

論文

J. of The Korean Society for Aeronautical and Space Sciences 46(8), 652-661(2018)

DOI: <https://doi.org/10.5139/JKSAS.2018.46.8.652>

ISSN 1225-1348(print), 2287-6871(online)

충격과 풍동의 극초음속 노즐 설계를 위한 Quasi 1D 비평형 해석 및 검증

김세환*, 이형진**

Quasi 1D Nonequilibrium Analysis and Validation for Hypersonic Nozzle Design of Shock Tunnel

Seihwan Kim* and Hyoung Jin Lee**

Daewoo Shipbuilding & Marine Engineering Co., Ltd.*

Inha University, Department of Aerospace Engineering**

ABSTRACT

It is necessary to resolve the absolute velocity as well as Mach number to reflect the high temperature effect in high speed flow. So this region is classified as high enthalpy flows distinguished from high speed flows. Many facilities, such as arc-jet, shock tunnel, etc. has been used to obtain the high enthalpy flows at the ground level. However, it is difficult to define the exact test condition in this type of facilities, because some chemical reactions and energy transfer take place during the experiments. In the present study, a quasi 1D code considering the thermochemical non-equilibrium effect is developed to effectively estimate the test condition of a shock tunnel. Results show that the code gives reasonable solution compared with the results from the known experiments and 2D axisymmetric simulations.

초 록

고속 고온 유동에서 나타나는 고온 기체 현상을 모사하기 위해서는 마하수뿐 아니라 절대속도도 재현할 수 있어야 한다. 이러한 유동을 초음속 유동과 구분하여 극고속 유동이라 부르며, 충격파 터널과 같은 고엔탈피 시험 장치를 통해 연구가 이루어지고 있다. 그러나 이러한 고엔탈피 시험 장비는 높은 온도와 압력 때문에 노즐에서 열화학적 비평형 현상을 경험하게 되며 기존의 이론적 방법으로 그 실험 조건을 규정하기 어렵다. 이에 본 연구에서는 알려진 비평형 노즐 코드의 단점들을 보완하고 충격파 터널의 운용 조건에서 시험부 유동 특성을 빠르게 예측하기 위하여 열화학적 비평형을 고려한 준 1차원 노즐 해석 코드를 개발하였다. 개발된 코드는 시험 결과 및 2차원 축대칭 해석 결과와 비교를 통하여 충격파 풍동 시험부 유동 조건 예측을 위한 활용성 및 한계를 살펴보았다.

Key Words : Nonequilibrium Flow(비평형 유동), Shock Tunnel(충격파 터널), High Enthalpy Flow(고엔탈피 유동)

† Received : February 7, 2018 Revised : July 25, 2018 Accepted : July 27, 2018

** Corresponding author, E-mail : hyoungjin.lee@inha.ac.kr

Nomenclature

- e_t : Translational energy
 e_r : Rotational energy
 e_v : Vibrational energy
 Δh_f^0 : Standard-state enthalpy of formation
 k_f : Forward reaction rate
 Y_i : Mole fraction of i species
 X_i : concentration of i species

I. 서 론

우주 탐사선 개발에 필수적인 지구 재돌입 연구, 행성 탐사 분야 연구에 필요한 극초음속 유동 관련 연구 및 스크램제트 엔진과 같은 극초음속 비행체의 추진 기관 개발을 위해서 필요한 초음속 연소 기술 확립을 위하여 주로 고엔탈피 지상 시험 설비가 사용되고 있다. 특히 초음속 풍동과 같이 고압 공기를 팽창시켜 고속 유동을 얻는 경우 시험부의 필요한 온도 조건을 만족시키기 어렵기 때문에 고엔탈피를 얻기 위한 방법으로 임펄스 방식의 장치들이 고안되어 사용되고 있다. 이러한 임펄스 방식의 고엔탈피 시험 설비에는 충격파에 의한 압축을 이용하는 shock tunnel 또는 외부 에너지를 이용하여 유동을 가열하는 arc tunnel 등이 활용되고 있다. 고엔탈피 시험 설비는 시험부에서 마하수 상사뿐 아니라 온도 상사를 통하여 요구되는 실제 속도를 재현할 수 있어, 이를 특별히 극고속 유동 설비로 부르기도 한다[1].

일반적으로 고엔탈피 유동의 정체 온도는 수천 K 이상으로 시험 기체의 진동 에너지가 여기(excitation)되고 일부 해리 반응도 함께 이루어진다. 정체점에서는 열/화학 반응에 필요한 충분한 시간이 주어지므로 평형 상태가 형성된다. 이후 시험 기체가 노즐을 통하여 팽창하는 과정에서는 해리된 분자간 재결합 반응과 진동에너지의 감소가 일어나는데 급격한 온도 감소에 의해 더 이상 화학 반응이 진행되지 않고 진동 에너지가 병진 온도와 평형을 이루지 못하는 동결(freezing) 현상이 나타나게 된다[2]. 이 현상을 극초음속 노즐 유동에서 나타나는 일반적인 열화학 비평형 현상이라고 한다. 비평형 유동 조건을 명확히 규명하기 위하여 많은 계측 실험이 수행되었으나 짧은 시간에 일어나는 복잡한 화학 반응 계측의 어려움 등으로 인하여 이론적 접근에 한계가 있다. 노즐 유동의 열화학 비평형 특성으

로 시험부 유입 유동을 정확히 정의하지 못하여 시험 결과 분석 및 해석 코드 검증을 어렵게 하고 있다[4]. 이에 고엔탈피 유동과 관련한 기존 연구들은 이러한 비평형 현상을 고려하기 위하여 노즐 끝단의 비평형 상태를 추정하고 이를 해석 영역의 유입 조건으로 가정하거나 충격파 이후의 비평형 현상을 고려한 이론/수치적 연구를 수행하고 있다[5-9]. 반면 노즐 유동 자체에 대한 연구는 드물게 수행되어, Anderson 등[3]은 준 1차원 비정상 비평형 노즐 유동 해석 기법이 제안하였으며, Park 등[4]은 이온도 모델에서 N개의 온도까지 고려할 수 있는 NOZNT 코드를 개발하였다.

