

Research Paper

DOI: <http://dx.doi.org/10.6108/KSPE.2015.19.2.029>

## 케로신-공기 혼합물의 데토네이션 모델과 구조체 모델을 통한 금속관의 수치해석

이영현<sup>a</sup> · 곽민철<sup>a</sup> · 여재익<sup>a,\*</sup>

### Numerical Analysis of Detonation of Kerosene-Air Mixture and Solid Structure

Younghun Lee<sup>a</sup> · Min-cheol Gwak<sup>a</sup> · Jai-ick Yoh<sup>a,\*</sup>

<sup>a</sup>Department of Mechanical and Aerospace Engineering, Seoul National University, Korea

\*Corresponding author. E-mail: [jjyoh@snu.ac.kr](mailto:jjyoh@snu.ac.kr)

#### ABSTRACT

This paper presents a numerical investigation on detonation of a kerosene-air mixture in the copper tube and the structural response associated with combustion instability in liquid rocket engine. A single step Arrhenius rate law and Johnson-Cook strength model are used to describe the chemical reaction of kerosene-air mixture detonation and the plastic deformation of the copper tube. The changes of flow field and tube stress which are induced by plastic deformation, are investigated on the different tube thicknesses and nozzle configurations.

#### 초 록

본 연구는 케로신 연료를 사용하는 액체로켓엔진에서 발생할 수 있는 연소불안정으로 인하여 파괴 될 수 있는 연소기의 손상을 수치적으로 모사하는 해석 모델의 기초연구이다. 연소불안정으로부터 야기 될 수 있는 케로신의 데토네이션은 1단계 아레니우스 식의 화학 반응식을 이용하였고, 구조체는 Johnson-Cook 강성모델을 활용하여 데토네이션으로 인한 금속관의 소성 변형을 모델링하였다. 금속관의 소성 변형에 의해 변화하는 유동장과 구조체의 스트레스를 노즐 형상과 관의 두께변화에 따라 해석하였다.

Key Words: Kerosene(케로신), Detonation(데토네이션), Multi-material(복합재료), Liquid Rocket Engine (액체로켓엔진), Plastic Deformation(소성변형)

Received 24 December 2014 / Revised 8 March 2015 / Accepted 13 March 2015

Copyright © The Korean Society of Propulsion Engineers

pISSN 1226-6027 / eISSN 2288-4548

[이 논문은 한국추진공학회 2014년도 추계학술대회(2014. 12. 17-19, 강원랜드 호텔) 발표논문을 심사하여 수정·보완한 것임.]

#### Nomenclature

PDE : pulse detonation engine

GFM : ghost fluid method

$C-J$	: Champman-Jouguet
$e$	: total energy density
$p$	: pressure
$R$	: gas constant
$u$	: velocity
$Y_i$	: mass fraction of the reactant mixture
$\varepsilon$	: strain
$\sigma$	: cauchy stress tensor
$\tau$	: deviatoric stress tensor
$\phi$	: level
$r$	: r-axis in 2-D cylindrical domain
$z$	: z-axis in 2-D cylindrical domain

## 1. 서 론

연소기 내에서 발생하는 연소불안정은 정상상태의 화염에 섭동이 가해짐으로써, 비정상 화염으로 발전되는 것으로 볼 수 있다. 이러한 비정상 화염이 구조체의 고유주파수와 일치해지는 경우에는 공진이 발생하고 연소기의 파괴가 일어날 수 있는 위험이 있다[1]. 따라서 연소기에서 발생하는 연소 불안정을 설계 단계에서부터 억제 및 제거하기 위한 해석 모델이 지속적으로 연구되었는데, 연소 불안정의 복잡성으로 인하여 대부분 선형해석에 의존하여 왔다[2]. 하지만 이러한 선형해석은 정상상태의 화염에 섭동이 가해졌을 경우에 한하여 해석을 수행하는 것이기 때문에, 최근에 자세 제어용 엔진과 같은 작은 로켓에서 큰 추력이 필요한 연소기에서 연구가 되고 있는 PDE(Pulse Detonation Engine)과 같은 경우에는 해당 해석 모델을 적용하기 어렵다.

PDE의 경우, 엔진의 효율을 높이기 위하여 연소기 내에서 데토네이션을 발생시켜 추력을 얻는다. 따라서 일반적인 연소기와 비교하여 관벽에 높은 압력과 온도가 가해지게 되는데, 이는 구조체의 파괴를 야기할 수 있고 매우 짧은 시간 동안 연소가 이루어지므로 이를 해석 및 예측할 수 있는 모델이 필요하게 되었다[3-6]. 하지만 이러한 연구들은 관벽이 변형되지 않는 것으로 가정하고 수행이 되었고, 실험 및 수치적으로

관벽의 탄성 및 탄소성의 변형을 수행한 연구[9]도 있었으나 이 둘을 동시에 고려한 연구는 극히 드물다.

