

مطالعه عددی تاثیر اندازه ذرات و طول بستر کاتالیستی بر نیروی پیشران و ضربه ویژه یک رانشگر تک پیشرانه

محمد رضا سلیمی^۱

پژوهشکده فضایی، پژوهشگاه هوافضا

(تاریخ دریافت: ۹۷/۱۰/۱۰؛ تاریخ پذیرش: ۹۸/۹/۱۲)

چکیده

رانش‌گرهای تک‌پیشرانه با توجه به سادگی ساختمان و قابلیت اطمینان بالایی که دارند، به‌طور گسترده در ماهواره‌ها مورد استفاده قرار می‌گیرند. یک رانشگر تک‌پیشرانه از سه بخش انژکتور، محفظه تجزیه و نازل تشکیل شده است. پیشرانه از طریق انژکتور روی بستر کاتالیستی متشکل از ذرات کاتالیست پاشیده شده و بلافاصله تجزیه می‌شود. گاز ناشی از تجزیه پیشرانه در نازل شتاب گرفته و نیروی پیشران تولید می‌کند. در این تحقیق، یک رانشگر تک‌پیشرانه هیدرازینی با بستر کاتالیستی از جنس فلز فعال ایریدیم به‌صورت عددی تحلیل می‌شود. معادلات حاکم بر انتقال جرم و حرارت داخل بستر کاتالیستی به صورت یک‌بعدی مدل‌سازی می‌شوند. لازم به‌ذکر است که به دلیل عدم وجود تعادل شیمیایی و ترمودینامیکی بین دو فاز، معادلات انتقال جرم و حرارت جداگانه‌ای مطابق تحقیق شنکار و همکارانش برای فازهای جامد و گاز نوشته شده است. همچنین، برای محاسبه نیروی پیشران و ضربه ویژه مجموعه رانشگر، نازل همگرا-واگرا به‌صورت صفربعدی تحلیل می‌شود. با استفاده از این روش، تاثیر قطر ذرات بستر کاتالیستی و طول محفظه تجزیه به‌عنوان دو فاکتور مهم روی عملکرد یک رانشگر نمونه بررسی می‌شود. نتایج حاصل نشان می‌دهند که با کاهش قطر ذرات تشکیل دهنده بستر کاتالیستی، طول بهینه محفظه تجزیه کاهش یافته و ضربه ویژه بیشینه تا حدودی افزایش می‌یابد.

واژه‌های کلیدی: رانشگر تک‌پیشرانه، تجزیه کاتالیستی، عدم تعادل ترمودینامیکی و شیمیایی، قطر ذرات کاتالیست، طول محفظه تجزیه

Numerical Study of Catalyst Bed Length and Particle Size Effect on the Monopropellant Thruster Specific Impulse and Thrust

Mohammad Reza Salimi¹

Astronautic Department
Aerospace Research Institute

(Received:: Accepted:)

ABSTRACT

Monopropellant thrusters are very popular in satellite propulsion systems due to their simplicity and reliability. A monopropellant thruster commonly consists of three major components: injector, decomposition chamber and nozzle. Fuel is injected over catalyst bed through an injector and decomposed there instantaneously. The resulting hot gases are expanded through the nozzle section and produce thrust. In this study a Hydrazine monopropellant thruster with Iridium based catalyst bed is analyzed numerically. To this end, one dimensional heat and mass transfer equations are simulated numerically inside the catalyst bed. Since, decomposed gases are not in thermal and chemical equilibrium with catalyst solid particles, two sets of equations are solved for solid and fluid phases (based on the Shankar et al. research). Additionally, a zero-dimension analysis is performed for convergence-divergence nozzle to compute thrust and specific impulse. Using this method, effects of particles size and decomposition chamber length on thruster performance are investigated. The related results indicate that, decreasing the catalyst particles, decreases optimum decomposition chamber length and increases specific impulse.

Keywords: Monopropellant Thrusters, Catalytic Decomposition, Thermal and Chemical Non-equilibrium, Catalyst particles Size, Decomposition Chamber Length

۱- مقدمه

رانش گره‌های تک پیشران‌های به‌طور گسترده در سامانه‌های کنترل وضعیت، انتقال مداری و اصلاح موقعیت ماهواره‌ها مورد استفاده قرار می‌گیرند. پرواکسید هیدروژن^۱ اولین پیشرانه مورد استفاده در رانشگرهای تک پیشرانه بود که توسط آلمان‌ها توسعه داده شد [۱]. این سوخت بعدها به علت ضربه ویژه کم (۱۶۵-۱۸۵ s) و مشکلات مرتبط با ذخیره‌سازی آن جای خود را به هیدرازین (ضربه ویژه S ۲۲۰) داد. مشکلات زیست محیطی پیشرانه هیدرازین، امروزه سبب شده تا پرواکسید هیدروژن دوباره مورد توجه محققین قرار بگیرد [۲-۵]. اما، قابلیت اطمینان بالا و سادگی نسبی سامانه‌های پیشران‌های هیدرازینی، همچنان این پیشرانه را به‌عنوان انتخاب اول برای استفاده در ماهواره‌ها، عملیاتی نگه داشته است [۶]. البته تحقیقات برای جانشین کردن این پیشرانه همچنان ادامه داشته و سوخت‌هایی مانند آمونیم دی‌نیترا مید^۲، هیدروکسیل آمونیم نیترات^۳ و هیدرازینیم نیتروفرمات^۴ معرفی شده‌اند [۷-۱۰]. این پیشرانه‌ها دارای ضربه ویژه مناسبی بوده و از این نظر نسبت به پراکسید هیدروژن برتری دارند. البته لازم بذکر است که پیشرانه‌های سبز^۵ معرفی شده، همچنان در مرحله تحقیقات آزمایشگاهی قرار داشته و به‌دلیل مشکلات مهندسی به‌طور گسترده در موارد عملیاتی مورد استفاده قرار نگرفته‌اند. بنابراین، سامانه‌های پیشران‌های مبتنی بر پیشرانه هیدرازین همچنان انتخاب اصلی برای فضاپیماها هستند.

مناسب‌ترین و البته پراستفاده‌ترین کاتالیست برای تجزیه هیدرازین، فلز فعال ایریدیم روی بستر آلومینا ($\text{Ir}/\text{Al}_2\text{O}_3$) محسوب می‌شود. به این شکل که فلز فعال ایریدیم با درصد وزنی ۲۰ تا ۴۰ روی آلومینا رسوب‌گذاری می‌شود [۱۱-۱۳]. اما به دلیل کمیاب و گران‌قیمت بودن فلز فعال ایریدیم، تلاش‌های زیادی در جهت جانشین کردن آن با فلزات ارزان قیمت‌تر انجام گرفته است. از آنجاکه، ثابت شده نیترات یا کربنات فلزات انتقالی^۶ رفتار کاتالیستی مشابه

فلزات ارزشمند^۷ (فلزات کمیاب و بسیار مقاوم در برابر اکسید شدن، حتی در دماهای بسیار بالا، مانند نقره، طلا، پالادیم، رودیم، ایریدیم و ...) دارند [۱۴]؛ تحقیقات زیادی برای جانشین کردن ایریدیم با آنها صورت گرفته است. برای نمونه، مطالعات انجام شده نشان می‌دهند که نیترات مولیبدنیم MO_2N یا کربنات مولیبدنیم MO_2C روی بستر آلومینا رفتاری بسیار مشابه با کاتالیست $\text{Ir}/\text{Al}_2\text{O}_3$ در تجزیه هیدرازین دارند [۱۵-۱۴]. همچنین، کاربید و نیترات تنگستن (WC و WN) نیز از نقطه نظر تاخیر زمانی احتراق و نیروی پیشران تقریباً همانند ایریدیم عمل می‌کنند. به‌طوری‌که، کاربید تنگستن توان تجزیه هیدرازین در دمای پایین ۳۱۳ K را دارد [۱۶-۱۷]. علاوه بر موارد فوق، نیترات و کربنات فلزاتی مانند تیتانیم، وانادیم، نیوبیم و حتی آهن برای تجزیه کاتالیستی هیدرازین مورد استفاده قرار گرفته‌اند [۱۸]. با وجود تحقیقات گسترده‌ای که برای جانشین کردن ایریدیم انجام گرفته است، اما همچنان این فلز در قالب کاتالیست تجاری Shell 405 به‌طور وسیع در کاربردهای فضایی مورد استفاده قرار می‌گیرد.

تا قبل از رایج شدن دینامیک سیالات محاسباتی در علوم مختلف، برای بررسی عملکرد رانش‌گرها، غالباً از آزمون‌های پرهزینه و پرریسک استفاده می‌شد. امروزه روش‌های عددی علاوه‌بر، کاستن از هزینه‌های تست و کاهش ریسک، کمک قابل توجهی به سریع‌تر شدن فرایند توسعه رانش‌گرها کرده‌اند [۱۹].

