

대구경 화포의 소음기에 대한 수치해석

고 성 호¹, 이 동 수², 우 성 대², 강 국 정³

NUMERICAL ANALYSIS FOR A SILENCER OF TANK GUN

S.H. Ko¹, D.S. Lee², S.D. Woo² and K.J. Kang³

A numerical analysis was made to investigate the simple silencer for high pressure blast flow fields. Reynolds-Averaged Navier-Stokes equations were solved for an axisymmetric computational domain constructed by multi block grids. A blast flow field without the silencer was also calculated to validate the present numerical method. The effect of pressure diminution for the silencer was calculated by comparing with and without silencer at the atmosphere region. It was found that the tested silencer could achieve 89.4 percent pressure diminution.

Key Words: 소음기(Silencer), 고압(High pressure), 폭발(Blast), 비정상 초음속(Unsteady Supersonic), 전산유체역학(CFD), 개방된 충격파관(Open-Ended Shock Tube)

1. 서 론

대구경 화포의 사격 시 순간적으로 발생하는 고압의 폭발 유동장은 강한 충격 소음을 유발한다. 1998년 전남 담양군 보건 환경 연구원의 육군 전차포 사격장 내의 소음 조사 자료에 의하면 105mm 전차포의 충격소음은 최대 140db이며 평균 소음은 100db로서, 평균 소음의 경우 항공기 이륙시의 소음과 같은 수준이다. 그리고 현재 사용되는 120mm 전차포는 이보다 사격 시 발생하는 충격소음이 더욱 클 것이라 예상된다. 이러한 충격 소음의 발생으로 인해 전투 시 위치 노출, 운용 요원 신체 악영향 및 사격장 주변의 높은 소음으로 인한 환경 문제가 발생된다.

화포 사격 시 소음의 주된 원인인 폭발 유동장의 구조는 포탄이 포신 내에서 이동할 때 포탄의 앞 부분의 공기가 이동하면서 발생하는 선임 유동과 포탄이 포구를 벗어난 이후 고압 고속의 가스가 순간적으로 팽창하면서 발생하는 추진 가스 유동으로 구분하여 살펴볼 수 있다[1]. 이러한 고압 폭발 유동장의 압력, 감소를 위한 방안으로 선진국에서는 차폐

물, 소음기 그리고 흡음재 등을 사용한 방안이 연구되고 있으나 아직 실용화된 사례는 없다. 국외에서는 초기에 이론식과 실험을 바탕으로 대구경 화포의 소음저감에 대한 연구가 진행되었으며[2], 이후 CFD의 발달에 따라 이를 통한 전산 해석이 시도되었다[3,4]. 그리고 국내에서의 연구는 최근에 진행되기 시작했으며, 전반적으로 연구가 미비한 실정이다[5,6].

본 연구에서는 전차포에 대해 탄환을 배제하고 해석영역을 개방된 충격파관으로 단순화하였다. 그리고 충격파가 관 끝에 위치하고 포신 내부에 폭발로 인한 고압, 고속의 가스가 차있는 상황을 초기 조건으로 하여 비정상 초음속 폭발 유동장의 전산 유체 해석을 수행하였다. 본 연구의 목적은 소음기가 없는 기본 전차포와 간단한 팽창형 소음기가 적용된 전차포의 해석 결과를 비교하여 추진 가스 유동의 압력감소의 효과 및 유동 특성을 파악하고 앞으로 수행할 여러 가지 소음기의 형상에 대한 연구의 기반을 마련하는 데 있다.

2. 지배방정식 및 전산해석 방법

2.1 지배방정식

전차포 소음기의 3차원, 비정상, 압축성 난류해석에 적용된 지배 방정식은 Reynolds 평균 Navier-Stokes 방정식으로서 일반 곡면 좌표계로 변환되면 다음과 같다.

접수일: 2005년 9월 3일, 심사완료일: 2005년 11월 15일.

