



J. Korean Soc. Aeronaut. Space Sci. 47(11), 753-760(2019)

DOI: <https://doi.org/10.5139/JKSAS.2019.47.11.753>

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

수치해석을 이용한 전극 위치에 따른 스파크제트 액추에이터의 성능 연구

신진영¹, 김형진², 김규홍³Influence of Electrode Position on Performance of Sparkjet Actuator
Using Numerical AnalysisJin Young Shin¹, Hyung-Jin Kim² and Kyu Hong Kim³Dept. of Mechanical and Aerospace Engineering, Seoul National University^{1,2,3}Aerospace Institute of Advanced Aerospace Technology³

ABSTRACT

Sparkjet actuator, also known as plasma synthetic jet actuator, which is a kind of active flow control actuator is considered as being high possibility for the supersonic flow control due to ejecting stronger jet compared to the other active flow control actuators. Sparkjet actuator generates high temperature and high pressure flow inside the cavity by using arc plasma and leads momentum by ejecting such flow through orifice or nozzle. In this research, numerical calculation of sparkjet actuator with respect to the location of electrodes which exists inside the cavity is conducted and the change of the performance of sparkjet actuator is suggested. As the location of electrodes goes closer to the bottom of the cavity, impulse is increased and the average pressure inside the cavity maintains higher. When the location of electrode is 25% and 75% of the entire cavity height, impulse is $2.515 \mu\text{N} \cdot \text{s}$ and $2.057 \mu\text{N} \cdot \text{s}$, respectively. Each impulse is changed by about 9.92% and -10.09% compared to when the location of electrodes is 50% of the entire cavity height.

초 록

스파크제트 액추에이터(Sparkjet Actuator), 혹은 플라즈마 합성 제트 액추에이터(Plasma Synthetic Jet Actuator)는 능동 유동 제어 장치의 일종으로 신체의 제트와 같은 기존의 능동 유동 제어 장치에 비해 더 강한 제트를 분출할 수 있기 때문에 초음속 유동 제어에 대한 가능성이 높다고 여겨지고 있다. 스파크제트 액추에이터는 아크 플라즈마를 이용하여 캐비티(Cavity) 내부에 고온, 고압 유동을 발생시키고 이를 오리피스(Orifice) 혹은 노즐 목을 통해 분출시킴으로써 제트를 만들어낸다. 본 연구는 캐비티 내부에 위치한 전극의 위치를 변화시킴으로서 스파크제트 액추에이터의 추력 및 유동 특성에 생기는 변화를 수치적으로 확인하였다. 전극 위치가 캐비티의 바닥에 가까워질수록 충격량이 증가하였고 캐비티 내부 평균 압력이 높게 유지되었다. 전극 위치가 캐비티 전체 높이의 25% 위치에 있을 때 $2.515 \mu\text{N} \cdot \text{s}$ 의 충격량이 발생하였고 75% 위치에 있을 때 $2.057 \mu\text{N} \cdot \text{s}$ 의 충격량이 발생하였다. 전극 위치가 캐비티 전체 높이의 50%에 있을 때보다 충격량이 각각 대략 9.92%와 -10.09% 정도 변화하였다.

† Received : July 24, 2019 Revised : October 20, 2019 Accepted : October 28, 2019

¹ Graduate student, ² Graduate student, ³ Professor³ Corresponding author, E-mail : aerocfd1@snu.ac.kr, ORCID 0000-0001-5738-2693

Key Words : Sparkjet Actuator(스파크제트 액츄에이터), Plasma Actuator(플라즈마 액츄에이터), Equilibrium Flow(평형 유동), Active Flow Control(능동 유동 제어)

I. 서 론

유동 제어 장치는 비행체의 공력 성능을 개선하기 위해 비행체의 표면 혹은 내부에 설치되는 장치이다. 비행체 표면 박리 지연, 항력 감소, 양력 증대와 같은 목적으로 사용하기 위해 많은 연구가 이루어지고 있다.

유동 제어 장치는 크게 수동 유동 제어 장치(Passive Flow Control Actuator)와 능동 유동 제어 장치(Active Flow Control Actuator)로 구분된다. 수동 유동 제어 장치는 비행체 표면에 고정된 형태로 존재하여 주변 유동에 교란을 주는 장치라는 점에 있어서 다양한 비행 환경에 대해 유연한 대처가 어렵다는 단점이 있다. 그러나 능동 유동 제어 장치는 특정 비행 환경에 국한되지 않고 상황에 따른 적절한 제어가 가능하다는 장점이 있다.

스파크제트 액츄에이터, 혹은 플라즈마 합성 제트는 능동 유동 제어 장치의 일종으로 Fig. 1과 같이 캐비티와 오리피스 혹은 캐비티, 노즐, 오리피스로 구성되어 있다. 스파크제트 액츄에이터의 작동 메커니즘은 세 가지 단계로 구분한다. 캐비티 내부에 위치한 두 전극의 양단에 충분한 전기 퍼텐셜을 인가하면 전극 사이에서 방전이 일어나 아크 플라즈마가 형성된다. 이는 첫 번째 과정인 에너지 주입 단계이다. 그 후 아크 플라즈마의 줄 가열 에너지가 내부 에너지를 증가시키고 내부 에너지가 운동 에너지로 전환되면서 플라즈마와 인접한 주변 유동에 충격파를 전파한다. 그리고 충격파로부터 유도된 충격파 후방 유동이 오리피스 혹은 노즐을 통해 제트의 형태로 외부로 분출되고 분출된 제트의 모멘텀이 외부 유동을 제어하게 된다. 이것이 두 번째 과정인 분출 단계이다. 마지막으로 제트 분출 과정이 끝나면 다시 외부로부터 캐비티 내부로 유동이 들어오기 시작한다. 이는 마지막 과정인 회복 단계이다.