본 연구에서는 유동장과 구조체를 함께 고려하여 해석하기 위해, 케로신 연료를 사용한 PDE의 연구를 참고하여 케로신-공기 혼합물의 데토네이션 연소 반응식을 구하고, 이에 따른 구조체의 파괴 모델링을 수행하였다. 데토네이션의 연소 반응식은 1단계 아레네우스 식을 이용하여 기존 문헌[4,8]과의 비교를 통하여 도출 하였으며, 기체-고체를 함께 해석하기 위하여 GFM(Ghost Fluid Method)를 이용한 해석모델을 바탕으로, 데토네이션에 의하여 발생한 고압 및 고온이 구조체에 미치는 영향을 분석하였다. 이러한 해석모델을 이용하여 원통형 관에서의 관두께에 따른 금속관의 반응과 노즐 형상을 가지고 있을 경우의 노즐목 부분의 금속관에 가해지는 압력을 계산하였다. 이러한 해석 결과는 PDE뿐만 아니라 기존의 액체 로켓 엔진의 연소 실에도 적용 되어, 특정 주파수 영역에서 발생하는 공진으로부터 야기되는 구조체의 변형 및 국소 폭발을 예측할 수 있는 기초 연구가 될 것이다.

## 2. 수치적 모델

### 2.1 지배 방정식

본 연구에서 다루는 케로신-공기 혼합물의 초기 온도는 433 K 으로서 완전 기화된 혼합물로 가정하여, 가스 혼합물에 대한 해석을 수행하였다. 작은 관 내 케로신-공기 혼합물의 데토네이션의 전파 현상을 수치적으로 확인하기 위하여 본 연구에서는 1차원과 2차원 원통형 좌표계 하에서 계산을 수행하였으며, 아래의 Eq. 1-5은 2차원 원통형 좌표계의 지배 방정식을 보여주고 있다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial r}(\rho u_r) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho u_z) + \frac{\rho u_r}{r} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_r) + \frac{\partial}{\partial r}(\rho u_r^2 + p) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho u_r u_z) + \frac{\rho u_r^2}{r} - \delta \left( \frac{\partial \tau_{rr}}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\tau_{rr}}{r} \right) = 0 \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_z) + \frac{\partial}{\partial r}(\rho u_r u_z) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho u_z^2 + p) + \frac{\rho u_r u_z}{r} - \delta \left( \frac{\tau_{zr}}{r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} \right) = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho e) + \frac{u_r(\rho e + p)}{r} - \phi \rho Q \dot{w}_i + \frac{\partial}{\partial r} \{ u_r(\rho e + p) \} + \frac{\partial}{\partial z} \{ u_z(\rho e + p) \} - \delta \left( \frac{u_r \tau_{rr} + u_z \tau_{rz}}{r} + \frac{\partial (u_r \tau_{rr} + u_z \tau_{rz})}{\partial r} + \frac{\partial (u_r \tau_{zr} + u_z \tau_{zz})}{\partial z} \right) = 0 \quad (4)$$

$$\phi \left\{ \frac{\partial}{\partial t}(\rho Y_i) + \frac{\partial}{\partial r}(\rho Y_i u_r) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho Y_i u_z) - \rho \dot{w}_i \right\} = 0 \quad (5)$$

여기서,  $\phi = 0$ ,  $\delta = 1$  일 경우, 케로신-공기 혼합물에 대한 지배 방정식이며,  $\phi = 1$ ,  $\delta = 0$  일 경우, 금속관에 대한 지배 방정식이다. 위의 식들에서  $\rho$ ,  $u_r$ ,  $u_z$ ,  $P$ ,  $e$ ,  $Y_i$ 는 각각 밀도,  $r$ 축과  $z$ 축 속도, 압력, 총 에너지 밀도, 가연성 기체 혼합물 내 반응물의 질량 분율이다. 본 연구에서 데토네이션의 화학반응식은 1단계 아래니우스 형태의 화학 반응식을 사용하여 계산하였다. 아래의 Eq. 6은 혼합물의 평균값을 사용한 1단계 아래니우스 화학반응식이다. 여기서, 반응식 내 변수 값은 실험 및 이론식을 바탕으로 보정된 값을 활용하였다[6].