최근 국내에서도 고엔탈피 시험 설비 구축에 관한 노력이 경주되고 있는 상황이며, 실운용 조건 변동에 따라 실험부에 유입되는 유동 조건을 명확히 규명하기 위해 노즐에서의 열화학 비평형 특성을 고려하는 것이 필요하다. 특히, 노즐을 설계하는 초기 단계에서나, 혹은 풍동을 운용하는 다양한 조건에 따른 노즐 유동의 특성을 빠르게 판단하기 위해서는 1차원 접근을 통한 신속한 검토 방법이 필요하다. 최근 Na 등[10,11]은 이온도 모델을 이용하여 아크 제트 풍동에서 희석 공기 혼합 비율에 따른 노즐 출구 유동 특성을 해석하고 실험에서 측정된 압력과 비교를 수행한 바 있으며, Lee 등[12]은 삼온도 모델을 적용하여 충격파 터널의 비평형 유동을 정도 높게 예측하고자 하였다. 그러나 이들 연구는 계산 효율을 높이기 위해 일부 화학 반응 및 비평형 온도를 제한적으로 고려하고 있다.

이에 본 연구에서는 충격파관의 파열 압력 및 노즐 단면적 정보와 널리 알려진 열/화학 비평형 모델을 이용하여 극고속 시험 설비의 시험부 유동 특성을 파악하기 위하여 준 1차원 해석 방법을 제시하고, 해석과 시험 결과의 비교를 통해 준 1차원 해석 결과의 활용성 및 그 한계를 살펴 보고자 한다.

II. 본 론

2.1 수치 해석 기법

2.1.1 준 1차원 유동

충격파 터널 노즐 유동은 노즐 목에 설치된 격막의 파열 이후 유동 발달 과정을 제외하면 시험 시간 동안 노즐 내 유동은 정상 상태로 가정할 수 있으므로 유동은 정상 상태의 준 1차원 지배 방정식을 따른다. 노즐에서 나타나는 비평형 현

상을 고려하기 위해서는 연속 방정식, 운동량 방정식 및 에너지 방정식과 함께 화학 반응과 분자의 병진, 회전, 진동 에너지를 고려하기 위한 방정식이 추가되어야 한다. 화학 반응에 의한 분자의 생성-소멸에 대한 생성항은,

$$w_i = \frac{d[Y_i]}{dt} = \frac{d[X_i]}{dt} \frac{M_i}{\rho u} \quad (1)$$

$$\frac{d[X_i]}{dt} = \sum_{r=1}^{N_{\text{reaction}}} (\nu_i'' - \nu_i') \left\{ k_f \prod_i [X_i]^{\nu_i'} - k_b \prod_i [X_i]^{\nu_i''} \right\} \quad (2)$$

$$k_{f,i}(T) = AT^\beta e^{-E_a/RT} \quad (3)$$

로 각 분자가 포함된 모든 반응을 고려하여 결정하게 되며, 반응 계수(k)는 온도만의 함수로 3계수 Arrhenius 방정식을 사용하였다.

비평형 유동에서 엔탈피는 압력, 밀도, 진동 에너지 및 물분율의 함수로 나타낼 수 있으며 유동의 총 엔탈피는 각 분자 엔탈피의 합과 같다. 즉,

$$h = \sum_{i=1}^{N_{\text{species}}} \left((e_{\text{trans}} + e_{\text{rot}} + e_{\text{vib}})_i + R_i T + \Delta h_{f,i}^0 \right) Y_i \quad (4)$$

여기서 병진 운동 에너지와 회전 운동 에너지가 같다고 가정하면 상태 방정식으로부터, 이 식은

$$h = \sum_{i=1}^{N_{\text{species}}} \left(\frac{7}{2} \frac{p}{\rho M_i} \frac{N_{\text{species}} Y_i}{\sum_{i=1}^{N_{\text{species}}} \frac{Y_i}{M_i}} + e_{v_i} + \Delta h_{f,i}^0 \right) Y_i \quad (5)$$

으로 간략화할 수 있다. 따라서 총 엔탈피의 변화량은

$$\begin{aligned} dh &= \frac{\partial h}{\partial p} dp + \frac{\partial h}{\partial \rho} d\rho + \sum_{i=1}^{N_{\text{species}}} \frac{\partial h}{\partial e_{v_i}} de_{v_i} \\ &\quad + \sum_{i=1}^{N_{\text{species}}} \frac{\partial h}{\partial Y_i} dY_i \\ &= \left(\frac{7}{2} \frac{1}{\rho} \right) dp + \left(-\frac{7}{2} \frac{p}{\rho^2} \right) d\rho + \sum_{i=1}^{N_{\text{species}}} Y_i de_{v_i} \\ &\quad + \sum_{i=1}^{N_{\text{species}}} (e_{v_i} + \Delta h_{f,i}^0) dY_i \end{aligned} \quad (6)$$

으로 나타낼 수 있다.

