

< 논문 >

팩 베드 형상을 가지는 N₂O 촉매 점화기의 열적현상

유우준* · 김진곤** · 문희장** · 장석필†
(2007년 1월 23일 접수, 2007년 2월 20일 심사완료)

Thermal Characteristics of an N₂O Catalytic Ignitor with Packed-bed Geometry

Woo-Jun You, Jin-Kon Kim, Hee-Jang Moon and Seok Pil Jang

Key Words : Catalytic Reactor(촉매 반응기), N₂O Decomposition(아산화질소 분해), Porous Media Approach(다공성 매질 접근법), Hybrid Rocket(하이브리드 로켓 모터)

Abstract

In this paper, thermal characteristics of a nitrous oxide (N₂O) catalytic reactor with packed-bed geometry are theoretically and numerically investigated. Several researchers experimentally presented that catalytic decomposition of N₂O in a packed bed generates about 82kJ/mole in the exothermic reaction. Based on the results they have studied the catalytic decomposition of N₂O in a packed bed to use it not only as a mono-propellant thrust for small satellites but also as an igniter system for hybrid rockets. So we aim to identify important parameters existing in an N₂O packed-bed geometry, and to clarify its critical effect on thermal characteristics of the catalytic igniter using a porous medium approach.

기호설명

D : 촉매 점화기의 직경(m)
 d_f : 기공의 직경(m)
 d_p : 촉매 입자의 크기(m)
 Da_c : 판별조건 식의 Darcy 수(K/L^2)
 L : 촉매 점화기의 길이(m)
 k_{eff} : 유효 열전도 계수(W/m·K)
 k_s : 고체의 열전도 계수(W/m·K)
 k_f : 유체의 열전도 계수(W/m·K)
 R_0 : 촉매 점화기의 반경(m)
 C_f : 유체의 정압 비열(kJ/kg·K)
 C_E : Ergun 상수
 ρ_f : 유체의 밀도(kg/m³)
 u_D : Darcy 속도($\varepsilon u_{f,m}$, m/sec)

$u_{f,m}$: 유체의 평균 속도(m/sec)
 T_m : Bulk mean 온도 (K)
 T_w : 촉매 점화기 외벽의 온도 (K)
 h_{sf} : 고체와 유체 인접면에서 대류 열전달 계수(W/m²·K)
 μ_f : 유체의 점성계수 (N·sec/m²)
 Nu_{sf} : 고체와 유체 인접면에서 Nusselt 수
 \dot{q}_w : 촉매 점화기에 공급되는 열량 (W/m²)
 K : 투과율, Permeability (m²)
 ε : 기공률, Porosity
 Re_{d_f} : 기공의 레이놀즈 수($\rho_f u_f d_f / \mu_f$)
 Pe : 촉매 입자와 유체의 접촉 길이(m)

1. 서론

N₂O는 -90.8℃(삼중점)에서 520℃(단열분해온도)까지 넓은 범위에서 액체 또는 압축기체 상태로 저장 가능하다.⁽¹⁾ 특히 N₂O는 장시간 액체상태로 저장될 경우 부식성이 없는 특성을 가지고 있으며, 20℃에서 50bar 정도의 증기압을 유지할 수

† 책임저자, 회원, 한국항공대학교 항공우주 및 기계공학부
E-mail : spjang@hau.ac.kr

TEL : (02)3158-4429 FAX : (02)300-0112

* 회원, 한국항공대학교 대학원 항공우주 및 기계공학과

** 회원, 한국항공대학교 항공우주 및 기계공학부

있다. 이러한 자체 가압특성 때문에 산업용 가압 장치 등 다양한 목적으로의 적용이 가능하며, 촉매를 사용하여 1 몰의 N₂O 를 완전 열분해 시킬 경우 1 몰의 N₂ 와 0.5 몰의 O₂ 로 분해되고 85kJ/mole 의 열을 발생한다.⁽¹⁾ 분해반응으로 생성된 O₂ 는 산화제로의 사용이 가능하며, N₂ 와 함께 가스 발생기로 활용할 수 있고 발생된 열은 추진을 위한 열원 등 다양한 분야에 응용할 수 있다.

최근에 이러한 N₂O 를 사용하여 팩 베드 형상을 가지는 촉매 베드에서 N₂O 의 분해 열을 이용한 단일 추진 시스템 개발^(2,3)에 관한 연구가 진행되고 있다. 특히, N₂O 는 하이드라진(Hydrazine, N₂H₄) 등의 기존 단일 추진제에 비해서 상온에서 액체 상태로 50bar 정도의 높은 압력을 유지하기 때문에 비추력이 높으며, 독성이 없는 등 여러 이점을 갖추고 있다.⁽¹⁾ 그러나 촉매를 사용하지 않고 N₂O 의 분해 반응을 일으키기 위해서는 활성화 에너지가 250kJ/mole 로 약 1000℃ 이상의 온도로 가열을 해야 분해 반응이 일어나지만, 촉매를 사용할 경우 이 온도를 200℃ 까지 크게 낮출 수 있는 것으로 보고되고 있다.⁽⁴⁾ 따라서 촉매 팩 외부에서 일정한 열량을 가해주면 N₂O 의 분해 반응이 쉽게 일어나며, 이 분해과정에서 발생하는 열에 의해서 연속적으로 분해 반응을 일으킬 수 있는 장점을 가지고 있다. 또한, 분해 반응 시 발생된 열량을 이용하여 고체 연료와 액체 산화제로 구성된 하이브리드 로켓 추진 시스템의 점화 장치에 적용하기 위한 노력이 최근에 이루어지고 있다.⁽⁵⁾