1 정회원, 충남대학교 기계설계공학과

2 학생회원, 충남대학교 대학원

3 정회원, 국방과학연구소

* Corresponding Author E-mail: sunghoko@cnu.ac.kr

$$\partial_\tau \hat{Q} + \partial_\xi \hat{E} + \partial_\eta \hat{F} + \partial_\zeta \hat{G} = \partial_\xi \hat{M} + \partial_\eta \hat{N} + \partial_\zeta \hat{P} \quad (1)$$

좌변의 첫 번째 벡터 \hat{Q} 는 보존되는 종속변수들, 즉 구하고자하는 변수들이고, 좌변의 나머지 세 벡터들 \hat{E} , \hat{F} , \hat{G} 는 대류항이며 다음과 같다.

$$\hat{Q} = \frac{1}{J} \begin{bmatrix} \rho \\ \rho u \\ \rho v \\ \rho w \\ e \end{bmatrix}, \quad \hat{E} = \frac{1}{J} \begin{bmatrix} \rho u U + \xi_x p \\ \rho v U + \xi_y p \\ \rho w U + \xi_z p \\ UH - \xi_x p \end{bmatrix}$$

$$\hat{F} = \frac{1}{J} \begin{bmatrix} \rho v \\ \rho u V + \eta_x p \\ \rho v V + \eta_y p \\ \rho w V + \eta_z p \\ VH - \eta_x p \end{bmatrix}, \quad \hat{G} = \frac{1}{J} \begin{bmatrix} \rho w \\ \rho u W + \zeta_x p \\ \rho v W + \zeta_y p \\ \rho w W + \zeta_z p \\ WH - \zeta_x p \end{bmatrix} \quad (2)$$

여기서 Cartesian 속도 성분은 x, y, z 방향으로 각각 u, v, w 로 주어진다. 또한, 밀도, 압력, 단위체적당 총에너지는 각각 ρ, p, e 이다. $\xi_x, \xi_y, \xi_z, \xi_t$ 들은 좌표변환 metrics, J 는 좌표변환 Jacobian, $H = (e + p)$ 이고 U, V, W 는 반변속도 (contravariant velocity) 성분이다.

우변의 점성항들인 $\hat{M}, \hat{N}, \hat{P}$ 는 텐서를 이용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\hat{M} = \frac{1}{J} \begin{bmatrix} \xi_i \tau_{xi} \\ \xi_i \tau_{yi} \\ \xi_i \tau_{zi} \\ \xi_i \beta_i \end{bmatrix}, \quad \hat{N} = \frac{1}{J} \begin{bmatrix} \eta_i \tau_{xi} \\ \eta_i \tau_{yi} \\ \eta_i \tau_{zi} \\ \eta_i \beta_i \end{bmatrix}, \quad \hat{P} = \frac{1}{J} \begin{bmatrix} \zeta_i \tau_{xi} \\ \zeta_i \tau_{yi} \\ \zeta_i \tau_{zi} \\ \zeta_i \beta_i \end{bmatrix} \quad (3)$$

여기에서, $\beta_i = u_j \tau_{ij} - q_i$ 이며 전단응력 τ_{ij} 는 층류점성계수 μ 와 외점성계수 μ_v 와 다음의 관계식을 이룬다.

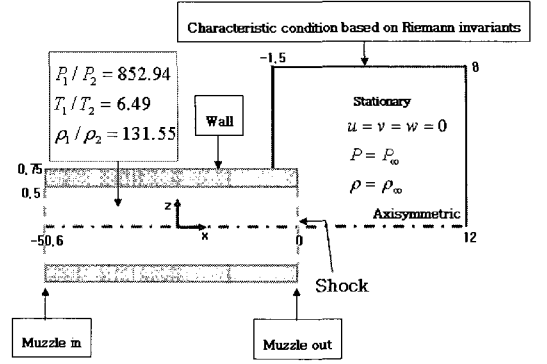
$$\tau_{ij} = (\mu + \mu_v) \left[\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right] \quad (4)$$

한편, 압력은 다음의 이상기체 상태방정식으로부터 얻어진다.

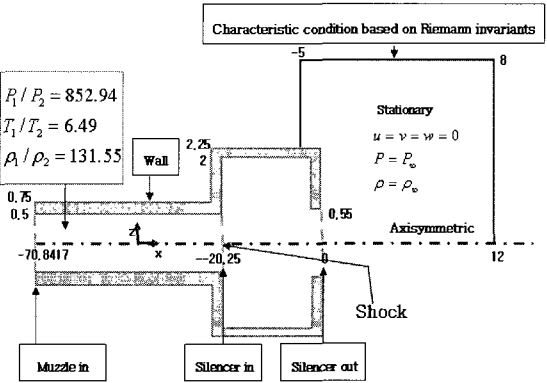
$$p = (x - 1) \left[e - \frac{\rho}{2} (u^2 + v^2 + w^2) \right] \quad (5)$$

2.2 전산해석 방법

고압 폭발 유동장의 해석을 위해 대류항은 3차 정확도를 가지는 Roe의 풍상차분법[7]을 사용하여 이산화 하였고, 시간



(a) tank gun model



(b) with silencer model

Fig. 1 Computational domain including initial and boundary conditions for the flow field ((a), (b))

적분으로는 LU-SGS의 내재적인방법[8]을 사용하였다. 난류모델은 Baldwin-Lomax 난류모델을 사용하였다.