스파크제트 액츄에이터는 방전 에너지를 변화시킴으로써 제트의 강도를 제어할 수 있고 이에 따라 외부 유동에 주는 교란의 정도를 조절할 수 있기 때문에 비행 환경에 따른 능동적인 대처가 가능하다. 또한 벽면에 매립되어 설치되기 때문에 초음속 유동

제어 시 발생하는 공력 가열로 인한 액츄에이터 파손 및 변형의 위험이 없다. 그리고 유압 탱크, 밸브 등과 같은 복잡한 장치가 요구되지 않아 구조적으로 단순하며 전기 신호를 통한 구동 방식으로 인해 제어 속도 및 응답 속도가 빠른 장점이 있다.

스파크제트 액츄에이터는 2003년, Johns Hopkins University Applied Physics Laboratory (JHU/APL) 연구팀에 의해 처음 제시되었으며, 이후 많은 연구팀에 의해 실험적, 수치해석적 연구가 진행되었다. 2010년 동 연구기관에서 제트의 온도 및 속도를 PIV와 DST를 이용하여 측정하였고 스파크제트 액츄에이터의 간단한 해석 모델을 제시하였다[7]. 2013년 ONERA에서는 스파크제트 액츄에이터의 수치해석을 위한 정교한 물리 모델이 개발되었다. 아크 플라즈마를 수치해석하기 위한 평형 공기 모델이 제시되었으며 아크 플라즈마의 전기 전도도와 줄 가열 에너지를 계산하기 위한 RLC 회로 모델이 도입되었다[8]. 2014년 동 연구기관에서 쉘리렌을 이용하여 스파크제트 액츄에이터의 제트 분출 과정을 분석하였다. 또한 수치해석으로 계산된 제트의 위치와 쉘리렌에서 측정된 제트의 위치를 비교하여 수치해석 모델을 검증하였다[3]. 2016년 중국 공군 및 Xi'an Jiaotong 대학교에서 스파크제트 액츄에이터에 사용되는 회로의 캐패시터 용량과 스파크제트 액츄에이터 형상에 대한 파라메트릭 스터디를 통해 성능을 비교 및 분석하였다[9]. 2018년 서울대학교에서는 스파크제트 액츄에이터의 비평형성을 수치적으로 확인하기 위해 평형 유동 가정을 적용하여 수치해석한 제트 위치와 열령적 완전 기체 가정을 적용한 제트 위치를 비교하였다[1,10].

본 연구에서는 스파크제트 액츄에이터에 가해지는 에너지와 액츄에이터의 기하학적인 형상이 동일하더라도 캐비티 내부의 전극 위치를 이동시키면 액츄에이터의 성능에 차이가 발생할 것으로 생각하여 캐비티 내부의 전극 위치에 따른 스파크제트 액츄에이터의 추력 특성 및 유동 특성의 변화를 수치적으로 분석하였다.

II. 본 론

2.1 물리 모델

2.1.1 지배방정식

본 연구에서는 전극 위치에 따른 스파크제트 액츄에이터의 추력 특성 및 유동 특성을 분석하기 위해 3차원 Navier-Stokes 방정식의 수치 해를 계산하는 in-house 유동 해석 프로그램을 사용하였다. 플라즈

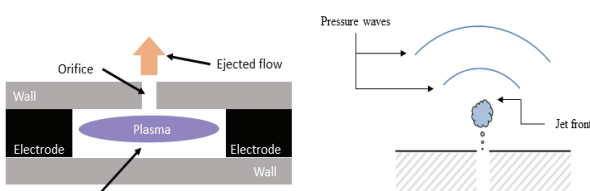


Fig. 1. Schematic configuration of sparkjet actuator

마에 의해 유동에 주입된 에너지는 에너지 방정식의 소스 항으로 모델링 되었다. 지배방정식은 식 (1)과 같다.

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

보존 벡터 $Q, E, F, G, E_v, F_v, G_v, S$ 는 다음과 같다.

$$Q = \begin{bmatrix} \rho \\ \rho u \\ \rho v \\ \rho w \\ \rho e_t \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$E = \begin{bmatrix} \rho u \\ \rho u^2 + p \\ \rho uv \\ \rho uw \\ (\rho e_t + p)u \end{bmatrix} \quad F = \begin{bmatrix} \rho v \\ \rho uv \\ \rho v^2 + p \\ \rho vw \\ (\rho e_t + p)v \end{bmatrix} \quad G = \begin{bmatrix} \rho w \\ \rho uw \\ \rho vw \\ \rho w^2 + p \\ (\rho e_t + p)w \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$E_v = \begin{bmatrix} 0 \\ \tau_{xx} \\ \tau_{xy} \\ \tau_{xz} \\ -q_x + \tau_{xx}u + \tau_{xy}v + \tau_{xz}w \end{bmatrix} \quad (4-1)$$

$$F_v = \begin{bmatrix} 0 \\ \tau_{yx} \\ \tau_{yy} \\ \tau_{yz} \\ -q_y + \tau_{yx}u + \tau_{yy}v + \tau_{yz}w \end{bmatrix} \quad (4-2)$$

$$G_v = \begin{bmatrix} 0 \\ \tau_{zx} \\ \tau_{zy} \\ \tau_{zz} \\ -q_z + \tau_{zx}u + \tau_{zy}v + \tau_{zz}w \end{bmatrix} \quad (4-3)$$

$$S = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ Q_{plasma}(t) \end{bmatrix} \quad (5)$$