하이브리드 로켓에 N₂O 촉매 반응기를 사용할 경우 N₂O 분해 반응에 의해서 발생된 열이 고체 연료를 열분해 시키게 되므로 점화장치로서의 적용이 충분하고 높은 점화 신뢰성을 확보할 수 있으며, N₂O 자체가 산화제 역할을 하기 때문에 점화기를 위한 별도의 부가 장치가 요구되지 않는 장점이 있다.⁽⁵⁾ 특히, 현재까지 하이브리드 로켓의 점화장치로는 스파크 점화방식, 니크롬선(Nichrom e) 점화방식 및 파이로테크닉(Pyrotechnic) 점화방식 등이 널리 사용^(6,9)되고 있으나 스파크 점화방식은 점화 시 압력 섭동(Pressure Fluctuation)이 발생하고 운용 외부 환경에 따라서 부탄과 산화제의 혼합비가 달라져 점화 성능이 낮은 단점을 가지고 있으며, 니크롬선 및 파이로제닉 점화방식(Pyro genic Ignition System)은 안정적인 점화를 할 수 있는 반면 채 점화가 어려워 궤도 전이용 추진 시스템에 적용하기 어려운 단점을 가지고 있다.⁽⁶⁾ 따라서 본 연구에서는 최근 단일 추진제^(2,3)로 사용하기 위해 연구되고 있는 촉매를 이용한

N₂O 분해 반응 시스템을 하이브리드 로켓의 점화장치에 적용하기 위한 기초 연구로 촉매 베드 내에서의 열적현상을 규명하고자 한다. 특히, N₂O 의 저온 반응을 위해서는 반응 초기에 촉매 베드를 200℃ 이상 가열할 수 있는 열량의 공급이 요구되며, 충분한 반응을 위해서는 초기 촉매 베드 내의 온도 분포가 200℃ 이상으로 유지하는 영역이 넓어야 보다 많은 양의 N₂O 가 분해하게 되어 효율적인 점화기로 사용될 것으로 판단된다. 따라서 본 연구에서는 Zakirov et al.^(2,3) 등이 사용한 구형의 촉매 입자가 쌓아 올려진 팩 베드 형상을 가지는 N₂O 촉매 점화기 내에서 유동 및 열적현상을 해석적으로 분석하고자 한다. 이를 위해서 팩 베드 형상의 N₂O 촉매 점화기를 다공성 매질로 가정하였으며 유동장의 압력강하와 온도 분포를 구하였다. 특히 해석 모델의 타당성을 검증하기 위해서 Zakirov et al.⁽²⁾ 등의 기존 실험결과와 해석 모델을 비교하였다. 또한 촉매 점화기 전체 영역에서 분해 반응을 일으키는 N₂O 의 유효 체적 유량을 정의하여 균일 열 유속 조건 및 N₂O 촉매 점화기의 체적 일정 조건에서 기공률, 펄프파워 및 촉매 점화기의 직경에 대한 길이의 비에 따른 분해 반응을 일으키는 N₂O 의 유효 체적유량에 미치는 영향을 분석하였다.

2. 수학적 모델

2.1 N₂O 촉매 점화기의 N₂O 분해과정

Fig. 1 은 팩 베드 형상을 가지는 N₂O 촉매 점화기에서 N₂O 의 분해과정과 촉매의 형상을 보여주고 있다. Fig. 1 에서와 같이 촉매 점화기에 유입된 N₂O 는 초기 외부 히터에서 공급되는 열량에 의해

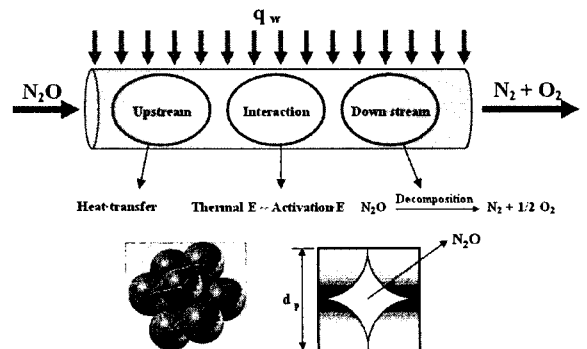
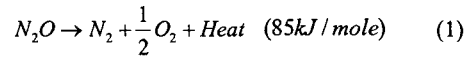


