مجله مهندسی مکانیک مدرس، مهر 1397، دوره 18، شماره 07، صص 30-40

ماهنامه علمی پژوهشی

مهندسی مکانیک مدرس

mme.modares.ac.ir

مدلسازی ناپایای ترمودینامیکی فشارگذاری یک مخزن به کمک احتراق

محمد شفیعی دهج

استادیار، مهندسی هوافضا، دانشگاه ولی عصر (عج)، رفسنجان

* رفسنجان، صندوق پستی 518، m.shafiey@vru.ac.ir

اطلاعات مقاله

مقاله پژوهشی کامل

دریافت: 03 دی 1396

پذیرش: 28 اسفند 1396

ارائه در سایت: 07 اردیبهشت 1397

کلید واژگان:

فشارگذاری

دمش شیمیایی

ترمودینامیکی

گذرا

چکیده

روش فشارگذاری دمش شیمیایی، یک روش فشارگذاری مخزن بوسیله احتراق در داخل آن می باشد، این روش در مقایسه با تمام روش‌های مرسوم فشارگذاری ساده‌تر (عدم نیاز به مبدل، مخزن ذخیره بزرگ و...) و از لحاظ وزن، بسیار سبک‌تر می‌باشد. از کاربردهای این روش می‌توان به فشارگذاری مخازن پیشران ماهواره‌برها، مراحل بالای راکت‌ها و موشک‌های هوا به زمین و ... اشاره نمود .در این تحقیق به بررسی ترمودینامیکی سیستم فشارگذاری دمش شیمیایی در حالت ناپایا پرداخته شده است. برای این منظور ابتدا یک کد نرم‌افزاری تدوین شده است که برای مخازنی که شعاع آنها بین 13 (شعاع مخزن آزمایشگاهی) تا 60 اینچ (شعاع مخزن واقعی) باشد، قابل استفاده می‌باشد. با نوشتن کد عددی برای حل معادلات حاکم بر جریان ناپایا درون مخزن سوخت و اکسنده، نحوه مناسب تزریق واکنشگر به درون مخزن برای تامین فشار مورد نیاز به دست آمده است. همچنین با در نظر گرفتن انتقال حرارت از گاز بالشتک به سطح مایع و دیوار مخزن، دمای گاز بالشتک و دیوار مخزن نیز تعیین شده است. در نهایت نتایج عددی به دست آمده با داده های آزمایشگاهی مقایسه شده اند که مطابقت خوبی بین آنها مشاهده می شود.

Thermodynamic transient modeling of tank pressurization by combustion

Mohammad Shafiey Dehaj

Department of Engineering, Vali-e- Asr University, Rafsanjan, Iran
* P.O.B. 518 Rafsanjan, Iran, m.shafiey@vru.ac.ir

ARTICLE INFORMATION

Original Research Paper
Received 24 December 2017
Accepted 19 March 2018
Available Online 27 April 2018

Keywords:
Pressurization
Main tank injection
Thermodynamic
Transient

ABSTRACT

Main tank injection (MTI) is a pressurization method which employs through combustion inside a reservoir. MTI is simpler and lighter as compared with the common pressurization methods, hence make in suitable for mission launching applications. In this study we evaluated the MTI pressurization system based on unsteady-thermodynamics approach. We used a numerical code which can be performed for the vessels with diameter in the range of 13inch to 60 inch. The proper model for regent injection into the tank in order to provide the demand pressure of the tank is acquired through transient thermodynamics equations. Composition and properties of the pressurizing gas and rate of ullage saturation with propellant vapors are reported based on extensive mass spectrometer **gas** analysis, **an** investigation of propellant-degradation due to the reaction **process** and dilution **by** condensate is also-Included. The algorithm also obtains the ullage gas temperature and the wall temperature of the tank by using the heat transfer between the ullage gas, the liquid inside the tank, and tank wall. Finally the numerical results are compared with the experimental data, while shows a good agreement between.

1- مقدمه

تقریباً تمام سامانه‌های دمش علاوه بر قسمت‌های کنترلی خود، وزن اضافه‌ای را بر سیستم تحمیل می‌کنند. در سیستم گاز خنثی، وزن مخزن ذخیره گاز؛ در سیستم مولد گاز، وزن مولد گاز؛ در سیستم گاز مخلوط، وزن مخلوط کننده و در سیستم تبخیر پیشران، وزن مبدل حرارتی، وزن های اضافی هستند که همواره بر سیستم، تحمیل می‌شوند که با به‌کارگیری سیستم دمش شیمیایی می‌توان از آن‌ها اجتناب کرد. سیستم‌های فشارگذاری (دمش) در موتورهای سوخت مایع وظیفه تحت فشار قرار دادن مخازن سوخت و اکسنده برای پایداری جریان سیال در مدار سیستم و همچنین شستشوی مجاری پیشران در محفظه احتراق در زمان پایان کار موتور را عهده‌دار می باشند. سامانه‌های فشارگذاری یا وظیفه تغذیه پیشران را به طور کامل انجام داده (در سیستم تغذیه فشاری) و یا به عنوان بخش مهمی از سیستم تغذیه (در سیستم تغذیه توربو پمپی) عمل می‌نمایند. مخازن حاوی پیشران در موشک‌های سوخت مایع، دارای بیشترین جرم و حجم هستند، لذا در طراحی راکت های سوخت مایع توجه خاصی روی طراحی این مخازن وجود دارد. یکی از مسایلی که در این رابطه، طراحان با آن مواجه هستند، میزان فشارگذاری سطح مایع، برای جلوگیری از بروز پدیدهٔ کاویتاسیون جریان در ورودی پمپ‌ها می‌باشد. این فشارگذاری باید به نحوی انجام شود که در طول کارکرد در تمامی شرایط پروازی، فشار ورودی به پمپ همواره در حد ثابتی باقی بماند.

سامانه فشارگذاری دمش شیمیایی(MTI[1]) یک روش شیمیایی فشارگذاری مخازن پیشران موتورهای سوخت مایع است. فرآیند فشارگذاری با پاشش مقداری واکنشگر[2] خود اشتعال[3] به داخل یکی از مخازن پیشران اصلی شروع می‌شود که از گرمای آزاد شده به منظور فشارگذاری آن مخزن

[1] Main tank injection
[2] Reagent
[3] Hypergolic

استفاده می‌شود. فشارگذاری مخزن دیگر یا با پاشش مستقیم واکنشگر در مخزن و یا به وسیله محصولات احتراق تولیدی در مخزن اول صورت می‌گیرد[1، 2]. این سامانه بسیار مناسب است، زیرا توانایی ذخیره‌سازی واکنشگر در چگالی بالا و فشار پایین را دارد. همچنین توانایی تولید مناسب سیال فشارگذار با چگالی پایین بدون استفاده از مبدل حرارتی را دارد. از طرف دیگر چنانچه بتوان از طریق وارد کردن واکنشگرهای خود اشتعال یا پیشران‌ها به داخل مخازن مستقیماً گاز دمش را تولید کرد، علاوه بر سبکی سیستم می‌توان سیستم دمش را تا حد مطلوبی ساده کرد که این امر موجب بالا رفتن قابلیت اعتماد سیستم نیز می‌شود. از دیدگاهی دیگر، استفاده از سیستم‌های متفاوت برای دمش هر دو مخزن به صورت مجزا باعث پیچیدگی در سیستم‌های پنوماتیکی و هیدرولیکی موتور می‌شود. این امر خود ضرورتی دیگر برای تحقیق در مورد سیستم دمش شیمیایی می‌باشد[3].

در سیستم فشارگذاری به روش دمش شیمیایی، برای تحت فشار قرار دادن مخزن سوخت و اکسنده، مقداری اکسنده و سوخت به ترتیب به داخل مخازن اصلی تزریق می‌گردد (شکل 1، الف). سوخت و اکسیدکننده در تماس با یکدیگر محترق شده و گاز حاصل از احتراق، مخزن را تحت فشار قرار

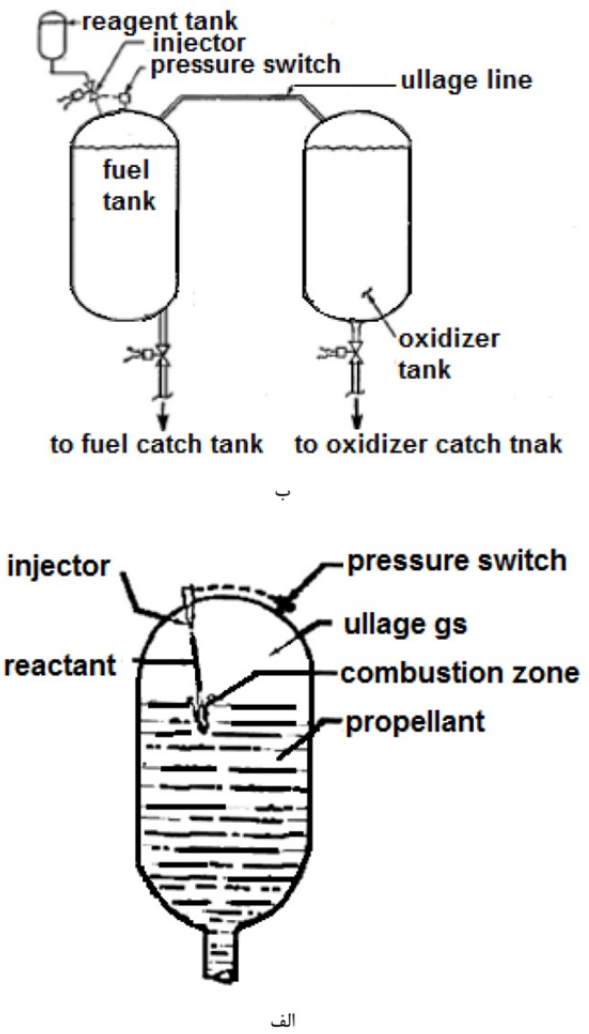

Fig. 1 Schematic of main tank injection a) Single tank, b) Series mode
شکل 1 شماتیک سیستم دمش شیمیایی الف) مخزن واحد، ب) حالت سری [1]