상기된 지배방정식에서 플라즈마의 화학종 방정식이나 플라즈마 화학반응식을 도입하지 않고 마치 하나의 유체처럼 다루는 이유는 아크 플라즈마가 평형 상태에 있다고 가정하기 때문이다. 이에 따라 식 (5)와 같은 에너지 소스 항으로 플라즈마가 유동에 주입하는 알짜 에너지를 모델링할 수 있다. 평형 플라즈마에 대한 자세한 설명은 2.1.2절에서 한다.

플라즈마가 유동에 주입하는 알짜 에너지에 의한 효과는 식 (5)에서 $Q_{plasma}(t)$ 로 나타난다. 이는 플라즈마의 줄 가열 에너지와 복사 에너지에 의해 결정된다. 캐비티 내부에서 아크 플라즈마가 발생하면 아

크 플라즈마를 통해 전류(\vec{J})가 흐르고 전기장(\vec{E})이 형성되는데 이들이 플라즈마 내부에서 줄 가열 에너지(Q_{joule})의 형태로 존재하게 된다. 줄 가열 에너지는 다음과 같다.

$$Q_{joule} = \vec{J} \cdot \vec{E} = \sigma E^2 \quad (6)$$

(σ : 플라즈마의 전기 전도도)

아크 플라즈마는 고온이기 때문에 복사를 통한 에너지 손실이 크다. 이에 따라 복사로 방출되는 에너지인 Q_{rad} 도 고려해야 한다. 따라서 플라즈마가 유동에 주입하는 알짜 에너지($Q_{plasma}(t)$)는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$Q_{plasma}(t) = Q_{joule} - Q_{rad} = \sigma E^2 - Q_{rad} \quad (7)$$

한편, 참고문헌 [4]와 [5]에 의하면 복사 에너지를 직접 계산하지 않고 효율 η 를 도입하여 $Q_{plasma}(t) = \eta Q_{joule}$ 로 근사하는 연구가 진행 중이다. η 는 일반적으로 수 퍼센트(%)에서 수십 퍼센트 정도로 알려져 있다. 본 연구에서도 계산의 효율성과 간편성을 위해 에너지 전달 효율 η 가 적용된 $Q_{plasma}(t)$ 를 사용하였다. 시간에 따른 구체적인 $Q_{plasma}(t)$ 의 값은 참고문헌 [3]에서 계산된 값을 피팅하였다. 이는 2.1.3절에서 소개한다.

2.1.2 평형 유동

앞서 2.1.1절에서 아크 플라즈마를 평형 상태에 있다고 가정하였다. 그 이유는 스파크제트 액추에이터가 대기압에 가까운 높은 압력 하에서 구동되기 때문이다. Fig. 2는 플라즈마의 압력에 따른 전자와 무거운 입자(이온, 중성입자)의 온도 그래프이다. T_e 는 플라즈마를 구성하는 전자의 온도를 나타내고 T_g 는 무거운 입자(이온, 중성입자)의 온도를 나타낸다. Fig. 2에 따르면 플라즈마의 방전 압력이 대략 5kPa보다

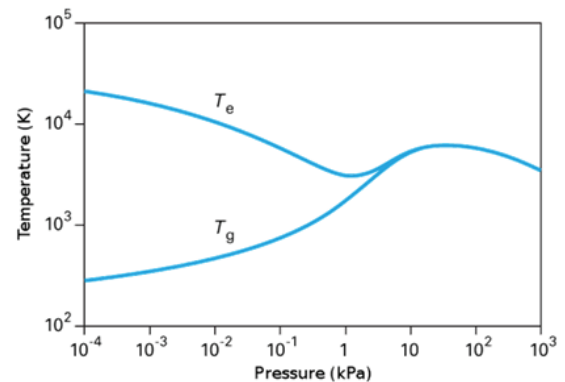


Fig. 2. Temperature of electron and heavy particles(ion or neutral particle) with respect to pressure of plasma [2]

높으면 전자와 무거운 입자의 온도가 같아지기 시작한다. 이는 높은 압력 하에서 전자와 이온의 충돌 빈도가 증가하여 상호 간의 에너지 전달 및 운동량 전달이 활발해지기 때문이다. 이와 같은 상태를 국소적 열적 평형(Local Thermal Equilibrium (LTE))이라고 한다. LTE 조건 하에서는 입자들의 분포 함수가 맥스웰 분포에 매우 가깝게 되고 플라즈마를 구성하는 다양한 입자들을 하나의 유체라고 가정할 수 있게 된다. 따라서 LTE 조건 하에서는 플라즈마 유동을 평형 유동으로 가정할 수 있기 때문에 플라즈마의 화학종 방정식이나 화학반응식 없이 수치해석을 하게 된다.

스파크제트 액추에이터의 수치해석을 위한 평형 물성치와 수송 물성치는 NASA에서 제공하는 CEA (Chemical Equilibrium with Application) 프로그램을 사용하였다[6].

