

## 진동하는 충돌 제트의 스케일링과 효율적인 수치 모사

김성인<sup>\*1</sup>, 박승오<sup>1</sup>, 홍승규<sup>2</sup>, 이광섭<sup>2</sup>

### EFFICIENT SIMULATION AND SCALING OF OSCILLATORY IMPINGING JETS

S.I. Kim<sup>\*1</sup>, S.O. Park<sup>1</sup>, S.K. Hong<sup>2</sup> and K.S. Lee<sup>2</sup>

*Present study simulates oscillatory supersonic impinging jet flows using the axisymmetric Navier-Stokes code. To capture the salient features of flow oscillation and overcome the divergence during the initial transient period, several tests have been conducted for the grid and time step sizes. The results also show that the effects of the inlet flow condition at the nozzle exit and turbulence on the oscillatory behavior of supersonic impinging jets are negligible. Frequencies of the surface pressure oscillation obtained by the selected numerical method are in good accord with the measured impinging tones for various cases of nozzle-to-plate distance. Two seemingly different staging behaviors with nozzle-to-plate distance and nozzle pressure variations are found to correlate well if the frequency and distance are normalized by the length of the first shock cell.*

**Key Words:** 수치해석방법(Numerical Method), 초음속충돌제트유동(Supersonic Impinging Jet Flow), 진동유동(Oscillatory Flow), Staging Behavior

### 1. 서 론

초음속 충돌 제트 유동은 수직 발사체 등에서 볼 수 있는 기초 유동이다. 초음속 충돌 제트 유동은 단순한 형상(geometry)에도 불구하고 복잡한 유동 구조를 가진다. 이 유동은 초음속과 아음속 영역이 모두 존재하며, 충격파와 팽창파가 제트 전단층과 상호 작용하는 양상을 보인다. 초음속 충돌 제트 유동장에서 가장 큰 문제는 고온, 고속의 제트 유동에 의하여 충돌면에 과도한 열적, 기계적 하중이 발생하는 것이다. 또한 작동 조건에 따라 다른 주파수로 진동하는 특성을 가지는 것으로 알려져 있다. 진동하는 충돌 제트는 충돌면의 열적, 기계적 하중을 증가시킬 뿐만 아니라 큰 소음을 동반하는 것으로 알려져 있다. 이 소음은 소음 피로(sonic fatigue)의 문제를 야기할 수 있다.

그동안의 많은 연구들[1-3]로 인하여 기본적인 충돌 제트 유동 구조와 충돌면에서의 압력, 온도 분포들이 잘 알려져 있다. 기존의 대부분의 연구들은 평균 유동장에 대한 연구들이 주를 이루었으며, 진동하는 유동 특성에 대한 연구는 비교적

최근에 이루어지고 있다[4-6]. 실험적 연구에 의하여 충돌면까지의 거리의 변화에 따라 충돌음의 주파수가 달라지며, 이 충돌음 주파수는 충돌면의 압력 진동 주파수와 거의 일치함이 알려졌다[4,6]. 축대칭 Navier-Stokes 방정식을 이용한 비정상 수치 해석 연구[5]에서, 충돌면까지의 거리에 따른 압력 진동 특성의 변화를 확인하였지만, 그 압력 진동 주파수는 같은 조건에서 측정된 충돌음의 주파수와 큰 오차를 보였다. 이처럼 충격파의 비정상 거동을 포함한 복잡한 유동 구조를 가지며, 수~수십kHz의 빠른 진동 현상을 포함한 충돌 제트 유동의 정확한 수치적 모사는 매우 어려운 문제이다.

본 논문에서는 압력비와 거리비에 따라 진동하는 초음속 충돌 제트 유동에서 충돌면 압력 진동 특성 등을 살펴보고, 서로 다른 두 경우에 대한 스케일링을 시도하였다. 이를 위하여 먼저 타당하고 효율적인 수치 방법을 선택하고자, 격자와 시간 간격 테스트를 수행하였고, 노즐 출구 유동의 근사, 난류 효과 등이 충돌 제트의 진동에 미치는 영향을 살펴보았다.

### 2. 수치 해석 방법 고찰

#### 2.1 지배방정식 및 수치 기법

압축성 유동의 Navier-Stokes 방정식을 축대칭 원통 좌표계

접수일: 2005년 8월 26일, 심사완료일: 2005년 10월 6일.

