

강내탄도의 점화기 해석 모델 개발 및 초기 점화 연구

성형건* · 장진성* · 최동환* · 노태성*

Development of Numerical Model for Igniter and Study on Initial Ignition of Interior Ballistics

Hyung-Gun Sung* · Jin-Sung Jang* · Dong-Whan Choi* · Tae-Seong Roh*

ABSTRACT

A numerical model of the igniter for the interior ballistics has been developed combining the lumped parameter model with the theoretical equation of the orifice. With the developed model of the igniter, the numerical study on characteristics of the interior ballistics according to the igniter configuration in terms of the igniter length, the side hole diameter, and the distribution of side holes has been conducted. As results of the calculation of the pressure difference between the breech and shot base, the low frequency oscillations have been influenced by the igniter length, while the high frequency oscillations have been affected by the side hole diameter and the distribution of side holes.

초 록

Lumped parameter model에 오리피스 이론식을 결합하여 강내탄도의 점화기 해석 모델을 개발하였다. 이 개발된 점화기 해석 모델을 이용하여 점화기 형상인 길이, 직경, 주입구 분포에 따른 강내탄도의 특성을 분석하였다. 포미와 초기탄저의 압력차의 결과로서 점화기 길이는 저주파 진동에 영향을 미치는 것으로 나타났고, 점화제 주입구 직경과 주입구 분포는 고주파 진동에 영향을 주는 것으로 나타났다.

Key Words: Interior Ballistics(강내탄도), Two-phase Flow(이상유동), Gas-Solid Flow(기체-고체 유동), Igniter(점화기)

1. 서 론

탄약의 설계, 새로운 화포 추진제의 개발, 또

는 화포나 포신의 설계를 위해서는 강내탄도 (Interior Ballistics)에서 일어나는 물리 현상에 대한 연구가 필요하다. 강내탄도는 수십 msec 동안에 장약의 연소 및 이동, 고온·고압의 연소 가스에 의한 탄자의 가속이 일어나는 일련의 과정으로 실험 연구에는 계측 장비의 한계와 안전

* 인하대학교 항공우주공학과

† 교신저자, E-mail: tsroh@inha.ac.kr

성 문제로 인한 제약이 있다. 이에 미국, 프랑스, 일본, 호주 등에서는 다차원 다상 유동을 해석하는 강내탄도 코드를 개발하였고 이를 사용하여 다양한 수치적 연구를 수행하였다[1-8].

특히, 점화제 주입에 따라 강내 압력이 국부적으로 상승하여 압력파가 생성되고 이로 인해 포미(Breech)와 탄저(Shot base)의 차압 변동이 생긴다. 이 때 발생한 차압이 음의 값이 나타나는 현상이 발생하면, 약실 내 압력진동이 증폭되는 압력파가 발생할 수 있다. 이로 인해 포신에 허용 응력 이상의 힘이 가해져서 포신에 금이 가거나 포신이 깨지는 등 화포의 성능 및 내구성에 부정적인 영향을 미칠 가능성이 높아질 수 있다. 따라서 탄약 개발 시 압력파로 인한 화포에 심각한 문제가 야기되지 않도록 수치적 연구가 동반되어야 한다. 기체-고체(Gas-Solid Flow)의 이상유동의 경우 해석 격자의 크기가 입자에 의해 제약받기 때문에 점화기 형상을 구현하기 쉽지 않다. 따라서 성긴 격자에서도 점화기 해석이 가능한 모델이 필요하다. 또한, 기존의 국내 연구에서는 점화제가 단순히 일정한 질유량이 주입되는 것으로 가정한 연구를 수행하여 강내 차압 변동에 따른 점화기기의 주입 특성 변화를 모사할 수 없는 한계가 있다[9, 10]. 이에 본 연구에서는 점화기 해석 모델을 개발하였고 이를 이용하여 다양한 점화기 형상에 따른 강내탄도의 특성을 분석하였다. 이를 바탕으로 화포에 결함을 유발시킬 수 있는 압력파를 감소시키는 점화제 주입 방안을 모색하였다.