CEA는 자유에너지 최소화 방법(Minimization of Free Energy Formulation)을 이용하여 평형 물성치를 계산한다. 이론적으로 임의의 두 물성치를 알면 나머지 모든 평형 물성치를 계산할 수 있다. 이에 따라 CEA에서는 깁스 자유에너지 최소화 방법과 헬름홀츠 에너지 최소화 방법을 사용하여 전자의 경우, 온도와 압력을 변수로 하여 나머지 물성치를 계산하고 후자의 경우, 밀도와 내부 에너지를 변수로 하여 같은 작업을 한다.

평형 상태의 수송 물성치를 계산하기 위해서는 평형 유동 구성하는 모든 화학종들의 물분율을 먼저 알아야 한다. 우선 초기 물분율을 추정 한 후 뉴턴-랩슨 법을 이용하여 각 화학종들에 대한 최종 평형 물분율을 수렴시킨다. 그리고 프로그램에 내장된 각 화학종들의 온도에 따른 수송 물성치 피팅 함수로부터 해당 온도에 대한 특정 화학종의 수송 물성치를 계산하고 앞서 구한 각 화학종들의 물분율로 선형 결합하여 평형 유동의 수송 물성치를 계산한다. Fig. 3과 4는 각각 온도 및 압력에 따른 평형 공기의 점성계수와 열 전도 계수이다. 500K 미만의 낮은 온도에

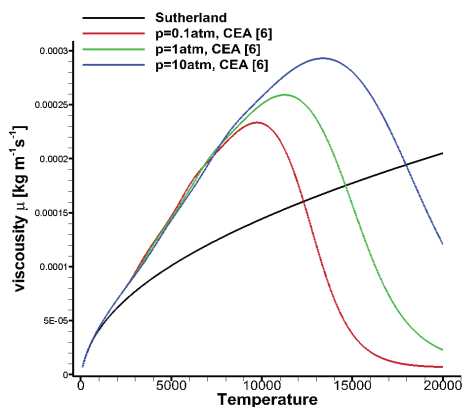


Fig. 3. Viscosity with respect to temperature and pressure of CEA and Sutherland's Law

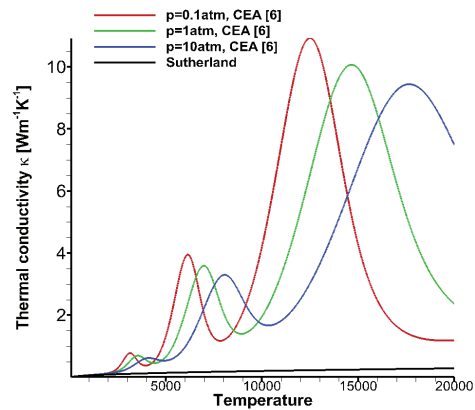


Fig. 4. Thermal conductivity with respect to temperature and pressure of CEA and Sutherland's Law [6]

서 서덜랜드 법칙(Sutherland's Law)과 잘 일치하는 지도 함께 비교하였다.

한편, 본 연구에서는 CEA 프로그램으로부터 특정 온도 및 압력 범위를 입력 값으로 하여 나머지 평형 물성치 및 수송 물성치를 출력할 수 있게 하는 압력-온도 표(PT-table)와 특정 밀도 및 내부 에너지 범위를 입력 값으로 하여 같은 작업을 하는 밀도-에너지 표(RE-table)를 미리 제작한 다음 in-house 유동 코드에 모듈화 시켜 수치해석을 하였다.

2.1.3 해석 조건 및 수치 기법

본 연구에서 수치해석을 수행한 스파크제트 액추에이터의 형상은 Fig. 5와 같다. Fig. 5에 주어진 형상은 참고문헌 [3]의 실험에서 사용한 형상과 동일하다. 구체적인 수치는 Table 1에서 확인할 수 있다. Table 1에서 제시된 전극 위치는 1.0, 2.0, 3.0mm로, 이는 파라메트릭 스터디를 수행하기 위해 선정된 3가지 케이스이다. 이론상으로는 전극 위치를 0.5mm까지 낮출 수 있지만 이 경우에는 플라즈마가 생성되는 영역이 캐비티 바닥면과 닿게 되어 캐비티 바닥면으로 상당한 열전달이 발생한다. 그러나 본 연구에서는 벽면으

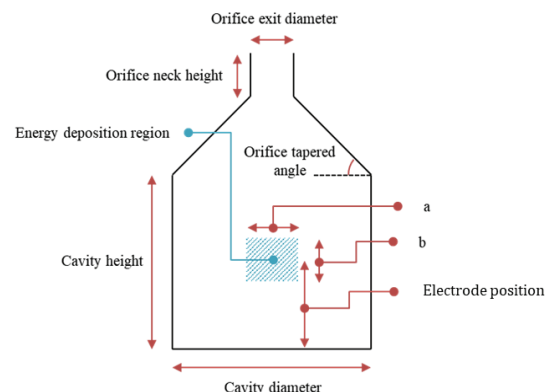


Fig. 5. Cavity geometry and design variables

Table 1. Design variables of sparkjet actuator

Design variables	Value		
Orifice exit diameter (mm)	1.0		
Orifice throat length (mm)	1.0		
Orifice tapered angle (°)	45		
Cavity height (mm)	4.0		
Cavity diameter (mm)	4.6		
Energy deposition region (a (mm) × ϕ b (mm))	1.2 × ϕ 1.0		
Electrode position (mm)	case 1	case 2	case 3
	1.0	2.0	3.0

로의 열전달이 없는 단열 벽면 가정을 하였기 때문에 전극 위치가 0.5mm인 경우는 물리적으로 타당하지 않다고 생각하여 파라메트릭 스터디 케이스에서 배제하였다. 본 연구를 진행하기 위해 사용한 수치해석 프로그램은 참고문헌 [1]에서 개발되었고 참고문헌 [3]에서 제시된 실험 결과와 비교하여 검증이 완료되었다. 참고문헌 [3]에서 제시된 실험 결과는 전극 위치가 2.0mm일 때 스파크제트 액츄에이터가 분출하는 제트의 침투 깊이이며 참고문헌 [1]에서 검증된 결과와 함께 2.2절에서 간단히 소개될 것이다.

