

폭굉을 고려한 압력용기 최대허용압력 결정방법의 제안

최진복^{1†}

¹한국원자력연구원 연구로개발단

Method for Determination of Maximum Allowable Pressure of Pressure Vessel Considering Detonation

Jinbok Choi^{1†}

¹Department of Research Reactor Development, Korea Atomic Energy Research Institute, Daejeon, 34057, Korea

Abstract

The internal pressure is a critical parameter for designing a pressure vessel. The static pressure that a pressure vessel must withstand is usually determined according to the various codes and standards with simple formula or numerical simulations considering the geometric parameters such as diameter and thickness of a vessel. However, there is no specific codes or technical standards we can use practically for designing of pressure vessels which have to endure the detonation pressure. Detonation pressure is a kind of dynamic pressure which causes an impulsive pressure on the vessel wall in a extremely short time duration. In addition, it is known that the magnitude of reflected pressure at the vessel wall due to the explosion can be over twice the incident pressure. Therefore, if we only consider the reflected pressure, the design of the pressure vessel can be too conservative from the economical point of view. In this study, we suggest a practical method to evaluate the magnitude of maximum allowable pressure that the pressure vessel can withstand against the detonation inside a vessel. As an example to validate the proposed method, we consider the pressure vessel containing hydrogen gas.

Keywords : explosion, detonation, equivalent static pressure, pressure vessel, hydrogen

1. 서론

그간 폭발하중이 가해졌을 경우 콘크리트, 빔-트러스 등으로 이루어진 건축 구조물의 구조건전성 평가에 대한 다양한 연구들(Kim *et al.*, 2017; Jo *et al.*, 2014; Choi *et al.*, 2015; Kim, 2012)이 진행되어 왔고, 또한 압력용기 및 배관 내부에서 폭발(explosion)이 일어나는 경우에 대한 이론적 연구(Browne *et al.*, 2008) 또는 실험을 통한 연구들(Ward *et al.*, 1964; Pearce *et al.*, 1966; Shepherd, 2009; Jo, 2012)이 수행되어져 왔다. 그러나 이러한 연구 결과들을 실제적인 압력용기의 설계에 적용한 사례는 드물며 특히, 폭굉(detonation)하중을 고려하여 압력용기를 설계해야할 경우 적용할 수 있는 기술 기준은 거의 없는 실정이다. 압력용기 설계 시 자주 적용하는

ASME Boiler & Pressure Vessel Code 역시 정적인 내압 또는 외압 조건에서 압력용기를 설계하기 위한 기술요건들을 주로 기술하고 있다. 따라서 가연성 가스의 폭발, 특히 폭굉의 특성을 이해하고 이를 고려한 설계방법의 개발이 필요하다. 일반적으로 가연성 기체의 폭발은 폭굉(detonation)과 폭연(deflagration)으로 나눌 수 있다. 폭연은 가장 일반적인 폭발 현상이며 이 경우 연소에 의한 압력파는 약 100m/s 이하의 아음속으로 전달된다. 대부분의 탄화수소계열 가스의 경우 밀폐용기 내에서 초기압력이 1bar일 경우 약 8~10bar 정도의 최대폭연압력을 보인다. 그러나 폭굉의 경우 압력파는 폭연의 경우 보다 훨씬 빠른 약 1500~2000m/s의 속도로 전파되며 대기압 하에서 최대압력은 대략 15~20bar(Bjerketvedt *et al.*, 1993) 정도에 이른다. 또한 벽면에 충돌하여 반사되는

[†] Corresponding author:

Tel: +82-42-868-8335; E-mail: jbchoi95@kaeri.re.kr
Received June 16 2018; Revised September 11 2018;
Accepted September 12 2018

©2018 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.

반사압력(reflected pressure)은 이보다 훨씬 높게 나타난다. 가연성 기체는 폭연 또는 폭핑이 일어날 수 있는 조성 범위를 가지는데, 수소기체의 경우 폭연이 일어나려면 공기 중에 수소가스가 4%~75%의 체적비(Balthasar *et al.*, 1983)로 존재하여야 하며 폭핑이 발생하려면 18.3%~59%의 체적 비율로 공기 중에 존재하여야 한다고 알려져 있다(Bjerketvedt *et al.*, 1993). 물론 이러한 폭발범위는 절대적인 것은 아니며 발화에너지, 용기의 기하학적 형상 및 경계조건 등에 따라 달라질 수 있다.