Fig. 1 Schematic of N₂O catalytic decomposition in a catalytic igniter with packed-bed

서 N₂O 의 온도가 200℃ 에 도달하면 N₂O 의 열 분해가 시작된다. 식 (1)에서와 같이 N₂O 의 분해로 85kJ/mole 의 열이 발생하고 이 열은 점화원으로 이용하기에 충분하다. 특히, 촉매를 사용하여 N₂O 를 분해할 경우 촉매 베드의 온도가 200℃ 이상을 만족해야만 N₂O 의 열 분해가 일어나기 때문에 촉매 점화기 내부로 흐르는 N₂O 질량유량에 대한 촉매 점화기 내에서의 온도 분포가 매우 중요하다. 따라서 다공성 매질 접근법을 사용하여 팩 베드 형상을 가지는 촉매 점화기내를 흐르는 N₂O 의 유동 및 열적현상을 해석하고자 한다.

2.2 운동량 방정식

본 연구에서 분석한 팩 베드 형상의 N₂O 촉매 점화기는 Zakirov et al.⁽²⁾ 등이 사용한 것이며 지지체는 Al₂O₃ 이고 Iridium 이 담지 되어 있는 것으로 Fig. 2 의 왼쪽 그림과 같은 팩 베드 형상임을 알 수 있다.⁽¹⁰⁾ 따라서 팩 베드 형상을 지나는 N₂O 유동 특성을 해석하기 위해서 다공성 매질 접근법⁽¹¹⁾을 사용하였으며, 운동량 방정식은 식 (2)와 같다. 여기서 유동은 정상상태, 완전히 발달된 조건으로 열역학적 물성치는 일정한 것으로 가정하였다.

$$\frac{d\langle P \rangle_f}{dx} = \frac{\varepsilon \mu_f}{K} \langle u \rangle_f - \frac{\mu_f}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \langle u \rangle_f}{\partial r} \right) + \frac{\rho_f \varepsilon^2 C_E}{K^{1/2}} \langle u \rangle_f | \langle u \rangle_f | \quad (2)$$

식 (2)의 오른쪽 첫 제항부터 촉매 입자와 입자사이의 점성에 의한 영향을 나타내는 Darcy 항, 촉매 외벽의 경계에서 점성의 영향인 Brinkman 항 그리고 미소 관성의 영향인 Ergun 항을 각각 의미하며, $\langle \cdot \rangle_f$ 는 ϕ 방향으로 유체의 체적 평균을 의미한다.⁽¹²⁾

N₂O 촉매 점화기의 기공률(ε), 투과율(K) 그리

고 Ergun 상수(C_E) 등은 구형 입자가 불규칙한 형태로 쌓아 올려진 팩 베드 형상에 대해서 기존 연구자들에 의해서 제시된 식을 사용하였으며, 식 (3)~(5)와 같다.⁽¹²⁻¹⁵⁾

$$\varepsilon = \varepsilon_\infty \left[1 + 2 \frac{d_p}{D} \left(\frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_\infty} - 1 \right) \right] \quad (3)$$

$$K = \frac{\varepsilon^3}{180(1-\varepsilon)^2} d_p^2 \quad (4)$$

$$C_E = 0.525 \left[\left(\frac{Pe}{\sqrt{A_c}} \right)^3 (1 - \varepsilon^{5/2}) \right]^{0.4} - 0.32 \quad (5)$$

여기서 $\varepsilon_w = 0.476$, $\varepsilon_\infty = 0.368$ 이고 식 (5)의 A_c 는 촉매 점화기에서 유체가 지나가는 단면적을 의미하며, $Pe/\sqrt{A_c}$ 는 촉매 입자가 불규칙한 형태로 구성된 경우 1.43 의 값을 갖는다.⁽¹⁵⁾ 따라서 식 (3)~(5)를 적용하여 N₂O 촉매 점화기의 비선형 형태인 운동량 방정식 식 (2)를 차원 해석하면 식 (6)과 같이 정리된다.

$$\frac{\Delta P}{L} \sim \frac{\varepsilon d_f}{K} \frac{\rho_f u_{f,m}^2}{Re_{d_f}}, \frac{8}{d_f} \frac{\rho_f u_{f,m}^2}{Re_{d_f}}, \frac{\varepsilon^2 C_E}{K^{1/2}} \rho_f u_{f,m}^2 \quad (6)$$

여기서 식 (6)의 오른쪽 항은 각각 차원 해석을 적용한 Darcy 항, Brinkman 항, Ergun 항을 나타내며 N₂O 촉매 점화기의 직경과 촉매 입자의 크기가 일정한 경우 레이놀즈 수 증가에 따라서 각 항이 압력강하에 미치는 영향을 확인하였다. 그 결과 팩 베드 형상을 가지는 N₂O 촉매 점화기 내에서 적용되는 레이놀즈 수 범위 즉 $Re_{d_f} \sim O(10)$ 에서는 Brinkman 항이 상대적으로 매우 작은 값을 가지고 있음을 알 수 있었다. 따라서 본 연구에서는 식 (2)에서 Brinkman 항을 제외한 운동량 방정식을 사용하여 N₂O 촉매 점화기의 압력 강하에 대한 해석해를 식 (7)과 같이 구하였다.

