히 반영하기 매우 어려울 뿐 아니라 부착 효과에 대한 민감도가 극도로 낮아지기 때문에 섬유 보강재와 콘크리트 사이의 부착 효과를 무시하는 것이 폭발 거동 해석에서는 일반적이다<sup>11)</sup>. 따라서, 본 연구에서는 콘크리트와 섬유 보강재를 완전 부착으로 가정하여 부착 효과를 무시하고, 섬유 보강재의 응력-변형률 관계를 한계변형률 도달 후에 급격한 취성파괴가 발생하는 선형탄성이론을 사용하여 정의하였다. 한편, 섬유 보강재는 전단변형이 고려된 탄성성질이 직교 방향으로 상이한 직교이방성의 9개의 독립적인 탄성상수 (elastic constant)를 갖는 orthotropic elastic model (MAT\_2)를 적용하였다<sup>6,7,12)</sup>. 직교이방성 섬유 복합재의 응력-변형률의 관계는 식 (8)과 같다<sup>13)</sup>.

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1 - \nu_{yz}\nu_{zy}}{E_y E_z \Delta} & \frac{\nu_{yx} + \nu_{zx}\nu_{yz}}{E_y E_z \Delta} & \frac{\nu_{zx} + \nu_{yx}\nu_{zy}}{E_y E_z \Delta} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_{xy} + \nu_{xz}\nu_{zy}}{E_z E_x \Delta} & \frac{1 - \nu_{zx}\nu_{xz}}{E_z E_x \Delta} & \frac{\nu_{zy} + \nu_{zx}\nu_{xy}}{E_z E_x \Delta} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_{xz} + \nu_{xy}\nu_{yz}}{E_x E_y \Delta} & \frac{\nu_{yz} + \nu_{xz}\nu_{yx}}{E_x E_y \Delta} & \frac{1 - \nu_{xy}\nu_{yx}}{E_x E_y \Delta} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2G_{yz} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2G_{zx} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2G_{xy} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_{xx} \\ \epsilon_{yy} \\ \epsilon_{zz} \\ \epsilon_{yz} \\ \epsilon_{zx} \\ \epsilon_{xy} \end{bmatrix} \quad (8)$$

**Table 1** Input parameters in material models

$\alpha_0$	$\alpha_1$	$\alpha_2$	$\alpha_{1f}$	$\alpha_{2f}$	$\alpha_{0y}$	$\alpha_{1y}$	$\alpha_{2y}$	-
1478.0	0.4463	0.16E-4	1116.0	0.625	0.52E-4	0.4417	0.24E-4	-
$C$	$p$	⇒ • User define value application • Considering strain rate curve types (see, Fig. 6)						
0	0							
$E_x^C$	$E_y^C$	$E_z^C$	$G_x^C$	$G_y^C$	$G_z^C$	$\nu_x^C$	$\nu_y^C$	$\nu_z^C$
74000	74000	74.0	3.1E-3	3.1E-3	3.1E-6	0.15	0.15	1.5E-4
$E_x^G$	$E_y^G$	$E_z^G$	$G_x^G$	$G_y^G$	$G_z^G$	$\nu_x^G$	$\nu_y^G$	$\nu_z^G$
26600	26600	26.6	1.1E-3	1.1E-3	1.1E-6	0.2	0.2	0.2E-3

$$\text{여기서, } \Delta = \frac{1 - \nu_{xy}\nu_{yx} - \nu_{yz}\nu_{zy} - \nu_{zx}\nu_{xz} - 2\nu_{xy}\nu_{yz}\nu_{zx}}{E_x E_y E_z}$$

이상의 재료 모델의 해석 구성 변수를 정리하면 Table 1 과 같다.

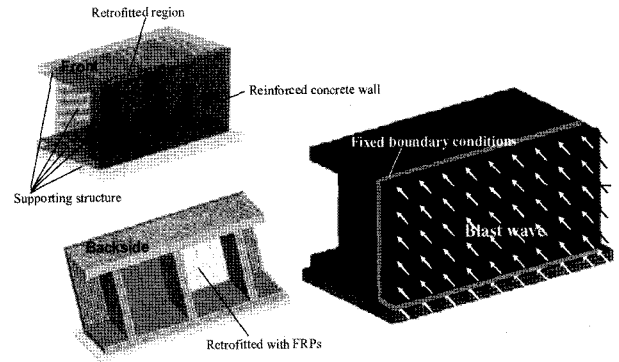
#### 4. 유한요소해석법을 이용한 벽체의 폭발 해석

폭발하중과 같이 1/1,000초 이하의 짧은 시간에 많은 변형을 수반하는 경우에는 기존의 implicit 해석 기법을 사용하면, time step에 따른 강성행렬의 계산에 많은 시간이 소모되며 해석 결과의 수렴성에도 문제가 발생한다. 그러나, 명시적 해석 기법에서는 time step에 따른 계산 시간이 짧으며, 해석시 저장용량이 적게 소요되고 해석 결과의 수렴성이 문제가 없어 고속 충돌 해석, 폭발 해석 등의 비선형 해석에 유용하게 사용될 수 있다. 명시적 해석에서는 전체 강성 행렬의 계산이 필요치 않으며, 요소 (element)의 응력으로부터 각 절점의 집중 질량에 대한 운동학적 구속 조건을 만족하는 가속도를 구하고 명시적 시간적분 (explicit time integration)을 통하여 다음 time step의 각 절점에서의 속도와 변위를 직접 계산한다. 계산된 속도와 변위로부터 각 요소들의 변형구배와 속도구배를 계산함으로써 주어진 재료에 대한 구성방정식으로부터 각 요소에 대한 응력을 구하게 된다<sup>14)</sup>.