2.3 초기 조건

각 경우에 초기조건은 포신 끝에 충격파가 위치하고 포신 내부에 고압 고온의 가스가 차 있는 상황으로 설정하였으며, 본 해석에서는 이 초기조건의 상태를 시간이 $t=0$ 으로 정하였다. 그리고 전체 유동장을 나타낼 수 있는 조건을 만족시켜주기 위해 음속 조건에서 마하수와 압력비를 설정했다. 포신 내에서 유동장의 조건을 마하수와 압력비를 사용하여 계산했고, 정적 상태의 속도는 0 그리고 밀도는 1로 설정했다. 프로그램 내에서 계산을 고려하여 속도, 밀도 그리고 압력은 대기 상태의 값으로 나누어서 대입하게 된다. 계산식은 다음과 같다.

$$M_s = \sqrt{\left(\frac{1}{2\gamma}\right) \times \left\{ \left(\frac{P_2}{P_1}\right) \times (\gamma + 1) + (\gamma - 1) \right\}} \quad (6)$$

$$\frac{\rho_2}{\rho_1} = \frac{(\gamma + 1)M_s^2}{2 + (\gamma - 1)M_s^2} \quad (7)$$

$$\frac{u_2}{c_1} = \frac{2}{\gamma + 1} \left(M_s - \frac{1}{M_s} \right) \quad (8)$$

2.4 해석 대상

소음기가 없는 기본 전차포의 해석은 Fig. 1(a)와 같은 계산 영역을 구축하였으며, 총 3개의 멀티 블록과 약 70만 개의 격자를 사용하였다. 그리고 간단한 팽창형 소음기가 적용된 전차포의 계산 영역은 Fig. 1(b)와 같으며, 총 5개의 멀티 블록과 약 80만 개의 격자를 사용하였다. 두 경우 동일하게 x축 대칭으로 설정하였으며, 비열비는 포신내부 영역에서 1.3, 압력비는 852.9 그리고 온도비는 6.49인 초기조건을 적용하였다. 모든 벽면을 비점성 단열로 설정한 경계조건을 사용하였다. 유출 및 유입 조건으로는 Riemann invariant에 근거한 특성 조건을 사용하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1 저압 충격파관 해석

본 연구의 타당성을 검증하기 위해 Wang & Widhoff[9]의 논문에서 인용된 저압 충격파관의 실험 결과와 비교하였다.

Fig. 2은 포구 바로 위의 한 지점, x/D=0.0125, z/D=0.149에서 계산된 과압을 Wang & Widhoff[9] 논문의 실험 데이터와

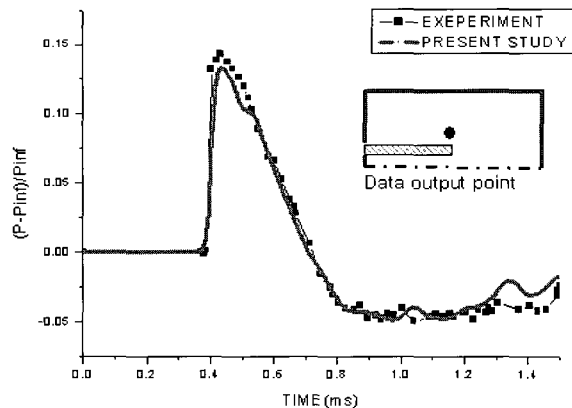
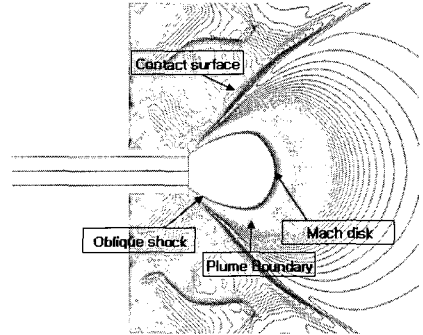
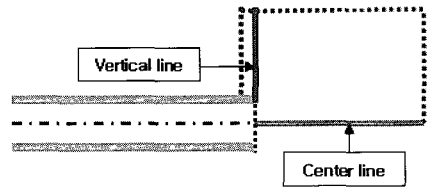


