지지조건 변화에 따른 양개형 방폭문의 구조거동 유한요소해석

신 현 섭^{1†} · 김 성 욱² · 문 재 흠³ · 김 원 우⁴

¹한국건설기술연구원 인프라안전연구본부 연구위원, ²한국건설기술연구원 인프라안전연구본부 선임연구위원,
³한국건설기술연구원 인프라안전연구본부 수석연구위원, ⁴한국건설기술연구원 인프라안전연구본부 전임연구위원

FE Analysis on the Structural Behavior of a Double-Leaf Blast-Resistant Door According to the Support Conditions

Hyun-Seop Shin^{1†}, Sung-Wook Kim², Jae-Heum Moon³ and Won-Woo Kim⁴

¹Research Fellow, Dep. Infrastruct. Saf. Res., Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology (KICT), Goyang, 10223, Korea

²Senior Research Fellow, Dep. Infrastruct. Saf. Res., Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology (KICT), Goyang, 10223, Korea

³Senior Researcher, Dep. Infrastruct. Saf. Res., Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology (KICT), Goyang, 10223, Korea

⁴Research Specialist, Dep. Infrastruct. Saf. Res., Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology (KICT), Goyang, 10223, Korea

Abstract

Double-leaf blast-resistant doors consisting of steel box and slab are application-specific structures installed at the entrances of protective facilities. In these structural systems, certain spacing is provided between the door and wall. However, variation in the boundary condition and structural behavior due to this spacing are not properly considered in the explosion analysis and design. In this study, the structural response and failure behavior based on two variables such as the spacing and blast pressure were analyzed using the finite element method. The results revealed that the two variables affected the overall structural behavior such as the maximum and permanent deflections. The degree of contact due to collision between the door and wall and the impact force applied to the door varied according to the spacing. Hence, the shear-failure behavior of the concrete slab was affected by this impact force. Doors with spacing of less than 10 mm were vulnerable to shear failure, and the case of approximately 15-mm spacing was more reasonable for increasing the flexural performance. For further study, tests and numerical research on the structural behavior are needed by considering other variables such as specifications of the structural members and details of the slab shear design.

Keywords : blast-resistant door, boundary condition, impact force, shear failure, FEM

1. 서 론

강-콘크리트 양개형 방폭문(double-leaf blast-resistant door)은 외피 구조로서의 강박스(steel box)와 내부의 철근 콘크리트 슬래브로 구성되는 한쌍의 방폭문을 각각 양쪽에서 여닫을 수 있도록 제작되는 구조체이다(Anderson and Dover, 2003; Koh et al., 2003; NEMA, 2008). 이 방폭문은 구조체의 강성 및 강도 뿐만 아니라, 중량물로서 관성저항(inertial resistance) 또한 높기 때문에 외부로부터 구조체에 가해지는 폭압이 매우 높은 경우에 주로 적용되고 있다. 양개형 방폭문의 지지조건 및 기타 설치조건을 살펴보면, 전체 구조시스템의 좌측단 및 우측단에

는 문의 개폐를 돕기 위한 힌지(hinge)가 설치되고, 상하단에는 걸쇠 역할을 하는 래치(latch)가 설치된다. 또한, 외부 폭발시 발생하는 폭발압 및 화염이 방폭문과 벽체 사이의 틈을 통해 구조물 내부로 침투하지 못하도록 방폭문 테두리에는 고무 재질의 가스켓이 설치되고 있다. 이를 위한 설치 간격 외에도 방폭문의 강박스를 용접하여 제작할 때 변형이 발생하기 때문에 평탄성이 유지될 수 없는데, 이와 같은 제작 오차를 고려하기 위해서도 일정한 간격이 필요하게 된다. 이와 같은 이유로 방폭문과 벽체 간에는 보통 10mm 내외의 간격이 존재하게 되는 것은 사실이지만, 이 간격이 제작공정 및 방법에 따라 다르고 규정된 값은 없는 상태이다.

[†]Corresponding author:

Tel: +82-31-910-0287; E-mail: hsshin@kict.re.kr

Received September 14 2020; Revised September 22 2020;

Accepted September 23 2020

© 2020 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.

강-콘크리트 방폭문 구조에는 다양한 형식이 있겠으나 여닫이 형식으로는 이 연구에서 분석 대상으로 하는 양개형 외에 편개형 방폭문(single-leaf blast-resistant door)이 있다. 이와 같은 형식의 방폭문 구조시스템의 주요 구성요소는 방폭문 자체, 힌지와 랫치 등의 지지부재, 그리고 방폭문 테두리와 접하고 있는 벽체이다. 여기서, 폭발압력에 대한 저항구조를 검토해보면 방폭문 자체의 강성이나 강도도 중요하지만 방폭문을 지지하고 있는 힌지나 랫치와 같은 지지부재 및 벽체 또한 중요한 역할을 하게 된다. 폭발압이 방폭문에 가해지게 되면 1차적으로 방폭문을 통해 지지부재로 하중이 전달된다. 이후, 방폭문의 처짐이 증가함에 따라 접촉이 발생하게 되면 방폭문 테두리를 통해서 벽체에도 하중이 전달된다. 이때부터는 지지부재와 벽체에 의해 폭발압이 지지된다.

방폭문 및 이외 다양한 방폭구조에 대해 국내외 관련 연구(Chen and Hao, 2013; Kim *et al.*, 2016; Koh *et al.*, 2003; Luo *et al.*, 2012; Nam *et al.*, 2007; NEMA, 2008; Shim *et al.*, 2018; Tavakoli and Kiakojouri, 2014; U.S. DoD, 2008; Veeredhi and Rao, 2015)를 검토해 보면 폭발압에 의한 구조체의 변형 및 파괴거동 분석, 폭발조건 및 설계조건에 따른 구조응답 비교, 폭발에 대한 저항성능 개선을 위한 연구 등 다양한 실험적 및 해석적 연구가 수행되어 왔다. 그러나 지진조건 변화가 구조거동에 미치는 영향에 대한 연구는 상대적으로 미흡한 수준이다. 폭발 위험성 및 기타 여건 상의 제약조건으로 다수의 실험이 어렵고, 또한 이 분야의 특성상 연구자료의 공개가 쉽지 않은 것이 하나의 원인으로 사료된다. 해석적 연구가 비교적 많이 수행되고 있고, 실험으로는 예측이 어려운 변수에 대해 다루고 있다. 몇몇 연구(Al-Rifaie and Sumelka, 2017; Amadio and Bedon, 2014; Ergun and Gökkaya, 2016; Liao, 2017; Wang *et al.*, 2018)에 따르면 지진조건에 따라 구조체에 가해지는 충격력이 증가 또는 감소하게 되고, 이로 인해 처짐응답 및 파괴거동 등이 변화함을 알 수 있다. 그러나 이와 같은 연구에서는 연속된 선(line) 지진조건을 전제로 하고 있다. 본 연구의 양개형 방폭문 구조와 같이 방폭문에 작용한 폭발압이 힌지 및 랫치와 같은 지지부재(포인트 지지), 그리고 방폭문 테두리와 접하고 있는 벽체(연속 선 지지)에 어떠한 정도로 전달되어 이때의 하중분담 정도에 따라 방폭문의 구조거동에는 어떠한 영향이 있는지와 관련된 연구는 부족한 상태이다.