본 연구에서는 고속 충돌 및 폭발 해석을 위한 명시적 유한요소해석 프로그램인 LS-DYNA v.970을 사용하여 폭발하중에 대한 콘크리트 구조물의 동적 응답을 정밀 해석하였다. LS-DYNA는 Lagrangian 방식의 균일 변형을 요소 사용하며 폭발하중에 대한 콘크리트의 국부적인 파괴 및 파쇄를 묘사하기 위한 효과적인 소진 (eroding) 알고리즘을 포함한다<sup>6,7)</sup>.

##### 4.1 해석 대상 구조

해석 대상 구조물은 폭 3 m, 높이 3.6 m, 두께 150 mm 의 콘크리트 벽체이다. 벽체 콘크리트 내부에는 Fig. 7과 같이 D13 철근이 100 mm 간격으로 벽체 폭과 높이 방향에 대하여 정압력 및 부압력에 모두 저항할 수 있도록 양쪽으로 배근되어 있다. 서론에서 기술한 바와 같이



**Fig. 7** Loading and boundary conditions of finite element model

본 연구에서는 향후 실험을 위하여 실제 구조물의 거동을 보다 정밀하게 예측할 수 있는 해석 방법 및 절차를 제안하는 목적으로 수행되었으며, 이를 위하여 단일 벽체 모델과 지지구조물을 포함한 모델에 대하여 각각 검토를 수행하였다. 해석 목적이 단지 벽체의 거동을 파악하는 것이라면 단일 벽체 모델만으로도 충분하다. 그러나, 실제 구조물의 거동 예측을 위해서는 해석 대상 벽체 뿐 아니라 실험체에 적용된 지지 구조물간의 상호 작용의 검토가 요구되었으며, 이를 해석 모델에 따른 저항함수 비교를 통해 신중하게 검토하였다. 저항함수 검토 결과 해석 대상 벽체와 지지 구조물과의 상호 작용 효과가 매우 중요하며, 단순한 몇 가지 경계조건 가정만으로 지지 구조물이 구조물의 거동에 미치는 영향을 고려하는 것은 신뢰성이 떨어지는 결과를 나타낼 수도 있다는 것을 확인하였다<sup>14,15)</sup>. 이러한 저항함수 검토 결과를 바탕으로 본 연구에서는 향후 폭발실험에 적용할 실험체 형상과 동일하게 지지 구조물을 포함하여 모델링하였다. 폭발하중은 지지 구조물 외부에서 7.6 m 떨어진 곳에서 4.5 kN 무게의 TNT를 적용하였으며, 앞서 산정한 Fig. 3의 압력이 벽면 전면에 시간이력에 따른 단면하중으로 가해지도록 모델링하였다. 지지 구조물을 포함한 벽체 모델의 경우에는 지지 구조물의 하부를 지면과 완전 구속시키고 지지 구조물과의 연결되는 벽체의 4면은 Contact 함수 (surface\_to\_surface)를 사용하여 실제와 유사하게 접합시킨 경계조건을 적용하였다.

지지 구조물을 포함한 해석 대상 벽체의 콘크리트는 솔리드 요소 (\*element\_solid)<sup>7)</sup>를 사용하였으며, 철근은 빔요소 (\*element\_beam)<sup>7)</sup>를 사용하여 모델링하였다. 또한, 섬유 보강재는 Belytschko<sup>16)</sup>의 셸요소 (\*element\_shell)<sup>7)</sup>를 사용하였으며, 탄소섬유 복합재와 유리섬유 복합재의 특성을 각각 적용하여 모델링하였다. 해석 대상 벽체의 체원 및 재료 물성값은 Table 2와 같고, 섬유 복합재의 물성값은 Table 3과 같다. 섬유 복합재는 F사의 유리섬유와 탄소섬유 복합재를 각각 적용하였으며, 복합재를 10겹으로 겹쳐 1겹의 보강재로 사용하였다.