تحقیقات کستن [۲۰-۲۲] و شنکار [۲۳] جزء اولین تحقیقاتی هستند که در آن‌ها مدل ریاضی نسبتاً دقیقی برای تجزیه هیدرازین روی بستر ایریدیم توسعه داده شده است. کستن یک مدل عددی برای بررسی رفتار پایا و گذرای بستر کاتالیستی ارائه و یک برنامه کامپیوتری بر مبنای آن توسعه داد. در مدل او، انتقال جرم از جریان به سطح بیرونی ذرات کاتالیست و از سطح به داخل آنها لحاظ شده است. همچنین، فرض شده که تعادل شیمیایی و ترمودینامیکی بین گاز و ذرات کاتالیست وجود نداشته و بنابراین، معادلات انتقال جرم و انرژی برای هر دو فاز گاز و جامد تحلیل می‌شوند. لازم به‌ذکر است که مدل توسعه داده

- 1- Hydrogen Peroxide
- 2- Ammonium Dinitramide (ADN)
- 3- Hydroxyl Ammonium Nitrate (HAN)
- 4- Hydrazinium Nitroformate (HNF)
- 5- Green Monopropellants
- 6- Transition Metals

شبهه‌سازی‌های آنها شامل دو بخش بالادست (ذرات کوچک) و پایین‌دست (ذرات بزرگ) می‌شود که با توجه به مشاهدات تجربی، خرابی‌ها عمدتاً در بخش بالادست بوقوع می‌پیوندند. دلیل این موضوع نیز تنش‌های حرارتی شدیدتر وارد بر ذرات این ناحیه و در نتیجه ترک خوردن و شکستن آنها است. آنها اثرات مربوط به خرابی ذرات را با تغییر دادن خواص محیط متخلخل مانند قطر ذرات، ضریب تخلخل و سطح موثر کاتالیست وارد محاسبات کردند. نتایج آنها نشان می‌دهد که شکستن و تخریب شدن ذرات کاتالیست روی افت فشار و کسر جرمی گونه‌ها تاثیر قابل توجهی دارد.

پاسینی و همکارانش [۲۶] در سال ۲۰۱۰ یک مدل یک بعدی رتبه کاسته^۵ برای شبهه‌سازی تجزیه پیش‌رانه هیدروژن پراکسید در محفظه تجزیه یک رانش‌گر تک پیش‌رانه معرفی کردند. امتیاز مدل آنها در مقایسه با مدل‌های پیشین، کاستن از هزینه‌های محاسباتی (از طریق حذف معادلات انتقال اندازه حرکت و انرژی) و در نظر گرفتن فرایند تبخیر قطره‌ها داخل بستر است. البته لازم به ذکر است که در نظر نگرفتن پارامترهایی مانند دمای دیواره محفظه تجزیه، اثر قطر ذرات کاتالیست روی نرخ پیشرفت واکنش‌ها و عدم تعادل ترمودینامیکی موجود بین فازهای جامد و گاز از مهم‌ترین محدودیت‌های مدل آنها محسوب می‌شود [۲۶].

جانگ و چویی در سال ۲۰۱۷ مدل پاسینی و همکارانش را اصلاح کرده و از آن برای مطالعه پارامتریک یک محفظه تجزیه با پیش‌رانه هیدروژن پراکسید استفاده کردند. آنها اثرات قطر ذرات کاتالیست روی نرخ پیشرفت واکنش‌های شیمیایی را وارد مدل کرده و با استفاده از آن، مقدار بهینه‌ای برای ظرفیت کاتالیست^۶ و افت فشار بدست آوردند [۲۷].

چگونگی انجام واکنش‌های شیمیایی در نواحی مختلف بستر کاتالیستی توسط روش‌های مبتنی بر حل معادلات ناویر استوکس نیز مورد مطالعه قرار گرفته است. از این میان می‌توان به تحقیق هو و همکارانش در سال ۲۰۱۴ [۲۸] و تحقیقات ژنگ و همکارانش در سال ۲۰۱۶ [۲۹]

شده کستن باوجود قدیمی بودن، آن‌چنان کامل است که هنوز در طراحی‌ها از آن استفاده می‌شود [۲۴]. در تحقیقات شنکار [۲۳] مدل‌های عددی موجود برای در نظر گرفتن ناحیه القایی^۱ در بستر کاتالیستی اصلاح شدند. به‌طورکلی، بستر کاتالیستی در یک رانش‌گر تک پیش‌رانه به سه بخش القایی، دوفازی^۲ و پسا القایی^۳ تقسیم می‌شود. در ناحیه القایی تنها هیدرازین تجزیه‌شده و گرمای ناشی از واکنش صرف افزایش دمای خود هیدرازین می‌گردد. این ناحیه با افزایش دمای ناگهانی پیش‌رانه تا نقطه جوش پایان می‌یابد. بعد از ناحیه القایی، هیدرازین در هر دو فاز مایع و گاز (در دمای جوش متناسب با فشار محفظه تجزیه) حضور دارد. تحقیقات نشان می‌دهد که ضخامت ناحیه دوفازی بسیار کمتر از ناحیه القایی بوده و می‌توان در محاسبات از آن صرف‌نظر کرد. ناحیه پسا القایی که بخش اعظم محفظه تجزیه را شامل می‌شود، مربوط به تجزیه هیدرازین و آمونیاک در فاز گاز می‌شود. روش شنکار عددی بوده و معادلات مربوط به تجزیه پیش‌رانه در آن بصورت گذرا تحلیل می‌شوند. لازم بذکر است که آنها با استفاده از این روش توانستند اثر پارامترهایی نظیر فشار محفظه تجزیه و بارگذاری بستر^۴ روی توزیع دما و گونه‌های شیمیایی را مدل‌سازی کنند [۲۳].

مکلد و بلال [۲۴] نیز با استفاده از یک مدل ساده شده، به مطالعه یک رانش‌گر دو بخشی هیدرازینی پرداختند. در معادلات آنها از اثرات انتقال حرارت و جرم بین جریان گاز و ذرات کاتالیست صرف‌نظر شده و انرژی واکنش‌های شیمیایی مستقیماً صرف افزایش دمای گاز می‌شوند. بنابراین، مدل آنها یک مدل تعادلی می‌باشد که در آن دمای گاز و بستر کاتالیست برابر فرض شده است. این موضوع سبب شده تا معادلات مربوط به فاز جامد در تحقیق آنها تحلیل نشود.

هوانگ و همکارانش در سال ۲۰۱۲ [۲۵] با استفاده از مدل تحلیلی شنکار و همکارانش برای ناحیه القایی و استفاده از مدل یک بعدی کستن برای ناحیه پسا القایی، اثرات تخریب شدن ذرات بستر کاتالیستی روی عملکرد یک رانش‌گر هیدرازینی را مطالعه کردند. بستر کاتالیستی در

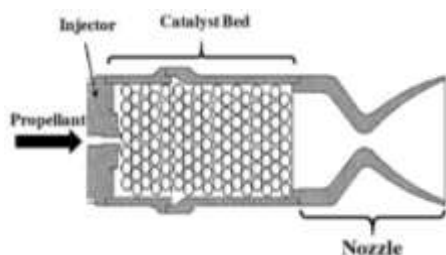
1- Induction region
2- Two Phase region
3- Post-induction region
4- Bed Loading

5- Reduced Order
6 -Catalyst Capacity

محاسبات می‌شود. لازم بذکر است که تحقیق حاضر روی یک بستر یک بخشی انجام گرفته و از این نظر با تحقیق هوانگ و همکارانش [۲۵] که روی بستر دوبخشی صورت پذیرفته کاملاً متفاوت می‌باشد. بطور کلی، بررسی تاریخی تحقیقات انجام شده در این زمینه نشان می‌دهد که تحقیق مشابهی با استفاده از مدل عددی مورد استفاده در این تحقیق انجام نگرفته است.

۲- تعریف مسئله

در این تحقیق تجزیه سوخت هیدرازین روی بستر کاتالیستی متشکل از گرانول‌های آلومینا که با فلز فعال ایریدیوم پوشش داده شده‌اند، به صورت عددی مطالعه شده است. همان‌طور که در شکل ۱ مشاهده می‌شود، رانش‌گر از دو بخش محفظه تجزیه و نازل تشکیل شده است. مشخصات هندسی محفظه تجزیه و بستر کاتالیست در کنار خواص جریان در ورودی محفظه تجزیه در جدول ۱ ارائه شده است.



شکل (۱): شماتیکی از هندسه مسئله

جدول (۱): مشخصات رانشگر هیدرازینی

مقدار	کمیت
۲ cm	قطر محفظه تجزیه
۲ mm	قطر گلوگاه نازل
۴۰	نسبت مساحت نازل
۲۰ bar	فشار ورودی محفظه تجزیه
۳۰۰ K	دمای پیشراننده در ورودی محفظه تجزیه
۸۰۰ K	دمای دیواره محفظه تجزیه
۱۵۰۰ Pa	فشار محیط
۰/۳۵	ضریب تخلخل بستر
۰/۲۵	ضریب تخلخل ذرات کاتالیست

اشاره کرد. آنها فرایند تبخیر و تجزیه هیدرازین را با استفاده از مدل دوفازی مخلوط^۱ و با در نظر گرفتن انتقال جرم شبیه‌سازی کردند. هر دو نوع واکنش همگن^۲ (فاز گاز) و ناهمگن^۳ (در حضور کاتالیست) در محاسبات آن‌ها در نظر گرفته شده و پروفیل دمایی حالت پایا در طول محفظه تجزیه با داده‌های تجربی مقایسه شده است. نتایج نشان از دقت شبیه‌سازی آن‌ها دارد. لازم به ذکر است که تحلیل معادلات کامل ناویر استوکس در دو و سه بعد اگرچه دقت محاسباتی بالا، کمتر برای طراحی و بهینه‌سازی مورد استفاده قرار می‌گیرند.