초기 조건은 Table 2에서 확인할 수 있다. 자유류 마하수는 0으로 무풍 상태이며 압력과 온도는 각각 대기압과 상온 상태이다.

한편, 본 연구에서는 에너지 주입 영역(Energy Deposition Region)에 한해서 플라스마 초기 조건을 부여하였다. 2.1.2절에서 대기압 플라스마는 LTE 조건 하에서 평형 유동으로 가정할 수 있다고 하였으나 이는 화학 반응 특성 시간(τ_{ch})이 유동 특성 시간(τ_f)보다 훨씬 짧은 경우에 가능하다. 일반적으로 대기압, 상온 조건 하에서는 플라스마 입자들의 평균 자유 행정길이 짧고 열 속도(Thermal Velocity)가 커서 τ_{ch} 가 매우 작다. 그러나 $O(t) \sim \tau_{ch}$ 인 시간대에서는 공기가 절연파괴되고 있으며, 이에 의한 비평형성이 존재하게 된다. 즉, 플라스마 절연파괴 과정의 정확한 화학 반응 모델 및 수치 모델의 모호함으로 인한 난점을 극복하고자 플라스마 초기 조건과 같은 간단한 조건으로 비평형성을 대체한 것이다. 이에 따라 플라스마 초기 조건은 3,000K으로 설정되었다[1,3,10].

Table 2. Initial condition of sparkjet actuator

Freestream variable	Initial condition
Mach number (M_∞)	0
Pressure (p_∞)	101,325 Pa
Temperature (T_∞)	300 K

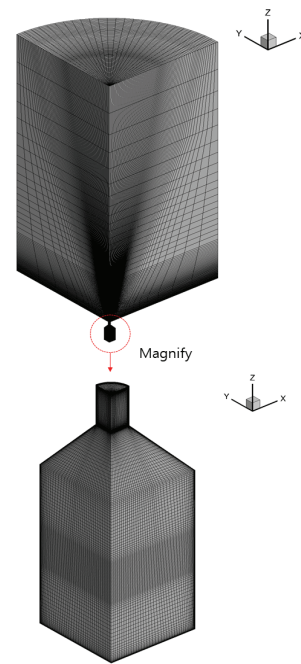


Fig. 6. Grid system of sparkjet actuator (case 2)

Figure 6에서는 스파크제트 액츄에이터의 수치해석에 사용된 격자계를 제시하였다. 계산 시간의 단축을 위해 xz 평면과 yz 평면에 대칭 경계조건을 부여하여 전체 형상의 1/4 부분을 수치해석 하였다. 전체 격자수는 약 600,000개이며 캐비티 격자수는 약 300,000개이다. 에너지 주입 영역의 격자를 비교적 조밀하게 구성하여 격자의 성김으로 인한 총 에너지의 수치적 누락을 줄이고자 하였다. 벽면 경계조건은 단열 착벽 조건(Adiabatic No-slip Condition)을 부여하였고 벽면과 대칭면이 아닌 모든 면에 대해서는 0차 외삽 경계조건을 부여하였다.

한편, 참고문헌 [3]에 의하면 캐비티 내부에 존재하는 전극에 의한 영향은 제트와 같은 유동 패턴의 대칭성에 영향을 주지 않는다. 이에 따라 전극의 형상은 격자에 반영하지 않았다.

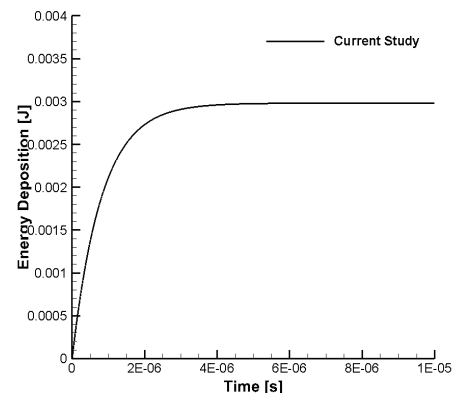


Fig. 7. Deposited energy with respect to time

플라즈마에 의해 유동에 주입되는 알짜 에너지 $Q_{plasma}(t)$ 는 참고문헌 [3]에서 사용한 에너지와 동일하게 $10\mu s$ 동안 총 $3mJ$ 을 부여하였으며 시간에 따른 $Q_{plasma}(t)$ 그래프는 Fig. 7에 제시하였다.

마지막으로 공간 차분 기법은 AUSMPW+, 시간 적분 기법은 3차 TVD 룽게-쿠타 방법을 사용하였다.

2.2 해석 결과

2.2.1 유동 해석 프로그램 검증 결과

스파크제트 액추에이터의 전극 위치에 따른 파라메트릭 스터디 결과를 제시하기 전에 본 연구를 위해 사용된 유동 해석 프로그램의 검증 결과를 제시하고자 한다. 이는 2.1.3절에서 언급하였듯이 참고문헌 [1]의 주된 결과이므로 본 논문에서는 간단히 언급하고자 한다.