이를 앞서 정의한 방정식과 함께 정리하면, 정상 상태 준 1차원 비평형 유동에 관한 ODE 형태의 지배 방정식을 얻을 수 있다.

$$\frac{dp}{dx} = -\frac{\rho}{u} \frac{du}{dx} - \frac{\rho}{A} \frac{dA}{dx} \quad (7)$$

$$\frac{dp}{dx} = -\rho u \frac{du}{dx} \quad (8)$$

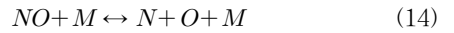
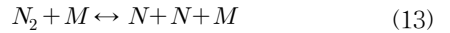
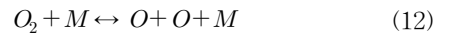
$$\frac{du}{dx} = \frac{\frac{7}{2} \frac{p}{\rho A} \frac{dA}{dx} + \sum_{i=1}^{N_{\text{species}}} Y_i \frac{de_{v_i}}{dx} + \sum_{i=1}^{N_{\text{species}}} (e_{v_i} + \Delta h_{f,i}^0) \frac{dY_i}{dx}}{\frac{5}{2}u - \frac{7}{2} \frac{p}{\rho u}} \quad (9)$$

$$\frac{dY_i}{dx} = \frac{\dot{\omega}_i M_i}{\rho u} \quad (10)$$

$$\frac{d(Y_i e_{v_i})}{dx} = \frac{Y_i}{u \tau_i} (e_{v_i}^{eq} - e_{v_i}) \quad (11)$$

2.1.2 화학 반응 모델

본 연구에서는 공기를 구성하는 다섯 가지(O, N, NO, N₂, O₂) 화학종만을 고려하였다. 공기의 비평형 특성을 고려한 기존 연구에서는 시험 온도, 장비의 운용 특성 등에 따라 전자, NO 이온, 또는 아르곤을 추가하여 7~8개의 화학종을 고려하는 경우도 있으나, 정체점 온도가 약 9,000 K 미만에서 이온화 반응에 의한 효과는 무시할 만큼 작은 것으로 알려져 있으므로[13] 위의 5개의 화학종 고려로 충분하다 판단되었다. 포함된 화학종의 생성과 소멸에 관한 반응으로 아래와 같은 17개 해리/재결합 반응과 교환 반응을 고려하였으며, 전체 밀도 및 3개 화학종(N, O, NO)에 대한 보존방정식만 고려하고 2개 화학종(N₂, O₂)은 원소 비율 보존 관계를 적용하여 추정하였다.



앞서 설명한 바와 같이 반응을 계수는 Arrhenius 방정식을 이용하여 계산하였으며, 각 반응에 대한 정반응률을 얻기 위한 계수 값을 Table 1에 나타내었다. 유동의 열적 비평형을 고려하기 위하여 Park이 제안한 2-온도 모델[14]을 사용하였으며, 반응 계산에 필요한 지배 온도 T_a 는 Table 2에 나타낸 바와 같이 정반응 및 역반응의 특성에 따라 병진 온도 T 또는 병진 온도와 진동 온도의 기하 평균 $\sqrt{TT_{vib}}$ 을 적용하였다.

진동 에너지 방정식은 분자의 충돌에 의한 진

Table 1. Reaction rate coefficients for air

Reaction	M	A ($\frac{cm^3}{mol \cdot s}$)	β	$T_d = \frac{E_a}{R}$ (K)
Dissociation reactions				
$N_2 + M \rightarrow N + N + M$	O	3.0E22	-1.6	113200
	N	3.0E22	-1.6	113200
	NO	7.0E21	-1.6	113200
	O ₂	7.0E21	-1.6	113200
	N ₂	7.0E21	-1.6	113200
	$O_2 + M \rightarrow O + O + M$	O	1.0E22	-1.5
N		1.0E22	-1.5	59500
NO		2.0E21	-1.5	59500
O ₂		2.0E21	-1.5	59500
N ₂		2.0E21	-1.5	59500
$NO + M \rightarrow N + O + M$		O	1.1E17	0.0
	N	1.1E17	0.0	75500
	NO	1.1E17	0.0	75500
	O ₂	5.0E15	0.0	75500
	N ₂	5.0E15	0.0	75500
	Neutral exchange reactions			
$N_2 + O \rightarrow NO + N$		1.8E14	0.0	38400
$NO + O \rightarrow O_2 + N$		2.4E09	1.0	19220

동 에너지의 변화를 나타낸 것으로 다음 식 (17) 과 같이 정의한다. 진동 에너지의 변화량을 얻기 위해서는 각 분자의 진동 에너지 특성 온도 ($h\nu/k$) 및 진동 여기 시간(τ)이 필요하다.

$$\frac{de_{vib}}{dt} = \frac{1}{\tau} (e_{vib}^{eq} - e_{vib}) \quad (17)$$

본 연구에서 병진-진동 여기 반응은 Landau-Teller 모델을 사용하여 계산하였으며 여기 시간

Table 2. Reaction Controlling Temperature

Reaction	Forward	Backward
$N_2 + M \rightarrow N + N + M$	$\sqrt{TT_{vib}}$	T
$O_2 + M \rightarrow O + O + M$	$\sqrt{TT_{vib}}$	T
$NO + M \rightarrow N + O + M$	$\sqrt{TT_{vib}}$	T
$N_2 + O \rightarrow NO + N$	T	T
$NO + O \rightarrow O_2 + N$	T	T

은 Millikan-White(M-W) 관계식[15]을 이용하여 결정하였다. 그러나 M-W에 의해 제안된 초기 계수들은 실제보다 긴 여기 시간을 추정하므로 N₂-O, O₂-O, NO-NO 충돌과 관련한 실험 데이터를 적용이 필요한 것으로 알려져 있다[16]. 이에 본 연구에서는 Park[17]에 의해 제안된 Table 3의 계수를 적용하여 M-W 관계식의 해를 얻었다. 이 때 M-W의 관계식으로부터 얻은 분자간 진동 여기 시간에서도 큰 차이가 존재하는 것을 확인할 수 있는데, 본 연구에서는 노즐 확대부에서 나타나는 이러한 열/화학적 비평형을 고려하기 위하여 NO, N₂, O₂의 진동 온도를 각각 고려한 4-온도 모델을 사용하였다. 단, 이들 분자에 대해서 병진-진동 여기 반응을 제외한 진동-진동 여기 반응 및 진동-전자 여기 반응은 고려하지 않았다.