2. 강 내 탄 도

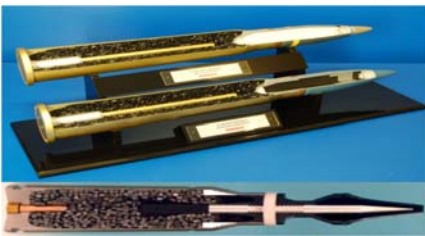


Fig. 1 Section of Interior ballistics

2.1 강내탄도

강내탄도는 화포의 약실 내(Fig. 1)에서 고체추진체가 점화가스에 의해 점화 및 연소되고, 생성된 연소가스의 압력에 의해 탄자가 가속되어 포구를 이탈하는 일련의 과정이다[1-11].

2.2 강내탄도 지배방정식

강내탄도의 약실 내 고체추진체 연소와 이동 현상은 기체-고체의 이상유동에 포함된다. 다분산 이상유동을 해석할 수 있는 Eulerian-Lagrangian 접근법을 사용하여 기체-고체 유동을 해석하였다[9-12].

강내탄도에서 연속상인 기상의 지배방정식은 고체추진체(고상)를 고려하기 위해 기상이 차지하는 부피를 의미하는 기공률(α)을 Euler 방정식에 도입한 식을 사용한다. 본 연구에서는 Baer&Nunziato가 사용한 지배방정식을 이용하였으며 다음과 같다[13].

$$\frac{\partial(\alpha\rho)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha\rho\vec{u}) = \dot{m} + \dot{m}_{ig} \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\alpha\rho u)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha\rho u\vec{u}) = -\alpha\nabla p + \dot{m}\vec{u}_p - \vec{f} \quad (2)$$

$$\frac{\partial(\alpha E)}{\partial t} + \nabla \cdot \{\alpha(e+p)\vec{u}\} = -\vec{f}\vec{u}_p + \dot{m}\left(e_p + \frac{p}{\rho_p} + \frac{\vec{u}_p \cdot \vec{u}_p}{2}\right) + \dot{m}_{ig}e_{ig} - q_p \quad (3)$$

$$\frac{\partial(\alpha\rho Y)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha\rho Y\vec{u}) = \dot{m}_Y \quad (4)$$

2.3 강내탄도 구성방정식

분산상의 지배방정식은 고체추진체에 의한 항력(interphase drag)과 고체상 간의 충돌인 intergranular를 통해 계산되며 Eq. 5와 같다. 항력은 관내 고체입자에 의한 압력 손실을 측정할 실험식을 사용한다. 다양한 모델이 개발되어 사용되고 있으며 대표적으로 사용되는 Ergun의 경험식(Eq. 6)을 사용하였다[11]. Intergranular stress는 Gough 등이 개발한 식(Eq. 7)을 사용하였다[1-3].

$$\frac{Du_p}{Dt} = D_p \times (u_f - u_p) - \nabla \sigma \quad (5)$$

$$D_p = \frac{1}{\rho_p} \left\{ 150 \frac{\mu_f (1 - \alpha)}{\alpha d_p^2} + 1.75 \frac{\rho_f |u_f - u_p|}{d_p} \right\} \quad (6)$$

$$\sigma = \rho_p \frac{a_1^2}{g_0} \alpha_0^2 \left(\frac{1}{\alpha} - \frac{1}{\alpha_0} \right) \quad (7)$$

고체추진제는 열전달에 의해 점화 온도까지 도달하였을 때 점화하고, 고체추진제 연소는 연소율과 형상함수에 의해 계산되며 Eq. 8과 같다. 연소율은 압력의 함수로 표현되는 Saint Robert's Law를 이용하였고 Eq. 9와 같이 표현된다[1-11].

$$\dot{m} = \rho_p N S_p \dot{r} \quad (8)$$

$$\dot{r} = \alpha_p P^\beta \quad (9)$$

고체추진제의 열전달은 Eq. 10-15을 통해 계산된다. 여기서 고체추진제의 표면온도인 T_p 가 점화 온도에 도달할 때까지는 점화되지 않는 것으로 하였다[1-3, 5, 7].