본 연구에서는 양개형 방폭문을 대상으로 하여 지진조건 및 폭발압의 크기(폭약량)에 따른 구조거동의 변화를 유한요소 해석방법으로 비교·분석하였다. 여기서, 지진조건인 경우 지지부재와 벽체 간의 하중분담 정도 및 방폭문과의 상호거동에 영향이 크다고 판단되는 방폭문-벽체 간의 설치간격을 해석변수로 하였다. 고무 가스켓의 설치 및 제작 오차로 인해 방폭문과

벽체 간에는 일정 간격이 존재할 수밖에 없으나, 이로 인한 방폭문의 구조거동 변화는 국내의 경우 해석 및 설계에 고려되지 않고 있다. 또한, 폭압 크기를 변화시켜 각 경우에 있어서 방폭문 및 지지부재의 거동 변화를 비교하였다. 방폭문 제원 및 유한요소해석 모델의 적합성 검토를 위한 폭발시험 결과는 관련 문헌(Kim *et al.*, 2016)을 참고하였으며, 해석에 사용된 프로그램은 충돌해석이나 폭발해석 등에 범용적으로 사용되고 있는 LS-DYNA(LSTC, 2017)이다.

2. 지진조건에 따른 구조거동 변화 관련연구

지진조건에 따른 방폭문의 구조거동 변화를 해석하기에 앞서 관련 연구내용을 조사하였다. Liao(2017)는 해양구조물에 설치되는 강재로 제작된 방폭 벽체를 단순히 엔드 플레이트(end plate)로 본 구조물에 용접 연결한 것('traditional design')과 별도의 충격 흡수장치를 벽체의 끝단에 설치하여 연결한 것('proposed design')에 대해 비교를 하였다. 이에 따르면, Fig. 1에서와 같이 약 1.5bar의 폭압이 작용할 때 충격 흡수장치를 사용한 벽체에서 최대처짐이 약 47% 정도 감소하는 것으로 나타났고, 영구처짐도 약 30% 수준으로 감소하는 것으로 나타났으며, 이와 같은 결과를 벽체의 단면설계에 반영한 바 있다.

Amadio와 Bedon(2014) 및 Wang 등(2018)은 방호 벽체에 연성적인 연결부나 에너지 흡수가 가능한 지점을 설치함으로써 구조물에 가해지는 폭발압을 감소시키고자 하였다. 이에 의하면, 지지구조가 소성거동을 함으로써 에너지를 흡수하게 되면 방호 벽체에 가해지는 충격하중은 감소하게 되어 손상 정도를 줄일 수 있는 것으로 나타났다.

Ergun과 Gökkaya(2016)은 서로 다른 경계조건을 갖는 겹침 이음부 시편에 대해 충격시험을 하였다. 이음부 길이방향 테두리를 고정단으로 한 경우와 자유단으로 한 시편에 대한 시험 결과에 따르면(폭 방향은 모두 고정), 고정단의 경우에서 짧은

Fig. 1 Deflection reduction by shock absorber at the side of blast-resistant wall(Liao, 2017)

시간에 더 큰 충격하중이 계측되었고, 이로 인해 더 큰 손상이 발생하였다. 지지조건이 충격하중을 받는 시편의 파괴거동에 중요 변수라는 것이 결론으로 제시되어 있다.

Al-Rifaie과 Sumelka(2017)은 4변 단순지지, 2변 단순지지 및 2변 자유단, 2변 고정단 및 2변 자유단, 4변 고정단과 같은 경계조건에 따라 방폭문에 작용하는 반력을 비교하였다. 이에 따르면, 단순지지된 경우에서 지점에 작용하는 충격하중의 크기가 더 작고 이로 인해 방폭문의 폭발압에 대한 저항강도가 더 높게 나타났다.

이와 같은 관련 연구들을 전체적으로 검토해 보면 지지조건에 따라 구조체에 가해지는 충격력이 증가 또는 감소하게 되고, 이로 인해 처짐응답 및 파괴거동 등이 변화함을 알 수 있다. 그러나 구조체 둘레를 따라 연속된 선(line) 지지조건을 전제로 하고 있고, 또한 하중조건에 따른 지지조건의 변화는 고려되어 있지 않다. 본 연구에서 대상으로 하는 방폭문의 경우 힌지 및 랫치와 같은 지지부재에 의한 포인트 지지와 벽체에 의한 연속 지지가 복합되어 있고, 여기에 방폭문-벽체 간의 설치간격(밀폐를 위한 고무 가스켓의 설치로 인한 간격 및 제작 오차를 고려한 간격) 크기가 변수로 작용하게 된다. 폭발의 크기(폭약량)에 따라 방폭문의 처짐량이 변화하게 되고, 이로 인해 방폭문이 벽체에 접촉되는 범위 및 지지조건에 변화가 발생할 것으로 예상할 수 있다. 본 연구에서는 이와 같은 복합적인 지지조건에 따른 방폭문의 구조응답 및 파괴거동의 변화를 분석해 보고자 하였다.

3. 유한요소해석 방법

3.1 해석 조건

해석 대상의 양개형 방폭문 구조시스템의 한쪽 방폭문 크기는 mm 단위로 1,200(W)×2,100(H)×220(D)이며, 구조형상은 Fig. 2와 동일한 구조를 취하고 있다. 방폭문의 주요 제원은 관련 문헌(Kim *et al.*, 2016)을 참고하였다. 방폭문 구조시스템의 좌우 측단에 개폐 시의 회전을 위한 힌지(hinge)가 설치되어 있고, 상하단에는 결쇠 구조로서 밀폐를 돕는 랫치(latch)가 설치된다. 후측의 벽체와 맞닿는 방폭문 테두리에는 고무 재질의 가스켓이 설치되기 때문에 이로 인해 방폭문-벽체 간에는 설치간격이 존재한다. 주요 부재의 재료강도는 외피 구조를 이루는 강박스의 경우 항복강도 275MPa, 내부의 콘크리트의 압축강도는 50MPa이고, 배근된 철근의 항복강도는 500MPa이다.

