

강내탄도의 성능 영향 요소 분석

성형건^a · 유승령^a · 이상복^a · 최동환^a · 노태성^{a,*}

Analysis of Elements Influencing on Performance of Interior Ballistics

Hyung-Gun Sung^a · Seung-Young Yoo^a · Sang-Bok Lee^a ·
Dong-Whan Choi^a · Tae-Seong Roh^{a,*}^aDepartment of Aerospace Engineering, Inha University, Korea^{*}Corresponding author. E-mail: tsroh@inha.ac.kr

ABSTRACT

The analysis of performance and internal flow according to various numerical models for interior ballistics has been conducted. The initial flow has been mainly affected by the drag model of propellants and their drag degradation reduces oscillations of differential pressure between the breech and the shot base. Models of Nusselt number haven't influenced the major performance of interior ballistics. The negative differential pressure isn't generated in the case without the heat transfer of propellants.

초 록

강내탄도의 다양한 해석 모델에 따른 성능 및 내부 유동을 분석하였다. 항력 모델은 내부 유동에 주된 영향을 미치며 고체추진제의 항력 감소는 차압의 진동을 감소시키는 것으로 나타났다. Nusselt 수 모델은 강내탄도의 주요 성능에 영향을 미치지 않으며 고체추진제의 열전달을 고려하지 않는 경우에는 역압력이 발생하지 않았다.

Key Words: Interior Ballistics(강내탄도), Two-phase Flow(이상유동), Gas-Solid Flow(기체-고체 유동), Interphase Drag(상간 항력), Intergranular Stress(고체간의 충돌)

Nomenclature

C_d : drag coefficient
 D_p : exchange coefficient of drag factor
 d : propellant diameter
 E : Total energy
 e : internal energy
 e_{ig} : combustion heat
 f : drag of propellants

Received 30 November 2011 / Revised 27 January 2013 / Accepted 4 February 2013
 Copyright © The Korean Society of Propulsion Engineers
 pISSN 1226-6027 / eISSN 2288-4548 / <http://journal.kspe.org>
 [이 논문은 한국추진공학회 2011년도 추계학술대회(2011. 11. 24-25, 부산 노보텔 엠베서더) 발표논문을 심사하여 수정·보완한 것임.]

h_t	: heat transfer coefficient
\dot{m}	: mass flowrate of the combustion gas
N	: number of propellant at each parcel
P	: pressure
q	: heat transfer of propellant
R	: gas constant
\dot{r}	: burning rate
S_p	: propellant surface
T_{p0}	: initial propellant surface temperature
u	: velocity
Y	: mass fraction
α	: volume fraction or porosity
α_p	: coefficient in burning rate
α_{pa}	: propellant thermal diffusivity
β	: exponent in burning rate
γ	: specific heat ratio
k_p	: propellant thermal conductivity
μ	: viscosity coefficient
ρ	: density
σ	: intergranular wave speed

Subscript

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

1. 서 론

탄약의 설계, 새로운 화포 추진제의 개발, 또는 화포나 포신의 설계를 위해서는 강내탄도(Interior Ballistics)에서 일어나는 물리 현상에 대한 연구가 필요하다. 강내탄도는 수십 ms 동안에 장약의 연소 및 이동, 고온·고압의 연소가스에 의한 탄자의 가속이 일어나는 일련의 과정으로 실험 연구에는 계측 장비의 한계와 안전성 문제로 인한 제약이 있다. 이에 미국, 프랑스, 일본, 호주 등에서는 다차원 다상 유동을 해석하는 강내탄도 코드를 개발하였고 이를 사용하여 다

양한 연구를 수행하였다[1-8].