$$\dot{w} = 8.0 \times 10^8 \rho Y_p \exp\left(\frac{-1.55 \times 10^6}{RT}\right) \quad (6)$$

금속관의 경우, 편향 응력에 대한 계산은 후크(Hook)의 법칙과 고변형의 소성 이론을 기반으로 한 아래 Eq. 7과 같은 전개 방정식을 사용하였다.

$$\frac{\partial \tau_{rr}}{\partial t} + \frac{\partial (\tau_{rr} u_r)}{\partial r} + \frac{\partial (\tau_{rr} u_z)}{\partial z} = 2\tau_{rz} \Omega_{rz} + \tau_{rr} \left( \frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) + 2G \left( \frac{\partial u_r}{\partial r} - \Sigma - \eta D_{rr}^p \right) \quad (7-1)$$

$$\frac{\partial \tau_{zz}}{\partial t} + \frac{\partial (\tau_{zz} u_r)}{\partial r} + \frac{\partial (\tau_{zz} u_z)}{\partial z} = -2\tau_{rz} \Omega_{rz} + \tau_{zz} \left( \frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) + 2G \left( \frac{\partial u_z}{\partial z} - \Sigma - \eta D_{zz}^p \right) \quad (7-2)$$

$$\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial t} + \frac{\partial (\tau_{rz} u_r)}{\partial r} + \frac{\partial (\tau_{rz} u_z)}{\partial z} = \Omega_{rz} (\tau_{zz} - \tau_{rr}) + \tau_{rz} \left( \frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) + 2G \left( \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_r}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial r} \right) - \eta D_{rr}^p \right) \quad (7-3)$$

여기서,  $\Omega_{ij}$ ,  $G$ ,  $\Sigma$ ,  $D_{ij}^p$ 는 각각 회전 장근(spin tensor), 전단 계수, 체적 변형률, 소성 변형률 텐서다. 또한  $\eta = 1$  ( $\eta = 0$ )은 탄성 상태(소성 상태)를 의미한다[7].

계산을 위하여 공간 계산은 3차의 Conves ENO scheme을, 시간 계산은 3차의 R-K method를, 소스항 계산은 2차의 FDM을 사용하였다.

## 2.2 구성 방정식

가연성 혼합물의 경우, 압력은 이상 기체 상태 방정식을 통하여 구해진다. 반면, 금속관은 아래의 Eq. 8과 9 같은 Mie-Grueisen 상태 방정식을 사용하고, 전단율과 온도를 고려한 강성 모델로서 Johnson-Cook 모델을 활용하였다[7].

$$p(\rho, e) = \rho_0 \Gamma_0 e + \begin{cases} \frac{\rho_0 c_0^2 \phi}{(1-s\phi)^2} \left[ 1 - \frac{\Gamma_0}{2} \phi \right] & \text{if } \rho \geq \rho_0 \\ c_0^2 (\rho - \rho_0) & \text{otherwise} \end{cases} \quad (8)$$

$$\text{where } \phi = 1 - \frac{\rho}{\rho_0}$$

$$\sigma_Y = \left( \sigma_{Y,0} + A(\bar{\epsilon}^p)^n \right) \left( 1 + B \ln \left( \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^p}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right) \left( 1 - \left( \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right) \quad (9)$$

여기서,  $\Gamma_0$ ,  $a_0$ ,  $s$ ,  $c_0$ ,  $A$ ,  $B$ ,  $n$  은 각각 물질에 따른 일정한 값이며  $T_m$ ,  $T_0$ ,  $\epsilon_p$ ,  $\epsilon_0$ 는 각각 녹는점, 상온, 유효 소성 변형률, 기준 변형률이다. 기준 변형률은 Johnson-Cook 모델에서 보편적으로 1로 설정되므로, 본 연구에서도 기준 변형률을 1로 설정하여 계산하였다[7].

### 2.3 다물질 경계면 추적 및 경계값 결정

Eulerian을 기반으로 한 계산 방식에서 수치적 계산을 통해 두 개 이상의 물질 간 경계면을 추적하기 위해, hybrid particle level set 기법을 사용하였다. 아래의 Eq. 10은 간략한 level set 식을 보여주며, 여기서  $\phi=0$ 을 경계면으로 하여  $\phi < 0$ 인 영역이 대상 물질이 차지하는 영역으로 고려하였다[7].