در تحقیق حاضر تاثیر قطر ذرات کاتالیست و طول محفظه تجزیه روی عملکرد یک رانش‌گر تک‌پیشراننده هیدرازینی به صورت عددی تحقیق می‌شود. در این راستا، بستر متشکل از ذرات با قطرهای ۱ mm، ۱/۵ mm و ۲ mm در طول‌های مختلف در محدوده ۰/۵ cm تا ۵ cm شبیه‌سازی می‌شود. فشار در ورودی محفظه تجزیه ثابت و برابر ۲۰ Bar در نظر گرفته شده است. اثرات اندازه ذرات و طول محفظه تجزیه روی دبی جرمی، نیروی پیشران و ضربه ویژه بررسی شده و شرایط بهینه طراحی در هر مورد معرفی می‌شود. دلیل این موضوع اهمیت این پارامترها در عملکرد محفظه تجزیه می‌باشد. جدا کردن این دو پارامتر امکان مطالعه دقیقتر آنها در یک مقاله را فراهم می‌آورد. بنابراین، اثرات پارامترهایی مانند پروفیل بخش نازل، شکل ذرات، قطر محفظه تجزیه، فشار ورودی و چگونگی انتقال حرارت از رانشگر مورد بررسی قرار نگرفته است. شبیه‌سازی‌ها با استفاده از مدل یک بعدی کستن و با در نظر گرفتن تبخیر قطره‌ها در ناحیه القایی توسط مدل شنکار انجام می‌شود. بنابراین، پارامترهای حائز اهمیت مانند، انتقال جرم از جریان به سطح ذرات کاتالیست و نفوذ از سطح به داخل آن‌ها مدل‌سازی می‌شود. همچنین، عدم تعادل شیمیایی و ترمودینامیکی موجود بین ذرات جامد کاتالیست و جریان گاز وارد محاسبات شده و برای هر دو فاز معادلات انتقال جرم و انرژی مستقل نوشته می‌شود. ضمناً، اثرات انتقال حرارت از بستر کاتالیست به دیواره محفظه نیز وارد

1- Mixture model

2- Homogenous

3- Heterogeneous

C_p ظرفیت حرارتی، A_p سطح موثر گرانول‌های کاتالیست، $P_{vr}^{N_2H_4}$ فشار بخار هیدرازین (که تقریباً برابر فشار محفظه احتراق است)، $M^{N_2H_4}$ جرم مولکولی هیدرازین، R_u ثابت جهانی گاز، $D^{N_2H_4}$ پخش جرمی هیدرازین، A ضریب نرخ واکنش هیدرازین در رابطه آرنیوس، T_A دمای فعال‌سازی واکنش و Z موقعیت در طول محفظه تجزیه می‌باشند.

همان‌طور که مشاهده می‌شود، تغییرات دما در طول ناحیه القایی به‌صورت نمایی بوده و ناگهان تا بی‌نهایت افزایش می‌یابد. بنابراین، طول ناحیه القایی به‌صورت حدی محاسبه شده و رابطه (۲) برای آن معرفی می‌گردد:

$$Z_{Ind} = \left(\frac{1}{RHS} \right) \frac{T_0^2}{L/R_u + T_A/2} \quad (2)$$

عبارت RHS در معادله (۲) معرف سمت راست معادله (۱) می‌باشد که در دمای T_0 (دمای ورودی سوخت به محفظه تجزیه) محاسبه می‌شود. توجه شود که معمولاً طول ناحیه القایی بسیار کم بوده و نسبت به ابعاد محفظه می‌توان از آن صرف‌نظر کرد. اما، دما و کسر جرمی گونه‌ها در انتهای این ناحیه تاثیر قابل توجهی روی دقت شبیه‌سازی‌ها دارد. دما در انتهای ناحیه القایی با انتگرال‌گیری عددی از معادله (۱) محاسبه می‌شود. به این ترتیب که طول ناحیه القایی محاسبه شده از رابطه (۲) به فواصل مساوی تقسیم‌بندی شده و معادله (۱) روی این فواصل گسسته‌سازی شده و به‌صورت عددی حل می‌شود. دما در مقطع $Z = Z_{Ind}$ را دمای القایی (T_{Ind}) می‌نامند که به عنوان شرط اولیه برای دمای گاز در تحلیل بستر کاتالیستی مورد استفاده قرار می‌گیرد. بعد از محاسبه دما در انتهای ناحیه القایی، کسر جرمی گونه‌های شیمیایی نیز با استفاده از روابط (۳-۶) محاسبه می‌شوند [۲۳]:

$$Y_g^{N_2H_4} = 0.87 - 0.0006T_{Ind} \quad (3)$$

$$Y_g^{NH_3} = \left(\frac{M^{NH_3}}{M^{N_2H_4}} \right) (1 - Y_g^{N_2H_4}) \quad (4)$$

$$Y_g^{N_2} = \left(\frac{M^{N_2}}{2M^{N_2H_4}} \right) (1 - Y_g^{N_2H_4}) \quad (5)$$

$$Y_g^{H_2} = \left(\frac{M^{H_2}}{2M^{N_2H_4}} \right) (1 - Y_g^{N_2H_4}) \quad (6)$$

شبیه‌سازی‌ها برای بستر کاتالیست با قطر ذرات ۱ mm، ۱/۵ mm و ۲ mm و طول‌های مختلف محفظه تجزیه در محدوده ۰/۵ cm تا ۵ cm انجام گرفته است. لازم به‌ذکر است که قطر ذرات بررسی‌شده در این تحقیق متداول بوده و در سایر مراجع نیز مورد استفاده قرار گرفته‌اند [۲۳ و ۲۵]. همچنین، طول‌های مختلف بررسی‌شده در این تحقیق جهت رسیدن به یک مقدار بهینه برای این کمیت می‌باشد.

۳- مدل‌سازی ریاضی و عددی

همان‌طور که در بخش تعریف مسئله بیان شد، رانش‌گر به دو بخش محفظه تجزیه و نازل همگرا-واگرا تقسیم شده است. برای شبیه‌سازی محفظه تجزیه، معادلات مربوط به انتقال جرم و حرارت در بستر کاتالیست به‌صورت یک‌بعدی تحلیل شده و شرایط گاز در خروجی محفظه تجزیه محاسبه می‌شود. برای شبیه‌سازی نازل نیز با فرض انبساط کامل گاز و جریان تک‌انتهایی، از روابط تحلیلی موجود استفاده شده و یک برنامه صفربعدی برای محاسبه نیروی پیشران و ضربه ویژه تولید شده است. در ادامه این بخش، معادلات مورد استفاده در شبیه‌سازی بستر کاتالیست و نازل ارائه می‌شوند.

۳-۱- مدل‌سازی ریاضی بستر کاتالیستی

جریان گاز و واکنش‌های شیمیایی داخل بستر کاتالیست به‌صورت یک‌بعدی شبیه‌سازی می‌شوند. مدل یک‌بعدی حاضر از دو بخش تشکیل شده است، بخش اول مربوط به تبخیر و گازی‌سازی سوخت بوده که در ناحیه القایی محفظه تجزیه به‌وقوع می‌پیوندد. در این ناحیه، معادله ساده شده انرژی مطابق با تحقیق شنکار و همکارانش در منبع [۲۳] مورد استفاده قرار گرفته که نتیجه آن، محاسبه طول ناحیه القایی به همراه خواص ترمودینامیک گاز در طول آن می‌باشد. بر مبنای تحقیق شنکار و همکارانش [۲۳]، دما مطابق رابطه (۱) در طول ناحیه القایی تغییر میکند:

$$\frac{dT_g}{dZ} = \left(\frac{\Delta H_r^{N_2H_4} - L^{N_2H_4}}{GC_p} \right) A_p P_{vr}^{N_2H_4} \left(\frac{M^{N_2H_4}}{R_u T} \right) \sqrt{D^{N_2H_4} A} \exp \left[\left(\frac{-L^{N_2H_4}}{R_u} \right) + \left(\frac{T_A}{2} \right) \right] \quad (1)$$

که در آن، $\Delta H_r^{N_2H_4}$ آنتالپی واکنش تجزیه هیدرازین بوده، $L^{N_2H_4}$ گرمای نهان تبخیر هیدرازین، G بارگذاری بستر،

معادلات (۹-۱۳)، معرف تغییرات دما و کسر جرمی گونه‌های شیمیایی در سطح کاتالیست (Y_s) با زمان می‌باشند. همان‌طور که مشاهده می‌شود، سمت راست معادلات به دو بخش واکنشی و انتقالی تقسیم می‌شود. بخش واکنشی مربوط به تولید و مصرف شدن جرم در اثر واکنش‌های ارائه‌شده در روابط (۷-۸) بوده و بخش انتقالی مربوط به چگونگی انتقال جرم و حرارت از جریان سیال به سطح کاتالیست است. بنابراین، هر یک از دو فرایند فوق که کندتر باشد، تغییرات کسر جرمی گونه‌ها و دمای سطحی کاتالیست را کنترل می‌کند. در معادلات (۹-۱۳)، معرف دمای سطح کاتالیست، چگالی کاتالیست، ظرفیت گرمایی کاتالیست، $\Delta H_{N_2H_4}$ گرمای واکنش تجزیه هیدرازین و ΔH_{NH_3} گرمای واکنش تجزیه آمونیاک هستند که مقادیر عددی آنها در جدول ۲ گزارش شده است. همچنین، d_p معرف قطر معادل ذرات کاتالیست، ε_p ضریب تخلخل ذرات، h_c ضریب انتقال گرمای جابجایی، $k_c^{NH_3}$ ، $k_c^{N_2H_4}$ ، $k_c^{N_2}$ ، $k_c^{H_2}$ به ترتیب ضرایب انتقال جرم جابجایی گونه‌های شیمیایی هیدرازین، آمونیاک، هیدروژن و نیتروژن هستند که تعاریف آنها در روابط (۱۷-۱۴) ارائه شده است:

$$h_c = 0.74 \left(\frac{A_p \mu_{mix}}{G} \right)^{0.41} C_{pmix} G \quad (14)$$