강내탄도 현상은 크게 고체-기체(gas-solid)의 이상유동, 장약인 고체추진제의 연소, 탄자의 이동으로 구분할 수 있다. 고체-기체의 이상유동에서는 상간 항력(interphase drag)과 고체간의 충돌(intergranular stress)에 관한 해석 모델링이 필요하고 고체추진제의 연소에서는 열전달에 의한 점화와 연소율 모델이 필요하다. 탄자의 이동은 제어체적의 증가에 따른 이동경계면 해석 모델을 사용한다. 이들 중 고체의 항력, 고체간의 충돌, 추진제의 열전달에 관한 다양한 식이 석탄 가스화나 입자 비산 연구 등에서 개발하여 사용하고 있다[9-11].

Miura 등은 고체의 항력과 고체추진제의 열전달에 관한 모델의 사용 여부에 따라 강내탄도 특성에 미치는 영향을 분석하였고, 강내탄도 성능에 가장 크게 미치는 요소로 고체의 항력이라는 사실을 발견하였다[2,5,7]. 그러나 상간의 전달에 대한 다양한 식들이 개발되어 있지만, 이들에 대한 비교 연구는 거의 수행되지 않았다. 이에 본 연구에서, 이들 모델이 강내탄도의 내부 압력에 미치는 영향을 비교분석하였다.

2. 강 내 탄 도

2.1 강내탄도

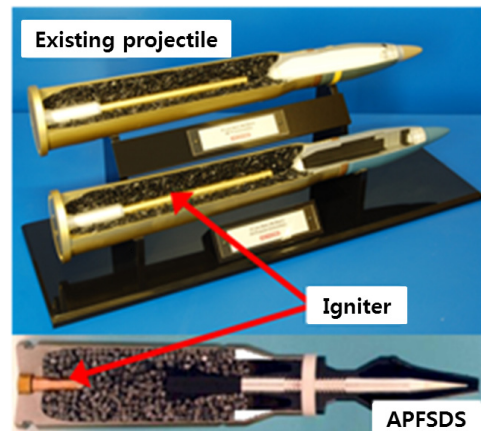


Fig. 1 Section of Interior ballistics.

강내탄도는 화포의 약실 내(Fig. 1)에서 고체추진제가 점화가스에 의해 점화 및 연소되고, 생성된 연소가스의 압력에 의해 탄자가 가속되어 포구를 이탈하는 일련의 과정이다[1-8,12].

2.2 강내탄도 지배방정식

강내탄도의 약실 내 고체추진제 연소와 이동 현상은 기체-고체의 이상유동에 포함된다. 다분산 이상유동을 해석할 수 있는 Eulerian-Lagrangian 접근법을 사용하여 기체-고체 유동을 해석하였다 [12,13].

강내탄도에서 연속상인 기상 지배방정식은 고체추진제(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[14].

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

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

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

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

2.3 강내탄도 구성방정식

분산상의 지배방정식은 고체추진제에 의한 상간 항력(interphase drag)과 고체상 간의 충돌인 입자간 응력(intergranular stress)을 통해 계산하며 Eq. 5와 같다. Intergranular stress는 Gough 등이 개발한 식을 사용하였다[1-3]. 여기서 항력은 관내 고체입자에 의한 압력 손실을 측정할 실험식을 일반적으로 사용한다. 이에 관한 실험식은 다양한 모델이 개발되어 사용되고 있는데,

Table 1. Drag models of two phase flow[9-11].

Model D-A (Ergun)
$D_p = \frac{1}{\rho_p} \left\{ 150 \frac{\mu_f(1-\alpha)}{\alpha d_p^2} + 1.75 \frac{\rho_f u_f - u_p }{d_p} \right\}$
Model D-B (Gibilaro & Gidaspow)
$D_p = C_d \frac{3}{4} \frac{\rho_f u_f - u_p }{\rho_p d_p}$
$C_d = \frac{24}{Re} (1 + 0.15 Re^{0.687}) \alpha^{-1.8} \quad \text{for } Re < 1000$
$= 0.44 \alpha^{-1.8} \quad \text{for } Re \geq 1000$
Model D-N (Ergun and Fixed bed)
$D_p = \frac{1}{\rho_p} \left\{ 150 \frac{\mu_f(1-\alpha)}{\alpha d_p^2} + 1.75 \frac{\rho_f u_f - u_p }{d_p} \right\}$

이중 Table 1과 같은 모델을 사용하여 강내탄도에 미치는 영향을 비교 연구하였다[9-11]. Model D-N의 경우 기체의 항력으로 인한 에너지 손실은 고려하나 고체추진제는 고정층(Fixed Bed)이라 가정하였다.