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \vec{V} \cdot \nabla \phi = 0 \quad (10)$$

Eq. 10의 계산을 위하여 공간은 5<sup>th</sup> order weighted ENO 기법을, 시간은 3<sup>rd</sup> order R-K 기법을 사용하였다. 경계면을 기준으로 서로 상이한 물성치를 가지는 두 물질 사이에는 엔트로피의 불연속성이 존재하기 때문에, 계산이 제대로 이루어지지 않는다. 따라서 경계면에서는 각 물질의 계산을 위하여 각각의 경계값 결정이 요구되는데, 본 연구에서는 경계값을 GFM을 통하여 획득하였다. 레벨을 기준으로 각 물질의 경계값은 엔트로피가 연속적이며 압력과 속도는 일정하다는 가정 하에서 외삽법을 통하여 결정된다.

## 3. 결과 및 논의

### 3.1 케로신-공기 혼합물의 데토네이션

내부의 데토네이션 전파 및 관의 소성 변형을 모델링하기에 앞서, 케로신-공기 혼합물의 데토네이션 모델에 대한 검증이 요구된다. Table 1은 모델링에 활용된 케로신-공기 혼합물의 물성치 및 초기값을 보여준다. 이를 활용하여 Fig. 1과 같은 데토네이션 전파 현상을 확인할 수 있다.

Table 1. Initial condition and parameters of kerosene-air mixture.

Working mediums	Kerosene-air mixture
Initial density	1.2364 kg/m <sup>3</sup>
Initial pressure	1 bar
Initial temperature	433 K
Specific heat ratio	728.123 J/(kg-K)
Molecular weight	0.03036 kg/mol
Pre-exponential factor	8.0X10 <sup>8</sup> m <sup>3</sup> /(kg-s)
Activation energy	71036 J/mol
Chemical heat release	1.55X10 <sup>6</sup> J/kg
C-J* detonation pressure	18 bar [4]
C-J* detonation velocity	1750 m/s [8]

\*Chapman - Jouguet

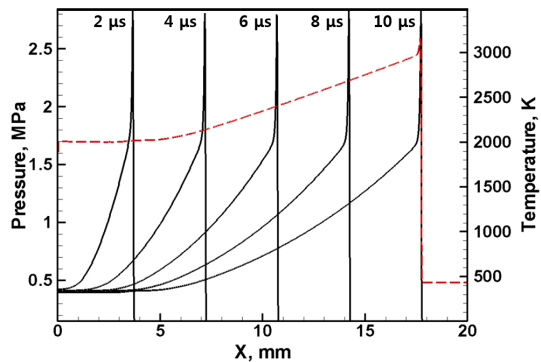


Fig. 1 Pressure histories along detonation propagation (black lines) and temperature profile at 10  $\mu$ s (red line).

여기서 본 연구에서 사용하는 화학 반응식을 활용한 케로신-공기 혼합물의 데토네이션 속도 및 압력은 1740 m/s와 17.5 bar로서 C-J(Chapman- Jouguet)데토네이션 속도(1750 m/s) 및 압력(18 bar)에 근접한 값을 모사할 수 있었다.

### 3.2 2차원 해석 대상 설정

케로신-공기 혼합물의 데토네이션 모델을 기반으로 작은 관 내 데토네이션의 전파 현상 및 가압에 의한 관(구조체)의 소성 변형을 확인하기

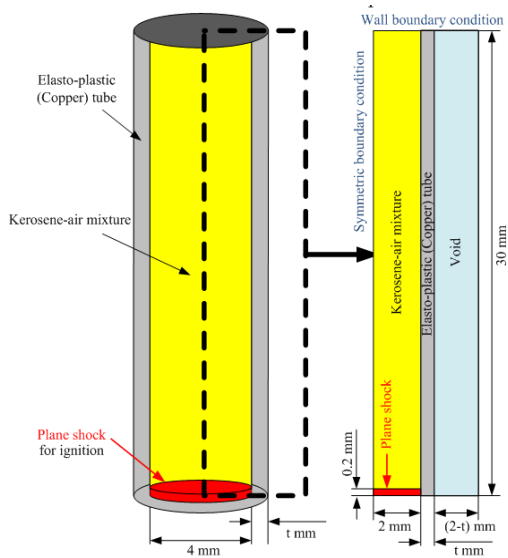


Fig. 2 Schematic of a 2D problem setup for tube.