$$\frac{dP}{dx} = - \frac{\rho_f u_D^2 (1-\varepsilon)}{d_p \varepsilon^3} \left[\frac{180(1-\varepsilon)\mu_f}{\rho_f u_D d_p} + 13.416\varepsilon^{1.5} C_E \right] \quad (7)$$

2.3 에너지 방정식

팩 베드 형상을 가지는 N₂O 촉매 점화기는 히터에 의해서 일정한 열 유속이 공급되므로 식 (8)과 같은 열 유속 일정조건을 사용할 수 있다.

$$\frac{d\langle T_m \rangle}{dx} = \frac{dT_w}{dx} = \frac{d\langle T \rangle}{dx}, \quad q_w'' = \varepsilon \rho_f C_p u_{f,m} \frac{R_0}{2} \frac{d\langle T \rangle}{dx} \quad (8)$$

또한, N₂O 촉매 점화기의 온도장을 분석하기 위해서 고체인 촉매와 유체인 N₂O 가 열적 평형상태에 있는지 판별해야 한다. 이를 위해서 Wakao et al.⁽¹²⁾ 등에 의해 제시된 식 (9)를 Kim and Jang⁽¹⁶⁾

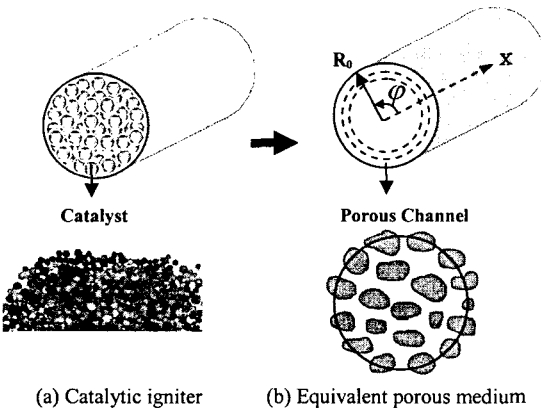


Fig. 2 Schematic view of the configurations of interest: (a) catalytic igniter coated by a catalyst, (b) Equivalent Porous Medium

의 판별조건 식 (10)에 적용하였다.

$$Nu_{sf} = h_{sf} d_f / k_f = 2.5 + 1.1 Pr^{1/3} \left(\frac{\rho_f u_d d_p}{\mu_f} \right)^{0.6} \quad (9)$$

$$Pr_{eff} Re_{d_f} Da_c^{1/2} \frac{\varepsilon}{Nu_{sf}} \ll 1 \quad (10)$$

그 결과 판별 조건 식 (10) 값이 촉매 점화기의 작동조건인 레이놀즈 수 범위 내에서 0.1 미만의 값을 가짐을 확인하였다. 따라서 팩 베드 형상을 가지는 N₂O 촉매 점화기의 온도 분포는 고체와 유체가 열적 평형 상태에 있는 One-equation 모델, 식 (11)을 사용할 수 있음을 확인하였다.

$$\varepsilon \rho_f C_f u_{f,m} \frac{d\langle T \rangle}{dx} = k_{eff} \frac{1}{r} \left(r \frac{d\langle T \rangle}{dr} \right) \quad (11)$$

여기서 k_{eff} 는 유효 열전도 계수로 $k_s(1-\varepsilon) + k_f \varepsilon$ 를 의미하며 경계조건은 다음과 같다.

$$\langle T(R_0) \rangle = T_w, \quad d\langle T(0) \rangle / dr = 0 \quad (12)$$

N₂O 촉매 점화기의 온도분포는 One-equation 모델 식 (11)에 경계조건 식 (12)와 열 유속 일정조건을 사용하여 반지름방향의 온도 해석해를 식 (13)과 같이 구할 수 있다.

$$\langle T(r) \rangle = \frac{u_d}{4\alpha_{eff}} \frac{q_w'' D}{k_{eff}} (r^2 - R_0^2) + T_w \quad (13)$$

여기서 R_0 , α_{eff} 는 N₂O 촉매 점화기의 반경과 유효 열 확산 계수를 각각 의미하며, 외벽온도, T_w

Table 1 Experimental conditions⁽²⁾

Operating Conditions	
Radius of a Catalytic Igniter, R ₀ (mm)	12
Length of a Catalytic Igniter, L(mm)	60
N ₂ O Mass Flow Rate (g/sec)	0.05~1.0
Reynolds Number, Re _{d_f}	10~150
Porosity, ε	0.376
Radius of Particle, r _p (mm)	0.438