1 정희원, 한국과학기술원 항공우주공학전공

2 정희원, 국방과학연구소

\* Corresponding Author E-mail: si.kim@kaist.ac.kr

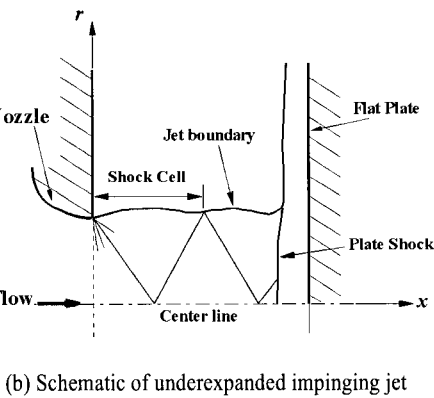
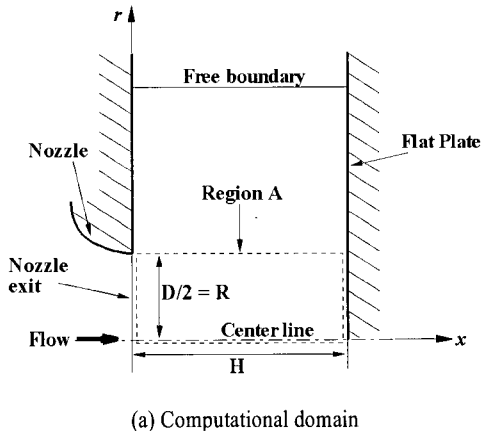


Fig. 1 Computational flow model and boundary conditions

(x,r)로 나타내면 다음과 같다.

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial E}{\partial x} + \frac{\partial F}{\partial r} + G = \frac{\partial E_v}{\partial x} + \frac{\partial F_v}{\partial r} + G_v \quad (1)$$

위의 식 (1)에서 Q는 보전 변수 벡터를 의미하고, E, F는 각각 x, r 방향의 비점성 유동 벡터를, 아래첨자 v는 점성 유동 벡터를 나타낸다. G와 G<sub>v</sub>는 축대칭에 의한 생성항이다. 압력은 완전 기체의 상태 방정식으로부터 주어진다.

지배방정식을 적분하기 위하여 유한 체적법(finite volume method)을 사용하였다. 이때 공간이산화 기법으로 셀 경계면에서 수치 플럭스를 계산하기 위하여 먼저 점성 플럭스는 중앙 차분식으로 계산하였고, 비점성 수치 플럭스의 계산에는 MLDFSS (Modified Low Diffusion Flux-Splitting Scheme)을 사용하였다[7]. 이것은 새로운 조절변수를 이용하여 anti-diffusive correction term을 변화시켜 강한 불연속 영역에서는 van Leer

기법을, 그 외의 영역에서는 LDFSS의 성질을 가짐으로써 점성영역에서의 정확성과 안정된 충격파의 포획이 가능한 기법이다. 정확한 시간 적분을 위해서 2차 시간 정확도를 갖는 내제적 후방 차분법(three point backward implicit scheme)을 사용하였고, 시간 적분의 효율을 높이기 위하여 Pulliam[8]의 하위 반복법(subiteration method)을 도입하였다. 이 방법은 적은 하위반복만으로 본래 수치 기법의 시간 보존 특성을 유지하며, 비정상 거동을 강건하게 모사하고, 수치 계산량의 큰 증가 없이 시간 정확도를 유지하는 장점이 있다.

## 2.2 Grid and time step refinement

Fig. 1에서와 같이 수축 노즐에서 질식 음속 유동(choked sonic flow)이 분출되어 형성된 축대칭 초음속 충돌 제트 유동장에 대하여 수치 해석을 수행하고자 한다. 노즐 출구 직경(D)은 10mm이고, 외기(ambient air)의 온도(T<sub>a</sub>)와 압력(P<sub>a</sub>)은 각각 288.15K와 1atm이다. 노즐 출구면부터 계산하였으며, 노즐 벽면과 충돌면에서는 벽면점착조건과 단열 조건이 사용되었다. 원방 자유 경계(1차 외압 사용)는 노즐 직경(D)의 20배 되는 곳에 위치하게 된다. 복잡한 유동장과 많은 격자계의 효율적 계산을 위하여 계산 영역을 다중 블록으로 분할하여 각 영역에 적합한 정렬격자를 구성하였다.

초음속 충돌 제트 유동장에서 제트 전단층과 충격파의 진동 현상을 정확히 모사하기 위해서는 해당 영역에 정밀한 격자가 필요하며, 유동 구조뿐만 아니라 진동 특성을 잘 모사하는 적절한 격자계와 시간 간격을 찾기 위한 테스트가 선행되어야 한다. 노즐 압력비(P<sub>0</sub>/P<sub>a</sub>)가 3.0이고 충돌면까지의 거리가 H/D=2.8인 경우에 대하여 격자 테스트를 수행하였다. 충돌면 근처의 최소 격자 크기와 제트 중심부(Region A, H(x)×R(r) in Fig. 1(a))의 격자수를 변화시켜가며 격자를 구성하였다. Table. 1의 격자들을 가지고 계산을 수행한 후, 충돌면에서의 압력 진동 특성, shock cell 구조를 비교하였다.

