

폭발하중을 받는 철근콘크리트 부재의 직접전단 파괴 및 휨 파괴 저항성능 평가를 위한 수치해석 모델 개발

주 석 준¹·곽 효 경^{2†}

¹한국과학기술원 건설및환경공학과 박사과정, ²한국과학기술원 건설및환경공학과 교수

Numerical Model to Evaluate Resistance against Direct Shear Failure and Bending Failure of Reinforced Concrete Members Subjected to Blast Loading

Seok Jun Ju¹ and Hyo-Gyoung Kwak^{2†}

¹Graduate Student, Department of Civil and Environmental Engineering, KAIST, Daejeon, 34141, Korea

²Professor, Department of Civil and Environmental Engineering, KAIST, Daejeon, 34141, Korea

Abstract

In this paper, we proposed a numerical model based on moment-curvature, to evaluate the resistance of reinforced concrete (RC) members subjected to blast loading. To consider the direct shear failure mode, we introduced a dimensionless spring element based on the empirical direct shear stress-slip relation. Based on the dynamic increase factor equations for materials, new dynamic increase factor equations were constructed in terms of the curvature rate for the section which could be directly applied to the moment-curvature relation. Additionally, equivalent bending stiffness was introduced in the plastic hinge region to consider the effect of bond-slip. To verify the validity of the proposed model, a comparative study was conducted against the experimental results, and the superiority of this numerical model was confirmed through comparison with the analytical results of the single-degree of freedom model. Pressure-impulse (P-I) diagrams were produced to evaluate the resistance of members against bending failure and direct shear failure, and additional parametric studies were conducted.

Keywords : blast loading, moment-curvature relation, bending failure, direct shear failure, dynamic increase factor, P-I diagram

1. 서론

최근 폭발물 테러 및 폭발 사고 사례가 증가함에 따라 폭발 하중을 받는 구조물의 안전성 확보에 대한 관심도 함께 증가하고 있으며, 폭발하중을 받는 철근콘크리트 부재에 대한 실험 및 해석적 연구 또한 활발하게 진행되고 있다. 폭발하중을 받는 철근콘크리트 부재의 저항성능 및 손상정도 평가를 수행하기 위해서 압력-임펄스(P-I) 곡선을 활용한다. P-I 곡선은 다양한 폭발압력, 임펄스를 갖는 폭발하중에 대하여 반복적인 수치해석을 통해 얻어지기 때문에 대부분의 수치해석 연구들은 계산효율성 측면에서 장점이 있는 단자유도계(SDOF) 모델을

기반으로 수행되었다(Li and Meng, 2002; Liu *et al.*, 2019; Nagata *et al.*, 2018). 매우 큰 폭발압력과 매우 짧은 지속시간을 갖는 폭발하중이 작용하는 철근콘크리트 부재의 경우 휨 파괴가 일어나기 전 단부 주변에서 급작스럽게 직접전단 파괴가 발생하게 된다(Krauthammer and Astarlioglu, 2017). 이와 같이 폭발하중의 특성에 따라 부재의 파괴모드가 상이하게 나타날 수 있기 때문에 다양한 파괴모드를 고려하여 철근콘크리트 부재의 폭발 저항성능을 평가하는 해석적 연구들이 수행되어 왔다(Wang *et al.*, 2013).

하지만, 단자유도계 모델은 휨 파괴와 직접전단 파괴를 독립적으로 고려하는 것과 같은 다양한 가정들이 포함되어 있기 때

[†]Corresponding author:

Tel: +82-41-350-3621; E-mail: khg@kaist.ac.kr

Received October 19 2021; Revised November 2 2021;

Accepted November 3 2021

© 2021 by Computational Structural Engineering Institute of Korea

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

문에 부재의 정확한 거동을 평가하는데 있어 다소 어려움이 있으며, 이러한 문제점을 개선하고자 직접전단 파괴와 휨 파괴를 일부 커플링시킨 SDOF 모델을 제안하거나(Krauthammer *et al.*, 2008) 3차원 솔리드요소를 활용하여 폭발해석을 수행하는 등(Thiagarajan *et al.*, 2013) 다양한 연구가 수행되어 왔으나, 여전히 상대적인 정확성 측면이나 시간 및 계산효율성 측면에서 한계를 보였다.

따라서 본 연구에서는 상대적인 정확성 및 효율성을 개선하고자 전단스프링이 포함된 모멘트-곡률 관계 기반 수치해석 모델을 제안하였다. 제안된 수치해석 모델은 보 요소를 기반으로 하기 때문에 직접전단 파괴를 고려하기 위해 실험적으로 얻어진 직접전단응력-슬립양 관계를 포함하는 스프링을 양단에 도입하여 휨 파괴모드와 직접전단 파괴 모드를 함께 고려하였다. 제안된 수치해석 모델의 해석결과를 폭발 실험으로 얻어진 시간-변위 곡선과 비교하여 수치해석 모델의 타당성을 검증하였으며 단자유도계 모델의 수치해석 결과와 정확성을 비교하였다. 추가적으로 여러 매개변수에 따라 P-I 곡선을 구성하여 매개변수에 따른 영향을 확인하였다.

2. 본 론

이 장에서는 폭발하중이 작용하는 철근콘크리트 부재의 휨 거동을 설명하기 위해 도입된 모멘트-곡률 관계와 이에 대한 축력, 부착 슬립, 변형률 속도의 영향을 설명하고 급작스러운 부재의 직접전단 파괴를 고려하기 위해 도입된 직접전단응력-슬립양 관계에 대해 설명을 하고자 한다.