Table 3. Coefficients for Millikan-White Relation

Excited colliding		A	B
Molecule	Species		
NO	O	40	21.0
	N	120	21.5
	NO	40	20.0
	O ₂	120	21.5
	N ₂	120	21.5
O ₂	O	40	21.0
	N	60	19.0
	NO	120	21.5
	O ₂	120	21.5
	N ₂	160	23.0
N ₂	O	60	19.0
	N	160	23.0
	NO	160	23.0
	O ₂	160	23.0
	N ₂	220	25.0

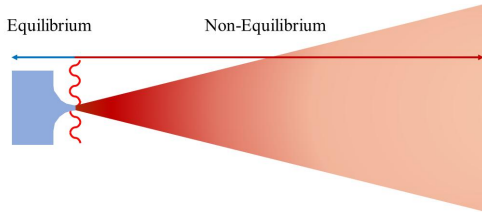


Fig. 1. Thermo/chemical equilibrium and non-equilibrium regions

2.1.3 수치 해석 방법

반사 충격파 터널의 경우 격막의 파열로 인해 생성된 입사 충격파가 충격파관 끝단에서 반사되며 정체조건을 형성하게 된다. 이후 노즐목의 2차 격막이 파열되며 이 정체 유동이 노즐을 통해 시험부로 진행하게 된다. 따라서 극고속 시험 설비의 노즐 출구 조건을 예측하기 위해서는 정체 조건 및 노즐 유동을 해석할 수 있어야 한다. 이에 본 연구에서는 두 영역을 구분하여 (1)정체 조건을 추정하고, (2) 얻어진 정체조건을 이용하여 노즐 유동을 해석하였다. 충격파 끝단에서 생성되는 정체 온도는 2500 K 이상으로 시험 기체인 공기의 분자들이 부분적으로 해리되며 완전 기체 가정을 적용할 수 없다. 그러나 이 영역은 정체 유동이므로 열화학적 평형에 이르기에 충분한 시간이 있는 것으로 가정할 수 있다.

정체점에서의 화학평형 해석은 오픈소스 라이브러리인 CANTERA[18]를 이용하여 반사충격파 후방의 평형 정체 조건을 추정하였으며, 그 결과를 이용하여 축소-확대 노즐에 대한 유동을 해석하였다. 특히 기존의 연구들[4,10-12]이 화학종, 화학 반응에 관한 계수나 반응식을 코드 내에 삽입한 반면, 본 연구에서는 CANTERA를 활용하여 화학종과 반응의 추가/삭제 및 반응을 계산에 필요한 계수들을 코드의 수정 없이 손쉽게 업데이트 할 수 있는 장점이 있다.

정체점 이후 노즐 해석에 있어서, 충격파관 끝단에서 노즐목에 이르는 축소부는 평형 상태로 가정하며, 노즐목을 지나 마하수가 1이 되는 지점부터 팽창부는 비평형으로 가정하여 해석을 수행하였다.

2.2 구성 요소별 해석 절차

2.2.1 충격파 튜브(Shock tube)

주어진 격막 파열 조건으로부터 반사 충격파 후방의 평형 조건을 해석하는 과정을 Fig. 2에 도시하였다. 주어진 격막의 파열 압력비(P4/P1) 및 고압부와 저압부의 화학 조성으로부터 충격파

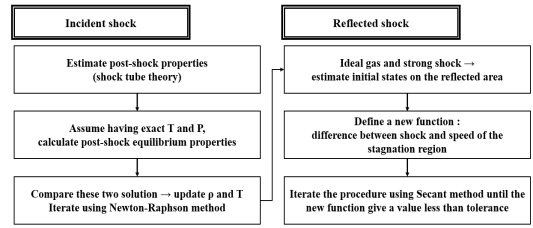


Fig. 2. Solution procedure : Stagnation point properties

관 이론에 의한 입사충격파의 세기를 결정한다. 압축성 유체 역학 이론으로부터 입사 충격파 후방의 밀도, 온도, 압력을 추정할 수 있으나 이렇게 얻어진 유동 조건은 열화학적 평형 상태를 만족하지 못한다. 이에 본 연구에서 개발된 코드는 CANTERA를 이용하여 앞서 결정된 온도와 밀도를 기준으로 평형 상태를 추정하게 된다. 새롭게 추정된 평형 조건과 파열 압력비를 기준으로 추정한 정체 조건에 차이가 있으면 그 차이를 밀도와 온도에 반영하여 재해석을 수행한다. Newton-Raphson 음해법을 이용하여 보정/해석 과정을 반복하며 값이 오차 범위 내로 수렴하면 입사 충격파가 저압관 끝단에서 반사된 후 생성되는 정체 조건 계산 단계로 진행한다.

정체 조건의 계산 과정은 입사 충격파 후방의 유동 특성을 계산하는 방식과 거의 동일하나, 유동 속도가 0이라는 조건을 추가하고 해석의 효율성 향상을 위하여 Secant 음해법을 적용하였다.