Fig. 2에 각각의 격자에 대하여 충돌면에서의 시간에 따른 압력 변화를 나타내었다. 네 격자에 대하여 충돌면 중심에서 최대 압력은 각각 0.981P<sub>0</sub> (Grid 1), 1.161P<sub>0</sub> (Grid 2), 1.277P<sub>0</sub>

Table. 1 Various grid systems

Cases	Grids in Region A H(x) × R(r)	Δx <sub>min</sub>	Δx <sub>max</sub>	총격자수
Grid 1	101(x) × 51(r)	0.01D	0.037D	20928
Grid 2	181(x) × 61(r)	0.001D	0.023D	41798
Grid 3	301(x) × 65(r)	0.001D	0.013D	78792
Grid 4	351(x) × 65(r)	0.0001D	0.011D	91642

(For all cases, Δt<sub>min</sub> = Δx<sub>min</sub>, Δt<sub>max</sub> = 0.0114 D)

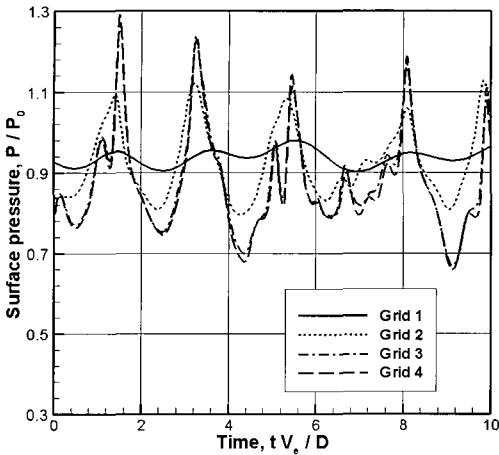


Fig. 2 Surface pressure time histories at the center of the plate for various grids, H/D=2.8 & P<sub>0</sub>/P<sub>a</sub>=3.0

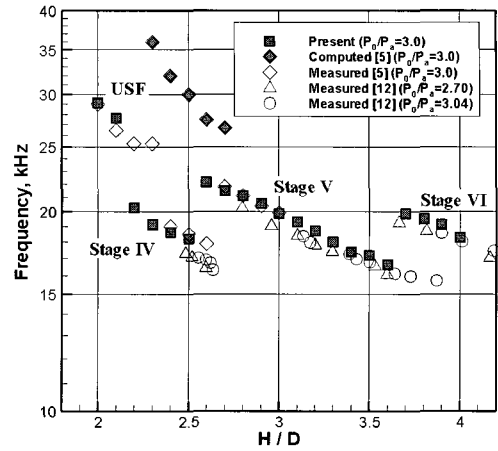


Fig. 3 Frequencies of the pressure oscillation and the impinging tones versus distance

(Grid 3), 1.292P<sub>0</sub> (Grid 4)으로 나타났다. Grid 1의 충돌면의 압력은 시간이 지남에 따라 일정한 값으로 수렴하는 것으로 나타났으나, 다른 격자들에서는 약 100D/V<sub>c</sub>의 시간이 지나면 자가 진동 상태(self-sustained oscillatory state)를 유지하는 것으로 나타났다. 즉, 이 시간이 지나면 일정한 값의 진동 주파수를 갖는다. Grid 2, 3, 4의 충돌면 중심 압력 진동폭은 각각 0.240P<sub>0</sub>, 0.191P<sub>0</sub>, 0.199P<sub>0</sub>이었다. Grid 3과 Grid 4는 유동 구조 및 압력 진동 패턴이 거의 동일한 것으로 나타났으며, 두 경우에 대한 진동 주파수도 동일하게 나타났다. 따라서 Grid 3이 비정상 수치 계산을 수행하는데 적절한 것으로 판단된다. 충돌면까지의 거리가 증가하거나 감소하면 Table. 1에 제시된 Grid 3 경우의 최소, 최대 격자 크기를 유지하도록 격자수를 증가, 감소하였다.

비정상 유동을 계산하는데 시간 간격의 선택은 중요한 문제이다. 내재적 방법을 사용하였기 때문에 원칙적으로 CFL 수의 제약은 없으나, 노즐로부터 발달된 제트가 평판에 충돌하는 초기 과도 거동에서 발산하는 것을 막고, 진동 특성을 정확히 모사하기 위하여 다양한 CFL 수를 사용하여 계산을 수행하였다. 그 결과 CFL 수를 처음 1에서 시작하여 초기 과도 거동이 지난 후에 6의 값을 가지도록 시간에 대한 다항 함수 형태로 서서히 증가시켜 계산하면, 수치 발산을 막고 진동 특성을 잘 모사하는 것으로 나타났다. CFL 수가 6인 경우에 시간 간격의 크기는 약 Δt=0.003D/V<sub>c</sub>으로 이는 압력 진동 주기의 0.0017배 되는 시간이다.