위하여 Fig. 2와 같은 이차원 원통형 좌표계 하에서 계산 영역(4 mm X 30 mm)을 설정하였다. 여기서 케로신-공기 혼합물은 좌측으로부터 2 mm X 30 mm에 채워져 있으며 초기 데토네이션의 발생을 위하여 하단에 C-J 조건의 2배에 해당하는 압력을 초기 조건으로 설정하였다. 또한 두 가지 두께(얇은관: 0.12 mm, 두꺼운관: 0.2 mm)를 고려하여 관의 소성 변형의 발생과 이에 따른 내부 유동장의 변화를 확인하였다. 계산 영역에서의 경계 조건으로는 상단, 좌측, 우측, 하단에 각각 벽면 조건, 대칭 조건, 유입 조건, 외압 조건( $X_{boundary}=0.95X_1+0.05X_0$ )을 적용하였다. 외압 조건에서  $X_1$ 은 데토네이션을 발생시키기 위하여 설정한 하단면의 초기값인 36 bar 이고  $X_0$ 는 원통외부의 값으로 1 bar이다[6].

케로신-공기 혼합물의 기계적, 화학적 물성치 및 변수 값은 1차원 모델과 같은 값을 사용하였으며, 구리 관의 물성치와 Mie-Gruneisen EOS, 그리고 Johnson-Cook 강성 모델의 변수 값은 참고문헌 [7]의 값을 사용하였다.

다음으로 본 연구에서 활용할 격자 크기를 결정하기 위하여 분해능 시험을 수행하였다. Fig. 3은 1/15, 1/50, 1/100 mm의 격자 크기에 따른 데토네이션 구조를 보여주고 있다. 1/50 mm와

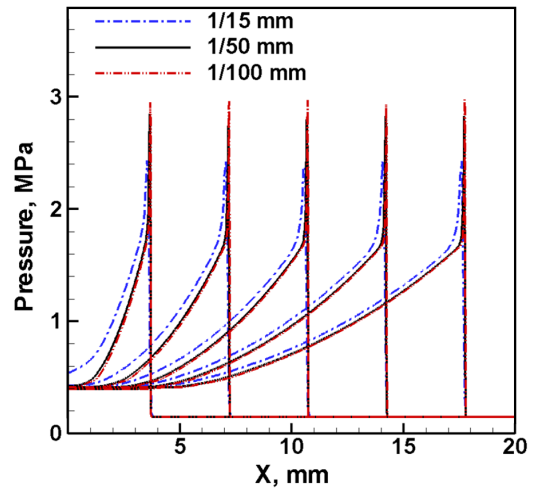


Fig. 3 Pressure profiles of three different mesh sizes (1/15, 1/50, and 1/100 mm).

1/100 mm의 경우 von Neumann spike와 C-J 압력의 위치 및 크기가 거의 동일하기 때문에 본 연구에서는 1/50 mm를 적정 격자 크기로 간주하여 사용하였다. 여기서 1/50 mm는 1기압 하에서 케로신-공기 혼합물의 화염 두께(0.1 ~ 0.2 mm) 내 계산 절점을 5 ~ 10 가량 위치시킬 수 있는 크기이며, 연구에서 다루는 관 두께인 0.2 mm 내 10개의 절점을 위치시키는 크기[4]이기 때문에 적절하다고 판단된다.

### 3.3 원통관

두꺼운관과 얇은관의 차이를 확인하기 위하여, 우선 0.2 mm 두께의 관을 사용하여 두꺼운관에 대한 수치적 계산을 수행하였다. Fig. 4는 이차원 원통형 좌표계 중앙에서 길이 방향으로의 압력 변화를 보여주고 있다.

그림에서 가장 좌측의 검정색 피크는 2  $\mu$ s의 선이고 이후부터 2  $\mu$ s의 간격으로 압력을 도시하였다. 마찬가지로 붉은색 선도 가장 우측의 피크가 18  $\mu$ s일 때 이고 2  $\mu$ s간격으로 압력을 도시하였다. 20 mm 이후부터 화염 전방에서의 압력 세기 변화가 발생하게 된다. 이는 관 내부에서 데토네이션이 전파될 때, 벽면부근에서는 관의 중앙과 비교하여 연소가 지연되게 되므로 벽면에 화염면이 수직이 아닌 경사를 갖게 되고

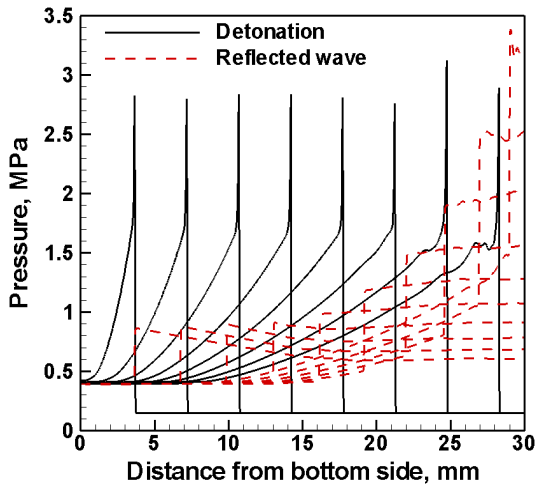


Fig. 4 Pressure histories of a rigid tube(2D cylindrical model).