$$q_p = n_p S_p q \quad (10)$$

$$q = h_t (T_g - T_p) \quad (11)$$

$$Nu_p = \frac{h_t d_p}{k_f} = 2 + 0.4 Re_p^{2/3} Pr^{1/3} \quad (12)$$

$$Pr = \frac{4\gamma}{9\gamma - 5} \quad (13)$$

$$T_p = T_{po} - \frac{2}{3} \frac{h_t H}{k_p^2} \quad (14)$$

$$+ \left[\left(T_{po} - \frac{2}{3} \frac{h_t H}{k_p^2} \right)^2 + \frac{4}{3} \frac{h_t T_g H}{k_p^2} - T_{po}^2 \right] \quad (14)$$

$$\frac{dH}{dt} = \alpha_p q \quad (15)$$

Eulerian-Lagrangian 접근법에서 각 상의 지배방정식을 계산하기 위해서는 다른 상의 물리량을 필요로 한다. 이를 위해 PSIC(Particle Source

in Cell) 모델을 사용하여 각 상의 계산에 필요한 물리량을 계산하였다[11].

24 점화기 해석 모델

이상유동인 강내탄도의 해석 격자는 입자 크기로 인해 전산유체역학에서 사용하는 조밀한 격자보다 성긴 격자를 사용한다. 이로 인해 점화기 주입구를 해석 격자 상에 모사하기에는 제약이 있어 Lumped parameter model과 오리피스 이론식을 이용하여 점화기 해석 모델을 개발하였다[14]. 점화기의 내부 압력은 무차원 강내탄도 해석 코드인 IBHVG2에 사용되고 Lumped parameter model을 이용하여 계산하였다. 점화기 내부 압력은 Eq. 16를 통해 계산하며 점화기 주입구의 질유량은 오리피스의 이론식인 Eq. 17을 통해 계산한다.

$$P_{av} = T_{fmean}^{n+1} / (V_{pri} - \sum n_{ig} V_{ig}) \quad (16)$$

$$\times \left(\sum m_{ig} R_{ig} + m_{air} R_{air} - \sum m_{ign} R_{ign} \right) \quad (17)$$

$$m_{ign} = \frac{M_t A_t P_T}{\sqrt{T_T}} \sqrt{\frac{k}{R}}$$

$$\times \left(\frac{1}{1 + \frac{k-1}{2} M_t^2} \right)^{\frac{k+1}{2(k-1)}}$$

25 수치 해석 기법

강내탄도 내의 유동장의 속도는 정지 상태에서 서부터 최대 수 천 m/s 까지 증가하므로 이를 해석하기 위해서는 모든 속도 영역을 해석할 수 있는 전산해석 기법이 필요하다. 이에 본 연구에서는 LSHUS (Low-dissipation Simple High-resolution Upwind Scheme) 기법을 사용하였다[15]. 공간차분법으로 MUSCL과 Minmod 제한자를 사용하였고 시간차분법은 비정상상태 강내탄도를 해석하므로 외재적기법을 사용하였다.

강내탄도는 탄자의 이동에 의해 약실의 공간의 증가되므로 시간에 따라 수치해석 영역이 변화한다. 이에 탄자의 이동에 따른 이동경계면을 해석하는 수치해석 기법이 필요하다. 탄자의 단면 형상이 평면이므로 계산량을 감소시킬 수 있