2.2.2 비평형 노즐 유동(Nozzle)

앞절에 설명한 충격파 후방 유동 계산을 통하여 정체점의 물성치가 결정되면 이 값을 이용하여 노즐의 비평형 해석을 수행한다. 노즐 유동에 대한 해석 절차를 Fig. 3에 제시하였다. 열화학적 비평형을 고려하는 경우, 충격파 터널의 격막 파열 조건으로부터 노즐의 질량 유량을 결정할 수 없다. 이에 노즐의 수축부를 등엔트로피 유동으로 가정하고 압력을 변화시키며 온도, 밀도 등을 추정하였다. 즉 수축부에서 유동 가속과 함께 압력이 감소하는 점을 이용하여, 정체압에서 압력

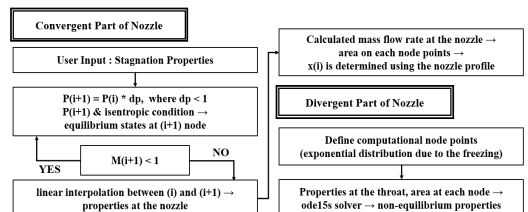


Fig. 3. Solution procedure : Nozzle flow

을 일정 비율로 감소시키며 CANTERA를 이용하여 새로운 압력과 엔트로피를 만족시키는 평형 상태의 온도, 엔탈피, 마하수 등을 얻는다. 그러나 이 단계에서 계산된 평형 조건을 갖는 수축부 위치는 결정할 수 없다. 계산은 마하수가 1에 도달할 때까지 반복되며, 이를 통해 노즐 목에서의 유동 물성치를 결정하였다. 노즐 목에서의 질량 유량을 결정하면 연속방정식과 주어진 노즐의 단면적으로부터 앞서 계산된 밀도, 온도, 유속 등을 갖는 위치를 얻을 수 있다.

팽창부 유동 해석은 비평형 상태를 가정하여 수행되었으며, 목에서 평형 상태인 화학종의 질량 분율, 밀도, 유속, 압력, 진동 에너지를 초기 조건으로 가정하여 해를 얻는다. 그러나 계산된 물리량을 갖는 위치를 역산한 수축부에 대한 해석 절차와 달리 팽창부에서는 2.1.1에 제시한 식 1~11의 연립 미분 방정식을 해석하는 것이 필요하며 이를 위해서는 해석 위치와 해당 위치에서의 단면적이 필요하다. 이에 팽창부의 유동을 효율적으로 해석하기 위하여 노즐 유동에서 진동 에너지의 동결이 일어나는 점을 고려하여 지수 함수의 형태로 해석 위치를 분포시키는 방법을 활용하였다. 해석 위치의 좌표, 노즐의 단면적, 노즐 목에서의 평형 유동 변수를 이용하여 노즐 목부터 노즐 출구 방향으로 공간 전진하며 해당 좌표에서의 비평형 현상을 고려한 물리량을 얻는 방식으로 해석이 진행된다.

2.3 결과 검증 및 적용

2.3.1 정체 조건 및 화학종의 영향

개발된 코드의 검증을 위하여 정체 엔탈피 2.5~7.0(MJ/Kg)인 범위에 대하여 충격파 터널 정체점의 평형 조건을 추정하기 위해 개발된 ESTC[19]의 결과와 비교하여 Fig. 4에 나타내었다. 5화학종 17개 반응을 고려한 본 연구와 달리

ESTC의 경우 NO+ 및 e-를 포함한 8화학종, 22개 반응을 고려하였다. 화학종 및 반응수에 차이가 있으나 해당 엔탈피 범위에서 열화학적 평형을 고려한 정체 온도 특성이 잘 일치하였다. 이로부터 정체 온도 9,000 K 미만에서 공기의 이온화 반응의 영향이 크지 않다는 기존 연구 결과를 확인할 수 있다.

2.3.2 ADEC tunnel

본 연구에서 적용한 비평형 노즐 해석 기법을 검증하기 위하여 AEDC의 18인치 풍동에서 전자-빔 기법을 이용하여 계측된 N₂의 진동 온도[17]를 본 연구의 해석 결과와 비교하였다. AEDC 풍동의 운용 조건에서 챔버 압력, 온도, 엔트로피를 Table 4에 나타내었으며, 참고문헌 [20]에 의하면 해당 풍동의 기하학적 노즐 출구 면적비 (A/A*)는 8100이나, 점성 효과로 인하여 각 조건에서의 유효 단면적은 1900~5500으로 조사되었다. 본 연구에 적용된 해석 기법에서는 이러한 점성 경계층을 고려하지 않으므로 노즐의 형상을 각 조건에 따른 유효 단면적을 갖는 썸기형 노즐로 가정하였다.

비평형 해석을 수행하여 예측된 질소 분자의 진동 온도를 Park[4]의 결과와 함께 Fig. 5에 나타내었다. Fig. 5에서 Park[4]의 해석 결과는 NOZNT로 표현하였다. $H \leq 4\text{MJ/Kg}$ 인 조건에서 개발된 코드는 참고 데이터 및 측정값에 비해 높은 진동 온도를 예측한 반면, $H \geq 4\text{MJ/Kg}$ 인 조건에서는 낮은 진동 온도를 나타내었다. 이는 NOZNT에서는 진동-병진 여기 반응 및 진동-진동, 진동-전자 여기 반응을 고려한 반면 본 해석 기법에서는 진동-병진 여기 반응만을 고려하였기 때문인 것으로 판단된다.

Table 4. Operating conditions of AEDC arcjet experiments

p_s (atm)	T_s (K)	S/R	H (MJ/Kg)	A/A*
15	2300	29.24	2.684	5000
20	2300	29.02	2.684	5510
10	3000	31.06	3.803	4180
15	3000	30.68	3.780	4340
20	3000	30.37	3.766	5040
5	4000	34.46	6.771	2040
10	4000	33.41	6.408	3330
15	4000	32.83	6.224	3980
20	4000	32.43	6.106	4410
5	5000	37.03	9.669	1905