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

고체추진제는 열전달에 의해 점화 온도까지 도달하였을 때 점화하고, 고체추진제 연소는 연소율과 형상함수에 의해 계산되며 Eq. 6과 같다. 연소율은 압력의 함수로 표현되는 Saint Robert's Law를 이용하였고 Eq. 7과 같이 표현된다[1-8,12].

$$\dot{m} = \rho_p N S_p \dot{r} \quad (6)$$

$$\dot{r} = \alpha_p P^\beta \quad (7)$$

고체추진제의 열전달은 Eq. 8-13을 통해 계산된다. 여기서 고체추진제의 표면온도인 T_p 가 점화 온도에 도달할 때까지는 점화되지 않는 것으로 하였다[1-3,5,7].

$$q_p = n_p S_p q \quad (8)$$

Table 2. Nusselt number correlation of heat transfer.

Model Nu-A (Porterie)
$Nu = 2 + 0.4Re_p^{2/3}Pr^{1/3}$
Model Nu-B (Ranz and Marshall)
$Nu = 2 + 1.8Re_p^{1/2}Pr^{1/3}$
Model Nu-N (Non-heat transfer)
Without heat transfer

$$q = h_t(T_g - T_p) \quad (9)$$

$$Nu_p = \frac{h_t d_p}{k_f} \quad (10)$$

$$Pr = \frac{4\gamma}{9\gamma - 5} \quad (11)$$

$$T_p = T_{po} - \frac{2}{3} \frac{h_t H}{k_p^2} + \left[\left(T_{po} - \frac{2}{3} \frac{h_t H}{k_p^2} \right)^2 + \frac{4}{3} \frac{h_t T_g H}{k_p^2} - T_{po}^2 \right] \quad (12)$$

$$\frac{dH}{dt} = \alpha_{pa} q \quad (13)$$

고체추진제 열전달에 사용하는 열전달 계수는 누셀트수(Nu)로 계산하며 Table 2와 같이 Nu 수는 레이놀즈수(Re)와 프란틀수(Pr)로 계산된다. 이 모델을 사용하여 강내탄도에 미치는 영향을 비교하였다[8,15]. Model Nu-A는 미국의 강내탄도 해석 코드인 NGEN에서 사용한 Nu 수가 정지 유체에서 2가 되도록 수정한 것이다[1-3,8]. Model Nu-N은 고체추진제가 열전달을 받지 않고 바로 점화되는 것으로 가정된 것이다.

Eulerian-Lagrangian 접근법에서 각 상의 지배방정식을 계산하기 위해서는 다른 상의 물리량을 필요로 한다. 이를 위해 분무 연소 해석에서 보간법으로 주로 사용하는 PSIC(Particle Source in Cell) 모델을 이용하여 각 상의 계산에 필요한 물리량을 계산하였다[12]. 약실로 주입되는

점화가스를 모사하기 위해 Lumped parameter model에 오리피스 이론식을 결합한 점화기 해석 모델을 사용하여 점화가스의 질유량을 계산하였다[16].

24 수치 해석 기법

강내탄도 내의 유동장의 속도는 정지 상태에서 서부터 최대 초속 수천 미터까지 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[17]. 공간차분법으로 MUSCL과 Minmod 제한자를 사용하였고 시간차분법은 비정상상태 강내탄도를 해석하므로 외재적기법을 사용하였다.