##### 4.2 무보강 벽체 해석

TNT 4.5 kN에 의하여 발생하는 폭풍압에 대한 벽체의

**Table 2** Descriptions of analysis model

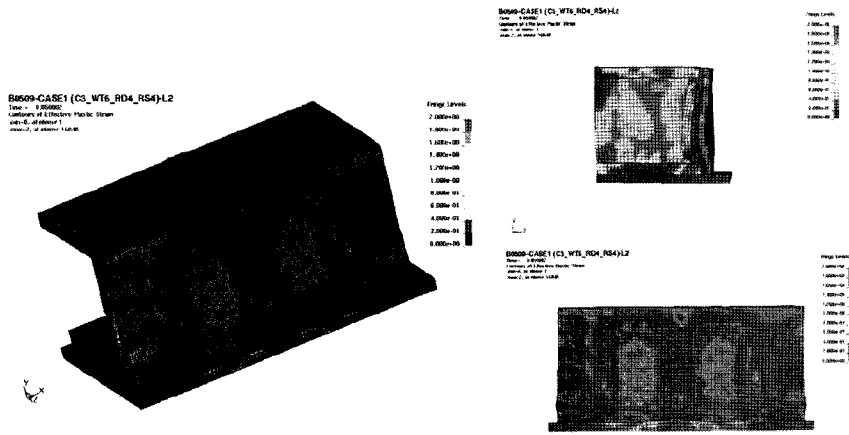
Boundary condition	All fixed	Rebar spacing	100 mm
Width	3,000 mm	Rebar area	1.3 cm <sup>2</sup>
Height	3,600 mm	Concrete strength	21 MPa
Thickness	150 mm	Yield strength of rebar	300 MPa

**Table 3** Material properties of FRPs<sup>17,18)</sup>

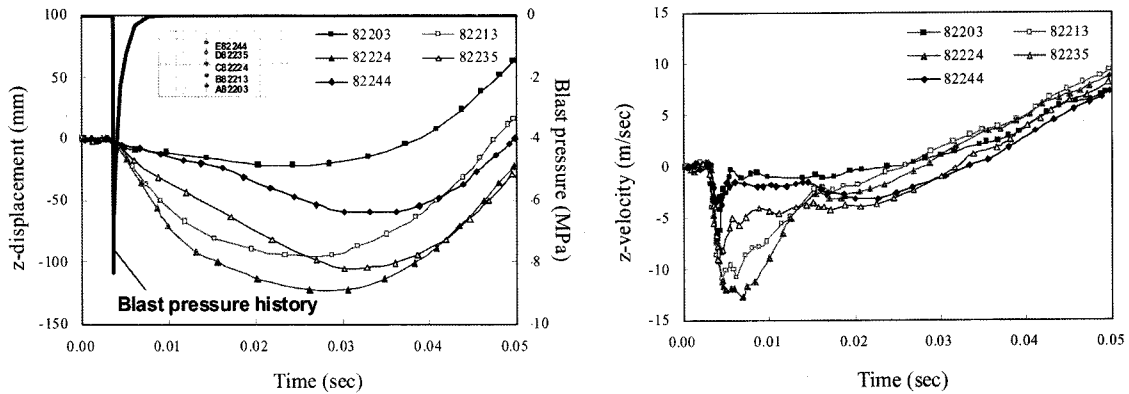
Materials	$E$ (MPa)	$\sigma_{ult}$ (MPa)	$\epsilon_{ult}$ (mm/mm)	$t$ (mm)
CFRP	74,000	890	0.012	1.0
GFRP	26,600	585	0.022	1.3

거동 해석 결과를 나타내면 Fig. 8과 같다. 섬유 보강재로 보강하지 않은 경우 폭발 이후의 콘크리트는 대부분 매우 큰 손상을 입은 것으로 나타났으며, 이 경우에 최대 변위는 약 275 mm 이상 발생하는 것으로 해석되었다. 최대 변위는 50 msec 이후에 발생하였으며, 최대 속도는 12.5 m/sec로 해석되었다. 한편, 최대 변위인 275 mm

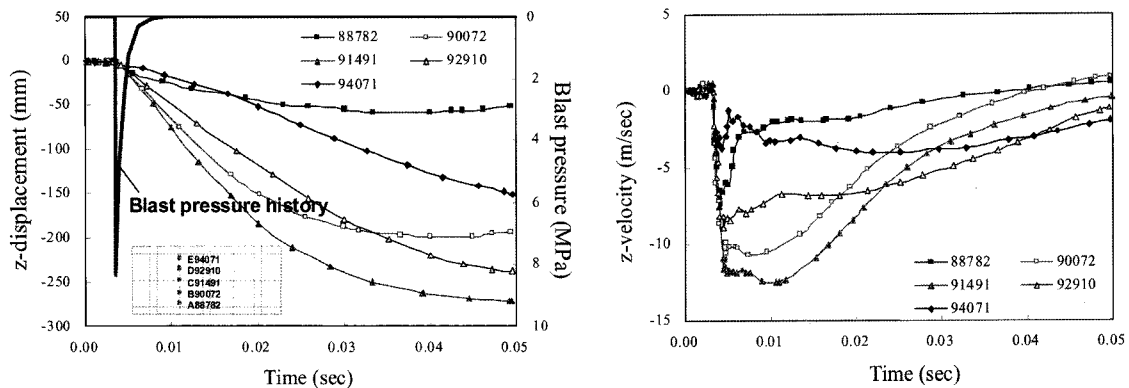
는 ASCE<sup>3)</sup>에서 제시하는 휨 변형에 대한 파괴 기준에서 보통의 손상을 나타내는  $\delta/L$ 은 약 8%에 해당하는 값이지만, 내력벽 및 전단벽의 기준에서는 매우 심각한 손상인 4% 이상의 값이다. 또한, 보강하지 않은 벽체는 양단의 처짐각이 크게 발생하여 스테리프 보강이 요구되며, 섬유 보강재를 사용한 방폭 보강이 필요한 것으로 해석되