해석 변수는 방폭문의 지지조건 및 외부 하중으로 작용하는 폭발의 크기(폭약량)이다. 여기서, 지지조건은 힌지/랫치와 같

은 지지부재 및 방폭문 후면의 벽체에 의해 형성되며, 방폭문-벽체 간의 설치간격에 의해 영향을 받는다. 본 연구에서의 지지조건 변수는 구체적으로는 설치간격을 의미한다.

힌지/랫치의 변형 및 소성화 정도, 폭발을 받은 방폭문이 벽체와 충돌하면서 발생하는 충격력은 설치간격에 따라 비교적 큰 영향을 받을 것으로 예상된다. 지지부재의 제원이나 강도 등 기타 다른 조건의 변화와 관련해서는 무수한 변수가 존재하기 때문에, 대표적 예로서 충격력의 크기에 비교적 영향이 크다고 예상되는 설치간격을 변수로 설정하였다. 이를 통해 지지조건의 변화가 방폭문 구조의 응답 및 파괴정도에 어떠한 영향이 있는가를 예로서 제시하는 기본적인 연구를 하였다. 또한, 방폭문 및 지지부재의 구조적 거동은 기본적으로 폭발의 크기에 따라 다르므로 이를 변수로 설정하였다.

(a) Schematic diagram

(b) Installation example(Moon *et al.*, 2019)

Fig. 2 Double-leaf blast-resistant door

Table 1 Analysis variables

Type	Value		Symbol
Door-Wall Spacing	5mm		SP5
	10mm		SP10
	15mm		SP15
Blast Load	35.0kg* ¹ (1.05MPa* ²)	0.5deg* ³	LC1
	111.0kg(3.57MPa)	1.0deg	LC2
	209.9kg(7.21MPa)	2.0deg	LC3

*1: TNT charge weight

*2: maximum blast pressure applied to the door center

*3: edge rotation in the reference model

Table 1은 해석변수를 나타낸 것이다. 여기서, 설치간격(door-wall spacing)은 5mm, 10mm, 15mm로 설정하였다. 본 연구의 비교 분석을 위한 기준 모델(reference model)은 15mm의 설치간격을 갖는다. 또한, 방폭문에 작용하는 폭발압은 35.0kg, 111.0 kg, 209.9kg의 TNT(trinitrotoluene)가 방폭문과의 이격거리 6.0m에서 폭발할 때 발생하는 압력과 같다. 폭발조건은 지면 근접 폭발(surface blast)이다. 여기서, TNT는 톨루엔에 질산과 황산의 혼합물을 작용시켜 얻는 폭발성의 화학 물질로서 군수용 및 파괴용 폭약으로 사용되고 있다.

방폭문 중앙부에서의 폭발압-시간 이력은 Fig. 3에 나타낸 바와 같다. 폭약량의 크기에 따라 폭발압이 구조체에 도달하는 시간은 다르나, 비교상 같은 원점을 기준으로 나타냈다. 구조체에 입사하는 폭발압력은 Friedlander equation(Friedlander, 1946)에 기초하여 CONWEP 프로그램(Hyde, 1988)에 적용되어 있는 경험식을 사용해서도 구할 수 있다. LS-DYNA 프로그램에서는 이 경험식을 Load_Blast_Enhanced라고 하는 폭발하중 모델에 도입하였다.

폭약량을 위에서와 같이 선정한 이유는 다음과 같다. 각 폭약량이 발생시키는 폭압에 의해 기준 모델의 방폭문에는 0.5도, 1.0도, 2.0도의 회전연성도(edge rotation, θ)가 발생하게 된다. 여기서, 회전연성도는 식 (1)과 같이 정의되며(X_m 및 L 은 방폭문의 최대처짐 및 길이), 철근콘크리트가 주부재로 사용된 방폭구조의 성능평가 및 방폭 등급을 분류하는 척도로 사용된다. 예로서 전단철근이 배근되지 않은 경우 회전연성도가 2.0도를 초과하면 콘크리트의 압축파괴 및 재료분리가 발생하여 파괴상태에 도달하는 것으로 알려져 있다(U.S. DoD, 2008; ASCE, 2011; PDC, 2008).

$$\theta = \tan^{-1} \left(\frac{2X_m}{L} \right) \quad (1)$$

Fig. 3 Blast pressure for load case LC1/LC2/LC3

3.2 유한요소모델

유한요소해석에 사용된 모델을 Fig. 4에 나타내었다. 방폭문 내부의 콘크리트 슬래브 부재, 지지부재(힌지 및 랫치), 벽체 등은 Solid 요소를 사용하였고, 외피구조를 이루는 강박스는 Shell 요소, 철근은 1차원 선형 요소로 모델링하였다. 철근과 콘크리트 간에는 서로 인접한 절점을 rigid link로 일체화하였다. 또한, 강박스와 슬래브 부재 간의 접촉면, 그리고 방폭문과 벽체 프레임 간의 접촉면에는 Contact 조건을 부여하였다(Shin *et al.*, 2019a; 2019b).

경계조건으로서 벽체는 테두리를 따라 고정조건, 힌지는 3방향 모두 벽체에 고정, 랫치는 x 및 z 방향을 고정하였다. 랫치의 경우 결쇠 구조 설계상 y방향은 구속되지 않는다.

재료모델로서 콘크리트의 경우, Fig. 5 및 식 (2)~(4)에서와 같이 주응력 공간에서의 3축 거동 모사와 항복(Y_y), 최대압축(Y_m), 잔류응력(Y_r) 등의 파괴포락선에 의해 응력상태를 판단할 수 있는 Karagozian and Case 모델(K & C model)(Crawford *et al.*, 2012)을 사용하였다. 이 모델은 해석프로그램으로 사용한 LS-DYNA의 경우 CONCRETE_DAMAGE_REL3 모델에

Fig. 4 FE model for double-leaf blast-resistant door

Fig. 5 Karagozian and Case concrete material model (Crawford *et al.*, 2012)

적용되어 있다(LSTC, 2017). K & C 모델은 폭발하중과 같이 부재에 변형률 속도(strain rate)가 크게 증가하는 경우에 범용적으로 사용되고 있다. 여기서, 변형률 속도에 따른 재료강도 변화는 동적증가계수에 의해 고려되며, Ross 등(1995) 및 Malver과 Ross(1998)에 의해 제안된 계수를 입력값으로 사용하였다(Shin *et al.*, 2019a). 또한, 강재에 사용된 재료모델은 PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY 모델(LSTC, 2017)을 사용하였으며, 강재의 소성거동 및 변형률 속도에 따른 동적 경화(재료강도 증가) 현상이 모사될 수 있다. LS-DYNA에서는 정적 항복응력과 동적 경화계수의 곱으로 동적 항복응력을 구하고 있는 Cowper-Symonds에 의해 제안된 식(Cowper and Symonds, 1957)을 사용하고 있다(Shin *et al.*, 2019a). 강재의 동적경화 현상 및 관련 상수값과 관련해서는 Choung 등(2011)에 의한 연구를 참고하였다.