강내탄도는 탄자의 이동에 의해 약실의 공간이 증가되므로 시간에 따라 수치해석 영역이 변화한다. 이에 탄자의 이동에 따른 이동경계면을 해석하는 수치해석 기법이 필요하다. 탄자의 단면 형상이 평면이므로 계산량을 감소시킬 수 있고 Cut cell method와 유사한 Ghost cell extrapolation method를 사용하였다[12,18].

3. 해석 결과

3.1 해석 조건

축대칭 2차원으로 해석을 수행하였고, 상태방정식은 이상기체 상태방정식을 사용하였다. 강내탄도 해석 모델의 형상은 Fig. 2와 같고, 초기 조건은 Table 3과 같다. 점화기 형상은 Fig. 3과 같이 동일 위치에 4개의 점화제 주입구가 있는 것을 사용하였고 점화기 초기 조건은 Table 4와 같다. 장약인 고체추진제는 구형으로 직경이 4.1 mm이고 점화제 형상 또한 구형으로 반경이 1.707 mm이다. Fig. 3에서 점화기 주입구(side hole)의 각 번호에 해당하는 형상 정보는 Table 5와 같다.

다상유동을 해석하기 위해서는 하나의 격자가 많은 수의 입자를 포함하고 있어야 하므로 초기

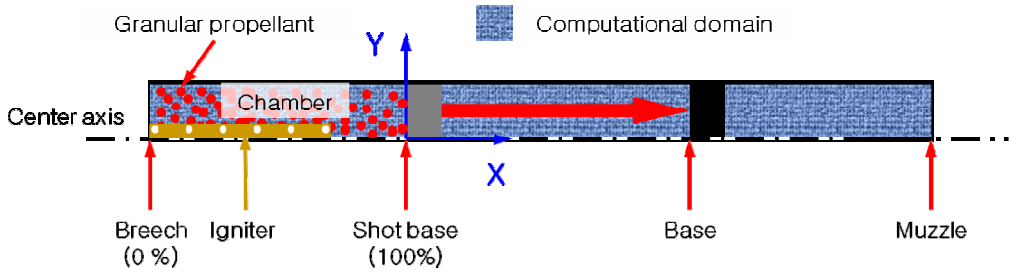


Fig. 2 Schematic diagram of calculation model for interior ballistics.

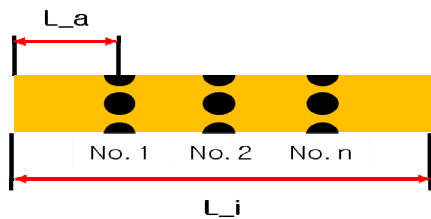


Fig. 3 Igniter dimension.

Table 3. Initial conditions of interior ballistics.

Projectile mass	30 kg
Friction force	17,236,893 Pa
Propellant density	1,569.45 kg/m ³
Impetus	911,665.4 J/kg
Chamber area	0.019478 m ²
Chamber length	0.9675 m
Exponent in burning rate(β)	0.71
Coefficient in burning rate(α_p)	1.33858e-7 Pa ^{-β} · m/s
Molecular weight of propellant	22.0 kg/kmol
Specific heat ratio	1.2593
Adiabatic temperature	2,417 K

Table 4. Characteristics of igniter[4,6].

Igniter mass	0.065 kg
Side hole diameter	5.5 mm
Igniter density	1,763 kg/m ³
Igniter impetus	456,758.4 J/kg
Igniter diameter	0.014 m
Igniter length(L _I)	0.502 m
Igniter exponent in burning rate(β)	0.164
Igniter coefficient in burning rate(α_p)	0.0026 Pa ^{-β} · m/s
Molecular weight of igniter	22.0 kg/kmol
Igniter specific heat ratio	1.15
Igniter adiabatic temperature	1,942 K

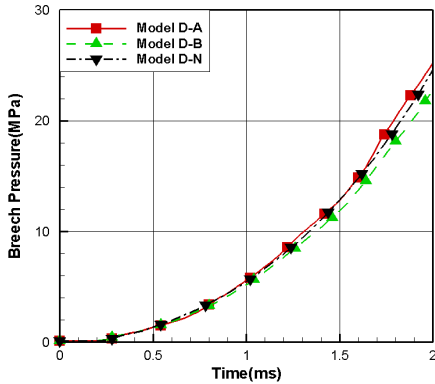
Table 5. Igniter conditions.