(a) Plastic strain at 50msec



(b) Time histories of displacement and velocity at center span of front wall



(c) Time histories of displacement and velocity at center span of back wall

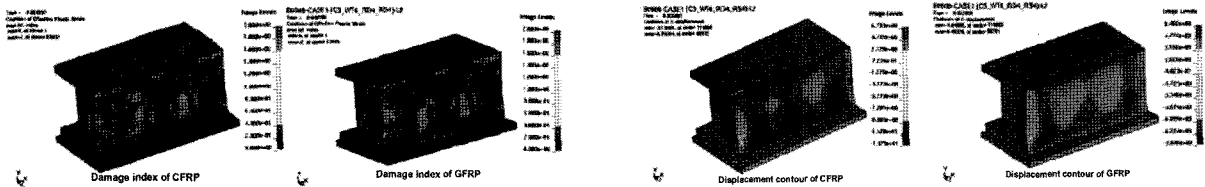
**Fig. 8** Analysis results for original wall without retrofit

### 4.3 보강 벽체 해석

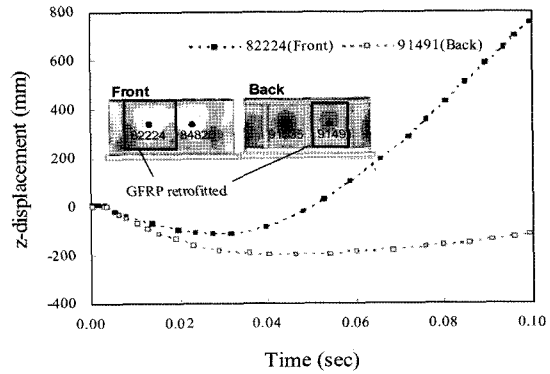
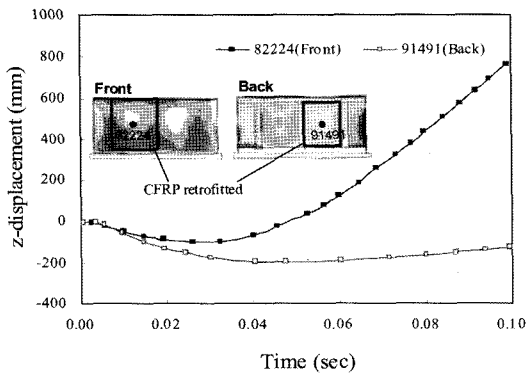
섬유 보강재로 보강된 콘크리트 벽체의 폭발하중에 대한 동적 거동을 해석한 결과는 Fig. 9와 같다. 해석 결과에서 콘크리트 손상 지수는 폭발 후 파괴 거동으로 파악할 수 있으며, Fig. 9(a)에서 보는 것과 같이 보강을 한 이후에도 폭발 이후의 콘크리트는 대부분 모두 손상 받았다고 볼 수 있다. 이러한 경우 보강에 대한 효과는 보

강 목적에 따라 구조물의 보강 효과 뿐 아니라 파편 억제 효과(retrofit and catching effect)로 인하여 구조물 내부에 있는 시설 및 인명 등의 손상을 감소시키는 것에 주안점을 두고 평가해야 한다<sup>19,20</sup>.

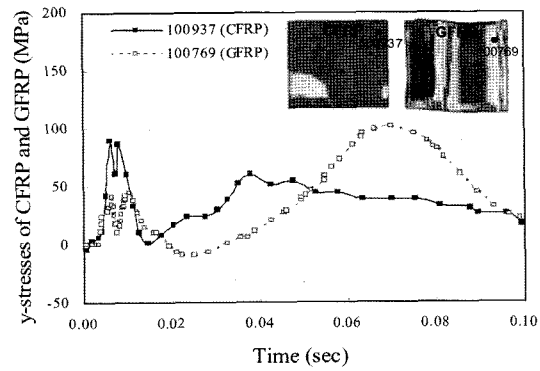
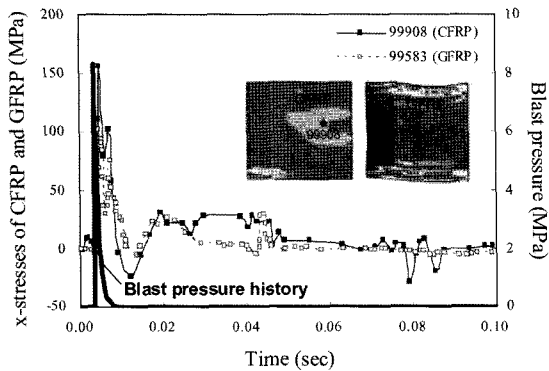
한편, 구조물의 최대 변위는 구조 요소의 파괴 여부를 나타내는 중요한 지표로서 활용될 수 있지만, Fig. 9(a)의 손상지수와 변위 분포를 통해 국부적인 위치에서의 파괴 징후 및 여부를 보다 효율적으로 판단하는 것이 가능하다<sup>20</sup>.