2.3 수치 해석 코드 검증

여기서는 기존의 연구 결과와 비교하여 본 수치해석 코드

의 타당성을 확보하고자 한다. Sakakibara와 Iwamoto[5]는 축대칭 Navier-Stokes 방정식을 이용하여 초음속 충돌 제트 유동에 대한 비정상 수치 해석을 수행하였다. 계산에 사용된 노즐은 수축 음속 노즐로 노즐 출구 직경(D)은 10mm이다. 노즐 압력비(P<sub>0</sub>/P<sub>a</sub>)가 3.0인 경우에 대하여 노즐로부터 충돌면까지의 거리를 변화시켰다(H/D=2.0~3.0).

본 계산에서 얻어진 충돌면 중심에서의 압력 진동 주파수를 비슷한 조건의 실험에서 측정된 충돌음 주파수들과 함께 Fig. 3에 제시하였다. 참고문헌[5]에서 동일한 작동 조건의 실험에서 측정된 충돌음(impinging tone)의 주파수와 계산된 주파수는 많은 차이를 보였다. 하지만 본 계산에서 얻어진 진동 주파수는 측정된 주파수와 거의 동일한 결과를 보여주고 있다. 본 계산에서는 약 Δt=0.08μsec (=0.003D/V<sub>c</sub>)의 시간 간격과 Δx<sub>min</sub>=0.001D의 격자계를 사용한 것에 반하여, 참고문헌[5]의 경우는 약 Δt=12.3μsec와 Δx<sub>min</sub>=0.01D이다. 결과적으로 참고문헌[5]의 시간 간격과 격자계는 진동하는 초음속 충돌 제트 유동을 정확히 모사하는데 부족한 것에 반하여, 본 수치 결과는 초음속 충돌 제트의 진동 현상을 잘 모사하고 있는 것으로 판단된다.

Table. 2 Oscillation frequencies of cases with and w/o nozzle, P<sub>0</sub>/P<sub>a</sub>=3.0

H/D	2.0	2.5	2.6	3.7	3.8
with nozzle	29.1	18.0	22.2	19.8	19.5
w/o nozzle	29.2	18.2	22.1	19.9	19.2

(kHz)

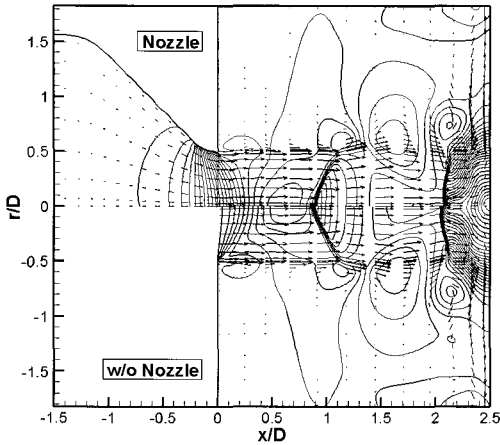


Fig. 4 Comparison of the instantaneous velocity vectors and pressure contours between cases with and without nozzle,  $P_0/P_a=3.0$  &  $H/D=2.5$

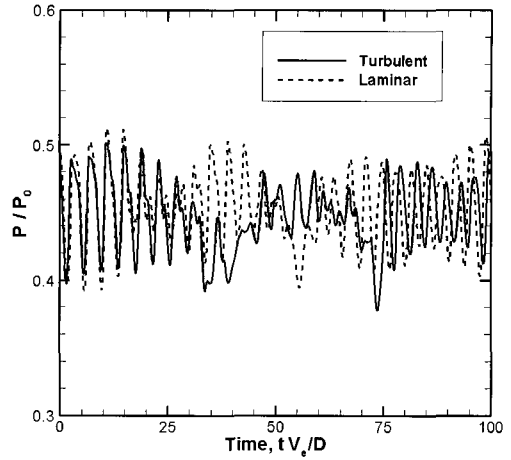


Fig. 5 Comparison of surface center pressure histories between laminar and turbulent computations,  $P_0/P_a=5.0$  &  $H/D=2.0$

2.4 노즐 출구 유동의 근사

본 연구에서는 노즐 출구면에 질식 음속 균일 흐름(choked sonic uniform flow)을 입구 유동 조건으로 가정하여 수치계산을 수행하고자 한다. 따라서 실제 노즐 유동으로 얻어진 결과와 가정된 입구 유동 조건을 이용한 결과를 비교하여, 가정된 조건으로 초음속 충돌 제트 유동의 진동 특성에 대한 수치적 연구가 가능한지 살펴보았다.