Figure 8은 참고문헌 [1]에서 유동 해석 프로그램 검증을 위해 비교한 스파크제트 액추에이터의 제트 위치이다. 사각형 검은 점은 참고문헌 [3]에서 실험을 통해 얻어진 제트 위치이며 검은 실선은 해당 논문에서 제시한 CFD로 계산된 제트 위치이다. 푸른 실선은 본 연구팀의 유동 해석 프로그램과 같은 프로그램인 참고문헌 [1]의 유동 해석 프로그램으로 계산된 제트 위치이다. 본 연구에서 사용한 유동 해석 프로그램으로 계산된 스파크제트 액추에이터의 제트 위치가 참고문헌 [3]의 실험 결과와 전반적으로 잘 일치하므로 본 연구에서 사용한 유동 해석 프로그램의 신뢰성이 확보되었다고 말할 수 있다. 특히, $20\mu s \sim 30\mu s$ 근방에서 참고문헌 [1]의 제트 위치가 실험 결과와 더 잘 일치하는 것을 알 수 있고 $80\mu s$ 근방에서는 두 제트 위치가 실험의 에러바 사이에 위치하고 있음을 알 수 있다.

2.2.2 전극 위치에 따른 유동장 분석 결과

참고문헌 [3]에 의하면 스파크제트 액추에이터가 분출하는 제트를 판별하기에 가장 적합한 척도로 고려되는 것이 밀도 유동장이다. Figs. 9-12에서는 전극 위치에 따른 밀도 유동장을 도시하였다. 에너지가 주

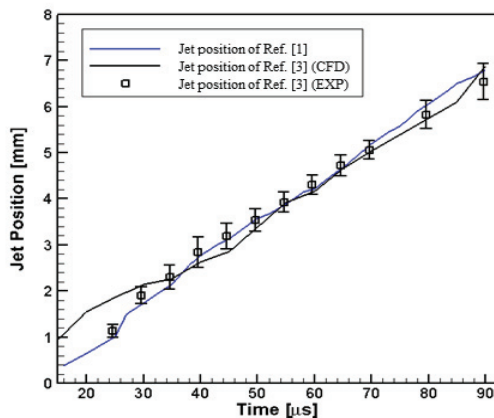


Fig. 8. Jet position with respect to time [1]

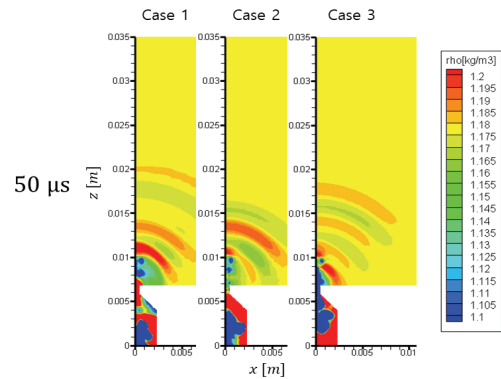


Fig. 9. Density contour at $50\mu s$

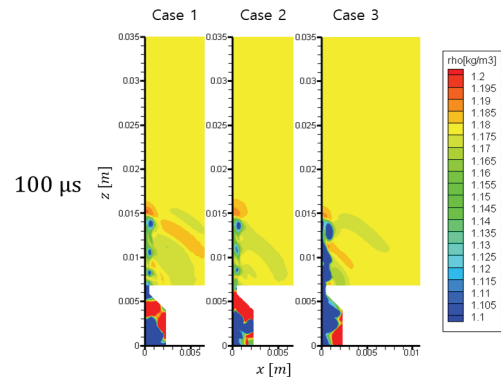


Fig. 10. Density contour at $100\mu s$

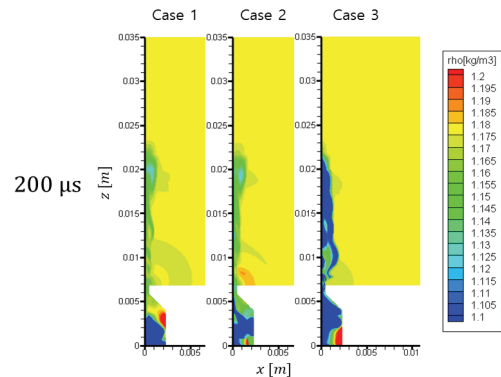


Fig. 11. Density contour at $200\mu s$

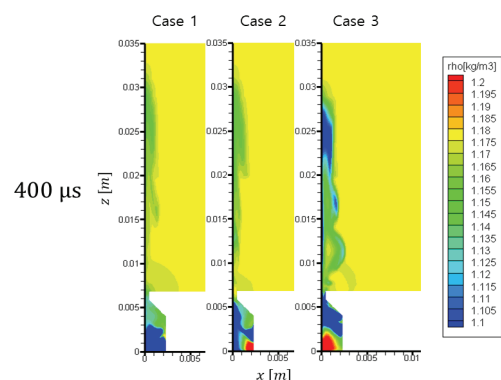


Fig. 12. Density contour at $400\mu s$

입된 영역에서는 높은 온도로 인해 밀도가 낮게 유지됨을 알 수 있다. 특히 전극 위치가 3.0mm인 경우는 에너지 주입 영역이 제트 출구에 가까이 있기 때문에 비교적 온도가 높은 유동이 제트의 형태로 분출된다. 이에 따라 제트의 밀도가 낮은 것을 확인할 수 있다. 또한 주기적인 압력파가 오리피스를 통해 외부로 분출되고 있다. 이러한 압력파는 캐비티 내부에서 전파되는 충격파에 의해 형성된 것이다. 한편, 오리피스 밖으로 분출된 유동이 모서리 부근에서 팽창하면서 생성하는 지속적인 와류가 확인된다. 또한 오리피스 밖으로 분출된 제트의 침투 깊이는 세 경우에 대해 큰 차이가 없고 대략 $200\mu\text{s}$ 가 지난 후에는 더 이상 제트가 분출되지 않고 외부 유동이 캐비티 내부로 천천히 유입된다.