2.1 모멘트-곡률 관계

철근콘크리트 보 단면의 단순 모멘트-곡률 관계는 축력이 일정한 경우 주어진 단면에 대하여 유일하게 결정되며, 일반적으로 인장 측 콘크리트에 균열이 발생하는 지점, 인장 철근의 항복이 발생하는 지점, 단면의 파괴가 발생하는 지점을 직

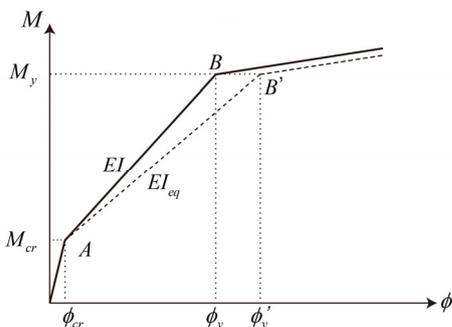
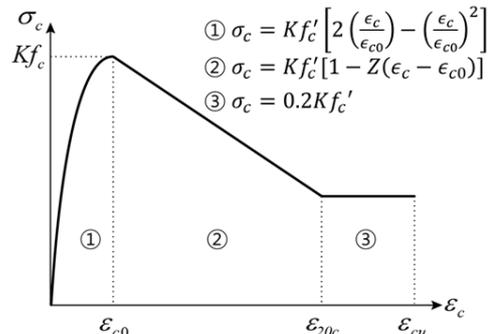


Fig. 1 Moment-curvature relation for the RC section

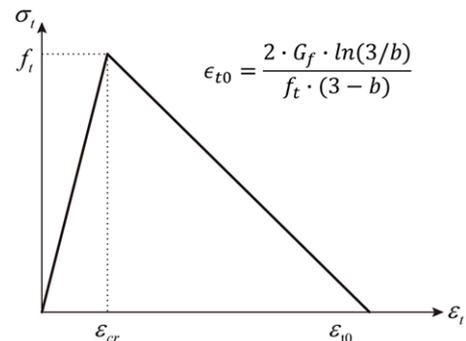
선으로 연결하여 Fig. 1과 같이 간단하게 표현할 수 있다. 본 연구에서는 일반적으로 사용되는 적층 단면법을 이용한 단면 해석(Kwak and Kim, 2006)을 통하여 철근콘크리트 단면의 단순 모멘트-곡률 관계를 구성하였다. 압축 측 콘크리트 응력-변형률 관계의 경우 Fig. 2(a)와 같이 Scott 등(1982)이 제안한 수정 Kent & Park 모델식을 단면 해석에 적용하였다. 인장 측 콘크리트의 응력-변형률 관계는 인장 증강 효과에 대한 고려가 포함되어 있고 요소 크기에 따른 파괴에너지로 인장 파괴 변형률을 정의하여 콘크리트 균열 이후 선형변형률연화 거동을 표현하는 Kwak과 Filippou(1990)이 제안한 재료 모델을 사용하였으며 Fig. 2(b)와 같다. 또한 철근의 응력-변형률 관계는 선형탄성거동 이후 완전 선형변형률경화 거동을 하는 재료로 정의하였다.

2.1.1 축력의 영향

축력이 작용하는 철근콘크리트 기둥의 경우, 모멘트-곡률 관계에 대한 축력의 영향을 반드시 고려해야 한다. Fig. 3은 2.4.1장의 해석모델 검증에 사용된 RC1 단면에 대한 P-M 상관을 나타낸 것이며 Fig. 4는 축력에 따른 해당 단면의 모멘트-곡률 관계를 나타낸 것이다. 균형 축강도(P_b) 이하의 축력이 작용하는 경우에는 축력이 증가함에 따라 단면의 휨강도도 함께 증가하는 경향을 보이나, 균형 축강도 이상의 축력이 작용



(a) Compressive region



(b) Tensile region

Fig. 2 Stress-strain relationship of the concrete

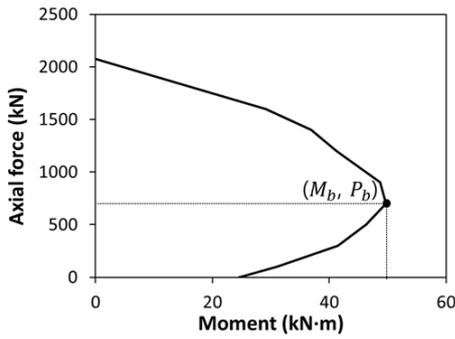


Fig. 3 P-M diagram for the RC1 section

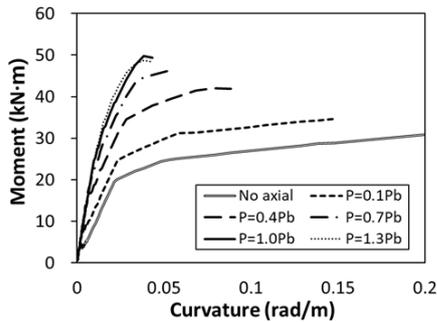


Fig. 4 Moment-curvature relation for the RC1 section according to the axial force

하는 경우 축력이 증가하면 단면의 휨강도는 감소하는 경향을 보인다. 극한 곡률은 축력이 커지면 작아지는 경향을 보이며 이는 축력이 증가함에 따라 단면의 연성이 감소하는 것을 의미한다.