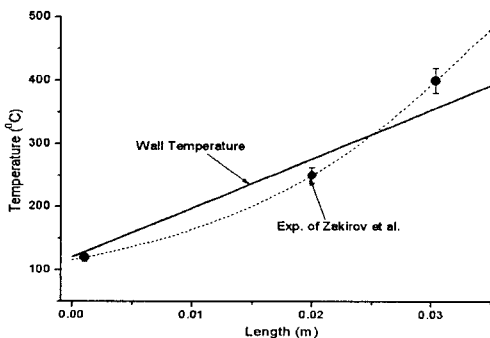


Fig. 3 Wall temperature profile along the axial direction of the catalytic igniter

는 식 (14)와 같이 정리된다.⁽¹⁷⁾

$$T_w = \frac{R_0}{4} \frac{q_w''}{k_{eff}} + 0.0625 \frac{2q_w''}{k_f R_0} \frac{d_f^2}{6(1-\varepsilon)} + \langle T_m \rangle \quad (14)$$

3. 결과 및 분석

3.1 해석해에 대한 검증

팩 베드 형상을 가지는 촉매 점화기내에서 N₂O의 유동장 및 온도장 해석해에 대한 타당성을 검증하기 위해서 실험 결과와 비교해야 하나 체계적인 실험결과 값이 현재 없는 상태이다. 따라서 본 연구에서는 Zakirov et al.⁽²⁾등에 의해서 실시된 제한적인 실험값과 해석결과를 비교함으로써 해석해의 타당성을 검증해 보았다. Fig. 3 은 N₂O 촉매 점화기에 유입되는 N₂O 유량이 0.073g/s 이고 촉매 점화기 외벽에서 열 공급이 30W 인 경우 해석해로부터 구한 N₂O 촉매 점화기의 길이방향에 따른 외벽 온도분포와 Zakirov et al.⁽²⁾의 실험 결과를 보여주고 있다. 실험 결과와 해석 결과가 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. 그러나 촉매 점화기의 길이 30mm 근방에서 실험 측정값과 해석해의 차이가 발생하는데, 이는 실험값의 경우 N₂O 분해반응에 의해서 발생한 열량이 고려되었으나 해석해의 경우 분해반응에 의해 발생한 열량이 고려되지 않았기 때문에 차이를 보이는 것으로 판단된다.⁽⁵⁾ 그러나 본 연구는 N₂O 촉매 점화기 내에서 분해 반응 조건인 200℃ 이상의 분해 반응 영역을 예측하는데 목적이 있으므로 분해 반응에 의해 발생하는 열량은 고려하지 않고 초기 외부 히터에 의해서 발생되는 열만 고려하였다.

3.2 동일 펌핑파워 조건에서 기공률 변화에 따른 N₂O 촉매 점화기의 열적 현상

N₂O 촉매 점화기의 성능은 촉매 점화기 전체 체적에 대해서 분해 반응 조건인 200℃ 이상을 만족하는 N₂O 의 유량이 많을수록 우수한 것으로 판단하였다.⁽⁵⁾ 따라서 본 연구에서는 동일 펌핑 파워 조건에서 N₂O 촉매 점화기의 전체 체적에 대한 분해 반응 조건(>200℃)에 해당하는 영역이 차지하는 비를 유효 체적비(V_{eff})로 정의하였다.

$$V_{eff} = \frac{V_{N2O>200^\circ C}}{V_{total}} \quad (15)$$

여기서 V_{total} 과 $V_{N2O>200^\circ C}$ 은 각각 N₂O 촉매 점화기의 전체 체적과 촉매 점화기 내에서 200℃ 이상을 만족하는 체적을 나타낸다. 또한 유효 체적비를 이용하여 분해 반응 조건인 200℃ 이상을 만족하는 N₂O 의 체적유량을 식 (16)과 같이 유효 체적 유량으로 정의하여 균일 열 유속 및 동일 체적

조건에서 유효 체적 유량이 최대가 되기 위한 최적의 설계 값을 구하였다.

$$\dot{Q}_{eff} = \dot{Q}_{N_2O} V_{eff} = \dot{Q}_{N_2O} \frac{V_{N_2O > 200^\circ C}}{V_{total}} \quad (16)$$

Fig. 4 는 동일 펌핑파워(9.8mW), 균일 열 유속 (30W)조건 및 촉매 베드의 동일 크기 조건(Bed Length=60mm, Bed diameter=24mm)에서 팩 베드 형상을 가진 촉매 베드의 기공률 변화에 따른 촉매 베드 내부에서의 온도 분포를 보여주고 있으며, Fig. 5 는 압력강하, N₂O 의 질량유량 및 유효 체적 유량을 보여주고 있다. Fig. 4-5 에서 보듯이 기공률이 커질수록 촉매 점화기에 유입되는 N₂O 의 질량 유량은 증가하지만 점화 조건인 200℃ 이상을 만족하는 영역이 줄어들음을 알 수 있다. 즉, 기공률에 대한 N₂O 의 유효 체적 유량이 최대가 되기 위한

기공률의 최적값이 존재함을 알 수 있다. 또한, Fig. 5 에서 보듯이 기공률이 0.395 의 값을 가질 때 유효 체적 유량이 최대가 되어 N₂O 촉매 점화기의 성능이 우수할 것으로 판단된다.