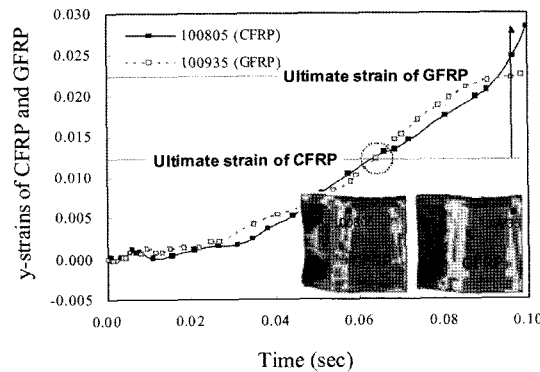
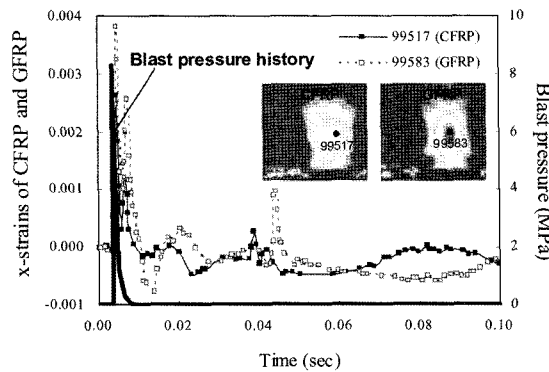
(a) Damage index and displacement contour at 50msec (CFRP and GFRP)



(b) Time histories of displacement for retrofitted wall with CFRP and GFRP



(c) Time histories of x- and y-stress of CFRP and GFRP



(d) Time histories of x- and y-strain of CFRP and GFRP

Fig. 9 Analysis results for retrofitted wall with CFRP and GFRP

Fig. 9(b)에서 섬유 보강재로 보강을 하지 않은 경우에 발생한 약 275 mm 이상의 변위는 섬유 보강재를 사용하여 보강함으로써 최대 28% 이상 감소하는 것으로 해석되었다. 탄소섬유 시트를 사용하여 보강한 경우에는 196 mm의 최대 처짐, 유리섬유 시트로 보강한 경우에는 203 mm의 최대 처짐이 약 30~50 msec 사이에서 발생하여 유사한 처짐 거동이 관찰되었다. 보강 재료에 따라 해석된 최대 변위는 벽체 높이에 대한 변위비가 각각 5.4%, 5.6%에 해당하는 범위로 ASCE<sup>3)</sup>에서 제시하는 휨 변형 손상 기준에서는 보통의 손상지만, 벽체의 손상 기준에 있어 심각한 손상이 발생된 것을 알 수 있다.

그러나, 보강 재료에 따른 보강 성능은 보강 재료의 응력, 변형률을 통해 평가 가능하며, 파단 변형률을 기준으로, 탄소 섬유 시트의 경우에는 파단변형률의 약 200% 이상의 변형률이 발생한 반면, 유리섬유 시트를 사용한 경우에는 파단변형률과 유사한 변형률이 발생하였다. 따라서, 선형 상태에서 탄소섬유 시트를 사용하는 경우에는 최소 3겹 이상, 유리섬유 시트를 사용하는 경우에는 최소 2겹 이상의 보강이 요구되는 것으로 평가되었다.

특히, 최근 폭발하중에 대한 구조물의 보강 설계의 개념으로 부각되고 있는 에너지 흡수 개념의 보강 설계(resilient design) 개념에 근거하면, 보강 효과는 보강 재료의 에너지 흡수 정도와 지지 구조물의 손상 정도로써 파악할 수 있다. 보강재에 따라 성능 개선이나 경제적인 이유로 그 적용 두께를 조절하게 되는데, 일반적으로 두께가 두꺼울수록 에너지 흡수율이 높고 전체 구조물의 성능을 개선시킬 수 있다고 알려져 있다.