노즐 챔버와 출구의 노즐 수축 면적비( $A_{chamber}/A_{exit}$ )가 9.76인 45° 수축 노즐에 대하여 노즐 챔버의 조건( $P_0, T_0$ )을 사용하여 계산을 수행하게 된다. 그렇지 않은 경우는 주어진 노즐 챔버 조건을 이용하여 등엔트로피 관계식으로부터 계산된 노즐 출구면에서의 압력( $P_e$ ) 및 온도( $T_e$ )를 사용하게 된다. 압력비( $P_0/P_a$ )가 3.0이고 여러 충돌면까지의 거리비( $H/D$ )에 대하여 노즐 포함 여부에 따른 수치 계산을 수행하였다.

Fig. 4에서  $H/D=2.5$ 일 때 노즐이 있는 경우와 없는 경우에 대하여 순간 등압력 선도, 속도 벡터를 비교하였다. 두 가지 경우의 제트 구조가 거의 동일함을 확인 할 수 있다. Table. 2에 여러 거리비( $H/D$ )에서 노즐이 있는 경우와 입구 조건을 가정한 경우에 대하여 충돌면의 중심에서의 압력 진동 주파수를 비교 제시하였다. 두 경우에 대한 진동 주파수는 거의 동일한 값을 보임을 알 수 있었다. 또한  $H/D$ 에 따라 주파수가 점프하는 staging 현상도 같은 경향을 보였다( $H/D=2.5$ 에서 2.6으로 증가할 때). 이처럼 본 연구에서 살펴 볼 거리 범위 ( $H/D=2.0\sim 4.0$ )에서는 노즐 출구에서 질식 음속 균일 흐름으로 가정하여 초음속 충돌 제트의 진동 특성을 연구하는 것이 가능할 것으로 판단된다.

2.5 난류가 진동 특성에 미치는 영향

초음속 충돌 제트 유동장은 충돌면 근처에서 강한 전단층 유동과 바리 유동이 복합적으로 나타나는 유동으로 난류 효과를 고려한 해석이 요구될 것이다. 보편적인 averaging system의 난류 모델들로 진동하는 초음속 충돌 제트 유동장을 정확히 모사하는 것은 힘든 실정이다[9]. 본 연구에서는 충돌 영역의 정확한 bubble 크기나 물성치 분포 보다는 작동 조건에 따른 유동장의 진동 특성을 살펴보고자 하였다. 여기서는 계산에 편리한 Baldwin-Lomax 대수 난류 모델을 이용하여 수치 계산을 수행한 후 충돌 제트의 압력 진동에 대한 난류의 영향을 살펴보았다.

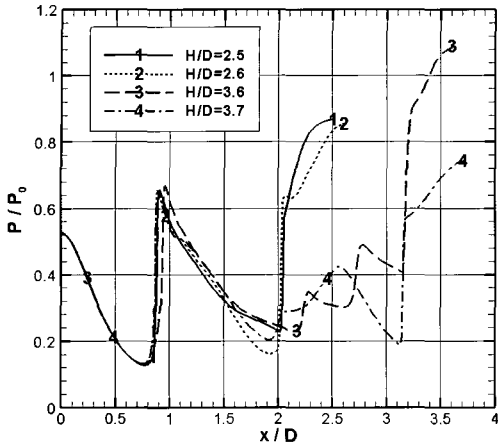
압력비 ( $P_0/P_a$ )가 5.0이고 거리비( $H/D$ )가 2.0인 경우에 대한 시간에 따른 충돌면 중심에서의 압력 변화를 Fig. 5에 도시하였다. 층류 계산 결과와 난류 계산 결과를 비교하면 압력 진동의 거동은 차이를 보이지만 주기적인 진동 현상을 공통적으로 나타나고 있음을 확인 할 수 있다.

여러 작동 조건에 대한 압력 진동 주파수를 Table. 3에서

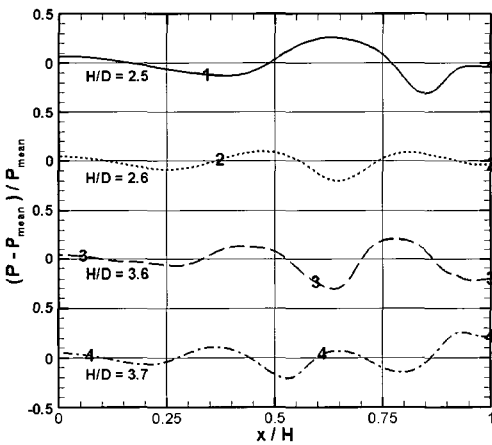
Table. 3 Oscillation frequencies of laminar and turbulent computations

Cases	$H/D=2.5$ $P_0/P_a=3.0$	$H/D=2.6$ $P_0/P_a=3.0$	$H/D=2.0$ $P_0/P_a=4.0$	$H/D=2.0$ $P_0/P_a=5.0$
Laminar	18.2	22.1	15.2	9.8
Turbulent	18.1	22.4	15.3	9.9

(kHz)