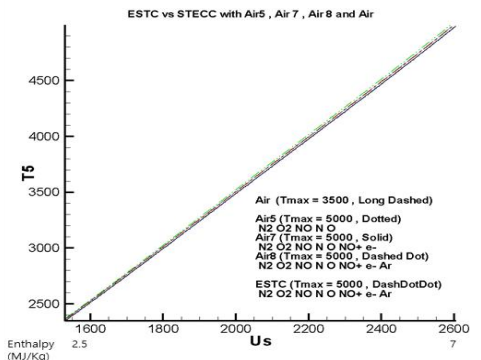


Fig. 4. Stagnation temperature vs Enthalpy

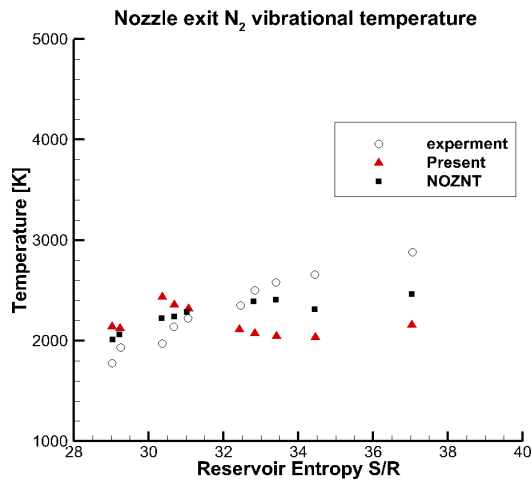
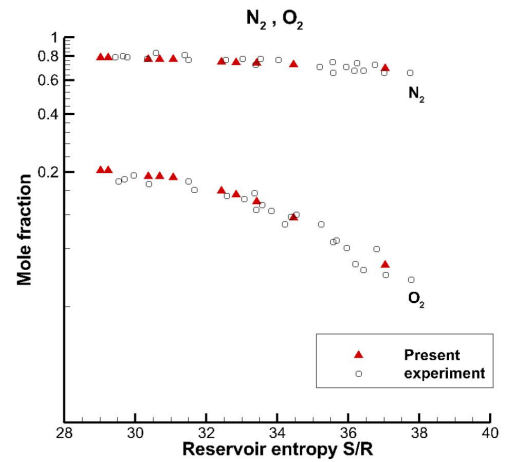


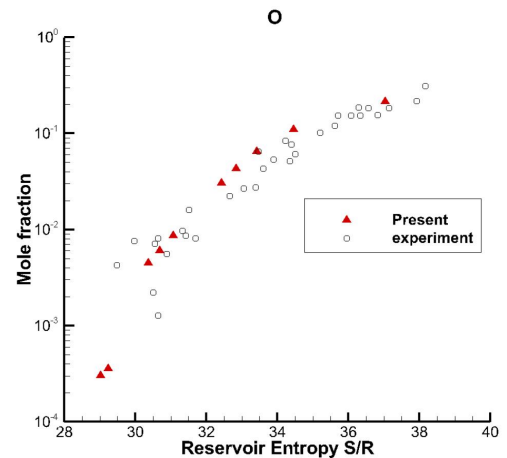
Fig. 5. Comparison between the calculated and the measured T_{v,N_2} at nozzle exit over the experimental range

즉 복수의 여기 반응에 의한 추가적인 에너지 전달을 고려하지 못함으로써 결과의 차이를 보인 것으로 예상된다. 그러나 NOZNT와 개발된 코드의 해석 결과 간 차이가 크지 않은 정체 온도 3,000K 미만인 영역에서는 진동-병진 여기 반응 이외의 효과가 크지 않은 것으로 판단된다. 따라서 정체 온도가 3,000 K 이하의 유동을 모사하는 경우는, 본 연구의 빠른 해석 기법이 적용될 수 있으나, 정체 온도가 이보다 높은 유동의 경우는 진동-병진 여기 반응 외, 진동-진동, 진동-전자 여기 반응을 고려하는 것이 필요할 것으로 판단된다.

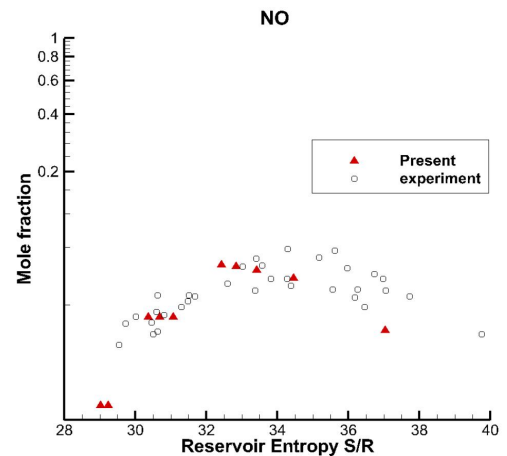
AEDC의 실험에서는 진동 온도와 함께 5개 화학종에 대한 몰분율을 함께 측정하였으며, 개발된 코드를 이용한 해석 결과와 함께 Fig. 6에 나타내었다. N_2 , O_2 , O 의 경우 해석 결과가 실험 데이터와 비교적 잘 일치하고 있으나, 엔탈피가 9.7MJ/kg인 조건에서 NO 의 몰분율이 낮게 예측되고 있음을 알 수 있다. 본 연구에서는 적용된 반응식 중 NO 의 생성/소멸에 관한 반응은 총 7개로, 특정 반응 계수의 보정을 통하여 고엔탈피 조건에서 보다 정확한 NO 의 몰분율을 얻는데 한계가 있을 것으로 예상되며 Park[15]의 연구에서 제안된 바와 같이 지배 온도의 변경을 통해 더 좋은 결과를 얻을 수 있을 것으로 예상된다. 그러나 본 연구 결과를 적용하고자 하는 충격파 터널의 설계/운용 조건 등을 고려하여, 4MJ/kg 이상의 고엔탈피 유동 조건의 정도 향상을 위한 연구는 수행되지 않았다.