기본적으로 가연성 기체의 폭발압력은 초기압력, 온도, 조성비, 가스의 특성 및 양에 따라 매우 민감하게 변하며 미세한 초기조건 차이가 결과치의 큰 편차를 유발하기 때문에 이를 정량적으로 정확하게 측정 및 예측하는 것은 매우 힘들다. 따라서 폭핑압력을 고려하여 압력용기를 설계해야 할 경우 보수성을 고려해 과도한 안전율을 적용하기 쉽고 결과적으로 비경제적인 압력용기 설계를 유발할 수 있다.

폭핑이 일어나는 경우, 구조물은 폭핑압력의 지속시간과 구조물의 고유주기의 비에 따라 서로 다른 동적응답특성을 나타낸다(Kang *et al.*, 2015). 폭핑압력은 일반적인 충격 하중에 비해 하중의 지속시간이 구조물의 고유주기보다 매우 짧아 폭핑압력으로 인한 실제변위는 일반적인 동적하중이 작용할 경우에 비하여 더 작아질 수 있다. 따라서 폭핑압력을 고려한 압력용기 설계시에는 하중의 지속시간과 구조물의 고유주기의 비에 따른 구조물의 동적응답특성 차이를 고려할 필요가 있다. 본 연구에서는 밀폐된 압력용기 내부에서 수소가스의 폭핑이 발생하였을 경우를 가정하고, 폭핑압력의 특성을 고려하여 압력용기가 견뎌야 하는 등가의 정적 최대폭핑압력을 결정하는 방법을 제안하고 그 타당성을 확인하고자 하였다.

2. 본 론

이 장에서는 폭핑의 특성을 고려하여 폭핑압력에 상응하는 등가의 정적압력을 산정하는 방법을 제안하고자 한다.

2.1 등가정적압력계산 방법

실린더 형상의 밀폐압력용기와 폭핑압력사이의 구조적인 연계문제는 폭핑압력을 받는 압력용기 벽면의 응력-변형 상태 방정식을 통해 풀 수 있으며, 여기서 재료는 선형 탄성영역에 있다고 가정한다. 일반적으로 압력용기 벽면에 작용하는 폭핑 압력 $P(t)$ 은 식 (1)과 같은 지수함수의 형태로 나타낼 수 있으며 Fig. 1과 같은 경향성을 보인다.

$$P(t) = P_{ref} \exp(-t/\theta) \quad (1)$$

여기서, t 는 시간, θ 는 최대압력이 절반으로 감소하는데 걸리는데 걸리는 하중지속시간, 그리고 P_{ref} 는 반사압력을 나타낸다. 이 반사압력(P_{ref})은 일반적으로 초기폭핑압력(P_i : incident pressure)에 비해 매우 크며 식 (2)의 실험식으로부터 얻을 수 있다(Browne *et al.*, 2008). 여기서 γ 는 기체의 비열비(수소가스의 경우 1.2)이며, P_i 는 초기폭핑압력을 의미한다. 이 근사화된 실험식은 일반적으로 2.4에서 2.5 정도의 값을 나타낸다. 아울러 이 식으로 계산된 반사압력은 상세계산으로 얻어지거나 실험으로 얻어진 결과와 일반적으로 잘 일치하는 것으로 알려진다(Shepherd *et al.*, 1991).

$$\frac{P_{ref}}{P_i} = \frac{(5\gamma + 1 + \sqrt{17\gamma^2 + 2\gamma + 1})}{4\gamma} \quad (2)$$

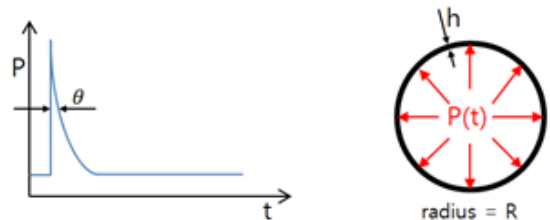


Fig. 1 Typical blast load history

반경 대비 얇은 두께를 가지는 실린더 형상의 압력용기는 축 방향에 대하여 대칭인 쉘 구조물로 이상화할 수 있고, 특히 폭핑하중의 경우 매우 짧은 하중지속시간으로 인해 감쇠로 인해 소산되는 에너지는 적다고 볼수 있으므로 식 (3)과 같이 반경방향 변위(w)에 대한 1차원 문제로 단순화할 수 있다(Shepherd *et al.*, 2009).