خواهد داد. سیستم تزریق موازی (فشارگذاری جداگانه مخازن پیشران سوخت و اکسیدکننده با پاشش مستقیم واکنشگر در هر مخزن) و سری (پاشش مستقیم واکنشگر در مخزن اول (اغلب مخزن سوخت) و استفاده از محصولات احتراق تولیدی در مخزن اول برای فشارگذاری مخزن دوم، شکل 1، ب) از انواع مختلف این گونه سیستم‌ها می‌باشد [4]. در طراحی این سیستم‌ها برای سادگی سیستم دمش، سعی بر این است که تنها از خود سوخت و اکسیدکننده داخل مخازن استفاده شود. یعنی از سوخت به عنوان واکنشگر در مخزن اکسیدکننده و از اکسیدکننده به عنوان واکنشگر در مخزن سوخت استفاده شود. این نوع به کارگیری ضربدری در سیستم، وزن پروازی را تا حد قابل قبولی کاهش می‌دهد. بنابراین در طراحی سعی بر این است که سوخت و اکسیدکننده به گونه‌ای انتخاب شوند که دارای خاصیت خود اشتعالی باشند تا از حمل هرگونه واکنشگر اضافی و در نتیجه وزن اضافی، اجتناب شود. به عنوان مثال برای اکسیدکننده N_2O_4 می‌توان دی‌متیل هیدرازین نامتقارن (UDMH) را به عنوان واکنشگر به کار گرفت و برعکس [5، 6].

طرز کار این سیستم به این صورت است که مقداری واکنشگر از طریق انژکتور به درون مخزن تزریق می‌شود، مواد واکنشگر پس از برخورد با مایع پیشران دچار خود اشتعالی شده و محصولات واکنش به عنوان ماده فشارگذار مخازن به کار گرفته می‌شود. در این احتراق خودبه‌خودی، حرارت آزاد شده باعث گرم شدن گاز بالشتک می‌شود، که این امر خود به نوعی در بالا بردن فشار مخزن موثر می‌باشد. از نکاتی که باید در این نوع سیستم‌ها به آن دقت داشت کنترل فشار بالشتک می‌باشد [7].

قابل ذکر است عملکردی از دید طراحی، بهینه است که با گازهای چگالی پایین، عملیات با بازدهی بیشتری و فشارگذاری بهتر انجام دهد[8]. عملیات کنترل فشار این سیستم‌ها اغلب به صورت متناوب (پریودیک) انجام می‌شود. هنگامی که فشار بالشتک به یک مقدار حداقلی برسد، فرمان باز شدن انژکتور ارسال خواهد شد و عملیات فشارگذاری با تزریق واکنشگر به داخل مخازن شروع می‌شود و این ادامه می‌یابد تا سنسورهای فشاری فشار بهینه را حس کنند. در این زمان است که دستور قطع پاشش (تزریق) صادر خواهد شد و این عملیات در طول پرواز به صورت دوره‌ای انجام می‌شود تا فشار بالشتک در یک محدوده عملیاتی ثابت باقی بماند [9-11]. سیستم کنترل فشاری این نوع دمش به دو سوییچ فشار بالا و فشار پایین خلاصه می‌شود.

در اوایل دهه 1960 میلادی نیروی هوایی آمریکا چندین روش را برای فشارگذاری مخزن‌های پیشران مایع، مورد ارزیابی قرار داد. یکی از اهداف خاص در این پژوهشها، کاهش هزینه و یا جرم پرتاب‌گرهای بزرگ بود. به طور مشخص تاریخچه سیستم دمش شیمیایی به سال 1960 بر می‌گردد. در این سال‌ها تحقیقات متعددی، هم در زمینه فشارگذاری مخازن تحت فشار و هم مخازن دما پایین توسط شرکت مارتین- ماریتا انجام گرفت. یکی ازموضوعات جالب توجه برای این شرکت، فشارگذاری از طریق احتراق درون مخزن یا همان دمش شیمیایی بود[1-4].

کادِی [8-11] تحقیقات کامل‌تری را بر روی سیستم‌های دمش شیمیایی انجام داد. وی با انجام حدود 131 تست در مخازنی با فشارهای مختلف از 30 تا 170 psi و همچنین با انژکتورهایی با مشخصات متفاوت به نتایج قابل توجهی در این نوع سیستم‌ها دست یافت. با وجود سادگی این سامانه و کاهش شدید هزینه و وزن پروازی، این روش به دلیل اینکه احتراق درون مخزن، یک ریسک به نظر می‌رسید تا مدت‌ها عملیاتی نشد. اما سرانجام این

سامانه در پرتاب‌گر تیتانII مورد بررسی قرار گرفت [12]. در ادامه کنی و همکاران [13] با مدل‌سازی ریاضی و نوشتن کد کامپیوتری سامانه دمش شیمیایی را بررسی نمودند. آنها همچنین با انجام تست‌های فراوان بر روی این گونه سامانه‌ها به نتایج قابل قبولی رسیدند. در سال‌های اخیر مقاله‌ای در ارتباط با این سیستم توسط بینگهام و فاستر[14] ارائه شده است ، این مقاله مروری است بر کارهای کادی و نتایج جدیدی را در این زمینه ارائه نکرده است.. مارچی و همکاران [15]، کارآیی فشارگذاری مخزن بوسیله گازهای احتراقی را بصورت تجربی بررسی کردند. در این تحقیق به بررسی ترمودینامیکی سیستم فشارگذاری دمش شیمیایی در حالت ناپایا پرداخته شده است.

در این پژوهش معادلات ترمودینامیکی حاکم، به منظور بسط یک مدل ریاضی برای فشارگذاری به روش دمش شیمیایی در دو حالت مخزن تنها و مخازن سری آورده شده است. پس از ارایه معادلات حاکم، به بررسی و توضیح کد نرم‌افزاری تدوین شده و ارزش‌گذاری نتایج آن با استفاده از داده‌های موجود پرداخته خواهد شد. با استفاده از این کد می‌توان فشارگذاری در یک مخزن سوختِ تنها و نیز فشارگذاری هر دو مخزن سوخت و اکسنده را در حالت سری، با این فرض که احتراق در مخزن سوخت رخ می‌دهد را مدل کرد و مقدار واکنشگر مورد نیاز برای فشارگذاری مخازن، که از مهمترین اهداف این تحقیق می‌باشد را تعیین نمود.

2- بیان مساله و معادلات حاکم

همان‌طور که مشخص است مهمترین فاکتور در طراحی سیستم دمش شیمیایی[1]، حفظ فشار در حد مطلوب و مورد نیاز ورودی می‌باشد. مسلماً برای حفظ فشار طراحی، نیاز به تولید حجم مشخصی از گازهای احتراقی است که این حجم از گازهای احتراقی را مقدار مشخصی از واکنشگر تولید خواهد کرد. لذا در طراحی به فاکتور دوم که مقدار واکنشگر مورد نیاز سیستم است، بایستی توجه شود که پارامتری کلیدی در طراحی این گونه سیستم‌ها می‌باشد. در حقیقت تعیین مقدار واکنشگر مورد نیاز برای دمش، مطلوب اصلی و نهایی طراحی می‌باشد. قطعاً طراحی بهینه، طراحی می‌باشد که بتواند با مقدار واکنشگر کمتری فشار مورد نیاز دمش را فراهم آورد.

2-1- محاسبه مصرف واکنشگر

همان‌طور که بیان شد، محاسبه مقدار واکنشگر مورد نیاز، مطلوب اصلی و نهایی طراحی می‌باشد. تعیین میزان واکنشگر مورد نیاز منوط به شناسایی دقیق نسبت اختلاط فرآیند واکنش و مقدار محصولات احتراق چگالش شده است. معادله بیان شده برای محاسبه کل محصولات احتراق به صورت زیر است[1]:

$$\text{کل محصولات} = m_g + m_c = \frac{(1+\gamma)m_o}{\gamma} = m_f(1+\gamma) \qquad (1)$$

در معادله فوق، m_g، جرم محصولات گازی احتراق و m_c جرم محصولات چگالش یافته می باشد. قبل از حل معادله (1) میزان محصولات چگالش شده در پیشران باید سنجیده شود. برای پاشش مستقیم در فرآیندهای MTI، بخار آب چگالیده شده، بخش عمده مواد چگالیده شده را به خود اختصاص می‌دهد. بیشترین مقدار شکل گرفته بخار بوسیلهٔ مقدار اکسیژن موجود در مخزن سوخت یا هیدروژن در مخزن اکسنده محدود می‌شود. بنابراین میزان بخار تولید شده می‌تواند به صورت تابعی از واکنشگر تزریق شده توصیف شود.