(a) N_2 and O_2



(b) O



(c) NO

Fig. 6. Mole fraction at nozzle exit over the experimental range

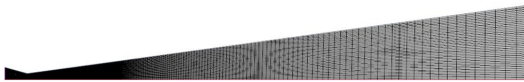


Fig. 7. Computational grid for 2D axisymmetric simulation

2.3.3 극초음속 노즐 유동 해석 결과 및 비교

충격파 풍동에 적용될 수 있는 콘 형태의 극초음속 노즐 설계를 위해 본 해석 기법을 적용해 보고 그 활용성을 살펴보기 위해 확산각 8°을 갖는 출구 마하수 7의 축소-확대 노즐을 대상으로 준 1차원 해석과 함께 NOZNT 및 상용 해석 프로그램(STAR-CCM+)를 이용한 2차원 축대칭 해석을 수행하고 그 결과를 비교하였다. Fig. 7은 2차원 해석에 사용된 격자를 나타낸 것으로 해석 시간을 절감하기 위해 준 1차원 해석과 유사하게 노즐목에서 출구로 갈수록 격자의 간격이 점차 증가하도록 구성하였다.

정체 유동 조건을 결정하기 위하여 구동 가스가 헬륨이고 저압부는 질소와 산소로만 구성된 경우를 가정하였다. 저압부 1기압과 고압부 600기압인 조건에서 해석을 수행하고, 그 결과를 Table 5에 나타내었다. 이 값은 앞서 제시한 3개 코드의 입력 조건으로 동일하게 적용되었다. 여기서 화학종은 질량 분율로 나타내었다. 준 1차원 비평형 해석을 통해 얻은 노즐 내 병진 온도

Table 5. Equilibrium properties at the end of shock tube

T	2.845E3	K		O	1.083E-3
P	2.07E7	Pa		N	1.451E-7
ρ	2.525E1	Kg/m ³		NO	3.870E-2
H	3.185E6	J/Kg		O ₂	2.113E-1
				N ₂	7.478E-1

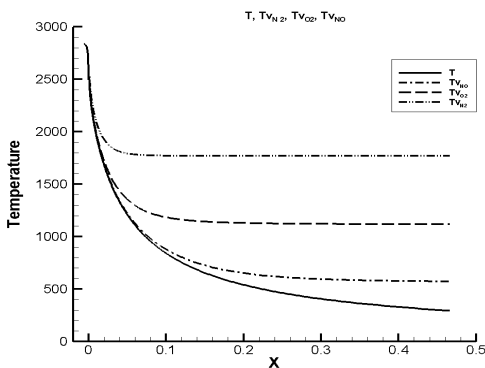


Fig. 8. Translational and vibrational temperature along the axis

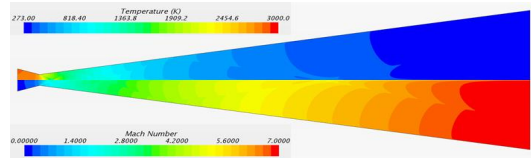


Fig. 9. Temperature and Mach number contours inside the conical nozzle

와 진동 온도를 Fig. 8에 나타내었다. 병진 온도의 경우 노즐 출구까지 지속적으로 감소하는 반면, 진동 온도의 경우 일정 값에 이른 후 동결됨을 확인할 수 있다. 또한 노즐 출구에서 N₂의 진동 온도가 병진 온도에 비해 약 7배 정도 큰 값을 보여 해당 조건에서 시험부 유동은 열/화학적 비평형이 강하게 나타날 것으로 예상된다.

이와 함께 앞서 제시한 격자를 이용하여 수행한 2차원 축대칭 해석 결과를 Fig. 9에 나타내었으며, 충격파에 의한 유동의 교란을 확인할 수 있다. NOZNT 및 상용 프로그램의 해석 결과와 비교를 위하여 본 연구에서 적용된 해석 결과를 기준으로 각 해석 결과에서 추출한 물리량을 비율로 변환하여 Fig. 10에 나타내었다. 본 연구에 적용된 해석 결과는 상용 프로그램을 이용한 결과는 모든 물리량에 있어 5% 정도의 차이가 발생하는 정도로 상당히 유사하였으며, NOZNT의 결과와는 15% 정도의 차이가 발생하는 것으로 확인되었다. 이는 준 1차원 해석 코드인 NOZNT의 경우 진동-진동 반응을 추가적으로 고려하였고 노즐 내 충격파에 의한 온도 분포 등이 달라짐에 따라 NO와 관련된 반응에 영향을 미쳤기 때문으로 판단된다. 또한 해석에 이용한 상용 프로그램(STAR-CCM+)의 경우 진동 온도를 고려하고 있음에도 해당 값을 분자에 따라 구분하여 출력하고 있지 않아 결과에 포함되지 않았다. 이러한 결과로부터 본 연구에 적용한 해석 기법이 전엔탈피 4MJ/kg 이하의 충격파 풍동에 적용될 수 있는 노즐의 비평형 현상을 반영하여 시험부 유입 유동 조건을 추정하는데 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

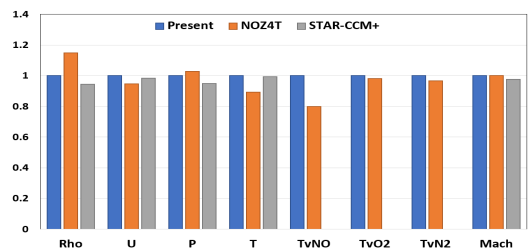


Fig. 10. Comparison of nozzle exit properties

III. 결 론

극고속 유동과 관련한 현상의 연구를 위한 지상 시험 설비로 충격파 터널 등이 주로 활용되고 있으며 해외는 물론 국내에서도 최근 실험실 규모의 충격파 터널도 다수 제작되고 있다. 그러나 고엔탈피 시험 장비는 높은 온도와 압력 때문에 노즐에서 열화학적 비평형 현상을 경험하게 되며 기존의 이론적 방법으로 그 실험 조건을 예측하기 어려운 문제가 발생하게 된다.