Side hole number	No.1	No.2	No.3
Position from breech	10%	18%	26%
Side hole number	No.4	No.5	No.6
Position from breech	34%	42%	50%

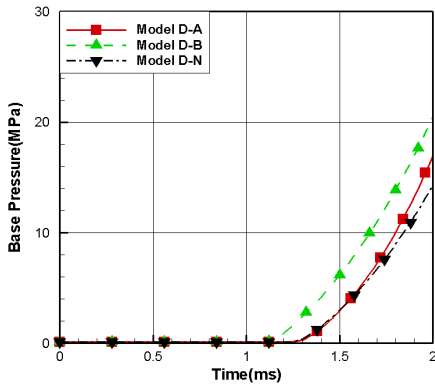
약실의 격자는 50×6 개로 구성하였다. 각 격자당 등간격으로 x방향 5개, y 방향 5개로 총 25개의 추진제 입자 그룹(Parcel)을 배치하였고 총 7500 개의 추진제 입자 그룹을 계산하였다. 포구까지 탄자의 이동 거리는 5 m이고, 강내탄도의 초기 기공률은 0.6이다.

3.2 항력식에 따른 비교

장약인 고체추진제의 이동과 가스상의 압력손실에 사용되는 항력식이 강내탄도에 미치는 영향을 비교하였다. 초기 조건은 Table 3, 4와 같으며 Nusselt 수는 Table 2의 Model Nu-A를 사용하였다. Fig. 4는 항력 모델에 따른 초기 시간의 포미(Breech)와 탄저(Base) 압력이다. 포미 압력의 경우 유사한 경향성을 가지나 탄저 압력에서는 확연히 차이가 나타났다. 이는 유동이 입자



a) Breech pressure at barrel surface



b) Base pressure at barrel surface

Fig. 4 Pressure according to drag models.

들 사이의 불균일한 공간을 흐르면서 발생한 압력 손실이 발생하였고 이로 인해 점화가스가 탄저에 도달하는데 시간 지연이 일어나기 때문이다. 따라서 고체추진체의 점화 특성을 정확히 파악하기 위해서는 항력을 정확히 예측하는 모델이 필요하다는 사실을 알 수 있었다. Fig. 5는 내부 유동장이 고체추진체에 전달한 운동에너지를 계산한 것이다. Model D-N은 고체추진체가 움직이는 않는 고정층(fixed bed)이므로 운동에너지 전달이 없는 것으로 나타났다. Model D-A가 Model D-B보다 고체추진체의 운동에너지가 더 큰 것으로 나타났다. Eq. 5는 유동장의 압력 손실과 동일한 값인 항력이 고체추진체의 운동에너지로 전환되는 것을 나타내므로 Model D-B의 항력이 Model D-A보다 더 작게 계산하

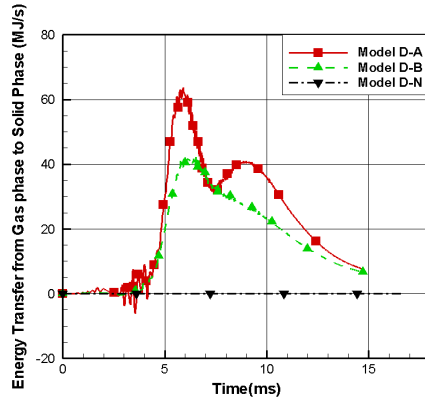


Fig. 5 Energy transfer from flows to propellants.