콘크리트 및 강재에 대한 감쇠비(damping ratio)는 5.0% 및 2.0%로 가정하였다. 관련 연구마다 다소 차이는 보이고 있지만, 조사된 문헌(Amiri and Yahyai, 2013; Kuda *et al.*, 2015; Standards Australia, 2011)에 의하면 일반적인 응용분야에서 각각 5.0% 및 2.0%의 감쇠비가 적용되고 있다. 또한, 폭압을 받는 콘크리트 구조체의 해석에 대한 문헌을 검토해 보면, Kristensson과 Carlsson(2012)의 경우 3.0%~5.0%의 감쇠비를 적용하고 있고, Andersson과 Karlsson(2012)은 RC 보의 해석과 관련하여 5.0%의 감쇠비를 적용하고 있다. 또한, Rezaei(2011)에 의한 RC 보의 고속 충격시험결과의 해석에서도 동일한 감쇠비를 적용하고 있다.

$$Y_y = a_{0y} + \frac{p}{a_{1y} + a_{2y}p} \quad (2)$$

$$Y_m = a_0 + \frac{p}{a_1 + a_2p} \quad (3)$$

$$Y_r = \frac{p}{a_{1f} + a_{2f}p} \quad (4)$$

위와 같은 유한요소 모델의 적합성을 검증하기 위해 타 연구의 폭발시험 결과(Kim *et al.*, 2016)와 비교하였다. 방폭문 제

원은 3.1의 해석조건에서 설정한 기준모델의 제원과 같고, 폭발조건은 이격거리 6.0m에서 125.0kg의 TNT를 지면에 근접하여 폭발시킨 것이다. Table 2의 비교 결과에 따르면, 최대처짐은 약 9%, 회전연성도(edge rotation)는 약 8% 정도 해석 결과가 더 큰 것으로 나타났다.

방폭구조 해석과 관련된 연구(Draganic and Varevac, 2018; Shin *et al.*, 2019b)에 의하면, 온도 및 습도 조건 등에 의한 편차로 인해 10% 내외 수준의 차이는 납득될 수 있는 오차로 판단된다. 또한, 수치 해석적인 오류의 검토 방법으로 내부 에너지(internal energy, strain energy와 같음)에 대한 모래시계 에너지(hourglass energy, zero strain energy라고도 함) 비율을 검토해 보면, 약 4.9%로서 수치적 오류가 크지 않은 것으로 나타났다(Zhang *et al.*, 2012; Shin *et al.*, 2019b). 이로 볼 때, 양개형 방폭문에 대한 유한요소 모델이 구조거동 특성 파악 및 설계 변수의 변화에 따른 비교 분석에 적합한 것으로 판단되었다.

4. 해석 결과

4.1 방폭문 처짐 응답 비교

방폭문 지지조건(이하 ‘설치간격’) 및 폭압의 변화에 따른 전체적인 구조응답을 검토하기 위해 방폭문에 발생한 처짐-시간 이력곡선을 Fig. 6에 비교하여 놓았다. 그래프에 나타난 처짐은 방폭문 중앙부의 최대처짐이 발생하는 위치에 대한 것이다. 또한, Fig. 7에는 처짐 이력곡선 상의 최대처짐 및 영구처짐을 비교하여 놓았다. 최대처짐이 발생하는 초기 부분의 응답 특성을 비교하기 위해 Fig. 6에는 100ms의 시간까지만 나타내었고, 최종적으로 나타나는 영구처짐은 Fig. 7(b)에 비교하여 놓았다.

Fig. 6(a)의 하중조건 LC1에 대한 결과에 의하면, 설치간격에 따른 최대처짐의 크기 변화는 거의 없는 것으로 나타났으나, Fig. 6(b) 및 (c)와 같이 폭압이 커질수록 설치간격이 좁은 경우에서 최대처짐이 증가하는 것을 알 수 있었다. 폭압이 작은 경우 방폭문-벽체 간의 설치간격에 비해 방폭문에 발생한 처짐의 크기가 비교적 작다. 이로 인해 방폭문 테두리를 통한 벽체로의 하중전달 및 이로 인한 상호거동의 영향이 없거나 상대적으로 작아 Fig. 6(a)에서와 같은 거동을 나타낸다. 이에 비해 폭압이 증가될 경우는 벽체와의 충돌에 의한 충격력이 증가하게 되고 이로 인해 방폭문의 변형 및 파괴거동이 변화할 것으로 예상할 수 있다.

Bai 등(2017) 및 Zhu 등(2017)에 의하면 최대처짐 및 영구처짐은 폭압의 최대크기 및 충격에 비례하여 변화하고, 또한, Cao 등(2014)에 의하면 콘크리트 구조체의 소성화 정도 및 파

Table 2 Comparison of test and FE analysis

Type	Test	FE analysis (reference model)
max. deflection	18.8mm (1.00)	20.4mm (1.09)
support rotation	1.03° (1.00)	1.11° (1.08)

(a) Load case 1(LC1, TNT 35.0kg)

(b) Load case 2(LC2, TNT 111.0kg)

(c) Load case 3(LC3, TNT 209.9kg)

Fig. 6 Deflection-time hysteresis according to door-wall spacing(SP) and load case(LC)

괴수준은 영구처짐에 비례하고 있음을 알 수 있다. Fig. 7을 검토해 보면 폭압이 증가함에 따라 최대처짐 및 영구처짐이 증가하고 있다. 하중조건 LC1에서 LC3까지 폭압이 커짐에 따라 최대처짐이 증가하는 것은 자명하나, 하중조건 LC2 및 특히, LC3의 경우 설치간격이 가장 작은 SP5의 최대처짐은 SP15 보다 30% 더 크게 나타났다. 한편, 영구처짐을 검토해 보면 하중조건 LC1의 경우 0.4mm 수준이고, 다른 하중조건에 비해 매우 작은 것으로 보아 탄성거동이 더 지배적인 것으로 판단된다. 이에 비해 하중조건 LC3에서는 영구처짐이 매우 크게 증가하여 상당한 소성변형이 발생한 것으로 볼 수 있다. 특히, 하중조건 LC3에서 SP5와 SP15에서 발생한 영구처짐의 상대적

(a) Maximum deflection

(b) Permanent deflection

Fig. 7 Maximum and permanent deflection according to door-wall spacing(SP) and load case(LC)

인 크기를 비교해 보면 SP5의 경우가 약 48% 더 큰 것으로 나타났다. 이와 같이 설치간격이 좁을수록 최대처짐 및 영구처짐이 더 크게 발생하였기 때문에 방폭문의 소성화 정도 및 파괴수준에 하나의 주요 변수로 작용하고 있음을 알 수 있었다. 이에 대한 원인은 4.2장 및 4.3장에서 더 구체적으로 분석하였다.