[1] MTI ،Main Tank Injection

مقادیر جرم آب چگالش شده در مخازن از آزمایشهای تجربی به دست می آیند. این مقادیر تجربی با تغییر در پیکربندی و دینامیک تزریق، تغییر می‌کنند[2]. برای مخزن اکسنده مقدار ماده چگالیده از رابطه زیر به دست می آید

$$m_c = 0.71\frac{\text{kg } H_2O}{\text{kg } N_2O_4} \qquad (2)$$

و برای مخزن سوخت نیز از رابطه زیر بدست می‌آید.

$$m_c = 1.09\frac{\text{kg } H_2O}{\text{kg UDMH} + \text{kg } N_2H_4} \qquad (3)$$

با جایگذاری این مقادیر در معادله (1) و حل کردن آن برای به دست آوردن جرم واکنشگر از رابطه‌های زیر استفاده می شود.

$$m_o = \frac{m_{gcp}}{\frac{\gamma+1}{\gamma} + 0.71} \qquad (4)$$

$$m_f = \frac{m_{gcp}}{(\gamma+1) - 1.09} = \frac{m_{gcp}}{\gamma - 0.09} \qquad (5)$$

نسبت اختلاط فرآیند واکنش، γ برای دینامیک تزریق معین بکار گرفته شده، ثابت است و برای مخازن سوخت و اکسنده بصورت تجربی بدست می آید. پارامتر بسیار مهم دیگری که در رابطه‌های (4) و (5) دیده می‌شود، m_{gcp}[2] می‌باشد. این عبارت، بیان کننده میزان محصولات گازی احتراق مورد نیاز، به منظور تأمین فشار مورد نیاز گاز بالشتک می‌باشد. چگونگی تعیین این عبارت، در ادامه توضیح داده می‌شود.

2-2- محاسبه تغییرات فشار

در ابتدا فرض می‌شود که گاز بالشتک از قانون گاز ایده‌آل پیروی کند. با استفاده از قانون گاز ایده آل برای این حجم گازی، می‌توان رابطه‌ای برای تعیین تغییرات فشار بدست آورد. قانون گاز کامل را می‌توان به صورت زیر بازنویسی کرد.

$$pV = n\bar{R}T \text{ و } n = \frac{m}{MW} \qquad (6)$$

MW، وزن مولکولی گاز است، با استفاده از قانون دالتون معادله حالت به کار رفته برای مخلوط گازی بالشتک در یک مخزن سوختِ تنها، به صورت زیر است.

$$p_{total} = p_{inert} + p_{cp} \qquad (7)$$

$$p_{total} = \left(\frac{n\bar{R}T}{V}\right)_{inert} + \left(\frac{n\bar{R}T}{V}\right)_{cp} \qquad (8)$$

با مشتق گرفتن نسبت به زمان نرخ تغییر فشار در مخلوط بالشتک گازی در حالت باز بودن انژکتور به صورت زیر بیان می‌گردد.

$$\dot{p} = \frac{10.72m}{V(MW)}\left(\dot{T} - \frac{T\dot{V}}{V}\right)_{inert} + \frac{10.72}{V(MW)}\left(T\dot{m} + m\dot{T} - \frac{Tm}{V}\dot{V}\right)_{cp} \qquad (9)$$

با جایگذاری $\dot{m}_{cp}=0$ در معادله بالا، رابطه زیر برای نرخ کاهش فشار مخزن در حین بسته بودن انژکتور نیز به دست می‌آید.

$$\dot{p} = \frac{10.72m}{V(MW)}\left(\dot{T} - \frac{T\dot{V}}{V}\right)_{inert} + \frac{10.72}{V(MW)}\left(m\dot{T} - \frac{Tm}{V}\dot{V}\right)_{cp} \qquad (10)$$

در روابط بالا نرخ تغییر حجم ($\dot{V}$)، به صورت زیر محاسبه می‌شود.

$$\dot{V} = \frac{V_f - V_i}{\Delta\tau} \qquad (11)$$

[2] gaseous combustion product

که در رابطه بالا $\Delta\tau$ کل زمان سوزش می‌باشد. $\dot{T}$ نیز بعد از حل قانون انرژی در هر گام زمانی و تعیین دما، به صورت زیر تعیین می‌گردد.

$$\dot{T} = \frac{T^n - T^{n-1}}{\Delta\tau} \tag{12}$$

باید دقت شود که Δt بیانگر گام زمانی می‌باشد و نباید با $\Delta\tau$ ، کل زمان سوزش، اشتباه شود. $\dot{p}$ تابعی از مقادیر لحظه‌ای جرم، دما، حجم بالشتک و نرخ تغییرات این پارامترها می‌باشد، که بزرگترین تأثیر را در حجم بالشتک دارد. در نتیجه $\dot{p}$ در ابتدا هنگامی که حجم بالشتک کمترین مقدار را دارا می‌باشد، بحرانی‌ترین وضعیت را خواهد داشت. قبل از حل معادله (10) مقادیر m، T و $\dot{T}$ باید معلوم شود. برای بدست آوردن نرخ تغییرات فشار، با استفاده از معادله (10) در حالتی که انژکتور خاموش باشد، به راحتی می‌توان $\dot{P}$ را تعیین کرد اما در حالتی که انژکتور روشن باشد ابتدا یک $\dot{m}$ مناسب حدس زده می‌شود و سپس $\dot{p}$ تعیین می‌گردد. یقینا مقدار $\dot{p}$در این حالت مثبت می‌باشد و بعد از اینکه مقدار فشار به حداکثر مقدار خود برسد انژکتور خاموش می‌شود و مجدداً نرخ تغییر فشار منفی خواهد شد. به طور کلی مقدار فشار جدید در هر لحظه با فرض گاز ایده‌آل برای گاز بالشتک به صورت زیر محاسبه می‌شود.

$$\Delta p = \left[\frac{10.72m}{V(MW)}\left(\dot{T} - \frac{T\dot{V}}{V}\right)_{\text{inert}} + \frac{10.72}{V(MW)}\left(m\dot{T} - \frac{Tm}{V}\dot{V}\right)_{\text{cp}}\right]\Delta t \tag{13}$$

بنابراین با روش فرمول‌بندی صریح می‌توان مقدار فشار لازم گاز دمشی را در هر لحظه به شکل زیر محاسبه نمود:

$$p^{n+1} = p^n + \Delta p \tag{14}$$

در رابطه (10) مقدار حجم بالشتک در هر لحظه با استفاده از زیر محاسبه می‌شود که در این رابطه، $\dot{Q}_{\text{L}}$ دبی حجمی پیشران خروجی از مخزن می‌باشد.

$$V_{\text{c.v}}^{n+1} = V_{\text{c.v}}^{n} + \dot{Q}_{\text{L}}\Delta T \tag{15}$$

2-3- معادله انرژی برای گاز بالشتک

معادله انرژی به کار رفته برای تعیین دمای گاز بالشتک در یک مخزن در هر لحظه برابر است با:

$$U_{\text{f}} - U_{\text{i}} = \Delta H_{\text{g}} - \int_1^2 p dV - \sum Q \tag{16}$$

ΔH_{g} آنتالپی کل محصولات گازی تولید شده به جز آنتالپی مواد چگالش شده می‌باشد. $\sum Q$شامل تبادل حرارت بین دیواره‌ها و پیشران است که از رابطه تبادل حرارت تعیین می‌شود. بنابراین این عبارت مستقیماً با استفاده از قانون فوریه به صورت زیر به دست می آید.

$$\sum Q = \Delta t\left[\sum (hA\Delta T)_{\text{wall}} + \sum (hA\Delta T)_{\text{liquid}}\right] \tag{17}$$

که در این رابطه، h، ضریب انتقال حرارت، A: سطح انتقال حرارت، ΔT: اختلاف دما و Δt: فاصله زمانی (گام زمانی) می‌باشند.

در این معادله برای تعیین $\sum Q$ از ضرائب جابجایی آزاد استفاده می‌شود. معادله انرژی بکار رفته در سیستم فشارگذاری سری مخازن پیشران برای تعیین دما، به صورت زیر بیان می‌شود[2].

$$U_{\text{f}} - U_{\text{i}} = H_{\text{c}} - H_{\text{o}} - \int_1^2 p dV - \sum Q \tag{18}$$

در اینجا انرژی داخلی اولیه و نهایی در هر گام زمانی برابر است با

$$U_{\text{i}} = m_{\text{i}} C_{\text{vi}} T_{\text{i}} \ , U_{\text{f}} = m_{\text{f}} C_{\text{vf}} T_{\text{f}} \tag{19}$$

در رابطه (18) H_{c} بیانگر آنتالپی محصولات گازی احتراقی می‌باشند که وارد گاز بالشتک می‌شوند.

$$H_{\text{c}} = \sum m_{\text{cp}} \bar{C}_{\text{p}} T_{\text{fl}} \tag{20}$$

در این رابطه $\sum m_{\text{cp}}$ بیانگر کل جرم محصولات گازی احتراق لازم، برای فشارگذاری مخازن اکسنده و سوخت می‌باشد، یعنی:

$$\sum m_{\text{cp}} = \sum m_{\text{o}} + \sum m_{\text{f}} \tag{21}$$

H_{o} نیز مقدار انرژی منتقل شده توسط محصولات گازی احتراق به مخزن اکسنده می‌باشد و از رابطه زیر تعیین می‌گردد.

$$H_{\text{o}} = \sum m_{\text{o}} \bar{C}_{\text{p}} T_{\text{f}} \tag{22}$$

لازم به ذکر است که در مخزن تنها، این عبارت صفر است. مقدار جرم بالشتک نیز در هر لحظه به صورت زیر محاسبه می‌شود.

$$m_{\text{c.v}}^{n+1} = m_{\text{c.v}}^{n} + \dot{m}\Delta T \tag{23}$$

مقدار $\int_1^2 p dV$ در معادله (18) نشان‌دهنده مجموع کار مرزی انجام شده توسط گاز بالشتک می‌باشد. در نهایت بعد از قرار دادن روابط فوق در رابطه (18) معادله انرژی به صورت ساده شده زیر تبدیل می‌شود[3].

$$\sum Q = C_1 + C_2 - C_3 t_{\text{f}} - \frac{C_4 t_{\text{f}}}{T_{\text{f}}} \tag{24}$$

در این رابطه ضرائب C_1 تا C_2 ثابت‌هایی هستند که قبل از هر مرحله باید با استفاده از روابط 19 تا 22 تعیین شوند. برای محاسبات مربوط به مخزنِ تنها، ضریب C_3 برابر صفر می‌باشد. T_{f}، دمای نهایی گاز بر حسب درجه رانکین و t_{f} بیانگر همین دما بر حسب درجه فارنهایت می‌باشد. $\sum Q$ نیز بیانگر کل حرارت منتقل شده از گاز بالشتک به دیواره مخزن و توده پیشران مایع می‌باشد که با استفاده از رابطه (17) محاسبه می‌گردد. برخلاف مخزن سوخت عموماً دما در مخزن اکسنده بسیار پایین تر از دما در مخزن سوخت می‌باشد و این امر به دلیل انتخاب نوع فرآیند تزریق گاز فشارنده به مخزن اکسنده می‌باشد. به همین دلیل تعیین دقیق دمای دیواره و مایع پیشران در مخزن اکسنده کمی مشکل است. در کار حاضر دمای دیواره و گاز فشارگذار در مخزن اکسنده ثابت و برابر دمای محیط در نظر گرفته شده است. با حل همزمان معادلات غیر خطیِ (17) و (18)، می‌توان به روش سعی و خطا، با حدس دماهای مختلف، و یا با استفاده از روش‌های عددی دیگر، دمای هر لحظه را بدست آورد. در کار حاضر برای این منظور از روش نیوتن-رافسون استفاده شده است.