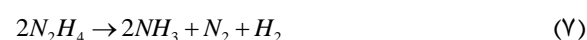
$$k_c^i = \left(\frac{A_p \mu^i}{G} \right)^{0.41} \left(\frac{0.61G}{\rho^i} \right) \left(\frac{\rho^i D^i}{\mu^i} \right)^{0.667} \quad (15)$$

$$A_p = \frac{6(1-\varepsilon)}{\varphi_s d_p} \quad (16)$$

$$G = \frac{\text{Mass Flow Rate of Mixture}}{\text{Cross Section Area of Chamber}} \quad (17)$$

که در آن‌ها، φ_s میزان کروی بودن گرانول‌های کاتالیست، A_p سطح تماس موثر گرانول‌ها، G بارگذاری بستر، μ_{mix} ضریب لزجت مخلوط گاز، C_{pmix} ظرفیت حرارتی مخلوط گاز، ρ^i جرم مخصوص گازی گونه‌های شیمیایی، D^i پخش جرمی گونه‌های گازی، ε ضریب تخلخل بستر و عبارتهای r_{NH_3} و $r_{N_2H_4}$ نیز به ترتیب معرف نرخ واکنش‌های شیمیایی کاتالیستی تجزیه هیدرازین و آمونیاک هستند که با استفاده از روابط (۱۸-۱۹) محاسبه می‌شوند:

همان‌طور که مشاهده می‌شود، بعد از محاسبه کسر جرمی هیدرازین، کسر جرمی سایر گونه‌ها بر مبنای ضرایب استوکیومتری معادلات تجزیه هیدرازین و آمونیاک محاسبه شده‌اند. معادلات (۷-۸) تجزیه هیدرازین و آمونیاک را تفسیر می‌نمایند:



بعد از مشخص شدن خواص جریان در انتهای ناحیه القایی، تحلیل تجزیه هیدرازین در فاز گاز روی بستر کاتالیستی شروع می‌شود. در این حالت معادلات دیفرانسیل مربوط به انرژی و کسر جرمی گونه‌ها برای فازهای جامد و گاز تحلیل می‌شوند. دلیل این موضوع نیز نبود تعادل ترمودینامیکی و شیمیایی بین دو فاز جامد و گاز در بستر کاتالیستی است. بنابراین، معادلات حاکم نیز به دو بخش جامد و گاز تقسیم می‌شوند. معادلات فاز جامد، متشکل از معادله انرژی و گونه‌های شیمیایی هستند که منظور از گونه‌های شیمیایی در آن‌ها موادی هستند که با کاتالیست پیوند تشکیل داده‌اند. معادلات حاکم بر دما و گونه‌های شیمیایی در فاز جامد در این تحقیق مطابق روابط (۹-۱۳) می‌باشند.

$$\frac{dT_s}{dt} = -\frac{1}{\rho_s C_s} [\Delta H_{N_2H_4} + \Delta H_{NH_3}] + \frac{3h_c}{d_p \rho_s C_s} (T_g - T_s) \quad (9)$$

$$\frac{dY_s^{N_2H_4}}{dt} = -\frac{1}{\varepsilon_p} r_{N_2H_4} + \frac{3k_c^{N_2H_4}}{\varepsilon_p d_p} (Y_g^{N_2H_4} - Y_s^{N_2H_4}) \quad (10)$$

$$\frac{dY_s^{NH_3}}{dt} = \frac{1}{\varepsilon_p} \left[r_{N_2H_4} \frac{M^{NH_3}}{M^{N_2H_4}} - r_{NH_3} \right] + \frac{3k_c^{NH_3}}{\varepsilon_p d_p} (Y_g^{NH_3} - Y_s^{NH_3}) \quad (11)$$

$$\frac{dY_s^{H_2}}{dt} = \frac{1}{\varepsilon_p} \left[r_{N_2H_4} \frac{M^{H_2}}{2M^{N_2H_4}} + r_{NH_3} \frac{3M^{H_2}}{2M^{NH_3}} \right] + \frac{3k_c^{H_2}}{\varepsilon_p d_p} (Y_g^{H_2} - Y_s^{H_2}) \quad (12)$$

$$\frac{dY_s^{N_2}}{dt} = \frac{1}{\varepsilon_p} \left[r_{N_2H_4} \frac{M^{N_2}}{2M^{N_2H_4}} + r_{NH_3} \frac{M^{N_2}}{2M^{NH_3}} \right] + \frac{3k_c^{N_2}}{\varepsilon_p d_p} (Y_g^{N_2} - Y_s^{N_2}) \quad (13)$$

$$V_{Darcy} = \frac{G}{\rho} \quad (23)$$

لازم به ذکر است که ظرفیت حرارتی (Cp^i) و ضریب لزجت (μ^i) تمامی گونه‌های شیمیایی با استفاده چند-جمله‌ای‌های وابسته به دما محاسبه شده است. همچنین، خواص مخلوط گاز نیز با استفاده از روابط ۲۴ تا ۲۹ محاسبه شده است:

$$M_{W_{Mix}} = \frac{1}{\sum Y_i / M_{W_i}} \quad (24)$$

$$\rho_{Mix} = \frac{M_{W_{Mix}} P}{R_u T} \quad (25)$$

$$CP_{Mix}(T) = \sum Y_i CP_i(T) \quad (26)$$

$$CV_{Mix}(T) = \sum Y_i CV_i(T) \quad (27)$$

$$\gamma_{Mix}(T) = \frac{CP_{Mix}(T)}{CV_{Mix}(T)} \quad (28)$$

$$\mu_{Mix}(T) = \sum Y_i \mu_i(T) \quad (29)$$

۲-۳- مدل سازی ریاضی نازل

همان‌طور که اشاره شد، جریان گاز داخل نازل غیر لزج، تک انتروپی و کاملاً انبساط یافته فرض شده است. بنابراین، با استفاده از روابط شناخته شده در دینامیک گاز می‌توان خواص جریان در خروجی نازل را محاسبه نمود. با توجه به مشخص بودن خصوصیات هندسی نازل مطابق جدول ۱، می‌توان عدد ماخ در خروجی نازل را با تحلیل معکوس معادله ۳۰ محاسبه نمود:

$$\left(\frac{A_e}{A_t}\right) = \frac{1}{M_e} \left[\frac{2}{\gamma+1} \left(1 + \frac{\gamma-1}{2} M_e^2 \right) \right]^{(\gamma+1)/2(\gamma-1)} \quad (30)$$

که در آن، A_e/A_t نسبت انبساط نازل است که برابر ۴۰ در نظر گرفته شده است. لازم بذکر است که معادله فوق برای یک نسبت مساحت مشخص دو مقدار برای عدد ماخ بدست می‌دهد که یکی زیرصوتی و دیگری فراصوتی می‌باشد. با توجه به اینکه نازل موجود از نوع همگرا-واگرا بوده و فرض می‌شود که به خلاء تخلیه شود، پاسخ ماخ بزرگتر از یک می‌باشد. بعد از محاسبه M_e از رابطه ۳۰، دبی جرمی با توجه به مشخص بودن مساحت گلوگاه و

$$r_{N2H4} = A_{N2H4} \exp\left(-\frac{T_A^{N2H4}}{T_s}\right) Y_s^{N2H4} \quad (18)$$

$$r_{NH3} = A_{NH3} \exp\left(-\frac{T_A^{NH3}}{T_s}\right) Y_s^{NH3} \quad (19)$$

که در آن‌ها، ثوابت A_{N2H4} ، T_A^{N2H4} ، A_{NH3} و T_A^{NH3} در جدول ۲ مشخص شده‌اند.

جدول (۲): ثابت‌های به کار رفته در معادلات.

مقدار	کمیت
$-4/48918 \times 10^6 \text{ J/kg}$	ΔH_{N2H4}
$3/2564 \times 10^6 \text{ J/kg}$	ΔH_{NH3}
$1/5 \times 10^4 \text{ 1/s}$	A_{N2H4}
$2777/78 \text{ K}$	T_A^{N2H4}
$2/53 \times 10^4 \text{ 1/s}$	A_{NH3}
$2777/78 \text{ K}$	T_A^{NH3}

معادلات مربوط به فاز گاز نیز در روابط (۲۰-۲۱) ارائه شده‌اند:

$$GC_{pg} \frac{dT_g}{dZ} = -A_p h_c (T_g - T_s) - \frac{4h_c}{d_c} (T_g - T_w) \quad (20)$$

$$\frac{G}{\rho_{mix}} \frac{dY_g^i}{dZ} = -A_p k_c^i (Y_g^i - Y_s^i) \quad (21)$$

که در آن‌ها، T_w دمای دیواره محفظه تجزیه، T_g دمای مخلوط گازی، Y_g کسر جرمی هر یک از گونه‌های شیمیایی فاز گاز می‌باشند. همان‌طور که مشاهده می‌شود، واکنش‌های شیمیایی فاز گاز صرف‌نظر شده است. دلیل این موضوع نیز بالا بودن انرژی فعال‌سازی واکنش‌ها در فاز گازی در مقایسه با سطح کاتالیست است. میزان این اختلاف تا حدی است که می‌توان از آن صرف‌نظر کرد. بنابراین، تغییر دما و کسر جرمی گونه‌های شیمیایی در فاز گاز تنها تابع انتقال جرم با فاز جامد است.