2.1.2 부착슬립의 영향

보-기둥 연결부 및 부재의 중앙부와 같은 응력집중부에 콘크리트 균열 및 철근의 항복이 집중적으로 발생하여 큰 소성변형이 발생하기 때문에 일반적으로 소성 힌지 길이를 도입하여 이를 고려한다. 하지만 소성힌지 길이의 도입만으로는 철근콘크리트 단면 내 균열 발생 이후 보강철근과 콘크리트 경계면 사이에서 발생하는 부착슬립으로 인한 단면의 비탄성 거동에 대한 고려가 이루어지지 않기 때문에 철근콘크리트 부재의 거동을 정확하게 산정할 수 없다. 따라서 본 연구에서는 소성힌지 영역에 등가 휨강성을 도입함으로써 부착슬립으로 인한 추가적인 비탄성 변형을 고려하였다. Fig. 5와 같이 부착슬립으로 인한 강체회전(θ_{fc}) 및 회전강성(k_θ)으로 구성된 모델과 등가 휨강성(EI_{eq})으로 구성된 모델의 적합조건을 통하여 식 (1)과 같이 등가 휨강성을 산정할 수 있다.

$$1/EI_{eq} = 1/(\beta \cdot k_\theta \cdot L) + 1/EI \quad (1)$$

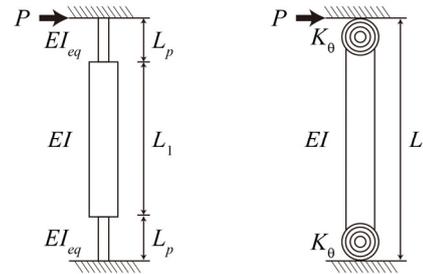


Fig. 5 Simplified models to evaluate equivalent stiffness

이때, L 은 캔틸레버보의 길이, EI 는 기존의 휨 강성, β 는 비례 상수로 캔틸레버보의 경우 $\beta = \alpha(1 - 2\alpha + 4/3\alpha^2)$, $\alpha = l_p/L$ (여기서, l_p 는 소성힌지 길이)로 계산할 수 있으며, 회전강성은 $k_\theta = M_y/\theta_{fc}$ 로 나타낼 수 있으며 자세한 설명은 Kwak과 Kim (2010)에 나타나 있다.

계산된 등가 휨강성을 이용하여 소성힌지 영역 내 요소의 모멘트-곡률 관계를 Fig. 1의 점선과 같이 수정하여 부착슬립의 영향을 고려하였다.

2.1.3 변형률 속도 효과

폭발하중과 같이 매우 큰 변형률 속도를 유발하는 하중이 작용하는 경우, 변형률 속도에 따라 재료 물성이 변하며 준정적 상태의 거동과는 다른 거동을 보인다. 고 변형률 속도 조건에서는 콘크리트와 철근의 강도가 증가하는 현상을 보이며 일반적으로 이러한 고 변형률 속도 효과를 고려하기 위하여 재료의 응력-변형률 관계에 동적증가계수(Dynamic Increase Factor, DIF)를 도입한다. 하지만 본 연구에서 제안한 수치해석 모델은 모멘트-곡률 관계를 기반으로 하기 때문에 재료의 응력-변형률 관계에서 변형률 속도의 함수로 정의되어 있는 동적증가계수를 직접 적용할 수 없으며, 곡률 변화율에 따른 단면의 동적증가계수식이 필요하다. 따라서 본 연구에서는 최외단 콘크리트의 변형률 속도를 변화시켜가며 단면의 균열 발생 지점과 항복 발생 지점에 대한 동적증가계수 값을 단면해석을 통해 계산하였으며, 단면해석에 사용된 콘크리트의 동적증가계수 식은 식 (2), 철근의 동적증가계수는 식 (3)과 같다(Malvar and Crawford, 1998; Malvar, 1998).

$$DIF_c = \left(\frac{\dot{\epsilon}_c}{\epsilon_{c0}}\right)^{0.018} (\text{tension}, |\dot{\epsilon}_c| \leq 30s^{-1}) \quad (2a)$$

$$DIF_c = 0.0062 \left(\frac{\dot{\epsilon}_c}{\epsilon_{c0}}\right)^{1/3} (\text{tension}, |\dot{\epsilon}_c| > 30s^{-1}) \quad (2b)$$

$$DIF_c = \left(\frac{\dot{\epsilon}_c}{\epsilon_{c0}}\right)^{0.014} (\text{compression}, |\dot{\epsilon}_c| \leq 10s^{-1}) \quad (2c)$$

$$DIF_c = 0.012 \left(\frac{\dot{\epsilon}_c}{\epsilon_{c0}} \right)^{1/3} \quad (\text{compression, } |\dot{\epsilon}_c| > 10s^{-1}) \quad (2d)$$

$$DIF_s = \left(\frac{\dot{\epsilon}_s}{10^{-4}} \right)^{0.074 - \frac{0.040f_y}{414}} \quad (3)$$

반복적인 단면해석 단계에서 변형율과 변형율 속도의 중립축은 같다고 가정하였으며, 단면의 곡률은 최외단 콘크리트의 변형율을 중립축으로 나누어 계산하고 단면의 곡률 변화율은 최외단 콘크리트의 변형율 속도를 중립축으로 나누어 계산하였다. 얻어진 단면의 동적증가계수값을 회귀분석을 통하여 곡률 변화율에 대한 식으로 구성하였으며 Fig. 6과 같다.

얻어진 동적증가계수 식을 모멘트-곡률 관계에 도입하여 동적 모멘트-곡률 관계를 Fig. 7과 같이 구성할 수 있다.