2.2.3 전극 위치에 따른 추력 및 충격량 결과

스파크제트 액추에이터는 유동 제어 장치이므로 추력과 충격량이 중요하다. 추력과 충격량은 식 (8), (9), (10)을 이용하여 계산하였다.

$$F_{thrust} = \iint_{A_{orifice}} (\rho w^2 + p) dS \quad (8)$$

$$= \sum_{i \in A_{orifice}} (\rho_i w_i^2 + p_i) A_i$$

$$I(t) = \int_0^t F_{thrust}(t') dt' \quad (9)$$

$$I(t_N) = \frac{1}{2} \sum_{n=1}^N (F_{thrust}(t_{n-1}) + F_{thrust}(t_n)) \Delta t \quad (10)$$

F_{thrust} 와 $I(t)$ 는 각각 추력과 충격량이며 ρ , w , p 는 오리피스 출구에서의 밀도, 수직방향 속도, 압력이다. $A_{orifice}$ 는 오리피스 면이자 오리피스 면적을 의미한다.

Figure 13과 Fig. 14는 각각 전극 위치에 따른 추력과 충격량의 시간에 대한 그래프이다. Fig. 13의 추력 그래프는 상당한 진동을 동반하는 것을 알 수 있는데 참고문헌 [1]에 의하면 이는 캐비티 내부에서 충격파의 지속적인 반사 및 중첩에 의한 것이다. Fig. 14의

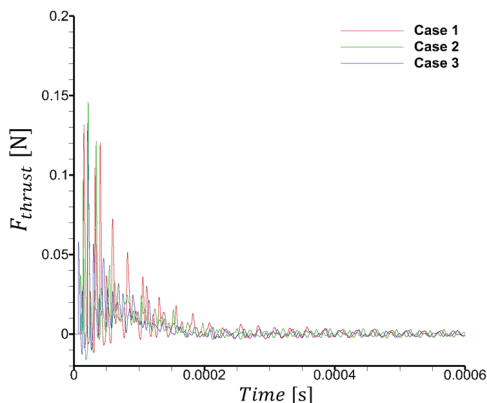


Fig. 13. Thrust comparison with respect to time

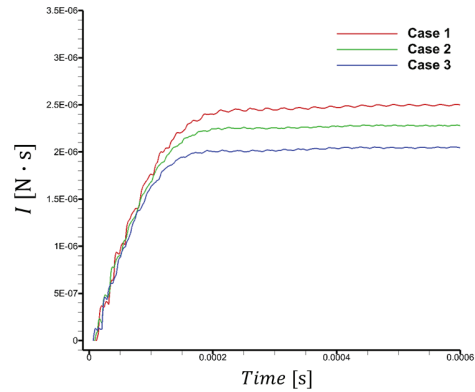


Fig. 14. Impulse comparison with respect to time

Table 3. Impulse and increasement of impulse with respect to the position of the electrode

Electrode position (mm)	$I(\text{N} \cdot \text{s})$	$\Delta I (\%)$
1.0 (case 1)	2.515×10^{-6}	9.92
2.0 (case 2)	2.288×10^{-6}	-
3.0 (case 3)	2.057×10^{-6}	-10.09

충격량 그래프는 추력을 시간에 대해 적분한 값을 나타낸 것이다. 전극 위치가 1.0mm로 캐비티 바닥과 가장 가까이 있을 때 충격량이 가장 크며 전극 위치가 3.0mm로 캐비티 바닥과 가장 높을 때 충격량이 가장 작다. 따라서 전극 위치가 1.0mm일 때 스파크제트 액추에이터가 외부 자유류에 주입하는 총 모멘텀이 가장 크다. Table 3에서 전극 위치에 따른 스파크제트 액추에이터의 충격량 및 충격량의 증감량을 정리하였다. 전극 위치에 따른 충격량의 증감량은 2.0mm의 경우와 비교하여 1.0mm일 때 약 9.92%, 3.0mm일 때 약 -10.09%이다.

2.2.4 전극 위치에 따른 충격량 증감원인

스파크제트 액추에이터의 충격량 증감 원인을 분석하기 위해서 아래와 같은 파라미터를 정의하였다. 이를 통해 스파크제트 액추에이터의 모든 구성 요소를 하나의 저기조(Reservoir)로 간주하고 저기조 압력의 전극 위치에 따른 변화 양상을 볼 수 있다.

$$\bar{p} = \iiint_{V_{cav} \cup V_{of} \cup V_{noz}} p / (\rho_{\infty} a_{\infty}^2) dV \quad (11)$$

V_{cav} , V_{of} , V_{noz} 는 각각 캐비티, 오리피스, 노즐의 공간 그 자체 및 부피를 의미한다. 그리고 p , ρ_{∞} , a_{∞} 는 각각 유동장 압력, 자유류 밀도 그리고 자유류 음속을 의미한다. 따라서 식 (11)은 캐비티, 오리피스, 노즐에서의 무차원화된 압력의 평균값이다. 이에 따라 \bar{p} 를 평균 무차원 압력으로 명명할 수 있다.