$$d^2w/dt^2 + \omega^2 w = P(t)/\rho h \quad (3)$$

여기서, w 는 반경방향 변위이고, $\omega (= \sqrt{E/\rho R^2})$ 은 압력용기의 고유진동수이다. 여기서 $P(t)$ 는 식 (1)과 같은 시간에 따른 압력변화 함수이고, ρ 는 밀도, h 는 용기의 두께, R 은 압력용기의 반경을 나타낸다.

만일 초기조건이 $w(0) = v(0) = 0$ 라면, 식 (3)의 해는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$w(t) = \frac{P_{ref}}{(\omega^2 + \theta^{-2})\rho h} \left(\frac{\sin \omega t}{\omega \theta} - \cos \omega t + \exp(-t/\theta) \right) \quad (4)$$

$$v(t) = \frac{P_{ref}}{(\omega^2 + \theta^{-2})\rho h} \left(\frac{\cos \omega t}{\theta} + \omega \sin \omega t - \exp(-t/\theta)/\theta \right) \quad (5)$$

여기서, v 는 용기 벽의 변형속도를 나타낸다.

식 (4)와 (5)를 구하기 위해서는 하중지속시간(θ)과 고유진동수(ω), 그리고 반사압력(P_{ref})을 결정해야 한다. 그리고 반사압력(P_{ref})을 계산하기 위해서는 식 (2)에서 보는 바와 같이 초기폭굉압력값(P_i)을 얻어야 한다. 일반적으로 이 데이터들은 실험에 의해 얻어질 수 있으나, 현실적으로 실험을 수행하는 것은 어렵기 때문에 본 연구에서는 이 값들을 얻기 위해 충돌 및 폭발해석 전문 소프트웨어인 LS-Dyna를 사용하여 폭발 시뮬레이션을 수행함으로써 필요한 데이터, 즉 하중지속시간(θ)과 초기폭굉압력(P_i)를 얻고자 하였다.

폭발 시뮬레이션을 수행할 수 있는 동적해석 프로그램 중의 하나인 LS-Dyna는 폭발 시뮬레이션을 위해 CONWEP (conventional weapon) 방법을 제공한다. 1980년대 미국에서는 구조물의 폭발 저항성을 평가하기 위한 신뢰성 있는 방법론을 개발하기 위해 방대한 폭발 시험을 수행하여 폭발 하중의 압력-시간 이력곡선을 산정할 수 있는 실험식을 개발하였다(US Department of the Army, 1986). CONWEP 방법은 이 실험식들을 바탕으로 폭발 시뮬레이션에 필요한 폭발 하중을 산정하고 있다(Hyde, 1988). 폭발 시뮬레이션에서 폭발하중을 적용하는 방법은 크게 두 가지로 나눌 수 있는데, 폭발물을 직접 모델링하고 유체-구조 연성문제로 해석하는 방법과 폭발압력의 압력-시간 이력곡선을 대상 구조체에 하중으로 작용시키는 방법이다. 첫번째 방법은 구조체는 물론 유체 공간까지 모델링해야 하기 때문에 요소수가 증가하고 계산 시간이 오래 걸린다. 그러나 폭발하중의 압력-시간 이력곡선을 이용하면 비교적 단시간에 신뢰할 만한 결과를 얻을 수 있다 (Jeon *et al.*, 2016). CONWEP 방법은 일반적으로 개방계에 놓인 구조물에 폭발하중이 가해졌을 때 구조물에 미치는 영향을 평가하는데 사용되기 때문에 밀폐된 압력용기 내부에서 폭발이 일어날 경우 용기의 동적거동 및 건전성을 평가하는데는 적합하지 않을 수 있다. 그러나 본 연구에서는 압력용기 내부에서 폭발이 일어날 때 매우 짧은 순간에 최대치에 도달해 급격하게 소멸하는 초기 폭굉압력(P_i)과 그 하중의 지속시간(θ)만을 필요로 하기 때문에 이러한 측면에서 CONWEP 방법은 신뢰성있는 데이터를 제공할 것으로 판단한다.