4.2 충격력 및 지지부재 변형에너지

설치간격 및 하중조건 변화가 구조거동에 미치는 영향을 구체적으로 알아보려고 한다. Fig. 8은 방폭문에 발생한 반력(reaction force)과 방폭문 중앙부의 처짐 간의 관계를 나타낸 것이다. 반력은 지지부재 및 벽체에 발생한 반력의 총합이다. LC1의 경우 거동에 큰 차이를 보이고 있지 않으며, LC2에서는 설치간격이 가장 작은 SP5가 다른 경우보다 더 큰 반력을 나타내고 있다. 특히, 폭압이 가장 큰 LC3의 경우 설치간격 별로 반력-처짐 거동에 큰 차이를 보이고 있다. SP5의 경우, 초기에 반력이 급격히 증가하고 있으며 최대크기는 SP15에 비해 2.6배이다. 원인은 방폭문이 벽체에 충돌할 때 발생하는 충격력이 설치간격에 따라 다르기 때문이다. Fig. 9와 같이 힌지/렛치에 발생한 반력과 벽체에 발생한 반력을 분리해 비교하면, SP5의

(a) Load case 1(LC1, TNT 35.0kg)

(b) Load case 2(LC2, TNT 111.0kg)

(c) Load case 3(LC3, TNT 209.9kg)

Fig. 8 Reaction force - deflection curves

경우 벽체 최대반력이 지지부재의 최대반력에 비해 3.5배 정도 큰 것을 알 수 있다. 이에 비해 SP15의 경우 방폭문에 작용한 대부분의 폭압을 힌지/렛치의 지지부재가 분담하고 있는 것으로 나타나, 최대반력의 크기는 벽체가 부담하는 반력에 비해 약 10배 더 크다. 이는 SP5와는 매우 대조적으로 약 20mm의 처짐이 발생했을 때에 비로소 방폭문과 벽체가 서로 접촉하게 되어 그 이전까지는 힌지 및 렛치에 의해 폭압이 지지되기 때문이다.

구조거동이 가장 크게 대별되는 하중조건 LC3의 SP5 및 SP15의 경우에 대해 힌지 및 렛치에 발생한 변형에너지(strain energy)를 비교해 보면 Fig. 10과 같다. SP15의 경우가 SP5에 비해 약 10배 정도 더 큰 변형에너지가 발생한 것으로 나타났다.

Fig. 9 Reaction force in hinge/latch and wall(LC3)

Fig. 10 Strain energy absorbed by hinge and latch(LC3)

Figs. 8~10에 나타난 결과를 종합해 보면 설치간격이 15mm 인 SP15의 경우 대부분의 폭압을 힌지 및 렛치로 지지하게 되는데, SP5에 비해 상대적으로 연성적인 지지조건을 형성함으로써 비교적 더 많은 에너지를 흡수할 수 있게 되고, 이로 인해 폭압에 의해 발생하는 충격력을 큰 폭으로 감소시키고 있음을 알 수 있었다. 이는 간단한 예를 들어 연성의 스프링이 지점으로 설치된 유리판과 강체의 지점이 설치된 유리판에 동일 중량 물을 낙하시킬 때 스프링이 설치된 유리판에 더 작은 충격력이 발생하는 것과 유사하다 할 수 있다.

4.3 부재별 응력 및 파괴거동 특성

대표적인 예로서 파괴양상이 비교적 가장 뚜렷하게 대별되는 하중조건 LC3의 SP5와 SP15에 대해서 방폭문에 발생한 응력을 비교하였다. Fig. 11, Fig. 12는 오른쪽 방폭문의 슬래브에 발생한 최대전단응력(maximum shear stress of tresca shear failure criterion) 및 주응력 σ_{p3} (minimum principal stress; $\sigma_{p1} > \sigma_{p2} > \sigma_{p3}$, 압축응력(-)부호)의 분포도(stress contour)를 나타낸 것이다.

Fig. 11(a)에 나타난 SP5에 대한 전단응력 분포도는 $t = 4.1$ ms에서 충격력이 가장 크게 증가했을 때에 해당하는 것이다

(Fig. 8(c)에서 충격력이 가장 크게 증가한 시점에 해당). 슬래브 하단과 특히 우측단 전반에 걸쳐 응력이 집중되고 있고, 여기에 발생한 전단응력은 평균 약 9.1MPa이다. 슬래브 상단측에 비교적 낮은 응력이 분포하는 것으로 나타난 것은 폭발조건 및 분포도의 해당 시점에 기인한 것이다. 폭약이 지면에 근접하여 폭발하는 조건(surface blast)에서는 폭발압이 슬래브 하단측에서 상단측으로 전파되는데 Fig. 11(a)의 전단응력 분포도는 이러한 과정 내에서 전단응력이 최대일때의 응력분포에 해당한다(4.1ms 이후 슬래브 상단측에도 응력 집중 발생). Yang과 Chung(2001)에 의하면 압축강도 54MPa의 본 연구와 유사한 압축강도를 갖는 콘크리트의 전단강도는 5.1~8.2MPa이다. 이에 따르면 응력이 집중된 부분에서 전단파괴가 발생한 것으로 판단된다. 한편, 휨압축에 의한 응력분포의 경우 Fig. 12(a)에 나타난 바와 같이 중앙부의 비교적 좁은 범위에 국한되고 상대적으로 다소 낮은 응력이 분포하는 것으로 나타났다.

이에 비해 SP15의 경우 Fig. 11(b)에 나타난 바와 같이 지지부재가 있는 위치를 중심으로 전단응력이 집중되는 것으로 나

Fig. 11 Maximum shear stress contour

Fig. 12 Minimum principal stress contour

타났다. 이는 SP15의 경우 방폭문과 벽체 간 충격력이 작고 대부분 지지부재에 의해 지지되기 때문이다. 여기서의 전단응력 분포도는 $t = 7.2\text{ms}$ 의 시점에서 전단응력이 최대일 때의 응력 분포를 나타낸 것인데, 슬래브 중앙부에 휨압축이 최대로 작용하는 시점과 거의 같은 때에 최대값이 발생하는 것으로 나타났다. 이로 볼 때, Fig. 11(b) SP15의 전단응력 분포는 SP5와 같이 급격한 충격력의 작용 보다는 슬래브의 휨변형이 증가하는 과정에서 지점 반력에 의해 나타난 응력집중으로 판단된다. Fig. 12(b)의 휨압축에 의한 응력분포를 보면, 우측 벽체에 의해 일부 지지되긴 했으나, 대부분이 힌지 및 렛치에 의해 지지되고 있음을 간접적으로 알 수 있다. 또한, SP5에 비해 슬래브 폭 방향으로 더 넓은 범위에 걸쳐 더 높은 응력이 집중되고 있다.