3.3 펌핑파워에 따른 N₂O 촉매 점화기의 열적 현상

Fig. 6 은 30W 의 균일 열 유속, 0.395 의 일정 기공률 조건, 촉매 베드의 동일 크기 조건하에서 펌핑파워 변화에 따른 촉매 베드 내부에서의 온도 분포를 보여주고 있으며, Fig. 7 은 압력강하, N₂O 의 질량유량 및 유효 체적 유량을 보여주고 있다. Fig. 6-7 에서 보듯이 펌핑파워가 증가할수록 N₂O 의 질량유량은 증가하나 점화 조건인 200℃ 이상을 만족하는 영역이 작아짐을 알 수 있다. 즉 N₂O 가 분해되는 유효 체적 유량이 최대가 되기 위한

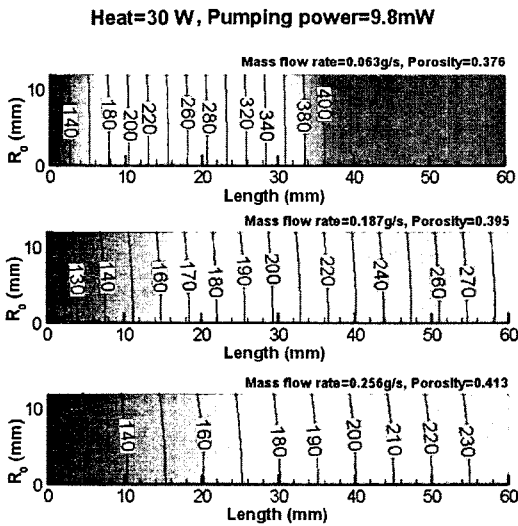


Fig. 4 Effect of porosity on the temperature distributions in catalytic igniters

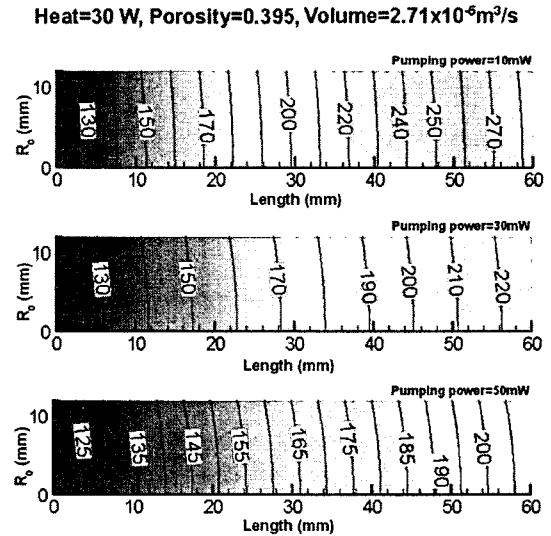


Fig. 6 Effect of pumping power on the temperature distributions in catalytic igniters

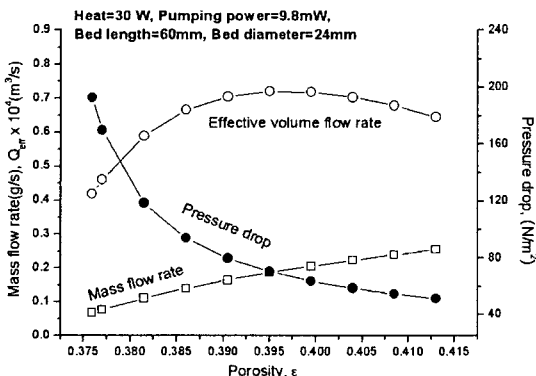


Fig. 5 Effect of porosity on mass flow rate, pressure drop, and effective volume flow rate of N₂O

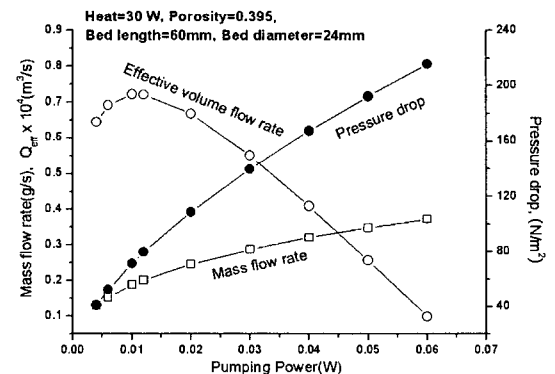


Fig. 7 Effect of pumping power on mass flow rate, pressure drop, and effective volume flow rate of N₂O

최적의 펌핑파워가 존재함을 알 수 있으며, Fig. 7에서 보듯이 기공률이 0.395 인 경우 펌핑파워 약 9.8mW~10mW 정도에서 유효 체적 유량이 최대값을 가짐을 확인할 수 있다.