이에 따라 벽면에서는 반사충격파가 발생하여 횡방향의 유동을 만들고, 화염면이 불안정하게 되어 발생하는 것이다. 또한 관 끝부분에서는 C-J 압력의 대략 2배 이상의 최대 반사파 압력 (3.5 MPa)를 확인할 수 있다. 그래서 이차원 원통 좌표계에서의 최대압력이 von Neumann spike에 해당하는 2.8 MPa보다 높게 형성된다.

다음으로 Fig. 5는 두꺼운관 내의 데토네이션과 반사파의 전파를 밀도장으로 보여주고 있다. 그림에서 확인할 수 있듯이 데토네이션 전방에서 지름과 축 방향으로 심한 압력 차이가 발생하면서 전파되는 것을 확인할 수 있다.

두꺼운관과는 대조적으로 얇은관의 경우, 충격 혹은 데토네이션 압력과 같은 큰 압력 하중이 가해질 경우 탄소성 변형을 겪게 되는데 본 연구에서는 소성 변형을 주로 다루고자 한다. 즉, 동일한 데토네이션 압력에 대해 0.12 mm 두께 관에서는 앞서 언급된 0.2 mm 관과는 상이하게 관의 변형이 발생하며 내부 유동장으로 관 변형에 의한 팽창파가 전파되어 압력 및 밀도의 감소현상을 유발하게 된다.

Fig. 6은 0.12 mm 두께 관에서 데토네이션의 전파에 따라 변화하는 관 내부 밀도장을 보여주고 있다. 초기 데토네이션 전파 시, Fig. 6(a)와 같이 두꺼운관과 동일한 데토네이션 전파를 확

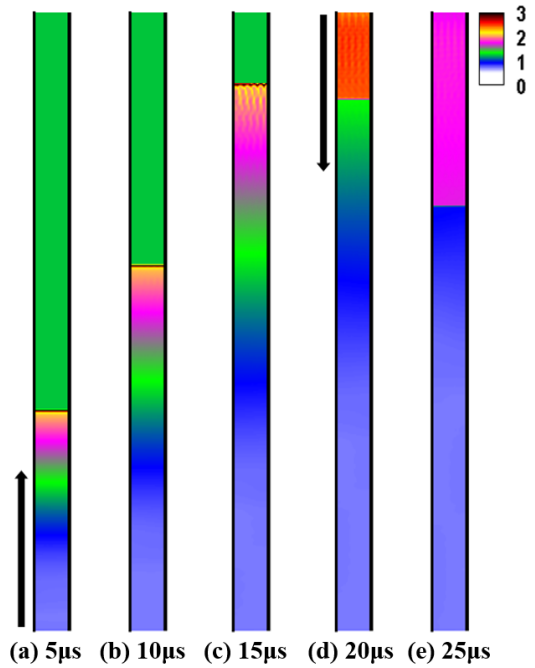


Fig. 5 Snapshots of density [unit: kg/m<sup>3</sup>] in a rigid tube, where arrows indicate the propagation direction.

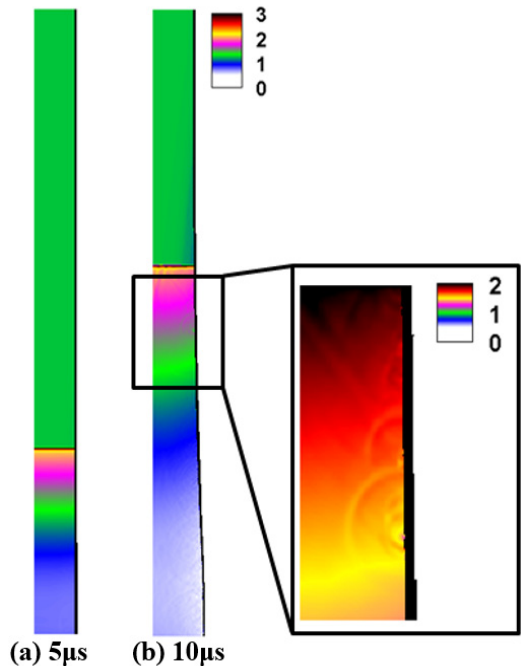


Fig. 6 Snapshots of density [unit: kg/m<sup>3</sup>] in a tube.