결과적으로 식 (4)의 해를 구함으로써 압력용기의 반경방향 최대변위(w_{max}) 및 최대변형률(ϵ_{max})을 얻을 수 있고, 식 (6)으로부터 폭굉에 의한 반사압력(P_{ref})에 대한 등가정적압력(P_{equ})을 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$P_{equ} = \frac{Eh\epsilon_{max}}{R}, \text{ 여기서 } \epsilon_{max} = \max(w(t))/R \quad (6)$$

즉, 이와 같이 산정된 등가정적압력이 압력용기가 폭굉에

대하여 견뎌야하는 최대 압력이 되며, 이 압력을 기준으로 압력용기의 기하학적 형상을 결정할 수 있다.

그런데 전술한 바와 같이 폭굉의 경우 Fig. 1의 하중지속시간(θ)이 압력용기의 고유주기(T) 보다 매우 짧은 특성이 있다. 일반적으로 구조물에 작용하는 하중은 하중지속시간(θ)과 고유진동수(ω)를 곱한 값의 크기에 따라 다음과 같이 분류될 수 있다(Ngo *et al.*, 2007; Krauthammer, 2008).

- $\omega\theta < 0.4$: Impulsive(blast) loading regime
- $0.4 < \omega\theta < 40$: Dynamic loading regime
- $\omega\theta > 40$: Quasi-static regime

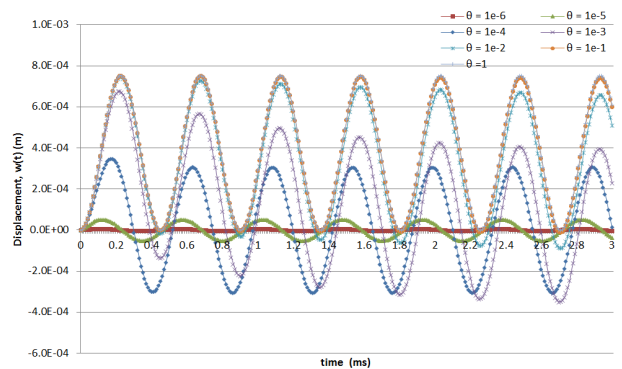


Fig. 2 Comparison of radial displacement of vessel wall with variation of duration time(θ)

Fig. 2는 폭굉하중의 지속시간(θ)의 변화에 따른 압력용기 벽의 반경방향 변위를 비교한 그래프이다. 하중의 지속시간(θ)이 감소할수록 벽면 방향의 변위가 감소함을 확인할 수 있다.

만일 하중의 지속시간(θ)이 증가하여 식 (7)에서 보여지는 동적하중 영역 또는 준 정적하중영역에 속하게 된다면 식 (4)로부터 얻어지는 반경방향 최대변위($\max(w(t))$)의 최대치와 동일한 하중이 정적으로 작용했을 때의 반경방향변위($W_0 = PR^2/Eh$)의 비가 Fig. 3과 같이 점진적으로 2에 수렴

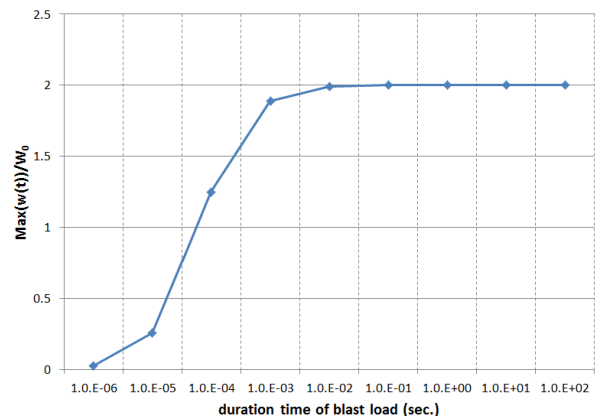


Fig. 3 Effects of duration time on the blast load

하는 경향을 보이게 된다. 이는 구조물에 순간적으로 작용하는 동적하중은 동일한 하중이 정적으로 작용할 때에 비해 약 2배의 변위를 유발한다는 일반적인 사실을 입증한다(Pearce *et al.*, 1966). 그러나 폭풍에 의한 압력과 같이 하중지속시간이 압력용기의 고유주기보다 매우 짧다면 실제 변위는 정적변위의 2배보다 훨씬 작아질 수 있다(Pearce *et al.*, 1966). 예를 들어 폭발하중의 지속시간이 1e-5sec. 라면 압력용기 벽의 최대 변위는 반사압력(P_{ref})이 정적으로 작용할 때의 변위(W_0)의 약 1/4 정도 밖에 되지 않음을 Fig. 3에서 확인할 수 있다.