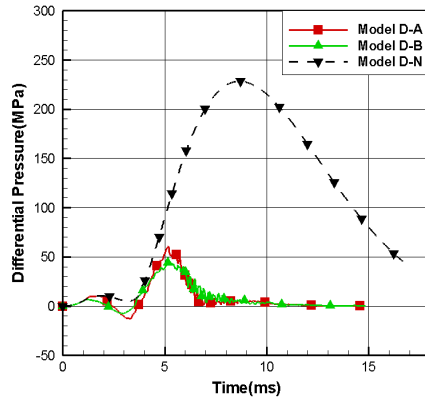


Fig. 6 Differential pressure from breech to shot base using drag models.

는 것을 알 수 있었다.

Fig. 6은 포미와 초기 탄저에서의 압력차(차압)이고, 초기에 발생하는 역압력(NDP, Negative Differential Pressure)은 화포의 안전성을 평가하는 요소로 사용되고 있다. 고체추진체가 이동하지 않는 경우(Model D-N)에는 역압력 구배가 발생하지 않아 포신의 안전성에 문제를 발생시킬 수 있는 압력과는 생기지 않는 것으로 판단할 수 있으나, Fig. 7의 포미 압력을 보면 가장 크게 상승하는 것으로 나타나 포신의 안정성에 부정적인 영향을 주는 것으로 판단된다. 항력을 작게 계산하는 Model D-B의 경우, 압력차의 크기가 상대적으로 작았고 포미 압력도 작았다. 이러한 점을 볼 때 고체추진체의 형상 항력을 최

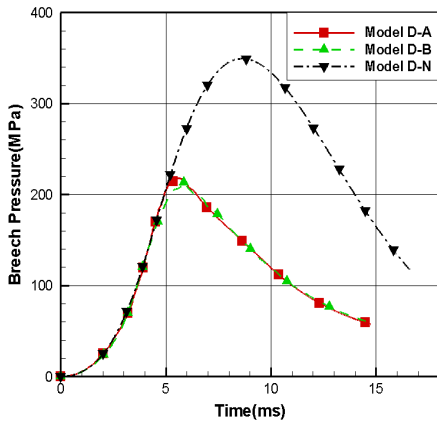


Fig. 7 Time history of breech pressure.

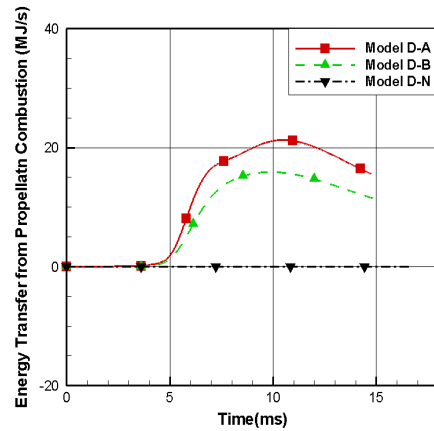


Fig. 8 Kinetic energy of combustion gases.

Table 6. Calculated results of performances by varying the drag models.

Case	Maximum Pressure (MPa)	Muzzle Velocity (m/s)	Muzzle Time (ms)
Model D-A	218	711	14.8
Model D-B	213	710	14.8
Model D-N	349	656	16.7

소화 되도록 설계할수록 점화기에 의한 발생한 압력 진동을 감소시킬 수 있을 것이라 사료된다.

강내탄도의 주요 성능 인자인 약실 최대 압력, 탄자탈출속도, 탄자탈출시간을 Table 6에서 비교하였다. 항력을 통해 고체추진체가 움직이는 경우에는 항력에 상관없이 거의 유사한 성능을 예측하는 것으로 나타났다. 이는 Fig. 8과 같이 항력에 의해 가속된 고체추진체의 운동에너지가 연소로 인해 유동장의 에너지로 다시 흡수되기 때문이다. 반면에, 항력을 통한 압력 손실만 있고 고체추진체가 움직이는 않는 Model D-N의 경우는 3 가지 성능 모두에서 상당한 차이가 나타났다며 탄자탈출속도는 감소하였다. 이들 해석 결과로부터 화포의 안전성을 향상시키기 위해서는 고체추진체의 이동은 필요하나 항력은 최소화되어야 한다는 사실을 알 수 있었다.