방폭문 외피구조를 형성하는 강판(steel plate)의 경우를 비교해 보면 SP5의 경우 슬래브에 전단파괴가 발생하는 시점($t = 4.1\text{ms}$)에서 하단부 및 우측단부 둘레를 따라 항복응력이 발생하였고, 이후 중앙부를 중심으로 항복응력에 도달하였다. 이에 비해 SP15의 경우 지지부재가 위치한 곳을 중심으로 응력이 집중되다가 이후 중앙부에서 폭방향으로 넓은 범위에 걸쳐 항복응력에 도달하였다. 이와 같이 SP5 및 SP15 두 경우 모두에서 강판의 항복응력이 발생하는 시점은 콘크리트 슬래브의 전단파괴 및 휨파괴가 발생하는 시점과 크게 다르지 않았으며, 항복응력의 분포 범위도 콘크리트 슬래브에 전단 또는 휨에 의해 응력이 집중되는 부분과 전체적으로 일치하고 있다.

철근에 발생한 응력을 비교해 보면, SP5의 세로방향 철근의 경우 슬래브에 전단파괴가 발생하는 시점 전후로 급격히 증가하여 5.5ms에서 최대 530MPa까지 도달하였다. 가로방향 철근의 경우 슬래브에 전단파괴가 발생하는 시점에서 급격히 증가하는 것은 유사하나, 4.3ms에서 최대 290MPa까지 증가하였다. 이에 비해, SP15의 세로방향 철근의 경우 6.5ms에서 최대 550MPa의 응력이 발생하였고, 가로방향 철근의 경우 5.5ms에서 최대 200MPa의 응력이 발생하였다. SP5 및 SP15의 철근 응력을 전체적으로 비교해 보면 SP5의 경우 슬래브에 전단파괴가 발생하는 시점에서 응력이 크게 증가한 것이 차이점이며, SP15의 경우는 슬래브 휨파괴와 연관되어 최대응력이 발생한 것이 SP5의 경우와 구분되는 점이다.

이와 같은 결과로 볼 때 SP5와 SP15에 대한 응력 비교에서 비교적 크게 대별되는 부분은 슬래브 우측단에서의 전단응력 분포와 슬래브 중앙부의 휨압축에 의한 응력 분포, 그리고 그러한 분포가 나타나는 시점인 것으로 판단된다. Fig. 13은 우측단에서의 전단변형률(ϵ_{xx})과 슬래브 중앙부에서의 휨압축에 의한 변형률(ϵ_{yy})의 관계를 비교함으로써 방폭문 슬래브의 변형 및 파괴거동 특성을 간접적으로 알아보고자 나타난 것이다.

Fig. 13 Flexural and shear strain relationship

이에 따르면 SP5의 경우는 휨변형률이 2.2%(압축파괴 변형률)에 도달하기 이전에 이미 3.0%에 가까운 전단변형률이 발생하고, 최종적으로 약 4.2%에 도달하는 것으로 나타났다. Conrath 등(1999) 및 Huang 등(2010)은 폭압을 받는 철근콘크리트 구조체의 전단파괴에 대한 손상수준을 전단변형률의 크기에 따라 정하고 있다; 단면의 평균 전단변형률이 1.0%, 2.0%, 3.0%일 때를 각각 가벼운 손상(light damage), 중간 정도의 손상(moderate damage), 심각한 손상(severe damage)으로 분류하고 있다. 이에 근거하면 SP5의 경우에는 휨강도가 다 발휘되어 휨파괴에 이르기 전에 심각한 손상수준에 해당하는 전단파괴가 선행한 것으로 판단된다. 그리고 SP15의 경우 슬래브 우측단에 0.23%의 상대적으로 작은 전단변형만이 발생한 상태에서 휨압축 변형률이 2.2%에 도달하는 것으로 나타났고, 취성적인 전단거동 보다 휨거동이 상대적으로 더 지배적으로 나타났다.

4.4 전체적 분석 결과

처짐 응답, 반력 및 응력에 대한 비교 결과를 전체적으로 고찰해 보면 다음과 같다. 하중조건 LC1과 같이 폭압이 작아서 방폭문에 발생한 처짐이 크지 않은 경우, 외부하중은 힌지 및 랫치에 의해 주로 지지되고, 방폭문 테두리를 통한 벽체로의 하중전달 및 이로 인한 상호거동의 영향이 없거나 상대적으로 매우 작다. 방폭문-벽체 간의 설치간격이 변화하더라도 지지조건의 변화가 거의 없고, 결과적으로 구조거동에 큰 차이가 없는 것으로 나타났다.

이에 비해 하중조건 LC2, 특히 LC3와 같이 폭압이 크게 증가될 경우는 설치간격에 따른 방폭문의 처짐, 반력 및 응력에 큰 차이가 발생하였다. 설치간격에 따라 벽체와의 충돌에 의한 충격력이 변화하고 이로 인해 방폭문의 변형 및 파괴거동에 차이가 발생하였다. 차이가 가장 뚜렷하게 나타난 하중조건

LC3에서의 SP5와 SP15의 경우를 비교해 보면 다음과 같다. 방폭문-벽체 간의 설치간격이 5mm인 SP5의 경우에는 비교적 초기에 상대적으로 매우 큰 충격력이 작용함으로써 콘크리트 슬래브의 둘레 전반에 걸쳐 전단파괴가 발생하였다. 이후에는 SP15에 비해서 큰 하중저항 없이 처짐이 증가하면서 파괴상태에 도달한 것으로 판단된다. 이에 비해 SP15의 경우 힌지 및 랫치의 변형(충격 흡수)으로 인해 방폭문에 가해지는 충격력이 크게 감소하게 되며, 이로 인해 전단파괴 및 강성저하가 비교적 작았고 SP5에 비해서 더 큰 휨강도가 발현될 수 있었던 것으로 판단된다. 결과적으로 앞서 처짐응답 비교에서 분석한 내용과 연관시켜 보면 SP15의 경우 폭압에 의한 전단파괴 정도가 상대적으로 크지 않았고, 이로 인해 SP5에 비해서 최대 처짐량은 약 77% 수준이며, 영구처짐 또한 약 67% 수준으로서 더 작게 나타났다.