이에 본 연구에서는 충격파 터널의 운용 조건에서 시험부 유동 특성을 빠르게 예측하기 위하여 열화학적 비평형 현상을 고려한 준 1차원 해석 코드를 개발하였다. 개발된 코드는 공기를 구성하는 5개의 화학종을 고려하고 병진 온도와 함께 NO, O₂, N₂ 분자의 진동 온도를 고려하였으며, 노즐의 열화학적 비평형 계산을 위하여 오픈 소스 프로젝트인 CANTERA를 활용하였다. 코드의 검증을 위해 10개의 상이한 실험 조건에 대한 계산을 수행하여 결과를 비교한 결과, 노즐 출구의 물분율은 대체로 잘 일치하나, NO의 진동 온도의 경우 총 엔탈피가 4MJ/Kg 이상인 영역에서 오차가 증가하는 것을 확인하였다. 이는 개발된 코드가 진동 온도 연성 현상 중 일부만을 반영한 결과로 판단된다. 이와 함께 충격파 터널 설계 조건을 대상으로 성능 해석을 수행하였으며 2차원 축대칭 해석 결과와 그 결과를 비교하여 활용 가능성에 대해 살펴보았다.

이상의 결과로부터 개발된 코드는 극초음속 충격파를 구축하기 위해 초기 개념 설계 과정에서 효율적으로 노즐 유동을 해석할 수 있음을 보였다. 추후, 진동 온도에 영향을 미치는 몇 가지 인자들과 화학 반응율에 대한 정도 향상 등에 대한 추가 연구가 필요할 것으로 판단되나, 개발된 코드를 이용하여 실시간으로 시험 조건에 따른 시험부 유동 조건을 예측하고 시험 간 조건 변경에 따른 효과를 검토하기 위한 도구로 활용이 가능할 것으로 판단된다.

후 기

본 연구는 방위사업청과 국방과학연구소의 지원으로 한국과학기술원 초고속비행체특화센터에서 수행되었습니다.

References

1) Park, C., *Nonequilibrium Hypersonic*

Aerothermodynamics, A Willey-Interscience Publication, 1990.

2) Bray, K. N. C., "Atomic Recombination in a Hypersonic Wind Tunnel Nozzle," *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 6, No. 1, 1959, pp.1~32

3) Anderson, J. D., "A Time-Dependent Analysis For Quasi-One-Dimensional Nozzle Flows with Vibrational and Chemical Nonequilibrium," Technical Report, NOLTR, 1969, pp.69~52

4) Park, C., and Lee, S.H., "Validation of Multitemperature Nozzle Flow Code," *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, Vol. 9(1), 1995, pp. 9-16

5) MacLean, M., Holden, M., Wadhams, T. and Parker, R., "A Computational Analysis of Thermochemical Studies in the LENS facilities," AIAA 2007-121, 2007

6) Karl, S., Schramm, J. M., and Hannemann, K., "High Enthalpy Cylinder Flow in HEG: A Basis for CFD Validation," AIAA 2003-4252, 2003

7) Dunn, M. G., and Kang, S. W., "Theoretical and Experimental Studies of Reentry Plasma," NASS CR-2232, 1973

8) Candler, G. V., and MacCormack, R. W., "Computation of Weakly Ionized Hypersonic Flows in Thermochemical Nonequilibrium," *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, Vol. 5, No. 3, 1991, pp.266~273

9) Lobb, K., "Experimental Measurement of Shock Detachment Distance on Sphere Fired in Air at Hypervelocities," *The High Temperature Aspect of Hypersonic Flow*, W.C. Nelson(ed) Pergamon Press, 1964, pp.519~527

10) Na, J. J., Lee, J. M., Kwon, M. C., and Hwang, K. Y., "Analysis on the Nonequilibrium Arc-Jet Flow," *Proceeding of The Korean Society for propulsion Engineering Spring Conference*, 2013, pp.234~239.

11) Na, J. J., "Determination of Stagnation Point Parameters in the Non-equilibrium Shock Flow," *Proceeding of The Korean Society for Aeronautical and Space Sciences Spring Conference*, 2011, pp.65~69.

12) Lee, S. H., Park, G. S., and Kim J. G., "Non-Equilibrium Flow Analysis of a Shock Tunnel," *KSCFE Conference*, 2017, pp. 24~25.

13) C. F. H., "Approximations for the

Thermodynamic and Transport Properties of High-Temperature Air," NACA, Technical Note 4150, 1958.

14) Park, C., "Assessment of two-temperature kinetic model for ionizing air," *Journal of Thermophysics*, Vol. 3, No. 3, 1989, pp.233~244

15) Millikan, R. C., and White, D. R., "Systematics of vibrational relaxation," *Journal of Chemical Physics*, Vol. 39, No. 12, 1963, pp.3209~3213

16) Park, C., "Thermo chemical relaxation in Shock Tunnels," *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, Vol. 20, No. 5, 2006, pp.689~698.

17) Park, C., "Review of Chemical-Kinetic

Problems of Future NASA Mission, I:Earth Entries," *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, Vol. 7, No. 3, 1993, pp.385~398.

18) Goodwin, D., "CANTERA Object-Oriented Software for Reaction & Flows," 1st CANTERA Workshop, 2004.

19) McIntosh, M. K., Computer program for the numerical calculation of frozen and equilibrium conditions in shock tunnels., Technical Report, Australian National University, Canberra, 1968.

20) MacDermott, W. N., and Dix, R. E., "Mass Spectrometric Analysis of Nonequilibrium Air," *AIAA Journal*, Vol. 10, No. 4, 1972, pp. 494~499.