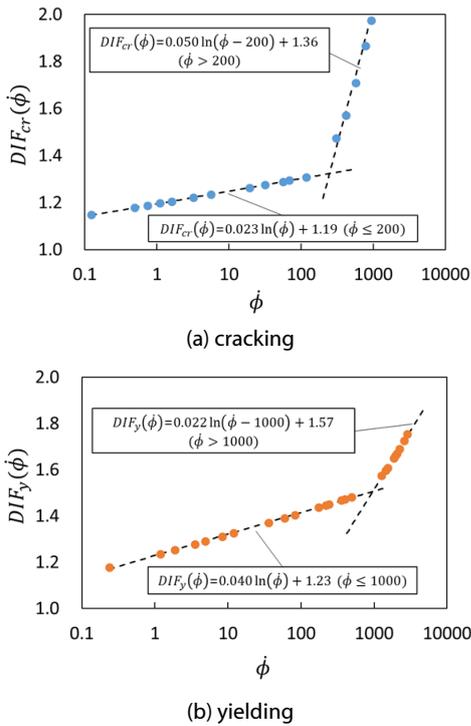


Fig. 6 Dynamic increase factors for the RC1 section

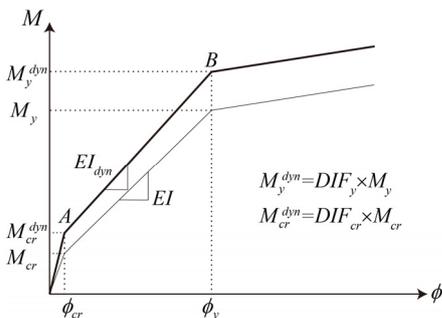


Fig. 7 Dynamic moment-curvature relation for the RC section

2.2 직접전단응력-슬립양 관계

매우 큰 압력과 짧은 지속시간을 갖는 폭발하중이 작용하는 철근콘크리트 부재의 경우 단부 주변에서 부재와 수직한 방향의 균열을 동반한 파괴가 발생하는데 이를 직접전단 파괴라 한다(Krauthammer *et al.*, 1986). 직접전단 파괴는 구조물의 기하학적 불연속성을 유발하고 부재의 급작스러운 붕괴를 유발할 수 있기 때문에 폭발하중을 받는 구조물에 대한 수치해석 시에도 반드시 고려되어야 한다. 직접전단응력-슬립양 관계는 모멘트-곡률 관계와 달리 단면해석을 통해 얻어질 수 없기 때문에, 선행 실험 연구를 통해 얻어진 경험식을 사용하였다. 본 연구에서는 Krauthammer와 Astarlioglu(2017)이 제안한 관계를 적용하였으며 Fig. 8 및 Table 1과 같다.

충격 실험에서 얻어진 관계를 적용하였기 때문에 직접전단 응력-슬립양 관계에 대해서는 별도의 동적증가계수를 도입하지 않았으며, 축력의 영향을 고려하기 위하여 ACI 318 코드 (ACI Committee, 2008)와 같이 곱 인자를 도입해 직접전단 응력-슬립양 관계를 수정하였다. 수치해석 모델에서의 직접전단 슬립 거동은 회전 강성을 무한대로 갖고 횡방향 강성은 위에서 설명한 직접전단응력-슬립양 관계를 통해 결정되는 무차원의 스프링요소 도입을 통하여 고려되었다.

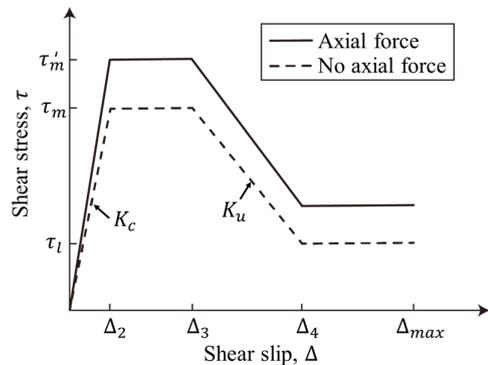


Fig. 8 Direct shear stress-slip relation

Table 1 Parameters for direct shear stress-slip relation (Krauthammer and Astarlioglu, 2017)

Parameters	Values(US units)
τ_m	$1.5(11\sqrt{f'_c} + 0.6\rho_{vt}f_y)$
τ_l	$\rho_{vt}f_y \leq 0.008f_y$
K_c	$180f'_c$
K_u	$4(-2000 - 0.75f'_c)$
Δ_2	τ_m/K_c
Δ_3	$\Delta_2 + 0.012$
Δ_4	$\Delta_3 + (\tau_l - \tau_m)/K_u$
Δ_u	bar diameter

2.3 수치해석 절차

본 연구에서는 포트란 언어를 사용하여 티모셴코 보 요소를 기반으로 수치해석 모델을 개발하였다. 보 요소의 휨 강성은 모멘트-곡률 관계에서 계산된 기울기를 이용하여 정의하였으며 보요소의 전단강성은 GA 로 일정하다고 가정하였다. 또한, 직접전단거동을 고려하기 위해 도입된 무차원 스프링 요소의 전단강성은 직접전단응력-슬립양 관계에서 산정된다. 일관질량행렬을 질량행렬로 사용하였으며 감쇠행렬은 5% Rayleigh 감쇠를 가정하여 계산하였다. 모멘트-곡률 관계 및 직접전단응력-슬립양 관계를 통해 강성을 정의하고 내력을 산정하는 단계이외에는 운동방정식을 구성하고 변위를 계산하는 일반적인 비선형 동적 해석과 동일한 과정으로 구성되었다. 시간 적분법으로는 비반복 뉴마크 기법(Non-iterative Newmark method)을 적용하였으며 자세한 과정은 Chopra(1995)를 참고하면 된다.