2-4- انتقال حرارت در دیواره‌ها

برای جابجایی آزاد در منطقه جریان آشفته، $\text{Gr} \times \text{Pr} > 10^9$، عدد ناسلت و در نتیجه ضریب انتقال حرارت را می‌توان از رابطه زیر محاسبه کرد.

$$\text{Nu} = 0.14(\text{Gr} \times \text{Pr})^{1/3} \tag{25}$$

$$\text{Nu} = \frac{h_g D}{k} \tag{26}$$

Grو Pr به ترتیب عدد گراشف و عدد پرانتل در دمای متوسط می‌باشند که به صورت زیر تعریف می‌شوند.

$$\text{Gr} = \frac{g\beta\Delta T D^3}{v^2} \quad , \text{Pr} = \frac{v}{\alpha} = \frac{\mu C_{\text{p}}}{k} \tag{27}$$

$$\rho = \frac{p}{RT}, v = \frac{\mu}{\rho}, \beta = \frac{1}{T} \tag{28}$$

گاز تولید شده توسط احتراق با حرکت به سمت سطح دیواره بالشتک، معرف یک نوع جابجایی اجباری می‌باشد. بر مبنای شرایط میانگین گاز و تعیین تأثیرات جابجایی اجباری با استفاده از روابط تجربی، ضریب انتقال حرارت به صورت زیر نوشته می‌شود[2].

$$h_{\mathrm{gw}} = \frac{C(T - T_{\mathrm{w}})^{\frac{1}{3}}}{T_{\mathrm{fw}}} \tag{29}$$

دمای دیواره در هر لحظه را می‌توان به کمک رابطه زیر که از حل معادله انرژی برای دیواره بدست‌آمده است، تعیین کرد.

$$T_{\mathrm{wall}} = \frac{\left(T_{\mathrm{gas}} - \frac{\rho c t}{h_{\mathrm{gas}}} + \frac{h_{\mathrm{o}} T_{\mathrm{a}}}{h_{\mathrm{gas}}}\right)}{\left(\frac{\rho c t}{h_{\mathrm{gas}}} + \frac{T_{\mathrm{iw}} h_{\mathrm{o}}}{h_{\mathrm{gas}}} + 1\right)} \tag{30}$$

در رابطه فوق، h_{o} و h_{gas} به ترتیب ضرایب انتقال حرارت داخلی و خارجی می‌باشند. ρ ، چگالی جنس دیواره مخزن، c، گرمای ویژه دیواره مخزن، t، ضخامت دیواره، T_{iw}، دمای اولیه دیواره مخزن و T_{a}، دمای محیط است. مساحت سطح دیواره‌ای که در معرض گاز بالشتک قرار دارد، در طول سیکل احتراق یکپارچه در نظر گرفته می‌شود و در هر گام زمانی، سطحی که در معرض گاز قرار گرفته است محاسبه می‌شود، بنابراین انتقال حرارت گاز به دیوار از رابطه زیر به دست می آید.

$$Q_{\mathrm{gw}} = h_{\mathrm{gw}} A_{\mathrm{w}} (T - T_{\mathrm{w}}) \tag{31}$$

برای کمک به حل معادله (17)، فقط حرارت منتقل شده به دیواره نیاز به محاسبه دارد که مربوط به حرارتی است که توسط روابط تجربی به صورت زیر بیان می‌شود.

$$Q_{\mathrm{conv,liq}}/Q_{\mathrm{conv}} = K_1,\ Q_{\mathrm{conv,wall}}/Q_{\mathrm{conv}} = 1 - K_1 \tag{32}$$

مقدار K_1 یک ثابت تجربی است که تابعی از دینامیک تزریق، پیکربندی مخازن و دمای بالشتک است [2].علاوه بر این، یک فاکتور تأثیرگذار غالب برای K_1، فرآیند واکنش احتراق است. برای مثال، برای واکنش مخزن سوخت مقدار آن تقریباً 0.87 ولی برای مخزن اکسنده مقدار آن به 0.37 کاهش پیدا می‌کند.

3- الگوریتم حل و مدل‌سازی سیستم دمش شیمیایی

استفاده از مدل ریاضی در پیش‌بینی عملکرد سیستم فشارگذاری، نیازمند شناسایی مشخصه‌های فرآیند برای ورودی سیستم و شرایط عملکردی صحیح است. نواحی مربوطه شامل مشخصه‌های فیزیکی سیستم، تشریح واکنش شیمیایی، خواص ترمودینامیکی محصولات احتراق و مشخصه‌های انتقال حرارت فرآیند فشارگذاری است. فرضیات زیر جهت ساده سازی روابط ریاضی استفاده شده در مدل تحلیلی سیستم فشارگذاری پیشران MTI در نظر گرفته شده است:

1- برای مخلوط گازی بالشتک از قانون گاز ایده‌آل استفاده می‌شود.
2- دمای گاز بالشتک بصورت همگن در نظر گرفته شده است.
3- دمای دیواره مجاور مخزن بالشتک همیشه به صورت دمای بخش متوسط آن در نظر گرفته می‌شود.
4- تغییرات در حجم، ناشی از خروج پیوسته پیشران از مخزن می‌باشد.
5- در مدت کارکرد، پیشران تبخیر نمی‌شود.
6- از مقدار واکنشگری که قبل از احتراق در فضای بالشتک جدا می‌گردد صرفنظر می‌گردد.

3-1- روش حل

معادلات دینامیکی حرکت در مسیرهای سوخت و اکسنده شامل معادلات جبری غیرخطی ضمنی و معادلات دیفرانسیل متغیر با زمان غیرخطی می‌باشد. معادلات جبری غیرخطی با روش حلقه‌های نیوتن رافسون و معادلات دیفرانسیل متغیر با زمان و خطی نیز با روش اویلر مرتبه اول با گام زمانی 0.0001 حل می‌شوند. این مدل شرایط گذرا در حین سیستم فشارگذاری MTI و فشار بالشتک مخزن را با تزریق واکنشگر خود اشتعال به مخزن پیشران برای تولید محصولات احتراقی گازی محاسبه می‌کند. اگر چه واکنش مخزن اول در مایع اتفاق می‌افتد، ولی از تأثیرات واکنش های احتمالی در بالشتک یا مایع در مخزن اکسنده چشم‌پوشی شده است. زمان و شرایط گذرا در انتهای هر بازه زمانی تا زمان قطع پاشش محاسبه می‌شود. اگر دو مخزن به صورت سری فشارگذاری شوند، گاز عبوری فقط می‌تواند از مخزن اول به دوم جریان داشته باشد و صرفاً این اتفاق زمانی رخ می‌دهد که فشار بالشتک مخزن اول به اندازه کافی بزرگتر از فشار بالشتک مخزن دوم باشد. جریان عبوری فقط برای نگهداری یک فشار معین در مخزن دوم کافیست و هیچ اتلاف حرارت یا تأثیرات افت فشار در خطوط انتقال آن در نظر گرفته نمی‌شود. نقاط حسگر فشار در بالا و پائین مخزن قرار دارد. در خروجی مخزن، فشار برابر مجموع فشار گاز بالشتک به علاوه پیشران بالاسر آن می‌باشد. ترکیب و دمای محصولات احتراق بر مبنای داده‌های تجربی استوار است. تزریق واکنشگر به مخزن اول با یک شیر قطع و وصل محرک فشار کنترل می‌گردد. برای عملکرد پالسی، مقدار حد بالا و پایین فشار در مخزن اول، به عنوان ورودی داده و بازه زمانی وابسته برای افت فشار تا سطح پائین یا افزایش فشار به سطح بالا محاسبه می‌شود. زمان و شرایط گذرا در انتهای هر بازه زمانی تا زمان قطع پاشش محاسبه می‌شود. اگر دو مخزن به صورت سری فشارگذاری شوند، گاز عبوری فقط می‌تواند از مخزن اول به دوم جریان داشته باشد و صرفاً این اتفاق زمانی رخ می‌دهد که فشار بالشتک مخزن اول به اندازه کافی بزرگتر از فشار بالشتک مخزن دوم باشد. جریان عبوری فقط برای نگهداری یک فشار معین در مخزن دوم کافیست و هیچ اتلاف حرارت یا تأثیرات افت فشار در خطوط انتقال آن در نظر گرفته نمی‌شود.

ترکیب گازی بالشتک ، گاز فشارگذار خنثی و محصولات گازی احتراق با زمان تغییر می‌کند. الگوریتم کلی برنامه اصلی که برای پیش‌بینی عملکرد سیستم فشارگذاری MTI مورد استفاده قرار گرفته در شکل (2) نشان داده شده است.