3.4 동일 체적 조건하에서 길이/ 직경 비에 따른 N₂O 촉매 점화기의 열적 현상

일반적으로 하이브리드 로켓의 점화장치는 로켓의 특성상 크기 제한을 받게 된다. 따라서 본 연구에서는 동일 체적 및 펌핑파워 조건, 균일 열 유속 조건 및 동일 기공률 조건하에서 촉매 베드의 길이에 대한 직경의 비(L/D)에 따른 촉매 베드 내에서의 유동 및 열적현상을 분석해 보았다. Fig. 8은 L/D에 따른 촉매 베드 내부에서의 온도 분포를 보여주고 있으며, Fig. 9는 압력강하, N₂O의 질량유량 및 유효 체적 유량을 보여주고 있다. Fig.

8-9에서 보듯이 L/D가 증가할수록 촉매 베드의 반지름방향 온도분포가 균일해지고 유동방향으로 온도 증가량이 커져서 점화 조건에 해당하는 지점이 촉매 점화기 유입부에 가까워지는 것을 확인할 수 있다. 반면에 L/D가 증가할수록 N₂O 질량유량이 적어짐을 알 수 있다. 따라서 유효 체적 유량이 최대가 되기 위한 L/D의 최적비가 존재함을 알 수 있으며 Fig. 9에서 보듯이 위의 조건에서는 L/D가 2일 때 최적임을 알 수 있다.

4. 결론

본 연구에서는 팩 베드 형상을 가지는 N₂O 촉매 분해반응을 이용하여 하이브리드 로켓용 점화장치에 적용하기 위해서 팩 베드 형상의 N₂O 촉매 베드 내부의 유동 및 온도분포의 해석해를 구하였다. 그리고 Zakirov et al.⁽²⁾의 실험결과와 비교함으로써 해석해들의 타당성을 검증하였다. 특히 촉매점화기 전체 영역에서 분해 반응을 일으키는 N₂O의 유효 체적 유량을 정의하여 균일 열 유속 조건 및 N₂O 촉매 점화기의 체적 일정 조건에서 기공률, 펌핑파워 및 촉매 점화기의 직경에 대한 길이의 비에 따른 N₂O의 유효 체적 유량에 미치는 영향을 분석하였다. 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

첫째, 동일 펌핑파워 및 N₂O 촉매 점화기에 공급되는 히터의 용량이 일정한 경우 기공률이 증가할수록 점화기에 유입되는 N₂O의 질량유량이 증가한 반면 분해반응을 일으키는 영역이 기공률 증가에 비례하지 않는 것을 확인하였으며, 그 결과 팩 베드 형상을 가지는 N₂O 촉매 점화기의 성능을 최적화 할 수 있는 기공률이 존재함을 확인하였다.

둘째, 열 공급량 및 촉매 점화기의 체적이 일정한 경우 펌핑파워 변화에 따른 N₂O 촉매 점화기의 열적현상을 분석한 결과 펌핑파워가 증가할수록 촉매 점화기에 보다 많은 양의 N₂O가 유입되지만 분해반응을 일으키는 영역이 감소함을 알 수 있었으며 그 결과 최적의 펌핑파워가 존재함을 확인하였다.

마지막으로 동일 체적 및 펌핑파워 조건, 균일 열유속 조건 및 동일 기공률 조건하에서 촉매 베드의 길이에 대한 직경의 비에 따른 촉매 베드 내에서의 유동 및 열적현상을 분석해 보았다. 그 결과 L/D가 증가할수록 분해반응을 일으키는 영역은 증가하나 유효 체적 유량은 L/D 값이 2 이상에

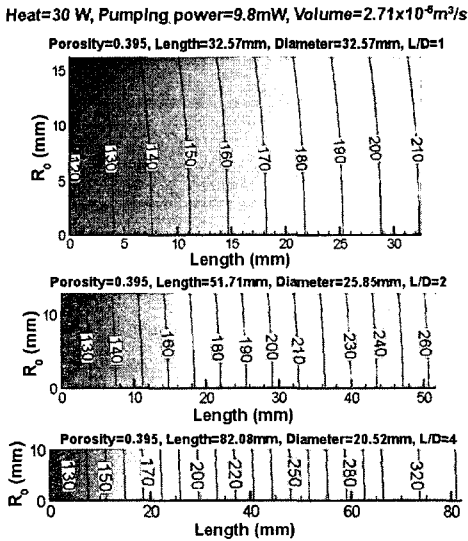


Fig. 8 Effect of L/D ratio on the temperature distributions in catalytic igniters

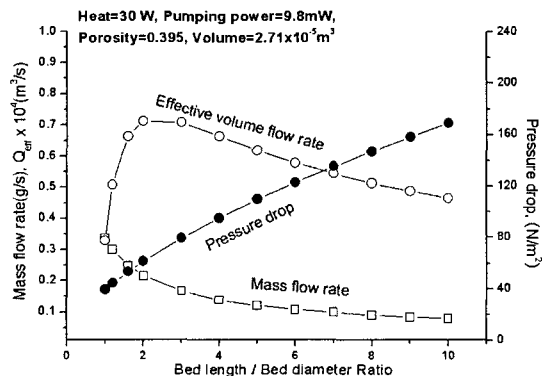


Fig. 9 Effect of L/D ratio on mass flow rate, pressure drop, and effective volume flow rate of N₂O