2.4 수치해석 결과

2.4.1 수치해석 모델 검증

본 연구에서 제안한 수치해석 모델의 타당성을 검증하기 위하여 폭발하중을 받는 철근콘크리트 부재 중앙부의 변위-시간 이력에 대하여 수치해석 결과와 실험결과와의 비교연구를 수행하였다. Jacques 등(2015)이 수행한 RC 1-2 시편과 RC1-4 시

편이 모델 검증에 사용되었다. 각 시편에 사용된 재료 물성은 Table 2에, 시편에 작용한 폭발하중에 대한 정보는 Table 3에 나타나있다. 폭발하중은 충격관(Shock tube)을 통해 전달되어 등분포하중으로 가정할 수 있으며, 시편의 제원 및 실험조건은 Fig. 9와 같다.

등가 휨강성 도입 및 집중되는 소성변형을 고려하기 위하여 소성힌지 길이($L_p = 0.25d + 0.075z$)를 계산해 보 요소를 모델링하였다. 중앙부 요소 2개의 크기를 소성힌지 길이인 116mm로 설정하고 나머지 요소의 크기를 200mm로 설정하였으며 보의 양쪽에 각각 무차원의 전단 스프링요소를 도입하여 총 12개의 보 요소와 2개의 스프링요소로 부재를 모델링하였다.

먼저 Fig. 10에서 RC1-2 시편에 대하여 요소의 개수가 14개(보 요소 6×2개, 스프링 요소 2개), 10개(보 요소 4×2개, 스프링 요소 2개), 8개(보 요소 3×2개, 스프링 요소 2개)일 때의 해석 결과의 수렴성을 확인하였고 요소의 개수가 14개 일 때와 10개

Table 2 Material properties for specimens

Specimens	f'_c (MPa)	E_c (GPa)	f_y (MPa)	E_s (GPa)
RC 1-2	38.5	29.7	445	210
RC 1-4	38.5	29.7	445	210

Table 3 Information on the blast loading applied to specimens

Specimens	p_r (kPa)	I_r (kPa·ms)	t_d (ms)
RC 1-2	35.0	212.7	14.3
RC 1-4	59.8	366.2	14.5

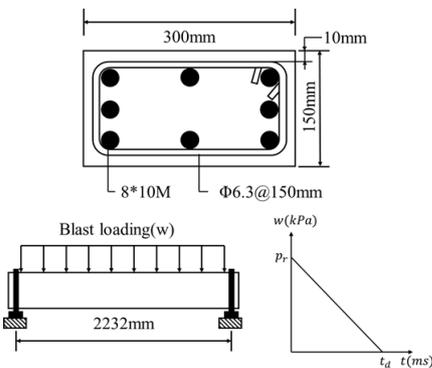


Fig. 9 Section dimension and experimental setup for RC1-2 and RC 1-4

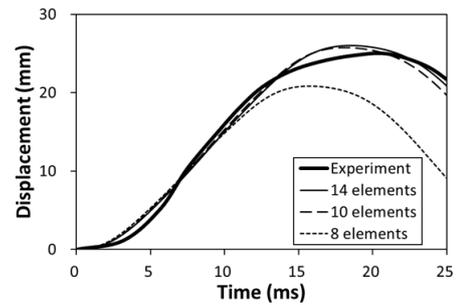
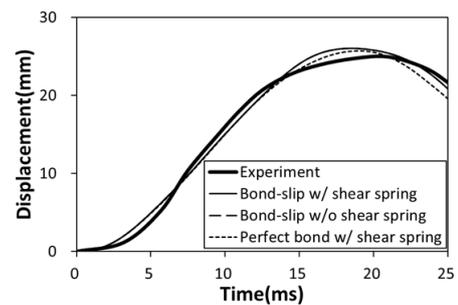
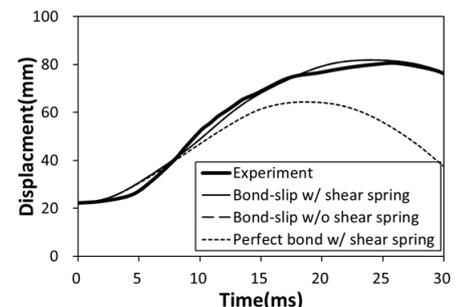


Fig. 10 Convergence test for RC1-2 specimen



(a) RC1-2



(b) RC1-4

Fig. 11 Displacement-time history of RC1 at the mid-span

일 때 수립된 해석결과를 보였으며, 해석의 안정성을 위해 14 개의 요소를 활용하여 수치해석을 진행하였다.

Fig. 11에서는 부착슬립의 고려 유무와 직접전단 파괴의 고려 유무에 따른 해석결과를 비교하였다. 두 시편 모두 부착 슬립을 고려할 경우 실험결과와 유사한 시간-변위 곡선 형태를 보였으며 실험부착슬립을 고려하지 않고 완전 부착상태를 가정하였을 때 변위가 보수적으로 산정되는 것을 확인할 수 있었다. 완전 부착상태를 가정했을 경우와 부착슬립을 고려한 경우의 차이가 RC1-4 시편에 대해 더 크게 발생하는 것을 확인할 수 있는데, 이는 RC1-4의 시편이 RC1-2에 비해 더욱 큰 폭발하중을 받아 단면의 인장철근이 항복하였기 때문에 부착슬립에 의한 영향이 크게 작용하는 것으로 판단할 수 있다.

반면, 직접전단 파괴를 고려하기 위한 전단 스프링의 유무에 따른 거동차이는 두 시편에서 모두 나타나지 않았다. 직접전단 파괴의 경우 매우 큰 압력과 매우 짧은 지속시간을 갖는 폭발하중에서만 발생하기 때문에 충격관을 이용한 해당 시편의 경우 직접전단 파괴가 유발되기에는 폭발하중이 작기 때문에 이러한 현상을 보이며, Krauthammer 등(1986)의 연구에서 언급된 바와 같이 직접전단 파괴는 하중재하 초기에 유발되며 직접전단 파괴가 일어나지 않는 경우 휨 거동에는 영향을 미치지 않기 때문에 두 해석결과가 큰 차이를 보이지 않는 것을 알 수 있다.