따라서, 탄소섬유 시트에 비하여 상대적으로 연성이 뛰어나며 두꺼운 단면 특성으로 인하여 에너지 흡수성이 우수한 유리섬유 시트가 보강 재료로서의 효율성과 보강 성능이 보다 우수한 것으로 판단된다. 이러한 해석 결과는 기존의 보강 재료를 변수로 한 Patoary와 Tan<sup>21)</sup>의 실험 결과와 같이 상대적으로 우수한 재료물성값을 갖는 CFRP보다 GFRP로 보강된 경우의 보강 효과가 우수하게 평가된 결과와 유사한 경향이라 판단된다. 즉, 탄소 섬유에 비하여 상대적으로 항복강도와 탄성계수가 낮은 유리섬유로 보강한 경우가 보강 효율성이 더 우수하다는 것에 주목할 만하며, 이러한 해석 및 실험 결과는 폭발하중에 대한 저항 성능을 증가시키기 위해서는 강성증가 뿐 아니라 적절한 연성 확보가 요구된다는 이론을 입증하고 있다.

폭발하중에 대한 탄소섬유 복합재와 유리섬유 복합재의 응력과 변형률 시간이력을 비교하여 나타내면 Fig. 9(c), (d)와 같고, 상대적으로 낮은 인장강도의 유리섬유 복합재가 탄소 섬유 복합재에 비하여 에너지 흡수가 뛰어난 것을 알 수 있으며, 특히 강성이 높아 취성적인 탄소섬유 복합재는 이미 약 60 msec에서 파단변형률을 초과하여 파괴되었지만, 유리섬유 복합재의 경우 약 100 msec에서 파단변형률에 도달하는 것으로 해석되었다. 이상의 해석 결과를 종합하여 나타내면 Table 4와 같고, Fig. 10에서는 섬유 복합재의 시공 겹 수를 증가시킨 후의 섬유

Table 4 Summary of analysis results

Contents	Condition		CFRP	GFRP
Max. stress (MPa)	1 layer	x	155 (1,055)*	102
		y	90 (1,040)*	101
	2 layers	x	89	59
		y	52	58
Max. strain (MPa)	1 layer	x	0.0028	0.0038
		y	0.0280	0.0220
	2 layers	x	0.0016	0.0022
		y	0.0160	0.0130
Max. displacement (mm)	Before retrofit	> 275 mm		
	1 layer retrofit	196 mm	203 mm	
	2 layers retrofit	169 mm	175 mm	

\* Local concentration around boundary area

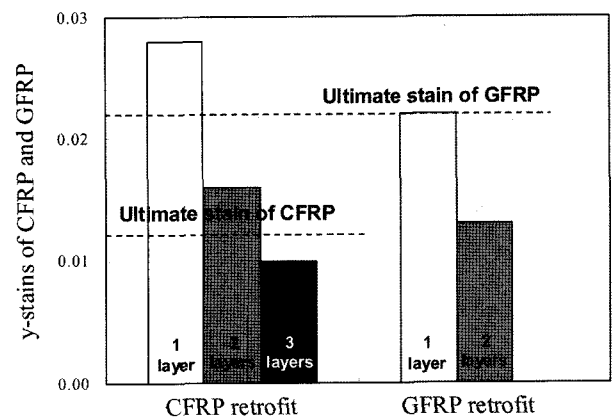


Fig. 10 Strain comparisons according to retrofit layer

유 복합재에 발생한 변형률을 파단변형률과 비교하였다. Fig. 10에서와 같이 탄소 섬유 복합재의 경우에는 3겹 이상, 유리섬유 복합재는 2겹 이상 보강해야 1겹 보강한 경우보다 변형률이 약 65%, 41% 감소하여 섬유 복합재의 파단 없이 보강 유효성을 높일 수 있을 것으로 판단된다. 한편, Fig. 11에서는 결론적으로 본 연구에서 도입한 폭발하중에 받는 보강된 콘크리트 구조물의 HFPB 해석의 절차 및 평가 절차를 종합하여 도시하였다.

## 5. 결론 및 고찰

폭발하중에 대한 구조물의 보강 설계는 구조물 내부를 보호하는 가장 적절한 설계 개념 중의 하나이며, 이를 위해서는 보강 재료를 고려한 해석 기법의 구축이 필수적이다. 본 연구는 실제 폭발 실험 대상 구조물의 설계 과정에 따라 수행된 것으로 섬유 복합재를 보강 재료로 사용한 경우에 폭발하중에 대한 보강 성능을 예측하기 위한 HFPB 해석 기법 및 절차를 구축하였다. 본 연구를 통해 얻어진 결론은 다음과 같다.

- 1) 폭발하중은 매우 빠른 시간 내에 구조물에 큰 압력으로 작용하는 하중이므로 변형률 속도와 손상을 고



에 대한 콘크리트 구조물의 보강 재료와 보강 기법의 유효성을 효과적으로 평가할 수 있다고 판단된다.

## 감사의 글

본 연구는 (주)콘크리닉의 재정적 지원과 연세대학교 PROSTEC 및 미국의 Karagozian & Case의 공동기술 지원에 의하여 이루어진 것으로 지면을 빌어 감사의 뜻을 전합니다.