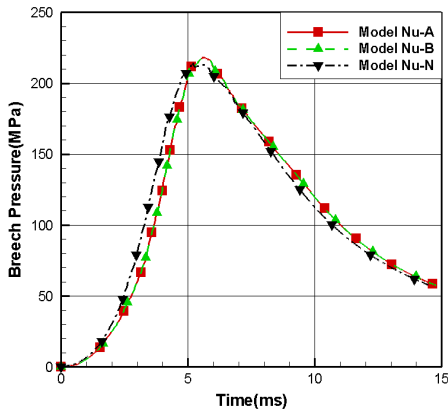
3.3 Nusselt 수에 따른 비교

고체추진체의 열전달이 강내탄도에 미치는 영향을 Fig. 9, 10에서 비교하였다. 초기조건은 Table 3, 4와 같으며, 항력식은 Ergun식을 사용한 Model D-A와 같다. Nusselt 수 계산 모델은 강내탄도의 성능에 영향을 주지 않은 것으로 나타났다. 그러나 열전달을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에는 포미 압력, 탄저 압력, 차압에서 차이가 나타났다. 고체추진체가 열전달을 고려하지 않고 바로 연소하는 경우에는 차압에서 역압력이 나타나지 않았고 최대 압력차도 작게 예측되었다. 이러한 점을 볼 때 열전달에 의한 고체추진체의 점화 지연 현상이 나타나지 않도록 하는 것이 화포의 안전성을 향상시키는 요소라는 사실을 알 수 있었다.

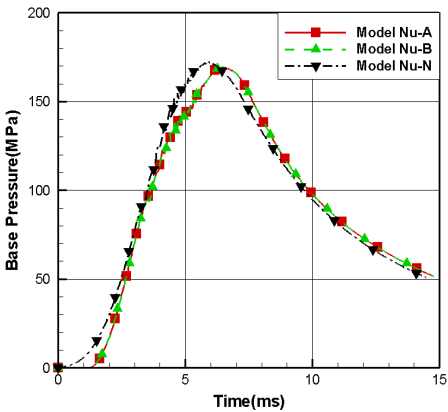
열전달 모델에 따른 강내탄도의 주요 성능 인자를 Table 7에서 비교하였다. 열전달은 강내탄도의 주요 성능인 탄자탈출속도, 탄자탈출시간, 약실 내 최대 압력에는 큰 영향을 주지 않는 것으로 나타났다.

4. 결 론

강내탄도 해석에 사용되는 여러 수학적 모델에 따른 강내탄도의 성능 및 내부 유동을 분석하였다. 항력 모델의 경우 모델에 따라 초기의 내부



a) Breach pressure at barrel surface



b) Base pressure at barrel surface

Fig. 9 Pressure according to heat transfer models.

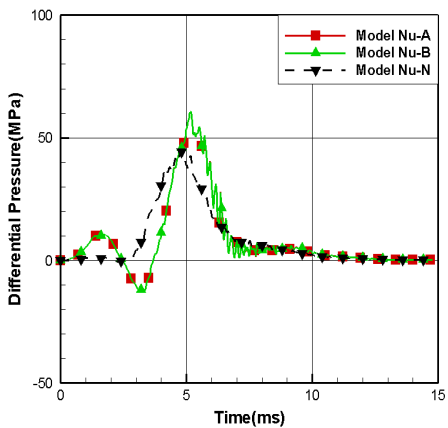


Fig. 10 Differential pressure from breach to shot base according to heat transfer models.

Table 7. Calculated results of performances by varying the heat transfer models.

Case	Maximum Pressure (MPa)	Muzzle Velocity (m/s)	Muzzle Time (ms)
Model Nu-A	218	711	14.8
Model Nu-B	218	711	14.8
Model Nu-N	214	714	14.4

유동 특성에 차이가 나타났으며 고체추진제의 항력을 작게 예측할수록 점화기에 의한 차압과 역압력을 감소시켰다. Nusselt 수 모델들은 내부 유동장과 성능에 영향을 주지 않는 것으로 나타났다. 열전달 고려 여부는 차압의 특성에만 영향을 주는 것으로 나타났다.