Fig. 12은 본 연구의 해석결과, 실험결과와 Jacques 등(2015)이 수행한 단자유도계 모델을 이용한 해석결과를 비교한 그림이다. 본 연구에서 제안한 해석 모델을 통해 얻어진 수치해석

결과가 Jacques 등(2015)의 단자유도 계 모델을 통해 얻어진 수치해석결과에 비하여 최대 응답 및 도달 시간 측면에서 실험과 훨씬 유사한 결과를 보임을 확인할 수 있으며, 상대적으로 큰 폭발하중이 작용하여 비탄성변형이 많이 발생하는 RC1-4의 경우 실험결과와 유사한 형태를 보이기 위하여 단자유도 모델은 초기 발생한 변형을 더 작게 고려하는 모습을 확인할 수 있다.

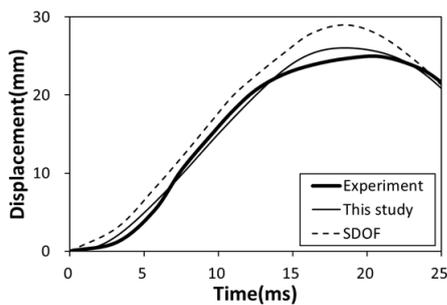
2.4.2 P-I 선도를 이용한 부재의 저항성능평가

실험결과와의 비교연구를 통해 타당성이 검증된 수치해석 모델을 이용하여 실험에서는 확인하기 어려운 하중조건에 대하여 직접전단 파괴 및 휨 파괴 여부를 판단하고 P-I 선도를 구성하여 매개변수에 따른 부재의 저항성능 평가를 수행하였다.

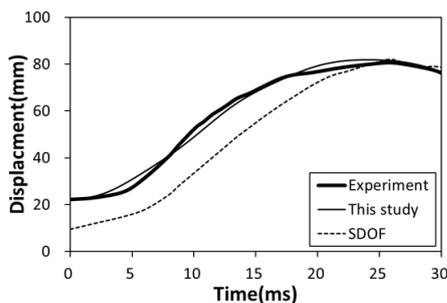
Fig. 13는 RC1의 P-I 선도이다. 작은 파선은 직접전단 파괴와 관계없이 단면의 곡률이 극한곡률을 초과하여 휨 파괴 모드가 발생한 지점을 연결한 선이고 큰 파선은 휨 파괴와 관계없이 직접전단 스프링의 변위가 극한 슬립양을 초과하여 직접전단 파괴가 발생한 지점을 연결한 선이며 실선은 두 파괴모드를 모두 고려하였을 때 파괴가 발생한 지점을 연결한 선이다. 일반적인 RC단면은 Fig. 13에 나타난바와 같이 4가지 영역으로 나뉘는데 A 영역은 파괴가 발생하지 않는 안전한 영역, B 영역은 직접전단 파괴만 발생하는 영역, C 영역은 휨 파괴만 발생하는 영역, D 영역은 두 파괴모드 모두 발생할 수 있는 영역을 나타낸다.

매개변수에 따른 직접전단 파괴에 대한 P-I 곡선과 휨 파괴에 대한 P-I 곡선, 4가지 영역의 변화 추이를 살펴보고자 RC1 단면을 기초로 하여 축력을 0kN, 300kN, 600kN, 1200kN으로 설정하여 축력에 따른 P-I 선도를 구성하였으며, 단면의 높이를 150mm, 300mm, 600mm로 설정하여 단면 높이에 따른 P-I 선도를 구성하였다.

Fig. 14는 축력에 따른 P-I 선도를 나타낸 것이다. 축력이 증가함에 따라 휨 파괴모드에 대한 P-I 곡선은 좌하단으로 이동하고 직접전단 파괴모드에 대한 P-I 곡선은 우상단으로 이동하는 경향을 보이며 이는 축력이 증가함에 따라 휨 파괴에 대



(a) RC1-2



(b) RC1-4

Fig. 12 Comparison of proposed model and SDOF model

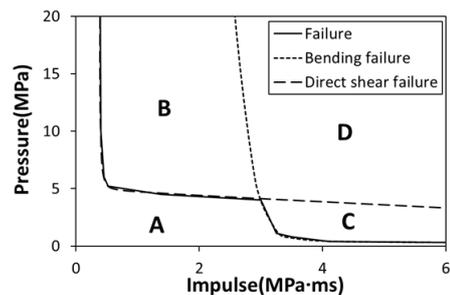
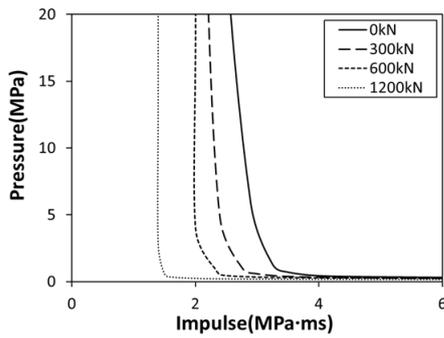
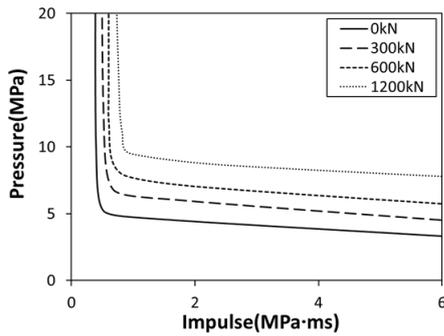