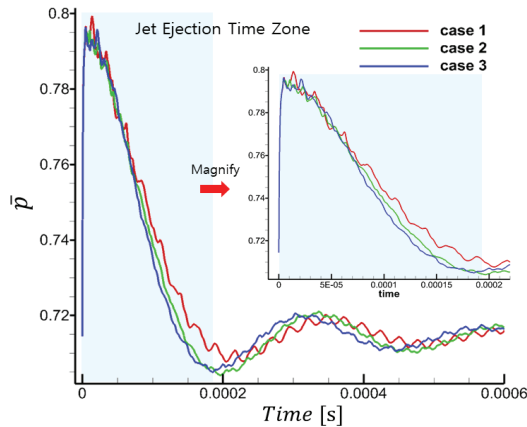


Fig. 15. Comparison of normalized average pressure in the cavity

Figure 15는 전극 위치에 따른 평균 무차원 압력을 나타낸 그래프이다. 스파크제트 액추에이터의 전체 구동 시간을 제트 분출 시간대(Jet Ejection Time Zone)와 회복 시간대(Refresh Time Zone)로 구분한다면 Fig. 15의 음영부분이 제트 분출 시간대가 되고 나머지 부분이 회복 시간대가 된다. 회복 시간대에서는 평균 무차원 압력이 주기적인 진동을 하며 전극 위치에 따라서는 위상의 차이만 보일 뿐 진폭에는 큰 차이가 없다. 그러나 제트 분출 시간대에서는 전극 위치가 1.0mm일 때 나머지 경우에 비해서 확연히 높은 평균 무차원 압력값을 보이고 있고 전극 위치가 3.0mm일 때는 반대의 경향을 보인다.

III. 결 론

본 연구에서는 전극 위치에 따른 스파크제트 액추에이터의 성능을 수치적으로 계산하고 비교 및 분석하였다. 스파크제트 액추에이터의 성능을 판단하는 주요 변수로는 충격량을 사용하였다. 전극 위치가 캐비티의 바닥에 가까울수록 충격량이 증가하였다. 전극 위치가 캐비티 바닥으로부터 1.0mm에 위치한 경우(case 1)의 충격량이 캐비티의 정중앙에 위치한 경우(case 2)의 충격량보다 대략 9.92% 증가하였다. 또한 3.0mm의 경우(case 3)에는 대략 10.09% 감소하였다. 이는 스파크제트 액추에이터를 하나의 저기조로 간주할 때 저기조 내부의 평균 무차원 압력이 높을수록 높은 충격량이 발생하는 것으로 설명할 수 있다.

후 기

본 연구는 방위사업청과 국방과학연구소의 지원으로 한국과학기술원 초고속비행체특화센터에서 수행되었습니다.

References

- 1) Kim, H. J., Shin, J. Y., Chae, J., Ahn, S., and Kim, K. H., "Research on Flow Analysis Program Development Considering Equilibrium Plasma Flow and Impulse Characterization of Sparkjet Actuator," *Journal of The Korean Society for Aeronautical and Space Sciences*, Vol. 47, No. 2, 2019, pp. 90~97.
- 2) Sary, G., Dufour, G., Rogier, F., and Kourtzanidis, K., "Modeling and parametric study of a plasma synthetic jet for flow control," *AIAA Journal*, Vol. 52, No. 8, 2014, pp. 1591~1603.
- 3) Laurendeau, F., Chedeveigne, F., and Casalis, G., "Transient ejection phase modeling of a plasma synthetic jet actuator," *Physics of Fluids*, Vol. 26, No. 12, 2014.
- 4) Haack, S., Taylor, T., Cybyk, B., Foster, C., and Alvi, F., "Experimental estimation of sparkjet efficiency," *42nd AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference in Conjunction with the 18th International Conference on MHD Energy Conversion (ICMHD)* 2011, p. 3997.
- 5) Belinger, A., Hardy, P., Barricau, P., Cambonne, J. P., and Caruana, D., "Influence of the energy dissipation rate in the discharge of a plasma synthetic jet actuator," *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 44, No. 36, 2011.
- 6) Gordon, S., and McBride, B. J., "Computer program for calculation of complex chemical equilibrium compositions and applications, Part 1: Analysis," 1994.
- 7) Haack, S., Taylor, T., Emhoff, J., and Cybyk, B., "Development of an analytical sparkjet model," *5th Flow Control Conference*, 2010, p. 4979.
- 8) Dufour, G., Hardy, P., Quint, G., and Rogier, F., "Physics and models for plasma synthetic jets," *International Journal of Aerodynamics*, Vol. 3, No. 1-2-3, 2013, pp. 47~70.
- 9) Zong, H. H., Wu, Y., Jia, M., Song, H. M., Liang, H., Li, Y. H., and Zhang, Z. B., "Influence of geometrical parameters on performance of plasma synthetic jet actuator," *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 49, No. 2, 2015.
- 10) Kim, H. J., Chae, J., Ahn, S., and Kim, K. H., "Numerical Analysis on Jet Formation Process of Sparkjet Actuator," *2018 AIAA Aerospace Sciences Meeting*, 2018, p. 1552.