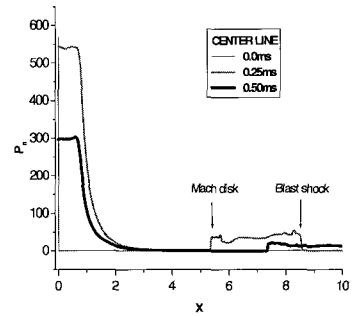
Fig. 2 Comparison of predicted overpressure with measured overpressure[9] at x/D=0.0125, z/D=0.149



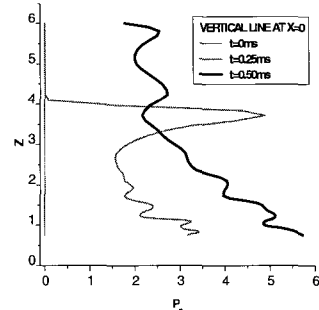
(a) pressure contour line at 0.8ms



(b) pressure calculation domain for the vertical and center line



(c) pressure variation for the center line



(d) pressure variation for the vertical line

Fig. 3 Calculated pressure profiles for the without silencer model at different times ((a), (b), (c))

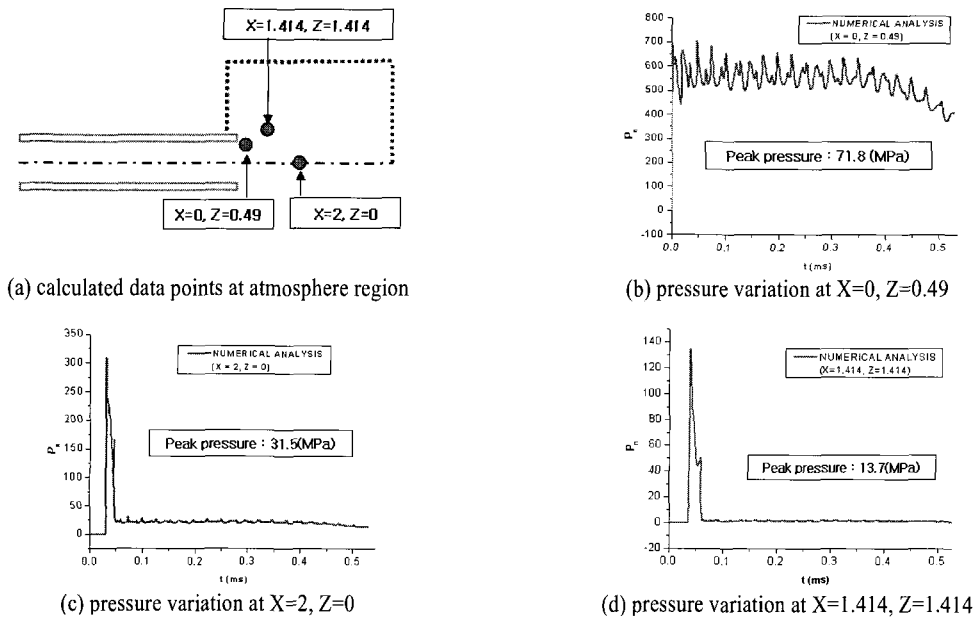


Fig. 4 Evolution of pressure of the model without silencer at different points ((a) ~ (d))

비교 해석한 것이다. 비교 해석에 사용된 압력비는 3.42이다. 수치해석값은 실험측정값과 시간상으로 약 1%, 최대 압력은 약 7%의 차이를 보이고 있으며, 전체적으로 계산값과 실험값이 잘 일치하고 있다. 이를 통해 전차포 폭발 유동장을 수치 해석하는 본 프로그램의 안정성과 정확성을 검증하였다.