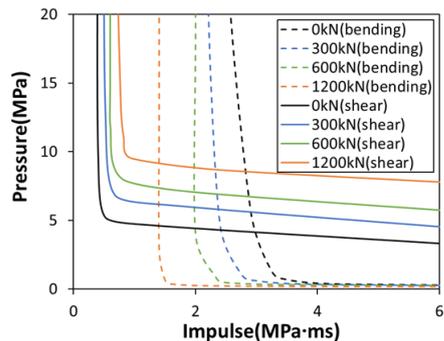
Fig. 13 P-I diagram for RC1



(a) P-I diagrams for the bending failure mode



(b) P-I diagrams for the direct shear failure mode

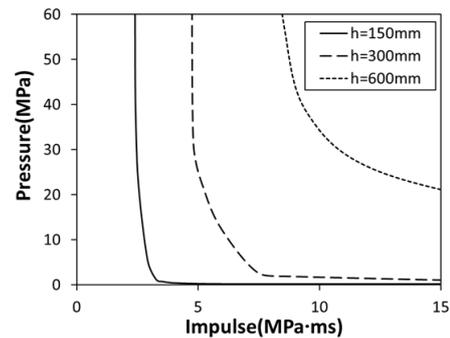


(c) Superposition of two P-I diagrams

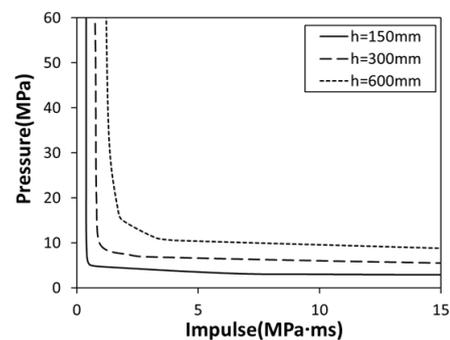
Fig. 14 P-I diagrams according to the axial force

한 저항성능은 감소하고 직접전단 파괴에 대한 저항성능은 증가하는 것을 의미한다. 축력이 증가함에 따라 모멘트-곡률 관계에서 휨강도는 증가하지만 극한 곡률이 감소하여 결국 단면의 연성이 감소하기 때문에 축력이 증가할수록 휨 파괴에 대한 저항성능은 감소함을 알 수 있으며, 직접전단응력-슬립량 관계에서는 직접전단 강도만 축력에 따라 증가하기 때문에 직접전단 파괴에 대한 저항성능은 증가하는 것을 알 수 있다. 따라서 Fig. 14(c)에서 축력이 증가함에 따라 직접전단 파괴가 지배적인 A 영역이 감소하고 휨 파괴가 지배적인 C영역이 증가하는 것을 확인할 수 있다.

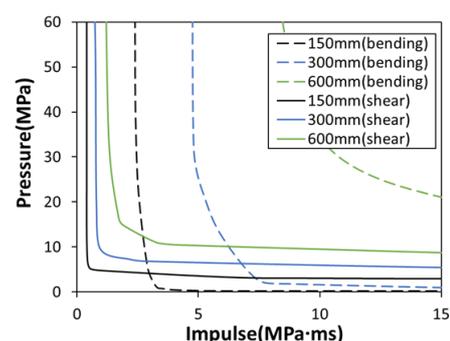
Fig. 15는 단면의 높이에 따른 P-I 선도를 나타낸 것이다. 단면의 높이가 커질수록 두 파괴 모드에 대한 P-I 곡선이 모두 우



(a) P-I diagrams for the bending failure mode



(b) P-I diagrams for the direct shear failure mode



(c) Superposition of two P-I diagrams

Fig. 15 P-I diagrams according to the depth of the section

상단으로 이동하는 경향을 보이며 두 파괴 모드에 대한 저항성능의 증가를 의미한다. 또한, 휨 강성은 단면 높이의 3제곱에 비례하고 직접전단 강성의 계산에 포함되는 단면 넓이는 단면 높이에 비례하기 때문에 휨 파괴 모드에 대한 저항성능 향상 정도와 직접전단 파괴 모드에 대한 저항성능 향상 정도가 확연히 차이 나는 모습을 확인할 수 있다. 따라서 저항성능 향상 정도의 차이로 인하여 Fig. 15(c)에 나타난 바와 같이 직접전단 파괴만 발생하는 B영역이 크게 증가하며 특히 단면높이 600mm의 경우 휨 파괴만 발생하는 C영역이 나타나지 않으나, 직접전단 파괴에 대한 저항성능 역시 향상되었기 때문에 두 파괴 모드가 발생하지 않는 안전한 영역인 A 영역은 증가하는 것을 확인할 수 있다.

3. 결론

본 연구에서는 폭발하중을 받는 부재의 저항성능 평가를 위하여 모멘트-곡률 관계와 직접전단응력-슬립양 관계를 기반으로 하는 비선형 수치해석 모델을 제안하였다. 모멘트-곡률 관계에 직접 적용 가능한 곡률 변화율에 대한 함수로 동적증가 계수 식을 제시하고 동적 모멘트-곡률관계를 구성하였다. 제안된 수치해석 모델은 실험결과와의 비교연구를 통해 타당성을 검증하였으며, 단자유도계 수치해석 모델에 비하여 상대적으로 정확한 결과를 보임을 확인하였다. 부착슬립의 고려 유무에 따른 거동 차이를 확인하였으며 단면의 항복을 유발할 수 있는 정도의 폭발하중에서는 부착슬립을 반드시 고려해야 하며, 완전부착상태를 가정할 경우 단면의 응답을 과소평가할 수 있다. 스프링 요소를 도입하여 직접전단 파괴 모드를 고려하였으며 실험 연구에서 적용된 하중 정도에서는 직접전단 파괴 고려 유무에 따른 차이가 매우 적음을 확인하였다. 또한, P-I 선도를 활용하여 부재의 저항성능을 평가하였으며, 매개변수에 따른 직접전단 파괴 및 휨 파괴에 대한 저항성능 향상 또는 저하 정도를 확인하였다.