5. 결론

본 연구에서와 같은 방폭문 구조시스템의 경우 방폭문과 그 후면의 벽체 사이에는 폭발압과 화염의 내부 침투에 대비하여 고무 재질의 가스켓이 설치되고 있고, 또한 제작오차를 감안하여 일정의 설치간격이 존재하게 된다. 다른 형식의 방폭 구조체에 대한 선행 연구에 의하면 지지조건의 변화가 방폭문의 구조거동에 영향을 미치는 것으로 알려져 있으나, 본 연구에서와 같이 포인트 및 선 지지가 복합된 방폭문 구조시스템에서 설치간격에 대한 제약조건은 제시되지 않고 있다.

4.4장에 요약한 바와 같이, 힌지/랏치와 같은 지지부재가 동일한 개수로 설치되더라도 설치간격에 차이가 있다면, 폭압 크기 및 방폭문의 처짐거동에 의해 지지조건에 변화가 발생한다. 설치간격이 크고 작음에 따라 방폭문과 벽체 간에 발생하는 충격력에 차이가 발생하게 되며, 이는 방폭문의 최대 및 영구 처짐 등과 같은 처짐응답과 휨전단 파괴거동에 영향을 미친다. 별도로 전단철근이 배근되지 않는 슬래브 부재로 방폭문이 제작되고(회전연성도 2도 이하의 성능목표에 대해 전단설계 미고려), 벽체와 10mm 미만의 간격으로 설치된다면, 방폭문의 슬래브는 전단파괴에 취약해지는 것으로 나타났다. 10mm 이상, 적절하게는 15mm 내외 수준의 간격으로 설치하는 것이 더 적합할 것으로 분석되었다.

본 연구에서는 설치간격 및 폭발압과 같이 기본적인 조건의 변화에 한해서 비교 해석을 하였다. 포인트 및 선 지지가 복합된 구조시스템에서 지지조건의 변화가 방폭성능에 영향을 주는 주요 요소로 작용할 수 있음을 하나의 예로써 밝히고자 하였다. 향후, 지지부재의 재원 및 강도 변화, 방폭문 슬래브 부재의 강도 및 전단설계 여부에 따른 구조거동의 변화에 대해 실

험적 및 해석적 추가 연구가 필요하며, 좀 더 일반화된 결과의 유도가 필요할 것으로 사료된다.

감사의 글

본 연구는 국토교통부 건설기술연구사업(No. 20SCIP-B146 646-03)의 지원을 받아 수행되었습니다.

References

- Al-Rifaie, H., Sumelka, W.** (2017) Numerical Analysis of Reaction Forces in Blast Resistant Gates, *Struct. Eng. & Mech.*, 63(3), pp.347~359.
- Amadio, C., Bedon, C.** (2014) FE Assessment of Dissipative Devices for the Blast Mitigation of Glazing Facades Supported by Prestress Cables, *Struct. Eng. & Mech.*, 51(1), pp.141~162.
- American Society of Civil Engineers (ASCE)** (2011) *Blast Protection of Buildings*, ASCE/SEI 59-11, New York, U.S.
- Amiri, M.M., Yahyai, M.** (2013) Estimation of Damping Ratio of TV Towers Based on Ambient Vibration Monitoring, *Struct. Des. Tall & Spec. Build.*, 22, pp.862~875.
- Anderson, M., Dover, D.** (2003) Lightweight, Blast Resistant Doors for Retrofit Protection Against the Terrorist Threat, *2nd International Conference on Innovation in Architecture Engineering and Construction*, Loughborough University, UK, pp.23~33.
- Andersson, S., Karlsson, H.** (2012) Structural Response of Reinforced Concrete Beams Subjected to Explosion, Master Thesis, Chalmers University of Technology, Goteborg, Sweden.
- Bai, X., Zhu, L., Yu, T.X.** (2017) Saturated Impulse for Pulse-loaded Rectangular Plates with Various Boundary Conditions, *Thin-Walled Struct.*, 119, pp.166~177.
- Cao, V.V., Ronagh, H.R., Ashraf, M., Baji, H.** (2014) A New Damage Index for Reinforced Concrete Structures, *Earthq. & Struct.*, 6(6), pp.581~609.
- Chen, W., Hao, H.** (2013) Numerical Simulations of Stiffened Multi-Arch Double-Layered Panels Subjected to Blast Loading, *Int. J. Prot. Struct.*, 4(2), pp.163~188.
- Choung, J.M., Shim, C.S., Kim, K.S.** (2011) Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, Part I: Theoretical Backgrounds of Strain Hardening and Rate Hardening, *J. Ocean Eng. & Technol.*, 25(2), pp.134~144.
- Conrath, E.J., Krauthammer, T., Marchand, K.A., Alakar, P.E.** (1999) Structural Design for Physical Security; State of Practice, *American Society of Civil Engineer*, ASCE, Reston, VA.
- Cowper, G.R., Symonds, P.S.** (1957) Strain Hardening and Strain Rate Effects in the Impact Loading of Cantilever Beams, Technical Report, No.C11-28, Brown University, U.S.
- Crawford, J.E., Wu, Y., Choi, H.J., Magallanes, J.M., Lan, S.** (2012) Use and Validation of the Release III K&C Concrete Material Model in LS-DYNA, Karagozian & Case Technical Report TR-11-36.5, California, U.S.
- Draganic, H., Varevac, D.** (2018) Analysis of Blast Wave Parameters Depending on Air Mesh Size, *Shock & Vibr.*, 2018, pp.1~18.
- Ergun, E., Gökaya, I.** (2016) The Effect of the Boundary Conditions on the Impact Behaviors of Stitched Composite Lap Joints, *Adv. Compos. Lett.*, 25(1), pp.1~8.
- Friedlander, F.G.** (1946) The Diffraction of Sound Pulses, I. Diffraction by A Semi-infinite Plate, *Proc. Royal Soc. London A*, 186(1006), pp.322~344.
- Huang, X., Ma, G.W., Li, J.C.** (2010) Damage Assessment of Reinforced Concrete Structural Elements Subjected to Blast Load, *Int. J. Prot. Struct.*, 1(1), pp. 103~124.
- Hyde, D.W.** (1988) User's Guide for Microcomputer Programs CONWEP and FUNPRO, Department of the Army, Mississippi, U.S.
- Kim, N.H., Park, K.J., Lee, K.O.** (2016) A Study on Structural Stability of Blast Door by Blast Pressure, *J. Korean Soc. Saf.*, 31(3), pp.8~15.
- Kim, S.B., Baik, S.H., Lee, J.H., Min, A.S., Koh, Y.C.** (2016) Three Companies Producing CBR Facilities; Explosion Test on the Six Blast-Resistant Doors, Institute of HwaRangDae.
- Koh, C.G., Ang, K.K., Chan, P.F.** (2003) Dynamic Analysis of Shell Structures with Application to Blast Resistant Doors, *Shock & Vib.*, 10(4), pp.269~279.
- Kristensson, R., Carlsson, M.** (2012) Structural Response with Regard to Explosions – Mode Superposition, Damping and Curtailment, Master Thesis, Lund University, Lund, Sweden.
- Kuda, F.N., Ucak, S., Osmancikli, G., Türker, T., Bayraktar, A.** (2015) Estimation of Damping Ratios of Steel Structures by Operational Modal Analysis Method, *J. Construct. Steel Res.*, 112, pp.61~68.
- Liao, J.J.** (2017) A Novel Offshore Platform Blast Wall Design with Energy Absorption Mechanism, Master Thesis, University of Western Australia.
- Livermore Software Technology Corporation (LSTC)** (2017) LS-DYNA S/W and User's Manuals.
- Luo, X., Qian, X., Zhao, H., Huang, P.** (2012) Simulation Analysis on Structure Safety of Refuge Chamber Door under Explosion Load, *Proc. Eng.*, 45, pp.923~929.
- Malver, L.J., Ross, C.A.** (1998) Review of Strain Rate Effects for Concrete in Tension, *ACI Mater. J.*, 95(6), pp.735~739.