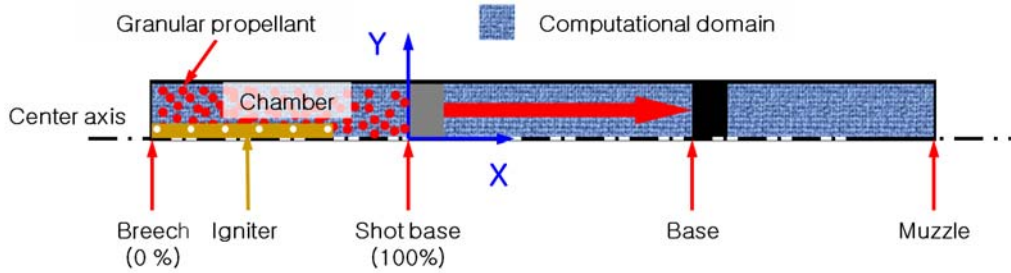


Fig. 2 Schematic diagram of calculation model for interior ballistics

고 Cut cell method와 유사한 Ghost cell extrapolation method를 사용하였다[11, 16].

조건은 Table 3과 같으며 모든 해석조건에서 동일한 양의 점화제를 사용하였다.

3. 해석 결과

3.1 해석 조건

Table 1. Initial conditions of interior ballistics

Projectile mass	30 (kg)
Friction force	17236893 (Pa)
Propellant density	1569.45 (Kg/m ³)
Impetus	911665.4 (J/kg)
Chamber area	0.019478 (m ²)
Chamber length	0.9675 (m)
Exponent in burning rate(n)	0.71
Coefficient in burning rate(a)	1.33858e-7 (Pa) ⁻ⁿ (m/s)
Molecular weight of propellant	22.0 (kg/kmol)
Specific heat ratio	1.2593
Adiabatic temperature	2417 (K)

축대칭 2차원으로 해석을 수행하였고, 상태방정식은 이상기체 상태방정식을 사용하였다. 강내탄도 해석 모델의 형상은 Fig. 2와 같고, 초기 조건은 Table 1과 같다. 점화제 초기 조건은 Table 2와 같고 Fig. 3과 같이 점화제 형상은 동일 위치에 점화제 주입구가 1, 2, 4개 있는 것을 사용하였다. 장약인 고체추진제는 불형으로 직경이 4.1 mm이고 점화제 형상 또한 불형으로 반경이 1.707 mm이다. 점화제 주입구(side hole)

Table 2. Characteristics of igniter[4, 6]

Igniter mass	0.065 (kg)
Side hole diameter	5.5 (mm)
Igniter density	1763 (Kg/m ³)
Igniter impetus	456758.4(J/kg)
Igniter diameter	0.014 (m)
Igniter length	0.502 (m)
Igniter exponent in burning rate(n)	0.164
Igniter coefficient in burning rate(a)	0.0026 (Pa) ⁻ⁿ (m/s)
Molecular weight of igniter	22.0 (kg/kmol)
Igniter specific heat ratio	1.15
Igniter adiabatic temperature	1942 (K)

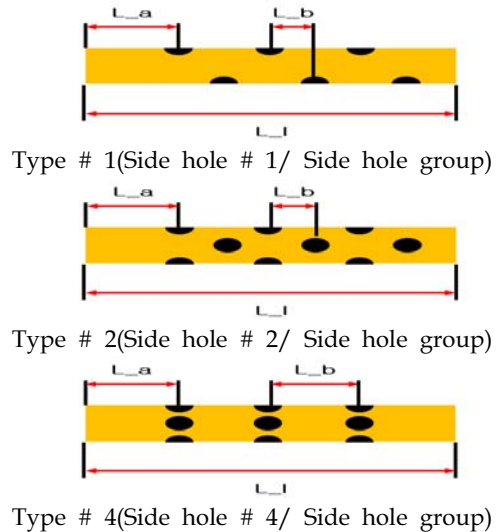


Fig. 3 Side hole type of igniter

Table 3. Characteristics of side hole at igniter

Case*	L_I(m)	Total side hole	Side hole Type	Total group	L_a(delx × number)	L_b(delx × number)
Ign 1SH24_1_24	0.502	24	1	24	2	1
Ign 2SH12_2_24	0.502	24	2	12	3	2
Ign 4SH6_4_24	0.502	24	4	6	5	4
Ign 3SH12_2_24	0.753	24	2	12	4	3
Ign 4SH12_2_24	0.9675	24	2	12	5	4