برای محاسبه افت فشار داخل بستر کاتالیست از رابطه پیشنهاد شده توسط مک‌دونالد و همکارانش در منبع [۳۰] استفاده شده است:

$$\frac{dP}{dZ} = \mu \left[\frac{180(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3 d_p^2} \right] V_{Darcy} + \rho \left[\frac{4(1-\varepsilon)}{\varepsilon^3 d_p} \right] V_{Darcy}^2 \quad (22)$$

که در آن، V_{Darcy} به صورت رابطه ۲۳ تعریف می‌شود:

$$u_e = M_e \sqrt{C_p (\gamma - 1) T_e} \quad (38)$$

$$F_T = \dot{m} u_e + (P_e - P_{amb}) A_e \quad (39)$$

$$I_{sp} = \frac{F_T}{\dot{m} g} \quad (40)$$

۳-۳- مدل سازی عددی بستر کاتالیستی

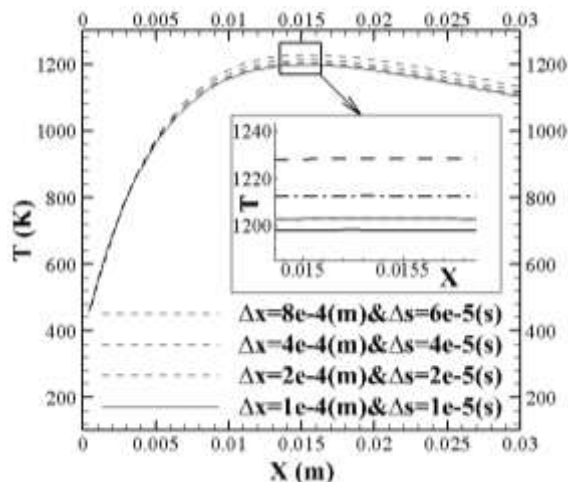
معادلات ۹ تا ۱۳ در زمان به صورت بالادست مرتبه اول مطابق معادله ۴۱ گسسته سازی می شوند:

$$\varphi_i^{n+1} = \varphi_i^n + \left(\frac{d\varphi}{dt} \right)_i \Delta t \quad (41)$$

که در آن، کمیت (φ) جانشین دما و کسر جرمی گونه های شیمیایی فاز جامد شده است. به جای مشتق زمانی در معادله فوق نیز عبارت سمت راست معادلات (۹-۱۳) در گام زمانی جاری (n) جانشین می گردد. گسسته سازی معادلات (۲۰-۲۱) نیز به صورت بالادست مرتبه اول در مکان مطابق رابطه (۴۲) انجام گرفته است.

$$\varphi_{i+1}^n = \varphi_i^n + \left(\frac{d\varphi}{dx} \right)_i \Delta x \quad (42)$$

کمیت (φ) در معادله (۴۲) جانشین دما و کسر جرمی گاز در معادلات (۲۰-۲۱) می شود. برای تحلیل استقلال حل از شبکه محاسباتی و گام زمانی، مسئله مورد مطالعه روی چهار شبکه با ابعاد و گام های زمانی متفاوت مطابق شکل (۲) تحلیل شده است. مطابق با نمودارهای شکل ۲، در نهایت مقادیر $\Delta t = 10(\mu s)$ و $\Delta x = 0.1(mm)$ برای این کمیت ها مورد استفاده قرار گرفته اند.



شکل (۲): مطالعه استقلال حل از شبکه محاسباتی.

صوتی بودن جریان در این مقطع، توسط رابطه ۳۱ محاسبه می شود.

$$\dot{m} = \rho_{th} u_{th} A_{th} \quad (31)$$

که در آن، مقادیر ρ_{th} و u_{th} با فرض جریان تک انتروپی، بودن جریان محاسبه می شوند:

$$\frac{\rho_{ch}}{\rho_{th}} = \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} \right)^{1/(\gamma - 1)} \quad (32)$$

$$\frac{T_{ch}}{T_{th}} = \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} \right) \quad (33)$$

$$u_{th} = \sqrt{C_p (\gamma - 1) T_{ch}} \quad (34)$$

که در آن ها، ρ_{ch} و T_{ch} به ترتیب معرف جرم مخصوص و دما در انتهای بستر کاتالیستی بوده و خواص C_p و γ نیز بر مبنای دما و ترکیب شیمیایی گاز در انتهای محفظه تجزیه محاسبه می شوند. بنابراین، فرض می شود که واکنش های شیمیایی در نازل پیشرفت نمی کنند. این فرض با توجه به سرعت جریان در این بخش منطقی به نظر می رسد.

بعد از محاسبه دبی جرمی، بارگذاری بستر مطابق رابطه (۱۷) مجدداً محاسبه شده و محاسبات بخش کاتالیست دوباره انجام می شود. بعد از محاسبه شرایط جریان در انتهای محفظه تجزیه، محاسبات نازل تکرار شده و دبی جرمی جدیدی بدست می آید. دبی جرمی جدید یک بار دیگر در محاسبات بستر مورد استفاده قرار گرفته و این فرایند تا رسیدن به یک مقدار ثابت برای دبی جرمی تکرار می شود. معمولاً همگرایی بعد از سه یا چهار تکرار حاصل می شود. بنابراین، دبی جرمی نقطه کنترلی برای سازگار کردن محاسبات نازل با بستر تجزیه محسوب می شود. در نهایت نیروی رانش و ضربه ویژه با استفاده از روابط (۳۵-۴۰) محاسبه می شوند:

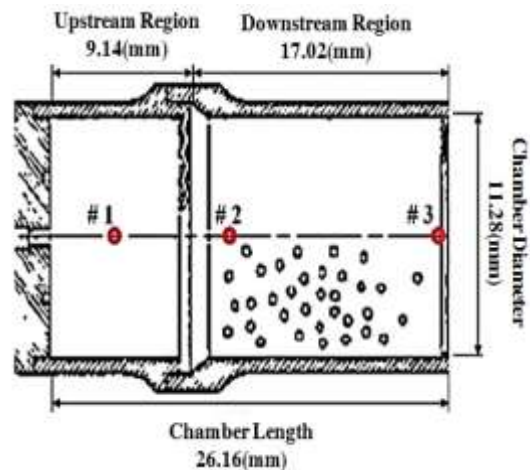
$$\frac{P_e}{P_{th}} = \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} M_e^2 \right)^{1/(\gamma - 1)} \quad (35)$$

$$\frac{T_e}{T_{th}} = \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} M_e^2 \right) \quad (36)$$

$$\frac{P_e}{P_{th}} = \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} M_e^2 \right)^{\gamma/(\gamma - 1)} \quad (37)$$

۴- صحت‌سنجی

برای بررسی صحت شبیه‌سازی‌ها، نتایج تحقیق هوانگ و همکارانش در منبع [۲۵] بازسازی شده‌اند. هندسه و ابعاد رانش‌گر تحلیل شده آن‌ها در شکل ۳ نمایش داده شده است. شرایط کاری این رانش‌گر نیز در جدول ۳ ارائه شده است.



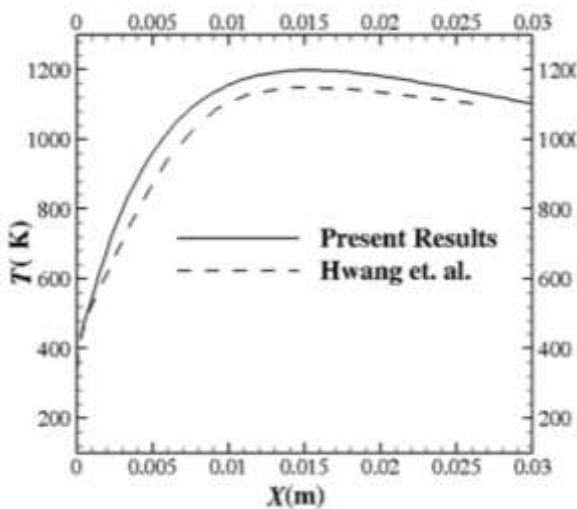
شکل (۳): هندسه و ابعاد مسئله بررسی شده توسط هوانگ و همکارانش [۲۰].

جدول (۳): شرایط کاری رانش‌گر هوانگ و همکارانش [۲۵].

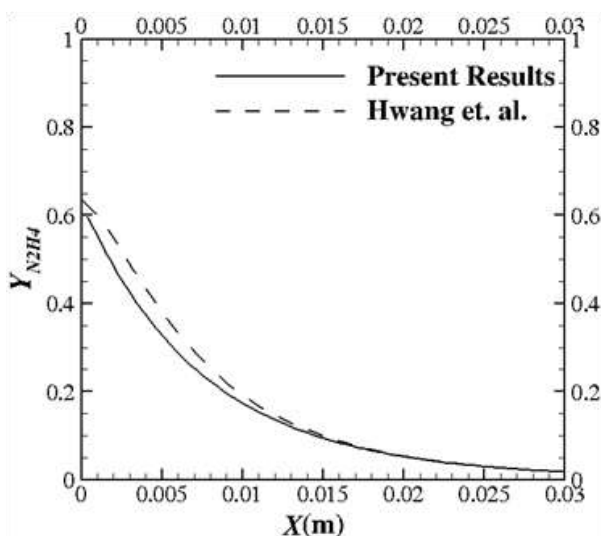
مقدار	کمیت
۲۶/۷ bar	فشار ورودی
۳۰۰ K	دمای ورودی
۲/۰۶ g/s	دبی جرمی
۱ mm	قطر گرانول‌ها
۰/۴	ضریب تخلخل بستر

شکل ۴ پروفیل دما در طول محفظه تجزیه را با نتایج هوانگ و همکارانش در مرجع [۲۵] مقایسه می‌کند. همان‌طور که مشاهده می‌شود، تطابق نسبتاً خوبی بین نتایج وجود دارد. نتایج مربوط به کسر جرمی هیدرازین نیز در شکل ۵ با نتایج عددی هوانگ و همکارانش در مرجع [۲۵] مقایسه شده است. در این نمودارها مطابقت خوبی را بین نتایج نشان می‌دهد. لازم به ذکر است که دمای انتخاب شده برای دیواره برابر ۸۰۰ K می‌باشد که بر مبنای شبیه‌سازی مستقلی که با در نظر گرفتن انتقال حرارت به محیط انجام

گرفته استخراج شده است. این دما در تمامی شبیه‌سازی‌های تحقیق حاضر مورد استفاده قرار گرفته است. همچنین، از انتقال حرارت تشعشع به دو دلیل صرف‌نظر شده است. اول این‌که وجود ذرات کاتالیست و اتصال آن‌ها به یکدیگر سبب می‌شود که انتقال حرارت جابجایی و هدایت صورت‌های غالب انتقال حرارت باشند و دوم این‌که ضریب انتقال حرارت جابجایی مورد استفاده بر مبنای نتایج تجربی سایر مراجع [۲۳-۲۴] هستند که اثرات هدایت و تشعشع (در صورت وجود) خودبه‌خود در آنها لحاظ شده است.