3-2- منطق الگوریتم

بعد از تنظیم شرایط اولیه و محاسبه ملزومات آن، احتمال وقوع خاموشی[1](توقف) در سیستم، بررسی می‌گردد. سپس نرخ تغییرات مخزن محاسبه شده و برنامه شرایط جدید را محاسبه و خاموشی را در سرتاسر سیستم چک می‌کند. شرایط سیستم در بازه‌های زمانی مخصوص چاپ می‌شود. خاموشی هنگامی اتفاق می‌افتد که سطح پیشران در مخزن کمتر از حد پائین در ورودی سیستم باشد. بعد از خاموشی مجموع پارامترهای مختلف چاپ شده و برنامه پایان می‌یابد. خروجی‌ها شامل زمان برنامه، دمای دیواره مخزن، دمای گاز، فشار کل و فشار گاز در هر دو مخزن پیشران می‌باشد. با استفاده از روش تزریق پالسی، سوییچ فشار مرتباً حد فشار بالا یا افت فشار به حد پائین را محاسبه می‌کند. محاسبات بر مبنای افزایش زمان جهت تعیین مقدار گاز احتراقی مورد نیاز برای نگهداری فشار مخزن، با در نظر گرفتن خروج پیشران انجام می‌شود. بعد از خواندن داده‌های ورودی، شرایط اولیه سیستم مانند ترکیب گازی بالشتک محاسبه شده و تنظیمات اولیه برای سیستم در زمان صفر انجام می‌شود.

[1] Shut-down

4- نتایج

پس از بررسی روند شبیه‌سازی و شرایط عملکردی برنامه جهت مدلسازی سیستم فشارگذاری مخازن پیشران، در این قسمت ابتدا نتایج برنامه در قالب نمودارهای مختلف برای چند حالت مقیاس آزمایشگاهی و مقیاس واقعی مورد بررسی قرار می‌گیرند و برای تأیید نسبی این نتایج، با داده‌های آزمایشگاهی موجود، مقایسه می‌شوند.

4-1- فشارگذاری یک مخزن

در اولین آزمایش، فشارگذاری یک مخزنِ سوختِ تنها مورد بررسی قرار گرفته است. مشخصات فیزیکی و شرایط اولیه مخزن سوخت. لازم به ذکر است که از این مخزن برای انجام آزمایشات اولیه استفاده شده است. به دلیل خطرناک بودن آزمایشات دمش شیمیایی، در آزمایش‌های اولیه ضخامت دیواره مخزن تا حد ممکن ضخیم انتخاب شده است، این کار هر چند که از لحاظ هزینه مطلوب نیست ولی ایمنی بالایی را تأمین می‌کند. خصوصیات فیزیکی این مخزن در جدول 1 آورده شده است.

واکنش شیمیایی انجام شده در فاز یک (مقیاس آزمایشگاهی) در مخزن سوخت را می‌توان به صورت زیر نوشت. این رابطه از تجزیه و تحلیل مواد حاصل از احتراق، تعیین شده است[1].

$$\begin{aligned}&0.278\ \text{lb}\ N_2O_4 + 0.450\ \text{lb fuel}\\&\rightarrow 4.354\ \text{scf}\ N_2 + 4.107\ \text{scf}\ H_2\\&+ 1.257\ \text{scf}\ CH_4 + 0.01\ \text{scf}\ NH_3\\&+ 0.119\ \text{scf NO} + 0.04\ \text{scf}\ CO_2\\&+ 0.01\ \text{scf}\ O_2 + 0.208\ \text{lb}\ H_2O\\&+ 0.049\ \text{lb C} + 0.061\ \text{lb}\ N_2\end{aligned}$$

با توجه به فوق حجم کل محصولات گازی احتراق برابر 9.897 scf ، معادل 0.4120lb با وزن مولکولی تقریبا 16 می‌باشد.

در شکل 3 چگونگی تغییرات دما در مخزن را نشان می دهد و مقایسه نتایج کار حاضر با نتایج مخزن مقیاس آزمایشگاهی[1] و نتایج سیستم واقعی ارائه داده شده است. همانطور که مشاهده می شود نتایج مدلسازی تطابق خوبی با نتایج تجربی دارند اما به دلیل اینکه فرایند مدلسازی بصورت ترمودینامیکی و با استفاده از قانون رفتار گاز کامل(ایده ال) انجام شده است، یک مقداری اختلافی بین نتایج وجود دارد و این مقدار اختلاف 10٪ می باشد. همانطور که در جدول شماره یک نیز بیان شده است، فشار اولیه مخزن 40 psi می‌باشد. با خروج پیشران از مخزن فشار و دمای آن کاهش می‌یابد. هنگامی که فشار مخزن به 35.5 psi می‌رسد انژکتور روشن می‌شود و با ورود محصولات احتراق به فضای بالای مخزن دما و فشار آن افزایش می‌یابد. به دلیل خروج واکنشگر از مخزن فشار آن کاهش می‌یابد و از طرفی ورود پیوسته محصولات احتراق با فضای بالای مخزن باعث افزایش فشار می‌شود. با استفاده از سیستم کنترلی PID، در هر مرحله، ورود محصولات احتراق به گاز بالشتک دقیقا به اندازه‌ای است که فقط افت فشار را جبران کند. در صورتی که از این سیستم استفاده نشود، فشار همواره بین دو حد بالا و پایین نوسان خواهد کرد یعنی انژکتور مرتبا روشن و خاموش می‌شود. در ادامه در نمودارهایی چگونگی تغییرات فشار و دما، در صورت استفاده نکردن از این سیستم نشان داده خواهد شد.

همانطور که در شکل (3) نشان داده شده است بعد از روشن شدن انژکتور و در نتیجه ورود محصولات احتراق به فضای بالای مخزن، دما افزایش می‌یابد. از مقایسه نتایج بدست آمده با نتایج واقعی و پیش‌بینی شده با توجه به جدول 2، این نتیجه حاصل می‌شود که نتایج بدست آمده از کد نرم‌افزاری تدوین شده، قابل قبول می‌باشد.

در شکل شماره (4) وزن واکنشگر استفاده شده نشان داده شده است با توجه به این نمودار برای زمان سوزش 145 ثانیه، 0.241 lb واکنشگر برای فشارگذاری مخزن لازم می باشد. با توجه به داده‌های تجربی موجود مقدار واقعی بدست آمده برای این حالت 0.278 lb می‌باشد[1]. با فرض نسبت اختلاط 0.62 وزن محصولات گازی احتراق در حالت واقعی برابر 0.412 lb می‌باشد که مقدار بدست آمده از کد، 0.461 lb می‌باشد.

همانطور که قبلا نیز گفته شد هدف اصلی از فشارگذاری مخزن این است که فشار مخزن در محدوده تعیین شده، باقی بماند. در این قسمت هدف، نگه داشتن فشار خروجی مخزن در 36 psi می‌باشد. همانطور که در نمودار شکل 5 نشان داده شده است این هدف به شکل قابل قبولی تأمین شده است. در ابتدا که انژکتور بسته می‌باشد، فشار کاهش می‌یابد. وقتی که فشار به حد پایین خود می‌رسد، انژکتور باز شده و فشار افزایش می‌یابد.

بررسی واکنش شیمیایی سیستم در مقیاس واقعی در فشار 37 psi با تزریق سطحی اکسنده N_2O_4 در مخزن سوخت معادله واکنش زیر را نتیجه می‌دهد. حجم کل محصولات احتراق برابر 425.96 scf معادل 17.9 lb می‌باشد. در حالت واقعی شعاع مخزن 8 ft است[1].

$$\begin{aligned}&2.9\ \text{lb}\ N_2O_4 + 18.6\ \text{lb fuel}\\&\rightarrow 145.3\ \text{scf}\ N_2 + 138\ \text{scf}\ H_2\\&+ 69.0\ \text{scf}\ CH_4 + 66.4\ \text{scf}\ NH_3\\&+ 6.4\ \text{scf NO} + 0.9\ \text{scf}\ CO_2 + 1.9\ \text{lb}\ H_2O\\&+ 0.2\ \text{lb C} + 0.2\ \text{lb H}\end{aligned}$$

در شکل 6 نمودار دمای پیش بینی شده برای گاز بالشتک در مرجع شماره [1] و نتایج کار حاضر با یکدیگر مقایسه شده‌اند. هر دو نمودار تقریبا ماکزیمم دمای 460 F را پیش‌بینی می‌کنند همانطور که مشاهده می شود افزایش دما در مدلسازی حاضر با تاخیر نسبت به مرجع[1] صورت می پذیرد که به دلیل اختلاف ماهیت کار تجربی و تنظیمات مدلسازی عددی می باشد، لذا با توجه به اینکه فشار اولیه مخزن 40 psi و فشار عملکردی 36 psi می‌باشد، تا موقعی که فشار به 35.5 psi نرسد، انژکتور باز نمی شود و در نتیجه تا آن لحظه، دما کاهش می‌یابد و بعد از آن شروع به افزایش می کند.