서 감소하고 N_2O 의 질량유량이 작아짐을 확인하였으며 최적의 L/D 값이 존재함을 확인하였다. 따라서 체적이 일정하고 외부에서 공급되는 히터의 용량이 일정한 경우 본 연구에서 N_2O 촉매 점화기의 유효 체적 유량이 최대값을 갖는 기공률, 펌핑파워 및 L/D 비는 최적의 N_2O 촉매 점화기를 설계하는데 적용될 수 있을 것으로 판단된다.

참고문헌

- (1) Zakirov, V., and Sweeting, M., 2001, "Nitrous Oxide as a Rocket Propellant," *Acta Astronautica* Vol. 48, pp. 353~354.
- (2) Zakirov, V., Richardson, G., and Sweeting, M., 2001, "An Update on Surrey Nitrous Oxide Catalytic Decomposition Research," *15th AIAA/USE Conference on Small Satellites*, SSC01-XI-2.
- (3) Zakirov, V., Richardson, G. and Sweeting, M., 2001, "Surrey Research Update on N_2O Catalytic Decomposition for Space Applications," *37th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference*, AIAA 01-34547.
- (4) Lide D.R., 1995, CRC Handbook of Chemistry and Physics, 76th Edition, CRC Press, Inc.
- (5) You, W. J., Kim, S. J., Kim, J. K. and Jang, S. P., 2006, "Thermal Phenomena of N_2O Catalyst Bed for Hybrid Rockets Using a Porous Medium Approach," *KSAS*, Vol. 06-58, p. 90.
- (6) Chiaverini, M. J., 1997, "Regression Rate and Pyrolysis Behavior of HTPB-based Solid Fuels in a Hybrid Rocket Motor," *A Thesis in Mechanical Engineering, The Pennsylvania State University*.
- (7) Meadors, C., Elsasser, J. E., Wright, A. B., and Hudson, M. K., 2000, "Design of an Optical Port in the Combustion Chamber of a Labscale Hybrid Rocket Motor," *36th AIAA/ASME/SAE/Joint Propulsion Conference and Exhibit 16-19, Huntsville, AL.*, AIAA 2000-3888.
- (8) Rajeshwar, D. S., Alon, G., 2003, "Analysis and Testing of Similarity and Scale Effects in Hybrid Rocket Motors," *Acta Astronautica*, Vol. 52, p. 625.
- (9) Lund, G. K., Starrett, W. D., and Jensen, K. C., 2001, "Development and Lab-Scale Testing of a Gas Generator Hybrid Fuel in Support of the Hydrogen Peroxide Hybrid Upper Stage Program," *AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit, Salt Lake City, Utah*, AIAA 2001-3244.
- (10) Gibbon, D., Baker, A. M and Guildford, 2002, "Development of 50-100 milliNewton Level Thrusters For Low Cost Small Spacecraft," *38th AIAA/ASAME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit*, AIAA 2002-4150.
- (11) Kim, S. J., Kim, D., 1999, "Forced Convection in Microstructure for Electronic Equipment Cooling," *ASME J. Heat Transfer*, Vol. 121, p. 640.
- (12) Wakao, N. S., Kaguei, and Funazkri, T., 1979, "Effect of Fluid Dispersion Coefficients on Particle-to-Fluid Heat Transfer Coefficients in Packed Beds," *Chem. Eng. Sci.*, Vol. 34, pp. 325~336.
- (13) Beavers, G. S., Sparrow, E. M., Rodenz, D. E., 1973, "Influence of Bed Size on the Flow Characteristics and Porosity of Randomly Pack Bed of Spheres," *Journal of Applied Mechanics, September*, pp. 659~660.
- (14) Amiri, A. and Vafai, K., Kuzay, T. M., 1995, "Effect of Boundary Conditions on Non-Darcian Heat Transfer Through Comparisons," *Numerical Heat and Mass Transfer, Part A*, 27, pp. 654~655.
- (15) Jang, S. P., 2003, "Experiment and Numerical Study on Heat Transfer Enhancement Using a Micro Heat Sink Subject to an Imping Jet," *A Thesis in Mechanical Engineering, KAIST.*, pp. 51~52.
- (16) Kim, S. J., and Jang, S. P., 2002, "Effect of Darcy Number, The Prandtl Number, and The Reynolds Number on Local Thermal Equilibrium," *Int. J. Heat Mass Transfer* Vol. 45, p. 3888.
- (17) Jang, S. P., Kim, S. J., and Choi, U. S., 2004, "Bulk Mean Temperature in Porous Medium Analysis," *Int. J. Heat Mass Transfer* Vol. 47, pp. 5603~5604.