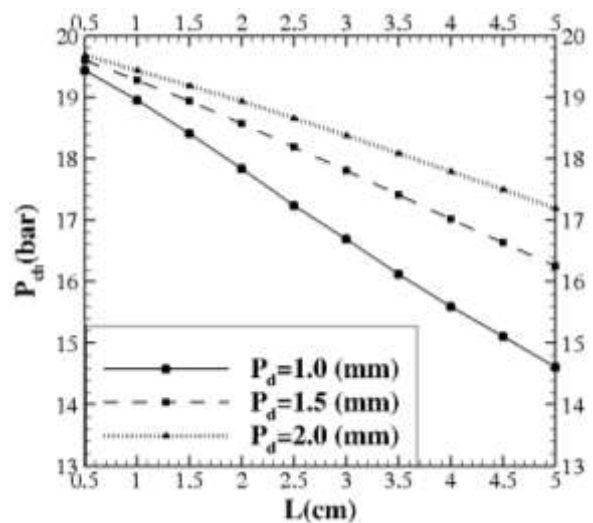
شکل (۴): مقایسه پروفیل دما در طول بستر کاتالیست با نتایج هوانگ و همکارانش [۲۵].



شکل (۵): مقایسه پروفیل کسر جرمی هیدرازین در طول بستر کاتالیست با نتایج هوانگ و همکارانش [۲۵].

۶- نتایج و بحث

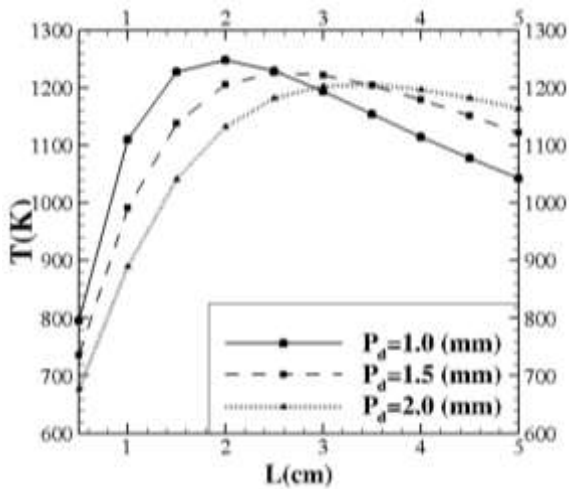
در این بخش نتایج مربوط به تاثیرات اندازه ذرات کاتالیست و طول محفظه تجزیه روی عملکرد یک رانشگر با مشخصات ارائه شده در جدول ۱، توضیح داده می‌شود. شکل ۶ نمودارهای تغییر فشار ورودی نازل (انتهای محفظه تجزیه) نسبت به طول محفظه تجزیه برای ذرات کاتالیست با قطرهای مختلف را نمایش می‌دهد.



شکل (۶): تغییرات فشار در انتهای محفظه تجزیه.

همان‌طور که مشاهده می‌شود، فشار در انتهای محفظه تجزیه با افزایش طول آن به‌طور خطی کاهش می‌یابد. همچنین، مشاهده می‌شود که با افزایش قطر ذرات تشکیل دهنده بستر، افت فشار در محفظه تجزیه کاهش می‌یابد. به‌طوری‌که، برای محفظه تجزیه با طول ۵ cm، اختلاف بین افت فشار بستر با قطر ذرات ۲ mm و بستر با قطر ذرات ۱ mm بیشتر از ۲ bar است.

شکل ۷ دما در انتهای محفظه تجزیه برای ذرات با قطر مختلف را نمایش می‌دهد. همان‌طور که مشاهده می‌شود، با کاهش قطر ذرات، طول لازم برای رسیدن به دمای بیشینه کاهش می‌یابد. دلیل این موضوع افزایش سطح تماس با کوچک شدن اندازه ذرات است. این موضوع با توجه به ماهیت کاتالیستی واکنش تجزیه هیدرازین (واکنش سطحی) باعث افزایش سرعت تجزیه این ماده می‌شود. بنابراین، با افزایش سطح تماس، میزان سوخت مصرف شده در طول برابر افزایش می‌یابد که نتیجه آن آزادسازی سریع‌تر انرژی و گرادیان دمای بالاتر است.



شکل (۷): تغییرات دما در انتهای محفظه تجزیه.

نکته دیگری که در رابطه با نمودارهای شکل ۷ وجود دارد، افزایش دمای بیشینه با کوچک‌تر شدن ذرات کاتالیست است. دلیل این موضوع نیز آزادسازی سریع‌تر انرژی سوخت می‌باشد که بر سازوکار انتقال حرارت به بدنه محفظه غلبه کرده و باعث افزایش دمای محصولات برای ذرات کاتالیست با قطر کمتر شده است.

شکل ۸ نمودارهای نیروی پیشران برای محفظه با طول و ابعاد ذرات کاتالیست مختلف را نشان می‌دهد. نکته مهمی که در رابطه با این نمودارها وجود دارد، شباهت آن‌ها با نمودارهای فشار در انتهای محفظه تجزیه می‌باشد. همان‌طور که مشاهده می‌شود، افت نیروی پیشران با افزایش طول محفظه تجزیه رابطه خطی دارد. همچنین، مشاهده می‌شود که نیروی پیشران حاصل از محفظه تجزیه متشکل از ذرات با قطر بزرگ‌تر، بیشتر است. علاوه بر این، مشاهده می‌شود که با افزایش طول محفظه تجزیه، اختلاف بین نیروی پیشران مربوط به بسترهای کاتالیستی مختلف افزایش می‌یابد. بنابراین، رفتار نیروی پیشران بیشتر از اینکه متاثر از دمای انتهای محفظه تجزیه باشد، از فشار آن تاثیر می‌پذیرد.

تشابه قابل توجهی که بین نمودارهای فشار و نیروی پیشران مشاهده می‌شود را می‌توان بر مبنای رابطه شناخته شده (۴۲) توجیه کرد.

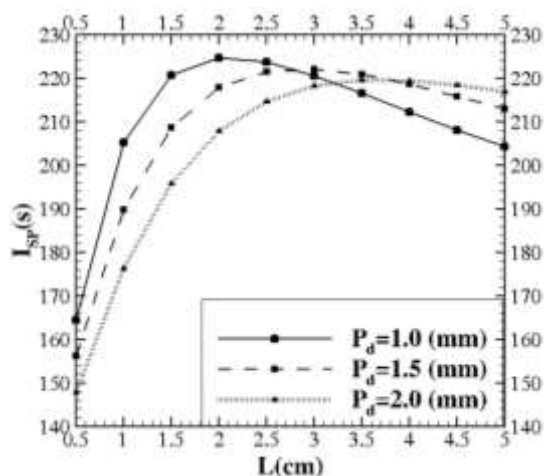
$$F_T = A_{th} P_{ch} \sqrt{\frac{2\gamma^2}{\gamma-1} \left(\frac{2}{\gamma+1}\right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma-1}} \left[1 - \left(\frac{P_e}{P_{ch}}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}\right]} \quad (42)$$

همان‌طور که مشاهده می‌شود تغییرات نسبت ظرفیت گرمایی با تغییر در طول و اندازه ذرات کاتالیست ناچیز بوده و تقریباً به صورت خطی می‌باشد. بنابراین، می‌توان انتظار داشت که تغییرات نیروی پیشران کاملاً متأثر از فشار انتهایی بستر کاتالیستی باشد. در این صورت، با توجه به رابطه خطی بین نیروی پیشران و فشار، شباهت رفتار دو نمودار قابل توجه می‌باشد.

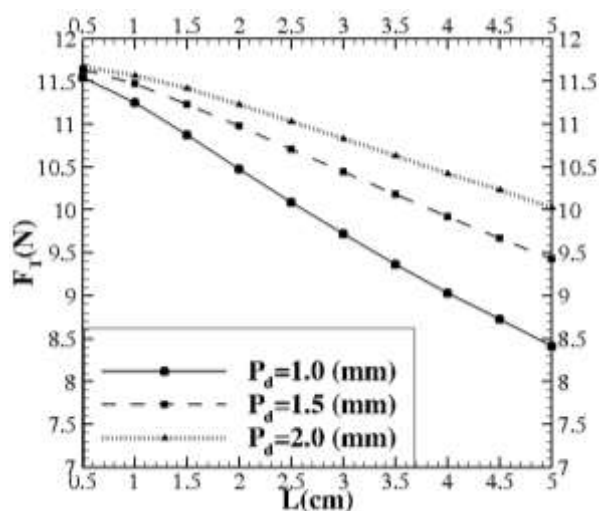
برای رسیدن به یک ارزیابی دقیق‌تر از تاثیر پارامترهای مطالعه شده در این تحقیق (طول محفظه تجزیه و اندازه ذرات تشکیل‌دهنده بستر کاتالیستی) روی عملکرد رانش‌گر، ضربه ویژه به عنوان فاکتور مشخص کننده بازده پیشرانش بررسی می‌شود. رابطه (۴۳) کمیت شناخته شده ضربه ویژه را معرفی می‌کند. همان‌طور که مشاهده می‌شود، این کمیت نیروی پیشران را در ازای مصرف سوخت، اندازه‌گیری می‌کند.

$$I_{SP} = \frac{F_T}{\dot{m}g} \quad (43)$$

که در آن، m دبی جرمی سوخت می‌باشد. نمودارهای تغییرات ضربه ویژه با طول محفظه تجزیه و قطر ذرات تشکیل‌دهنده بستر کاتالیستی در شکل ۱۰ نمایش داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، طول بهینه محفظه تجزیه با کاهش قطر ذرات آن، کاهش می‌یابد. این موضوع نشان می‌دهد که در صورت استفاده از ذرات کاتالیست کوچک‌تر، طول رانشگر و به تبع آن وزن مجموعه کاهش می‌یابد.