(a) along the jet center line



(b) along the  $r=0.75D$  line

Fig. 6 Instantaneous pressure distributions for various  $H/D$ ,  $P_0/P_a=3.0$

살펴보면 층류 계산 결과와 난류 계산 결과가 거의 동일하게 나타났고 평균 진동폭의 크기도 거의 동일한 것으로 나타났다. 이처럼 층류 계산과 난류 계산의 결과들을 살펴보면 초기 과도 거동 및 충돌 영역에서의 bubble 특성 등에는 다소 차이를 보이지만 압력 진동 주파수는 거의 동일한 결과를 보여 주므로 층류 계산을 통하여 진동 특성을 살펴보는 것은 가능할 것으로 판단된다. 결과적으로 초음속 충돌 제트 유동의 진동 메커니즘에서는 비점성 특성인 초음속 제트의 불안정성 (instability)과 음향 교란(acoustic disturbance)이 중요한 역할을 차지하므로[10], 난류가 충돌 제트 유동의 진동에 미치는 영향은 크지 않은 것으로 판단된다.

### 3. 계산 결과 및 토의

#### 3.1 거리비(H/D)에 따른 진동 특성

진동하는 초음속 충돌 제트 유동의 특성을 수치적으로 살펴보기 위하여 이처럼 검증된 수치 해석 방법을 이용하여 수치적 연구를 수행하고자 한다. 먼저 충돌 제트 유동의 특성에 영향을 주는 중요한 인자 중 하나인 충돌면까지의 거리(H)를 변화시켜며 살펴보았다. 이때 노즐 압력비( $P_0/P_a$ )는 3.0으로 고정하였으며 과소 팽창된 제트 유동이다. 충돌면의 중심에서 압력 변화를 측정 한 후, FFT를 이용하여 압력 신호의 주파수 특성을 살펴보았다. 충돌면까지의 거리(H/D)에 따른 충돌면 압력 진동 주파수의 변화는 Fig. 3에서 살펴볼 수 있다. Fig. 3에서 주파수가 특정 H/D에서 점프하며 급격히 달라지는 staging 현상을 볼 수 있다. 본 계산에서는 세 개의 단이 나타났으며, 이는 충돌면과 동일한 staging 특성을 보였다.

초음속 충돌 제트 유동이 진동하면, 충돌면 압력의 진동뿐만 아니라 plate shock, shock cell의 유동 구조의 주기적 변화를 동반하게 된다. 이 때, H/D에 따른 충돌면에서의 압력 진동폭의 변화는 plate shock의 진동폭의 변화에 비례하는 것으로 나타났다[11].

단이 바뀌는 경우의 주파수들을 살펴보면, Table. 2에 보이는 바와 같이 Stage IV의 H/D=2.5 경우와 Stage V의 H/D=2.6 경우의 주파수들이 거의 4:5의 비를 갖는 것으로 나타났다. Stage V의 H/D=3.6인 경우와 Stage VI의 H/D=3.7인 경우의 주파수비(16.6kHz:19.8kHz)도 정수비 5:6에 근접하는 결과를 보여주고 있다. 여기에 Stage IV, V, VI처럼 단의 수가 매겨진 이유가 있는 것이다[12].

여러 H/D의 경우들에 대하여 첫 번째 cell의 compression shock 이후 최고 압력을 가지는 동일한 순간에 제트 중심축을 따른 압력 분포와 이와 평행한  $r=0.75D$  line (0.25D apart from the nozzle lip line)을 따른 압력분포를 Fig. 6에 도시하였다. 여기서 자가 진동을 위한 feedback loop를 구성하는 제트 전단 층(along  $r=0.75D$  line)에서의 압력 분포 변화를 잘 살펴보기 위하여 평균값으로 나누어 나타내었다. 그 결과 열린 파이프의 정상파(standing wave)와 유사한 패턴을 보임을 확인 하였다.

Fig. 6에 의하면  $r=0.75D$  line을 따른 압력 분포 패턴이 H/D가 2.5에서 2.6으로 바뀔 때, 그리고 3.6에서 3.7로 바뀔 때 달라지고 있음을 알 수 있다. 하지만 이때 제트 중심축을 따른 압력 분포에서는 H/D 경계값 전후(H/D=2.5와 2.6)의 경우들에 대하여 특징적인 변화를 볼 수 없다.

또한 H/D=2.6과 3.6인 경우에 대하여 살펴보면, H/D의 큰 차이만큼 제트 중심축을 따른 압력 분포의 차이를 보이고 있다.

이에 반하여  $r=0.75D$  line을 따른 압력 분포를 살펴보면, 같은 패턴을 보임으로써 이 두 경우가 같은 stage에 속하고 있는 것을 알 수 있게 해준다. 결론적으로 H/D에 따른 staging behavior는 제트 중심부의 shock cell 구조의 변화보다 제트 전단층 영역의 압력 분포 패턴의 변화와 더 밀접한 관련이 있음을 알 수 있다.