بعد از باز شدن انژکتور محصولات احتراق وارد گاز بالشتک می‌شوند و در نتیجه دمای مخزن تا ثانیه 150 مرتبا افزایش می‌یابد. در ثانیه 150 خاموشی

جدول 1 مشخصات فیزیکی مخزن و شرایط اولیه اعمال شده

Table 1 physical properties of tank and initial conditions

عنوان	مقدار
جنس دیواره مخازن	آلومینیوم
ضخامت	0.625 in
شعاع مخزن	1.08333 ft
حجم اولیه مخزن	95٪ حجم کل مخزن
فشار اولیه مخازن	40 Psi
فشار کارکرد مخزن سوخت	36±0.5 Psi
دمای اولیه دیواره و گاز	50 F

جدول 2 نتایج آزمایشگاهی و عددی در مقیاس آزمایشگاهی

Table 2 experimental and numerical results for laboratory scales

عنوان	داده‌های آزمایشگاهی	نتایج عددی
وزن واکنشگر	0.27	0.24
وزن محصولات احتراق	0.412	0.46
ضریب اختلاط	0.62	0.62
فشار	36	36

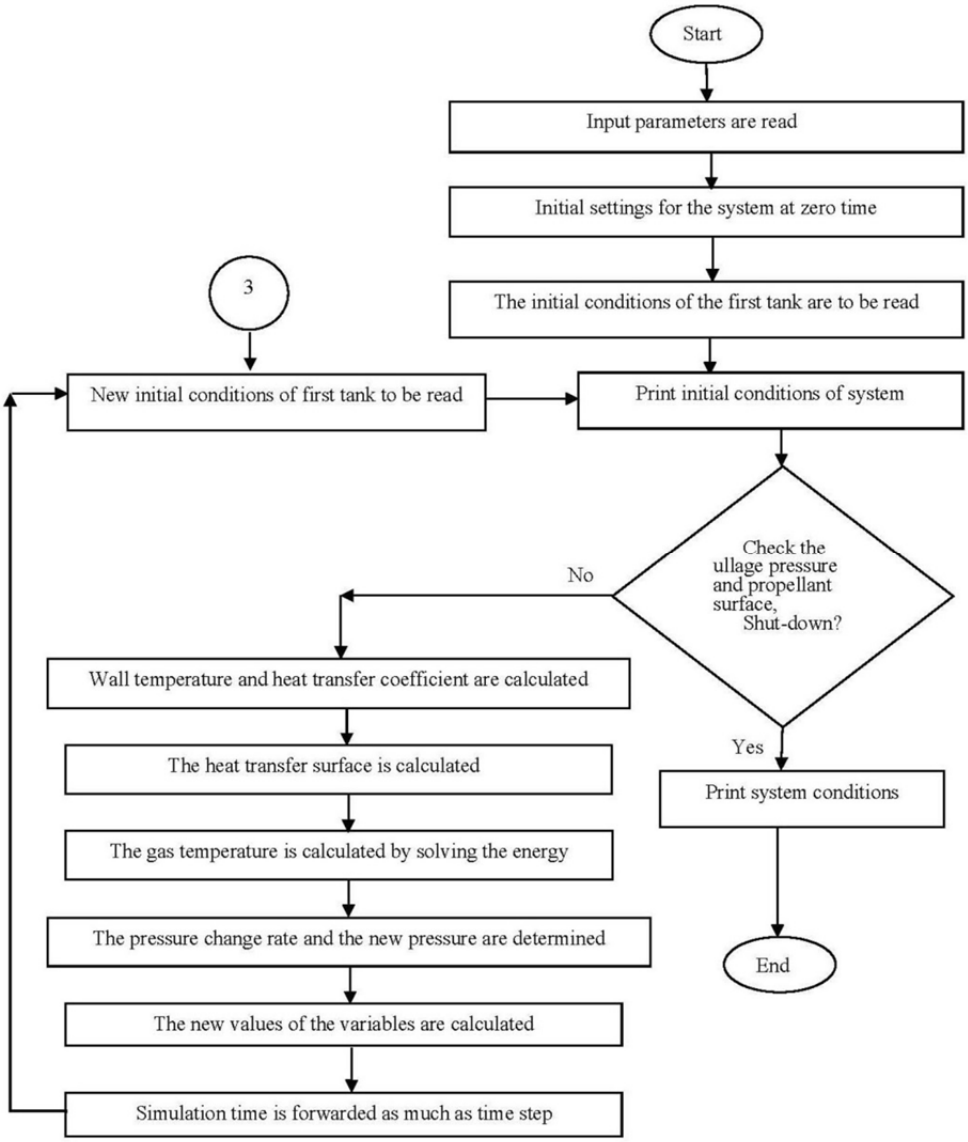

Fig. 2 main program algorithm

شکل 2 الگوریتم برنامه اصلی

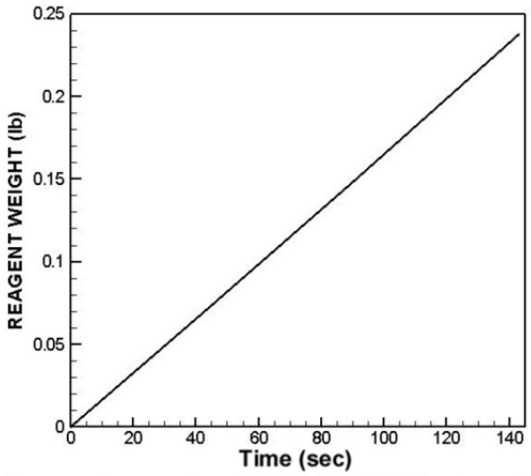

Fig. 4 amount of consumed reactive in fuel tank for laboratory scale

شکل 4 واکنشگر مصرف شده بر حسب زمان برای مقیاس آزمایشگاهی

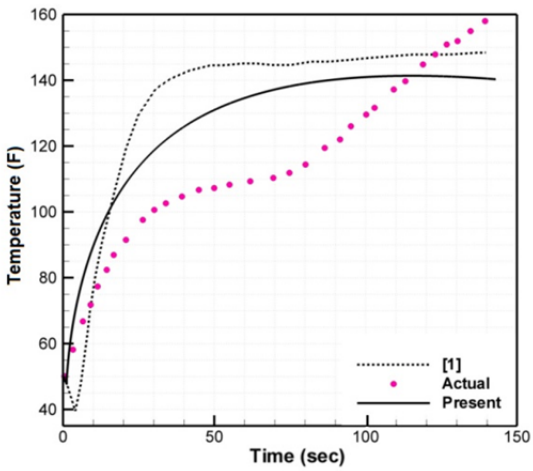

Fig. 3 variations of temperature in a fuel tank

شکل 3 چگونگی تغییرات دما در مخزن سوخت

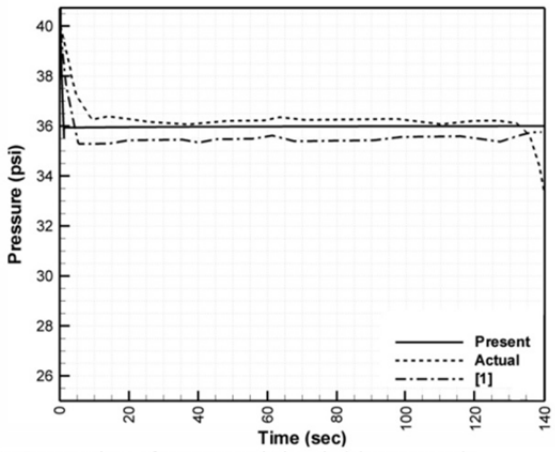

Fig.5 comparison of pressure variations in laboratory scale

شکل 5 مقایسه تغییرات فشار در مقیاس آزمایشگاهی

انجام می‌شود و انژکتور خاموش می‌شود و در نتیجه دمای گاز بالشتک کاهش می‌یابد.

در شکل 7 نیز مقدار واکنشگر مصرف شده بر حسب زمان نشان داده شده است. همانطور که قبلا نیز گفته شد تا زمانی که فشار به 35.5 psi نرسیده باشد، انژکتور خاموش است و در نتیجه مقدار واکنشگر مصرف شده و محصولات احتراق، صفر است که این موضوع به خوبی در شکل‌های 7 و 8 نشان داده شده است. بعد از روشن شدن انژکتور تا ثانیه 150 مقدار واکنشگر مصرف شده و محصولات گازی احتراق افزایش می‌یابد. بعد از ثانیه 150 که انژکتور خاموش می‌شود، دیگر به مقدار واکنشگر و محصولات احتراق چیزی افزوده نمی‌شود و مقدار آنها ثابت می‌ماند.

در شکل 9 نمودارهای فشار مشاهده می‌شود. همانطور که مشاهده می شود استفاده از سیستم کنترل PID موجب شده است که نوسانات فشار در قسمت خروجی پیشران در حین تخلیه مخزن به حداقل برسد.

همانطور که قبلا نیز بیان شد، هدف از فشارگذاری مخازن این است که فشار خروجی مخزن مقدار تقریبا یکسانی داشته باشد. این فشار را دو عامل تولید می‌کنند، فشار گاز بالشتک و فشار حاصل از ستون سیال.

با گذشت زمان و خروج پیوسته پیشران از مخزن، ارتفاع ستون سیال کاهش می‌یابد، در نتیجه باید فشار گاز بالشتک با گذشت زمان، افزایش یابد تا کاهش فشار مذکور را جبران کند. برای مشاهده چگونگی تغییرات فشار گاز بالشتک و فشار خروجی مخزن، این دو فشار در یک شکل نشان داده شده‌اند.