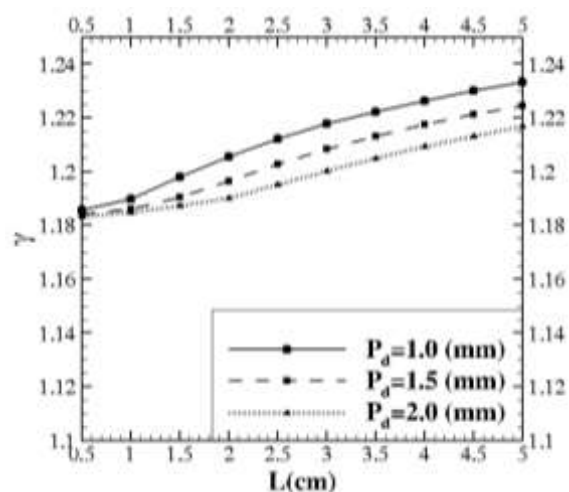


شکل (۱۰): تغییرات ضربه ویژه با طول محفظه تجزیه و قطر ذرات تشکیل‌دهنده بستر کاتالیستی.

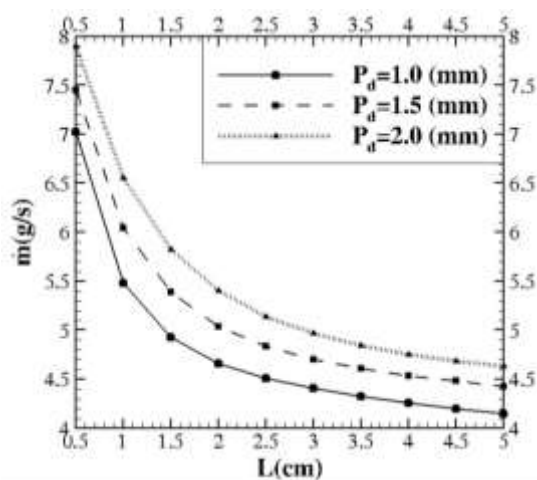


شکل (۸): تغییرات نیروی پیشران.

که در آن، A_{th} مساحت گلوگاه و P_{ch} فشار محفظه تخلیه نازل یا همان فشار انتهایی بستر کاتالیستی است. همچنین، γ نسبت ظرفیت گرمایی ویژه است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، رابطه نیروی پیشران با فشار تقریباً خطی است، این موضوع با نتایج نمودار شکل‌های ۶ و ۸ مطابقت دارد. رابطه (۴۲) همچنین نشان می‌دهد که نیروی پیشران با ظرفیت حرارتی گاز نیز رابطه دارد. ظرفیت حرارتی گاز نیز علاوه بر دما، به ترکیب شیمیایی آن وابسته است. بنابراین، نمودارهای ظرفیت حرارتی برای محفظه تجزیه با طول و ابعاد ذرات کاتالیستی مختلف در نمودارهای شکل ۹ نمایش داده شده است.



شکل (۹): تغییرات ظرفیت گرمایی ویژه در انتهای محفظه تجزیه.

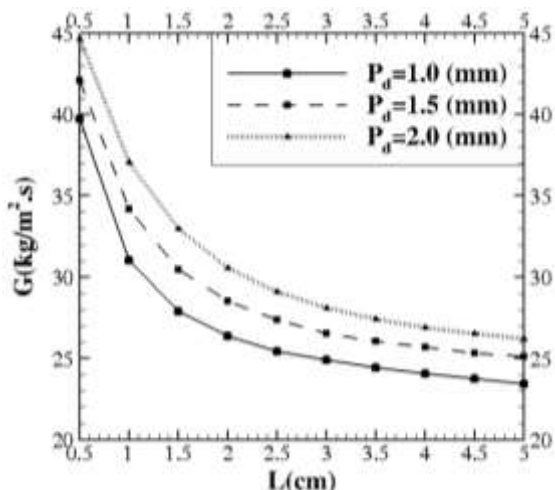


شکل (۱۱): تغییرات دبی جرمی با طول محفظه تجزیه و ابعاد ذرات بستر کاتالیست.

در انتها نیز نمودارهای بارگذاری بستر به عنوان یک فاکتور مهم در طراحی رانش‌گرهای تک پیش‌رانه کاتالیستی در شکل ۱۲ نمایش داده شده است. رابطه ۴۴ معرف کمیت بارگذاری بستر می‌باشد.

$$G = \frac{\dot{m}}{A_c} \quad (44)$$

که در آن، A_c معرف مساحت مقطع محفظه تجزیه است. با توجه به رابطه فوق طبیعی است که منحنی‌های بارگذاری بستر، رفتاری مشابه با دبی جرمی داشته باشند.



شکل (۱۲): تغییرات بارگذاری بستر با طول محفظه تجزیه و ابعاد ذرات بستر کاتالیست.

همچنین، مشاهده می‌شود که بیشینه ضربه ویژه برای کاتالیست متشکل از ذرات کوچک‌تر بیشتر از کاتالیست تشکیل شده از ذرات بزرگ‌تر است. بنابراین، استفاده از ذرات کوچک‌تر نه تنها باعث کوچک‌تر و در نتیجه سبک‌تر شدن رانش‌گر می‌شود، بلکه ضربه ویژه بزرگ‌تری را نتیجه می‌دهد. برای نمونه، اگر یک رانش‌گر با نیروی پیش‌ران (N) ۱۰ مد نظر باشد؛ براساس نمودارهای شکل ۸ برای بستر با قطر ذرات ۱ mm، طول محفظه تجزیه تقریباً ۲/۵ cm، برای بستر با قطر ذرات ۱/۵ mm، طول محفظه تجزیه معادل ۳/۷۵ cm و برای بستر با قطر ذرات ۲ mm، طول محفظه تجزیه معادل ۵ cm محاسبه می‌شود. این در حالی است که ضربه ویژه متناظر با طول‌های فوق، بر مبنای نمودارهای شکل ۱۰ برای بستر با قطر ذرات ۱ mm، معادل ۲۲۲ S و برای بستر با قطر ذرات ۱/۵ mm، در حدود ۲۱۸ S و برای بستر با قطر ذرات ۲ mm، معادل ۲۱۶ S است.

نکته دیگری که با توجه در نمودارهای شکل ۱۰ می‌توان به آن اشاره کرد، شباهت چشم‌گیر روند تغییرات ضربه ویژه با دمای انتهای محفظه تجزیه است که در شکل ۱۱ نمایش داده شده است. این موضوع نشان می‌دهد که برای رسیدن به ضربه ویژه بیشتر باید دمای محفظه تجزیه را افزایش داد که البته قابل انتظار بود. بنابراین، می‌توان نتیجه گرفت که نیروی پیش‌ران، تحت تاثیر فشار انتهای بستر کاتالیست و ضربه ویژه تحت تاثیر دمای این مقطع می‌باشند.

شکل ۱۱ نمودارهای تغییر دبی جرمی با طول محفظه تجزیه و ابعاد بستر کاتالیستی را نشان می‌دهد. با توجه به معادله ۴۳ می‌توان گفت که عامل تغییر روند نمودارهای نیروی پیش‌ران از فرم تقریباً خطی شکل ۸ به نمودارهای ضربه ویژه با فرم کاملاً غیر خطی شکل ۱۰ باید دبی جرمی باشد. همان‌طور که مشاهده می‌شود، دبی جرمی با افزایش طول بستر کاهش می‌یابد. نرخ این کاهش نیز با افزایش طول بستر کاتالیستی کم می‌شود. همچنین، مشاهده می‌شود که با افزایش قطر ذرات تشکیل‌دهنده بستر، دبی جرمی رانش‌گر در ازای فشار ورودی ثابت افزایش می‌یابد. بنابراین، با کاهش اندازه ذرات کاتالیست می‌توان انتظار داشت که مصرف سوخت رانش‌گر کاهش یابد.