Case name : Ign (Side hole type)SH(Group number)_(Grid skip)_(Total Side hole), delx = 0.048375 mm

다상유동을 해석하기 위해서는 하나의 격자가 많은 수의 입자를 포함하고 있어야 하므로 초기 약실의 격자는 50×6 개로 구성하였다. 각 격자당 등간격으로 x방향 5개, y 방향 5개로 총 25개의 추진제 입자 그룹(Parcel)을 배치하였고 총 7000 개의 추진제 입자 그룹을 계산하였다. 포구까지 탄자의 이동 거리는 5 m이고, 강내탄도의 초기 기공률은 0.6이다.

3.2 점화제 주입구 분포에 따른 비교

Figure 3과 같이 점화제의 주입구 분포 간격(L_b)이 강내탄도에 미치는 영향을 비교하였다. 주입구 분포 간격은 19.35 mm(Ign 1SH24_1_24), 38.75 mm(Ign 2SH12_2_24), 77.4 mm(Ign 4SH6_4_24) 3 가지로 하였다. 강내탄도의 주요 성능인 포미 압력, 탄저 압력, 포미와 초기 탄저(shot base)에서의 차압(압력차)을 분석하였다.

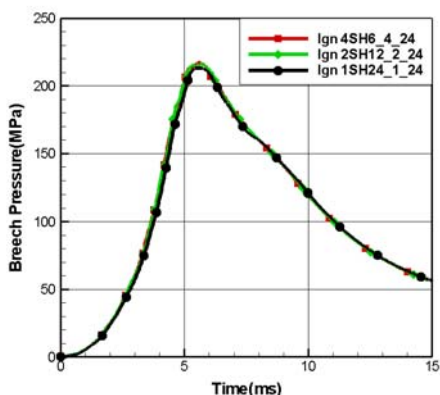


Fig. 4 Time history of breach pressure according to igniter types

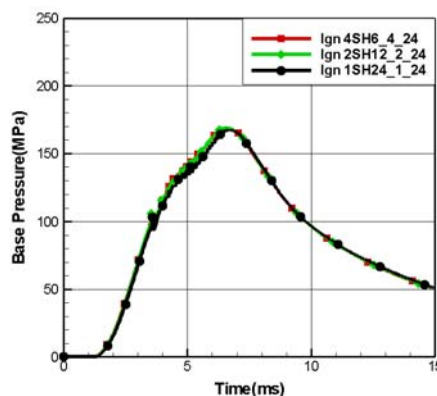


Fig. 5 Time history of base pressure according to igniter types

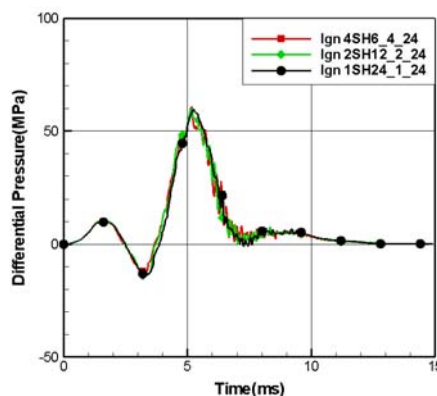


Fig. 6 Time history of pressure difference according to igniter types

점화제 주입구 분포는 포미 압력(Fig. 4), 탄저 압력(Fig. 5)에 긍정적인 영향을 주지 않는 것으로 나타났다. 그러나 Fig. 6의 차압에서는 점화

기 주입구의 분포 간격이 클수록 고주파 진동이 발생하였다. 따라서 점화제 주입구 분포 간격 (L_b)을 조밀하게 하는 것이 화포의 안전성을 향상시킨다는 사실을 알 수 있었다.