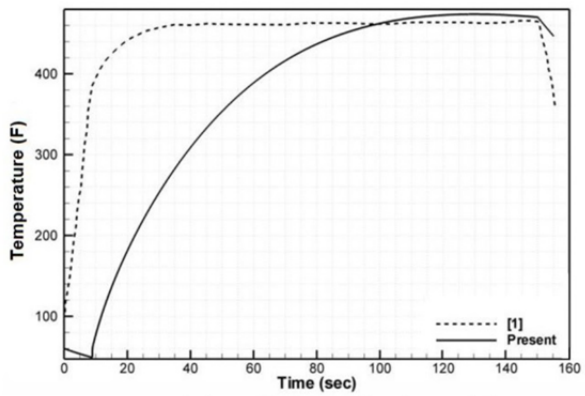

Fig. 6 temperature variations of fuel tank ullage in actual size

شکل 6 تغییرات دمای بالشتکِ مخزن سوخت، در مقیاس واقعی

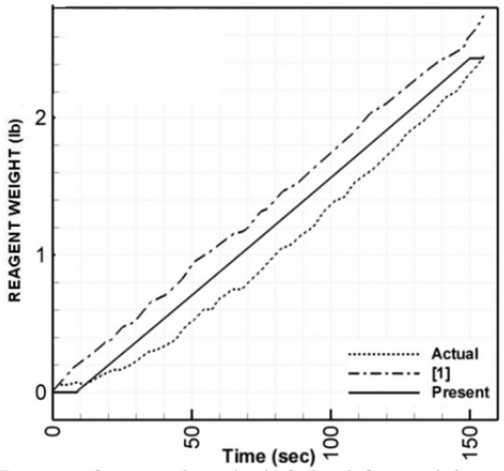

Fig. 7 amount of consumed reactive in fuel tank for actual size

شکل 7 مقدار واکنشگر مصرف شده در مخزن سوخت در مقیاس واقعی

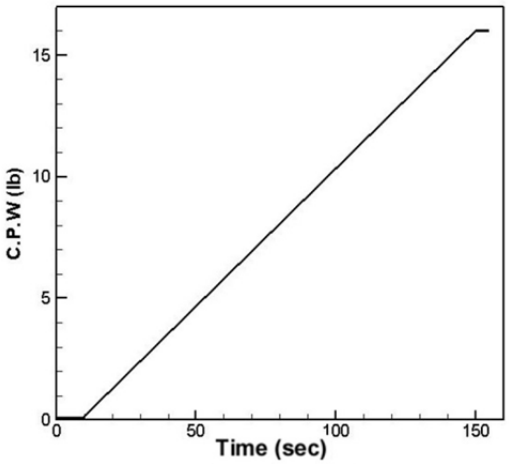

Fig. 8 pressure variation of the amount of reaction products for pressurization of tank

شکل 8 روند تغییرات مقدار محصولات واکنش برای تأمین فشار مورد نیاز

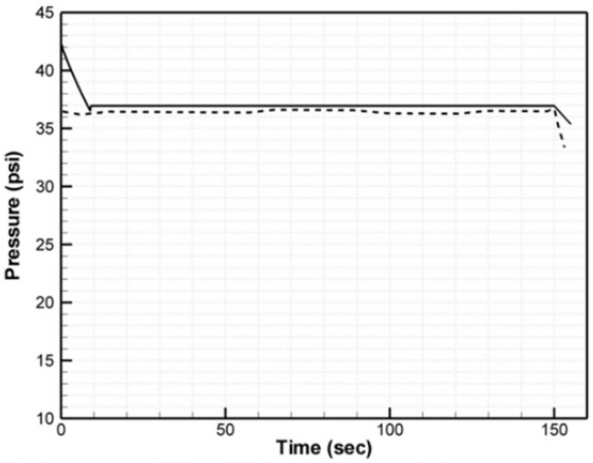

Fig. 9 pressure variations of fuel tank ullage in actual size

شکل 9 تغییرات فشار در مخزن سوخت در مقیاس واقعی

با توجه به شکل 10 مشخص می‌شود که با گذشت زمان فشار خروجی مخزن ثابت است، در حالی که فشار گاز بالشتک مرتبا افزایش می‌یابد تا کاهش فشار ناشی از کاهش ارتفاع سیال را جبران نماید.

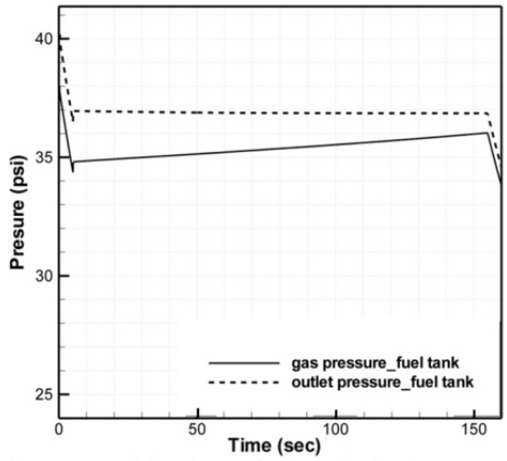

Fig. 10 pressure variations in top of tanks and tank exit

شکل 10 تغییرات فشار خروجی و بالای مخزن

2-4- فشارگذاری مخازن بصورت سری

فشارگذاری سری مخازن به این صورت انجام می‌گیرد که احتراق فقط در یک مخزن(معمولا مخزن سوخت) اتفاق می‌افتد و از محصولات احتراق تولید شده در این مخزن، برای فشار گذاری مخزن دوم (مخزن اکسنده) استفاده می‌شود. عاملی که باعث حرکت محصولات احتراق از مخزن سوخت به مخزن اکسنده می‌شود، اختلاف فشار موجود بین این دو مخزن می‌باشد. بنابراین باید فشار مخزن اول (سوخت) همواره 2-3 psi بیشتر از مخزن دوم (اکسنده) باشد.

در ادامه به بررسی نتایج حاصل از اجرای کد عددی توسعه یافته برای یک نمونه فشارگذاری مخازن به روش سری پرداخته می‌شود. خصوصیات فیزیکی و شرایط اولیه هر دو مخزن در جدول 3 آورده شده است. به منظور انجام یک مقایسه نسبی برای مخزن سوخت در حالت تنها و سری، مشخصات مخزن سوخت همان مشخصات استفاده شده در اولین آزمایش است.

شکل 11 نشان دهنده فشار خروجی مخزن و فشار گاز بالشتک برای هر دو مخزن سوخت و اکسنده می‌باشد. با توجه به جدول شماره 3 مشخص می‌شود که فشار خروجی مخزن سوخت و اکسنده باید به ترتیب 36±0.5 Psi و 34±0.5 Psi باقی بماند. با دقت در شکل 11 مشاهده می شود که این هدف به خوبی تأمین شده است. با خروج پیشران از مخازن، ارتفاع ستون سیال به مرور زمان کاهش می‌یابد که خود موجب کاهش فشار خروجی مخزن می‌شود. این کاهش فشار را باید توسط افزایش فشار گاز بالشتک تأمین کرد. یعنی باید فشار بالای مخزن به مرور زمان افزایش یابد.

جدول 3 مشخصات فیزیکی و شرایط اولیه مخازن برای حالت سری

Table 3 physical properties and initial conditions of tanks (series)

عنوان	مقدار
ضخامت	0.625 in
جنس دیواره مخازن	آلومینیوم
شعاع مخزن	1.08333 ft
حجم اولیه مخزن سوخت	٪ 95حجم کل مخزن
حجم اولیه مخزن اکسنده	٪95 حجم کل مخزن
فشار اولیه مخازن	40 Psi
فشار کارکرد مخزن اکسنده	34±0.5 Psi
فشار کارکرد مخزن سوخت	36±0.5 Psi
دمای اولیه دیواره و گاز	50 F
کل زمان کارکرد	150

شکل 11 این موضوع را به روشنی برای هر دو مخزن سوخت و اکسنده نشان می‌دهد.

در شکل 12 نمودار تغییرات دما در مخزن سوخت نشان داده شده است. با مقایسه این نمودار با نمودار شکل 2 مشخص می‌گردد که دما در این حالت افزایش بیشتری داشته است که دلیل این موضوع قبلا بیان شده است. در شکل‌های 13 نیز وزن محصولات احتراق را نشان داده شده است. مقدار محصولات احتراقی لازم برای فشارگذاری مخزن سوخت تقریبا 0.43 lb و برای مخزن اکسنده 0.4 lb می‌باشد که مجموع این دو برابر 0.87 lb می‌باشد که در شکل 13 به خوبی این موضوع را نشان می‌دهد.

همانطور که در شکل14دیده می‌شود فشار به صورت پیوسته بین دو مقدار 36.6 psi و 35.5 psi حول مقدار متوسط خود نوسان می‌کند و از دو حد بالا و پایین تعیین شده خارج نمی‌شود. دلیل این موضوع را می‌توان به این شکل توضیح داد که پس از اینکه فشار مخزن در اثر خروج پیشران کاهش پیدا می کند و به حد مینیمم مجاز خود می رسد، انژکتور باز شده و باعث ورود واکنشگر و در نتیجه تولید محصولات احتراق و ورود آنها به گاز