### 3.2 노즐 압력비( $P_0/P_a$ )에 따른 진동 특성

노즐 압력비에 따라 충돌 제트의 진동 특성이 어떻게 달라지는지 살펴보자. 노즐 압력비가 클수록 shock cell의 길이는 증가하게 된다. Prandtl[13]은 수축 노즐에서 과소 팽창된 제트의 첫 번째 shock cell의 길이,  $\Delta$ 를 다음과 같이 표현하였다.

$$\Delta/D = 1.2\sqrt{(P_0/P_a - 1.9)} \quad (2)$$

노즐 압력비( $P_0/P_a$ )를 2.0부터 5.0까지 변화시켰으며, 충돌면까지의 거리는 H/D=2.0 또는 3.0으로 고정하였다. 이 경우들의 충돌면 중심 압력 진동 주파수의 변화를 Fig. 7에 제시하였다. 충돌면까지의 거리에 따른 진동 주파수의 변화(Fig. 3)에 반하여 일정 압력비 범위 내에서 압력비에 따른 진동 주파수는 거의 일정한 값을 가지는 것으로 나타났으나, 특정 압력비에서 주파수가 급격히 달라지는(step change) 'staging behavior'를 역시 보이고 있음을 알 수 있다.

H/D=2.0인 경우에는 압력비에 따라 나타나는 유동 구조가 달라지고, 이에 따라 다른 진동 주파수를 보이는 것으로 나타났다(Group I: 두개의 cell 구조, Group II: 하나의 cell 구조, Group III & IV: Mach disk가 나타남). H/D=3.0인 경우는 2.0인 경우에 비하여 충돌면까지 공간이 더 존재하며 더 다양한 변화를 보여 주었다(Group I: 두개의 cell 구조). 첫 번째 cell에 강한 경사 충격파와 작은 Mach disk 구조가 주기적으로 나타났다 사라지는 경우(Group II), 규칙적이지 않은 변화를 보이며 명확한 진동 주파수를 얻을 수 없는 경우들( $P_0/P_a=4.4-4.6$ )도 있었다[11]. 결과적으로 압력비에 따라 유사한 유동 구조와 유사한 변화를 보이는 범위의 경우들은 비슷한 진동 주파수를 보이고, 유동 구조나 변화 패턴이 달라지면 진동 주파수가 달라지는 것으로 나타났다.

### 3.3 두 Staging behavior의 상관관계

다음으로 shock cell의 길이를 특성 길이로 사용하여 고정된 거리에서 압력비의 변화에 따른 경우와 고정된 압력비에서 거리의 변화에 따른 서로 다른 두 staging behavior 사이의 관계를 살펴보고자 한다. 축방향 길이를 첫 번째 shock cell 길이,  $\Delta$ (식.2)로 무차원화 하여 충돌면 압력 진동 주파수를

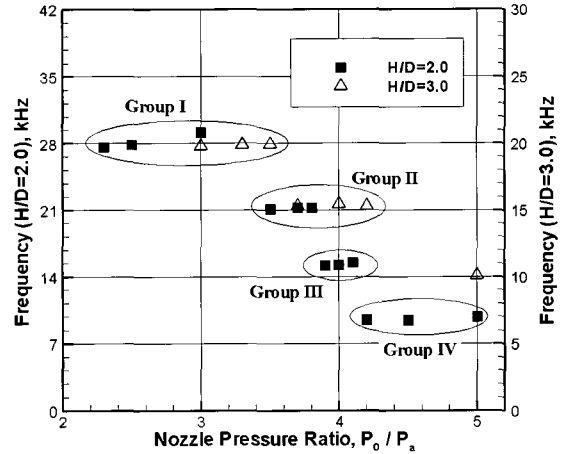


Fig. 7 Frequencies of the pressure oscillation with the nozzle pressure ratio variation at fixed distance

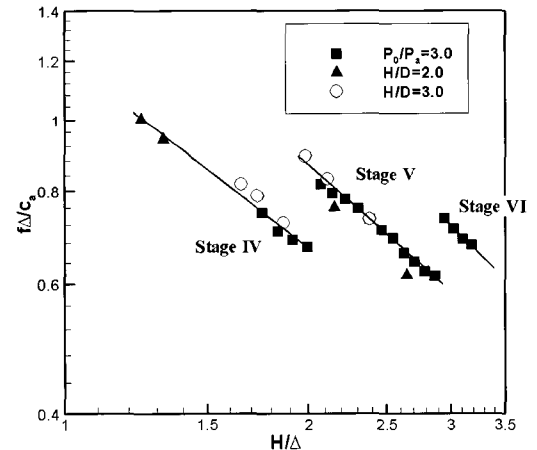


Fig. 8 Normalized frequency-distance characteristics (■: distance variation, ▲&○: pressure variation)