3.2 소음기가 적용되지 않은 폭발 유동장 해석

Fig. 3은 실제 전차포의 고압 폭발 유동장에 대한 해석 결과이다. 먼저 (a)는 해석이 종료된 최종 시간인 0.8ms의 등고 선도이다. 포신 바로 앞쪽에 원형의 연기기둥이 발생한 것을 볼 수 있으며, 이 내부에 경사충격파와 마하디스크가 형성되고 있다. 그리고 전면으로 활 모양의 충격파가 전진하고 있고, 압력 차이에 의한 불연속한 접촉면(contact surface)이 나타나고 있다. (b)는 계산이 수행된 데이터 영역으로 포구 끝에서 대기 영역으로의 중심축과 포구 관 끝 윗부분의 수직선에 대해 해석하였다. (c)와 (d)는 0ms, 0.25ms, 0.5ms의 시간을 선택하여 각각 계산 영역의 위치에 따라 변화하는 압력값을 해석한 것이다. 가로축은 포의 지름 120mm로 무차원화 된 길이이며, 세로축은 대기압에 대해 무차원화된 압력이다. 이후에 나오는 모든 길이는 포신의 지름으로 무차원화 된 값이다. 고압 폭발 유동장은 초기 충격파가 진행함에 따라 대기와 불연속한 접촉면(contact surface)을 가지게 된다. 또한 플럼 내부에 마하디스크와 초기 충격파의 접촉면이 발생하게 되는데, (c)의 0.25ms의 경우 초기 충격파와 마하디스크의 위치가 잘 나

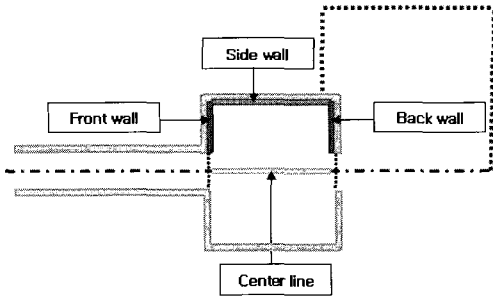
타나고 있다. 그리고 충격파의 영향이 적은(d)는 (c)에 비해 상대적으로 낮은 압력을 보여주고 있다. 0.25ms에서 압력이 급변하는 지점은 초기 폭발 충격파의 경계이다.

Fig. 4(a)-(d)는 지정된 점에서의 시간에 따른 압력 변화를 나타낸 것이다. (b)는 포신의 출구 상부 지점($X=0, Z=0.49$)에서의 압력 변화이다. 충격파와 마하디스크 등의 영향과 포신 내부의 유동이 팽창과 반사가 계속적으로 이루어짐에 따라 매우 심한 진동이 나타나게 된다. 약 72MPa의 최대 압력이 계산되었다. 그리고 (c)는 포신 출구의 중심점에서 2만큼 떨어진 지점($X=2, Z=0$)의 압력값이며, (d)는 포구 끝에서 45°인 지점($X=1.414, Z=1.414$)의 압력값이다. (c)와 (d)에서 볼 수 있듯이 초기 폭발 충격파가 지나감에 따라 압력의 급격한 상승과 하강이 나타나고 있다. 그리고 관에서 나오는 유동이 진동을 함에 따라 전체적으로 데이터가 진동을 보이고 있다. 각각 (c)는 약 32MPa, (d)는 약 14MPa의 최대 압력이 해석되었다. 그리고 피크 압력을 지난 이후 (d)의 경우 압력이 (c)의 25에 비해 낮은 0에서 유지되는 것을 볼 수 있으며, 이를 통해 폭발 유동장은 상부로 갈수록 약화된다는 것을 알 수 있다.

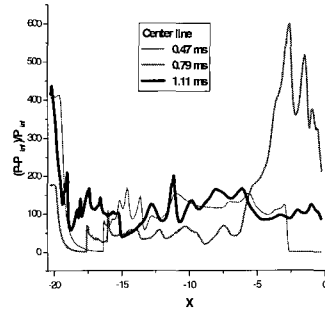
3.3 소음기가 적용된 폭발 유동장 해석

3.3.1 소음기 내부 유동

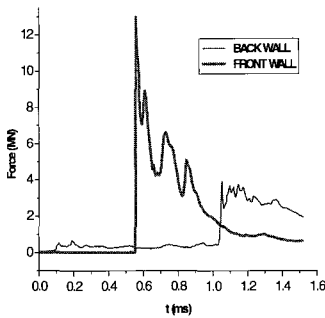
소음기가 적용된 형상은 내부와 외부의 대기영역으로 구분하여 해석하였다. Fig. 5는 소음기의 내부 영역에서의 유동 특성에 대한 해석 결과이다. 해석 영역 (a)의 1번 라인은 소음기