3.3 점화기 길이에 따른 비교

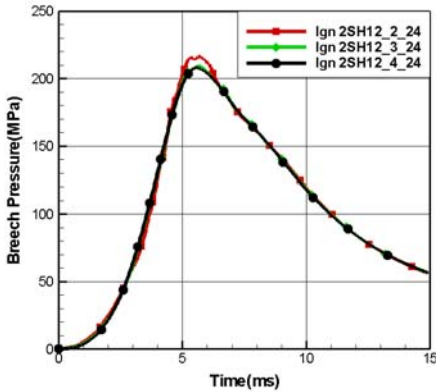


Fig. 7 Time history of breach pressure according to igniter lengths

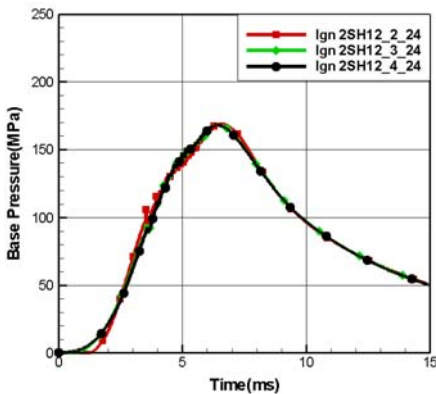


Fig. 8 Time history of base pressure according to igniter lengths

점화기 길이(L_1)가 0.502 m, 0.753 m, 0.9675 m인 3 가지 종류에 대해 강내탄도에 미치는 영향을 비교하였다. 점화기 형상은 Type #2를 사

용하였고 점화기의 주입구 조건은 Table 3의 모델 Ign 2SH12_2_24, Ign 2SH12_3_24, Ign 2SH12_4_24을 사용하였다. 점화기 길이는 포미 압력(Fig. 7), 탄저 압력(Fig 8), 포미와 초기 탄저 사아의 압력차(Fig. 8)에 영향을 주는 것으로 나타났다. 화포의 안전성과 밀접한 관련이 있는 차압에서는 점화기 길이가 짧을수록 저주파의 진폭이 크게 나타났다. 이는 점화기 길이가 짧을수록 탄저 부위의 고체추진체가 점화되는데 걸리는 시간이 증대되기 때문이다. 따라서 화포의 안전성을 유지하기 위해서 최대한 점화기를 길이를 증가시켜야 한다는 사실을 확인하였다.

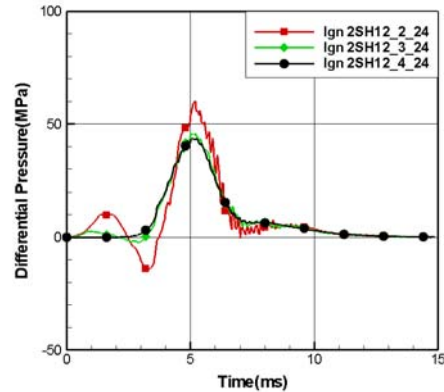


Fig. 9 Time history of pressure difference according to igniter lengths

3.4 점화제 주입구 직경에 따른 비교

점화제의 질유량에 관련된 점화기 주입구 직경이 강내탄도에 미치는 영향을 조사하였다. 점화기 형상은 Type #2를 사용하였고 주입구 직경은 4.5 mm, 5.5 mm, 6.5 mm 3 가지에 대해 비교하였다. 점화기 주입구 조건은 Table 3의 모델 Ign 4SH6_4_24를 사용하였다.

점화제 주입구 직경의 변화는 포미 압력(Fig. 10), 탄저 압력(Fig. 11)에 정성적인 영향을 미치는 않았다. 그러나 Fig. 12의 차압의 경우 전체 경향은 유지하나 점화기 주입구 직경이 작을수록 고주파 진동이 발생하였다.