۷- نتیجه گیری

در این مقاله میدان جریان، دما و گونه‌های شیمیایی داخل بستر کاتالیستی یک رانش‌گر تک پیشرانه هیدرازینی به صورت عددی تحلیل شد. برای این کار، یک کد عددی یک بعدی با در نظر گرفتن انتقال حرارت به دیواره‌های محفظه احتراق و عدم وجود تعادل ترمودینامیکی و شیمیایی بین ذرات جامد و گاز داخل محفظه توسعه داده شد. برای رسیدن به یک تحلیل دقیق‌تر، یک کد صفر بعدی برای تحلیل جریان داخل نازل نیز توسعه داده شد. برنامه کامپیوتری حاصل، امکان مطالعه اثر پارامترهای مربوط به بستر کاتالیستی نظیر ابعاد ذرات، تخلخل بستر و ذرات، دمای دیواره محفظه، فشار و دمای ورودی محفظه و مشخصات هندسی محفظه مانند طول و قطر آن روی پارامترهای عملکردی رانش‌گر نظیر نیروی پیشران، دبی جرمی و ضربه ویژه را فراهم می‌سازد. بنابراین، می‌تواند ابزاری کارآمد در طراحی رانش‌گرهای تک پیشرانه به حساب آید. در تحقیق حاضر اثرات طول محفظه تجزیه و قطر ذرات تشکیل‌دهنده بستر روی عملکرد یک رانش‌گر با مشخصات هندسی مشخص تحلیل شد. نتایج حاصل نشان می‌دهد که روند تغییرات نیروی پیشرانش با قطر ذرات و طول محفظه تجزیه، کاملاً مشابه تغییرات فشار در انتهای بستر کاتالیستی است. همچنین، نشان داده شد که تغییرات ضربه ویژه کاملاً متأثر از دما در انتهای بستر کاتالیستی است. همچنین مشاهده شد که با کاهش قطر ذرات تشکیل‌دهنده بستر، طول محفظه تجزیه برای دستیابی به مقدار مشخصی از نیروی پیشران کاهش می‌یابد. علاوه بر این، مشاهده شد که ضربه ویژه با کاهش قطر ذرات، تا حدودی افزایش می‌یابد. در نهایت، نتیجه گرفته شد که برای مقادیر مختلف اندازه ذرات، طول بهینه‌ای برای بستر کاتالیستی وجود دارد که معادل نقطه بیشینه دما است.

۷- مراجع

- Ceramics", *Int. J. Appl. Ceram. Technol.* Vol. 4, No. 5, 406–414, 2007.
- Krejci, D., Woschnak, A., Scharlemann, C., and Ponweiser, K. "Structural Impact of Honeycomb Catalysts on Hydrogen Peroxide Decomposition for Micro Propulsion", *Chem. Eng. Res. Des.*, Vol. 90, No. 12, pp. 2302–2315, 2012.
- Amri, R., Gibbon, D., Rezougc, T. "The Design, Development and Test of One Newton Hydrogen Peroxide Monopropellant Thruster", *Aerosp. Sci. Technol.*, Vol. 25, No. 1, pp. 266–272, 2013.
- An, S.Y., Jo, S., Wee, J., and Hosung Yoon, H. "Preliminary Flight Test of Hydrogen Peroxide Retro-Propulsion Module", *Acta Astronaut.*, Vol. 67, No. 5-6, pp. 605–612, 2010.
- Hou, B., Wang, X., Li, T., and Zhang, T. "Steady- in Packed Bed", *AICHE Journal*, Vol. 61, No. 3, State Behavior of Liquid Fuel Hydrazine Decomposition, pp. 1064-1080, 2015.
- Hwang, CH., Baek, SW., and Cho, SJ. "Experimental Investigation of Decomposition and Evaporation Characteristics of HAN-Based Monopropellants", *Combust. Flame*, Vol. 161, No. 4, pp. 1109–1116, 2014.
- Amrousse, R., Katsumi, T., Niboshi, Y., Azuma, N., Bachar, A., and Hori, K. "Performance and Deactivation of Ir-Based Catalyst During Hydroxyl Ammonium Nitrate Catalytic Decomposition", *Applied Catalysis A: General*, Vol. 452, pp. 64–68, 2013.
- Courtheoux, L., Amariei, D., Sylvie Rossignol, S., and Kappenstein, C., "Thermal and Catalytic Decomposition of HNF and HAN Liquid Ionic as Propellants", *Applied Catalysis B: Environmental*, Vol. 62, No. 3, pp. 217–225, 2006.
- Gohardani, A. S., Stanojev, J., Demaire, A., Anflo, K., Persson, M., Wingborg, N., and Nilsson, C. "Green Space Propulsion: Opportunities and Prospects", *Progress in Aerospace Sciences*, Vol. 71, No. 3, pp. 128-149, 2014.
- Birbara, P. J., and Conn, W. L. "Catalyst for Hydrazine Decomposition and the Method of Producing the Catalyst", *US Patent 4324819*, 1980.
- Soares Neto, T. G., Cobob, A. J. G., and Cruz, G. M. "Evolution of Morphologic Properties on the Preparation of Ir/Al₂O₃ Catalysts with High Metallic Contents", *Applied Surface Science*, Vol. 240, Nos. 1-4, pp. 355–365, 2005.
- Davis, N. S., and Keefe, J. H. "Concentrated Hydrogen Peroxide as a Propellant", *Ind. Eng. Chem.* Vol. 48, No. 4, 745–748, 1956.
- Plumlee, D., Steciak, J., and Moll, A. "Development and Simulation of an Embedded Hydrogen Peroxide Catalyst Chamber in Low-Temperature Co-Fired

- Hydrazine Decomposition”, UARL Contract NAS 7-458, 1967.
23. Shankar, V., Anantha Ram, A.K., and Bhaskaran, K. A. “Prediction of the Concentration of Hydrazine Decomposition Products Along a Granular Catalytic Bed”, *Acta Astronautica*, Vol. 11, No. 1, pp. 287-299, 1984.
 24. Makled A. E., Belalm H. “Modeling of Hydrazine Decomposition for Monopropellant Thrusters”, 13th International Conference on Aerospace Sciences & Aviation Technology, ASAT-13, Egypt, May 26 – 28, 2009.
 25. Hwang C. H., Lee S. N., Baek S. W., Han C. Y., Kim S. K., Yu M. J. “Effects of Catalyst Bed Failure on Thermo Chemical Phenomena for a Hydrazine Monopropellant Thruster Using Ir/Al₂O₃ Catalysts”, *Ind. Eng. Chem. Res.*, Vol. 51, No. 2, pp. 5382–5393, 2012.
 26. Pasini, A., Torre, L., Romeo, L., Cervone, A., d’Agostino, L. “Reduced-Order Model for H₂O₂ Catalytic Reactor Performance Analysis”, *Journal of Propulsion and Power*, Vol. 26, No. 3, pp. 446-453, 2010.
 27. Jung, S., Choi, S., Kwon, S. “Design Optimization of Green Monopropellant Thruster Catalyst Beds Using Catalytic Decomposition Modeling”, 53rd AIAA/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference, Atlanta, GA, 10-12 July, 2017.
 28. Hou, B., Wang, X., Li, T., and Zhang, T. “Steady-State Behavior of Liquid Fuel Hydrazine Decomposition in Packed Bed”, *AIChE Journal*, Vol. 61, No. 3, pp.1064-1080., 2014.
 29. Zhang, T., Li, G., Yu, Y., Chen, J., and Wang, M. “Effects of Catalytic Bed Thermal Characteristics on Liquid Monopropellant Decomposition and Combustion Characteristics within an Eco-Friendly Thruster Based on Ammonium Dinitramide”, *Combustion Science and Technology*, Vol. 188, No. 6, pp.910-923. 2016.
 30. Macdonald, I. F., El-Sayed M. S., Mow, K.; Dullien F. A. “Flow Through Porous Media-the Ergun Equation Revisited”, *Ind. Eng. Chem. Fundam.*, Vol. 18, No. 2, pp. 199–208, 1979.
 13. Armstrong, W. E., Ryland, L. B., and Voge, H. H. “Catalyst for Hydrazine Decomposition and Method for Preparing Such Catalyst”, US Patent 4124538, 1978.
 14. Chen, X., Zhang, T., Xia, L., Zheng, M., Wu, Z., Wang, X., Wei, Z., Xin, Q., and Li, C. “Catalytic Decomposition of Hydrazine over Supported Molybdenum Nitride Catalysts in a Monopropellant Thruster”, *Catalysis Letters*, Vol. 79, No. 2, pp. 21–25, 2002.
 15. Chen, X., Zhang, T., Ying, P., Zheng, M., Wu, W., Xia, L., Li, T., Wang, X., and Li, C. “A Novel Catalyst for Hydrazine Decomposition: Molybdenum Carbide Supported on γ -Al₂O₃”, *Chem. Commun.*, Vol. 288, No. 3, pp.288-289. 2002.
 16. Rodrigues, J. A. J., Cruz, G. M., Bugli, G., Boudart, M., and Djéga-Mariadassou, G. “Nitride and Carbide of Molybdenum and Tungsten as Substitutes of Iridium for the Catalysts used for Space Communication”, *Catalysis Letters*, Vol. 45, No. 1, pp. 1–3, 1997.
 17. Santos, J. B. O., Valença, G. P., and Rodrigues, J. A. J. “Catalytic Decomposition of Hydrazine on Tungsten Carbide: The Influence of Adsorbed Oxygen”, *Journal of Catalysis*, Vol. 210, No. 1, pp. 1-6, 2002.
 18. Zheng, M., Chen, X., Cheng, R., Li, N., Sun, J., Wang, X., and Zhang, T. “Catalytic Decomposition of Hydrazine on Iron Nitride Catalysts”, *Catalysis Communications*, Vol. 7, No. 3, pp. 187–191, 2006.
 19. Han, D. I., Han, C. Y., Shin, H. D. “Empirical and Computational Performance Prediction for Monopropellant Hydrazine Thruster Employed for Satellite”, *Journal of Spacecraft and Rockets*, Vol. 46, 2009.
 20. Kersten, A. S. “Analytical Study of Catalytic Reactors for Hydrazine Decomposition, Part 1. Steady State Behavior”, NASA Contract NAS, pp.7-458, 1966.
 21. Kersten, A. S., “Analytical Study of Catalytic Reactors for Hydrazine Decomposition, Part II. Steady Transient Behavior”, NASA Contract NAS 7-458, 1966.
 22. Kersten, A. S., “Analytical and Experimental Studies of the Transient Behaviour of Catalytic Reactor for