2.2 폭발 시뮬레이션

본 연구에서 제안한 방법의 타당성을 검증하기 위해 Fig. 3과 같은 가상의 압력용기를 대상으로 폭풍의 특성을 고려한 폭풍 압력의 등가정적압력을 산정하고자 하였다. 이를 위해 전술한 바와 같이 LS-Dyna를 사용하여 폭발해석을 수행함으로써 등가정적압력 계산에 필요한 하중지속시간(θ) 및 초기폭풍압력 값(P_i)을 얻고자 하였다.

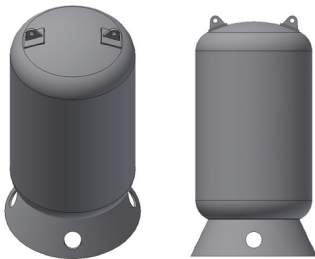


Fig. 4 Assumed 3D model of pressure vessel

예제로 선정된 압력용기의 형상은 Fig. 4와 같으며 압력용기의 주요제원 및 재료와 그 물성치는 Table 1과 같다.

폭발해석을 위한 유한요소모델은 쉘요소를 사용하여 구성되었으며, 압력용기의 하단 스커트 부분의 변위를 완전구속하고 압력용기의 중심부에서 약 0.04kg의 수소가스가 폭발한다는 가정하에 해석을 수행하였다. 그러나 가연성 가스의 경우 물질의 조성비 및 압축특성, 누출량, 산소와의 결합 비 특성들에 따라

Table 1 Specification and material properties of pressure vessel

Material(stainless steel)	ASTM A-240(TP 316L)
Radius, R , (mm)	353
Thickness, h , (mm)	20
Young's modulus, E , (GPa)	193
Density, ρ , (kg/m^3)	8000
Yield stress, σ_y , (MPa)	170
Tensile stress, σ_T , (MPa)	485
Allowable stress, S , (MPa)	115.6

폭발압력 및 폭발속도가 모두 다르게 정의되기 때문에 일반적으로 가연성 가스의 물성을 정의하는 것은 쉽지 않다.

따라서 본 연구에서는 가연성 가스의 양을 이와 상당하는 TNT의 양으로 환산하는 TNT(trinitrotoluene)당량법을 이용하여 해석을 수행한다. TNT당량법은 미국군사기술매뉴얼(US army technical manual TM5-1300)에 기재되어 있으며, 폭발 확산 거리의 환산 및 폭발 피해 예측에 주로 사용되고 있다(Crowl, 1969). TNT의 경우, 폭발 시의 폭발압력이나 폭발 에너지 등의 폭발 특성이 방대한 실험에 의해 상세히 측정되어 있어 TNT의 폭발특성은 신뢰도가 높고 물질조성비에 따라 폭발압력을 정의할 수 있기 때문에 다양한 가스 물질들의 폭발특성을 구할 수 있다는 장점이 있다. TNT 당량 산출식은 식 (8)과 같다.

$$W_{TNT} = \frac{\mu \times M \times E_c}{E_{c,TNT}} \quad (8)$$

여기서,

W_{TNT} : TNT equivalent(kg)

μ : Explosion yield factor(using 0.5 for closed loop)

M : Flammable gas amount(kg)

E_c : Combustion heat caused by explosion material
=28671.13kcal/kg(NIST)

$E_{c,TNT}$: Combustion heat of TNT =1120kcal/kg

식 (8)에 따라 수소가스 0.04kg에 상당하는 TNT의 양은 0.5kg으로 계산된다. 전술한 바와 같이 LS-Dyna는 폭발시뮬레이션을 위해 CONWEP(conventional weapon)방법을 제공하고 있고 이는 방대한 폭발실험을 통해 얻은 폭발하중의 압력-시간 이력곡선을 바탕으로 개발된 실험식에 근거하고 있어 신뢰도가 높다.