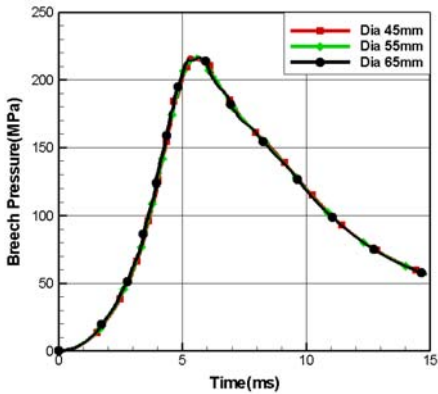


Fig. 10 Time history of breach pressure according to side hole diameters

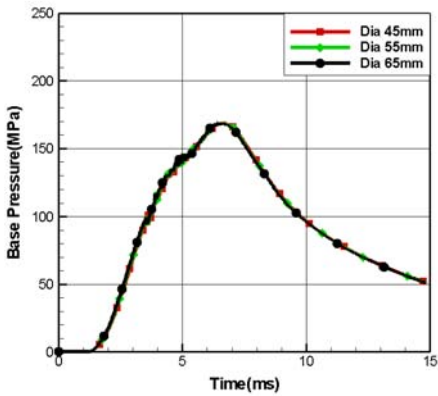


Fig. 11 Time history of breach pressure according to side hole diameters

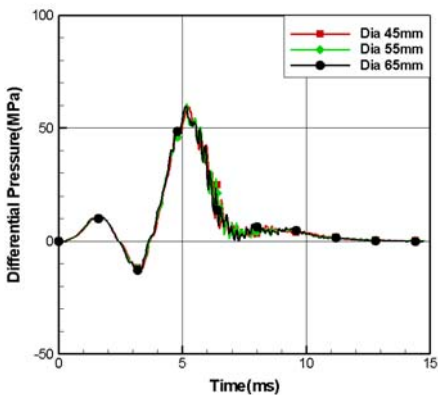


Fig. 12 Time history of pressure difference according to side hole diameters

3.5 결과 분석

점화기 형상 조건에 따른 강내탄도의 주요 성능인 탄자탈출속도를 비교하였고 Table 4와 같다. 탄자탈출속도는 점화기 형상에 상관없이 유사하게 나타나 영향을 받지 않는다는 사실을 알 수 있었다.

Table 4. Muzzle velocity by varying igniter models

Case	Muzzle Velocity (m/s)
Ign 1SH24_1_24	706
Ign 2SH12_2_24	711
Ign 4SH6_4_24	711
Ign 2SH12_3_24	708
Ign 2SH12_4_24	706
Side hole dia 4.5 mm	711
Side hole dia 5.5 mm	711
Side hole dia 6.5 mm	711

강내탄도의 안전성과 직접적인 연관이 있는 차압에서 점화기 길이는 저주파 진동에 영향을 주며 점화제 주입구 직경과 주입구 분포는 고주파 진동에 영향을 주는 것으로 나타났다. 기존의 장진성 등의 1차원 강내탄도 해석 코드를 이용한 연구에서는 질유량이 저주파의 압력파에 큰 영향을 주는 것으로 나타났으나, 질유량과 연관이 있는 점화제 주입구 직경 변화에서는 이와 같은 결과가 나타나지 않았다[9]. 이는 기존 연구가 약실의 내부 압력 변동으로 인한 점화제 주입 질유량 변화를 고려하지 않아 발생한 차이로 예상되나 추가적인 연구를 통해 비교 분석이 필요한 것으로 사료된다.

4. 결 론

고체-기체의 이상유동인 강내탄도의 성긴 격자에서도 점화기 특성을 고려할 수 있도록 점화기 해석 모델을 개발하였다. 이를 위해 무차원 강내

탄도 해석 코드인 IBHVG2에 사용되는 Lumped parameter model과 오리피스 이론식을 사용하였다. 이 개발된 점화기 해석 모델을 이용하여 점화기 형상에 따른 강내탄도의 탄자탈출속도와 점화초기에 발생하는 포미와 초기 탄저에서의 차압에 대해 분석하였다. 차압은 점화기 길이는 저주파 진동에 영향을 미치는 요소로 나타났고, 점화제 주입구 직경과 주입구 분포는 고주파 진동에 영향을 주는 것을 발견하였다. 탄자탈출속도는 점화기 형상에 영향을 받지 않는 것으로 나타났다.

후 기

본 연구는 방위사업청과 국방과학연구소 지원에 의한 연구결과입니다. 지원에 감사드립니다.