## 참고문헌

1. Biggs, J. M., *Introduction to Structural Dynamics*, McGraw-Hill, New York, 1964, pp.3~26.
2. 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, November, 1990, TMCD Version.
3. ASCE, *Structural Design for Physical Security*, State of the Practice, 1999, pp.4-1~4-48.
4. TM 5-855-1/AFPAM 32-1147/NAVFACP-1080/DAHS CWE-MAN-97, *Design and Analysis of Hardened Structures to Conventional Weapons Effects*, Joint Departments of the Army, Air Force, Navy and the Defense Special Weapons Agency, Washington, DC, December 1997.
5. Unified Facilities Criterion (UFC 4-010-01), *DoD Minimum Antiterrorism Standards for Buildings*, Washington, 31 July 2002.
6. LS-DYNA, *Theoretical Manual*, Hallquist, John O. (editor), Livermore Software Technology Corporation, Livermore, CA, May 1998, pp.16.8~16.11, 3.1~6.12.
7. LS-DYNA, *Keyword Users Manual Version 970*, Livermore Software Technology Corporation, April 2003, pp.20.1~20.227.
8. Tavárez, F. A., *Simulation of Behavior of Composite Grid Reinforced Concrete Beams Using Explicit Finite Element Method*, Thesis of Master of Science, University of Wisconsin-Madison, 2001, pp.47~48.
9. Malvar, L. J., Crawford, J. E., Wesevich, J. W., and Simons, D., "A Plasticity Concrete Material Model for DYNA3D", *International Journal of Impact Engineering*, Vol.19, No.9/10, 1997, pp.847~873.
10. Jones, N., *Structural Aspects of Ship Collisions*, Chapter 11, in *Structural Crashworthiness*, Eds. N. Jones and T Wierzbicki, Butterworths, London, 1983, pp.308~337.
11. Choi, H. and Krauthammer, T., "Development of Progressive Collapse Analysis Procedure Considering Local Buckling Effects", *The 1st International Conference on Design and Analysis of Protective Structures against Impact/ Impulsive/Shock Loads (DAPSIL)*, Tokyo, Japan, Dec. 2003, pp.481~488.
12. 정홍재, 섬유보강재의 특성을 고려한 콘크리트 슬래브의 폭발거동 해석, 연세대학교 석사학위논문, 2007, pp.36~69.
13. Kollár, L. P. and Springer, G. S., *Mechanics of Composite Structures*, Cambridge University Press, 2002, pp.14~19.
14. 남진원, 김호진, 이우철, 변근주, "폭발하중을 받는 콘크리트 구조물의 보강 재료와 보강 기법의 유효성을 효과적으로 평가할 수 있다고 판단된다."

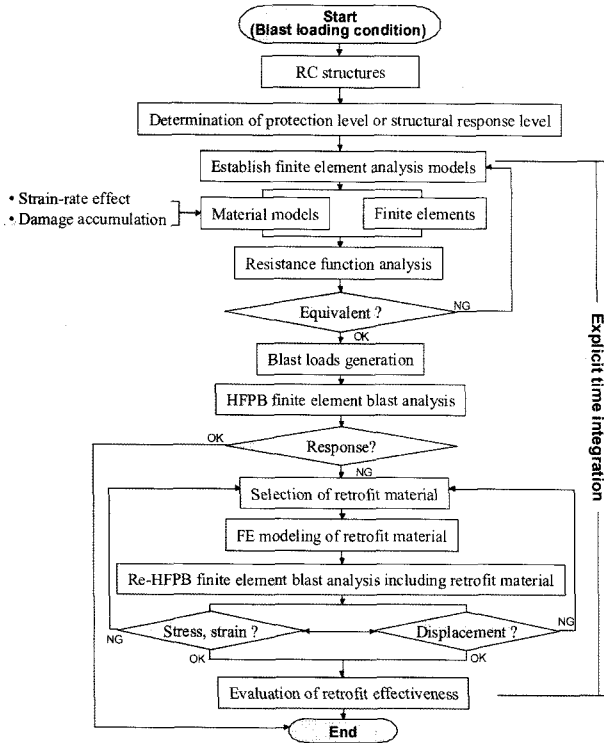


Fig. 11 Systematic HFPB analytical procedure

려한 적절한 재료 모델을 사용함으로써 동적 재료 특성이 반영된 정밀 해석 기법을 구축하였다. 여기서, 섬유 복합재는 선형 탄성 거동을 한다고 가정한 반면, 콘크리트와 철근은 변형률 속도 효과가 반영된 복잡한 구성 방정식을 적용하여 매우 높은 진동수를 갖는 폭발하중에 대한 구조적인 응답을 고려하였다. 한편, 콘크리트와 섬유 복합재의 부착 효과는 완전부착으로 가정하였다.