예시의 압력용기에 대하여 폭발 시뮬레이션을 수행한 결과 Fig. 4와 같이 초기폭풍압력(P_i)은 4.56MPa, 하중지속시간

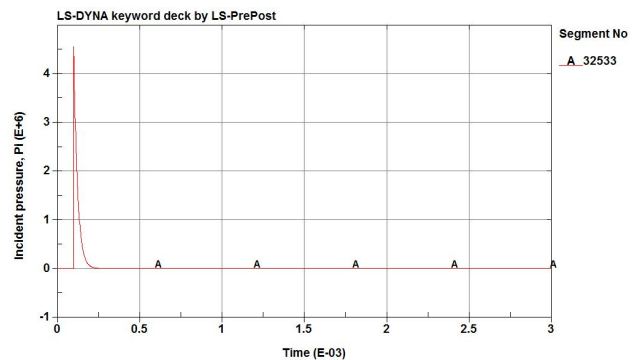


Fig. 5 Blast load transient history

(θ)은 $1.8e-5$ sec.로 계산되었다. 또한 압력용기의 고유진동수 ($\omega = \sqrt{E/\rho R^2}$)는 13914.22 rad/s 이므로 $\omega\theta = 0.25$ 로써 식 (7)에서 보는 바와 같이 폭굉하중범위(blast loading regime)에 속하게 됨을 알 수 있다.

2.3 폭굉압력에 대한 등가정적압력 계산

폭발해석을 통해 하중지속시간(θ) 및 초기폭굉압력(P_i)을 얻고 식 (2)를 통해 반사압력(P_{ref})을 계산할 수 있다. 극히 짧은 폭굉하중의 지속시간으로 인해 식 (4)에서 지수항의 영향이 거의 없기 때문에 Fig. 6에서 보는 바와 같은 압력용기 벽의 반경방향 변위 이력을 얻을 수 있으며 이를 통해 반경 방향의 최대변위 및 최대변형률을 구할 수 있다.

압력용기의 벽면에서 반사되는 반사압력(P_{ref})은 식 (2)에 따라 11.67MPa 로 계산되나, 하중지속시간이 압력용기의 고유주기에 비해 매우 작으므로 실제로 작용하는 등가의 정적 하중(P_{equ})은 식 (6)에 따라 계산되어 Table 2에 정리된 바와 같이 2.83MPa 로 압력용기 벽면에서의 반사압력(P_{ref})에 비해 매우 작음을 알 수 있다.

결과적으로 압력용기 내부에서 폭굉이 일어날 경우, 이와 같이 도출된 등가정적압력(P_{equ})을 기준으로 압력용기를 설계 하더라도 용기가 폭굉압력을 견딜 수 있다고 볼 수 있다.