Nomenclature

α	: porosity
D_p	: exchange coefficient of drag factor
f	: drag force at each cell
d	: propellant diameter
μ	: viscosity coefficient
\dot{m}	: mass of the combustion gas
α_p	: coefficient in burning rate
β	: exponent in burning rate
P	: pressure
f	: interphase drag
N	: grain number density
\dot{r}	: burning rate
S_p	: propellant surface
C_d	: drag coefficient
q_p	: heat transfer in propellant
h_t	: heat transfer coefficient
R	: Gas constant
k_p	: Propellant thermal conductivity
α_p	: Propellant thermal diffusivity

Subscript

p	: particle or propellant
f	: gas or fluid
ig	: igniter

참 고 문 헌

1. Paul S. Gough, "Initial Development of Core Module of Next Generation Interior Ballistic Model NGEN," ARL-CR-234, 1995
2. Hiroaki Miura and Akiko Matsuo, "Numerical Simulation of Projectile Accelerator using Solid Propellant," 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, AIAA 2006-1439, 2006
3. R. J. Gollan etc, "Development of Casbar : a Two-phase Flow Code for the Interior Ballistics Problem," 16th Australasian Fluid Mechanics Conference, 2007, pp.295-302
4. Dejan Mickovic and Slobodan Jaramaz "Igniter Function: Experimental and Theoretical Studies," Propellant, Explosives, Pyrotechnics, 2009, pp.254-259
5. H. Miura, A. Mastuo, Y. Nakamura, "Multi-dimensional Simulation on Ignition Stage of Granular Solid Propellant Varying Primer Configuration," Advancements in Energetic Materials and Chemical Propulsion, Begell House Inc., pp.507-522, 2008
6. Slobodan Jaramaz, Dejan Mickovic and Predrag Elek, "Two-phase flows in gun barrel: Theoretical and experimental studies," International Journal of Multiphase Flow, 2011, pp.475-487
7. H. Miura, A. Mastuo, Y. Nakamura, "Three-Dimensional Simulation of Pressure Fluctuation in Granular Solid Propellant Chamber within an Ignition Stage",

- Propellant, Explosives, Pyrotechnics, 2011, pp.259-267
8. J. Nussbaum, P. Helluy, J. M. Herard and B. Baschung, "Multi-Dimensional Two-Phase Flow Modeling Applied to Interior Ballistics," Journal of Applied Mechanics, Vol 78 / 051015, 2011
 9. 장진성의 4인, "점화제 주입에 따른 강내탄도 성능해석," 한국군사과학기술학회지, 제14권, 제1호, 2011, pp.22-29
 10. 장진성 외 3인, "강내탄도 성능해석," 제 19회 지상무기학술대회, 2011
 11. 성형건의 5인, "Eulerian-Lagrangian 접근법과 SMART scheme을 이용한 강내탄도 전산해석 코드 개발," 한국군사과학기술학회지, 제13권, 제3호, 2010, pp.349-357
 12. M.A. van der Hoef et. al., "Numerical Simulation of Dense Gas-Solid Fluidized Beds : A Multiscale Modeling Strategy," Annu. Rev. Fluid Mech. Vol. 40, 2008, pp.47-70
 13. Baer, M. R. and Nunziato, J. W., "A two-phase mixture theory for the deflagration to detonation transition in reactive granular materials," International Journal of Multiphase Flow, Vol. 12, No. 6, 1986, pp.861 - 889
 14. Ronald, D. A. and Kurt D. F., "IBHVG2-A User's Guide," Technical Report, BRL-TR-2829, 1987
 15. Eiji Shima, "A Compressible CFD Method for Flow with Sound from Very Low Mach Number to Supersonic," 6th International Colloquium on Bluff Bodies Aerodynamics and Applications, 2008
 16. Chertock, A. and Kurganov, A., "A simple Eulerian finite-volume method for compressible fluids in domains with moving boundaries," Commun Math Sci., Vol. 6 No 3, 2008, pp.531-556