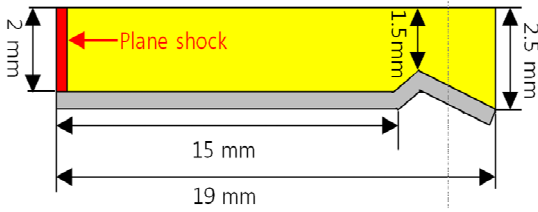


Fig. 7 Schematic of a 2D problem setup for nozzle.

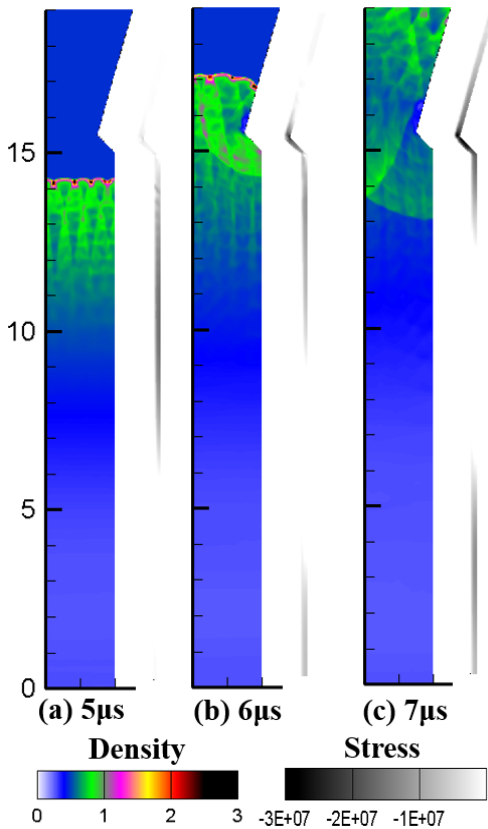


Fig. 8 Snapshots of density [unit: kg/m<sup>3</sup>] in gas phase and r-axis stress [unit: Pa] in solid phase.

인할 수 있다. 하지만 관에 걸리는 유효 소성 응력이 관의 항복 응력을 초과 하였을 때는 Fig. 6(b)에서 확인할 수 있듯이 관의 팽창이 발생하게 된다. 이에 따라 관 내벽과 가연성 혼합물 사이에서는 주위 압력에 비하여 0.85배의 크기를 갖는 팽창파가 관 내부로 전파하게 되는데 이러한 팽창파는 관의 팽창을 따라 다발적으로 발생

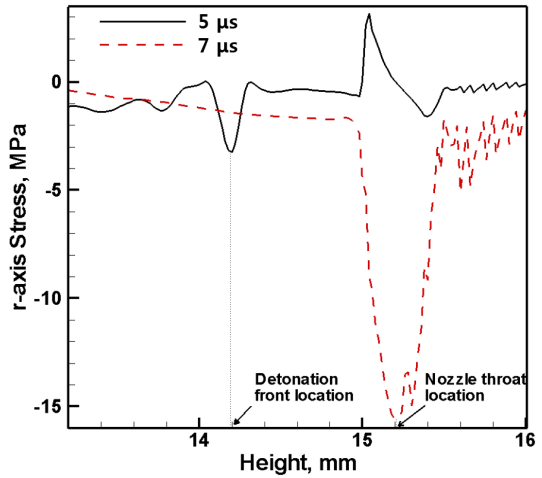


Fig. 9 r-axis stress [unit: MPa] at solid region.

하게 된다. 다발적으로 생성된 팽창파는 유동장 내에서 압력 및 밀도를 감소시키는 역할을 하게 되어 rigid 관과 비교하였을 때, 낮은 압력과 밀도를 보여준다.

### 3.4 노즐관

원통관 뿐만 아니라 노즐 형태의 관에 대해서도 해석을 수행하여 노즐에서의 관에 가해지는 압력의 변화를 해석 모델을 통하여 측정하였다. 노즐의 형상은 Fig. 7과 같다.

관벽의 두께는 두꺼운관과 마찬가지로 0.2 mm로 설정하였고, 노즐목에서 좁아지는 각도는 45도 넓어지는 각도는 60도로 설정하여 관의 반지름은 2 mm, 노즐목의 반지름은 1.5 mm, 노즐 끝단의 지름은 2.5 mm가 되도록 설정하였다.