참고로, 압력용기 설계기준 중의 하나인 ASME Codes

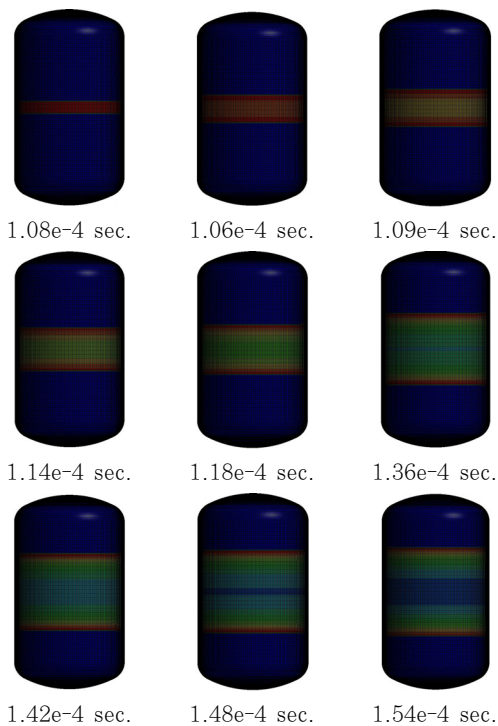


Fig. 6 Incident pressure contours over time

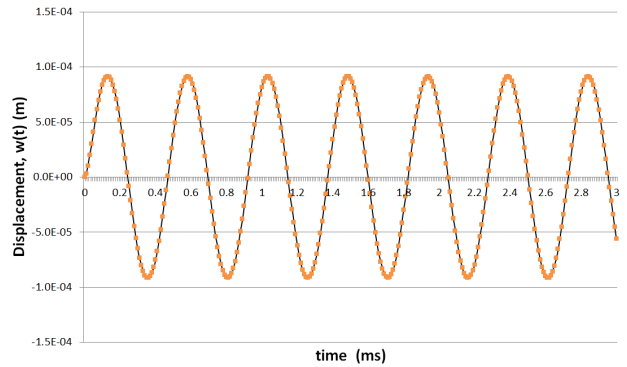


Fig. 7 Radial displacement of pressure vessel

Table 2 Analysis results and equivalent static pressure

P_i (MPa)	θ (sec.)	P_{ref} (MPa)	P_{equ} (MPa)	ASME section VIII, Div.1	Safety margin
4.56	$1.8e-5$	11.67	2.83	5.70	2.01

and Standards(ASME BPVC Section VIII, Div.1)에 따르면 압력용기의 내부에 정적인 압력이 가해질 경우, 탄성 영역에서 다음과 같이 최대허용압력 및 압력용기의 두께를 계산하도록 요구하고 있다.

$$P = \frac{SEt}{R+0.6t} \text{ or } t = \frac{PR}{SE-0.6P} \quad \text{: circumferential stress} \quad (8)$$

$$P = \frac{2SEt}{R-0.4t} \text{ or } t = \frac{PR}{2SE+0.4P} \quad \text{: longitudinal stress} \quad (9)$$

여기서, P 는 내압, S 는 재료의 최대허용응력값, E 는 이음효율 (0.9), R 은 반경, t 는 최소요구두께를 의미한다. 본 연구에서 고려하고 있는 압력용기의 경우, 식 (8)과 식 (9)에 따라 Table 1의 제원을 가지는 예제의 압력용기가 견딜 수 있는 원주 방향의 최대허용응력은 5.70MPa , 길이방향의 최대허용응력은 12.06MPa 로 계산되었다. 따라서 원주방향의 허용응력을 기준으로 할 때 예제의 압력용기는 폭굉압력에 대한 등가정적압력 대비 약 2배의 안전여유를 가지고 있음을 알 수 있다. 그러나 반사압력(P_{ref})를 그대로 고려할 경우 필요한 압력용기의 벽면 두께는 식 (8), 식 (9)에 따라 원주방향의 허용응력을 고려할 경우는 41.1mm , 길이방향의 허용응력을 고려할 경우에는 19.2mm 로 계산된다. 따라서 본 예제의 압력용기가 반사압력(P_{ref})을 견디려면 두께를 약 2배 증가시켜야 함을 알 수 있다.

3. 결 론

폭굉이 일어나는 경우, 구조물은 폭굉압력의 지속시간과

구조물의 고유주기의 비에 따라 서로 다른 동적응답특성을 나타낸다.

압력용기 내부에서 폭핑이 발생할 경우, 반사압력이 압력용기 내부 벽면에 작용하는 시간이 구조물의 고유주기에 비해 매우 짧기 때문에 실제로 압력용기 내부 벽면이 받게되는 압력은 반사압력 대비 크게 감소한다.

따라서, 본 연구에서는 압력용기의 폭발 저항성을 담보하면서 경제적인 설계가 가능하도록 폭핑압력의 특성을 고려하여 실제적인 등가정적압력을 계산하는 방법을 제시하고자 하였다.