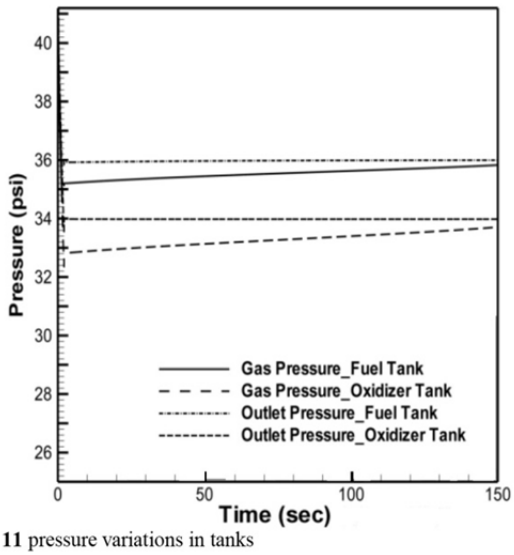

Fig. 11 pressure variations in tanks

شکل 11 تغییرات فشار بالا و پایین مخازن

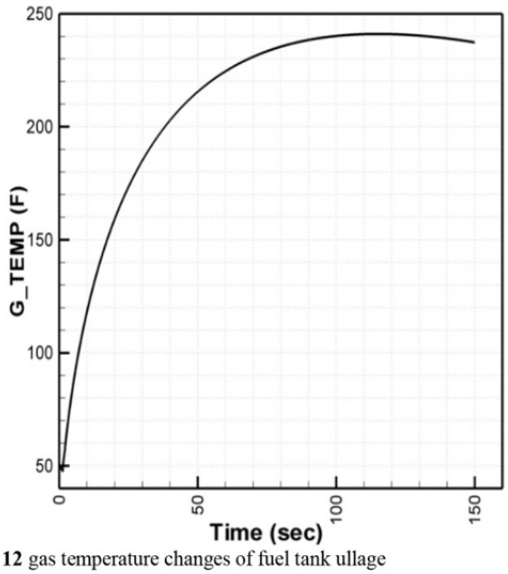

Fig. 12 gas temperature changes of fuel tank ullage

شکل 12 تغییرات دمای گاز بالشتک مخزن سوخت

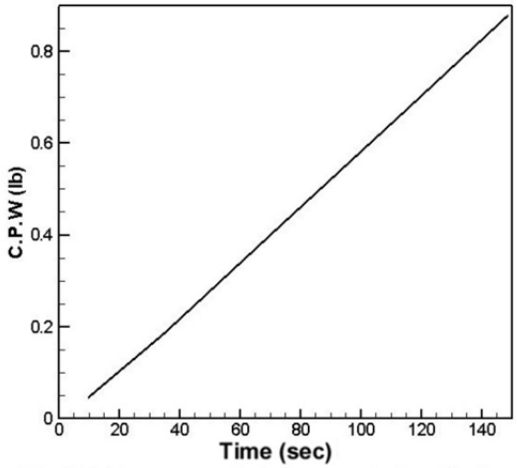

Fig. 13 total gaseous products for pressurization of tanks

شکل 13 کل محصولات گازی تولید شده برای فشارگذاری هر دو مخزن

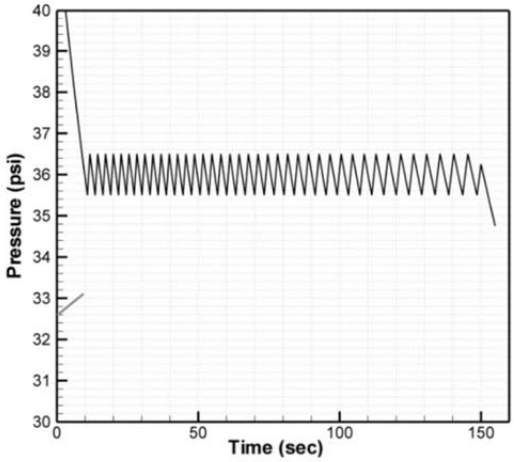

Fig. 14 pressure variations in a fuel tank

شکل 14 نمودار تغییر فشار در مخزن سوخت

بالشتک و افزایش فشار آن می‌شود. این عمل تا موقعی که فشار به حد بالای خود برسد ادامه پیدا می‌کند. پس از اینکه فشار به ماکزیمم مقدار مجاز خود رسید، انژکتور خاموش‌می‌شود و فشار دوباره، سیر نزولی پیدا می‌کند. و این عمل مرتبا تکرار می‌شود. مقایسه نتایج فشارگذاری مخزن تنها و سری نشان می دهد که در حالت سری، افزایش دمای گاز بالشتک در مخزن اول به مراتب بیشتر از فشارگذاری یک مخزنِ تنها می‌باشد. زیرا در این حالت باید محصولات احتراقی بیشتری تولید شود.

5- جمع‌بندی

در این تحقیق به منظور ایجاد یک مدل ریاضی برای فشارگذاری به روش دمش شیمیایی در دو حالت مخزن تنها و مخازن سری، معادلات حاکم بصورت صفر بعدی (ترمودینامیکی) مدلسازی ریاضی گردید و یک کد عددی تولید شد، با استفاده از این کد، دمای نهایی گاز بالشتک، میزان مصرف واکنشگر، افزایش دمای دیواره، نحوه تغییرات فشار و ... بدست آمد. نتایج کد نرم‌افزاری تدوین شده با نتایج کارهای تجربی و داده‌های موجود مقایسه گردید که تطابق خوبی را با یکدیگر نشان می دهد. با توجه به نتایج بدست آمده با خروج پیشران از مخازن، ارتفاع ستون سیال به مرور زمان کاهش می‌یابد که خود موجب کاهش فشار خروجی مخزن می‌شود لذا این کاهش فشار، توسط افزایش فشار گاز بالشتک از طریق مصرف بیشتر واکنشگر و افزایش تولید محصولات احتراق، تأمین می شود. نتایج بدست آمده نشان می دهد که در حالت سری، افزایش دمای گاز بالشتک در مخزن اول به مراتب بیشتر از فشارگذاری یک مخزنِ تنها می‌باشد. این کد توانایی مدلسازی فشارگذاری در یک مخزن سوختِ تنها و نیز فشارگذاری هر دو مخزن سوخت و اکسنده را در حالت سری، با این فرض که احتراق در مخزن سوخت رخ می‌دهد را دارد و می توان مقدار واکنشگر مورد نیاز برای فشارگذاری مخازن، که از مهمترین اهداف این تحقیق می باشد را تعیین نمود.

6- فهرست علایم

A	سطح مقطع
C_p	ضریب فشار ثابت($kJkg^{-1}K^{-1}$)
D	قطر(m)
g	شتاب گرانش(ms^{-2})
Gr	عدد گراشف
Δt	گام زمانی(s)
ΔT	اختلاف دما(K)
h	ضریب انتقال حرارت($kJm^{-2}K^{-1}$)
H	آنتالپی($kJkg^{-1}K^{-1}$)
k	ضریب هدایت حرارتی($kJm^{-1}K^{-1}$)
m	جرم (kg)
MW	وزن مولکولی(kg)
n	تعداد مول
$\dot{Q}$	دبی حجمی(m^3s^{-1})
Q	انتقال حرارت(kJ)
R	ثابت جهانی گاز($kJ\ kg^{-1}K^{-1}$)
U	انرژی داخلی($kJkg^{-1}$)
p	فشار ($kgm^{-1}s^{-2}$)
Pr	عدد پرانتل
Re	عدد رینولدز
T	دما (K)
u_j	سرعت (ms^{-1})
V	حجم (m^3)

علایم یونانی

μ	لزجت دینامیکی ($kgm^{-1}s^{-1}$)
ρ	چگالی (kgm^{-3})
τ	زمان (s)
γ	نسبت اختلاط

بالانویس‌ها

SGS	مقیاس زیرشبکه

زیرنویس‌ها

c	چگالش یافته
cp	محصولات احتراق
gpc	محصولات گازی احتراق
f	سوخت، نهایی
g	گاز
i	اولیه
inert	خنثی

o اکسنده

total کل

7- مراجع

[1] R. J. Kenny, *Main Propellant Tank Pressurization System Study and Test Program*, NASA CR- 45631, Ohio, pp. 12-36, 1961.

[2] R. J. Kenny, *Development and Demonstration of Main Tank Injection (MTI) Pressurization System*, NASA CR- 54378, Ohio, pp. 537-569, 1963.

[3] R. J. Kenny, J. Winkler, P. Bingham, *Main Tank Injection Pressurization of High Energy Propellants*, Marshall Space Flight Center, Huntsville, pp. 110-123, 1966.

[4] R. J. Kenny, P. A. Friedman., Chemical pressurization of hypergolic liquid propellants, *Spacecraft and Rockets*, Vol. 2, No .5, pp. 568-576, 1968.

[5] W. H. Roudebush, An analysis of the problem of tank pressuriza- tion during outflow, NASA CR- 25850, Ohio, pp. 148-254, 1965.

[6] D. W. Kendle, *A Tank Pressurization Computer Program for Research Applications*, NASA CR- 63076, Ohio, pp. 98-154, 1968.

[7] D. A. Fester, J. C. Howell, Main tank injection for packaged liquid missiles, *Spacecraft and Rockets*, Vol. 6, No. 5 , pp. 596-602, 1969.

[8] E. C. Cady, An investigation of fluorine-hydrogen main tank injection pressurization, NASA CR- 72408, Ohio, pp. 1-89, 1968.

[9] E. C. Cady, D. W. Kendle, *Vehicle-Scale Investigation of a Fluorine-Hydrogen Main Tank Injection Pressurization System*, NASA CR-72756, Ohio, pp. 358-388, 1970.

[10] E. C. Cady, D. W. Kendle, *Vehicle- Scale Investigation of a Fluorine Jet-Pump Liquid Hydrogen Tank Pressurization System*, NASA CR- 120947, Ohio, pp. 246-301, 1972.

[11] E. C. Cady, D. W. Kendle, Vehicle-Scale investigation of a fluorine-hydrogen main tank injection pressurization system, *Spacecraft and Rockets*, Vol. 9, No. 3, pp. 158-164, 1972.

[12] H. E. Barber, *Hydrogen Tank Pressurizing Gas Injector*, NASA CR-72998, Ohio, pp. 132-156, 1971.

[13] P. A. Friedman, *Fortran Program for the Analysis of a Single-Propellant Tank Pressurization System*, Rocketdyne, Huntsville, pp. 55-93, 1964.

[14] D. A. Fester, P. E. Bingham, Main tank injection (MTI) pressurization of liquid rocket propellant tanks, *54th International Astronautically Congress of the International Astronautically Federation*, Bremen, Germany, September 29- October 3, 2003.

[15] C. San Marchi, A. Harris, M. Yip, B. P. Somerday, K. A. Nibur, Pressure cycling of steel pressure vessels with gaseous hydrogen, *Proceedings of The Pressure Vessels and Piping Conference,* ASME, pp. 835-844, 2012.

[16] A. C. Majarena-Bello, F. J. Brosed-Dueso, A. Suelves-Albert, J. Santolaria-Mazo, Programming of a robotic cell for welding of complements to steel tanks under pressure, *DYNA- Engineering and Industry*, Vol. 89, No. 6, pp. 427- 739, 2014.