Fig. 8에 다시 도시 하였다. 주파수는  $\Delta/C_a$  ( $C_a$ :외기에서의 음속)로 무차원화 하였다. 여기서 원과 삼각형으로 표시된 값들은 고정된 거리에서 압력비를 변화시킨 경우의 값들이고, 사각형으로 표시된 값들은 고정된 압력비에서 거리를 변화시킨 경우이다. Fig. 8로부터 서로 다른 두 경우에 대한 주파수 특성이 서로 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

동일한 staging behavior를 보이는 것으로 파악된 서로 다른 두 경우들에 대하여 제트 전단층에서의 압력 분포 패턴을 살펴보면 H/D에 따른 staging에서 Stage IV의 압력 패턴과 압력비를 변화하는 경우들(Group II)의 pressure wave pattern이 동일한 것을 확인할 수 있었다[11].

#### 4. 결 론

초음속 충돌 제트 유동의 특성에 영향을 주는 주요 인자인 노즐 압력비( $P_0/P_a$ )와 충돌면까지의 거리( $H/D$ )를 변화시켜 가며, 그 충돌면의 압력 진동 특성 및 유동 구조의 변화에 대한 수치적 연구를 수행 하고자 하였다. 먼저 격자 및 시간 간격 테스트를 수행하여 진동 현상을 잘 모사할 수 있는 적절한 격자와 시간 간격을 파악 하였다. 또한 효율적인 수치 계산을 위하여 노즐 출구에서 입구유동조건을 질식 음속 균일 흐름으로 근사하거나, 난류 효과를 무시하여도 진동하는 충돌 제트 유동을 잘 모사할 수 있는 것으로 나타났다. 선택된 수치 방법을 이용하여 충돌면 압력 진동 주파수의 'staging behavior'를 확인 하였고, 서로 다른 두 가지 경우의 staging behavior는 첫 번째 shock cell 길이를 이용하여 동일한 staging 특성으로 나타낼 수 있었다. 이와 같은 진동 주파수의 staging 현상은 제트 중심부의 shock cell 구조보다 제트 전단층의 압력 분포 패턴의 변화와 더 밀접한 관련이 있음을 확인 하였다.

#### 후 기

본 연구는 국방과학연구소와 교육부 BK21 사업의 지원에 의해 연구되었으며 이에 감사드립니다.

#### 참고문헌

- [1] Donaldson, C.D. and Snedeker, R.S., 1971, "A study of free jet impingement. Part1. Mean properties of free and impinging jets," *J. Fluid Mech.*, Vol.45, p.281-319.
- [2] Ginzberg, I.P. et al., 1973, "Some singularities of supersonic underexpanded jet interaction with a plane obstacle," *J. Eng. Phys.*, Vol.19, p.1081-1084.
- [3] Lamont, P.J. and Hunt, B.L., 1980, "The impingement of underexpanded, axisymmetric jets on perpendicular and inclined flat plates," *J. Fluid Mech.*, Vol.100, p.471-511.
- [4] Krothapalli, A., 1985, "Discrete tones generated by an impinging underexpanded rectangular jet," *AIAA J.*, Vol.23, p.1910-1915.
- [5] Sakakibara, Y. and Iwamoto, J., 1998, "Numerical study of oscillation mechanism in underexpanded jet impinging on plate," *J. Fluids Eng.*, Vol.120, p.477-481.
- [6] Alvi, F.S. and Iyer, K.G., 1999, "Mean and unsteady flowfield properties of supersonic impinging jets with lift plates," *AIAA Paper* 99-1829.
- [7] Lee, C.H. and Park, S.O., 2002, "Computations of hypersonic flows over blunt body using a modified low-diffusion flux-splitting scheme," *CFD J.*, Vol.10, p.490-500.
- [8] Pulliam, T.H., 1993, "Time accuracy and the use of implicit methods," *AIAA Paper* 93-3360.
- [9] Alvi, F.S. et al., 2002, "Experimental and computational investigation of supersonic impinging jets," *AIAA J.*, Vol.40, p.599-609.
- [10] Krothapalli, A. et al., 1999, "Flow field and noise characteristics of a supersonic impinging jet," *J. Fluid Mech.*, Vol.392, p.155-181.
- [11] Kim, S.I. and Park, S.O., 2005, "Oscillatory behavior of supersonic impinging jet flows," *Shock Waves*, Vol.14, p.259-272.
- [12] Powell, A., 1988, "The sound-producing oscillations of round underexpanded jets impinging on normal plates," *J. Acoust. Soc. Am.*, Vol.83, p.515-533.
- [13] Prandtl, L., 1904, "Über die stationären Wellen in Einem Gasstrahle," *Phys. Z.*, Vol.5, p.599-601.