References

- Balthasar, W., Schödel, J.P.** (1983) Hydrogen Safety Manual, *Commission of the European Communities, DG for Science, Research and Development EUR 8396EN*, Norway.
- Bjerketvedt, D., Bakke, J.R., Bakke, Wingerden, K.** (1993) Gas Explosion Handbook, *Christian Michelsen Research AS, Gas Explosions and Process Safety*, Fantoft, Bergen.
- Browne, S., Ziegler, J., Shepherd, J.E.** (2008) Numerical Solution Methods for Shock and Detonation Jump Conditions, *GALCIT Report FM2006.006*, California Institute of Technology, USA.
- Choi, H.B., Kim, H.S.** (2015) Optimized TNT Equivalent Analysis Method for Medium and Small Scale Mixture Gas Explosion on Structural Elements, *J. Archi. Inst. Korea*, 31(11), pp.3~10.
- Crowl, W.K.** (1969) Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions, *Technical Manual TM 5-1300, U.S. Army, Navy, and Air Force*, U.S. Government Printing Office, Washington D.C.
- Hyde, D.W.** (1988) User's Guide for Microcomputer Programs CONWEP and FUNPRO, Application of TM5-855-1, Report SL-88-1, *US Army Corps of Engineers Waterways Experiment Station*, Vicksburg, MS.
- Jeon, D.J., Han, S.E.** (2016) Suggestion of Simplified Load Formula for Blast Simulation, *J. Comput. Struct. Eng. Inst. Korea*, 29(1), pp.67~74.
- Jo, E.S., Kim, M.S., Park, J.Y., Lee, Y.H.** (2014) Behavior of Prestressed Concrete Panels under Blast Load, *J. Comput. Struct. Eng. Inst. Korea*, 27(2), pp.113~120.
- Jo, Y.D.** (2012) A Study on Physicochemical Characteristics of Hydrogen Gas Explosion, *Journal of the Korean Institute of Gas*, 16(1), pp.8~14.
- Kang, K.Y., Choi, K.H., Ryu, Y.H., Choi, J.W., Lee, J.M.** (2015) Dynamic Response of Plate Structure Subject to the Characteristics of Explosion Load Profiles - Part B: Analysis for the Effect of Explosion Loading Time According to the Natural Period for Target Structures, *J. Comput. Struct. Eng. Inst. Korea*, 28(2), pp.197~205.
- Kim, K.C.** (2012) Numerical Investigation of the Blast on Structures, Master's Thesis, *Korea Advanced Institute of Science and Technology*.
- Kim, K.J., Kim, H.S.** (2017) Effect of Seismic Design Details in Reinforced Concrete Beams on Blast-Resistance Performance, *J. Comput. Struct. Eng. Inst. Korea*, 30(5), pp.427~434.
- Krauthammer, T.** (2008) Modern Protective Structures, *CRC Press*.
- Ngo, T., Mendis, P., Gupta, A., Ramsay, J.** (2007) Blast Loading and Blast Effects on Structures-An Overview, *EJSE Special Issue: Loading and Structures*.
- NIST** (National Institute of Science and Technology), *Chemistry WebBook*.
- Pearce, D.G., Ward, D.L., Hayes, P.** (1966) Liquid-Hydrogen Explosions in Containment Vessel, *United Kingdom Atomic Energy Authority Research Group Report*.
- Shepherd, J.E.** (2009) Structural Response of Piping to Internal Gas Detonation, *J. Press. Technol.*, 131(3), pp.1~20.
- Shepherd, J.E., Teodorczyk, A., Knystautas, R., Lee, J.H.** (1991) Shock Waves Produced by Reflected Detonations, *Prog. Astronaut. & Aeronaut.*, 134, pp.244~264.
- US Department of the Army** (1986) TM5-855-1, Fundamentals of Protective for Conventional Weapons, *U.S. Department of the Army*, Washington D.C.
- Ward, D.L., Pearce, D.G., Merrett, D.J.** (1964) Liquid-Hydrogen Explosions in Closed Vessels, *Adv. Cryog. Eng.*, 19, pp.390~400. Weapons.

요 지

압력용기의 내압은 압력용기 설계의 중요한 인자이며 이를 바탕으로 관련 설계기준 및 구조해석결과에 따라 압력용기의 두께 및 직경과 같은 기하학적 형상이 결정된다. 그러나 압력용기 내부에서 폭핑이 일어날 경우 이 폭핑압력을 적절히 고려하여 압력용기를 설계할 수 있는 설계기준은 미흡한 실정이다. 일반적으로 폭핑이 발생할 경우, 초기 폭핑압력이 용기 벽면에 도달하여 반사하는 반사압력은 초기압력의 2배 이상이라고 알려진다. 그러나 폭핑압력은 구조물의 고유주기보다도 짧은 시간 안에 최대치에 도달한 후 급격하게 감소하는 경향을 보이며, 이 경우 실제 용기벽면이 받게 되는 압력은 반사압력에 비해 매우 작을 수 있다. 따라서 본 연구에서는 이러한 폭핑의 특성을 고려하여 압력용기가 견뎌야 하는 적절한 등가의 폭핑압력을 산정하는 방법을 제안함으로써 폭핑을 고려한 효율적인 압력용기 설계기준을 제시하고자 하였다.

핵심용어 : 폭발, 폭핑, 등가정적압력, 압력용기, 수소