- 2) 탄소 섬유 복합재와 유리 섬유 복합재를 사용하여 보강한 벽체의 거동을 각각 해석하여 보강하지 않은 벽체의 해석 결과와 비교하였으며, 섬유 복합재로 보강한 경우 약 26~28%의 최대처짐량이 감소하여 보강 효과를 직접적으로 확인할 수 있는 것으로 나타났다. 또한, 손상지수, 변위 분포, 보강 재료의 응력 및 변형률의 해석 결과를 분석하여 유리섬유 복합재가 콘크리트 구조물에 강성과 연성을 적절히 제공함으로써 상대적으로 효율적인 폭발하중에 대한 보강이 가능한 것으로 평가되었다.
- 3) 한편, 섬유 복합재의 보강 두께를 변화시켜 추가적인 해석을 수행한 결과, 섬유 복합재의 두께가 증가할수록 섬유 복합재가 부담하는 응력 및 변형률이 감소하는 것을 확인하였다. 특히, 탄소섬유 복합재의 경우에는 3겹 이상, 유리섬유 복합재는 2겹 이상 보강해야 1겹 보강한 경우보다 변형률이 약 65%, 41% 감소하여 섬유 복합재의 파단 없이 보강 유효성을 높일 수 있을 것으로 해석되었다.
- 4) 본 연구에서 수행한 HFPB 유한요소해석 방법을 통해 보강 재료에 따른 구조물의 거동 차이를 확인하였으며, 제안된 해석 기법 및 절차에 따라 폭발하중

- 리트 벽체의 동적거동 해석”, 대한토목학회 정기학술발표대회 논문집, 2006, pp.2555~2558.
15. Byun, K. J., Nam, J. W., Kim, H. J., and Kim, S. B., “Dynamic Analysis of Reinforced Concrete Wall under Blast Loading”, *Proceeding of 2nd ACF International Conference*, Asian Concrete Federation, Bali, Indonesia, 20-21 November 2006, pp.180~186.
  16. Belytschko, T. and Tsay, C. S., “Explicit Algorithms for Nonlinear Dynamics of Shells”, *AMD-Vol.48*, ASME, 1981, pp.209~231.
  17. Fyfe, Tyfo<sup>®</sup> SEH-51A Composit Using Tyfo<sup>®</sup>S Epoxy, The Fibrwrap Company, Nancy Ridge Technology Center 6310 Nancy Ridge Drive, Suite 103, San Diego, CA 92121, 2005, www.fyfeco.com
  18. Fyfe, Tyfo<sup>®</sup> SCH-41S Composit Using Tyfo<sup>®</sup>S Epoxy, The Fibrwrap Company, Nancy Ridge Technology Center 6310 Nancy Ridge Drive, Suite 103, San Diego, CA 92121, 2005, www.fyfeco.com.
  19. 연세대학교방호기술연구센터, 고성능 섬유복합재로 보강된 철근콘크리트 벽체의 방폭성능 평가, 2006, pp.45~49.
  20. Karagozian & Case, *RC Wall Pre-test Analysis*, Technical Report submitted to Yonsei PROSTEC, Karagozian & Case, 2550 N. Hollywood Way Suite 500, Burbank, CA 91505, 2006, pp.13~67.
  21. Patoary, M. K. H. and Tan, K. H., “Blast Resistance of Prototype In-Build Masonry Walls Strengthened with FRP Systems”, *6th International Symposium on FRP Reinforcement for Concrete Structures*, Singapore, July 8-10, 2003, Vol.2, pp.1189~1198.

**요 약** 폭발하중을 받는 콘크리트 구조물을 섬유 복합재 등의 보강 재료를 사용하여 보강하는 경우에는 강성 증가와 함께 적절한 연성을 확보할 수 있어야 한다. 그러나, 폭발하중을 받는 구조물의 설계 및 해석에 일반적으로 사용되는 기존의 근사적이며 단순화 모델은 보강 재료에 대한 효과를 정확히 반영할 수 없을 뿐 아니라 해석 결과의 정확성 및 신뢰성에 문제가 제기되어왔다. 또한, 동적 하중에 대한 콘크리트와 철근의 응답은 정적 하중에 대한 응답과 상이하기 때문에 기존의 정적, 준정적하에서 정의된 재료물성값들을 폭발하중에 대한 응답 계산에 사용하는 것은 부적절하다. 따라서, 본 연구에서는 명시적(explicit) 해석 프로그램인 LS-DYNA를 사용하여 매우 빠른 재하속도를 갖는 폭발하중에 대하여 강도 증진 및 변형률 속도 효과가 반영된 재료 모델을 포함하고 있는 정밀 HFPB(high fidelity physics based) 유한요소해석 기법을 제시하였다. 제시된 해석적 기법을 통하여 탄소섬유 복합재와 유리섬유 복합재를 사용하여 보강된 콘크리트 벽체의 폭발하중에 대한 거동을 해석하였으며, 이를 보강하지 않은 벽체의 해석 결과와 비교함으로써 보강 성능 분석을 실시하였다. 해석 결과 보강에 따른 최대 처짐이 약 26~28% 감소하는 보강 성능을 확인하였으며, 제안된 해석 기법이 보강 재료와 보강 기법의 유효성을 평가하는데 효과적으로 적용할 수 있을 것으로 판단된다.

**핵심용어** : 폭발하중, 섬유복합재, 보강성능, HFPB 유한요소해석, 콘크리트 벽체