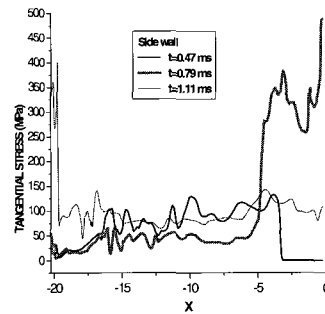
(a) calculated data lines of walls in the silencer



(b) pressure profiles along the centerline (Z=0) at different times



(c) force distribution for the front and back wall



(d) tangential stress variation for the side wall

Fig. 5 Calculation of pressure, force and tangential stress for the inner wall of the simple silencer ((a) ~ (d))

내부의 중심축이며, 2번과 3번 라인 은 소음기 내부의 전과 후의 벽면 그리고 4번 라인은 소음기의 측면이다. 먼저 (b)는 각각의 시간에 대해 중심축의 압력 변화를 계산한 그래프이다. 0.47ms는 유동이 소음기 내부에서 이동 중인 상태이며 0.79ms는 소음기 앞면에 유동이 부딪힌 후 일부가 반사되어 되돌아오는 시간이다. 그리고 1.11ms는 반사된 유동이 소음기 뒷면에 다다른 시간이다. 충격파와 마하디스크 그리고 반사충격파 등의 영향으로 인해 심한 진동과 복잡한 유동 현상을 보이고 있으며, 유동이 벽면에 부딪히는 0.79ms에 높은 압력이 발생함을 알 수 있다. 그리고 (c)는 시간에 따른 소음기의 전 후면에 작용하는 평균 힘을 나타낸다. 전 후 면의 힘은 일정한 시간이 지나고 난 후 급격한 상승이 나타나고 있다. 이는 유동이 각 벽면에 도달했을 때 유동이 벽면에 압축되면서 압력이 크게 상승하기 때문이다. 마지막으로 (d)는 소음기 내부의 측벽에 작용하는 접선 응력에 대한 해석 결과이다. 계산에 설정된 벽면의 무차원화된 두께는 0.25이며 실제로 3cm이다. 접선 응력이 압력에 의해 발생하기 때문에 유동의 움직임에 따라 응력이 변하는 것을 볼 수 있다. 유동이 벽에 부딪쳐 압축과 반사가 일어나는 0.79ms에서 최대의 응력이 계산되었다. 이 소음기의 경우 최대 1179MPa의 응력이 발생하며, 소음기의 재질을 105mm 전차포 재질인 MIL-S-46119(항복응력:

1027MPa, 밀도: 7.85g/cm³)를 사용할 경우 약 1700kg의 중량이 계산된다. 따라서 장착형은 불가능할 것으로 예상된다.

3.3.2 소음기 외부 유동

소음기 외부 대기영역에서 소음기가 적용되지 않은 형상과 적용된 형상의 유동 특성에 대해 비교 해석한 결과이다. 계산 지점은 Fig. 6(a)에 나타나 있듯이 4개의 지점이다.

충격소음은 순간적으로 발생하는 높은 압력에 의해 나타난다. 따라서 최대 압력의 비교를 통해 폭발 유동장의 소음 감소 효과를 알 수 있다. Fig. 6(b)-(e)에서 볼 수 있듯이 그래프 모두 압력이 급격한 상승과 하강이 이루어지는 비슷한 양상의 변화를 보이고 있다. 소음기가 적용되지 않은 형상에 대해 적용된 형상의 (b)는 61%, (c)는 74% (d)는 49% 그리고 (e)는 63%의 압력 감소가 이루어졌다. 소음기 출구에서 거리가 멀어질수록 압력 감소율이 감소하며, 중심축 부분이 압력 감소율이 높은 것을 알 수 있다.