이를 통해 화포의 안전성을 향상시키기 위해서는 고체추진제의 항력과 열전달에 의한 점화 지연을 최소화 시켜야 한다는 결론을 얻었다.

후 기

본 연구는 방위사업청과 국방과학연구소 지원에 의한 연구결과입니다. 지원에 감사드립니다.

References

- Gough, P.S., "Initial Development of Core Module of Next Generation Interior Ballistic Model NGEN," ARL-CR-234, 1995.
- Hiroaki, M. and Akiko, M., "Numerical Simulation of Projectile Accelerator using Solid Propellant," 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, AIAA 2006-1439, 2006.
- Gollan, R.J. etc, "Development of Casbar : a Two-phase Flow Code for the Interior

- Ballistics Problem," *16th Australasian Fluid Mechanics Conference*, pp. 295-302, 2007.
4. Mickovic, D. and Jaramaz, S., "Igniter Function: Experimental and Theoretical Studies," *Propellant, Explosives, Pyrotechnics*, pp. 254-259, 2009.
 5. Miura, H., Mastuo, A., and Nakamura, Y., "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. Jaramaz, S., Mickovic, D., and Elek, P., "Two-phase flows in gun barrel: Theoretical and experimental studies," *International Journal of Multiphase Flow*, pp. 475-487, 2011.
 7. Miura, H., Mastuo, A., and Nakamura, Y., "Three-Dimensional Simulation of Pressure Fluctuation in Granular Solid Propellant Chamber within an Ignition Stage," *Propellant, Explosives, Pyrotechnics*, pp. 259-267, 2011.
 8. Nussbaum, J., Helluy, P., Herard, J.M. and Baschung, B., "Multi-Dimensional Two-Phase Flow Modeling Applied to Interior Ballistics," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 78 / 051015, 2011.
 9. Patankar, N.A. and Joseph, D.D., "Modeling and numerical simulation of particulate flows by the eulerian-lagrangian approach," *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 27, pp. 1659-1684, 2001.
 10. Lundberg, J. and Halvorsen, B. "A review of some existing drag models describing the interaction between phases in a bubbling fluidized bed," *International Journal of Engineering Science and Technology*, Vol. 2(5), pp. 1047-1051, 2010.
 11. Papadikis, K., Gu, S., Fivga, A. and Bridgwater, A.B., "Numerical Comparison of the Drag Models of Granular Flows Applied to the Fast Pyrolysis Biomass," *Energy&Fuels*, Vol. 24, pp. 2133-2145, 2010.
 12. Sung, H.G., Jang, J.S., Lee, S.B., Choi, D.W., Roh, T.S. and Jang, Y.J., "Development of Code for Numerical Analysis of Interior Ballistics using Eulerian-Lagrangian Approach and SMART scheme," *Journal of the KIMST*, Vol. 13, No. 3, pp. 349-357, 2010.
 13. Hoef, M.A. et. al., "Numerical Simulation of Dense Gas-Solid Fluidized Beds : A Multiscale Modeling Strategy," *Annu. Rev. Fluid Mech.* Vol. 40, pp. 47-70, 2008.
 14. 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, pp. 861-889, 1986.
 15. Boulnois, C., Strozzi, C., Bouchama, A. and Gillard, P., "A numerical tool for evaluating solid propellants ignition models," *26th International Symposium Ballistics*, 2011.
 16. Sung, H.G., Jang, J.S., Lee, S.B., Choi, D.W. and Roh, T.S., "Development of Numerical Model for Igniter and Study on Initial Ignition of Interior Ballistics," *Journal of the Korean Society of Propulsion Engineers* Vol. 17, No. 2, pp. 105-113, 2013.
 17. Shima, E., "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.
 18. 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, pp. 531-556, 2008.