- Moon, J.H., Shin, H.S., You, Y.J., Kim, W.W., Kim, S.W. (2019) Development of Protective Structure Applied with High-Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites, Final Report, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology(KICT).
- Nam, J.W., Kim, H.J., Kim, S.B., Byun, K.J. (2007) HFPB Analysis of Concrete Wall Structure Subjected to Blast Loads, *J. Korean Soc. Civil Eng.*, 27(3), pp.433~442.
- National Emergency Management Agency (NEMA) (2008) A Study on the Standards and Utilization Plan of CBR Facilities, Policy Research Report, Republic of Korea.
- Protective Design Center (PDC) (2008) Single Degree of Freedom Structural Response Limits for Anti-Terrorism Design, PDC TR-06-08, Omaha, NE: U.S. Army Corps of Engineers.
- Rezaei, S.H.C. (2011) Response of Reinforced Concrete Elements to High-Velocity Impact Load, PhD Thesis, Purdue University, West Lafayette, Indiana, U.S.
- Ross, C.A., Tedesco, J.W., Kuennen, S.T. (1995) Effects of Strain Rate on Concrete Strength, *ACI Mater. J.*, 92(1), pp.37~47.
- Shim, K.B., Lee, J.Y., Lee, J.H., Seong, Y.S., Lee, T.S. (2018) Performance Evaluation and Structural Proposal of Sliding Door under Explosive Load, *Proceeding of Annual Conference*, The Korean Society of Mechanical Engineering, pp.24~29.
- Shin, H.S., Kim, W.W., Kim, S.W., Moon, J.H. (2019a) Design Sensitivity Analysis of a Steel-Concrete Double-leaf Blast-resistant Door to Determine the Steel Ratio, *J. Korean Soc. Hazard Mitig.*, 19(4), pp.165~177.
- Shin, H.S., Kim, W.W., Park, G.J., Lee, N.K., Moon, J.H., Kim, S.W. (2019b) FE Analysis on the Structural Behavior of the Single-leaf Blast-Resistant Door According to Design Parameter Variation, *J. Korea Acad. Ind. Cooper. Soc.*, 20(11), pp.259~272.
- Standards Australia (2011) *Australian/New Zealand Standards, Structural Design Actions - Part 2, Wind Actions*, AS/NZS 1170.2:2011; Standards Australia: Sydney, Australia.
- Tavakoli, H.R., Kiakojouri, F. (2014) Numerical Dynamic Analysis of Stiffened Plates under Blast Loading, *Lat. Am. J. Solids & Struct.*, 11(2), pp.185~199.
- U.S. Department of Defense (U.S. DoD) (2008) Unified Facilities Criteria; Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions, UFC 3-340-02.
- Veeredhi, L.S.B., Rao, R. (2015) Studies on the Impact of Explosion on Blast Resistant Stiffened Door Structures, *J. Inst. Eng.*, 96(1), pp.11~20.
- Wang, Y., Zhai, X., Yan, J., Ying, W., Wang, W. (2018) Experimental, Numerical and Analytical Studies on the Aluminum Foam Filled Energy Absorption Connectors under Impact Loading, *Thin-Walled Struct.*, 131, pp.566~576.
- Yang, K.H., Chung, H.S. (2001) The Shear Behavior of Reinforced High-Strength Concrete Deep Beams Without Shear Reinforcement, *J. Archi. Inst. Korea, Struct & Constr.*, 17(11), pp.11~18.
- Zhang, X., Zhao, X., Zhang, Y., Li, Z. (2012) A One-Point Quadrature Element Used in Simulation of Cold Ring Rolling Process, *Materials Science Forum*, Vols.704/705, Trans Tech Publications, Switzerland, pp.165~171.
- Zhu, L., He, X., Chen, F.L., Bai, X. (2017) Effects of the Strain Rate Sensitivity and Strain Hardening on the Saturated Impulse of Plates, *Lat. Am. J. Solids & Struct.*, 14, pp.1273~1292.

요 지

외피 구조로서의 강박스와 내부의 철근콘크리트 슬래브로 구성되는 양개형 방폭문은 방호 및 대피 구조물의 출입구에 설치되는 구조체이다. 방폭문과 그 후면의 벽체 사이에는 일정한 설치 간격이 존재하게 되는데, 이로 인한 지지조건 및 구조거동의 변화는 방폭 해석 및 설계에 적절히 고려되지 않고 있다. 본 연구에서는 설치 간격에 의한 지지조건 및 폭압의 변화에 따른 방폭문의 구조응답 및 파괴거동을 유한요소 해석방법으로 비교·분석하였다. 해석 결과에 따르면, 설치 간격 및 폭압의 변화는 방폭문의 최대 처짐 및 영구 처짐과 같은 처짐 거동에 영향을 미치며, 설치 간격이 크고 작음에 따라 방폭문과 벽체의 충돌 접촉 정도 및 이에 의한 충격력이 크게 변화하는 것으로 나타났다. 또한, 방폭문에 작용하는 이와 같은 충격력의 변화는 슬래브의 전단파괴와 같은 파괴거동에 영향을 미치는 주요 요인으로 분석되었다. 설치간격 10mm 미만의 방폭문은 전단파괴에 취약해지고, 15mm 내외의 수준인 경우가 휨성능 발현에 비교적 더 적합한 것으로 나타났다. 본 연구에서는 설치 간격 및 폭압과 같이 기본적인 조건의 변화에 한해서 비교 해석을 하였다. 향후, 부재 재원 및 강도변화, 전단설계 여부 등 다양한 변수에 따른 구조거동 변화에 대해 실험적 및 해석적 연구가 필요하다.

핵심용어 : 방폭문, 경계조건, 충격력, 전단파괴, 유한요소해석방법