3.4 소음기 형상 변수 연구

팽창형 소음기의 지름과 길이를 형상 변수로 선정한 후, 변수의 변화에 따른 압력의 최대값을 계산하여 소음기가 적용되지 않은 형상의 압력과 비교 해석하였다. 그리고 이를 통

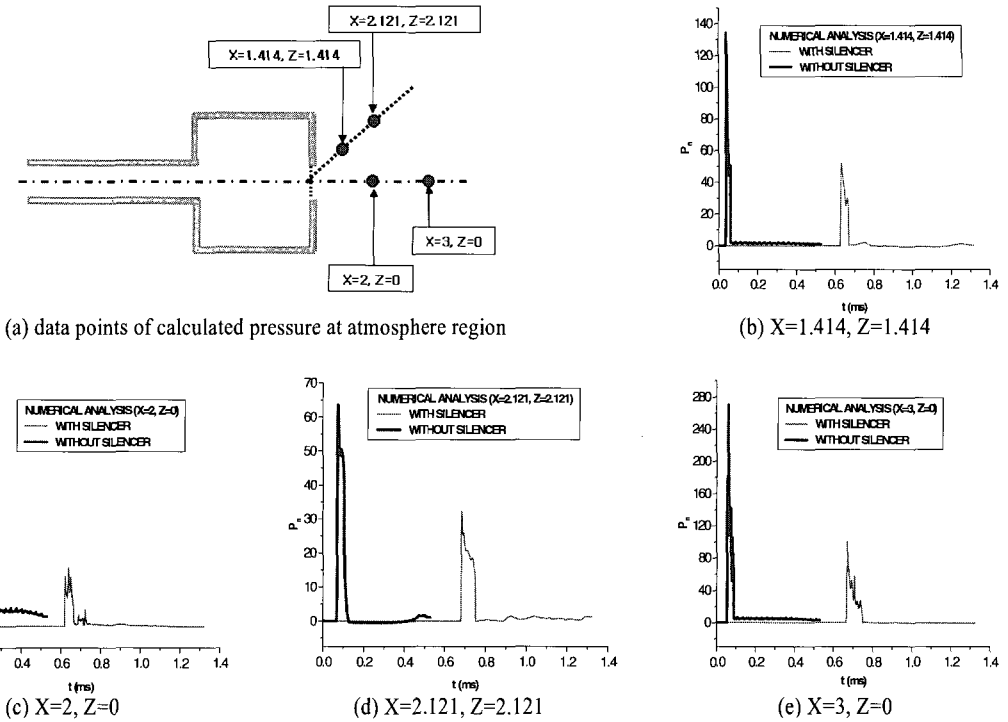


Fig. 6 Comparison of pressure evolution for without and with expansion silencer model at the atmosphere region ((a) ~ (e))

해 각 유동장의 압력 감소 효과에 대해 계산하였다.

Table. 1은 각 소음기 형상의 지름과 길이를 나타낸 표이다. 소음기의 길이는 10d, 20d 그리고 30d를 선택하였고, 지름은 4d, 6d 그리고 8d로 설정하였다. Fig. 7은 X=2.12, Z=2.12 지점에서 소음기의 부피(가로축)에 따라 무차원 압력값(세로축)이 변화하는 것을 나타낸 그래프이다. 각 형상은 길이가 일정 시 지름이 커질수록 최대 압력이 감소하는 경향이 나타나고 있다. 특히 지름 8d, 길이 30d의 경우 가장 좋은 감소 효율을 보여 주고 있다. 하지만 지름이 4d로 일정한 경우에는 길이가 길어짐에 따라 최대 압력이 상승하는 역현상이 나타나고 있다. 이는 지름이 작으면 소음기 내부에서 충분한 팽창이 이루어지지 않기 때문이다. 즉, 형상 변수에 의한 부피의 증가가 최대압력의 감소와 항상 비례하는 것은 아니다. 그리

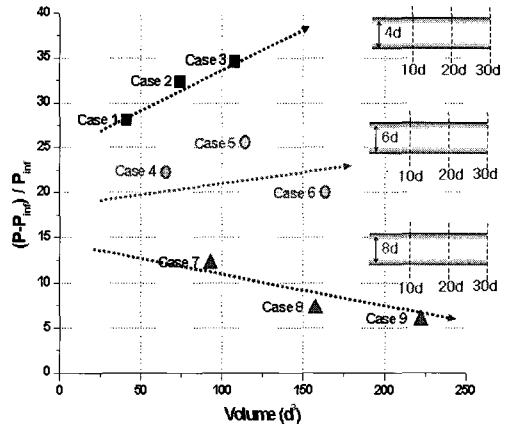


Fig. 7 Peak pressure for the volume of each cases at the atmosphere region X=2.12, Z=2.12

Table. 1 Length and diameter variables for the expansion silencer

	10d	20d	30d
4d	case 1	case 2	case 3
6d	case 4	case 5	case 6
8d	case 7	case 8	case 9

고 부피의 증가는 곧 중량의 증가를 의미하므로 유동장의 압력 감소를 위한 소음기에 대해 부피의 고려가 필요하다.