노즐의 형상에서도 원통관과 마찬가지로 케로신의 점화조건 및 물성치는 동일하게 적용하였으며 이에 해당하는 결과는 Fig. 8과 같다. 노즐 형태에서도 원통 내부와 마찬가지로 케로신의 데토네이션이 발생하는 것은 동일하였고, 노즐목의 지름이 작아지기 때문에 노즐목 부분에서 압력이 상승하게 되고 이에 따라 생겨나는 충격파를 볼 수 있었다. 마찬가지로 금속관 내부에서도 노즐 목 부분에서 관내에 스트레스가 커지게 되었는데, 원통관 부분에 비교하여 열 배 가량 커진 것을 Fig. 9에서 확인 할 수 있다.

#### 4. 결 론

본 연구에서는 케로신-공기 혼합물의 작은 관내 데토네이션 전파 현상과 데토네이션에 의해 유도되는 높은 압력에 의한 원통관과 노즐 형상에 대하여 관의 소성변형 및 관내부의 압력을 수치적으로 확인하였다. 이를 해석하기 위하여 적절한 케로신-공기 혼합물의 데토네이션 모델과 관의 소성 변형 모델, 그리고 변화하는 경계면의 추적을 위한 hybrid particle level-set 기법 및 경계값 결정을 위한 GFM을 사용하였다.

관 두께에 따라 두꺼운관과 얇은관의 차이를 비교하여, 두꺼운관에서 확인할 수 없었던 동적 경계면에서의 다발적인 팽창과 생성 및 압력, 밀도 감소 현상을 얇은관에서 확인할 수 있었다. 그리고 일반적인 PDE의 형상인 노즐 형상에 대해서도 해석을 수행하여 본 모델을 통해 노즐목에 가해지는 압력을 도출해 보았다. 하지만 노즐 형상의 경우에는 아직 검증되지 않은 결과이기 때문에 이에 대한 검증이 필요하며 또한 해당 형상에서 관의 변형이 일어나지 않는 두께에 대한 계산도 수행이 되어야 한다.

본 연구의 해석에 활용된 케로신-공기 혼합물의 데토네이션 모델과 고변형 관 모델, 그리고 다물질 해석 기법은 여러 연소불안정 현상을 예측할 수 있는 해석모델 중 국소 폭발에 의해 발생할 수 있는 불안전성 연구 및 구조체의 응답 관련 연구의 초석이 될 것이다.

#### 후 기

본 연구는 2015년도 BK21플러스 사업과 서울대학교 차세대 우주추진 연구센터와 연계된 미래창조과학부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행한 선도연구센터지원사업(No. 2013073861)의 연구 결과이며, 지원에 대하여 감사드립니다.

#### References

1. Harrije, D.J. and Reardon, F.H., "Liquid Propellant Rocket Instability," NASA SP-194, 1972.
2. Ducruix, S., Schuller, T., Durox, D. and Candel, S., "Combustion Dynamics and Instabilities: Elementary Coupling and Driving Mechanisms," *Journal of Propulsion and Power*, Vol. 19, No. 5, pp. 722-734, 2003.
3. Fuhua, M., Choi, J.Y. and Yang, V., "Thrust Chamber Dynamics and Propulsive Performance of Single-Tube Pulse Detonation Engines," *Journal of Propulsion and Power*, Vol. 21, No. 3, pp. 512-526, 2005.
4. Huang, Y., Tang, H., Li, J. and Zhang, C., "Studies of DDT Enhancement Approaches for Kerosene-Fueled Small-scale Pulse Detonation Engines Applications," *Shock waves*, Vol. 22, No. 1, pp. 615-625, 2012.
5. Kindracki, J., "Analysis of the Experimental Results of the Initiation of Detonation in Short Tubes with Kerosene-Oxidizer Mixtures," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, Vol. 26, No. 1, pp. 1515-1523, 2013.
6. Gamezo, V.N., Desbordes, D. and Oran, E.S., "Two-Dimensional Reactive Flow Dynamics in Cellular Detonation Waves," *Shock Waves*, Vol. 9, No. 1, pp. 11-17, 1999.
7. Kim, K. and Yoh, J.J., "A Particle Level-set Based Eulerian Method for Multi-Material Detonation Simulation of High Explosive and Metal Confinements," *Proceedings of the Combustion Institute*, Vol. 34, No. 1, pp. 2025-2033, 2013.
8. Shen H., Wang G., Liu K.X. and Zhang D.L., "Numerical Simulation of Liquid-Fueled Detonations by an Eulerian-Lagrangian Model," *International Journal of Nonlinear Science and Numerical*



- 
- Simulation*, Vol. 13, No. 1, pp. 177-188, 2012.
9. Beltman, W.M. and Shepherd, J.E., "Linear Elastic Response of Tubes to Internal Detonation Loading," *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 252, Issue 4, pp. 617-655, 2002.