감사의 글

본 연구는 국토교통부 건설기술연구사업(과제번호:21SCIP-B146646-04)의 연구비 지원에 의해 수행되었습니다.

References

ACI Committee (2008) Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-08) and Commentary, American Concrete Institute.

Chopra, A.K. (1995) *Dynamics of Structures: Theory and Applications to Earthquake Engineering*, Prentice Hall, Inc., Upper Saddle River, NJ.

Jacques, E., Lloyd, A., Imbeau, P., Palermo, D., Quek, J. (2015) GFRP-Retrofitted Reinforced Concrete Columns Subjected to Simulated Blast Loading, *J. Struct. Eng.*, 141(11), 04015028.

Krauthammer, T., Astarlioglu, S. (2017) Direct Shear Resistance Models for Simulating Buried RC Roof Slabs under Airblast-Induced Ground Shock, *Eng. Struct.*, 140, pp.308~316.

Krauthammer, T., Astarlioglu, S., Blasko, J., Soh, T.B., Ng, P.H. (2008) Pressure-Impulse Diagrams for the behavior Assessment of Structural Components, *Int. J. Impact Eng.*, 35(8), pp.771~783.

Krauthammer, T., Bazeos, N., Holmquist, T.J. (1986) Modified SDOF Analysis of RC Box-Type Structures, *J. Struct. Eng.*,

112(4), pp.726~744.

Kwak, H.G., Filippou, F.C. (1990) Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Structures under Monotonic Loads, Berkeley, CA: Department of Civil Engineering, University of California.

Kwak, H.G., Kim, J.K. (2006) Implementation of Bond Slip Effect in Analysis of RC Beams Using Layered Section Method, *J. Comput. Struct. Eng. Inst. Korea*, 19(1), pp.1~13.

Kwak, H.G., Kim, S.P. (2010) Simplified Monotonic Moment-Curvature Relation Considering Fixed-end Rotation and Axial Force Effect, *Eng. Struct.*, 32(1), pp.69~79.

Li, Q.M., Meng, H. (2002) Pressure-Impulse Diagram for Blast Loads based on Dimensional Analysis and Single-Degree-of-Freedom Model, *J. Eng. Mech.*, 128(1), pp.87~92.

Liu, Y., Yan, J., Li, Z., Huang, F. (2019) Improved SDOF and Numerical Approach to Study the Dynamic Response of Reinforced Concrete Columns Subjected to Close-in Blast Loading, *Struct.*, 22, pp.341~365

Malvar, L.J. (1998) Review of Static and Dynamic Properties of Steel Reinforcing Bars, *Mater. J.*, 95(5), pp.609~616.

Malvar, L.J., Crawford, J.E. (1998) Dynamic Increase Factors for Concrete, Twenty-Eighth DDES Seminar Orlando, FL

Nagata, M., Beppu, M., Ichino, H., Takahashi, J. (2018) Method for Evaluating the Displacement Response of RC Beams Subjected to Close-in Explosion using Modified SDOF Model, *Eng. Struct.*, 157, pp.105~118.

Scott, B.D., Park, R., Priestley, M.J.N. (1982) Stress-Strain Behavior of Concrete Confined by Overlapping Hoops at and High Strain Rates, *J. Am. Concr. Inst.*, 79, pp.13~27.

Thiagarajan, G., Rahimzadeh, R., Kundu, A. (2013) Study of Pressure-Impulse Diagrams for Reinforced Concrete Columns using Finite Element Analysis, *Int. J. Prot. Struct.*, 4(4), pp.485~504.

Wang, W., Zhang, D., Lu, F.Y., Tang, F.J., Wang, S.C. (2013) Pressure-Impulse Diagram with Multiple Failure Modes of One-Way Reinforced Concrete Slab under Blast Loading using SDOF Method, *J. Cent. South Univ.*, 20(2), pp.510~519.

요 지

본 논문에서는 폭발하중을 받는 부재의 저항성능 평가를 위한 모멘트-곡률 관계 기반 수치해석 기법을 소개한다. 직접전단 파괴 모드를 고려하기 위하여 경험적인 직접전단응력-슬립양 관계를 기반으로 하는 무차원 스프링 요소를 도입하였다. 재료에 대해 정의된 동적증가계수 식을 바탕으로 단면의 모멘트-곡률 관계에 직접적으로 적용가능한 단면의 곡률 변화율에 따른 동적증가계수 식을 제작하였다. 또한 부착슬립의 영향을 고려하기 위하여 소성힌지영역 내에 등가 휨강성을 도입하였다. 제안된 수치해석 모델의 타당성 검증을 위하여 실험결과와의 비교연구를 수행하였으며, 단자유도계 모델의 해석결과와의 비교를 통해 본 수치해석 모델의 우수성을 확인하였다. P-I 선도를 제작하여 부재의 휨 파괴 및 직접전단 파괴에 대한 저항성능을 평가하였으며, 매개변수 연구를 수행하여 P-I 선도 및 저항성능의 변화를 확인하였다.

핵심용어 : 폭발하중, 철근콘크리트 단면의 모멘트-곡률 관계, 휨 파괴, 직접전단 파괴, 동적증가계수 식, P-I 선도