Table. 2는 계산된 최대 압력값을 각각의 소음강도(Sound Pressure Level, SPL)로 변환하여 나타낸 표이다. 형상 9의 경우 소음기가 적용되지 않은 형상에 비해 89.4%의 압력 감소

Table. 2 Peak Pressure, SPL and silencer dimensionless volume of each cases at the atmosphere region X=2.12, Z=2.12

Case (Dimension: D * L)	Peak Pressure, MPa (Diminution rate)	Sound Pressure Level, dB	Volume (d ³)
Without Silencer	6.54	230.3	
Case 1 (4d * 10d)	2.95 (55.0 %)	223.4 (-6.9)	40.94
Case 2 (4d * 20d)	3.37 (48.4 %)	224.5 (-5.8)	74.32
Case 3 (4d * 30d)	3.60 (44.9 %)	225.1 (-5.2)	107.70
Case 4 (6d * 10d)	2.36 (64.0 %)	221.4 (-8.9)	65.29
Case 5 (6d * 20d)	2.69 (58.9 %)	222.6 (-7.7)	114.37
Case 6 (6d * 30d)	2.13 (67.5 %)	220.5 (-9.8)	163.46
Case 7 (8d * 10d)	1.32 (79.8 %)	216.4 (-13.9)	92.78
Case 8 (8d * 20d)	0.83 (87.3 %)	212.4 (-17.9)	157.57
Case 9 (8d * 30d)	0.69 (89.4 %)	210.8 (-19.5)	222.37

와 19.5dB의 소음감소가 이루어졌다. 그리고 이때 소음기의 두께를 3cm로 하여 일반 철의 밀도(7.85g/cm³)를 적용한 결과 3,016kg이 계산되었다.

4. 결 론

본 논문에서는 간단한 형상의 소음기에 의한 유동장의 압력 감소 효과에 따른 소음저감에 대한 연구를 수행하였다. 탄환을 배제한 상태에서 실제 전차포의 고압 및 고온조건을 사용하여 포구 부분에 단순한 형태의 소음기를 장착한 형상에 대한 유동장을 해석하였다. 그리고 이를 토대로 형상변수연구를 통해 최대 89.4%의 강도 감소 효과를 확인할 수 있었다. 또한 이러한 연구를 수행함으로써 앞으로 수행될 여러 가지 형태의 소음기에 대한 해석 기술을 확보 할 수 있었다.

후 기

본 연구는 국방과학연구소에서 시행한 기초연구사업의 수행결과와 일부이며, 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

- [1] Erdos, I. and Guidice, P.D., 1975, "Calculation of Muzzle Blast Flow Fields," *AIAA Journal*, Vol.13, p.1048-1055.
- [2] Pater, L.L. and Shea J.W., 1981, "Techniques for Reducing Gun Blast Noise Levels: An Experimental Study," *NSWC TR 81-120*.
- [3] Cooke, C.H. and Fansler, K.S., 1989, "Numerical Simulation and Modeling of a Muffler," *BRL-MR-3735*.
- [4] Fansler, K.S. and von Wahlde, R., 1991, "A Muffler Design for Tank Cannon Acceptance Testing," *BRL-MR-3931*.
- [5] 김덕환, 고성호, 1998, "배플형 제퇴기의 유동장에 대한 수치해석," *대한기계학회 1998년도 추계학술대회 논문집 B*, p.103-107.
- [6] 이창주, 고성호, 1998, "다공형 제퇴기 개스유동에 대한 수치해석," *한국항공우주학회 1998년도 추계 학술발표회 논문집*, p.150-155.
- [7] Roe, P.L., 1981, "Approximate Riemann Solvers, Parameter Vectors and Difference Schemes," *Journal of Computational Physics*, Vol.43, p.357-372.
- [8] Jameson, A. and Yoon, S., 1987, "Lower-Upper Implicit Schemes with Multiple Grids for the Euler Equation," *AIAA Journal*, Vol.25, No.7, p.929-935.
- [9] Wang, J.C.T. and Widhopf, G.F., 1990, "Numerical Simulation of Blast Flowfields Using a High Resolution TVD Finite Volume Scheme," *Computers & Fluids*, Vol.18, No.1, p.103-137.